2.11 使用済燃料プールからの燃料取り出し設備

2.11.1 基本設計

2.11.1.1 設置の目的

使用済燃料プールからの燃料取り出しは，燃料取り出し用カバー（構台及び換気設備含む）の設置による作業環境の整備，燃料等を取り扱う燃料取扱設備の設置を行い，燃料を使用済燃料プール内の使用済燃料貯蔵ラックから取り出し原子炉建屋から搬出することを目的とする。

使用済燃料プールからの燃料取り出し設備（以下，「燃料取り出し設備」という。）は，燃料取扱設備，構内用輸送容器，燃料取り出し用カバーで構成される。燃料取扱設備は，燃料取扱機，クレーンで構成され，燃料取り出し用カバーにより支持される。なお，燃料の原子炉建屋外への搬出には，構内用輸送容器を使用する。

また，クレーンはオペレーティングフロア上での資機材運搬や揚重等にも使用する。

2.11.1.2 要求される機能

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，二重のワイヤなどにより落下防止を図る他，駆動源喪失時にも燃料集合体を落下させない設計とする。

また，遮蔽，臨界防止を考慮した設計とする。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，除熱，密封，遮蔽，臨界防止を考慮した設計とする。また，破損燃料集合体を収納して輸送する容器については，燃料集合体の破損形態に応じて輸送中に放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(3) 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，燃料取扱設備の支持，作業環境の整備及び放射性物質の飛散・拡散防止ができる設計とする。

2.11.1.3 設計方針

燃料取り出し設備は，「特定原子力施設への指定に際し東京電力株式会社福島第一原子力発電所に対して求める措置を講ずべき事項について（平成 24 年 11 月 7 日原子力規制委員会決定。以下，「措置を講ずべき事項」という。）」等の規制基準を満たす設計とする。

その上で，燃料取り出し設備の設計において特に留意すべき点は，以下のとおり。

(1) 燃料取扱設備

a. 落下防止

(a) 使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を吊ったクレーンを通過できないようにインターロックを設け，貯蔵燃料への重量物の落下を防止できる設計とする。

(b) 燃料取扱機の燃料把握機は，二重のワイヤや種々のインターロックを設け，また，クレーンの主要要素は，二重化を施すことなどにより，燃料移送操作中の燃料集合体等の落下を防止できる設計とする。

b. 遮蔽

燃料取扱設備は，使用済燃料プールから構内用輸送容器への燃料集合体の収容操作を，燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とするか，放射線防護のための適切な遮蔽を設けて行う設計とする。

c. 臨界防止

燃料取扱設備は，燃料集合体を一体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止する設計とする。

d. 放射線モニタリング

燃料取扱エリアの放射線モニタリングのため，放射線モニタを設け放射線レベルを測定し，これを免震重要棟集中監視室に表示すると共に，過度の放射線レベルを検出した場合には警報を発し，放射線業務従事者に伝える設計とする。

e. 単一故障

(a) 燃料取扱機の燃料把握機は，二重のワイヤや燃料集合体を確実につかんでいない場合には吊上げができない等のインターロックを設け，圧縮空気等の駆動源が喪失した場合にも，フックから燃料集合体が外れない設計とする。

(b) 燃料取扱機の安全運転に係わるインターロックは電源喪失，ケーブル断線で安全側になる設計とする。

(c) クレーンの主要要素は，二重化を施すことなどにより，移送操作中の構内用輸送容器等の落下を防止できる設計とする。

f. 試験検査

燃料取扱設備のうち安全機能を有する機器は，適切な定期的試験及び検査を行うことができる設計とする。

また，破損燃料を取り扱う場合，燃料取扱設備は，破損形態に応じた適切な取扱手法により，移送中の放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(2) 構内用輸送容器

a. 除熱

使用済燃料の健全性及び構内用輸送容器構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。

b. 密封

周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。

c. 遮蔽

内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。

d. 臨界防止

想定されるいかなる場合にも，燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。

また，破損燃料集合体を収納して輸送する容器は燃料集合体の破損形態に応じて輸送中に放射性物質の飛散・拡散を防止できる設計とする。

(3) 燃料取り出し用カバー

a. 燃料取り出し作業環境の整備

燃料取り出し用カバーは，燃料取り出し作業に支障が生じることのないよう，風雨を遮る設計とする。

また，必要に応じ燃料取り出し用カバー内にローカル空調機を設置し，カバー内の作業環境の改善を図るものとする。

b. 放射性物質の飛散・拡散防止

燃料取り出し用カバーは，原子炉建屋から大気への開放部分を低減するとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出することにより，カバー内の放射性物質の大気への放出を抑制し，敷地周辺の線量への影響を達成できる限り低減できる設計とする。

(4) 大型カバー（燃料取り出し用カバー）

大型カバーは，その必要な安全機能について，十分に高い信頼性を確保し，かつ，維持し得る設計とする。

大型カバーは，その健全性及び能力を確認するため，適切な方法により，その必要な安全機能を検査ができる設計とする。

2.11.1.4 供用期間中に確認する項目

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，動力源がなくなった場合においても吊り荷を保持し続けること。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，除熱，密封，遮蔽，臨界防止の安全機能が維持されていること。

(3) 燃料取り出し用カバー

対象外とする。

2.11.1.5　主要な機器

(1) 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，燃料取扱機，クレーンで構成する。なお，２号機の燃料取扱設備には，これらに加えてジブクレーンを備える。

a. 燃料取扱機

燃料取扱機は，使用済燃料プール及びキャスクピット上を水平に移動するブリッジ並びにその上を移動するトロリで構成する。なお，２号機の燃料取扱機は，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア，燃料取り出し用カバー間を水平に移動する走行台車とその上に設置する旋回体で構成する。

b. クレーン

クレーンは，オペレーティングフロア上部を水平に移動するガーダ及びその上を移動するトロリで構成する。なお，２号機のクレーンは，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア，燃料取り出し用カバー間を水平に移動する走行台車とその上に設置する旋回体で構成する。

(2) 構内用輸送容器

構内用輸送容器は，容器本体，蓋，バスケット等で構成する。

(3) 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，２号機を除き使用済燃料プールを覆う構造としており，必要により，燃料取扱機支持用架構及びクレーン支持用架構を有する。

なお，２号機については，燃料取扱機支持用架構及びクレーン支持用架構を有する燃料取り出し用構台を新設し，既存の原子炉建屋に新たに設ける開口部から，燃料取扱設備を出し入れする構造とする。

また，燃料取り出し用カバーは換気設備及びフィルタユニットを有する。

なお，換気設備の運転状態やフィルタユニット出入口で監視する放射性物質濃度等の監視状態は現場制御盤及び免震重要棟集中監視室に表示され，異常時は警報を発するなどの管理を行う。

2.11.1.6　自然災害対策等

(1) 津波

燃料取扱設備は，東北地方太平洋沖地震津波相当の津波が到達しないと考えられる原子炉建屋オペレーティングフロア上（地上からの高さ約 30m）に設置する。

燃料取り出し用カバーは鉄骨構造と鋼製の外装材により構成されているが，閉空間になっておらず，津波襲来時には，水は燃料取り出し用カバーの裏側に回り込み，津波による影響を受けない。

(2) 豪雨，台風，竜巻，落雷

燃料取り出し用カバーは，建築基準法及び関係法令に基づいた風圧力に対し耐えら

れるよう設計する。

燃料取扱設備は，建築基準法及び関係法令に基づいた風圧力に対し耐えられるよう設計している燃料取り出し用カバー内に設置する。

燃料取出し用カバーは外装材で覆うことにより風雨を遮る設計とする。燃料取扱設備は，風雨を遮る設計である燃料取出し用カバー内に設置する。

燃料取扱設備および燃料取り出し用構台は建築基準法及び関連法令に従い必要に応じて避雷設備を設ける。

(3) 外部人為事象

外部人為事象に対する設計上の考慮については，Ⅱ.1.14　参照。

(4) 火災

燃料取り出し用カバー及び燃料取り出し用カバー内外の主要構成部材は不燃性のものを使用し，電源盤については不燃性又は難燃性，ケーブルについては難燃性のものを可能な限り使用し，火災が発生することを防止する。火災の発生が考えられる箇所について，火災の早期検知に努めるとともに，消火器を設置することで初期消火活動を可能にし，火災による影響を軽減する。

(5) 環境条件

燃料取扱設備については，燃料取り出し用カバーに換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出することとしている。

燃料取り出し用カバーの外部にさらされている鉄骨部及び機器等は，劣化防止を目的に，塗装を施す。

(6) 被ばく低減対策

放射線業務従事者が立ち入る場所の外部放射線に係る線量率を把握し，作業時間等を管理することで，作業時の被ばく線量が法令に定められた線量限度を超えないようにする。

また，放射線業務従事者の被ばく線量低減策として，大組した構造物をクレーンにてオペレーティングフロアへ吊り込むことにより，オペレーティングフロア上での有人作業の削減を図る。

2.11.1.7　運用

(1) 燃料集合体の健全性確認

使用済燃料プールに貯蔵されている燃料集合体について，移送前に燃料集合体の機械的健全性を確認する。

(2) 破損燃料の取り扱い

燃料集合体の機械的健全性確認において，破損が確認された燃料集合体を移送する場合には，破損形態に応じた適切な取扱手法及び収納方法により，放射性物質の飛散・拡散を防止する。

2.11.1.8　構造強度及び耐震性

(1) 構造強度

a. 燃料取扱設備

燃料取扱設備は，設計，材料の選定，製作及び検査について，適切と認められる規格及び基準による。

燃料取扱設備は，地震荷重等の適切な組合せを考慮しても強度上耐え得る設計とする。

b. 構内用輸送容器

構内用輸送容器は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。

構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。

c. 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，設計，材料の選定，製作及び検査について，適切と認められる規格及び基準を原則とするが，特殊な環境下での設置となるため，必要に応じ解析や試験等を用いた評価により確認する。

燃料取り出し用カバーは，燃料取扱設備を支持するために必要な構造強度を有する設計とする。

(2) 耐震性

a. 燃料取扱設備

(a) 燃料取扱機

燃料取扱機は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

(b) クレーン

クレーンは，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考

えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

b. 燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーは，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された設備については，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」を参考にして耐震クラスを分類している。

2.11.2　基本仕様

2.11.2.1　主要仕様

(1) 燃料取扱設備

（4 号機）

a. クレーン

型式	天井走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	: 100t
	補巻	: 5t
	ホイスト	: 10t

b. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-3}～10mSv/h
個数	2 個
取付箇所	4 号機　原子炉建屋 5FL（燃料取り出し用カバーオペフロ階）

（３号機）

a. 燃料取扱機

型式	燃料把握機付移床式	
基数	1 基	
定格荷重	燃料把握機	：1t
	西側補助ホイスト	：4.9t
	東側補助ホイスト	：4.9t
	テンシルトラス	：1.5t

b. クレーン

型式	床上走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	：50t
	補巻	：5t

c. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-2}～10^{2}mSv/h
個数	2 個
取付箇所	3 号機　燃料取り出し用カバー　燃料取り出し作業フロア

（２号機）

a. 燃料取扱機

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：1t

b. クレーン

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：47t

c. ジブクレーン

型式	低床ジブクレーン
基数	1 基
定格荷重	：3.9t

d. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-2}～10^{2}mSv/h
個数	2 個
取付箇所	2 号機　燃料取り出し用構台作業エリア

（1 号機）

a. 燃料取扱機

型式	燃料把握機付移床式	
基数	1 基	
定格荷重	燃料把握機	：450kg

b. クレーン

型式	床上走行式	
基数	1 基	
定格荷重	主巻	：80t
	補巻	：5t
	ホイスト	：10t

c. エリア放射線モニタ

検出器の種類	半導体検出器
計測範囲	10^{-4}～1mSv/h
個数	2 個
取付箇所	1 号機　大型カバー燃料取り出し作業エリア

(2) 構内用輸送容器

（２号機，３号機及び４号機を除く）

基数	1 式

（４号機）

型式	NFT-22B 型
収納体数	22 体
基数	2 基

型式	NFT-12B 型
収納体数	12 体
基数	2 基

（３号機）※

種類	密封式円筒形
収納体数	7 体
基数	2 基

種類	密封式円筒形
収納体数	2 体
基数	1 基

※２号機と兼用

(3) 燃料取り出し用カバー（構台及び換気設備含む）

（４号機）

a. 燃料取り出し用カバー

種類	鉄骨造
寸法	約 69m（南北）×約 31m（東西）×約 53m（地上高） （作業環境整備区画） 約 55m（南北）×約 31m（東西）×約 23m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数	1 個

b. 送風機（給気フィルタユニット）

種類	遠心式

容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

c. プレフィルタ（給気フィルタユニット）
種類　　中性能フィルタ（袋型）
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

d. 高性能粒子フィルタ（給気フィルタユニット）
種類　　高性能粒子フィルタ
容量　　25,000m^3/h
効率　　97%（粒径0.3μm）以上
台数　　3台

e. 排風機（排気フィルタユニット）
種類　　遠心式
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

f. プレフィルタ（排気フィルタユニット）
種類　　中性能フィルタ（袋型）
容量　　25,000m^3/h
台数　　3台

g. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）
種類　　高性能粒子フィルタ
容量　　25,000m^3/h
効率　　97%（粒径0.3μm）以上
台数　　3台

h. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）
(a) 排気フィルタユニット入口
検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^0～10^4s^{-1}
台数　　1台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

i. ダクト

(a) カバー内ダクト

種類	長方形はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	溶融亜鉛めっき鋼板（SGCC 又は SGHC）／SS400

(b) 屋外ダクト

種類	長方形はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	溶融亜鉛めっき鋼板 （SGCC 又は SGHC，ガルバニウム付着）／SS400

(c) 柱架構ダクト

種類	柱架構
材質	鋼材

（3 号機）

a. 燃料取り出し用カバー

種類	鉄骨造
寸法	約 19m（南北）×約 57m（東西）×約 54m（地上高） （作業環境整備区画） 約 19m（南北）×約 57m（東西）×約 24m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数	1 個

b. 排風機

種類	遠心式
容量	30,000m^3/h
台数	2 台

c. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類	中性能フィルタ
容量	10,000m^3/h
台数	4 台

d. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類	高性能粒子フィルタ

容量　　10,000m^3/h
効率　　97%（粒径 0.3μm）以上
台数　　4 台

e. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^{-1}～$10^{5}s^{-1}$
台数　　1 台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

f. ダクト

種類　　はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質　　ガルバリウム鋼板／SS400

（2 号機）

a. 燃料取り出し用構台

種類　　鉄骨造
寸法　　約 33m（南北）×約 27m（東西）×約 45m（地上高）
（作業環境整備区画）
約 33m（南北）×約 27m（東西）×約 17m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数　　1 個

b. 排風機

種類　　遠心式
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台

c. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類　　中性能フィルタ
容量　　10,000m^3/h
台数　　4 台

d. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類　　高性能粒子フィルタ

容量　　10,000m^3/h
効率　　97%（粒径 0.3μm）以上
台数　　4 台

e. 放射性物質濃度測定器（排気フィルタユニット出入口）

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類　　シンチレーション検出器
計測範囲　　10^{-1}～10^{5}s^{-1}
台数　　4 台

(b) 排気フィルタユニット出口

排気フィルタユニット出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

f. ダクト

種類　　はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質　　ガルバリウム鋼板／SS400

（1 号機）

a. 大型カバー

種類　　鉄骨造
寸法　　約 66m（南北）×約 56m（東西）×約 68m（地上高）
（作業環境整備区画）
約 66m（南北）×約 56m（東西）×約 40m（オペレーティングフロア上部高さ）
個数　　1 個

b. 送風機

種類　　遠心式
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台（うち 1 台予備）

c. プレフィルタ（給気フィルタユニット）

種類　　中性能フィルタ
容量　　30,000m^3/h
台数　　2 台（うち 1 台予備）

d. 排風機

種類	遠心式
容量	30,000m^3/h
台数	2台（うち1台予備）

e. プレフィルタ（排気フィルタユニット）

種類	中性能フィルタ
容量	30,000m^3/h
台数	2台（うち1台予備）

f. 高性能粒子フィルタ（排気フィルタユニット）

種類	高性能粒子フィルタ
容量	30,000m^3/h
効率	97%（粒径0.3μm）以上
台数	2台（うち1台予備）

g. ダスト放射線モニタ

(a) 排気フィルタユニット入口

検出器の種類	シンチレーション検出器
計測範囲	10^0～$10^4 s^{-1}$
台数	2台

(b) 大型カバー換気設備出口

大型カバー換気設備出口については，Ⅱ2.15 放射線管理関係設備等参照

h. ダクト

種類	はぜ折りダクト／鋼板ダクト
材質	ガルバリウム鋼板／SS400

2.11.3　添付資料

添付資料－１　燃料取扱設備の設計等に関する説明書

添付資料－１－１　燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書

添付資料－１－２　放射線モニタリングに関する説明書

添付資料－１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書※1

添付資料－２　構内用輸送容器の設計等に関する説明書

添付資料－２－１　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書※1

添付資料－２－２　破損燃料用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書※1

添付資料－２－３　構内輸送時の措置に関する説明書※1

添付資料－３　燃料取り出し用カバーの設計等に関する説明書

添付資料－３－１　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能に関する説明書

添付資料－３－２　移送操作中の燃料集合体の落下※1

添付資料－４　構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－１　燃料取扱設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－２　燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－４－３　燃料取り出し用カバー換気設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

添付資料－５　使用済燃料プールからの燃料取り出し工程表

添付資料－６　福島第一原子力発電所第１号機原子炉建屋カバーに関する説明書

添付資料－７　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋外壁の開口設置について

添付資料－７－１　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋西側外壁の開口設置について

添付資料－７－２　福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋南側外壁の開口設置について

※1（２号機，３号機及び４号機を除く）の説明書については，別途申請する。

燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書

1　4 号機燃料取り扱いに関する概要

1.1　概要

燃料取扱設備は，燃料取扱機及びクレーンで構成し，新燃料及び使用済燃料を使用済燃料貯蔵プールから取り出し，燃料取り出し用カバーから搬出するまでの取り扱いを行うものである。

なお，燃料の搬出には構内用輸送容器を使用する。

また，燃料取扱機は燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止できる設計とし，燃料集合体の構内用輸送容器への収容操作が使用済燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とする。

さらに，燃料取扱設備は地震荷重等の適切な組み合わせを考慮しても強度上耐え得る設計とするとともに，燃料取扱機は二重のワイヤロープや種々のインターロック等を設け，クレーンの主要要素は種々の二重化を行うこと等により，移送操作中の燃料集合体の落下を防止する設計とする。

また，燃料取扱設備はその機能の健全性を確認するため，定期的に試験及び検査を行う。

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンの概要を以下に示す。

(1) 4 号機　燃料取扱機

燃料取扱機は使用済燃料貯蔵プール，キャスクピット上を走行し，ブリッジ，トロリ，燃料把握機，補助ホイストで構成されている。

トロリには運転台及び 1 体の燃料集合体をつかむ燃料把握機があり，燃料集合体を使用済燃料貯蔵プール内の適当な位置に移送することができる。

燃料把握機のフックは空気作動式であり，燃料集合体をつかんだ状態で空気源が喪失しても，フックが開とならないようにする機械的機構を有しているため，燃料集合体を確実に保持できる。また，燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造である。さらに燃料取扱中に過荷重となった場合に上昇を阻止するため，燃料把握機にインターロックを設ける。

本装置は走行，横行，昇降を安全かつ確実に行うため，各装置にインターロックを設ける。

また，地震時にも転倒することがない構造であり，走行部はレールを抱え込む構造である。

なお，燃料取扱機は崩壊熱により燃料が溶融しないよう，使用済燃料を使用済燃料貯蔵プール水中で取り扱う設計とする。

(2) 4 号機　クレーン

クレーンは，燃料取り出し用カバー内及びオペレーションフロア上で構内用輸送容器の移送を行うものである。

本クレーンは，地震時にも落下することがない構造であり，構内用輸送容器の移送中において駆動源が喪失しても確実に保持できる。

また重量物を移送する主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造である。

フックは玉掛け用ワイヤロープ等が当該フックから外れることを防止するための装置を設ける。

さらに，重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過できないようインターロックを設ける。

1.2　4 号機　燃料落下防止対策

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンは，以下に示す落下防止対策により燃料集合体を安全かつ確実に取り扱うことができる設計とする。

燃料集合体の落下防止対策を表 1.2-1 に示す。

表 1.2-1　燃料集合体の落下防止対策

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

上記の落下防止対策の概要を次紙以降に示す

1.3　4 号機　燃料取扱設備の未臨界性

燃料取扱機は，燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，未臨界性は確保される。

また，クレーンは未臨界性について評価されている構内用輸送容器に燃料集合体を収納して取り扱う。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機で保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

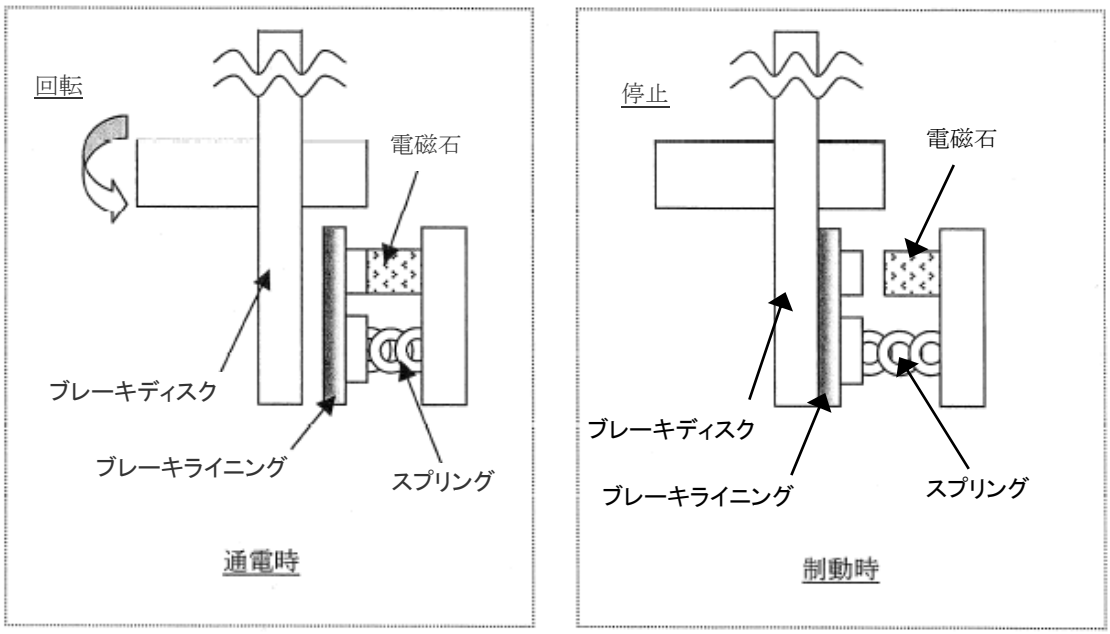
電磁ブレーキは，電源断時にバネによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

○電磁ブレーキ（電磁ディスクブレーキ）の動作原理

電磁ディスクブレーキは，スプリング力によってブレーキライニングをブレーキディスクに押しつけて電動機の回転を制動している。電動機に通電すると，電磁コイルに電流が流れ，電磁石がスプリングの力に逆らってブレーキを解放する。

電動機を停止させると，再びスプリング力によってブレーキライニングがブレーキディスクを押しつけて制動する。電磁ディスクブレーキは，ホイストの巻上装置等に使用されている。

以下に通電（回転）時と，制動時の模式図を示す。



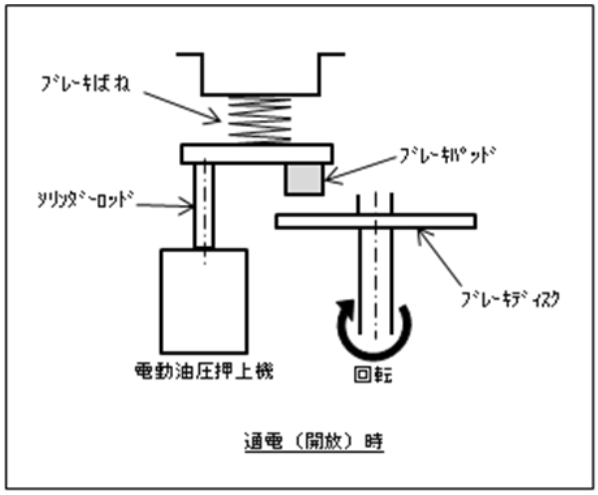
電動油圧押上機ブレーキは，電源断時にブレーキばねによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

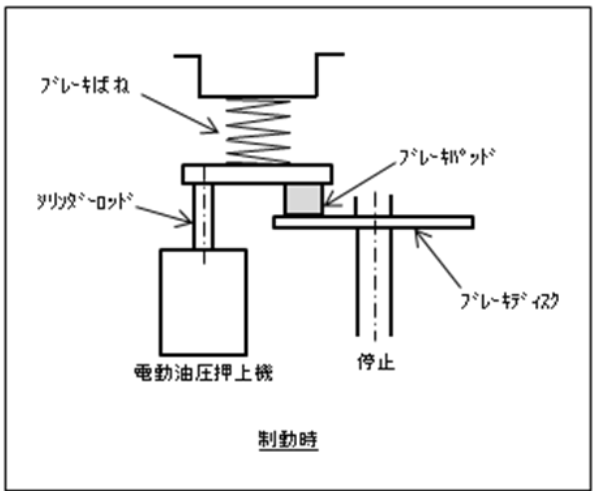
○電動油圧押上機ブレーキ（電動油圧押上機ディスクブレーキ）の動作原理

電動油圧押上機ブレーキは，ブレーキばねの力によってブレーキパッドをブレーキディスクに押しつけて電動機の回転を制動している。巻上モータに通電すると，同時に電動油圧押上機にも通電され，内蔵モータにより油圧が発生し，シリンダーロッドを押上げ，ブレーキばねを縮めることによりブレーキを開放する。

巻上モータを停止させると，電動油圧押上機も停止するため，再びブレーキばねの力によってブレーキパッドがブレーキディスクを押しつけて制動する。

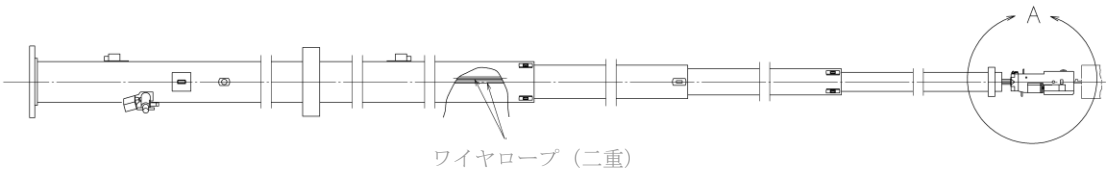
以下に通電(開放)時と，制動時の模式図を示す。

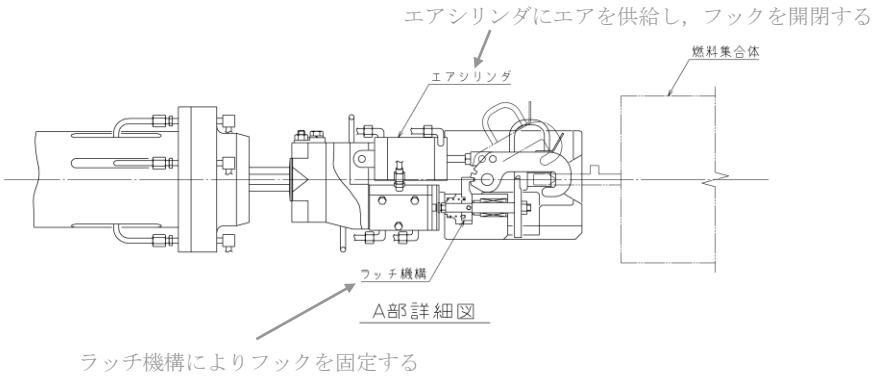




機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

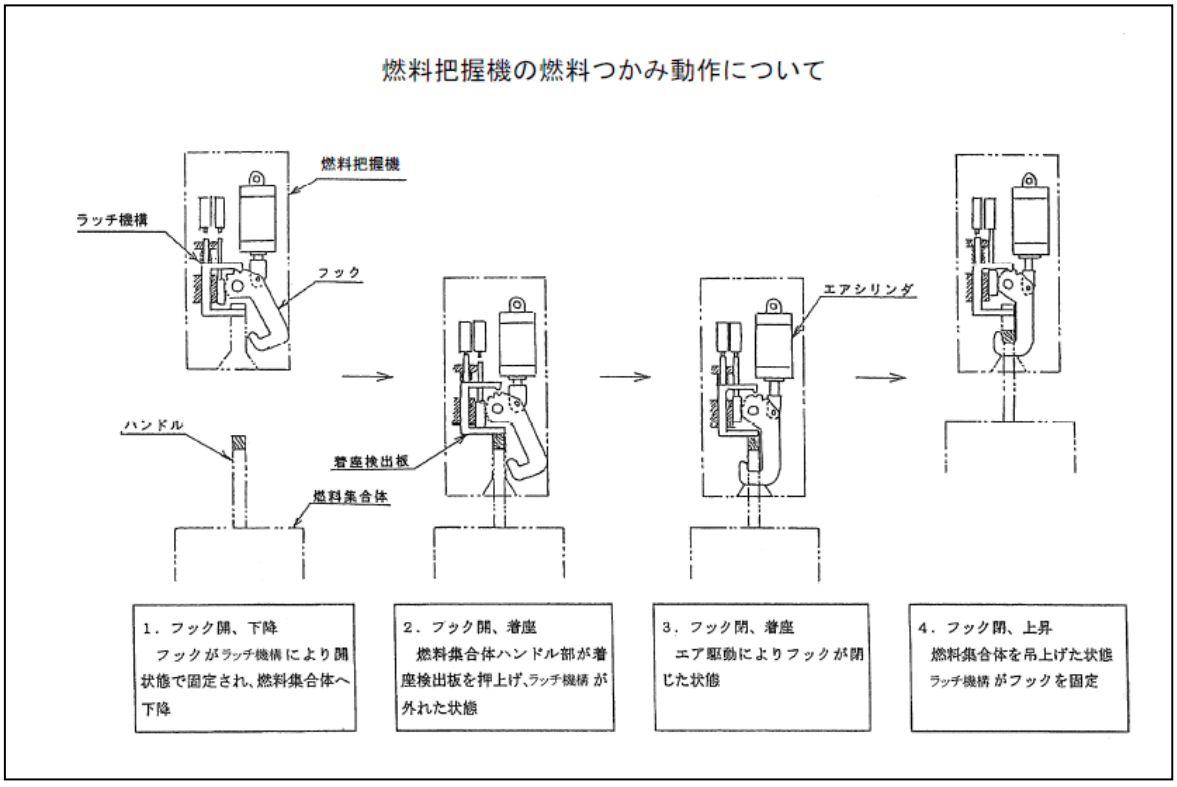
燃料把握機は，フックの駆動に用いる空気源が喪失しても，ラッチ機構によりフックが開かないような設計としている。





機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料集合体を吊った状態においては，燃料把握機はラッチ機構により固定されフックを開くことができない。また，燃料把握時には燃料集合体ハンドル部が着座検出板を押し上げるとラッチ機構が外れる機械的インターロックを備えている。

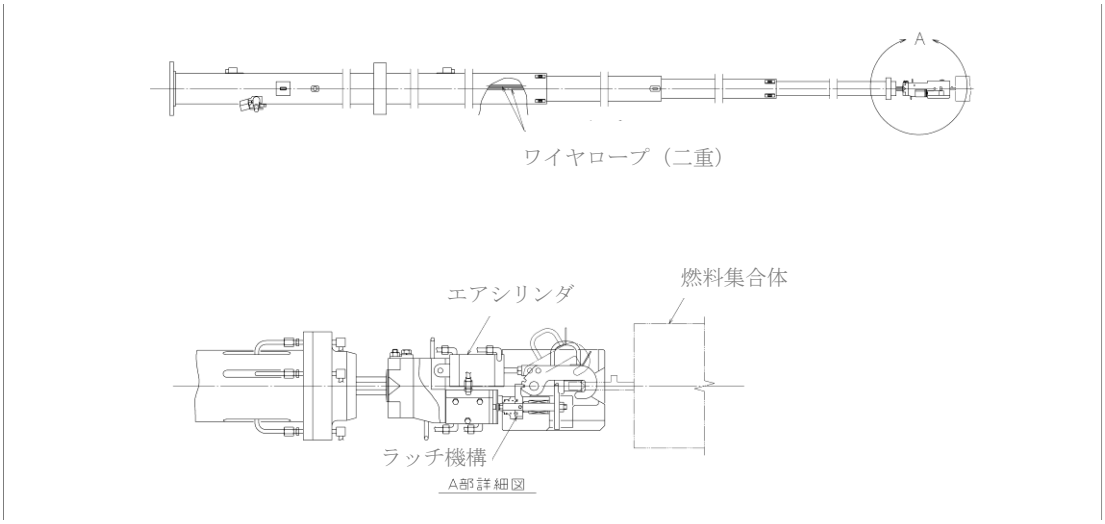


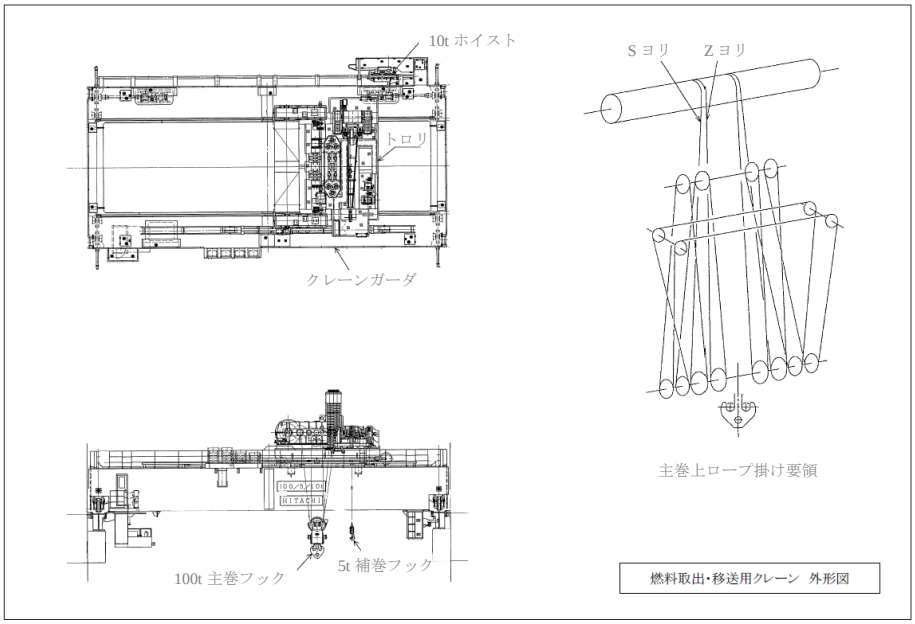
機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料把握機のワイヤロープに必要以上の張力が加わらないように，必要以上の荷重を検出した場合に，燃料把握機を上昇することができないインターロックを備えている。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

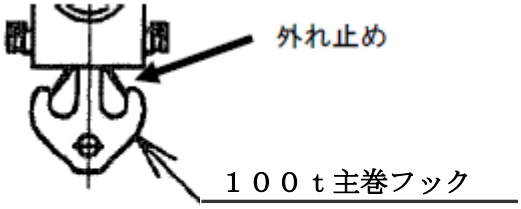
燃料把握機及びクレーンの主巻フックは，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが 1 本切断したとしても落下を防止できる設計としている。





機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

主巻フックは，両吊り形フックとし，外れ止めを有する。



2　　3号機燃料取り扱いに関する概要

2.1　概要

燃料取扱設備は，燃料取扱機及びクレーンで構成し，新燃料及び使用済燃料を使用済燃料貯蔵プールから取り出し，燃料取り出し用カバーから搬出するまでの取り扱いを行うものである。

なお，燃料の搬出には構内用輸送容器を使用する。

また，燃料取扱機は燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止できる設計とし，燃料集合体の構内用輸送容器への収容操作が燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とする。

さらに，燃料取扱設備は地震荷重等の適切な組み合わせを考慮しても強度上耐え得る設計とするとともに，燃料取扱機は二重のワイヤロープや種々のインターロック等を設け，クレーンの主要要素は種々の二重化を行うこと等により，移送操作中の燃料集合体の落下を防止する設計とする。

また，燃料取扱設備はその機能の健全性を確認するため，定期的に試験及び検査を行う。

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンの概要を以下に示す。

(1) 3号機　燃料取扱機

燃料取扱機は，使用済燃料プール，キャスクピット上を走行し，ブリッジ，トロリ，燃料把握機，西側補助ホイスト，東側補助ホイスト，テンシルトラスで構成されている。

燃料把握機トロリには 1 体の燃料集合体をつかむ燃料把握機があり，燃料集合体を使用済燃料プール内の適切な位置に移動することができる。

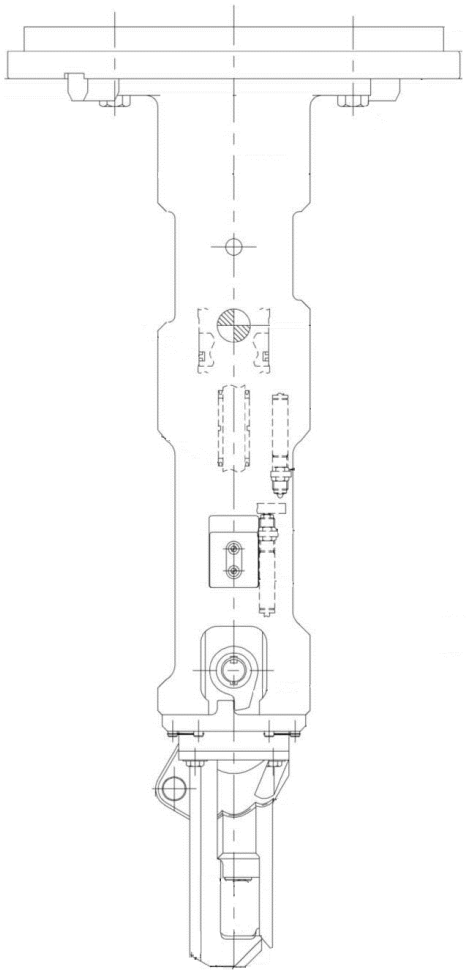
燃料把握機のフックは水圧作動式であり，燃料集合体をつかんだ状態で水圧源が喪失しても，フックが開とならないようにする機械的機構を有しているため，燃料集合体を確実に保持できる。また，燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造である。さらに燃料取扱中に過荷重となった場合に上昇を阻止するため，燃料把握機にインターロックを設ける。

がれき落下によるハンドル部の変形が認められる燃料集合体の一部は，通常の燃料把握機のフック（掴み具）では取り扱えないため，ハンドル部の変形状況に応じて専用の大変形用掴み具を用いる。

燃料取扱機は，運転員の誤操作を防止するため，走行，横行，昇降のそれぞれの操作について2段階の動作が必要なスイッチを設けるとともに，走行，横行，昇降を安全かつ確実に行うため各装置にインターロックを設ける。さらに，荷重計（ロードセル）を設け遠隔操作を行う運転員が荷重を確認できる設計とし，仮に過荷重となった場合にはインターロックにより上昇を阻止する設計とする。

また，燃料集合体の移送作業中における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，走行部はレールを抱え込む構造である。

なお，燃料取扱機は崩壊熱により燃料が溶融しないよう，燃料を使用済燃料貯蔵プール水中で取り扱う設計とする。



大変形用掴み具　構造図

(2) ３号機　クレーン

クレーンは，燃料取り出し用カバー内で構内用輸送容器の移送を行うものである。

本クレーンは，構内用輸送容器の移送作業中における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，構内用輸送容器の移送中において駆動源が喪失しても確実に保持できる。

また，重量物を移送する主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造である。

主巻フックは玉掛け用ワイヤロープ等が当該フックから外れることを防止するための装置を設ける。

さらに，重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過できないようインターロックを設ける。

クレーンは，運転員の誤操作を防止するため，走行，横行，昇降のそれぞれの操作について２段階の動作が必要なスイッチを設ける。さらに，荷重計（ロードセル）を設け遠隔操作を行う運転員が荷重を確認できる設計とし，仮に過荷重となった場合にはインターロックにより上昇を阻止する設計とする。

2.2　３号機　燃料落下防止対策

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンは，以下に示す落下防止対策により燃料集合体を安全かつ確実に取り扱うことができる設計とする。

燃料集合体の落下防止対策を表 2.2-1 に示す。

表 2.2-1　燃料集合体の落下防止対策

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

上記の落下防止対策の概要を次紙以降に示す

2.3　3号機　燃料取扱設備の未臨界性

燃料取扱機は，燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の未臨界性を確保する。

また，クレーンは，燃料集合体の搬出にあたって，燃料の未臨界性について評価されている構内用輸送容器に燃料集合体を収納して取り扱う。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

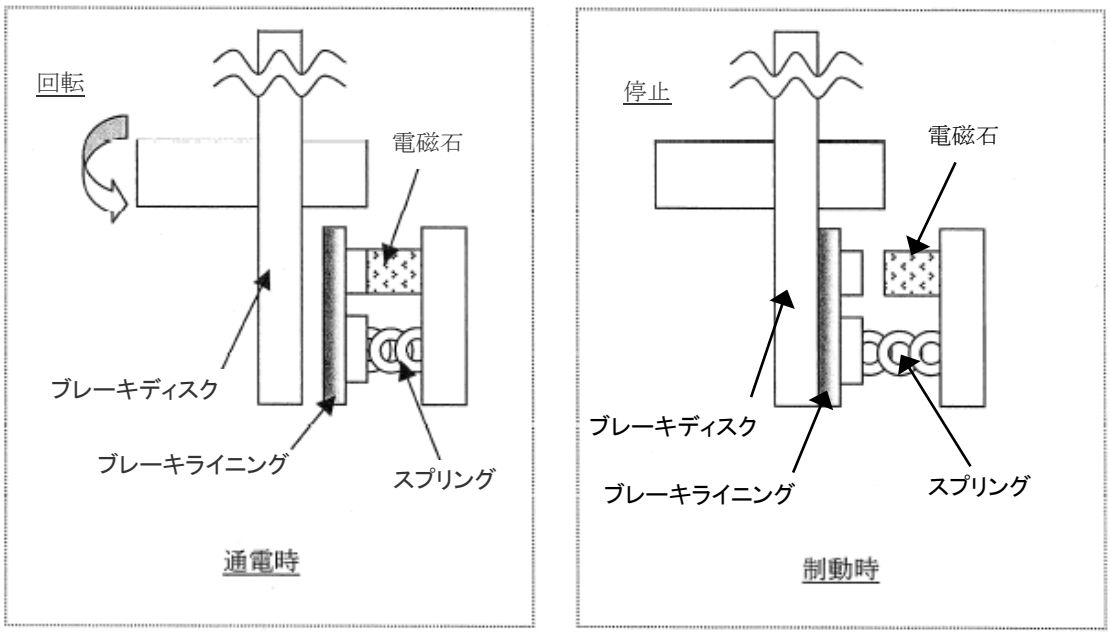
燃料取扱機の電磁ブレーキは，電源断時にバネによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

○電磁ブレーキ（電磁ディスクブレーキ）の動作原理

電磁ディスクブレーキは，スプリング力によってブレーキライニングをブレーキディスクに押しつけて電動機の回転を制動している。電動機に通電すると，電磁コイルに電流が流れ，電磁石がスプリングの力に逆らってブレーキを解放する。

電動機を停止させると，再びスプリング力によってブレーキライニングがブレーキディスクを押しつけて制動する。電磁ディスクブレーキは，ホイストの巻上装置等に使用されている。

以下に通電（回転）時と，制動時の模式図を示す。



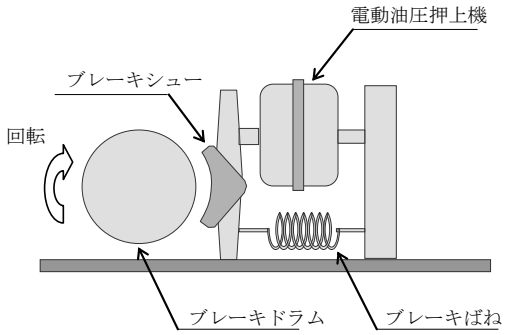
クレーンの電動油圧押上機ブレーキは，電源断時にブレーキばねによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

○電動油圧押上機ブレーキ（電動油圧押上機ドラムブレーキ）の動作原理

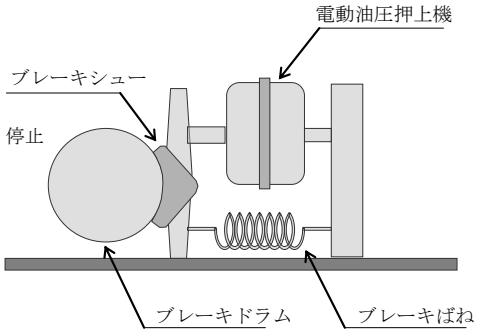
電動油圧押上機ブレーキは，ブレーキばねの力によってブレーキシューをブレーキドラムに押しつけて電動機の回転を制動している。巻上モータに通電すると，同時に電動油圧押上機にも通電され，内蔵モータにより油圧が発生し，シリンダーロッドを押上げ，ブレーキばねを縮めることによりブレーキを開放する。

巻上モータを停止させると，電動油圧押上機も停止するため，再びブレーキばねの力によってブレーキシューがブレーキドラムを押しつけて制動する。

以下に通電(開放)時と，制動時の模式図を示す。



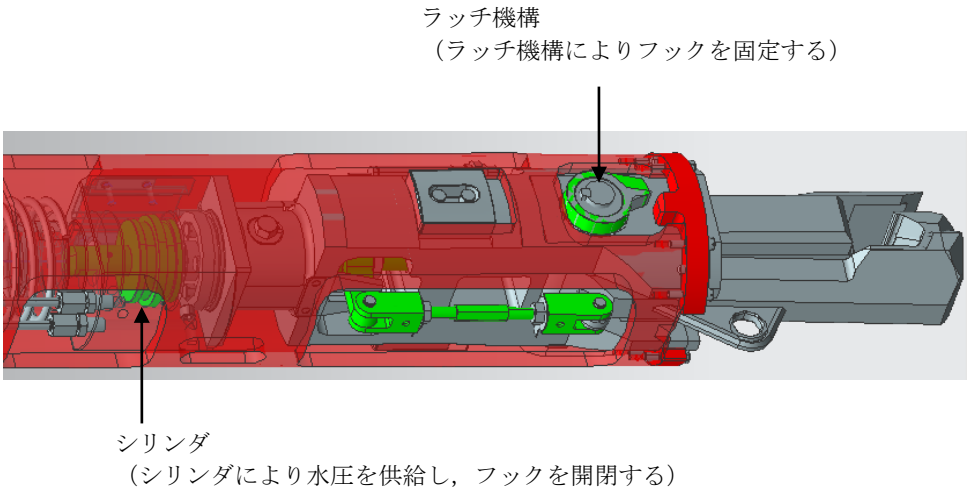
通電（開放）時



制動時

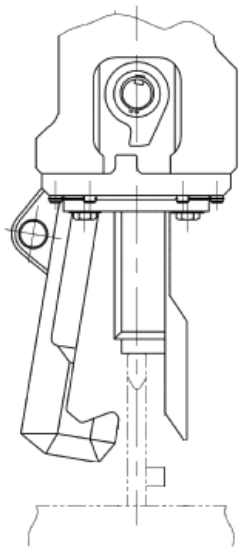
機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料把握機は、フックの駆動に用いる水圧源が喪失しても，ラッチ機構によりフックが開かないような設計としている。



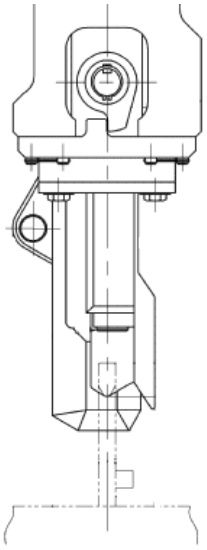
機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料集合体を吊った状態においては，燃料把握機はラッチ機構により固定されフックを開くことができない。また，燃料着座時には燃料集合体荷重がフックに負荷されなくなることで，フックが押し上がり，ラッチ機構が外れる機械的インターロックを備えている。



１．フック開　下降～着座

フックが開状態にて，燃料集合体へ下降，着座。



２．フック閉　着座～上昇

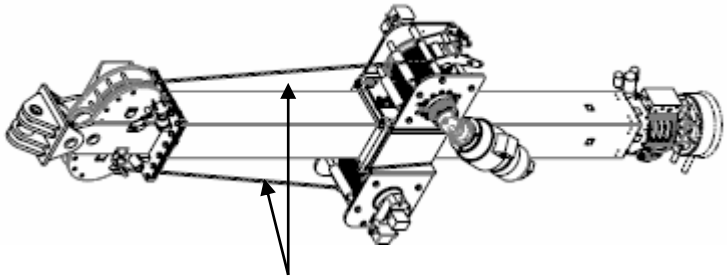
水圧駆動にてフックが閉じた後，燃料集合体を吊上げ。ラッチ機構がフックを固定。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

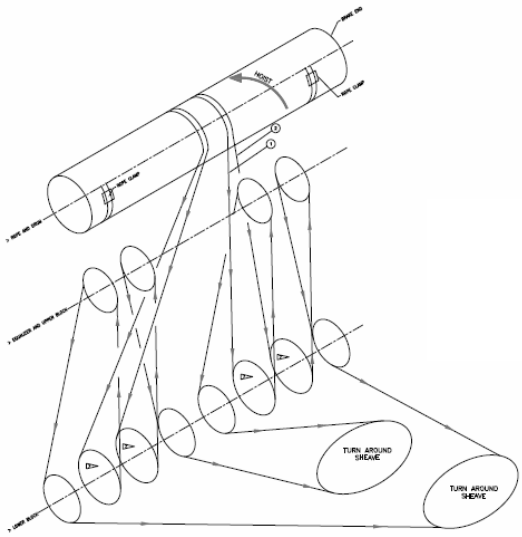
燃料把握機のワイヤロープに必要以上の張力が加わらないように，必要以上の荷重を検出した場合に，燃料把握機を上昇することができないインターロックを備えている。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料把握機及びクレーンの主巻フックは，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが1本切断したとしても落下を防止できる設計としている。



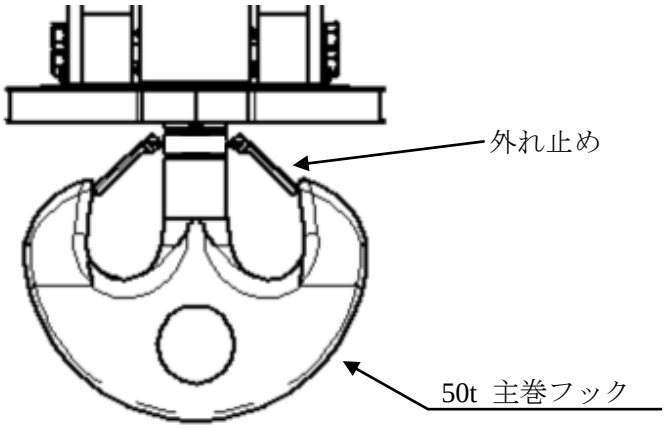
ワイヤロープ（二重）



主巻上ロープ掛け要領

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は水圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

主巻フックは，両吊り形フックとし，外れ止めを有する。



3　　2号機燃料取り扱いに関する概要

3.11　概要

燃料取扱設備は，燃料取扱機及びクレーンで構成し，新燃料及び使用済燃料を使用済燃料プールから取り出し，燃料取り出し用構台から搬出するまでの取り扱いを行うものである。

なお，燃料の搬出には構内用輸送容器を使用する。

また，燃料取扱機は燃料集合体を１体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止できる設計とし，燃料集合体の構内用輸送容器への収容操作が燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とする。

さらに，燃料取扱設備は地震荷重等の適切な組み合わせを考慮しても強度上耐え得る設計とするとともに，燃料取扱機は二重のワイヤロープや種々のインターロック等を設け，クレーンの主要要素は種々の二重化を行うこと等により，移送操作中の燃料集合体の落下を防止する設計とする。

また，燃料取扱設備はその機能の健全性を確認するため，定期的に試験及び検査を行う。

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンの概要を以下に示す。

(1) 2号機　燃料取扱機

燃料取扱機は，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア，燃料取り出し用構台間を水平に移動する走行台車とその上に設置する旋回体で構成する。

旋回体には 1 体の燃料集合体をつかむ燃料把握機があり，燃料集合体を使用済燃料プール内の適切な位置に移動することができる。

燃料把握機のフックは空気圧作動式であり，燃料集合体をつかんだ状態で空気圧源を喪失しても，フックが開とならないようにする機械的機構を有しているため，燃料集合体を確実に保持できる。また，燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造である。

燃料取扱機には，運転員の誤操作を防止するため，走行，伸縮，起伏，旋回，昇降のそれぞれ操作について 2 段階の動作が必要なスイッチを設けるとともに，走行，伸縮，起伏，旋回，昇降を安全かつ確実に行うため各装置にインターロックを設ける。さらに，荷重計（ロードセル）を設け遠隔操作を行う運転員が荷重を確認できる設計とし，仮に過荷重となった場合にはインターロックにより上昇を阻止する設計とする。

また，燃料集合体の移送作業中における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，燃料取扱機操作時は走行台車をランウェイガーダに固定する設計とする。

(2) 2号機　クレーン

クレーンは，低床ジブクレーンとし，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内で構内用輸送容器の移送を行うものである。

本クレーンは，構内用輸送容器の移送作業中における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，構内用輸送容器の移送中において駆動源が喪失しても当該容器を確実に保持できる。

また，重量物を移送する垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造である。

垂直吊具には構内用輸送容器トラニオン等が当該垂直吊具から外れることを防止するための装置を設ける。

さらに，重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過できないようインターロックを設ける。

クレーンには，運転員の誤操作を防止するため，走行，伸縮，起伏，旋回，昇降のそれぞれの操作について2段階の動作が必要なスイッチを設ける。さらに，荷重計（ロードセル）を設け運転員が荷重を確認できる設計とし，仮に過荷重となった場合にはインターロックにより上昇を阻止する設計とする。

また，重量物の移送作業中における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，クレーン操作時は走行台車をランウェイガーダに固定する設計とする。

3.12　2号機　燃料落下防止対策

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンは，以下に示す落下防止対策により燃料集合体を安全かつ確実に取り扱うことができる設計とする。

燃料集合体の落下防止対策を表3.2-1に示す。

表3.2-1　燃料集合体の落下防止対策

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

上記の落下防止対策の概要を次紙以降に示す

3.13　２号機　燃料取扱設備の未臨界性

燃料取扱機は，燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の未臨界性を確保する。

また，クレーンは，燃料集合体の搬出にあたって，燃料の未臨界性について評価されている構内用輸送容器に燃料集合体を収納して取り扱う。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

燃料取扱機及びクレーンの巻上装置のブレーキは，駆動源喪失時にバネによりブレーキがかかり保持できるスプリングリターン機能を有している。

○スプリングリターン式ブレーキの動作原理

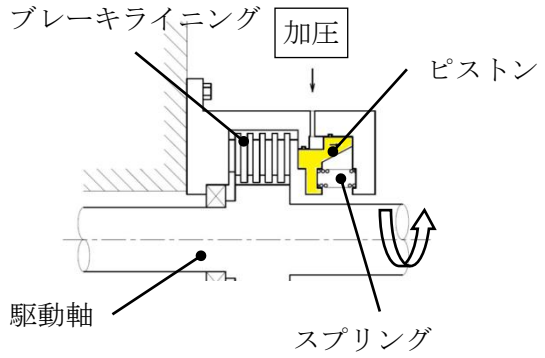
スプリングリターン式ブレーキは，スプリング力によってピストンをブレーキライニングに押しつけて巻上装置の回転を制動する。油圧シリンダが加圧されると，ピストンがスプリングの力に逆らってブレーキを解放する。

巻上装置を停止させると，再び油圧シリンダが減圧され，スプリング力によってピストンをブレーキライニングに押しつけて巻上装置の回転を制動する。

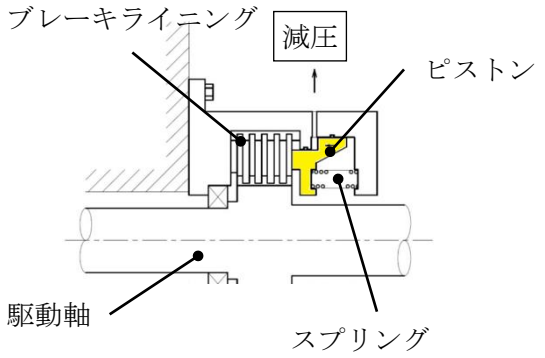
スプリングリターン式ブレーキは，燃料取扱機及びクレーンの巻上装置に使用されている。

以下にブレーキ制動時と，ブレーキ解放時の模式図を示す。

ブレーキ解放時

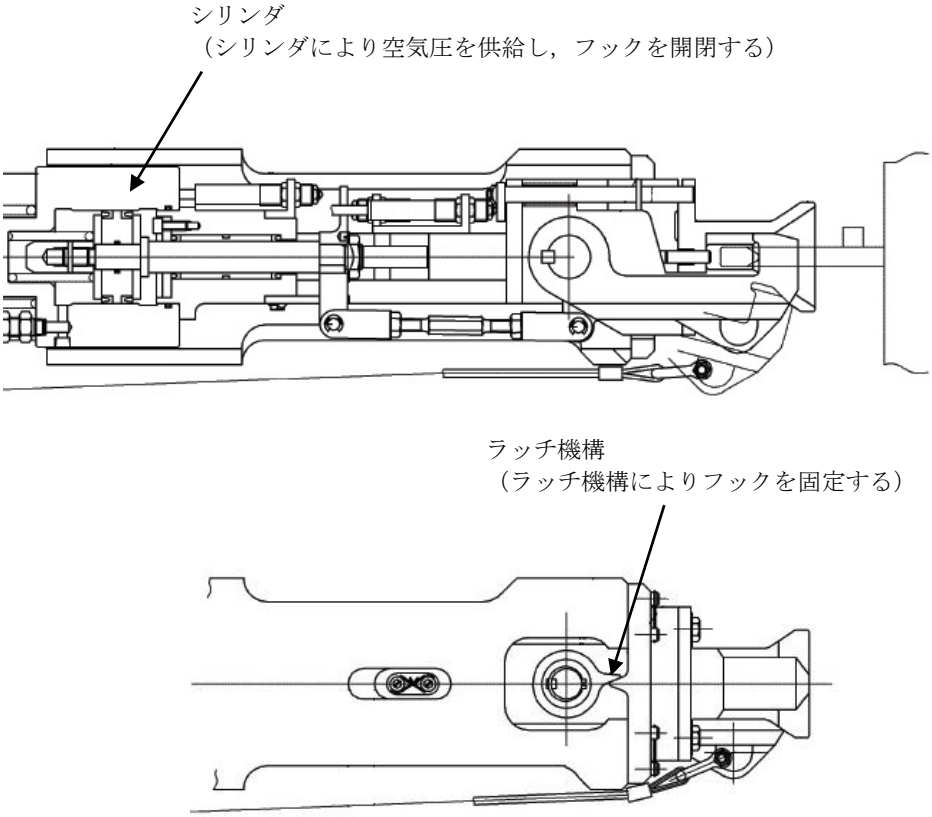


ブレーキ制動時



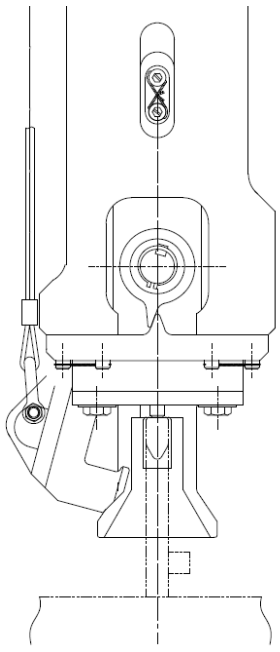
機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

燃料把握機は，フックの駆動に用いる空気圧源が喪失しても，ラッチ機構によりフックが開かないような設計としている。

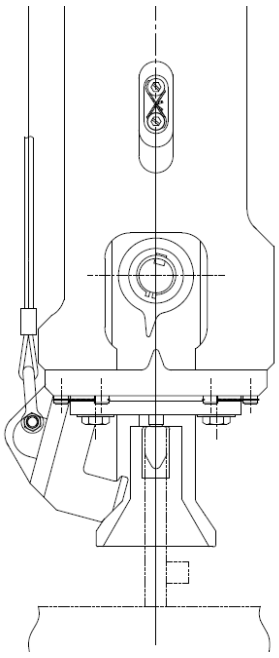


機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

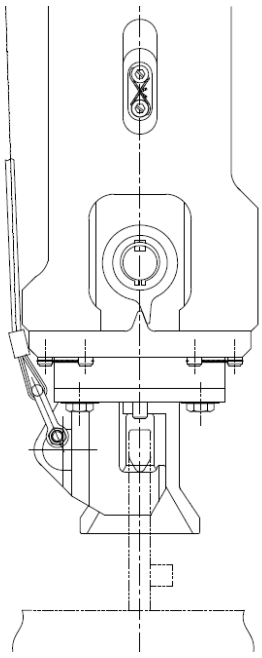
燃料集合体を吊った状態においては，燃料把握機はラッチ機構により固定されフックを開くことができない。また，燃料着座時には燃料集合体荷重がフックに負荷されなくなることでフックが押し上がり，ラッチ機構が外れる機械的インターロックを備えている。



1.フック開　下降～着座
フックが開状態にて，燃料集合体へ下降，着座。



2. 着座～ラッチ機構解除
燃料集合体に着座後，ラッチ機構解除。



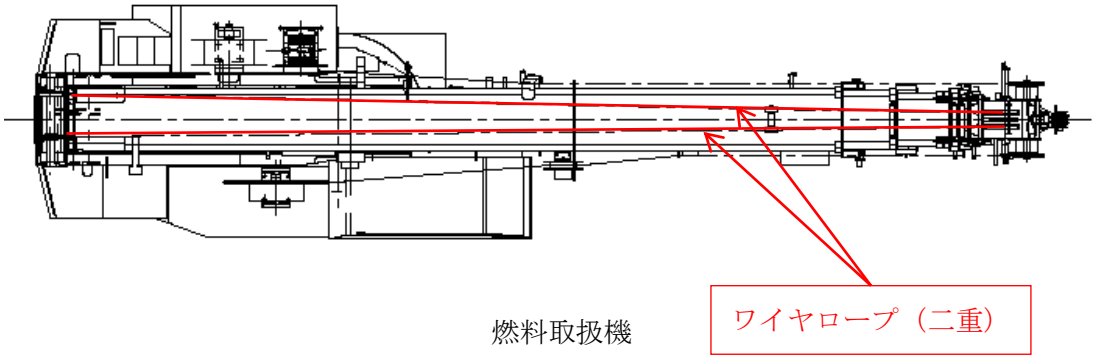
3.フック閉～上昇
空気圧駆動にてフックが閉じた後，燃料集合体を吊上げ。ラッチ機構がフックを固定。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

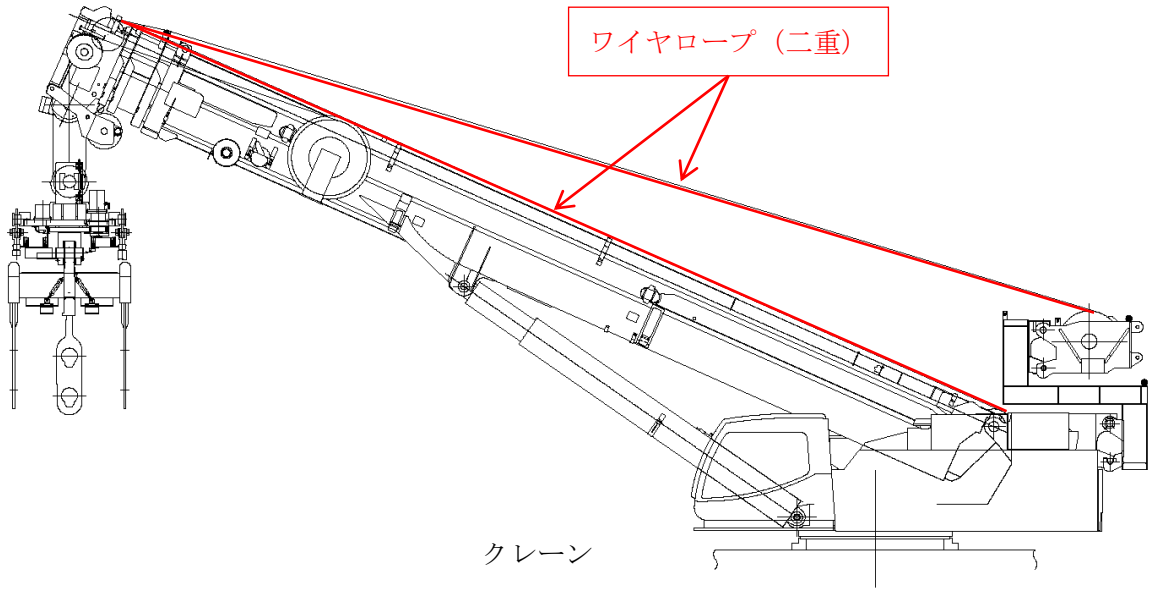
燃料把握機および垂直吊具のワイヤロープに必要以上の張力が加わらないように，必要以上の荷重を検出した場合に，燃料把握機および垂直吊具を上昇することができないインターロックを備えている。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

燃料取扱機及びクレーンの巻上装置は，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが 1 本切断したとしても落下を防止できる設計としている。



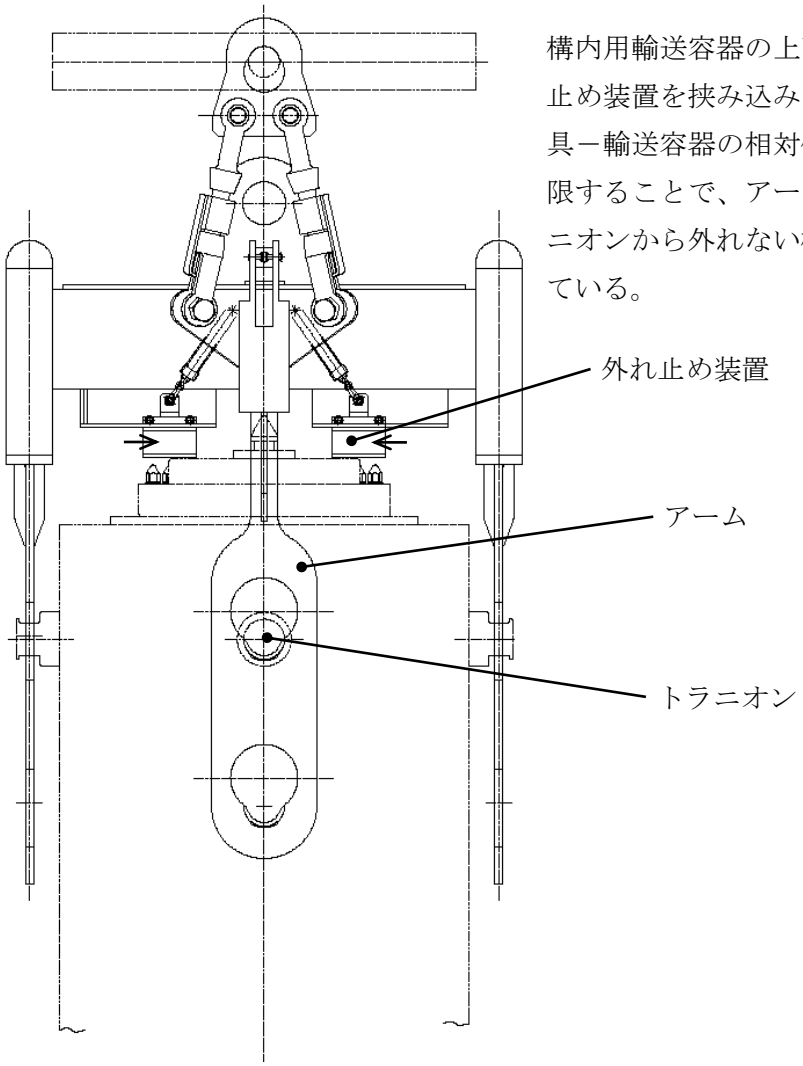
燃料取扱機



クレーン

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気圧源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は駆動源喪失時にブレーキで保持する構造 (2)　垂直吊具は二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　垂直吊具の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (4)　垂直吊具は外れ止め装置を有する構造

垂直吊具は，構内用輸送容器トラニオンから垂直吊具のアームが外れることを防止する外れ止め装置を有する。



構内用輸送容器の上面に外れ止め装置を挟み込み、垂直吊具－輸送容器の相対位置を制限することで、アームがトラニオンから外れない機構としている。

垂直吊具

4　　1 号機燃料取り扱いに関する概要

4.1　概要

燃料取扱設備は，燃料取扱機及びクレーンで構成し，新燃料及び使用済燃料を使用済燃料貯蔵プールから取り出し，大型カバーから搬出するまでの取り扱いを行うものである。

なお，燃料の搬出には構内用輸送容器を使用する。

また，燃料取扱機は燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の臨界を防止できる設計とし，燃料集合体の構内用輸送容器への収容操作が使用済燃料の遮蔽に必要な水深を確保した状態で，水中で行うことができる設計とする。

さらに，燃料取扱設備は地震荷重等の適切な組み合わせを考慮しても強度上耐え得る設計とするとともに，燃料取扱機は二重のワイヤロープや種々のインターロック等を設け，クレーンの主要要素は種々の二重化を行うこと等により，移送操作中の燃料集合体の落下を防止する設計とする。

また，燃料取扱設備はその機能の健全性を確認するため，定期的に試験及び検査を行う。

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンの概要を以下に示す。

(1) 1 号機　燃料取扱機

燃料取扱機は使用済燃料貯蔵プール，キャスクピット上を走行し，ブリッジ，トロリ，燃料把握機で構成されている。

トロリには運転台及び 1 体の燃料集合体をつかむ燃料把握機があり，燃料集合体を使用済燃料貯蔵プール内の適切な位置に移送することができる。

燃料把握機のフックは空気作動式であり，燃料集合体をつかんだ状態で空気源が喪失しても，フックが開とならないようにする機械的機構を有しているため，燃料集合体を確実に保持できる。また，燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造である。さらに燃料集合体取扱中に過荷重となった場合に上昇を阻止するため，燃料把握機にインターロックを設ける。

本装置は走行，横行，昇降を安全かつ確実に行うため，各装置にインターロックを設ける。

また，燃料集合体の移送作業中における地震時にも転倒・落下することがない構造であり，走行部はレールを抱え込む構造である。

なお，燃料取扱機は崩壊熱により燃料が溶融しないよう，使用済燃料を使用済燃料貯蔵プール水中で取り扱う設計とする。

(2) 1 号機　クレーン

クレーンは，大型カバー内及びオペレーションフロア上で構内用輸送容器の移送を行うものである。

本クレーンは，構内用輸送容器の移送作業時における地震時においても転倒・落下することがない構造であり，構内用輸送容器の移送中において駆動源が喪失しても確実に保持できる。

また重量物を移送する主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造である。

主巻フックは玉掛け用ワイヤロープ等が当該フックから外れることを防止するための装置を設ける。

さらに，重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過できないようインターロックを設ける。

4.2　1 号機　燃料落下防止対策

燃料取り扱いに使用する燃料取扱機及びクレーンは，以下に示す落下防止対策により燃料集合体を安全かつ確実に取り扱うことができる設計とする。

燃料集合体の落下防止対策を表 4.2-1 に示す。

表 4.2-1　燃料集合体の落下防止対策

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

上記の落下防止対策の概要を次紙以降に示す

4.3　1 号機　燃料取扱設備の未臨界性

燃料取扱機は，燃料集合体を 1 体ずつ取り扱う構造とすることにより，燃料の未臨界性を確保する。

また，クレーンは，燃料集合体の搬出にあたって，燃料の未臨界性について評価されている構内用輸送容器に燃料集合体を収納して取り扱う。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造
	(2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造
	(3)　燃料把握機の機械的インターロック
	(4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック
	(5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造
	(2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造
	(3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

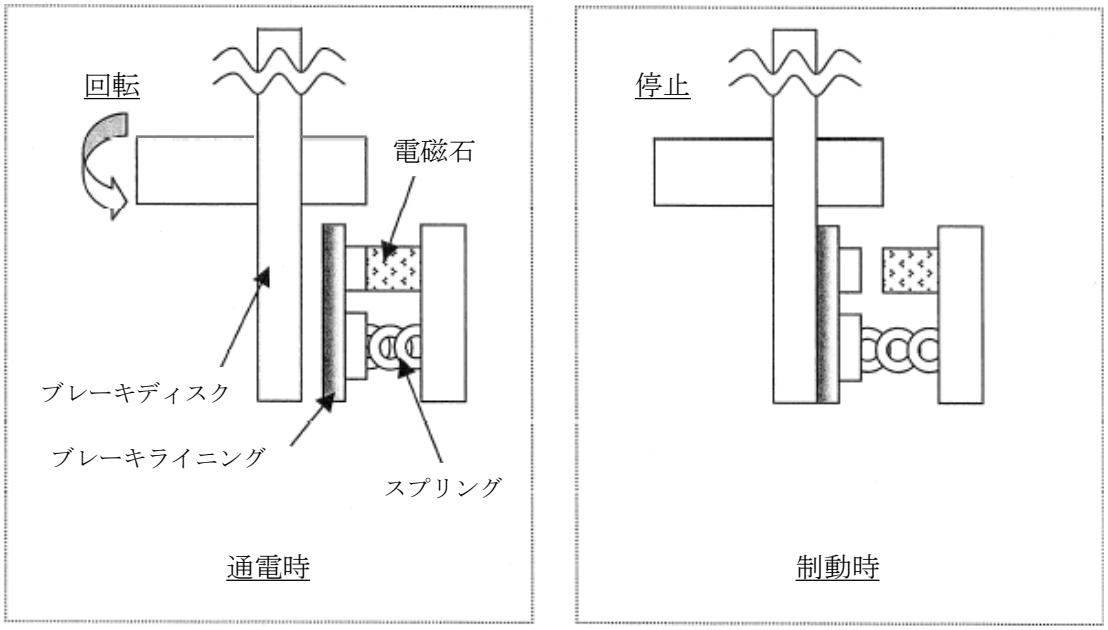
電磁ブレーキは，電源断時にバネによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

○電磁ブレーキ（電磁ディスクブレーキ）の動作原理

電磁ディスクブレーキは，スプリング力によってブレーキライニングをブレーキディスクに押しつけて電動機の回転を制動している。電動機に通電すると，電磁コイルに電流が流れ，電磁石がスプリングの力に逆らってブレーキを解放する。

電動機を停止させると，再びスプリング力によってブレーキライニングがブレーキディスクを押しつけて制動する。電磁ディスクブレーキは，ホイストの巻上装置等に使用されている。

以下に通電（回転）時と，制動時の模式図を示す。



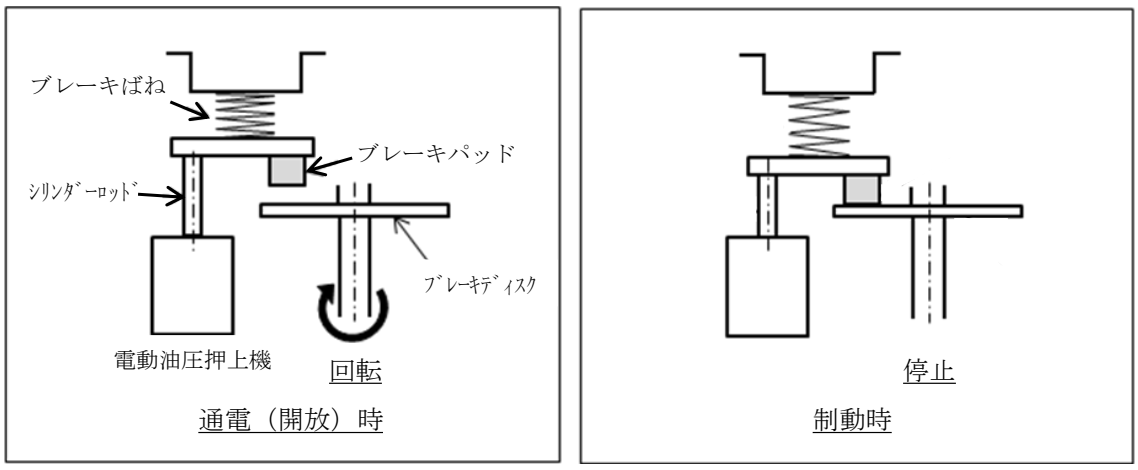
電動油圧押上機ブレーキは，電源断時にブレーキばねによりブレーキがかかり保持できる機構を有している。

○電動油圧押上機ブレーキ（電動油圧押上機ディスクブレーキ）の動作原理

電動油圧押上機ブレーキは，ブレーキばねの力によってブレーキパッドをブレーキディスクに押しつけて電動機の回転を制動している。巻上モータに通電すると，同時に電動油圧押上機にも通電され，内蔵モータにより油圧が発生し，シリンダーロッドを押上げ，ブレーキばねを縮めることによりブレーキを開放する。

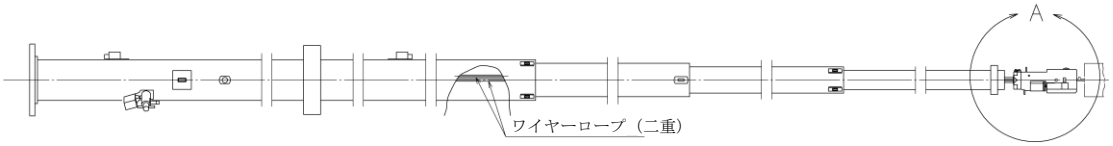
巻上モータを停止させると，電動油圧押上機も停止するため，再びブレーキばねの力によってブレーキパッドがブレーキディスクを押しつけて制動する。

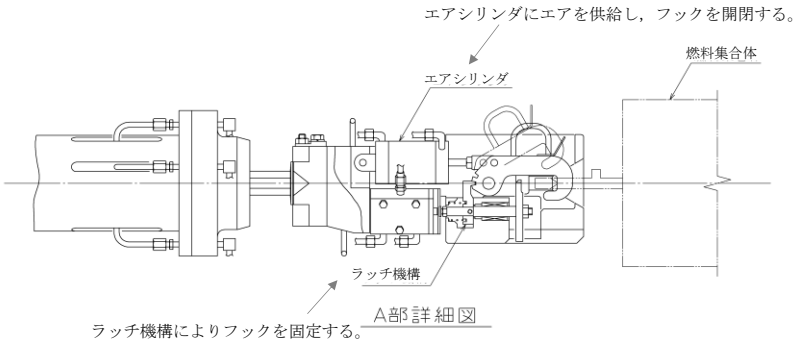
以下に通電(開放)時と，制動時の模式図を示す。



機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造
	(2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造
	(3)　燃料把握機の機械的インターロック
	(4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック
	(5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造
	(2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造
	(3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料把握機は，フックの駆動に用いる空気源が喪失しても，ラッチ機構によりフックが開かないような設計としている。

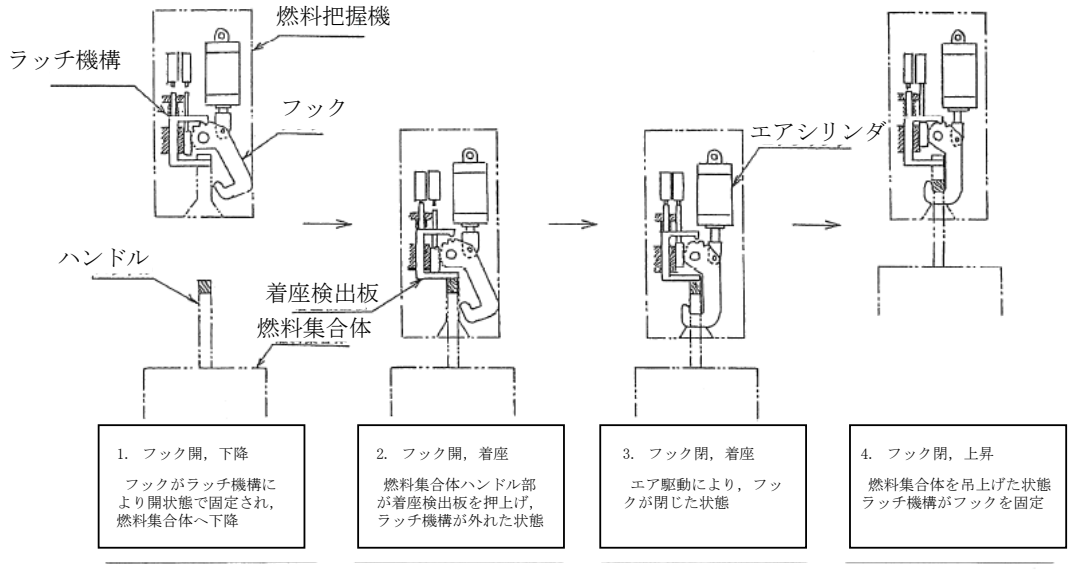




機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

燃料集合体を吊った状態においては，燃料把握機はラッチ機構により固定されフックを開くことができない。また，燃料把握時には燃料集合体ハンドル部が着座検出板を押し上げるとラッチ機構が外れる機械的インターロックを備えている。

燃料把握機の燃料つかみ動作について



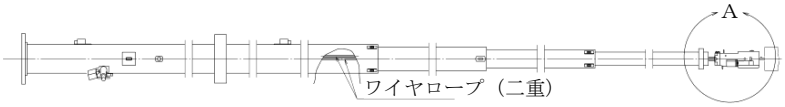
機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

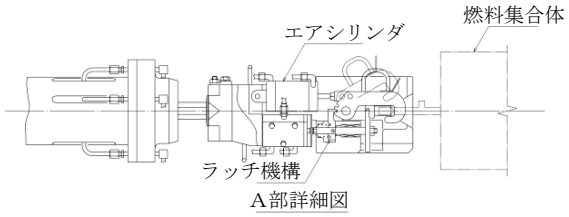
燃料把握機のワイヤロープに必要以上の張力が加わらないように，必要以上の荷重を検出した場合に，燃料把握機を上昇することができないインターロックを備えている。

機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

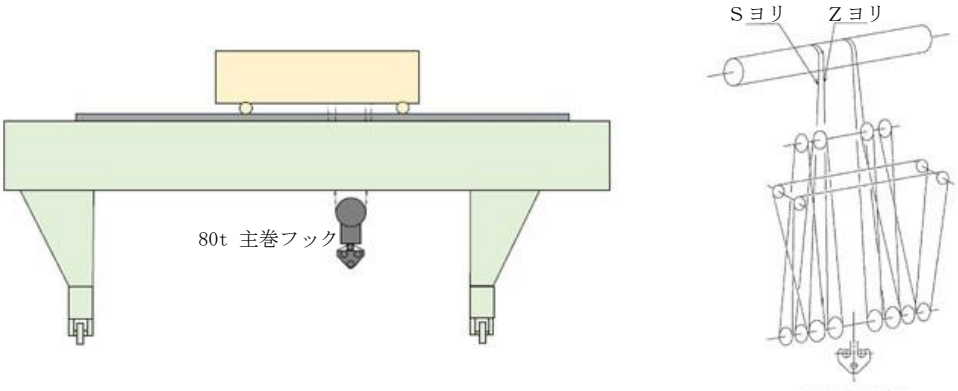
燃料把握機及びクレーンの主巻フックは，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが１本切断したとしても落下を防止できる設計としている。

＜燃料取扱機＞



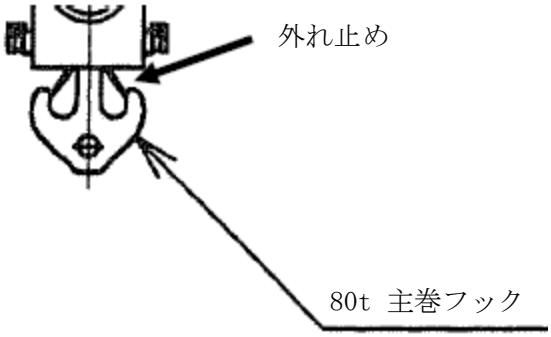


＜クレーン＞



機器名称	落下防止対策
燃料取扱機	(1)　ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造 (2)　燃料把握機は空気源喪失時にフックが開かない構造 (3)　燃料把握機の機械的インターロック (4)　燃料把握機の過荷重時に上昇を阻止するインターロック (5)　燃料把握機は二重のワイヤロープで保持する構造
クレーン	(1)　巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造 (2)　主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造 (3)　主巻フックは外れ止め装置を有する構造

主巻フックは，両吊り形フックとし，外れ止めを有する。



5　　別添

別添－１　４号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

別添－２　３号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

別添－３　２号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

別添－４　１号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

４号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

４号機燃料取扱設備の機能に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。

表－１　４号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において燃料集合体を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても燃料集合体を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電磁ブレーキで保持する構造であること。
				空気喪失時にフックが開かない構造であること。
				ラッチ機構により固定されフックを開くことができない構造であること。
				過荷重時に上昇を阻止すること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
臨界防止	機能確認		燃料集合体取り扱い時の臨界防止機能について確認する。	燃料集合体を１体ずつ取り扱う構造であること。
遮蔽	機能確認		燃料集合体取り扱い時の遮蔽機能について確認する。	遮蔽水深を確保した状態で取り扱えること。
性能	機能確認	容量確認	容量及び所定の動作について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。 横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

表－２　４号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において構内用輸送容器を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても構内用輸送容器を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造であること。
				重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過させない構造であること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
				フックは外れ防止装置を有する構造であること。
性能	機能確認	容量確認	容量及び所定の動作について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。 横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

３号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

３号機燃料取扱設備の機能に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。

表－１　３号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において燃料集合体を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても燃料集合体を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電磁ブレーキで保持する構造であること。
				駆動水圧喪失時にフックが開かない構造であること。
				ラッチ機構により固定されフックを開くことができない構造であること。
				過荷重時に上昇を阻止すること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
臨界防止	機能確認		燃料集合体取り扱い時の臨界防止機能について確認する。	燃料集合体を１体ずつ取り扱う構造であること。
遮蔽	機能確認		燃料集合体取り扱い時の遮蔽機能について確認する。	遮蔽水深を確保した状態で取り扱えること。
性能	機能確認	容量確認	容量及び所定の動作について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。 横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

表－２　３号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において構内用輸送容器を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても構内用輸送容器を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造であること。
				重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過させない構造であること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
				フックは外れ防止装置を有する構造であること。
性能	機能確認	容量確認	容量及び所定の動作について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。 横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

２号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

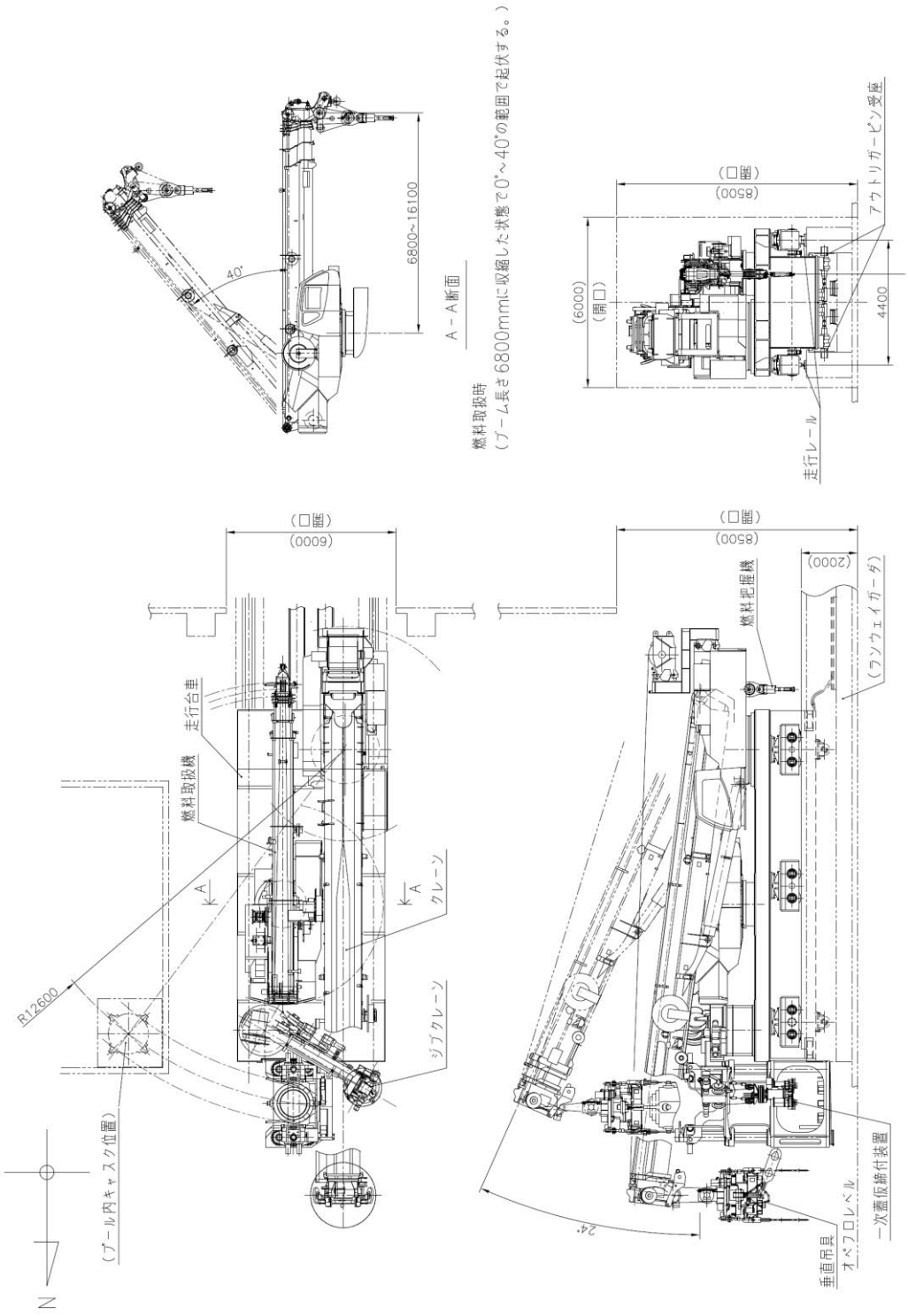
２号機燃料取扱設備の機能に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。また，燃料取扱設備，燃料把握機，垂直吊具の外形図を図－１，図－２及び図―３に示す。

表－１　２号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（燃料取扱機）

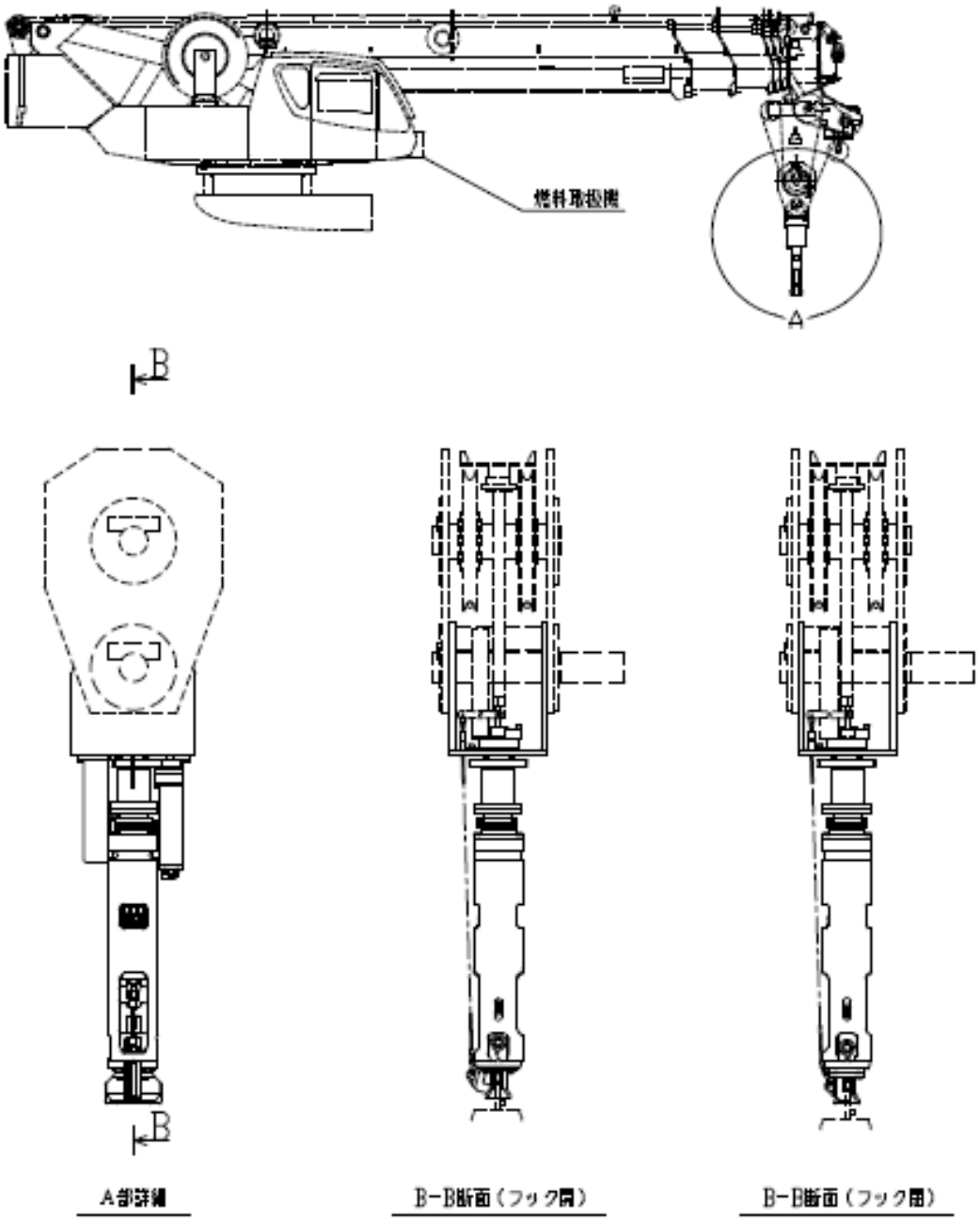
確認事項	確認項目		確認内容	判定基準	検査場所
落下防止	機能確認		単一故障において燃料集合体を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても定格容量を保持し続ける構造であること。 動力源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造であること。	工場
				駆動空気圧喪失時にフックが開かない構造であること。	工場
				ラッチ機構により固定されフックを開くことができない構造であること。	工場
				過荷重時に上昇を阻止すること。	工場
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。	工場
臨界防止	機能確認		燃料集合体取り扱い時の臨界防止機能について確認する。	燃料集合体を１体ずつ取り扱う構造であること。	工場
遮蔽	機能確認		燃料集合体取り扱い時の遮蔽機能について確認する。	遮蔽水深を確保した状態で取り扱えること。	現地
性能	機能確認	容量確認	容量について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。	工場
性能	性能確認	動作確認	所定の動作について確認する。	燃料集合体を取扱う状態で伸縮，起伏，旋回，昇降が可能なこと。	現地

表－２　２号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（クレーン）

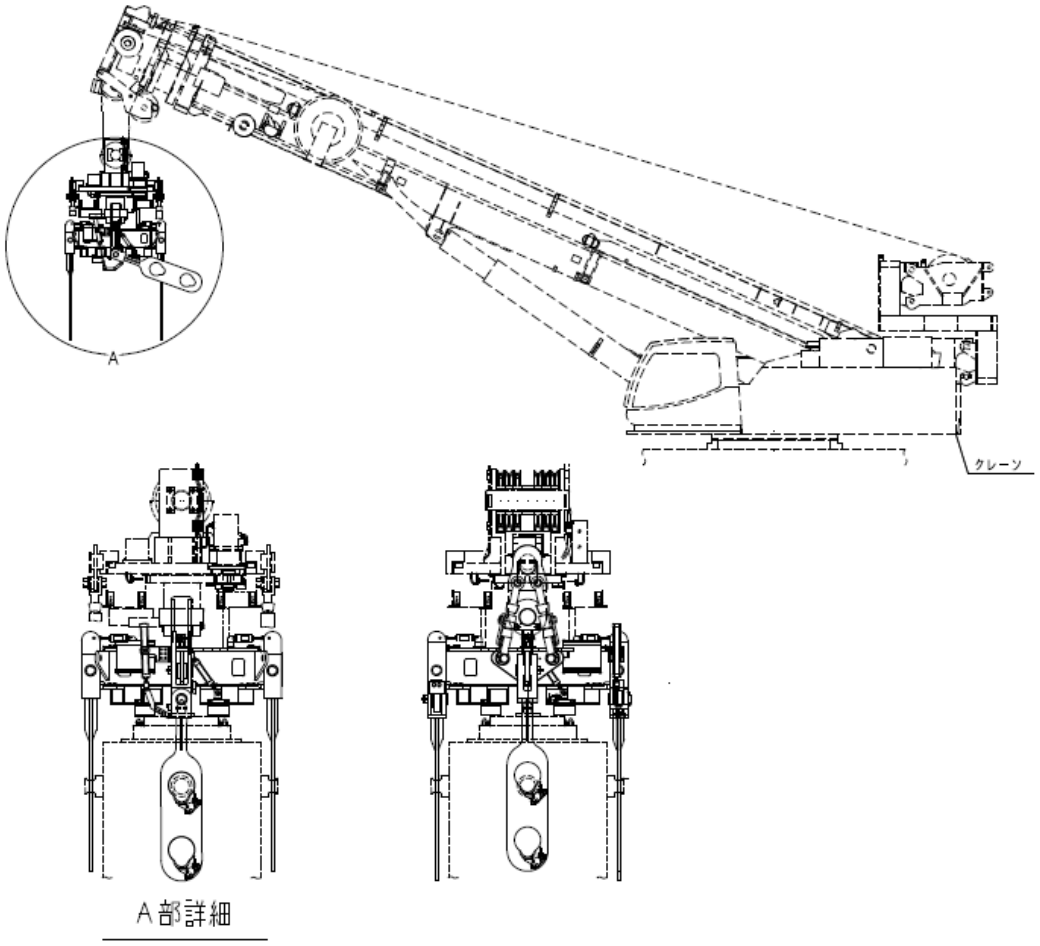
確認事項	確認項目		確認内容	判定基準	検査場所
落下防止	機能確認		単一故障において構内用輸送容器を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても定格容量を保持し続ける構造であること。 動力源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造であること。	工場
				構内用輸送容器を取扱う状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過させない機能を有すること。	現地
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。	工場
				垂直吊具は外れ止め装置を有する構造であること。	工場
性能	機能確認	容量確認	容量について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。	工場
性能	性能確認	動作確認	所定の動作について確認する。	構内用輸送容器を取扱う状態で旋回，昇降が可能なこと。	現地



図－１　燃料取扱設備　外形図



図－２　燃料把握機　外形図



図－３　垂直吊具　外形図

１号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項

１号機燃料取扱設備の機能に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。また，燃料取扱設備の外形図を図－１，図－２に示す。

表－１　１号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において燃料集合体を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても定格容量を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電磁ブレーキで保持する構造であること。
				空気喪失時にフックが開かない構造であること。
				ラッチ機構により固定されフックを開くことができない構造であること。
				過荷重時に上昇を阻止すること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
臨界防止	機能確認		燃料集合体取り扱い時の臨界防止機能について確認する。	燃料集合体を１体ずつ取り扱う構造であること。
遮蔽	機能確認		燃料集合体取り扱い時の遮蔽機能について確認する。	遮蔽水深を確保した状態で取り扱えること。
性能	機能確認	容量確認	容量について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。
	性能確認	動作確認	所定の動作について確認する。	横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

表－２　１号機燃料取扱設備の機能に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
落下防止	機能確認		単一故障において構内用輸送容器を落下させないことを確認する。	動力源が喪失した場合においても定格容量を保持し続ける構造であること。 動力源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造であること。
				重量物を吊った状態で使用済燃料貯蔵ラック上を通過させない構造であること。
				二重のワイヤロープで保持する構造であること。
				フックは外れ止め装置を有する構造であること。
性能	機能確認	容量確認	容量について確認する。	実施計画通りの荷重が吊り上げ可能なこと。
	性能確認	動作確認	所定の動作について確認する。	横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

図－１　燃料取扱機　外形図

図－２　クレーン　外形図

放射線モニタリングに関する説明書

1　概要

本説明書は，放射線管理用計測装置の構成並びに計測範囲及び警報動作範囲について説明するものである。

2　４号機放射線モニタリング

2.1　４号機放射線モニタリングの基本方針

燃料取扱時及び非常時において，エリア放射線モニタは使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を連続計測する目的で設置する。その計測結果を計装監視設備の現場盤に集約し，現場盤のデータはネットワーク回線経由で免震重要棟内 PC に集約し，集中監視する。

なお，エリア放射線モニタは試験及び検査ができる設計とする。

エリア放射線モニタを含む制御回路は，無停電電源装置を有しており，瞬停時にも計測を継続可能とする。

(1) 使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測する装置

本計測装置は，使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測して，その計測結果を現場盤にて指示及び記録するとともに，免震重要棟で指示値を確認できるものとする。また，放射線基準設定レベルを超えた時には免震重要棟及び現場設置箇所にて警報を発信する。

表 2.1-1　４号機エリア放射線モニタ仕様

名称	検出器の種類	計測範囲	警報動作範囲	取付箇所	個数
使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタ	半導体検出器	10^{-3}～10mSv/h	計測範囲内で可変	４号機　原子炉建屋 5FL (燃料取り出し用カバーオペフロ階)	2

(2) 計測範囲の設定に関する考え方

測定下限値はバックグラウンドレベルが測定でき，測定上限値は設定すべき警報動作値を包含する範囲とする。

(3) 警報動作範囲の設定に関する考え方

警報動作値は，異常を検知する観点からバックグラウンドと有意な差を持たせると同時に，作業安全を考慮した適切な値とする。

2.2　４号機エリア放射線モニタの構成

使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を半導体検出器を用いてパルス信号として検出する。検出したパルス信号を演算装置にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後，線量当量率を現場盤にて指示及び記録するとともに，免震重要棟にて指示値を表示する。

また，演算装置にて警報設定値との比較を行い，線量当量率が警報設定値に達した場合には，免震重要棟内に警報音とともに一括警報及び個別警報表示を行う。

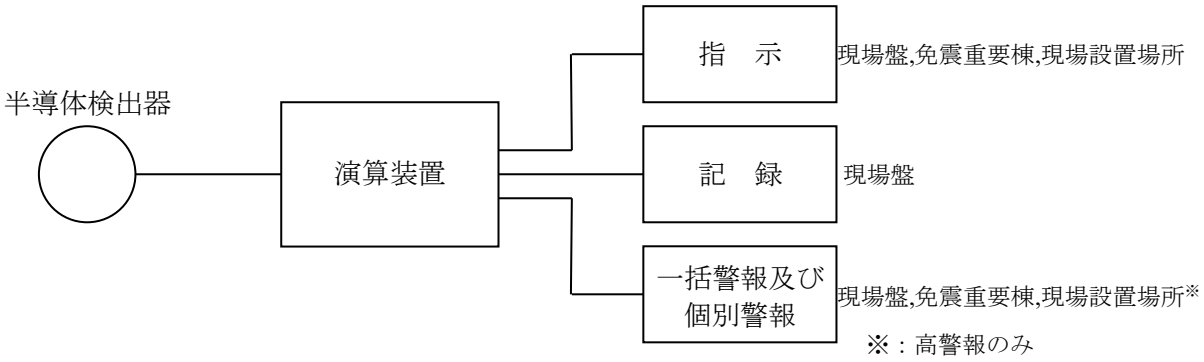


図 2.2-1　４号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ概略構成図

2.3　４号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタの配置

４号機使用済燃料キャスクの移動ルート（SFP 近傍／搬出入口近傍）の 2 箇所に設置する（図 2.3-1 参照）。

検出器のボトムが床から 1500±100mm となるよう壁または柱に設置する。

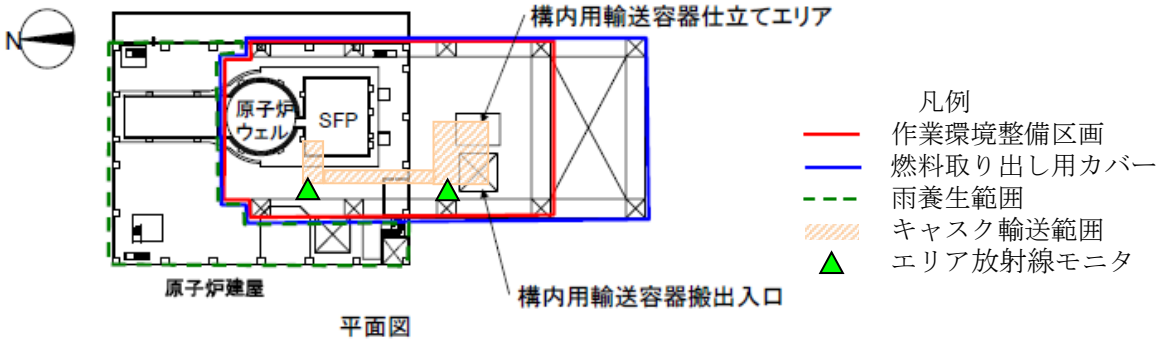


図 2.3-1　４号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ配置図

3　３号機放射線モニタリング

3.1　３号機放射線モニタリングの基本方針

通常時及び非常時において，エリア放射線モニタは使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を連続計測する目的で設置する。その計測結果は現場盤を介して伝送用 PC に集約し，伝送用 PC のデータはネットワーク回線経由で免震重要棟内の監視 PC に集約・表示し集中監視する。

なお，エリア放射線モニタは試験及び検査ができる設計とする。

(1) 使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測する装置

本計測装置は，使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測して，その計測結果を現場盤にて指示及び記録するとともに，免震重要棟で指示を確認できるものとする。

また，放射線基準設定レベルを超えた時には免震重要棟及び現場設置箇所にて警報を発信する。

表 3.1-1　３号機エリア放射線モニタ仕様

名称	検出器の種類	計測範囲	警報動作範囲	取付箇所	個数
使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタ	半導体検出器	10^{-2}～10^{2}mSv/h	計測範囲内で可変	３号機　燃料取り出し用カバー 燃料取り出し作業フロア	2

(2) 計測範囲の設定に関する考え方

測定下限値はバックグラウンドレベルが測定でき，測定上限値は設定すべき警報動作値を包含する範囲とする。

(3) 警報動作範囲の設定に関する考え方

警報動作値は，異常を検知する観点からバックグラウンドと有意な差を持たせると同時に，作業安全を考慮した適切な値とする。

3.2　３号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタの構成

使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を半導体検出器を用いてパルス信号として検出する。検出したパルス信号を演算装置にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後，線量当量率を現場盤にて指示及び記録するとともに，免震重要棟にて指示値を表示する。

また，演算装置にて警報設定値との比較を行い，線量当量率が警報設定値に達した場合には，免震重要棟に警報音とともに一括警報及び個別警報表示を行う。

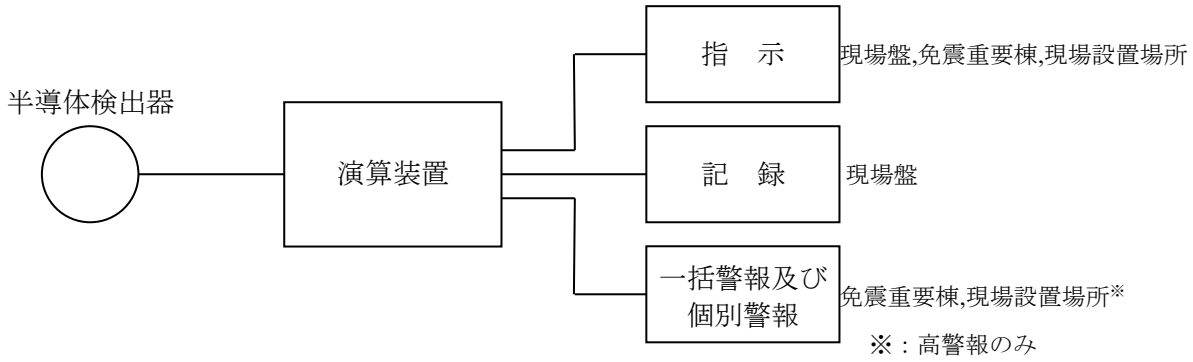


図 3.2-1　３号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ概略構成図

3.3　３号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタの配置

３号機燃料取り出し用カバー　燃料取り出し作業フロア（東側メンテナンスエリア／西側メンテナンスエリア）の２箇所に設置する（図 3.3-1 参照）。

検出器のボトムが床から 1300±100㎜となるよう床から自立させて設置する。

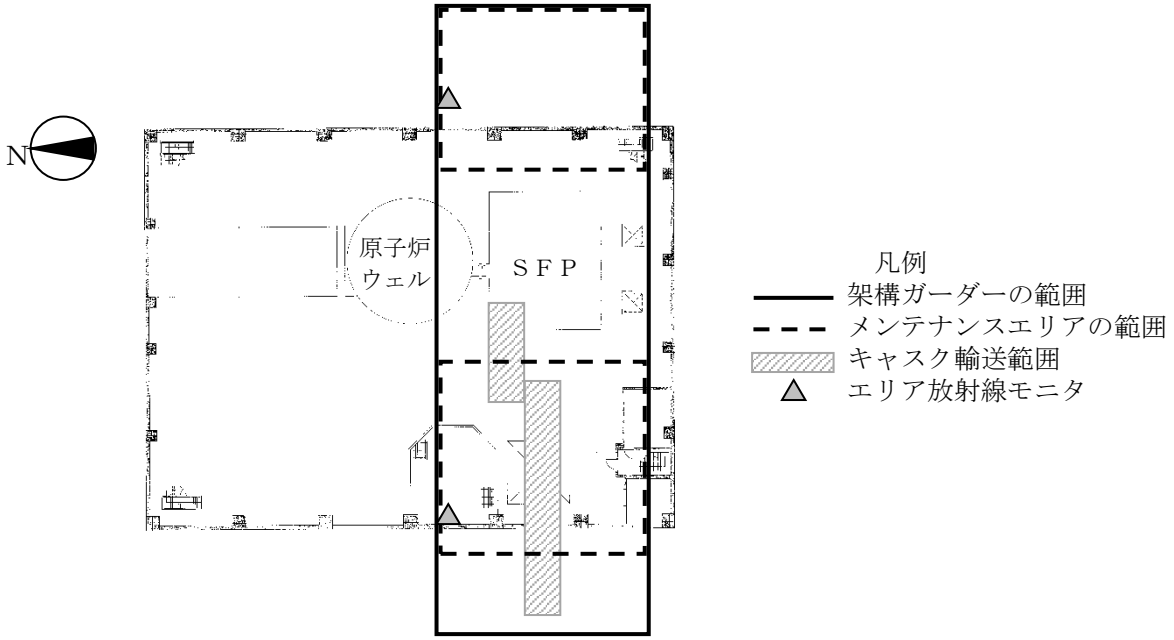


図 3.3-1　３号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ配置図

4　２号機放射線モニタリング

4.1　２号機放射線モニタリングの基本方針

通常時及び非常時において，エリア放射線モニタは燃料取り出し用構台内作業エリアの線量当量率を計測する目的で設置する。その計測結果は現場盤を介して伝送用 PC に集約し，伝送用 PC のデータはネットワーク回線経由で免震重要棟内の監視 PC に集約・表示し集中監視する。

なお，エリア放射線モニタは試験及び検査ができる設計とする。

(1) 燃料取り出し用構台内作業エリアの線量当量率を計測する装置

本計測装置は，燃料取り出し用構台内作業エリアの線量当量率を計測して，その計測結果を現場盤及び現場設置場所にて指示するとともに，免震重要棟で指示及び記録するものとする。

また，放射線基準設定レベルを超えた時には免震重要棟及び現場設置箇所にて警報を発信する。

表 4.1-1　２号機エリア放射線モニタ仕様

名称	検出器の種類	計測範囲	警報動作範囲	取付箇所	個数
燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタ	半導体検出器	10^{-2}～10^{2}mSv/h	計測範囲内で可変	２号機 燃料取り出し用構台内作業エリア	2

(2) 計測範囲の設定に関する考え方

測定下限値はバックグラウンドレベルが測定でき，測定上限値は設定すべき警報動作値を包含する範囲とする。

(3) 警報動作範囲の設定に関する考え方

警報動作値は，異常を検知する観点からバックグラウンドと有意な差を持たせると同時に，作業安全を考慮した適切な値とする。

4.2　２号機燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタの構成

燃料取り出し用構台内作業エリアの線量当量率を，半導体検出器を用いてパルス信号として検出する。検出したパルス信号を演算装置にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後，線量当量率を現場盤及び現場設置場所にて指示するとともに，免震重要棟にて指示及び記録する。

また，演算装置にて警報設定値との比較を行い，線量当量率が警報設定値に達した場合には，免震重要棟に警報音とともに一括警報及び個別警報表示を行う。

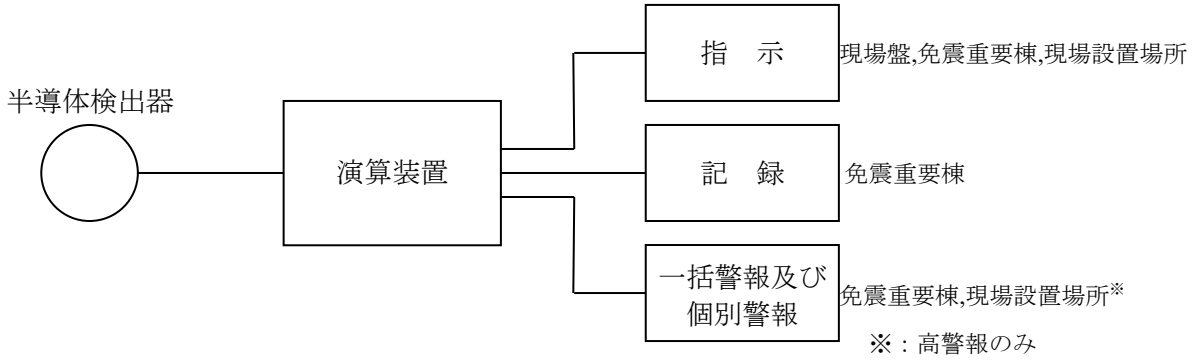


図 4.2-1　２号機燃料取り出し用構台内作業エリアのエリア放射線モニタ概略構成図

4.3　２号機燃料取り出し用構台内作業エリア放射線モニタの配置

燃料取り出し用構台内作業エリアの 2 箇所に設置する（図 4.3-1 参照）。

検出器のボトムが床から 1300±100mm となるよう床から自立させて設置する。

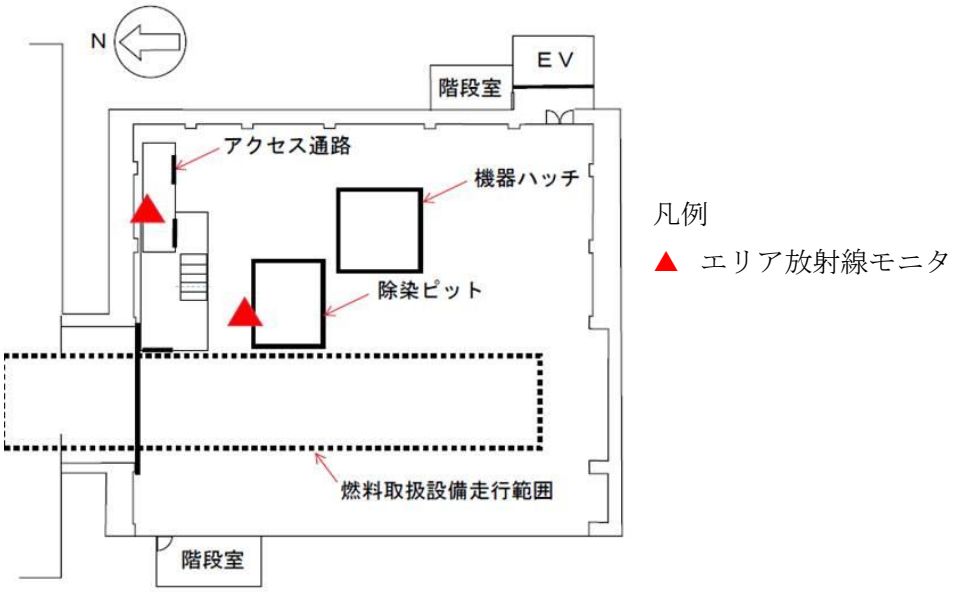


図 4.3-1　２号機燃料取り出し用構台内のエリア放射線モニタ配置図

5　1号機放射線モニタリング

5.1　1号機放射線モニタリングの基本方針

通常時及び非常時において，エリア放射線モニタは使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測する目的で設置する。その計測結果は現場盤に集約し，現場盤のデータはネットワーク回線経由で免震重要棟内監視装置に集約・表示し集中監視する。

なお，エリア放射線モニタは試験及び検査ができる設計とする。

(1) 使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測する装置

本計測装置は，使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を計測して，その計測結果を現場設置場所にて指示するとともに，免震重要棟で指示及び記録するものとする。

また，放射線基準設定レベルを超えた時には免震重要棟及び現場設置箇所にて警報を発信する。

表 5.1-1　1号機エリア放射線モニタ仕様

名称	検出器の種類	計測範囲	警報動作範囲	取付箇所	個数
使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタ	半導体検出器	10^{-4}～1mSv/h	計測範囲内で可変	1号機　大型カバー燃料取り出し作業エリア	2

(2) 計測範囲の設定に関する考え方

測定下限値はバックグラウンドレベルが測定でき，測定上限値は設定すべき警報動作値を包含する範囲とする。

(3) 警報動作範囲の設定に関する考え方

警報動作値は，異常を検知する観点からバックグラウンドと有意な差を持たせると同時に，作業安全を考慮した適切な値とする。

(4) 耐震設計に関する考え方

エリア放射線モニタは，地震によって計測機能が失われても，公衆への被ばく影響はないことから，耐震 C クラスに分類し，一般構造物と同等の耐震性を有する設計とする。

5.2　1号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタの構成

使用済燃料貯蔵プールエリアの線量当量率を，半導体検出器を用いてパルス信号として検出する。検出したパルス信号を演算装置にて線量当量率信号へ変換する処理を行った後，線量当量率を現場設置場所にて指示するとともに，免震重要棟にて指示及び記録する。

また，演算装置にて警報設定値との比較を行い，線量当量率が警報設定値に達した場合には，免震重要棟に警報音とともに一括警報及び個別警報表示を行う。

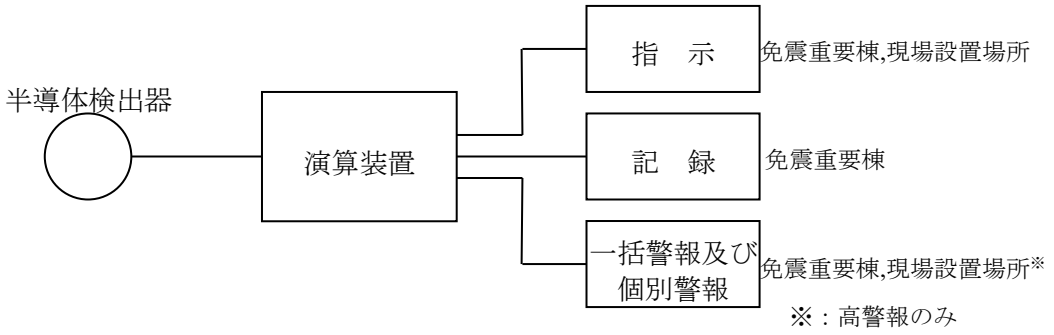


図 5.2-1　1号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ概略構成図

5.3　1号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタの配置

使用済燃料貯蔵プールエリアの2箇所に設置する（図5.3-1参照）。

検出器のボトムが床から1500±100mmとなるよう壁または床から自立させて設置する。

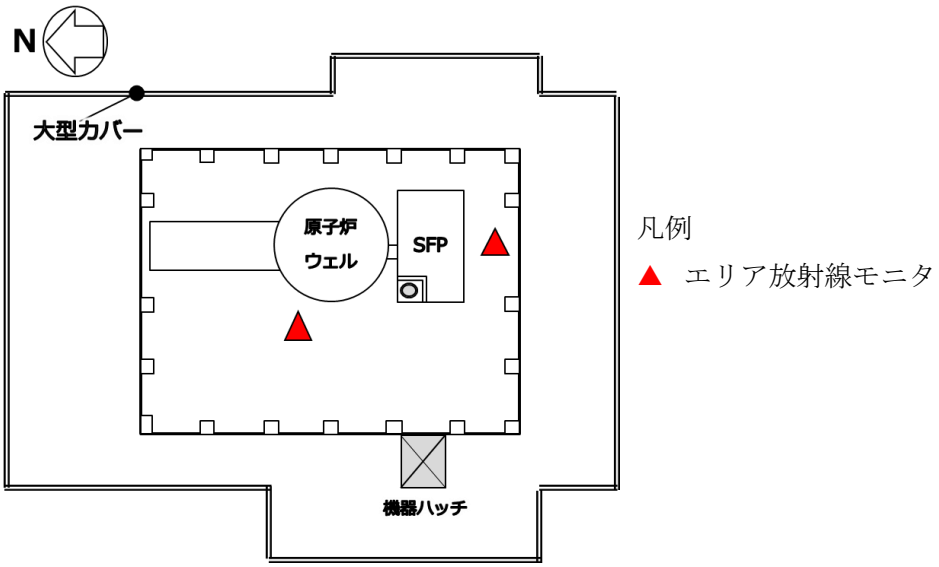


図5.3-1　1号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ配置図

6　別添

別添－1　4号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

別添－2　3号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

別添－3　2号機燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタに係る確認事項

別添－4　1号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

４号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

４号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る主要な確認事項を表－１に示す。

表－１　４号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画通りに施工・据付されていること。
	機能確認	警報確認	設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
	性能確認	線源校正確認	標準線源を用いて線量当量率を測定し，各検出器の校正が正しいことを確認する。	基準線量当量率に対する正味線量当量率が，許容範囲以内であること。
		校正確認	モニタ内のテスト信号発生部により，データ収集装置に各校正点の基準入力を与え，その時のデータ収集装置の指示値が正しいことを確認する。	各指示値が許容範囲以内に入っていること。

３号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

３号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る主要な確認事項を表－１に示す。

表－１　３号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

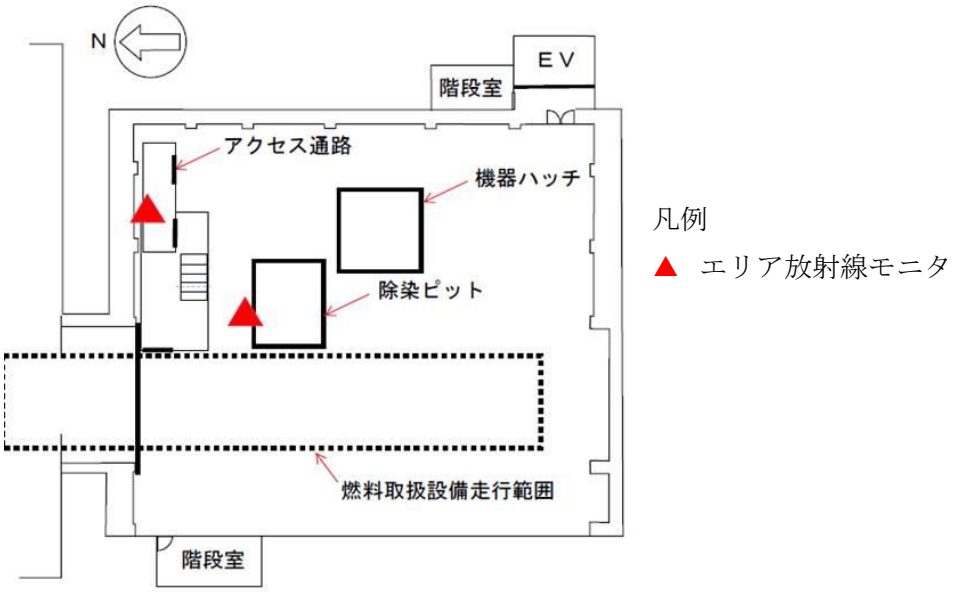
確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画通りに施工・据付されていること。
	機能確認	警報確認	設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
	性能確認	線源校正確認	標準線源を用いて線量当量率を測定し，各検出器の校正が正しいことを確認する。	基準線量当量率に対する正味線量当量率が，許容範囲以内であること。
		校正確認	モニタ内のテスト信号発生部により，各校正点の基準入力を与え，その時の監視ＰＣの指示値が正しいことを確認する。	各指示値が許容範囲以内に入っていること。

２号機燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタに係る確認事項

２号機燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタに係る主要な確認事項を表－１に，エリア放射線モニタの配置図を図－１に示す。

表－１　２号機燃料取り出し用構台内エリア放射線モニタに係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準	検査場所
監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。	現地
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画通りに施工・据付されていること。	現地
	機能確認	警報確認	設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。	現地
	性能確認	線源校正確認	標準線源を用いて線量当量率を測定し，各検出器の校正が正しいことを確認する。	基準線量当量率に対する正味線量当量率が，許容範囲以内であること。	現地
		校正確認	モニタ内のテスト信号発生部により，各校正点の基準入力を与え，その時の監視ＰＣの指示値が正しいことを確認する。	各指示値が許容範囲以内に入っていること。	現地



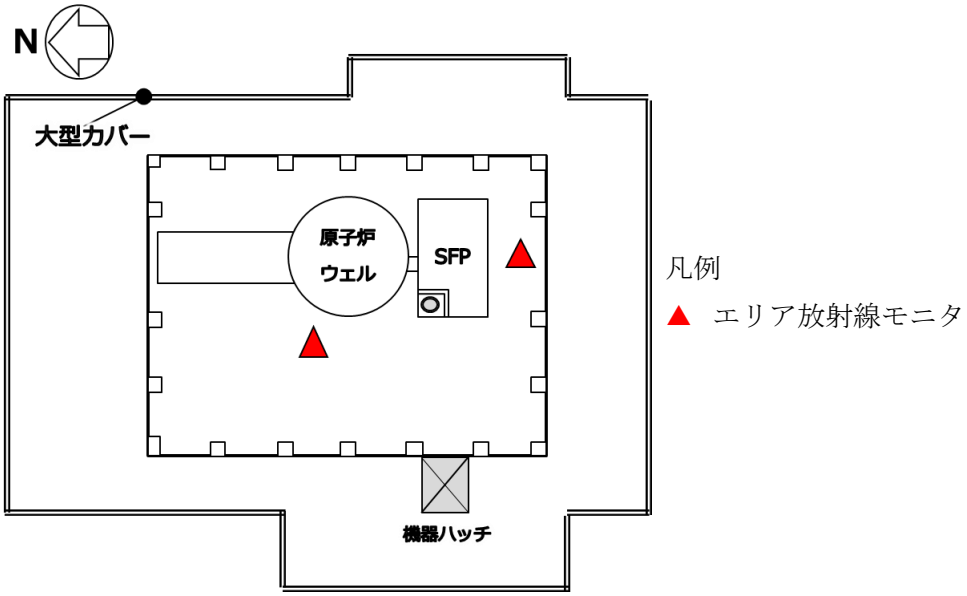
図－１　２号機燃料取り出し用構台内のエリア放射線モニタ配置図
（添付資料１－２　図 4.3-1 再掲）

１号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

１号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る主要な確認事項を表－１に，エリア放射線モニタの配置図を図－１に示す。

表－１　１号機使用済燃料貯蔵プールエリア放射線モニタに係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画通りに施工・据付されていること。
	機能確認	警報確認	設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
	性能確認	線源校正確認	標準線源を用いて線量当量率を測定し，各検出器の校正が正しいことを確認する。	基準線量当量率に対する正味線量当量率が，許容範囲以内であること。
		校正確認	模擬入力により，各校正点の基準入力を与え，その時の監視装置の指示値が正しいことを確認する。	各指示値が許容範囲以内に入っていること。



図－１　１号機使用済燃料貯蔵プールエリアのエリア放射線モニタ配置図
（添付資料１－２　図 5.3-1 再掲）

燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書

1.　概要

福島第一１～４号機　使用済燃料プール（以下，ＳＦＰ）に貯蔵されている燃料は，海水注入等による水質環境変化，原子炉建屋爆発に伴うがれきの落下を経験しており，燃料を使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する前に，取り扱いに必要な機能を有していることを確認しておく必要がある。

燃料健全性を確認するための検査としてはシッピング検査や外観検査といった検査が考えられるが，燃料検査装置が損傷していること，ＳＦＰ周辺は空間線量が高いことから，通常行われている検査を行うことは困難な状況にある。このため，海水注入等による水質環境変化についてはＳＦＰ水質を模擬した燃料部材の腐食試験等により，がれきの落下についてはがれきが衝突する上部タイプレート（以下，ＵＴＰ）の変形程度を確認することにより，燃料健全性への影響について確認する。

燃料健全性への影響がない燃料集合体は２号機においては２号機構内用輸送容器，３号機においては３号機構内用輸送容器，４号機においては既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する。

2.　震災時のＳＦＰの状況

福島第一１～４号機は地震後の津波によりプール水の冷却機能が喪失し，使用済燃料からの崩壊熱によりプール水が蒸発したが，放水車や既設のＦＰＣ配管を用いた注水によりＳＦＰ内の燃料が冠水した状態を維持することができた。１号機，３号機，４号機は水素爆発により建屋が損傷しており，水中カメラを用いて３号機，４号機のＳＦＰ内を調査したところ，がれきが散乱していることを確認している。

水質分析の結果，塩化物イオン濃度は４号機で約 2500ppm，pH は３号機で 11.2 が確認された。以下に福島第一１～４号機の震災時のＳＦＰの水質について記載する。

2.1.　１号機ＳＦＰの状況

震災発生時に１号機のＳＦＰには使用済燃料292体，新燃料100体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，コンクリートポンプ車による放水（淡水）やＦＰＣ配管による注水（淡水）により，図２－１に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。平成23年8月10日に代替冷却系によるＳＦＰ冷却を開始した。冷却開始時の水温は約47℃（代替冷却系入口温度）だったが，平成23年8月27日頃には安定した状態になった。

なお，１号機ＳＦＰには海水注入を行っていない。

2.2.　２号機ＳＦＰの状況

震災発生時に２号機のＳＦＰには使用済燃料587体，新燃料28体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，ＦＰＣ配管を用いた注水（海水又は淡水）により，図２－２に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。平成23年5月31日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始時の水温は70℃（ＳＦＰ温度計指示値）だったが，平成23年6月5日頃には安定した状態になった。また，平成24年1月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1600ppmであったが，平成24年7月に十分低い濃度に達したことから，塩分除去作業を完了した（保安規定制限値：100ppm)。塩分濃度の推移を図２－３に示す。

2.3.　３号機ＳＦＰの状況

震災発生時に3号機のＳＦＰには使用済燃料514体，新燃料52体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，放水車，屈折放水塔車，コンクリートポンプ車による放水（海水又は淡水）や既設のＦＰＣ配管を用いた注水により図２－４に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。

ＳＦＰ水を分析したところ，落下したコンクリートからカルシウム等が溶出し，ＳＦＰ水がアルカリ性を示すことが確認された。このため，ＳＦＰ内の設備の腐食を防止するためにホウ酸水を注水して中和した。注水前には強アルカリ性（pH11.2，平成23年5月8日測定）であったが，注水後には弱アルカリ性（pH9.0，平成23年7月7日測定）になった。

平成23年6月30日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始時の水温は約62℃（代替冷却系入口温度）だったが，平成23年7月7日頃には安定した状態になった。また，平成24年4月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1600ppmであったが，平成25年3月に十分低い濃度に達したことから塩分除去作業を完了した。塩分濃度の推移を図２－５に示す。

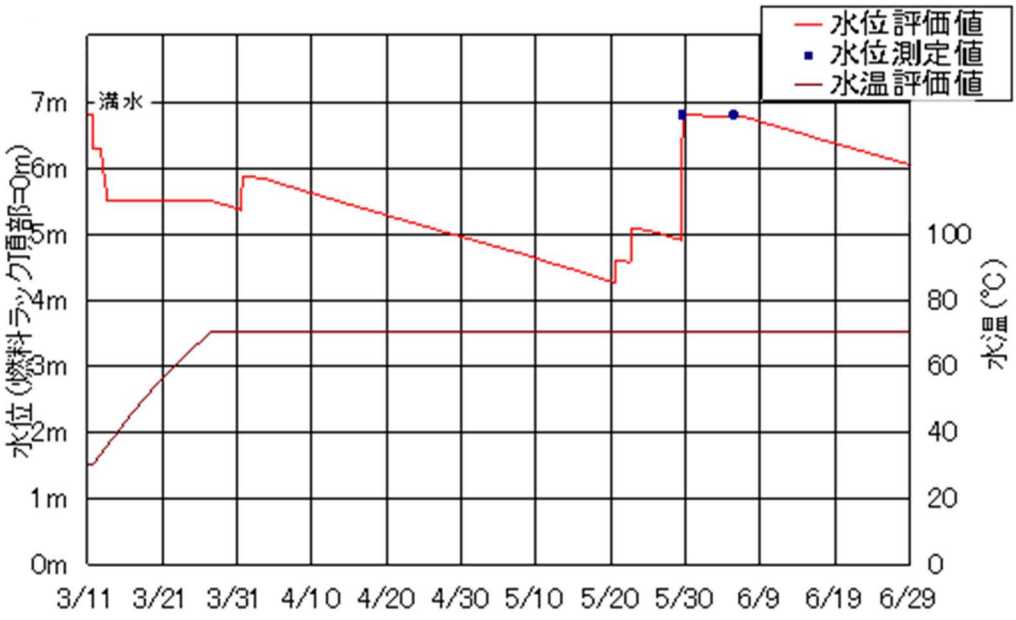
2.4.　４号機ＳＦＰの状況

震災発生時に4号機のＳＦＰには使用済燃料1331体，新燃料204体が貯蔵されていた。震災に伴う全交流電源喪失により，平成23年3月11日にＳＦＰの冷却機能及び補給水機能が喪失したが，高圧放水車，コンクリートポンプ車を用いた放水（海水又は淡水）により図２－６に示すとおり燃料が冠水した状態を維持することができた。

福島第一１～４号機ＳＦＰの中で最も発熱量が高い４号機では，平成23年3月22日より海水注水を実施しており，平成23年5月7日には約2500ppmの塩化物イオン濃度が測定され

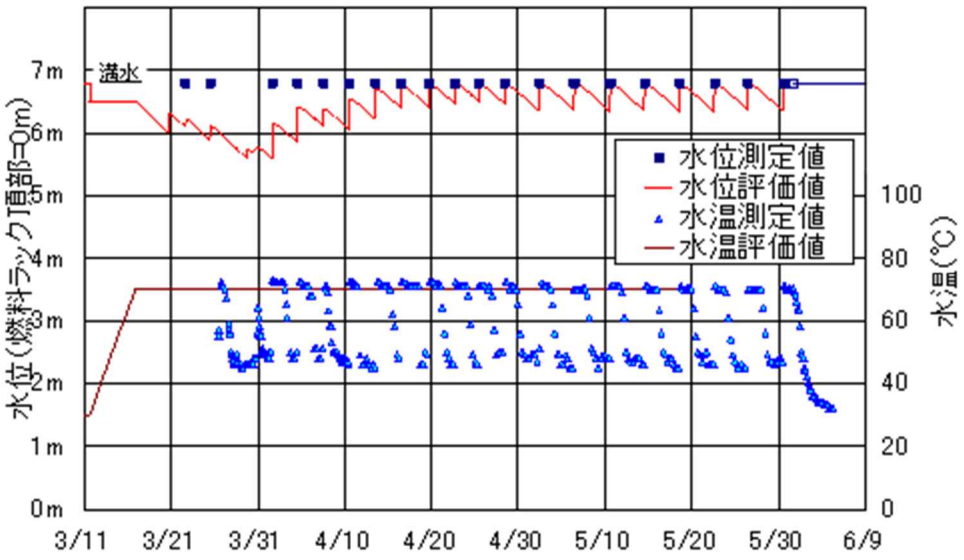
た。淡水に切替えた以降は，約2000～2500ppmの塩化物イオン濃度で推移した。

平成23年7月31日に代替冷却系によるＳＦＰ水冷却を開始した。冷却開始前の水温は90℃程度と評価されているが，冷却開始後は夏場でも40℃程度で安定的に推移した。また，平成23年8月から塩分除去作業を開始した。塩分除去開始前の塩化物イオン濃度は1944ppmであったが，平成24年10月に塩化物イオン濃度9ppm程度と十分低い濃度に達したことから塩分除去作業を完了した。塩分濃度の推移を図２－７に示す。



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－１　１号機ＳＦＰの評価結果



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－２　２号機ＳＦＰの評価結果

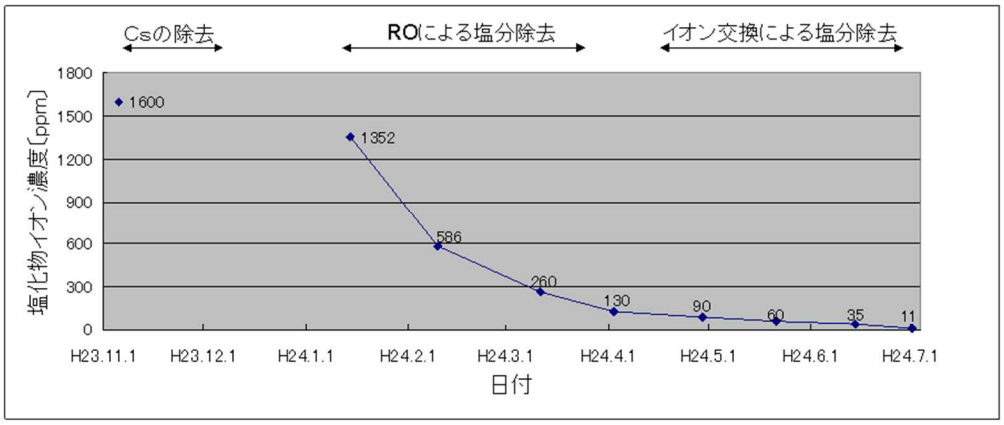
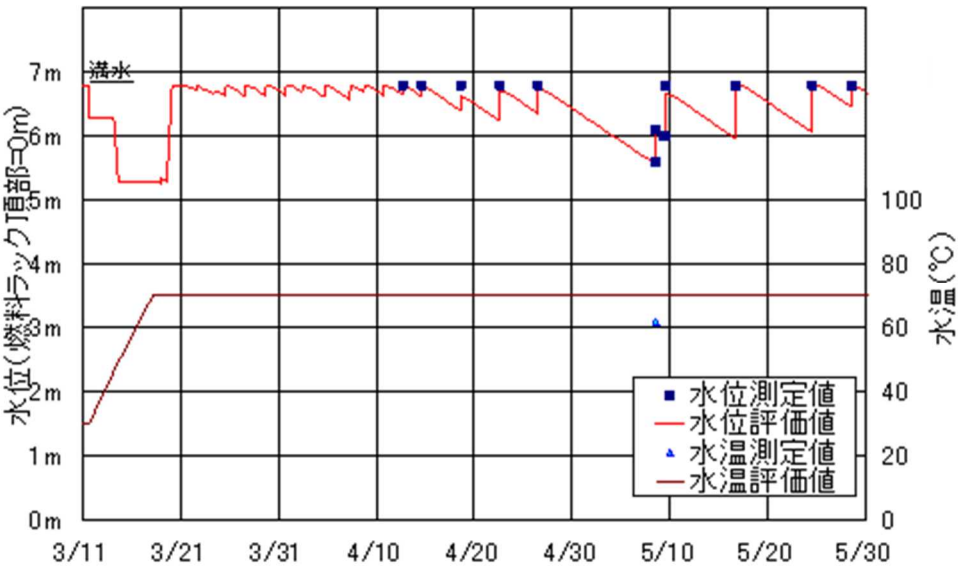


図２－３　２号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果



日付は平成 23 年の月/日を示す

図２－４　３号機ＳＦＰの評価結果

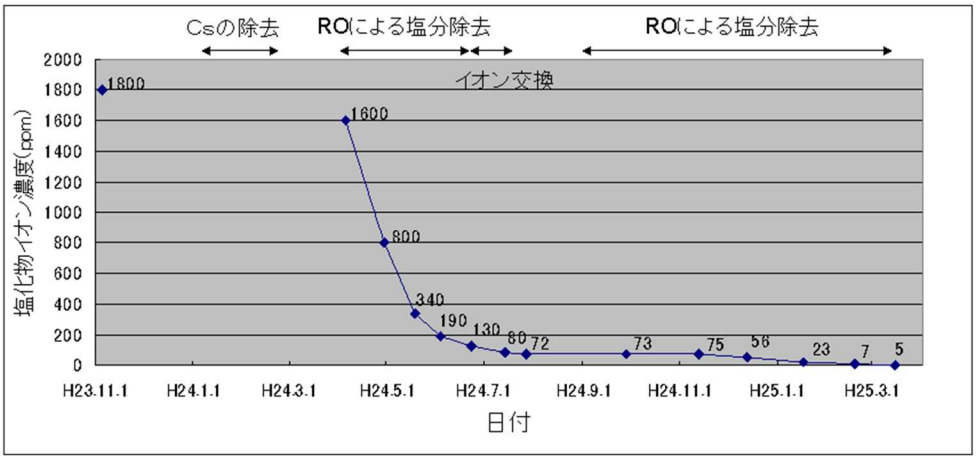
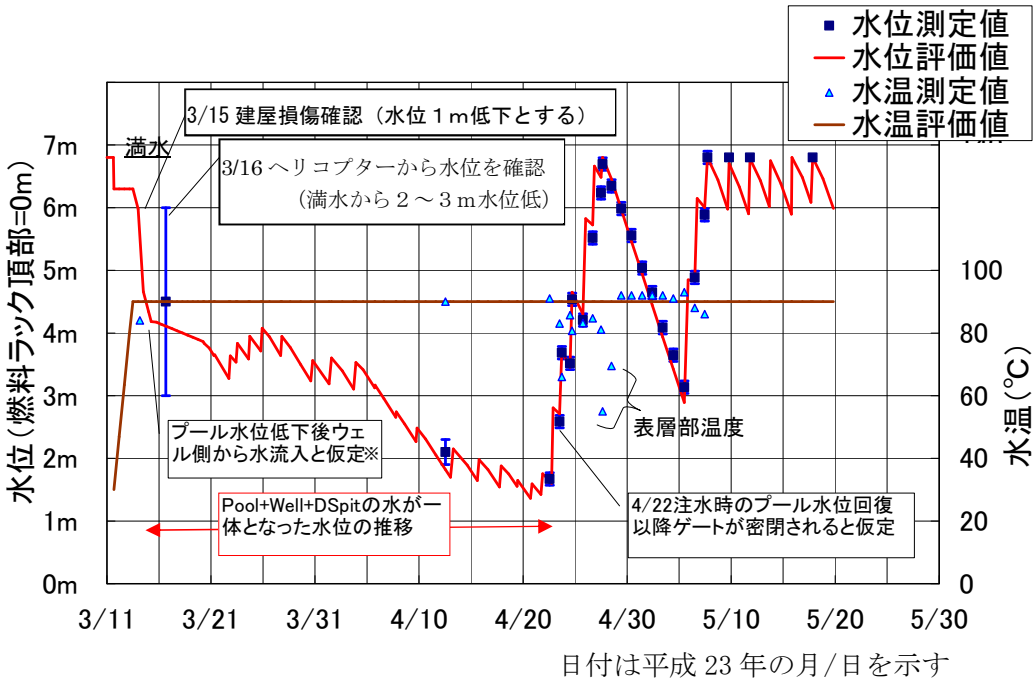


図２－５　３号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果



※　地震発生時，原子炉ウェル側は満水状態であったため，水位評価値においては，ウェル・ＤＳピット側からプール側への水の流入を考慮している。

図２－６　４号機ＳＦＰの評価結果

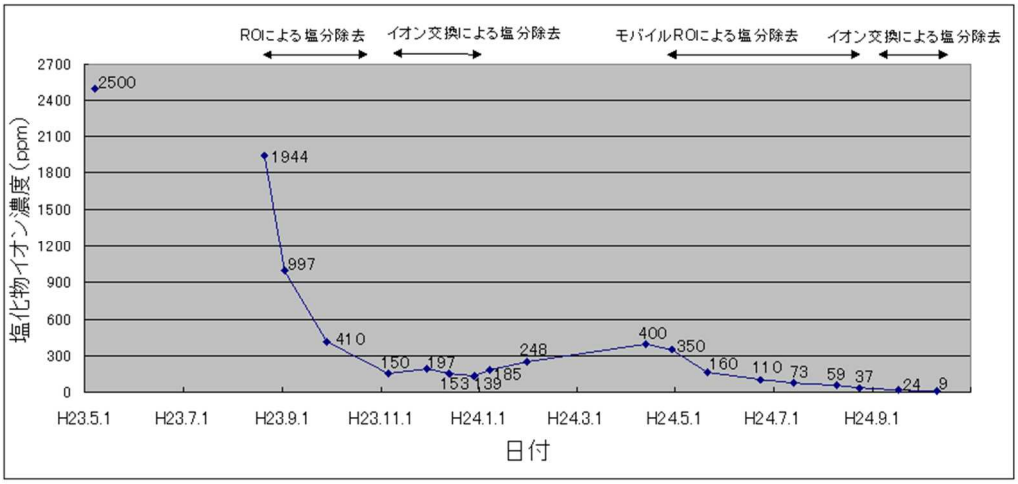


図２－７　４号機ＳＦＰ塩化物イオン濃度の評価結果

3.　燃料取り扱いに必要な機能

福島第一１～４号機ＳＦＰに保管されている燃料集合体は，原子炉に装荷して使用する計画はないが，使用済燃料共用プール（４号機ＳＦＰに貯蔵されている新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出するための取り扱いに必要な機能を有している必要がある。

3.1.　燃料集合体の吊上げ

燃料取扱機は，燃料集合体のＵＴＰのハンドルを把持する。ＵＴＰは８本の結合燃料棒とナットを介して結合され，結合燃料棒の下端は下部タイプレート（以下，ＬＴＰ）に結合されている。結合燃料棒以外の燃料棒は，ＵＴＰとＬＴＰの間に挟まれているが，結合されてはいない。

結合燃料棒の引張強度は１本あたり 500kg 以上であり，ＵＴＰ，結合燃料棒１本（端栓，燃料被覆管及びナット）及びＬＴＰが健全であれば，燃料集合体（約 300kg）を吊上げることができる。

3.2.　構内用輸送容器の収納条件

２号機，３号機及び４号機ＳＦＰに貯蔵されている震災以前から存在する漏えい燃料等やハンドル部が変形し燃料健全性への影響が疑われる燃料の輸送で用いる構内用輸送容器を除く，構内用輸送容器は，燃料ペレットが燃料被覆管に密封されていることを前提として安全評価を行っている。このため，構内用輸送容器に収納する前に，燃料被覆管健全性を確認する必要がある。

4.　海水注入等による燃料構造材の腐食

燃料を構成する材料であるジルカロイ２，ステンレス鋼は腐食に強い材料であり，腐食する可能性は低い。しかしながら，念のため，ＳＦＰの水質（海水注水，pH，水温）を模擬した腐食試験と４号機ＳＦＰに保管されていた新燃料の外観点検を行った。その結果，燃料健全性に影響を与えるような腐食は確認されなかった。

このため，福島第一１～４号機ＳＦＰに貯蔵されている燃料において燃料健全性に影響する腐食はないと考える。

4.1.　腐食試験

福島第一１～４号機ＳＦＰの水質環境の影響を評価するため，腐食試験を行った。海水注水の影響確認は，最も多くの海水を注水した４号機ＳＦＰの水質環境を試験条件とした。pH は最も多くのコンクリートが混入した３号機ＳＦＰの水質環境を試験条件とした。

4.1.1.　試験条件

腐食試験の試験条件を表４－１に，試験片の形状を表４－２，表４－３，各部材の材質を

表４－４に示す。

4.1.1.1.　海水注水による影響の確認

試験片は燃料の吊り上げに必要な部材である結合燃料棒及び結合燃料棒とＵＴＰまたはＬＴＰとの結合部（ナットと膨張スプリングを含む）とした。

試験時間は４号機の温度履歴を考慮し 3500 時間とした。3500 時間は４号機のＳＦＰに海水注入してから代替冷却系による冷却を開始するまでの期間を包絡している。また，時間に対する腐食程度の傾向を把握するために，2000 時間についても実施した。

水質環境は，４号機の水質環境を模擬して３つのフェーズに分割した。

(1)　フェーズ１：平成 23 年 3 月 22 日～平成 23 年 5 月 7 日までの環境条件

平成 23 年 5 月 7 日には塩化物イオン濃度 2500ppm が測定されている。しかしながら，水位が低かった時にはこれより濃度が高かったと考えられる。よって，保守的に人工海水の約３倍希釈とし，塩化物イオン濃度 6000ppm で 1200 時間浸漬し，その後 2500ppm で浸漬した。水温は冷却前の水温である 90℃とした。

(2)　フェーズ２：平成 23 年 5 月 7 日以降の環境条件

平成 23 年 5 月 7 日には塩化物イオン濃度 2500ppm が測定され，図２－７に示すとおり平成 23 年 8 月 20 日には 1944ppm が測定された。この間，海水注入は行われていないことから，平成 23 年 5 月 7 日以降の環境条件を塩化物イオン濃度 2500ppm，温度 90℃とした。

(3)　フェーズ３：環境改善後の環境条件

図２－７に示すとおり試験条件を検討した時期（平成 24 年 4 月）に塩化物イオン濃度 400ppm が測定されたため，塩化物イオン濃度 400ppm，温度 40℃を環境改善後の環境条件に設定した。

現在は 100ppm 以下で管理されている。

4.1.1.2.　アルカリ化による影響の確認

コンクリートがれきによるアルカリ化の影響を確認するため，コンクリートから溶出するアルカリ金属（Ca 等）として，$Ca(OH)_2$の薬剤で pH11.2 に調整した。

塩化物イオン濃度及び水温は，測定データ及び海水注水による影響評価試験の条件を考慮して 2500ppm，また３号機ＳＦＰの水温 70℃を設定した。試験時間は，海水注水による影響評価試験の条件を考慮して，　2000 時間及び 3500 時間とした。

4.1.1.3.　照射影響の確認

照射材と未照射材との差異を確認するため，比較試験を実施した。照射材は，福島第二原子力発電所１号機で５サイクル照射した後に取り出した９×９燃料Ａ型少数体装荷燃料

（集合体平均燃焼度：53GWd/t）の上部端栓，下部端栓（燃料被覆管を含む）及びＬＴＰとした。

環境条件は，海水注水による影響評価試験の条件を考慮して，温度 90℃，塩化物イオン濃度 2500ppm，中性の環境を選定した。試験時間は 2000 時間とした。

4.1.2.　試験結果

図４－１～図４－５に腐食試験の代表的な結果を示す。

燃料吊り上げ時の荷重負担部位のうち，ジルカロイ製部材（端栓，被覆管）については，有意な腐食は見られなかった。図４－１ではニッケル基合金の膨張スプリングに腐食が見られるが，詳細観察の結果，膨張スプリング近傍の上部端栓，ＵＴＰの減肉は見られない。なお，膨張スプリングは吊り上げ時の荷重負担部位ではないため，吊上げ機能には影響しない。また，ジルカロイ製部材（上部端栓）とステンレス製部材（ナット）との接触部（ねじ山）に有意な腐食は見られなかった。

一方，ステンレス製の荷重負担部材（ＵＴＰ，ＬＴＰ及びナット）については，表面の軽微な腐食を示す着色が観察され，一部の試験片では部材内部に及ぶ孔食が観察された。図４－５にＵＴＰに観察された孔食を示す。孔食は単発的に発生しており，偶発的で発生頻度は限定的なものと考えられるため，腐食の集中により荷重負担部材の強度が低下する可能性は小さく，吊上げ機能には影響しないと考える。また，漏えい流制御板の押さえ板と押さえねじの接触部で腐食が観察されているが，腐食はねじ部近傍に限定されており吊上げ機能には影響しない。

図４－６，図４－７に引張試験の結果について示す。図に示すとおり，浸漬後の試験片でも浸漬してない試験片でも最大荷重に有意な差はなく，強度劣化は確認されなかった。

4.2.　４号機使用済燃料プール内に保管された新燃料の外観点検

平成 24 年 7 月に４号機ＳＦＰから未照射の新燃料を２体取り出し，うち１体について詳細な外観点検を実施した。ＵＴＰ，結合燃料棒（端栓，被覆管及びナット）及びＬＴＰに顕著な腐食は確認されなかった。

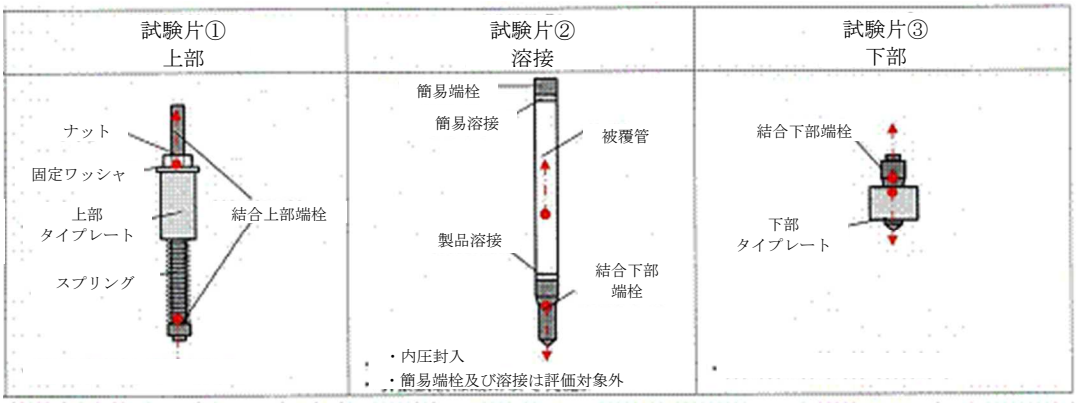
図４－８，図４－９にジルカロイ製部材（上部端栓）とステンレス製部材（ナット）の接触部を示す。ジルカロイ製部材とステンレス製部材の接触部にも腐食は確認されなかった。図４－１０にＬＴＰの観察結果を示す。ＬＴＰの一部分に僅かな錆が見られたが，全体的に有意なキズも腐食もない状況であった。尚，錆は限定的であり，腐食の集中による荷重負担部材の強度が低下する可能性は小さく，吊上げ機能には影響しないと考える。

表４－１　腐食試験の試験条件

想定項目		試験条件，温度，塩化物イオン濃度	燃料タイプ	予備酸化膜	試験片①	試験片②	試験片③	備考
海水注水による影響の確認	フェーズ１	90℃，6000 ppm で 1200h の浸漬後，90℃，2500ppm で浸漬	9×9 燃料（A 型）未照射材	無	○	△	○	
				有	○	△	○	
			9×9 燃料（B 型）未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
	フェーズ２	90℃，2500ppm	9×9 燃料（A 型）未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
			9×9 燃料（B 型）未照射材	無	○	－	○	
	フェーズ３	40℃，400ppm	9×9 燃料（A 型）未照射材	無	○	－	○	
				有	○	－	○	
			9×9 燃料（B 型）未照射材	無	○	－	○	
アルカリ化による影響の確認		70℃，2500ppm	9×9 燃料（A 型）未照射材	無	○	－	○	高 pH
					○	－	○	比較材
照射影響の確認		90℃，2500ppm（照射影響比較試験）	9×9 燃料（A 型）照射材	照射により有	▲	－	▲	
			9×9 燃料（A 型）未照射材	無	▲	－	▲	比較材

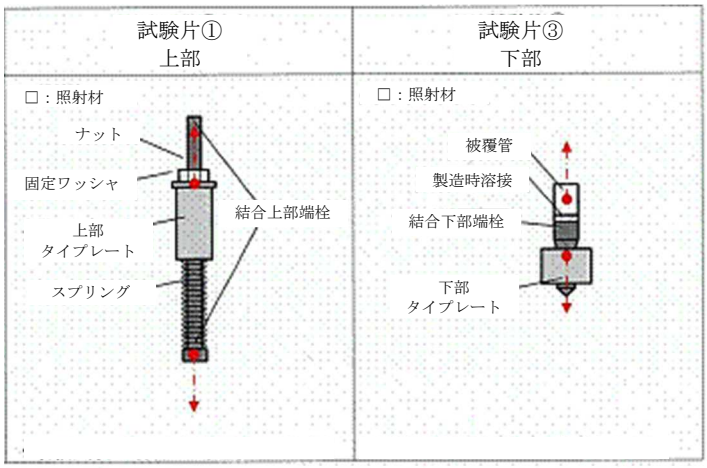
○は試験時間２条件（２０００ｈ，３５００ｈ），△は試験時間１条件（３５００ｈ），▲は試験時間１条件（２０００ｈ）を示す。

表４－２　未照射材用腐食試験片の形状



＊一点鎖線矢印（ ----▶）は，引張試験での荷重作用方向を表わす。

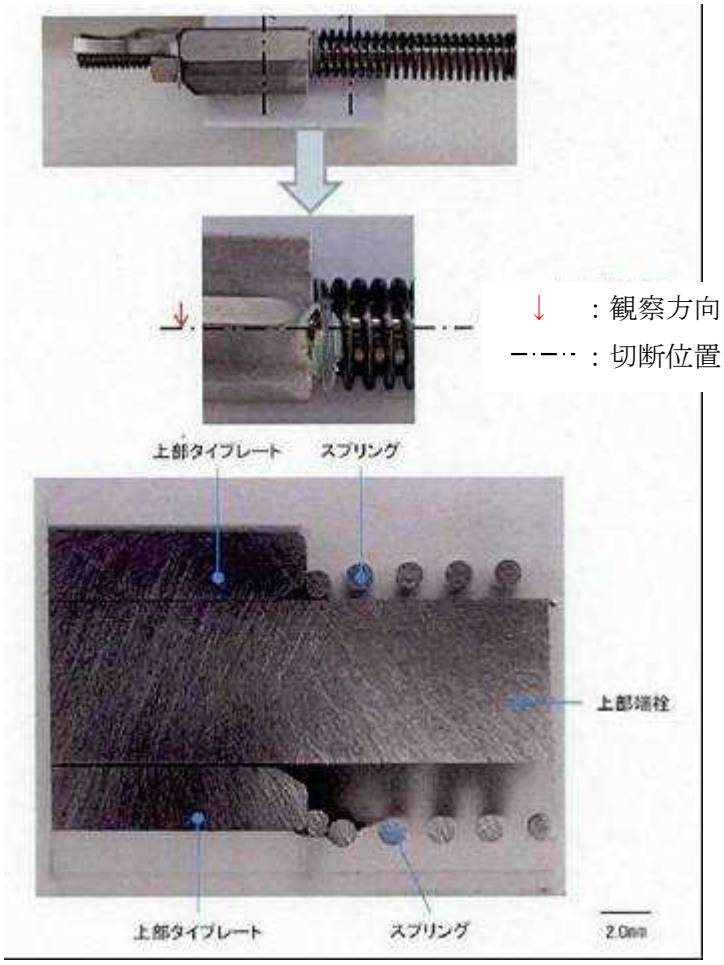
表４－３　照射材用腐食試験片の形状



＊一点鎖線矢印（ ----▶）は，引張試験での荷重作用方向を表わす。

表４－４　各部材の材質

	部材	材質
1	結合燃料棒 （上部端栓，下部端栓）	ジルカロイ２
2	ＵＴＰ	ステンレス鋼
3	ＬＴＰ	ステンレス鋼
4	ナット	ステンレス鋼
5	膨張スプリング	ニッケル基合金
6	固定ワッシャ	ステンレス鋼



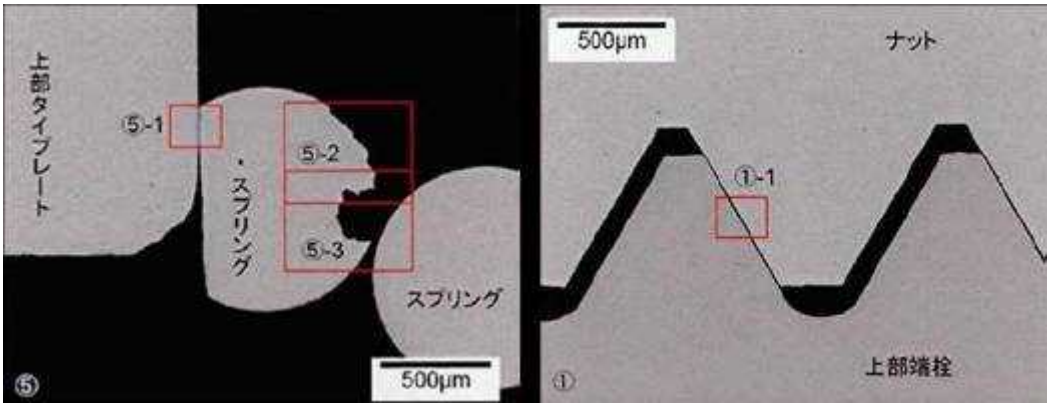


図４－１　腐食試験結果（試験片①，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前

(a) C65U6CZ02一全体写真

3500 時間浸漬試験後

(b) C65U6CZ02一全体写真

図４－２　腐食試験結果（試験片②，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前

(a) C65U7CZ11, C65U8CZ11
－全体写真

3500 時間浸漬試験後

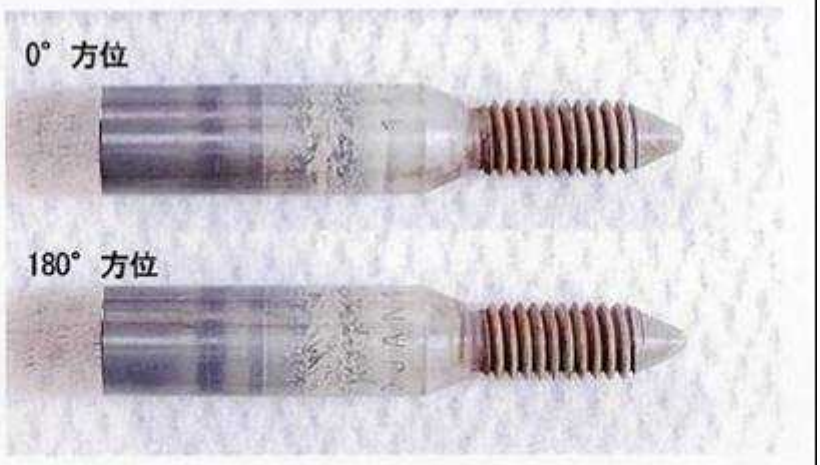
(c) C65U7CZ11, C65U8CZ11
－全体写真

図４－３　腐食試験結果（試験片③，未照射材）：フェーズ１
（90℃ 塩化物イオン濃度：6000ppm(1200 時間)，2500ppm，3500 時間浸漬）
【予備酸化無し】

浸漬試験前

(a) C65C7CZ01－全体写真

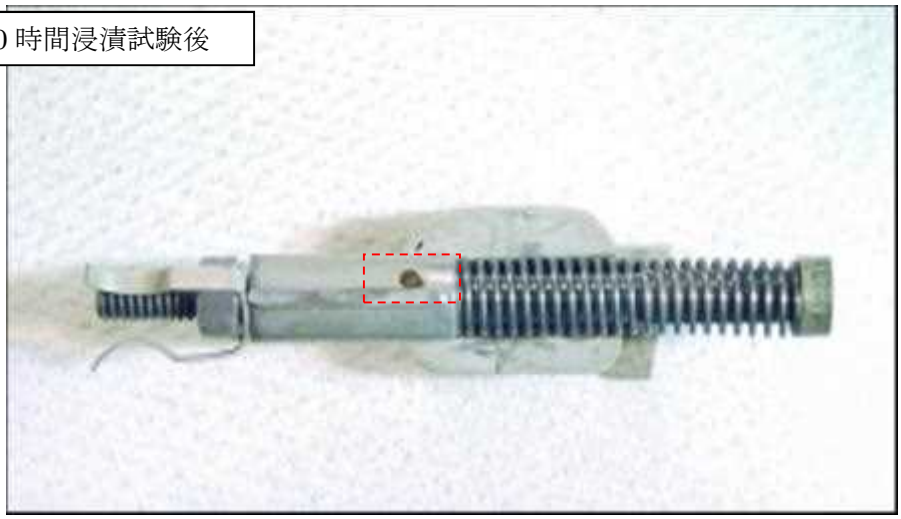
2000 時間浸漬試験後



(b) C65C7CZ01－全体写真

図４－４　腐食試験結果（被覆管付下部端栓）：照射影響の確認
（90℃ 塩化物イオン濃度：2500ppm，2000 時間浸漬）
【照射により予備酸化有り】

2000 時間浸漬試験後



2000 時間浸漬試験後（詳細）

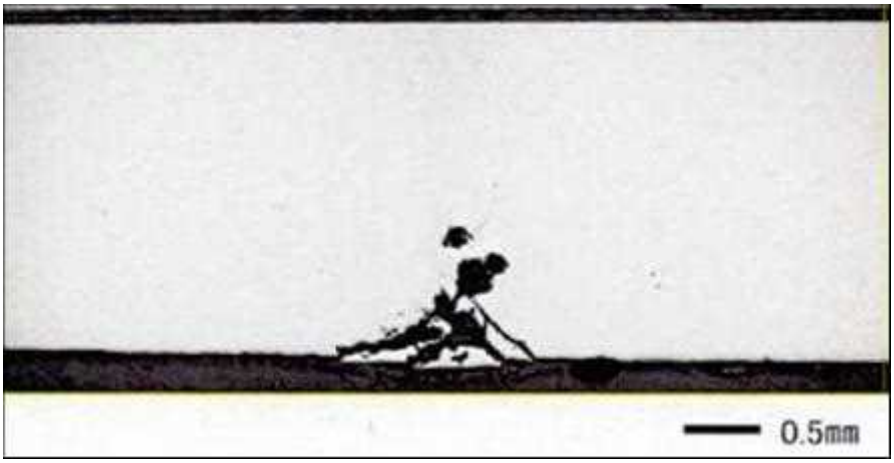


図４－５　腐食試験結果（試験片①，照射材）：照射影響の確認
（90℃ 塩化物イオン濃度：2500ppm，2000 時間浸漬）
（上部端栓は照射材，その他は未照射材）

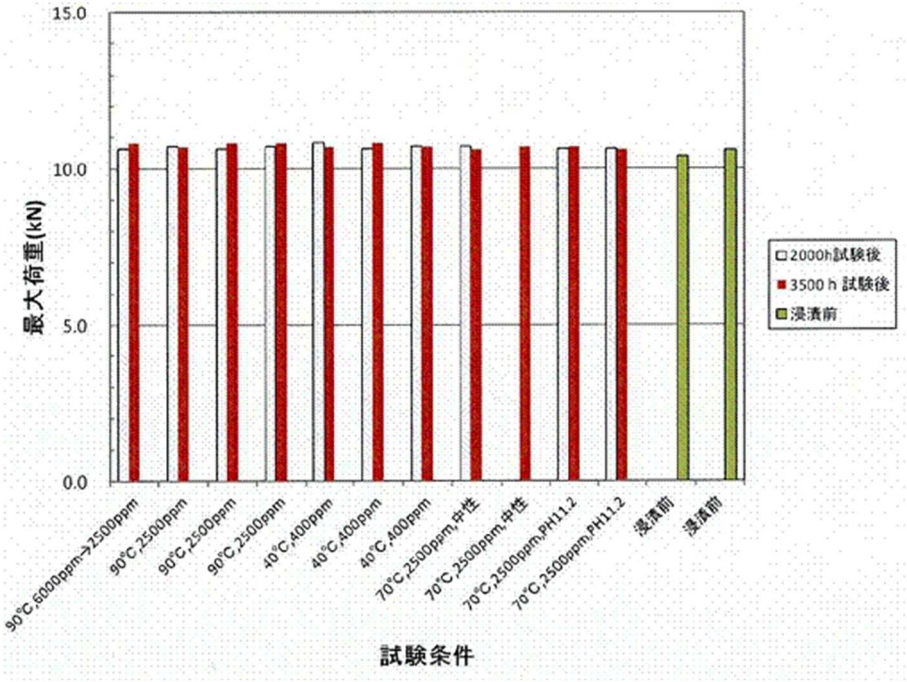


図４－６　浸漬試験後引張試験時の最大荷重比較
（未照射試験片①　予備酸化無し）

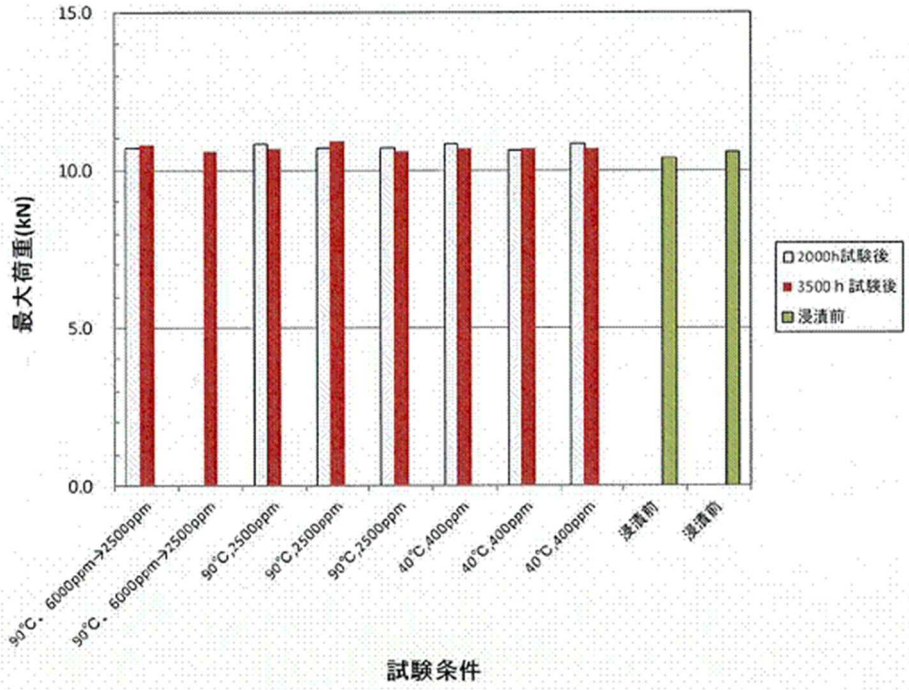


図４－７　浸漬試験後引張試験時の最大荷重比較
（未照射試験片①　予備酸化有り）

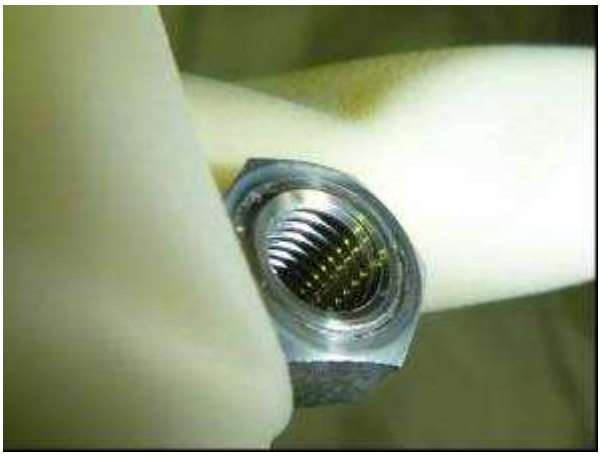


図４－８　４号機新燃料点検結果（ナット）：平成 24 年 8 月

図４－９　４号機新燃料点検結果（結合燃料棒上部端栓）：平成 24 年 8 月

白色部はメーカ機密情報が含まれるため非公開

図４－１０　４号機新燃料点検結果（下部タイプレート）：平成 24 年 8 月

5.　落下がれきによる影響

福島第一１，３，４号機は原子炉建屋爆発に伴うがれきの落下を経験している。これまでに３号機，４号機のＳＦＰ内の調査を実施しており，３号機ＳＦＰではハンドル部の変形が認められる燃料集合体が一部確認されている。

5.1.　がれき落下衝撃試験

5.1.1.　試験概要

３号機ＳＦＰ内には数多くのがれきが確認されており燃料集合体へのがれき衝撃の影響を確認するためにがれき衝突を模擬したがれき落下衝撃試験として９×９燃料（Ａ型）を用いたハンドル部衝撃試験を行った。

5.1.2.　試験条件

がれき落下衝撃試験の試験条件を以下に示す。

試験体型式	：９×９燃料（Ａ型）
衝撃位置	：ハンドル部
落下高さ	：５ｍ
落下体重量	：約１００ｋｇ

5.1.3.　試験結果

衝突後の燃料集合体を図５－１に示す。試験の結果，ハンドルは大きく変形し燃料棒は湾曲したものの，吊り上げ性能，燃料被覆管の密封性は確保されることを確認した。また，各測定データから，落下体がＵＴＰに衝突し，その衝撃荷重が膨張スプリングを介して全ての燃料棒に伝達すること，燃料被覆管が塑性変形するような大きな荷重が付加された場合にはＵＴＰが塑性変形した後に燃料被覆管が塑性変形することを確認した。

したがって，燃料被覆管への影響程度はＵＴＰの変形程度から把握することが出来る。

5.2.　３号機及び４号機におけるがれき落下影響に関する解析評価

４号機ＳＦＰでは落下がれき等が少ない状況が確認されており，観察した燃料集合体ではＵＴＰ ハンドルには著しい変形は観察されておらず，大部分の燃料についてはＵＴＰハンドルを把持した通常の取り扱いが可能であると考えられる。このため，４号機ＳＦＰ内の大部分の燃料は，使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出するにあたって，従来と同等設計の燃料取扱機での取り扱い，既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器の使用ができると考えられる。なお，構内用輸送容器で搬出する燃料については燃料被覆管が健全であることが要求される。

３号機ＳＦＰでは大型のがれきを含めて多量のがれきが落下しており，ハンドル部の変形が認められる燃料集合体が一部確認されている。一方，これまで確認できた範囲では，水

中カメラによる映像上ハンドル部が有意に変形している燃料は一部に留まり，大多数は従来通りの取り扱いが可能であると考えられる。なお，「3.2.構内用輸送容器の収納条件」に記載の通り，構内用輸送容器で搬出する燃料については燃料被覆管が健全であることが要求される。

燃料被覆管が塑性変形していなければ，燃料被覆管健全性は維持されると考えられることから，ＵＴＰの変形程度を観察することにより，燃料健全性を判別する方法について以下のとおり検討した。なお，ハンドル部が有意に変形している燃料等，本評価手法により設定される判定基準を超過する燃料は，燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納する。

また，３号機ＳＦＰに存在する燃料タイプと，４号機ＳＦＰに存在する燃料タイプの一覧を表５－１に示す。９×９燃料が４号機はＢ型であることに対し，３号機はＡ型であることが４号機と３号機の差異である。

5.2.1.　燃料健全性の評価方針

がれきの衝突によりＵＴＰが下降すると，燃料被覆管は圧縮荷重によりたわむと考えられるが，燃料集合体には複数の燃料被覆管が配置されているため，照射伸長している燃料被覆管が先行してたわんだとしても，残りの複数の燃料被覆管で圧縮荷重を支えることができる。一方，5.1.3 に示す試験結果からも明らかなように，燃料被覆管よりも先にＵＴＰにおいて塑性変形が発生する。したがって，燃料被覆管に発生する応力が降伏応力に達し塑性変形する場合，ＵＴＰに発生する塑性変形量を評価し，そのＵＴＰに残留する塑性変形量を測定することにより燃料被覆管の塑性変形の有無を評価できる。

なお，燃料被覆管が塑性変形したとしても直ちに燃料健全性に影響を与えることはないが，本燃料健全性評価においては，塑性変形に至らない降伏応力（0.2%耐力）以下であることを評価基準とした。

図５－２にＵＴＰに残留する塑性変形量の解析フロー，図５－３に解析モデルの概要，図５－４にＵＴＰの概要図を示す。解析モデルは，ＵＴＰ，燃料被覆管（ばね要素）及びがれき（剛体）で構成される。がれき（剛体）に下向き荷重を負荷すると，ＵＴＰ及び燃料被覆管（ばね要素）は上下から圧縮荷重を受ける。燃料被覆管（ばね要素）が降伏応力に達する直前のＵＴＰ下降量を算出するとともにＵＴＰに残留する塑性変形量を定量評価する。

本解析は汎用有限要素強度解析コードＡＮＳＹＳを用いる。ＡＮＳＹＳコードでの解析の妥当性を評価するためにＵＴＰの単体試験を実施し，図５－７のとおり試験データと解析との比較を行い，解析結果が試験データを再現できることを確認した。また，本解析において用いた照射材の物性値を表５－２，図５－５，図５－６に示す。

5.2.1.1.　ＵＴＰ塑性変形量の評価位置

図５－８及び図５－９に典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図を示す。以下にそれぞれの塑性変形の考え方について示す。

(1)　チャンネルボックス上端に対するハンドル上端の沈み込み量

がれきがハンドルに衝突すると，ハンドルが幅を広げながら沈み込むとともに，ハンドルポスト直下部分のネットワークが沈み込むように変形する。

チャンネルボックス（以下，ＣＢ）は，ネットワーク上のハンドルポストと異なるコーナー部に固定されている。このため，ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量を検出することで，ハンドル変形とネットワーク変形を評価することが出来る。

(2)　ハンドル幅拡大量

がれきがハンドルに衝突すると，ハンドル幅が広がるようにハンドルが変形する。このため，ハンドル幅を検出することで，ハンドル変形を評価することが出来る。

(3)　ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量（９×９燃料（Ｂ型）のみ）

９×９燃料（Ｂ型）はハンドルポスト付近に機械加工されたコーナーポストがあり，ハンドル上端と比較して誤差の少ない測定が可能である。このため，ＣＢ上端に対するコーナーポスト沈み込み量を検出することで，ネットワーク変形を評価することが出来る。

5.2.1.2.　燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重

(1)　解析方法

ＵＴＰ下面は水平に下降し一番長い燃料被覆管に最初に圧縮荷重が作用する。ＵＴＰ下降初期には，長い燃料被覆管から短い燃料被覆管へ順番に圧縮荷重が作用する。燃料被覆管は長いため圧縮荷重によりたわむ。

燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重の定量評価を以下のとおり実施した。

①　ＵＴＰ下降開始時

燃料被覆管の等価ばね定数（Ｋ）を算出し，燃料被覆管上端の軸方向変位（Ｘ）を用いて，個々の燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Ｆ）をＦ=Ｋ・Ｘ により算出する。

②　たわみ発生直前

たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Pcr）をオイラーの式 $Pcr=n\cdot\pi^2\cdot E\cdot I/(Lsp8)^2$ より，またその時の燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr）を $Xcr=Pcr/K$ により算出する。

③　たわみ発生以降

たわみ発生以降は，個々の燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Ｆ）は弾性たわみの範囲において②で算出したPcr が維持される。

$$K=\frac{E・A}{L}$$

$$Pcr=\frac{n・\pi^2・E・I}{(Lsp8)^2}$$

$$Xcr=\frac{Pcr}{K}$$

$$\sigma_{cr}=\frac{Pcr}{A}$$

ここで

K　　：燃料被覆管等価ばね定数[N/mm]
E　　：ジルカロイのヤング率[N/mm^2]　（91300[N/mm^2] @100℃）
A　　：燃料被覆管断面積[mm^2]
L　　：燃料被覆管全長[mm]
Pcr　　：たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重[N]
n　　：固定定数（端末条件とたわみ形に応じて 1～4 の値となり，本定量評価では１次モードとして扱い保守的に n=1 とする。）
I　　：断面二次モーメント[mm^4]
Lsp8　　：UTP/最上部スペーサ間長さ[mm]（膨張スプリング縮み代を考慮）
Xcr　　：たわみ発生直前の燃料被覆管上端の軸方向変位[mm]
σ_{cr}　　：たわみ発生直前の発生応力[N/mm^2]

(2)　解析結果

表５－３と表５－４に８×８燃料，新型８×８ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（Ｂ型）及び９×９燃料（Ａ型）の燃料被覆管について評価した結果を示す。

5.2.1.3.　燃料被覆管に発生する応力

(1)　解析方法

5.2.1.2で示した燃料被覆管を模擬したばね要素のばね定数と圧縮荷重の定量評価に沿って，最大発生応力の定量評価を実施した。

①　ＵＴＰ下降開始時

5.2.1.2①で算出した圧縮荷重（Ｆ）に基づいて，燃料被覆管の発生応力（σｃ）をσｃ=Ｆ/Ａにより算出する。

②　たわみ発生直前

5.2.1.2②で算出したたわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重（Pcr）に基づいて，燃料被覆管の発生応力（σcr）をσcr=Pcr/Ａにより算出する。

③　たわみ発生以降

図５－１０にたわみの幾何学的評価の模式図を示す。円弧状にたわむことを仮定して，燃料被覆管上端の軸方向変位（Xa）に対するたわみ量（B）を幾何学的に定量評価する。

$B=R\cdot\{1-\cos(\theta/2)\}$

$Xa=2\cdot R\cdot\{\pi\cdot(\theta/360^\circ)-\sin(\theta/2)\}$

円弧長さ＝$Lsp8=2\cdot\pi\cdot R\cdot(\theta/360^\circ)$

ここで

B	：たわみ量[mm]
Xa	：たわみによる燃料被覆管上端の軸方向変位[mm]
R	：たわみ半径[mm]
θ	：円弧角度[°]

図５－１１にたわみの材料力学的評価の模式図を示す。最大発生応力（σa）は，圧縮応力であり，スパン中央高さのたわみ内側位置に生じる。

$M=Pcr\cdot B$

$$\sigma_b=\frac{M}{Z}$$

$\sigma_a=\sigma_b+\sigma_{cr}$

ここで

σ_b	：たわみによる曲げ応力[N/mm^2]
M	：曲げモーメント[N・mm]
Z	：断面係数[mm^3]
σ_a	：たわみ発生以降の最大発生応力（曲げ＋圧縮）[N/mm^2]

(2)　解析結果

図５－１２に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σa）（高燃焼度８×８燃料）を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，7.7[mm]となった。

図５－１３に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σa）（９×９燃料（Ｂ型））を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，9.4[mm]となった。

図５－１４に燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）に対する燃料被覆管発生応力（σa）（９×９燃料（Ａ型））を示す。燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力710[N/mm^2]に達する燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）は，9.4[mm]となった。

5.2.2.　評価結果

図５－３に示した解析モデルに従い，5.2.1.2 で評価した燃料被覆管のばね特性（たわみ発生まではばね定数に基づき算出，たわみ発生以降は一定荷重負担）を基に燃料被覆管に発生する応力を評価した。

5.2.1.3 で燃料被覆管上端の軸方向変位が 7.7㎜（高燃焼度８×８燃料），9.4㎜（９×９燃料（Ｂ型）），9.4㎜（９×９燃料（Ａ型））となった時に燃料被覆管の発生応力が照射材の降伏応力 710[N/㎜2]に達すると評価された。すなわち，燃料被覆管上端の軸方向変位が上記変位に至らなければ，燃料被覆管は塑性変形に至らないことが確認された。一方，図５－１５，図５－１６に示すとおり燃料棒は照射により 3㎜[1] [2]程度の照射伸び差があるため，燃料集合体においては，ＵＴＰがそれぞれ 4.7㎜（高燃焼度８×８燃料），6.4㎜（９×９燃料（Ｂ型）），6.4㎜（９×９燃料（Ａ型））下降した場合に，燃料集合体中の燃料棒に塑性変形が生じるものと想定する。

上記のＵＴＰ下降量が発生する荷重が付加された場合に，ＵＴＰの各部位に残留する塑性変形量を評価した。また，ＵＴＰハンドルへのがれきの衝突位置として，①ハンドル上面全体に剛体接触，②ハンドル上面右半分に剛体接触，③ハンドル上面中央 45㎜に剛体接触の３ケースを解析対象とした。解析の一例として，図５－１７に高燃焼度８×８燃料について「②ハンドル上面右半分に剛体接触」の評価結果を示す。

燃料被覆管の健全性判定に用いるＵＴＰの塑性変形量（ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量，ハンドル幅拡大量，ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量）を評価した結果を表５－５に示す。９×９燃料（Ａ型）については，高燃焼度８×８燃料及び９×９燃料（Ｂ型）の結果を踏まえ，②ハンドル上面右半分に剛体接触のケースを解析対象とした。結果を表５－６及び図５－１８に示す。燃料健全性検査は，塑性変形量が最も小さい「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基に検査方法を策定する。

5.2.3.　まとめ

膨張スプリングが縮みきった後に燃料被覆管に圧縮荷重が作用する場合について，燃料体上部変形を観察して燃料被覆管を健全と判別する方法を検討した。

燃料被覆管が降伏応力を超える前にＵＴＰに検知可能な塑性変形が生じることから，燃料被覆管の健全性を判別するためのＵＴＰ変形量を評価した。

5.3.　３号機におけるハンドル変形燃料の吊り上げに関する評価

３号機ＳＦＰではハンドル部の変形が認められる燃料（以下，ハンドル変形燃料）が確認されている。また，ハンドル変形燃料のうち１体は，ＣＢ及びチャンネルファスナ（以下，ＣＦ）の有意な変形が見られる（以下，ＣＢ変形燃料）。

燃料取扱機によるハンドル変形燃料の取り扱い可否を確認するため，燃料吊り上げ時の荷重負担部材である結合燃料棒及びハンドルの健全性が保たれる吊り上げ条件を，ハンド

ル変形燃料を模擬した解析や試験より評価する。

ハンドルの外観確認を行い，燃料取扱機によるハンドル把持ができる燃料は，評価より確認された吊り上げ条件で取り扱いを行う。また，通常の燃料取扱機の掴み具によるハンドル把持ができない燃料は，大変形用掴み具にて把持する。なお，ハンドル把持ができない燃料が見つかった場合は別途評価を行い，今後本実施計画に記載した上で取り扱うこととする。

5.3.1.　がれき衝突時の結合燃料棒の健全性

(1)　解析方法

燃料ハンドル部へのがれき衝突を模擬した解析をＬＳ－ＤＹＮＡコードを用いて行い，ハンドル変形燃料の吊り上げに寄与する燃料棒への影響を確認する。

３号機のハンドル変形燃料は，ＣＦ側又は反ＣＦ側にハンドルが変形しており，がれきが斜めに衝突したと考えられる。そのため，斜め衝突のケース（斜め 45°）で衝突解析を主として行い，保守的にハンドルが 90°近くまで変形するよう重量・速度条件を調整したうえで，燃料棒の塑性歪分布の傾向を確認する。解析条件を表５－７に示す。

評価燃料は９×９燃料（Ａ型）及び新型８×８ジルコニウムライナ燃料の２種類とし，８×８燃料及び高燃焼度８×８燃料は燃料棒，ＵＴＰの幾何形状の違いから保守的に新型８×８ジルコニウムライナ燃料で代表することとした。なお，本燃料健全性評価においては，塑性歪 2.8%※1未満であることを評価基準とした。

本解析に用いた未照射材及び照射材の物性値を表５－２に示す。なお，結合燃料棒の上部端栓部の中性子照射量は他の部位に比べて少ないことから，保守的に未照射材の物性値を使用した。

(2)　解析結果

がれき衝突解析の結果を図５－１９に示す。いずれの条件においても燃料棒の上部端栓部にのみ塑性歪が発生し，被覆管部，下部端栓部に塑性歪は見られなかった。

ＣＦ側と反ＣＦ側の結合燃料棒（上部端栓部）４本の塑性歪はいずれも 2.8%※1未満であることから，実力的には吊り上げ時に荷重を負担できるものと考える。この場合，中性子照射による結合燃料棒の伸びのバラツキを考慮したとしても，少なくとも３点以上でバランスを保ち吊り上げるため，結合燃料棒全体では１ｔは問題なく吊り上げられる※2ものと考える。

また，5.1 のがれき落下衝撃試験で上部端栓近傍に発生した塑性歪の測定結果を図５－２０に示す。測定の結果，ハンドルポスト直下近傍の結合燃料棒４本に発生した塑性歪と比較して，残りのＣＦ側，反ＣＦ側の結合燃料棒に発生した塑性歪は小さい値となり，がれき衝突解析と同様な傾向であった。

※１　これまでに実施された燃料被覆管（未照射材，照射材）の軸方向の引張試験に係る知見のうち破断に至った塑性歪の最小値。そのため，この値に達した場合でも必ずしも破断するわけではない。

※２　浸漬試験後引張試験の結果（図４－６，図４－７）より結合燃料棒の垂直方向の引張強度は未照射材，照射材ともに１本あたり１ｔ以上。

5.3.2.　吊り上げ時のハンドルの健全性

(1)　試験概要

燃料吊り上げ時の荷重負担箇所として，変形したハンドルについても同様に，実機相当の吊り上げ荷重負荷時の健全性を確認する必要がある。このため，３号機ＳＦＰ内に保管されている燃料と同タイプのハンドルに，がれき衝突を模擬した変形を付与したうえで引張試験を行い，有意なき裂が発生しないことを確認した。

また，ハンドルに２本あるハンドルポストの片側を模擬した引張試験を行い，有意なき裂が発生しないことを確認した。

(2)　試験条件

引張試験の試験体として，９×９燃料（Ａ型）のＵＴＰを用意した。引張試験に先立って，図５－２１に示す変形付与装置を用いて初期変形（動的荷重，静的荷重）を付与した。引張荷重は，ハンドル変形の無い燃料と同様な吊り上げ荷重として１ｔで吊り上げることを想定し，試験では燃料取扱機荷重計誤差等を考慮して 13ｋＮ とした。また，荷重上限の 2 倍（引張試験装置の上限）として燃料取扱機荷重計誤差等を考慮して 26ｋＮ の試験を実施した。なお，引張回数は，実機で想定されるハンドル変形燃料の吊り上げ回数を考慮して 10 回とした。ハンドルの引張試験装置を図５－２２に示す。

ハンドルポスト模擬試験体については，13kN 及び 26kN 試験に加えて，試験片が破断するまで荷重を付与した。

(3)　試験結果

試験の一例として，図５－２３に９×９燃料（Ａ型）のハンドルの引張試験前後の外観写真，また，図５－２４に浸透探傷試験結果を示す。これらの結果から，引張試験前後で有意なき裂が発生していないことを確認した。また，図５－２５に引張試験中の引張荷重－引張変位図を示す。本図から，引張荷重を繰り返し負荷した場合であっても，引張変位の異常な増加は無いことから，引張試験中に有意なき裂の発生及びその進展は無かったものと考える。

ハンドルポスト模擬についても，引張荷重を繰り返し負荷した場合であっても，引張変位の異常な増加は無いことから，引張試験中に有意なき裂の発生及びその進展は無かったものと考える。また，破断試験結果を表５－８に示す。破断に至るまでの最大荷重は約８．５

ｔ～９．３ｔの範囲となり，実機で想定している吊り上げ荷重（１ｔ）に対して十分な余裕があることを確認した。

5.3.3.　ＣＢ変形燃料について

ＣＢ変形燃料はハンドルだけでなく，ＣＦ及びＣＦポストがハンドル側に傾倒するように変形しており，ＣＦポスト近傍の標準燃料棒，結合燃料棒は，上部タイプレートを介して曲げ応力が発生している可能性がある。そのため，ＣＢ変形燃料について水中カメラによる確認によりがれき衝突に伴う影響を確認した。

ＣＦポスト近傍の結合燃料棒の上部端栓部は破損している可能性があるため，水中カメラ映像によりＣＢ変形燃料の結合燃料棒の状態を確認した。ＣＢ変形燃料の結合燃料棒の状態を図５－２６に示す。

ＣＢ変形燃料は，水中カメラ映像から少なくとも４本の結合燃料棒は有意な変形のない状況であり，吊り上げ時に荷重を負担できるものと考える。

この場合，中性子照射による結合燃料棒の伸びのバラツキを考慮したとしても少なくとも３点以上でバランスを保ち吊り上げるため，結合燃料棒全体では１ｔは問題なく吊り上げられるものと考える。

なお，水中カメラ映像に基づき，ＣＦの変形状態を踏まえた解析モデルを作成しＣＦポスト近傍の燃料棒に発生する塑性歪の有無をＡＮＳＹＳコードを用いて評価した。また，解析条件を表５－９に示す。

解析の結果，ＣＦポスト近傍の標準燃料棒，結合燃料棒は，いずれも上部端栓部において細径部で歪が大きくなり，曲げ角度 30°では塑性歪 2.8%を超過した。一方，被覆管部において歪は発生しなかった。したがって，いずれも上部端栓部は破損している可能性はあるものの，被覆管部に破損はないため，燃料棒からのＦＰガスのリークやペレット脱落リスクは無いと考える。

5.3.4.　評価結果

ハンドル変形燃料については，がれき衝突解析結果から，少なくとも４本の結合燃料棒が吊り上げに寄与できる。また，ＣＢ変形燃料については，ＣＦポスト近傍の結合燃料棒の上部端栓部は破損している可能性はあるが，水中カメラ映像による確認結果から少なくとも４本の結合燃料棒が吊り上げに寄与できる。したがって，少なくとも３点以上で吊り上げるため，結合燃料棒全体では１ｔは問題なく吊り上げられるものと考える。

ハンドル部については，引張試験結果から吊り上げ荷重の２倍（２ｔ）であっても機械的な強度に有意な影響が無い。

以上より，ハンドル変形燃料及びＣＢ変形燃料はハンドル変形の無い燃料と同様の吊り上げ荷重１ｔで吊り上げ可能と評価する。

表５－１　３号機ＳＦＰと４号機ＳＦＰの貯蔵燃料の差異

	７×７燃料	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
３号機	―	○	○	○	―	○
４号機	○※1	○	○	○	○	―

※1　４号機ＳＦＰの７×７燃料は過去の取り扱い中に変形を生じた燃料であるため，解析評価の対象外

表５－２　ジルコニウム合金の物性値[3][4]

項目	単位	物性値			
未照射／照射	－	未照射材	照射材		
照射量	n/m^2	0	2×10^{25} － 14×10^{25}		
温度	℃	室温	室温	100	300
0.2%耐力	N/mm^2	380	760	710*1	600
引張り強さ	N/mm^2	546	860	800*1	650

*1：20℃及び300℃のデータからの内挿値

表５－３　燃料被覆管の等価ばね定数

項目	単位	記号	式	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
ヤング率	N/mm2	E		91300	91300	91300	91300	91300
酸化減肉*1（EOL）	mm	oxd		0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
等価ばね定数	N/mm	K	E*A/L	698	686	687	500	516

*1：酸化膜厚さ約15μm[3]の酸化減肉に相当

表５－４　たわみ発生直前に燃料被覆管が負担できる圧縮荷重

項目	単位	記号	式	８×８燃料	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度８×８燃料	９×９燃料（Ｂ型）	９×９燃料（Ａ型）
圧縮荷重	kN	Pcr	$\pi^2\cdot E\cdot I/(Lsp8)^2$	1.7	1.7	1.7	0.9	1.0
UTP 下降量	mm	Xcr	Pcr/K	2.5	2.5	2.4	1.9	1.9
発生応力	N/mm^2	σcr	Pcr/A	55	55	55	42	42

表５－５　ＵＴＰに残留する塑性変形量

［単位：mm］

がれき衝突位置	塑性変形評価位置	９×９燃料（Ｂ型）	高燃焼度８×８燃料	新型８×８*1 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料
①ハンドル上面全体に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	4.5	7.1	8.4
	ハンドル幅拡大量（両側）	2.1	4.8	8.1
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	4.5		
②ハンドル上面右半分に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	3.5	5.5	
	ハンドル幅拡大量（両側）	1.8	4.2	
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	3.8		
③ハンドル上面中央 45mm に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	8.4	10.1	
	ハンドル幅拡大量（両側）	5.4	8.5	
	ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量	4.7		

*1：新型８×８ジルコニウムライナ燃料以前の燃料は，高燃焼度８×８燃料と比較してハンドルバーが薄くハンドルポストがコーナーポストと連結していないため塑性変形量が大きい。このため，①を除く一連の解析は高燃焼度８×８燃料の結果を代表としている。

表５－６　ＵＴＰに残留する塑性変形量（９×９燃料（Ａ型））

［単位：mm］

がれき衝突位置	塑性変形評価位置	９×９燃料（Ａ型）
②ハンドル上面右半分に剛体接触	ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量	5.5
	ハンドル幅拡大量（両側）	4.0

表５－７　がれき衝突時の結合燃料棒の健全性評価における解析条件

	がれき重量(t)	がれき衝突速度(m/s)	がれき衝突角度	燃料型式
条件①	1	21	斜め 45°	９×９燃料（A型）
条件②	1	21	垂直	９×９燃料（A型）
条件③	4.5	12	垂直	９×９燃料（A型）
条件④	1	21	垂直	新型８×８ジルコニウムライナ燃料

表５－８　ハンドルポスト引張試験結果(破断試験)

初期変形時の荷重付与方法	燃料型式	破断に至るまでの最大荷重
動的荷重	高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（A型）	91.5 kN (9.33t)
	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	89.7 kN (9.15t)
静的荷重	高燃焼度８×８燃料，９×９燃料（A型）	91.1 kN (9.29t)
	新型８×８ジルコニウムライナ燃料	83.4 kN (8.50t)

表５－９　ＣＢ変形燃料における解析条件

項目	条件	備考
評価温度	70℃	プール水の設計温度の包絡条件として設定
ＣＦ部の傾き	30°	ＣＢ変形燃料の水中カメラ映像では，ＣＦ部の傾き角は 27 度となることから，包絡条件として設定
物性値	未照射材	照射により耐力及び引張強さが高くなる傾向があることから，保守側の試験結果が得られる

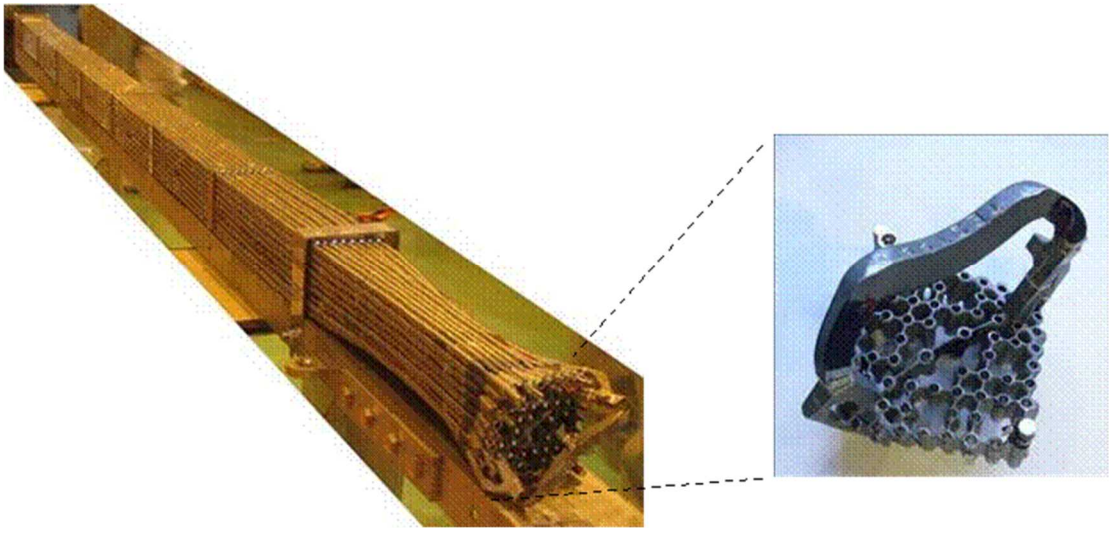


図５－１　がれき落下衝撃試験の結果

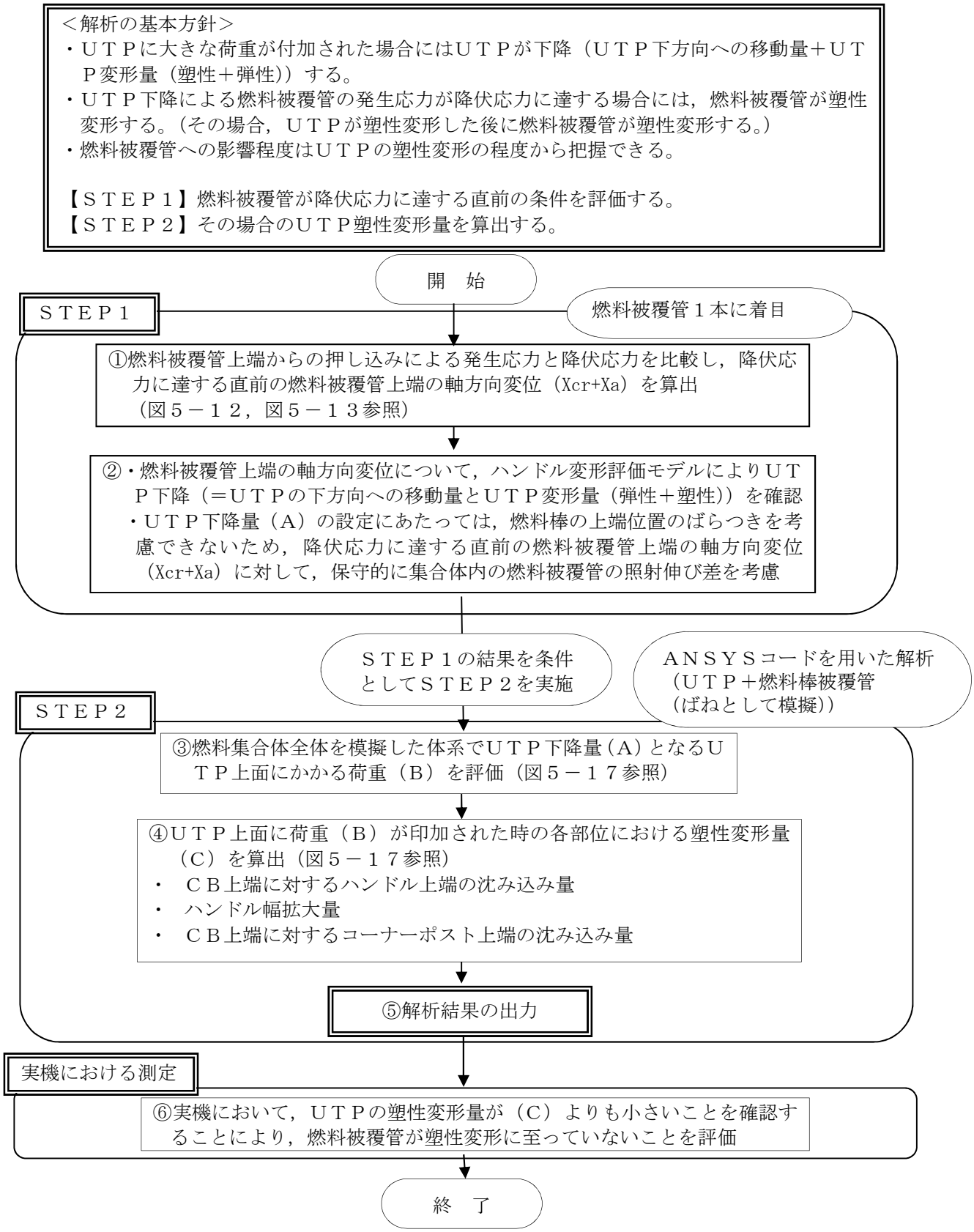


図５－２　ＵＴＰに残留する塑性変形量の解析フロー図

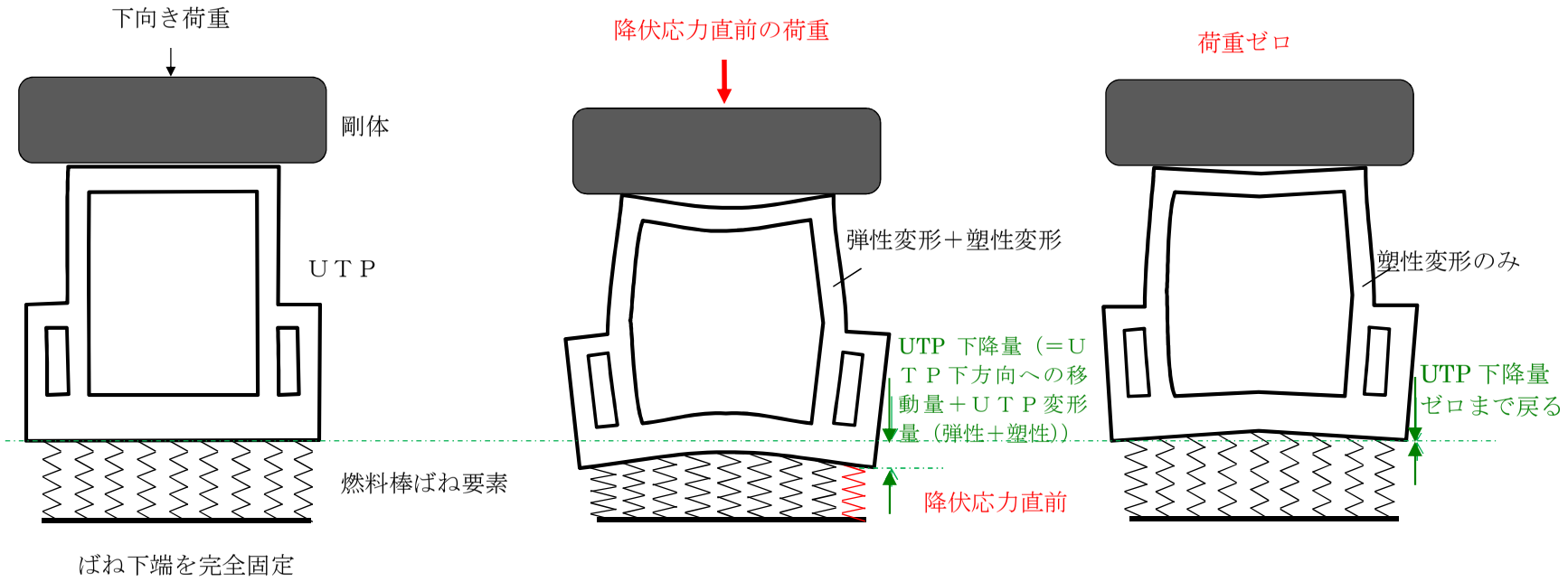
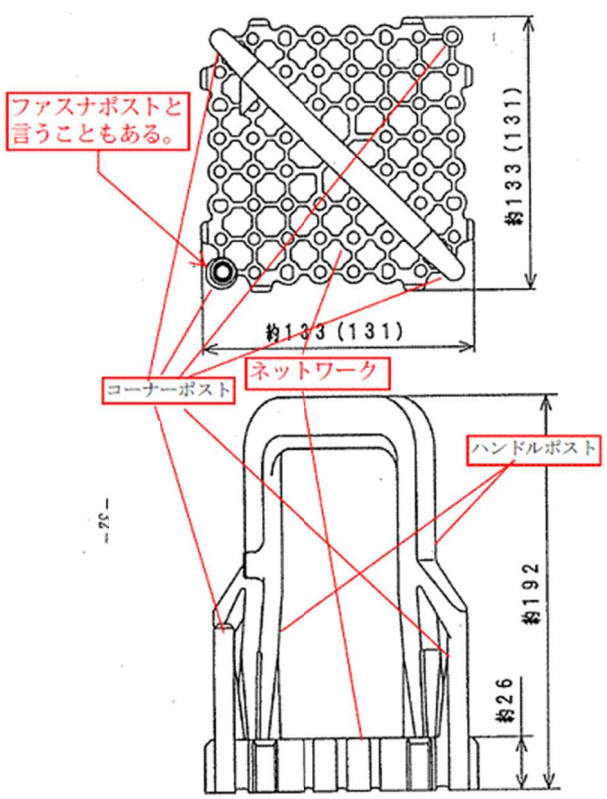
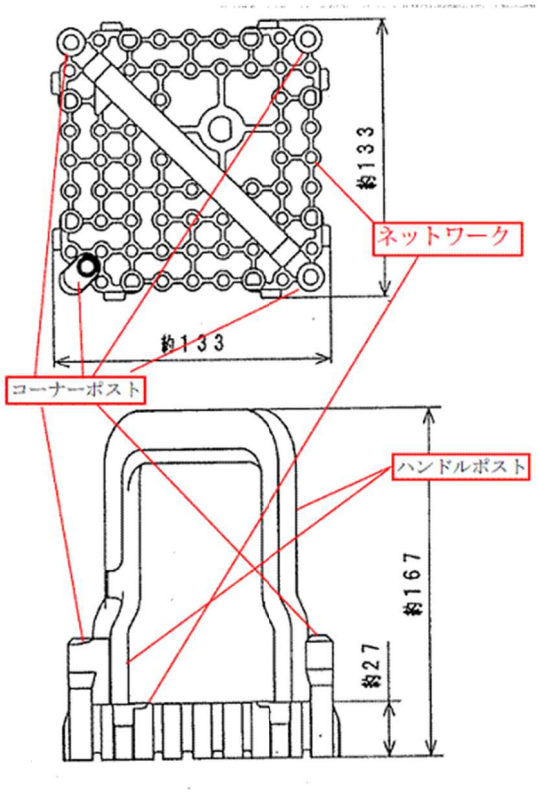


図５－３　解析モデルの概要



高燃焼度８×８燃料



９×９燃料（Ｂ型）（Ｄ格子）

（ ）はS格子
(単位：mm)

図５－４　ＵＴＰの概要図

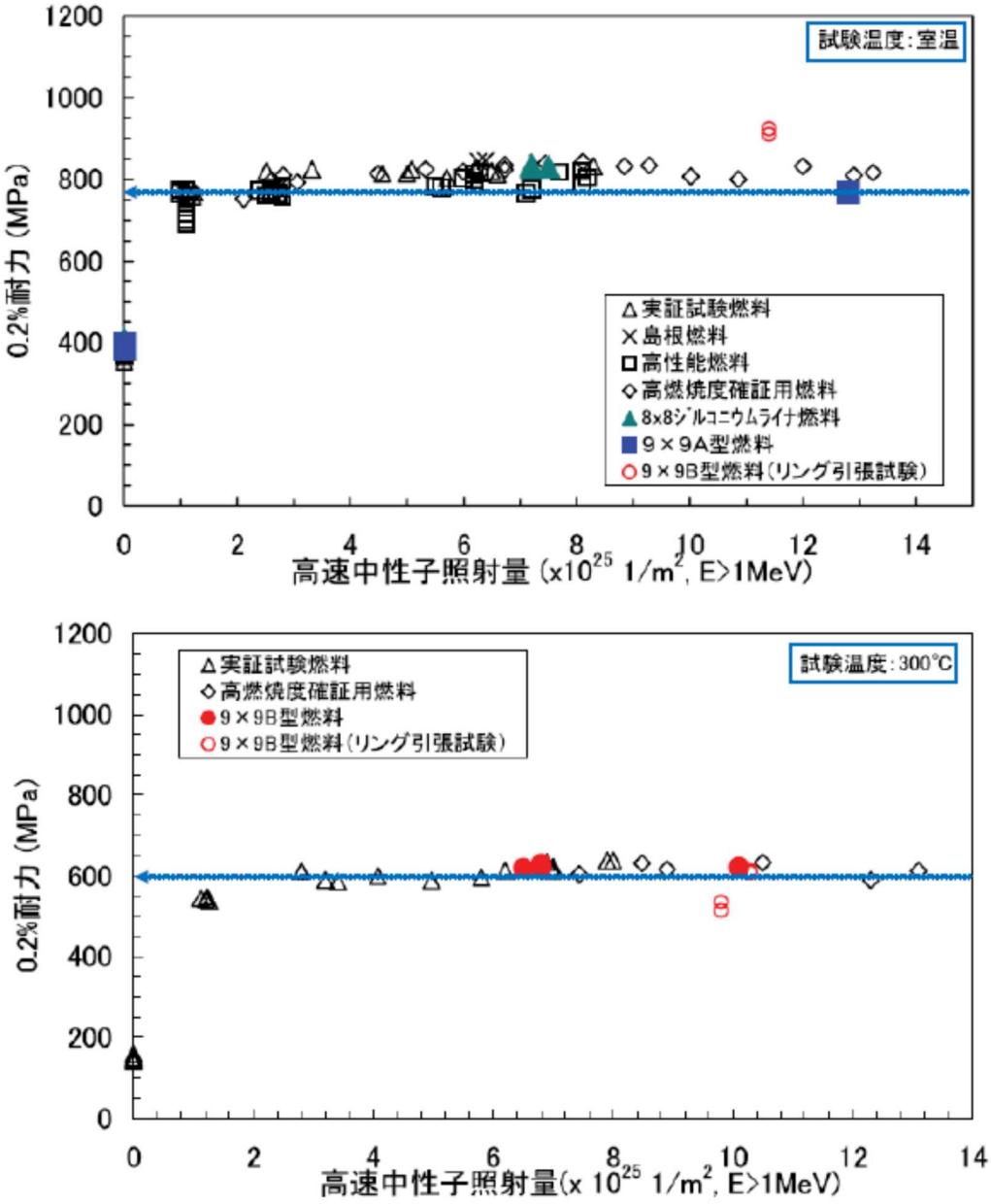


図５－５　ジルコニウム合金の降伏応力（０．２%耐力）評価[3]

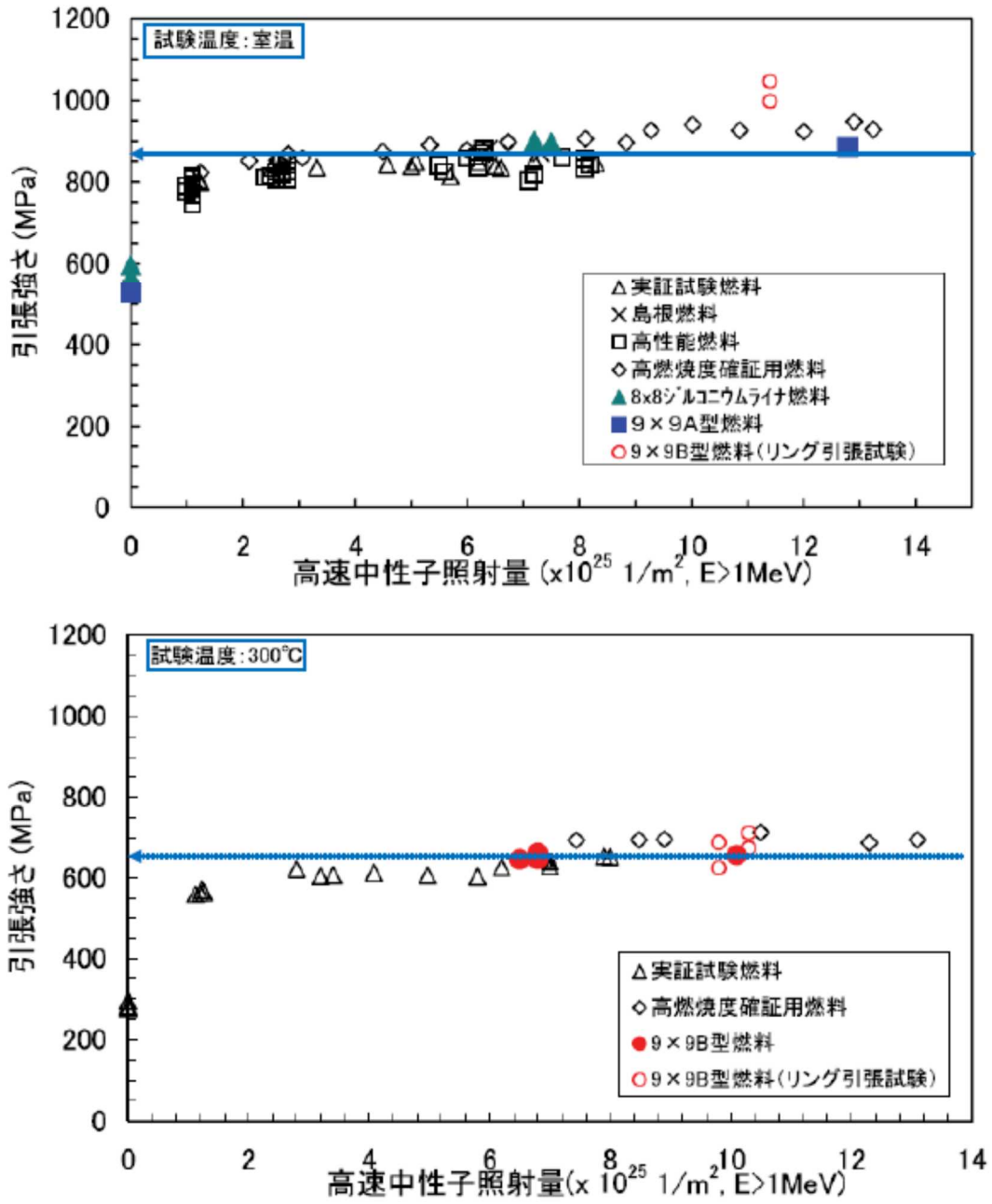
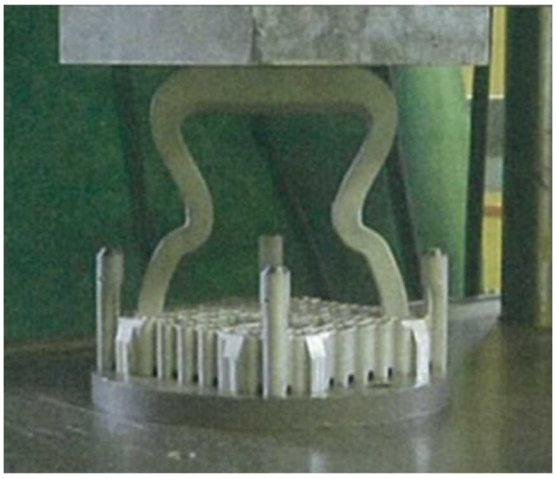
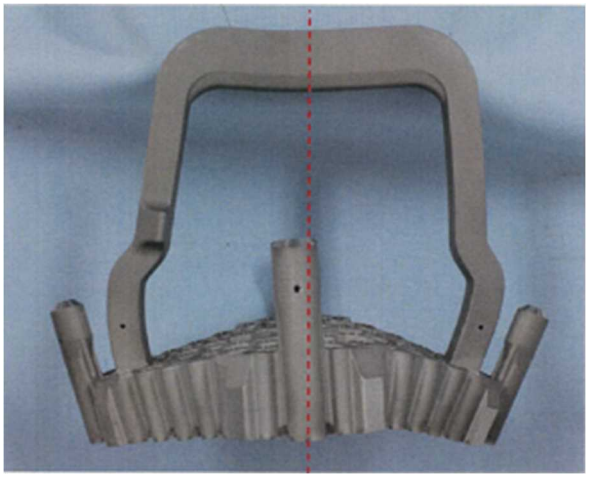


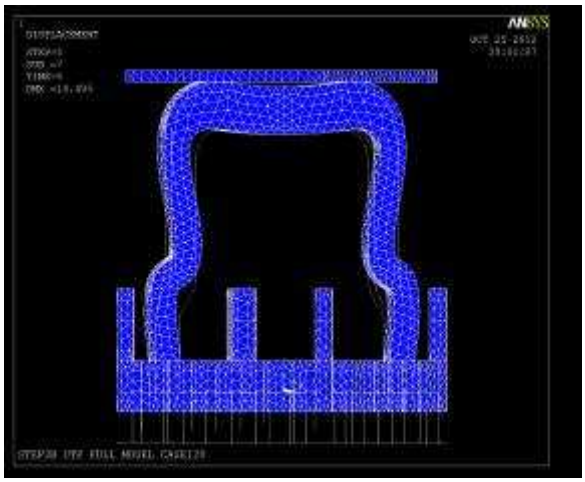
図５－６　ジルコニウム合金の引張り強さ評価[3]



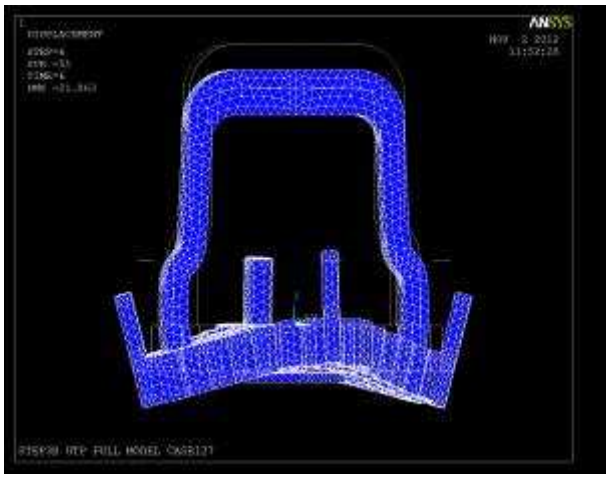
ハンドルを変形させる試験



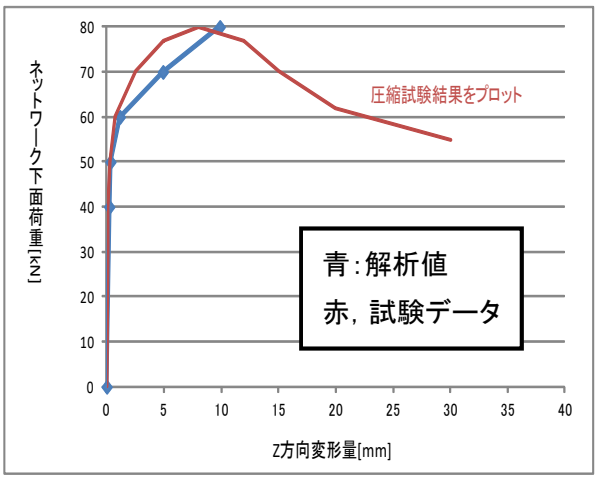
ネットワークを変形させる試験



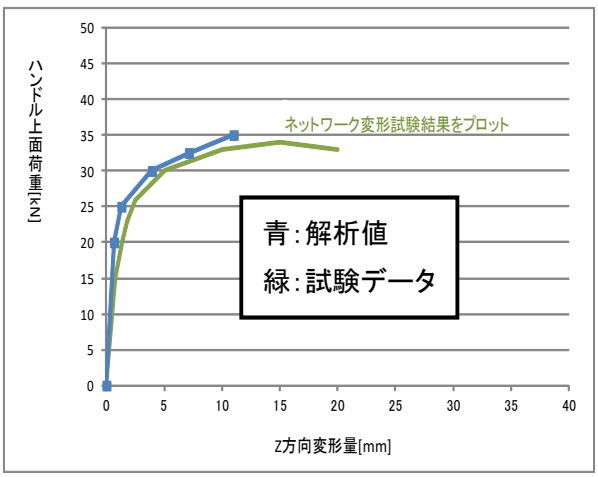
ハンドルを変形させる解析



ネットワークを変形させる解析



単体試験と解析の比較



単体試験と解析の比較

図５－７　単体試験とＡＮＳＹＳコード解析との比較

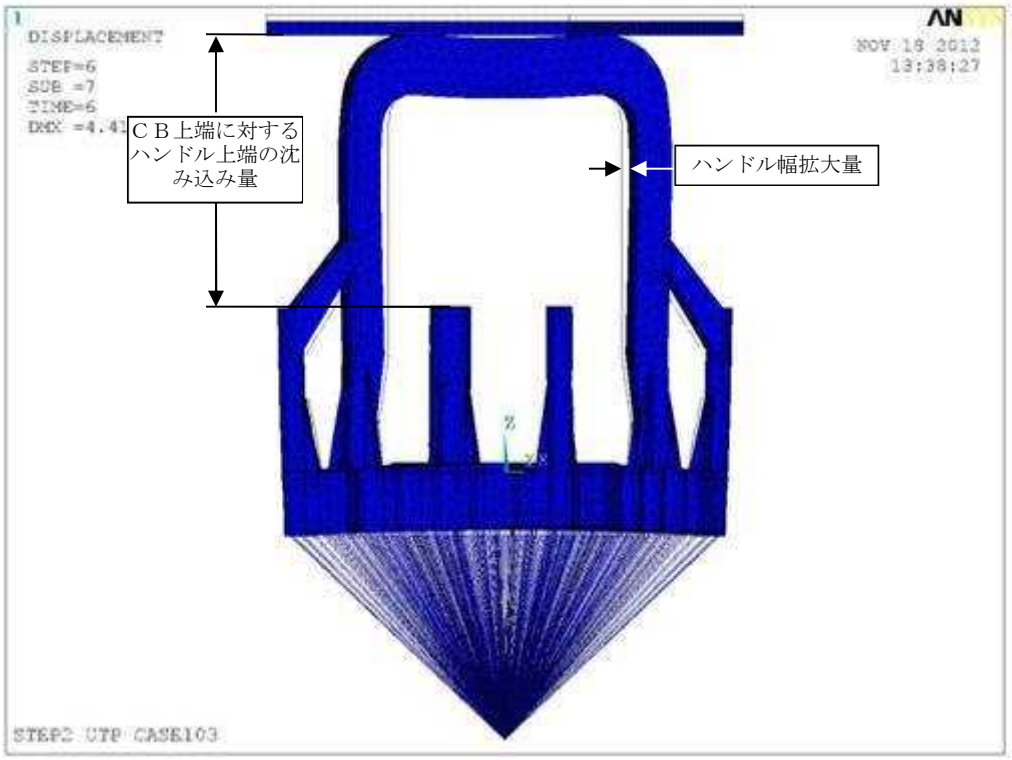


図５－８　典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図（高燃焼度８×８燃料）

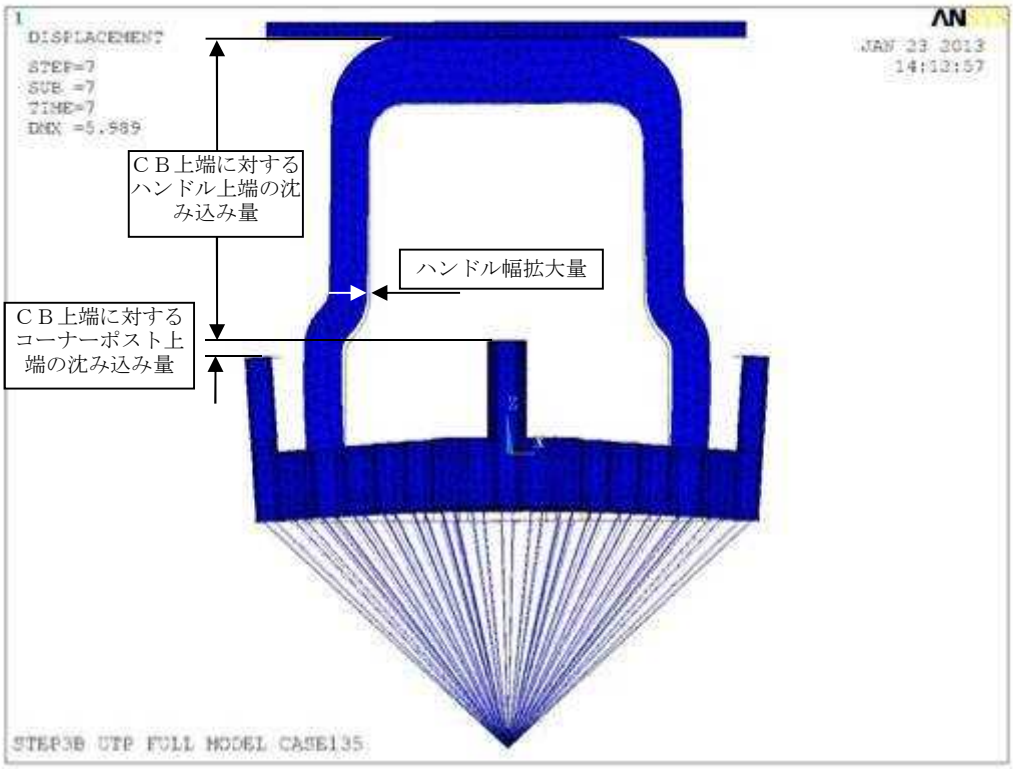


図５－９　典型的なＵＴＰ塑性変形の外観図（９×９燃料（Ｂ型））

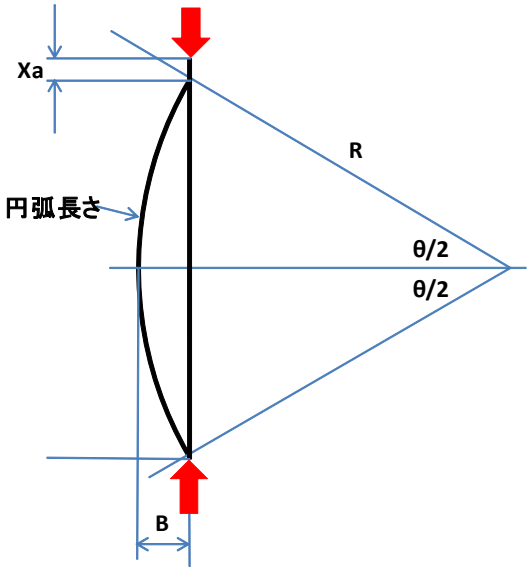


図５－１０　たわみの幾何学的評価の模式図

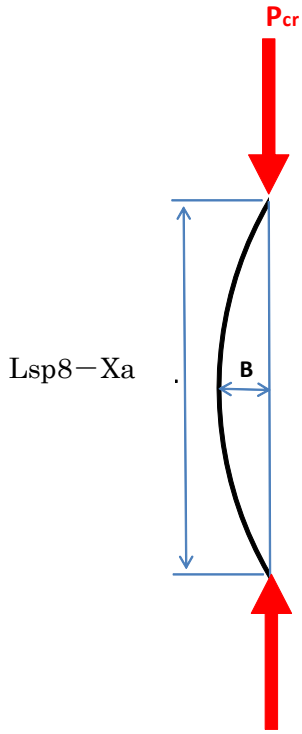


図５－１１　たわみの材料力学的評価の模式図

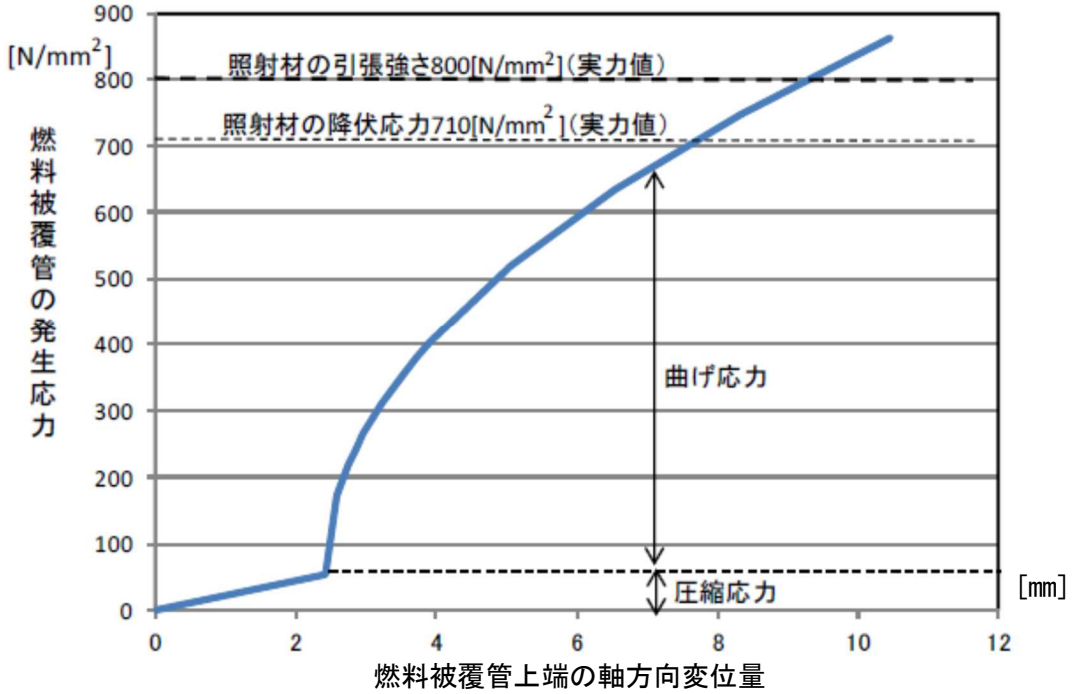


図５－１２　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（高燃焼度８×８燃料）

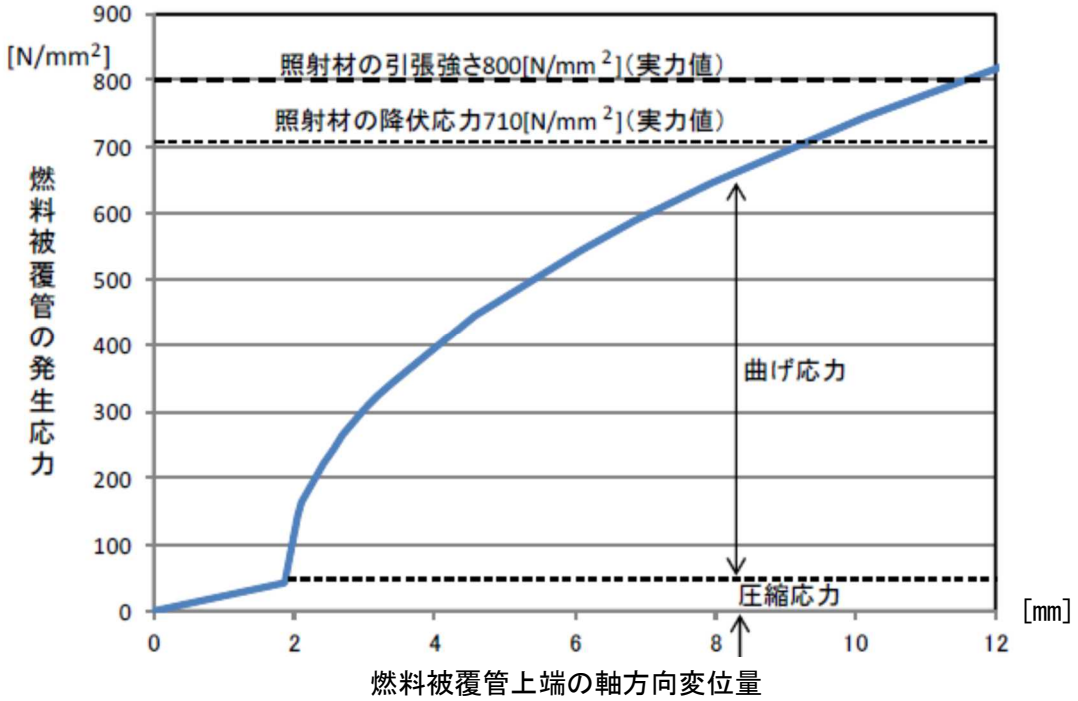


図５－１３　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（９×９燃料（Ｂ型））

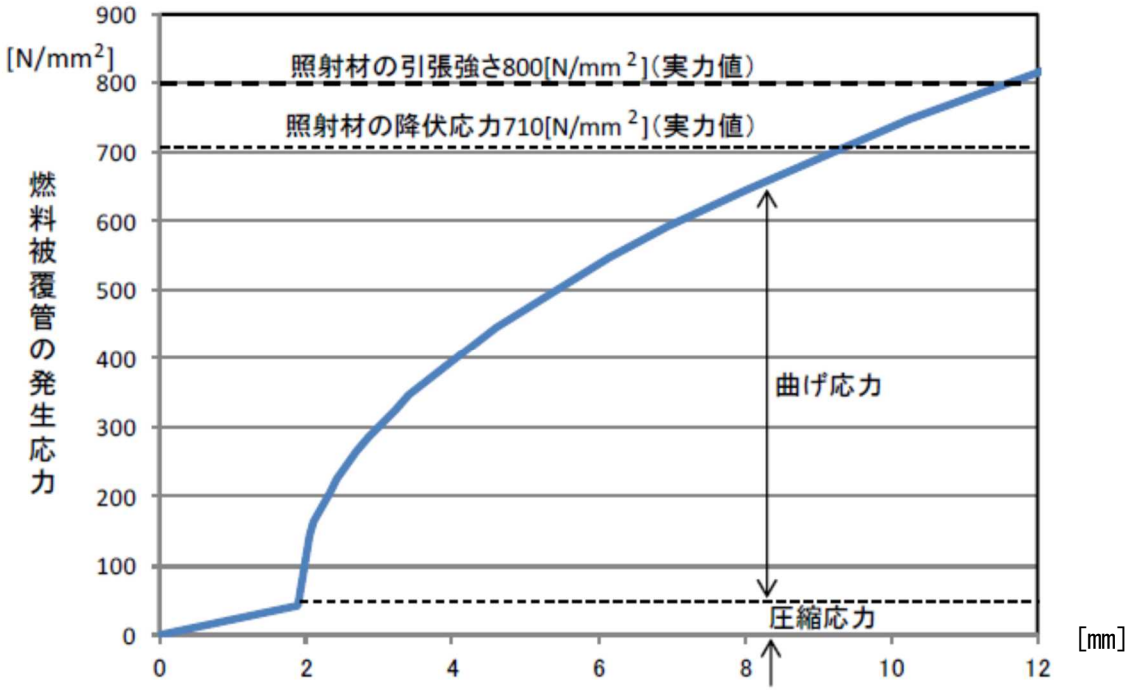
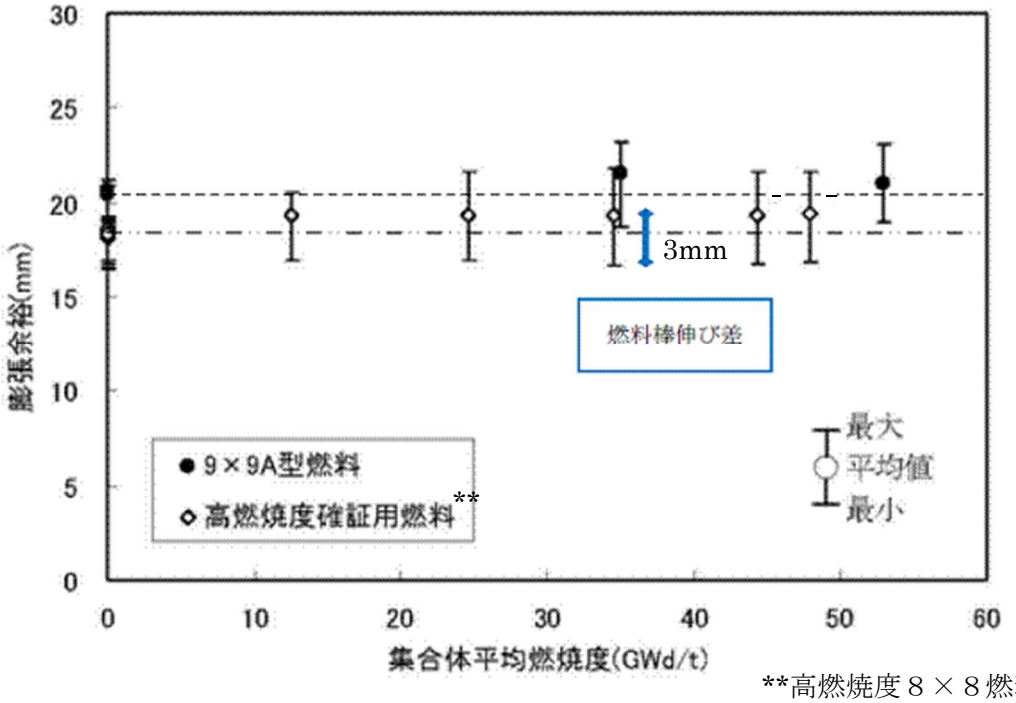


図５－１４　燃料被覆管上端の軸方向変位（Xcr+Xa）による燃料被覆管発生応力（σa）
（９×９燃料（Ａ型））



**高燃焼度８×８燃料のデータ

図５－１５　燃料棒伸び差の燃焼変化（膨張スプリングのデータから評価）
（９×９燃料（Ａ型）及び高燃焼度８×８燃料）[1]

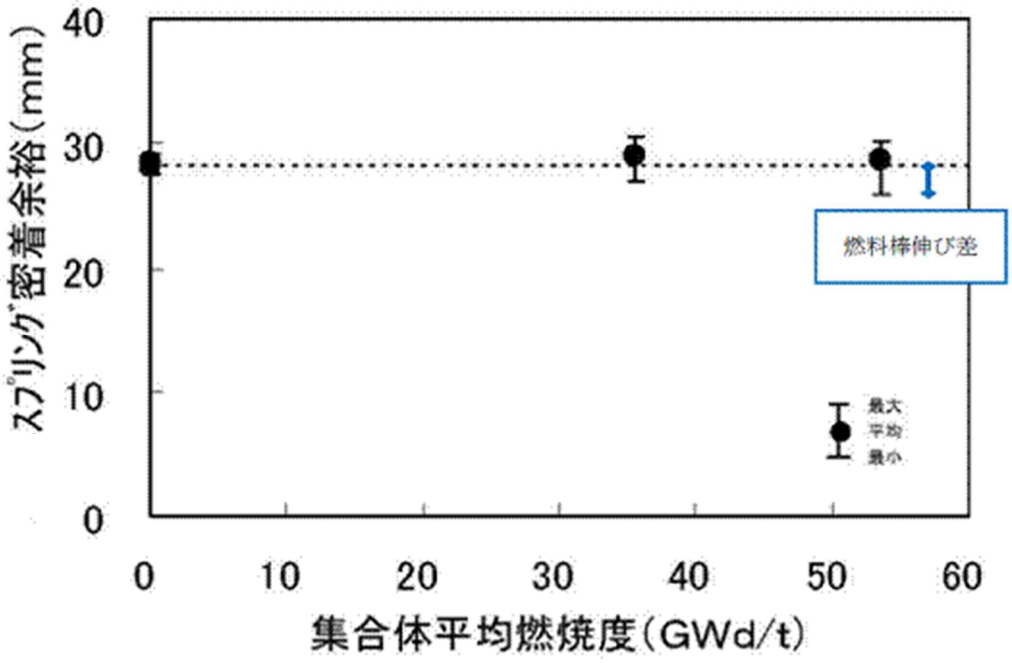
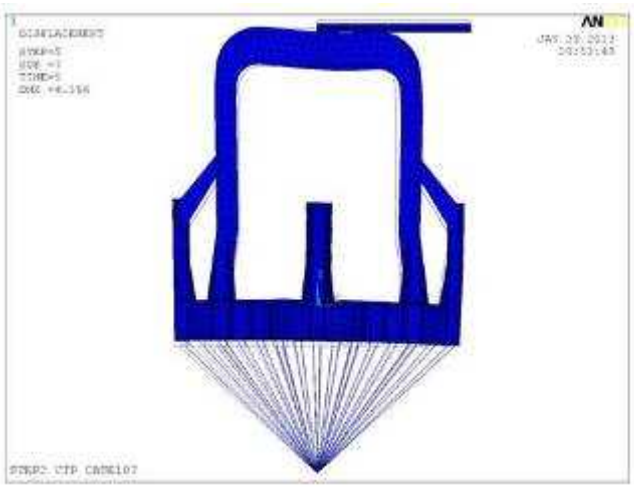
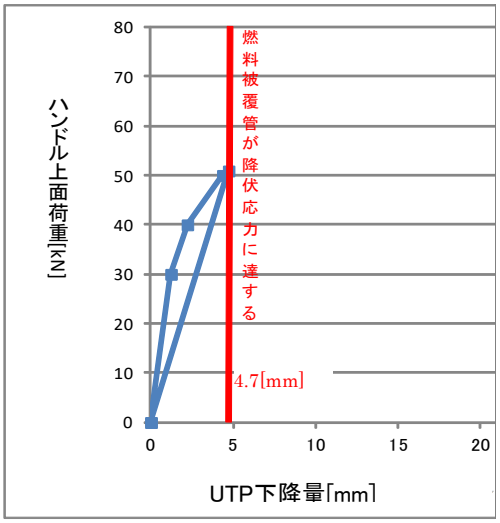
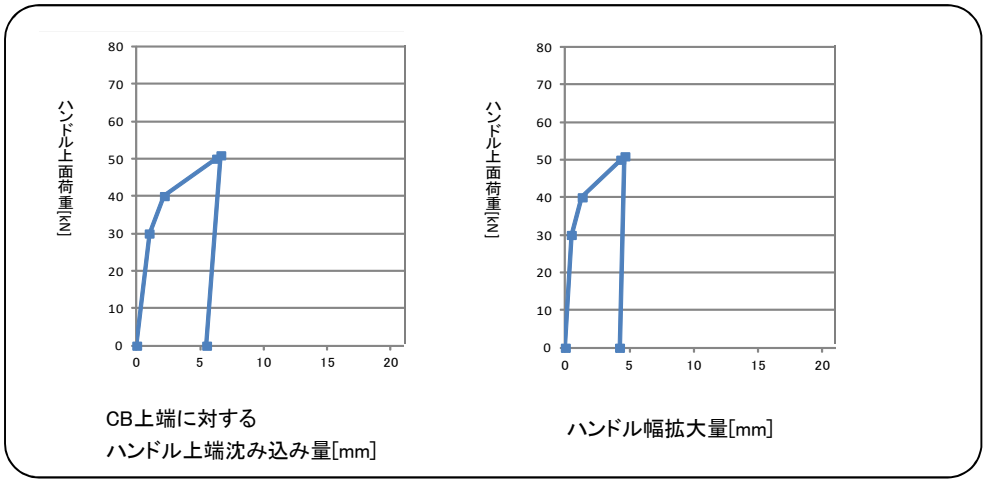


図５－１６　燃料棒伸び差の燃焼変化（膨張スプリングのデータから評価）
（９×９燃料（Ｂ型））[2]



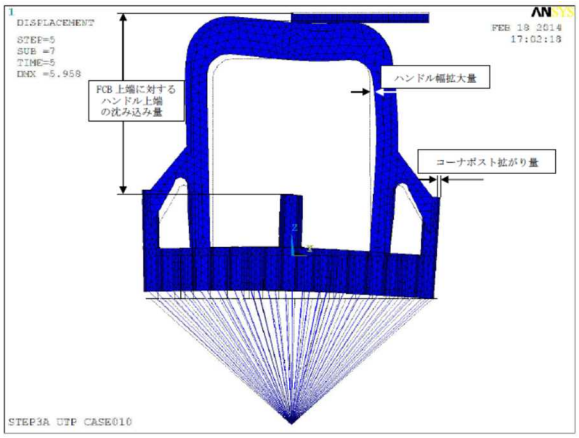


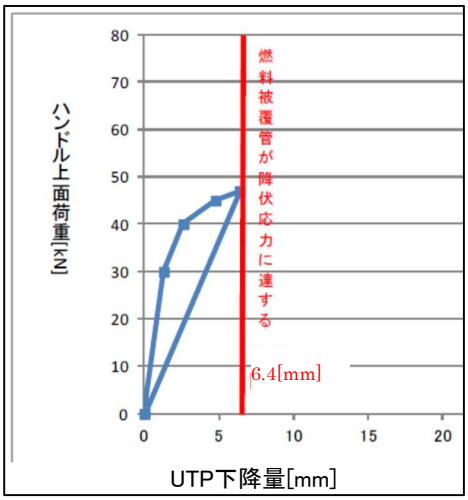
燃料被覆管が降伏応力を与えるＵＴＰ下降量に達する際にハンドル上面に付加される荷重を評価



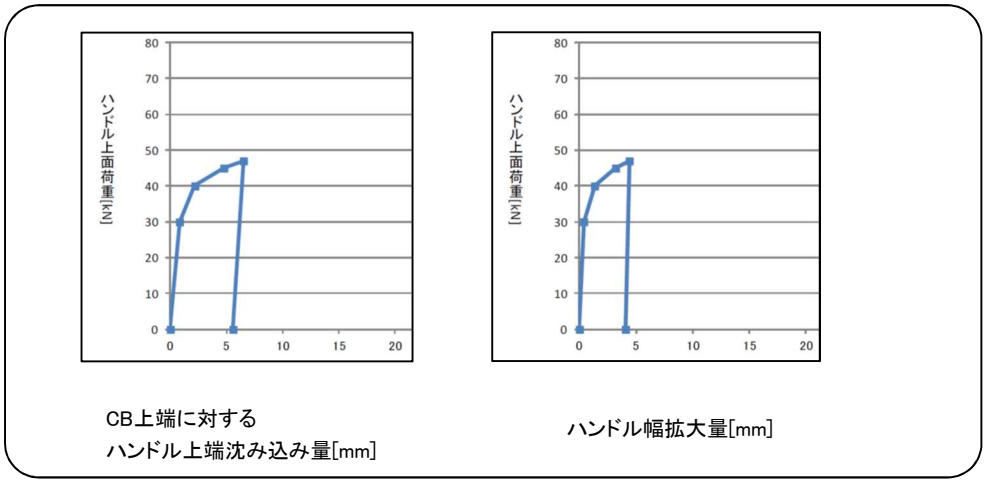
上記荷重が付加された場合のＵＴＰ各部の塑性変形を評価

図５－１７　ＵＴＰに残留する塑性変形量の評価例
（高燃焼度８×８燃料　②ハンドル上面右半分に剛体接触）





燃料被覆管が降伏応力を与えるＵＴＰ下降量に達する際にハンドル上面に付加される荷重を評価



上記荷重が付加された場合のＵＴＰ各部の塑性変形を評価

図５－１８　ＵＴＰに残留する塑性変形量の評価例
（９×９燃料（Ａ型）　②ハンドル上面右半分に剛体接触）

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.9	1.2	1.7	1.5	1.6	1.4	1.6	1.7	1.9
2	1.4		1.3	1.2		1.5	1.7		1.9
3	2.0	1.6	1.3	1.1	1.2	1.3	1.7	1.7	1.4
4	3.2	1.9	1.4	0.9		WR 1.1	1.7	1.8	1.8
5	3.2		1.8				1.5		1.3
6	4.2	4.2	2.3	WR 1.9		1.5	1.4	1.0	0.8
7	4.5	4.7	4.6	3.6	2.2	1.6	1.3	0.7	0.3
8	5.3		4.6	4.4		1.7	1.0		0.4
9	5.5	4.9	3.9	4.4	3.4	1.5	0.5	0.5	0.3

反CF側

上部端栓の塑性歪分布（条件①）

（1t，21m/s，斜め 45°，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.5	1.8	2.6	3.5	4.0	4.7	5.0	5.6	5.7
2	1.8		1.8	2.1		4.5	5.5		5.1
3	2.5	1.8	1.8	1.8	2.4	2.6	4.7	4.8	13.9
4	3.4	2.1	1.8	1.3		WR 2.9	3.9	4.4	4.9
5	4.0		2.4				2.5		3.7
6	4.3	4.5	2.5	WR 2.9		1.9	1.7	1.6	1.4
7	4.9	5.3	4.7	3.9	2.5	1.7	1.4	0.9	0.3
8	5.6		4.8	4.4		1.6	0.9		0.3
9	5.6	5.2	14.2	4.8	3.7	1.4	0.3	0.3	0.1

反ＣＦ側

上部端栓の塑性歪分布（条件②）

（1t，21m/s，垂直，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	1.7	1.3	2.1	2.8	3.6	4.1	4.0	4.7	5.2
2	1.3		1.3	1.4		4.3	4.5		4.4
3	2.1	1.3	1.3	1.1	1.6	1.8	4.4	4.0	13.5
4	2.8	1.4	1.2	0.8		WR 1.9	3.2	3.9	4.0
5	3.5		1.5				1.6		2.8
6	3.9	4.1	1.8	WR 1.9		1.1	1.0	0.9	0.8
7	3.8	4.3	4.2	3.1	1.6	1.0	0.8	0.5	0.2
8	4.7		4.0	3.7		0.9	0.5		0.3
9	5.2	4.3	14.5	3.9	2.7	0.8	0.3	0.3	0.2

反CF側

上部端栓の塑性歪分布（条件③）

（4.5t，12m/s，垂直，９×９燃料（A型））

■：結合燃料棒

CF側

(単位%)

位置	A	B	C	D	E	F	G	H
1	0.1	0.2	0.1	0.7	1.3	3.4	4.4	6.9
2	0.2	1.2	0.3	0.7	1.0	1.9	1.7	2.1
3	0.3	0.4	0.5	0.4	0.3	2.1	0.5	2.5
4	0.7	0.9	0.4	0.1	2.8	0.2	3.7	0.1
5	1.7	1.5	0.6	3.3	0.0	0.1	0.2	1.6
6	4.1	2.6	2.1	0.1	0.1	0.2	0.2	1.0
7	5.5	2.2	1.3	3.8	1.7	0.2	0.3	0.2
8	9.9	4.0	4.4	1.5	2.9	0.3	0.2	0.2

反CF側

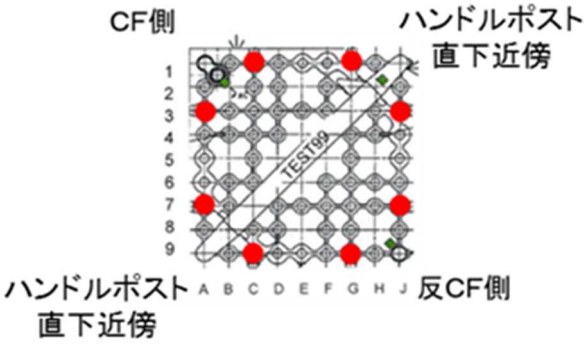
上部端栓の塑性歪分布（条件④）

（1t，21m/s，垂直，

新型８×８ジルコニウムライナ燃料）

■：結合燃料棒

図５－１９　がれき衝突解析における上部端栓の塑性歪分布



位置	A	B	C	D	E	F	G	H	J
1	0.1		0.0				0.3		1.0
2									
3	0.1								0.5
4									
5									
6									
7	0.2								0.0
8									
9	0.6		0.4				0.0		0.0

図５－２０　がれき落下衝撃試験で得られた上部端栓近傍における
歪ゲージによる測定結果（単位：％　●：結合燃料棒）

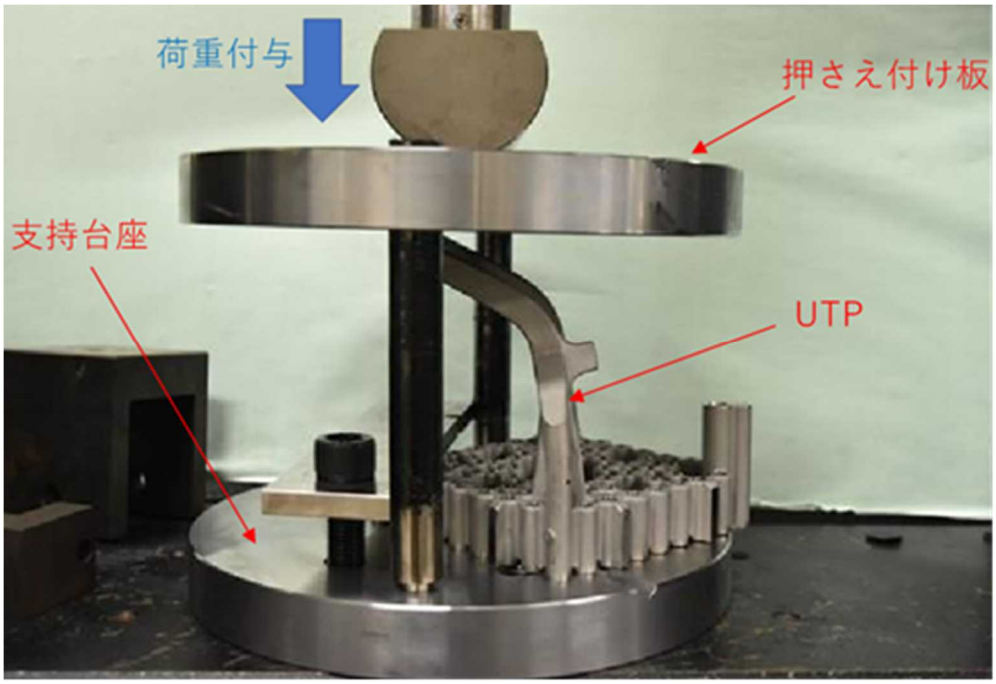


図５－２１　ハンドルへの変形付与装置

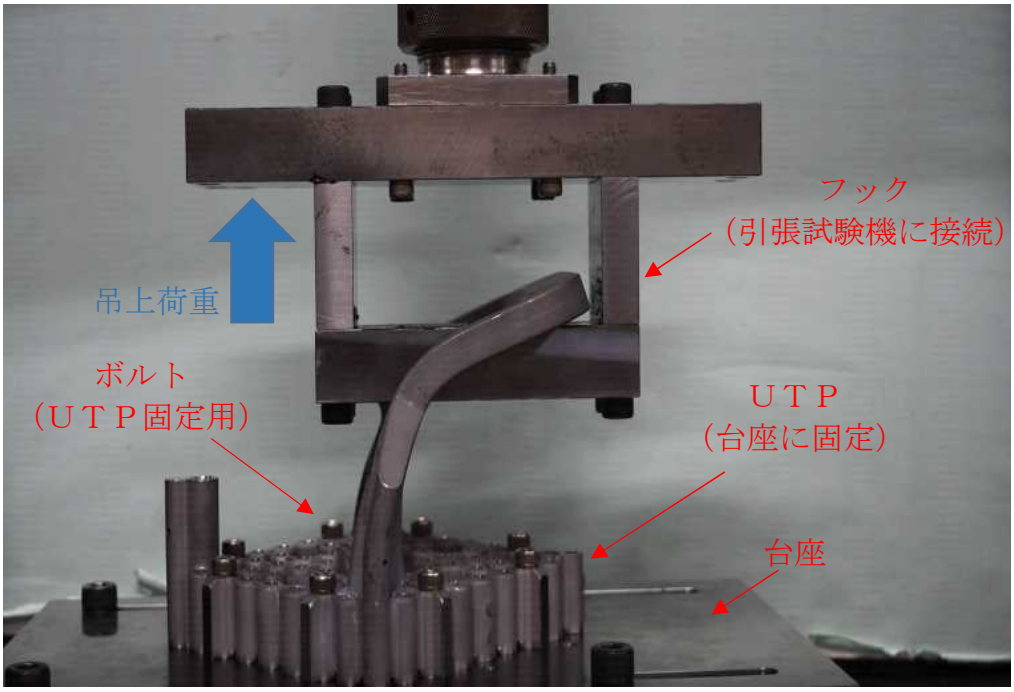


図５－２２　ハンドルの引張試験装置

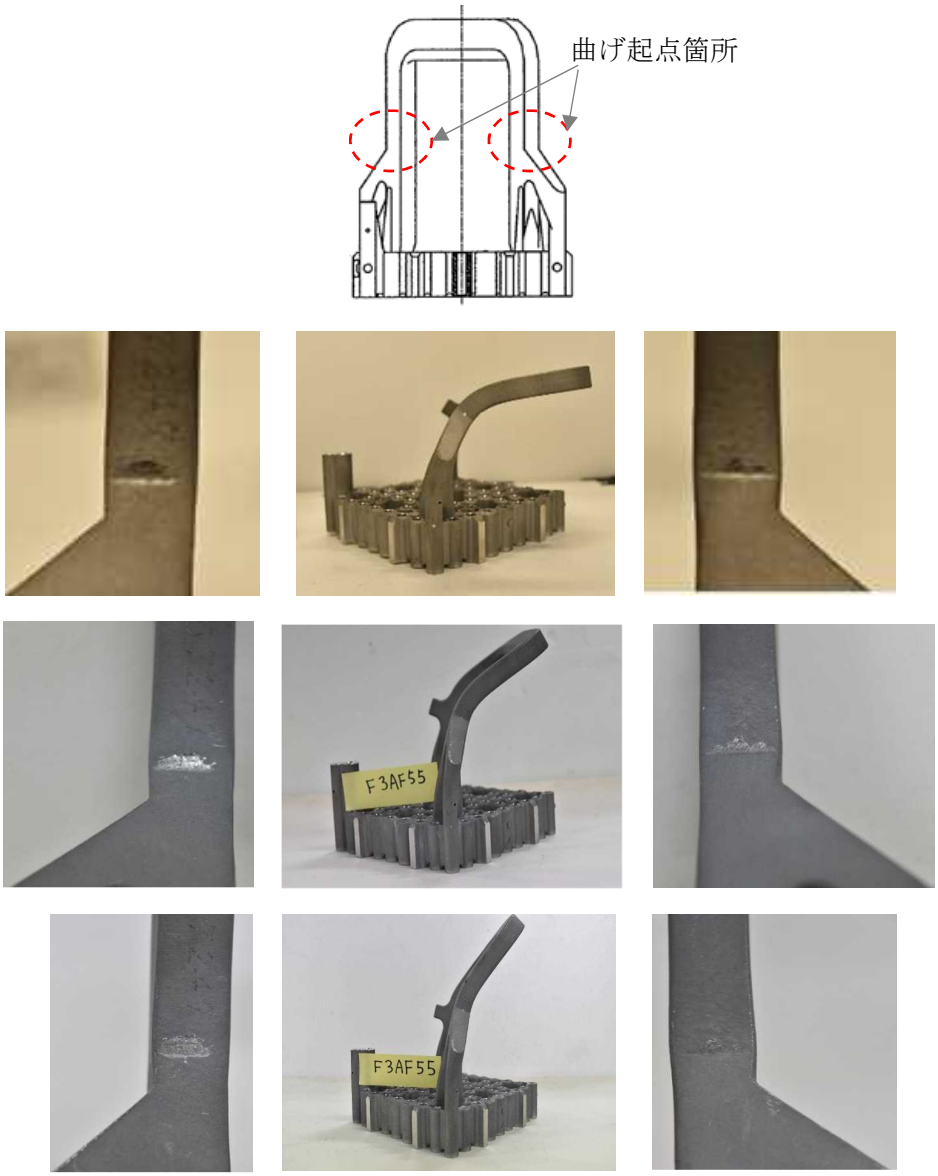


図５－２３　９×９燃料（A型）ハンドルの引張試験前後の比較
（上段：引張試験前　中段：13kN 引張試験後　下段：26kN 引張試験後）

図５－２４（１）　ハンドル引張試験後の浸透探傷試験結果
（９×９燃料（A型）　引張荷重 13kN）

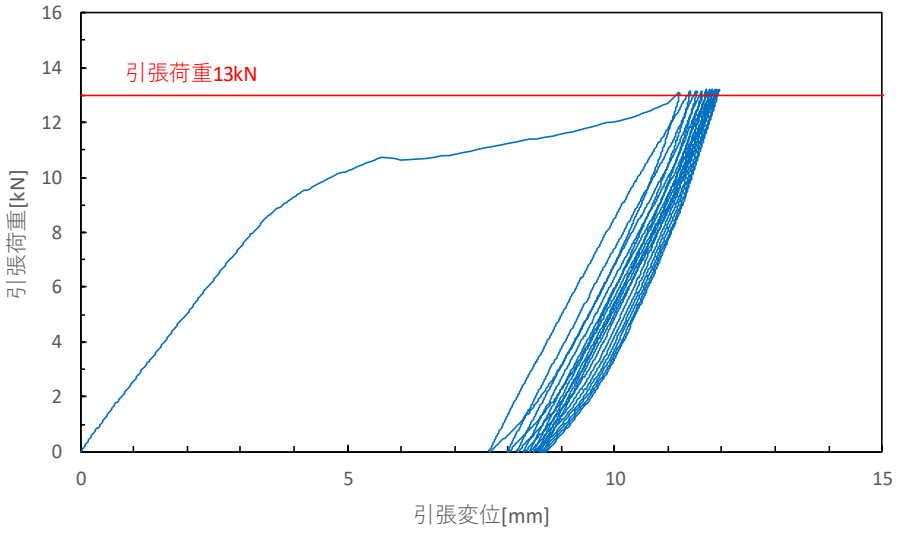


図５－２５（１）　ハンドル引張試験中の引張荷重―引張変位
（９×９燃料（A型）　引張荷重 13kN）

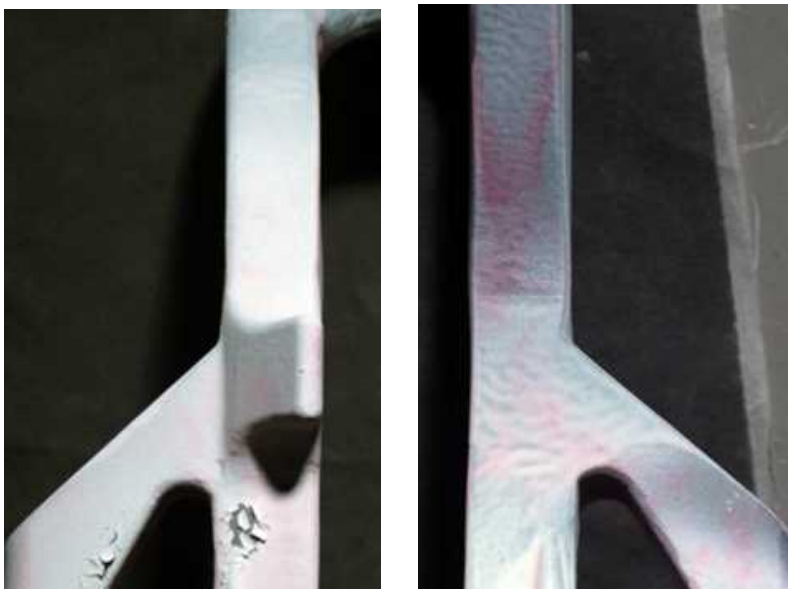


図５－２４（２）　ハンドル引張試験後の浸透探傷試験結果
（９×９燃料（A型）　引張荷重 26kN）

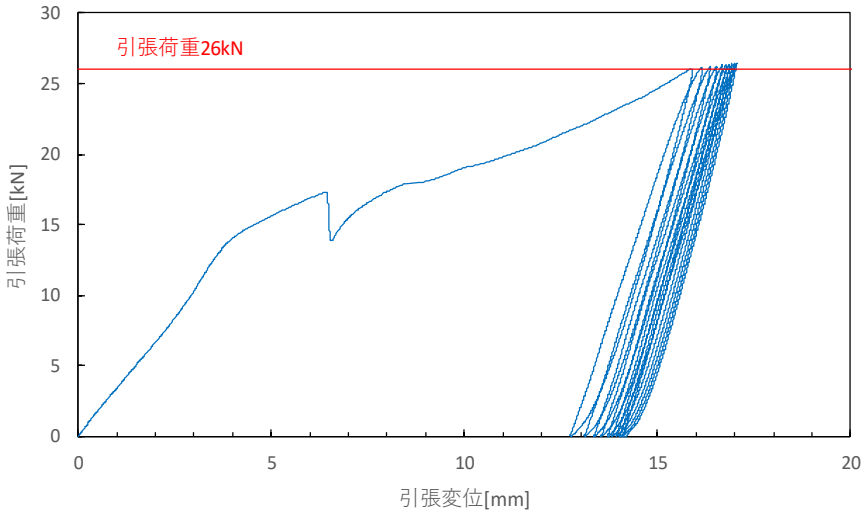


図５－２５（２）　ハンドル引張試験中の引張荷重―引張変位
（９×９燃料（A型）　引張荷重 26kN）

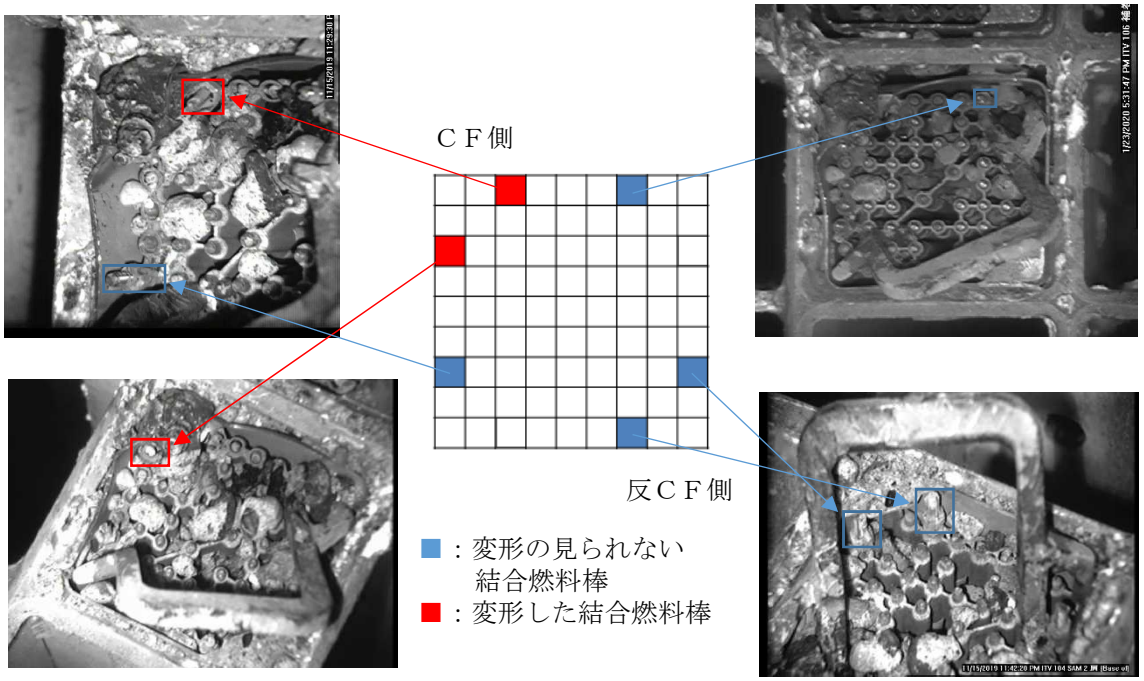


図５－２６　ＣＢ変形燃料の結合燃料棒状況

6.　燃料の取り扱い

6.1.　４号機における燃料の取り扱い

6.1.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となるがれきを撤去した後，がれき落下による燃料健全性への影響を確認し，燃料取扱機又はクレーンを用いて燃料の取り出しを行う。燃料の取り出しにあたってはがれきによる固着の発生防止に努めるとともに固着発生時には必要な対応を行う。がれきによる燃料健全性への影響がない燃料集合体は既存のＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）へ搬出する。なお，燃料取扱機又はクレーンを用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

6.1.2.　燃料健全性確認

6.1.2.1.　燃料健全性確認手順

図６－１，図６－２に水中カメラで撮影した４号機のプール内のがれき散乱状況を示す。これまでの調査からＳＦＰ水中には様々ながれきが落下しているものの，がれきで確認できない一部の燃料集合体を除いては，ＵＴＰハンドルの変形は確認されていない。

図６－５に４号機ＳＦＰ内がれきマップ及び表６－１には４号機ＳＦＰ内で確認されたがれきのリストを示す。燃料取り出し作業に先立って，がれきを撤去した後，水中カメラにてＵＴＰハンドルの変形状況をあらためて確認し，燃料健全性確認治具を用いての確認は，ＳＦＰ内で最も燃料健全性への影響があると考えられるがれき周辺の燃料に対して行う。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常が確認された場合には，取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，４号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）に移送した後，燃料集合体はＮＦＴ－２２Ｂ型構内輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.1.2.2.　燃料健全性確認用治具

燃料健全性確認用治具の概念図を図６－３，図６－４に示す。

燃料健全性確認用治具は，5.2.2 評価結果の中で，燃料被覆管が塑性変形し，かつ，ＵＴＰ塑性変形量が最も小さいがれき衝突条件「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基準に製作する。また，健全性確認治具による検出性を考慮し，高燃焼度８×８燃料以前の燃料に対しては「ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量」，９×９燃料（Ｂ型）に対しては，「ＣＢ上端に対するコーナーポスト上端の沈み込み量」を検出ポイントとする。

6.1.3.　取り出し後の確認

使用済燃料共用プール（新燃料については，一部６号機ＳＦＰ）における長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.1.4.　がれきによるＣＢの固着

6.1.4.1.　固着の発生防止

燃料集合体を使用済燃料ラックから引き抜く際に，使用済燃料ラック内に落下したがれきとＣＢが干渉して，ＣＢが固着する可能性がある。

このため，燃料取り出しに先立ち，燃料上部にあるがれきを除去する。また，燃料ラックとＣＢの隙間にあるがれきも可能な範囲で除去する。

燃料取り出しにあたっては，燃料取扱機に設置されている荷重計を確認しながら最大４５０ｋｇまでの荷重でゆっくり吊り上げることにより，固着の発生防止を図る。

6.1.4.2.　固着発生時の対応

図６－６に固着発生時の対応フローを示す。クレーンを用いた燃料の再吊上げにおいても固着が解消しない場合等に一時的に落下防止治具を取り付け燃料の落下を防止するとともに，必要に応じて固着状況の調査及び固着原因となるがれきの除去等を実施する。固着した燃料に落下防止治具を取り付けた状態で他の燃料の取り出し作業を実施する場合は，未臨界を確保するとともに固着した燃料が作業の支障とならないよう，燃料取り出し順序を見直す。

なお，ＣＢの固着した状態が長期間に亘ると判断される場合には，当該燃料集合体をワイヤ等によりオペレーティングフロア上の固定した箇所と接続することにより，安定した状態で保持する。その上で、固着状況について詳細確認を行い，燃料集合体を安全に着座させる対応について検討する。（対応例　上部タイプレートのハンドル部を吊った状態で，チャンネルファスナをはずし，ＣＢと燃料集合体を分離して燃料集合体のみをラックに吊り降ろす。）

6.1.4.3.　固着解消時に使用済燃料が落下した場合の被覆管の健全性評価

万一固着が自然解消し使用済燃料が使用済燃料貯蔵ラック内で落下した場合を想定し，燃料被覆管の健全性評価を実施した。燃料集合体が落下した場合，ＬＴＰの燃料棒との嵌合部が変形し，燃料棒が曲がることで燃料棒に応力が発生する。ここでは保守的に落下による位置エネルギーは全て燃料棒及びＬＴＰの歪みエネルギーに使用されるとして評価を行った。なお，被覆管の肉厚が薄い９×９燃料（Ｂ型）を代表として評価を実施した。

評価結果を図６－７及び図６－８に示す。燃料棒の変形が弾性範囲内で収まるＬＴＰと燃料棒嵌合部の傾き角度は約 14 度，その際の落下高さは約 34cm と評価された。

落下高さ約 34cm 以内であれば，燃料被覆管は弾性範囲内であり破損しないと考えられる

ため，落下防止治具は約 34cm よりも十分低い位置（約 15mm）でも取り付けできるようにすることで，燃料集合体落下時の安全を担保する。

6.1.4.4.　落下防止治具の特徴

図６－９に燃料集合体の落下防止治具の概念図を示す。落下防止治具は，治具トップから突出した治具アームで燃料自重を受ける構造となっており，燃料自重を受けた状態で転倒を防止する構造となっている。治具トップ及び高さ調整管は接続用ボルトによりベース２と結合される。ベース２はベース１の固定ピンでベース１と，ベース１は燃料貯蔵ラックのリフティングラグで燃料貯蔵ラックと嵌合されており，また嵌合部は極力クリアランスを排除した設計となっている。

6.1.5.　クレーン又は天井クレーンを用いた燃料集合体の取り扱い

４号機ＳＦＰ及び使用済燃料共用プールにおいて燃料取扱機又は燃料取扱装置での取扱いが困難な燃料集合体は，クレーン主巻フックに支持されたチェーンブロックを用いて吊上げる。装置の概要を図６－１０に示す。

クレーン又は天井クレーンで燃料集合体を取り扱う場合においては，表６－２に示す安全対策を行う。尚，燃料集合体ＵＴＰに作用する吊り上げ荷重は燃料を損傷させることのないように１ｔまでとする。燃料吊り上げ時の荷重は結合燃料棒等に印加されるが，結合燃料棒の耐荷重は９ｔ程度あるので，１ｔは余裕をみた値となっている。

燃料貯蔵ラックとＣＢの間のがれきによって固着が発生した場合については，ＣＢの断面で吊り上げ荷重を受けることになるが，ＣＢの材質（ジルコニウム合金）の機械的強度から，側面長さ（一面）の１／１０程度の断面で１ｔの荷重を受けた場合であっても，ＣＢを損傷させることはなく，燃料に対して影響はない。また，通常の燃料取扱機の吊上げ荷重を上回る荷重を燃料集合体に付加する場合には，ファイバースコープ等により固着の状況を確認し，燃料集合体やＣＢの側面に局所的に過大な荷重がかかる状況でないことを確認する。また，燃料貯蔵ラックの材質はステンレス材であり十分な強度と重量を有していることから，吊り上げ荷重１ｔが燃料貯蔵ラックに付加されたとしても影響はない。仮にがれきによって燃料貯蔵ラックに変形が生じた場合であっても，燃料集合体はＣＢによって囲まれていることから，燃料健全性には影響が生じないものと考えられる。

6.1.6.　４号機における燃料集合体取り扱い時に放射線モニタに異常が確認された場合

仮に４号機オペレーティングフロア上での作業中に，線量率が予想より高くなった場合には，エリア放射線モニタで検知できる。異常を検知した場合は退避し，線量率が十分下がった後に作業を再開する運用により放射線業務従事者の放射線被ばくを低く抑えることが可能である。

6.2.　３号機における燃料の取り扱い

6.2.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となるがれきを撤去した後，がれき落下による燃料健全性への影響を確認し，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行う。燃料の取り出しにあたってはがれきによる固着の発生防止に努めるとともに固着発生時には必要な対応を行う。がれきによる燃料健全性への影響がない燃料集合体は構内用輸送容器に収納し，燃料健全性への影響が疑われる燃料集合体は燃料被覆管の破損を考慮した容器に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

３号機における燃料取扱機の操作は，原則として遠隔操作室から遠隔操作にて行う。

6.2.2.　燃料健全性確認

6.2.2.1.　燃料健全性確認手順

図６－１１に水中カメラで撮影した大型のがれき撤去後の３号機のプール内のがれき散乱状況を示す。これまでの調査からＳＦＰ水中には様々ながれきが落下しており，また図６－１２に示すとおりハンドル変形燃料が一部確認されている。

燃料取り出し作業に先立って，がれきを撤去した後，水中カメラにてＵＴＰハンドルの変形状況をあらためて確認する。また，燃料健全性確認用治具を用いての確認を，原則として全燃料に対して行う。ただし，明らかにＵＴＰハンドルに大きな変形がある燃料は除く。

燃料健全性確認用治具により，判定基準を超過することが確認された燃料，または，水中カメラで明らかにＵＴＰハンドルに大きな変形が確認された燃料は，いずれもハンドル変形燃料として扱う。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の異常が確認された場合には，必要に応じて取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，３号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プールに移送した後，燃料集合体は構内用輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.2.2.2.　燃料健全性確認用治具

燃料健全性確認用治具を図６－１３に示す。

燃料健全性確認用治具は，5.2.2 評価結果の中で，燃料被覆管が塑性変形し，かつ，ＵＴＰ塑性変形量が最も小さいがれき衝突条件「②ハンドル上面右半分に剛体接触」を基準に製作する。また，全ての燃料タイプに対して，「ＣＢ上端に対するハンドル上端の沈み込み量」を検出ポイントとする。

6.2.3.　取り出し後の確認

使用済燃料共用プールにおける長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.2.4.　がれきによるＣＢの固着

6.2.4.1.　固着発生の防止

燃料集合体を使用済燃料ラックから引き抜く際に，使用済燃料ラック内に落下したがれきとＣＢが干渉して，ＣＢが固着する可能性がある。このため，燃料取り出しに先立ち，燃料上部にあるがれきを除去する。また，燃料ラックとＣＢの隙間にあるがれきも可能な範囲で除去する。燃料取り出しにあたっては，燃料取扱機に設置されている荷重計を確認しながら，最大４５０ｋｇまでの荷重でゆっくり吊り上げることにより，固着の発生防止を図る。

6.2.4.2.　固着発生時の対応

図６－１４に３号機における固着発生時の対応フローを示す。燃料ラックからの吊り上げ時にがれきとの干渉により最大４５０ｋｇの荷重で吊り上げができない場合，当該燃料は着座させ，他の燃料の取り出しを実施する。その後，必要に応じて固着状況の調査及びがれきとの干渉を解除する措置を行った上で，３号機燃料取扱機の定格荷重である最大１ｔの荷重までゆっくり吊り上げを行う。なお，最大１ｔの荷重で吊り上げる高さはチャンネルファスナが燃料ラックから抜ける範囲までとする。最大１ｔの荷重で吊り上げができない場合，がれきとの干渉を解除する措置を行う。なお，燃料集合体ＵＴＰに作用する吊り上げ荷重は燃料を損傷させることのないように１ｔまでとする。燃料吊り上げ時の荷重は結合燃料棒等に印加されるが，結合燃料棒の耐荷重は９ｔ程度あるので，１ｔは余裕をみた値となっている。燃料ラックとＣＢの間のがれきによって固着が発生した場合については，ＣＢの断面で吊り上げ荷重を受けることになるが，ＣＢの材質（ジルコニウム合金）の機械的強度から，側面長さ（一面）の１／１０程度の断面で１ｔの荷重を受けた場合であっても，ＣＢを損傷させることはなく，燃料に対して影響はない。

6.2.5.　震災以前から存在する漏えい燃料等について

３号機ＳＦＰには，表６－３に示すとおり，運転中に漏えいした燃料や，過去の取り扱い中に部材の一部に変形等を生じた燃料が存在する。これらの燃料は，他の燃料と同様に震災以前は燃料取り扱い機を用いて取り扱いを行っており，他の燃料と比べて取り扱い上の相違は無い。

一方，運転中に漏えいした燃料は，被覆管の密封性が失われているため，燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

スペーサが一部損傷した燃料のうち１体は，ＣＢが装着されていないため，燃料ラックから燃料を引き抜く際に燃料ラック内に混入したがれきと燃料被覆管が接触することが懸念

される。このため，運転中に漏えいした燃料と同様，ＣＢが装着されていない燃料は燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

6.2.6.　ハンドル変形燃料の取り扱い

ハンドル変形燃料は，健全燃料と同様に燃料取扱機を用いて取り出しを行う。ただし，ハンドルの著しい変形等により燃料取扱機にて取り扱いができない燃料が確認された場合は，今後本実施計画に記載した上で取り扱うこととする。

燃料取扱機を用いて取り出したハンドル変形燃料は，ハンドル変形の外観確認結果に応じて，構内用輸送容器内に予め装荷された使用済燃料収納缶（小）または使用済燃料収納缶（大）に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，使用済燃料収納缶（大）に収納する燃料は，使用済燃料収納缶（小）に入らない燃料を対象とする。

6.2.7.　ハンドル変形燃料の吊り上げ

ハンドル変形燃料については，事前に吊り上げ試験を実施し，吊り上げ試験の結果に応じて燃料と燃料ラックまたはがれきとの干渉を解除した状態にした後に取り出す。ハンドル変形燃料の吊り上げ荷重は，5.3.4 評価結果より，ハンドル変形の無い燃料と同様に最大１ｔとする。

6.3.　２号機における燃料の取り扱い

6.3.1.　燃料取り出し手順の概要

燃料取り扱いに支障となる干渉物を撤去した後，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行う。燃料集合体は構内用輸送容器に収納し，使用済燃料共用プールへ搬出する。なお，燃料取扱機を用いて燃料の取り出しを行うにあたっては，実施体制を確立し，事前にトレーニングを行った上で対応する。

２号機における燃料取扱機の操作は，原則として遠隔操作室から遠隔操作にて行う。

6.3.2.　燃料健全性確認

図６－１５に水中カメラで撮影した２号機のプール内調査の状況を示す。これまでの調査から，プール内への瓦礫の落下等機械的健全性に影響を与えるような事象は発生しておらず，燃料被覆管は震災前の状態を保っている。

燃料取り出し作業は水中カメラにより作業状況を確認しつつ実施することとし，作業中に燃料集合体やＣＢに傷，変形，腐食等の異常が確認された場合には，必要に応じて取り出し作業を中止し，水中カメラにて傷の大きさ等について観察し健全性への影響について評価する。また，２号機ＳＦＰ内から使用済燃料共用プールに移送した後，燃料集合体は構内用輸送容器から燃料を取り出す際に，ＣＢに傷，変形，腐食等の顕著な異常がないことを確認する。

6.3.3.　取り出し後の確認

6.3.2.に示す通り，２号機ＳＦＰには事故により燃料健全性に影響する瓦礫の落下等は確認されていない。燃料取り出し作業で通常と異なる事象が発生した場合は，使用済燃料共用プールにおける長期的な健全性の確認や輸送・保管方法の検討のため，今後，別途点検を計画する。

6.3.4.　震災以前から存在する漏えい燃料等について

２号機ＳＦＰには，表６－４に示すとおり，運転中に漏えいした燃料や，過去の取り扱い中に部材の一部に変形等を生じた燃料が存在する。これらの燃料は，他の燃料と同様に震災以前は燃料取り扱い機を用いて取り扱いを行っており，他の燃料と比べて取り扱い上の相違は無い。

一方，運転中に漏えいした燃料は，被覆管の密封性が失われているため，燃料被覆管の破損を考慮した構内用輸送容器に収納する。

ワイヤ修復燃料は，外観点検等により被覆管の密封性には影響ないことが確認されているが，吊り上げ時の荷重を負担するステンレス製ワイヤが海水注水の影響を受けている可能性があるため，取り扱いについては，次項に記載する通りとする。

6.3.5.　ワイヤ修復燃料の取り扱い

6.3.5.1.　ワイヤ修復燃料の情報

ワイヤ修復燃料の情報を表６－５に示す。ワイヤ修復燃料は２号機燃料取り出しにおける取り出し対象に含まれるが，健全燃料とは異なる取り扱いを要する。

6.3.5.2.　発生原因

1981 年の定期検査中，燃料集合体を燃料取扱機により移動しラックに装填しようとしたところ，燃料つかみ具から外れ，ラック上端約 15㎝の位置からラック内に垂直に落下した。その際の衝撃により結合燃料棒（8 本）の下部端栓が折損したため，当該燃料集合体を吊り上げたところ，燃料集合体の上部支持板とチャンネルボックス及び結合燃料棒（8 本）のみが吊り上げられ，その他の燃料棒（41 本）及び下部燃料集合体支持板等はラック内に残り，燃料が上側と下側で分断した。分断のイメージを図６－１６に示す。

燃料が分断した状態では取り扱いが困難であるため，1982 年にステンレス製ワイヤ等を用いて燃料を修復，一体化したのがワイヤ修復燃料である。

6.3.5.3　修復箇所

ワイヤ修復燃料は，分断燃料上側に固定具，下側に吊り皿を取り付け，それらをワイヤで繋いで燃料集合体を一体化している。燃料上側は図６－１７のように上部固定具を取り付

け，四隅に修復用ワイヤを通しつつ，ワイヤクリップ及び固定ナットにて修復用ワイヤを固縛している。燃料下側は図６－１８のように吊り皿に修復用ワイヤを通し，ワイヤ端部を端末金具で圧着，固定し曲げ加工を加えることで，吊り皿を吊り上げられるようにしている。この吊り皿の中心に燃料の下部タイプレートがはめ込まれている。これにより，燃料集合体を一体化した状態で吊り上げられることを修復当時に確認している。

6.3.5.4.　取り扱いにおける懸念事項

修復から 40 年以上経過していること，東北地方太平洋沖地震に伴う福島第一原子力発電所事故時の対応として使用済燃料プールに海水注入を実施したことから，修復に使用したワイヤが腐食により経年劣化を起こしている可能性がある。これによりワイヤ修復燃料を取り出す際に修復箇所が破損し，再び燃料が分断する恐れがある。腐食の影響については，腐食試験によりワイヤ強度の低下はわずかで，通常燃料と同様に吊り上げ可能であることを評価している。

仮にワイヤが分断した場合，ワイヤ修復燃料を取り出す際及び移動する際に燃料上側だけが燃料取扱機に把持され，燃料下側は落下する。そのため，ワイヤ修復燃料を取り出す際及び移動する際の燃料下側の落下，それによる燃料破損のリスクを最小限に抑えられるよう，健全燃料とは異なる工法にて取り出すこととする。

6.3.5.5.　ワイヤ修復燃料取り出しの対応方針

ワイヤ修復燃料の取り出しは，初めにワイヤ修復燃料の状態を確認し，異常がなければ取り出しを実施，使用済燃料収納缶（大）（以下，「収納缶（大）」という。）に収納して共用プールに輸送する。異常がある場合は改めて取り出し方法を検討する方針とする。ワイヤ修復燃料の取り出しに伴う対応フローを図６－１９に示す。

ワイヤ修復燃料の状態を早期に確認するため，２号機燃料取り出し開始後の早い段階で吊り上げ試験を実施する。異常がない場合も，実際の取り出しについては他の燃料への影響を考慮し周囲の燃料が取り出された後に実施する。ただし，他の燃料に異常が見つかった場合などは，その燃料を最後に取り出す可能性がある。その際は，ワイヤ修復燃料の取り出し中の転倒を想定し，ワイヤ修復燃料全長が約 4.5m であることから図６－２０のようにワイヤ修復燃料を中心として半径約 4.5m の範囲の燃料が取り出された後に取り出すこととする。また，異常が見つかった燃料が半径約 4.5m の範囲内にある場合でも，ワイヤ修復燃料が転倒して衝突した場合に破損する最大 2 体分の燃料が周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分小さい（※）ため，半径約 4.5m の範囲内の燃料が 1 体までであれば，ワイヤ修復燃料を先に取り出すことも可能とする。

※「実施計画Ⅱ章　2.11　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備　添付資料－３－２　移送操作中の燃料集合体の落下　５．第２号機核分裂生成物の放出量及び線量の評価」を

参照。２号機使用済燃料プール内で燃料が落下し，燃料 2.3 体分が破損した場合の敷地境界外の実効線量は約 1.6×10^{-3}mSv と評価している。この評価の基である，福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十に記載する燃料集合体落下事故における評価の条件は，燃料落下高さを 10m，冷却日数を原子炉停止後 1 日としており，評価結果は 6.4×10^{-2}mSv となっている。ワイヤ修復燃料が燃料ラック内に落下する場合の高さは約 6m，冷却日数は約 16000 日であり，原子炉設置許可申請書添付書類十の評価はワイヤ修復燃料が落下する場合より厳しい条件で評価している。そのため，ワイヤ修復燃料が落下した場合の敷地境界外の実効線量は 1.6×10^{-3}mSv より小さくなる。

6.3.5.6.　吊り上げ試験

(1)　概要

ワイヤ修復燃料を取り出す前に，燃料の状態を確認するため吊り上げ試験を行う。

ワイヤ修復燃料を燃料取扱機で把持し，燃料上部が燃料ラックから出てカメラで確認できる程度まで吊り上げる。この状態で一定時間保持し，燃料取扱機で検知する荷重が規定の範囲内であるかを確認する。規程の範囲内であれば，ワイヤ修復燃料は一体化した状態で吊り上げられていると判断する。荷重が規定より軽い場合は，燃料が分断している可能性が高いことから，吊り上げは不可と判断し，燃料を吊り降ろして燃料ラックに戻す。また，燃料上部のワイヤ修復箇所に異常が確認された場合も吊り上げは不可と判断し，別途取り出し方法を検討する。

吊り上げ試験の要領を表６－６に示す。

(2)　吊り上げ試験におけるリスク

ワイヤ修復燃料の取り扱いは修復箇所の劣化による燃料の分断等のリスクが想定されるため，吊り上げ試験におけるリスクを抽出し，その対策を検討する。リスク及び対策を表６－７に示す。

6.3.5.7.　落下防止工法

(1)　概要

吊り上げ試験にてワイヤ修復燃料が一体化していることを確認した場合，ワイヤ修復燃料の取り出しを行う。この時，ワイヤ修復燃料を燃料ラックから吊り上げた後，キャスクまでの移動中に燃料の分断が発生した場合に，燃料下側が燃料ラックに落下することを防ぐため，専用の落下防止工法を適用する。

図６－２１のように落下防止用カバー及び収納缶（大）仮置架台を設置する。落下防止用カバーは板状の治具であり，燃料ラックに蓋をするような形で設置する。

収納缶（大）仮置架台は燃料ラックの側面に設置し，ワイヤ修復燃料を収納するための収納缶（大）を設置する。また，図６－２２のように落下防止吊具を落下防止用カバー

上に設置する。落下防止吊具は上板と底板をワイヤで繋いだ治具であり，落下防止吊具を落下防止用カバーに設置した状態でワイヤ修復燃料を吊り上げることで，図６－２３のように上板と底板がワイヤ修復燃料に取り付けられる。収納缶（大）への収納は図６－２４のように落下防止吊具を付けたままで行う。ワイヤ修復燃料の吊り上げ中，落下防止吊具の底板が取り付けられる前に分断が発生した場合は図６－２５に示すように，燃料上側のみ受け台付収納缶（大）に収納する。燃料下側取り出し不可の場合は別途取り出し方法を検討する。

収納缶（大）は図６－２１に示す通り燃料ラック側面の収納缶（大）仮置架台に設置する。東側に通常の収納缶（大）を，西側に燃料上側のみ収納する場合の受け台付収納缶（大）を設置する。収納缶（大）の概略図を図６－２６に示す。

収納缶（大）へワイヤ修復燃料を収納後，落下防止用カバーを使用済燃料プール内の別の場所に移動させる。収納缶（大）に収納缶（大）吊具を取り付けて吊り上げ，2 体収納バスケットに取り替えた破損燃料用輸送容器 (2 体) に装填して共用プールへ移送する。2 体収納バスケットの概略図を図６－２７に示す。なお，落下防止工法で使用する落下防止用カバー及び収納缶（大）仮置架台は，燃料取扱機を用いて使用済燃料プール内に設置する。また，落下防止吊具及び収納缶（大）吊具は，燃料取扱機で取り扱う。燃料取扱機による収納缶（大）吊具の使用状態図を図６－２８に示す。なお，落下防止工法用機器及び吊具は，ワイヤ修復燃料取り出しを実施する際一時的に設置及び使用するものである。

(2)　落下防止工法におけるリスク

吊り上げ試験と同様に，落下防止工法におけるリスクを抽出し，その対策を検討する。リスク及び対策を表６－８に示す。

6.3.5.8.　取り出し後

共用プールへ移送した後，収納缶（大）ごとワイヤ修復燃料を取り出し，共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に収納する。

6.4.　破損燃料を使用済燃料共用プールへ受け入れた場合の放射線被ばく影響

ここでは，被覆管が損傷した燃料が使用済燃料共用プールへ搬入された場合の放射線被ばくについて記載する。

6.4.1.　液相

使用済燃料共用プールへ搬入された燃料の被覆管に損傷があった場合には，水溶性の核分裂生成物がＳＦＰ内に溶出する。また，構内輸送容器の搬入によりＳＦＰ内の放射性物質が使用済燃料共用プールへ持ち込まれる。しかしながら，水溶性の核分裂生成物及び放

射性物質は使用済燃料共用プール冷却浄化系により除去されるため，構内輸送容器の蓋開放後に使用済燃料共用プール水面上で線量率が一時的に上昇する場合でも，時間の経過とともに線量率は低下する。なお，使用済燃料共用プール冷却浄化系の浄化性能を図６－２９に示す。放射能濃度を１／１０にするために有する時間は，約２４時間程度（２系統運転時）と評価している。

仮に使用済燃料共用プール水面上での線量率が予想より高くなったとしても，エリア放射線モニタで検知でき，検知した場合は退避し，線量率が十分下がった後に作業を再開する運用により放射線業務従事者の放射線被ばくを低く抑えることが可能である。

6.4.2.　気相

ＳＦＰに保管されている燃料の被覆管に損傷があった場合，気体の核分裂生成物は既にＳＦＰ内で十分放出されているものと考えられる。このため，使用済燃料共用プールで放出される可能性は低く，気相に起因する被ばく影響はないものと考えられる。

表６－１　４号機ＳＦＰ内で確認されたがれき

名称	数量	備考
作業台車用階段	１個	約 2000mm×600mm×1000mm，約 200kg
デッキプレート	２枚	約 10000mm×600mm×50mm，約 200kg 約 300mm×600mm×50mm，約 6kg
手摺りプレート	６枚	約 2500mm×800mm×2mm（最大），約 20kg（最大）
足場板	１枚	約 1500mm×50mm×200mm，約 10kg
コンクリートがれき	－	約 0～400mm 程度（最大），約 10kg（最大）
その他	－	燃料取り出しに影響のある照明等の単品落下物

表６－２　クレーン又は天井クレーンでの燃料取り扱いに関する安全対策

安全対策	構造概要
動力源喪失時の保持機能	巻上装置は手動チェーンブロックとする。 クレーン主巻フックは電源断時においても保持する構造となっている
吊り具の二重化	二重のワイヤロープで燃料集合体を保持する構造とする（クレーンの主巻フックを使用）
外れ防止	フックは外れ止め装置を有する把持具構造とする
過荷重防止	荷重計により荷重の監視を行う 燃料集合体ＵＴＰに作用する吊上げ荷重は 1t までとする 巻上装置は手動とし，荷重を監視しながら巻上げる
臨界防止	燃料集合体を１体ずつ取り扱う把持具構造とする
遮へい	吊り上げ設備には，吊り上げ上限以上への吊り上げを阻止するロック機構を有する構造とする

表６－３　３号機ＳＦＰに震災以前から存在する漏えい燃料等

状態	数量	概要
漏えい燃料	１体	シッピング検査により漏えいを確認
スペーサー部損傷	２体	第４，５ スペーサがコーナー部で切損、第３ スペーサは同じコーナー部で下方に傾いた状態
		第１ スペーサコーナー部の溶接個所がはずれて少し変形 ＣＢが装着されていない
スペーサずれ	１体	第２スペーサが第１スペーサ位置までずれた状態

表６－４　２号機ＳＦＰに震災以前から存在する漏えい燃料等

状態	数量	概要
漏えい燃料	１体	シッピング検査により漏えいを確認
下部タイプレート変形燃料	１体	下部タイプレート側面の部材（フィンガースプリング）が変形した状態
ワイヤ修復燃料	１体	結合燃料棒（８本）の下部端栓の折損により吊り上げ不可となったため、ワイヤで燃料を一体化して修復している状態

表６－５　ワイヤ修復燃料の情報

燃料タイプ	７×７燃料
燃料棒数	49 本
燃焼度	24.5GWd/t
損傷時期	1981 年 9 月 25 日
被覆管の状態	密封性有（外観検査，水シッピング検査により確認）
チャンネルボックス	なし※

※２号機使用済燃料プールに貯蔵されている他の燃料は全てチャンネルボックスが付いている。

表６－６　吊り上げ試験要領

No.	ステップ	手順
1	事前準備	カメラまたは水中 ROV を準備する
2	外観確認	カメラまたは水中 ROV でワイヤ修復燃料上部の状態を確認する
3	燃料吊り上げ（１回目）	燃料取扱機を操作し，ワイヤ修復燃料のハンドルを燃料把握機でつかむ
		微速で吊り上げ高さ約 30mm まで吊り上げ，約 2 分間保持する
		荷重が規定値であることを確認後，微速で燃料を着底させる
	判定基準	・燃料上部のみが燃料本体から吊り上がらないこと ・ワイヤ修復燃料の水中重量 [redacted]（推定）に対し，荷重計（精度定格荷重 1t に対して±5%）の指示値が [redacted]の範囲内であること ・吊り上げ保持中に±10kg 以上の指示値の変動がないこと
4	燃料吊り上げ（２回目）	１回目と同様に燃料を吊り上げ，吊り上げ高さ約 30mm で約 2 分間保持する
		微速で燃料をさらに吊り上げ，吊り上げ高さ約 150mm で約 10 分間保持する
		荷重が規定値であることを確認後，微速で燃料を着底させる
	判定基準	・燃料上部のみが燃料本体から吊り上がらないこと ・ワイヤ修復燃料の水中重量 [redacted]（推定）に対し，荷重計（精度定格荷重 1t に対して±5%）の指示値が [redacted]の範囲内であること ・吊り上げ保持中に±10kg 以上の指示値の変動がないこと
5	外観検査	カメラまたは水中 ROV でワイヤ修復燃料上部の状態を確認する
	判定基準	・上部固定具に破損等の異常が見られないこと ・燃料上部の位置が吊り上げ前より高い位置にないこと （燃料ラックの部材との位置関係より判定する） 吊り上げ前と大きな変化が無ければ吊り上げ可とする
6	終了	燃料取扱機を退避する

表６－７　吊り上げ試験時のリスク及び対策

吊り上げ試験時のリスク	対策
・燃料吊り上げ時に分断が発生し，燃料下側が落下して燃料が破損する	・燃料集合体落下時の被覆管変形の評価を参考に，吊り上げ時の高さは 30㎜・150㎜ に制限する ・万一燃料下側が落下した場合，健全燃料取り出し時と同様に吊り上げたと仮定すると，最大高さ約 6m から結合燃料棒以外の燃料棒（41/49 本≒0.9 体）が落下して破損する可能性があるが，6.3.5.5.項に記載する通り，燃料集合体 2.3 体が破損した場合でも敷地境界外の実効線量は約 1.6×10^{-3}mSv であり，周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分小さい
・燃料吊り上げ時に分断が発生し，燃料上側が持ち上がり戻せなくなる	・燃料下部端栓が燃料最下部のスペーサから抜けなければ，燃料上側を戻すことが可能。燃料下部端栓と最下部スペーサの距離は約 [redacted] であるため，吊り上げ時の高さは 30㎜・150㎜ とする
・ワイヤ修復燃料が燃料ラック内と干渉し吊り上げられない	・吊り上げ不可と判断し，別途取り出し方法を検討する

表６－８　落下防止工法のリスク及び対策

落下防止工法のリスク	対策
・燃料移動中に分断が発生し，燃料下側が落下して落下防止吊具が支えきれず落下防止用カバーに衝突する	・落下防止吊具で燃料下側の落下を受け止められるよう，分断時の落下距離（燃料下側と吊具底板との距離）を約 100㎜ に設定する。本条件でモックアップを行い，問題なく燃料を受け止められることを確認済み
・燃料移動中に分断が発生し，落下防止吊具底板がワイヤ修復燃料の下側に位置しない状態で燃料下側が落下して落下防止用カバーに衝突する	・燃料移動時はカメラで確認しながら慎重に移動する。気中モックアップにより移動時の挙動を確認済みで，今後水中モックアップを実施する ・落下防止吊具上板と底板を繋ぐ吊りワイヤは，上板及び底板との接続部が約 90° 回転する構造であり，かつバネが組み込まれている。これによりワイヤ修復燃料を吊り上げることで吊りワイヤはある程度垂直に矯正され，燃料の移動に追従する

図６－１　４号機ＳＦＰ内の状況（その１）

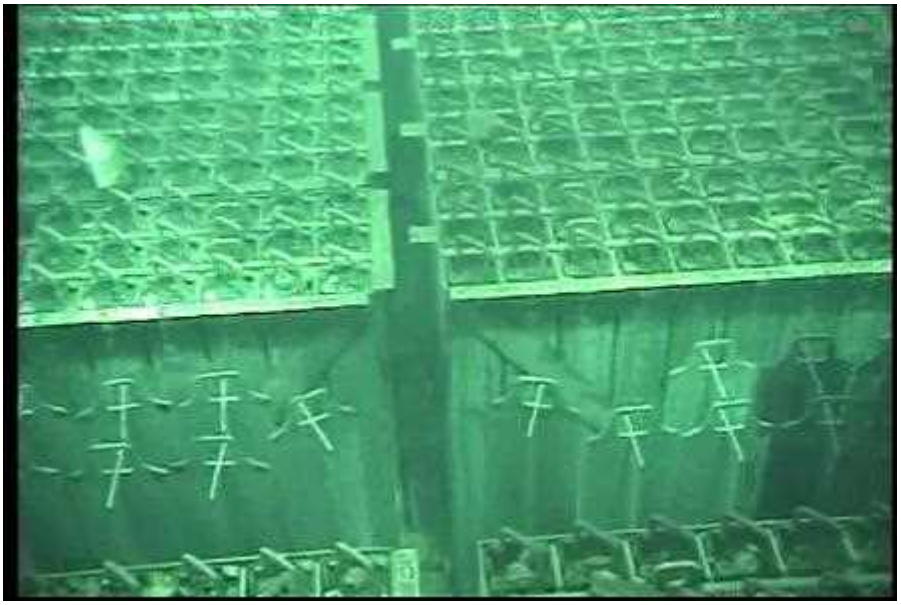


図６－２　４号機ＳＦＰ内の状況（その２）

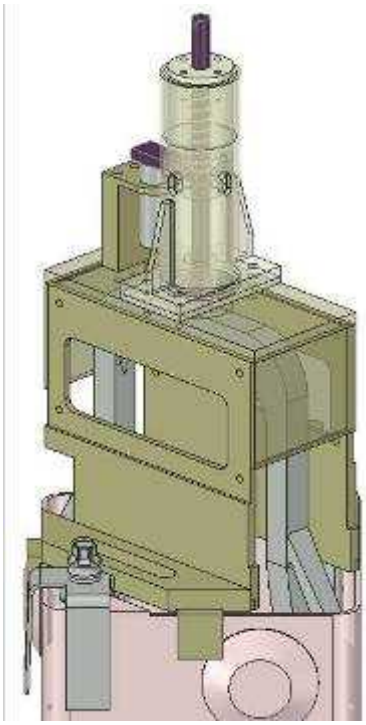


図６－３　燃料健全性確認用治具（概念図）：高燃焼度８×８燃料用

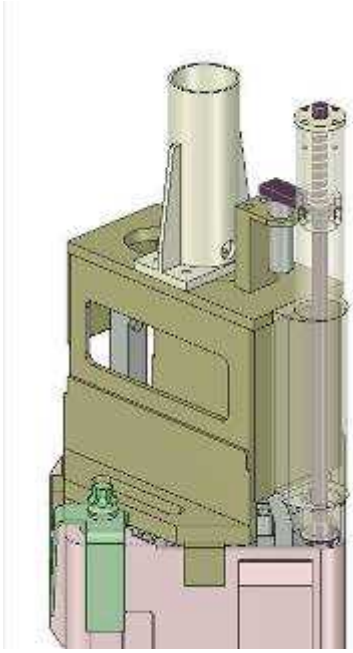


図６－４　燃料健全性確認用治具（概念図）：９×９燃料（Ｂ型）用

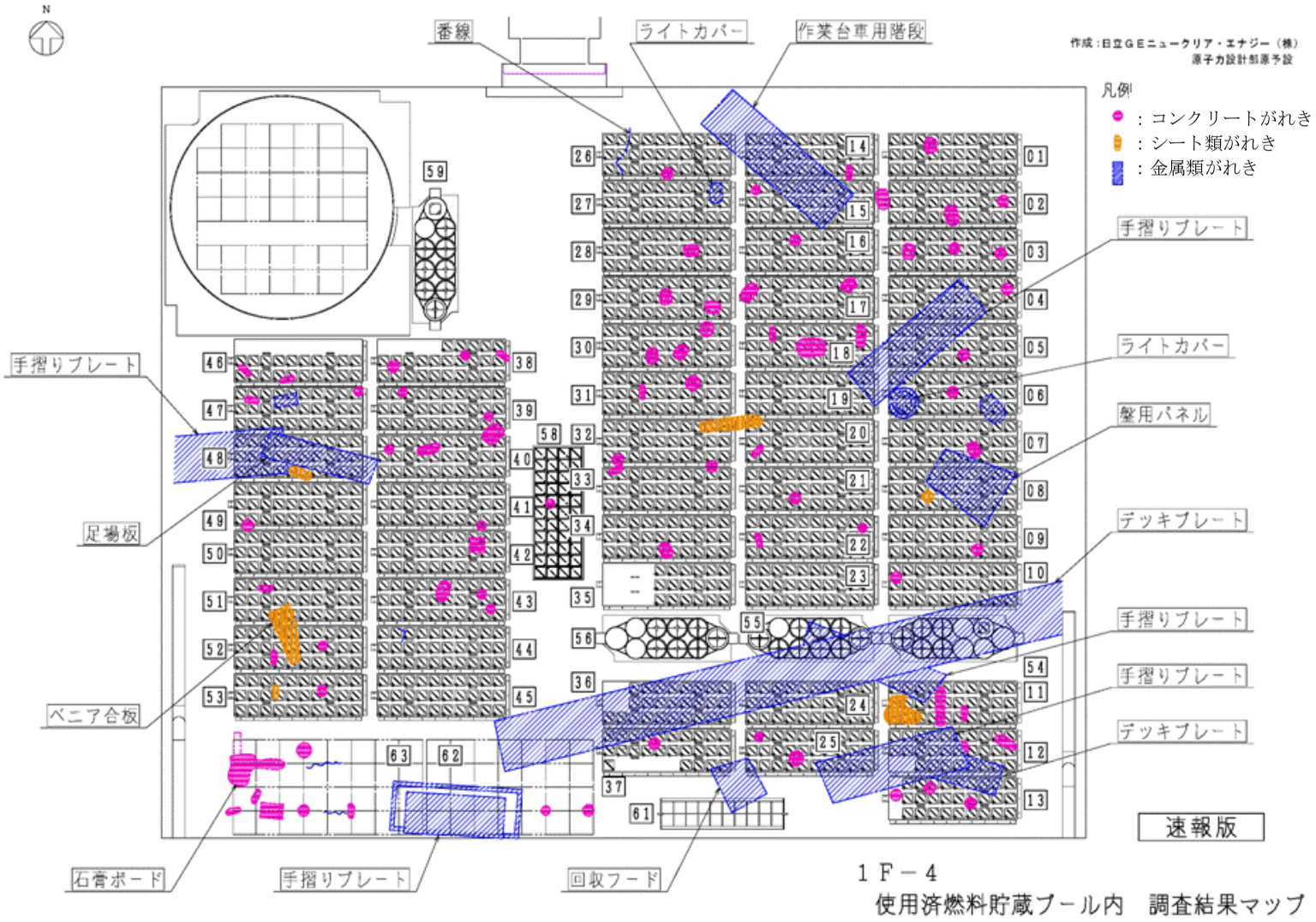
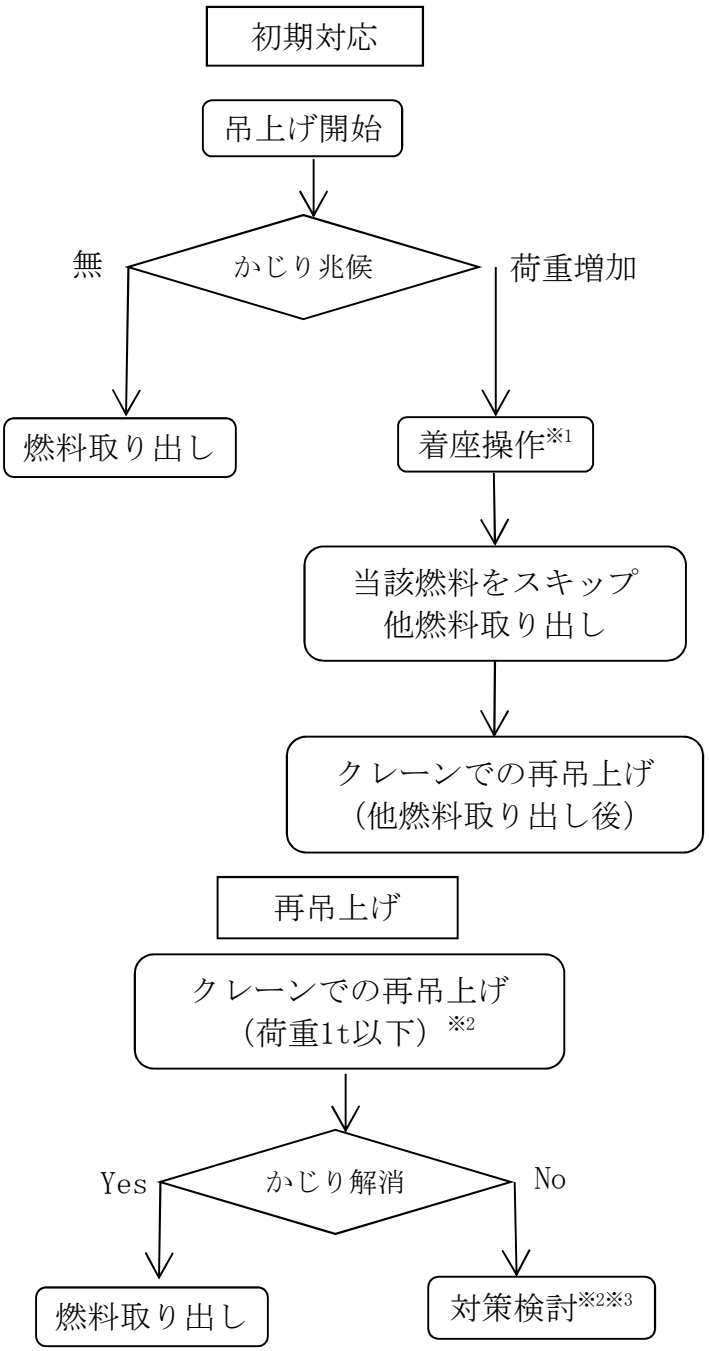


図６－５　４号機ＳＦＰ内がれきマップ



※1　燃料取扱機での燃料取り出し中に固着により吊上げ/着座操作ができなくなった場合，その位置でクレーンに吊替える。

※2　必要に応じてファイバースコープ等による固着状況の調査・がれきの除去等を実施。

※3　燃料の落下防止のため必要に応じて落下防止治具を設置。固着した状態が長期間に亘ると判断される場合には，燃料集合体を安定した状態で保持。

図６－６　固着発生時の対応フロー

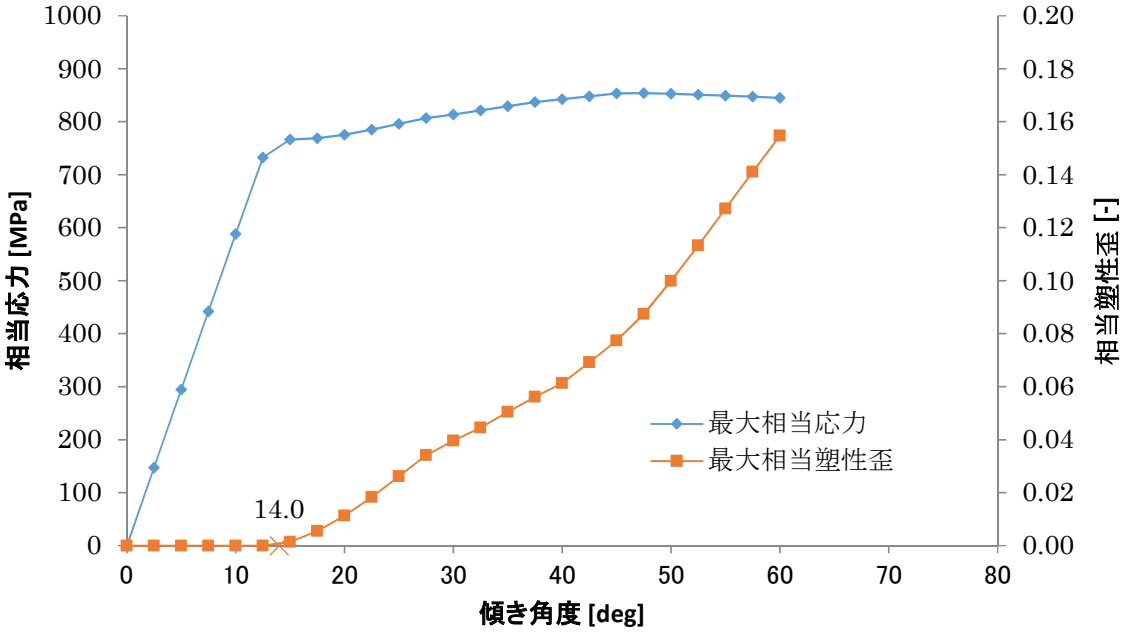


図６－７　ＬＴＰと燃料棒との嵌合部傾き角度－発生応力及び塑性歪

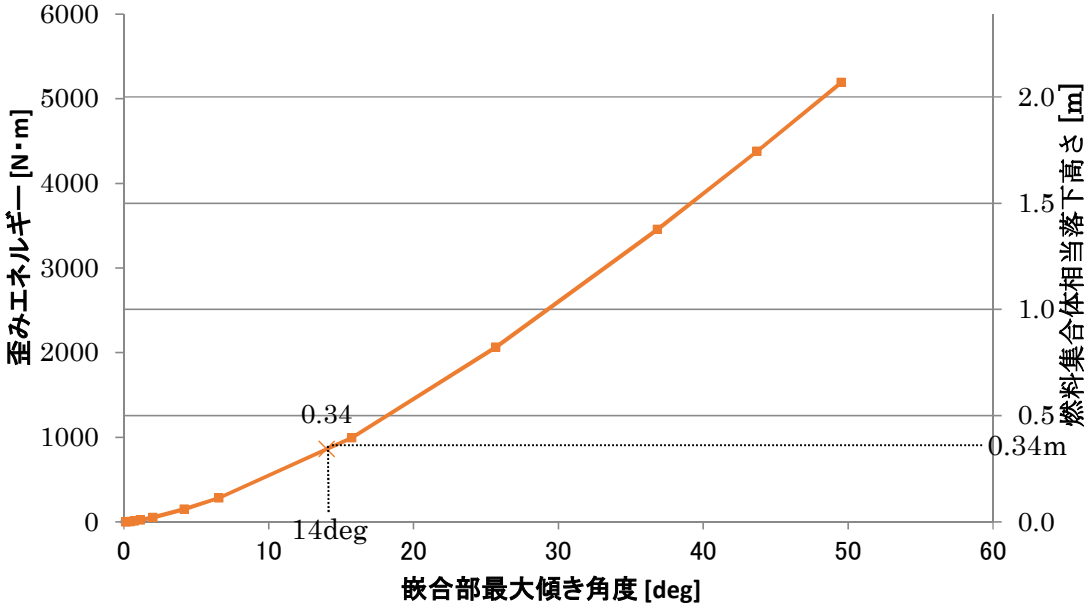


図６－８　ＬＴＰと燃料棒との嵌合部最大傾き角度－歪みエネルギー及び落下高さ

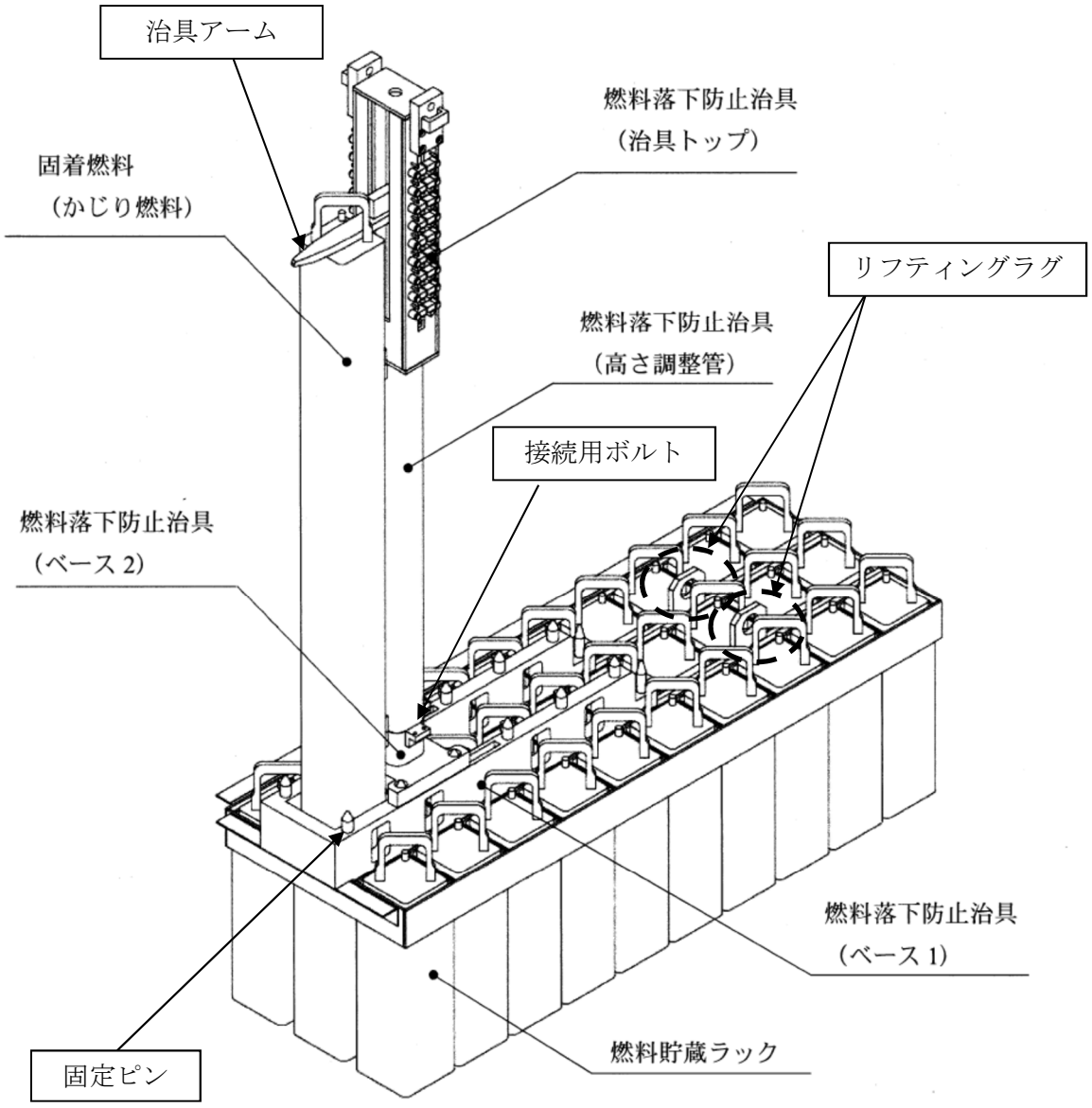


図６－９　落下防止治具概念図

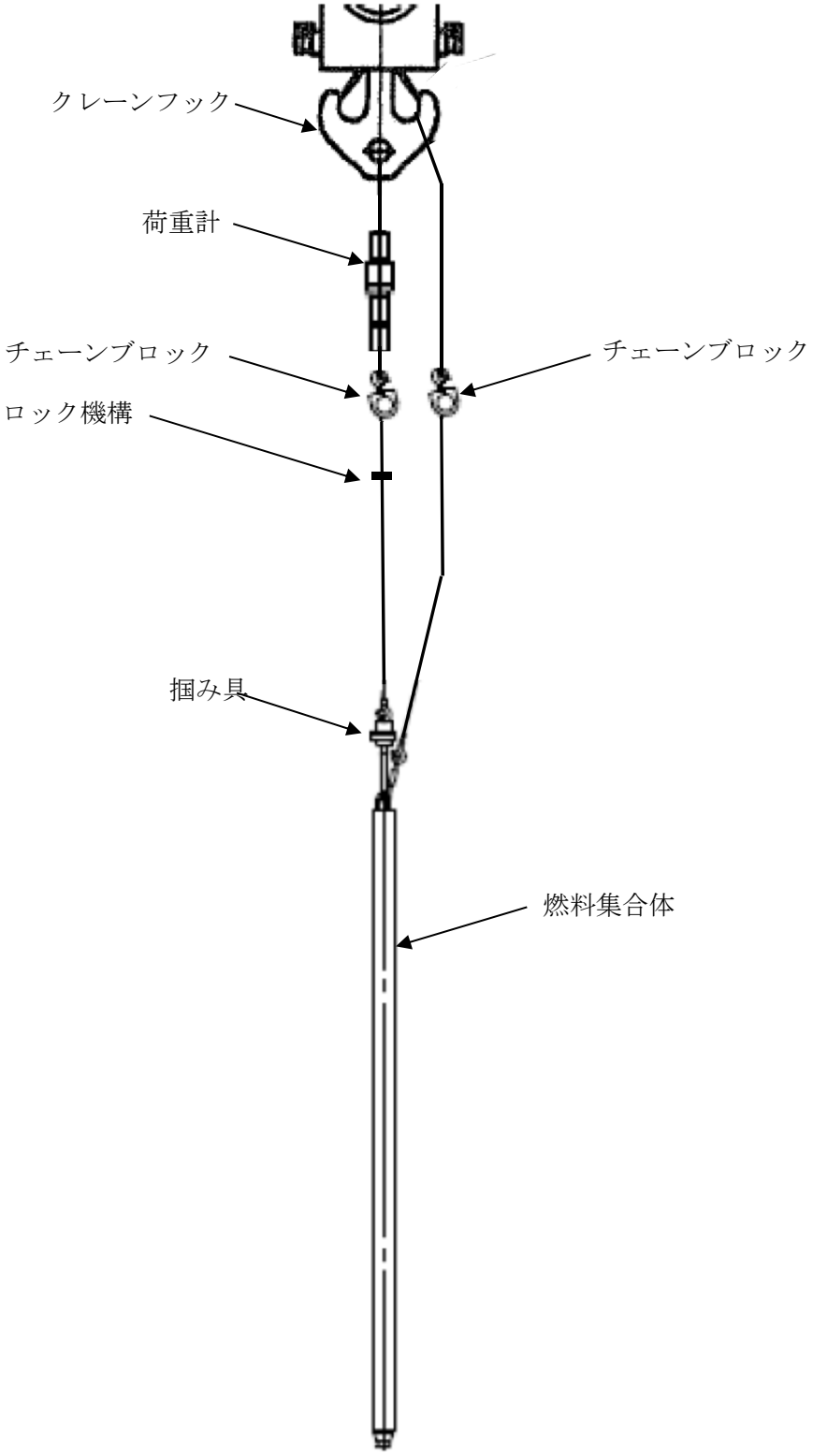


図６－１０　クレーンを用いた燃料集合体の取り扱い（概念図）

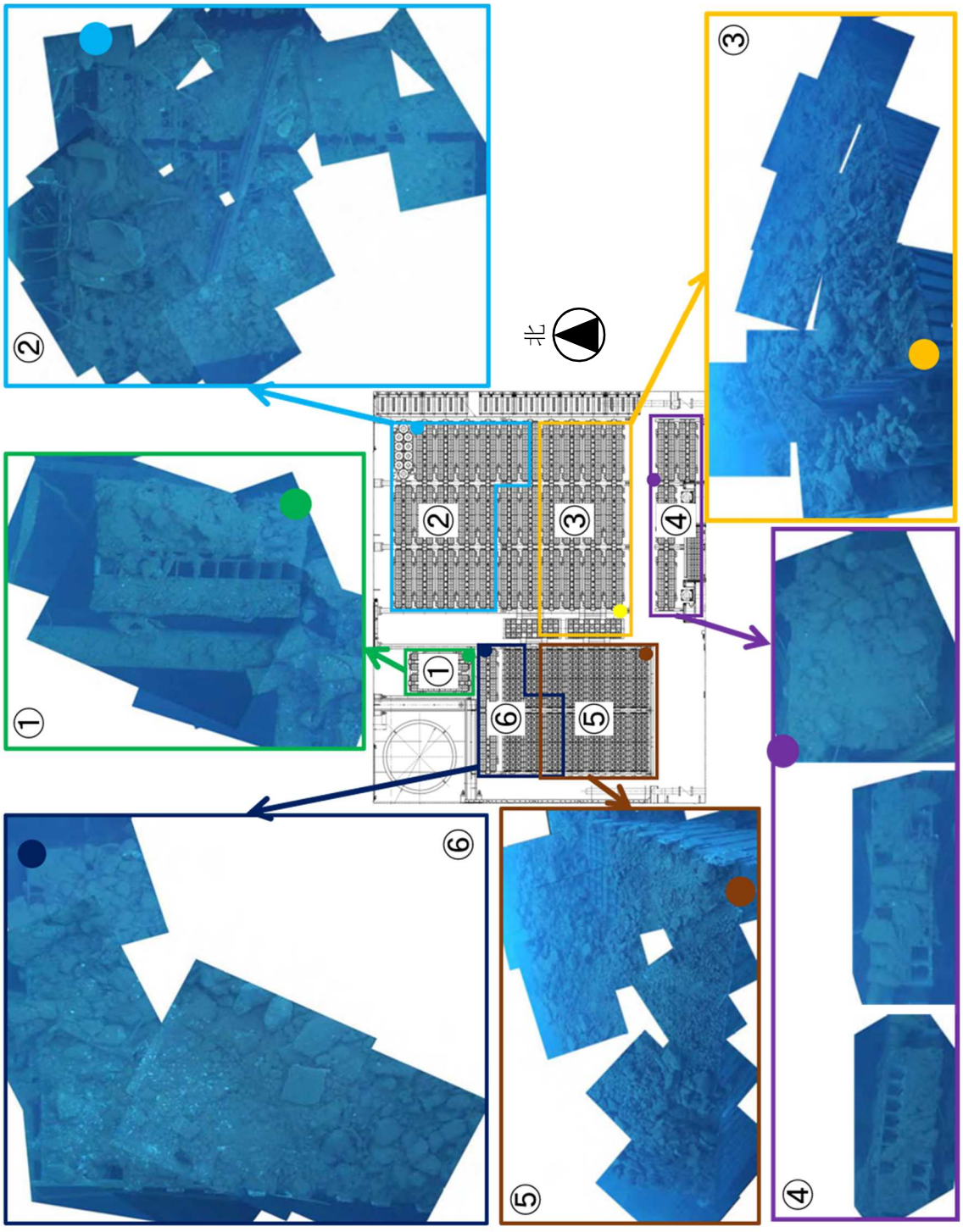
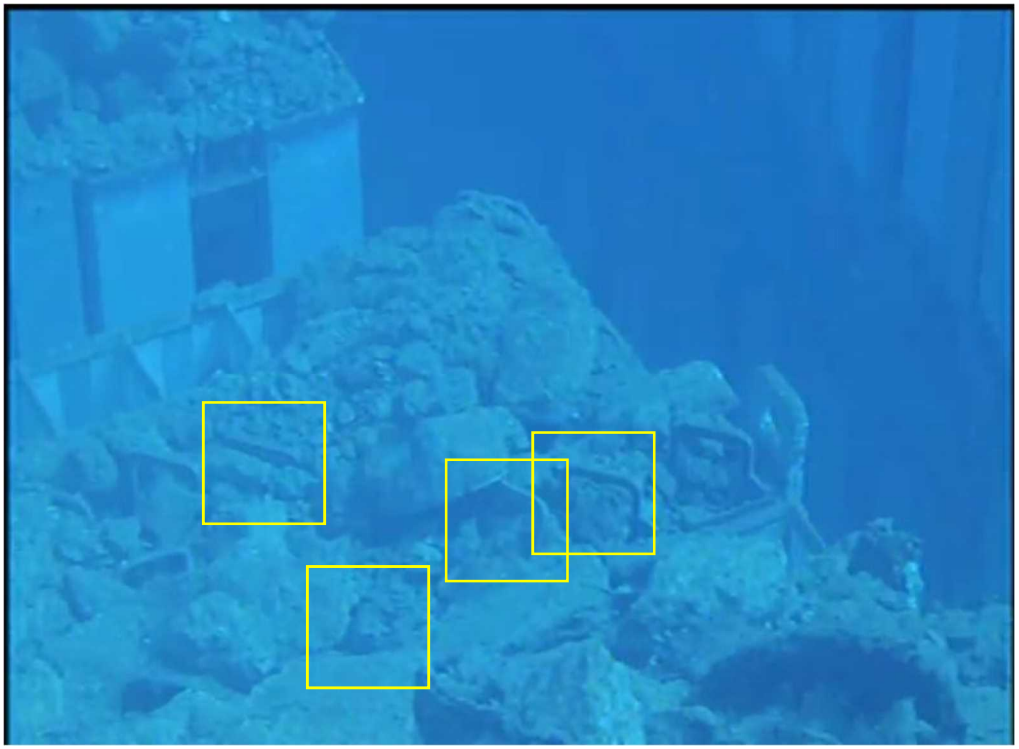
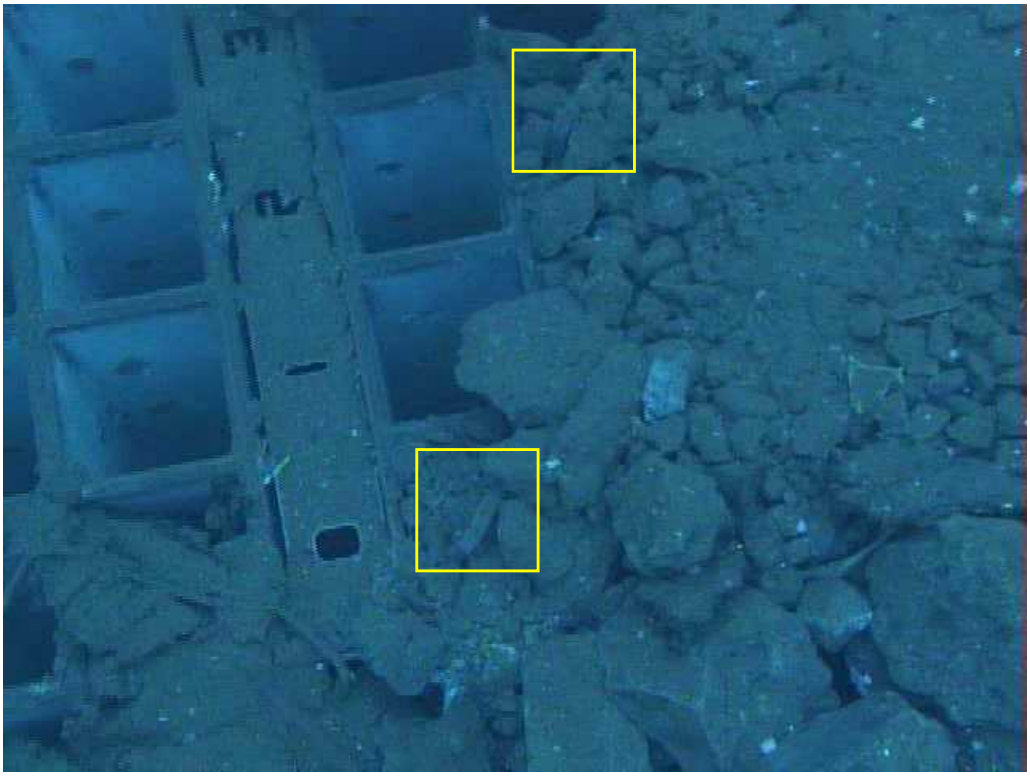


図６－１１　３号機ＳＦＰ内の状況（大型のがれき撤去後）



FHM 落下箇所



CUW ハッチ落下箇所

図６－１２　ハンドル部の変形が認められる燃料（３号機）

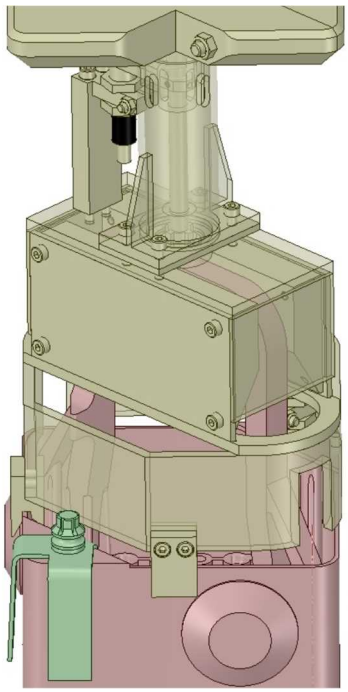
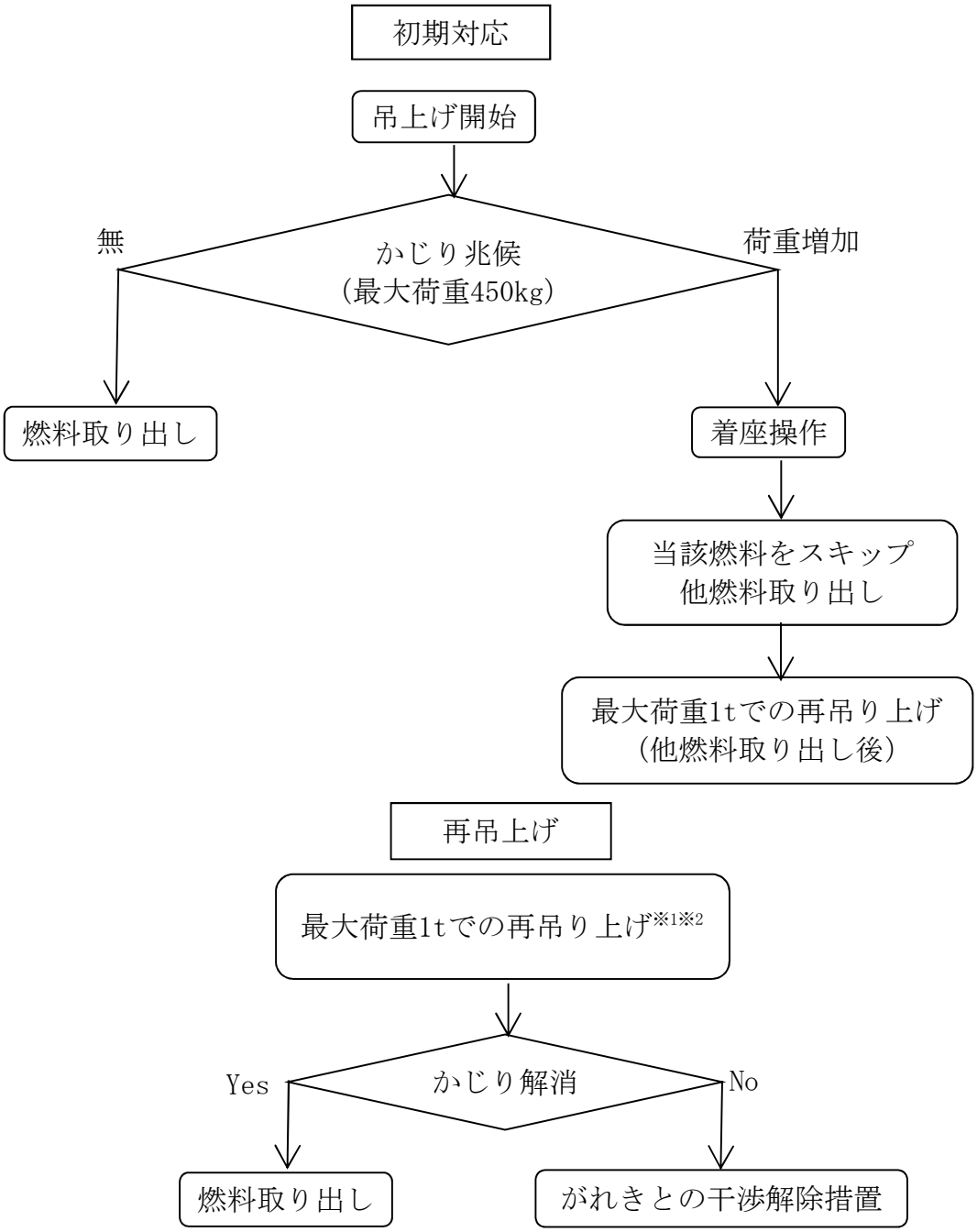


図６－１３　燃料健全性確認用治具（概念図）



※1　必要に応じて固着状況の調査及びがれきとの干渉解除措置を行う。
※2　チャンネルファスナが燃料ラックから抜ける範囲まで。

図６－１４　固着発生時の対応フロー（３号機）

燃料ハンドルの様子

図６－１５　２号機ＳＦＰ内の状況

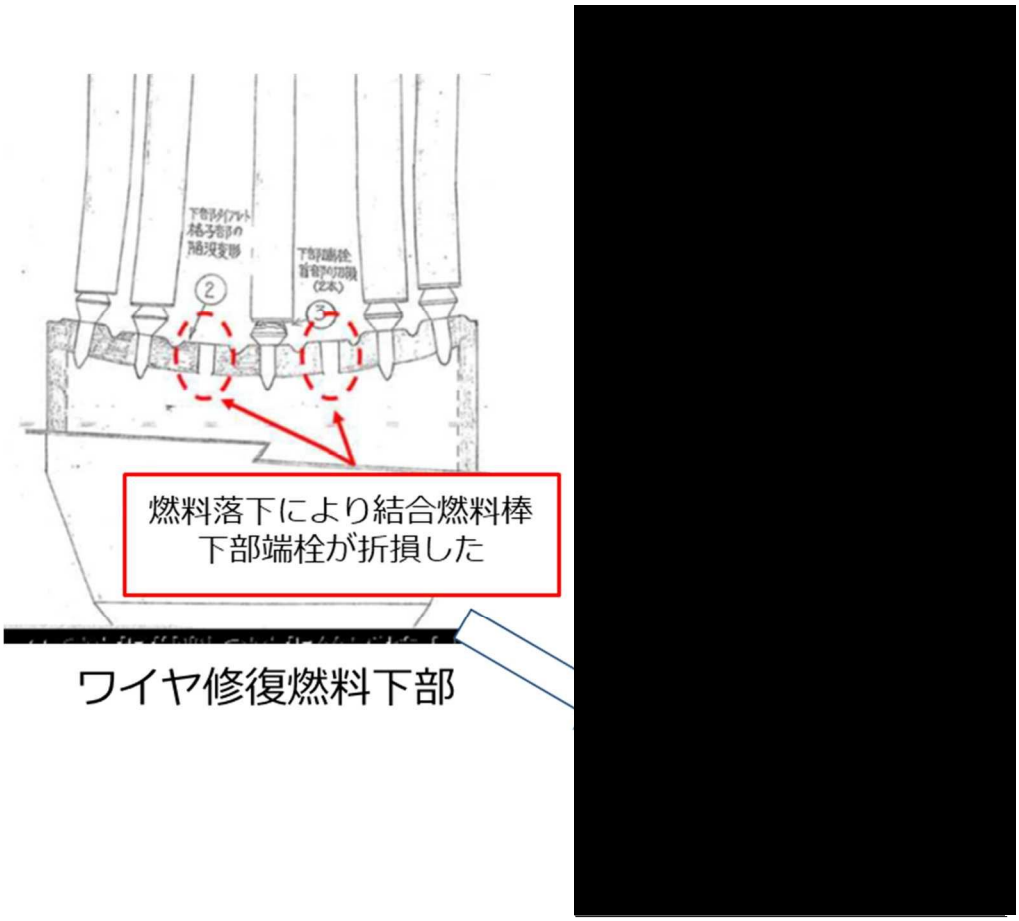


図６－１６　ワイヤ修復燃料の分断イメージ

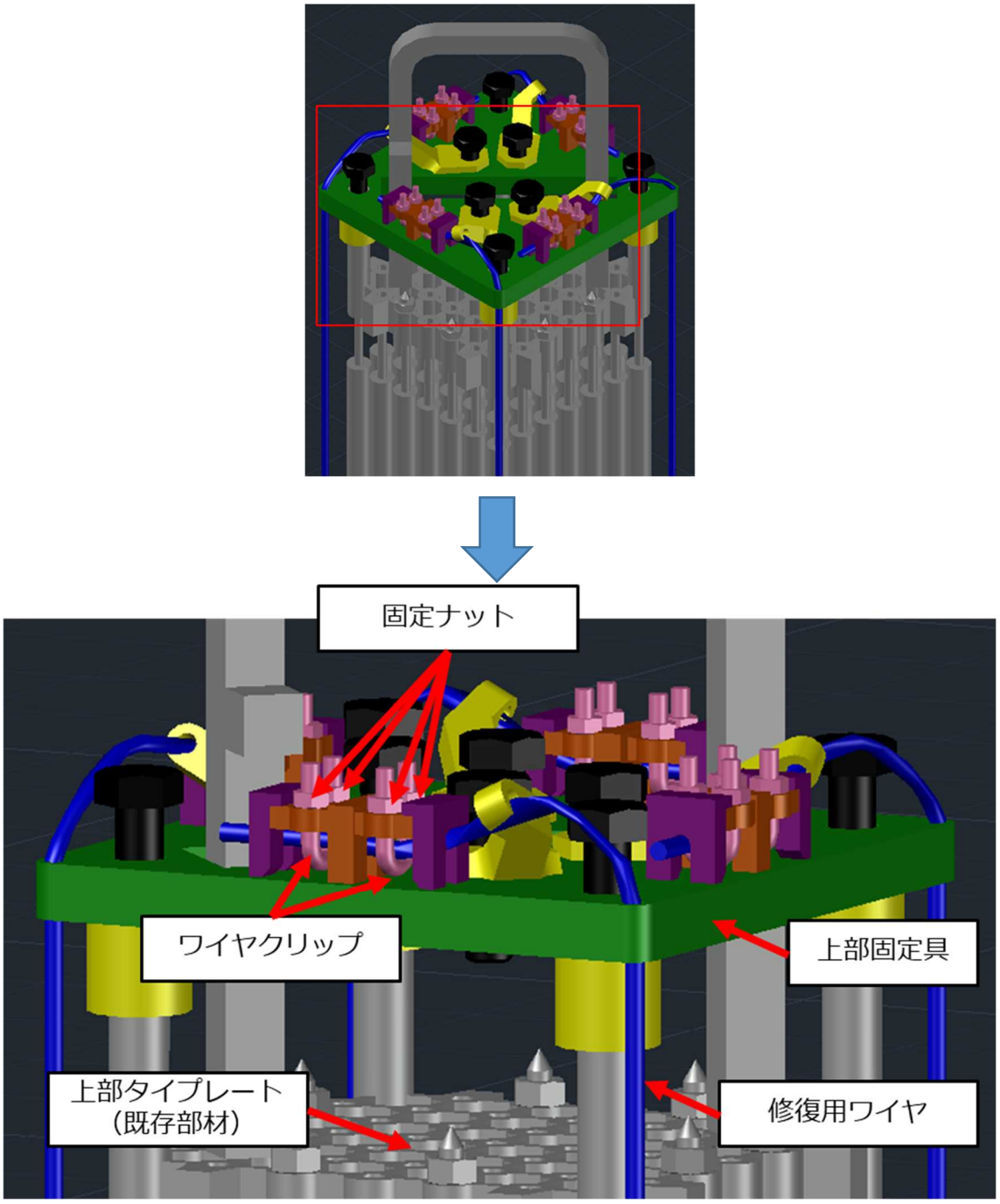


図６－１７　ワイヤ修復燃料　上部拡大イメージ

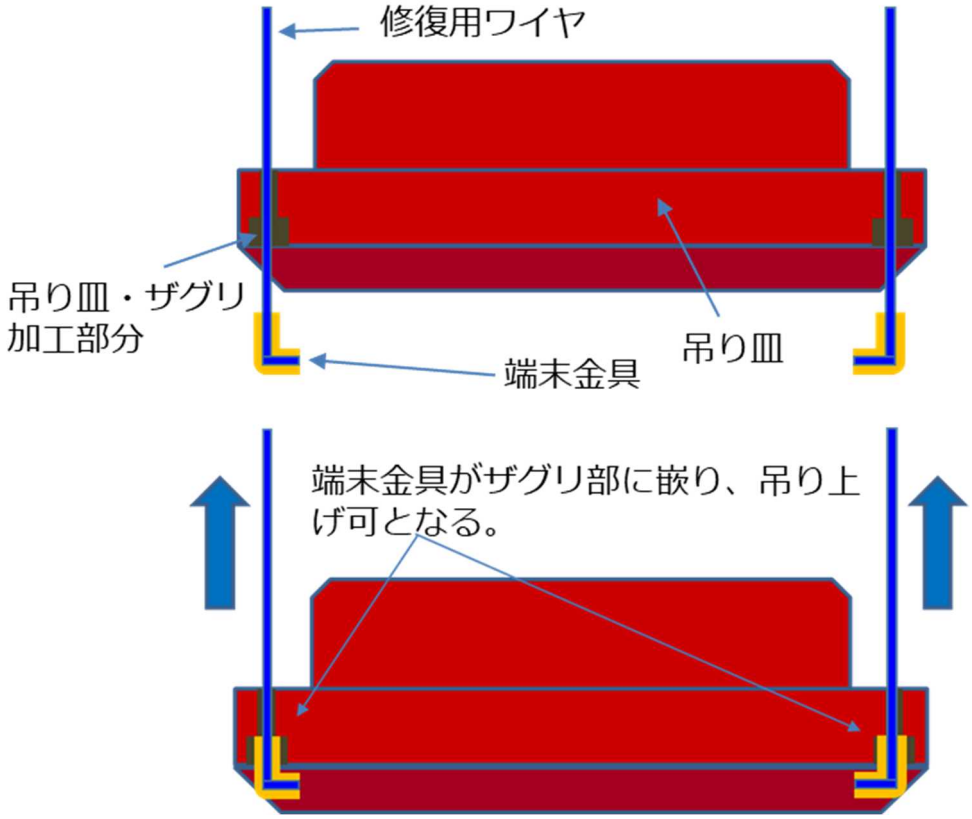
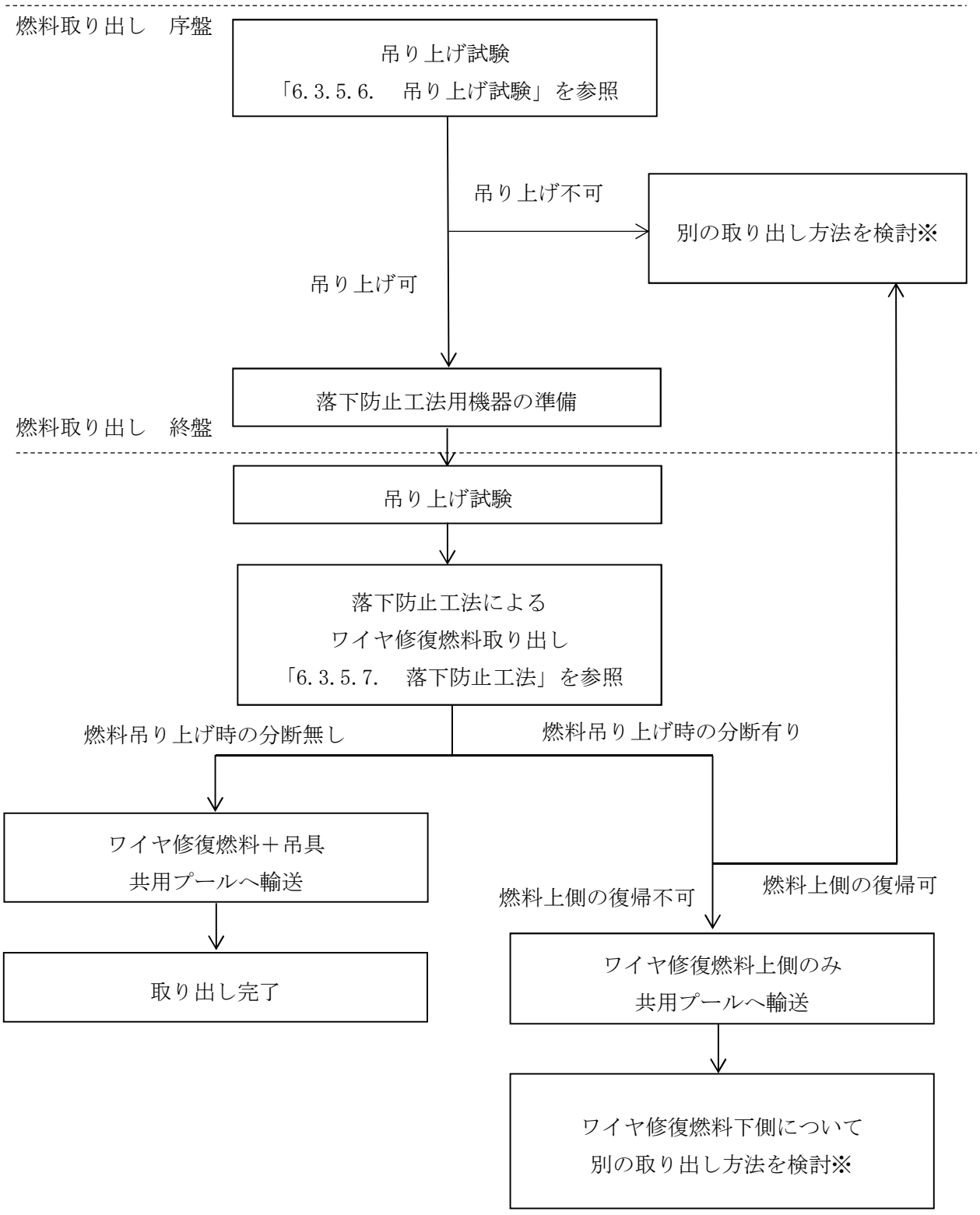


図６－１８　ワイヤ修復燃料　下部吊り皿イメージ



※別の取り出し方法を実施する場合，改めて実施計画変更を行う。

図６－１９　ワイヤ修復燃料取り出しの対応フロー

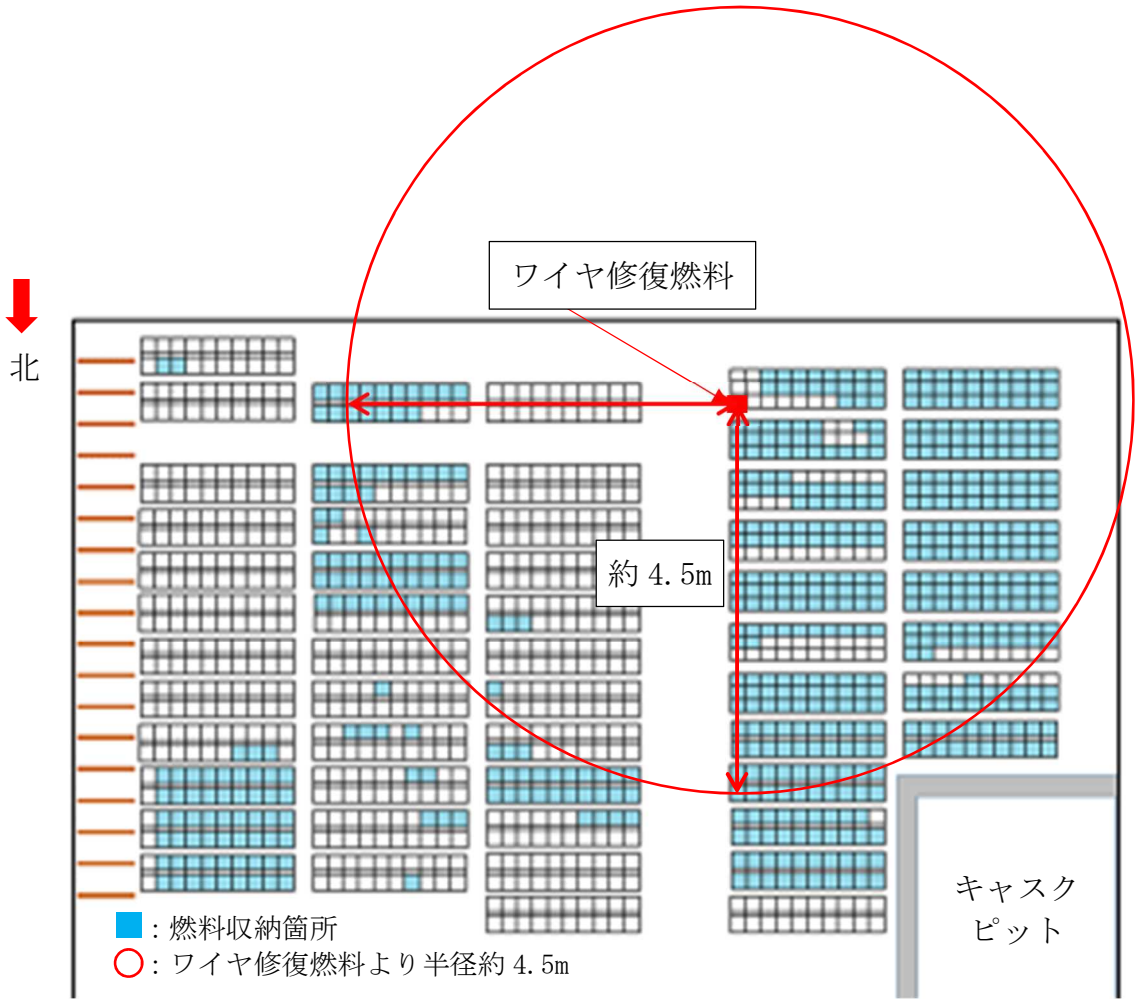
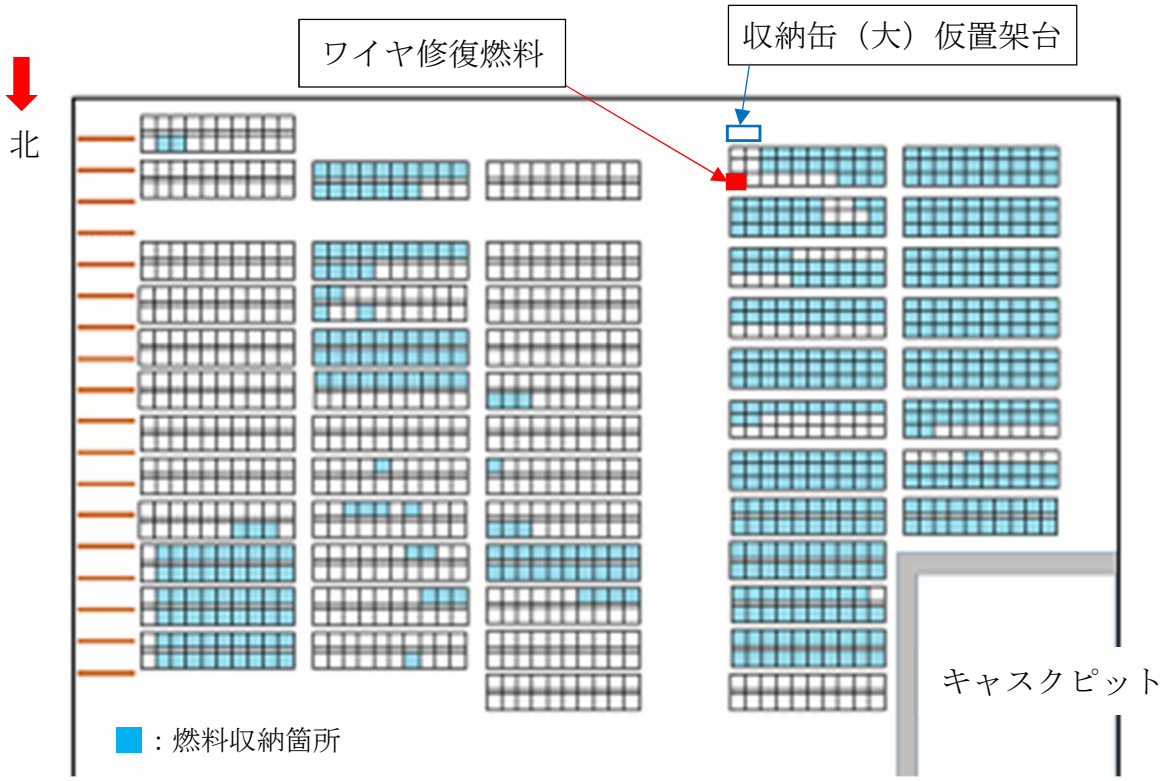
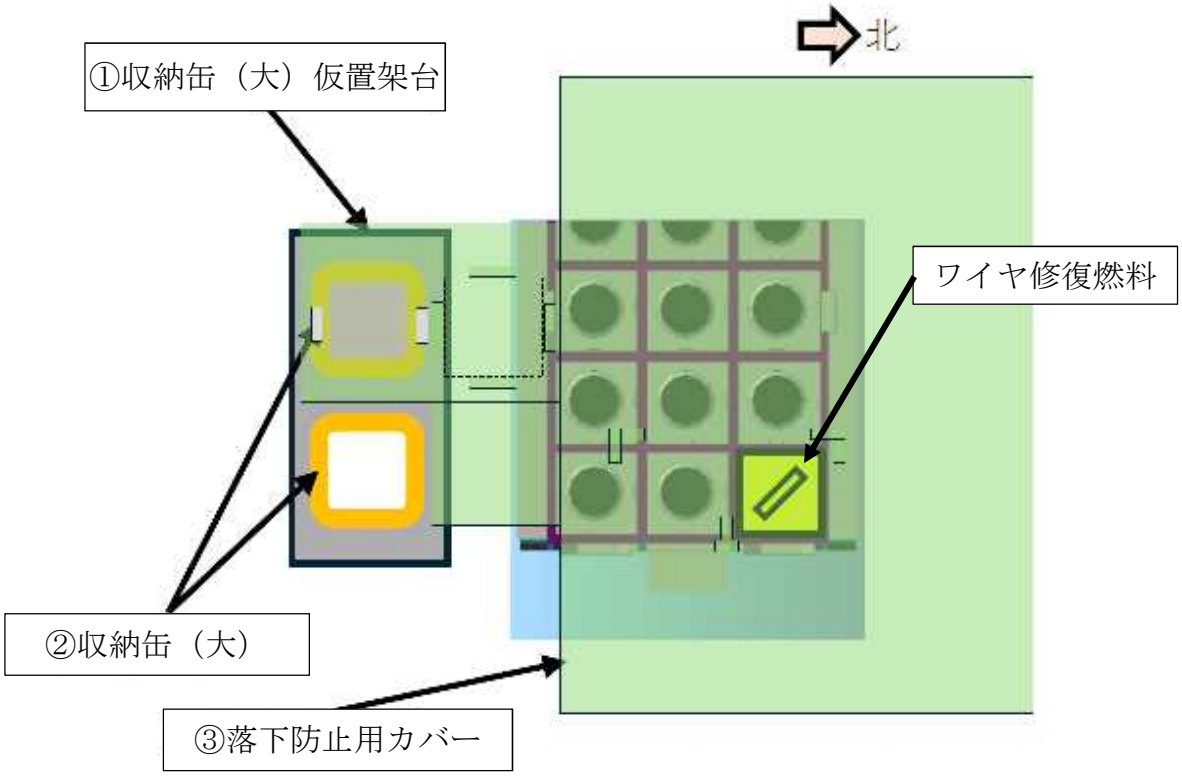


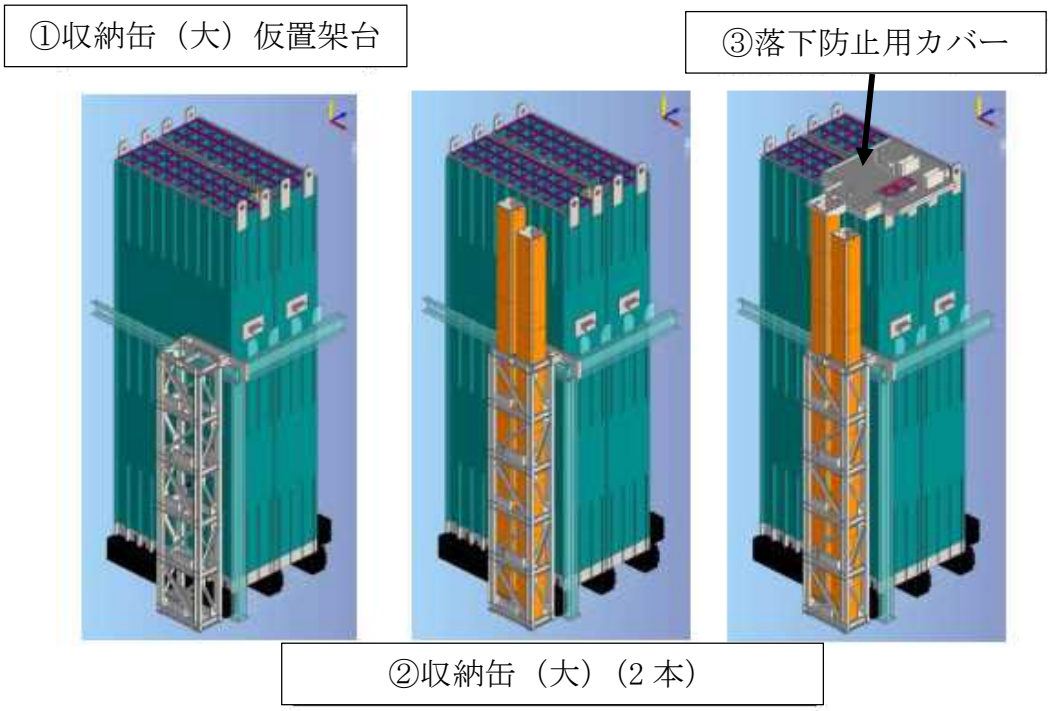
図６－２０　使用済燃料プール内におけるワイヤ修復燃料から半径約 4.5m の範囲



（ａ） ２号機使用済燃料プール内配置図

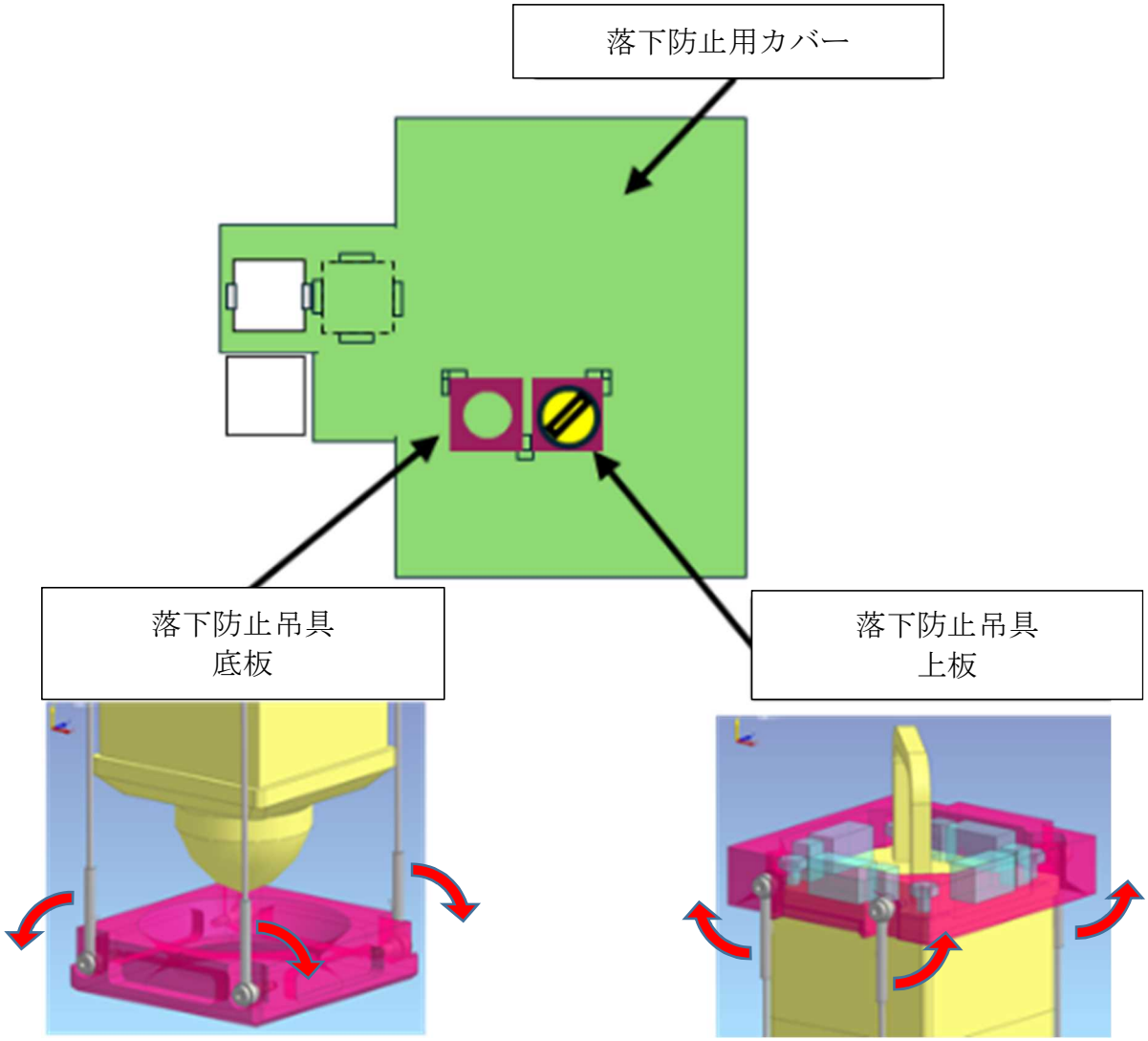


（ｂ）燃料ラックを上から見た図



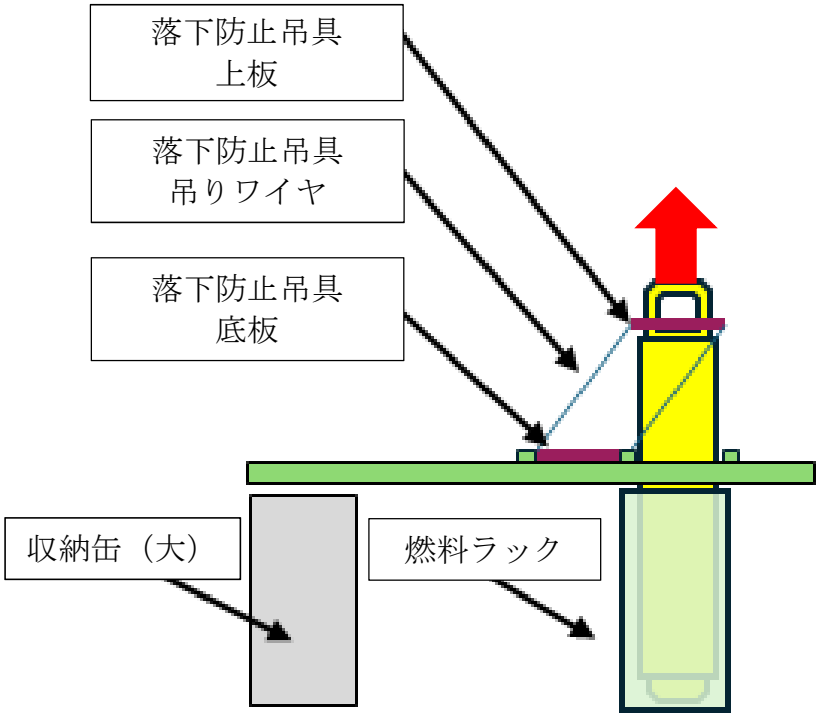
（ｃ）燃料ラックを横から見た図

図６－２１　落下防止用カバー，収納缶（大）及び収納缶（大）仮置架台設置イメージ

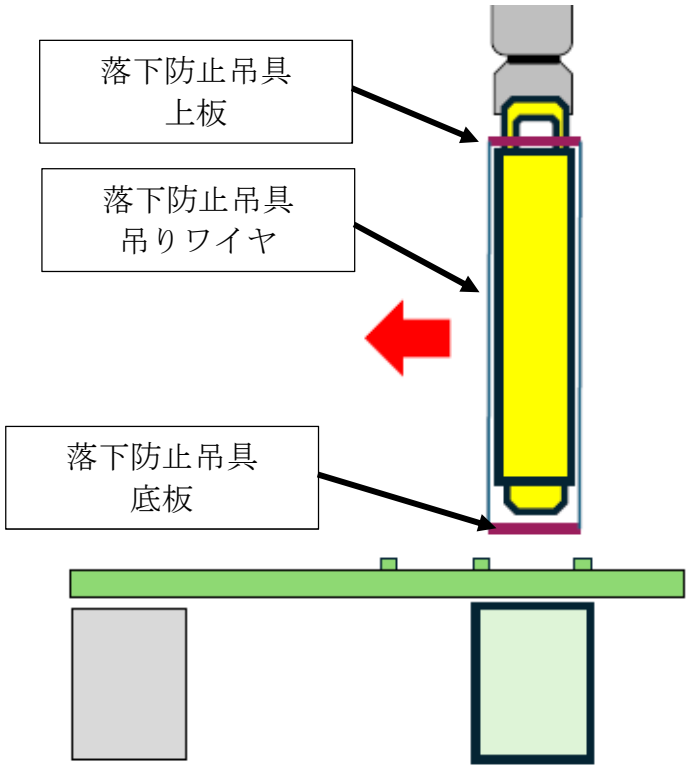


落下防止吊具と吊りワイヤの接続部は外側（矢印方向）へのみ回転する構造

図６－２２　落下防止吊具設置イメージ

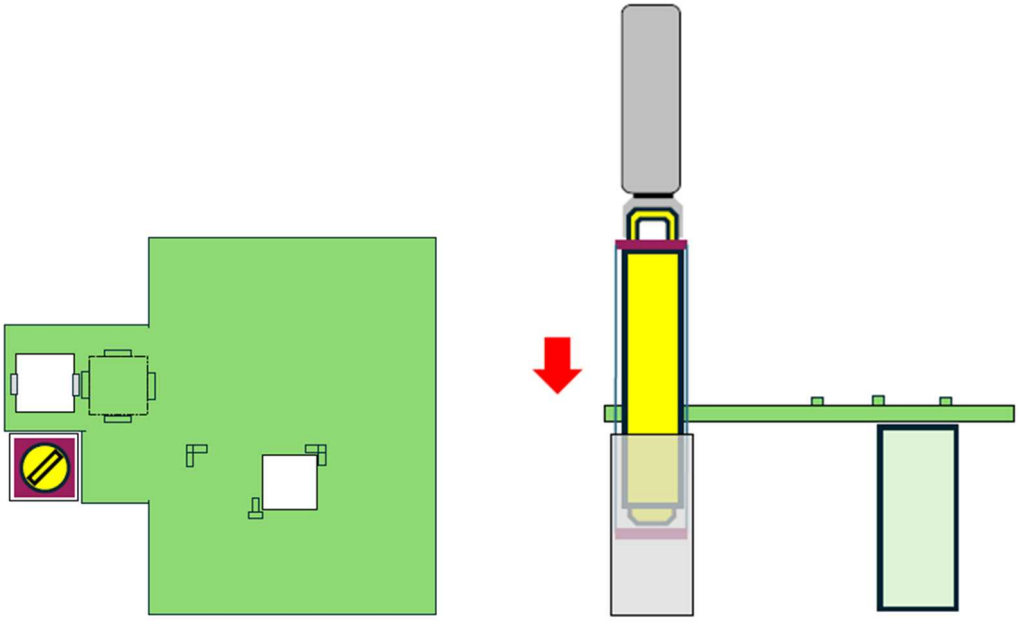


（ａ）ワイヤ修復燃料を吊り上げることで上板が燃料上部に取り付けられる

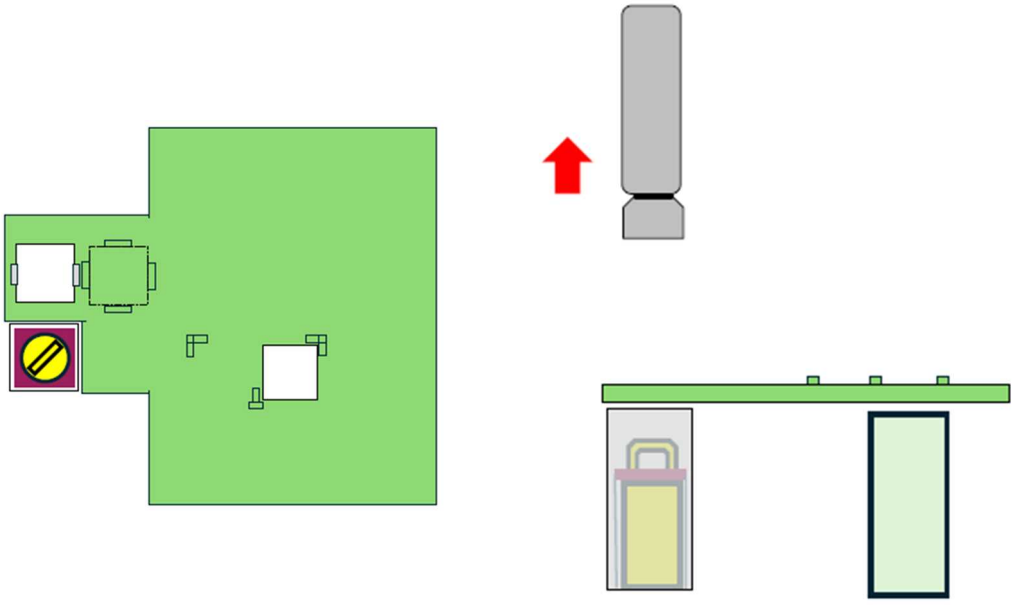


（ｂ）燃料ラックより持ち上がると底板がワイヤ修復燃料の底部に位置する

図６－２３　落下防止吊具取付時イメージ

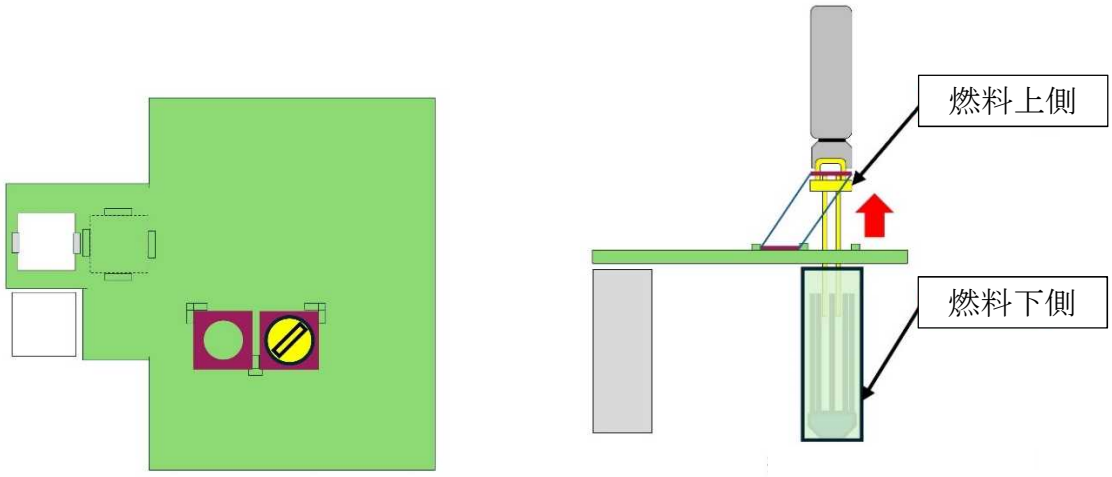


（ａ）燃料を収納缶（大）仮置架台の収納缶（大）に収納する

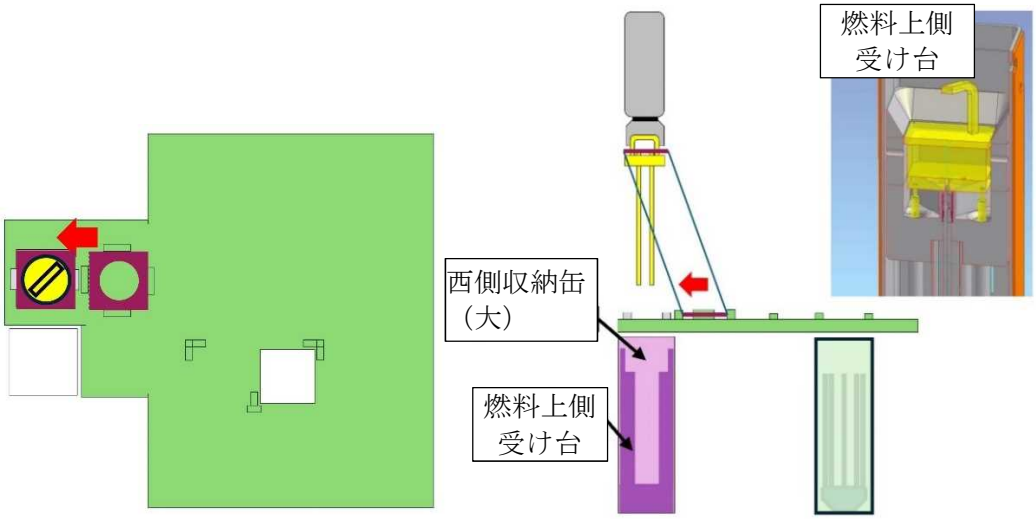


（ｂ）燃料を収納缶（大）に着座させる

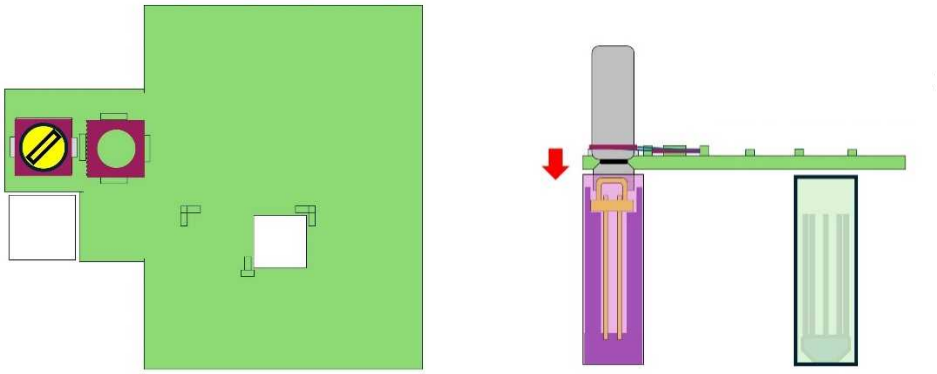
図６－２４　燃料が分断しない場合の収納缶（大）への燃料収納イメージ



（ａ）ワイヤ修復燃料が分断した場合，燃料上側のみ吊り上げる



（ｂ）落下防止吊具底板を落下防止用カバー上に置く



（ｃ）燃料上側を燃料上側受け台付の収納缶（大）に収納する。落下防止吊具は落下防止用カバーと共に移動する

図６－２５　燃料分断時の収納缶（大）への燃料上側収納イメージ

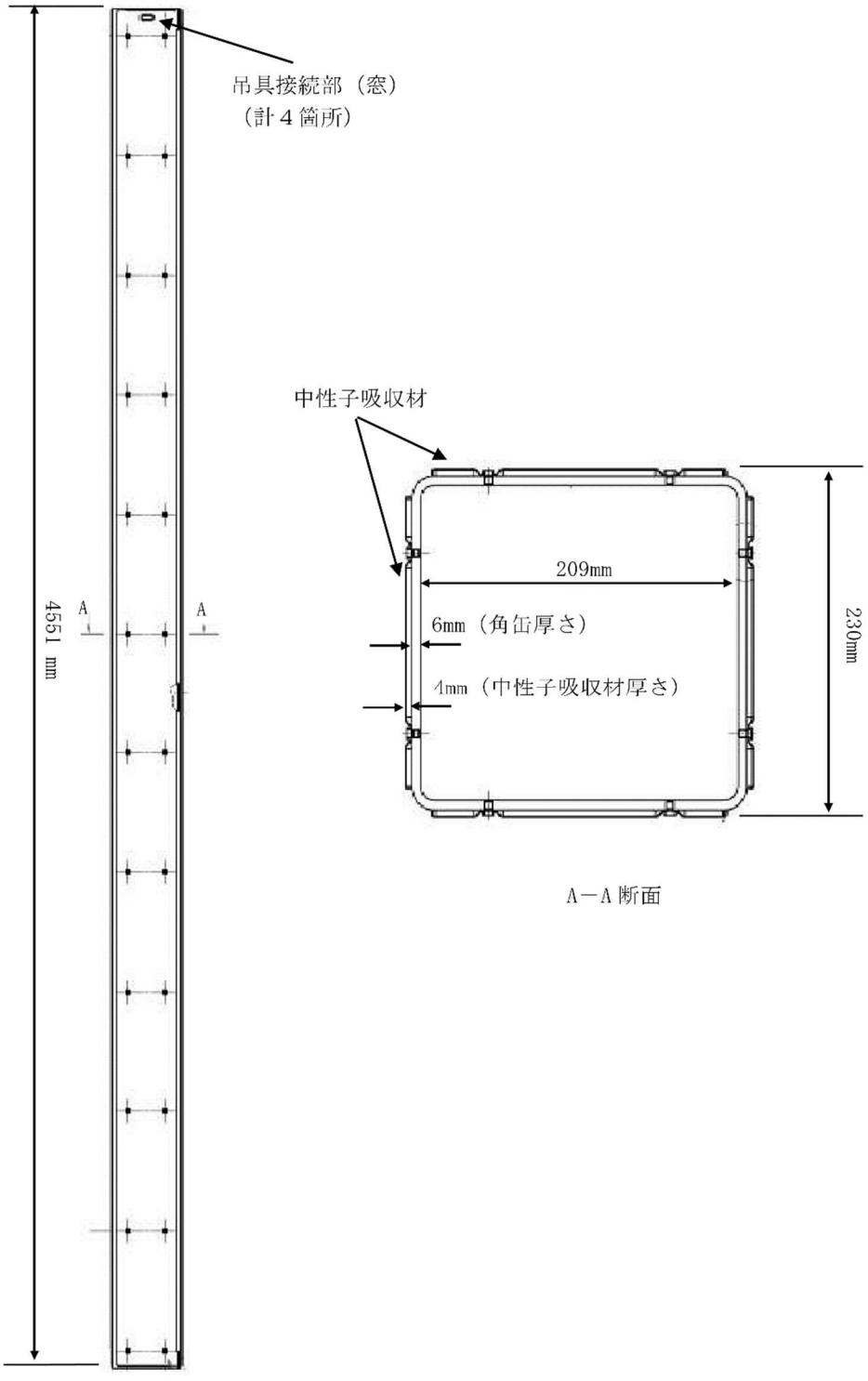


図６－２６　収納缶（大）　概略図

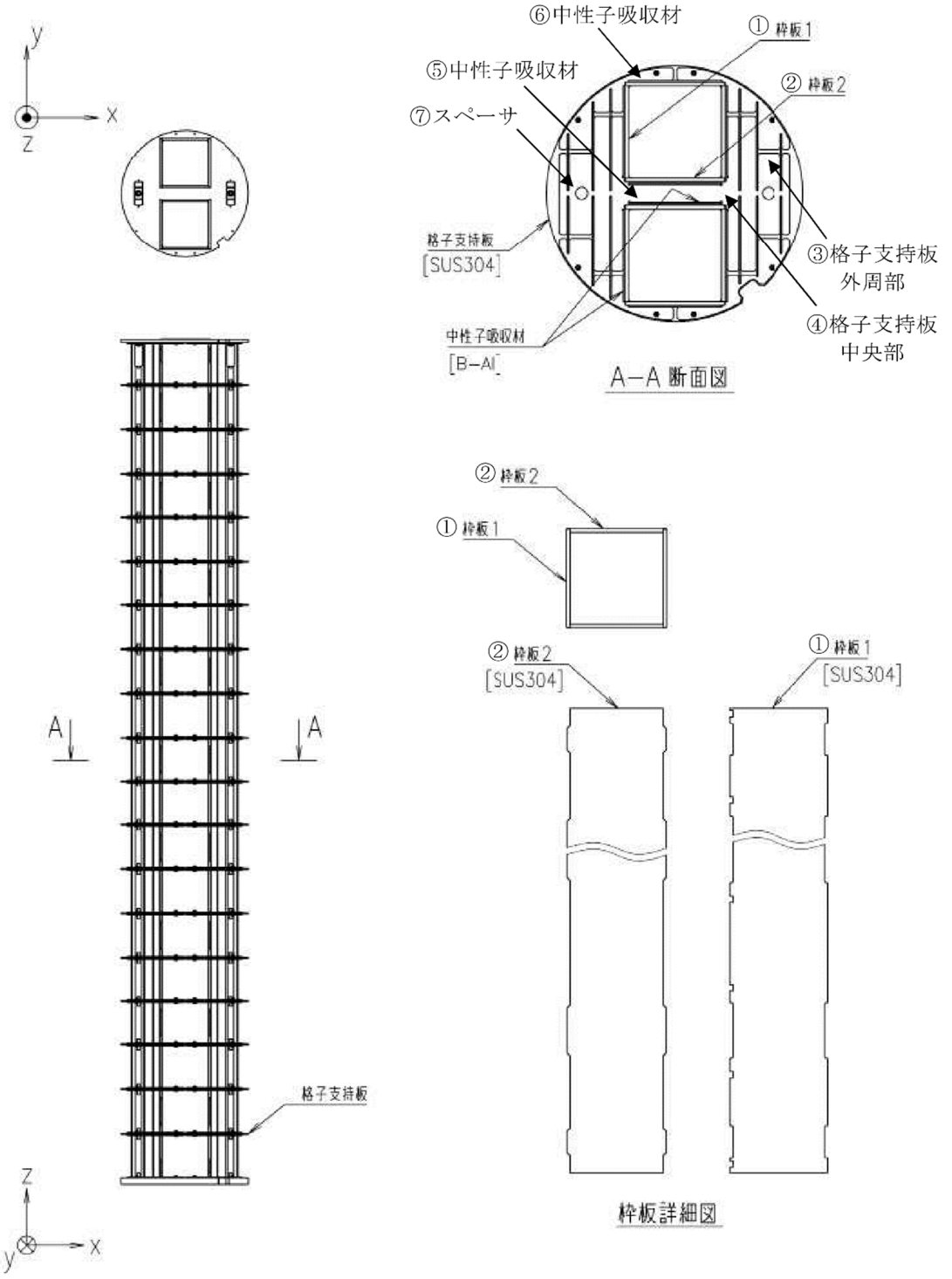


図６－２７　２体収納バスケット　概略図

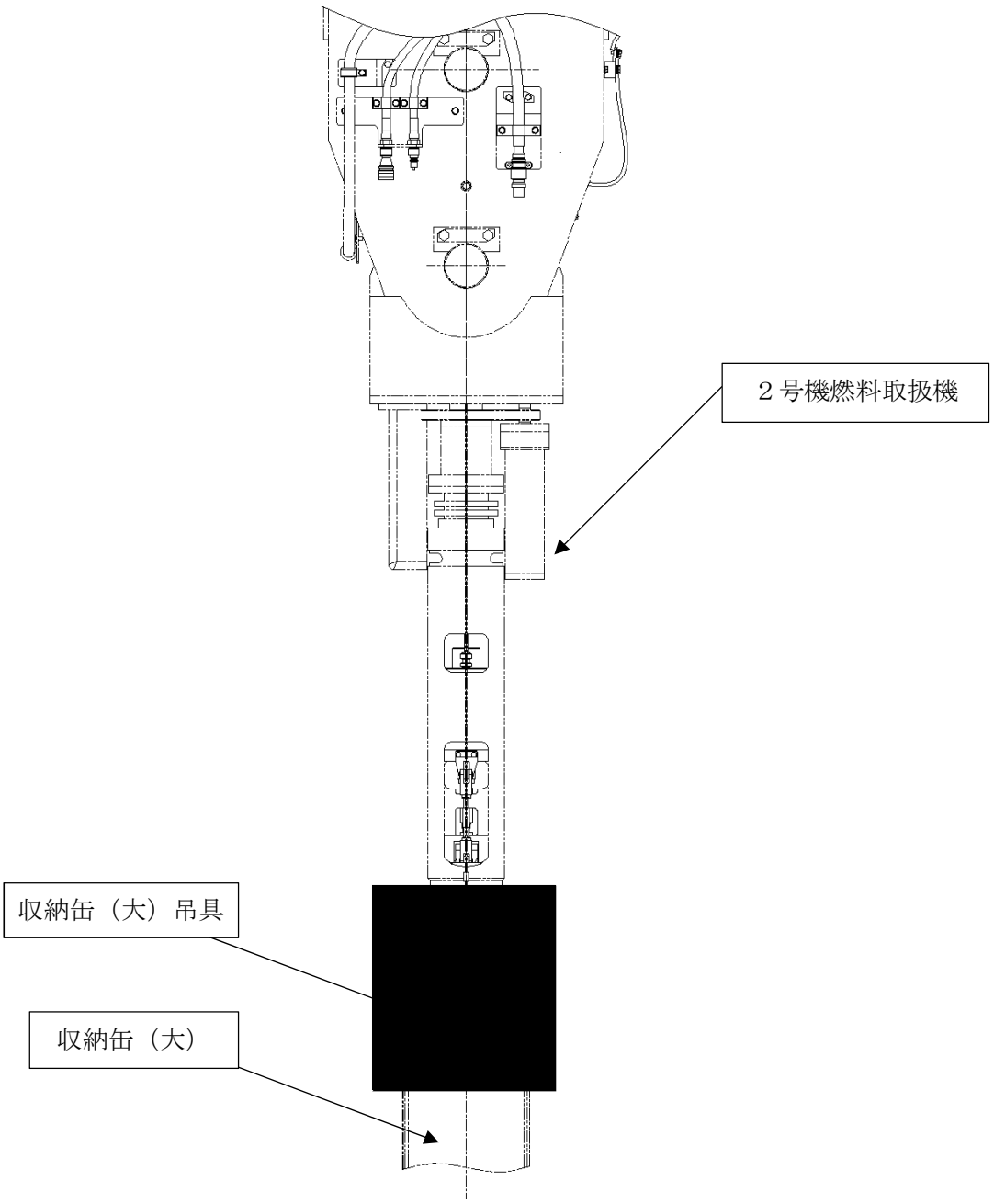


図６－２８　２号機燃料取扱機による収納缶（大）吊具使用状態図

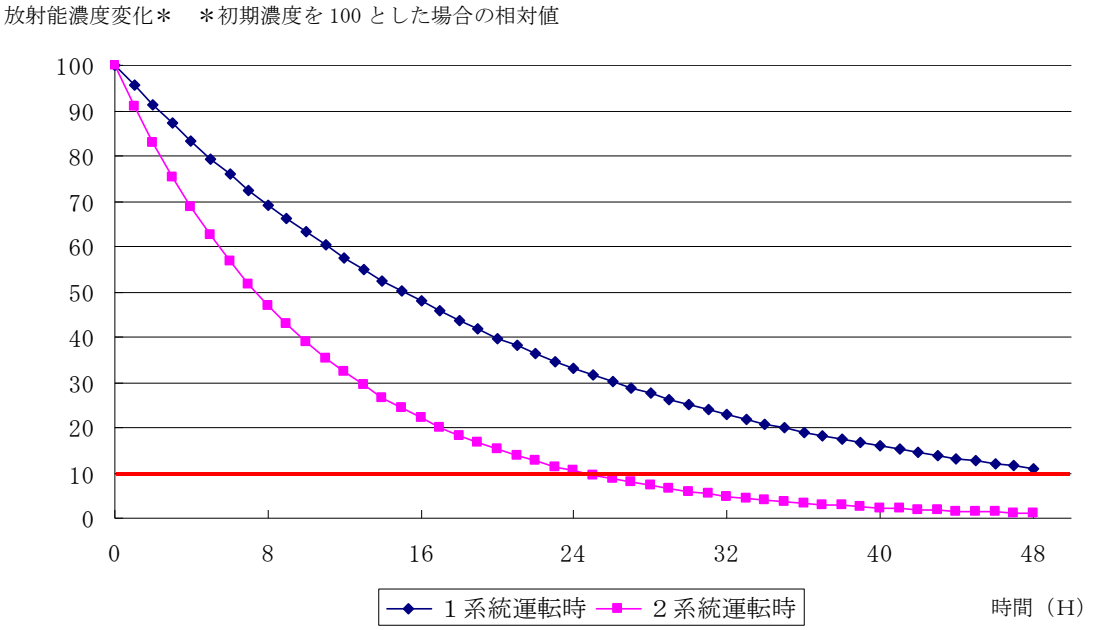


図６－２９　使用済燃料共用プール冷却浄化系ろ過脱塩装置での放射能除去評価

7. 参考資料

（1） 汎用有限要素解析コード（ＡＮＳＹＳ）について

（2） がれき衝突解析に用いるコード（ＬＳ－ＤＹＮＡ）について

8. 参考文献

[1]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書　付録１（９×９Ａ型燃料照射後試験結果)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[2]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書　付録２（９×９Ｂ型燃料照射後試験結果)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[3]「平成１８年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書（総合評価編)」, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成１９年１２月

[4] T.Yasuda et al. Deformation and Fracture Properties of Neutron-Irradiated Recrystallized Zircaloy-2 Cladding under Uniaxial Tension, Zirconium in the Nuclear Industry ASTM STP 939, 734 (1987)

以上

汎用有限要素解析コード（ＡＮＳＹＳ）について

(1) 概要

ＡＮＳＹＳコードは，米国 Swanson Analysis Systems, Inc.（現在の ANSYS, Inc.）で開発された有限要素法に基づく伝熱・構造解析等の汎用解析コードであり，自動車業界や航空宇宙業界，建築・土木業界等，幅広い分野において設計開発に用いられている。

(2) 機能

ＡＮＳＹＳコードは，構造解析に際して以下の機能を有している。

① 材料の非線形性（弾塑性）を扱うことが可能である。
② 材料特性として時間依存，ひずみの履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することが可能である。
③ モデルの形状は 1 次元~3 次元について取扱うことが可能である。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として引き継いで熱応力の評価を行う等，伝熱・構造の連成解析も可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント等の力学的荷重の他に温度分布等の熱荷重も取扱うことが可能である。

(3) 解析フロー

ＡＮＳＹＳコードの解析フローを図１に示す。

(4) 使用実績及び検証

ＡＮＳＹＳコードは，原子力分野では，原子炉設置（変更）許可申請書添付資料八における燃料被覆管端栓部の応力解析等，これまで多くの伝熱・構造解析に対し使用実績がある。

また，ＡＮＳＹＳコードの検証は，開発元のリリースノートの例題集において，多くの解析例に対する理論解と解析結果との比較が実施されている。

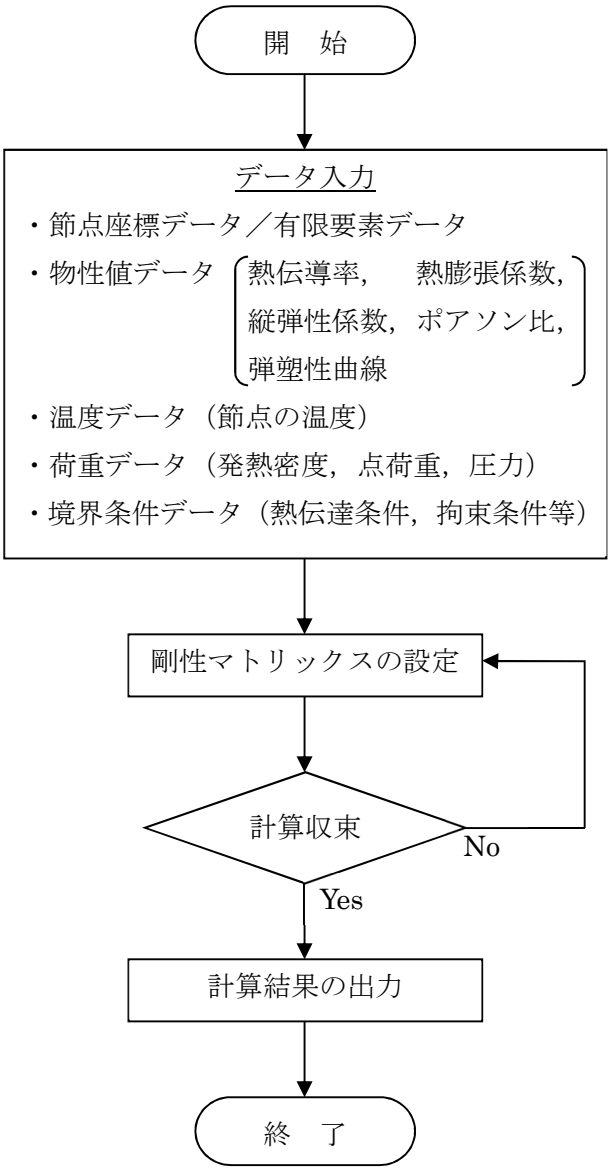


図１　ＡＮＳＹＳコードの解析フロー図

がれき衝突解析に用いるコード（ＬＳ－ＤＹＮＡ）について

(1)　概要

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは米国 Livermore Software Technology Corporation(LSTC 社)からリリースされた汎用陽解法有限要素解析に基づく 3 次元非線形衝撃応答解析コードであり，輸送キャスクの衝撃解析等に広く利用されている。

(2)　機能

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，衝撃解析に際して以下の機能を有している。

① 材料の非線形性を取り扱いできるため，衝撃吸収材が衝撃時に降伏応力を超え，塑性変形することによって衝撃エネルギーを吸収することを考慮できる。

② 20 を超える接触オプションが有効であり，接触面には固着，剥離，接触，滑り，摩擦などの条件が設定できる。

③ 面と面の接触状態だけでなく，辺と辺，節点と面の接触も可能である。

④ 要素の消滅などの特殊な条件も扱うことができる。

⑤ 多数の金属，非金属材料モデルを有している。

(3)　解析フロー

ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析フローを図１に示す。

(4)　使用実績

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，これまで自動車分野をはじめ，多くの分野の衝撃解析に対して使用実績がある。

原子力分野では，返還ガラス固化体輸送用キャスクの核燃料輸送物設計承認書において，構造解析の解析コードとして使用されている実績がある。

(5)　検証方法

実験との比較による検証が実施されていることを確認している。

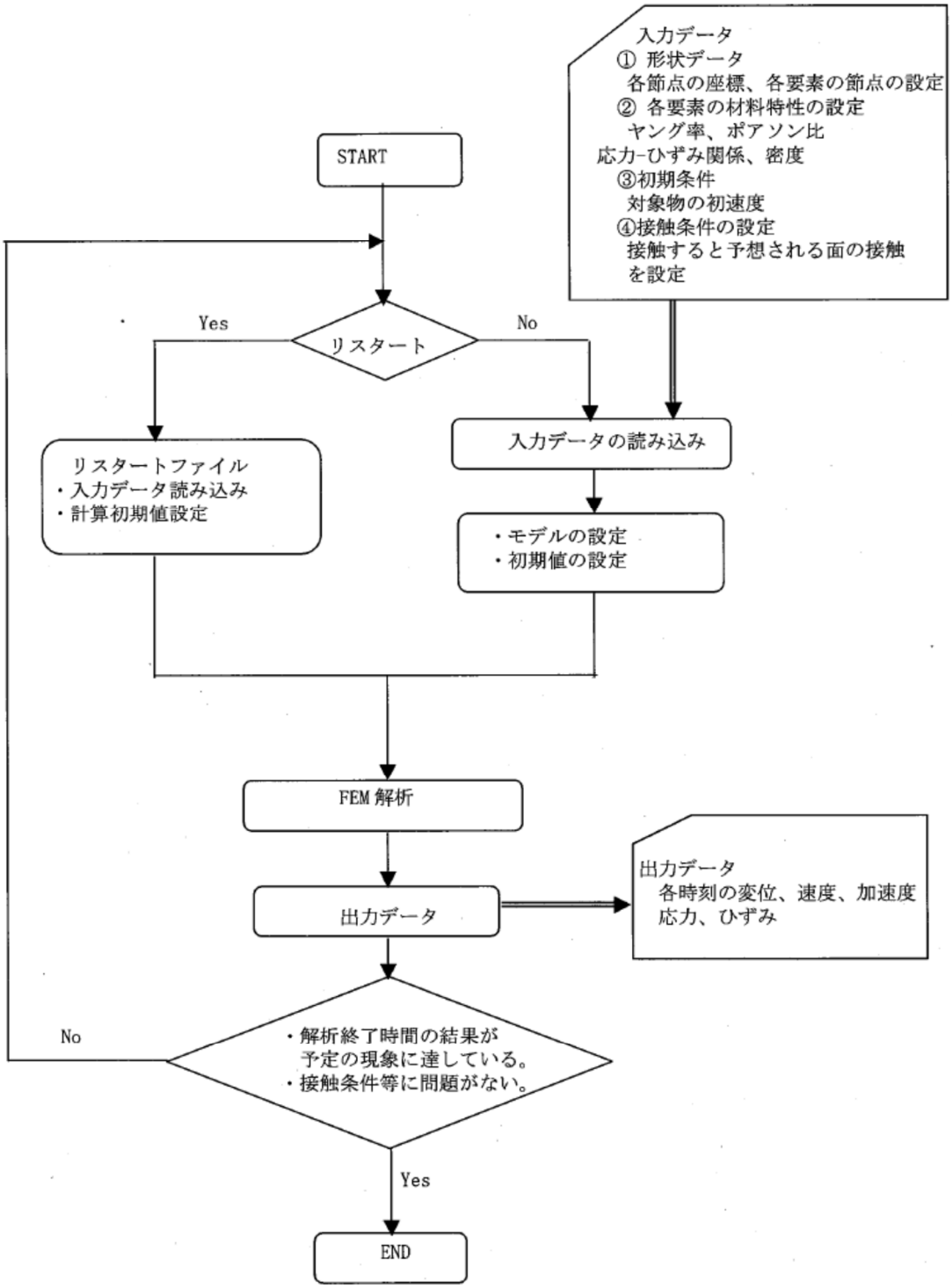


図１　ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析フロー図

構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（４号機）

1.　構内用輸送容器の概要

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所４号機使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料及び新燃料（以下「燃料」という。）を共用プール，新燃料の一部を６号機へ構内輸送する際に使用する。

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所で使用済燃料運搬用容器として設置され，これまで３号機から６号機の使用済燃料を共用プールへ構内輸送する際に使用している使用済燃料輸送容器（NFT-22B 型）である。

使用済燃料輸送容器（NFT-22B 型）は，使用済燃料を再処理工場へ輸送するために設計された容器であり，容器の安全機能は核燃料輸送物設計承認書により確認されている。

1.1.　構内用輸送容器の構成

構内用輸送容器は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成される。なお，構外輸送においては容器本体の前後に緩衝体を装着するが，構内輸送においては，作業時間を短縮して放射線業務従事者の放射線被ばくを可能な限り低減するために，緩衝体を装着しない運用とする。

構内輸送においては，従来と同様に輸送車両への構内用輸送容器の固縛，輸送車両の徐行等の措置を講じて，輸送車両からの構内用輸送容器の落下防止を図る。

1.2.　設備仕様

1.2.1.　構内用輸送容器の仕様

構内用輸送容器の仕様を表1-1に，鳥瞰図を図1-1に示す。

表 1-1　構内用輸送容器の仕様

項　　目	数　値　等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 91
全長（m）	約 5.5
外径（m）	約 2.1
収納体数（体）	22 以下
基数（基）	2

1.2.2.　燃料仕様

構内用輸送容器の収納可能な燃料の仕様を表 1-2 に示す。

表 1-2　構内用輸送容器 1 基に収納可能な燃料の仕様

項目	燃料仕様
燃料の種類	7×7 燃料　　(燃焼度 31,500MWd/t 以下) 8×8 燃料　　(燃焼度 38,000MWd/t 以下) 新型 8×8 燃料 (燃焼度 40,000MWd/t 以下) 新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料 (燃焼度 40,000MWd/t 以下) 高燃焼度 8×8 燃料 (燃焼度 50,000MWd/t 以下) 9×9 燃料　　(燃焼度 55,000MWd/t 以下)
収納体数	22 体以下
崩壊熱量	25kW 以下
放射能強度	2.04×10^{17} Bq 以下

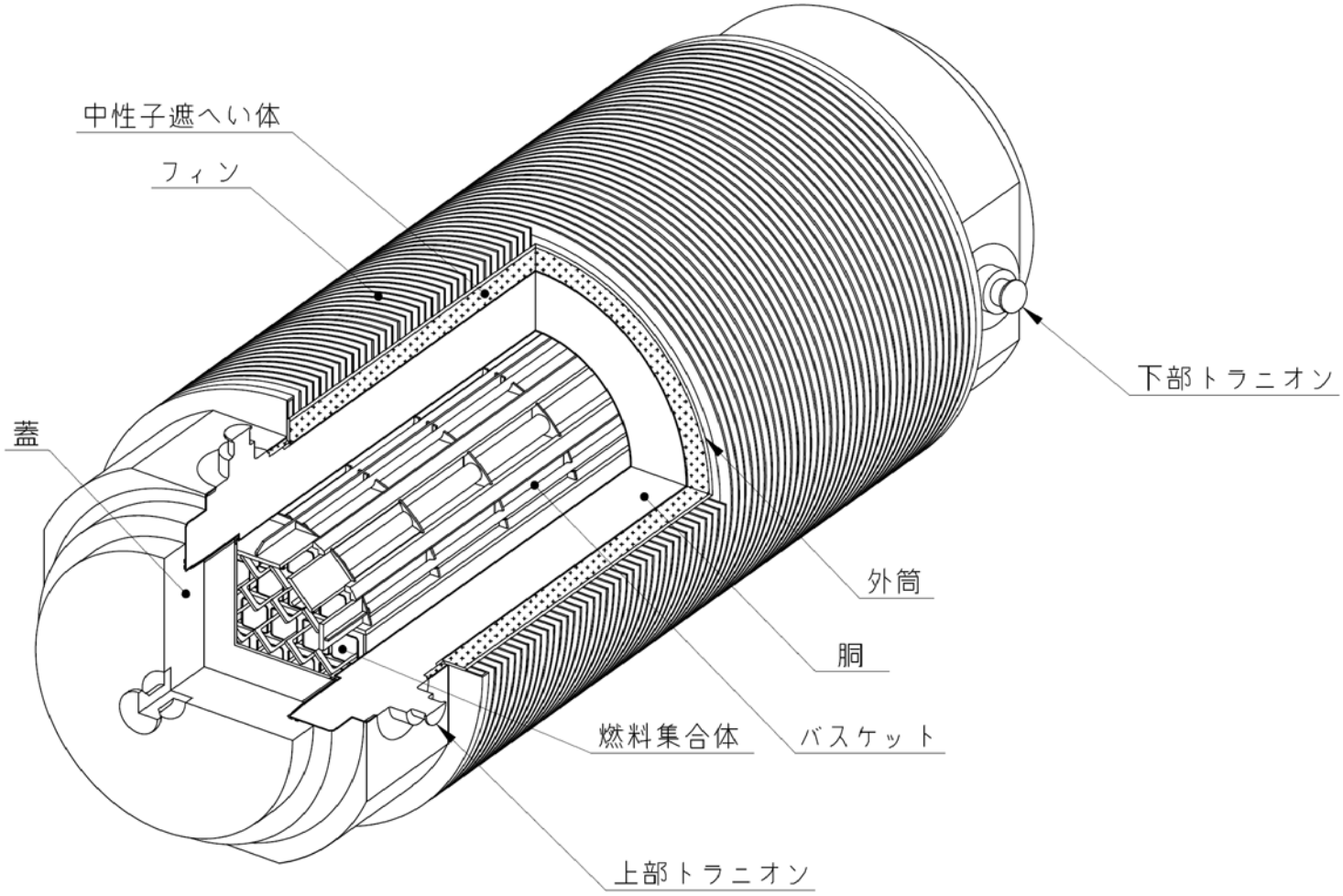


図1-1　　構内用輸送容器全体図（鳥瞰図）

2.　評価の基本方針

2.1.　設計方針

2.1.1. 基本的安全機能

構内用輸送容器は，これまで同発電所における使用済燃料の構内輸送に使用していた使用済燃料輸送容器（NFT-22B 型）であり，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮へい及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

2.1.2. 構内用輸送容器の安全機能について

使用済燃料輸送容器（NFT-22B 型）の安全機能は，以下の書類にて評価されている。既存評価は緩衝体を装着した状態を評価しているが，構内輸送では緩衝体を装着しない運用とすることから，既存評価を引用可能な項目は引用し，新規評価が必要な項目は新規評価を実施することとする。

・核燃料輸送物設計変更承認申請書（NFT-22B 型）
（平成 22 年 10 月 28 日申請，原燃輸送株式会社）
・核燃料輸送物設計変更承認申請書の一部補正について（NFT-22B 型）
（平成 24 年 1 月 13 日申請，原燃輸送株式会社）

なお，構内用輸送容器は同発電所で使用済燃料運搬用容器として設置され，以下の書類において安全機能は評価されている。しかし，４号機使用済燃料プールに貯蔵されている 9×9 燃料の輸送については評価していないことから，既存評価として引用しない。

・福島第一原子力発電所 第 1 号機使用済燃料輸送容器（第 1～第 6 号機共用）工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成 19 年 2 月 21 日申請，東京電力株式会社)

2.2.　安全設計・評価方針

表 2-1 に評価すべき各安全機能に関する既存評価内容と構内用輸送容器での安全設計・評価の方針を示す。

なお，４号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料については，平均燃焼度が既存評価に用いた平均燃焼度を僅かに上回るものがある。表 2-2 に４号機の使用済燃料プールに貯蔵中の燃料の種類ごとの性状と既存評価に用いられた燃料仕様との比較を示す。これらの燃料は冷却期間が十分に長いため崩壊熱量及び放射能強度が既存評価を超えることはなく，既存評価に包絡されている。

また，構内用輸送容器に収納する燃料の健全性については，「添付資料－１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書」で説明する。

表2-1　構内用輸送容器安全評価の基本方針

項目	中期安全確保の考え方	評価対象	既存評価を引用	新評価実施	評価方針	備考
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管	○	－	収納する燃料の崩壊熱量が25kW以下となることをもって評価条件が既存評価と同等であると言えるため，既存評価を引用して評価を行う。	緩衝体がない状態では，緩衝体がある状態と比較して各部の温度は低くなる。
		構内用輸送容器	○	－		
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	構内用輸送容器	○	－	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器の密封部が健全性を維持することを確認する。	構造強度の評価にて密封部の構造健全性を説明する。
遮へい機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする設計とする。	構内用輸送容器	－	○	線源強度は既存評価に包絡されるが，緩衝体を装着しないため，緩衝体がない状態での遮へい評価を実施する。なお，線源強度は安全側に既存評価の値を用いる。	
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	構内用輸送容器	○	－	収納する燃料の初期濃縮度が4.19wt％以下となることをもって評価条件が既存評価と同等であると言え，既存評価においては容器配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，構内輸送での条件と比較して，十分安全側であることから，既存評価を引用して評価を行う。	
構造強度	構内用輸送容器は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	構内用輸送容器	○	－	容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにおける設計事象の荷重条件が既存評価における荷重条件に包絡されることをもって評価条件が既存評価に包絡されることを確認した上で，既存評価を引用して評価を行う。	

表 2-2　貯蔵中の燃料仕様と既存評価の燃料仕様との比較

燃料の種類	項目	4 号機貯蔵中の 燃料の性状	既存評価の 燃料仕様
9×9 燃料	最高燃焼度（MWd/t）	50,600 *1	55,000
	平均燃焼度（MWd/t）	49,700 *2	50,000
	初期濃縮度（wt%）	約 3.8	4.19
	冷却期間（日）	1,035 *3	820
	崩壊熱量（kW）	19 *4	24
	放射能強度（Bq）	1.63×10^{17} *4	2.04×10^{17}
高燃焼度 8×8 燃料	最高燃焼度（MWd/t）	45,400 *1	50,000
	平均燃焼度（MWd/t）	45,200 *2	44,000
	初期濃縮度（wt%）	約 3.6	3.67
	冷却期間（日）	2,012 *3	780
	崩壊熱量（kW）	10 *4	22
	放射能強度（Bq）	9.40×10^{16} *4	1.92×10^{17}
新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ 燃料	最高燃焼度（MWd/t）	34,000 *1	40,000
	平均燃焼度（MWd/t）	32,300 *2	38,000
	初期濃縮度（wt%）	約 3.0	3.3
	冷却期間（日）	4,884 *3	690
	崩壊熱量（kW）	4 *4	22
	放射能強度（Bq）	4.70×10^{16} *4	1.98×10^{17}
8×8 燃料	最高燃焼度（MWd/t）	37,400 *1	38,000
	平均燃焼度（MWd/t）	36,700 *5	36,000
	初期濃縮度（wt%）	約 2.7	2.9
	冷却期間（日）	9,890 *3	1,440
	崩壊熱量（kW）	4 *6	11
	放射能強度（Bq）	3.76×10^{16} *6	1.08×10^{17}

*1 最高燃焼度は 4 号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の最高値

*2 平均燃焼度は 4 号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料のうち上位 22 体の平均値

*3 冷却期間は 2013 年 9 月 30 日における 4 号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の最短の冷却期間

*4 崩壊熱量及び放射能強度は平均燃焼度及び冷却期間から ORIGEN2 コードにより求めた容器 1 基あたり（燃料 22 体あたり）の値

*5 8×8 燃料は 4 体しか貯蔵されていないため，平均燃焼度は 4 体の平均値

*6 8×8 燃料は 4 体しか貯蔵されていないため，崩壊熱量及び放射能強度は平均値の 22 倍の値

3.　安全評価

3.1.　構造強度

(1)　基本的な考え方

構内用輸送容器の構造強度については，既存評価の結果を基に，構内用輸送容器の構造強度が想定すべき事象（設計事象）において設計基準に適合していることを確認する。

評価部位は，安全上重要な部位として容器本体，蓋，バスケット並びに支持機能を有するトラニオンとする。また，設計基準は，構外用輸送容器としての安全評価に用いられている基準を適用する。

(2)　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，構内用輸送容器の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図 3.1-1 に示すハンドリングフローに基づき，構内用輸送容器の取扱い並びに，共用プール及び６号機までの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表 3.1-1 に示す。

なお，従来と同様の構内用輸送容器の取扱いが可能となるよう，４号機は燃料取り出し用カバー及びクレーンを設置し，共用プールは震災前の状態に復旧する計画である。

1）設計事象Ⅰ

容器本体及び蓋には，収納する燃料の発熱により内圧及び熱による応力が発生する。また，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには取扱い時の吊上げ等による応力，及び構内輸送時における固縛荷重による応力が発生する。

2）設計事象Ⅱ

容器本体及び蓋には，輸送架台へのトラニオン衝突（取扱いモードNo.1-2,2-2），構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取扱いモードNo. 1-6），構内用輸送容器の転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo. 1-8,2-6）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモードNo. 1-9,2-7）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，輸送架台へのトラニオン衝突（取扱いモードNo. 1-2,2-2），構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取扱いモードNo. 1-6），構内用輸送容器の転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo. 1-8,2-6）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモードNo. 1-9,2-7）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには，輸送架台へのトラニオン衝突（取扱いモードNo. 1-2,2-2）及び構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取扱いモードNo. 1-6）の加速度における荷重がかかり，応力が発生する。

3）設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

構内用輸送容器を取扱う設備及び運用においては，クレーンワイヤの二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，構内用輸送容器の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

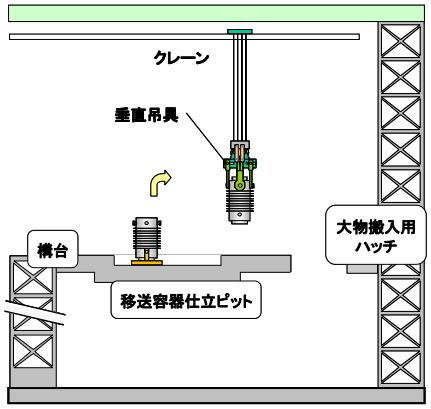
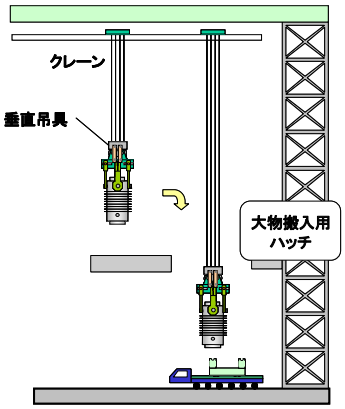
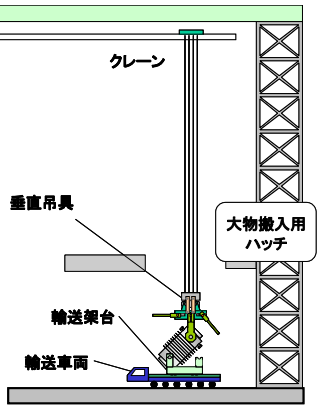
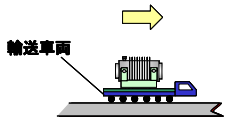
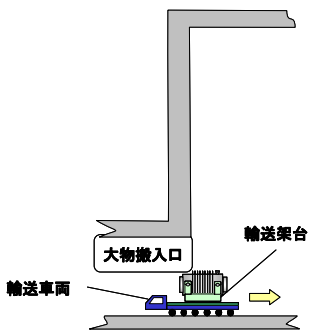
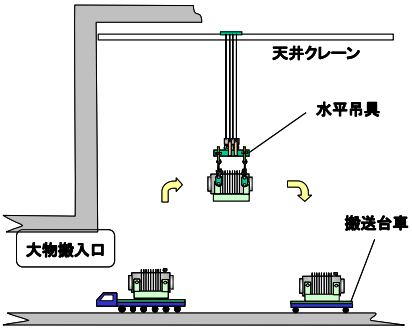
No.	取扱いモード （共用プールへの輸送）	No.	取扱いモード （共用プールへの輸送）
1-1	輸送容器の搬出  	1-2	輸送容器の吊下ろし 
1-3	輸送車両への積載  	1-4	構内輸送（徐行） 
1-5	共用プール建屋への搬入  	1-6	搬送台車への積載 

図 3.1-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（1/3）

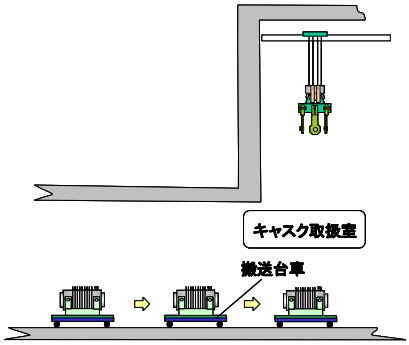
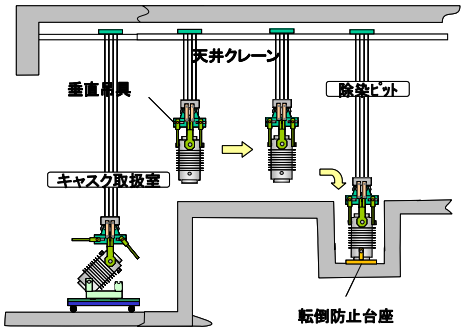
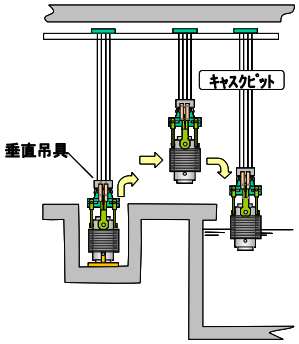
No.	取扱いモード （共用プールへの輸送）	No.	取扱いモード （共用プールへの輸送）
1-7	キャスク取扱室への移動  	1-8	除染ピットへの移動 
1-9	キャスクピットへ移動  		

図 3.1-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（2/3）

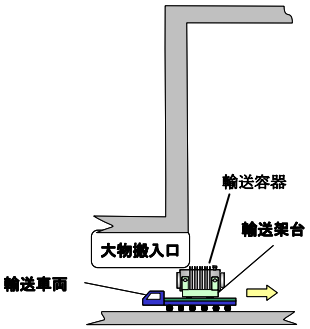
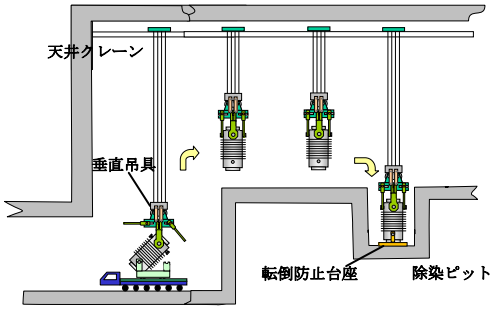
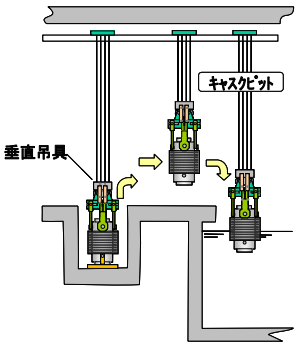
<table>
<tr><th>No.</th><th>取扱いモード
（６号機への輸送）</th><th>No.</th><th>取扱いモード
（６号機への輸送）</th></tr>
<tr><td>2-1
～
2-4</td><td>「輸送容器の搬出」，「輸送容器の吊下ろし」，「輸送車両への積載」，「構内輸送」は No.1-1～1-4 と同じ</td><td>2-5</td><td>6 号機への搬入
 
</td></tr>
<tr><td>2-6</td><td>輸送容器の吊上げ，除染ピットへの移動
 
</td><td>2-7</td><td>キャスクピットへ移動
 
</td></tr>
</table>

図 3.1-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（3/3）

表 3.1-1　設計事象の抽出

起因事象（ハンドリングフローNo.）		原因	発生の可能性	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
構内用輸送容器の落下	輸送車両取扱い時の落下（No.1-4,2-4）	固定ボルトの取付け不良	構内用輸送容器は，輸送車両に複数のボルトで固縛されていることを確認する。また，構内用輸送容器は輸送車両で徐行して輸送すること，輸送経路は輸送に関係する人及び車両以外の立入を制限することから，落下しない。	×		×
	搬送台車取扱い時の落下（No. 1-7）	固定ボルトの取付け不良	構内用輸送容器は，搬送台車に複数のボルトで固縛されていることを確認する。また，搬送台車はレール上を走行し，走行範囲インターロック及び障害物検知装置を有していることから他の構築物等に衝突はしないため，落下しない。	×		×
	クレーン取扱時の落下（No. 1-1,1-2,1-3,1-6,1-8,1-9,2-1,2-2,2-3,2-6,2-7）	吊具の取付け不良	吊具の二重化，始業前の吊具点検，取付け後の外れ止めを施すため，構内用輸送容器は落下しない。	×		×
		ワイヤーロープの切断	ワイヤーロープの二重化，始業前のワイヤーロープ点検を行うため，構内用輸送容器は落下しない。	×		×
構内用輸送容器の衝突	クレーン移動時（走行，横行）の衝突（No. 1-1,1-2,1-3,1-6,1-8,1-9,2-1,2-2,2-3,2-6,2-7）	ブレーキの故障	移動前に移動経路に障害物がないことを確認し，構内用輸送容器と移動経路の芯あわせを行い，走行及び横行それぞれにインバータによる停止機能に加えてブレーキによる停止機能により二重化しているため，構内用輸送容器は他の構築物等へ衝突しない。	×		×
		操作員の誤操作	クレーンの横行走行範囲に制限機能を設ける。また，移動前に移動経路に障害物がないことの確認，構内用輸送容器と移動経路の芯あわせを行うため，構内用輸送容器は他の構築物等へ衝突しない。	×		×
	クレーン吊下げ時の衝突（垂直吊り）（異常着床）（No. 1-2，1-8，1-9,2-2,2-6,2-7）	ブレーキの故障	巻上げ装置ブレーキを二重化しているため,構内用輸送容器は輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットへ衝突（異常着床）しない。	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，構内用輸送容器は巻下げ速度で輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/sで，構内用輸送容器が輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに異常着床する場合を，設計事象として抽出。	○
	クレーン吊下げ時の衝突（水平吊り）（異常着床）（No. 1-6）	ブレーキの故障	巻上げ装置ブレーキを二重化しているため，構内用輸送容器は搬送台車へ衝突（異常着床）しない。	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，輸送架台に積載された状態で構内用輸送容器は巻下げ速度で搬送台車に異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/sで,輸送架台に積載された状態で構内用輸送容器が搬送台車に異常着床する場合を，設計事象として抽出。	○

(3)　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，構内用輸送容器に発生する加速度を導出し，荷重条件が既存評価条件に包絡されることを確認する。

1）設計事象の加速度の導出

事象発生時に構内用輸送容器が有する運動エネルギーを被衝突物（輸送架台，転倒防止台座，キャスクピット床面）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

①輸送架台への衝突（垂直姿勢：取扱いモードNo.1-2,2-2）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，トラニオン

垂直姿勢で，構内用輸送容器の下部トラニオンが輸送架台のトラニオン受けにクレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器の有する運動エネルギーを輸送架台後部支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

$$\alpha = 1 + \sqrt{1 + \frac{K \cdot V^2}{m \cdot g^2}} \qquad (1)$$

ただし，α：衝撃加速度（G）

K：輸送架台後部支持脚の圧縮変形バネ定数（3.01×10^{10}N/m）

V：クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

m：構内用輸送容器の質量（9.1×10^{4}kg）

g：重力加速度（9.8m/s^2）

発生する衝撃加速度は2.78Gとなり，余裕をみて3.0Gを評価加速度とする。

②構内用輸送容器を載せた輸送架台の搬送台車への衝突（水平姿勢：取扱いモードNo.1-6）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，トラニオン

構内用輸送容器を載せた輸送架台を搬送台車に積載する際に，輸送架台が搬送台車に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

搬送台車を剛体として，構内用輸送容器の有する運動エネルギーを輸送架台支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，K：輸送架台前後部支持脚の圧縮変形バネ定数（6.16×10^{10}N/m）

V：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は3.32Gとなり，余裕をみて4.0Gを評価加速度とする。

③転倒防止台座への衝突（垂直姿勢：取扱いモードNo. 1-8 No. 2-6）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット

垂直姿勢で構内用輸送容器が転倒防止台座に共用プール及び６号機の天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

床面を剛体として，構内用輸送容器の有する運動エネルギーを転倒防止台座のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：共用プール転倒防止台座の圧縮変形バネ定数（8.81×10^{11}N/m）

６号機転倒防止台座の圧縮変形バネ定数（9.48×10^{11}N/m）

Ｖ：共用プール及び６号機の天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は共用プールが 9.00G，６号機が 9.29G となり，余裕をみて 10.0G を評価加速度とする。

④キャスクピット床面への衝突（垂直姿勢：取扱いモードNo. 1-9，No. 2-7）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット

垂直姿勢で構内用輸送容器がキャスクピット床面に共用プール及び６号機の天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器の有する運動エネルギーをキャスクピット床面のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：共用プールキャスクピット床面のバネ定数（5.43×10^{10}N/m）

６号機キャスクピット床面のバネ定数（6.71×10^{10}N/m）

Ｖ：共用プール及び６号機の天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は共用プールが 3.21G，６号機が 3.41G となり，余裕をみて 4.0G を評価加速度とする。

2）評価結果

構内用輸送容器の設計事象における荷重条件と既存評価の荷重条件の比較を表 3.1-2～表 3.1-4 に示す。なお，構内用輸送容器の設計事象及び荷重条件については，抽出された事象のうち最大の荷重が作用する場合について示す。

表 3.1-2～表 3.1-4 に示すとおり，設計事象における「容器本体及び蓋」，「バスケット」及び「トラニオン」に作用する荷重条件は既存評価の荷重条件に包絡されており，評価条件は既存評価に包絡される。

表 3.1-2　荷重条件の比較（容器本体及び蓋）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件				既存評価の事象及び荷重条件	
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件	事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	－	容器内圧力：0.9 MPa ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重	一般の試験条件 0.3m 頭部垂直落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：52.4G 熱荷重
				一般の試験条件 0.3m 底部垂直落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：55.5G 熱荷重
				一般の試験条件 0.3m 水平落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：27.6G 熱荷重
	容器の吊上げ吊下げ，移動	－	容器内圧力：0.9 MPa ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮） 熱荷重	一般の試験条件 0.3m 底部垂直落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：55.5G 熱荷重
Ⅱ	輸送架台の搬送台車への衝突 （取扱いモードNo.1-6）	－	容器内圧力：0.9 MPa ボルト初期締付け力 輸送架台の搬送台車への衝突時荷重 下方向[*1]：4.0G （自重を考慮） 熱荷重	一般の試験条件 0.3m 水平落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：27.6G 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.1-8,2-6）	輸送架台へのトラニオン衝突 （取扱いモードNo.1-2,2-2） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.1-9,2-7）	容器内圧力：0.9 MPa ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向[*2]：10.0G （自重を考慮） 熱荷重	一般の試験条件 0.3m 底部垂直落下	容器内圧力：0.9MPa ボルト初期締付け力 落下時荷重：55.5G 熱荷重

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

表 3.1-3　荷重条件の比較（バスケット）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件				既存評価の事象及び荷重条件	
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件	事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	－	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G	特別の試験条件 9m 頭部垂直落下	落下時荷重： 89.3G
				特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重： 95.5G
				特別の試験条件 9m 水平落下	落下時荷重： 98.8G
	容器の吊上げ吊下げ，移動	－	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重： 95.5G
Ⅱ	輸送架台の搬送台車への衝突 （取扱いモードNo. 1-6）	－	輸送架台の搬送台車への衝突時荷重 下方向[*1]：4.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 水平落下	落下時荷重： 98.8G
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo. 1-8,2-6）	輸送架台へのトラニオン衝突 （取扱いモードNo.1-2,2-2） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.1-9,2-7）	転倒防止台座への衝突時荷重 下方向[*2]：10.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重： 95.5G

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向
*2 構内用輸送容器軸方向

表 3.1-4　荷重条件の比較（トラニオン）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件				既存評価の事象及び荷重条件	
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件	事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	—	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G	通常の輸送条件 （固縛装置）	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
	容器の吊上げ吊下げ，移動	—	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	通常の輸送条件 （吊上装置）	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）
Ⅱ	輸送架台へのトラニオン衝突 （取扱いモード No.1-2,2-2）	輸送架台の搬送台車への衝突（取扱いモード No.1-6）[*3]	輸送架台へのトラニオン衝突時荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	通常の輸送条件 （吊上装置）	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

*3 輸送架台への衝突（取扱いモード No.1-2,2-2）は垂直姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は２本であるのに対して，輸送架台の搬送台車への衝突（取扱いモード No.1-6）では水平姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は４本である。このため，構内用輸送容器への荷重は取扱いモード No.1-6 の方が大きいものの，トラニオンあたりに作用する荷重は取扱いモード No.1-2,2-2 の方が大きくなる。以上から，設計事象としては取扱いモード No.1-2,2-2 が抽出される。

(4)　設計基準

既存評価に用いられている設計基準を表 3.1-5 に示す。

表 3.1-5　設計基準

評価条件等	評価部位	設計基準	設計基準の考え方
一般の試験条件	容器本体（胴） 容器本体（底板） 蓋	・発生応力を分類し，各応力強さが以下の基準値以下であること。 Ｐｍ≦Ｓｍ ＰＬ≦１．５Ｓｍ ＰＬ＋Ｐｂ≦１．５Ｓｍ ＰＬ＋Ｐｂ＋Ｑ≦３Ｓｍ ここで，Ｐｍ：一次一般膜応力強さ ＰＬ：一次局部膜応力強さ Ｐｂ：一次曲げ応力強さ Ｑ　：二次応力強さ Ｓｍ：設計・建設規格付録材料図表　Part５表１に示される設計応力強さ	旧通産省告示第501号による
	蓋ボルト	・以下の基準値以下であること。 σｍ≦２Ｓｍ σｍ＋σｂ≦３Ｓｍ ここで，σｍ：平均引張応力 σｂ：曲げ応力 Ｓｍ：設計・建設規格付録材料図表　Part５　表２に示される設計応力強さ	
特別の試験条件	バスケット	・膜応力強さが降伏応力，（膜＋曲げ）応力強さが降伏応力の1.5倍以下であること。	臨界評価上影響のある塑性変形が生じない
通常の輸送条件	トラニオン	・応力強さが降伏応力以下であること。ここで，応力強さとは主応力の差の絶対値をいう。	旧科技庁 核燃料輸送物設計承認申請書記載要綱（第２版）による

(5)　評価条件及び評価方法

既存評価の評価条件及び評価方法の内容を以下に示す。

1）容器本体（胴），容器本体（底板），蓋及び蓋ボルト

構内用輸送容器の容器本体及び蓋部の構造強度評価は，想定される圧力荷重，機械的荷重，熱荷重を基に，容器の実形状をモデル化し，構造解析コードABAQUS を用いて容器本体（胴），容器本体（底板），蓋及び蓋ボルトの応力評価を行う。

主な構造部材の応力評価箇所を図 3.1-2 に示す。荷重条件は表 3.1-2 に示したとおりである。

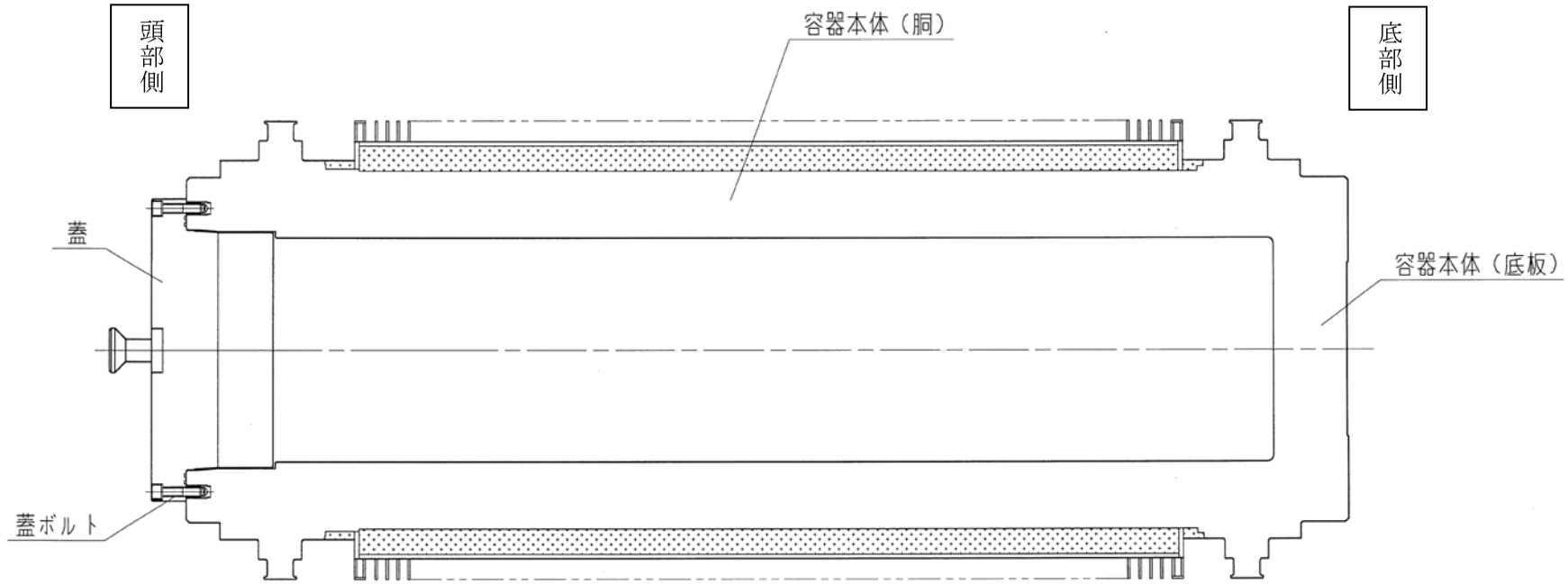


図 3.1-2　容器本体（胴），容器本体（底板），蓋及び蓋ボルトの応力評価箇所

2)　バスケット

バスケットの構造強度評価は，想定される機械的荷重を基に応力評価式を用いて評価する。頭部垂直落下時及び底部垂直落下時には上下部のスペーサに慣性力による圧縮応力が生じる。また，水平落下時に，チャンネルの横板には，慣性力により曲げ応力が生じ，チャンネルの縦板には圧縮応力が生じる。これらの応力評価箇所を図 3.1-3 に示す。荷重条件は表 3.1-3 に示したとおりである。

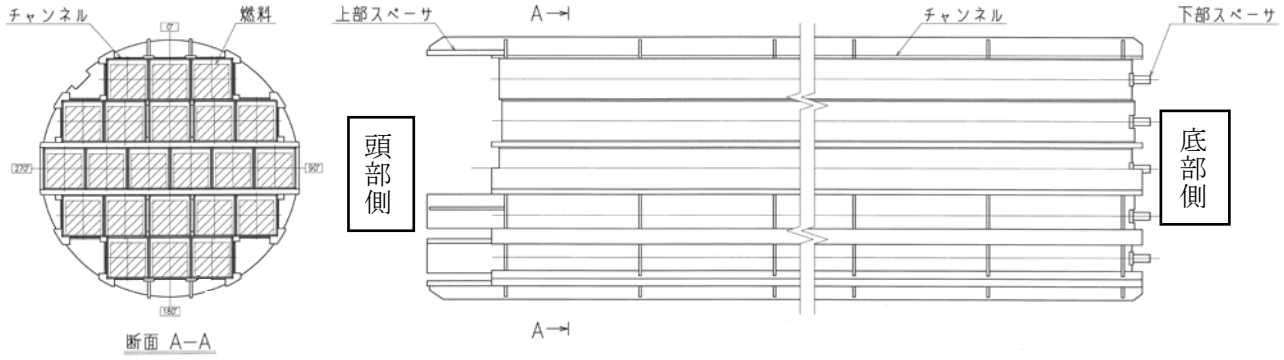


図 3.1-3　バスケットの応力評価箇所

3) トラニオン

トラニオンの構造強度評価は，吊上げ時及び固縛時に想定される機械的荷重を基に応力評価式を用いて評価する。吊上げ時及び固縛時のトラニオンへの荷重点を図 3.1-4 に示す。荷重条件は表 3.1-4 に示したとおりである。

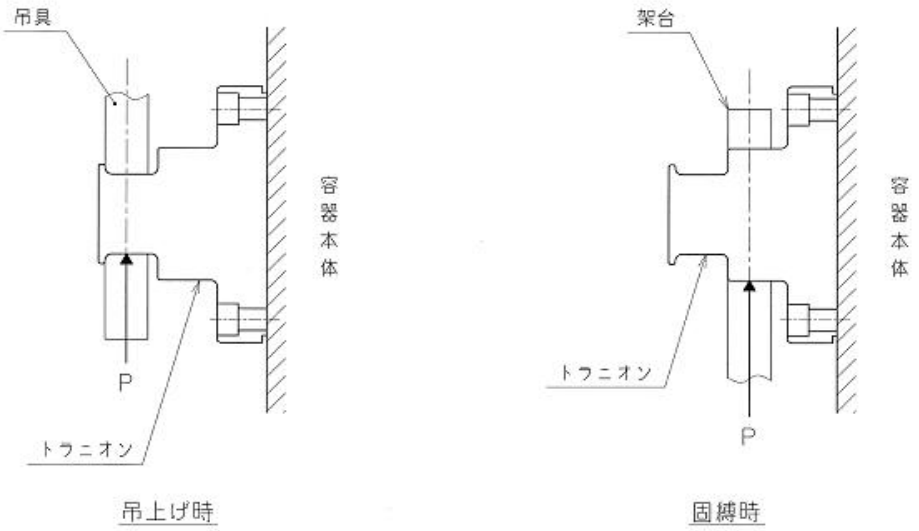


図3.1-4　トラニオンへの荷重点

(6)　評価結果

評価結果を表3.1-6～表3.1-8に示す。いずれも，解析基準値に対して十分に余裕がある。このため，構内用輸送容器の構造健全性は維持される。

表3.1-6　容器本体及び蓋の構造強度評価結果

部位	材料	事象	応力分類	解析基準 *1	解析基準値 (MPa) *2	解析結果 (MPa)
容器本体（胴）	炭素鋼	頭部垂直落下	一次応力（Pm）	Sm	124	15.7
			一次応力（PL）	1.5 Sm	185	25.9
			(一次＋二次)応力	3 Sm	371	66.6
		底部垂直落下	一次応力（Pm）	Sm	124	16.9
			一次応力（PL）	1.5 Sm	185	35.8
			(一次＋二次)応力	3 Sm	371	39.3
		水平落下	一次応力（Pm）	Sm	124	31.1
			一次応力（PL）	1.5 Sm	185	89.5
			(一次＋二次)応力	3 Sm	371	133
容器本体（底板）	炭素鋼	頭部垂直落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	187	2.90
			(一次＋二次)応力	3 Sm	373	11.8
		底部垂直落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	187	39.2
			(一次＋二次)応力	3 Sm	373	43.6
		水平落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	187	25.6
			(一次＋二次)応力	3 Sm	373	66.0
蓋	ステンレス鋼	頭部垂直落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	206	67.4
			(一次＋二次)応力	3 Sm	411	105
		底部垂直落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	206	2.56
			(一次＋二次)応力	3 Sm	411	16.0
		水平落下	一次応力（PL＋Pb）	1.5 Sm	206	21.4
			(一次＋二次)応力	3 Sm	411	89.8
蓋ボルト	ニッケルクロムモリブデン鋼	頭部垂直落下	平均引張応力	2 Sm	562	74.3
			平均引張応力＋曲げ応力	3 Sm	844	126
		底部垂直落下	平均引張応力	2 Sm	562	127
			平均引張応力＋曲げ応力	3 Sm	844	214
		水平落下	平均引張応力	2 Sm	562	135
			平均引張応力＋曲げ応力	3 Sm	844	357

*1 旧通産省告示第501号による

*2 設計・建設規格より引用

表 3.1-7 バスケットの構造強度評価結果

部位	材料	事象	応力分類	解析基準 *1	解析基準値 (MPa)	解析結果 (MPa)
バスケット 上部スペーサ	ステンレス鋼	頭部 垂直落下	膜応力	Sy	158 *2	127
バスケット 下部スペーサ	ステンレス鋼	底部 垂直落下	膜応力	Sy	158 *2	109
バスケット チャンネル	ボロン入りステンレス鋼	水平落下	(膜＋曲げ)応力	1.5σy	356 *3	290
			膜応力	σy	237 *3	59.9

*1 臨界評価上影響のある塑性変形が生じない

*2 設計・建設規格より引用

*3 既存評価の材料試験データ

表 3.1-8　トラニオンの構造強度評価結果

部位	材料	事象	応力分類	解析基準 *1	解析基準値 (MPa) *2	解析結果 (MPa)
トラニオン	析出硬化型ステンレス鋼	吊上げ	(膜＋曲げ)応力	Sy	650	444
		固縛	(膜＋曲げ)応力	Sy	650	175

*1 旧科技庁 核燃料輸送物設計承認申請書記載要綱（第２版）による

*2 設計・建設規格より引用

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。

② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。

④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 3.1-5 に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

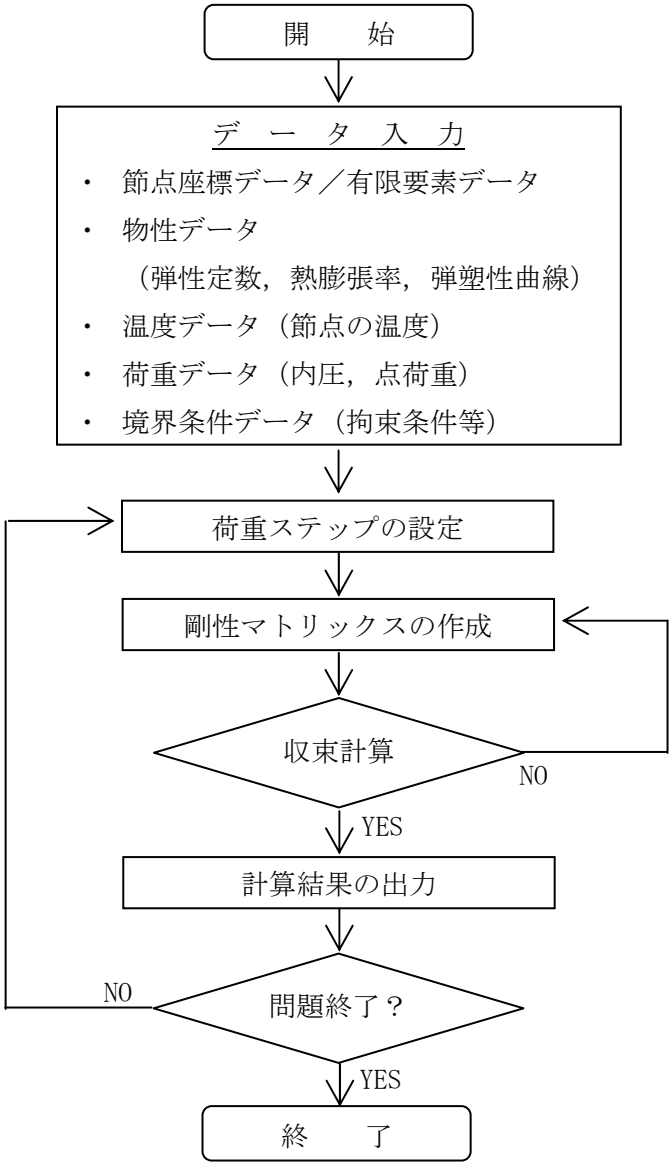


図 3.1-5 ABAQUS コードの応力解析フロー図

3.2.　除熱機能

(1)　基本的な考え方

除熱設計にあたっては，燃料の健全性及び構内用輸送容器の安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，以下のとおり設計する。

a.　収納された使用済燃料より発生する崩壊熱は，胴内に充填した水及び空気の自然対流及び伝導により容器本体胴に伝える。
b.　容器本体胴に伝えられた熱は主として中性子遮へい部のレジン中に設けた伝熱フィンにより外筒に伝える。
c.　外筒に伝えられた熱は外筒及び外筒に設置したフィンにより大気に放散する。

除熱機能の評価においては，収納する使用済燃料の最大崩壊熱量を考慮し，環境条件には構外用輸送容器としての安全評価に用いられている条件を用い，自然冷却により冷却されるものとして各部の温度を求め，各部材料の制限温度を超えないことを評価する。

構内輸送では緩衝体を装着しない運用とするが，除熱設計において緩衝体は断熱の効果を有していることから，緩衝体を装着しない運用は除熱性能が向上し，容器本体の温度は既存評価における各部温度に比べて低くなる。また，表 2-2 に示したように，構内用輸送容器に収納する燃料仕様は既存評価に用いている燃料仕様に包絡されており，既存評価に比べて使用済燃料の崩壊熱量は十分低いものとなっている。このため，評価結果は既存評価書の内容を引用する。

(2) 設計基準

設計基準を表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 設計基準

対象部位	材質	設計基準	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	レジン	使用可能温度	149	中性子遮へい材
	ふっ素ゴム	使用可能温度	300	Oリング
	炭素鋼	構造強度が確保される制限温度	375	胴
	ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	425	蓋
	ボロン入りステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	200	バスケット
燃料被覆管	ジルカロイ－2	照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度 *1, *2	200	8×8 燃料
			300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料，高燃焼度 8×8 燃料，9×9 燃料

*1 平成 18 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終報告書）（06 基炉報-0006，独立行政法人原子力安全基盤機構）

*2 平成 19 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料健全性等調査に関する試験成果報告書）（07 基炉報-0004，独立行政法人原子力安全基盤機構）

(3)　燃料仕様

既存評価では最大崩壊熱量（25kW）で評価を実施しており，本構内輸送で収納を予定している燃料の崩壊熱量(最大 19kW)を包絡している。

(4)　評価条件

既存評価の内容を以下に示す。

構内用輸送容器の除熱評価は以下の２種類の解析モデルを用いて行う。

a. 半径方向輪切り軸方向フィン半ピッチモデル
（以下「輪切り半ピッチモデル」という。）

b. 軸方向二次元軸対称全体モデル
（以下「全体モデル」という。）

輪切り半ピッチモデル形状図を図 3.2-1 に，全体モデル形状図を図 3.2-2 に示す。
また，評価条件を表 3.2-2 に示す。

表 3.2-2　評価条件

項目		評価条件
収納体数　　(体)		22
崩壊熱量　　(kW)		25
周囲温度　　(℃)		38
太陽熱放射 (W/m^2)	垂直に輸送される表面及び水平に輸送されない下向きの表面	200
	その他の表面（曲面）	400

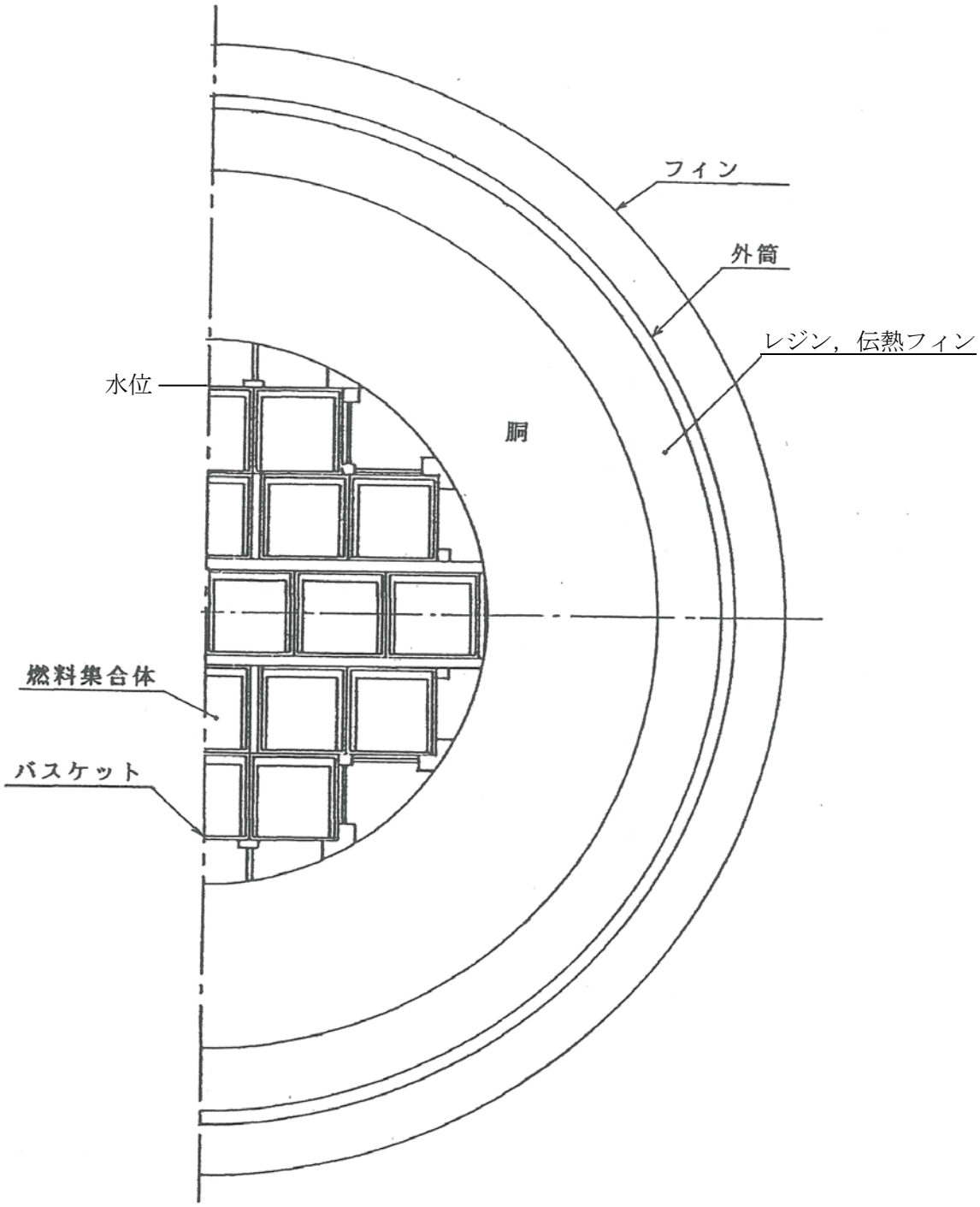
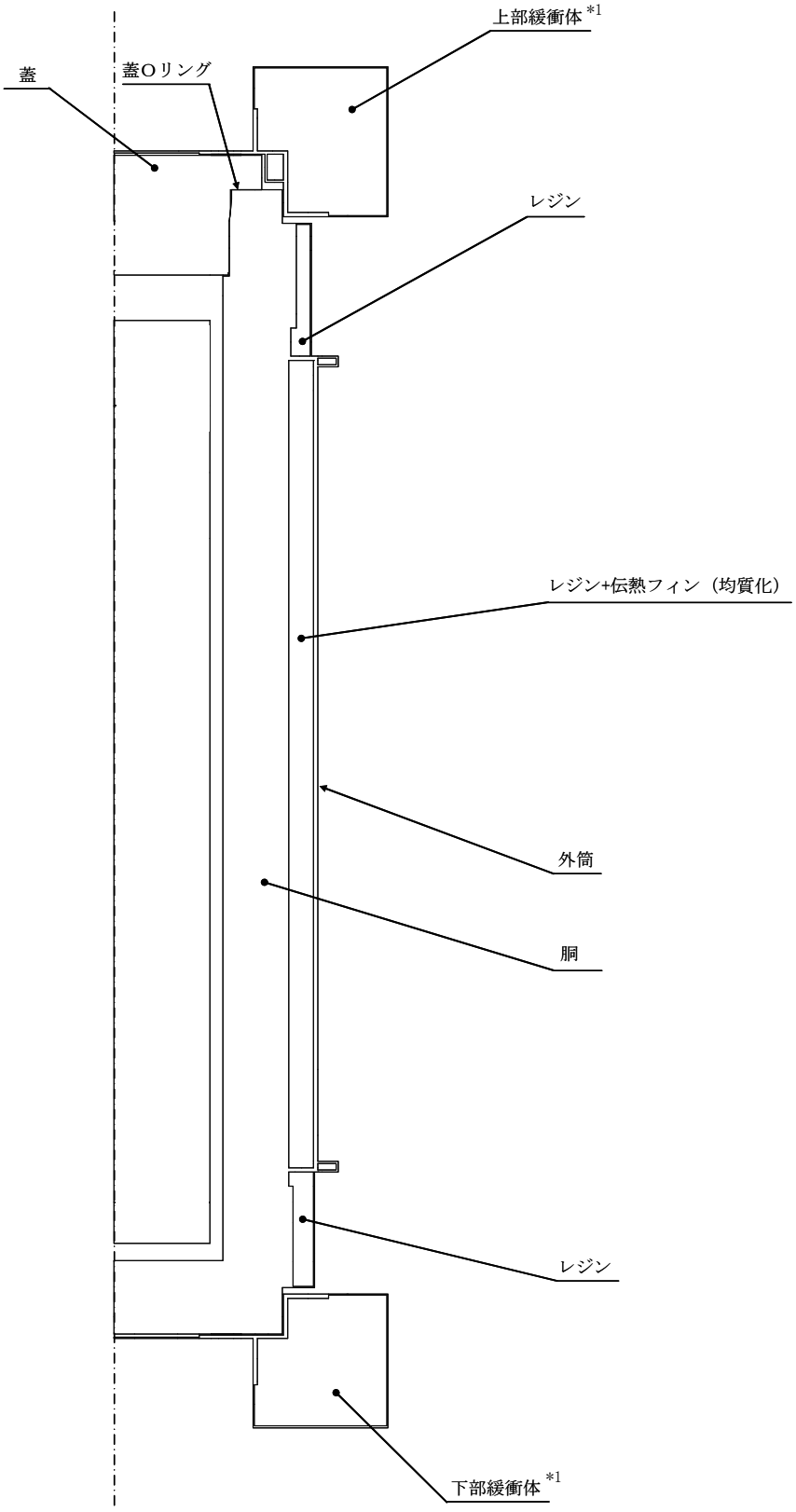


図 3.2-1　輪切り半ピッチモデル形状図



*1 構内輸送では，上部緩衝体及び下部緩衝体は装着しない。

図 3.2-2　全体モデル形状図

(5)　評価方法

軸方向を断熱とした輪切り半ピッチモデルで構内用輸送容器中央部断面の各部温度を評価する。輪切り半ピッチモデルで評価できない部位については，軸方向の温度分布が求められる全体モデルで評価する。

解析にはABAQUSコードを用いる。

(6)　評価結果

評価結果を表3.2-3に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は134℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表3.2-3 評価結果（各部温度）

対象部位	材質	評価結果（℃）	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	レジン	112	149	中性子遮へい材
	ふっ素ゴム	115	300	Oリング
	炭素鋼	127	375	胴
	ステンレス鋼	119	425	蓋
	ボロン入りステンレス鋼	132	200	バスケット
燃料被覆管	ジルカロイ－２	134	200	8×8燃料
			300	新型8×8ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度8×8燃料，9×9燃料

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 3.2-3 に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

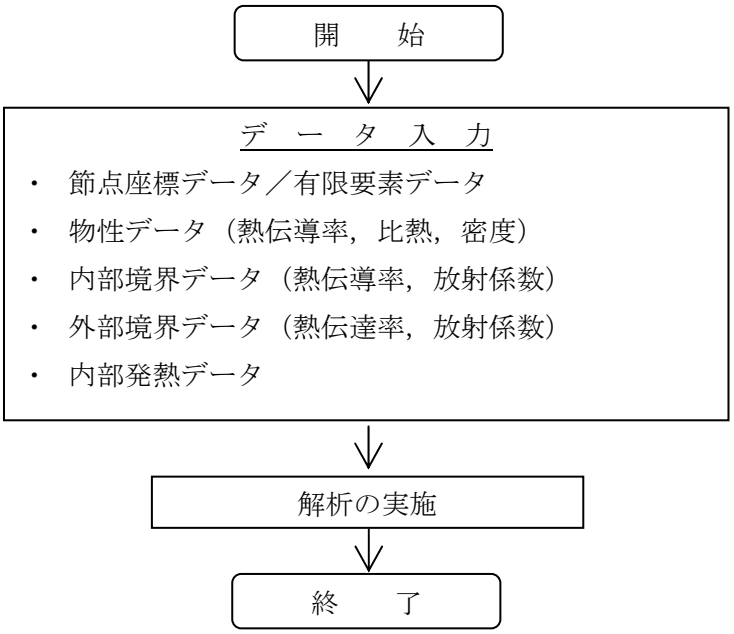


図 3.2-3　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 3.2-4 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

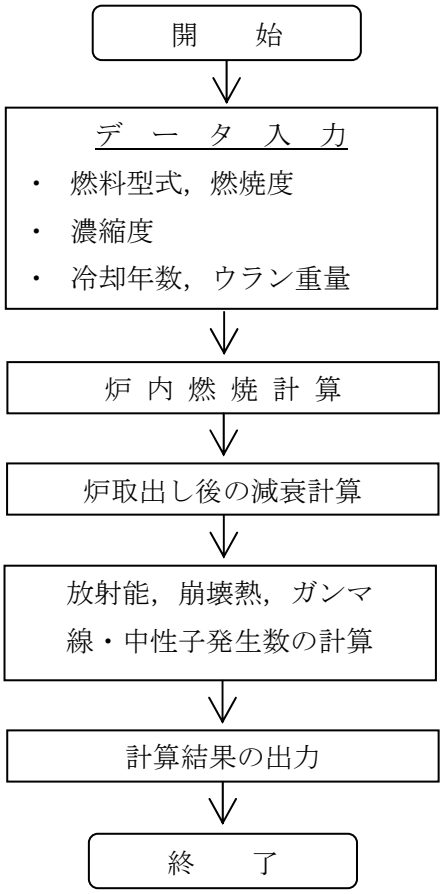


図 3.2-4　ORIGEN2 コードの計算フロー図

3.3. 密封機能

(1) 基本的な考え方

構内用輸送容器の密封装置は容器本体及び蓋より構成される密封容器とこれに付属するバルブから構成される。容器本体と蓋の間，及びバルブのガスケットにはOリングが使用されている。構内用輸送容器の密封境界を図 3.3-1 に示す。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価及び除熱機能評価の結果から，構内用輸送容器の密封性能が維持されることを確認する。

(2) 評価結果

3.1 項に示したとおり，構造強度評価から蓋，蓋ボルト，胴及び底板は構内輸送における荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封装置の構造健全性に問題がないことが確認されている。

また，3.2 項に示したとおり，除熱機能評価から構内輸送時のOリングの温度は 115℃以下であり，設計基準温度である 300℃を大きく下回ることから，熱的健全性に問題ないことが確認されている。

以上から，構内用輸送容器の密封性能は維持される。

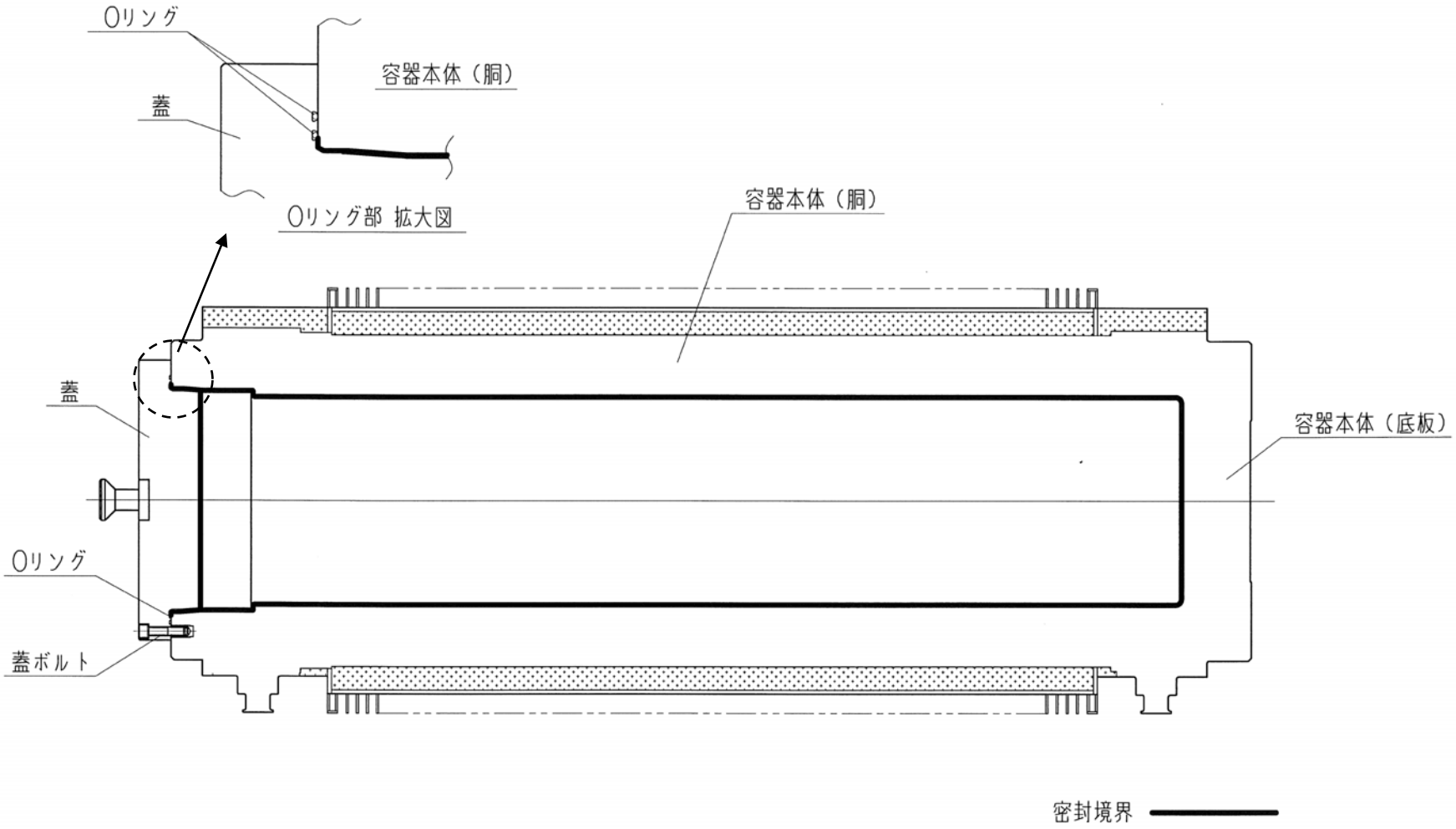


図 3.3-1 密封境界

3.4. 遮へい機能

(1) 基本的な考え方

遮へい設計にあたっては，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする能力を有するよう以下のとおり設計する。

a. 構内用輸送容器はガンマ線遮へいと中性子遮へいの機能を有する。

b. 主要なガンマ線遮へい材は，胴，底板及び外筒の炭素鋼と蓋のステンレス鋼である。

c. 主要な中性子遮へい材は，胴内水及び胴と外筒間のレジンである。

遮へい機能の評価においては，収納する使用済燃料の線源強度を考慮し，構外用輸送容器としての安全評価に用いられている評価手法を用い，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍにおける線量当量率が制限値を超えないことを評価する。

なお，表 2-2 に示したように，構内用輸送容器に収納する燃料仕様は既存評価に用いている燃料仕様に包絡されるが，構内輸送では緩衝体がない状態で運用することから，再評価を実施する。ただし，緩衝体がない解析モデルである事以外は既存評価と同じとし，既存評価書の内容を引用する。

(2) 設計基準

設計基準を表 3.4-1 に示す。

表 3.4-1 設計基準

（単位：μSv/h）

	設計基準
構内用輸送容器　表面	2000 以下
構内用輸送容器　表面から１ｍ	100 以下

(3) 評価条件

1) 遮へい厚さ

構内用輸送容器の遮へい厚さを表 3.4-2 に示す。

表 3.4-2 遮へい厚さ

（単位：mm）

	炭素鋼	ステンレス鋼	レジン
側部 方向	307	—	115
頭部軸方向	—	305	—
底部軸方向	338	—	—

2) 線源条件

表 2-2 に示すように，構内輸送においては 9×9 燃料を収納する場合が，最も放射能強度が大きく，遮へい上厳しい線源条件となる。なお，遮へい機能の評価においては，既存評価の燃料の線源条件で評価する。

構内用輸送容器の収納物の線源条件を表 3.4-3 に示す。

表 3.4-3 線源条件

項目		線源条件
平均燃焼度	(MWd/t)	50,000
冷却期間	(日)	820
収納体数	(体)	22
放射能強度	(Bq)	2.04×10^{17}

3) 線源強度及びエネルギー

a. ガンマ線源強度

燃料有効部のガンマ線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られたガンマ線源強度を表 3.4-4 に示す。また，構造材の放射化によるガンマ線源強度は次式で計算する。構造材の放射化によるガンマ線源強度を表 3.4-5 に示す。

$$A = N_0 \cdot \sigma \cdot \phi \cdot \{1 - \exp(-\lambda \cdot T_1)\} \cdot \exp(-\lambda \cdot T_2)$$

ここで，A ：放射化核種（^{60}Co）の放射能(Bq)

N_0 ：ターゲット核種（^{59}Co）の個数(atoms)

σ ：2200m/s の中性子による（^{59}Co）の(n, γ)反応断面積(cm^2)

ϕ ：炉内照射熱中性子束(n/(cm^2・s))

λ ：^{60}Co の崩壊定数（/日）

T_1 ：照射期間（日）

T_2 ：冷却期間（日）

表3.4-4　ガンマ線源強度

（輸送容器１基あたり）

エネルギー群　数	平均エネルギー (MeV)	線源強度 (photons/s)
1	0.01	5.449×10^{16}
2	0.025	1.247×10^{16}
3	0.0375	1.258×10^{16}
4	0.0575	1.118×10^{16}
5	0.085	7.725×10^{15}
6	0.125	8.303×10^{15}
7	0.225	6.758×10^{15}
8	0.375	3.839×10^{15}
9	0.575	6.581×10^{16}
10	0.85	2.387×10^{16}
11	1.25	3.830×10^{15}
12	1.75	2.132×10^{14}
13	2.25	1.937×10^{14}
14	2.75	5.750×10^{12}
15	3.5	7.341×10^{11}
16	5.0	5.153×10^{8}
17	7.0	5.943×10^{7}
18	9.5	6.828×10^{6}
合　計		2.113×10^{17}

表 3.4-5　構造材の放射化によるガンマ線源強度

（輸送容器１基あたり）

	^{60}Co 線源強度(Bq)
ハンドル部	3.52×10^{12}
上部グリッド部	4.70×10^{13}
上部プレナム部	2.62×10^{14}
下部タイプレート部	9.59×10^{13}

b. 中性子線源強度

中性子線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られた中性子線源強度を表 3.4-6 に示す。また，評価に用いる中性子エネルギースペクトルを表 3.4-7 に示す。

表 3.4-6　中性子線源強度　（輸送容器１基あたり）

		中性子線源強度(n/s)
１次中性子源	自発核分裂によるもの	1.177×10^{10}
	（α，n）反応によるもの	1.489×10^{8}
	合計	1.192×10^{10}
増倍効果を考慮した全中性子線源強度		2.785×10^{10}

表3.4-7　中性子線源スペクトル

エネルギー群数	上限エネルギー（eV）	スペクトル
1	1.492×10^{7}	5.72×10^{-4}
2	1.220×10^{7}	2.02×10^{-3}
3	1.000×10^{7}	6.07×10^{-3}
4	8.180×10^{6}	2.00×10^{-2}
5	6.360×10^{6}	4.12×10^{-2}
6	4.960×10^{6}	5.27×10^{-2}
7	4.060×10^{6}	1.10×10^{-1}
8	3.010×10^{6}	8.74×10^{-2}
9	2.460×10^{6}	2.28×10^{-2}
10	2.350×10^{6}	1.15×10^{-1}
11	1.830×10^{6}	2.07×10^{-1}
12	1.110×10^{6}	1.89×10^{-1}
13	5.500×10^{5}	1.31×10^{-1}
14	1.110×10^{5}	1.59×10^{-2}
15	3.350×10^{3}	8.12×10^{-5}
16	5.830×10^{2}	5.89×10^{-6}
17	1.010×10^{2}	3.89×10^{-7}
18	2.900×10^{1}	5.53×10^{-8}
19	1.070×10^{1}	1.33×10^{-8}
20	3.060×10^{0}	1.88×10^{-9}
21	1.120×10^{0}	4.19×10^{-10}
22	4.140×10^{-1}	1.20×10^{-10}

(4) 評価方法

遮へい計算は，ガンマ線，中性子共にDOT3.5コードを用いて計算し，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を求める。

遮へい解析モデルを図3.4-1～図3.4-3に示す。解析モデルは，構内用輸送容器の実形状を考慮した上で，構内用輸送容器の底部トラニオン周辺について中性子遮へい材の遮へい厚さが水位方向とトラニオン方向で異なることから，頭部方向，底部水位方向及び底部トラニオン方向に分けてモデル化する。

ライブラリとしては，DLC-23/CASKデータを用い，線量当量率への変換はICRP Publ.74に従う。

解析モデルでは既存評価と同様に以下の条件を考慮する。

・ 胴内での燃料の軸方向の移動を考慮し,安全側に頭部方向評価モデルでは蓋方向に,底部方向評価モデルでは底方向に移動したモデルとする。
・胴内水温度は，収納物の崩壊熱量25kWにおける水温（127℃）より高い150℃に設定する。
・胴内水位は，安全側に水の膨張を考慮しない場合の水位とする。
・バスケットの最外周部は，遮へい体として考慮し，他の部分については，水没部は燃料領域に均質化し，非水没部はボイドに置換え，均質化領域から除外する。
・フィンは，空気に置換え，距離のみ考慮する。
・チャンネルボックスはボイドに置換え，均質化領域から除外する。
・各部寸法はすべてノミナル値とし，公差は密度係数として考慮する。

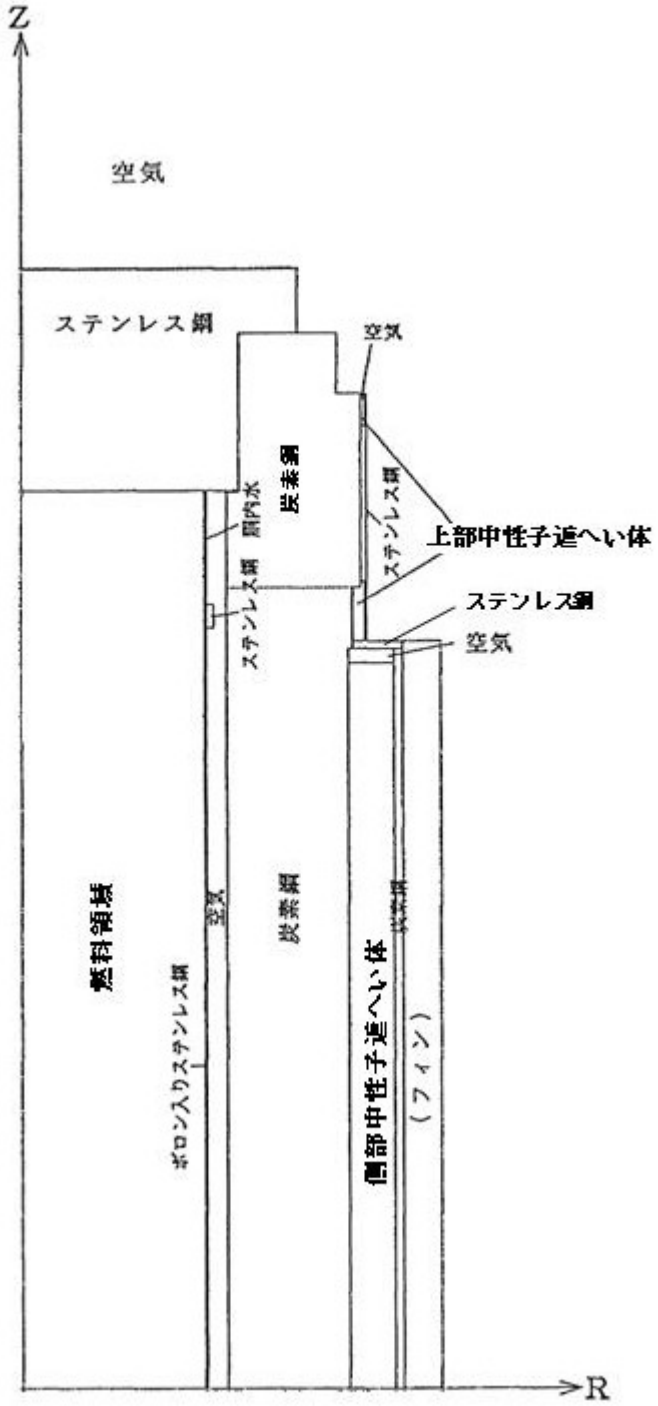


図 3.4-1 遮へい解析モデル（頭部方向）

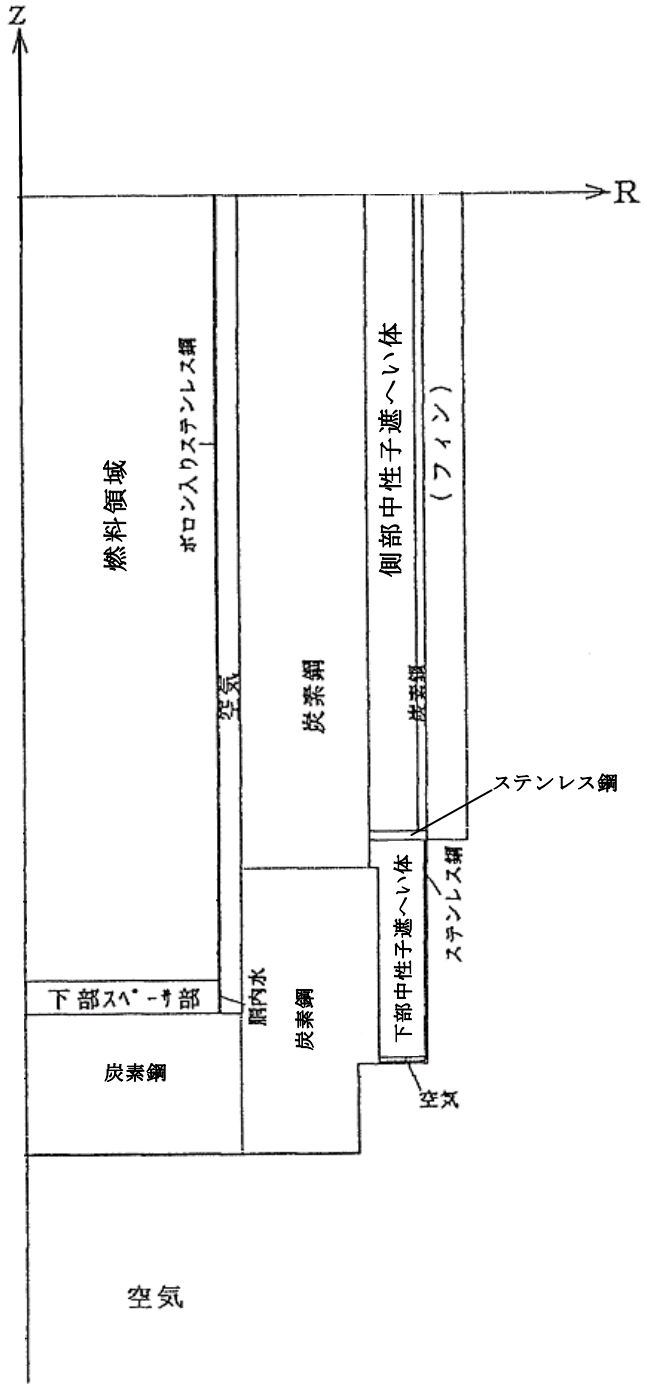


図 3.4-2 遮へい解析モデル（底部水位方向）

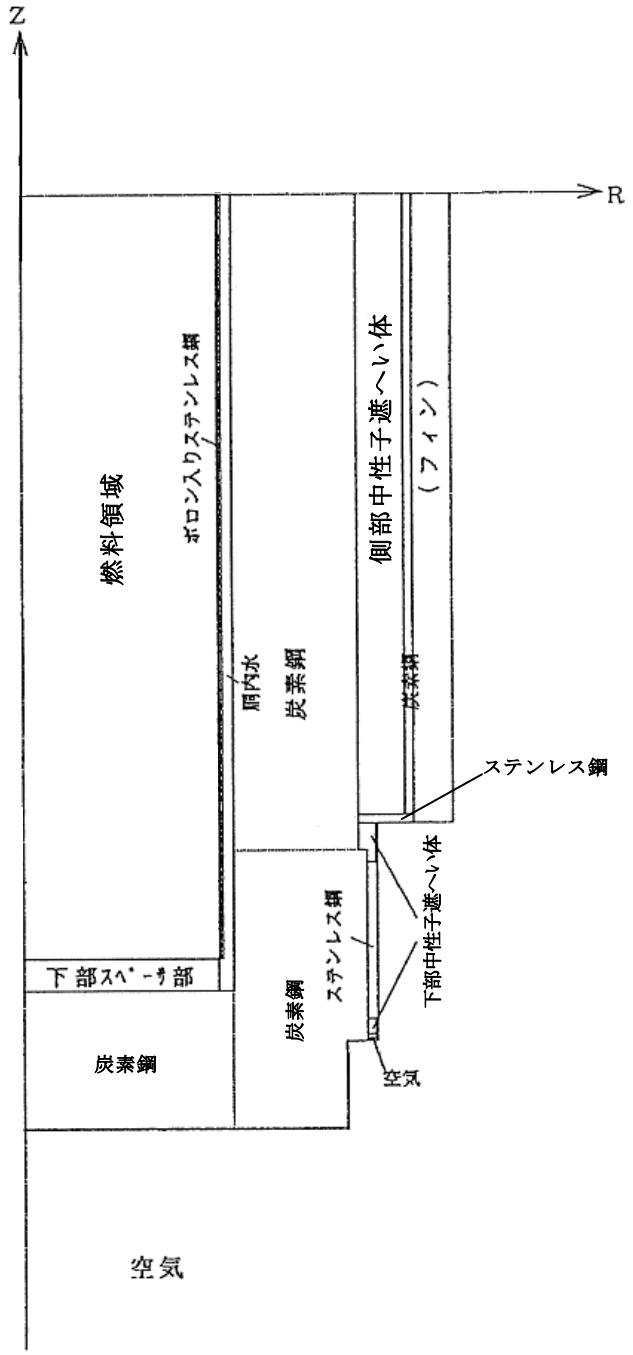


図 3.4-3 遮へい解析モデル（底部トラニオン方向）

(5) 評価結果

構内用輸送容器の線量当量率評価位置を図 3.4-4 に，評価結果を表 3.4-8 に示す。なお，評価結果は頭部軸方向，頭部径方向，側部，底部径方向，底部軸方向における線量当量率の最大値を示している。

本表に示すとおり，構内用輸送容器は設計基準値を満足している。

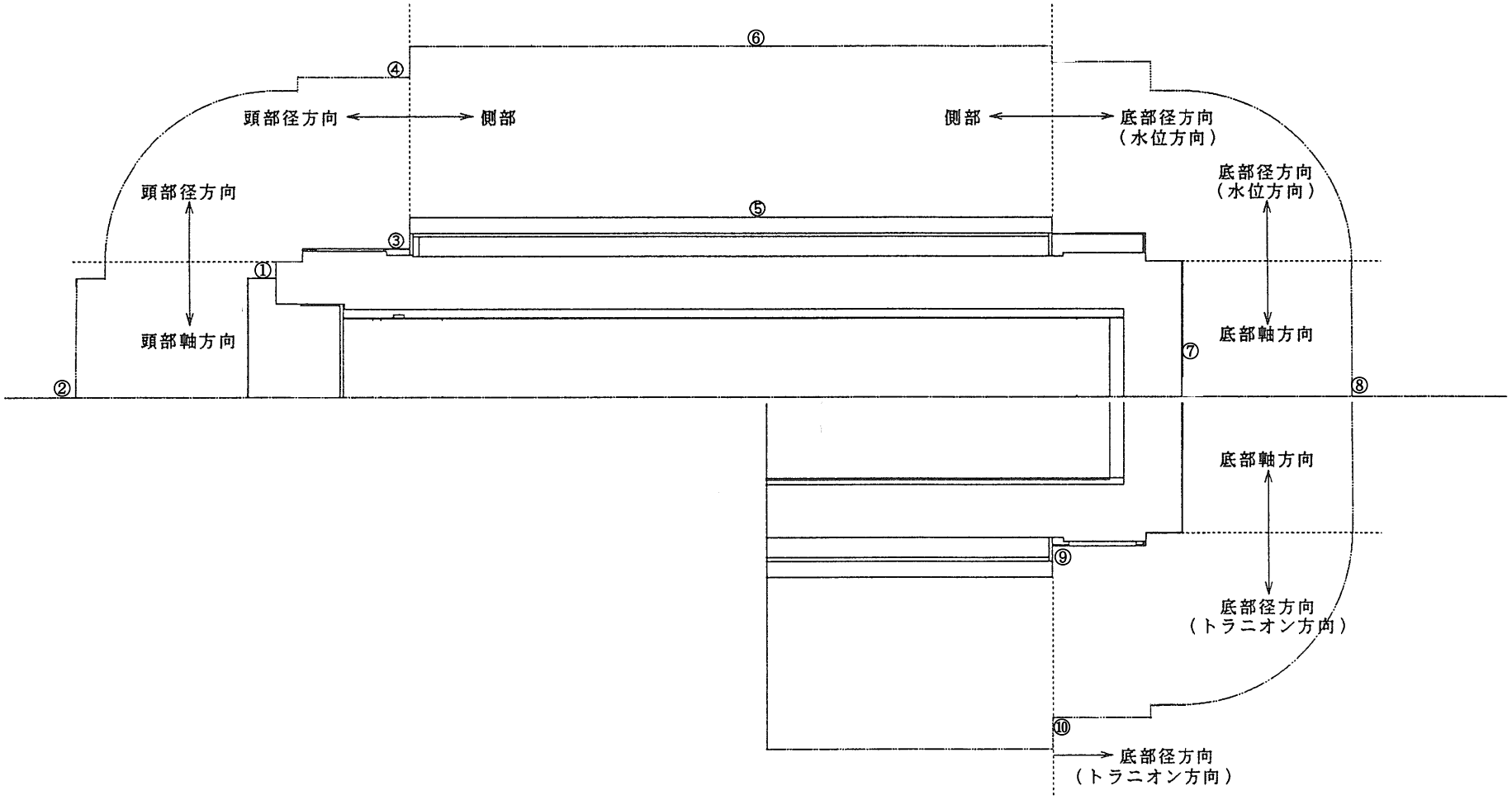


図3.4-4　　線量当量率評価位置

表3.4-8　最大線量当量率の計算結果

（単位：μSv/h）

		頭部		側 部	底部	
		軸方向	径方向		軸方向	径方向
評価点		①	③	⑤	⑦	⑨
表面	計算結果	1628.2	416.3	225.0	137.2	631.2
	設計基準値	2000				
評価点		②	④	⑥	⑧	⑩
表面から1ｍ	計算結果	72.1	45.1	84.2	39.8	50.1
	設計基準値	100				

参考資料

遮へい解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の放射線源強度計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 3.4-5 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の放射線源強度計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL，“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”，CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”，1989 年 8 月

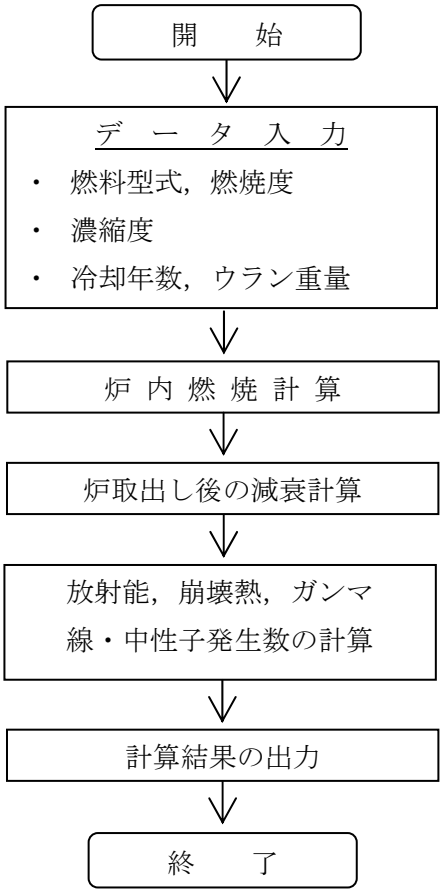


図 3.4-5　ORIGEN2 コードの計算フロー図

遮へい解析に用いるコード（DOT3.5 コード）について

（１）概要

DOT3.5 コード（以下「DOT コード」という。）は二次元輸送コードであり，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された汎用解析コードである。

（２）機能

DOT コードは，遮へい解析に際して以下の機能を有する。

① ガンマ線や中性子線に対するボルツマン輸送方程式を解くことによる数値解析法であり，放射線の挙動を追跡するのに重要な非等方性が表現できる。

② DOT コードは，二次元の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

DOT コードの解析フローを図 3.4-6 に示す。

（４）使用実績

DOT コードは，原子力施設の遮へい計算に広く用いられており，輸送容器の遮へい解析に豊富な実績がある。

（５）検証

汎用コードの導入評価[*1]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2]が実施されていることが確認されている。

*1 W. A. Rhoades, “DOT3.5 TWO DIMENSIONAL DISCRETE ORDINATES RADIATION TRANSPORT CODE”, CCC-276,1978 年 10 月

*2 (社)日本原子力学会“中性子遮蔽設計ハンドブック”, 1993 年 4 月

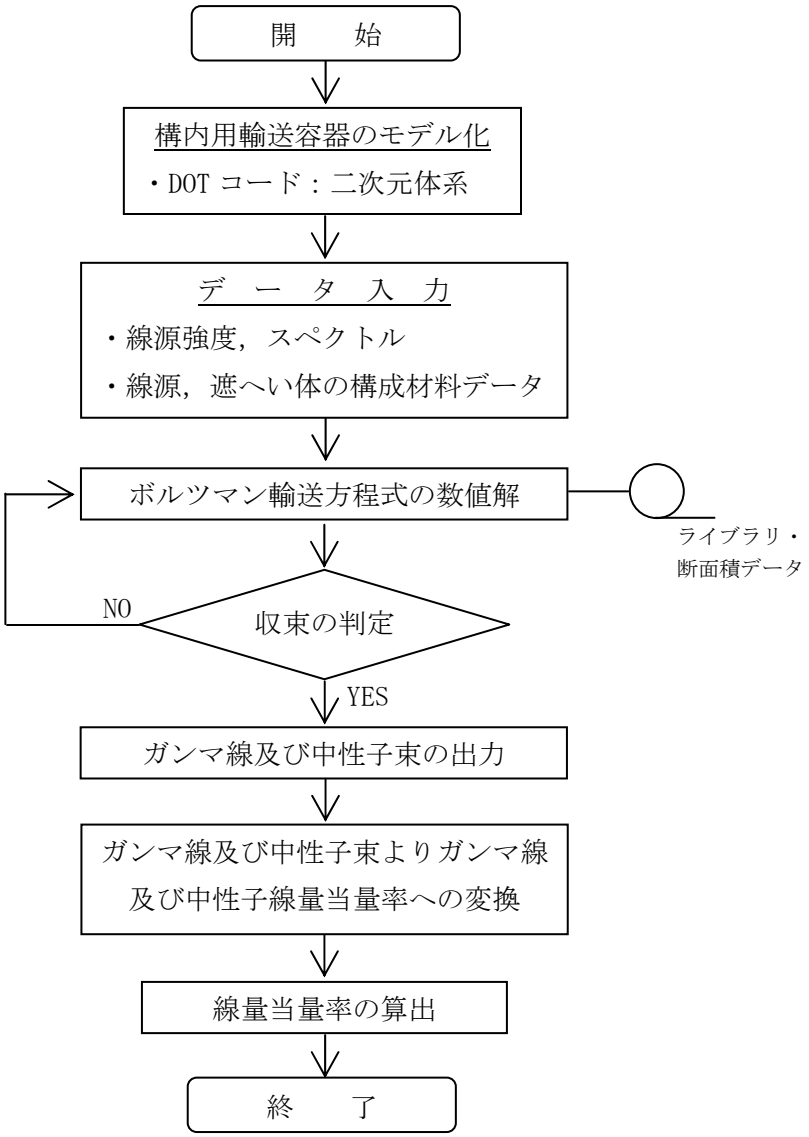


図 3.4-6　DOT コードの解析フロー図

3.5.　臨界防止機能

(1) 基本的な考え方

臨界防止にあたっては,想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

a.　燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

b.　バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン入りステンレス鋼を使用する。

なお，臨界防止機能の評価においては，表 2-2 に示したとおり，構内用輸送容器に収納する燃料の初期濃縮度（約 3.8wt%）は既存評価に用いている初期濃縮度（4.19wt%）に包絡されるため，評価結果は既存評価書の内容を引用する。

(2)　設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

(3)　評価条件

既存評価の内容を以下に示す。また，臨界解析モデルを図 3.5-1 及び図 3.5-2 に示す。

・評価は初期濃縮度の高い 9×9 燃料について行う。

・燃料のウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値(初期濃縮度)とする。

・燃料集合体には可燃性毒物としてガドリニウムを添加した燃料棒が含まれるが，中性子吸収断面積の大きいガドリニウムの存在を無視し，安全側にガドリニウムを添加していない燃料棒に置換える。

・燃料が構内用輸送容器の中心寄りに配置された状態とする。また，燃料集合体の変形を考慮し，臨界評価上安全側の仮定となるように収納される全燃料について一部領域の燃料棒ピッチを変化させた配列とする。

・バスケット材料のボロン入りステンレス鋼材中の ^{10}B 含有量は，製造下限値とする。

・チャンネルボックスを水に置換える。

・胴内における燃料として実在する部分は燃料有効長に相当する部分のみとし，上・下部タイプレート部などを水に置換える。

・胴内の燃料有効長の範囲外の構造物は水に置換える。

・中性子遮へい体及びフィンは無いものとする。

・輸送容器外部の雰囲気は安全側に真空とする。

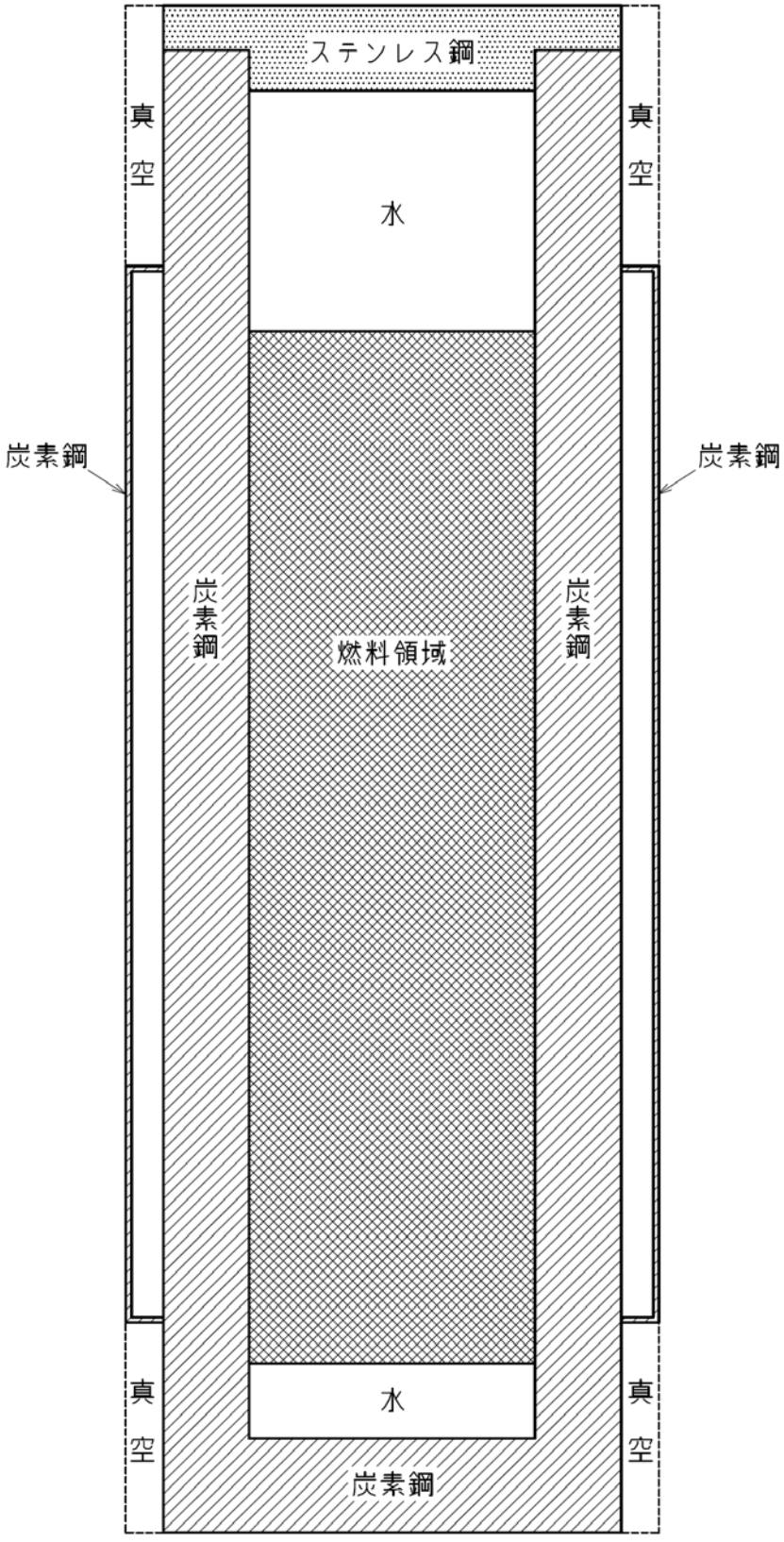
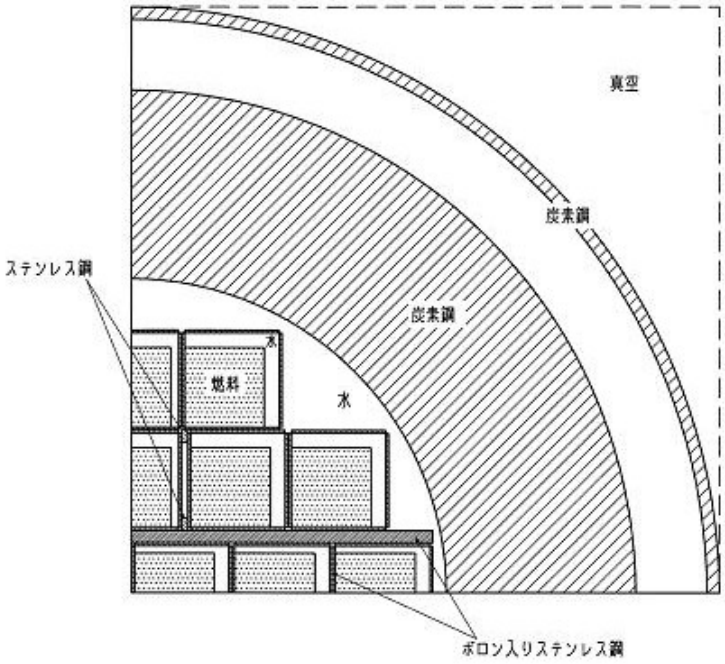
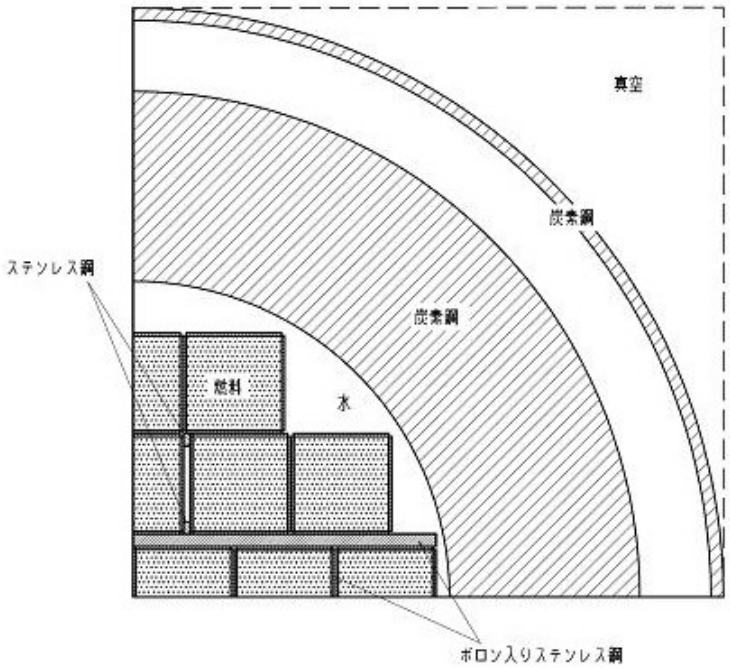


図 3.5-1　臨界解析モデル（縦断面図）



燃料棒ピッチの変化のない領域



燃料棒ピッチの変化のある領域

図 3.5-2　臨界解析モデル（燃料領域部横断面図）

(4)　評価方法

構内用輸送容器の実効増倍率は,燃料のウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値をとる安全側の仮定で，構内用輸送容器の実形状をモデル化し，臨界解析コード KENO-Ⅴ.a を使用して求める。

(5)　評価結果

評価結果を表 3.5-1 に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表 3.5-1 評価結果

評価対象	実効増倍率	設計基準
構内用輸送容器	0.91*1	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図 3.5-3 に示す。

（４） 使用実績

KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.

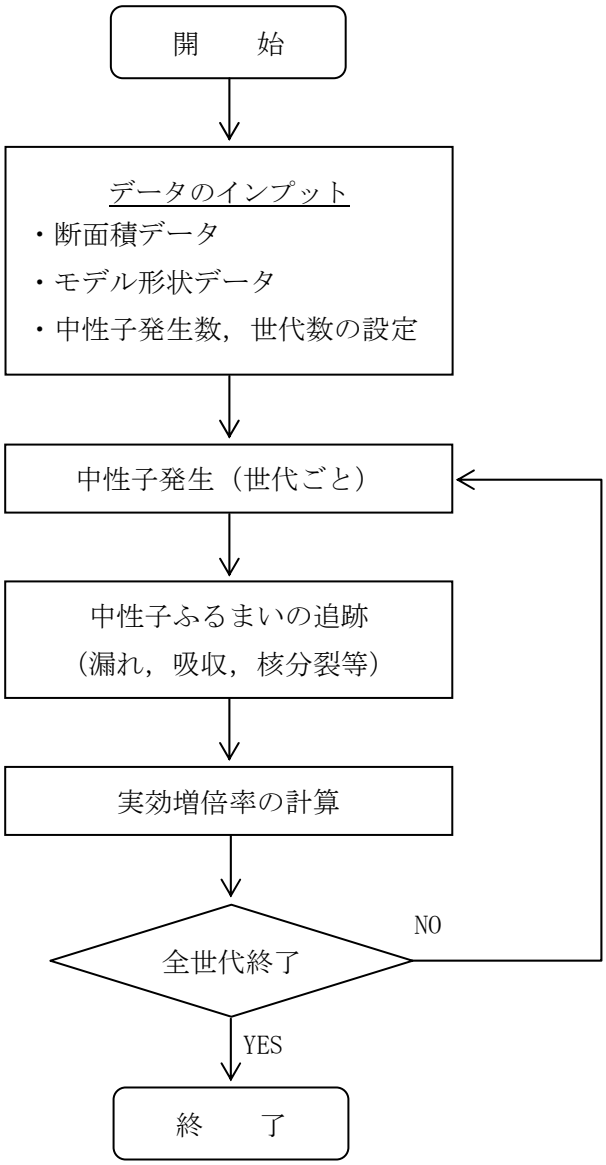


図 3.5-3　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

4.　構内用輸送容器の落下

4.1.　原因

構内用輸送容器の取り扱い中に，何らかの原因で構内用輸送容器が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

4.2.　発生防止対策

構内用輸送容器の落下を防止するために，次のような設計及び運転上の対策を講じる。

（1）クレーン主巻フックは二重のワイヤーロープで保持する構造とする。
（2）クレーン巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造とする。
（3）クレーン主巻フックと吊具，吊具と構内用輸送容器の取付けを二重化する。
（4）取付け作業後の取付け状態を確認し，外れ止めを取り付ける。
（5）作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。
（6）作業手順書を整備し，作業員への教育周知を行う。
（7）有資格者による設備操作，作業管理を行う体制とする。

4.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

4.3.1.　核分裂生成物の放出量

(1)　破損燃料棒の評価

破損する燃料棒の本数の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a. 構内用輸送容器の取り扱い作業に際し，構内用輸送容器が落下して，構内用輸送容器に収納された燃料集合体が破損するものと仮定する。

b. 落下による燃料集合体の破損体数は，構内用輸送容器の収納体数 22 体とする。

(2)　評価条件

核分裂生成物の移行と放出量の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a. 燃料ギャップ内の核分裂生成物の量は，表 2-2 に記載のとおり燃焼度 50,000MWd/t の 9×9 燃料集合体について行う。

b. 燃料集合体の冷却期間は表 2-2 に記載のとおり 820 日とする。
なお，表2-2に記載のとおり，4 号機に貯蔵中の燃料集合体の冷却期間は最短で1035日である。

c. 破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の全量が構内用輸送容器内に放出されるものとする。破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の存在量については，半減期の長い核種の放出が支配的であることを考えて，破損した燃料棒内の全蓄積量に対して希ガス(Kr-85)及びよう素（I-129）それぞれ 30%とする。

d. 放出された希ガスは，全量が構内用輸送容器から大気中へ移行するものとする。

e. 放出されたよう素は，全量が構内用輸送容器から大気中へ移行するものとし，構内

用輸送容器に内包する水による除去は無いものとする。

(3) 評価結果

上記の評価条件に基づいて計算した核分裂生成物の大気中への放出量は表 4.1 の通りである。

表 4.1 核分裂生成物の大気中への放出量

核分裂生成物	放出量
希ガス	約 4.5×10^{14}Bq
よう素	約 2.0×10^{9}Bq

4.3.2. 線量当量の評価

(1) 評価の前提

大気中へ放出される核分裂生成物は，地上放出されるものとし，これによる実効線量の計算は，次の仮定に基づいて行う。

a. 敷地境界外の地表空気中濃度は，設置許可申請書添付書類六の「5.5 安全解析に使用する気象条件」に記述される相対濃度に核分裂生成物の全放出量を乗じて求める。

なお，相対濃度（χ／Q）は設置許可申請書記載の主蒸気管破断（地上放出）の値 3.4×10^{-5}s/m^3 を適用する。

b. 敷地境界外の希ガスによるγ線空気吸収線量は，設置許可申請書添付書類六の「5.5 安全解析に使用する気象条件」に記述される相対線量に希ガスの全放出量を乗じて求める。

なお，相対線量（D／Q）は設置許可申請書記載の主蒸気管破断（地上放出）の値 3.4×10^{-19}Gy/Bq を適用する。

(2) 評価方法

敷地境界外における実効線量は，次に述べる内部被ばくによる実効線量及び外部被ばくによる実効線量の和として計算する。

よう素の内部被ばくによる実効線量H_I（Sv）は，(4.1)式で計算する。

$$H_I = R \cdot H \cdot \chi / Q \cdot Q_I \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (4.1)$$

ここで，

R ：呼吸率（m^3/s）「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」の活動中の呼吸率を秒当たりに換算して用いる。
（小児：0.31m^3/h，成人：1.2m^3/h）

H ：よう素(Ｉ-129)を 1Bq 吸入した場合の実効線量は ICRP Publ.72 の値を用いる。
（小児：2.0×10^{-7}Sv/Bq，成人：9.6×10^{-8}Sv/Bq）

χ／Q　　：相対濃度（s/m^3）
Q_I　　：よう素の大気放出量（Bq）

希ガスのγ線外部被ばくによる実効線量H_γ（Sv）は，(4.2)式で計算する。

$$H_\gamma = K \cdot D/Q \cdot Q_K \cdot E_\gamma / 0.5 \cdots\cdots (4.2)$$

ここで，

K　　：空気吸収線量から実効線量への換算係数（1Sv/Gy）
D／Q　　：相対線量（Gy/Bq）
Q_K　　：希ガスの大気放出量（Bq）
E_γ　　：γ線実効エネルギー「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」を用いる。(0.0022MeV)

また，希ガスのβ線外部被ばくによる実効線量H_β（Sv）は，(4.3)式で計算する。

$$H_\beta = 6.2\times10^{-14} \cdot \chi/Q \cdot Q_K \cdot E_\beta \cdot W_{TS} \cdots\cdots (4.3)$$

ここで，

χ／Q　　：相対濃度（s/m^3）
Q_K　　：希ガスの大気放出量（Bq）
E_β　　：β線実効エネルギー「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」を用いる。(0.251MeV)
W_{TS}　　：皮膚の組織荷重係数は ICRP Publ.60 の値を用いる。(0.01)

(3)　評価結果

上記の評価前提及び方法に基づき敷地境界外の実効線量を評価した結果は表 4.2 の通りである。

表 4.2　構内用輸送容器の落下時の実効線量

	小児	成人
よう素のγ線による実効線量	約 1.2×10^{-3}mSv	約 2.2×10^{-3}mSv
希ガスのγ線による実効線量	約 6.7×10^{-4}mSv	約 6.7×10^{-4}mSv
希ガスのβ線による実効線量	約 2.4×10^{-3}mSv	約 2.4×10^{-3}mSv
実効線量（合計）	約 4.3×10^{-3}mSv	約 5.3×10^{-3}mSv

上記の値から判断して，本事象による周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分に小さいものと考えられる。

構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）

1.　３号機の構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度

1.1.　構内用輸送容器の概要

構内用輸送容器は,福島第一原子力発電所３号機使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料及び新燃料（以下,「燃料」という。）の共用プールへの輸送に使用する。

これまで，３号機から共用プールへの燃料輸送には，NFT-22B 型容器を使用してきたが，３号機に新設するクレーン（定格荷重：50ton）では NFT-22B 型容器（総重量：約 91ton）を取扱えないことから，新たに設計・製造する容器である。

1.1.1.　構内用輸送容器の構成

構内用輸送容器は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成される。構内用輸送容器の概要図を図1-1-1に示す。

（１）容器本体

容器本体は胴，底板，中性子遮へい体，外筒で構成される。低合金鋼の胴及び底板と蓋で放射性物質を閉じ込める耐圧バウンダリを構成する。

また，主に胴及び底板の低合金鋼がガンマ線遮へい機能を有し，胴と外筒の間および底板の底部に配置されたレジンが中性子遮へい機能を有する。

（２）蓋

蓋は一次蓋及び二次蓋で構成する。

一次蓋はステンレス鋼であり，複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。一次蓋にはゴム製のＯリングを設け容器本体フランジ面との密封性を確保する構造となっている。一次蓋のステンレス鋼がガンマ線遮へい機能を有する。

二次蓋もステンレス鋼であり，一次蓋の上から複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。二次蓋にもゴム製のＯリングを設け，容器本体フランジ面との密封性を確保できる構造となっている。

（３）バスケット

バスケットは容器内において燃料集合体を所定の位置に保持するための構造物である。また，未臨界確保のためバスケットにボロン添加ステンレス鋼を使用し，バスケット外周にボロン添加アルミニウム合金板を設置している。

燃料集合体はバスケット内に装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（小）に収

納する。

（4）トラニオン

トラニオンは容器のクレーンでの取扱い（吊上げ）及び，構内輸送時の固縛のために容器上部及び下部にボルトで取付ける。

取扱い時（縦姿勢）は容器と吊具との接続を二重化して落下を防止するために，上部トラニオンは二対（4 個）設ける。

構内輸送時（横姿勢）では上部トラニオンと下部トラニオンで架台等に固定するため，下部トラニオンは一対（2 個）設ける。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　構内用輸送容器の仕様

構内用輸送容器の仕様を表1-1-1に示す。

表 1-1-1　構内用輸送容器の仕様

項目	数値等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 46.3
全長（m）	約 5.6
外径（m）	約 1.4
収納体数（体）	7
基数（基）	2※1

※１：バスケット（7体収納）は3個有する

1.1.2.2.　構内用輸送容器に収納する燃料仕様

1.1.1.(3)に記載のとおり，バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（小）（内寸153㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，３号機使用済燃料プールに貯蔵されている表1-1-2に示す燃料とする。

なお，3 号機使用済燃料プールには瓦礫等が落下しており，燃料が破損している可能性があることから，破損燃料については燃料の破損状態に応じて別途検討する。

また，燃料の健全性確認及び取り扱いについては燃料取り出し開始までに，「添付資料－１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書」で説明する。

表1-1-2　3号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様

	使用済燃料				新燃料
燃料タイプ	8×8燃料	新型8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ 燃料	高燃焼度 8×8燃料	9×9燃料 (A型)	9×9燃料 (A型)
貯蔵体数	6	36	148	324	52
最高燃焼度 (MWd/t)	34,100	39,300	43,900	51,300	－
最短冷却日数(日)※2	10,642	6,488	2,738	1,716	－

※2：平成27年3月1日時点での冷却期間

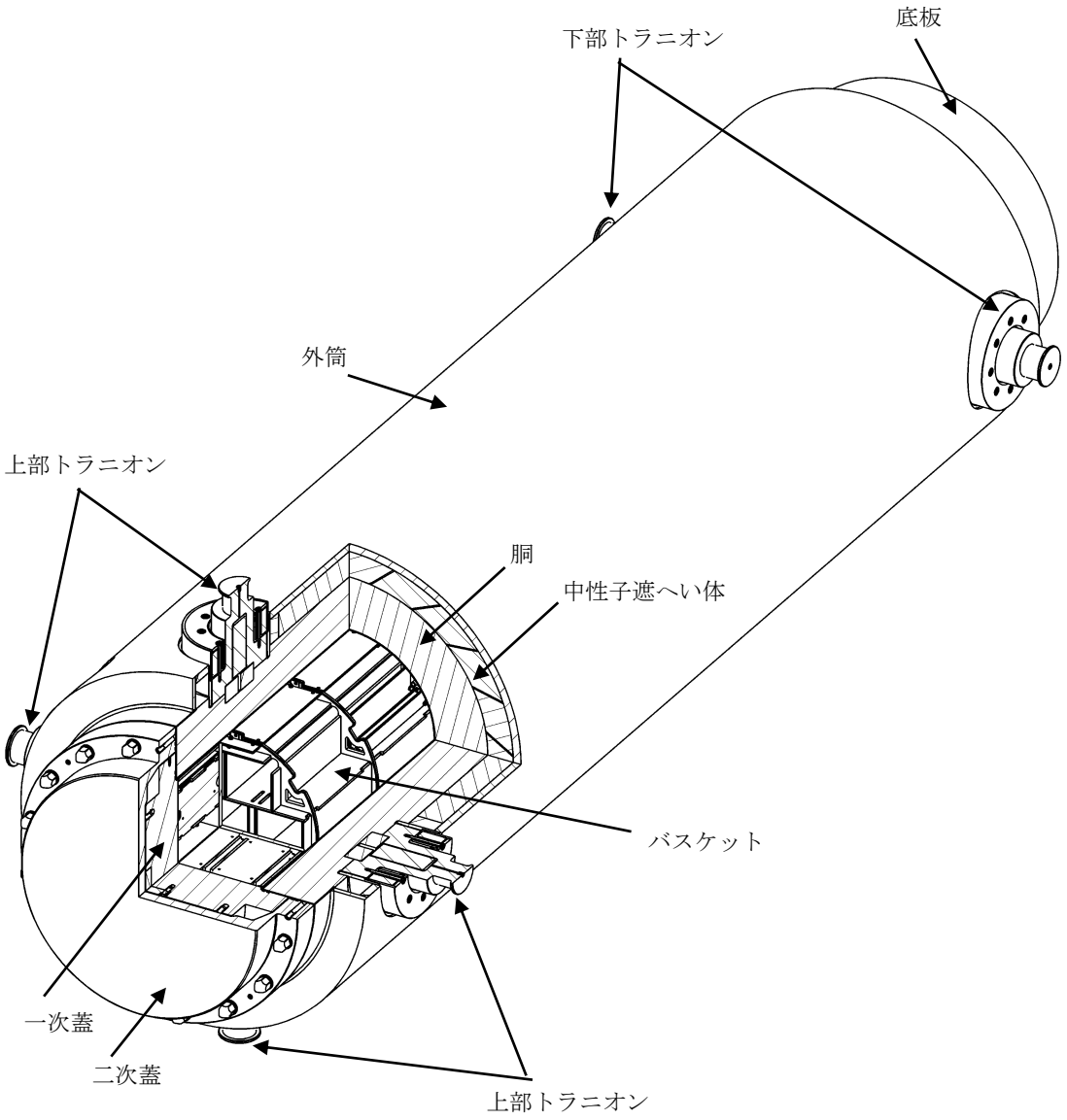


図 1-1-1 構内用輸送容器　概要図

1.2.　評価の基本方針

構内用輸送容器が本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮へい及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

表 1-2-1 に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表1-2-1　構内用輸送容器安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	評価方針	備考
構造強度	構内用輸送容器は取扱中における衝撃,熱等に耐え,かつ,容易に破損しない設計とする。構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	構内用輸送容器	構内用輸送容器の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007設計・建設規格を準用する。	
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように,使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 構内用輸送容器	収納する燃料から発生する最大崩壊熱量で容器各部及び燃料の温度を評価する。	
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し,放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう,使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	構内用輸送容器	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において,容器密封部の健全性が維持されることを評価する。	
遮へい機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため,使用済燃料の放射線を適切に遮へいする設計とする。	構内用輸送容器	収納する燃料から発生する線源強度で容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を評価する。	
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	構内用輸送容器	収納する燃料の濃縮度等の条件を保守的に設定して実効増倍率を評価する。	

1.3.　構造強度評価

1.3.1.　基本的な考え方

構内用輸送容器の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオンとする。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下，「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位の適用基準・規格を表 1-3-1 に示す。

表 1-3-1　構造強度に係る適用基準・規格

評価対象 部位	設計・建設規格 機器区分	構造強度 評価方法	考え方
容器本体，蓋	クラス３容器	クラス１容器の規定を準用	容器本体及び蓋は設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３容器に区分されると考えられる。 圧力荷重についてはクラス３容器における規格計算式で評価することができるが，熱荷重や取扱時の衝撃荷重等の各種の負荷荷重が発生することから，これらの荷重については，応力解析によって発生応力を求めて評価する必要がある。 したがって，構造強度評価手法は，同様な「解析による設計」の考え方が採用されているクラス１容器を準用する。
バスケット	ノンクラス	炉心支持構造物の規定を準用	バスケットは設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義に該当しないと考えられる。 しかし，容器内において燃料を支持する部材であるため，構造強度評価手法は，炉心支持構造物を準用する。
トラニオン	クラス３支持構造物	クラス１支持構造物の規定を準用	トラニオンは容器をクレーンで取扱うための部位であり，輸送時は容器を支持することから，設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３支持構造物に区分されると考えられる。 しかし，容器本体との整合を取り，構造強度評価手法はクラス１支持構造物を準用する。

1.3.2.　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，構内用輸送容器の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図 1-3-1 に示すハンドリングフローに基づき，構内用輸送容器の取扱い及び共用プールまでの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表 1-3-2 に示す。

1）設計事象Ⅰ

容器本体及び蓋には，収納する燃料の発熱により内圧及び熱による応力が発生する。また，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには取扱い時の吊上げによる応力，及び構内輸送時における固縛荷重による応力が発生する。

2）設計事象Ⅱ

容器本体及び蓋には，輸送架台への衝突（取扱いモード No.3），搬送架台への衝突（取扱いモード No.7），転倒防止台座への衝突（取扱いモード No.9）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモード No.10）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，輸送架台への衝突（取扱いモード No.3），搬送架台への衝突（取扱いモード No.7），転倒防止台座への衝突（取扱いモード No.9）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモード No.10）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには，輸送架台への衝突（取扱いモード No.3）及び搬送架台への衝突（取扱いモード No.7）の加速度における荷重がかかり，応力が発生する。

3）設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

構内用輸送容器を取扱う設備及び運用においては，クレーンワイヤ及び吊具の二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，構内用輸送容器の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

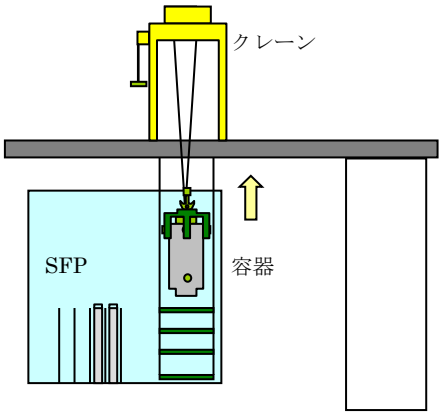
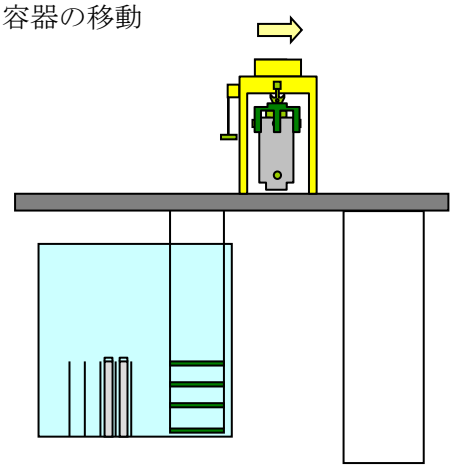
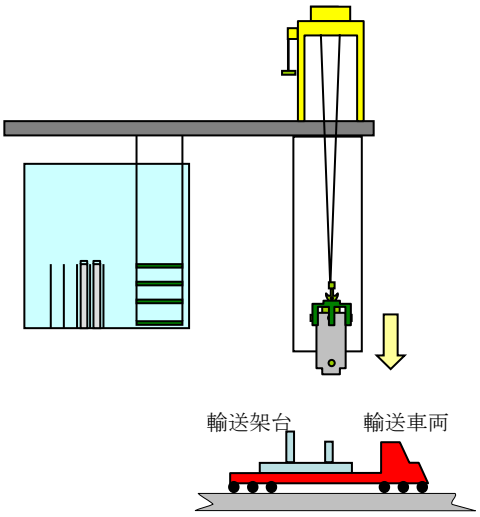
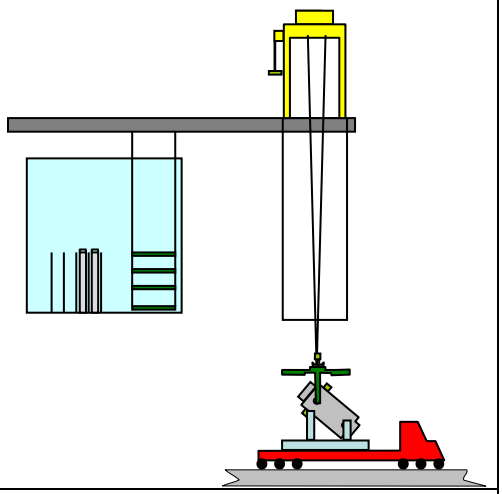
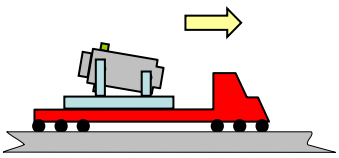
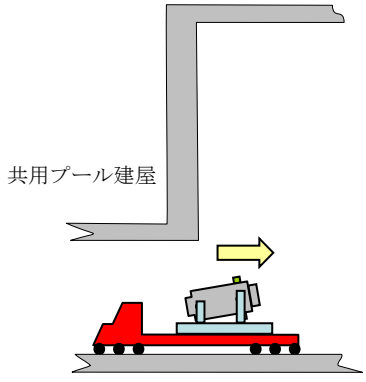
<table>
<tr><th>No.</th><th>取扱いモード</th><th>No.</th><th>取扱いモード</th></tr>
<tr><td>1</td><td>プールからの容器の吊上げ
 
</td><td>2</td><td>容器の移動
  </td></tr>
<tr><td>3</td><td>容器の吊下し
 
</td><td>4</td><td>輸送車両への積載
  </td></tr>
<tr><td>5</td><td>構内輸送（３号機→共用プール）
  </td><td>6</td><td>共用プール建屋への搬入
 
</td></tr>
</table>

図 1-3-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（1/2）

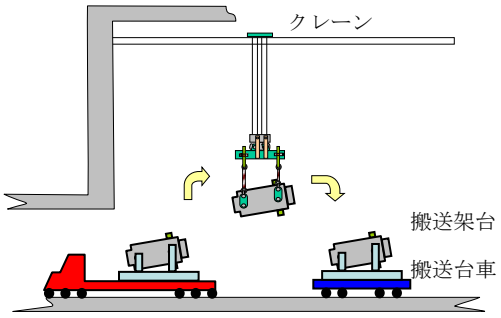
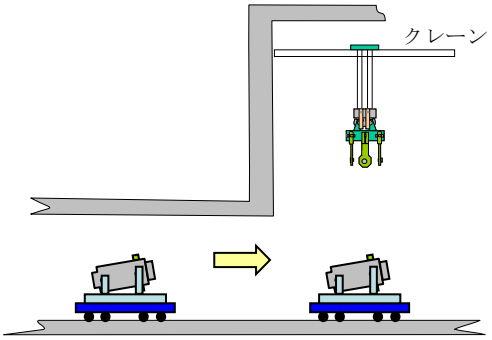
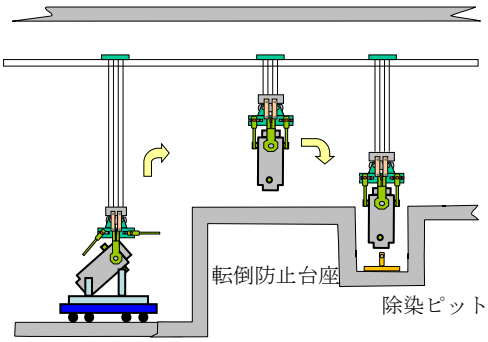
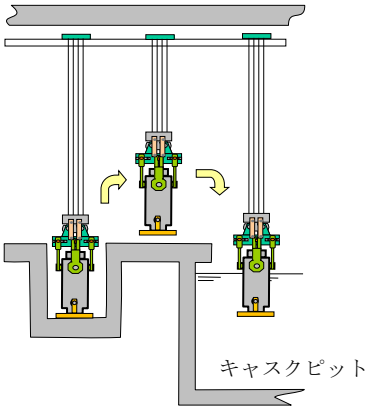
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
7	搬送台車への積載 	8	キャスク取扱室への移動 
9	除染ピットへの移動 	10	キャスクピットへの移動 

図 1-3-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（2/2）

表 1-3-2　設計事象の抽出（1/2）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
構内用輸送容器の落下	輸送車両取扱い時の落下（No.5）	固定ボルトの取付け不良	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 容器は輸送車両に複数のボルトで固縛されていることを確認 ● 容器は輸送車両で徐行して輸送 ● 輸送経路は輸送に関係する人及び車両以外の立入を制限	×		×
	搬送台車取扱い時の落下（No.8）	固定ボルトの取付け不良	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 容器は搬送台車に複数のボルトで固縛されていることを確認 ● 搬送台車はレール上を走行し，走行範囲インターロック及び障害物検知装置を有している	×		×
	クレーン取扱時の落下（No.1,2,3,4,7,9,10）	吊具の取付け不良（３号機）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 吊具の二重化 ● 始業前の吊具点検 ● 取付け後の外れ止めを設置 ● 取付け状態の ITV による目視確認 ● 取付け状態の吊具アーム部のリミットスイッチによる確認 ● 地切り後の ITV による取付け状態の確認，クレーンの荷重確認	×		×
		吊具の取付け不良（共用プール）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 吊具の二重化 ● 始業前の吊具点検 ● 取付け後の外れ止めを設置 ● 取付け状態の作業員による確認	×		×
		ワイヤーロープ及び吊具の破断（３号機）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● ワイヤーロープ及び吊具の二重化 ● 始業前のワイヤーロープ，吊具点検	×		×
		ワイヤーロープ及び吊具の破断（共用プール）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● ワイヤーロープ及び吊具の二重化 ● 始業前のワイヤーロープ，吊具点検	×		×

表 1-3-2　設計事象の抽出（2/2）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
構内用輸送容器の衝突	クレーン移動時（走行，横行）の衝突 (No. 2, 7, 9, 10)	ブレーキの故障（３号機）	以下の対策，設計により容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● ＩＴＶにより移動経路に障害物がないことの確認 ● 走行及び横行それぞれの制御盤（シーケンサ、インバータ等）による停止機能の作動	×		×
		ブレーキの故障（共用プール）	以下の対策，設計により容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● 容器移動前に移動経路に障害物がないことの確認 ● 走行及び横行それぞれの制御盤（シーケンサ、インバータ等）による停止機能の作動	×		×
		操作員の誤操作（３号機）	以下の対策，設計により構内輸送容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● クレーンの横行走行範囲に制限機能を設定 ● ＩＴＶにより移動経路に障害物がないことの確認	×		×
		操作員の誤操作（共用プール）	以下の対策，設計により構内輸送容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● クレーンの横行走行範囲に制限機能を設定 ● 容器移動前に移動経路に障害物がないことの確認	×		×
	クレーン吊下げ時の衝突（垂直吊り） (No. 3, 4, 9, 10)	ブレーキの故障	以下の設計により容器の輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットへ衝突を防止する ● 巻上げ装置ブレーキを二重化	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，容器は巻下げ速度で輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/s で，構内用輸送容器が輸送架台，転倒防止台座，キャスクピットに衝突する場合を，設計事象として抽出。	○
	クレーン吊下げ時の衝突（水平吊り） (No. 7)	ブレーキの故障	以下の設計により容器の搬送架台へ衝突を防止する ● 巻上げ装置ブレーキを二重化	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，容器は巻下げ速度で搬送架台に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/s で，容器が搬送架台に衝突する場合を，設計事象として抽出。	○

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，構内用輸送容器に発生する荷重を評価する。

1）内圧

内圧は，除熱評価結果から設定した容器内部水の温度（℃）から，下記の通り設定した。

① 容器内部水及び気体の熱膨張を考慮した場合の内圧

(a) 容器本体及び一次蓋の内圧

容器本体及び一次蓋の内圧は 0.6（MPa）とする。

(b) 二次蓋の内圧

二次蓋の内圧は 0.45（MPa）とする。

② 容器内部水及び気体の熱膨張に加えて，燃料破損による燃料棒内のガス放出を考慮した場合の内圧（最高使用圧力）

(a) 容器本体及び一次蓋の最高使用圧力

容器本体及び一次蓋の最高使用圧力は 2.0（MPa）とする。

(b) 二次蓋の最高使用圧力

二次蓋の最高使用圧力は 1.4（MPa）とする。

③ 試験時圧力

(a) 容器本体及び一次蓋の試験時圧力

容器本体及び一次蓋の試験時圧力は 3.0（MPa）とする。

(b) 二次蓋の試験時圧力

二次蓋の試験時圧力は 2.1（MPa）とする。

2）熱荷重

構内用輸送容器に発生する熱応力は除熱評価結果より得られた温度分布を用いて評価する。

3）設計事象Ⅰの加速度

取扱い時及び構内輸送時の加速度

①取扱い時（吊上げ時）

構内用輸送容器を吊り上げる際に発生する加速度は以下のとおり。なお，吊上げ時の姿勢は縦姿勢である。

・容器軸方向加速度：1.32（G）

②構内輸送時

構内用輸送容器を構内輸送する際に発生する加速度は以下のとおり。なお，構内輸送時の姿勢は横姿勢である。

・前後方向加速度：2.0（G）

・上方向加速度：2.0（G）
・下方向加速度：3.0（G）（自重を考慮）
・左右方向加速度：1.0（G）

4）設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に構内用輸送容器が有する運動エネルギーを被衝突物（輸送架台，搬送架台，転倒防止台座）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

①輸送架台への衝突（取扱いモードNo.3）

縦姿勢で構内用輸送容器の下部トラニオンが輸送架台後部支持脚にクレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器の有する運動エネルギーを輸送架台後部支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

$$\alpha = 1 + \sqrt{1 + \frac{K \cdot V^2}{m \cdot g^2}} \qquad (1)$$

ただし，α：衝撃加速度（G）

Ｋ：輸送架台後部支持脚の圧縮変形バネ定数（2.882×10^{10}N/m）

Ｖ：クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

ｍ：構内用輸送容器の質量（4.63×10^{4}kg）

ｇ：重力加速度（9.8m/s^2）

発生する衝撃加速度は3.25Gとなり，余裕をみて4.0Gを評価加速度とする。

②構内用輸送容器の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモードNo.7）

横姿勢で構内用輸送容器を搬送台車上の搬送架台に積載する際に，構内用輸送容器が搬送台車上の搬送架台に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器を剛体として，構内用輸送容器の有する運動エネルギーを搬送架台支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：搬送架台前後部支持脚の圧縮変形バネ定数（5.738×10^{10}N/m）

Ｖ：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は4.01Gとなり，余裕をみて5.0Gを評価加速度とする。

③転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.9，10）

縦姿勢で構内用輸送容器が転倒防止台座に共用プールの天井クレーンの巻下げ速

度（0.025m/s）で衝突する場合及び，転倒防止台座を取り付けた構内用輸送容器がキャスクピット床面に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

床面を剛体として，容器の有する運動エネルギーを転倒防止台座のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：転倒防止台座の圧縮変形バネ定数（4.407×10^{11}N/m）

Ｖ：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は8.93Gとなり，余裕をみて9.0Gを評価加速度とする。

5) 各設計事象における荷重条件

構内用輸送容器の各設計事象における荷重条件を表 1-3-3～表 1-3-5 に示す。なお，構内用輸送容器の設計事象及び荷重条件については，抽出された事象のうち最大の荷重が作用する場合について示す。

表 1-3-3　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa (二次蓋は 1.4MPa) ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの ・構内輸送時荷重 ・吊上げ時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
I	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa (二次蓋は 0.45MPa) ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa (二次蓋は 0.45MPa) ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向：1.32G （自重を考慮） 熱荷重

表 1-3-3　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.7）	－	内圧：0.6MPa （二次蓋は0.45MPa） ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G （自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.9） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.10）	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.3）	内圧：0.6MPa （二次蓋は0.45MPa） ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：9.0G （自重を考慮） 熱荷重
試験状態	試験時	－	試験時圧力：3.0MPa （二次蓋は2.1MPa） ボルト初期締付け力

表 1-3-4　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	搬送架台への衝突時荷重[*1] 下方向：5.0G （自重を考慮）
Ⅰ	構内輸送時	吊上げ時	構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
Ⅱ	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.7）	－	搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G （自重を考慮）
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.9） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.10）	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.3）	転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：9.0G （自重を考慮）

*1 設計時のうち荷重条件が最も厳しいのは搬送架台への衝突荷重である

表 1-3-5　荷重条件（トラニオン）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件			
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	―	構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
	吊上げ時	―	吊上げ荷重 下方向：1.32G （自重を考慮）
Ⅱ	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.3）	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.7）*1	輸送架台への衝突時荷重 下方向：4.0G （自重を考慮）

*1 輸送架台への衝突（取扱いモードNo.3）は垂直姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は２本であるのに対して，搬送架台への衝突（取扱いモードNo.7）では横姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は４本である。このため，構内用輸送容器への荷重は取扱いモード No.7 の方が大きいものの，トラニオンあたりに作用する荷重は取扱いモードNo.3の方が大きくなる。以上から，設計事象としては取扱いモードNo.3が抽出される。

1.3.4.　設計基準

1）容器本体及び蓋

容器本体及び蓋は設計・建設規格 クラス 1 容器に関する規定 PVB-3000 に準じて評価を実施する。容器本体及び蓋の許容応力を表 1-3-6～表 1-3-11 に示す。

① 設計条件における許容応力

設計条件における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq S_m$

(b)　一次局部膜応力（P_L）

$P_L \leqq 1.5S_m$

(c)　一次膜＋一次曲げ応力（P_L+P_b）

$P_L+P_b \leqq 1.5S_m$

(d)　ボルトの平均引張応力（σ_m）

$\sigma_m \leqq S_m$

② 設計事象Ⅰ，Ⅱにおける許容応力

設計事象Ⅰ，Ⅱにおける応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）

$P_L+P_b+Q \leqq 3S_m$

(b)　平均せん断応力（τ）

$\tau \leqq 0.6S_m$

(c)　平均支圧応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq S_y$

(d)　圧縮応力（σ_c）

$\sigma_c \leqq B$

(e)　ボルトの平均引張応力（σ_m）

$\sigma_m \leqq 2S_m$

(f)　ボルトの平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）

$\sigma_m+\sigma_b \leqq 3S_m$

③ 試験状態における許容応力

試験状態における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq 0.9S_y$

(b)　一次局部膜応力（P_L）

$P_L \leqq 1.5(0.9S_y)$

(c)　一次一般膜＋一次曲げ応力（P_m+P_b）

$P_m+P_b \leqq 1.5(0.9S_y)$

2) バスケット

バスケットは設計・建設規格 炉心支持構造物に関する規定 CSS-3000 に準じて評価を実施する。バスケットの許容応力を表 1-3-12 に示す。

① 設計条件における許容応力

設計条件における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq S_m$

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力（P_m+P_b）

$P_m+P_b \leqq 1.5S_m$

② 設計事象Ⅰ，Ⅱにおける許容応力

設計事象Ⅰ，Ⅱにおける応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次＋二次応力（P_m+P_b+Q）

$P_m+P_b+Q \leqq 3S_m$

(b)　平均せん断応力（τ）

$\tau \leqq 0.6S_m$

(c)　平均支圧応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq S_y$

(d)　軸圧縮応力（σ_c）

$\sigma_c \leqq f_c$

3) トラニオン

トラニオン及びトラニオン取付けボルトは以下に示すとおり，設計・建設規格 クラス 1 支持構造物に関する規定 SSB-3000 に準じて評価を実施する。

設計事象Ⅰ，Ⅱにおけるトラニオン及びトラニオン取付けボルトの許容応力を表 1-3-13，表 1-3-14 に示す。

①トラニオンの一次応力の許容応力

一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　引張応力（σ_t）

$\sigma_t \leqq f_t$

(b)　せん断応力（σ_s）

$\sigma_s \leqq f_s$

(c)　圧縮応力（σ_c）

$\sigma_c \leqq f_c$

(d)　曲げ応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq f_b$

(e)　組合せ応力（σ_T）

$\sigma_T \leqq f_t$

② トラニオンの一次＋二次応力の許容応力

一次＋二次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　引張応力及び圧縮応力（σ_t）

$\sigma_t \leqq 3f_t$

(b)　せん断応力（σ_s）

$\sigma_s \leqq 3f_s$

(c)　曲げ応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq 3f_b$

③ トラニオン取付けボルトの許容応力

応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　引張応力（σ_t）

$\sigma_t \leqq f_t$

表 1-3-6　胴及び底板の許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	123	
	一次局部膜応力	P_L	184	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	184	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	369	
	平均せん断応力	τ	73	
	平均支圧応力	σ_b	184	
	圧縮応力	σ_c	95	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	165	
	一次局部膜応力	P_L	247	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	247	

材質：　GLF1 相当材（ASTM A350M Gr. LF5 Cl.1）

設計温度：　135（℃）

表 1-3-7　一次蓋の許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	153	
	一次局部膜応力	P_L	229	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	229	

材質：　SUSF304

設計温度：　100（℃）

表 1-3-8　ポートカバーの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	143	
	一次局部膜応力	P_L	214	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	214	

材質：　SUS304

設計温度：　135（℃）

表 1-3-9　二次蓋，二次蓋ポートカバーの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	155	
	一次局部膜応力	P_L	232	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	232	

材質：　SUSF304

設計温度：　95（℃）

表 1-3-10　一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルトの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	平均引張応力	σ_m	216	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	平均引張応力	σ_m	432	
	平均引張応力＋曲げ応力	$\sigma_m+\sigma_b$	648	

材質：　SUS630 H1150

設計温度：　135（℃）

表 1-3-11　二次蓋ポートカバーボルトの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	平均引張応力	σ_m	223	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	平均引張応力	σ_m	446	
	平均引張応力＋曲げ応力	$\sigma_m + \sigma_b$	669	

材質：　SUS630 H1150

設計温度：　95（℃）

表 1-3-12　バスケットの許容応力

設計事象	応力分類		記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力		P_m	133	
	一次一般膜＋曲げ応力		P_m+P_b	199	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力		P_m+P_b+Q	399	
	平均せん断応力		τ	79	
	平均支圧応力		σ_b	150	
	軸圧縮応力	バスケット長手方向	σ_c	34	
		上記以外		84	

材質：　ボロン添加ステンレス鋼

設計温度：　170（℃）

表 1-3-13　トラニオンの許容応力

設計事象	応力分類		記号	許容値 [MPa]	備考
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次応力	引張応力	σ_t	394	
		せん断応力	σ_s	227	
		圧縮応力	σ_c	383	
		曲げ応力	σ_b	537	
		組合せ応力 （垂直応力とせん断応力）	σ_T	394	
	一次＋ 二次応力	引張応力及び圧縮応力	σ_t	1182	
		せん断応力	σ_s	681	
		曲げ応力	σ_b	1611	

材質：　SUS630 H1150

設計温度：　135（℃）

表 1-3-14　トラニオン取付けボルトの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計事象Ⅰ，Ⅱ	引張応力	σ_t	318	

材質：　SNB23-3

設計温度：　135（℃）

1.3.5. 評価方法及び評価モデル

1.3.5.1. 容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所を図 1-3-2～1-3-3 に示す。荷重条件は表 1-3-3 に示したとおりである。

1）設計条件

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 最高使用圧力，ボルト初期締付け力，機械的荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

(a) 最高使用圧力による応力

最高使用圧力により発生する一次一般膜応力(P_m)及び，一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)は(2)式で計算する。なお，一次局部膜応力(P_L)は発生しない。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{1.24 \cdot P \cdot r^2}{t^2} \\ \sigma_y &= \sigma_x \\ \sigma_z &= -P\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (2)$$

ここで，

P　：最高使用圧力

r　：ポートカバーOリング平均半径

二次蓋ポートカバーは締付けボルトピッチ円半径

t　：ポートカバー最小板厚

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力及びガスケット締付による平均引張応力

最高使用圧力におけるボルト荷重及びガスケット（Oリング）締付時のボルト荷重により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{m1} &= \frac{W_{m1}}{A} \\ W_{m1} &= H + H_p\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (3)$$

ここで，

W_{m1}　：必要な最小ボルト荷重

A　：全数のボルト最小断面積

H　：フランジに加わる最高使用圧力による全荷重

H_p　：気密を十分保つために，Oリング又は継手接触面にかける圧縮

力（ゴム製Oリングのため Hp=0N）

また，ガスケット（Oリング）締付け時の平均引張応力（σ_{m2}）は(4)式で計算する。

$$\sigma_{m2}=\frac{W_{m2}}{A} \quad \cdots\cdots (4)$$

ここで，

W_{m2}　：ガスケット締付時に必要な最小ボルト荷重（ゴム製Oリングのため W_{m2}=0N）

2）設計事象Ⅰ　構内輸送時

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，構内輸送時の機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力（τ）が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_b）は(5)式で計算する。

$$\sigma_b=\frac{m_b \cdot G_z}{A_b} \quad \cdots\cdots (5)$$

ここで，

m_b　：バスケットの質量

G_z　：後方向加速度

A_b　：接触面積

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

$$\sigma_c=\frac{m_c \cdot G_z}{A_c} \quad \cdots\cdots (6)$$

ここで，

m_c　：容器の質量

G_z　：後方向加速度

A_c　：胴の断面積

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，構内輸送時の機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7) 式で計算する。

$$\sigma_{m3}=\frac{F_s}{A_S} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (7)$$

ここで,

F_S　　：ボルト初期締付け力

A_S　　：ボルト最小断面積

(c) 構内輸送時に作用する加速度による平均引張応力

構内輸送時に作用する加速度により発生する平均引張応力（σ_{m4}）は(8)式で計算する。

$$\sigma_{m4}=\frac{mG}{A} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (8)$$

ここで,

m　　：作用する質量

G　　：加速度

A　　：全数のボルト最小断面積

(d) 構内輸送時に作用する加速度による曲げ応力

構内輸送時に作用する加速度によって発生する曲げ応力（σ_b）は(9)式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{1}{n} \cdot \frac{mG\ell_b}{8Z} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (9)$$

ここで,

n　　：ボルト本数

m　　：作用する質量

G　　：加速度

ℓ_b　　：ボルト長さ

Z　　：ボルトの断面係数

なお，二次蓋ポートカバーボルトには取付け構造上，曲げ応力は発生しない。

3）設計事象Ⅰ　吊上げ時

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，吊上げ時の機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，吊上げ時の機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 吊上げ時に作用する加速度による平均引張応力

吊上げ時に作用する加速度による平均引張応力（σ_{m4}）は発生しない。

(d) 吊上げ時に作用する加速度による曲げ応力

吊上げ時に作用する加速度による曲げ応力（σ_b）は発生しない。

4）設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，搬送架台への衝突による機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力（τ）が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_b）は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，搬送架台への衝突による機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 搬送架台への衝突時に作用する加速度による平均引張応力

搬送架台への衝突時に作用する加速度により発生する平均引張応力（σ_{m4}）は(8)式で計算する。

なお，一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルトには，搬送架台への衝突時に作用する加速度による平均引張応力（σ_{m4}）は発生しない。

(d) 搬送架台への衝突時に作用する加速度による曲げ応力

搬送架台への衝突時に作用する加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は(9)式で計算する。

なお，二次蓋ポートカバーボルトには，搬送架台への衝突時に作用する加速度により曲げ応力（σ_b）は発生しない。

5）設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢）

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，転倒防止台座への衝突による機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，転倒防止台座への衝突による機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による平均引張応力

転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による平均引張応力(σ_{m4})は発生しない。

(d) 転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による曲げ応力

転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による曲げ応力（σ_b）は発生しない。

6）試験状態

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 試験時圧力，ボルト初期締付け力による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

(a) 試験時の圧力による応力

試験時圧力により発生する一次一般膜応力(P_m)及び，一次一般膜＋曲げ応力(P_m+P_b)は(2)式で計算する。なお，一次局部膜応力(P_L)は発生しない。

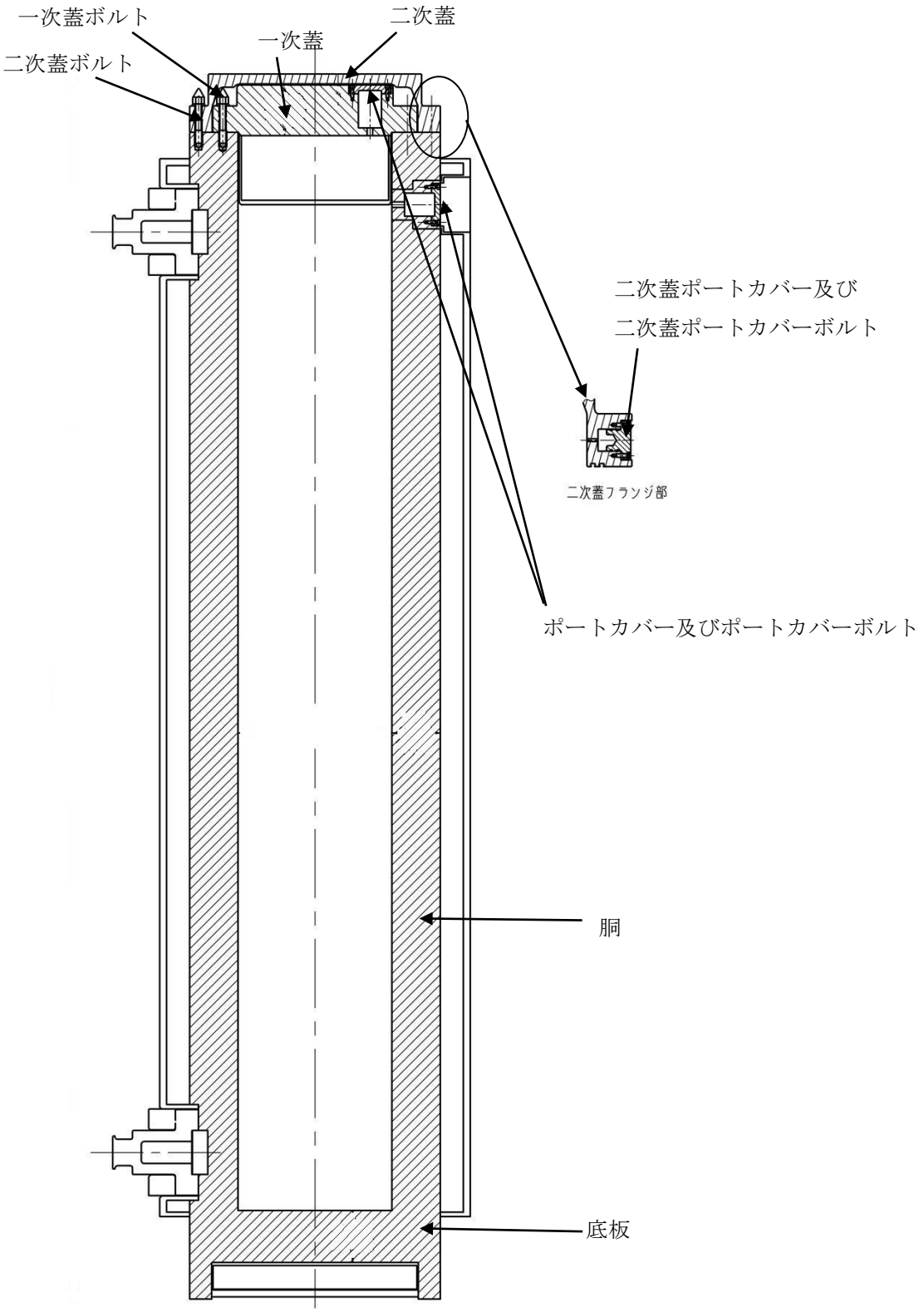


図1-3-2　容器本体及び蓋の応力評価箇所

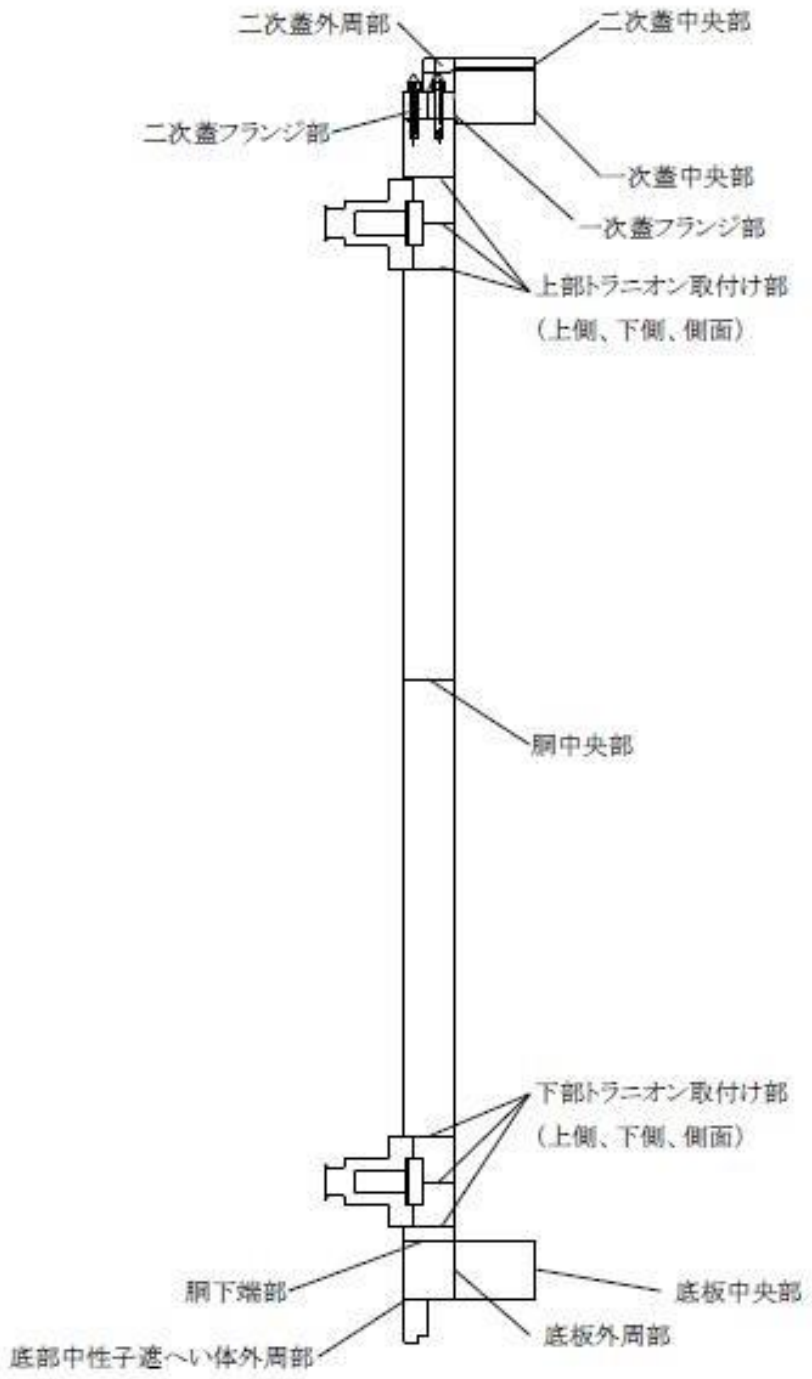


図1-3-3　容器本体及び蓋の応力評価箇所（胴，底板，蓋の詳細）

1.3.5.2. バスケット

バスケットの応力評価箇所を図1-3-4に示す。荷重条件は表1-3-4に示したとおりである。

1）設計条件

①一次一般膜応力

最大応力が発生する箇所は，搬送架台への衝突時の図 1-3-4 の評価点②である。評価点②の一次一般膜応力(P_m)は，(10)式で計算する。

$$P_m = \frac{m_2 G_X}{A_2} \quad \cdots\cdots (10)$$

m_2　：評価点②に作用する質量

A_2　：評価点②の断面積

G_X　：加速度

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

最大応力が発生する箇所は，搬送架台への衝突時の図 1-3-4 の評価点③である。

評価点③の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m＋P_b)は，(11)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned} P_m &= \frac{m_3 G_X}{A_3} \\ P_b &= \frac{M_3}{Z_3} \\ M_3 &= \frac{m_3 G_X l_3}{8} \end{aligned}\right\} \cdots\cdots (11)$$

ここで，

m_3　：評価点③に作用する質量

G_X　：加速度

A_3　：評価点③の断面積

M_3　：評価点③に生じる曲げモーメント

Z_3　：評価点③における枠板の断面係数

l_3　：格子支持板のピッチ

2）設計事象Ⅰ　構内輸送時

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は，(11)式で計算する一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m+P_b)である。

② 平均せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点⑤(枠板の組合せ部)である。

左右方向加速度により発生する平均せん断応力(τ)は，(12)式で計算する。

$$\tau = \frac{m_5 G_Y}{A_5} \quad \cdots\cdots (12)$$

ここで，

m_5　：評価点⑤に作用する質量

A_5　：評価点⑤の断面積

G_Y　：加速度

③ 平均支圧応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点②である。平均支圧応力(σ_b)は(10)式で計算する。

④ 軸圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点②である。軸圧縮応力(σ_c)は(10)式で計算する。

3）設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は，(11)式で計算する一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m+P_b)である。

② 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)は発生しない。

③ 平均支圧応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点②である。平均支圧応力(σ_b)は(10)式で計算する。

④ 軸圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点②である。軸圧縮応力(σ_c)は(10)式で計算する。

4）設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢）

① 一次＋二次応力

転倒防止台座への衝突時の荷重は枠板断面に均等に加わるため枠板には圧縮応力が発生する。また，熱荷重は発生しない。

転倒防止台座への衝突に発生する一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は(13)式で計算する。

$$P_m + P_b + Q = \frac{m_A G_Z}{A_A} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (13)$$

ここで,

m_A　：バスケットの質量

A_A　：枠板の総断面積

G_Z　：加速度

② 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)は発生しない。

③ 平均支圧応力

平均支圧応力(σ_b)は①一次＋二次応力と同じである。

④ 軸圧縮応力

軸圧縮応力(σ_c)は①一次＋二次応力と同じである。

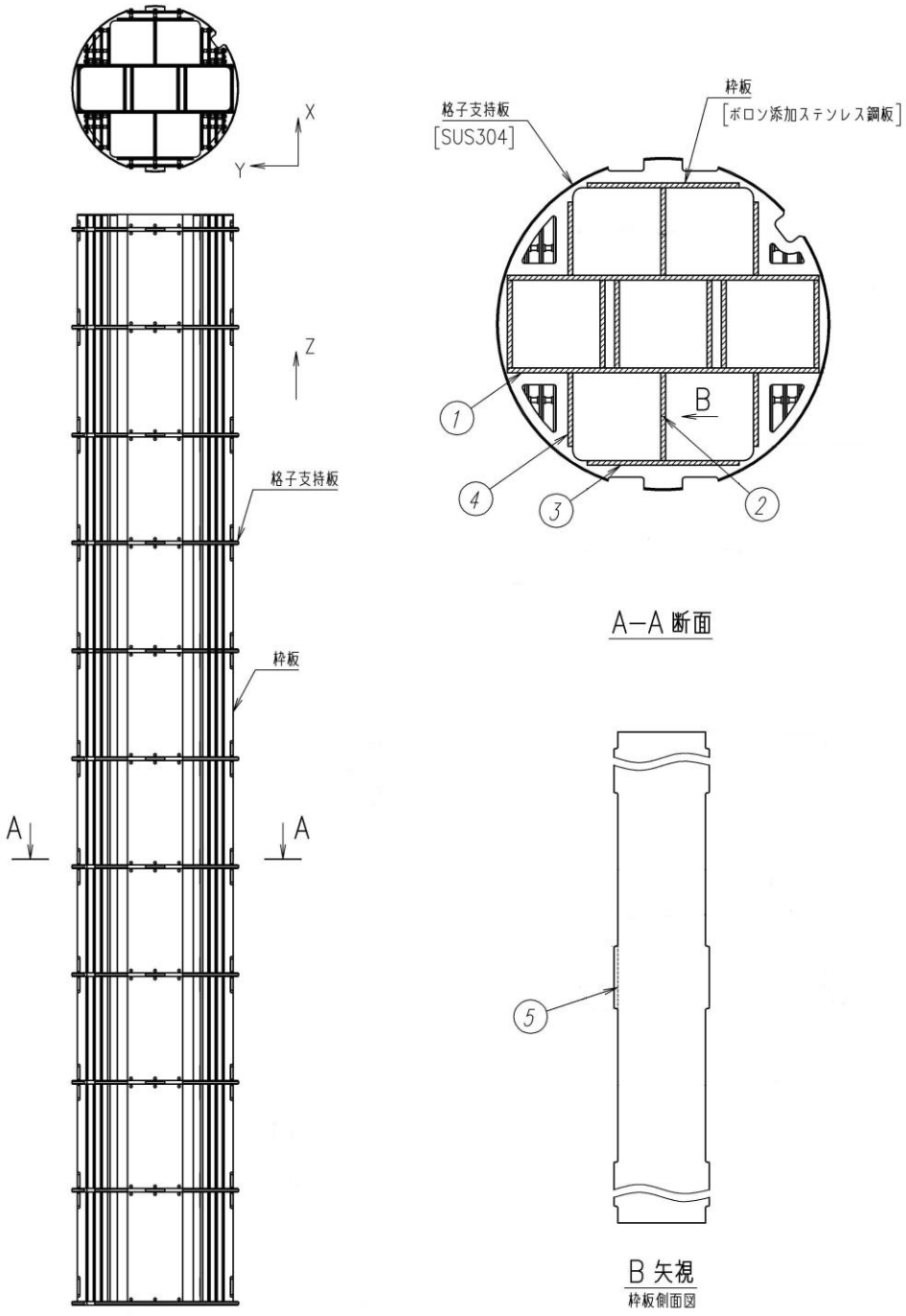


図1-3-4　バスケットの応力評価箇所

1.3.5.3. トラニオン

トラニオン応力評価箇所を図 1-3-5 に示す。荷重条件は表 1-3-5 に示したとおりである。

１）設計事象Ⅰ　構内輸送時

① トラニオン

(a) せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点②である。

前後方向加速度及び下方向加速度により発生するせん断応力（σ_s）は，(14)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_S &= \frac{F_m}{A_2} \\ F_m &= \sqrt{\left(\frac{m}{4}\cdot G_X\right)^2+\left(\frac{m}{2}\cdot G_Z\right)^2}\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (14)$$

ここで，

F_m　：構内輸送時に下部トラニオンに作用する荷重

m　：容器の質量

A_2　：評価点の断面積

G_X　：下方向加速度

G_Z　：前後方向加速度

(b) 曲げ応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点②である。前後方向加速度及び下方向加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は，(15)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_b &= \frac{M_2}{Z_2} \\ M_2 &= F_m \cdot L_2\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (15)$$

ここで，

M_2　：評価点に生じる曲げモーメント

Z_2　：評価点の断面係数

F_m　：構内輸送時に下部トラニオンに作用する荷重　(14)式のとおり

L_2　：評価点と荷重作用位置との距離

(c) 引張応力及び圧縮応力

構内輸送時は図1-3-5の上部及び下部トラニオンと輸送架台間の摩擦力により左右方向加速度による荷重を支持する。したがって引張応力と圧縮応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の評価点②である。左右方向加速度により発生する評価点②の引張応力(σ_t)及び圧縮応力(σ_c)は，(16)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_t &= \sigma_c = \frac{F_{m2}}{A_2}\\ F_{m2} &= \frac{m}{4}\cdot G_Y\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (16)$$

F_{m2} ：構内輸送時に上部及び下部トラニオンに作用する荷重

m ：容器の質量

A_2 ：評価点の断面積

G_Y ：左右方向加速度

(d) 組合せ応力

垂直応力(σ)とせん断応力(σ_S)との組合せ応力(σ_T)は，(17)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_T &= \sqrt{\sigma^2 + 3\cdot\sigma_S^2}\\ \sigma &= \sigma_b + \sigma_t = \sigma_b + \sigma_c\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (17)$$

ここで，

σ ：評価点における垂直応力

σ_b ：評価点における曲げ応力

σ_t，σ_c ：評価点における引張応力及び圧縮応力

σ_S ：評価点におけるせん断応力

また，圧縮応力(σ_c)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力は，(18)式で計算する。

$$\frac{|\sigma_c|}{f_c} + \frac{|{}_c\sigma_b|}{f_b} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{|{}_t\sigma_b| - |\sigma_c|}{f_t} \leqq 1 \quad \cdots\cdots (18)$$

ここで，$|{}_c\sigma_b| = |{}_t\sigma_b| = \sigma_b$，$|\sigma_c| = \sigma_c$である。

また，引張応力(σ_t)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力は，(19)式で計算する。

$$\frac{|\sigma_t| + |{}_t\sigma_b|}{f_t} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{|{}_c\sigma_b| - |\sigma_t|}{f_b} \leqq 1 \quad \cdots\cdots (19)$$

ここで，$|{}_c\sigma_b| = |{}_t\sigma_b| = \sigma_b$，$|\sigma_b| = \sigma_t$である。

(e) 一次＋二次応力

容器の熱膨張による応力は無視できるため，トラニオンに発生する一次＋二次応力は(a)せん断応力(σ_S)，(b)曲げ応力(σ_b)，(c)引張応力(σ_t)及び圧縮応力(σ_c)と同じである。

② トラニオン取付けボルト

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点③である。

トラニオンにモーメント荷重及び引張荷重が作用する場合にトラニオン取付けボルトに発生する引張応力(σ_t)は，(20)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_t &= \frac{M_3}{Z_b} + \frac{1}{16} \bullet \frac{F_{m2}}{S_b} \\ M_3 &= F_m \cdot L_3\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (20)$$

ここで，

F_m　：構内輸送時に下部トラニオンに作用する荷重　(14)式のとおり

F_{m2}　：構内輸送時に上部及び下部トラニオンに作用する荷重

L_3　：評価点と荷重作用位置との距離

Z_b　：トラニオン取付けボルトの断面係数

S_b　：トラニオン取付けボルトの最小断面積

2）設計事象Ⅰ　吊上げ時

① トラニオン

(a) せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の上部トラニオンの評価点①である。

吊上げ荷重により発生するせん断応力(σ_S)は，(21)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_S &= \frac{F_{m3}}{A_1} \\ F_{m3} &= \frac{m}{2} \cdot G_Z\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (21)$$

ここで，

F_{m3}　：吊上げ時に上部トラニオンに作用する荷重

m　：容器の質量

A_1　：評価点の断面積

G_Z　：吊上げ加速度

(b) 曲げ応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の上部トラニオンの評価点①である。吊上げ荷重により発生する曲げ応力(σ_b)は，(15)式で計算する。

(c) 引張応力及び圧縮応力

吊上げ時には引張応力(σ_t)及び圧縮応力(σ_c)は発生しない。

(d) 組合せ応力

垂直応力(σ)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力(σ_T)は，(17)式で計算する。

(e) 一次＋二次応力

容器の熱膨張による応力は無視できるため，トラニオンに発生する一次＋二次応力は(a)せん断応力(σ_S)，(b)曲げ応力(σ_b)と同じである。

② トラニオン取付けボルト

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の上部トラニオンの評価点③である。

トラニオンにモーメント荷重が作用する場合にトラニオン取付けボルトに発生する引張応力(σ_t)は，(22)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_t &= \frac{M_3}{Z_b}\\ M_3 &= F_{m3}\cdot L_3\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (22)$$

ここで，

M_3　：評価点に生じる曲げモーメント

L_3　：評価点と荷重作用位置との距離

Z_b　：トラニオン取付けボルトの断面係数

3）設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突

① トラニオン

(a) せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点②である。

衝突荷重により発生するせん断応力(σ_s)は，(21)式で計算する。

(b) 曲げ応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点②である。衝突荷重により発生する曲げ応力(σ_b)は，(15)式で計算する。

(c) 引張応力及び圧縮応力

輸送架台への衝突時には引張応力(σ_t)及び圧縮応力(σ_c)は発生しない。

(d) 組合せ応力

垂直応力(σ)とせん断応力(σ_S)との組合せ応力(σ_T)は，(17)式で計算する。

(e) 一次＋二次応力

容器の熱膨張による応力は無視できるため，トラニオンに発生する一次＋二次応力は(a)せん断応力(σ_S)，(b)曲げ応力(σ_b)と同じである。

② トラニオン取付けボルト

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-5 の下部トラニオンの評価点③である。

トラニオンにモーメント荷重が作用する場合にトラニオン取付けボルトに発生する引張応力(σ_t)は，(22)式で計算する。

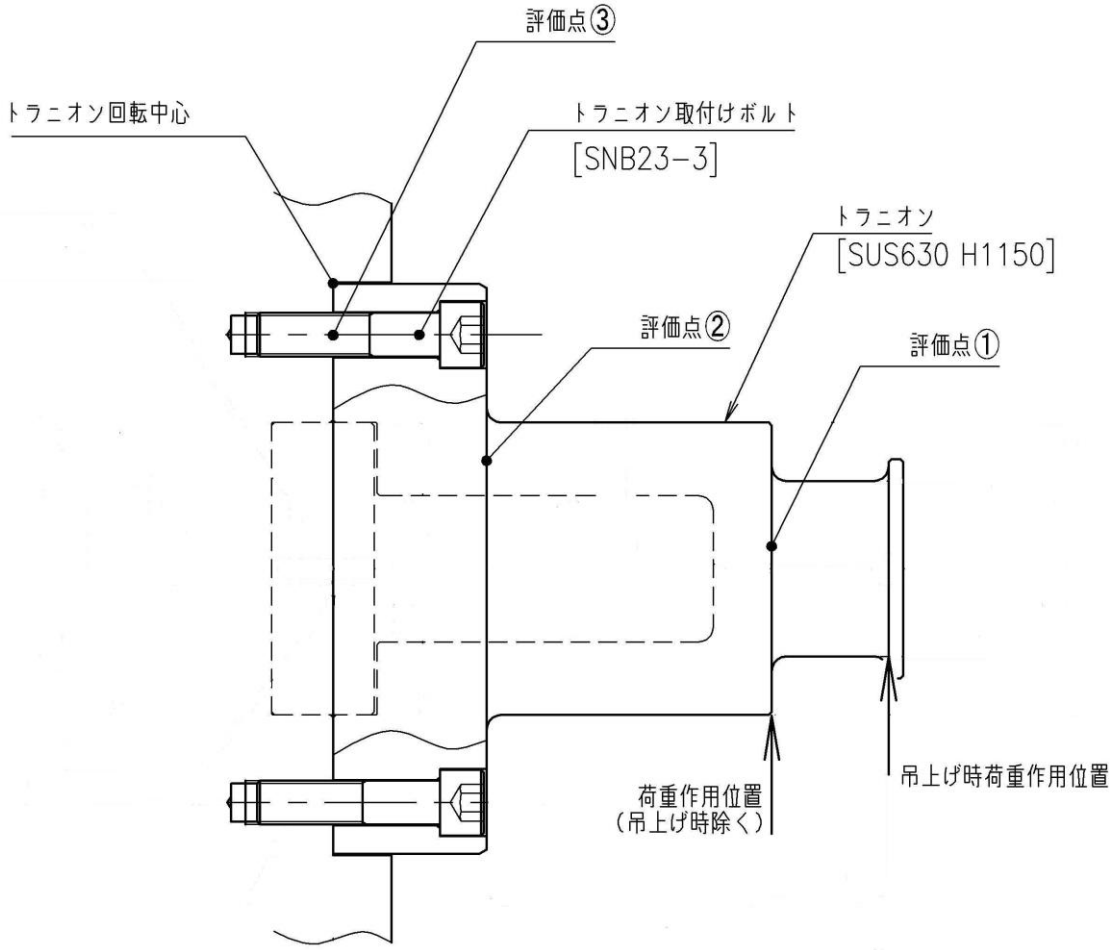


図1-3-5　トラニオンの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

評価結果を表1-3-15～表1-3-23に示す。いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，構内用輸送容器の構造健全性は維持される。

表 1-3-15　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）　1/2

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)		一次局部膜応力(P_L)		一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力(P_m+P_b)		一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	8	123	－	－	9	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	9	369
		試験状態	7	165			－	－	9	247	－	－
底板中央部		設計条件	5	123	－	－	10	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	21	369
		試験状態	3	165	－	－	－	－	6	247	－	－
底板外周部		設計条件	－	－	5	184	11	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	10	369
		試験状態	－	－	3	247	－	－	6	247	－	－
胴下端部		設計条件	－	－	13	184	23	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	17	369
		試験状態	－	－	5	247	－	－	10	247	－	－
底部中性子遮へい体外周部		設計条件	－	－	10	184	13	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	25	369
		試験状態	－	－	6	247	－	－	10	247	－	－
上部トラニオン取付け部		設計条件			11	184	22	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	21	369
		試験状態	－	－	7	247	－	－	10	247	－	－

表 1-3-15　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）　2/2

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力 (P_m+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
下部トラニオン取付け部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	－	－	18	184	32	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	32	369
		試験状態	－	－	7	247	－	－	9	247	－	－
一次蓋中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	9	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	4	411
		試験状態	3	153	－	－	－	－	10	229	－	－
一次蓋フランジ部		設計条件	－	－	7	205	9	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	8	411
		試験状態	－	－	8	229	－	－	8	229	－	－
二次蓋中央部		設計条件	61	137			102	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	34	411
		試験状態	92	155	－	－	－	－	154	232	－	－
二次蓋外周部		設計条件	－	－	36	205	64	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	25	411
		試験状態	－	－	46	232	－	－	95	232	－	－
二次蓋フランジ部		設計条件			9	205	18	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	9	411
		試験状態	－	－	13	232	－	－	27	232	－	－

表 1-3-16　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材質	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力 (P_m+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容値	計算値	許容値	計算値	許容値	計算値	許容値
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	411
		試験状態	3	143	－	－	26	214		
二次蓋 ポートカバー	SUSF304	設計条件	2	137	7	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	7	411
		試験状態	3	155	－	－	11	232	－	－

表 1-3-17　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	320	432	350	648
二次蓋ボルト		設計条件	125	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	334	432	352	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648
二次蓋ポートカバーボルト		設計条件	21	223	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	216	446	216	669

表 1-3-18　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	設計事象	平均支圧応力（σb）		圧縮応力（σc）	
		計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	Ⅰ，Ⅱ	2	184	－	－
胴	Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

表 1-3-19　バスケットの評価結果

（単位：MPa）

部位	応力の種類		設計条件		設計事象Ⅰ		設計事象Ⅱ				許容応力
					構内輸送時		搬送架台への衝突		転倒防止台座への衝突		
			計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	一次一般膜応力(Pm)		52	②	—	—	—	—	—	—	133
	一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		159	③	—	—	—	—	—	—	199
	一次＋二次応力(Pm+Pb+Q)		—	—	103	③	159	③	5	—	399
	平均せん断応力(τ)		—	—	1	⑤	—	—	—	—	79
	平均支圧応力(σb)		—	—	34	②	52	②	5	—	150
	軸圧縮応力(σc)	バスケット長手方向	—	—	—	—	—	—	5	—	34
		上記以外	—	—	34	②	52	②	—	—	84

表 1-3-20　トラニオンの評価結果

（単位：MPa）

部位	応力の種類		設計事象Ⅰ				設計事象Ⅱ		許容応力
			構内輸送時		吊上げ時		輸送架台への衝突		
			計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
トラニオン	一次応力	引張応力（σ_t）	5	②	—	—	—	—	394
		せん断応力（σ_S）	27	②	27	①	39	②	227
		曲げ応力（σ_b）	165	②	143	①	243	②	537
		圧縮応力（σ_c）	5	②	—	—	—	—	383
		組合せ応力（σ_T）	177	②	151	①	253	②	394
	一次＋二次応力	引張応力及び圧縮応力（σ_t）	5	②	—	—	—	—	1182
		せん断応力（σ_S）	27	②	27	①	39	②	681
		曲げ応力（σ_b）	165	②	143	①	243	②	1611

表 1-3-21　トラニオンの評価結果

評価点②の組合せ応力（圧縮応力＋曲げ応力）

評価式	σ_c（MPa）	σ_b ＊（MPa）	計算値	基準値
$\frac{\lvert\sigma_c\rvert}{f_c}+\frac{\lvert{}_c\sigma_b\rvert}{f_b}$	5	165	0.32	≦1
$\frac{\lvert{}_t\sigma_b\rvert-\lvert\sigma_c\rvert}{f_t}$	5	165	0.41	≦1

注記 ＊：$\lvert{}_c\sigma_b\rvert=\lvert{}_t\sigma_b\rvert=\sigma_b$である。

表 1-3-22　トラニオンの評価結果

評価点②の組合せ応力（引張応力＋曲げ応力）

評価式	σｔ（MPa）	σｂ＊（MPa）	計算値	基準値
$\frac{\lvert\sigma_t\rvert+\lvert{}_t\sigma_b\rvert}{f_t}$	5	165	0.44	≦1
$\frac{\lvert{}_c\sigma_b\rvert-\lvert\sigma_t\rvert}{f_b}$	5	165	0.30	≦1

注記 ＊：$\lvert{}_c\sigma_b\rvert=\lvert{}_t\sigma_b\rvert=\sigma_b$である。

表 1-3-23　トラニオン取付けボルトの評価結果

（単位：MPa）

部位	応力の種類		設計事象Ⅰ		設計事象Ⅱ	許容応力
			構内輸送時	吊上げ時	輸送架台への衝突	
			計算値	計算値	計算値	
トラニオン取付けボルト	一次応力	引張応力	168	96	228	318

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。

② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。

④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 1-3-6 に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

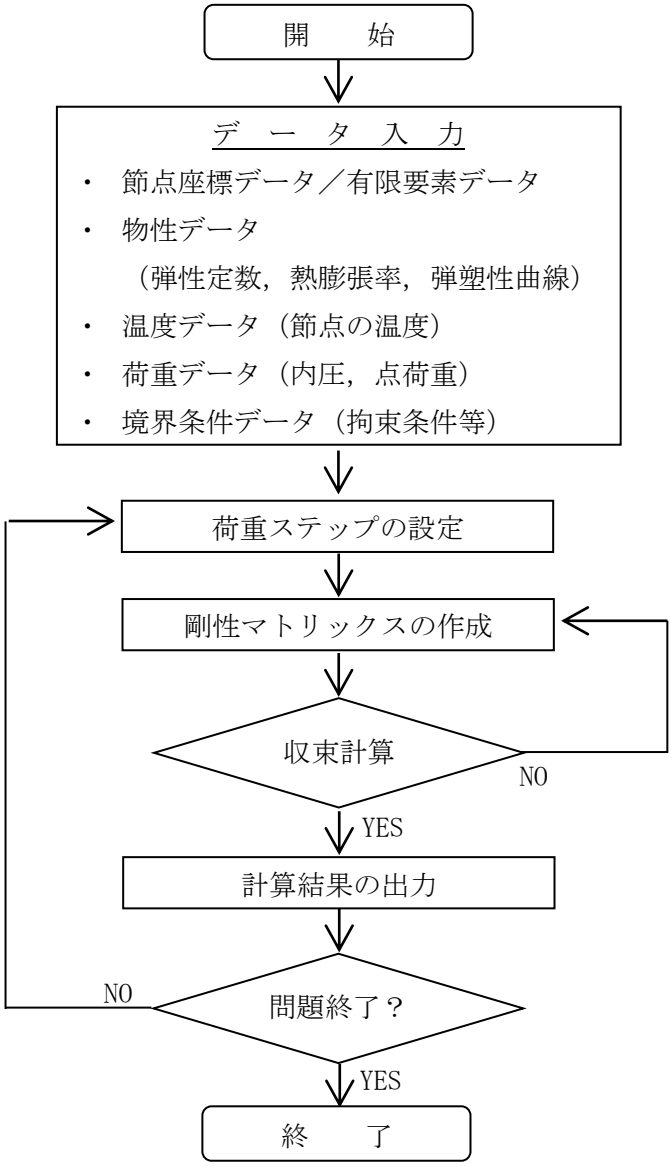


図 1-3-6 ABAQUS コードの応力解析フロー図

参考資料

容器内水の放射線分解による水素ガス発生について

１．容器内水の放射線分解による水素ガス発生

本構内用輸送容器のような密閉した槽内での容器内水の放射線分解により発生する水素ガスの水中濃度はある飽和値に達する。ここでは，水素ガス発生評価を以下に示す。

２．評価方法

「添付資料－２－１－３ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（４号機)」(NFT-12B 型)と同じく，類似の環境下における水の放射線分解による水素ガス定常濃度評価*1 をベースに，液相定常水素ガス濃度が照射線量率の平方根に比例する*2 として，水素ガス濃度の評価を行う。

３．評価結果および 4 号機構内用輸送容器(NFT-12B 型)との比較

水素ガス濃度の評価結果および，4 号機構内用輸送容器(NFT-12B 型)との比較を以下に示す。

	ガンマ線照射線量	水素ガス濃度
3 号機 構内用輸送容器	0.29Gy/s	1.24%
4 号機 構内用輸送容器(NFT-12B)	1Gy/s	2.4%

3 号機 構内用輸送容器のガンマ線照射量は，4 号機構内用輸送容器(NFT-12B 型)のガンマ線照射量より低く，水素ガス濃度も低くなっている。

水素ガス濃度 1.24%は，水素の爆発下限である空気との混合比 4%に対して十分低い値であり問題ない。

＊1 Sunaryo, 1993, “A Study on Yields and Chemical Behavior of Radiolysis Products of High Temperature Water”, University of Tokyo.

＊2 Y.Fujita, M.Ebihara, ″EVALUATION OF HYDROGEN YIELD IN SPENT FUEL TRANSPORT PACKAGE″ The 16th International Symposium on the Packaging and Transportation of radioactive Materials (PATRAM 2010), October 3-8 2010, London, UK Poster Session 210 (2010)

1.4. 除熱機能

1.4.1. 基本的な考え方

除熱設計にあたっては，燃料の健全性及び構内用輸送容器の安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，以下のとおり設計する。

a. 収納された使用済燃料より発生する崩壊熱は，容器内に充填した水及び空気の自然対流及び熱伝導により胴に伝える。
b. 胴に伝えられた熱は主として中性子遮へい部のレジン中に設けた伝熱フィンにより外筒に伝える。
c. 外筒に伝えられた熱は外筒から大気に放散する。

除熱機能の評価においては，収納する使用済燃料の最大崩壊熱量を考慮し，自然冷却により冷却されるものとして，除熱条件が厳しくなる横姿勢（輸送時）の各部の温度を求め，各部材料の制限温度を超えないことを評価する。

1.4.2.　設計基準

設計基準を表 1-4-1 に示す。

表 1-4-1　設計基準

対象部位		材質	設計基準	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	中性子遮へい材	レジン	使用可能温度	149	
	Oリング	ふっ素ゴム	使用可能温度	300	
	胴	低合金鋼	構造強度が確保される制限温度	350	
	蓋	ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	425	
	バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	200	
燃料被覆管		ジルカロイ－２	照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度*1, *2	200	8×8 燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料， 高燃焼度 8×8 燃料， 9×9 燃料

*1 平成 18 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終報告書）（06 基炉報-0006，独立行政法人原子力安全基盤機構）

*2 平成 19 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料健全性等調査に関する試験成果報告書）（07 基炉報-0004，独立行政法人原子力安全基盤機構）

1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量

表 1-1-2 に示す３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料を包絡する条件で崩壊熱量を ORIGEN2 コードにより評価する。燃料条件及び崩壊熱量を表 1-4-2 に示す。

表 1-4-2　燃料条件及び崩壊熱量

燃料タイプ	９×９燃料
燃焼度(MWd/t)	52,000
冷却期間(日)	1716
収納体数(体)	7
崩壊熱量(kW)	3.91

1.4.4.　評価条件

構内用輸送容器の除熱評価は以下の２種類の解析モデルを用いて行う。

・輪切り断面モデル

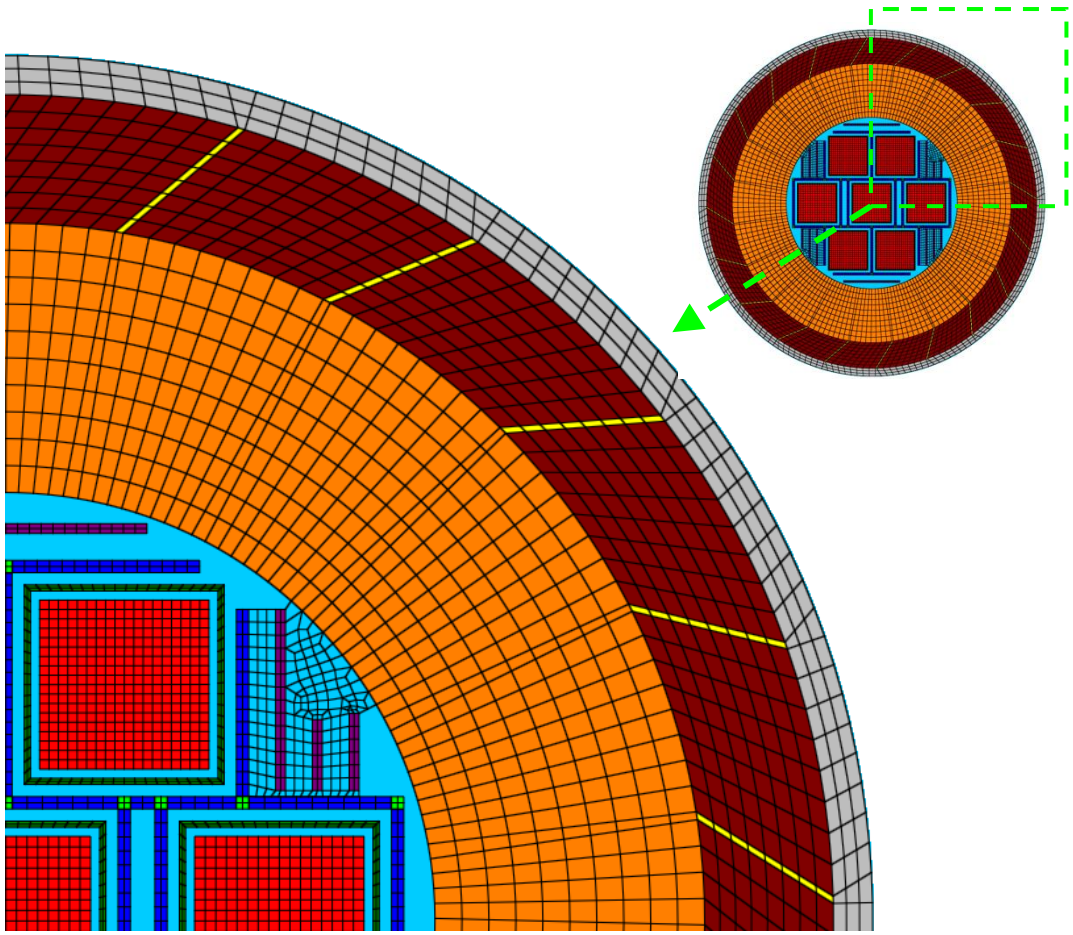
・軸対称断面モデル

輪切り断面モデル形状図を図 1-4-1 に，軸対称断面モデル形状図を図 1-4-2 に示す。また，評価条件を表 1-4-3 に示す。

表 1-4-3　評価条件

項目		横姿勢 (輸送時)
収納体数　(体)		7
崩壊熱量　(kW)		3.91
周囲温度　(℃)		38
太陽熱放射(W/m^2)*1	垂直に輸送される表面	200
	その他の表面（曲面）	400

*1：太陽熱放射は１日につき１２時間ごと，７日間受ける



：外筒
：中性子遮へい体
：伝熱フィン
：胴体
：バスケット
：バスケット交差部
：中性子吸収材
：水
：使用済燃料収納缶（小）
：燃料領域（均質化）

図 1-4-1　輪切り断面モデル形状図

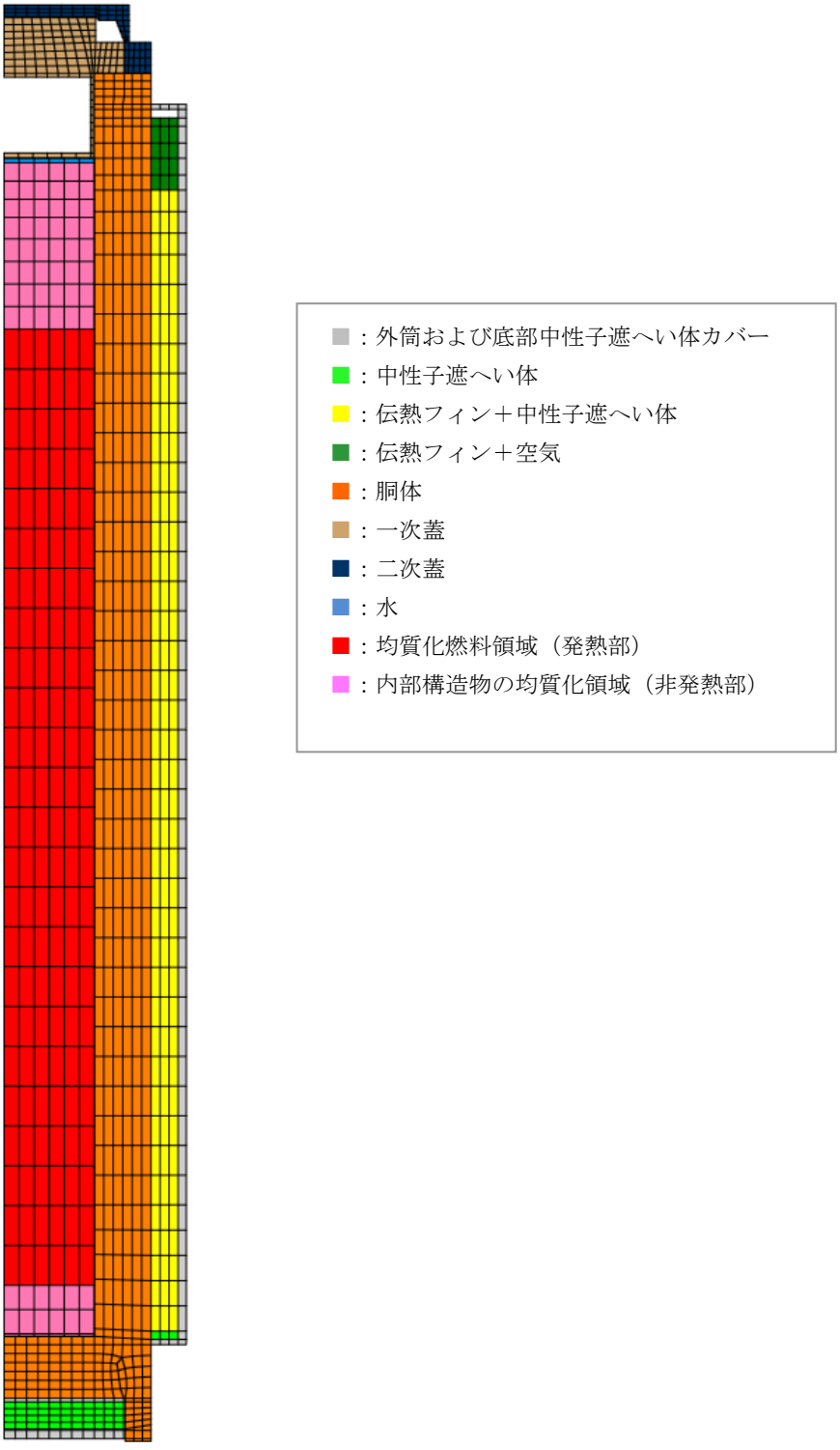


図 1-4-2　軸対称断面モデル形状図

1.4.5.　評価方法

輪切り断面モデルで容器中央部断面の燃料，バスケット，胴，中性子遮へい体の温度を評価する。輪切り断面モデルで評価できない部位については，軸方向の温度分布が求められる軸対称断面モデルで評価する。解析にはABAQUSコードを用いる。

1.4.6.　評価結果

評価結果を表1-4-4に示す。表1-4-4に示すとおり，構内用輸送容器を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は169℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表1-4-4 評価結果（各部温度）

対象部位		材質	評価結果（℃）	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	中性子遮へい材	レジン	96	149	
	Oリング	ふっ素ゴム	82	300	
	胴	低合金鋼	100	350	
	蓋	ステンレス鋼	96	425	
	バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	152	200	
燃料被覆管		ジルカロイ－2	169	200	8×8燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料 高燃焼度8×8燃料，9×9燃料

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 1-4-3 に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

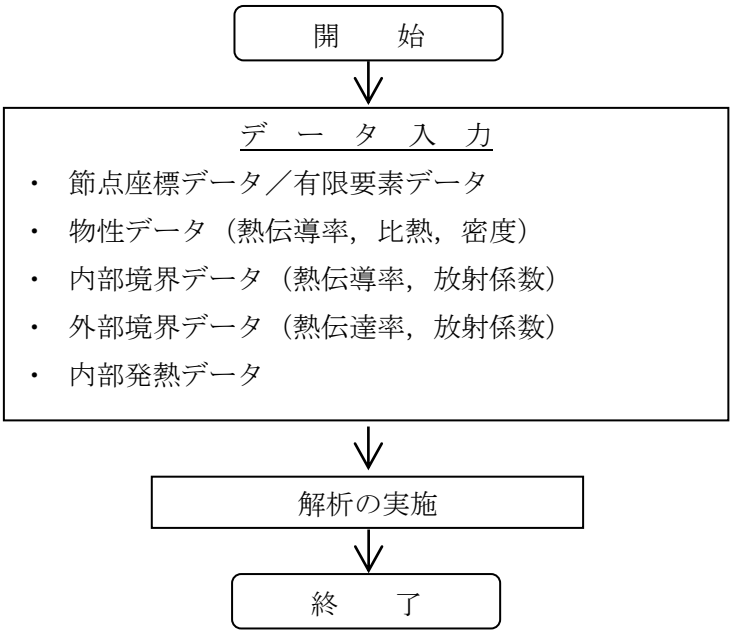


図 1-4-3　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 1-4-4 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

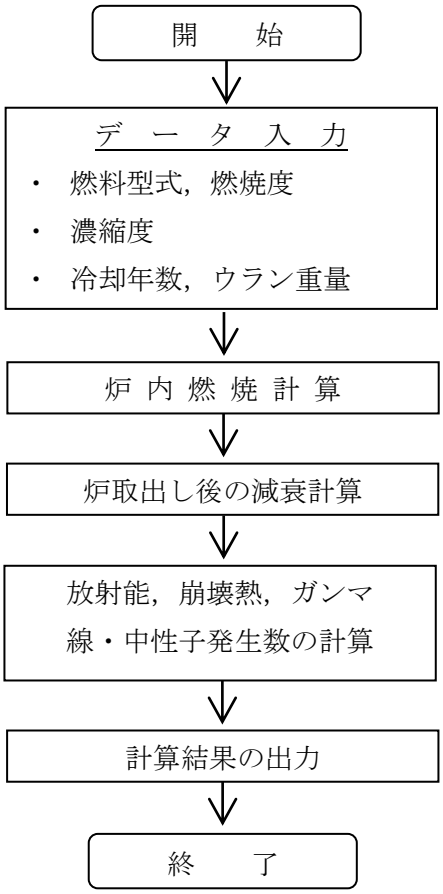


図 1-4-4　ORIGEN2 コードの計算フロー図

1.5. 密封機能

1.5.1. 基本的な考え方

構内用輸送容器の密封は容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成される。容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Oリングが使用されている。一次蓋で構成される構内用輸送容器の密封境界を図1-5-1に示す。

また，一次蓋を覆う形で二次蓋を容器本体に取付ける構造となっており，容器本体と二次蓋のガスケットはゴム製Oリングが使用され，一次蓋に漏えいが発生しても二次蓋で密封を確保できる構造となっている。二次蓋で構成される構内用輸送容器の密封境界を図1-5-2に示す。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，構内用輸送容器の密封機能が維持されることを確認する。

1.5.2. 評価結果

(1)構造強度評価結果

1.3項に示したとおり，構造強度評価から構内用輸送容器の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，二次蓋，二次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2)除熱評価結果

1.4項に示したとおり，除熱機能評価からOリングの最高温度は82℃で，設計基準温度である300℃を大きく下回ることから，密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3)容器構造

構内用輸送容器の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のOリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造であり，締付けトルクの管理により密封機能を担保する。

各ポートカバーは3号機に空の容器を移動する前に，共用プールで締付けトルクを管理し，密封機能を担保する。

一次蓋は3号機で燃料装填後に容器本体に締付ける際に，締付けトルクを管理し，密封機能を担保する。

二次蓋も一次蓋と同様にガスケットにゴム製のOリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付けトルクを管理して締付ける構造であり，万が一，一次蓋の密封機能が喪失した場合でも，二次蓋で密封機能を担保する。

(4)まとめ

以上から，構内用輸送容器の密封性能は維持される。

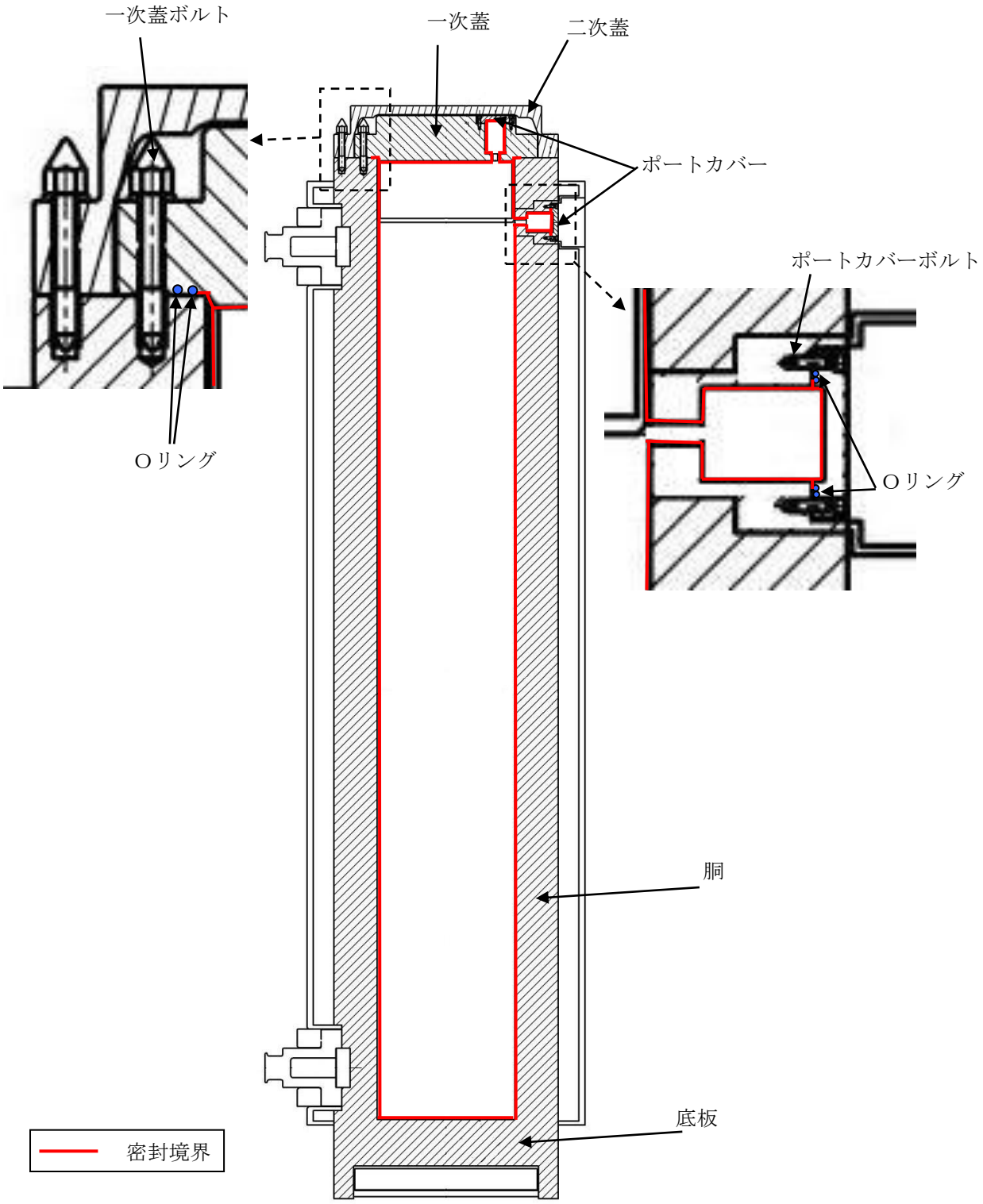


図 1-5-1　一次蓋で構成する容器密封境界

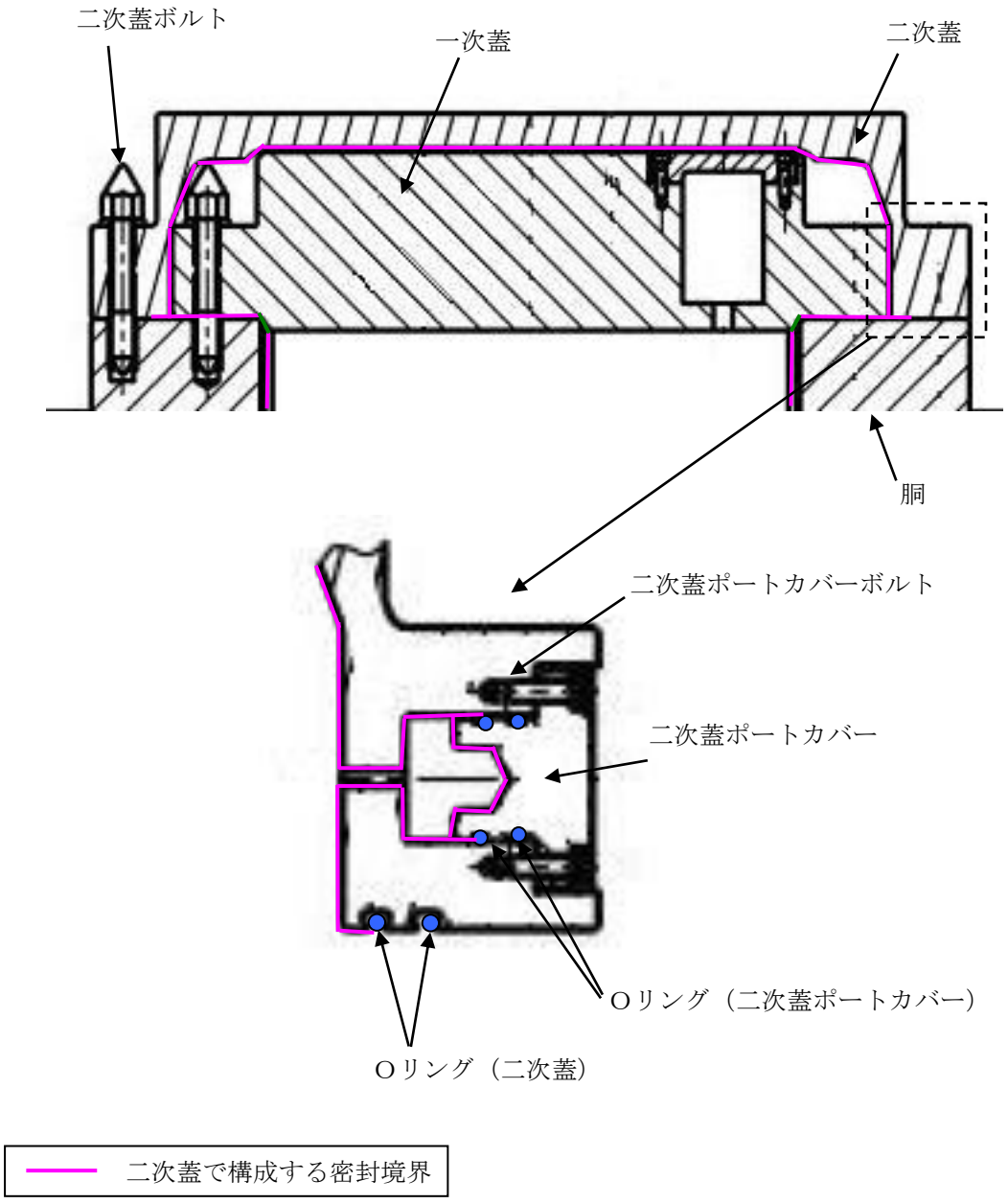


図 1-5-2　二次蓋で構成する密封境界

1.6. 遮へい機能

1.6.1. 基本的な考え方

収納した使用済燃料から発生する放射線を遮へいするための構内用輸送容器の遮へい設計の基本的な考え方は以下のとおりである。

- 使用済燃料から発生するガンマ線及び中性子を遮へいするために，構内用輸送容器はガンマ線遮へいと中性子遮へいの機能を有するものとする
- 主要なガンマ線遮へい材は，胴及び底板の低合金鋼，外筒の炭素鋼，蓋のステンレス鋼とする
- 主要な中性子遮へい材は，内水及び胴と外筒間，底板底部のレジンとする

1.1 に記載のとおり，構内用輸送容器は３号機に新設するクレーン（定格荷重：50ton）で取扱えるよう，収納する燃料を含む総重量を 46.3ton として設計した容器であり，容器の取扱作業に従事する放射線業務従事者の作業環境からの被ばく低減を図るため，収納体数を７体として遮へい厚さを設定している。

遮へい機能の評価においては，収納する使用済燃料の線源強度を考慮し，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍにおける線量当量率を評価する。

1.6.2. 評価条件

1) 遮へい厚さ

構内用輸送容器の遮へい厚さを表 1-6-1 に示す。

表 1-6-1　遮へい厚さ

（単位：cm）

	低合金鋼・炭素鋼	ステンレス鋼	レジン
側面方向	約 25	－	約 10
上部方向	－	約 23	－
下部方向	約 28	－	約 10

2) 線源条件

遮へい評価の線源条件は表 1-1-2 に示す 3 号機使用済燃料プールに保管されている燃料の条件を包絡する条件とする。線源条件を表 1-6-2 に示す。

表 1-6-2　線源条件

項目	線源条件
燃料タイプ	9×9 燃料
平均燃焼度　(MWd/t)	52,000
冷却期間　(日)	1716
収納体数　(体)	7

3) 線源強度及びエネルギー

① ガンマ線源強度

燃料有効部のガンマ線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られたガンマ線源強度を表 1-6-3 に示す。また，構造材の放射化によるガンマ線源強度は次式で計算する。構造材の放射化によるガンマ線源強度を表 1-6-4 に示す。

$$A = N_0 \cdot \sigma \cdot \phi \cdot \{1 - \exp(-\lambda \cdot T_1)\} \cdot \exp(-\lambda \cdot T_2)$$

ここで，A ：放射化核種（^{60}Co）の放射能(Bq)

N_0 ：ターゲット核種（^{59}Co）の個数(atoms)

σ ：2200m/s の中性子による（^{59}Co）の(n, γ)反応断面積(cm^2)

ϕ ：炉内照射熱中性子束(n/(cm^2・s))

λ ：^{60}Co の崩壊定数（/日）

T_1 ：照射期間（日）

T_2 ：冷却期間（日）

表1-6-3　ガンマ線源強度

（容器１基あたり）

光子エネルギー群		集合体7体あたり (ph/s/7体)
群	代表エネルギー(MeV)	
1	1.00E-02	5.9E+15
2	2.50E-02	1.3E+15
3	3.75E-02	1.5E+15
4	5.75E-02	1.2E+15
5	8.50E-02	7.7E+14
6	1.25E-01	8.3E+14
7	2.25E-01	6.4E+14
8	3.75E-01	3.6E+14
9	5.75E-01	1.1E+16
10	8.50E-01	3.1E+15
11	1.25E+00	5.9E+14
12	1.75E+00	1.9E+13
13	2.25E+00	6.7E+12
14	2.75E+00	2.9E+11
15	3.50E+00	3.7E+10
16	5.00E+00	1.3E+08
17	7.00E+00	1.5E+07
18	9.50E+00	1.7E+06

表 1-6-4　構造材の放射化によるガンマ線源強度

（容器１基あたり）

	^{60}Co 線源強度(Bq)
ハンドル部	1.2×10^{12}
上部グリッド部	5.2×10^{12}
上部端栓部	5.0×10^{11}
下部タイプレート部	2.3×10^{13}

② 中性子線源強度

中性子線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られた中性子線源強度を表 1-6-5 に示す。また，評価に用いる中性子エネルギースペクトルは Pu-239 の核分裂スペクトルとし，表 1-6-6 に示す。

表 1-6-5　中性子線源強度

（容器１基あたり）

		中性子線源強度(n/s)
１次中性子源	自発核分裂によるもの	3.0×10^{9}
	（α，n）反応によるもの	3.6×10^{7}
実効増倍率		0.95
実効増倍効果を考慮した全中性子線源強度		6.0×10^{10}

表1-6-6　中性子線源スペクトル

エネルギー群数	上限エネルギー（eV）	スペクトル
1	1.492×10^{7}	5.72×10^{-4}
2	1.220×10^{7}	2.02×10^{-3}
3	1.000×10^{7}	6.07×10^{-3}
4	8.180×10^{6}	2.00×10^{-2}
5	6.360×10^{6}	4.12×10^{-2}
6	4.960×10^{6}	5.27×10^{-2}
7	4.060×10^{6}	1.10×10^{-1}
8	3.010×10^{6}	8.74×10^{-2}
9	2.460×10^{6}	2.28×10^{-2}
10	2.350×10^{6}	1.15×10^{-1}
11	1.830×10^{6}	2.07×10^{-1}
12	1.110×10^{6}	1.89×10^{-1}
13	5.500×10^{5}	1.31×10^{-1}
14	1.110×10^{5}	1.59×10^{-2}
15	3.350×10^{3}	8.12×10^{-5}
16	5.830×10^{2}	5.89×10^{-6}
17	1.010×10^{2}	3.89×10^{-7}
18	2.900×10^{1}	5.53×10^{-8}
19	1.070×10^{1}	1.33×10^{-8}
20	3.060×10^{0}	1.88×10^{-9}
21	1.120×10^{0}	4.19×10^{-10}
22	4.140×10^{-1}	1.20×10^{-10}

1.6.3. 評価モデル

遮へい評価のモデルを図 1-6-1～図 1-6-2 に示す。計算モデルは，構内用輸送容器の実形状を模擬して２次元Ｒ－Ｚ体系で評価する。また，トラニオン取付け部は局所的な中性子遮へい体の欠損が生じるため詳細評価を行う。

評価モデルは以下の条件を考慮する。

・ 主要な遮へい体の厚さは製造公差を考慮した寸法とし，遮へい体の密度はノミナル値とする。

1.6.4. 評価方法

遮へい計算は，ガンマ線，中性子共に DOT3.5 コードを用いて計算し，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を求める。

ライブラリとしては，DLC-23/CASK データを用い，線量当量率への変換は ICRP Publ.74 に基づく 1cm 線量当量率への換算係数を用いる。

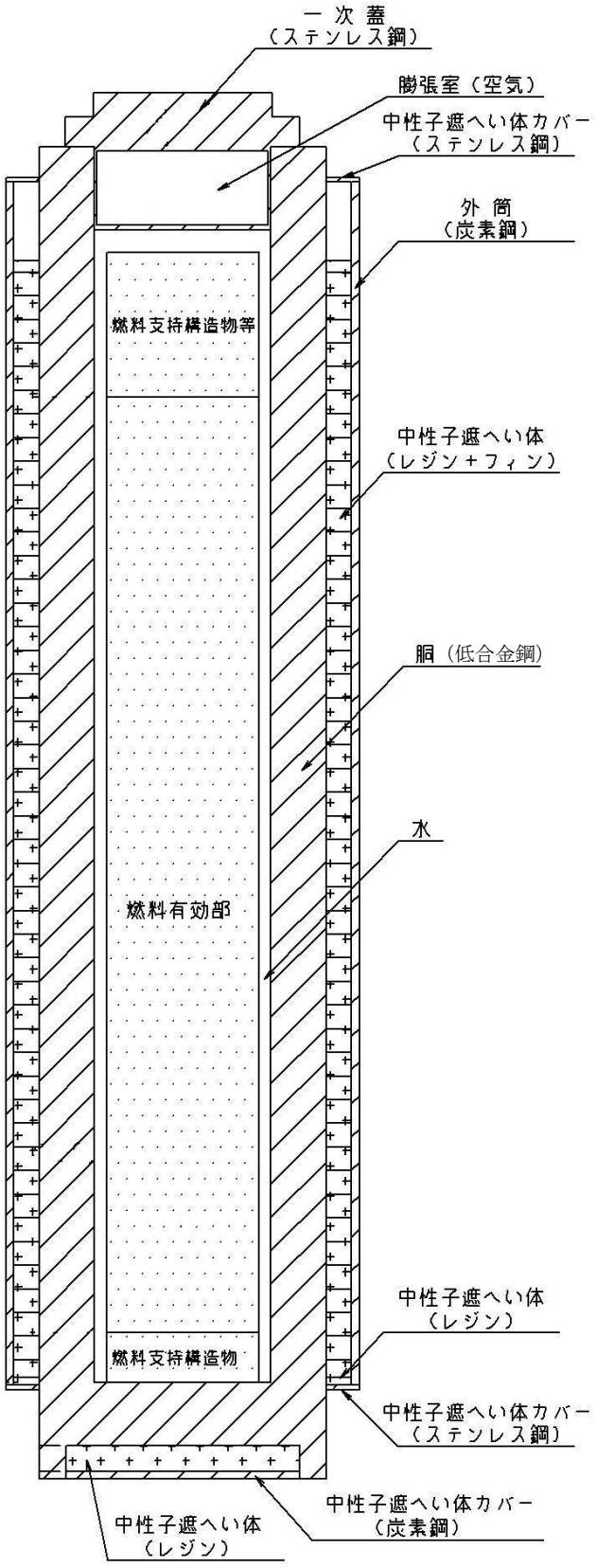


図 1-6-1　遮へい解析モデル（全体　Ｒ－Ｚ体系）

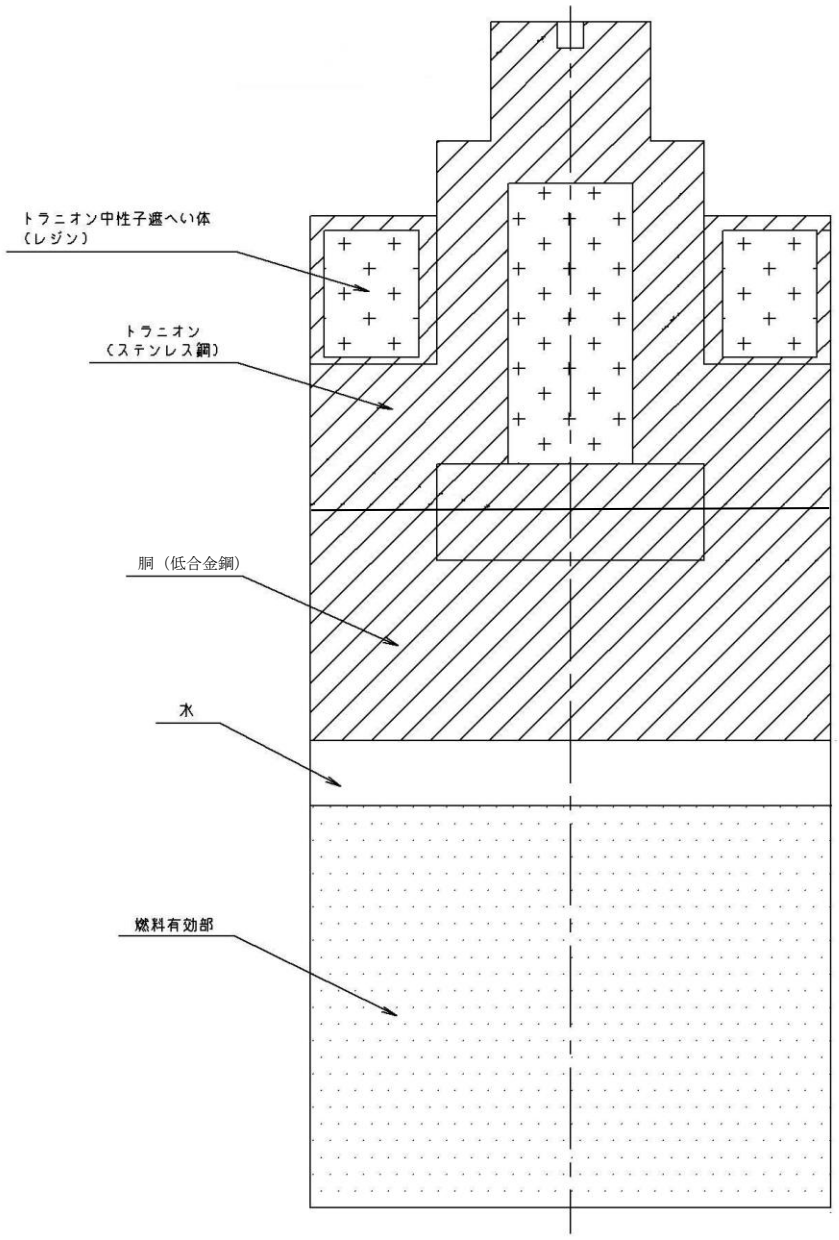


図 1-6-2　遮へい解析モデル（トラニオン部　Ｒ－Ｚ体系）

1.6.5.　評価結果

構内用輸送容器の線量当量率評価位置を図 1-6-3 に，評価結果を表 1-6-7 に示す。評価結果は容器上部，上部中性子遮へい体欠損部，容器側面，下部中性子遮へい体欠損部，容器下部における線量当量率の最大値を示しており，容器表面の線量当量率は容器側面で最大 1.5mSv/h，容器表面から 1m の線量当量率は容器側面で最大 0.34mSv/h となっている。

線量当量率が最大となるのは容器側面であり，容器取扱時には追加遮へい体設置等の放射線業務従事者の被ばく低減対策を講じる計画としている。

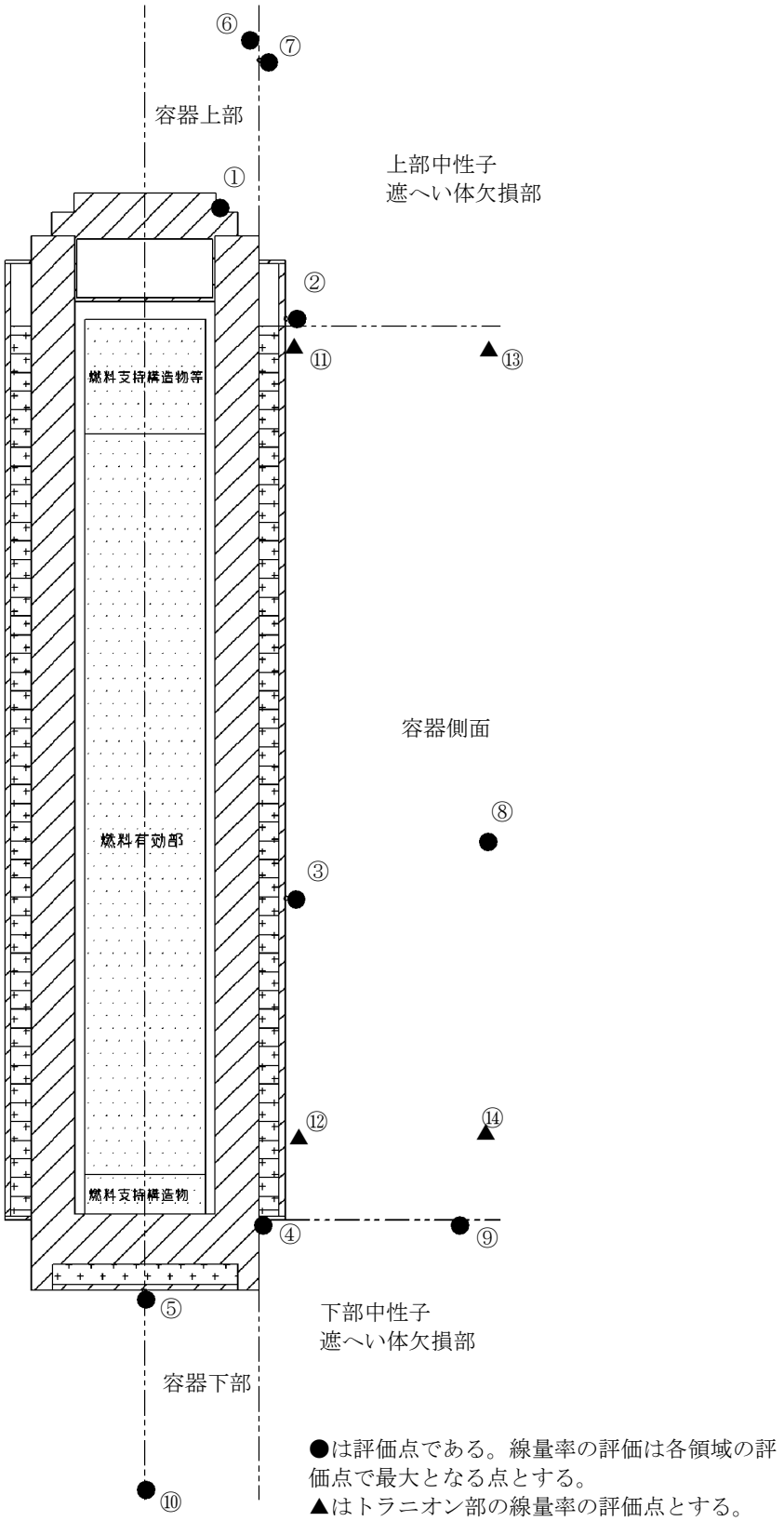


図 1-6-3　線量評価点（容器全体）

表 1-6-7　最大線量当量率の評価結果

（単位：mSv/h）

		容器上部	上部中性子遮へい体欠損部	容器側面	下部中性子遮へい体欠損部	容器下部
表面	評価点	①	②	③	④	⑤
	結果	1.4	5.1E-2	1.5	1.1	1.7E-1
表面から１ｍ	評価点	⑥	⑦	⑧	⑨	⑩
	結果	4.6E-2	5.2E-2	3.4E-1	1.0E-1	2.1E-2

（単位：mSv/h）

		上部トラニオン	下部トラニオン
表面	評価点	⑪	⑫
	結果	5.4E-2	7.5E-1
表面から１ｍ	評価点	⑬	⑭
	結果	6.4E-2	1.9E-1

参考資料

遮へい解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の放射線源強度計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 1-6-4 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは,輸送容器,核燃料施設の放射線源強度計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

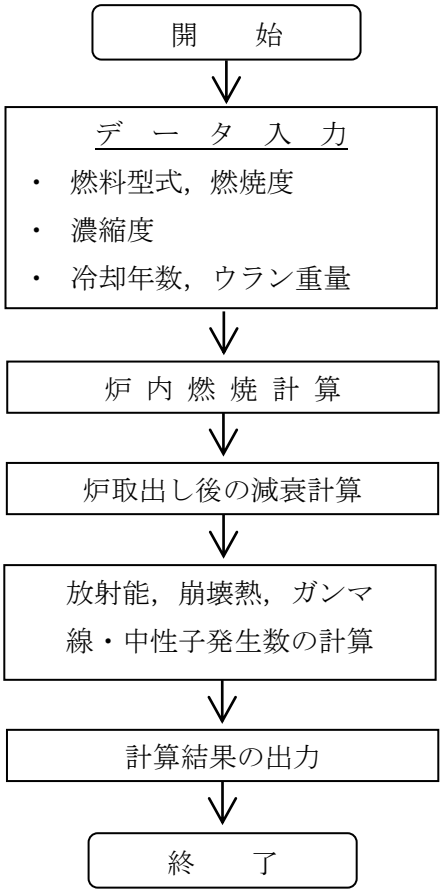


図 1-6-4　ORIGEN2 コードの計算フロー図

遮へい解析に用いるコード（DOT3.5 コード）について

（１）概要

DOT3.5 コード（以下「DOT コード」という。）は二次元輸送コードであり，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された汎用解析コードである。

（２）機能

DOT コードは，遮へい解析に際して以下の機能を有する。

① ガンマ線や中性子に対するボルツマン輸送方程式を解くことによる数値解析法であり，放射線の挙動を追跡するのに重要な非等方性が表現できる。

② DOT コードは，二次元の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

DOT コードの解析フローを図 1-6-5 に示す。

（４）使用実績

DOT コードは，原子力施設の遮へい計算に広く用いられており，輸送容器の遮へい解析に豊富な実績がある。

（５）検証

汎用コードの導入評価[*1]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2]が実施されていることが確認されている。

*1 W. A. Rhoades, “DOT3.5 TWO DIMENSIONAL DISCRETE ORDINATES RADIATION TRANSPORT CODE”, CCC-276,1978 年 10 月

*2 (社)日本原子力学会“中性子遮蔽設計ハンドブック”, 1993 年 4 月

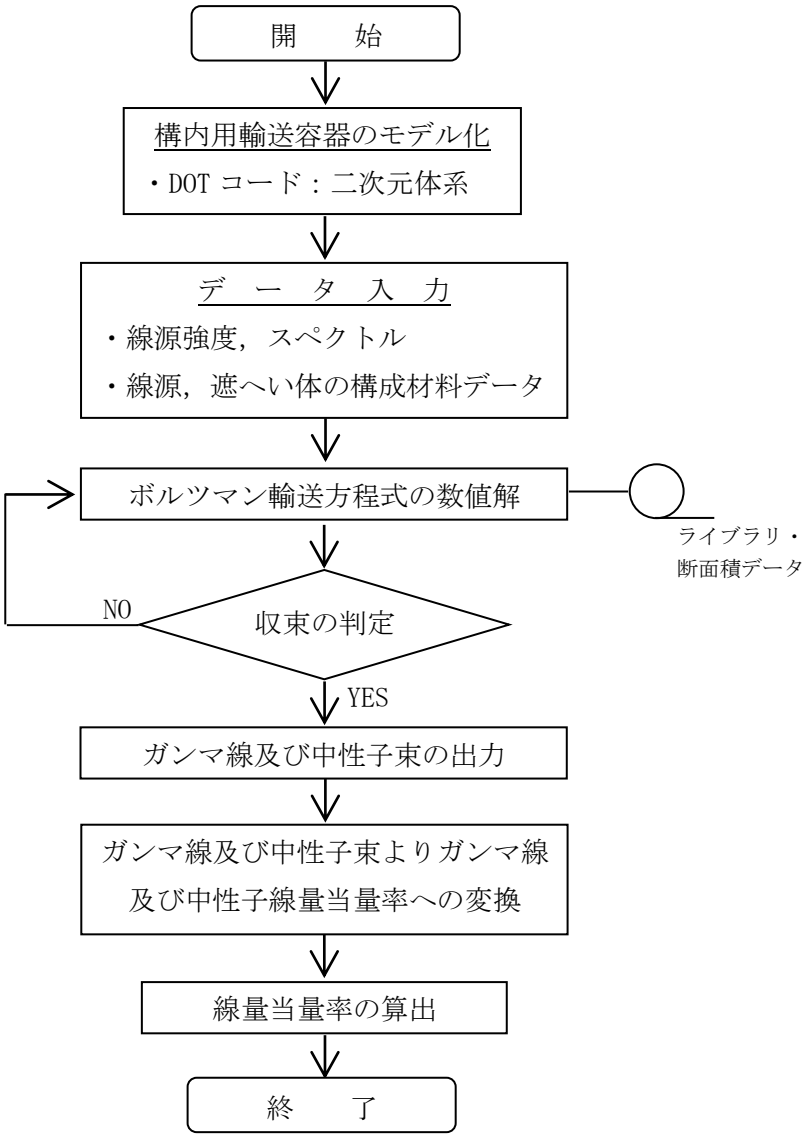


図 1-6-5　DOT コードの解析フロー図

1.7.　臨界防止機能

1.7.1. 基本的な考え方

臨界防止にあたっては,想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

- 燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。
- バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン添加ステンレス鋼を使用し，バスケット外周部にボロン添加アルミニウム合金板を配置する。

1.7.2.　設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

1.7.3.　評価条件

1)燃料条件，評価モデル

以下の保守的な燃料条件で評価を行うものとする。臨界評価モデルを図 1-7-1 に示す。

・燃料タイプは表 1-1-2 に示す燃料条件を包絡する条件として，最も U-235 の濃縮度の高い９×９燃料とする
・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料の集合体平均値 3.9wt%とする。
・燃料には可燃性毒物として Gd を添加した燃料が含まれるが，中性子吸収断面積の大きい Gd を無視する。
・燃料の変形を考慮して使用済燃料収納缶（小）内で燃料棒が最適な状態に広がった配列とする。
・燃料を装填した使用済燃料収納缶(小)がバスケット内で最適に偏心した状態とする。
・バスケット材料のボロン添加ステンレス鋼材中及びバスケット外周に配置したボロン添加アルミニウム合金の ^{10}B 含有量は，製造下限値とする。
・評価に使用する各部の寸法は製造公差を考慮した寸法とする。
・チャンネルボックス及びウォーターロッドは水に置換える。
・中性子遮へい体部（レジン）は真空とする。
・構内用輸送容器外部の雰囲気は安全側に真空，完全反射とする。
・評価モデルは２次元体系とする。

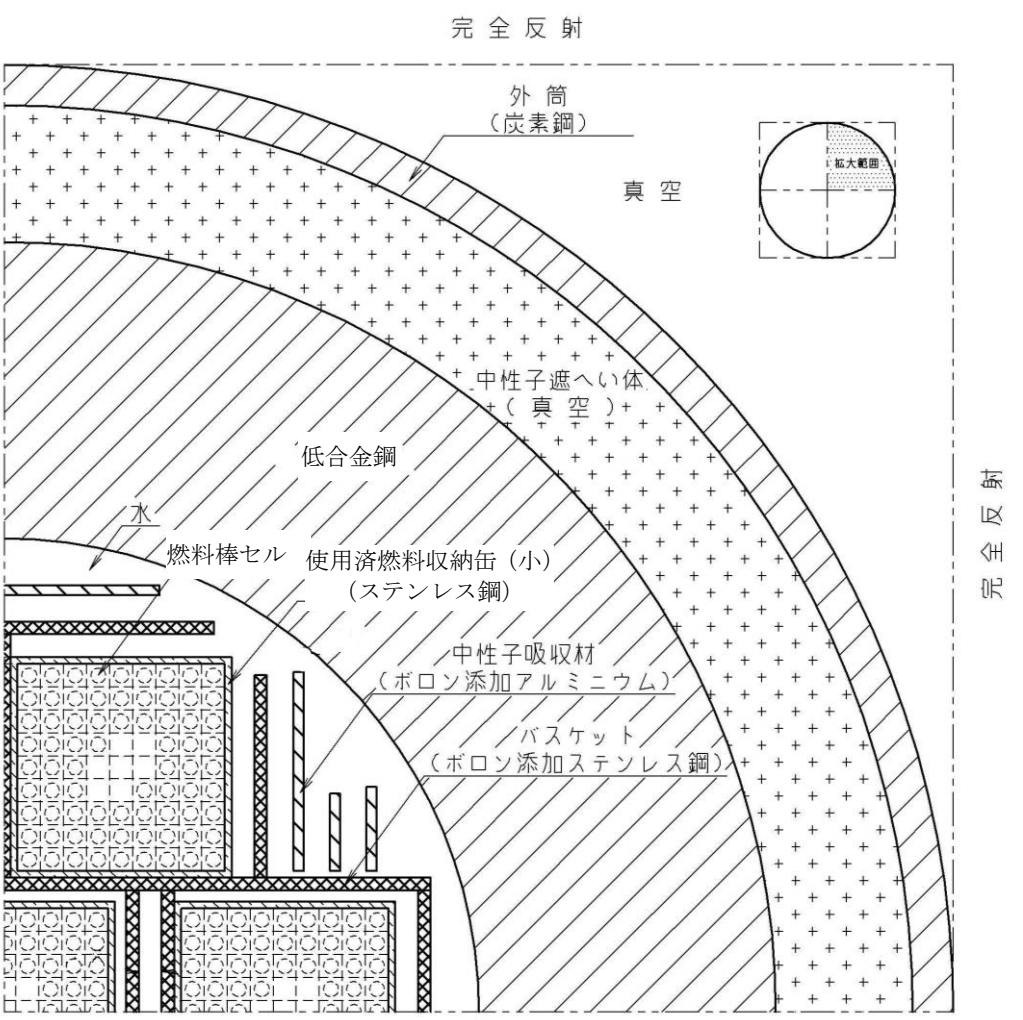

完全反射
外筒
（炭素鋼）
真空
拡大範囲
中性子遮へい体
（真空）
低合金鋼
水
燃料棒セル
使用済燃料収納缶（小）
（ステンレス鋼）
中性子吸収材
（ボロン添加アルミニウム）
バスケット
（ボロン添加ステンレス鋼）
完全反射

図 1-7-1 臨界評価体系

1.7.4.　評価方法

構内用輸送容器の実形状をモデル化し，臨界解析コード KENO-Ⅴ.a を使用して求める。

1.7.5.　評価結果

評価結果を表 1-7-1 に示す。表 1-7-1 に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表 1-7-1 評価結果

実効増倍率*1	設計基準
0.77	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（1） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（2） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（3） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図 1-7-2 に示す。

（4） 使用実績

KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（5） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.

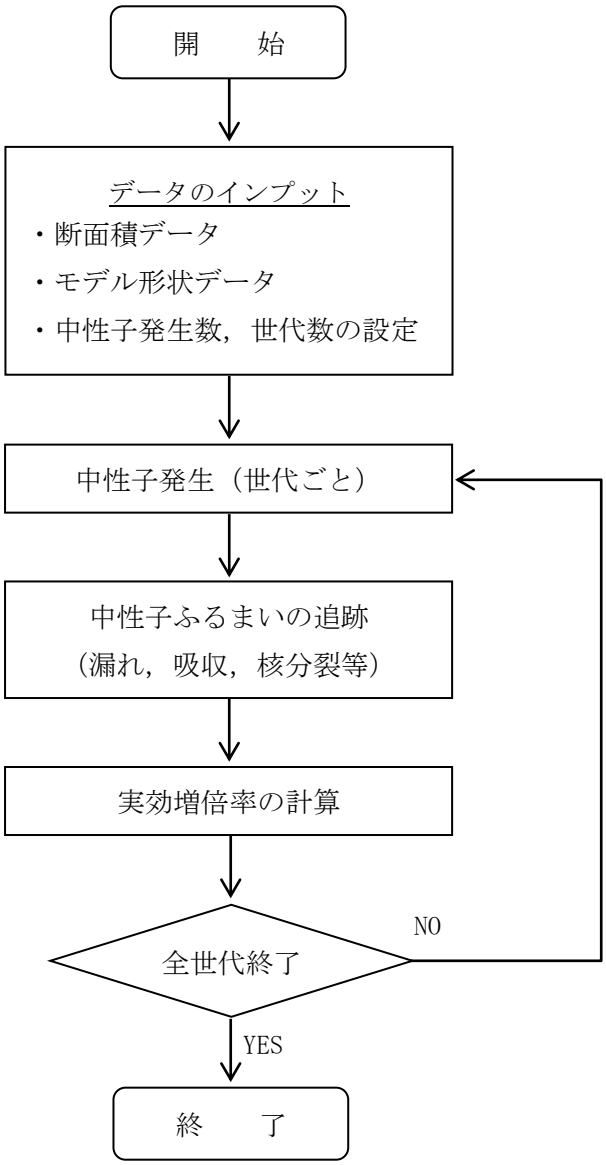


図 1-7-2　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

1.8.　構内用輸送容器の落下

1.8.1.　原因

構内用輸送容器の取扱い中に，何らかの原因で構内用輸送容器が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.8.2.　発生防止対策

構内用輸送容器の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

（１）クレーン主巻フックは二重のワイヤーロープで保持する構造とする。

（２）クレーン巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造とする。

（３）クレーン主巻フックと吊具，吊具と構内用輸送容器の取付けを二重化する。

（４）取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

（５）作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

（６）作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.8.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

1.8.3.1.　核分裂生成物の放出量

(1)　破損燃料棒の評価

破損する燃料棒の本数の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a. 構内用輸送容器の取り扱い作業に際し，構内用輸送容器が落下して，構内用輸送容器に収納された燃料集合体が破損するものと仮定する。

b. 落下による燃料集合体の破損体数は，構内用輸送容器の収納体数 7 体とする。

(2)　評価条件

核分裂生成物の移行と放出量の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a. 燃料ギャップ内の核分裂生成物の量は，表 1-1-2 の燃料条件を包絡する条件として燃焼度 52,000MWd/t の 9×9 燃料集合体について行う。

b. 燃料集合体の冷却期間は表 1-1-2 の燃料条件を包絡する条件として 1716 日とする。

c. 破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の全量が構内用輸送容器内に放出されるものとする。破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の存在量については，半減期の長い核種の放出が支配的であることを考えて，破損した燃料棒内の全蓄積量に対して希ガス(Kr-85)及びよう素（I-129）それぞれ 30%とする。

d. 放出された希ガスは，全量が構内用輸送容器から大気中へ移行するものとする。

e. 放出されたよう素は，全量が構内用輸送容器から大気中へ移行するものとし，構内用輸送容器に内包する水による除去は無いものとする。

(3)　評価結果

上記の評価条件に基づいて計算した核分裂生成物の大気中への放出量は表 1-8-1 の通りである。

表 1-8-1　核分裂生成物の大気中への放出量

核分裂生成物	放出量
希ガス	約 1.3×10^{14}Bq
よう素	約 6.6×10^{8}Bq

1.8.3.2.　線量当量の評価

(1)　評価の前提

大気中へ放出される核分裂生成物は，地上放出されるものとし，これによる実効線量の計算は，次の仮定に基づいて行う。

a. 敷地境界外の地表空気中濃度は，設置許可申請書添付書類六の「5.5　安全解析に使用する気象条件」に記述される相対濃度に核分裂生成物の全放出量を乗じて求める。

なお，相対濃度（χ／Q）は保守的な評価となる設置許可申請書記載の４号機の主蒸気管破断（地上放出）の値 3.4×10^{-5}s/m^3 を適用する。

b. 敷地境界外の希ガスによるγ線空気吸収線量は，設置許可申請書添付書類六の「5.5 安全解析に使用する気象条件」に記述される相対線量に希ガスの全放出量を乗じて求める。

なお，相対線量（D／Q）は保守的な評価となる設置許可申請書記載の４号機の主蒸気管破断（地上放出）の値 3.4×10^{-19}Gy/Bq を適用する。

(2)　評価方法

敷地境界外における実効線量は，次に述べる内部被ばくによる実効線量及び外部被ばくによる実効線量の和として計算する。

よう素の内部被ばくによる実効線量H_I（Sv）は，(1)式で計算する。

$$H_I = R \cdot H \cdot \chi / Q \cdot Q_I \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (1)$$

ここで，

R　：呼吸率（m^3/s）「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」の活動中の呼吸率を秒当たりに換算して用いる。
（小児：0.31m^3/h，成人：1.2m^3/h）

H　：よう素（Ｉ-129）を 1Bq 吸入した場合の実効線量は ICRP Publ.72 の値を用いる。
（小児：2.0×10^{-7}Sv/Bq，成人：9.6×10^{-8}Sv/Bq）

χ／Q　：相対濃度（s/m^3）

Q_I　：よう素の大気放出量（Bq）

希ガスのγ線外部被ばくによる実効線量H_{γ}（Sv）は，(2)式で計算する。

$$H_{\gamma}=K\cdot D/Q\cdot Q_K\cdot E_{\gamma}/0.5 \cdots\cdots (2)$$

ここで，

K　　：空気吸収線量から実効線量への換算係数（1Sv/Gy）

D／Q　　：相対線量（Gy/Bq）

Q_K　　：希ガスの大気放出量（Bq）

E_{γ}　　：γ線実効エネルギー「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」を用いる。(0.0022MeV)

また，希ガスのβ線外部被ばくによる実効線量H_{β}（Sv）は，(3)式で計算する。

$$H_{\beta}=6.2\times10^{-14}\cdot\chi/Q\cdot Q_K\cdot E_{\beta}\cdot W_{TS} \cdots\cdots (3)$$

ここで，

χ／Q　　：相対濃度（s/m^3）

Q_K　　：希ガスの大気放出量（Bq）

E_{β}　　：β線実効エネルギー「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」を用いる。(0.251MeV)

W_{TS}　　：皮膚の組織荷重係数は ICRP Publ.60 の値を用いる。(0.01)

(3)　評価結果

上記の評価前提及び方法に基づき敷地境界外の実効線量を評価した結果は表 1-8-2 の通りである。

表 1-8-2　構内用輸送容器の落下時の実効線量

	小児	成人
よう素のγ線による実効線量	約 3.9×10^{-4}mSv	約 7.1×10^{-4}mSv
希ガスのγ線による実効線量	約 1.9×10^{-4}mSv	約 1.9×10^{-4}mSv
希ガスのβ線による実効線量	約 6.7×10^{-4}mSv	約 6.7×10^{-4}mSv
実効線量（合計）	約 1.3×10^{-3}mSv	約 1.6×10^{-3}mSv

上記の値から判断して，本事象による周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分に小さいものと考えられる。

2.　別添

別添－１　３号機構内用輸送容器に係る確認事項について

別添－２　３号機構内用輸送容器の保守について

３号機　構内用輸送容器に係る確認事項について

３号機　構内用輸送容器の設置工事および溶接に係る主要な確認項目を表－1～表－2 に示す。

表－1　安全機能及び構造強度に関する確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	強度・漏えい確認	耐圧・漏えい確認	確認圧力で保持した後，確認圧力に耐えていることを確認する。 耐圧確認終了後，耐圧部分からの漏えいの有無を確認する。	確認圧力に耐え，かつ構造物の変形等がないこと。 また，耐圧部から著しい漏えいがないこと。
構造強度 遮へい機能	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
除熱機能	機能確認	伝熱確認	代表１基について容器内部に使用済燃料を模擬するヒータを挿入して発熱させ，温度を確認する。	周囲温度を補正した容器各部の温度が最高使用温度を超えないこと。
密封機能	機能確認	取合確認	密封境界を構成する蓋等が容器と取合い密封境界の構成に問題が無いことを確認する。	密封境界を構成する蓋等が容器と取合うこと。
臨界防止機能	機能確認	材料確認 寸法確認 外観確認	バスケットの材料及び主要寸法が，実施計画評価の前提条件となっている値を満足していることを確認し，バスケットの外観に異常のないことを確認する。	・材料が実施計画どおりであり，寸法が許容範囲内であること。 ・有意な変形，破損等の異常がないこと。

表－2　溶接部に関する確認事項

確認項目	確認内容	判定基準
材料確認	使用材料を材料証明書により確認する。	実施計画に記載の材料が使用されていること。
開先確認	開先面の溶接に悪影響を及ぼす欠陥，付着物の有無を確認する。	開先面の溶接に悪影響を及ぼす傷，欠陥，付着物がないこと。
	開先形状，寸法について確認する。	開先形状，寸法が溶接規格に適合していること。
溶接作業確認	溶接施工法が，溶接規格第２部に定める溶接施工法認証標準に基づく確認試験を実施し合格したものであることを確認する。	溶接施工法が，溶接規格第２部に定める溶接施工法認証標準に基づく確認試験を実施し合格したものであること。
	溶接士は，実機作業が可能となる資格を有し，同資格が有効期限内であることを確認する。	溶接士は，実機作業が可能となる資格を有し，同資格が有効期限内であること。
	溶接設備が溶接施工法に適したものであることを確認する。	溶接設備が溶接施工法に適したものであること。
	溶接が，あらかじめ決められた溶接施工法によって，溶接士が保有する資格の作業範囲内で行われていることを確認する。	溶接が，あらかじめ決められた溶接施工法で行われていること。 溶接士が保有する資格の作業範囲内で行われていること。
溶接後熱処理確認	溶接後熱処理の方法，熱処理設備の種類及び容量が溶接規格に適合するものであることを確認する。	溶接後熱処理の方法，熱処理設備の種類及び容量が溶接規格に適合するものであること。
非破壊確認	放射線透過試験または浸透探傷試験を実施し，溶接規格に規定する判定基準に適合することを確認する。	放射線透過試験または浸透探傷試験を実施し，溶接規格に規定する判定基準に適合すること。
機械確認	機械試験を実施し，溶接規格に規定する判定基準に適合することを確認する。	機械試験を実施し，溶接規格に規定する判定基準に適合すること。
耐圧確認	溶接規格に規定する試験圧力で，一定時間以上保持した後，試験圧力に耐え，かつ，漏えいのないことを確認する。	目視により各溶接部を検査し，漏えいのないこと。
外観確認	溶接部の形状，外観及び状態について溶接規格に適合することを目視で確認する。	目視により溶接部の仕上がり形状を確認し，溶接規格に適合していること。

３号機構内用輸送容器の保守について

３号機構内用輸送容器は，本文 2.11.1.4 供用期間中に確認する項目に記載のとおり，「除熱，密封，遮へい，臨界防止の安全機能が維持されていること」を供用期間中，確認する。

輸送容器は，共用プールにおいて，輸送毎に以下の検査を実施する。なお，合格基準は，表－3 に示す。また，検査の結果，必要に応じて消耗品の交換，補修を実施する。

（１）外観検査
輸送容器の外表面を目視で確認する。
（２）気密漏えい検査
輸送容器密封部の圧力降下を測定し，漏えい率を算出する。
（３）遮へい検査
収納物を収納した状態で，輸送容器表面の線量当量率を測定する。
（４）未臨界検査
輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で確認する。
（５）吊上検査
輸送容器を吊り上げた後の状態において，上部トラニオン部の外観を目視で確認する。
（６）作動確認検査
バルブの開閉を行い，作動性を確認する。
（７）熱検査
収納物を収納した状態で，輸送容器表面の温度を測定する。

表－3　検査項目，検査方法及び合格基準

検査項目	検査方法	合格基準
外観検査	輸送容器の外表面を目視で確認する。	輸送容器の形状に異常な傷又は割れがないこと。
気密漏えい検査	輸送容器密封部に0.9MPaG以上の圧力を加え，圧力降下を測定し，漏えい率を算出する。	一次蓋，二次蓋及びポートカバーの各部の漏えい率が 9×10^{-1} ref cm^3/s を超えないこと。
遮へい検査	収納物を収納した状態で，輸送容器表面の線量当量率を測定する。	実施計画記載の評価値を超えないこと。
未臨界検査	輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で確認する。	バスケットに異常な変形又は破損がないこと。
吊上検査	輸送容器を吊り上げた後の状態において，上部トラニオン部の外観を目視で確認する。	トラニオン部など吊上部等に異常な変形又は破損がないこと。
作動確認検査	バルブの開閉を行い，作動性を確認する。	作動性に異常のないこと。
熱検査	収納物を収納した状態で，輸送容器表面の温度を測定する。	実施計画記載の評価値を超えないこと。

構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（４号機）

1.　構内用輸送容器の概要

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所第４号機使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料及び新燃料（以下「燃料」という。）を共用プールへ構内輸送する際に使用する。

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所で使用済燃料運搬用容器として設置され，これまで第１号機から第２号機の使用済燃料を共用プールへ構内輸送する際に使用している使用済燃料輸送容器（NFT-12B 型）を用いる。

使用済燃料輸送容器（NFT-12B 型）は，使用済燃料を再処理工場へ輸送するために設計された容器であり，容器の安全機能は核燃料輸送物設計承認書により確認されている。

本構内用輸送容器は，震災前の原子炉運転中に被覆管から放射性物質の漏えいのあった燃料（以下「漏えい燃料」という。）（２体），及び震災前の取り扱い中にハンドル及びチャンネルボックスが変形した燃料（以下「変形燃料」という。）（１体）を輸送する。これらの燃料を輸送するにあたって既存の核燃料輸送物設計承認書の条件に該当しない事項については，新たに評価を行う。

また，構内用輸送容器は上記漏えい燃料，変形燃料以外の健全と確認された燃料についても合わせて輸送する。

なお，本構内用輸送容器は，核燃料輸送物としての設計承認及び容器承認を取得しており，容器の仕様を長期にわたって保証できる保守条件を定め（核燃料輸送物設計変更承認申請書別紙ニ章　輸送容器の保守及び核燃料物質の取扱方法，平成２４年１月承認），定期点検※を実施している。

※定期点検については，平成２６年６月に実施し異常の無いことを確認している。

1.1.　構内用輸送容器の構成

構内用輸送容器は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成される。なお，構外輸送においては容器本体の前後に緩衝体を装着するが，構内輸送においては，作業時間を短縮して放射線業務従事者の放射線被ばくを可能な限り低減するために，緩衝体を装着しない運用とする。

構内輸送においては，従来と同様に輸送車両への構内用輸送容器の固縛，輸送車両の徐行等の措置を講じて，輸送車両からの構内用輸送容器の落下防止を図る。

1.2.　設備仕様

1.2.1.　構内用輸送容器の仕様

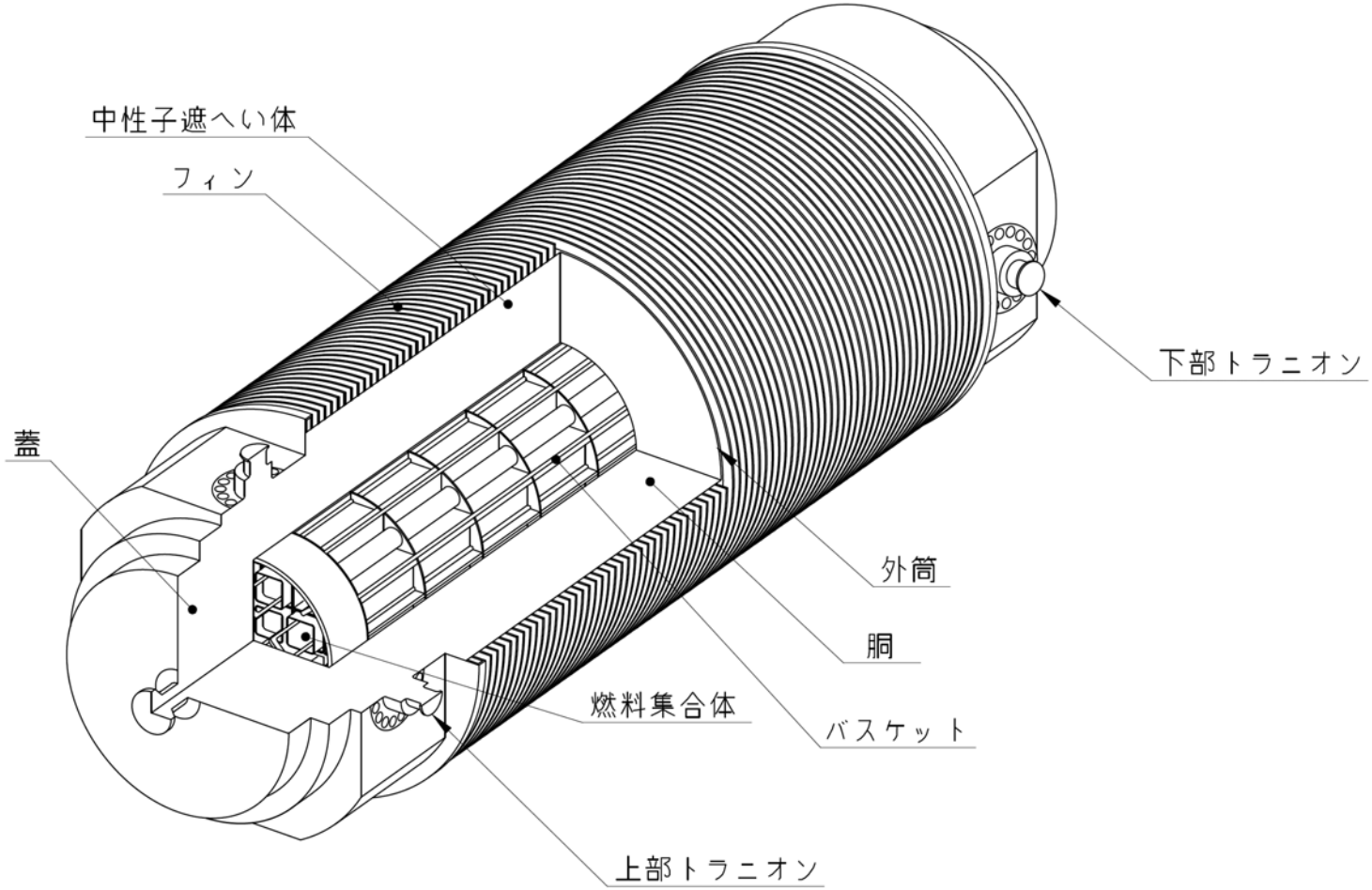
構内用輸送容器の仕様を表－１に，鳥瞰図を図－１に示す。

表－１　構内用輸送容器の仕様

項　　目	数　値　等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 68
全長（m）	約 5.5
外径（m）	約 1.8
収納体数（体）	12 以下
基数（基）	2

1.2.2.　燃料仕様

構内用輸送容器の収納可能な燃料の仕様は，核燃料輸送物設計承認書に示されている。



図－１　　構内用輸送容器全体図（鳥瞰図）

2.　評価の基本方針

2.1.　設計方針

2.1.1.　基本的安全機能

構内用輸送容器は，これまで同発電所における使用済燃料の構内輸送に使用していた使用済燃料輸送容器（NFT-12B 型）であり，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮へい及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

2.1.2.　構内用輸送容器の安全機能について

使用済燃料輸送容器（NFT-12B 型）の安全機能は，以下の書類にて評価されている。既存評価は緩衝体を装着した状態を評価しているが，構内輸送では緩衝体を装着しない運用とすることから，既存評価を引用可能な項目は引用し，新規評価が必要な項目は新規評価を実施することとする。

・核燃料輸送物設計変更承認申請書（NFT-12B 型）
（平成 22 年 10 月 28 日申請，原燃輸送株式会社）
・核燃料輸送物設計変更承認申請書の一部補正について（NFT-12B 型）
（平成 24 年 1 月 13 日申請，原燃輸送株式会社）

なお，構内用輸送容器は同発電所で使用済燃料運搬用容器として設置され，以下の書類において安全機能は評価されている。しかし，４号機使用済燃料プールに貯蔵されている 9×9 燃料の輸送については評価していないことから，既存評価として引用しない。

・福島第一原子力発電所 第 1 号機使用済燃料輸送容器（第 1～第 6 号機共用）工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成 19 年 2 月 21 日申請，東京電力株式会社)

2.2.　安全設計・評価方針

表－２に評価すべき各安全機能に関する既存評価内容と構内用輸送容器での安全設計・評価の方針を示す。

なお，４号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料については，平均燃焼度が既存評価に用いた平均燃焼度を僅かに上回るものがある。４号機の使用済燃料プールに貯蔵中の燃料の種類ごとの性状と既存評価に用いられた燃料仕様を比較し，４号機の燃料は冷却期間が十分に長いため崩壊熱量及び放射能強度が既存評価を超えることはなく，既存評価に包絡されていることを確認している。

また，４号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料には，漏えい燃料及び変形燃料がある。

構内用輸送容器には健全燃料のみを収納する場合と，健全燃料と漏えい燃料及び変形燃料を同時に収納する場合があり，変形燃料については，通常の燃料輸送時に用いる大口格子に設置されている燃料収納スペーサを抜き取り，大口格子にスツールと共に収納する。燃料を混載する場合には，必要に応じ新規評価を実施することとする。

3. 構内用輸送容器に収納する燃料

構内用輸送容器に収納する燃料は，漏えい燃料（２体），変形燃料（１体），及び健全と確認された燃料である。なお，燃料の健全性の確認方法等については，「添付資料１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書」に記載している。

3.1. 漏えい燃料（２体）

漏えい燃料は，原子炉停止後シッピング検査により漏えいが確認された燃料である*1。２体とも震災前に使用済燃料プールにおいて超音波装置を用いて漏えい燃料棒が特定されている。ファイバースコープ装置による漏えい燃料棒の観察の結果，漏えい燃料棒の漏えい孔及び被覆管の亀裂は２体とも確認されていないが，水素化による被覆管の膨れが一部に確認されており，また２体のうち１体は漏えいの原因と推定される金属らしき異物が確認されている。

3.2. 変形燃料（１体）

変形燃料は，過去の震災前の取り扱いによりチャンネルボックス及びハンドルが変形した燃料である*2。事象発生当時に当該燃料についてシッピングを実施した結果，放射性物質の漏えいは確認されていない。そのため，当該燃料の燃料被覆管の密封性能は維持されているものと考えられる。また，2013 年 12 月に当該燃料について吊上げチャンネルボックスの曲がり状況を確認し，チャンネルボックスの曲がりを考慮した最大寸法は測定誤差を加味し 156mm であることを確認している*3。

*1 報告書番号 2006-東京-M006，2007-東京-M015（ニューシア（原子力施設情報公開ライブラリー））

*2 報告書番号 1982-東京-T003（ニューシア（原子力施設情報公開ライブラリー））

*3 福島第一原子力発電所４号機使用済燃料プール内の変形が確認されている燃料集合体の調査結果について（平成２６年１月３０日，東京電力株式会社）

表－２　構内用輸送容器安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	既存評価を引用	新評価実施	評価方針	備考
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管	○	－	収納する燃料の崩壊熱量が既存評価以下であるため，既存評価を引用して評価を行う。	緩衝体がない状態では，緩衝体がある状態と比較して各部の温度は低くなる。
		構内用輸送容器	○	－		
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	構内用輸送容器	○	－	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器の密封部が健全性を維持することを確認する。	構造強度の評価にて密封部の構造健全性を説明する。
遮へい機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする設計とする。	構内用輸送容器	－	○	線源強度は既存評価に包絡されるが，緩衝体を装着しないため，緩衝体がない状態での遮へい評価を実施する。なお，線源強度は安全側に既存評価の値を用いる。漏えい燃料については，ペレット放出を考慮した評価を実施する。	
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	構内用輸送容器	○	○	収納する燃料の初期濃縮度は既存評価以下である。既存評価においては容器配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，構内輸送での条件と比較して，十分安全側であることから，既存評価を引用して評価を行う。漏えい燃料については，保守的にペレットが容器内に放出された状態での評価を実施する。変形燃料については，保守的に燃料棒の変形を考慮した状態での評価を実施する。	
構造強度	構内用輸送容器は取り扱い中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	構内用輸送容器	○	－	容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにおける設計事象の荷重条件が既存評価における荷重条件に包絡されることをもって評価条件が既存評価に包絡されることを確認した上で，既存評価を引用して評価を行う。	
		大口格子用スツール	－	○	変形燃料輸送時には大口格子にスツールを装荷するため，スツールの強度評価を行う。	

参考資料

核燃料輸送物設計変更承認申請書に記載の輸送容器の保守について

核燃料輸送物設計変更承認申請書に記載の輸送容器の保守について，該当箇所の抜粋を以下に記載する。

B．　保守条件

輸送容器の仕様を長期にわたって保証できる保守条件について定める。

輸送容器は、定期点検として、(ニ)－第B．１表の項目に示す定期自主検査、定常検査、基本検査及び総合検査を実施する。また、定期点検の結果、必要に応じて補修を実施する。なお、１年以上使用する計画のない輸送容器については、保管状態に置くことができる。

（１）定期自主検査

外観検査（Ⅰ）、気密漏えい検査、未臨界検査（Ⅰ）、吊上検査（Ⅰ）、作動確認検査を１年に１回以上実施する。なお、保管期間中には、外観検査（Ⅲ）のみを実施する。

但し、年間使用回数が 10 回を超えるものにあっては、使用回数 10 回に１回以上実施する。

（２）定常検査

外観検査（Ⅰ）、気密漏えい検査、未臨界検査（Ⅰ）、吊上検査（Ⅰ）、作動確認検査を輸送前毎に実施する。

（３）基本検査

外観検査（Ⅰ）・（Ⅱ）、気密漏えい検査、未臨界検査（Ⅰ）、吊上検査（Ⅰ）・（Ⅱ）、作動確認検査を５年に１回実施する。

但し、前回の検査から使用回数が 30 回を超えるものにあっては、使用回数 30 回に１回実施する。

（４）総合検査

外観検査（Ⅰ）・（Ⅱ）、耐圧検査、気密漏えい検査、遮蔽検査、未臨界検査（Ⅰ）・（Ⅱ）・（Ⅲ）、熱検査、吊上検査（Ⅰ）・（Ⅱ）、作動確認検査を 10 年に１回実施する。

但し、前回の検査から使用回数が 60 回を超えるものにあっては、使用回数 60 回に１回実施する。なお、遮蔽検査及び熱検査については検査期限を過ぎた場合、期限を過ぎた初回の燃料輸送時(燃料装荷から燃料取出)に実施する。

（５）定期点検の期限管理

定期点検の有効期間は、前回の各々の定期点検終了日を起点とし、有効期間内に次の定期点検を開始する。

基本検査及び総合検査の有効期間の期限が輸送容器の保管期間中になる場合は、各々の検査を省略することができる。

（６）補修

（１）・（２）・（３）・（４）の検査の結果、補修が必要と判定された部位については、補修を行う。

（７）輸送容器保管状態の管理

輸送容器を保管状態に置くに当たっては、定期自主検査を実施する。輸送容器は必要な養生を行った上で保管する。

（８）保管期間終了後の検査

保管期間終了後に輸送容器を再使用する前に、定期自主検査に加え、保管期間中に省

略した他の定期点検を行う。

（9）記録の保管

製作時検査記録、定期自主検査記録、定常検査記録、基本検査記録及び総合検査記録などの定期点検記録（補修記録や部品交換履歴を含む）は、当該輸送容器存続中保存する。

(ニ)－第Ｂ．１表　定期点検の項目、検査方法、合格基準及び検査区分

検査項目	検査方法	合格基準	検査区分			
			定期自主検査	定常検査	基本検査	総合検査
外観検査（Ⅰ）	輸送容器の外表面を目視で検査する。	輸送容器の形状に異常な傷又は割れがないこと。	○	○	○	○
外観検査（Ⅱ）	輸送容器の構成部品である蓋部、バルブ及びシール面について外観を目視で検査する。	表面の形状に異常な傷又は割れがないこと。	－	－	○	○
外観検査（Ⅲ）	輸送容器の外表面を目視で検査する。	輸送容器の形状に異常な傷又は割れがないこと。	○*1	－	－	－
耐圧検査	0.75MPaGの水圧（輸送容器製作時の耐圧検査圧力）を加え、輸送容器の外表面を目視で検査する。	異常な変形、ひび、割れ等がないこと。	－	－	－	○
気密漏えい検査	輸送容器密封部に 0.66MPaG 以上の圧力を加え、圧力降下を測定し、漏えい率を算出する。	各部の漏えい率の合計が 3×10^{-2} ref cm^3/s を超えないこと。	○	○	○	○
遮蔽検査	収納物を収納した状態で、輸送容器表面の各部の線量当量率測定を行い、測定結果と収納物仕様相当の線源強度で行った評価結果を比較する。	遮蔽能力に劣化のないこと。	－	－	－	○*2
未臨界検査（Ⅰ）	輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で検査する。	バスケットに異常な変形又は破損がないこと。	○	○	○	○
未臨界検査（Ⅱ）	バスケットの格子枠について、寸法確認用スルーゲージを挿入する。	スルーゲージが支障なく挿入できること。	－	－	－	○
未臨界検査（Ⅲ）	中性子吸収による中性子吸収材の減損について計算により評価する。	臨界防止性能に影響を及ぼす減損がないこと。	－	－	－	○
熱検査	収納物を収納した状態で、輸送容器表面の各部の温度測定を行い、測定結果と収納物仕様相当の発熱量で行った評価結果を比較する。	伝熱性能に劣化のないこと。	－	－	－	○*2
吊上検査（Ⅰ）	輸送容器を吊り上げた後の状態において、上部トラニオン部の外観を目視で検査する。	トラニオン部など吊上部等に異常な変形又は破損がないこと。	○	○	○	○
吊上検査（Ⅱ）	上部トラニオン部について浸透探傷試験を行う。	有害な傷による浸透指示模様のないこと。	－	－	○	○
作動確認検査	バルブの開閉を行い、作動性を検査する。	作動性に異常がないこと。	○	○	○	○

*1：外観検査（Ⅲ）は、保管期間中に実施する。
*2：総合検査の有効期間 10 年を過ぎた場合には、初回の燃料輸送時(燃料装荷から燃料取出)に実施する。

Ｂ．１　外観検査

外観検査（Ⅰ）は、輸送容器の外表面を目視で検査する。

外観検査（Ⅱ）は、輸送容器の構成部品である蓋部、バルブ及びシール面について外観を目視で検査する。

外観検査（Ⅲ）は、保管状態の輸送容器の外表面を目視で検査する。

Ｂ．２　耐圧検査

0.75MPaGの水圧（輸送容器製作時の耐圧検査圧力）を加えて、輸送容器の外表面を目視で検査する。

Ｂ．３　気密漏えい検査

輸送容器密封部に0.66MPaG以上の圧力を加え、圧力降下を測定し、漏えい率を算出する。

Ｂ．４　遮蔽検査

収納物を収納した状態で、輸送容器表面の各部の線量当量率測定を行い、測定結果と収納物仕様相当の線源強度で行った評価結果を比較する。

Ｂ．５　未臨界検査

未臨界検査（Ⅰ）は、輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で検査する。

未臨界検査（Ⅱ）は、バスケットの格子枠について、寸法確認用スルーゲージを挿入する。

未臨界検査（Ⅲ）は、中性子吸収による中性子吸収材の減損について計算により評価する。

Ｂ．６　熱検査

収納物を収納した状態で、輸送容器表面の各部の温度測定を行い、測定結果と収納物仕様相当の発熱量で行った評価結果を比較する。

Ｂ．７　吊上検査

吊上検査（Ⅰ）は、輸送容器を吊り上げた後の状態において、上部トラニオン部の外観を目視で検査する。

吊上検査（Ⅱ）は、上部トラニオン部について浸透探傷試験を行う。

Ｂ．８　作動確認検査

バルブの開閉を行い、作動性を検査する。

B．9　補助系の保守

該当なし。

B．10　密封装置の弁、ガスケット等の保守

輸送容器の弁の保守は、分解点検を原則として１年に１回実施する。また、輸送容器の弁、Ｏリング及びボルトは、定期点検及び輸送物発送前検査においても交換が必要となった場合に、その都度新品と取り替える。なお、輸送容器が保管期間中の場合は、輸送容器の弁の保守を省略することができる。

上記に係わらず、(ニ)－第Ｂ．２表に示す部品については同表の交換頻度で無条件に交換する。部品交換又は補修後は、当該部位の再検査を行う。定期点検の実績、部品交換や安全機能に係る部位の補修については、記録し、輸送容器存続中保存する。

(ニ)－第Ｂ．２表　部 品 交 換 頻 度

部 品 名	交換頻度	備考
Ｏリング	実使用期間（燃料装荷期間）の合計で１年に１回以上	密封境界に係る部位とする

B．11　輸送容器の保管

B．11．１　保管状態の管理

輸送容器を保管状態に置くに当たっては、定期自主検査を実施する。輸送容器は必要な養生を行った上で保管する。

B．11．２　保管期間終了後の検査・補修

保管期間終了後に輸送容器を再使用する場合は、保管開始前に行った定期点検から再使用までの保管状況に応じて、定期点検及び補修を行う。

B．12　記録の保管

製作時検査記録、定期自主検査記録、定常検査記録、基本検査記録及び総合検査記録などの定期点検記録（補修記録や部品交換履歴を含む）は、当該輸送容器存続中保存する。

B．13　その他

該当なし。

4.　安全評価

4.1.　構造強度

(1)　基本的な考え方

構内用輸送容器の構造強度については，既存評価の結果を基に，構内用輸送容器の構造強度が想定すべき事象（設計事象）において設計基準に適合していることを確認する。

評価部位は，安全上重要な部位として容器本体，蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオン，並びに大口格子用スツールとする。また，設計基準は，構外用輸送容器としての安全評価に用いられている基準を適用する。

(2)　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，構内用輸送容器の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図－２に示すハンドリングフローに基づき，構内用輸送容器の取り扱い及び共用プールまでの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表－３に示す。

a. 設計事象Ⅰ

容器本体及び蓋には，収納する燃料の発熱により内圧及び熱による応力が発生する。また，取り扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，取り扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには取り扱い時の吊上げ等による応力，及び構内輸送時における固縛荷重による応力が発生する。

大口格子用スツールには，取り扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

b. 設計事象Ⅱ

容器本体及び蓋には，輸送架台へのトラニオン衝突（取り扱いモードNo.2），構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取り扱いモードNo.6），構内用輸送容器の転倒防止台座への衝突（取り扱いモードNo.8）及びキャスクピットへの衝突（取り扱いモードNo.9）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

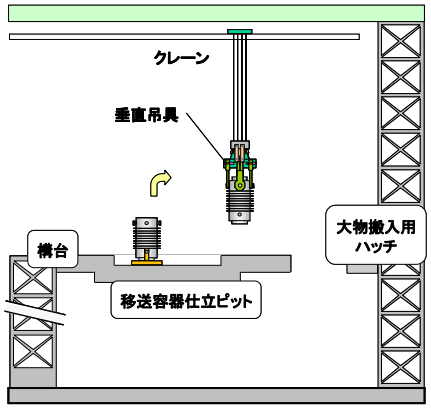
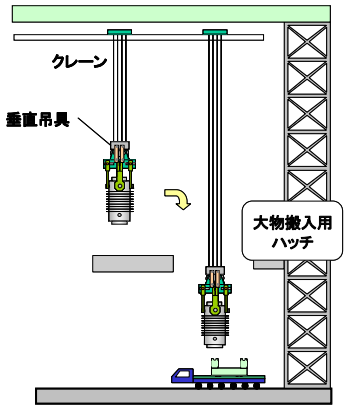
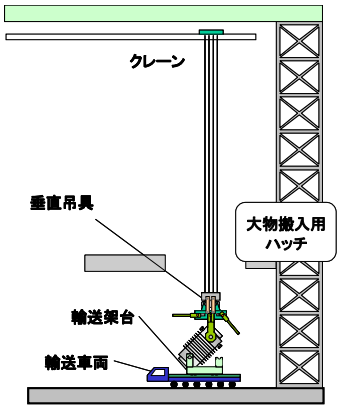
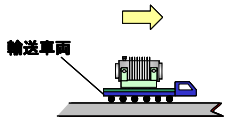
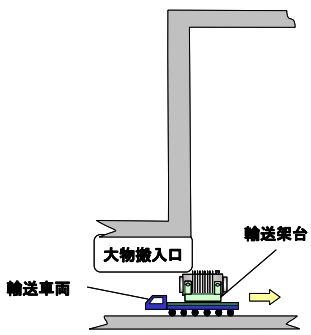
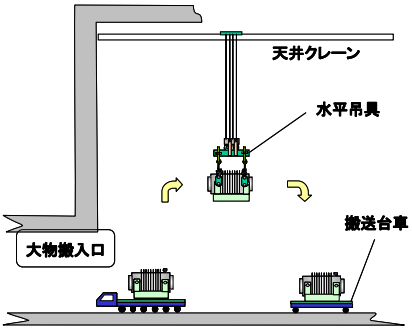
バスケットには，輸送架台へのトラニオン衝突（取り扱いモードNo.2），構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取り扱いモードNo.6），構内用輸送容器の転倒防止台座への衝突（取り扱いモードNo.8）及びキャスクピットへの衝突（取り扱いモードNo.9）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには，輸送架台へのトラニオン衝突（取り扱いモードNo.2）及び構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取り扱いモードNo.6）の加速度における荷重がかかり，応力が発生する。

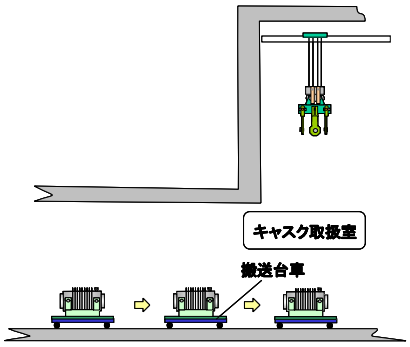
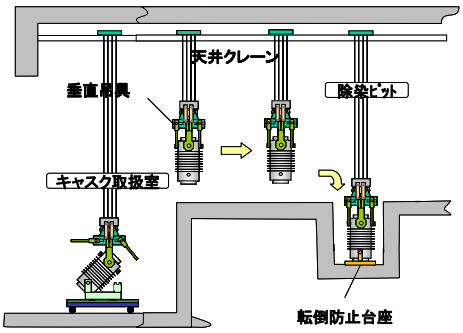
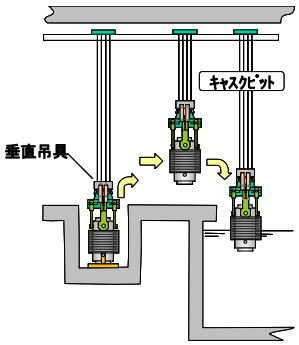
大口格子用スツールには，輸送架台へのトラニオン衝突（取り扱いモードNo.2），構内用輸送容器を積載した輸送架台の搬送台車への衝突（取り扱いモードNo.6），構内用輸送容器の転倒防止台座への衝突（取り扱いモードNo.8）及びキャスクピットへの衝突（取り扱いモードNo.9）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

c. 設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

構内用輸送容器を取り扱う設備及び運用においては，ワイヤーロープの二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，構内用輸送容器の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
1	輸送容器の搬出 	2	輸送容器の吊下ろし 
3	輸送車両への積載 	4	構内輸送（徐行） 
5	共用プール建屋への搬入 	6	搬送台車への積載 

図－２　構内用輸送容器のハンドリングフロー（1/2）

<table>
<tr><th>No.</th><th>取り扱いモード</th><th>No.</th><th>取り扱いモード</th></tr>
<tr><td>7</td><td>キャスク取扱室への移動
 
</td><td>8</td><td>除染ピットへの移動
 
</td></tr>
<tr><td>9</td><td>キャスクピットへ移動
 
</td><td></td><td></td></tr>
</table>

図－２　構内用輸送容器のハンドリングフロー（2/2）

表－３　設計事象の抽出

起因事象（ハンドリングフローNo.）		原因	発生の可能性	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
構内用輸送容器の落下	輸送車両取り扱い時の落下（No.4）	固定ボルトの取付け不良	構内用輸送容器は，輸送車両に複数のボルトで固縛されていることを確認する。また，構内用輸送容器は輸送車両で徐行して輸送すること，輸送経路は輸送に関係する人及び車両以外の立入を制限することから，落下しない。	×		×
	搬送台車取り扱い時の落下（No.7）	固定ボルトの取付け不良	構内用輸送容器は，搬送台車に複数のボルトで固縛されていることを確認する。また，搬送台車はレール上を走行し，走行範囲インターロック及び障害物検知装置を有していることから他の構築物等に衝突はしないため，落下しない。	×		×
	クレーン取り扱い時の落下（No.1,2,3,6,8,9）	吊具の取付け不良	吊具の二重化，始業前の吊具点検，取付け後の外れ止めを施すため，構内用輸送容器は落下しない。	×		×
		ワイヤーロープの切断	ワイヤーロープの二重化，始業前のワイヤーロープ点検を行うため，構内用輸送容器は落下しない。	×		×
構内用輸送容器の衝突	クレーン移動時（走行，横行）の衝突（No.1,2,3,6,8,9）	ブレーキの故障	移動前に移動経路に障害物がないことを確認し，構内用輸送容器と移動経路の芯あわせを行い，走行及び横行それぞれにインバータによる停止機能に加えてブレーキによる停止機能により二重化しているため，構内用輸送容器は他の構築物等へ衝突しない。	×		×
		操作員の誤操作	クレーンの横行走行範囲に制限機能を設ける。また，移動前に移動経路に障害物がないことの確認，構内用輸送容器と移動経路の芯あわせを行うため，構内用輸送容器は他の構築物等へ衝突しない。	×		×
	クレーン吊下げ時の衝突（垂直吊り）（異常着床）（No.2,8,9）	ブレーキの故障	巻上げ装置ブレーキを二重化しているため，構内用輸送容器は輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットへ衝突（異常着床）しない。	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，構内用輸送容器は巻下げ速度で輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度0.025m/sで，構内用輸送容器が輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに異常着床する場合を，設計事象として抽出。	○
	クレーン吊下げ時の衝突（水平吊り）（異常着床）（No.6）	ブレーキの故障	巻上げ装置ブレーキを二重化しているため，構内用輸送容器は搬送台車へ衝突（異常着床）しない。	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，輸送架台に積載された状態で構内用輸送容器は巻下げ速度で搬送台車に異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度0.025m/sで，輸送架台に積載された状態で構内用輸送容器が搬送台車に異常着床する場合を，設計事象として抽出。	○

(3)　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，構内用輸送容器に発生する加速度を導出し，容器本体及び蓋，バスケット，トラニオンについては荷重条件が既存評価条件に包絡されることを確認し，大口格子用スツールについては設計加速度を設定する。

a. 設計事象の加速度の導出

事象発生時に構内用輸送容器が有する運動エネルギーを被衝突物（輸送架台，転倒防止台座，キャスクピット床面）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

(a) 輸送架台への衝突（垂直姿勢：取り扱いモードNo.2）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，トラニオン，大口格子用スツール

垂直姿勢で，構内用輸送容器の下部トラニオンが輸送架台のトラニオン受けにクレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器の有する運動エネルギーを輸送架台後部支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。ここで，（１）式より衝撃加速度は質量が小さいほうが保守的な結果となる。また，変形燃料混載時の質量は燃料収納スペーサを抜くため健全燃料輸送時よりも小さい。よって，構内用輸送容器の質量は，変形燃料混載時の質量を用いる。

$$\alpha = 1+\sqrt{1+\frac{K\cdot V^2}{m\cdot g^2}} \qquad (1)$$

ただし，α：衝撃加速度（G）

K：輸送架台後部支持脚の圧縮変形バネ定数（2.17×10^{10}N/m）

V：クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

m：構内用輸送容器の質量（6.87×10^{4}kg）

g：重力加速度（9.8m/s^2）

発生する衝撃加速度は2.75Gとなり，余裕をみて3.0Gを評価加速度とする。

(b) 構内用輸送容器を載せた輸送架台の搬送台車への衝突（水平姿勢：取り扱いモードNo.6）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，トラニオン，大口格子用スツール

構内用輸送容器を載せた輸送架台を搬送台車に積載する際に，輸送架台が搬送台車に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

搬送台車を剛体として，構内用輸送容器の有する運動エネルギーを輸送架台支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：輸送架台前後部支持脚の圧縮変形バネ定数（4.54×10^{10}N/m）

Ｖ：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は3.30Gとなり，余裕をみて4.0Gを評価加速度とする。

(c) 転倒防止台座への衝突（垂直姿勢：取り扱いモードNo.8）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，大口格子用スツール

垂直姿勢で構内用輸送容器が転倒防止台座に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

床面を剛体として，構内用輸送容器の有する運動エネルギーを転倒防止台座のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：転倒防止台座の圧縮変形バネ定数（8.81×10^{11}N/m）

Ｖ：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は10.2Gとなり，余裕をみて11.0Gを評価加速度とする。

(d) キャスクピット床面への衝突（垂直姿勢：取り扱いモードNo.9）

対象部位：容器本体及び蓋，バスケット，大口格子用スツール

垂直姿勢で構内用輸送容器がキャスクピット床面に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

構内用輸送容器の有する運動エネルギーをキャスクピット床面のひずみエネルギーで吸収するとして，（１）式で構内用輸送容器に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，Ｋ：キャスクピット床面のバネ定数（4.33×10^{10}N/m）

Ｖ：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は3.26Gとなり，余裕をみて4.0Gを評価加速度とする。

b. 評価結果

(a) 容器本体及び蓋，バスケット，トラニオン

構内用輸送容器の設計事象における荷重条件と既存評価の荷重条件の比較を表－４～表－６に示す。なお，構内用輸送容器の設計事象及び荷重条件については，抽出された事象のうち最大の荷重が作用する場合について示す。

表－４～表－６に示すとおり，設計事象における「容器本体及び蓋」，「バスケット」及び「トラニオン」に作用する荷重条件は既存評価の荷重条件に包絡されており，評価条件は既存評価に包絡される。また，構造強度評価における設計基準，評価条件，評価方法は既存評価と同様である。従って，構内用輸送容器の構造健全性は維持される。

(b) 大口格子用スツール

構内用輸送容器の設計事象における荷重条件を表－７に，設計加速度を表－８に示す。大口格子用スツールは既存評価がないため，以降で構造健全性を確認する。

表－４　荷重条件の比較（容器本体及び蓋）

<table>
<tr><th colspan="4">構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件</th><th colspan="2">既存評価の事象及び荷重条件</th></tr>
<tr><th>設計事象</th><th>代表事象</th><th>包絡される事象</th><th>荷重条件</th><th>事象</th><th>荷重条件</th></tr>
<tr><td rowspan="4">Ⅰ</td><td rowspan="3">構内輸送時</td><td rowspan="3">－</td><td rowspan="3">容器内圧力：0.6 MPa
ボルト初期締付け力
構内輸送時荷重
上方向*1：2.0G
下方向*1：3.0G
（自重を考慮）
前後方向：2.0G
左右方向：1.0G
熱荷重</td><td>一般の試験条件
0.3m 頭部
垂直落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：56.2G
熱荷重</td></tr>
<tr><td>一般の試験条件
0.3m 底部
垂直落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：56.9G
熱荷重</td></tr>
<tr><td>一般の試験条件
0.3m 水平落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：27.7G
熱荷重</td></tr>
<tr><td>容器の吊上げ，吊下げ，移動</td><td>－</td><td>容器内圧力：0.6 MPa
ボルト初期締付け力
吊上げ荷重
下方向*2：3.0G
（自重を考慮）
熱荷重</td><td>一般の試験条件
0.3m 底部
垂直落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：56.9G
熱荷重</td></tr>
<tr><td rowspan="2">Ⅱ</td><td>輸送架台の搬送台車への衝突
（取り扱いモードNo.6）</td><td>－</td><td>容器内圧力：0.6 MPa
ボルト初期締付け力
輸送架台の搬送台車への衝突時荷重
下方向*1：4.0G
（自重を考慮）
熱荷重</td><td>一般の試験条件
0.3m 水平落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：27.7G
熱荷重</td></tr>
<tr><td>転倒防止台座への衝突
（取り扱いモードNo.8）</td><td>輸送架台へのトラニオン衝突
（取り扱いモードNo.2）
キャスクピットへの衝突
（取り扱いモードNo.9）</td><td>容器内圧力：0.6 MPa
ボルト初期締付け力
転倒防止台座への衝突時荷重
下方向*2：11.0G
（自重を考慮）
熱荷重</td><td>一般の試験条件
0.3m 底部
垂直落下</td><td>容器内圧力：0.6MPa
ボルト初期締付け力
落下時荷重：56.9G
熱荷重</td></tr>
</table>

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

表－５　荷重条件の比較（バスケット）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件				既存評価の事象及び荷重条件	
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件	事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	－	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G	特別の試験条件 9m 頭部垂直落下	落下時荷重：93.0G
				特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重：89.1G
				特別の試験条件 9m 水平落下	落下時荷重：89.5G
	容器の吊上げ，吊下げ，移動	－	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重：89.1G
Ⅱ	輸送架台の搬送台車への衝突 （取り扱いモードNo.6）	－	輸送架台の搬送台車への衝突時荷重 下方向[*1]：4.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 水平落下	落下時荷重：89.5G
	転倒防止台座への衝突 （取り扱いモードNo.8）	輸送架台へのトラニオン衝突 （取り扱いモードNo.2） キャスクピットへの衝突 （取り扱いモードNo.9）	転倒防止台座への衝突時荷重 下方向[*2]：11.0G （自重を考慮）	特別の試験条件 9m 底部垂直落下	落下時荷重：89.1G

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

表－６　荷重条件の比較（トラニオン）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件				既存評価の事象及び荷重条件	
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件	事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	—	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G	通常の輸送条件 （固縛装置）	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
	容器の吊上げ，吊下げ，移動	—	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	通常の輸送条件 （吊上装置）	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）
Ⅱ	輸送架台へのトラニオン衝突 （取り扱いモードNo.2）	輸送架台の搬送台車への衝突 （取り扱いモードNo.6）[*3]	輸送架台へのトラニオン衝突時荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）	通常の輸送条件 （吊上装置）	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

*3 輸送架台への衝突（取り扱いモード No.2）は垂直姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は２本であるのに対して，輸送架台の搬送台車への衝突（取り扱いモード No.6）では水平姿勢で衝突するためトラニオンの荷重負担本数は４本である。

このため，構内用輸送容器への荷重は取り扱いモード No.6 の方が大きいものの，トラニオンあたりに作用する荷重は取り扱いモードNo.2 の方が大きくなる。

以上から，設計事象としては取り扱いモードNo.2 が抽出される。

表－７　荷重条件（大口格子用スツール）

構内用輸送容器の評価事象及び荷重条件			
設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅰ	構内輸送時	－	構内輸送時荷重 上方向[*1]：2.0G 下方向[*1]：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
	容器の吊上げ， 吊下げ，移動	－	吊上げ荷重 下方向[*2]：3.0G （自重を考慮）
Ⅱ	輸送架台の 搬送台車への衝突 （取り扱いモード No.6）	－	輸送架台の搬送台車への 衝突時荷重 下方向[*1]：4.0G （自重を考慮）
	転倒防止台座 への衝突 （取り扱いモード No.8）	輸送架台への トラニオン衝突 （取り扱いモード No.2） キャスクピットへの 衝突 （取り扱いモード No.9）	転倒防止台座への 衝突時荷重 下方向[*2]：11.0G （自重を考慮）

*1 構内用輸送容器軸と直角な方向

*2 構内用輸送容器軸方向

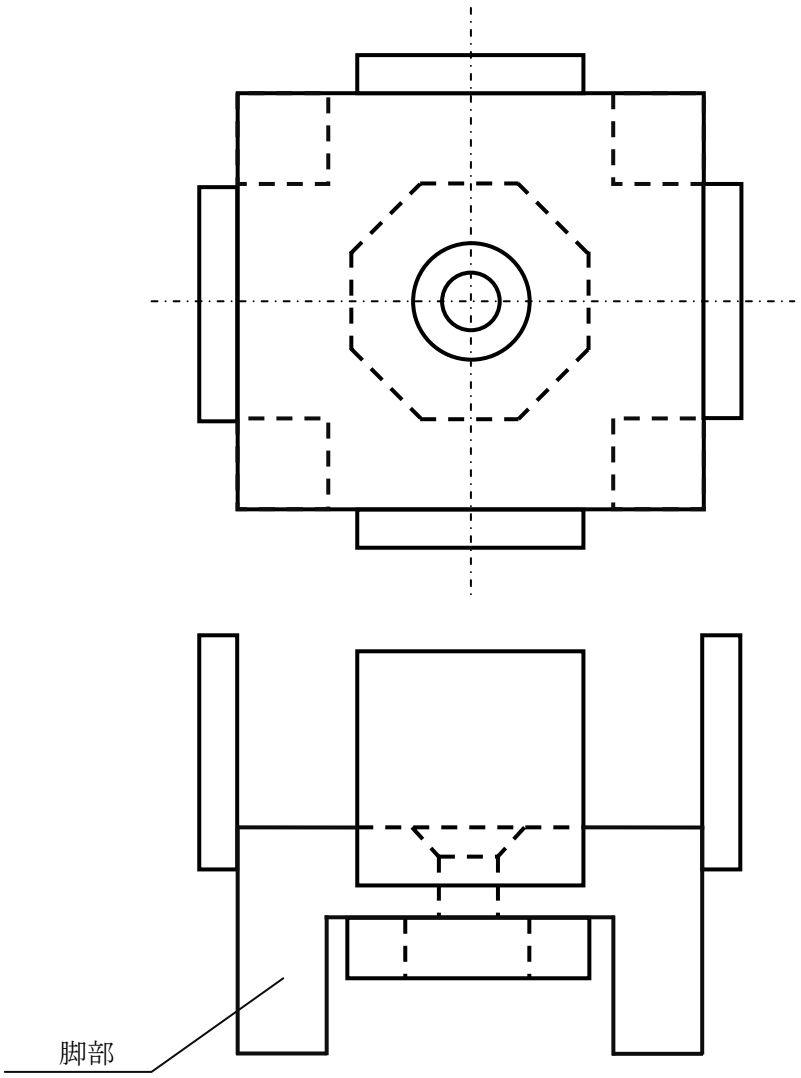
表－８　設計加速度（大口格子用スツール）

方向	設計加速度	備考
構内用輸送容器 軸方向	11.0G （108m/s^2）	以下の荷重の最大値 ・構内輸送時荷重：前後方向 ・吊上げ荷重：下方向 ・転倒防止台座への衝突時荷重：下方向

(4)　大口格子用スツールの構造強度評価

大口格子用スツールの設計基準は，既存評価のスツールに用いられている設計基準を用いる。塑性変形が生じないように，膜応力強さが降伏応力以下であることとする。

大口格子用スツールの構造強度評価は，想定される機械的荷重を基に応力評価式を用いて評価する。構内用輸送容器軸方向に慣性力が作用した場合には大口格子用スツールの脚部に慣性力による圧縮応力が生じる。これらの応力評価箇所を図－３に示す。



図－３　大口格子用スツールの応力評価箇所

構内用輸送容器軸方向に慣性力が作用した場合に大口格子用スツールの脚部に作用する圧縮応力（σc）は，次のようになる。

$\sigma c = W \cdot Gv / A$

$= 9.93\mathrm{MPa}$

ただし，W：燃料（チャンネルボックス含む）重量（320 kg）＋大口格子用スツール重量

Gv：構内用輸送容器軸方向の設計加速度（$108\mathrm{m/s^2}$）

A：大口格子用スツール脚部の全断面積

130℃におけるステンレス鋼の設計降伏点 Sy は 161MPa であるので，大口格子用スツールは塑性変形しない。また，脚部は細長比が小さいので座屈することもない。

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。

② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。

④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

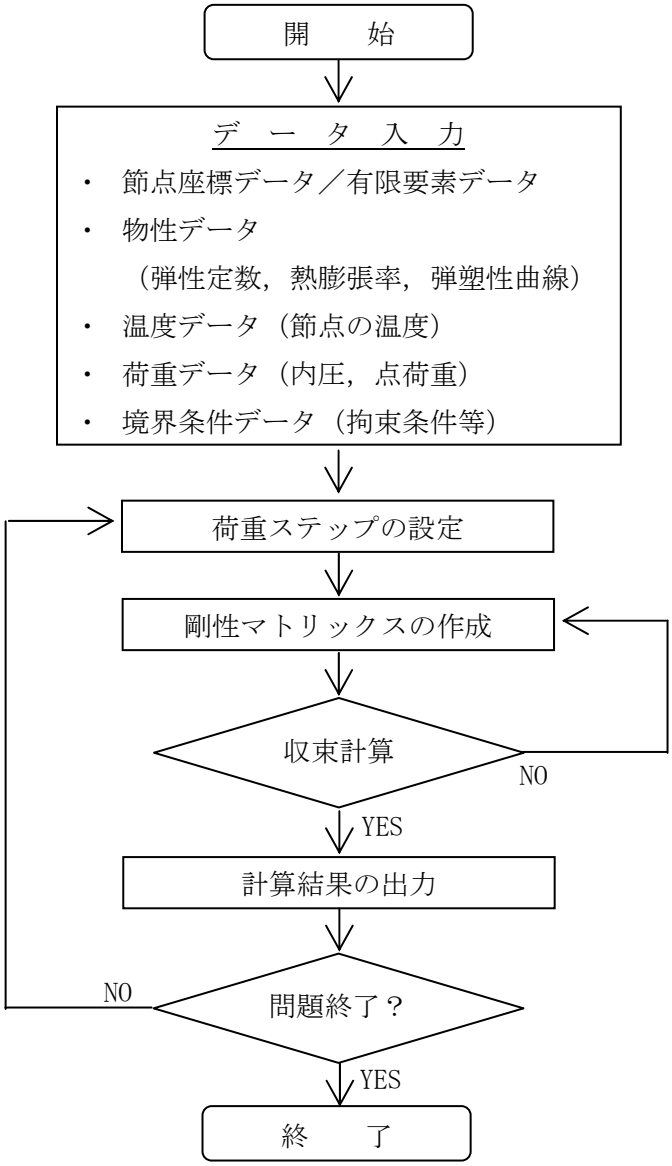
ABAQUS コードの解析フローを図－４に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。



図－４　ABAQUS コードの応力解析フロー図

参考資料

容器内水の放射線分解による圧力上昇について

本構内用輸送容器（NFT-12B 型）の核燃料輸送物設計変更承認書別紙（以下，「SAR」という。）には，NFT-14P 型及び NFT-38B 型を例として，実輸送後の輸送容器内の水素ガス濃度の測定結果及び容器内のガンマ線照射線量から求めた評価結果が示されている。

SAR（参考資料　ロ章 B　容器内水の放射線分解による圧力上昇について）では，ガンマ線照射量を保守的に NFT-12B 型を含む NFT 型輸送物を包含する 1Gy/s(3,600Gy/h)を仮定しても，水素ガス濃度の評価値は小さく（2.4%と評価），容器内圧の上昇として無視できるものであることが示されている。

NFT-12B 型は 4 号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料を対象にしており，容器内のガンマ線照射量は SAR の燃料仕様に基づくガンマ線照射線量（約 0.8Gy/s(2,910Gy/h)）に比べてさらに小さくなると考えられることから，SAR において評価された水素発生量を超えることは無く，新規に水素発生対策を追加する必要はないと考えられる。

また，SAR の該当箇所の抜粋を以下に記載する。

Ｂ．２　容器内水の放射線分解による圧力上昇について

輸送容器内のような密閉した槽内での水の放射線分解により発生するガスの水中濃度はある飽和値に達する。ここでは、ＮＦＴ－１４Ｐ型及びＮＦＴ－３８Ｂ型を例として、実輸送後に輸送容器内の水素ガス濃度を測定した結果[1)]及びＮＦＴ型輸送物の評価を以下に示す。

１．ＮＦＴ型輸送容器内の水素ガス濃度測定結果

(1) 測定対象輸送容器

測定対象輸送容器は、ＰＷＲ燃料輸送用のＮＦＴ－１４Ｐ型及びＢＷＲ燃料用のＮＦＴ－３８Ｂ型とし、各１基の測定を行った。収納物は、漏えいのない健全な使用済燃料であり、ガンマ照射線量はそれぞれ 640Gy/h 及び 844Gy/h である（中性子による照射線量は全照射線量の 10^{-5} 程度であるため評価の上で無視した）。

(2) 輸送容器内ガスのサンプリング

ＮＦＴ型輸送容器の内部ガスは、蓋膨張室内とキャビティ内に分かれているため、それぞれからガスのサンプリングを行なった。サンプリングは、ＮＦＴ型輸送容器からの使用済燃料の取り出し作業の過程で行った。

まず、輸送容器縦起こし状態にて、蓋のバルブを通して、蓋膨張室内のガスをサンプリングタンクに回収し、検知器にガスを吸入して測定した（(ロ)－第Ｂ．参１図）。

次に、輸送容器縦起こし状態にて、輸送容器をプールに入水し、蓋を取り外す際に、輸送容器にガス捕集フードを取付け、サンプリングラインを通してサンプリングバッグに回収し、サンプリングバッグから検知器にキャビティ内のガスを吸入して測定した（(ロ)－第Ｂ．参２図）。

(3) 水素ガス濃度測定

水素濃度の測定は、ガス検知管により行った。実測結果を(ロ)－第Ｂ．参１表に示す。ＮＦＴ－１４Ｐ型及びＮＦＴ－３８Ｂ型の水素濃度測定値は、いずれも発火下限の水素濃度４％を下回る結果であった。

(ロ)－第Ｂ．参１表　水素ガス濃度測定結果[1)]

輸送物	水素ガス濃度	
	蓋膨張室	キャビティ
ＮＦＴ－１４Ｐ型	0.50%	1.24%
ＮＦＴ－３８Ｂ型	0.14%	0.43%

２．ＮＦＴ型輸送容器内の水素ガス濃度評価

(1) 水素ガス濃度を測定したＮＦＴ型輸送容器に対する評価

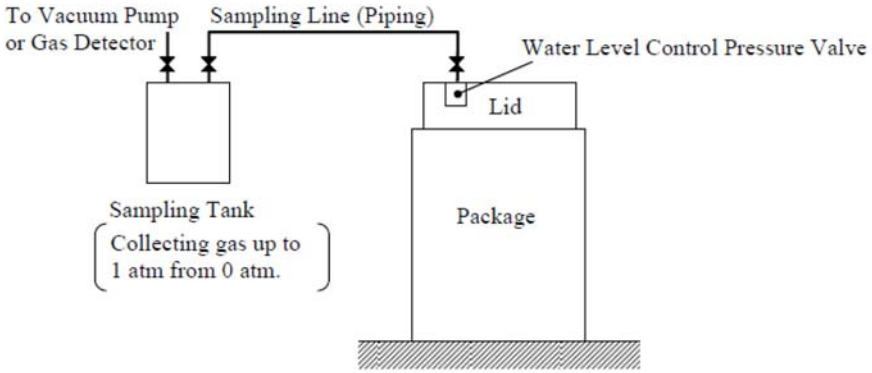
参考文献(1)では、計算評価値として、類似の環境下における水の放射線分解による水素定常濃度評価結果をベースに、水中定常濃度が照射線量の平方根に比例するとして、水素ガス濃度の概算計算を行っている。その評価結果を(ロ)－第Ｂ．参２表に示す。ＮＦＴ－１４Ｐ型では計算値が実験値を若干下回っており、ＮＦＴ－３８Ｂ型では計算値が実験値を上回っているが、比較的よい一致を示している。

(ロ)－第Ｂ．参２表　水素ガス濃度評価結果[1)]

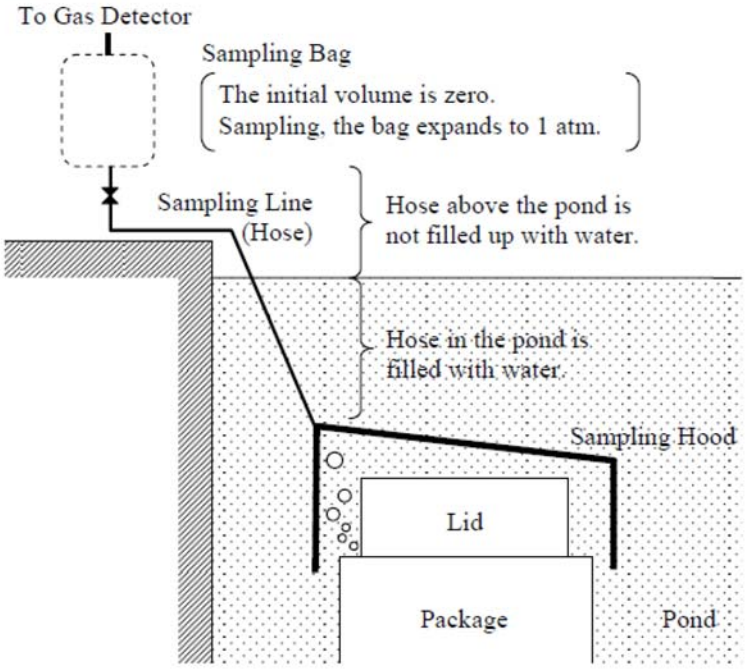
輸送物	ガンマ線照射線量	水素ガス濃度
ＮＦＴ－１４Ｐ型	640Gy/h	0.99%
ＮＦＴ－３８Ｂ型	844Gy/h	1.14%

(2) ＮＦＴ型輸送物における線源条件に対する評価

ＮＦＴ型輸送物において、最もガンマ線源強度が大きいＮＦＴ－１４Ｐ型においても、ガンマ線照射量は約 0.7Gy/s であるが、仮にガンマ線照射線量を保守側に 1Gy/s (3600Gy/h) としても、(1)で示した値を同様に水中定常濃度が照射線量の平方根に比例するとして補正すると、水素ガス濃度は 2.4%となる。この値は、水素ガスの爆発下限である空気との混合比 4%に対して十分小さい値であり、容器内圧の上昇としても無視できるものである。



(ロ)－第Ｂ．参１図　蓋膨張室内ガスのサンプリング方法[1)]



(ロ)－第Ｂ．参２図　輸送容器キャビティ内ガスのサンプリング方法[1)]

<参考文献>

1）Y.Fujita, M.Ebihara, “Evaluation of Hydrogen Yield in Spent Fuel Transport Package”, The 16th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials (PATRAM 2010), October 3-8, 2010, London, UK, Poster Session 210 (2010).

4.2.　除熱機能

4.2.1.　健全燃料輸送時

(1)　基本的な考え方

除熱設計にあたっては，燃料の健全性及び構内用輸送容器の安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，以下のとおり設計する。

a.　収納された使用済燃料より発生する崩壊熱は，胴内に充填した水及び空気の自然対流及び伝導により容器本体胴に伝えられる。
b.　容器本体胴に伝えられた熱は主として中性子遮へい部のレジン中に設けた伝熱フィンにより外筒に伝えられる。
c.　外筒に伝えられた熱は外筒及び外筒に設置したフィンにより大気に放散される。

除熱機能の評価においては，収納する使用済燃料の最大崩壊熱量を考慮し，環境条件には構外用輸送容器としての安全評価に用いられている条件を用い，自然冷却により冷却されるものとして各部の温度を求め，各部材料の制限温度を超えないことを評価する。

構内輸送では緩衝体を装着しない運用とするが，既存評価の除熱設計において緩衝体は断熱の効果を有していることから，緩衝体を装着しない運用は除熱性能が向上し，容器本体の温度は既存評価における各部温度に比べて低くなる。また，構内用輸送容器に収納する燃料仕様は既存評価に用いている燃料仕様に包絡されており，既存評価に比べて使用済燃料の崩壊熱量は十分低いものとなっている。このため，評価結果は既存評価書の内容を引用する。

(2) 設計基準

設計基準を表－９に示す。

表－９　設計基準

対象部位	材質	設計基準	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	レジン	使用可能温度	149	中性子遮へい材
	ふっ素ゴム	使用可能温度	300	Ｏリング
	炭素鋼	構造強度が確保される制限温度	375	胴
	ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	425	蓋
	ボロン入りステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	200	バスケット
燃料被覆管	ジルカロイ－２	照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度 *1，*2	200	7×7 燃料，8×8 燃料
			300	新型８×８ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料，高燃焼度 8×8 燃料，9×9 燃料

*1 平成 18 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終報告書）（06 基炉報-0006，独立行政法人原子力安全基盤機構）

*2 平成 19 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料健全性等調査に関する試験成果報告書）（07 基炉報-0004，独立行政法人原子力安全基盤機構）

(3)　燃料仕様

既存評価では最大崩壊熱量（15kW）で評価を実施しており，本構内輸送で収納を予定している燃料の崩壊熱量(最大 8kW)を包絡している。

(4)　評価条件

既存評価の内容を以下に示す。

構内用輸送容器の除熱評価は，以下の２種類の解析モデルを用いて行う。

a. 半径方向輪切り軸方向フィン半ピッチモデル
（以下「輪切り半ピッチモデル」という。）

b. 軸方向二次元軸対称全体モデル
（以下「全体モデル」という。）

評価条件を表－１０に示す。

表－１０　評価条件

項目		評価条件
収納体数　　(体)		12
崩壊熱量　　(kW)		15
周囲温度　　(℃)		38
太陽熱放射 (W/m^2)	垂直に輸送される表面及び水平に輸送されない下向きの表面	200
	その他の表面（曲面）	400

(5)　評価方法

軸方向を断熱とした輪切り半ピッチモデルで構内用輸送容器中央部断面の各部温度を評価する。輪切り半ピッチモデルで評価できない部位については，軸方向の温度分布が求められる全体モデルで評価する。

解析にはABAQUSコードを用いる。

(6)　評価結果

評価結果を表－１１に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は123℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表－１１　評価結果（各部温度）

対象部位	材質	評価結果（℃）	設計基準温度（℃）	備考
構内用輸送容器	レジン	104	149	中性子遮へい材
	ふっ素ゴム	106	300	Ｏリング
	炭素鋼	116	375	胴
	ステンレス鋼	110	425	蓋
	ボロン入りステンレス鋼	120	200	バスケット
燃料被覆管	ジルカロイ－２	123	200	7×7燃料，8×8燃料
			300	新型8×8ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料，高燃焼度8×8燃料，9×9燃料

4.2.2.　漏えい・変形燃料混載時

構内用輸送容器に収納する漏えい・変形燃料の燃料仕様は既存評価に用いている燃料仕様に包絡されており，既存評価に比べて使用済燃料の崩壊熱量は十分低いものとなっている。このため，評価結果は前項の健全燃料輸送時の評価に包絡される。

なお，万が一輸送容器の取り扱い中に漏えい燃料棒が破損し，漏えい燃料棒からペレットが放出されたとしても，放出ペレットの発熱量は設計発熱量の 0.1%未満であり，構内用輸送容器の構成部材及び燃料の健全性に影響はない。

また，既存評価の解析モデルには燃料収納スペーサをモデル化しているが，燃料収納スペーサがない場合でも上記と同様に崩壊熱量は十分低いものとなっていることから，構内用輸送容器の構成部材及び燃料の健全性に影響はない。

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図－５に示す。

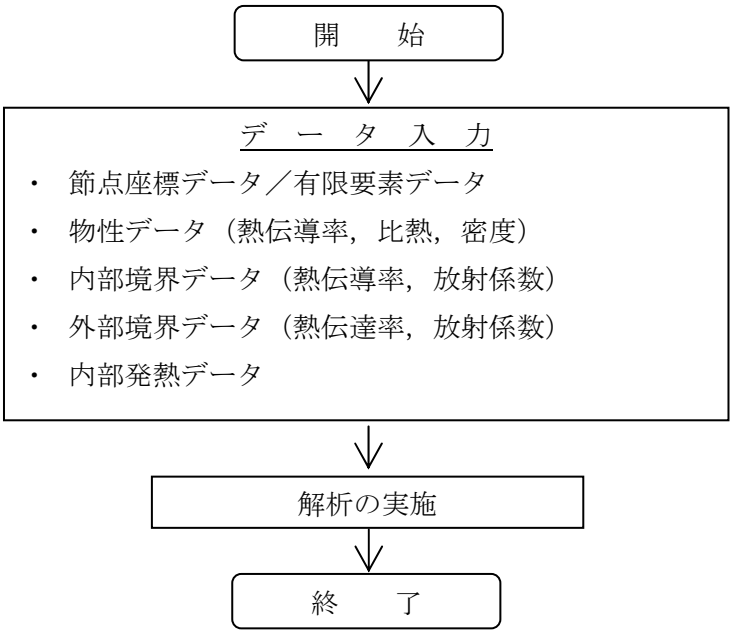
（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)



図－５　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図－６に示す。

（４） 使用実績

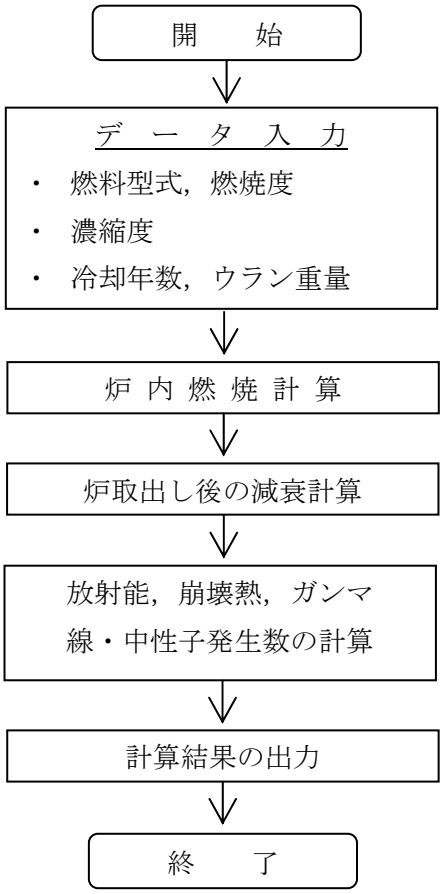
ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1]が実施されていることが確認されている。
大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2]が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2（社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月



図－６　ORIGEN2 コードの計算フロー図

4.3.　密封機能

(1)　基本的な考え方

構内用輸送容器の密封装置は，容器本体及び蓋より構成される密封容器とこれに付属するバルブから構成される。容器本体と蓋の間，及びバルブのガスケットにはOリングが使用されている。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価及び除熱機能評価の結果から，構内用輸送容器の密封性能が維持されることを確認する。

(2)　評価結果

4.1.項に示したとおり，構造強度評価から蓋，蓋ボルト，胴及び底板は構内輸送における荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封装置の構造健全性に問題がないことが確認されている。

また，4.2.項に示したとおり，除熱機能評価から構内輸送時のOリングの温度は 106℃以下であり，設計基準温度である 300℃を大きく下回ることから，熱的健全性に問題ないことが確認されている。

以上から，構内用輸送容器の密封性能は維持される。

4.4.　遮へい機能

4.4.1.　健全燃料輸送時

(1)　基本的な考え方

遮へい設計にあたっては，内部に燃料を入れた場合に放射線障害を阻止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする能力を有するよう以下のとおり設計する。

a．構内用輸送容器はガンマ線遮へいと中性子遮へいの機能を有する。

b．主要なガンマ線遮へい材は，胴，底板及び外筒の炭素鋼と蓋のステンレス鋼である。

c．主要な中性子遮へい材は，胴内水及び胴と外筒間のレジンである。

遮へい機能の評価においては，収納する使用済燃料の線源強度を考慮し，構外用輸送容器としての安全評価に用いられている評価手法を用い，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍにおける線量当量率が設計基準を超えないことを評価する。

なお，構内用輸送容器に収納する燃料仕様は既存評価に用いている燃料仕様に包絡されるが，構内輸送では緩衝体がない状態で運用することから，再評価を実施する。ただし，緩衝体がない解析モデルである事以外は既存評価と同じとし，既存評価書の内容を引用する。

(2)　設計基準

設計基準を表－１２に示す。

表－１２　設計基準

（単位：μSv/h）

	設計基準
構内用輸送容器　表面	2000 以下
構内用輸送容器　表面から１ｍ	100 以下

(3)　評価条件

評価条件は既存評価と同一である。

(4)　評価方法

遮へい計算は，既存評価と同様に，ガンマ線，中性子共にDOT3.5コードを用いて計算し，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を求める。

遮へい解析モデルは既存評価モデルから，緩衝体のないモデルに変更する。その他の条件は，既存評価と同様である。

ライブラリとしては，DLC-23/CASKデータを用い，線量当量率への変換はICRP Publ.74に従う。

(5)　評価結果

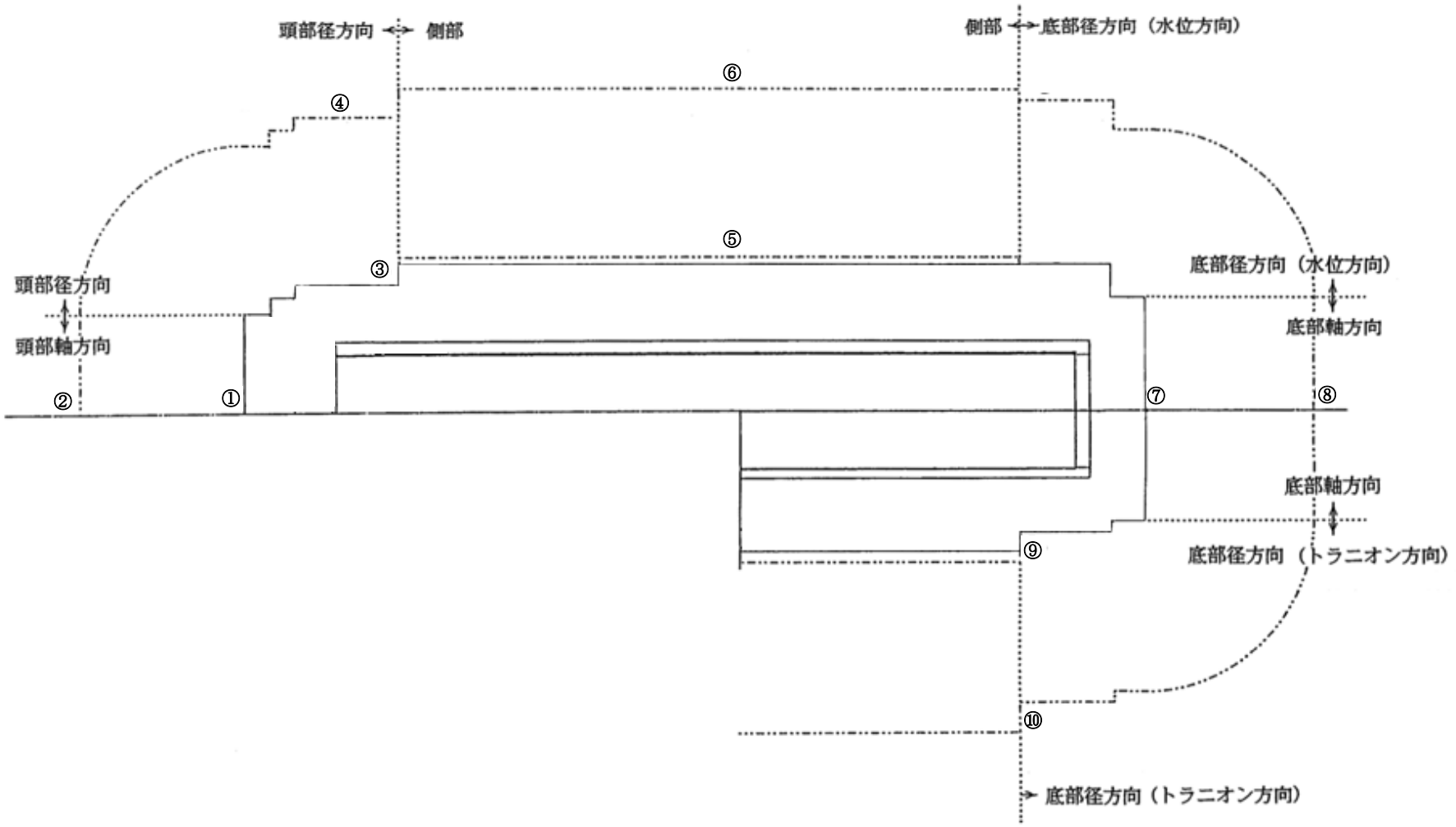
構内用輸送容器の線量当量率評価位置を図－７に,評価結果を表－１３に示す。なお,評価結果は頭部軸方向，頭部径方向，側部，底部径方向，底部軸方向における線量当量率の最大値を示している。

本表に示すとおり，構内用輸送容器は設計基準値を満足している。

表－１３　最大線量当量率の計算結果

（単位：μSv/h）

		頭部		側 部	底部	
		軸方向	径方向		軸方向	径方向
評価点		①	③	⑤	⑦	⑨
表面	計算結果	984.6	549.9	236.9	165.1	928.8
	設計基準値	2000				
評価点		②	④	⑥	⑧	⑩
表面から１ｍ	計算結果	38.3	44.5	79.5	31.5	57.6
	設計基準値	100				



図－７　　線量当量率評価位置

4.4.2.　漏えい・変形燃料混載時

(1)　基本的な考え方

漏えい・変形燃料混載時の遮へい機能の評価においては，構外用輸送容器としての安全評価（漏えい燃料収納時）に用いられている評価手法を用い，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍにおける線量当量率が設計基準を超えないことを評価する。

なお，構内輸送では燃料収納缶を用いずに運用することから，再評価を実施する。ただし，燃料収納缶がない解析モデルである事以外は既存評価と同じとし，既存評価書の内容を引用する。

(2)　設計基準

設計基準は健全燃料と同様であり，表－１２に示すとおりである。

(3)　評価条件

漏えい燃料２体については，漏えい燃料の冷却期間，平均燃焼度により放射能強度を求め，評価を行う。

なお，変形燃料については冷却期間，平均燃焼度は既存評価の条件に包絡されるため，本評価では変形燃料は安全側に健全燃料として扱うこととする。

(4)　評価方法

漏えい燃料については，安全側に漏えい燃料棒の破損を仮定し，漏えい燃料棒 2 本分のペレットが容器内の任意の位置に存在するものとして線量当量率を求める。

遮へい計算は，ガンマ線，中性子共に ANISN コードを用いて燃料棒２本分のペレットに対する線量当量率を求め，安全側に健全燃料（変形燃料含む）のみ収納時の線量当量率に加算して，構内用輸送容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を求める。

解析モデルは一次元球モデルとし，健全燃料の解析モデルにおける遮へい解析結果が厳しい位置に存在すると仮定する。

なお，ライブラリは，健全燃料と同様に DLC-23/CASK データを用い，線量当量率への変換は ICRP Publ.74 に従う。

(5)　評価結果

漏えい・変形燃料混載時の評価結果を表－１４に示す。なお，評価結果は頭部軸方向，頭部径方向，側部，底部径方向，底部軸方向における線量当量率の最大値を示している。

本表に示すとおり，漏えい・変形燃料混載時においても構内用輸送容器は設計基準値を満足している。

なお，線量当量率評価位置については，健全燃料収納時と同様であり，図－７に示すとおりである。

表－１４　最大線量当量率の計算結果（漏えい・変形燃料混載時）

（単位：μSv/h）

		頭部		側 部	底部	
		軸方向	径方向		軸方向	径方向
評価点		①	③	⑤	⑦	⑨
表面	計算結果	1010.0	607.7	238.3	237.2	986.6
	設計基準値	2000				
評価点		②	④	⑥	⑧	⑩
表面から１ｍ	計算結果	40.7	47.7	79.8	35.4	60.8
	設計基準値	100				

参考資料

遮へい解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の放射線源強度計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図－８に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の放射線源強度計算に広く使用されている[*1]。

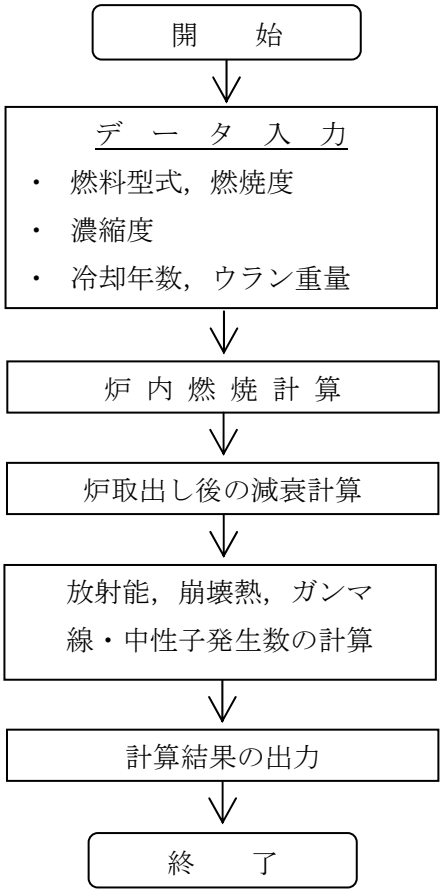
（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2]が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL，“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”，CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”，1989 年 8 月



図－８　ORIGEN2 コードの計算フロー図

遮へい解析に用いるコード（DOT3.5）について

（１）概要

DOT3.5 コード（以下「DOT コード」という。）は二次元輸送コードであり，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された汎用解析コードである。

（２）機能

DOT コードは，遮へい解析に際して以下の機能を有する。

① ガンマ線や中性子線に対するボルツマン輸送方程式を解くことによる数値解析法であり，放射線の挙動を追跡するのに重要な非等方性が表現できる。

② DOT コードは，二次元の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

DOT コードの解析フローを図－９に示す。

（４）使用実績

DOT コードは，原子力施設の遮へい計算に広く用いられており，輸送容器の遮へい解析に豊富な実績がある。

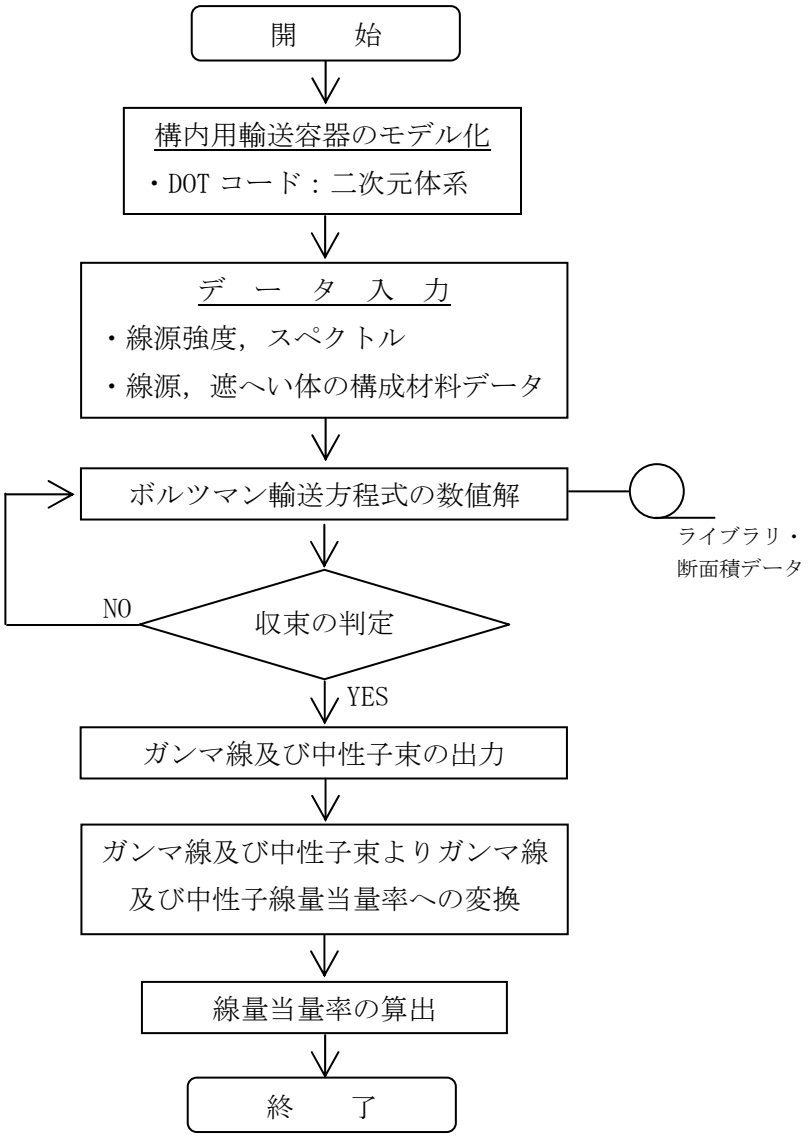
（５）検証

汎用コードの導入評価*1 が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証*2 が実施されていることが確認されている。

*1 W. A. Rhoades, “DOT3.5 TWO DIMENSIONAL DISCRETE ORDINATES RADIATION TRANSPORT CODE”, CCC-276,1978 年 10 月

*2 (社)日本原子力学会“中性子遮蔽設計ハンドブック”, 1993 年 4 月



図－９　DOT コードの解析フロー図

4.5.　臨界防止機能

4.5.1.　健全燃料輸送時

(1) 基本的な考え方

臨界防止にあたっては，想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

a.　燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

b.　バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン入りステンレス鋼を使用する。

なお，臨界防止機能の評価においては，構内用輸送容器に収納する健全燃料の初期濃縮度（約 3.8wt%）は既存評価に用いている初期濃縮度（約 4.2wt%）に包絡されるため，評価結果は既存評価書の内容を引用する。

(2) 設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

(3) 評価条件

既存評価の内容を以下に示す。

・評価は初期濃縮度の高い 9×9 燃料について行う。
・燃料のウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値（初期濃縮度）とする。
・燃料集合体には可燃性毒物としてガドリニウムを添加した燃料棒が含まれるが，中性子吸収断面積の大きいガドリニウムの存在を無視し，安全側にガドリニウムを添加していない燃料棒に置換える。
・燃料は反応度が最も高くなるように配置された状態とする。また，燃料集合体の変形を考慮し，臨界評価上安全側の仮定となるように収納される全燃料について一部領域の燃料棒ピッチを変化させた配列とする。
・バスケット材料のボロン入りステンレス鋼材中の ^{10}B 含有量は，製造下限値とする。
・チャンネルボックスを水に置換える。
・胴内における燃料として実在する部分は燃料有効長に相当する部分のみとし，上・下部タイプレート部などを水に置換える。
・胴内の燃料有効長の範囲外の構造物は水に置換える。
・中性子遮へい体及びフィンはないものとする。
・輸送容器外部の雰囲気は安全側に真空とする。

(4) 評価方法

構内用輸送容器の実効増倍率は，燃料のウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値をとる安全側の仮定で，構内用輸送容器の実形状をモデル化し，KENO-V.a コードを使用して求める。

(5) 評価結果

評価結果を表－１５に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表－１５　評価結果

評価対象	実効増倍率	設計基準
構内用輸送容器	0.900[*1]	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

4.5.2.　漏えい・変形燃料混載時

4.5.2.1.　健全燃料及び漏えい燃料輸送時

(1) 基本的な考え方

臨界防止にあたっては，想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

a.　燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

b.　バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン入りステンレス鋼を使用する。

なお，臨界防止機能の評価においては，構内用輸送容器に収納する健全燃料及び漏えい燃料の初期濃縮度は既存評価に用いている初期濃縮度（約 4.2wt%）に包絡されるため，健全燃料及び漏えい燃料は既存評価に用いている燃料と同じ仕様として評価する。さらに，安全側に漏えい燃料棒の破損を仮定し，漏えい燃料棒 2 本分のペレットが構内用輸送容器内に放出されるものとして，既存評価の条件に追加する。

(2) 設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

(3) 評価条件

評価の内容として，ペレットの放出を考慮する以外は健全燃料輸送時と同様とする。

放出されたペレットはペレットと水が混ざった状態とし，燃料領域以外の水領域に存在するものと仮定する。また，ペレットと水は水／ウラン比及びペレット粒径が最適な状態とする。

(4) 評価方法

構内用輸送容器の実効増倍率は，燃料及びペレットのウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値をとる安全側の仮定で，構内用輸送容器の実形状をモデル化し，KENO-V.a コードを使用して求める。

(5) 評価結果

評価結果を表－１６に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表－１６　評価結果

評価対象	実効増倍率	設計基準
構内用輸送容器	0.903[*1]	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

4.5.2.2.　健全燃料及び変形燃料輸送時

(1) 基本的な考え方

臨界防止にあたっては，想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

a.　燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

b.　バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン入りステンレス鋼を使用する。

なお，臨界防止機能の評価においては，構内用輸送容器に収納する健全燃料は既存評価に用いている初期濃縮度（約 4.2wt%）に包絡されるため，健全燃料は既存評価に用いている燃料と同じ仕様として評価する。また，安全側に変形燃料の燃料棒の変形を考慮して評価する。

(2) 設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

(3) 評価条件

評価の内容として，9×9 燃料 11 体，7×7 燃料 1 体について行うこと及び燃料収納スペーサを無視すること以外は健全燃料輸送時と同様とする。

変形燃料は大口格子に収納し，反応度が最も高くなるように配置された状態とする。また，燃料集合体の変形を考慮し，臨界評価上安全側の仮定となるように収納される変形燃料について全領域の燃料棒ピッチを変化させた配列とする。

(4) 評価方法

構内用輸送容器の実効増倍率は，燃料のウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値をとる安全側の仮定で，構内用輸送容器の実形状をモデル化し，KENO-V.a コードを使用して求める。

(5) 評価結果

評価結果を表－１７に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表－１７　評価結果

評価対象	実効増倍率	設計基準
構内用輸送容器	0.895*1	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

4.5.2.3.　健全燃料，漏えい燃料及び変形燃料混載時

(1) 基本的な考え方

臨界防止にあたっては，想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

a.　燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

b.　バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン入りステンレス鋼を使用する。

なお，臨界防止機能の評価においては，4.5.2.1.と同様に健全燃料及び漏えい燃料は既存評価に用いている燃料と同じ仕様として評価する。また，4.5.2.2.と同様に安全側に変形燃料の燃料棒の変形を考慮して評価する。さらに，安全側に漏えい燃料棒の破損を仮定し，漏えい燃料棒2本分のペレットが構内用輸送容器内に放出されるものとして，4.5.2.2.の条件に追加する。

(2) 設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が0.95以下であること。

(3) 評価条件

評価の内容として，ペレットの放出を考慮する以外は健全燃料及び変形燃料輸送時と同様とする。

放出されたペレットは健全燃料及び漏えい燃料輸送時と同様にペレットと水が混ざった状態とし，燃料領域以外の水領域に存在するものと仮定する。また，ペレットと水は水／ウラン比及びペレット粒径が最適な状態とする。

(4) 評価方法

構内用輸送容器の実効増倍率は，燃料及びペレットのウラン-235 の濃縮度は未照射のままの減損していない値をとる安全側の仮定で，構内用輸送容器の実形状をモデル化し，KENO-V.a コードを使用して求める。

(5) 評価結果

評価結果を表－１８に示す。本表に示すとおり，構内用輸送容器の実効増倍率は設計基準を満足している。

表－１８　評価結果

評価対象	実効増倍率	設計基準
構内用輸送容器	0.898[*1]	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-V.a）について

(1) 概要

KENO-V.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

(2) 機能

KENO-V.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

(3) 解析フロー

KENO-V.a コードの解析フローを図－１０に示す。

(4) 使用実績

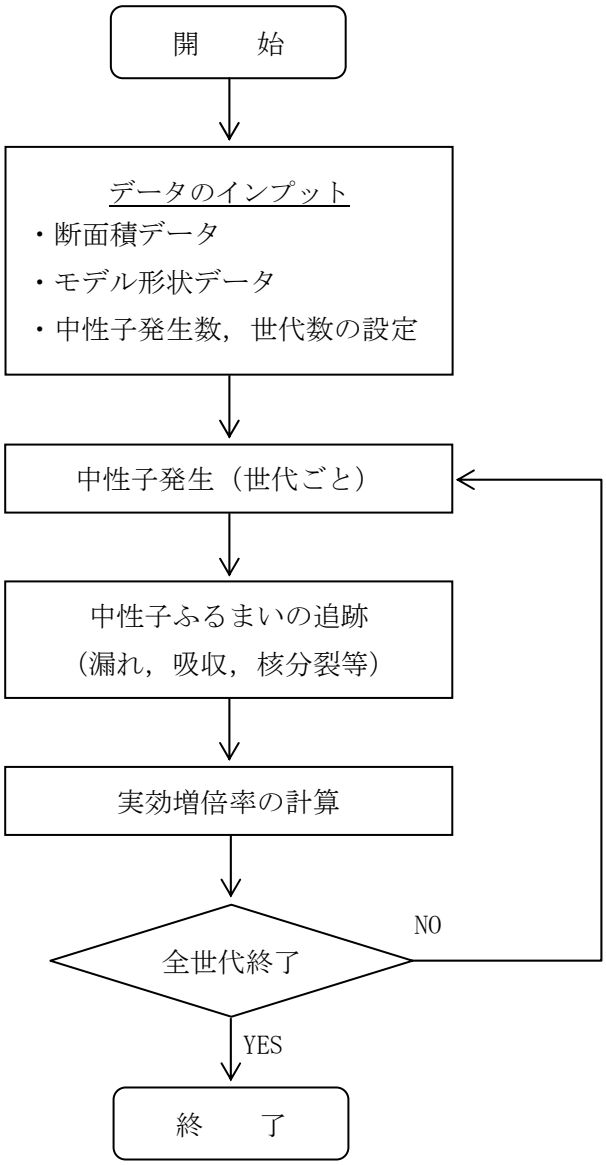
KENO-V.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

(5) 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1の中から16種類の臨界体系をベンチマーク試験*2として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.



図－１０　KENO-V.a コードの解析フロー図

5.　構内用輸送容器の落下

5.1.　原因

構内用輸送容器の取り扱い中に，何らかの原因で構内用輸送容器が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

5.2.　発生防止対策

構内用輸送容器の落下を防止するために，次のような設計及び運転上の対策を講じる。

（１）クレーン主巻フックは二重のワイヤーロープで保持する構造とする。

（２）クレーン巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造とする。

（３）クレーン主巻フックと吊具，吊具と構内用輸送容器の取付けを二重化する。

（４）取付け作業後の取付け状態を確認し，外れ止めを取り付ける。

（５）作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

（６）作業手順書を整備し，作業員への教育周知を行う。

（７）有資格者による設備操作，作業管理を行う体制とする。

5.3. 核分裂生成物の放出量及び線量の評価

本構内用輸送容器は，最大 12 体の燃料を輸送することが可能な容器である。これは既に構内用輸送容器として用いている NFT-22B 型の燃料収納体数 22 体より少ない。

従って，核分裂生成物の放出量及び線量の評価は「添付資料－２－１　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（４号機）」の評価に包絡される。

別添-1

４号機　構内用輸送容器（NFT-12B 型）に係る確認事項について

４号機 構内用輸送容器（NFT-12B 型）の確認事項を表―1～表―2 に示す。

表－1　確認事項（構内用輸送容器（NFT-12B 型））

確認項目	確認内容	判定基準
寸法確認	変形燃料を収納する大口格子の内寸を確認する。	実施計画のとおりであること。
挿入確認	変形燃料を収納する大口格子に挿入ゲージ※が円滑に挿入,取出しできることを確認する。	挿入ゲージの挿入，取出しが円滑に行えること。

※2013 年 12 月に当該燃料について吊上げチャンネルボックスの曲がり状況を確認し，チャンネルボックスの曲がりを考慮した最大寸法は測定誤差を加味し 156mm であることを確認している。このため，挿入ゲージは１辺 156mm 以上とする。

表―２　確認事項（構内用輸送容器（NFT-12B 型）のうち，大口格子用スツール）

確認項目	確認内容	判定基準
寸法確認	実施計画に記載されている主な寸法について確認する。	実施計画のとおりであること。
材料確認	実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
外観確認	外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。

構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所２号機使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料及び新燃料を共用プールへ構内輸送する際に使用する。

安全機能及び構造強度に関する説明は，「添付資料－２－２－３　破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機)」を参照。

破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）

1.　３号機の破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の概要

３号機使用済燃料プールには，「添付資料－１－３　燃料の健全性確認及び取り扱いに関する説明書　6.2.　３号機における燃料の取り扱い」に示すとおり，震災以前から存在する漏えい燃料等やハンドル部が変形し燃料健全性への影響が疑われる燃料（以下，「破損燃料」という。）が存在し，がれき落下衝撃試験及びがれき衝突解析の結果からペレットが燃料被覆管内に保持されていると想定する。破損燃料用輸送容器は，これらの破損燃料を共用プールへ輸送する際に使用する。

破損燃料用輸送容器は，既存の３号機構内用輸送容器に対して破損燃料を評価条件とした安全評価を行い，安全機能及び構造強度を確認した上で破損燃料用輸送容器として使用する。

また，破損燃料用輸送容器は，収納する燃料のハンドル部の変形の程度に応じて，バスケットを取り替えることにより，変形が小さい燃料を 7 体収納できる容器（以下，「破損燃料用輸送容器（7 体）」という。）と，変形が大きい燃料を 2 体収納できる容器（以下，「破損燃料用輸送容器（2 体）」という。）に使い分けることが可能である。

なお，後者の破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度については，「添付資料２－２－２　破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）」で説明する。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の構成

「添付資料－２－１－２　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）　1.1.1.　構内用輸送容器の構成」を参照。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（7体）の仕様

「添付資料－２－１－２　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）　1.1.2.1.　構内用輸送容器の仕様」を参照。

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（7体）に収納する燃料仕様

バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（小）（内寸153㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，震災以前から存在する漏えい燃料，チャンネルボックスが装

着されていないスペーサー部損傷燃料及びハンドル部の変形が小さい燃料，並びに健全燃料とする。

なお，破損燃料用輸送容器（7体）で輸送可能な３号機の破損燃料は，がれき落下衝撃試験及びがれき衝突解析の結果からペレットが燃料被覆管内に保持されていると想定される燃料に限る。

３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様を表1-1-1に示す。

表1-1-1　３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様

	使用済燃料				新燃料
燃料タイプ	8×8燃料	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ 燃料	高燃焼度 8×8 燃料	9×9燃料 (A型)	9×9燃料 (A型)
貯蔵体数	6	36	148	324	52
最高燃焼度 (MWd/t)	34,100	39,300	43,900	51,300	－
最短冷却日数(日)※1	12,133	7,979	4,229	3,207	－

※１：平成 31 年 3 月 31 日時点での冷却期間

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（7 体）が本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮へい及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

なお，既存の３号機構内用輸送容器の安全機能及び構造強度は「添付資料－２－１－２構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」(以下,「既存評価」という。）で確認されているため，1.1.2.2.項に示す３号機の破損燃料が既存評価の評価条件に該当しない事項について，新たに評価を行う。

表 1-2-1 に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表1-2-1　破損燃料用輸送容器（7体）安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	新評価実施要否	評価方針
構造強度	構内用輸送容器は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（7体）	－	震災以前から存在する漏えい燃料等は，燃料被覆管の軽微な損傷または損傷の可能性があるが，ペレットは燃料被覆管内に保持されると想定する。また，ハンドル部が変形した燃料についても落下がれきにより燃料上部が損傷している可能性があるが，ペレットは燃料被覆管内に保持されると想定する。このことから，設計事象の荷重条件が既存評価と同等であると言えるため，新評価は不要。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定する。このことから，評価条件が既存評価と同等であると言えるため，新評価は不要。
		破損燃料用輸送容器（7体）	－	
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	－	構造強度及び除熱機能の評価結果が既存評価と同等であり，容器構造も同一であるため，新評価は不要。
遮へい機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定する。このことから，評価条件が既存評価と同等であると言えるため，新評価は不要。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	○	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，保守的に燃料棒の形状が維持されていないと仮定して実効増倍率を評価する。

1.3.　臨界防止機能

1.3.1. 基本的な考え方

臨界防止にあたっては,想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

- 燃料を収納するバスケットは格子構造として,燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。
- バスケットの主要材料には，中性子を吸収するボロン添加ステンレス鋼を使用し，バスケット外周部にボロン添加アルミニウム合金板を配置する。

1.3.2.　設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

1.3.3.　評価条件

1)燃料条件，評価モデル

以下の保守的な燃料条件で評価を行うものとする。臨界評価モデルを図 1-3-1 に示す。

・燃料棒の形状が維持されていないと仮定し，以下の条件を設定する。
  ・燃料被覆管が破損しペレットが使用済燃料収納缶（小）内に放出され，さらに使用済燃料収納缶（小）外にペレットが漏えいすることを仮定し，容器内にペレットと水が非均質に混ざった状態とする。
  ・水／ウラン比，ペレット粒径が最適な状態とする。
  ・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料のペレット最高濃縮度 4.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
・バスケット内の使用済燃料収納缶（小）配置は，格子間の範囲で偏心配置（バスケット中心寄り）を考慮する。
・バスケット材料のボロン添加ステンレス鋼材中及びバスケット外周に配置したボロン添加アルミニウム合金の ^{10}B 含有量は，製造下限値とする。
・評価に使用する各部の寸法は製造公差を考慮した寸法とする。
・チャンネルボックス及びウォーターロッドは水に置換える。
・中性子遮へい体部（レジン）は真空とする。
・破損燃料用輸送容器（7 体）外部の雰囲気は安全側に真空，完全反射とする。
・評価モデルは３次元体系とする。

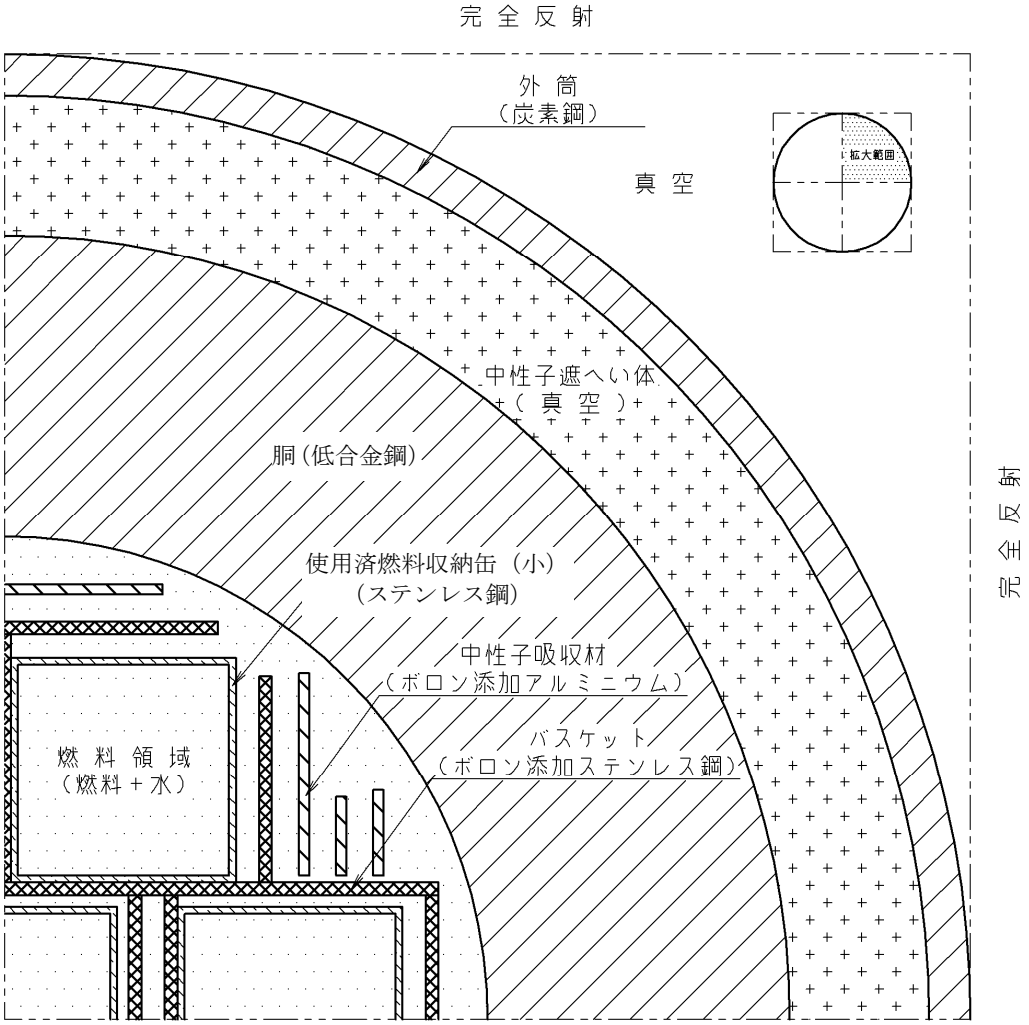

完 全 反 射
外 筒
（炭素鋼）
真 空
拡大範囲
中性子遮へい体
（ 真 空 ）
胴（低合金鋼）
使用済燃料収納缶（小）
（ステンレス鋼）
中性子吸収材
（ボロン添加アルミニウム）
バスケット
（ボロン添加ステンレス鋼）
燃 料 領 域
（燃料＋水）
完 全 反 射

図 1-3-1　臨界評価体系

1.3.4.　評価方法

破損燃料用輸送容器（7 体）の実形状をモデル化し，臨界解析コード KENO-Ⅴ.a を使用して求める。

1.3.5.　評価結果

評価結果を表 1-3-1 に示す。表 1-3-1 に示すとおり，破損燃料用輸送容器（7 体）の実効増倍率は設計基準を満足している。

表 1-3-1　評価結果

実効増倍率*1	設計基準
0.94	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図 1-3-2 に示す。

（４） 使用実績

KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.

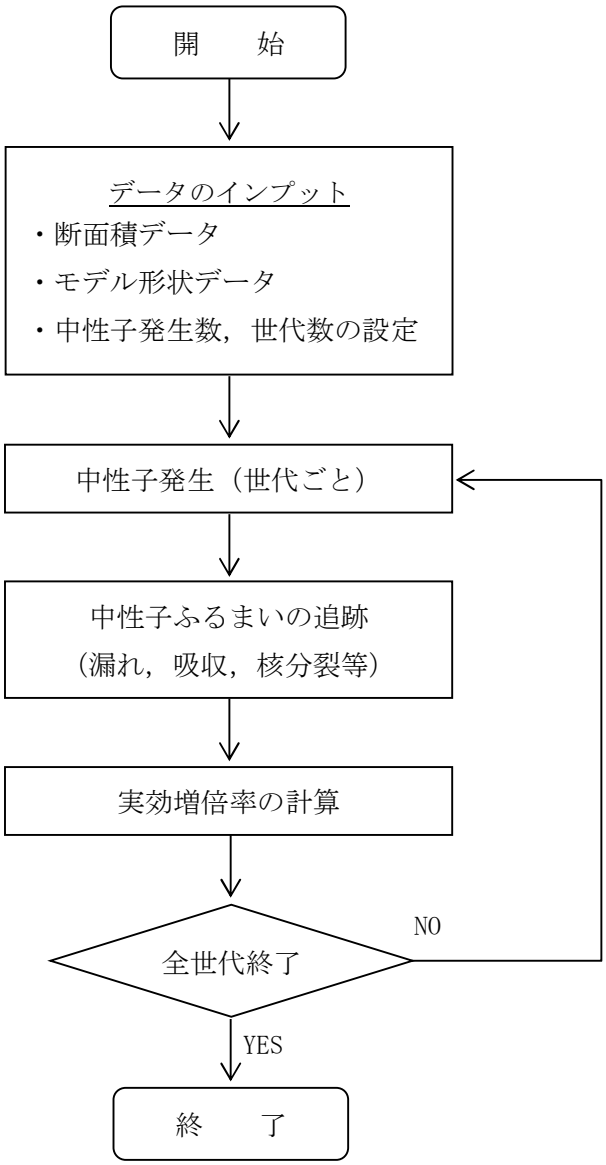


図 1-3-2　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

1.4.　破損燃料用輸送容器（7 体）の落下

「添付資料－２－１－２　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）　1.8.　構内用輸送容器の落下」を参照。

破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）

1.　３号機の破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の概要

３号機使用済燃料プールにあるハンドル部の変形が認められる燃料のうち,ハンドル部の変形が大きく破損燃料用輸送容器（7 体）に収納できない燃料については，内のりの大きいバスケット（2 体収納）に取り替えた破損燃料用輸送容器（2 体）を使用して，共用プールへ輸送する。なお，バスケット（2 体収納）は 3 基ある３号機構内用輸送容器のいずれに対しても取り替えることができる。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の構成

破損燃料用輸送容器（2 体）は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成される。なお，バスケット以外の構成部材は破損燃料用輸送容器（7 体）から流用して用いる。破損燃料用輸送容器（2 体）の概要図を図 1-1-1 に示す。

（１）容器本体

容器本体は胴，底板，中性子遮へい体，外筒で構成される。低合金鋼の胴及び底板と蓋で放射性物質を閉じ込める耐圧バウンダリを構成する。

また，主に胴及び底板の低合金鋼がガンマ線遮へい機能を有し，胴と外筒の間および底板の底部に配置されたレジンが中性子遮へい機能を有する。

（２）蓋

蓋は一次蓋及び二次蓋で構成する。

一次蓋はステンレス鋼であり，複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。一次蓋にはゴム製のＯリングを設け容器本体フランジ面との密封性を確保する構造となっている。一次蓋のステンレス鋼がガンマ線遮へい機能を有する。

二次蓋もステンレス鋼であり，一次蓋の上から複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。二次蓋にもゴム製のＯリングを設け，容器本体フランジ面との密封性を確保できる構造となっている。

（３）バスケット

バスケットは容器内において燃料集合体を所定の位置に保持するための構造物である。また，未臨界確保のためバスケット外周にボロン添加アルミニウム合金板を設置している。

燃料集合体はバスケット内に装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）に収納する。

（4）トラニオン

トラニオンは容器のクレーンでの取扱い（吊上げ）及び，構内輸送時の固縛のために容器上部及び下部にボルトで取付ける。

取扱い時（縦姿勢）は容器と吊具との接続を二重化して落下を防止するために，上部トラニオンは二対（4個）設ける。

構内輸送時(横姿勢)では上部トラニオンと下部トラニオンで架台等に固定するため，下部トラニオンは一対（2個）設ける。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（2体）の仕様

破損燃料用輸送容器（2体）の仕様を表1-1-1に示す。

表 1-1-1　破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様

項目	数値等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 44.3
全長（m）	約 5.6
外径（m）	約 1.4
収納体数（体）	2
基数（基）	1※1

※１：バスケット（2体収納）は1個有する

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（2体）に収納する燃料仕様

1.1.1.(3)に記載のとおり，バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）（内寸209㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，破損燃料用輸送容器（7体）に収納できない破損燃料，並びに健全燃料とする。

なお，破損燃料用輸送容器（2体）で輸送可能な３号機の破損燃料は，がれき落下衝撃試験及びがれき衝突解析の結果からペレットが燃料被覆管内に保持されていると想定される燃料に限る。

３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様を表1-1-2に示す。

表1-1-2　３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様

	使用済燃料				新燃料
燃料タイプ	8×8燃料	新型８×８ ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ 燃料	高燃焼度 ８×８燃料	9×9燃料 (A型)	9×9燃料 (A型)
貯蔵体数	6	36	148	324	52
最高燃焼度 (MWd/t)	34,100	39,300	43,900	51,300	－
最短冷却日数(日)※2	12,133	7,979	4,229	3,207	－

※２：平成 31 年 3 月 31 日時点での冷却期間

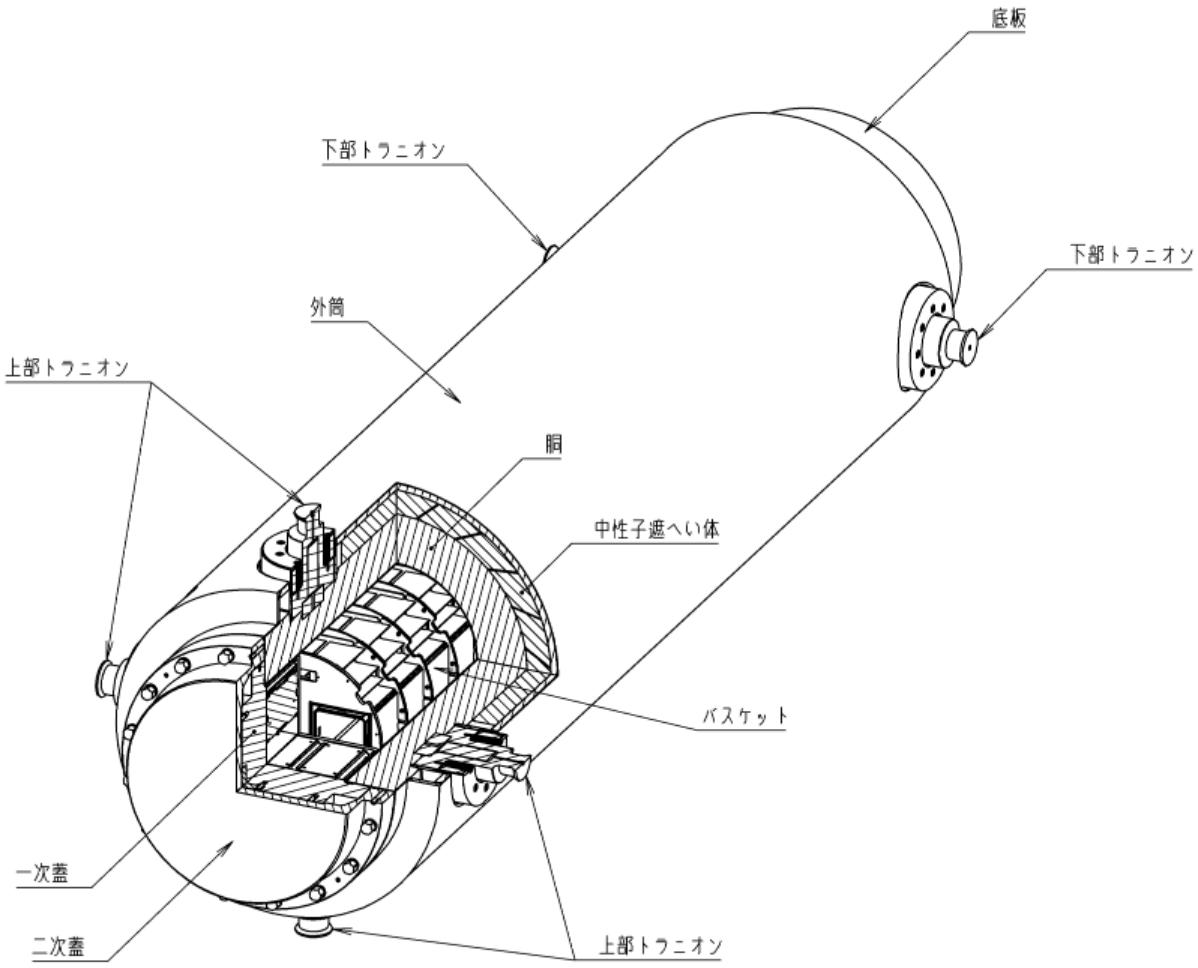


図 1-1-1　破損燃料用輸送容器（2 体）　概要図

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（2 体）が，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮へい及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

表 1-2-1 に評価すべき各安全機能に関する安全設計・評価の方針を示す。

表1-2-1　破損燃料用輸送容器（2体）安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	評価方針
構造強度	構内用輸送容器は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 構内用輸送容器は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（2体）	落下がれきにより燃料上部が損傷している可能性があるが，ペレットは燃料被覆管内に保持されると想定する。 ３号機構内用輸送容器の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007設計・建設規格を準用する。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 破損燃料用輸送容器（2体）	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定し，収納する燃料から発生する最大崩壊熱量で容器各部及び燃料の温度を評価する。
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器密封部の健全性が維持されることを評価する。
遮へい機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮へいする設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定し，収納する燃料から発生する線源強度で容器表面及び表面から１ｍの線量当量率を評価する。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，保守的に燃料棒の形状が維持されていないと仮定して実効増倍率を評価する。

1.3.　構造強度評価

1.3.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット，支持機能を有するトラニオンとする。

ただし，バスケットを除く構成部材は３号機構内用輸送容器と同一であり，収納体数は３号機構内用輸送容器の 7 体より少ないため容器質量は小さい。よって，容器の支持部材であるトラニオンについては,「添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機） 1.3.　構造強度評価」に包絡される。

従って，容器本体（胴及び底板），蓋，バスケットの各部の構造強度を評価する。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下,「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位の適用基準・規格を表 1-3-1 に示す。

表 1-3-1　構造強度に係る適用基準・規格

評価対象 部位	設計・建設規格 機器区分	構造強度 評価方法	考え方
容器本体，蓋	クラス３容器	クラス１容器の規定を準用	容器本体及び蓋は設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３容器に区分されると考えられる。 圧力荷重についてはクラス３容器における規格計算式で評価することができるが，熱荷重や取扱時の衝撃荷重等の各種の負荷荷重が発生することから，これらの荷重については，応力解析によって発生応力を求めて評価する必要がある。 したがって，構造強度評価手法は，同様な「解析による設計」の考え方が採用されているクラス１容器を準用する。
バスケット	ノンクラス	炉心支持構造物の規定を準用	バスケットは設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義に該当しないと考えられる。 しかし，容器内において燃料を支持する部材であるため，構造強度評価手法は，炉心支持構造物を準用する。

1.3.2.　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，破損燃料用輸送容器（2体）の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図 1-3-1 に示すハンドリングフローに基づき，破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及び共用プールまでの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表 1-3-2 に示す。

1）設計事象Ⅰ

容器本体及び蓋には，収納する燃料の発熱により内圧及び熱による応力が発生する。また，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，取扱い時及び構内輸送時の加速度により収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

2）設計事象Ⅱ

容器本体及び蓋には，輸送架台への衝突（取扱いモードNo.3），搬送架台への衝突（取扱いモードNo.7），転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.9）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモードNo.10）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，輸送架台への衝突（取扱いモードNo.3），搬送架台への衝突（取扱いモードNo.7），転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.9）及びキャスクピットへの衝突（取扱いモードNo.10）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

3）設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

破損燃料用輸送容器（2 体）を取扱う設備及び運用においては，クレーンワイヤ及び吊具の二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，破損燃料用輸送容器（2 体）の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

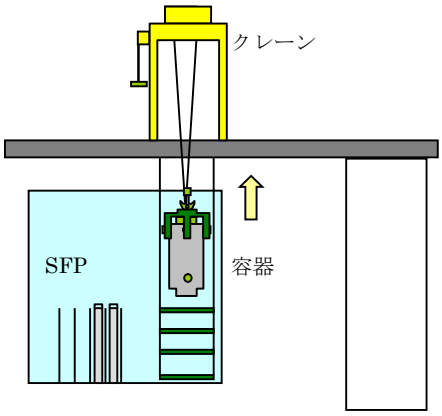
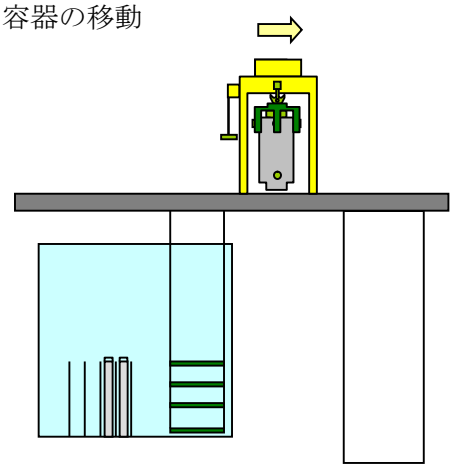
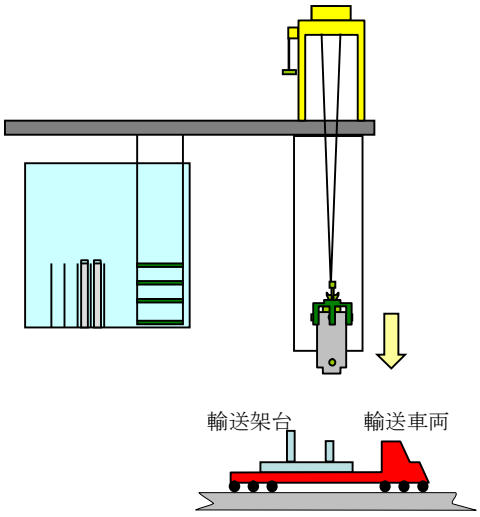
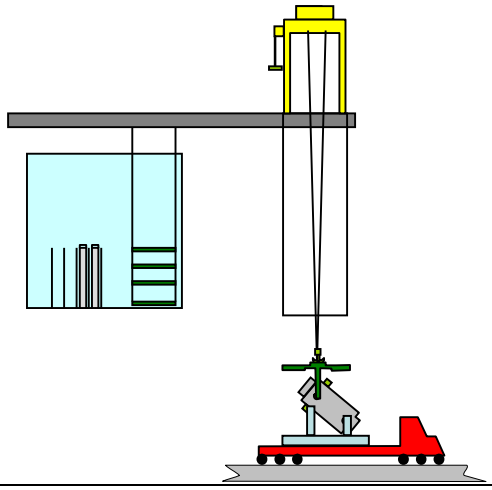
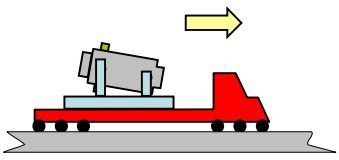
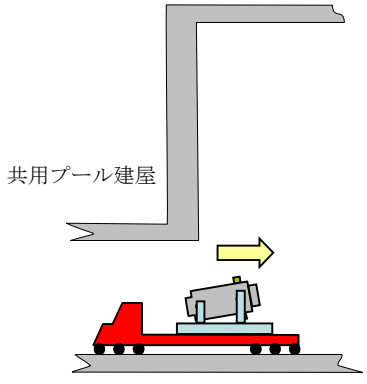
<table>
<tr><th>No.</th><th>取扱いモード</th><th>No.</th><th>取扱いモード</th></tr>
<tr><td>1</td><td>プールからの容器の吊上げ
 
</td><td>2</td><td>容器の移動
  </td></tr>
<tr><td>3</td><td>容器の吊下し
 
</td><td>4</td><td>輸送車両への積載
  </td></tr>
<tr><td>5</td><td>構内輸送（３号機→共用プール）
  </td><td>6</td><td>共用プール建屋への搬入
 
</td></tr>
</table>

図 1-3-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（1/2）

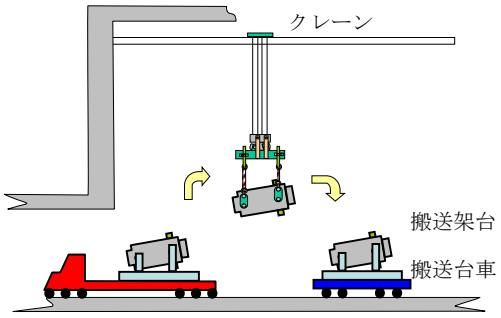
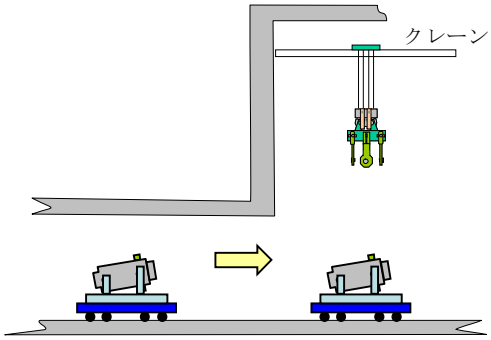
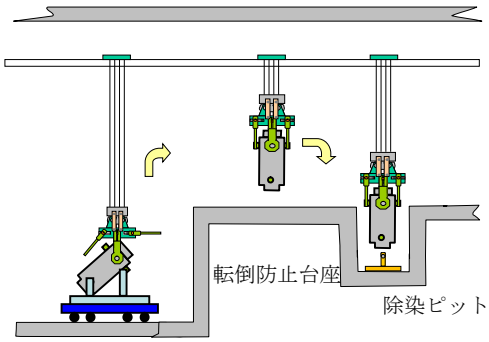
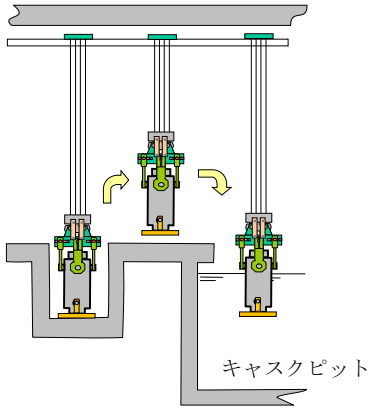
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
7	搬送台車への積載 	8	キャスク取扱室への移動 
9	除染ピットへの移動 	10	キャスクピットへの移動 

図 1-3-1　構内用輸送容器のハンドリングフロー（2/2）

表 1-3-2　設計事象の抽出（1/2）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
破損燃料用輸送容器（2 体）の落下	輸送車両取扱い時の落下 (No. 5)	固定ボルトの取付け不良	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 容器は輸送車両に複数のボルトで固縛されていることを確認 ● 容器は輸送車両で徐行して輸送 ● 輸送経路は輸送に関係する人及び車両以外の立入を制限	×		×
	搬送台車取扱い時の落下 (No. 8)	固定ボルトの取付け不良	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 容器は搬送台車に複数のボルトで固縛されていることを確認 ● 搬送台車はレール上を走行し，走行範囲インターロック及び障害物検知装置を有している	×		×
	クレーン取扱時の落下 (No. 1, 2, 3, 4, 7, 9, 10)	吊具の取付け不良（３号機）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 吊具の二重化 ● 始業前の吊具点検 ● 取付け後の外れ止めを設置 ● 取付け状態の ITV による目視確認 ● 取付け状態の吊具アーム部のリミットスイッチによる確認 ● 地切り後の ITV による取付け状態の確認，クレーンの荷重確認	×		×
		吊具の取付け不良（共用プール）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● 吊具の二重化 ● 始業前の吊具点検 ● 取付け後の外れ止めを設置 ● 取付け状態の作業員による確認	×		×
		ワイヤーロープ及び吊具の破断（３号機）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● ワイヤーロープ及び吊具の二重化 ● 始業前のワイヤーロープ，吊具点検	×		×
		ワイヤーロープ及び吊具の破断（共用プール）	以下の対策，設計により容器の落下を防止する ● ワイヤーロープ及び吊具の二重化 ● 始業前のワイヤーロープ，吊具点検	×		×

表 1-3-2　設計事象の抽出（2/2）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
破損燃料用輸送容器（2 体）の衝突	クレーン移動時（走行，横行）の衝突 (No. 2, 7, 9, 10)	ブレーキの故障（３号機）	以下の対策，設計により容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● ＩＴＶにより移動経路に障害物がないことの確認 ● 走行及び横行それぞれの制御盤（シーケンサ、インバータ等）による停止機能の作動	×		×
		ブレーキの故障（共用プール）	以下の対策，設計により容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● 容器移動前に移動経路に障害物がないことの確認 ● 走行及び横行それぞれの制御盤（シーケンサ、インバータ等）による停止機能の作動	×		×
		操作員の誤操作（３号機）	以下の対策，設計により構内輸送容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● クレーンの横行走行範囲に制限機能を設定 ● ＩＴＶにより移動経路に障害物がないことの確認	×		×
		操作員の誤操作（共用プール）	以下の対策，設計により構内輸送容器は他の構築物等へ衝突を防止する ● クレーンの横行走行範囲に制限機能を設定 ● 容器移動前に移動経路に障害物がないことの確認	×		×
	クレーン吊下げ時の衝突（垂直吊り） (No. 3, 4, 9, 10)	ブレーキの故障	以下の対策，設計により容器の輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットへ衝突を防止する ● 巻上げ装置ブレーキを二重化	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，容器は巻下げ速度で輸送架台，転倒防止台座あるいはキャスクピットに衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/s で，構内用輸送容器が輸送架台，転倒防止台座，キャスクピットに衝突する場合を，設計事象として抽出。	○
	クレーン吊下げ時の衝突（水平吊り） (No. 7)	ブレーキの故障	以下の設計により容器の搬送架台へ衝突を防止する ● 巻上げ装置ブレーキを二重化	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，容器は巻下げ速度で搬送架台に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 0.025m/s で，容器が搬送架台に衝突する場合を，設計事象として抽出。	○

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する荷重を評価する。

1）内圧

内圧は，除熱評価結果から設定した容器内部水の温度（℃）から，下記の通り設定した。

① 容器内部水及び気体の熱膨張を考慮した場合の内圧

(a) 容器本体及び一次蓋の内圧

容器本体及び一次蓋の内圧は 0.6（MPa）とする。

(b) 二次蓋の内圧

二次蓋の内圧は 0.45（MPa）とする。

② 容器内部水及び気体の熱膨張に加えて，燃料破損による燃料棒内のガス放出を考慮した場合の内圧（最高使用圧力）

(a) 容器本体及び一次蓋の最高使用圧力

容器本体及び一次蓋の最高使用圧力は 2.0（MPa）とする。

(b) 二次蓋の最高使用圧力

二次蓋の最高使用圧力は 1.4（MPa）とする。

③ 試験時圧力

(a) 容器本体及び一次蓋の試験時圧力

容器本体及び一次蓋の試験時圧力は 3.0（MPa）とする。

(b) 二次蓋の試験時圧力

二次蓋の試験時圧力は 2.1（MPa）とする。

2）熱荷重

破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する熱応力は，３号機構内用輸送容器における除熱評価で得られた温度分布を用いて評価する。

3）設計事象Ⅰの加速度

取扱い時及び構内輸送時の加速度

①取扱い時（吊上げ時）

破損燃料用輸送容器(2 体)を吊り上げる際に発生する加速度は以下のとおり。なお，吊上げ時の姿勢は縦姿勢である。

・容器軸方向加速度：1.32（G）

②構内輸送時

破損燃料用輸送容器（2 体）を構内輸送する際に発生する加速度は以下のとおり。な

お，構内輸送時の姿勢は横姿勢である。

・前後方向加速度：2.0（G）
・上方向加速度：2.0（G）
・下方向加速度：3.0（G）（自重を考慮）
・左右方向加速度：1.0（G）

4）設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に破損燃料用輸送容器（2 体）が有する運動エネルギーを被衝突物（輸送架台，搬送架台，転倒防止台座）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

①輸送架台への衝突（取扱いモードNo.3）

縦姿勢で破損燃料用輸送容器（2 体）の下部トラニオンが輸送架台後部支持脚にクレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

破損燃料用輸送容器（2 体）の有する運動エネルギーを輸送架台後部支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，(1)式で破損燃料用輸送容器（2 体）に生じる衝撃加速度を求める。

$$\alpha = 1+\sqrt{1+\frac{K\cdot V^2}{m\cdot g^2}} \qquad (1)$$

ただし，α：衝撃加速度（G）

K：輸送架台後部支持脚の圧縮変形バネ定数（2.882×10^{10}N/m）

V：クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

m：破損燃料用輸送容器（2 体）の質量（4.43×10^{4}kg）

g：重力加速度（9.8m/s^2）

発生する衝撃加速度は3.29Gとなり，余裕をみて4.0Gを評価加速度とする。

②破損燃料用輸送容器（2 体）の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモードNo.7）

横姿勢で破損燃料用輸送容器（2 体）を搬送台車上の搬送架台に積載する際に，破損燃料用輸送容器（2 体）が搬送台車上の搬送架台に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

破損燃料用輸送容器（2 体）を剛体として，破損燃料用輸送容器（2 体）の有する運動エネルギーを搬送架台支持脚のひずみエネルギーで吸収するとして，(1)式で破損燃料用輸送容器（2 体）に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，K：搬送架台前後部支持脚の圧縮変形バネ定数（5.738×10^{10}N/m）

V：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は4.07Gとなり，余裕をみて5.0Gを評価加速度とする。

③転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.9，10）

縦姿勢で破損燃料用輸送容器（2体）が転倒防止台座に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合及び，転倒防止台座を取り付けた破損燃料用輸送容器（2体）がキャスクピット床面に共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）で衝突する場合について評価する。

床面を剛体として，容器の有する運動エネルギーを転倒防止台座のひずみエネルギーで吸収するとして，(1)式で破損燃料用輸送容器（2体）に生じる衝撃加速度を求める。

ただし，K：転倒防止台座の圧縮変形バネ定数（4.407×10^{11}N/m）

V：共用プールの天井クレーンの巻下げ速度（0.025m/s）

発生する衝撃加速度は9.10Gとなり，余裕をみて10Gを評価加速度とする。

5）各設計事象における荷重条件

破損燃料用輸送容器（2体）の各設計事象における荷重条件を表1-3-3，表1-3-4に示す。なお，破損燃料用輸送容器（2体）の設計事象及び荷重条件については，抽出された事象のうち最大の荷重が作用する場合について示す。

表 1-3-3　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計 事象	代表事象	包絡される 事象	荷重条件
設計 条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa (二次蓋は 1.4MPa) ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの ・構内輸送時荷重 ・吊上げ時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
I	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa (二次蓋は 0.45MPa) ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 　上方向：2.0G 　下方向：3.0G 　　(自重を考慮) 　前後方向：2.0G 　左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa (二次蓋は 0.45MPa) ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 　下方向：1.32G 　　(自重を考慮) 熱荷重

表 1-3-3　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.7）	－	内圧：0.6MPa (二次蓋は0.45MPa) ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G （自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.9） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.10）	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.3）	内圧：0.6MPa (二次蓋は0.45MPa) ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：10G （自重を考慮） 熱荷重
試験状態	試験時	－	試験時圧力：3.0MPa (二次蓋は2.1MPa) ボルト初期締付け力

表 1-3-4　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	転倒防止台座への衝突時荷重[*1] 下方向：10G （自重を考慮）
Ⅰ	構内輸送時	吊上げ時	構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G （自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G
Ⅱ	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.7）	－	搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G （自重を考慮）
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.9） キャスクピットへの衝突 （取扱いモードNo.10）	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.3）	転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：10G （自重を考慮）

*1 設計時のうち荷重条件が最も厳しいのは転倒防止台座への衝突荷重である

1.3.4.　設計基準

1）容器本体及び蓋

容器本体及び蓋は設計・建設規格 クラス 1 容器に関する規定 PVB-3000 に準じて評価を実施する。容器本体及び蓋の許容応力を表 1-3-5～表 1-3-10 に示す。

① 設計条件における許容応力

設計条件における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq S_m$

(b)　一次局部膜応力（P_L）

$P_L \leqq 1.5S_m$

(c)　一次膜＋一次曲げ応力（P_L+P_b）

$P_L+P_b \leqq 1.5S_m$

(d)　ボルトの平均引張応力（σ_m）

$\sigma_m \leqq S_m$

② 設計事象Ⅰ，Ⅱにおける許容応力

設計事象Ⅰ，Ⅱにおける応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）

$P_L+P_b+Q \leqq 3S_m$

(b)　平均せん断応力（τ）

$\tau \leqq 0.6S_m$

(c)　平均支圧応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq S_y$

(d)　圧縮応力（σ_c）

$\sigma_c \leqq B$

(e)　ボルトの平均引張応力（σ_m）

$\sigma_m \leqq 2S_m$

(f)　ボルトの平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）

$\sigma_m+\sigma_b \leqq 3S_m$

③ 試験状態における許容応力

試験状態における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq 0.9S_y$

(b)　一次局部膜応力（P_L）

$P_L \leqq 1.5(0.9S_y)$

(c)　一次一般膜＋一次曲げ応力（P_m+P_b）

$P_m+P_b \leqq 1.5(0.9S_y)$

2) バスケット

バスケットは設計・建設規格 炉心支持構造物に関する規定 CSS-3000 に準じて評価を実施する。バスケットの許容応力を表 1-3-11 に示す。

① 設計条件における許容応力

設計条件における一次応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次一般膜応力（P_m）

$P_m \leqq S_m$

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力（P_m+P_b）

$P_m+P_b \leqq 1.5S_m$

② 設計事象Ⅰ，Ⅱにおける許容応力

設計事象Ⅰ，Ⅱにおける応力は以下の許容応力を上回らないことを確認する。

(a)　一次＋二次応力（P_m+P_b+Q）

$P_m+P_b+Q \leqq 3S_m$

(b)　平均せん断応力（τ）

$\tau \leqq 0.6S_m$

(c)　平均支圧応力（σ_b）

$\sigma_b \leqq S_y$

(d)　軸圧縮応力（σ_c）

$\sigma_c \leqq f_c$

表 1-3-5　胴及び底板の許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	123	
	一次局部膜応力	P_L	184	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	184	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	369	
	平均せん断応力	τ	73	
	平均支圧応力	σ_b	184	
	圧縮応力	σ_c	95	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	165	
	一次局部膜応力	P_L	247	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	247	

材質：　GLF1 相当材（ASTM A350M Gr. LF5 Cl.1）

設計温度：　135（℃）

表 1-3-6　一次蓋の許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	153	
	一次局部膜応力	P_L	229	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	229	

材質：　SUSF304

設計温度：　100（℃）

表 1-3-7　ポートカバーの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	143	
	一次局部膜応力	P_L	214	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	214	

材質：　SUS304

設計温度：　135（℃）

表 1-3-8　二次蓋，二次蓋ポートカバーの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力	P_m	137	
	一次局部膜応力	P_L	205	
	一次膜＋曲げ応力	P_L+P_b	205	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力	P_L+P_b+Q	411	
試験状態	一次一般膜応力	P_m	155	
	一次局部膜応力	P_L	232	
	一次一般膜＋曲げ応力	P_m+P_b	232	

材質：　SUSF304

設計温度：　95（℃）

表 1-3-9　一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルトの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	平均引張応力	σ_m	216	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	平均引張応力	σ_m	432	
	平均引張応力＋曲げ応力	$\sigma_m+\sigma_b$	648	

材質：　SUS630 H1150

設計温度：　135（℃）

表 1-3-10　二次蓋ポートカバーボルトの許容応力

設計事象	応力分類	記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	平均引張応力	σ_m	223	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	平均引張応力	σ_m	446	
	平均引張応力＋曲げ応力	$\sigma_m + \sigma_b$	669	

材質：　SUS630 H1150

設計温度：　95（℃）

表 1-3-11　バスケットの許容応力

設計事象	応力分類		記号	許容値 [MPa]	備考
設計条件	一次一般膜応力		P_m	133	
	一次一般膜＋曲げ応力		P_m+P_b	199	
設計事象Ⅰ，Ⅱ	一次＋二次応力		P_m+P_b+Q	399	
	平均せん断応力		τ	79	
	平均支圧応力		σ_b	150	
	軸圧縮応力	枠板 長手方向	σ_c	96	
		枠板 長手方向以外		88	
		格子支持板外周部 0°－180°方向		56	
		格子支持板外周部 90°－270°方向		129	
		スペーサ		129	

材質：　SUS304

設計温度：　170（℃）

1.3.5. 評価方法及び評価モデル

1.3.5.1. 容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所を図 1-3-2，図 1-3-3 に示す。荷重条件は表 1-3-3 に示したとおりである。

1）設計条件

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 最高使用圧力，ボルト初期締付け力，機械的荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

(a) 最高使用圧力による応力

最高使用圧力により発生する一次一般膜応力(P_m)及び，一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)は(2)式で計算する。なお，一次局部膜応力(P_L)は発生しない。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{1.24 \cdot P \cdot r^2}{t^2} \\ \sigma_y &= \sigma_x \\ \sigma_z &= -P\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (2)$$

ここで，

P　：最高使用圧力

r　：ポートカバーＯリング平均半径

二次蓋ポートカバーは締付けボルトピッチ円半径

t　：ポートカバー最小板厚

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力及びガスケット締付による平均引張応力

最高使用圧力におけるボルト荷重及びガスケット（Ｏリング）締付時のボルト荷重により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{m1} &= \frac{W_{m1}}{A} \\ W_{m1} &= H + H_p\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (3)$$

ここで，

W_{m1}　：必要な最小ボルト荷重

A　：全数のボルト最小断面積

H　：フランジに加わる最高使用圧力による全荷重

H_p　：気密を十分保つために，Ｏリング又は継手接触面にかける圧縮

力（ゴム製Oリングのため Hp=0N）

また，ガスケット（Oリング）締付け時の平均引張応力（σ_{m2}）は(4)式で計算する。

$$\sigma_{m2}=\frac{W_{m2}}{A} \quad \cdots\cdots (4)$$

ここで，

W_{m2}　：ガスケット締付時に必要な最小ボルト荷重（ゴム製Oリングのため $W_{m2}=0N$）

2）設計事象Ⅰ　構内輸送時

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，構内輸送時の機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は(5)式で計算する。

$$\sigma_b=\frac{m_b \cdot G_z}{A_b} \quad \cdots\cdots (5)$$

ここで，

m_b　：バスケットの質量

G_z　：後方向加速度

A_b　：接触面積

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

$$\sigma_c=\frac{m_c \cdot G_z}{A_c} \quad \cdots\cdots (6)$$

ここで，

m_c　：容器の質量

G_z　：後方向加速度

A_c　：胴の断面積

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，構内輸送時の機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7) 式で計算する。

$$\sigma_{m3}=\frac{F_s}{A_S} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (7)$$

ここで，

F_S　：ボルト初期締付け力

A_S　：ボルト最小断面積

(c) 構内輸送時に作用する加速度による平均引張応力

構内輸送時に作用する加速度により発生する平均引張応力（σ_{m4}）は(8)式で計算する。

$$\sigma_{m4}=\frac{mG}{A} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (8)$$

ここで，

m　：作用する質量

G　：加速度

A　：全数のボルト最小断面積

(d) 構内輸送時に作用する加速度による曲げ応力

構内輸送時に作用する加速度によって発生する曲げ応力（σ_b）は(9)式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{1}{n} \cdot \frac{mG\ell_b}{8Z} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (9)$$

ここで，

n　：ボルト本数

m　：作用する質量

G　：加速度

ℓ_b　　：ボルト長さ

Z　　：ボルトの断面係数

なお，二次蓋ポートカバーボルトには取付け構造上，曲げ応力は発生しない。

3）設計事象Ⅰ　吊上げ時

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，吊上げ時の機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，吊上げ時の機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 吊上げ時に作用する加速度による平均引張応力

吊上げ時に作用する加速度による平均引張応力（σ_{m4}）は発生しない。

(d) 吊上げ時に作用する加速度による曲げ応力

吊上げ時に作用する加速度による曲げ応力（σ_b）は発生しない。

4）設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，搬送架台への衝突による機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力（τ）が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_b）は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，搬送架台への衝突による機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 搬送架台への衝突時に作用する加速度による平均引張応力

搬送架台への衝突時に作用する加速度により発生する平均引張応力（σ_{m4}）は(8)式で計算する。

なお，一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルトには，搬送架台への衝突時に作用する加速度による平均引張応力（σ_{m4}）は発生しない。

(d) 搬送架台への衝突時に作用する加速度による曲げ応力

搬送架台への衝突時に作用する加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は(9)式で計算する。

なお，二次蓋ポートカバーボルトには，搬送架台への衝突時に作用する加速度により曲げ応力（σ_b）は発生しない。

5）設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢）

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 内圧，ボルト初期締付け力，転倒防止台座への衝突による機械的荷重，熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

(b) 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)が発生する箇所はない。

(c) 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は(5)式で計算する。

(d) 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力（σ_c）は(6)式で計算する。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

最高使用圧力による応力を除き，転倒防止台座への衝突による機械的荷重及び熱荷重による応力は無視できる。

一次＋二次応力（P_L+P_b+Q）は，(2)式で計算する最高使用圧力により発生する一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)となる。

③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力により発生する平均引張応力（σ_{m1}）は(3)式で計算する。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力により発生する平均引張応力（σ_{m3}）は(7)式で計算する。

(c) 転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による平均引張応力

転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による平均引張応力(σ_{m4})は発生しない。

(d) 転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による曲げ応力

転倒防止台座への衝突時に作用する加速度による曲げ応力（σ_b）は発生しない。

６）試験状態

① 胴，底板，一次蓋，二次蓋

(a) 試験時圧力，ボルト初期締付け力による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。

② ポートカバー，二次蓋ポートカバー

(a) 試験時の圧力による応力

試験時圧力により発生する一次一般膜応力(P_m)及び，一次一般膜＋曲げ応力(P_m+P_b)は(2)式で計算する。なお，一次局部膜応力(P_L)は発生しない。

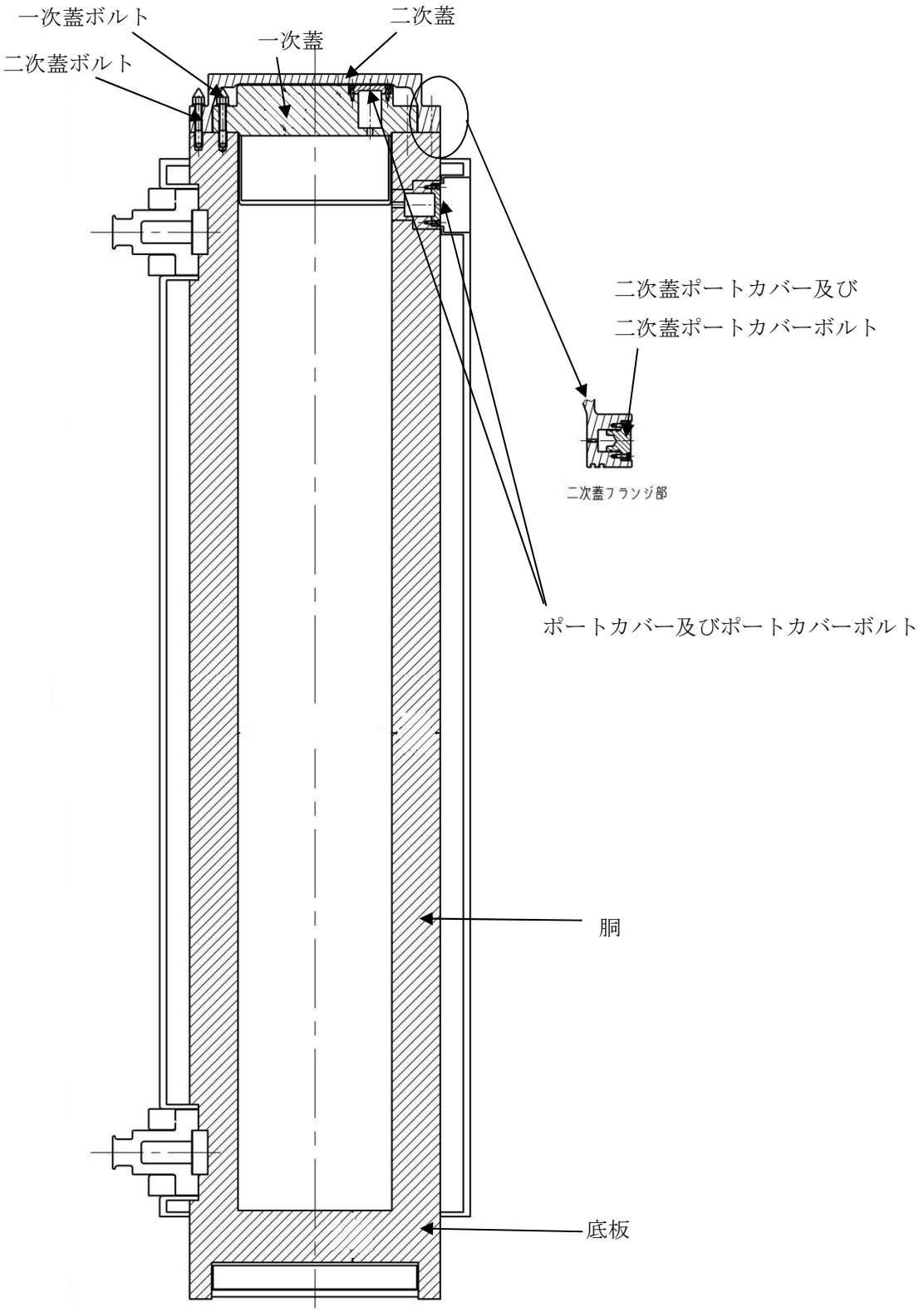


図1-3-2　容器本体及び蓋の応力評価箇所

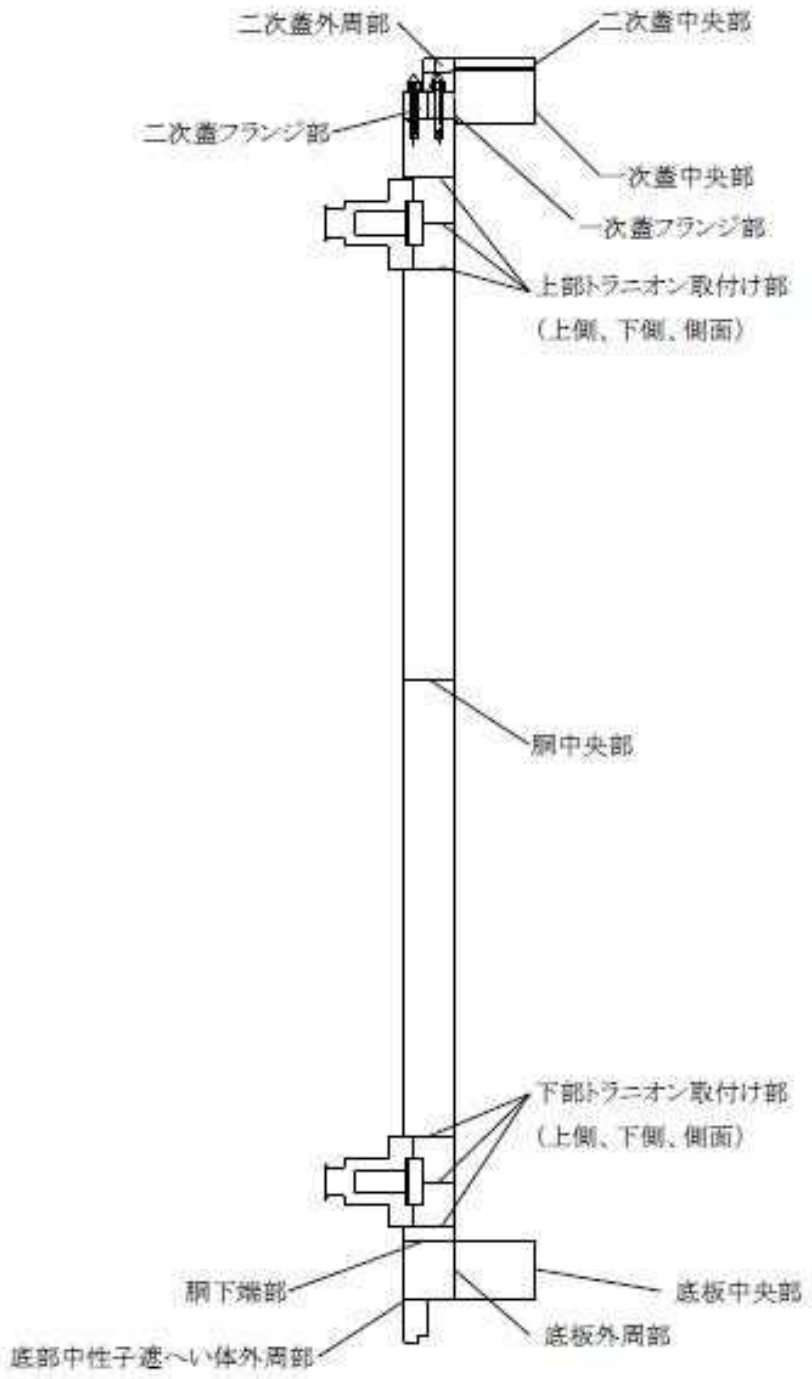


図1-3-3　容器本体及び蓋の応力評価箇所（胴，底板，蓋の詳細）

1.3.5.2. バスケット

バスケットの応力評価箇所を図1-3-4に示す。荷重条件は表1-3-4に示したとおりである。

1）設計条件

①一次一般膜応力

最大応力が発生する箇所は，転倒防止台座への衝突時の図 1-3-4 の評価点①及び⑦である。評価点①及び⑦の一次一般膜応力(P_m)は，(10)式で計算する。

$$P_m = \frac{m_{1,7} G_Z}{A_{1,7}} \quad \cdots\cdots (10)$$

ここで，

$m_{1,7}$ ：評価点①及び⑦に作用する総質量

$A_{1,7}$ ：評価点①及び⑦の総断面積

G_Z ：加速度

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

最大応力が発生する箇所は，転倒防止台座への衝突時の図 1-3-4 の評価点④である。

評価点④の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m+P_b)は，(11)式で計算する。

$$\left.\begin{aligned} P_m+P_b &= \frac{M_4}{Z_4} \\ M_4 &= \frac{m_4 G_Z l_4}{24} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (11)$$

ここで，

m_4 ：評価点④に作用する質量

G_Z ：加速度

M_4 ：評価点④に生じる曲げモーメント

Z_4 ：評価点④における枠板の断面係数

l_4 ：評価点④における等分布荷重が作用する長さ

2）設計事象Ⅰ　構内輸送時

① 一次＋二次応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点①である。

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は，(12)式で計算する一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m+P_b)である。

$$\left.\begin{aligned} P_m &= \frac{m_{1,7}G_Z}{A_{1,7}} \\ P_b &= \frac{1}{n_{span}} \cdot \frac{m_1 G_X l_{pitch}}{12Z_1} \end{aligned}\right\} \cdots\cdots (12)$$

ここで,

$m_{1,7}$ ：評価点①及び⑦に作用する総質量
m_1 ：評価点①に作用する質量
$A_{1,7}$ ：評価点①及び⑦の総断面積
G_X, G_Z ：加速度
Z_1 ：評価点①における枠板の断面係数
n_{span} ：格子支持板によって支持されるスパンの数
l_{pitch} ：枠板の支持ピッチ

② 平均せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点④である。

左右方向加速度により発生する平均せん断応力(τ)は，(13)式で計算する。

$$\tau = \frac{m_4 G_Y}{A_4} \cdots\cdots (13)$$

ここで,

m_4 ：評価点④に作用する質量
A_4 ：評価点④の断面積
G_Y ：加速度

③ 平均支圧応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①，③及び⑦である。平均支圧応力(σ_b)は(10)式で計算する。

④ 軸圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①及び⑦である。軸圧縮応力(σ_c)は(10)式で計算する。

3）設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）

① 一次＋二次応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点①である。

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は，(14)式で計算する一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m+P_b)である。

$$\left.\begin{aligned} P_m &= \frac{m_1 G_X}{A_1} \quad , \quad \frac{m_{1,7} G_Z}{A_{1,7}} \\ P_b &= \frac{1}{n_{span}} \cdot \frac{m_1 G_X l_{pitch}}{12 Z_1} \end{aligned}\right\} \cdots\cdots (14)$$

ここで，

$m_{1,7}$　：評価点①及び⑦に作用する総質量

m_1　：評価点①に作用する質量

$A_{1,7}$　：評価点①及び⑦の総断面積

A_1　：評価点①の断面積

G_X, G_Z　：加速度

Z_1　：評価点①における枠板の断面係数

n_{span}　：格子支持板によって支持されるスパンの数

l_{pitch}　：枠板の支持ピッチ

② 平均せん断応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点⑦である。

前後方向加速度により発生する平均せん断応力(τ)は，(15)式で計算する。

$$\tau = \frac{m_7 G_X}{A_7} \cdots\cdots (15)$$

ここで，

m_7　：評価点⑦に作用する質量

A_7　：評価点⑦の断面積

G_X　：加速度

③ 平均支圧応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①及び④である。平均支圧応力(σ_b)は(16)式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{m_1 G_X}{A_1} \quad \cdots\cdots (16)$$

ここで,

m_1　：評価点①に作用する質量

A_1　：評価点①の断面積

G_X　：加速度

④ 軸圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①である。軸圧縮応力(σ_c)は(10)式で計算する。

4）設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢）

① 一次＋二次応力

最大応力が発生する箇所は，図 1-3-4 の評価点④である。

熱荷重は発生しないため，転倒防止台座への衝突に発生する一次＋二次応力(P_m+P_b+Q)は(11)式で計算する。

② 平均せん断応力

平均せん断応力(τ)は発生しない。

③ 平均支圧応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①，③及び⑦である。平均支圧応力(σ_b)は(10)式で計算する。

④ 軸圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図 1-3-4 の評価点①及び⑦である。軸圧縮応力(σ_c)は(10)式で計算する。

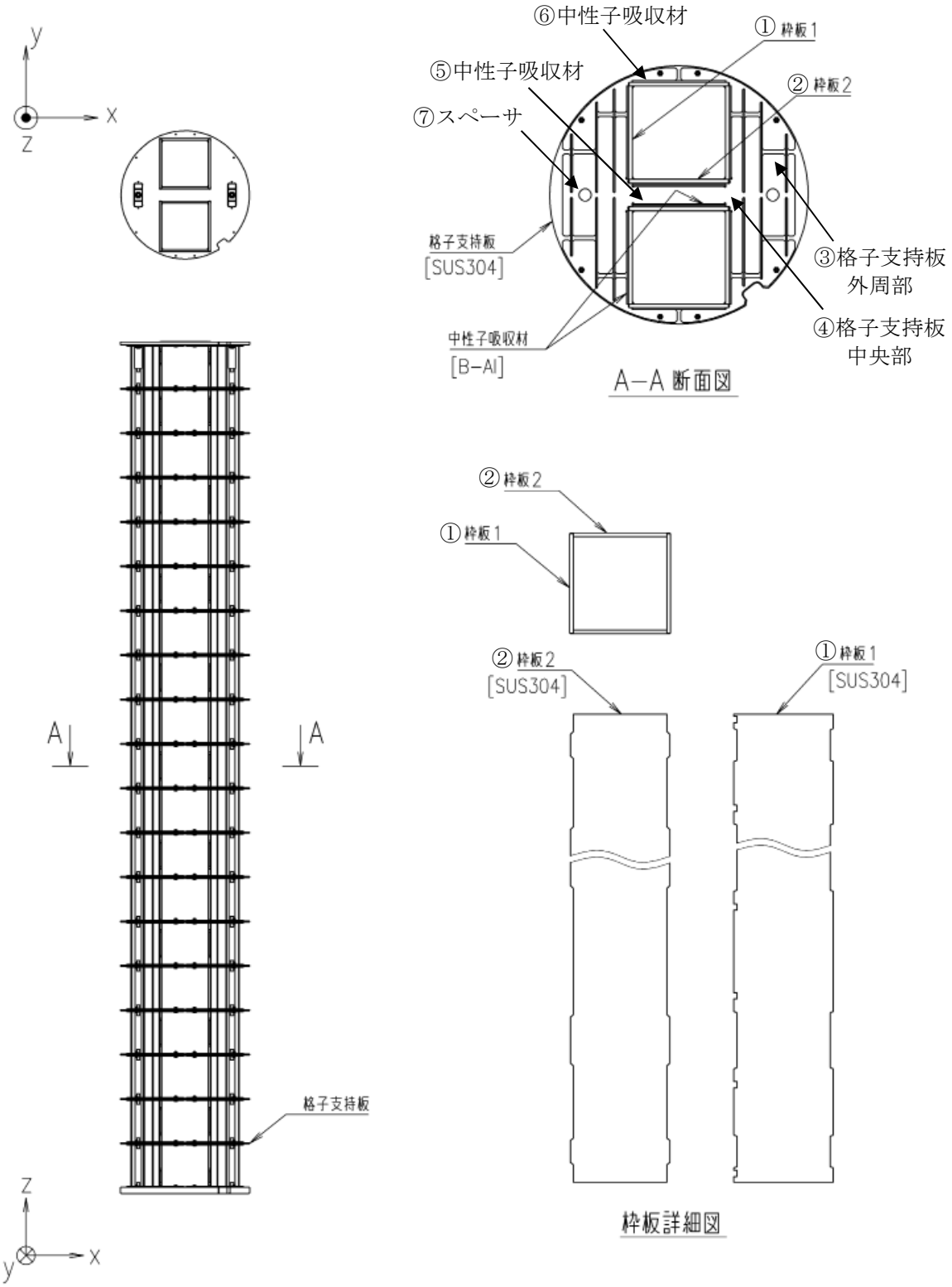


図1-3-4　バスケットの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

評価結果を表1-3-12～表1-3-16に示す。いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。

このため，破損燃料内用輸送容器（2体）の構造健全性は維持される。

表 1-3-12　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）　1/2

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)		一次局部膜応力(P_L)		一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力(P_m+P_b)		一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	8	123	－	－	9	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	9	369
		試験状態	7	165			－	－	9	247	－	－
底板中央部		設計条件	5	123	－	－	9	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	21	369
		試験状態	3	165	－	－	－	－	6	247	－	－
底板外周部		設計条件	－	－	5	184	10	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	10	369
		試験状態	－	－	3	247	－	－	6	247	－	－
胴下端部		設計条件	－	－	12	184	22	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	16	369
		試験状態	－	－	5	247	－	－	10	247	－	－
底部中性子遮へい体外周部		設計条件	－	－	10	184	13	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	25	369
		試験状態	－	－	6	247	－	－	10	247	－	－
上部トラニオン取付け部		設計条件			11	184	22	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	20	369
		試験状態	－	－	7	247	－	－	10	247	－	－

表 1-3-12　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）　2/2

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力 (P_m+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
下部トラニオン取付け部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	－	－	18	184	31	184	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	30	369
		試験状態	－	－	7	247	－	－	9	247	－	－
一次蓋中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	8	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	4	411
		試験状態	3	153	－	－	－	－	10	229	－	－
一次蓋フランジ部		設計条件	－	－	7	205	8	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	7	411
		試験状態	－	－	8	229	－	－	8	229	－	－
二次蓋中央部		設計条件	61	137			102	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	34	411
		試験状態	92	155	－	－	－	－	154	232	－	－
二次蓋外周部		設計条件	－	－	36	205	64	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	25	411
		試験状態	－	－	46	232	－	－	95	232	－	－
二次蓋フランジ部		設計条件			9	205	18	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	9	411
		試験状態	－	－	13	232	－	－	27	232	－	－

表 1-3-13　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材質	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次一般膜＋曲げ応力 (P_m+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容値	計算値	許容値	計算値	許容値	計算値	許容値
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	411
		試験状態	3	143	－	－	26	214		
二次蓋 ポートカバー	SUSF304	設計条件	2	137	7	205	－	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	7	411
		試験状態	3	155	－	－	11	232	－	－

表 1-3-14　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	316	432	346	648
二次蓋ボルト		設計条件	125	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	325	432	343	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648
二次蓋ポートカバーボルト		設計条件	21	223	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	216	446	216	669

表 1-3-15　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	設計事象	平均支圧応力（σb）		圧縮応力（σc）	
		計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	Ⅰ，Ⅱ	1	184	－	－
胴	Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

表 1-3-16　バスケットの評価結果

（単位：MPa）

部位	応力の種類		設計条件		設計事象Ⅰ		設計事象Ⅱ				許容応力
					構内輸送時		搬送架台への衝突		転倒防止台座への衝突		
			計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	一次一般膜応力(Pm)		13	①，⑦	—	—	—	—	—	—	133
	一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		31	④	—	—	—	—	—	—	199
	一次＋二次応力（Pm+Pb+Q)		—	—	13	①	16	①	31	④	399
	平均せん断応力（τ）		—	—	1	④	1	⑦	0	④，⑦	79
	平均支圧応力（σb)		—	—	3	①,③,⑦	2	①,④	13	①,③,⑦	150
	軸圧縮応力（σc）	枠板 長手方向	—	—	3	①	1	①	13	①	96
		枠板 長手方向以外	—	—	2	①	2	①	0	①，②	88
		格子支持板外周部 0°－180°方向	—	—	2	③	2	③	0	③	56
		格子支持板外周部 90°－270°方向	—	—	1	③	0	③	0	③	129
		スペーサ	—	—	3	⑦	1	⑦	13	⑦	129

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。

② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。

④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 1-3-5 に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

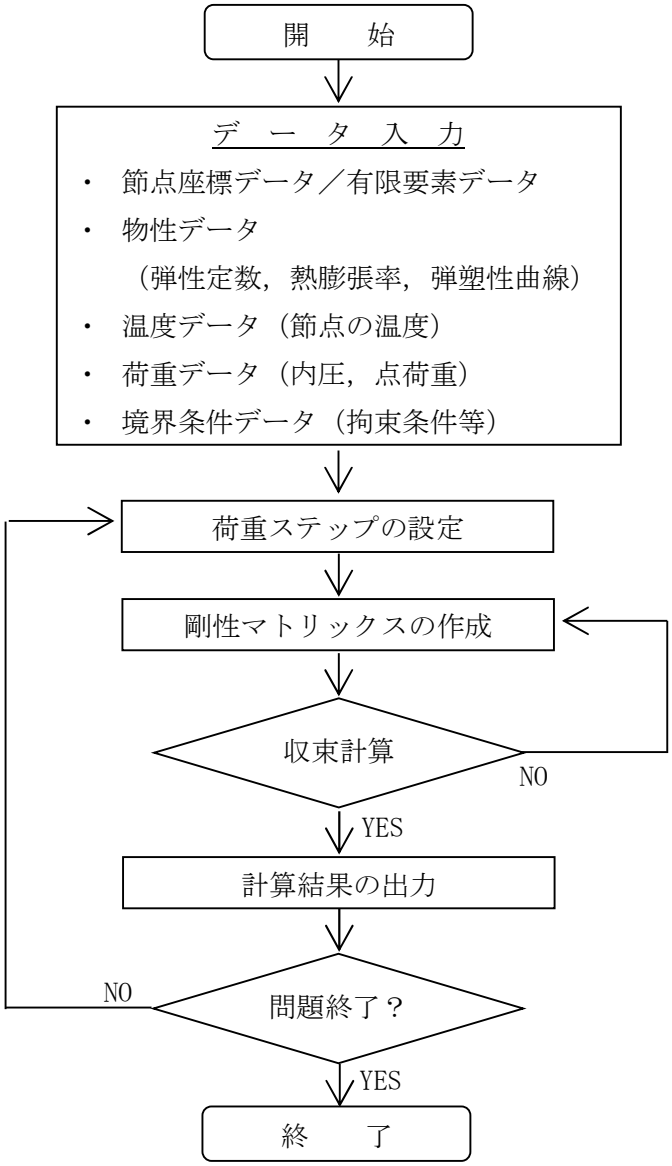


図 1-3-5　ABAQUS コードの応力解析フロー図

参考資料

容器内水の放射線分解による水素ガス発生について

１．容器内水の放射線分解による水素ガス発生

本破損燃料用輸送容器のような密閉した槽内での容器内水の放射線分解により発生する水素ガスの水中濃度はある飽和値に達する。ここでは，水素ガス発生評価を以下に示す。

２．評価方法

「添付資料－２－１－３ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（４号機)」と同じく，類似の環境下における水の放射線分解による水素ガス定常濃度評価*1をベースに，液相定常水素ガス濃度が照射線量率の平方根に比例する*2として，水素ガス濃度の評価を行う。

３．評価結果

破損燃料用輸送容器（2 体）は３号機構内用輸送容器より燃料収納体数が少ないことから，照射線量率は３号機構内用輸送容器より小さい。

従って，水素ガスの水中濃度は「添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」の評価に包絡されるため，水素の爆発下限である空気との混合比 4%に対して十分低い値であり問題ない。

＊1 Sunaryo, 1993, “A Study on Yields and Chemical Behavior of Radiolysis Products of High Temperature Water”, University of Tokyo.

＊2 Y.Fujita, M.Ebihara, ″EVALUATION OF HYDROGEN YIELD IN SPENT FUEL TRANSPORT PACKAGE″ The 16th International Symposium on the Packaging and Transportation of radioactive Materials (PATRAM 2010), October 3-8 2010, London, UK Poster Session 210 (2010)

1.4.　除熱機能

1.4.1.　基本的な考え方

除熱設計にあたっては，燃料の健全性及び破損燃料用輸送容器（2 体）の安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，以下のとおり設計する。

a. 収納された使用済燃料より発生する崩壊熱は，容器内に充填した水及び空気の自然対流及び熱伝導により胴に伝える。
b. 胴に伝えられた熱は主として中性子遮へい部のレジン中に設けた伝熱フィンにより外筒に伝える。
c. 外筒に伝えられた熱は外筒から大気に放散する。

除熱機能の評価においては，収納する使用済燃料の最大崩壊熱量を考慮し，自然冷却により冷却されるものとして，除熱条件が厳しくなる横姿勢（輸送時）の各部の温度を求め，各部材料の制限温度を超えないことを評価する。

ただし，バスケットを除く構成部材は３号機構内用輸送容器と同一であり，収納体数は３号機構内用輸送容器の７体より少なく崩壊熱量は小さい。また，軸方向の評価対象部位であるＯリング及び蓋については，３号機構内用輸送容器の評価において最も保守的な条件で評価しているため，「添付資料－２－１－２　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）　1.4.　除熱機能」の評価に包絡される。

従って，径方向の評価対象部位である燃料，バスケット，胴，中性子遮へい体の各部の温度を評価する。

1.4.2.　設計基準

設計基準を表 1-4-1 に示す。

表 1-4-1　設計基準

対象部位		材質	設計基準	設計基準温度（℃）	備考
破損燃料用輸送容器（2 体）	中性子遮へい材	レジン	使用可能温度	149	
	胴	低合金鋼	構造強度が確保される制限温度	350	
	バスケット	ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	425	
燃料被覆管		ジルカロイ－2	照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度*1, *2	200	8×8 燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料， 高燃焼度 8×8 燃料， 9×9 燃料

*1 平成 18 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終報告書）（06 基炉報-0006，独立行政法人原子力安全基盤機構）

*2 平成 19 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料健全性等調査に関する試験成果報告書）（07 基炉報-0004，独立行政法人原子力安全基盤機構）

1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量

表 1-1-2 に示す３号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料を包絡する条件で崩壊熱量を ORIGEN2 コードにより評価する。燃料条件及び崩壊熱量を表 1-4-2 に示す。

表 1-4-2　燃料条件及び崩壊熱量

燃料タイプ	９×９燃料
燃焼度(MWd/t)	52,000
冷却期間(日)	3,207
収納体数(体)	2
崩壊熱量(kW)	1.18

1.4.4.　評価条件

破損燃料用輸送容器（2 体）の除熱評価は輪切り断面モデルを用いて行う。輪切り断面モデル形状図を図 1-4-1 に示す。

また，評価条件を表 1-4-3 に示す。

表 1-4-3　評価条件

項目		横姿勢 (輸送時)
収納体数　(体)		2
崩壊熱量　(kW)		1.18
周囲温度　(℃)		38
太陽熱放射(W/m^2)*1	水平に輸送される表面（曲面）	400

*1：太陽熱放射は１日につき１２時間ごと，７日間受ける

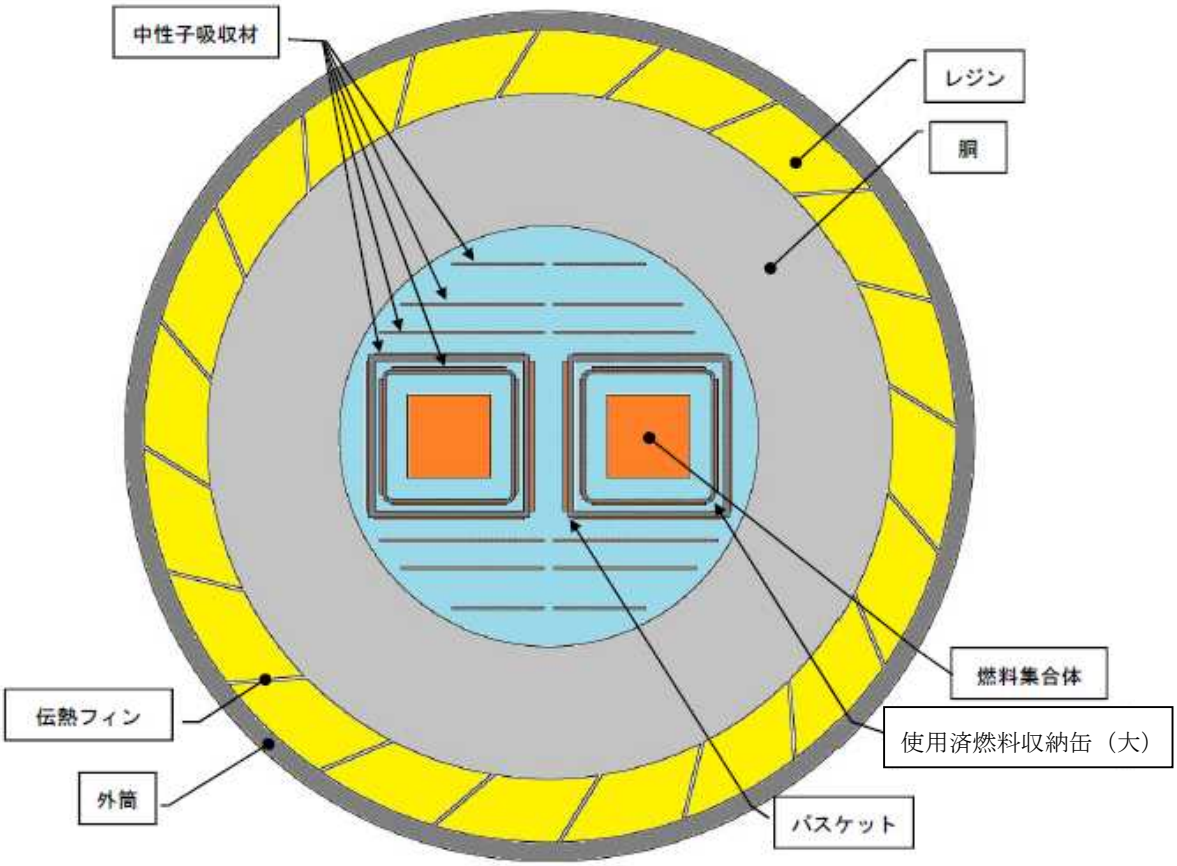


図 1-4-1　輪切り断面モデル形状図

1.4.5.　評価方法

輪切り断面モデルで容器中央部断面の燃料，バスケット，胴，中性子遮へい体の温度を評価する。解析には ABAQUS コードを用いる。

1.4.6.　評価結果

評価結果を表 1-4-4 に示す。表 1-4-4 に示すとおり，破損燃料用輸送容器（2 体）を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は 110℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表 1-4-4 評価結果（各部温度）

対象部位		材質	評価結果（℃）	設計基準温度（℃）	備考
破損燃料用輸送容器（2 体）	中性子遮へい材	レジン	72	149	
	胴	低合金鋼	71	350	
	バスケット	ステンレス鋼	89	425	
燃料被覆管		ジルカロイ－2	110	200	8×8 燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料 高燃焼度 8×8 燃料，9×9 燃料

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 1-4-2 に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

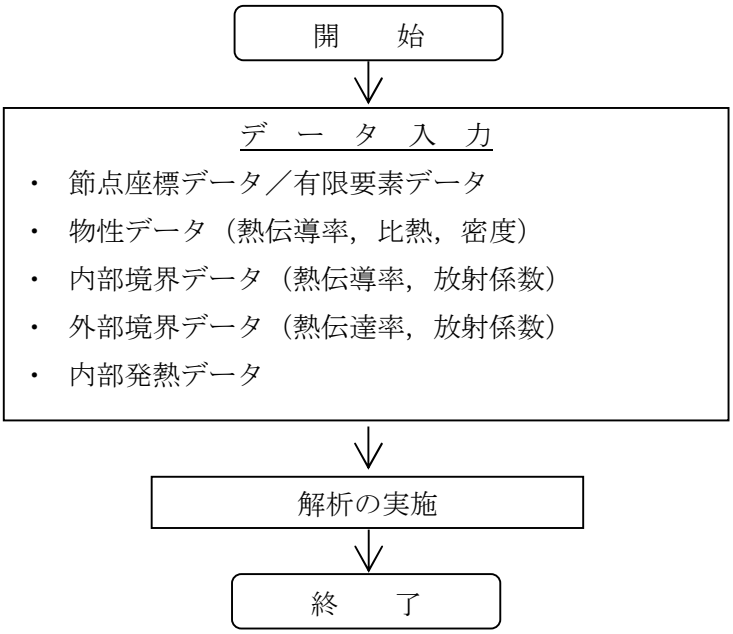


図 1-4-2　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 1-4-3 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

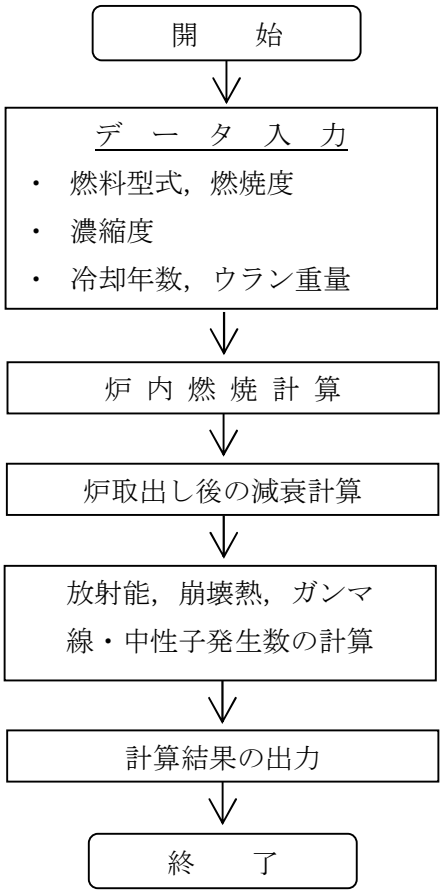


図 1-4-3　ORIGEN2 コードの計算フロー図

1.5. 密封機能

1.5.1. 基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封は容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成される。容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Ｏリングが使用されている。一次蓋で構成される破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を図 1-5-1 に示す。

また，一次蓋を覆う形で二次蓋を容器本体に取付ける構造となっており，容器本体と二次蓋のガスケットはゴム製Ｏリングが使用され，一次蓋に漏えいが発生しても二次蓋で密封を確保できる構造となっている。二次蓋で構成される破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を図 1-5-2 に示す。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封機能が維持されることを確認する。

1.5.2. 評価結果

(1)構造強度評価結果

1.3 項に示したとおり，構造強度評価から破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，二次蓋，二次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2)除熱評価結果

1.4 項に示したとおり，除熱機能評価からＯリングの最高温度は 82℃以下で，設計基準温度である 300℃を大きく下回ることから，密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3)容器構造

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造であり，締付けトルクの管理により密封機能を担保する。

各ポートカバーは３号機に空の容器を移動する前に，共用プールで締付けトルクを管理し，密封機能を担保する。

一次蓋は３号機で燃料装填後に容器本体に締付ける際に，締付けトルクを管理し，密封機能を担保する。

二次蓋も一次蓋と同様にガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付けトルクを管理して締付ける構造であり，万が一，一次蓋の密封機能が喪失した場合でも，二次蓋で密封機能を担保する。

(4)まとめ

以上から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封性能は維持される。

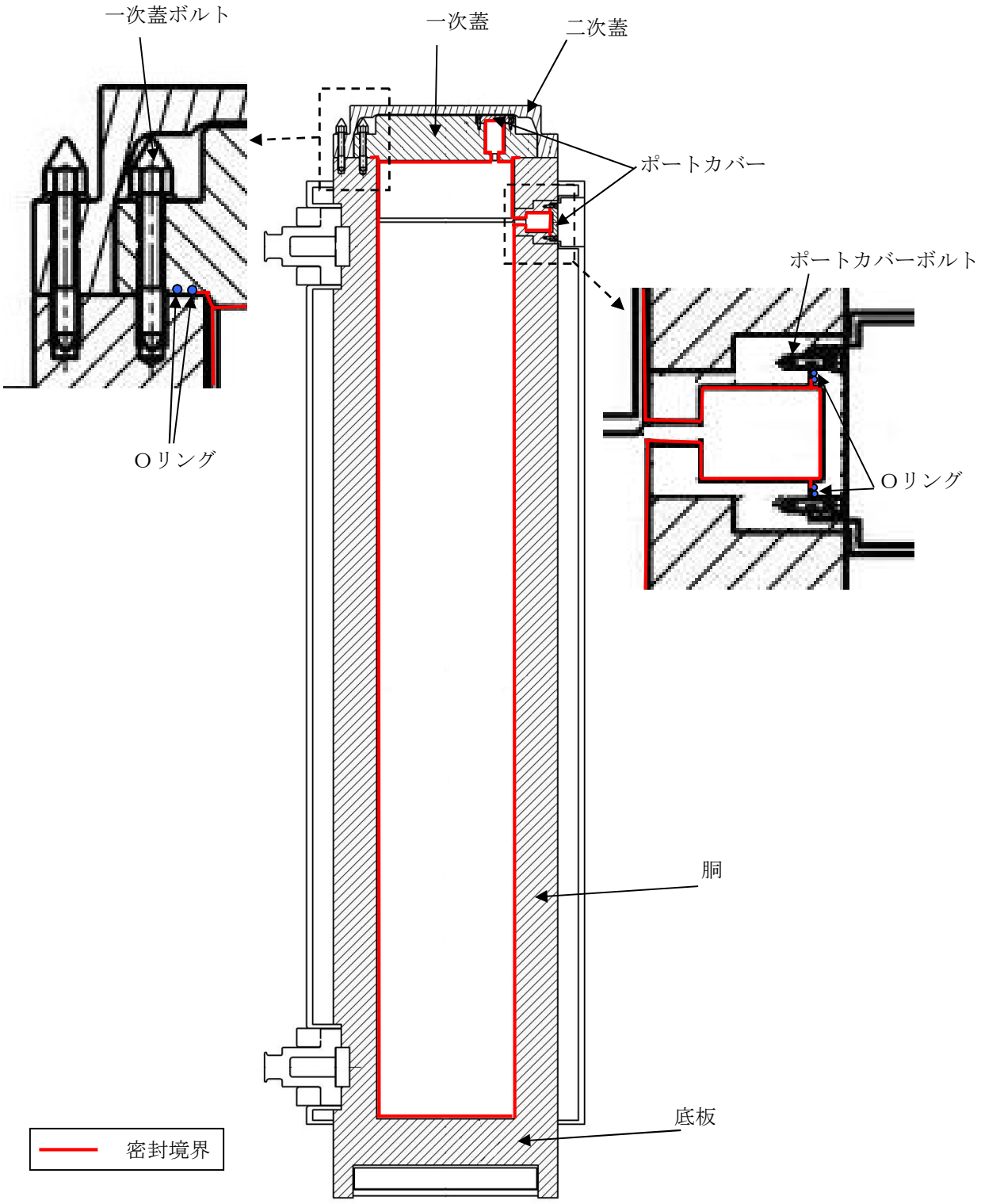


図 1-5-1　一次蓋で構成する容器密封境界

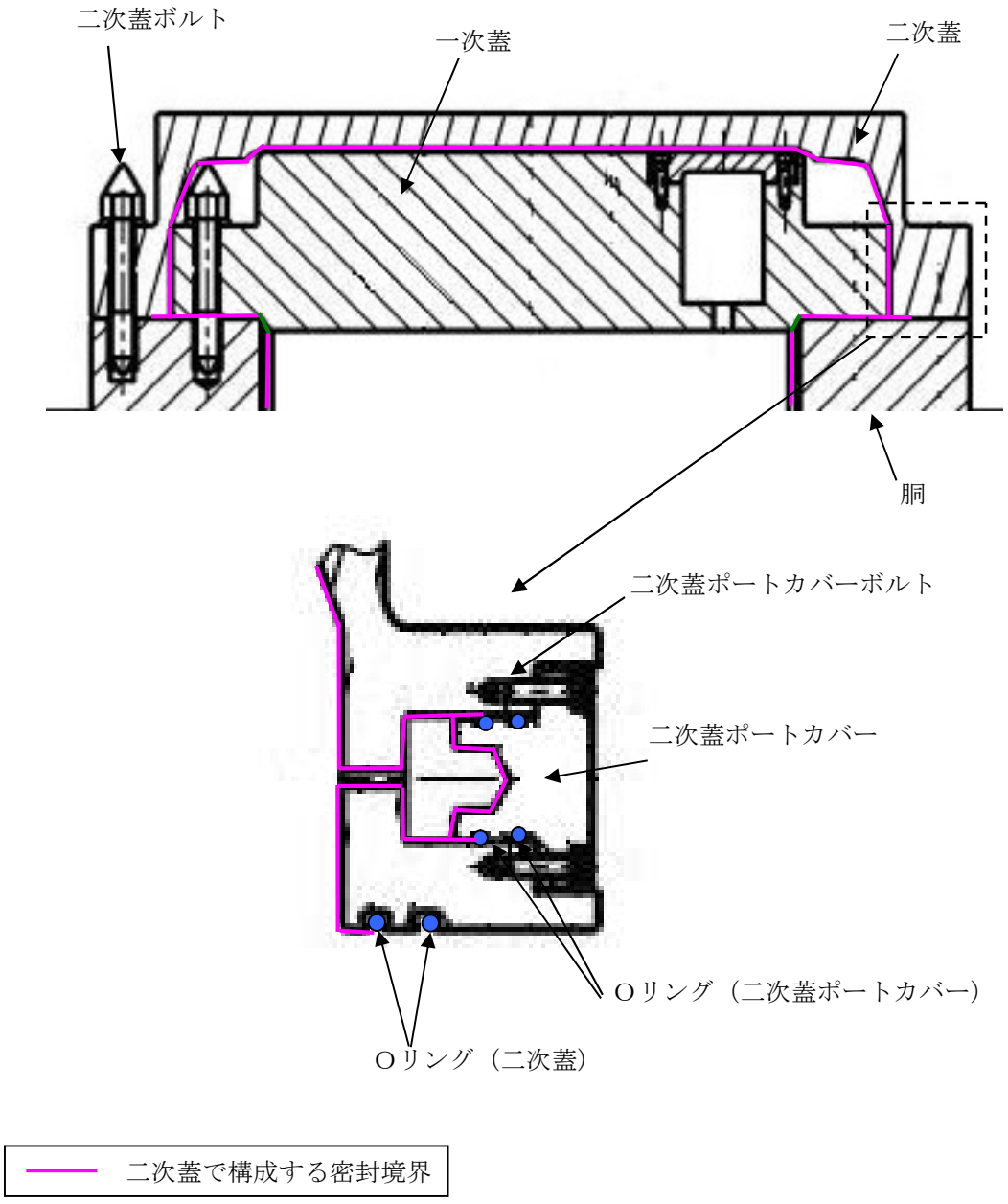


図 1-5-2　二次蓋で構成する密封境界

1.6. 遮へい機能

1.6.1. 基本的な考え方

収納した使用済燃料から発生する放射線を遮へいするための破損燃料用輸送容器(2 体)の遮へい設計の基本的な考え方は以下のとおりである。

- 使用済燃料から発生するガンマ線及び中性子を遮へいするために，破損燃料用輸送容器（2 体）はガンマ線遮へいと中性子遮へいの機能を有するものとする
- 主要なガンマ線遮へい材は，胴及び底板の低合金鋼，外筒の炭素鋼，蓋のステンレス鋼とする
- 主要な中性子遮へい材は，内水及び胴と外筒間，底板底部のレジンとする

遮へい機能の評価においては，収納する使用済燃料の線源強度を考慮し，破損燃料用輸送容器（2 体）表面及び表面から１ｍにおける線量当量率を評価する。

ただし，破損燃料用輸送容器（2 体）の構成部材はバスケットを除いて３号機構内用輸送容器と同一である。また，線源条件について，冷却期間は３号機構内用輸送容器の条件よりも長く，収納体数は３号機構内用輸送容器の 7 体より少ないため，「添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機） 1.6. 遮へい機能」の評価に包絡されることを確認する。

収納燃料は３号機構内用輸送容器と同一であるため，軸方向の燃焼度分布も同一である。

従って，軸方向の燃焼度分布が最大となる高さにおける水平断面の径方向の線量分布が３号機構内用輸送容器に包絡されていれば，いずれの高さ方向における評価点位置についても包絡されていることがわかる。以上から，径方向の線量評価を行う。

1.6.2. 評価条件

1）遮へい厚さ

破損燃料用輸送容器（2 体）の遮へい厚さを表 1-6-1 に示す。

表 1-6-1　遮へい厚さ　　（単位：cm）

	低合金鋼・炭素鋼	ステンレス鋼	レジン
側面方向	約 25	－	約 10
上部方向	－	約 23	－
下部方向	約 28	－	約 10

2）線源条件

遮へい評価の線源条件は表 1-1-2 に示す３号機使用済燃料プールに保管されている燃料の条件を包絡する条件とする。線源条件を表 1-6-2 に示す。

表 1-6-2　線源条件

項目	線源条件
燃料タイプ	9×9 燃料
平均燃焼度　(MWd/t)	52,000
冷却期間　(日)	3,207
収納体数　(体)	2

3) 線源強度及びエネルギー

① ガンマ線源強度

燃料有効部のガンマ線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られたガンマ線源強度を表 1-6-3 に示す。また，構造材の放射化によるガンマ線源強度は次式で計算する。破損燃料用輸送容器（2 体）では，冷却期間及び収納体数が 3 号機構内用輸送容器よりも小さいため，構造材の放射化によるガンマ線源強度は包絡される。

$$A = N_0 \cdot \sigma \cdot \phi \cdot \{1 - \exp(-\lambda \cdot T_1)\} \cdot \exp(-\lambda \cdot T_2)$$

ここで，A ：放射化核種（^{60}Co）の放射能(Bq)

N_0 ：ターゲット核種（^{59}Co）の個数(atoms)

σ ：2200m/s の中性子による（^{59}Co）の(n, γ)反応断面積(cm^2)

ϕ ：炉内照射熱中性子束(n/(cm^2・s))

λ ：^{60}Co の崩壊定数（/日）

T_1 ：照射期間（日）

T_2 ：冷却期間（日）

表1-6-3　ガンマ線源強度

（容器１基あたり）

光子エネルギー群		集合体２体あたり (ph/s/2 体)
群	代表エネルギー(MeV)	
1	1.00E-02	1.3E+15
2	2.50E-02	2.6E+14
3	3.75E-02	3.6E+14
4	5.75E-02	2.4E+14
5	8.50E-02	1.5E+14
6	1.25E-01	1.7E+14
7	2.25E-01	1.2E+14
8	3.75E-01	5.8E+13
9	5.75E-01	2.6E+15
10	8.50E-01	3.6E+14
11	1.25E+00	1.1E+14
12	1.75E+00	3.0E+12
13	2.25E+00	8.6E+10
14	2.75E+00	6.8E+09
15	3.50E+00	9.6E+08
16	5.00E+00	5.6E+07
17	7.00E+00	6.4E+06
18	9.50E+00	7.4E+05

② 中性子線源強度

中性子線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られた中性子線源強度を表 1-6-4 に示す。また，評価に用いる中性子エネルギースペクトルは Pu-239 の核分裂スペクトルとし，表 1-6-5 に示す。

表 1-6-4　中性子線源強度

（容器１基あたり）

		中性子線源強度(n/s)
１次中性子源	自発核分裂によるもの	1.3×10^{9}
	（α，n）反応によるもの	1.5×10^{7}
実効増倍率		0.95
実効増倍効果を考慮した全中性子線源強度		2.6×10^{10}

表1-6-5　中性子線源スペクトル

エネルギー群数	上限エネルギー（eV）	スペクトル
1	1.492×10^{7}	5.72×10^{-4}
2	1.220×10^{7}	2.02×10^{-3}
3	1.000×10^{7}	6.07×10^{-3}
4	8.180×10^{6}	2.00×10^{-2}
5	6.360×10^{6}	4.12×10^{-2}
6	4.960×10^{6}	5.27×10^{-2}
7	4.060×10^{6}	1.10×10^{-1}
8	3.010×10^{6}	8.74×10^{-2}
9	2.460×10^{6}	2.28×10^{-2}
10	2.350×10^{6}	1.15×10^{-1}
11	1.830×10^{6}	2.07×10^{-1}
12	1.110×10^{6}	1.89×10^{-1}
13	5.500×10^{5}	1.31×10^{-1}
14	1.110×10^{5}	1.59×10^{-2}
15	3.350×10^{3}	8.12×10^{-5}
16	5.830×10^{2}	5.89×10^{-6}
17	1.010×10^{2}	3.89×10^{-7}
18	2.900×10^{1}	5.53×10^{-8}
19	1.070×10^{1}	1.33×10^{-8}
20	3.060×10^{0}	1.88×10^{-9}
21	1.120×10^{0}	4.19×10^{-10}
22	4.140×10^{-1}	1.20×10^{-10}

1.6.3. 評価モデル

破損燃料用輸送容器（2 体）の実形状を模擬して２次元Ｒ－θ体系で評価する。

評価モデルは以下の条件を考慮する。

・ 主要な遮へい体の厚さは製造公差を考慮した寸法とし，遮へい体の密度はノミナル値とする。

1.6.4. 評価方法

遮へい計算は，ガンマ線，中性子共に DOT3.5 コードを用いて計算し，破損燃料用輸送容器（2 体）表面及び表面から１ｍの線量当量率を求める。

ライブラリとしては，DLC-23/CASK データを用い，線量当量率への変換は ICRP Publ.74 に基づく 1cm 線量当量率への換算係数を用いる。

1.6.5.　評価結果

破損燃料用輸送容器（2 体）の容器側面における評価結果を表 1-6-6 に示す。評価結果から，３号機構内用輸送容器に包絡されることを確認できる。

また，容器側面以外の評価点（容器上部，上部中性子遮へい体欠損部，下部中性子遮へい体欠損部，容器下部，上部トラニオン，下部トラニオン）についても，破損燃料用輸送容器(2 体)の構成部材はバスケットを除いて３号機構内用輸送容器と同一であり，遮へい効果も同じとなるため線量の大小関係は変わらず,容器側面と同様に包絡される。

３号機構内用輸送容器と同様に，容器取扱時には追加遮へい体設置等の放射線業務従事者の被ばく低減対策を講じる計画としている。

表 1-6-6　最大線量当量率の評価結果

（単位：mSv/h）

		容器側面
表面	7体収納	1.5
	2体収納	8.5E-1
表面から１ｍ	7体収納	3.4E-1
	2体収納	1.6E-1

参考資料

遮へい解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の放射線源強度計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図 1-6-1 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは,輸送容器,核燃料施設の放射線源強度計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

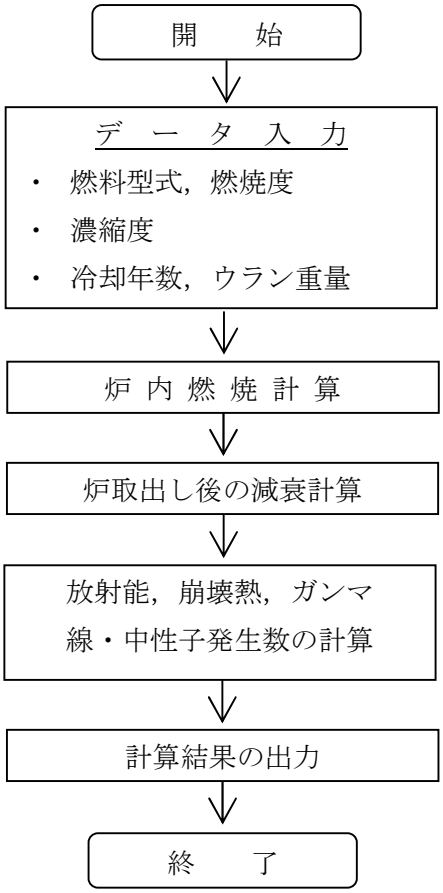


図 1-6-1　ORIGEN2 コードの計算フロー図

遮へい解析に用いるコード（DOT3.5 コード）について

（１）概要

DOT3.5 コード（以下「DOT コード」という。）は二次元輸送コードであり，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された汎用解析コードである。

（２）機能

DOT コードは，遮へい解析に際して以下の機能を有する。

① ガンマ線や中性子に対するボルツマン輸送方程式を解くことによる数値解析法であり，放射線の挙動を追跡するのに重要な非等方性が表現できる。

② DOT コードは，二次元の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

DOT コードの解析フローを図 1-6-2 に示す。

（４）使用実績

DOT コードは，原子力施設の遮へい計算に広く用いられており，輸送容器の遮へい解析に豊富な実績がある。

（５）検証

汎用コードの導入評価*1 が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証*2 が実施されていることが確認されている。

*1 W. A. Rhoades, “DOT3.5 TWO DIMENSIONAL DISCRETE ORDINATES RADIATION TRANSPORT CODE”, CCC-276,1978 年 10 月

*2 (社)日本原子力学会“中性子遮蔽設計ハンドブック”, 1993 年 4 月

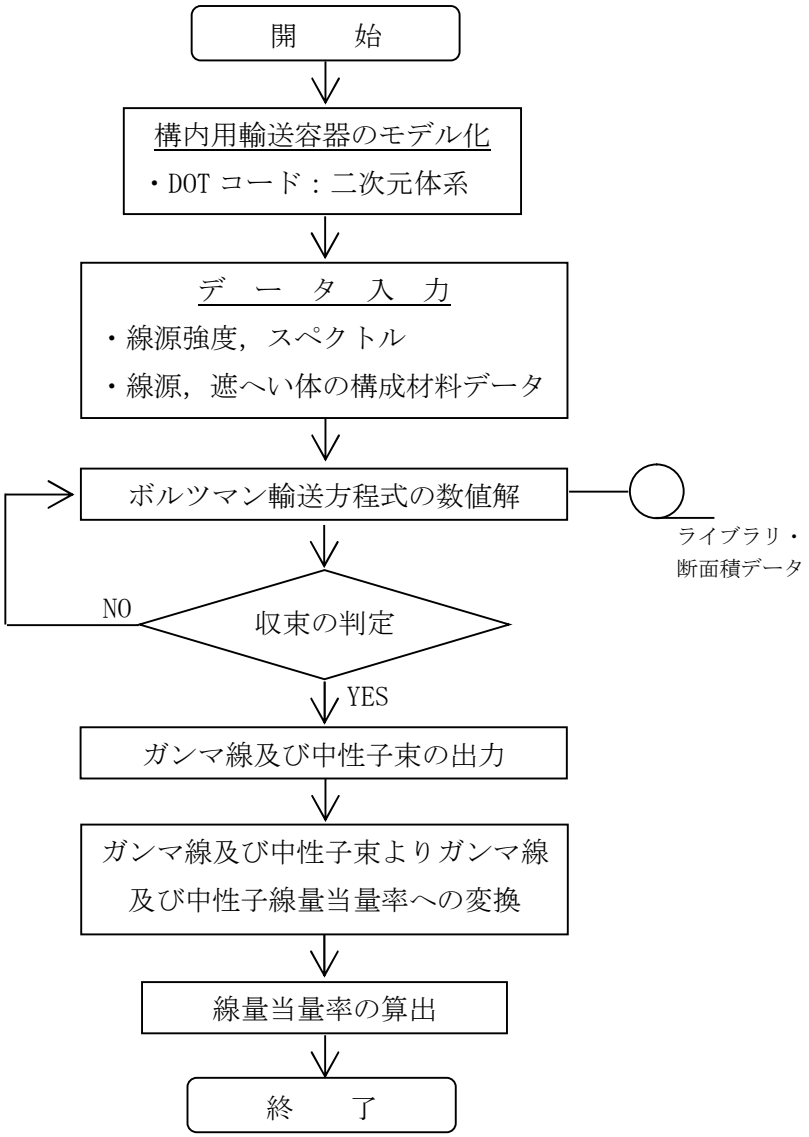


図 1-6-2　DOT コードの解析フロー図

1.7. 臨界防止機能

1.7.1. 基本的な考え方

臨界防止にあたっては,想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

- 燃料を収納するバスケットは格子構造として，燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。
- バスケット外周部及び使用済燃料収納缶（大）側面には，中性子を吸収するボロン添加アルミニウム合金板を配置する。

1.7.2. 設計基準

想定されるいかなる場合も実効増倍率が 0.95 以下であること。

1.7.3. 評価条件

1)燃料条件，評価モデル

以下の保守的な燃料条件で評価を行うものとする。

・燃料棒の形状が維持されていないと仮定し，以下の条件を設定する。
  ・燃料被覆管が破損しペレットが使用済燃料収納缶（大）内に放出され，さらに使用済燃料収納缶（大）外にペレットが漏えいすることを仮定し，容器内にペレットと水が非均質に混ざった状態とする。
  ・水／ウラン比，ペレット粒径が最適な状態とする。
  ・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料のペレット最高濃縮度 4.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
・バスケット内の使用済燃料収納缶（大）配置は，格子間の範囲で偏心配置（バスケット内側の格子隅角部寄り）を考慮する。
・バスケット外周部及び使用済燃料収納缶（大）側面に配置したボロン添加アルミニウム合金の ^{10}B 含有量は，製造下限値とする。
・評価に使用する各部の寸法は製造公差を考慮した寸法とする。
・チャンネルボックス及びウォーターロッドは水に置換える。
・中性子遮へい体部（レジン）は真空とする。
・破損燃料用輸送容器（2 体）外部の雰囲気は安全側に真空，完全反射とする。
・評価モデルは３次元体系とする。

1.7.4.　評価方法

破損燃料用輸送容器（2 体）の実形状をモデル化し，臨界解析コード KENO-Ⅴ.a を使用して求める。

1.7.5.　評価結果

評価結果を表 1-7-1 に示す。表 1-7-1 に示すとおり，破損燃料用輸送容器（2 体）の実効増倍率は設計基準を満足している。

表 1-7-1　評価結果

実効増倍率*1	設計基準
0.93	0.95

*1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（1） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（2） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（3） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図 1-7-1 に示す。

（4） 使用実績

KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（5） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.

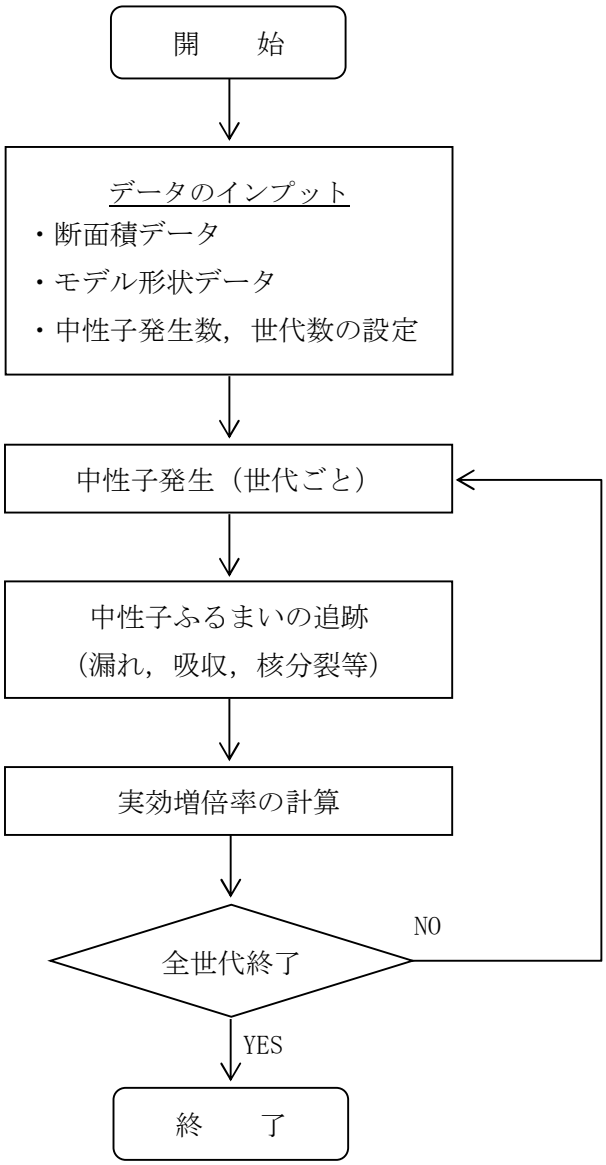


図 1-7-1　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

1.8.　破損燃料用輸送容器（2 体）の落下

1.8.1.　原因

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い中に，何らかの原因で破損燃料用輸送容器（2 体）が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.8.2.　発生防止対策

破損燃料用輸送容器（2 体）の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

（1）クレーン主巻フックは二重のワイヤーロープで保持する構造とする。

（2）クレーン巻上装置は電源断時に電動油圧押上機ブレーキで保持する構造とする。

（3）クレーン主巻フックと吊具，吊具と破損燃料用輸送容器（2 体）の取付けを二重化する。

（4）取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

（5）作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

（6）作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.8.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

本破損燃料用輸送容器は，最大 2 体の燃料を輸送することが可能な容器である。これは既に構内輸送に用いている 3 号機構内用輸送容器の燃料収納体数 7 体より少ない。

従って，核分裂生成物の放出量及び線量の評価は「添付資料－２－１－２　構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）　1.8.　構内用輸送容器の落下」の評価に包絡される。

2.　別添

別添－１　破損燃料用輸送容器（2 体）に係る確認事項について

別添－２　破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（2 体）に係る確認事項について

破損燃料用輸送容器（2 体）の設置工事に係る主要な確認項目を表－1 に示す。

表－1　安全機能及び構造強度に関する確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度	材料確認		実施計画に記載されているバスケットの主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
構造強度 遮へい 機能	構造 確認	寸法確認	実施計画に記載されているバスケットの主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	バスケットの各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
密封機能	機能 確認	取合確認	密封境界を構成する蓋等が容器と取合い密封境界の構成に問題が無いことを確認する。	密封境界を構成する蓋等が容器と取合うこと。
臨界防止 機能	機能 確認	材料確認 寸法確認 外観確認	バスケットの材料及び主要寸法が,実施計画評価の前提条件となっている値を満足していることを確認し,バスケットの外観に異常のないことを確認する。	・材料が実施計画どおりであり，寸法が許容範囲内であること。 ・有意な変形，破損等の異常がないこと。

破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（2 体）は，本文 2.11.1.4 供用期間中に確認する項目に記載のとおり，「除熱，密封，遮へい，臨界防止の安全機能が維持されていること」を供用期間中，確認する。

輸送容器は，共用プールにおいて，輸送毎に以下の検査を実施する。なお，合格基準は，表－2 に示す。また，検査の結果，必要に応じて消耗品の交換，補修を実施する。

（１）外観検査
輸送容器の外表面を目視で確認する。
（２）気密漏えい検査
輸送容器密封部の圧力降下を測定し，漏えい率を算出する。
（３）遮へい検査
収納物を収納した状態で，輸送容器表面の線量当量率を測定する。
（４）未臨界検査
輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で確認する。
（５）吊上検査
輸送容器を吊り上げた後の状態において，上部トラニオン部の外観を目視で確認する。
（６）作動確認検査
バルブの開閉を行い，作動性を確認する。
（７）熱検査
収納物を収納した状態で，輸送容器表面の温度を測定する。

表－2　検査項目，検査方法及び合格基準

検査項目	検査方法	合格基準
外観検査	輸送容器の外表面を目視で確認する。	輸送容器の形状に異常な傷又は割れがないこと。
気密漏えい検査	輸送容器密封部に0.9MPaG以上の圧力を加え，圧力降下を測定し，漏えい率を算出する。	一次蓋，二次蓋及びポートカバーの各部の漏えい率が 9×10^{-1} ref cm^3/s を超えないこと。
遮へい検査	収納物を収納した状態で，輸送容器表面の線量当量率を測定する。	実施計画記載の評価値を超えないこと。
未臨界検査	輸送容器内に収納されたバスケットの外観を目視で確認する。	バスケットに異常な変形又は破損がないこと。
吊上検査	輸送容器を吊り上げた後の状態において，上部トラニオン部の外観を目視で確認する。	トラニオン部など吊上部等に異常な変形又は破損がないこと。
作動確認検査	バルブの開閉を行い，作動性を確認する。	作動性に異常のないこと。
熱検査	収納物を収納した状態で，輸送容器表面の温度を測定する。	実施計画記載の評価値を超えないこと。

破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

1.　２号機の破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の概要

２号機使用済燃料プールには，「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す通り，震災以前から存在する漏えい燃料や下部タイプレート側面の部材（フィンガースプリング）が変形した状態の燃料（以下，「下部タイプレート変形燃料」という。）が存在する。下部タイプレート変形燃料は燃料被覆管の損傷はなく，漏えい燃料は燃料被覆管に軽微な損傷はあるものの，定期検査時に漏えいが発見されその後炉内に装填していない燃料であるため，破損の程度は進展しておらずペレットは燃料被覆管内に保持されていると想定する。破損燃料用輸送容器は，震災以前から存在する漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料及び健全燃料を共用プールへ輸送する際に使用する。なお，破損燃料用輸送容器は，３号機破損燃料用輸送容器（7 体）と同じ容器である。

２号機破損燃料用輸送容器（7 体）は既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体）に対して２号機漏えい燃料を評価条件とした安全評価を行い，安全機能及び構造強度を確認した上で使用する。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の構成

「添付資料－２－１－２　1.1.1. 構内用輸送容器の構成」を参照。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（7 体）の仕様

「添付資料－２－１－２　1.1.2.1. 構内用輸送容器の仕様」を参照。

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（7 体）に収納する燃料仕様

バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（小）（内寸 153㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，震災以前から存在する漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料及び健全燃料とする。

２号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様を表１－１－１に示す。

表１－１－１　２号機使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の仕様

	使用済燃料			新燃料
燃料タイプ	7×7 燃料	高燃焼度 8×8 燃料	9×9 燃料 (B 型)	9×9 燃料 (B 型)
貯蔵体数	3※1	248	336	28
最高燃焼度 (MWd/t)	24,500	43,800	48,100	－
最短冷却 日数(日)※2	15,548	5,864	4,946	－

※１：「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す漏えい燃料，下部タイプレート変形燃料，ワイヤ修復燃料である

※２：2024 年 4 月 1 日時点での冷却期間

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（7 体）が，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮蔽及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

なお，既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能及び構造強度は「添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」及び「添付資料－２－２－１ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機)」（以下，「既存評価」という。）で確認されているため，破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い及び 1.1.2.2.項に示す２号機の燃料が既存評価の評価条件に該当しない事項について，新たに評価を行う。

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界について，胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトで構成しており，容器蓋部の密封機能は一次蓋で担保されている。３号機燃料取り出しでは一次蓋の締め付け及び密封確認を遠隔で実施していたため，念のため有人で締め付ける二次蓋を取り付ける運用をしていたが，２号機燃料取り出しでは一次蓋を使用済燃料プールで遠隔で仮締めした後に燃料取り出し用構台にて有人で締め付ける運用とする。

そのため，二次蓋の取り付け・取り外し作業をなくし，作業時間の短縮及び作業員の被ばく低減を目的とし二次蓋を使用しない場合がある。二次蓋を使用しない場合においても破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能が維持されることを確認する。

表１－２－１に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（7体）安全評価の基本方針（1/2）

項目	設計方針	評価対象	二次蓋有無	新評価実施要否	評価方針
構造強度	破損燃料用輸送容器（7体）は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 破損燃料用輸送容器（7体）は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	○	３号機と２号機で燃料取扱設備及び燃料取り出し作業手順が異なるため，新たに２号機に対応した設計事象の抽出・評価を行う。 震災以前から存在する漏えい燃料等は，燃料被覆管等の軽微な損傷があるが，ペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 ２号機における破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格を準用する。
			無	○	上記の評価方針に加え，二次蓋を取り外した条件で評価を行う。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 既存評価の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	○	上記の評価方針に加え，二次蓋を取り外した条件で評価を行う。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（7体）安全評価の基本方針（2/2）

項目	設計方針	評価対象	二次蓋有無	新評価実施要否	評価方針
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	○	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器密封部の健全性が維持されることを評価する。 除熱機能は既存評価に包絡されることから評価を行わないが，構造強度評価を新たに実施するため，密封機能についても評価を実施する。
			無	○	構造強度及び除熱機能を新たに評価するため，密封機能についても評価を実施する。
遮蔽機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 既存評価の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	－	既存評価は二次蓋を取り外した条件で評価されており，既存評価が適用可能であることから新評価は不要。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（7体）	有	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，燃料棒の形状が維持されていないと仮定する。この場合，ペレットは燃料被覆管外に放出され，臨界に最適な状態で堆積することを仮定するため，健全燃料の評価条件より保守的な評価となる。 既存評価の添付資料－２－２－１の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
			無	－	評価上，二次蓋は考慮せず，既存評価の添付資料－２－２－１が適用可能であることから新評価は不要。

1.3.　構造強度

1.3.1.　基本的な考え方

２号機燃料取り出しは破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフローが３号機燃料取り出し時と異なるため，新たに構造強度評価を行う。評価対象とする設計事象の選定フローを図１－３－１に示す。図１－３－１に示す通り既存評価が適用可能である場合は評価を省略する。

破損燃料用輸送容器（7 体）の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオンとする。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下，「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位の適用基準・規格を表１－３－１に示す。

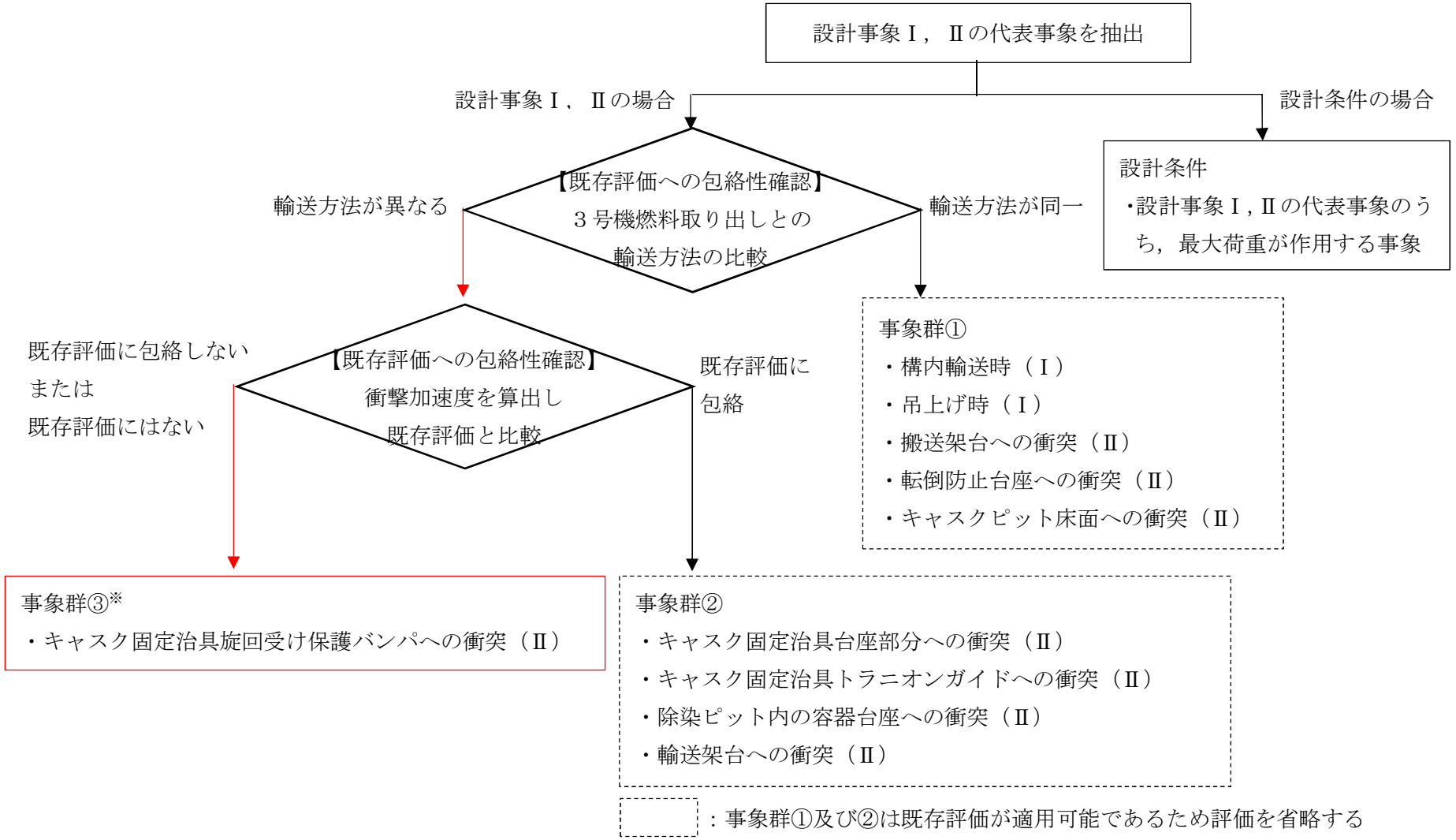


図１－３－１　評価対象選定フロー

表１－３－１　構造強度に係る適用基準・規格

評価対象部位	設計・建設規格 機器区分	構造強度 評価方法	考え方
容器本体，蓋	クラス３容器	クラス１容器の規定を準用	容器本体及び蓋は設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３容器に区分されると考えられる。 圧力荷重についてはクラス３容器における規格計算式で評価することができるが，熱荷重や取扱時の衝撃荷重等の各種の負荷荷重が発生することから，これらの荷重については，応力解析によって発生応力を求めて評価する必要がある。 したがって，構造強度評価手法は，同様な「解析による設計」の考え方が採用されているクラス１容器を準用する。
バスケット	ノンクラス	炉心支持構造物の規定を準用	バスケットは設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義に該当しないと考えられる。 しかし，容器内において燃料を支持する部材であるため，構造強度評価手法は，炉心支持構造物を準用する。
トラニオン	クラス３支持構造物	クラス１支持構造物の規定を準用	トラニオンは容器をクレーンで取扱うための部位であり，輸送時は容器を支持することから，設計・建設規格 GNR-1210 及び GNR-1220 の機器等の区分の定義より，クラス３支持構造物に区分されると考えられる。 しかし，容器本体との整合を取り，構造強度評価手法はクラス１支持構造物を準用する。

1.3.2.　設計事象の抽出

JSME S FA1-2007 金属キャスク構造規格の考え方に基づいて，破損燃料用輸送容器（7 体）の設計事象として以下を抽出した。

なお，設計事象の抽出にあたっては，図１－３－２に示すハンドリングフローに基づき，破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い及び共用プールまでの輸送において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して事象の発生の可能性を検討した。設計事象の抽出結果を表１－３－２に示す。

(1) 設計事象Ⅰ

設計事象Ⅰに該当する通常の取扱い状態とは，「構内輸送時」及び「取扱い時（吊上げ時)」であり，それぞれの荷重条件は既存評価と同等であることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略する。

(2) 設計事象Ⅱ

ハンドリングフローのうち，取扱いモード No.7～No.12 で示される共用プールまでの輸送について，３号機燃料取り出しと輸送方法は同一であることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略する。３号機では輸送容器を地上から原子炉建屋のオペレーションフロアに直接吊り上げ，使用済燃料プールにて燃料を収納し，地上に吊り降ろすという手順で実施した。２号機では輸送容器を地上から構台に吊り上げた後，燃料取扱設備に載せて構台と原子炉建屋オペレーションフロアを行き来して燃料を輸送し，構台から輸送容器を地上に吊り降ろす。輸送容器の取り扱いの際に，吊り上げ・吊り降ろしや旋回移動によって燃料取扱設備や構台の除染ピットに衝突する可能性がある。３号機とは燃料取扱設備が異なり，輸送容器と燃料取扱設備，除染ピット及び輸送架台との衝突事象については既存評価を適用できないことから，設計事象として抽出し新たに評価を行う。

容器本体及び蓋には，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2），除染ピットへの衝突（取扱いモード No.4）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

バスケットには，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2），除染ピットへの衝突（取扱いモード No.4）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における収納物及び自重による荷重がかかり，応力が発生する。

トラニオンには，キャスク固定治具への衝突（取扱いモード No.2）及び輸送架台への衝突（取扱いモード No.6）の加速度における荷重がかかり，応力が発生する。

(3) 設計事象Ⅲ及び設計事象Ⅳ

破損燃料用輸送容器（7 体）を取扱う設備及び運用においては，クレーンワイヤ及び

吊具の二重化，始業前の機器の点検を実施することから，ハンドリングフローから抽出される事象のうち，破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能を著しく損なう事象であって，一般公衆の放射線被ばくの観点からみて重要と考えられる事象はない。

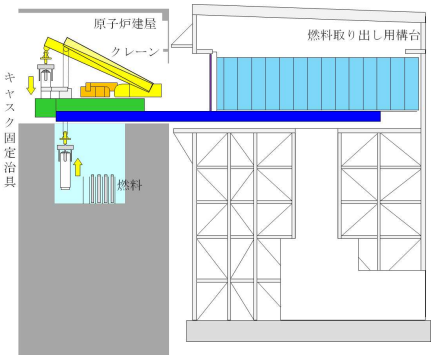
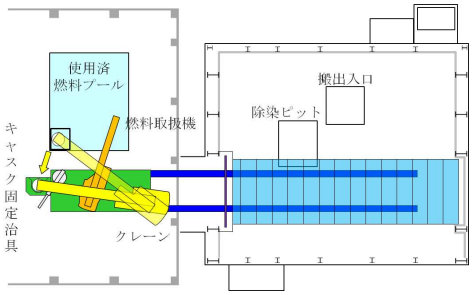
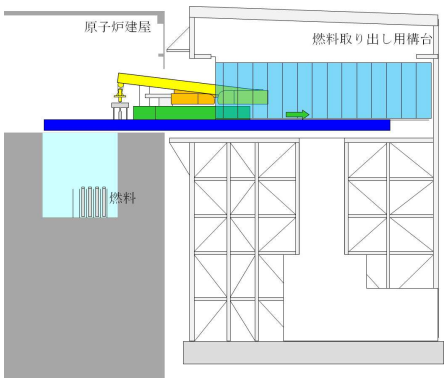
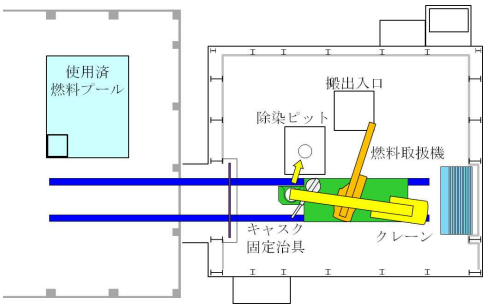
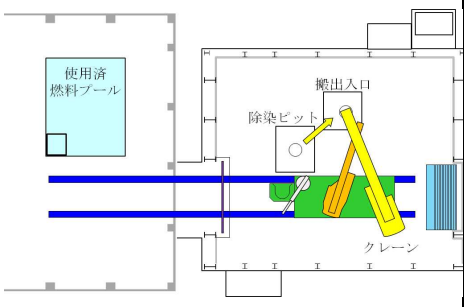
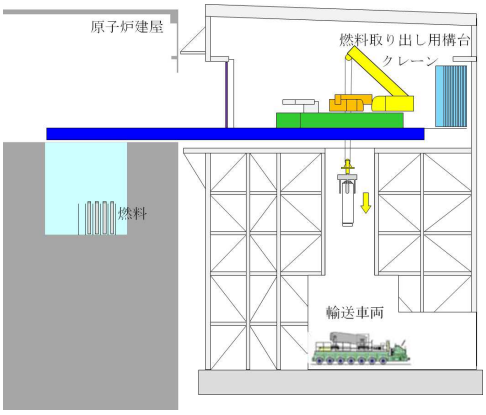
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
1	キャスクピットから容器を吊り上げる 	2	クレーンで吊り上げた容器を旋回してキャスク固定治具へ移動し，吊り降ろした後キャスク固定治具に固定する 
3	燃料取扱設備を構台前室内に移動する 	4	キャスク固定治具から除染ピットへ容器を移動し蓋締めする 
5	クレーンで容器を吊り上げ，旋回して機器ハッチから地上階に吊り降ろす 	6	容器を輸送車両に載せ，共用プールへ輸送する 

図１－３－２　破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフロー（1/2）

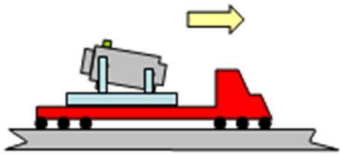
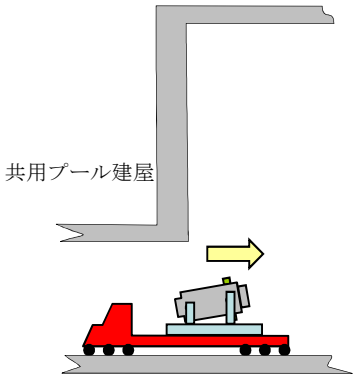
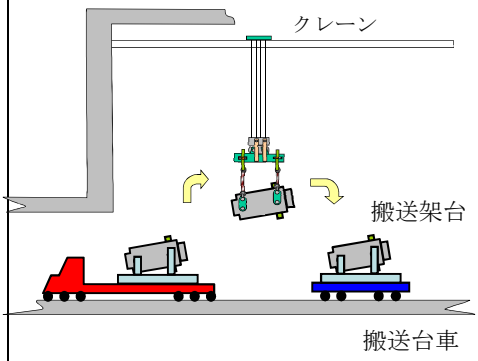
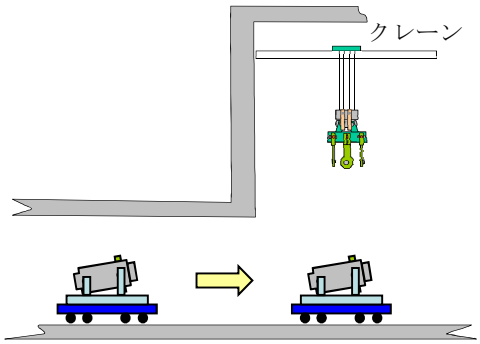
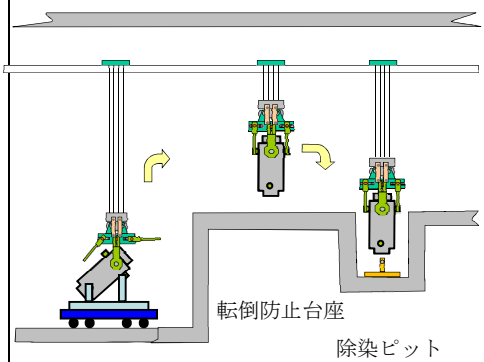
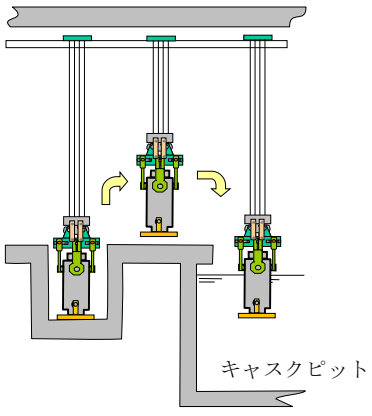
No.	取扱いモード	No.	取扱いモード
7	構内輸送（２号機→共用プール）	8	共用プール建屋へ搬入する
			
9	搬送台車へ積載する	10	キャスク取扱室へ移動する
			
11	除染ピットへ移動する	12	キャスクピットへ移動する
			

図１－３－２　破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフロー（2/2）

表１－３－２　設計事象の抽出（1/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
キャスクピットからの吊上げ (No.1)	重量物の落下（垂直吊具落下）	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失（2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
	容器の落下			×		×
キャスク固定治具への移動 (No.2)	キャスク固定治具と容器の衝突	操作員の誤操作（2号機）	以下の対策，設計により容器の衝突を防止する ● インターロックによるクレーン旋回角度の制限※3	×		×
	キャスク固定治具台座部分と容器の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻き下げ，台座部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 [redacted] で，容器がキャスク固定治具台座に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	キャスク固定治具旋回受け保護バンパと容器の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	旋回時の誤操作により，微速で旋回するところ最大旋回速度で旋回し衝突させる可能性がある。	○	クレーンの最大旋回速度 [redacted] で，容器がキャスク固定治具旋回受け保護バンパに衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突	操作員の誤操作（2 号機）	回転時の誤操作により，微速で回転するところ最大吊具回転速度で回転し衝突させる可能性がある。	○	回転吊具の最大回転速度 [redacted] で，トラニオンがキャスク固定治具トラニオンガイドに衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○

表１－３－２　設計事象の抽出（2/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
燃料取扱設備の構台への移動 (No.3)	容器の転倒	動力源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により容器の転倒を防止する ● 動力源喪失時用の容器転倒防止治具の設置※4	×		×
キャスク固定治具からの吊上げ (No.4)	重量物の落下 （垂直吊具落下）	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
	容器の落下			×		×
除染ピットへの移動 (No.4)	除染ピット内の台座と容器の衝突	操作員の誤操作 （2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻き下げ，台座部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度 [redacted] で，容器が台座に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○
	容器の落下	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失 （2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×

表１－３－２　設計事象の抽出（3/3）

起因事象		原因	発生の可能性・防止策	発生の有無	想定シナリオ	抽出の要否
機器ハッチから地上階への吊り降ろし (No.5)	容器の落下	ワイヤロープの破断（2号機） 駆動源の喪失（2 号機）	以下の対策，設計により重量物及び容器の落下を防止する ● 吊上げ用ワイヤの二重化※1 ● 駆動源喪失時においても保持する構造※2	×		×
容器を輸送車両に搭載 (No.6)	容器を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突	操作員の誤操作（2 号機）	吊下げ時の誤操作により，微速で巻き下げるところ最大速度で容器を巻下げ，輸送架台部分に衝突する可能性がある。	○	クレーンの最大巻下げ速度[redacted]で，下部トラニオンが輸送架台に衝突する場合を，設計事象として抽出する。	○

※１：燃料取扱機及びクレーンの巻上装置は，ワイヤロープを二重化し，万一ワイヤロープが 1 本切断したとしても落下を防止できる設計としている（「添付資料－１－１ 燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書」を参照）。

※２：燃料取扱機及びクレーンの巻上装置のブレーキは，駆動源喪失時にバネによりブレーキがかかり保持できるスプリングリターン機能を有している（「添付資料－１－１ 燃料の落下防止，臨界防止に関する説明書」を参照）。

※３：キャスク固定治具に容器が衝突しない範囲でクレーンが動作できるインターロックを設けている。

※４：キャスク固定治具の油圧喪失時，系統内の作動油が保持され，輸送容器の固定状態を維持する系統になっている。

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（7 体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

「添付資料－２－１－２　1.3.3.　1）内圧」を参照。

(2) 熱荷重

破損燃料用輸送容器（7 体）に発生する熱応力は，３号機の評価条件における除熱評価結果（既存評価）より得られた温度分布を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に破損燃料用輸送容器（7 体）が有する運動エネルギーを被衝突物（キャスク固定治具台座部分，キャスク固定治具旋回受け保護バンパ及びキャスク固定治具トラニオンガイド）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

① 加速度の算出式

破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突ケースにより加速度の算出式が異なるため，以下の通り算出する。

a.　キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突，除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突及び破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No.2，4，6）

破損燃料用輸送容器（7 体）底面が重力方向に衝突する場合，破損燃料用輸送容器（7 体）の運動エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定し，エネルギーつり合い式から下記で表す。

$$\frac{1}{2}mV^2 + mg\delta = \frac{1}{2}k\delta^2$$

ここで，

m：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量※

※：取扱いモードNo.2，4の事象発生時は二次蓋未装着であるため二次蓋分を減じた質量（＝[redacted]）

取扱いモードNo.6の事象発生時は二次蓋を装着しているため二次蓋分を考慮した質量（＝46300kg）

V：クレーンの最大巻き下げ速度（＝[redacted]）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

δ ：衝突対象の変形量(m)

k：衝突対象のばね定数(N/m)

加速度αは次の式で表される。

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

ここで,

F：衝突時の荷重(N)

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2)

破損燃料用輸送容器（7 体）が旋回によって水平方向に衝突する場合，破損燃料用輸送容器（7 体）の運動エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定すると，エネルギーつり合いから次の式で表される。

$$\frac{1}{2}mV^2 = \frac{1}{2}k\delta^2$$

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = \sqrt{\frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (2)$$

ここで,

V：クレーンの最大旋回速度(＝[redacted])

c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモード No. 2)

破損燃料用輸送容器（7 体）が回転吊具の回転動作によって，破損燃料用輸送容器（7 体）の回転エネルギーが衝突対象の弾性変形エネルギーで吸収されると仮定すると，エネルギーつり合いから次の式で表される。

$$\frac{1}{2}J\omega^2 = \frac{1}{2}k\delta^2$$

$$\alpha = \frac{F}{m} = \frac{k\delta}{m} = \frac{k\omega}{m}\sqrt{\frac{J}{k}} \qquad (3)$$

$$J = \frac{1}{2}mr^2 \qquad (4)$$

ここで,

Ｊ：慣性モーメント(kg・m^2)

ｒ：破損燃料用輸送容器（7体）の半径(＝[redacted])

ω：角速度(＝[redacted])

② ばね定数

ばね定数ｋの式は下記で表される。

衝突対象物の圧縮で荷重を受ける場合は(5)式を用いる。

$$k = \frac{F}{\delta} = \frac{E \cdot A}{\ell} \qquad (5)$$

ここで,

Ｅ：衝突対象物の縦弾性係数(N/m^2)

Ａ：破損燃料用輸送容器（7体）の荷重を受ける断面積(m^2)

ℓ：衝突対象物における衝撃方向の代表長さ(m)

衝突対象物の曲げで荷重を受ける場合(6)式を用いる。

$$k = \frac{F}{\delta} = \frac{3EI}{(\ell_1{}^3)} \qquad (6)$$

ここで,

Ｉ：断面二次モーメント(m^4)

ℓ_1：固定端から荷重位置までの距離(m)

③ 加速度の算出

a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器(7体)の衝突(取扱いモードNo.2)

キャスク固定治具を図１－３－３に示す。キャスク固定治具の構造が複雑であることから，簡易モデル化を行う。キャスク固定治具は箱型の構造体であり，側面がボルトにより走行台車に固定されているため，図１－３－４に示すような片持ち梁として図心を通る断面二次モーメントを求める。断面二次モーメントは，図１－３－４に示す図①，図②，図③のそれぞれの長方形モデル単独の断面二次モーメントの合計ΣI_0と，図①の長方形モデルの図心からの断面二次モーメントの合計Σ（y^2A）より設定する。断面二次モーメントの算出に用いるパラメータは表１－３－３に示す。

$$I = \Sigma I_0 + \Sigma(y^2 A)$$

＝[redacted]

ばね定数は(6)式で求める。

このときＥ＝[redacted]，ℓ_1＝[redacted]とすると，

$$k = \frac{3EI}{\left(\ell_1{}^3\right)} \qquad (6)$$

$=4.156\times10^{10}$N/m

加速度は(1)式で計算し，事象発生時は二次蓋未装着につき破損燃料用輸送容器（7体）の質量mから二次蓋分を減じる。

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

$=43.71$m/s$^2=4.46$G

余裕を見て5.0Gを評価加速度とする。

表１－３－３　断面二次モーメント算出パラメータ

図番 （図１－３－４参照）	断面積A (m^2)	図心から図形中心までの距離y (m)	図形の断面二次モーメントI_0 (m^4) ※	y^2×A
図①				
図②				
図③				
合計				

※：長方形の断面二次モーメントの公式（I＝bh^3/12，b：幅，h：高さ）より算出

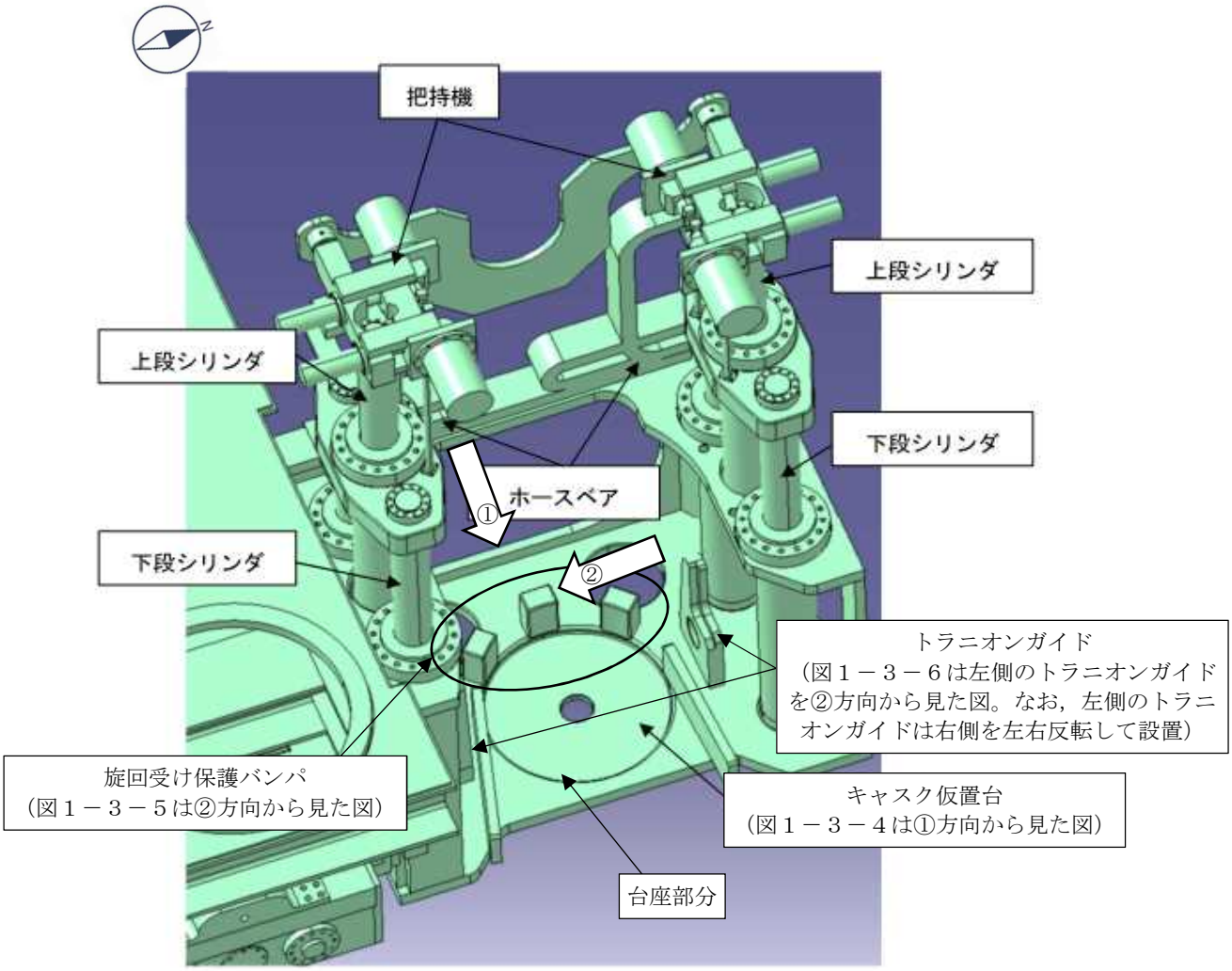


図１－３－３　キャスク固定治具鳥瞰図

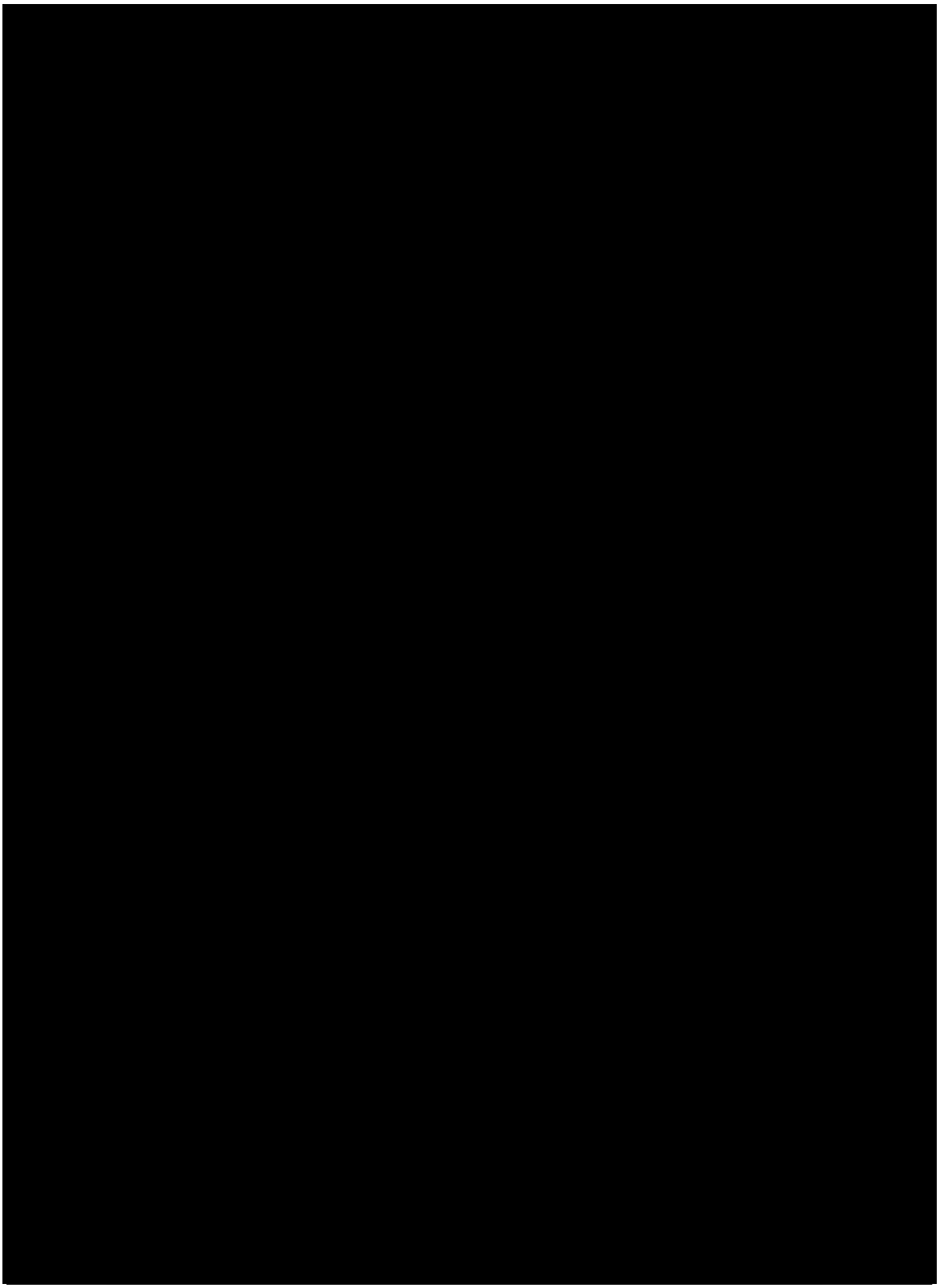


図１－３－４　キャスク固定治具台座部分のキャスク仮置台の簡易計算モデル
（図１－３－３を①方向から見た図，上図：キャスク仮置台実形状，中図：簡易化した片持ち梁モデル，下図：断面二次モーメント算出モデル（上図の赤矢印より矢視））

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）

旋回受け保護バンパの衝突は防振ゴムの衝撃吸収機能を無視し炭素鋼のフレームに破損燃料用輸送容器（7 体）が衝突することを考慮する。図１－３－５に示すような底面を固定端とした片持ち梁として簡易モデル化する。曲げモーメントとたわみの式よりばね定数を求める。

図１－３－５の簡易モデルにおける ℓ_1 及び ℓ は実物の寸法より ℓ_1＝[redacted]，ℓ＝[redacted]とする。断面二次モーメント I_1 及び I_2 は長方形の断面二次モーメントの公式（$I=bh^3/12$，b：幅，h：高さ）より求める。容器が衝突する場合は簡易モデルの左側から衝突するため，図１－３－５の右図のように保護バンパを上から見た場合の長方形モデルが変形すると考える。幅 b_1，幅 b_2，高さ h_1，高さ h_2 は実物の寸法より b_1＝[redacted]，b_2＝[redacted]，h_1＝[redacted]，h_2＝[redacted]とする。

$$I_1 = \frac{b_1 \cdot {h_1}^3}{12}$$

＝[redacted]

$$I_2 = \frac{b_2 \cdot {h_2}^3}{12}$$

＝[redacted]

荷重位置を始点として 0≦ x ≦ℓ_1 のとき曲げモーメント M＝P・x として，たわみ角を θ，たわみを y とすると微分し下記を得る。

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_1\right\} \qquad (7)$$

$$y = \frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_1 x + C_2\right\} \qquad (8)$$

ℓ_1≦ x ≦ℓ のとき曲げモーメントは M＝P・x により

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_3\right\} \qquad (9)$$

$$y = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_3 x + C_4\right\} \qquad (10)$$

・境界条件

x ＝ℓ の時，θ ＝0 により式(9)より積分定数 C_3 の解を求める。

$$\theta = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}x^2 + C_3\right\} \qquad (9)$$

$$0 = \left\{\frac{1}{2}\ell^2 + C_3\right\}$$

$$C_3 = -\frac{1}{2}\ell^2$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ の時，y＝0 により式(10)より積分定数 C_4 の解を求める。

$$y = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}x^3 + C_3 x + C_4\right\} \qquad (10)$$

$$0 = \left\{\frac{1}{6}\ell^3 + C_3\ell + C_4\right\}$$

$$C_4 = -\ell\left\{\frac{1}{6}\ell^2 + C_3\right\}$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ_1 の時，(7)＝(9)より，積分定数 C_1 の解を求める。

$$\frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_1\right\} = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\}$$

$$\frac{1}{I_1}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_1\right\} = \frac{1}{I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\}$$

$$C_1 = \frac{I_1}{I_2}\left\{\frac{1}{2}\ell_1{}^2 + C_3\right\} - \frac{1}{2}\ell_1{}^2$$

$$= \blacksquare$$

x ＝ℓ_1 の時，(8)＝(10)より，積分定数 C_2 の解を求める。

$$\frac{P}{E \cdot I_1}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_1\ell_1 + C_2\right\} = \frac{P}{E \cdot I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\}$$

$$\frac{1}{I_1}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_1\ell_1 + C_2\right\} = \frac{1}{I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\}$$

$$C_2 = \frac{I_1}{I_2}\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^3 + C_3\ell_1 + C_4\right\} - \ell_1\left\{\frac{1}{6}\ell_1{}^2 + C_1\right\}$$

$$= \blacksquare$$

x＝0 の時のたわみを求める式は式(8)より

$$y=\frac{P}{E\cdot I_1}\cdot C_2$$

として，ばね定数は

$$k=\frac{E\cdot I_1}{C_2}$$

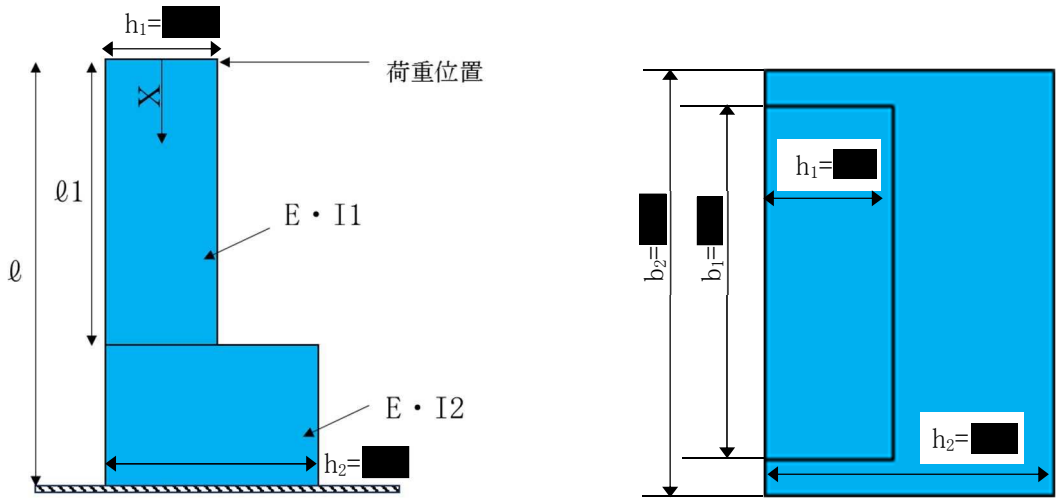
＝1.177×10^9N/m

ここで旋回速度は [redacted] より，加速度を(2)式で計算する。事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）質量 m は二次蓋分を減じる。

$$\alpha=\sqrt{\frac{k}{m}\cdot V^2} \qquad (2)$$

＝20.56m/s^2＝2.10G

余裕を見て 3.0G を評価加速度とする。



（単位：mm）

図１－３－５　キャスク固定治具旋回受け保護バンパの炭素鋼フレーム簡易計算モデル
（左図：図１－３－３を②方向から見た図，右図：左図を上から見た図）

c．キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2）

(a) ばね定数算出

キャスク固定治具トラニオンガイドと計算のため簡易化させたモデルを図１－３－６に示す。図１－３－６の図③は図①のトラニオンガイドの水平断面図である。図①のトラニオンガイドの横幅は [redacted]，トラニオン保護バンパ部の奥行は [redacted] であり，図③の [redacted] の部分に相当する。

また，図①のトラニオン保護バンパ右下の板状部材は補強部であり図③における [redacted] の部分に相当し，図①のトラニオン保護バンパ左下の点線による板状部材も補強部で図③における [redacted] の部分に相当する。図②に示すトラニオン衝突位置 ℓ_1＝0.867m は，トラニオン着座時のトラニオン中心部の高さ（[redacted]）に対し，トラニオン衝突事象が発生する場合の容器の吊り上げ高さを加えている。事象発生時はトラニオン着座状態から 250mm 浮いていると想定し，[redacted] としている。

梁のたわみ δ を算出し(6)式よりばね定数を求める。断面二次モーメントＩは図１－３－６の構造として求める。

$I =$ [redacted]

＝[redacted]

ここで，

E＝[redacted]

ℓ_1＝[redacted]

として，(6)式より

$$k = \frac{3EI}{(\ell_1{}^3)} \qquad (6)$$

＝3.779×10^{9}N/m

(b) 慣性モーメント算出

円柱の慣性モーメントは(4)式より求める。R は破損燃料用輸送容器（7 体）外筒半径 [redacted]，事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）の質量 m は二次蓋分を減じると，

$$J = \frac{1}{2}mr^2 \qquad (4)$$

＝[redacted]

(c) 加速度算出

加速度は(3)式を用い，角速度は [redacted] より，[redacted] を用いると，

$$\alpha = \frac{k\omega}{m}\sqrt{\frac{J}{k}} \qquad (3)$$

＝7.54m/s^2＝0.77G

余裕を見て 1.0G を評価加速度とする。

[redacted]

図１－３－６　キャスク固定治具トラニオンガイドの簡易計算モデル
（図１－３－３の左側トラニオンガイドを②方向から見た図，
図①：キャスク固定治具トラニオンガイド，
図②：簡易はりモデル（図①赤点線枠部），図③：ガイドの水平断面形状 ）

d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器(7 体)の衝突(取扱いモード No.4)

(a) ばね定数算出

本事象ではピット内の容器台座に底面が着座する。台座の構造を図１－３－７に示す。ばね定数の算出にあたり，[redacted]形鋼材のフランジ及びウェブと，平板要素に分解し，それぞれのばね定数を算出の上フックの法則による直列ばねとして合成してばね定数を求める。

・ばね定数 k_1 (H 鋼フランジ断面を荷重面とする場合の剛性)

図１－３－７の左中図に示すフランジ断面モデルで赤塗部が破損燃料用輸送容器（7 体）から受ける荷重面である。梁の断面は下記の通り求める。

[redacted]

フランジ板は断面積が大きいため，代表長さℓ_1をフランジの厚さ（上側フランジ＋下側フランジ）の[redacted]に設定する。(ウェブのフィレット半径を含む)

ばね定数は(5)式より

$$k_1 = \frac{E \cdot A_1}{\ell_1} \qquad (5)$$

$$= 2.079 \times 10^{12}\ \mathrm{N/m}$$

・ばね定数 k_2(ウェブ断面を荷重面とする場合の剛性)

図１－３－７の右中図に示すウェブ断面モデルで赤塗部が破損燃料用輸送容器（7 体）から受ける荷重面である。梁の断面は下記の通り求める。

[redacted]

[redacted]

代表長さℓ_2をウェブの長さ[redacted]としてばね定数は(5)式より

$$k_2 = \frac{E \cdot A_2}{\ell_2} \qquad (5)$$

$=3.113\times10^{10}$N/m

・ばね定数k_3(平板断面を荷重面とする場合の剛性)

破損燃料用輸送容器（7 体）底面の直径[redacted]より，面積A_3=[redacted]とする。代表長さℓは平板の厚さℓ_3=[redacted]とし，ばね定数は(5)式より

$$k_3 = \frac{E \cdot A_3}{\ell_3} \qquad (5)$$

$=4.146\times10^{12}$N/m

・合成ばね定数 k

合成ばね定数 k はフックの法則より

$$k = \left(\frac{1}{k_1}+\frac{1}{k_2}+\frac{1}{k_3}\right)^{-1}$$

$=3.045\times10^{10}$N/m

(b) 加速度算出

(1)式を用いて加速度を計算する。事象発生時に二次蓋を取り外していることを考慮し破損燃料用輸送容器（7 体）の質量 m は二次蓋分を減じる。

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

$=39.27$m/s^2$=4.00$G

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

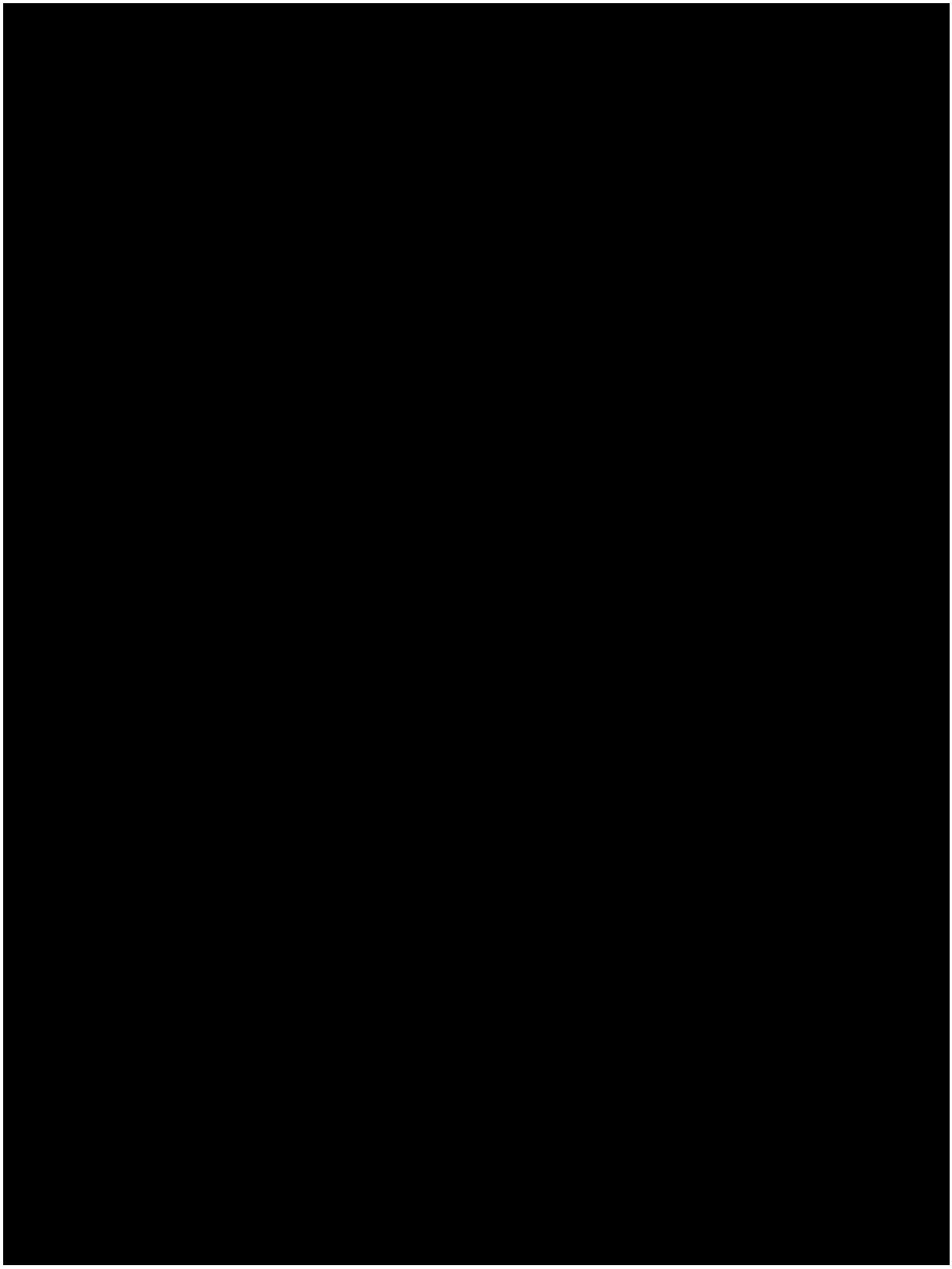


図１－３－７　除染ピット容器台座の簡易計算モデル

e. 破損燃料用輸送容器（7体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモードNo.6）

３号機と同一の輸送架台を使用するため，ばね定数は３号機と同一となり，加速度は(1)式で計算する。

ただし，k：衝突対象のばね定数(＝2.882×10^{10}N/m)

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{k}{m} \cdot V^2} \qquad (1)$$

＝38.37m/s^2＝3.91G

余裕を見て4.0Gを評価加速度とする。

(4) 既存評価への包絡性検討

(3)の加速度算出結果より既存評価への包絡性を検討し，検討結果を表１－３－４に示す。

評価対象部位の容器本体及び蓋並びにバスケットについて，事象 a，c，d 及び e は既存評価と同等または既存評価に包絡されることから，既存評価が適用可能であるため評価を省略し，事象 b のみ評価する。

また，評価対象部位のトラニオンについて，事象 a，b 及び d ではトラニオンは衝撃発生箇所には該当せず，事象 c 及び e は既存評価に包絡される。したがって，評価対象部位のうちトラニオンは既存評価が適用可能であるため評価を省略する。

表１－３－４　既存評価への包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	既存評価への包絡性	
			容器本体及び蓋並びにバスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 2）	容器底面	5.0G	－ 既存評価の「転倒防止台座への衝突」及び「キャスクピット床面への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 9.0G に加速度が包絡される	－ 衝撃発生箇所がトラニオンではないため，評価を省略
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 2）	容器底板側面	3.0G	○ 衝撃発生箇所が同等となる既存評価が存在しないため，新評価を実施する	
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突 （取扱いモード No. 2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰの「構内輸送時」における左右方向加速度 1.0G と同等	
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突 （取扱いモード No. 4）	容器底面	5.0G	－ 既存評価の「転倒防止台座への衝突」及び「キャスクピット床面への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 9.0G に加速度が包絡される	－ 衝撃発生箇所がトラニオンではないため，評価を省略
e. 破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突 （取扱いモード No. 6）	トラニオン	4.0G	－ 既存評価の「輸送架台への衝突」と衝撃発生箇所が同一かつ，評価加速度 4.0G に加速度が包絡される	

○：既存評価への包絡性が確認できないため，新評価が必要

－：既存評価に包絡されるため既存評価が適用可能である，または評価対象外のため，評価を省略する。

(5) 各設計事象における荷重条件

破損燃料用輸送容器（7 体）の各設計事象における荷重条件を表１－３－５及び表１－３－６に示す。なお，設計条件及び設計事象Ⅰ，Ⅱは既存評価が適用可能な評価を省略することから，新評価のキャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突事象における荷重条件のみを示す。ただし，当該事象は二次蓋を取り外していることから二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトは評価対象外とする。

また，２号機燃料取り出し期間中の耐圧試験を想定していないことから，試験状態は評価対象外とする。

表１－３－５　荷重条件（容器本体及び蓋）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G 熱荷重

表１－３－６　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 　下方向：1.0G（自重を考慮） 　横方向：3.0G 熱荷重

1.3.4.　設計基準

「添付資料－２－１－２　1.3.4. 設計基準」を参照。ただし，設計事象Ⅰにおける許容応力及びトラニオンについては，評価を省略するため評価対象外とする。

1.3.5.　評価方法及び評価モデル

1.3.5.1.　容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所を図１－３－８及び図１－３－９に示す。荷重条件は表１－３－５に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１０に示す。なお，キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時は二次蓋を取り外した状態であるため，二次蓋を考慮しない解析モデルとする。

b. 機械的荷重による応力

(a) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１１（自重作用時）及び図１－３－１２（衝突時荷重作用時）に示す。

② ポートカバー

a. 最高使用圧力による応力

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1)　②　(a) 最高使用圧力による応力」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

a. 最高使用圧力及びガスケット締付けによる平均引張応力

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1)　③　(a) 最高使用圧力及びガスケット締付による平均引張応力」を参照。

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

容器内圧＋ボルト初期締付力＋熱荷重＋衝突時荷重（自重を含む）

① 胴，底板，一次蓋

a. 内圧，ボルト初期締付け力

内圧及びボルト初期締付け力の計算方法は「(1) ① a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力」と同様である。ただし，燃料健全時の内圧を用いて計算する。

b. 機械的荷重による応力

機械的荷重による応力の計算方法は「(1) ① b. (a) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」と同様である。

c. 熱荷重による応力

容器の実形状をモデル化し構造解析コード ABAQUS を用いて応力評価を行う。解析コード ABAQUS の軸対称固体(連続体)要素による解析モデルを図１－３－１３に示す。熱荷重として，図１－３－１４に示す吊上げ時（縦置き時，健全燃料時）での熱解析の結果（既存評価）から得られた破損燃料用輸送容器（7 体）に生じる温度勾配による荷重を用いる。ただし，本事象において二次蓋は取り付いていない状態であるため，二次蓋の応力は計算結果によらずゼロとする。

d. 平均せん断応力

平均せん断応力が発生する箇所は存在しないため評価を省略する。

e. 平均支圧応力

底板とバスケット底面との接触部に発生する平均支圧応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{m_G \cdot G_Z}{A}$$

ここで，

m_G：バスケットの質量（＝[redacted]）

G_Z：後方向加速度（＝9.807m/s^2）

A：接触面積（＝[redacted]）

f. 圧縮応力

胴に生じる圧縮応力(σ_c)は次式で計算する。

$$\sigma_c = \frac{m_G \cdot G_Z}{A}$$

ここで，

m_G：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量（＝[redacted]）

G_z：後方向加速度（＝9.807m/s^2）

A：胴の断面積（＝[redacted]）

② ポートカバー

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突において，圧力による応力を除きポートカバーに生じる応力は無視できる。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

a. 一次蓋ボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力による平均引張応力(σ_{m1})の計算方法は「(1) ③ a. 最高使用圧力及びガスケット締付けによる平均引張応力」と同様である。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力によって発生する引張応力(σ_{m3})は次式で計算する。

$$\sigma_{m3} = \frac{F_s}{A}$$

ここで，

F_s：ボルト初期締付け力（＝[redacted]）

A：ボルト最小断面積（＝[redacted]）

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による平均引張応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時の荷重による引張応力は発生しないため，計算及び評価を省略する。

(d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度によって発生する曲げ応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{1}{n} \cdot \frac{m \cdot G_X \cdot l_b}{8 \cdot Z}$$

ここで，

n：ボルト本数（＝[redacted]）

m：一次蓋の質量（＝[redacted]）

G_x：加速度（＝29.42m/s^2）

ℓ_b：ボルト長さ（＝[redacted]）

Z：ボルトの断面係数（＝[redacted]）

以上から，平均引張応力（σ_m）は(a)～(c)より$\sigma_{m1}+\sigma_{m3}$で計算し，平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a)～(d)より$\sigma_{m1}+\sigma_{m3}+\sigma_b$で計算する。

b. ポートカバーボルト

(a) 最高使用圧力による平均引張応力

最高使用圧力による平均引張応力（σ_{m1}）の計算方法は「a. (a) 最高使用圧力による平均引張応力」と同様である。

(b) ボルト初期締付け力による平均引張応力

ボルト初期締付け力によって発生する引張応力（σ_{m3}）の計算方法は「a. (b) ボルト初期締付け力による平均引張応力」と同様である。

ただし，

F_s：ボルト初期締付け力（＝[redacted]）

A：ボルト最小断面積（＝[redacted]）

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による平均引張応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時の荷重による引張応力は発生しないため，計算及び評価を省略する。

(d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力

キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度によって発生する曲げ応力（σ_b）の計算方法は「a. (d) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時に作用する加速度による曲げ応力」と同様である。

ただし，

n：ボルト本数（＝[redacted]）

m：ポートカバーの質量（＝[redacted]）

ℓ_b：ボルト長さ（＝[redacted]）
Z：ボルトの断面係数（＝[redacted]）

以上から，平均引張応力（σ_m）は(a)～(c)より $\sigma_{m1}+\sigma_{m3}$ で計算し，平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a)～(d)より $\sigma_{m1}+\sigma_{m3}+\sigma_b$ で計算する。

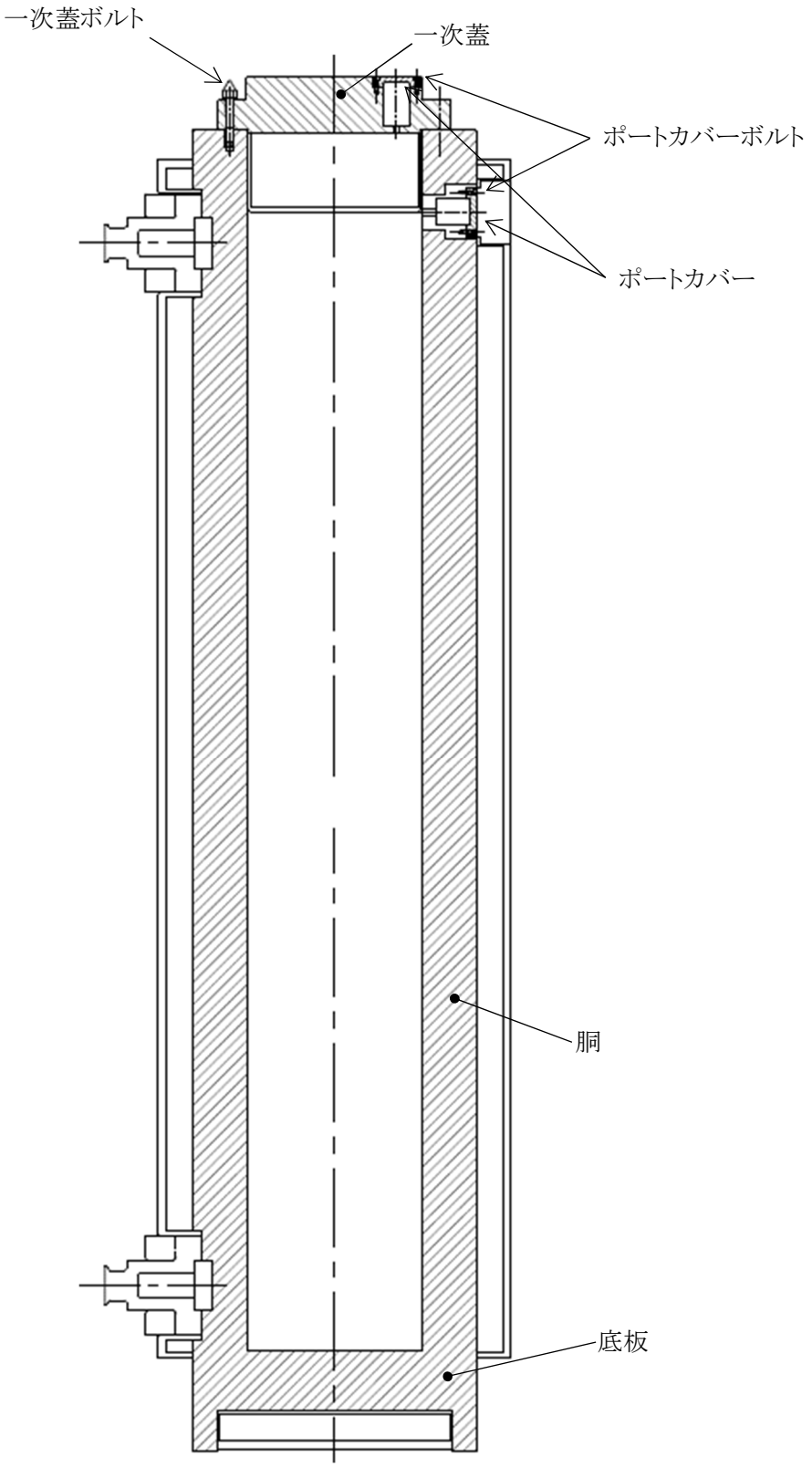


図１－３－８　容器本体及び蓋の応力評価箇所

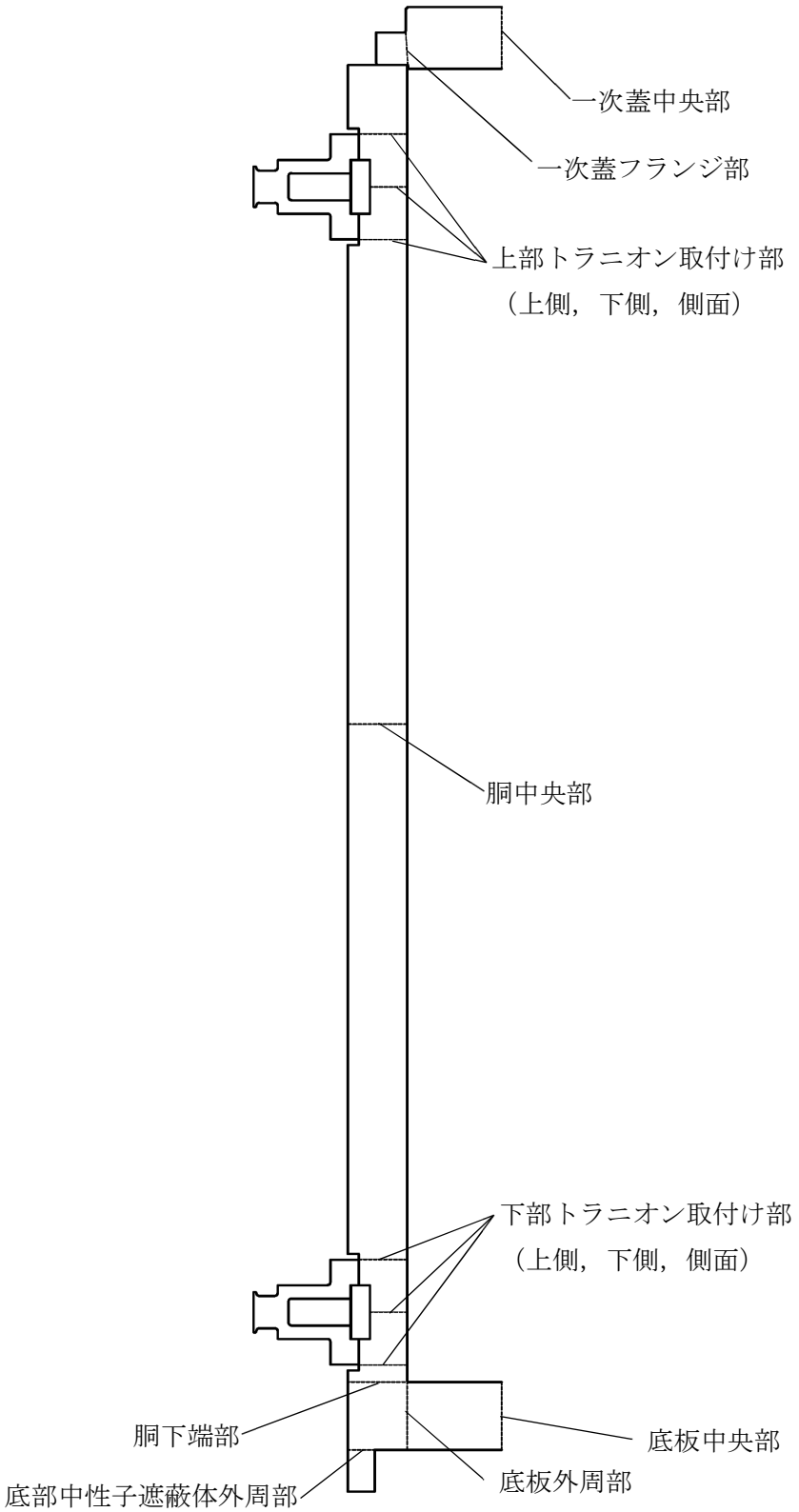


図１－３－９　容器本体及び蓋の応力評価箇所（胴，底板，蓋の詳細）

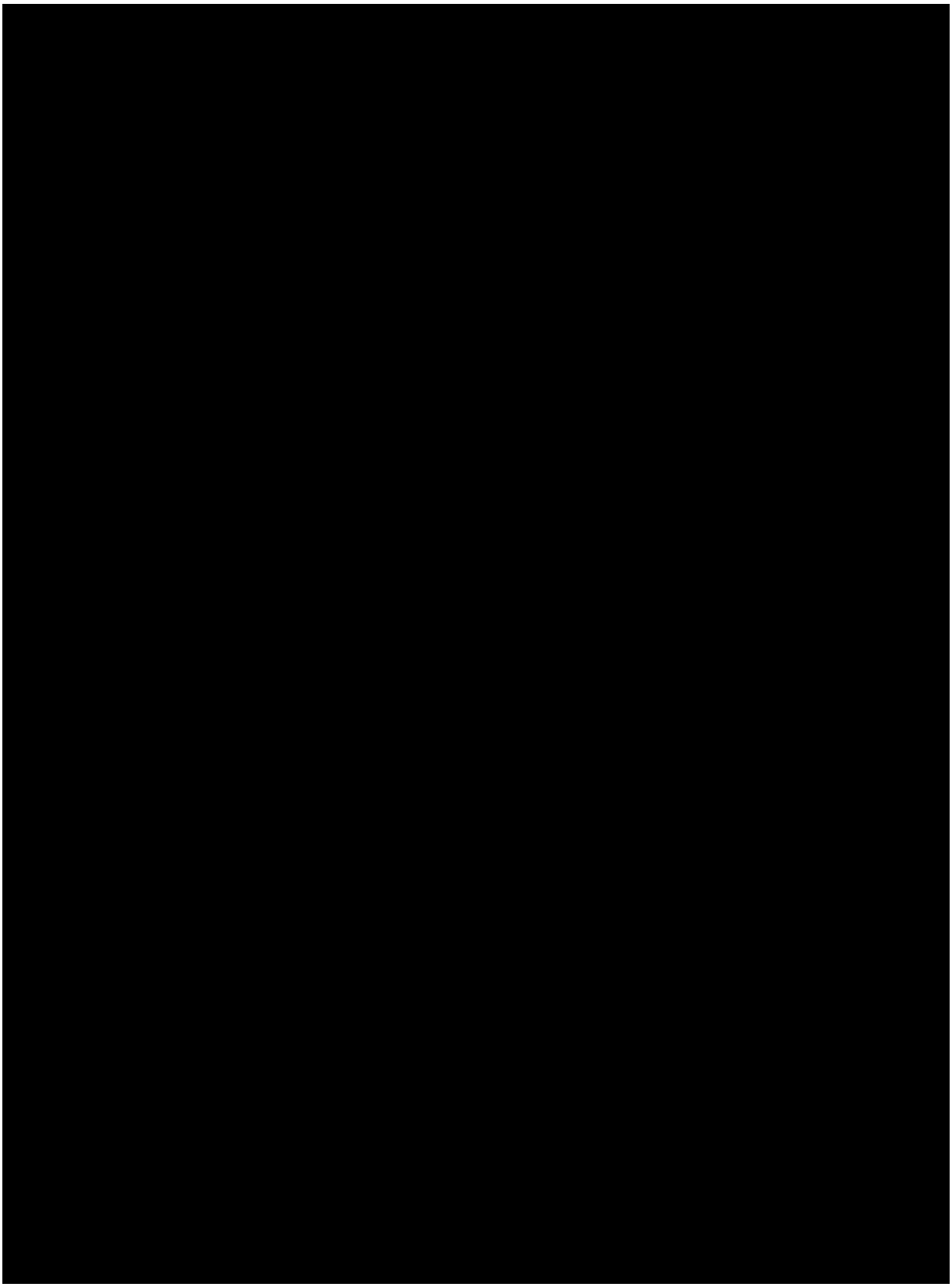


図１－３－１０　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（容器内圧＋ボルト初期締付け力作用時）

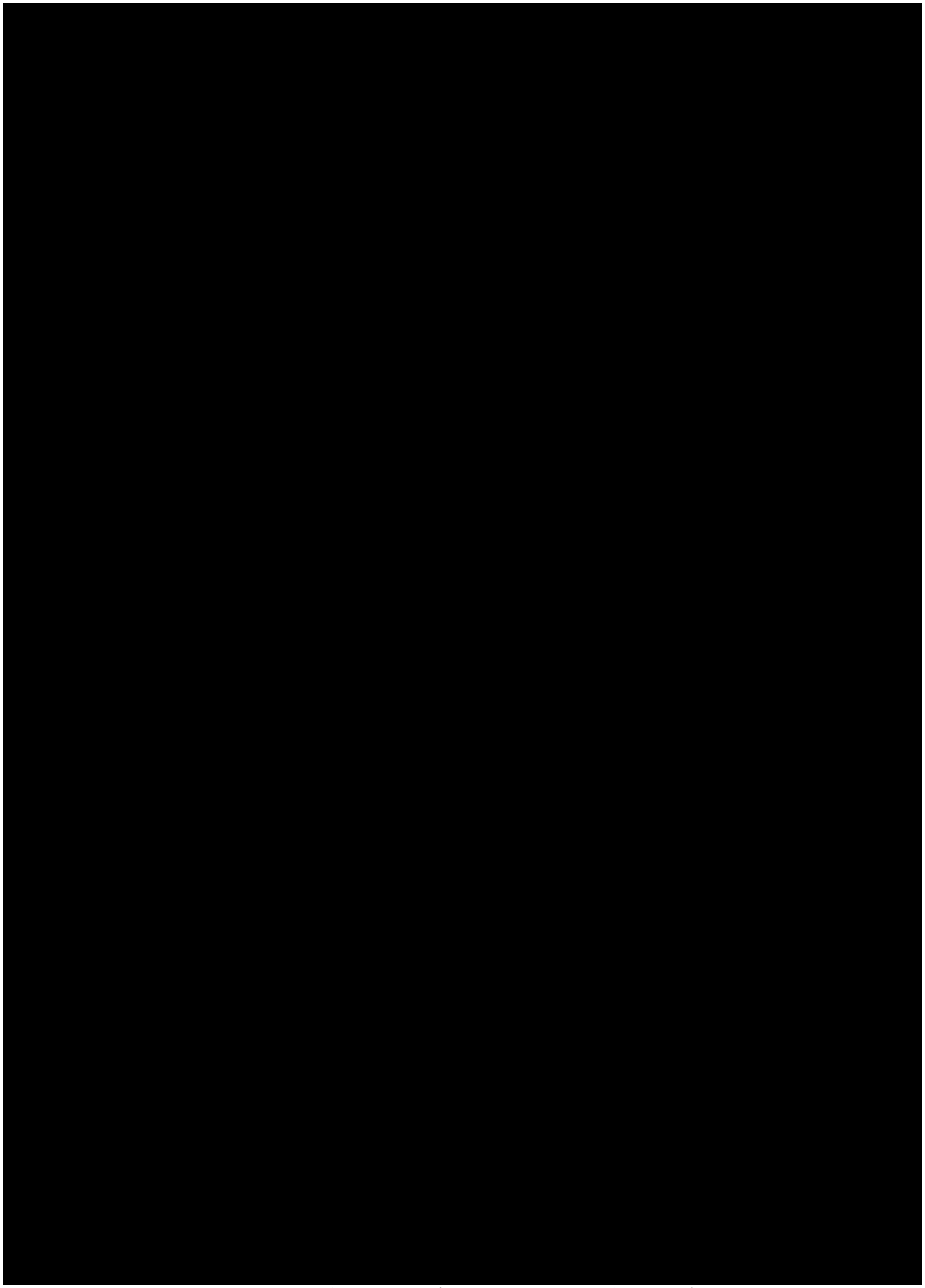


図１－３－１１　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時：自重作用時）

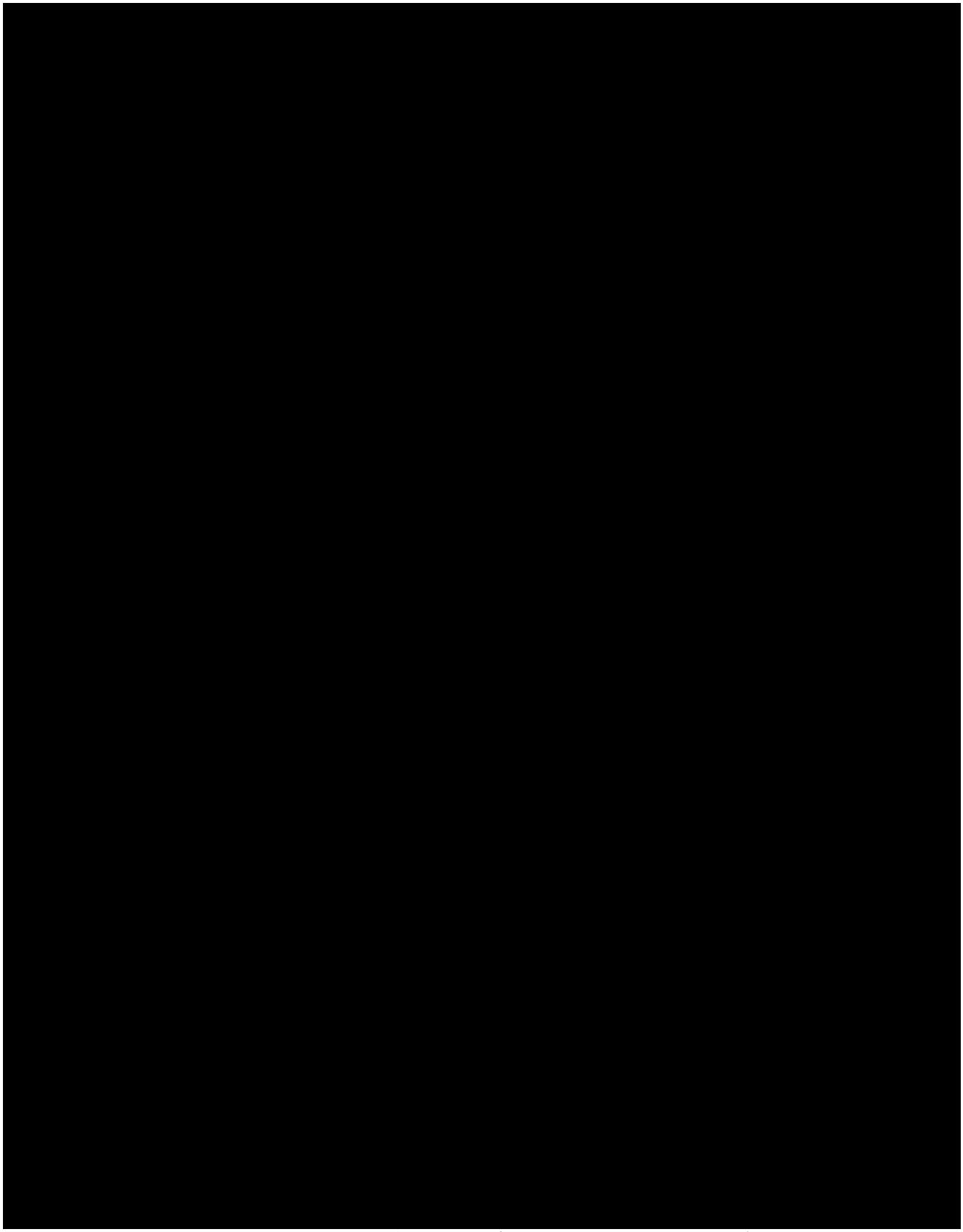


図１－３－１２　破損燃料用輸送容器（7 体）の解析モデル
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時：衝突時荷重作用時）

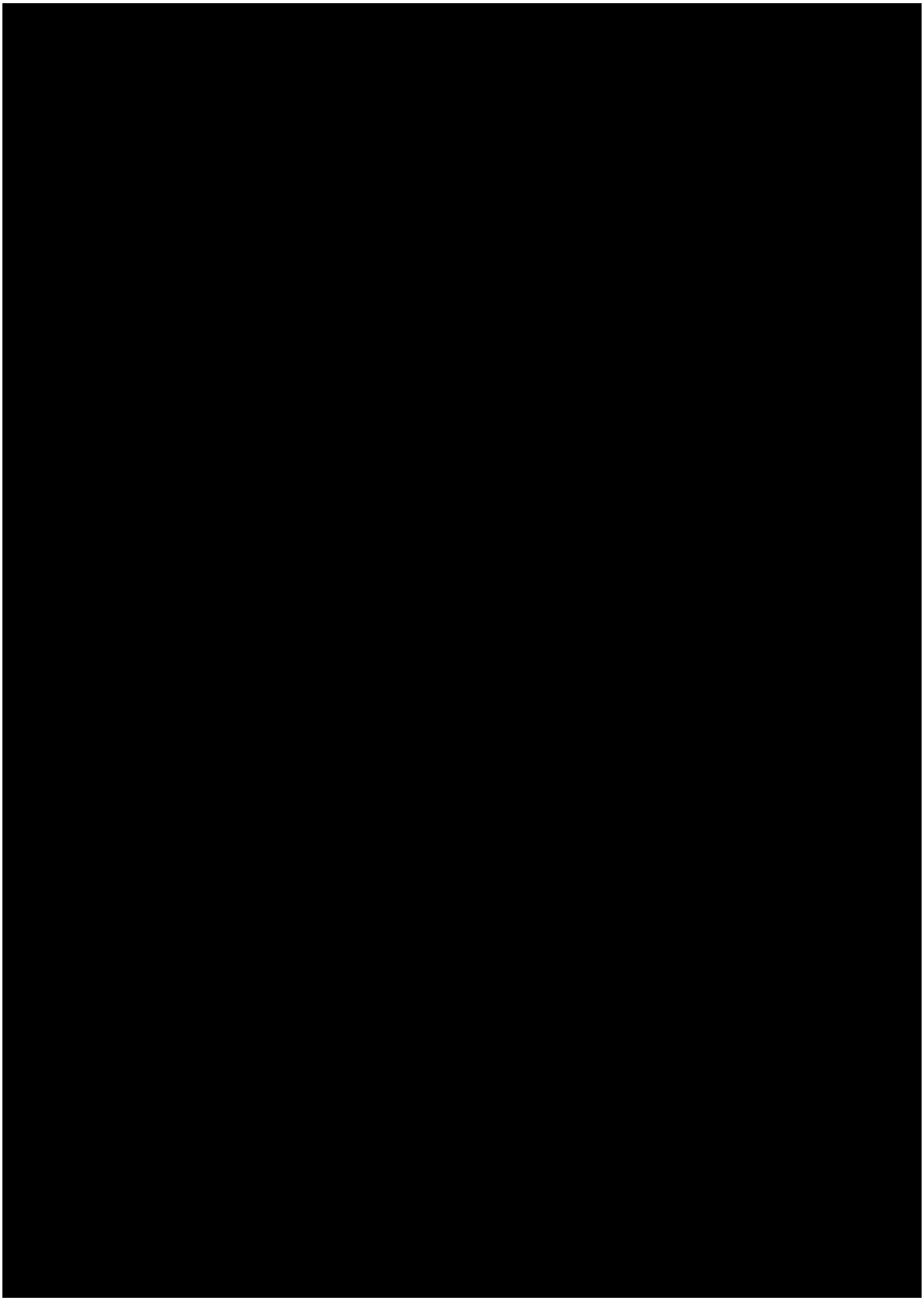


図１－３－１３　破損燃料用輸送容器（7 体）の解析モデル
（熱荷重作用時，燃料健全時）

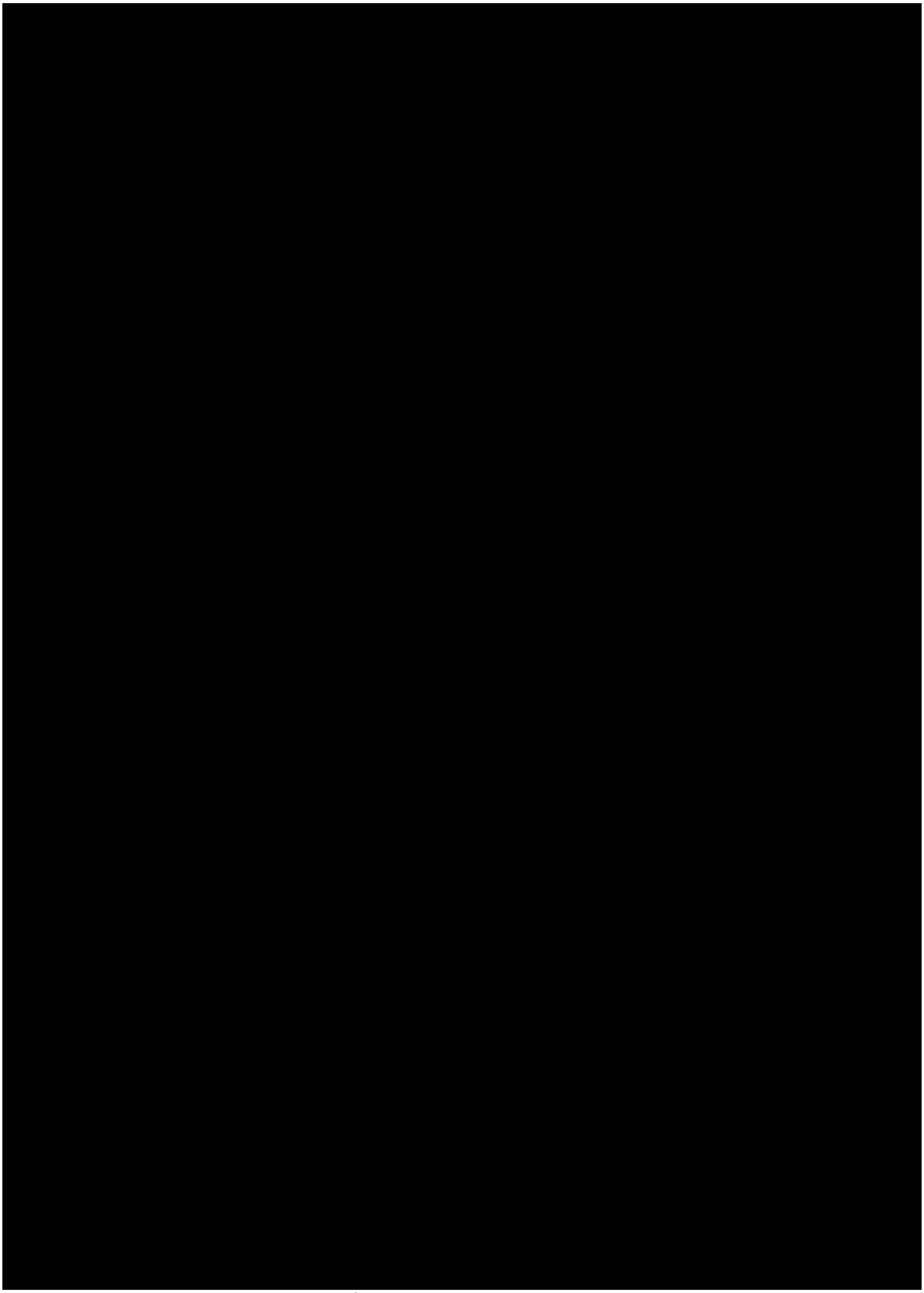


図１－３－１４　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（縦置き時，燃料健全時）

1.3.5.2.　バスケット

バスケットの応力評価箇所を図１－３－１５に示す。荷重条件は表１－３－６に示した通りである。

(1) 設計条件

バスケットには，バスケット，収納缶，使用済燃料集合体及びバスケット格子内部の水の質量に，キャスク固定治具旋回受け保護バンパの衝突時の加速度，

G_x：図１－３－１５に示すx方向の加速度（＝0m/s^2）

G_y：図１－３－１５に示すｙ方向の加速度（＝29.42m/s^2）

G_z：図１－３－１５に示すｚ方向の加速度（＝9.807m/s^2）

が付加されることによる荷重が発生する。

① 一次一般膜応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の一次一般膜応力(P_m)は，次式で計算する。

$$P_m = \frac{m_1 \cdot G_y}{A_1}$$

ここで，

m_1：評価点①に作用する質量（＝[redacted]）

A_1：評価点①の断面積（＝[redacted]）

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点④である。

(a) x 方向の荷重による応力

x 方向加速度（G_x）により発生する応力は，評価点④における枠板の自重による圧縮応力のみであり無視できる。

(b) y 方向の荷重による応力

評価点④には，y 方向の荷重により y 方向の垂直応力（支圧応力）σ_{y4y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y4y} = -\frac{m_{y4} \cdot G_y}{A_{y4}}$$

ここで，

m_{y4}：y 方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y4}：評価点④のｙ方向荷重支持面積（＝[redacted]）

また，評価点④には，ｙ方向の荷重により曲げ応力（ｚ方向の垂直応力）σ_{z4y}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z4y} = \frac{M_{y4}}{Z_{y4}}$$

ここで，

M_{y4}：評価点④におけるｙ方向加速度作用時の曲げモーメント（N・mm）

Z_{y4}：評価点④のｙ方向加速度作用時の断面係数（＝[redacted]）

また，M_{y4}は次式で計算される。

$$M_{y4} = \frac{m_{y4} \times G_y \times \ell_{4s}}{8}$$

ここで，

ℓ_{4s}：枠板の支持ピッチ（＝[redacted]）

(c) ｚ方向の荷重による応力

評価点④には，ｚ方向の荷重によりｚ方向の垂直応力（枠板長手方向の圧縮応力及び支圧応力）σ_{z4z}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z4z} = -\frac{m_{z4} \cdot G_z}{A_{z4}}$$

ここで，

m_{z4}：ｚ方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{z4}：ｚ方向荷重支持面積（評価点④の合計面積＝[redacted]）

(a)～(c)より，評価点④の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m＋P_b)は，次式で計算する。

$$P_m + P_b = \left|\left(\sigma_{z4y} + \sigma_{z4z}\right) - \sigma_{y4y}\right|$$

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

衝突時荷重（自重を含む）

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力，② 一次膜応力＋一次曲げ応力）と同様である。

② 平均せん断応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点⑤である。評価点⑤の平均せん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{m_5 \cdot G_y}{A_5}$$

ここで，

m_5：評価点⑤に作用する質量（＝[redacted]）

A_5：評価点⑤の断面積（＝[redacted]）

③ 平均支圧応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の平均支圧応力（σ_b）の計算方法は，一次応力（(1)　① 一次一般膜応力）と同様である。

④ 軸圧縮応力

(a) バスケット長手方向

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①～④である。評価点①～④の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「(1)　②　(c) z 方向の荷重による応力」と同様である。

(b) バスケット長手方向以外

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１５の評価点①である。評価点①の軸圧縮応力（σ_b）の計算方法は，一次応力（(1)　① 一次一般膜応力）と同様である。

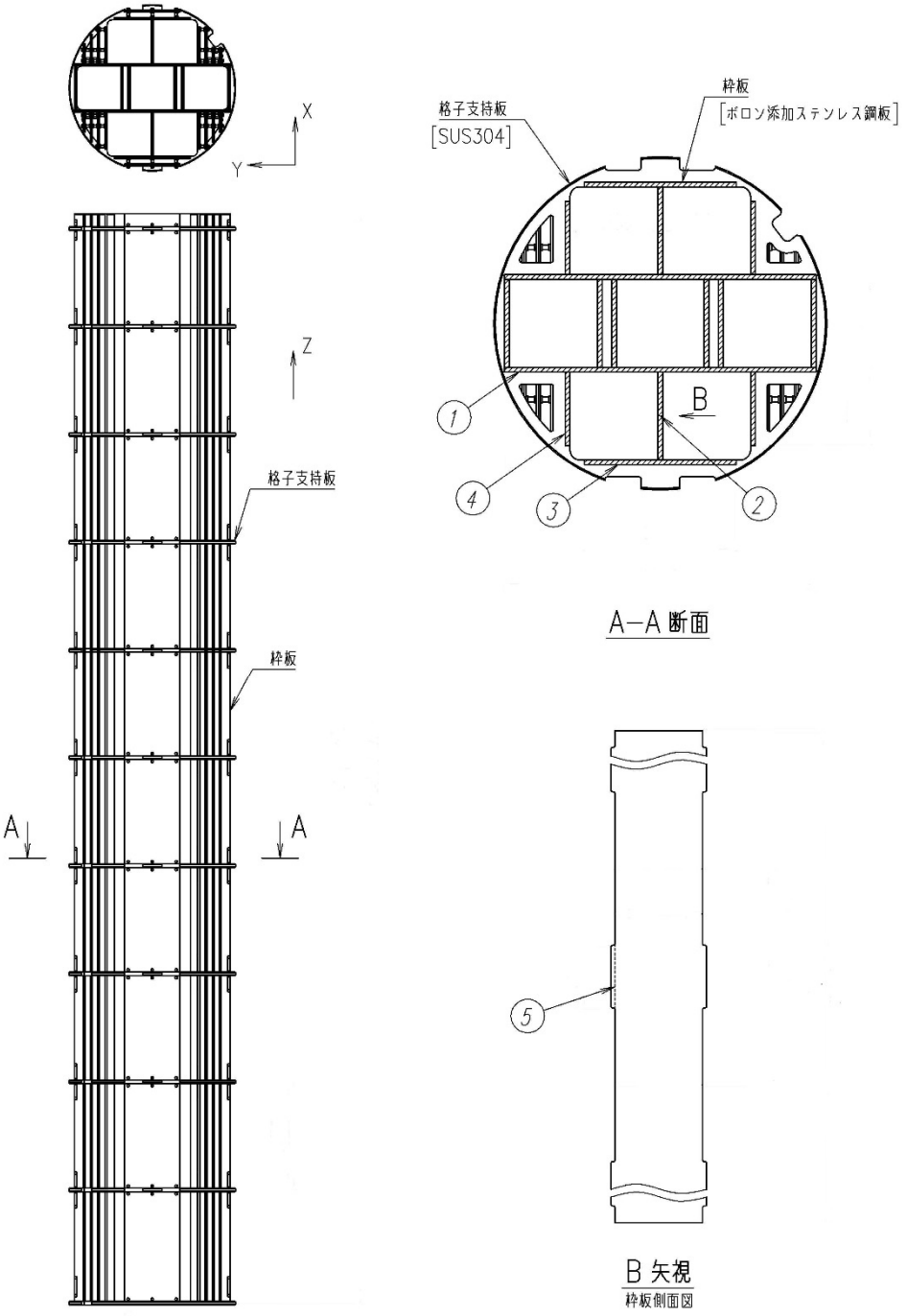


図１－３－１５　バスケットの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

２号機燃料取り出しで新評価となる「キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」における評価結果を表１－３－７～表１－３－１１に示す。

また，抽出された全事象を代表事象または包絡される事象に整理し表１－３－１２及び表１－３－１７に示す。上記評価結果と「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」の計算値を比較し全事象を考慮した最大応力と，最大応力が生じる代表事象を表１－３－１３～表１－３－１６及び表１－３－１８に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，破損燃料用輸送容器（7 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	7	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	9	369
底板 中央部		設計条件	3	123	－	－	5	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	20	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	20	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	25	369
胴 下端部		設計条件	－	－	5	184	9	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子遮蔽体外周部		設計条件	－	－	29	184	63	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン取付け部		設計条件	－	－	12	184	20	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	19	369
下部トラニオン取付け部		設計条件	－	－	6	184	11	184	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	14	369

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	8	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	3	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	8	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	－	－	6	411

表１－３－８　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－９　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅱ	302※	432	323※	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅱ	227	432	228	648

※：ボルト初期締付け力を [redacted] に変更した計算値である

表１－３－１０　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）
（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅱ	1	184	－	－
胴		Ⅱ	－	－	1	95

表１－３－１１　バスケットの評価結果

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象				許容応力
				設計条件		Ⅱ		
				計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	一次一般膜応力(Pm)		28	①	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		46	④	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	46	④	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	1	⑤	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	28	①	150
		軸圧縮応力（σ_c）	バスケット長手方向	－	－	1	①～④	34
			上記以外	－	－	28	①	84

表１－３－１２　容器本体及び蓋の代表事象

代表事象※		包絡される事象
i	構内輸送時	キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ii	吊上げ時	－
iii	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
iv	輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）	－
v	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
vi	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4）

※：代表事象ⅰ，ⅱ，ⅳ～ⅵにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－１－２を参照。代表事象ⅲについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

表１－３－１３　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)			一次局部膜応力(P_L)			一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)			一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	計算値※2	許容応力
胴	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	v	8※1	123	－	－	－	v	9※1	184	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	9	369
底板		設計条件	iv	5※1	123	－	－	－	vi	10※1	184	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	21※1	369
底板		設計条件	－	－	－	iii	7	184	iii	20	184	－	－
外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	25	369
胴		設計条件	－	－	－	iv	13※1	184	iv	23※1	184	－	－
下端部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	17※1	369
底部中性子		設計条件	－	－	－	iii	29	184	iii	63	184	－	－
遮蔽体外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン		設計条件	－	－	－	iii	12	184	v	22※1	184	－	－
取付け部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	21※1	369
下部トラニオン		設計条件	－	－	－	iv	18※1	184	iv	32※1	184	－	－
取付け部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	32※1	369

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：全事象での最大値と最小値の差から計算するため代表事象なし

表１－３－１３　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)			一次局部膜応力(P_L)			一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)			一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力	計算値※2	許容応力
一次蓋	SUSF304	設計条件	i	3	137	－	－	－	i	9※1	205	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4※1	411
一次蓋		設計条件	－	－	－	iii	7	205	i	9※1	205	－	－
フランジ部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	8※1	411
二次蓋		設計条件	ii	61※1	137	－	－	－	ii	102※1	205	－	－
中央部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	34※1	411
二次蓋		設計条件	－	－	－	i	36※1	205	i	64※1	205	－	－
外周部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	25※1	411
二次蓋		設計条件	－	－	－	ii	9※1	205	i	18※1	205	－	－
フランジ部		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	－	－	－	9※1	411

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：全事象での最大値と最小値の差から計算するため代表事象なし

表１－３－１４　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力(P_m)		一次膜＋曲げ応力(P_L+P_b)		一次＋二次応力(P_L+P_b+Q)	
			計算値※	許容応力	計算値※	許容応力	計算値※	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411
二次蓋 ポートカバー	SUSF304	設計条件	2	137	7	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	7	411

※：「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 容器本体及び蓋」及び「1.3.5.1. (2) ② ポートカバー」に示す通り，ポートカバー及び二次蓋ポートカバーに生じる応力は最高使用圧力による応力以外は無視できる。いずれの設計事象も同じ圧力を評価に用いているため代表事象なし

表１－３－１５　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）			平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）		
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	－※3	101	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	322※2	432	i	352※2	648
二次蓋ボルト		設計条件	－※3	125※1	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	325※2	432	v	343※2	648
ポートカバーボルト		設計条件	－※3	39	216	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	i	227※1	432	i，v	229※1	648
二次蓋ポートカバーボルト		設計条件	－※3	21※1	223	－	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	v	216※1	446	v	216※1	669

※１：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

※２：添付資料－２－１－２の評価事象も含めた評価を行い，かつボルト初期締付け力を一次蓋ボルトは［redacted］に，二次蓋ボルトは［redacted］に変更した計算値である

※３：「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 1）　③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」に示す通り，設計条件における平均引張応力はボルトの仕様やボルト初期締付け力により計算され，設計事象ごとに差異はないため代表事象なし

表１－３－１６　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）			圧縮応力（σ_c）		
			代表事象	計算値	許容応力	代表事象	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	vi	2※	184	－	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	vi	7※	95

※：「添付資料－２－１－２　1.3.6.評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

表１－３－１７　バスケットの代表事象

代表事象※1		包絡される事象※2
i	構内輸送時	吊上げ時 キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ii	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
iii	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
iv	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4） 輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）

※１：代表事象ⅰ，ⅲ，ⅳにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－１－２を参照。代表事象ⅱについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

※２：バスケットの設計事象は加速度方向と大きさで事象の包絡を評価できる。吊上げ時に生じる輸送容器軸方向の加速度1.32Gは構内輸送時に生じる前後方向の加速度2.0Gに包絡。また，輸送架台への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度4.0Gは転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度9.0Gに包絡。

表１－３－１８　バスケットの評価結果

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象						許容応力
				設計条件			Ⅰ，Ⅱ			
				代表事象	計算値	評価点（面）	代表事象	計算値	評価点（面）	
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	一次一般膜応力(Pm)		iii	52※	②	－	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		iii	159※	③	－	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	－	iii	159※	③	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	－	ii	1	⑤	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	－	iii	52※	②	150
		軸圧縮応力（σ_c）	バスケット長手方向	－	－	－	iv	5※	バスケット全体	34
			上記以外	－	－	－	iii	52※	②	84

※：「添付資料－２－１－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１５～表１－３－１９」を採用

1.3.7.　二次蓋を使用しない場合の構造強度

1.3.7.1.　基本的な考え方

「1.3.1.　基本的な考え方」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため1.3.7.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。また，二次蓋を使用しないため，二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトについては評価対象外とする。

1.3.7.2.　設計事象の抽出

「1.3.2.　設計事象の抽出」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため1.3.7.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。

1.3.7.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（7体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

内圧は，1.4.項の除熱評価結果より得られた容器内部水の温度（℃）から，下記の通り設定する。

① 容器内部水及び気体の熱膨張を考慮した場合の内圧

(a) 容器本体及び一次蓋の内圧

容器本体及び一次蓋の内圧は0.6（MPa）とする。

② 容器内部水及び気体の熱膨張に加えて，燃料破損による燃料棒内のガス放出を考慮した場合の内圧（最高使用圧力）

(a) 容器本体及び一次蓋の最高使用圧力

容器本体及び一次蓋の最高使用圧力は2.0（MPa）とする。

(2) 熱荷重

破損燃料用輸送容器（7体）に発生する熱応力は，1.4.項の除熱評価より得られた温度分布を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰの加速度

「添付資料－２－１－２　1.3.3.　3) 設計事象Ⅰの加速度」を参照。

(4) 設計事象Ⅱの加速度の導出

「1.3.3.　(3) 設計事象Ⅱの加速度の導出」及び「添付資料－２－１－２　1.3.3.　4) 設計事象Ⅱの加速度の導出」を参照。ただし，質量mは二次蓋分を減じた以下の値

を用いて計算する。

m：破損燃料用輸送容器（7 体）の質量(＝[redacted])

(5) 包絡される事象の検討

得られた加速度算出結果より全事象において，二次蓋を使用しない場合に発生する衝撃加速度は二次蓋を使用する場合の評価加速度に包絡することから，包絡される事象を検討し，検討結果を表１－３－１９に示す。

また，評価対象部位のバスケットについては，以下より二次蓋を使用する場合の評価が適用可能であるため評価を省略する。

・二次蓋有無による質量の変動は応力計算に影響しない

・熱荷重による応力が発生しない

トラニオンについても，以下より二次蓋を使用する場合の評価が適用可能であるため評価を省略する。

・二次蓋を減じた質量分だけ発生応力が小さくなる

・熱荷重による応力が発生しない

表１－３－１９　包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	包絡される事象及び新評価要否		
			容器本体及び蓋	バスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）	容器底面	5.0G	－ 事象 g に包絡	－	
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 2）	容器底板側面	3.0G	○		
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモード No. 2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰに包絡		
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（7 体）の衝突（取扱いモード No. 4）	容器底面	5.0G	－ 事象 g に包絡		
e. 破損燃料用輸送容器（7 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No. 6）	トラニオン	4.0G	○		
f. 破損燃料用輸送容器（7 体）の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモード No. 9）	トラニオン	5.0G	○		
g. 転倒防止台座への衝突（取扱いモード No. 11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモード No. 12）	容器底面	9.0G	○		

○：新評価を実施する。

－：他事象に包絡または評価対象外のため，評価を省略する。

(6) 各設計事象における荷重条件

各設計事象における荷重条件を表１－３－２０に示す。

表１－３－２０　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの 【設計事象Ⅰ】 ・構内輸送時荷重 ・吊上げ荷重 【設計事象Ⅱ】 ・キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 ・輸送架台への衝突時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
Ⅰ	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G（自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向：1.32G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－２０　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重
	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.6）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 輸送架台への衝突時荷重 下方向：4.0G（自重を考慮） 熱荷重
	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.9）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G（自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突 （取扱いモードNo.12）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：9.0G（自重を考慮） 熱荷重

1.3.7.4.　設計基準

「1.3.4. 設計基準」を参照。なお，設計事象Ⅰにおける許容応力は設計事象Ⅱと同様である。

1.3.7.5.　評価方法及び評価モデル

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所は図１－３－８及び図１－３－９に，荷重条件は表１－３－２０に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

容器の実形状をモデル化し構造解析コードABAQUSを用いて応力評価を行う。

a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１０と同様。

b. 機械的荷重による応力

(a) 構内輸送時

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１６に示す。構内輸送時は輸送容器に対し上下，前後及び左右方向の加速度が組み合わさって作用する。

(b) 吊上げ時

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１７に示す。

(c) キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１１（自重作用時）及び図１－３－１２（衝突時荷重作用時）と同様。

(d) 輸送架台への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１８に示す。

(e) 搬送架台への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１６と同様。

(f) 転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

解析コードABAQUSの三次元固体（連続体）要素による解析モデルを図１－３－１９に示す。

② ポートカバー

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1）② ポートカバー，二次蓋ポートカバー」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　1）③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」を参照。

(2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　2）設計事象Ⅰ　構内輸送時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２０に示す1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 3）設計事象Ⅰ　吊上げ時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２１に示す1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(4) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

「1.3.5.1. (2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」を参照。ただし，熱荷重は図１－３－２１に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。

(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突

① 胴，底板，一次蓋

a. 内圧，ボルト初期締付け力

「1.3.5.1. (1)　①　a. 最高使用圧力，ボルト初期締付け力」を参照。

b. 機械的荷重による応力

「(1)　①　b. (d) 輸送架台への衝突」を参照。

c. 熱荷重による応力

解析コードABAQUSの軸対称固体（連続体）要素による解析モデルは図１－３－１３と同様。熱荷重として，図１－３－２１に示す1.4.項の吊上げ時（縦置き時，健全燃料時）での熱解析の結果から得られた破損燃料用輸送容器（7体）に生じる温度勾配による荷重を用いる。

d. 平均せん断応力

平均せん断応力が発生する箇所は存在しないため評価を省略する。

e. 平均支圧応力

「1.3.5.1. (2) ① e. 平均支圧応力」を参照。ただし，後方向加速度G_zは以下の値を用いて計算する。

G_z：後方向加速度（＝39.23m/s^2）

f. 圧縮応力

「1.3.5.1. (2) ① f. 圧縮応力」を参照。ただし，後方向加速度G_zは以下の値を用いて計算する。

G_z：後方向加速度（＝39.23m/s^2）

② ポートカバー

輸送架台への衝突において，圧力による応力を除きポートカバーに生じる応力は無視できる。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「1.3.5.1. (2) ③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト」を参照。ただし，輸送架台への衝突時の荷重による引張応力及び曲げ応力は発生しないため，平均引張応力（σ_m）及び平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）は(a),(b)より計算する。

(6) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1. 4) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢）」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２０に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(7) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

「添付資料－２－１－２　1.3.5.1.　5) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は図１－３－２１に示す 1.4.項の除熱評価結果より得られた温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

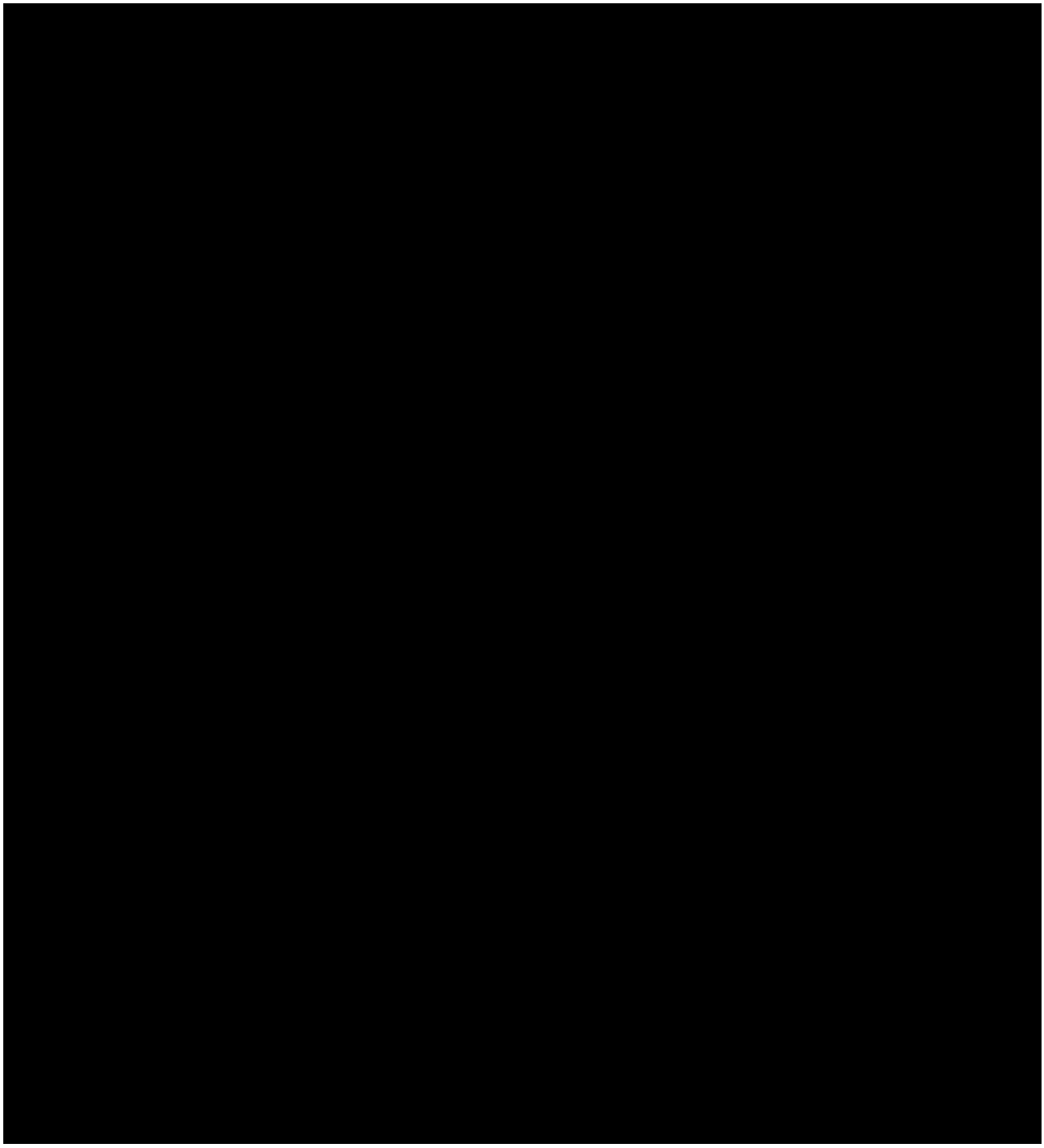


図１－３－１６　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル
（構内輸送時及び搬送架台への衝突時）

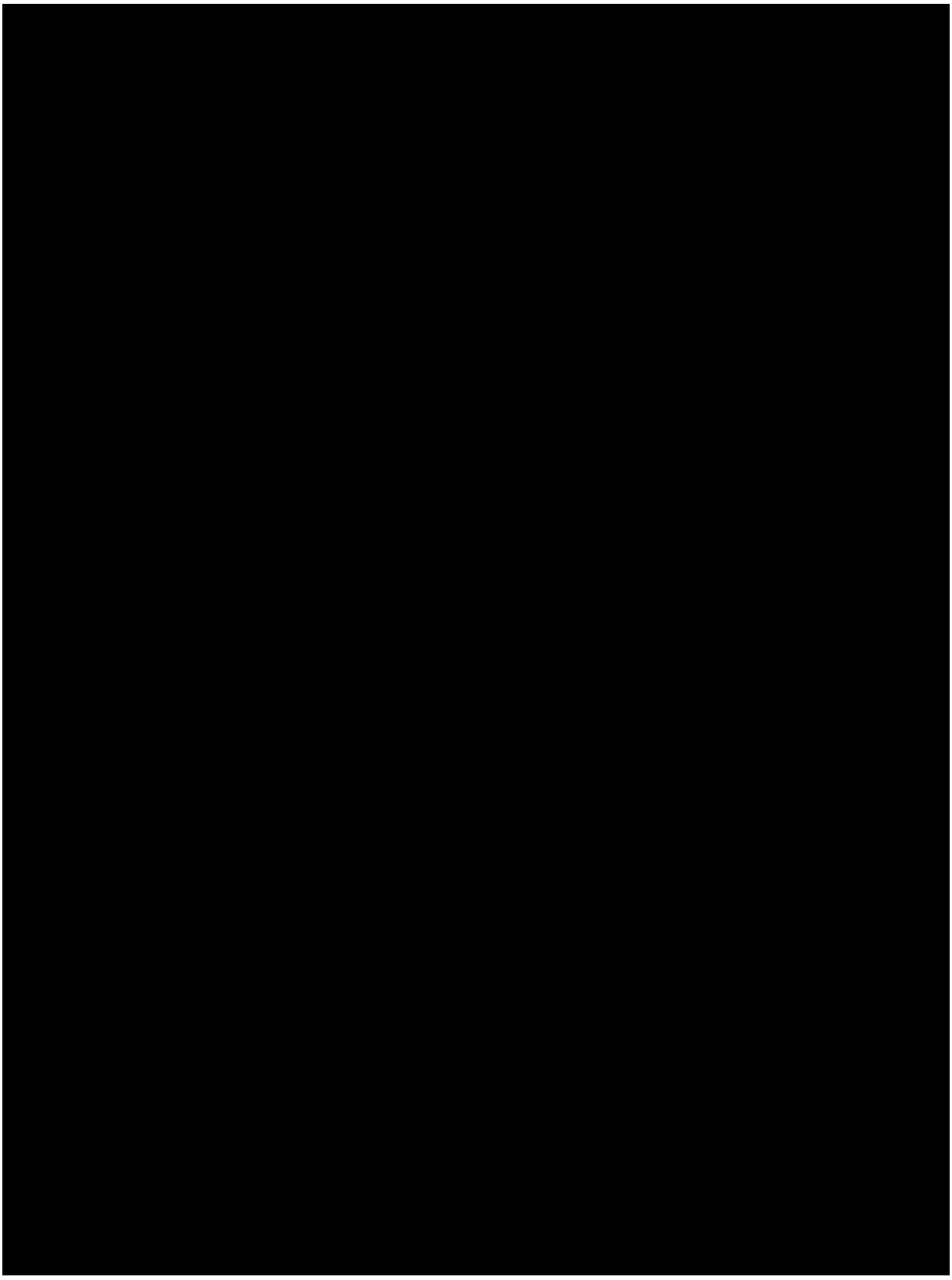


図１－３－１７　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（吊上げ時）

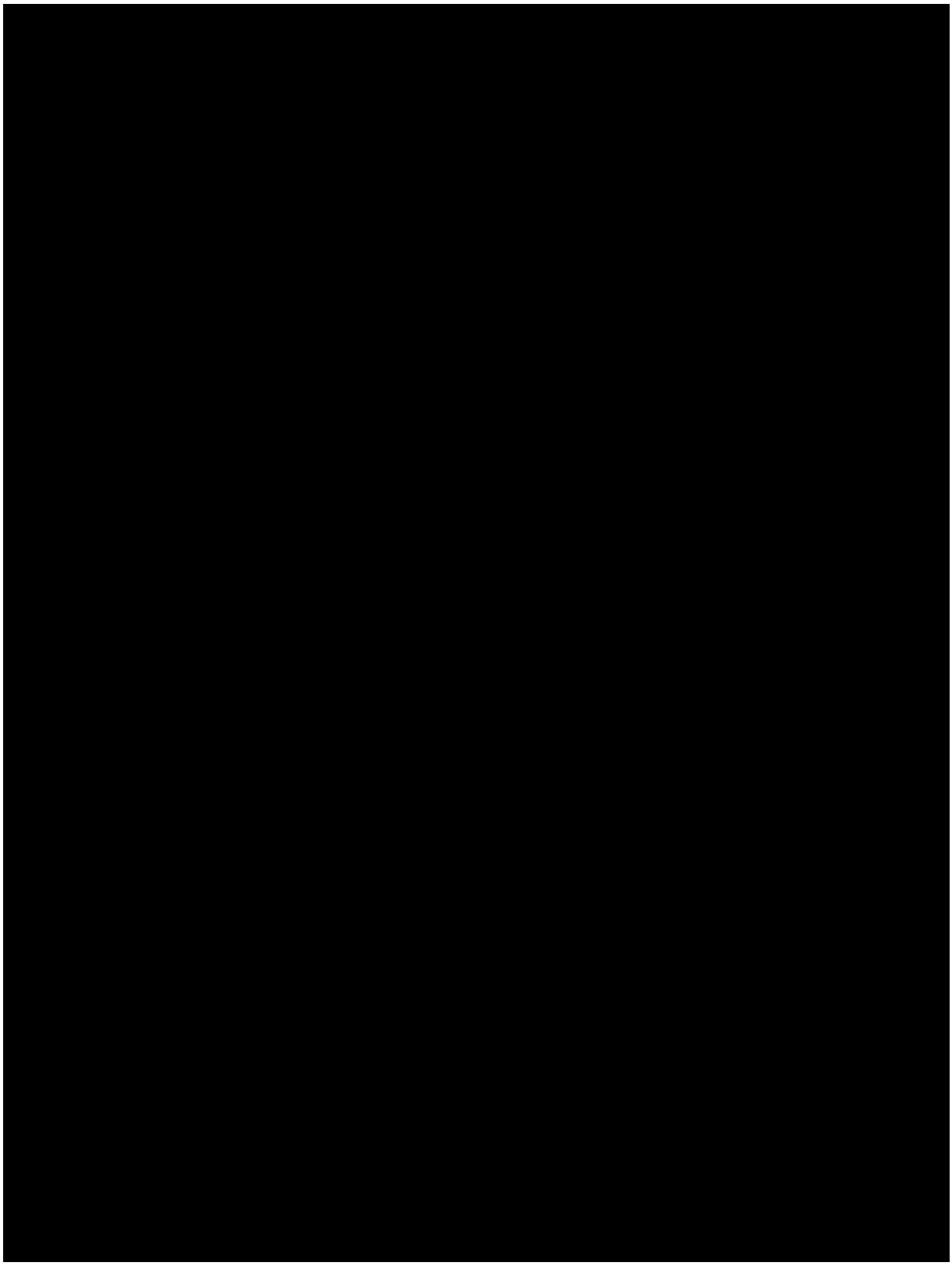


図１－３－１８　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（輸送架台への衝突時）

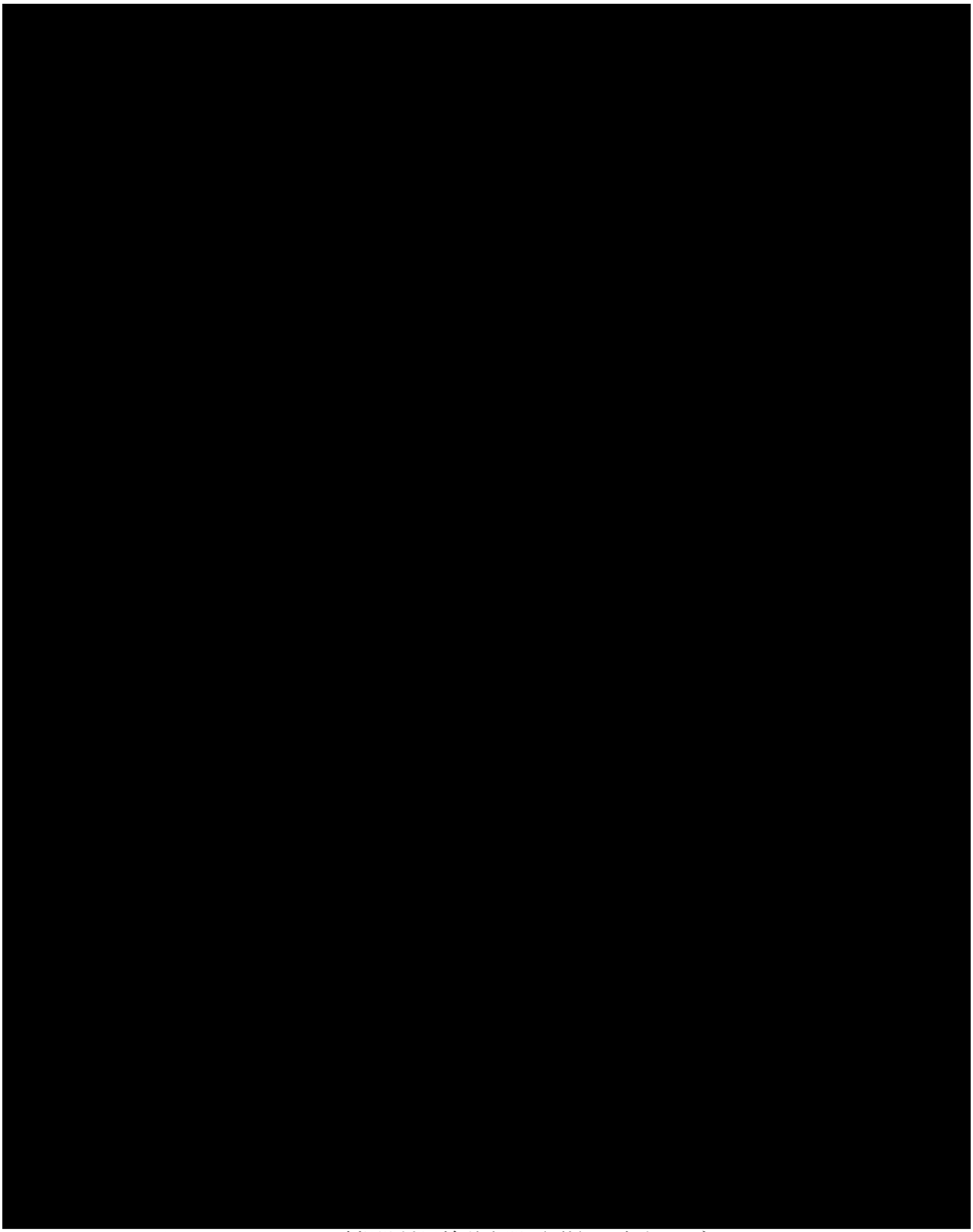


図１－３－１９　破損燃料用輸送容器（7体）の解析モデル

（転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時）

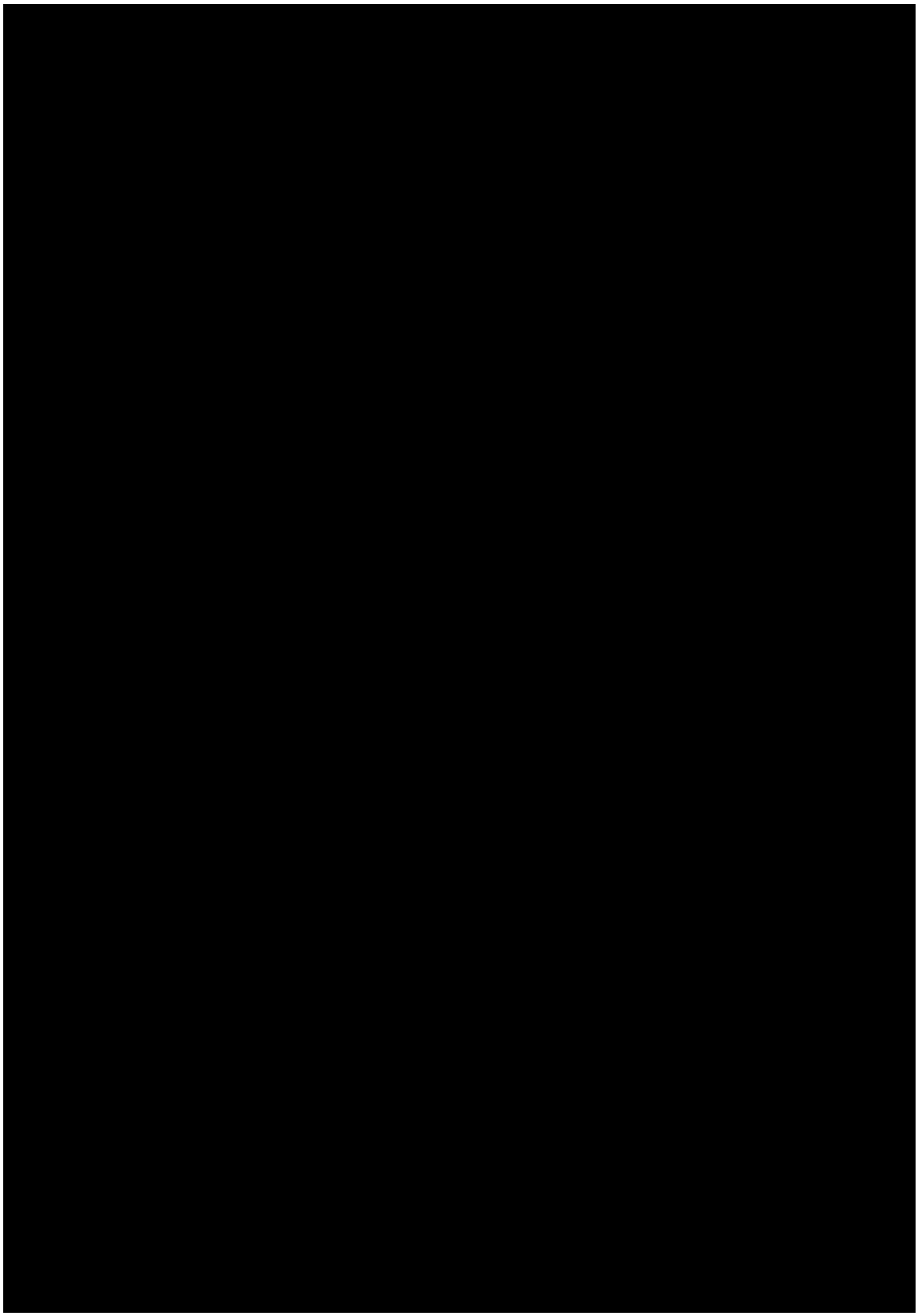


図１－３－２０　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（横置き時，燃料健全時）

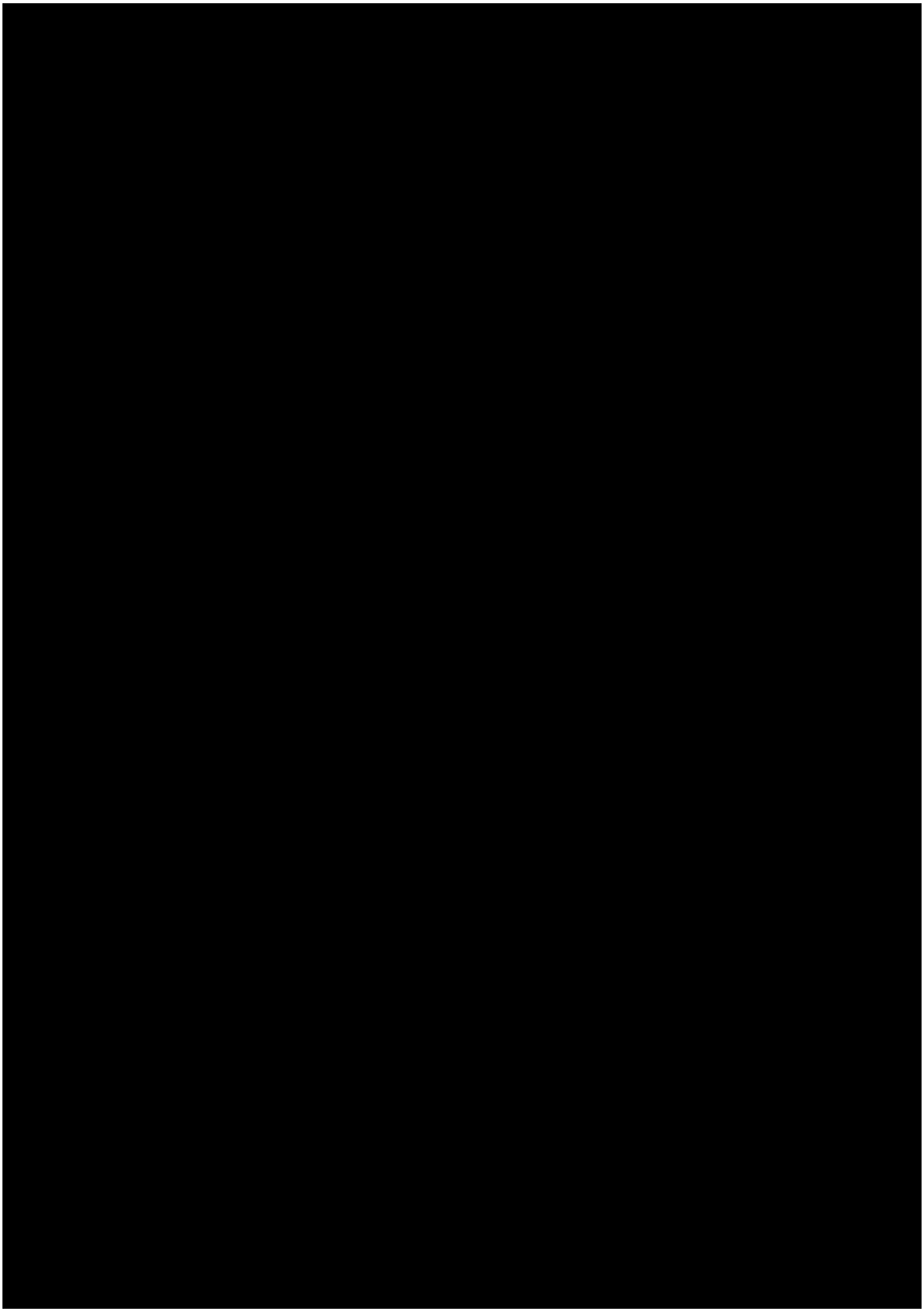


図１－３－２１　破損燃料用輸送容器（7体）の温度分布（縦置き時，燃料健全時）

1.3.7.6.　評価結果

評価結果を表１－３－２１～表１－３－２４に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，二次蓋を使用しない場合も破損燃料用輸送容器（7 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－２１　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	8	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	9	369
底板 中央部		設計条件	5	123	－	－	10	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	20	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	25	369
胴 下端部		設計条件	－	－	13	184	23	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子 遮蔽体外周部		設計条件	－	－	29	184	63	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	73	369
上部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	12	184	22	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	21	369
下部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	18	184	30	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	32	369

表１－３－２１　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	5	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	411

表１－３－２２　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－２３　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力(σ_m)		平均引張応力＋曲げ応力($\sigma_m+\sigma_b$)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	322	432	352	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648

表１－３－２４　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	2	184	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

1. 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

2. 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

3. 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－３－２２に示す。

4. 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

5. 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

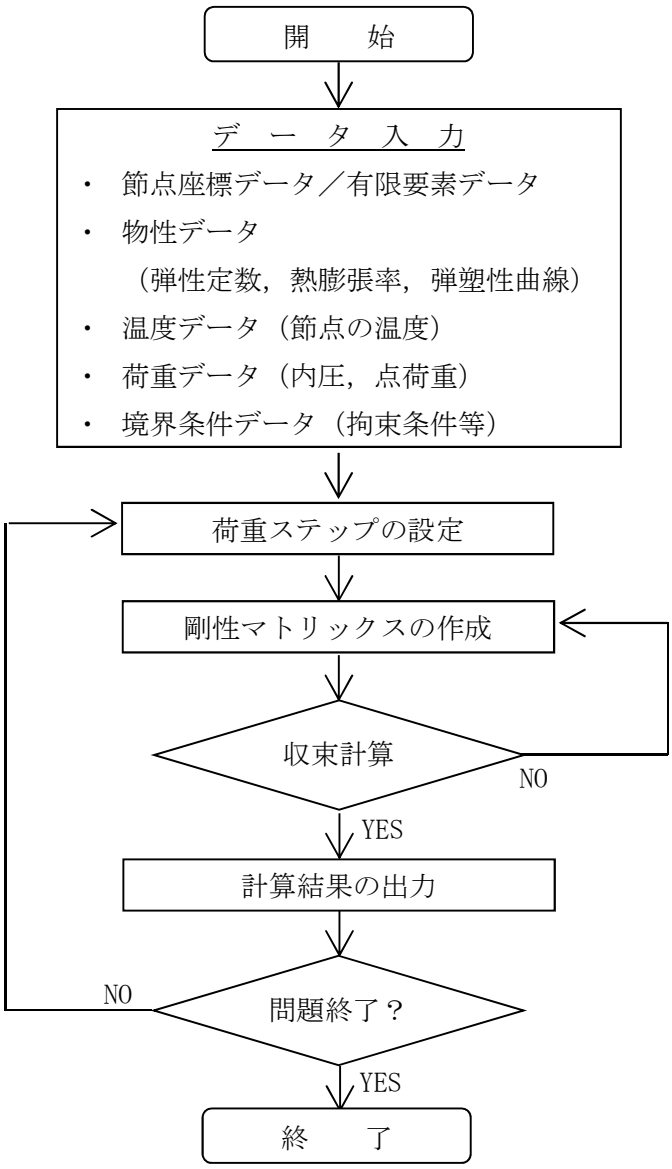


図１－３－２２　ABAQUS コードの応力解析フロー図

1.4.　除熱機能

二次蓋を使用する場合，輸送容器の構成部材は３号機構内用輸送容器と同一である。また，２号機燃料は３号機燃料に対して燃焼度が小さく，冷却期間が長いことから，既存評価の「添付資料－２－１－２　1.4.　除熱機能」に示される評価条件に包絡されるため，既存評価が適用可能である。

本評価では，二次蓋を使用しない場合も燃料の健全性及び破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能を有する構成部材の健全性が維持されることを確認する。

1.4.1.　基本的な考え方

「添付資料－２－１－２　1.4.1.　基本的な考え方」を参照。

1.4.2.　設計基準

「添付資料－２－１－２　1.4.2.　設計基準」を参照。

1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量

「添付資料－２－１－２　1.4.3.　燃料仕様および崩壊熱量」を参照。

1.4.4.　評価条件

「添付資料－２－１－２　1.4.4.　評価条件」を参照。ただし，軸対称断面モデルは二次蓋を使用しない図１－４－１とする。

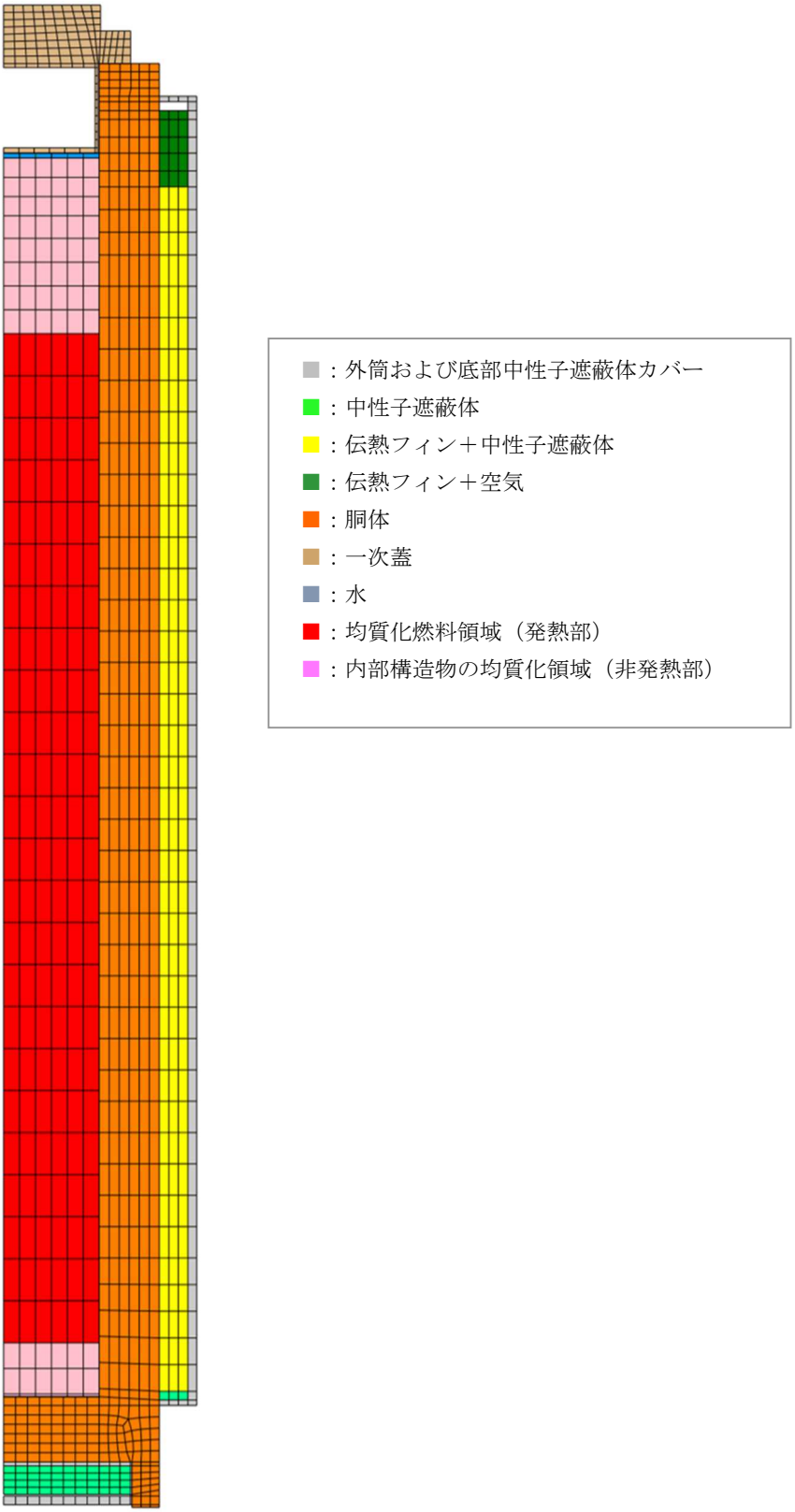


図１－４－１　軸対称断面モデル形状図

1.4.5.　評価方法

「添付資料－２－１－２　1.4.5. 評価方法」を参照。

1.4.6.　評価結果

評価結果を表１－４－１に示す。表１－４－１に示す通り，破損燃料用輸送容器（7 体）を構成する部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

また，燃料被覆管の温度は 169℃であり，水素化物の再配向による機械特性の低下が生じる温度を大きく下回っており，燃料の健全性は維持される。

表１－４－１　評価結果（各部温度）

対象部位		材質	評価結果 (℃)	設計基準温度 (℃)	備考
破損燃料用輸送容器（7 体）	中性子遮蔽材	レジン	96	149	
	Ｏリング	ふっ素ゴム	83	300	
	胴	低合金鋼	100	350	
	蓋	ステンレス鋼	96	425	
	バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	152	200	
燃料被覆管		ジルカロイ－２	169	200	7×7 燃料，8×8 燃料
				300	新型 8×8 ｼﾞﾙｺﾆｳﾑﾗｲﾅ燃料，高燃焼度 8×8 燃料，9×9 燃料

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。
② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。
③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。
④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及び放射が考慮できる。
⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－４－２に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵容器の定常伝熱試験に対して ABAQUS コードによる解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[*1]。

*1 山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

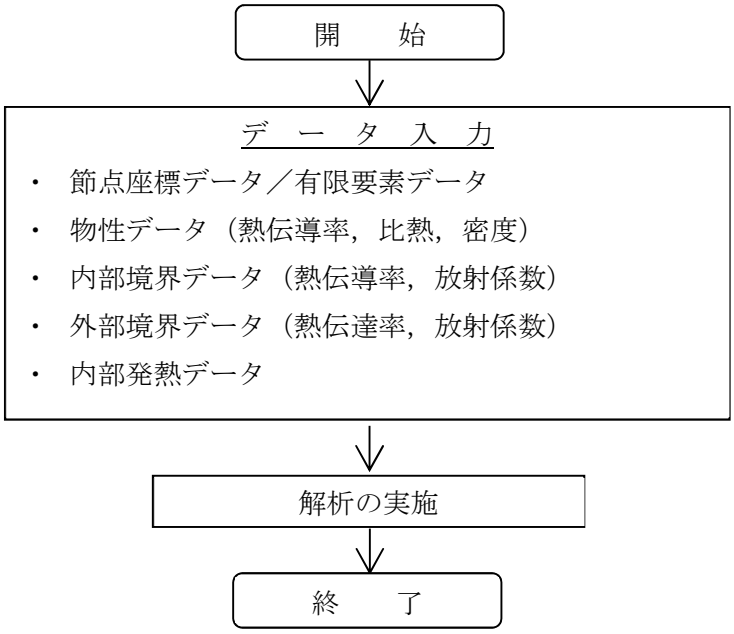


図１－４－２　ABAQUS コードの伝熱解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送容器の崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子線源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図１－４－３に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送容器，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[*1]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[*1] が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[*2] が実施されていることが確認されている。

*1 ORNL,“ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIAL METHOD”,CCC-371

*2 (社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

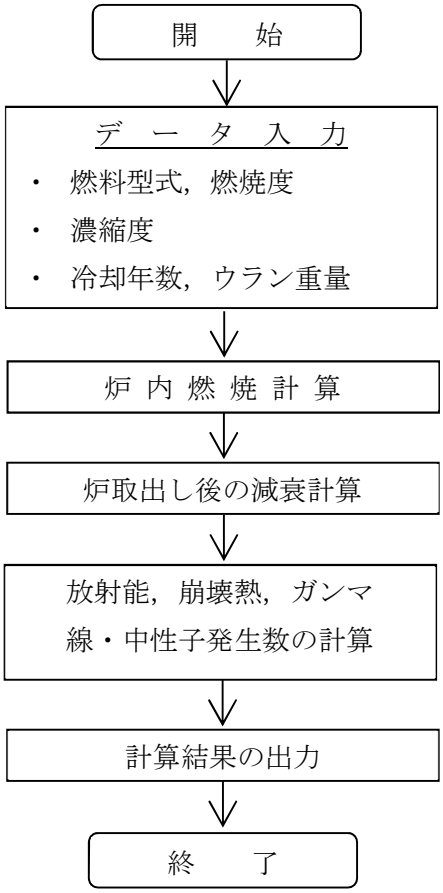


図１－４－３　ORIGEN2 コードの計算フロー図

1.5.　密封機能

1.5.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封は容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成される。容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Ｏリングが使用されている。一次蓋で構成される破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を図１－５－１に示す。

なお，一次蓋を覆う形で二次蓋を容器本体に取付けられる構造となっており，容器本体と二次蓋のガスケットはゴム製Ｏリングが使用されている。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封機能が維持されることを確認する。

1.5.2.　評価結果

(1) 構造強度評価結果

1.3.項に示した通り，二次蓋を使用する場合も使用しない場合も，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2) 除熱評価結果

1.4.項に示した通り，二次蓋を使用する場合も使用しない場合も，密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3) 容器構造

破損燃料用輸送容器（7 体）の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造である。

各ポートカバーは燃料装填前に規定のトルクで締付け，一次蓋は燃料装填後に使用済燃料プール内で容器本体に仮締めして除染ピットに移動し，規定のトルクで締付け後，気密漏えい試験を実施して密封機能を担保する。

(4) まとめ

以上から，破損燃料用輸送容器（7 体）の密封機能は維持される。

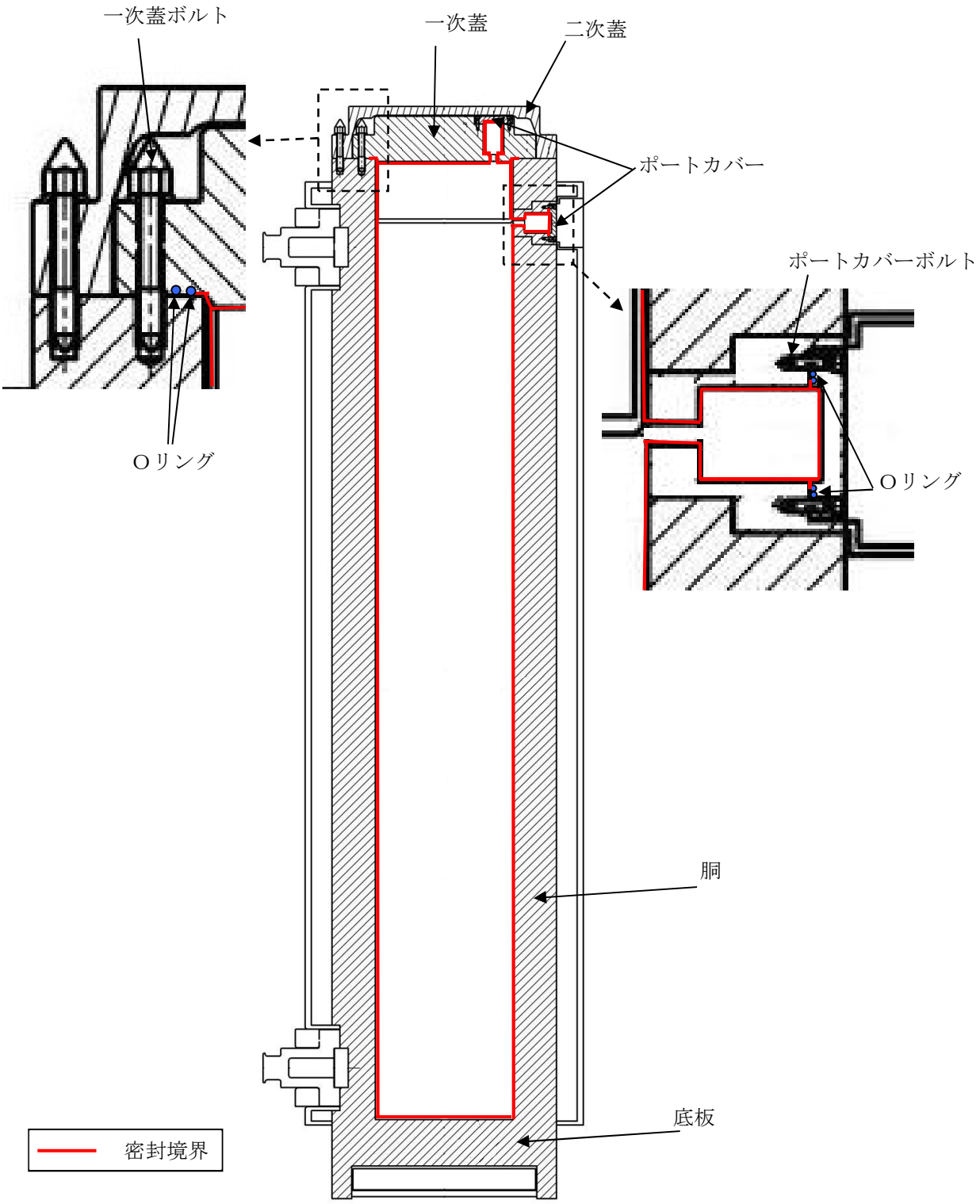


図１－５－１　一次蓋で構成する容器密封境界

1.6.　破損燃料用輸送容器（7 体）の落下

1.6.1.　原因

破損燃料用輸送容器（7 体）の取扱い中に，何らかの原因で破損燃料用輸送容器（7 体）が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.6.2.　発生防止対策

破損燃料用輸送容器（7 体）の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

(1) クレーン主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造とする。

(2) クレーン巻上装置は電源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造とする。

(3) クレーン主巻フックと吊具，吊具と破損燃料用輸送容器（7 体）の取付けを二重化する。

(4) 取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

(5) 作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

(6) 作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.6.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

核分裂生成物の放出量及び線量の評価は「別冊２８　２号機　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備に係る補足説明」を参照。

2. 別添

別添－１　破損燃料用輸送容器（7 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（7 体）の保守について

「添付資料－２－１－２　別添－２　３号機構内用輸送容器の保守について」を参照。

破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

1.　２号機の破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度

1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の概要

２号機使用済燃料プールには，「添付資料－１－３　6.3.　２号機における燃料の取り扱い」に示す通り，震災以前から存在するワイヤ修復燃料が存在する。ワイヤ修復燃料は燃料損傷後の検査において燃料被覆管の密封性が保たれていることを確認しているため，３号機燃料取り出しにおける燃料条件と同様に，ペレットは燃料被覆管内に保持されていると想定する。また，ワイヤ修復燃料は修復に使われたワイヤ等により健全燃料よりも外形が大きいことから使用済燃料収納缶への収納に裕度を持たせるため，使用済燃料収納缶（大）に収納して輸送することとする。そのため，使用済燃料収納缶（大）に適応した内のりの大きいバスケット（2 体収納）に取り替えた破損燃料用輸送容器（2 体）を使用して共用プールへ輸送する。なお，破損燃料用輸送容器（2 体）は，３号機破損燃料用輸送容器（2 体）と同じ容器であるが二次蓋は使用しない運用とする。

２号機破損燃料用輸送容器（2 体）は既存の３号機破損燃料用輸送容器（2 体）に対してワイヤ修復燃料を評価条件とした安全評価を行い，安全機能及び構造強度を確認した上で使用する。なお，ワイヤ修復燃料の吊り上げ中，落下防止吊具の底板が取り付けられる前に燃料の分断が発生した場合は，燃料上側のみ受け台付収納缶（大）に収納し輸送することになるが，収納物の重量やインベントリなどの評価条件は分断前のワイヤ修復燃料に包絡する。ワイヤ修復燃料の取り扱いについては「添付資料－１－３　6.3.5. ワイヤ修復燃料の取り扱い」を参照。

1.1.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の構成

破損燃料用輸送容器（2体）は，容器本体，蓋，バスケット及びトラニオンにより構成され，破損燃料用輸送容器（7体）でバスケット（7体収納）をバスケット（2体収納）に取り替えたものである。破損燃料用輸送容器（2体）の概要図を図１－１－１に示す。

(1) 容器本体

容器本体は胴，底板，中性子遮蔽体，外筒で構成される。低合金鋼の胴及び底板と蓋で放射性物質を閉じ込める耐圧バウンダリを構成する。

また，主に胴及び底板の低合金鋼がガンマ線遮蔽機能を有し，胴と外筒の間及び底板の底部に配置されたレジンが中性子遮蔽機能を有する。

(2) 蓋

蓋は一次蓋で構成する。

一次蓋はステンレス鋼であり，複数本のボルトで容器本体フランジ面に取付けられる。一次蓋にはゴム製のOリングを設け容器本体フランジ面との密封性を確保する構造となっている。一次蓋のステンレス鋼がガンマ線遮蔽機能を有する。

(3) バスケット

バスケットは容器内において燃料集合体を所定の位置に保持するための構造物である。また，未臨界確保のためバスケットにボロン添加ステンレス鋼を使用し，バスケット外周にボロン添加アルミニウム合金板を設置している。

燃料集合体はバスケット内に装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）に収納する。使用済燃料収納缶（大）は使用済燃料収納缶（小）と異なり未臨界確保のため側面に中性子吸収材を配置している。なお，中性子吸収材は，輸送容器や使用済燃料貯蔵ラック向けのボロン添加アルミニウム合金を使用している。

(4) トラニオン

トラニオンは容器のクレーンでの取扱い（吊上げ）及び，構内輸送時の固縛のために容器上部及び下部にボルトで取付ける。

取扱い時（縦姿勢）は容器と吊具との接続を二重化して落下を防止するために，上部トラニオンは二対（4個）設ける。

構内輸送時（横姿勢）では上部トラニオンと下部トラニオンで架台等に固定するため，下部トラニオンは一対（2個）設ける。

1.1.2.　設備仕様

1.1.2.1.　破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様

破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様を表１－１－１に示す。

表１－１－１　破損燃料用輸送容器（2 体）の仕様

項目	数値等
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 43.6
全長（m）	約 5.5
外径（m）	約 1.4
収納体数（体）	2
基数（基）	1※

※：バスケット（2 体収納）は 1 個有する

1.1.2.2.　破損燃料用輸送容器（2 体）に収納する燃料仕様

1.1.1.(3)に記載の通り，バスケットに装填したステンレス鋼製の使用済燃料収納缶（大）（内寸 209㎜）に燃料を装填して共用プールに輸送する。

収納対象とする燃料は，ワイヤ修復燃料とする。

２号機使用済燃料プールに貯蔵されているワイヤ修復燃料の仕様を表１－１－２に示す。

表１－１－２　２号機使用済燃料プールに貯蔵されているワイヤ修復燃料の仕様

燃料タイプ	7×7 燃料
貯蔵体数	1
最高燃焼度 (MWd/t)	24,500
最短冷却日数(日)※	15,548

※：2024 年 4 月 1 日時点での冷却期間

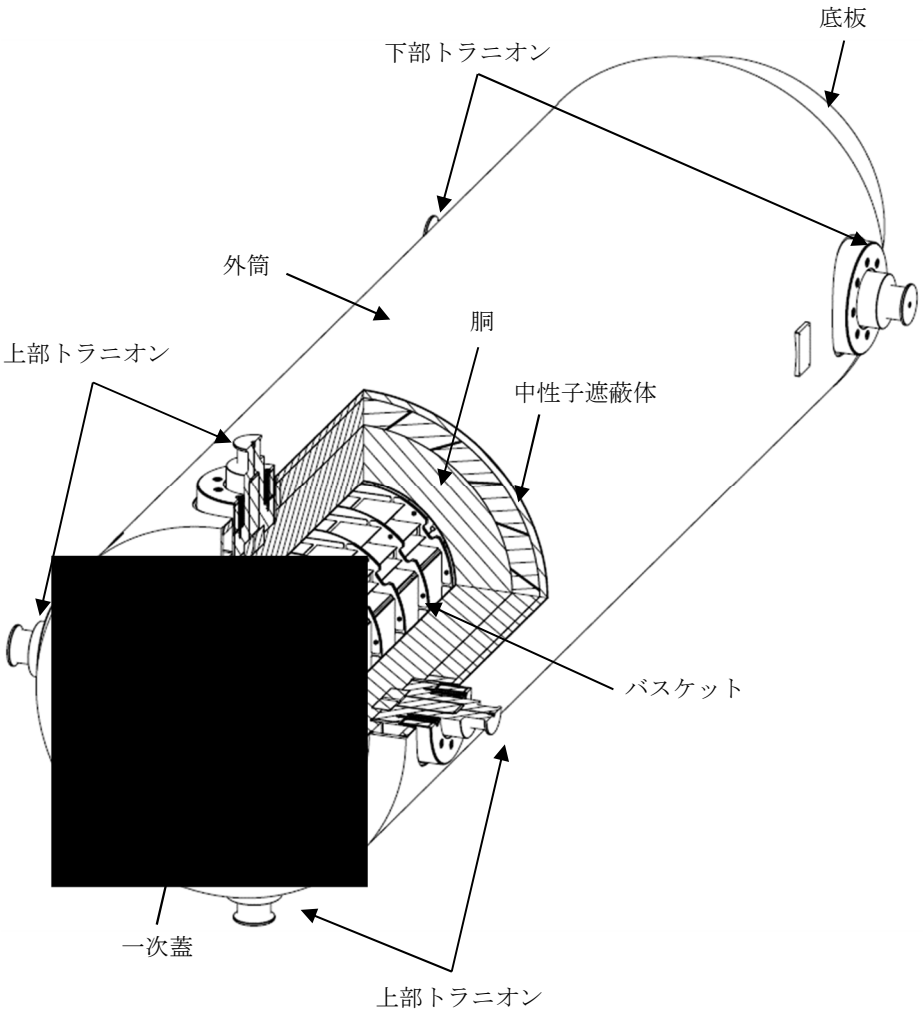


図１－１－１　破損燃料用輸送容器（2 体）　概要図

1.2.　評価の基本方針

破損燃料用輸送容器（2 体）が，本文 2.11.1.3 項の設計方針に示される除熱，密封，遮蔽及び臨界防止の安全機能を有するとともに，本文 2.11.1.8 項の構造強度及び耐震性に示される構造強度を有する設計であることを確認する。

なお，既存の３号機破損燃料用輸送容器（7 体・2 体）及び２号機破損燃料用輸送容器（7 体）の安全機能及び構造強度は以下で確認されている。（以下，総じて「既存評価」という。）

・添付資料－２－１－２ 構内用輸送容器に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－１ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－２ 破損燃料用輸送容器（2 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（３号機）
・添付資料－２－２－３ 破損燃料用輸送容器（7 体）に係る安全機能及び構造強度に関する説明書（２号機）

本評価では，破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及びワイヤ修復燃料を含め添付資料－２－２－３　1.1.2.2.項に示す２号機の燃料が既存評価の評価条件に該当しない事項について，新たに評価を行う。

表１－２－１に評価すべき各安全機能に対する安全設計・評価の方針を示す。

表１－２－１　破損燃料用輸送容器（2体）安全評価の基本方針

項目	設計方針	評価対象	新評価実施要否	評価方針
構造強度	破損燃料用輸送容器（2体）は取扱中における衝撃，熱等に耐え，かつ，容易に破損しない設計とする。 破損燃料用輸送容器（2体）は，設計，材料の選定，製作及び検査について適切と認められる規格及び基準によるものとする。	破損燃料用輸送容器（2体）	○	３号機と２号機で燃料取扱設備及び燃料取り出し作業手順が異なるため，新たに２号機に対応した設計事象の抽出・評価を行う。 震災以前から存在するワイヤ修復燃料のペレットは，燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 ２号機における破損燃料用輸送容器（2体）の取扱手順から設計事象を抽出し，その荷重条件で発生する応力を評価する。 構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格を準用する。
除熱機能	使用済燃料の健全性及び構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管 破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 輸送容器軸方向の評価は，既存評価の添付資料－２－２－３の評価条件に包絡され，径方向の評価は，添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
密封機能	周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	○	構造強度及び除熱機能の評価結果から，設計事象において，容器密封部の健全性が維持されることを評価する。 除熱機能は既存評価に包絡されることから評価を行わないが，構造強度評価を新たに実施するため，密封機能についても評価を実施する。
遮蔽機能	内部に燃料を入れた場合に放射線障害を防止するため，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するため評価上は健全燃料と同条件となる。 輸送容器軸方向の評価は，既存評価の添付資料－２－２－３の評価条件に包絡され，添付資料－２－２－３は添付資料－２－１－２の評価条件に包絡される。また，径方向の評価は，添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。
臨界防止機能	想定されるいかなる場合にも燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	破損燃料用輸送容器（2体）	－	構造強度と同様にペレットは燃料被覆管内に保持されると想定するが，万一臨界に至った場合の影響緩和が困難であることから，燃料棒の形状が維持されていないと仮定する。この場合，ペレットは燃料被覆管外に放出され，臨界に最適な状態で堆積することを仮定するため，健全燃料の評価条件より保守的な評価となる。 評価上は二次蓋を考慮する必要はなく，既存評価の添付資料－２－２－２の評価条件に包絡されることから新評価は不要。

1.3.　構造強度

1.3.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱いは２号機破損燃料用輸送容器（7 体）のハンドリングフローと同様であり，３号機燃料取り出し時と異なるため，新たに構造強度評価を行う。ただし，既存評価が適用可能である場合は評価を省略する。

破損燃料用輸送容器（2 体）の構造強度の評価部位は，安全上重要な部位として容器本体（胴及び底板），蓋，バスケット及び支持機能を有するトラニオンとする。ただし，二次蓋を使用しないため，二次蓋，二次蓋ポートカバー，二次蓋ボルト及び二次蓋ポートカバーボルトについては評価対象外とする。

構造強度評価手法は，JSME S NC1-2005/2007 設計・建設規格（以下，「設計・建設規格」という。）を準用する。各評価対象部位に要求される機能は破損燃料用輸送容器（7 体）と同じであるため，適用基準・規格は「添付資料－２－２－３　表１－３－１ 構造強度に係る適用基準・規格」を参照。

1.3.2.　設計事象の抽出

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及び共用プールまでの輸送に係るハンドリングフローは破損燃料用輸送容器（7 体）の二次蓋を使用しない場合と同様のため，「添付資料－２－２－３　1.3.2. 設計事象の抽出」を参照。ただし，荷重条件等が既存評価と異なるため 1.3.3.(5)項の包絡される事象を除き設計事象Ⅰ及びⅡは評価を省略せずに実施する。

1.3.3.　設計事象の荷重条件

前項で抽出した設計事象について，破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する荷重を評価する。

(1) 内圧

「添付資料－２－２－３　1.3.7.3.　(1) 内圧」を参照。

(2) 熱荷重

「添付資料－２－２－３　1.3.7.3.　(2) 熱荷重」を参照。

(3) 設計事象Ⅰの加速度

「添付資料－２－２－２　1.3.3.　3) 設計事象Ⅰの加速度」を参照。

(4) 設計事象Ⅱの加速度の導出

事象発生時に破損燃料用輸送容器（2 体）が有する運動エネルギーを被衝突物（キャスク固定治具台座部分，キャスク固定治具旋回受け保護バンパ，キャスク固定治具トラニオンガイド，輸送架台，搬送架台及び転倒防止台座）の弾性により吸収するとして，発生する衝撃加速度を計算した。衝撃加速度の計算方法と結果を以下に示す。

① 加速度の算出式

「添付資料－２－２－２　1.3.3.　4）設計事象Ⅱの加速度の導出」及び「添付資料－２－２－３　1.3.3.　(3)　① 加速度の算出式」を参照。ただし，質量mは二次蓋分を減じた以下の値を用いて計算する。

m：破損燃料用輸送容器（2体）の質量(＝[redacted])

② ばね定数

「添付資料－２－２－３　1.3.3.　(3)　② ばね定数」を参照。

③ 加速度の算出

a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器(2 体)の衝突(取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 44.40 m/s^2 = 4.53G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（2 体）の衝突（取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 21.02 m/s^2 = 2.14G$

余裕を見て 3.0G を評価加速度とする。

c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 7.70 m/s^2 = 0.79G$

余裕を見て 1.0G を評価加速度とする。

d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器(2 体)の衝突(取扱いモードNo.4)

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 39.85 m/s^2 = 4.06G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

e. 破損燃料用輸送容器（2 体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモード No.6）

２号機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 39.12 m/s^2 = 3.99G$

余裕を見て 4.0G を評価加速度とする。

f. 破損燃料用輸送容器(2 体)の搬送台車上の搬送架台への衝突(取扱いモード No.9)

３号機機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 40.10 m/s^2 = 4.09G$

余裕を見て 5.0G を評価加速度とする。

g. 転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突（取扱いモード No.11,12）

３号機機破損燃料用輸送容器(7 体)と同様に加速度αを算出すると，

$\alpha = 89.85 m/s^2 = 9.16G$

余裕を見て 10G を評価加速度とする。

(5) 包絡される事象の検討

得られた加速度算出結果より全事象において，二次蓋を使用しない２号機破損燃料用輸送容器（2 体）に発生する衝撃加速度は二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２の評価加速度に包絡することから，包絡される事象を検討し，検討結果を表１－３－１に示す。

評価対象部位のバスケットについて，事象 a，c 及び d は設計事象Ⅰの構内輸送時及び事象 g と同等または包絡される。さらに，設計事象Ⅰ及び事象 e～g は，以下より二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２が適用可能である。したがって，バスケットは事象 b のみ評価する。

・二次蓋有無による質量の変動は応力計算に影響しない

・熱荷重による応力が発生しない

また，トラニオンについては，事象 a，b，d 及び g ではトラニオンは衝撃発生箇所には該当しない。さらに設計事象Ⅰ，事象 c，e 及び f は以下より二次蓋を使用する既存評価の添付資料－２－２－２が適用可能である。したがって，トラニオンの評価を省略する。

・二次蓋を減じた質量分だけ発生応力が小さくなる

・熱荷重による応力が発生しない

表１－３－１　包絡性検討結果と新評価要否

設計事象Ⅱ	衝撃発生箇所	加速度	包絡される事象及び新評価要否		
			容器本体及び蓋	バスケット	トラニオン
a. キャスク固定治具台座部分と破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.2）	容器底面	5.0G	－ 事象gに包絡	－	
b. キャスク固定治具旋回受け保護バンパと破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.2）	容器底板側面	3.0G	○		
c. キャスク固定治具トラニオンガイドとトラニオンの衝突（取扱いモードNo.2）	トラニオン	1.0G	－ 設計事象Ⅰに包絡		
d. 除染ピット内の容器台座と破損燃料用輸送容器（2体）の衝突（取扱いモードNo.4）	容器底面	5.0G	－ 事象gに包絡		
e. 破損燃料用輸送容器（2体）を垂直吊りした状態での下部トラニオンと輸送架台の衝突（取扱いモードNo.6）	トラニオン	4.0G	○		
f. 破損燃料用輸送容器（2体）の搬送台車上の搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	トラニオン	5.0G	○		
g. 転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	容器底面	10G	○		

○：新評価を実施する。

－：他事象に包絡または評価対象外のため，評価を省略する。

(6) 各設計事象における荷重条件

各設計事象における荷重条件を表１－３－２及び表１－３－３に示す。なお，２号機燃料取り出し期間中の耐圧試験を想定していないことから，試験状態は評価対象外とする。

表１－３－２　荷重条件（容器本体及び蓋）(1/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	最高使用圧力：2.0MPa ボルト初期締付け力 以下の荷重のうち最大となるもの 【設計事象Ⅰ】 ・構内輸送時荷重 ・吊上げ荷重 【設計事象Ⅱ】 ・キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 ・輸送架台への衝突時荷重 ・搬送架台への衝突時荷重 ・転倒防止台座への衝突時荷重
Ⅰ	構内輸送時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 構内輸送時荷重 上方向：2.0G 下方向：3.0G（自重を考慮） 前後方向：2.0G 左右方向：1.0G 熱荷重
	吊上げ時	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 吊上げ荷重 下方向：1.32G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－２　荷重条件（容器本体及び蓋）(2/2)

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重
	輸送架台への衝突 （取扱いモードNo.6）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 輸送架台への衝突時荷重 下方向：4.0G（自重を考慮） 熱荷重
	搬送架台への衝突 （取扱いモードNo.9）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 搬送架台への衝突時荷重 下方向：5.0G（自重を考慮） 熱荷重
	転倒防止台座への衝突 （取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突 （取扱いモードNo.12）	－	内圧：0.6MPa ボルト初期締付け力 転倒防止台座への衝突時荷重 下方向：10G（自重を考慮） 熱荷重

表１－３－３　荷重条件（バスケット）

設計事象	代表事象	包絡される事象	荷重条件
設計条件	設計時	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G
Ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突 （取扱いモードNo.2）	－	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突時荷重 下方向：1.0G（自重を考慮） 横方向：3.0G 熱荷重

1.3.4.　設計基準

「添付資料－２－２－２　1.3.4. 設計基準」を参照。

1.3.5.　評価方法及び評価モデル

1.3.5.1.　容器本体及び蓋

容器本体及び蓋の主な構造部材の応力評価箇所は添付資料－２－２－３の図１－３－８及び図１－３－９に，荷重条件は表１－３－２に示した通りである。

(1) 設計条件

設計時における荷重は次に示す組合せとする。

最高使用圧力＋ボルト初期締付け力＋設計事象により発生する機械的荷重（自重含む）

① 胴，底板，一次蓋

「添付資料－２－２－３　1.3.7.5.　(1)　① 胴，底板，一次蓋」を参照。

② ポートカバー

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　1)　② ポートカバー，二次蓋ポートカバー」を参照。

③ 一次蓋ボルト，ポートカバーボルト

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　1)　③ 一次蓋ボルト，二次蓋ボルト，ポートカバーボルト，二次蓋ポートカバーボルト」を参照。

(2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　2) 設計事象Ⅰ　構内輸送時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２０に示す温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　3) 設計事象Ⅰ　吊上げ時」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(4) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

「添付資料－２－２－３　1.3.5.1.　(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」を参照。ただし，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，平均支圧応力におけるバスケットの質量 m_G 及び接触面積 A 並びに圧縮応力における破損燃料用輸送容器の質量 m_G は以下の値を用いて評価する。

・平均支圧応力

m_G：バスケットの質量(＝[redacted])

A：接触面積（＝[redacted]）

・圧縮応力

m_G：破損燃料用輸送容器（2 体）の質量(＝[redacted])

(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突

「添付資料－２－２－３　1.3.7.5.　(5) 設計事象Ⅱ　輸送架台への衝突」を参照。ただし，平均支圧応力におけるバスケットの質量 m_G 及び接触面積 A 並びに圧縮応力における破損燃料用輸送容器の質量 m_G は以下の値を用いて評価する。

・平均支圧応力

m_G：バスケットの質量(＝[redacted])

A：接触面積（＝[redacted]）

・圧縮応力

m_G：破損燃料用輸送容器（2 体）の質量(＝[redacted])

(6) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　4) 設計事象Ⅱ　搬送架台への衝突（横姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２０に示す温度分布（横置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

(7) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突及びキャスクピット床面への衝突

「添付資料－２－２－２　1.3.5.1.　5) 設計事象Ⅱ　転倒防止台座への衝突（縦姿勢)」を参照。ただし，解析モデルは(1) ①項に示す解析モデルを用い，熱荷重は添付資料－２－２－３の図１－３－２１に示す温度分布（縦置き時，健全燃料時）を用いて評価する。また，応力計算では二次蓋分を減じた容器の質量を用いて評価する。

1.3.5.2.　バスケット

バスケットの応力評価箇所を図１－３－１に示す。荷重条件は表１－３－３に示した通りである。

(1) 設計条件

バスケットには，バスケット，収納缶，使用済燃料集合体及びバスケット格子内部の水の質量に，キャスク固定治具旋回受け保護バンパの衝突時の加速度，

G_x：図１－３－１に示すx方向の加速度（＝0m/s^2）

G_y：図１－３－１に示すｙ方向の加速度（＝29.42m/s^2）

G_z：図１－３－１に示すｚ方向の加速度（＝9.807m/s^2）

が付加されることによる荷重が発生する。

① 一次一般膜応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点④である。評価点④には，ｙ方向の荷重によりせん断応力τ_{xy4y}が発生し，次式で計算される。

$$\tau_{xy4y} = \frac{m_{y4} \cdot G_y}{A_{y4}}$$

ここで，

m_{y4}：ｙ方向加速度作用時に評価点④で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y4}：評価点④のｙ方向荷重支持面積（＝[redacted]）

評価点④の一次一般膜応力(P_m)は，次式で計算する。

$$P_m = \left|\tau_{xy4y} - \left(-\tau_{xy4y}\right)\right|$$

② 一次膜応力＋一次曲げ応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所は，バスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点②である。

(a) ｘ方向の荷重による応力

ｘ方向加速度（G_x）により発生する応力は，評価点②における枠板の自重による圧縮応力のみであり無視できる。

(b) ｙ方向の荷重による応力

評価点②には，ｙ方向の荷重によりｙ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{y2y}が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y2y} = -\frac{m_{y2} \cdot G_y}{A_{y2}}$$

ここで，

m_{y2}：y 方向加速度作用時に評価点②で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y2}：評価点②の y 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

また，評価点②には，y 方向の荷重により曲げ応力（z 方向応力）σ_{z2y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z2y} = \pm\frac{M_{y2}}{Z_{y2}}$$

ここで，

M_{y2}：評価点②における y 方向加速度作用時の曲げモーメント（N・mm）

Z_{y2}：評価点②の y 方向加速度作用時の断面係数（＝[redacted]）

また，M_{y2} は次式で計算される。

$$M_{y2} = \frac{\ell_{pitch}}{12} \cdot \frac{m_{y2} \cdot G_y}{n_{span}}$$

ここで，

ℓ_{pitch}：枠板の支持ピッチ（＝[redacted]）

n_{span}：格子支持板によって支持されるスパンの数（＝[redacted]）

(c) z 方向の荷重による応力

評価点②には，z 方向の荷重により z 方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{z2z} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{z2z} = -\frac{m_{z2} \cdot G_z}{A_{z2}}$$

ここで，

m_{z2}：z 方向加速度作用時に評価点②で支持する質量（＝[redacted]）

A_{z2}：評価点②の z 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(a)～(c)より，評価点②の一次一般膜＋一次曲げ応力(P_m＋P_b)は，次式で計算する。

$$P_m + P_b = \left|\left(\sigma_{z2y} + \sigma_{z2z}\right) - \sigma_{y2y}\right|$$

(2) 設計事象Ⅱ　キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突

キャスク固定治具旋回受け保護バンパ衝突時における荷重は次に示す組合せとする。

衝突時荷重（自重を含む）

① 一次＋二次応力

熱荷重は発生しないため，一次＋二次応力の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力，② 一次膜応力＋一次曲げ応力）と同様である。

② 平均せん断応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点④である。評価点④の平均せん断応力（τ）の計算方法は，一次応力（(1) ① 一次一般膜応力）と同様である。

③ 平均支圧応力

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点①，③及び⑦である。評価点①，③及び⑦の平均支圧応力（σ_b）は，次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{m_{1,7} \cdot G_z}{A_{1,7}}$$

ここで，

$m_{1,7}$：z 方向加速度作用時に評価点①及び⑦で支持する質量（＝[redacted]）

$A_{1,7}$：z 方向荷重支持面積（評価点①及び⑦の合計面積＝[redacted]）

④ 軸圧縮応力

(a) 枠板長手方向

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点①である。評価点①の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「③ 平均支圧応力」と同様である。

(b) 枠板長手方向以外

各評価点における応力を計算した結果，最大応力が発生する箇所はバスケットの応力評価箇所の図１－３－１の評価点②である。評価点②の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「(1) ② (b) y 方向の荷重による応力」における圧縮応力と同様である。

(c) 格子支持板外周部 0° －180° 方向

評価点③には，x 方向の加速度により圧縮応力 σ_{x3x} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{x3x} = -\frac{m_{x3} \cdot G_x}{A_{x3}}$$

ここで，

m_{x3}：x 方向加速度作用時に評価点③で支持する質量（＝[redacted]）

A_{x3}：評価点③の x 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(d) 格子支持板外周部 90° －270° 方向

評価点③には，y 方向の加速度により圧縮応力 σ_{y3y} が発生し，次式で計算される。

$$\sigma_{y3y} = -\frac{m_{y3} \cdot G_y}{A_{y3}}$$

ここで，

m_{y3}：y 方向加速度作用時に評価点③で支持する質量（＝[redacted]）

A_{y3}：評価点③の y 方向荷重支持面積（＝[redacted]）

(e) スペーサ

評価点⑦の軸圧縮応力（σ_c）の計算方法は，「③ 平均支圧応力」と同様である。

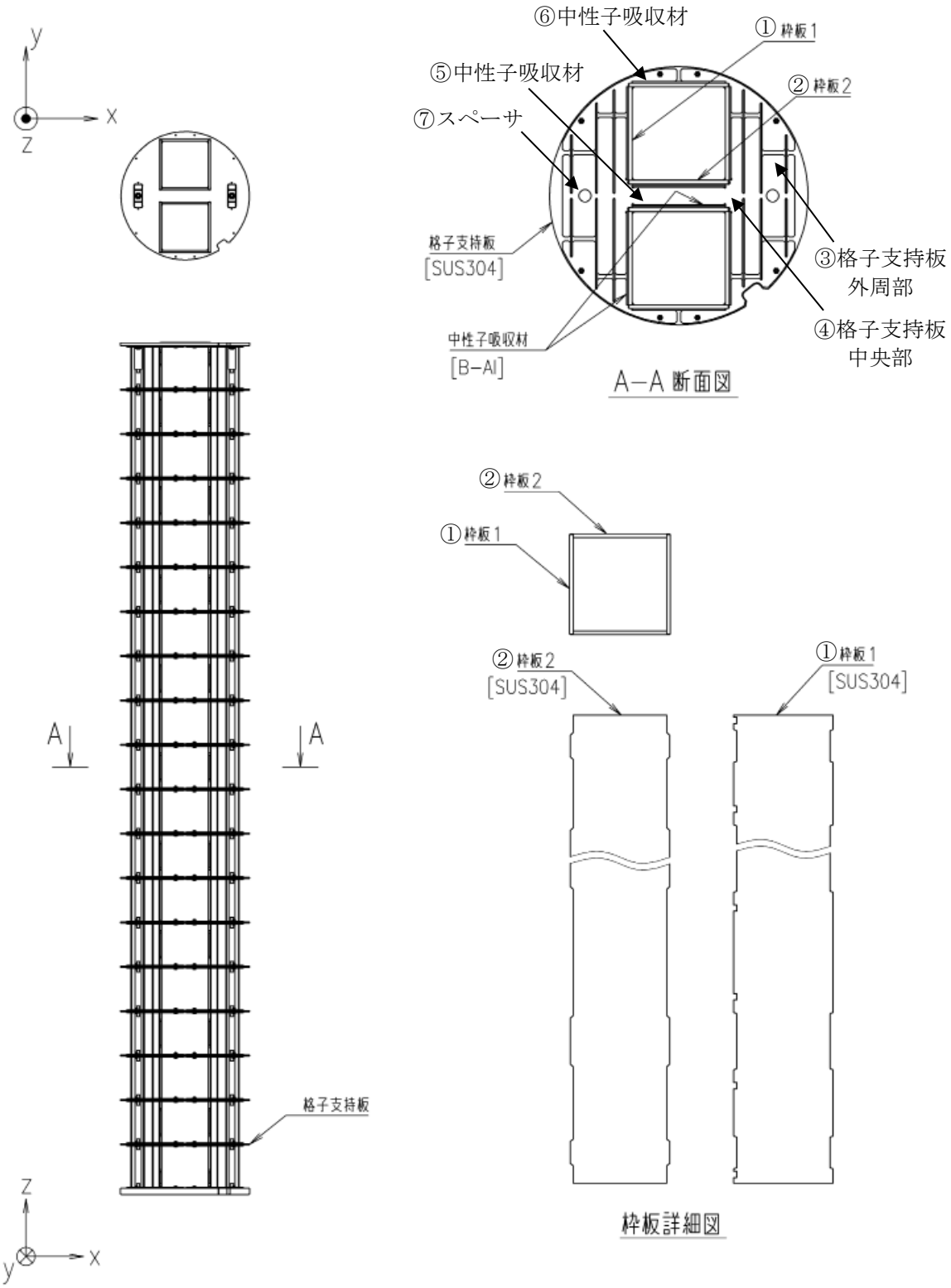


図１－３－１　バスケットの応力評価箇所

1.3.6.　評価結果

容器本体及び蓋の評価結果を表１－３－４～表１－３－７に示す。

バスケットについては２号機燃料取り出しで新評価となる「キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突」における評価結果を表１－３－８に示す。

また，抽出された全事象をバスケットにおける代表事象または包絡される事象に整理し表１－３－９に示す。上記バスケットの評価結果と「添付資料－２－２－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１６」の計算値を比較し全事象を考慮した最大応力と，最大応力が生じる代表事象を表１－３－１０に示す。数値は安全側に丸めて使用するものとし，計算値については小数点以下第１位を切上げ，許容応力については小数点以下第１位を切捨て，どちらも整数で表示する。

いずれも，許容応力に対して十分に余裕がある。このため，破損燃料用輸送容器（2 体）の構造健全性は維持される。

表１－３－４　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(1/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴 中央部	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	設計条件	7	123	－	－	7	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	369
底板 中央部		設計条件	5	123	－	－	10	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
底板 外周部		設計条件	－	－	7	184	19	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	24	369
胴 下端部		設計条件	－	－	12	184	22	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	17	369
底部中性子 遮蔽体外周部		設計条件	－	－	28	184	60	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	71	369
上部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	11	184	21	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	20	369
下部トラニオン 取付け部		設計条件	－	－	17	184	29	184	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	30	369

表１－３－４　容器本体及び蓋の評価結果（胴，底板，蓋）(2/2)

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次局部膜応力 (P_L)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋 中央部	SUSF304	設計条件	3	137	－	－	8	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	5	411
一次蓋 フランジ部		設計条件	－	－	7	205	9	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	－	－	8	411

表１－３－５　容器本体及び蓋の評価結果（ポートカバー）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力 (P_m)		一次膜＋曲げ応力 (P_L+P_b)		一次＋二次応力 (P_L+P_b+Q)	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
ポートカバー	SUS304	設計条件	2	137	17	205	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	－	－	－	－	17	411

表１－３－６　容器本体及び蓋の評価結果（ボルト）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均引張応力（σ_m）		平均引張応力＋曲げ応力（$\sigma_m+\sigma_b$）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋ボルト	SUS630 H1150	設計条件	101	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	316	432	346	648
ポートカバーボルト		設計条件	39	216	－	－
		Ⅰ，Ⅱ	227	432	229	648

表１－３－７　容器本体及び蓋の評価結果（平均支圧応力及び圧縮応力）

（単位：MPa）

部位	材料	設計事象	平均支圧応力（σ_b）		圧縮応力（σ_c）	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
底板	ASTM A350M Gr.LF5 Cl.1	Ⅰ，Ⅱ	1	184	－	－
胴		Ⅰ，Ⅱ	－	－	7	95

表１－３－８　バスケットの評価結果

（キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象				許容応力
				設計条件		Ⅰ，Ⅱ		
				計算値	評価点（面）	計算値	評価点（面）	
バスケット	SUS304	一次一般膜応力(Pm)		2	④	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		10	②	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	10	②	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	1	④	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	2	①，③，⑦	150
		軸圧縮応力（σ_c）	枠板長手方向	－	－	2	①	96
			枠板長手方向以外	－	－	2	②	88
			格子支持板外周部 0°－180°方向	－	－	0	③	56
			格子支持板外周部 90°－270°方向	－	－	2	③	129
			スペーサ	－	－	2	⑦	129

表１－３－９　バスケットの代表事象

代表事象※1		包絡される事象※2
ⅰ	構内輸送時	吊上げ時 キャスク固定治具トラニオンガイドへの衝突（取扱いモードNo.2）
ⅱ	キャスク固定治具旋回受け保護バンパへの衝突（取扱いモードNo.2）	－
ⅲ	搬送架台への衝突（取扱いモードNo.9）	－
ⅳ	転倒防止台座への衝突（取扱いモードNo.11） キャスクピット床面への衝突（取扱いモードNo.12）	キャスク固定治具台座部分への衝突（取扱いモードNo.2） 除染ピット内の容器台座への衝突（取扱いモードNo.4） 輸送架台への衝突（取扱いモードNo.6）

※１：代表事象ⅰ，ⅲ，ⅳにおける「設計事象の荷重条件」，「設計基準」及び「評価方法及び評価モデル」については，添付資料－２－２－２を参照。代表事象ⅱについては，1.3.3.項～1.3.5.項を参照。

※２：バスケットの設計事象は加速度方向と大きさで事象の包絡を評価できる。吊上げ時に生じる輸送容器軸方向の加速度1.32Gは構内輸送時に生じる前後方向の加速度2.0Gに包絡。また，輸送架台への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度4.0Gは転倒防止台座への衝突時及びキャスクピット床面への衝突時に生じる輸送容器軸方向の加速度10Gに包絡。

表１－３－１０　バスケットの評価結果

（全事象）

（単位：MPa）

部位	材料	応力の種類		設計事象						許容応力
				設計条件			Ⅰ，Ⅱ			
				代表事象	計算値	評価点（面）	代表事象	計算値	評価点（面）	
バスケット	SUS304	一次一般膜応力(Pm)		iv	13※	①，⑦	－	－	－	133
		一次一般膜＋一次曲げ応力(Pm+Pb)		iv	31※	④	－	－	－	199
		一次＋二次応力（Pm+Pb+Q）		－	－	－	iv	31※	④	399
		平均せん断応力（τ）		－	－	－	ii	1	④	79
		平均支圧応力（σ_b）		－	－	－	iv	13※	①，③，⑦	150
		軸圧縮応力（σ_c）	枠板長手方向	－	－	－	iv	13※	①	96
			枠板長手方向以外	－	－	－	iii	2※	①	88
			格子支持板外周部 0°－180°方向	－	－	－	iii	2※	③	56
			格子支持板外周部 90°－270°方向	－	－	－	ii	2	③	129
			スペーサ	－	－	－	iv	13※	⑦	129

※：「添付資料－２－２－２　1.3.6. 評価結果　表１－３－１６」を採用

参考資料

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

1. 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送容器の応力解析等に広く利用されている。

2. 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

3. 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１－３－２に示す。

4. 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

5. 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

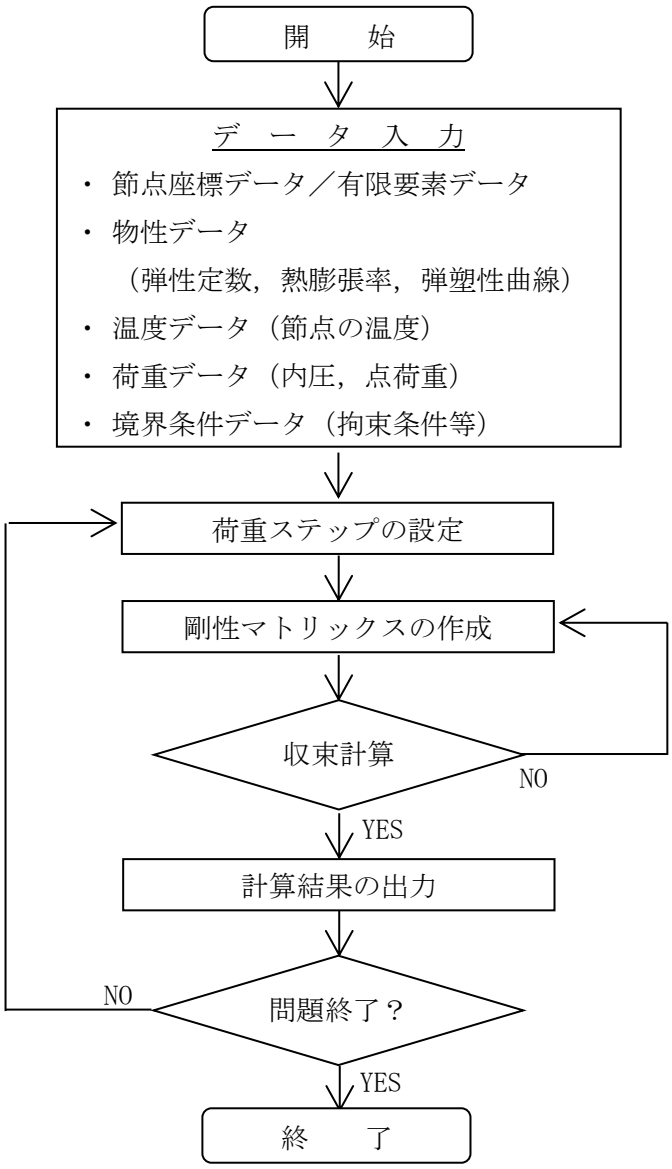


図１－３－２　ABAQUS コードの応力解析フロー図

1.4.　密封機能

1.4.1.　基本的な考え方

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封は破損燃料用輸送容器（7 体）と同様に容器本体及び一次蓋より構成される密封容器とこれに付属するポート部のカバーから構成され，容器本体と一次蓋，各ポートカバーのガスケットにはゴム製Ｏリングが使用されている。一次蓋で構成される破損燃料用輸送容器(2 体)の密封境界を図１－４－１に示す。

密封機能の評価にあたっては，構造強度評価結果，除熱機能評価結果，容器構造から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封機能が維持されることを確認する。

1.4.2.　評価結果

(1) 構造強度評価結果

1.3.項に示した通り，構造強度評価から破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する胴，底板，一次蓋，一次蓋ボルト，ポートカバー及びポートカバーボルトは想定される荷重条件に対して十分な強度を有しており，密封境界の構造健全性に問題がないことが確認されている。

(2) 除熱評価結果

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い及びワイヤ修復燃料を包含する２号機の燃料が既存評価の評価条件に包絡することから，既存評価が適用可能であり密封境界の熱的健全性に問題ないことが確認されている。

(3) 容器構造

破損燃料用輸送容器（2 体）の密封境界を構成する一次蓋及び各ポートカバーは，ガスケットにゴム製のＯリングを使用し，複数のボルトで容器本体に締付ける構造である。

各ポートカバーは燃料装填前に規定のトルクで締付け，一次蓋は燃料装填後に使用済燃料プール内で容器本体に仮締めして除染ピットに移動し，規定のトルクで締付け後，気密漏えい試験を実施して密封機能を担保する。

(4) まとめ

以上から，破損燃料用輸送容器（2 体）の密封機能は維持される。

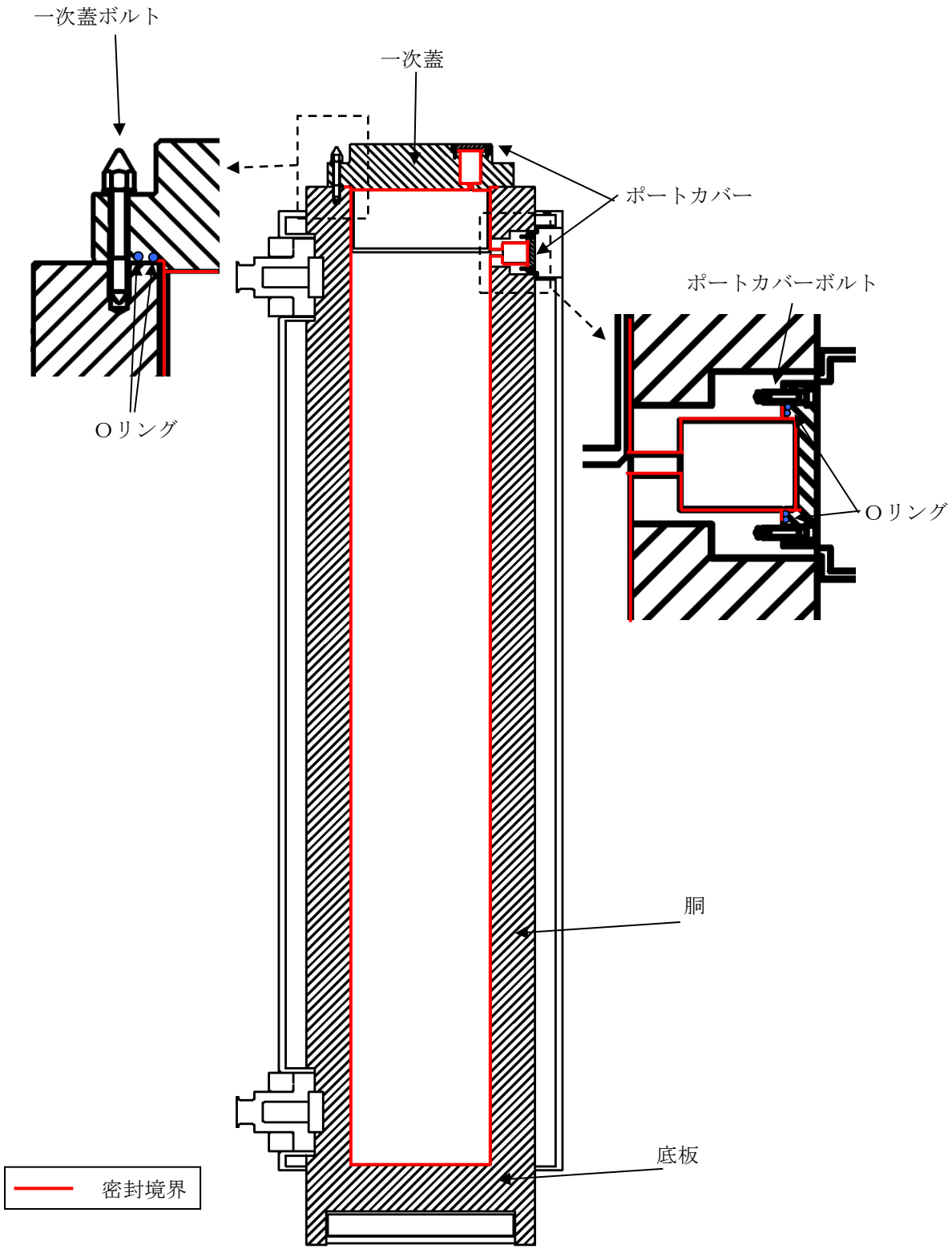


図１－４－１　一次蓋で構成する容器密封境界

1.5.　破損燃料用輸送容器（2 体）の落下

1.5.1.　原因

破損燃料用輸送容器（2 体）の取扱い中に，何らかの原因で破損燃料用輸送容器（2 体）が落下して密封境界が破損し，放射性物質が環境に放出される。

1.5.2.　発生防止対策

破損燃料用輸送容器（2 体）の落下を防止するために，次のような設計及び手順の対策を講じる。

(1) クレーン主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造とする。

(2) クレーン巻上装置は電源断時にスプリングリターン式ブレーキで保持する構造とする。

(3) クレーン主巻フックと吊具，吊具と破損燃料用輸送容器（2 体）の取付けを二重化する。

(4) 取付け作業後の取付け状態を ITV にて確認し，外れ止めを取り付ける。

(5) 作業開始前にクレーン及び吊具の事前点検を実施する。

(6) 作業手順書を整備し，作業員への教育訓練を行う。

1.5.3.　核分裂生成物の放出量及び線量の評価

破損燃料用輸送容器（2 体）は最大 2 体の燃料を輸送することが可能な容器である。これは２号機燃料取り出しで使用する破損燃料用輸送容器（7 体）の燃料収納体数 7 体より少ない。従って，核分裂生成物の放出及び線量評価は「添付資料－２－２－３　1.6. 破損燃料用輸送容器（7 体）の落下」の評価に包絡される。

2. 別添

別添－１　破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について

「添付資料－２－２－２　別添－２ 破損燃料用輸送容器（2 体）の保守について」を参照。

構内輸送時の措置に関する説明書（４号機）

１．構内輸送の概要

第４号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料は，使用済燃料プールで燃料取扱機またはクレーンを使用して構内用輸送容器に装填する。燃料を装填した構内用輸送容器はクレーンを使用して燃料取り出し用カバーから吊り下ろし，輸送車両に積載し，共用プールに向けて構内輸送する。構内用輸送容器は，福島第一原子力発電所に使用済燃料運搬用容器として設置され，これまで第４号機から共用プールへの使用済燃料の構内輸送に使用している使用済燃料輸送容器（NFT-22B 型），およびこれまで第１号機および２号機から共用プールへの使用済燃料の構内輸送に使用している使用済燃料輸送容器（NFT-12B 型）を用いる。

２．構内輸送時に講じる措置

「Ⅲ.3.3.1　放射線防護及び管理」において，管理区域と同等の管理を要する区域として管理対象区域を定義しており，保安規定により４号機から共用プールへの輸送経路も管理対象区域に設定されている。

構内輸送時に講じる措置は，「実用発電用原子炉の設置，運転等に関する規則の第 88 条（工場又は事業所において行われる運搬）」に準じて実施するが，周辺の雰囲気線量や汚染密度が高いことから，周辺環境によっては運搬物の表面及び表面から 1 メートルの距離における線量当量率及び運搬物の表面の放射性物質の密度に関しては法令に適合していることを確認できない可能性がある。

このため，運搬物の表面及び表面から 1 メートルの距離における線量当量率及び運搬物の表面の放射性物質の密度に関しては，作業実施時の最新の保安規定，社内マニュアル等に基づき管理する。

構内輸送時の措置に関する説明書（３号機）

１．構内輸送の概要

第３号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料は，使用済燃料プールで燃料取扱機を使用して構内用輸送容器に装填する。燃料を装填した構内用輸送容器はクレーンを使用して燃料取り出し用カバーから吊り下ろし，輸送車両に積載し，共用プールに向けて構内輸送する。構内用輸送容器は，新たに設計・製造した容器（密封式円筒形）を用いる。

２．構内輸送時に講じる措置

「Ⅲ特定原子力施設の保安　第３編　3.1.1 放射線防護及び 3.1.2 放射線管理」において，管理区域と同等の管理を要する区域として管理対象区域を定義しており，「Ⅲ特定原子力施設の保安　第１編　45 条」により３号機から共用プールへの輸送経路も管理対象区域に設定されている。

構内輸送時に講じる措置は，「東京電力株式会社福島第一原子力発電所原子炉施設の保安及び特定核燃料物質の防護に関する規則の第 14 条の２（工場又は事業所において行われる運搬）」に準じて実施する。

構内輸送時の措置に関する説明書（２号機）

1.　構内輸送の概要

第２号機の使用済燃料プールに貯蔵されている燃料は，使用済燃料プールで燃料取扱機を使用して構内用輸送容器に装填する。燃料を装填した構内用輸送容器はクレーンを使用して燃料取り出し用構台から吊り下ろし，輸送車両に積載し，共用プールに向けて構内輸送する。構内用輸送容器は，３号機燃料取り出しの際に使用した容器（密封式円筒形）を用いる。

2.　構内輸送時に講じる措置

「Ⅲ特定原子力施設の保安　第３編　3.1.1 放射線防護及び 3.1.2 放射線管理」において，管理区域と同等の管理を要する区域として管理対象区域を定義しており，「Ⅲ特定原子力施設の保安　第１編　45 条」により２号機から共用プールへの輸送経路も管理対象区域に設定されている。

構内輸送時に講じる措置は，「東京電力株式会社福島第一原子力発電所原子炉施設の保安及び特定核燃料物質の防護に関する規則の第 14 条の２（工場又は事業所において行われる運搬）」に準じて実施する。

添付資料－３

燃料取り出し用カバーの設計等に関する説明書

1　本説明書の記載範囲

本説明書は，１号機，２号機，３号機及び４号機燃料取り出し用カバーの設計等について，「特定原子力施設への指定に際し東京電力株式会社福島第一原子力発電所に対して求める措置を講ずべき事項について（平成 24 年 11 月 7 日原子力規制委員会決定。以下，「措置を講ずべき事項」という。)」等の規制基準への適合性を記載するものである。

2　措置を講ずべき事項への適合性について

（１）放射性固体廃棄物の保管・管理

燃料取り出し用カバーの設置に伴い発生する瓦礫類の処理・保管・管理については，実施計画Ⅲ特定原子力施設の保安 第３編「2.1.1 放射性固体廃棄物等の管理」の規定に基づく，発電所全体の方針に従うものとする。

具体的には，瓦礫類の想定発生量に対して，十分な保管容量を計画的に確保するとともに，これらの瓦礫類については，表面線量率に応じたエリアにおいて保管し，定期的に巡視，保管量の確認等を行う。

（２）放射性気体廃棄物の処理・管理

燃料取り出し用カバーは，同カバー内で発生が想定される放射性気体廃棄物の処理に当たって，その性状に応じ，当該廃棄物の放出量を抑制するとともに，換気設備の設置や定期的な放出管理により放射性気体廃棄物の適切な処理・管理を行い，敷地周辺の線量を達成できる限り低減する設計とする。

（３）放射性物質の放出抑制等による敷地周辺の放射線防護等

燃料取り出し用カバーは，同カバー内から大気中へ放出される放射性物質の適切な抑制対策を実施することにより，敷地周辺の線量を達成できる限り低減する設計とする。特に同施設内に保管される発災以降に発生した瓦礫類による敷地境界における実効線量（施設全体からの放射性物質の追加的放出を含む実効線量の評価値）が，１mSv/年未満となるような設計とする（実施計画Ⅲ3.2.2 参照)。

（４）作業者の被ばく線量の管理等

燃料取り出し用カバーの設置等においては，実施計画Ⅱ特定原子力施設の設計，設備「1.12　作業者の被ばく線量の管理等」及び実施計画Ⅲ特定原子力施設の保安 第３編「3 放射線管理に係る補足説明」の規定に基づき，現存被ばく状況での放射線業務従事者の作業性等を考慮して，高線量エリアでの遮蔽，遠隔操作，除染等の所要の放射線防護上の措

置に加え，作業時における放射線被ばく管理措置（防護具の着用等）や低線量エリアでの構造物のブロック化等を講じることにより，放射線業務従事者が立ち入る場所の線量及び作業に伴う被ばく線量を達成できる限り低減する設計及び運用とする。

（５）緊急時対策

燃料取り出し用カバーの設置等に当たっては，大規模な地震，津波等の事態に備え，事故時において必要な安全避難通路等の他，事故時に施設内に居るすべての人に対し的確に指示ができる適切な警報系（ページング，スピーカ等）及び通信連絡設備（PHS 等）を整備する。

（６）設計上の考慮

①　準拠規格及び基準

燃料取り出し用カバーの設計，材料の選定，製作及び検査については，日本産業規格（JIS）等の適切と認められる規格及び基準によるものとする。

②　自然現象に対する設計上の考慮

a. 地震に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に耐えられる設計とする。

ただし，2021 年 9 月 8 日以前に認可された燃料取り出し用カバーについては，この限りでない。

a-1.　燃料取り出し用カバー（１号機）

燃料取り出し用カバー（１号機）は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，その安全機能が喪失した場合における公衆への放射線影響を評価した結果，原子炉建屋上部の瓦礫類の飛散等による実効線量は 50 μSv/事象以下と評価されることから，耐震 C クラスと位置付けるとともに，当該クラスに適用される設計用地震力（水平方向の静的地震力 1.0Ci）に対して十分耐えられる設計とする。

また，燃料取り出し用カバー（１号機）は，検討用地震動（最大加速度 900gal。以下「Ss900」という。）に対する地震応答解析を実施し，Ss900 に対する耐震性を確保することにより，地震時においても安全上重要な設備である使用済燃料プール等に対して波及的影響を及ぼさない設計とする。

a-2.　燃料取り出し用構台（２号機）

燃料取り出し用構台（２号機）は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方及び当該構台自体には直接的な安全機能がないことを踏まえ，その安全機能が喪失した場合における公衆への放射線影響はない。

ただし，燃料取り出し用構台（２号機）については，耐震 B+クラスに分類される２号機燃料取扱設備の間接支持構造物として，耐震 B+クラス相当の地震力に対して耐えられる設計とする。

a-3.　燃料取り出し用カバー（３号機）

燃料取り出し用カバー（３号機）は，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」上，耐震 B クラスに分類される３号機燃料取扱設備の間接支持構造物として，耐震 B クラス相当の地震力に対して耐えられる設計とする。

また，燃料取り出し用カバー（３号機）は，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal。以下「Ss600」という。）に対する地震応答解析を実施し，Ss600 に対する耐震性を確保することにより，地震時においても原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさない設計とする。

a-4.　燃料取り出し用カバー（４号機）

燃料取り出し用カバー（４号機）は，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」上，耐震 B クラスに分類される４号機燃料取扱設備の間接支持構造物として，耐震 B クラス相当の地震力に対して耐えられる設計とする。

また，燃料取り出し用カバー（４号機）は，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal。以下「Ss600」という。）に対する地震応答解析を実施し，Ss600 に対する耐震性を確保することにより，地震時においても原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさない設計とする。

b. 地震以外に想定される自然現象(津波，豪雨，台風，竜巻等)に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，地震以外の想定される自然現象（津波，豪雨，台風，竜巻等）によって施設の安全性が損なわれないよう設計する。

具体的に，津波，豪雨，強風（台風等）に対しては，津波到達時の波力を受けにくい閉空間のない構造とすること，建築基準法及び関係法令等に基づく風荷重に耐えられる設計とすること等により，施設の安全性が損なわれないよう設計する。また，その他竜巻等の自然現象に対しては，施設の破損等の発生を想定して，作業を中断し，計画を立てて速やかに復旧することにより，施設の安全性を確保する。

③　外部人為事象に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，想定される外部人為事象によって，施設の安全性を損なうことのない設計とする。また，第三者の不法な接近等に対し，これを防御するため，適切な措置を講じた設計とする。

④　火災に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，火災の発生を防止し，火災の検知及び消火を行い，並びに火災の影響を軽減するための対策を適切に組み合わせることにより，火災により施設の安全性を損なうことのない設計とする。

⑤　環境条件に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，経年事象を含む想定されるすべての環境条件に適合できる設計とする。特に，燃料取り出し用カバーの設計及び設置においては，事故や地震等により被災した原子炉建屋の健全性を十分に評価し，必要な対策を講じる。

⑥　運転員操作に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，運転員の誤操作を防止するための適切な措置を講じた設計とする。

⑦　信頼性に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，その安全上の重要度等を考慮して，十分に高い信頼性を確保し，かつ，維持し得る設計とする。

⑧　検査可能性に対する設計上の考慮

燃料取り出し用カバーは，その健全性及び能力を確認するために，適切な方法によりその機能を検査できる設計とする。

放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能に関する説明書

1　本説明書の記載範囲

本説明書は，１号機，２号機，３号機及び４号機燃料取り出し用カバーの放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について記載するものである。

2　４号機放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

2.1　燃料取り出し用カバーについて

2.1.1　概要

燃料取り出し用カバーは，作業に支障が生じることのないよう作業に必要な範囲をカバーし，風雨を遮る構造とする。また，使用済燃料プール内がれき撤去時の放射性物質の舞い上がり，燃料取り出し作業に伴い建屋等に付着した放射性物質の舞い上がりによる大気放出を抑制するため，燃料取り出し用カバーは隙間を低減した構造とするとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出する。また，現在，発電所敷地内でよう素（I-131）は検出されていないことから，フィルタユニットは，発電所敷地内等で検出されているセシウム（Cs-134,137）の大気への放出が低減できる設計とする。

2.1.2　燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーの大きさは，約 69m（南北）×約 31m（東西）×約 53m（地上高）である。主体構造は鉄骨造であり，壁面及び屋根面は風雨を遮る外装材で覆う計画である。屋根面及び壁面上部には勾配を設けて，雨水の浸入を防止する構造とする。（図 2-1　燃料取り出し用カバー概略図参照）

2.1.3　換気設備

2.1.3.1　系統構成

換気設備は，燃料取り出し用カバー内気体を吸引し，排気ダクトを経由して燃料取り出し用カバーの外部に設置した排気フィルタユニットへ導く。排気フィルタユニットは，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ，排風機等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹上用排気ダクトから大気へ放出する。

排気フィルタユニットは，換気風量約 25,000m^3/h のユニットを 3 系列（うち 1 系列は予備）設置し，約 50,000m^3/h の換気風量で運転する。

また，燃料取り出し用カバー内の放射性物質や吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するため，放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置する。（図 2-2　燃料取り出し用カバー換気設備概略構成図，図 2-3 燃料取り出し用カバー換気設備配置図，図 2-4　燃料取り出し用カバー換気設備系統図参照）

燃料取り出し用カバー換気設備の電源は，異なる系統の所内高圧母線から受電可能な構成とする。(図 2-5　燃料取り出し用カバー換気設備電源系統図参照)

なお，４号機での燃料取り出し作業は，有人での作業を計画していることから，燃料取り出し用カバー内の放射性物質濃度の低減のため，給気フィルタユニットを有する構造とする。給気フィルタユニットは，プレフィルタ，送風機，高性能粒子フィルタ等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を燃料取り出し用カバー内へ放出する。

給気フィルタユニットは，換気風量約 25,000m^3/h のユニットを 3 系列（うち 1 系列は予備）設置し，約 50,000m^3/h の換気風量で運転する。

表 2-1　換気設備構成

設備名	構成・配置等
給気フィルタユニット	配置：原子炉建屋南側の屋外に 3 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ 送風機 高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm）以上） フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
給気吹出口	配置：カバー内の側部に設置
排気吸込口	配置：カバー内の天井部に設置
排気フィルタユニット	配置：原子炉建屋南側の屋外に 3 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ 高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm）以上） 排風機 フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
吹上用排気ダクト	配置：排気フィルタユニットの下流側に設置
放射性物質濃度測定器	測定対象：カバー内及び大気放出前の放射性物質濃度 仕様　　：検出器種類　シンチレーション検出器 計測範囲　10^0～10^4s^{-1} 台数　排気フィルタユニット入口　1 台 排気フィルタユニット出口　2 台

2.1.3.2　換気風量について

燃料取り出し用カバー内の環境は，燃料取扱機，クレーン及び電源盤の設備保護のため40℃以下（設計値）となる換気設備を設けるものとする。また，カバー内での燃料取り出し作業は，有人による作業を計画していることから，作業エリアには，局所的にローカル空調機を設け夏期及び冬期の作業環境の向上を図るものとする。

燃料取り出し用カバー内の熱負荷を除熱するのに必要な換気風量は，下式により求められ約50,000m^3/hとなる。

$Q=q/(Cp \cdot \rho \cdot (t1-t2) \cdot 1/3600)$

Q　：換気（排気）風量（m^3/h）

q　：設計用熱負荷，約143（kW）（機器発熱）※1

Cp　：定圧比熱，1.004652（kJ/kg・℃）

ρ　：密度，1.2（kg/m^3）

t1　：カバー内温度，40（℃）

t2　：設計用外気温度，31.5（℃）※2

※1　10%の余裕を含む

※2　28.5℃（小名浜気象台で観測された1971年～1975年の5年間の観測データにおける累積出現率が99%となる最高温度）+約3℃（送風機のヒートアップによる温度上昇）

2.1.3.3　運転管理および保守管理

(1) 運転管理

送風機・排風機の起動/停止操作は，屋外地上部に設置した現場制御盤で行うものとし，故障等により送風機・排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

現場制御盤では，送風機・排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合には，警報を発する。また，免震重要棟でも同様に，送風機・排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの情報に異常を検知した場合は，警報を発するシステムとなっている。

放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置し，燃料取り出し用カバー内から大気に放出される放射性物質濃度を測定する。

(2) 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，外部への放射性物質放出抑制の監視の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

2.1.3.4　異常時の措置

燃料取り出し用カバー換気設備が停止しても，セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-3}～1×10^{-5}%程度であり，４号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）ことから，放射性物質の異常な放出とならないと考えられる。また，４号機の使用済燃料プール水における放射性物質濃度は，Cs-134：4.5×10^{0}Bq/cm^3，Cs-137：6.6×10^{0}Bq/cm^3（平成 24 年 1 月 30 日に使用済燃料プールより採取した水の分析結果）である。

なお，燃料取り出し用カバー換気設備は，機器の単一故障が発生した場合を想定して，送風機，排風機及び電源の多重化を実施しており，切替等により機能喪失後の速やかな運転の再開を可能とする。また，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，２台の連続運転とし，１台故障時においても放射性物質濃度を計測可能とする。

2.2　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

2.2.1　排気フィルタによる低減効果

燃料取り出し用カバー内から排気フィルタユニットを通じて大気へ放出される放射性物質は，高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm)以上）により低減される。

セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-3}～1×10^{-5}%程度であり，４号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている。（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）

表 2-2 に発電所敷地内で測定された放射性物質濃度を示す。仮に，燃料取り出し用カバー内が表 2-2 に示す放射性物質濃度のうち，濃度の高い４号機オペレーティングフロア上の放射性物質濃度であった場合，排気フィルタを通過して大気へ放出される放射性物質濃度は表 2-3 の通りとなる。

表 2-2　発電所敷地内の放射性物質濃度　　(Bq/cm^3)

核種	4 号機原子炉建屋オペレーティングフロア上の濃度（平成 23 年 6 月 18 日測定）	福島第一原子力発電所西門の濃度（平成 23 年 6 月 18 日測定）※
Cs-134	約 1.2×10^{-4}	約 5.4×10^{-6}
Cs-137	約 1.1×10^{-4}	約 6.2×10^{-6}

※現在は，検出限界値以下であるが，4 号機オペレーティングフロア上の測定値との比較のため，平成 23 年 6 月 18 日の測定値とした。

Q=C・(1-f)

Q　：フィルタ通過後の放射性物質濃度（Bq/cm^3）

C　：カバー内に吸い込まれる外気の放射性物質濃度（Bq/cm^3）（表 2-2 参照）

f　：フィルタ効率（高性能粒子フィルタ　97%）

表 2-3　フィルタ通過後の放射性物質濃度

核種	濃度（Bq/cm^3）
Cs-134	約 3.6×10^{-6}
Cs-137	約 3.3×10^{-6}

以上の結果，表 2-2 及び表 2-3 より，フィルタ通過後の放射性物質濃度は西門での放射性物質濃度よりも低いレベルとなる。

2.2.2　敷地境界線量（本換気設備は，2013 年 11 月に運用開始しており，運用後の放出管理及び線量評価は「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2 放射性廃棄物等の管理に関する補足説明」により行っている。）

2.2.2.1　評価条件

(1) 燃料取り出し用カバー内が，表 2-2 に示す 4 号機オペレーティングフロア上の放射性物質濃度であった場合に排気フィルタユニットを介して大気に放出されるものと仮定する。

(2) 減衰は考慮しない。

(3) 地上放出と仮定する。

(4) 燃料取り出し用カバーの供用期間である 5 年間（想定）に放出される放射性物質が地表に沈着し蓄積した時点のγ線に起因する実効線量と仮定し評価する。

(5) 大気拡散の評価に用いる気象条件は，福島第一原子力発電所原子炉設置変更許可申請

書で採用したものと同じ気象データを使用する。

2.2.2.2　評価方法

燃料取り出し用カバー排気フィルタユニットから放出される放射性物質による一般公衆の実効線量は，以下の被ばく経路について年間実効線量(mSv/年)を評価する。

(1) 放射性雲からのγ線に起因する実効線量

(2) 吸入摂取による実効線量

(3) 地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

2.2.2.3　放射性雲からのγ線に起因する実効線量

放射性物質のγ線に起因する実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」の放射性雲からのγ線による実効線量の評価の評価式を用いて評価する。

(1) 計算地点における空気カーマ率の計算

計算地点（x，y，0）における空気カーマ率は，次式により計算する。

$$D = K_1 \cdot E \cdot \mu_{en} \int_0^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_0^{\infty} \frac{e^{-\mu \cdot r}}{4\pi r^2} \cdot B(\mu r) \cdot \chi(x', y', z') \, dx' \, dy' \, dz' \quad \cdots \quad 2\text{-}1$$

ここで，　D　　：計算地点(x，y，0)における空気カーマ率（μGy/y）

K_1　　：空気カーマ率への換算係数（$4.46\times10^{-4}\,\frac{dis\cdot m^3\cdot \mu Gy}{MeV\cdot Bq\cdot h}$）

E　　：γ線の実効エネルギ（0.5MeV/dis）

μ_{en}　　：空気に対するγ線の線エネルギ吸収係数（m^{-1}）

μ　　：空気に対するγ線の線減衰係数（m^{-1}）

r　　：放射性雲中の点(x', y', z')から計算地点（x，y，0）までの距離（m）

B(μr)　：空気に対するγ線の再生係数

$$B(\mu r) = 1 + \alpha(\mu r) + \beta(\mu r)^2 + \gamma(\mu r)^3$$

ただし，μ_{en}，μ，α，β，γについては，0.5MeVのγ線に対する値を用い，以下のとおりとする。

$\mu_{en}=3.84\times10^{-3}(m^{-1})$，　$\mu=1.05\times10^{-2}(m^{-1})$

$\alpha=1.000$，　$\beta=0.4492$，　$\gamma=0.0038$

$\chi(x', y', z')$　：放射性雲中の点(x', y', z')における濃度（Bq/m^3）

なお，$\chi(x', y', z')$は，次式により計算する。

$$\chi(x',y',z') = \frac{Q}{2\pi \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z \cdot U} \cdot e^{-\frac{y'^2}{2\sigma_y^2}} \cdot \left\{ e^{-\frac{(z'-H)^2}{2\sigma_z^2}} + e^{-\frac{(z'+H)^2}{2\sigma_z^2}} \right\} \quad \cdots 2\text{-}2$$

ここで，　Q　　：放射性物質の放出率（Bq/s）

U　　：放出源高さを代表する風速（m/s）

H　　：放出源の有効高さ（m）

σ_y　：濃度分布のy’方向の拡がりのパラメータ（m）

σ_z　：濃度分布のz’方向の拡がりのパラメータ（m）

このとき，有効高さと同じ高度（z’= H）の軸上で放射性物質濃度が最も濃くなる。被ばく評価地点は地上（z’= 0）であるため，地上放散が最も厳しい評価を与えることになる。

(2) 実効線量の計算

計算地点における年間の実効線量は，計算地点を含む方位及びその隣接方位に向かう放射性雲のγ線からの空気カーマを合計して，次式により計算する。

$$H_\gamma = K_2 \cdot f_h \cdot f_0 \cdot (\overline{D}_L + \overline{D}_{L-1} + \overline{D}_{L+1}) \quad \cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}3$$

ここで，　H_γ　：放射性物質のγ線に起因する年間の実効線量（μSv/y）

K_2　：空気カーマから実効線量への換算係数（0.8μSv/μGy）

f_h　：家屋の遮蔽係数（1.0）

f_0　：居住係数（1.0）

$(\overline{D}_L + \overline{D}_{L-1} + \overline{D}_{L+1})$　：計算地点を含む方位(L)及びその隣接方位に向かう放射性雲による年間平均のγ線による空気カーマ(μGy/y)。これらは2-1式から得られる空気カーマ率Dを放出モード，大気安定度別風向分布及び風速分布を考慮して年間について積算して求める。

2.2.2.4　吸入摂取による実効線量

吸入摂取による実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」の吸入摂取による実効線量の評価の評価式を用いて評価する。

(1) 放射性物質の年平均地表空気中濃度の計算

計算地点における年平均地表空気中濃度$\overline{\chi}$は，2-2式を用い，隣接方位からの寄与も考慮して，次式により計算する。

$$\overline{\chi} = \sum_j \overline{\chi}_{jL} + \sum_j \overline{\chi}_{jL-1} + \sum_j \overline{\chi}_{jL+1} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}4$$

ここで，　j　：大気安定度（A～F）

L　：計算地点を含む方位

(2) 線量の計算

放射性物質の呼吸による実効線量は，次式により計算する。

$$H_I = 365 \cdot \sum_i K_{Ii} \cdot A_{Ii} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}5$$

$$A_{Ii} = M_a \cdot \overline{\chi}_i \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}6$$

ここで，　H_I　：吸入摂取による年間の実効線量（μSv/y）

365　：年間日数への換算係数（d/y）

K_{Ii}　：核種 i の吸入摂取による成人実効線量換算係数（μSv/Bq）

A_{Ii}　：核種 i の吸入による摂取率（Bq/d）

M_a　：人間の呼吸率（m^3/d）

（成人の 1 日平均の呼吸率：22.2m^3/d を使用）

$\overline{\chi}_i$　：核種 i の年平均地表空気中濃度（Bq/m^3）

表 2-4　吸入摂取による成人の実効線量換算係数（μSv/Bq）

核種	Cs-134	Cs-137
K_{Ii}	2.0×10^{-2}	3.9×10^{-2}

2.2.2.5　地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設の安全審査における一般公衆の線量評価について」の地面に沈着した放射性物質濃度を計算し，放射性物質濃度からの実効線量への換算係数を用いて評価する。

(1) 放射性物質の年平均地上空気中濃度の計算

計算地点における年平均地上空気中濃度$\overline{\chi}$は，2-4 式により計算する。

(2) 線量の計算

地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量は，次式により計算する。

$$H_G = \sum_i K_{Gi} \cdot S_{Oi} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}7$$

$$S_{Oi} = \overline{\chi}_i \cdot V_g \cdot \frac{f_1}{\lambda_i} \cdot \left(1 - e^{-\lambda_i \cdot T_O}\right) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 2\text{-}8$$

ここで，　H_G　：地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する年間の実効線量（μSv/y）

K_{Gi}　：核種 i の地表沈着による外部被ばく線量換算係数（$\frac{\mu\text{Sv/y}}{\text{Bq/m}^2}$）

S_{0i}　：核種ｉの地表濃度（Bq/m^2）

$\overline{\chi}_i$　：核種ｉの年平均地表空気中濃度（Bq/m^3）

V_g　：沈着速度（0.01m/s）

λ_i　：核種ｉの物理的減衰係数（s^{-1}）

T_o　：放射性物質の放出期間（s）（カバー供用期間の５年を想定）

f_1　：沈着した放射性物質のうち残存する割合（保守的に 1 を用いる）

表 2-5　核種ｉの地表沈着による外部被ばく線量換算係数（$(Sv/s)/(Bq/m^2)$）

核種	Cs-134	Cs-137
K_{Gi}	1.5×10^{-15}	5.8×10^{-16}

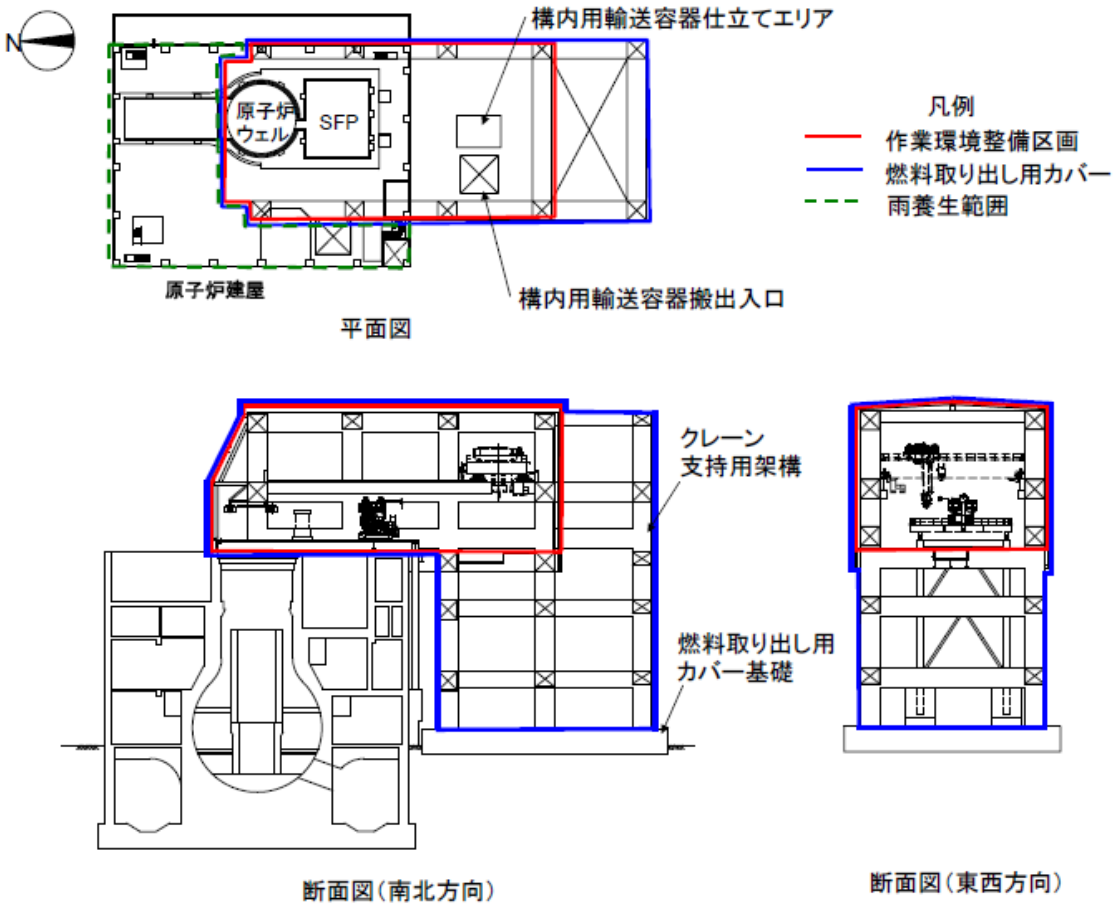
2.2.2.6　評価結果

表 2-3 に示す濃度の放射性物質の放出が燃料取り出し用カバーの供用期間である 5 年間（想定）続くと仮定して算出した結果，年間被ばく線量は敷地境界で約 0.008mSv／年であり，法令の線量限度 1mSv／年に比べても十分低いと評価される。（表 2-6 参照）

また，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第３編　2　放射性廃棄物等の管理に関する補足説明」での評価（約 0.03mSv/年）に比べても十分に低いと評価される。

表 2-6　燃料取り出し用カバー排気フィルタユニットからの
放射性物質の放出による一般公衆の実効線量（mSv/年）

評価項目			合計
放射性雲	吸入摂取	地表沈着	
約 1.3×10^{-7}	約 5.4×10^{-5}	約 7.4×10^{-3}	約 7.5×10^{-3}



【燃料取り出し用カバー】

- 作業環境整備区画を構成・支持する架構及び附属設備を指す。
- 燃料取り出し用カバーのうち，作業環境整備区画は外装材等により区画し，換気対象範囲とする。

【雨養生範囲】

- 燃料取り出し用カバー以外のオペレーティングフロアエリアは雨水対策を施す。
- 換気対象範囲外とする。

図 2-1　燃料取り出し用カバー概略図

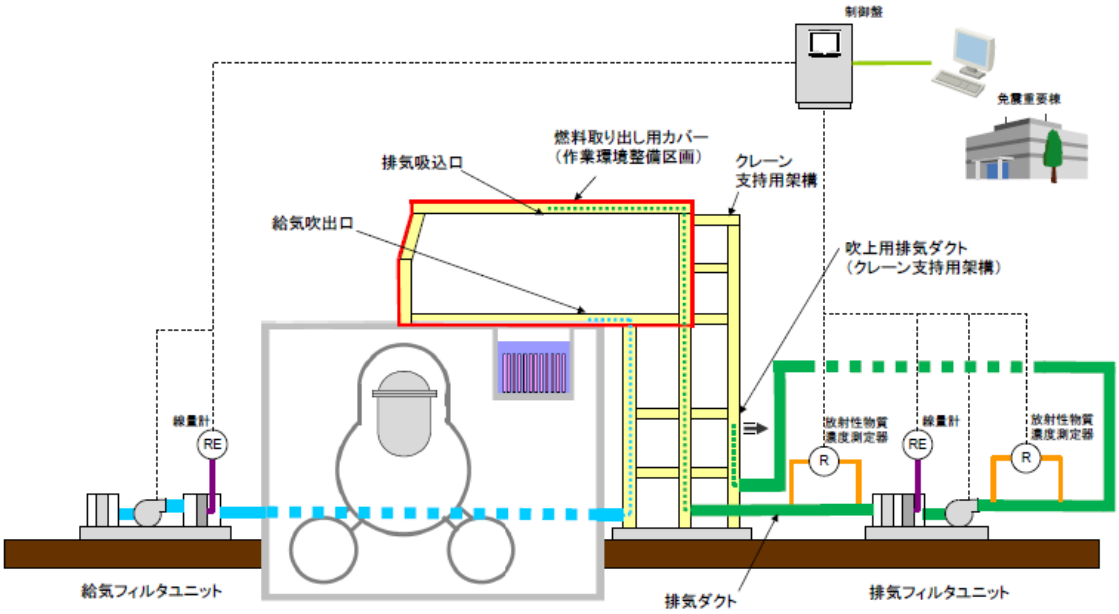


図 2-2　燃料取り出し用カバー換気設備概略構成図

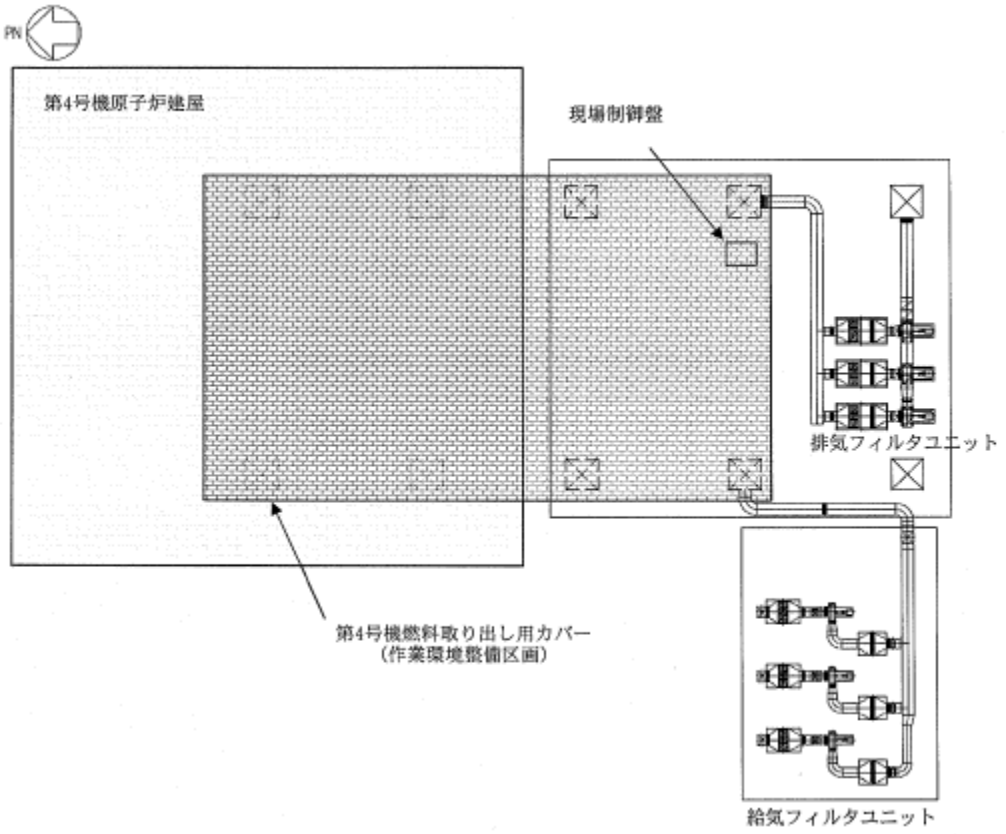


図 2-3　燃料取り出し用カバー換気設備配置図

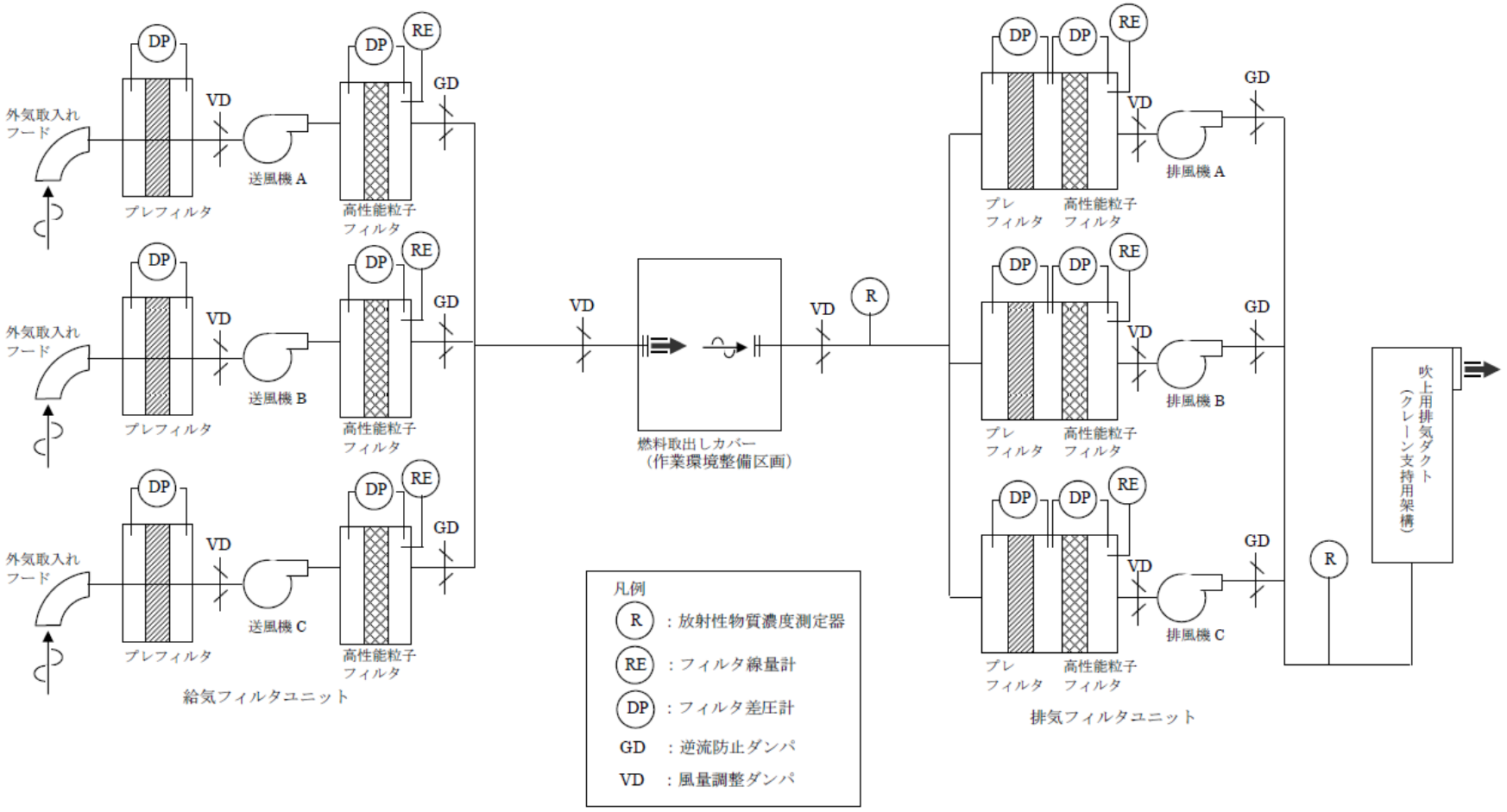
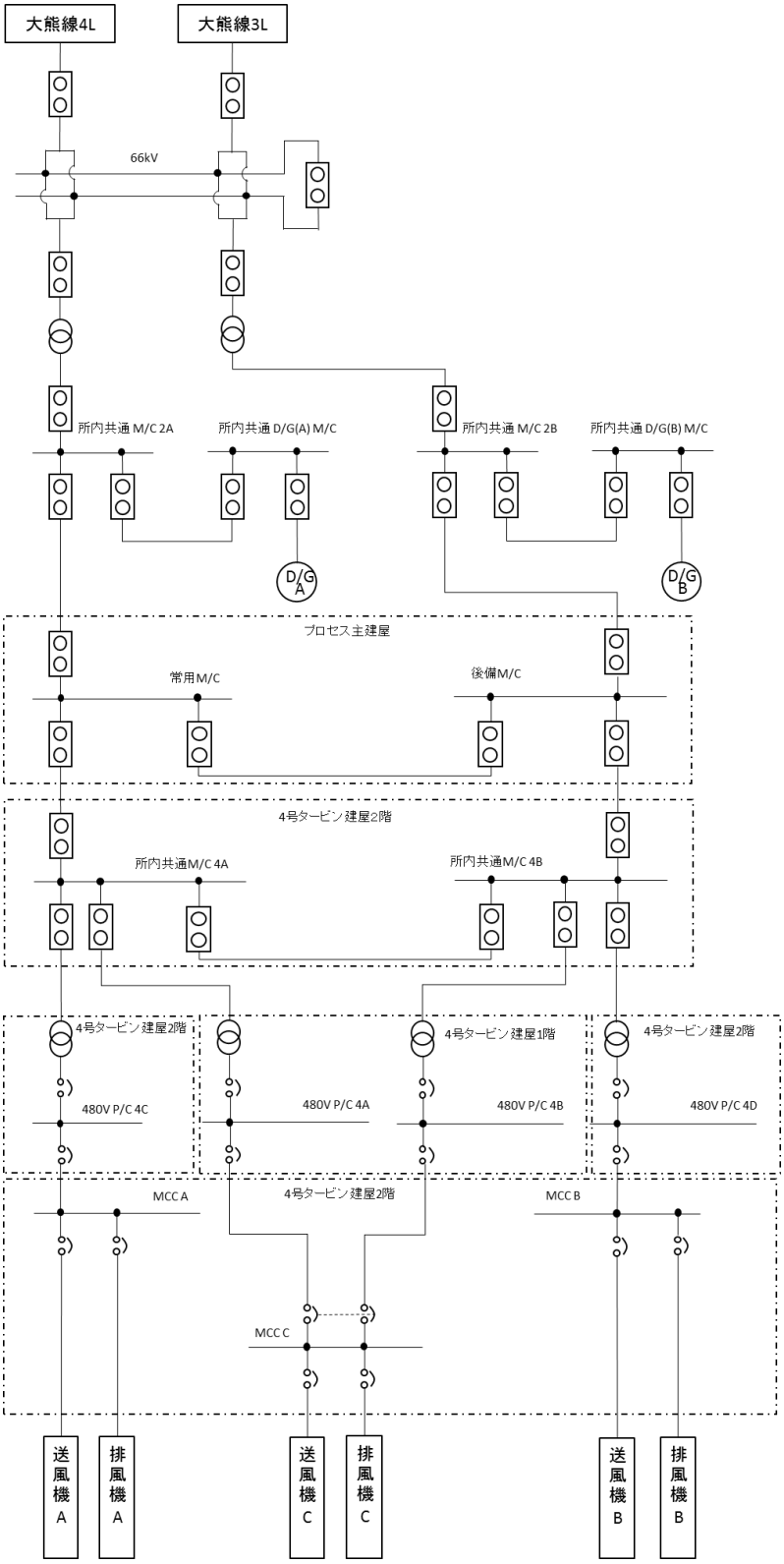


図 2-4　燃料取り出し用カバー換気設備系統図



※平成 29 年 9 月時点

図 2-5　燃料取り出し用カバー換気設備電源系統図

3　３号機放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

3.1　燃料取り出し用カバーについて

3.1.1　概要

燃料取り出し用カバーは，作業に支障が生じることのないよう作業に必要な範囲をカバーし，風雨を遮る構造とする。また，使用済燃料プール内がれき撤去時の放射性物質の舞い上がり，燃料取り出し作業に伴い建屋等に付着した放射性物質の舞い上がりによる大気放出を抑制するため，燃料取り出し用カバーは隙間を低減した構造とするとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出する。また，現在，発電所敷地内でよう素（I-131）は検出されていないことから，フィルタユニットは，発電所敷地内等で検出されているセシウム（Cs-134,137）の大気への放出が低減できる設計とする。

3.1.2　燃料取り出し用カバー

燃料取り出し用カバーの大きさは，約 19m（南北）×約 57m（東西）×約 54m（地上高）である。主体構造は鉄骨造であり，ドーム状の屋根を外装材で覆い，風雨を遮る構造とする。（図 3-1　燃料取り出し用カバー概略図参照）

3.1.3　換気設備

3.1.3.1　系統構成

換気設備は，燃料取り出し用カバー内気体を吸引し，排気ダクトを経由して燃料取り出し用カバーの外部に設置した排気フィルタユニットへ導く。排気フィルタユニットは，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹上用排気ダクトから大気へ放出する。

排気フィルタユニットは，約 10,000m^3/h のユニットを 4 系列（うち 1 系列は予備），排風機は，換気風量約 30,000m^3/h のユニットを 2 系列（うち 1 系列は予備）設置し，約 30,000m^3/h の 換気風量で運転する。

また，燃料取り出し用カバー内の放射性物質や吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するため，放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置する。（図 3-2　燃料取り出し用カバー換気設備概略構成図，図 3-3 燃料取り出し用カバー換気設備配置図，図 3-4 燃料取り出し用カバー換気設備系統図参照）

燃料取り出し用カバー換気設備の電源は，異なる系統の所内高圧母線から受電可能な構成とする。（図 3-5　燃料取り出し用カバー換気設備電源系統図参照）

表 3-1　換気設備構成

設備名	構成・配置等
排気吸込口	配置：カバー内の天井部に設置
排気フィルタユニット	配置：原子炉建屋西側の屋外に 4 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ 高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm）以上） フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
排風機	配置：原子炉建屋西側の屋外に 2 系列（うち予備 1 系列）設置
吹上用排気ダクト	配置：排気フィルタユニットの下流側に設置
放射性物質濃度測定器	測定対象：カバー内及び大気放出前の放射性物質濃度 仕様　：検出器種類　シンチレーション検出器 計測範囲　10^{-1}～$10^{5}s^{-1}$ 台数　排気フィルタユニット入口　1 台 排気フィルタユニット出口　2 台

3.1.3.2　換気風量について

燃料取り出し用カバー内の環境は，燃料取扱機，クレーン及び電源盤の設備保護のため 40℃以下（設計値）となる換気設備を設けるものとする。

燃料取り出し用カバー内の熱負荷を除熱するのに必要な換気風量は，下式により求められる風量に余裕をみた約 30,000m^3/h とする。

$Q=q/(Cp\cdot\rho\cdot(t1-t2)\cdot 1/3600)$

Q：換気（排気）風量（m^3/h）

q：設計用熱負荷，約 60（kW）

（機器発熱，日射，使用済燃料プールからの熱，原子炉からの熱）※1

Cp：定圧比熱，1.004652（kJ/kg・℃）

ρ：密度，1.2（kg/m^3）

t1：カバー内温度，40（℃）

t2：設計用外気温度，28.5（℃）※2

※1　約 10%の余裕を含む

※2　小名浜気象台で観測された 1972 年～1976 年の 5 年間の観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度

3.1.3.3　運転管理および保守管理

(1) 運転管理

排風機の起動/停止操作は，屋外地上部に設置したコンテナハウス内の現場制御盤で行うものとし，故障等により排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

現場制御盤では，排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合には，警報を発する。また，免震重要棟でも同様に，排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの情報に異常を検知した場合は，警報を発するシステムとなっている。

放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置し，燃料取り出し用カバー内から大気に放出される放射性物質濃度を測定する。

(2) 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，外部への放射性物質放出抑制の監視の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

3.1.3.4　異常時の措置

燃料取り出し用カバー換気設備が停止しても，セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-3}～1×10^{-5}%程度であり，３号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）ことから，放射性物質の異常な放出とならないと考えられる。また，３号機の使用済燃料プール水における放射性物質濃度は，Cs-134：2.4×10^{3}Bq/cm^{3}，Cs-137：3.9×10^{3}Bq/cm^{3}（平成 24 年 9 月 24 日に使用済燃料プールより採取した水の分析結果）である。

なお，燃料取り出し用カバー換気設備は，機器の単一故障が発生した場合を想定して，排風機及び電源の多重化を実施しており，切替等により機能喪失後の速やかな運転の再開を可能とする。また，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，２台の連続運転とし，１台故障時においても放射性物質濃度を計測可能とする。

3.2　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

3.2.1　排気フィルタによる低減効果

燃料取り出し用カバー内から排気フィルタユニットを通じて大気へ放出される放射性物質は，高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm)以上）により低減される。

セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-3}～1×10^{-5}%程度であり，３号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている。(Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照)

表 3-2 に３号機原子炉建屋上部で測定された放射性物質濃度を示す。仮に，燃料取り出し用カバー内が表 3-2 に示す放射性物質濃度であった場合，排気フィルタを通過して大気へ放出される放射性物質濃度は表 3-3 の通りとなる。

表 3-2　３号機原子炉建屋上部の放射性物質濃度（Bq/cm^3）

核種	原子炉上北東側（横方向）※
Cs-134	約 5.2×10^{-4}
Cs-137	約 8.0×10^{-4}

※平成 24 年 9 月 6 日測定

Q=C・(1-f)

Q　：フィルタ通過後の放射性物質濃度（Bq/cm^3）

C　：カバー内に吸い込まれる外気の放射性物質濃度（Bq/cm^3）（表 3-2 参照）

f　：フィルタ効率（高性能粒子フィルタ　97%）

表 3-3　フィルタ通過後の放射性物質濃度

核種	濃度（Bq/cm^3）
Cs-134	約 1.6×10^{-5}
Cs-137	約 2.4×10^{-5}

以上の結果，表 3-2 及び表 3-3 より，フィルタ通過後の放射性物質濃度は約 1/30 となる。

3.2.2　敷地境界線量（本換気設備は，2018 年 8 月に運用開始しており，運用後の放出管理及び線量評価は「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2 放射性廃棄物等の管理に関する補足説明」により行っている。）

3.2.2.1　評価条件

(1) 燃料取り出し用カバー内が，表 3-2 に示す３号機オペレーティングフロア上の放射性

物質濃度であった場合に排気フィルタユニットを介して大気に放出されるものと仮定する。

(2) 減衰は考慮しない。

(3) 地上放出と仮定する。

(4) 燃料取り出し用カバーの供用期間である5年間（想定）に放出される放射性物質が地表に沈着し蓄積した時点のγ線に起因する実効線量と仮定し評価する。

(5) 大気拡散の評価に用いる気象条件は，福島第一原子力発電所原子炉設置変更許可申請書で採用したものと同じ気象データを使用する。

3.2.2.2　評価方法

燃料取り出し用カバー排気フィルタユニットから放出される放射性物質による一般公衆の実効線量は，以下の被ばく経路について年間実効線量(mSv/年)を評価する。

(1) 放射性雲からのγ線に起因する実効線量

(2) 吸入摂取による実効線量

(3) 地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

3.2.2.3　放射性雲からのγ線に起因する実効線量

放射性物質のγ線に起因する実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」の放射性雲からのγ線による実効線量の評価の評価式を用いて評価する。

(1) 計算地点における空気カーマ率の計算

計算地点（x，y，0）における空気カーマ率は，次式により計算する。

$$D = K_1 \cdot E \cdot \mu_{en} \int_0^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_0^{\infty} \frac{e^{-\mu \cdot r}}{4\pi r^2} \cdot B(\mu r) \cdot \chi(x', y', z')\, dx'\, dy'\, dz' \quad \cdots \quad 3\text{-}1$$

ここで，　D　：計算地点(x，y，0)における空気カーマ率（μGy/h)

K_1　：空気カーマ率への換算係数（$4.46\times10^{-4}\ \frac{dis\cdot m^3\cdot \mu Gy}{MeV\cdot Bq\cdot h}$）

E　：γ線の実効エネルギ（0.5MeV/dis)

μ_{en}　：空気に対するγ線の線エネルギ吸収係数（m^{-1}）

μ　：空気に対するγ線の線減衰係数（m^{-1}）

r　：放射性雲中の点(x',y',z')から計算地点（x，y，0）までの距離（m)

$B(\mu r)$：空気に対するγ線の再生係数

$$B(\mu r) = 1 + \alpha(\mu r) + \beta(\mu r)^2 + \gamma(\mu r)^3$$

ただし，μ_{en}，μ，α，β，γについては，0.5MeVのγ線に対する値を用い，以下の

とおりとする。

μ_{en}=3.84×10^{-3}(m^{-1})，　μ=1.05×10^{-2}(m^{-1})

α=1.000，　　β=0.4492，　γ=0.0038

$\chi(x',y',z')$：放射性雲中の点(x',y',z')における濃度（Bq/m^3）

なお，$\chi(x',y',z')$は，次式により計算する。

$$\chi(x',y',z') = \frac{Q}{2\pi \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z \cdot U} \cdot e^{-\frac{y'^2}{2\sigma_y^2}} \cdot \left\{ e^{-\frac{(z'-H)^2}{2\sigma_z^2}} + e^{-\frac{(z'+H)^2}{2\sigma_z^2}} \right\} \quad \cdots 3\text{-}2$$

ここで，　Q　　：放射性物質の放出率（Bq/s）

U　　：放出源高さを代表する風速（m/s）

H　　：放出源の有効高さ（m）

σ_y　：濃度分布のy’方向の拡がりのパラメータ（m）

σ_z　：濃度分布のz’方向の拡がりのパラメータ（m）

このとき，有効高さと同じ高度（z’= H）の軸上で放射性物質濃度が最も濃くなる。被ばく評価地点は地上（z’= 0）であるため，地上放散が最も厳しい評価を与えることになる。

(2) 実効線量の計算

計算地点における年間の実効線量は，計算地点を含む方位に向かう放射性雲のγ線からの空気カーマを合計して，次式により計算する。

$$H_\gamma = K_2 \cdot f_h \cdot f_0 \cdot \overline{D}_L \quad \cdots\cdots\cdots 3\text{-}3$$

ここで，　H_γ　：放射性物質のγ線に起因する年間の実効線量（μSv/y）

K_2　：空気カーマから実効線量への換算係数（0.8μSv/μGy）

f_h　：家屋の遮蔽係数（1.0）

f_0　：居住係数（1.0）

$\overline{D}_L$　：計算地点を含む方位(L)に向かう放射性雲による年間平均のγ線による空気カーマ(μGy/y)。

3.2.2.4　吸入摂取による実効線量

吸入摂取による実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針」の吸入摂取による実効線量の評価の評価式を用いて評価する。

(1) 放射性物質の年平均地表空気中濃度の計算

計算地点における年平均地表空気中濃度$\overline{\chi}$は，3-2 式を用い，隣接方位からの寄与も考慮して，次式により計算する。

$$\bar{\chi} = \sum_{j} \overline{\chi}_{jL} + \sum_{j} \overline{\chi}_{jL-1} + \sum_{j} \overline{\chi}_{jL+1} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots \quad 3\text{-}4$$

ここで，　j　：大気安定度（A～F）

L　：計算地点を含む方位

(2) 線量の計算

放射性物質の呼吸による実効線量は，次式により計算する。

$$H_I = 365 \cdot \sum_{i} K_{Ii} \cdot A_{Ii} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 3\text{-}5$$

$$A_{Ii} = M_a \cdot \overline{\chi}_i \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 3\text{-}6$$

ここで，　H_I　：吸入摂取による年間の実効線量（μSv/y）

365　：年間日数への換算係数（d/y）

K_{Ii}　：核種 i の吸入摂取による成人実効線量換算係数（μSv/Bq）

A_{Ii}　：核種 i の吸入による摂取率（Bq/d）

M_a　：人間の呼吸率（m^3/d）

（成人の 1 日平均の呼吸率：22.2m^3/d を使用）

$\overline{\chi}_i$　：核種 i の年平均地表空気中濃度（Bq/m^3）

表 3-4　吸入摂取による成人の実効線量換算係数（μSv/Bq）

核種	Cs-134	Cs-137
K_{Ii}	2.0×10^{-2}	3.9×10^{-2}

3.2.2.5　地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量については，「発電用軽水型原子炉施設の安全審査における一般公衆の線量評価について」の地面に沈着した放射性物質濃度を計算し，放射性物質濃度からの実効線量への換算係数を用いて評価する。

(1) 放射性物質の年平均地上空気中濃度の計算

計算地点における年平均地上空気中濃度$\bar{\chi}$は，3-4 式により計算する。

(2) 線量の計算

地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量は，次式により計算する。

$$H_G = \sum_{i} K_{Gi} \cdot S_{Oi} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 3\text{-}7$$

$$S_{Oi} = \overline{\chi}_i \cdot V_g \cdot \frac{f_1}{\lambda_i} \cdot \left(1 - e^{-\lambda_i \cdot T_O}\right) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad 3\text{-}8$$

ここで,　H_G　：地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する
年間の実効線量（μSv/y）

K_{Gi}　：核種ｉの地表沈着による外部被ばく線量換算係数（$\frac{\mu Sv/y}{Bq/m^2}$）

S_{0i}　：核種ｉの地表濃度（Bq/m^2）

$\overline{\chi}_i$　：核種ｉの年平均地表空気中濃度（Bq/m^3）

V_g　：沈着速度（0.01m/s）

λ_i　：核種ｉの物理的減衰係数（s^{-1}）

T_o　：放射性物質の放出期間（s）（カバー供用期間の５年を想定）

f_1　：沈着した放射性物質のうち残存する割合（保守的に 1 を用いる）

表 3-5　核種ｉの地表沈着による外部被ばく線量換算係数（(Sv/s)/(Bq/m^2)）

核種	Cs-134	Cs-137
K_{Gi}	1.5×10^{-15}	5.8×10^{-16}

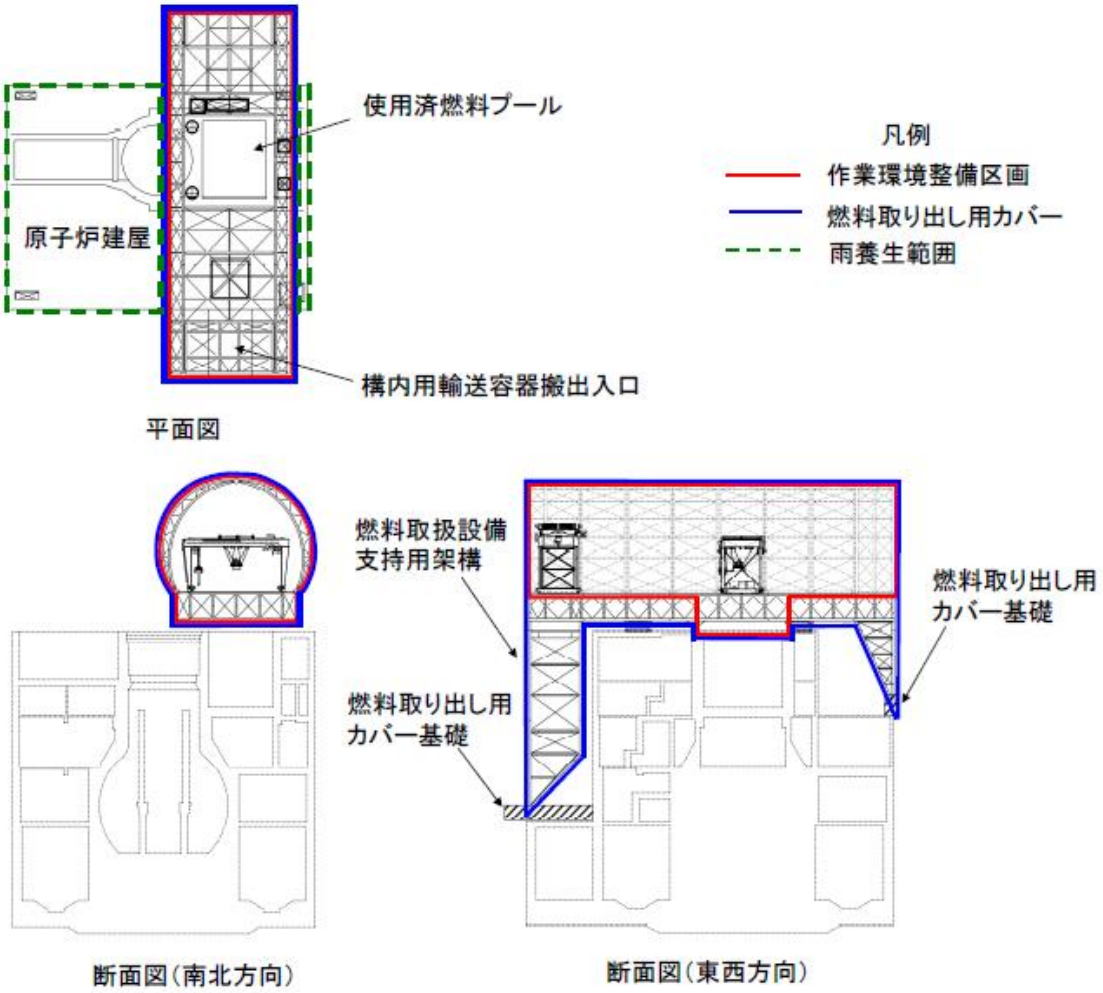
3.2.2.6　評価結果

表 3-3 に示す濃度の放射性物質の放出が燃料取り出し用カバーの供用期間である 5 年間（想定）続くと仮定して算出した結果，年間被ばく線量は敷地境界で約 0.015mSv／年であり，法令の線量限度 1mSv／年に比べても十分低いと評価される。（表 3-6 参照）

また，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第３編 2 放射性廃棄物等の管理に関する補足説明」での評価（約 0.03mSv/年）に比べても十分に低いと評価される。

表 3-6　燃料取り出し用カバー排気フィルタユニットからの
放射性物質の放出による一般公衆の実効線量（mSv/年）

評価項目			合計
放射性雲	吸入摂取	地表沈着	
約 4.5×10^{-7}	約 1.3×10^{-4}	約 1.5×10^{-2}	約 1.5×10^{-2}



【燃料取り出し用カバー】

- 作業環境整備区画を構成・支持する架構及び附属設備を指す。
- 燃料取り出し用カバーのうち，作業環境整備区画は外装材等により区画し，換気対象範囲とする。

【雨養生範囲】

- 燃料取り出し用カバー以外のオペレーティングフロアエリアは雨水対策を施す。
- 換気対象範囲外とする。

図 3-1　燃料取り出し用カバー概略図

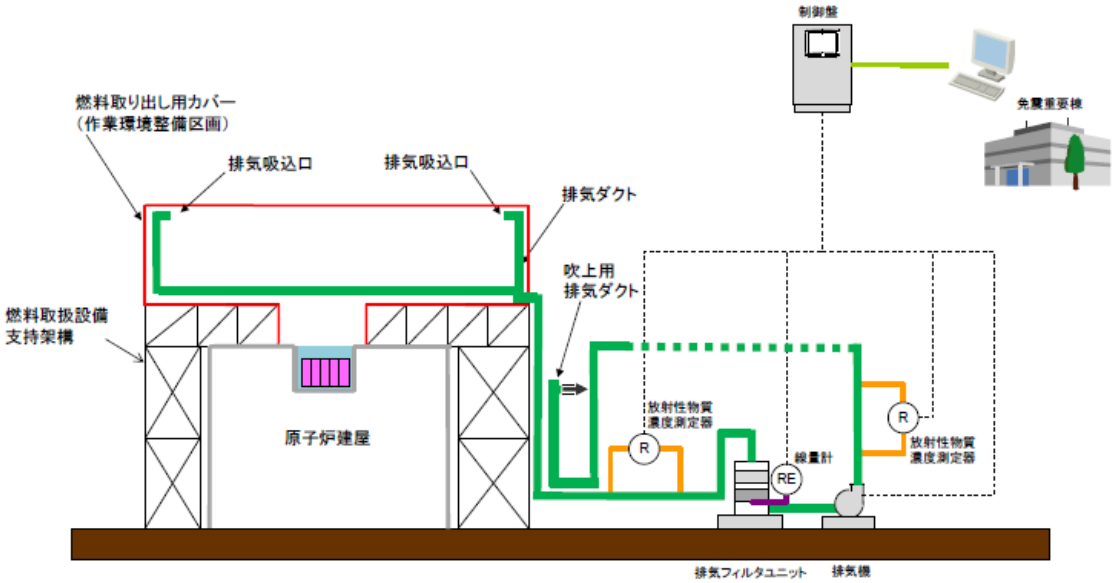


図 3-2　燃料取り出し用カバー換気設備概略構成図

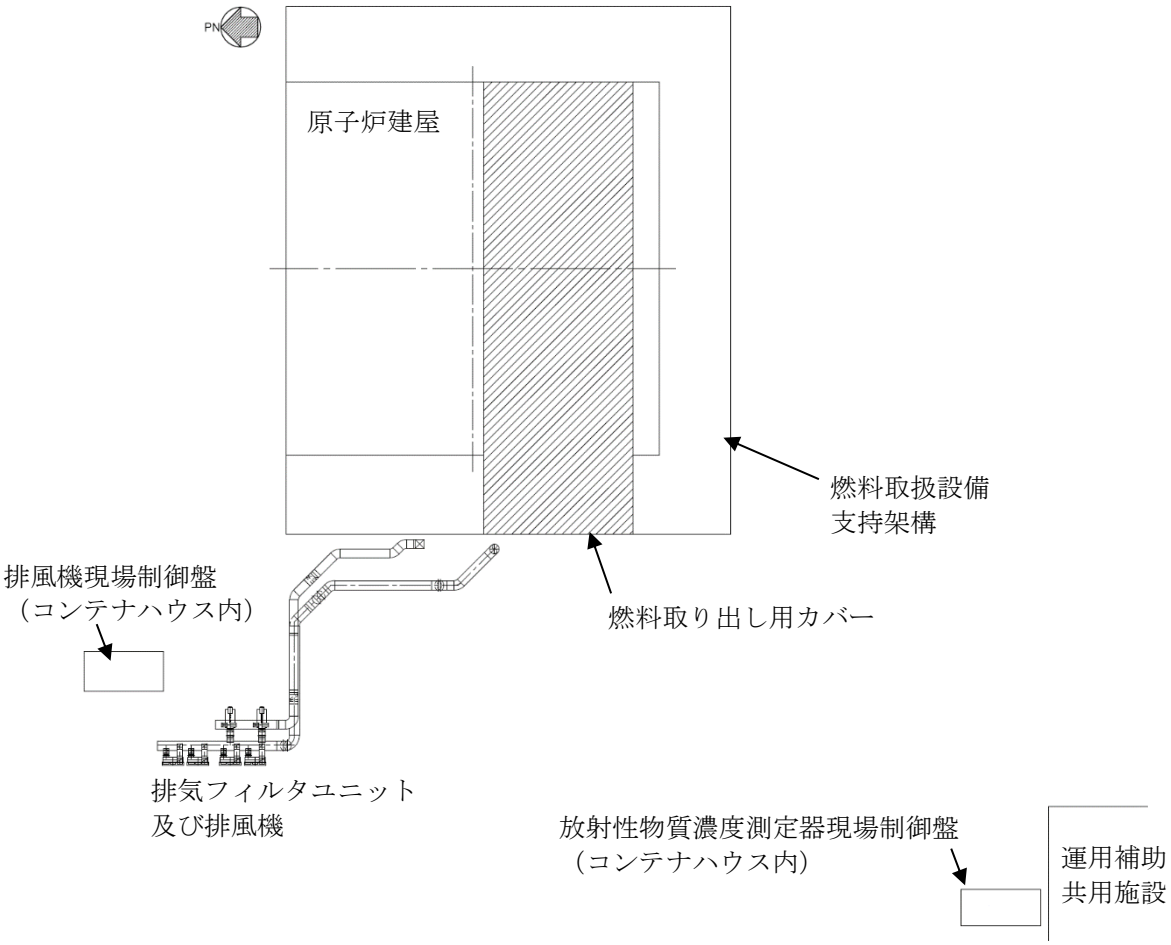


図 3-3　燃料取り出し用カバー換気設備配置図

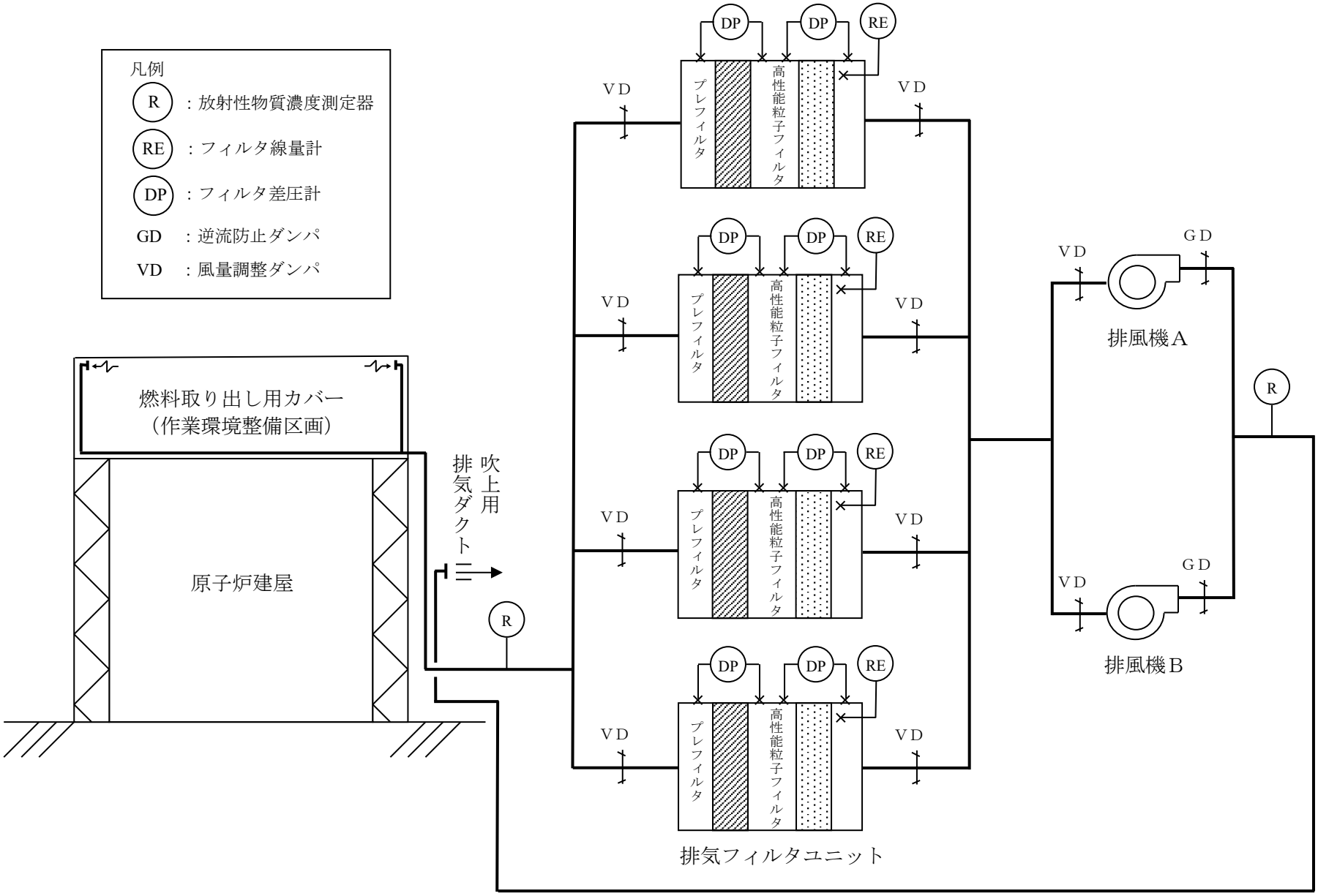
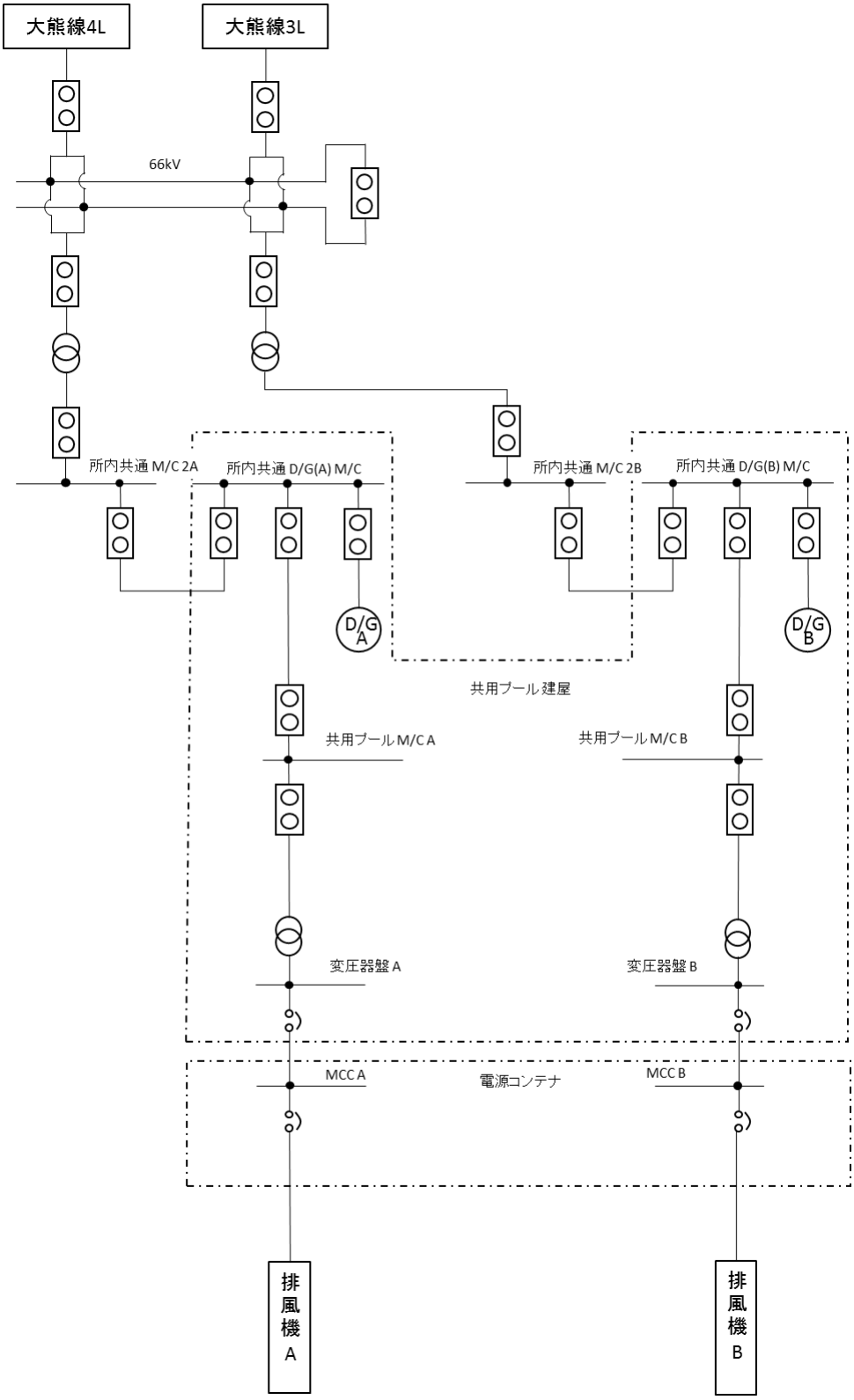


図 3-4　燃料取り出し用カバー換気設備系統図



※平成 29 年 9 月時点

図 3-5　燃料取り出し用カバー換気設備電源系統図

4　２号機放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

4.1　燃料取り出し用構台について

4.1.1　概要

燃料取り出し用構台は，作業に支障が生じることのないよう作業に必要な範囲をカバーし，風雨を遮る構造とする。また，燃料取り出し作業に伴い建屋等に付着した放射性物質の舞い上がりによる大気放出を抑制するため，燃料取り出し用構台は隙間を低減した構造とするとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出する。また，現在，発電所敷地内でよう素（I-131）は検出されていないことから，フィルタユニットは，発電所敷地内等で検出されているセシウム（Cs-134,137）の大気への放出が低減できる設計とする。

4.1.2　燃料取り出し用構台

燃料取り出し用構台の大きさは，約 33m（南北）×約 27m（東西）×約 45m（地上高）である。主体構造は鉄骨造であり，燃料取り出し用構台作業エリアの壁面及び屋根面を外装材で覆い，風雨を遮る構造とする。（図 4-1　燃料取り出し用構台概略図参照）

4.1.3　換気設備

4.1.3.1　系統構成

換気設備は，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内の気体を吸引し，排気ダクトを経由して燃料取り出し用構台地上階に設置した排気フィルタユニットへ導く。排気フィルタユニットは，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹上用排気ダクトから大気へ放出する。

排気フィルタユニットは，約 10,000m^3/h のユニットを 4 系列（うち 1 系列は予備），排風機は，換気風量約 30,000m^3/h のユニットを 2 系列（うち 1 系列は予備）設置し，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台作業エリアを約 30,000m^3/h の換気風量で運転する。

また，原子炉建屋オペレーティングフロア内，燃料取り出し用構台内及び吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するため，放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置する。（図 4-2　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備概略構成図，図 4-3　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備配置図，図 4-4　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備系統図参照）

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備の電源は，異なる系統の所内高圧母線から受電可能な構成とする。（図 4-5　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備電源系統図参照）

表 4-1　換気設備構成

設備名	構成・配置等
排気吸込口	配置：原子炉建屋オペレーティングフロア壁面及び燃料取り出し用構台床上に設置
排気フィルタユニット	配置：燃料取り出し用構台地上階に 4 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ／高性能粒子フィルタ （効率 97%（粒径 0.3μm）以上） フィルタ線量計（各排気フィルタユニットに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
排風機	配置:燃料取り出し用構台地上階に 2 系列（うち予備 1 系列）設置
吹上用排気ダクト	配置：排気フィルタユニットの下流側に設置
放射性物質濃度測定器	測定対象：原子炉建屋オペレーティングフロア内，燃料取り出し用構台内及び大気放出前の放射性物質濃度 仕様　：検出器種類　シンチレーション検出器 計測範囲　10^{-1}～$10^{5}s^{-1}$ 台数　排気フィルタユニット入口　4 台 (原子炉建屋側，燃料取り出し用構台側 2 台ずつ) 排気フィルタユニット出口　2 台

4.1.3.2　換気風量について

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内の環境は，燃料取扱機，クレーン及び電源盤の設備保護のため 40℃以下（設計値）となる換気設備を設けるものとする。

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内の熱負荷を除熱するのに必要な換気風量は，下式により求められる風量に余裕をみた約 30,000m^3/h とする。

$$Q=q/(Cp\cdot\rho\cdot(t1-t2)\cdot 1/3600)$$

Q：換気（排気）風量（m^3/h）

q：設計用熱負荷，約 80（kW）

（機器発熱，日射，使用済燃料プールからの熱，原子炉からの熱）※1

Cp：定圧比熱，1.004652（kJ/kg・℃）

ρ ：密度，1.2（kg/m^3）

t1：燃料取り出し用構台内温度，40（℃）

t2：設計用外気温度，28.5（℃）※2

※1　約 10%の余裕を含む

※2　小名浜気象台で観測された 1972 年～1976 年の 5 年間の観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度

4.1.3.3　運転管理および保守管理

(1) 運転管理

排風機の起動/停止操作は，免震重要棟集中監視室で行うものとし，故障等により排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

免震重要棟集中監視室では，排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合には，警報を発する。

放射性物質濃度測定器を排気フィルタユニットの出入口に設置し，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台から大気に放出される放射性物質濃度を測定する。

(2) 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット出入口の放射性物質濃度測定器については，現場の放射性物質監視及び外部への放射性物質飛散抑制の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（排気フィルタユニットに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

4.1.3.4　異常時の措置

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備が停止しても，セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，２号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）ことから，放射性物質の異常な放出とならないと考えられる。また，２号機の使用済燃料プール水における放射性物質濃度は，Cs-134：1.42×10^4Bq/L，Cs-137：5.89×10^5Bq/L（令和 2 年 10 月 15 日に使用済燃料プールより採取した水の分析結果）である。

なお，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備は，機器の単一故障が発生した場合を想定して，排風機及び電源の多重化を実施しており，切替等により機能喪失後の速やかな運転の再開を可能とする。また，排気フィルタユニット出入口の放射性物質濃度測定器については，２台の連続運転とし，１台故障時においても放射性物質濃度を計測可能とする。

4.2　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

4.2.1　排気フィルタによる低減効果

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内から排気フィルタユニットを通じて大気へ放出される放射性物質は，プレフィルタ／高性能粒子フィルタ（効率 97%(粒径 0.3μm)以上）により低減される。

セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，２号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている。（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）

表 4-2 に２号機原子炉建屋オペレーティングフロア上で測定された放射性物質濃度を示す。仮に，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内が表 4-2 に示す放射性物質濃度であった場合，排気フィルタを通過して大気へ放出される放射性物質濃度は表 4-3 の通りとなる。

表 4-2　２号機原子炉建屋オペレーティングフロア上の放射性物質濃度（Bq/cm^3）

核種	オペレーティングフロア上の濃度（令和１年８月～令和２年８月の検出濃度の平均値）
Cs-134	約 7.6×10^{-6}
Cs-137	約 5.0×10^{-5}

$Q=C\cdot(1-f)$

Q　：フィルタ通過後の放射性物質濃度（Bq/cm^3）

C　：原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内の放射性物質濃度（Bq/cm^3）（表 4-2 参照）

f　：フィルタ効率（プレフィルタ／高性能粒子フィルタ　97%）

表 4-3　フィルタ通過後の放射性物質濃度

核種	濃度（Bq/cm^3）
Cs-134	約 2.3×10^{-7}
Cs-137	約 1.5×10^{-6}

以上の結果，表 4-2 及び表 4-3 より，フィルタ通過後の放射性物質濃度は約 1/30 となる。

4.2.2　敷地境界線量

4.2.2.1　評価条件

(1) 原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台内が，表 4-2 に示す２号機原子炉建屋オペレーティングフロア上の放射性物質濃度であった場合に排気フィルタユニットを介して大気に放出されるものと仮定する。

(2) 減衰は考慮しない（地表沈着を除く）。

(3) 地上放出と仮定する。

(4) 燃料取り出し用構台の供用期間である 5 年間（想定）に放出される放射性物質が地表に沈着し蓄積した時点のγ線に起因する実効線量と仮定し評価する。

(5) 大気拡散の評価に用いる気象条件は，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」で示したものと同じ気象データを使用する。

4.2.2.2　評価方法

原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台排気フィルタユニットから放出される放射性物質による一般公衆の実効線量は，以下の被ばく経路について年間実効線量(mSv/年)を評価する。

(1) 放射性雲からのγ線に起因する実効線量

(2) 吸入摂取による実効線量

(3) 地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

具体的な計算方法等については，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」に準じる。

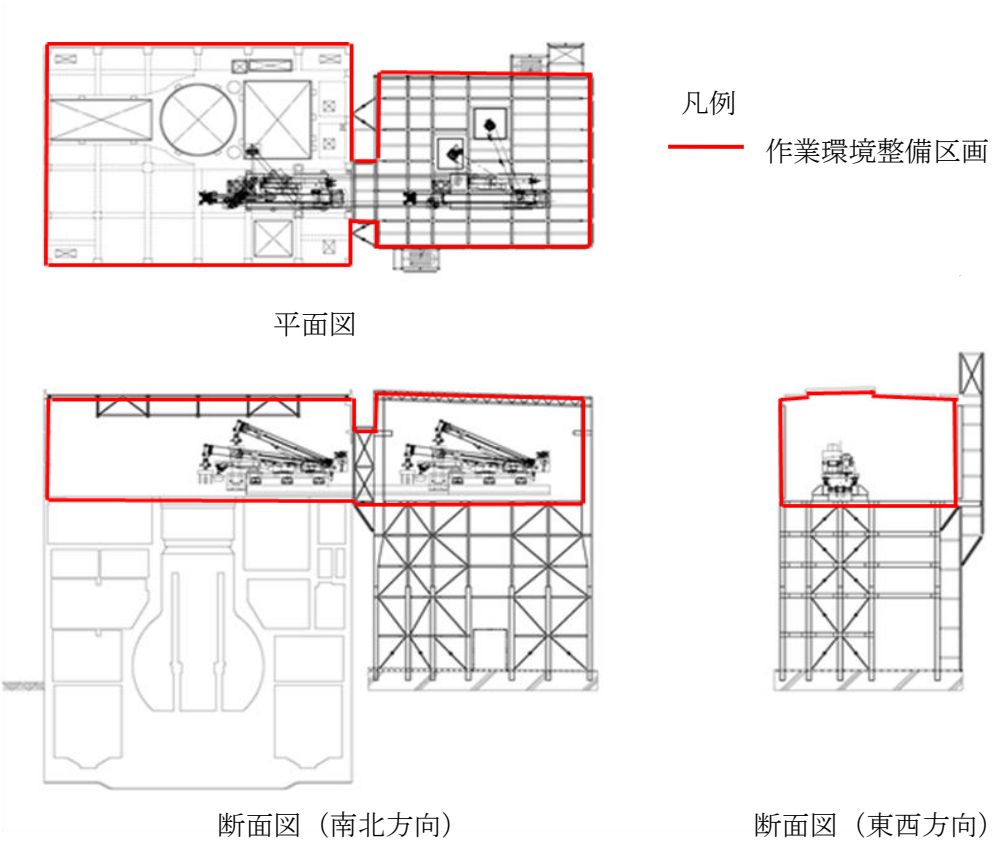
4.2.2.3　評価結果

表 4-3 に示す濃度の放射性物質の放出が燃料取り出し用構台の供用期間である 5 年間（想定）続くと仮定して算出した結果，年間被ばく線量は敷地境界で約 0.00029mSv／年であり，法令で要求される 1mSv／年に比べても十分低いと評価される（表 4-4 参照）。

また，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」での評価（約 0.0088mSv/年）に比べても低いと評価される。

表 4-4　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台排気フィルタユニットからの放射性物質の放出による一般公衆の実効線量（mSv/年）

評価項目			合計
放射性雲	吸入摂取	地表沈着	
約 1.9×10^{-8}	約 1.4×10^{-5}	約 2.8×10^{-4}	約 2.9×10^{-4}



【燃料取り出し用構台】

- 作業環境整備区画を構成・支持する架構及び附属設備を指す。
- 燃料取り出し用構台のうち，作業環境整備区画は外装材等により区画し，換気対象範囲とする。

図 4-1　燃料取り出し用構台概略図

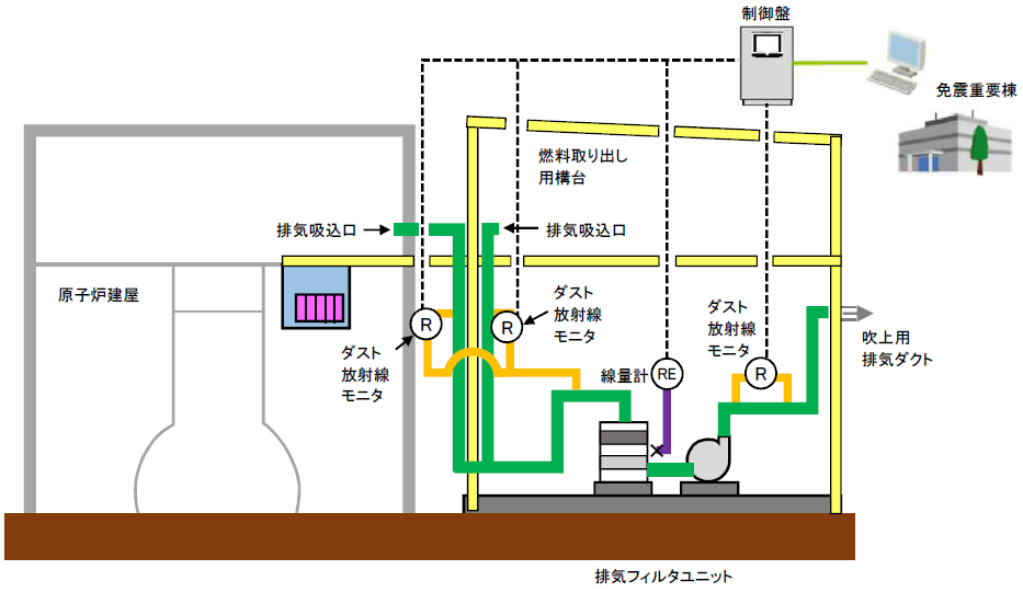


図 4-2　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備 概略構成図

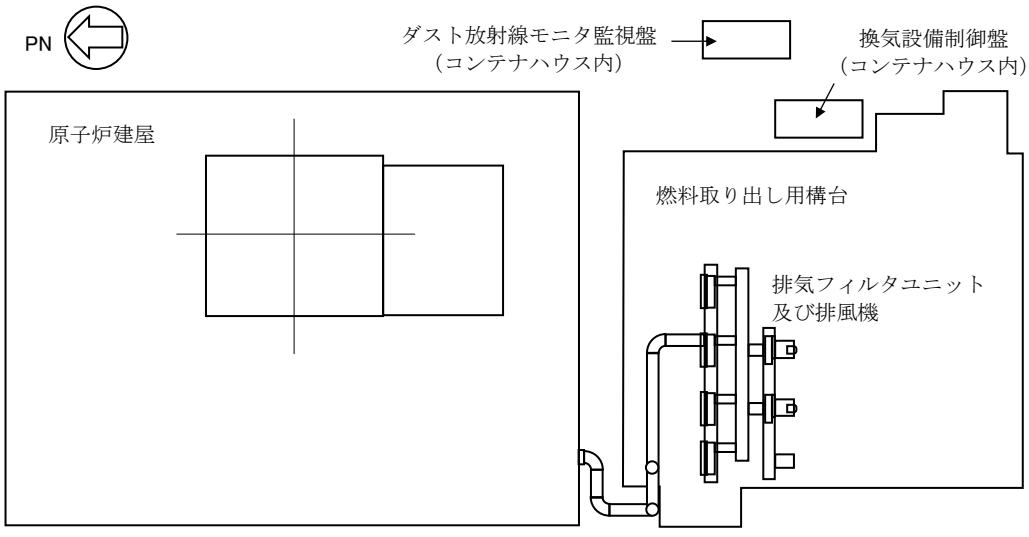


図 4-3　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備配置図

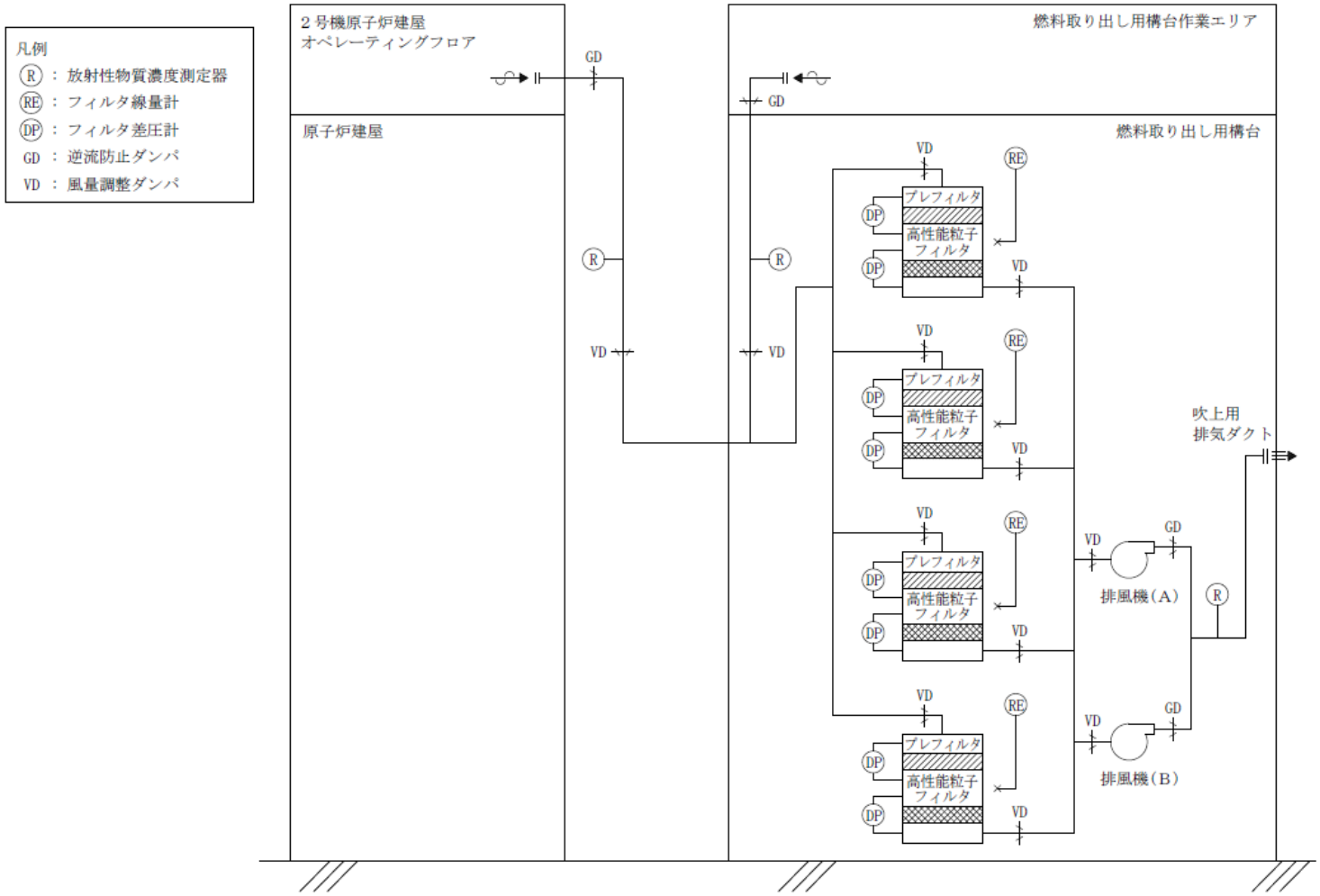
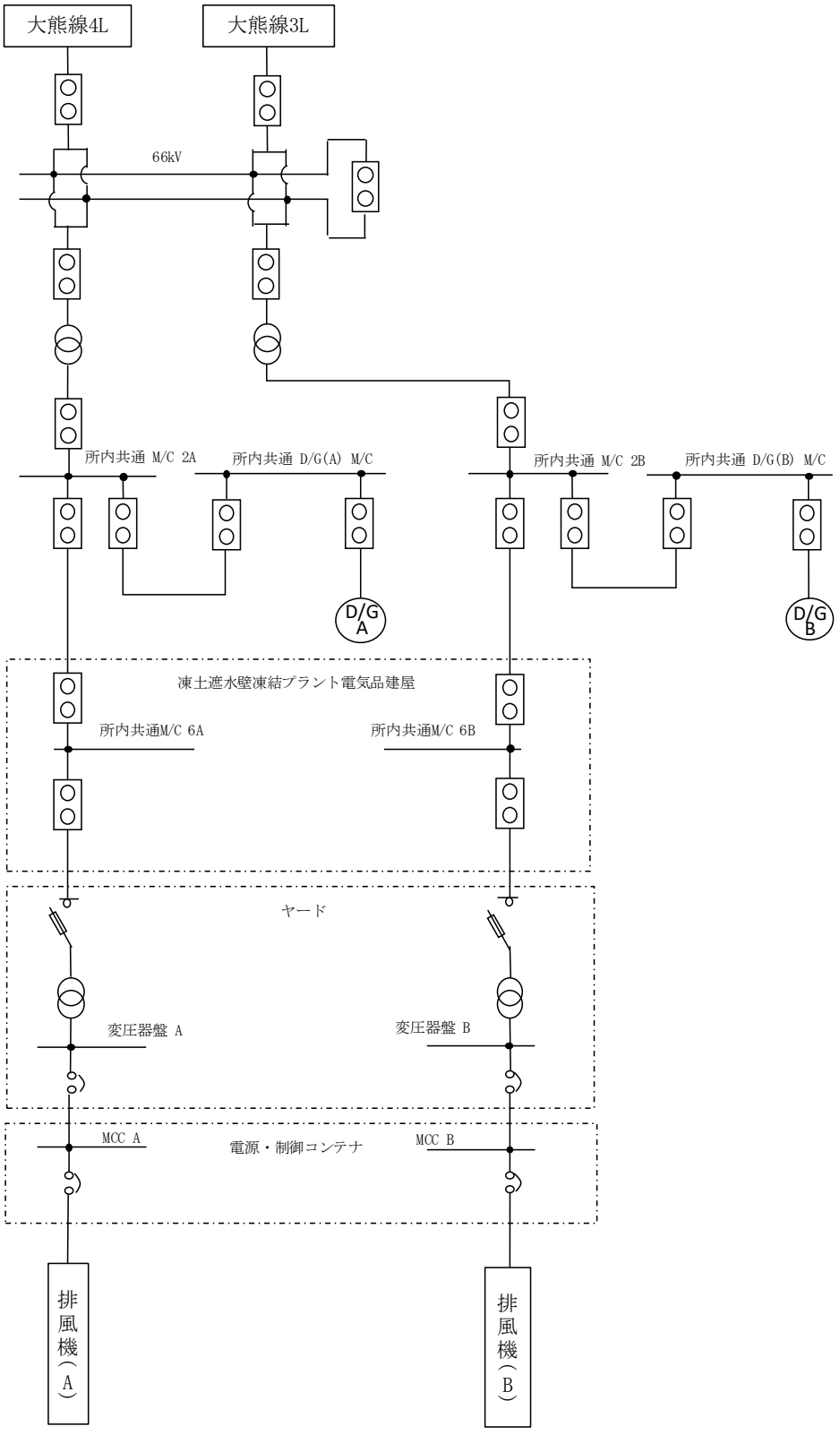


図 4-4　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備系統図



※令和 4 年 7 月時点

図 4-5　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備電源系統図

5　1号機放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について

5.1　大型カバーについて

5.1.1　概要

大型カバーは，作業に支障が生じることのないよう作業に必要な範囲をカバーし，風雨を遮る構造とする。また，オペレーティングフロア上にあるガレキ撤去時の放射性物質の舞い上がり，燃料取り出し作業に伴い建屋等に付着した放射性物質の舞い上がりによる大気放出を抑制するため，大型カバーは隙間を低減した構造とするとともに，換気設備を設け，排気はフィルタユニットを通じて大気へ放出する。また，現在，発電所敷地内でよう素（I-131）は検出されていないことから，フィルタユニットは，発電所敷地内等で検出されているセシウム（Cs-134,137）の大気への放出が低減できる設計とする。

5.1.2　大型カバー

大型カバーの大きさは，約66m（南北）×約56m（東西）×約68m（地上高）である。主体構造は鉄骨造であり，作業エリアの壁面及び屋根面は風雨を遮る外装材で覆う計画である。屋根面及び壁面上部には勾配を設けて，雨水の浸入を防止する構造とする。（図 5-1　大型カバー概略図参照）

5.2　換気設備（ガレキ撤去作業時）

5.2.1　系統構成

換気設備は，大型カバー内の気体を吸引し，排気ダクトを経由して大型カバーの外部に設置した排気フィルタユニットへ導く。排気フィルタユニットは，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹上用排気ダクトから大気へ放出する。

排気フィルタユニットは，換気風量約30,000m^3/hのユニットを2系列（うち1系列は予備）設置し，約30,000m^3/hの換気風量で運転する。

また，大型カバー内の放射性物質や吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するため，ダスト放射線モニタを排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口に設置する。（図 5-2　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）概略構成図，図5-3　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）配置図，図5-4　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）系統図参照）

大型カバー換気設備の電源は，異なる系統の所内高圧母線から受電可能な構成とする。（図5-5　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）電源系統図参照）

表 5-1　換気設備構成（ガレキ撤去作業時）

設備名	構成・配置等
排気吸込口	配置：大型カバー壁面に設置
排気フィルタユニット	配置：原子炉建屋北側の屋外に 2 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ 高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm）以上） フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
排風機	配置：原子炉建屋北側の屋外に 2 系列（うち予備 1 系列）設置
吹上用排気ダクト	配置：排気フィルタユニットの下流側に設置
ダスト放射線モニタ	測定対象：大型カバー内及び大気放出前の放射性物質濃度 仕様　：検出器種類　シンチレーション検出器 計測範囲　10^{0}～$10^{4}s^{-1}$ 台数　排気フィルタユニット入口　2 台 大型カバー換気設備出口　2 台

5.2.2　換気風量について

大型カバー内の環境は，ガレキ撤去用天井クレーン及び電源盤等の設備保護のため 40℃以下（設計値）となる換気設備を設けるものとする。

大型カバー内の熱負荷を除熱するのに必要な換気風量は，下式により求められる風量に余裕をみた約 30,000m^3/h とする。

$Q=q/(Cp \cdot \rho \cdot (t1-t2) \cdot 1/3600)$

Q　：換気（排気）風量（m^3/h）

q　：設計用熱負荷，約 103（kW）（機器発熱）※1

Cp　：定圧比熱，1.004652（kJ/kg・℃）

ρ　：密度，1.2（kg/m^3）

t1　：カバー内温度，40（℃）

t2　：設計用外気温度，29.7（℃）※2

※1　約 10%の余裕を含む

※2　小名浜気象台で観測された 2015 年～2019 年の 5 年間の観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度

5.2.3　運転管理および保守管理

(1) 運転管理

排風機の起動/停止操作は，免震重要棟集中監視室で行うものとし，故障等により排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

免震重要棟集中監視室では，排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合には，警報を発する。

ダスト放射線モニタを排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口に設置し，大型カバー内から大気に放出される放射性物質濃度を測定する。

(2) 保守管理

換気設備についてはオペレーティングフロア上のガレキ撤去作業時に運転が必要な設備であり，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口のダスト放射線モニタについては，現場の放射性物質濃度監視及び外部への放射性物質飛散抑制の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

5.2.4　異常時の措置

大型カバー換気設備が停止しても，セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，１号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）ことから，放射性物質の異常な放出とならないと考えられる。また，１号機の使用済燃料プール水における放射性物質濃度は，Cs-134：2.32×10^{5}Bq/L，Cs-137：7.02×10^{6}Bq/L（令和 3 年 4 月 23 日に使用済燃料プールより採取した水の分析結果）である。

なお，大型カバー換気設備は，機器の単一故障が発生した場合を想定して，排風機及び電源の多重化を実施しており，切替等により機能喪失後の速やかな運転の再開を可能とする。また，排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口のダスト放射線モニタについては，２台の連続運転とし，１台故障時においても放射性物質濃度を計測可能とする。

5.3　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について（ガレキ撤去作業時）

5.3.1　排気フィルタによる低減効果

大型カバー内から排気フィルタユニットを通じて大気へ放出される放射性物質は，プレフィルタ／高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm)以上）により低減される。

セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，１号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている。（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）

１号機原子炉建屋オペレーティングフロア上のガレキ撤去実施に伴う大型カバー内での放射性物質の放出率は，下式により求められ表 5-2 の通りとなる。

$R_1=Sd\cdot A\cdot S/h$

R_1　：ガレキ撤去実施に伴う大型カバー内での放射性物質の放出率（Bq/h）

Sd　：崩落屋根鉄骨の表面汚染密度，1.69×10^{8}（Bq/cm^2）※1

A　：ガレキ撤去（鉄骨切断）に伴う欠損面積，約 190（cm^2）

S　：飛散率，0.02（%）※2

h　：1 切断にかかる作業時間，0.23（h）

※1　2016 年 10 月に実施した 1 号機オペレーティングフロア上の空間線量率の測定結果から遮蔽計算コードにて表面汚染密度へ換算

※2　（財）電力中央研究所「廃止措置工事環境影響ハンドブック（第 3 次版）」（平成 19 年 3 月）より引用

表 5-2　１号機原子炉建屋オペレーティングフロア上のガレキ撤去時の放射性物質の放出率（Bq/h）

放出率
約 2.8×10^{7}

仮に，ガレキ撤去実施に伴い大型カバー内で放射性物質が表 5-2 に示す放出率で飛散する場合，排気フィルタを通過して大気へ放出される放射性物質の放出率は下式により求められ表 5-3 の通りとなる。

$R_2=R_1\cdot(1-f)\cdot h_1/h_2$

R_2　：フィルタ通過後の放射性物質の放出率（Bq/h）

R_1　：大型カバー内の放射性物質の放出率（Bq/h）（表 5-2 参照）

f　：フィルタ効率（プレフィルタ／高性能粒子フィルタ　97%）

h_1　：1 月あたりのガレキ撤去作業時間，約 100（h/月）

h_2　：1 月の総時間数，720（h/月）

表 5-3　フィルタ通過後の放射性物質の放出率（Bq/h）

核種	放出率※
Cs-134	約 6.8×10^{3}
Cs-137	約 1.1×10^{5}

※核種比を考慮して算出

5.3.2　敷地境界線量

5.3.2.1　評価条件

(1) ガレキ撤去実施時において，大型カバー内が，表 5-2 に示す放出率で放射性物質が飛散した場合に排気フィルタユニットを介して大気に放出されるものと仮定する。

(2) 減衰は考慮しない（地表沈着を除く）。

(3) 地上放出と仮定する。

(4) 大型カバーの供用期間である 6 年間（想定）に放出される放射性物質が地表に沈着し蓄積した時点のγ線に起因する実効線量と仮定し評価する。

(5) 大気拡散の評価に用いる気象条件は，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」で示したものと同じ気象データを使用する。

5.3.2.2　評価方法

大型カバー排気フィルタユニットから放出される放射性物質による一般公衆の実効線量は，以下の被ばく経路について年間実効線量(mSv/年)を評価する。

(1) 放射性雲からのγ線に起因する実効線量

(2) 吸入摂取による実効線量

(3) 地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量

具体的な計算方法等については，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」に準じる。

5.3.2.3　評価結果

表 5-3 に示す放出率で放射性物質の放出が大型カバーの供用期間である 6 年間(想定)続くと仮定して算出した結果，年間被ばく線量は敷地境界で約 0.00070mSv／年であり，法令で要求される 1mSv／年に比べても十分低いと評価される（表 5-4 参照)。

また，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.2 線量評価」での評価（約 0.0088mSv/年）に比べても低いと評価される。

表 5-4　大型カバー排気フィルタユニットからの
放射性物質の放出による一般公衆の実効線量（mSv/年）

評価項目			合計
放射性雲	吸入摂取	地表沈着	
約 3.5×10^{-8}	約 3.0×10^{-5}	約 6.7×10^{-4}	約 7.0×10^{-4}

5.4　換気設備（燃料取り出し作業時）

5.4.1　系統構成

換気設備は，大型カバー内の気体を吸引し，排気ダクトを経由して大型カバーの外部に設置した排気フィルタユニットへ導く。排気フィルタユニットは，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ等で構成され，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹上用排気ダクトから大気へ放出する。

排気フィルタユニットは，換気風量約 30,000m^3/h のユニットを 2 系列（うち 1 系列は予備）設置し，約 30,000m^3/h の換気風量で運転する。

また，大型カバー内の放射性物質や吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するため，ダスト放射線モニタを排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口に設置する。（図 5-6　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）概略構成図，図 5-7　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）配置図，図 5-8　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）系統図参照）

大型カバー換気設備の電源は，異なる系統の所内高圧母線から受電可能な構成とする。（図 5-9　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）電源系統図参照）

なお，1 号機での燃料取り出し作業に使用する機器に対し，空気中の海塩粒子による腐食リスクを低減するため，給気フィルタユニットを有する構造とする。給気フィルタユニットは，プレフィルタ等で構成され，フィルタで海塩粒子を捕集した後の気体を大型カバー内へ放出する。

給気フィルタユニットは換気風量約 30,000m^3/h のユニットを 2 系列（うち 1 系列は予備）設置し，約 30,000m^3/h の換気風量で運転する。

表 5-5　換気設備構成（燃料取り出し作業時）

設備名	構成・配置等
給気吹出口	配置：大型カバー内床上に設置
給気フィルタユニット	配置：大型カバー内に 2 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ フィルタ差圧計（プレフィルタに設置）
送風機	配置：大型カバー内に 2 系列（うち予備 1 系列）設置
排気吸込口	配置：大型カバー壁面に設置
排気フィルタユニット	配置：原子炉建屋北側の屋外に 2 系列（うち予備 1 系列）設置 構成：プレフィルタ 高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm）以上） フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置） フィルタ差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
排風機	配置：原子炉建屋北側の屋外に 2 系列（うち予備 1 系列）設置
吹上用排気ダクト	配置：排気フィルタユニットの下流側に設置
ダスト放射線モニタ	測定対象：大型カバー内及び大気放出前の放射性物質濃度 仕様　：検出器種類　シンチレーション検出器 計測範囲　10^{0}～$10^{4}s^{-1}$ 台数　排気フィルタユニット入口　2 台 大型カバー換気設備出口　2 台

5.4.2　換気風量について

大型カバー内の環境は，燃料取扱機，燃料取り出し用クレーン，ガレキ撤去用天井クレーン及び電源盤等の設備保護のため 40℃以下（設計値）となる換気設備を設けるものとする。また，カバー内での燃料取り出し作業は，有人による作業を計画していることから，作業エリアには，局所的にローカル空調機を設け夏期及び冬期の作業環境の向上を図るものとする。

大型カバー内の熱負荷を除熱するのに必要な換気風量は，下式により求められる風量に余裕をみた約 30,000m^3/h とする。

$Q=q/(Cp\cdot\rho\cdot(t1-t2)\cdot1/3600)$

Q　：換気（排気）風量（m^3/h）

q　：設計用熱負荷，約 81（kW）（機器発熱）※1

Cp　：定圧比熱，1.004652（kJ/kg・℃）

ρ　：密度，1.2（kg/m^3）

t1　：カバー内温度，40（℃）

t2　：設計用外気温度，31.5（℃）※2

※1　約 10%の余裕を含む

※2　29.7℃（小名浜気象台で観測された 2015 年～2019 年の 5 年間の観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度）+約 1.8℃（送風機のヒートアップによる温度上昇）

5.4.3　運転管理および保守管理

(1) 運転管理

送風機・排風機の起動/停止操作は，免震重要棟集中監視室で行うものとし，故障等により送風機・排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

免震重要棟集中監視室では，送風機・排風機の運転状態（起動停止状態），放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合には，警報を発する。

ダスト放射線モニタを排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口に設置し，大型カバー内から大気に放出される放射性物質濃度を測定する。

(2) 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口のダスト放射線モニタについては，現場の放射性物質濃度監視及び外部への放射性物質飛散抑制の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

5.4.4　異常時の措置

大型カバー換気設備が停止しても，セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，１号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）ことから，放射性物質の異常な放出とならないと考えられる。また，１号機の使用済燃料プール水における放射性物質濃度は，Cs-134：1.08×10^{5}Bq/L，Cs-137：6.58×10^{6}Bq/L（令和 5 年 10 月 13 日に使用済燃料プールより採取した水の分析結果）である。

なお，大型カバー換気設備は，機器の単一故障が発生した場合を想定して，送風機・排風機及び電源の多重化を実施しており，切替等により機能喪失後の速やかな運転の再開を可能とする。また，排気フィルタユニット入口及び大型カバー換気設備出口のダスト放

射線モニタについては，２台の連続運転とし，１台故障時においても放射性物質濃度を計測可能とする。

5.5　放射性物質の飛散・拡散を防止するための機能について（燃料取り出し作業時）

5.5.1　排気フィルタによる低減効果

大型カバー内から排気フィルタユニットを通じて大気へ放出される放射性物質は，プレフィルタ／高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm)以上）により低減される。

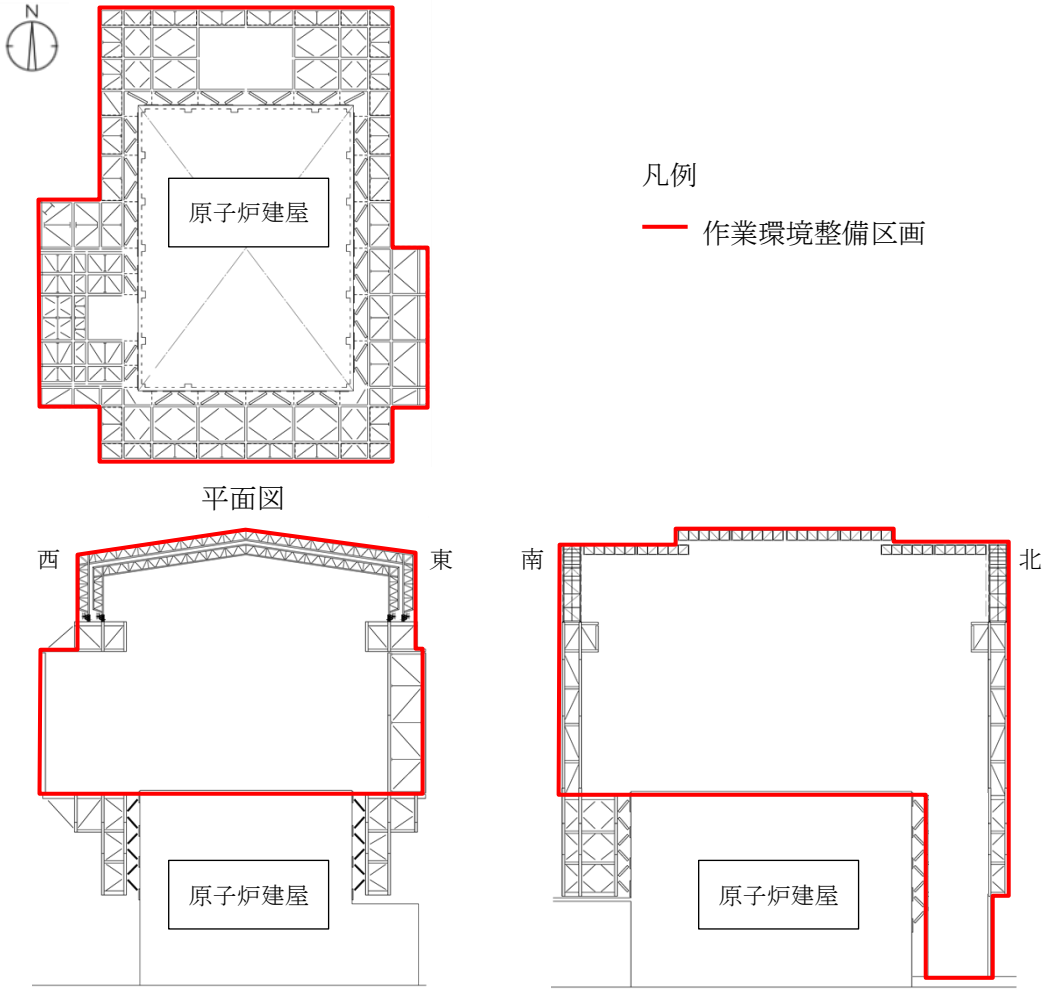
セシウムの使用済燃料プールから大気への移行割合は，1×10^{-5}～1×10^{-3}%程度であり，１号機から放出される放射性物質は小さいと評価されている。（Ⅱ.2.3 使用済燃料プール設備参照）

燃料取り出し作業時は，ガレキ撤去作業時のようなダスト飛散リスクの高い作業を実施しない。したがって，放射性物質の放出率及び排気フィルタを通過して大気に放出される放射性物質の放出率は，5.3.1 項の評価値を下回ることを確認している。

5.5.2　敷地境界線量

燃料取り出し作業時における敷地境界線量は，評価条件に用いる 5.5.1 項の放出率がガレキ撤去作業時の評価値（5.3.1 項）を下回ることから，敷地境界線量についても，5.3.2.3 項のガレキ撤去作業時の敷地境界線量の評価値の約 0.00070mSv／年を下回り，法令で要求される 1mSv/年に比べても十分低いと評価している。

また，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第３編 2.2 線量評価」に記載されている 1～4 号機原子炉建屋からの追加的放出による評価結果（約 0.0088mSv /年）と比べても低いことを確認している。



【大型カバー】

- 作業環境整備区画を構成・支持する架構及び附属設備を指す。
- 大型カバーのうち，作業環境整備区画は外装材等により区画し，換気対象範囲とする。

図 5-1　大型カバー概略図

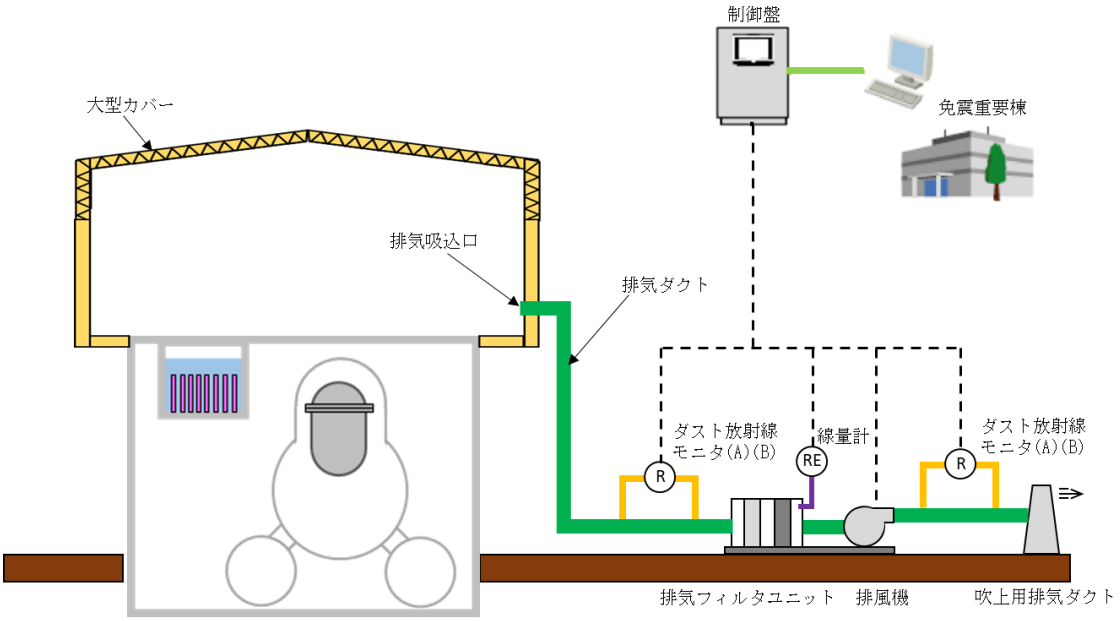


図 5-2　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）概略構成図

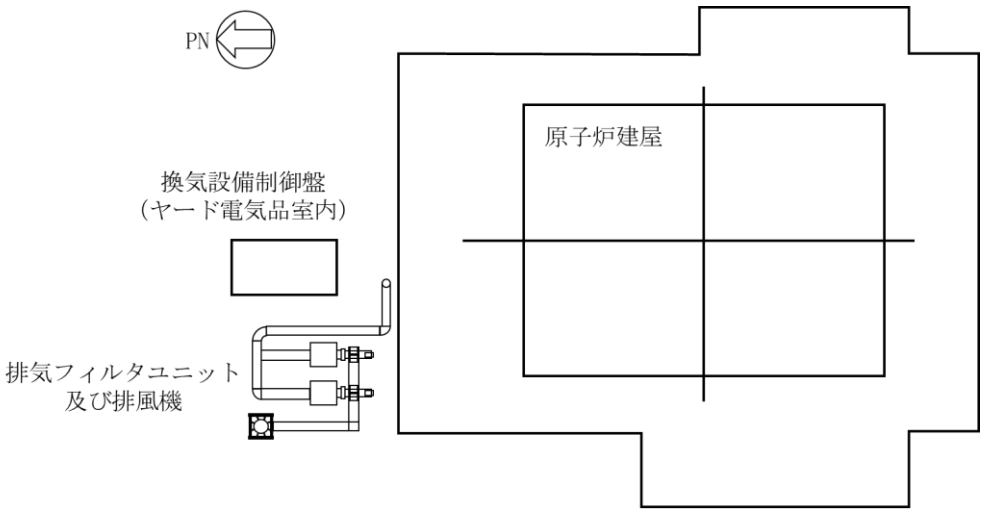


図 5-3　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）配置図

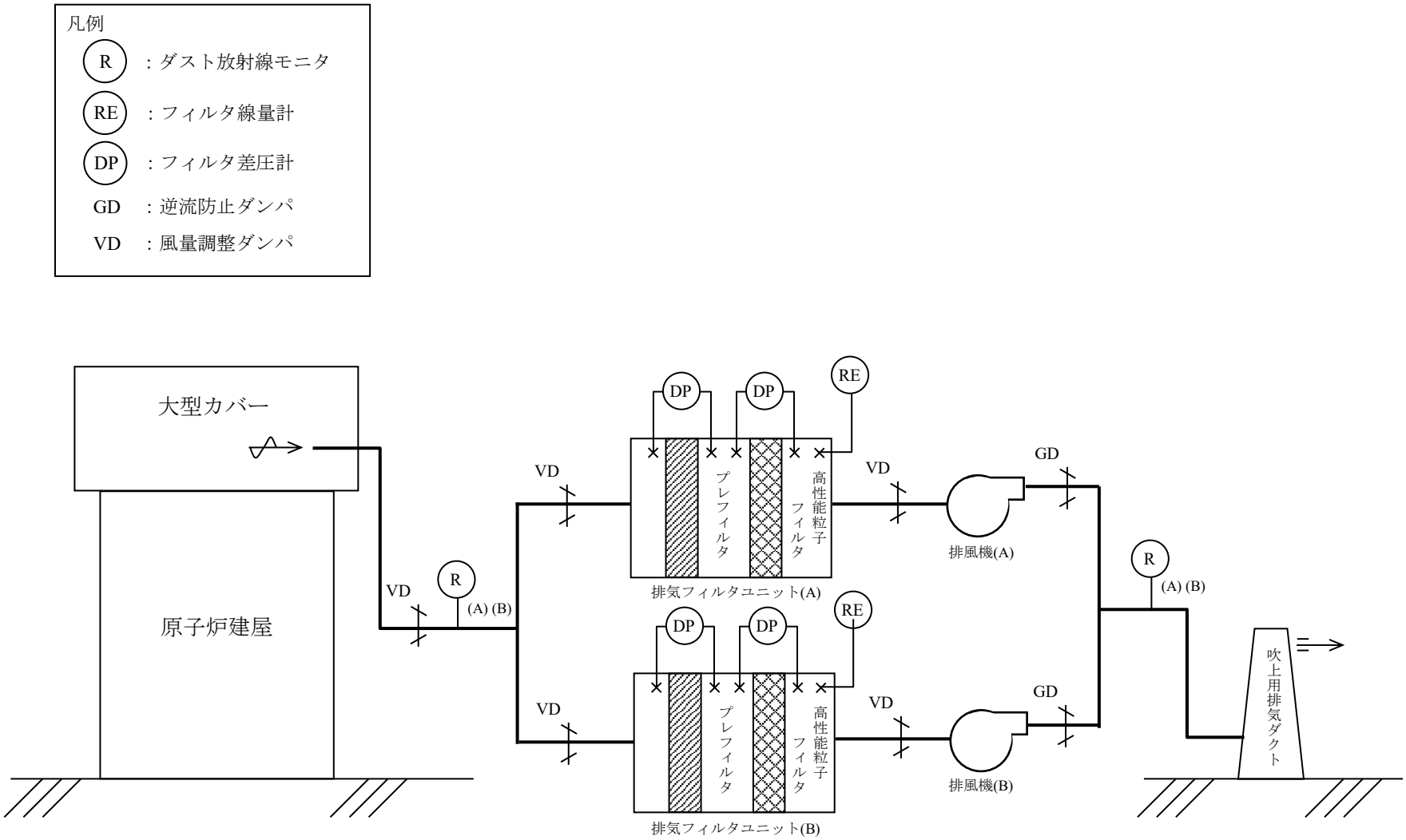
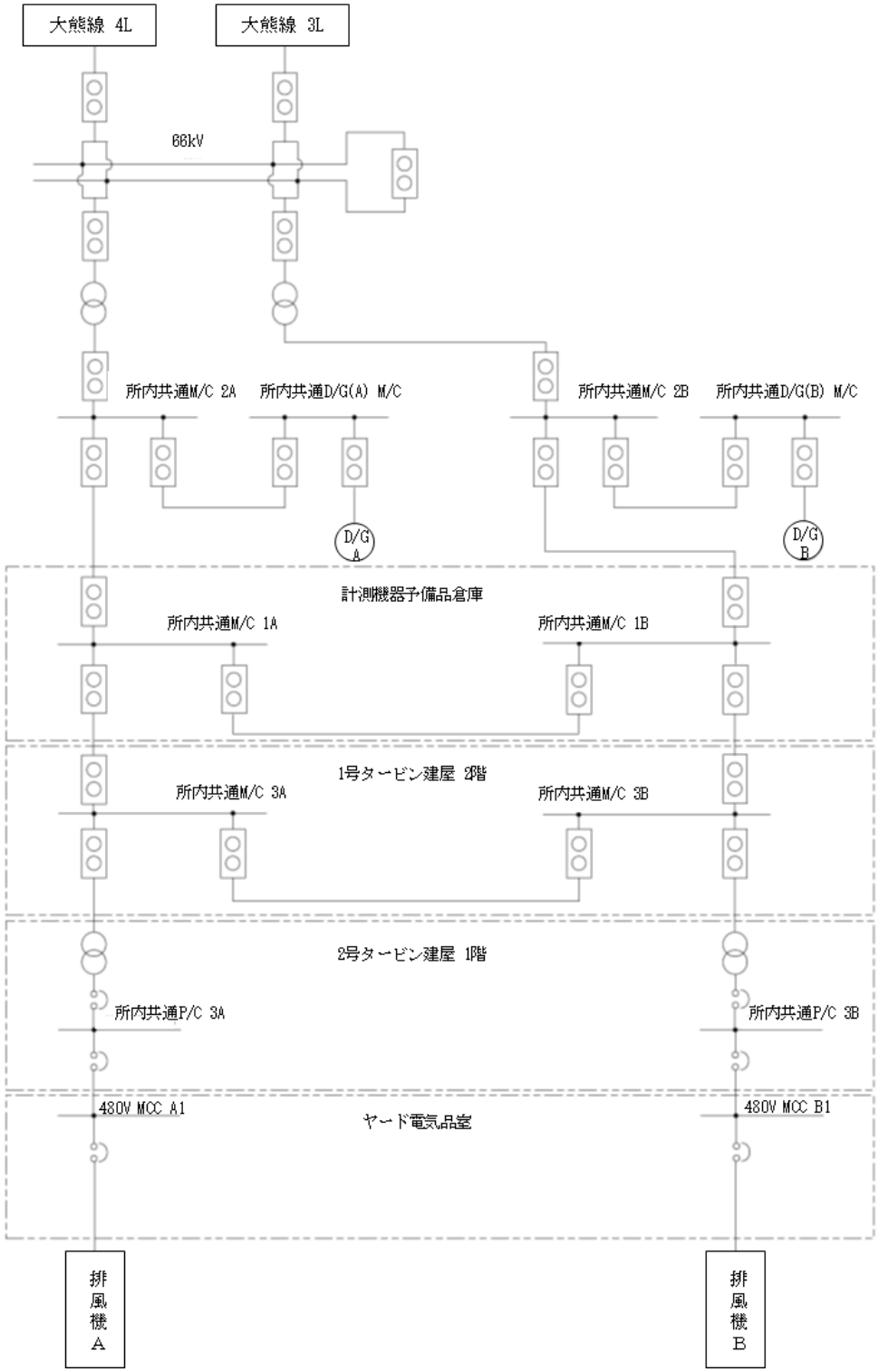


図 5-4　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）系統図



※令和３年８月時点

図 5-5　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）電源系統図

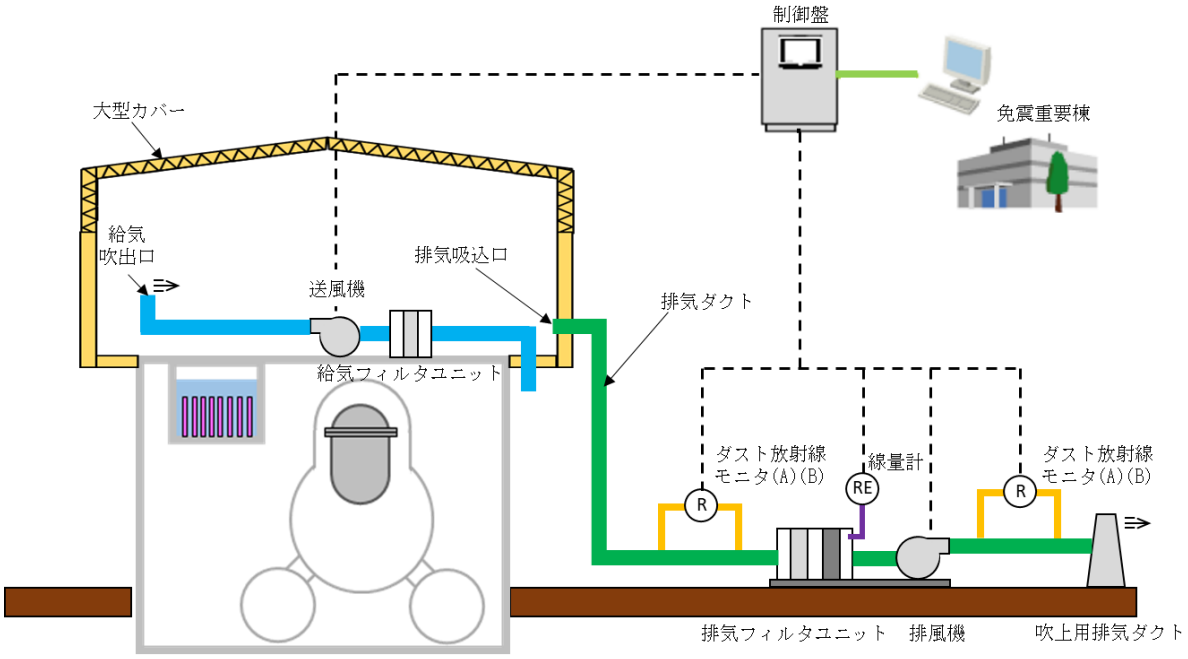


図 5-6　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）概略構成図

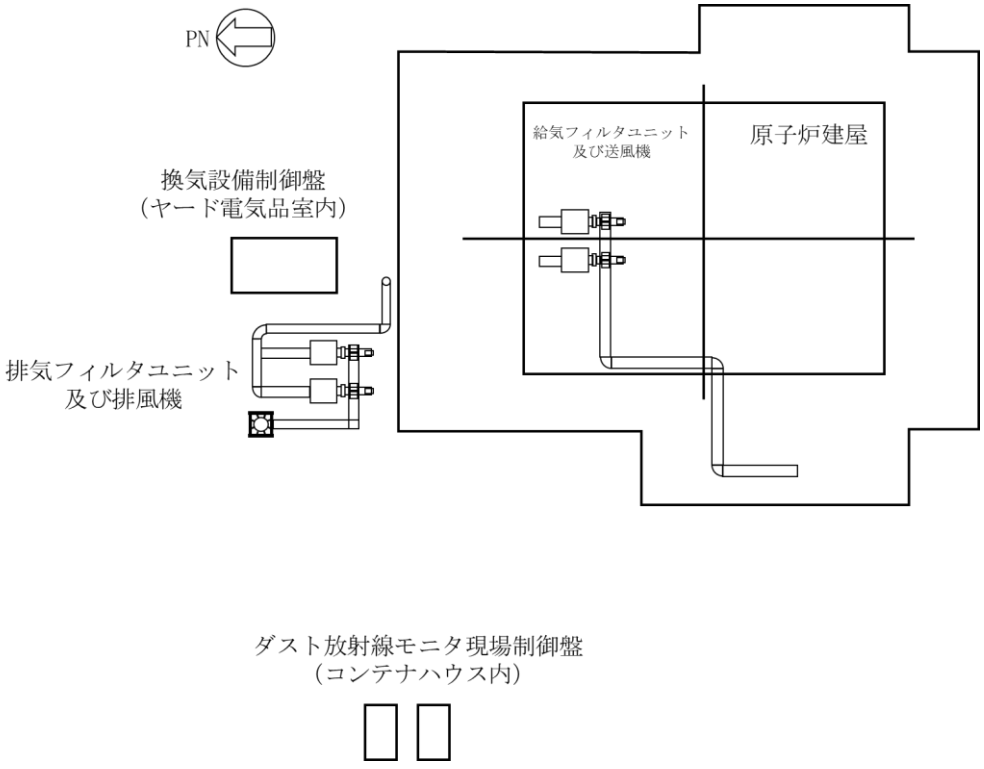


図 5-7　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）配置図

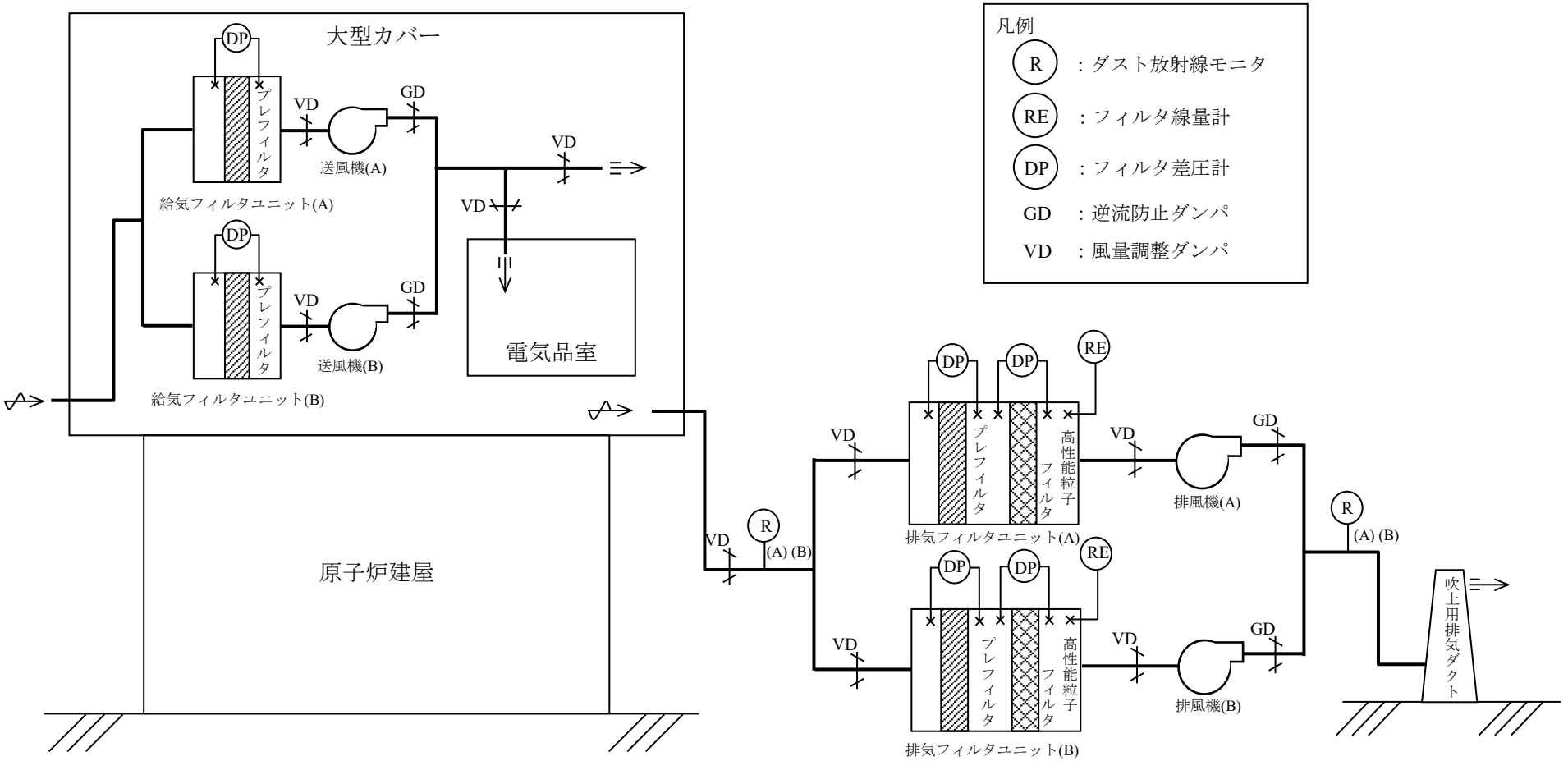
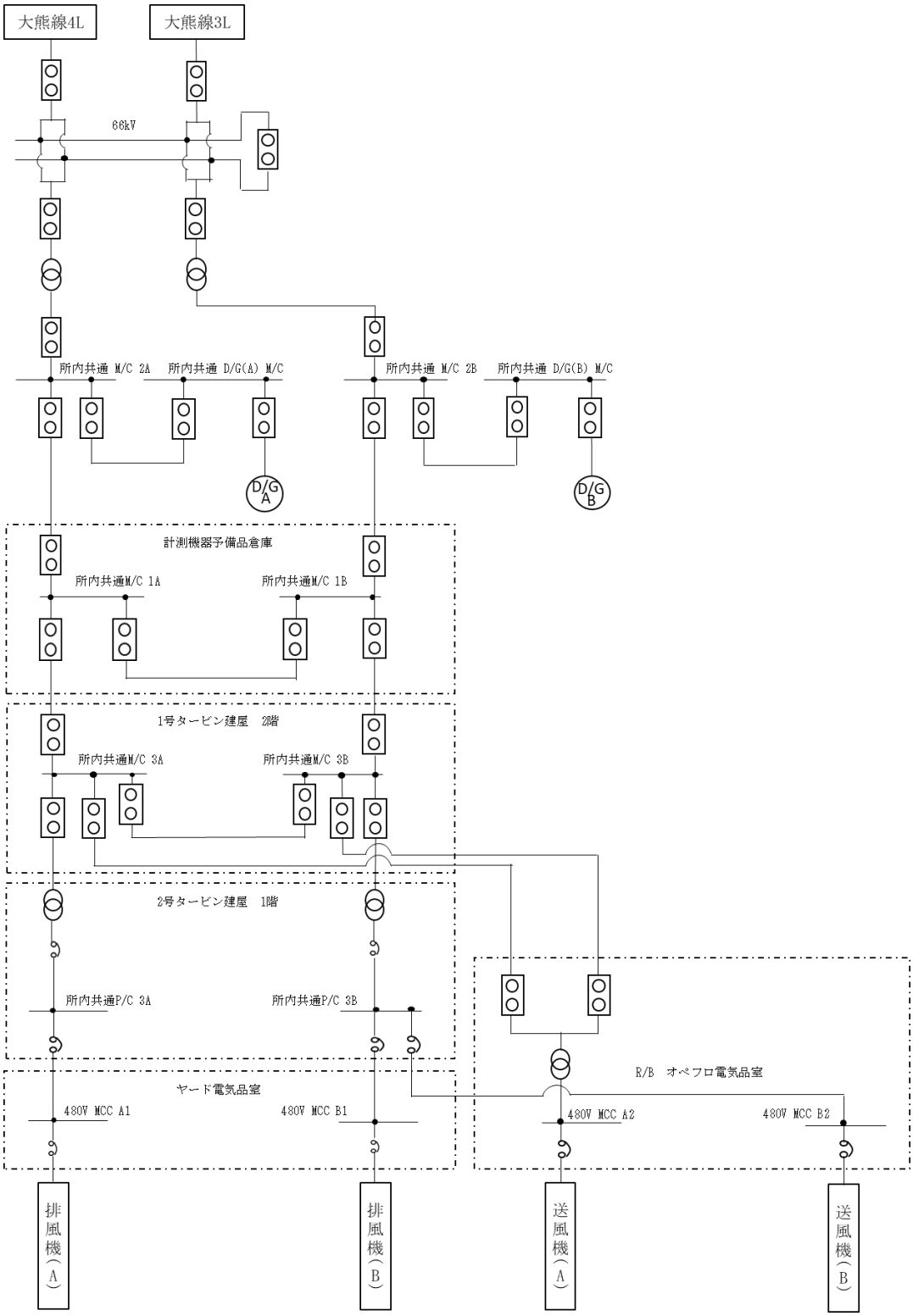


図 5-8　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）系統図



※令和６年２月時点

図 5-9　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）電源系統図

6　別添

別添－１　４号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

別添－２　３号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

別添－３　２号機原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備に係る確認事項

別添－４　１号機大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）に係る確認事項

別添－５　１号機大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）に係る確認事項

４号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

４号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る主要な確認事項を表－１に示す。

表－１　４号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
放出抑制	機能確認	風量確認	送風機・排風機の換気風量を確認する。	送風機・排風機が１台当たり 25,000m³/h 以上であること。
				送風機・排風機が定格運転（２台運転１台予備）において，50,000m³/h 以上であること。
		フィルタ性能確認	フィルタの放射性物質の除去効率を確認する。	放射性物質の除去効率が 97%以上であること。
	構造確認	据付確認	放射性物質濃度の測定箇所を確認する。	放射性物質濃度測定箇所が実施計画通りであること。
監視	機能確認	監視機能確認	監視設備により運転状態等が監視できることを確認する。	送風機・排風機の運転状態，放射性物質濃度が免震重要棟内のモニタに表示され監視可能であること。

３号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

３号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る主要な確認事項を表－１に示す。

表－１　３号機燃料取り出し用カバー換気設備に係る確認事項

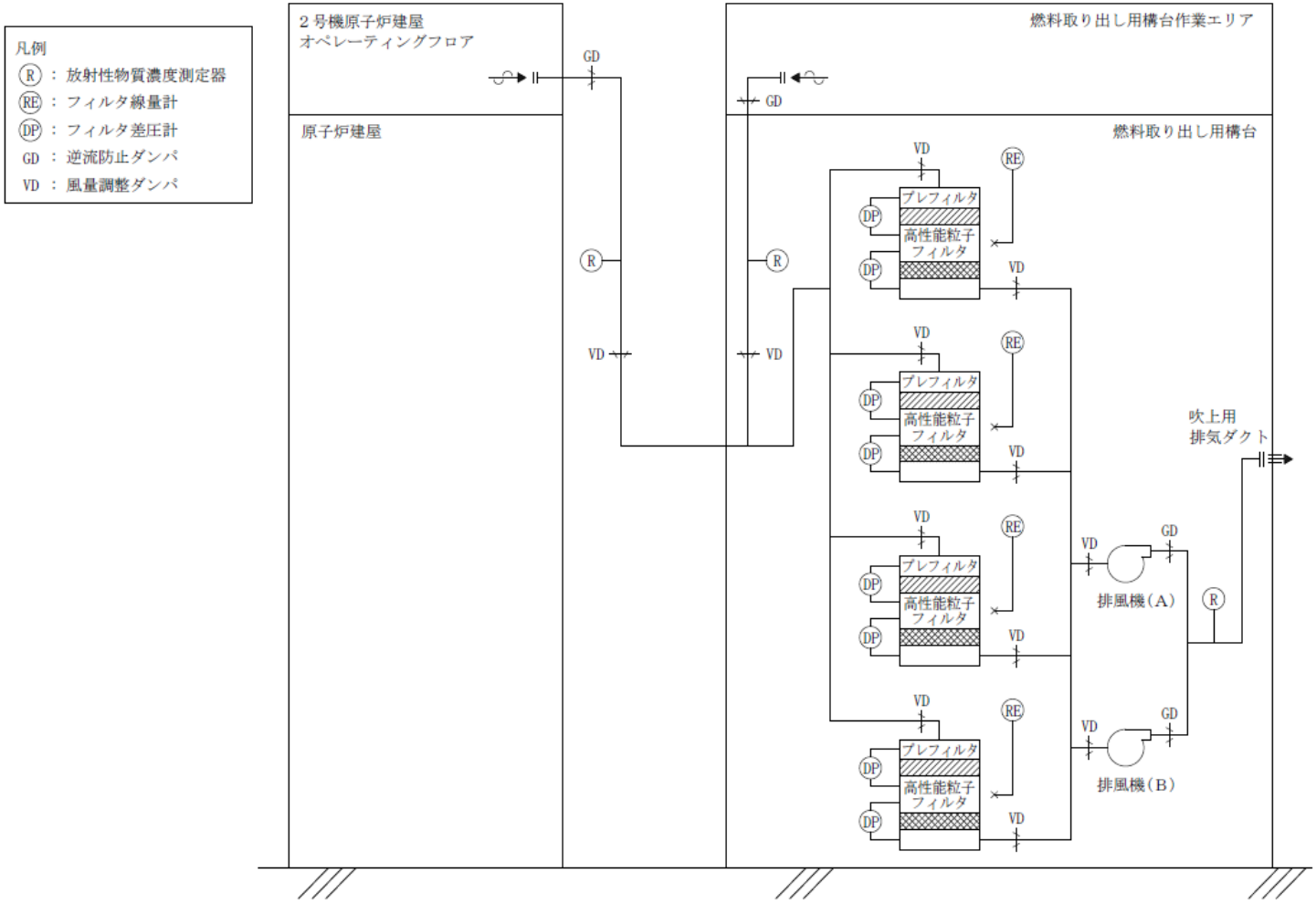
確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
放出抑制	機能確認	風量確認	排風機の出口風量を確認する。	排風機が１台当たり30,000m^3/h 以上であること。
		フィルタ性能確認	フィルタの放射性物質の除去効率を確認する。	放射性物質の除去効率が 97%以上であること。
	構造確認	据付確認	放射性物質濃度の測定箇所を確認する。	放射性物質濃度測定箇所が実施計画通りであること。
監視	機能確認	監視機能確認	監視設備により運転状態等が監視できることを確認する。	排風機の運転状態，放射性物質濃度が免震重要棟内のモニタに表示され監視可能であること。
			設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
			標準線源を用いて検出器性能を確認する。	計数効率が規定値以上であること。
			放射性物質濃度が現場と免震重要棟に表示されることを確認する。	各指示値が許容値範囲以内に入っていること。

２号機原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備に係る確認事項

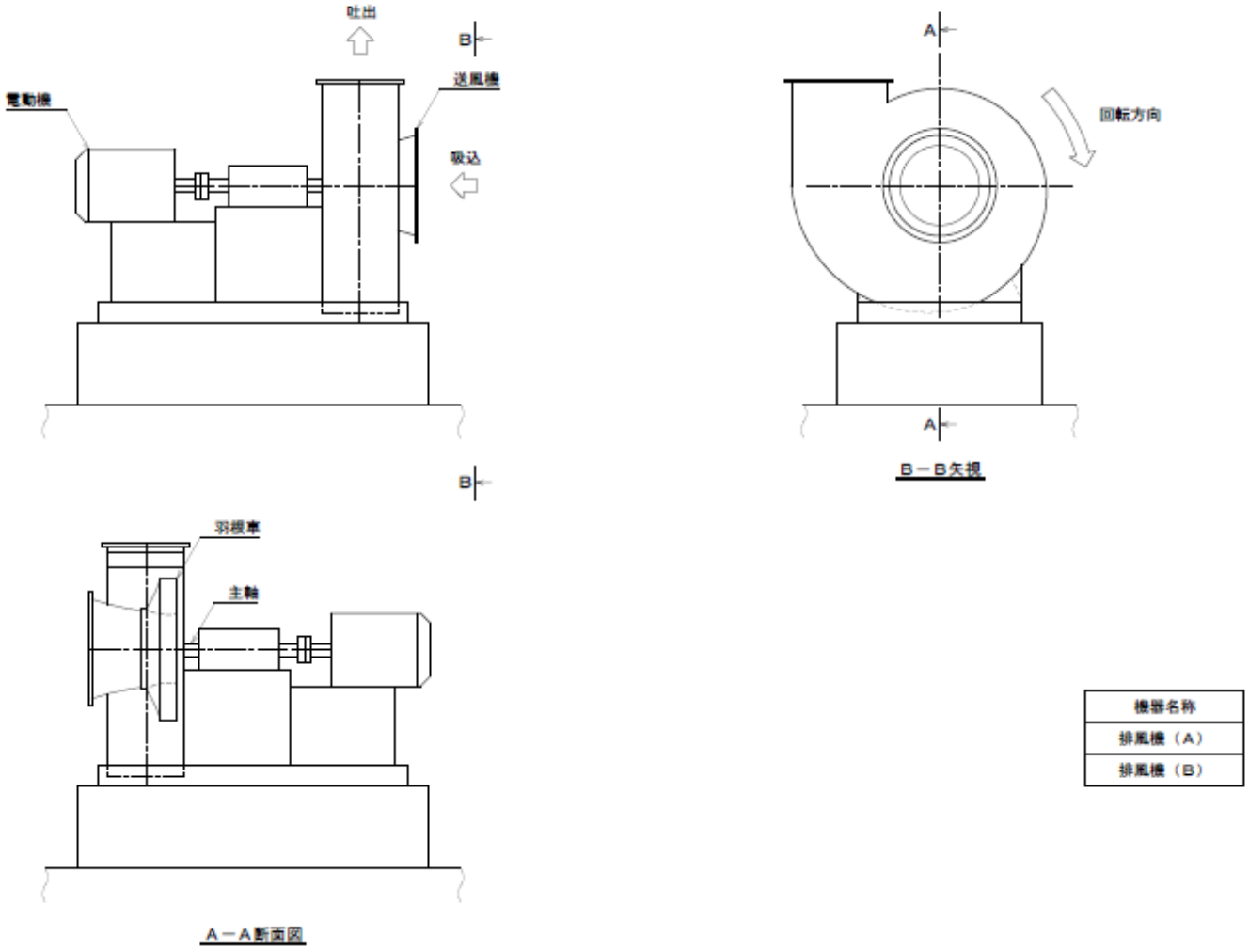
２号機原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備に係る主要な確認事項を表－１に示す。また，原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備の系統図，排風機の外形図及び排気フィルタユニットの外形図を図－１，図―２，図―３に示す。

表－１　２号機原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備に係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準	検査場所
放出抑制・監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。	現地
		据付確認	系統構成を確認する。	系統構成が図－１の通りであること。	現地
	機能確認	風量確認	排風機の出口風量を確認する。	排風機が１台当たり30,000m^3/h 以上であること。	現地
		フィルタ性能確認	フィルタの放射性物質の除去効率を確認する。	放射性物質の除去効率が97%(粒径 0.3μm)以上であること。	現地
		監視機能確認	監視設備により運転状態等が監視できることを確認する。	排風機の運転状態，放射性物質濃度が免震重要棟内のモニタに表示され監視可能であること。	現地
			設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。	現地
			標準線源を用いて検出器性能を確認する。	計数効率が規定値以上であること。	現地
			放射性物質濃度が現場と免震重要棟に表示されることを確認する。	放射性物質濃度が現地と免震重要棟に表示され監視可能であること。	現地

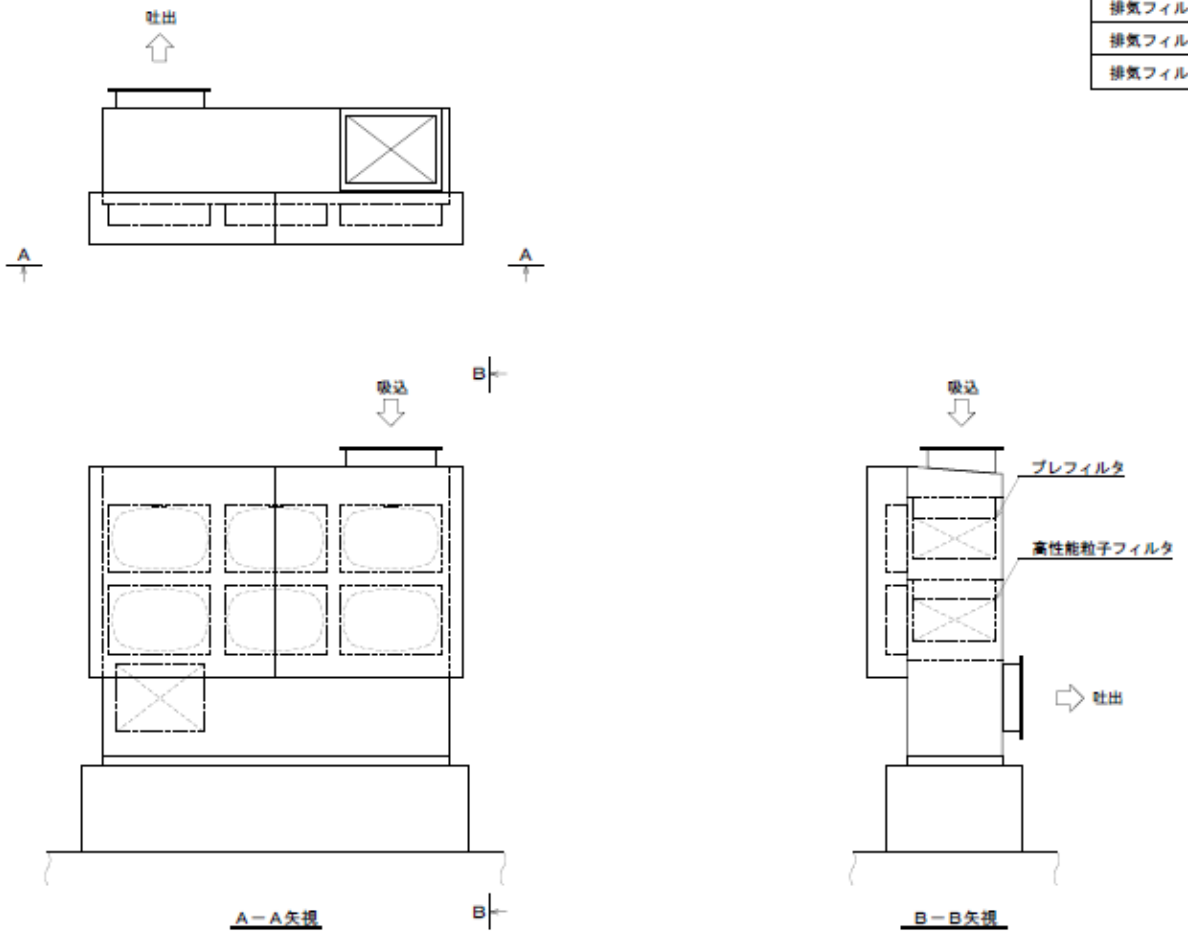


図－１　原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備系統図（添付３－１　図４－４再掲）



図－２　排風機　外形図

機器名称
排気フィルタユニット（A）
排気フィルタユニット（B）
排気フィルタユニット（C）
排気フィルタユニット（D）



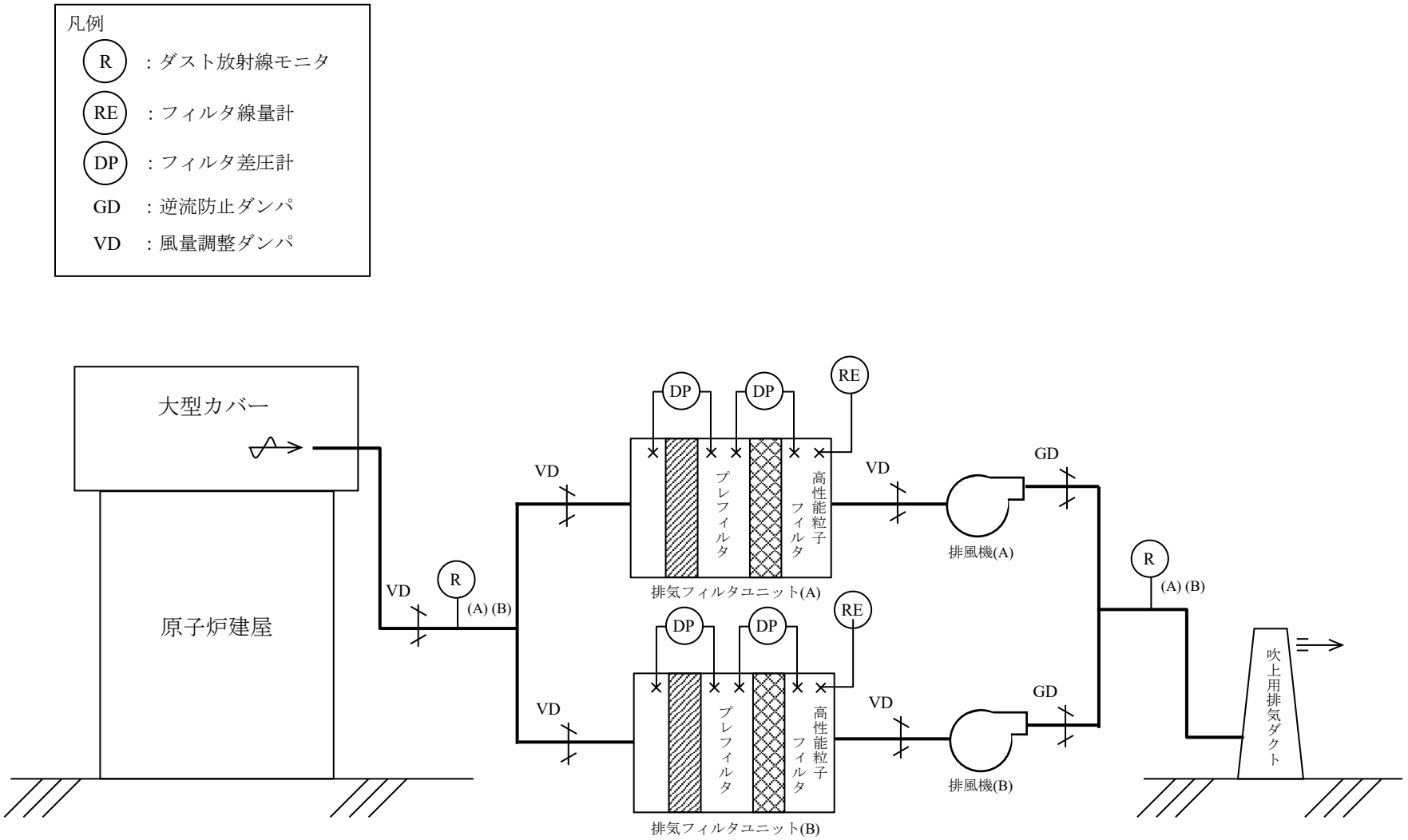
図－３　排気フィルタユニット　外形図

１号機大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）に係る確認事項

１号機大型カバー換気設備に係る主要な確認事項を表－１に示す。また，大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）の系統図，排風機の外形図及び排気フィルタユニットの外形図を図－１，図－２，図－３に示す。

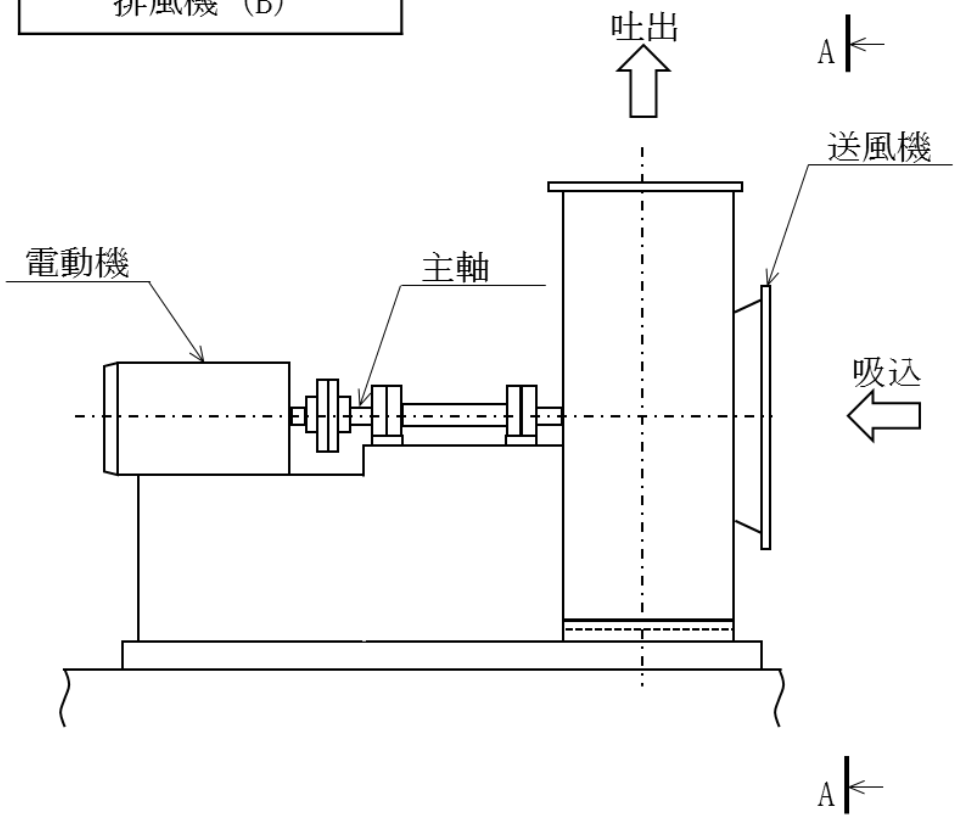
表－１　１号機大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）に係る確認事項

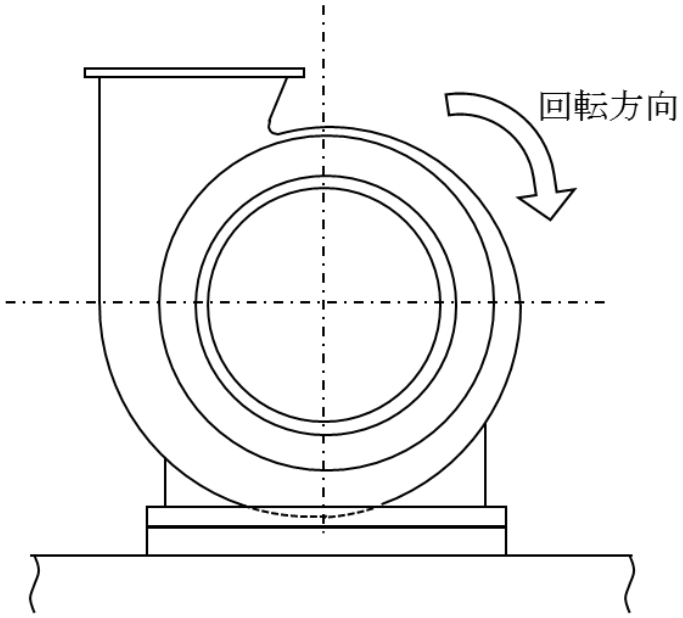
確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
放出抑制・監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	系統構成を確認する。	系統構成が図－１の通りであること。
	機能確認	風量確認	排風機の出口風量を確認する。	排風機が１台当たり30,000m^3/h 以上であること。
		フィルタ性能確認	フィルタの放射性物質の除去効率を確認する。	放射性物質の除去効率が97%(粒径 0.3μm)以上であること。
		監視機能確認	監視設備により運転状態等が監視できることを確認する。	排風機の運転状態，放射性物質濃度が免震重要棟内のモニタに表示され監視可能であること。
			設定値において警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
			標準線源を用いて検出器性能を確認する。	計数効率が規定値以上であること。
			放射性物質濃度が現場と免震重要棟に表示されることを確認する。	放射性物質濃度が現地と免震重要棟に表示され監視可能であること。



図－１　大型カバー換気設備（ガレキ撤去作業時）系統図（添付３－１　図５－４再掲）

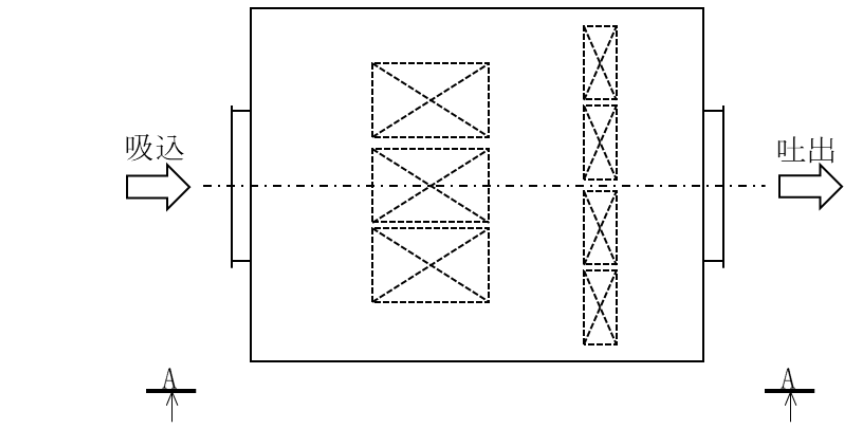
機器名称
排風機（A）
排風機（B）



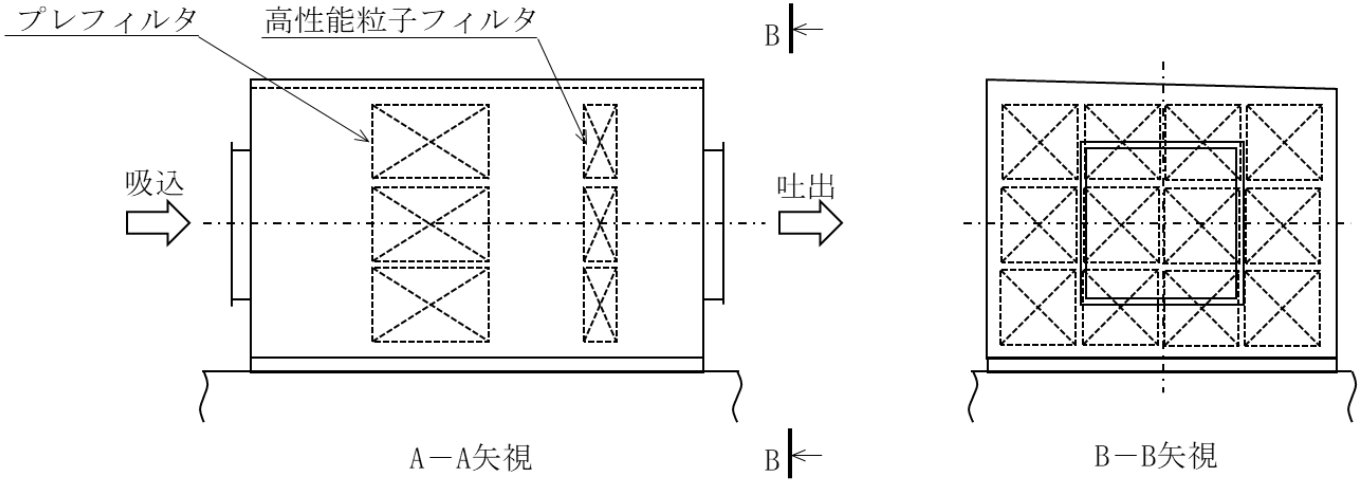


A－A矢視

図－２　排風機　外形図



機器名称
排気フィルタユニット（A）
排気フィルタユニット（B）



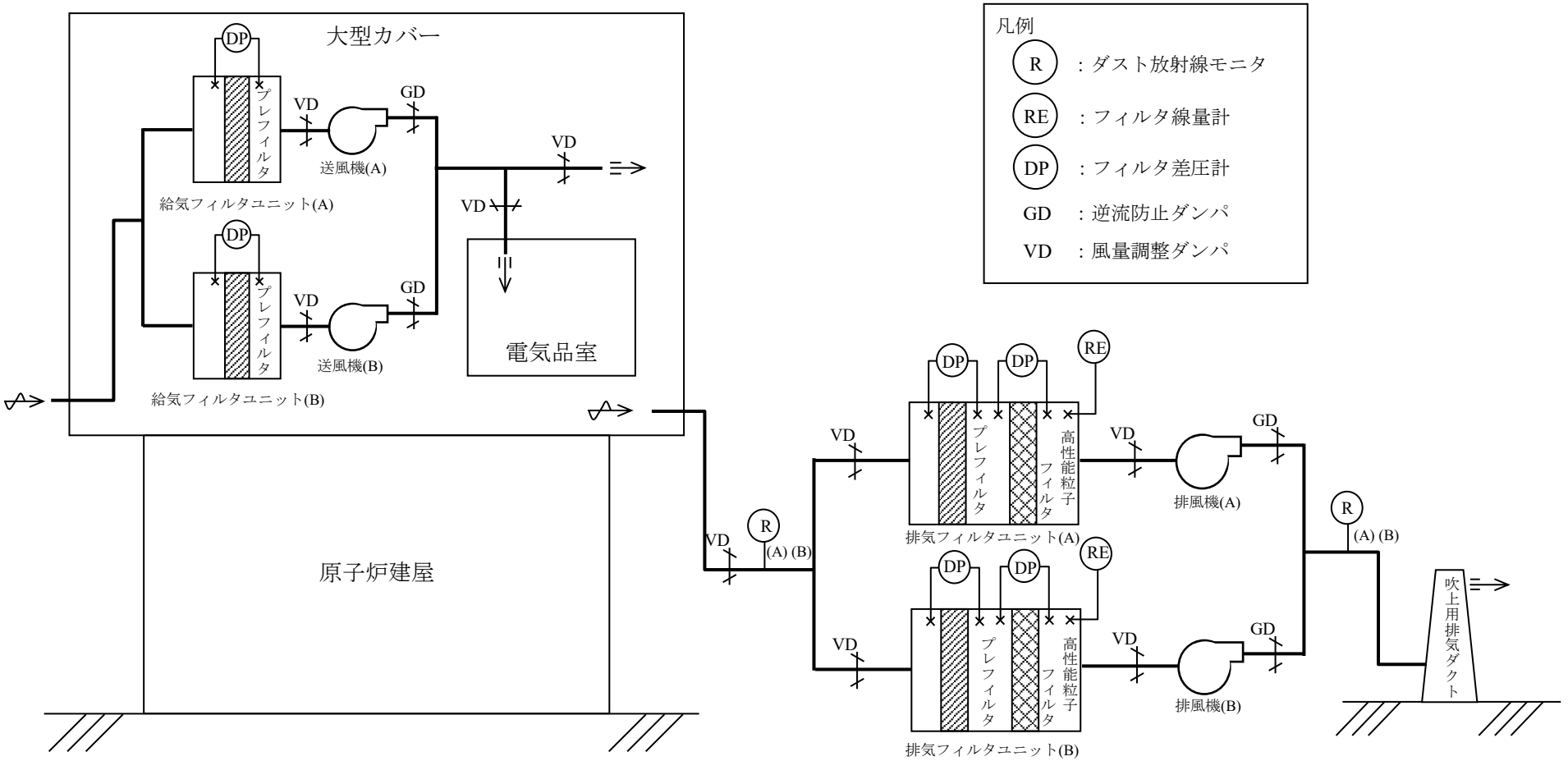
図－３　排気フィルタユニット　外形図

１号機大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）に係る確認事項

１号機大型カバー換気設備に係る主要な確認事項を表－１に示す。また，大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）の系統図，送風機の外形図及び給気フィルタユニットの外形図を図－1，図－２，図－３に示す。

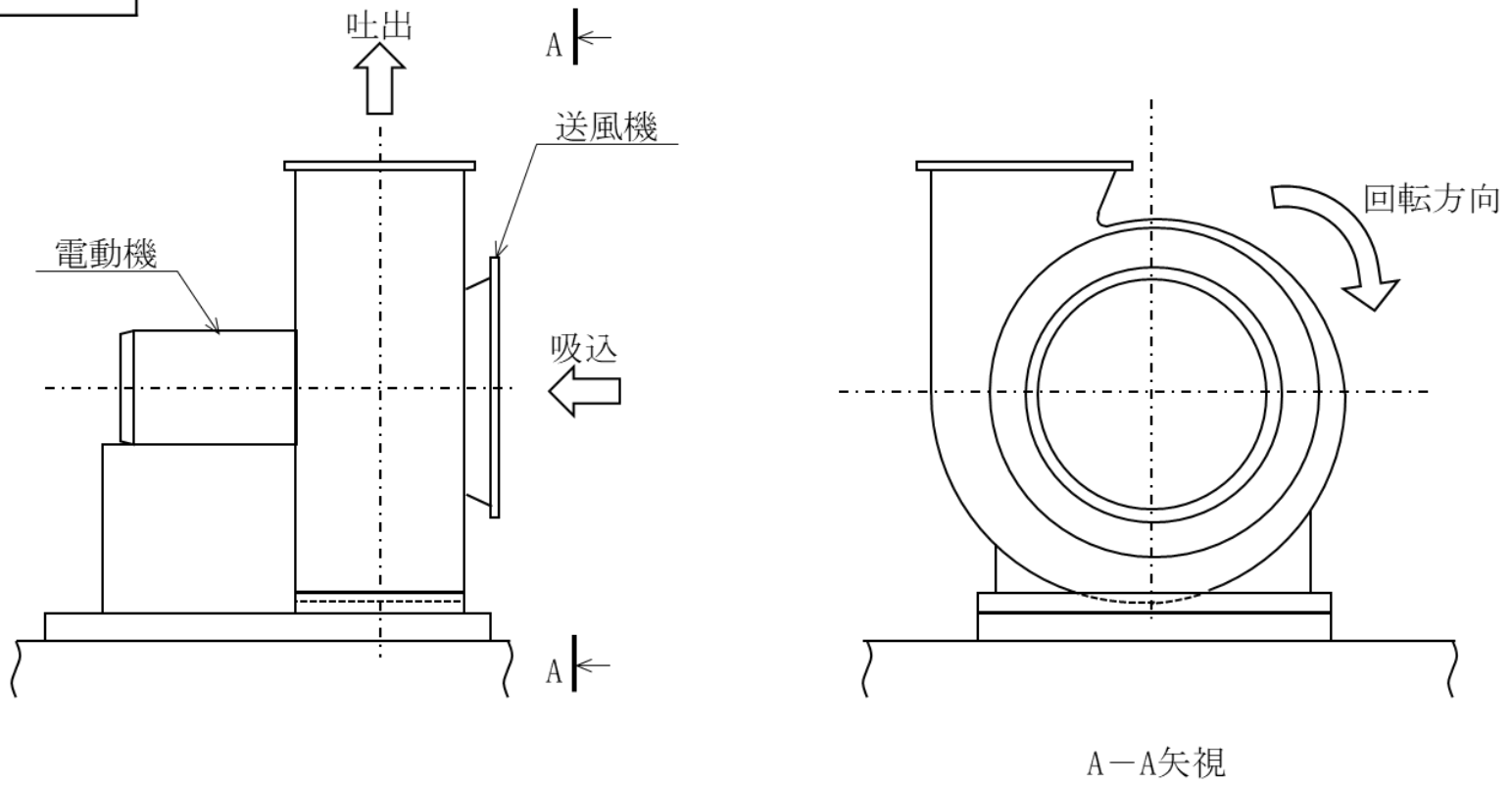
表－１　１号機大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）に係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
放出抑制・監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	系統構成を確認する。	系統構成が図－１の通りであること。
	機能確認	風量確認	送風機の出口風量を確認する。	送風機が１台当たり30,000m^3/h 以上であること。
		監視機能確認	監視設備により運転状態が監視できることを確認する。	送風機の運転状態が免震重要棟内のモニタに表示され監視可能であること。



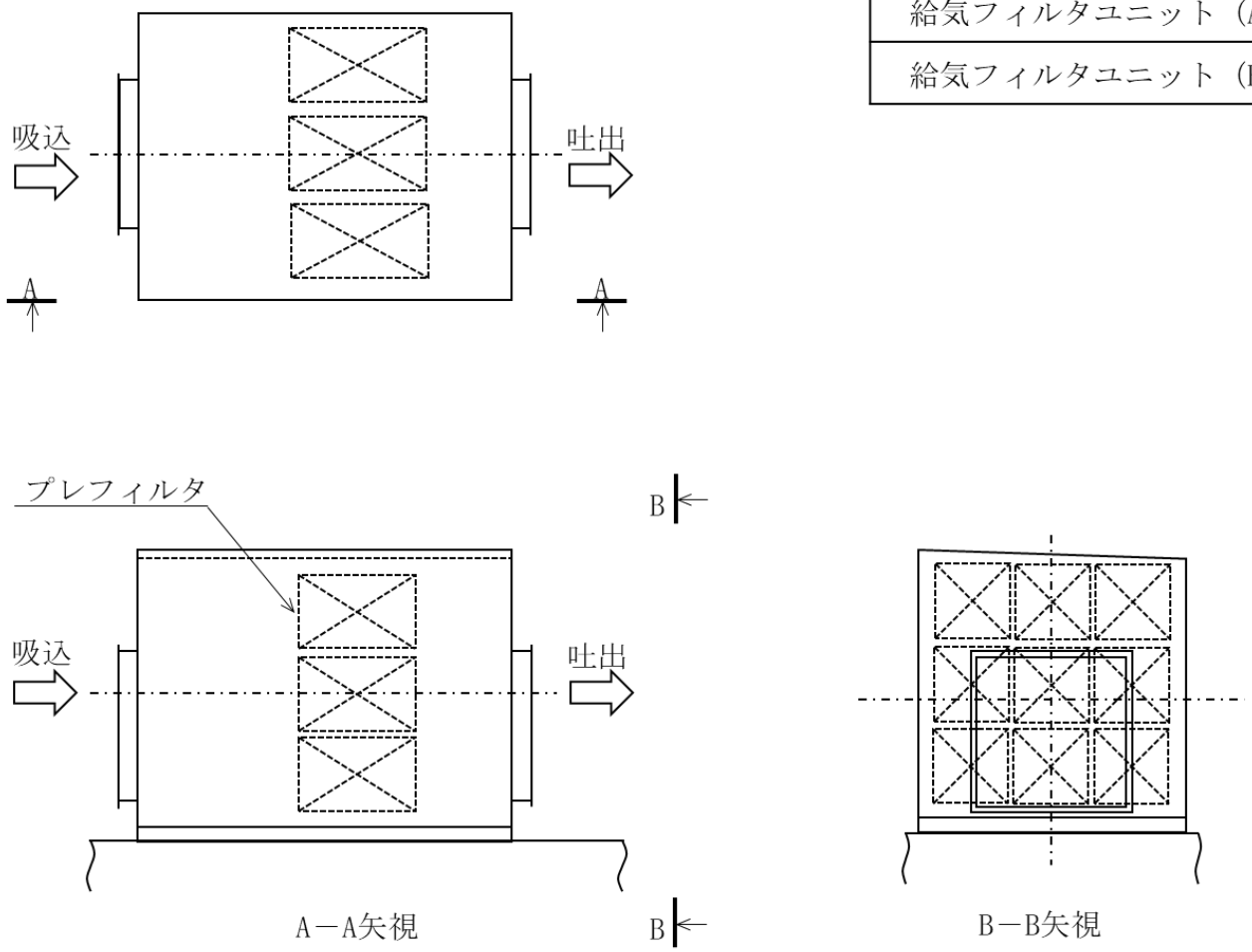
図－１　大型カバー換気設備（燃料取り出し作業時）系統図（添付３－１　図５－８再掲）

機器名称
送風機（A）
送風機（B）



図－２　送風機　外形図

機器名称
給気フィルタユニット（A）
給気フィルタユニット（B）



図－３　給気フィルタユニット　外形図

移送操作中の燃料集合体の落下

1. 原因

福島第一２～４号機使用済燃料プール内における燃料の移送操作中に，何らかの原因で燃料集合体が落下して破損し，放射性物質が環境に放出される。

2. 事故防止対策

燃料集合体の落下を防止するため，次のような設計及び運転管理上の対策を講じる。

(1) 燃料取扱機は，燃料集合体の総重量を十分上回る重量に耐えることのできる強度に設計する。

(2) 燃料把握機のワイヤを二重化する。

(3) 燃料把握機は，圧縮空気等の駆動源が喪失した場合，燃料集合体が外れないフェイル・セイフ設計とする。

(4) 燃料把握機が燃料集合体を確実につかんでいない場合には，吊上げができないようなインターロックを設ける。

(5) 運転要領を十分整備し，よく訓練された監督者の直接指揮下で燃料取扱作業を行う運転管理体制をとる。

(6) 使用済燃料プールに貯蔵されている燃料集合体について，移送前に燃料集合体の機械的健全性を確認する。

(7) 燃料集合体の機械的健全性確認において，破損が確認された燃料集合体を移送する場合には，破損形態に応じた適切な取扱手法及び収納方法により，放射性物質の飛散・拡散を防止する。

3. 第４号機核分裂生成物の放出量及び線量の評価

3.1. 核分裂生成物の放出量

(1) 破損燃料棒の評価

本事故時に破損する燃料棒の本数は，次の仮定に基づいて評価する。

a. 燃料取り出し作業に際し，使用済燃料貯蔵ラックの上部で取扱中の燃料集合体 1 体が使用済燃料貯蔵ラックに落下するものと仮定する。

b. 落下による燃料集合体の破損体数は，炉心での落下を想定した設置許可申請書の評価と同様の 2.3 体とする。

なお，炉心での落下高さ 10m に対し，使用済燃料プールでの落下高さは使用済燃料貯蔵ラックへの落下及び構内用輸送容器への落下共に 1m 以下であり，装荷・貯蔵されている燃料集合体の配置密度も炉心と比較して使用済燃料プール及び構内用輸

送容器の方が低いため，使用済燃料プールでの落下を想定した場合の破損体数が，炉心での落下を想定した場合の破損体数を上回ることはない。

(2) 評価条件

事故時の核分裂生成物の移行と放出量の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a. 燃料ギャップ内の核分裂生成物の量は，原子炉が定格出力の約 105%（熱出力 2,483MW）で十分長時間（2,000 日）運転された取替炉心のサイクル末期の最大出力燃料集合体について行う。

b. 燃料取り出し作業は，原子炉停止後 365 日冷却された後に行われるものとし，原子炉停止後の放射能の減衰は考えるものとする。

なお，第 4 号機の発電停止は 2010 年 11 月 30 日であり，使用済燃料プールからの燃料取り出しはステップ 2 終了から 2 年以内の 2013 年 11 月頃の開始を目標としている。この場合の冷却日数は約 1100 日となる。

c. 破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の全量が水中に放出されるものとする。破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の存在量については，半減期の長い核種の放出が支配的であることを考えて，破損した燃料棒内の全蓄積量に対して希ガス及びよう素それぞれ 30%とする。

d. 放出された希ガスは，全量が水中から燃料取り出し用カバーの空気中へ移行するものとする。

e. 燃料取り出し作業開始時には，燃料及び冷却材温度は低下しているので，放出されたよう素のうち 1%は有機状とし，すべて燃料取り出し用カバー内に移行するものとする。

f. 水中へ放出された無機よう素の水中での除染係数は 500 とする。

(3) 評価結果

上記の評価条件に基づいて計算した核分裂生成物の大気中への放出量は表 3.1 の通りである。

表 3.1 核分裂生成物の大気中への放出量

核分裂生成物	放出量
希ガス(γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値) 大気放出量	約 5.0×10^{11}Bq
よう素(I-131 等価量(小児実効))大気放出量	約 3.3×10^{6}Bq
よう素(I-131 等価量(成人実効))大気放出量	約 1.3×10^{7}Bq

3.2. 線量の評価

(1) 評価の前提

大気中へ放出される核分裂生成物は，地上放出されるものとし，これによる実効線量の計算は，次の仮定に基づいて行う。

a.　敷地境界外の地表空気中濃度は,「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の計算方法により求めた相対濃度（χ／Q：9.7×10^{-5}s/m^3）に核分裂生成物の全放出量を乗じて求める。

b.　敷地境界外の希ガスからのγ線による空気吸収線量は,「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の計算方法により求めた相対線量（D／Q：8.2×10^{-19}Gy/Bq）に希ガスの全放出量を乗じて求める。

(2)　評価方法

敷地境界外における実効線量は，次に述べる内部被ばくによる実効線量及び外部被ばく（γ線及びβ線）による実効線量の和として計算する。

よう素の吸入摂取による内部被ばく実効線量H_I（Sv）は，(3.2-1)式で計算する。

$$H_I = R \cdot H_\infty \cdot \chi / Q \cdot Q_I \cdots\cdots (3.2\text{-}1)$$

ここで,

R　：呼吸率（m^3/s）
「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」の活動中の呼吸率（小児：0.31m^3/h，成人：1.2m^3/h）を秒当たりに換算して用いる。

H_∞　：よう素（Ⅰ-131）を 1Bq 吸入した場合の実効線量
（I-131，小児：1.6×10^{-7}Sv/Bq，成人：2.0×10^{-8}Sv/Bq）

χ／Q　：相対濃度（s/m^3）

Q_I　：事故期間中のよう素の大気放出量（Bq）（Ⅰ-131 等価量）

希ガスからのγ線による外部被ばく実効線量H_γ（Sv）は，(3.2-2)式で計算する。

$$H_\gamma = K \cdot D / Q \cdot Q_\gamma \cdots\cdots (3.2\text{-}2)$$

ここで,

K　：空気吸収線量から実効線量への換算係数（K＝1Sv/Gy）

D／Q　：相対線量（Gy/Bq）

Q_γ　：事故期間中の希ガスの大気放出量（Bq）
（γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値）

希ガスからのβ線による外部被ばく実効線量H_β（Sv）は，(3.2-3)式で計算する。

$$H_\beta = 6.2\times10^{-14} \cdot \chi / Q \cdot Q_\beta \cdot E_\beta \cdot W_{TS} \cdots\cdots (3.2\text{-}3)$$

ここで,

χ／Q　：相対濃度（s/m^3）

Q_β　：事故期間中の希ガスの大気放出量（Bq）

E_β　：β線のエネルギ（MeV）（0.251MeV　Kr-85 実効エネルギ）

W_{TS}　：皮膚の組織荷重係数は ICRP Publication.60 の値を用いる。
（0.01）

(3)　評価結果

上記の評価前提及び方法に基づき敷地境界外の実効線量を評価した結果は表 3.2 の通りである。

表 3.2　燃料集合体の落下時の実効線量

実効線量（小児）	実効線量（成人）
約 2.1×10^{-3}mSv	約 2.1×10^{-3}mSv

上記の値から判断して，本事象による周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分に小さいものと考えられる。

今回評価した実効線量は福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十に記載の燃料集合体落下事故での評価（6.8×10^{-2}mSv）と比較して 1 桁以上減少しているが，その原因は，原子炉設置許可申請書の評価で排気筒放出であったものが，今回地上放出として評価することによる実効線量の上昇要因があるものの，冷却が進んだことによる希ガス及びよう素の減少効果がそれ以上に大きいことである。

3.3.　判断基準への適合性の検討

3.1，3.2 に示した通り，周辺公衆に対し，著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。

4.　第３号機核分裂生成物の放出量及び線量の評価

4.1.　核分裂生成物の放出量

(1)　破損燃料棒の評価

本事故時に破損する燃料棒の本数は，次の仮定に基づいて評価する。

a.　燃料取り出し作業に際し，使用済燃料貯蔵ラックの上部で取扱中の燃料集合体 1 体が使用済燃料貯蔵ラックに落下するものと仮定する。

b.　落下による燃料集合体の破損体数は，炉心での落下を想定した設置許可申請書の評価と同様の 2.3 体とする。

なお，炉心での落下高さ 10m に対し，使用済燃料プールでの落下高さは使用済燃料貯蔵ラックへの落下及び構内用輸送容器への落下共に 1m 以下であり，装荷・貯蔵されている燃料集合体の配置密度も炉心と比較して使用済燃料プール及び構内用輸送容器の方が低いため，使用済燃料プールでの落下を想定した場合の破損体数が，炉心での落下を想定した場合の破損体数を上回ることはない。

(2)　評価条件

事故時の核分裂生成物の移行と放出量の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a.　燃料ギャップ内の核分裂生成物の量は，原子炉が定格出力の約 105%（熱出力 2,483MW）で十分長時間（2,000 日）運転された取替炉心のサイクル末期の最大出力燃料集合体について行う。

b.　燃料取り出し作業は，原子炉停止後 365 日冷却された後に行われるものとし，原子炉停止後の放射能の減衰は考えるものとする。

なお，第３号機の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料は 2010 年 6 月 18 日に発電停止したものであり，使用済燃料プールからの燃料取り出しはステップ 2 終了から 3 年程度後の 2014 年末の開始を目標としている。この間の冷却日数は約 1600 日となる。

c.　破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の全量が水中に放出されるものとする。破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の存在量については，半減期の長い核種の放出が支配的であることを考えて，破損した燃料棒内の全蓄積量に対して希ガス及びよう素それぞれ 30%とする。

d.　放出された希ガスは，全量が水中から燃料取り出し用カバーの空気中へ移行するものとする。

e.　燃料取り出し作業開始時には，燃料及び冷却材温度は低下しているので，放出されたよう素のうち 1%は有機状とし，すべて燃料取り出し用カバー内に移行するものとする。

f.　水中へ放出された無機よう素の水中での除染係数は 500 とする。

(3)　評価結果

上記の評価条件に基づいて計算した核分裂生成物の大気中への放出量は表 4.1 の通

りである。

表 4.1　核分裂生成物の大気中への放出量

核分裂生成物	放出量
希ガス(γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値) 大気放出量	約 5.0×10^{11}Bq
よう素(I-131 等価量(小児実効))大気放出量	約 3.3×10^{6}Bq
よう素(I-131 等価量(成人実効))大気放出量	約 1.3×10^{7}Bq

4.2.　線量の評価

(1)　評価の前提

大気中へ放出される核分裂生成物は，地上放出されるものとし，これによる実効線量の計算は，次の仮定に基づいて行う。

a.　敷地境界外の地表空気中濃度は，「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の相対濃度（χ／Q：8.1×10^{-5}s/m^3）に核分裂生成物の全放出量を乗じて求める。

b.　敷地境界外の希ガスによるγ線空気吸収線量は，「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の相対線量（D／Q：7.3×10^{-19}Gy/Bq）に希ガスの全放出量を乗じて求める。

(2)　評価方法

敷地境界外における実効線量は，次に述べる内部被ばくによる実効線量及び外部被ばく（γ線及びβ線）による実効線量の和として計算する。

よう素の吸入摂取による内部被ばく実効線量H_I（Sv）は，(4.2-1)式で計算する。

$$H_I = R \cdot H_\infty \cdot \chi / Q \cdot Q_I \quad \cdots\cdots (4.2\text{-}1)$$

ここで，

R　：呼吸率（m^3/s）
「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」の活動中の呼吸率（小児：0.31m^3/h，成人：1.2m^3/h）を秒当たりに換算して用いる。

H_∞　：よう素（Ⅰ-131）を 1Bq 吸入した場合の小児の実効線量
（I-131，小児：1.6×10^{-7}Sv/Bq，成人：2.0×10^{-8}Sv/Bq）

χ／Q　：相対濃度（s/m^3）

Q_I　：事故期間中のよう素の大気放出量（Bq）（Ⅰ-131 等価量）

希ガスからのγ線による外部被ばく実効線量H_γ（Sv）は，(4.2-2)式で計算する。

$$H_\gamma = K \cdot D / Q \cdot Q_\gamma \quad \cdots\cdots (4.2\text{-}2)$$

ここで，

K　　：空気吸収線量から実効線量への換算係数（K＝1Sv/Gy）
D／Q　　：相対線量（Gy/Bq）
Q_{γ}　　：事故期間中の希ガスの大気放出量（Bq）
（γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値）

希ガスからのβ線による外部被ばく実効線量H_{β}（Sv）は，(4.2-3)式で計算する。

$$H_{\beta}=6.2\times10^{-14}\cdot\chi/Q\cdot Q_{\beta}\cdot E_{\beta}\cdot W_{TS}\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\quad(4.2\text{-}3)$$

ここで，

χ/Q　　：相対濃度（s/m^3）
Q_{β}　　：事故期間中の希ガスの大気放出量（Bq）
E_{β}　　：β線のエネルギ（MeV）（0.251MeV　Kr-85 実効エネルギ）
W_{TS}　　：皮膚の組織荷重係数は ICRP Publication.60 の値を用いる。（0.01）

(3)　評価結果

上記の評価前提及び方法に基づき敷地境界外の実効線量を評価した結果は表 4.2 の通りである。

表 4.2　燃料集合体の落下時の実効線量

実効線量（小児）	実効線量（成人）
約 1.8×10^{-3}mSv	約 1.8×10^{-3}mSv

上記の値から判断して，本事象による周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分に小さいものと考えられる。

今回評価した実効線量は福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十に記載の燃料集合体落下事故での評価（6.8×10^{-2}mSv）と比較して１桁以上減少しているが，その原因は，原子炉設置許可申請書の評価で排気筒放出であったものが，今回地上放出として評価することによる実効線量の上昇要因があるものの，冷却が進んだことによる希ガス及びよう素の減少効果がそれ以上に大きいことである。

4.3.　判断基準への適合性の検討

4.1，4.2 に示した通り，周辺公衆に対し，著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。

5.　第２号機核分裂生成物の放出量及び線量の評価

5.1.　核分裂生成物の放出量

(1)　破損燃料棒の評価

本事故時に破損する燃料棒の本数は，次の仮定に基づいて評価する。

a.　燃料取り出し作業に際し，使用済燃料貯蔵ラックの上部で取扱中の燃料集合体 1 体が使用済燃料貯蔵ラックに落下するものと仮定する。

b.　落下による燃料集合体の破損体数は，炉心での落下を想定した設置許可申請書の評価と同様の 2.3 体とする。

なお，炉心での落下高さ 10m に対し，使用済燃料プールでの落下高さは使用済燃料貯蔵ラックへの落下及び構内用輸送容器への落下共に 2m 以下であり，装荷・貯蔵されている燃料集合体の配置密度も炉心と比較して使用済燃料プール及び構内用輸送容器の方が低いため，使用済燃料プールでの落下を想定した場合の破損体数が，炉心での落下を想定した場合の破損体数を上回ることはない。

(2)　評価条件

事故時の核分裂生成物の移行と放出量の評価は，次の仮定に基づいて行う。

a.　燃料ギャップ内の核分裂生成物の量は,原子炉熱出力 2483MW(定格出力の約 105%)で 2000 日運転を行った 9×9 燃料集合体について行う。

b.　燃料集合体の冷却期間は 365 日とする。

c.　破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の全量が水中に放出されるものとする。破損した燃料棒のギャップ内核分裂生成物の存在量については，半減期の長い核種の放出が支配的であることを考えて，破損した燃料棒内の全蓄積量に対して希ガス(Kr-85)及びよう素（I-129）それぞれ 30%とする。

d.　放出された希ガスは，全量が水中から原子炉建屋および燃料取り出し用構台の大気中へ移行するものとする。

e.　燃料取り出し作業開始時には，燃料及び冷却材温度は低下しているので，放出されたよう素のうち 1%は有機状とし，すべて原子炉建屋および燃料取り出し用構台内に移行するものとする。

f.　水中へ放出された無機よう素の水中での除染係数は 500 とする。

(3)　評価結果

上記の評価条件に基づいて計算した核分裂生成物の大気中への放出量は表 5.1 の通りである。

表 5.1　核分裂生成物の大気中への放出量

核分裂生成物	放出量
希ガス(γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値)大気放出量	約 5.0×10^{11}Bq
よう素(I-131 等価量(小児実効))大気放出量	約 3.4×10^{6}Bq
よう素(I-131 等価量(成人実効))大気放出量	約 1.3×10^{7}Bq

5.2.　線量の評価

(1)　評価の前提

大気中へ放出される核分裂生成物は，地上放出されるものとし，これによる実効線量の計算は，次の仮定に基づいて行う。

a.　敷地境界外の地表空気中濃度は，「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の相対濃度（χ／Q：6.9×10^{-5}s/m^3）に核分裂生成物の全放出量を乗じて求める。

b.　敷地境界外の希ガスからのγ線による空気吸収線量は，「Ⅱ2.1 原子炉圧力容器・格納容器注水設備添付資料 5 別紙 1」に記載の相対線量（D／Q：6.6×10^{-19}Gy/Bq）に希ガスの全放出量を乗じて求める。

(2)　評価方法

福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十の「3.4.3 燃料集合体の落下」並びに「4.1.1 原子炉冷却材喪失」と同様の方法で評価する。

敷地境界外における実効線量は，次に述べる内部被ばくによる実効線量及び外部被ばくによる実効線量の和として計算する。

よう素の吸入摂取による内部被ばく実効線量H_I（Sv）は，(5.2-1)式で計算する。

$$H_I = R \cdot H_\infty \cdot \chi / Q \cdot Q_I \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (5.2\text{-}1)$$

ここで，

R　：呼吸率（m^3/s）
「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」の活動中の呼吸率を秒当たりに換算して用いる。
（小児：0.31m^3/h，成人：1.2m^3/h）

H_∞　：よう素（I-131）を 1Bq 吸入した場合の実効線量
（小児：1.6×10^{-7}Sv/Bq，成人：2.0×10^{-8}Sv/Bq）

χ／Q　：相対濃度（s/m^3）

Q_I　：よう素の大気放出量（Bq）（I-131 等価量）

希ガスからのγ線による外部被ばく実効線量H_γ（Sv）は，(5.2-2)式で計算する。

$$H_\gamma = K \cdot D/Q \cdot Q_\gamma \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (5.2\text{-}2)$$

ここで，

K　：空気吸収線量から実効線量への換算係数（1Sv/Gy）

D／Q　：相対線量（Gy/Bq）

Q_γ　：希ガスの大気放出量（Bq）（γ線実効エネルギー0.5MeV 換算値）

また，希ガスからのβ線による外部被ばく実効線量H_β（Sv）は，(5.2-3)式で計算する。

$$H_\beta = 6.2\times10^{-14} \cdot \chi / Q \cdot Q_\beta \cdot E_\beta \cdot W_{TS} \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (5.2\text{-}3)$$

ここで,

χ／Q	：相対濃度（s/m^3）
Q_β	：希ガスの大気放出量（Bq）
E_β	：β線実効エネルギー「被ばく計算に用いる放射線エネルギー等について」を用いる。(0.251MeV Kr-85 実効エネルギー)
W_{TS}	：皮膚の組織荷重係数は ICRP Publ.60 の値を用いる。(0.01)

(3) 評価結果

上記の評価前提及び方法に基づき敷地境界外の実効線量を評価した結果は表 5.2 の通りである。

表 5.2 燃料集合体の落下時の実効線量

実効線量（小児）	実効線量（成人）
約 1.6×10^{-3}mSv	約 1.6×10^{-3}mSv

上記の値から判断して，本事象による周辺の公衆に与える放射線被ばくのリスクは十分に小さいものと考えられる。

今回評価した実効線量は福島第一原子力発電所原子炉設置許可申請書添付書類十に記載の燃料集合体落下事故での評価（6.4×10^{-2}mSv）と比較して１桁以上減少しているが，その原因は，原子炉設置許可申請書の評価で排気筒放出であったものが，今回地上放出として評価することによる実効線量の上昇要因があるものの，冷却が進んだことによる希ガス及びよう素の減少効果がそれ以上に大きいことである。

5.3. 判断基準への適合性の検討

5.1，5.2 に示した通り，周辺公衆に対し，著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。

添付資料－４－１

燃料取扱設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

1　本説明書の記載範囲

本説明書は，１号機，２号機，３号機及び４号機燃料取扱設備の構造強度及び耐震性について記載するものである。

2　４号機燃料取扱設備の構造強度及び耐震性について

2.1　概要

2.1.1 一般事項

４号機燃料取扱設備は，燃料取扱機とクレーンを有し，それぞれについて構造強度及び耐震性について検討を行う。燃料取扱設備は使用済燃料プールを覆う燃料取り出し用カバーに設置される。

燃料取扱機の構造強度及び耐震性は，検討に用いる地震動として基準地震動 Ss に対する地震応答解析を実施し，燃料取扱機が使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は燃料取扱機が落下に至らないことを確認する。

クレーンの構造強度及び耐震性は，検討に用いる地震動として弾性設計用地震動 Sd に対する地震応答解析を実施し，クレーンが使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，クレーンが落下に至らないことを確認する。

弾性設計用地震動 Sd は，基準地震動 Ss の１／２として評価する。

なお，キャスクの縦揺れについては，キャスクの荷重に対して，クレーンのワイヤが切断しない(キャスクが落下しない)ことを確認している。また，キャスクの横揺れについては，クレーンの水平方向固有周期と比較し，ワイヤロープで吊り下げられたキャスクの固有周期は十分に長いことから，クレーン自体の振動には影響されないことを確認している。

燃料取扱設備の検討は，下記に準拠して行う。

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）
(2) 原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1987）
(3) 原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
(4) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（JSME S NC1-2005）
(5) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（2007 年追補版）（JSME S NC1-2007）

2.1.2 燃料取扱機

燃料取扱機は，燃料取扱機支持用架構（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）に設置されるもので，東西方向を長手方向として２本のガーダが配置され，南北方向に走行する。このガーダ上にトロリが設置され，東西方向に走行する。燃料取扱機フレームは，ガーダ，サドル，トロリで構成される。燃料取扱機の概要を図 2.1.2-1 に示す。

ブリッジ及びトロリは，各々走行レール及び横行レール上に乗っているので地震時，走行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

ブリッジ及びトロリの車輪は各々4 個であり，そのうち各々2 個は摩擦を受ける駆動輪であり，他の 2 個は従動輪である。ゆえに，最大静止摩擦係数を μ=0.3 とすれば，水平力は鉛直方向荷重×μ ×2/4＝鉛直方向荷重×0.15 である。

ブリッジ及びトロリは，走行方向に直角な方向に対しては，脱線防止ラグによって荷重を支持する。

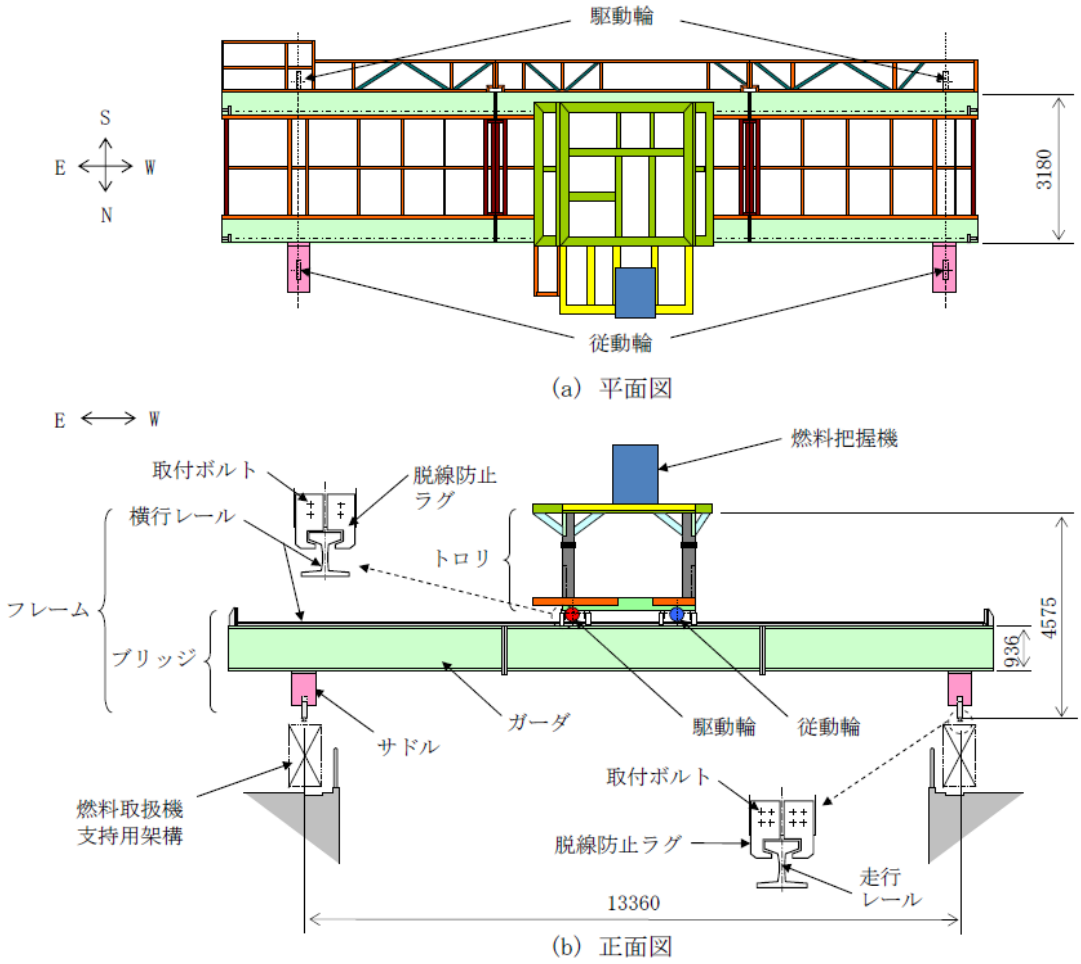


図 2.1.2-1　燃料取扱機の概要

2.1.3 クレーン

クレーンは，クレーン支持用架構（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）に設置されるもので，南北方向に２本のガーダが配置され，南北方向に走行する。このガーダ上にトロリが設置され，東西方向に走行する。クレーンは，ガーダ，サドル，トロリで構成される。クレーンの概要を図 2.1.3-1 に示す。

クレーンは，各々走行レール及び横行レール上に乗っているので地震時，走行方向及び横行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

ガーダの車輪は 8 個であり，そのうち 2 個は摩擦を受ける駆動輪であり，他の 6 個は従動輪である。ゆえに，最大静止摩擦係数を μ ＝0.3 とすれば，水平力は鉛直方向荷重×μ ×2/8＝鉛直方向荷重×0.075 である。

トロリの車輪は 4 個であり，そのうち 2 個は摩擦を受ける駆動輪であり，他の 2 個は従動輪である。ゆえに，最大静止摩擦係数を μ ＝0.3 とすれば，水平力は鉛直方向荷重×μ ×2/4＝鉛直方向荷重×0.15 である。

ガーダ及びトロリは，走行方向に直角な方向に対しては，脱線防止ラグ，トロリストッパによって荷重を支持する。

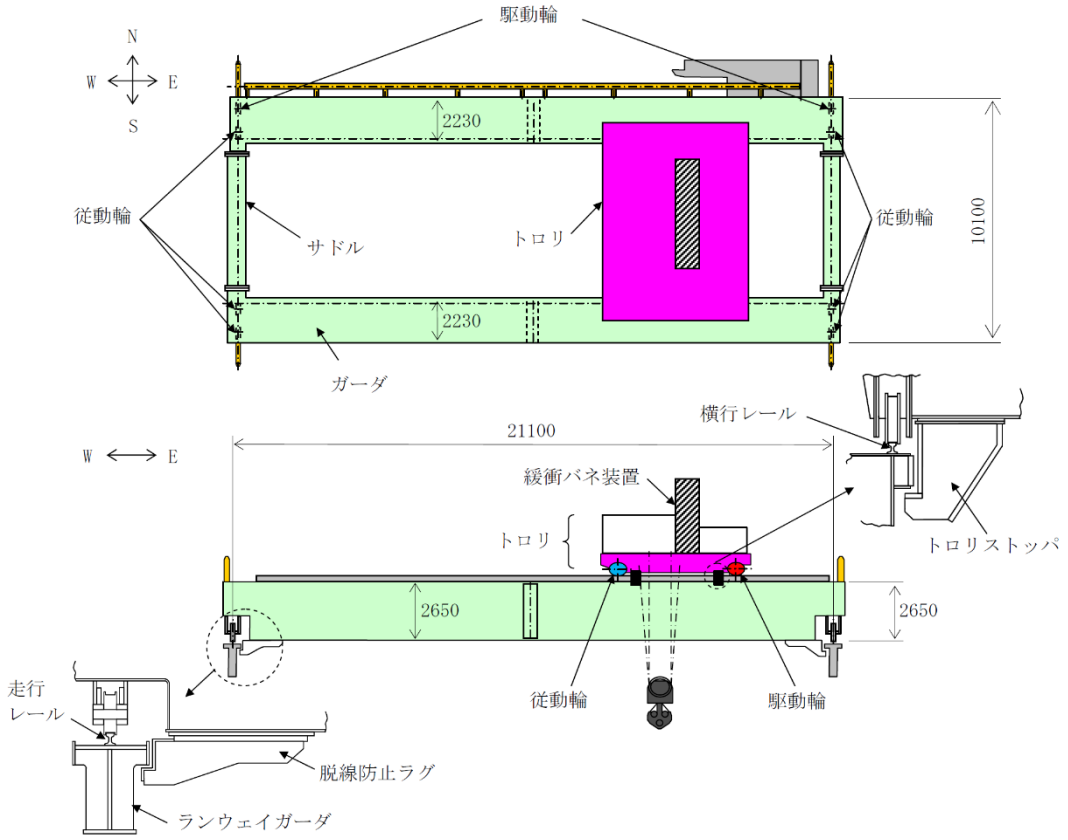


図 2.1.3-1　クレーンの概要

2.2　燃料取扱機の構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

燃料取扱機について，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

燃料取扱機の物性値及び許容応力を表 2.2-1 に示す。温度は運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。落下防止の観点から，曲げと組合せは設計引張強さＳｕを許容応力とする。せん断応力は，JEAG 4601・補-1984 に従い引張応力から換算して，設計引張強さＳｕを 1/√3 倍して用いる。

表 2.2-1　物性値及び許容応力

材料定数

部位	使用材料	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比	温度 (℃)
燃料取扱機構造物 フレーム	SS400 STKR400	201,000	0.3	50

許容応力

部位		使用材料	応力の種類	許容応力 (MPa)
燃料取扱機構造物 フレーム		SS400 STKR400	曲げ	394
			せん断	227
			組合せ	394
ブリッジ	脱線防止ラグ	SS400	曲げ	394
			せん断	227
			組合せ	394
	取付ボルト	SCM435	せん断	523
トロリ	脱線防止ラグ	SS400	曲げ	394
			せん断	227
			組合せ	394
	取付ボルト	SCM435	せん断	523
走行レール		レール鋼 (CR 73K-DHH)	曲げ	1080
			せん断	623
			組合せ	1080
横行レール		レール鋼 (1 類　AR 30A)	曲げ	690
			せん断	398
			組合せ	690

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含む燃料取扱機自身の質量による荷重である。

地震荷重は基準地震動 Ss による荷重であり，水平 2 方向それぞれの地震荷重に鉛直方向地震荷重を加算する。具体的には次の通りである。

・死荷重＋水平地震（NS 方向）＋鉛直地震

・死荷重＋水平地震（EW 方向）＋鉛直地震

ブリッジ質量	42,000(kg)
トロリ質量※	17,000(kg)

※吊り荷質量（450(kg)含む）

(2) 燃料取扱機の地震応答解析

解析は，地震応答解析モデルにより計算機コード「SAP－Ⅳ」を用いたモーダル解析による応答スペクトル法により行う。

1) 解析に用いる入力地震動

燃料取扱機への入力地震動は，基準地震動 Ss を入力したときの燃料取扱機支持用架構位置 G.L.+30.77m（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）の床応答スペクトルを用いる。床応答スペクトルを図 2.2-1 に示す。

この床応答スペクトルは，燃料取扱機の走行範囲で想定される床応答スペクトルを包絡したものである。

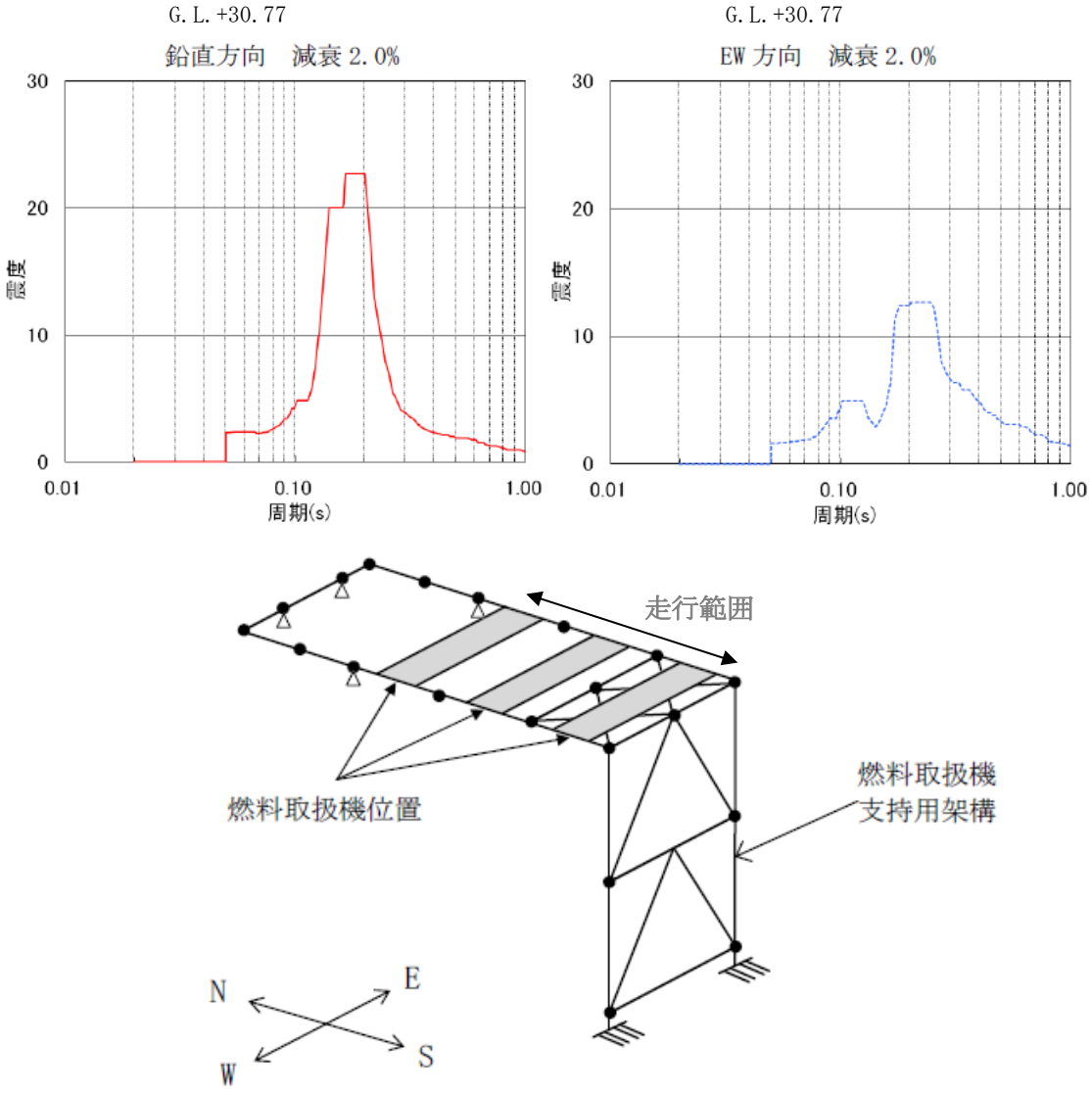


図 2.2-1　床応答スペクトル

2)　地震応答解析モデル

燃料取扱機の地震応答解析モデルを図 2.2-2 に示す。

解析モデルはビームでモデル化しており，ブリッジ脱線防止ラグ下端が架構側との取り合い点であり，脱線防止ラグにより浮上りを押さえる構造としているため，そこを拘束点とする。

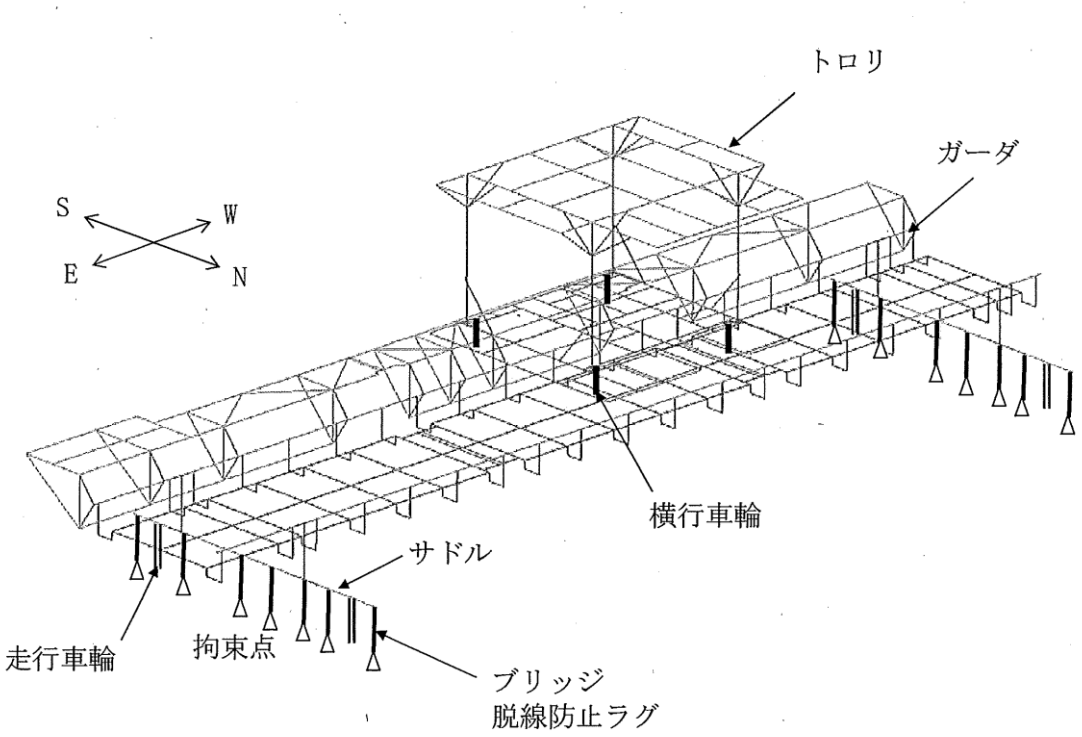


図 2.2-2　地震応答解析モデル

3) 設計震度

・死荷重は鉛直下向きに 1G とする。

・地震荷重は，図 2.2-1 に示す床応答スペクトルを入力する。ただし，レールと車輪の走行方向のすべりを考慮し，ブリッジの NS 方向及びトロリの NS，EW 方向については，2.1.2 項で述べた最大静止摩擦係数より求めた値を水平方向設計震度とする。

			固有周期（s）	設計震度
水平方向	ブリッジ	NS 方向	－	0.15※
		EW 方向	0.034	1.76
	トロリ	NS 方向	－	0.15※
		EW 方向	－	0.15※
鉛直方向			0.065	2.34

注記※：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度

4)　地震応答解析結果

燃料取扱機の地震応答解析結果を図 2.2-3 に示す。

これは死荷重，水平地震及び鉛直地震の荷重を加算して，各部材毎に応力を求めて表示したものである。

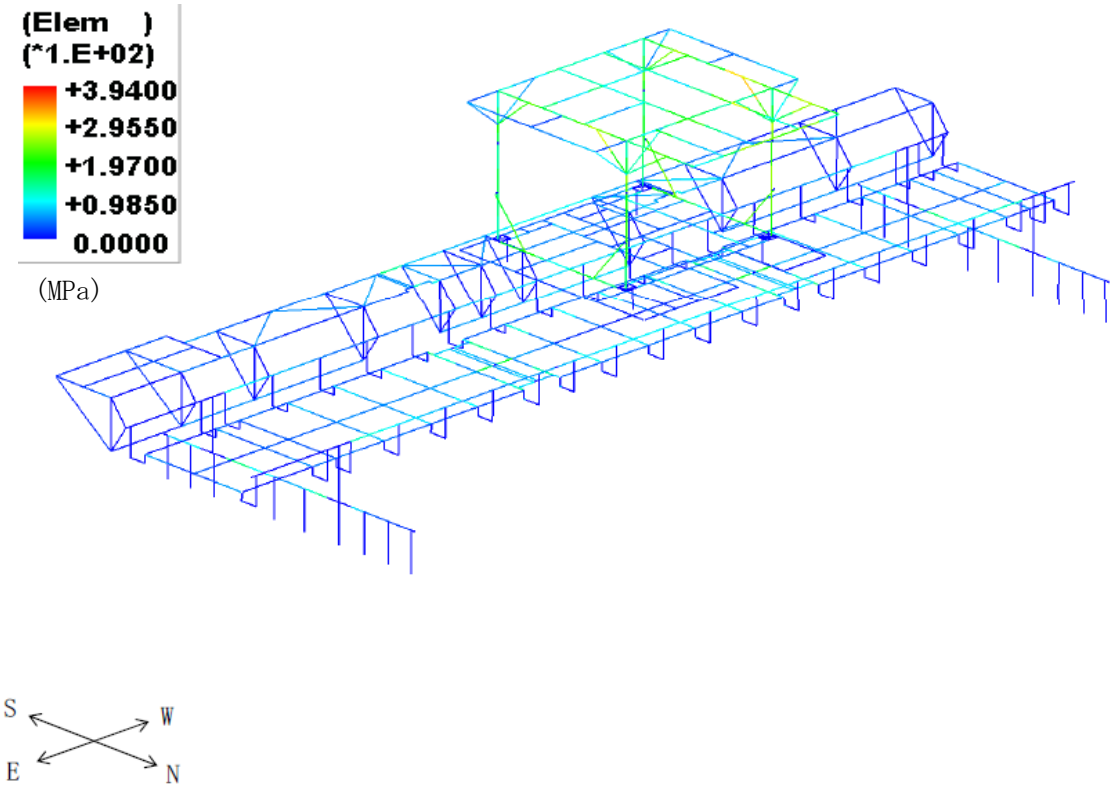


図 2.2-3　地震応答解析結果

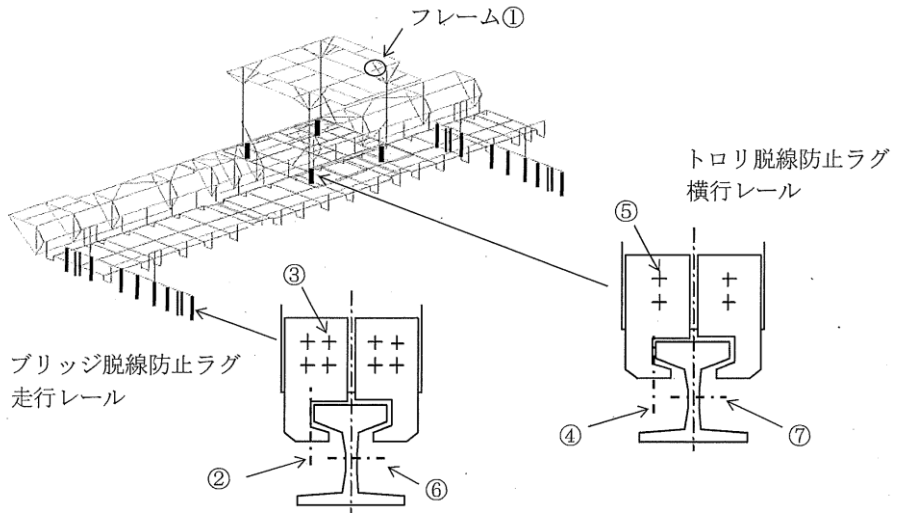
(3) 燃料取扱機の構造強度評価結果

燃料取扱機の応力評価結果を表 2.2-2 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，燃料取扱機は基準地震動 Ss に対して落下に至らないことを確認した。

表 2.2-2　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位		使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
燃料取扱機構造物フレーム①		SS400 STKR400	曲げ	316	394
			せん断	13	227
			組合せ	316	394
ブリッジ	脱線防止ラグ②	SS400	曲げ	125	394
			せん断	38	227
			組合せ	140	394
	取付ボルト③	SCM435	せん断	66	523
トロリ	脱線防止ラグ④	SS400	曲げ	90	394
			せん断	35	227
			組合せ	107	394
	取付ボルト⑤	SCM435	せん断	139	523
走行レール⑥		レール鋼 (CR 73K-DHH)	曲げ	531	1080
			せん断	42	623
			組合せ	535	1080
横行レール⑦		レール鋼 (1 類　AR 30A)	曲げ	568	690
			せん断	24	398
			組合せ	569	690



2.3　クレーンの構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

クレーンについて，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

クレーンの物性値及び許容応力を表 2.3-1 に示す。温度は運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。落下防止の観点から，曲げと組合せは設計引張強さＳｕを許容応力とする。せん断応力は JEAG4601・補-1984 に従い引張応力から換算して，設計引張強さＳｕを 1/√3 倍して用いる。

表 2.3-1　物性値及び許容応力

材料定数

部位	使用材料	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比	温度 (℃)
クレーン本体 ガーダ	SM490A	201,000	0.3	50

許容応力

部位		使用材料	応力の種類	許容応力 (MPa)
クレーン本体 ガーダ	中央	SM490A	曲げ	480
	端部	SM490A	せん断	277
脱線防止ラグ		SS400	曲げ	394
			せん断	227
			組合せ	394
トロリストッパ		SS400	曲げ	394
			せん断	227
			組合せ	394

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含むクレーン自身の質量による荷重である。

地震荷重は弾性設計用地震動 Sd による荷重であり，水平 2 方向の地震荷重に鉛直方向地震荷重を加算する。具体的には次の通りである。

・死荷重＋水平地震（NS，EW 方向）＋鉛直地震

クレーン本体ガーダ質量	170,000(kg)
トロリ質量	103,000(kg)
吊り荷質量	100,000(kg)

(2) クレーンの地震応答解析

解析は，地震応答解析モデルにより計算機コード「ABAQUS」を用いた直接積分法による時刻歴解析により行う

1) 解析に用いる入力地震動

クレーンの入力地震動は，弾性設計用地震動 Sd を入力した時のクレーン支持用架構の地震応答計算から得られる G.L.+40.22m（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）の時刻歴加速度波を用いる。時刻歴加速度波形を図 2.3-1 に示す。なお，死荷重は鉛直下向きに 1G とする。

この時刻歴加速度波はクレーンの走行範囲で想定される時刻歴加速度波のうち，クレーンに対し最も影響を与えるものである。

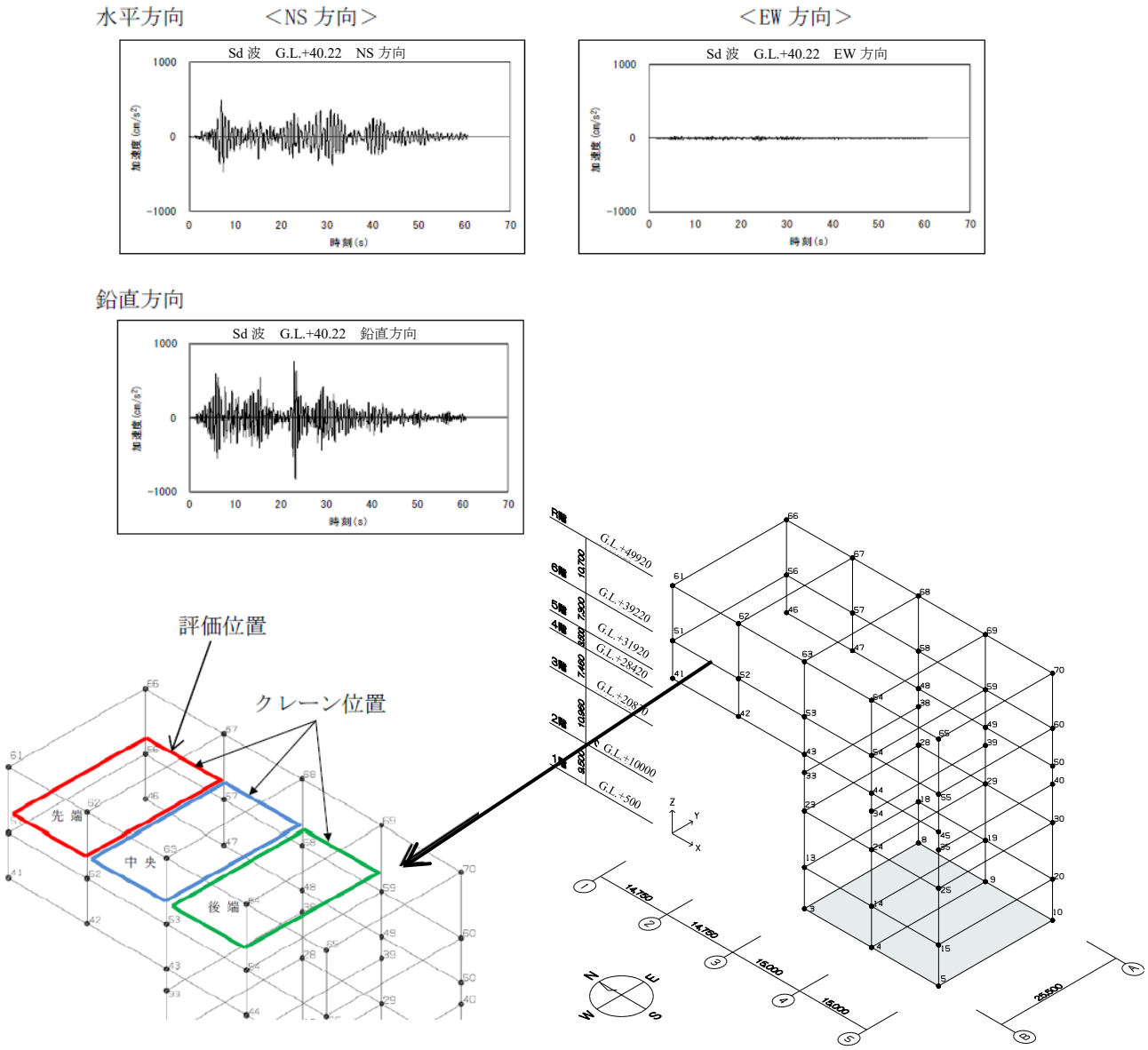


図 2.3-1 時刻歴加速度波形

2)　地震応答解析モデル

クレーンの地震応答解析モデルを図 2.3-2 に示す。

解析モデルは，ビーム及び非線形要素でモデル化しており，走行車輪部下端がクレーン支持用架構側との取り合い点であるため，それを拘束点とする。

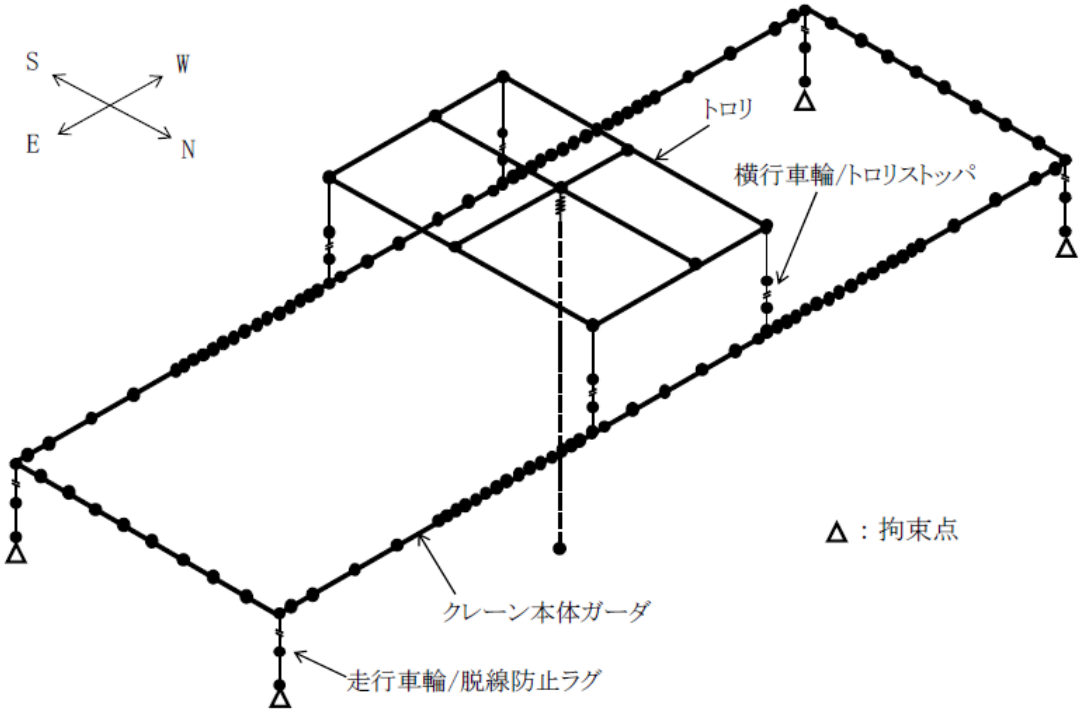


図 2.3-2　地震応答解析モデル

3) 設計地震

脱線防止ラグ及びトロリストッパの評価において，設計震度は以下とする。

	固有周期（s）	設計震度
走行方向（NS 方向）	－	0.075※
横行方向（EW 方向）	0.020	0.89

注記※：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度

4)　地震動の入力方法の考え方

クレーンに入力される時刻歴波は，クレーン周囲のクレーン支持用架構の節部分からランウェイガーダ／走行レールを経由してクレーン車輪部に入力されることとなるが，クレーンの位置により時刻歴波が異なることから，クレーン重心位置に応じて平均化した時刻歴波を入力地震動とする。

5)　地震応答解析結果

クレーンの地震応答解析結果を表 2.3-2 に示す。

地震応答解析結果は時刻歴応答結果の最大値を用いる。

表 2.3-2　クレーンの地震応答解析結果

部位		荷重の種類	荷重の方向	荷重値
クレーン本体ガーダ	中央	曲げモーメント(N･mm)	鉛直	1.707×10^{10}
			水平	8.429×10^{8}
	端部	せん断力(N)	鉛直	2.372×10^{6}
脱線防止ラグ		圧縮力(N)	鉛直	2.779×10^{5}
トロリストッパ			鉛直	1.877×10^{5}

注：絶対値にて表示している。

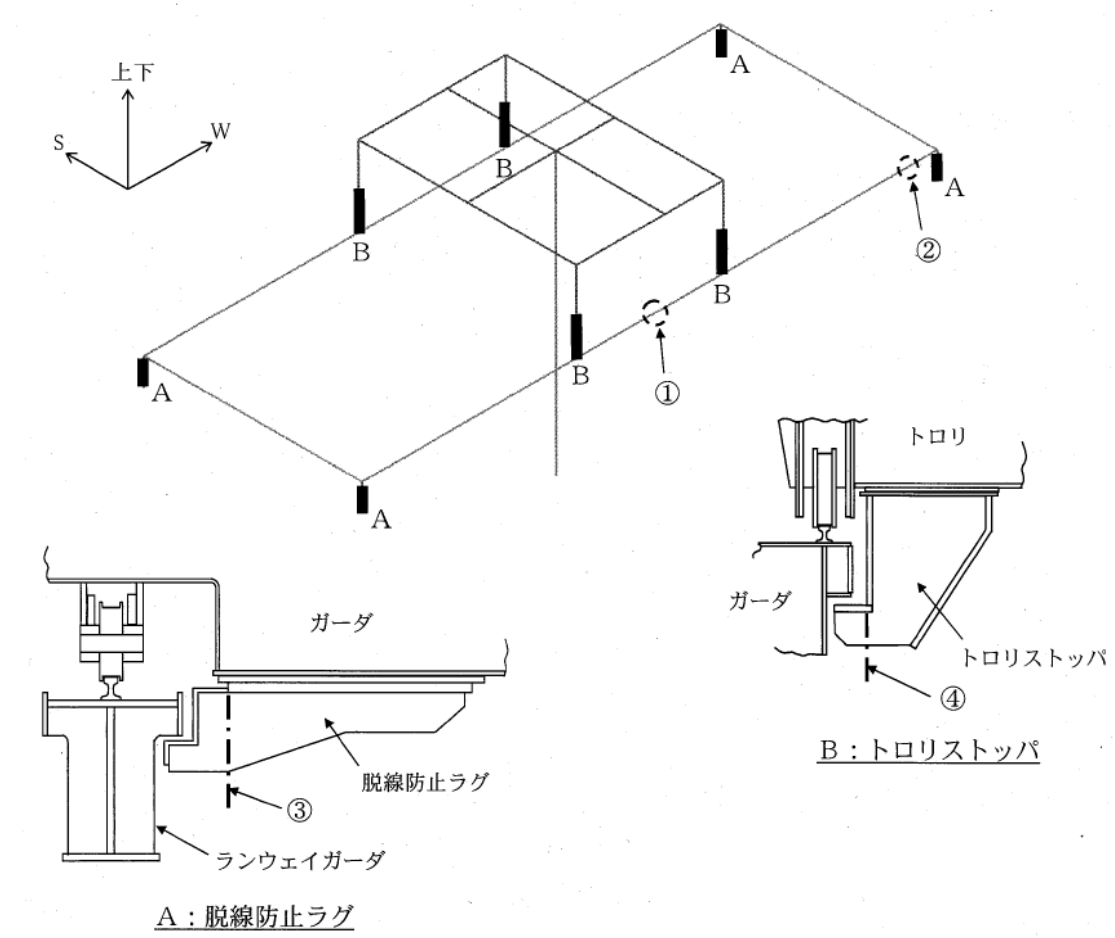
(3) クレーンの構造強度評価結果

クレーンの構造強度評価結果を表 2.3-3 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，クレーンは弾性設計用地震動 Sd に対して落下に至らないことを確認した。

表 2.3-3　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位		使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
クレーン本体ガーダ	中央①	SM490A	曲げ	140	480
	端部②	SM490A	せん断	60	277
脱線防止ラグ③		SS400	曲げ	87	394
			せん断	12	227
			組合せ	89	394
トロリストッパ④		SS400	曲げ	30	394
			せん断	9	227
			組合せ	34	394



3　３号機燃料取扱設備の構造強度及び耐震性について

3.1　概要

3.1.1　一般事項

３号機燃料取扱設備は，燃料取扱機とクレーンを有し，それぞれについて構造強度及び耐震性について検討を行う。燃料取扱設備は使用済燃料プールを覆う燃料取り出し用カバーに設置される。燃料取扱機とクレーンの耐震設計上の重要度分類は，B クラス相当とする。

燃料取扱機の構造強度及び耐震性は，検討に用いる地震動として基準地震動 Ss に対する地震応答解析を実施し，燃料取扱機が使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は燃料取扱機が転倒・落下に至らないことを確認する。

クレーンの構造強度及び耐震性は，検討に用いる地震動として弾性設計用地震動 Sd に対する地震応答解析を実施し，クレーンが使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，クレーンが転倒・落下に至らないことを確認する。

弾性設計用地震動 Sd は，基準地震動 Ss の１／２として評価する。

なお，キャスクの縦揺れについては，キャスクの荷重に対して，クレーンのワイヤが切断しない(キャスクが落下しない)ことを確認している。また，キャスクの横揺れについては，クレーンの水平方向固有周期と比較し，ワイヤロープで吊り下げられたキャスクの固有周期は十分に長いことから，クレーン自体の振動には影響されないことを確認している。

燃料取扱設備の検討は，下記に準拠して行う。

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）

(2) 原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）

(3) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（JSME S NC1-2005）

(4) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（2007 年追補版）（JSME S NC1-2007）

3.1.2　燃料取扱機

燃料取扱機は，門型架構（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）に設置されるもので，南北方向を長手方向としてブリッジが配置され，東西方向に走行する。このブリッジ上にトロリが設置され，南北方向に走行する。燃料取扱機フレームは，ブリッジ，テンシルトラストロリで構成される。燃料取扱機の概要を図3.1.2-1に示す。

ブリッジは，走行レール上に乗っているので地震時，走行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

テンシルトラストロリは，横行レール上に乗っているので地震時，横行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

ブリッジ及びトロリの車輪は各々4個であり，そのうち摩擦を受ける駆動輪は，ブリッジは2個，トロリは4個であり，駆動輪で水平力を受ける。

ゆえに，最大静止摩擦係数を・・=0.3 とすれば，ブリッジ水平力は鉛直方向荷重×・×2/4＝鉛直方向荷重×0.15であるが，保守的に鉛直方向荷重×0.3とする。

ブリッジは，走行方向に水平直角な方向に対して，ガイドフレームによって荷重を支持され，鉛直上向き方向に対して，脱線防止ラグによって支持される。

トロリは，走行方向に水平直角及び鉛直上向きな方向に対しては，脱線防止ラグによって荷重を支持する。

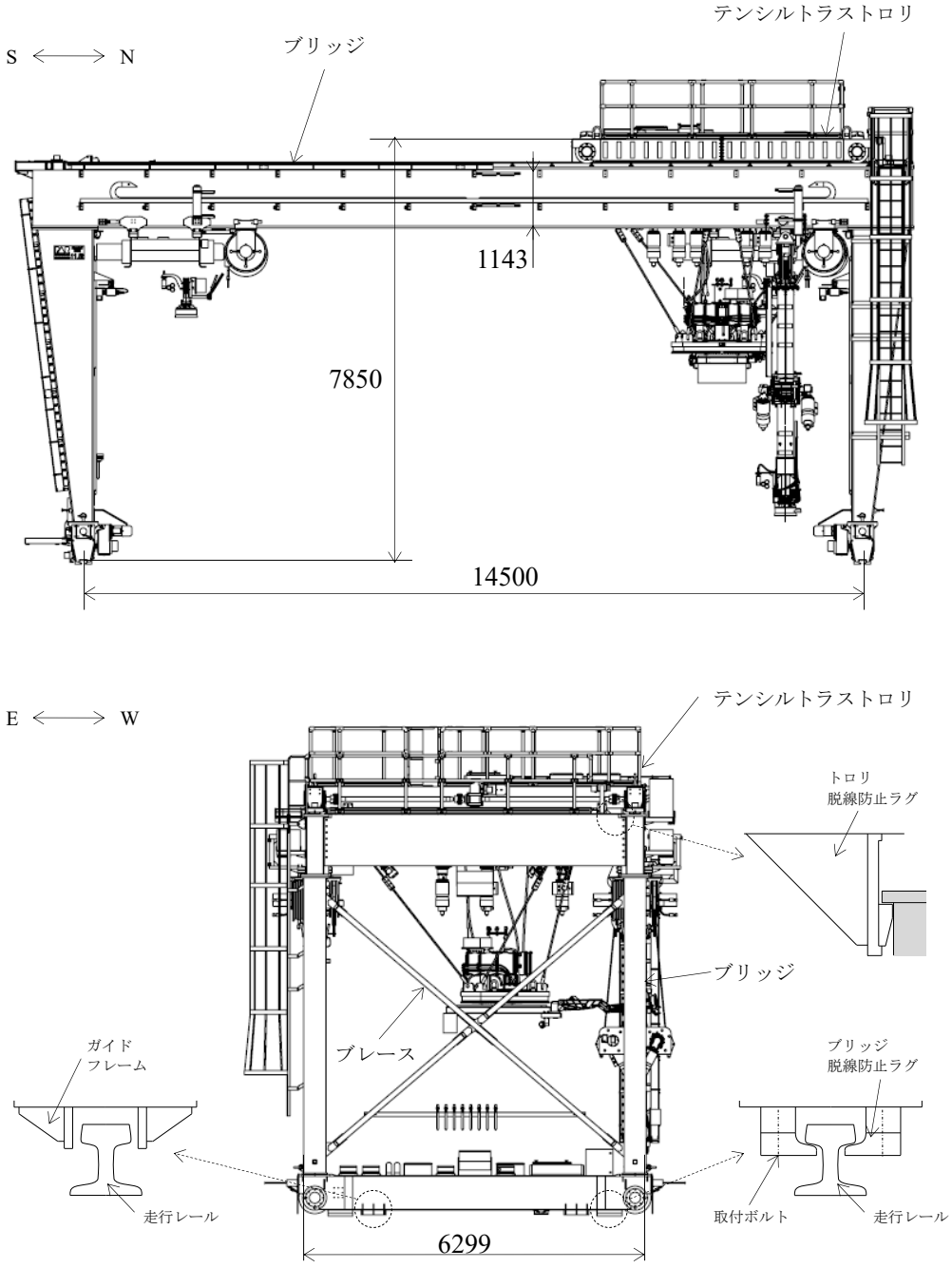


図 3.1.2-1　燃料取扱機の概要

3.1.3　クレーン

クレーンは，門型架構（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）に設置されるもので，南北方向を長手方向としてブリッジが配置され，東西方向に走行する。このブリッジ上にトロリが設置され，南北方向に走行する。クレーンは，ブリッジ，トロリで構成される。クレーンの概要を図 3.1.3-1 に示す。

ブリッジは，走行レール上に乗っているので地震時，走行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

トロリは，横行レール上に乗っているので地震時，横行方向に対しては，最大静止摩擦力以上の水平力が加わった場合すべりを生じる。

ブリッジ及びトロリの車輪は各々4 個であり，そのうち摩擦を受ける駆動輪は，ブリッジ，トロリ共に各々2 個であり，駆動輪で水平力を受ける。

ゆえに，最大静止摩擦係数を・＝0.3 とすれば，水平力は鉛直方向荷重×・×2/4＝鉛直方向荷重×0.15 であるが，保守的に鉛直方向荷重×0.3 とする。

ブリッジは，走行方向に水平直角な方向に対して，ガイドフレームによって荷重を支持され，鉛直上向き方向に対して，脱線防止ラグによって支持される。

トロリは，走行方向に水平直角及び鉛直上向きな方向に対しては，脱線防止ラグによって荷重を支持する。

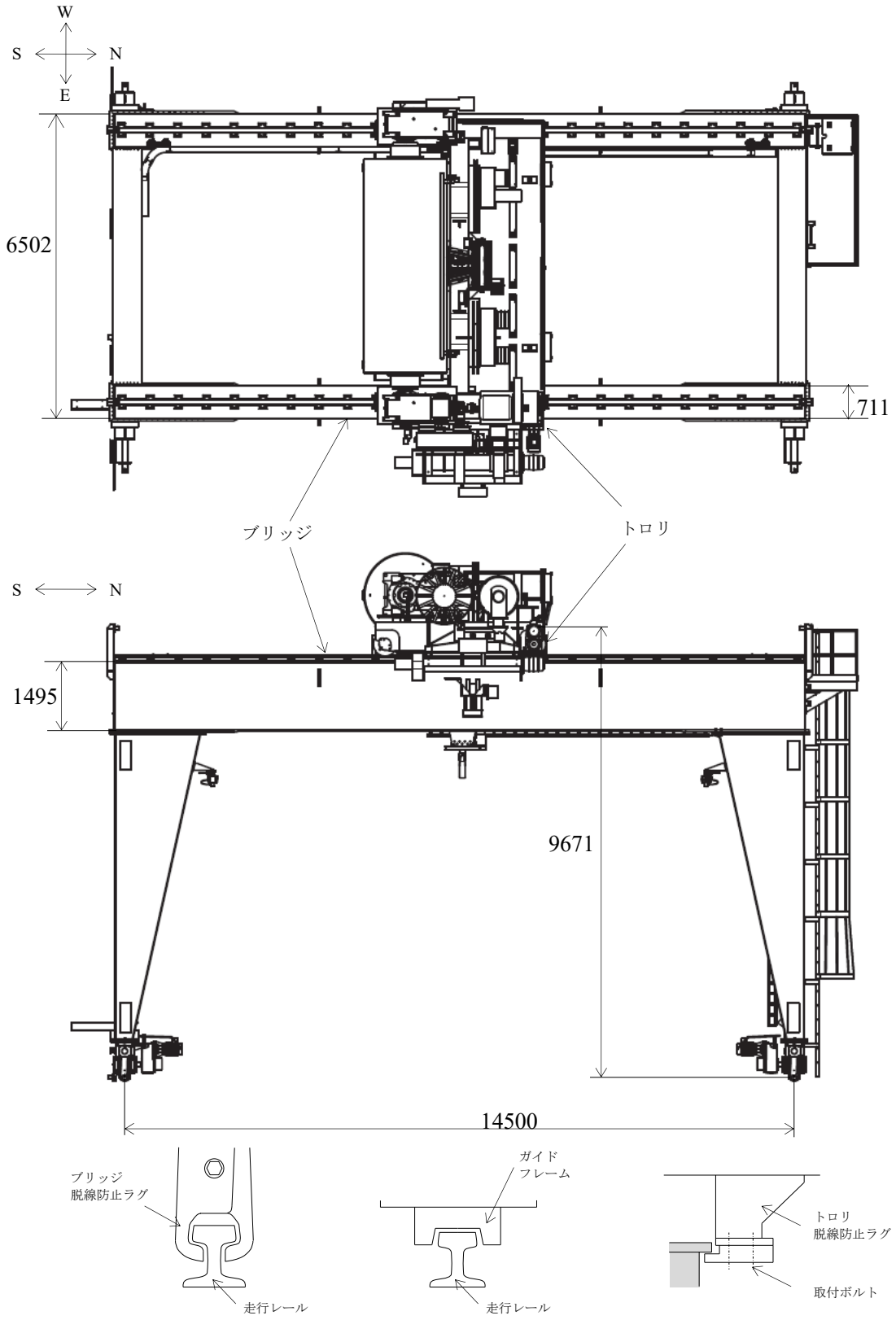


図 3.1.3-1　クレーンの概要

3.2　燃料取扱機の構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

燃料取扱機について，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

燃料取扱機の物性値及び許容応力を表 3.2-1 に示す。温度は運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。曲げ，組合せ，せん断の許容応力は，JEAC 4601-2008 に従い用いる。

表 3.2-1　物性値及び許容応力

材料定数

部位	使用材料	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比	温度 (℃)
燃料取扱機構造物 フレーム	ASTM A572 GR50	201,000	0.3	50
	ASTM A500 GR B	201,000	0.3	50

許容応力

部位	使用材料	応力の種類	許容応力 (MPa)
燃料取扱機構造物 フレーム	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		組合せ	315
	ASTM A500 GR B	曲げ	280
		せん断	161
		組合せ	280
ブリッジ 脱線防止ラグ	ASTM A514 GR H	曲げ	483
		せん断	278
		組合せ	483
ブリッジ脱線防止ラグ 取付ボルト	ISO898-1 8.8	引張	420
ガイドフレーム	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		組合せ	315
トロリ 脱線防止ラグ	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		引張	315
		組合せ	315
走行レール	レール鋼 (ASTM A759)	曲げ	537
		せん断	310
		組合せ	537

2) 荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含む燃料取扱機自身の質量による荷重である。

地震荷重は基準地震動 Ss による荷重であり，水平 2 方向それぞれの地震荷重に鉛直方向地震荷重を二乗和平方根（SRSS）法で組み合わせる。具体的には次の通りである。

・ $((\text{水平地震(NS 方向)})^2+(\text{水平地震(EW 方向)})^2+(\text{鉛直地震})^2)^{1/2}$

ブリッジ質量	43,000(kg)
テンシルトラストロリ質量※1	26,300(kg)
マストトロリ質量	3,500(kg)
西側補助ホイストトロリ質量※2	6,650(kg)
東側補助ホイストトロリ質量※2	6,650(kg)

※1：吊り荷質量（1,500(kg)）含む

※2：吊り荷質量（4,900(kg)）含む。但し，評価は 5,000kg で行った。

(2) 燃料取扱機の地震応答解析

解析は，地震応答解析モデルにより計算機コード「NX Nastran」を用いた直接積分法による時刻歴解析により行う。

1) 解析に用いる入力地震動

燃料取扱機の入力地震動は，基準地震動 Ss を入力した時の門型架構地震応答計算から得られる G.L.+36m（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）の時刻歴加速度波を用いる。時刻歴加速度波は燃料取扱機，クレーンの門型架構上の位置（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」図 3.2-1 参照）によって異なるため，時刻歴加速度波の各床応答スペクトルの内，燃料取扱機の固有周期で最も大きな値をとる床応答スペクトルの時刻歴加速度波を用いる。

門型架構上での燃料取扱機の位置を表 3.2-2，時刻歴加速度波形を図 3.2-1，図 3.2-2 に示す。なお，死荷重は鉛直下向きに 1G とする。

この時刻歴加速度波は燃料取扱機の走行範囲で想定される時刻歴加速度波のうち，燃料取扱機に対し最も影響を与えるものである。

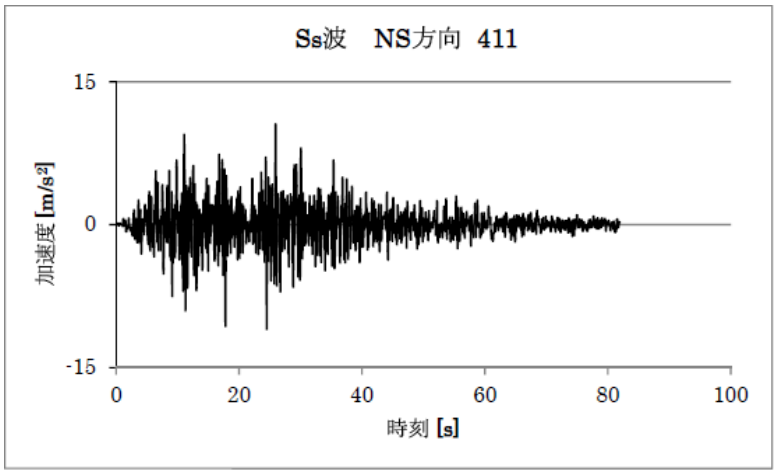
表 3.2-2　門型架構上での燃料取扱機の位置

トロリがブリッジの中央にある場合の解析ケース

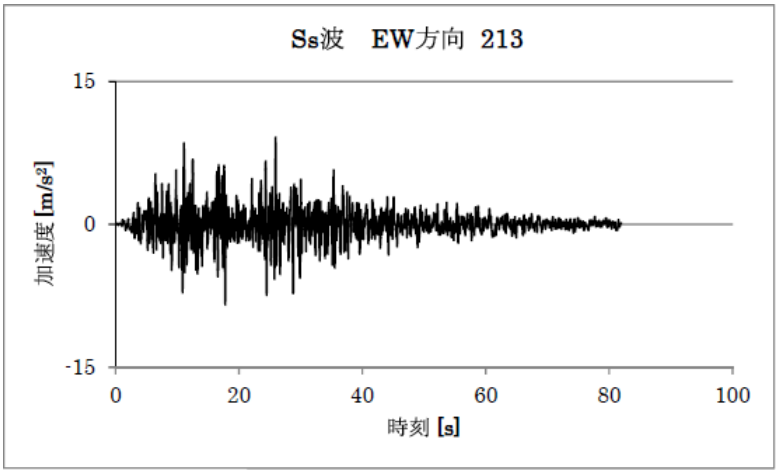
時刻歴加速度波	門型架構上での 燃料取扱機の位置
ＮＳ方向	中央
ＥＷ方向	東端
ＵＤ方向	東端

トロリがブリッジの端部にある場合の解析ケース

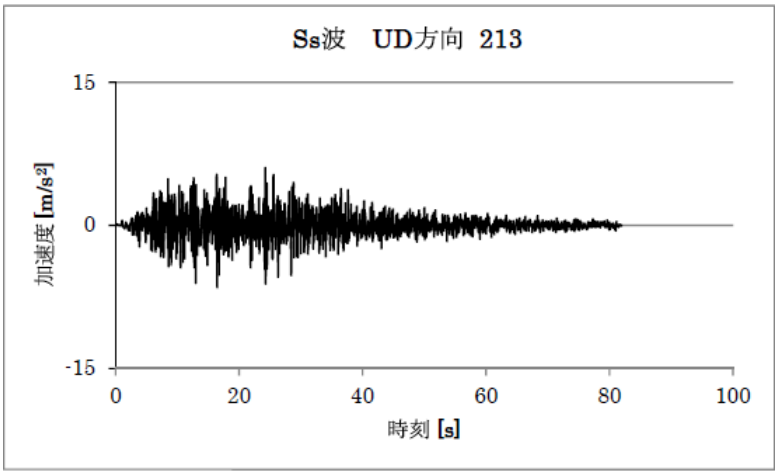
時刻歴加速度波	門型架構上での 燃料取扱機の位置
ＮＳ方向	中央
ＥＷ方向	中央
ＵＤ方向	中央



水平方向＜NS 方向＞

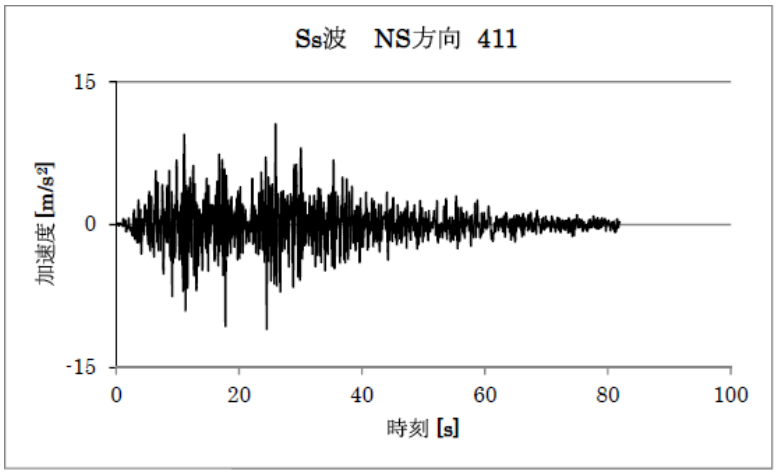


水平方向＜EW 方向＞

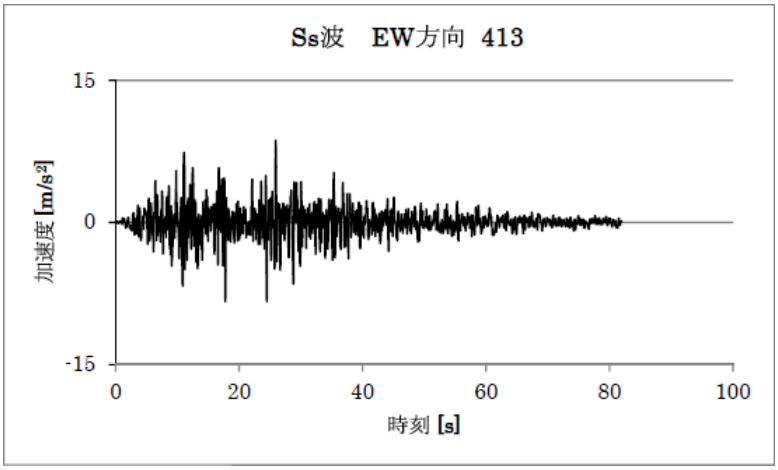


鉛直方向

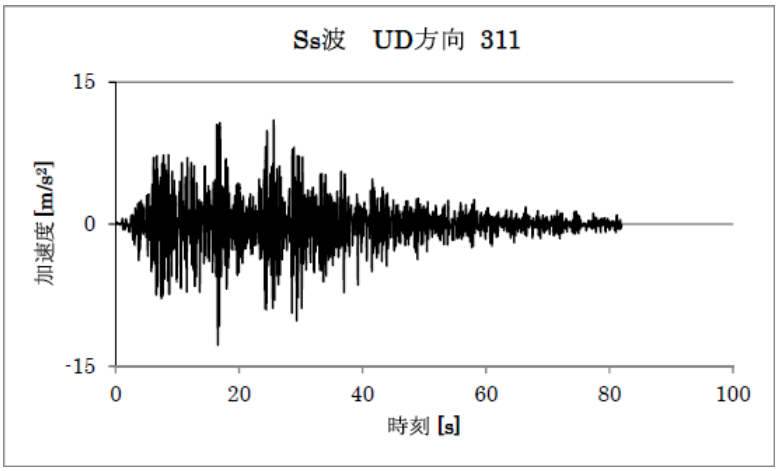
図 3.2-1　トロリがブリッジの中央にある場合の時刻歴加速度波形



水平方向＜NS 方向＞



水平方向＜EW 方向＞



鉛直方向

図 3.2-2　トロリがブリッジの端部にある場合の時刻歴加速度波形

2)　地震応答解析モデル

燃料取扱機の地震応答解析モデルを図 3.2-3 に示す。

解析モデルは，ビーム，非線形要素及びシェルでモデル化しており，走行車輪部下端が門型架構側との取り合い点であるため，それを拘束点とする。

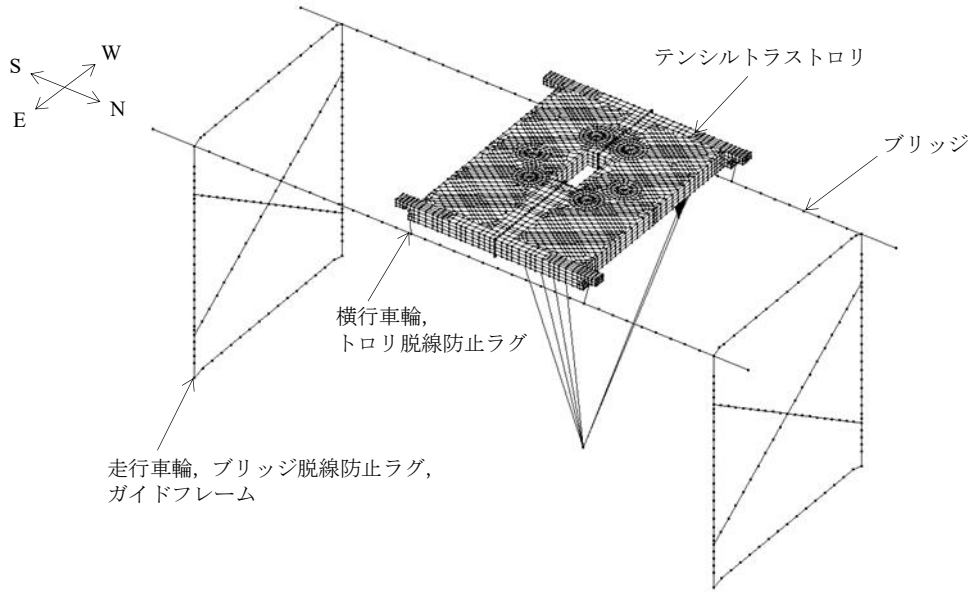


図 3.2-3　地震応答解析モデル

3)　地震応答解析結果

燃料取扱機の地震応答解析結果を表 3.2-3 に示す。

地震応答解析結果は時刻歴応答結果の最大値を用いる。

表 3.2-3　燃料取扱機の地震応答解析結果

部位		荷重の種類	荷重の方向	荷重値
燃料取扱機構造物	脚部	曲げモーメント(N･mm)	水平	2.064×10^{9}
	ブリッジガーダ	せん断力(N)	水平	7.301×10^{4}
			鉛直	5.478×10^{5}
ブリッジ脱線防止ラグ		圧縮力(N)	鉛直	1.669×10^{5}
ガイドフレーム		圧縮力(N)	水平	3.394×10^{5}
トロリ脱線防止ラグ		圧縮力(N)	水平	1.110×10^{5}
		圧縮力(N)	鉛直	1.317×10^{5}
走行レール		圧縮力(N)	水平	3.394×10^{5}

注：絶対値にて表示している。

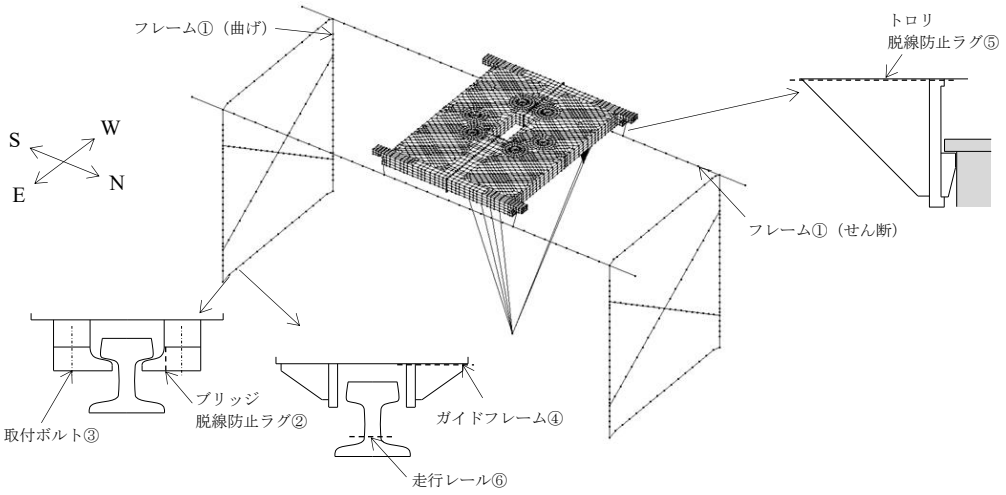
(3) 燃料取扱機の構造強度評価結果

燃料取扱機の応力評価結果を表 3.2-4 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，燃料取扱機は基準地震動 Ss に対して転倒・落下に至らないことを確認した。

表 3.2-4　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位	使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
燃料取扱機構造物 フレーム①	ASTM A572 GR50	曲げ	140	315
		せん断	41	181
		組合せ	153	315
ブリッジ 脱線防止ラグ②	ASTM A514 GR H	曲げ	41	483
		せん断	8	278
		組合せ	44	483
ブリッジ脱線防止ラグ 取付ボルト③	ISO898-1 8.8	引張	222	420
ガイドフレーム④	ASTM A572 GR50	曲げ	170	315
		せん断	27	181
		組合せ	177	315
引張トロリ 脱線防止ラグ⑤	ASTM A572 GR50	曲げ	16	315
		せん断	5	181
		引張	6	315
		組合せ	24	315
走行レール⑥	レール鋼 (ASTM A759)	曲げ	305	537
		せん断	14	310
		組合せ	306	537



3.3　クレーンの構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

クレーンについて，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

クレーンの物性値及び許容応力を表 3.3-1 に示す。温度は運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。曲げ，組合せ，せん断の許容応力は，JEAC 4601-2008 に従い用いる。

表 3.3-1　物性値及び許容応力

材料定数

部位	使用材料	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比	温度 (℃)
クレーン構造物 フレーム	ASTM A572 GR50	201,000	0.3	50
	ASTM A500 GR C	201,000	0.3	50

許容応力

部位	使用材料	応力の種類	許容応力 (MPa)
クレーン構造物 フレーム	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		組合せ	315
	ASTM A500 GR C	曲げ	297
		せん断	171
		組合せ	297
ガイドフレーム	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		組合せ	315
トロリ 脱線防止ラグ	ASTM A572 GR50	曲げ	315
		せん断	181
		引張	315
		組合せ	315
トロリ脱線防止ラグ 取付ボルト	ASTM A325	引張	433
走行レール	レール鋼 (ASTM A759)	曲げ	537
		せん断	310
		組合せ	537

2) 荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含むクレーン自身の質量による荷重である。

地震荷重は弾性設計用地震動 Sd による荷重であり，水平 2 方向それぞれの地震荷重に鉛直方向地震荷重を二乗和平方根（SRSS）法で組み合わせる。具体的には次の通りである。

・ $((\text{水平地震(NS 方向)})^2+(\text{水平地震(EW 方向)})^2+(\text{鉛直地震})^2)^{1/2}$

ブリッジ質量	54,600(kg)
トロリ質量※	85,400(kg)

※吊り荷質量（50,000(kg)）含む

(2) クレーンの地震応答解析

解析は，地震応答解析モデルにより計算機コード「NX Nastran」を用いた直接積分法による時刻歴解析により行う。

1) 解析に用いる入力地震動

クレーンの入力地震動は，弾性設計用地震動 Sd を入力した時の門型架構地震応答計算から得られる G.L.+36m（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」参照）の時刻歴加速度波を用いる。時刻歴加速度波は燃料取扱機，クレーンの門型架構上の位置（添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」図 3.2-1 参照）によって異なるため，時刻歴加速度波の各床応答スペクトルの内，クレーンの固有周期で最も大きな値をとる床応答スペクトルの時刻歴加速度波を用いる。

門型架構上でのクレーンの位置を表 3.3-2，時刻歴加速度波形を図 3.3-1，図 3.3-2 に示す。なお，死荷重は鉛直下向きに 1G とする。

この時刻歴加速度波はクレーンの走行範囲で想定される時刻歴加速度波のうち，クレーンに対し最も影響を与えるものである。

表 3.3-2　門型架構上でのクレーンの位置

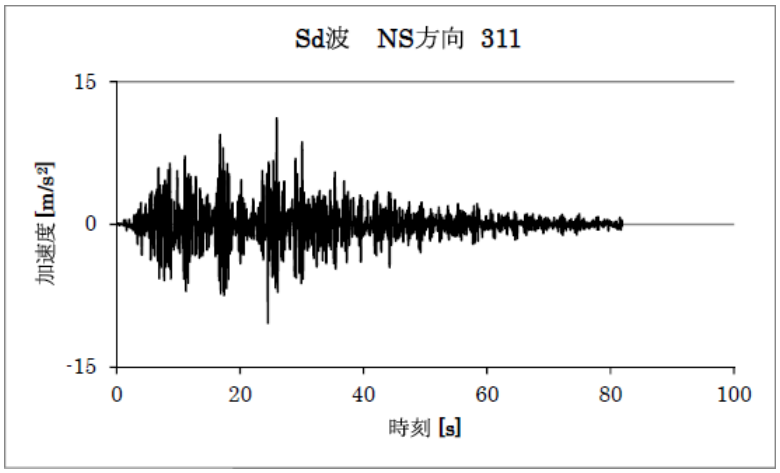
トロリがブリッジの中央にある場合の解析ケース

時刻歴加速度波	門型架構上での クレーンの位置
ＮＳ方向	西端
ＥＷ方向	西端
ＵＤ方向	西端

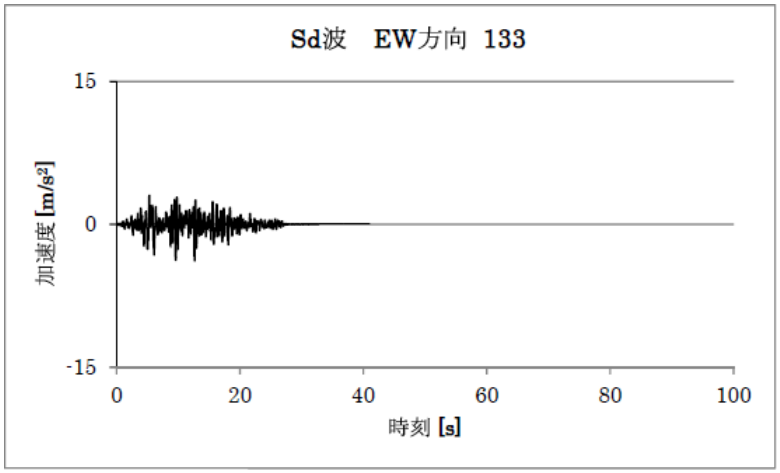
トロリがブリッジの端部※にある場合の解析ケース

時刻歴加速度波	門型架構上での クレーンの位置
ＮＳ方向	西端
ＥＷ方向	西端
ＵＤ方向	西端

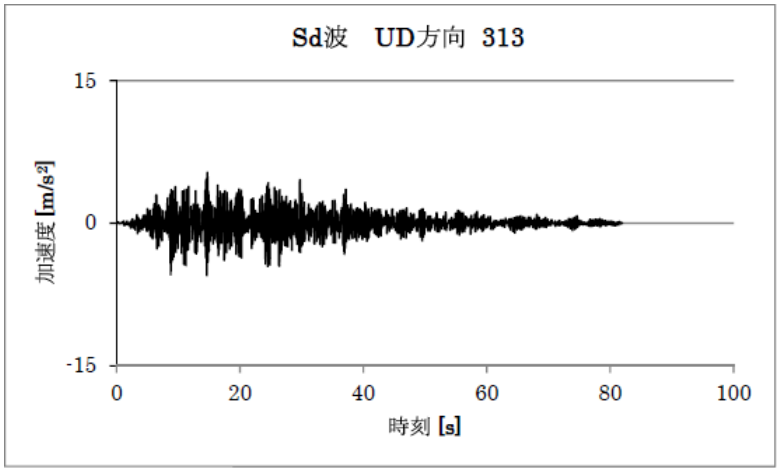
※：構内用輸送容器取扱モードの中でトロリが最も北側に位置する状態



水平方向＜NS 方向＞

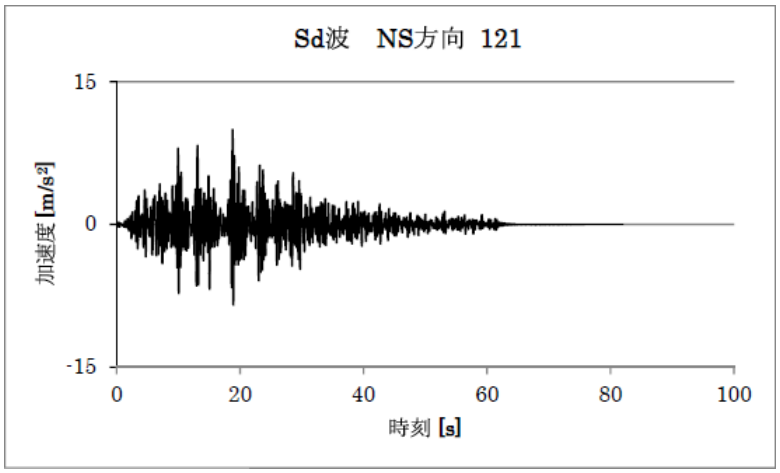


水平方向＜EW 方向＞

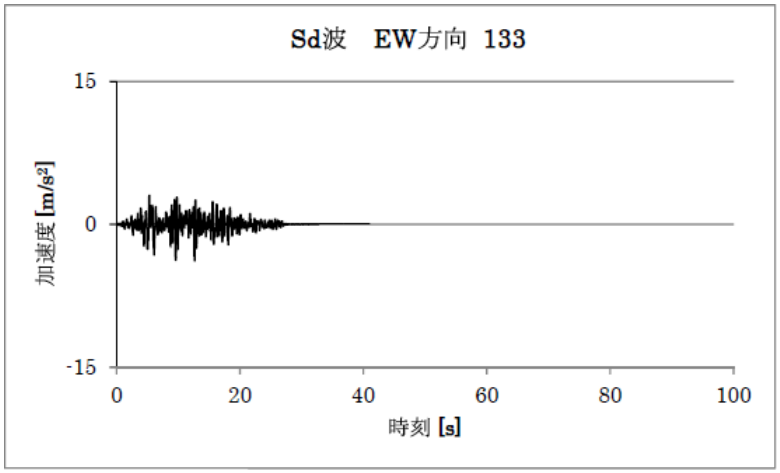


鉛直方向

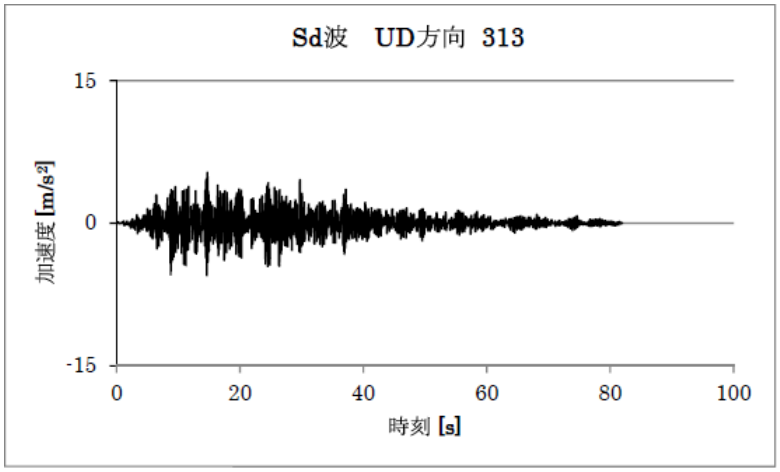
図 3.3-1　トロリが中央にある場合の時刻歴加速度波形



水平方向＜NS 方向＞



水平方向＜EW 方向＞



鉛直方向

図 3.3-2　トロリが中間位置にある場合の時刻歴加速度波形

2)　地震応答解析モデル

クレーンの地震応答解析モデルを図 3.3-3 に示す。

解析モデルは，ビーム及び非線形要素でモデル化しており，走行車輪部下端が門型架構側との取り合い点であるため，それを拘束点とする。

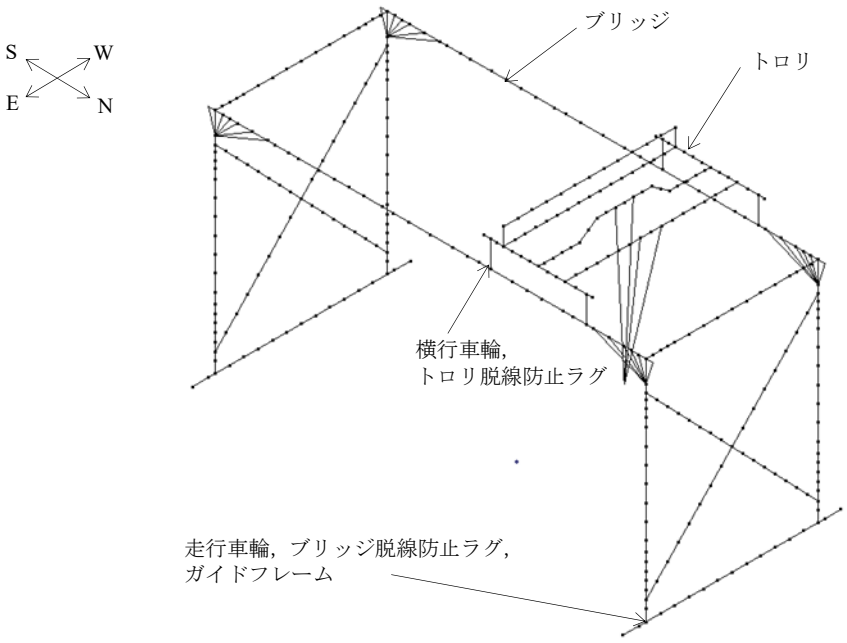


図 3.3-3　地震応答解析モデル

3)　地震応答解析結果

クレーンの地震応答解析結果を表 3.3-3 に示す。

地震応答解析結果は時刻歴応答結果の最大値を用いる。

表 3.3-3　クレーンの地震応答解析結果

部位		荷重の種類	荷重の方向	荷重値
クレーン構造物	トロリ	曲げモーメント(N･mm)	水平	2.775×10^{7}
			鉛直	1.157×10^{9}
		せん断力(N)	水平	2.585×10^{4}
			鉛直	8.182×10^{5}
ガイドフレーム		圧縮力(N)	水平	5.357×10^{5}
トロリ脱線防止ラグ		圧縮力(N)	水平	1.977×10^{5}
		圧縮力(N)	鉛直	2.145×10^{5}
走行レール		圧縮力(N)	水平	5.357×10^{5}

注：絶対値にて表示している。

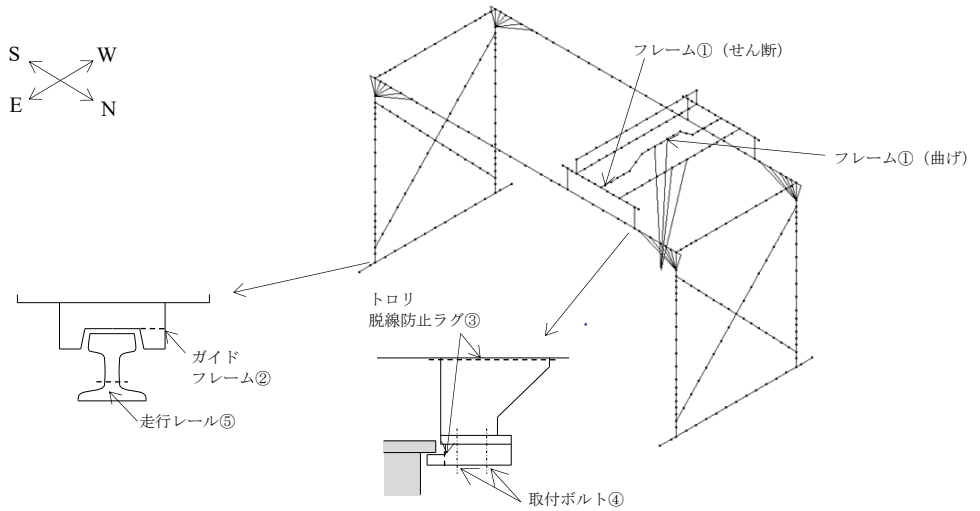
(3) クレーンの構造強度評価結果

クレーンの応力評価結果を表 3.3-4 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，クレーンは弾性設計用地震動 Sd に対して転倒・落下に至らないことを確認した。

表 3.3-4　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位	使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
クレーン構造物 フレーム①	ASTM A572 GR50	曲げ	127	315
		せん断	113	181
		組合せ	234	315
ガイドフレーム②	ASTM A572 GR50	曲げ	93	315
		せん断	11	181
		組合せ	95	315
トロリ 脱線防止ラグ③	ASTM A572 GR50	曲げ	39	315
		せん断	14	181
		引張	10	315
		組合せ	52	315
トロリ脱線防止ラグ 取付ボルト④	ASTM A325	引張	131	433
ブリッジ 脱線防止ラグ	ASTM A572 GR50	—	—	—
走行レール⑤	レール鋼 (ASTM A759)	曲げ	273	537
		せん断	12	310
		組合せ	274	537



4　２号機燃料取扱設備の構造強度及び耐震性について

4.1　概要

4.1.1　一般事項

２号機燃料取扱設備は，燃料取扱機とクレーンを有し，それぞれについて構造強度及び耐震性について検討を行う。燃料取扱設備は原子炉建屋オペレーティングフロアと燃料取り出し用構台にわたり設置するランウェイガーダ上に設置される。

燃料取扱機及びクレーンの構造強度及び耐震性は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とし，具体的には B+クラスの地震力に対する耐震評価を行う。なお，耐震クラス分類に係わる被ばく評価については，「別冊２８　２号機 使用済燃料プールからの燃料取り出し設備に係る補足説明」（以下，別冊２８と記載）P113～P130 参照。

地震動として検討用地震動（最大加速度 900gal）の 1/2 の最大加速度 450gal の地震動（以下，1/2Ss450 と記載）に対する地震応答解析を実施し，燃料取扱設備が使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は燃料取扱機及びクレーンが落下に至らないことを確認する。検討用地震動（最大加速度 900gal）は「東京電力福島第一原子力発電所の外部事象に対する防護の検討について」（東京電力株式会社 平成 26 年 10 月 3 日 特定原子力施設監視・評価検討会（第 27 回））にて提示した地震動とする。

なお，キャスクの縦揺れについては，キャスクの荷重に対して，クレーンのワイヤロープが切断しない（キャスクが落下しない）ことを確認している。また，キャスクの横揺れについては，クレーンの水平方向固有周期と比較し，ワイヤロープで吊り下げられたキャスクの固有周期は十分に長いことから，クレーン自体の振動には影響されないことを確認している。

燃料取扱設備の検討は，下記に準拠して行う。

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）
(2) 原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601-1987）
(3) 原子力発電所耐震設計技術指針 追補版（JEAG4601-1991）
(4) 原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC4601-2015）
(5) 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2012）

4.1.2　燃料取扱機

燃料取扱機は，ランウェイガーダ上に設置される。燃料取扱機は低床ジブクレーンとし，南北方向に走行する走行台車とその上に設置する旋回体で構成される。燃料取扱機の概要を図 4.1.2-1 に示す。

燃料取扱機のブームは起伏角度 0°の状態で旋回輪中心からみて 6800mm から 16100mm の範囲で伸縮し，ブーム長さ 6800mm に収縮した状態で 0°から 40°の範囲で起伏する。ブームは旋回体内のブーム根元支持ピンにて支持される。旋回体と走行台車は旋回輪軸受取付ボルトによって支持される。また，燃料取り扱い作業時，ランウェイガーダにアウトリガーピンを挿入し，走行方向，鉛直方向の荷重を支持する。

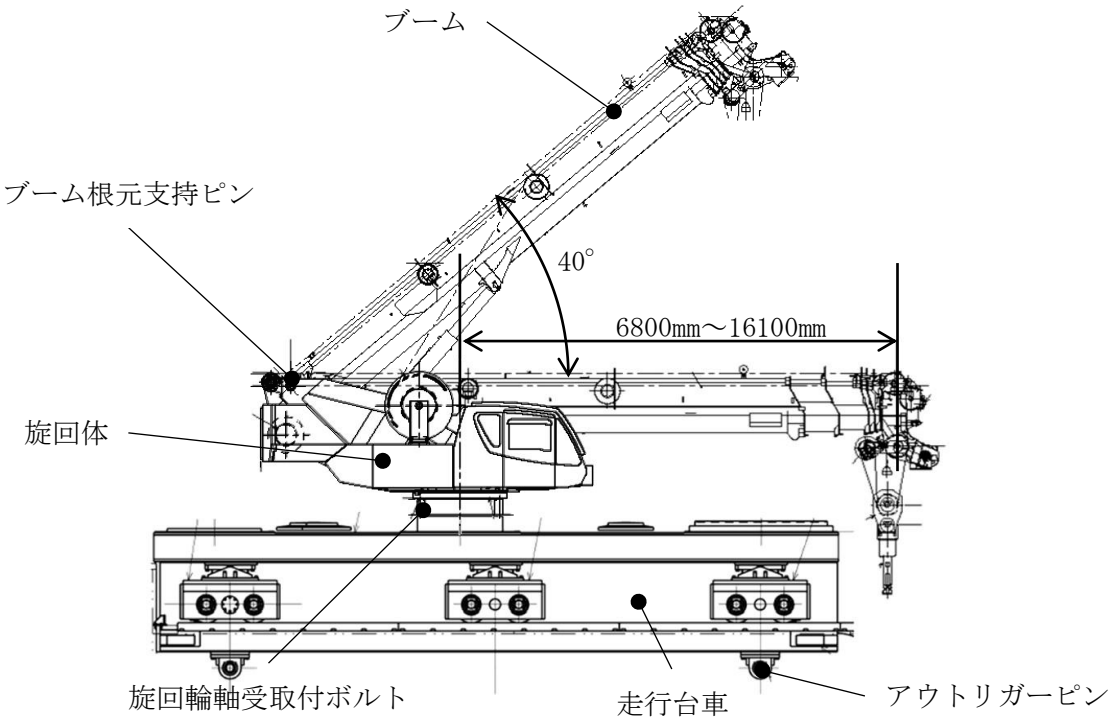


図 4.1.2-1　燃料取扱機の概要

4.1.3　クレーン

クレーンは，ランウェイガーダ上に設置される。クレーンは低床ジブクレーンとし，南北方向に走行する走行台車とその上に設置する旋回体で構成される。クレーンの概要を図4.1.3-1に示す。

クレーンは原子炉建屋内ではブーム起伏角度24°，作業半径12600㎜の状態にて揚重作業を行う。ブームは旋回体内のブーム根元支持ピンにて支持される。旋回体と走行台車は旋回輪軸受取付ボルトによって支持される。また，キャスク取り扱い作業時，ランウェイガーダにアウトリガーピンを挿入し，走行方向，鉛直方向の荷重を支持する。

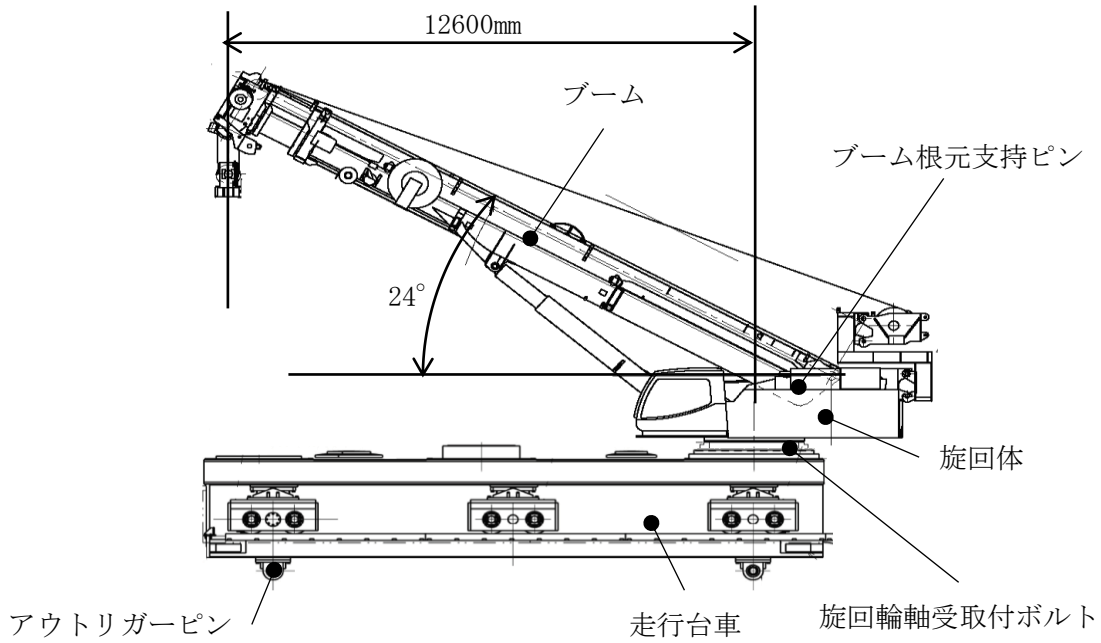


図4.1.3-1　クレーンの概要

4.2　燃料取扱機の構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

燃料取扱機について，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

燃料取扱機の許容応力を表 4.2-1 に示す。温度は運転エリアの環境温度 40℃とする。許容応力は，JEAC 4601-2015 に従う。

表 4.2-1　許容応力

部位	使用材料	応力の種類	許容応力 (MPa)
ブーム	WEL-TEN980RE/ WEL-TEN980E	引張	686
		せん断	396
		曲げ	686
		組合せ	686
ブーム根元支持ピン	SNB23-1	せん断	460
		曲げ	1088
		組合せ	798
旋回輪軸受取付ボルト (内側)	SUS630	引張	917
		せん断	529
旋回輪軸受取付ボルト (外側)		引張	917
		せん断	529
走行台車	SM490B	引張	343
		せん断	198
		曲げ	343
		組合せ	343
アウトリガーピン	SNB23-1	せん断	460
		曲げ	1088
		組合せ	798

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含む燃料取扱設備自身の質量による荷重である。

地震荷重は 1/2Ss450 による荷重であり，水平 2 方向及び鉛直方向地震荷重が同時に作用する場合を考慮する。

燃料取扱機質量※	258,000 (kg)
吊り荷質量	1,000 (kg)

※クレーンを含む

(2) 燃料取扱機の地震応答解析

燃料取扱機のうち，旋回体については地震応答解析モデルにより計算機コード「ANSYS」を用いたモーダル解析による応答スペクトル解析により行う。走行台車については，解析から得られた旋回体からの反力を考慮し，応力評価式を用いて評価する。

1) 設計震度

旋回体への入力地震動は，1/2Ss450 を入力したときのランウェイガーダの原子炉建屋側走行台車停止位置の床応答スペクトルを用いる。床応答スペクトルを図 4.2-1 に示す。この床応答スペクトルは，走行台車各車輪位置で想定される床応答スペクトルを包絡したものである。

走行台車は剛性が高いため，ランウェイガーダ上の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を用いて設計震度を設定する。

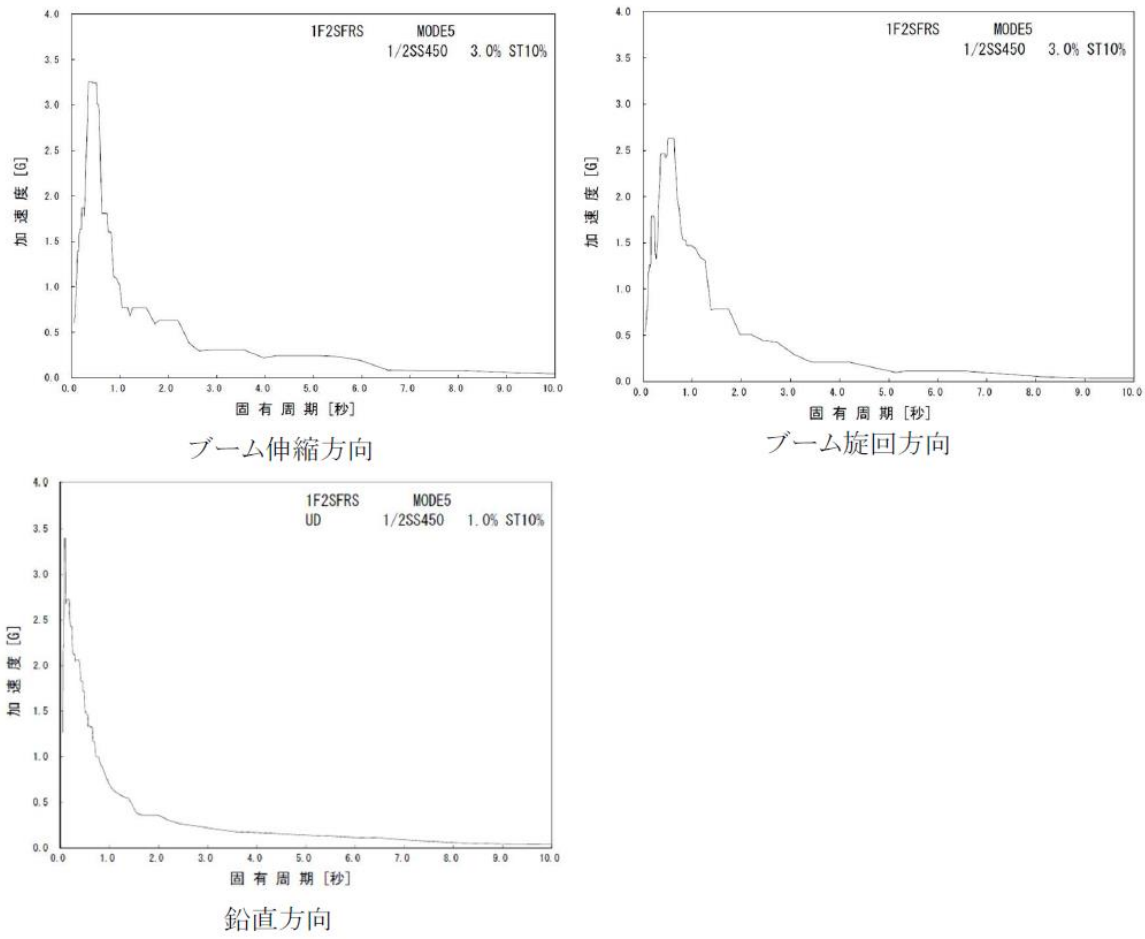


図 4.2-1 床応答スペクトル

2)　地震応答解析モデル

解析モデルは，旋回輪軸受取付ボルトを取り合い点として，旋回体と走行台車に分割して評価する。旋回体の地震応答解析モデルを図 4.2-2 に示す。旋回体はビームとシェルでモデル化し，旋回輪軸受取付ボルトを拘束点とする。走行台車はＨ型又は箱型断面を有するフレームにて構成し，旋回体からの反力を考慮するものとする。

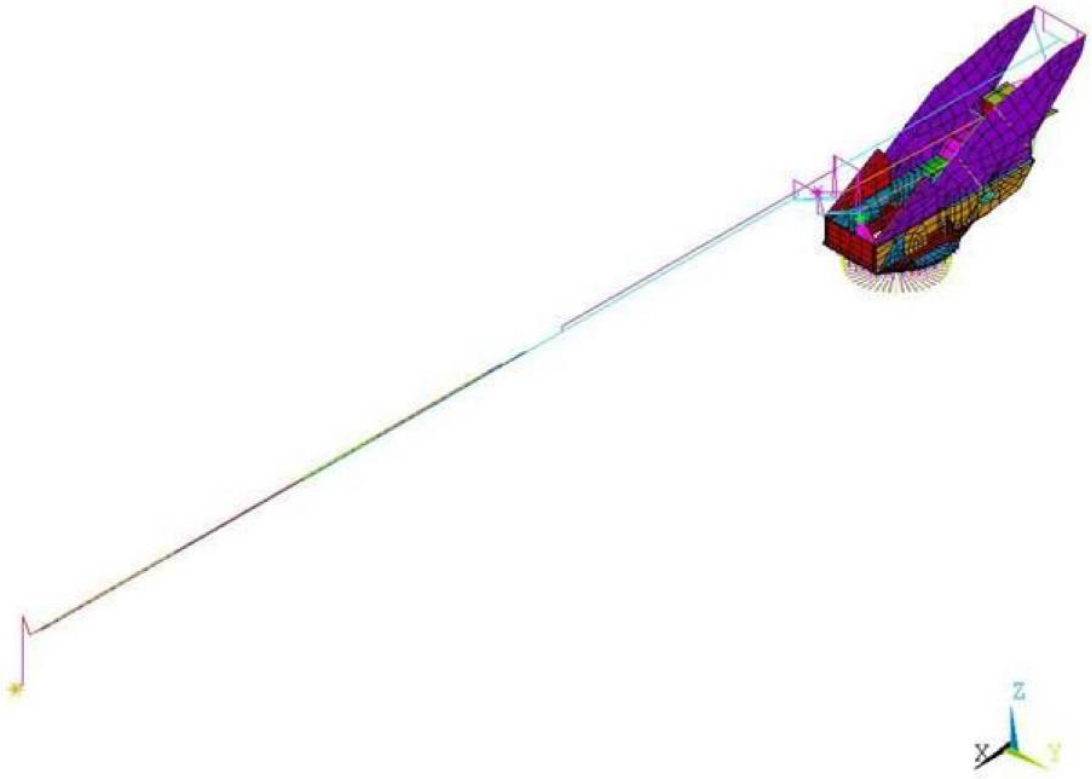


図 4.2-2　地震応答解析モデル

(3) 燃料取扱機の構造強度評価結果

燃料取扱機の応力評価結果を表 4.2-2 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，燃料取扱機は 1/2Ss450 に対して落下に至らないことを確認した。

表 4.2-2　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位		使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
ブーム		WEL-TEN980RE/ WEL-TEN980E	引張	115	686
			せん断	15	396
			曲げ	355	686
			組合せ	471	686
ブーム根元支持ピン		SNB23-1	せん断	153	460
			曲げ	112	1088
			組合せ	288	798
旋回輪軸受取付ボルト	内側	SUS630	引張	187	917
			せん断	53	529
	外側		引張	237	917
			せん断	66	529
走行台車		SM490B	引張	1	343
			せん断	10	198
			曲げ	38	343
			組合せ	43	343
アウトリガーピン		SNB23-1	せん断	169	460
			曲げ	150	1088
			組合せ	329	798

4.3　クレーンの構造強度及び耐震性について

(1) 検討方針

クレーンについて，地震応答解析を実施し，応力評価を行う。

1)　使用材料及び許容応力

クレーンの許容応力を表4.3-1に示す。温度は運転エリアの環境温度40℃とする。許容応力は，JEAG 4601・補-1984に従う。

表4.3-1　許容応力

部位	使用材料	応力の種類	許容応力（MPa）
ブーム	WELDOX1100E (STRENX1100E)	引張	875
		せん断	505
		曲げ	875
		組合せ	875
ブーム根元支点ピン	42CrMoS4	せん断	303
		曲げ	525
		組合せ	525
旋回輪軸受取付ボルト	SUS630	引張	917
走行台車	SM490B	引張	343
		せん断	198
		曲げ	343
		組合せ	343
アウトリガーピン	SNB23-1	せん断	460
		曲げ	1088
		組合せ	798

2) 荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重は死荷重及び地震荷重である。

死荷重は吊り荷を含む燃料取扱設備自身の質量による荷重である。

- 地震荷重は 1/2Ss450 による荷重であり，水平 2 方向及び鉛直方向地震荷重が同時に作用する場合を考慮する。

クレーン質量※	258,000 (kg)
吊り荷質量	47,000 (kg)

※燃料取扱機を含む

(2) クレーンの地震応答解析

クレーンのうち，旋回体については地震応答解析モデルにより計算機コード「ANSYS」を用いたモーダル解析による応答スペクトル解析により行う。走行台車については，解析から得られた旋回体からの反力を考慮し，応力評価式を用いて評価する。

1) 設計震度

旋回体への入力地震動は，1/2Ss450 を入力したときのランウェイガーダの原子炉建屋側走行台車停止位置の床応答スペクトルを用いる。床応答スペクトルを図 4.3-1 に示す。この床応答スペクトルは，走行台車各車輪位置で想定される床応答スペクトルを包絡したものである。

走行台車は剛性が高いため，ランウェイガーダ上の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を用いて設計震度を設定する。

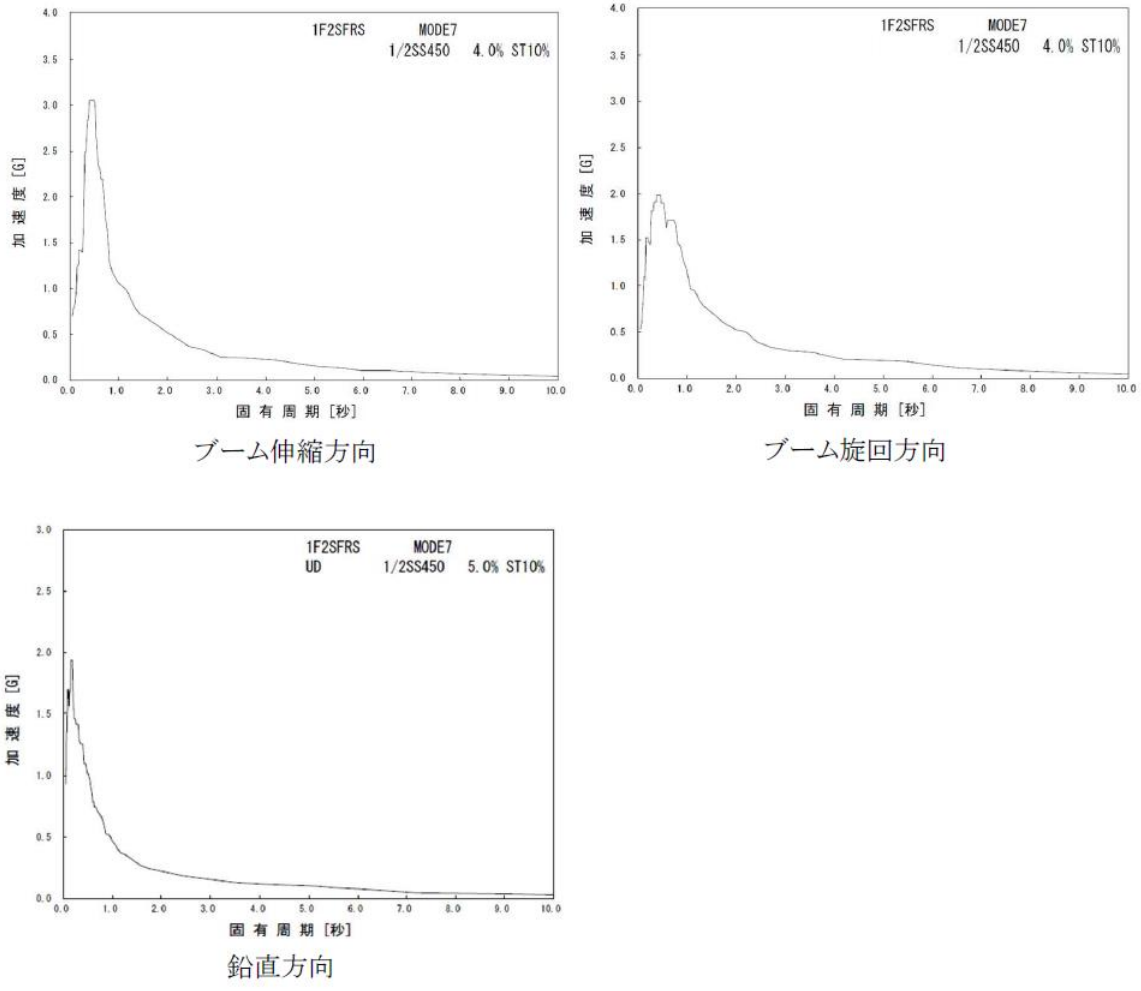


図 4.3-1 床応答スペクトル

2)　地震応答解析モデル

解析モデルは，旋回輪軸受取付ボルトを取り合い点として，旋回体と走行台車に分割して評価する。旋回体の地震応答解析モデルを図 4.3-2 に示す。旋回体はビームとシェルでモデル化し，旋回輪軸受取付ボルトを拘束点とする。走行台車はＨ型又は箱型断面を有するフレームにて構成し，旋回体からの反力を考慮するものとする。

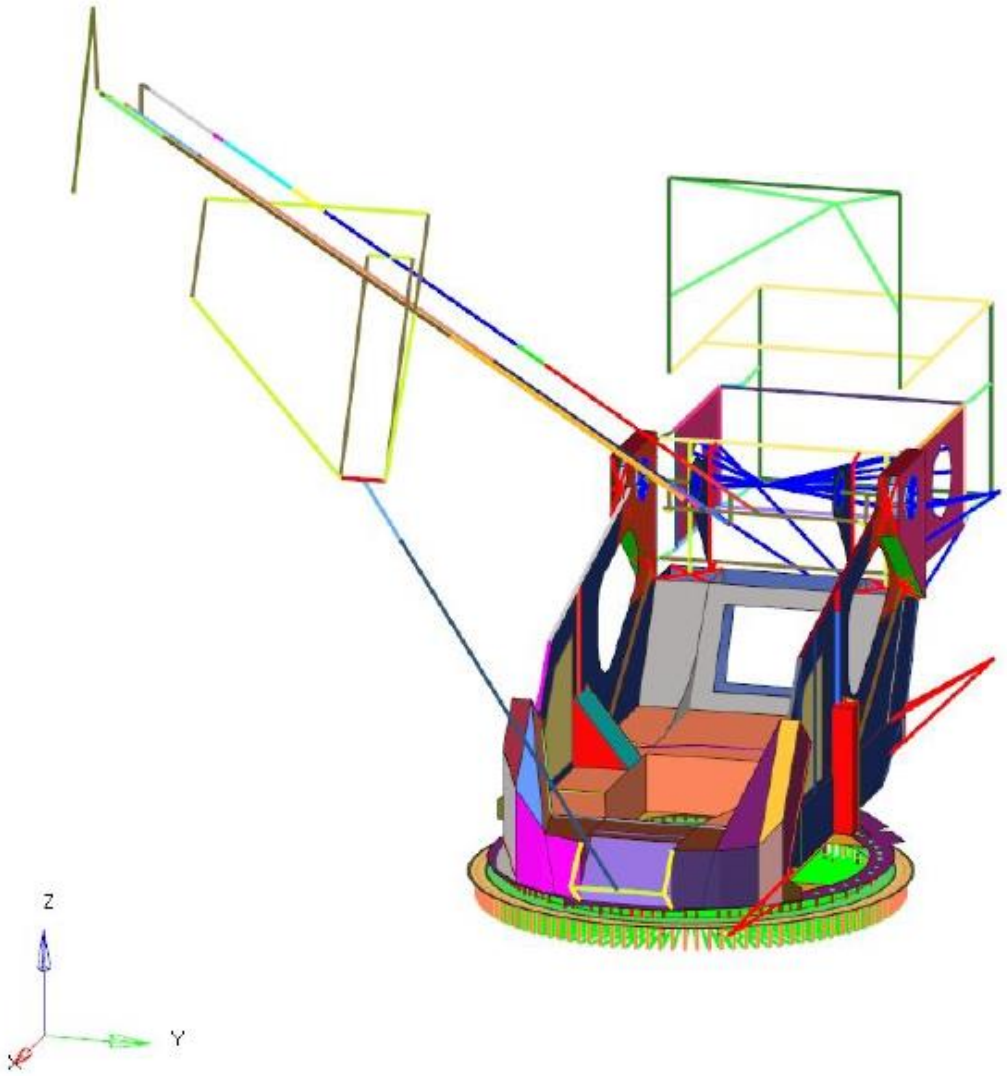


図 4.3-2　地震応答解析モデル

(3) クレーンの構造強度評価結果

クレーンの応力評価結果を表 4.3-2 に示す。算出応力は許容応力以下であるので，クレーンは 1/2Ss450 に対して落下に至らないことを確認した。

表 4.3-2　応力評価結果纏め

（単位：MPa）

部位	使用材料	応力の種類	算出応力	許容応力
ブーム	WELDOX1100E (STRENX1100E)	引張	108	875
		せん断	18	505
		曲げ	297	875
		組合せ	407	875
ブーム根元支持ピン	42CrMoS4	せん断	153	303
		曲げ	58	525
		組合せ	272	525
旋回輪軸受取付ボルト	SUS630	引張	815	917
走行台車	SM490B	引張	2	343
		せん断	40	198
		曲げ	229	343
		組合せ	242	343
アウトリガーピン	SNB23-1	せん断	169	460
		曲げ	151	1088
		組合せ	330	798

5　1号機燃料取扱設備の構造強度及び耐震性について

5.1 概要

1号燃料取扱設備の耐震設計が「特定原子力施設への指定に際し東京電力株式会社福島第一原子力発電所に対して求める措置を講ずべき事項について（2012年11月7日原子力規制委員会決定。以下,「措置を講ずべき事項」という。）」のうち,「Ⅱ.14.設計上の考慮 ②自然現象（地震に限る。）に対する設計の考慮」に適合することを説明するものである。

5.2 耐震設計の基本方針

5.2.1 一般事項

1号機燃料取扱設備は，燃料取扱機とクレーンを有し，それぞれについて構造強度及び耐震性について検討を行う。燃料取扱設備は燃料取扱設備支持用架構（以下,「ランウェイガーダ」という）上に設置される。

燃料取扱設備の構造強度及び耐震性は，東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承　令和5年6月19日一部改訂）を踏まえ，安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とする。

5.2.2 適用規格等

適用する規格としては，既に認可された工事計画及び実施計画（以下，既認可という）で適用実績がある規格のほか，最新の規格基準についても技術的妥当性及び適用性を確認したうえで適用可能とする。なお，規格基準に規定のない評価手法等を用いる場合は，既往の研究等において試験，解析等により妥当性が確認されている手法，設定等について，適用条件，適用範囲に留意し，その適用性を確認した上で用いる。

5.2.3 耐震設計上の区分の設定方針

施設は，地震により安全機能を失った際の公衆への被ばく影響の観点から耐震設計上の重要度（以下，耐震クラス）を分類する。

5.2.4 弾性設計用地震動Ｓｄの設定方針

弾性設計用地震動Ｓｄは，基準地震動Ｓｓに係数0.5を乗じて設定する。

5.2.5 設計用地震力

耐震設計に用いる地震力の算定は以下の方法による。

(1) 静的地震力

静的地震力は，Ｓクラスの施設，Ｂ＋クラスの施設，Ｂクラスの施設及びＣクラスの施設に適用することとし，それぞれの耐震クラスに応じて，以下の地震層せん断力係数C_i及び震度に基づき算定するものとする。

ａ．建物・構築物

水平地震力は，地震層せん断力係数C_iに，次に示す施設の耐震クラスに応じた係数を乗じ，更に当該層以上の重量を乗じて算定するものとする。

Ｓクラス	：3.0
Ｂ＋クラス及びＢクラス	：1.5
Ｃクラス	：1.0

ここで，地震層せん断力係数C_iは，標準せん断力係数C_0を 0.2 以上とし，建物・構築物の振動特性，地盤の種類等を考慮して求められる値とする。

また，必要保有水平耐力の算定においては，地震層せん断力係数C_iに乗じる施設の耐震クラスに応じた係数は 1.0 とし，その際に用いる標準せん断力係数C_0は 1.0 以上とする。

Ｓクラスの施設については，水平地震力と鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用するものとする。ただし，鉛直地震力は，震度 0.3 以上を基準とし，建物・構築物の振動特性，地盤の種類等を考慮し，高さ方向に一定として求めた鉛直震度より算定するものとする。

ｂ．機器・配管系

静的地震力は，上記ａ．に示す地震層せん断力係数C_iに施設の耐震クラスに応じた係数を乗じたものを水平震度とし，当該水平震度及び上記ａ．の鉛直震度をそれぞれ 20%増しした震度より求めるものとする。

Ｓクラスの施設については，水平地震力と鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用するものとする。ただし，鉛直方向は高さ方向に一定とする。

上記ａ．及びｂ．の標準せん断力係数C_0等の割増し係数の適用については，耐震性向上の観点から，一般産業施設，公共施設等の耐震基準との関係を考慮して設定する。

(2) 動的地震力

動的地震力は，Ｓクラスの施設，Ｂ＋クラスの施設及びＢクラス施設のうち共振のおそれのあるものに適用する。

Ｓクラスの施設については，基準地震動Ｓｓ及び弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動を適用する。

Ｂ＋クラスの施設については，基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を2分の1にしたものによる地震力を適用する。さらに共振のおそれのあるものについては，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を2 分の1 にしたものによる地震力を適用する。あわせて，固有周期が0.1ｓ～0.3ｓのものは2022 年3 月16 日の福島県沖地震の地震波を考慮した設計用床応答曲線（以下，床応答スペクトル）若しくは時刻歴応答波を用いる。

Ｂクラスの施設のうち共振のおそれのあるものについては，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を2分の1にしたものによる地震力を適用する。

動的地震力は水平2方向及び鉛直方向について適切に組み合わせて算定する。

5.2.6 機能維持の基本方針

耐震設計における安全機能維持は，施設の耐震クラスに応じた地震力に対して，施設の構造強度の確保を基本とする。

安全機能維持が応力の許容限界のみで律することができない施設等，構造強度に加えて，施設の特性に応じた気密性，遮蔽性，支持機能等の維持を必要とする施設については，その機能が維持できる設計とする。

5.2.7 波及的影響に対する考慮

施設は，下位クラス施設の波及的影響によって，それぞれその安全機能を損なわない設計とする。

ここで，下位クラス施設とは，上位クラス施設の周辺にある上位クラス施設以外の施設（資機材等含む。）をいう。

施設に対する波及的影響については，以下に示す(1)～(4)の4つの事項から，下位のクラスの施設の損傷，転倒及び落下等よって，廃炉活動，供用期間，設計の進捗状況，内包する液体の放射能量等の要素を考慮した上で，その安全機能に影響がないように検討する。

(1) 設置地盤及び地震応答性状の相違等に起因する相対変位又は不等沈下による影響
(2) 耐震重要施設と下位クラス施設との接続部における相互影響
(3) 建屋内における下位クラス施設の損傷，転倒及び落下等による耐震重要施設への影響
(4) 建屋外における下位クラス施設の損傷，転倒及び落下等による耐震重要施設への影響

6　別添

別添－１　　４号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

別添－２　　３号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

別添－３　　２号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

別添－４－１　１号機燃料取扱設備における耐震クラス及び適用する地震力の設定

別添－４－２　１号機燃料取扱設備の耐震計算書

別添－４－３　１号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

４号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

４号機燃料取扱設備の耐震性に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。

表－１　４号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	実施計画通りの材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

表－２　４号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	実施計画通りの材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

３号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

３号機燃料取扱設備の耐震性に係る主要な確認事項を表－１及び表－２に示す。

表－１　３号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	実施計画通りの材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

表－２　３号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	実施計画通りの材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

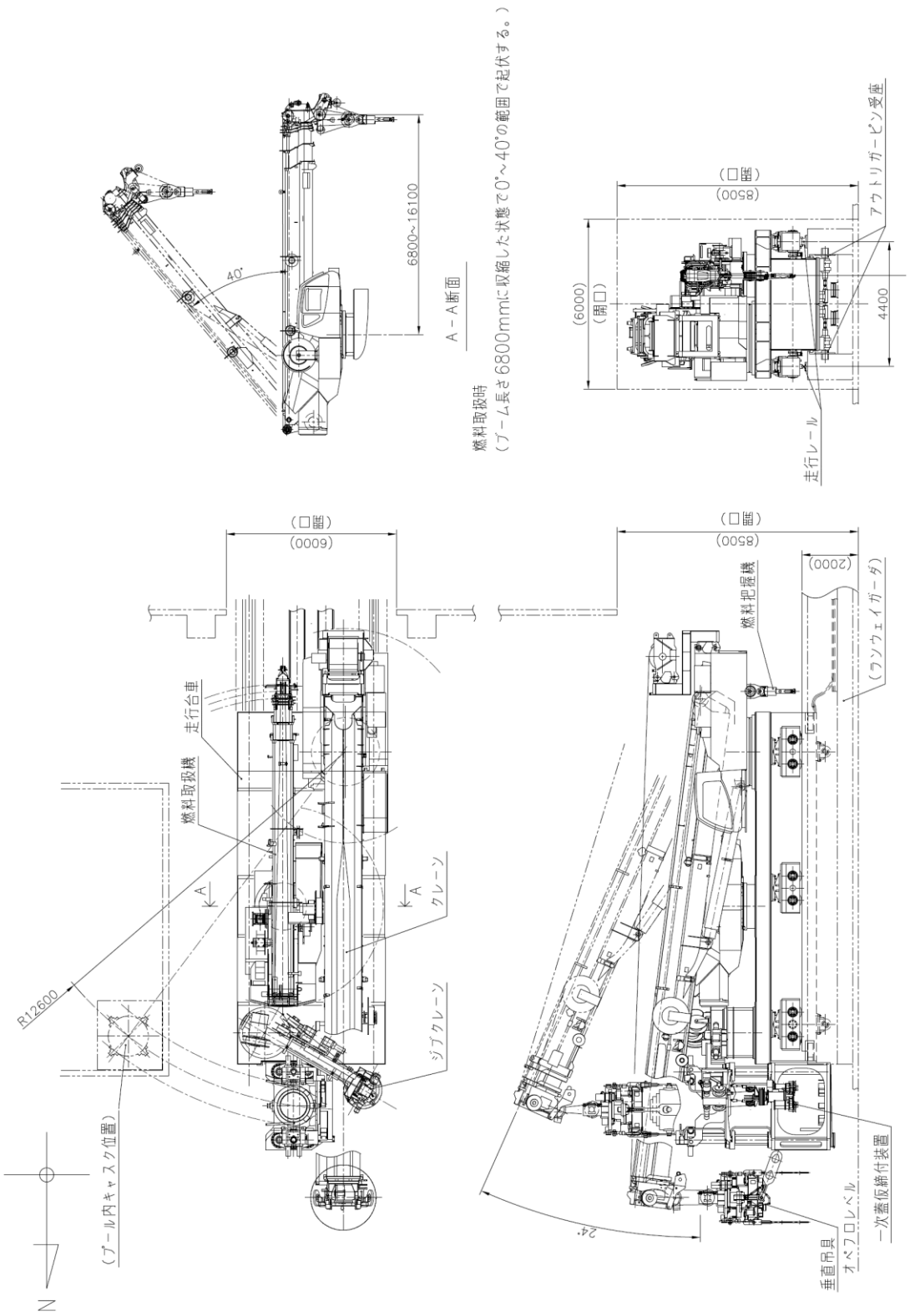
２号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

２号機燃料取扱設備の耐震性に係る主要な確認事項を表－１に示す。また，燃料取扱設備の外形図を図－１に，燃料取扱設備主要部材一覧を表－２に示す。

表－１　２号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準	検査場所
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	表―２に記載の材料を使用していること。	工場
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	図－１に記載の寸法が許容範囲内であること。	工場 現地*)
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。	工場
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	図－1の通りに施工・据付がなされていること。	工場

*) レール間寸法のみ現地で確認する。



図－１　燃料取扱設備　外形図

表―２　燃料取扱設備　主要部材一覧

部位	使用材料
燃料取扱機（旋回体）　ブーム	WEL-TEN980RE/WEL-TEN980E
燃料取扱機（旋回体）　ブーム根元支持ピン	SNB23-1
燃料取扱機（旋回体）　旋回輪軸受取付ボルト（内側）	SUS630
燃料取扱機（旋回体）　旋回輪軸受取付ボルト（外側）	SUS630
クレーン（旋回体）　ブーム	WELDOX1100E(STRENX1100E)
クレーン（旋回体）　ブーム根元支持ピン	42CrMoS4
クレーン（旋回体）　旋回輪軸受取付ボルト	SUS630
燃料取扱機／クレーン（走行台車部）　構造物フレーム	SM490B
燃料取扱機／クレーン（走行台車部）　アウトリガーピン	SNB23-1

１号機燃料取扱設備における耐震クラス及び適用する地震力の設定

１号機燃料取扱設備は，東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承　令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）に基づき，構築物，系統及び機器安全機能が喪失した場合における公衆への放射線影響を評価した結果，吊荷の落下や構内用輸送容器の破損により燃料集合体が破損することで放射性物質の放出による実効線量は，5mSv/事象を超過すると評価されるが，緩和対策を考慮した現実的な評価及び施設・設備の特徴に応じた評価を踏まえ，耐震クラス及び適用する地震力を設定する。

なお，耐震クラス及び適用する地震力の設定は，「耐震クラス分類と施設・設備の特徴に応じた地震動の設定及び必要な対策を判断する流れ」に従う。

1.　公衆被ばく影響を考慮した耐震クラス分類の整理

1.1　地震により安全機能を失った際の公衆被ばくの影響

1.1.1　燃料取扱機

(1) インベントリに基づく評価

a.　地震により安全機能を失った際の公衆被ばくへの影響シナリオ

地震により燃料取扱機が安全機能を失った際の，公衆被ばくへ与える影響シナリオ（以下，影響シナリオ）を表１に示す。

地震により燃料取扱機が安全機能を失った際の公衆被ばく影響を評価した結果，約 $1.6\times10^{4}\mu$Sv/事象となり暫定Ｓクラスとなる。なお，裸インベントリで評価を行うものとし，インベントリを格納する容器等の遮蔽効果は考慮しない。

表１　地震により燃料取扱機が安全機能を失った際の影響シナリオ

	影響シナリオ
1	燃料取扱機の安全機能が喪失し，燃料集合体を移送中に吊荷（燃料集合体１体）を落下させ，燃料集合体を破損することで放射性物質が放出する。 （内包するインベントリ：燃料集合体１体）

b.　地震により安全機能を失った際の公衆への被ばく影響評価

i）評価条件

・ 燃料集合体1体が破損するとして評価する。

・ 燃料露出事象において，使用済燃料プール躯体や大型カバー等の遮蔽効果は考慮しない。

・ 燃料集合体 1 体分の線源が敷地境界線量へ与える影響は，約 91μSv/h として評価している。この評価結果は，敷地境界から 270m の地点の場合における評価であるが，影響シナリオは敷地境界から約 900m 離れている。

ii）評価結果

1（体）×91（μSv/h）×24（h）×7（日）　≒　1.6×10^{4}（μSv）

(2) 現実的な評価

影響シナリオについて現実的な緩和対策（耐震設計の結果）を考慮した結果を表 2 に示す。現実的な緩和対策を考慮した結果，影響シナリオが発生する可能性は低いと評価する。そのため，地震により燃料取扱機が安全機能を失った際の公衆被ばく影響はないため，燃料取扱機の耐震クラスはＣとなる。

表 2　現実的な緩和対策を考慮した結果

	影響シナリオ（簡略記載）	現実的な評価結果
1	燃料取扱機の安全機能が喪失し，燃料集合体1体）を落下・破損することで放射性物質放出事象。	燃料取扱機は，基準地震動 Ss 時において安全機能を喪失することはない。 （1号機燃料取扱設備の耐震計算書を参照）

(3) 上位クラスへの波及的影響

燃料取扱機は，使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を与えない(添付資料－４－１　別添－４－２　１号機燃料取扱設備の耐震計算書を参照)。

(4) リスク低減活動への影響

燃料取扱機は，運転できないことによりリスク低減活動への影響が大きいため，機器単体が故障した場合の機能喪失による設備の長期停止に備えて，長納期の機器に対し，予備品を確保する。

1.1.2　クレーン

(1) インベントリに基づく評価

a.　地震により安全機能を失った際の公衆被ばくへの影響シナリオ

地震によりクレーンが安全機能を失った際の影響シナリオを表 3 に示す。

地震によりクレーンが安全機能を失った際の公衆被ばく影響を評価した結果，約 $1.9\times10^{5}\mu$Sv/事象となり暫定Ｓクラスとなる。なお，裸インベントリで評価を行うものとし，インベントリを格納する容器等の遮蔽効果は考慮しないものとした。

表 3　地震によりクレーンが安全機能を失った際の影響シナリオ

	影響シナリオ
1	大型カバーから構内用輸送容器搬出時に，クレーンの安全機能を喪失し，構内用輸送容器が破損・損傷し，燃料が露出する。 （内包するインベントリ：燃料集合体 12 体（構内用輸送容器装填体数））
2	使用済燃料プールから吊荷（構内用輸送容器）を搬出する際にクレーンの安全機能が喪失し，吊荷を落下させ，燃料集合体を破損することで放射性物質が放出する。 （内包するインベントリ：燃料集合体 12 体（構内用輸送容器装填体数））

b.　地震により安全機能を失った際の公衆への被ばく影響評価

<u>影響シナリオ 1</u>

i) 評価条件

・ 構内用輸送容器搬出時における放射性物質放出事象において，内包する燃料集合体を 12 体（構内用輸送容器 1 基あたりに装填する燃料集合体数）として評価する。
・ 燃料露出事象において，構内用輸送容器の遮蔽効果は考慮しない。
・ 燃料集合体 1 体分の線源が敷地境界線量へ与える影響は，約 91μSv/h として評価している。この評価結果は，敷地境界から 270m の地点の場合における評価であるが，影響シナリオは敷地境界から約 900m 離れている。

ii) 評価結果

12（体）×91（μSv/h）×24（h）×7（日）　≒　1.9×10^{5}（μSv）

本評価結果は，放射性物質が環境に放出される評価は含んでいないが，放射性物質が環境に放出されることを考慮しても暫定Ｓクラスの結果は変わらない。

影響シナリオ2

影響シナリオ1と同時に発生することはなく，評価結果は，影響シナリオ1と同等になる。

(2) 現実的な評価

影響シナリオについて現実的な緩和対策（設備の使用時間や耐震設計の結果）を考慮した結果を表4に示す。現実的な緩和対策を考慮した結果，影響シナリオが発生する可能性は低いと評価する。そのため，地震によりクレーンが安全機能を失った際の公衆被ばく影響はないため，クレーンの耐震クラスはCとなる。

表4　現実的な緩和対策を考慮した結果

	影響シナリオ（簡略記載）	現実的な評価結果
1	大型カバーからの搬出時における構内用輸送容器の破損・損傷による燃料露出事象。	構内用輸送容器搬出に要する継続時間は，設備運用期間と比べ極めて短いため，Ssとの重畳は考えず，Sdとの重畳を考える。クレーンは弾性設計用地震動Sd時において安全機能を喪失することはない。
2	使用済燃料プールからの搬出時における吊荷落下による放射性物質放出事象。	クレーンは，基準地震動Ss時において安全機能を喪失することはない。 （1号機燃料取扱設備の耐震計算書を参照）

(3) 上位クラスへの波及的影響

クレーンは，使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を与えない（添付資料－4－1　別添－4－2　1号機燃料取扱設備の耐震計算書を参照）。

(4) リスク低減活動への影響

クレーンは，運転できないことによりリスク低減活動への影響が大きいため，機器単体が故障した場合の機能喪失による設備の長期停止に備えて，長納期の機器に対し，予備品を確保する。

2. 耐震クラスの分類

地震による公衆への被ばく影響を踏まえた燃料取扱設備等の耐震クラス，適用する地震力は，表5，表6の通りとなる。

表 5　燃料取扱設備等の耐震クラス分類

設備名称		機能別分類	耐震クラス	公衆への被ばく影響	直接支持構造物	間接支持構造物	波及的影響を考慮すべき設備
					【 】内は確認用地震動※2 を示す		
使用済燃料プール 使用済燃料貯蔵ラック		使用済燃料を貯蔵するための設備	S	—※1	機器の支持構造物	原子炉建屋 【Ss】	燃料取扱設備 【Ss】 ランウェイガーダ 【Ss】
燃料取扱設備	燃料取扱機	使用済燃料プールから燃料を取り出す設備で，機器の破損により公衆及び作業員に過大な放射線被ばくを与える可能性のある設備	C	—	機器の支持構造物	ランウェイガーダ 【Sc】※3	—
	クレーン		C	—			

※1　既存設備のため，地震による安全機能を喪失した場合の被ばく影響評価を実施しない。

※2　Ss：基準地震動，Sc：C クラスの施設に適用される地震動

※3　ランウェイガーダは鉄骨造の間接支持構造物

表 6　燃料取扱設備等に適用する地震力

設備名称	耐震クラス	耐震上の具体的な要求事項	静的地震力	動的地震力※1		
			弾性範囲	機能維持	弾性範囲	波及的影響
燃料取扱機	C	耐震クラスは C ではあるが，燃料集合体を直接取扱うことから，保守的に B+クラスの地震力で耐震上の安全機能を失わないこと。 また，被ばく評価条件における現実的な緩和対策として，技術的根拠に基づいた現実的な評価を行う。具体的には，基準地震動 Ss に対して燃料集合体が落下しないことを期待するため，Ss900 に対する耐震性を確認する。	水平：1.8Ci 鉛直：－	1/2Ss450	1/2Sd225	Ss900※3
クレーン	C	耐震クラスは C ではあるが，保守的に B+クラスの地震力で耐震上の安全機能を失わないこと。 また，被ばく評価条件における現実的な緩和対策として，技術的根拠に基づいた現実的な評価を行う。具体的には，弾性設計用地震動 Sd に対して構内用輸送容器が落下しないことを期待するため，Sd450 に対する耐震性を確認する。さらに，使用済燃料プール等へ波及的影響を及ぼす可能性がある位置においては，基準地震動 Ss に対しても落下しないことを期待するため，Ss900 に対する耐震性を確認する。	水平：1.8Ci 鉛直：－	1/2Ss450 3.16 地震力※2	1/2Sd225	Ss900※3，4
ランウェイガーダ	―	保守的に B+クラス相当の地震力で耐震上の安全機能を失わないこと。	水平：1.5Ci 鉛直：－	1/2Ss450	―	Ss900※3

※1　地震力の算定に際しては，水平２方向及び鉛直１方向の適切な組合せを行う。
※2　クレーン水平（横行）方向の固有周期は，2022 年 3 月 16 日の福島県沖地震の地震動が 1/2Ss450 を上回った周期帯に固有周期を有するため考慮する。
※3　波及的影響の確認においては，燃料取扱設備の配置を考慮した上で，使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を及ぼす可能性のある荷重ケースにより確認する。
※4　弾性設計用地震動 Sd に対して構内用輸送容器が落下しないことを期待するため，Sd450 に対する耐震性を確認する。

添付資料－４－１　別添－４－２

１号機燃料取扱設備の耐震計算書

目次

Ⅰ章　全般

1.　概要 Ⅱ-2-11-添 4-1-75

2.　一般事項 Ⅱ-2-11-添 4-1-75
2.1　配置概要 Ⅱ-2-11-添 4-1-75
2.2　構造計画 Ⅱ-2-11-添 4-1-77
2.3　荷重ケース Ⅱ-2-11-添 4-1-80

Ⅱ章　燃料取扱機耐震計算書

1.　計算書概要 Ⅱ-2-11-添 4-1-82
1.1　評価方針 Ⅱ-2-11-添 4-1-82
1.2　適用規格・基準等..... Ⅱ-2-11-添 4-1-83
1.3　計算精度と数値の丸め方..... Ⅱ-2-11-添 4-1-83

2.　評価部位 Ⅱ-2-11-添 4-1-84

3.　地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力） Ⅱ-2-11-添 4-1-84
3.1　地震応答解析及び構造強度評価方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-84
3.2　荷重の組合せ及び許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-88
3.2.1　荷重の組合せ及び供用状態..... Ⅱ-2-11-添 4-1-88
3.2.2　許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-89
3.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件..... Ⅱ-2-11-添 4-1-90

3.3　燃料取扱機の解析モデル及び諸元..... Ⅱ-2-11-添 4-1-92
3.4　固有値解析 Ⅱ-2-11-添 4-1-97
3.5　設計用地震力 Ⅱ-2-11-添 4-1-101
3.5.1　設計用床応答スペクトルの作成..... Ⅱ-2-11-添 4-1-101
3.5.2　設計用地震力の設定..... Ⅱ-2-11-添 4-1-103
3.6　燃料取扱機構造強度評価の計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-104
3.6.1　燃料取扱機ブリッジ，トロリの計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-104
3.6.2　燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ
及び取付ボルトの計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-105
3.6.3　走行/横行レールの計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-107
3.6.4　吊具の計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-110
3.7　燃料取扱機構造強度評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-113
3.7.1　燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果 Ⅱ-2-11-添 4-1-113
3.7.2　燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ
及び取付ボルトの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-116
3.7.3　走行/横行レールの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-121
3.7.4　吊具の荷重評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-126
3.7.5　静的地震力の評価..... Ⅱ-2-11-添 4-1-127

4. 波及的影響確認評価（Ss900 地震力） Ⅱ-2-11-添 4-1-128
4.1 地震応答解析及び評価方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-128
4.2 荷重の組合せ及び許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-129
4.2.1 荷重の組合せ及び供用状態..... Ⅱ-2-11-添 4-1-129
4.2.2 許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-129
4.2.3 使用材料の許容応力・許容荷重評価条件..... Ⅱ-2-11-添 4-1-130
4.3 設計用地震力 Ⅱ-2-11-添 4-1-132
4.3.1 設計用床応答スペクトルの作成..... Ⅱ-2-11-添 4-1-132
4.3.2 設計用地震力の設定..... Ⅱ-2-11-添 4-1-134
4.4 燃料取扱機構造強度評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-135
4.4.1 燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-135
4.4.2 燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ
及び取付ボルトの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-138
4.4.3 走行/横行レールの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-143
4.4.4 吊具の荷重評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-148

5. 燃料取扱機の耐震計算書に関する補足説明..... Ⅱ-2-11-添 4-1-149
5.1 4 号機燃料取扱機トロリの構造変更について Ⅱ-2-11-添 4-1-149
5.2 4 号機燃料取扱機有効活用部材の許容値について Ⅱ-2-11-添 4-1-151

Ⅲ章　クレーン耐震計算書

1.　計算書概要 Ⅱ-2-11-添 4-1-152
1.1　評価方針 Ⅱ-2-11-添 4-1-152
1.2　適用規格・基準等..... Ⅱ-2-11-添 4-1-153
1.3　計算精度と数値の丸め方..... Ⅱ-2-11-添 4-1-153

2.　評価部位 Ⅱ-2-11-添 4-1-154

3.　地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力） Ⅱ-2-11-添 4-1-154
3.1　地震応答解析及び構造強度評価方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-154
3.2　荷重の組合せ及び許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-156
3.2.1　荷重の組合せ及び供用状態..... Ⅱ-2-11-添 4-1-156
3.2.2　許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-157
3.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件..... Ⅱ-2-11-添 4-1-158
3.3　クレーンの解析モデル及び諸元..... Ⅱ-2-11-添 4-1-160
3.4　固有値解析 Ⅱ-2-11-添 4-1-164
3.5　設計用地震力 Ⅱ-2-11-添 4-1-168
3.5.1　時刻歴解析における地震動設定の不確かさ等について.... Ⅱ-2-11-添 4-1-173
3.6　クレーン構造強度評価の計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-174
3.6.1　クレーンフレームの計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-174
3.6.2　転倒防止装置の計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-175
3.6.3　吊具の計算方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-181
3.7　クレーン構造強度評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-183
3.7.1　クレーンフレームの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-183
3.7.2　設計用地震力選定過程..... Ⅱ-2-11-添 4-1-186
3.7.3　転倒防止装置の応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-191
3.7.4　吊具の荷重評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-196
3.7.5　静的地震力の評価..... Ⅱ-2-11-添 4-1-197

4.　波及的影響確認評価（Ss900 地震力）..... Ⅱ-2-11-添 4-1-198
4.1　地震応答解析及び評価方法..... Ⅱ-2-11-添 4-1-198
4.2　荷重の組合せ及び許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-199
4.2.1　荷重の組合せ及び供用状態..... Ⅱ-2-11-添 4-1-199
4.2.2　許容応力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-199
4.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件..... Ⅱ-2-11-添 4-1-200
4.3　設計用地震力 Ⅱ-2-11-添 4-1-202
4.3.1　設計用地震力の選定..... Ⅱ-2-11-添 4-1-202
4.4　クレーン構造強度評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-205
4.4.1　クレーンフレームの応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-205
4.4.2　転倒防止装置の応力評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-208
4.4.3　吊具の荷重評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-213

Ⅳ章　燃料取扱設備の耐震計算書に関する補足説明

1.　1号機燃料取扱設備の地震時における滑動量..... Ⅱ-2-11-添 4-1-214
1.1　滑動量の評価 Ⅱ-2-11-添 4-1-214
1.1.1　評価方針..... Ⅱ-2-11-添 4-1-214
1.1.2　評価条件..... Ⅱ-2-11-添 4-1-214
1.1.3　評価結果..... Ⅱ-2-11-添 4-1-218
1.2　逸脱防止装置..... Ⅱ-2-11-添 4-1-220
1.2.1　燃料取扱機..... Ⅱ-2-11-添 4-1-220
1.2.2　クレーン..... Ⅱ-2-11-添 4-1-220
1.3　燃料取り出し作業時における設備の配置について..... Ⅱ-2-11-添 4-1-220

2.　1号機燃料取扱設備のブレーキ制動力..... Ⅱ-2-11-添 4-1-221
2.1　燃料取扱機のブレーキ制動力評価..... Ⅱ-2-11-添 4-1-221
2.2　クレーンのブレーキ制動力評価..... Ⅱ-2-11-添 4-1-223

Ⅰ章　全般

1.　概要

燃料取扱設備は，東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和4年11月16日原子力規制委員会了承　令和5年6月19日一部改訂）に基づき耐震Ｃクラスとなるが，上位クラスである使用済燃料プール等に対して波及的影響を及ぼさないことを確認する必要がある。

本資料は，燃料取扱設備の耐震クラスに応じた地震動に対して十分な構造強度を有していることを説明するものである。

また，基準地震動Ｓｓに対して上位クラスの設備に波及的影響を及ぼさないことを説明するものである。

2.　一般事項

2.1　配置概要

燃料取扱設備は，構内用輸送容器（以下，輸送容器）を取り扱うクレーン，燃料を取り扱う燃料取扱機から構成される。図 2.1-1，図 2.1-2 の配置図に示すように，上位クラス施設である使用済燃料貯蔵ラックが設置された使用済燃料プール上を移動することから，転倒又は落下により使用済燃料貯蔵ラック及び使用済燃料プールに対して波及的影響を及ぼすおそれがある。

図 2.1-1　1号燃料取扱設備配置図

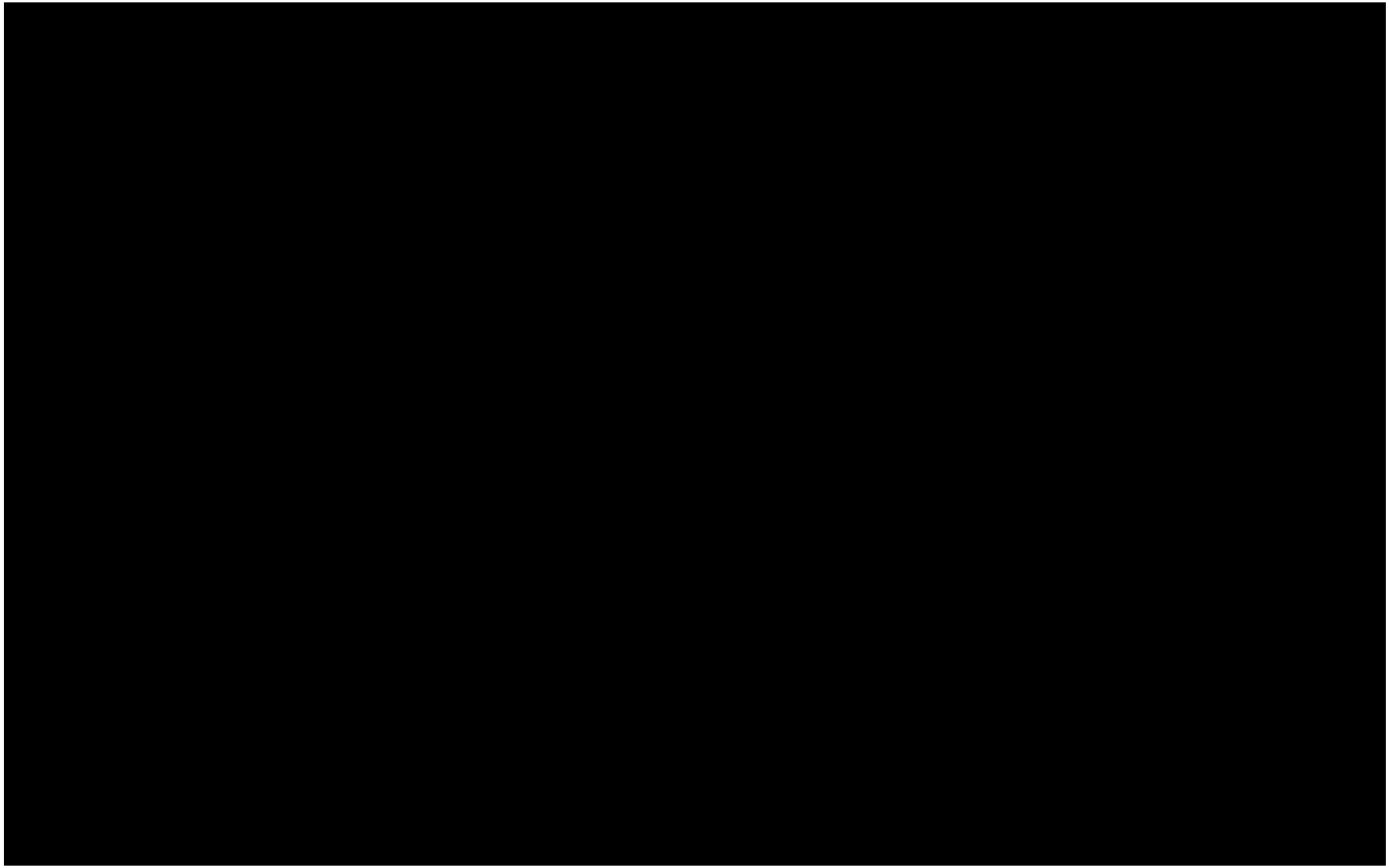


図 2.1-2　1 号燃料取扱設備配置図（立面図）

2.2　構造計画

燃料取扱機の構造計画を表 2.2-1，クレーンの構造計画を表 2.2-2 に示す。

表 2.2-1　燃料取扱機の構造計画

計画の概要		概略構造図
構造特徴	主体構造	
ランウェイガーダに設置する走行レール上を燃料取扱機本体ガーダが走行し，燃料取扱機本体ガーダ上部の横行レール上をトロリが横行する。 ブリッジ及びトロリは走行・横行部付近に脱線防止ラグを備えており，各々レールを抱え込む構造である。 また，吊荷はトロリに設置された燃料把握機を介して吊上げ・吊下げ・移動する。	ブリッジ ・ガーダ ・サドル トロリ	

表 2.2-2　クレーンの構造計画

計画の概要		概略構造図
構造特徴	主体構造	
ランウェイガーダに設置する走行レール上をクレーンが走行し，ガーダ上部の横行レール上をトロリが横行する。 フレーム及びトロリは走行・横行部付近に脱線防止ラグ・トロリストッパを備えており，各々レール受けガーダ，横行レールを抱え込む構造である。 また，吊荷はトロリに設置されたワイヤロープ及びフックを介して吊上げ・吊下げ・移動する。	フレーム ・ガーダ ・サドル ・作業台 ・脚部 ・支柱 トロリ	

2.3　荷重ケース

燃料取り出し時の作業内容により燃料取扱機及びクレーンの停止位置が異なる。作業内容に応じた燃料取扱設備の停止位置（以下，荷重ケース）を表 2.3-1 及び図 2.3-1 に示す。

表 2.3-1　荷重ケースの詳細

荷重ケース	作業内容	配置パターン			
		クレーン		燃料取扱機	
		大物搬入口側	SFP 側	SFP 中央	SFP 端部
CASE1	大型カバーへの 輸送容器搬出入 （クレーン単独作業）	○			○
CASE2	SFP での 輸送容器取扱 （クレーン単独作業）		○		○
CASE3	燃料取扱作業 （燃料取扱機単独作業）	○		○	
CASE4-①	燃料取扱作業 （クレーン／燃料取扱機 同時作業）		○	○	
CASE4-②			○		○

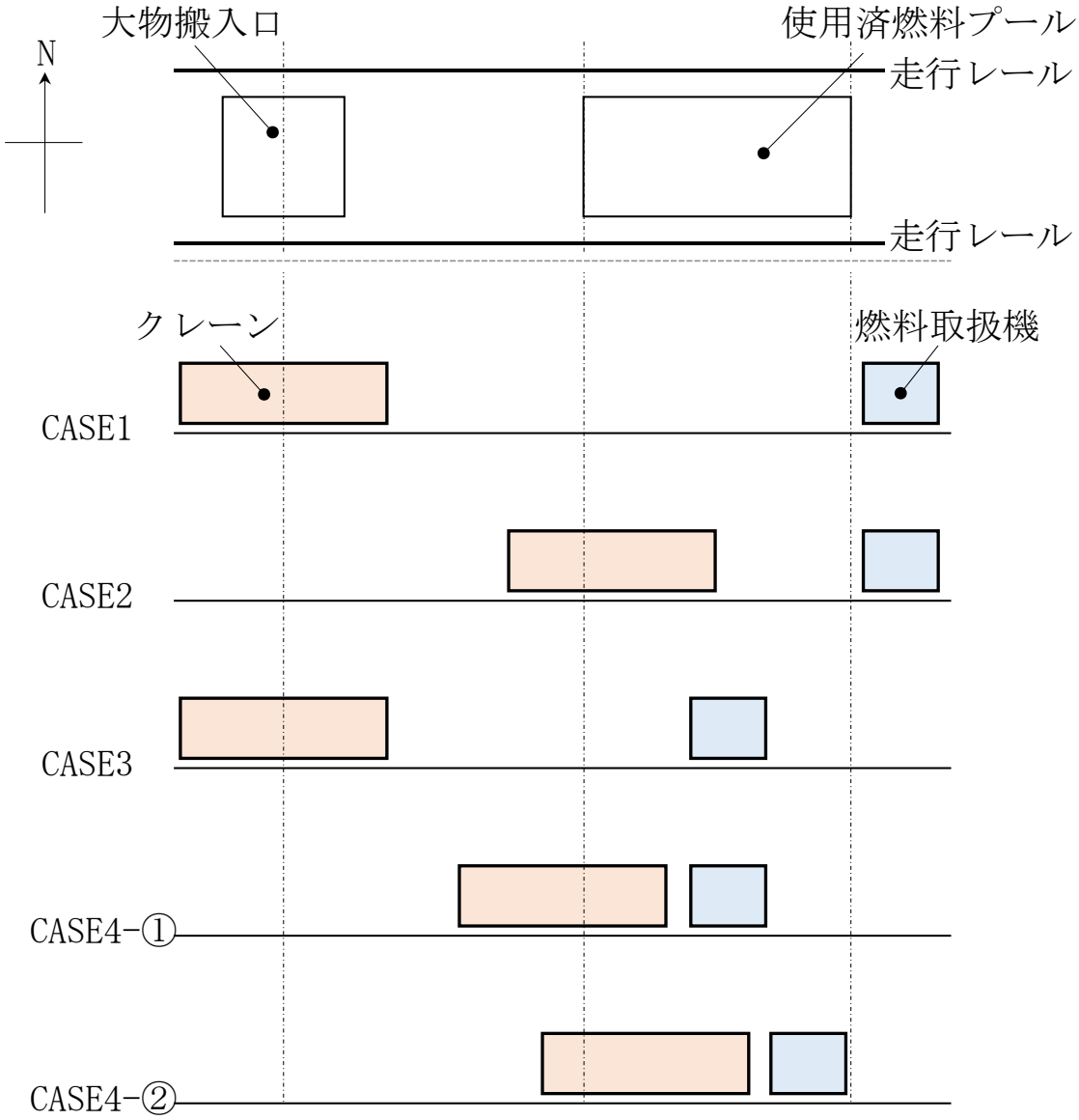

大物搬入口
使用済燃料プール
N
走行レール
走行レール
クレーン
燃料取扱機
CASE1
CASE2
CASE3
CASE4-①
CASE4-②

図 2.3-1　荷重ケース

Ⅱ章　燃料取扱機耐震計算書

1.　計算書概要

1.1　評価方針

燃料取扱機の応力評価は，「Ⅰ章 2.2 構造計画」にて燃料取扱機の部位を踏まえ，「2 評価部位」にて設定する箇所において，「3.3 燃料取扱機の解析モデル及び諸元」及び「3.4 固有値解析」で算出した固有周期に基づく弾性設計用地震動Ｓｄによる応力等が，許容限界の範囲内に収まることを「3.1 地震応答解析及び構造強度評価方法」に示す方法にて確認する。

また，基準地震動Ｓｓに対して応力が，許容限界の範囲に収まることを「4.1 地震応答解析及び評価方法」に示す方法にて上位クラスの設備に波及的影響を及ぼさないことを確認する。確認結果を「4.4 燃料取扱機構造強度評価結果」に示す。燃料取扱機の耐震評価フローを図 1.1-1 に示す。弾性設計用地震動Ｓｄ，基準地震動Ｓｓに対して応力の確認については，フローに示す動的解析で入力する地震力を変更するものであり，使用する解析モデル・固有値解析の結果は同じものを使用する。動的解析の詳細は，次項以降に示し，入力する地震力については節題等に記載する。

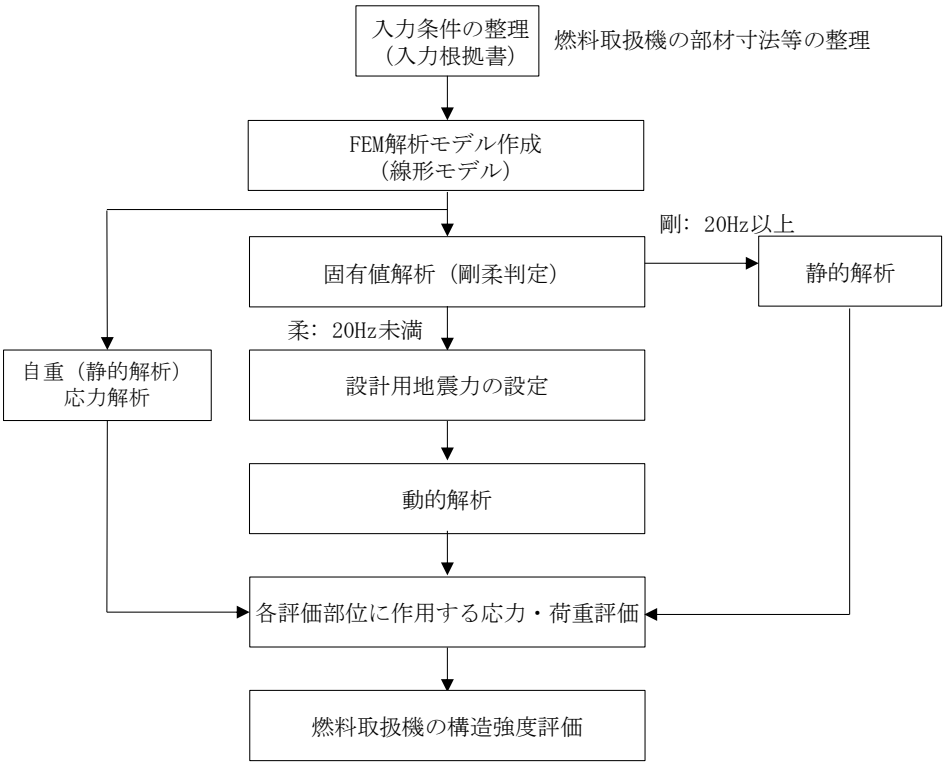


図 1.1-1　燃料取扱機の耐震評価フロー

1.2　適用規格・基準等

本評価において適用する規格・基準を以下に示す。

（社）日本電気協会発行

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針　　(JEAG 4601・補-1984)

(2) 原子力発電所耐震設計技術指針　　(JEAG 4601-1987)

(3) 原子力発電所耐震設計技術指針 追補版　　(JEAG 4601-1991)

(4) 原子力発電所耐震設計技術規程　　(JEAC 4601-2008)

（社）日本機械学会発行

(5) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格　　(JSME S NC1-2005)

(6) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（2007 年追補版）(JSME S NC1-2007)

厚生労働省告示

(7) クレーン構造規格　　（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）

1.3　計算精度と数値の丸め方

本書での数値の丸め方は，下表の通り。

数値の種類	単位	処理桁	処理方法	表示桁
固有周期	s	小数点以下第 4 位	四捨五入	小数点以下第 3 位
震度	－	小数点以下第 3 位	切上げ	小数点以下第 2 位※
温度	℃	－	－	整数位
質量	kg	－	－	整数位
長さ	mm	－	－	整数位※
算出荷重	N	小数点以下第 4 位	切上げ	小数点以下第 3 位
許容荷重	N	小数点以下第 4 位	切捨て	小数点以下第 3 位
算出応力	MPa	小数点以下第 1 位	切上げ	整数位
許容応力	MPa	小数点以下第 1 位	切捨て	整数位

※設計上定める値が小数点以下第 1 位の場合は，小数点以下第 1 位又は小数点以下第 2 位表示とする。

2. 評価部位

燃料取扱機の耐震評価は，「3.1 地震応答解析及び構造強度評価方法」に示す条件に基づき，燃料取扱機及び吊荷の落下により，上位クラス施設が損傷することを防止するために，燃料取扱機のブリッジやトロリ，脱線防止ラグ，及び吊具（ワイヤロープ及びフック）を対象に実施する。

3. 地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力）

3.1 地震応答解析及び構造強度評価方法

(1) 走行方向（EW 方向）の水平力

a. 燃料取扱機は，ブリッジ及びブリッジを介してトロリが走行レール上に乗っている構造で建屋とは固定されないため，最大静止摩擦力以上の水平力が走行方向(EW 方向)に加えられた場合，すべりが生じる。このため，燃料取扱機自体には，レールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

b. 燃料取扱機の車輪は各々4 個であり，そのうち 2 個は駆動輪，他 2 個が従動輪である。

c. 駆動輪は，電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため，地震の加速度を車輪部に入れると回転部分が追随できず，最大静止摩擦力以上の力が加えられた場合，すべりが生じる。

d. 従動輪は，回転部分が連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受ける。

e. トロリは，走行方向（EW 方向）水平力が横行レールに対して直角方向であり，トロリが脱線防止ラグで拘束されているため，水平力がガータに作用する。

以上のことを踏まえると，最大静止摩擦係数をμ =0.3 とすれば，走行方向(EW 方向)の水平力は鉛直方向荷重×μ × 2/4 ＝鉛直方向荷重× 0.15 である。

(2) 横行方向（NS 方向）の水平力

a. ブリッジの関係

横行方向（NS 方向）は，走行レールに対して直角方向であり，ブリッジが脱線防止ラグで拘束されるため水平力がブリッジに作用する。

b. トロリの関係

(a) トロリはガーダ上の横行レール上に載っている構造で，ガーダとは拘束されていないため，最大静止摩擦力以上の水平力がトロリに加えられた場合，すべりが生じる。このため，トロリ自身にはレールと横行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

(b) トロリの横行車輪は 4 個であり，そのうちの 2 個は駆動輪，他の 2 個は従動輪である。

(c) トロリの駆動輪は，電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため，地震の加速度を車輪部に入れると回転部分が追随できず，最大静止摩擦力以上の力が加えられた場合，すべりが生じる。

(d) トロリの従動輪は，回転部分が連結されていないので，駆動輪のみで水平力を受ける。

(3) 鉛直方向（UD 方向）

燃料取扱機は，鉛直下向き方向はランウェイガーダにより支持される。鉛直上向きには，脱線防止ラグで拘束されるため，鉛直方向の力がブリッジ及びトロリに作用する。

a. トロリの関係

(a) ガーダ上のトロリ位置に応じて固有振動数が変動するため，固有振動数の変動範囲を網羅する観点から解析ケースをトロリ位置で規定する。固有振動数は，トロリがガーダ中央にあるとき最も低くガーダ端部にあるとき最も高くなる。よって，トロリ位置が中央と端部の 2 ケースを解析対象とする。

(4) 評価ケース

燃料取扱機は，線形解析を実施するため評価ケースごとに自重解析及び 3 方向(鉛直方向，走行方向，横行方向)の解析をそれぞれ実施する。

吊荷質量は，地震時の荷重がより厳しくなる条件を考慮するため解析モデルに含めるものとする。

(1) ～ (3) の通りブリッジとトロリは，鉛直方向と走行方向において一体となり挙動するため，各方向で同じ震度を適用する。しかしながら，横行方向においてブリッジはすべらない一方でトロリはすべる(地震応答に違いがある)ことになるため，ブリッジとトロリで適用する震度が異なる。従って，荷重条件ごとに解析モデルを使い分ける（表 3.1-1 参照）。

表 3.1-1　解析ケース（静：静的解析，動：動的解析）

No	荷重条件		静	動	解析モデル※ （イメージ）	備考 （解析概要）
①	自重		○		[redacted]	[redacted]
②	鉛直地震			○		[redacted]
③			○			[redacted]
④	水平地震	走行	○			[redacted]
⑤		横行	○		[redacted]	[redacted]
⑥				○		[redacted]
⑦			○		[redacted]	[redacted]

※全体モデル　　：ブリッジとトロリが一体となって挙動するモデル
ブリッジモデル：ブリッジのみを取り出したモデル
トロリモデル　：トロリのみを取り出したモデル

(5) 荷重算定方法

燃料取扱機の解析手法は，動的解析（スペクトル応答解析）及び静的解析を用いるものとし，地震荷重相互の加算には二乗和平方根（ＳＲＳＳ）を，地震荷重と自重の加算には絶対値和を用いる。また，地震時のすべりにより生じる摩擦力相当の荷重については，自重と同じく絶対値和を用いて加算する。

耐震評価は，3 方向の地震力に対して各々個別に実施し適切に組合せる。

3.2　荷重の組合せ及び許容応力

3.2.1 荷重の組合せ及び供用状態

燃料取扱機のブリッジ及びトロリ，脱線防止ラグ，走行/横行レール取付部材評価における荷重の組合せ及び供用状態について表 3.2-1，表 3.2-2 に示す。

燃料取扱機の耐震クラスはＣではあるが，燃料集合体を直接取扱うことから，保守的にB+クラスの評価を行う。そのため，表 3.2-1 には，基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Ss450 地震力)に対して，供用状態はＤｓを適用するものとする。

また，表 3.2-2 では耐震クラス B+の評価にあたり共振のおそれを考慮し，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Sd225 地震力）に対して，供用状態はＣｓを適用するものとする。

なお，使用済燃料プール等への波及的影響の確認（具体的には，基準地震動 Ss に対して燃料集合体が落下しないことを期待するため，基準地震動 Ss に対する耐震性を確認）については，「4. 波及的影響確認評価（Ss900 地震力)」に記載する。

表 3.2-1　荷重の組合せ及び供用状態(1/Ss450 機能維持)

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1	Ｄ＋P_D＋M_D＋1/2 Ｓｓ	Ｄｓ※2

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。

※2　本計算書では，1/2Sd 地震力に対する供用状態 Cs の評価を省略するため，1/2Ss 地震力に対する供用状態 Cs の評価を実施する。

ここで，

D　　：死荷重

P_D　　：最高使用圧力による荷重

M_D　　：機械的荷重

1/2 Ss　：基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Ss450 地震力)

Ds　　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｄ相当の許容応力を基準とし，それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

表 3.2-2　荷重の組合せ及び供用状態(1/Sd225 弾性範囲)

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1	D＋P_D＋M_D＋1/2 Ｓｄ	Ｃｓ

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。

ここで,

D　　：死荷重

P_D　　：最高使用圧力による荷重

M_D　　：機械的荷重

1/2 Sd　：弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Sd225 地震力)

Cs　　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｃ相当の許容応力を基準とし,それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

3.2.2　許容応力

燃料取扱機のブリッジ及びトロリ，脱線防止ラグ，走行/横行レール取付部材の許容応力を表 3.2-3 に示す。

表 3.2-3　許容応力（その他の支持構造物）(1/2Ss450 地震力)

供用状態	許容限界					
Ｃｓ	許容応力（ボルト以外）				許容応力（ボルト）	
	1 次応力					
	引張	圧縮	曲げ	せん断	引張	せん断
	1.5f_t	1.5f_c	1.5f_b	1.5f_s	1.5f_t	1.5f_s

3.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件

使用材料の許容応力評価条件を表　3.2-4 に，許容荷重評価条件を表　3.2-5 に示す。

表 3.2-4　使用材料の許容応力評価条件（1/2Ss450 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	Sy※2 (MPa)	Su※3 (MPa)	F 値：min(Sy,0.7Su) (MPa)
燃料取扱機構造物 ブリッジ，トロリ		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
ブリッジ	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
トロリ	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
走行レール		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
横行レール		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　Sy：材料の設計降伏点　（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※3　Su：材料の設計引張強さ（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※4　本部材は，4 号機燃料扱機トロリの構造変更（部材の追設）を行う箇所（詳細は，「5.1 4 号機燃料取扱機トロリの構造変更について」参照）
※5　カタログ記載値
※6　JIS E 1101 記載値

表 3.2-5　使用材料の許容荷重評価条件（1/2Ss450 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1（℃）	定格荷重※2 (N)	安全率※3	許容荷重 (N)
吊具	ワイヤロープ	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]
	フックピン	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　定格荷重：450kg（フック，フックピンの重量含む）
※3　安全率は，安全率＝ワイヤロープ破断力×ロープ掛数×（シーブ効率）/荷重（定格荷重）で算定。クレーン構造規格第 54 条（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）に基づき，5 以上を満足するものである。

燃料取扱機の応力評価に適用する許容引張応力f_t，許容せん断応力f_s（f_{so}），許容曲げ応力f_b及び許容組合せ応力fは以下より求める。

表 3.2-6　燃料取扱機の許容値（1/2Ss450 地震力）（ボルト以外）

	荷重の組合せの場合
許容引張応力 f_t	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容せん断応力 f_s	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$
許容曲げ応力 f_b	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容組合せ応力 f	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$

F 値：JSME S NC1-2005/2007 に基づき定める値　(min(Sy,0.7Su))

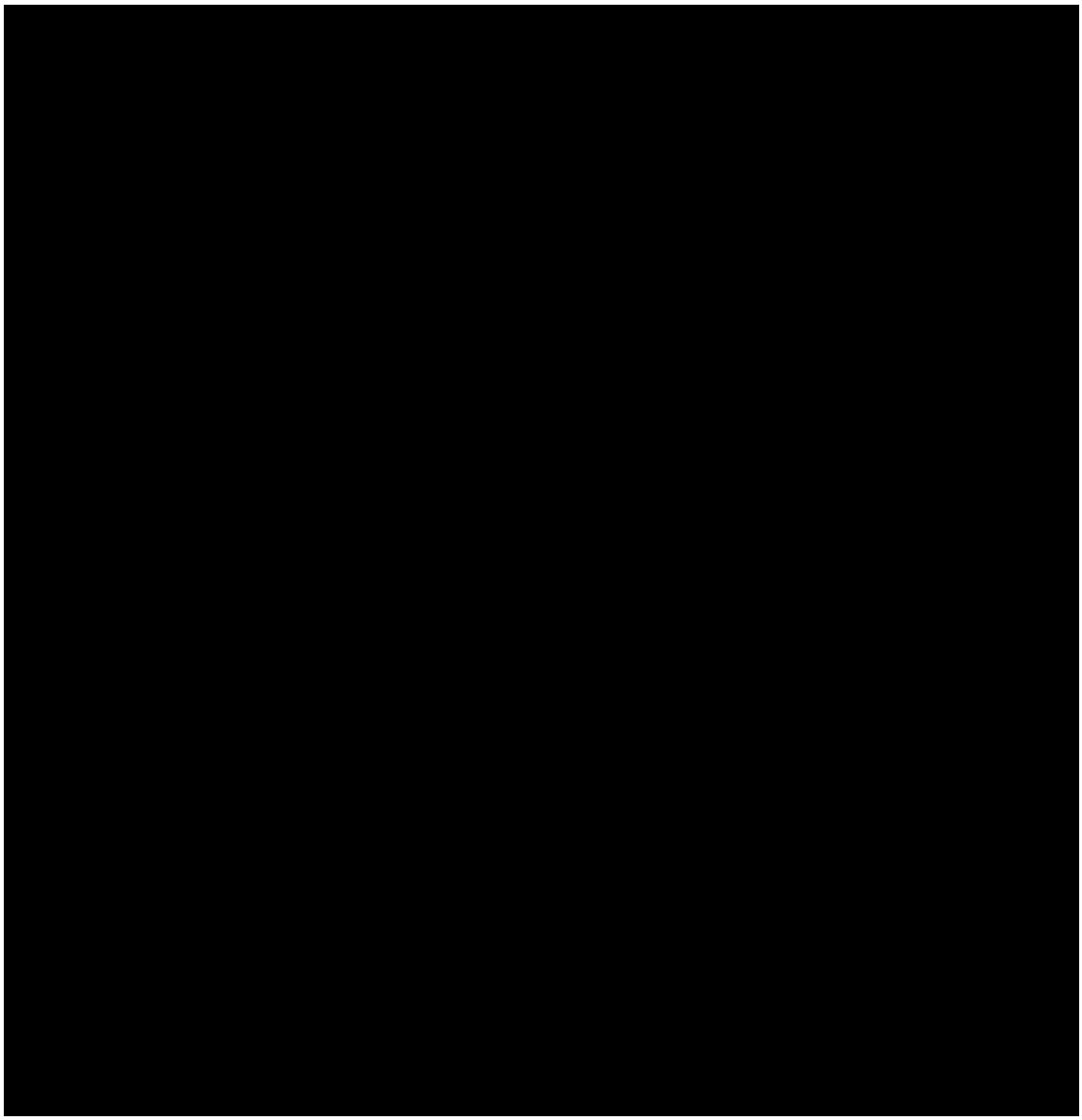
表 3.2-7　燃料取扱機の許容値（1/2Ss450 地震力）（ボルト）

	荷重の組合せの場合
許容せん断応力 f_{so}	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$

3.3　燃料取扱機の解析モデル及び諸元

解析モデルを図 3.3-1～図 3.3-3 に示す。機器諸元を表 3.3-1～表 3.3-4,図 3.3-4 に示す。解析は，地震応答解析モデルにより計算コード「SAP-Ⅳ」を用いたスペクトルモーダル解析法により行う。

図 3.3-1　燃料取扱機　解析モデルの全体図



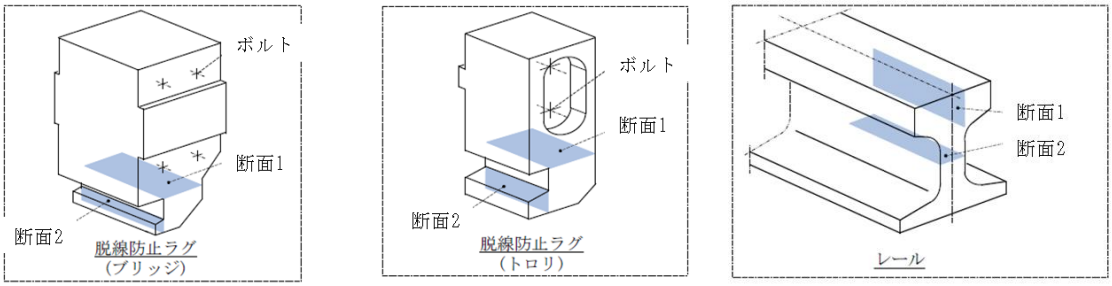


図 3.3-2　燃料取扱機　レール取合部の概要

図 3.3-3　燃料取扱機解析モデル（拘束条件）

表 3.3-1　燃料取扱機　部材機器諸元

部材名		断面積(mm²)	断面係数(mm³)		ねじり断面係数(mm³)
		A	Zy	Zz	Zx
ブリッジ	ガーダ	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	サドル	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	プラットフォーム	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	ギャラリ	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
トロリ	一階床	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	一階柱	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	二階床	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]

表 3.3-2　脱線防止ラグ　機器諸元

部材名		断面積(mm²)	断面係数(mm³)
		A_i	Z_i
ブリッジ脱線防止ラグ	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	[redacted]
トロリ脱線防止ラグ	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	[redacted]

表 3.3-3　レール　機器諸元

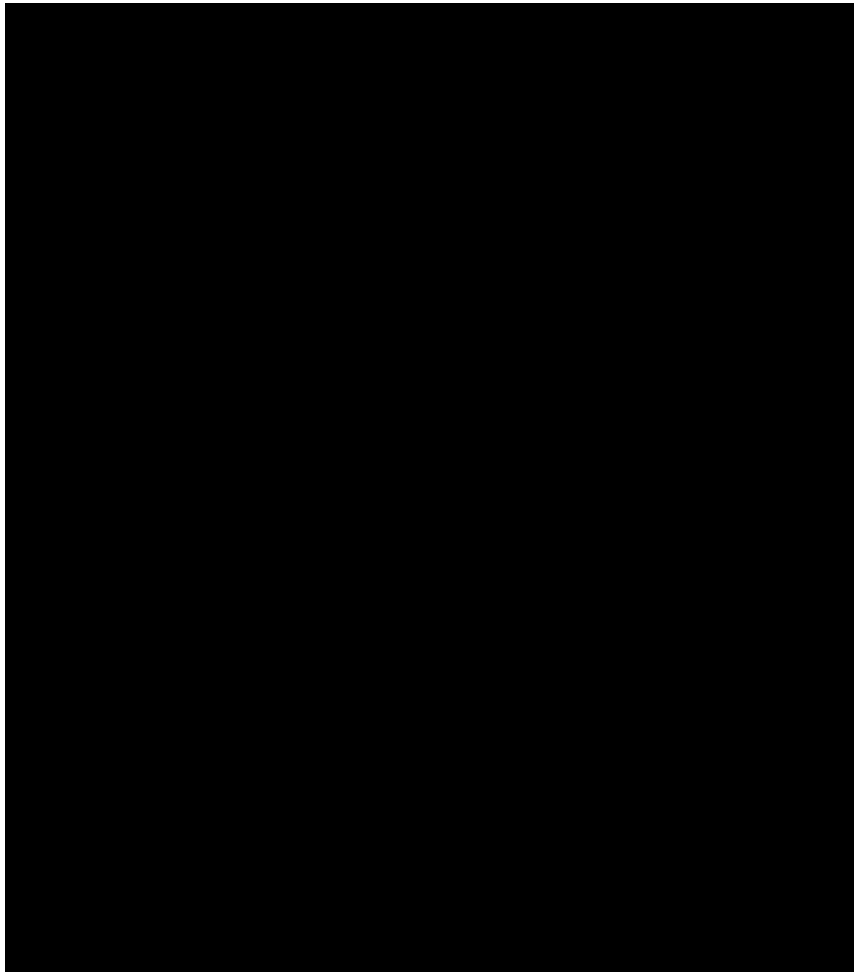
部材名		断面積(mm²)	断面係数(mm³)
		A_i	Z_i
走行レール	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]
横行レール	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]

表 3.3-4 燃料取扱機　質量

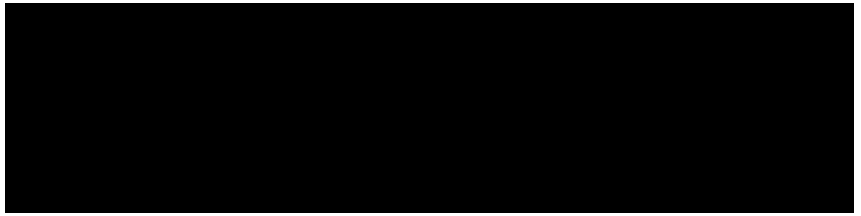
ブリッジ質量	43,000(kg)
トロリ　質量	24,000(kg)

吊荷質量（450(kg)）含む

断面形状（寸法）の詳細を以下に示す。



〈ブリッジ脱線防止ラグ〉



	断面 1	断面 2
厚さ　(mm) 〈a_1，a_2〉	[redacted]	[redacted]
幅　　(mm) 〈b_1，b_2〉	[redacted]	[redacted]
長さ　(mm) 〈h_1，h_2〉	[redacted]	[redacted]

〈トロリ脱線防止ラグ〉

	断面 1	断面 2
厚さ　(mm) 〈a_1，a_2〉	[redacted]	[redacted]
幅　　(mm) 〈b_1，b_2〉	[redacted]	[redacted]
長さ　(mm) 〈h_1，h_2〉	[redacted]	[redacted]

図 3.3-4　断面形状（寸法）諸元

3.4　固有値解析

「3.3　燃料取扱機の解析モデル及び諸元」で示す解析モデルを用いて固有値解析を実施した結果を表 3.4-1 に，振動モード図を図 3.4-1 に示す。数値は，各解析ケースのうち刺激関数が大きい卓越モードを記載する。解析ケース（1）及び（3）は，全体モデルの固有周期（固有振動数の逆数）を示すものであり，鉛直に寄与する卓越固有周期を示す。解析ケース（2）及び（4）は，ブリッジモデルの固有周期を示すものであり，水平（横行方向）に寄与する卓越固有周期を示す。

卓越モードも含め表 3.4-2～3.4-5 に全体的な固有値解析結果を示す。

表 3.4-1　燃料取扱機の固有値解析結果

	解析モデル（トロリ位置）	次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）		卓越方向
				水平（横行）方向	鉛直方向	
(1)	トロリ中央	5	0.077	[redacted]	[redacted]	鉛直
(2)	トロリ中央	9	0.037	[redacted]	[redacted]	横行
(3)	トロリ端部	9	0.050	[redacted]	[redacted]	鉛直
(4)	トロリ端部	9	0.037	[redacted]	[redacted]	横行

走行方向は，燃料取扱機がすべる方向であるため，記載を省略する。

解析モデル:トロリ中央（卓越方向:鉛直）

解析モデル:トロリ端部（卓越方向:鉛直）

解析モデル:トロリ中央（卓越方向:横行）

解析モデル:トロリ端部（卓越方向:横行）

図 3.4-1　燃料取扱機の（固有）振動モード図

表 3.4-2 燃料取扱機の固有値解析結果(1)トロリ中央（方向:鉛直）

次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	[redacted]	[redacted]	[redacted]
5	0.077	[redacted]	[redacted]
6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	[redacted]	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]
15	[redacted]	[redacted]	[redacted]
16	[redacted]	[redacted]	[redacted]
17	[redacted]	[redacted]	[redacted]
18	[redacted]	[redacted]	[redacted]
19	[redacted]	[redacted]	[redacted]
20	[redacted]	[redacted]	[redacted]
21	[redacted]	[redacted]	[redacted]
22	[redacted]	[redacted]	[redacted]
23	[redacted]	[redacted]	[redacted]
24	[redacted]	[redacted]	[redacted]
25	[redacted]	[redacted]	[redacted]
26	[redacted]	[redacted]	[redacted]
27	[redacted]	[redacted]	[redacted]
28	[redacted]	[redacted]	[redacted]

表 3.4-3 燃料取扱機の固有値解析結果(2)トロリ中央（方向:横行）

次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	[redacted]	[redacted]	[redacted]
5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	0.037	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]

表 3.4-4 燃料取扱機の固有値解析結果(3)トロリ端部（方向:鉛直）

次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	[redacted]	[redacted]	[redacted]
5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	0.050	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]
15	[redacted]	[redacted]	[redacted]
16	[redacted]	[redacted]	[redacted]
17	[redacted]	[redacted]	[redacted]
18	[redacted]	[redacted]	[redacted]
19	[redacted]	[redacted]	[redacted]
20	[redacted]	[redacted]	[redacted]
21	[redacted]	[redacted]	[redacted]
22	[redacted]	[redacted]	[redacted]
23	[redacted]	[redacted]	[redacted]
24	[redacted]	[redacted]	[redacted]
25	[redacted]	[redacted]	[redacted]
26	[redacted]	[redacted]	[redacted]
27	[redacted]	[redacted]	[redacted]
28	[redacted]	[redacted]	[redacted]

表 3.4-5 燃料取扱機の固有値解析結果(4)トロリ端部（方向:横行）

次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	[redacted]	[redacted]	[redacted]
5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	0.037	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]

3.5　設計用地震力

3.5.1　設計用床応答スペクトルの作成

(1) 床応答スペクトルの作成条件を表 3.5-1 に示す。

(2) ランウェイガーダの解析に用いる入力地震動（1/2Ss450）の入力方向（3 方向の組合せ）を考慮し，床応答スペクトルを作成する。

(3) 床応答スペクトルに対し，地震動設定の不確かさ等（地盤物性，建屋剛性，地盤バネ定数の算出式，模擬地震波の位相特性等）といった因子の変動に伴う影響を考慮して周期軸方向に±10%拡幅する（JEAG 4601-1987 参照）。

(4) 耐震計算（動的解析）に用いる地震力は，Ⅰ章 2.3 荷重ケースに示す燃料取扱機の停止位置における車輪位置（4 車輪）を節点としたランウェイガーダの時刻歴加速度を入力波として計算した床応答スペクトルを包絡した床応答スペクトルとする。

(5) 燃料取扱機停止位置における各床応答スペクトルを一つの床応答スペクトルに包絡する。

(6) 包絡した床応答スペクトルを図 3.5-1 に示す。

(7) 「3.4 固有値解析」により，各方向別に剛柔判定を行う。柔構造と判断される場合には，動的解析により地震力を算定する。剛構造と判断される場合には，機器・配管系の設置床面の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を震度（1.2ZPA（Zero Period Acceleration））とした静的解析により地震力を算定する。

表 3.5-1　設計用床応答スペクトル作成条件（1/2Ss450 地震力）

項目	内容
据付場所及び 床面高さ(mm)	大型カバー内 T.P.43674（燃料取扱機走行レール天端）
燃料取扱機停止位置 （荷重ケース）	CASE1,CASE2,CASE3, CASE4-①，CASE4-②
地震動	1/2Ss450-1，1/2Ss450-2
方向	NS(横行)，EW（走行），UD（鉛直）
減衰定数※	NS 方向　：2.0% UD 方向　：2.0%（トロリ中央） 　　：1.5%（トロリ端部）
周期	0.05（s)～　1.00（s）
拡幅	±10%
備考	各荷重ケースにおける床応答スペクトルを一つの床応答スペクトルに包絡する

※JEAC4601-2008　第 4 章　機器・配管系の耐震設計　4.4　地震応答解析　参照

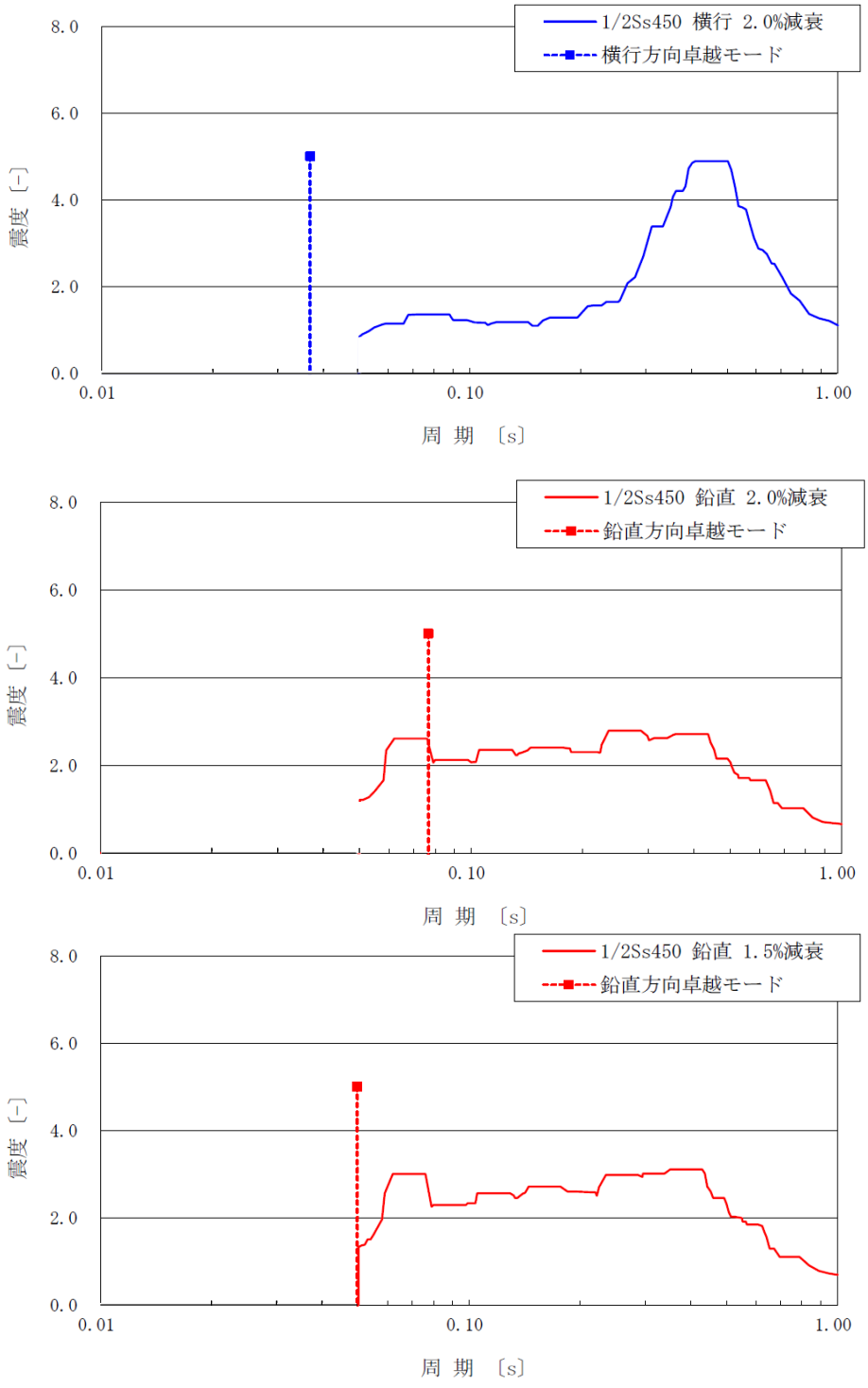


図 3.5-1　床応答スペクトル(1/2Ss450 地震力)※

（上図：横行方向，中央図：鉛直方向（トロリ中央），下図：鉛直方向（トロリ端部））

※走行方向は，すべり方向となるため記載を省略する。

3.5.2　設計用地震力の設定

「3.4　固有値解析」に基づき，各方向における刺激係数が大きい次数を卓越固有周期とし，剛柔判定を行い各方向別に設計用地震力を設定した。具体的には，以下の通り。

(1) 「3.4 固有値解析」結果の剛柔判定により，水平方向の加振に対し剛構造と判断（固有周期 0.05 s 以下）し，鉛直方向の加振に対し柔構造と判断（0.05 s を超過）する。
(2) 剛構造と判断されるブリッジの NS 方向には，機器・配管系の設置床面の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を震度（1.2ZPA）とした静的解析により算定した値を設計用震度として用いる。
(3) ブリッジの走行方向（EW 方向），及びトロリの横行方向（NS 方向）は，レールと車輪のすべりを考慮し，最大静止摩擦係数より求めた値を設計用震度とする。
(4) トロリの EW 方向には，燃料取扱機（全体モデル）ですべるという挙動になるため，すべりを考慮した最大静止摩擦係数より求めた値を設計用震度とする。
(5) 柔構造と判断される鉛直方向には，設計用床応答スペクトルのうち評価上厳しくなる卓越固有周期での震度を設計用震度とする。

以上のことを考慮し，燃料取扱機の設計用震度を表 3.5-2 に定める。

表 3.5-2　設計用地震力(1/2Ss450 地震力)

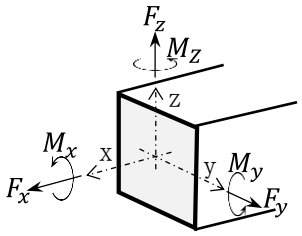
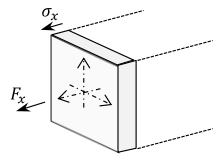
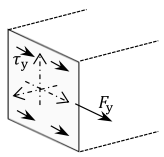
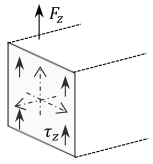
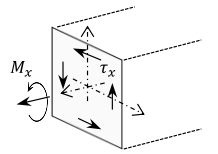
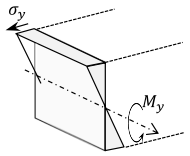
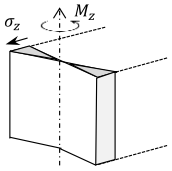
耐震クラス	固有周期(s)※2		設計用震度（NS：横行，EW：走行，UD：鉛直）				
	水平方向	鉛直方向	水平方向				鉛直方向
			ブリッジ		トロリ		
C(B+)※1	0.037	0.077	NS 方向	EW 方向	NS 方向	EW 方向	UD 方向
			0.84	0.15	0.15	0.15	2.43

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。
※2　評価上厳しくなる解析モデル：トロリ中央の固有周期を記載する。

3.6　燃料取扱機構造強度評価の計算方法

3.6.1　燃料取扱機ブリッジ，トロリの計算方法

燃料取扱機ブリッジ，トロリの構造強度評価は，下記計算式を用いて算出する。

			
	引張応力	せん断応力（y軸方向）	せん断応力（z軸方向）
			
断面力（断面作用する内力）	ねじり応力	曲げ応力（y軸周り）	曲げ応力（z軸周り）

（個別応力計算式）

$$\sigma_x = \frac{F_x}{A}, \quad \tau_y = \frac{F_y}{A}, \quad \tau_z = \frac{F_z}{A}$$

$$\tau_x = \frac{M_x}{Z_x}, \quad \sigma_y = \frac{M_y}{Z_y}, \quad \sigma_z = \frac{M_z}{Z_z}$$

ここで，

F_x　：軸力，　F_y：せん断力（y 方向），　F_z：せん断力（z 方向）

M_x　：ねじりモーメント

M_y　：曲げモーメント(y 軸周り)，　M_z：曲げモーメント(z 軸周り)

A　：断面積（評価部位断面積）

Z_x　：ねじり断面係数

Z_y　：断面係数（y 軸周り），　Z_Z：断面係数（z 軸周り）

（評価応力）

$$\sigma = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$$

$$\tau = MAX\left(\sqrt{\left(\tau_x + \tau_y\right)^2 + {\tau_z}^2} \quad , \quad \sqrt{(\tau_x + \tau_z)^2 + {\tau_y}^2}\right)$$

$$\sigma_c = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，

σ　：引張応力

τ　：せん断応力

σ_c　：組合せ応力

3.6.2　燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び取付けボルトの計算方法

ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び脱線防止ラグ取付ボルトの構造強度評価は，下記計算式を用いて算出する。

ブリッジ脱線防止ラグ評価断面図

トロリ脱線防止ラグ評価断面図

（個別応力計算式）

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a.　引張応力（曲げ応力）：σ_1

$\sigma_1 =$

σ_1　：断面 1 に作用する曲げ応力

b.　せん断応力：τ_1

c

τ_1　：断面 1 に作用するせん断応力

c.　組合せ応力：σ_{1c}

$\sigma_{1c} =$

σ_{1c}　：断面 1 に作用する組合せ応力
σ_1　：断面 1 に作用する曲げ応力
τ_1　：断面 1 に作用するせん断応力

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_2

$\sigma_2 =$ [redacted]

σ_2 ：断面 2 に作用するに曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_2

$\tau_2 =$ [redacted]

τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{2c}

$\sigma_{2c} =$ [redacted]

σ_{2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力
σ_2 ：断面 2 に作用する曲げ応力
τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力

③取付ボルトの計算式を以下に記載する。

$\tau_b =$ [redacted]

τ_b ：取付ボルトに作用するせん断応力

[redacted]

3.6.3　走行/横行レールの計算方法

走行/横行レールの構造強度評価は，下記計算式を用いて算出する。

走行レール/横行レール評価断面図（断面 3）

走行レール/横行レール評価断面図（断面 4）

（個別応力計算式）

①断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_3

$\sigma_3 =$ [redacted]

σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_3

$\tau_3 =$ [redacted]

τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{3c}

$\sigma_{3c} =$ [redacted]

σ_{3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力
σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力
τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力

②断面 4 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_4

$\sigma_4 =$ [redacted]

σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_4

$\tau_4 =$ [redacted]

τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{4c}

$\sigma_{4c} =$ [redacted]

σ_{4c} ：断面 4 に作用する組合せ応力
σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力
τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力

3.6.4　吊具の計算方法

吊荷荷重を受ける部位を図 3.6-1 に示す。このうち吊荷を直接吊るもので損傷・破断に至る可能性があるワイヤロープ（ワイヤ），フック及びフックピンを評価対象とする。

なお，グラップルボディは荷重伝達経路上の機器で単一構成となるが，フック及びフックピンと比較し断面が大きく算出値は小さいことから評価上厳しい部位であるフック及びフックピンを評価した。

図 3.6-1　荷重伝達経路上の機器図（上図：経路図，下図：概略図）

ワイヤロープ（ワイヤ），フック及びフックピンに作用する荷重を算出する。当該部位に作用する荷重は，吊荷に発生する衝撃荷重で計算する。

- 吊荷の速度算出に当たっては，燃料取扱機，吊荷質量及びワイヤ長さの評価条件を以下のとおり設定する。
- 鉛直方向荷重を考える場合，吊荷の速度変化が大きいワイヤ長さが運用上限位置と運用下限位置の 2 パターンを評価した上で衝撃荷重がより厳しい運用上限位置を用いることとする。
- 吊荷の質量は，定格荷重で評価を実施する。
- 衝撃荷重は，吊荷が持っている運動量の保存則を考慮して算出する。
- 水平方向地震に伴い，吊荷が振り子運動を起こして吊具に遠心力が作用するが，その影響については，軽微であることから，評価においては鉛直方向地震だけを考慮するものとする。

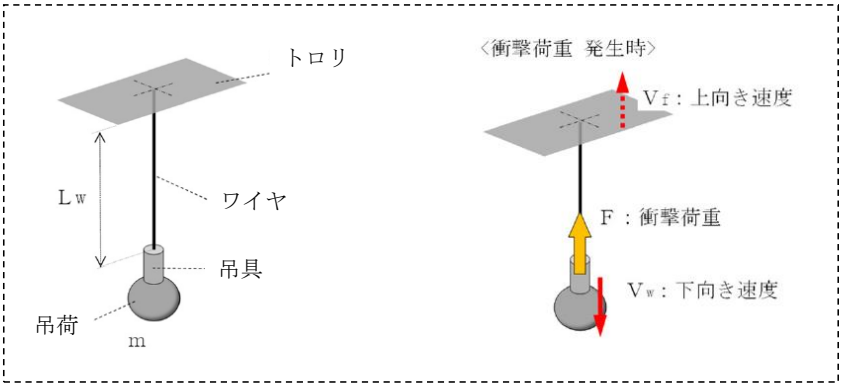


図 3.6-2　吊荷計算モデル概要

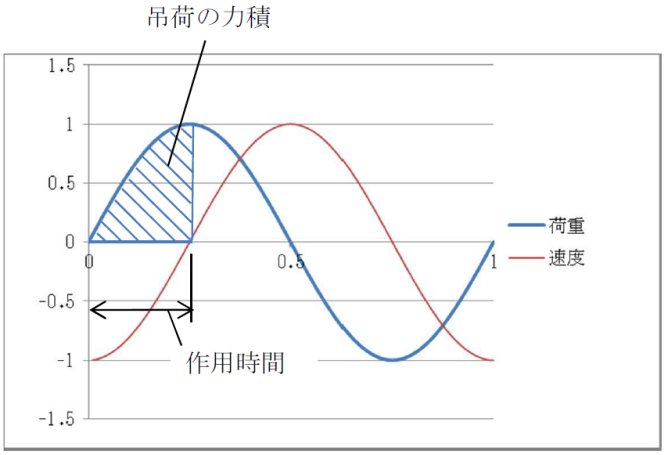


図 3.6-3　吊荷の力積概念図

（個別計算式）吊荷に作用する衝撃荷重について下記計算式を用いて算出する。

衝撃荷重は，（3.6.1）式により計算する。

力積：
$$\int_0^{\frac{T_W}{4}} \mathrm{F}\cdot\sin\left(2\cdot\pi\cdot\frac{\mathrm{t}}{T_W}\right)\cdot\mathrm{dt} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.6.1)$$

$T_W = 2\cdot\pi\cdot\sqrt{\dfrac{m}{k_W}}$ ：吊荷計算モデルから計算される吊荷の固有周期

$k_W = \dfrac{A_W\cdot n_W\cdot E_W}{L_W}$ ：ばね定数

ここでワイヤの機器諸元は，以下の通り

A_W	：ワイヤ１本の断面積	[redacted] (mm²)
E_W	：ワイヤの縦弾性係数	[redacted] (MPa)
L_W	：ワイヤ長さ	[redacted] (mm)
n_W	：ワイヤ本数	[redacted] (-)
m	：吊荷の質量	450 (kg)

ワイヤの下端にある吊荷の運動量の変化は吊荷とトロリの質量や固有値が異なることからV_fとV_Wが同値にならないが，保守的にワイヤの減衰がなく完全弾性衝突を仮定して反発係数を１とする。この際，吊荷の運動量変化を（3.6.2）式で示す。

$$m\cdot(V_f+V_W) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.6.2)$$

ここで，

V_f ：トロリの最大速度

V_W ：吊荷の最大速度

吊荷の運動方向が変化する時間については，ワイヤが完全弾性体で，吊荷とトロリの運動が自由振動系であることを仮定すれば，吊荷の固有周期 T_Wの４分の１となる。

以上から，運動量変化及び作用時間をもとに，衝撃荷重Ｆは（3.6.1）式及び（3.6.2）式から求め，吊荷の自重分を追加して，当該部位に作用する荷重は（3.6.3）式となる。

$$\frac{2\cdot\pi\cdot m\cdot(V_f+V_W)}{T_W}+m\cdot\mathrm{g} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (3.6.3)$$

3.7　燃料取扱機構造強度評価結果

3.7.1～3.7.4 に各部位に対する応力評価結果を示す。評価の結果，算出応力は許容応力以下であるため，燃料取扱機は，基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Ss450 地震力）に対して安全機能を維持することを確認した。また本項は，供用状態Ｃｓを用いた許容応力と比較しており，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Sd225 地震力）に対して安全機能を維持することも確認したものである。なお，個別計算結果に示す算出では，表示数値（桁を処理した数値）ではなく，計算結果に基づく元の数値を使用している。

3.7.1　燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果

燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果（評価上厳しくなる条件として解析モデル：トロリ中央）を表 3.7-1 に示す。各評価部位の最大応力点を図 3.7-1 に示す。

表 3.7-1　応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）　＜ブリッジ，トロリ＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
ブリッジ	①ガーダ	[redacted]	引張	66	[redacted]
			せん断	7	[redacted]
			組合せ	67	[redacted]
	②サドル	[redacted]	引張	65	[redacted]
			せん断	10	[redacted]
			組合せ	67	[redacted]
	③プラットフォーム	[redacted]	引張	112	[redacted]
			せん断	9	[redacted]
			組合せ	113	[redacted]
	④ギャラリ	[redacted]	引張	122	[redacted]
			せん断	3	[redacted]
			組合せ	122	[redacted]
トロリ	⑤一階床	[redacted]	引張	158	[redacted]
			せん断	8	[redacted]
			組合せ	158	[redacted]
	⑥一階柱	[redacted]	引張	235	[redacted]
			せん断	18	[redacted]
			組合せ	237	[redacted]
		[redacted]	引張	201	[redacted]
			せん断	19	[redacted]
			組合せ	203	[redacted]
	⑦二階床	[redacted]	引張	221	[redacted]
			せん断	33	[redacted]
			組合せ	228	[redacted]
		[redacted]	引張	204	[redacted]
			せん断	12	[redacted]
			組合せ	205	[redacted]

※1 本部材は，4 号機燃料扱機のトロリ構造変更（部材の追設）を行う箇所
（詳細は，「5.1 4 号機燃料取扱機トロリの構造変更について」参照）

※2 使用材料[redacted]の条件下において，より厳しい許容応力となる[redacted]の許容応力を記載

図 3.7-1　各評価部位の最大応力点（1/2Ss450 地震力）　＜ブリッジ，トロリ＞

(個別計算結果)

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。数値は最大応力箇所(トロリ:⑥一階柱)を記載する。

(1) 引張応力:σ

$\sigma =$ [redacted]

σ :引張応力 235(MPa)

[redacted]

(2) せん断応力:τ

$\tau =$ [redacted]

τ :せん断応力 18(MPa)

[redacted]

(3) 組合せ応力:σ_c

$\sigma_c =$ [redacted]

σ_c :組合せ応力 237(MPa)

σ :引張応力 235(MPa)

τ :せん断応力 18(MPa)

3.7.2　燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び取付ボルトの応力評価結果

燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び取付ボルトの応力評価結果を表 3.7-2 に示す。

表 3.7-2　応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）　＜脱線防止ラグ及び取付ボルト＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)		許容応力 (MPa)
				断面 1	断面 2	
ブリッジ	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	41	43	[redacted]
			せん断	16	12	[redacted]
			組合せ	49	47	[redacted]
	ボルト	[redacted]	せん断	26		[redacted]
トロリ	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	20	28	[redacted]
			せん断	5	11	[redacted]
			組合せ	21	33	[redacted]
	ボルト	[redacted]	せん断	49		[redacted]

（個別計算結果）

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i)ブリッジ脱線防止ラグ及びボルト

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_1

$\sigma_1 =$ [redacted]

σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 41 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_1

$\tau_1 =$ [redacted]

τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 16 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{1c}

$\sigma_{1c} =$ [redacted]

σ_{1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力 49 (MPa)
σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 41 (MPa)
τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 16 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_2

$\sigma_2 =$ [redacted]

σ_2 ：断面 2 に作用するに曲げ応力 43 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_2

$\tau_2 =$ [redacted]

τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 12 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{2c}

$\sigma_{2c} =$ [redacted]

σ_{2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 47 (MPa)
σ_2 ：断面 2 に作用する曲げ応力 43 (MPa)
τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 12 (MPa)

③取付ボルトの計算式を以下に記載する。

$\tau_b =$ [redacted]

τ_b ：取付ボルトに作用するせん断応力 26 (MPa)

[redacted]

ii) トロリ脱線防止ラグ及び取付ボルト

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_1

$\sigma_1 =$ [redacted]

σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 20 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_1

$\tau_1 =$ [redacted]

τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 5 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{1c}

$\sigma_{1c} =$ [redacted]

σ_{1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力 21 (MPa)
σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 20 (MPa)
τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 5 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_2

$\sigma_2 =$ [redacted]

σ_2 ：断面 2 に作用するに曲げ応力 28 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_2

$\tau_2 =$ [redacted]

τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 11 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{2c}

$\sigma_{2c} =$ [redacted]

σ_{2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 33 (MPa)
σ_2 ：断面 2 に作用する曲げ応力 28 (MPa)
τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 11 (MPa)

③取付ボルトの計算式を以下に記載する。

$\tau_b =$ [redacted]

τ_b ：取付ボルトに作用するせん断応力 49 (MPa)

[redacted]

3.7.3　走行/横行レールの応力評価結果

走行レール及び横行レールの応力評価結果を表 3.7-3 に示す。

表 3.7-3　応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）　＜走行レール及び横行レール＞

部位	使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)		許容応力 (MPa)
			断面 1	断面 2	
走行レール	[redacted]	引張	26	107	[redacted]
		せん断	3	11	[redacted]
		組合せ	26	108	[redacted]
横行レール	[redacted]	引張	30	215	[redacted]
		せん断	6	9	[redacted]
		組合せ	31	216	[redacted]

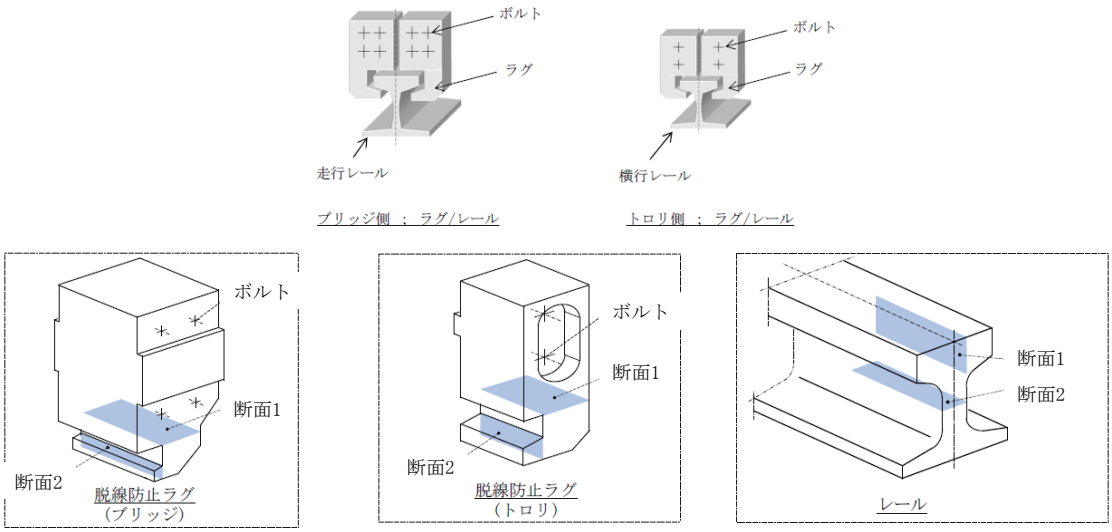


図 3.7-2　脱線防止ラグ，レールの評価断面（図 3.3-2 再掲）

(個別計算結果)

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i) 走行レール　(表 3.7-3 に示す断面 1 は断面 3 に，断面 2 は断面 4 に示す。)

①断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_3

$\sigma_3 =$ [redacted]

σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力　26 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_3

$\tau_3 =$ [redacted]

τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力　3 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{3c}

$\sigma_{3c} =$ [redacted]

σ_{3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力　26 (MPa)
σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力　26 (MPa)
τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力　3 (MPa)

②断面 4 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_4

$\sigma_4 =$ [redacted]

σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 107 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_4

$\tau_4 =$ [redacted]

τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 11 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{4c}

$\sigma_{4c} =$ [redacted]

σ_{4c} ：断面 4 に作用する組合せ応力 108 (MPa)
σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 107 (MPa)
τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 11 (MPa)

ii) 横行レール （表 3.7-3 に示す断面 1 は断面 3 に，断面 2 は断面 4 に示す。）

①断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_3

$\sigma_3 =$ [redacted]

σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 30 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_3

$\tau_3 =$ [redacted]

τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 6 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{3c}

$\sigma_{3c} =$ [redacted]

σ_{3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 31 (MPa)
σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 30 (MPa)
τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 6 (MPa)

②断面 4 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_4

$\sigma_4 =$ [redacted]

σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 215 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_4

$\tau_4 =$ [redacted]

τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 9 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{4c}

$\sigma_{4c} =$ [redacted]

σ_{4c} ：断面 4 に作用する組合せ応力 216 (MPa)
σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 215 (MPa)
τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 9 (MPa)

3.7.4　吊具の荷重評価結果

ワイヤロープ（ワイヤ），フック及びフックピンの荷重評価結果を表 3.7-4 に示す。

表 3.7-4　荷重評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）　＜ワイヤ，フック及びフックピン＞

評価部位		使用材料	荷重	算出値(N)	許容値(N)
吊具	ワイヤ	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フックピン	[redacted]			

（個別計算結果）

「3.6　燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき吊荷荷重を算出する。

$$F = \frac{2 \cdot \pi \cdot m \cdot (V_f + V_W)}{T_W} + m \cdot g$$

F	：吊荷荷重	[redacted] (N)
m	：吊荷の質量	450 (kg)
T_W	：単振動モデルから計算される吊荷の固有周期	[redacted] (s)
V_f	：トロリの最大速度	[redacted] (mm/s)
V_W	：吊荷の最大速度	[redacted] (mm/s)
g	：重力加速度	9.80665 (m/s^2)

3.7.5　静的地震力の評価

本項で示した基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Ss450 地震力）の構造強度評価結果は，静的地震力より大きな地震力を使用して評価を行っていることから，耐震クラス B+の水平震度による評価も満足する結果となる。そのため，燃料取扱機は，静的地震力に対しても安全機能を維持するものである。

表 3.7-5　水平震度の比較

地震条件		水平方向震度	備考
1/2Ss450 地震力	1.2ZPA	0.84	3.5.2 設計用地震力の設定 表 3.5-2　ブリッジ(NS 方向)より※1
静的地震力	1.8Ci※2	0.36	

※1　走行方向（EW 方向）は，燃料取扱機全体がすべる方向であるため，水平震度の比較の記載はしない。

※2　水平震度（1.5Ci）に対し保守的に 1.2 倍したものを使用する。

4.　波及的影響確認評価（Ss900 地震力）

基準地震動Ｓｓによる燃料取扱機構造強度評価を実施し，使用済燃料プール及びプール内に保管している使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を及ぼさないことを確認する。

4.1　地震応答解析及び評価方法

波及的影響確認評価においては，「3. 地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力)」で作成した解析モデル及び諸元等を用いて評価するものであり，入力条件の変更点を表 4.1-1 に整理する。評価結果は，「4.4 燃料取扱機構造強度評価結果」に示す。

表 4.1-1　入力条件変更点

No※	節題	変更の有無	備考
3.1	地震応答解析及び構造強度評価方法	変更無	
3.2	荷重の組合せ及び許容応力	**変更有**	4.2　参照
3.3	燃料取扱機の解析モデル及び諸元	変更無	
3.4	固有値解析	変更無	
3.5	設計用地震力	**変更有**	4.3　参照
3.6	燃料取扱機構造強度評価の計算方法	変更無	

※本章で示す評価方法との比較のため，節番を記載

4.2　荷重の組合せ及び許容応力

4.2.1　荷重の組合せ及び供用状態

燃料取扱機のブリッジ及びトロリ，脱線防止ラグ，走行/横行レール取付部材評価における荷重の組合せ及び供用状態について表 4.2-1 に示す。

表 4.2-1　荷重の組合せ及び供用状態（Ss900 地震力）

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1, 2	D＋P_D＋M_D＋Ｓｓ	Ｄｓ

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。

※2　耐震クラスはＣではあるが，燃料集合体を直接取扱うことから，保守的にB+クラスの地震力で耐震上の安全機能を失わないこと，また，現実的な緩和対策として，基準地震動 Ss に対して燃料集合体が落下しないことを期待するため，本項で基準地震動 Ss に対する耐震性を確認する。

ここで，

D　：死荷重

P_D　：最高使用圧力による荷重

M_D　：機械的荷重

Ss　：基準地震動Ｓｓから定める入力地震力（Ss900 地震力）

Ds　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｄ相当の許容応力を基準とし，それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

4.2.2　許容応力

燃料取扱機のブリッジ及びトロリ，脱線防止ラグ，走行/横行レール取付部材の許容応力を表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2　許容応力（その他の支持構造物）（Ss900 地震力）

供用状態	許容限界					
Ｄｓ	許容応力（ボルト以外）				許容応力（ボルト）	
	1 次応力					
	引張	圧縮	曲げ	せん断	引張	せん断
	1.5f_t*	1.5f_c*	1.5f_b*	1.5f_s*	1.5f_t*	1.5f_s*

4.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件

使用材料の許容応力評価条件を表　4.2-3 に，許容荷重評価条件を表　4.2-4 に示す。

表 4.2-3　使用材料の許容応力評価条件（Ss900 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	Sy※2 (MPa)	Su※3 (MPa)	F 値： min(1.2Sy,0.7Su) (MPa)
燃料取扱機構造物 ブリッジ，トロリ		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
ブリッジ	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
トロリ	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	ボルト	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
走行レール		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
横行レール		[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　Sy：材料の設計降伏点　（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※3　Su：材料の設計引張強さ（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※4　4 号機燃料取扱機の有効活用する使用材料であり，材料検査証明書より周辺環境温度を考慮して材料の設計降伏点，設計引張強さを算出した値（詳細は，「5.2　4 号機燃料取扱機有効活用部材の許容値について」参照）
※5　本部材は，4 号機燃料扱機トロリの構造変更（部材の追設）を行う箇所（詳細は，「5.1 4 号機燃料取扱機トロリの構造変更について」参照）
※6　カタログ記載値
※7　JIS E 1101 記載値

表 4.2-4　使用材料の許容荷重評価条件（Ss900 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	定格荷重※2 (N)	安全率※3	許容荷重 (N)
吊具	ワイヤロープ	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]
	フックピン	[redacted]	50	4.413×10^{3}	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　定格荷重：450kg（フック，フックピンの重量含む）
※3　安全率は，安全率＝ワイヤロープ破断力×ロープ掛数×（シーブ効率）/荷重（定格荷重）で算定。クレーン構造規格第 54 条（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）に基づき，5 以上を満足するものである。

燃料取扱機の応力評価に適用する許容引張応力f_t*，許容せん断応力f_s*（f_{so}*），許容曲げ応力f_b*及び許容組合せ応力f*は以下より求める。

表 4.2-5　燃料取扱機の許容値（Ss900 地震力）（ボルト以外）

	荷重の組合せの場合
許容引張応力 f_t*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容せん断応力 f_s*	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$
許容曲げ応力 f_b*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容組合せ応力 f*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$

F 値：JSME S NC1-2005/2007 に基づき定める値　(min(1.2Sy,0.7Su))

表 4.2-6　燃料取扱機の許容値（Ss900 地震力）（ボルト）

	荷重の組合せの場合
許容せん断応力 f_{so}*	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$

4.3　設計用地震力

4.3.1　設計用床応答スペクトルの作成

(1) 床応答スペクトルの作成条件を表 4.3-1 に示す。

(2) ランウェイガーダの解析に用いる入力地震動（Ss900）の入力方向（3 方向の組合せ）を考慮し，床応答スペクトルを作成する。

(3) 床応答スペクトルに対し，地震動設定の不確かさ等（地盤物性，建屋剛性，地盤バネ定数の算出式，模擬地震波の位相特性等）といった因子の変動に伴う影響を考慮して周期軸方向に±10%拡幅する（JEAG 4601-1987 参照）。

(4) 耐震計算（動的解析）に用いる地震力は，Ⅰ章 2.3 荷重ケースに示す燃料取扱機の停止位置における車輪位置（4 車輪）を節点としたランウェイガーダの時刻歴加速度を入力波として計算した床応答スペクトルを包絡した床応答スペクトルとする。

(5) 燃料取扱機停止位置における各床応答スペクトルを一つの床応答スペクトルに包絡する。

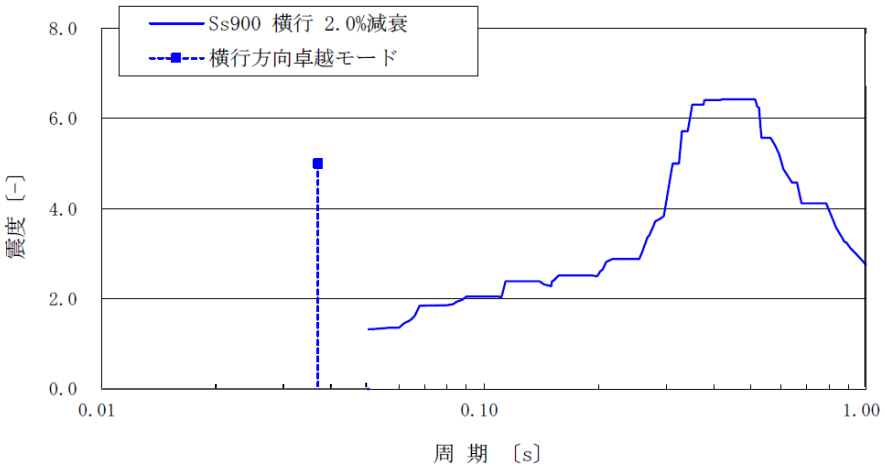
(6) 包絡した床応答スペクトルを図 4.3-1 に示す。

(7) 「3.4 固有値解析」により，各方向別に剛柔判定を行う。柔構造と判断される場合には，動的解析により地震力を算定する。剛構造と判断される場合には，機器・配管系の設置床面の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を震度（1.2ZPA（Zero Period Acceleration））とした静的解析により地震力を算定する。

表 4.3-1　設計用床応答スペクトル作成条件（Ss900 地震力）

項目	内容
据付場所及び 床面高さ(mm)	大型カバー内 T.P.43674（燃料取扱機走行レール天端）
燃料取扱機停止位置 （荷重ケース）	CASE1,CASE2,CASE3, CASE4-①，CASE4-②
地震動	Ss900-1，Ss900-2
方向	NS(横行)，EW（走行），UD（鉛直）
減衰定数	NS 方向　：2.0% UD 方向　：2.0%（トロリ中央）※
周期	0.05（s)～　1.00（s）
拡幅	±10%
備考	各荷重ケースにおける床応答スペクトルを一つの床応答スペクトルに包絡する

※「3.7　燃料取扱設備構造強度評価結果」より，トロリ位置が中央にある場合，評価が厳しくなることを確認していることから，減衰定数として 2.0%を適用する。



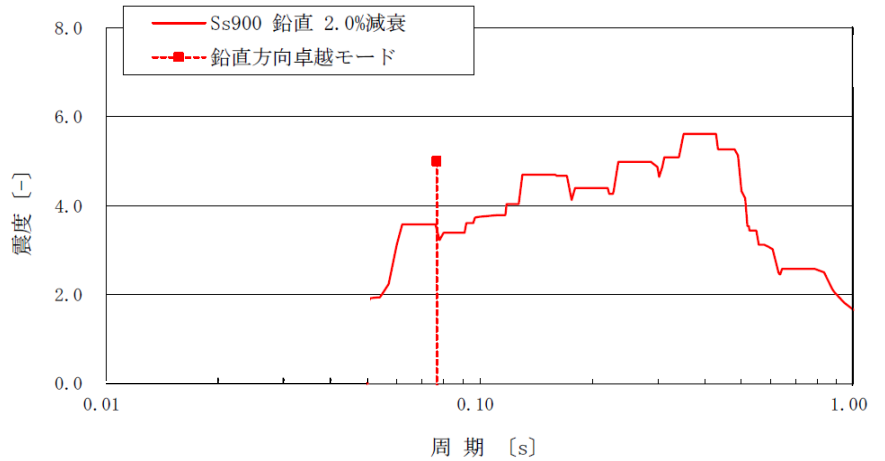


図 4.3-1 床応答スペクトル（Ss900 地震力）※

（上図：横行方向，下図：鉛直方向（トロリ中央））

※走行方向は，すべり方向となるため記載を省略する。

4.3.2　設計用地震力の設定

「3.4　固有値解析」に基づき，各方向における刺激係数が大きい次数を卓越固有周期とし，剛柔判定を行い各方向別に設計用地震力を設定した。具体的には，以下の通り。

(1) 「3.4 固有値解析」結果の剛柔判定により，水平方向の加振に対し剛構造と判断（固有周期 0.05 s 以下）し，鉛直方向の加振に対し柔構造と判断（0.05 s を超過）する。
(2) 剛構造と判断されるブリッジの NS 方向には，機器・配管系の設置床面の最大応答加速度の 1.2 倍の加速度を震度（1.2ZPA）とした静的解析により算定した値を設計用震度として用いる。
(3) ブリッジの走行方向（EW 方向），及びトロリの横行方向（NS 方向）は，レールと車輪のすべりを考慮し，最大静止摩擦係数より求めた値を設計用震度とする。
(4) トロリの EW 方向には，燃料取扱機（全体モデル）ですべるという挙動になるため，すべりを考慮した最大静止摩擦係数より求めた値を設計用震度とする。
(5) 柔構造と判断される鉛直方向には，設計用床応答スペクトルのうち評価上厳しくなる卓越固有周期での震度を設計用震度とする。

以上のことを考慮し，燃料取扱機の設計用震度を表 4.3-2 に定める。

表 4.3-2　設計用地震力（Ss900 地震力）

耐震クラス	固有周期(s)※2		設計用震度（NS：横行，EW：走行，UD：鉛直）				
	水平方向	鉛直方向	水平方向				鉛直方向
			ブリッジ		トロリ		
C(B+)※1	0.037	0.077	NS 方向	EW 方向	NS 方向	EW 方向	UD 方向
			1.21	0.15	0.15	0.15	3.39

※1　耐震クラスはＣではあるが，燃料集合体を直接取扱うことから，保守的に B+クラスの地震力で耐震上の安全機能を失わないこと，また，現実的な緩和対策として，基準地震動 Ss に対して燃料集合体が落下しないことを期待するため，本項で基準地震動 Ss に対する耐震性を確認する。
※2　評価上厳しくなる解析モデル：トロリ中央の固有周期を記載する。

4.4　燃料取扱機構造強度評価結果

燃料取扱機各部位に対する応力評価結果を示す。評価の結果，算出応力は許容応力以下であるため，燃料取扱機は，上位クラスの設備である使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を及ぼすことはない。なお，個別計算結果に示す算出では，表示数値（桁を処理した数値）ではなく，計算結果に基づく元の数値を使用している。

4.4.1　燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果

燃料取扱機ブリッジ，トロリの応力評価結果を表 4.4-1 に示す。各評価部位の最大応力点を図 4.4-1 に示す。

表 4.4-1　応力評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜ブリッジ，トロリ＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
ブリッジ	①ガーダ	[redacted]	引張	85	[redacted]
			せん断	9	[redacted]
			組合せ	86	[redacted]
	②サドル	[redacted]	引張	93	[redacted]
			せん断	13	[redacted]
			組合せ	96	[redacted]
	③プラットフォーム	[redacted]	引張	149	[redacted]
			せん断	11	[redacted]
			組合せ	150	[redacted]
	④ギャラリ	[redacted]	引張	161	[redacted]
			せん断	4	[redacted]
			組合せ	161	[redacted]
トロリ	⑤一階床	[redacted]	引張	225	[redacted]
			せん断	10	[redacted]
			組合せ	226	[redacted]
	⑥一階柱	[redacted]	引張	324	[redacted]
			せん断	24	[redacted]
			組合せ	326	[redacted]
		[redacted]	引張	269	[redacted]
			せん断	28	[redacted]
			組合せ	273	[redacted]
	⑦二階床	[redacted]	引張	308	[redacted]
			せん断	46	[redacted]
			組合せ	318	[redacted]
		[redacted]	引張	279	[redacted]
			せん断	16	[redacted]
			組合せ	280	[redacted]

※4 号機燃料取扱機の材料検査証明書より周辺環境温度を考慮して材料の設計降伏点，設計引張強さから算出した許容応力（詳細は，「5.2 4 号機燃料取扱機有効活用部材の許容値について」参照）

図 4.4-1　各評価部位の最大応力点（Ss900 地震力）　＜構造物フレーム＞

（個別計算結果）

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。数値は最大応力箇所（トロリ：⑥一階柱）を記載する。

(1) 引張応力：σ

$\sigma =$ [redacted]

σ ：引張応力 324 (MPa)

[redacted]

(2) せん断応力：τ

$\tau =$ [redacted]

τ ：せん断応力 24 (MPa)

[redacted]

(3) 組合せ応力：σ_c

$\sigma_c =$ [redacted]

σ_c ：組合せ応力 326 (MPa)

σ ：引張応力 324 (MPa)

τ ：せん断応力 24 (MPa)

4.4.2　燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び取付ボルトの応力評価結果

燃料取扱機ブリッジ，トロリの脱線防止ラグ及び取付ボルトの応力評価結果を表 4.4-2 に示す。

表 4.4-2　応力評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜脱線防止ラグ及び取付ボルト＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)		許容応力 (MPa)
				断面 1	断面 2	
ブリッジ	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	64	80	[redacted]
			せん断	24	22	[redacted]
			組合せ	76	88	[redacted]
	ボルト	[redacted]	せん断	38		[redacted]
トロリ	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	35	51	[redacted]
			せん断	7	20	[redacted]
			組合せ	36	61	[redacted]
	ボルト	[redacted]	せん断	82		[redacted]

（個別計算結果）

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i)ブリッジ脱線防止ラグ及びボルト

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_1

$\sigma_1 =$ [redacted]

σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 64 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_1

$\tau_1 =$ [redacted]

τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 24 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{1c}

$\sigma_{1c} =$ [redacted]

σ_{1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力 76 (MPa)
σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 64 (MPa)
τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 24 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_2

$\sigma_2 =$ [redacted]

σ_2 ：断面 2 に作用するに曲げ応力 80 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_2

$\tau_2 =$ [redacted]

τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 22 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{2c}

$\sigma_{2c} =$ [redacted]

σ_{2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 88 (MPa)
σ_2 ：断面 2 に作用する曲げ応力 80 (MPa)
τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 22 (MPa)

③取付ボルトの計算式を以下に記載する。

$\tau_b =$ [redacted]

τ_b ：取付ボルトに作用するせん断応力 38 (MPa)

[redacted]

ii) トロリ脱線防止ラグ及び取付ボルト

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_1

$\sigma_1 =$ [redacted]

σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 35 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_1

$\tau_1 =$ [redacted]

τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 7 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{1c}

$\sigma_{1c} =$ [redacted]

σ_{1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力 36 (MPa)
σ_1 ：断面 1 に作用する曲げ応力 35 (MPa)
τ_1 ：断面 1 に作用するせん断応力 7 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_2

$\sigma_2 =$ [redacted]

σ_2 ：断面 2 に作用するに曲げ応力 51 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_2

$\tau_2 =$ [redacted]

τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 20 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{2c}

$\sigma_{2c} =$ [redacted]

σ_{2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 61 (MPa)
σ_2 ：断面 2 に作用する曲げ応力 51 (MPa)
τ_2 ：断面 2 に作用するせん断応力 20 (MPa)

③取付ボルトの計算式を以下に記載する。

$\tau_b =$ [redacted]

τ_b ：取付ボルトに作用するせん断応力 82 (MPa)

[redacted]

4.4.3　走行/横行レールの応力評価結果

走行レール及び横行レールの応力評価結果を表 4.4-3 に示す。

表 4.4-3　応力評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜走行レール及び横行レール＞

部位	使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)		許容応力 (MPa)
			断面 1	断面 2	
走行レール	[redacted]	引張	42	156	[redacted]
		せん断	5	16	[redacted]
		組合せ	42	158	[redacted]
横行レール	[redacted]	引張	52	345	[redacted]
		せん断	11	15	[redacted]
		組合せ	56	345	[redacted]

(個別計算結果)

「3.6 燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i) 走行レール (表 4.4-3 に示す断面 1 は断面 3 に，断面 2 は断面 4 に示す。)

①断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_3

$\sigma_3 =$ [redacted]

σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 42 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_3

$\tau_3 =$ [redacted]

τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 5 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{3c}

$\sigma_{3c} =$ [redacted]

σ_{3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 42 (MPa)
σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 42 (MPa)
τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 5 (MPa)

②断面 4 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_4

$\sigma_4 =$ [redacted]

σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 156 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_4

$\tau_4 =$ [redacted]

τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 16 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{4c}

$\sigma_{4c} =$ [redacted]

σ_{4c} ：断面 4 に作用する組合せ応力 158 (MPa)
σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 156 (MPa)
τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 16 (MPa)

ii) 横行レール （表 4.4-3 に示す断面 1 は断面 3 に，断面 2 は断面 4 に示す。）

①断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_3

$\sigma_3 =$ [redacted]

σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 52 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_3

$\tau_3 =$ [redacted]

τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 11 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{3c}

$\sigma_{3c} =$ [redacted]

σ_{3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 56 (MPa)
σ_3 ：断面 3 に作用する曲げ応力 52 (MPa)
τ_3 ：断面 3 に作用するせん断応力 11 (MPa)

②断面 4 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_4

$\sigma_4 =$ [redacted]

σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 345 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_4

$\tau_4 =$ [redacted]

τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 15 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{4c}

$\sigma_{4c} =$ [redacted]

σ_{4c} ：断面 4 に作用する組合せ応力 345 (MPa)
σ_4 ：断面 4 に作用する曲げ応力 345 (MPa)
τ_4 ：断面 4 に作用するせん断応力 15 (MPa)

4.4.4　吊具の荷重評価結果

ワイヤロープ（ワイヤ），フック及びフックピンの荷重評価結果を表 4.4-4 に示す。

表 4.4-4　荷重評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜ワイヤ，フック及びフックピン＞

評価部位		使用材料	荷重	算出値(N)	許容値(N)
吊具	ワイヤ	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フックピン	[redacted]			

（個別計算結果）

「3.6　燃料取扱機構造強度評価の計算方法」に基づき吊荷荷重を算出する。

$$F = \frac{2 \cdot \pi \cdot m \cdot (V_f + V_W)}{T_W} + m \cdot g$$

F	：吊荷荷重	[redacted] (N)
m	：吊荷の質量	450 (kg)
T_W	：単振動モデルから計算される吊荷の固有周期	[redacted] (s)
V_f	：トロリの最大速度	[redacted] (mm/s)
V_W	：吊荷の最大速度	[redacted] (mm/s)
g	：重力加速度	9.80665 (m/s^2)

5.　燃料取扱機の耐震計算書に関する補足説明

5.1　4 号機燃料取扱機トロリの構造変更について

4 号機燃料取扱機を有効活用するにあたり，トロリの構造部材の一部を構造変更する。

図 5.1-1 に示す追設部材は，4 号機燃料取り出し作業実績より燃料取扱機操作者や作業員が燃料取扱機の機上より使用済燃料プールを上空から目視することを目的とする。

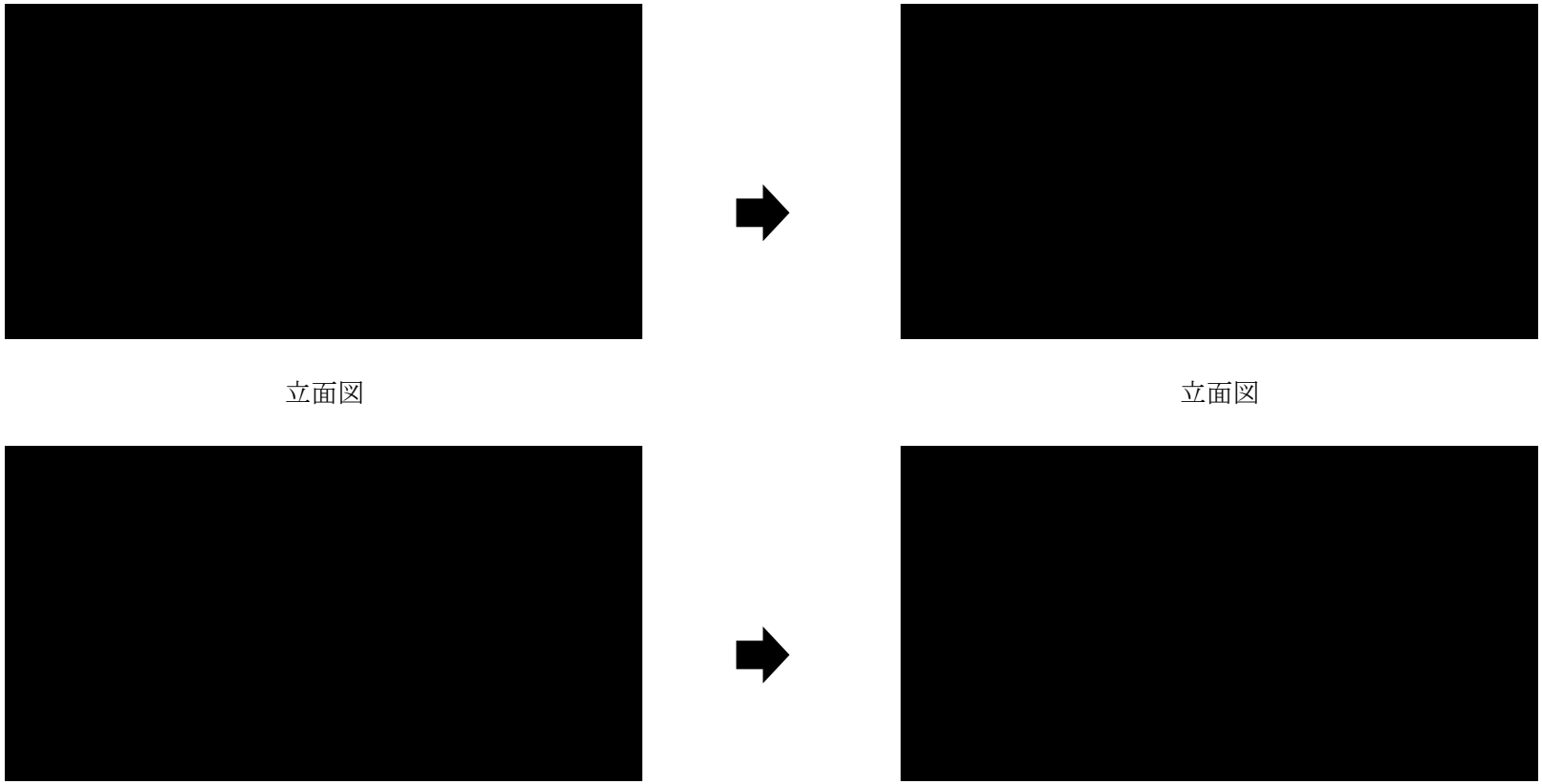
なお，本追設部材について，4 号機燃料取扱機のトロリと異なる材質（材料）のものを一部使用する（表 5.1-1 参照)。異なる材質を使用する理由として，設計過程において同じ材質では応力評価結果が使用材料の許容値を超過するため，超過した部位を高強度の材質に変更した。この変更による構造強度上の問題はないことを確認している。

表 5.1-1　燃料取扱機（トロリ）の使用材料変更点

部位		使用材料（4 号機）	使用材料（1 号機）
トロリ	⑤一階床	[redacted]	[redacted]
	⑥一階柱	[redacted]	[redacted]
			[redacted]
	⑦二階床	[redacted]	[redacted]
			[redacted]

構造変更前(4 号機燃料取扱機)

構造変更後（1 号機燃料取扱機）



立面図

立面図

ホイストは撤去対象

側面図

側面図

図 5.1-1　燃料取扱機構造変更図（構造変更前：左図，構造変更後：右図）

※構造変更図には，階段の乗り込み位置等配置条件により生じる変更も含む

5.2　4 号機燃料取扱機有効活用部材の許容値について

燃料取扱機の耐震計算書「4. 波及的影響確認評価（Ss900)」において，トロリ（⑦二階床）のうち，4 号機燃料取扱機の有効活用部材の許容値は，材料検査証明書を用いて評価した（表 5.2-1 参照)。

材料検査証明書とは，材料の製造業者が発行する製品の品質や特性に関する詳細な情報を含む証明書を示す。具体的には，材料の化学成分や機械的性質，さらには製造ロットや製造日などの情報が記載される。特に構造強度評価においては，機械的性質の降伏点や引張強さが製造されたものに対し個別に証明するものとなる。

表 5.2-1　材料検査証明書（周辺環境温度（50℃））における降伏点(Sy)，引張強さ(Su)

[redacted]	周辺環境温度※1 (℃)	Sy (MPa)	Su (MPa)
材料検査証明書	50	[redacted]	[redacted]
規格※2	50	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。

※2　発電用原子力設備規格　設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）

Ⅲ章　クレーン耐震計算書

1.　計算書概要

1.1　評価方針

クレーンの耐震評価は，多質点はりモデルを用いて「Ⅰ章 2.3　荷重ケース」に示すクレーンの停止位置におけるランウェイガーダの時刻歴加速度波形を，3 方向同時に入力した非線形時刻歴応答解析を適用する。解析結果が，評価部位の許容値内に収まることを「3.1 地震応答解析及び構造強度評価方法」に示す方法で確認する。また基準地震Ｓｓに対して応力が，許容限界の範囲内に収まることを「4.1 地震応答解析及び評価方法」に示す方法にて上位クラスの設備に波及的影響を及ぼさないことを確認する。確認結果を「4.4 クレーン構造強度評価結果」に示す。

クレーンの耐震評価フローを図 1.1-1 に示す（解析の詳細は，次項に示す）。

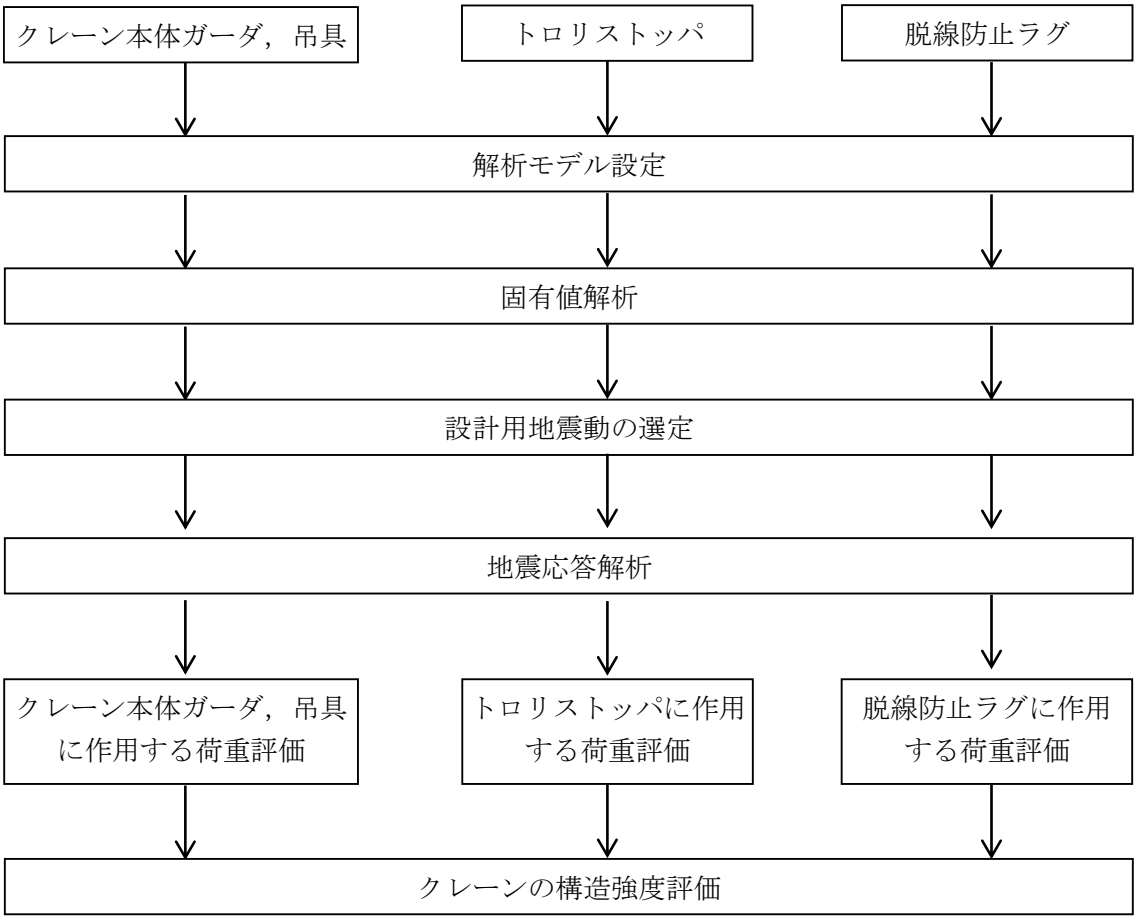


図 1.1-1　クレーンの耐震評価フロー

1.2　適用規格・基準等

本評価において適用する規格・基準を以下に示す。

（社）日本電気協会発行

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針　（JEAG 4601・補-1984）

(2) 原子力発電所耐震設計技術指針　（JEAG 4601-1987）

(3) 原子力発電所耐震設計技術指針 追補版　（JEAG 4601-1991）

(4) 原子力発電所耐震設計技術規程　（JEAC 4601-2008）

（社）日本機械学会発行

(5) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格　（JSME S NC1-2005）

(6) 発電用原子力設備規格　設計・建設規格（2007 年追補版）（JSME S NC1-2007）

(7) 発電用原子力設備規格　材料規格　（JSME S NJ1-2012）

厚生労働省告示

(8) クレーン構造規格　（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）

1.3　計算精度と数値の丸め方

本書での数値の丸め方は，下表の通り。

数値の種類	単位	処理桁	処理方法	表示桁
固有周期	s	小数点以下第 4 位	四捨五入	小数点以下第 3 位
震度	－	小数点以下第 3 位	切上げ	小数点以下第 2 位※
温度	℃	－	－	整数位
質量	kg	－	－	整数位
長さ	mm	－	－	整数位※
算出荷重	N	小数点以下第 4 位	切上げ	小数点以下第 3 位
許容荷重	N	小数点以下第 4 位	切捨て	小数点以下第 3 位
算出応力	MPa	小数点以下第 1 位	切上げ	整数位
許容応力	MPa	小数点以下第 1 位	切捨て	整数位

※設計上定める値が小数点以下第 1 位の場合は，小数点以下第 1 位表示とする。

2.　評価部位

クレーンの耐震評価は，「3.1 地震応答解析及び構造強度評価方法」に示す条件に基づき，クレーン本体及び吊荷の落下により，上位クラス施設が損傷することを防止するために，クレーン本体，転倒防止装置，及び吊具（ワイヤロープ及びフック）を対象に実施する。

3.　地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力）

3.1　地震応答解析及び構造強度評価方法

(1) 走行方向（EW 方向）の水平力

a. クレーンは，クレーン本体ガーダを介してトロリが横行レール上に乗っている構造で建屋とは固定されないため，最大静止摩擦力以上の水平力が走行方向(EW 方向)に加えられた場合，すべりが生じる。このため，クレーン自体には，レールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

b. サドルの車輪は 8 個であり，そのうち 2 個は摩擦を受ける駆動輪であり，他の 6 個は従動輪である。

c. 駆動輪は，電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため，地震の加速度を車輪部に入れると回転部分が追随できず，最大静止摩擦力以上の力が加えられた場合，すべりが生じる。

d. 従動輪は，回転部分が連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受ける。

e. トロリは，走行方向（EW 方向）水平力が横行レールに対して直角方向であり，トロリが転倒防止装置（トロリストッパ）で拘束されているため，水平力がクレーン本体ガータに作用する。

以上のことを踏まえると，最大静止摩擦係数をμ =0.3 とすれば，走行方向(EW 方向)の水平力は鉛直方向荷重×μ × 2/8 ＝鉛直方向荷重× 0.075 である。

(2) 横行方向（NS 方向）の水平力

a. ガーダの関係

横行方向（NS 方向）は，走行レールに対して直角方向であり，ガータが転倒防止装置（脱線防止ラグ）で拘束されているため，水平力がガーダに作用する。

b. トロリの関係

(a) トロリはガーダ上の横行レール上に載っている構造で，ガーダとは拘束されていないため，最大静止摩擦力以上の水平力がトロリに加えられた場合，すべりが生じる。このため，トロリ自身にはレールと横行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

(b) トロリの車輪は 4 個であり，そのうち 2 個は摩擦を受ける駆動輪であり，他の 2 個は従動輪である。

(c) トロリの駆動輪は，電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため，地震の加速度を車輪部に入れると回転部分が追随できず，最大静止摩擦力以上の力が加えられた場合，すべりが生じる。

(d) トロリの従動輪は，回転部分が連結されていないので，駆動輪のみで水平力を受ける。

以上のことを踏まえると，最大静止摩擦係数をμ＝0.3 とすれば，横行方向(NS 方向)の水平力は鉛直方向荷重×μ× 2/4 ＝鉛直方向荷重×0.15 である。

(3) 鉛直方向（UD 方向）

クレーンは，鉛直下向き方向はランウェイガーダにより支持される。鉛直上向き方向には，転倒防止装置（脱線防止ラグ）によって浮き上がりの挙動が制限されクレーンの構造体に作用する。

3.2　荷重の組合せ及び許容応力

3.2.1　荷重の組合せ及び供用状態

クレーン本体，転倒防止装置，吊具の部材評価における荷重の組合せ及び供用状態について表 3.2-1，表 3.2-2 に示す。

クレーンの耐震クラスは C ではあるが，燃料集合体を装填した構内用輸送容器を直接取扱うことから，保守的に B+クラスの評価を行う。表 3.2-1 には，基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Ss450 地震力)に対して，供用状態はＤｓを適用するものとする。

「3.4 固有値解析」の結果，クレーン水平（横行）方向の固有周期は，2022 年 3 月 16 日の福島県沖地震の地震動が 1/2Ss450 を上回った周期帯に固有周期を有するため 2022 年 3 月 16 日の福島県沖地震の地震動を考慮する。

また，表 3.2-2 では耐震クラス B+の評価にあたり共振のおそれを考慮し，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Sd225 地震力）に対して，供用状態はＣｓを適用するものとする。

なお，使用済燃料プール等への波及的影響の確認（具体的には，基準地震動 Ss に対して構内用輸送容器が落下しないことを期待するため，基準地震動 Ss に対する耐震性を確認）については，「4. 波及的影響確認評価(Ss900 地震力)」に記載する。

表 3.2-1　荷重の組合せ及び供用状態(1/2Ss450　機能維持)

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1	Ｄ＋P_D＋M_D＋1/2 Ｓｓ	Ｄｓ※2

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。

※2　本計算書では，1/2Sd 地震力に対する供用状態 Cs の評価を省略するため，1/2Ss 地震力に対する供用状態 Cs の評価を実施する。

ここで,

D　　：死荷重

P_D　　：最高使用圧力による荷重

M_D　　：機械的荷重

1/2Ss　：基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Ss450 地震力)及び 2022 年 3 月 16 日の福島県沖地震の地震力（3.16 地震力）

Ds　　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｄ相当の許容応力を基準とし，それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

表 3.2-2　荷重の組合せ及び供用状態(1/Sd225 弾性範囲)

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1	Ｄ＋P_D＋M_D＋1/2 Ｓｄ	Ｃｓ

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。

ここで,

D　　：死荷重

P_D　　：最高使用圧力による荷重

M_D　　：機械的荷重

1/2 Sd　：弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力(1/2Sd225 地震力)

Cs　　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｃ相当の許容応力を基準とし，それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

3.2.2　許容応力

クレーン本体，転倒防止装置の許容応力を表 3.2-3 に示す。

表 3.2-3　許容応力（その他の支持構造物）(1/2Ss450 地震力)

供用状態	許容限界					
Ｃｓ	許容応力（ボルト以外）				許容応力（ボルト）	
	1 次応力					
	引張	圧縮	曲げ	せん断	引張	せん断
	1.5f_t	1.5f_c	1.5f_b	1.5f_s	1.5f_t	1.5f_s

3.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件

使用材料の許容応力評価条件を表 3.2-4 に，許容荷重評価条件を表 3.2-5 に示す。

表 3.2-4　使用材料の許容応力評価条件（1/2Ss450 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	Sy※2 (MPa)	Su※3 (MPa)	F 値：min(Sy,0.7Su) (MPa)
フレーム	ガーダ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	サドル	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	作業台	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	脚部	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	支柱	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
転倒防止措置	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	トロリストッパ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　Sy：材料の設計降伏点　（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※3　Su：材料の設計引張強さ（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※4　JSME S NJ1-2012　参照

表 3.2-5　使用材料の許容荷重評価条件（1/2Ss450 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	定格荷重※2 (N)	安全率※3	許容荷重 (N)
吊具	ワイヤロープ	[redacted]	50	8.532×10^{5}	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	50	7.846×10^{5}	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　定格荷重：80,000(kg)，フック自重：7,000(kg)を考慮
※3　安全率は，安全率＝ワイヤロープ破断力×ロープ掛数×（シーブ効率）/荷重（定格荷重）で算定。クレーン構造規格第 54 条（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）に基づき，5 以上を満足するものである。

クレーンの応力評価に適用する許容引張応力 f_t，許容せん断応力f_s，許容曲げ応力f_b及び許容組合せ応力fは以下より求める。

表 3.2-6　クレーンの許容値（ボルト以外）

	荷重の組合せの場合
許容引張応力 f_t	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容せん断応力 f_s	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$
許容曲げ応力 f_b	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容組合せ応力 f	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$

F 値：JSME S NC1-2005/2007 に基づき定める値　(min(Sy,0.7Su))

3.3　クレーンの解析モデル及び諸元

解析モデルを図 3.3-1 に示す。機器諸元を表 3.3-1～表 3.3-3，図 3.3-3 に示す。解析は，地震応答解析モデルにより計算コード「ABAQUS」を用いた直接積分法による時刻歴解析により行う。

図 3.3-1　クレーンの解析モデル

〈非線形要素〉

	車輪とレール間のすべりの挙動を模擬するためギャップ要素を用いる。
	接触部位の局所変形による接触剛性を模擬するためばね要素を用いる。 既往研究[1]の成果を踏まえ，接触剛性を考慮したばね要素を設定した。
	衝突による減衰効果を模擬するため減衰要素を用いる。 既往研究[2]を踏まえ，車輪の反発係数から換算される減衰比を設定した。

1 「平成 20 年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書」09 耐部報-0008,（独）原子力安全基盤機構）

2 「平成 19 年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書」08 耐部報-0021,（独）原子力安全基盤機構

(1) ワイヤの考慮

トロリにワイヤを模擬したトラス要素と吊荷を模擬した質点を設けて時刻歴応答解析を行う。ワイヤは，引張方向（鉛直下向き）にのみ荷重を受け，圧縮方向（鉛直上向き）の荷重を受けない設定とする。

(2) 浮上がりによる衝突の減衰

クレーン及びトロリの浮上りによる衝突の減衰は，既往研究の試験にて得られた反発係数 e から換算した減衰比 h として，[redacted]を用いる。反発係数 e と減衰比 h との関係式は次式に，関係図を図 3.3-2 に示す。

図3.3-2　反発係数と減衰比の関係

(3) Rayleigh減衰について

減衰にはRayleigh減衰を適用する。Rayleigh減衰 ζ と振動数 ω の関係式は，質量項の係数 α 及び剛性項の係数 β を用いて以下の式で与えられる。

減衰定数2.0%※となる固有周波数点では，質量項の係数 α は [redacted]，剛性項の係数 β は [redacted]となる。なお，この固有周波数点とは，クレーンの水平方向の1次固有周波数：[redacted]Hz，鉛直方向の1次固有周波数：[redacted]Hzであることを踏まえて設定する。

$$\zeta = \frac{1}{2}\left(\frac{\alpha}{\omega} + \omega \cdot \beta\right)$$

$$\omega = 2\pi f$$

f：周波数

※JEAC4601-2008　第4章　機器・配管系の耐震設計　4.4　地震応答解析　参照

表 3.3-1　クレーン　部材機器諸元

部材名		断面積(mm²)	断面係数(mm³)		ねじり断面係数(mm³)
		A	Zy	Zz	Zx
フレーム	ガーダ	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	サドル	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	作業台	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	脚部	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	支柱	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]

表 3.3-2　転倒防止装置　機器諸元

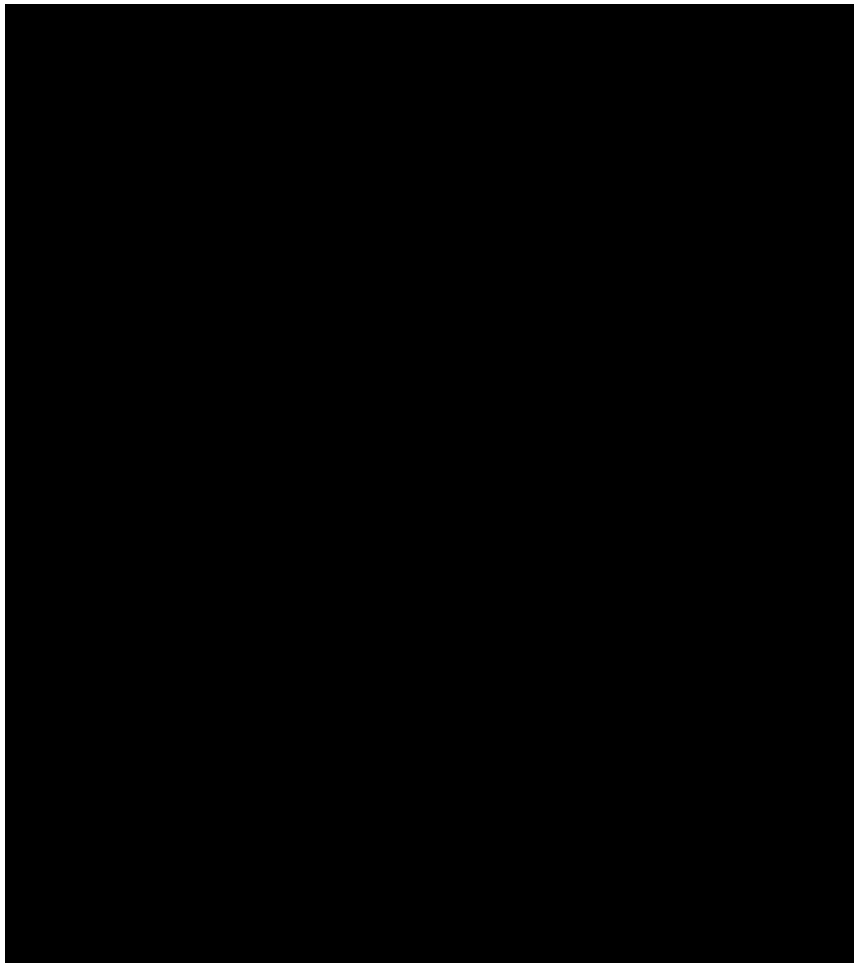
部材名		断面積(mm²)	断面係数(mm³)
		A_i	Z_i
脱線防止ラグ	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]
	断面 3	[redacted]	[redacted]
トロリストッパ	断面 1	[redacted]	[redacted]
	断面 2	[redacted]	[redacted]
	断面 3	[redacted]	[redacted]

表 3.3-3　クレーン　質量

クレーン質量(トロリ除く)	285,000(kg)
トロリ質量	83,000(kg)
吊荷質量	80,000(kg)

※吊荷質量：輸送容器使用時

断面形状（寸法）の詳細を以下に示す。



〈転倒防止装置　脱線防止ラグ〉

	1	2	3	4	5
厚さ　(mm)〈t〉	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]	[redacted]
幅　　(mm)〈b〉	[redacted]	[redacted]	[redacted]		
長さ　(mm)〈l〉	[redacted]	[redacted]			

〈転倒防止装置　トロリストッパ〉

	1	2	3
厚さ　(mm)〈t〉	[redacted]	[redacted]	[redacted]
幅　　(mm)〈b〉	[redacted]		
長さ　(mm)〈l〉	[redacted]	[redacted]	[redacted]

図 3.3-3 断面形状（寸法）諸元

3.4　固有値解析

「3.3　クレーンの解析モデル及び諸元」で示す解析モデルを用いて固有値解析を実施した結果を表 3.4-1 に，固有モード図を図 3.4-1 に示す。数値は，各解析ケースのうち刺激関数が大きい卓越モードを記載する。

固有値解析の結果，クレーン水平（横行）方向の固有周期は，0.1ｓ～0.3ｓであるため，2022 年 3 月 16 日の福島県沖地震の地震力（以下，3.16 地震力）も考慮する。

卓越モードも含め表 3.4-2～表 3.4-3 に全体的な固有値解析結果を示す。

表 3.4-3 に示す固有値解析結果（解析モデル：トロリ端部，吊荷無）では，卓越周期の判定を有効質量（物体全体の質量のうち，特定の振動モードに対して実際に動いている部分の質量を計算したもの）により判定する。

具体的には，解析モデルの全体質量：368ton であるのに対し，16 次における鉛直方向の刺激係数：[redacted]，有効質量：[redacted]ton であり，22 次における鉛直方向の刺激係数：[redacted]，有効質量：[redacted]ton であることから，解析モデル：トロリ端部，吊荷無の卓越する振動モードを 16 次としている（同様に高次数（例えば，22 次以降の次数のうち刺激係数が大きい次数）も有効質量が小さいことを確認している）。

表 3.4-1　クレーンの固有値解析結果

	解析モデル	次数	固有周期（ｓ）	刺激関数（刺激係数）		卓越方向
				水平（横行）方向	鉛直方向	
(1)	トロリ中央/吊荷有	4	0.265	[redacted]	[redacted]	横行
(2)	トロリ中央/吊荷有	6	0.194	[redacted]	[redacted]	鉛直
(3)	トロリ端部/吊荷無	4	0.269	[redacted]	[redacted]	横行
(4)	トロリ端部/吊荷無	16	0.067	[redacted]	[redacted]	鉛直

解析モデル：トロリ中央，吊荷有（卓越方向：水平（横行））

解析モデル：トロリ端部，吊荷無（卓越方向：水平（横行））

解析モデル：トロリ中央，吊荷有（卓越方向：鉛直）

解析モデル：トロリ端部，吊荷無（卓越方向：鉛直）

図 3.4-1　クレーンの（固有）振動モード図

表 3.4-2 クレーンの固有値解析結果

解析モデル		トロリ中央，吊荷有	
次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	0.265	[redacted]	[redacted]
5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
6	0.194	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	[redacted]	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]
15	[redacted]	[redacted]	[redacted]
16	[redacted]	[redacted]	[redacted]
17	[redacted]	[redacted]	[redacted]
18	[redacted]	[redacted]	[redacted]
19	[redacted]	[redacted]	[redacted]
20	[redacted]	[redacted]	[redacted]
21	[redacted]	[redacted]	[redacted]
22	[redacted]	[redacted]	[redacted]
23	[redacted]	[redacted]	[redacted]
24	[redacted]	[redacted]	[redacted]
25	[redacted]	[redacted]	[redacted]
26	[redacted]	[redacted]	[redacted]
27	[redacted]	[redacted]	[redacted]
28	[redacted]	[redacted]	[redacted]
29	[redacted]	[redacted]	[redacted]
30	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※1　吊荷のみ振動するモードであり，クレーン本体の地震応答には，寄与しない

表 3.4-3 クレーンの固有値解析結果

解析モデル		トロリ端部，吊荷無	
次数	固有周期（s）	刺激関数（刺激係数）	
		水平（横行）方向	鉛直方向
1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
4	0.269	[redacted]	[redacted]
5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
7	[redacted]	[redacted]	[redacted]
8	[redacted]	[redacted]	[redacted]
9	[redacted]	[redacted]	[redacted]
10	[redacted]	[redacted]	[redacted]
11	[redacted]	[redacted]	[redacted]
12	[redacted]	[redacted]	[redacted]
13	[redacted]	[redacted]	[redacted]
14	[redacted]	[redacted]	[redacted]
15	[redacted]	[redacted]	[redacted]
16	0.067※2	[redacted]	[redacted]
17	[redacted]	[redacted]	[redacted]
18	[redacted]	[redacted]	[redacted]
19	[redacted]	[redacted]	[redacted]
20	[redacted]	[redacted]	[redacted]
21	[redacted]	[redacted]	[redacted]
22	[redacted]	[redacted]	[redacted]
23	[redacted]	[redacted]	[redacted]
24	[redacted]	[redacted]	[redacted]
25	[redacted]	[redacted]	[redacted]
26	[redacted]	[redacted]	[redacted]
27	[redacted]	[redacted]	[redacted]
28	[redacted]	[redacted]	[redacted]
29	[redacted]	[redacted]	[redacted]
30	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※2　柔領域の卓越モード（鉛直方向）を有効質量により判定

解析モデルを用いた固有値解析結果及びクレーンの停止位置（Ⅰ章 2.3 荷重ケース参照）により適用する固有周期を表 3.4-3 に示す。この際，作業内容を考慮し，クレーンの吊荷有無を考慮する。

表 3.4-3　クレーン停止位置により適用する固有周期

CASE	作業内容	停止位置		固有周期(s)	
		大物搬入口側	SFP 側	水平（NS）方向	鉛直(UD)方向
CASE1	大型カバーへの輸送容器搬出入（クレーン単独作業）	○（吊荷有）		0.265	0.194
CASE2	SFP での輸送容器取扱（クレーン単独作業）		○（吊荷有）	0.265	0.194
CASE3	燃料取扱作業（燃料取扱機単独作業）	○（吊荷無）		0.269	0.067
CASE4-①	燃料取扱作業（クレーン／燃料取扱機同時作業）		○（吊荷有※2）	※1	※2
CASE4-②			○（吊荷有※2）	※1	※2

※1　CASE4-①，CASE4-②の条件は，CASE1 及び CASE3 に条件が包絡される。

※2　吊荷質量は，CASE1 及び CASE2 が輸送容器（約 80ton）に対し，CASE4-①，CASE4-②は，作業用の資機材（約 10ton）を想定するものであり，条件として，CASE1 及び CASE2 に条件が包絡される。

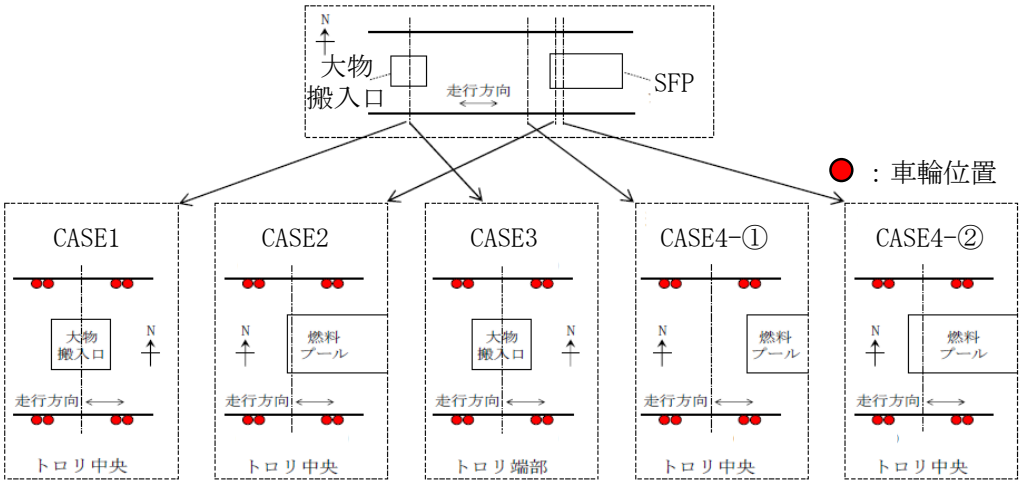


図 3.4-2　クレーンの停止位置

（燃料取扱設備全体の停止位置については，Ⅰ章 2.3 荷重ケース　参照）

3.5　設計用地震力

解析は，非線形挙動を考慮した地震応答解析モデルにより計算機コード「ABAQUS」を用いた直接積分法による時刻歴解析により評価を行う。

時刻歴応答解析に用いる設計用地震力の選定ステップを表 3.5-2 に示す。この選定ステップは，地震動設定の不確かさ等（地盤物性，建屋剛性，地盤バネ定数の算出式，模擬地震波の位相特性（水平方向の位相の異なる地震動）等）といった因子の変動に伴う影響について当該解析における考慮を示すものである。

なお，脱線防止ラグ，トロリストッパについては，設計用地震力による評価を実施する。

解析モデルに入力する時刻歴応答波形については，車輪位置（8 車輪）節点で得られた時刻歴応答波形を各車輪位置に入力（多点入力）するのではなく，表 3.5-1 に示す通り荷重伝達経路を考慮して入力波形を選定して評価に適用する。

表 3.5-1　解析モデルに入力する時刻歴応答波形

評価部位	入力波形	選定理由
構造部材	車輪位置（8 車輪）を節点とした時刻歴応答波形のうち最も評価に影響を及ぼす時刻歴波形（最大波形）を用いる。	各節点の時刻歴波形から床応答スペクトルを作成し，震度が最大となる波形を特定（クレーンの固有周期に最も影響を与える波形として選定）。これにより，クレーン全体の安全性と構造強度を最適に評価。
吊具	車輪位置（8 車輪）を節点とした時刻歴応答波形を合算し，車輪数で割った波形（平均波形）を用いる。	重心位置の吊具はクレーンの動きに対し平均的に影響されるため，現実的な評価として平均波形を用いる（図 3.5-1，図 3.5-2 参照）。

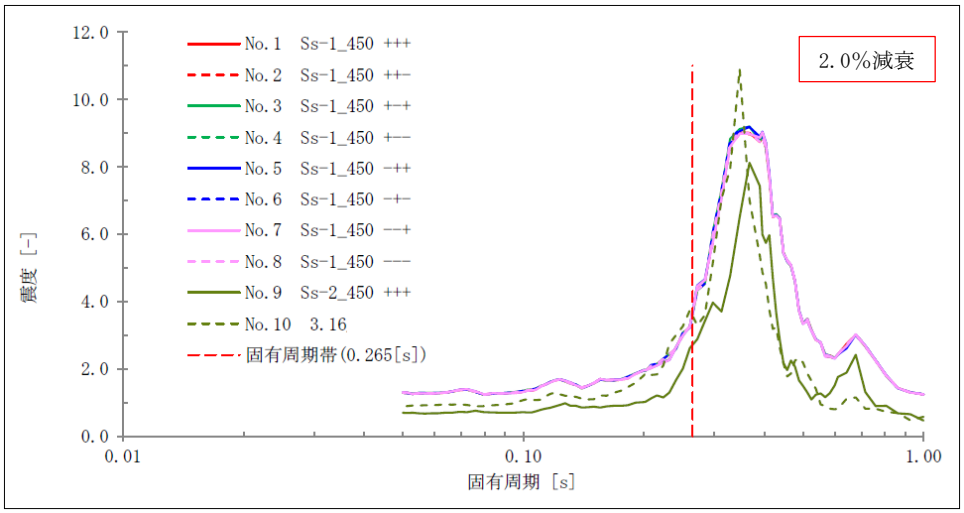
図 3.5-1　荷重伝達経路図

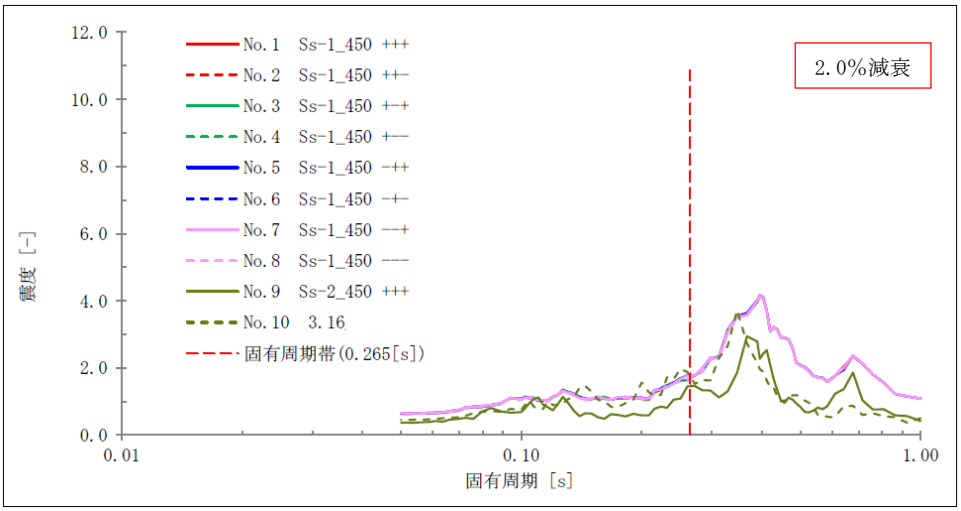
図 3.5-2　クレーンの重心位置

表 3.5-2　設計用地震力（1/2Ss450 地震力）の選定

STEP	項目	選定内容
1	入力条件の整理	クレーン停止位置における地震動の条件は以下の通り。 ・地震動（1/2Ss450-1，1/2Ss450-2，3.16 地震動） ・模擬地震動（1/2Ss450-1）の位相特性※1（±NS，±EW，±UD） ・クレーン停止位置（Ⅰ章 2.3 荷重ケース参照）： CASE1，CASE2，CASE3，CASE4-①，CASE4-②における車輪位置（8 車輪）を節点とする。 ・据付場所及び床面高さ： 大型カバー内，T.P.43674（クレーン走行レール天端）
2	設計用地震力の絞り込み	STEP1 の時刻歴加速度波形を入力波形として床応答スペクトルを作成する。 「3.4 固有値解析」における卓越固有周期において荷重ケースで最も評価に影響を及ぼす地震動を絞り込む。 （図 3.5-3，図 3.5-4　参照）
3	非線形時刻歴応答解析	STEP2 の時刻歴加速度波形を入力波形として時刻歴応答解析，クレーンの構造強度評価を実施する。 （表 3.7-3 応力評価結果（1/2Ss450 地震力）（過程）STEP3 結果参照）
4	設計用地震力選定	STEP3 の結果，評価部位の裕度が最小となる設計用地震力を選定する。（裕度：許容値/算出値）
5	地震動設定の不確かさを考慮	STEP4 の選定地震力に対し，地震動設定の不確かさ等といった因子の変動に伴う影響を考慮した時刻歴応答加速度波形を作成する。
6	非線形時刻歴応答解析	STEP5 の時刻歴加速度波形を入力波形として時刻歴応答解析，クレーンの構造強度評価を実施する。 （表 3.7-3 応力評価結果（1/2Ss450 地震力）（過程）STEP6 結果参照） STEP3，STEP6 の評価のうち各評価部位で裕度が最小となる評価結果を示す。 （3.7 クレーン構造強度評価結果参照）

※1　3 方向同時解析をするにあたり，Ss900-1 の水平地震動は方向性がないため，位相の異なる地震動を考慮して検討を行う。具体的には，地震動の 3 方向同時入力に対し，NS 方向，EW 方向，UD 方向の位相（正の位相方向，負の位相方向）の組合せとして 8 パターンを考慮した。





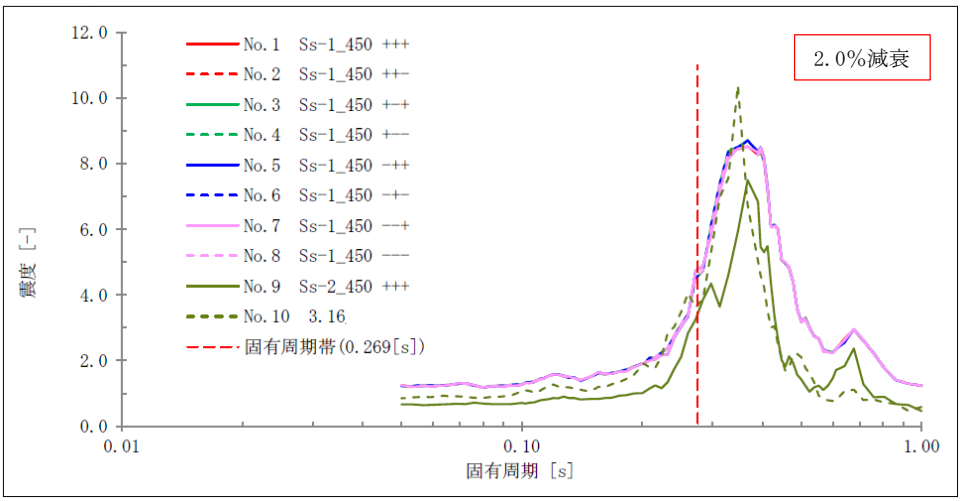
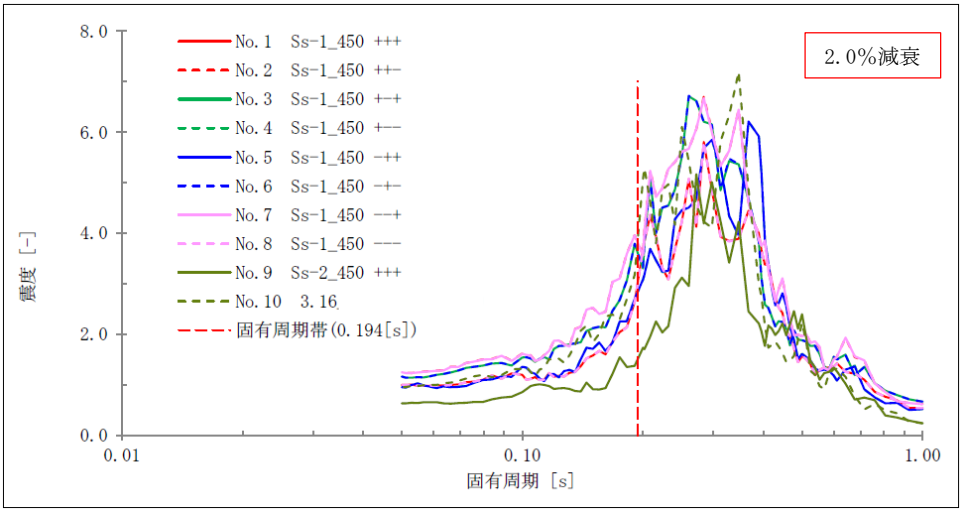
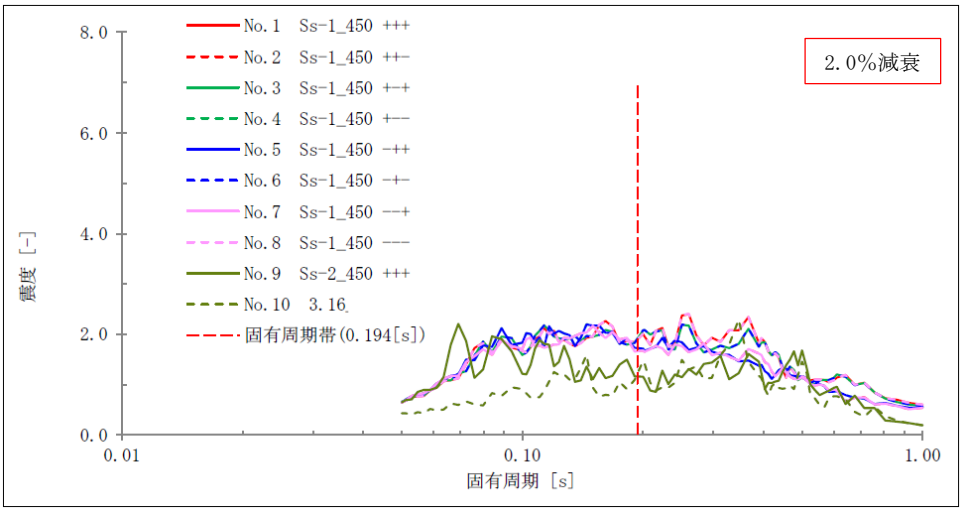


図 3.5-3　床応答スペクトル（1/2Ss450 地震力）＜水平（横行）方向＞
上:CASE1，中:CASE2，下:CASE3





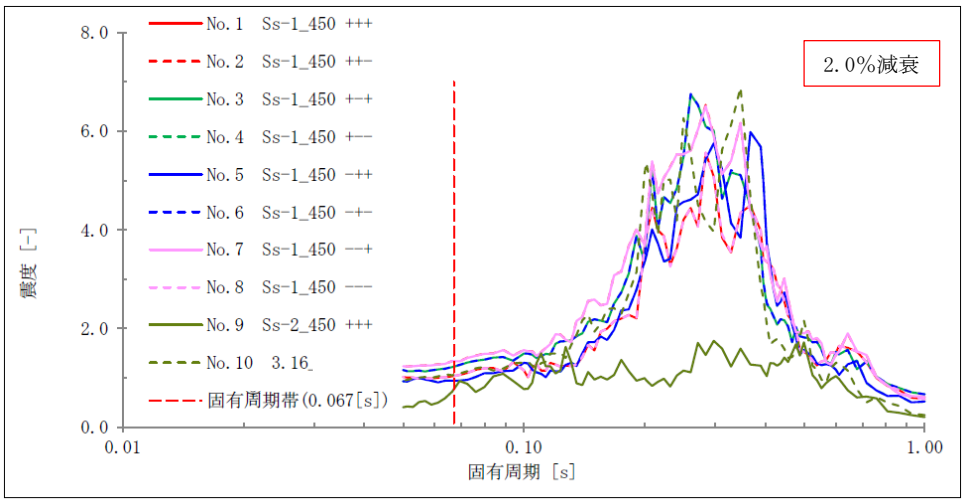


図 3.5-4　床応答スペクトル（1/2Ss450 地震力）＜鉛直方向＞

上:CASE1，中:CASE2，下:CASE3

3.5.1　時刻歴解析における地震動設定の不確かさ等について

クレーン耐震評価は，設計用床応答スペクトル（ここでは，周期軸方向に±10%拡幅した床応答スペクトルをいう）を用いない時刻歴解析手法を採用していることから，建屋の固有周期シフトに対する不確かさを考慮する。具体的には，固有周期シフトを考慮していない時刻歴加速度波による解析以外にASME規定を参考に時刻歴加速度波形を時間軸方向に時間刻みを±10%（床応答スペクトルの拡幅の考慮分）シフトさせた時刻歴加速度波による解析も行う。また，±10%シフトさせた床応答スペクトルの間にピークが存在する場合は，ASME規定に基づきピーク位置を考慮した評価も行う。Time History Broadeningの概念を図 3.5-5に示す。

〈基準となる時刻歴加速度波形及び時間刻みを±10%シフトさせた時刻歴加速度波形を作成〉

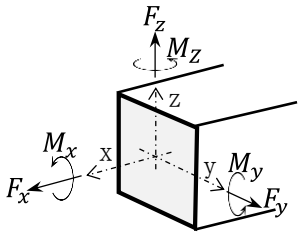
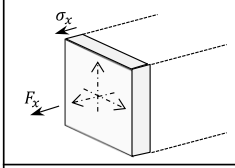
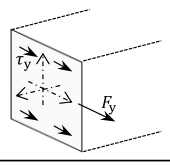
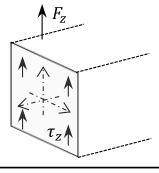
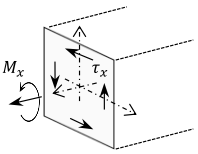
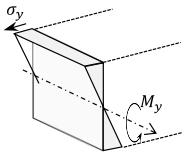
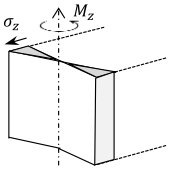
〈機器の固有周期が床応答スペクトルピークの谷間に存在する場合，ピークと合致するような時刻歴応答加速度波形を作成〉

図 3.5-5 Time History Broadening概念図

3.6　クレーン構造強度評価の計算方法

3.6.1　クレーンフレームの計算方法

クレーンフレームの構造強度評価は，下記計算式を用いて算出する。

			
	引張応力	せん断応力（y軸方向）	せん断応力（z軸方向）
			
断面力（断面作用する内力）	ねじり応力	曲げ応力（y軸周り）	曲げ応力（z軸周り）

（個別応力計算式）

$$\sigma_x = \frac{F_x}{A}, \quad \tau_y = \frac{F_y}{A}, \quad \tau_z = \frac{F_z}{A}$$

$$\tau_x = \frac{M_x}{Z_x}, \quad \sigma_y = \frac{M_y}{Z_y}, \quad \sigma_z = \frac{M_z}{Z_z}$$

ここで，

F_x　：軸力，　F_y：せん断力（y 方向），　F_z：せん断力（z 方向）

M_x　：ねじりモーメント

M_y　：曲げモーメント(y 軸周り)，　M_z：曲げモーメント(z 軸周り)

A　：断面積（評価部位断面積）

Z_x　：ねじり断面係数

Z_y　：断面係数（y 軸周り），　Z_Z：断面係数（z 軸周り）

（評価応力）

$$\sigma = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$$

$$\tau = MAX\left(\sqrt{\left(\tau_x + \tau_y\right)^2 + {\tau_z}^2} \quad , \quad \sqrt{(\tau_x + \tau_z)^2 + {\tau_y}^2}\right)$$

$$\sigma_c = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，

σ　：引張応力

τ　：せん断応力

σ_c　：組合せ応力

3.6.2　転倒防止装置の計算方法

転倒防止装置の構造強度は，下記の計算式を用いて算出する。

(i)転倒防止装置（脱線防止ラグ）

転倒防止装置（脱線防止ラグ）の評価断面図

（個別計算式）

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B1}

$\sigma_{B1} =$ [redacted]

σ_{B1} ：断面 1 に作用する曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_{B1}

$\tau_{B1} =$ [redacted]

τ_{B1} ：断面 1 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{B1c}

$\sigma_{B1c} =$ [redacted]

σ_{B1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力
σ_{B1} ：断面 1 に作用する曲げ応力
τ_{B1} ：断面 1 に作用するせん断応力

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B2}

$\sigma_{B2} =$ [redacted]

σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力

[redacted]

b. 組合せ応力：σ_{B2c}

$\sigma_{B2c} =$ [redacted]

σ_{B2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力
σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B3}

$\sigma_{B3} =$ [redacted]

σ_{B3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_{B3}

$\tau_{B3} =$ [redacted]

τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{B3c}

$\sigma_{B3c} =$ [redacted]

σ_{B3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力
σ_{B3} ：断面 3 に作用する曲げ応力
τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力

(ii)転倒防止装置（トロリストッパ）

転倒防止装置（トロリストッパ）の評価断面図

（個別計算式）

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T1}

$\sigma_{T1} =$ [redacted]

σ_{T1} ：断面 1 に作用する曲げ応力

[redacted]

b. せん断応力：τ_{T1}

$\tau_{T1} =$ [redacted]

τ_{T1} ：断面 1 に作用するせん断応力

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{T1c}

$\sigma_{T1c} =$ [redacted]

σ_{T1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力
σ_{T1} ：断面 1 に作用する曲げ応力
τ_{T1} ：断面 1 に作用するせん断応力

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T2}

σ_{T2} =

σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力

b. 組合せ応力：σ_{T2c}

σ_{T2c} =

σ_{T2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力
σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T3}

σ_{T3} =

σ_{T3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力

b. せん断応力：τ_{T3}

τ_{T3} =

τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力

c. 組合せ応力：σ_{T3c}

σ_{T3c} =

σ_{T3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力
σ_{T3} ：断面 3 に作用する曲げ応力
τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力

3.6.3　吊具の計算方法

吊荷荷重を受ける部位を図　3.6-1 に示す。このうち吊荷を直接吊るもので損傷・破断に至る可能性があるワイヤロープ（以下，ワイヤ），フックを評価対象とする。

図 3.6-1　荷重伝達経路上の機器図（上図：経路図，下図：概略図）

ワイヤ，フックに作用する荷重は，「3.3 クレーンの解析モデル及び諸元」に示す解析モデルを用いて，直接積分法による時刻歴解析により求める。ワイヤ及びフックの計算に当たっては，以下の基本事項で行うものとする。

- ワイヤに作用する荷重は，ワイヤに取り付けられたエコライザ（平衡装置）及びフックブロック（動滑車）の回転により，自動的に荷重を吊合い状態に保つことから，評価では[redacted]本掛けのワイヤに均等に荷重が作用するものとして実施する。
- 吊荷荷重の算出に当たっては，クレーン評価で実施の時刻歴応答解析結果よりワイヤの鉛直方向の荷重を抽出し，その値を用いるものとする。
- 鉛直方向の荷重を考える場合においては，ワイヤの長さを短くすれば固有周期が短くなり，吊荷の速度変化が大きくなることから，衝撃荷重が大きくなる。したがって，ワイヤの長さは保守的に運用上限位置での長さを用いることとする。

3.7　クレーン構造強度評価結果

3.7.1～3.7.4 に各部位に対する応力評価結果を示す。評価の結果，算出応力は許容応力以下であるため，クレーンは，基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Ss450 地震力）及び 3.16 地震力に対して安全機能を維持することを確認した。また本項は，供用状態Ｃｓを用いた許容応力と比較しており，弾性設計用地震動Ｓｄから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Sd225 地震力）に対して安全機能を維持することも確認したものである。なお，個別計算結果に示す算出では，表示数値（桁を処理した数値）ではなく，計算結果に基づく元の数値を使用している。

3.7.1　クレーンフレームの応力評価結果

クレーンフレームの応力評価結果を表 3.7-1 に示す。各評価部位の最大応力点を図 3.7-1 に示す。

表 3.7-1　応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）＜フレーム＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
フレーム	ガーダ	[redacted]	引張	155	[redacted]
			せん断	32	[redacted]
			組合せ	165	[redacted]
	サドル	[redacted]	引張	81	[redacted]
			せん断	12	[redacted]
			組合せ	83	[redacted]
	作業台	[redacted]	引張	118	[redacted]
			せん断	4	[redacted]
			組合せ	119	[redacted]
	脚部	[redacted]	引張	273	[redacted]
			せん断	25	[redacted]
			組合せ	277	[redacted]
	支柱	[redacted]	引張	58	[redacted]
			せん断	2	[redacted]
			組合せ	58	[redacted]

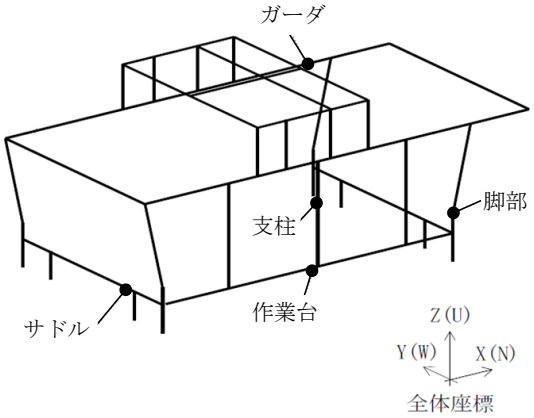


図 3.7-1　各評価部位の最大応力点（1/2Ss450 地震力）＜フレーム＞

（個別計算結果）

「3.6 クレーン構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。数値は最大応力箇所（脚部）を記載する。

(1) 引張応力：σ

$\sigma =$ [redacted]

σ ：引張応力 273 (MPa)

[redacted]

(2) せん断応力：τ

$\tau =$ [redacted]

τ ：せん断応力 25 (MPa)

[redacted]

(3) 組合せ応力：σ_c

$\sigma_c =$ [redacted]

σ_c ：組合せ応力 277 (MPa)

σ ：引張応力 273 (MPa)

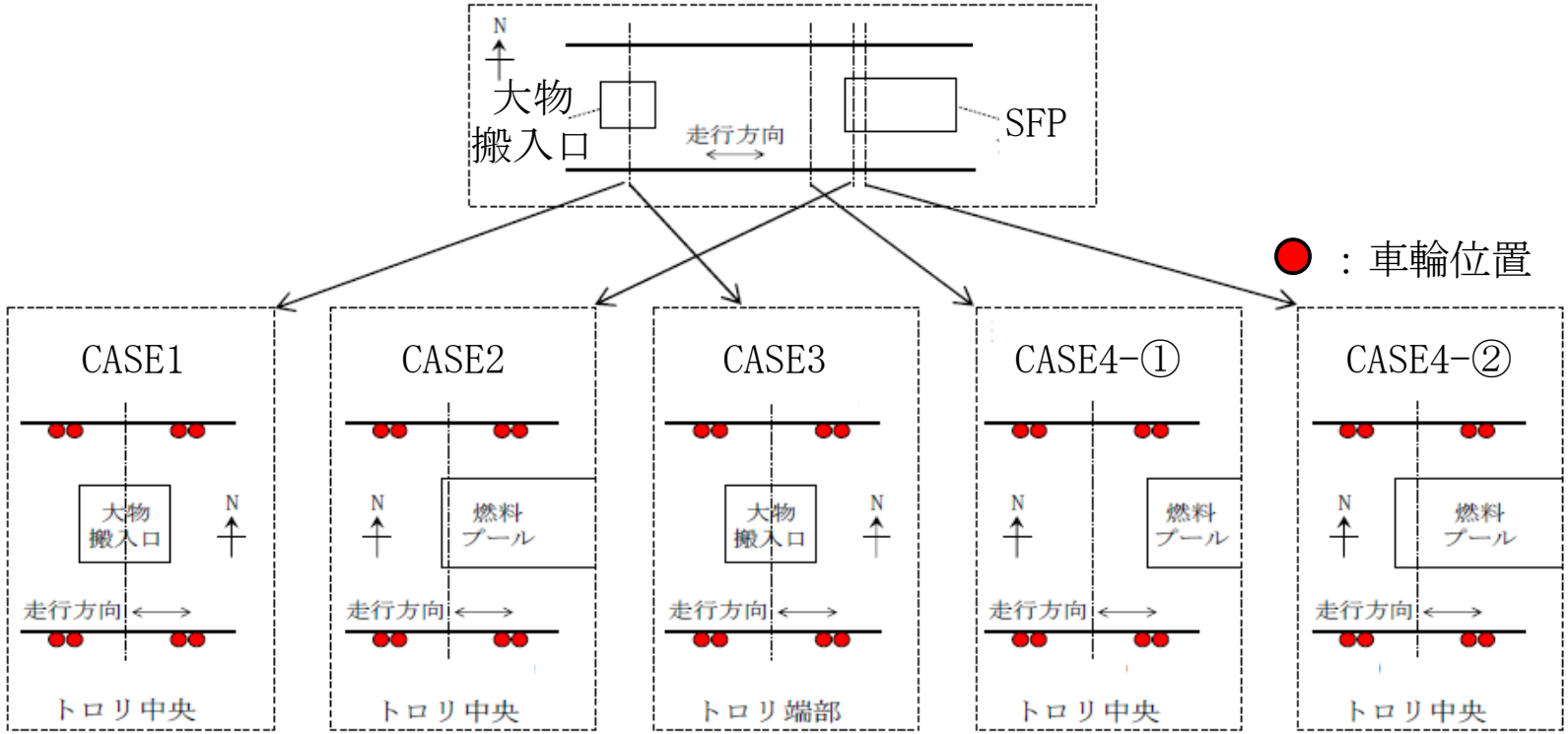
τ ：せん断応力 25 (MPa)

3.7.2　設計用地震力選定過程

「3.5 設計用地震力」表 3.5-2 に示す STEP2（設計用地震力の絞り込み）及び STEP5（地震動設定の不確かさを考慮）の評価条件を表 3.7-2 に示す。また，STEP5 時刻歴解析における地震動設定の不確かさ等を考慮した時刻歴応答加速度波形を図 3.7-2 に示す。各評価条件における応力評価結果を表 3.7-3 に示す。表 3.7-1 に示す各部材の応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）は，各条件における最大応力評価結果を記載したものである。

表 3.7-2　設計用地震力選定結果

	条件	選定地震力	比較 CASE	備考
STEP2	1	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	2	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	3	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	4	[redacted]	[redacted]	[redacted]
STEP5	5	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	6	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	7	[redacted]	[redacted]	[redacted]



クレーンの停止位置図（図 3.4-2 再掲）

表 3.7-3　応力評価結果（1/2Ss450 地震力）（過程）　　単位：MPa

部位		使用材料	応力の種類	算出応力							許容応力
				STEP3　結果				STEP6　結果			
				条件 1	条件 2	条件 3	条件 4	条件 5	条件 6	条件 7	
フレーム	ガーダ	[redacted]	引張	[redacted]							
			せん断	[redacted]							
			組合せ	[redacted]							
	サドル	[redacted]	引張	[redacted]							
			せん断	[redacted]							
			組合せ	[redacted]							
	作業台	[redacted]	引張	[redacted]							
			せん断	[redacted]							
			組合せ	[redacted]							
	脚部	[redacted]	引張	[redacted]							
			せん断	[redacted]							
			組合せ	[redacted]							
	支柱	[redacted]	引張	[redacted]							
			せん断	[redacted]							
			組合せ	[redacted]							

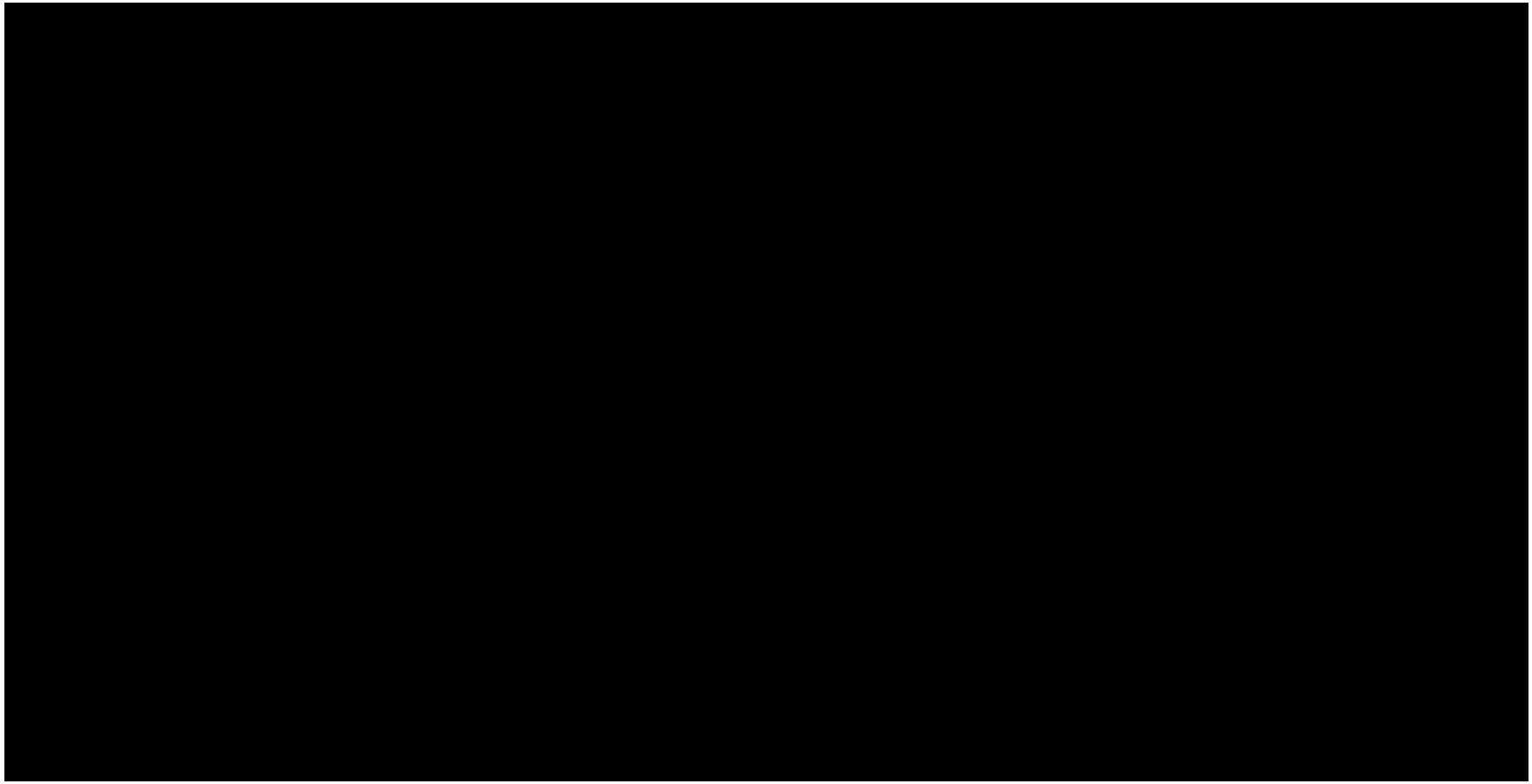


図 3.7-2　時刻歴解析における地震動設定の不確かさ等を考慮した時刻歴応答加速度波形（左：[redacted]，右：[redacted]）

3.7.3　転倒防止装置の応力評価結果

転倒防止装置の応力評価結果を表 3.7-4 に示す。

表 3.7-4　応力評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）　＜転倒防止装置＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力(MPa)			許容応力(MPa)
				断面 1	断面 2	断面 3	
転倒防止装置	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	115	19	4	[redacted]
			せん断	27	－	3	[redacted]
			組合せ	124	19	7	[redacted]
	トロリストッパ	[redacted]	引張	45	172	81	[redacted]
			せん断	1	－	45	[redacted]
			組合せ	45	172	112	[redacted]

図 3.7-3　各評価部位＜転倒防止装置＞

(個別計算結果)

「3.6　クレーン構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i)クレーン転倒防止装置（脱線防止ラグ）

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a.　引張応力（曲げ応力）：σ_{B1}

$\sigma_{B1} =$ [redacted]

σ_{B1}　：断面 1 に作用する曲げ応力　115 (MPa)

[redacted]

b.　せん断応力：τ_{B1}

$\tau_{B1} =$ [redacted]

τ_{B1}　：断面 1 に作用するせん断応力　27 (MPa)

[redacted]

c.　組合せ応力：σ_{B1c}

$\sigma_{B1c} =$ [redacted]

σ_{B1c}　：断面 1 に作用する組合せ応力　124 (MPa)
σ_{B1}　：断面 1 に作用する曲げ応力　115 (MPa)
τ_{B1}　：断面 1 に作用するせん断応力　27 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B2}

σ_{B2} =

σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 19 (MPa)

b. 組合せ応力：σ_{B2c}

σ_{B2c} =

σ_{B2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 19 (MPa)
σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 19 (MPa)

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B3}

σ_{B3} =

σ_{B3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力 4 (MPa)

b. せん断応力：τ_{B3}

τ_{B3} =

τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力 3 (MPa)

c. 組合せ応力：σ_{B3c}

σ_{B3c} =

σ_{B3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 7 (MPa)
σ_{B3} ：断面 3 に作用する曲げ応力 4 (MPa)
τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力 3 (MPa)

ii)クレーン転倒防止装置（トロリストッパ）

①断面1の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T1}

$\sigma_{T1} =$ [redacted]

σ_{T1} ：断面1に作用する曲げ応力　45 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_{T1}

$\tau_{T1} =$ [redacted]

τ_{T1} ：断面1に作用するせん断応力　1 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{T1c}

$\sigma_{T1c} =$ [redacted]

σ_{T1c} ：断面1に作用する組合せ応力　45 (MPa)
σ_{T1} ：断面1に作用する曲げ応力　45 (MPa)
τ_{T1} ：断面1に作用するせん断応力　1 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T2}

σ_{T2} =

σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 172 (MPa)

b. 組合せ応力：σ_{T2c}

σ_{T2c} =

σ_{T2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 172 (MPa)
σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 172 (MPa)

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T3}

σ_{T3} =

σ_{T3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力 81 (MPa)

b. せん断応力：τ_{T3}

τ_{T3} =

τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力 45 (MPa)

c. 組合せ応力：σ_{T3c}

σ_{T3c} =

σ_{T3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 112 (MPa)
σ_{T3} ：断面 3 に作用する曲げ応力 81 (MPa)
τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力 45 (MPa)

3.7.4　吊具の荷重評価結果

クレーンの解析（時刻歴応答解析）結果よりワイヤロープ（ワイヤ），フックに作用する荷重を表 3.7-5 に示す。

表 3.7-5　荷重評価結果纏め（1/2Ss450 地震力）＜吊具（ワイヤ，フック）＞

評価部位		使用材料	荷重	算出値(N)	許容値(N)
吊具	ワイヤ	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]

3.7.5　静的地震力の評価

本項で示した基準地震動Ｓｓから定める入力地震動の振幅を 2 分の 1 にしたものによる地震力（1/2Ss450 地震力）及び 3.16 地震力の構造強度評価結果は，静的地震力より大きな地震力を使用して評価を行っていることから，耐震クラス B+の水平震度による評価も満足する結果となる。そのため，クレーンは，静的地震力に対しても安全機能を維持するものである。

表 3.7-6　水平震度の比較

地震条件		水平方向震度
1/2Ss450 地震力及び 3.16 地震力	1.0ZPA※	1.25
静的地震力	1.8Ci	0.36

※3.7.1～3.7.4 に示す評価結果は，時刻歴応答解析を実施しているため，1.0ZPA を記載

4.　波及的影響確認評価（Ss900 地震力）

基準地震動Ｓｓによるクレーン構造強度評価を実施し，使用済燃料プール及びプール内に保管している使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を及ぼさないことを確認する。

4.1　地震応答解析及び評価方法

波及的影響確認評価においては，「3. 地震応答解析及び構造強度評価（1/2Ss450 地震力)」で作成した解析モデル及び諸元等を用いて評価するものであり，入力条件の変更点を表 4.1-1 に整理する。評価結果は，「4.4 クレーン構造強度評価結果」に示す。

表 4.1-1　入力条件変更点

No※	節題	変更の有無	備考
3.1	地震応答解析及び構造強度評価方法	変更無	
3.2	荷重の組合せ及び許容応力	**変更有**	4.2　参照
3.3	クレーンの解析モデル及び諸元	変更無	
3.4	固有値解析	変更無	
3.5	設計用地震力	**変更有**	4.3　参照
3.6	クレーン構造強度評価の計算方法	変更無	

※本章で示す評価方法との比較のため，節番を記載

4.2　荷重の組合せ及び許容応力

4.2.1　荷重の組合せ及び供用状態

クレーン本体及び転倒防止装置，吊具の部材評価における荷重の組合せ及び供用状態について表 4.2-1 に示す。

表 4.2-1　荷重の組合せ及び供用状態（Ss900 地震力）

耐震クラス	荷重の組合せ	供用状態
C(B+)※1,2	D＋P_D＋M_D＋Ｓｓ	Ｄｓ

※1　( )内は保守的な耐震クラスを示す。
※2　使用済燃料プール上にクレーンが位置する荷重ケースにおいては，基準地震動 Ss に対して吊荷（構内用輸送容器）が上位クラス施設に落下しないことを期待するため，本項で基準地震動 Ss に対する耐震性を確認する。

ここで，

D　：死荷重
P_D　：最高使用圧力による荷重
M_D　：機械的荷重
Ss　：基準地震動Ｓｓから定める入力地震力（Ss900 地震力）
Ds　：発電用原子力設計・建設規格の供用状態Ｄ相当の許容応力を基準とし，それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた供用状態

4.2.2　許容応力

クレーン本体，転倒防止装置の許容応力を表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2　許容応力（その他の支持構造物）（Ss900 地震力）

供用状態	許容限界					
Ｄｓ	許容応力（ボルト以外）				許容応力（ボルト）	
	1 次応力					
	引張	圧縮	曲げ	せん断	引張	せん断
	1.5 f_t*	1.5 f_c*	1.5 f_b*	1.5 f_s*	1.5 f_t*	1.5 f_s*

4.2.3　使用材料の許容応力・許容荷重評価条件

使用材料の許容応力評価条件を表 4.2-3 に，許容荷重評価条件を表 4.2-4 に示す。

表 4.2-3　使用材料の許容応力評価条件（Ss900 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	Sy※2 (MPa)	Su※3 (MPa)	F 値：min(1.2 Sy,0.7Su) (MPa)
フレーム	ガーダ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	サドル	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	作業台	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	脚部	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	支柱	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
転倒防止措置	脱線防止ラグ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]
	トロリストッパ	[redacted]	50	[redacted]	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　Sy：材料の設計降伏点　（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※3　Su：材料の設計引張強さ（JSME S NC1-2005/2007　参照）
※4　JSME S NJ1-2012　参照

表 4.2-4　使用材料の許容荷重評価条件（Ss900 地震力）

部位		使用材料	周辺環境温度※1 (℃)	定格荷重※2 (N)	安全率※3	許容荷重 (N)
吊具	ワイヤロープ	[redacted]	50	8.532×10^5	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	50	7.846×10^5	[redacted]	[redacted]

※1　運転エリアの最高温度（40℃）に余裕を見込んだ 50℃とする。
※2　定格荷重：80,000(kg)，フック自重：7,000(kg)を考慮
※3　安全率は，安全率＝ワイヤロープ破断力×ロープ掛数×（シーブ効率）/荷重（定格荷重）で算定。クレーン構造規格第 54 条（令和元年 6 月 28 日　厚生労働省告示第 48 号）に基づき，5 以上を満足するものである。

クレーンの応力評価に適用する許容引張応力 f_t*，許容せん断応力 f_s*，許容曲げ応力 f_b*及び許容組合せ応力 f*は以下より求める。

表 4.2-5　クレーンの許容値（ボルト以外）（Ss900 地震力）

	荷重の組合せの場合
許容引張応力 f_t*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容せん断応力 f_s*	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\cdot1.5$
許容曲げ応力 f_b*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$
許容組合せ応力 f*	$\frac{F}{1.5}\cdot1.5$

F 値：JSME S NC1-2005/2007 に基づき定める値　(min(1.2Sy,0.7Su))

4.3　設計用地震力

4.3.1　設計用地震力の選定

時刻歴応答解析に用いる設計用地震力の選定ステップを表 4.3-1 に示す。波及的影響評価においては，クレーンが使用済燃料プールへ波及的影響を及ぼさないことを確認することを目的としており，クレーンが使用済燃料プールから十分離れている荷重ケース（CASE1，CASE3:大物搬入口側）は考慮しない。

また，解析モデルに入力する時刻歴応答波形については，「3.5 設計用地震力」と同様に荷重伝達経路を考慮して入力波形を選定して評価に適用する。

表 4.3-1　設計用地震力（Ss900 地震力）の選定

STEP	項目	選定内容
1	入力条件の整理	クレーン停止位置における地震動の条件は以下の通り。 ・地震動（Ss900-1） ・模擬地震動（Ss900-1）の位相特性※1（±NS，±EW，±UD） ・クレーンの停止位置（Ⅰ章 2.3 荷重ケース参照）： CASE2，CASE4-①，CASE4-②（使用済燃料プール上にクレーンが位置するケース）における車輪位置（8 車輪）を節点とする。 ・据付場所及び床面高さ： 大型カバー内，T.P.43674（クレーン走行レール天端）
2	設計用地震力の選定	STEP1 の時刻歴加速度波形を入力波形として床応答スペクトルを作成する。 「3.4 固有値解析」における卓越固有周期において荷重ケースで最も評価に影響を及ぼす地震力を選定。 （表 4.3-2，表 4.3-3　参照，1/2Ss450 地震力による震度も参考として示す。）
3	非線形時刻歴応答解析	STEP2 の時刻歴加速度波形を入力波形として時刻歴応答解析，クレーンの構造強度評価を実施する。

※1　3 方向同時解析をするにあたり，Ss900-1 の水平地震動は方向性がないため，位相の異なる地震動を考慮して検討を行う。具体的には，地震動の 3 方向同時入力に対し，NS 方向，EW 方向，UD 方向の位相（正の位相方向，負の位相方向）の組合せとして 8 パターンを考慮した。

表 4.3-2　設計用地震力（Ss900 地震力）の選定＜水平（横行）方向＞

No	地震動	震度				
		Ss900 評価			（参考）1/2Ss450 評価	
		CASE2	CASE4-①	CASE4-②	CASE1	CASE2
1	Ss-1(+++)	2.420	2.375	2.446	3.635	1.683
2	Ss-1(++-)	2.625	2.552	2.654	3.695	1.764
3	Ss-1(+-+)	2.432	2.376	2.454	3.627	1.684
4	Ss-1(+--)	2.605	2.532	2.633	3.699	1.773
5	Ss-1(-++)	2.517	2.445	2.542	3.701	1.774
6	Ss-1(-+-)	2.491	2.431	2.512	3.631	1.686
7	Ss-1(--+)	2.572	2.500	2.599	3.696	1.765
8	Ss-1(---)	2.472	2.413	2.493	3.640	1.685
9	Ss-2	※			2.721	1.448
10	3.16	—			3.582	1.749

※1/2Ss450 評価結果よりSs-2 の震度は Ss-1 より小さい傾向のため比較対象外とした

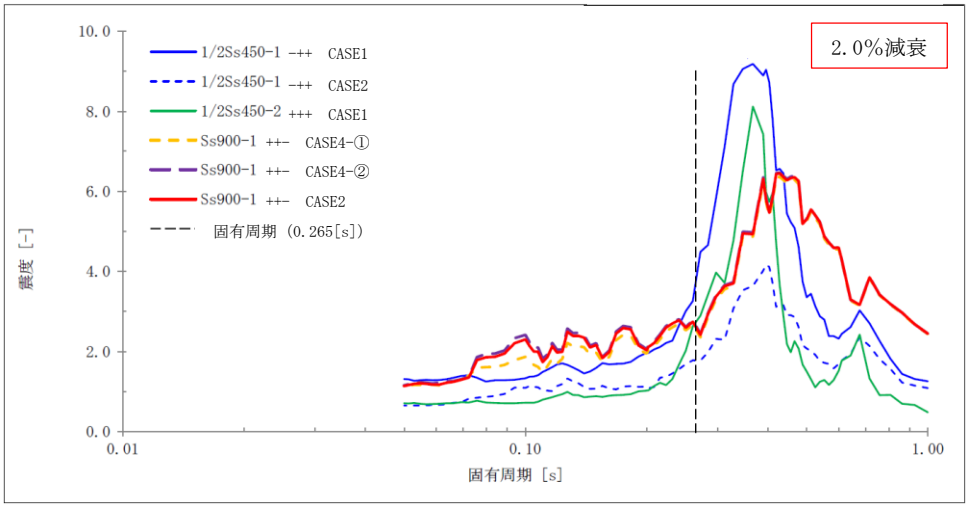


図 4.3-1　床応答スペクトル（Ss900 地震力）＜水平（横行）方向＞
（表 4.3-2　代表例図示）

表 4.3-3　設計用地震力（Ss900 地震力）の選定＜鉛直方向＞

No	地震動	震度		
		Ss900 評価※1	（参考）1/2Ss450 評価	
		CASE2	CASE1	CASE2
1	Ss-1(+++)	3.929	3.049	1.905
2	Ss-1(++-)	3.564	3.807	1.667
3	Ss-1(+-+)	3.988	3.599	1.927
4	Ss-1(+--)	3.520	2.850	1.725
5	Ss-1(-++)	3.556	2.850	1.723
6	Ss-1(-+-)	3.943	3.606	1.927
7	Ss-1(--+)	3.582	3.800	1.663
8	Ss-1(---)	3.941	3.047	1.906
9	Ss-2	※2	1.517	1.163
10	3.16	－	3.914	1.241

※1　吊荷質量として，CASE2 が輸送容器（約 80ton）に対し，CASE4-①，CASE4-②は，作業用の資機材（約 10ton）を想定するものであり，条件として，CASE2 に条件が包絡されるため比較対象外とした。

※2　1/2Ss450 評価結果よりSs-2 の震度は Ss-1 より小さい傾向のため比較対象外とした。

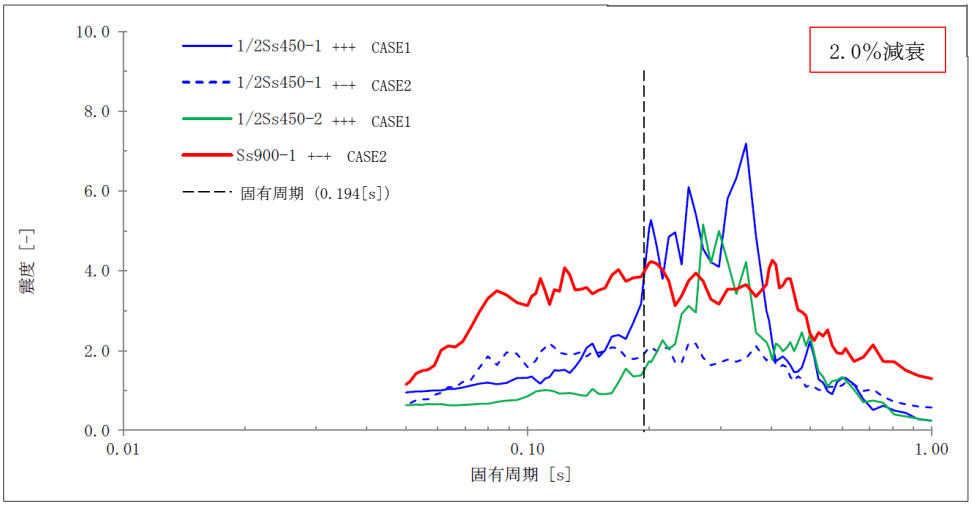


図 4.3-2　床応答スペクトル（Ss900 地震力）＜鉛直方向＞

（表 4.3-3　代表例図示）

4.4　クレーン構造強度評価結果

クレーン各部位に対する応力評価結果を示す。評価の結果，算出応力は許容応力以下であるため，クレーンは，上位クラスの設備である使用済燃料プール及び使用済燃料貯蔵ラックへ波及的影響を及ぼすことはない。なお，個別計算結果に示す算出では，表示数値（桁を処理した数値）ではなく，計算結果に基づく元の数値を使用している。

4.4.1　クレーンフレームの応力評価結果

クレーンフレームの応力評価結果を表 4.4-1 に示す。各評価部位の最大応力点を図 4.4-1 に示す。

表 4.4-1　応力評価結果纏め（Ss900 地震力）＜フレーム＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
フレーム	ガーダ	[redacted]	引張	143	[redacted]
			せん断	26	[redacted]
			組合せ	149	[redacted]
	サドル	[redacted]	引張	85	[redacted]
			せん断	16	[redacted]
			組合せ	89	[redacted]
	作業台	[redacted]	引張	83	[redacted]
			せん断	4	[redacted]
			組合せ	84	[redacted]
	脚部	[redacted]	引張	211	[redacted]
			せん断	27	[redacted]
			組合せ	216	[redacted]
	支柱	[redacted]	引張	45	[redacted]
			せん断	2	[redacted]
			組合せ	45	[redacted]

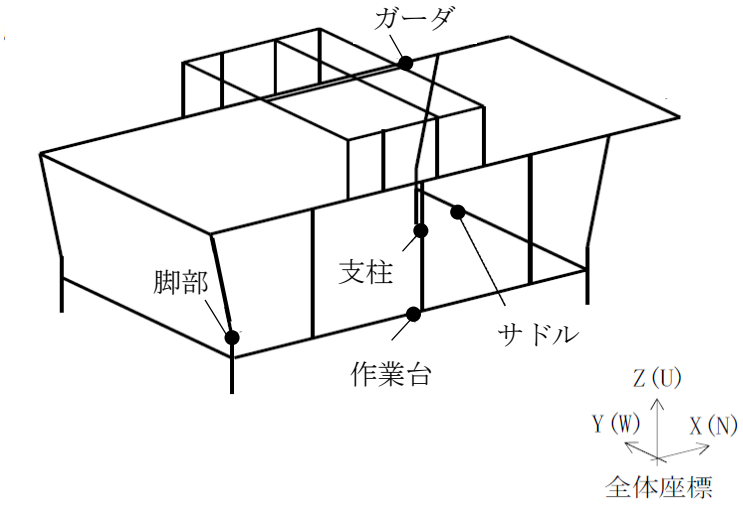


図 4.4-1　各評価部位の最大応力点（Ss900 地震力）＜フレーム＞

（個別計算結果）

「3.6 クレーン構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。数値は最大応力箇所（脚部）を記載する。

(1) 引張応力：σ

$\sigma =$ [redacted]

σ ：引張応力 211 (MPa)

[redacted]

(2) せん断応力：τ

$\tau =$ [redacted]

τ ：せん断応力 27 (MPa)

[redacted]

(3) 組合せ応力：σ_c

$\sigma_c =$ [redacted]

σ_c ：組合せ応力 216 (MPa)

σ ：引張応力 211 (MPa)

τ ：せん断応力 27 (MPa)

4.4.2　転倒防止装置の応力評価結果

転倒防止装置の応力評価結果を表 4.4-2 に示す。

表 4.4-2　応力評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜転倒防止装置＞

部位		使用材料	応力の種類	算出応力(MPa)			許容応力(MPa)
				断面 1	断面 2	断面 3	
転倒防止装置	脱線防止ラグ	[redacted]	引張	86	15	4	[redacted]
			せん断	20	－	3	[redacted]
			組合せ	93	15	6	[redacted]
	トロリストッパ	[redacted]	引張	21	79	38	[redacted]
			せん断	1	－	21	[redacted]
			組合せ	21	79	52	[redacted]

図 4.4-2　各評価部位＜転倒防止装置＞

(個別計算結果)

「3.6 クレーン構造強度評価の計算方法」に基づき応力を算出する。

i)クレーン転倒防止装置（脱線防止ラグ）

①断面 1 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B1}

$\sigma_{B1} =$ [redacted]

σ_{B1} ：断面 1 に作用する曲げ応力 86 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_{B1}

$\tau_{B1} =$ [redacted]

τ_{B1} ：断面 1 に作用するせん断応力 20 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{B1c}

$\sigma_{B1c} =$ [redacted]

σ_{B1c} ：断面 1 に作用する組合せ応力 93 (MPa)
σ_{B1} ：断面 1 に作用する曲げ応力 86 (MPa)
τ_{B1} ：断面 1 に作用するせん断応力 20 (MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B2}

σ_{B2} =

σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 15 (MPa)

b. 組合せ応力：σ_{B2c}

σ_{B2c} =

σ_{B2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 15 (MPa)
σ_{B2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 15 (MPa)

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{B3}

σ_{B3} =

σ_{B3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力 4 (MPa)

b. せん断応力：τ_{B3}

τ_{B3} =

τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力 3 (MPa)

c. 組合せ応力：σ_{B3c}

σ_{B3c} =

σ_{B3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 6 (MPa)
σ_{B3} ：断面 3 に作用する曲げ応力 4 (MPa)
τ_{B3} ：断面 3 に作用するせん断応力 3 (MPa)

ii)クレーン転倒防止装置（トロリストッパ）

①断面1の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T1}

$\sigma_{T1} =$ [redacted]

σ_{T1} ：断面1に作用する曲げ応力 21(MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_{T1}

$\tau_{T1} =$ [redacted]

τ_{T1} ：断面1に作用するせん断応力 1(MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{T1c}

$\sigma_{T1c} =$ [redacted]

σ_{T1c} ：断面1に作用する組合せ応力 21(MPa)
σ_{T1} ：断面1に作用する曲げ応力 21(MPa)
τ_{T1} ：断面1に作用するせん断応力 1(MPa)

②断面 2 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T2}

σ_{T2} = [redacted]

σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 79 (MPa)

[redacted]

b. 組合せ応力：σ_{T2c}

σ_{T2c} = [redacted]

σ_{T2c} ：断面 2 に作用する組合せ応力 79 (MPa)
σ_{T2} ：断面 2 に作用する曲げ応力 79 (MPa)

③断面 3 の計算式を以下に記載する。

a. 引張応力（曲げ応力）：σ_{T3}

σ_{T3} = [redacted]

σ_{T3} ：断面 3 に作用するに曲げ応力 38 (MPa)

[redacted]

b. せん断応力：τ_{T3}

τ_{T3} = [redacted]

τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力 21 (MPa)

[redacted]

c. 組合せ応力：σ_{T3c}

σ_{T3c} = [redacted]

σ_{T3c} ：断面 3 に作用する組合せ応力 52 (MPa)
σ_{T3} ：断面 3 に作用する曲げ応力 38 (MPa)
τ_{T3} ：断面 3 に作用するせん断応力 21 (MPa)

4.4.3　吊具の荷重評価結果

クレーンの解析（時刻歴応答解析）結果よりワイヤロープ（ワイヤ），フックに作用する荷重を表 4.4-3 に示す。

表 4.4-3　荷重評価結果纏め（Ss900 地震力）　＜吊具（ワイヤ，フック）＞

評価部位		使用材料	荷重	算出値(N)	許容値(N)
吊具	ワイヤ	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]
	フック	[redacted]	吊荷荷重	[redacted]	[redacted]

Ⅳ章　燃料取扱設備の耐震計算書に関する補足説明

1.　１号機燃料取扱設備の地震時における滑動量

燃料取扱設備の地震時の滑動量を，水平方向の時刻歴加速度波から評価する。

1.1　滑動量の評価

1.1.1　評価方針

燃料取扱設備の滑動量は，燃料取扱設備の走行方向の水平地震動によって受ける力が，自重による摩擦力を上回ることにより，燃料取扱設備自体が走行レール上でずれ，このずれ量が地震継続中に累積されたものである。

滑動量の評価では，燃料取扱設備の走行方向（EW方向）地震動の時刻歴加速度波が，燃料取扱設備の摩擦力相当の加速度以上となる時刻の間は，燃料取扱設備が滑動するものとする。

燃料取扱設備が滑動するときに受ける加速度は，建屋との相対加速度となり，時刻歴加速度から摩擦力相当の加速度を引いた値となる。

ここでは燃料取扱設備が滑動している時刻間は，上記の加速度により等加速度運動をしているものとみなす。各時刻間での等加速度運動時の移動距離（ずれ量）を算出し，時刻歴波の終了時刻まで，ずれ量を逐次積算していく。このずれ量の逐次積算値の中で，最大となるものを，燃料取扱設備の滑動量とする。

1.1.2　評価条件

(1)　地震動

評価に使用する水平地震動の時刻歴波は，以下とし，各々の地震動に対して滑動量を算出する。

・地震動：基準地震動 Ss(Ss-1（水平方向の位相の異なる地震動を含む），Ss-2)
　　全 9 波
・方向　：EW 方向(走行方向)
・標高　：T. P. 43,674mm(走行レール天端レベル)

(2)　荷重ケース

評価に使用する水平地震動の時刻歴波は，以下の荷重ケースを考慮するものとする。また，燃料取扱設備車輪位置も考慮する。

表 1-1　燃料取扱設備荷重ケース

荷重ケース	作業内容	配置パターン			
		クレーン		燃料取扱機	
		大物搬入口側	SFP 側	SFP 中央	SFP 端部
CASE1	輸送容器搬出入（クレーン単独作業）	○			○
CASE2	SFP での輸送容器取扱（クレーン単独作業）		○		○
CASE3	燃料取扱作業（燃料取扱機単独作業）	○		○	
CASE4-①	燃料取扱作業（同時作業）		○	○	
CASE4-②			○		○

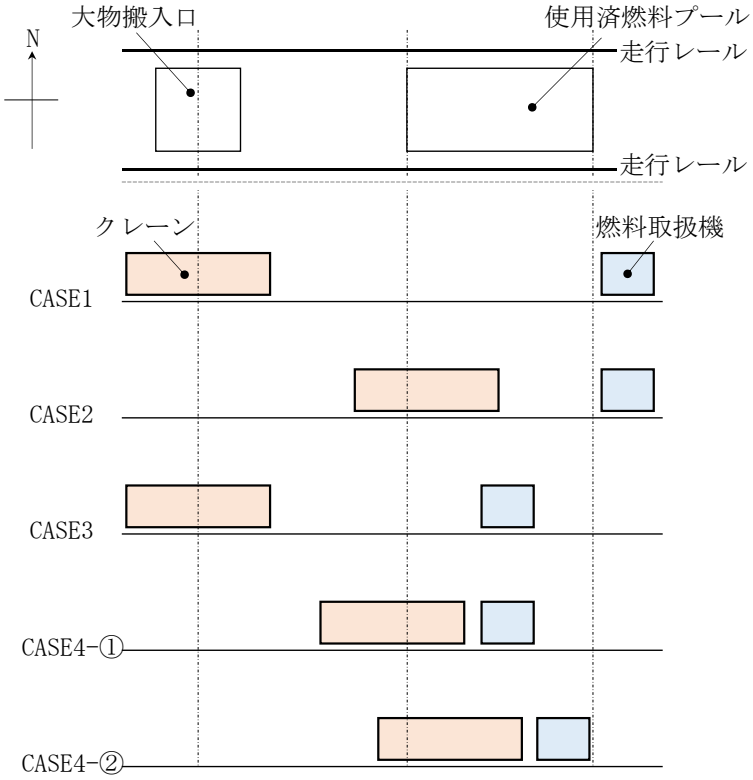


図 1-1　燃料取扱設備の停止位置

(3) 要目

評価に使用する要目を以下に示す。

設備	記号	名称	単位	数値	説明
共通	g	重力加速度	m/s^2	9.80665	－
	dt	微小時間	s	0.01	時刻歴加速度波の時間刻みとする。
燃料取扱機	μ s	車輪とレールの静止摩擦係数	－	0.15	燃料取扱機の走行車輪は4個のうち2個は駆動輪，他の 2 個が従動輪である。また最大静止摩擦係数をμ＝0.3から算出した値とする。 ・ μ s＝μ ×2／4＝0.15
	μ ’ d	車輪とレールの動摩擦係数		0.075	静止摩擦係数の 1/2 とする。
クレーン	μ s	車輪とレールの静止摩擦係数	－	0.075	クレーンの走行車輪は8個のうち2個は駆動輪，他の6個が従動輪である。また最大静止摩擦係数をμ＝0.3から算出した値とする。 ・ μ s＝μ ×2／8＝0.075
	μ ’ d	車輪とレールの動摩擦係数		0.0375	静止摩擦係数の 1/2 とする。

(4) 評価方法

滑動量評価方法の概略を示す（図1-2）。

Ⅰ：入力加速度が低く，滑動は生じない（$A_0 < A_s$）。
Ⅱ：入力加速度が少し上がる（$A_d < A_0$）が，滑動は生じない（$A_0 < A_s$）。
Ⅲ：入力加速度がさらに上がり（$A_0 = A_s$）の時点までは滑動は生じない。

ここまでのⅠ～Ⅲの過程では基礎と物体に滑動は生じず，連続体なので加速度も一致する（$A_0 = A_1$）。

Ⅳ：$A_s < A_0$となり，物体は，基礎上で加速度（A_d）で滑動し始める。
この時，物体と基礎の加速度に差が生じ，速度差（v_r）と変位差（d_r）が発生する。この変位差が滑動量となる。

$$v_r = \int_{t_s}^{t_d} (A_0 - A_1)\, dt = \int_{t_s}^{t_d} (A_0 - A_d)\, dt \quad (1)$$

$$d_r = \int_{t_s}^{t_d} v_r\, dt = \int_{t_s}^{t_d} (A_0 - A_d) dt\, dt \quad (2)$$

t_s：加速度差が生じ始める時刻，t_d：加速度差がゼロとなる時刻

Ⅴ：入力加速度が下がり（$A_0 < A_d$），基礎と物体は同じ加速度となる。

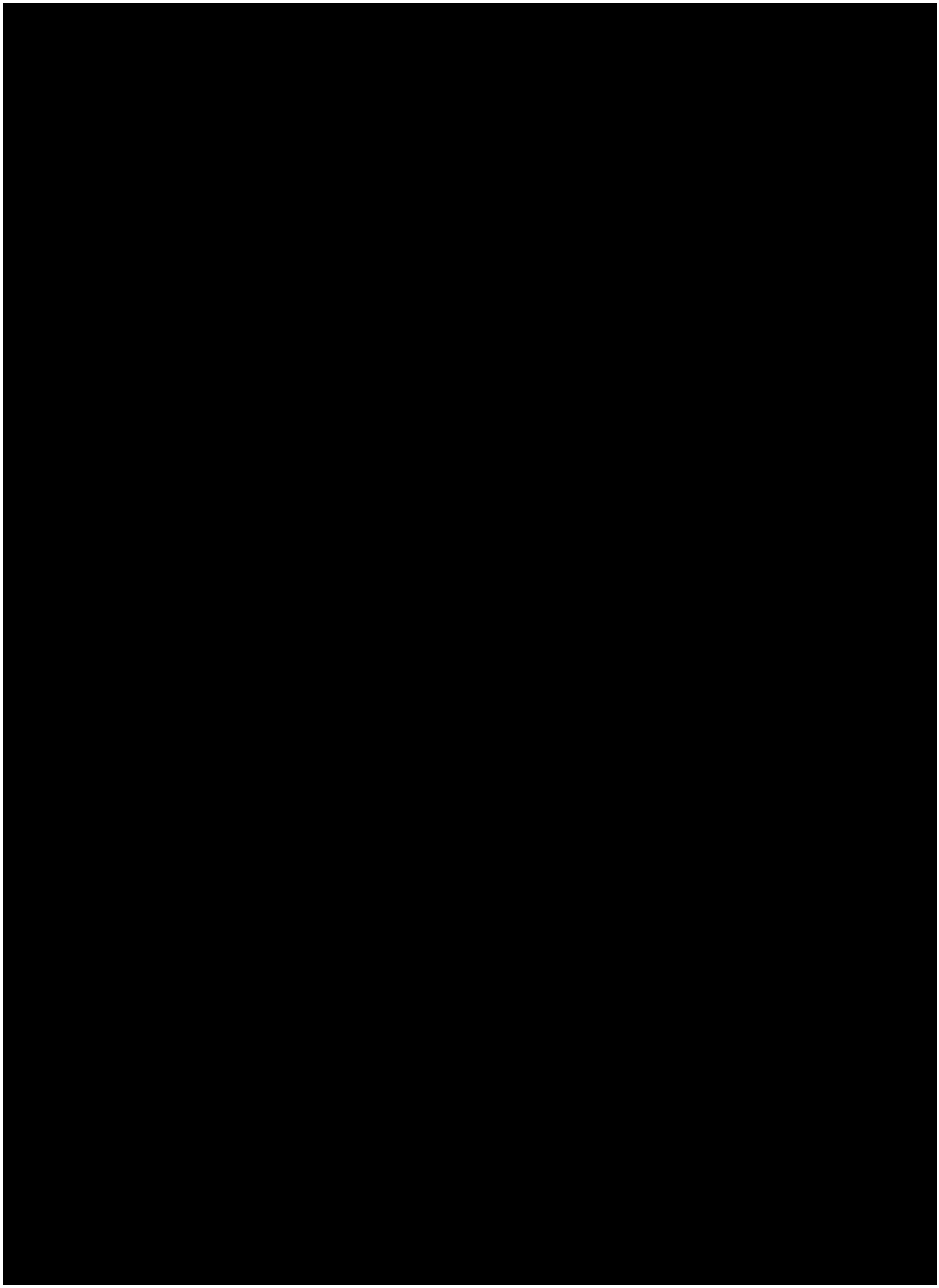


図 1-2　物体と基礎間の運動

1.1.3　評価結果

Ss900 地震動における燃料取扱機の滑動量を表 1-2 に，クレーンの滑動量を表 1-3 に示す。燃料取扱機の最大滑動量は，1169 mm であり，クレーンの最大滑動量は，1468 mm となった。

表 1-2　滑動量評価結果（燃料取扱機）

荷重ケース	地震動	滑動量　(mm)
CASE1	Ss900 (+,+,+) -1	1110
	Ss900 (+,+,−) -1	1023
	Ss900 (+,−,+) -1	887
	Ss900 (+,−,−) -1	1148
	Ss900 (−,+,+) -1	1154
	Ss900 (−,+,−) -1	884
	Ss900 (−,−,+) -1	1033
	Ss900 (−,−,−) -1	1063
	Ss900 (+,+,+) -2	426
CASE2	Ss900 (+,+,+) -1	1041
	Ss900 (+,+,−) -1	977
	Ss900 (+,−,+) -1	1097
	Ss900 (+,−,−) -1	1149
	Ss900 (−,+,+) -1	1002
	Ss900 (−,+,−) -1	1001
	Ss900 (−,−,+) -1	1067
	Ss900 (−,−,−) -1	984
	Ss900 (+,+,+) -2	454
CASE3	Ss900 (+,+,+) -1	1019
	Ss900 (+,+,−) -1	1015
	Ss900 (+,−,+) -1	943
	Ss900 (+,−,−) -1	1153
	Ss900 (−,+,+) -1	919
	Ss900 (−,+,−) -1	811
	Ss900 (−,−,+) -1	1011
	Ss900 (−,−,−) -1	1009
	Ss900 (+,+,+) -2	450
CASE4-①	Ss900 (+,+,+) -1	1000
	Ss900 (+,+,−) -1	975
	Ss900 (+,−,+) -1	1118
	Ss900 (+,−,−) -1	1164
	Ss900 (−,+,+) -1	952
	Ss900 (−,+,−) -1	968
	Ss900 (−,−,+) -1	1109
	Ss900 (−,−,−) -1	982
	Ss900 (+,+,+) -2	431
CASE4-②	Ss900 (+,+,+) -1	989
	Ss900 (+,+,−) -1	1006
	Ss900 (+,−,+) -1	1043
	Ss900 (+,−,−) -1	1169
	Ss900 (−,+,+) -1	1019
	Ss900 (−,+,−) -1	979
	Ss900 (−,−,+) -1	1058
	Ss900 (−,−,−) -1	978
	Ss900 (+,+,+) -2	434

表 1-3　滑動量評価結果（クレーン）

荷重ケース	地震動	滑動量　(mm)
CASE1	Ss900 (+,+,+) -1	1369
	Ss900 (+,+,−) -1	1391
	Ss900 (+,−,+) -1	1374
	Ss900 (+,−,−) -1	1254
	Ss900 (−,+,+) -1	1416
	Ss900 (−,+,−) -1	1409
	Ss900 (−,−,+) -1	1408
	Ss900 (−,−,−) -1	1365
	Ss900 (+,+,+) -2	424
CASE2	Ss900 (+,+,+) -1	1418
	Ss900 (+,+,−) -1	1419
	Ss900 (+,−,+) -1	1421
	Ss900 (+,−,−) -1	1262
	Ss900 (−,+,+) -1	1411
	Ss900 (−,+,−) -1	1413
	Ss900 (−,−,+) -1	1410
	Ss900 (−,−,−) -1	1393
	Ss900 (+,+,+) -2	419
CASE3	Ss900 (+,+,+) -1	1419
	Ss900 (+,+,−) -1	1400
	Ss900 (+,−,+) -1	1414
	Ss900 (+,−,−) -1	1300
	Ss900 (−,+,+) -1	1468
	Ss900 (−,+,−) -1	1415
	Ss900 (−,−,+) -1	1439
	Ss900 (−,−,−) -1	1384
	Ss900 (+,+,+) -2	446
CASE4-①	Ss900 (+,+,+) -1	1376
	Ss900 (+,+,−) -1	1409
	Ss900 (+,−,+) -1	1429
	Ss900 (+,−,−) -1	1342
	Ss900 (−,+,+) -1	1450
	Ss900 (−,+,−) -1	1440
	Ss900 (−,−,+) -1	1354
	Ss900 (−,−,−) -1	1365
	Ss900 (+,+,+) -2	434
CASE4-②	Ss900 (+,+,+) -1	1401
	Ss900 (+,+,−) -1	1407
	Ss900 (+,−,+) -1	1426
	Ss900 (+,−,−) -1	1293
	Ss900 (−,+,+) -1	1448
	Ss900 (−,+,−) -1	1447
	Ss900 (−,−,+) -1	1351
	Ss900 (−,−,−) -1	1367
	Ss900 (+,+,+) -2	423

実用炉の評価方法では，静止摩擦係数のみを考慮した評価で影響のある波形を選定しているのに対し，本評価では，静止摩擦係数及び動摩擦係数を考慮してより滑動しやすい評価を実施したものである。

実際に地震動で燃料取扱設備が滑動する際は，1 方向に連続して加振されるのではなく，3 方向に加振されると考えられ，燃料取扱設備本体の横行方向（NS 方向）や鉛直方向(UD 方向)にも地震動による影響がある。

1.2 逸脱防止装置

1.2.1 燃料取扱機

走行レールの端部には，燃料取扱機の走行を限界にて制限する安全装置（エンドストッパ）を設置する。燃料取扱機端部からエンドストッパまでの距離は，約 380 mm のため，基準地震動 Ss 時において，燃料取扱機は，エンドストッパに衝突する可能性がある。

エンドストッパは，燃料取扱機の誤操作や地震時による燃料取扱機の滑動等において，燃料取扱機がエンドストッパへ衝突する力に耐えられるように十分な強度を持たせ，かつ燃料取扱機又はエンドストッパにバンパを設けることで衝突時の力を吸収し燃料取扱機の機能を損なわないような設計とする。

1.2.2 クレーン

燃料取扱機と同様にクレーン側の走行レールの端部にもクレーンの走行を限界にて制限する安全装置（エンドストッパ）を設置する。クレーン端部からエンドストッパまでの距離は，約 1300 mm のため，基準地震動 Ss 時において，クレーンはエンドストッパに衝突する可能性がある。

エンドストッパは，クレーンの誤操作や地震時によるクレーンの滑動等において，クレーンがエンドストッパへ衝突する力に耐えられるように十分な強度を持たせ，かつクレーン又はエンドストッパにバンパを設けることで衝突時の力を吸収しクレーンの機能を損なわないような設計とする。

1.3 燃料取り出し作業時における設備の配置について

燃料取り出し作業において，通常運用では，クレーンと燃料取扱機が接近することはない。設備が接近する可能性があるのは，燃料取扱機が不具合で動かなくなった場合など，レスキュー対策として活用することを計画している。設備同士の安全性を確保するために，互いに近接センサを設置し，[redacted]で停止するようにインターロックを設定する。この設計により，意図せずに設備同士が接触しないようする。

なお，インターロックの設定値等は運用面を考慮して変更する場合がある。

2.　1 号機燃料取扱設備のブレーキ制動力

地震時において，燃料取扱設備が燃料集合体等を保持し，使用済燃料プールやプール内に保管する使用済燃料貯蔵ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認するため，ブレーキ制動力の評価を行う。評価においては，基準地震動Ｓｓ時の影響評価を行う。

2.1　燃料取扱機のブレーキ制動力評価

ワイヤロープに掛かる荷重からドラム位置に発生するトルク(以下,「ドラムトルク」と表記)を算出する。このドラムトルクに対する制動力として，主ブレーキ，補助ブレーキ，及び減速比を考慮したドラム位置の制動トルクを算出しドラムトルクと比較した結果，ドラムトルクが制動トルクを下回り，制動性を保持できることを確認した。

表 2.1-1　燃料取扱機ホイストのブレーキ制動力評価結果

ドラムトルク (N・m)	制動トルク (N・m)
[redacted]	[redacted]

【算定条件】

表 2.1-2 に，ブレーキ制動トルクの算定に用いる計算諸元を示す。図 2.1-1 に，ブレーキ制動トルクの算出説明図を示す。

表 2.1-2　ブレーキ制動トルクの計算諸元

項目		単位	数値	備考
ワイヤロープ荷重	F	N	[redacted]	
ドラム半径	R	mm	[redacted]	
減速比	I_r	－	[redacted]	
歯数	Z_1	－	[redacted]	
	Z_2	－	[redacted]	
	Z_3	－	[redacted]	
制動力(主ﾌﾞﾚｰｷ)	T_{B1}	N・m	[redacted]	
制動力(補助ﾌﾞﾚｰｷ)	T_{B2}	N・m	[redacted]	
制動トルク(主ﾌﾞﾚｰｷ)	T_1	N・m	[redacted]	[redacted]
制動トルク(補助ﾌﾞﾚｰｷ)	T_2	N・m	[redacted]	[redacted]
ドラムトルク	T_d	N・m	[redacted]	[redacted]
制動トルク	T_0	N・m	[redacted]	[redacted]

[redacted]

図 2.1-1　燃料取扱機のブレーキ制動トルク算出説明図

2.2　クレーンのブレーキ制動力評価

ワイヤロープに掛かる荷重からドラム位置に発生する荷重(以下，「負荷荷重」と表記)を算出する。この負荷荷重に対する制動力として，主ブレーキ及び減速比を考慮したドラム位置の制動荷重を算出し負荷荷重と比較した結果，負荷荷重が制動荷重を下回り，制動性を保持できることを確認した。

表2.2-1　クレーン主巻ワイヤのブレーキ制動力評価結果

負荷荷重 (N)	制動荷重 (N)
[redacted]	[redacted]

【算定条件】

表2.2-2に，ブレーキ制動力の算定に用いる計算諸元を示す。図2.2-1に，ブレーキ制動力の算出説明図を示す。

表2.2-2　ブレーキ制動力の計算諸元

項目		単位	数値	備考
ドラム径	D	mm	[redacted]	
定格質量	m_L	kg	80000	
フック質量	m_H	kg	[redacted]	
ロープ掛数	N	本	[redacted]	
ドラムの巻取本数	N’	本	[redacted]	
ブレーキ台数	n	個	[redacted]	
ブレーキ容量	T_B	N・mm	[redacted]	
重力加速度	g	m/s^2	9.80665	
シーブ効率	η	－	[redacted]	
減速機減速比	i	－	[redacted]	
ロープ荷重	F	N	[redacted]	[redacted]
負荷トルク(自重)	T	N・mm	[redacted]	[redacted]
安全率	S	－	[redacted]	[redacted]
制動荷重	－	N	[redacted]	[redacted]

[redacted]

図 2.2-1　クレーンのブレーキ制動力算出説明図

１号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項

１号機燃料取扱設備の耐震性に係る主要な確認事項を表－１,表－２に示す。また，燃料取扱機の立面図を図－１，側面図を図－２に，クレーンの立面図を図－３，平面図を図－４に，燃料取扱設備主要部材一覧を表－３，表－４に示す。

表－１　１号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（燃料取扱機）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	表―３に記載の材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	図－１，図－２に記載の寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

表－２　１号機燃料取扱設備の耐震性に係る確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主要部材の材質を確認する。	表―４に記載の材料を使用していること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	図－３，図－４に記載の寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	組み立てた状態における外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	実施計画の通りに施工・据付がなされていること。

図－１　燃料取扱機　立面図

図－２　燃料取扱機　側面図

図－３　クレーン　立面図

図－４　クレーン　平面図

表―３　燃料取扱機　主要部材一覧

部位	使用材料
構造物フレーム	[redacted]
脱線防止ラグ	[redacted]
脱線防止ラグ　ボルト	[redacted]
走行レール	[redacted]
横行レール	[redacted]

表―４　クレーン　主要部材一覧

部位		使用材料
フレーム	ガーダ	[redacted]
	サドル	[redacted]
	作業台	[redacted]
	脚部	[redacted]
	支柱	[redacted]
転倒防止装置	脱線防止ラグ	[redacted]
	トロリストッパ	[redacted]

参考資料（１）

耐震解析に用いるコード（SAP－Ⅳ）について

コード名 項目	SAP－Ⅳ
開発機関	米国カリフォルニア大学
使用したバージョン	導入時バージョンのまま
開発時期	1973 年
計算機コードの概要	本計算機コードは，有限要素法による静的・動的解析汎用プログラムである。 1970 年に SAP の初版が発表された後，SOLID SAP（SAP－Ⅱ），SAP－Ⅲを経て，全面的改訂を加えられ 1973 年に SAP－Ⅳとして公開された。 以下に示す構造に対し，4 種類の解析を行うことができる。 ＜構造＞ １．トラス構造問題 ２．ラーメン構造問題 ３．平面応力／平面ひずみ問題，軸対象固体問題 ４．固体問題 ５．厚肉殻 ６．板曲げ及び薄肉殻問題 ７．配管系問題 ＜解析＞ １．静的解析 ２．固有値解析 ３．動的応答解析 ４．スペクトル解析
検証方法	・ 別計算機コード「構造解析用計算機コード（NASTRAN 2005.0.0)」による検証が実施されていることを確認した。 ・ 理論解による検証が実施されていることを確認した。（詳細は添付 1 参照）

添付 1　解析及び計算機コードの検証

1.　解析の検証

1.1　解析フローチャート

本資料において使用した計算機コード「SAP－Ⅳ」を用いて得られた計算結果の妥当性を確認し，本計算機コードの検証を行うものである。また，本計算機コードを用いた計算のフローを図 1-1 に示す。

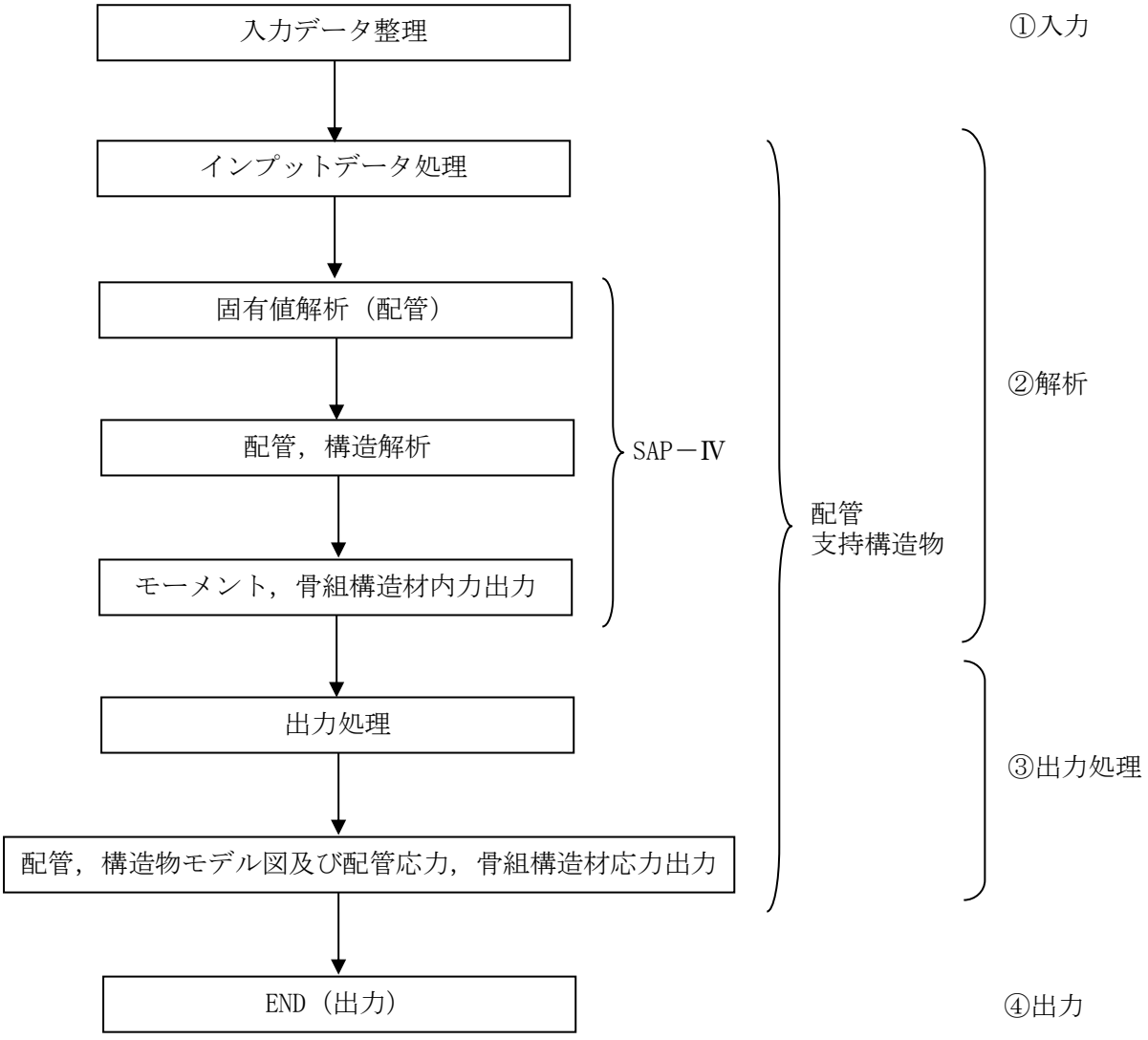


図 1-1　計算フロー

1.2　解析の検証

図 1-1 に示した各フローにおける検証方法を以下に示す。

・「①入力」

材料，弁質量及び骨組材断面性能等の解析条件の入力に対し，正しく条件が入力されていることの確認を行った。

・「②解析」

配管については，別の構造解析用計算機コードを用いて，代表的な配管検証用モデルに対する計算を行い，比較を行うことによって，計算結果の妥当性の確認を行った（2.1　配管参照）。

支持構造物については，材料力学に基づく手計算手法を用いて，代表的な簡易骨組モデルに対する計算を行い，比較を行うことによって計算結果の妥当性の確認を行った（2.2　支持構造物参照）。

・「①入力」＋「②解析」＋「③出力処理」＋「④出力」

「SAP－Ⅳ」により出力されたモーメントは応力に変換され，正しく出力されていることを確認した。これらの処理は，手計算によりその妥当性について確認を行った。

1.3　結論

以上より，解析結果の検証を行い，手順①～④の妥当性を確認した。

2.　計算機コードの検証

2.1　配管

(1)　検証の概要

計算機コード「SAP－Ⅳ」による計算結果の検証用に用いた構造解析用計算機コード「NASTRAN」はNASAで開発されたプログラムであり，1965年開発後，これまで約40年の使用実績があり，世界的に使用実績及びクライアント数の多いプログラムの一つである。「SAP－Ⅳ」と「NASTRAN」を用いて代表的な配管検証用モデルを対象に解析を行い，得られた結果を比較することにより，検証を行った。

(2)　検証解析

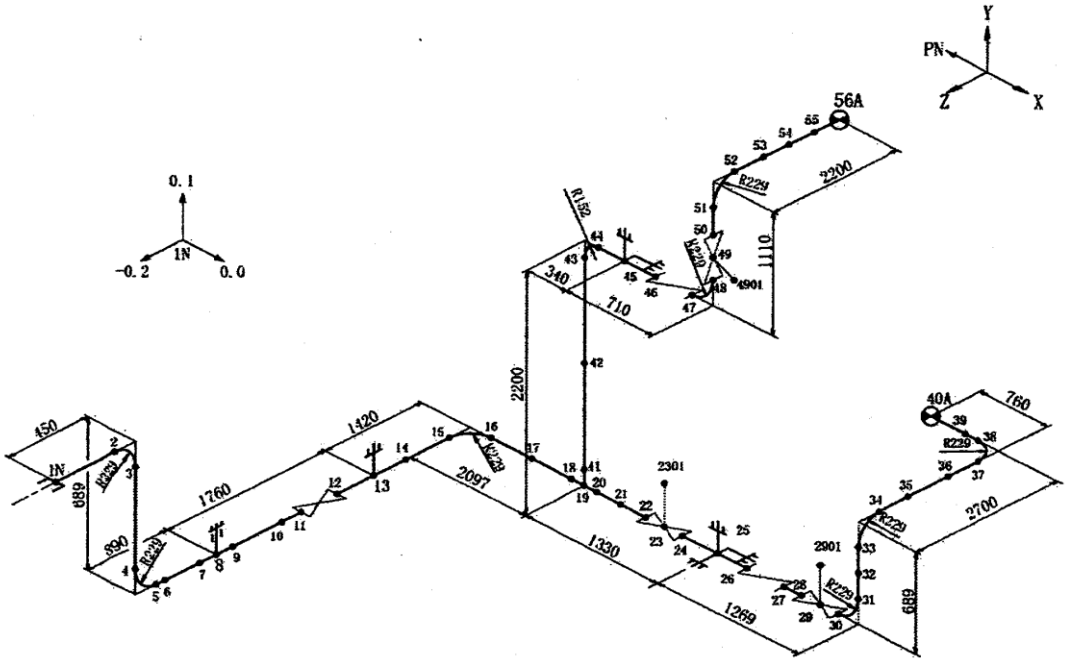
代表的な配管検証用モデルについて，「SAP－Ⅳ」及び「NASTRAN」を用いて解析し，両者の解析結果を比較評価する。以下に解析内容及び検証項目を示す。

解析内容	検証項目
静的解析（自重・熱膨張）	拘束点反力

(3)　解析条件

以下に解析モデル及び設計条件を示す。

・解析モデル



鳥瞰図記号凡例

記　　号	内　　容
●	質　　点
⊗	ア　ン　カ
	レストレイント
	リジットハンガ
Y(mm) Z(mm)　X(mm)	主要機器取合点等の移動量
	注：鳥瞰図中の寸法の単位はmmである。

弁部の質量

質量	対応する評価点	質量	対応する評価点
278.4kg/m	11～12	59.9kg	22～23
59.9kg	23～24	185.4kg/m	26～27
59.7kg	28～29	127.4kg	29～30
185.4kg/m	46～47	127.9kg	48～49
59.9	49～50	119.9kg	2301
119.4kg	2901	119.9kg	4901

・設計条件

以下に示す荷重条件のもとで，配管系の静的な解析を行った。

a. 自重

b. 熱膨張

解析範囲									
管番号	対応する評価点	最高使用圧力 (MPa)	最高使用温度 (℃)	運転温度 (℃)	外径 (mm)	厚さ (mm)	材料	縦弾性係数* (MPa)	熱膨張係数* ($\times 10^{-6}$mm/mm℃)
1	1N～11,12～22 24～26,27～28 19～43,44～46 47～48	1.04	93	40	165.2	7.1	STPT410	201667	10.3
2	30～40A	0.43	93	40	165.2	7.1	STPT410	201667	10.3
3	43～44	1.04	93	40	165.2	7.1	STPT410	201667	10.3
4	50～56A	1.04	93	40	165.2	7.1	SUS304TP	193667	15.4

注記*：運転温度における縦弾性係数及び熱膨張係数を示す。

(4)解析結果の比較

表 2-1　拘束点反力（「SAP－Ⅳ」と「NASTRAN」の比較）

自重　　（単位：N）

節点	SAP－Ⅳ			NASTRAN		
	Fx	Fy	Fz	Fx	Fy	Fz
1N	10	442	-99	20	452	-99
8	0	1001	0	0	981	0
13	0	1991	0	0	2021	0
25	599	7365	344	618	7385	344
40A	-89	1226	-89	-89	1226	-99
45	275	4649	0	246	4629	0
56A	-795	1373	-148	-785	1354	-148

熱膨張　　（単位：N）

節点	SAP－Ⅳ			NASTRAN		
	Fx	Fy	Fz	Fx	Fy	Fz
1N	99	-138	-148	99	-138	-148
8	0	50	0	0	50	0
13	0	383	0	0	383	0
25	-89	1030	-246	-89	1030	-246
40A	-89	-148	246	-89	-148	246
45	363	-991	0	363	-991	0
56A	-295	-187	148	-295	-197	148

(5)　検証結果

表 2-1 における自重及び熱膨張による拘束点反力の比較結果のとおり，両者でよく一致している。

以上の結果から，代表的な配管検証用モデルを用いた両者の解析結果はほぼ同等であり，「SAP－Ⅳ」の妥当性が確認された。

2.2　支持構造物

(1)　検証の概要

材料力学に基づく手計算手法を用いて，代表的な簡易骨組構造モデルに対する計算を行い，得られた結果を比較することにより検証を行った。

(2)　検証解析

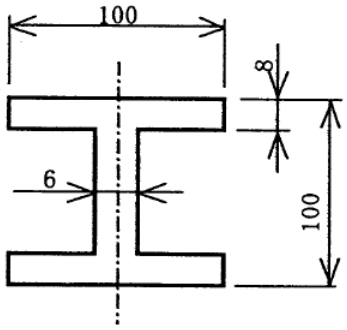
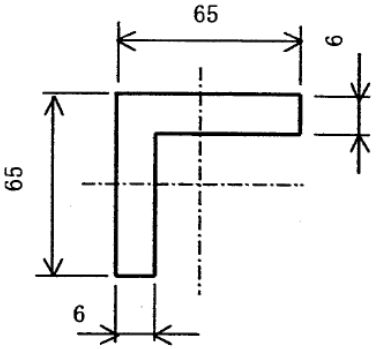
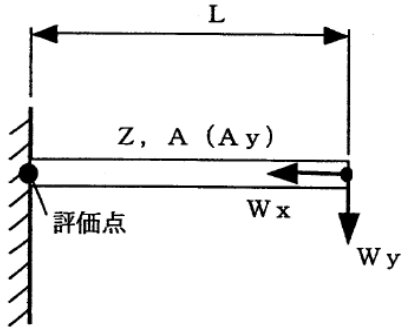
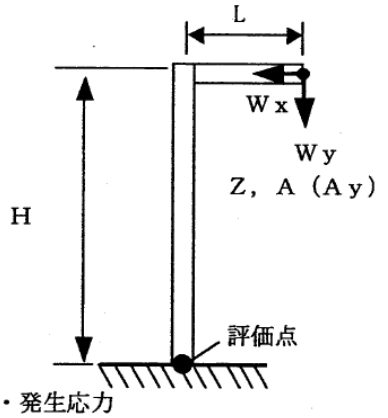
代表的な支持構造物検証用モデル「H 形鋼材」及び「L 形鋼材」について，「SAP－Ⅳ」及び「手計算手法」を用いて，両者の比較評価をする。

以下に，計算内容及び検証項目を示す。

計算内容	検証項目
圧縮応力，曲げ応力，せん断応力	発生応力

(3) 解析条件

・解析モデル （単位：mm）

評価１　H形鋼材片持ち梁構造	評価２　L形鋼材L型構造
 H鋼断面	 L鋼断面
 ・発生応力 圧縮応力：Wx*g/A 曲げ応力：Wy*g*L/Z せん断応力：Wy*g/Ay	 ・発生応力 圧縮応力：Wy*g/A 曲げ応力：(Wy*g*L-Wx*g*H)/Z せん断応力：Wx*g/Ay

・設計条件

			評価１	評価２
付加質量	Wx	kg	0	0
	Wy	kg	61	36
梁長さ	L	mm	300	67.5
柱高さ	H	mm	－	292.5
重力加速度	g	m/s^2	9.80665	9.80665
断面係数	Z	mm^3	67800	6270
断面積	A	mm^2	2190	752.7
有効断面積（せん断面積）	Ay	mm^2	504	354

(4) 評価結果の比較

表 2-2 発生応力（「SAP－Ⅳ」と「手計算手法」の比較）

H 形鋼材

	SAP－Ⅳ			手計算手法		
	圧縮応力	曲げ応力	せん断応力	圧縮応力	曲げ応力	せん断応力
発生応力 (MPa)	0	3	2	0	2.7	1.2

L 形鋼材

	SAP－Ⅳ			手計算手法		
	圧縮応力	曲げ応力	せん断応力	圧縮応力	曲げ応力	せん断応力
発生応力 (MPa)	1	4	0	0.5	3.9	0

(5) 検証結果

表 2-2 における H 形鋼材及び L 形鋼材による発生応力の比較結果のとおり，両者でよく一致している。

以上の結果から，代表的な簡易骨組構造モデルを用いた両者の計算結果はほぼ同等であり，「SAP－Ⅳ」の妥当性が確認された。

参考資料（２）

耐震解析に用いるコード（ABAQUS）について

コード名 項目	ABAQUS
開発機関	ABAQUS 社
使用したバージョン	Version 6.5.4
開発時期	2005 年（初版開発時期　1978 年）
計算機コードの概要	本計算機コードは,有限要素法による線形／非線形の静的・動的解析汎用プログラムである。以下に示す解析機能及び要素を有している。 ＜解析機能＞ １．線形・非線形静的応力／変位解析 ２．動的／変位解析 ３．非定常の動的／変位解析 ４．定常・非定常の伝熱解析 ５．弾塑性解析 ６．大変形解析 ＜要素＞ １．軸対象 ２．平面ひずみ／平面応力 ３．三次元ソリッド ４．三次元シェル ５．トラス ６．はり
検証方法	・ 振動試験結果とコードによる地震応答計算結果を比較して検証*が実施されていることを確認した。

注記：以下の文献を確認し，検証されたコードであることを確認した。

＊：平成 19 年度　原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査
動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書
（平成 21 年 1 月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）

コード名 項目	ABAQUS
開発機関	ダッソー・システムズ株式会社
使用したバージョン	Version 6.11.1
開発時期	2005 年（初版開発時期　1978 年）
計算機コードの概要	本計算機コードは，有限要素法による線形／非線形の静的・動的解析汎用プログラムである。以下に示す解析機能及び要素を有している。 ＜解析機能＞ １．線形・非線形静的応力／変位解析 ２．動的／変位解析 ３．非定常の動的／変位解析 ４．定常・非定常の伝熱解析 ５．弾塑性解析 ６．大変形解析 ＜要素＞ １．軸対象 ２．平面ひずみ／平面応力 ３．三次元ソリッド ４．三次元シェル ５．トラス ６．はり
検証方法	【検証(Verification)】 本解析コードを用いた解析結果と理論モデルによる理論解の比較を行い，解析結果が理論解と一致することを確認している。 本解析コードの運用環境について，開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 【妥当性確認】 Ver.6.5.4 と Ver.6.11.1 の双方で同じインプット条件で解析を実施し，妥当性を確認した。

参考資料（３）

耐震解析に用いるコード（NX Nastran）について

1. 概要

Nastranは，40年以上にわたって利用されている，動的・静的解析用の業界標準の汎用有限要素法ソルバーである。米国NASAにより，宇宙開発プロジェクト・サターンⅤ型ロケットの設計のために開発され，1972 年に最初のコマーシャルバージョンがリリース（MSC.Nastran）された。その後，2003年にSiemens PLM Software社のNX Nastranに分かれて，開発・販売を継続している汎用ソフトウェアである。

2. 機能

NX Nastranは，構造解析に関して主に以下の機能を有する。

① 三次元の梁モデル，シェルモデル及びソリッドモデルによる構造解析を行うことができる

② 固有値解析を行うことができ，固有振動数及び各固有振動モードに対する刺激係数や有効質量を算出できる

③ 静的解析，固有値解析，スペクトル応答解析，動的応答解析を行うことができる

3. 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認した。

4. 使用したバージョン

NX Nastran Version 8.1

5.　解析及び計算機コードの検証

5.1.　解析の検証

5.1.1.　解析フローチャート

本計算機コードを用いた計算のフローを図 5.1-1 に示す。

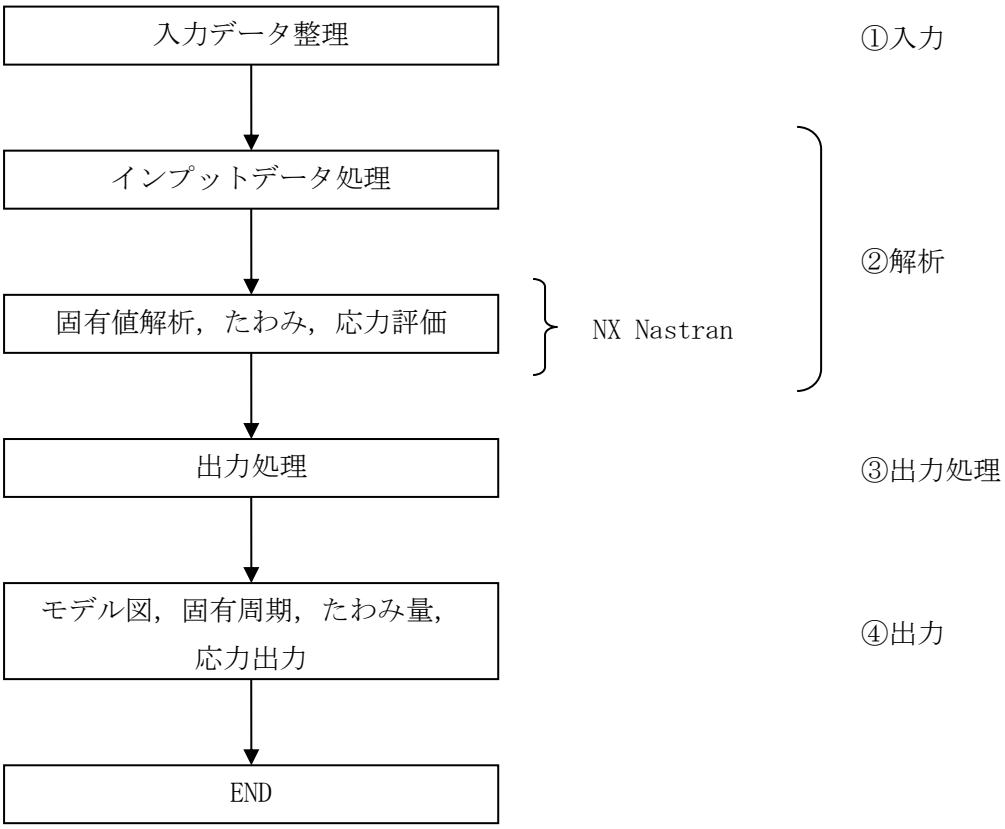


図 5.1-1　計算フロー

5.1.2.　解析の検証

図 5.1-1 に示した各フローにおける検証方法を以下に示す。

・「①入力」

寸法，物性値等の解析条件の入力に対して，正しく条件が入力されていることを確認した。

・「②解析」

両端固定梁，片持ち平板の固有振動数について，材料力学に基づく手計算手法を用いて計算を行い，「NX Nastran」の固有値解析の結果と比較を行うことによって解析結果の妥当性の確認を行った。

片持ち梁のたわみ量，応力について，材料力学に基づく手計算手法を用いて計算を行い，「NX Nastran」の結果と比較を行うことによって解析結果の妥当性の確認を行った（「5.2.　計算機コードの検証」参照)。

・「①入力」＋「②解析」＋「③出力処理」＋「④出力」

「NX Nastran」による解析結果が正しく出力されていることを確認した。

5.1.3.　結論

以上より，解析結果の検証を行い，手順①～④の妥当性を確認した。

5.2.　計算機コードの検証

5.2.1.　検証の概要

「NX Nastran」を用いて，基本的な構造の解析を行い，得られた結果と理論解との比較を行うことにより，検証を行った。

5.2.2.　検証解析

以下に示す構造を「NX Nastran」で解析を行い，理論解との結果を比較評価する。

解析内容	検証項目
両端固定梁	固有振動数
片持ち平板	固有振動数
片持ち梁	たわみ，応力

両端固定梁の解析モデルを図 5.2.2-1 に,片持ち平板の解析モデルを図 5.2.2-2 に,片持ち梁の解析モデルを図 5.2.2-3 に示す。

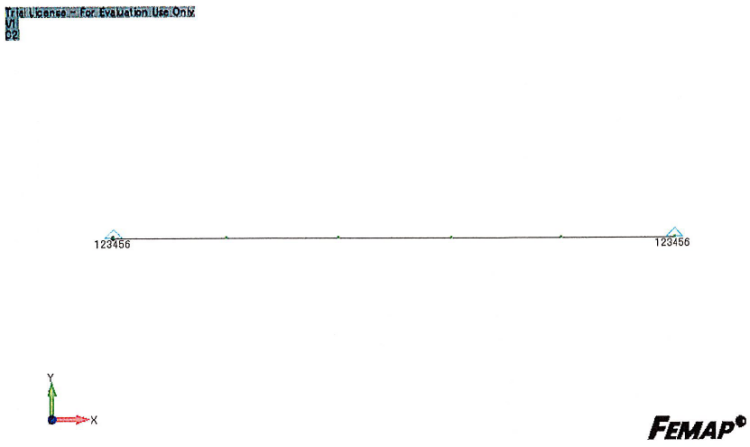


図 5.2.2-1　両端固定梁の解析モデル

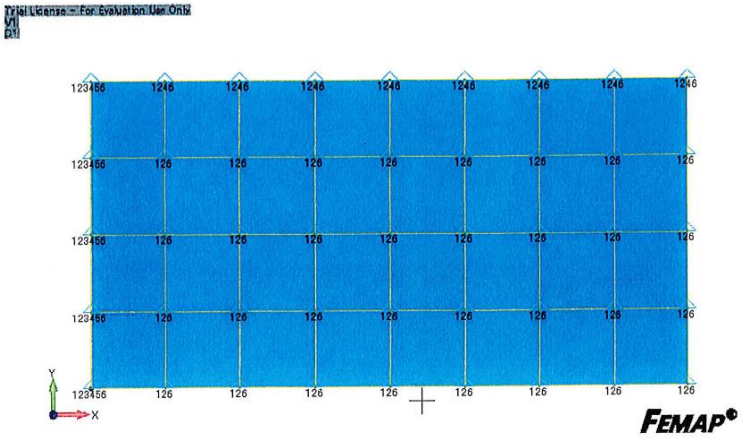


図 5.2.2-2　片持ち平板の解析モデル

図 5.2.2-3　片持ち梁の解析モデル

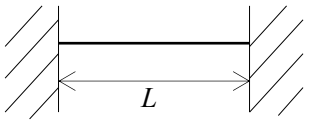
5.2.3.　理論解

(1)　両端固定梁の固有振動数

固定梁の軸に対して直角方向に梁が振動する場合の固有振動数は

$$f_n = \frac{\lambda_n^2}{2\pi L^2}\sqrt{\frac{EI}{\rho A}}$$

で表される。



ここで,

$\lambda_1 = 4.730$

$L = 10$［m］　　（梁の長さ）

$E = 200000$［MPa］　　（ヤング率）

$$I = \frac{2\times 2^3}{12}$$　　（断面二次モーメント）

$= 1.333$［m^4］

$\rho = 8000$［kg/m^3］　　（単位体積当たりの質量）

$A = 2\times 2 = 4$［m^2］　　（梁の面積）

とすると，固定梁の固有振動数は

$$f_1 = \frac{\lambda_1^2}{2\pi L^2}\sqrt{\frac{EI}{\rho A}}$$

$$= \frac{4.730^2}{2\cdot\pi\cdot 10^2}\sqrt{\frac{200000\cdot 10^6\times 1.333}{8000\times 4}}$$

$= 102.7774$［Hz］

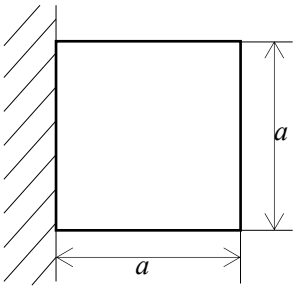
となる。

(2)　片持ち平板の固有振動数

片持ち平板が振動する場合の固有振動数は

$$f_n = \frac{\lambda_n}{2\pi a^2}\sqrt{\frac{D}{\rho h}}$$

で表される。



ここで,

$\lambda_1 = 3.494$

a = 10［m］　　（板の各辺の寸法）

h = 0.05［m］　　（平板の厚さ）

E = 200000［MPa］　　（ヤング率）

ν= 0.3　　（ポアソン比）

$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$$　　（曲げ剛性）

$$= \frac{200000 \times 10^6 \times 0.05^3}{12(1-0.3^2)}$$

$= 2.289\times10^6$［N･m］

ρ= 8000［kg/m^3］（単位体積当たりの質量）

とすると，固定梁の固有振動数は

$$f_1 = \frac{\lambda_1}{2\pi a^2}\sqrt{\frac{D}{\rho h}}$$

$$= \frac{3.494}{2\cdot\pi\cdot10^2}\sqrt{\frac{2.289\times10^6}{8000\times0.05}}$$

= 0.420665［Hz］

となる。

(3)　片持ち梁のたわみ，応力

片持ち梁のたわみは

$$v = \frac{Wl^3}{3EI}$$

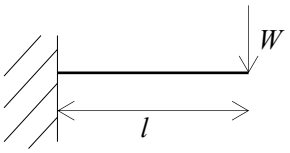
で表される。

ここで，

W = 50000［N］　　（荷重）

l = 480［m］　　（梁の長さ）

E = 30000000［Pa］　　（ヤング率）



b = 30［m］

h = 30［m］

$$I = \frac{bh^3}{12}$$　　（断面二次モーメント）

$$= \frac{30 \cdot 30^3}{12}$$

= 67500［m^4］

とすると，片持ち梁のたわみは

$$v = \frac{Wl^3}{3EI}$$

$$= \frac{50000 \cdot 480^3}{3 \cdot 30000000 \cdot 67500}$$

= 0.91［m］

となる。

片持ち梁に発生する応力は

$$Z = \frac{bh^2}{6}$$　　（断面係数）

$$= \frac{30 \cdot 30^2}{6}$$

= 4500［m^3］

とすると，

$$\sigma = \frac{W \cdot l}{Z}$$

$$= \frac{50000 \cdot 480}{4500}$$

= 5334［N/m^2］

となる。

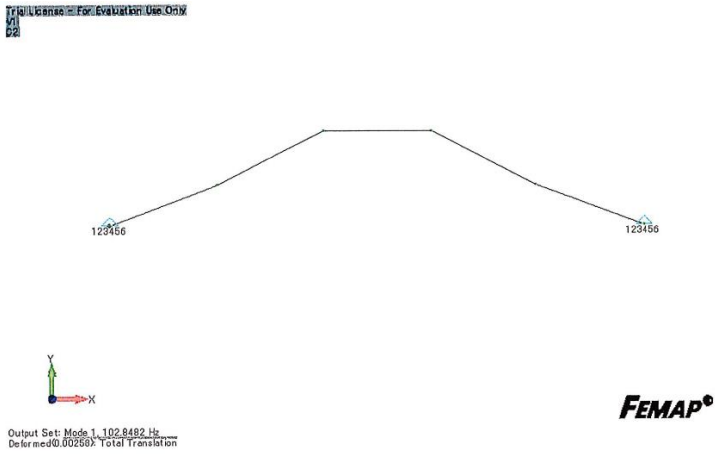
5.2.4.　検証結果

「NX Nastran」による解析結果を図 5.2.4-1～3 に示す。「NX Nastran」による解析結果と理論解の比較を表 5.2.4-1 に示す。

「NX Nastran」による解析結果と手計算の結果がよく一致していることを確認した。

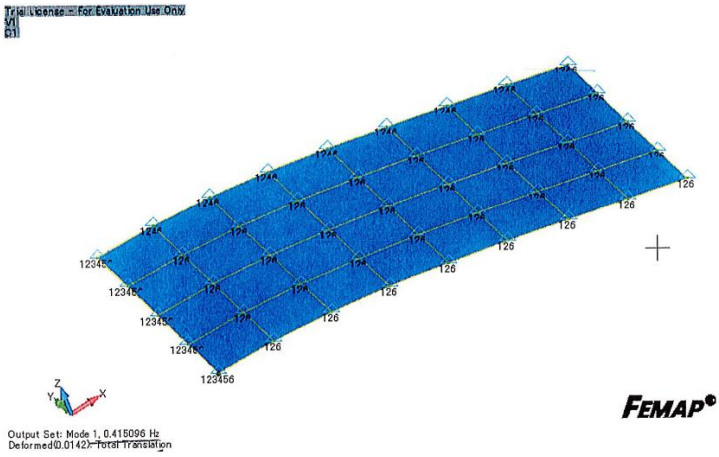
表 5.2.4-1　「NX Nastran」による解析結果と理論解の比較

解析内容	項目	「NX Nastran」による解析結果	理論解
両端固定梁	固有振動数[Hz]	102.8482	102.7774
片持ち平板	固有振動数[Hz]	0.415096	0.420665
片持ち梁	たわみ[m]	0.91	0.91
	応力[N/m^2]	5333	5334



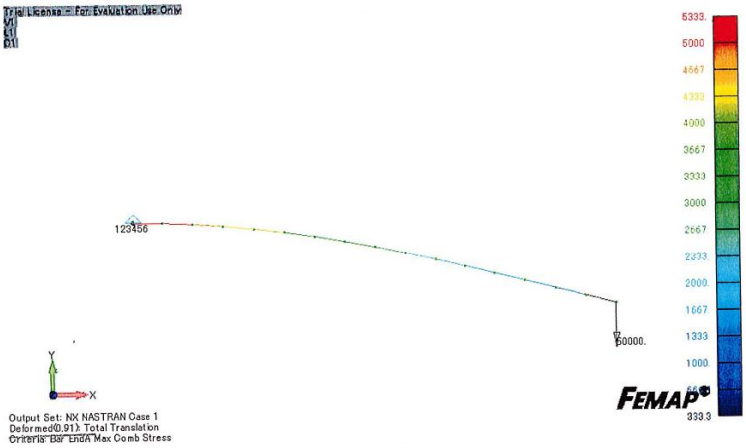
1次モード

図 5.2.4-1　両端固定梁の解析結果（固有振動数）



1次モード

図 5.2.4-2　片持ち平板の解析結果（固有振動数）



変形状態

図 5.2.4-3　片持ち梁の解析結果（たわみ・応力）

参考資料（4）

耐震解析に用いるコード（ANSYS について）

コード名 / 項目	ANSYS
開発機関	Swanson Analysis Systems 社（現 ANSYS 社）
使用したバージョン	14.5
開発時期	2012 年(初版開発時期　1970 年)
解析コードの概要	ANSYS(以下,「本解析コード」という。)は Swanson Analysis Systems 社（現 ANSYS 社）により開発された有限要素解析法による計算機プログラムである。 本解析コードは，広範囲に亘る多目的有限要素解析法による計算機プログラムであり，静的及び動的構造力学問題のシミュレーションならびに解析を実施するものである。 本解析コードは，ISO9001 及び ASME NQA-1 を取得し，アメリカ合衆国規制委員会による 10CFR Part 50 ならびに 10CFR21 の要求を満たしており，数多くの研究機関や企業において，航空宇宙，自動車，機械，建築，土木等の様々な分野の構造解析に広く利用されている。
検証及び妥当性確認	【検証】 本解析コードの検証の内容は次の通りである。 ・　本解析コードの検証は，開発元のリリースノートの例題集において，解析例に対する理論解と解析結果との比較が実施されている。 ・　本解析コードが適正であることは，コード配布時に同梱された Verification Testing Package により確認している。 ・　本解析コードの運用環境について，開発元から提示された要件を満足していることを確認している。 【妥当性確認】 本解析コードの妥当性確認の内容は次の通りである。 ・　本解析コードは，数多くの研究機関や企業において，航空宇宙，自動車，機械，建築，土木等の様々な分野の構造解析に広く利用されていることを確認している。 ・　本解析コードは，原子力分野では，原子炉設置（変更）許可申請書における応力解析等，これまで多くの構造解析に対し使用実績があることを確認している。

燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書

1.　本説明書の記載範囲

本説明書は，１号機，２号機，３号機及び４号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性について記載するものである。

2.　４号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性について

2.1　概要

2.1.1　一般事項

4 号機燃料取り出し用カバーは，使用済燃料プールを覆う構造としており，クレーン支持用架構と燃料取扱機支持用架構を有し，それぞれについて構造強度と耐震性について検討を行う。なお，耐震設計上の重要度分類は，燃料取扱設備の間接支持構造物としてＢクラス相当とする。

燃料取り出し用カバーの構造強度は一次設計に対応した許容応力度設計を実施し，耐震性は基準地震動 Ss に対する地震応答解析を実施し，燃料取り出し用カバーの損傷が原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，架構が崩壊機構に至らないことを確認する。図 2.1.1-1 に燃料取り出し用カバーのイメージを示す。

なお，一部損壊した原子炉建屋に接合される燃料取扱機支持用架構の施工前において，本説明書で想定しているように，原子炉建屋の接合部が施工に十分な状態かどうか確認した点検結果を別途報告するとともに，不具合が見つかった場合には，適切に補修等を実施する。

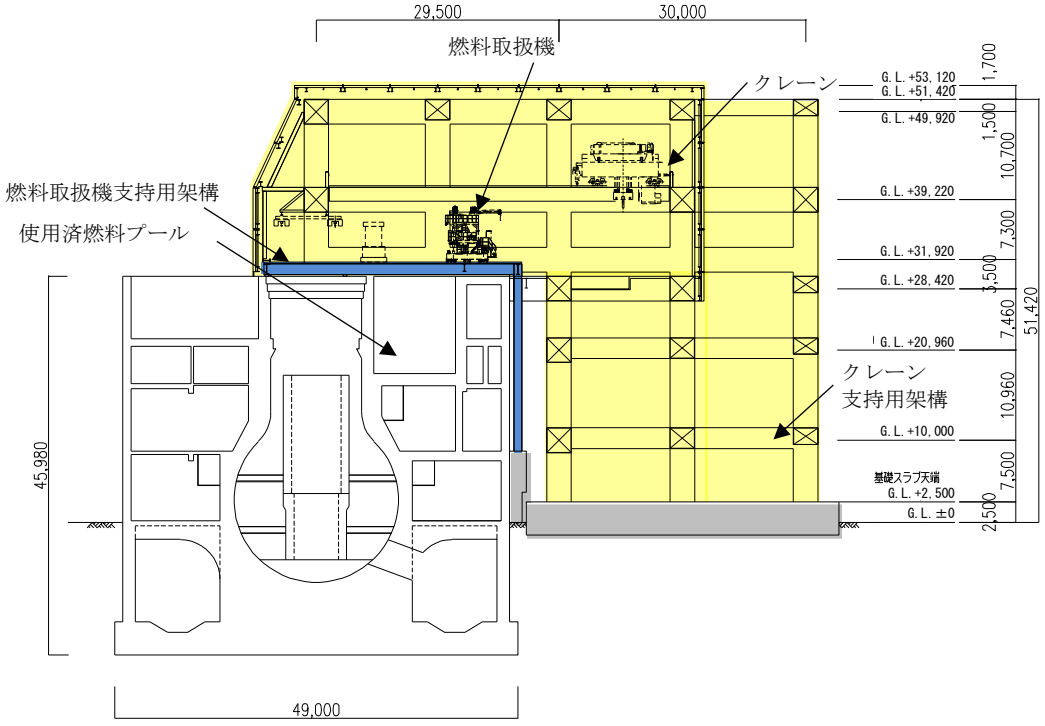


図 2.1.1-1　燃料取り出し用カバーのイメージ

燃料取り出し用カバーの検討は原則として下記の法規及び基規準類に準拠して行う。

(1) 建築基準法・同施行令及び関連告示
(2) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2005 制定）
(3) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2010 改定）
(4) 鋼構造設計規準（日本建築学会，2005 改定）
(5) 建築基礎構造設計指針（日本建築学会，2001 改定）
(6) 2007 年版 建築物の構造関係技術基準解説書(国土交通省住宅局建築指導課･国土交通省 国土技術政策総合研究所･独立行政法人建築研究所･日本建築行政会議，2007 刊行)
(7) 鋼構造塑性設計指針（日本建築学会，1975 発行）
(8) 建築工事標準仕様書・同解説 JASS14 カーテンウォール工事（日本建築学会，1996 改定）
(9) 各種合成構造設計指針・同解説（日本建築学会，2010 改定）

また，原子力施設の設計において参照される下記の指針及び規程を参考にして検討を行う。

(1) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，昭和 62 年 8 月 改訂)
(2) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，平成 3 年 6 月 発刊)
(3) 原子力発電所耐震設計技術規程(JEAC 4601-2008)（日本電気協会 原子力規格委員会，平成 20 年 12 月 改定)
(4) 乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵建屋の基礎構造の設計に関する技術規程（JEAC 4616-2009)（日本電気協会 原子力規格委員会，平成 21 年 12 月 制定)

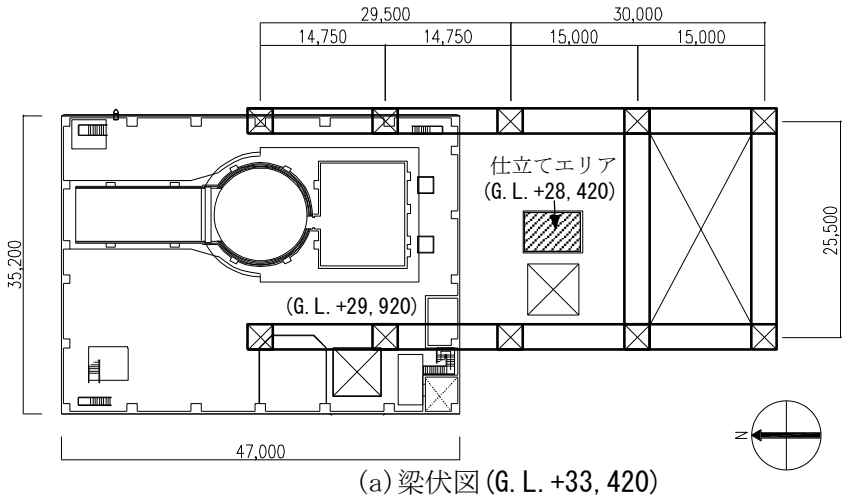
添付資料－4－2 では，G.L.±0mm＝T.P.8,564(※)とする。
(※)震災後の地盤沈下量(-709mm)と，O.P.から T.P.への
読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜ 換算式 ＞ T.P.＝旧 O.P.-1,436mm

2.1.2　クレーン支持用架構

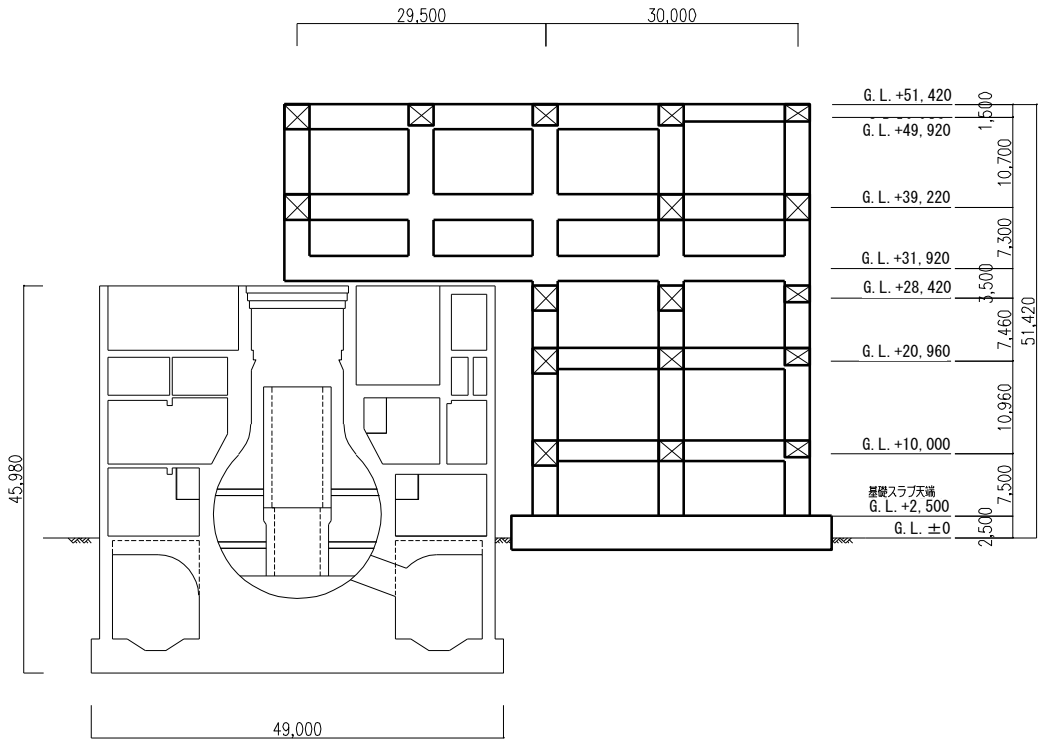
クレーン支持用架構はキャスク搬出入用の天井クレーンを支持する架構で，南北方向に 30.00m，東西方向に 25.50m，地盤面からの高さが 51.42m の柱部分と，北方向に 29.50m 跳ね出した片持ち梁部分からなる逆 L 字型の架構である。構造形式はラーメン構造で，構造種別は鉄骨造である。柱，大梁には，箱型断面部材を用いる。

基礎形式は基礎スラブによる直接基礎とし，地震時の基礎の転倒防止対策として地盤アンカーを用い，基礎スラブを支持する地盤は地盤改良により強固な支持地盤を形成する。改良地盤は既存の原子炉建屋と同様に泥岩に着底している。

クレーン支持用架構の概要を図 2.1.2-1 に，基礎スラブ及び改良地盤の概要を図 2.1.2-2 に示す。

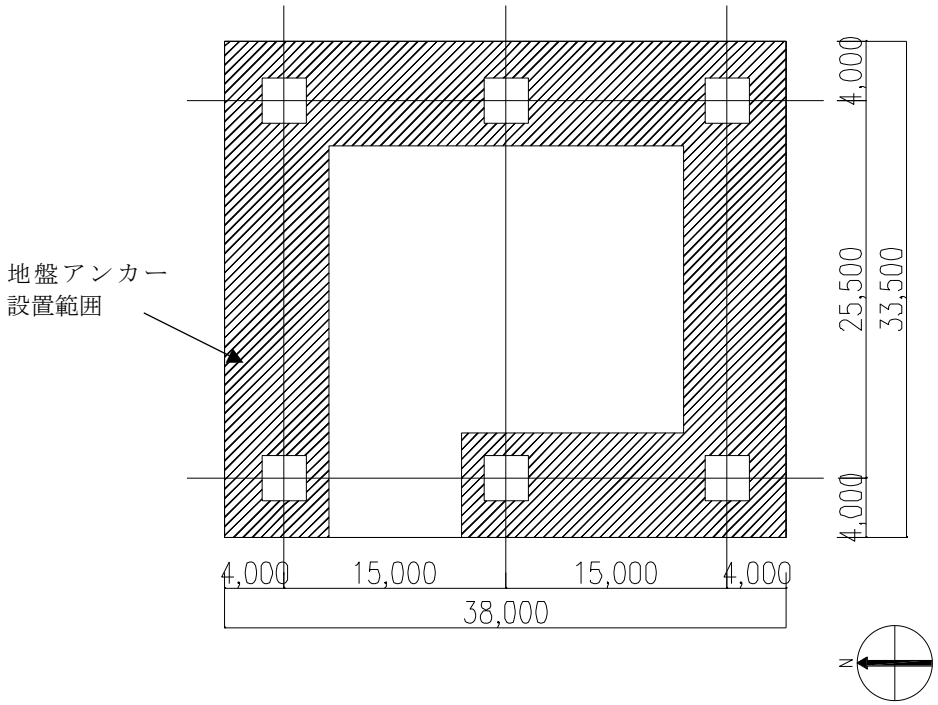


(a)梁伏図(G.L.+33,420)

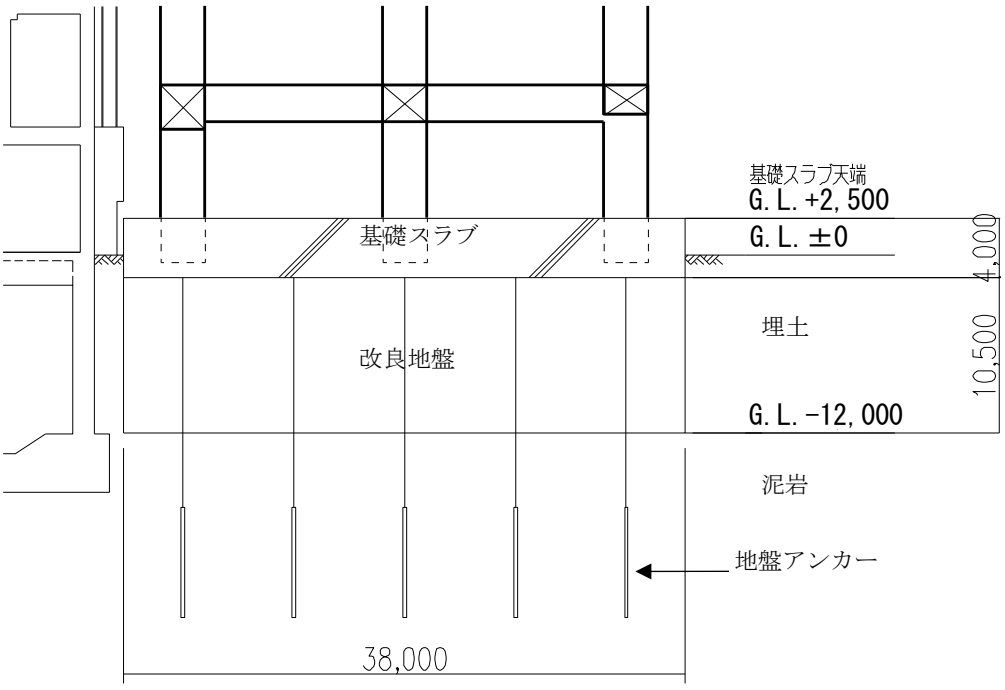


(b) 軸組図

図 2.1.2-1　クレーン支持用架構の概要（単位：mm）



(a) 基礎伏図



(b) 基礎断面図

図 2.1.2-2　基礎スラブ及び改良地盤の概要（単位：mm）

2.1.3　燃料取扱機支持用架構

燃料取扱機支持用架構は燃料取扱機を支持する架構で，南北方向に 30.50m，東西方向に 13.36m，地盤面からの高さが 30.77m の柱及び梁からなる逆 L 字型の架構である。構造形式はラーメン構造で，構造種別は鉄骨造である。

支持形式は，原子炉建屋シェル壁上端及び 1 階から 2 階の南側外壁に支持する構造である。燃料取扱機支持用架構の概要を図 2.1.3-1(1)及び図 2.1.3-1(2)に示す。

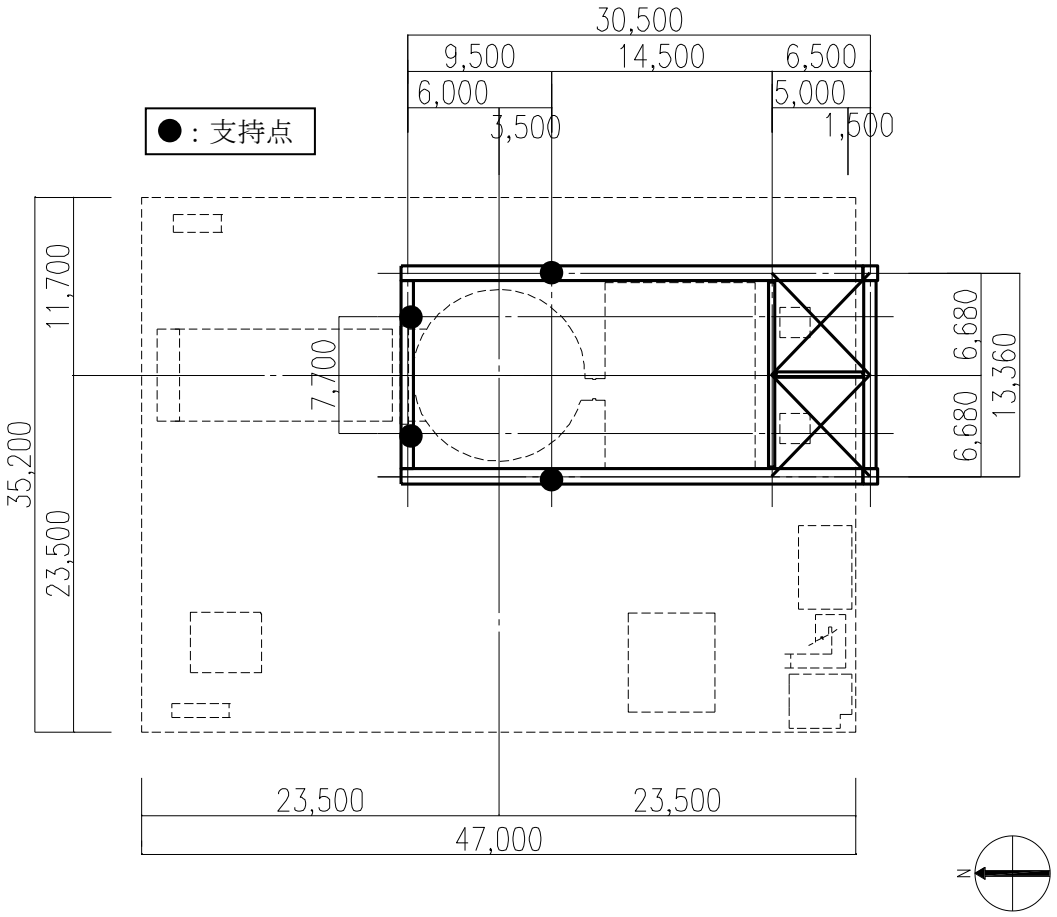
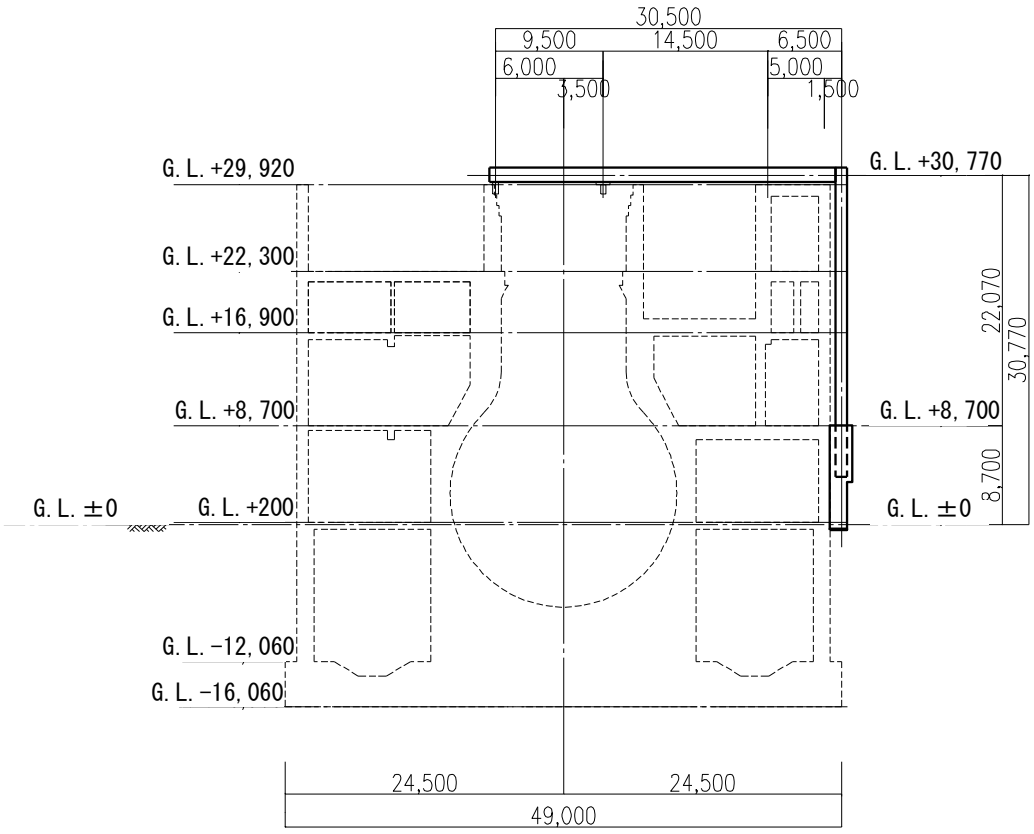
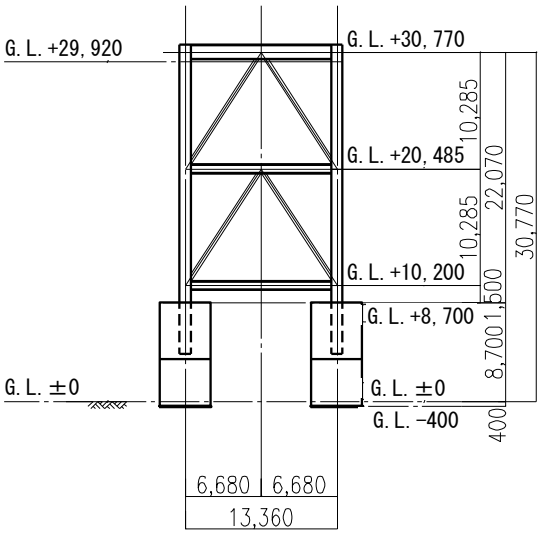


図 2.1.3-1(1)　燃料取扱機支持用架構の概要(梁伏図（G.L.+31,420））（単位：mm）



(a)断面図



(b)立面図

図 2.1.3-1(2)　燃料取扱機支持用架構の概要（単位：mm）

2.2　クレーン支持用架構の構造強度及び耐震性について

クレーン支持用架構の構造強度及び耐震性の検討フローを図 2.2-1 に示す。

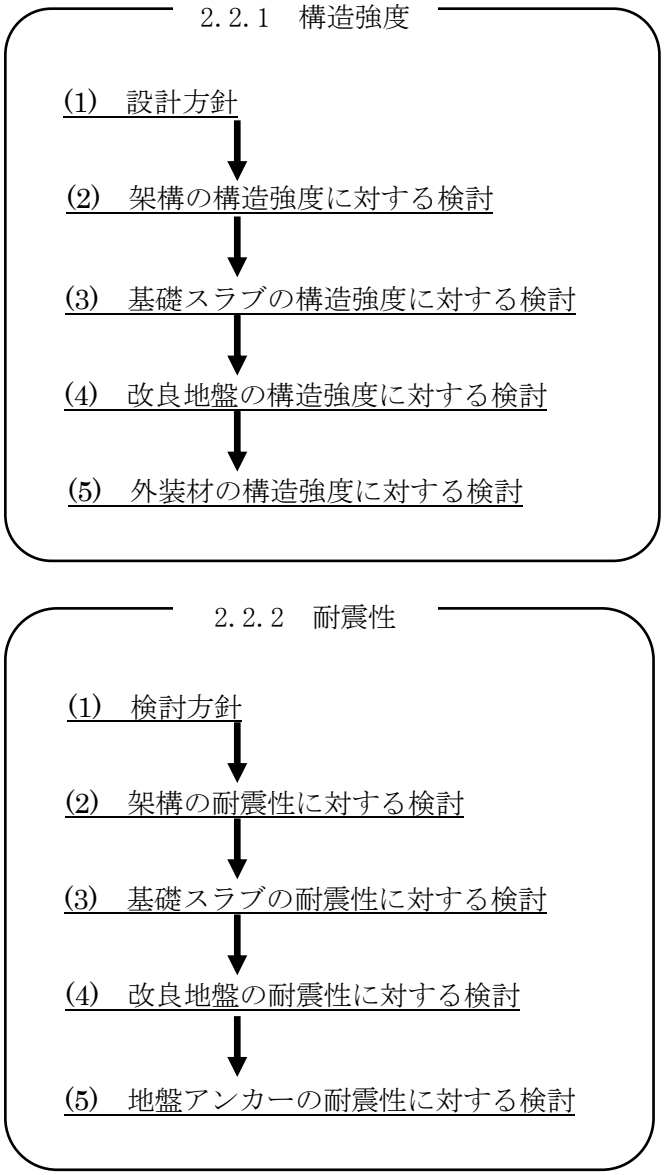


図 2.2-1　クレーン支持用架構の検討フロー

2.2.1　構造強度

(1)　設計方針

構造強度の検討は，クレーン支持用架構，基礎スラブ，改良地盤及び外装材について許容応力度設計を実施する。

1)　使用材料及び許容応力度

使用材料の物性値及び許容応力度を表 2.2.1-1(1)及び表 2.2.1-1(2)に示す。

表 2.2.1-1(1)　クレーン支持用架構の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E（N/mm²）	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ（kN/m³）
架　　構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
基礎スラブ	コンクリート	2.44×10^4	0.2	24.0

コンクリートの許容応力度　（単位：N/mm²）

	長期			短期		
設計基準強度＝30	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
	10.0	－	0.790	20.0	－	1.185

鉄筋の許容応力度　（単位：N/mm²）

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			
SD390	D29 未満	215	195	390	390
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　（単位：N/mm²）

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度
T≦40mm	SS400，SN400B	235	「鋼構造設計規準」に従い，左記 F の値より求める
T＞40mm	SN400B	215	
T≦40mm	SM490A，SN490B	325	
T≦40mm	SM520B	355	

表 2.2.1-1(2)　改良地盤，支持地盤の物性値及び許容応力度

改良地盤の許容応力度　（単位：kN/m²）

設計基準強度=2300*1	長期			短期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
改良地盤	766	－	153	1533	－	306
断面欠損を考慮*2	750	－	114	1502	－	229

*1：施工結果を反映した

*2：「JEAC4616-2009」に準拠し，断面欠損を鉛直方向に 2%，せん断方向に 25%考慮した

支持地盤の許容支持力度　（単位：kN/m²）

種別	長期*1	短期*1
泥岩（岩盤）	1960	3920

*1：「福島第一原子力発電所第 4 号機工事計画認可申請書」による

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。

・鉛直荷重（VL）

クレーン支持用架構に作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重，積載荷重及び地盤アンカーの効果を考慮した荷重とする。

・クレーン荷重（CL）

天井クレーンによる荷重を表 2.2.1-2 に示す。

表 2.2.1-2　クレーン荷重一覧表

クレーン自重	1666 kN
トロリ自重	1010 kN
吊荷	980 kN

・積雪荷重（SL）

積雪荷重は建築基準法施行令及び福島県建築基準法施行規則細則に準拠し以下の条件とする。

積雪量：30cm，単位荷重：20N/m²/cm

・風圧力（WL）

風圧力は建築基準法施行令第 87 条および建設省告示第 1454 号に基づき，基準風速を 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 2.2.1-3 に示す。

表 2.2.1-3　速度圧の算定結果

建物高さ* H (m)	平均風速の 鉛直分布係数 Er	ガスト 影響係数 Gf	建物高さと粗度 区分による係数 E	基準風速 Vo (m/s)	速度圧 q (N/m²)
52.73	1.28	2.00	3.28	30	1769

＊：　建物高さは，軒高さ（52.34m）と最高高さ（53.12m）の平均値とした

・地震荷重（K）

水平地震力はG.L.±0mを基準面として，下式により算定し，算定結果を表2.2.1-4に示す。

$$Qi=n \cdot Ci \cdot Wi$$
$$Ci=Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

ここで，

Qi ：水平地震力（kN）

n ：施設の重要度に応じた係数（n=1.5）

建築基準法で定める地震力の1.5倍を考慮する。

Ci ：地震層せん断力係数

Wi：当該部分が支える重量（kN）

Z ：地震地域係数（Z=1.0）

Rt ：振動特性係数（Rt=1.0）

Ai ：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で，クレーン支持用架構の固有値を用いたモーダル法（二乗和平方根法）により求める。

C_0 ：標準せん断力係数（C_0=0.2）

表2.2.1-4　水平地震力の算定結果

階	G.L.(m)	各階重量 (kN)	Wi (kN)	Ai		n・Ci		Qi (kN)	
				NS方向	EW方向	NS方向	EW方向	NS方向	EW方向
R	+51.42	10569	－	－	－	－	－	－	－
6	+40.72～+51.42	13780	10569	1.443	1.477	0.433	0.443	4576	4683
5	+33.42～+40.72	5195	24349	1.302	1.328	0.391	0.398	9514	9702
4	+29.92～+33.46	9019	29544	1.254	1.272	0.376	0.382	11118	11271
3	+22.46～+29.92	5782	38563	1.183	1.187	0.355	0.356	13685	13730
2	+11.50～+22.46	6390	44345	1.113	1.114	0.334	0.334	14807	14818
1	+2.50～+11.50	－	50735	1.000	1.000	0.300	0.300	15221	15221

・荷重組合せ

設計で考慮するクレーンの位置を図 2.2.1-1 に，荷重組合せを表 2.2.1-5 に示す。

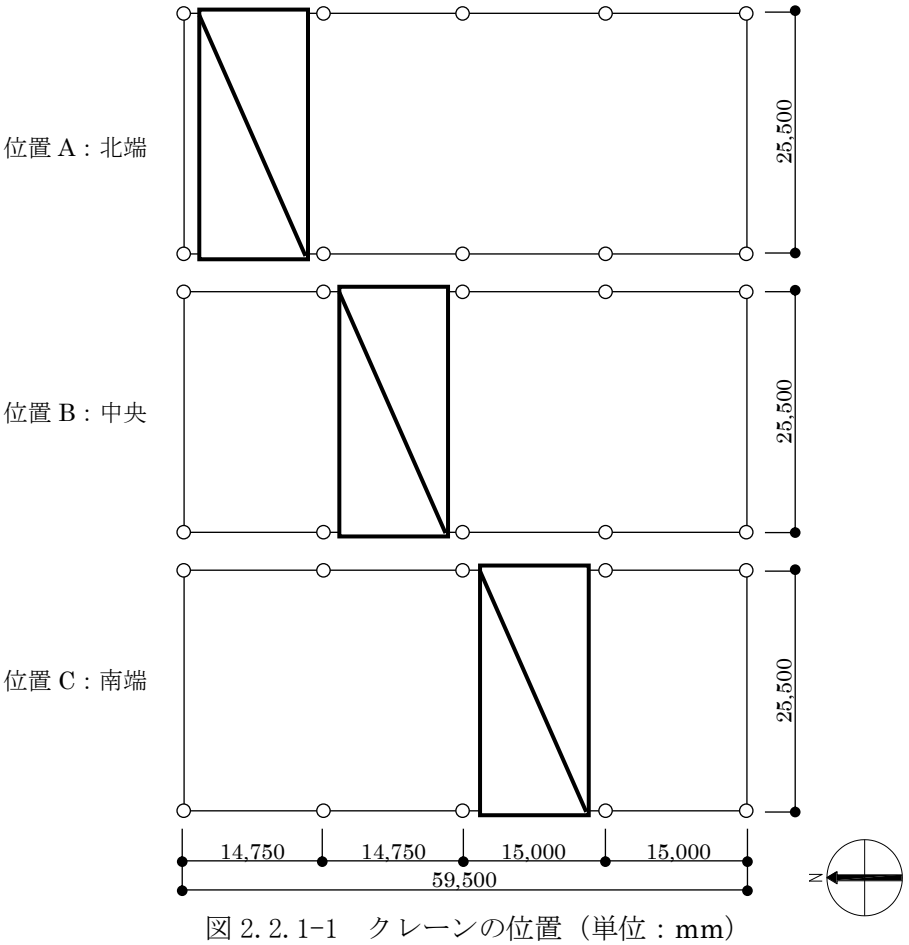


図 2.2.1-1　クレーンの位置（単位：mm）

表 2.2.1-5　クレーン支持用架構の荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL+CL*1	長期
積雪時*3	S	VL+CL*1+SL	短期
暴風時*3	W	VL+CL*1+WL	
地震時	E1	VL+CL*1+K(＋NS)*2	
	E2	VL+CL*1+K(－NS)*2	
	E3	VL+CL*1+K(＋EW)*2	
	E4	VL+CL*1+K(－EW)*2	

*1：　吊荷重量は，常時，積雪時及び暴風時はクレーン位置，地震時は仕立てエリアにて考慮する。

*2：　地震荷重は NS 方向及び EW 方向を考慮する。

*3：　短期事象では地震時が支配的であることから，積雪時及び暴風時の検討は省略する。ただし，外装材の検討は暴風時が支配的であることから暴風時に対し検討を行う。

なお，地震時と暴風時のクレーン支持用架構の層せん断力について，風荷重の受圧面積が最大になる EW 方向で比較した結果を図 2.2.1-2 に示す。図 2.2.1-2 より，地震時の層せん断力は暴風時の層せん断力を包絡しており，支配的な荷重である。

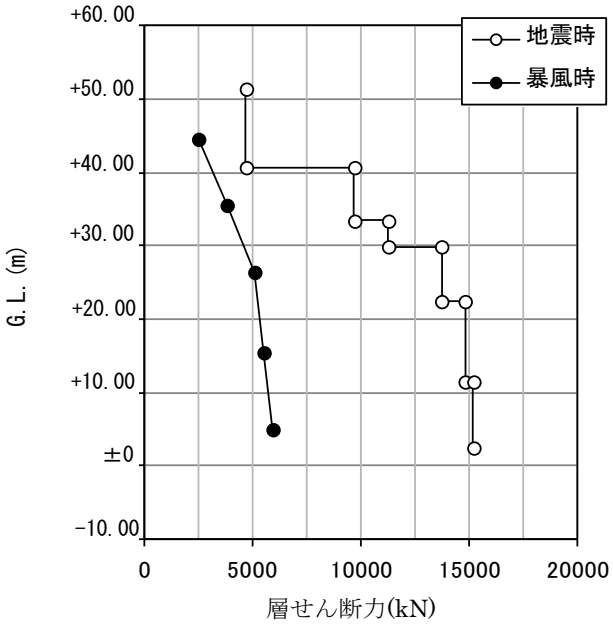


図 2.2.1-2　地震時と暴風時の層せん断力の比較

(2)　架構の構造強度に対する検討

1)　解析モデル

クレーン支持用架構の解析モデルは，基礎スラブ厚中央（G.L.+0.5m）より上部を立体架構モデルとし，柱及び梁の部材端部の条件は剛接，柱脚部は基礎下でピン支持とする。解析モデル，部材寸法及び応力検討箇所を図 2.2.1-3 に示す。ここに，使用する材質は SM490A とする。

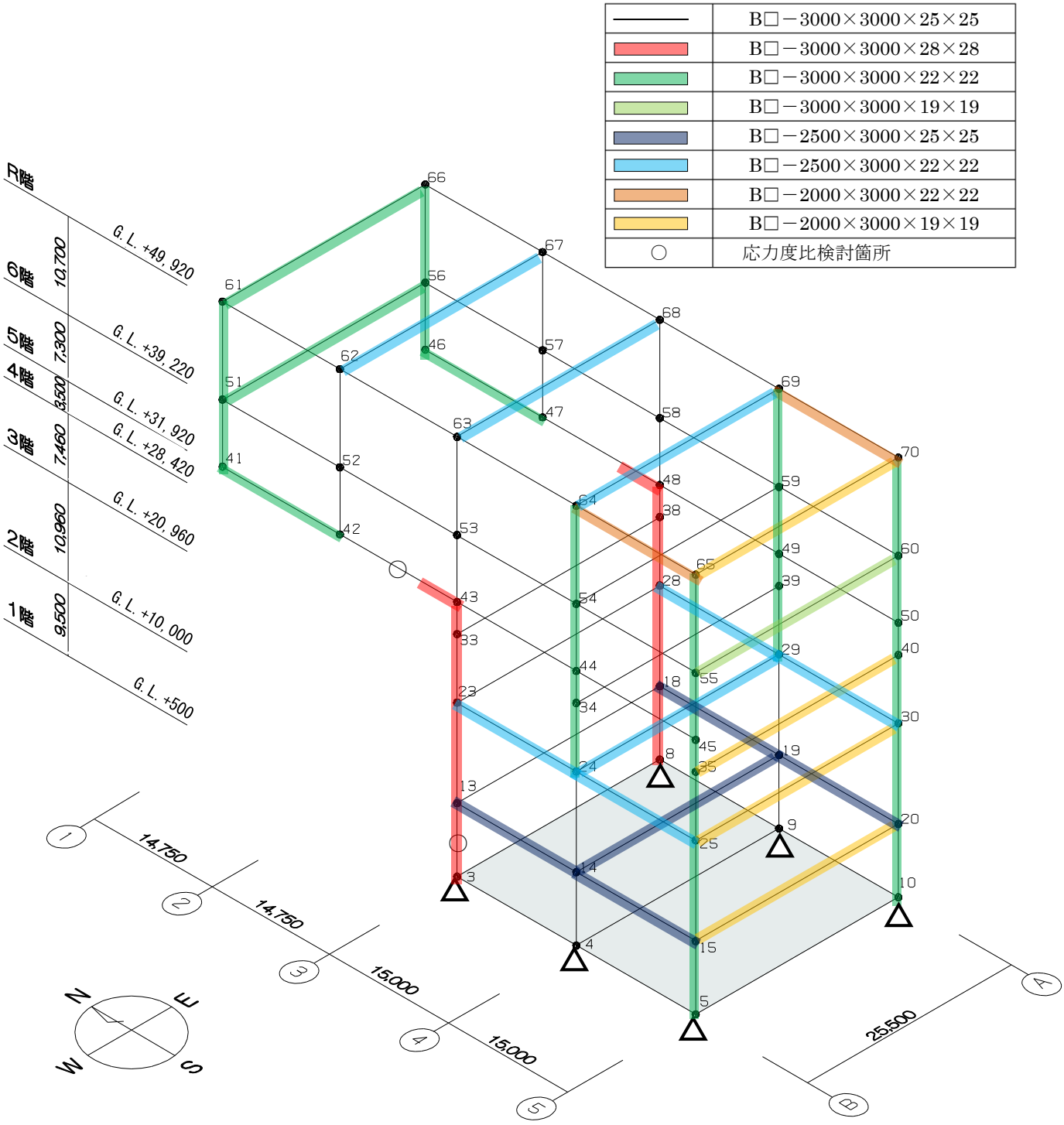
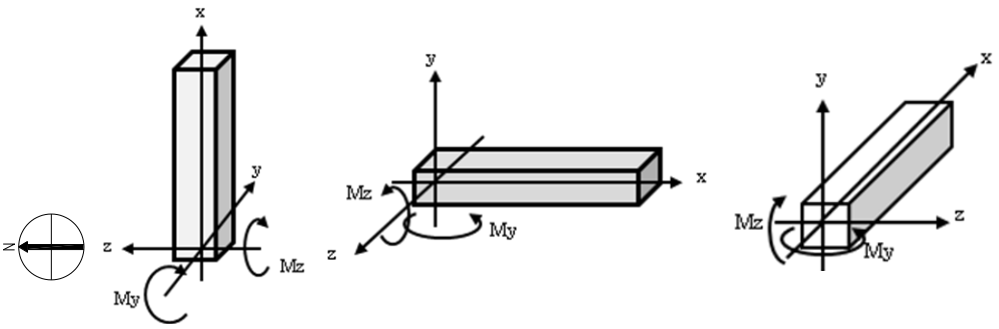


図 2.2.1-3　解析モデル図（単位：mm）

2)　断面検討

応力解析結果を用い，断面検討は二方向の曲げを図 2.2.1-4 に示すように考慮する。



柱要素　　NS 方向梁要素　　EW 方向梁要素

図 2.2.1-4　曲げモーメントの方向

応力度比の検討は「鋼構造設計規準」に従い，軸力及び曲げモーメントに対する検討は下式にて行う。

・軸圧縮の場合　　$\dfrac{\sigma_c}{f_c}+\dfrac{\sigma_{bz}+\sigma_{by}}{f_b}\leqq 1$

・軸引張の場合　　$\dfrac{\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by}}{f_t}\leqq 1$

ここで，

σ_c：軸応力度（=N／A）

N：軸力，A：断面積

σ_{bz}：部材 z 軸方向曲げ応力度（＝M_z／Z_z）

M_z，Z_z：部材 z 軸回りモーメント及び断面係数

σ_{by}：部材 y 軸方向曲げ応力度（＝M_y／Z_y）

M_y，Z_y：部材 y 軸回りモーメント及び断面係数

f_c：許容圧縮応力度

f_b：許容曲げ応力度

f_t：許容引張応力度

また，せん断力に対する検討は下式にて行う。

$$\frac{\sqrt{(\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by})^2+3\tau_z^{\,2}}}{f_t}\leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{\sqrt{(\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by})^2+3\tau_y^{\,2}}}{f_t}\leqq 1$$

ここで，

τ_z：部材 z 軸方向せん断応力度（＝Q_z／A_{wz}）

Q_z，A_{wz}：部材 z 軸方向せん断力及びせん断断面積

τ_y：部材 y 軸方向せん断応力度（＝Q_y／A_{wy}）

Q_y，A_{wy}：部材 y 軸方向せん断力及びせん断断面積

表 2.2.1-6 及び表 2.2.1-7 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 2.2.1-6　断面検討結果（常時）

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
柱	1 階 3-B	B□-3000×3000 ×28×28	C (A)	曲げ Mz	37.3	216.7	0.52	OK
				曲げ My	8.4	216.7		
				圧縮 N	65.1	213.6		
				せん断 Qz	0.8	125.1		
				せん断 Qy	8.9	125.1		
梁	5 階 2-3/B	B□-3000×3000 ×28×28	C (A)	曲げ Mz	93.0	216.7	0.55	OK
				曲げ My	0.4	216.7		
				圧縮 N	19.2	214.1		
				せん断 Qz	0.4	125.1		
				せん断 Qy	20.1	125.1		

*1：クレーンの位置を示す

表 2.2.1-7　断面検討結果（地震時）

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
柱	1 階 3-B	B□-3000×3000 ×28×28	E3 (A)	曲げ Mz	160.6	325.0	0.86	OK
				曲げ My	31.9	325.0		
				圧縮 N	79.5	320.4		
				せん断 Qz	7.9	187.6		
				せん断 Qy	37.1	187.6		
梁	5 階 2-3/B	B□-3000×3000 ×28×28	E3 (A)	曲げ Mz	93.1	325.0	0.55	OK
				曲げ My	58.9	325.0		
				圧縮 N	20.0	321.1		
				せん断 Qz	8.3	187.6		
				せん断 Qy	20.5	187.6		

*1：クレーンの位置を示す

(3)　基礎スラブの構造強度に対する検討

1)　解析モデル

基礎スラブの応力解析は，弾性地盤上に支持された版として有限要素法を用いて行い，解析モデルは図 2.2.1-5 に示すように四辺形の均質等方な板要素により構成し，支持地盤は等価な弾性ばねとしてモデル化する。

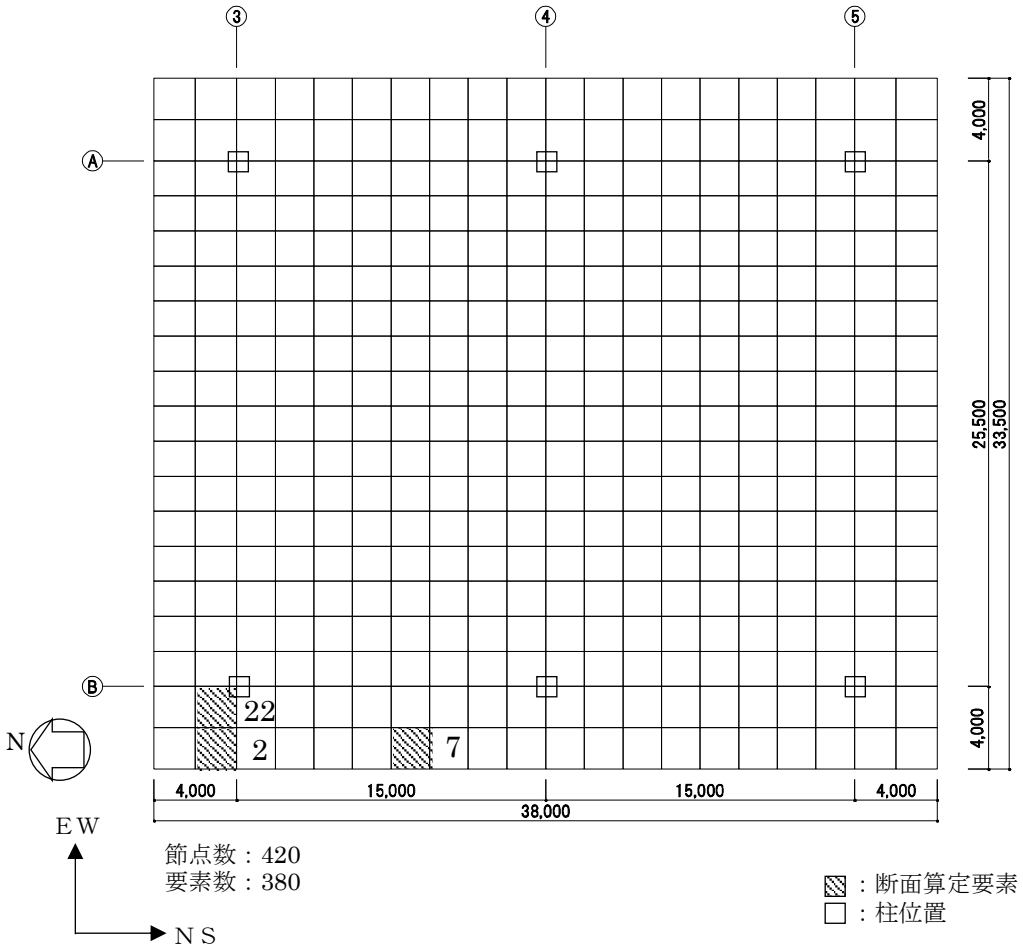


図 2.2.1-5　解析モデル図（単位：mm）

2)　断面検討

組合せた応力より，各要素の必要鉄筋比を「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」より求め，設計配筋が必要鉄筋比を上回ること及び面外せん断力が許容せん断力以下であることを確認する。必要鉄筋比が最大となる要素と設計面外せん断力と許容せん断力との比が最大になる要素の断面検討結果を表 2.2.1-8 に示し，必要鉄筋比が最大となる要素を含む EW 方向の配筋図を図 2.2.1-6 に示す。

断面検討の結果，設計配筋は必要鉄筋比を上回り，また面外せん断力は許容せん断力以下であることを確認した。

表 2.2.1-8　基礎スラブの断面算定表

要素番号	方向	荷重ケース(位置)*1	設計応力 N*2 (kN/m)	設計応力 M (kN･m/m)	N/(b･D) *2 (×10⁻²N/mm²)	M/(b･D²) (×10⁻²N/mm²)	Pt (%)	at (mm²/m)	設計配筋 上段：上端筋 [断面積 mm²/m] (pt:%) 下段：下端筋 [断面積 mm²/m] (pt:%)	荷重ケース(位置)*1	設計面外せん断力 Q (kN/m)	許容せん断力 fs･b･j (kN/m)	判定
2	NS	C(A)	-53	2397	-1.4	15.0	0.09	3600	D38@200+D38@400 [8550] (0.21)	C(C)	126	2627	OK
		E3(A)	-264	2643	-6.6	16.6	0.06	2400	D38@200+D38@400 [8550] (0.21)	E1(C)	215	3940	OK
	EW	C(A)	16	1589	0.4	10.0	0.06	2400	3-D38@200 [17100] (0.43) 2-D38@200 [11400] (0.29)	C(A)	1583	2627	OK
		E3(A)	110	2111	2.8	13.2	0.03	1200		E3(A)	1925	3940	OK
7	NS	C(A)	47	3678	1.2	23.0	0.13	5200	D38@200+D38@400 [8550] (0.21)	C(C)	245	2627	OK
		E2(A)	29	3932	0.8	24.6	0.07	2800	1-D38@200 [5700] (0.14)	E2(C)	396	3940	OK
	EW	C(C)	-2	40	-0.1	0.3	0.00	0	1-D38@200 [5700] (0.14)	C(B)	135	2627	OK
		E4(A)	-26	112	-0.7	0.7	0.00	0	1-D38@200 [5700] (0.14)	E2(A)	154	3940	OK
22	NS	C(A)	13	2582	0.4	16.2	0.09	3600	D38@200+D38@400 [8550] (0.21)	C(C)	104	2627	OK
		E2(A)	239	4038	6.0	25.3	0.06	2400	D38@200+D38@400 [8550] (0.21)	E1(C)	541	3940	OK
	EW	C(A)	77	2818	2.0	17.7	0.10	4000	3-D38@200 [17100] (0.43) 2-D38@200 [11400] (0.29)	C(C)	575	2627	OK
		E3(A)	470	4754	11.8	29.8	0.07	2800		E4(A)	1227	3940	OK

＊1：クレーンの位置を示す
＊2：圧縮を正とする

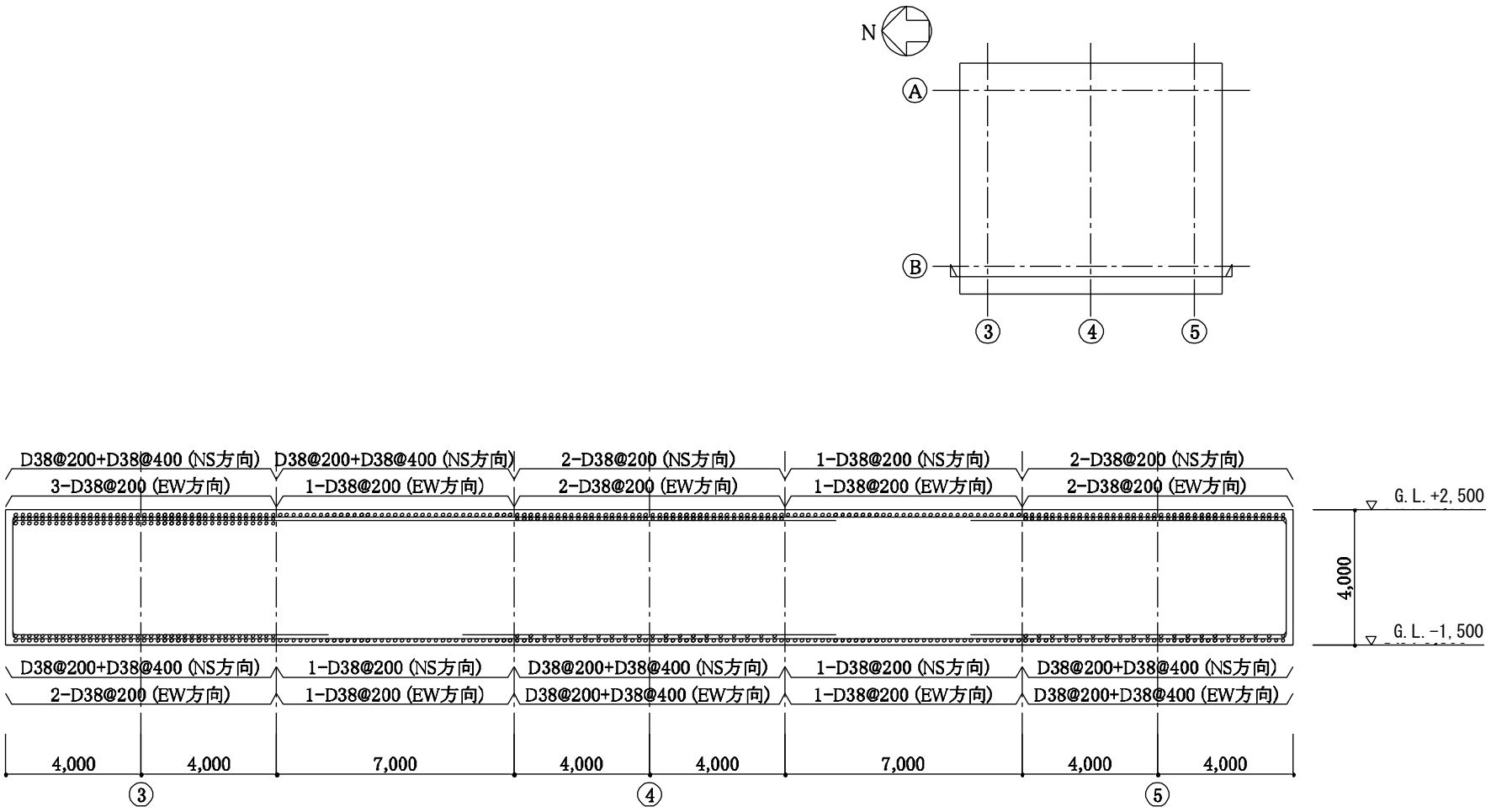


図 2.2.1-6　基礎スラブの配筋図（B 通り）（単位：mm）

(4)　改良地盤の構造強度に対する検討

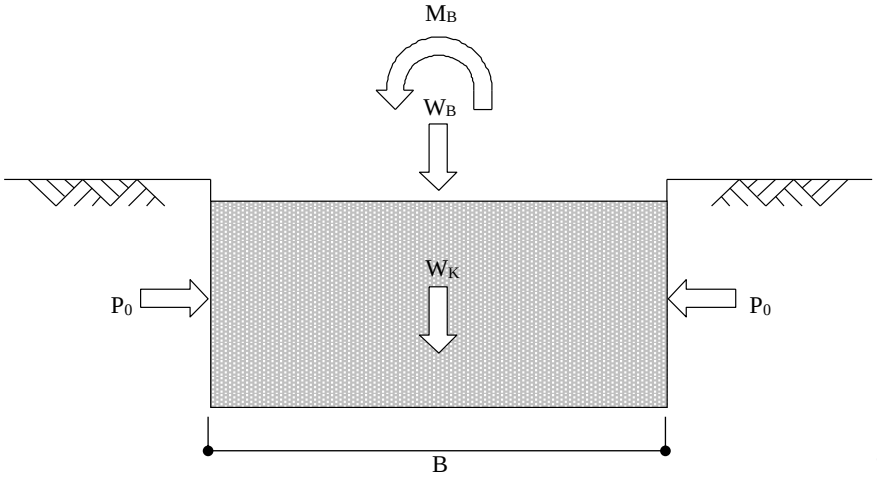
1)　設計方針

クレーン支持用架構を支持する改良地盤は，基礎スラブ直下の地盤を南北方向に 38.0m，東西方向に 33.5m，改良厚さ 10.5m とし，G.L.-12.0mの泥岩に支持する。検討は「JEAC4616-2009」に準拠し，常時及び地震時の改良地盤に生じる最大応力が許容応力度以下であることを確認する。さらに，改良地盤直下の支持地盤の支持力に対して，常時及び地震時の改良地盤に生じる最大接地圧が許容支持力度以下であることを確認する。

2)　常時に対する検討

・改良地盤の検討

常時において，改良地盤底面に生じる最大接地圧が改良地盤の長期許容圧縮応力度以下であることを確認する。図 2.2.1-7 に作用荷重を示す。



W_B：架構荷重＋基礎スラブ荷重＋地盤アンカー荷重

W_K：改良地盤の自重

M_B：架構の偏心による転倒モーメント

P_o：長期設計用土圧

B：改良幅

図 2.2.1-7　作用荷重（常時）

改良地盤の荷重負担範囲は，面積 A=1273m^2，断面係数 Z=8062m^3 となり，改良地盤底面に生じる最大接地圧は下式にて求める。

鉛直力の合計　　$\Sigma W=W_B+W_K=607373kN$

転倒モーメントの合計　　$\Sigma M=M_B=666480kNm$

改良地盤の最大接地圧　　$q_r=\Sigma W/A+\Sigma M/Z=560kN/m^2$

改良地盤に生じる最大接地圧（q_r）は，改良地盤の長期許容圧縮応力度（$_Lf_{sc}$）以下であることを確認した。

$q_r=560kN/m^2 \leqq {}_Lf_{SC}=750kN/m^2$

・支持力の検討

改良地盤底面に生じる最大接地圧（q_r）が，改良地盤直下の支持地盤の長期許容支持力度（$_Lq_a$）以下であることを確認した。

改良地盤の最大接地圧　　$q_r=560kN/m^2$

支持地盤の長期許容支持力度　$_Lq_a=1960\ kN/m^2$

$q_r=560kN/m^2 \leqq {}_Lq_a=1960\ kN/m^2$

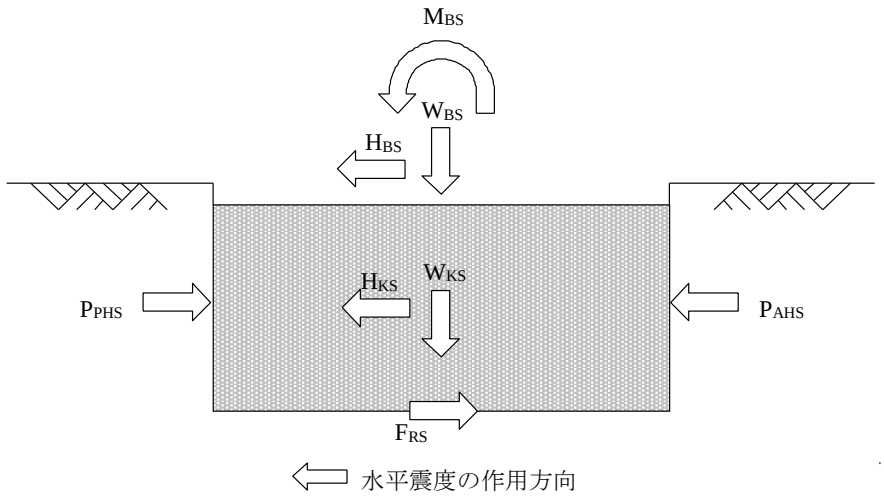
・沈下の検討

支持地盤は泥岩（岩盤）であるため，沈下の検討は不要である。

3)　地震時に対する検討

・改良地盤の検討

地震時において，改良地盤底面の最大接地圧及びせん断応力が，改良地盤の短期許容応力度以下であることを確認する。図 2.2.1-8 に作用荷重を示す。



W_{BS}：架構荷重＋基礎スラブ荷重＋地盤アンカー荷重

W_{KS}：改良地盤の自重

H_{BS}：架構による水平力＋基礎スラブによる水平力

M_{BS}：架構と基礎スラブによる改良地盤底面における転倒モーメント

H_{KS}：改良地盤の慣性力（地中震度 0.15）

P_{AHS}：地震時主働土圧による水平力

P_{PHS}：地震時受働土圧による水平力

F_{RS}：支持地盤のせん断抵抗力

図 2.2.1-8　作用荷重（地震時）

改良地盤の荷重負担範囲は，面積 $A=1273m^2$，断面係数 $Z=8062m^3$ となり，改良地盤底面の最大接地圧（q_{1S}）及び最大せん断応力（τ_{max}）は下式にて求める。

鉛直力の合計　$\Sigma W=W_{BS}+W_{KS}=607373kN$

水平力の合計　$\Sigma H= H_{BS}+H_{KS}+P_{AHS}+P_{PHS}=94687kN$

転倒モーメントの合計　$\Sigma M=M_{BS}+M_{KS}+M_{AHS}+M_{PHS}=1944139kNm$

ここに，　M_{KS} ：改良地盤の転倒モーメント

M_{AHS}：地震時主働土圧による転倒モーメント

M_{PHS}：地震時受働土圧による転倒モーメント

改良地盤底面の最大接地圧　$q_{1S}=\Sigma W/A+\Sigma M/Z=719kN/m^2$

改良地盤底面の最大せん断応力　$\tau_{max}=1.2\times\Sigma H/A=90kN/m^2$

改良地盤底面の最大接地圧（q_{1S}）及び最大せん断応力（τ_{max}）は短期許容応力度（${}_sf_{sc}$ 及び ${}_sf_{ss}$）以下であることを確認した。

$q_{1S}=719kN/m^2 \leqq {}_sf_{SC}=1502\ kN/m^2$

$\tau_{max}=90kN/m^2 \leqq {}_sf_{SS}=229\ kN/m^2$

・支持力の検討

改良地盤底面に生じる最大接地圧（q_{1S}）が，改良地盤直下の支持地盤の短期許容支持力度（${}_sq_a$）以下であることを確認した。

改良地盤の最大接地圧　$q_{1S}=719kN/m^2$

支持地盤の短期許容支持力度　${}_sq_a=3920\ kN/m^2$

$q_{1S}=719kN/m^2 \leqq {}_sq_a=3920\ kN/m^2$

(5)　外装材の構造強度に対する検討

1)　設計方針

クレーン支持用架構の屋根面及び側面を覆う外装材は，鋼板パネルを用いる。設計荷重は暴風時の影響が支配的であることから積雪時及び地震時の検討は省略し，暴風時の応力が短期許容応力度以下になることを確認する。なお，許容応力度は製造メーカの推奨値を，屋根面のたわみは「鋼板製屋根構法標準（SSR2007)」(社団法人日本金属屋根協会，2007)，壁面のたわみは「建築工事標準仕様書・同解説　JASS14　カーテンウォール工事」に準じて設定した。

2)　設計用荷重

設計用風圧力は，建築基準法施行令第 82 条の 4 および建設省告示第 1458 号に基づき，基準風速 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 2.2.1-9 に，ピーク風力係数を表 2.2.1-10 に，風力係数の算定箇所を図 2.2.1-9 に示す。

表 2.2.1-9　速度圧の算定結果

建物高さ* H (m)	平均風速の鉛直分布係数 Er	基準風速 Vo (m/s)	平均速度圧 $\bar{q}$ (N/m²)
52.73	1.28	30	885

＊：　建物高さは，軒高さ（52.34m）と最高高さ（53.12m）の平均値とした

表 2.2.1-10　ピーク風力係数

建物高さ* H (m)	屋根面			壁面	
	一般部	周縁部	隅角部	一般部	隅角部
52.73	-2.5	-3.2	-4.3	-2.11	-2.62

＊：　建物高さは，軒高さ（52.34m）と最高高さ（53.12m）の平均値とした

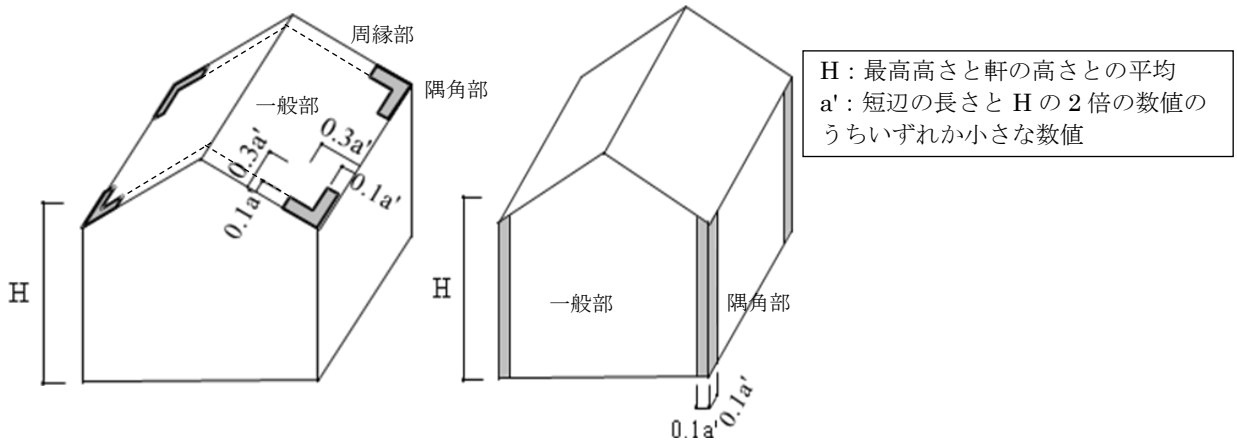


図 2.2.1-9　風力係数の算定箇所のイメージ

3)　外装材の強度検討

検討は応力が厳しくなる図 2.2.1-9 に示す隅角部について行う。ここでは，鋼板パネルの自重は考慮しないものとする。

a. 屋根材

鋼板パネルは下地材の間隔が 1.8m で連続支持されているものとし，暴風時の応力度とたわみに対して検討を行う。屋根材の材料諸元を表 2.2.1-11 に示す。

表 2.2.1-11　屋根材の材料諸元

表面材						芯材		
ヤング係数 E (N/mm^2)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)	せん断断面積 As (mm^2)	形状係数	許容応力度 f_b (N/mm^2)	断面係数 Z (mm^3)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)	断面積 A (mm^2)	形状係数
2.06×10^5	7.92×10^4	210.7	0.022	59.8	26.3×10^3	3.92	4.40×10^4	1.2

・応力度に対する検討

$$M = w\times L^2/8=(0.885\times4.3)\times1.8^2/8 = 1.542\ \mathrm{kNm}$$

$$\sigma_b = M/Z=1.542\times10^6/26.3\times10^3 = 58.7\ \mathrm{N/mm^2}$$

$$\frac{\sigma_b}{f_b}=\frac{58.7}{59.8}=0.982\leqq1.0 \quad \cdots\cdots\mathrm{OK}$$

・たわみの検討

たわみ量は曲げ変形成分（δ_M）とせん断変形成分（δ_Q）の和で評価し，屋根材の短期許容変形（1/300）*以下であることを確認する。

＊:「鋼板製屋根構法標準（SSR2007)」（社団法人日本金属屋根協会，2007）による

$$\delta = \delta_M+\delta_Q = 0.220 + 0.302 = 0.522\ \mathrm{cm}$$

$$\frac{\delta}{L}=\frac{0.522}{180}=\frac{1}{344}\leqq\frac{1}{300} \quad \cdots\cdots\mathrm{OK}$$

検討の結果，作用応力は屋根材の短期許容応力度以下であり，たわみは屋根材の短期許容変形以下であることを確認した。

b.　壁材

鋼板パネルは下地材の間隔が 1.2m で連続支持されているものとし，暴風時の応力とたわみに対して検討を行う。壁材の材料諸元を表 2.2.1-12 に示す。

表 2.2.1-12　壁材の材料諸元

表面材				芯材		
ヤング係数 E (N/mm^2)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)	許容応力度 f_b (N/mm^2)	断面係数 Z (mm^3)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)	断面積 A (mm^2)	形状係数
2.06×10^5	7.92×10^4	58.8	17.0×10^3	4.90	35000	1.2

・応力度に対する検討

$$M = w\times L^2 / 8 = (0.885\times2.62)\times1.2^2 / 8 = 0.418\ \mathrm{kNm}$$

$$\sigma_b = M / Z = 0.418\times10^6 / 17.0\times10^3 = 24.6\ \mathrm{N/mm^2}$$

$$\frac{\sigma_b}{f_b} = \frac{24.6}{58.8} = 0.419 \leqq 1.0 \quad \cdots\cdots \mathrm{OK}$$

・たわみの検討

たわみ量は曲げ変形成分（δ_M）とせん断変形成分（δ_Q）の和で評価し，壁材の短期許容変形（1/300）*以下であることを確認する。

*:「建築工事標準仕様書・同解説　JASS14　カーテンウォール工事」による

$$\delta = \delta_M + \delta_Q = 0.075 + 0.293 = 0.368\ \mathrm{cm}$$

$$\frac{\delta}{L} = \frac{0.368}{120} = \frac{1}{326} \leqq \frac{1}{300} \quad \cdots\cdots \mathrm{OK}$$

検討の結果，作用応力は壁材の短期許容応力度以下であり，たわみは壁材の短期許容変形以下であることを確認した。

2.2.2　耐震性

(1)　検討方針

耐震性の検討は，クレーン支持用架構，基礎スラブ，改良地盤及び地盤アンカーについて行い，基準地震動 Ss に対して，クレーン支持用架構，基礎スラブ，改良地盤及び周辺地盤の応答性状を適切に表現できる地震応答解析モデルを設定して実施する。

(2)　架構の耐震性に対する検討

1)　解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は,「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（平成 20 年 3 月 31 日 東京電力株式会社）にて作成した解放基盤表面で定義される基準地震動 Ss とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 2.2.2-1 に示す。モデルに入力する地震動は一次元波動論に基づき,解放基盤表面で定義される基準地震動Ssに対する地盤の応答として評価する。解放基盤表面位置における基準地震動 Ss-1, Ss-2 及び Ss-3 の加速度時刻歴波形を図 2.2.2-2(1)及び図 2.2.2-2(2)に示す。

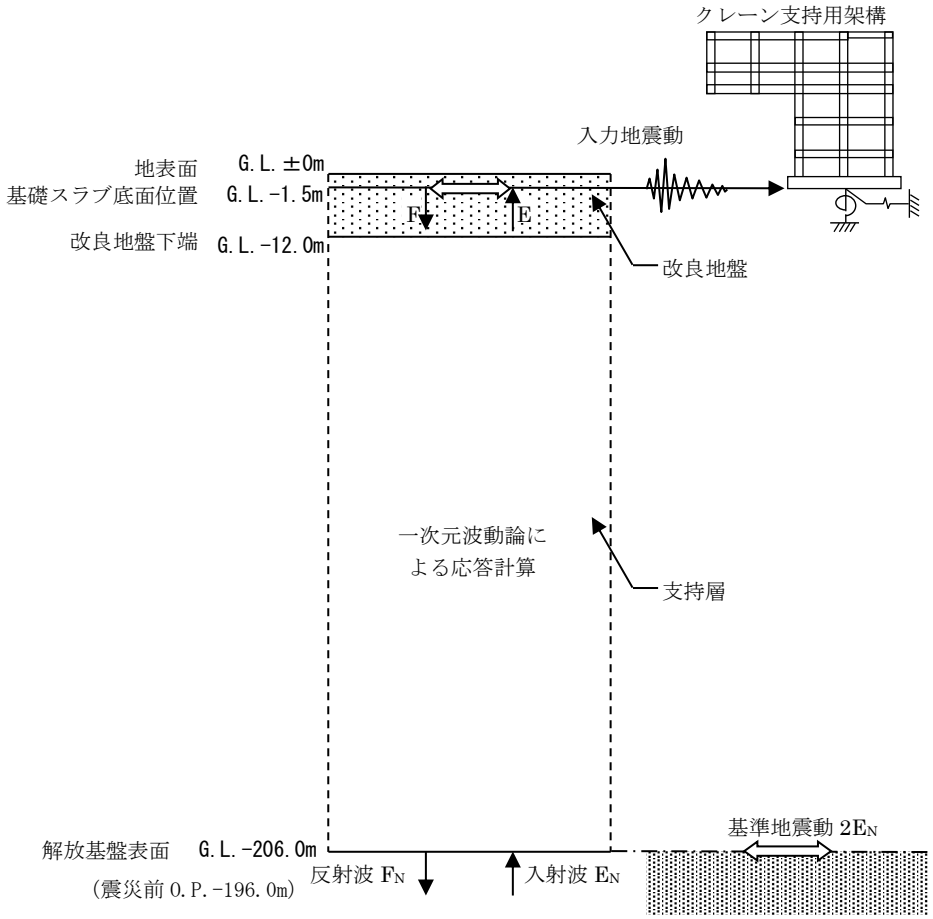
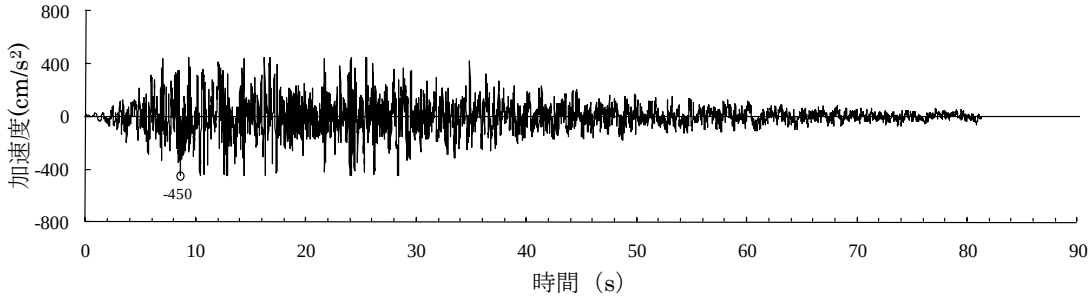
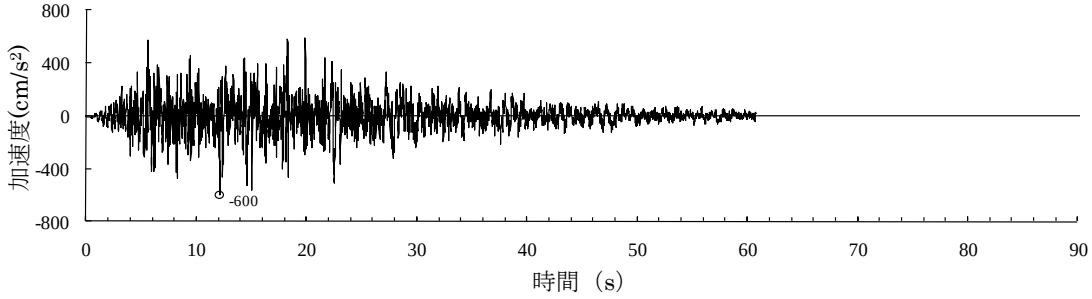


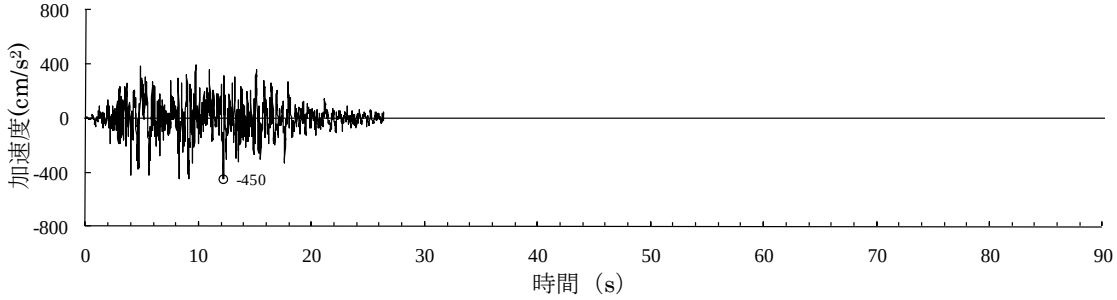
図 2.2.2-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図



(Ss-1H)



(Ss-2H)

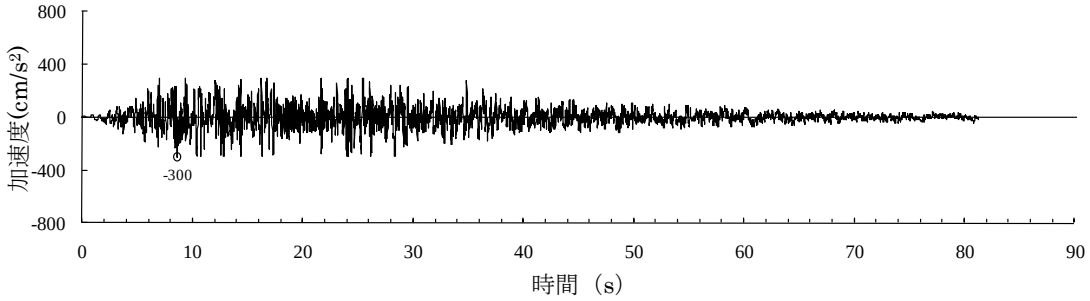


(Ss-3H)

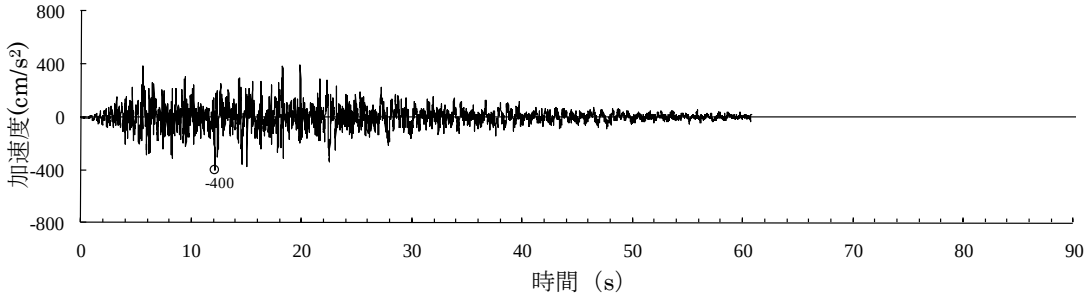
○印は最大値を示す

図 2.2.2-2(1)　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形

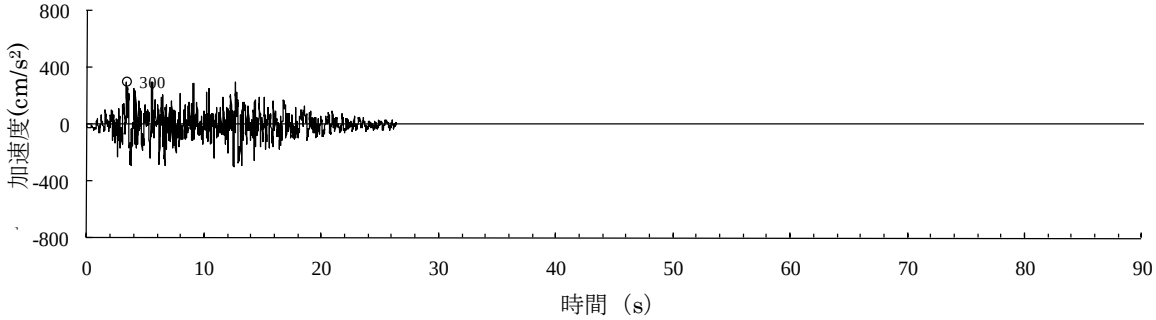
(水平方向)



(Ss-1V)



(Ss-2V)



(Ss-3V)

○印は最大値を示す

図 2.2.2-2(2)　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
(鉛直方向)

2)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは,図 2.2.2-3 に示す柱及び梁を立体的にモデル化した立体架構モデルとし,地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析に用いる物性値を表 2.2.2-1 に，層間変形角が最大となるクレーンを北端に設置した場合の地震応答解析モデルの質点重量を表 2.2.2-2 に，クレーン支持用架構の復元力特性の設定を図 2.2.2-4 に示す。復元力特性の設定は「鋼構造塑性設計指針」に準じた。

地震応答解析に用いる地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（平成 20 年 3 月 31 日 東京電力株式会社）を参考に，水平成層地盤と仮定し地震時のせん断ひずみレベルを考慮して定めた。改良地盤の諸元を表 2.2.2-3 に，地盤のひずみ依存性を図 2.2.2-5 に，地盤定数の設定結果を表 2.2.2-4 に示す。基礎底面の地盤ばねについては,「JEAG 4601-1991」に示されている手法を参考にして，地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論により評価した。

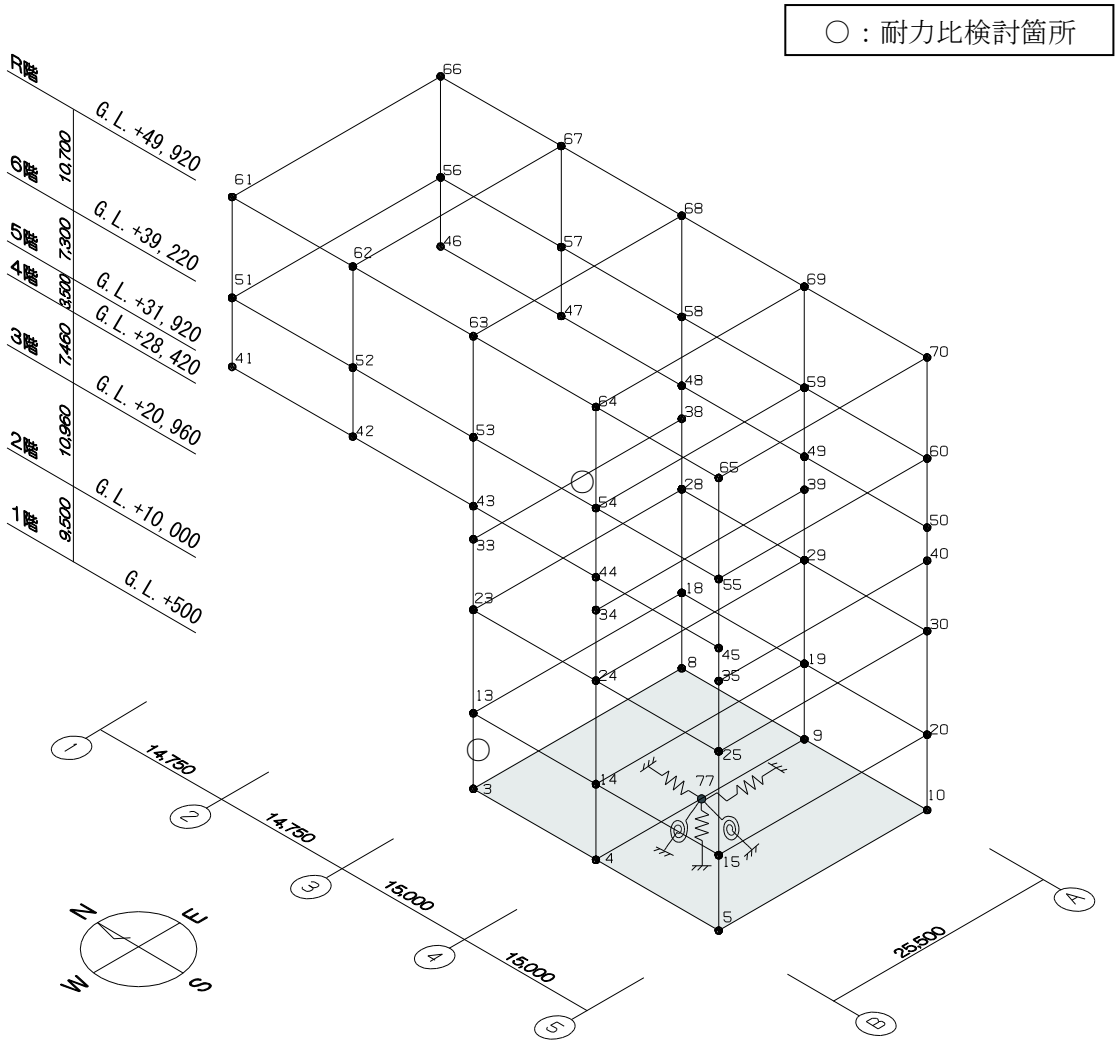


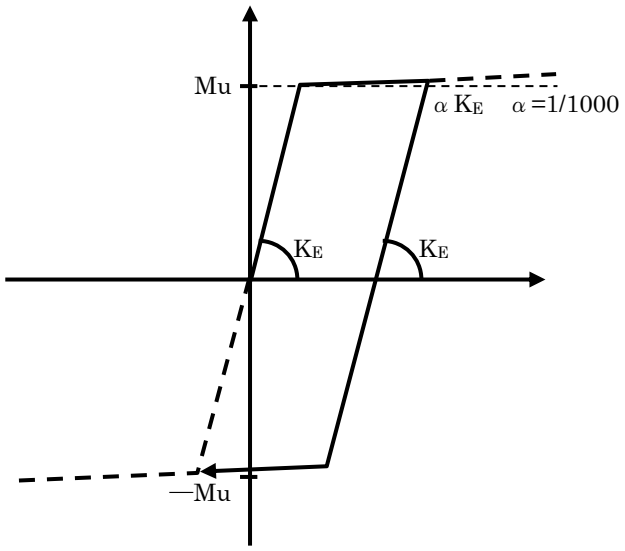
図 2.2.2-3　クレーン支持用架構の地震応答解析モデル（単位：mm）

表 2.2.2-1　地震応答解析に用いる物性値

部位	材料	ヤング係数 E(N/mm²)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m³)	減衰定数 h(%)	備考
クレーン支持用架構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0	2	SM490A
基礎スラブ	ｺﾝｸﾘｰﾄ	2.44×10^4	0.2	24.0	5	設計基準強度 30(N/mm²)

表 2.2.2-2　地震応答解析モデルにおける質点重量

階	節点番号	重量(kN)
R	61	1129
	62	1221
	63	1225
	64	1200
	65	502
	66	1132
	67	1225
	68	1229
	69	1202
	70	503
6	51	2152
	52	1894
	53	1094
	54	1567
	55	718
	56	1629
	57	1538
	58	1094
	59	1375
	60	718
5	41	393
	42	600
	43	657
	44	598
	45	321
	46	377
	47	605
	48	700
	49	622
	50	321
4	33	2235
	34	2135
	35	374
	38	2176
	39	1726
	40	374
3	23	897
	24	1647
	25	635
	28	819
	29	1178
	30	607
2	13	1044
	14	1722
	15	700
	18	920
	19	1315
	20	689
1	3	26894
	4	41540
	5	21558
	8	26896
	9	41034
	10	21268
	77	0
合　計		229924



ここに,

Mu：全塑性モーメント

$$M_{uy}=\left\{A_{fy}(b-t_1)\sigma_y+\frac{1}{4}A_{wy}(b-2t_1)\sigma_y\right\} \qquad M_{uz}=\left\{A_{fz}(d-t_2)\sigma_y+\frac{1}{4}A_{wz}(d-2t_2)\sigma_y\right\}$$

$A_{fy}=d\cdot t_1$　　$A_{fz}=b\cdot t_2$

$A_{wy}=2\cdot(b-2\cdot t_1)\cdot t_2$　　$A_{wz}=2\cdot(d-2\cdot t_2)\cdot t_1$

$A=b\cdot d-(b-2\cdot t_1)\cdot(d-2\cdot t_2)$　　σ_y：降伏強度

なお，せん断耐力は下式とする。

Qu：せん断耐力

$$Q_{uy}=\frac{1}{\sqrt{3}}A_{wz}\cdot\sigma_y \qquad Q_{uz}=\frac{1}{\sqrt{3}}A_{wy}\cdot\sigma_y$$

$A_{fy}=d\cdot t_1$　　$A_{fz}=b\cdot t_2$

$A_{wy}=2\cdot(b-2\cdot t_1)\cdot t_2$　　$A_{wz}=2\cdot(d-2\cdot t_2)\cdot t_1$

$A=b\cdot d-(b-2\cdot t_1)\cdot(d-2\cdot t_2)$　　σ_y：降伏強度

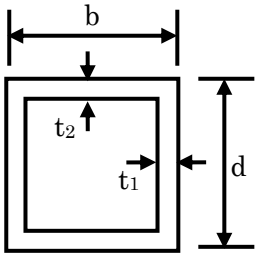


図 2.2.2-4　クレーン支持用架構の復元力特性の設定

表 2.2.2-3　改良地盤の諸元

せん断波速度* Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m³)	ポアソン比* ν	初期せん断弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m²)
800	17.7	0.31	11.52

＊:『柏崎刈羽原子力発電所 1 号機　建物・構築物の耐震安全性評価について（指摘事項に関する回答)』（平成 22　年 2 月 19 日 東京電力株式会社），総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会耐震・構造設計小委員会構造 WG（第 46 回）会合資料

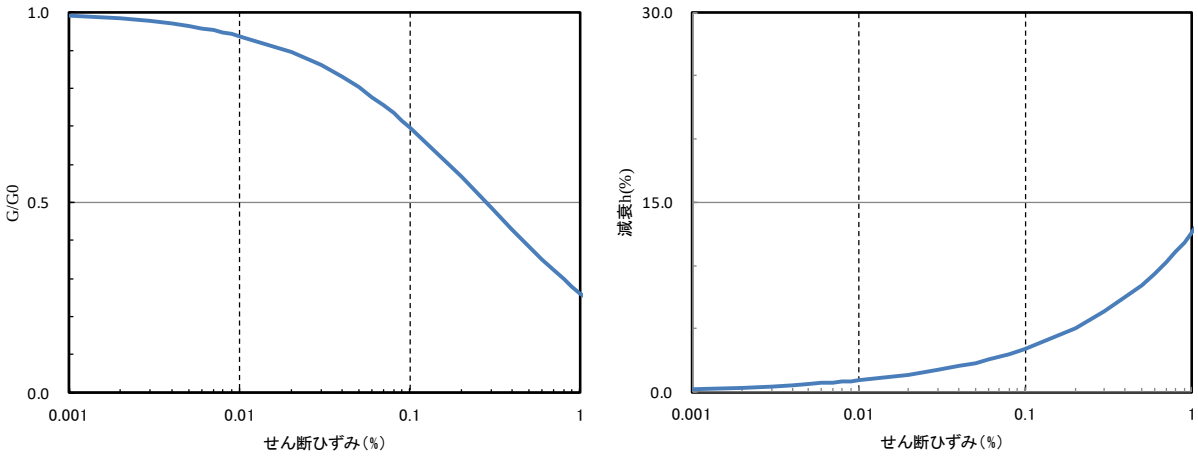


図 2.2.2-5　地盤のひずみ依存性(泥岩)*

＊:『福島第一原子力発電所３号機「新耐震指針に照らした耐震安全性評価（中間報告)」に関する補足説明資料（コメント回答資料）－建物・構築物－』（平成 22　年 6 月 29 日　東京電力株式会社），総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会耐震・構造設計小委員会構造 WG（第 26 回）A サブグループ会合資料

表 2.2.2-4　地盤定数の設定結果

(a) Ss-1

G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.43	11.52	0.99	29.94	2	12.0
-12.0										
		450	16.5	0.464	2.97	3.41	0.87	8.70	3	8.0
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.59	4.36	0.82	10.44	3	70.0
	泥岩									
-90.0		560	17.6	0.446	4.60	5.63	0.82	13.31	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.29	6.53	0.81	15.25	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(b) Ss-2

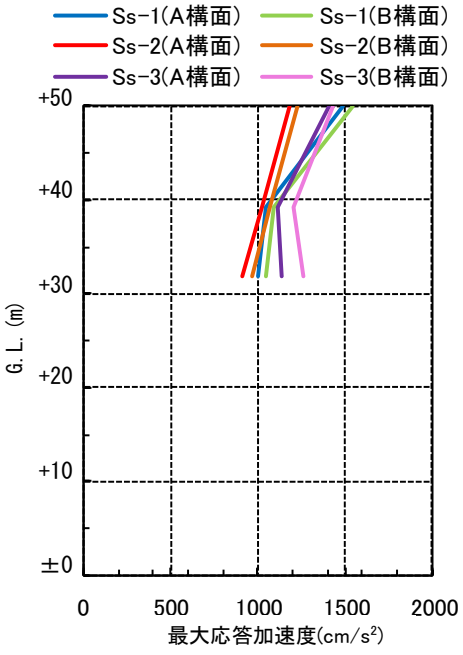
G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.43	11.52	0.99	29.94	2	12.0
-12.0										
		450	16.5	0.464	2.98	3.41	0.87	8.72	3	8.0
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.59	4.36	0.82	10.45	3	70.0
	泥岩									
-90.0		560	17.6	0.446	4.62	5.63	0.82	13.36	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.50	6.53	0.84	15.85	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(c) Ss-3

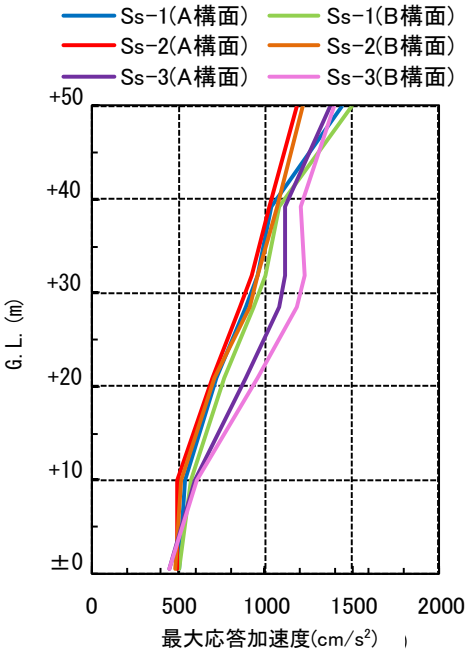
G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.44	11.52	0.99	29.98	2	12.0
-12.0										
		450	16.5	0.464	3.00	3.41	0.88	8.79	3	8.0
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.53	4.36	0.81	10.27	3	70.0
	泥岩									
-90.0		560	17.6	0.446	4.52	5.63	0.80	13.07	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	4.97	6.53	0.76	14.34	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

3) 地震応答解析結果

地震応答解析は水平方向と鉛直方向を同時入力した。最大応答加速度を図 2.2.2-6 及び図 2.2.2-7 に示す。

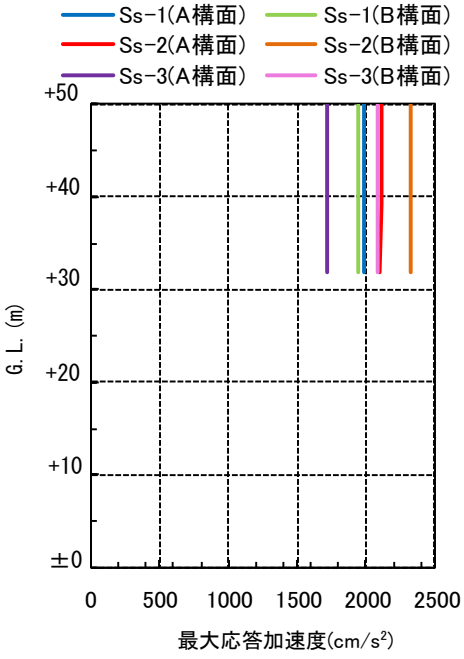


（１通り）

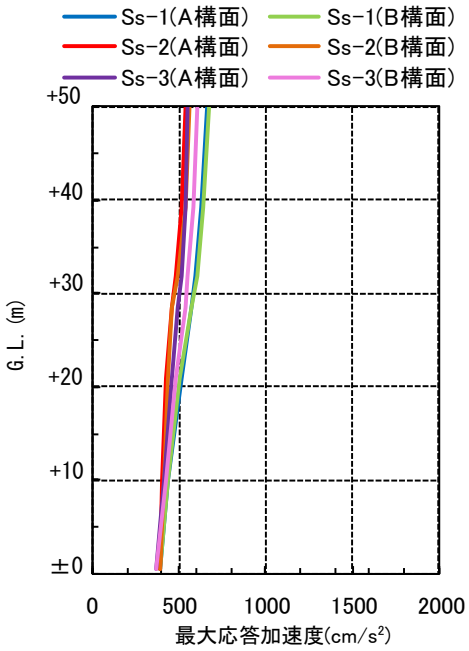


（３通り）

(a) 最大応答加速度（水平(NS)成分）



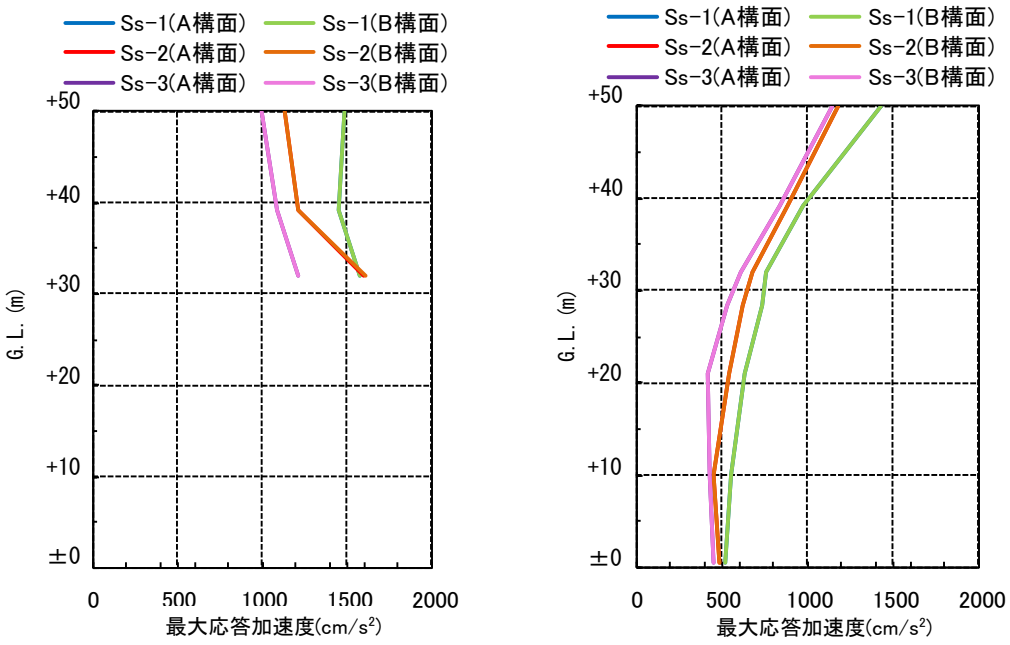
（１通り）



（３通り）

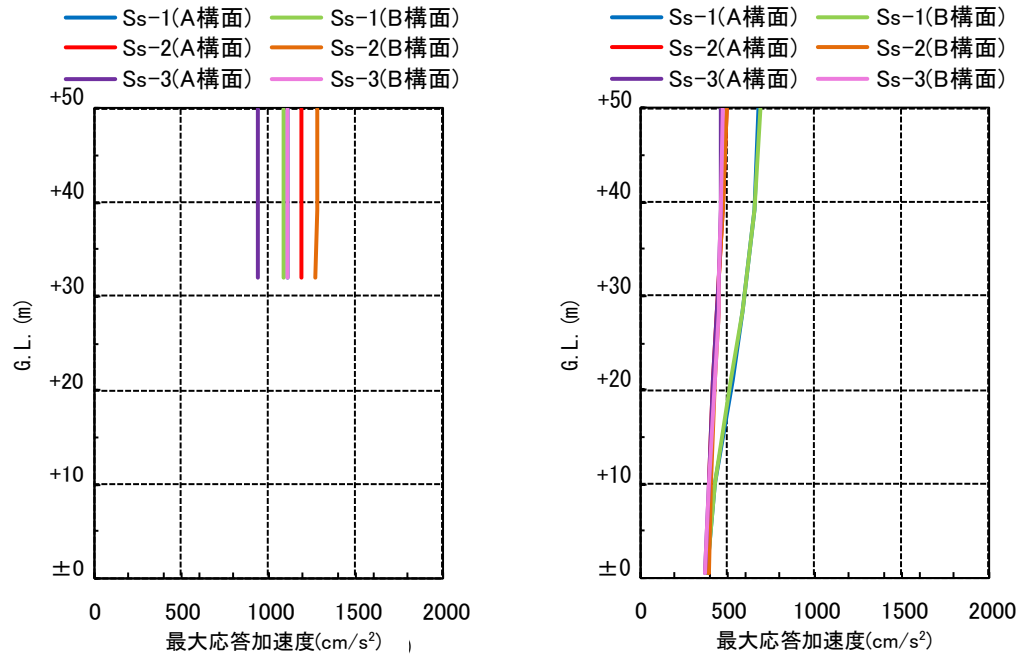
(b) 最大応答加速度（鉛直成分）

図 2.2.2-6　最大応答加速度（NS 方向入力時）



（１通り）　　（３通り）

(a)最大応答加速度（水平(EW)成分）



（１通り）　　（３通り）

(b)最大応答加速度（鉛直成分）

図 2.2.2-7　最大応答加速度（EW 方向入力時）

4)波及的影響の評価

地震応答解析結果が，JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2002 年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は 1/75 以下，層の塑性率は 4 以下，部材の塑性率は 5 以下」*1 及びせん断力はせん断耐力以下）を満足することを確認する。

なお，解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成 19 年 7 月 20 日）に示されるクライテリア（層間変形角は 1/100 以下，層の塑性率は 2 以下，部材の塑性率は 4 以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

*1：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，2006 年 6 月

・層間変形角の検討

層間変形の評価はクレーン支持用架構の剛心位置で評価し，表 2.2.2-5 に検討結果を示す。

検討の結果，層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 2.2.2-5　層間変形角の検討結果

検討箇所	最大応答値						ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
	NS 方向入力時			EW 方向入力時				
	Ss-1	Ss-2	Ss-3	Ss-1	Ss-2	Ss-3		
6 階	1/256	1/278	1/229	1/298	1/356	1/352	1/75	OK
5 階	1/240	1/266	1/220	1/239	1/295	1/288	1/75	OK
4 階	1/228	1/249	1/225	1/207	1/243	1/252	1/75	OK
3 階	1/194	1/205	1/199	1/196	1/233	1/237	1/75	OK
2 階	1/206	1/211	1/194	1/187	1/224	1/229	1/75	OK
1 階	1/357	1/359	1/317	1/329	1/397	1/409	1/75	OK

・塑性率の検討

部材の塑性率は，最大応答曲げモーメント時の曲率を全塑性モーメントに至る時の曲率で除した値で表される。最大曲げモーメントが全塑性モーメント以下の場合は弾性であり塑性率は 1 以下となる。最大応答値を全塑性モーメントまたはせん断耐力で除した値を耐力比と定義し，表 2.2.2-6 に検討結果を示す。

表 2.2.2-6 より曲げモーメント及びせん断力については，全てのケースで耐力比が 1 を下回ることから塑性率は 1 以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

表 2.2.2-6　耐力比の検討結果

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	地震波	入力方向	耐力比		判定
柱	1 階 3-B	B□-3000×3000 ×28×28	Ss-1	EW	M_z/M_{uz}	0.85	OK
			Ss-3	NS	M_y/M_{uy}	0.86	
			Ss-3	NS	Q_z/Q_{uz}	0.27	
			Ss-1	EW	Q_y/Q_{uy}	0.37	
梁	4 階 3/A-B	B□-3000×3000 ×25×25	Ss-1	EW	M_z/M_{uz}	0.80	OK
					M_y/M_{uy}	0.01	
					Q_z/Q_{uz}	0.00	
					Q_y/Q_{uy}	0.32	

M_z：部材 z 軸回りの曲げモーメントの最大値　　M_{uz}：部材 z 軸回りの全塑性モーメント

M_y：部材 y 軸回りの曲げモーメントの最大値　　M_{uy}：部材 y 軸回りの全塑性モーメント

Q_z：部材 z 方向のせん断力の最大値　　Q_{uz}：　部材 z 軸方向のせん断耐力

Q_y：部材 y 方向のせん断力の最大値　　Q_{uy}：　部材 y 軸方向のせん断耐力

(3)　基礎スラブの耐震性に対する検討

1)解析モデル

基礎スラブの応力解析は，弾性地盤上に支持された版として有限要素法を用いて行う。解析モデルは，図 2.2.2-8 に示すように四辺形の均質等方な板要素により構成し，支持地盤は等価な弾性ばねとしてモデル化する。

検討は組合せ係数法にて行い，荷重組合せケースを表 2.2.2-7 に示す。

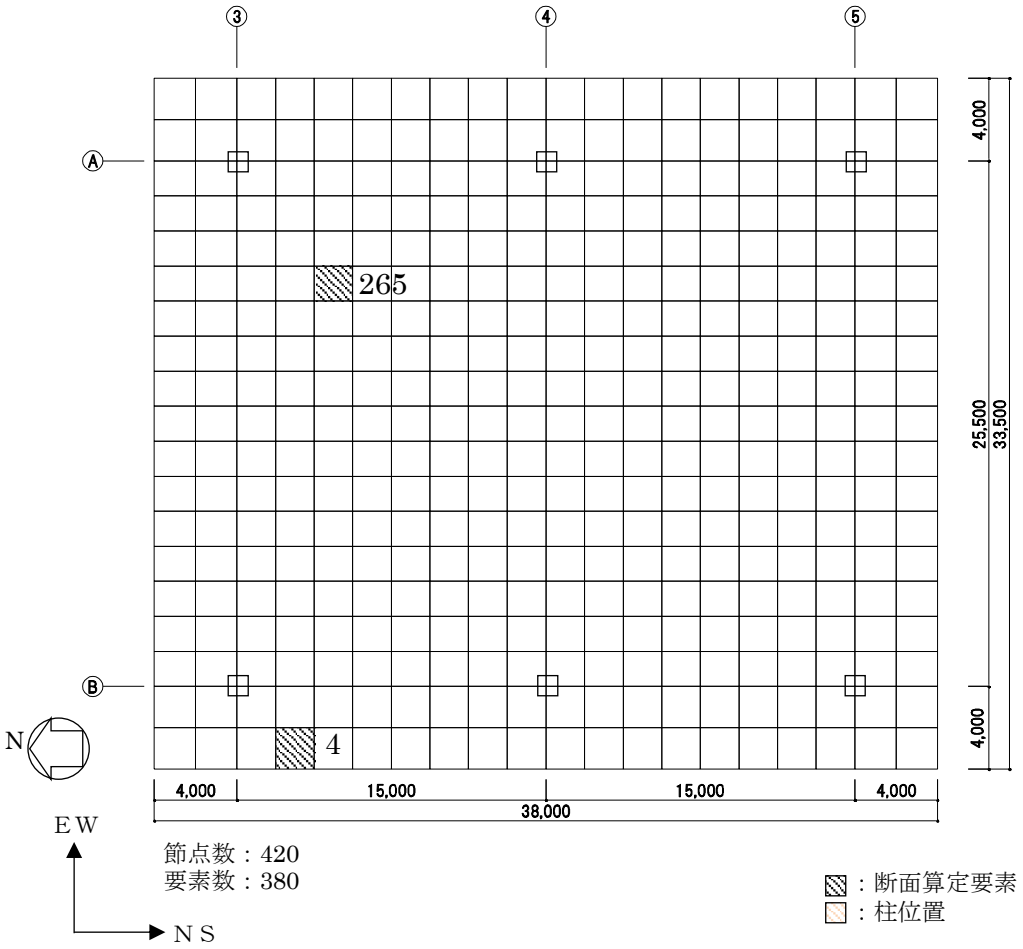


図 2.2.2-8　解析モデル図（単位：mm）

表 2.2.2-7　荷重組合せケース一覧表

荷重ケース	地震力の作用方向					
	鉛直方向		水平方向			
	上向き	下向き	N→S	S→N	E→W	W→E
Dn		○	○			
Ds		○		○		
De		○			○	
Dw		○				○
Un	○		○			
Us	○			○		
Ue	○				○	
Uw	○					○

2)　断面検討

各要素に対して，検討用応力が部材の終局耐力を下回ることを確認する。曲げ終局強度及びせん断終局強度の算定は，「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」による柱の終局強度算定式に準拠する。なお，鉄筋の引張強度は，平成 12 年建設省告示第 2464 号に定められた基準強度の 1.1 倍を用いる。検討用曲げモーメントを曲げ終局強度で除した値が最大となる箇所及び検討用せん断力をせん断終局強度で除した値が最大となる箇所の基礎スラブの断面検討結果を表 2.2.2-8 に示す。

断面検討の結果，検討用曲げモーメントは曲げ終局強度を下回り，検討用せん断力はせん断終局強度を下回ることを確認した。

表 2.2.2-8　基礎スラブの断面検討結果

要素番号	方向	荷重ケース	検討用応力			設計配筋 上段：上端筋［断面積 mm^2/m］(pt:%) 下段：下端筋［断面積 mm^2/m］(pt:%)	部材の終局強度		M/Mu	Q/Qu	判定
			N*1 (kN/m)	M (kN･m/m)	Q (kN/m)		Mu (kN･m/m)	Qu (kN/m)			
4	NS	De	129	1317	3958	D38@200+D38@400 ［8550］ (0.21) D38@200+D38@400 ［8550］ (0.21)	11995	6778	0.11	0.59	OK
	EW	De	61	1415	1507	3-D38@200 ［17100］ (0.43) 2-D38@200 ［11400］ (0.29)	15772	7294	0.09	0.21	OK
265	NS	Ds	24	3316	52	1-D38@200 ［5700］ (0.14) 1-D38@200 ［5700］ (0.14)	7873	2215	0.43	0.03	OK
	EW	Dw	-349	4927	76	1-D38@200 ［5700］ (0.14) 1-D38@200 ［5700］ (0.14)	7267	2184	0.68	0.04	OK

＊1：圧縮を正とする

(4)　改良地盤の耐震性に対する検討

1)　検討方針

検討は「JEAC 4616-2009」に準拠し，基準地震動 Ss により発生する荷重に対して許容限界を満足することを確認する。改良地盤の許容限界は，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗に対する安全率に基づき設定する。支持地盤の許容限界は，支持地盤の極限支持力に対する安全率に基づき設定する。

2)　地震応答解析モデル

応力算定用の地震応答解析モデルを図 2.2.2-9 に示す。改良地盤及び支持地盤の物性は表 2.2.2-4 を用いた。

周辺地盤の物性は，一次元波動論であらかじめ実施した等価線形解析結果をもとに改良地盤及び周辺地盤のひずみレベルに応じた等価なせん断剛性，減衰を設定した。

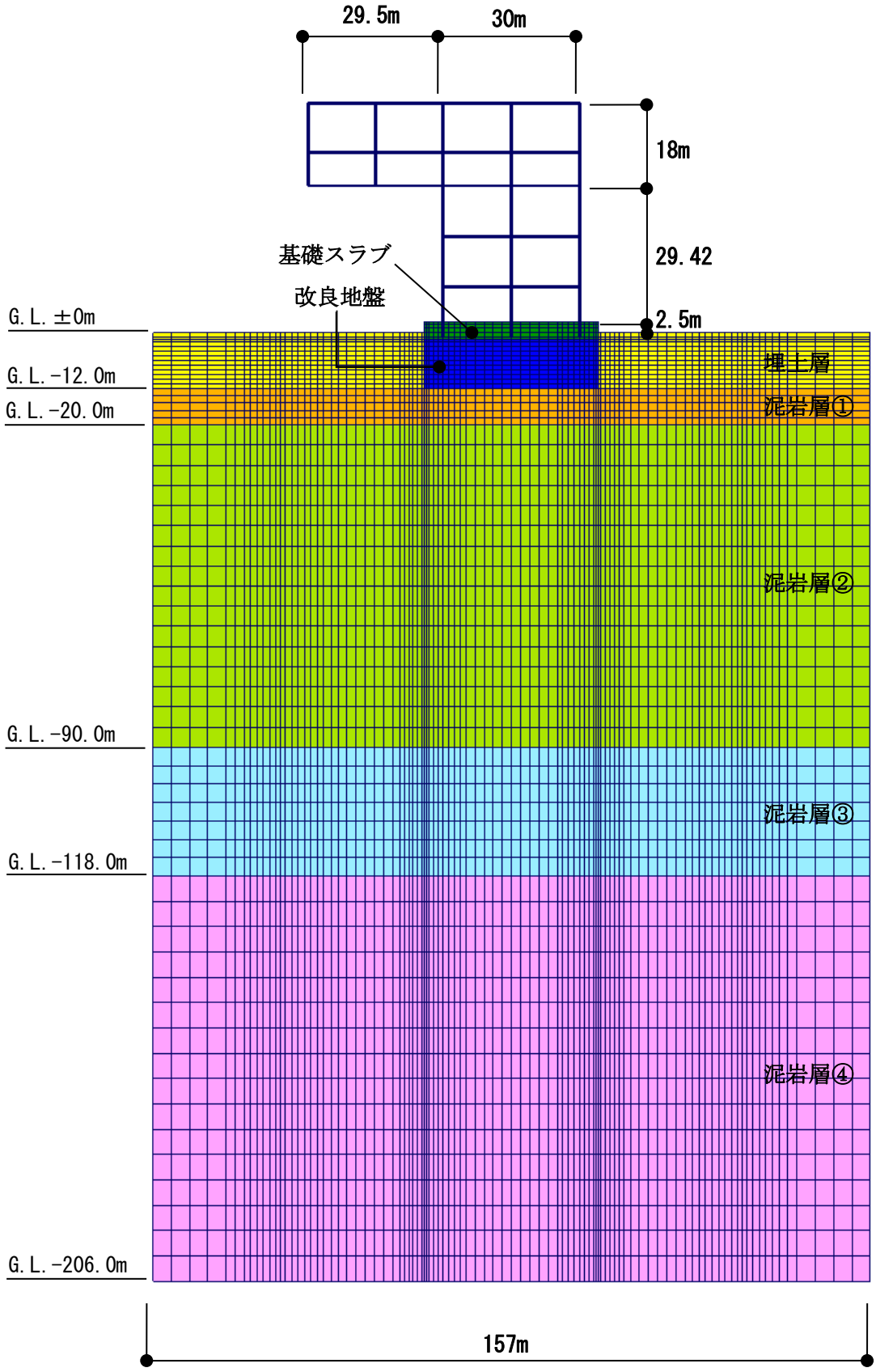


図 2.2.2-9　応力算定用地震応答解析モデル

3)　波及的影響の評価

改良地盤の評価は，「JEAC 4616-2009」に準じ，改良地盤に発生する最大応力が許容値に対して1.5以上の安全率を有していることを確認する。

・改良地盤に生じる鉛直応力に対する検討

改良地盤に作用する鉛直応力に対し改良地盤の圧縮強度の安全率が1.5以上であることを下式により確認する。

$$\frac{{}_{ss}f_{SC}}{\sigma_{ymax}} \geqq 1.5$$

ここで，　　${}_{ss}f_{SC}$　：改良地盤の圧縮強度

σ_{ymax}　：有限要素解析による各要素の鉛直応力の最大値

改良地盤の圧縮強度（${}_{ss}f_{SC}$）は，「JEAC 4616-2009」により改良地盤の圧縮強度の平均値である設計圧縮強度4498kN/m²（断面欠損2%を考慮する）を改良地盤の圧縮強度として検討を行う。

安全率の検討結果を表2.2.2-9に示す。検討結果より改良地盤の圧縮強度は改良地盤の基礎スラブ直下における最大鉛直応力の1.5以上の安全率を有していることを確認した。

表2.2.2-9　改良地盤の鉛直応力に対する検討結果

（改良地盤底部）

地震波	最大鉛直応力 $\sigma_{y\,max}$(kN/m²)	圧縮強度 ${}_{ss}f_{SC}$(kN/m²)	安全率	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
Ss-1	1809	4498	2.48	1.50	OK
Ss-2	1453	4498	3.09	1.50	OK
Ss-3	1821	4498	2.47	1.50	OK

・改良地盤に作用するせん断力に対する検討

検討は，改良地盤の基礎スラブ直下及び改良地盤下端のせん断力について行う。改良地盤上端及び下端にせん断面を想定し，各時刻（t）における改良地盤に作用する水平方向せん断力 $F_H(t)$と改良地盤の水平抵抗力 $F_R(t)$を評価し，そのせん断に対する安全率 $F_S(t)$が 1.5 以上であることを下式により確認する。

$$F_S(t) = \frac{F_R(t)}{F_H(t)} \geqq 1.5$$

$$F_R(t) = \sum_i F_R(t) = \sum \tau_{Ri}(t) \cdot l_i$$

$$F_H(t) = \sum_i F_H(t) = \sum \tau_{Si}(t) \cdot l_i$$

ここで，

$F_S(t)$　：せん断に対する安全率

$F_R(t)$　：せん断面上の地盤の水平抵抗力（kN）

$F_H(t)$　：せん断面上の地盤のせん断力（kN）

$\tau_{Ri}(t)$　：せん断面の解析モデル要素 i のせん断抵抗力（kN/m^2）

$\tau_{Ri}(t)$は上載圧による強度増加は無視して設定し，せん断強度 $_{ss}f_{SS}$ を用いる。なお，せん断破壊及び鉛直方向応力が引張状態になった地盤要素は評価しない

$\tau_{Si}(t)$　：せん断面の解析モデル要素 i に作用するせん断応力（kN/m^2）

l_i　：解析モデル要素 i を横切るせん断面の長さ（要素 i の長さ）（m）

$_{ss}f_{SS}$　：改良地盤のせん断強度（kN/m^2）

改良地盤のせん断強度（$_{ss}f_{SS}$）は下式より設定する。

$$_{ss}f_{SS} = \frac{1}{5} {}_{ss}f_{SC}$$

ここで，

$_{ss}f_{SS}$　：$688kN/m^2$　（断面欠損 25%を考慮する）

安全率の検討結果を表 2.2.2-10 及び表 2.2.2-11 に示す。

検討結果より改良地盤の水平抵抗力は，改良地盤の基礎スラブ直下及び改良地盤下端の最大せん断力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。なお，解析は二次元でモデル化しているため，単位長さ当りのせん断力及び水平抵抗力で検討する。

表 2.2.2-10　改良地盤のせん断力に対する検討

（基礎スラブ下端）

地震波	最大せん断力 F_H (kN/m)	水平抵抗力 F_R (kN/m)	安全率 F_S	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
Ss-1	3635	21156	5.82	1.50	OK
Ss-2	3052	22188	7.26	1.50	OK
Ss-3	3548	20640	5.81	1.50	OK

表 2.2.2-11　改良地盤のせん断力に対する検討

（改良地盤底部）

地震波	最大せん断力 F_H (kN/m)	水平抵抗力 F_R (kN/m)	安全率 F_S	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
Ss-1	7741	24080	3.11	1.50	OK
Ss-2	7481	24424	3.26	1.50	OK
Ss-3	6494	24080	3.70	1.50	OK

4)　支持力の検討

支持力の評価は，改良地盤底部における最大鉛直応力が支持地盤の極限支持力度に対して 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{R_u}{V} \geqq 1.5$$

ここで，　R_u　：極限鉛直支持力度

V　：地震応答解析から得られる最大鉛直応力

検討の結果，支持地盤の極限支持力度（6860kN/m²）*は改良地盤底部における最大鉛直応力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

＊：「福島第一原子力発電所 原子炉設置変更許可申請書（４号炉増設）」による

$$6860\text{kN/m}^2 \ / \ 1821\ \text{kN/m}^2 \ = \ 3.76 \ \geqq \ 1.50 \ \cdots\cdot\text{OK}$$

(5)　地盤アンカーの耐震性に対する検討

1)　検討方針

地盤アンカーは，図 2.2.2-10 に示すように基礎スラブ上端を緊張端とし，泥岩層 G.L.-17.0m 以深を定着長部としている。地盤アンカーの検討は基準地震動 Ss 時に自由長部に発生する応力が規格降伏耐力以下及び定着長部の設計定着長が必要定着長以上であることを確認する。検討は，旧建築基準法第 38 条の規定に基づく認定工法「STK 永久アンカー工法」（建設省阪住指発第 353 号，平成 8 年 10 月 16 日）における設計マニュアルに基づき実施する。

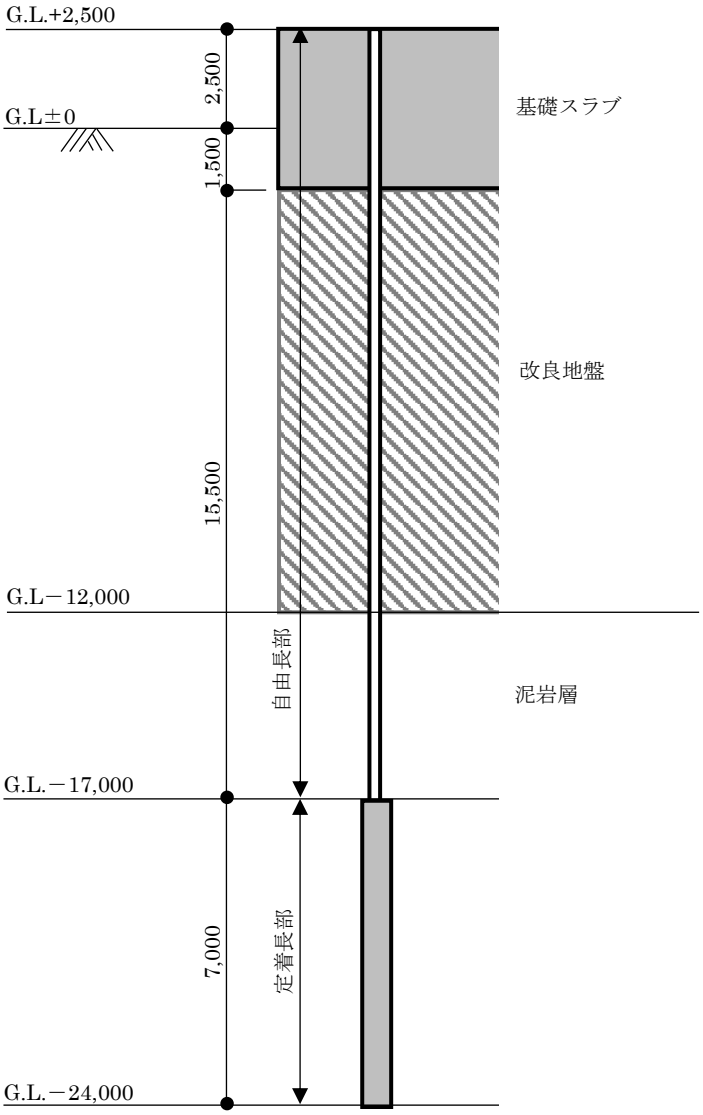


図 2.2.2-10　地盤アンカー設置計画（単位：mm）

2)　地盤アンカーの検討

・自由長部の検討

地盤アンカーに発生する応力と規格降伏耐力を比較した結果を表 2.2.2-12 に示す。地盤アンカーは STK-200 (SWPR19 4-φ21.8)を用いる。

検討の結果，耐力比が 1 以下になることを確認した。

表 2.2.2-12　自由長部の検討結果

発生応力 T_{max} (kN/本)	規格降伏耐力 T_{ys} (kN/本)	耐力比 $T_{max}／T_{ys}$	判定
1590	1981	0.81	OK

・定着長部の検討

定着長部の検討は，地盤アンカーの規格降伏耐力と地盤の極限摩擦抵抗力から求める必要定着長が，設計定着長を下回ることを確認する。結果を表 2.2.2-13 に示す。

検討の結果，検定比が 1 以下になることを確認した。

$$L_a = \frac{T_{ys} \times F}{\tau_u \times \pi \times D_d}$$

ここで，

La　：必要定着長（cm）

T_{ys}　：地盤アンカーの規格降伏耐力（1981kN）

F　：安全率（=1.0）

τ_u　：地盤の極限摩擦抵抗力（N/cm²）（137N/cm²）*

＊：旧建築基準法第 38 条の規定に基づく認定工法「STK 永久アンカー工法」(建設省阪住指発第 353 号，平成 8 年 10 月 16 日)，設計マニュアルより N 値 50 以上の泥岩の値

D_d　：地盤アンカー体の設計径（17cm）

表 2.2.2-13　定着長の検討結果

必要定着長 L_a (cm)	設計定着長 L_d (cm)	検定比 $L_a／L_d$	判定
271	700	0.39	OK

2.3　燃料取扱機支持用架構の構造強度及び耐震性について

燃料取扱機支持用架構の構造強度及び耐震性の検討フローを図 2.3-1 に示す。

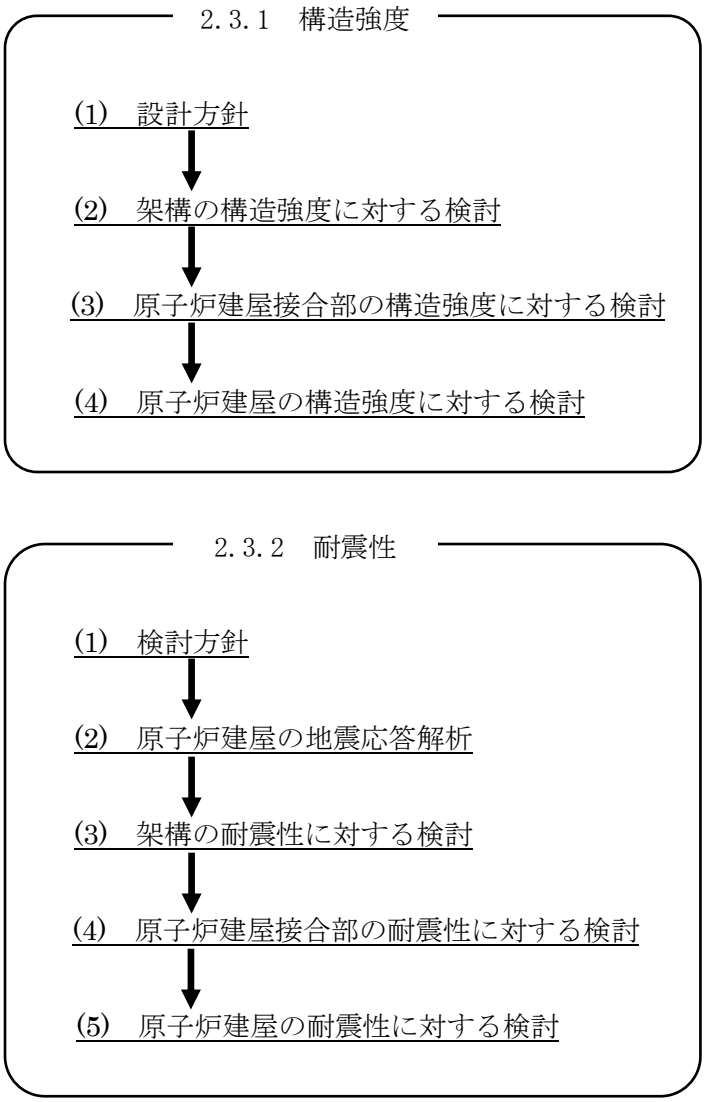


図 2.3-1　燃料取扱機支持用架構の検討フロー

2.3.1　構造強度

(1)　設計方針

構造強度の検討は，燃料取扱機支持用架構，原子炉建屋接合部及び架構反力が作用する原子炉建屋について許容応力度設計を実施する。

1)　使用材料及び許容応力度

燃料取扱機支持用架構の物性値及び許容応力度を表 2.3.1-1 に示す。

表 2.3.1-1　燃料取扱機支持用架構の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E（N/mm²）	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ（kN/m³）
架　　構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
基礎構造	コンクリート	2.44×10^4	0.2	24.0

コンクリートの許容応力度　（単位：N/mm²）

	長期			短期		
設計基準強度= 30	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
	10.0	－	0.790	20.0	－	1.185

鉄筋の許容応力度　（単位：N/mm²）

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　（単位：N/mm²）

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度
T≦40 mm	SS400	235	「鋼構造設計規準」に従い，左記 F の値より求める
T≦40 mm	SM490A	325	
T＞40 mm	TMCP325B*，TMCP325C*	325	
－	BCP325	325	
－	BCR295	295	
－	SNR490B	325	

*：国土交通大臣指定書（国住指第 326-2，平成 14 年 5 月 7 日）による

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。

・鉛直荷重（VL）

燃料取扱機支持用架構に作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重及び積載荷重とする。

・クレーン荷重（CL）

吊荷荷重を含む燃料取扱機による荷重を表 2.3.1-2 に示す。

表 2.3.1-2　クレーン荷重一覧表

燃料取扱機	735 kN
作業台車	196 kN

・地震荷重（K）

燃料取扱機支持用架構に作用させる地震荷重は，G.L.-12.06m（原子炉建屋基礎スラブ上端レベル）を基準面とした原子炉建屋の地震層せん断力係数の算定結果より設定する。原子炉建屋の地震層せん断力係数は下式より算定し，算定結果を表 2.3.1-4 に示す。

$$Qi = n \cdot Ci \cdot Wi$$

$$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

ここで，

Qi：水平地震力（kN）

n　：施設の重要度に応じた係数（n=1.5）

建築基準法で定める地震力の 1.5 倍を考慮する。

Ci：地震層せん断力係数

Wi：当該部分が支える重量（kN）

ここに，燃料取扱機支持用架構の設計で考慮する原子炉建屋の全体重量は，瓦礫撤去の効果と燃料取扱機支持用架構を新規に設置する影響を考慮した。原子炉建屋の全体重量を表 2.3.1-3 に示す。

表 2.3.1-3　原子炉建屋の全体重量(kN)

原子炉建屋全体重量*1	1078100
瓦礫撤去による軽減重量	-39810
燃料取扱機支持用架構の付加重量	+6490
燃料取扱機支持用架構設計用原子炉建屋全体重量	1044780

*1　「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その１）」（平成 23 年 5 月 28 日　東京電力株式会社）にて用いた原子炉建屋重量(1069320kN)に使用済燃料プール底部の支持構造物の設置工事による重量(8780kN)を加算したもの

Z　：地震地域係数（Z=1.0）

Rt　：振動特性係数（Rt=0.8）

Ai　：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で，燃料取扱機支持用架構の固有値を用いたモーダル法（二乗和平方根法）により求める。

C_0　：標準せん断力係数（C_0=0.2）

表 2.3.1-4　原子炉建屋の地震層せん断力係数の算定結果

階	G.L. (m)	各階重量 (kN)	Wi (kN)	Ai		n･Ci	
				NS 方向	EW 方向	NS 方向	EW 方向
5	+29.92	77700	－	－	－	－	－
4	+29.92～+22.30	88770	77700	2.070	2.218	0.497	0.533
3	+22.30～+16.90	122210	166470	1.787	1.831	0.429	0.440
2	+16.90～+8.70	127700	288680	1.520	1.549	0.365	0.372
1	+8.70～+0.20	208960	416380	1.309	1.315	0.314	0.316
B1	+0.20～-12.06	－	625340	1.000	1.000	0.240	0.240

燃料取扱機支持用架構に作用させる水平震度は，原子炉建屋 4 階の NS 方向地震層せん断力係数(n・Ci=0.497)及び EW 方向地震層せん断力係数(n・Ci=0.533)より，水平震度を Ki=n・Ci として水平地震力を設定する。表 2.3.1-5 に燃料取扱機支持用架構に作用させる水平地震力の算定結果を示す。

表 2.3.1-5　水平地震力の算定結果

G.L. (m)	各階重量 (kN)	NS 方向		EW 方向	
		水平震度 Ki	水平地震力 Pi (kN)	水平震度 Ki	水平地震力 Pi (kN)
+30.77	2487	0.497	1236	0.533	1326
+20.485	298	0.497	148	0.533	159
+10.20	188	0.497	93	0.533	100

ここに，燃料取扱機支持用架構は鉄骨造で剛性が小さく，原子炉建屋は壁式鉄筋コンクリート造で剛性が非常に高いことから，燃料取扱機支持用架構の変形量に対して原子炉建屋の変形量は非常に小さく，地震時の原子炉建屋の変形が燃料取扱機支持用架構に及ぼす影響は考慮しないものとした。

・荷重組合せ

設計で考慮する燃料取扱機の位置を図 2.3.1-1 に，荷重組合せを表 2.3.1-6 に示す。なお，燃料取扱機支持用架構はクレーン支持用架構に覆われているため，積雪時及び暴風時は考慮しないものとした。

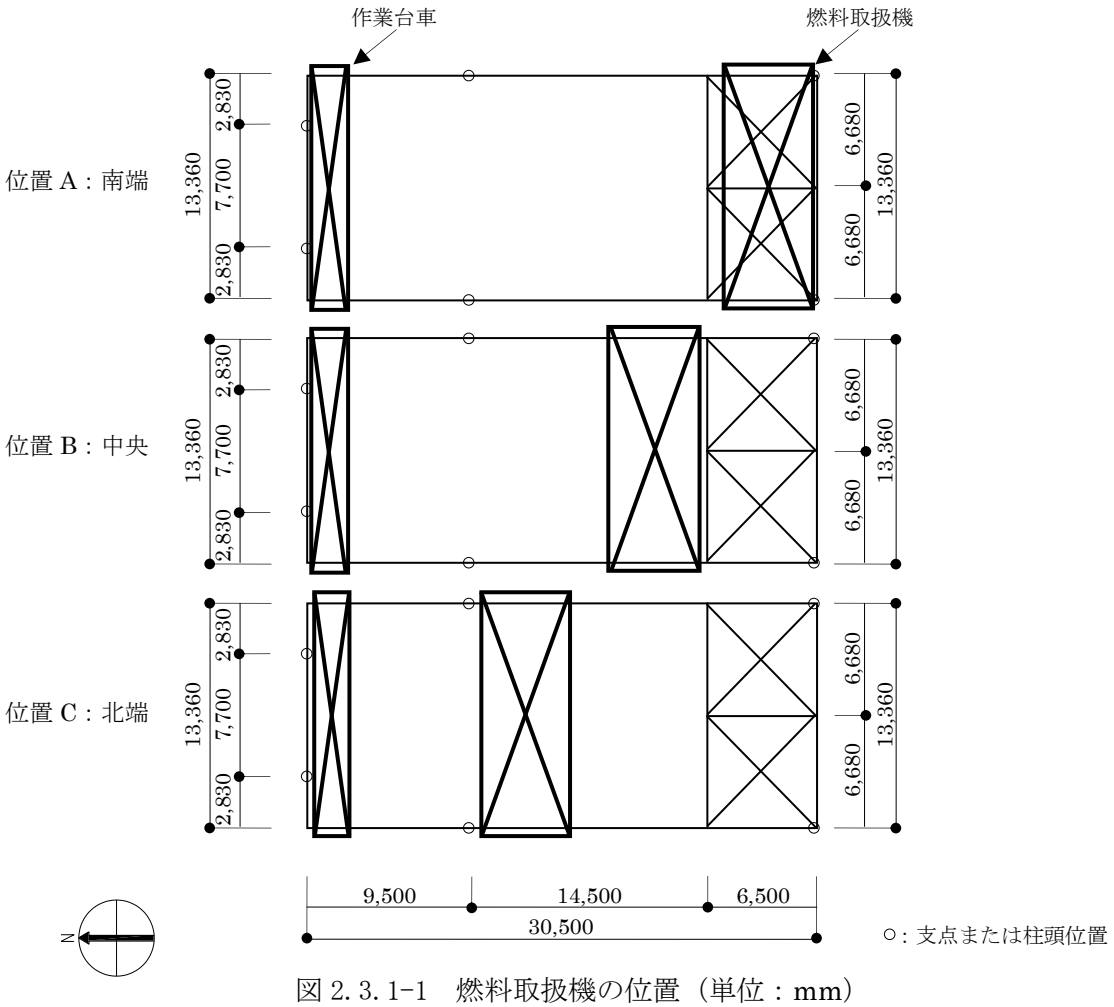


図 2.3.1-1　燃料取扱機の位置（単位：mm）

表 2.3.1-6　燃料取扱機支持用架構の荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL＋CL	長期
地震時	E1	VL＋CL＋K(＋NS)*1	短期
	E2	VL＋CL＋K(－NS)*1	
	E3	VL＋CL＋K(＋EW)*1	
	E4	VL＋CL＋K(－EW)*1	

*1：地震荷重は NS 方向及び EW 方向を考慮する

(2)　架構の構造強度に対する検討

1)　解析モデル

燃料取扱機支持用架構の解析モデルは，G.L.+8.70m より上部を立体架構モデルとし，柱及び梁端部の境界条件は剛接，原子炉建屋シェル壁上端はピン及び原子炉建屋南側外壁の柱脚部は固定とする。解析モデル，部材寸法及び応力検討箇所を図 2.3.1-2 に示す。

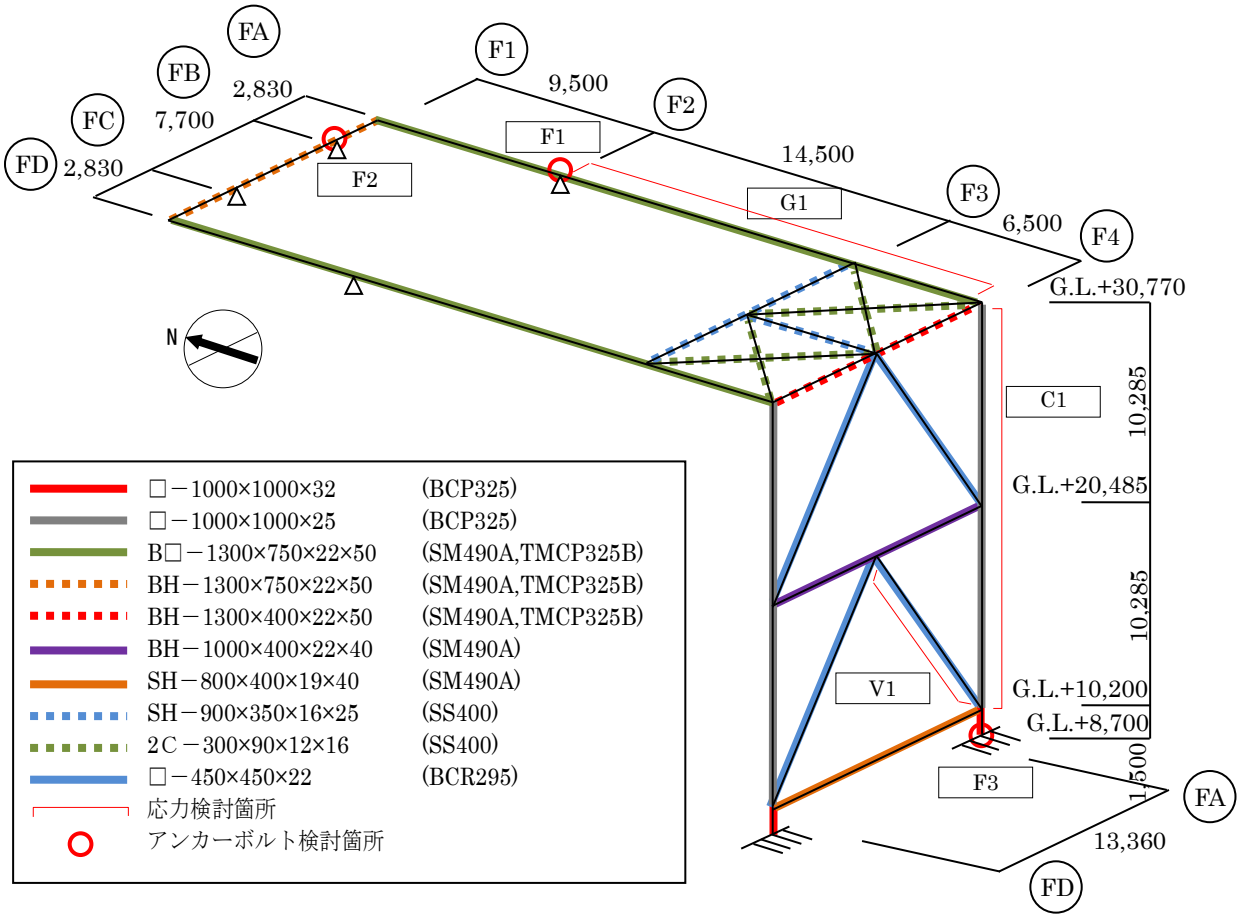
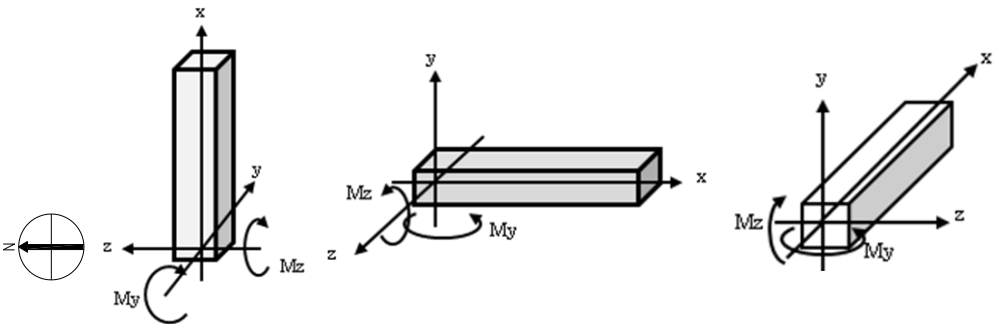


図 2.3.1-2　解析モデル図（単位：mm）

2)　断面検討

応力解析結果を用い，断面検討は二方向の曲げを図 2.3.1-3 に示すように考慮する。



柱要素　　NS 方向梁要素　　EW 方向梁要素

図 2.3.1-3　曲げモーメントの方向

応力度比の検討は「鋼構造設計規準」に従い，軸力及び曲げモーメントに対する検討は下式にて行う。

・軸圧縮の場合　　$\dfrac{\sigma_c}{f_c}+\dfrac{\sigma_{bz}+\sigma_{by}}{f_b}\leqq 1$

・軸引張の場合　　$\dfrac{\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by}}{f_t}\leqq 1$

ここで，

σ_c：軸応力度（=N／A）

N：軸力，A：断面積

σ_{bz}：部材 z 軸方向曲げ応力度（＝M_z／Z_z）

M_z，Z_z：部材 z 軸回りモーメント及び断面係数

σ_{by}：部材 y 軸方向曲げ応力度（＝M_y／Z_y）

M_y，Z_y：部材 y 軸回りモーメント及び断面係数

f_c：許容圧縮応力度

f_b：許容曲げ応力度

f_t：許容引張応力度

また，せん断力に対する検討は，下式にて行う。

$$\frac{\sqrt{(\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by})^2+3\tau_z{}^2}}{f_t}\leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{\sqrt{(\sigma_c+\sigma_{bz}+\sigma_{by})^2+3\tau_y{}^2}}{f_t}\leqq 1$$

ここで，

τ_z：部材 z 軸方向せん断応力度（＝Q_z／A_{wz}）

Q_z，A_{wz}：部材 z 軸方向せん断力及びせん断断面積

τ_y：部材 y 軸方向せん断応力度（＝Q_y／A_{wy}）

Q_y，A_{wy}：部材 y 軸方向せん断力及びせん断断面積

表 2.3.1-7 及び表 2.3.1-8 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 2.3.1-7　断面検討結果（常時）

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
柱	C1	□-1000×1000 ×25×25	C (B)	曲げ Mz	0.3	216.7	0.13	OK
				曲げ My	20.0	216.7		
				圧縮 N	4.2	150.1		
				せん断 Qz	0.9	125.1		
				せん断 Qy	0.0	125.1		
梁	G1	B□-1300×750 ×22×50	C (B)	曲げ Mz	36.6	216.7	0.18	OK
				曲げ My	1.2	216.7		
				圧縮 N	0.4	134.0		
				せん断 Qz	0.2	125.1		
				せん断 Qy	0.5	125.1		
ブレース	V1	□-450×450 ×22	C (B)	曲げ Mz	0.0	196.7	0.02	OK
				曲げ My	1.5	196.7		
				圧縮 N	1.5	135.1		
				せん断 Qz	0.1	113.5		
				せん断 Qy	0.0	113.5		

*1：燃料取扱機の位置を示す

表 2.3.1-8　断面検討結果（地震時）

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
柱	C1	□-1000×1000 ×25×25	E2 (B)	曲げ Mz	0.2	325.0	0.10	OK
				曲げ My	25.1	325.0		
				圧縮 N	4.3	225.2		
				せん断 Qz	1.7	187.6		
				せん断 Qy	0.0	187.6		
梁	G1	B□-1300×750 ×22×50	E3 (C)	曲げ Mz	34.2	325.0	0.21	OK
				曲げ My	28.5	325.0		
				圧縮 N	1.2	201.0		
				せん断 Qz	3.4	187.6		
				せん断 Qy	10.2	187.6		
ブレース	V1	□-450×450 ×22	E3 (A)	曲げ Mz	2.8	295.0	0.13	OK
				曲げ My	0.0	295.0		
				圧縮 N	23.9	202.7		
				せん断 Qz	0.0	170.3		
				せん断 Qy	0.2	170.3		

*1：燃料取扱機の位置を示す

(3)　原子炉建屋接合部の構造強度に対する検討

1)　許容耐力の算定

燃料取扱機支持用架構の原子炉建屋上の支点は接着系アンカーボルトを用いて一体化が図られる。接着系アンカーボルトの許容耐力は「各種合成構造設計指針・同解説」に従い，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm²)を用いて下式によって求め，計算結果を表 2.3.1-9 に示す。

$$p_a = \min(p_{a1},\ p_{a3})$$
$$q_a = \min(q_{a1},\ q_{a2},\ q_{a3})$$

ここで，

p_a　：接着系アンカーボルトの許容引張力

p_{a1}　：アンカーボルトの降伏により決まる許容引張力

p_{a3}　：付着力により決まる許容引張力

q_a　：接着系アンカーボルトの許容せん断力

q_{a1}　：アンカーボルトのせん断強度により決まる許容せん断力

q_{a2}　：躯体の支圧強度により決まる許容せん断力

q_{a3}　：躯体のコーン破壊により決まる許容せん断力

表 2.3.1-9　接着系アンカーボルトの許容耐力

箇所			シェル壁上端（F1，F2）	南側外壁(F3)
高さ		m	G.L.+29.92	G.L.-0.40～G.L.+8.70
鋼材種類			M27	D25
			SNR490B	SD345
埋め込み長さ		mm	700	450
アンカーボルトの間隔		mm	300	400
長期	許容引張力(p_{aL})	kN/本	58	51
	許容せん断力(q_{aL})	kN/本	53	58
短期	許容引張力(p_{aS})	kN/本	116	102
	許容せん断力(q_{aS})	kN/本	104	116

2)　シェル壁上端位置の検討

燃料取扱機支持用架構とシェル壁との接合部の概要を図 2.3.1-4 に，作用応力と許容耐力を比較した結果を表 2.3.1-10 に示す。

検討の結果，全ての応力度比が 1 以下になることを確認した。

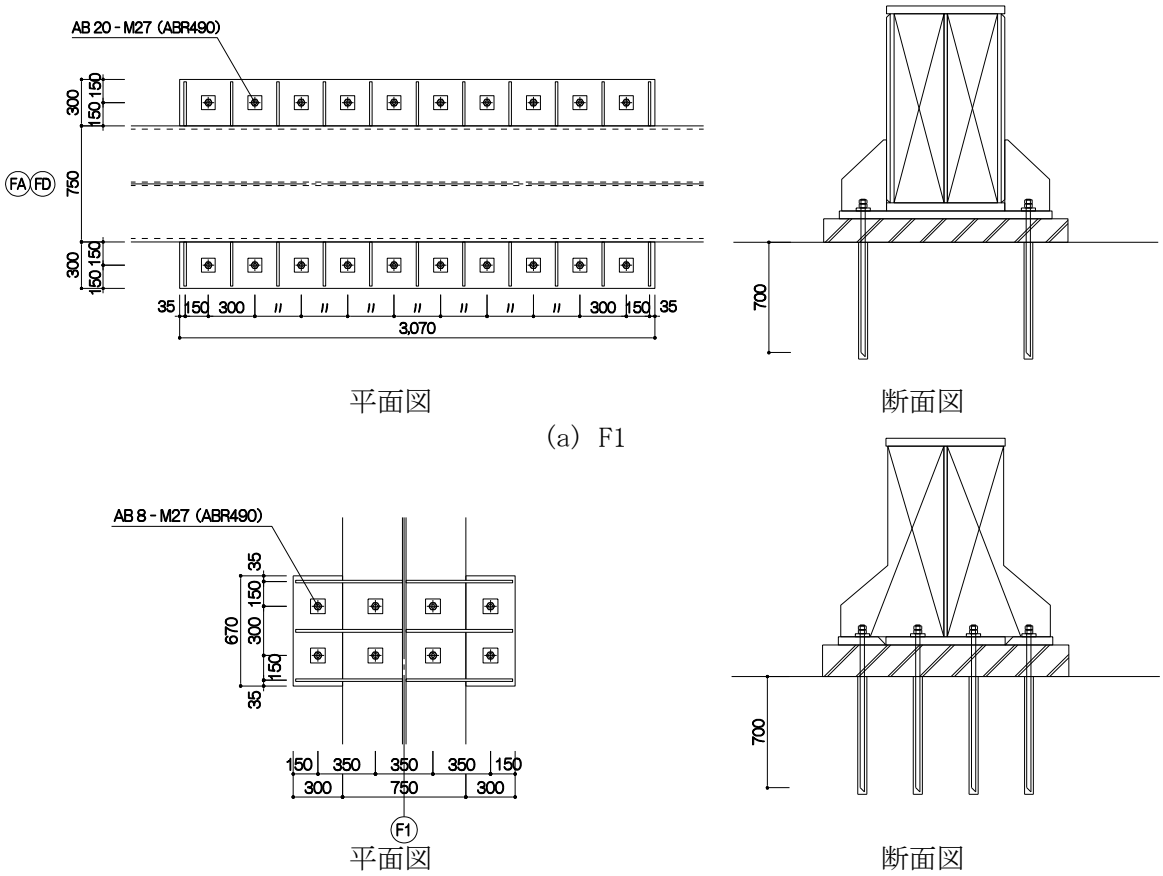


図 2.3.1-4　シェル壁上端位置の接合部概要（単位：mm）

表 2.3.1-10　　シェル壁上端位置の検討結果

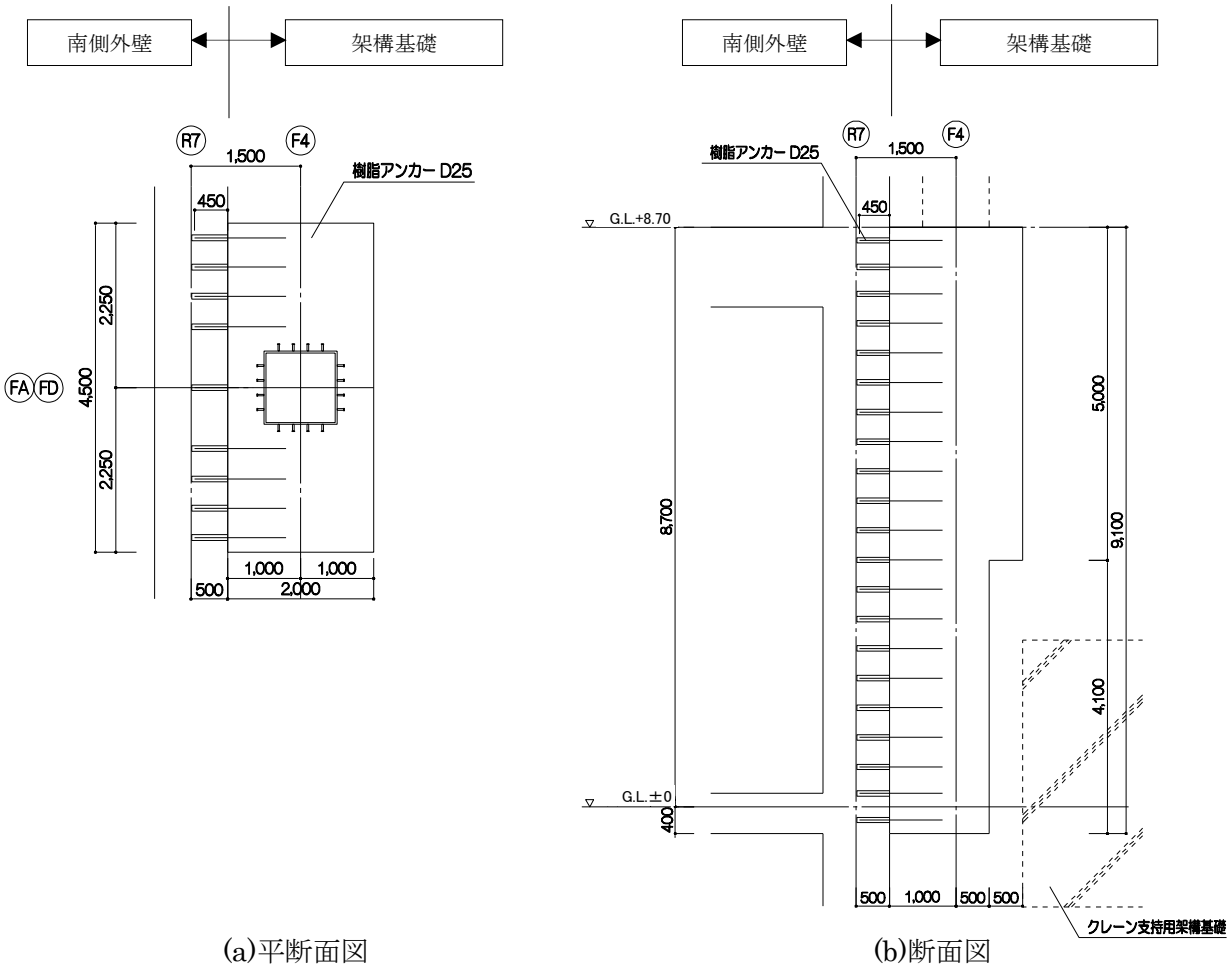
検討箇所 (ｱﾝｶｰ本数) *1	荷重ケース (位置) *2	作用応力		許容耐力		応力度比	判定
		引抜力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 p_a (kN)	許容せん断力 q_a (kN)		
F1 (20)	C (B)	0	41	1160	1060	0.04	OK
	E2 (B)	0	669	2320	2080	0.33	OK
F2 (8)	C (A)	0	10	464	424	0.03	OK
	E3 (A)	0	94	928	832	0.12	OK

*1：設計で考慮するアンカーボルトの本数
*2：燃料取扱機の位置を示す

3)　南側外壁位置の検討

燃料取扱機支持用架構と南側外壁との接合部の概要を図 2.3.1-5 に，作用応力と許容耐力を比較した結果を表 2.3.1-11 に示す。

検討の結果，全ての応力度比が 1 以下になることを確認した。



(a)平断面図　　(b)断面図

図 2.3.1-5　南側外壁位置の接合部概要（単位：mm）

表 2.3.1-11　南側外壁位置の検討結果

検討箇所 方向 (ｱﾝｶｰ本数)*1	荷重ケース (位置)*2	作用応力		許容耐力		応力度比	判定
		引抜力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 p_a (kN)	許容せん断力 q_a (kN)		
F3 NS 方向 (引張 24) (せん断 99)	C (A)	552	2622	1224	5742	0.46	OK
	E1 (A)	951	2613	2448	11484	0.39	OK
F3 EW 方向 (引張 15) (せん断 99)	C (A)	24	2622	765	5742	0.46	OK
	E3 (A)	412	4049	1530	11484	0.36	OK

*1：設計で考慮するアンカーボルトの本数。アンカーボルトは引張に抵抗するものとせん断に抵抗するものをそれぞれ設定した

*2：燃料取扱機の位置を示す

(4)　原子炉建屋の構造強度に対する検討

1)　検討方針

原子炉建屋の構造強度の検討では，当該躯体建設時の設計用応力*1に架構反力により生じる応力を重ね合わせた応力が，許容応力度以下になることを確認する。ここで，燃料取扱機支持用架構の重量が原子炉建屋に比較して十分に小さいことから，検討は地震時についてのみ実施する。検討対象部位は，架構反力を受けるシェル壁と南側外壁とする。なお，シェル壁については G.L.+8.70m より上部を検討対象とする。検討対象部位を図 2.3.1-6 に示す。

*1：原子炉建屋全体重量は，瓦礫撤去の効果（－39810kN）及び燃料取扱機支持用架構の新設（＋6490kN）を考慮すると軽減傾向にあり，地震時応力は低減されるが，安全側の評価として建設時の設計用応力を用いる

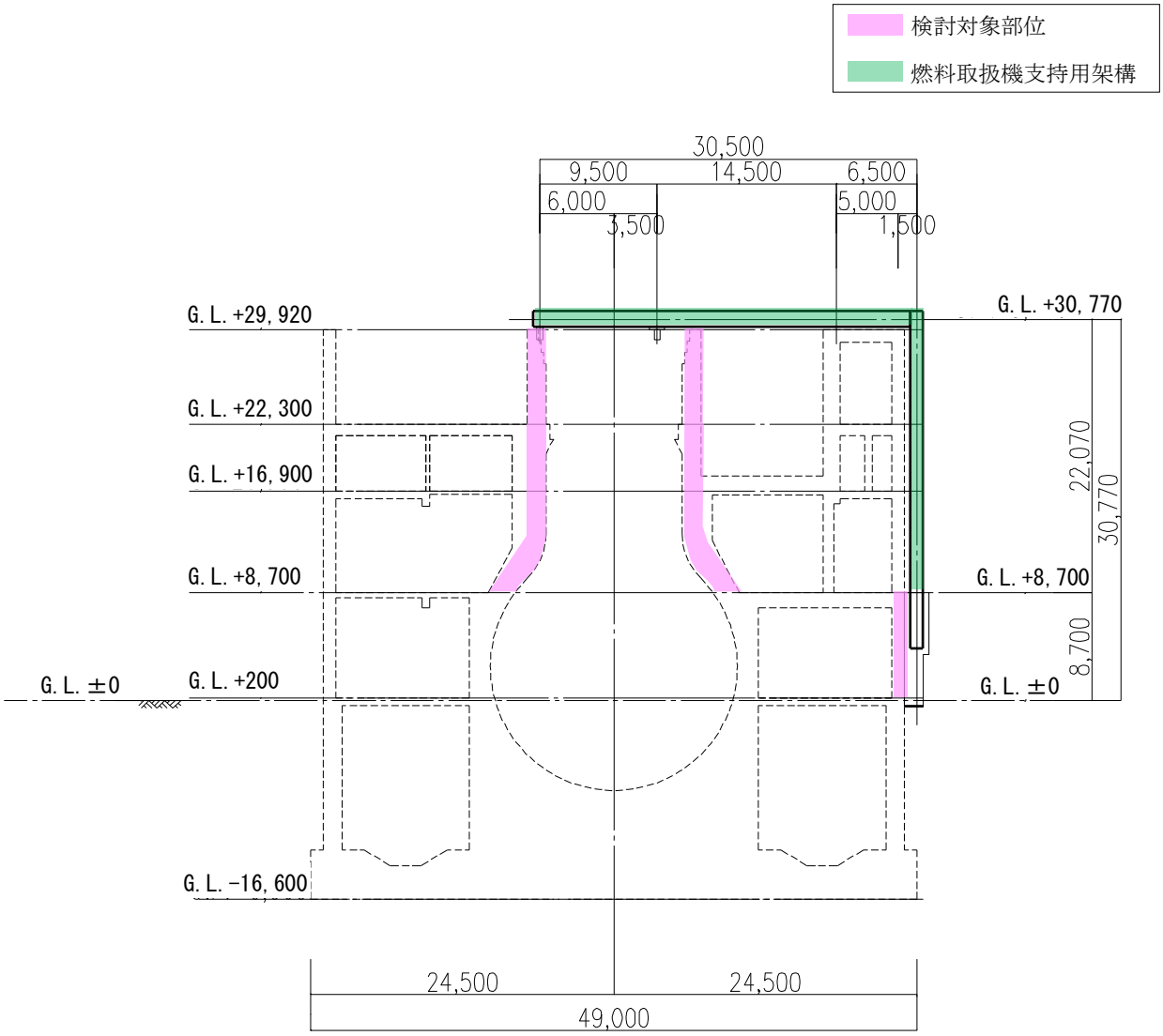


図 2.3.1-6　既存躯体の検討対象部位（単位：mm）

2) 断面検討

軸力及び曲げモーメントに対する断面検討とせん断に対する断面検討は，「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」に従い，設計基準強度(22.1N/mm²)を用いて行う。

シェル壁の軸力及び曲げモーメントに対する検討結果を表 2.3.1-12 に，せん断力に対する断面検討結果を表 2.3.1-13 に示す。南側外壁の面内方向に対する断面検討結果を表 2.3.1-14 に，面外方向に対する断面検討結果を表 2.3.1-15 に示す。

検討の結果，全ての応力度比が 1 以下になることを確認した。また，燃料取扱機支持用架構の反力により生じる応力は，建設時の設計用応力の 10%以下であることを確認した。

表 2.3.1-12　シェル壁の断面検討結果(1)
(軸力及び曲げモーメントに対する検討)

G.L. (m)	コア壁厚 t (m)	配筋 タテ筋 a_t(cm²/m) P_g(%)	鉄筋の 最大引張応力度 σ_t (N/mm²)	コンクリートの 最大圧縮応力度 σ_c (N/mm²)	応力度比 σ_t / f_t	判定
+29.92～ +22.30	1.50	a_t=87.7 P_g=1.16	58.1	2.0	0.17	OK
+22.30～ +16.90	1.85	a_t=87.7 P_g=0.94	80.1	3.4	0.24	OK
+16.90～ +8.70	2.08	a_t=171.0 P_g=1.64	64.3	3.7	0.19	OK

表 2.3.1-13　シェル壁の断面検討結果(2)
(せん断に対する検討)

G.L. (m)	コア壁厚 t (m)	配筋 上段:タテ筋 下段:ヨコ筋 a_t(cm²/m) P_g(%)	鉄筋の 最大引張応力度 σ_t (N/mm²)	応力度比 σ_t / f_t	判定
+29.92～ +22.30	1.50	a_t =87.7 P_g =1.16	86.3	0.26	OK
		a_t =76.0 P_g =1.01	99.1	0.29	OK
+22.30～ +16.90	1.85	a_t =87.7 P_g =0.94	117.1	0.34	OK
		a_t =76.0 P_g =0.82	134.2	0.39	OK
+16.90～ +8.70	2.08	a_t =171.0 P_g =1.64	125.0	0.37	OK
		a_t =171.0 P_g = 1.64	125.0	0.37	OK

表 2.3.1-14　南側外壁の断面検討結果(1)
(面内方向)

G.L. (m)	壁厚 t (m)	配筋 上段:タテ筋 下段:ヨコ筋 P_g (%)	せん断 鉄筋の 最大引張応力度 σ_t (N/mm²)	曲げモーメント 鉄筋の 最大引張応力度 σ_t (N/mm²)	曲げモーメント コンクリートの 最大圧縮応力度 σ_c (N/mm²)	応力度比 σ_t / f_t	判定
+8.70 ～ +0.20	1.00	2-D32@200 P_g=0.79 2-D32@200 P_g=0.79	278.5	0.0	2.0	0.81	OK

表 2.3.1-15　南側外壁の断面検討結果(2)
(面外方向)

G.L. (m)	壁厚 t (m)	配筋 タテ筋 P_g (%)	せん断 ｺﾝｸﾘｰﾄの最大 せん断応力度 τ_s (N/mm²)	せん断 応力 度比 τ_s / f_s	せん断 判定	曲げモーメント 鉄筋の最大 引張応力度 σ_t (N/mm²)	曲げモーメント ｺﾝｸﾘｰﾄの最大 圧縮応力度 σ_c (N/mm²)	曲げモーメント 応力 度比 σ_t / f_t	曲げモーメント 判定
+8.70 ～ +0.20	1.00	2-D32@200 P_g =0.79	0.1	0.10	OK	110.8	2.1	0.33	OK

2.3.2　耐震性

(1)　検討方針

耐震性の検討は，燃料取扱機支持用架構，原子炉建屋接合部及び原子炉建屋の健全性について行い，基準地震動 Ss に対して燃料取扱機支持用架構及び原子炉建屋の応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。

(2)　原子炉建屋の地震応答解析

1)　解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（平成 20 年 3 月 31 日 東京電力株式会社）にて作成した解放基盤表面に定義される基準地震動 Ss（図 2.2.2-2(1)及び図 2.2.2-2(2)参照）とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 2.3.2-1 に示す。モデルに入力する地震動は一次元波動論に基づき，解放基盤表面に定義される基準地震動 Ss に対する地盤の応答として評価する。

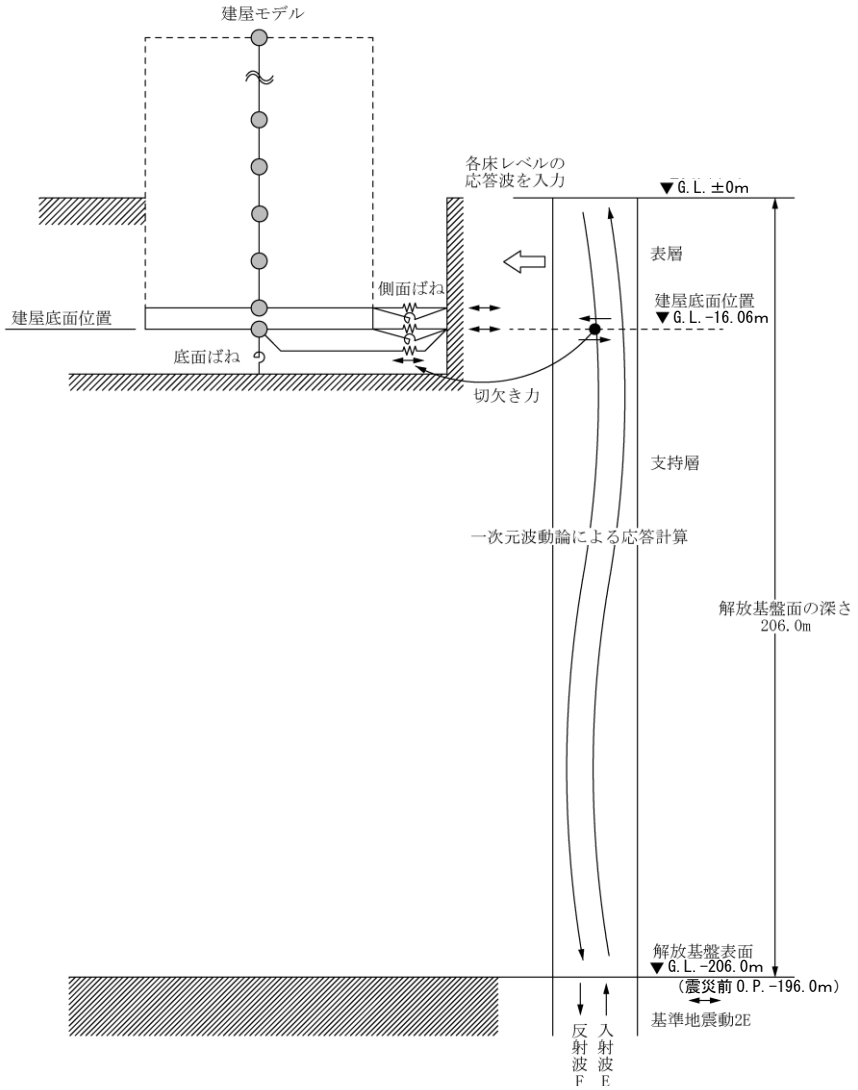


図 2.3.2-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

2)　地震応答解析モデル

原子炉建屋の地震応答解析モデルは，図 2.3.2-2 に示すように質点系でモデル化し，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析モデルの諸元は，「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その１）」（平成 23 年 5 月 28 日　東京電力株式会社）に示される内容に，使用済燃料プール底部の支持構造物の設置工事，瓦礫撤去及び新規に設置する燃料取扱機支持用架構の重量を考慮した。解析諸元を表 2.3.2-1(1)及び表 2.3.2-1(2)に示す。

地盤定数は，水平成層地盤と仮定し地震時のせん断ひずみレベルを考慮して定めた。地盤定数の設定結果を表 2.3.2-2 に示す。基礎底面の地盤ばねについては，「JEAG 4601-1991」に示されている手法を参考にして，地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを評価した。

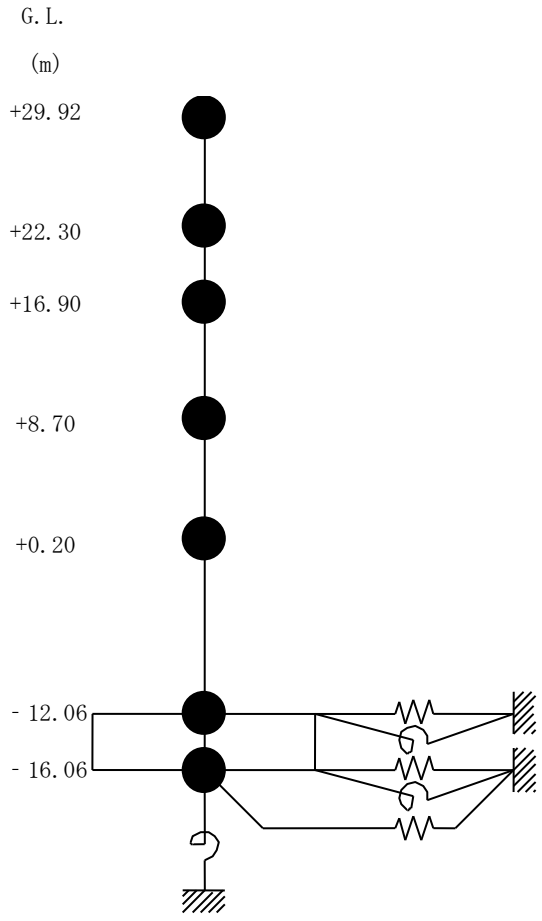


図 2.3.2-2　原子炉建屋の地震応答解析モデル

表 2.3.2-1(1)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

G.L.(m)	質点重量 W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times 10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
+29.92	77700	141.73		
			150.8	13068
+22.30	88770	163.44		
			103.4	15942
+16.90	122210	224.92		
			223.4	45026
+8.70	127700	244.14		
			175.4	46774
+0.20	208960	391.33		
			460.4	114194
-12.06	287050	574.38		
			2812.6	562754
-16.06	132390	264.88		
合計	1044780			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

(b)水平（EW）方向

G.L.(m)	質点重量 W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times 10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
+29.92	77700	78.78		
			90.4	6491
+22.30	88770	91.66		
			105.8	6388
+16.90	122210	224.92		
			167.5	32815
+8.70	127700	232.88		
			166.4	46303
+0.20	208960	570.57		
			424.5	136323
-12.06	287050	828.96		
			2812.6	772237
-16.06	132390	346.27		
合計	1044780			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

表 2.3.2-1(2)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

（鉛直方向）

G.L. (m)	質点重量 W（kN）	軸断面積 A_N（m^2）	軸ばね剛性 K_A（$\times 10^8$ kN /m^2）
+29.92	77700		
		222.6	7.41
+22.30	88770		
		218.1	10.58
+16.90	122210		
		380.4	11.92
+8.70	127700		
		340.6	10.30
+0.20	208960		
		654.7	13.72
-12.06	287050		
		2812.6	180.71
-16.06	132390		
合計	1044780		

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)

せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)

ポアソン比 ν　0.20

減衰 h　5%

表 2.3.2-2　地盤定数の設定結果

(a) Ss-1

G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(b) Ss-2

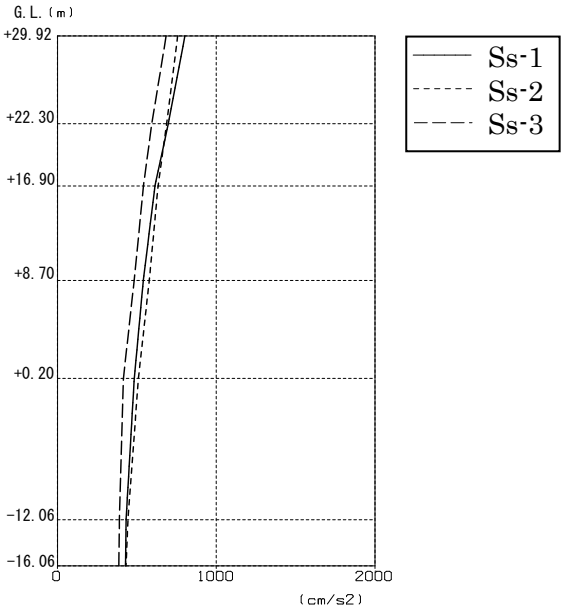
G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.76	3.41	0.81	8.08	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.53	4.36	0.81	10.27	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.56	5.63	0.81	13.19	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.29	6.53	0.81	15.26	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(c) Ss-3

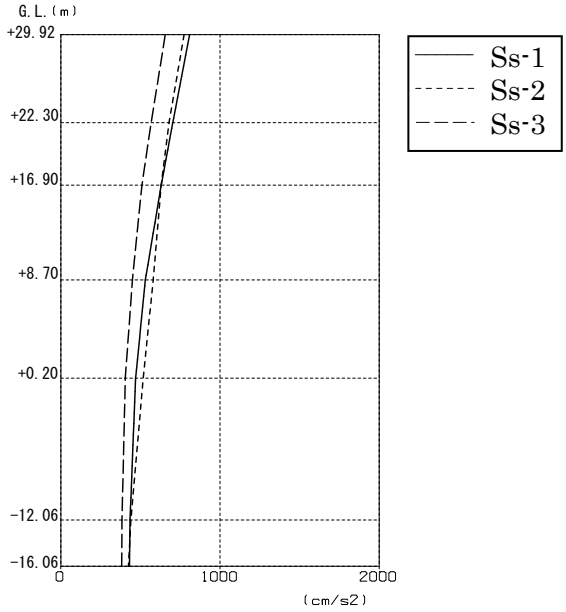
G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
±0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.25	2.62	0.86	6.63	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

3)　地震応答解析結果

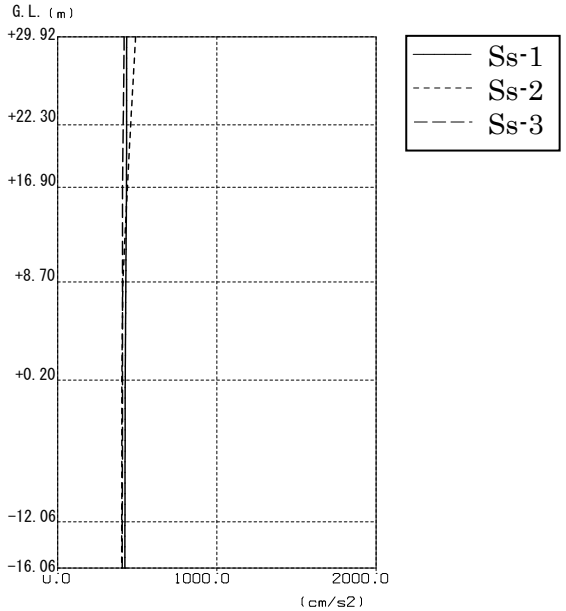
地震応答解析は水平方向と鉛直方向を別々に入力した。最大応答加速度分布を図 2.3.2-3 に示す。



(a)水平（NS）方向



(b)水平（EW）方向



(c)鉛直方向

図 2.3.2-3　原子炉建屋の最大応答加速度分布

(3)　架構の耐震性に対する検討

1)　解析に用いる入力地震動

燃料取扱機支持用架構への入力地震動は，基準地震動 Ss を入力したときの原子炉建屋 G.L.+29.92m と G.L.+8.70m の時刻歴応答変位を用い，水平方向と鉛直方向の同時入力とする。

2)　地震応答解析モデル

地震応答解析に用いる入力地震動の概念と燃料取扱機支持用架構の解析モデルを図 2.3.2-4 に，層間変形角が最大となる燃料取扱機を南端に設置した場合の地震応答解析モデルにおける質点重量を表 2.3.2-3 に示す。

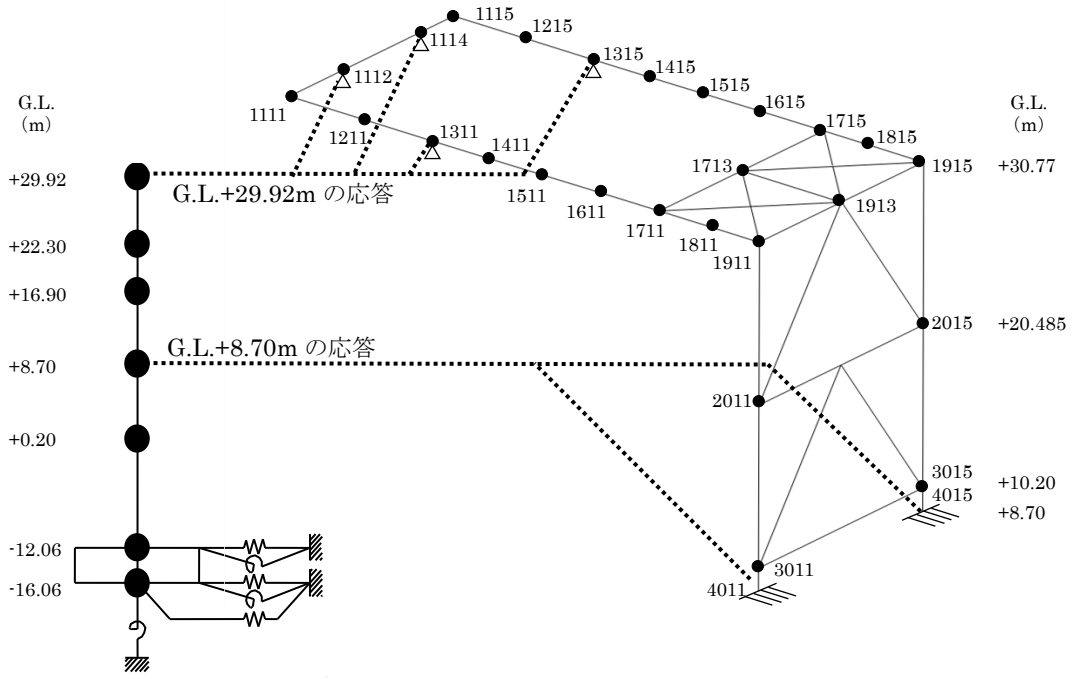


図 2.3.2-4　燃料取扱機支持用架構の地震応答解析モデル

表 2.3.2-3　燃料取扱機支持用架構の地震応答解析モデルにおける質点重量

G.L.(m)	節点番号	質点重量 (kN)
+30.77	1111	57
	1211	89
	1311	79
	1411	68
	1511	68
	1611	68
	1711	78
	1811	62
	1911	97
	1115	57
	1215	89
	1315	79
	1415	68
	1515	68
	1615	68
	1715	78
	1815	62
	1915	97
	1112	46
	1114	46
	1713	37
	1913	94
	9001	49
	9002	49
	9003	49
	9004	49
	9501	184
	9502	184
	9601	184
	9602	184
+20.485	2011	149
	2015	149
+10.20	3011	94
	3015	94
合　計		2973

3)　波及的影響の評価

地震応答解析結果が，JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2002 年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は 1/75 以下，層の塑性率は 4 以下，部材の塑性率は 5 以下」*1 及びせん断力はせん断耐力以下）を満足することを確認する。

なお，解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成 19 年 7 月 20 日）に示されるクライテリア（層間変形角は 1/100 以下，層の塑性率は 2 以下，部材の塑性率は 4 以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

*1：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，2006 年 6 月

・層間変形角の検討

燃料取扱機支持用架構の層間変形角を表 2.3.2-4 に示す。

検討の結果，層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 2.3.2-4　層間変形角の検討結果

G.L. (m)	最大応答値						ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
	NS 方向入力時			EW 方向入力時				
	Ss-1	Ss-2	Ss-3	Ss-1	Ss-2	Ss-3		
+20.485～+30.77	1/10285	1/10285	1/34283	1/1686	1/2057	1/2706	1/75	OK
+8.70～+20.485	1/1061	1/1309	1/1419	1/1733	1/2104	1/2805		

・塑性率の検討

部材の塑性率は，最大応答曲げモーメント時の曲率を全塑性モーメントに至る時の曲率で除した値で表される。最大曲げモーメントが全塑性モーメント以下の場合は弾性であり塑性率は 1 以下となる。最大応答値を全塑性モーメントまたはせん断耐力で除した値を耐力比と定義し，表 2.3.2-5 に検討結果を示す。

表 2.3.2-5 より曲げモーメント及びせん断力については，全てのケースで耐力比が 1 を下回ることから塑性率は 1 以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

表 2.3.2-5　耐力比の検討結果

部位	検討箇所	部材形状 (mm)	地震波	入力方向	耐力比		判定
柱	C1	□-1000×1000×25×25	Ss-1	NS	Mz/Muz	0.01	OK
					My/Muy	0.10	
					Qz/Quz	0.03	
					Qy/Quy	0.01	
梁	G1	B□-1300×750×22×50	Ss-1	EW	Mz/Muz	0.12	OK
					My/Muy	0.06	
					Qz/Quz	0.02	
					Qy/Quy	0.09	
ブレース	V1	□-450×450×22	Ss-1	EW	Mz/Muz	0.02	OK
					My/Muy	0.02	
					Qz/Quz	0.01	
					Qy/Quy	0.01	

M_z：部材 z 軸回りの曲げモーメントの最大値　M_{uz}：部材 z 軸回りの全塑性モーメント

M_y：部材 y 軸回りの曲げモーメントの最大値　M_{uy}：部材 y 軸回りの全塑性モーメント

Q_z：部材 z 方向のせん断力の最大値　Q_{uz}：部材 z 軸方向のせん断耐力

Q_y：部材 y 方向のせん断力の最大値　Q_{uy}：部材 y 軸方向のせん断耐力

(4) 原子炉建屋接合部の耐震性に対する検討

接着系アンカーボルトの耐震性の検討は，短期許容引張力及び短期許容せん断力を許容耐力とし，応力度比が 1 以下になることを確認する。

1) シェル壁上端位置の検討

作用応力と許容耐力を比較した結果を表 2.3.2-6 に示す。

検討の結果，全ての応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 2.3.2-6 シェル壁上端位置の検討結果

検討箇所 (ｱﾝｶｰ本数)*1	地震波	入力 方向	作用応力		許容耐力		応力度比	判定
			引抜力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	短期 許容引張力 p_a (kN)	短期 許容せん断力 q_a (kN)		
F1 (20)	Ss-1	NS	0	1105	2320	2080	0.54	OK
F2 (8)	Ss-1	EW	104	168	928	832	0.21	OK

*1：設計で考慮するアンカーボルトの本数

2) 南側外壁位置の検討

作用応力と許容耐力を比較した結果を表 2.3.2-7 に示す。

検討の結果，全ての応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 2.3.2-7 南側外壁位置の検討結果

検討箇所 方向 (ｱﾝｶｰ本数)*1	地震波	入力 方向	作用応力		許容耐力		応力度比	判定
			引抜力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	短期 許容引張力 p_a (kN)	短期 許容せん断力 q_a (kN)		
F3 NS 方向 (引張 24) (せん断 99)	Ss-1	NS	1568	3214	2448	11484	0.65	OK
F3 EW 方向 (引張 15) (せん断 99)	Ss-1	EW	863	5793	1530	11484	0.57	OK

*1：設計で考慮するアンカーボルトの本数。アンカーボルトは引張に抵抗するものとせん断に抵抗するものをそれぞれ設定した

(5)　原子炉建屋の耐震性に対する検討

1) 検討方針

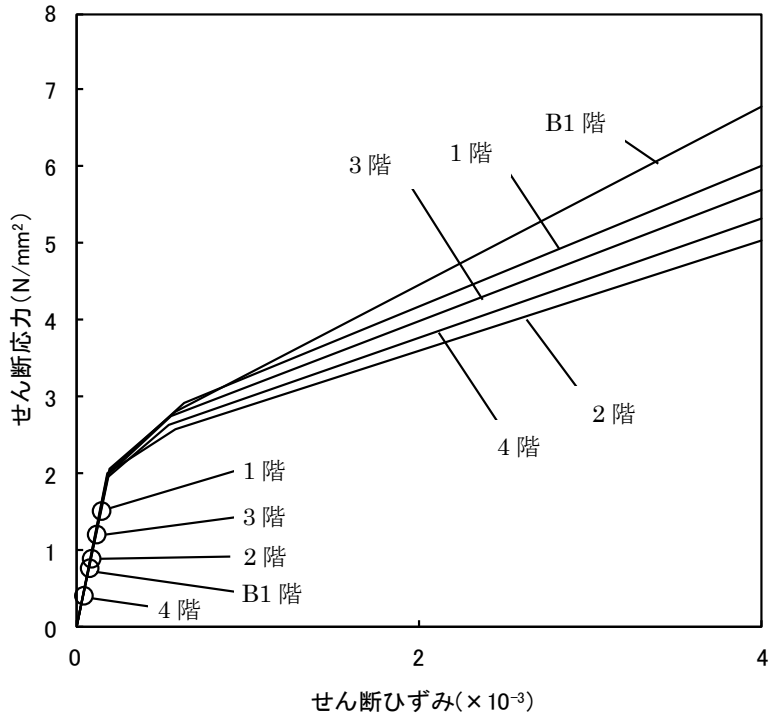
燃料取扱機支持用架構の設置に伴う原子炉建屋の耐震性の評価は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，地震応答解析により得られる耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認する。

ここで，耐震壁のせん断ひずみは，「(2)原子炉建屋の地震応答解析」で実施した地震応答解析結果の値とする。

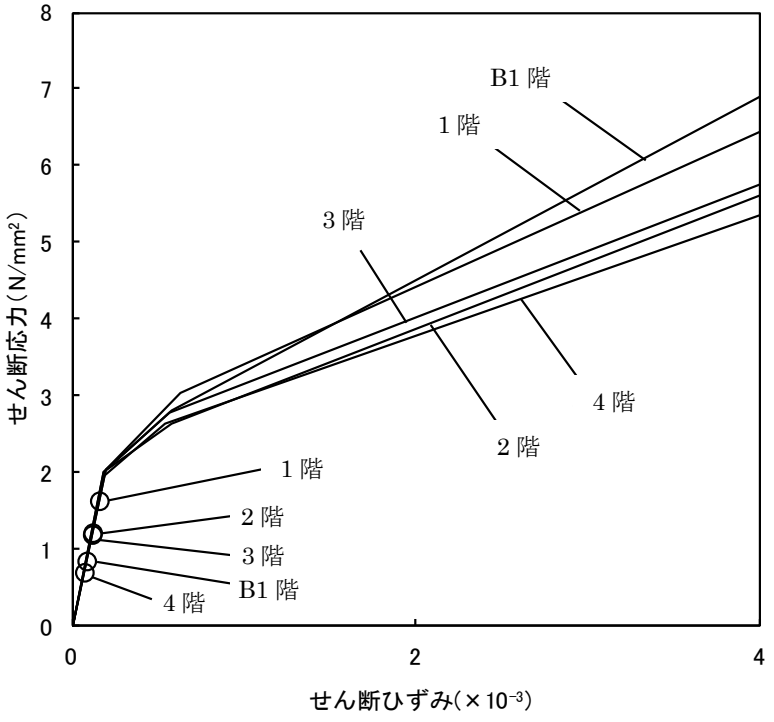
2) 検討結果

基準地震動 Ss に対する最大応答値を，「JEAG 4601-1991」に基づき設定した耐震壁のせん断スケルトン曲線上にプロットした結果を，図 2.3.2-5 から図 2.3.2-7 に示す。

検討の結果，地震応答解析により得られる最大応答値は，評価基準値（4.0×10^{-3}）に対して十分に余裕があることを確認した。

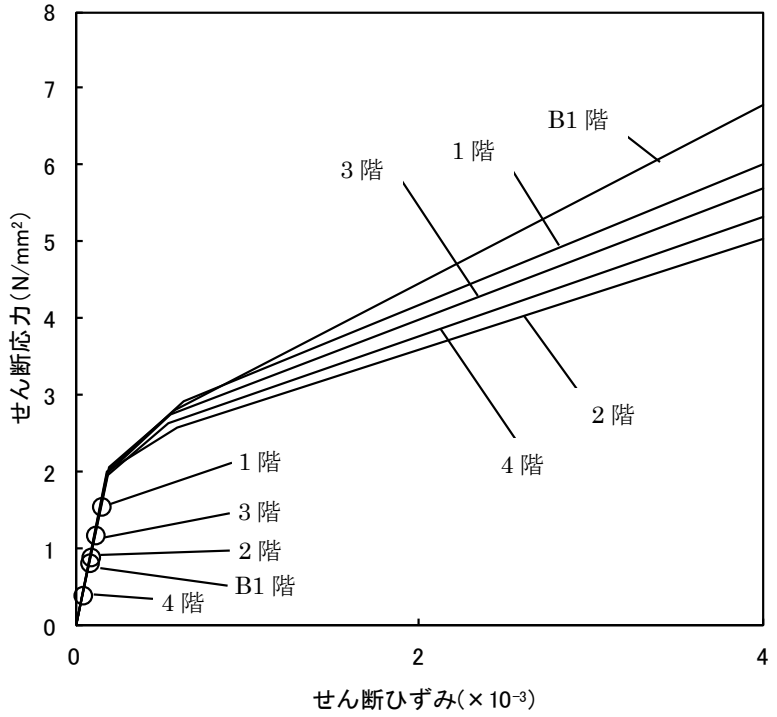


(a)NS 方向

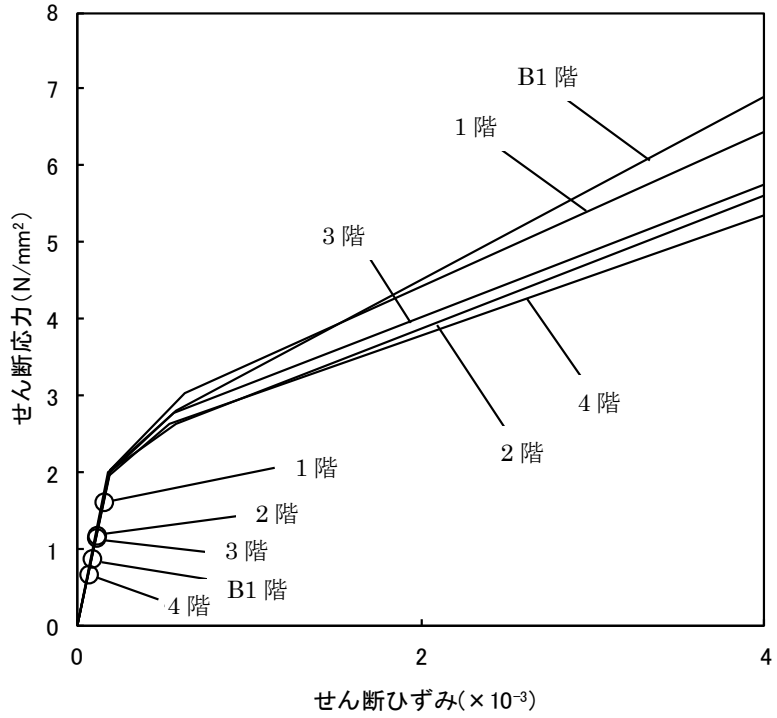


(b)EW 方向

図 2.3.2-5　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-1）

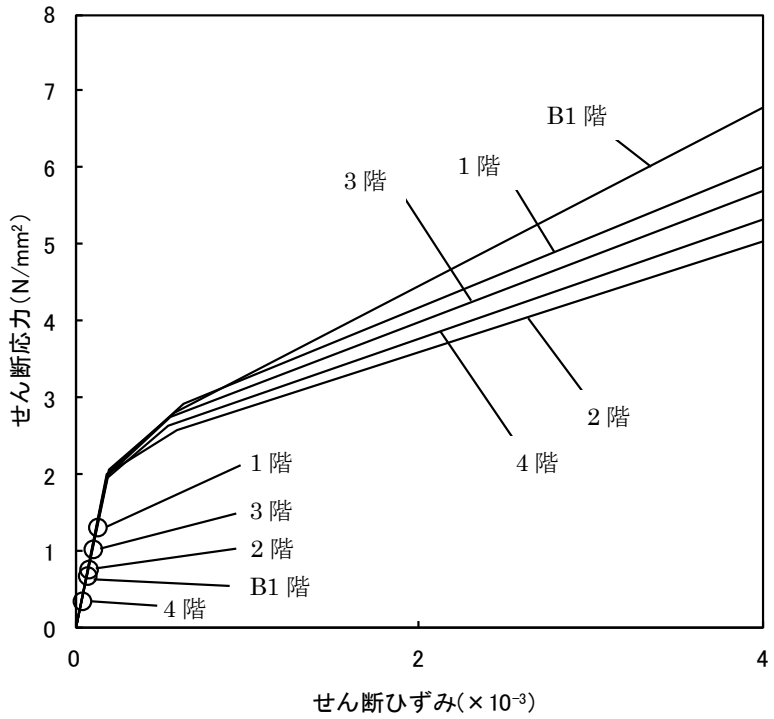


(a)NS 方向

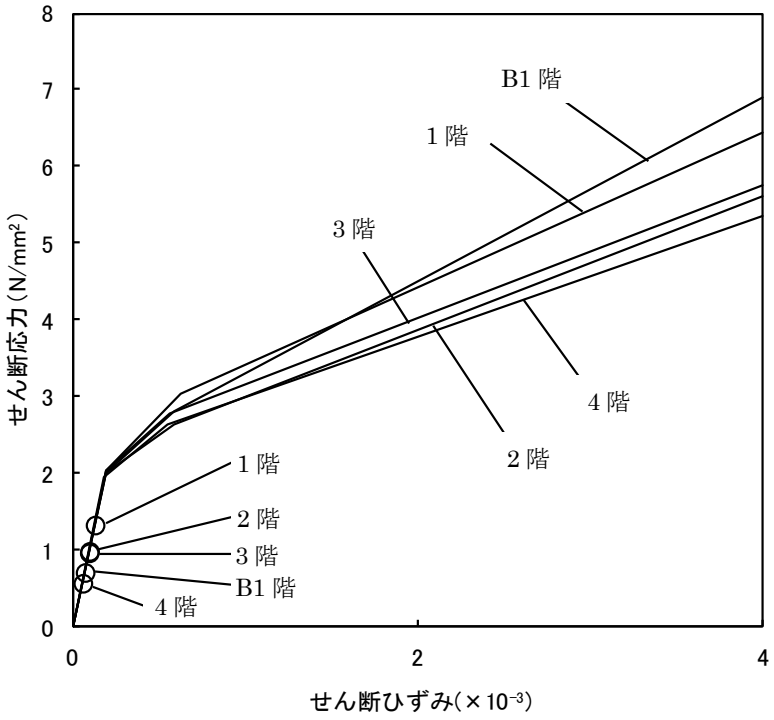


(b)EW 方向

図 2.3.2-6　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-2）



(a)NS 方向



(b)EW 方向

図 2.3.2-7　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-3）

3.　3 号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性について

3.1　概要

3.1.1　一般事項

3 号機燃料取り出し用カバーは，使用済燃料プールを覆う構造としており，燃料取扱設備（燃料取扱機及びクレーン）を支持するドーム状の屋根を有した門型架構であり，構造強度と耐震性について検討を行う。なお，耐震設計上の重要度分類は，燃料取扱設備の間接支持構造物としてＢクラス相当とする。

架構の構造強度は一次設計に対応した許容応力度設計を実施し，耐震性は基準地震動 Ss に対する地震応答解析を実施し，架構の損傷が原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，架構が崩壊機構に至らないことを確認する。図 3.1.1-1 に燃料取り出し用カバーのイメージを示す。

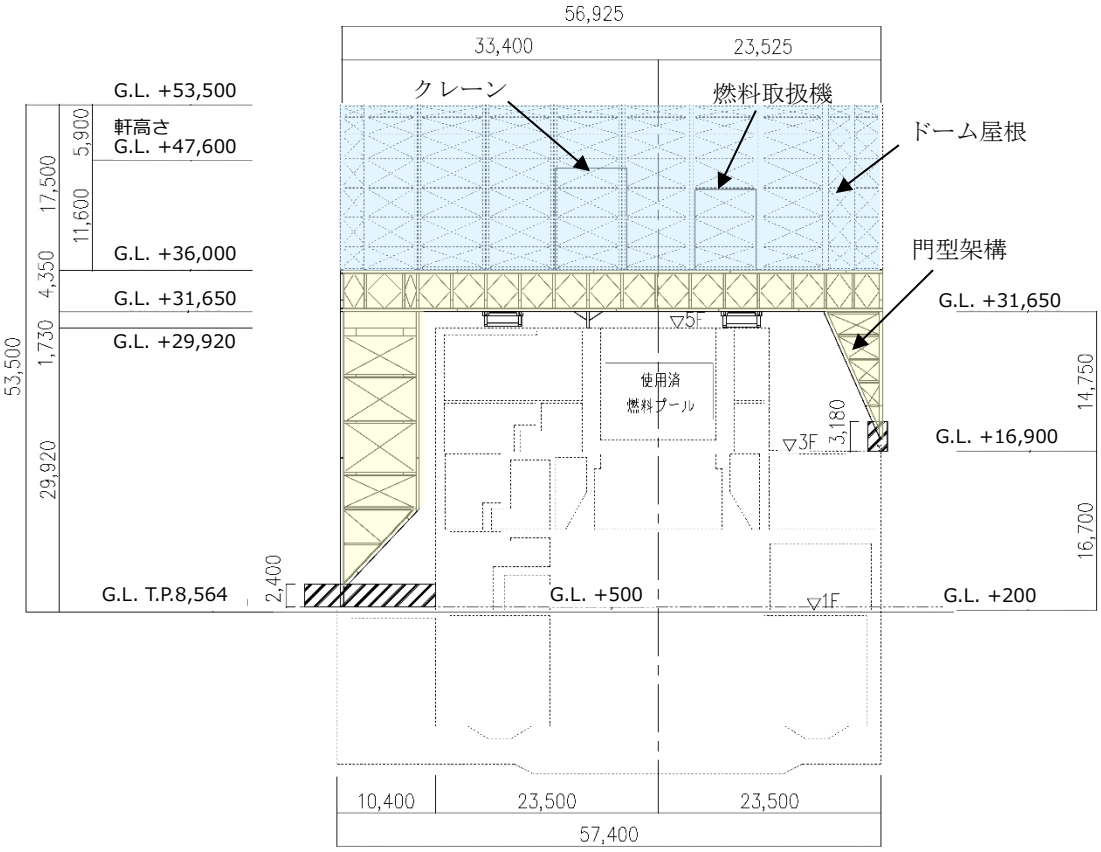


図 3.1.1-1　燃料取り出し用カバーのイメージ（単位：mm）

本章に記載の標高は，震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

燃料取り出し用カバーの検討は原則として下記の法規及び基規準類に準拠して行う。

(1) 建築基準法・同施行令及び関連告示
(2) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2005 制定）
(3) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2010 改定）
(4) 鋼構造設計規準（日本建築学会，2005 改定）
(5) 2007 年版 建築物の構造関係技術基準解説書(国土交通省住宅局建築指導課･国土交通省 国土技術政策総合研究所･独立行政法人建築研究所･日本建築行政会議，2007 刊行)
(6) 鋼構造塑性設計指針（日本建築学会，2010 改定）
(7) 現場打ち同等型プレキャスト鉄筋コンクリート構造設計指針(案)・同解説(2002) （日本建築学会，2002 制定）
(8) プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説（日本建築学会，1998 改定）

また，原子力施設の設計において参照される下記の指針及び規程を参考にして検討を行う。

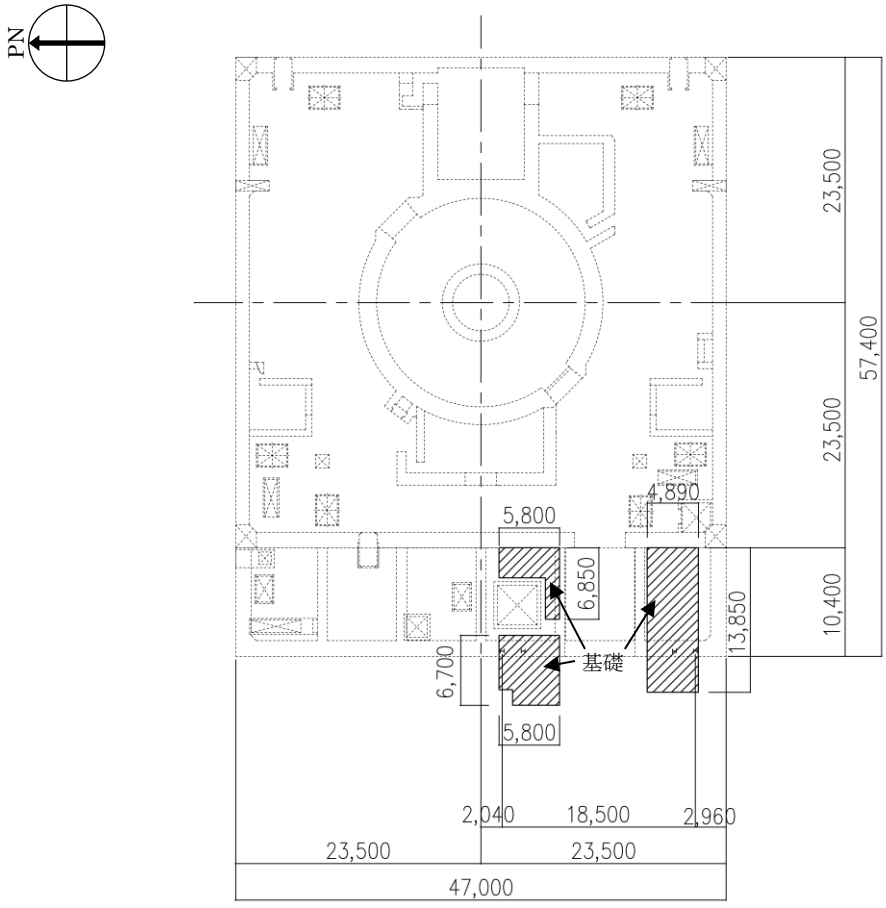
(1) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)（日本電気協会　電気技術基準調査委員会，昭和 62 年 8 月 改訂)
(2) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)（日本電気協会　電気技術基準調査委員会，平成 3 年 6 月 発刊)
(3) 原子力発電所耐震設計技術規程(JEAC 4601-2008)（日本電気協会　原子力規格委員会，平成 20 年 12 月 改定)

3.1.2　構造概要

燃料取り出し用カバーは燃料取扱設備を支持する架構で，南北方向に 18.50m，東西方向に 56.925m，地盤面からの高さが 53.50m のドーム状屋根を設けた門型の架構である。構造形式はトラス構造で，構造種別は鉄骨造である。

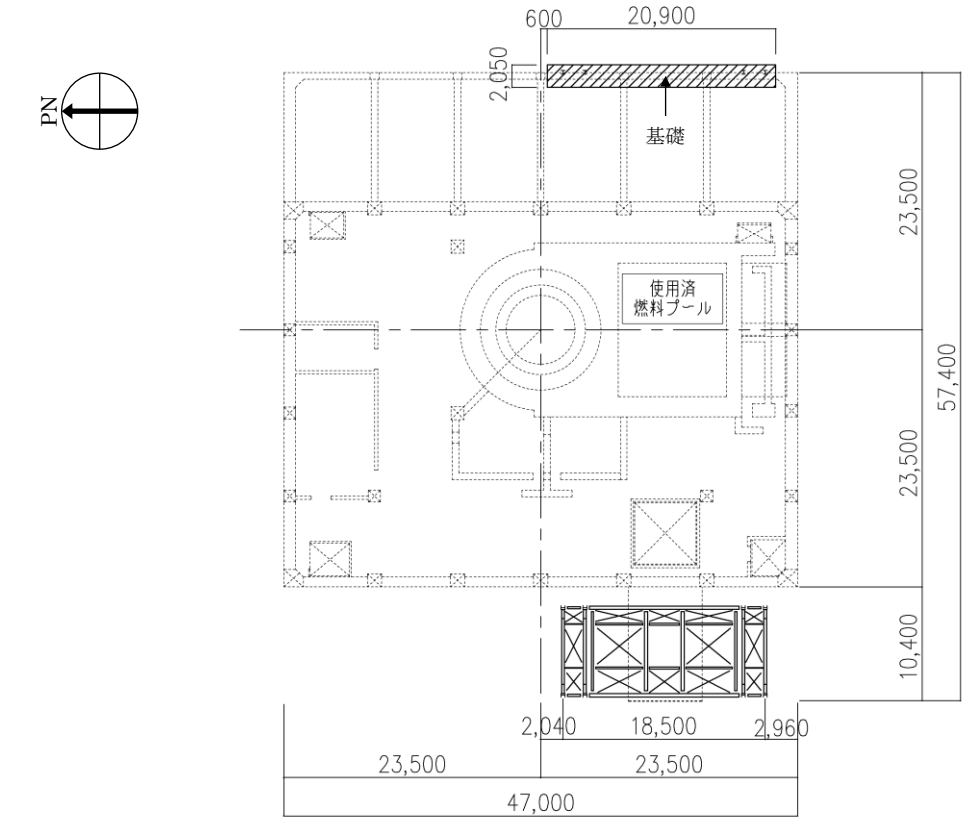
燃料取り出し用カバーは，原子炉建屋の 1 階，3 階及び 5 階に支持される構造である。なお，5 階の原子炉建屋躯体支持点においては，水平振れ止め装置（ストッパ）及び鉛直方向の制震装置（オイルダンパ）を用いる。

燃料取り出し用カバーの概要を図 3.1.2-1～図 3.1.2-5 に示す。

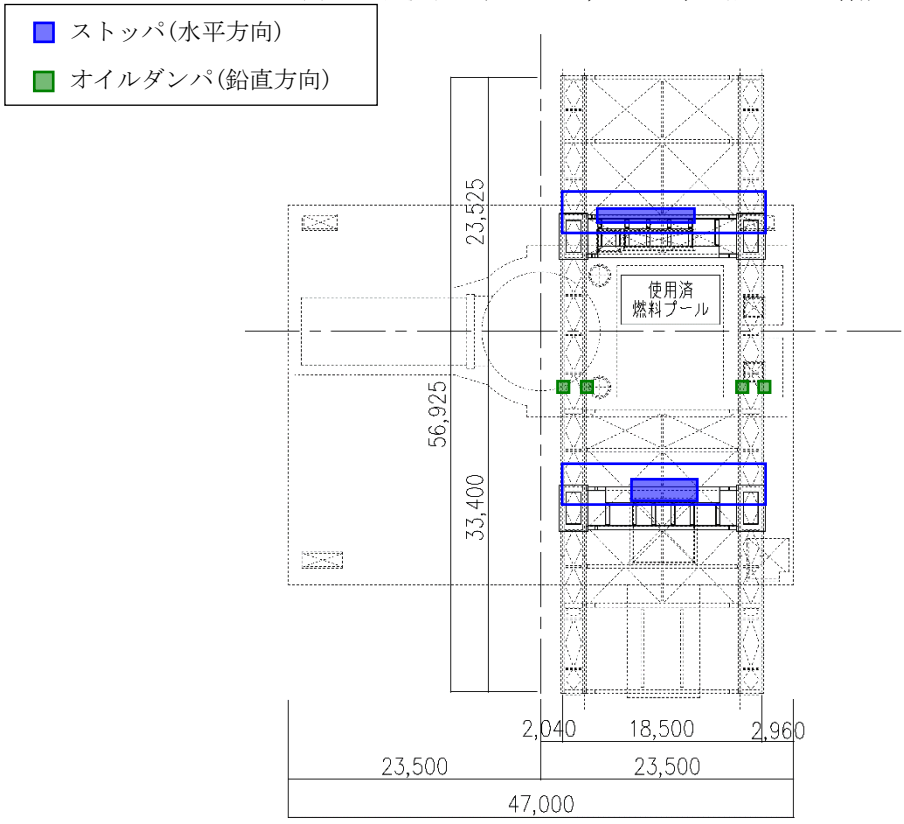


(a) 基礎伏図（G.L.+500　原子炉建屋 1 階レベル+300mm）

図 3.1.2-1　燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

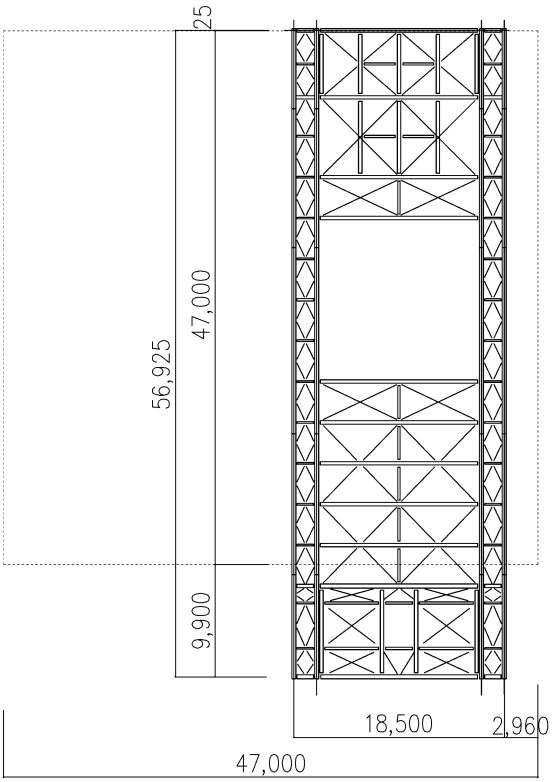


(a) 基礎伏図 (G.L.+16,900　原子炉建屋 3 階)

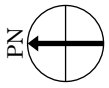


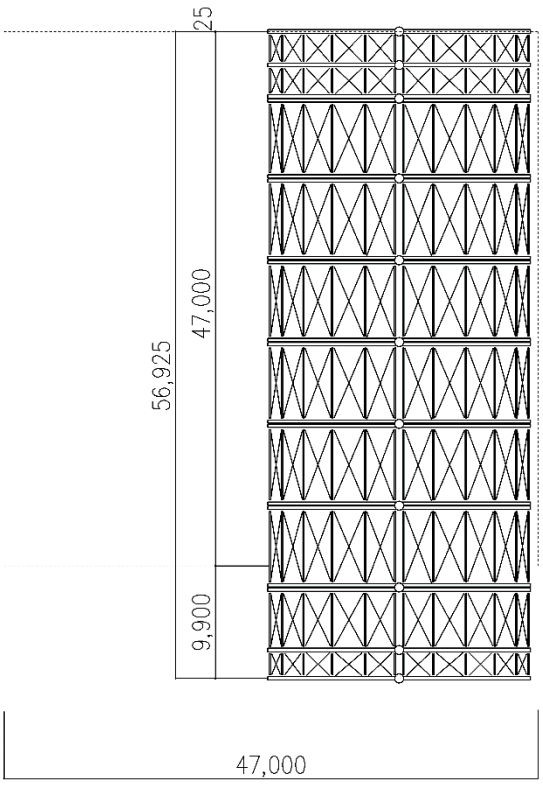
(b)梁伏図 (G.L.+29,920　原子炉建屋 5 階)

図 3.1.2-2　燃料取り出し用カバーの概要 (単位：mm)



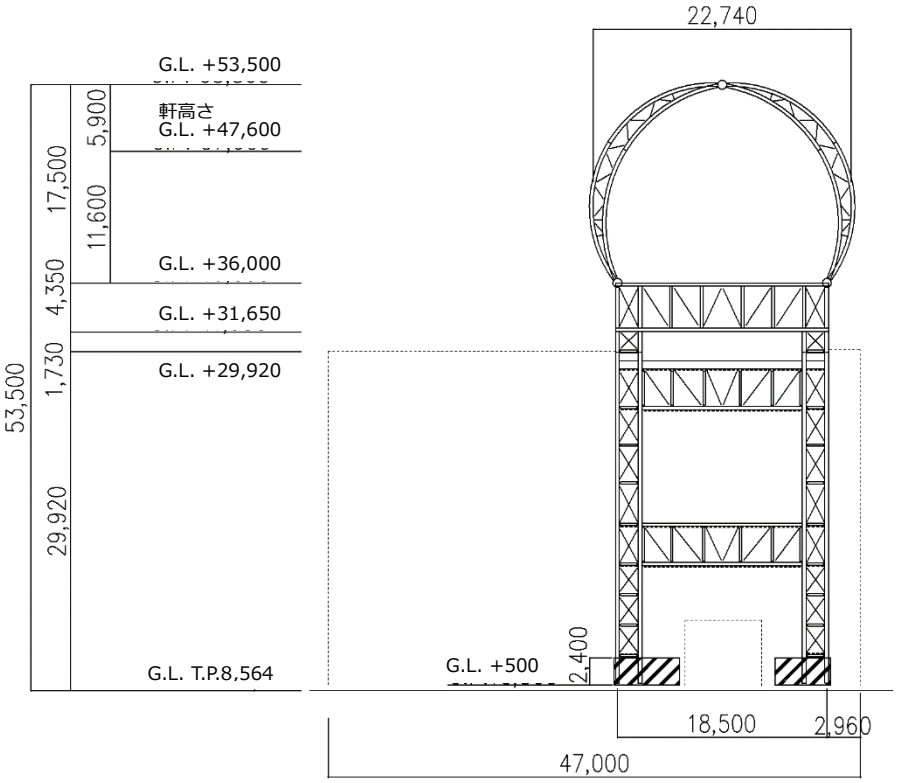
(a)架構ガーダー部平面図(G.L.+36,000)



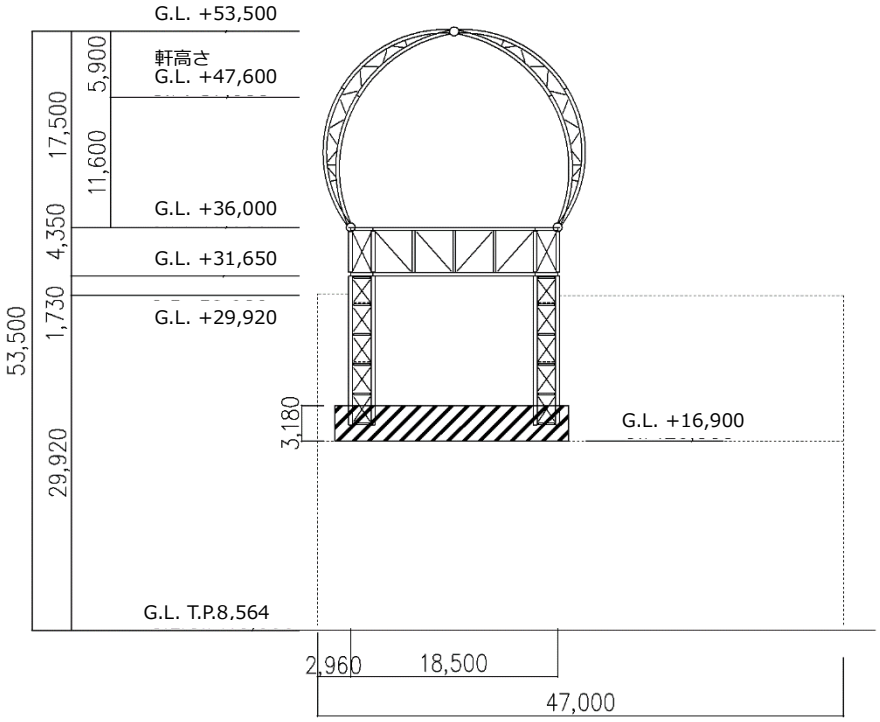


(b)屋根伏図

図 3.1.2-3　燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

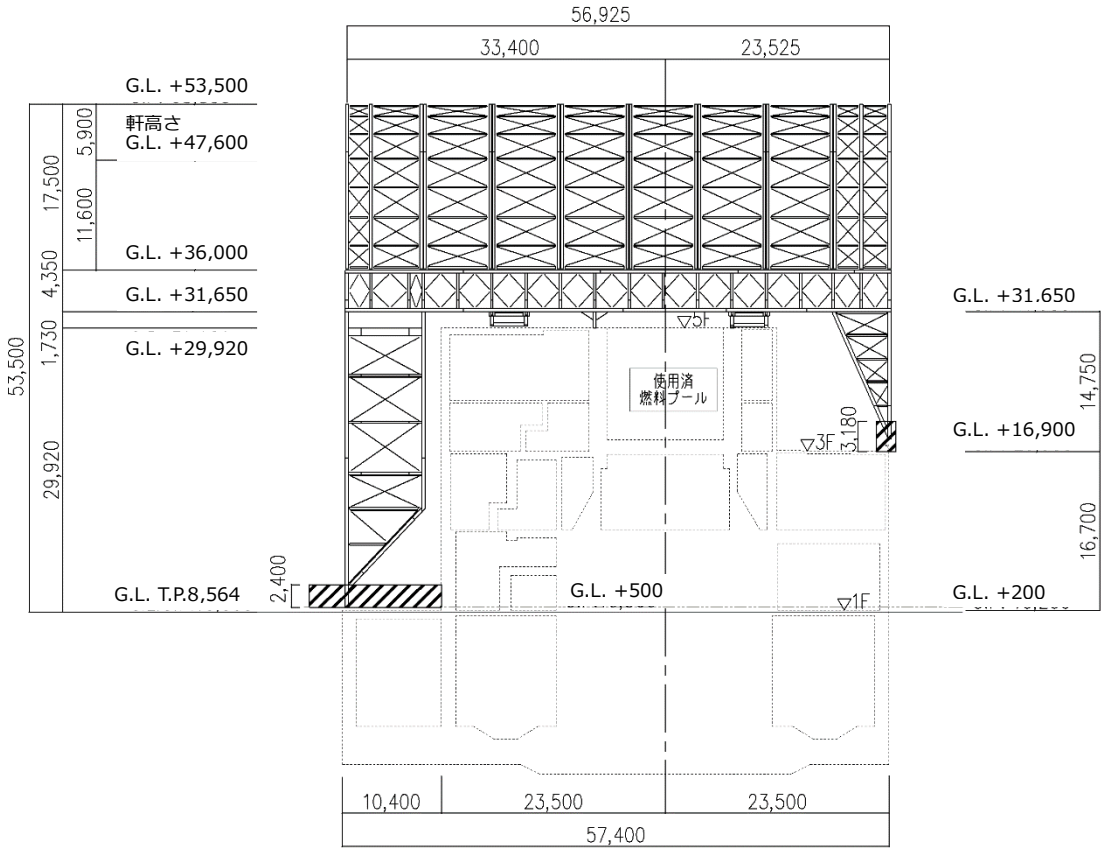


(a) 西軸組図



(b) 東軸組図

図 3.1.2-4　燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）



(a)南軸組図

図 3.1.2-5　燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

3.1.3　検討フロー

燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性の検討フローを図 3.1.3-1 に示す。

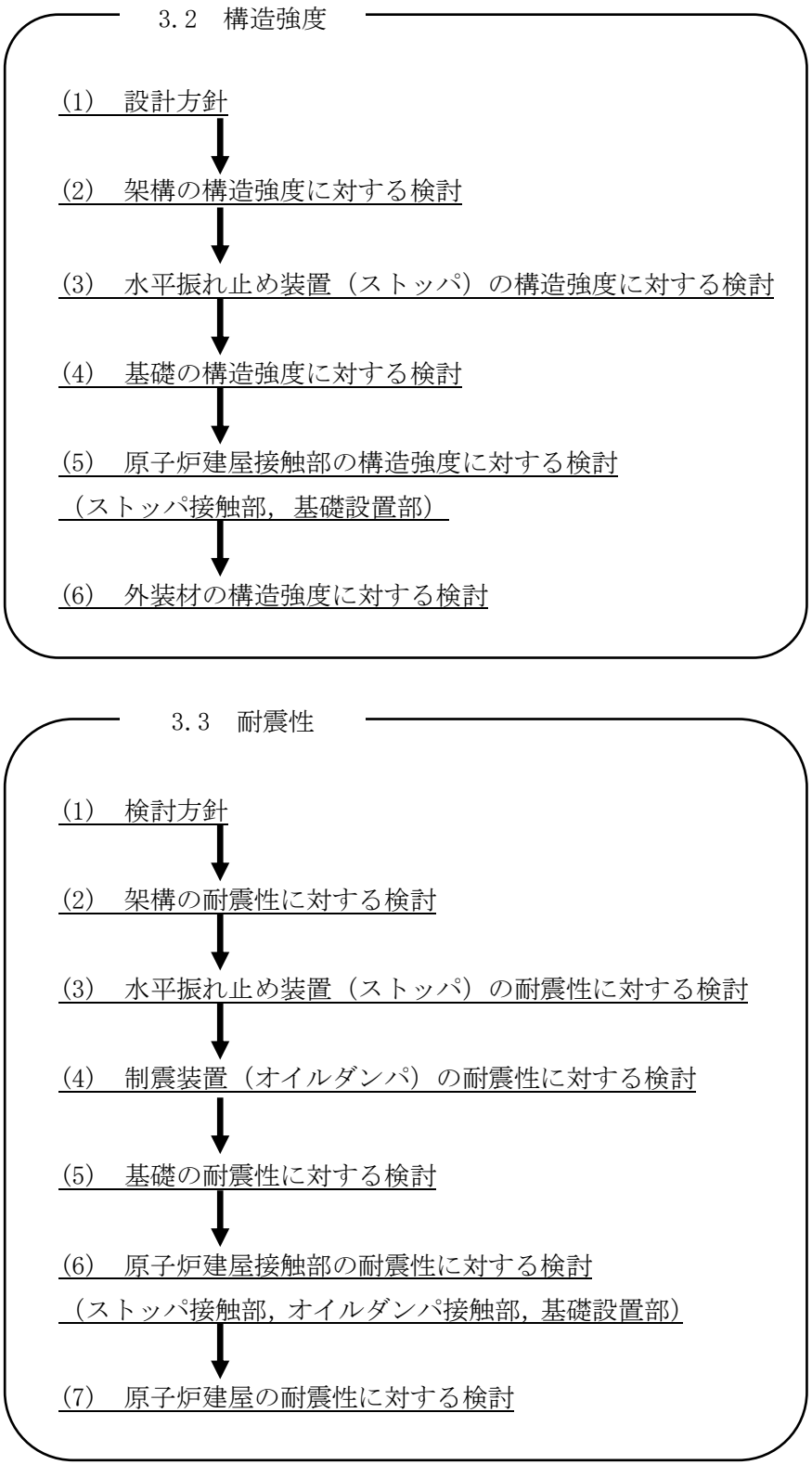


図 3.1.3-1　燃料取り出し用カバーの検討フロー

3.2　構造強度

(1)　設計方針

構造強度の検討は，門型架構及びドーム屋根，水平振れ止め装置（ストッパ），基礎及び外装材について許容応力度設計を実施する。

1)　使用材料及び許容応力度

使用材料の物性値及び許容応力度を表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1　使用材料の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)
架　　構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
基　　礎	コンクリート	2.27×10^4	0.2	24.0

コンクリートの許容応力度　（単位：N/mm^2）

	長期			短期		
設計基準強度＝24	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
	8.0	－	0.73	16.0	－	1.095

鉄筋の許容応力度　（単位：N/mm^2）

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　（単位：N/mm^2）

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度
T≦40mm	SS400，SN400B	235	「鋼構造設計規準」に従い，左記 F の値より求める
T＞40mm	SN400B	215	
T≦40mm	SM490A，SN490B，STK490	325	
－	STKT590	440*	

＊：　「JIS G 3474-2008」による

2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。

・鉛直荷重（VL）

燃料取り出し用カバーに作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重及び積載荷重とする。

・燃料取扱設備荷重（CL）

燃料取扱設備による荷重を表 3.2-2 に示す。

表 3.2-2　燃料取扱設備荷重一覧表

燃料取扱機	788 kN
クレーン	755 kN
吊荷	461 kN

・積雪荷重（SL）

積雪荷重は建築基準法施行令及び福島県建築基準法施行規則細則に準拠し以下の条件とする。

積雪量：30cm，単位荷重：20N/m^2/cm

・風圧力（WL）

風圧力は建築基準法施行令第 87 条および建設省告示第 1454 号に基づき，基準風速を 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 3.2-3 に示す。

表 3.2-3　速度圧の算定結果

建物高さ* H (m)	平均風速の 鉛直分布係数 Er	ガスト 影響係数 Gf	建物高さと粗度 区分による係数 E	基準風速 Vo (m/s)	速度圧 q (N/m^2)
50.55	1.27	2.00	3.23	30	1750

＊：　建物高さは，軒高さ（47.60m）と最高高さ（53.50m）の平均値とした

・地震荷重（K）

燃料取り出し用カバーに作用させる地震荷重は，G.L.-12.06m（原子炉建屋基礎スラブ上端レベル）を基準面とした原子炉建屋の水平地震力の算定結果より設定する。原子炉建屋の水平地震力は下式より算定し，算定結果を表 3.2-5 及び表 3.2-6 に示す。

$$Qi = n \cdot Ci \cdot Wi$$

$$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

ここで，

Qi ：水平地震力（kN）

n ：施設の重要度に応じた係数（n=1.5）

建築基準法で定める地震力の 1.5 倍を考慮する。

Ci ：地震層せん断力係数

Wi ：当該部分が支える重量（kN）

ここに，燃料取り出し用カバーの設計で考慮する原子炉建屋の全体重量は，瓦礫撤去の効果と遮へい体及び燃料取り出し用カバーを新規に設置する影響を考慮した。原子炉建屋の全体重量を表 3.2-4 に示す。

表 3.2-4　原子炉建屋の全体重量(kN)

原子炉建屋全体重量*	1092200
瓦礫撤去による軽減重量	-24640
遮へい体設置による付加重量	+18000
燃料取り出し用カバー等の付加重量	+44750
燃料取り出し用カバー設計用原子炉建屋全体重量	1130310

＊：「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その２）」（東京電力株式会社，平成 23 年 7 月 13 日）において用いた各階重量の総計

Z ：地震地域係数（Z=1.0）

Rt ：振動特性係数（Rt=0.8）

Ai ：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で，原子炉建屋の固有値を用いたモーダル解析法（二乗和平方根法）により求める。

C_0 ：標準せん断力係数（C_0=0.2）

i 層の水平震度 ki は，下式によって算定する。

$$Pi=Q_i-Q_{i-1}$$

$$ki=Pi/wi$$

ここで，

Pi：当該階とその直下階の水平地震力の差（kN）

wi：各階重量（kN）

表 3.2-5　原子炉建屋の水平震度の算定結果（NS 方向）

階	標 高 G.L.(m)	各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
5	+29.92	87590	—	—	—	—	43010	0.492
4	+29.92～+22.30	119490	87590	2.046	0.491	43010	42720	0.358
3	+22.30～+16.90	111340	207080	1.728	0.414	85730	31770	0.286
2	+16.90～+8.70	130160	318420	1.537	0.369	117500	26050	0.201
1	+8.70～+0.20	253710	448580	1.331	0.320	143550	25000	0.099
B1	+0.20～-12.06	—	702290	1.000	0.240	168550	—	—

表 3.2-6　原子炉建屋の水平震度の算定結果（EW 方向）

階	標 高 G.L.(m)	各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
5	+29.92	87590	—	—	—	—	48610	0.555
4	+29.92～+22.30	119490	87590	2.311	0.555	48610	39610	0.332
3	+22.30～+16.90	111340	207080	1.775	0.426	88220	30230	0.272
2	+16.90～+8.70	130160	318420	1.552	0.372	118450	24200	0.186
1	+8.70～+0.20	253710	448580	1.323	0.318	142650	25900	0.103
B1	+0.20～-12.06	—	702290	1.000	0.240	168550	—	—

架構に作用させる水平震度は，原子炉建屋 1 階，3 階及び 5 階の水平震度を用いるものとし，水平地震力を設定する。ドーム屋根部分の水平震度は，建設省告示第 1389 号に基づく 1.0 に 1.5 を乗じて用いる。表 3.2-7 に燃料取り出し用カバーに作用させる水平地震力の算定結果を示す。

表 3.2-7　水平地震力の算定結果

標高 G.L.(m)	各階重量 wi(kN)	NS 方向		EW 方向	
		水平震度 ki	水平地震力 Pi　(kN)	水平震度 ki	水平地震力 Pi　(kN)
+53.50	3200	1.500	4800	1.500	4800
+36.00	11400	0.492	5609	0.555	6327
+16.90	200	0.286	57	0.272	54
+0.20	1200	0.099	119	0.103	124

・荷重組合せ

設計で考慮する燃料取扱機及びクレーンの位置を図 3.2-1 に，荷重組合せを表 3.2-8 に示す。

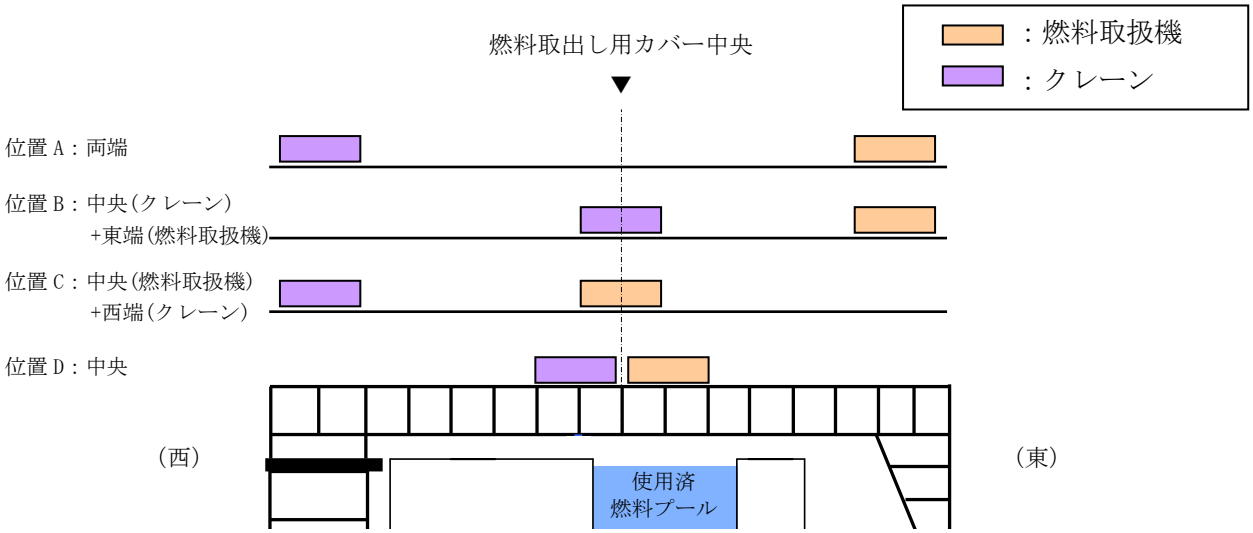


図 3.2-1　燃料取扱設備の位置

表 3.2-8　燃料取り出し用カバーの荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL+CL*1	長期
積雪時*3	S	VL+CL*1+SL	短期
暴風時*3	W	VL+CL*1+WL	
地震時	E1	VL+CL*1+K(+NS) *2	
	E2	VL+CL*1+K(-NS) *2	
	E3	VL+CL*1+K(+EW) *2	
	E4	VL+CL*1+K(-EW) *2	

＊1：吊荷荷重は，常時，積雪時及び暴風時は図 3.2-1 に示すクレーンの位置，地震時は使用済燃料プール直上の架構にて考慮する。

＊2：地震荷重は NS 方向及び EW 方向を考慮する。

＊3：短期事象では地震時が支配的であることから，積雪時及び暴風時の検討は省略する。ただし，外装材の検討は暴風時が支配的であることから暴風時に対し検討を行う。

なお，地震時と暴風時の架構の層せん断力について，風荷重の受圧面積が最大になる NS 方向で比較した結果を図 3.2-2 に示す。図 3.2-2 より，地震時の層せん断力は暴風時の層せん断力を包絡しており，支配的な荷重である。

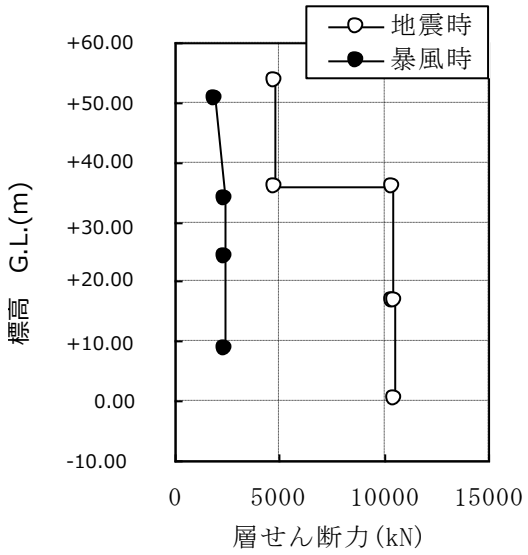


図 3.2-2　地震時と暴風時の層せん断力の比較

(2)　架構の構造強度に対する検討

1)　解析モデル

架構の解析モデルは，門型架構及びドーム屋根を構成する主要な鉄骨部材からなる立体架構モデルとする。図 3.2-3 に架構の立体解析モデルを示す。解析モデルの柱脚部はピン支持，ストッパ取り付き部は水平方向のみピン支持とする。

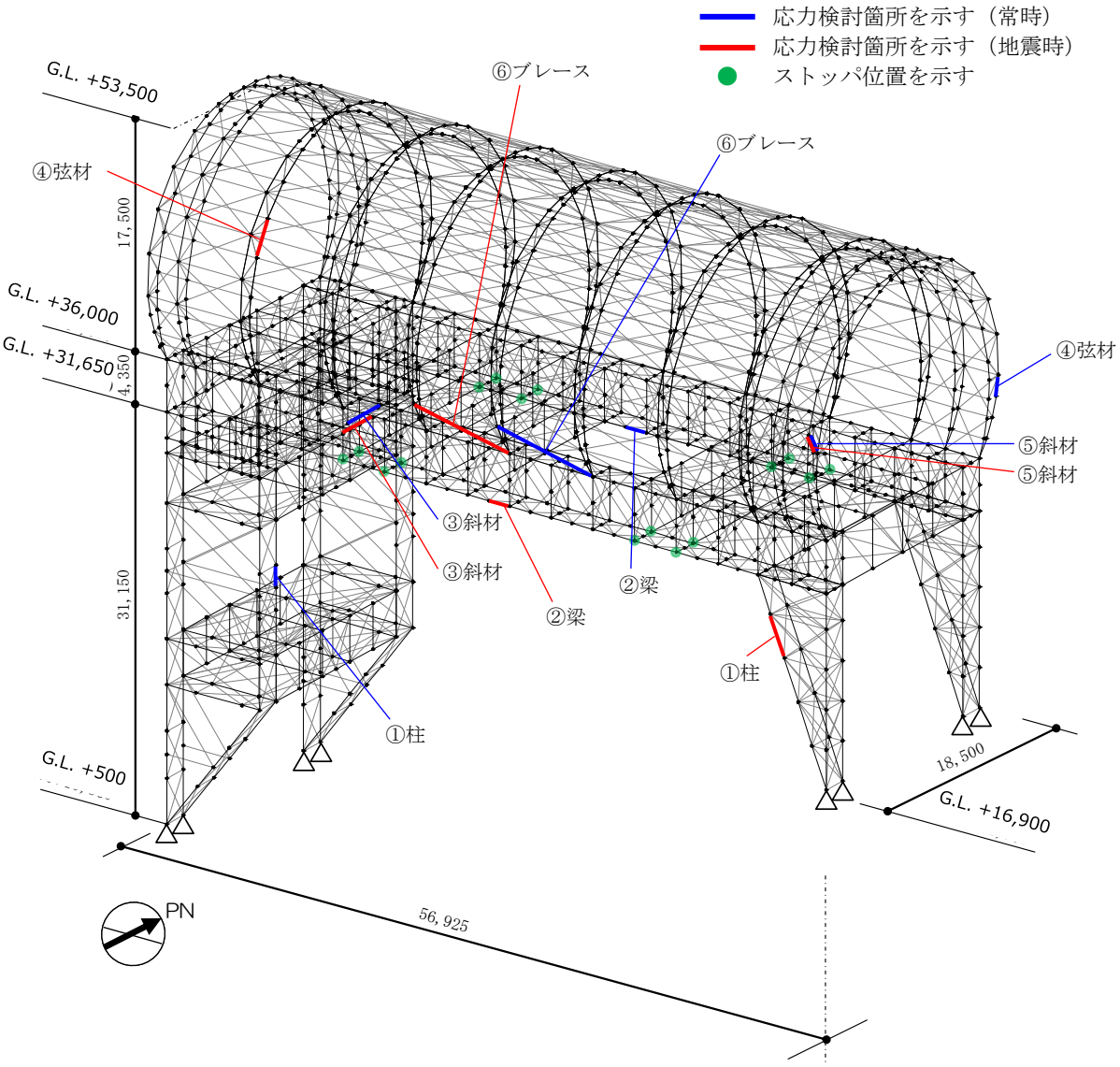


図 3.2-3　解析モデル図（単位：mm）

2)　断面検討

応力度比の検討は「鋼構造設計規準」に従い，軸力に対して下式にて検討を行う。

・軸圧縮の場合　　$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$

・軸引張の場合　　$\frac{\sigma_t}{f_t} \leqq 1$

ここで，　　σ_c，σ_t：圧縮応力度（N/A）及び引張応力度（T/A）(N/mm^2)

N：圧縮力(N)，T：引張力(N)，A：断面積(mm^2)

f_c：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_t：許容引張応力度(N/mm^2)

表 3.2-9 及び表 3.2-10 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 3.2-9　断面検討結果（常時）

部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース （位置）*2	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
門型 架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	C (D)	圧縮	77.4	164	0.48	O.K.
	②	梁	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	C (D)	引張	91.4	216	0.43	O.K.
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 〈SM490〉	C (D)	圧縮	103.0	120	0.86	O.K.
ドーム 屋根	④	弦材	φ-318.5×6.9 〈STKT590〉	C (B)	引張	33.5	293	0.12	O.K.
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 〈STK490〉	C (B)	圧縮	43.4	203	0.22	O.K.
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 〈STK490〉	C (D)	圧縮	19.4	92	0.22	O.K.

＊1：①～⑥の符号は図 3.2-3 の応力検討箇所を示す

＊2：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

表 3.2-10　断面検討結果（地震時）

部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置) *2	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
門型 架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	E1 (D)	圧縮	138.9	289	0.49	O.K.
	②	梁	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	E1 (D)	引張	108.3	324	0.34	O.K.
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 〈SM490〉	E1 (D)	圧縮	164.5	180	0.92	O.K.
ドーム 屋根	④	弦材	φ-267.4×6.6 〈STKT590〉	E1 (D)	圧縮	155.2	396	0.40	O.K.
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 〈STK490〉	E3 (A)	圧縮	165.8	304	0.55	O.K.
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 〈STK490〉	E3 (D)	圧縮	80.6	138	0.59	O.K.

＊1：①～⑥の符号は図 3.2-3 の応力検討箇所を示す

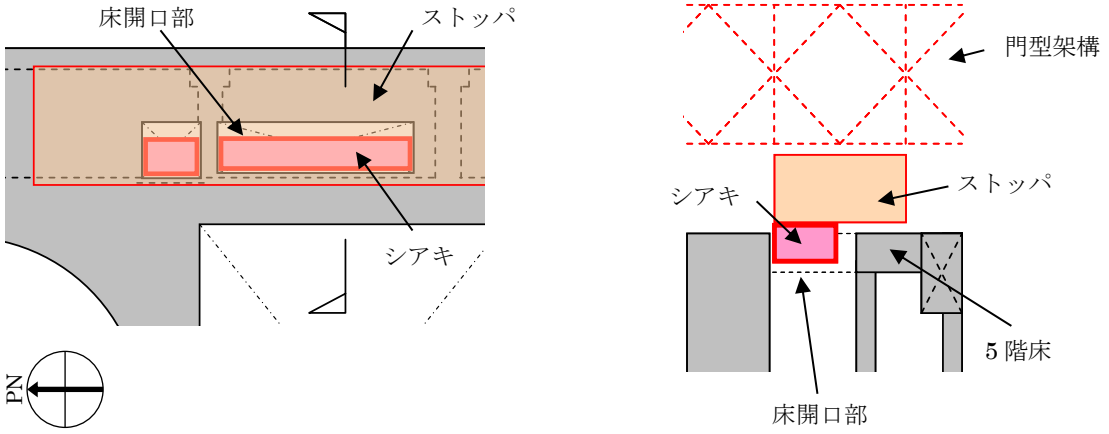
＊2：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(3)　水平振れ止め装置（ストッパ）の構造強度に対する検討

原子炉建屋の 5 階床上面 2 か所に鋼製のストッパを設置し，架構に発生する水平力を，ストッパを介して原子炉建屋に支持させる。原子炉建屋へは，5 階床の床開口部に突出させた強固なシアキにより水平力を伝達させる。図 3.2-4 にストッパ概要図を示す。

ストッパについては，架構と原子炉建屋を結んだバネ材に発生する水平力の最大値が，床開口に差し込むシアキの短期許容せん断力以下であることを確認する。

なお，原子炉建屋と水平振れ止め装置（ストッパ）の接触部については，不具合が見つかった場合には適切に補修等を実施する。



(a)伏図　　(b)断面図

図 3.2-4　ストッパ概要図

シアキの許容せん断力は下式より算定し，表 3.2-11 に応力比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全てのストッパに対する応力比が 1 以下になることを確認した。

$$Q_a = A \cdot f_s$$

ここに，

Qa：短期許容せん断力(kN)

A：シアキの断面積（mm^2）

f_s：短期許容せん断応力度(N/mm^2)（SM490A）

表 3.2-11　ストッパ（シアキ）の断面検討結果

部位	荷重ケース (位置)*	ストッパ反力 Q(kN)	短期許容せん断力 Qa(kN)	応力比 Q/Qa	判定
東側ストッパ	E4 (A)	2560	8620	0.30	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(4)　基礎の構造強度に対する検討

架構の基礎は独立フーチング基礎とし，西側柱脚部は原子炉建屋の地下 1 階壁の直上に設置し，

東側柱脚部は原子炉建屋2階壁の直上に設置して基礎反力が原子炉建屋を介して地盤に伝わるようにする。ここでは，基礎の浮き上がりに対しては基礎反力（圧縮力を正）の最小値が0以上であることを確認し，基礎のすべりに対しては基礎反力の水平力が許容摩擦力以下であることを確認する。

なお，基礎底面の摩擦係数は「現場打ち同等型プレキャスト鉄筋コンクリート構造設計指針(案)・同解説(2002)」に準じて，特に先打ちコンクリート表面に処理をしない場合の後打ちコンクリートとの境界面で設定する0.6(普通コンクリートの場合)とする。

表3.2-12に基礎反力が最小となる部位の基礎浮き上がりの検討結果を示す。

基礎浮き上がりの検討の結果，全ての基礎の最小圧縮力が0以上であることを確認した。

表3.2-12　基礎浮き上がりの検討結果

部位	荷重ケース （位置）＊	最小圧縮力 N(kN)	判定
東側柱脚 （北側）	E1 (C)	1990	O.K.

＊：図3.2-1に示す燃料取扱設備の位置を示す

許容摩擦力は下式より算定し，表3.2-13に応力比が最大となる部位の検討結果を示す。

基礎すべりの検討の結果，全ての基礎に対する応力比が1以下になることを確認した。

$$V_a = \mu(N + R)$$

ここに，

Va：許容摩擦力(kN)

μ ：摩擦係数（μ=0.6）

N：基礎重量(kN)

R：基礎上端の架構の鉛直反力(kN)

表3.2-13　基礎すべりの検討結果

部位	荷重ケース （位置）＊	水平力 Q(kN)	許容摩擦力 Va(kN)	応力比 Q/Va	判定
東側柱脚	C (D)	2410	5270	0.46	O.K.
	E4 (D)	2430	4580	0.54	O.K.

＊：図3.2-1に示す燃料取扱設備の位置を示す

(5)　原子炉建屋接触部の構造強度に対する検討

1)　ストッパ接触部

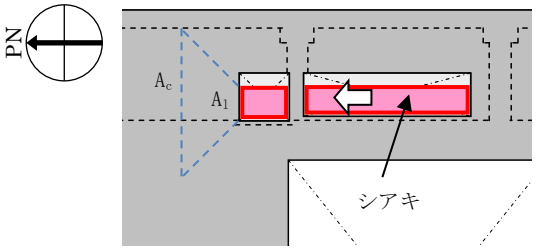
ストッパ接触部の構造強度の検討では，ストッパ水平反力が，既存躯体の短期許容支圧力以下になることを確認する。なお，許容支圧応力度は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm^2)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。

短期許容支圧力 Na は下式より算定し，表 3.2-14 に応力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全てのストッパ接触部に対する応力比が 1 以下になることを確認した。

$$N_a = f_n \cdot A_l$$

$$f_n = f_{na}\sqrt{\frac{A_c}{A_l}} \quad \text{ただし，} \quad \sqrt{\frac{A_c}{A_l}} \leq 2.0$$



ここに，

f_n ：短期許容支圧応力度(N/mm^2)

f_{na}：$F_{ci}/1.25$ または $0.6F_c$ のうち小さいほうの値(N/mm^2)

F_{ci}：コンクリート強度，特に定めのない場合には 20N/mm^2　(F_{ci}=22.1N/mm^2)

A_c ：支圧端から離れて応力が一様分布となったところのコンクリートの支承面積(mm^2)

A_1 ：局部圧縮を受ける支圧面積(mm^2)

表 3.2-14　ストッパ接触部の検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	ストッパ水平反力 N(kN)	短期許容支圧力 Na(kN)	応力比 N/Na	判定
東側ストッパ	E2 (B)	3980	10300	0.39	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

2)　基礎設置部

架構の西側脚部は原子炉建屋 1 階レベル（G.L.+0.2m）で支持し，東側脚部は原子炉建屋 3 階レベル（G.L.+16.9m）で支持している。基礎設置部については，柱脚の鉛直反力により生じる直下壁の軸力が壁の許容軸力以下であることを確認する。

許容軸力 Na は下式より算定し，表 3.2-15 に応力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全ての基礎設置部に対する応力比が 1 以下になることを確認した。

$${}_L N_a = {}_L f_c \cdot A_l \quad , \quad {}_S N_a = {}_S f_c \cdot A_l$$

ここに，

${}_L f_c$：長期許容圧縮応力度(N/mm^2)　(${}_L f_c$=22.1×1/3=7.4)

${}_S f_c$：短期許容圧縮応力度(N/mm^2)　(${}_S f_c$=22.1×2/3=14.7)

A_1：　柱脚部支配面積(mm^2)

表 3.2-15　壁の圧縮力の検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	軸力 N(kN)	許容軸力 Na(kN)	応力比 N/Na	判定
東側柱脚（南側）	C (B)	4280	12900	0.34	O.K.
	E1 (B)	6540	25900	0.26	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(6)　外装材の構造強度に対する検討

1)　検討箇所

架構の屋根面及び側面を覆う外装材は，折板を用いる。強度検討は，壁材，屋根材それぞれに風圧力により生じる応力度が短期許容応力度以下であることを確認する。なお，短期事象においては，暴風時の影響が支配的であることから，積雪時及び地震時の検討は省略する。検討箇所を図 3.2-5 に示す。

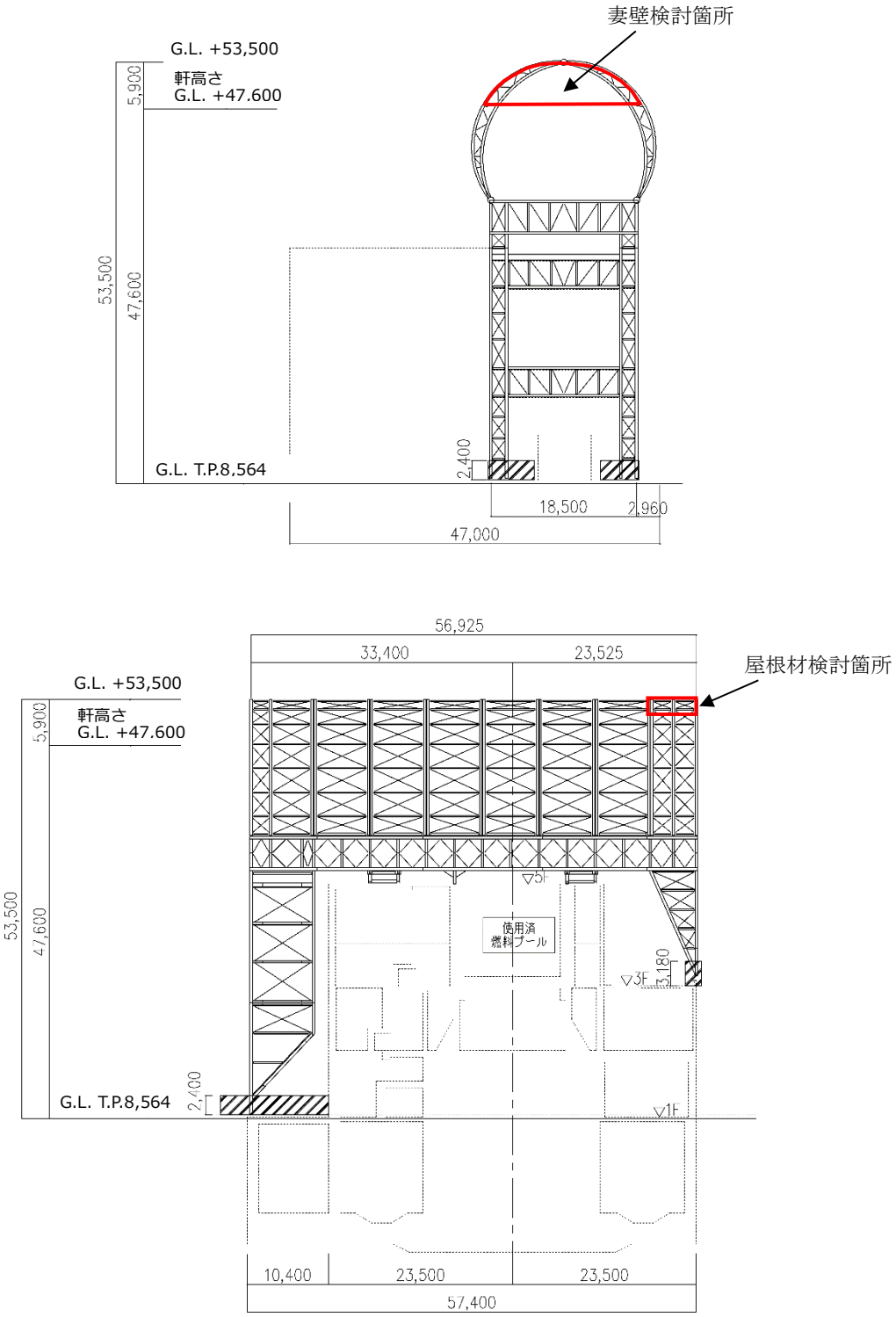


図 3.2-5　外装材検討箇所（単位：mm）

2)　設計用荷重の算定

設計用風圧力は，建築基準法施行令第 82 条の 4 および建設省告示第 1458 号に基づき，基準風速 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 3.2-16 に，ピーク風力係数を表 3.2-17 に，風力係数の算定箇所を図 3.2-6 に示す。

表 3.2-16　速度圧の算定結果

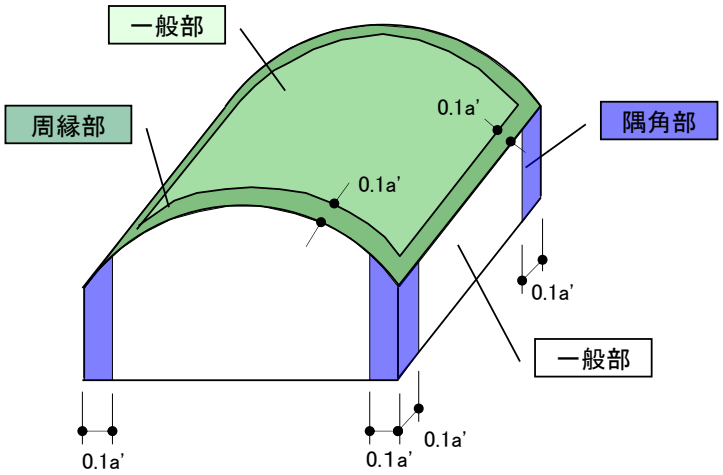
建物高さ* H (m)	平均風速の高さ方向の分布を表す係数 E_r	基準風速 V_0 (m/s)	平均速度圧 q (N/m^2)
50.55	1.27	30	871

*：建物高さは，軒高さ（47.60m）と最高高さ（53.50m）の平均値とした

表 3.2-17　ピーク風力係数

建物高さ* H (m)	屋根面		妻壁面	
	一般部	周縁部	一般部	隅角部
50.55	-2.5	-3.2	-2.02	-2.5

*：建物高さは，軒高さ（47.60m）と最高高さ（53.50m）の平均値とした



a'は平面の短辺の長さと H の 2 倍の数値のうちいずれか小さな数値（30 を超えるときは，30 とする）（単位：m）

図 3.2-6　風力係数の算定箇所

3)　外装材の強度検討

検討は，応力が厳しくなる部位について行う。ここでは，折板の自重は考慮しないものとする。折板の間隔はドーム屋根が 3.4m で連続支持，妻壁が 4.0m で単純支持されているものと仮定する。

屋根材及び壁材の材料諸元を表 3.2-18 に示す。また，検討結果を表 3.2-19 に示す。

断面検討の結果，全ての外装材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 3.2-18　屋根材及び壁材の材料諸元

板厚	自重	正曲げ方向		負曲げ方向	
		断面 2 次モーメント	断面係数	断面 2 次モーメント	断面係数
t (mm)	G (N/m^2)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)
0.8	118	360	43.6(13.1*)	347	40.6(12.2*)

＊：括弧内の数値は折曲加工部を示す

表 3.2-19　応力度に対する検討結果

部位	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
ドーム屋根	189	205*	0.93	O.K.
妻壁	109	205*	0.54	O.K.

＊：「JIS G 3321-2010」による

・応力度に対する検討

①ドーム屋根

$w = 871 \times (-3.20) = -2790 (N/m^2)$

$M = (9/128) \times w \times L^2 = (9/128) \times (-2790) \times 3.4^2 \times 10^{-3} = -2.3 (kNm/m)$

$\sigma_b = M/Z = 2.3 \times 10^6 / (12.2 \times 10^3) = 189 (N/mm^2)$

$\sigma_b / f_b = 189/205 = 0.93 \leqq 1.0$　　OK

②妻壁

$w = 871 \times (-2.50) = -2180 (N/m^2)$

$M = (1/8) \times w \times L^2 = (1/8) \times (-2180) \times 4.0^2 \times 10^{-3} = -4.4 (kNm/m)$

$\sigma_b = M/Z = 4.4 \times 10^6 / (40.6 \times 10^3) = 109 (N/mm^2)$

$\sigma_b / f_b = 109/205 = 0.54 \leqq 1.0$　　OK

3.3　耐震性

(1)　検討方針

耐震性の検討は，架構，水平振れ止め装置（ストッパ），制震装置（オイルダンパ），基礎，原子炉建屋接触部及び原子炉建屋の健全性について行い，基準地震動 Ss に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。なお，地震応答解析は水平方向及び鉛直方向を同時に入力する。

(2)　架構の耐震性に対する検討

1)　解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は,「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）にて作成した解放基盤表面で定義される基準地震動 Ss とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 3.3-1 に示す。モデルに入力する地震動は一次元波動論に基づき，解放基盤表面で定義される基準地震動 Ss に対する地盤の応答として評価する。解放基盤表面位置（G.L.-206.0m(震災前 O.P.-196.0m)）における基準地震動 Ss-1，Ss-2 及び Ss-3 の加速度時刻歴波形を図 3.3-2(1)及び図 3.3-2(2)に示す。

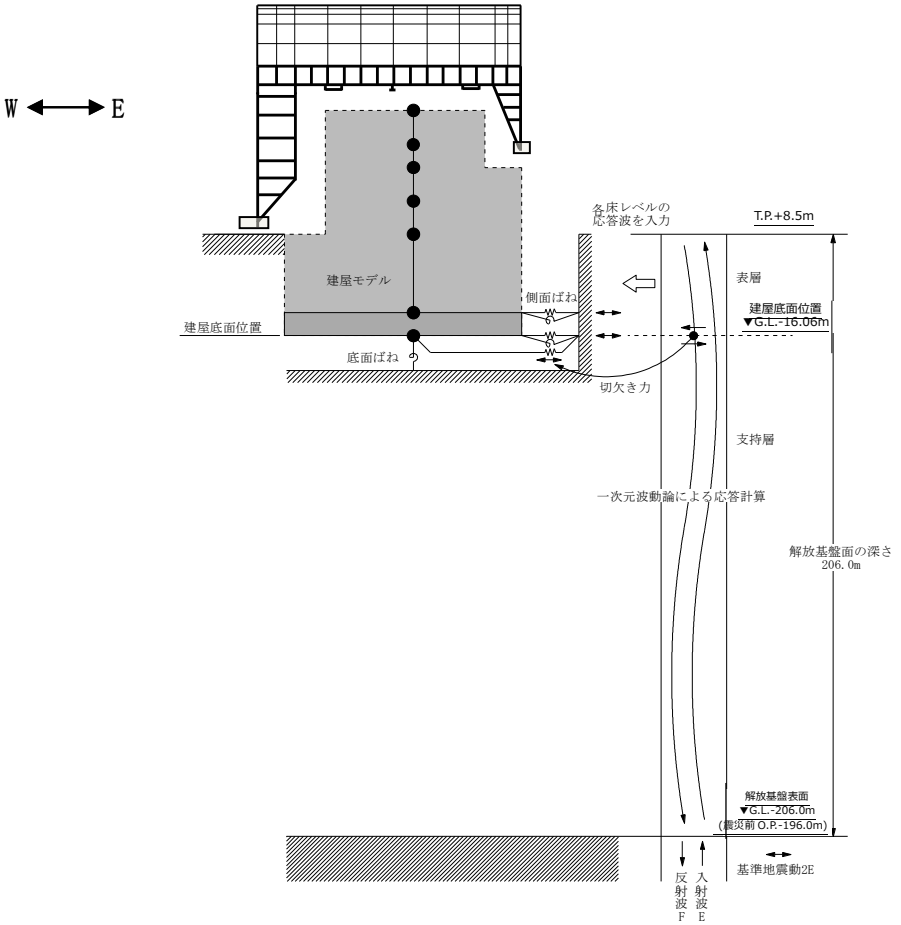
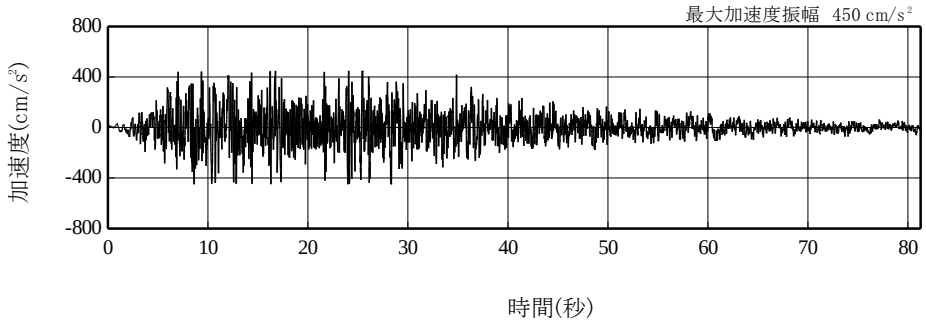
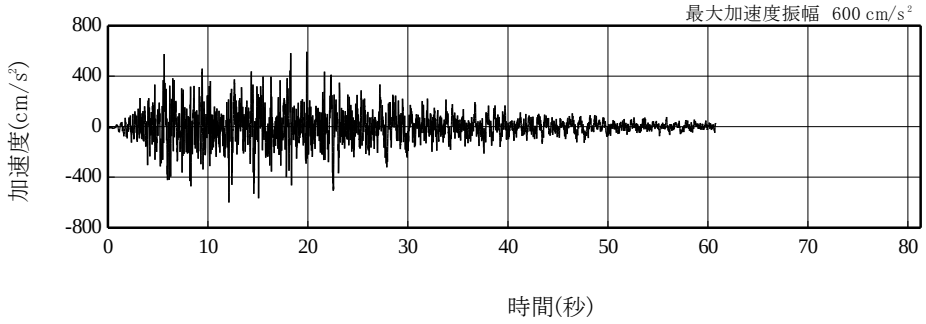


図 3.3-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

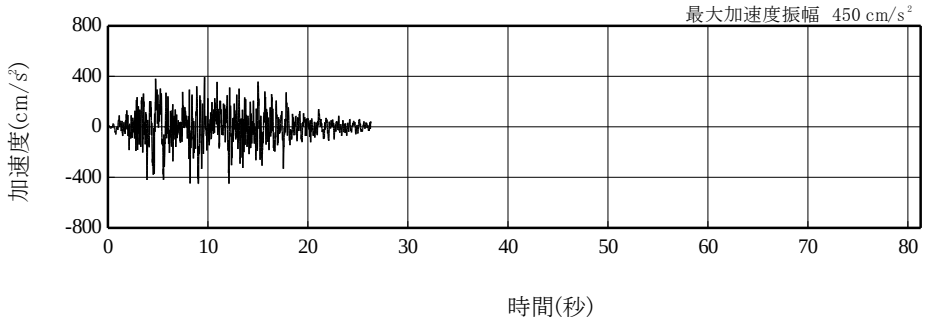
本章に記載の標高は，震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm



(Ss-1H)

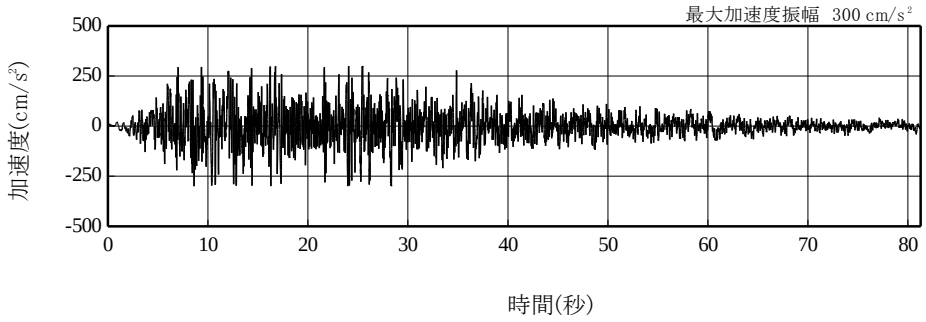


(Ss-2H)

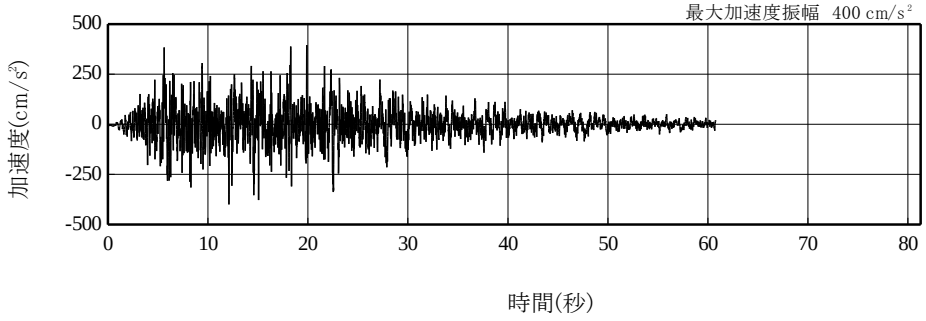


(Ss-3H)

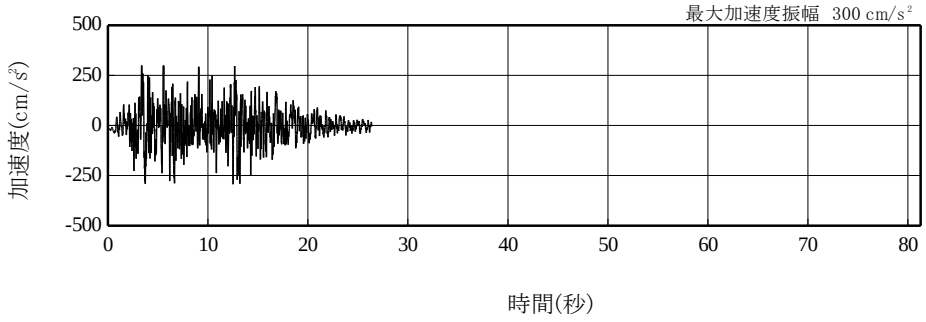
図 3.3-2(1) 解放基盤表面位置における地震動の加速度時刻歴波形(水平方向)



(Ss-1V)



(Ss-2V)



(Ss-3V)

図 3.3-2(2)　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（鉛直方向）

2)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは，門型架構及びドーム屋根を構成する主要な鉄骨部材からなる立体架構を原子炉建屋の質点系モデルに接続した図 3.3-3 に示すモデルとし，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。ストッパ取り付き部は原子炉建屋 5 階質点（G.L.+29.92m）と水平方向同一変位条件とし，鉛直方向の制震装置（オイルダンパ）は原子炉建屋の 5 階床上面 4 箇所に門型架構と 5 階床の鉛直方向相対変位が減少する場合に減衰力を発揮するばねに置換して立体架構モデルに組み込んでいる。

地震応答解析に用いる物性値を表 3.3-1 に示す。門型架構及びドーム屋根の部材接合部の質点は仕上げ材等を考慮した重量とし，原子炉建屋の質点は瓦礫撤去の重量等を反映した表 3.3-2 に示す重量とする。門型架構の柱・梁及びドーム屋根の弦材は弾性部材とし，その他ブレース等は「鉄骨 X 型ブレース架構の復元力特性に関する研究」(日本建築学会構造工学論文集 37B 号　1991 年 3 月）に示されている修正若林モデルによる。また，原子炉建屋は，曲げとせん断に「JEAG　4601-1991」に示されている非線形特性を考慮する。

地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）と同様とし，その結果を表 3.3-3 に示す。原子炉建屋の地盤ばねは，「JEAG　4601-1991」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤を Novak の方法により建屋側面ばねを評価した。

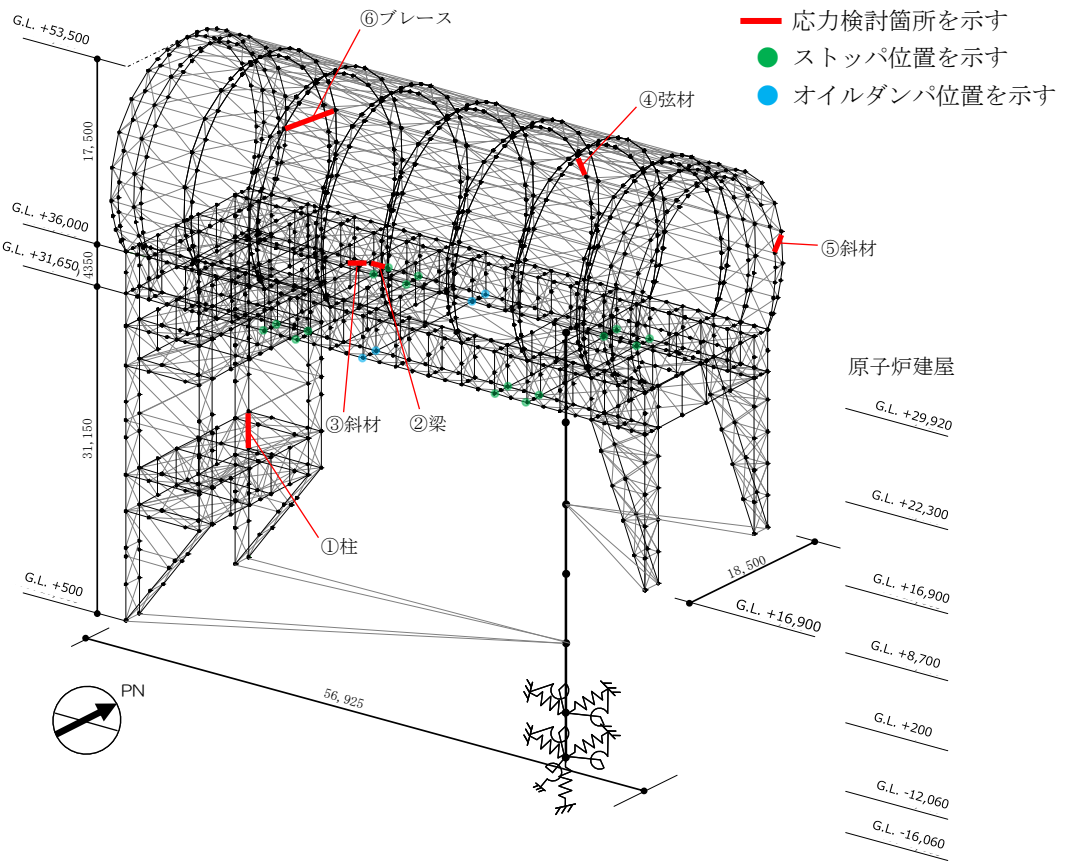


図 3.3-3　地震応答解析モデル（単位：mm）

表 3.3-1　地震応答解析に用いる物性値

部位	材料	ヤング係数 E(N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)	減衰定数 h(%)	備考
架構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0	2	SS400, SM490A STK490, STKT590

表 3.3-2　地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

標高 G.L.（m）	質点重量* W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
+29.92	72990	76.95		
			145.3	9598
+22.3	119490	238.33		
			146.1	29271
+16.9	111140	204.58		
			237.3	56230
+8.7	130160	239.58		
			208.6	60144
+0.2	252510	464.88		
			458.7	112978
-12.06	301020	554.17		
			2697.8	496620
-16.06	127000	233.79		
合計	1114310			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

＊：「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その２）」（東京電力株式会社，平成 23 年 7 月 13 日）において用いた各階重量に瓦礫撤去等による重量増減を考慮した数値（ただし，門型架構の重量 12800kN 及びドーム屋根重量 3200kN は含まない）

表 3.3-2　地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(b)水平（EW）方向

標高 G.L.（m）	質点重量* W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times 10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
+29.92	72990	56.10		
			61.9	5665
+22.3	119490	124.49		
			123.4	12460
+16.9	111140	204.58		
			204.1	41352
+8.7	130160	239.58		
			226.6	61084
+0.2	252510	693.32		
			431.3	135128
-12.06	301020	826.50		
			2697.8	740717
-16.06	127000	348.72		
合計	1114310			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7（kN/m^2）
せん断弾性係数 G　1.07×10^7（kN/m^2）
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

(c)鉛直方向

標高 G.L.（m）	質点重量* W（kN）	軸断面積 A_N（m^2）	軸ばね剛性 K_A（$\times 10^8$ kN/m）
+29.92	72990		
		192.0	6.48
+22.3	119490		
		266.3	12.67
+16.9	111140		
		431.7	13.53
+8.7	130160		
		423.0	12.79
+0.2	252510		
		691.2	14.49
-12.06	301020		
		2697.8	173.33
-16.06	127000		
合計	1114310		

ヤング係数 Ec　2.57×10^7（kN/m^2）
せん断弾性係数 G　1.07×10^7（kN/m^2）
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

＊：「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その２）」（東京電力株式会社，平成 23 年 7 月 13 日）において用いた各階重量に瓦礫撤去等による重量増減を考慮した数値（ただし，門型架構の重量 12800kN 及びドーム屋根重量 3200kN は含まない）

表 3.3-3　地盤定数の設定結果

(a) Ss-1

標高 G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0 (震災前 O.P.-196.0)										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(b) Ss-2

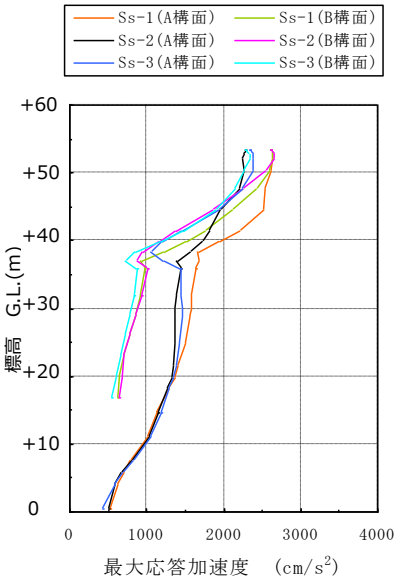
標高 G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.76	3.41	0.81	8.08	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.53	4.36	0.81	10.27	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.56	5.63	0.81	13.19	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.29	6.53	0.81	15.26	3	88.0
-206.0 (震災前 O.P.-196.0)										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(c) Ss-3

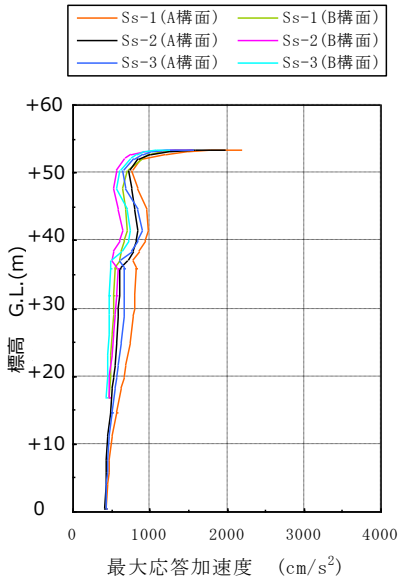
標高 G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.25	2.62	0.86	6.63	3	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0 (震災前 O.P.-196.0)										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

3)　地震応答解析結果

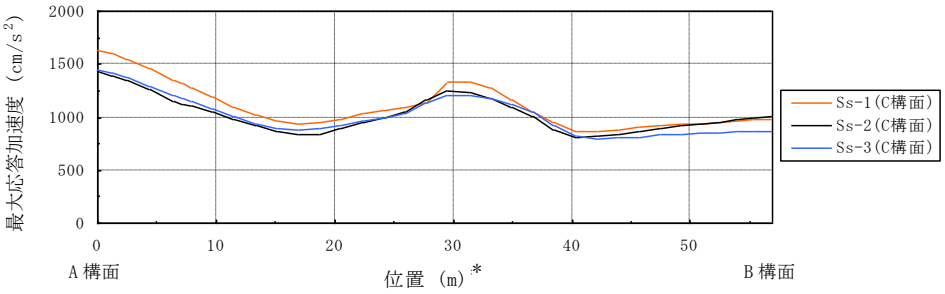
最大応答加速度分布を図 3.3-4(1)及び図 3.3-4(2)に示す。



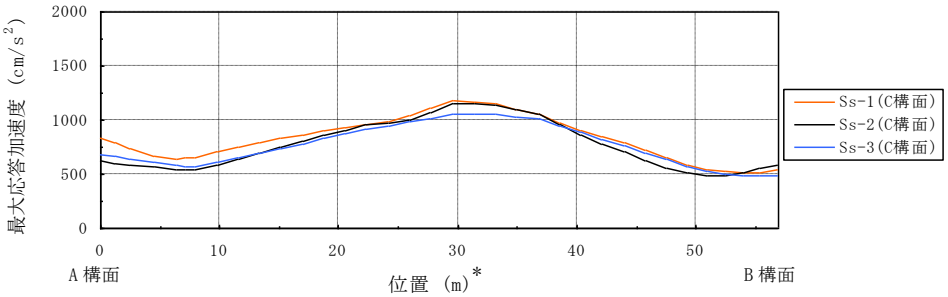
水平(NS)成分（A 構面，B 構面）



鉛直成分（A 構面，B 構面）

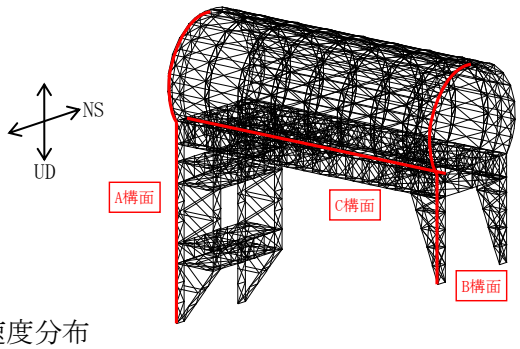


水平(NS)成分（C 構面）



鉛直成分（C 構面）

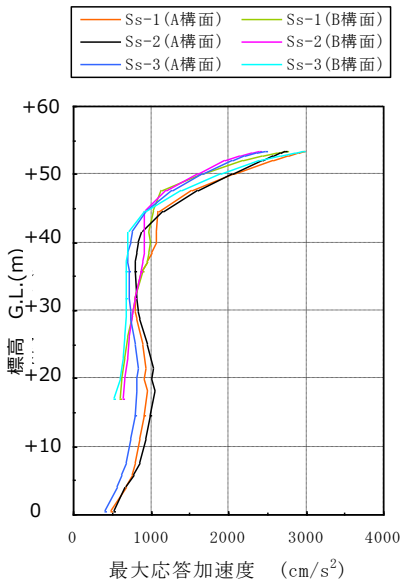
(NS 方向)



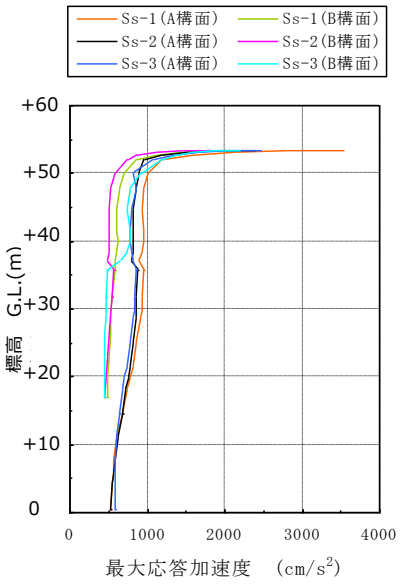
注：燃料取扱設備が門型架構の中央に位置する場合
（図 3.2-1 の位置 D）を示す

＊：位置は A 構面側からの距離を示す

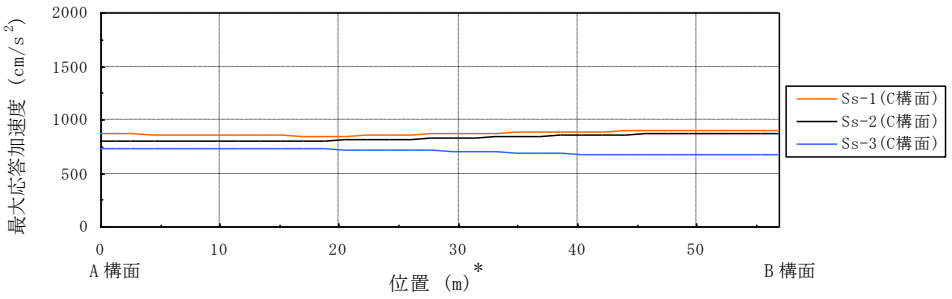
図 3.3-4(1)　最大応答加速度分布



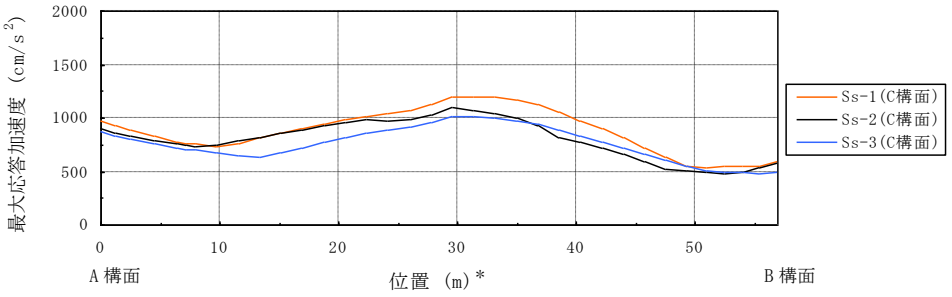
水平(EW)成分（A 構面，B 構面）



鉛直成分（A 構面，B 構面）



水平(EW)成分（C 構面）



鉛直成分（C 構面）

（EW 方向）

注：燃料取扱設備が門型架構の中央に位置する場合
（図 3.2-1 の位置 D）を示す

＊：位置は A 構面側からの距離を示す

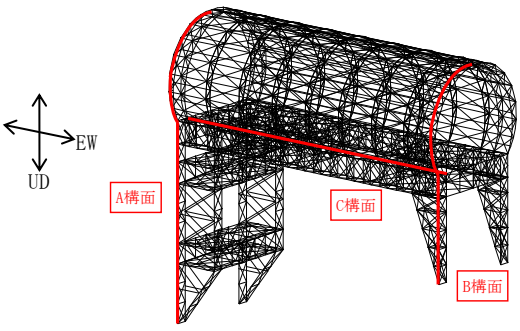


図 3.3-4(2)　最大応答加速度分布

4)　波及的影響の評価

門型架構は，JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2002 年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は 1/75 以下，層の塑性率は 4 以下，部材の塑性率は 5 以下」*）を満足することを確認する。ドーム屋根は，柱・梁によるフレームを構成しないため，JSCA 性能メニューのうち部材の塑性率のクライテリアを満足することを確認する。

なお，解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成 19 年 7 月 20 日）に示されるクライテリア（層間変形角は 1/100 以下，層の塑性率は 2 以下，部材の塑性率は 4 以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

＊：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，2006 年 6 月

・層間変形角の検討

門型架構の最大応答層間変形角を表 3.3-4 に示す。

検討の結果，最大応答層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 3.3-4　最大応答層間変形角の検討結果

検討箇所	地震波	入力方向(位置)＊	最大応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
東側 G.L.+36.00(m) ～G.L.+16.90(m)	Ss-1	NS (A)	1/820	1/75	O.K.
		EW (B)	1/990	1/75	O.K.
	Ss-2	NS (B)	1/990	1/75	O.K.
		EW (B)	1/1000	1/75	O.K.
	Ss-3	NS (B)	1/990	1/75	O.K.
		EW (B)	1/1000	1/75	O.K.
西側 G.L.+36.00(m) ～G.L.+0.50(m)	Ss-1	NS (A)	1/720	1/75	O.K.
		EW (B)	1/1600	1/75	O.K.
	Ss-2	NS (C)	1/860	1/75	O.K.
		EW (B)	1/1600	1/75	O.K.
	Ss-3	NS (C)	1/800	1/75	O.K.
		EW (B)	1/1800	1/75	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

・塑性率の検討

部材の塑性率は，引張及び圧縮に対して最大軸力時のひずみを引張耐力または座屈耐力時のひずみで除した値で表される。最大軸力時のひずみが引張耐力または座屈耐力時のひずみ未満の場合は弾性であり塑性率は 1 未満となる。最大応答軸力を引張耐力または座屈耐力で除した値を耐力比と定義し，表 3.3-5 に検討結果を示す。なお，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度（STKT590 材を除く）は「平成 19 年国土交通省告示第 625 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

表 3.3-5 より全てのケースで耐力比が 1 を下回ることから塑性率は 1 未満となり，クライテリアを満足することを確認した。

表 3.3-5　耐力比の検討結果

部位*1			部材形状 (mm)	地震波	入力方向 (位置)*2	耐力比		判定
門型架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 〈SM490A〉	Ss-2	NS (C)	C/Cu	0.50	OK
	②	梁	H-350×350 ×12×19 〈SM490A〉	Ss-1	NS (C)	C/Cu	0.45	OK
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 〈SM490A〉	Ss-1	NS (C)	C/Cu	0.75	OK
ドーム屋根	④	弦材	φ-267.4×6.6 〈STKT590〉	Ss-1	NS (D)	C/Cu	0.63	OK
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 〈STK490〉	Ss-1	EW (D)	C/Cu	0.90	OK
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 〈STK490〉	Ss-2	EW (C)	C/Cu	0.45	OK

＊1：①～⑥の符号は図 3.3-3 の応力検討箇所を示す

＊2：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

C ：部材軸方向の圧縮力の最大値

Cu：座屈耐力

T ：部材軸方向の引張力の最大値

Tu：引張耐力

(3)　水平振れ止め装置（ストッパ）の耐震性に対する検討

ストッパ（鋼製）の耐震性に対する検討は，材料強度を基準強度 F 値の 1.1 倍としたせん断耐力とし，耐力比が 1 以下になることを確認する。図 3.3-5 にストッパ概要図を示す。

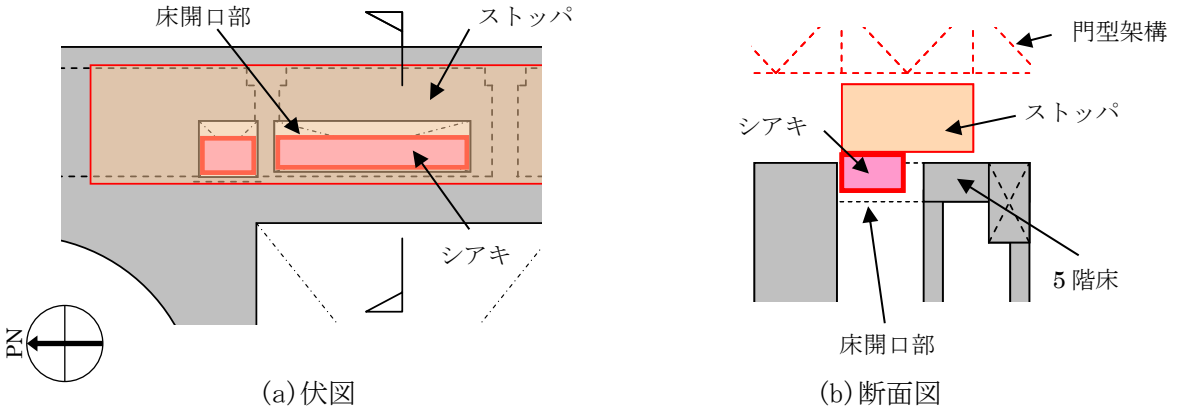
表 3.3-6 に耐力比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全てのストッパに対する耐力比が 1 以下になることを確認した。

表 3.3-6　ストッパ（シアキ）の断面検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最大応答ストッパ反力 Q(kN)	せん断耐力 Qu(kN)	耐力比 Q/Qu	判定
東側ストッパ	Ss-1	EW (D)	3970	9480	0.42	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す



(a)伏図　　(b)断面図

図 3.3-5　ストッパ概要図

(4)　制震装置（オイルダンパ）の耐震性に対する検討

原子炉建屋の 5 階床上面 4 箇所に設置するオイルダンパ概念図を図 3.3-6 に示す。

オイルダンパの耐震性に対する検討は，架構と原子炉建屋 5 階床がオイルダンパを介して各々変形する時の相対的な応答値がオイルダンパの許容値以下であることを確認する。

表 3.3-7 に最大応答値と許容値を比較した結果を示す。

検討の結果，全てのオイルダンパで最大応答値が許容値以下になることを確認した。

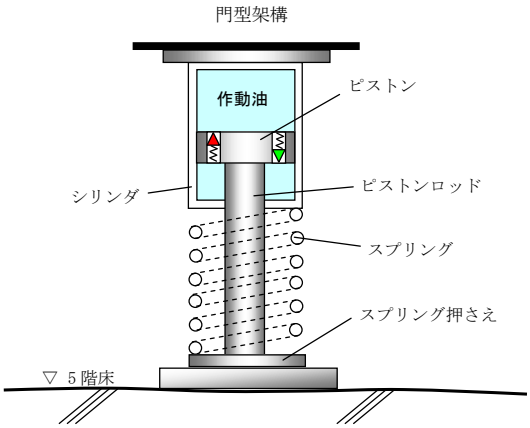


図 3.3-6　オイルダンパ概念図

表 3.3-7　オイルダンパの検討結果

検討	地震波	入力方向 （位置）＊	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位 (mm)	Ss-3	NS (D)	72	±100	O.K.
オイルダンパ速度 (m/s)	Ss-1	NS (D)	0.48	1.00	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(5)　基礎の耐震性に対する検討

基礎の浮き上がりに対しては基礎反力（圧縮力を正）の最小値が 0 以上であることを確認し，基礎のすべりに対しては基礎反力の水平力が摩擦耐力以下であることを確認する。

1)　基礎浮き上がりの検討

表 3.3-8 に基礎反力が最小となる部位の基礎浮き上がりの検討結果を示す。

検討の結果，全ての基礎の最小圧縮力が 0 以上になることを確認した。

表 3.3-8　基礎浮き上がりの検討結果

部位	地震波	入力方向 （位置）＊	最小圧縮力 N(kN)	判定
東側柱脚 (北側)	Ss-3	NS (C)	227	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

2)　基礎すべりの検討

表 3.3-9 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全ての耐力比が 1 以下になることを確認した。

表 3.3-9　基礎すべりの検討結果

部位	地震波	入力方向 （位置）＊	最大水平力 Q(kN)	摩擦耐力 Vu(kN)	耐力比 Q/Vu	判定
東側柱脚	Ss-1	EW (D)	2810	4780	0.59	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(6)　原子炉建屋接触部の耐震性に対する検討

1)　ストッパ接触部

ストッパ接触部の耐震性の検討では，最大ストッパ水平反力が，既存躯体の支圧耐力以下になることを確認する。なお，支圧耐力は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm^2)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。

表 3.3-10 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全てのストッパ接触部に対する耐力比が 1 以下になることを確認した。

表 3.3-10　ストッパ接触部の検討結果

部位	地震波	入力方向 （位置）＊	最大ストッパ 水平反力 N(kN)	支圧耐力 Nu(kN)	耐力比 N/Nu	判定
西側ストッパ	Ss-1	NS (C)	10400	19600	0.54	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

2)　オイルダンパ接触部

オイルダンパ接触部の耐震性の検討では，最大オイルダンパ鉛直反力が，既存躯体の支圧耐力以下になることを確認する。なお，支圧耐力は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm^2)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。

表 3.3-11 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全てのオイルダンパ接触部に対する耐力比が 1 以下になることを確認した。

$$N_u = f_n \cdot A_l$$

$$f_n = f_{na}\sqrt{\frac{A_c}{A_l}} \quad \text{ただし，} \quad \sqrt{\frac{A_c}{A_l}} \leq 2.0 \ *$$

ここに，

f_n ：短期許容支圧応力度(N/mm^2)

f_{na} ：$F_{ci}/1.25$ または $0.6F_c$ のうち小さいほうの値(N/mm^2)

F_{ci} ：コンクリート強度，特に定めのない場合には 20N/mm^2　(F_{ci}=22.1N/mm^2)

A_c ：支圧端から離れて応力が一様分布となったところのコンクリートの支承面積(mm^2)

A_l ：局部圧縮を受ける支圧面積(mm^2)

(500×500=2.50×10^{5}mm^2)

表 3.3-11　オイルダンパ接触部の検討結果

部位	地震波	入力方向 （位置）＊	最大オイルダンパ 鉛直反力 N(kN)	支圧耐力 Nu(kN)	耐力比 N/Nu	判定
南側端部	Ss-1	NS (D)	1250	6620	0.19	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

3)　基礎設置部

基礎設置部の耐震性の検討では，柱脚の鉛直反力により生じる直下壁の最大軸力が壁の軸耐力以下であることを確認する。

表 3.3-12 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，全ての基礎設置部に対する耐力比が 1 以下になることを確認した。

$$N_u = {}_Sf_c \cdot A_1$$

ここに，

${}_Sf_c$：短期許容圧縮応力度(N/mm^2)（${}_Sf_c$=22.1×2/3=14.7）

A_1：柱脚部支配面積(mm^2)

表 3.3-12　壁の圧縮力の検討結果

部位	地震波	入力方向 （位置）＊	最大軸力 N(kN)	軸耐力 Nu(kN)	耐力比 N/Nu	判定
東側柱脚 （南側）	Ss-3	NS (B)	7430	25900	0.29	O.K.

＊：図 3.2-1 に示す燃料取扱設備の位置を示す

(7)　原子炉建屋の耐震性に対する検討

1)　検討方針

架構の設置に伴う原子炉建屋の耐震性の評価は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，地震応答解析により得られる耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認する。

2)　原子炉建屋の地震応答解析

・解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は，「(2) 架構の耐震性に対する検討」で示した基準地震動 Ss とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図は図 3.3-1 と同様であり，モデルに入力する地震動は「(2) 架構の耐震性に対する検討」に示したものと同一である。

・地震応答解析モデル

原子炉建屋の地震応答解析モデルは，図 3.3-7 に示すように質点系でモデル化し，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析モデルの諸元は，「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その 2)」（東京電力株式会社，平成 23 年 7 月 13 日）に示される内容に，瓦礫撤去等による重量増減及び新規に設置する燃料取り出し用カバーの重量を考慮した。地震応答解析モデルの諸元のうち表 3.3-2 から変更した質点重量及び回転慣性重量を表 3.3-13 に示す。

地盤定数は，「(2) 架構の耐震性に対する検討」で示した地盤定数と同一である。

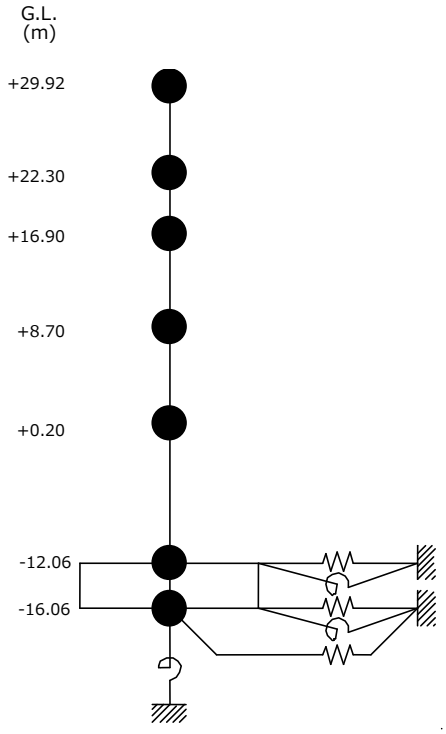


図 3.3-7　原子炉建屋の地震応答解析モデル

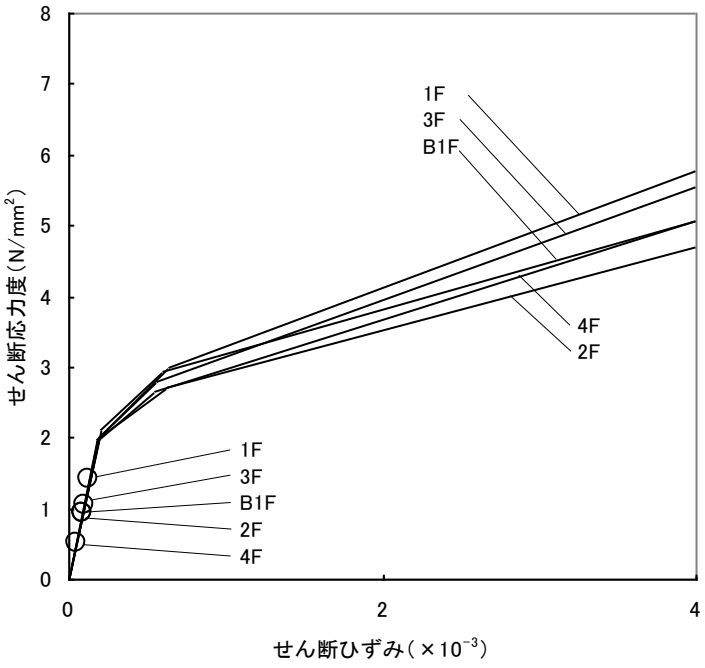
表 3.3-13　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元（水平方向）

標高 G.L. (m)	質点重量 W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m^2)	
		水平(NS)方向	水平(EW 方向)
+29.92	87590	92.34	67.32
+22.3	119490	238.33	124.49
+16.9	111340	204.95	204.95
+8.7	130160	239.58	239.58
+0.2	253710	467.09	696.62
-12.06	301020	554.17	826.50
-16.06	127000	233.79	348.72
合計	1130310		

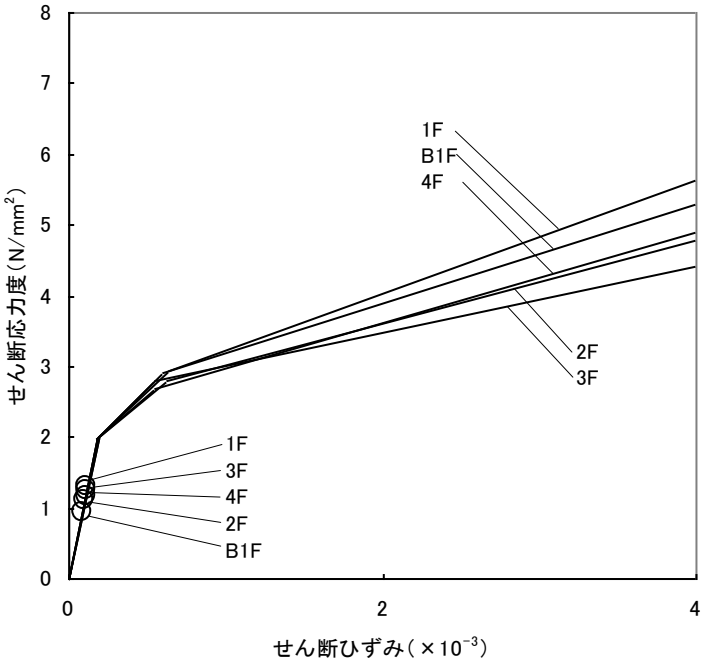
3) 検討結果

基準地震動 Ss に対する最大応答値を，「JEAG 4601-1991」に基づき設定した耐震壁のせん断スケルトン曲線上にプロットした結果を，図 3.3-8 から図 3.3-10 に示す。

検討の結果，地震応答解析により得られる最大応答値は，評価基準値（4.0×10^{-3}）に対して十分に余裕があることを確認した。

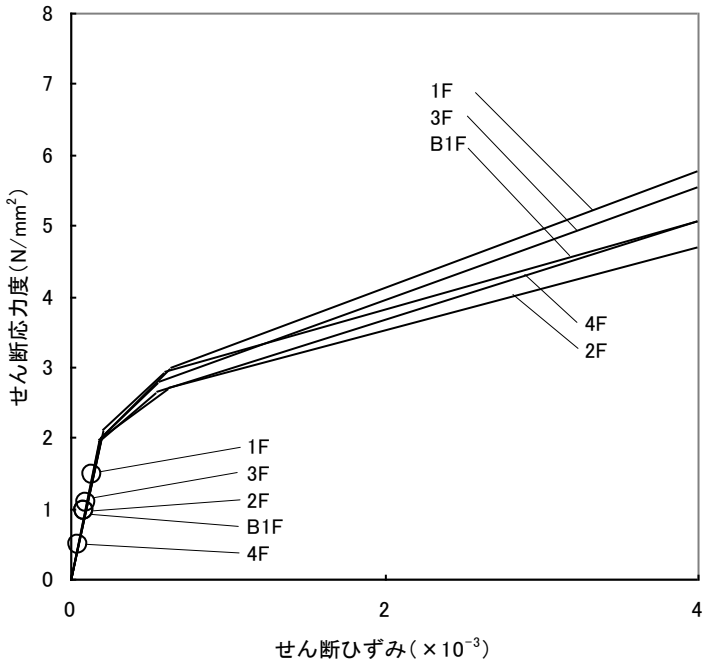


(a) NS 方向

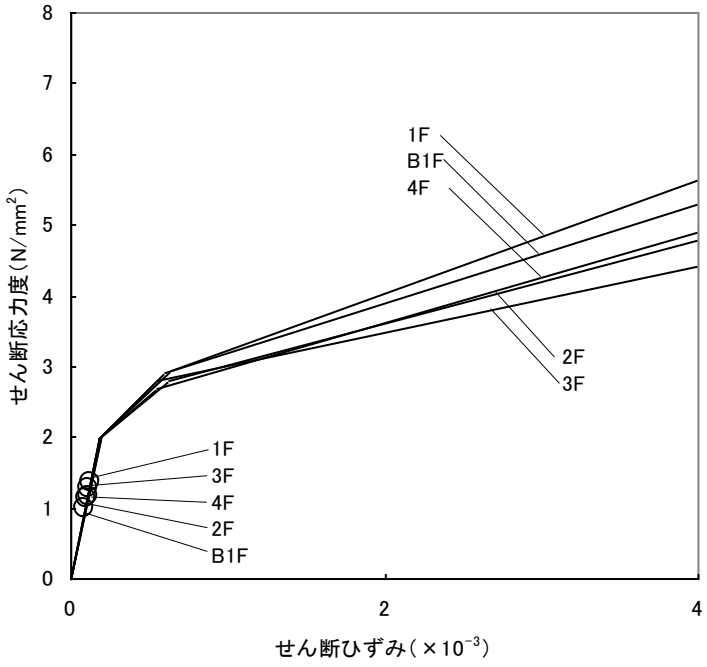


(b) EW 方向

図 3.3-8　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-1）

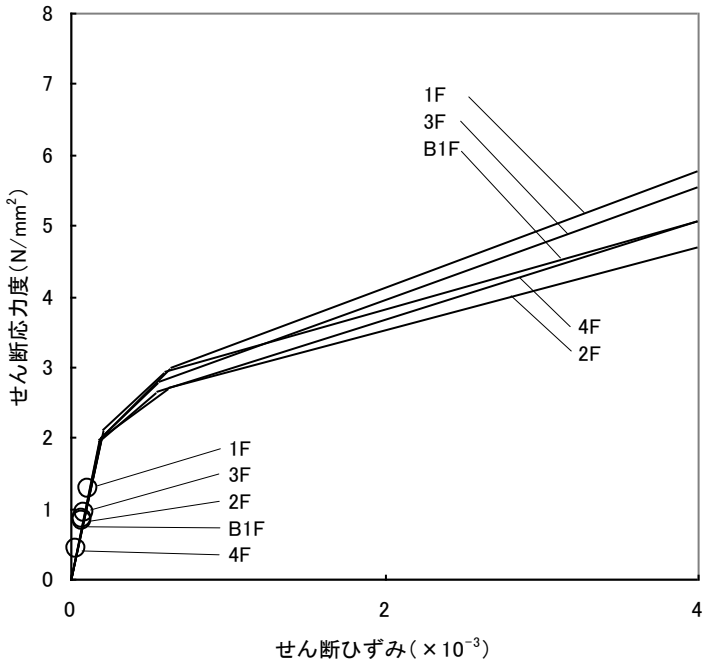


(a) NS 方向

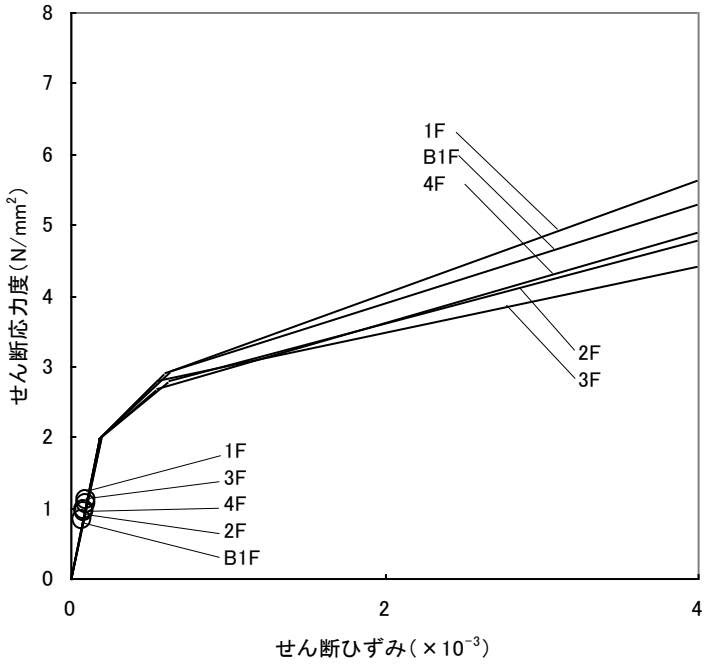


(b) EW 方向

図 3.3-9　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-2）



(a) NS 方向



(b) EW 方向

図 3.3-10　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-3）

4.　2 号機燃料取り出し用構台の構造強度及び耐震性について

4.1　概要

4.1.1　一般事項

2 号機燃料取り出し用構台は，原子炉建屋の南側に設置される基礎・構台・前室と，原子炉建屋に延伸して設置されるランウェイガーダ，弾性支承，オイルダンパから構成され，改良地盤上に設置する。また，ランウェイガーダ上を燃料取扱設備が走行する。ここでは，本燃料取り出し用構台の構造強度と耐震性について検討を行う。なお，2021 年 9 月 8 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆への被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，核燃料物質を非密封で扱う燃料加工施設や使用施設等における耐震クラス分類を参考にして適切な耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に十分耐えられる設計とし，具体的には B+クラスに分類される燃料取出設備の間接支持構造物として，B+クラス相当の地震力に対する耐震評価を行う。なお，耐震クラス分類に係わる被ばく評価については，「別冊２８　２号機　使用済燃料プールからの燃料取り出し設備に係る補足説明」（以下，別冊２８と記載）P113～P130 参照。

燃料取り出し用構台の構造強度は一次設計に対応した許容応力度設計を実施し，耐震性は検討用地震動（最大加速度 900gal）の 1/2 の最大加速度 450gal の地震動（以下，1/2Ss450 と記載）に対する地震応答解析を実施し，燃料取り出し用構台の損傷が原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，燃料取り出し用構台が崩壊機構に至らないことを確認する。検討用地震動（最大加速度 900gal）は「東京電力福島第一原子力発電所の外部事象に対する防護の検討について」（東京電力株式会社，平成 26 年 10 月 3 日，特定原子力施設監視・評価検討会（第 27 回））にて提示した地震動とする。

なお，2 号機燃料取り出し用構台については，実施計画変更認可申請の審査期間中に，適用地震動見直しが行われたことから，一部の評価については，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）にて作成した解放基盤表面で定義される新規制基準によらない従来の Ss（最大加速度 600gal）（以下，Ss600 と記載）に対する地震応答解析結果との比較から耐震性を確認する。図 4.1.1-1 に燃料取り出し用構台のイメージを示す。

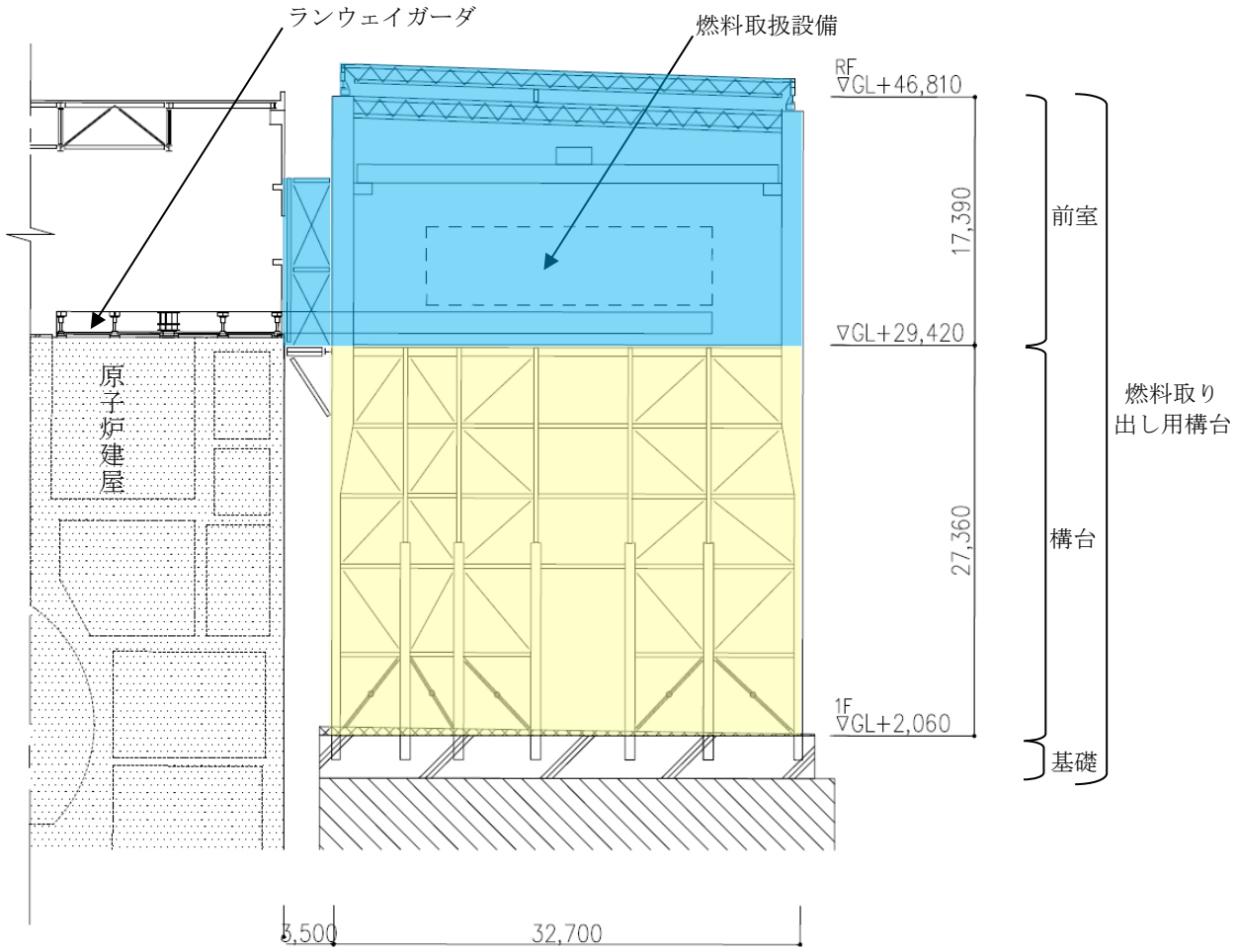


図 4.1.1-1　燃料取り出し用構台のイメージ（単位：mm）

燃料取り出し用構台の検討は原則として下記の法規及び基規準類に準拠して行う。

(1) 建築基準法・同施行令及び関連告示
(2) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，改訂版 2013 年８月発行）
(3) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2018 年 12 月）
(4) 鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（日本建築学会，2005 年 9 月）
(5) 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書(国土交通省住宅局建築指導課･国土交通省 国土技術政策総合研究所･独立行政法人建築研究所･日本建築行政会議，2015 年)
(6) 鋼構造塑性設計指針（日本建築学会，2010 改定）
(7) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，昭和 62 年 8 月 改訂）
(8) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，平成 3 年 6 月 発刊）
(9) 原子力発電所耐震設計技術規程(JEAC 4601-2015)（日本電気協会 原子力規格委員会，平成 27 年 6 月 改定）
(10) 乾式キャスク使用済燃料中間建屋の基礎構造の設計技術規程(JEAC 4616-2009)（日本電気協会 原子力規格委員会，平成 22 年 4 月 発刊）

4.1.2　構造概要

燃料取り出し用構台は，東西方向 27.0m，南北方向 32.7m，高さ 44.75m の矩形架構で構造種別は鉄骨造である。燃料取り出し用構台の概要を以下に示す。なお，オイルダンパ，弾性支承の設置目的及び役割については，別冊２８ P6 参照。

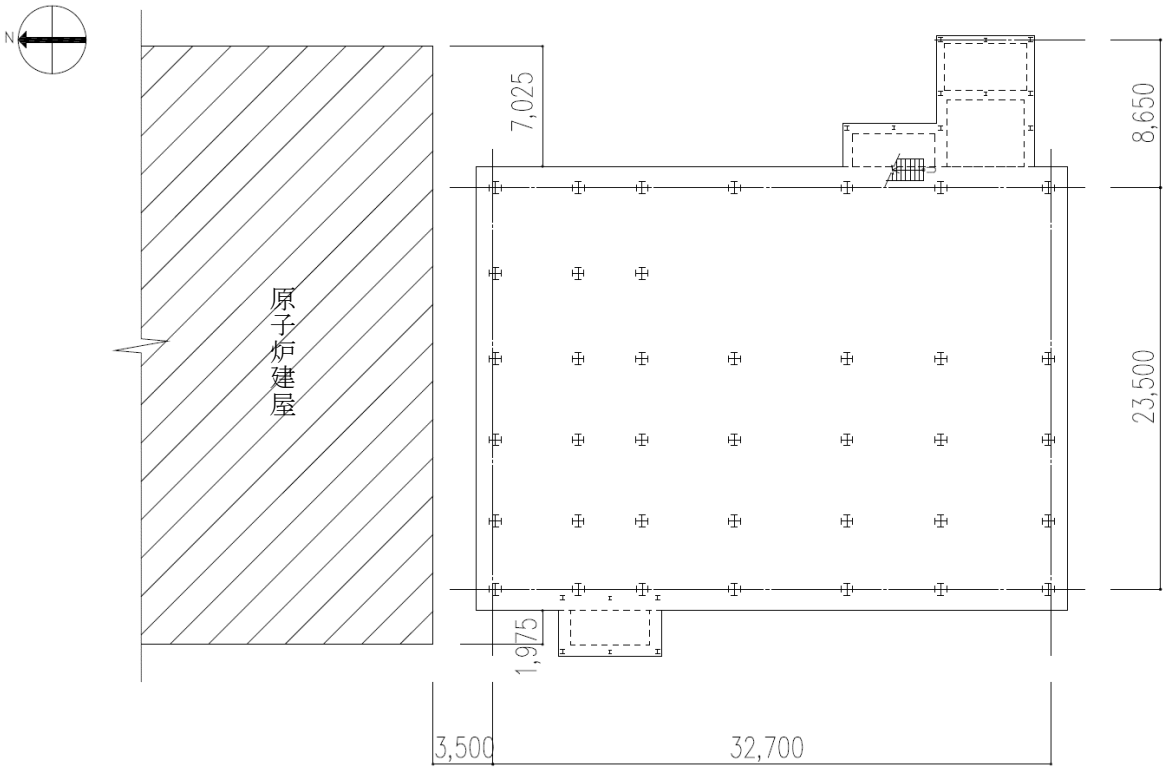
(1) 原子炉建屋と燃料取り出し用構台の間にオイルダンパ（水平棟間）を設置する。

(2) 構台は 5 層の柱・梁・ブレース及びオイルダンパ（鉛直）から成る架構とし，オイルダンパ（鉛直）はブレース状に配置する。

(3) 前室は，柱・梁・ブレース及び屋根トラスから成る架構とする。

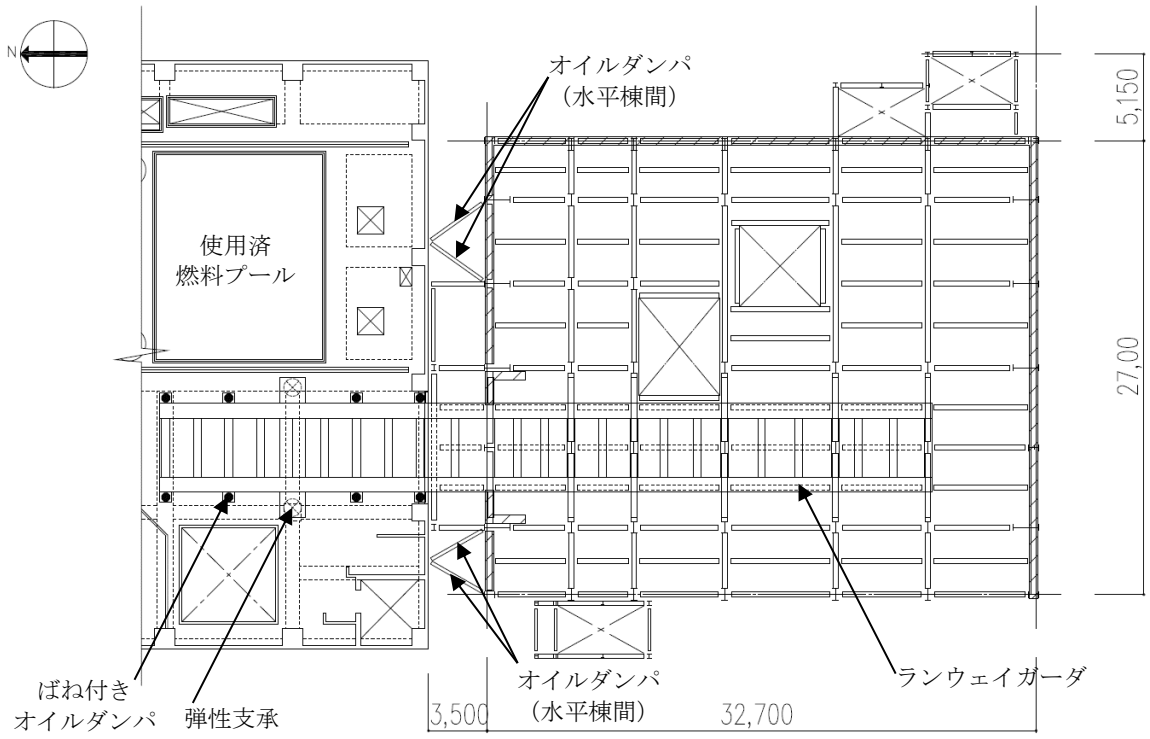
(4) ランウェイガーダは，原子炉建屋南側外壁に開口を設け，構台と原子炉建屋に跨がる形で設置する。構台内では EW 方向の大梁に接続し，水平方向，鉛直方向ともに支持する。原子炉建屋内では水平方向の支持は行わないため，構台からの片持形式であり，鉛直方向は弾性支承で支持する。なお，弾性支承と原子炉建屋床面の固定は行わない。また，ランウェイガーダと原子炉建屋床面との間にばね付きオイルダンパを設置する。ばね付きオイルダンパの下面にはすべり材を取付け，原子炉建屋床面上に設置したすべり板との間で接触させ，水平方向に滑動可能な構造とする。

燃料取り出し用構台の概要図を図 4.1.2-1～図 4.1.2-3 に示す。

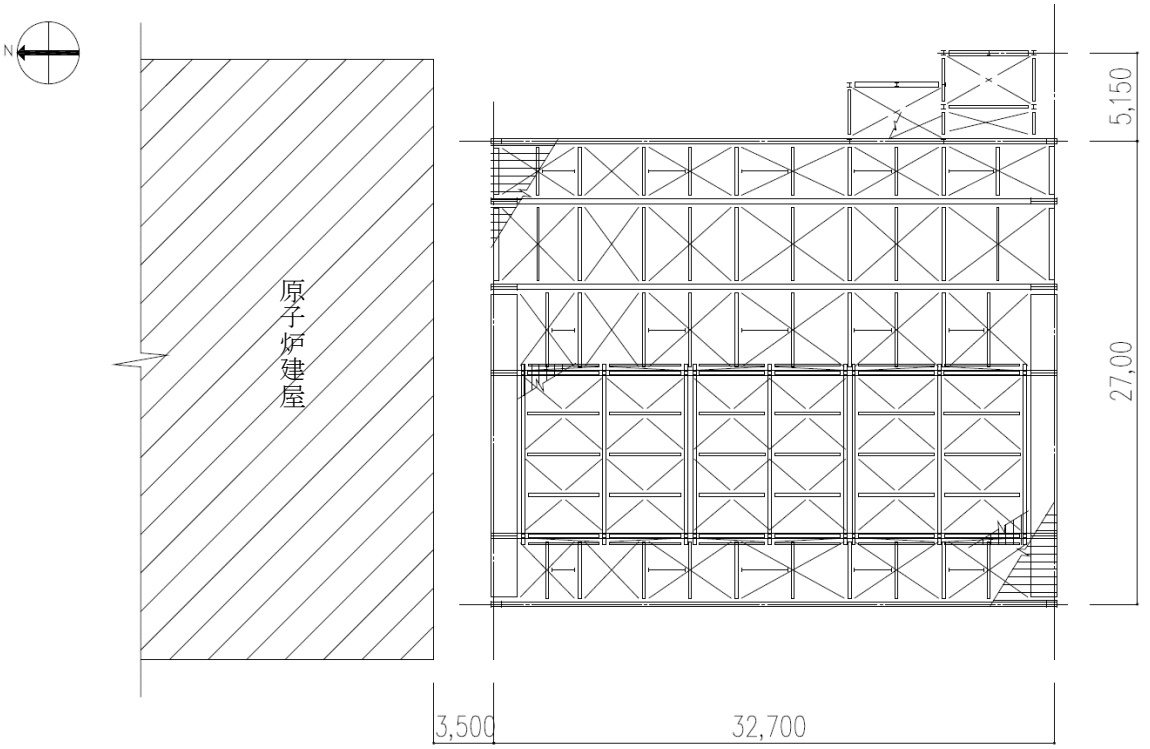


(a) 1F 伏図(G.L.2,020)

図 4.1.2-1　燃料取り出し用構台の概要（単位：mm）

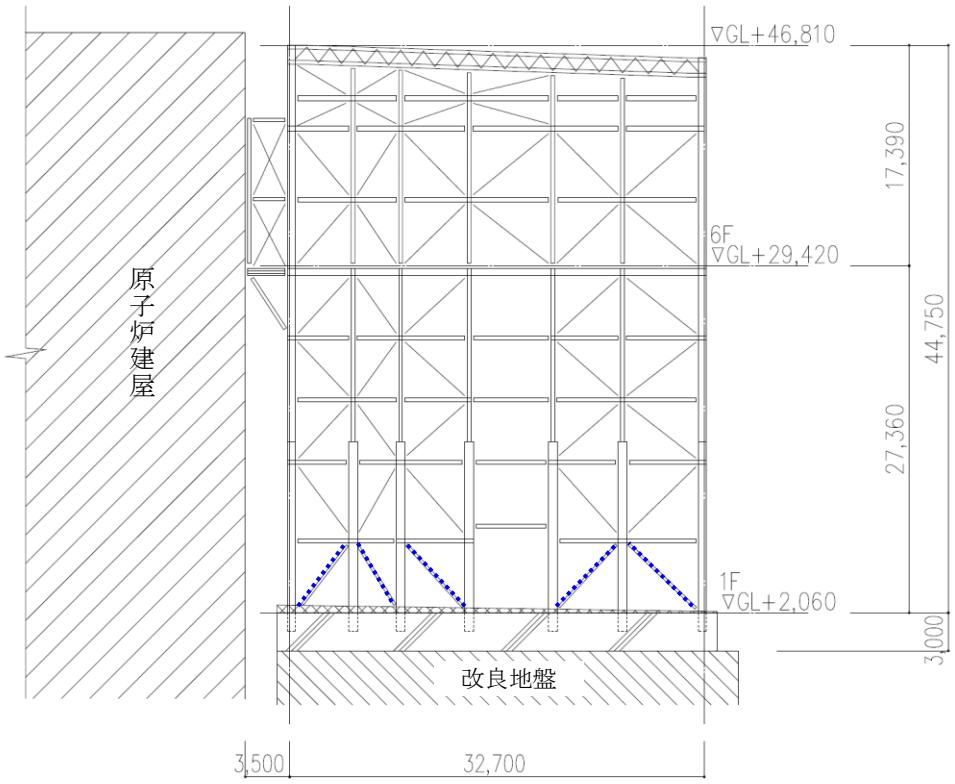


(a) 6F 伏図(G. L. 29, 420)

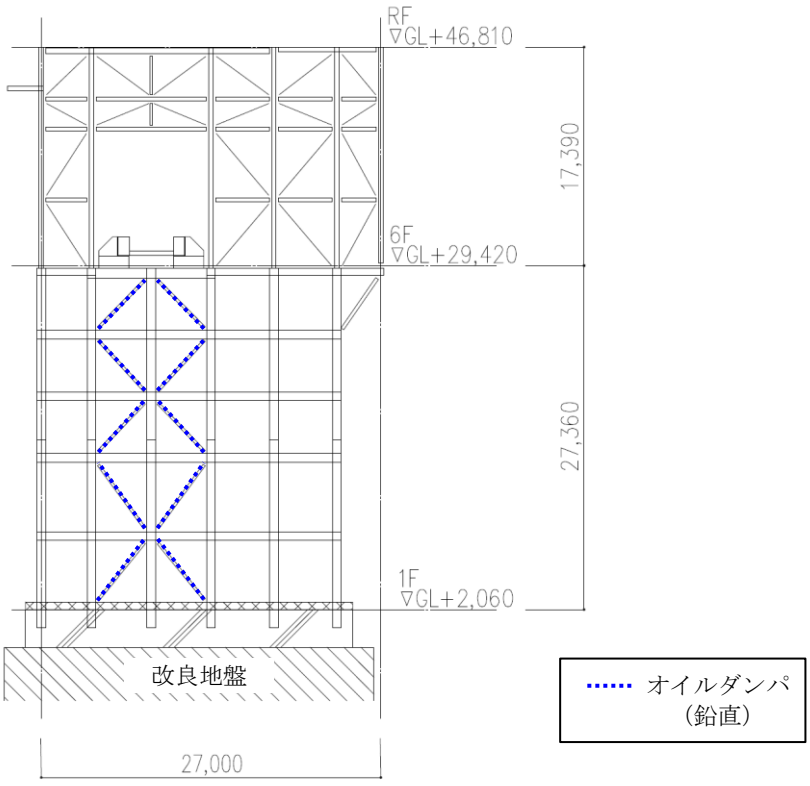


(b) 屋根伏図

図 4.1.2-2　燃料取り出し用構台の概要（単位：mm）



(a) 構台最西側軸組図



(b) 構台最北側軸組図

図 4.1.2-3　燃料取り出し用構台の概要（単位：mm）

4.1.3　検討フロー

燃料取り出し用構台の構造強度及び耐震性の検討フローを図 4.1.3-1 に示す。

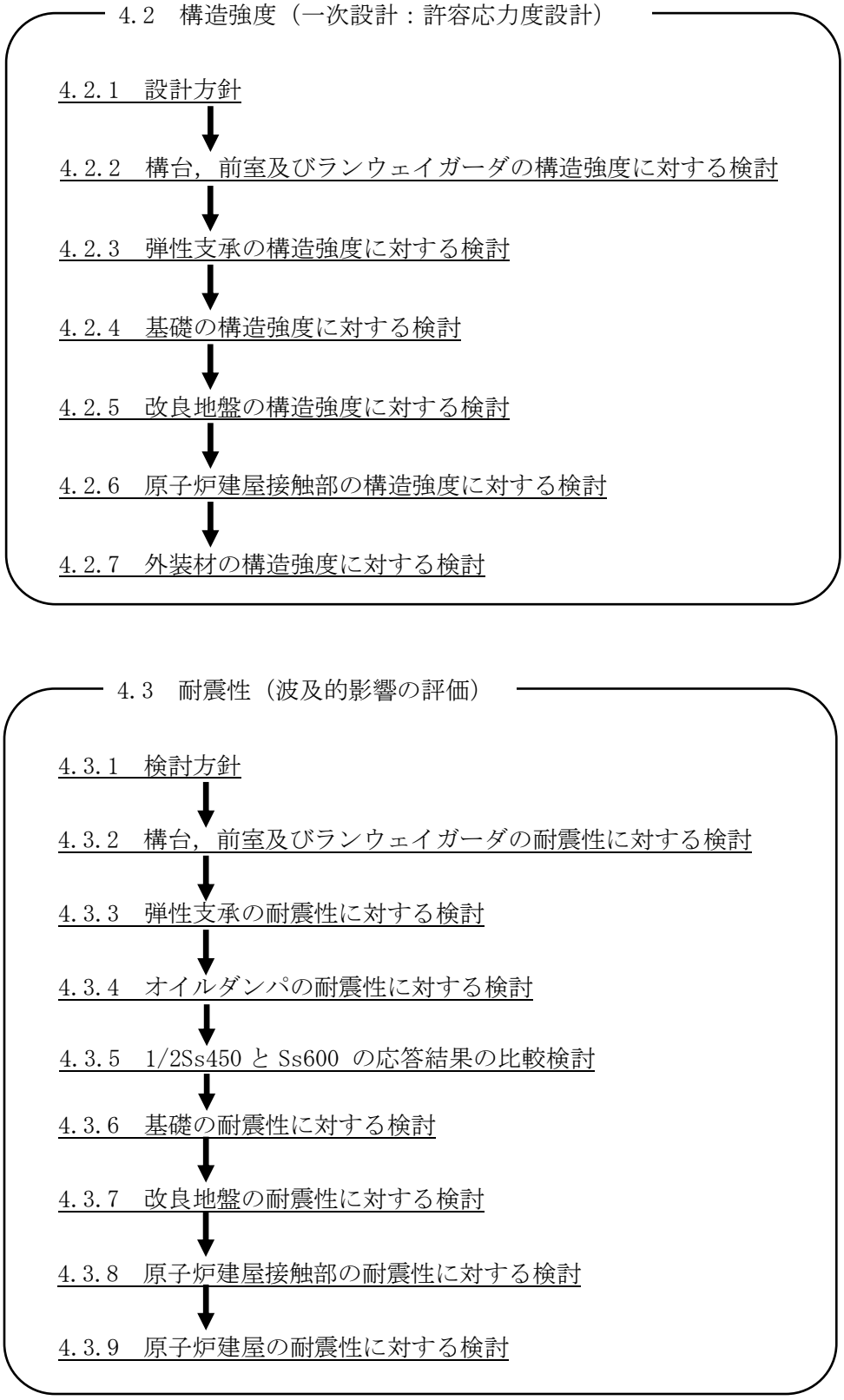


図 4.1.3-1　燃料取り出し用構台の検討フロー

4.2　構造強度

4.2.1　設計方針

構造強度の検討は，構台，前室及びランウェイガーダ，弾性支承，基礎及び改良地盤について許容応力度設計を実施する。

(1)　使用材料及び許容応力度

使用材料の物性値及び許容応力度を表 4.2.1-1～表 4.2.1-3 に示す。なお，弾性支承の詳細仕様については，別冊２８ P46，P47 参照。

表 4.2.1-1　燃料取り出し用構台の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)
架　　構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
床・基礎スラブ	コンクリート	2.27×10^4	0.2	23.0

コンクリートの許容応力度　（単位：N/mm^2）

設計基準強度	長期			短期		
24	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
	8.0	－	0.73	16.0	－	1.095

鉄筋の許容応力度　（単位：N/mm^2）

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD295	－	195	195	295	295
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　（単位：N/mm^2）

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度
T≦40mm	SGLCC	205	JIS G 3321 に従い，左記 F の値（降伏点又は耐力）より求める
	SS400	235 *	「建設省告示第 2464 号」に従い，左記 F の値より求める *:終局強度は基準強度 F 値の 1.1 倍とする。
	SM490A，STK490	325 *	
	SN490B，SN490C	325 *	
T＞40mm	SN490B	295 *	
	TMCP325	325 *	

表 4.2.1-2　弾性支承の物性値

弾性支承の物性値

種別	ゴム			鋼　材	
積層ゴム	ゴム径 (mm)	鉛直剛性 ($\times 10^3$ kN/m)	水平剛性 ($\times 10^3$ kN/m)	フランジ プレート	内部鋼板
	750	2140	0*	SS400	SS400

＊：ローラー支承と仮定

表 4.2.1-3　改良地盤・支持地盤の許容応力度

改良地盤の許容応力度　　(単位：kN/m^2)

設計基準強度=3000*1	長期			短期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
改良地盤	1000	－	200	2000	－	400
断面欠損を考慮*2	980	－	150	1960	－	300

＊1：設計圧縮強度 = 5000kN/m^2

＊2：「JEAC4616-2009」に準拠し，断面欠損を鉛直方向に 2%，せん断方向に 25%考慮した

支持地盤の許容支持力度　　(単位：kN/m^2)

種別	長期*3	短期*3
泥岩（岩盤）	1960	3920

＊3：「福島第一原子力発電所第４号機工事計画認可申請書」による

(2)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。

1)　鉛直荷重（VL）

燃料取り出し用構台に作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重及び積載荷重とする。

・燃料取扱設備荷重（CL）

燃料取扱設備による荷重を表 4.2.1-4 に示す。なお，燃料取扱設備位置の選定根拠については，別冊２８ P52～P54 参照。

構内用輸送容器揚重時を想定し，構内用輸送容器を含んだ重量とする。

表 4.2.1-4　燃料取扱設備荷重

位　置	合計重量(t)
原子炉建屋内(A)	310
前室内(B)	310

2)　積雪荷重（SL）

積雪荷重は建築基準法施行令第 86 条及び福島県建築基準法施行規則細則に準拠し以下の条件とする。

なお，国土交通省告示 594 号による多雪区域以外の区域における積雪後の降雨を見込んだ割増係数を乗じた積雪荷重を考慮する。

積雪量：30cm，単位荷重：20N/m^2/cm

3)　風圧力（WL）

風圧力は建築基準法施行令第 87 条および建設省告示第 1454 号に基づき，基準風速を 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 4.2.1-5 に示す。

表 4.2.1-5　速度圧の算定結果

建物高さ* H(m)	平均風速の 鉛直分布係数 Er	ガスト 影響係数 Gf	建物高さと粗度 区分による係数 E	基準風速 Vo(m/s)	速度圧 q(N/m^2)
46.81	1.26	2.00	3.16	30	1707

＊：建物高さは，安全側に水上鉄骨天端とする

4)　地震荷重（K）

燃料取り出し用構台に作用させる地震荷重は，G.L.+2.06m（構台基礎上端レベル）を基準面とした構台の水平地震力の算定結果より設定する。水平地震力は下式より算定し，算定結果を表4.2.1-6および表4.2.1-7に示す。

$$Qi = n \cdot Ci \cdot Wi$$

$$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

ここで，

Qi：層せん断力（kN）

n　：施設の重要度に応じた係数

建築基準法で定める地震力の1.5倍を考慮する。

Ci：地震層せん断力係数

Wi：当該部分が支える重量（kN）

Z　：地震地域係数（Z=1.0）

Rt　：振動特性係数（Rt=0.8）

Ai　：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で，燃料取り出し用構台の固有値を用いたモーダル解析法（二乗和平方根法）により求める。

C_0　：標準せん断力係数（C_0=0.2）

i層の水平震度kiは，下式によって算定する。

$$Pi=Q_i-Q_{i-1}$$

$$ki=Pi/wi$$

ここで，

Pi：当該階とその直下階の水平地震力の差（kN）

wi：各階重量（kN）

表 4.2.1-6　燃料取り出し用構台の水平震度の算定結果（NS 方向）

階	標 高 G.L.(m)	各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
R	46.81	3523.2	—	—	—	—	1068	0.304
8	46.81～40.42	2275.1	3523.2	1.263	0.303	1068	655	0.288
7	40.42～34.82	1316.1	5798.3	1.238	0.297	1722	354	0.269
6	34.82～29.42	22168.4	7114.4	1.216	0.293	2076	5631	0.254
5	29.42～24.30	2805.8	29282.8	1.097	0.263	7707	638	0.228
4	24.30～19.38	2426.8	32088.5	1.084	0.260	8345	487	0.201
3	19.38～14.46	2957.4	34515.3	1.066	0.257	8832	524	0.178
2	14.46～8.26	3530.4	37472.7	1.040	0.249	9356	484	0.138
1	8.26～2.06	—	41003.1	1.000	0.240	9841	—	—

表 4.2.1-7　燃料取り出し用構台の水平震度の算定結果（EW 方向）

階	標 高 G.L.(m)	各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
R	46.81	3523.2	—	—	—	—	1147	0.326
8	46.81～40.42	2275.1	3523.2	1.357	0.326	1147	719	0.317
7	40.42～34.82	1316.1	5798.3	1.341	0.323	1866	376	0.286
6	34.82～29.42	22168.4	7114.4	1.313	0.315	2242	6033	0.273
5	29.42～24.30	2805.8	29282.8	1.178	0.282	8276	609	0.217
4	24.30～19.38	2426.8	32088.5	1.154	0.278	8884	394	0.163
3	19.38～14.46	2957.4	34515.3	1.120	0.269	9278	339	0.115
2	14.46～8.26	3530.4	37472.7	1.069	0.257	9617	224	0.064
1	8.26～2.06	—	41003.1	1.000	0.240	9841	—	—

5)　荷重組合せ

設計で考慮する燃料取扱設備の位置を図 4.2.1-1 に，荷重組合せを表 4.2.1-8 に示す。

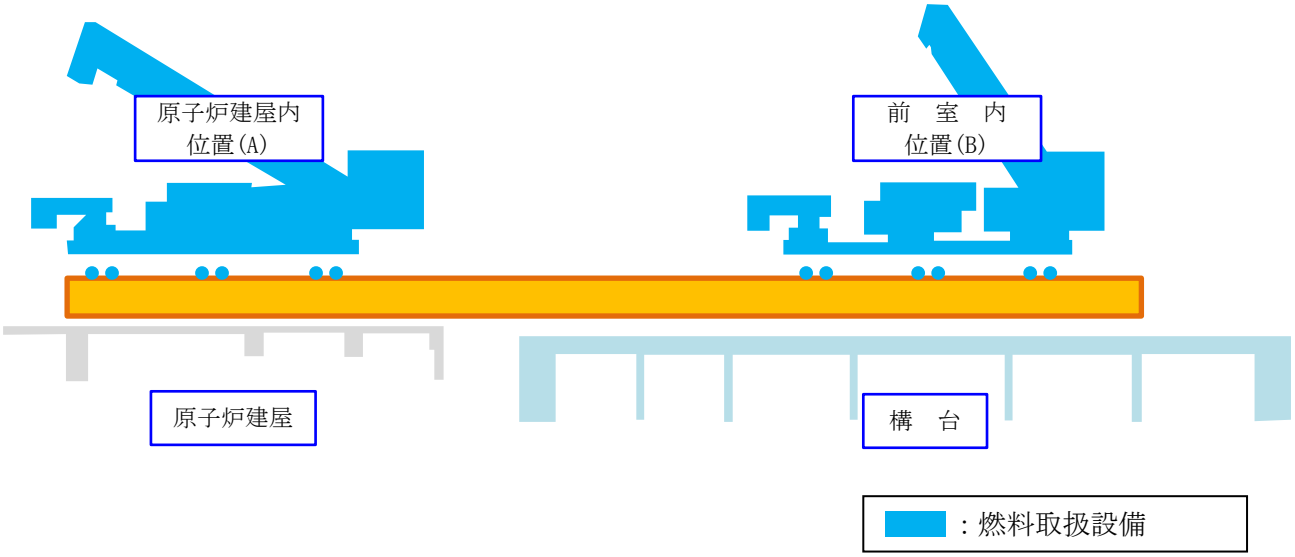


図 4.2.1-1　燃料取扱設備の位置

表 4.2.1-8　荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL	長期
積雪時	S	VL+SL	短期
暴風時	W	VL+WL	
地震時	E1	VL+K(+NS)	
	E2	VL+K(-NS)	
	E3	VL+K(+EW)	
	E4	VL+K(-EW)	

注：各荷重ケースにおいて，燃料取扱設備の位置は原子炉建屋内位置(A)と前室内位置(B)の 2 ケース考慮する。

地震時と暴風時の燃料取り出し用構台の層せん断力について，風荷重の受圧面積が大きい EW 方向で比較した結果を図 4.2.1-2 に示す。図 4.2.1-2 より，地震時の層せん断力は暴風時の層せん断力を包絡しており，支配的な荷重である。

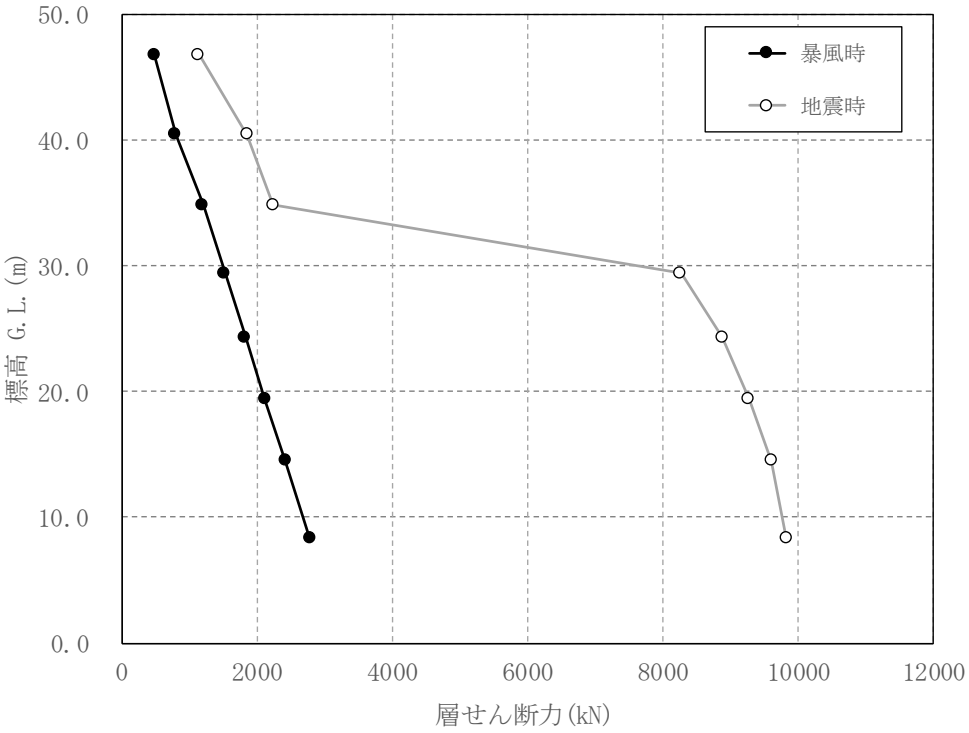


図 4.2.1-2　地震時と暴風時の層せん断力の比較（EW 方向）

4.2.2　構台，前室及びランウェイガーダの構造強度に対する検討

(1) 解析モデル

架構の解析モデルは，構台及び前室とランウェイガーダを構成する主要な鉄骨部材からなる立体架構モデルとする。図 4.2.2-1 に架構の立体解析モデルを示す。解析モデルの柱脚部は固定とする。

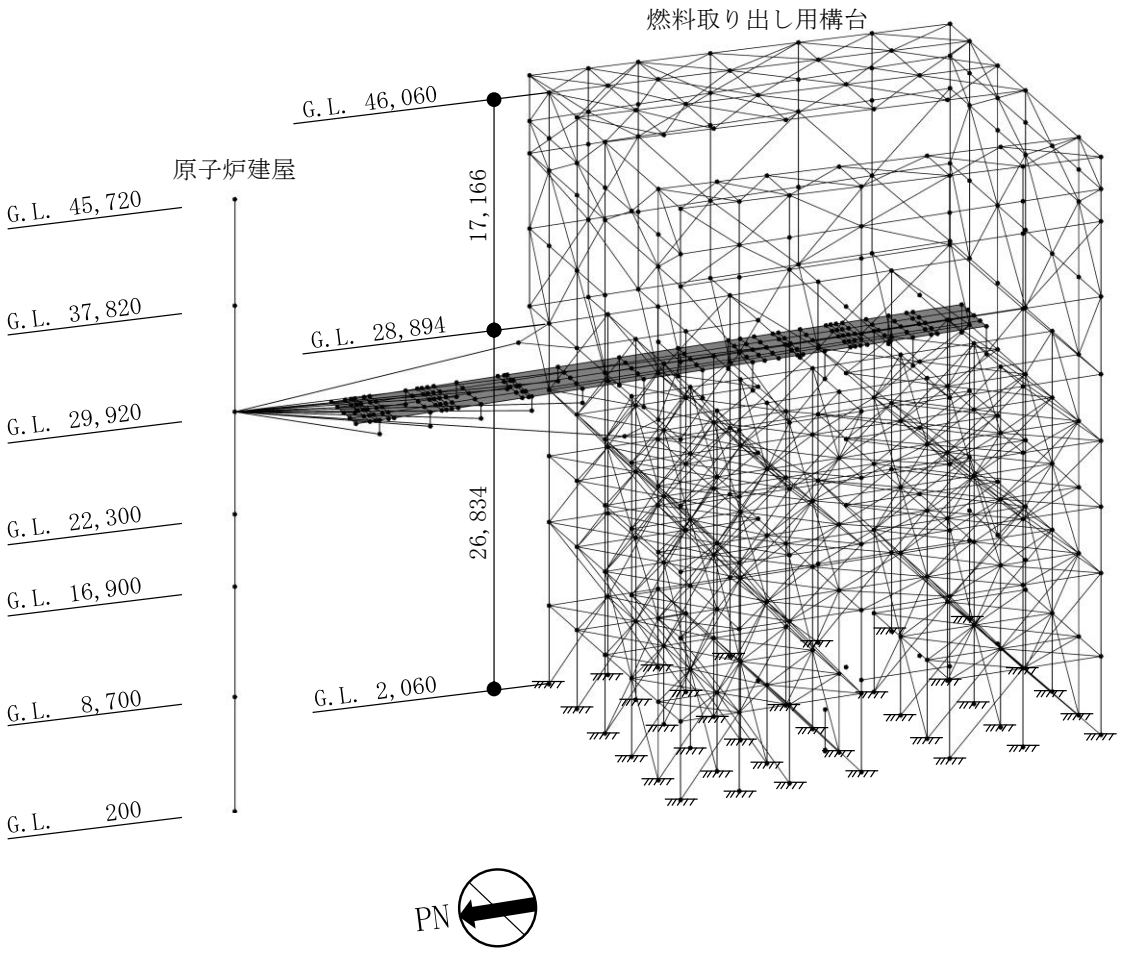


図 4.2.2-1　解析モデル

(2)　断面検討

1)　柱及び梁部材の検討

部材の応力度比は，「鋼構造設計規準」に従い，2 方向の曲げ，軸力及びせん断力の各最大応力と各許容応力度との比を組み合わせた値で表される。

・軸圧縮の場合　　$\sqrt{\left(\frac{\sigma_c}{f_c}+\frac{\sigma_{by}}{f_{by}}+\frac{\sigma_{bz}}{f_{bz}}\right)^2+\left(\frac{\tau}{f_s}\right)^2} \leqq 1$

・軸引張の場合　　$\sqrt{\left(\frac{\sigma_t}{f_t}+\frac{\sigma_{by}}{f_{by}}+\frac{\sigma_{bz}}{f_{bz}}\right)^2+\left(\frac{\tau}{f_s}\right)^2} \leqq 1$

ここで，　　σ_c，σ_t：圧縮応力度（N/A）及び引張応力度（T/A）(N/mm^2)

N：圧縮力(N)，T：引張力(N)，A：断面積(mm^2)

σ_{by}，σ_{bz}：強軸まわりの曲げ応力度（M_y/Z_y）

及び弱軸まわりの曲げ応力度（M_z/Z_z）(N/mm^2)

M_y，Z_y：強軸まわりの曲げモーメント(Nm)及び断面係数(mm^3)

M_z，Z_z：弱軸まわりの曲げモーメント(Nm)及び断面係数(mm^3)

τ：せん断応力度（Q/A_s）(N/mm^2)

Q：せん断力(N)，A_s：せん断断面積(mm^2)

f_c：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_t：許容引張応力度(N/mm^2)

f_{by}：強軸まわりの許容曲げ応力度(N/mm^2)

f_{bz}：弱軸まわりの許容曲げ応力度(N/mm^2)

f_s：許容せん断応力度(N/mm^2)

2)　トラス梁の斜材，ブレースの検討

応力度比の検討は，軸力に対し下式にて検討を行う。

・軸圧縮の場合　　$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$

・軸引張の場合　　$\frac{\sigma_t}{f_t} \leqq 1$

ここで，　　σ_c，σ_t：圧縮応力度（N/A）及び引張応力度（T/A）(N/mm^2)

N：圧縮力(N)，T：引張力(N)，A：断面積(mm^2)

f_c：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_t：許容引張応力度(N/mm^2)

表 4.2.2-1 に常時に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を，図 4.2.2-2 に応力度比が最大となる部材を示した図を示す。同様に，表 4.2.2-2 に地震時に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を，図 4.2.2-3 に応力度比が最大となる部位を示した図を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 4.2.2-1　断面検討結果（常時）

部　位		部材形状(mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置)	作用応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)		応力度比	判定
前室	ⓐ柱	H-1500×400 ×16×32 〈SM490A〉	C (A,B)	σ_c	7.4	f_c	203	0.32	O.K.
				σ_{by}	49.7	f_{by}	211		
				σ_{bz}	9.4	f_{bz}	216		
				τ	4.6	f_s	125		
	ⓑ梁	H-1500×500 ×19×40 〈SM490A〉	C (A,B)	σ_t	0.2	f_t	216	0.11	O.K.
				σ_{by}	5.1	f_{by}	193		
				σ_{bz}	16.0	f_{bz}	216		
				τ	1.2	f_s	125		
	ⓒ鉛直 ブレース	ϕ-355.6×9.5 〈STK490〉	C (A,B)	σ_c	30.2	f_c	157	0.20	O.K.
	ⓓ屋根トラス上下弦材	H-300×300×16 ×16 〈SM490A〉	C (A,B)	σ_c	76.4	f_c	174	0.45	O.K.
				σ_{bz}	2.1	f_{bz}	216		
				τ	0.2	f_s	125		
	ⓔ屋根トラス斜材	2[s-150×75× 6.5×10 〈SS400〉	C (A,B)	σ_c	59.9	f_c	136	0.45	O.K.
	ⓕランウェイガーダ	□-1500×900× (80+40)×80 〈TMCP325〉	C (B)	σ_c	0.0	f_c	216	0.23	O.K.
				σ_b	45.7	f_b	216		
				τ	9.2	f_s	125		
構台	ⓖ柱	H-700×300 ×16×32 〈SM490A〉	C (B)	σ_c	48.7	f_c	144	0.48	O.K.
				σ_{by}	20.5	f_{by}	161		
				σ_{bz}	2.1	f_{bz}	216		
				τ	3.8	f_s	125		
	ⓗ梁	H-800×350 ×19×36 〈SM490A〉	C (B)	σ_c	0.0	f_c	200	0.44	O.K.
				σ_{by}	59.0	f_{by}	207		
				σ_{bz}	0.0	f_{bz}	216		
				τ	41.4	f_s	125		
	ⓘ鉛直 ブレース	ϕ-355.6×9.5 〈STK490〉	C (B)	σ_c	21.4	f_c	142	0.16	O.K.

＊1：ⓐ～ⓘの符号は図 4.2.2-2 の応力検討箇所を示す

＊2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

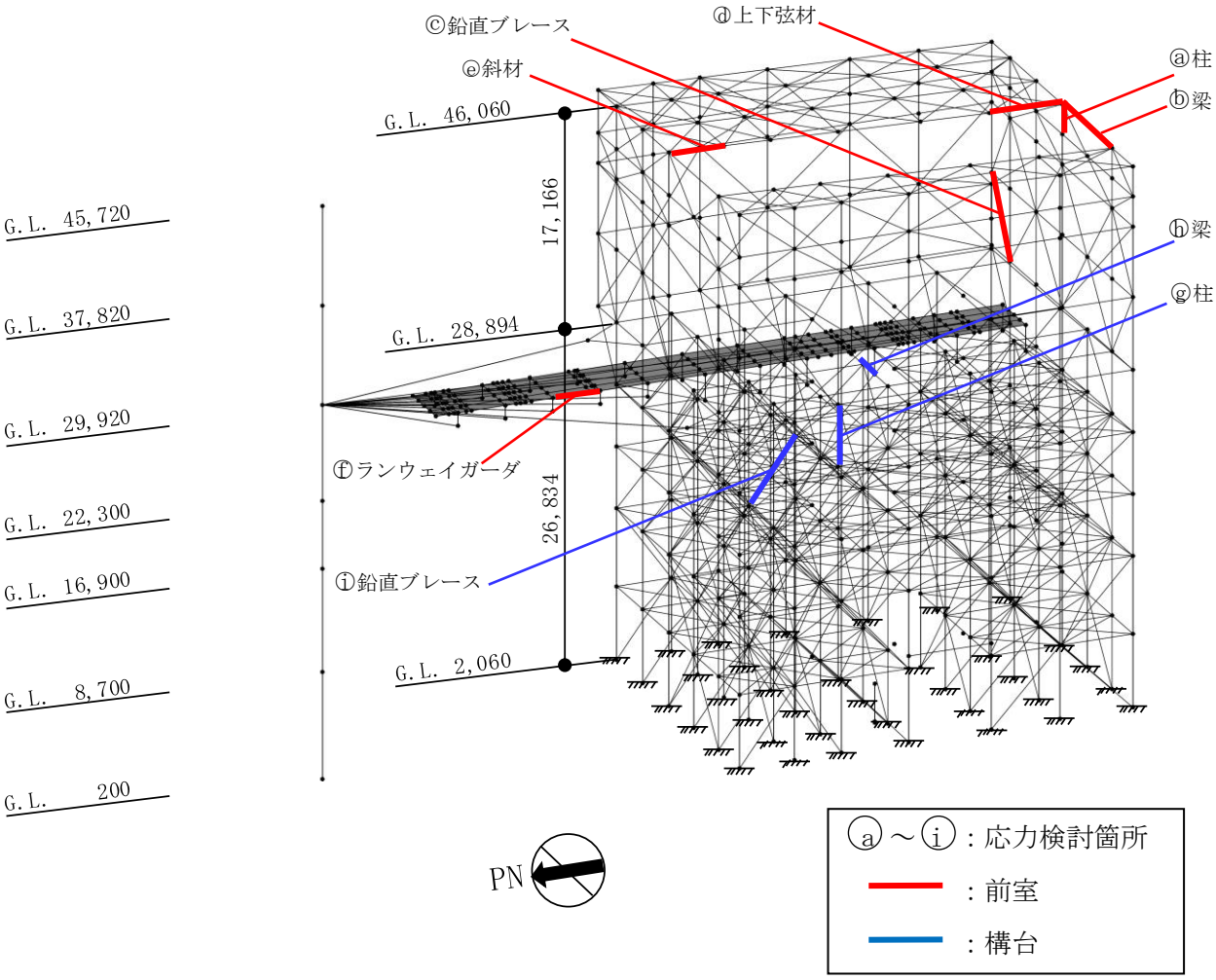


図 4.2.2-2　応力度比が最大となる部材（常時）

表 4.2.2-2　断面検討結果（地震時）

部　位		部材形状(mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置)	作用応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)		応力度比	判定
前室	ⓐ柱	H-1500×400 ×16×32 〈SM490A〉	E3 (B)	σ_c	7.8	f_c	304	0.25	O.K.
				σ_{by}	48.5	f_{by}	316		
				σ_{bz}	21.1	f_{bz}	324		
				τ	4.4	f_s	187		
	ⓑ梁	H-390×300 ×10×16 〈SM490A〉	E3 (B)	σ_t	9.2	f_t	192	0.17	O.K.
				σ_{by}	0.0	f_{by}	220		
				σ_{bz}	37.5	f_{bz}	324		
				τ	0.6	f_s	187		
	ⓒ鉛直 ブレース	φ-406.4×12.7 〈STK490〉	E3 (A)	σ_c	76.2	f_c	253	0.31	O.K.
	ⓓ水平ブレース	2[s-150×75×9 ×12.5 〈SS400〉	E3 (A)	σ_t	35.8	f_t	234	0.16	O.K.
	ⓔ屋根トラス上下弦材	H-300×300×16 ×16 〈SM490A〉	E4 (A)	σ_c	80.3	f_c	261	0.35	O.K.
				σ_{bz}	10.5	f_{bz}	324		
				τ	0.3	f_s	187		
	ⓕ屋根トラス斜材	2[s-150×75× 6.5×10 〈SS400〉	E2 (A,B)	σ_c	61.0	f_c	204	0.30	O.K.
	ⓖランウェイガーダ	□-1500×900× (80+40)×80 〈TMCP325〉	E3 (B)	σ_c	14.3	f_c	324	0.20	O.K.
				σ_b	45.7	f_b	324		
				τ	9.2	f_s	187		
構台	ⓗ柱	(X)H-700×300 ×40×40 (Y)H-700×350 ×40×40 〈SM490A〉	E1 (A)	σ_c	42.5	f_c	285	0.67	O.K.
				σ_{by}	11.2	f_{by}	312		
				σ_{bz}	154.4	f_{bz}	324		
				τ	7.3	f_s	187		
	ⓘ梁	H-700×350 ×19×36 〈SM490A〉	E3 (A)	σ_c	1.0	f_c	241	0.57	O.K.
				σ_{by}	134.0	f_{by}	261		
				σ_{bz}	2.1	f_{bz}	324		
				τ	38.1	f_s	187		
	ⓙ鉛直 ブレース	φ-406.4×9.5 〈STK490〉	E2 (A)	σ_t	83.8	f_t	231	0.37	O.K.
	ⓚ水平 ブレース	[-180×75×7× 10.5 〈SS400〉	E1 (A)	σ_t	44.5	f_t	234	0.20	O.K.

＊1：ⓐ～ⓚの符号は図 4.2.2-3 の応力検討箇所を示す

＊2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)

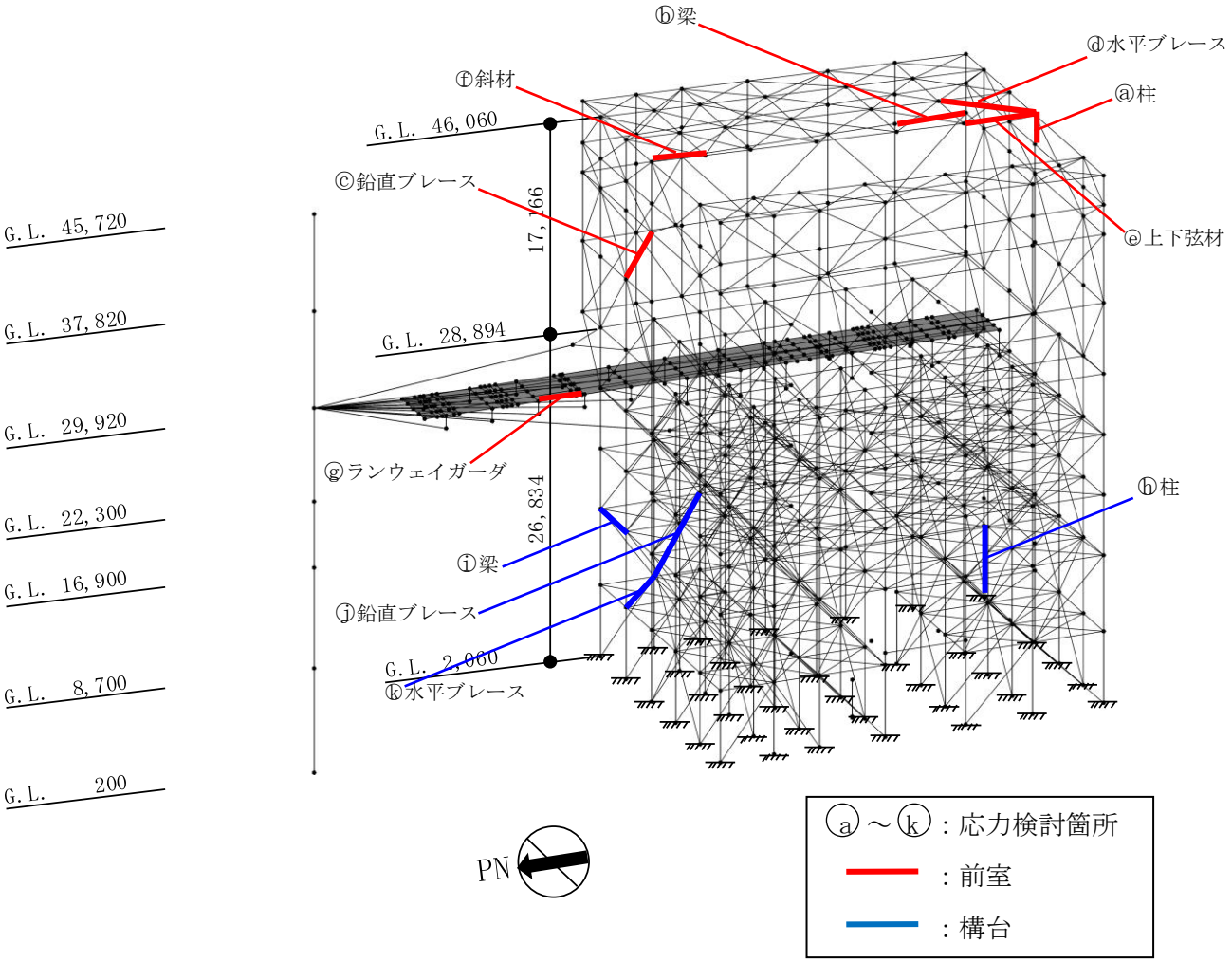


図 4.2.2-3　応力度比が最大となる部材（地震時）

4.2.3　弾性支承の構造強度に対する検討

弾性支承に作用する圧縮力による面圧が，弾性支承の圧縮限界強度以下となることを確認する。圧縮限界強度はゴム材料の弾性係数に応じて製品が規定する数値である。

検討の結果，最大圧縮面圧が圧縮限界強度以下となることを確認した。

表 4.2.3-1　弾性支承の構造強度に対する検討結果

設置位置	最大面圧発生ケース (位置)*	圧縮限界強度 σ_v (N/mm^2)	最大圧縮面圧 σ_D (N/mm^2)	σ_D/σ_v	判定
西側	E2(A)	43.00	6.37	0.15	O.K.
東側	E2(A)	43.00	6.36	0.15	O.K.

*：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)

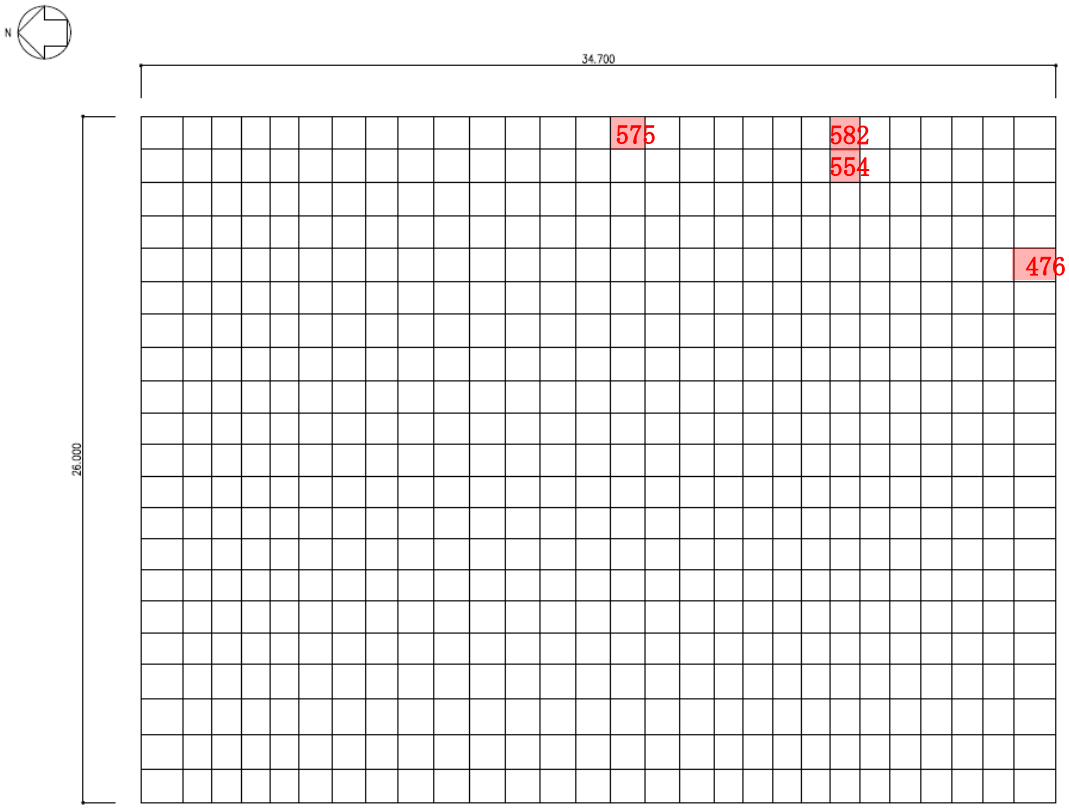
4.2.4　基礎の構造強度に対する検討

(1)　設計方針

基礎の応力解析は，弾性地盤上に支持された版として有限要素法を用いて行い，解析モデルは図4.2.4-1 に示すように四辺形の均質等方な板要素により構成し，支持地盤は等価な弾性ばねとしてモデル化する。但し，浮き上がった場合は，ばねの剛性が０となる。

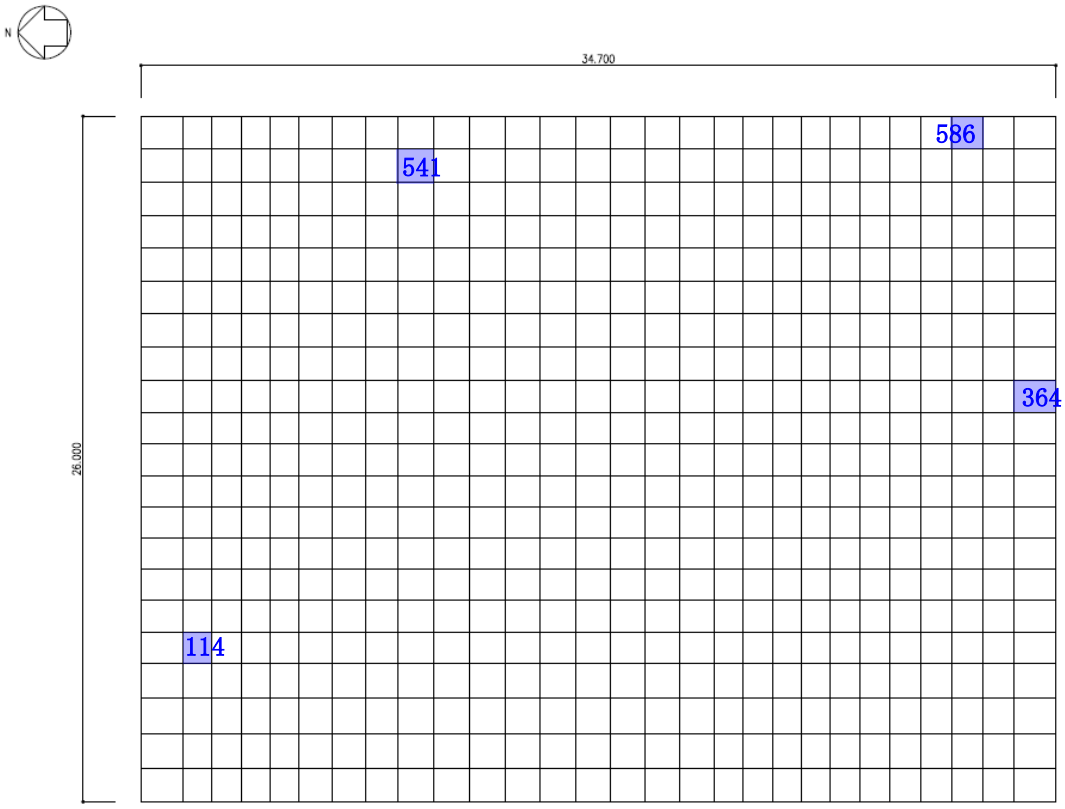
(2)　解析モデル

解析モデルを図 4.2.4-1，図 4.2.4-2 に示す。



凡例　###：断面算定要素(常時:C)（数字は要素番号）

図 4.2.4-1　解析モデル図(常時:C)（単位：mm）



凡例　###：断面算定要素(地震時:E1～E4)（数字は要素番号）

図 4.2.4-2　解析モデル図（単位：mm）

(3)　断面検討

組合せた応力より，各要素の必要鉄筋比を「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」より求め，設計配筋が必要鉄筋比を上回ること及び面外せん断力が許容せん断力以下であることを確認する。必要鉄筋比が最大となる要素と設計面外せん断力と許容せん断力との比が最大になる要素の断面検討結果を表 4.2.4-1，表 4.2.4-2 に示し，配筋図を図 4.2.4-3 に示す。

断面検討の結果，設計配筋は必要鉄筋比を上回り，面外せん断力は許容せん断力以下であることを確認した。

表 4.2.4-1　断面検討結果（常時:C）

要素番号	方向	荷重ケース（位置）*1	設計応力		N/(b・D) *2 ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	M/(b・D^2) ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	Pt (%)	設計配筋 上段：上端筋 (pt:%) 下段：下端筋 (pt:%)	設計面外せん断力 Q (kN/m)	許容せん断力 fs・b・j (kN/m)	判定
			N*2 (kN/m)	M (kN・m/m)							
575	NS	C(B)	-0.5	408.2	0.000	0.045	0.026	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	75.5	1775	O.K.
476	EW	C(B)	-0.8	798.1	0.000	0.089	0.051	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	101.1	1775	O.K.
582	NS	C(B)	1.6	75.3	0.001	0.008	0.005	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	466.3	1775	O.K.
554	EW	C(B)	-0.7	22.0	0.000	0.002	0.001	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	488.7	1775	O.K.

表 4.2.4-2　断面検討結果（地震時:E1～E4 ）

要素番号	方向	荷重ケース（位置）*1	設計応力		N/(b・D) *2 ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	M/(b・D^2) ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	Pt (%)	設計配筋 上段：上端筋 (pt:%) 下段：下端筋 (pt:%)	設計面外せん断力 Q (kN/m)	許容せん断力 fs・b・j (kN/m)	判定
			N*2 (kN/m)	M (kN・m/m)							
541	NS	E2(B)	-119.5	969.9	0.040	0.108	0.061	2-D38@200 (0.38) 3-D38@200 (0.57)	50.8	2616	O.K.
114	EW	E4(A)	-104.7	1140.3	0.035	0.127	0.046	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	14.4	2663	O.K.
586	NS	E3(A)	29.4	316.8	0.010	0.035	0.010	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	748.8	2663	O.K.
364	EW	E1(B)	26.5	109.7	0.009	0.012	0.003	2-D38@200 (0.38) 2-D38@200 (0.38)	677.2	2663	O.K.

*1：（ ）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

*2：圧縮を正とする。

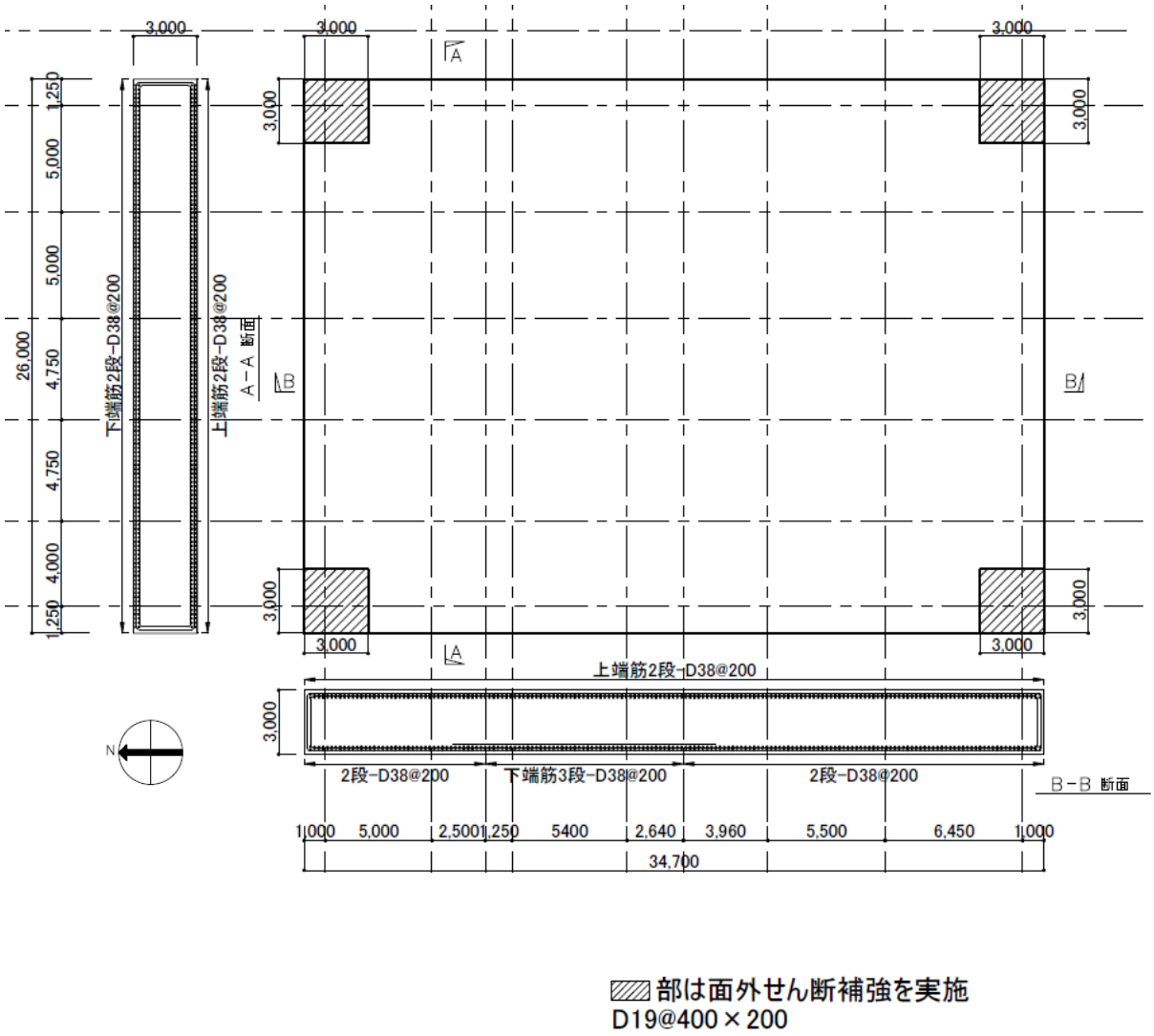


図 4.2.4-3　基礎の配筋図（単位：mm）

4.2.5　改良地盤の構造強度に対する検討

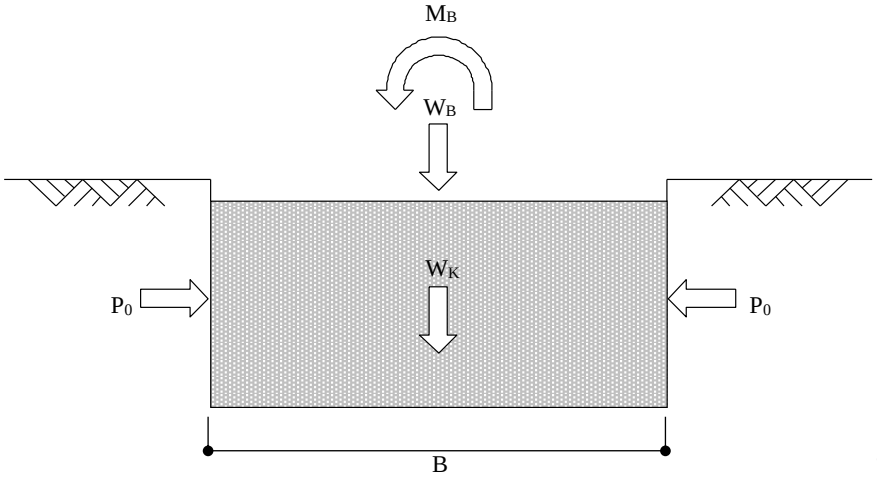
(1)　設計方針

燃料取り出し用構台を支持する改良地盤は，基礎直下の地盤を南北方向に 34.7m，東西方向に 26.0m，改良厚さ 7.16m とし，G.L.-8.1m の泥岩に支持する。検討は「JEAC4616-2009」に準拠し，常時及び地震時の改良地盤に生じる最大応力が許容応力度以下であることを確認する。さらに，改良地盤直下の支持地盤の支持力に対して，常時及び地震時の改良地盤に生じる最大接地圧が許容支持力度以下であることを確認する。

(2)　常時に対する検討

1)　改良地盤の検討

常時において，改良地盤底面に生じる最大接地圧が改良地盤の長期許容圧縮応力度以下であることを確認する。図 4.2.5-1 に作用荷重を示す。



W_B：燃料取り出し用構台荷重

W_K：改良地盤の自重

M_B：燃料取り出し用構台の偏心による転倒モーメント

P_o：長期設計用土圧

B：改良幅

図 4.2.5-1　作用荷重（常時:C）

改良地盤の荷重負担範囲は，基礎底盤における矩形断面部分を対象とした面積 A=902.2m^2，断面係数 Z_X=3909m^3，Z_Y=5217m^3 として算定する。改良地盤底面に生じる最大接地圧は下式にて求める。

鉛直力の合計　　$\Sigma W = WB+WK = 233360$ kN

転倒モーメントの合計　　$\Sigma M_{BX} = 32707$ kNm（X 軸回り:EW 方向加力）

$\Sigma M_{BY} = 58936$ kNm（Y 軸回り:NS 方向加力）

改良地盤の最大接地圧　　$qr = \Sigma W/A + \Sigma M_{BX}/Z_X + \Sigma M_{BY}/Z_Y = 279$ kN/m^2

改良地盤に生じる最大接地圧（qr）は，改良地盤の長期許容圧縮応力度（$_Lfsc$）以下であることを確認した。

$qr = 279$ kN/m^2 ≦ $_Lf_{SC} = 980$ kN/m^2

2)　支持力の検討

改良地盤底面に生じる最大接地圧（qr）が，改良地盤直下の支持地盤の長期許容支持力度（$_Lqa$）以下であることを確認した。

改良地盤の最大接地圧　　$qr = 279$ kN/m^2

支持地盤の長期許容支持力度　　$_Lqa = 1960$ kN/m^2

$qr = 279$ kN/m^2 ≦ $_Lqa = 1960$ kN/m^2

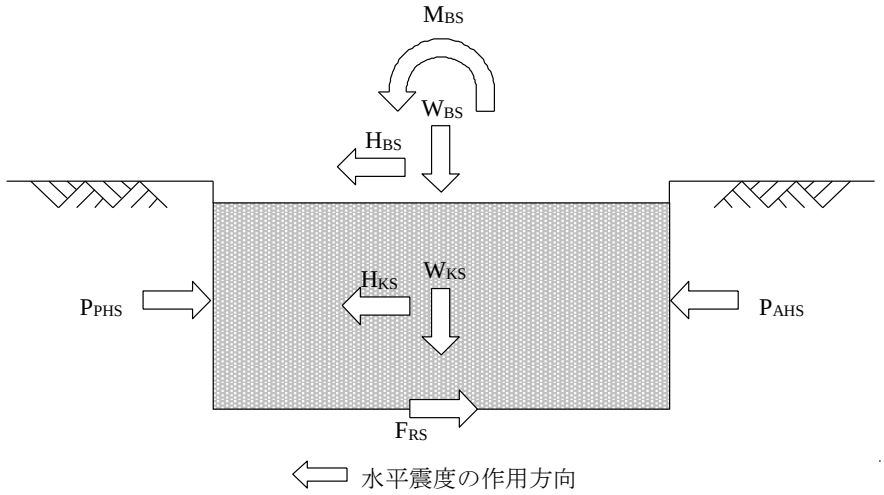
3)　沈下の検討

支持地盤は泥岩（岩盤）であるため，沈下の検討は不要である。

(3)　地震時に対する検討

1)　改良地盤の検討

地震時において，改良地盤底面の最大接地圧及びせん断応力が，改良地盤の短期許容応力度以下であることを確認する。図 4.2.5-2 に作用荷重を示す。



W_{BS}：燃料取り出し用構台荷重

W_{KS}：改良地盤の自重

H_{BS}：燃料取り出し用構台による水平力

M_{BS}：燃料取り出し用構台による改良地盤底面における転倒モーメント

H_{KS}：改良地盤の慣性力（地中震度 0.15）

P_{AHS}：地震時主働土圧による水平力

P_{PHS}：地震時受働土圧による水平力

F_{RS}：支持地盤のせん断抵抗力

図 4.2.5-2　作用荷重（地震時:E1～E4）

改良地盤の荷重負担範囲は，基礎底盤における矩形断面部分を対象とした面積 A=902.2m^2，断面係数 Z_X=3909m^3，Z_Y=5217m^3 として算定する。改良地盤底面の最大接地圧（q_{1S}）及び最大せん断応力（τ max）は下式にて求める。

鉛直力の合計　　$\Sigma W = W_{BS}+W_{KS}$ = 233360 kN

水平力の合計　　$\Sigma H_X = H_{BS}+H_{KS}+P_{AHS}+P_{PHS}$ = 37007 kN（NS 方向）

$\Sigma H_Y = H_{BS}+H_{KS}+P_{AHS}+P_{PHS}$ = 37391 kN（EW 方向）

転倒モーメントの合計　$\Sigma M_X = M_{BS}+M_{KS}+M_{AHS}+M_{PHS}$ = 629283 kNm（X 軸回り:EW 方向加力）

$\Sigma M_Y = M_{BS}+M_{KS}+M_{AHS}+M_{PHS}$ = 611209 kNm（Y 軸回り:NS 方向加力）

ここに，　M_{KS}：改良地盤の転倒モーメント

M_{AHS}：地震時主働土圧による転倒モーメント

M_{PHS}：地震時受働土圧による転倒モーメント

改良地盤底面の最大接地圧　$q_{1SX} = \Sigma W/A+\Sigma M_Y/Z_Y$ = 396 kN/m^2

$q_{1SY} = \Sigma W/A+\Sigma M_X/Z_X$ = 440 kN/m^2

改良地盤底面の最大せん断応力　$\tau_{Xmax} = 1.2\times\Sigma H_X/A$ = 50 kN/m^2

$\tau_{Ymax} = 1.2\times\Sigma H_Y/A$ = 50 kN/m^2

改良地盤底面の最大接地圧（q_{1S}）及び最大せん断応力（τ_{max}）は短期許容応力度（$_sf_{sc}$ 及び $_sf_{ss}$）以下であることを確認した。

q_{1S} = 440 kN/m^2 ≦ $_sf_{SC}$ = 1960 kN/m^2

τ_{max} = 50 kN/m^2 ≦ $_sf_{SS}$ = 300 kN/m^2

2)　支持力の検討

改良地盤底面に生じる最大接地圧（q_{1S}）が，改良地盤直下の支持地盤の短期許容支持力度（$_sq_a$）以下であることを確認した。

改良地盤の最大接地圧　q_{1S} = 440 kN/m^2

支持地盤の短期許容支持力度　$_sq_a$ = 3920 kN/m^2

q_{1S} = 440 kN/m^2 ≦ $_sq_a$ = 3920 kN/m^2

4.2.6　原子炉建屋接触部の構造強度に対する検討

(1)　弾性支承反力に対する検討

弾性支承からの反力によって原子炉建屋 RC 梁に生じるせん断力が，梁の許容せん断耐力以下となることを確認する。

弾性支承の反力は基本的に，プール壁及び下階柱に直接かかるように配置するが，一部梁端に作用するため，それを考慮する。

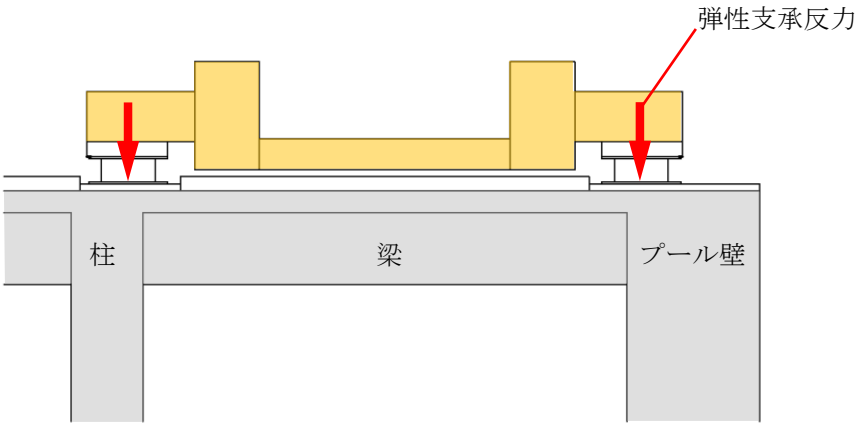


図 4.2.6-1　弾性支承からの反力

検討の結果，梁の発生せん断力が長期許容せん断力以下になることを確認した。

表 4.2.6-1　弾性支承反力に対する検討結果

部位	荷重ケース (位置)*	梁端せん断力 Q(kN)	長期許容せん断力 Qa(kN)	耐力比 Q/Qa	判定
弾性支承受梁	C (A)	760	1486	0.52	O.K.

*：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

4.2.7　外装材の構造強度に対する検討

(1)　設置目的

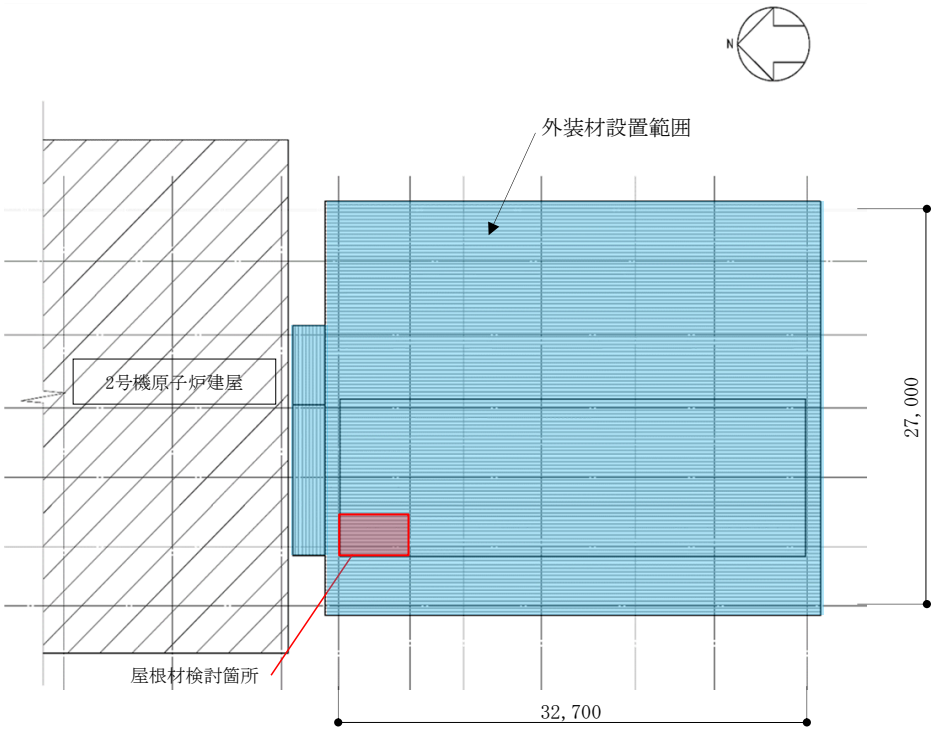
燃料取り出し用構台前室周囲には，燃料取り出し作業環境の整備並びに放射性物質の飛散・拡散防止のため，外装材を設置する。

(2)　評価方針

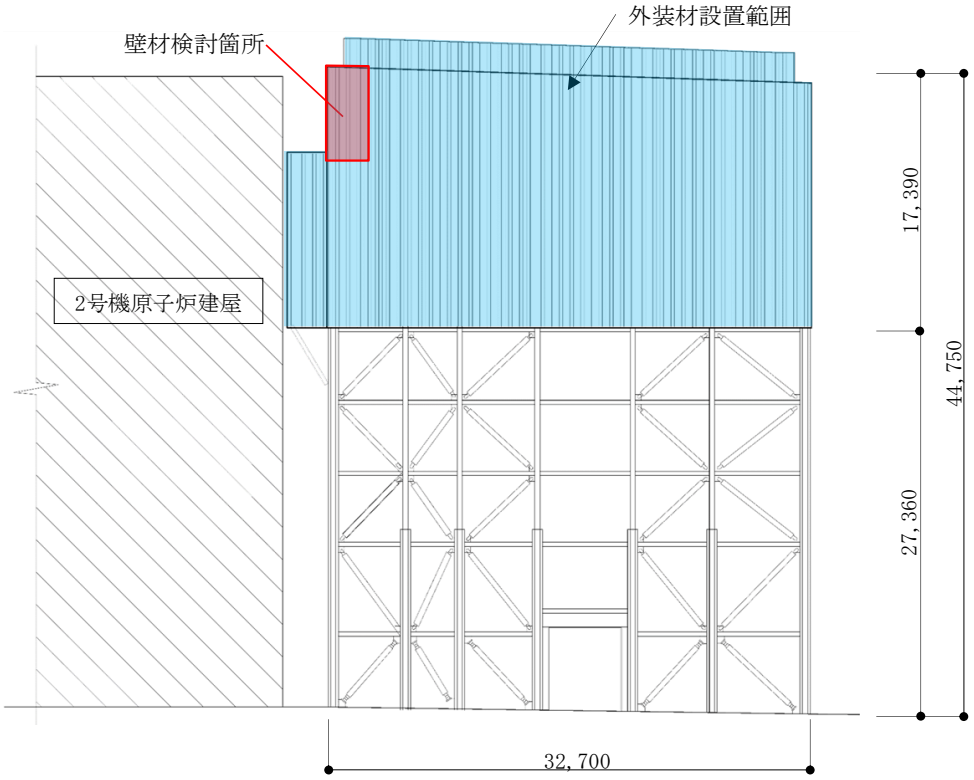
架構の屋根材，壁材には金属製外装材を用いる。断面検討は，屋根材，壁材それぞれに風圧力によって生じる応力度が短期許容応力度以下であることを確認する。

(3)　検討箇所

短期事象においては，暴風時の影響が支配的であることから，積雪時及び地震時の検討は省略する。検討箇所を図 4.2.7-1 に示す。



a. 屋根伏図



b. 西側立面

図 4.2.7-1　外装材検討箇所（単位：mm）

(3)　設計用荷重の算定

設計用風圧力は，建築基準法施行令第 82 条の 4 及び建設省告示第 1458 号に基づき，基準風速 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。

表 4.2.7-1　速度圧の算定結果

建物高さ* H (m)	平均風速の高さ方向の分布を表す係数 Er	基準風速 V_0 (m/s)	平均速度圧 q (N/m^2)
47	1.258	30	855

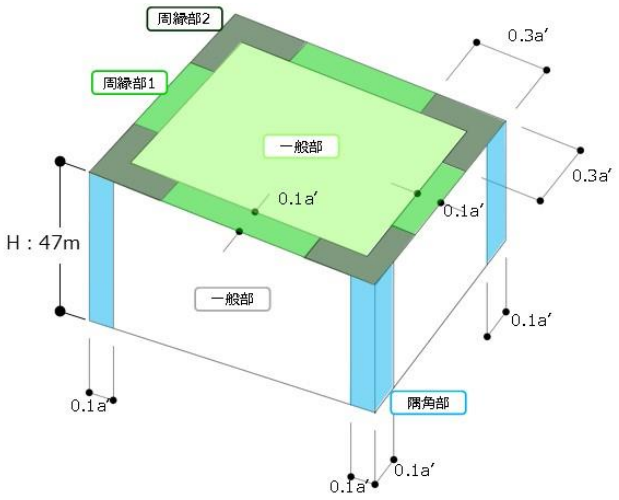
表 4.2.7-2　ピーク風力係数（屋根）

建物高さ* H (m)	正圧	負圧		
		一般部	周縁部 1	周縁部 2
47	0.50	-2.50	-3.20	-4.30

表 4.2.7-3　ピーク風力係数（壁）

建物高さ* H (m)	正圧	負圧	
		一般部	隅角部
47	2.60	-1.88	-2.31

＊：建物高さは，安全側に建築物の高さと軒の高さ(水上側鉄骨天端)との平均値以上とした



a'は平面の短辺の長さと H の 2 倍の数値のうちいずれか
小さな数値（30 を超えるときは，30 とする）（単位：m）

図 4.2.7-2　風力係数の算定箇所

(4) 外装材の断面検討

検討は，応力が厳しくなる部位について行う。ここでは，外装材の自重は考慮しないものとする。外装材の支持間隔は，保守的な評価となるように最長スパンを用いて評価するものとし，屋根材の間隔は，3.3m で連続支持，壁材は 0.75m で連続支持されているものと仮定する。

屋根材及び壁材の材料諸元を表 4.2.7-4 及び表 4.2.7-5 に示す。また，検討結果を表 4.2.7-6 に示す。

断面検討の結果，全ての外装材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 4.2.7-4　屋根材の材料諸元

板厚	自重	正曲げ方向		負曲げ方向	
		断面 2 次モーメント	断面係数	断面 2 次モーメント	断面係数
t (mm)	G (N/m^2)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)
0.8	118	360	43.6	347	40.6

表 4.2.7-5　壁材の材料諸元

板厚	自重	正曲げ方向		負曲げ方向	
		断面 2 次モーメント	断面係数	断面 2 次モーメント	断面係数
t (mm)	G (N/m^2)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)
0.6	59	2.31	1.67	2.31	1.67

表 4.2.7-6　応力度に対する検討結果

部位	材料	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
屋根材	SGLCC[*1]	124	205[*2]	0.61	O.K.
壁　材	SGLCC[*1]	96	205[*2]	0.47	O.K.

＊1：溶融 55%アルミニウム－亜鉛合金めっき鋼板

＊2：「JIS G 3321」の「降伏点又は耐力」とする

4.3　耐震性

4.3.1　検討方針

耐震性の検討は，構台，前室及びランウェイガーダ，弾性支承，オイルダンパ，基礎，改良地盤，原子炉建屋接触部及び原子炉建屋の健全性について行い，1/2Ss450 に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。1/2Ss450 を用いた地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向を同時に入力する。また，前述の通り 2 号機燃料取り出し用構台については，実施計画変更認可申請の審査期間中に適用地震動見直しが行われたことから，一部の評価については，Ss600 に対する地震応答解析結果との比較から耐震性を確認する。Ss600 を用いた地震応答解析は水平１方向及び鉛直方向を同時に入力する。

4.3.2　構台，前室及びランウェイガーダの耐震性に対する検討

(1)　解析に用いる入力地震動

解析に用いる地震動は，2 波ある 1/2Ss450 のうち振幅の大きな検討用地震動①の 1/2 の地震動および Ss600 を用いる。

1/2Ss450 を用いた地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向を同時に入力するが，全く同じ地震動が同時に水平 2 方向に入力されることは現実的に考えにくいことから，応答スペクトルに基づく検討用地震動①を作成した方法と同一の方法で，目標とする応答スペクトルに適合する位相の異なる模擬地震波（別冊２８ P98，P99 参照）を利用する。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 4.3.2-1 に示す。なお，入力地震動策定の詳細については，別冊２８ P25，上下動の解析モデルへの入力方法の妥当性については，別冊２８ P26，P27 参照。

解放基盤表面位置（G.L.-206.0m）（震災前 O.P.-196.0m)における 1/2Ss450 と，Ss600 の 3 波の加速度時刻歴波形を図 4.3.2-2，図 4.3.2-3 及び図 4.3.2-4 に示す。

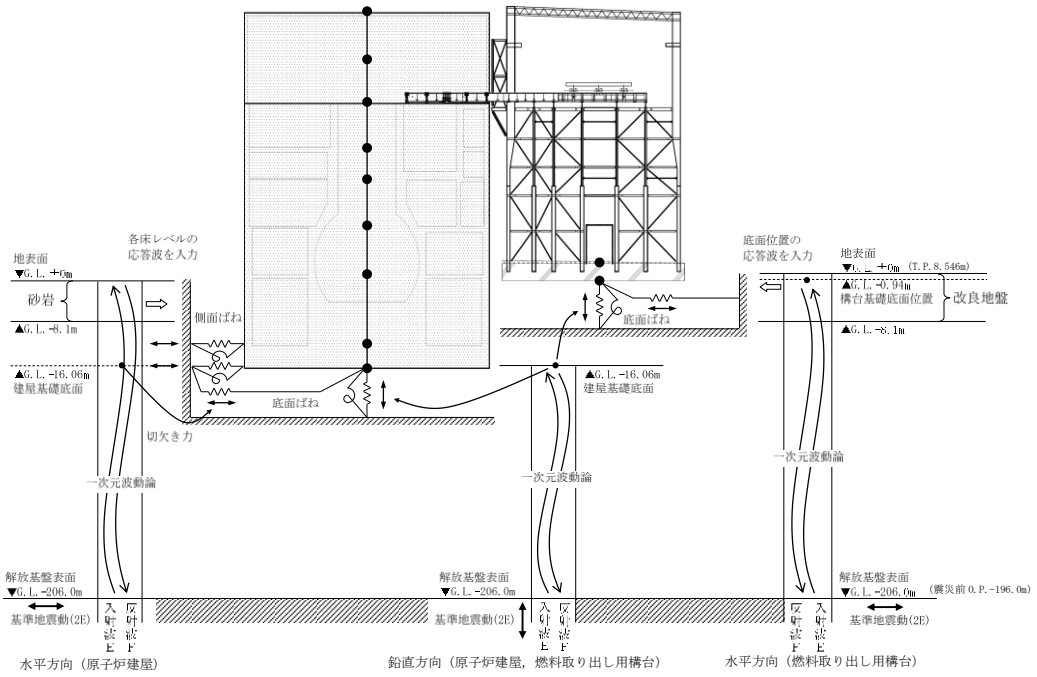
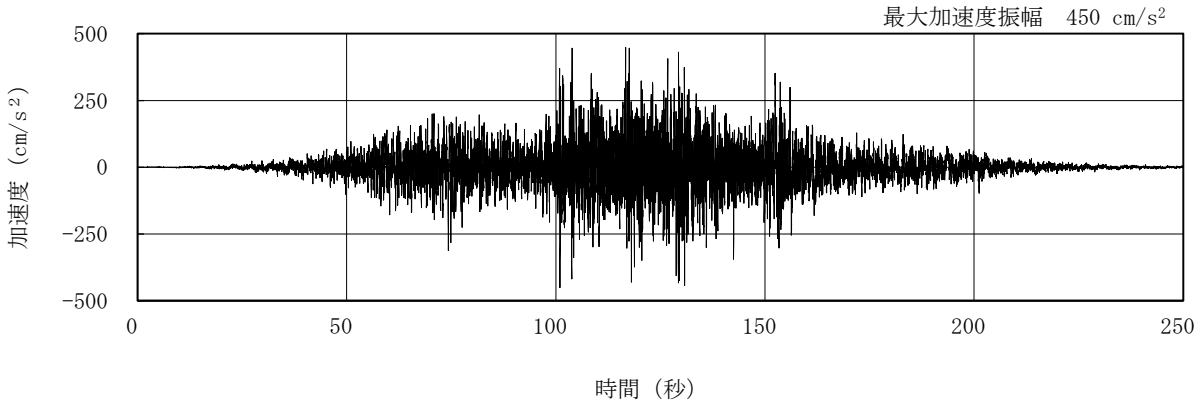
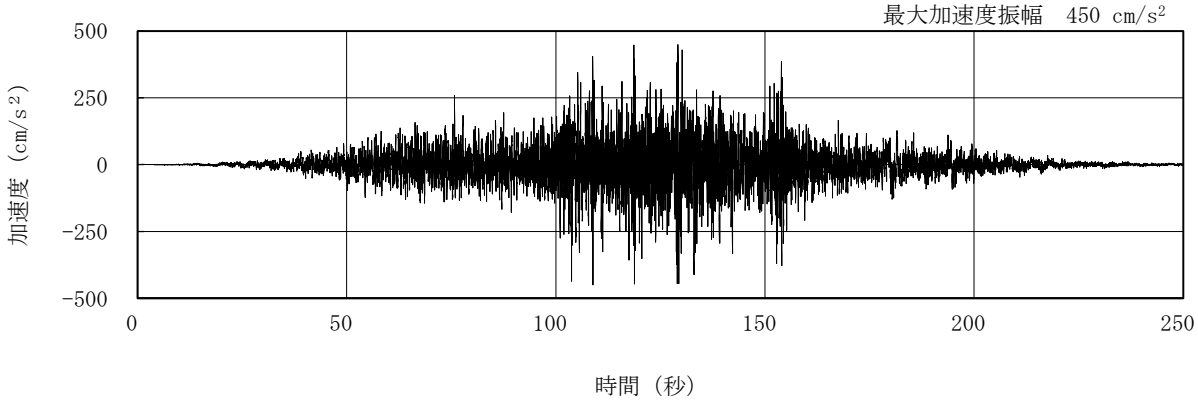


図 4.3.2-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

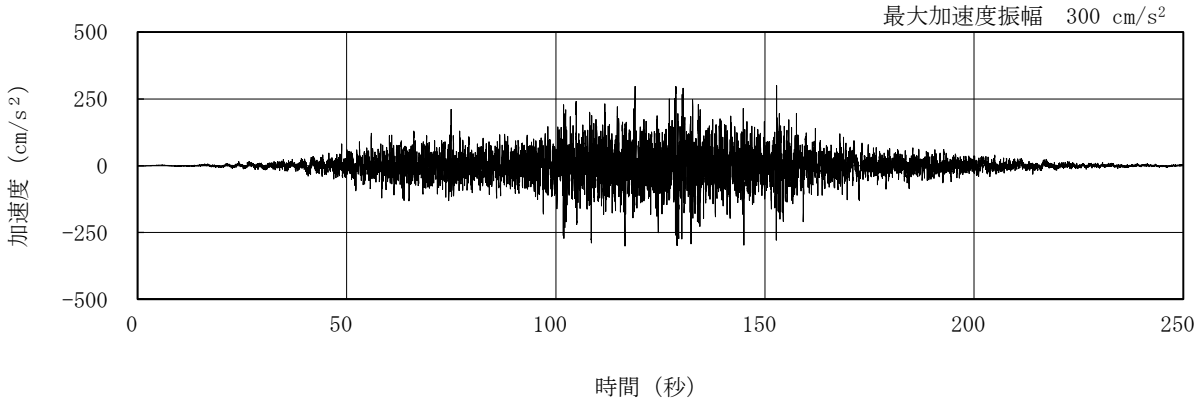
本章に記載の標高は，震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm



（水平）

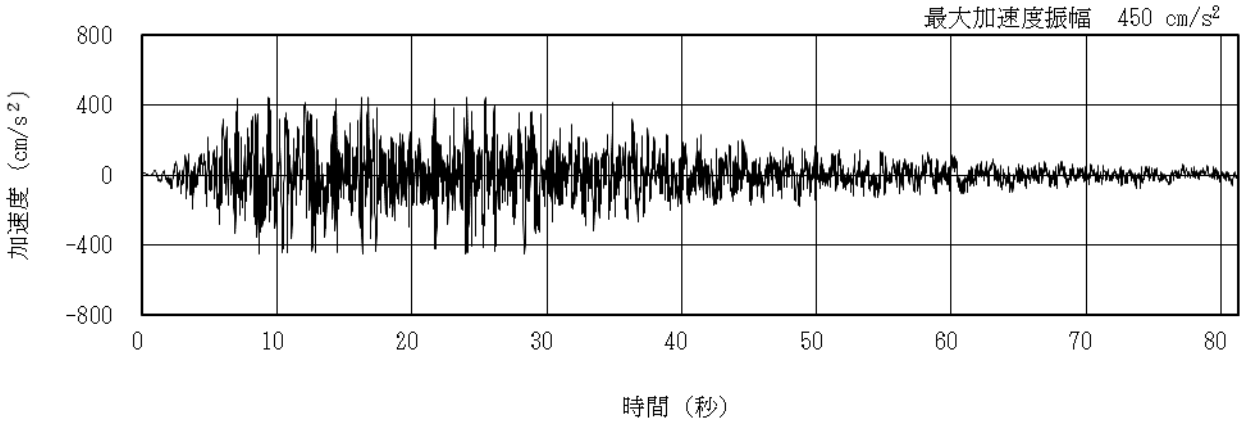


（水平，位相の異なる模擬地震波）

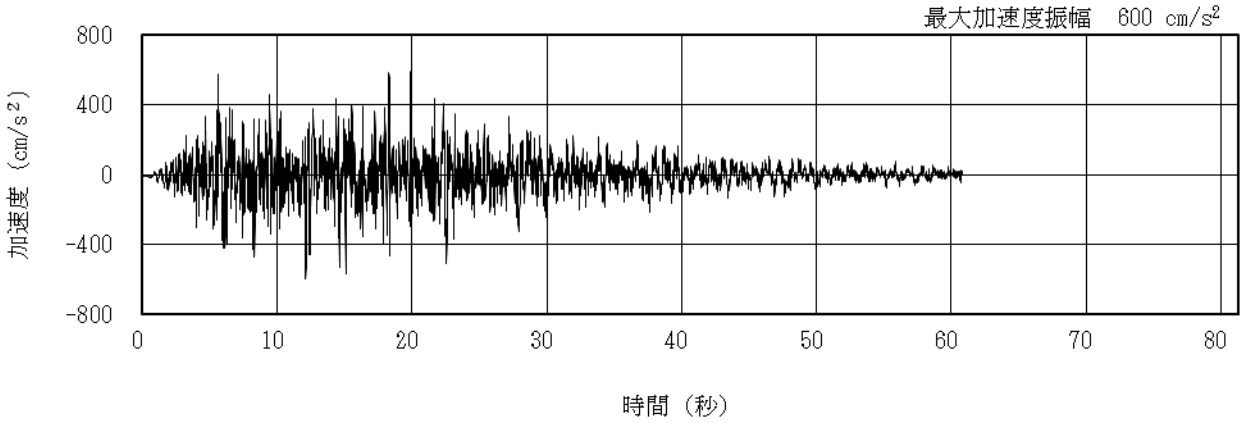


（鉛直）

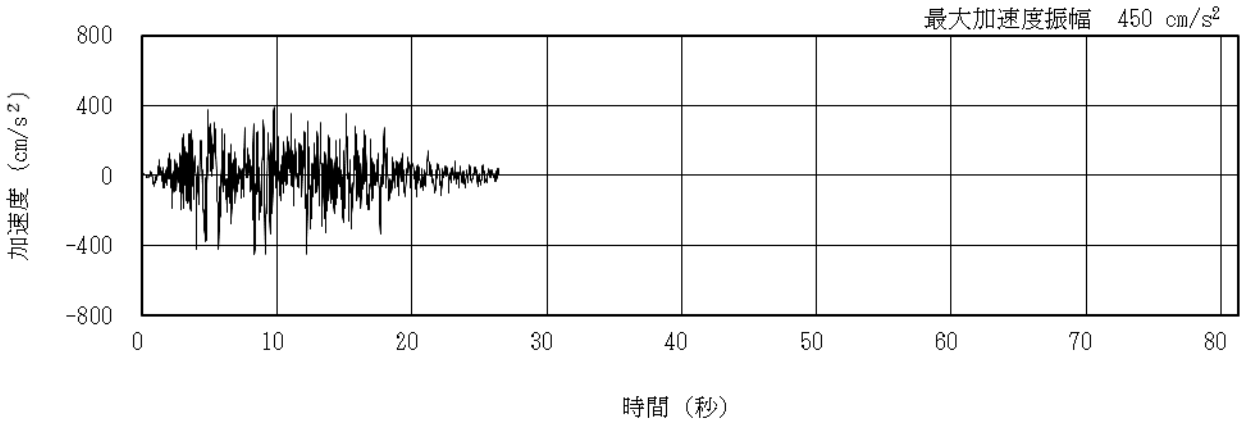
図 4.3.2-2　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（1/2Ss450）



（従来の Ss-1H）

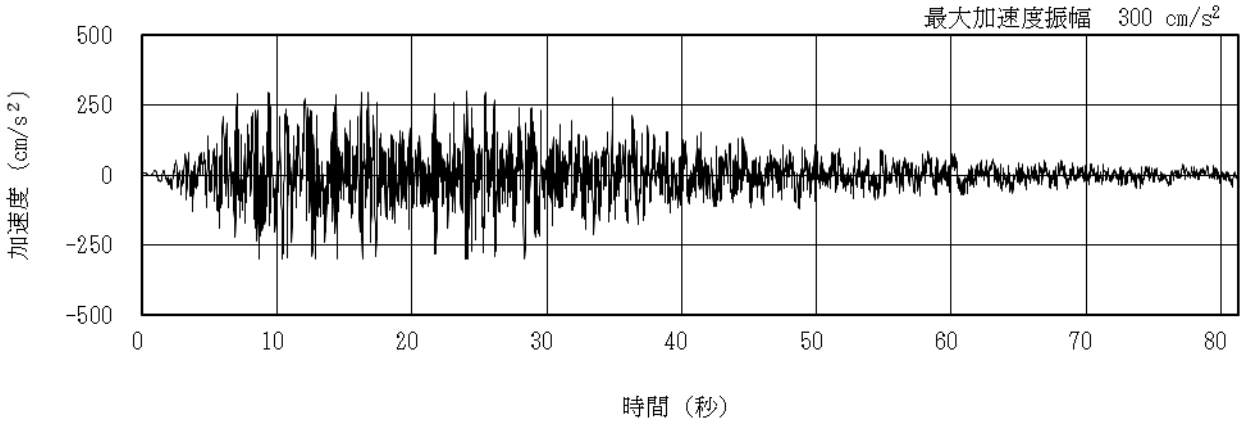


（従来の Ss-2H）

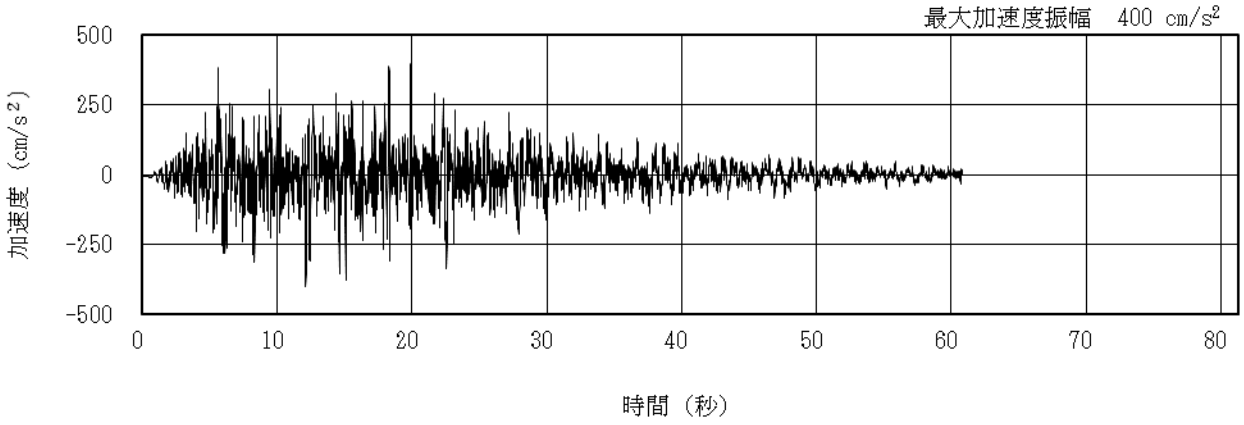


（従来の Ss-3H）

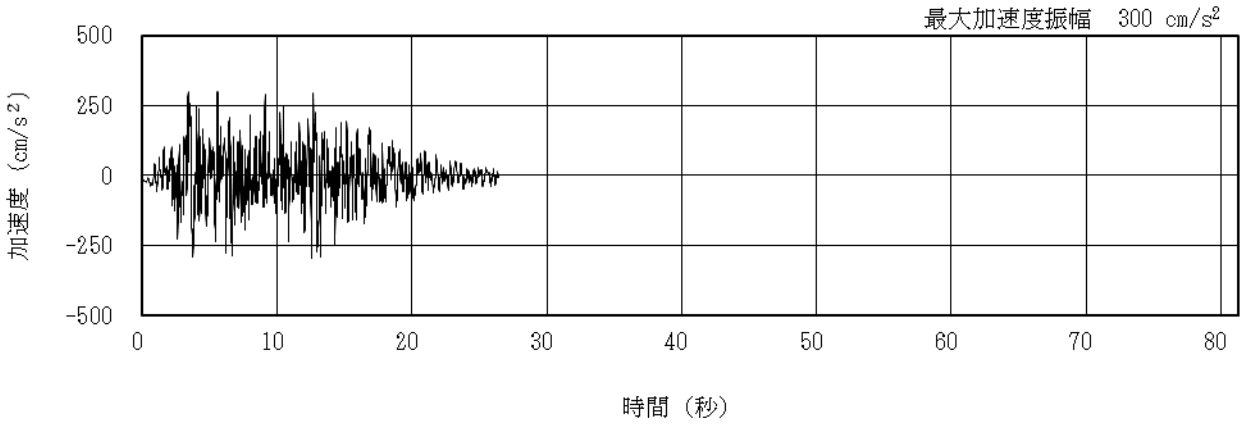
図 4.3.2-3　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（Ss600，水平方向）



（従来の Ss-1V）



（従来の Ss-2V）



（従来の Ss-3V）

図 4.3.2-4　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（Ss600，鉛直方向）

(2)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは，曲げ，せん断剛性及び軸剛性を考慮した原子炉建屋の質点系モデルの質点に，三次元立体骨組でモデル化した燃料取り出し用構台を接続し，地盤との相互作用を考慮した建屋－地盤連成系モデルとする。原子炉建屋のモデルは「Ⅱ章 2.11　添付資料－７　別添－１第２号機原子炉建屋西側外壁開口設置後の原子炉建屋の耐震安全性」で用いた解析モデルを基本に，南側外壁開口や遮蔽コンクリート等の設置（別冊２８　P13 参照）を考慮して，重量や剛性を増減させたモデル（別冊２８　P34，P35 参照）とする。なお，原子炉建屋の質点は炉心位置にモデル化する。解析モデルを図 4.3.2-5 及び図 4.3.2-6 に示す。

地震応答解析に用いる鉄骨およびオイルダンパの物性値を表 4.3.2-1，表 4.3.2-2 に示す。燃料取り出し用構台の部材接合部の節点は機器荷重・仕上げ材等を考慮した重量とし，原子炉建屋の質点は表 4.3.2-3 に示す重量とする。燃料取り出し用構台の柱，梁は弾性部材の梁要素，鉛直ブレースは弾性部材のトラス要素とする。

構台と原子炉建屋南側壁間，構台鉛直面，およびランウェイガーダと原子炉建屋床間に設置するオイルダンパは，減衰要素とばね要素を直列に結合したモデルとする。ランウェイガーダと原子炉建屋床間に設置する弾性支承の鉛直方向は軸ばねとし，水平方向はローラーとする。なお，床上のオイルダンパ・弾性支承とも，圧縮専用ばねを原子炉建屋質点との間に設けることにより浮き上りを許容したモデルとする。なお，弾性支承及びバネ付きオイルダンパを含めた原子炉建屋～構台間の接続条件については，別冊２８　P29，P30，弾性支承及びバネ付きオイルダンパの設置条件および境界条件設定の妥当性については，それぞれ，別冊２８　P48，別冊２８　P50，P51，弾性支承及びバネ付きオイルダンパ下部に設置するすべり材の耐放射線性については，それぞれ別冊２８ P49，別冊２８　P51 参照。また，原子炉建屋の質点系モデルは，軸方向は弾性とし，曲げとせん断に非線形特性を考慮する。

燃料取り出し用構台の地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）を参考に，水平成層地盤と仮定し地震時のせん断ひずみレベルを考慮して定めた。改良地盤の諸元を表 4.3.2-4 に，非線形特性を図 4.3.2-7 に，地盤定数の設定結果を表 4.3.2-5 に示す。また，原子炉建屋の地盤定数は，1/2Ss450 に対しては上記報告書を参考に水平成層地盤と仮定し地震時のせん断ひずみレベルを考慮して定め，Ss600 に対しては上記報告書と同様として定めた。原子炉建屋の地盤定数を表 4.3.2-6 に示す。なお，改良地盤物性の設定及び改良地盤部の地中構築物の影響については，別冊２８ P40～P42 参照。

地盤ばねは，「JEAG 4601-1991 追補版」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤を Novak の方法により建屋側面ばねとして評価する。なお，燃料取り出し用構台は改良地盤への埋込がほとんどないため，底面地盤ばねのみ考慮する。

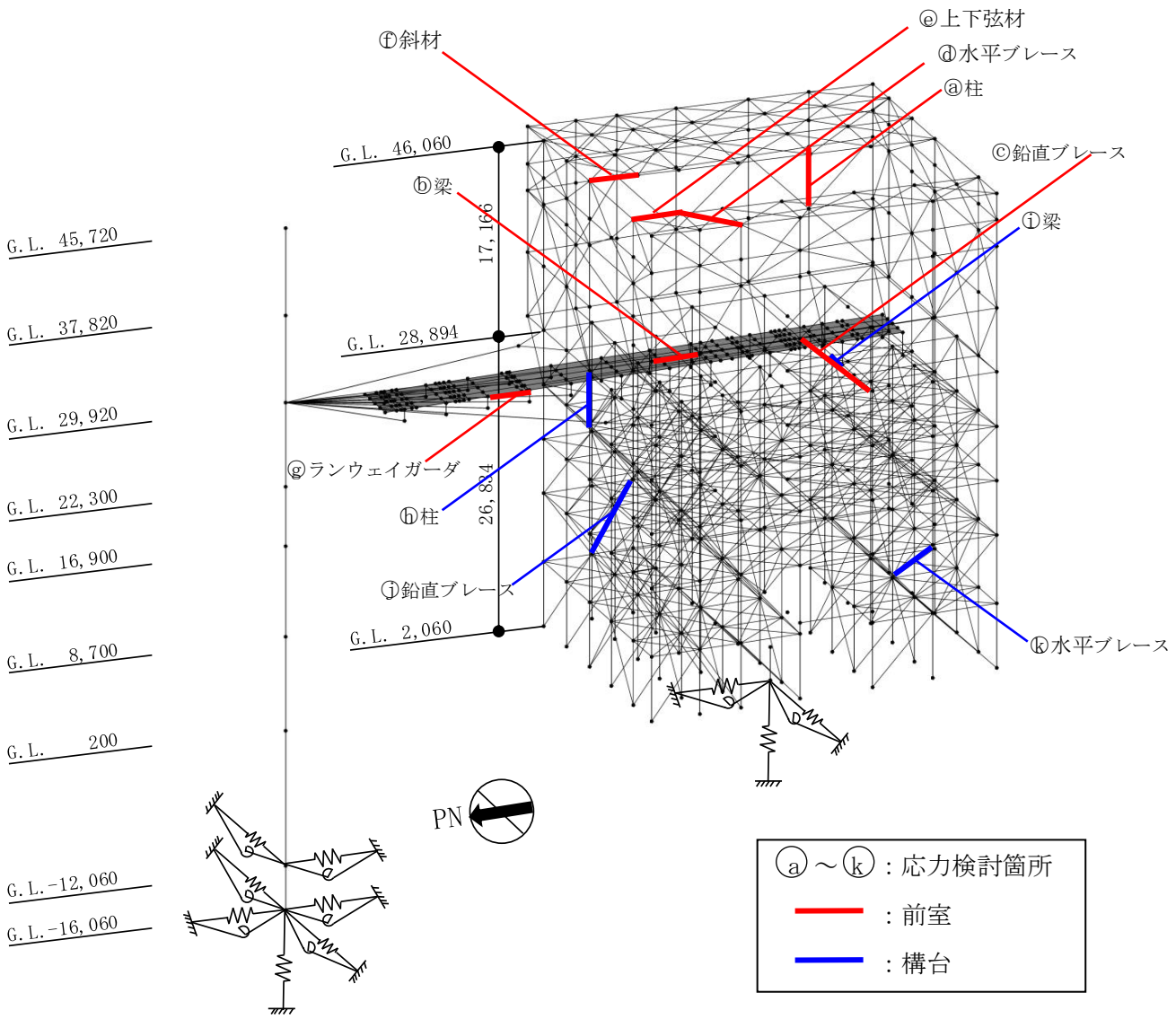


図 4.3.2-5　地震応答解析モデル（単位：mm）（1/2Ss450 応力検討箇所記載）

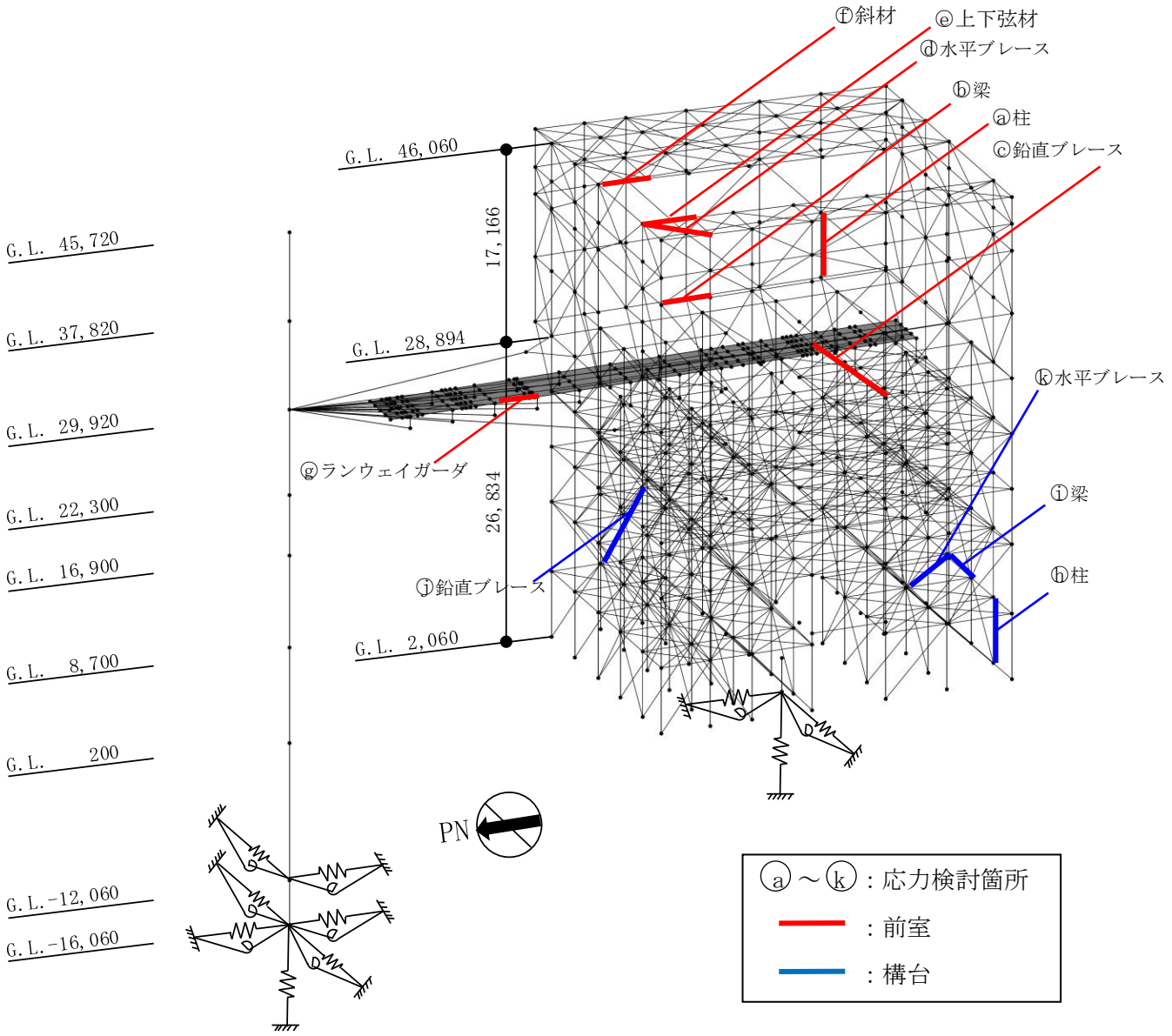


図 4.3.2-6　地震応答解析モデル（単位：mm）（Ss600 応力検討箇所記載）

表 4.3.2-1　地震応答解析に用いる物性値

部位	材料	ヤング係数 E(N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)	減衰定数 h(%)	備考
燃料取り 出し用構台	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0	2	SS400，SM490A，SN490B， SN490C，STK490，TMCP325

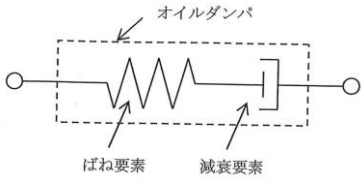
表 4.3.2-2　オイルダンパの物性値及び許容値

オイルダンパ（水平棟間）

	最大減衰力 (kN)	リリーフ荷重 (kN)	最大速度 (m/s)	第一減衰係数 (kN･s/m)	第二減衰係数 (kN･s/m)	ストローク (mm)
オイルダンパ	1970	1700	0.7	12000	490	±100

オイルダンパ（鉛直）

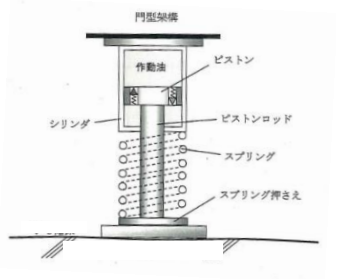
	最大減衰力 (kN)	リリーフ荷重 (kN)	最大速度 (m/s)	第一減衰係数 (kN･s/m)	第二減衰係数 (kN･s/m)	ストローク (mm)
オイルダンパ	2060	1600	0.5	40000	1000	±60



オイルダンパのモデル化

ばね付きオイルダンパ

	最大減衰力 (kN)	リリーフ荷重 (kN)	最大速度 (m/s)	第一減衰係数 (kN･s/m)	第二減衰係数 (kN･s/m)	ストローク (mm)
ばね付き オイルダンパ	1500	1200	1.0	5000	395	±100



ばね付きオイルダンパ概念図

表 4.3.2-3(1)　地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

標高 G.L.（m）	質点重量 W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times 10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
45.72	12880	23.28		
			18.6	10154
37.82	10220	18.53		
			16.1	10626
29.92	74470	134.76		
			184.3	22551
22.3	79440	143.78		
			166.8	24629
16.9	107720	194.96		
			249.3	44401
8.7	116670	211.14		
			157.1	40661
0.2	201190	364.11		
			456.8	110444
-12.06	341290	617.55		
			2656.2	480675
-16.06	125030	226.24		
合計	1068910			

ヤング係数 Ec	2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G	1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν	0.20
減衰 h	5%

表 4.3.2-3(2)　地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(b)水平（EW）方向

標高 G.L.（m）	質点重量 W（kN）	回転慣性重量 I_G（$\times 10^5$ kN･m^2）	せん断断面積 As（m^2）	断面二次モーメント I（m^4）
45.72	12880	13.18		
			13.6	5926
37.82	10220	10.40		
			12.6	6255
29.92	74470	76.06		
			108.2	11927
22.3	79440	81.06		
			117.3	14199
16.9	107720	194.96		
			185.7	33796
8.7	116670	211.14		
			173.1	41960
0.2	201190	544.79		
			418.1	132121
-12.06	341290	923.98		
			2656.2	719166
-16.06	125030	338.53		
合計	1068910			

ヤング係数 Ec	2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G	1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν	0.20
減衰 h	5%

表 4.3.2-3(3)　地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(c)鉛直方向

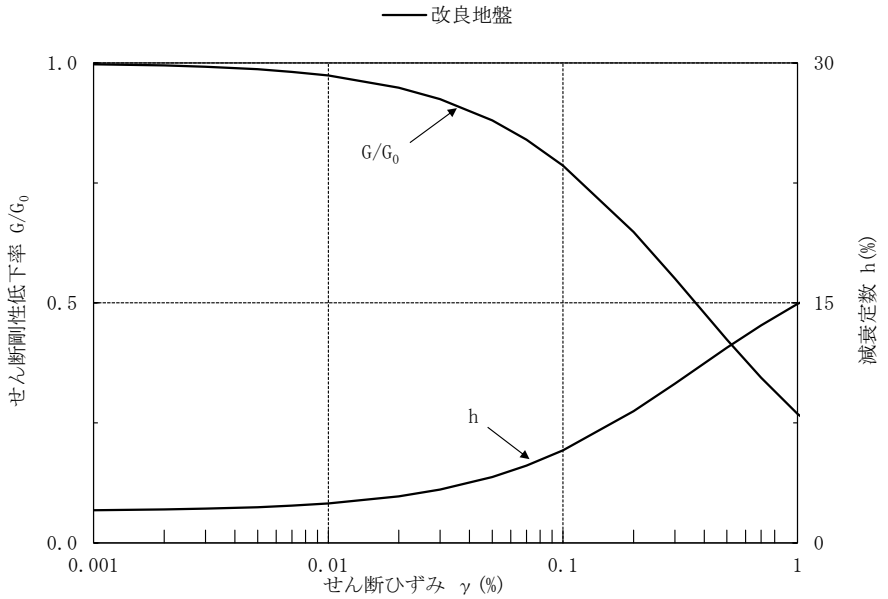
標高 G.L. (m)	質点重量 W (kN)	軸断面積 A_N (m^2)	軸ばね剛性 K_A ($\times 10^8$ kN/m)
45.72	12880		
		43.0	1.40
37.82	10220		
		42.5	1.38
29.92	74470		
		291.9	9.84
22.3	79440		
		295.1	14.04
16.9	107720		
		437.5	13.71
8.7	116670		
		359.4	10.87
0.2	201190		
		627.4	13.15
-12.06	341290		
		2656.2	170.66
-16.06	125030		
合計	1068910		

ヤング係数 Ec　2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

表 4.3.2-4　改良地盤の諸元

せん断波速度* V_S (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン比* ν	初期せん断弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)
800	17.7	0.31	11.52

*:『柏崎刈羽原子力発電所 1 号機　建物・構築物の耐震安全性評価について（指摘事項に関する回答)』(東京電力株式会社，平成 22 年 2 月 19 日，総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会耐震・構造設計小委員会構造 WG（第 46 回）会合資料)



*:『柏崎刈羽原子力発電所 1 号機　建物・構築物の耐震安全性評価について（指摘事項に関する回答)』(東京電力株式会社，平成 22 年 2 月 19 日，総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会耐震・構造設計小委員会構造 WG（第 46 回）会合資料)

図 4.3.2-7　改良地盤の非線形特性

表 4.3.2-5(1)　地盤定数の設定結果（燃料取り出し用構台）

(a) 1/2Ss450

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.40	11.52	0.99	29.87	2	8.1
-8.1										
	泥岩	450	16.5	0.464	2.73	3.41	0.80	7.99	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.49	4.36	0.80	10.16	3	70.0
-90.0										
		560	17.6	0.446	4.50	5.63	0.80	13.01	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.22	6.53	0.80	15.05	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	-	-	-	-

表 4.3.2-5(2)　地盤定数の設定結果（燃料取り出し用構台）

(b)従来の Ss-1

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.40	11.52	0.99	29.87	2	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(c) 従来の Ss-2

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.40	11.52	0.99	29.87	2	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.73	3.41	0.80	7.99	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.49	4.36	0.80	10.16	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.50	5.63	0.80	13.01	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.22	6.53	0.80	15.05	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(d) 従来の Ss-3

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	改良地盤	800	17.7	0.310	11.40	11.52	0.99	29.87	2	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.63	3.41	0.77	7.70	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.36	4.36	0.77	9.78	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.34	5.63	0.77	12.55	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.03	6.53	0.77	14.51	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

表 4.3.2-6(1)　地盤定数の設定結果（原子炉建屋）

(a) 1/2Ss450

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1										
		450	16.5	0.464	2.73	3.41	0.80	7.99	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	3.49	4.36	0.80	10.16	3	70.0
-90.0	泥岩									
		560	17.6	0.446	4.50	5.63	0.80	13.01	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	5.22	6.53	0.80	15.05	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	-	-	-	-

表 4.3.2-6(2)　地盤定数の設定結果（原子炉建屋）

(b) 従来の Ss-1

標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(c) 従来の Ss-2

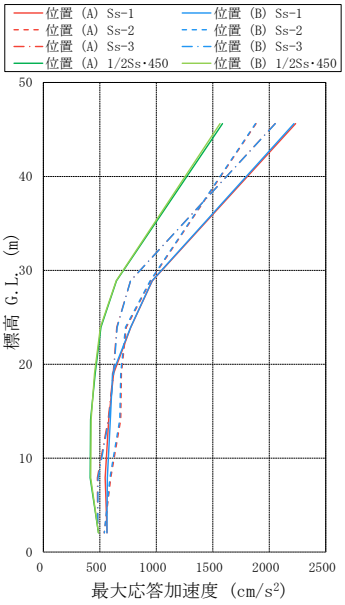
標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.76	3.41	0.81	8.08	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.53	4.36	0.81	10.27	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.56	5.63	0.81	13.19	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.29	6.53	0.81	15.26	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(d) 従来の Ss-3

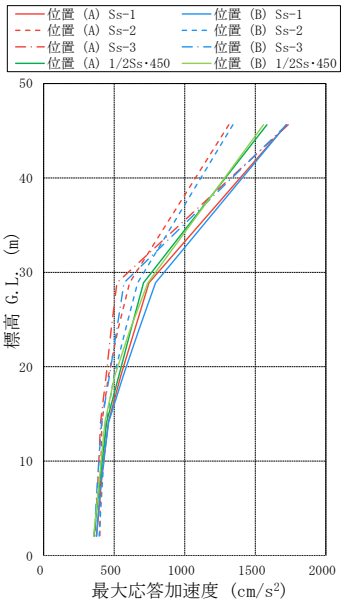
標高 G.L. (m)	地質	せん断波 速度 Vs (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ 比 ν	せん断 弾性係数 G ($\times 10^5$kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 ($\times 10^5$kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E ($\times 10^5$kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.25	2.62	0.86	6.63	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(3)　地震応答解析結果

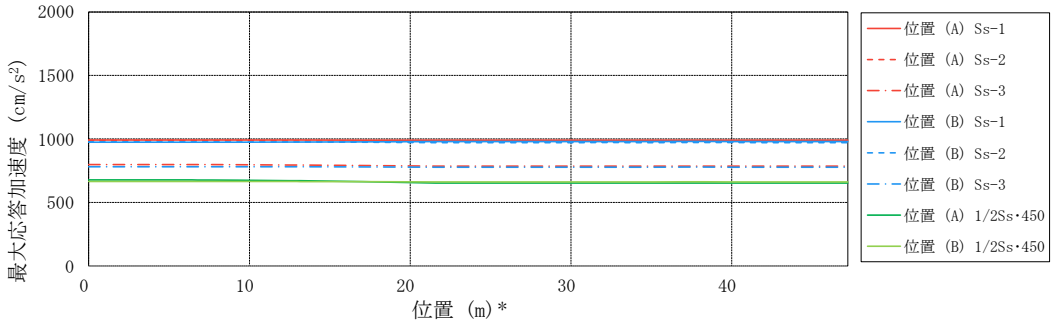
最大応答加速度分布を図 4.3.2-8(1) 及び図 4.3.2-8(2) に示す。



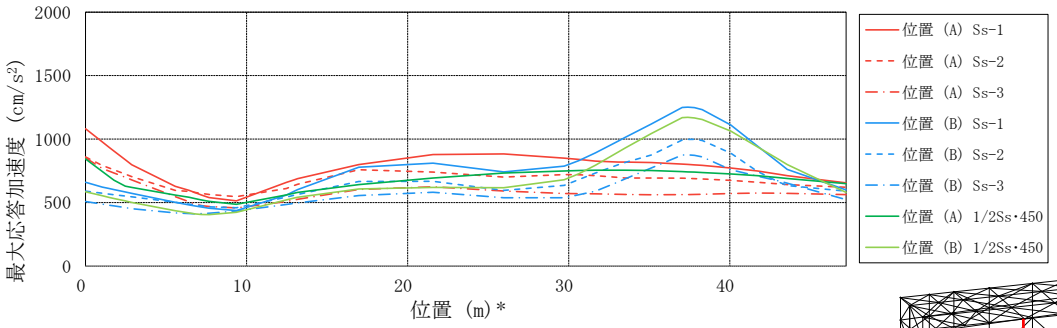
(a) 水平(NS)成分 (構台+前室)



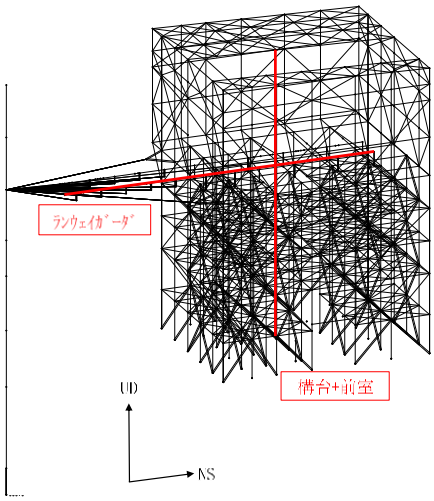
(b) 鉛直成分 (構台+前室)



(c) 水平(NS)成分 (ランウェイガーダ)



(d) 鉛直成分 (ランウェイガーダ)

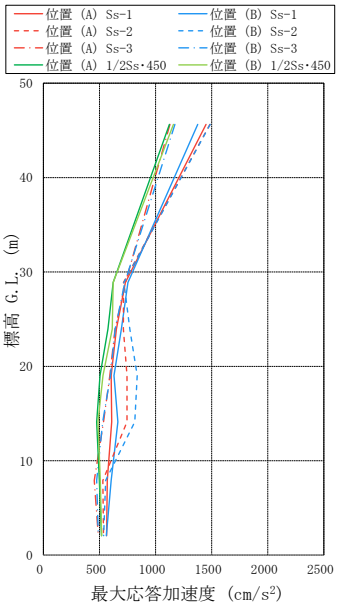


注：凡例位置の条件は表 4.2.1-4 に示す

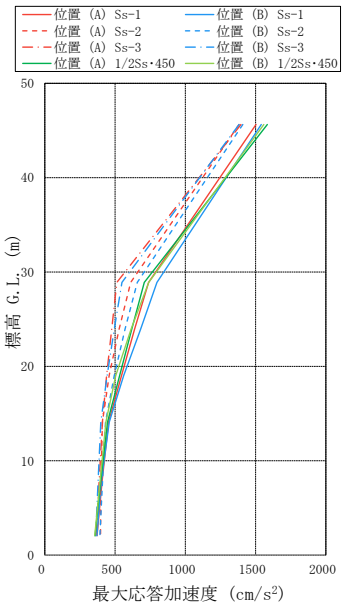
＊：位置は原子炉建屋側の先端からの距離を示す

図 4.3.2-8(1)　最大応答加速度分布

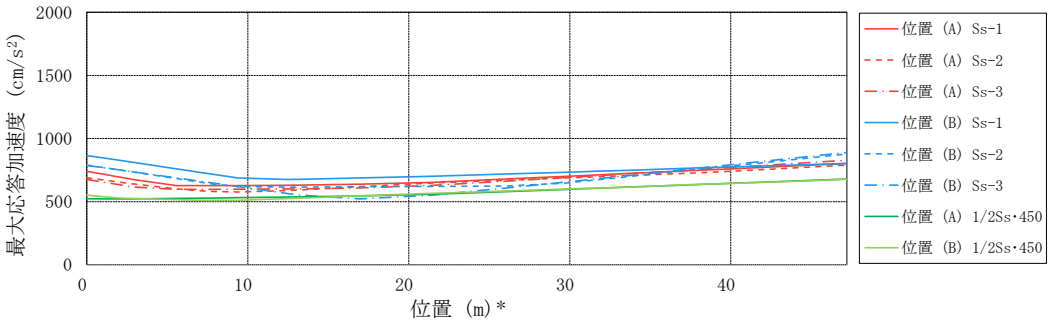
(Ss600：NS 及び UD 方向加力時，1/2Ss450：3 方向加力時)



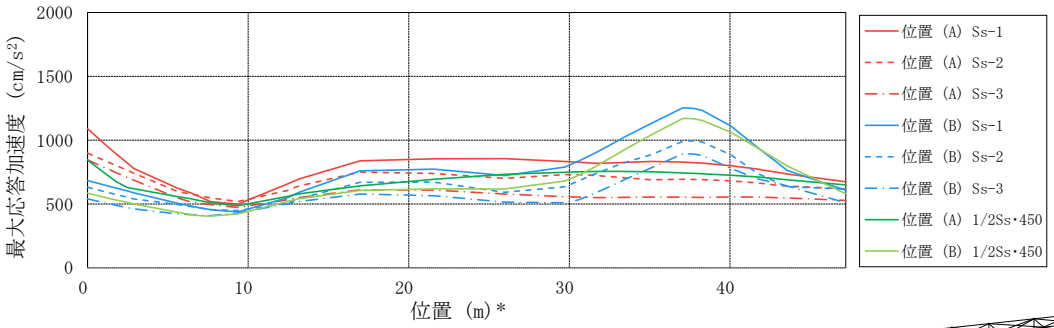
(a)水平(EW)成分 (構台+前室)



(b)鉛直成分 (構台+前室)



(c)水平(EW)成分 (ランウェイガーダ)



(d)鉛直成分 (ランウェイガーダ)

注：凡例位置の条件は表 4.2.1-4 に示す
＊：位置は原子炉建屋側の先端からの距離を示す

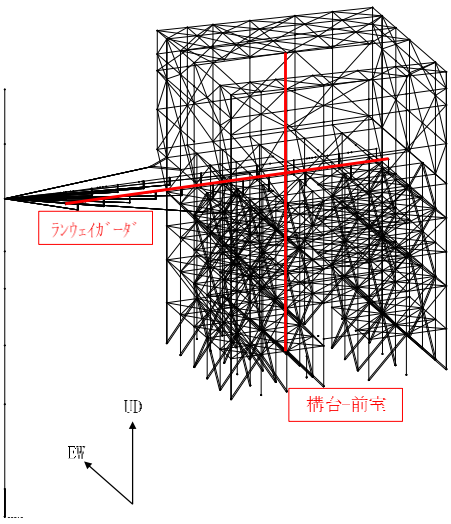


図 4.3.2-8(2)　最大応答加速度分布
(Ss600：EW 及び UD 方向加力時，1/2Ss450：3 方向加力時)

(4) 波及的影響の評価

地震応答解析結果が，JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2018 年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は 1/75 以下，層の塑性率は 4 以下，部材の塑性率は 5 以下」*及びせん断力はせん断耐力以下）を満足することを確認する。

なお，解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成 19 年 7 月 20 日）に示されるクライテリア（層間変形角は 1/100 以下，層の塑性率は 2 以下，部材の塑性率は 4 以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

*：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，2006 年 6 月

1) 層間変形角の検討

最大応答層間変形角を表 4.3.2-7 に示す。

検討の結果，最大応答層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 4.3.2-7(1) 最大応答層間変形角の検討結果（1/2Ss450）

検討箇所	地震波	入力方向（位置）*	最大応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
前室	1/2Ss450	NS（A）	1/604	1/75	O.K.
		EW（B）	1/624	1/75	O.K.
構台		NS（B）	1/741	1/75	O.K.
		EW（B）	1/386	1/75	O.K.

*：（ ）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

表 4.3.2-7(2) 最大応答層間変形角の検討結果（Ss600）

検討箇所	地震波	入力方向（位置）*	最大応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
前室	従来の Ss-1	NS（A）	1/431	1/75	O.K.
		EW（A）	1/484	1/75	O.K.
	従来の Ss-2	NS（A）	1/433	1/75	O.K.
		EW（A）	1/472	1/75	O.K.
	従来の Ss-3	NS（B）	1/442	1/75	O.K.
		EW（A）	1/551	1/75	O.K.
構台	従来の Ss-1	NS（B）	1/443	1/75	O.K.
		EW（B）	1/320	1/75	O.K.
	従来の Ss-2	NS（B）	1/461	1/75	O.K.
		EW（B）	1/280	1/75	O.K.
	従来の Ss-3	NS（A）	1/591	1/75	O.K.
		EW（B）	1/262	1/75	O.K.

*：（ ）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

2) 断面検討

部材の応答結果が塑性していないため，断面検討結果を応力度比で示す。部材の応力度比は，2方向の曲げ，軸力及びせん断力の各最大応力と各許容応力度との比を組み合わせた値で表される。表 4.3.2-8 に断面検討結果を示す。なお，各許容応力度，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

表 4.3.2-8 より全てのケースで応力度比が 1 以下になり，クライテリアを満足することを確認した。

表 4.3.2-8(1) 断面検討結果（前室）(1/2Ss450)

部 位*1		部材形状(mm) 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置*2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
前室	ⓐ柱	H-700×300 ×14×28 〈SM490A〉	A	σ_c	24.2	f_c	310	0.71	O.K.
				σ_{by}	180.8	f_{by}	313		
				σ_{bz}	17.9	f_{bz}	357		
				τ	3.0	f_s	205		
	ⓑ梁	H-390×300 ×10×16 〈SM490A〉	B	σ_t	3.8	f_t	357	0.70	O.K.
				σ_{by}	0.0	f_{by}	273		
				σ_{bz}	243.8	f_{bz}	357		
				τ	4.2	f_s	205		
	ⓒ鉛直 ブレース	φ-355.6×9.5 〈STK490〉	B	σ_c	128.8	f_c	279	0.47	O.K.
	ⓓ水平 ブレース	2[s-150×75×9 ×12.5 〈SS400〉	B	σ_t	129.7	f_t	258	0.51	O.K.
	ⓔ屋根トラス上下弦材	H-300×300×16 ×16 〈SM490A〉	B	σ_c	169.2	f_c	316	0.66	O.K.
				σ_{bz}	43.7	f_{bz}	357		
				τ	0.7	f_s	205		
	ⓕ屋根トラス斜材	2[s-150×75× 6.5×10 〈SS400〉	A	σ_c	117.1	f_c	239	0.49	O.K.
	ⓖランウェイガーダ	□-1500×900× (80+40)×80 〈TMCP325〉	A	σ_c	20.4	f_c	357	0.26	O.K.
				σ_b	69.8	f_b	357		
				τ	12.5	f_s	205		

*1：ⓐ～ⓖの符号は図 4.3.2-5 の応力検討箇所を示す

*2：表 4.2.1-4 参照

表 4.3.2-8(2)　断面検討結果（構台）(1/2Ss450)

部　位[*1]		部材形状(mm) 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置[*2]	作用応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)		応力度比	判定
構台	ⓗ柱	(X)H-1500×400 ×16×32 (Y)H- 700×350 ×16×32 〈SM490A〉	B	σ_c	41.6	f_c	348	0.83	O.K.
				σ_{by}	120.5	f_{by}	303		
				σ_{bz}	108.5	f_{bz}	357		
				τ	12.8	f_s	205		
	ⓘ梁	H-800×350 ×19×36 〈SM490A〉	B	σ_c	0.1	f_c	342	0.69	O.K.
				σ_{by}	152.4	f_{by}	339		
				σ_{bz}	0.7	f_{bz}	357		
				τ	106.1	f_s	205		
	ⓙ鉛直 ブレース	φ-406.4×9.5 〈STK490〉	B	σ_c	137.7	f_c	294	0.47	O.K.
	ⓚ水平 ブレース	[-180×75×7× 10.5 〈SS400〉	B	σ_t	36.1	f_t	258	0.14	O.K.

*1：ⓗ～ⓚの符号は図 4.3.2-5 の応力検討箇所を示す

*2：表 4.2.1-4 参照

表 4.3.2-8(3)　断面検討結果（前室）（Ss600）

部　位*1		部材形状(mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
前室	ⓐ柱	H-700×300 ×14×28 〈SM490A〉	従来の Ss-1 -EW+UD (A)	σ_c	13.7	f_c	310	0.82	O.K.
				σ_{by}	223.5	f_{by}	298		
				σ_{bz}	3.6	f_{bz}	357		
				τ	27.6	f_s	205		
	ⓑ梁	H-390×300 ×10×16 〈SM490A〉	従来の Ss-1 +EW-UD (B)	σ_t	6.8	f_t	357	0.91	O.K.
				σ_{by}	0.0	f_{by}	273		
				σ_{bz}	314.6	f_{bz}	357		
				τ	5.5	f_s	205		
	ⓒ鉛直 ブレース	ϕ-355.6×9.5 〈STK490〉	従来の Ss-2 +NS+UD (A)	σ_c	199.6	f_c	279	0.72	O.K.
	ⓓ水平 ブレース	2[s-200×90×8 ×13.5 〈SS400〉	従来の Ss-1 +EW-UD (B)	σ_t	178.7	f_t	258	0.70	O.K.
	ⓔ屋根トラス上下弦材	H-300×300×16 ×16 〈SM490A〉	従来の Ss-1 +NS-UD (B)	σ_c	221.0	f_c	316	0.80	O.K.
				σ_{bz}	33.3	f_{bz}	357		
				τ	0.5	f_s	205		
	ⓕ屋根トラス斜材	2[s-150×75× 6.5×10 〈SS400〉	従来の Ss-1 -NS+UD (B)	σ_c	148.7	f_c	239	0.63	O.K.
	ⓖランウェイガーダ	□-1500×900× (80+40)×80 〈TMCP325〉	従来の Ss-1 +NS-UD と +EW-UD と の包絡 (A)	σ_c	24.2	f_c	357	0.32	O.K.
				σ_b	85.4	f_b	357		
				τ	14.9	f_s	205		

*1：ⓐ～ⓖの符号は図 4.3.2-6 の応力検討箇所を示す

*2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

表 4.3.2-8(4)　断面検討結果（構台）（Ss600）

部　位*1		部材形状(mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
構台	ⓗ柱	(X)H-700×300 ×36×36 (Y)H-700×350 ×36×40 〈SM490A〉	従来の Ss-3 +EW-UD (B)	σ_c	43.4	f_c	343	0.91	O.K.
				σ_{by}	246.2	f_{by}	337		
				σ_{bz}	17.1	f_{bz}	357		
				τ	18.8	f_s	205		
	ⓘ梁	H-750×350 ×40×40 〈SM490A〉	従来の Ss-3 +EW-UD (B)	σ_c	24.1	f_c	350	0.87	O.K.
				σ_{by}	265.9	f_{by}	352		
				σ_{bz}	5.0	f_{bz}	357		
				τ	41.5	f_s	205		
	ⓙ鉛直 ブレース	φ-406.4×9.5 〈STK490〉	従来の Ss-1 +NS-UD (B)	σ_c	214.2	f_c	294	0.73	O.K.
	ⓚ水平 ブレース	[-180×75×7× 10.5 〈SS400〉	従来の Ss-3 -EW+UD (B)	σ_t	63.3	f_t	258	0.25	O.K.

*1：ⓗ～ⓚの符号は図 4.3.2-6 の応力検討箇所を示す

*2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)

4.3.3　弾性支承の耐震性に対する検討

弾性支承に作用する圧縮力による面圧が，圧縮限界強度以下となることを確認する。圧縮限界強度はゴム材料の弾性係数に応じて製品が規定する数値である。

検討の結果，最大圧縮面圧が圧縮限界強度以下となることを確認した。

表 4.3.3-1(1)　弾性支承の耐震性に対する検討結果（1/2Ss450）

設置位置	燃料取扱設備位置*	圧縮限界強度 σ_v (N/mm^2)	最大圧縮面圧 σ_D (N/mm^2)	σ_D/σ_v	判定
西側	A	43.00	8.80	0.21	O.K.
東側	A	43.00	8.86	0.21	O.K.

*：表 4.2.1-4 参照

表 4.3.3-1(2)　弾性支承の耐震性に対する検討結果（Ss600）

設置位置	荷重ケース (位置)*	圧縮限界強度 σ_v (N/mm^2)	最大圧縮面圧 σ_D (N/mm^2)	σ_D/σ_v	判定
西側	従来の Ss-1 +NS-UD (A)	43.00	10.83	0.26	O.K.
東側	従来の Ss-1 +NS-UD (A)	43.00	10.83	0.26	O.K.

*：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

4.3.4　オイルダンパの耐震性に対する検討

各部位で用いられるオイルダンパの耐震性に対する検討は，地震応答解析における最大応答値が許容値以下であることを確認する。

表 4.3.4-1 に最大応答値と許容値を比較した結果を示す。

検討の結果，全てのオイルダンパで最大応答値が許容値以下になることを確認した。

表 4.3.4-1(1)　オイルダンパの検討結果（1/2Ss450）

種類	検討項目	燃料取扱設備位置*	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ（水平棟間）	変位（mm）	A	40	±100	O.K.
	速度（m/s）	A	0.42	0.70	O.K.
オイルダンパ（鉛直）	変位（mm）	B	13	±60	O.K.
	速度（m/s）	B	0.07	0.50	O.K.
ばね付きオイルダンパ	変位（mm）	A	14	±100	O.K.
	速度（m/s）	A	0.10	1.00	O.K.

＊：表 4.2.1-4 参照

表 4.3.4-1(2)　オイルダンパの検討結果（Ss600）

種類	検討項目	荷重ケース（位置）*	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ（水平棟間）	変位（mm）	従来の Ss-1 NS (B)	50	±100	O.K.
	速度（m/s）	従来の Ss-2 NS (B)	0.54	0.70	O.K.
オイルダンパ（鉛直）	変位（mm）	従来の Ss-3 EW (B)	18	±60	O.K.
	速度（m/s）	従来の Ss-1 NS (B)	0.16	0.50	O.K.
ばね付きオイルダンパ	変位（mm）	従来の Ss-1 NS (A)	18	±100	O.K.
	速度（m/s）	従来の Ss-1 NS (A)	0.14	1.00	O.K.

＊：（　）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

4.3.5　1/2Ss450 と Ss600 の応答結果の比較検討

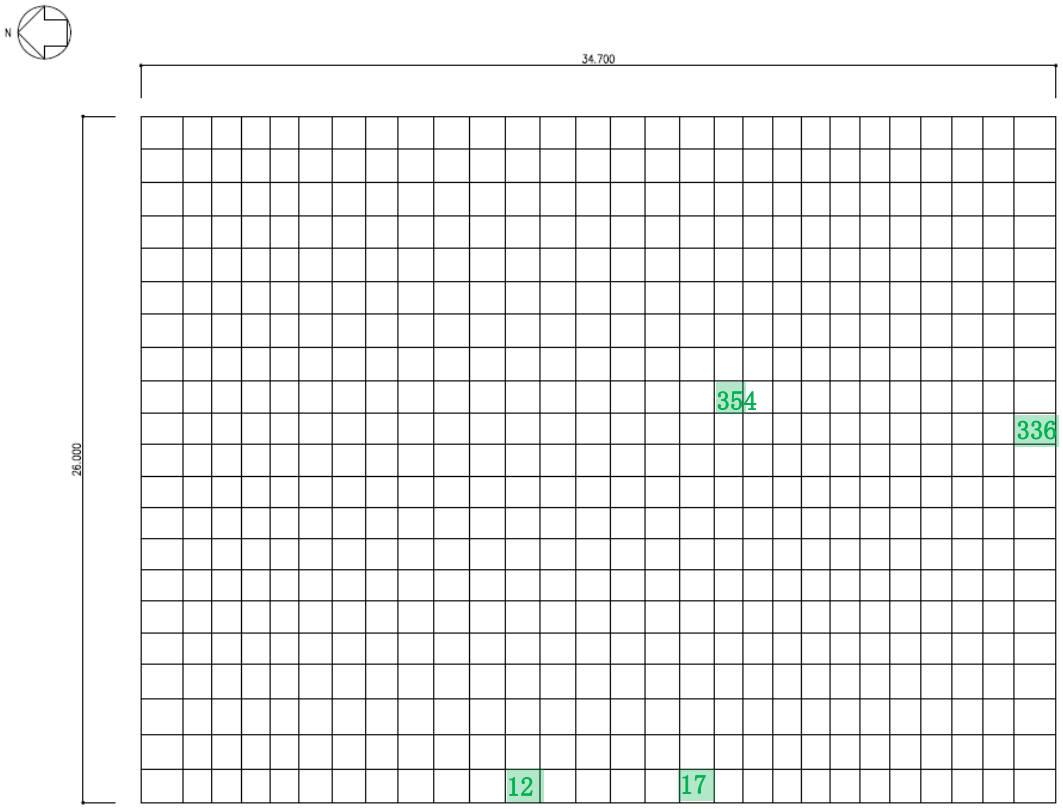
前述の通り，最大応答層間変形角，部材の断面検討結果，弾性支承の最大圧縮面圧およびオイルダンパの最大応答の全てにおいて，1/2Ss450 評価結果が Ss600 評価結果を下回り，1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことをことを確認した。（別冊２８ P97～P103 参照）

4.3.6　基礎の耐震性に対する検討

(1)　解析モデル

基礎の応力解析は，弾性地盤上に支持された版として有限要素法を用いて行う。解析モデルは，図 4.3.6-1 に示すように四辺形の均質等方な板要素により構成し，支持地盤は等価な弾性ばねとしてモデル化する。但し，浮き上がった場合は，ばねの剛性が 0 となる。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。



凡例　###　：Ss600 時断面算定要素（数字は要素番号）

図 4.3.6-1　基礎モデル(Ss600 時)

(2)　断面検討

組合せた応力より，各要素の必要鉄筋比を「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」より求め，設計配筋が必要鉄筋比を上回ること及び面外せん断力が許容せん断力以下であることを確認する。必要鉄筋比が最大となる要素と設計面外せん断力と許容せん断力との比が最大になる要素の断面検討結果を表 4.3.6-1 に示す。なお，各許容応力度，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

断面検討の結果，設計配筋は必要鉄筋比を上回り，面外せん断力は許容せん断力以下であることを確認した。

表 4.3.6-1　断面検討結果

要素番号	方向	荷重ケース (位置)*1	設計応力		N/(b・D)*2 ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	M/(b・D^2) ($\times 10^{-2}$ N/mm^2)	Pt (%)	設計配筋 上段：上端筋　(pt:%) 下段：下端筋　(pt:%)	設計面外 せん断力 Q (kN/m)	許容せん断力 fs・b・j (kN/m)	判定
			N*2 (kN/m)	M (kN・m/m)							
12	NS	従来のSs-1 +NS-UD (A)	382.3	11137.8	0.127	1.238	0.378	2-D38@200　(0.38) 3-D38@200　(0.57)	542.8	2616	O.K.
336	EW	従来のSs-3 +EW-UD (B)	702.3	8453.6	0.234	0.939	0.261	2-D38@200　(0.38) 2-D38@200　(0.38)	513.9	2663	O.K.
17	NS	従来のSs-1 +NS-UD (A)	485.8	3585.9	0.162	0.398	0.099	2-D38@200　(0.38) 2-D38@200　(0.38)	2048.4	2663	O.K.
354	EW	従来のSs-2 -EW+UD (B)	700.2	4994.3	0.233	0.555	0.139	2-D38@200　(0.38) 2-D38@200　(0.38)	1806.0	2663	O.K.

*1：（　）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）
*2：圧縮を正とする。

4.3.7　改良地盤の耐震性に対する検討

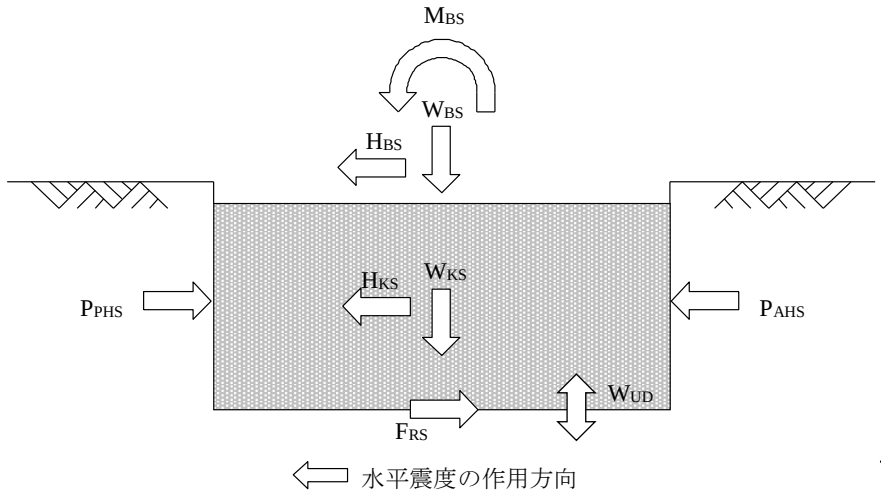
(1)　検討方針

検討は「JEAC 4616-2009」に準拠し，地震により発生する荷重に対して許容限界を満足することを確認する。改良地盤の許容限界は，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗に対する安全率に基づき設定する。支持地盤の許容限界は，支持地盤の極限支持力に対する安全率に基づき設定する。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。

(2)　地震時に対する検討

地震時において，改良地盤底面の最大接地圧及びせん断応力が，改良地盤の短期許容応力以下であることを確認する。図 4.3.7-1 に作用荷重を示す。



W_{BS}：燃料取り出し用構台荷重
W_{KS}：改良地盤の自重
H_{BS}：燃料取り出し用構台による水平力
M_{BS}：燃料取り出し用構台による改良地盤底面における
　　転倒モーメント
H_{KS}：改良地盤の慣性力
P_{AHS}：地震時主働土圧による水平力
P_{PHS}：地震時受働土圧による水平力
F_{RS}： 支持地盤のせん断抵抗力
W_{UD}： 上下動による鉛直応力

図 4.3.7-1　作用荷重（Ss600 時）

改良地盤の荷重負担範囲は，基礎底盤における矩形断面部分を対象とした面積 $A=902.2m^2$，断面係数 $Z_X=3909m^3$，$Z_Y=5217m^3$ として算定する。改良地盤底面の最大接地圧（q_{1S}）及び最大せん断応力（τmax）は下式にて求める。

鉛直力の合計　$\Sigma W = W_{BS}+W_{KS}$

水平力の合計　$\Sigma H_X= H_{BS}+H_{KS}+P_{AHS}+P_{PHS}$（NS 方向）

$\Sigma H_Y= H_{BS}+H_{KS}+P_{AHS}+P_{PHS}$（EW 方向）

転倒モーメントの合計　$\Sigma M_X= M_{BS}+M_{KS}+M_{AHS}+M_{PHS}$（X 軸回り:EW 方向加力）

$\Sigma M_Y= M_{BS}+M_{KS}+M_{AHS}+M_{PHS}$（Y 軸回り:NS 方向加力）

ここに，　M_{KS}：改良地盤の転倒モーメント

M_{AHS}：地震時主働土圧による転倒モーメント

M_{PHS}：地震時受働土圧による転倒モーメント

改良地盤底面の最大接地圧

$$q_{2SX+} = \Sigma W/A+\Sigma M_Y/Z_Y+W_{UD}/A$$

$$q_{2SX-} = \Sigma W/A+\Sigma M_Y/Z_Y-W_{UD}/A$$

$$q_{2SY+} = \Sigma W/A+\Sigma M_X/Z_X+W_{UD}/A$$

$$q_{2SY-} = \Sigma W/A+\Sigma M_X/Z_X-W_{UD}/A$$

ここに，　W_{UD}：上下動による鉛直応力

(3)　波及的影響の評価

改良地盤の評価は，「JEAC 4616-2009」に準じ，改良地盤に発生する最大応力が許容値に対して1.5以上の安全率を有していることを確認する。

1)　改良地盤に生じる鉛直応力に対する検討結果

改良地盤に作用する鉛直応力に対し改良地盤の圧縮強度の安全率が 1.5 以上であることを確認する。

$$\frac{{}_{SS}f_{SC}}{\sigma_{ymax}} \geqq 1.5$$

ここで，　${}_{SS}f_{SC}$　：改良地盤の圧縮強度

σ_{ymax}　：有限要素解析による各要素の鉛直応力の最大値

改良地盤の圧縮強度（${}_{SS}f_{SC}$）は，「JEAC 4616-2009」により改良地盤の圧縮強度の平均値である設計圧縮強度 5000 kN/m^2 とし，断面欠損を考慮した場合 4900 kN/m^2 とする。

安全率の検討結果を表 4.3.7-1 に示す。検討結果より改良地盤の圧縮強度は改良地盤の基礎スラブ直下における最大鉛直応力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表 4.3.7-1　改良地盤の鉛直応力に対する検討結果

方向	最大鉛直応力 σ_{ymax}(kN/m^2)	最大鉛直応力発生地震波	圧縮強度 $_{SS}f_{SC}$(kN/m^2)	安全率	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
NS	761	従来の Ss-1	4900	6.43	1.50	OK
EW	793	従来の Ss-2	4900	6.17	1.50	OK

2)　改良地盤に作用するせん断力に対する検討

検討は，改良地盤の基礎直下及び改良地盤下端のせん断力について行う。改良地盤上端及び下端にせん断面を想定し，せん断に対する安全率 $F_S(t)$ が 1.5 以上であることを確認する。

$$F_S(t)=\frac{F_R(t)}{F_H(t)}\geqq 1.5$$

ここで，　$F_S(t)$：せん断に対する安全率

$F_R(t)$：せん断面上の地盤の水平抵抗力（kN）

$F_H(t)$：せん断面上の地盤のせん断力（kN）

$_{SS}f_{SS}$：改良地盤のせん断強度（kN/m^2）

改良地盤のせん断強度（$_{SS}f_{SS}$）は下式より設定する。

$$_{SS}f_{SS}=\frac{1}{5}{}_{SS}f_{SC}$$

ここで，　$_{SS}f_{SS}$：1000 kN/m^2

断面欠損を考慮し

$_{SS}f_{SS}$：　750 kN/m^2

安全率の検討結果を表 4.3.7-2，表 4.3.7-3 に示す。

検討結果より改良地盤の水平抵抗力は，改良地盤の基礎直下及び改良地盤下端の最大せん断力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表 4.3.7-2　改良地盤のせん断力に対する検討結果（基礎下端）

方向	最大せん断力発生地震波	最大せん断力 F_H (kN)	水平抵抗力 F_R (kN)	安全率 F_S	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
NS	従来の Ss-2	56816	676650	11.90	1.50	OK
EW	従来の Ss-1	55076	676650	12.28	1.50	OK

表 4.3.7-3　改良地盤のせん断力に対する検討結果（改良地盤下端）

方向	最大せん断力発生地震波	最大せん断力 F_H (kN)	水平抵抗力 F_R (kN)	安全率 F_S	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
NS	従来の Ss-2	105335	676650	6.42	1.50	OK
EW	従来の Ss-1	106956	676650	6.32	1.50	OK

3)　支持力の検討

支持力の評価は，改良地盤下端における最大鉛直応力が支持地盤の極限支持力度に対して 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{R_u}{V} \geqq 1.5$$

ここで，　　R_u:極限鉛直支持力度

V:地震応答解析から得られる最大鉛直応力

検討の結果，支持地盤の極限支持力度（ 6860 kN/m^2）*は改良地盤底部における最大鉛直応力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

＊:「福島第一原子力発電所 原子炉設置変更許可申請書（４号炉増設)」による

NS 方向：6860 kN/m^2 ／ 761 kN/m^2 ＝ 9.01 ≧ 1.50 ・・・・OK

EW 方向：6860 kN/m^2 ／ 793 kN/m^2 ＝ 8.65 ≧ 1.50 ・・・・OK

4.3.8　原子炉建屋接触部の耐震性に対する検討

(1)　弾性支承反力に対する検討

地震応答解析で得られる弾性支承に生ずる最大圧縮軸力の反力として原子炉建屋の RC 梁に生じるせん断力が，梁の許容せん断耐力以下となることを確認する。なお，原子炉建屋接触部の状況については，別冊２８ P64 参照。

弾性支承の反力は基本的に，プール壁及び下階柱に直接かかるように配置するが，一部梁端に作用するため，それを考慮する。この時，地震時の鉛直方向震度を下向きに考慮する。鉛直震度は，時刻歴解析時のオペフロ床質点の鉛直方向最大加速度を震度換算して算定する。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。

検討の結果，梁のせん断力が許容せん断耐力以下となることを確認した。

表 4.3.8-1　弾性支承反力に対する検討結果

部位	荷重ケース (位置)*	梁端せん断力 Q(kN)	許容せん断耐力 Qa(kN)	耐力比	判定
弾性支承受梁	従来の Ss-1 NS (A)	1203	2313	0.52	O.K.

*：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

(2)　ばね付きオイルダンパの反力に対する検討

ばね付きオイルダンパの反力を受ける原子炉建屋床架構を有限要素法を用いてモデル化し弾性解析を行う。床スラブは板要素で，大梁は線材でモデル化する。

ばね付きオイルダンパの反力は，地震応答解析における各支点での最大鉛直方向反力値を取り出し静的に作用させる。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。

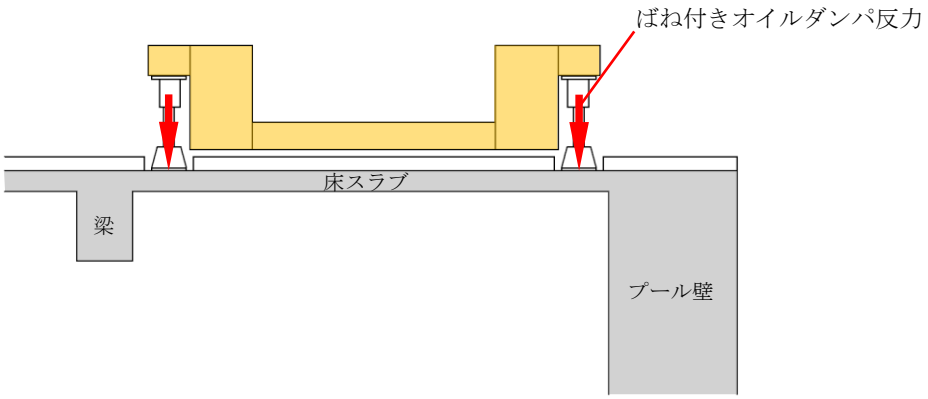


図 4.3.8-1　ばね付きオイルダンパ反力概要図

検討の結果，床スラブの発生応力が許容耐力以下となることを確認した。

表 4.3.8-2　ばね付きオイルダンパの反力に対する検討結果

部位	荷重ケース (位置) *	応力	発生応力	許容耐力	耐力比	判定
ばね付きオイルダンパ 受け床スラブ	従来の Ss-1 NS (A)	曲げ M (kN・m)	79	216	0.37	O.K.
		せん断 Q(kN)	321	420	0.77	O.K.

*：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

(3)　オイルダンパ（水平棟間）反力に対する検討

オイルダンパ（水平棟間）の反力を受ける原子炉建屋南側外壁（壁・大梁及び柱）を有限要素法を用いてモデル化し，弾性解析を行う。

床スラブ・壁付梁は板要素で，柱は線材でモデル化する。

オイルダンパ（水平棟間）の反力を受ける箇所は 2 箇所あるが，面外方向の反力値が大きく，躯体断面の小さい西側での検定比が支配的となるため西側での検討を代表として行う。

オイルダンパ（水平棟間）の反力は，地震応答解析において発生した最大反力を取り出し静的に作用させる。

この時，地震時の水平方向震度を考慮する。水平震度は，時刻歴解析の原子炉建屋床質点の水平方向最大加速度を震度換算して算定し，慣性力として架構面外に作用させる。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。

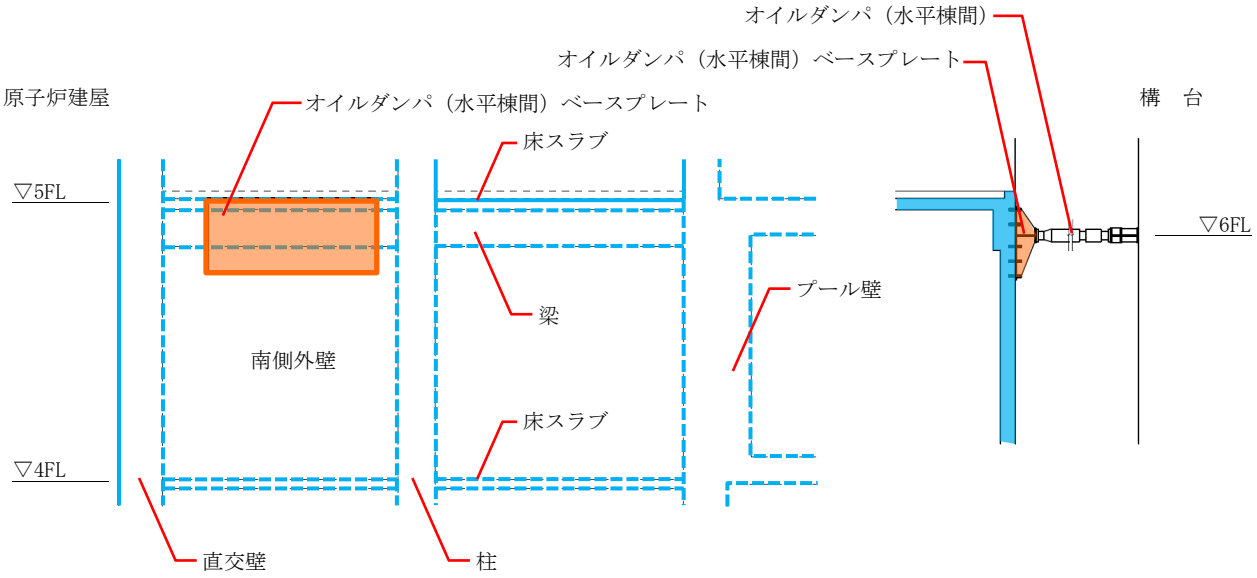


図 4.3.8-2　オイルダンパ（水平棟間）ベースプレート概要図

検討の結果，原子炉建屋南側外壁の発生応力が許容耐力以下となることを確認した。

表 4.3.8-3　オイルダンパ（水平棟間）反力に対する検討結果

部位	荷重ケース （位置）＊	応力	発生応力	許容耐力	耐力比	判定
オイルダンパ （水平棟間） 受け外壁	従来の Ss-2 NS (B)	曲げ M（kN・m）	206	422	0.49	O.K.
		せん断 Q(kN/m)	273	589	0.47	O.K.

＊：（　）内は，燃料取扱設備の位置を示す。（表 4.2.1-4 参照）

(4)　オイルダンパ（水平棟間）反力に対するあと施工アンカーの検討

オイルダンパ（水平棟間）は，原子炉建屋南側外壁のオペフロ床より少し下がった位置で，あと施工アンカー（M30及びM60 の2種類）を用いて壁面に固定されたベースプレートと接続している。取り合い部の詳細を図 4.3.8-3 に示す。なお，あと施工アンカーの適用性については，別冊２８P63 参照。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600での検討結果を記載する。

あと施工アンカーは，地震応答解析で得られたオイルダンパ（水平棟間）の反力（引張及びせん断方向）の最大値に対して短期許容強度以下となることを確認した。

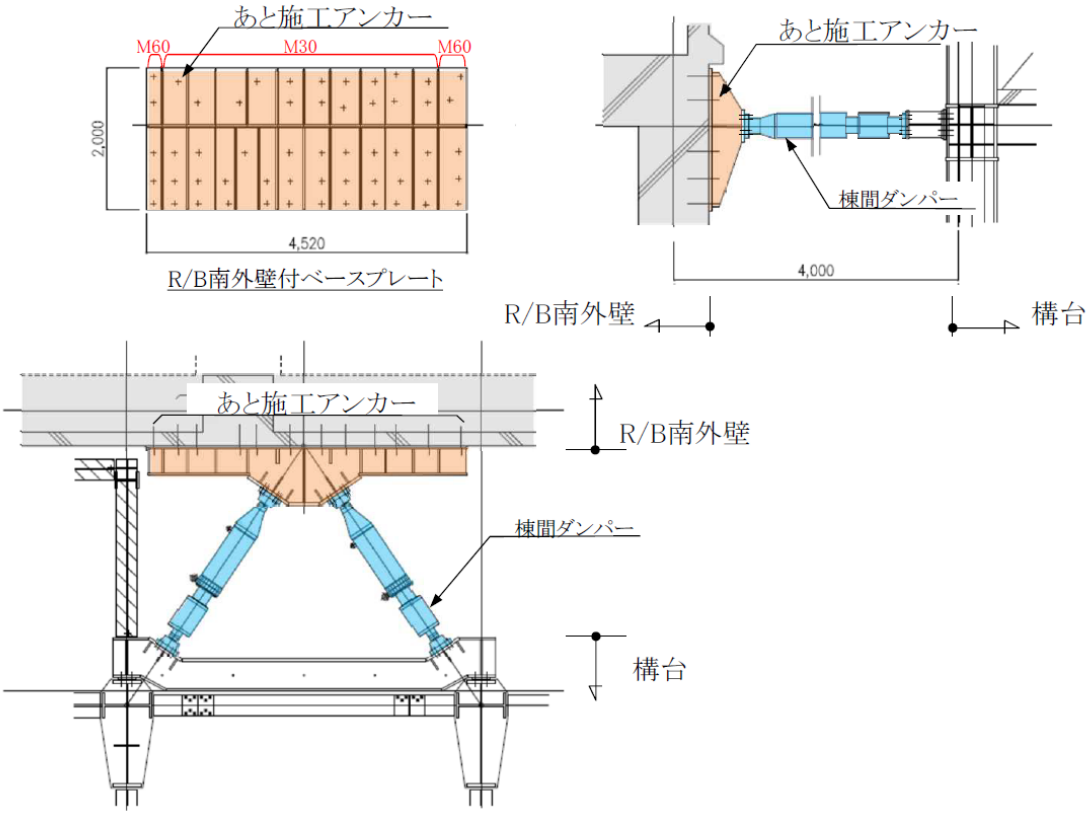


図 4.3.8-3　取り合い部の詳細

表 4.3.8-4　オイルダンパ（水平棟間）反力に対するあと施工アンカーの検討結果

一般あと施工アンカー及び FM ボルトの許容耐力

種　類	径	有効埋込長	短期許容強度	
一般あと施工アンカー	M30	300 mm	73 kN/本	引張
FM ボルト	M60	265 mm	329 kN/本	せん断

検討結果

種　類	作用応力(kN)	許容耐力(kN)	耐力比	判定
引張	3203	3285	0.98	O.K.
せん断	2219	3290	0.68	O.K.

4.3.9　原子炉建屋の耐震性に対する検討

(1)　検討方針

燃料取り出し用構台を支持する原子炉建屋の耐震性の検討は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，原子炉建屋の耐震壁及び屋根トラス（以下，原子炉建屋上部架構）の健全性について行い，Ss600 に対して原子炉建屋上部架構の応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。

なお，前述の通り 1/2Ss450 を適用した場合の影響が十分小さいことを確認したことから，Ss600 での検討結果を記載する。

(2)　原子炉建屋上部架構の地震応答解析

1)　解析に用いる入力地震動

原子炉建屋上部架構の地震応答解析に用いる入力地震動は，Ss600 を入力したときの原子炉建屋 G.L.29.92m の時刻歴応答加速度とし，水平方向，回転方向及び鉛直方向の同時入力とする。入力地震動の概念図を図 4.3.9-1 に示す。

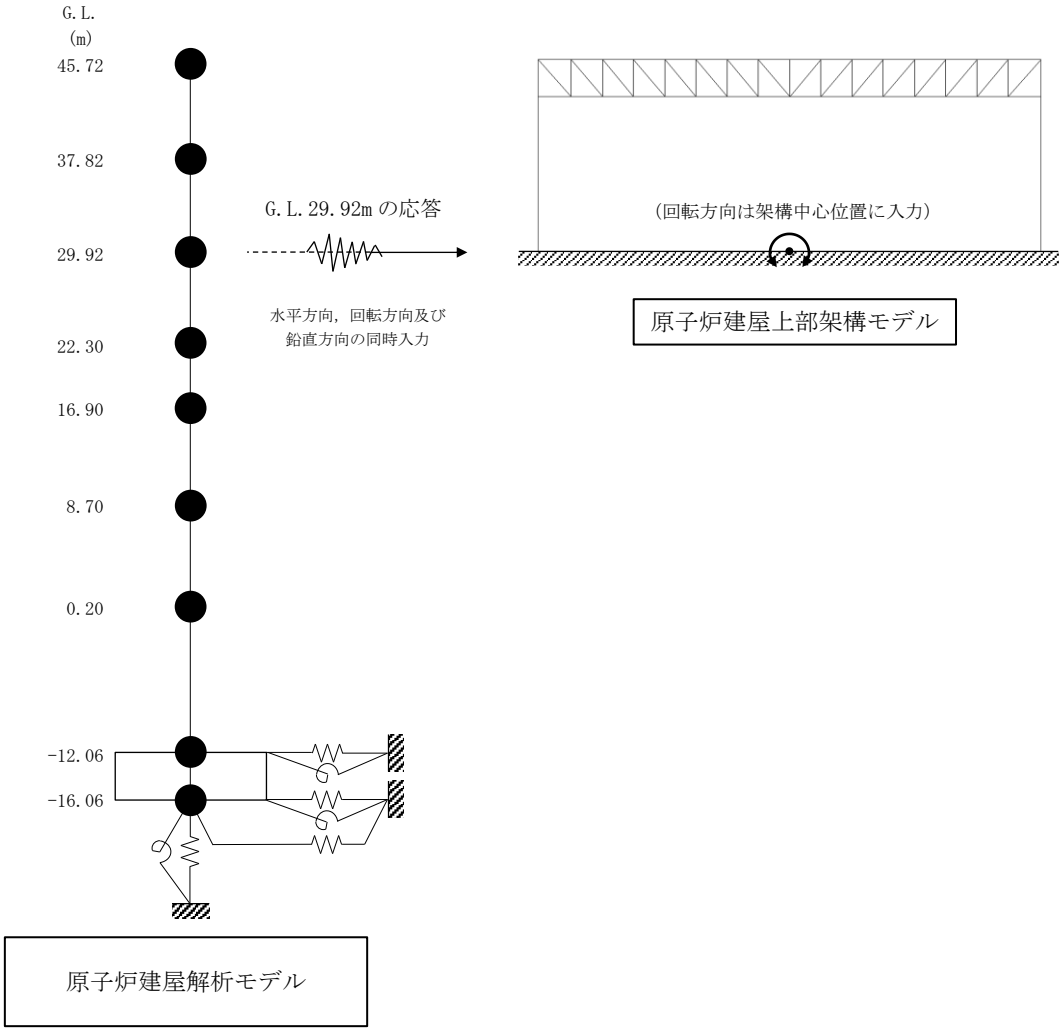


図 4.3.9-1　入力地震動の概念図

2)　地震応答解析モデル

原子炉建屋上部架構の地震応答解析モデルは，G.L.29.92m より上部の鉄骨造の屋根と鉄筋コンクリート造の柱，梁及び耐震壁を組み込んだ立体架構モデルとし，境界条件は柱及び耐震壁脚を固定とする。解析モデルを図 4.3.9-2 に，物性値を表 4.3.9-1 に示す。

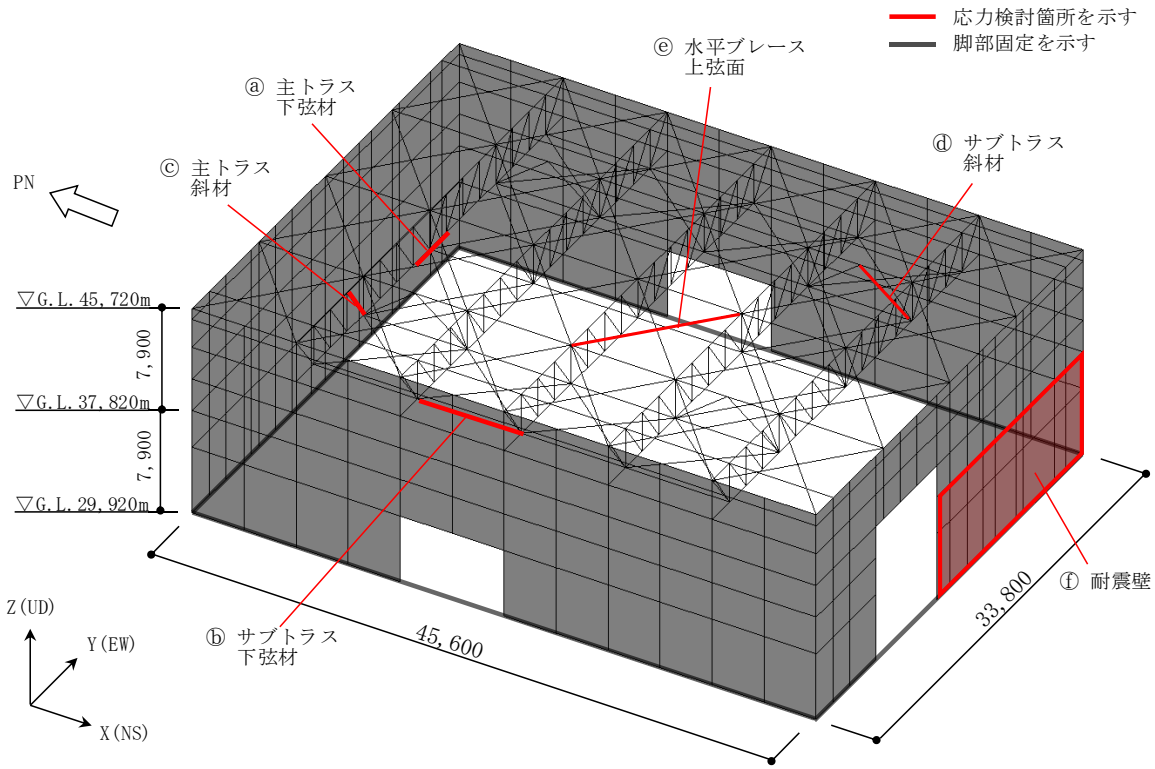


図 4.3.9-2　原子炉建屋上部架構の地震応答解析モデル

表 4.3.9-1　地震応答解析に用いる物性値

部　位	材　料	ヤング係数 E (N/mm^2)	せん断弾性係数 G (N/mm^2)	減衰定数 h (%)
屋根	鉄骨	2.05×10^5	7.90×10^4	2
外周部	コンクリート*	2.57×10^4	1.07×10^4	5

＊：実強度(Fc35)に基づく物性値を示す。

(3) 波及的影響の評価

原子炉建屋上部架構の変形は，JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2018 年）を参考に定めたクライテリアとして，鉄骨造部材は，塑性率が 5 以下を満足することを確認する。

耐震壁のせん断ひずみは，鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認する。

1) 応力度比及び塑性率の検討

部材の応力度比は，2 方向の曲げ，軸力及びせん断力の各最大応力と各許容応力度との比を組み合わせた値で表され，部材の塑性率は，引張及び圧縮に対して最大軸力時のひずみを引張耐力または座屈耐力時のひずみで除した値で表される。表 4.3.9-2 及び表 4.3.9-3 に応力度比及び塑性率が最大となる部位の検討結果を示す。なお，各許容応力度，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

表 4.3.9-2 より応力度比は 1 以下，表 4.3.9-3 より塑性率は 5 以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

表 4.3.9-2　応力度比の検討結果

部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置) *2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
主トラス	ⓐ	下弦材	H-400×400 ×13×21 〈SS400〉	従来の Ss-1 +NS+UD (A)	σ_t	108.4	258	0.72	O.K.
					σ_{by}	49.7	190		
					σ_{bz}	7.4	258		
					τ	5.0	148		
サブトラス	ⓑ	下弦材	H-248×249 ×8×13 〈SS400〉	従来の Ss-1 +EW-UD (A)	σ_c	53.1	142	0.38	O.K.
					σ_{by}	0.0	157		
					σ_{bz}	0.0	258		
					τ	0.0	148		

＊1：ⓐ，ⓑの符号は図 4.3.9-2 の応力検討箇所を示す
＊2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)

σ_t ：引張応力度の最大値
σ_c ：圧縮応力度の最大値
σ_{by} ：強軸まわりの曲げ応力度の最大値ｂ
σ_{bz} ：弱軸まわりの曲げ応力度の最大値
τ ：せん断応力度の最大値

表 4.3.9-3　塑性率の検討結果

部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置) *2	塑性率		判定
主トラス	ⓒ	斜材	2Ls-100×100×13 〈SS400〉	従来の Ss-1 +NS+UD (A)	T/Tu	0.82	O.K.
サブ トラス	ⓓ	斜材	2Ls-100×100×7 〈SS400〉	従来の Ss-1 +NS+UD (A)	C/Cu	0.58	O.K.
水平 ブレース	ⓔ	上弦面	CT-125×250×9× 14 〈SS400〉	従来の Ss-2 +EW-UD (A)	C/Cu	1.68	O.K.

＊1：ⓒ～ⓔの符号は図 4.3.9-2 の応力検討箇所を示す

＊2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)

C　：部材軸方向の圧縮力の最大値

Cu ：座屈耐力

T　：部材軸方向の引張力の最大値

Tu ：引張耐力

2)　耐震壁のせん断ひずみの検討

原子炉建屋上部架構の耐震壁の最大せん断ひずみを表 4.3.9-4 に示す。

検討の結果，耐震壁の最大せん断ひずみは 4.0×10^{-3} 以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

また，「4.3.2　構台，前室及びランウェイガーダの耐震性に対する検討」で実施した地震応答解析による原子炉建屋の最大せん断ひずみを，「JEAG 4601-1991 追補版」に基づき設定した耐震壁のせん断スケルトン曲線上にプロットした結果を図 4.3.9-3 に示す。

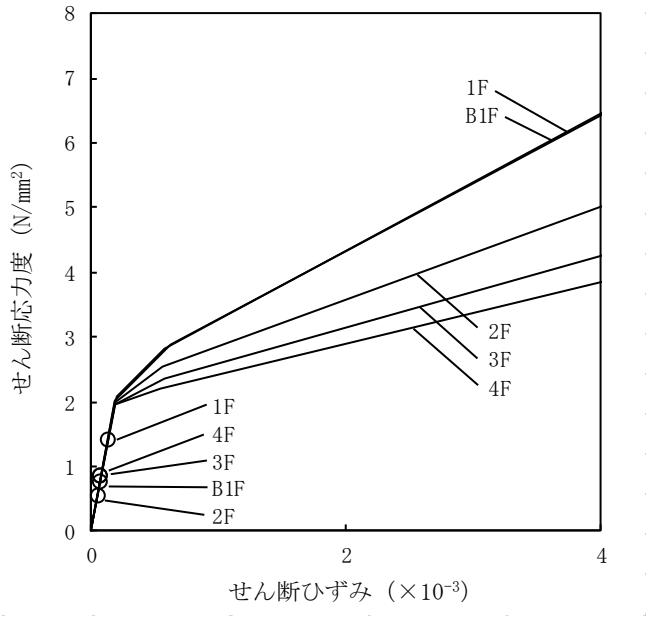
検討の結果，耐震壁の最大せん断ひずみは 4.0×10^{-3} 以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

表 4.3.9-4　耐震壁の最大せん断ひずみの検討結果

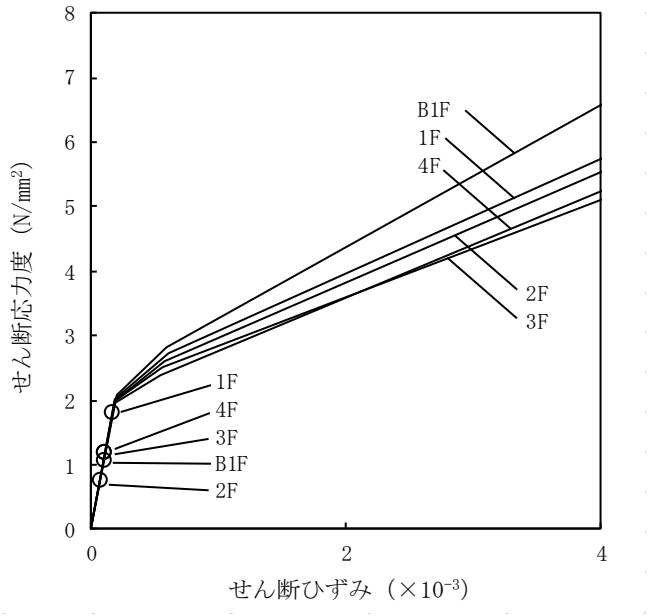
部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース (位置) *2	せん断ひずみ ($\times10^{-3}$)	判定
耐震壁	ⓕ	建屋南側 5F	t=200 〈Fc22.1〉	従来の Ss-1 +EW+UD (A)	0.24	O.K.

＊1：ⓕの符号は図 4.3.9-2 の応力検討箇所を示す

＊2：(　)内は，燃料取扱設備の位置を示す。(表 4.2.1-4 参照)



(a) NS 方向



(b) EW 方向

図 4.3.9-3　せん断スケルトン曲線上の最大応答値

5.　1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について

5.1　概要

5.1.1　一般事項

大型カバーは，原子炉建屋オペレーティングフロアを覆う構造としており，屋根部，一般部及び燃料取扱設備支持部から構成され，オペレーティングフロア上にあるガレキを撤去するガレキ撤去用天井クレーンを有する。また，大型カバーの燃料取扱設備支持部は燃料取扱設備（燃料取扱機及びクレーン）を支持する。

大型カバーおよびガレキ撤去用天井クレーンの耐震クラス分類は，2021 年 9 月 8 日及び 2022 年 11 月 16 日の原子力規制委員会で示された耐震設計の考え方を踏まえ，安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合における公衆への被ばく影響を評価した結果，C クラスとなる。なお，燃料取扱設備支持部が燃料取扱設備の間接支持構造物であることから，大型カバーに適用する地震力は B+クラス相当とする。

大型カバーの構造強度は，B+クラスの設備に要求される静的地震力に対して許容応力度設計を実施し，耐震性のうち機能維持の検討は，基準地震動 Ss（最大加速度 900gal。以下，「Ss900」という。）の 1/2 の最大加速度 450gal の地震動（以下，「1/2Ss450」という。）に対する地震応答解析を実施し，燃料取扱設備の間接支持機能が維持されることを確認する。

ガレキ撤去用天井クレーンの構造強度は，C クラスの設備に要求される静的地震力に対して許容応力度設計を実施する。

大型カバーとガレキ撤去用天井クレーンの耐震性のうち波及的影響の防止の検討は，Ss900 に対する地震応答解析を実施し，大型カバーおよびガレキ撤去用天井クレーンの損傷が原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，大型カバー及びガレキ撤去用天井クレーンが崩壊機構に至らないことを確認する。図 5.1.1-1 に大型カバーのイメージを示す。

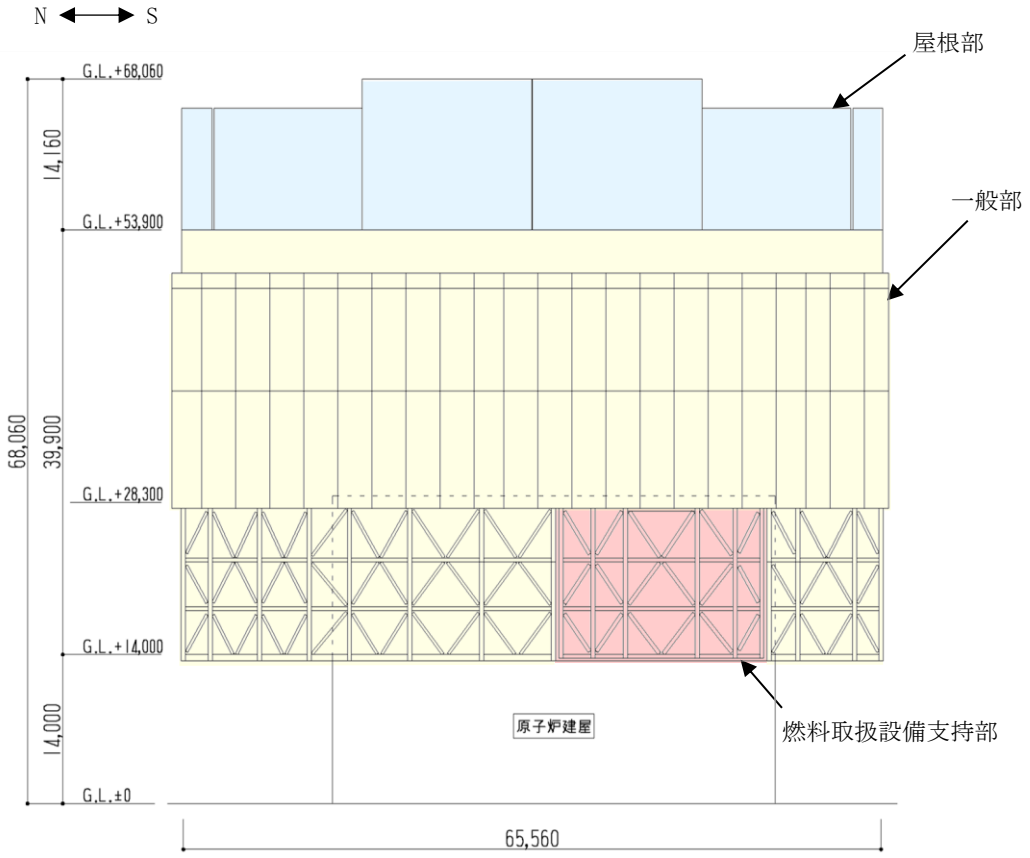


図 5.1.1-1　大型カバーのイメージ（単位：mm）

本章では，G.L.±0m=T.P.8,564mm*とする。
また，記載の寸法は現場状況に応じて変更する場合がある。
*：震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞T.P.=旧 O.P.-1,436mm

大型カバーの検討は原則として下記の法規及び基規準類に準拠して行う。

(1) 建築基準法・同施行令及び関連告示
(2) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，改定版 2013 年）
(3) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2018 年）
(4) 鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（日本建築学会，2005 年）
(5) 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書(国土交通省住宅局建築指導課・国土交通省国土技術政策総合研究所・独立行政法人建築研究所・日本建築行政会議，2015 年)
(6) 各種合成構造設計指針・同解説（日本建築学会，2010 年）
(7) クレーン等安全規則（昭和 47 年 9 月 30 日労働省令第 34 号）
(8) クレーン構造規格（平成 7 年 12 月 26 日労働省令第 134 号）
(9) 日本産業規格（JIS）

また，原子力施設の設計において参照される下記の指針及び規程を参考にして検討を行う。

(10) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，昭和 62 年)
(11) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)（日本電気協会 電気技術基準調査委員会，平成 3 年)
(12) 原子力発電所耐震設計技術規程(JEAC 4601-2015)（日本電気協会 原子力規格委員会，平成 27 年)

5.1.2　構造概要

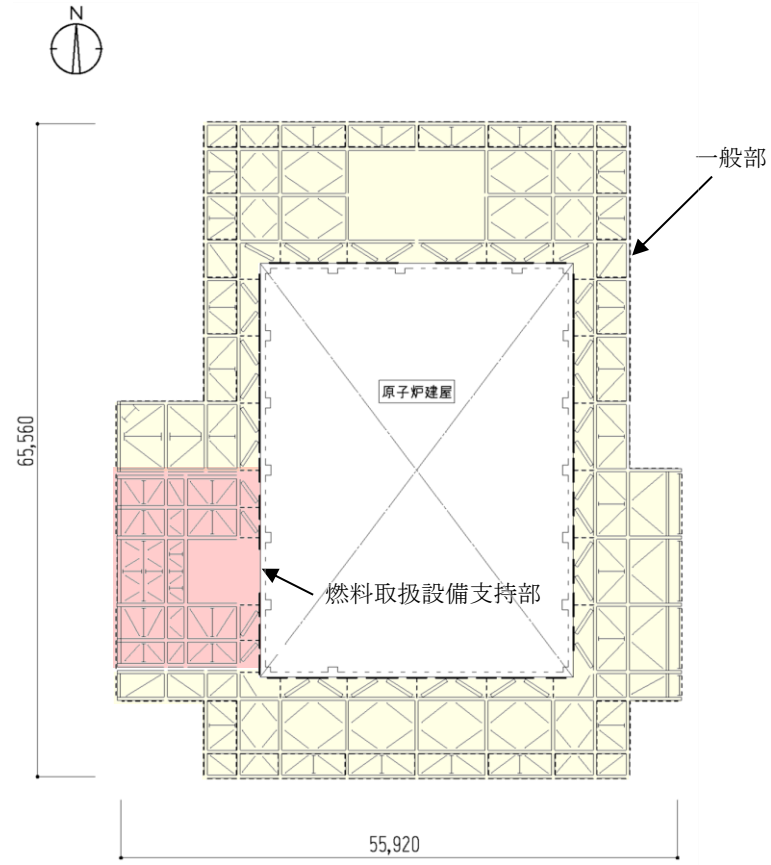
大型カバーは，東西方向 55.92m，南北方向 65.56m，高さ 68.06m の構造物で，構造形式はトラス構造，構造種別は鉄骨造である。また，一般部と燃料取扱設備支持部は構造的に分離している。大型カバー頂部付近は，水平剛性を高めるため，鋼板による箱桁架構とし，屋根は可動式としている。

大型カバーは，原子炉建屋に支持される構造物である。原子炉建屋との取り合い部においては，アンカーボルトにより接続している。

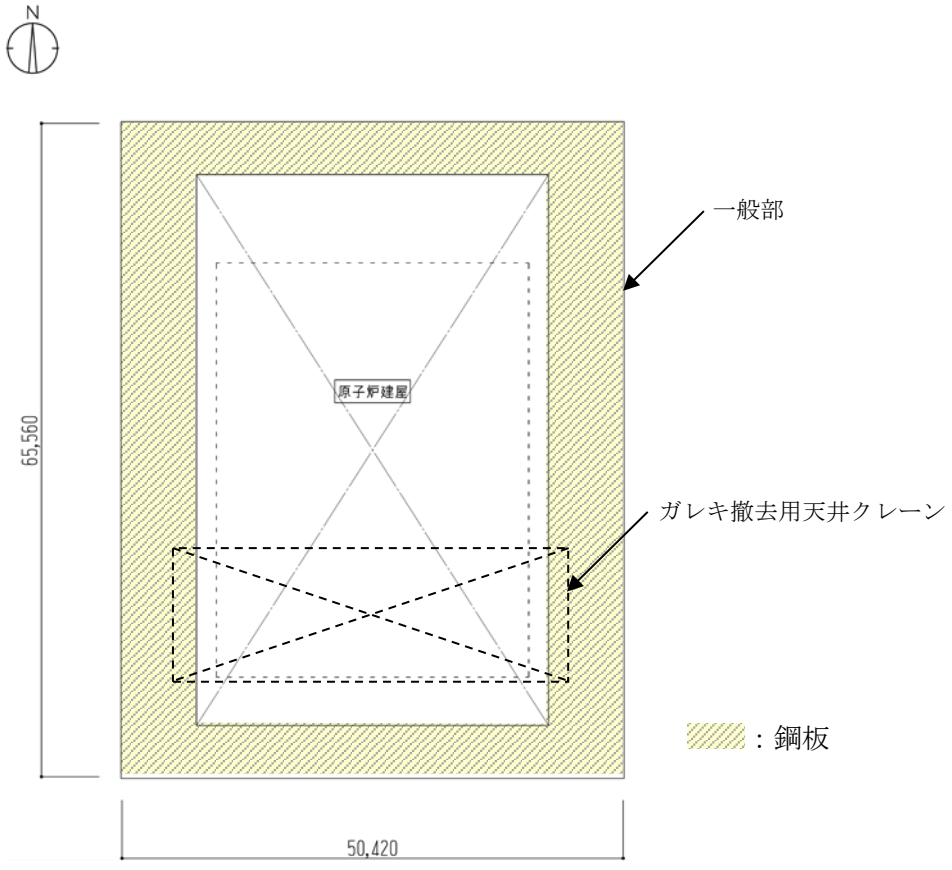
屋根は，４つの架構（中央の２つを「大屋根」，大屋根の外側の２つを「小屋根」という。また，小屋根の外側の稼働しない部分を「妻壁」という。）から構成され，それぞれが可動する構造である。屋根と大型カバーは構造的に分離されており，屋根は通常時，固定ピンを介して大型カバーに固定されている。また，屋根は固定ピンを外すことによって，南北方向へ動くことが可能となる。なお，屋根の逸走を防止するための逸走防止受けを大型カバー頂部にある鋼板部（以下，「箱桁架構」という）に設置し，屋根が動く際には屋根の落下防止材として機能する。

大型カバー内部にあるガレキ撤去用天井クレーンは，箱桁架構を南北方向に走行する。また，ガレキ撤去用天井クレーンを構成する２本のクレーンガーダ上に２台のトロリーがあり，これらが東西方向に移動する。

大型カバーの概要図を図 5.1.2-1 及び図 5.1.2-2 に示す。ガレキ撤去用天井クレーンの概要図を図 5.1.2-3 に示す。屋根伏図を図 5.1.2-4 に，断面図を図 5.1.2-5 に示す。屋根部の落下防止の概要図を図 5.1.2-6 に示す。

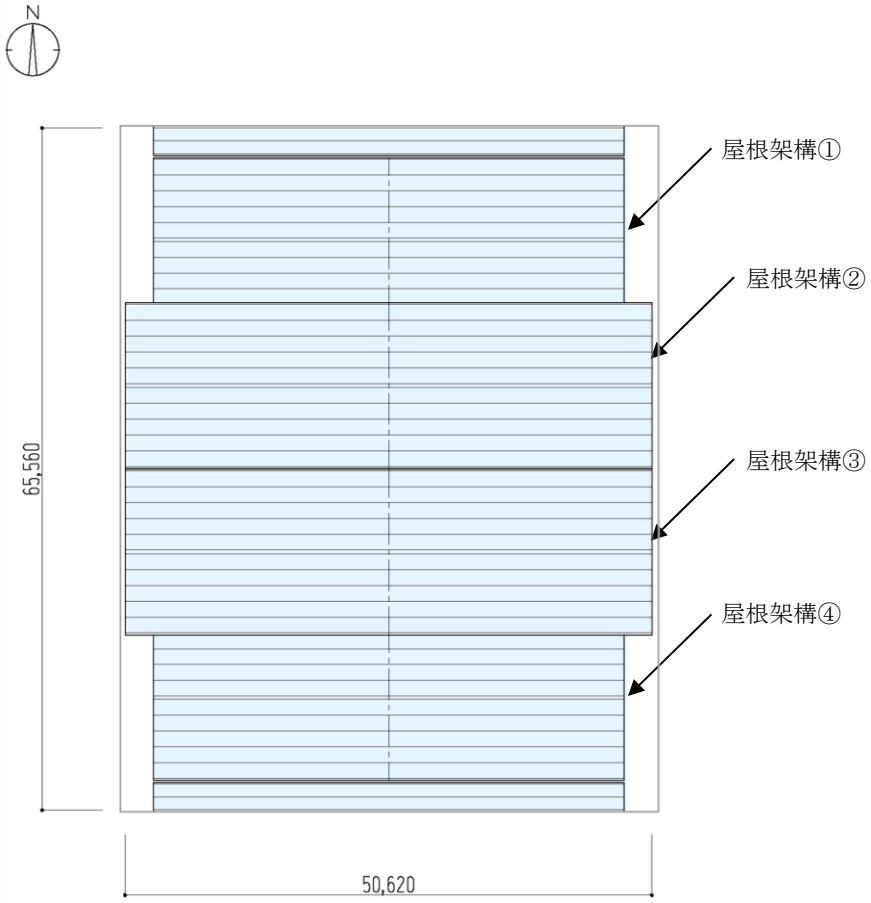


(a)伏図(G.L.+28,300)



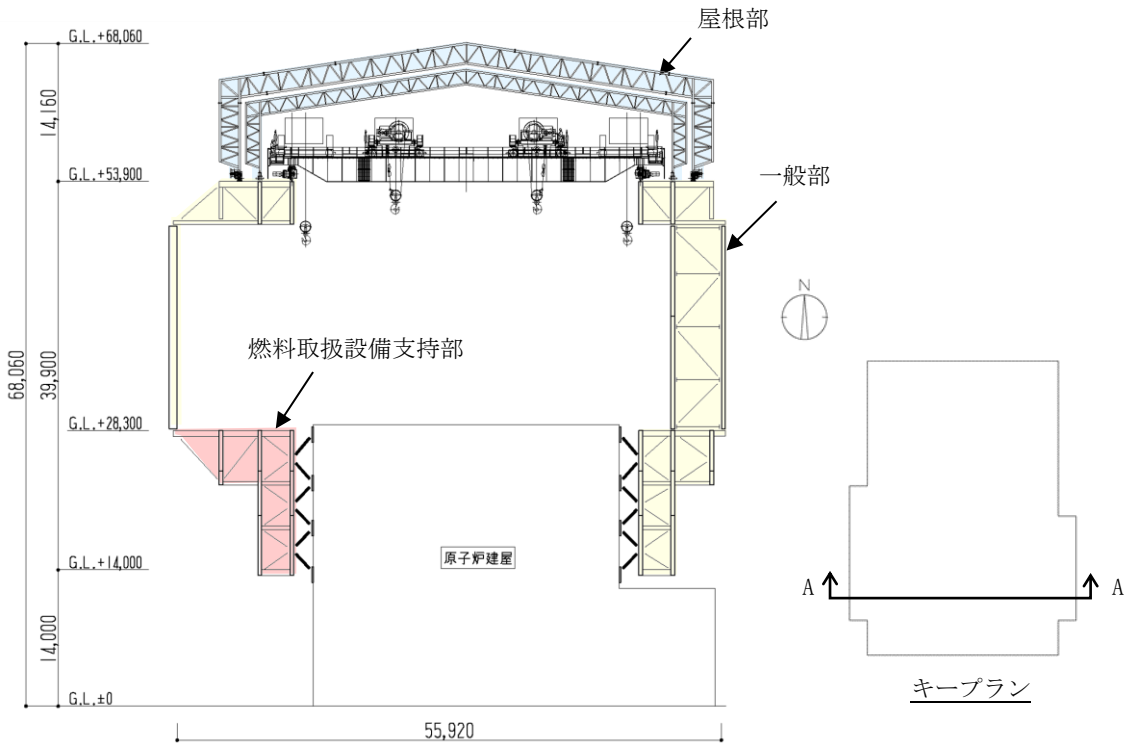
(b)伏図(G.L.+53,900)

図 5.1.2-1(1)　大型カバーの概要（単位：mm）

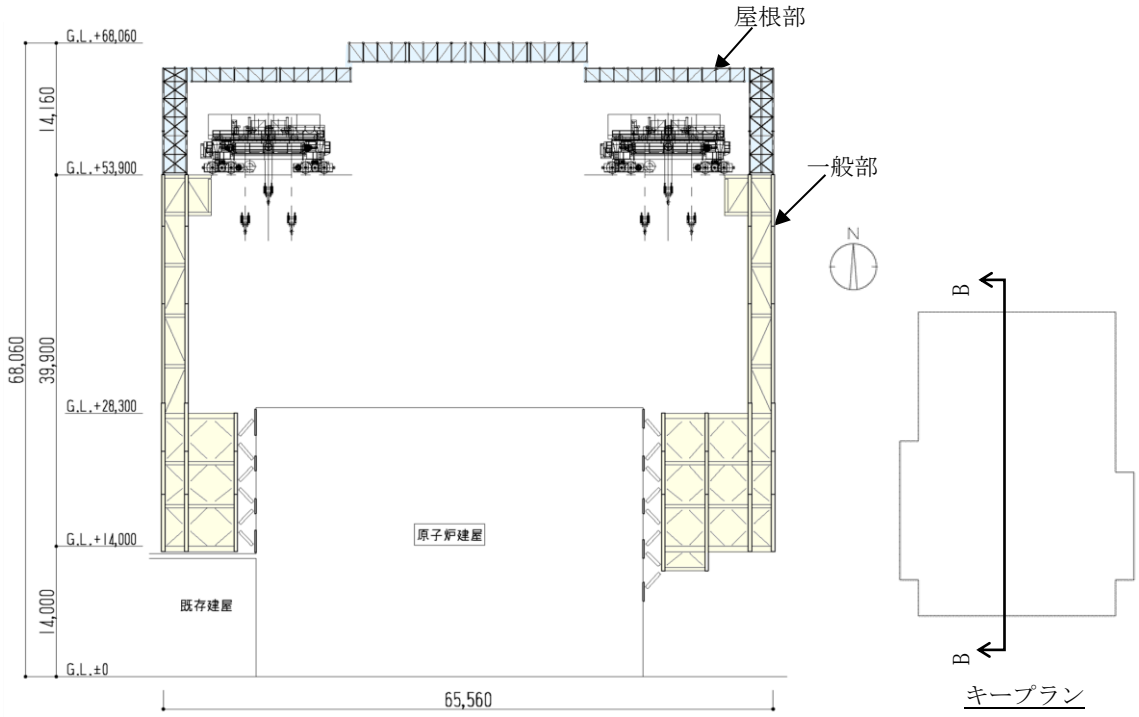


屋根伏図

図 5.1.2-1(2)　大型カバーの概要（単位：mm）

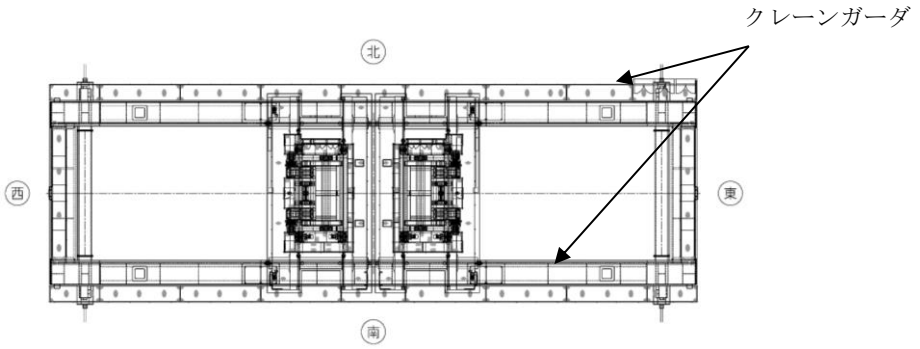


(a) 大型カバーA-A 断面図

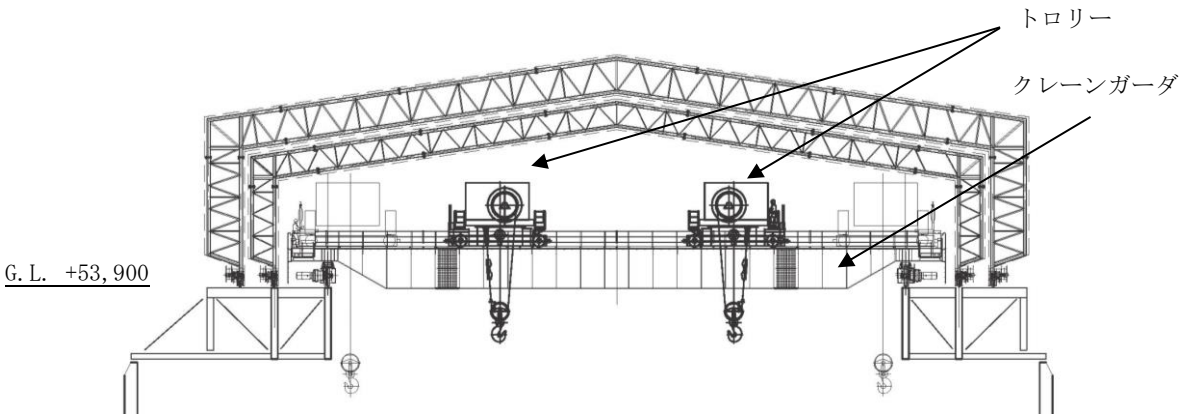


(b) 大型カバーB-B 断面図

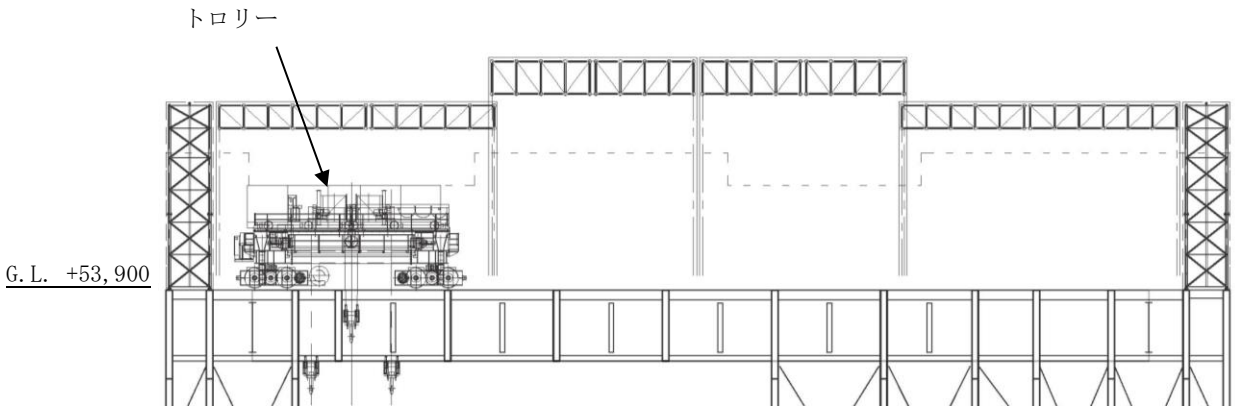
図 5.1.2-2　大型カバーの概要（単位：mm）



平面図



東西立面図



南北立面図

図 5.1.2-3　ガレキ撤去用天井クレーン概要図

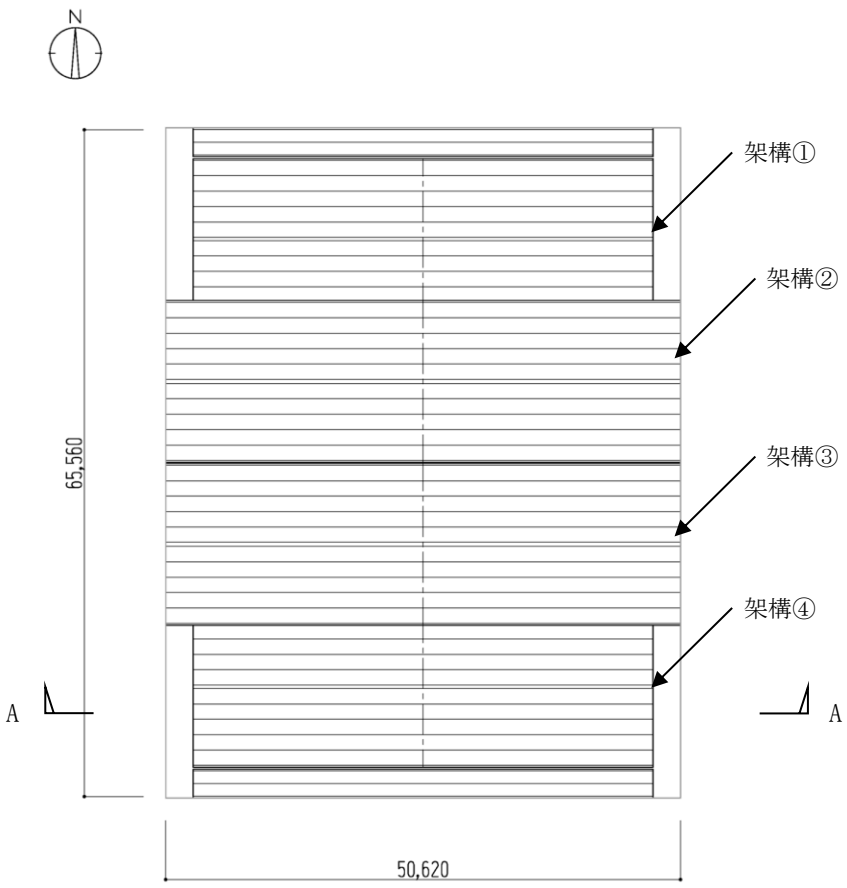


図 5.1.2-4　屋根伏図（単位：mm）

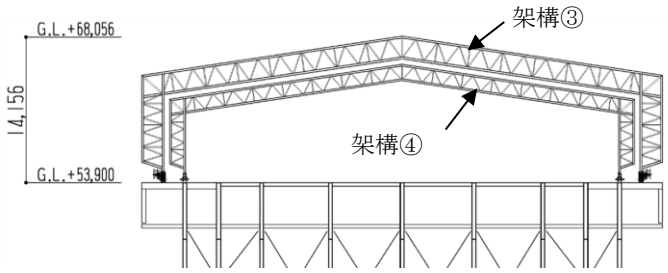


図 5.1.2-5　A-A 断面図（単位：mm）

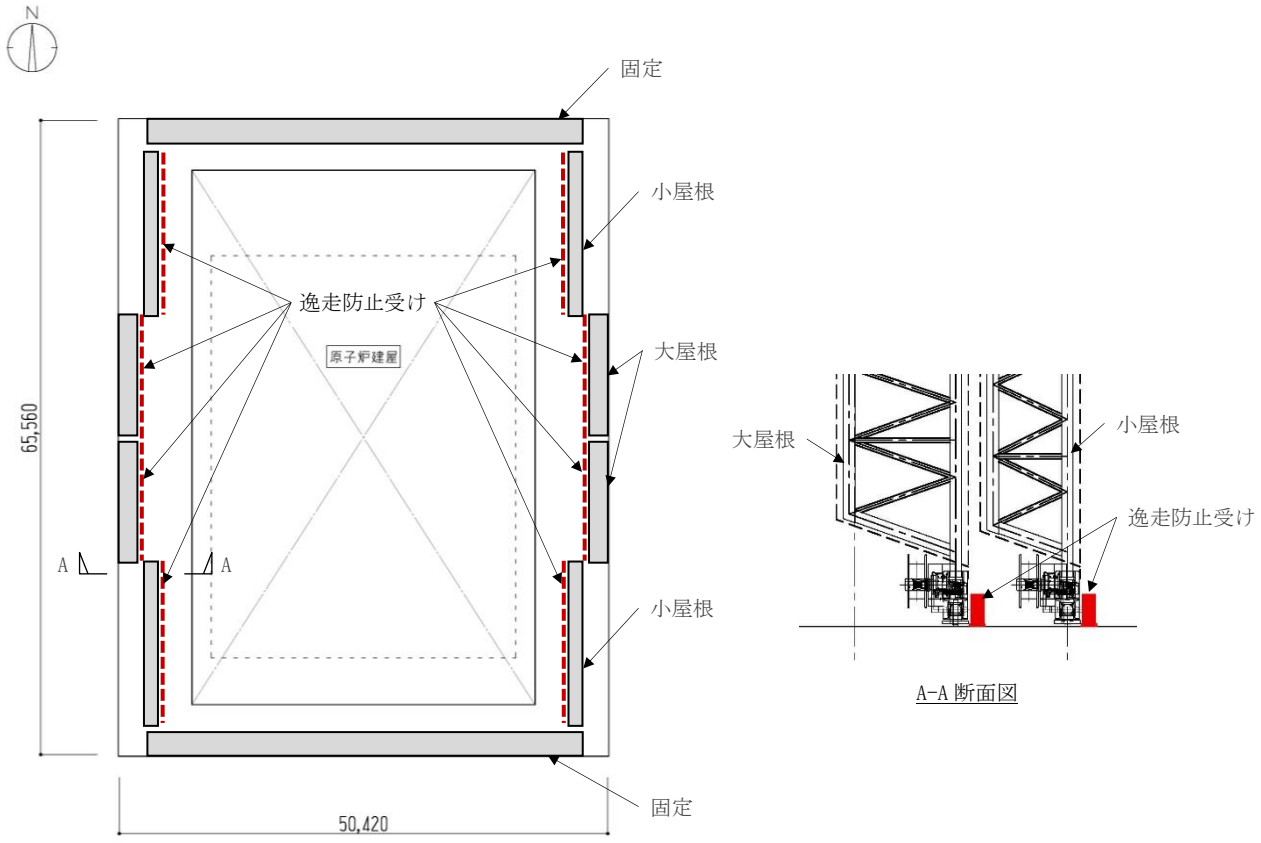
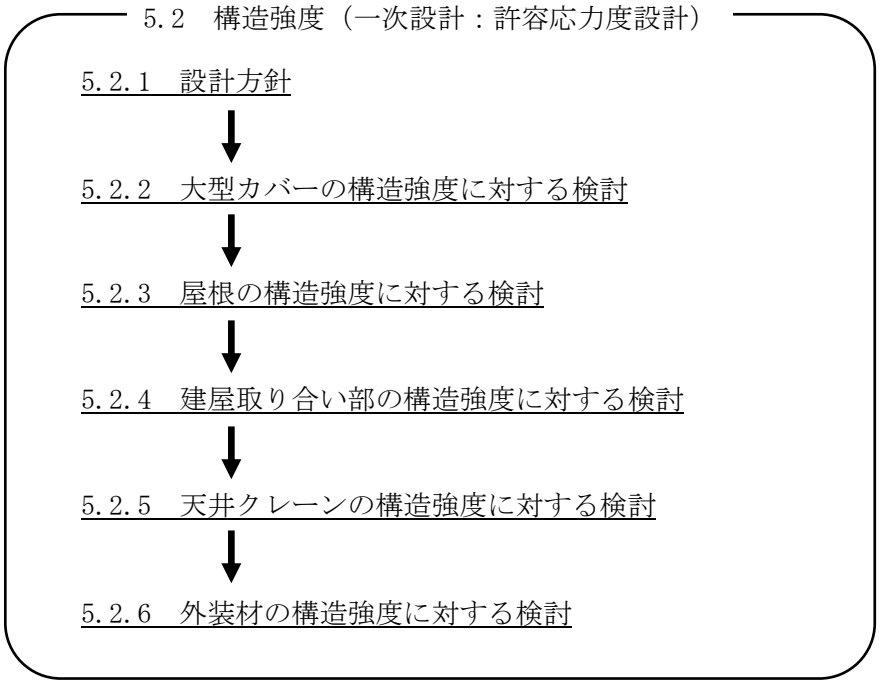


図 5.1.2-6　屋根部の落下防止概要図

5.1.3　検討フロー

大型カバーの構造強度及び耐震性の検討フローを図 5.1.3-1～2 に示す。検討に当たっては，大型カバーを設置し，原子炉建屋上のガレキを撤去しようとする状態（以下，「ガレキ撤去時」という）と，ガレキを撤去した後に，燃料取扱設備を設置した状態（以下，「燃料取り出し時」という）を評価する。



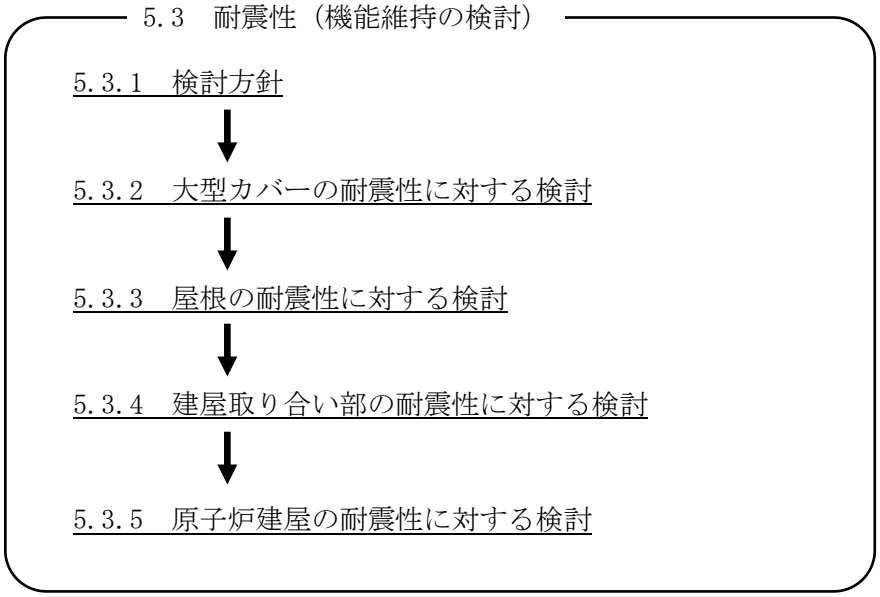


図 5.1.3-1　大型カバーの検討フロー

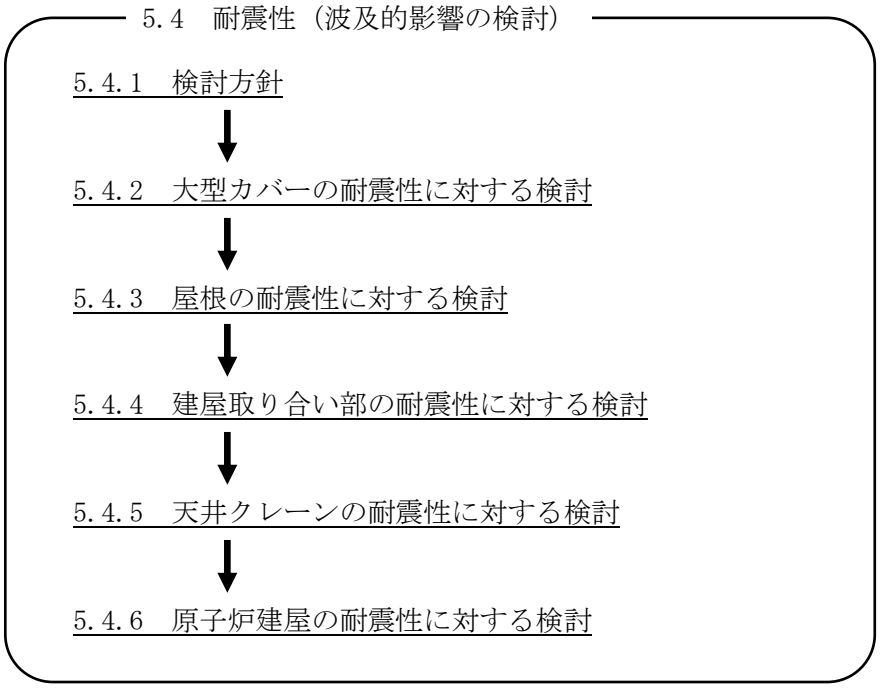


図 5.1.3-2　大型カバーの検討フロー

5.2　構造強度

5.2.1　設計方針

構造強度の検討は，大型カバー，屋根，建屋取り合い部，天井クレーン及び外装材について許容応力度設計を実施する。

(1)　使用材料及び許容応力度

使用材料の物性値及び許容応力度を表 5.2.1-1 に示す。

表 5.2.1-1　使用材料の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)
大型カバー	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
原子炉建屋	コンクリート	2.57×10^4*	0.2	24.0

*：実強度に基づく剛性

コンクリートの許容応力度　(単位：N/mm^2)

設計基準強度	長期			短期		
22.1	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
(225) *	7.4	－	0.71	14.8	－	1.07

*：建設時の設計基準強度（単位：kgf/cm^2）

鉄筋の許容応力度　(単位：N/mm^2)

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　(単位：N/mm^2)

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度*3
T≦40mm	SS400, SN400B, STK400	235	建築基準法及び国土交通省告示に従い，左記 F の値より求める
T＞40mm	SN400B	215	
T≦40mm	SM490A, SN490B, STKN490B STK490, SNR490B	325	
T＞40mm	TMCP325B	325*1	
－	S45C	490*2	

*1：国土交通大臣指定書（国住指第 326-2，平成 14 年 5 月 7 日又は国住指第 1208-2,1209-2，平成 15 年 7 月 31 日）による

*2：「JIS G 4051-2005」による

*3：終局強度は許容応力度を 1.1 倍とする

(2)　解析モデル

大型カバーの解析モデルは，原子炉建屋を質点系とし，一般部，燃料取扱設備支持部及び屋根部を構成する主要な鉄骨部材をモデル化した立体架構モデルとする。また，ガレキ撤去用天井クレーンもモデル化する。図 5.2.1-1 に立体解析モデルを示す。

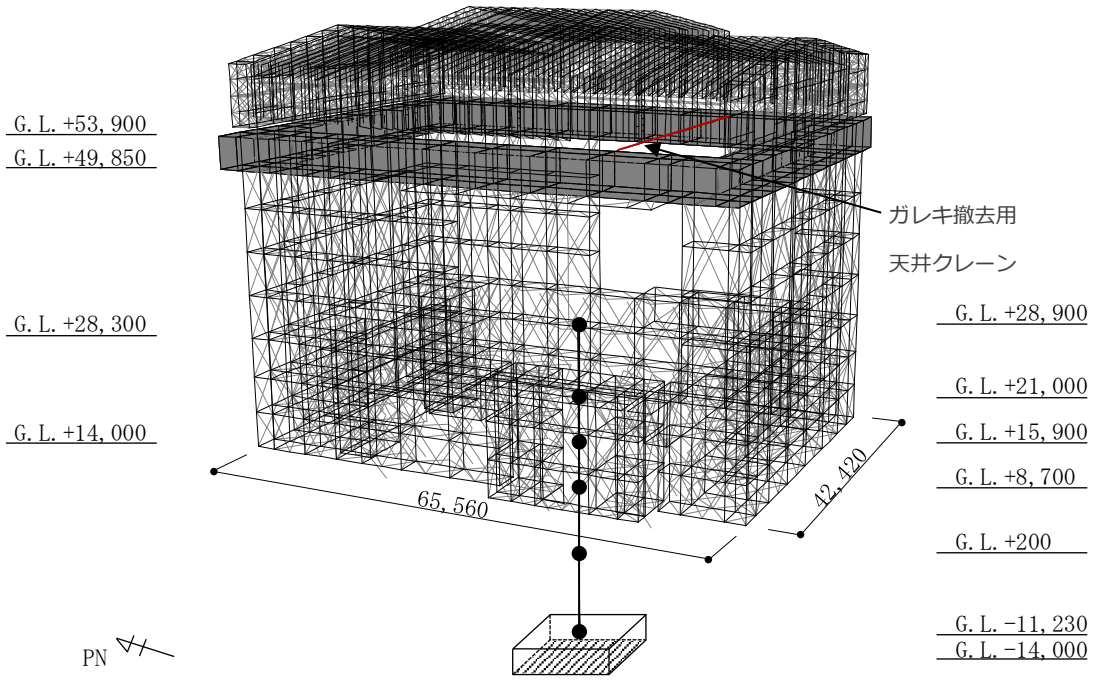


図 5.2.1-1　解析モデル

(3) 荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。

1) 鉛直荷重（VL）

大型カバー及び原子炉建屋に作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重及び積載荷重とする。主な鉛直荷重を表 5.2.1-2 及び表 5.2.1-3 に示す。

表 5.2.1-2 大型カバーに作用する主な鉛直荷重(kN)

	ガレキ撤去時	燃料取り出し時
屋根	3800	3800
外装材	5800	4360
遮蔽体	1050	6430
ガレキ撤去用天井クレーン	4200	4200
遠隔解体重機	2600	0
配管	500	830

表 5.2.1-3 原子炉建屋に作用する主な鉛直荷重(kN)

	ガレキ撤去時	燃料取り出し時
ガレキ	12130	0
機器等	4260	43540
遮蔽体	0	21110

2) 積雪荷重（SL）

積雪荷重は建築基準法施行令第 86 条及び福島県建築基準法施行規則細則に準拠し，以下の条件とする。

なお，国土交通省告示第594号による多雪区域以外の区域における積雪後の降雨を見込んだ割増係数を乗じた積雪荷重を考慮する。

積雪量：30cm，単位荷重：20N/m^2/cm

3) 風圧力（WL）

風圧力は建築基準法施行令第 87 条および建設省告示第 1454 号に基づき，基準風速を 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 5.2.1-4 に示す。

表 5.2.1-4 速度圧の算定結果

建物高さ* H(m)	平均風速の鉛直分布係数 Er	ガスト影響係数 Gf	建物高さと粗度区分による係数 E	基準風速 Vo(m/s)	速度圧 q(N/m^2)
66.2	1.32	2.00	3.51	30	1900

*：建物高さは，軒高さ（64.3m）と最高高さ（68.1m）の平均値とした

4)　地震荷重（K）

大型カバーに作用させる地震荷重は，G.L.+0.20m（原子炉建屋1階床）を基準面とした水平地震力の算定結果より設定する。水平地震力は下式より算定する。

$$Qi = n \cdot Ci \cdot Wi$$
$$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

ここで，

Qi：層せん断力（kN）

n　：施設の重要度に応じた係数

建築基準法で定める地震力の1.5倍を考慮する。

なお，天井クレーンに関しては1.2倍を考慮する。

Ci：地震層せん断力係数

Wi：当該部分が支える重量（kN）

ここに，大型カバーの設計で考慮する原子炉建屋の全体重量は，ガレキ撤去の効果と大型カバー等を新規に設置する影響を考慮した。原子炉建屋の全体重量を表5.2.1-5に示す。

表5.2.1-5　原子炉建屋の全体重量(kN)

	ガレキ撤去時	燃料取り出し時
原子炉建屋の全体重量	701430	701430
ガレキ撤去による軽減重量	0	-12130
大型カバー設置等の付加重量	+82500	+143090
大型カバー設計用原子炉建屋全体重量	783930	832390

Z　：地震地域係数（Z=1.0）

Rt：振動特性係数（Rt=0.8）

Ai：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で，原子炉建屋の固有値を用いたモーダル解析法（二乗和平方根法）により求める。

C_0：標準せん断力係数（C_0=0.2）

i層の水平震度kiは，下式によって算定する。

$$Pi=Q_i-Q_{i-1}$$
$$ki=P_i/w_i$$

ここで，

Pi：当該階とその直下階の水平地震荷重の差（kN）

wi：各階重量（kN）

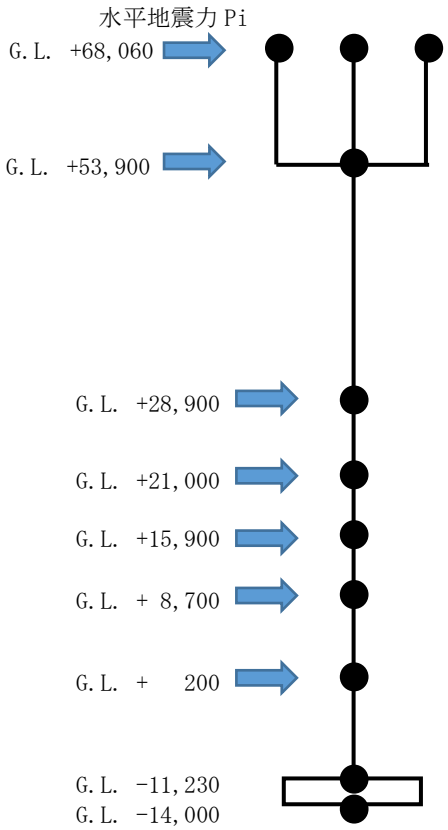
算定した水平地震力を原子炉建屋，大型カバー一般部，燃料取扱設備支持部及び屋根の重量比に基づいて分配し，それぞれに作用させる水平地震力を算定する。屋根については各架構が構造

的に分離されていることから，大屋根，小屋根，妻壁の３種類に分けて水平地震力を算定する。なお，高さ方向に関しては，原子炉建屋の各階の高さと大型カバーの節点の高さが異なるため，高さ毎に区分けを行った上で重量比を計算する。図5.2.1-2に大型カバーに作用させる水平地震力の概要図を示す。

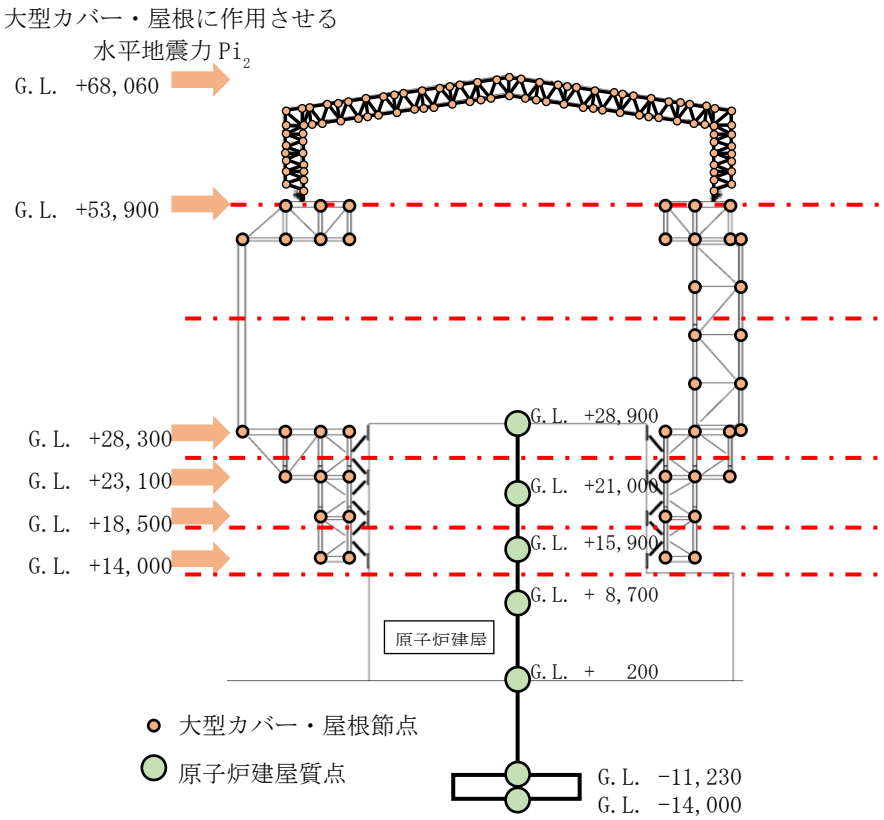
Pi_2=Pi×（i 層の大型カバー（一般部又は燃料取扱設備支持部）の重量／i 層の原子炉建屋及び大型カバーの重量）

Pi_2：当該階とその直下階の大型カバー（一般部又は燃料取扱設備支持部）に作用させる水平地震荷重の差（kN）

n=1.5 とした算定結果を表 5.2.1-6 及び表 5.2.1-7 に示し，n=1.2 とした算定結果を表 5.2.1-8 及び表 5.2.1-9 に示す。



原子炉建屋と大型カバー集約質点系モデル



大型カバーの解析モデル

図 5.2.1-2　大型カバーの水平地震力の概要図（単位：mm）

表 5.2.1-6(1)　ガレキ撤去時の水平地震力の算定結果（大型カバー検討用）(NS 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	5.473	1.314	—	2365	1.314
	小屋根	1400	—	5.283	1.268	—	1775	1.268
	妻壁	600	—	5.220	1.253	—	752	1.253
+68.06～+53.9		21050	3800	—	—	4892	20828	0.989
+53.9～+28.9		88990	24850	4.314	1.035	25720	11506	0.129
+28.9～+21.0		83750	113840	1.360	0.327	37226	18494	0.221
+21.0～+15.9		88690	197590	1.172	0.282	55720	18570	0.209
+15.9～+8.7		87240	286280	1.082	0.260	74290	15355	0.176
+8.7～+0.2		—	373520	1.000	0.240	89645	—	—

＊：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-6(2)　ガレキ撤去時の水平地震力の算定結果（大型カバー検討用）(EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	6.617	1.589	—	2859	1.588
	小屋根	1400	—	7.115	1.707	—	2390	1.707
	妻壁	600	—	6.441	1.547	—	928	1.547
+68.06～+53.9		21050	3800	—	—	6177	20027	0.951
+53.9～+28.9		88990	24850	4.391	1.055	26204	13071	0.147
+28.9～+21.0		83750	113840	1.437	0.345	39275	17631	0.211
+21.0～+15.9		88690	197590	1.200	0.288	56906	17813	0.201
+15.9～+8.7		87240	286280	1.089	0.261	74719	14926	0.171
+8.7～+0.2		—	373520	1.000	0.240	89645	—	—

＊：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-6(3)　ガレキ撤去時の大型カバーの地震荷重の算定結果（大型カバー検討用）

(NS・EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	NS 方向			EW 方向		
			Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)	Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)
+68.06	大屋根	1800	2400	2400	—	2900	2900	—
	小屋根	1400	1800	1800	—	2400	2400	—
	妻壁	600	800	800	—	1000	1000	—
+53.9		21050	21000	21000	—	20100	20100	—
+28.3		88990	11900	3300	600	13500	3700	700
+23.1		83750	18600	1300	300	17900	1300	300
+18.5				1000	200		1000	200
+14.0		88690	18700	1100	250	18000	1100	250

＊：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-7(1)　燃料取り出し時の水平震度の算定結果（大型カバー検討用）(NS 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	5.901	1.416	—	2549	1.416
	小屋根	1400	—	5.650	1.356	—	1898	1.356
	妻壁	600	—	5.602	1.344	—	806	1.343
+68.06～+53.9		20510	3800	—	—	5253	22023	1.074
+53.9～+28.9		137080	24310	4.678	1.122	27276	24530	0.179
+28.9～+21.0		83750	161390	1.338	0.321	51806	18427	0.220
+21.0～+15.9		88680	245140	1.191	0.287	70233	16894	0.191
+15.9～+8.7		87810	333820	1.090	0.261	87127	14064	0.160
+8.7～+0.2		—	421630	1.000	0.240	101191	—	—

*：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-7(2)　燃料取り出し時の水平震度の算定結果（大型カバー検討用）(EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	6.546	1.571	—	2827	1.571
	小屋根	1400	—	5.982	1.436	—	2010	1.436
	妻壁	600	—	5.788	1.389	—	833	1.388
+68.06～+53.9		20510	3800	—	—	5670	20402	0.995
+53.9～+28.9		137080	24310	4.466	1.073	26072	27429	0.200
+28.9～+21.0		83750	161390	1.384	0.332	53501	18202	0.217
+21.0～+15.9		88680	245140	1.216	0.293	71703	16425	0.185
+15.9～+8.7		87810	333820	1.099	0.264	88128	13063	0.149
+8.7～+0.2		—	421630	1.000	0.240	101191	—	—

*：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-7(3)　燃料取り出し時の大型カバーの地震荷重の算定結果（大型カバー検討用）

(NS・EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	NS 方向			EW 方向		
			Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)	Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)
+68.06	大屋根	1800	2600	2600	－	2900	2900	－
	小屋根	1400	1900	1900	－	2100	2100	－
	妻壁	600	900	900	－	900	900	－
+53.9		20510	22300	22300	－	20600	20600	－
+28.3		137080	24800	4300	900	27600	4700	1000
+23.1		83750	18600	1300	300	18400	1300	300
+18.5				1000	200		1000	200
+14.0		88680	17200	1100	250	16700	1000	250

＊：n=1.5 とした算定結果を示す

表 5.2.1-8(1)　ガレキ撤去時の水平地震力の算定結果（天井クレーン検討用）(NS 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	5.473	1.051	—	1892	1.051
	小屋根	1400	—	5.283	1.014	—	1420	1.014
	妻壁	600	—	5.220	1.002	—	601	1.002
+68.06～+53.9		21050	3800	—	—	3913	16663	0.792
+53.9～+28.9		88990	24850	4.314	0.828	20576	9205	0.103
+28.9～+21.0		83750	113840	1.360	0.262	29781	14795	0.177
+21.0～+15.9		88690	197590	1.172	0.226	44576	14856	0.168
+15.9～+8.7		87240	286280	1.082	0.208	59432	12284	0.141
+8.7～+0.2		—	373520	1.000	0.192	71716	—	—

＊：n=1.2 とした算定結果を示す

表 5.2.1-8(2)　ガレキ撤去時の水平地震力の算定結果（天井クレーン検討用）(EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	6.617	1.271	—	2287	1.271
	小屋根	1400	—	7.115	1.366	—	1912	1.366
	妻壁	600	—	6.441	1.237	—	742	1.237
+68.06～+53.9		21050	3800	—	—	4941	16022	0.761
+53.9～+28.9		88990	24850	4.391	0.844	20963	10457	0.118
+28.9～+21.0		83750	113840	1.437	0.276	31420	14105	0.168
+21.0～+15.9		88690	197590	1.200	0.230	45525	14250	0.161
+15.9～+8.7		87240	286280	1.089	0.209	59775	11941	0.137
+8.7～+0.2		—	373520	1.000	0.192	71716	—	—

＊：n=1.2 とした算定結果を示す

表 5.2.1-8(3)　ガレキ撤去時の大型カバーの地震荷重の算定結果（天井クレーン検討用）

(NS・EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	NS 方向			EW 方向		
			Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)	Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)
+68.06	大屋根	1800	1900	1900	—	2300	2300	—
	小屋根	1400	1500	1500	—	2000	2000	—
	妻壁	600	700	700	—	800	800	—
+53.9		21050	16800	16800	—	16100	16100	—
+28.3		88990	9500	2600	500	10800	3000	500
+23.1		83750	14900	1100	200	14300	1100	200
+18.5				800	150		800	150
+14.0		88690	15100	1000	200	14400	900	200

*：n=1.2 とした算定結果を示す

表 5.2.1-9(1)　燃料取り出し時の水平震度の算定結果（天井クレーン検討用）(NS 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	5.901	1.133	—	2039	1.133
	小屋根	1400	—	5.650	1.085	—	1519	1.085
	妻壁	600	—	5.602	1.075	—	645	1.075
+68.06～+53.9		20510	3800	—	—	4203	17618	0.859
+53.9～+28.9		137080	24310	4.678	0.898	21821	19624	0.143
+28.9～+21.0		83750	161390	1.338	0.257	41445	14741	0.176
+21.0～+15.9		88680	245140	1.191	0.229	56186	13516	0.152
+15.9～+8.7		87810	333820	1.090	0.209	69702	11251	0.128
+8.7～+0.2		—	421630	1.000	0.192	80953	—	—

*：n=1.2 とした算定結果を示す

表 5.2.1-9(2)　燃料取り出し時の水平震度の算定結果（天井クレーン検討用）(EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	Wi (kN)	Ai	n・Ci	Qi (kN)	Pi (kN)	水平震度 ki
+68.06	大屋根	1800	—	6.546	1.256	—	2262	1.257
	小屋根	1400	—	5.982	1.148	—	1608	1.149
	妻壁	600	—	5.788	1.111	—	667	1.112
+68.06～+53.9		20510	3800	—	—	4537	16321	0.796
+53.9～+28.9		137080	24310	4.466	0.858	20858	21943	0.160
+28.9～+21.0		83750	161390	1.384	0.265	42801	14562	0.174
+21.0～+15.9		88680	245140	1.216	0.234	57363	13140	0.148
+15.9～+8.7		87810	333820	1.099	0.211	70503	10450	0.119
+8.7～+0.2		—	421630	1.000	0.192	80953	—	—

*：n=1.2 とした算定結果を示す

表 5.2.1-9(3)　燃料取り出し時の大型カバーの地震荷重の算定結果（天井クレーン検討用）

(NS・EW 方向)

G.L.(m)		各階重量 wi(kN)	NS 方向			EW 方向		
			Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)	Pi (kN)	屋根 一般部 Pi_2(kN)	燃料取扱 設備支持部 Pi_2(kN)
+68.06	大屋根	1800	2100	2100	－	2300	2300	－
	小屋根	1400	1600	1600	－	1700	1700	－
	妻壁	600	700	700	－	700	700	－
+53.9		20510	17700	17700	－	16400	16400	－
+28.3		137080	20000	3500	800	22200	3900	800
+23.1		83750	14900	1100	200	14700	1100	200
+18.5				800	150		800	150
+14.0		88680	13800	900	200	13400	900	200

＊：n=1.2 とした算定結果を示す

5)　荷重組合せ

設計で考慮する荷重組合せを表 5.2.1-10 に示す。また，ガレキ撤去時におけるガレキ撤去用天井クレーンの位置を図 5.2.1-3 に，燃料取り出し時における燃料取扱設備の位置を図 5.2.1-4 に示す。なお，燃料取り出し時にはガレキ撤去用天井クレーンの位置は北側とする。

表 5.2.1-10　荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース*1	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL	長期
積雪時*2	S	VL+SL	短期
暴風時*2	W	VL+WL	
地震時	E1	VL+K(+NS)	
	E2	VL+K(-NS)	
	E3	VL+K(+EW)	
	E4	VL+K(-EW)	

*1：ガレキ撤去時は case1 及び case2，燃料取り出し時は case3 及び case4 の状態とする。
*2：短期事象では地震時が支配的であることから，積雪時及び暴風時の検討は省略する。ただし，外装材の検討は暴風時が支配的であることから暴風時に対して検討を行う。

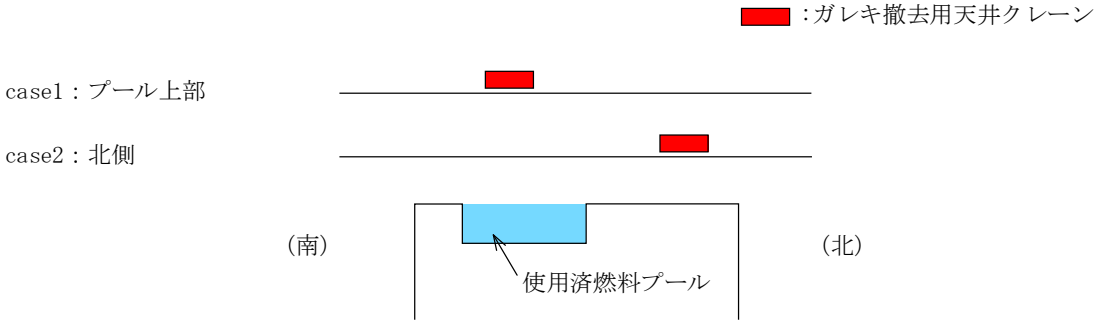
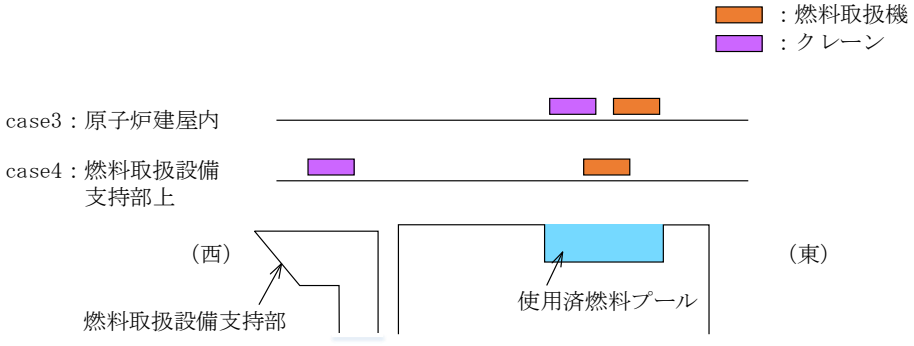


図 5.2.1-3　ガレキ撤去用天井クレーンの位置



※：原子炉建屋オペレーティングフロア上で，燃料取扱機及びクレーンを用い燃料をキャスクに入れる。その後，クレーンを用いキャスクを燃料取扱設備支持部に移動させ地上に下ろす。従って，燃料取扱機とクレーンの両方が原子炉建屋内にいるケースと燃料取扱機が原子炉建屋内，クレーンが燃料取扱設備支持部上にいるケースの 2 ケースとなる。
※：燃料取り出し時のガレキ撤去用天井クレーン位置は北側とする。

図 5.2.1-4　燃料取扱設備の位置

地震時と暴風時の大型カバーの層せん断力について，風荷重の受圧面積が大きい EW 方向で比較した結果を図 5.2.1-5 に示す。図 5.2.1-5 より，地震時の層せん断力は暴風時の層せん断力を包絡しており，支配的な荷重である。

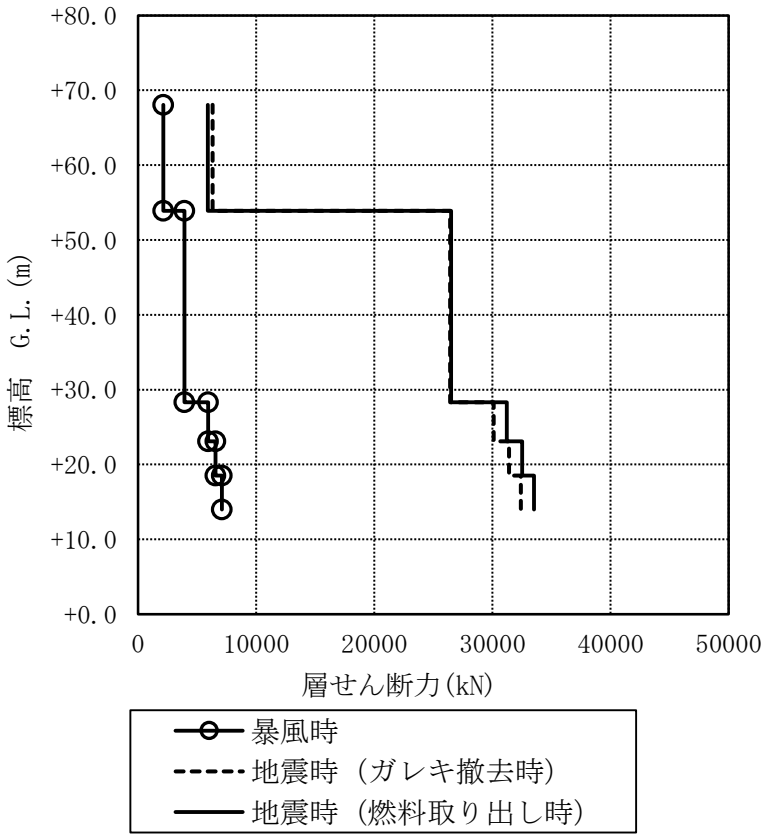


図 5.2.1-5　地震時と暴風時の層せん断力の比較（EW 方向）

5.2.2　大型カバーの構造強度に対する検討

(1)　断面検討

1)　柱，梁，水平・鉛直ブレース

部材の応力度比は，「鋼構造設計規準」に従い，軸力に対して下式にて検討を行う。

・軸圧縮の場合　　$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$

・軸引張の場合　　$\frac{\sigma_t}{f_t} \leqq 1$

ここで，　σ_c　：圧縮応力度（N/A）(N/mm^2)

σ_t　：引張応力度（T/A）(N/mm^2)

N：圧縮力(N)，T：引張力(N)，A：断面積(mm^2)

f_c　：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_t　：許容引張応力度(N/mm^2)

2)　大型カバー頂部鋼板部

応力度比の検討は，「鋼構造設計規準」に従い，面内力に対し下式にて検討を行う。

・組合せ応力の場合　$\frac{{\sigma_x}^2+{\sigma_y}^2-\sigma_x\cdot\sigma_y+3{\tau_{xy}}^2}{{f_t}^2} \leqq 1$

ここで，　σ_x　：X 方向圧縮応力度（Nx/A）(N/mm^2)

σ_y　：Y 方向圧縮応力度（Ny/A）(N/mm^2)

Nx：X 方向面内力(N)，Ny：Y 方向面内力(N)，A：断面積(mm^2)

τ_{xy}　：せん断応力度（Nxy/As）(N/mm^2)

Nxy：面内せん断力(N)，As：せん断断面積(mm^2)

f_t　：許容引張応力度(N/mm^2)

3)　ガレキ撤去時

表 5.2.2-1 及び表 5.2.2-2 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.2-1(1)　断面検討結果（一般部，常時）上部架構

部位[*1]		部材形状（mm） 〈使用材料[*2]〉	荷重 ケース (位置)[*3]	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
①	柱	H-400×400×13×21	C (case1)	σ_c	96.1	f_c	170.9	0.57	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	C (case1)	σ_t	47.8	f_t	216.6	0.23	O.K.
③	鉛直 ブレース	φ-267.4×6.6	C (case2)	σ_c	61.6	f_c	173.0	0.36	O.K.
④	鋼板	PL-16 〈SN400B〉	C (case1)	σ_x	1.9	f_t	156.0	0.31	O.K.
				σ_y	4.1				
				τ_{xy}	27.2				

表 5.2.2-1(2)　断面検討結果（一般部，常時）下部架構

部位[*1]		部材形状（mm） 〈使用材料[*2]〉	荷重 ケース (位置)[*3]	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑤	柱	H-400×400×13×21	C (case2)	σ_c	102.4	f_c	202.7	0.51	O.K.
⑥	梁	H-588×300×12×20	C (case1)	σ_c	52.9	f_c	201.1	0.27	O.K.
⑦	鉛直 ブレース	φ-267.4×6.6	C (case1)	σ_c	153.7	f_c	203.0	0.76	O.K.
⑧	接続部 水平ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	C (case1)	σ_c	110.8	f_c	187.5	0.60	O.K.
⑨	接続部 鉛直ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	C (case2)	σ_c	123.6	f_c	197.7	0.63	O.K.

表 5.2.2-1(3)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位[*1]		部材形状（mm） 〈使用材料[*2]〉	荷重 ケース (位置)[*3]	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑩	柱	H-400×400×13×21	C (case1)	σ_c	15.1	f_c	183.1	0.09	O.K.
⑪	梁	H-800×300×14×26	C (case1)	σ_c	20.3	f_c	175.8	0.12	O.K.
⑫	水平 ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	C (case1)	σ_t	40.8	f_t	216.6	0.19	O.K.
⑬	鉛直 ブレース	φ-355.6×7.9	C (case1)	σ_c	58.7	f_c	207.7	0.29	O.K.

*1：①～⑬の符号は図 5.2.2-1 の応力検討箇所を示す

*2：各部材の使用材料は，特記なき限り，鋼管：STKN490B，その他 SN490B

*3：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

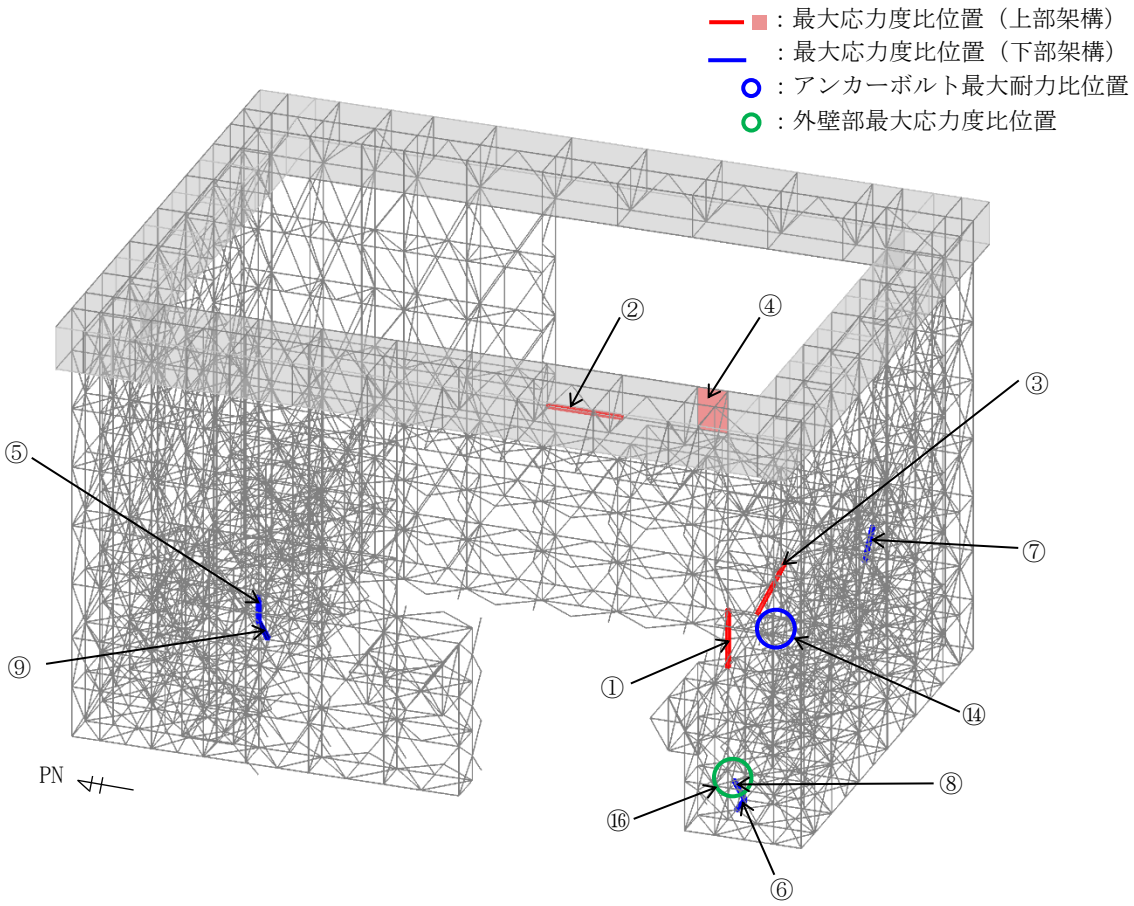


図 5.2.2-1(1)　最大応力度比位置図(一般部，常時)

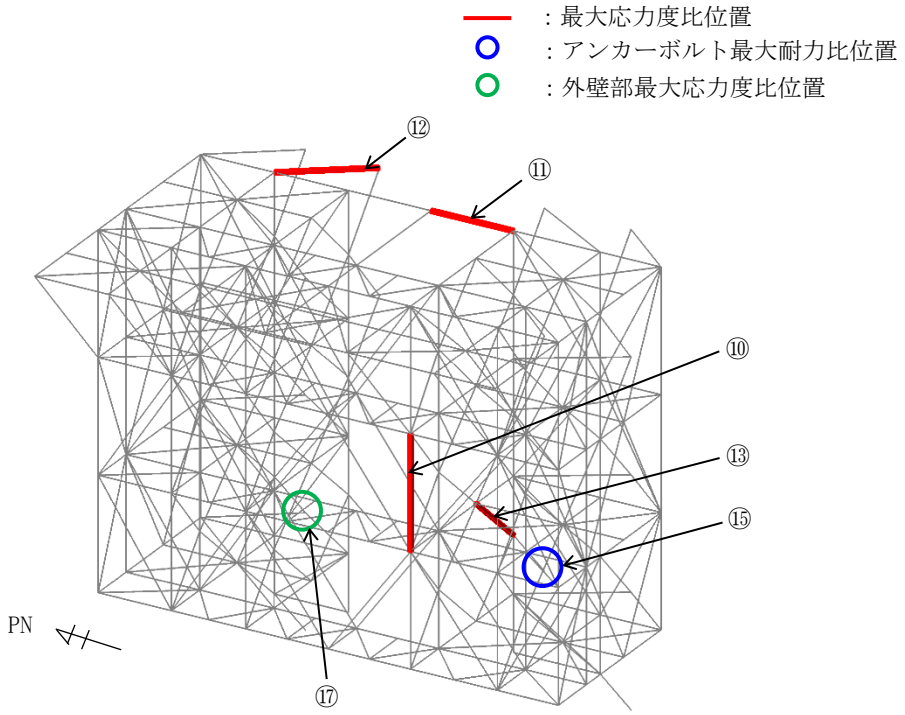


図 5.2.2-1(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，常時)

表 5.2.2-2(1)　断面検討結果（一般部，地震時）上部架構

部位[*1]		部材形状（mm） 〈使用材料[*2]〉	荷重 ケース (位置)[*3]	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
①	柱	H-400×400×13×21	E4 (case1)	σ_c	142.0	f_c	256.4	0.56	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	E1 (case1)	σ_c	85.4	f_c	269.9	0.32	O.K.
③	鉛直 ブレース	φ-355.6×9.5	E1 (case1)	σ_c	259.5	f_c	282.0	0.93	O.K.
④	鋼板	PL-16 〈SN400B〉	E2 (case1)	σ_x	1.9	f_t	235.0	0.35	O.K.
				σ_y	9.2				
				τ_{xy}	46.9				

表 5.2.2-2(2)　断面検討結果（一般部，地震時）下部架構

部位[*1]		部材形状（mm） 〈使用材料[*2]〉	荷重 ケース (位置)[*3]	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
⑤	柱	H-400×400×13×21	E1 (case2)	σ_c	179.6	f_c	304.1	0.60	O.K.
⑥	梁	H-588×300×12×20	E4 (case1)	σ_c	136.9	f_c	301.6	0.46	O.K.
⑦	鉛直 ブレース	φ-267.4×6.6	E1 (case2)	σ_t	301.3	f_t	325.0	0.93	O.K.
⑧	接続部 水平ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	E4 (case2)	σ_t	306.2	f_t	325.0	0.95	O.K.
⑨	接続部 鉛直ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	E1 (case2)	σ_c	266.8	f_c	297.4	0.90	O.K.

表 5.2.2-2(3)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	荷重 ケース (位置)*3	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑩	柱	H-400×400×13×21	E4 (case1)	σ_c	15.9	f_c	274.7	0.06	O.K.
⑪	梁	H-800×300×14×26	E4 (case1)	σ_c	23.5	f_c	263.7	0.09	O.K.
⑫	水平 ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	E1 (case1)	σ_t	56.0	f_t	325.0	0.18	O.K.
⑬	鉛直 ブレース	ϕ-355.6×7.9	E1 (case1)	σ_c	68.4	f_c	311.5	0.22	O.K.

*1：①～⑬の符号は図 5.2.2-2 の応力検討箇所を示す

*2：各部材の使用材料は，特記なき限り，鋼管：STKN490B，その他 SN490B

*3：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

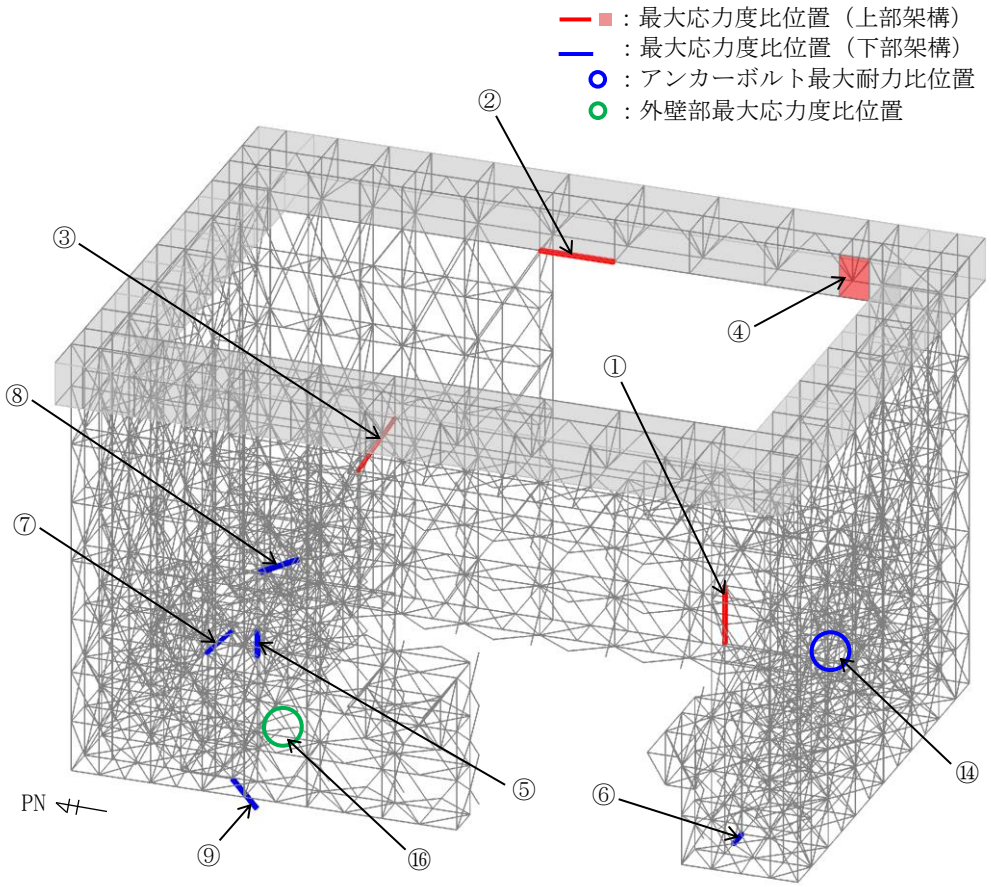


図 5.2.2-2(1)　最大応力度比位置図(一般部，地震時)

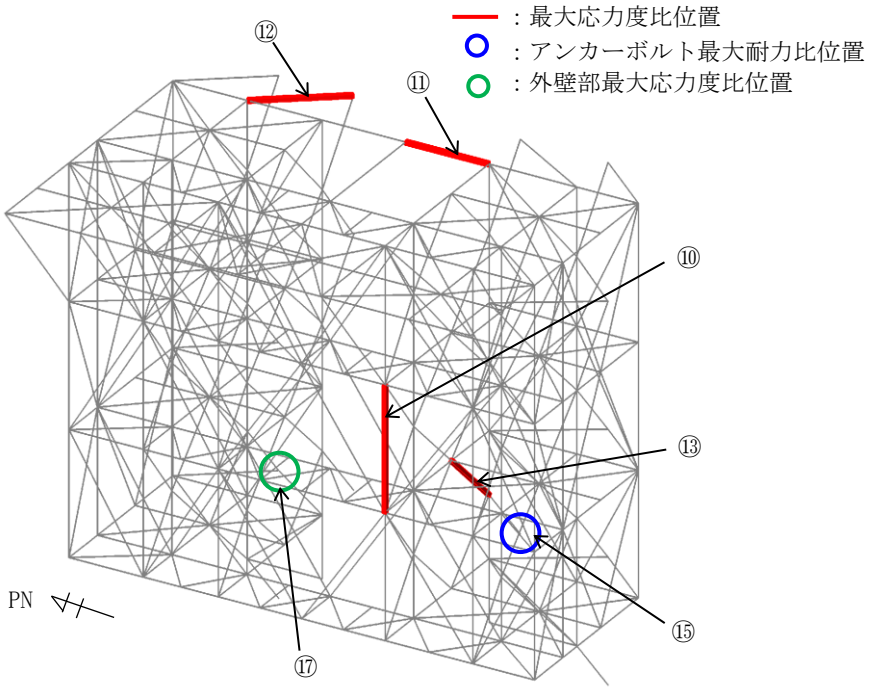


図 5.2.2-2(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，地震時)

4) 燃料取り出し時

表 5.2.2-3 及び表 5.2.2-4 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.2-3(1) 断面検討結果（一般部，常時）上部架構

部位[*1]		部材形状（mm）<使用材料[*2]>	荷重ケース(位置)[*3]	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
①	柱	H-400×400×13×21	C (case4)	σ_c	68.8	f_c	170.9	0.41	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	C (case4)	σ_c	17.9	f_c	179.9	0.10	O.K.
③	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	C (case4)	σ_c	57.0	f_c	173.0	0.33	O.K.
④	鋼板	PL-16 <SN400B>	C (case4)	σ_x	0.0	f_t	156.0	0.17	O.K.
				σ_y	9.5				
				τ_{xy}	13.8				

表 5.2.2-3(2) 断面検討結果（一般部，常時）下部架構

部位[*1]		部材形状（mm）<使用材料[*2]>	荷重ケース(位置)[*3]	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
⑤	柱	H-400×400×13×21	C (case4)	σ_c	93.1	f_c	202.7	0.46	O.K.
⑥	梁	H-350×350×12×19	C (case4)	σ_c	49.5	f_c	183.8	0.27	O.K.
⑦	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	C (case4)	σ_c	122.8	f_c	196.2	0.63	O.K.
⑧	接続部水平ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	C (case4)	σ_c	90.1	f_c	187.5	0.49	O.K.
⑨	接続部鉛直ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	C (case4)	σ_c	112.4	f_c	197.7	0.57	O.K.

表 5.2.2-3(3)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	荷重 ケース (位置)*3	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑩	柱	H-400×400×13×21	C (case4)	σ_c	34.7	f_c	202.7	0.18	O.K.
⑪	梁	H-350×350×12×19	C (case4)	σ_c	29.1	f_c	201.5	0.15	O.K.
⑫	水平 ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	C (case4)	σ_t	42.9	f_t	216.6	0.20	O.K.
⑬	鉛直 ブレース	φ-355.6×7.9	C (case4)	σ_c	93.6	f_c	207.7	0.46	O.K.

*1：①～⑬の符号は図 5.2.2-3 の応力検討箇所を示す

*2：各部材の使用材料は，特記なき限り，鋼管：STKN490B，その他 SN490B

*3：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

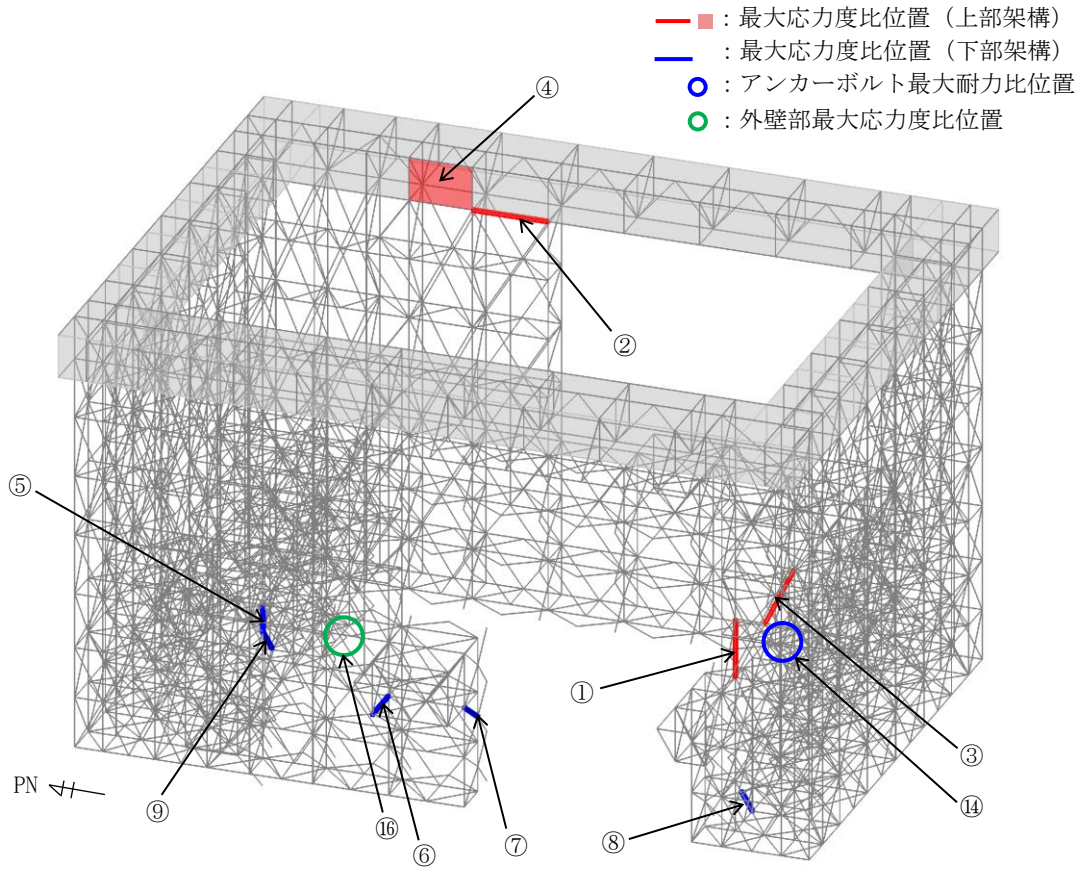


図 5.2.2-3(1)　最大応力度比位置図(一般部，常時)

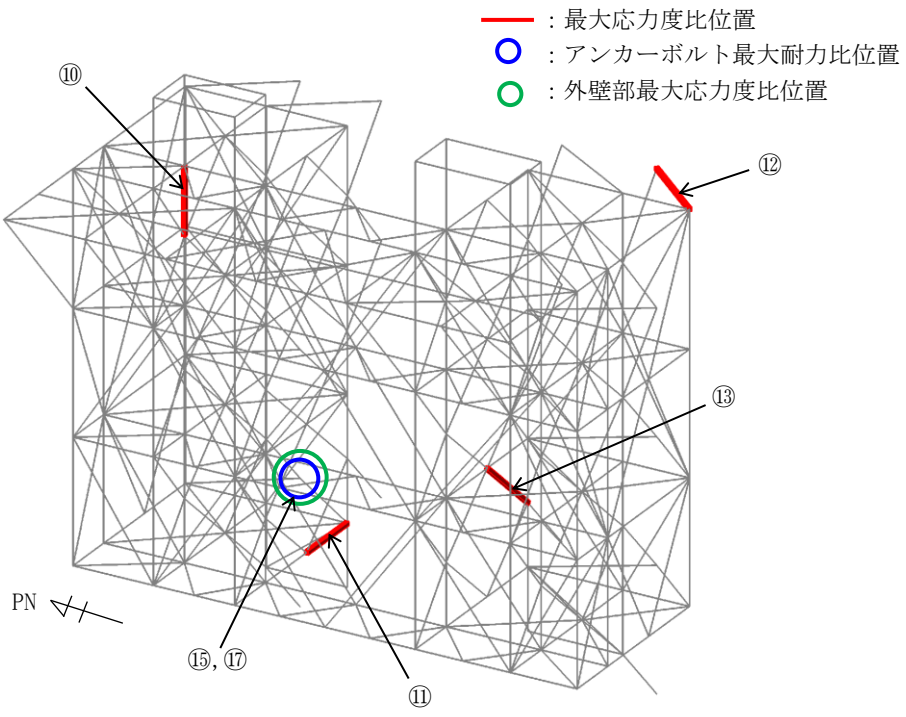


図 5.2.2-3(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，常時)

表 5.2.2-4(1)　断面検討結果（一般部，地震時）上部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	荷重 ケース (位置)*3	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
①	柱	H-400×400×13×21	E2 (case4)	σ_c	136.8	f_c	256.4	0.54	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	E1 (case4)	σ_c	67.5	f_c	269.9	0.26	O.K.
③	鉛直 ブレース	φ-355.6×9.5	E1 (case4)	σ_c	245.5	f_c	282.0	0.88	O.K.
④	鋼板	PL-16 〈SN400B〉	E4 (case4)	σ_x	28.0	f_t	235.0	0.33	O.K.
				σ_y	9.1				
				τ_{xy}	41.6				

表 5.2.2-4(2)　断面検討結果（一般部，地震時）下部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	荷重 ケース (位置)*3	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
⑤	柱	H-400×400×13×21	E1 (case4)	σ_c	176.0	f_c	304.1	0.58	O.K.
⑥	梁	H-588×300×12×20	E1 (case4)	σ_t	138.0	f_t	325.0	0.43	O.K.
⑦	鉛直 ブレース	φ-267.4×6.6	E1 (case4)	σ_t	298.9	f_t	325.0	0.92	O.K.
⑧	接続部 水平ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	E4 (case4)	σ_t	298.8	f_t	325.0	0.92	O.K.
⑨	接続部 鉛直ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	E2 (case4)	σ_c	269.3	f_c	296.6	0.91	O.K.

表 5.2.2-4(3)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	荷重 ケース (位置)*3	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑩	柱	H-400×400×13×21	E4 (case4)	σ_c	33.0	f_c	274.7	0.13	O.K.
⑪	梁	H-350×350×12×19	E1 (case4)	σ_c	38.7	f_c	302.3	0.13	O.K.
⑫	水平 ブレース	十字 PL (PL-28×210 +2PL-28×91)	E1 (case4)	σ_t	60.6	f_t	325.0	0.19	O.K.
⑬	鉛直 ブレース	φ-355.6×7.9	E1 (case4)	σ_c	106.1	f_c	311.5	0.35	O.K.

*1：①～⑬の符号は図 5.2.2-4 の応力検討箇所を示す

*2：各部材の使用材料は，特記なき限り，鋼管：STKN490B，その他 SN490B

*3：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

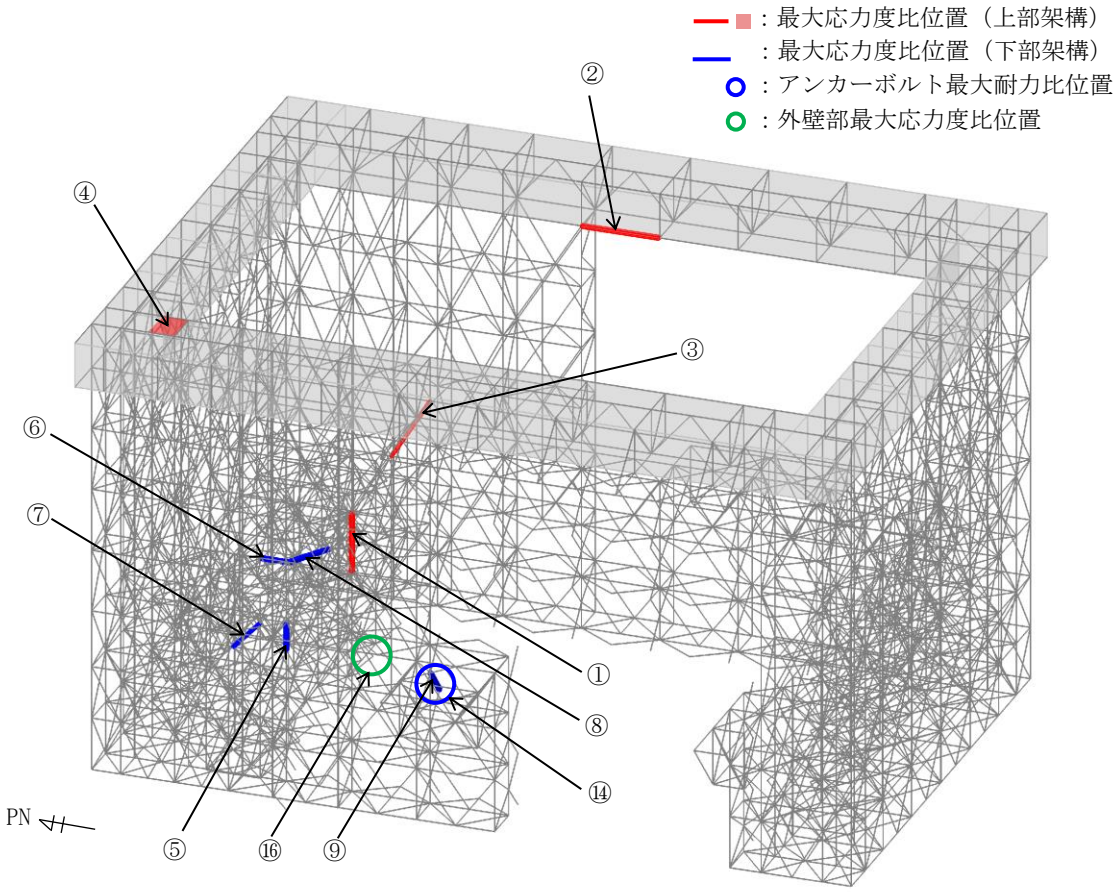


図 5.2.2-4(1)　最大応力度比位置図(一般部，地震時)

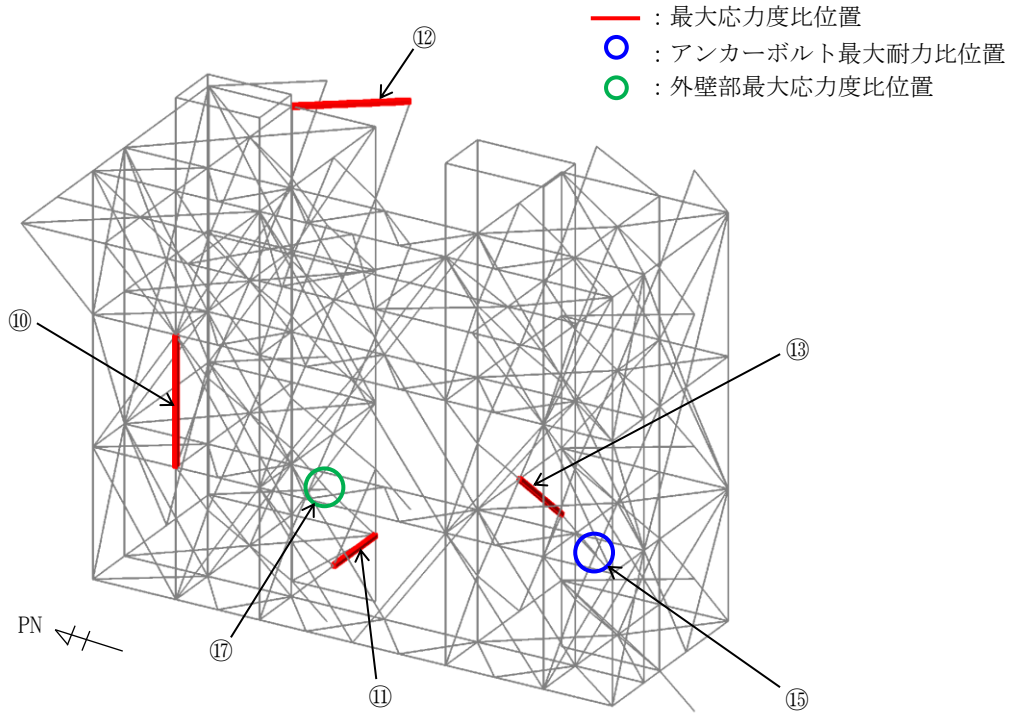


図 5.2.2-4(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，地震時)

5.2.3　屋根の構造強度に対する検討

(1)　断面検討

1)　弦材，斜材，ブレース

部材の応力度比は，「鋼構造設計規準」に従い，下記にて検討を行う。

・軸圧縮の場合　　$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$

・軸引張の場合　　$\frac{\sigma_t}{f_t} \leqq 1$

ここで，　σ_c ：圧縮応力度（N/A）（N/mm^2）

σ_t ：引張応力度（T/A）（N/mm^2）

N：圧縮力(N)，T：引張力(N)，A：断面積(mm^2)

f_c ：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_t ：許容引張応力度(N/mm^2)

2)　検討結果

表 5.2.3-1 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全ての部材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.3-1(1)　断面検討結果（常時，ガレキ撤去時）

部位*1		部材形状 (mm)	荷重 ケース (位置)*2	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
①	弦材	P-216.3φ×7.0t <STK490>	C (case1)	σ_c	48.2	f_c	213.1	0.23	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t <STK400>	C (case1)	σ_t	42.3	f_t	156.7	0.27	O.K.
③	ブレース	1-M30 <SNR490B>	C (case1)	σ_t	107.7	f_t	216.7	0.50	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.2.3-1 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

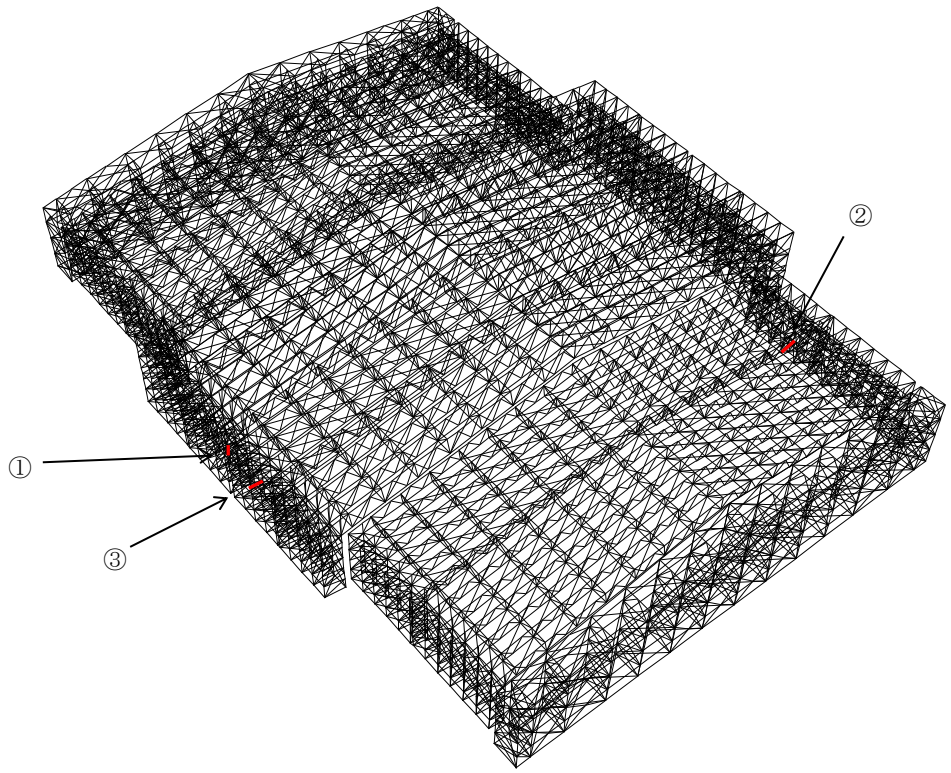


図 5.2.3-1　最大応力度比位置図

表 5.2.3-1(2)　断面検討結果（常時，燃料取り出し時）

部位*1		部材形状 (mm)	荷重 ケース (位置)*2	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
①	弦材	P-216.3φ×6.0t <STK490>	C (case4)	σ_c	23.4	f_c	214.1	0.11	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t <STK400>	C (case4)	σ_t	32.6	f_t	156.7	0.21	O.K.
③	ブレース	1-M27 <SNR490B>	C (case4)	σ_t	75.0	f_t	216.7	0.35	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.2.3-2 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

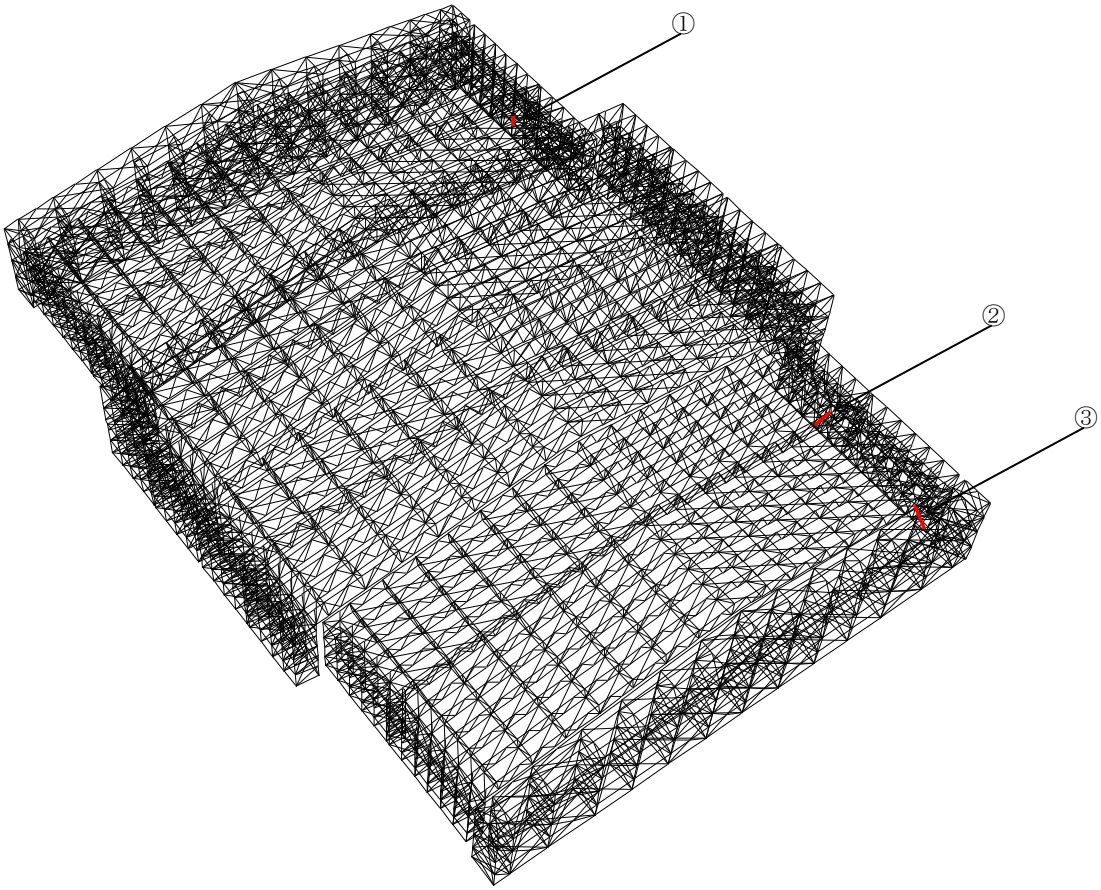


図 5.2.3-2　最大応力度比位置図

表 5.2.3-1(3)　断面検討結果（地震時,ガレキ撤去時）

部位*1		部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
①	弦材	P-216.3φ×7.0t <STK490>	E2 (case1)	σ_c	99.2	f_c	319.7	0.32	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t <STK400>	E3 (case2)	σ_t	159.2	f_t	235.0	0.68	O.K.
③	ブレース	1-M27 <SNR490B>	E1 (case1)	σ_t	299.7	f_t	325.0	0.93	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.2.3-3 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

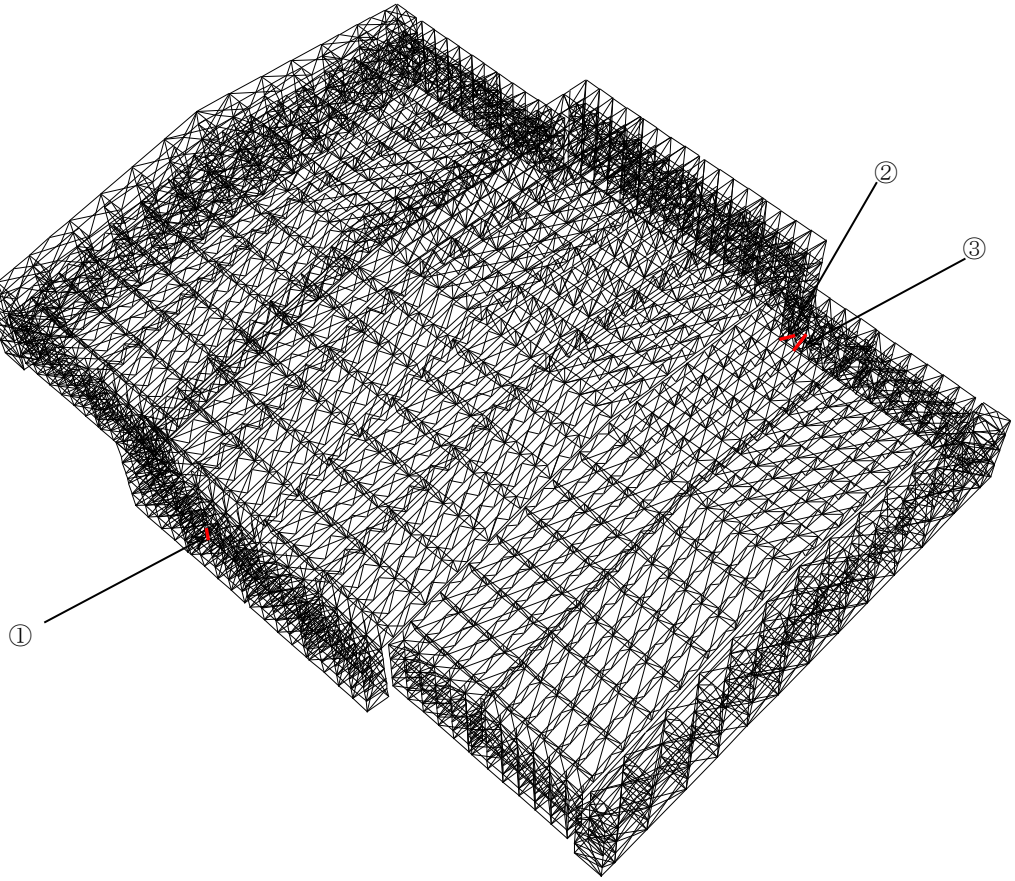


図 5.2.3-3　最大応力度比位置図

表 5.2.3-1(4)　断面検討結果（地震時,燃料取り出し時）

部位*1		部材形状 (mm)	荷重 ケース (位置)*2	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
①	弦材	P-216.3φ×7.0t <STK490>	E2 (case4)	σ_t	81.6	f_t	325.0	0.26	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t <STK400>	E3 (case4)	σ_t	154.2	f_t	235.0	0.66	O.K.
③	ブレース	1-M30 <SNR490B>	E1 (case4)	σ_t	261.0	f_t	325.0	0.81	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.2.3-4 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

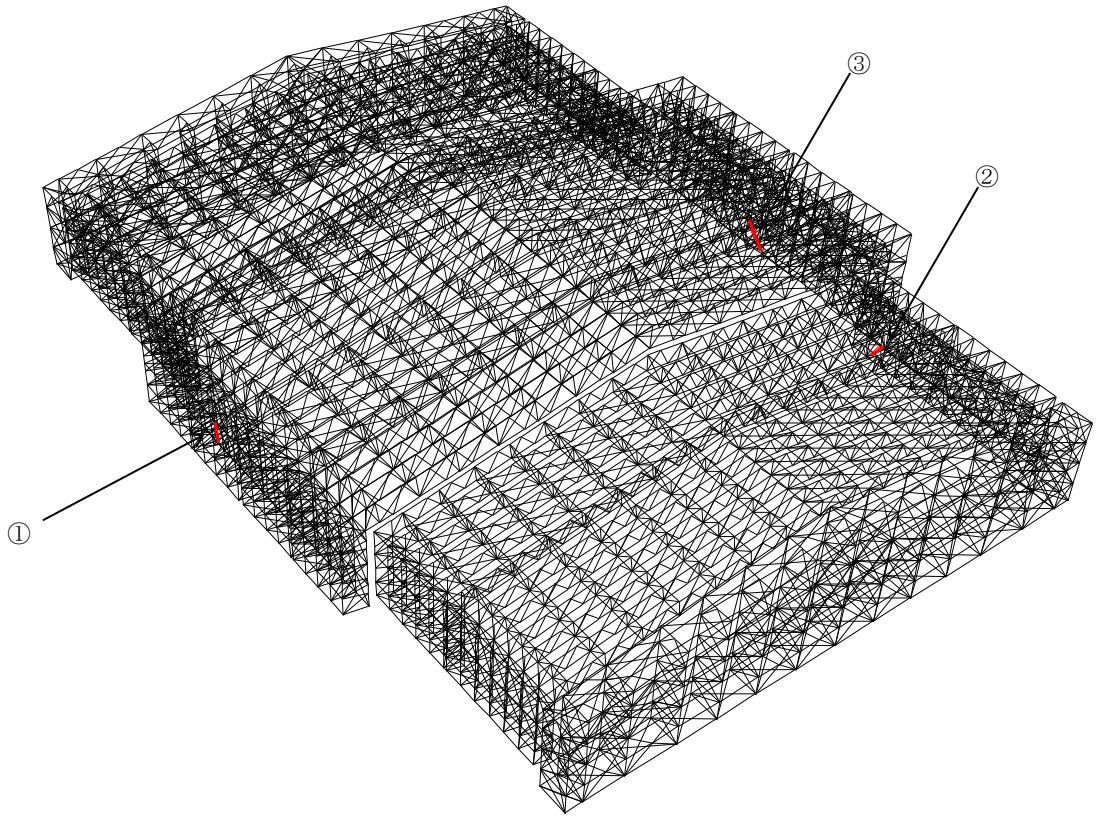


図 5.2.3-4　最大応力度比位置図

5.2.4　建屋取り合い部の構造強度に対する検討

(1)　アンカーボルトの検討（引抜き，せん断）

大型カバーはアンカーボルトにより原子炉建屋外壁に取り付く。アンカーボルトの仕様は，M33（SNR490B）の接着系アンカーボルトとし，許容耐力は「あと施工アンカー施工指針（案）（一般社団法人日本建築あと施工アンカー協会)」,「各種合成構造設計指針・同解説」に従い，原子炉建屋の設計基準強度を用いて下式によって求める。表 5.2.4-1 にアンカーボルトの許容耐力を，図 5.2.4-1 にアンカー標準図を示す。

$$pa = \min(\phi_1 \cdot pa_1,\ \phi_2 \cdot pa_2,\ \phi_3 \cdot pa_3)$$

$$qa = \min(\phi_1 \cdot qa_1,\ \phi_2 \cdot qa_2)$$

$\phi_1 \sim \phi_3$：低減係数（長期，短期）

pa　：接着系アンカーボルトの許容引張力（kN/本）

pa_1　：アンカーボルトの降伏により決まる許容引張力（kN/本）

pa_2　：躯体のコーン状破壊により決まる許容引張力（kN/本）

pa_3　：付着力により決まる許容引張力（kN/本）

qa　：接着系アンカーボルトの許容せん断力（kN/本）

qa_1　：アンカーボルトのせん断強度により決まる許容せん断力（kN/本）

qa_2　：躯体の支圧強度により決まる許容せん断力（kN/本）

表 5.2.4-1 接着系アンカーボルトの許容耐力

部位		一般部	燃料取扱設備支持部	
			GL+13.7	
タイプ		標準	標準	
鋼材種類		M33	M33	
		SNR490B	SNR490B	
埋め込み長さ　(mm)		345	345	
アンカーボルト間隔　(mm)		400	400	
長期	許容引張力(pa_L)　(kN/本)	78	106	92
	許容せん断力(qa_L)　(kN/本)	76	76	76
短期	許容引張力(pa_S)　(kN/本)	156	212	185
	許容せん断力(qa_S)　(kN/本)	152	152	152

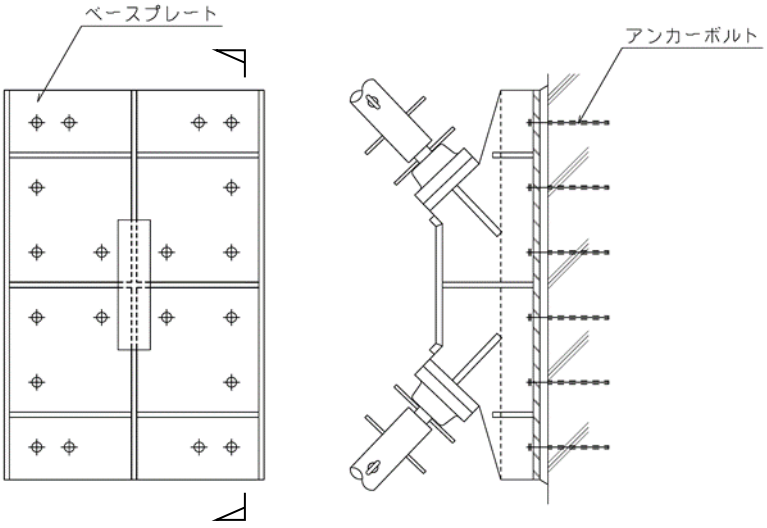
アンカーボルトの検討は，建屋取り合い部に生じる最大支点反力に対し，下式にて検討を行う。

$$\frac{P}{P_a} \leqq 1$$

$$\frac{Q}{Q_a} \leqq 1$$

$$\left(\frac{P}{P_a}\right)^2+\left(\frac{Q}{Q_a}\right)^2 \leqq 1$$

Pa：アンカーボルトの許容引張耐力（kN）
Qa：アンカーボルトの許容せん断耐力（kN）
P ：アンカーボルトの引張力（kN）
Q ：アンカーボルトのせん断力（kN）



立面図　　断面図

図 5.2.4-1　アンカー標準図

1)　ガレキ撤去時

表 5.2.4-2 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 5.2.4-2(1)　アンカーボルトの検討結果（一般部，常時）

部位*1 (アンカー本数)		荷重ケース (位置)*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑭	アンカーボルト (12)	C (case1)	36	749	936	912	0.83	O.K.

表 5.2.4-2(2)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位*1 (アンカー本数)		荷重ケース (位置)*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑮	アンカーボルト (12)	C (case1)	0	349	1272	912	0.39	O.K.

*1：図 5.2.2-1 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

表 5.2.4-2(3)　アンカーボルトの検討結果（一般部，地震時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑭	アンカーボルト (34)	E3 (case1)	0	3412	5304	5168	0.67	O.K.

表 5.2.4-2(4)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑮	アンカーボルト (12)	E1 (case1)	0	474	2544	1824	0.26	O.K.

*1：図 5.2.2-2 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

2)　燃料取り出し時

表 5.2.4-3 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 5.2.4-3(1)　アンカーボルトの検討結果（一般部，常時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑭	アンカーボルト (12)	C (case4)	0	744	936	912	0.82	O.K.

表 5.2.4-3(2)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑮	アンカーボルト (16)	C (case4)	0	770	1472	1216	0.64	O.K.

*1：図 5.2.2-3 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

表 5.2.4-3(3)　アンカーボルトの検討結果（一般部，地震時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑭	アンカーボルト (36)	E2 (case4)	0	3537	5616	5472	0.65	O.K.

表 5.2.4-3(4)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1（アンカー本数）		荷重ケース（位置）*2	作用応力		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	許容引張力 Pa(kN)	許容せん断力 Qa(kN)		
⑮	アンカーボルト (12)	E1 (case4)	0	695	2544	1824	0.39	O.K.

*1：図 5.2.2-4 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

(2)　原子炉建屋外壁部の検討

原子炉建屋外壁部に生じる最大圧縮反力に対し，下式にて検討を行う。

図 5.2.4-2 にベースプレート標準図を示す。

$$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$$

ここで，　σ_c：圧縮応力度（N/A）(N/mm^2)

N：圧縮力(N)，A：ベースプレート面積（B×H）(mm^2)

f_c：許容応力度(N/mm^2)

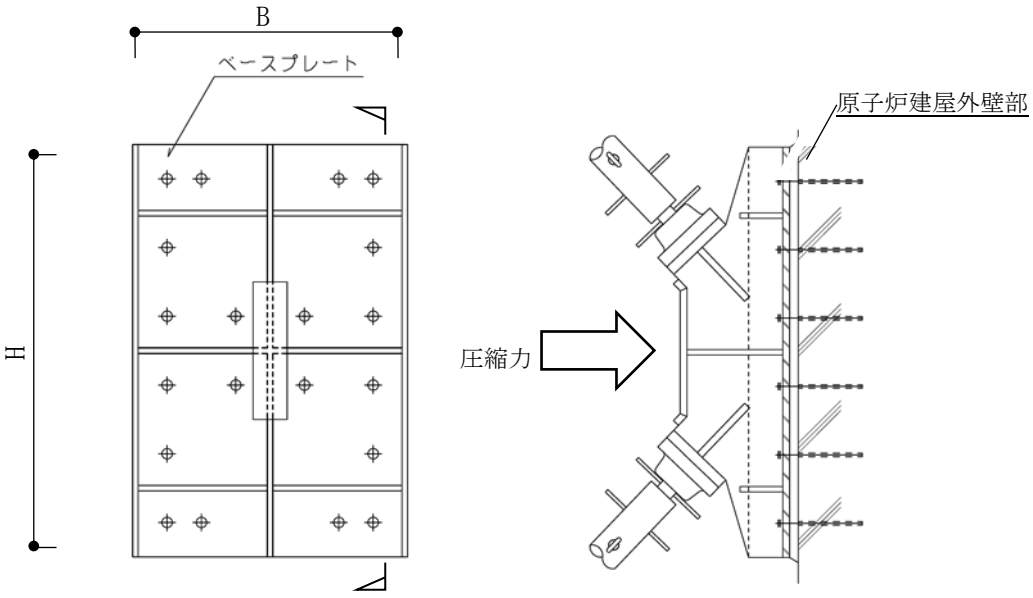


図 5.2.4-2　ベースプレート標準図

1)　ガレキ撤去時

表 5.2.4-4 及び表 5.2.4-5 に応力度比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，原子炉建屋外壁部の最大応力度比は 1 以下になることを確認した。

表 5.2.4-4(1)　外壁部の検討結果（一般部，常時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)	許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
⑯	外壁	C (case1)	0.3	7.4	0.05	O.K.

表 5.2.4-4(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)	許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
⑰	外壁	C (case2)	0.3	7.4	0.05	O.K.

*1：図 5.2.2-1 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

表 5.2.4-5(1)　外壁部の検討結果（一般部，地震時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)	許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
⑯	外壁	E1 (case2)	0.6	14.8	0.05	O.K.

表 5.2.4-5(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm²)	許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
⑰	外壁	E1 (case2)	0.3	14.8	0.03	O.K.

*1：図 5.2.2-2 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

2)　燃料取り出し時の検討

表 5.2.4-6 及び表 5.2.4-7 に応力度比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，原子炉建屋外壁部の最大応力度比は 1 以下になることを確認した。

表 5.2.4-6(1)　外壁部の検討結果（一般部，常時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
⑯	外壁	C (case4)	0.3	7.4	0.05	O.K.

表 5.2.4-6(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，常時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
⑰	外壁	C (case4)	0.4	7.4	0.06	O.K.

*1：図 5.2.2-3 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

表 5.2.4-7(1)　外壁部の検討結果（一般部，地震時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
⑯	外壁	E1 (case4)	0.6	14.8	0.05	O.K.

表 5.2.4-7(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，地震時）

部位*1		荷重ケース (位置)*2	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
⑰	外壁	E1 (case4)	0.5	14.8	0.04	O.K.

*1：図 5.2.2-4 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

5.2.5　天井クレーンの構造強度に対する検討

(1)　断面検討

1)　クレーンガーダ

部材の応力度比は，「鋼構造設計規準」に従い，曲げモーメントに対して下式にて検討を行う。

$$\frac{\sigma_b}{f_b} \leqq 1$$

ここで，　　σ_b　：曲げ応力度（M/Z）（N/mm^2）

f_b　：許容曲げ応力度(N/mm^2)

2)　検討結果

2.1)　ガレキ撤去時

表 5.2.5-1 に断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.5-1(1)　断面検討結果（常時）

部位		部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用応力度 (鉛直) (N/mm^2)		許容応力度 (鉛直) (N/mm^2)		応力度比	判定
①	クレーンガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	C (case1)	σ_b	82.3	f_b	216.7	0.38	O.K.

*1：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

表 5.2.5-1(2)　断面検討結果（地震時）

部位		部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用応力度 (鉛直) (N/mm^2)		許容応力度 (鉛直) (N/mm^2)		応力度比	判定
①	クレーンガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	E2 (case1)	σ_b	82.3	f_b	325.0	0.26	O.K.

*1：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

2.2)　燃料取り出し時

表 5.2.5-2 に断面検討結果を示す。

断面検討の結果，全応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.5-2(1)　断面検討結果（常時）

部位		部材形状 (mm)	荷重ケース (位置)*1	作用応力度 (鉛直) (N/mm²)		許容応力度 (鉛直) (N/mm²)		応力度比	判定
①	クレーンガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	C (case4)	σ_b	55.6	f_b	216.7	0.26	O.K.

*1：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

表 5.2.5-2(2)　断面検討結果（地震時）

部位		部材形状 (mm)	荷重ケース (位置) *1	作用応力度 (鉛直) (N/mm²)		許容応力度 (鉛直) (N/mm²)		応力度比	判定
①	クレーンガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	E2 (case4)	σ_b	55.6	f_b	325.0	0.18	O.K.

*1：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

5.2.6　外装材の構造強度に対する検討

(1)　検討箇所

大型カバーの側面を覆う外装材は，折板を用いる。強度検討は，外装材に風圧力により生じる応力度が短期許容応力度以下であることを確認する。なお，短期事象においては，暴風時の影響が支配的であることから，積雪時及び地震時の検討は省略する。検討箇所を図 5.2.6-1 に示す。

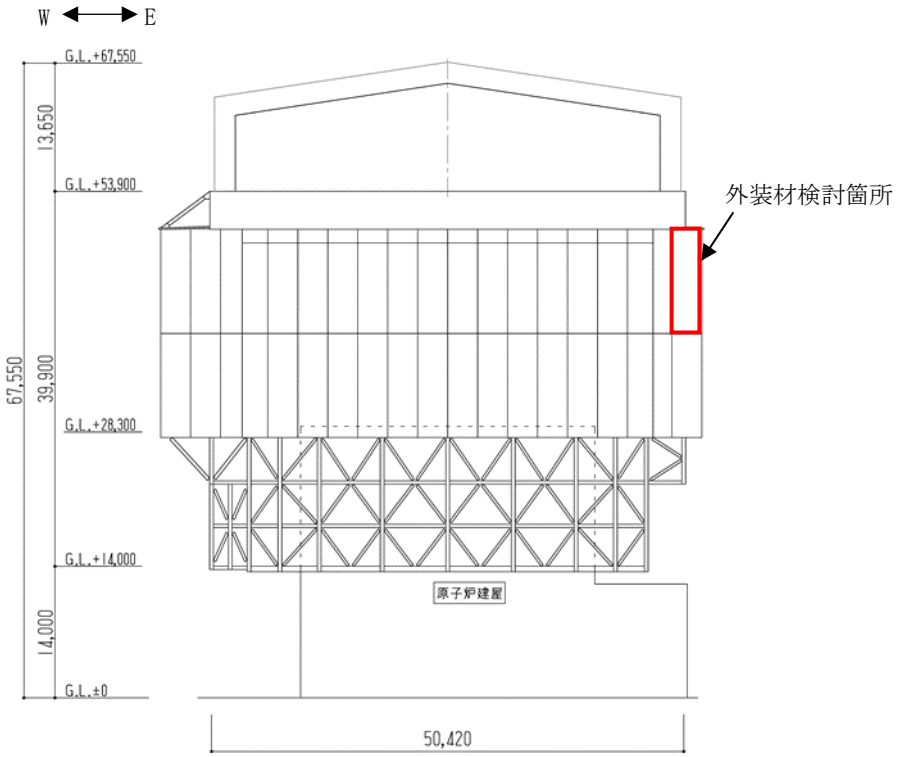


図 5.2.6-1　外装材検討箇所（単位：mm）

(2)　設計用荷重の算定

設計用風圧力は，建築基準法施行令第 82 条の 4 及び建設省告示第 1458 号に基づき，基準風速 30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。速度圧の算定結果を表 5.2.6-1 に，ピーク風力係数を表 5.2.6-2 に，風力係数の算定箇所を図 5.2.6-2 に示す。

表 5.2.6-1　速度圧の算定結果

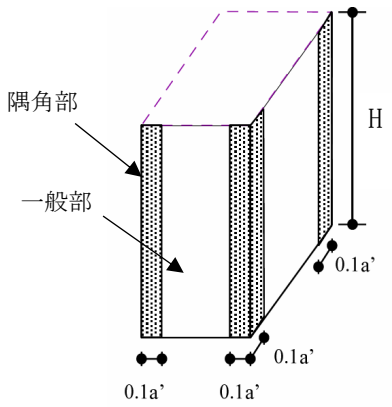
高さ* H (m)	平均風速の高さ方向の分布を表す係数 E_r	基準風速 V_0 (m/s)	平均速度圧 q (N/m^2)
49.9	1.32	30	945

*：高さは外装材の最頂部の高さとした

表 5.2.6-2　ピーク風力係数

高さ* H (m)	壁面		
	正圧	負圧(一般部)	負圧(隅角部)
49.9	2.43	-2.40	-3.00

*：高さは外装材の最頂部の高さとした



a'は平面の短辺の長さと H の 2 倍の数値のうちいずれか小さな数値

（30 を超えるときは，30 とする）（単位：m）

図 5.2.6-2　風力係数の算定箇所のイメージ

(3)　外装材の強度検討

検討は，応力が厳しくなる部位について行う。ここでは，折板の自重は考慮しないものとする。折板の間隔は 0.6m で単純支持されているものと仮定する。

外装材の材料諸元を表 5.2.6-3 に示す。また，検討結果を表 5.2.6-4 に示す。

断面検討の結果，全ての外装材に対する応力度比が 1 以下になることを確認した。

表 5.2.6-3　外装材の材料諸元

板厚	自重	正曲げ方向		負曲げ方向	
		断面 2 次モーメント	断面係数	断面 2 次モーメント	断面係数
t (mm)	G (N/m^2)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)
0.6	59	2.31	1.67	2.31	1.67

表 5.2.6-4　応力度に対する検討結果

部位	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度* (N/mm^2)	応力度比	判定
外装材	78	137	0.57	O.K.

*:「JIS G 3321-2010」による

・応力度に対する検討

壁面

$w=945\times(-3.00)=-2835(N/m^2)$

$M=(1/8)\times w\times L^2=(1/8)\times(-2835)\times 0.6^2\times 10^{-3}=-0.13(kNm/m)$

$\sigma_b=M/Z=0.13\times 10^6/(1.67\times 10^3)=78(N/mm^2)$

$\sigma_b/f_b=78/137=0.57\leqq 1.0$　　O.K.

5.3　耐震性（機能維持の検討）

5.3.1　検討方針

耐震性のうち機能維持の検討は，大型カバー，屋根，建屋取り合い部及び原子炉建屋について行い，1/2Ss450 に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。なお，地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向の 3 方向の地震動を同時に入力する。

(1)　解析に用いる入力地震動

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 5.3.1-1 に示す。モデルに入力する地震動は一次元波動論に基づき，解放基盤表面で定義される地震動 1/2Ss450 に対する地盤の応答として評価する。解放基盤表面位置（G.L.-206.0m（震災前 O.P.-196.0m））における地震動 1/2Ss450 Ss-1 及び Ss-2 の加速度時刻歴波形を図 5.3.1-2～図 5.3.1-4 に示す。

地震波の入力方向は下記のように表し，3 方向の組合せを表現する。

+NS：建屋北側から南側方向への地震入力

-NS：建屋南側から北側方向への地震入力

+EW：建屋東側から西側方向への地震入力

-EW：建屋西側から東側方向への地震入力

+UD：建屋上側から下側方向への地震入力

-UD：建屋下側から上側方向への地震入力

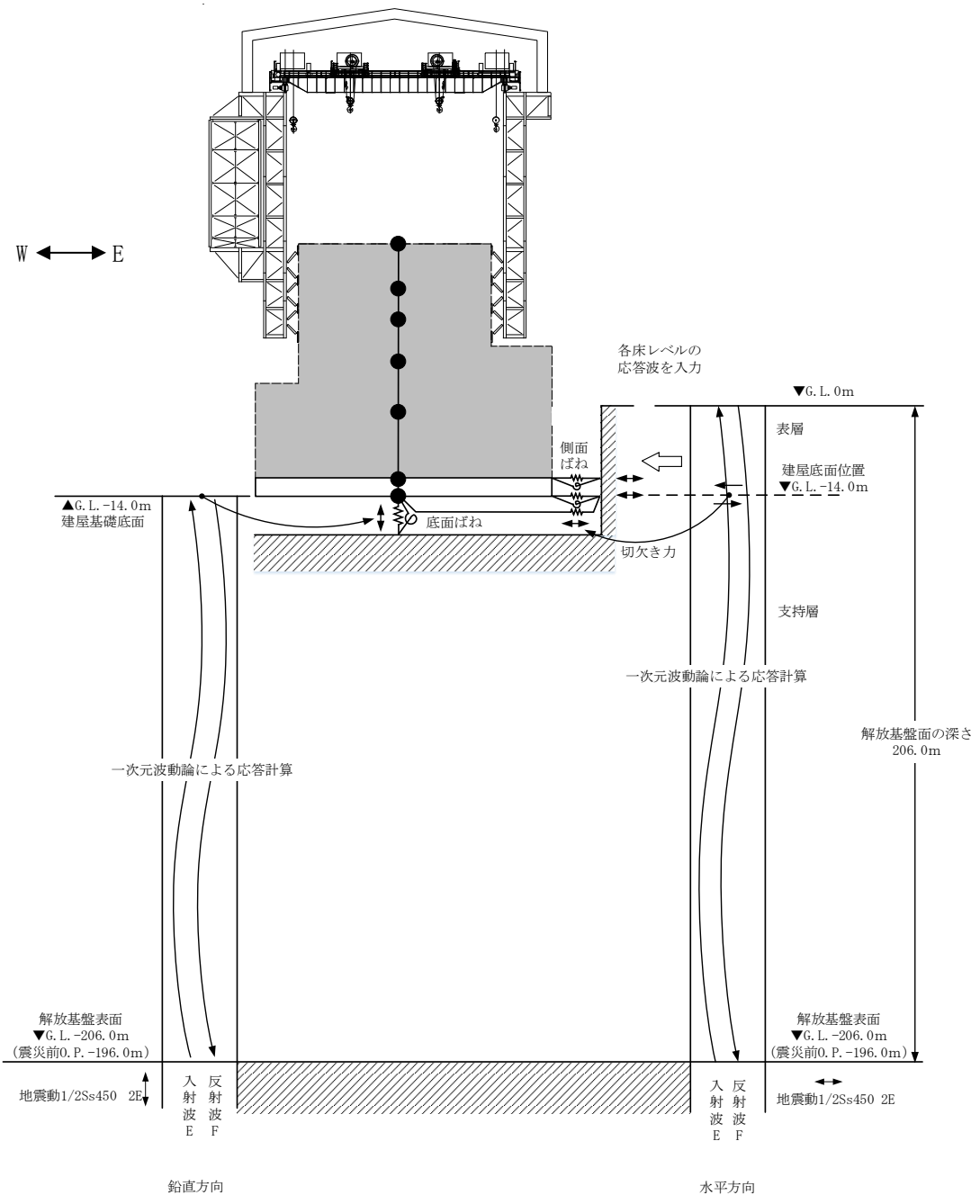
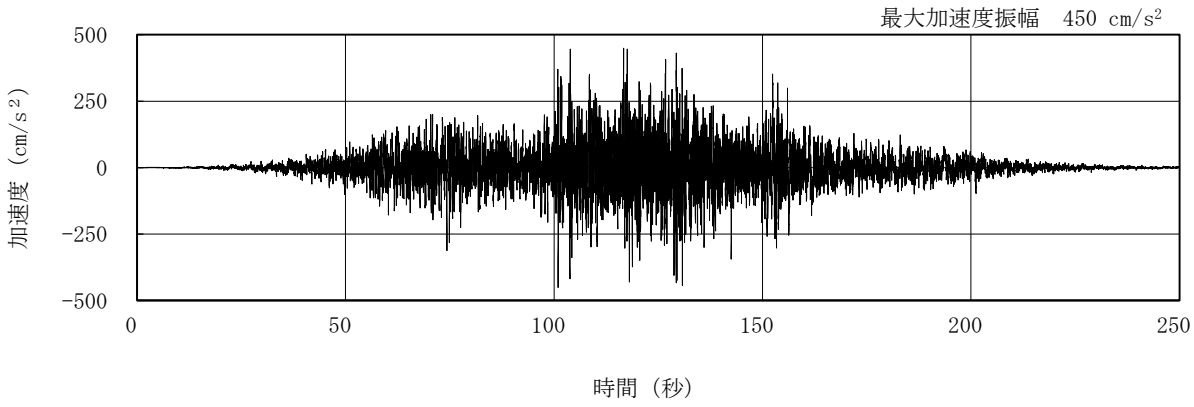
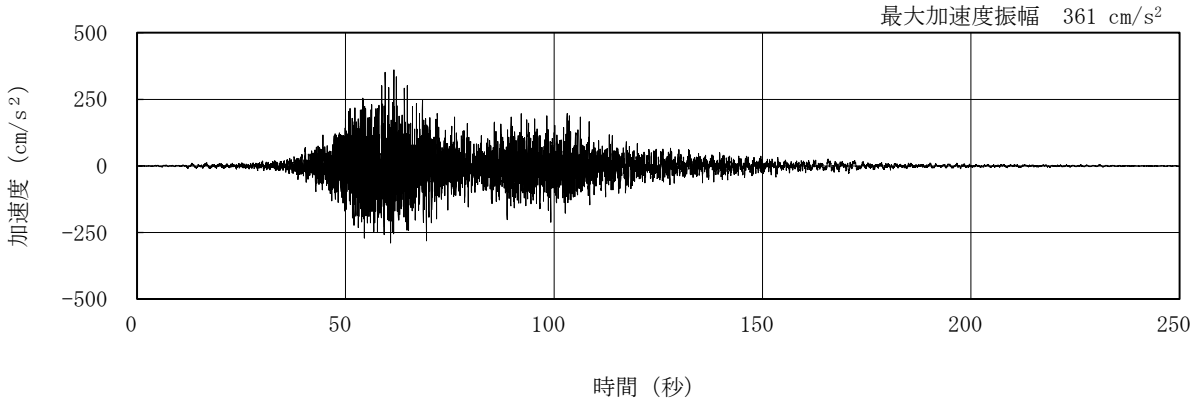


図 5.3.1-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

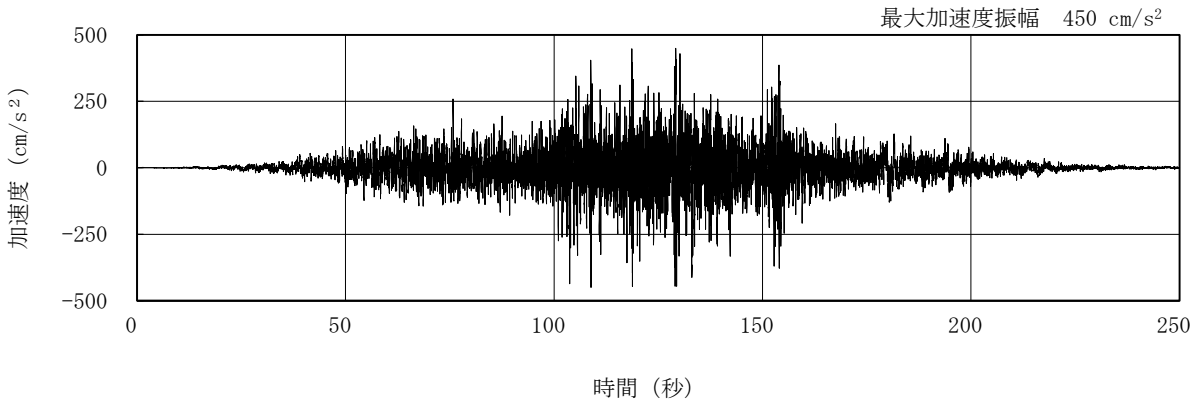


（1/2Ss450-1 NS 方向）

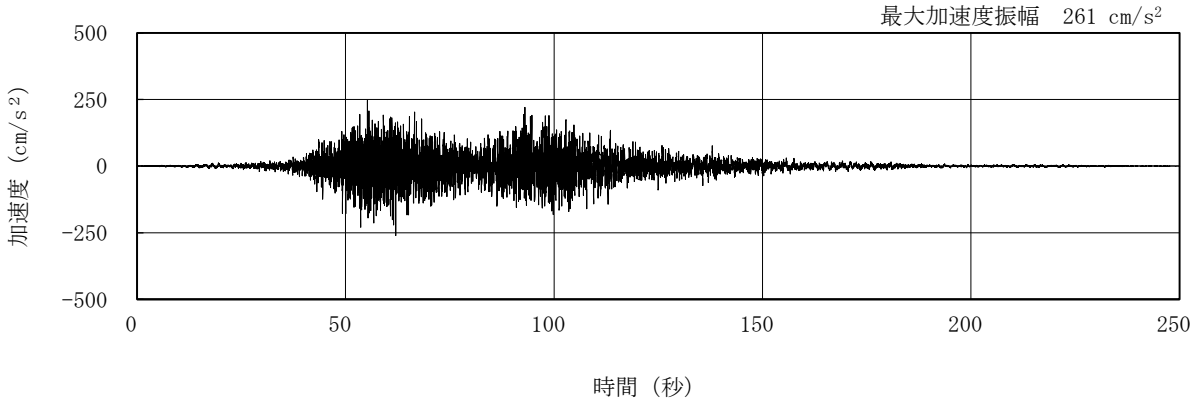


（1/2Ss450-2 NS 方向）

図 5.3.1-2　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（NS 方向）

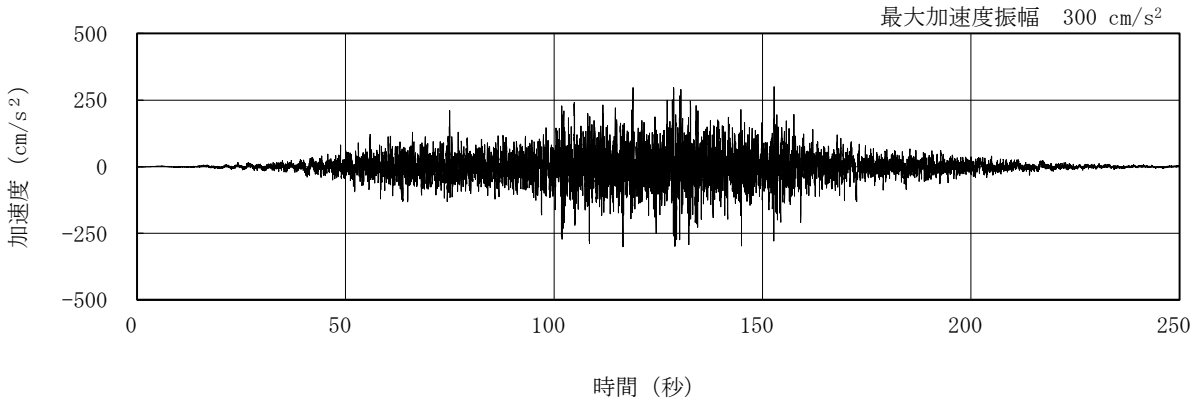


（1/2Ss450-1 EW 方向）

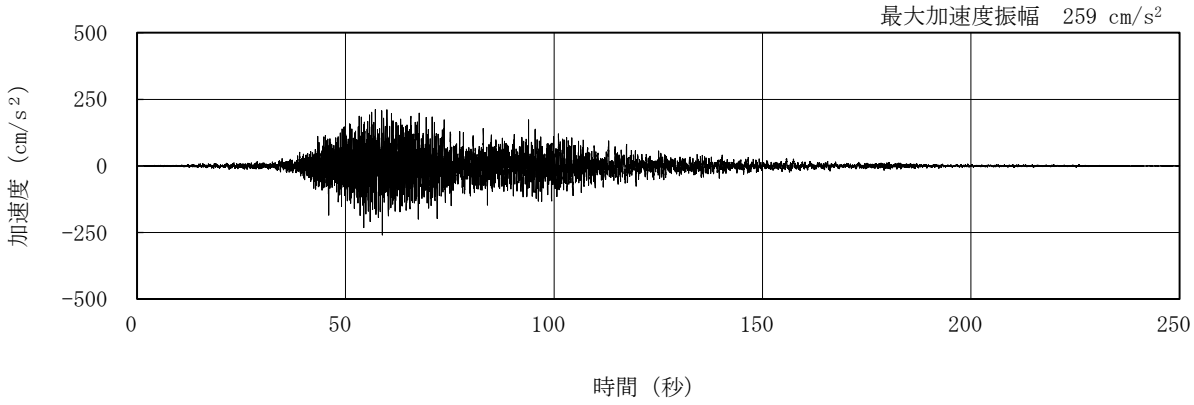


（1/2Ss450-2 EW 方向）

図 5.3.1-3　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（EW 方向）



（1/2Ss450-1 UD 方向）



（1/2Ss450-2 UD 方向）

図 5.3.1-4　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（鉛直方向）

(2)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは，曲げ，せん断剛性及び軸剛性を考慮した原子炉建屋の質点系モデルの質点に，立体架構でモデル化した大型カバーを接続し，地盤との相互作用を考慮した建屋－地盤連成系モデルとする。なお，原子炉建屋の質点は炉心位置にモデル化する。解析モデルを図5.3.1-5に示す。

地震応答解析に用いる鉄骨の物性値を表5.3.1-1に示す。大型カバーの部材接合部の節点は機器荷重・仕上げ材等を考慮した重量とし，原子炉建屋の諸元は表5.3.1-2～表5.3.1-3に示す諸元とする。大型カバーの柱・梁・鋼板は弾性部材とし，大型カバーのブレースは「鉄骨X型ブレース架構の復元力特性に関する研究」（日本建築学会構造工学論文集37B号1991年3月）に示されている修正若林モデルによる。また，原子炉建屋の質点系モデルは，軸方向は弾性とし，曲げとせん断に「JEAG4601-1991」に示されている非線形特性を考慮する。

大型カバーの地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果 中間報告書」（東京電力株式会社，平成20年3月31日）と同様とし，その結果を表5.3.1-4に示す。

原子炉建屋の地盤ばねは，「JEAG4601-1991」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤をNovakの方法により建屋側面ばねとして評価する。NS方向，EW方向，UD方向の3方向全ての地盤ばねが取り付いた解析モデルを用いる。

表5.3.1-1　地震応答解析に用いる物性値

材料	ヤング係数 $E(N/mm^2)$	ポアソン比 ν	単位体積重量 $\gamma(kN/m^3)$	減衰定数 h(%)	備考
鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0	2	SS400，SN400B，SM490A，SN490B，STKN490B，TMCP325B，S45C

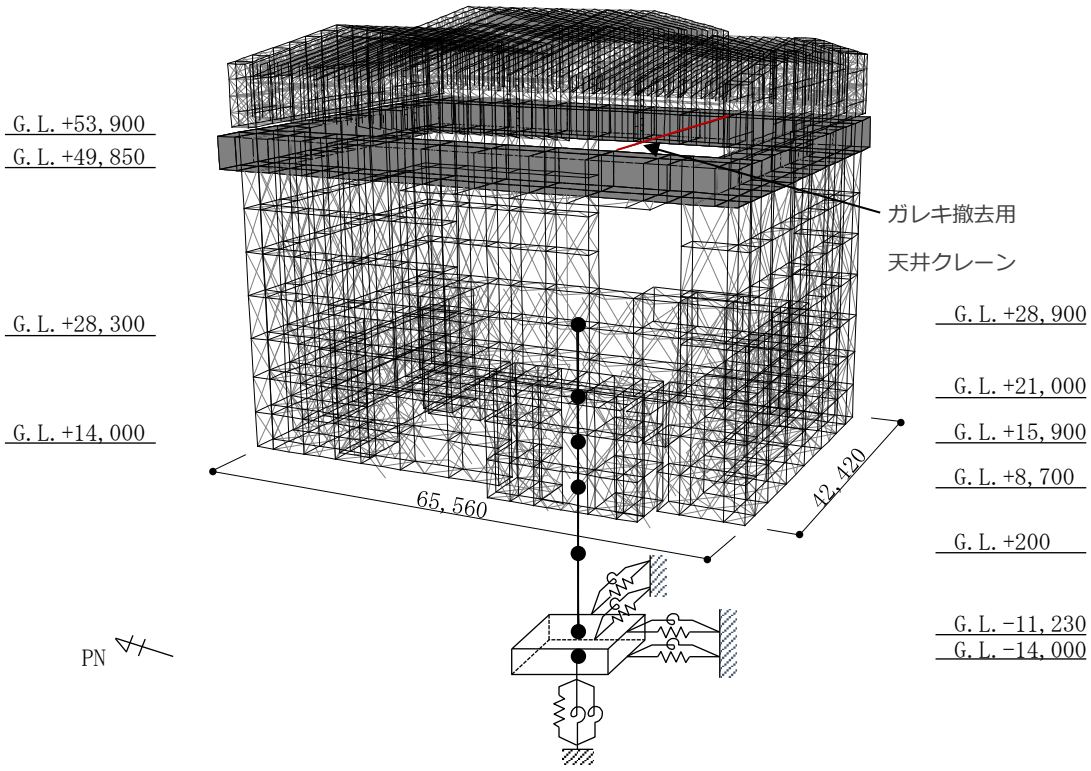

G. L. +53, 900
G. L. +49, 850
G. L. +28, 300
G. L. +14, 000
ガレキ撤去用
天井クレーン
G. L. +28, 900
G. L. +21, 000
G. L. +15, 900
G. L. +8, 700
G. L. +200
G. L. -11, 230
G. L. -14, 000
65, 560
42, 420
PN

図 5.3.1-5　解析モデル

表 5.3.1-2(1)　ガレキ撤去時の原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	58690	84.43		
			135.0	16012
+21.00	72170	103.90		
			160.8	21727
+15.90	77220	111.11		
			132.8	24274
+8.70	87200	125.53		
			155.6	36481
+0.20	162800	234.31		
			294.0	52858
-11.23	185210	266.64		
			1914.3	275530
-14.00	62400	89.83		
合計	705690			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

(b)水平（EW）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	58690	48.33		
			102.7	9702
+21.00	72170	59.41		
			163.9	13576
+15.90	77220	63.55		
			131.6	14559
+8.70	87200	125.53		
			197.8	36427
+0.20	162800	234.31		
			294.0	52858
-11.23	185210	327.39		
			1914.3	338428
-14.00	62400	110.32		
合計	705690			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量

表 5.3.1-2(2)　ガレキ撤去時の原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(c)鉛直方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	軸断面積 A_N (m^2)	軸ばね剛性 K_A ($\times 10^8$ kN/m)
+28.90	58690		
		151.1	4.92
+21.00	72170		
		205.0	10.33
+15.90	77220		
		221.7	7.91
+8.70	87200		
		301.0	9.10
+0.20	162800		
		495.7	11.15
-11.23	185210		
		1914.3	177.61
-14.00	62400		
合計	705690		

ヤング係数 Ec	2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数 G	1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比 ν	0.20
減衰 h	5%

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量

表 5.3.1-3(1)　燃料取り出し時の原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	106080	152.60		
			135.0	16012
+21.00	72170	103.90		
			160.8	21727
+15.90	77220	111.11		
			132.8	24274
+8.70	87730	126.29		
			155.6	36481
+0.20	163140	234.80		
			294.0	52858
-11.23	185210	266.64		
			1914.3	275530
-14.00	62400	89.83		
合計	753950			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

(b)水平（EW）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	106080	87.35		
			102.7	9702
+21.00	72170	59.41		
			163.9	13576
+15.90	77220	63.55		
			131.6	14559
+8.70	87730	126.29		
			197.8	36427
+0.20	163140	234.80		
			294.0	52858
-11.23	185210	327.39		
			1914.3	338428
-14.00	62400	110.32		
合計	753950			

ヤング係数 Ec　2.57×10^7(kN/m^2)
せん断弾性係数 G　1.07×10^7(kN/m^2)
ポアソン比 ν　0.20
減衰 h　5%

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量にガレキ撤去等による重量増減を考慮した数値

表 5.3.1-3(2)　燃料取り出し時の原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(c)鉛直方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	軸断面積 A_N (m^2)	軸ばね剛性 K_A ($\times 10^8$ kN/m)
+28.90	106080		
		151.1	4.92
+21.00	72170		
		205.0	10.33
+15.90	77220		
		221.7	7.91
+8.70	87730		
		301.0	9.10
+0.20	163140		
		495.7	11.15
-11.23	185210		
		1914.3	177.61
-14.00	62400		
合計	753950		

ヤング係数 Ec	2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数 G	1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比 ν	0.20
減衰 h	5%

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量にガレキ撤去等による重量増減を考慮した数値

表 5.3.1-4　地盤定数の設定結果

(a) 1/2Ss450-1

G.L. (m)	地質	せん断 波速度 Vs (m/s)	単位体 積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.73	3.41	0.80	7.99	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.49	4.36	0.80	10.16	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.50	5.63	0.80	13.01	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.22	6.53	0.80	15.05	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(b) 1/2Ss450-2

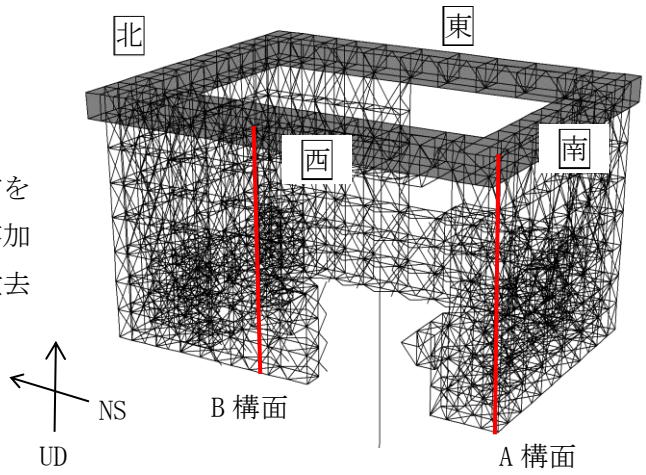
G.L. (m)	地質	せん断 波速度 Vs (m/s)	単位体 積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン 比 ν	せん断 弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断 弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性 低下率 G/G_0	ヤング 係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰 定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.33	2.62	0.89	6.86	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	3.03	3.41	0.89	8.87	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.88	4.36	0.89	11.29	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	5.01	5.63	0.89	14.49	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.81	6.53	0.89	16.76	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

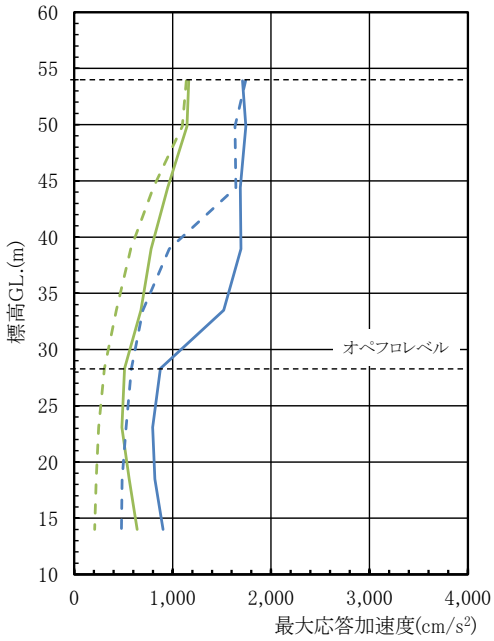
5.3.2　大型カバーの耐震性に対する検討

(1)　地震応答解析結果

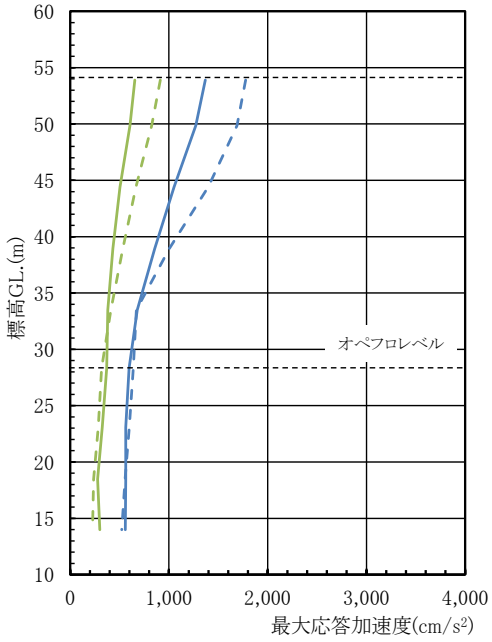
1)　ガレキ撤去時

ガレキ撤去時の一般部の最大応答加速度分布を図 5.3.2-1 に，燃料取扱設備支持部の最大応答加速度分布を図 5.3.2-2 に示す。なお，ガレキ撤去用天井クレーン位置は case1 とする。

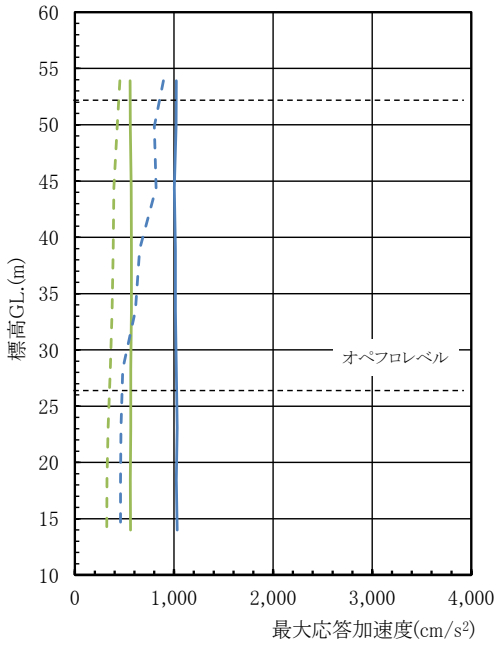




(a) 水平(NS)成分　(A，B構面)



(b) 水平(EW)成分　(A，B構面)



(c) 鉛直(UD)成分　(A，B構面)

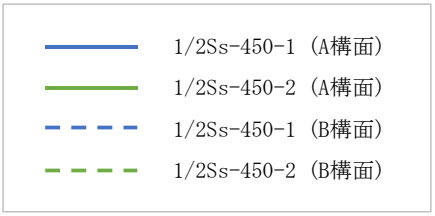


図 5.3.2-1(1)　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(一般部)

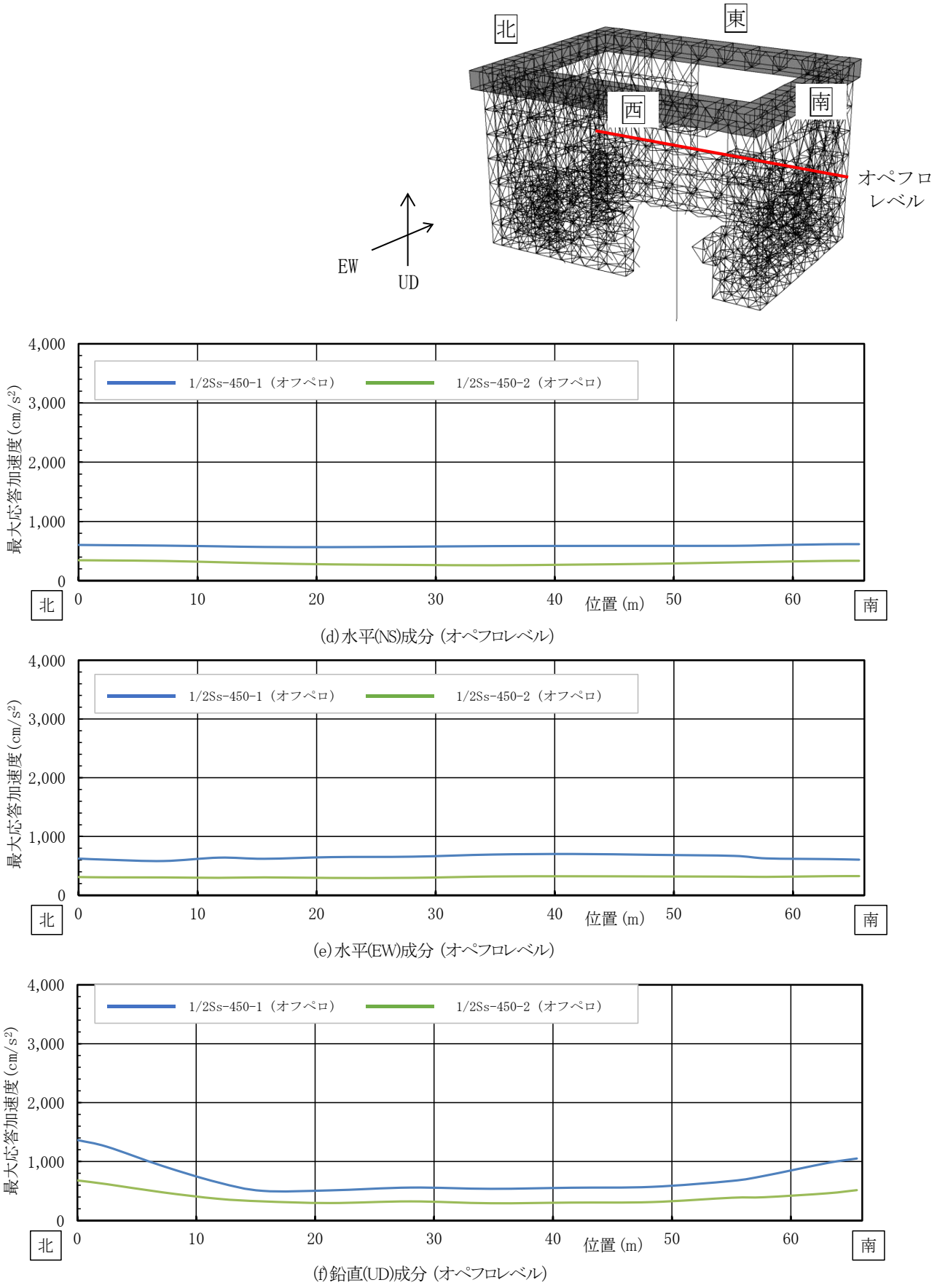
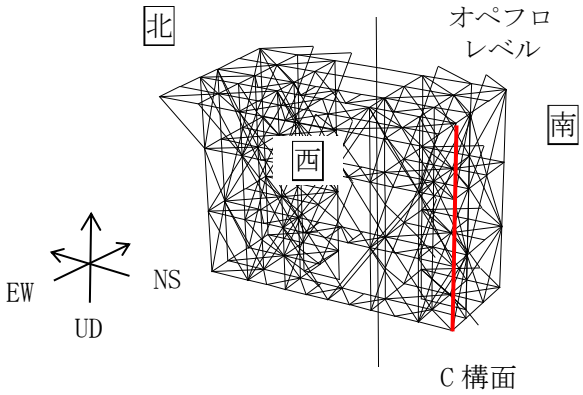
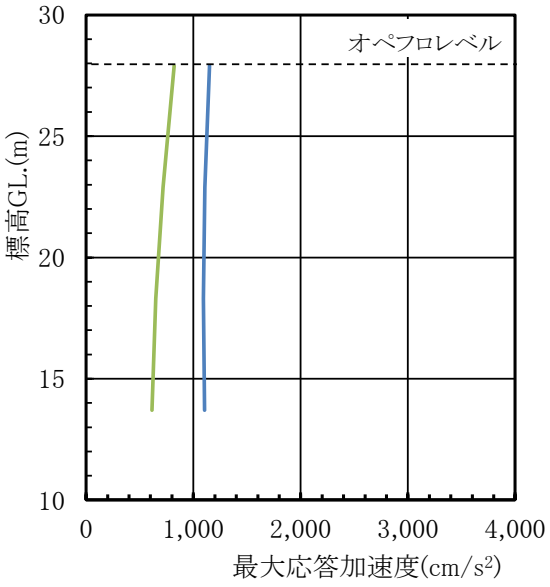
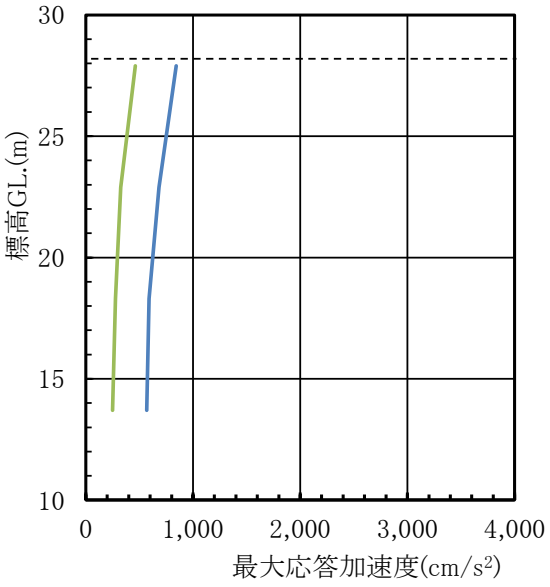


図 5.3.2-1(2)　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(一般部)

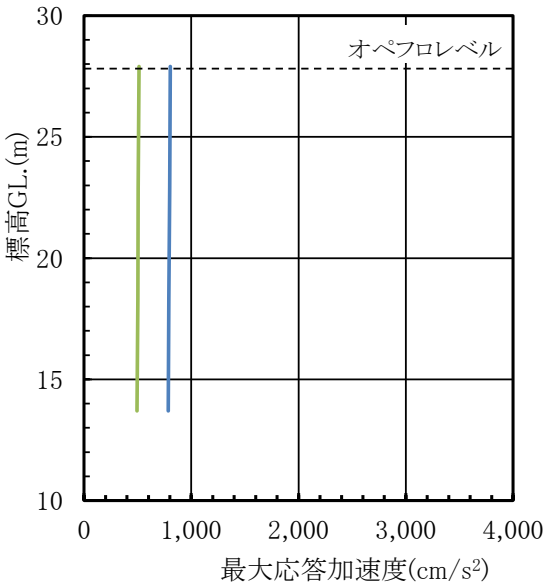




(a)水平(NS)成分 (C構面)



(b)水平(EW)成分 (C構面)



(c)鉛直(UD)成分 (C構面)

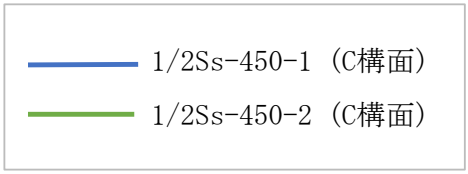
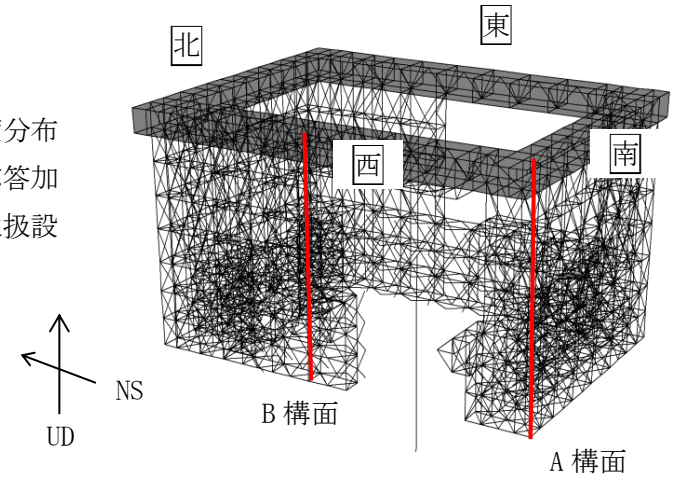
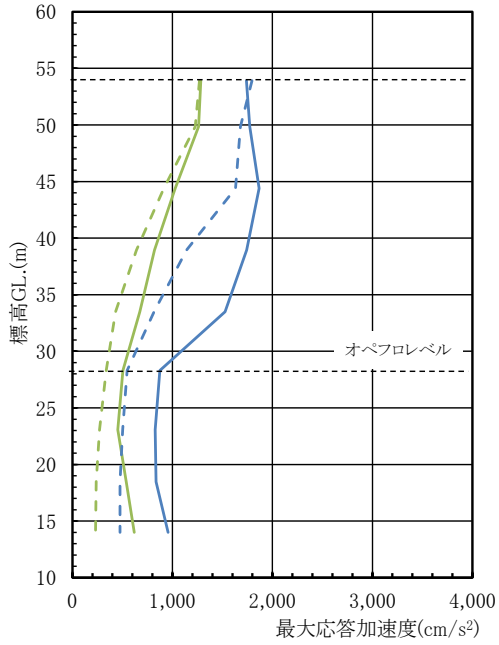


図 5.3.2-2　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(燃料取扱設備支持部)

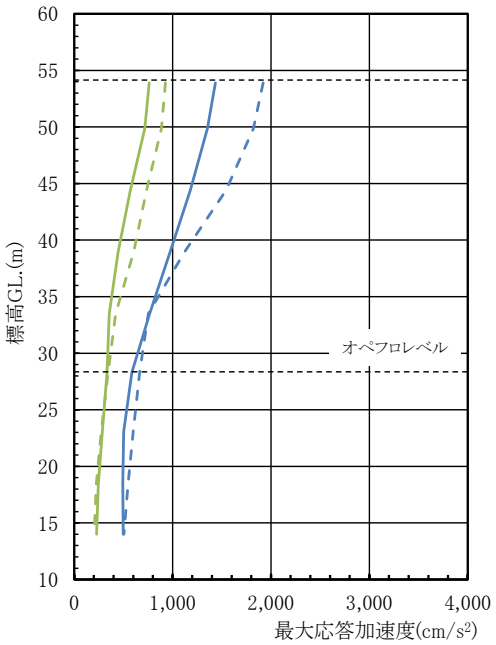
2)燃料取り出し時

燃料取り出し時の一般部の最大応答加速度分布を図 5.3.2-3 に，燃料取扱設備支持部最大応答加速度分布を図 5.3.2-4 に示す。なお，燃料取扱設備位置は case4 とする。

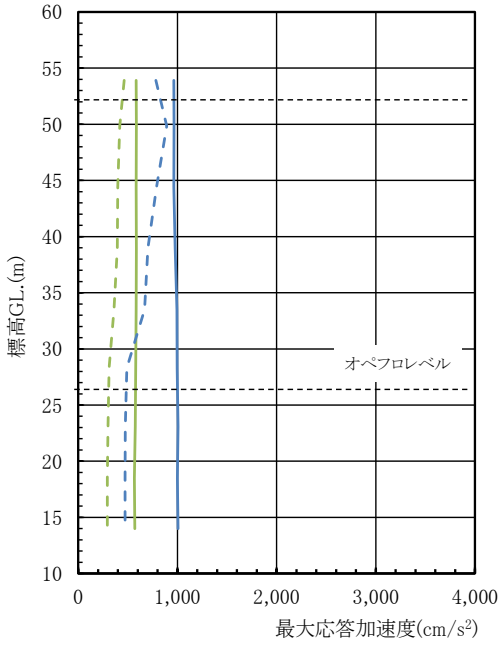




(a) 水平(NS)成分 （A，B構面）



(b) 水平(EW)成分 （A，B構面）



(c) 鉛直(UD)成分 （A，B構面）

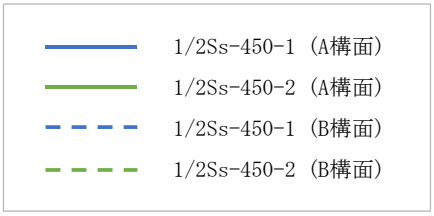
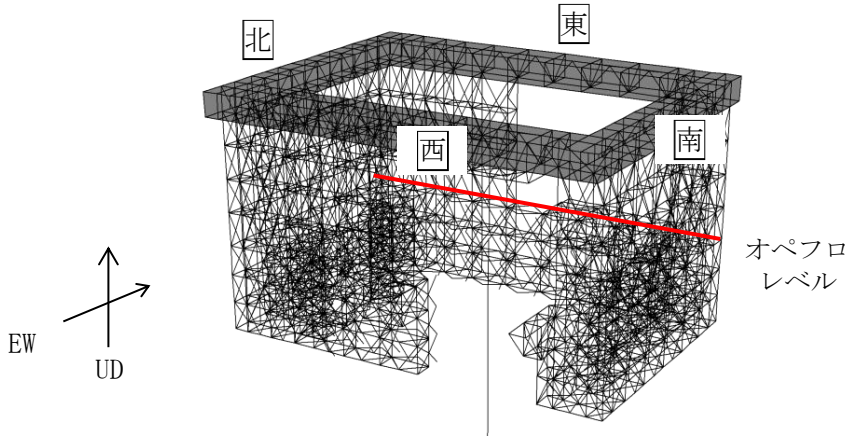
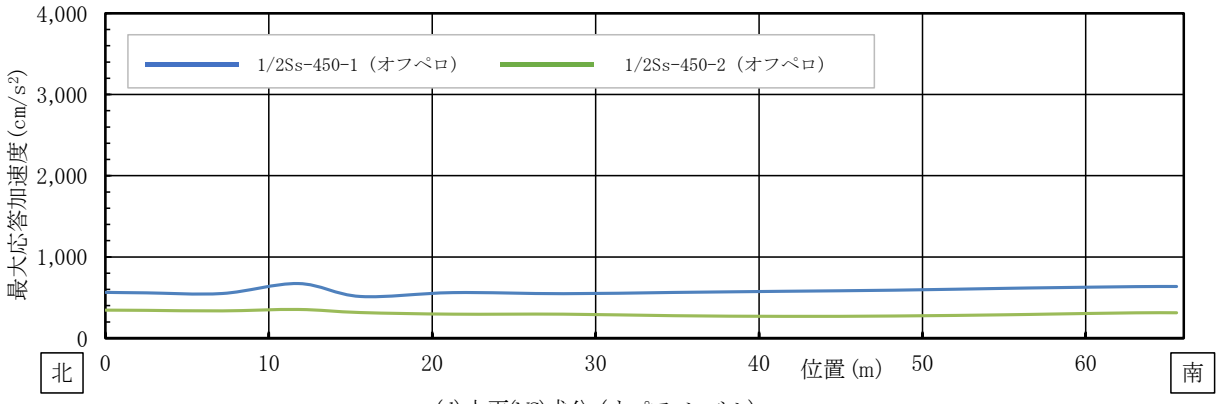
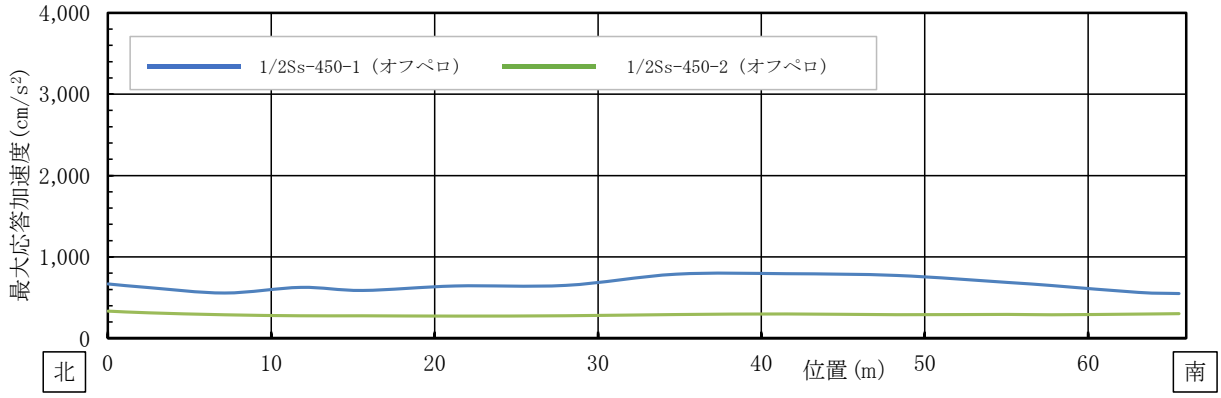


図 5.3.2-3(1)　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(一般部)

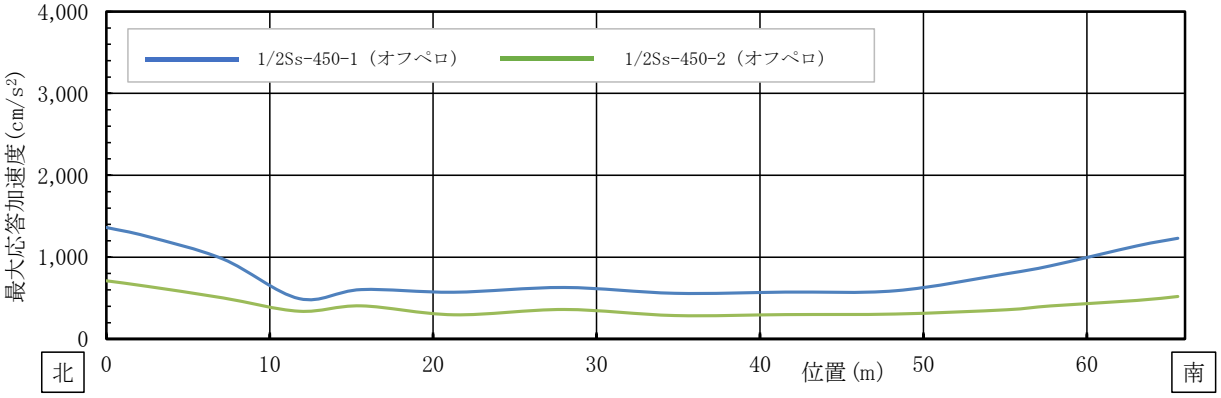




(d)水平(NS)成分（オペフロレベル）

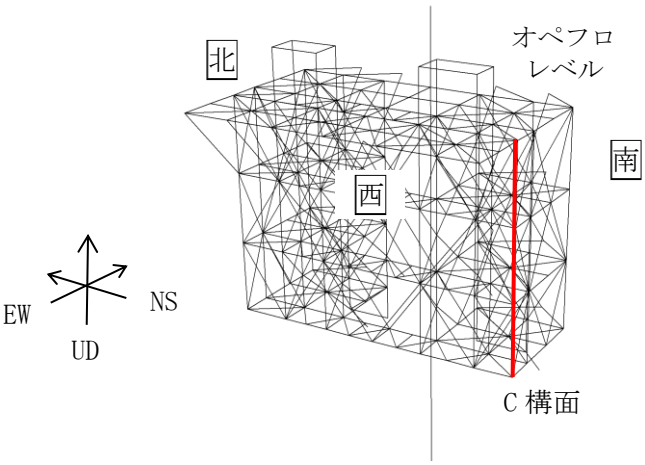


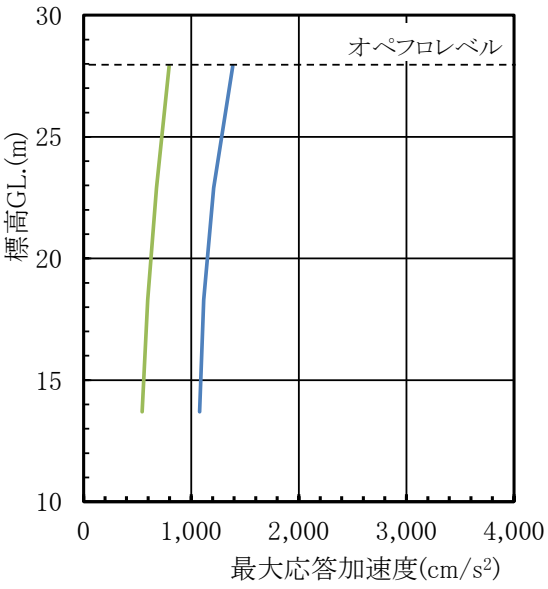
(e)水平(EW)成分（オペフロレベル）



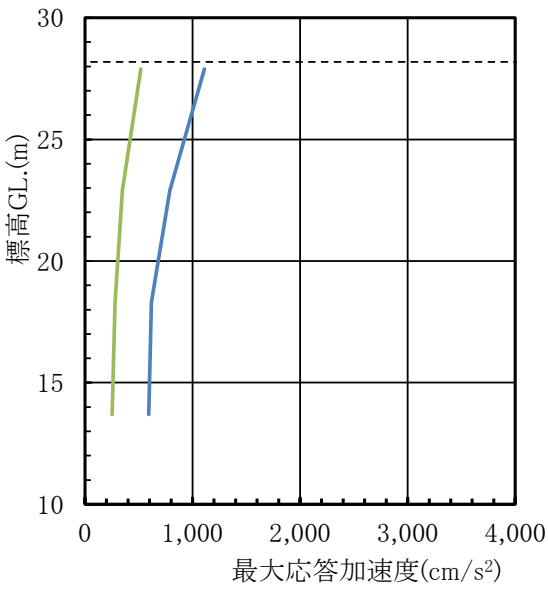
(f)鉛直(UD)成分（オペフロレベル）

図 5.3.2-3(2)　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(一般部)

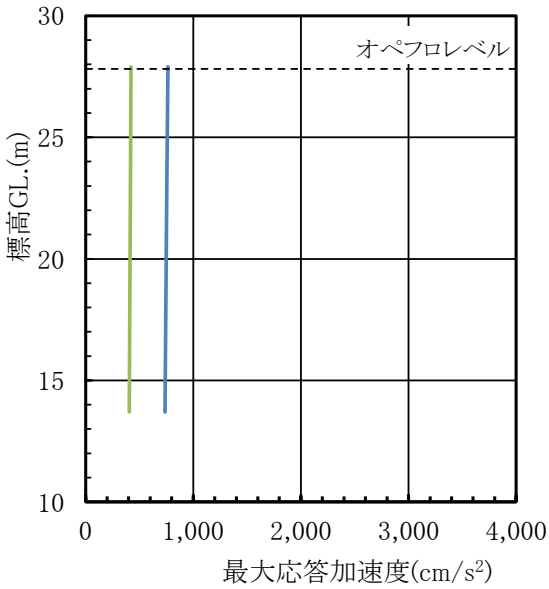




(a)水平(NS)成分 (C構面)



(b)水平(EW)成分 (C構面)



(c)鉛直(UD)成分 (C構面)

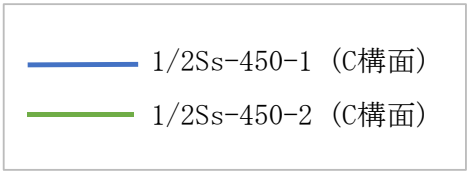


図 5.3.2-4　NS・EW・UD 方向　最大応答加速度分布(燃料取扱設備支持部)

(2)　機能維持の検討

地震応答解析結果が，JSCA 性能設計説明書 2017 年版（社団法人日本建築構造技術者協会，2018 年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は 1/75 以下，層の塑性率は 4 以下，部材の塑性率は 5 以下」*を満足することを確認する。なお，大型カバーは立体架構による検討のため，JSCA 性能メニューのうち層の塑性率の評価を省略する。

また，主要架構（柱，梁）の解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成 19 年 7 月 20 日）に示されるクライテリア（層間変形角は 1/100 以下，層の塑性率は 2 以下，部材の塑性率は 4 以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

＊：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，2006 年 6 月

1)　層間変形角の検討

a)　ガレキ撤去時

最大応答層間変形角を表 5.3.2-1 に示す。

検討の結果，最大応答層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 5.3.2-1　一般部の最大応答層間変形角の検討結果

検討箇所	地震波 (位置)*1	方向	応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
南北側 G.L.+53.9(m) ～G.L.+28.3(m) h =25.6(m)	1/2Ss450-1 (case1)	NS	1/167	1/75	O.K.
東西側 G.L.+53.9(m) ～G.L.+28.3(m) h =25.6(m)	1/2Ss450-1 (case1)	EW	1/176	1/75	O.K.

*1：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

b) 燃料取り出し時

最大応答層間変形角を表 5.3.2-2 に示す。

検討の結果，最大応答層間変形角は 1/75 以下となりクライテリアを満足することを確認した。

表 5.3.2-2 一般部の最大応答層間変形角の検討結果

検討箇所	地震波 (位置)*1	方向	応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
南北側 G.L.+53.9(m) ～G.L.+28.3(m) h=25.6(m)	1/2Ss450-1 (case4)	NS	1/160	1/75	O.K.
東西側 G.L.+53.9(m) ～G.L.+28.3(m) h=25.6(m)	1/2Ss450-1 (case4)	EW	1/163	1/75	O.K.

*1：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

2) 断面検討

部材の応答結果が塑性化する箇所があるため，断面検討結果は応力度比または塑性率で示す。

部材の応力度比は，軸力と各許容応力度との比で表される。部材の塑性率は，引張及び圧縮に対して最大軸力時のひずみを引張耐力又は座屈耐力時のひずみで除した値で表される。表 5.3.2-3 及び 5.3.2-4 に断面検討結果を示す。なお，各許容応力度，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

a) ガレキ撤去時

表 5.3.2-3 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討の結果，全ての部材の応力度比が 1 以下または，塑性率が 5 以下になることを確認した。

表 5.3.2-3(1)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，応力度比）上部架構

部位*1		部材形状（mm）<使用材料*2>	地震波（位置）*3	入力方向	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
①	柱	H-428×407×20×35	1/2Ss450-1 (case1)	-NS-EW-UD	σ_c	286.2	f_c	344.0	0.84	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	1/2Ss450-1 (case1)	-NS-EW+UD	σ_c	175.1	f_c	322.9	0.55	O.K.
③	ブレース	φ-355.6×7.9	1/2Ss450-1 (case1)	-NS+EW+UD	σ_c	251.3	f_c	337.2	0.75	O.K.
④	鋼板	PL-16 <SN400B>	1/2Ss450-1 (case1)	+NS+EW+UD	σ_x	45.9	f_t	258.0	0.63	O.K.
					σ_y	15.0				
					τ_{xy}	90.7				

表 5.3.2-3(2)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，塑性率）上部架構

部位*1		部材形状（mm）<使用材料*2>	地震波（位置）*3	入力方向	塑性率	判定
⑤	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	2.15	O.K.

表 5.3.2-3(3)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，応力度比）下部架構

部位*1		部材形状（mm）<使用材料*2>	地震波（位置）*3	入力方向	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)		応力度比	判定
⑥	柱	H-400×400×13×21	1/2Ss450-1 (case1)	-NS+EW-UD	σ_c	273.6	f_c	320.4	0.86	O.K.
⑦	梁	H-588×300×12×20	1/2Ss450-1 (case1)	+NS+EW+UD	σ_t	235.8	f_t	357.5	0.66	O.K.

表 5.3.2-3(4)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，塑性率）下部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	塑性率	判定
⑧	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	1/2Ss450-1 (case1)	+NS+EW-UD	2.42	O.K.
⑨	接続部水平ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	2.82	O.K.
⑩	接続部鉛直ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case1)	+NS+EW+UD	1.96	O.K.

表 5.3.2-3(5)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時，応力度比）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑪	柱	H-400×400×13×21	1/2Ss450-1 (case1)	-NS-EW+UD	σ_c	37.9	f_c	326.1	0.12	O.K.
⑫	梁	H-350×350×12×19	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	σ_t	77.5	f_t	357.5	0.22	O.K.
⑬	水平 ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	σ_t	167.1	f_t	357.5	0.47	O.K.
⑭	鉛直 ブレース	φ-355.6×7.9	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	σ_c	144.2	f_c	349.6	0.42	O.K.

*1：①～⑭の符号は図 5.3.2-5 の応力検討箇所を示す

*2：特記なき限り，各部材の使用材料は，鋼管：STKN490B，その他は SN490B

*3：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

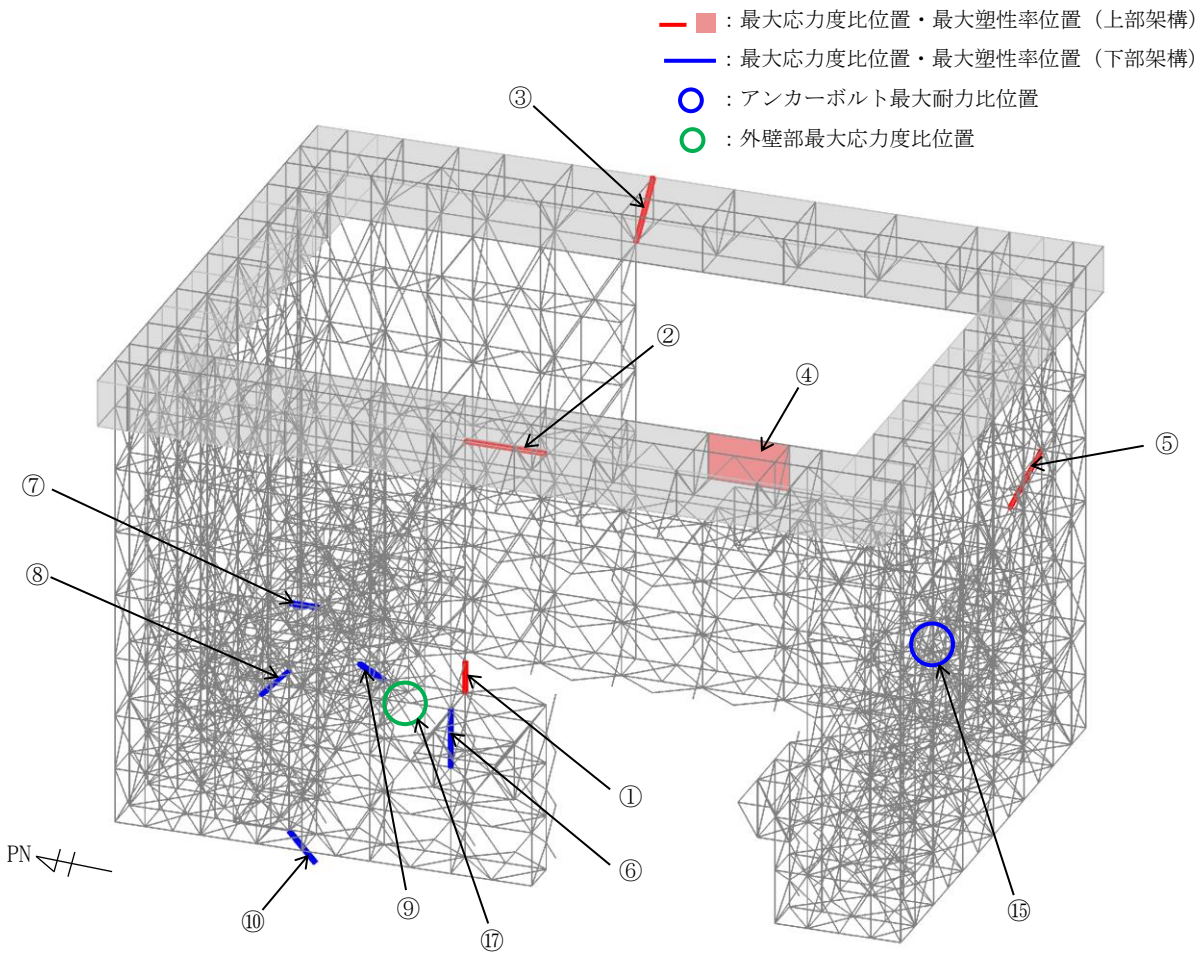


図 5.3.2-5(1)　最大応力度比位置図(一般部，1/2Ss450 地震時)

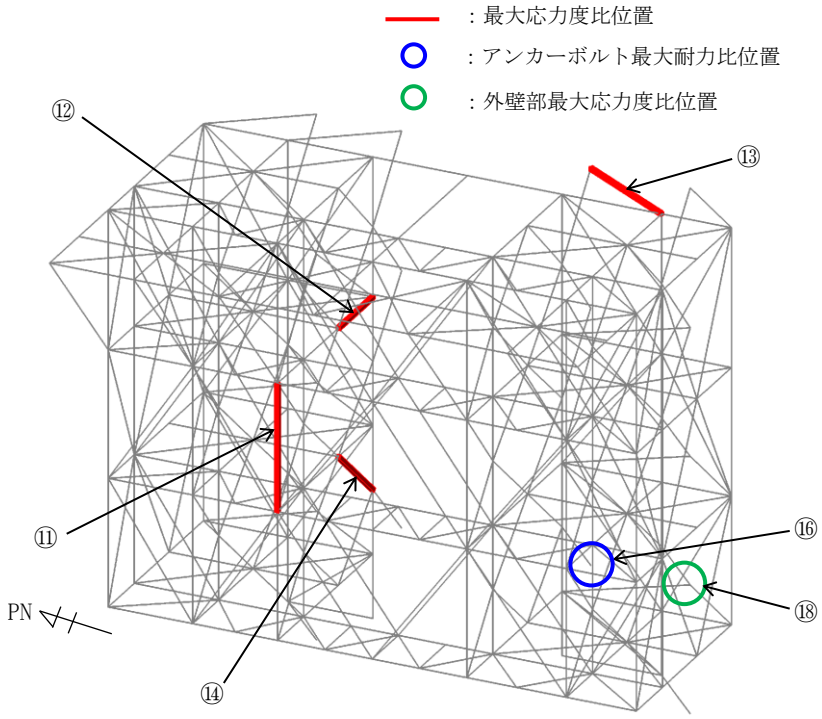


図 5.3.2-5(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時)

b) 燃料取り出し時

表 5.3.2-4 に応力度比が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討の結果，全ての部材の応力度比が 1 以下又は，塑性率が 5 以下になることを確認した。

表 5.3.2-4(1)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，応力度比）上部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
①	柱	H-428×407×20×35	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	σ_c	281.2	f_c	344.0	0.82	O.K.
②	梁	B[-300×220×16×25	1/2Ss450-1 (case4)	-NS+EW-UD	σ_c	142.2	f_c	322.9	0.45	O.K.
③	ブレース	φ-355.6×7.9	1/2Ss450-1 (case4)	+NS+EW+UD	σ_c	271.3	f_c	337.2	0.81	O.K.
④	鋼板	PL-16 〈SN400B〉	1/2Ss450-1 (case4)	+NS+EW-UD	σ_x	88.4	f_t	258.0	0.58	O.K.
					σ_y	56.9				
					τ_{xy}	72.4				

表 5.3.2-4(2)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，塑性率）上部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	塑性率	判定
⑤	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	1/2Ss450-1 (case4)	+NS-EW-UD	2.23	O.K.

表 5.3.2-4(3)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，応力度比）下部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		応力 度比	判定
⑥	柱	H-400×400×13×21	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW-UD	σ_c	309.6	f_c	345.1	0.90	O.K.
⑦	梁	H-588×300×12×20	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	σ_t	238.9	f_t	357.5	0.67	O.K.

表 5.3.2-4(4)　断面検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時，塑性率）下部架構

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	塑性率	判定
⑧	鉛直ブレース	φ-267.4×6.6	1/2Ss450-1 (case4)	+NS+EW+UD	2.86	O.K.
⑨	接続部水平ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case4)	+NS-EW-UD	3.20	O.K.
⑩	接続部鉛直ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW-UD	2.20	O.K.

表 5.3.2-4(5)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時，応力度比）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料*2〉	地震波 (位置)*3	入力 方向	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
⑪	柱	H-400×400×13×21	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	σ_c	70.4	f_c	326.1	0.22	O.K.
⑫	梁	H-350×350×12×19	1/2Ss450-1 (case4)	+NS-EW+UD	σ_t	116.3	f_t	357.5	0.33	O.K.
⑬	水平 ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	1/2Ss450-1 (case4)	+NS-EW-UD	σ_t	199.0	f_t	357.5	0.56	O.K.
⑭	鉛直 ブレース	φ-355.6×7.9	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	σ_c	222.0	f_c	349.6	0.64	O.K.

*1：①～⑭の符号は図 5.3.2-6 の応力検討箇所を示す

*2：特記なき限り，各部材の使用材料は，鋼管：STKN490B，その他は SN490B

*3：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

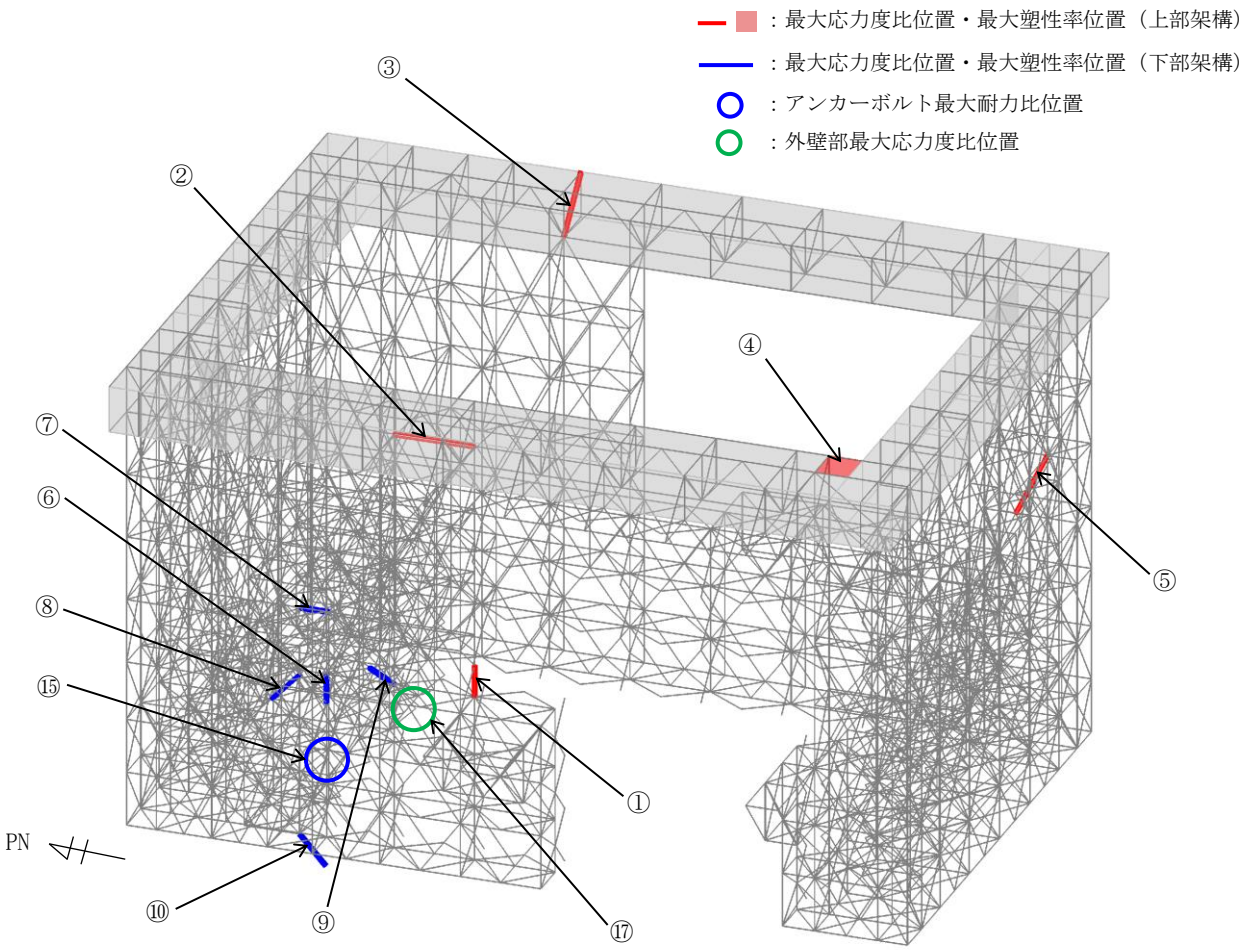


図 5.3.2-6(1)　最大応力度比位置図(一般部，1/2Ss450 地震時)

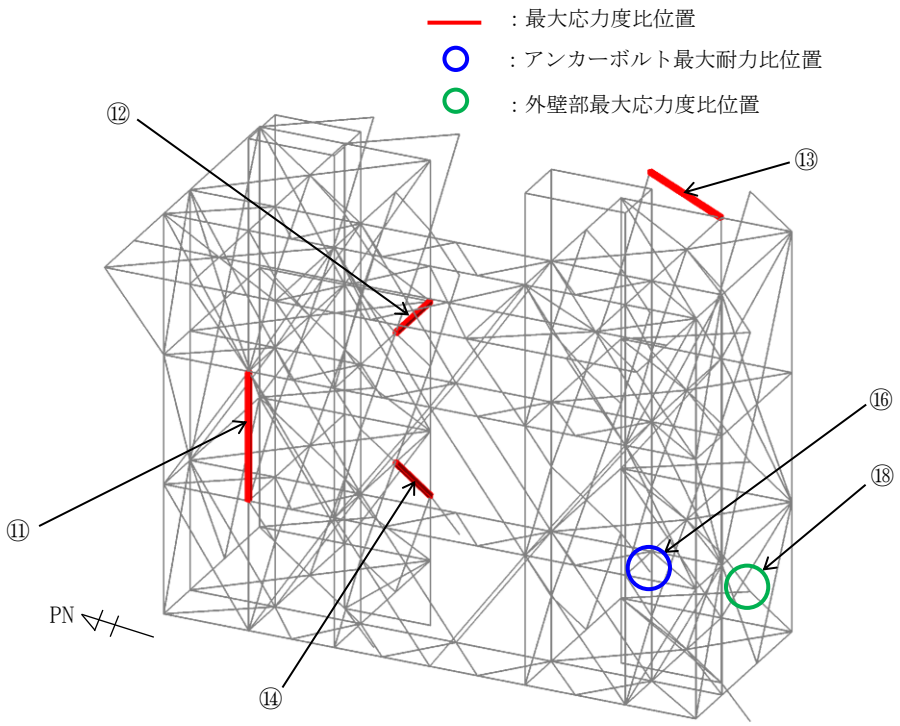


図 5.3.2-6(2)　最大応力度比位置図(燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時)

5.3.3　屋根の耐震性に対する検討

(1)　断面検討

部材の塑性率は，引張及び圧縮に対して最大軸力時のひずみを引張耐力または座屈耐力時のひずみで除した値で表される。表 5.3.3-1 及び表 5.3.3-2 に断面検討結果を示す。なお，各許容応力度，引張耐力及び座屈耐力算定時の材料強度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。

1)　ガレキ撤去時

表 5.3.3-1 に塑性率が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討の結果，全ての部材の塑性率が 5 以下になることを確認した。

表 5.3.3-1　断面検討結果（屋根部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料〉	地震波 （位置）*2	塑性率	判定
①	弦材	P-190.7φ×5.3t 〈STK490〉	1/2Ss450-1 (case1)	0.62	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t 〈STK400〉	1/2Ss450-1 (case1)	4.22	O.K.
③	ブレース	1-M16 〈SNR400B〉	1/2Ss450-1 (case1)	2.61	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.3.3-1 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

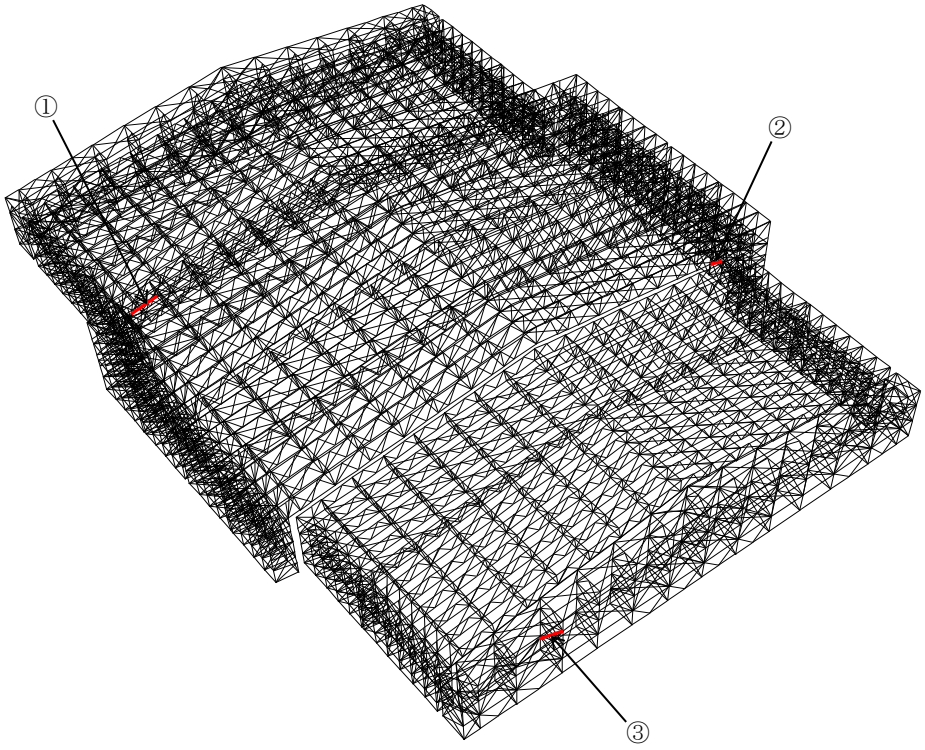


図 5.3.3-1　最大塑性率位置図

2)　燃料取り出し時

表 5.3.3-2 に塑性率が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討の結果，全ての部材の塑性率が 5 以下になることを確認した。

表 5.3.3-2　断面検討結果（屋根部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		部材形状（mm） 〈使用材料〉	地震波 （位置）*2	塑性率	判定
①	弦材	P-190.7φ×5.3t 〈STK490〉	1/2Ss450-1 (case4)	0.60	O.K.
②	斜材	P-89.1φ×3.2t 〈STK400〉	1/2Ss450-1 (case4)	4.47	O.K.
③	ブレース	1-M16 〈SNR400B〉	1/2Ss450-1 (case4)	2.59	O.K.

*1：①～③の符号は図 5.3.3-2 の応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

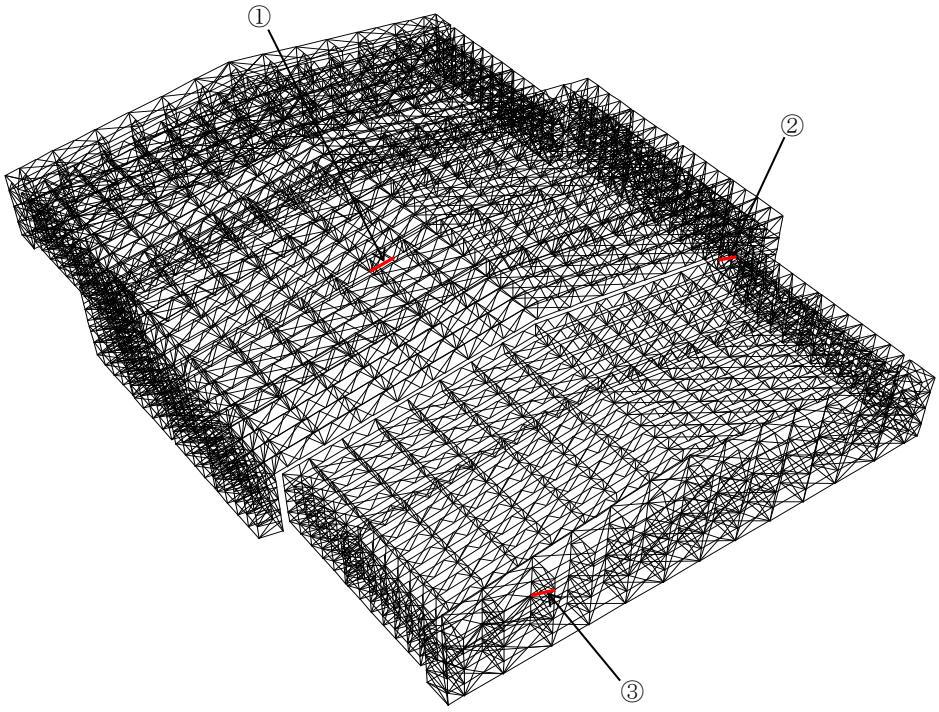


図 5.3.3-2　最大塑性率位置図

5.3.4　建屋取り合い部の耐震性に対する検討

(1)　アンカーボルトの検討（引抜き，せん断）

大型カバーはアンカーボルトにより原子炉建屋外壁に取り付く。アンカーボルトの仕様は，M33（SNR490B）の接着系アンカーボルトとし，終局耐力は「あと施工アンカー施工指針（案）（一般社団法人日本建築あと施工アンカー協会)」に従い，原子炉建屋の設計基準強度を用いて下式によって求める。表 5.3.4-1 にアンカーボルトの終局耐力を示す。

$$pu = \min(pu_1,\ pu_2,\ pu_3)$$

$$qu = \min(qu_1,\ qu_2)$$

pu　：接着系アンカーボルトの終局引張力（kN/本）

pu_1　：アンカーボルトの降伏により決まる終局引張力（kN/本）

pu_2　：躯体のコーン状破壊により決まる終局引張力（kN/本）

pu_3　：付着力により決まる終局引張力（kN/本）

qu　：接着系アンカーボルトの終局せん断力（kN/本）

qu_1　：アンカーボルトのせん断強度により決まる終局せん断力（kN/本）

qu_2　：躯体の支圧強度により決まる終局せん断力（kN/本）

表 5.3.4-1 接着系アンカーボルトの終局耐力

部位		一般部	燃料取扱設備 支持部
			GL+13.7
タイプ		標準	標準
鋼材種類		M33	M33
		SNR490B	SNR490B
埋め込み長さ　(mm)		345	345
アンカーボルト間隔　(mm)		400	400
終局	許容引張力(pu)　(kN/本)	234	318
	許容せん断力(qu)　(kN/本)	193	193

アンカーボルトの検討は，建屋取り合い部に生じる最大支点反力に対し，下式にて検討を行う。

$$\frac{P}{P_u} \leqq 1$$

$$\frac{Q}{Q_u} \leqq 1$$

$$\left(\frac{P}{P_u}\right)^2+\left(\frac{Q}{Q_u}\right)^2 \leqq 1$$

Pu：アンカーボルトの終局引張耐力（kN）

Qu：アンカーボルトの終局せん断耐力（kN）

P ：アンカーボルトの引張力（kN）

Q ：アンカーボルトのせん断力（kN）

1) ガレキ撤去時

表 5.3.4-2 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 5.3.4-2(1) アンカーボルトの検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時）

部位*1（アンカー本数）		地震波（位置）*2	入力方向	作用応力		終局耐力		耐力比	判定
				引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	引張耐力 Pu(kN)	せん断耐力 Qu(kN)		
⑮	アンカーボルト (34)	1/2Ss450-1 (case1)	-NS+EW+UD	565	5056	7956	6562	0.78	O.K.

表 5.3.4-2(2) アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時）

部位*1（アンカー本数）		地震波（位置）*2	入力方向	作用応力		終局耐力		耐力比	判定
				引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	引張耐力 Pu(kN)	せん断耐力 Qu(kN)		
⑯	アンカーボルト (12)	1/2Ss450-1 (case1)	-NS-EW-UD	354	1191	3816	2316	0.52	O.K.

*1：図 5.3.2-5 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

2) 燃料取り出し時

表 5.3.4-3 に耐力比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 5.3.4-3(1) アンカーボルトの検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時）

部位*1（アンカー本数）		地震波（位置）*2	入力方向	作用応力		終局耐力		耐力比	判定
				引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	引張耐力 Pu(kN)	せん断耐力 Qu(kN)		
⑮	アンカーボルト (32)	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW-UD	604	5145	7488	6176	0.84	O.K.

表 5.3.4-3(2) アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時）

部位*1（アンカー本数）		地震波（位置）*2	入力方向	作用応力		終局耐力		耐力比	判定
				引張力 P (kN)	せん断力 Q (kN)	引張耐力 Pu(kN)	せん断耐力 Qu(kN)		
⑯	アンカーボルト (12)	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	527	1635	3816	2316	0.71	O.K.

*1：図 5.3.2-6 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

(2)　原子炉建屋外壁部の検討

「5.2.4(2)　原子炉建屋外壁部の検討」と同様に，壁面の圧縮応力度が許容応力度以下となることを確認する。

1)　ガレキ撤去時

表 5.3.4-4 に応力度比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，原子炉建屋外壁部の最大応力度比は 1 以下になることを確認した。

表 5.3.4-4(1)　外壁部の検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		地震波 (位置)*2	入力 方向	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力 度比	判定
⑰	外壁	1/2Ss450-1 (case1)	+NS-EW-UD	1.0	22.1	0.05	O.K.

表 5.3.4-4(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		地震波 (位置)*2	入力 方向	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力 度比	判定
⑱	外壁	1/2Ss450-1 (case1)	-NS+EW+UD	0.6	22.1	0.03	O.K.

*1：図 5.3.2-5 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-3 にガレキ撤去用天井クレーンの位置を示す

2)　燃料取り出し時

表 5.3.4-5 に応力度比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，原子炉建屋外壁部の最大応力度比は 1 以下になることを確認した。

表 5.3.4-5(1)　外壁部の検討結果（一般部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		地震波 (位置)*2	入力 方向	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力 度比	判定
⑰	外壁	1/2Ss450-1 (case4)	+NS-EW+UD	1.1	22.1	0.05	O.K.

表 5.3.4-5(2)　外壁部の検討結果（燃料取扱設備支持部，1/2Ss450 地震時）

部位*1		地震波 (位置)*2	入力 方向	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力 度比	判定
⑱	外壁	1/2Ss450-1 (case4)	-NS-EW+UD	1.0	22.1	0.05	O.K.

*1：図 5.3.2-6 に応力検討箇所を示す

*2：図 5.2.1-4 に燃料取扱設備の位置を示す

5.3.5　原子炉建屋の耐震性に対する検討

(1)　検討方針

大型カバーの設置に伴う原子炉建屋の耐震性の評価は，燃料取扱設備の間接支持機能維持の観点から，地震応答解析により得られる耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の許容限界に対応した評価基準値（2.0×10^{-3}）以下になることを確認する。また，最大接地圧が地盤の許容限界を超えないことを確認する。

(2)　原子炉建屋の地震応答解析

1)　解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は，「5.3.1　検討方針」で示した 1/2Ss450 とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図は図 5.3.1-1 と同様である。

2)　地震応答解析モデル

原子炉建屋の地震応答解析モデルは，図 5.3.5-1 に示すように質点系でモデル化し，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析モデルの諸元は，「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」に示される内容に，ガレキ撤去等による重量増減及び新規に設置する大型カバー，燃料取扱設備等の重量を考慮した。地震応答解析モデルの諸元の質点重量および回転慣性重量を表 5.3.5-1 に示す。

地盤定数は，「5.3.1　検討方針」で示した地盤定数と同一である。

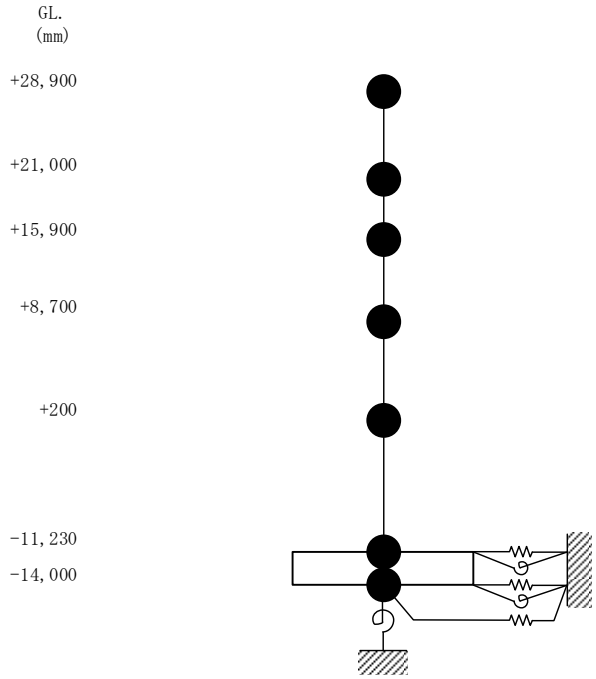


図 5.3.5-1　原子炉建屋の地震応答解析モデル

表 5.3.5-1(1)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元（水平方向，ガレキ撤去時）

G.L.(m)	質点重量 W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN･m^2)	
		水平(NS)方向	水平(EW 方向)
+28.90	113830	163.75	93.73
+21.00	81500	117.34	67.09
+15.90	90680	130.48	74.63
+8.70	87510	125.98	125.98
+0.20	162800	234.31	234.31
-11.23	185210	266.64	327.39
-14.00	62400	89.83	110.32
合計	783930		

表 5.3.5-1(2)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元（水平方向，燃料取り出し時）

G.L.(m)	質点重量 W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN･m^2)	
		水平(NS)方向	水平(EW 方向)
+28.90	161390	232.17	132.90
+21.00	81500	117.34	67.09
+15.90	90670	130.46	74.62
+8.70	88080	126.80	126.80
+0.20	163140	234.80	234.80
-11.23	185210	266.64	327.39
-14.00	62400	89.83	110.32
合計	832390		

(3) 検討結果

1/2Ss450 に対する最大応答値を，「JEAG4601-1991」に基づき設定した耐震壁のせん断スケルトン曲線上にプロットした結果を，図 5.3.5-2 及び図 5.3.5-3 に示す。

検討の結果，地震応答解析により得られる最大応答値は，評価基準値（2.0×10^{-3}）以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

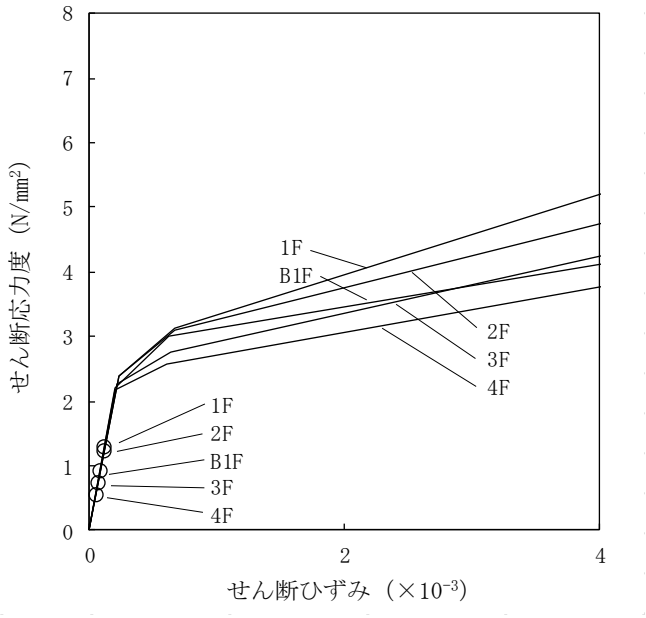
また，1/2Ss450 に対する最大接地圧を，表 5.3.5-2 に示す。最大接地圧は，地盤の極限支持力度（9800kN/m^2） を超えないことを確認した。

表 5.3.5-2(1) 1/2Ss450 に対する最大接地圧（ガレキ撤去時）

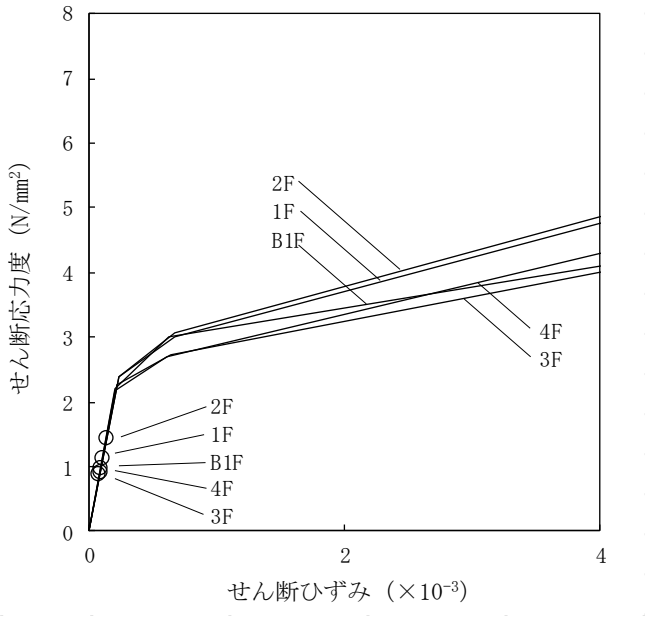
	NS 方向	EW 方向
地震波	1/2Ss450-1	1/2Ss450-1
鉛直力N （$\times10^5$kN）	9.1	9.1
転倒モーメントM （$\times10^6$kN･m）	8.0	9.1
最大接地圧 （kN/m^2）	1210	1310

表 5.3.5-2(2) 1/2Ss450 に対する最大接地圧（燃料取り出し時）

	NS 方向	EW 方向
地震波	1/2Ss450-1	1/2Ss450-1
鉛直力N （$\times10^5$kN）	9.7	9.7
転倒モーメントM （$\times10^6$kN･m）	9.2	10.0
最大接地圧 （kN/m^2）	1380	1440

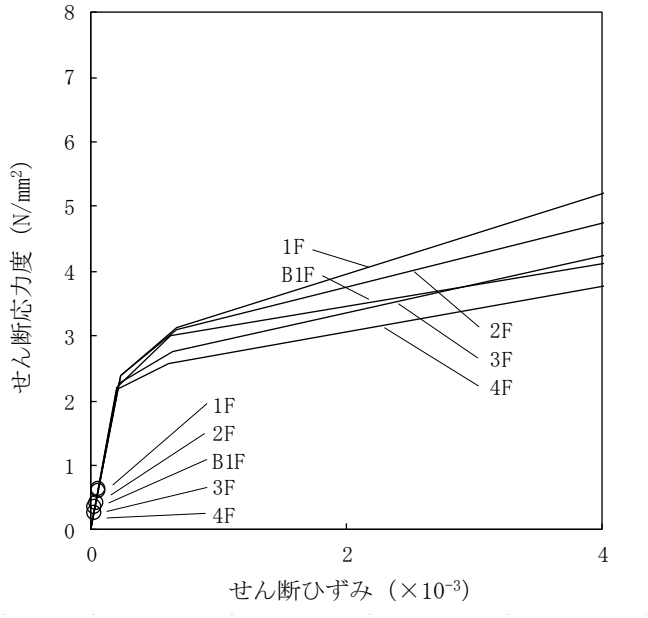


(a) NS 方向

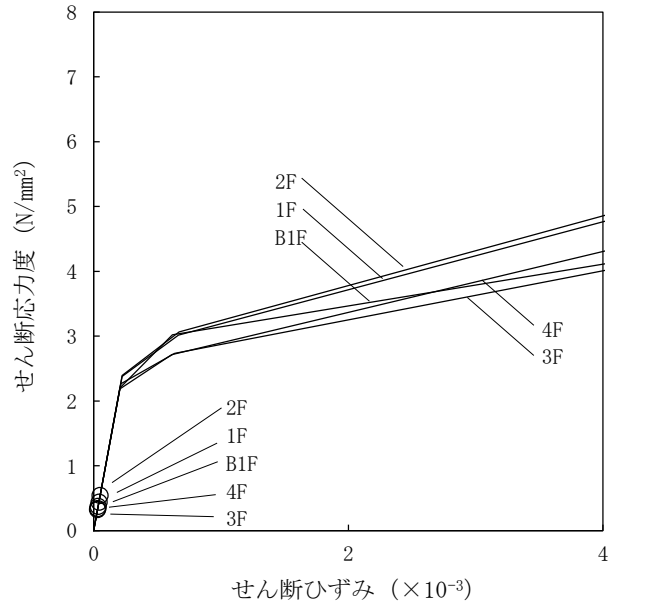


(b) EW 方向

図 5.3.5-2(1)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（1/2Ss450-1）（ガレキ撤去時）

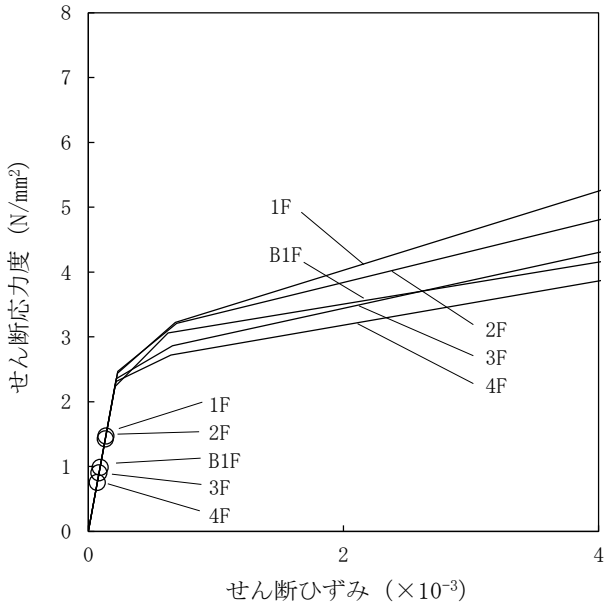


(a) NS 方向

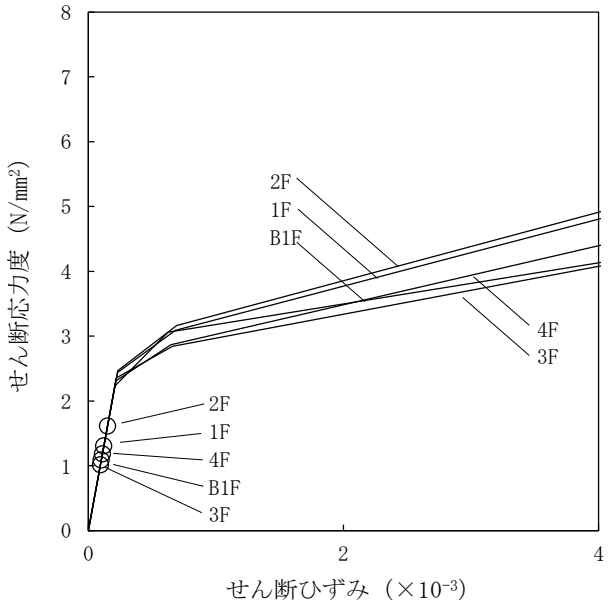


(b) EW 方向

図 5.3.5-2(2)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（1/2Ss450-2）（ガレキ撤去時）

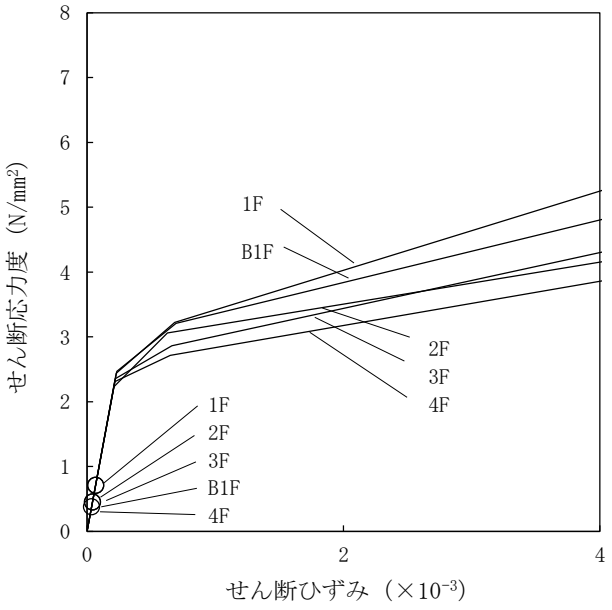


(a) NS 方向

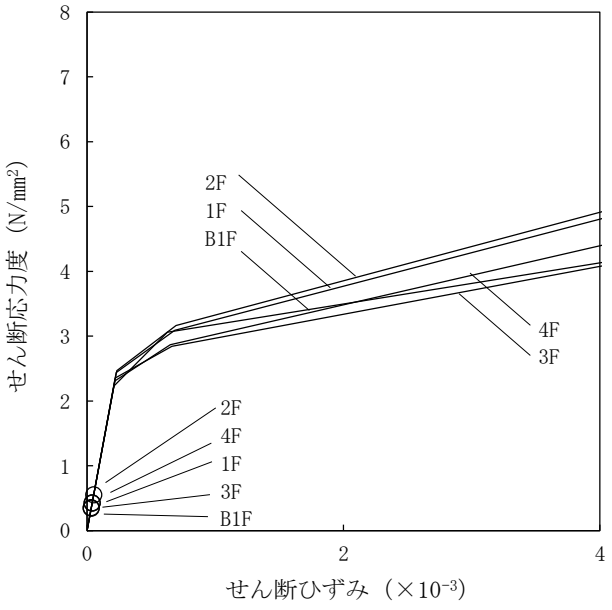


(b) EW 方向

図 5.3.5-3(1)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（1/2Ss450-1）（燃料取り出し時）



(a) NS 方向



(b) EW 方向

図 5.3.5-3(2)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（1/2Ss450-2）（燃料取り出し時）

5.4　耐震性（波及的影響の検討）

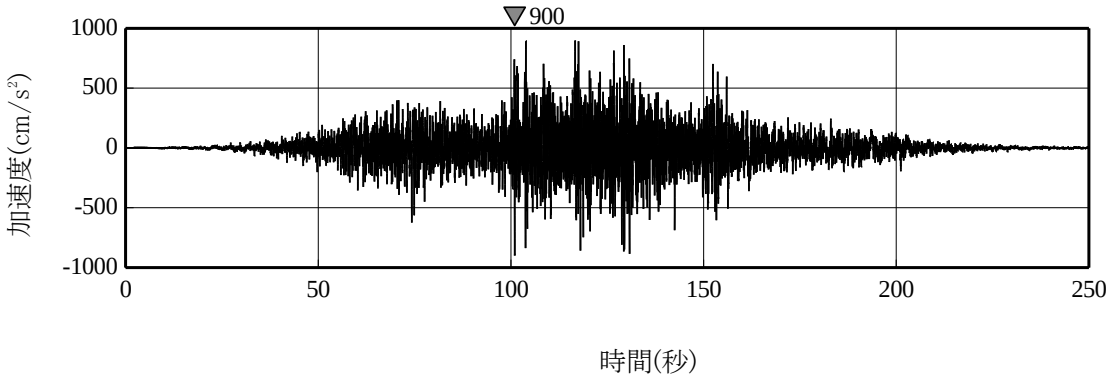
5.4.1　検討方針

耐震性のうち波及的影響の検討は，大型カバー，屋根，建屋取り合い部，ガレキ撤去用天井クレーン及び原子炉建屋について行い，Ss900 に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。なお，地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直の 3 方向の地震動を同時に入力する。

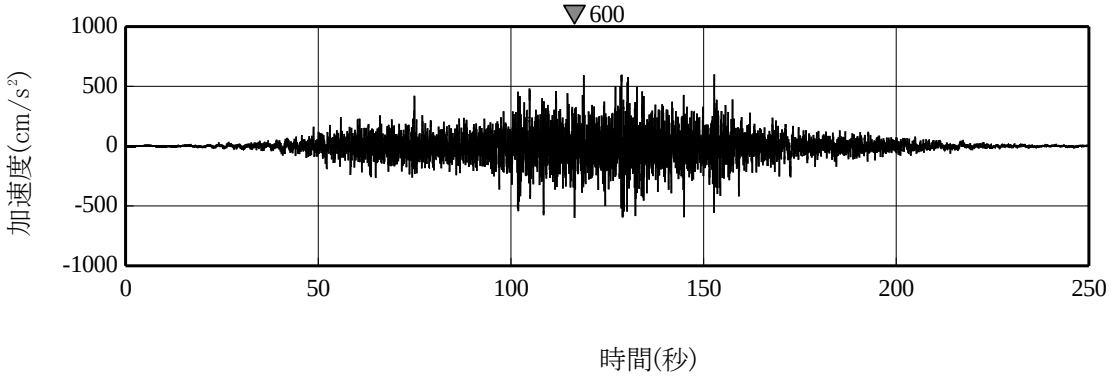
(1)　解析に用いる入力地震動

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図は図 5.3.1-1 と同一である。モデルに入力する地震動は，2 波ある Ss900 のうち振幅の大きな検討用地震動①を用いる。Ss900 の加速度時刻歴波形を図 5.4.1-1～図 5.4.1-2 に示す。

Ss900 を用いた地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向を同時に入力するが，全く同じ地震動が同時に水平 2 方向に入力されることは現実的に考えにくい。このため，応答スペクトルに基づく検討用地震動①を作成した方法と同一の方法で，目標とする応答スペクトルに適合し，Ss900-1 と直交する位相を用いた模擬地震波を利用する。検討用地震動①と組み合わせる模擬地震波の加速度時刻歴波形を図 5.4.1-3 に示す。

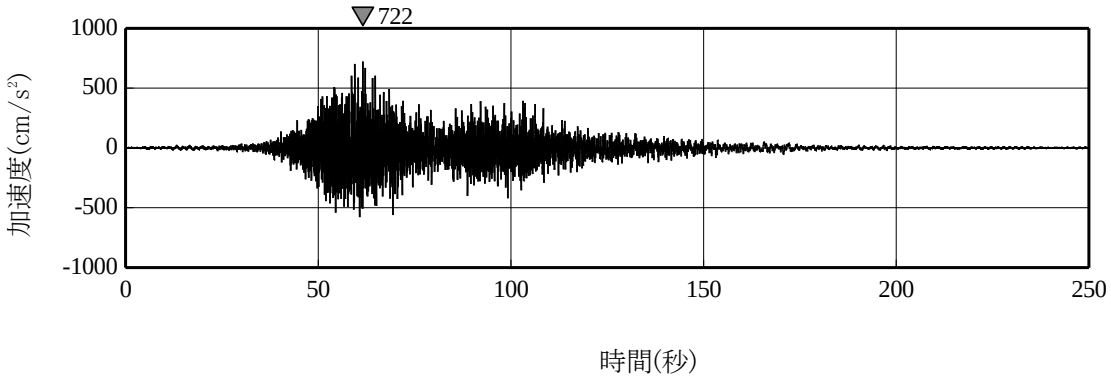


(a)　水平方向

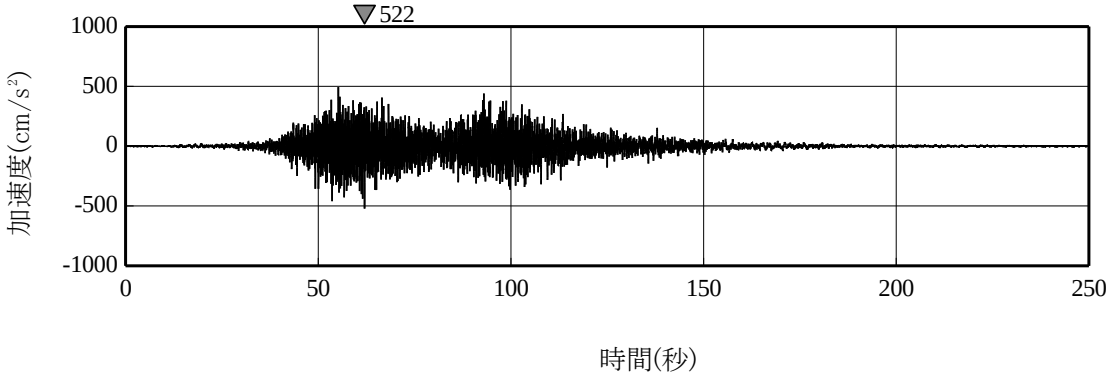


(b)　鉛直方向

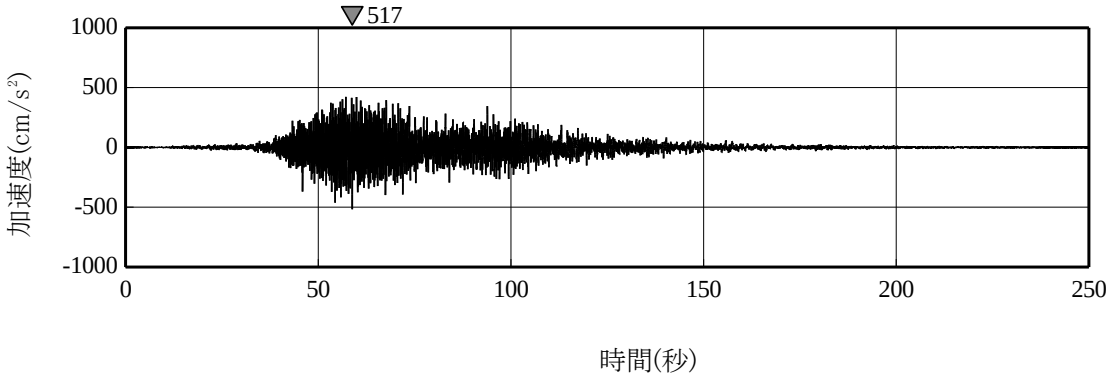
図 5.4.1-1　Ss900 のうち検討用地震動①



(a)　NS 方向



(b)　EW 方向



(c)　鉛直方向

図 5.4.1-2　Ss900 のうち検討用地震動②

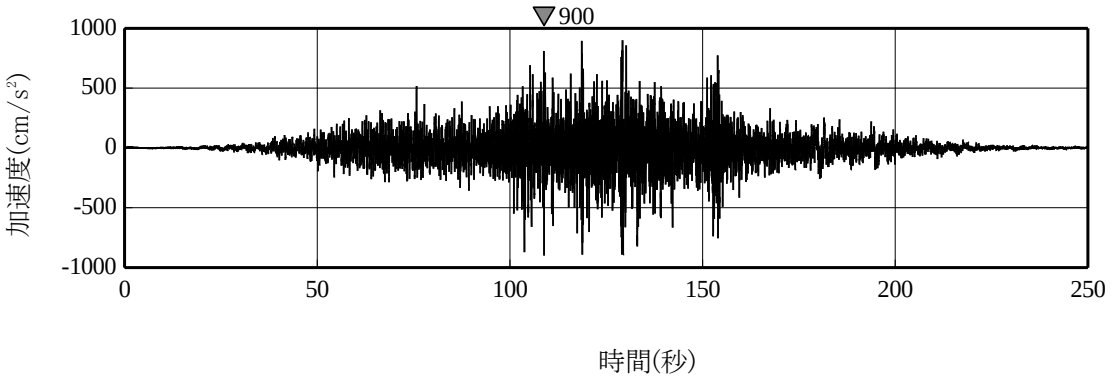


図 5.4.1-3　検討用地震動①（水平方向）と組み合わせる模擬地震波

(2)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデル，地震応答解析に用いる鉄骨の物性値及び原子炉建屋の諸元は，「5.3.1(2) 地震応答解析モデル」と同一である。

大型カバーの地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果 中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）と同様とし，その結果を表 5.4.1-1 に示す。

表 5.4.1-1　等価地盤物性

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.04	2.62	0.78	6.01	4	8.1
-8.1										
	泥岩	450	16.5	0.464	2.32	3.41	0.68	6.79	3	11.9
-20.0										
		500	17.1	0.455	2.96	4.36	0.68	8.61	3	70.0
-90.0										
		560	17.6	0.446	3.83	5.63	0.68	11.08	3	28.0
-118.0										
		600	17.8	0.442	4.44	6.53	0.68	12.80	3	88.0
-206.0										
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(3)　解析ケース

ガレキ撤去時と燃料取り出し時の 2 ケースについて地震応答解析を行う。

ガレキ撤去時は，使用済み燃料プール上部にガレキ撤去用天井クレーンを配置し，定格荷重相当のガレキを吊った状態を想定する。

燃料取り出し時は，ガレキ撤去用天井クレーンの使用頻度は低いため，北側配置で吊り荷なしの状態を想定する。

表 5.4.1-2　解析ケース

ケース No.	状態	入力地震動 (3 方向同時入力)			ガレキ撤去用天井クレーン状態
		NS 方向	EW 方向	UD 方向	
1	ガレキ撤去時	Ss900 +NS (N→S)	Ss900 +EW (E→W)	Ss900 +UD (U→D)	プール上部配置 吊り荷考慮 (case1)
2	燃料取り出し時	同上	同上	同上	北側配置 吊り荷なし (case2)

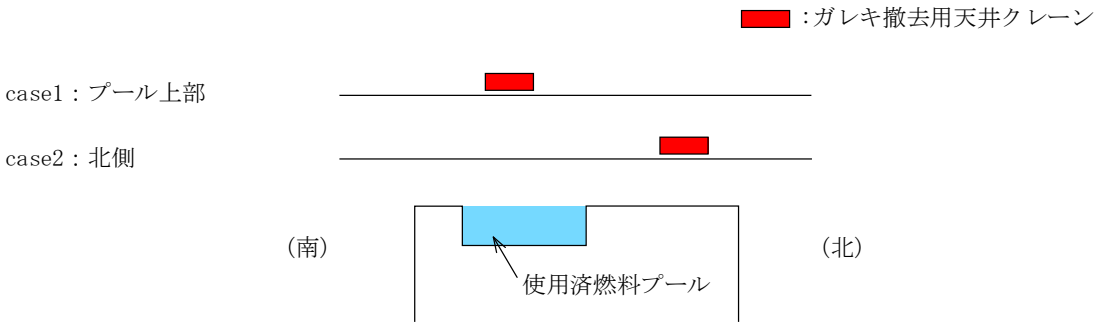


図 5.4.1-4　ガレキ撤去用天井クレーンの位置

(4) 評価項目とクライテリア

波及的影響の検討は，表 5.4.1-3 に示す項目について評価を行う。

表 5.4.1-3(1) 大型カバーのクライテリア

部位	考え方	許容限界
大型カバー架構 （一般部）	最大層間変形角が波及的影響を及ぼさないための許容限界を超えないことを確認	層間変形角 1/30※1
大型カバー架構 （柱梁・鋼板） （屋根弦材）	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認，超える場合はエネルギー一定則による評価を実施し，塑性率の許容限界を超えないことを確認	弾性限界強度または 塑性率 5.0※2
大型カバー架構 （ブレース） （屋根斜材・ 屋根ブレース）	部材に生じる塑性率が許容限界を超えないことを確認，超える場合は応答による繰り返し回数が許容限界に対して十分な裕度を有することを確認	塑性率 5.0 または 評価最大ひずみ度に対する 破断寿命 1.0
大型カバー架構 アンカーボルト	引張とせん断の二乗累加則により検定し許容限界に至らないことを確認	終局強度に対する検定比 1.0

※1：「震災建築物の被災度区分判定基準及び復旧技術指針（(財) 日本建築防災協会)」を参考に許容限界を設定している。なお，被災度区分判定基準においては，柱の残留傾斜角が 1/30 を超えた場合に大破と判定しているが，保守的に最大層間変形角を用いて評価を行う。

※2：JSCA 性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2002 年）を参考に定めたクライテリア
（北村他：「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第 604 号，PP183-191，2006.6）

表 5.4.1-3(2) ガレキ撤去用天井クレーンのクライテリア

部位	考え方	許容限界
ガレキ撤去用 天井クレーン クレーンガーダ	東西レール間の最大相対水平変位がクレーンの水平かかり代に比べ小さいことを確認	東西レール間相対変位 2300mm
	クレーンガーダの最大応答値が全塑性モーメントを超える不安定状態に至らないことを確認	全塑性モーメント Mp
ガレキ撤去用 天井クレーン トロリー	クレーンガーダの最大応答変位がトロリ脱落防止材の鉛直かかり代に比べ小さいことを確認	鉛直変位 259mm
	トロリの水平力による脱落防止材の発生応力が弾性限界強度を超えないことを確認	弾性限界せん断強度 149N/mm^2(SS400)

5.4.2　大型カバーの耐震性に対する検討

(1)　層間変形角の検討結果

大型カバー一般部の層間変形角を表 5.4.2-1 に示す。

ガレキ撤去時及び燃料取り出し時の最大層間変形角は，許容限界である 1/30 を超えないことを確認した。

表 5.4.2-1(1)　最大応答層間変形角（ガレキ撤去時）

方向	地震条件	検討箇所	最大層間変形角	許容限界	判定
南北方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/87	1/30	O.K.
東西方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/84	1/30	O.K.

表 5.4.2-1(2)　最大応答層間変形角（燃料取り出し時）

方向	地震条件	検討箇所	最大層間変形角	許容限界	判定
南北方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/73	1/30	O.K.
東西方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/78	1/30	O.K.

(2) 断面検討結果

1) 一般部

大型カバー一般部の断面検討結果を表 5.4.2-2 に示す。

柱，梁は一部で弾性限界を超えるものの，エネルギー一定則による評価で最大塑性率が 5 を超えないことを確認した。なお，弾性限に対する検定比は（）内に示す。また，ブレース，鋼板の最大塑性率は 5 を超えないことを確認した。

接続部ブレース及び下部ブレースは最大塑性率が 5 を超えることから，破断寿命評価を実施し，部材が破断しないことを確認した。

表 5.4.2-2(1) 断面検討結果（一般部，ガレキ撤去時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)		最大塑性率	判定
柱	H-400×400×13×21	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	343.0	f_c	320.4	1.08(1.08)	O.K.
梁	H-800×300×14×26	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	212.7	f_c	184.1	1.17(1.16)	O.K.
ブレース	φ-355.6×7.9	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	—	f_c	337.2	2.09	O.K.
鋼板	PL-12	Ss900	+NS+EW+UD	σ_x	18.8	f_t	258.0	0.97	O.K.
				σ_y	256.6				
				τ_{xy}	19.8				

表 5.4.2-2(2) 断面検討結果（一般部，燃料取り出し時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)		最大塑性率	判定
柱	H-400×400×13×21	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	423.5	f_c	345.1	1.26(1.23)	O.K.
梁	H-800×300×14×26	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	260.5	f_c	184.1	1.50(1.42)	O.K.
ブレース	φ-355.6×7.9	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	—	f_c	337.2	2.20	O.K.
鋼板	PL-12	Ss900	+NS+EW+UD	σ_x	17.3	f_t	258.0	0.91	O.K.
				σ_y	239.5				
				τ_{xy}	19.5				

表 5.4.2-2(3)　断面検討結果（一般部，ガレキ撤去時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大塑性率 （破断寿命評価）	判定
接続部ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	Ss900	+NS+EW+UD	19.40 (0.37)	O.K.
下部ブレース	φ-267.4×6.6	Ss900	+NS+EW+UD	15.84 (0.69)	O.K.

表 5.4.2-2(4)　断面検討結果（一般部，燃料取り出し時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大塑性率 （破断寿命評価）	判定
接続部ブレース	十字 PL（PL-28×210 +2PL-28×91）	Ss900	+NS+EW+UD	10.64 (0.04)	O.K.
下部ブレース	φ-318.5×6.9	Ss900	+NS+EW+UD	16.57 (0.86)	O.K.

なお，大型カバーと燃料取扱設備支持部との地震時の干渉について，一般部と燃料取扱設備支持部のクリアランス 30cm に対して最大相対変位が 18.9cm（燃料取り出し時）であることから，地震時に衝突しないことを確認している。

2) 燃料取扱設備支持部

大型カバー燃料取扱設備支持部の断面検討結果を表 5.4.2-3 に示す。

ガレキ撤去時，燃料取り出し時共に，応力度比 1.0 を超えないことを確認した。

表 5.4.2-3(1)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，ガレキ撤去時）

部位	部材形状（mm） 〈使用材料〉	地震波 （位置）	入力 方向	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
柱	H-400×400×13×21	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	51.5	f_c	326.1	0.16	O.K.
梁	H-350×350×12×19	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	102.2	f_c	344.0	0.30	O.K.
接続部 ブレース	十字 PL（PL-28×10 +2PL-28×91）	Ss900	+NS+EW+UD	σ_t	240.3	f_t	357.5	0.68	O.K.
下部 ブレース	φ-355.6×7.9	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	202.4	f_c	349.6	0.58	O.K.

表 5.4.2-3(2)　断面検討結果（燃料取扱設備支持部，燃料取り出し時）

部位	部材形状（mm） 〈使用材料〉	地震波 （位置）	入力 方向	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		応力 度比	判定
柱	H-400×400×13×21	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	89.9	f_c	326.1	0.28	O.K.
梁	H-350×350×12×19	Ss900	+NS+EW+UD	σ_t	135.5	f_t	357.5	0.38	O.K.
接続部 ブレース	十字 PL（PL-28×10 +2PL-28×91）	Ss900	+NS+EW+UD	σ_t	246.2	f_t	357.5	0.69	O.K.
下部 ブレース	φ-406.4×9.5	Ss900	+NS+EW+UD	σ_c	279.8	f_c	351.3	0.80	O.K.

5.4.3　屋根の耐震性に対する検討

大型カバー屋根部の断面検討結果を表 5.4.3-1 に示す。弦材，ブレースは最大塑性率 5 を超えないことを確認した。斜材は最大塑性率が 5 を超えることから，破断寿命評価を実施し，部材が破断しないことを確認した。

表 5.4.3-1(1)　断面検討結果（ガレキ撤去時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大塑性率 （破断寿命評価）	判定
弦材	P-190.7φ×5.3t	Ss900	+NS+EW+UD	0.80	O.K.
斜材	P-89.1φ×3.2t	Ss900	+NS+EW+UD	15.72 (0.26)	O.K.
ブレース	1-M30	Ss900	+NS+EW+UD	4.12	O.K.

表 5.4.3-1(2)　断面検討結果（燃料取り出し時）

部位	部材形状（mm）	地震条件		最大塑性率 （破断寿命評価）	判定
弦材	P-261.3φ×7.0t	Ss900	+NS+EW+UD	0.94	O.K.
斜材	P-89.1φ×3.2t	Ss900	+NS+EW+UD	20.90 (0.39)	O.K.
ブレース	1-M27	Ss900	+NS+EW+UD	4.69	O.K.

5.4.4　建屋取り合い部の耐震性に対する検討

大型カバーのアンカーボルトの終局強度に対する検定比を表5.4.4-1に示す。ガレキ撤去時及び燃料取り出し時ともに，検定比1.0を超えないこと確認した。

表5.4.4-1(1)　アンカーボルトの検討結果（一般部，ガレキ撤去時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカー ボルト (16)	Ss900	+NS+EW+UD	1860	2329	3744	3088	0.83	O.K.

表5.4.4-1(2)　アンカーボルトの検討結果（一般部，燃料取り出し時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカー ボルト (16)	Ss900	+NS+EW+UD	1802	2350	3744	3088	0.84	O.K.

表5.4.4-1(3)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，ガレキ撤去時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカー ボルト (12)	Ss900	+NS+EW+UD	906	1606	3816	2316	0.70	O.K.

表5.4.4-1(4)　アンカーボルトの検討結果（燃料取扱設備支持部，燃料取り出し時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカー ボルト (24)	Ss900	+NS+EW+UD	3577	2964	5832	4632	0.80	O.K.

5.4.5　天井クレーンの耐震性に対する検討

地震応答解析より得られた東西レール間の最大相対水平変位は，ガレキ撤去時 39mm，燃料取り出し時 41mm で，クレーン端部の水平かかり代 2300mm に比べ小さく，ガレキ撤去用天井クレーンが落下する危険性はないことを確認した。

地震応答解析より得られたガレキ撤去用天井クレーンガーダの水平方向（NS 方向）および鉛直方向の最大応答曲げモーメントを表 5.4.5-1 に示す。

ガレキ撤去時，燃料取り出し時ともに，クレーンガーダの全塑性曲げモーメント Mp を超える不安定状態には至らないことを確認した。

表 5.4.5-1(1)　ガレキ撤去用天井クレーンガーダの断面検討結果（ガレキ撤去時）

部位		部材形状 (mm)	荷重 ケース	最大応答曲げ モーメント （鉛直） （×10^6Nm）		全塑性 モーメント （鉛直） （×10^6Nm）		応力 度比	判定
①	クレーン ガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	Ss900	M	149.2	Mp	168.0	0.89	O.K.

表 5.4.5-1(2)　ガレキ撤去用天井クレーンガーダの断面検討結果（燃料取出し時）

部位		部材形状 (mm)	荷重 ケース	最大応答曲げ モーメント （鉛直） （×10^6Nm）		全塑性 モーメント （鉛直） （×10^6Nm）		応力 度比	判定
①	クレーン ガーダ	□-1500×2700 〈SM490〉	Ss900	M	107.9	Mp	168.0	0.65	O.K.

地震応答解析より得られたクレーンガーダの最大鉛直変位は，ガレキ撤去時 174mm，燃料取り出し時 119mm となり，トロリの脱落防止材の鉛直かかり代 259mm に比べ小さいことを確認した。

ガレキ撤去用天井クレーンの最大応答水平加速度にトロリ重量（56ton)を乗じ求めた水平力に対し，トロリの脱落防止材に生じるせん断応力度を求めた結果を表 5.4.5-2 に示す。

ガレキ撤去時，燃料取り出し時ともに，トロリの脱落防止材に発生する応力は弾性限界強度を超えないことを確認した。

表 5.4.5-2(1)　脱落防止材の断面検討結果（ガレキ撤去時）

天井クレーン 最大水平応答加速度 (m/s^2)	トロリー脱落防止材 水平力 (kN)	トロリー脱落防止材 せん断応力度 (N/mm^2)	弾性限界応力度 (N/mm^2)	検定比	判定
45.7	2559	94.8	149	0.64	O.K.

表 5.4.5-2(2)　脱落防止材の断面検討結果（燃料取り出し時）

天井クレーン 最大水平応答加速度 (m/s^2)	トロリー脱落防止材 水平力 (kN)	トロリー脱落防止材 せん断応力度 (N/mm^2)	弾性限界応力度 (N/mm^2)	検定比	判定
42.0	2352	87.1	149	0.58	O.K.

5.4.6　原子炉建屋の耐震性に対する検討

(1)　検討方針

大型カバー設置に伴う原子炉建屋の耐震性の評価は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，地震応答解析により得られる耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認する。最大接地圧が地盤の許容限界を超えないことを確認する。

また，大型カバーを設置する前後でのオペフロでの最大応答加速度を比較する。

(2)　原子炉建屋の地震応答解析

1)　解析に用いる入力地震動

検討に用いる地震動は，「5.4.1　検討方針」で示したSs900とする。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図は図5.3.1-1と同様である。

2)　地震応答解析モデル

地震応答解析に用いるモデルは，図5.4.6-1に示すように建屋を質点系とし地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析モデルの諸元は，「5.3.5　原子炉建屋の耐震性に対する検討」と同一である。

大型カバー設置前の原子炉建屋の建屋の諸元は「1/2Ss450gal検討」に示す。また，地盤定数は，「5.3.1　検討方針」で示した地盤定数と同一である。

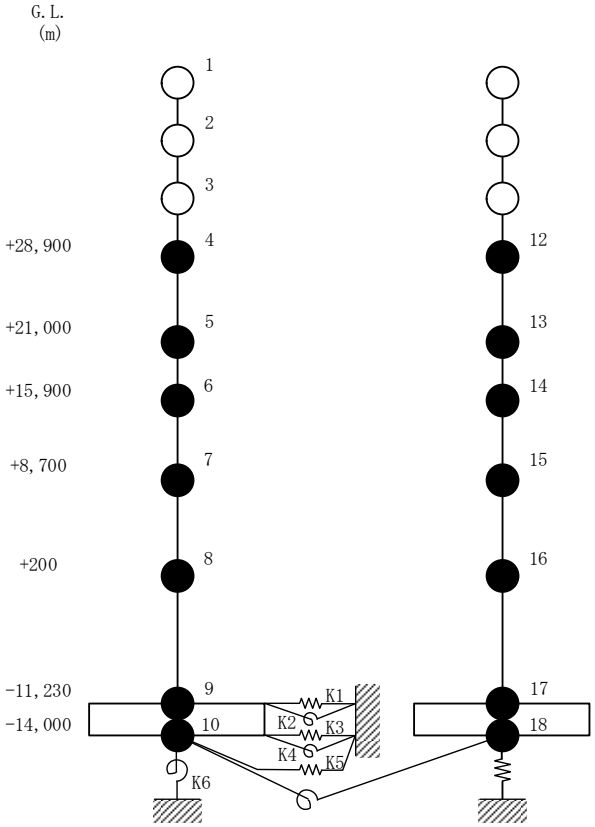


図5.4.6-1　原子炉建屋の地震応答解析モデル

(3) 検討結果

大型カバー設置後のSs900に対する最大応答値を，「JEAG4601-1991」に基づき設定した耐震壁のせん断スケルトン曲線上にプロットした結果を図5.4.6-2に示す。

検討の結果，地震応答解析により得られる最大応答値は，評価基準値（4.0×10^{-3}）以下となり，クライテリアを満足することを確認した。

Ss900 に対する最大接地圧を，表 5.4.6-1 に示す。最大接地圧は，地盤の極限支持力度（9800kN/m^2） を超えないことを確認した。

また，カバー設置前とカバー設置後のガレキ撤去時及び燃料取り出し時の最大応答加速度の比較を図5.4.6-3に示す。各階の最大応答加速度は大きな違いが見られず，大型カバーを設置した影響は小さい。

表 5.4.6-1(1)　Ss900 に対する最大接地圧（ガレキ撤去時）

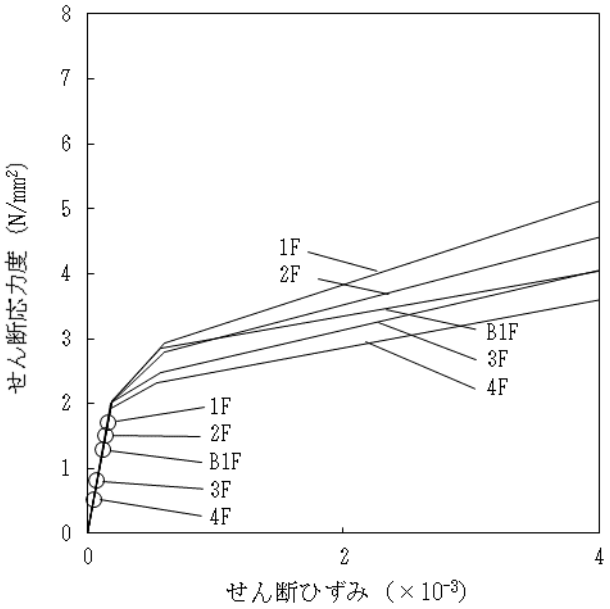
	NS 方向*1	EW 方向*1
地震波	Ss900-1	Ss900-1
鉛直力N （×10^{5}kN）	10.4	10.4
転倒モーメントM （×10^{6}kN･m）	13.2	13.4
最大接地圧 （kN/m^2）	3480	3000

*1：誘発上下動考慮の結果を示す。

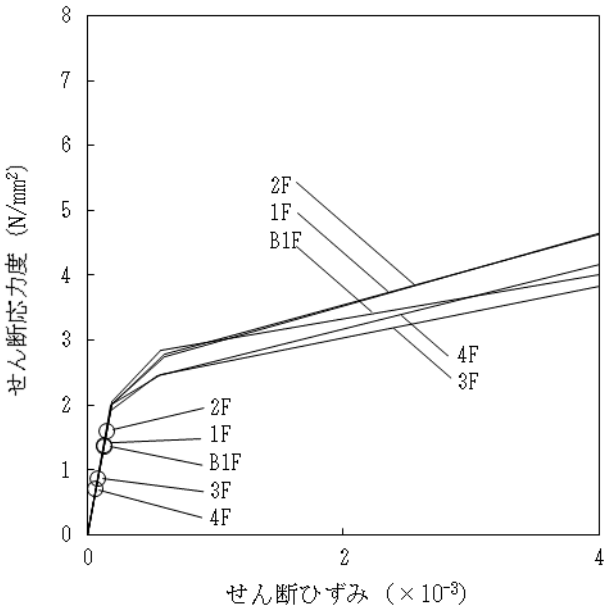
表 5.4.6-1(2)　Ss900 に対する最大接地圧（燃料取り出し時）

	NS 方向*1	EW 方向*1
地震波	Ss900-1	Ss900-1
鉛直力N （×10^{5}kN）	11.0	11.0
転倒モーメントM （×10^{6}kN･m）	13.2	14.8
最大接地圧 （kN/m^2）	2950	3680

*1：誘発上下動考慮の結果を示す。

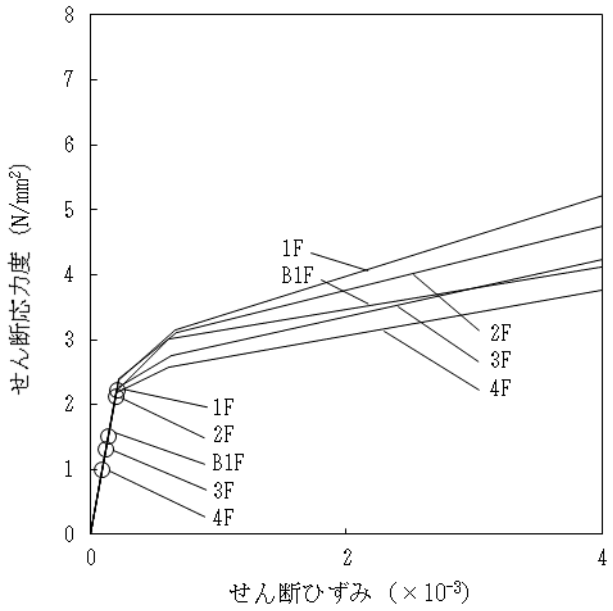


(a) NS 方向

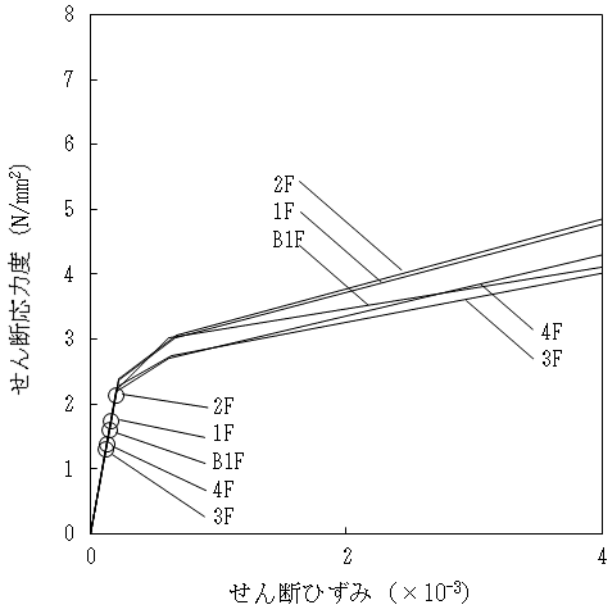


(b) EW 方向

図 5.4.6-2(1)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（大型カバー設置前）

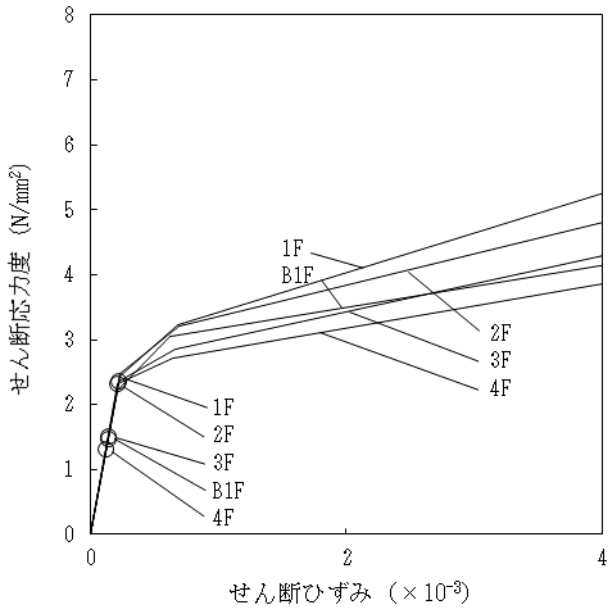


(a) NS 方向

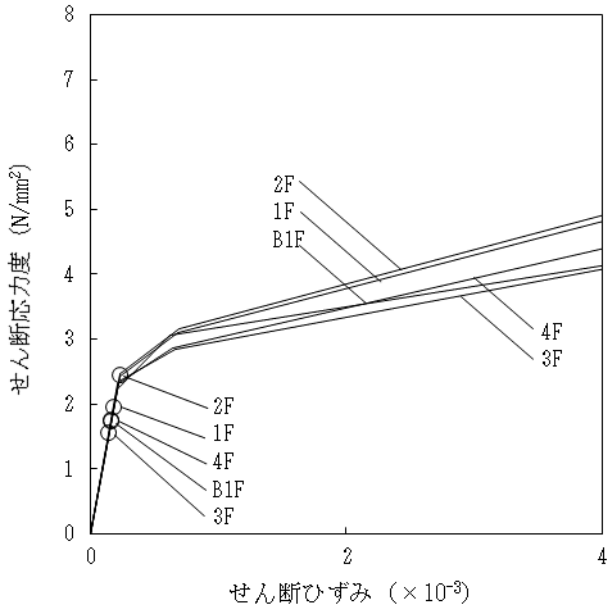


(b) EW 方向

図 5.4.6-2(2)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（ガレキ撤去時）

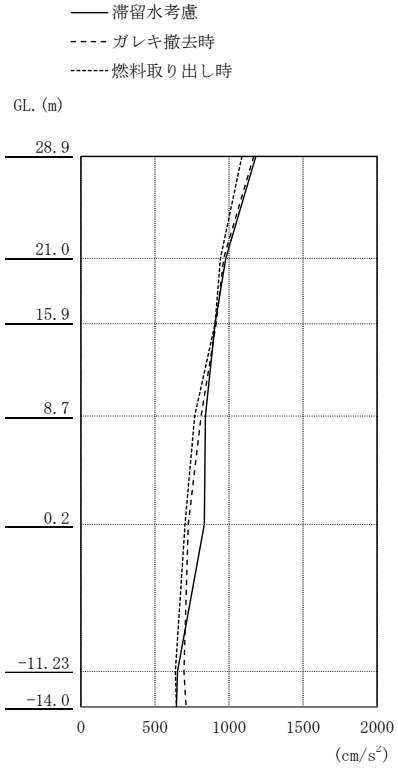


(a) NS 方向



(b) EW 方向

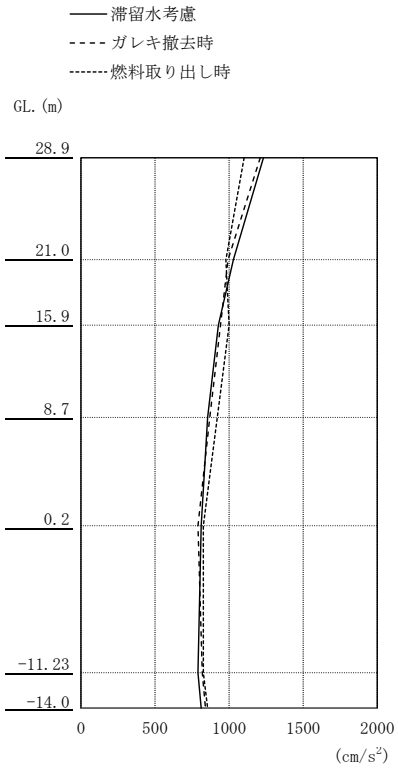
図 5.4.6-2(3)　せん断スケルトン曲線上の最大応答値（燃料取出し時）



(cm/s²)

滞留水考慮	ガレキ撤去時	燃料取り出し時
1185	1167	1087
977	966	940
909	916	905
840	813	766
832	725	706
654	699	637
648	709	647

(a) NS 方向



(cm/s²)

滞留水考慮	ガレキ撤去時	燃料取り出し時
1232	1212	1099
1031	990	981
926	944	999
856	867	922
812	789	828
793	816	827
813	844	856

(b) EW 方向

図 5.4.6-3　最大応答加速度の比較

6.　1 号機燃料取り出し用カバー（燃料取扱機及びクレーン支持用架構）の構造強度及び耐震性について

6.1　概要

6.1.1 一般事項

1 号機燃料取り出し用カバーは使用済燃料プール（以下,「SFP」という。）を覆う大型カバーと，燃料取扱機（以下,「FHM」という）及びクレーン支持用架構（以下,「ランウェイガーダ」という。）で構成される。ランウェイガーダは鉄筋コンクリート造のランウェイガーダ基礎（以下,「基礎」という。）を介して原子炉建屋に支持する部分と大型カバーの燃料取扱設備支持部を介して原子炉建屋に支持される部分を有する構造である。このランウェイガーダ上にレールが敷設され，FHM 及びクレーンが走行する。大型カバーと原子炉建屋は，実施計画Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」でランウェイガーダの想定重量を加味して評価済みであり，今回その重量を上回るものではない。よって，ここでは，ランウェイガーダの構造強度及び耐震性について検討を行う。

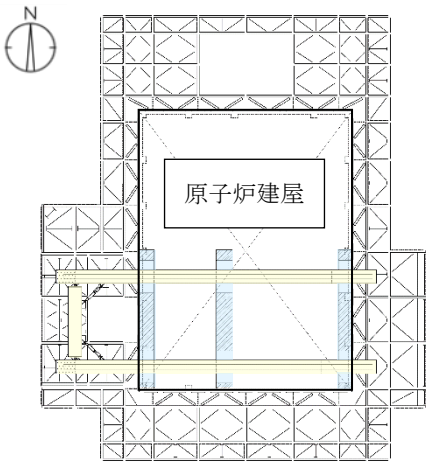
ランウェイガーダは，燃料取扱設備の間接支持構造物であることから，B+クラス相当の地震力を適用する。

ランウェイガーダの構造強度は一次設計に対応した許容応力度設計を実施する。また，耐震性は基準地震動 Ss（最大加速度 900gal。以下,「Ss900」という。）の 1/2 の最大加速度 450gal の地震動（以下,「1/2Ss450」という。）に対する地震応答解析を実施し，燃料取扱設備の間接支持機能が維持されることを確認する。

ランウェイガーダの耐震性のうち波及的影響の防止の検討は，Ss900 に対する地震応答解析を実施し，ランウェイガーダの損傷が原子炉建屋，使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを確認する。ここで，波及的影響の確認は，ランウェイガーダが崩壊機構に至らないことを確認する。

図 6.1.1-1 にランウェイガーダのイメージを示す。

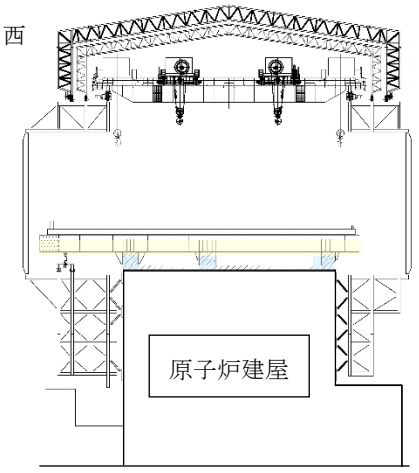
本章では，G.L.±0m=T.P.8,564mm*とする。
また，記載の寸法は現場状況に応じて変更する場合がある。
*：震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞T.P.=旧 O.P.-1,436mm



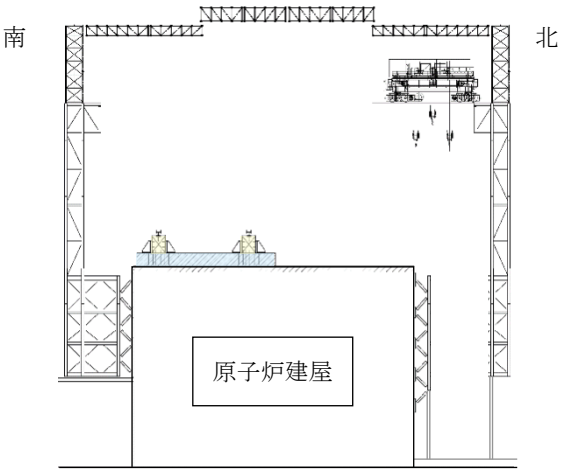
平面図

：ランウェイガーダ

：基礎

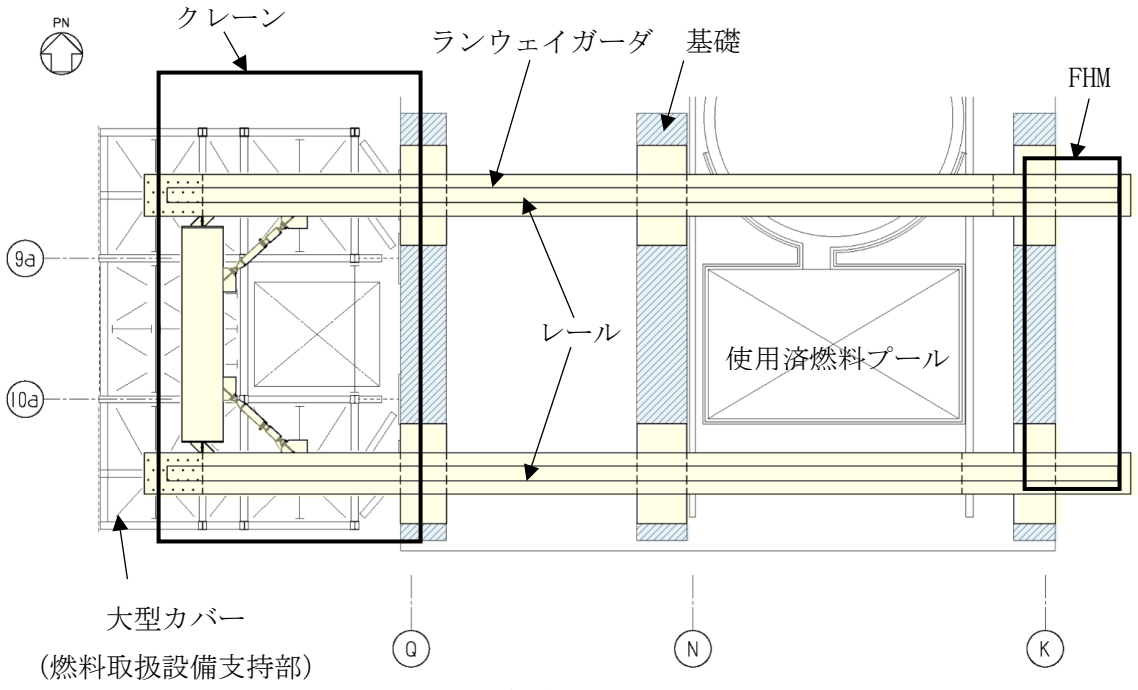


断面図（東西方向）

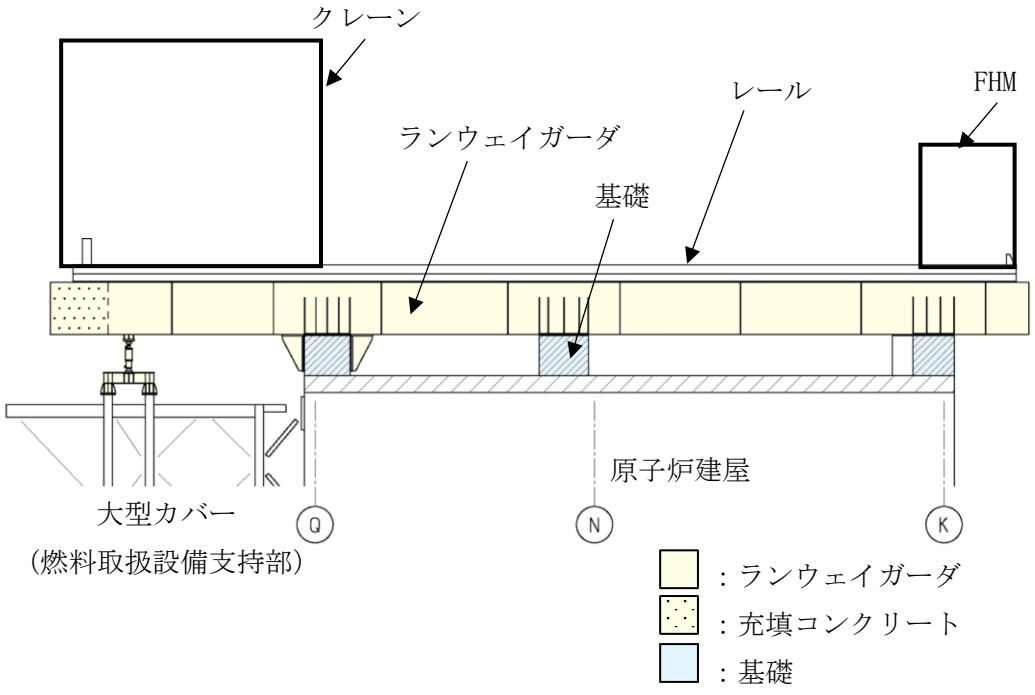


断面図（南北方向）

図 6.1.1-1(1)　ランウェイガーダのイメージ



平面図



立面図

図 6.1.1-1(2)　ランウェイガーダのイメージ

ランウェイガーダの検討は原則として下記の法規及び基規準類に準拠して行う。

(1) 建築基準法・同施行令及び関連告示
(2) 原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，改定版 2013 年）
(3) 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2018 年）
(4) 鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（日本建築学会，2005 年）
(5) 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書(国土交通省住宅局建築指導課・国土交通省国土技術政策総合研究所・独立行政法人建築研究所・日本建築行政会議，2015 年)
(6) 各種合成構造設計指針・同解説（日本建築学会，2010 年）
(7) 日本産業規格（JIS）

また，原子力施設の設計において参照される下記の指針及び規程を参考にして検討を行う。

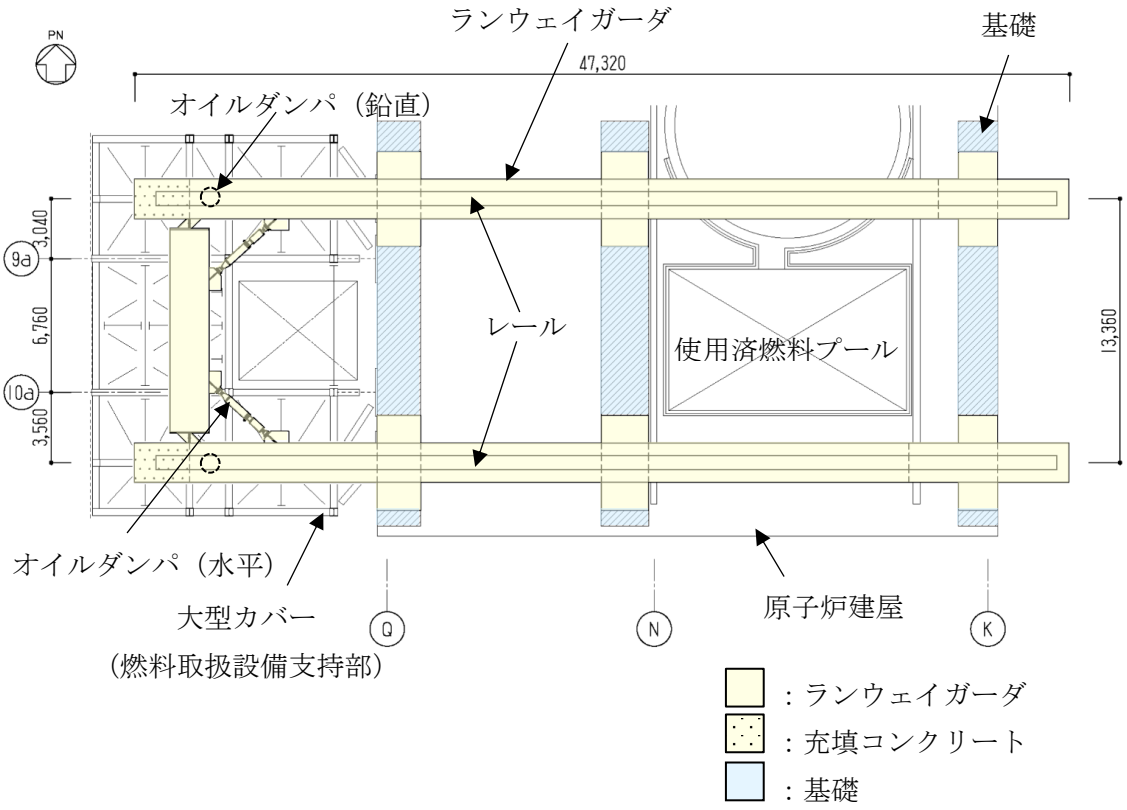
(8) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)（日本電気協会　電気技術基準調査委員会，昭和 62 年)
(9) 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)（日本電気協会　電気技術基準調査委員会，平成 3 年)
(10) 原子力発電所耐震設計技術規程(JEAC 4601-2015)（日本電気協会　原子力規格委員会　平成 27 年)

6.1.2 構造概要

ランウェイガーダは，東西方向 47.32m，南北方向 13.36m，高さ 4.50m の構造物で，構造形式は鋼製ボックス桁構造，構造種別は鉄骨造である。基礎は鉄筋コンクリート造である。

オペフロ上面は鉄筋コンクリート造のコンクリートスラブで全面を覆い，その上面に設けた高さ 1.95mの基礎にランウェイガーダを固定する。また，地震時の揺れを抑制するため，ランウェイガーダ西側はね出し部の水平方向及び鉛直方向にオイルダンパを設置するほか，先端にコンクリートを充填しランウェイガーダの周期を調整することで FHM 及びクレーンの固有周期帯の振幅を抑制する。オイルダンパ（鉛直）は大型カバーの燃料取扱設備支持部に設置される。

ランウェイガーダの概要図を図 6.1.2-1 及び図 6.1.2-2 に示す。



伏図（G.L.+34,200）

図 6.1.2-1　ランウェイガーダの概要図（単位：mm）

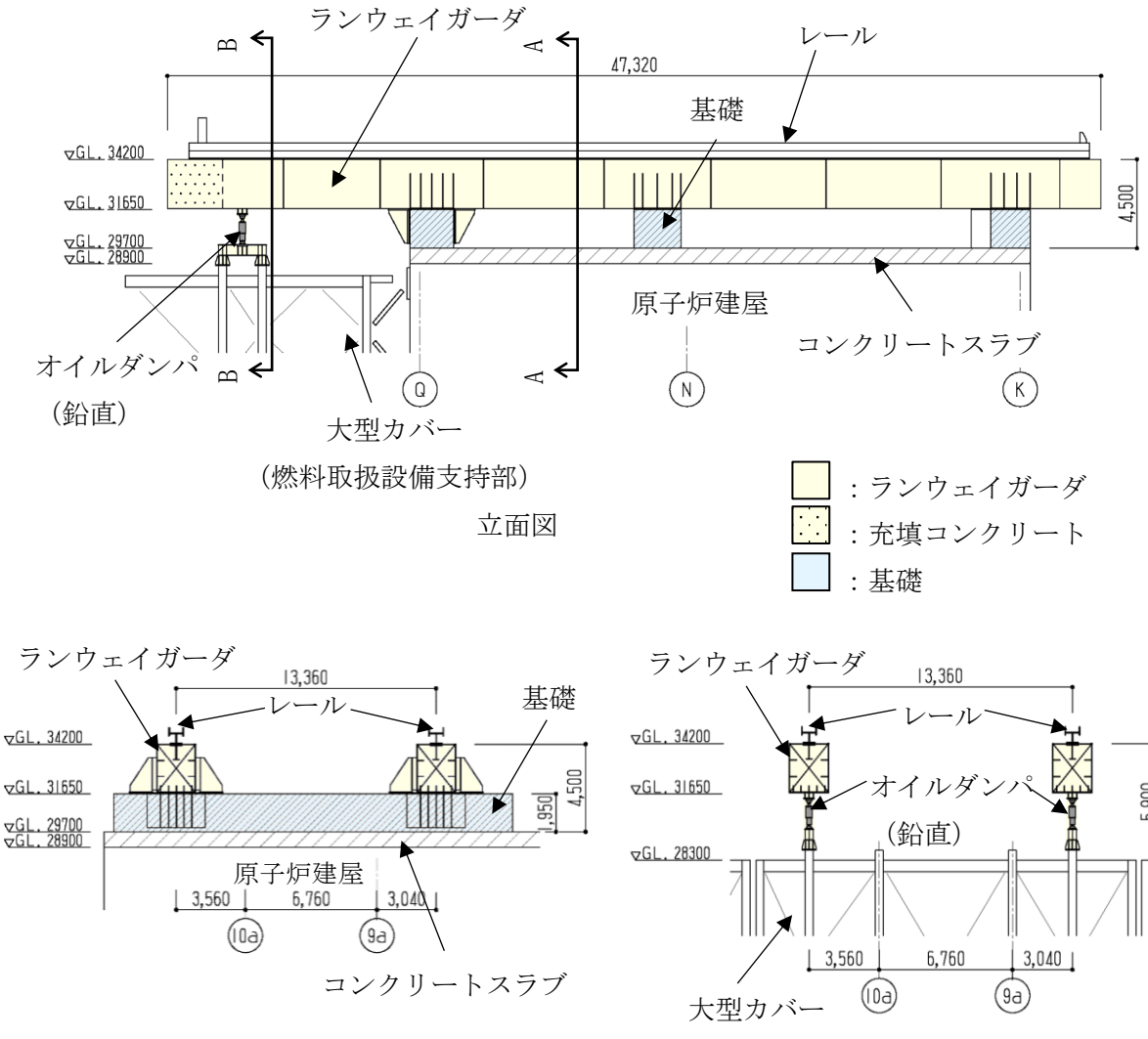


図 6.1.2-2　ランウェイガーダの概要図（単位：mm）

6.1.3 検討フロー

ランウェイガーダの構造強度及び耐震性の検討フローを図 6.1.3-1 に示す。

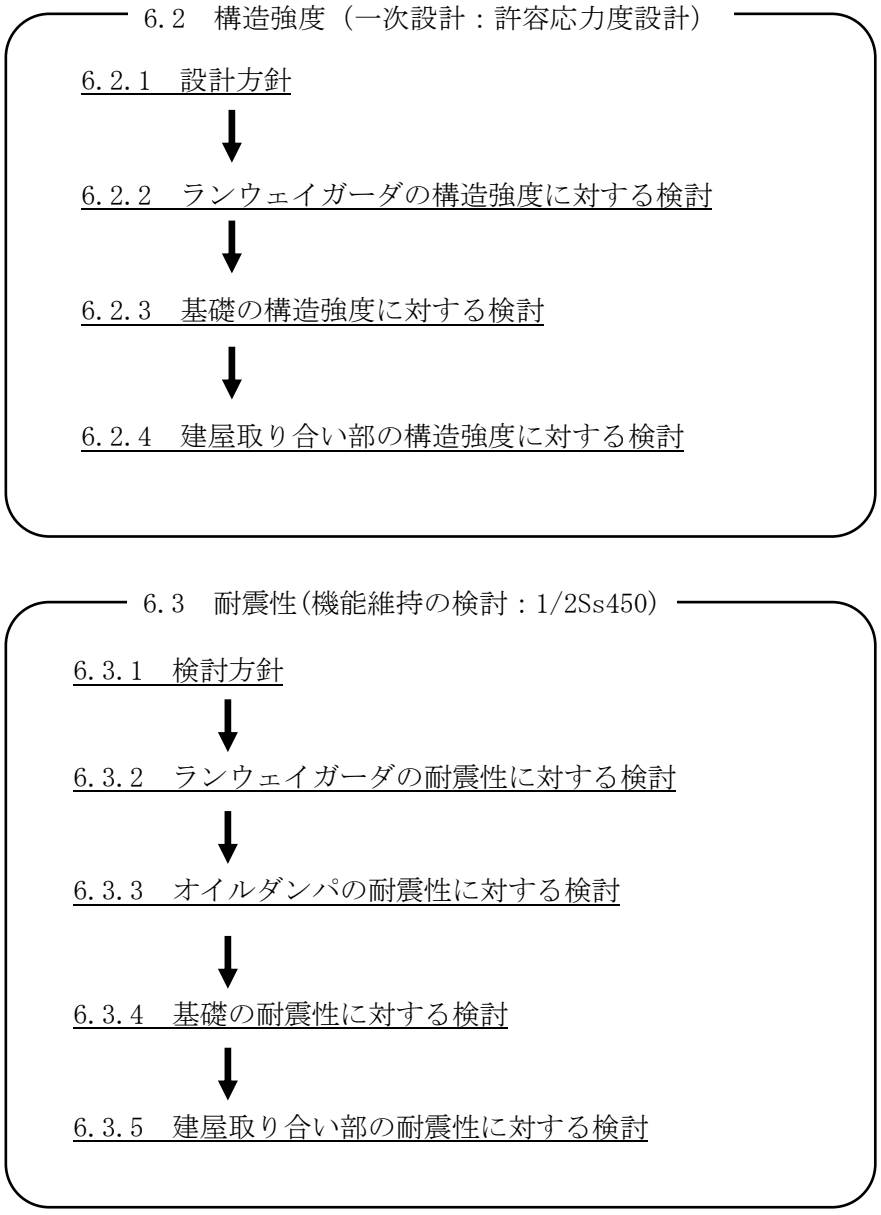


図 6.1.3-1(1) ランウェイガーダの検討フロー

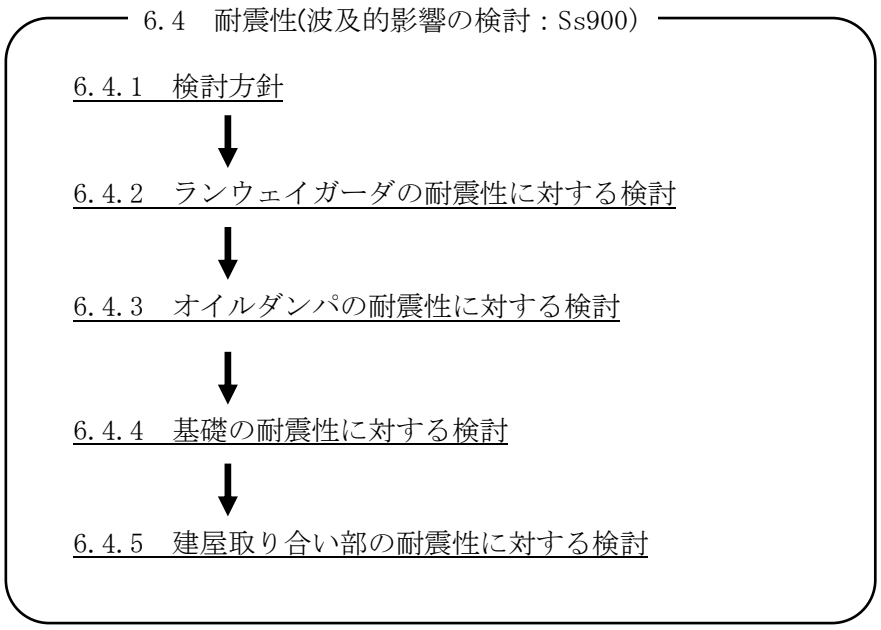


図 6.1.3-1(2)　ランウェイガーダの検討フロー

6.2　構造強度

6.2.1 設計方針

構造強度の検討は，ランウェイガーダ，基礎及び建屋取り合い部について許容応力度設計を実施する。

(1)　使用材料及び許容応力度

使用材料の物性値及び許容応力度を表 6.2.1-1 に示す。

表 6.2.1-1　使用材料の物性値及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E (N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)
ランウェイガーダ	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
基礎	コンクリート (Fc24)	2.27×10^4	0.2	24.0
コンクリート スラブ	コンクリート (Fc30)	2.44×10^4	0.2	24.0
原子炉建屋	コンクリート (Fc22.1)	2.57×10^4*	0.2	24.0

*：実強度に基づく剛性

コンクリートの許容応力度　(単位：N/mm^2)

設計基準強度	長期			短期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
22.1 (225) *	7.4	－	0.71	14.8	－	1.07
24.0	8.0	－	0.73	16.0	－	1.10
30.0	10.0	－	0.79	20.0	－	1.19

*：建設時の設計基準強度（単位：kgf/cm^2）

鉄筋の許容応力度　(単位：N/mm^2)

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29 未満	215	195	345	345
	D29 以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　(単位：N/mm^2)

板厚	材料	基準強度 F	許容応力度*2
T≦40mm	SN490B	325	建築基準法及び国土交通省告示に従い，左記 F の値より求める
T＞40mm	TMCP325B, TMCP325C	325*1	

*1：国土交通大臣指定書（国住指第 326-2，平成 14 年 5 月 7 日又は国住指第 1208-2, 1209-2，平成 15 年 7 月 31 日）による

*2：終局強度は許容応力度を 1.1 倍とする

(2)　解析モデル

構造強度の検討ではランウェイガーダを線材でモデル化し，基礎位置をピン境界とする。解析モデルを図 6.2.1-1 に示す。

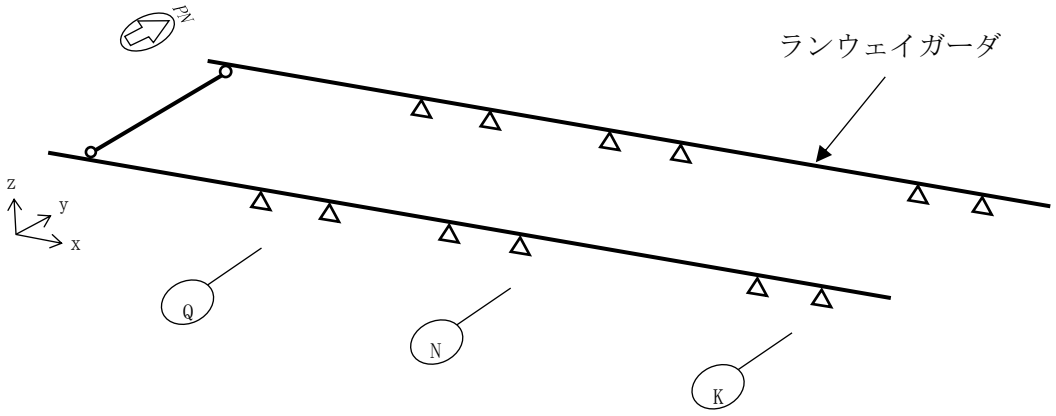


図 6.2.1-1　解析モデル

(3)　荷重及び荷重組合せ

設計で考慮する荷重を以下に示す。なお，ランウェイガーダは大型カバー内に設置されるため，積雪荷重及び風荷重は考慮しない。

1)　鉛直荷重（VL）

ランウェイガーダに作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重（配管荷重及び積載荷重含む）とする。主な鉛直荷重を表 6.2.1-2 に示す。

表 6.2.1-2　ランウェイガーダに作用する鉛直荷重(kN)

固定荷重	6310
機器荷重	5890

2)　地震荷重（K）

ランウェイガーダ静的地震荷重は，大型カバー設計用に設定した G.L.＋0.20m（原子炉建屋 1 階床）を基準面とした燃料取り出し時のオペフロ床レベルの水平震度により設定する。添付 4-2　5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」を参照し，ランウェイガーダが設置されるオペフロレベル（G.L.+28,900mm）の水平震度（1.5Ci）ki=0.220 を採用する。水平地震力は下式より算定する。

$$Qi = ki \cdot Wi$$

ここで，

Qi：層せん断力（kN）

ki：水平震度（ki=0.220）

Wi：当該部分が支える重量（kN）

3) 荷重組合せ

ランウェイガーダの設計で考慮する荷重組合せ及び許容応力度を表 6.2.1-3 に示す。作業内容によりクレーン及び FHM の位置が異なる。作業内容に応じた燃料取扱設備位置を表 6.2.1-4 及び図 6.2.1-2 に示す。

表 6.2.1-3 ランウェイガーダ荷重組合せ

想定する状態	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	VL	長期
地震時 (1.5Ci)	VL+K	短期

表 6.2.1-4 燃料取扱設備位置の詳細

燃料取扱設備位置	作業内容	配置パターン			
		クレーン		FHM	
		燃料取扱設備支持部	SFP 側	SFP 中央	SFP 端部
CASE1	大型カバーへのキャスク搬入出（クレーン単独）	○			○
CASE2	SFP でのキャスク取扱時（クレーン単独）		○		○
CASE3	燃料取扱作業 (FHM 単独)	○		○	
CASE4-①	燃料取扱作業 （クレーン／FHM 共用）		○	○	
CASE4-②			○		○

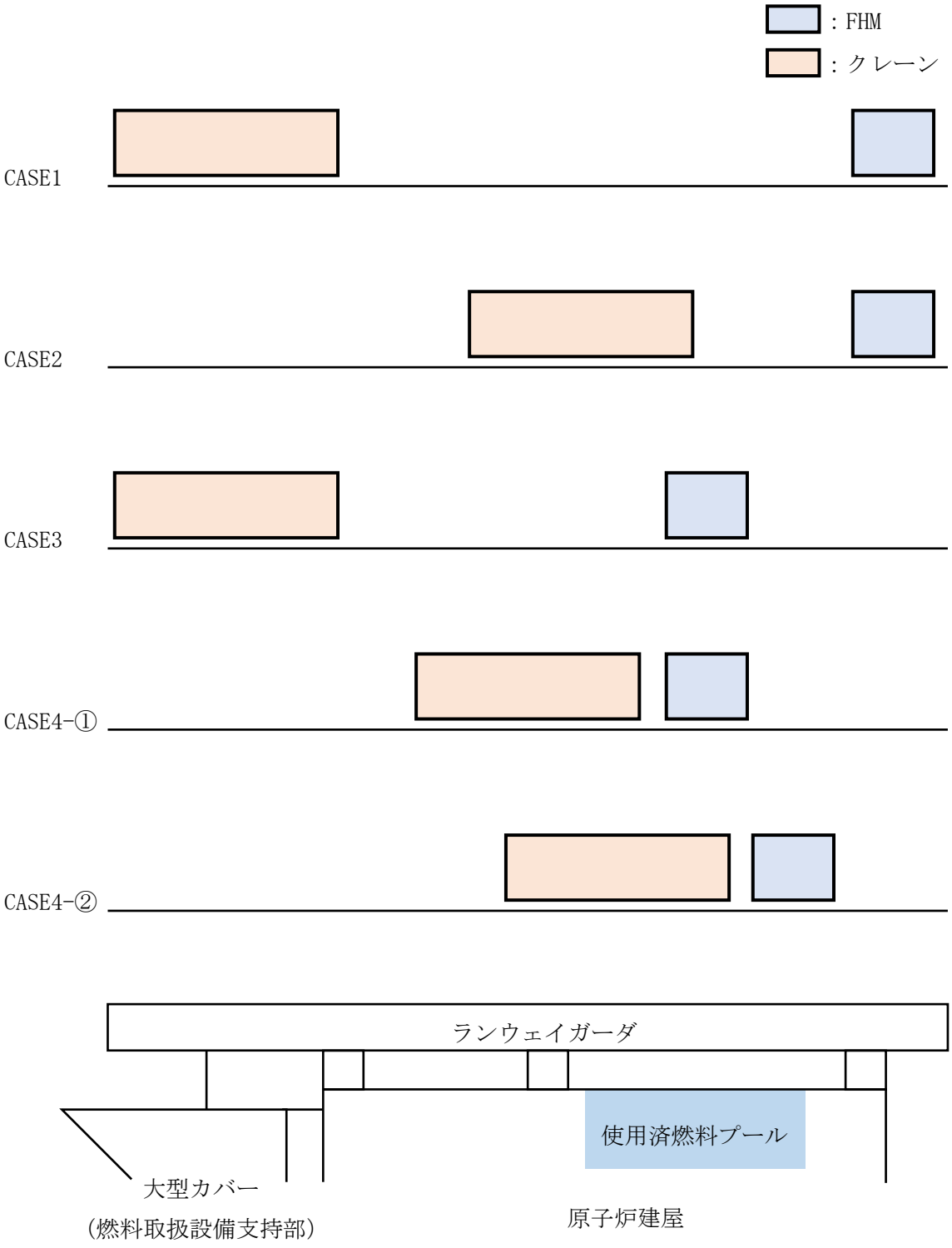


図 6.2.1-2　燃料取扱設備の位置

6.2.2 ランウェイガーダの構造強度に対する検討

(1) 燃料取扱設備の荷重作用位置

ランウェイガーダの設計で考慮する燃料取扱設備の荷重作用位置のうち，代表例として燃料取扱設備位置 CASE1 の荷重作用位置を図 6.2.2-1 に示す。クレーン及び燃料取扱機の車輪や脱線防止ラグからの反力は，レール及びレール受けを介してランウェイガーダに作用する。

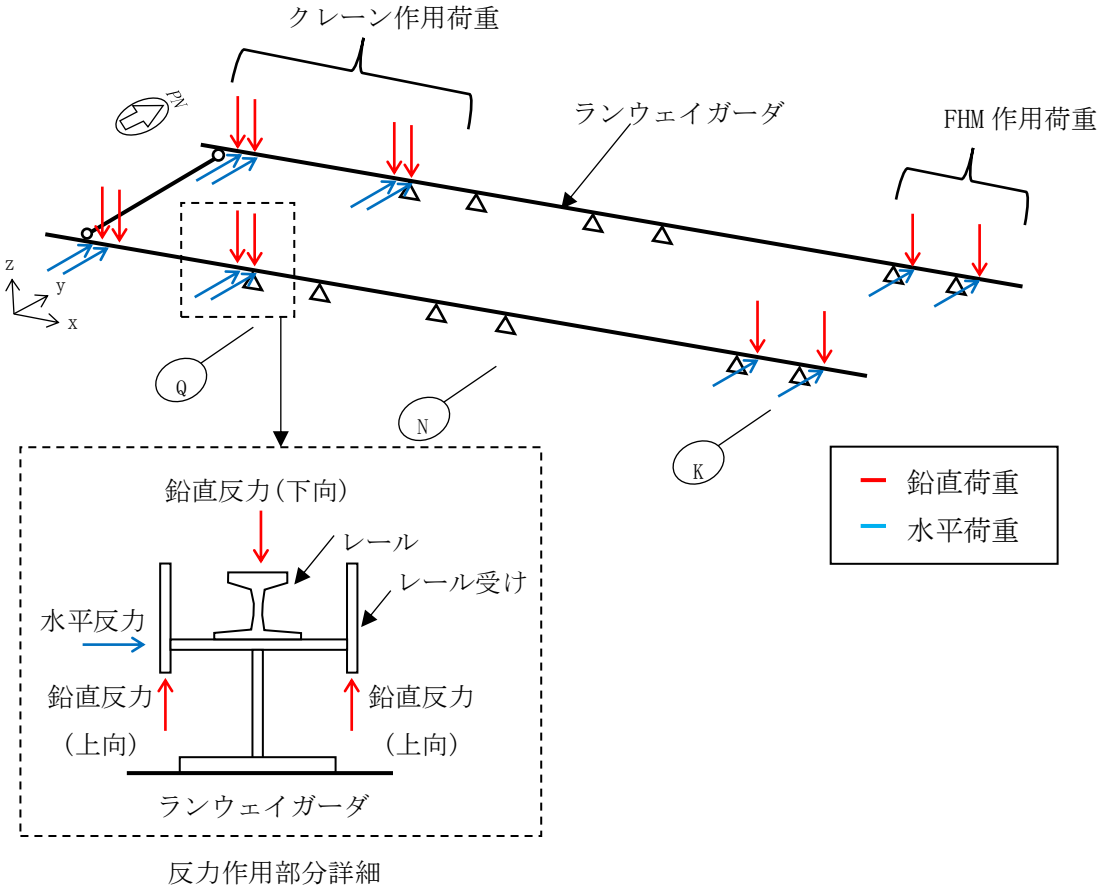
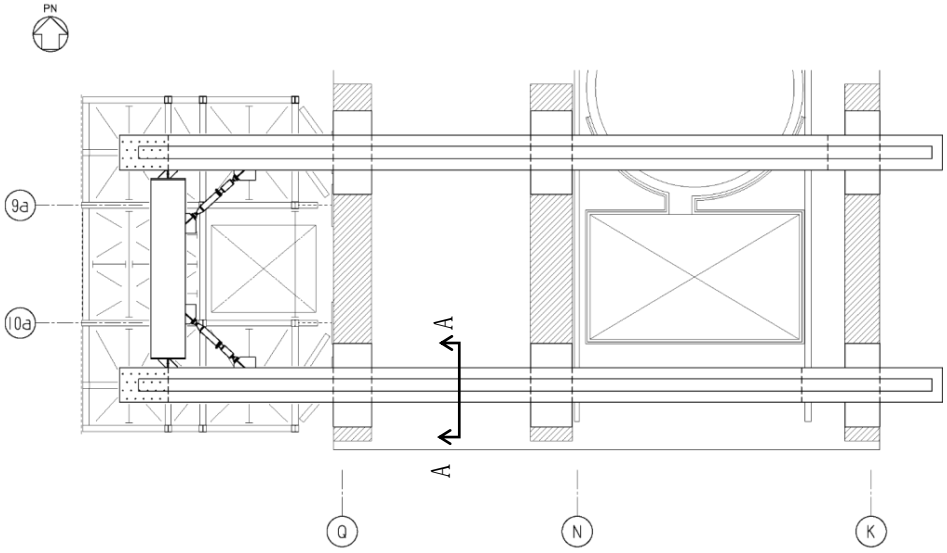


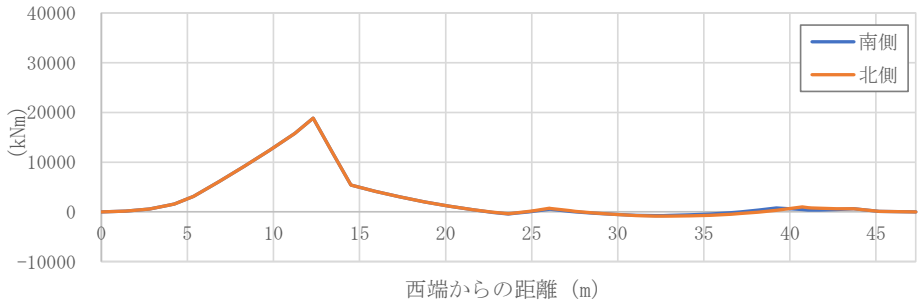
図 6.2.2-1 ランウェイガーダの解析モデルと燃料取扱設備の荷重作用位置

(2) 応力解析結果

代表例として燃料取扱設備位置 CASE1 の応力解析結果を図 6.2.2-2 及び図 6.2.2-3 に示す。西側端部がはね出しになっているため，Q 通りの基礎部分に応力が集中している。

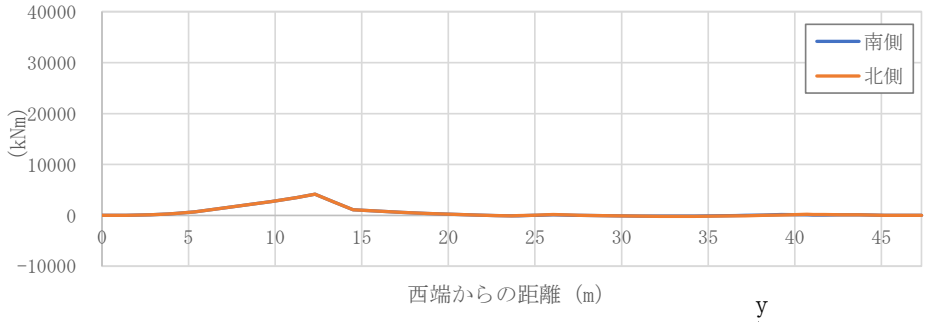


x軸回り曲げモーメント

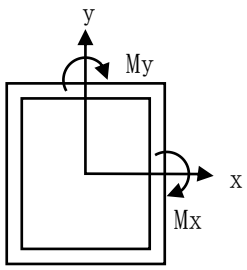


西端からの距離（m）

y 軸回り曲げモーメント

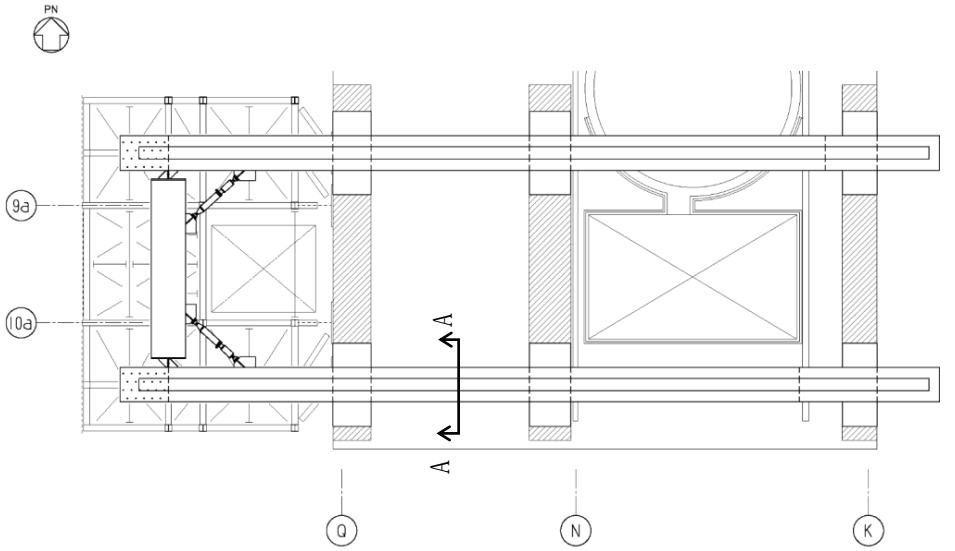


西端からの距離（m）

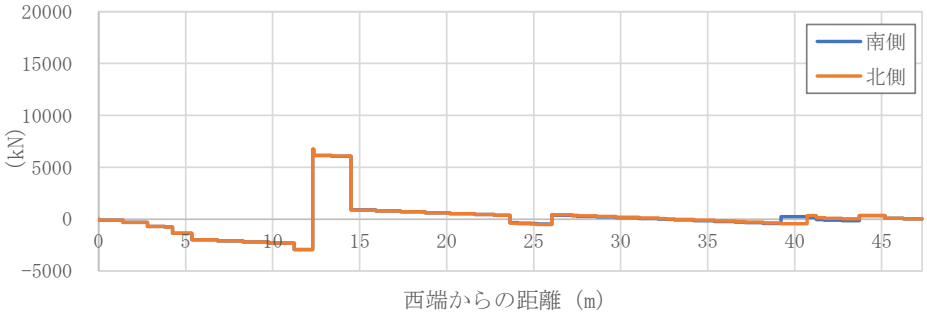


A-A 断面

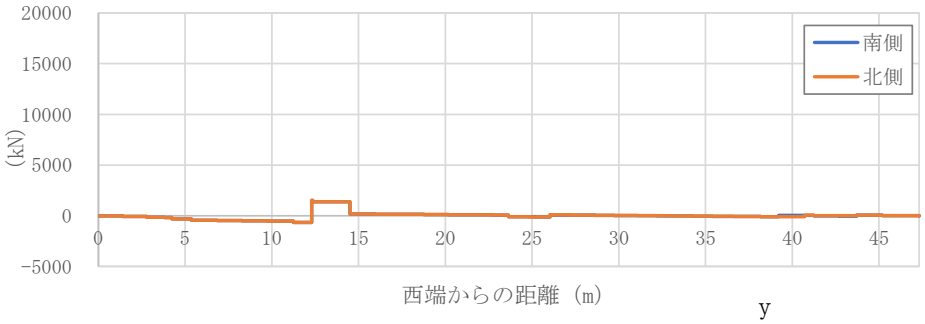
図 6.2.2-2 ランウェイガーダの応力図（曲げモーメント）
（地震時(1.5Ci)）

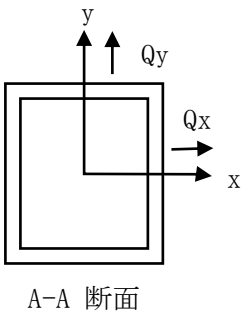


y 軸方向せん断力



x軸方向せん断力





A-A 断面

図 6.2.2-3 ランウェイガーダの応力図（せん断力）
（地震時(1.5Ci)）

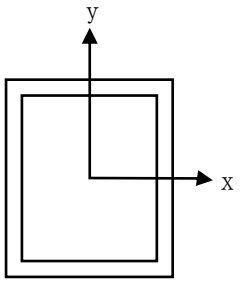
(3)　断面検討

検定比の検討は，「鋼構造設計規準－許容応力度設計法－」に従い，下式にて検討を行う。

軸方向力＋曲げモーメント

$$\frac{\sigma_c}{f_c}+\frac{\sigma_{bx}}{f_b}+\frac{\sigma_{by}}{f_b}\leqq 1$$

$$\frac{\sigma_t+\sigma_{bx}+\sigma_{by}}{f_t}\leqq 1$$



せん断力

$$\frac{\tau_y}{f_s}\leqq 1$$

$$\frac{\tau_x}{f_s}\leqq 1$$

組合せ応力の場合

$$\sqrt{\frac{(\sigma_{bx}+\sigma_{by}+\sigma)^2+3{\tau_y}^2}{{f_t}^2}}\leqq 1$$

$$\sqrt{\frac{(\sigma_{bx}+\sigma_{by}+\sigma)^2+3{\tau_x}^2}{{f_t}^2}}\leqq 1$$

ここで，σ_c　：軸方向圧縮応力度（N/A）（N/mm^2）

σ_t　：軸方向引張応力度（N/A）（N/mm^2）

σ　：σ_cとσ_tのうち大きい方の値

N：軸力(N)

A：軸方向断面積(mm^2)

τ_x　：x 方向せん断応力度（Qx/Asx）（N/mm^2）

τ_y　：y 方向せん断応力度（Qy/Asy）（N/mm^2）

Qx：x 方向せん断力(N)

Qy：y 方向せん断力(N)

Asx：x 方向せん断断面積(mm^2)

Asy：y 方向せん断断面積(mm^2)

σ_{bx}　：x 軸回り曲げ応力度（Mx/Zx）（N/mm^2）

σ_{by}　：y 軸回り曲げ応力度（My/Zy）（N/mm^2）

Mx：x 軸回り曲げモーメント(N･mm)

My：y 軸回り曲げモーメント(N･mm)

Zx：x 軸回り断面係数(mm^3)

Zy：y 軸回り断面係数(mm^3)

f_t　：許容引張応力度(N/mm^2)

f_c　：許容圧縮応力度(N/mm^2)

f_b　：許容曲げ応力度(N/mm^2)

f_s　：許容せん断応力度(N/mm^2)

表 6.2.2-1 及び表 6.2.2-2 に検定比が最大となる部位の断面検討結果を示す。
断面検討の結果，全ての部材に対する検定比が 1 以下になることを確認した。

表 6.2.2-1　断面検討結果（常時）

部材形状（mm） 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		検定比	判定
□-2500×2000×25×25 〈SN490B〉	CASE1	σ_{bx}	109.7	f_t	216.6	0.54	O.K.
		σ_{by}	—				
		τ_y	24.0				

表 6.2.2-2　断面検討結果（地震時(1.5Ci)）

部材形状（mm） 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		検定比	判定
□-2500×2000×25×25 〈SN490B〉	CASE1	σ_{bx}	109.7	f_t	325.0	0.44	O.K.
		σ_{by}	27.2				
		τ_y	24.0				

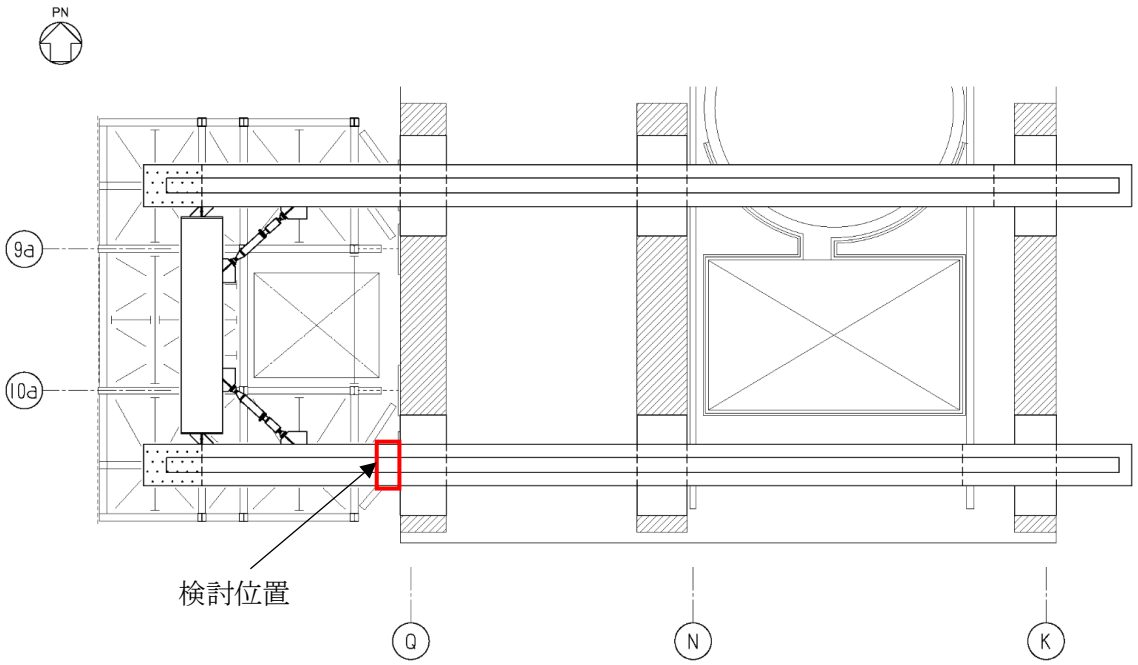


図 6.2.2-4　検討位置

6.2.3　基礎の構造強度に対する検討

地震時（1.5Ci）の基礎反力は，表 6.2.3-1 に示すように 1/2Ss450 に比べ小さい。また，地震時（1.5Ci）に対する検討は 1/2Ss450 に対する検討と同じ許容値（短期許容応力度）としていることより，ここでは検討を省略する。

表 6.2.3-1　基礎反力

方向	位　置		基礎反力(kN)			
			常時	地震時(1.5Ci)	1/2Ss450 地震時*	
鉛直	Q 通り	北側	4,584	4,584	最大	7,474
					最小	448
		南側	4,590	4,590	最大	7,466
					最小	436
水平 (NS 方向)		北側	－	1,001	4,451	
		南側	－	1,002	4,454	
水平 (EW 方向)		北側	－	871	3,148	
		南側	－	871	3,190	

＊：表 6.3.4-1 の値を参照

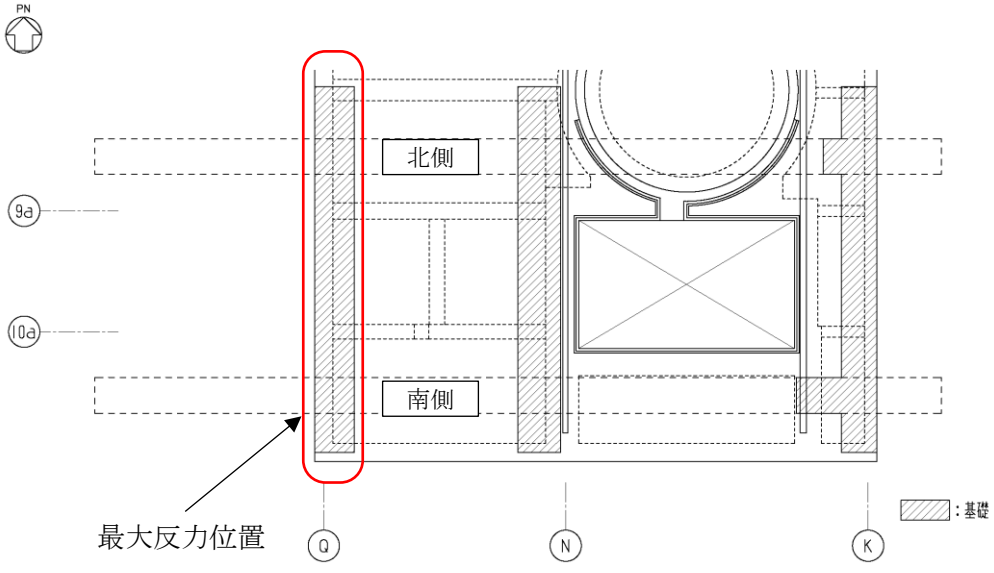


図 6.2.3-1　最大反力位置

6.2.4 建屋取り合い部の構造強度に対する検討

基礎から原子炉建屋取り合い部に作用する反力に対し，下式にて支圧検討を行う。

図 6.2.4-1 に建屋取り合い部概要図を示す。

$$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$$

ここで,

σ_c ：支圧応力度 (N/A) (N/mm^2)

N：支圧力(N)，A：支圧面積（梁幅×基礎有効長さ） (mm^2)

f_c ：許容応力度(N/mm2)

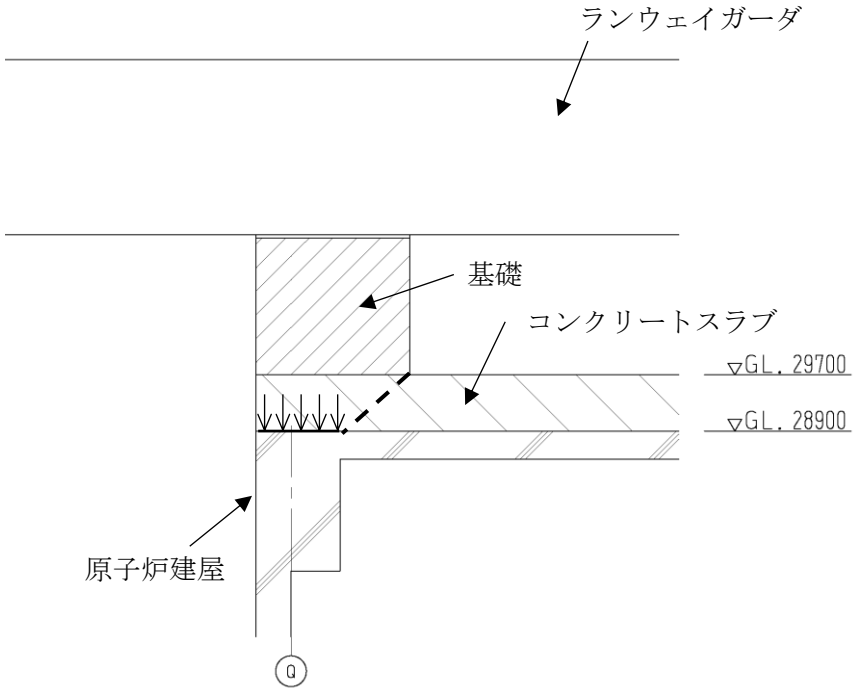


図 6.2.4-1 建屋取り合い部概要図

表 6.2.4-1 に検定比が最大となる部位の検討結果を示す。なお，本書では基礎から伝達される反力を受ける部位のうち，許容応力度の最も低い原子炉建屋（Fc22.1）の評価結果を記載する。

検討の結果，原子炉建屋の検定比は 1 以下になることを確認した。

表 6.2.4-1　建屋取り合い部の検討結果（常時）

燃料取扱設備位置	部位	支圧力* (kN)	原子炉建屋支圧面積 (m^2)	支圧応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	検定比	判定
CASE1	Q 通り北側基礎	5682	7.84	0.8	7.4	0.11	O.K.

*：支圧力=4584[基礎反力]+270[リブ重量]+828[基礎重量]=5682

6.3　耐震性（機能維持の検討：1/2Ss450）

6.3.1 検討方針

耐震性の検討は，ランウェイガーダ，オイルダンパ，基礎及び建屋取り合い部の健全性について行い，1/2Ss450 に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析により評価する。なお，地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向の 3 方向の地震動を同時に入力する。

ランウェイガーダから大型カバーの燃料取扱設備支持部へ生じる反力は，実施計画Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」の評価で想定反力を加味し評価済みである。

(1)　解析に用いる入力地震動

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図 6.3.1-1 に示す。モデルに入力する地震動は一次元波動論に基づき，解放基盤表面で定義される地震動 1/2Ss450 に対する地盤の応答として評価する。解放基盤表面位置（G.L.-206.0m（震災前 O.P.-196.0m））における地震動 1/2Ss450-1 及び 1/2Ss450-2 の加速度時刻歴波形を図 6.3.1-2～図 6.3.1-4 に示す。

ここで用いる入力地震動は，Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」と同一である。

地震波の入力方向は下記のように表し，3 方向の組合せを表現する。

+NS：建屋北側から南側方向への地震入力

-NS：建屋南側から北側方向への地震入力

+EW：建屋東側から西側方向への地震入力

-EW：建屋西側から東側方向への地震入力

+UD：建屋上側から下側方向への地震入力

-UD：建屋下側から上側方向への地震入力

(2)　解析ケース

解析ケースは，1/2Ss450-1，1/2Ss450-2 の各地震動において，表 2.1-4 に示す燃料取扱設備の全位置と正負を考慮した地震波 3 方向入力の組合せとする。

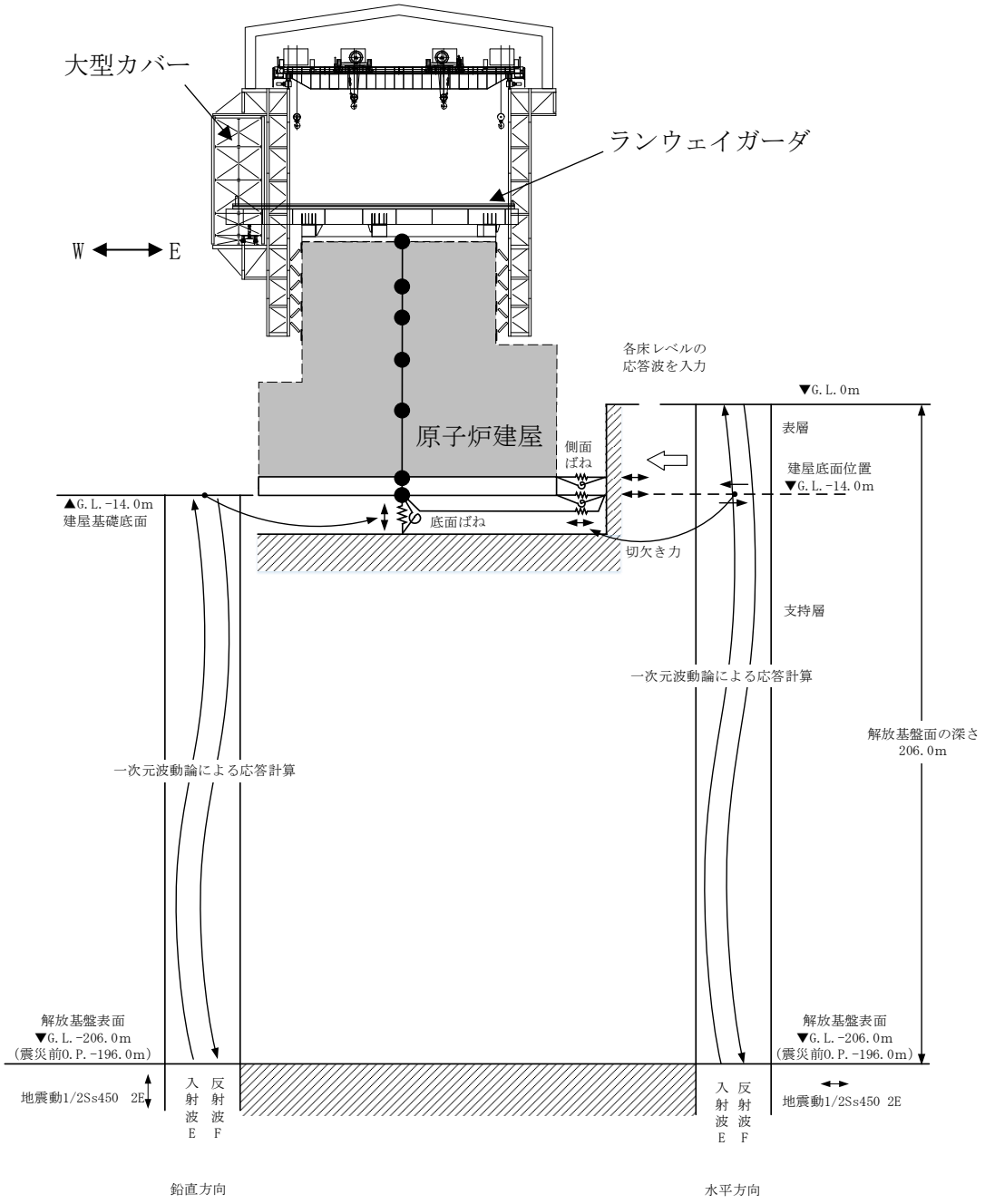
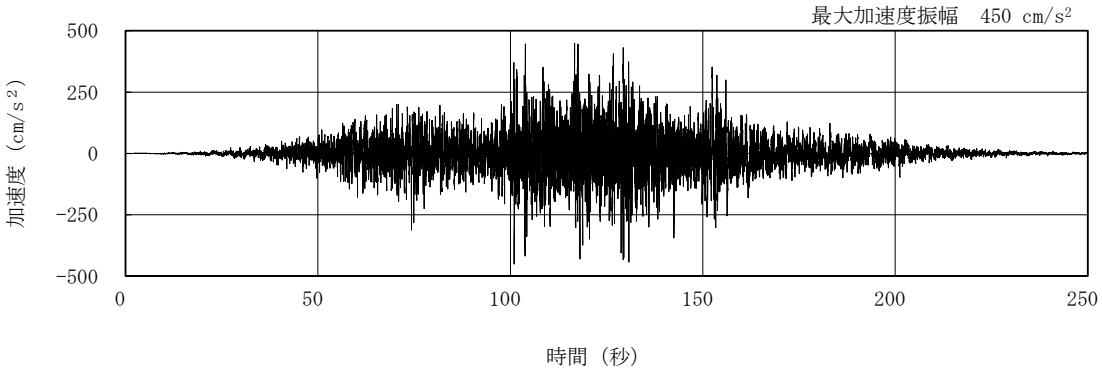
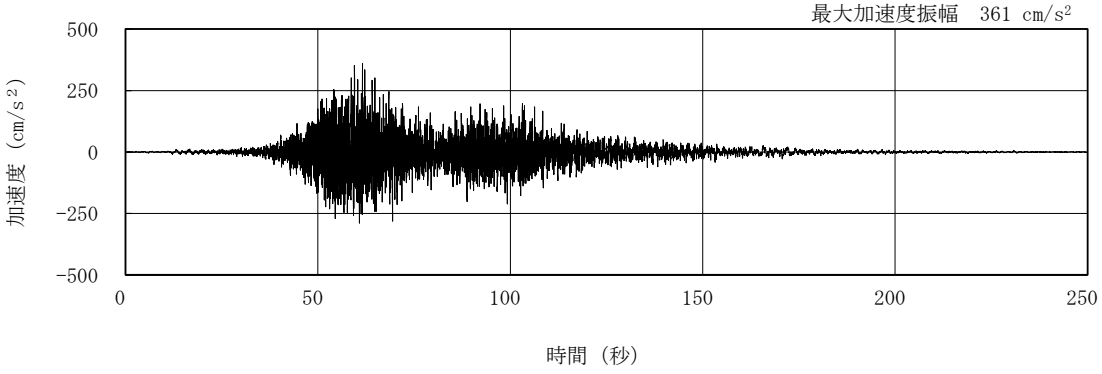


図 6.3.1-1　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

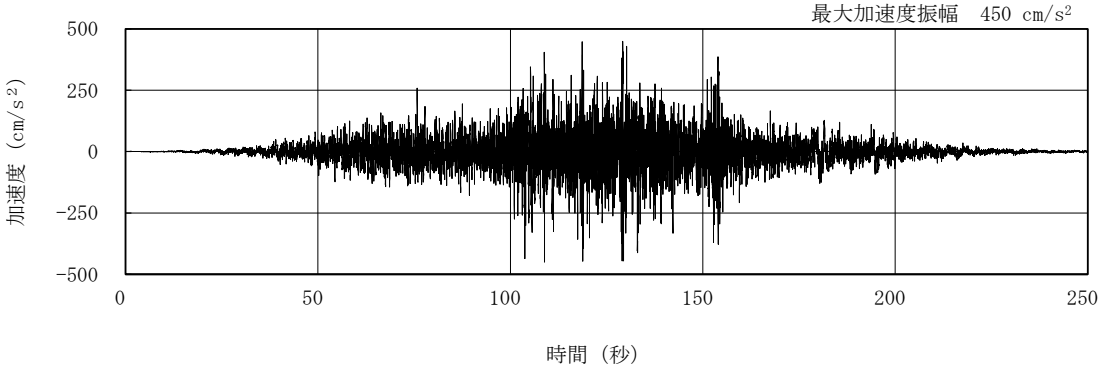


(1/2Ss450-1 NS 方向)

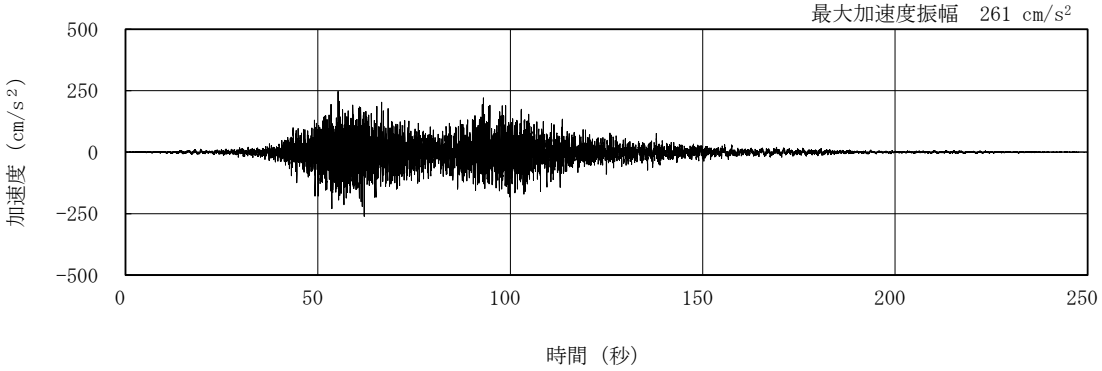


(1/2Ss450-2 NS 方向)

図 6.3.1-2　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
(NS 方向)

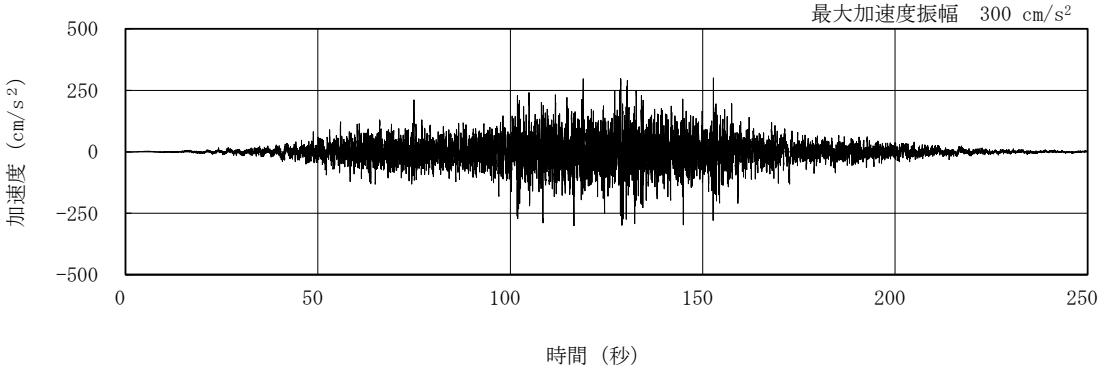


(1/2Ss450-1 EW 方向)

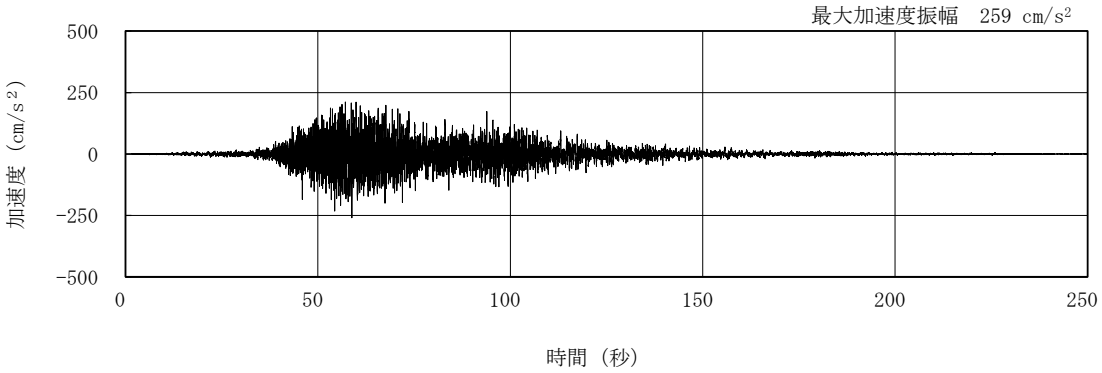


(1/2Ss450-2 EW 方向)

図 6.3.1-3　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
(EW 方向)



（1/2Ss450-1 UD 方向）



（1/2Ss450-2 UD 方向）

図 6.3.1-4　解放基盤表面における地震動の加速度時刻歴波形
（鉛直方向）

(3)　地震応答解析モデル

解析モデルを図 6.3.1-6 に示す。地震応答解析モデルは，曲げ，せん断剛性及び軸剛性を考慮した原子炉建屋の質点系モデルの質点に，立体架構でモデル化した大型カバー（Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」と同じモデル），ランウェイガーダを接続し，地盤との相互作用を考慮した建屋－地盤連成系モデルとする。なお，原子炉建屋の質点は炉心位置にモデル化する。ランウェイガーダは弾性部材とする。ランウェイガーダ西側のはね出し部及びランウェイガーダと燃料取扱設備支持部間に設置するオイルダンパは，減衰要素とばね要素を直列に結合したモデルとする。ランウェイガーダとオペフロ建屋質点との間にはランウェイガーダ基礎を剛ばねでモデル化し，ランウェイガーダ基礎とオペフロ建屋質点は剛要素で結合している。オイルダンパのモデル化を図 6.3.1-7 に示す。また，原子炉建屋の質点系モデルは，軸方向は弾性とし，曲げとせん断に「JEAG4601-1991 追補版」に示されている非線形特性を考慮する。

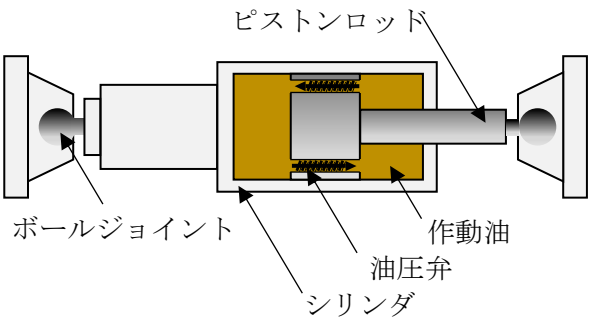
オイルダンパの概念図及び写真を図 6.3.1-5 に，物性値及び許容値を表 6.3.1-1，使用実績を表 6.3.1-2 に示す。原子炉建屋の諸元※1 は表 6.3.1-3 に示す諸元とする。

原子炉建屋の地盤定数※2 は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果 中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）と同様とし，その結果を表 3.1-4 に示す。

原子炉建屋の地盤ばね※2 は，「JEAG4601-1991 追補版」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤を Novak の方法により建屋側面ばねとして評価する。NS 方向，EW 方向，UD 方向の 3 方向全ての地盤ばねが取り付いた解析モデルを用いる。

※1　Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」で用いた原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元からランウェイガーダの重量を除いている

※2　Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」で用いた原子炉建屋の地盤定数，地盤バネと同一



2 号機燃料取り出し用構台(参考)
オイルダンパ（水平）

図 6.3.1-5 オイルダンパの概念図と実物写真

表 6.3.1-1(1)　オイルダンパ（水平）の物性値及び許容値

オイルダンパ（水平）	最大減衰力*1 (kN)	最大速度*1 (mm/s)	減衰係数 Ae*1*2 (kN/(mm/s)^2)	剛性*1 (kN/mm)	ストローク*1 (mm)
	1823	270	0.025	315	±100

*1：設計値
*2：減衰力 $F=Ae\times V^2$
V:速度

表 6.3.1-1(2)　オイルダンパ（鉛直）の物性値及び許容値

オイルダンパ（鉛直）	最大減衰力*1 (kN)	最大速度*1 (mm/s)	減衰係数 Ae*1*2 (kN/(mm/s)^2)	剛性*1 (kN/mm)	ストローク*1 (mm)
	1817	348	0.015	315	±100

*1：設計値
*2：減衰力 $F=Ae\times V^2$
V:速度

表 6.3.1-2　オイルダンパの使用実績

発電所	対象設備	オイルダンパ種類
福島第一原子力発電所	2 号機 燃料取り出し用構台	ばね付きオイルダンパ（鉛直） オイルダンパ（水平） オイルダンパ（鉛直）
	3 号機 燃料取り出し用カバー	ばね付きオイルダンパ（鉛直）
柏崎刈羽原子力発電所	6 号機 排気筒	オイルダンパ（水平）
	7 号機 排気筒	オイルダンパ（水平）

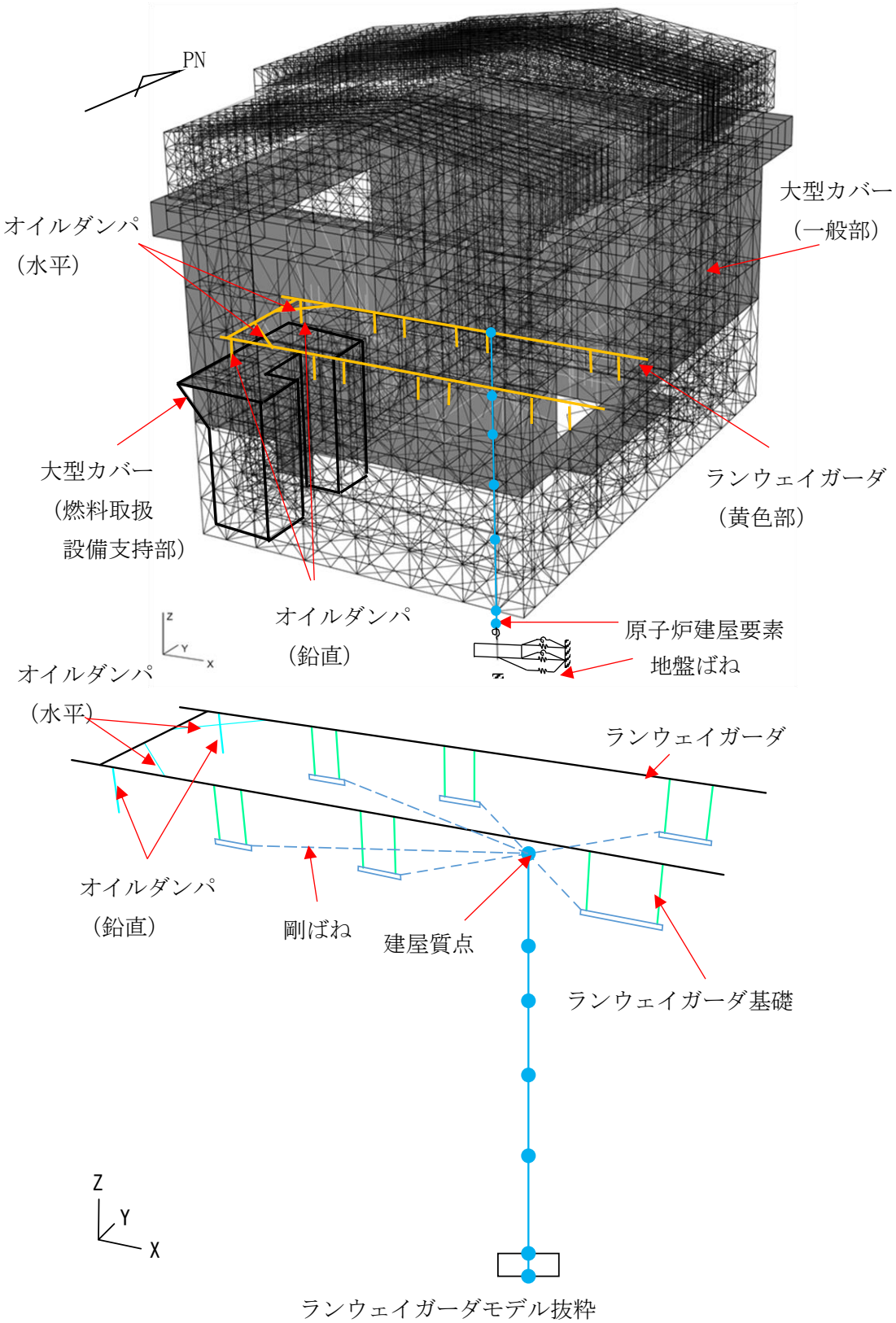

PN
大型カバー
（一般部）
オイルダンパ
（水平）
大型カバー
（燃料取扱
設備支持部）
ランウェイガーダ
（黄色部）
オイルダンパ
（鉛直）
原子炉建屋要素
地盤ばね
オイルダンパ
（水平）
ランウェイガーダ
オイルダンパ
（鉛直）
剛ばね
建屋質点
ランウェイガーダ基礎
Z
Y
X
ランウェイガーダモデル抜粋

図 6.3.1-6　解析モデル

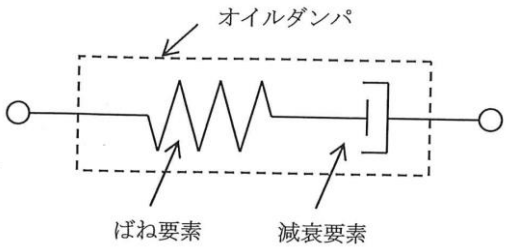


図 6.3.1-7　オイルダンパのモデル化

表 6.3.1-3(1)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

水平（NS）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G (×10^5 kN･m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	97133	139.73		
			135.0	16012
+21.00	74580	107.37		
			160.8	21727
+15.90	79630	114.58		
			132.8	24274
+8.70	87730	126.29		
			155.6	36481
+0.20	163140	234.80		
			294.0	52858
-11.23	185210	266.64		
			1914.3	275530
-14.00	62400	89.83		
合計	749823	ヤング係数 Ec	2.57×10^7(kN/m^2)	
		せん断弾性係数 G	1.07×10^7(kN/m^2)	
		ポアソン比 ν	0.20	
		減衰 h	5%	

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量にガレキ撤去等による重量増減を考慮した数値

表 6.3.1-3(2)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

水平（EW）方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	回転慣性重量 I_G (×10^5 kN･m^2)	せん断断面積 As (m^2)	断面二次モーメント I (m^4)
+28.90	97133	79.98		
			102.7	9702
+21.00	74580	61.39		
			163.9	13576
+15.90	79630	65.53		
			131.6	14559
+8.70	87730	126.29		
			197.8	36427
+0.20	163140	234.80		
			294.0	52858
-11.23	185210	327.39		
			1914.3	338428
-14.00	62400	110.32		
合計	749823	ヤング係数 Ec	2.57×10^7(kN/m^2)	
		せん断弾性係数 G	1.07×10^7(kN/m^2)	
		ポアソン比 ν	0.20	
		減衰 h	5%	

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量にガレキ撤去等による重量増減を考慮した数値

表 6.3.1-3(3)　原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

鉛直方向

G.L.(m)	質点重量* W (kN)	軸断面積 A_N (m^2)	軸ばね剛性 K_A ($\times 10^8$ kN/m)
+28.90	97133		
		151.1	4.92
+21.00	74580		
		205.0	10.33
+15.90	79630		
		221.7	7.91
+8.70	87730		
		301.0	9.10
+0.20	163140		
		495.7	11.15
-11.23	185210		
		1914.3	177.61
-14.00	62400		
合計	749823		

ヤング係数 Ec	2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数 G	1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比 ν	0.20
減衰 h	5%

*:「Ⅱ.2.6　滞留水を貯留している（滞留している場合を含む）建屋　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全評価）」において用いた各階重量にガレキ撤去等による重量増減を考慮した数値

表 6.3.1-4(1)　地盤定数の設定結果

1/2Ss450-1

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.23	2.62	0.85	6.57	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.73	3.41	0.80	7.99	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.49	4.36	0.80	10.16	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	4.50	5.63	0.80	13.01	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.22	6.53	0.80	15.05	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

表 6.3.1-4(2)　地盤定数の設定結果

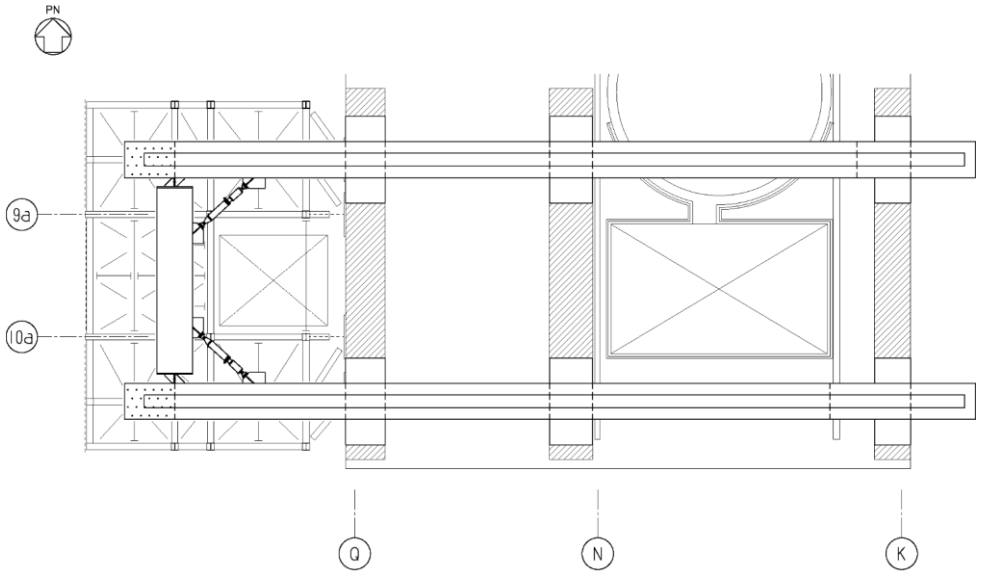
1/2Ss450-2

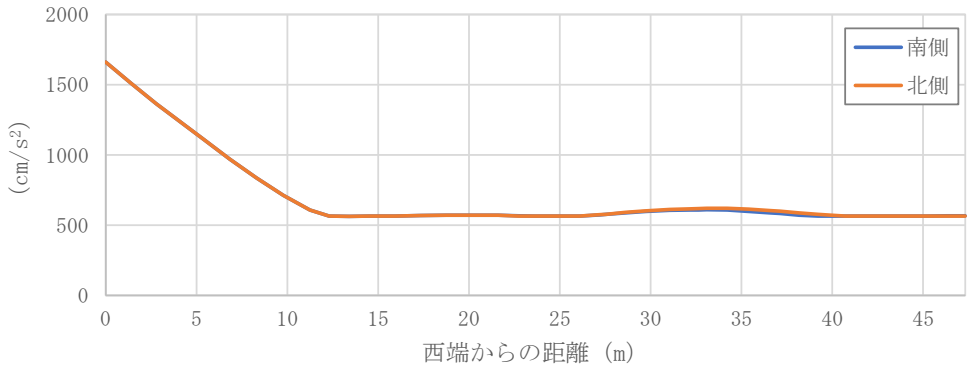
G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.33	2.62	0.89	6.86	3	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	3.03	3.41	0.89	8.87	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	3.88	4.36	0.89	11.29	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	5.01	5.63	0.89	14.49	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	5.81	6.53	0.89	16.76	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

6.3.2 ランウェイガーダの耐震性に対する検討

(1) 地震応答解析結果

全ケース包絡の最大応答加速度分布及び応力図を図 6.3.2-1 に示す。西側端部がはね出しとなっているため，Q 通りの基礎部分に応力が集中している。





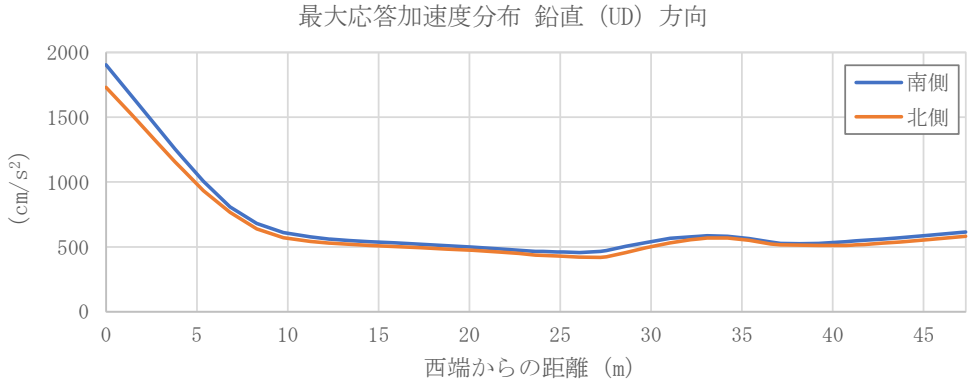


図 6.3.2-1(1) NS・UD 方向 最大応答加速度分布
(1/2Ss450 地震時)

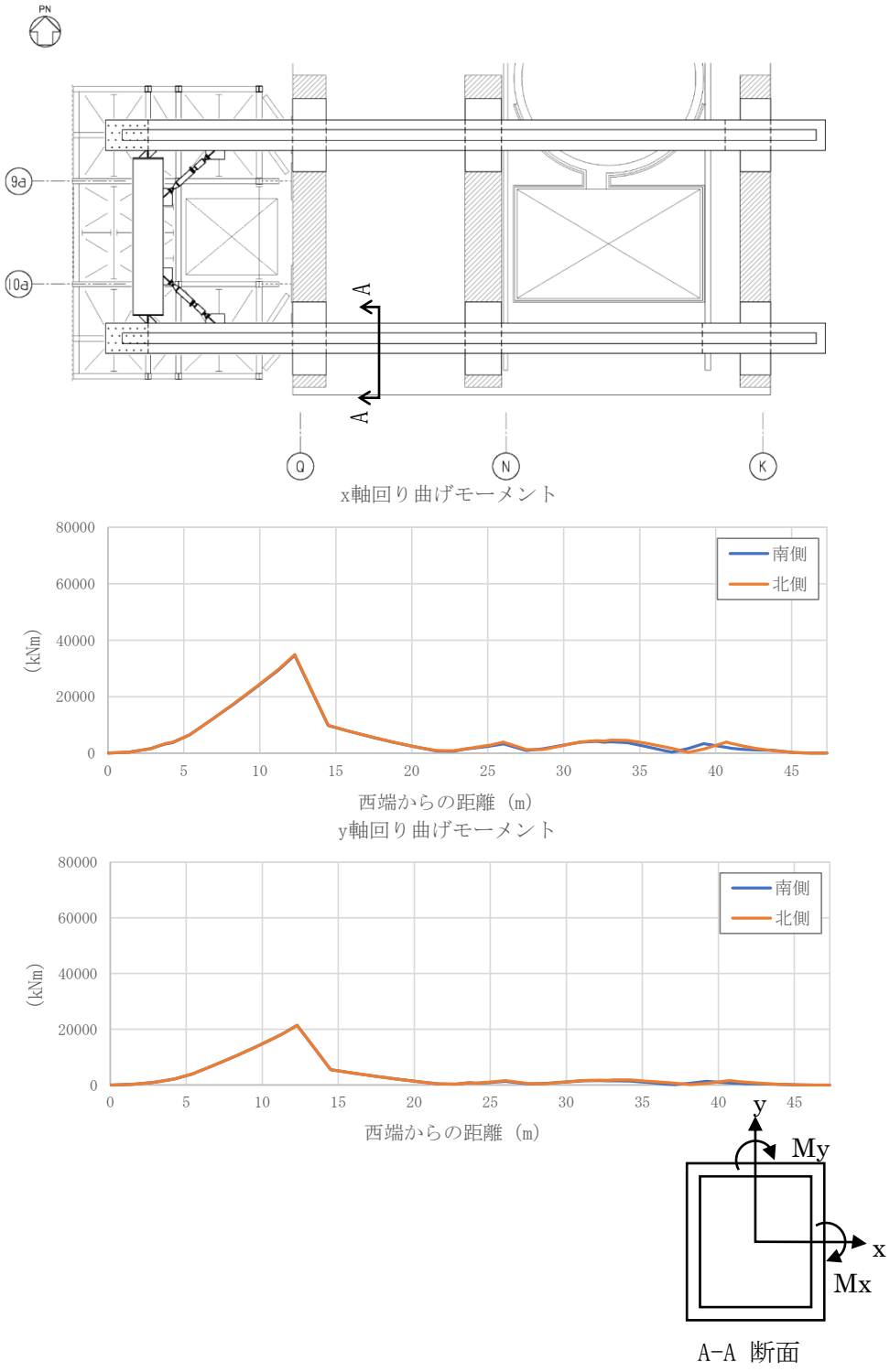


図 6.3.2-1(2)　応力図（曲げモーメント）

（1/2Ss450 地震時）

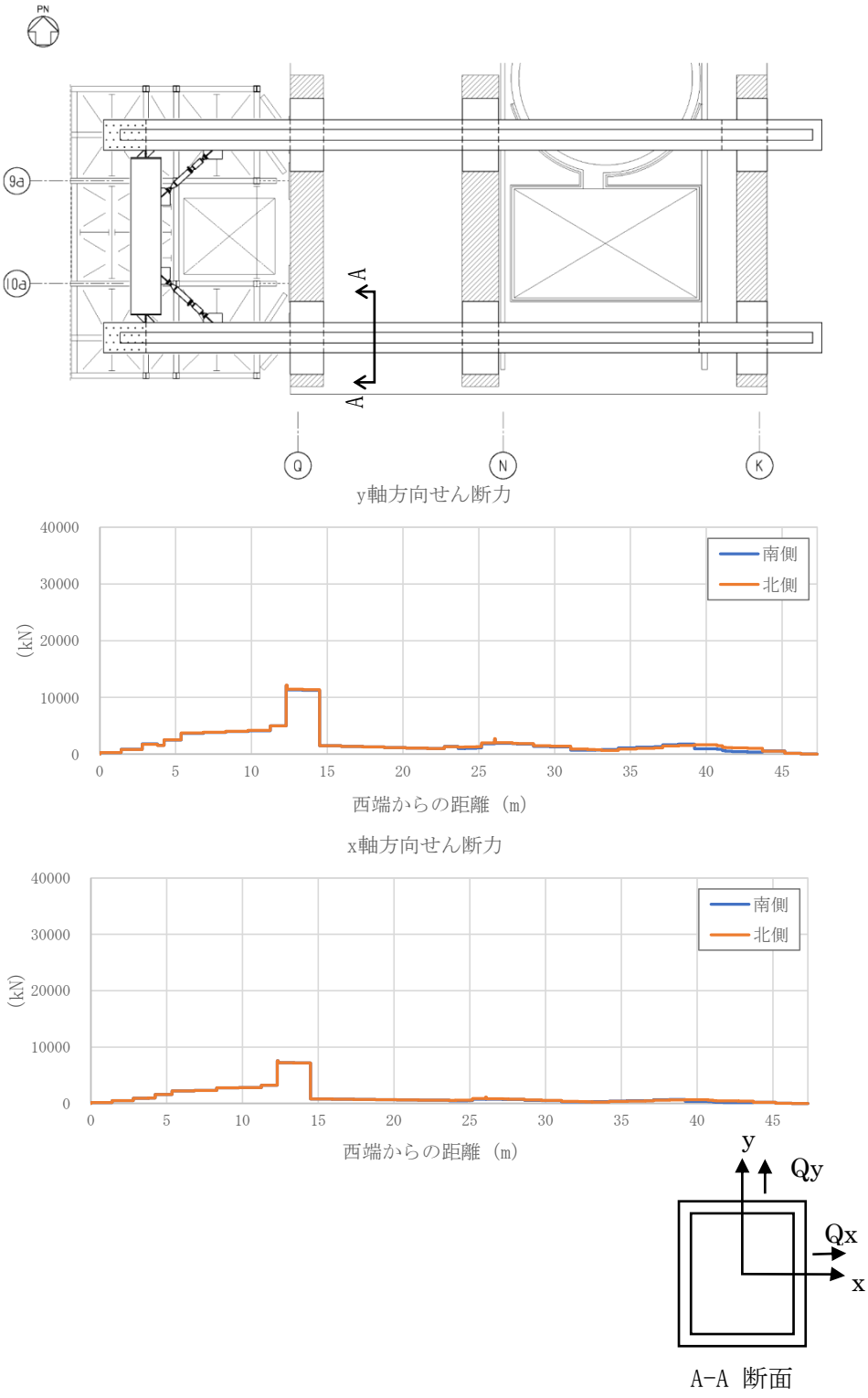


図 6.3.2-1(3)　応力図（せん断力）

（1/2Ss450 地震時）

(2)　断面検討

表 6.3.2-1 に検定比が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討は 6.2.2(3)断面検討と同じ方法とし，各許容応力度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。断面検討の結果，全ての部材の検定比が 1 以下になることを確認した。

表 6.3.2-1　断面検討結果（1/2Ss450 地震時）

部材形状（mm） 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置	作用 応力度 (N/mm^2)		許容 応力度 (N/mm^2)		検定比	判定
□-2500×2000×25×25 〈SN490B〉	CASE1	σ_{bx}	155.7	f_t	357.5	0.83	O.K.
		σ_{by}	138.5				
		τ_y	32.8				

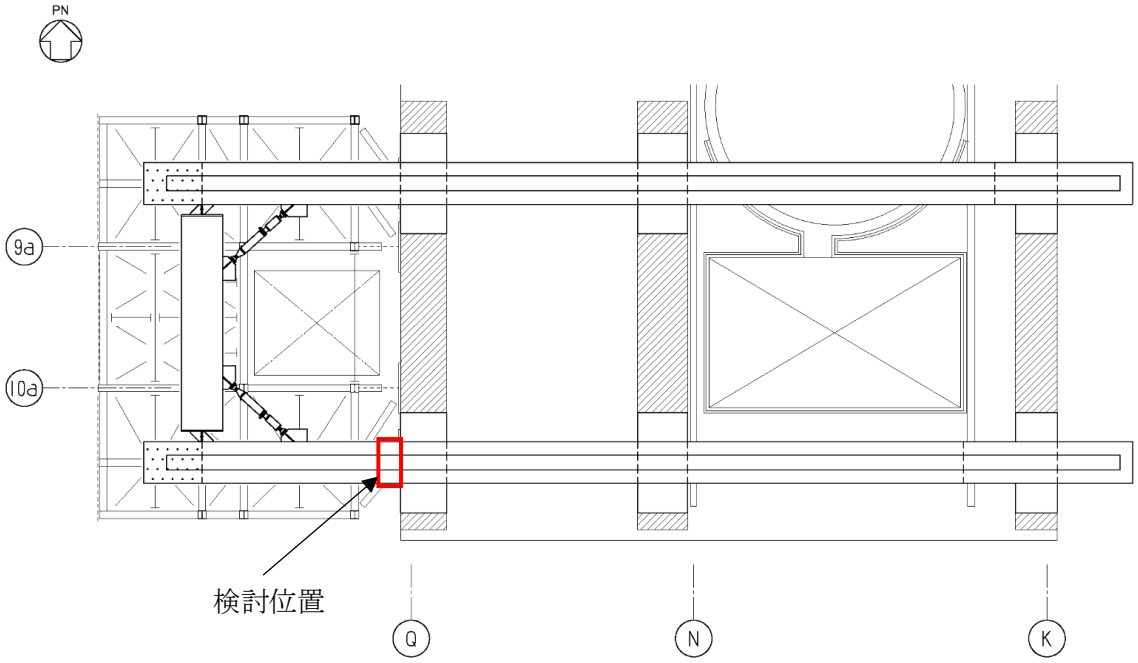


図 6.3.2-2　検討位置

6.3.3 オイルダンパの耐震性に対する検討

各部位で用いられるオイルダンパの耐震性に対する検討は，地震応答解析における最大応答値が許容値以下であることを確認する。

表 6.3.3-1 及び表 6.3.3-2 に最大応答値と許容値を比較した結果を示す。

検討の結果，全てのオイルダンパで最大応答値が許容値以下になることを確認した。

表 6.3.3-1　オイルダンパ（水平）の検討結果（1/2Ss450 地震時）

	燃料取扱 設備位置	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位 (mm)	CASE1	15.7	±100	O.K.
オイルダンパ速度 (m/s)	CASE1	0.23	0.27	O.K.

表 6.3.3-2　オイルダンパ（鉛直）の検討結果（1/2Ss450 地震時）

	燃料取扱 設備位置	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位 (mm)	CASE1	29.6	±100	O.K.
オイルダンパ速度 (m/s)	CASE1	0.27	0.34	O.K.

6.3.4 基礎の耐震性に対する検討

(1)概要

ランウェイガーダは鉛直アンカーボルト及び水平アンカーボルトにより基礎に取り付く。図 6.3.4-1 にランウェイガーダ及び基礎取り合い部の概要を，図 6.3.4-2 にアンカーボルト概要図を示す。基礎反力概要図を図 6.3.4-3 に，1/2Ss450 による基礎反力を表 6.3.4-1 に示す。

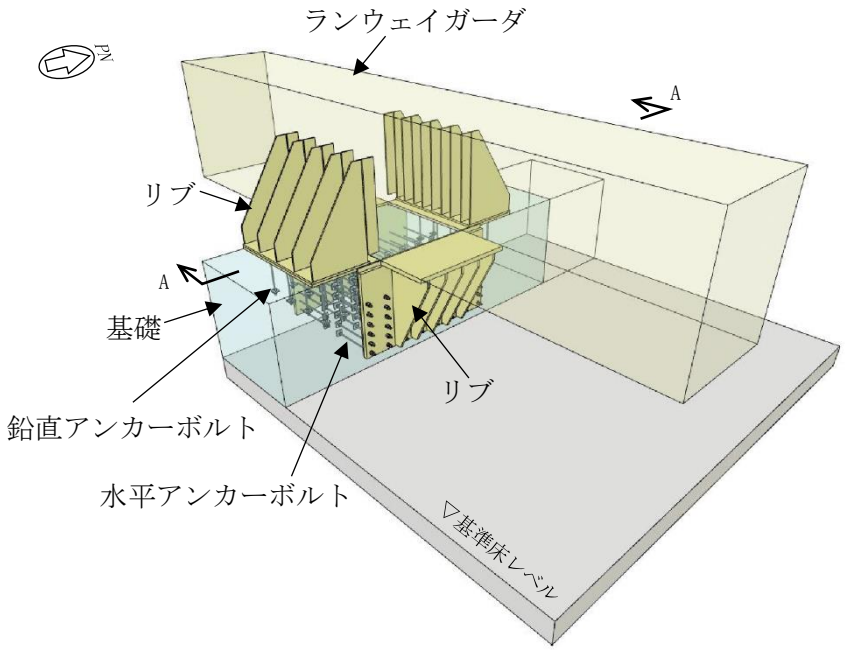
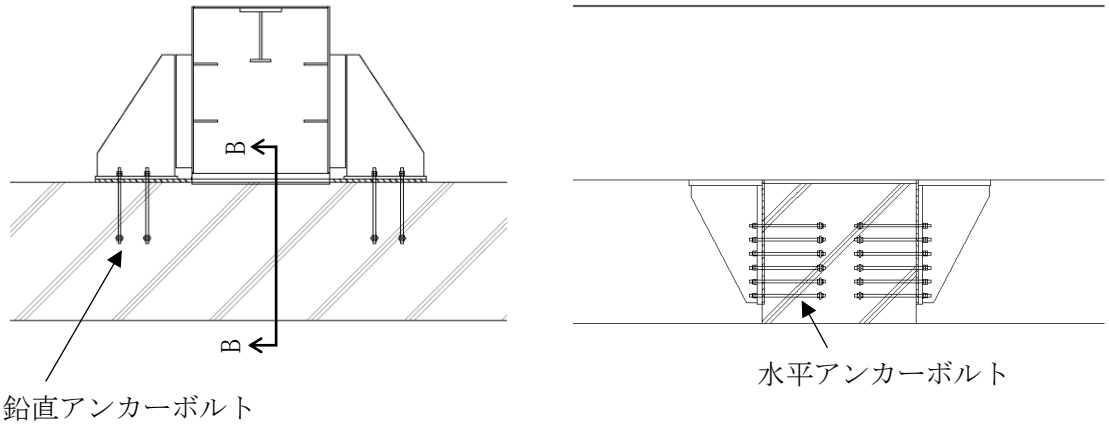
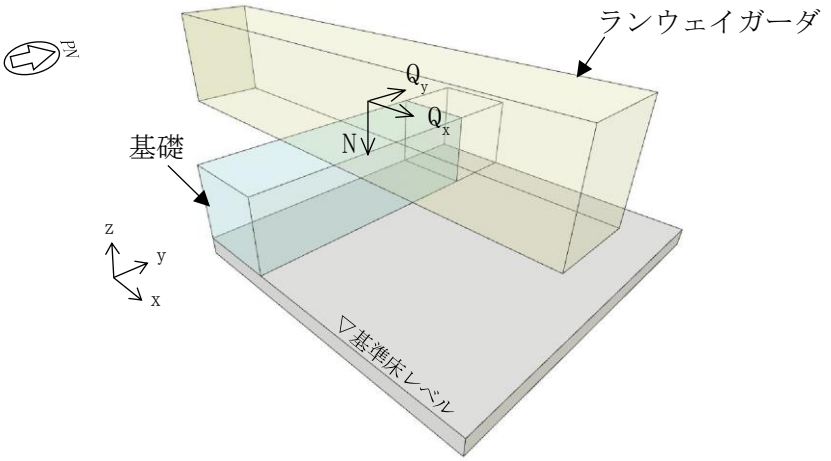


図 6.3.4-1　ランウェイガーダ及び基礎取り合い部の概要



A-A 断面図　　B-B 断面図

図 6.3.4-2　アンカーボルト概要図



N, Q_x, Q_y　：基礎反力

図 6.3.4-3　基礎反力概要図

表 6.3.4-1　基礎反力

方向	位　置		基礎反力(kN)	
			1/2 Ss450 地震時	
鉛直 N	Q 通り	北側	最大	7,474
			最小	448
		南側	最大	7,466
			最小	436
水平 Qy (NS 方向)		北側	4,451	
		南側	4,454	
水平 Qx (EW 方向)		北側	3,148	
		南側	3,190	

(2)アンカーボルトの検討

1) 検討方法

アンカーボルトの仕様は，M42（SNR490B）の定着板付きアンカーボルトとし，許容耐力は「各種合成構造設計指針・同解説」に従い，基礎コンクリートの設計基準強度を用いて下式によって求める。表 6.3.4-2 にアンカーボルトの許容耐力を示す。

$Pa = \min(\phi_1 \cdot Pa_1,\ \phi_2 \cdot Pa_2)$

$Qa = \min(\phi_1 \cdot Qa_1,\ \phi_2 \cdot Qa_2,\ \phi_2 \cdot Qa_3)$

$\phi_1 \sim \phi_2$	：低減係数（短期） $\phi_1 = 1.0$, $\phi_2 = 2/3$
Pa	：アンカーボルトの許容引張力（kN/本）
Pa_1	：アンカーボルトの降伏により決まる許容引張力（kN/本）
Pa_2	：基礎のコーン状破壊により決まる許容引張力（kN/本）
Qa	：アンカーボルトの許容せん断力（kN/本）
Qa_1	：アンカーボルトのせん断強度により決まる許容せん断力（kN/本）
Qa_2	：基礎の支圧強度により決まる許容せん断力（kN/本）
Qa_3	：基礎のコーン状破壊により決まる許容せん断力（kN/本）

表 6.3.4-2 アンカーボルトの許容耐力

部位		基礎
タイプ		標準
鋼材種類		M42
		SNR490B
埋め込み長さ	(mm)	840
アンカーボルト間隔	(mm)	200～750
短期	許容引張力(Pa) (kN/本)	356
	許容せん断力(Qa) (kN/本)	238,249

アンカーボルトの検討は，アンカー部に生じる最大支点反力に対し，下式にて検討を行う。

$$\frac{P}{Pa} \leqq 1$$

$$\frac{Q}{Qa} \leqq 1$$

$$\left(\frac{P}{Pa}\right)^2 + \left(\frac{Q}{Qa}\right)^2 \leqq 1$$

Pa：アンカーボルトの許容引張力（kN/本）
Qa：アンカーボルトの許容せん断力（kN/本）
P ：アンカーボルトの設計用引張力（kN/本）
Q ：アンカーボルトの設計用せん断力（kN/本）

2) 設計用荷重

設計用荷重は，表 6.3.4-3 に示すランウェイガーダからの反力を考慮する。

表 6.3.4-3(1)　鉛直アンカーボルトの設計用荷重（1/2Ss450 地震時）

曲げモーメント　M_x（kNm）*1	5838
せん断力　Q_y（kN）*2	4670

*1：Mx=4670[Qy]×1.25[RWG 高さ/2] =5838

*2：Qy=4454[基礎反力]+270[リブ重量]×0.8[水平震度*3] =4670

*3：水平震度は図 6.3.1-6 に示す解析モデルの 1/2Ss450 による地震応答解析結果より，オペフロレベルの最大応答加速度を用いて算出した

表 6.3.4-3(2)　水平アンカーボルトの設計用荷重（1/2Ss450 地震時）

曲げモーメント　M_y（kNm）*1	4258
せん断力　Q_y（kN）	4670

*1：My=3406[Qx*2]×1.25[RWG 高さ/2] =4258

*2：Qx=3190[基礎反力]+270[リブ重量]×0.8[水平震度*3] =3406

*3：水平震度は図 6.3.1-6 に示す解析モデルの 1/2Ss450 による地震応答解析結果より，オペフロレベルの最大応答加速度を用いて算出した

3) 検討結果

表 6.3.4-4 及び表 6.3.4-5 に基礎反力が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 6.3.4-4 鉛直アンカーボルトの検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位（アンカー本数）	燃料取扱設備位置	入力方向	設計用荷重		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN/本)	せん断力 Q (kN/本)	引張 Pa (kN/本)	せん断 Qa (kN/本)		
南側基礎（Q 通り）鉛直アンカーボルト（8 本）	CASE1	+NS+EW-UD	197	42	356	249	0.56	O.K.

表 6.3.4-5 水平アンカーボルトの検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位（アンカー本数）	燃料取扱設備位置	入力方向	設計用荷重		許容耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN/本)	せん断力 Q (kN/本)	引張 Pa (kN/本)	せん断 Qa (kN/本)		
南側基礎（Q 通り）水平アンカーボルト（48 本）	CASE1	+NS+EW-UD	－	58	－	238	0.25	O.K.

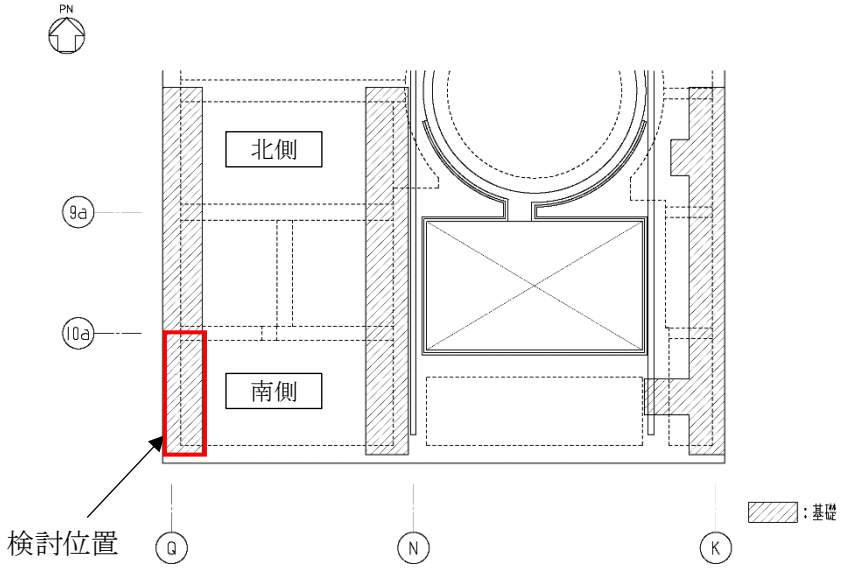


図 6.3.4-4　検討位置

(3)基礎の検討

1)　設計用荷重

設計用荷重は，ランウェイガーダからの反力を床スラブ上端位置に変換し表6.3.4-6に示す。

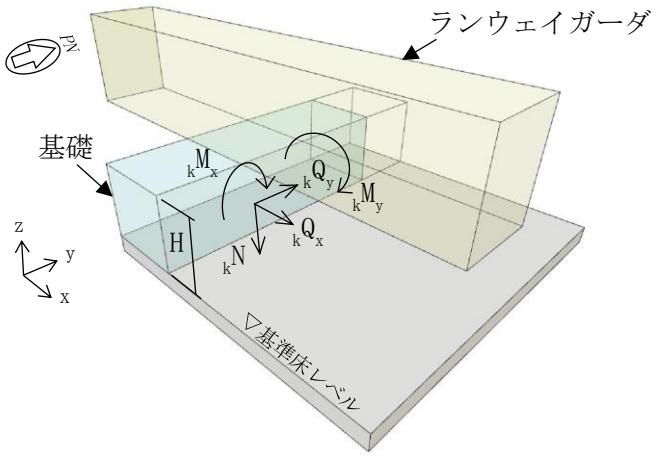


図 6.3.4-5　設計用荷重概要図

ここで，

${}_kN$，${}_kM_x$，${}_kM_y$，${}_kQ_x$，${}_kQ_y$　　：設計用荷重

${}_kN$　　：$N+W\cdot(1\pm k_V)$

${}_kM_x$　　：$M_x+Q_y\cdot H+k_H\cdot w\cdot H^2/2$

${}_kM_y$　　：$M_y+Q_x\cdot H+k_H\cdot w\cdot H^2/2$

${}_kQ_x$　　：$Q_x+k_H\cdot w\cdot H$

${}_kQ_y$　　：$Q_y+k_H\cdot w\cdot H$

W　　：基礎の自重（基礎体積×24 kN/m^3）

w　　：単位長さ当りの基礎の重量（基礎の幅×せい×24 kN/m^3）

H　　：基礎の高さ(基準床レベルからベースプレート下端までの距離)

k_H　　：水平震度（0.8）

k_V　　：鉛直震度（0.5）

表 6.3.4-6(1)　NS 方向基礎の設計用荷重（1/2Ss450 地震時）

鉛直方向力　$_kN$（kN）*1	936
曲げモーメント　$_kM_x$（kNm）*2	15760
せん断力　$_kQ_y$（kN）*3	5252

*1：$_k$N=571[N]+729[基礎重量]×(1-0.5)[鉛直震度]=936

*2：$_k$Mx=5838[Mx]+582[=w×h^2/2，ここでw=0.8×24×D(6900)×B(2200)=291kN/m]+Qy×2[基礎高さh]=15760

*3：$_k$Qy=4670[Qy]+582[=w×h]=5252

表 6.3.4-6(2)　EW 方向基礎の設計用荷重（1/2Ss450 地震時）

鉛直方向力　$_kN$（kN）*1	936
曲げモーメント　$_kM_y$（kNm）*2	11652
せん断力　$_kQ_x$（kN）*3	3988

*1：$_k$N=571[N]+729[基礎重量]×(1-0.5)[鉛直震度]=936

*2：$_k$My=4258[My]+582[=w×h^2/2]+Qx×2[基礎高さh]=11652

*3：$_k$Qx=3406[Qx]+582[=w×h]=3988

2) 断面検討

断面算定は日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」による。

表 6.3.4-7，表 6.3.4-8 に検定比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，基礎の検定比は 1 以下になることを確認した。

表 6.3.4-7(1)　NS 方向基礎の検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	設計荷重		${}_kN/(b \cdot D)$ * (N/mm^2)	${}_kMx/(b \cdot D^2)$ * (N/mm^2)	必要配筋 ${}_{req}a_t$ (mm^2)	設計配筋 配筋本数（a_t:mm^2）	検定比 ${}_{req}a_t/\ a_t$	判定
			${}_kN$ (kN)	${}_kMx$ (kNm)						
南側基礎（Q 通り）	CASE1	+NS+EW-UD	936	15760	0.062	0.151	5653	11-D29（7066）	0.81	O.K.

*：b，D はそれぞれ基礎の幅及びせいを示す。

表 6.3.4-7(2)　NS 方向基礎の検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	設計荷重	せん断応力度 τy (N/mm^2)	許容応力度 fs (N/mm^2)	検定比 $\tau y/\ fs$	判定
			${}_kQy$ (kN)				
南側基礎（Q 通り）	CASE1	+NS+EW-UD	5252	0.41	1.09	0.38	O.K.

表 6.3.4-8(1)　EW 方向基礎の検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	設計荷重		${}_kN/(b・D)$ * (N/mm^2)	${}_kMy/(b・D^2)$ * (N/mm^2)	必要配筋 ${}_{req}a_t$ (mm^2)	設計配筋 配筋本数（a_t:mm^2）	検定比 ${}_{req}a_t/\ a_t$	判定
			${}_kN$ (kN)	${}_kMy$ (kNm)						
南側基礎（Q 通り）	CASE1	-NS-EW-UD	936	11652	0.062	0.349	15671	35-D29（22484）	0.70	O.K.

*：b，D はそれぞれ基礎の幅及びせいを示す。

表 6.3.4-8(2)　EW 方向基礎の検討結果（1/2Ss450 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	設計荷重	せん断応力度 τ x (N/mm^2)	許容応力度 fs (N/mm^2)	検定比 τ x/ fs	判定
			${}_kQx$ (kN)				
南側基礎（Q 通り）	CASE1	-NS-EW-UD	3988	0.32	1.09	0.30	O.K.

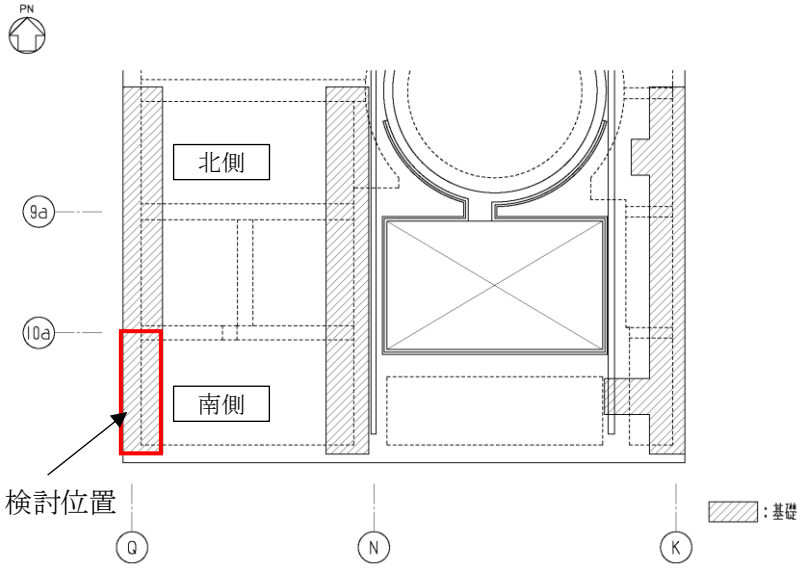


図 6.3.4-6　検討位置

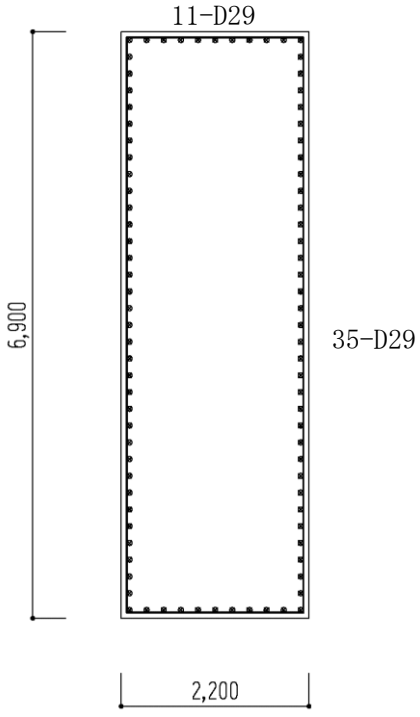


図 6.3.4-7　基礎の配筋図（検討位置）

6.3.5 建屋取り合い部の耐震性に対する検討

基礎から原子炉建屋取り合い部に作用する反力に対し，下式にて支圧検討を行う。

図 6.3.5-1 に建屋取り合い部概要図を示す。

$$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$$

ここで，

σ_c ：支圧応力度（N/A）（N/mm^2）

N ：支圧力(N)，A：支圧面積（梁幅×基礎有効長さ）（mm^2）

f_c ：許容応力度(N/mm^2)

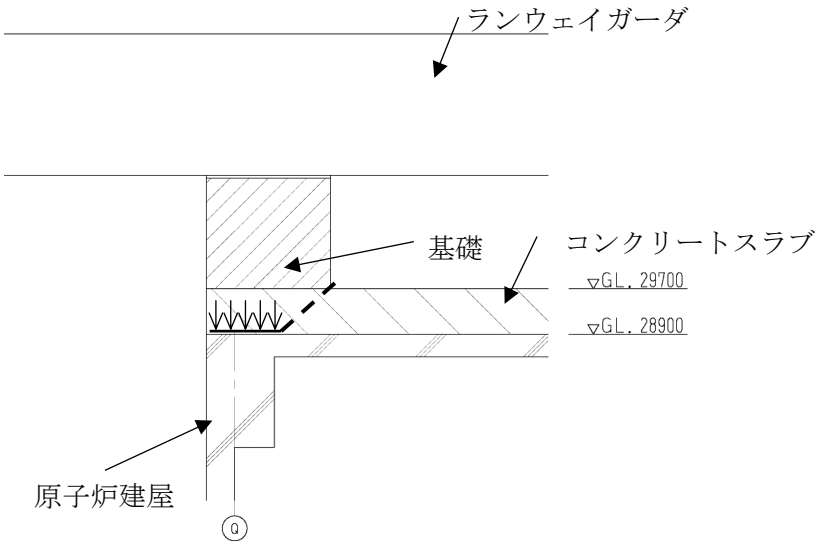


図 6.3.5-1 建屋取り合い部概要図

表 6.3.5-1 に検定比が最大となる部位の検討結果を示す。なお，本書では基礎から伝達される反力を受ける部位のうち，許容応力度の最も低い原子炉建屋（Fc22.1）の評価結果を記載する。

検討の結果，原子炉建屋の検定比は 1 以下になることを確認した。

表 6.3.5-1 建屋取り合い部の検討結果（1/2Ss450 地震時）

燃料取扱設備位置	部位	入力方向	支圧力* (kN)	原子炉建屋支圧面積 (m^2)	支圧応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	検定比	判定
CASE1	Q 通り北側基礎	+NS-EW+UD	9121	7.84	1.2	14.8	0.09	O.K.

*：支圧力=7474[基礎反力]+270[リブ重量]×(1+0.5)[鉛直震度]+828[基礎重量]×(1+0.5)[鉛直震度]=9121

6.4　耐震性（波及的影響の検討：Ss900）

6.4.1 検討方針

耐震性のうち使用済燃料プールへの波及的影響の検討は，ランウェイガーダ，オイルダンパ，基礎及び建屋取り合い部について行い，Ss900 に対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析により評価する。ランウェイガーダの検討は使用済燃料プール周囲を，基礎及び建屋取り合い部の検討は N 通り及び K 通りをそれぞれ対象とする。なお，地震応答解析は水平 2 方向及び鉛直方向の 3 方向の地震動を同時に入力する。

ランウェイガーダから大型カバーの燃料取扱設備支持部へ生じる反力は，実施計画Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」の評価で想定反力を加味し評価済みである。

(1)　解析に用いる入力地震動

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図は図 6.3.1-1 と同一である。モデルに入力する地震動は，2 波ある Ss900 のうち振幅の大きな検討用地震動①を用いる。解放基盤表面位置（G.L.-206.0m（震災前 O.P.-196.0m））における地震動 Ss900-1 の加速度時刻歴波形を図 6.4.1-1 に示す。

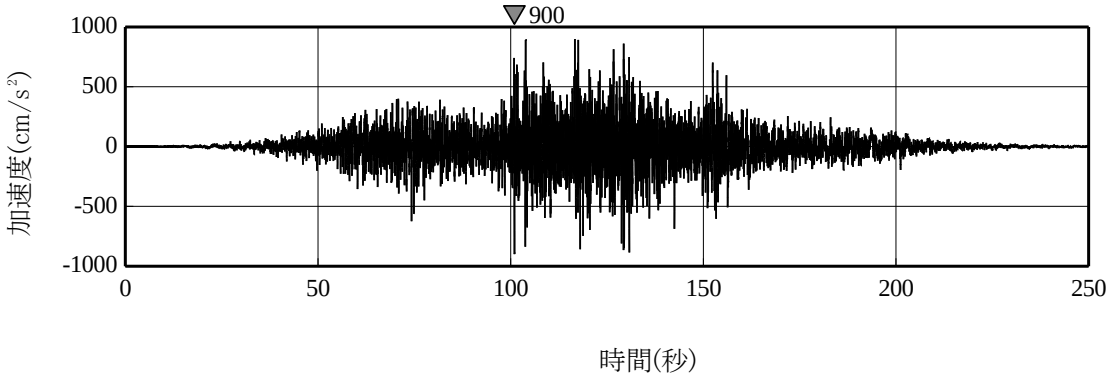
ここで用いる入力地震動は，Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」と同一である。

地震波の入力方向は下記のように表し，3 方向の組合せを表現する。

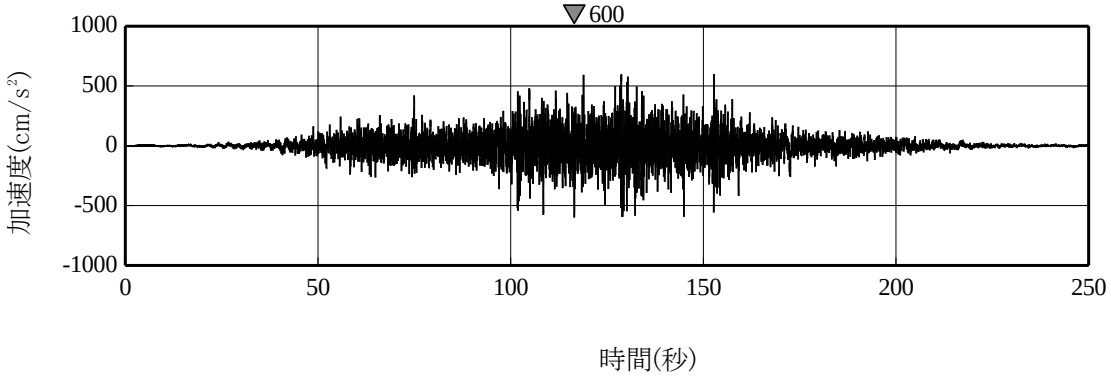
+NS：建屋北側から南側方向への地震入力
-NS：建屋南側から北側方向への地震入力
+EW：建屋東側から西側方向への地震入力
-EW：建屋西側から東側方向への地震入力
+UD：建屋上側から下側方向への地震入力
-UD：建屋下側から上側方向への地震入力

(2)　解析ケース

燃料取扱設備位置並びに地震波の入力方向については，別途実施の燃料取扱設備側の耐震評価で最も厳しいケースを代表として実施する。解析ケースを表 6.4.1-1 に示す。



(a)　水平方向



(b)　鉛直方向

図 6.4.1-1　Ss900 のうち検討用地震動①

表 6.4.1-1　ランウェイガーダの波及的影響の検討における解析ケース

燃料取扱設備位置	状態	燃料取扱設備の配置パターン	入力地震動（3 方向同時入力）		
			NS 方向	EW 方向	UD 方向
CASE2	使用済燃料プールでの輸送容器取扱（クレーン単独作業）	FHM 使用済燃料プール端部 クレーン 使用済燃料プール側	Ss900 +NS (N→S)	Ss900 -EW (W→E)	Ss900 +UD (U→D)

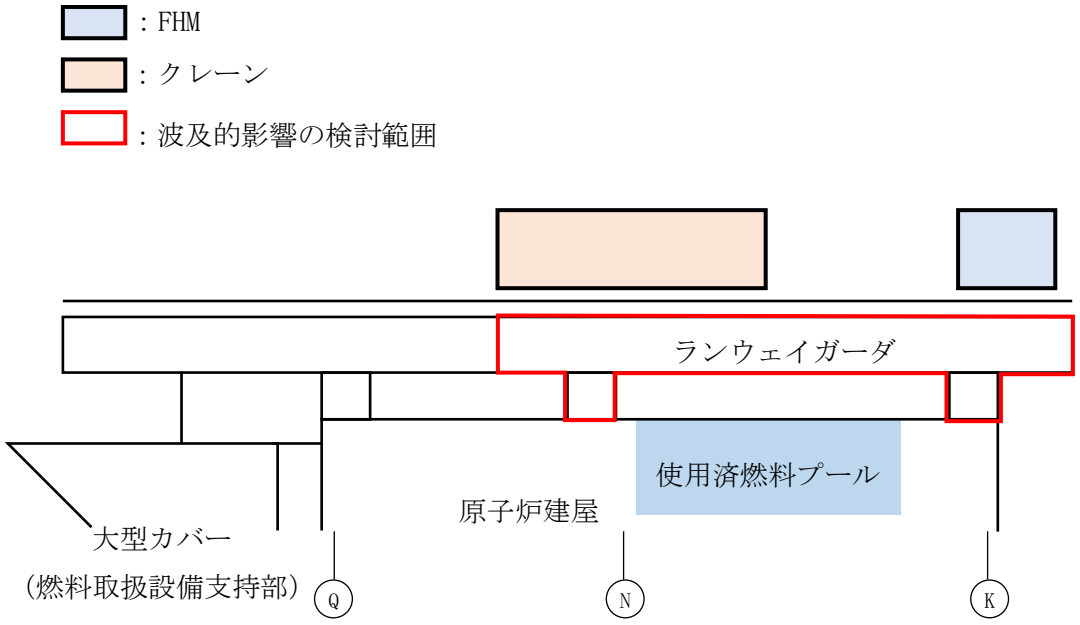


図 6.4.1-2　燃料取扱設備の位置

(3)　地震応答解析モデル

解析モデル及びオイルダンパのモデル，物性値及び許容値，原子炉建屋の諸元は，6.3 耐震性（機能維持の検討：1/2Ss450）で用いた解析モデルと同一である。

原子炉建屋の地盤定数※1 は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果 中間報告書」（東京電力株式会社，平成 20 年 3 月 31 日）と同様とし，その結果を表 6.4.1-2 に示す。

原子炉建屋の地盤ばね※1 は，「JEAG4601-1991 追補版」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤を Novak の方法により建屋側面ばねとして評価する。NS 方向，EW 方向，UD 方向の 3 方向全ての地盤ばねが取り付いた解析モデルを用いる。

※1 Ⅱ.2.11　添付 4-2 5.「1 号機燃料取り出し用カバー（大型カバー）の構造強度及び耐震性について」で用いた地盤定数，地盤バネと同一

表 6.4.1-2　地盤定数の設定結果

Ss900-1

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m3)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×105kN/m2)	初期せん断弾性係数 G0 (×105kN/m2)	剛性低下率 G/G0	ヤング係数 E (×105kN/m2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
0.0										
	砂岩	380	17.8	0.473	2.04	2.62	0.78	6.01	4	8.1
-8.1		450	16.5	0.464	2.32	3.41	0.68	6.79	3	11.9
-20.0		500	17.1	0.455	2.96	4.36	0.68	8.61	3	70.0
-90.0	泥岩	560	17.6	0.446	3.83	5.63	0.68	11.08	3	28.0
-118.0		600	17.8	0.442	4.44	6.53	0.68	12.80	3	88.0
-206.0	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

(4)　評価項目とクライテリア

波及的影響の検討は，表 6.4.1-3 に示す項目について評価を行う。

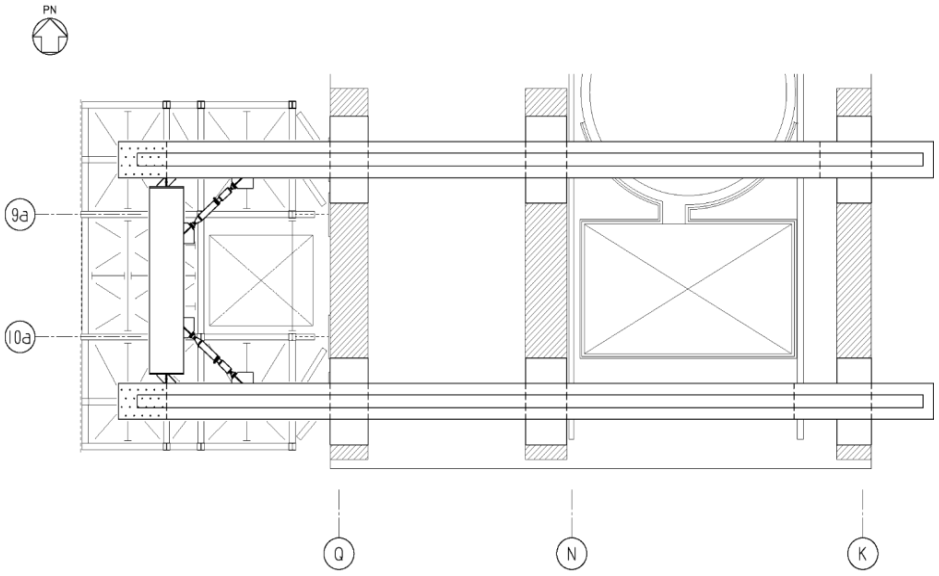
表 6.4.1-3　評価項目のクライテリア

部位	考え方	許容限界
ランウェイガーダ（鋼板）	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認	弾性限界強度
オイルダンパ	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認	設計値
アンカーボルト	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認	終局強度
基礎	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認	終局強度
建屋取り合い部	部材に生じる応力が許容限界を超えないことを確認	短期許容応力度

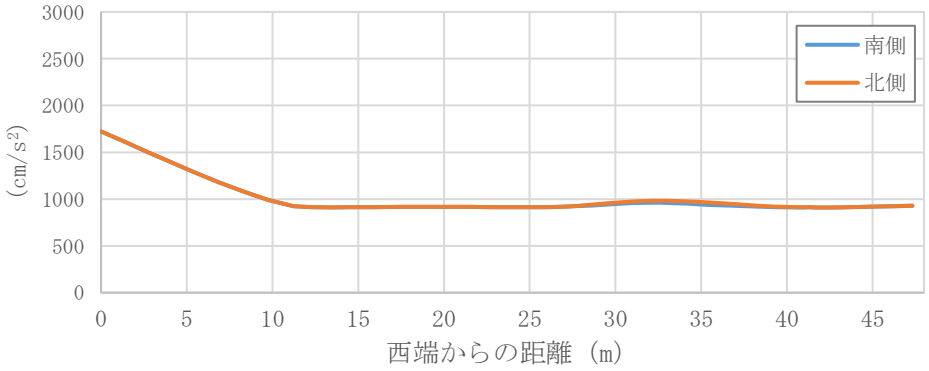
6.4.2　ランウェイガーダの耐震性に対する検討

(1)　地震応答解析結果

代表例として燃料取扱設備位置 CASE2 の最大応答加速度分布及び応力図を図 6.4.2-1 に示す。西側端部がはね出しとなっているため，Q 通りの基礎部分に応力が集中している。



最大応答加速度分布 水平（NS）方向



最大応答加速度分布 鉛直（UD）方向

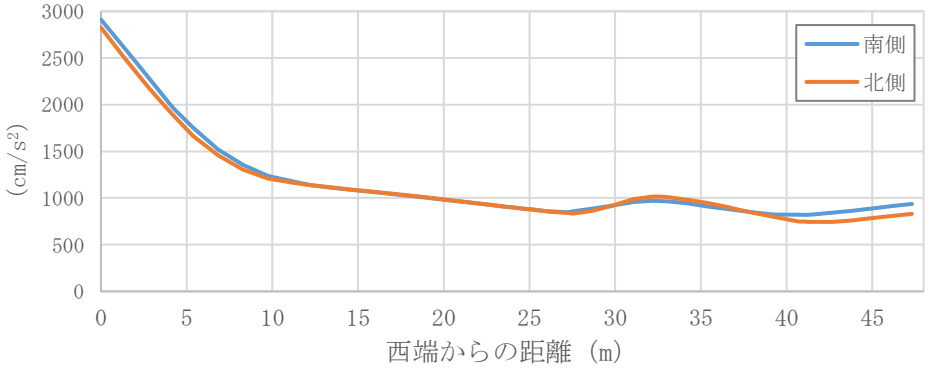


図 6.4.2-1(1)　NS・UD 方向　最大応答加速度分布
(Ss900 地震時)

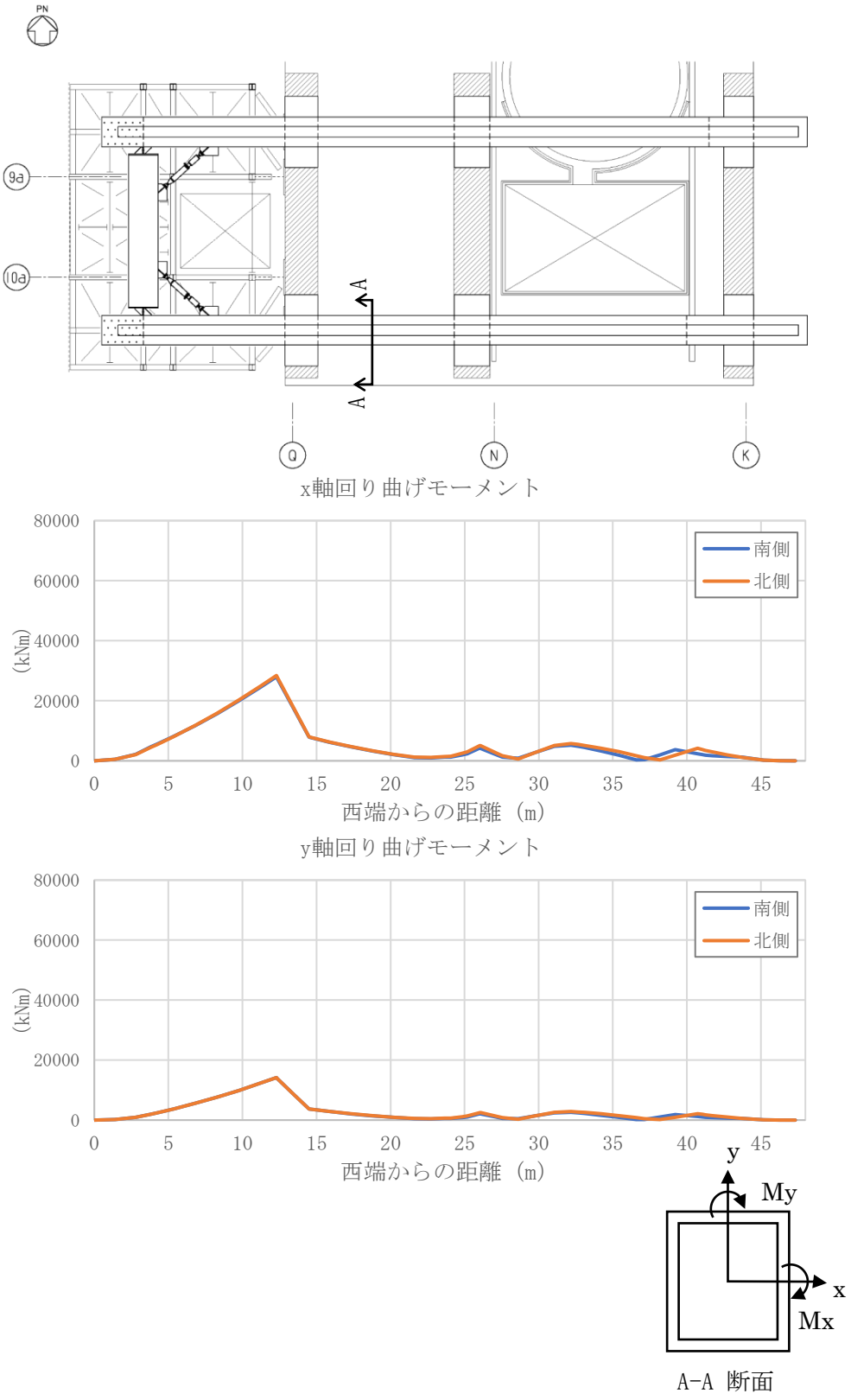


図 6.4.2-1(2)　応力図（曲げモーメント）

(Ss900 地震時)

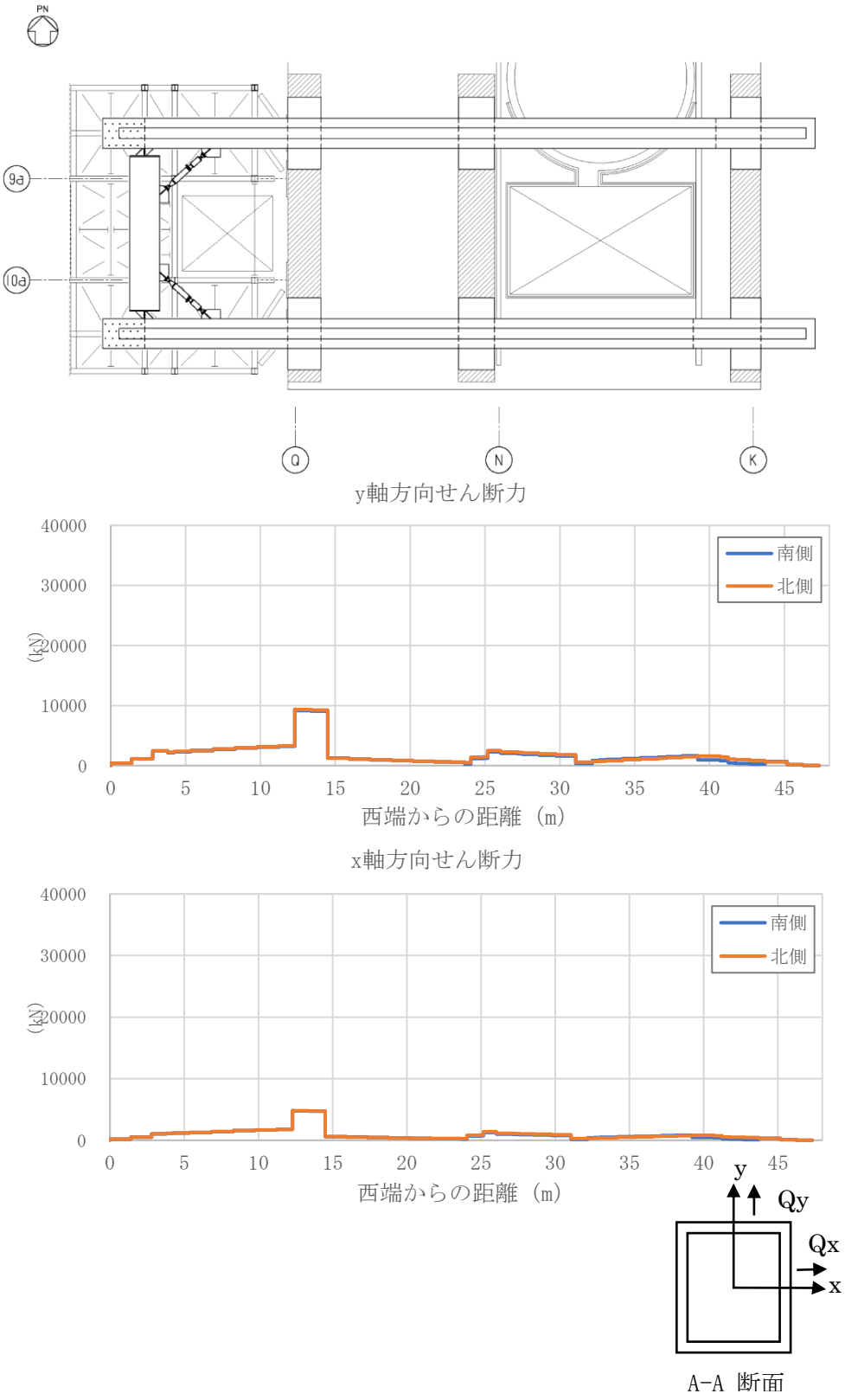


図 6.4.2-1(3)　応力図（せん断力）

(Ss900 地震時)

(2)　断面検討

表 6.4.2-1 に検定比が最大となる部位の断面検討結果を示す。断面検討は 6.2.2(3)断面検討と同じ方法とし，各許容応力度は「平成 12 年建設省告示第 2464 号」に定められた基準強度 F 値の 1.1 倍を用いる。断面検討の結果，全ての部材の検定比が 1 以下になることを確認した。

表 6.4.2-1　断面検討結果（Ss900 地震時）

部材形状（mm） 〈使用材料〉	燃料取扱 設備位置	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)		検定比	判定
□-2500×2000×25×25 〈SN490B〉	CASE2	σ_{bx}	27.8	f_t	357.5	0.15	O.K.
		σ_{by}	13.6				
		τ_y	18.4				

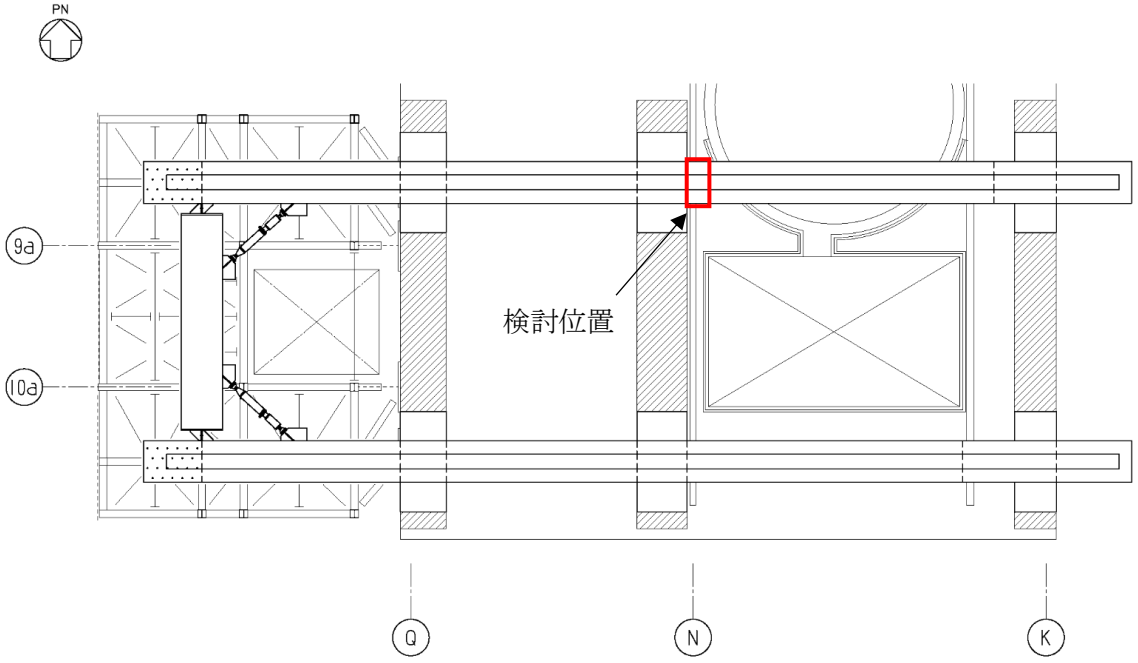


図 6.4.2-2　検討位置

6.4.3 オイルダンパの耐震性に対する検討

各部位で用いられるオイルダンパの耐震性に対する検討は，地震応答解析における最大応答値が許容値以下であることを確認する。

表 6.4.3-1 及び表 6.4.3-2 に最大応答値と許容値を比較した結果を示す。

検討の結果，全てのオイルダンパで最大応答値が許容値以下になることを確認した。

表 6.4.3-1　オイルダンパ（水平）の検討結果（Ss900 地震時）

	燃料取扱 設備位置	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位 (mm)	CASE2	11.1	±100	O.K.
オイルダンパ速度 (m/s)	CASE2	0.16	0.27	O.K.

表 6.4.3-2　オイルダンパ（鉛直）の検討結果（Ss900 地震時）

	燃料取扱 設備位置	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位 (mm)	CASE2	16.9	±100	O.K.
オイルダンパ速度 (m/s)	CASE2	0.21	0.34	O.K.

6.4.4　基礎の耐震性に対する検討

(1)　概要

ランウェイガーダは鉛直アンカーボルトにより基礎に取り付く。図 6.4.4-1 にランウェイガーダ及び基礎取り合い部の概要を，図 6.4.4-2 にアンカーボルト概要図を示す。基礎反力概要図を図 6.4.4-3 に，Ss900 による基礎反力を表 6.4.4-1 に示す。

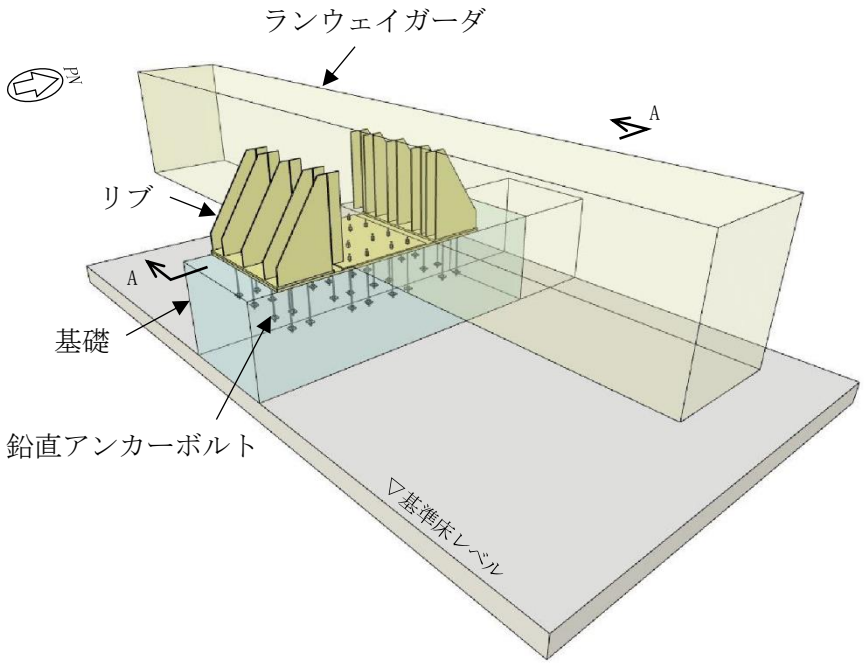
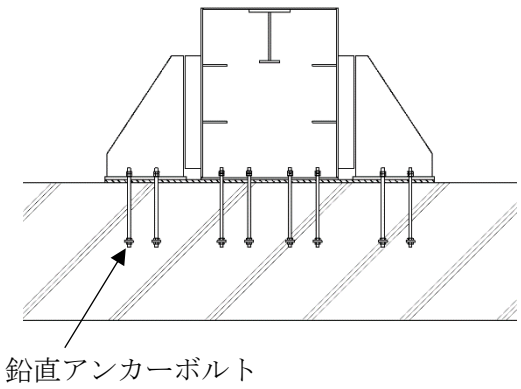
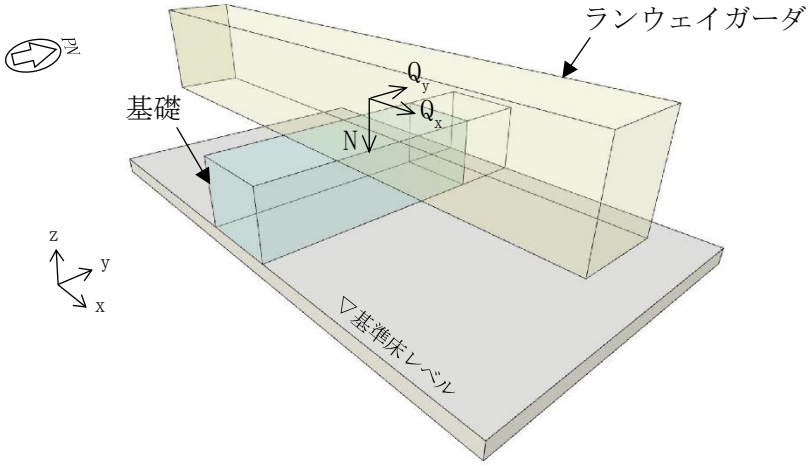


図 6.4.4-1　ランウェイガーダ及び基礎取り合い部の概要



A-A 断面図

図 6.4.4-2　アンカーボルト概要図



N, Q_x, Q_y ：基礎反力

図 6.4.4-3　基礎反力概要図

表 6.4.4-1　基礎反力

方向	位　置		基礎反力(kN)	
			Ss900 地震時	
鉛直 N	N 通り	北側	最大	4,876
			最小	421
		南側	最大	4,705
			最小	281
水平 Qy (NS 方向)		北側		2,378
		南側		2,254
水平 Qx (EW 方向)		北側		2,779
		南側		2,680

(2)　アンカーボルトの検討

1)　検討方法

アンカーボルトの仕様は，M42（SNR490B）の定着板付きアンカーボルトとし，最大耐力は「各種合成構造設計指針・同解説」に従い，基礎コンクリートの設計基準強度を用いて下式によって求める表 6.4.4-2 にアンカーボルトの終局耐力を示す。

$Pu = \min(\phi_1 \cdot Pu_1,\ \phi_2 \cdot Pu_2)$

$Qu = \min(\phi_1 \cdot Qu_1,\ \phi_2 \cdot Qu_2,\ \phi_2 \cdot Qu_3)$

$\phi_1 \sim \phi_2$　：低減係数（短期）$\phi_1 = 1.0$，$\phi_2 = 2/3$

Pu　：アンカーボルトの最大引張力（kN/本）

Pu_1　：アンカーボルトの降伏により決まる最大引張力（kN/本）

Pu_2　：基礎のコーン状破壊により決まる最大引張力（kN/本）

Qu　：アンカーボルトの最大せん断力（kN/本）

Qu_1　：アンカーボルトのせん断強度により決まる最大せん断力（kN/本）

Qu_2　：基礎の支圧強度により決まる最大せん断力（kN/本）

Qu_3　：基礎のコーン状破壊により決まる最大せん断力（kN/本）

表 6.4.4-2　アンカーボルトの終局耐力

部位		基礎
タイプ		標準
鋼材種類		M42
		SNR490B
埋め込み長さ　(mm)		840
アンカーボルト間隔　(mm)		200～750
終局	最大引張耐力(Pu)　(kN/本)	430
	最大せん断耐力(Qu)　(kN/本)	297

アンカーボルトの検討は，アンカー部に生じる最大支点反力に対し，下式にて検討を行う。

$$\frac{P}{P_u} \leqq 1 \qquad \frac{Q}{Q_u} \leqq 1$$

$$\left(\frac{P}{P_u}\right)^2 + \left(\frac{Q}{Q_u}\right)^2 \leqq 1$$

Pu：アンカーボルトの最大引張耐力（kN/本）

Qu：アンカーボルトの最大せん断耐力（kN/本）

P　：アンカーボルトの検討用引張力（kN/本）

Q　：アンカーボルトの検討用せん断力（kN/本）

2) 検討用荷重

検討用荷重は，表 6.4.4-3 に示すランウェイガーダからの反力を考慮する。

表 6.4.4-3　鉛直アンカーボルトの検討用荷重(Ss900 地震時)

曲げモーメント　M_x（kNm）*1	3344
曲げモーメント　M_y（kNm）*2	3845
せん断力　Q_y（kN）*3	2675
せん断力　Q_x（kN）*4	3076

*1:Mx=2675 ［Qy］×1.25［RWG 高さ/2］ =3344

*2：My=3076［Qx］×1.25[RWG 高さ/2］=3845

*3：Qy=2378[基礎反力]+270[リブ重量]×1.1[水平震度*5］=2675

*4：Qx=2779[基礎反力]+270[リブ重量]×1.1[水平震度*5］=3076

*5：水平震度は図 6.3.1-6 に示す解析モデルの Ss900 による地震応答解析結果より，オペフロレベルの最大応答加速度を用いて算出した

3)　検討結果

表 6.4.4-4 に基礎反力が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，アンカーボルトの最大耐力比は 1 以下になることを確認した。

表 6.4.4-4　鉛直アンカーボルトの検討結果（Ss900 地震時）

部位（アンカー本数）	燃料取扱設備位置	入力方向	検討用荷重		終局耐力		耐力比	判定
			引張力 P (kN/本)	せん断力 Q (kN/本)	引張 Pu (kN/本)	せん断 Qu (kN/本)		
北側基礎（N 通り）鉛直アンカーボルト（32 本）	CASE2	+NS-EW+UD	360	84	430	297	0.84	O.K.

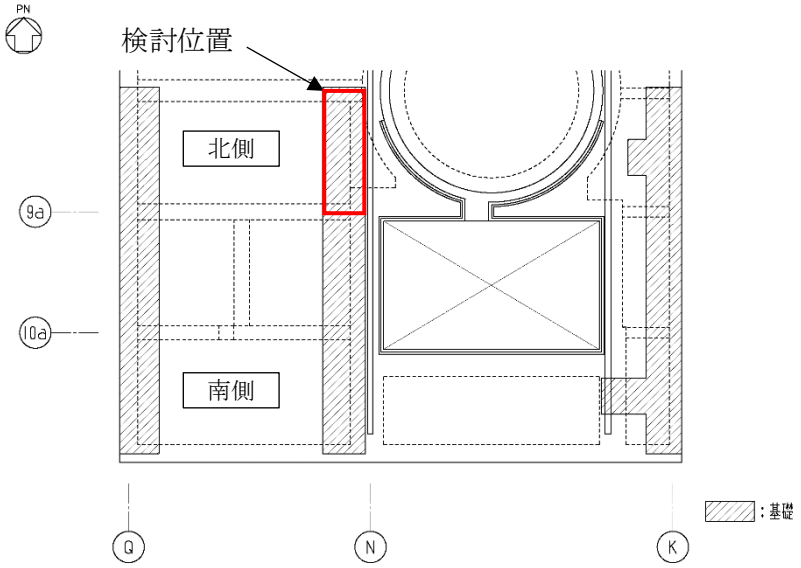


図 6.4.4-4　検討位置

(3)　基礎の検討

1)　検討用荷重

検討用荷重は，ランウェイガーダからの反力を床スラブ上端位置に変換し表6.4.4-5に示す。

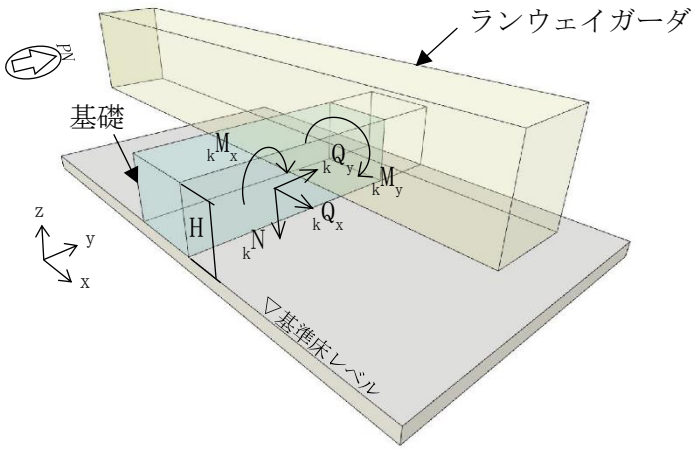


図 6.4.4-5　検討用荷重概要図

ここで，

${}_kN$，${}_kM_x$，${}_kM_y$，${}_kQ_x$，${}_kQ_y$　：検討用荷重

${}_kN$　：$N+W\cdot(1\pm k_V)$

${}_kM_x$　：$M_x+Q_y\cdot H+k_H\cdot w\cdot H^2/2$

${}_kM_y$　：$M_y+Q_x\cdot H+k_H\cdot w\cdot H^2/2$

${}_kQ_x$　：$Q_x+k_H\cdot w\cdot H$

${}_kQ_y$　：$Q_y+k_H\cdot w\cdot H$

W　：基礎の自重（基礎体積×24 kN/m^3）

w　：単位長さ当りの基礎の重量（基礎の幅×せい×24 kN/m^3）

H　：基礎の高さ（基準床レベルからベースプレート下端までの距離）

k_H　：水平震度（1.1）

k_V　：鉛直震度（0.9）

表 6.4.4-5(1)　NS 方向基礎の検討用荷重(Ss900 地震時)

鉛直方向力　$_kN$（kN）*1	388
曲げモーメント　$_kM_x$（kNm）*2	9165
せん断力　$_kQ_y$（kN）*3	3425

*1：$_k$N=308[N]+795[基礎重量]×(1-0.9)[鉛直震度]= 388

*2：$_k$Mx=3189[Mx]+874[=w×h^2/2, ここで w=1.1×24×D(6900)×B(2400)=437kN/m]+Qy×2[基礎高さ h]
= 9165

*3：$_k$Qy=2551[Qy]+874[=w×h]= 3425

表 6.4.4-5(2)　EW 方向基礎の検討用荷重(Ss900 地震時)

鉛直方向力　$_kN$（kN）*1	388
曲げモーメント　$_kM_y$（kNm）*2	10549
せん断力　$_kQ_x$（kN）*3	3851

*1：$_k$N=308[N]+795[基礎重量]×(1-0.9)[鉛直震度]= 388

*2：$_k$My=3721[My]+874[=w×h^2/2]+Qx×2[基礎高さ h]= 10549

*3：$_k$Qx=2977[Qx]+874[=w×h]= 3851

2) 断面検討

断面算定は日本建築学会「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」による。

表 6.4.4-6，表 6.4.4-7 に検定比が最大となる部位の検討結果を示す。

検討の結果，基礎の検定比は 1 以下になることを確認した。

表 6.4.4-6(1)　NS 方向基礎の検討結果（Ss900 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	検討用荷重		${}_kN/(b \cdot D)$*1 (N/mm²)	${}_kMx/(b \cdot D^2)$*1 (N/mm²)	必要配筋*2 ${}_{req}a_t$ (mm²)	設計配筋 配筋本数（a_t:mm²）	検定比 ${}_{req}a_t/\ a_t$	判定
			${}_kN$ (kN)	${}_kMx$ (kNm)						
南側基礎（N 通り）	CASE2	+NS-EW+UD	388	9165	0.024	0.081	3018	12-D29（7709）	0.40	O.K.

*1：b，D はそれぞれ基礎の幅及びせいを示す。

*2：鉄筋の許容応力度は 1.1 倍した値を用いる。

表 6.4.4-6(2)　NS 方向基礎の検討結果（Ss900 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	検討用荷重	せん断応力度	許容応力度*	検定比	判定
			${}_kQy$ (kN)	τ y (N/mm²)	fs (N/mm²)	τ y/ fs	
南側基礎（N 通り）	CASE2	+NS-EW+UD	3425	0.24	1.09	0.23	O.K.

*：せん断の許容応力度は短期の値を用いる。

表 6.4.4-7(1)　EW 方向基礎の検討結果（Ss900 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	検討用荷重		${}_kN/(b \cdot D)$*1 (N/mm²)	${}_kMy/(b \cdot D^2)$*1 (N/mm²)	必要配筋*2 ${}_{req}a_t$ (mm²)	設計配筋 配筋本数（a_t:mm²）	検定比 ${}_{req}a_t/\ a_t$	判定
			${}_kN$ (kN)	${}_kMy$ (kNm)						
南側基礎（N 通り）	CASE2	+NS-EW+UD	388	10549	0.024	0.266	11433	35-D29（22484）	0.51	O.K.

*1：b，D はそれぞれ基礎の幅及びせいを示す。

*2：鉄筋の許容応力度は 1.1 倍した値を用いる。

表 6.4.4-7(2)　EW 方向基礎の検討結果（Ss900 地震時）

部位	燃料取扱設備位置	入力方向	検討用荷重	せん断応力度	許容応力度*	検定比	判定
			${}_kQx$ (kN)	τ x (N/mm²)	fs (N/mm²)	τ x/ fs	
南側基礎（N 通り）	CASE2	+NS-EW+UD	3851	0.28	1.09	0.26	O.K.

*：せん断の許容応力度は短期の値を用いる。

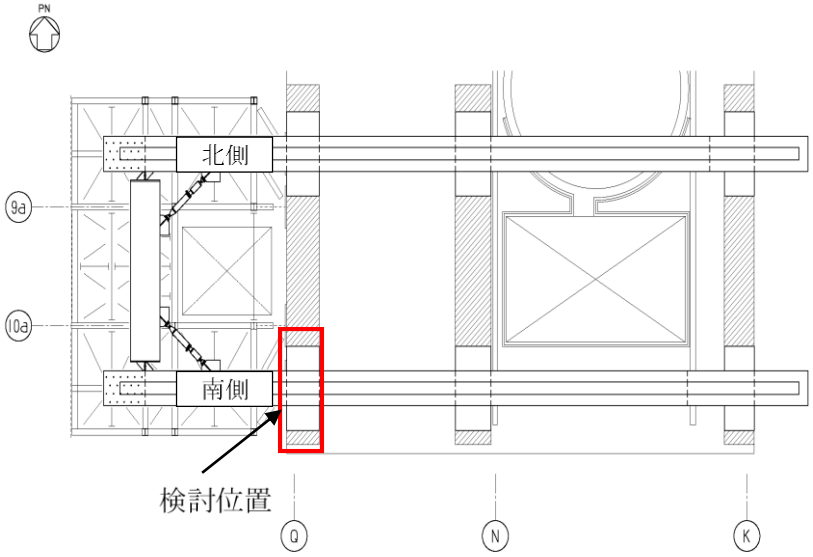


図 6.4.4-6　検討位置

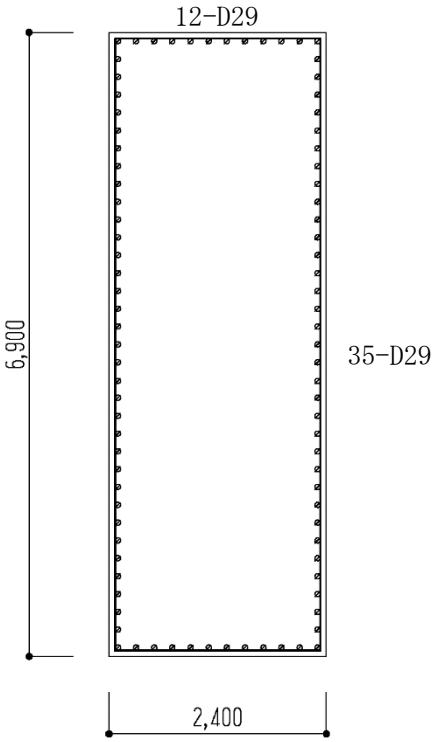


図 6.4.4-7　基礎の配筋図（検討位置）

6.4.5 建屋取り合い部の耐震性に対する検討

基礎から原子炉建屋取り合い部に作用する反力に対し，下式にて支圧検討を行う。

図 6.4.5 -1 に建屋取り合い部概要図を示す。

$\frac{\sigma_c}{f_c} \leqq 1$

ここで，

σ_c：支圧応力度 (N/A) (N/mm^2)

N ：支圧力(N)，A：支圧面積（基礎下部の壁断面積） (mm^2)

f_c ：許容応力度(N/mm^2)

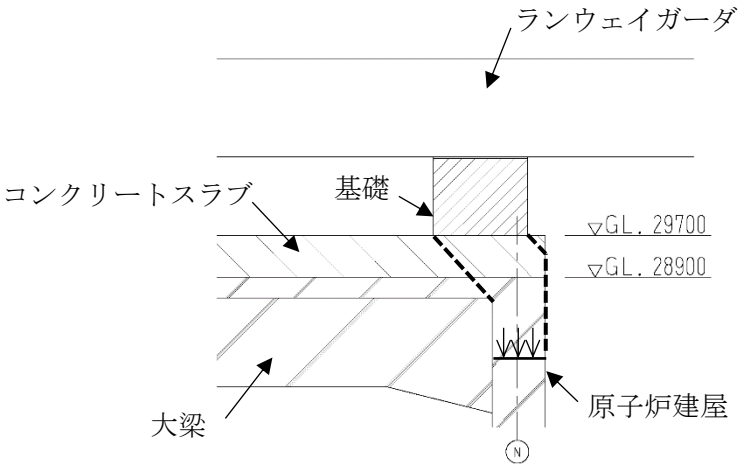


図 6.4.5-1　建屋取り合い部概要図

表 6.4.5-1 に検定比が最大となる部位の検討結果を示す。なお，本書では基礎から伝達される反力を受ける部位のうち，許容応力度の最も低い原子炉建屋（Fc22.1）の評価結果を記載する。

検討の結果，原子炉建屋の検定比は 1 以下になることを確認した。

表 6.4.5-1　建屋取り合い部の検討結果（Ss900 地震時）

燃料取扱設備位置	部位	入力方向	支圧力* (kN)	原子炉建屋支圧面積 (m^2)	支圧応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	検定比	判定
CASE2	N 通り北側基礎	+NS-EW+UD	7105	6.39	1.2	14.8	0.09	O.K.

*：支圧力=4876[基礎反力]+270[リブ重量]×(1+0.9)[鉛直震度]+903[基礎重量]×(1+0.9)[鉛直震度]=7105

7.　別添

別添－１　福島第一原子力発電所　３号機大型カバーの構造強度及び耐震性について（東京電力株式会社，平成２５年２月２１日，特定原子力施設監視・評価検討会（第４回）資料４）

別添－２　福島第一原子力発電所　３号機大型カバーの構造強度及び耐震性について（コメント回答）（東京電力株式会社，平成２５年３月８日，特定原子力施設監視・評価検討会（第６回）資料５）

別添－３　４号機燃料取り出し用カバーに係る確認事項

別添－４　３号機燃料取り出し用カバーに係る確認事項

別添－５　３号機原子炉建屋の躯体状況調査結果を反映した使用済燃料プール等の耐震安全性評価結果

別添－６　３号機原子炉建屋 遮へい体設置における滑動対策について

別添－７　２号機燃料取り出し用構台に係る確認事項

別添－８　２号機原子炉建屋 オペレーティングフロア床面に設置する遮蔽体の落下防止について

別添－９　１号機大型カバーに係る確認事項

別添－１０　水平２方向及び鉛直方向地震力の同時入力時に用いる模擬地震波について

別添－１１　１号機大型カバーの構造強度及び耐震性に関する補足説明

別添－１２　１号機原子炉建屋外壁の３次元 FEM 解析による耐震安全性評価

別添―１３　１号機ランウェイガーダに係る確認事項

特定原子力施設監視・
評価検討会（第４回）
資料4
（第3回資料4を一部改定）

福島第一原子力発電所
３号機燃料取り出し用カバーの
構造強度及び耐震性について

平成２５年2月21日
東京電力株式会社

東京電力 TEPCO

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

１．施設概要と要求機能

２．構造概要

３．設計概要

４．解析モデル

５．耐震性に対する検討結果

６．建屋損傷の反映状況と今後の対応

・　コメント回答

・　参考資料

東京電力 TEPCO

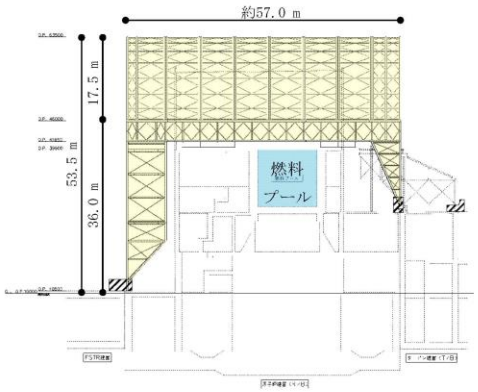
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

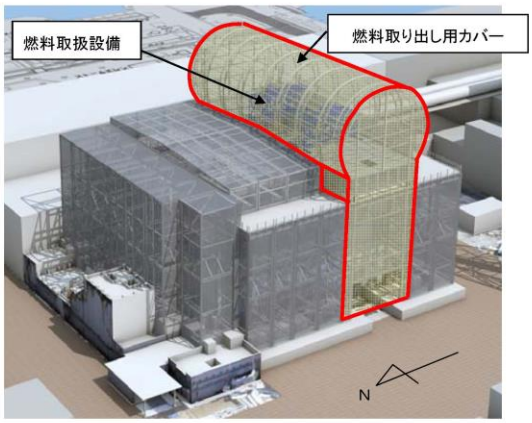
1． 施設概要と要求機能

（1）施設概要

- 燃料取り出し用カバーは、プール内燃料の取り出しと燃料取り出し中の作業環境保持のために設置する。
- 東西約57.0m、南北約22.8m、高さ53.5m の鉄骨構造物で、周囲を鋼製の折板で覆う。



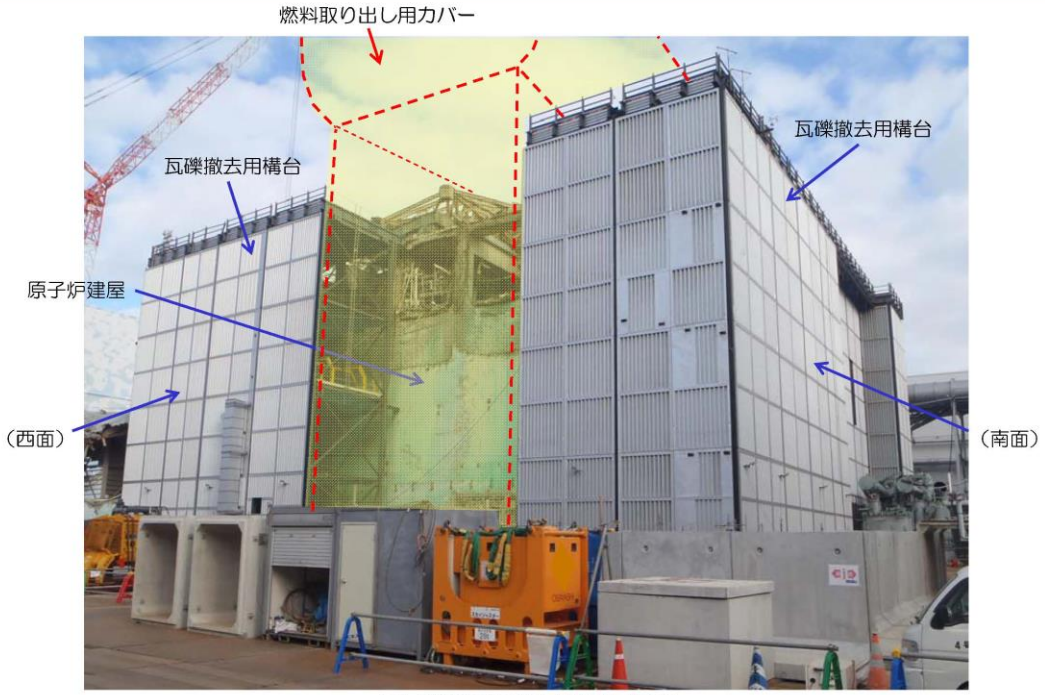
東西断面図



完成イメージ図（北西側外観）

無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

1． 施設概要と要求機能



３号機原子炉建屋の現況写真
（南西面、2013年1月8日撮影）

無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

1．施設概要と要求機能

（2）要求機能

1．作業環境保持

燃料取り出し作業に支障が生じることのないよう、風雨を遮る構造とする。

2．飛散・拡散抑制

外周覆いの隙間を低減し、排気設備によりカバー内の放射性物質の大気への放出を抑制できる構造とする。

3．燃料取扱設備の支持

燃料取扱設備を支持できる構造とする。

（3）使用期間

ロードマップに示した燃料取り出し作業に支障がない期間とする。

ロードマップ（2012年7月）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

2．構造概要

（1）構造概要

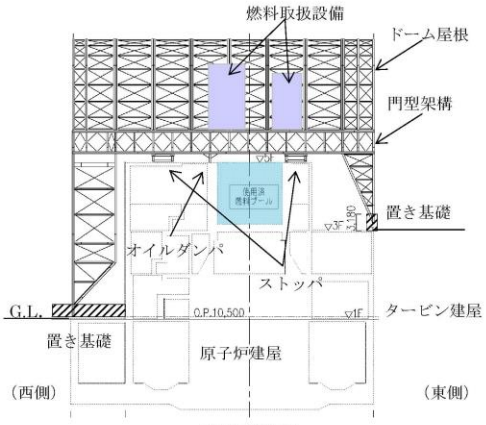
① 高線量下での建設となるため、作業員の被ばくを最小限とする構造とする。

- 軽量の鉄骨トラス構造を採用し、建屋上部に予め大組みした鉄骨ブロックをクレーンで吊り込むことで、現地作業の低減をはかる。
- 建屋との取り合い部は、アンカー等による固縛が不要な構造とし、現地作業の低減をはかる。

② 建屋１、３階部にコンクリート造の置き基礎を設け、燃料取扱い設備を支持する門型架構を構築する。

③ 門型架構の中央部にはストッパおよびオイルダンパを配置し、地震時の建屋との一体挙動を確保する。

④ 門型架構の上部に、軽量のドーム屋根を取り付けて、燃料取り出し時の作業空間を確保する。

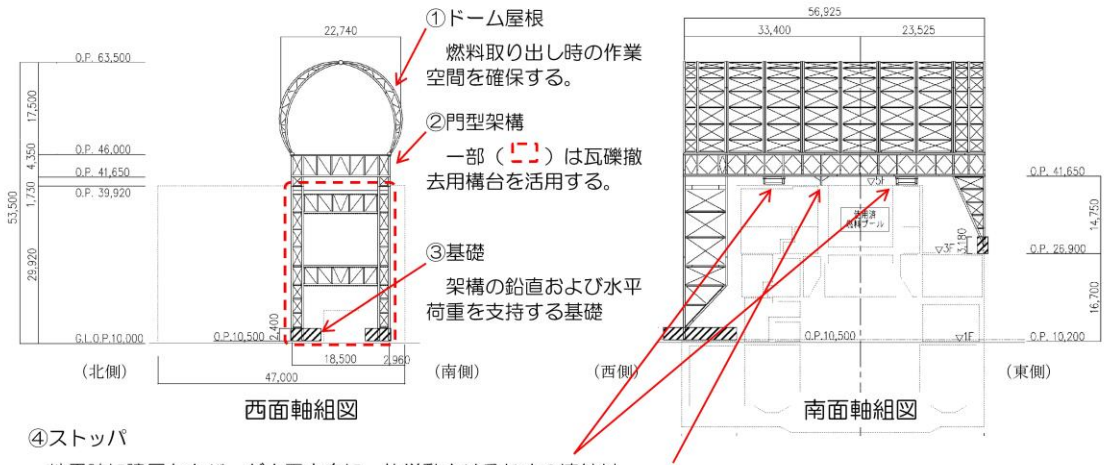


東西断面図

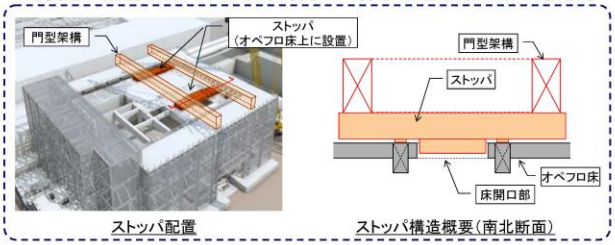
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

2. 構造概要

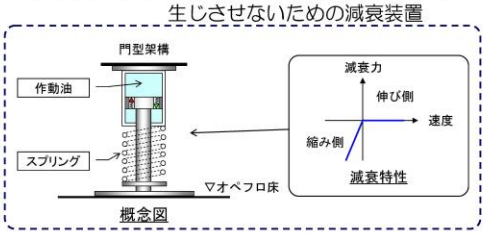


④ストッパ
地震時に建屋とカバーが水平方向に一体挙動させるための連結材



ストッパ配置　　ストッパ構造概要（南北断面）

⑤オイルダンパ： 地震時に鉛直方向に過度の揺れを生じさせないための減衰装置

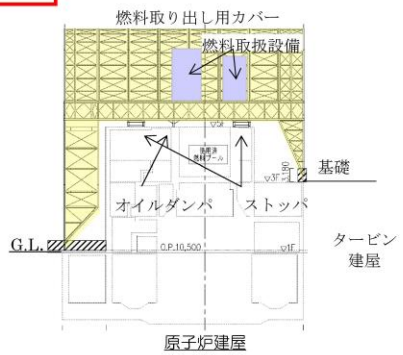


概念図

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

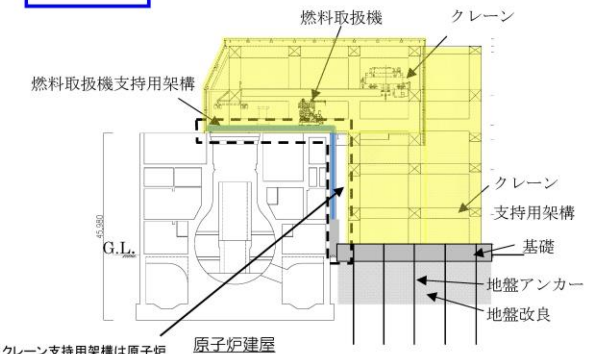
2. 構造概要　（2）４号機との比較

3号機



原子炉建屋 東西断面図

4号機



クレーン支持用架構は原子炉建屋とは縁が切れている。　原子炉建屋 南北断面図

放射線量の高い作業環境（数m～数百mSv/h）	⇔	放射線量の比較的低い作業環境（1.0mSv/h程度）
軽量の鉄骨トラス構造物とし、建屋上部に設置	⇔	大型の鉄骨柱・梁構造物とし、建屋と分離設置
小型の基礎、ストッパ等を介し建屋と一体化	⇔	地盤改良等による独立基礎で支持
		建屋と一体の燃料取扱機支持用架構を別途設置

⇩

現地作業を低減し作業員の被ばくを最小限とする

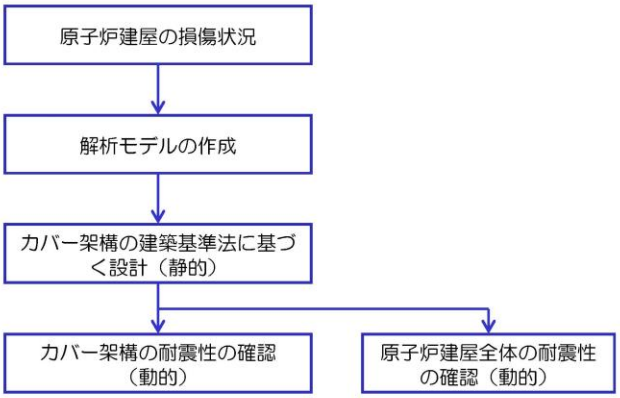
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

3. 設計概要

設計方針

- 耐震クラスは、燃料取り出し用カバーは安全機能を有しないため定めない。
- 設計は、建築基準法（地震*1、風圧力*2、積雪）に基づく。
- 基準地震動Ssに対して耐震性*3を確認する。



*1：建築基準法で定める地震力の1.5倍を考慮する。

*2：基準風速30m/s（10分間平均風速、最大瞬間風速50m/s相当）

*3：原子炉建屋、使用済み燃料プールおよび使用済み燃料貯蔵ラックに波及的影響を与えないこと。

（注記）その他の荷重に対する考え方

津波：燃料取り出し用カバーは鉄骨トラスと鋼製の外装材により構成されているが、閉空間になっておらず、津波襲来時には、水は燃料取り出し用カバーの裏側に回り込む。そのため、津波による波圧は生じにくい。

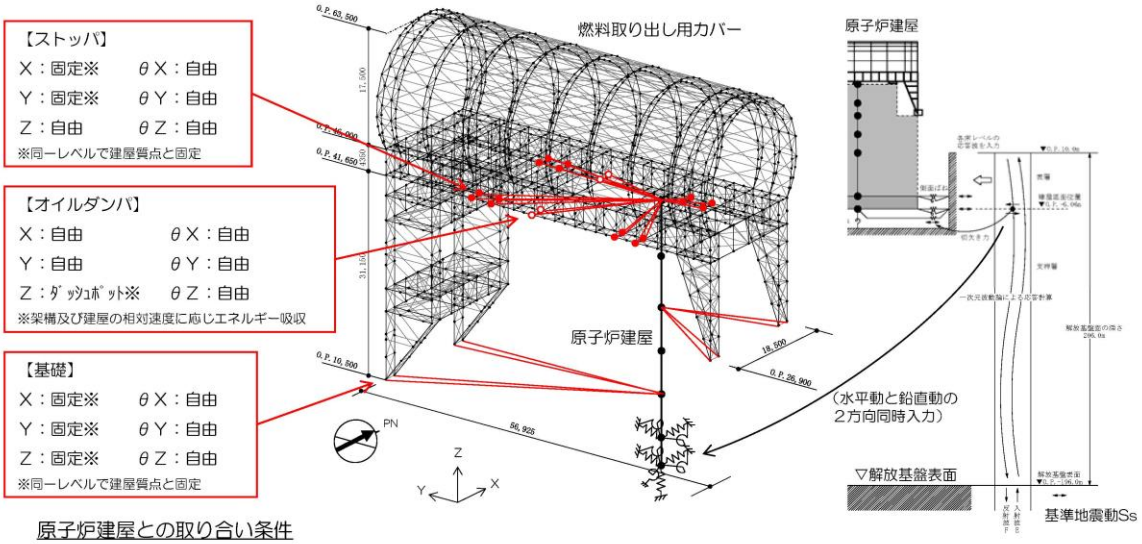
暴風：外装材は、設計風圧力の約4倍の耐力を有することを確認している。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

4. 解析モデル

基準地震動Ssに対する耐震性評価モデル

- 立体架構を原子炉建屋の質点系モデルに接続したモデルとし、地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。



原子炉建屋との取り合い条件　　解析モデル　　入力動の概念図

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

5. 耐震性に対する検討結果

いずれも評価クライテリア以下であることを確認した。

（1）架構の耐震性

部位	評価項目	検定比、最大応答値	評価クライテリア	判定
門型架構	層間変形角	1/720	1/75以下	OK
門型架構	塑性率	0.75	5以下	OK
ドーム屋根	塑性率	0.90	5以下	OK
オイルダンパ	相対変位	72 mm	100 mm以下	OK
	相対速度	0.48 m/s	1.0 m/s以下	OK
ストッパ	せん断耐力比	0.42	1.0以下	OK
基礎	浮き上がりの有無	生じない	生じないこと	OK
	すべり摩擦抵抗比	0.59	1.0以下	OK

（2）原子炉建屋の耐震性

部位	評価項目	検定比、最大応答値	評価クライテリア	判定
ストッパ接触部	支圧耐力比	0.54	1.0以下	OK
オイルダンパ接触部	支圧耐力比	0.19	1.0以下	OK
基礎設置部	圧縮耐力比	0.29	1.0以下	OK
原子炉建屋	せん断ひずみ	0.14×10^{-3}	4.0×10^{-3}以下	OK

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

6. 建屋損傷の反映状況と今後の予定

（1）建屋損傷の反映状況

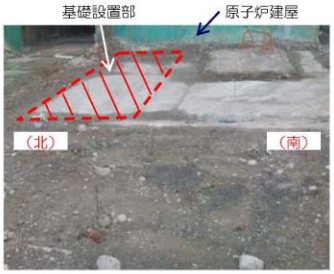
・外壁　：損傷状況を解析モデルに反映

・基礎設置部：目視調査により損傷が無いことを確認

①西面

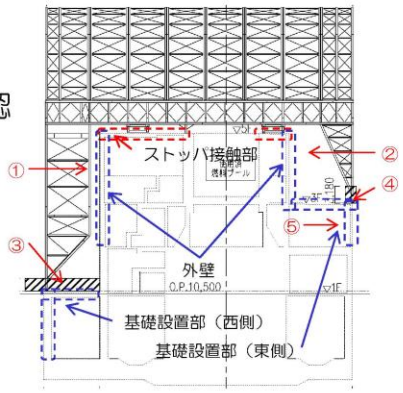
②東面

外壁



③基礎設置部（西側）

④基礎設置部（東側、外部）



⑤基礎設置部（東側、内部）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

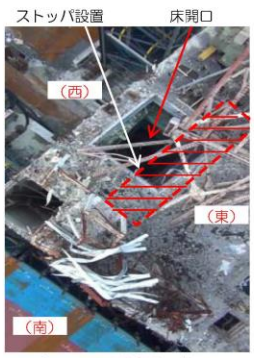
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

6. 建屋損傷の反映状況と今後の予定

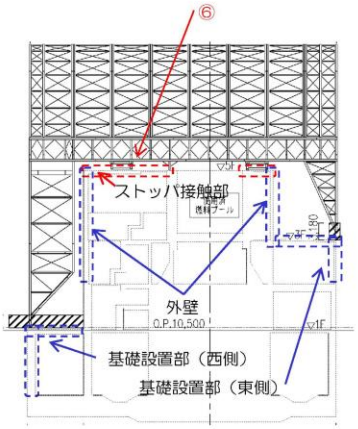
（2）今後の予定

・ストッパ接触部：瓦礫撤去後にカメラ等による無人調査を予定

今後、燃料取出し開始前に、瓦礫撤去後予定する建屋オペフロ床の調査結果を基に、安全性の再確認を実施する。



⑥ストッパ接触部（南西部）



無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答①

①使用期間と設計のクライテリアは密接に関係することから、３号機燃料取り出し用カバーの使用期間を明確に記載すること。仮に、燃料取り出し後も継続使用するのであれば、竜巻、あるいは地震・津波に関わる新安全設計基準にどのように対応するつもりなのかを明確にすること。

使用期間

３号機燃料取り出し用カバーの使用期間は、ロードマップに示した「使用済み燃料」取り出し作業に支障がない期間（2017年度頃まで）としている。

その後に計画している「デブリ燃料」取り出し作業に関しては、別の構造体を構築することを想定している。当該構造体については、別途申請する予定である。

ロードマップ（2012年7月）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答②

②ＪＳＣＡのクライテリア（層間変形角１／７５、層の塑性率４以下、部材の塑性率５以下を満足すること）については、一般の建築物に採用するクライテリアであるため、使用期間及び耐震安全性の観点から、リスク評価の観点から検討し、燃料取り出し用カバーの設計に適用して支障ないことを説明すること。特に、①とも関係し、ドーム屋根の塑性率に対する検定比が0.90となっていることは、仮に損傷を受けた場合に、補修方法も含めて問題がないか説明すること。

１．評価には、ＪＳＣＡ及び日本建築センター両者のクライテリアを用いている。

日本建築センターのクライテリアは、層間変形角１／１００以下、層の塑性率２以下、部材の塑性率４以下とされており、これを越える場合には、水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し、安全性を確認するものとされている。

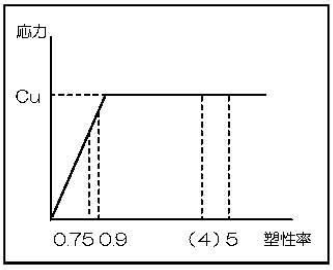
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答②

２．評価結果は、ＪＳＣＡ及び日本建築センター両者のクライテリアに対し十分余裕がある結果となっており、十分な耐震安全性を確保している。

部位	評価項目	最大応答値	評価クライテリア	耐震余裕
門型架構	層間変形角	1/720	1/75以下 （1/100以下）	9.6倍 （7.2倍）
門型架構	塑性率	0.75	5以下 （4以下）	6.6倍 （5.3倍）
ドーム屋根	塑性率	0.90	5以下 （4以下）	5.5倍 （4.4倍）

（注）（ ）は、日本建築センター「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」の判定基準に基づく値を示す。



門型架構、ドーム屋根の最大塑性率

（注）Cuは、建築学会鋼構造設計規準、建築基準法告示を基に算定した座屈荷重

３．本構造物の使用期間は、前述の通り一般の建築物に比べ短い。

⇨ 2つのクライテリアを用いること、両者のクライテリアに対し十分余裕があること、使用期間が一般の建築物に比べ短いことから、３号機燃料取り出し用カバーの耐震性評価に適用して支障がないと考えている。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

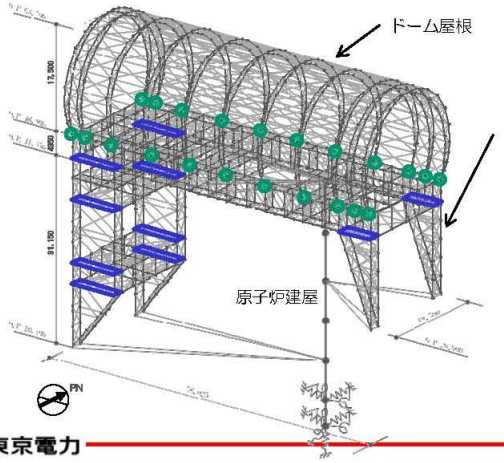
コメント回答③

③鋼構造において接合部等の詳細設計は耐震安全性を判断する上で重要な審査項目であるので、接合部等の詳細設計結果を追加報告すること。

1．接合部の設計方針

・原則として、保有耐力接合（接合部で破断させない設計）とする。

・高線量下での作業となる一部の現地接合部については、発生応力に対する強度設計を行う。（強度余裕確保）



現地接合箇所	接合部設計方針
：門型架構現地接合部（柱部）	発生応力に対する強度設計
：ドーム屋根現地接合部（脚部）	
無印：その他の接合箇所	⇨ 保有耐力接合

（注）「保有耐力接合」：母材の耐力が十分に発揮されるように「接合部破断耐力>母材耐力」となるように破断の検討を行うこと

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答③

2．基準地震動Ssに対する接合部の検討結果

架構	検討部位	設計	検定比（最大箇所）	耐震余裕
門型架構	現地接合部（柱部）	発生応力に対する強度設計	0.60≦1.0（フランジプレート）	1.6倍
ドーム屋根	現地接合部（脚部）	発生応力に対する強度設計	0.36≦1.0（スプライスプレート）	2.7倍
門型架構 ドーム屋根	その他の接合部	保有耐力接合	接合部では破断しない	

（注）検定比＝発生応力／接合部破断耐力

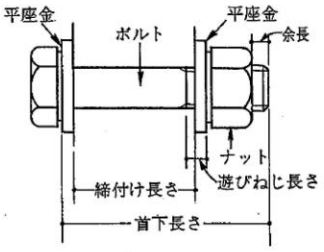
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答④

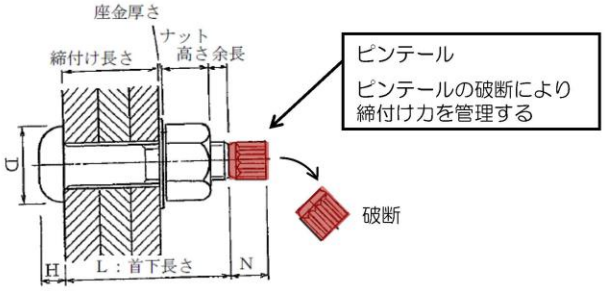
④立ち入りが難しい場所で施工管理（特に接合部）の計画について説明すること。

1．有人にて現地作業が行えるよう、除染、遮へいにより作業環境を確保する。

2．ボルト接合部については、短時間の現地作業によって安定した品質確保及び品質管理が可能なトルシア型の高力ボルト接合工法を採用する。



一般的なボルトの例



今回採用を予定しているトルシア型高力ボルト

3．施工品質の管理は、作業完了後に、施工会社（協力会社）が現場環境を考慮し、全数確認（遠隔操作室からのカメラまたはその他のカメラ、あるいは目視）を実施し、東京電力は抜き取りで確認を実施する。

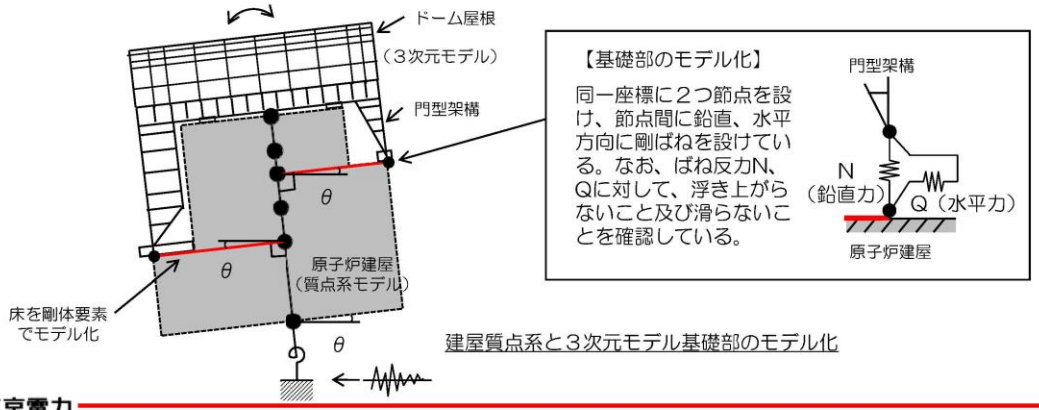
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑤

⑤燃料取り出し用カバーの３次元モデルと原子炉建屋の質点系モデルを連成した地震応答解析モデルにおいて、原子炉建屋の剛体的なロッキング運動による燃料取り出し用カバーへの影響（架構基礎部からの鉛直動入力及び柱脚基礎部の相対変位）を反映されていることについて説明すること。

・建屋のロッキング運動による影響を摸擬するため、距離効果を表現できる剛体要素で建屋質点系モデルと３次元モデルの基礎部を連結する。

・さらに、基礎との連結部には鉛直と水平方向に剛ばねを設け、建屋から架構基礎への入力伝達が表現できる境界条件となっている。



建屋質点系と３次元モデル基礎部のモデル化

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

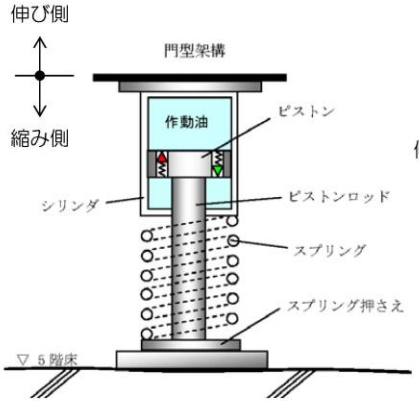
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

コメント回答⑥

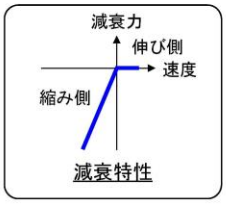
⑥オイルダンパーの機構が分かりにくいので確認したい。資料に示された復元力特性は、横軸が速度で良いかについて確認したい。

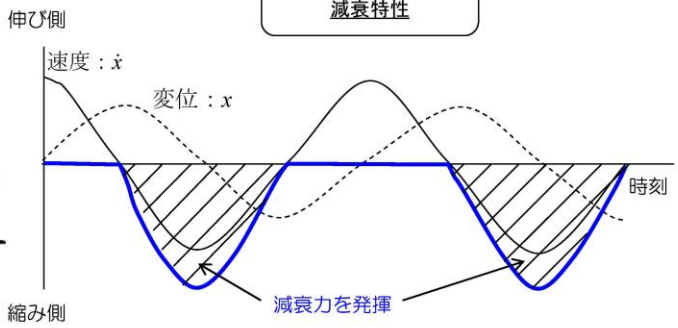
オイルダンパの減衰特性の横軸は速度を示している。

オイルダンパは、地震時に上下方向の縮み側に変形する場合に減衰力が発生し、伸び側に変形する場合にフリーとなる機構を有している。



オイルダンパ概念図





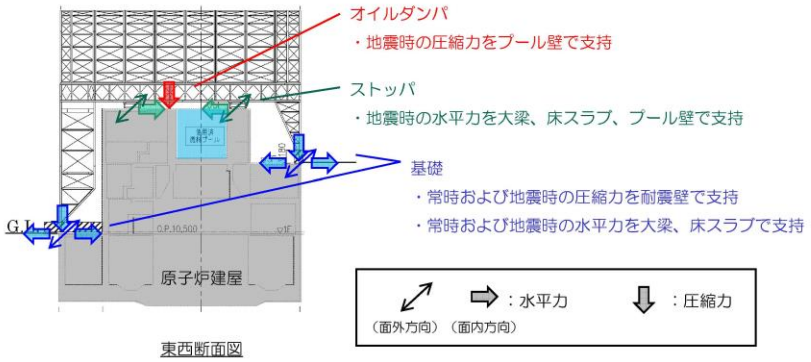
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑦

⑦今回設置する構造物の荷重が原子炉建屋にどのようにかかるのか。建屋カバー（燃料取り出し用カバー）を考慮した場合と考慮しない場合の建屋の耐震上の余裕の変化を主要な部分についてまとめて示して欲しい。

・燃料取り出し用カバーからの荷重は、ストッパ接触部、オイルダンパ接触部、基礎設置部から原子炉建屋に作用する。

・接触部の原子炉建屋躯体については、耐震安全性を確認している。（構造強度 p.43、耐震性p.67）



東西断面図

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

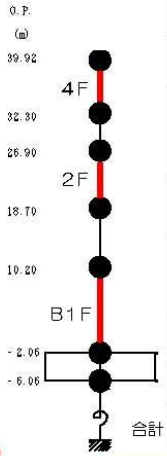
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

コメント回答⑦

・カバー設置前後の、原子炉建屋重量および、建屋の主要な耐震安全指標として、基準地震動Ssによる耐震壁の評価結果を以下に示す。

・原子炉建屋に対して、カバー設置による影響はほとんど見られない。

原子炉建屋質点重量の比較



質点重量 W (kN)		設置後
カバー設置前	カバー設置後	設置前
78,130	87,590	1.12
119,490	119,490	1.00
109,640	111,340	1.02
130,160	130,160	1.00
226,760	253,710	1.12
301,020	301,020	1.00
127,000	127,000	1.00
1,092,200	1,130,310	1.03

耐震壁の耐震安全性評価結果（単位：$\times 10^{-3}$）

部位	最大応答せん断ひずみ		評価クライテリア
	カバー設置前	カバー設置後	
4F	0.10 (40.0)	0.11 (36.3)	4.0
2F	0.10 (40.0)	0.11 (36.3)	4.0
B1F	0.09 (44.4)	0.10 (40.0)	4.0

注）（ ）内は裕度（評価クライテリア／最大応答値）を示す。

（出典）カバー設置前の数値は、「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その２）」（東京電力株式会社、平成23年7月13日による。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑧

⑧燃料取り出し用カバー東側の２つの支点を支える置き基礎の直下、あるいはダンパの直下の既存コンクリート接触部の鉛直耐力は局所的な損傷等を考慮し十分な余裕を見ているか。あるいは補強などは行わないのか。

・燃料取り出し用カバーの基礎およびオイルダンパの支点は、直下に強固な耐震壁（オイルダンパ部はプール壁）のある部分に設定している。

・Ｓｓ地震時の評価結果は、以下に示す通り３倍以上の余裕のある結果となっている。

原子炉建屋接触部の耐震安全性評価結果

部位	検討用応力 (kN)	耐力 (kN)	耐力比	裕度
東側基礎	7430	25900	0.29	3.4
オイルダンパ	1250	6620	0.19	5.2

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑨

⑨東側置き基礎の滑り摩擦抵抗は直下に接する既存コンクリート部の損傷、凹凸など考慮したものになっているか。

・基礎は現地で既存コンクリート上部にコンクリートを流し込む方法で構築している。従って、凹凸などに対し密着性を確保している。

・日本建築学会「現場打ち同等型プレキャストコンクリート構造設計指針(案)・同解説（2002）」に様々な条件下での摩擦係数が規定されている。今回の基礎底面の摩擦抵抗は凹凸などは考慮せず、コンクリートーコンクリート間に相当すると考え、摩擦係数として0.6を採用している。

境界面の状態	摩擦係数
コンクリートーコンクリート間	0.6
目荒ししたコンクリートーコンクリート間	1.0
一体で打設したコンクリートーコンクリート間	1.4

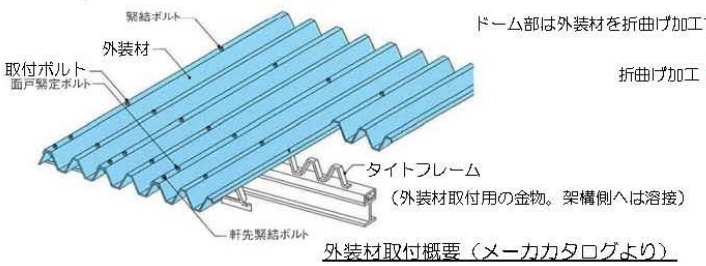
・なお、米国規準（ＡＣＩ 318）でも、日本建築学会と同様、0.6の摩擦係数が規定されている。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑩

⑩燃料取り出し用カバーの外装材の耐震性は大丈夫か（地震時の層間変形に対して安全な構法か、特に東西面の円形部分）。

・外装材は下図に示す通り、ボルトを用いてタイトフレームを介して直接架構に取付ける納まりとなっている。



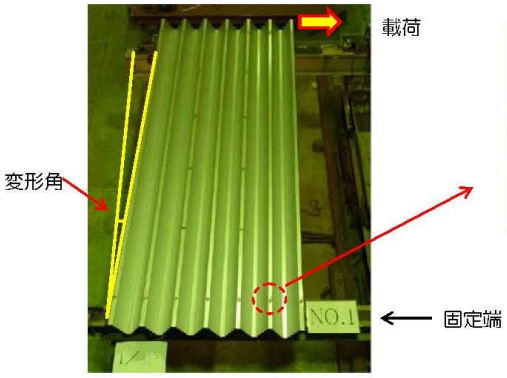
外装材取付概要（メーカカタログより）

ドーム部外装材　加工試作

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

コメント回答⑩

・変形に対する外装材の追従性の確認試験を行い、外装材の変形角1/30でも外装材は外れず、地震時の変形に対して追従性があることを確認している。



外装材せん断試験結果（変形角1/30）

（損傷なし）

取付け部詳細

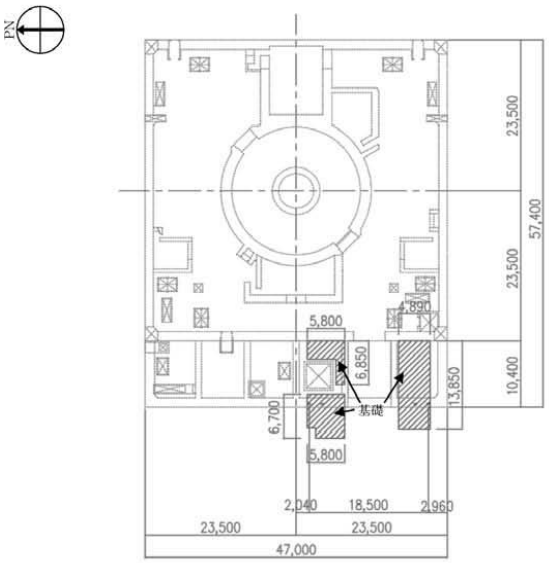
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

【参考資料】

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

参考１　構造概要

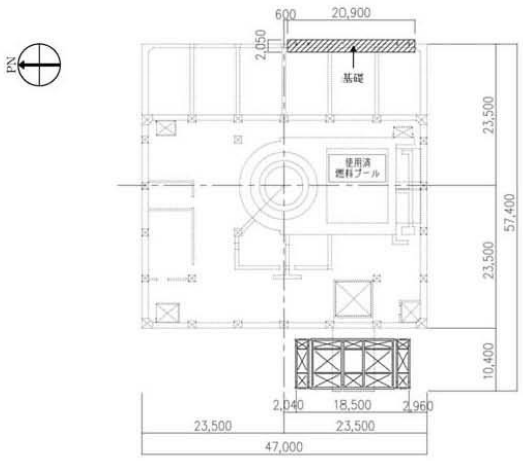


（a）　基礎伏図（O.P.10,500 原子炉建屋１階レベル+300mm）

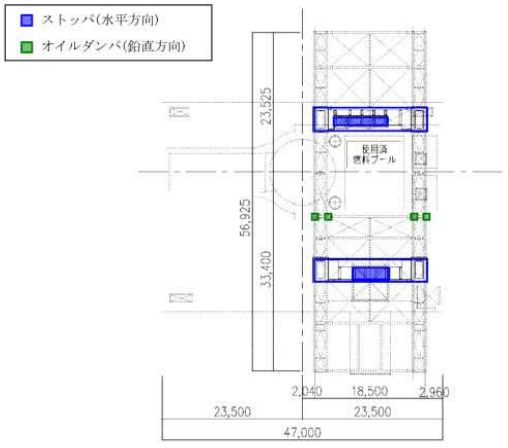
燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考１　構造概要



（a）　基礎伏図（O.P.26,900　原子炉建屋３階）



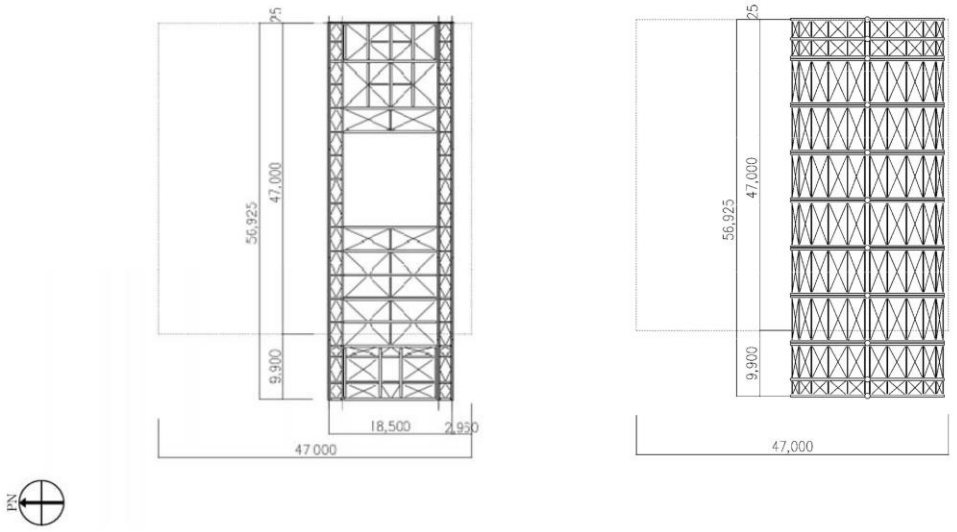
（b）　梁伏図（O.P.26,900　原子炉建屋５階）

燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

参考１　構造概要

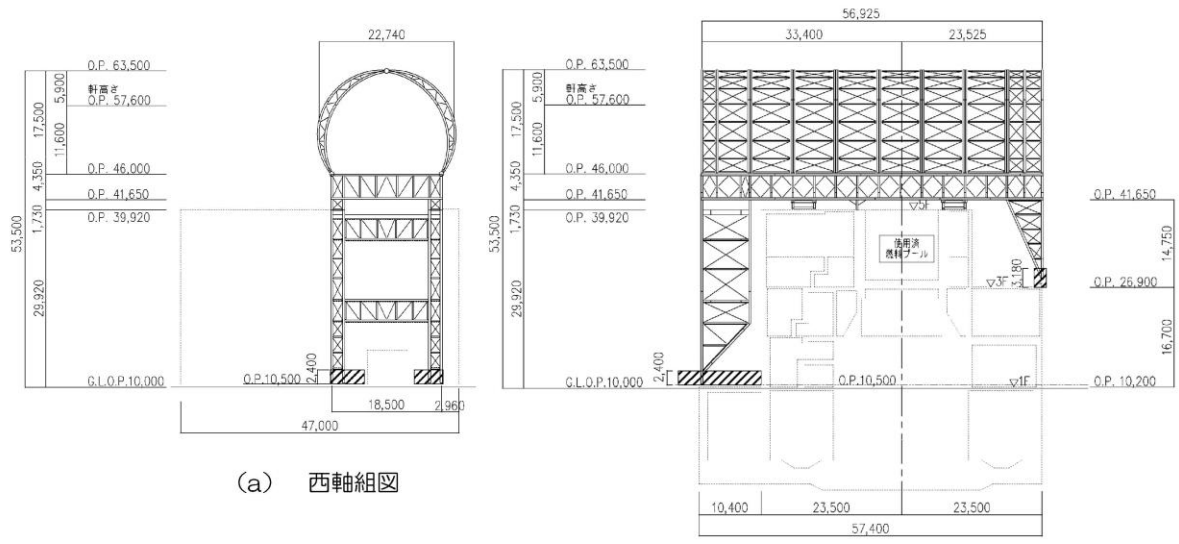


（a）　架構ガーダー部平面図（O.P.46,000 ）　　（b）　屋根伏図

燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考１　構造概要

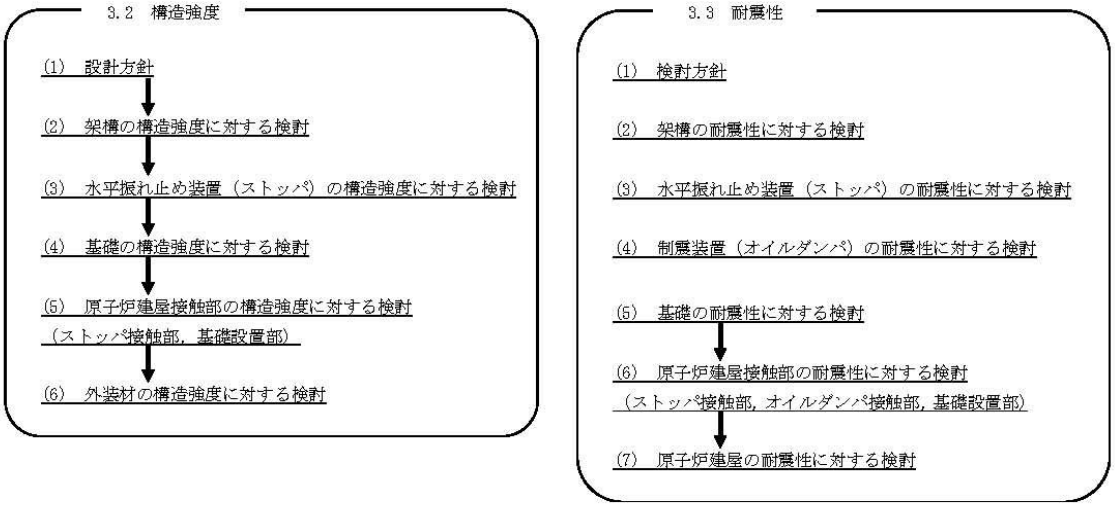


（a）　西軸組図　　（b）　南軸組図

燃料取り出し用カバーの概要（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考２　検討フロー



無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（1） 設計方針

1）使用材料及び許容応力度

材料定数

部位	材料	ヤング係数 E（N/mm²）	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ（kN/m³）
架　構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0
基　礎	コンクリート	2.27×10^4	0.2	24.0

コンクリートの許容応力度　（単位：N/mm²）

	長期			短期		
設計基準強度＝24	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
	8.0	—	0.73	16.0	—	1.095

鉄筋の許容応力度　（単位：N/mm²）

記号	鉄筋径	長期		短期	
		引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD345	D29未満	215	195	345	345
	D29以上	195			

構造用鋼材の許容応力度　（単位：N/mm²）

板厚	材料	基準強度F	許容応力度
T≦40mm	SS400，SN400B	235	「鋼構造設計規準」に従い，左記Fの値より求める
T＞40mm	SN400B	215	
T≦40mm	SM490A，SN490B，STK490	325	
—	STKT590	440*	

＊「JIS G 3474-2008」による

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考３　構造強度

（１） 設計方針

2）荷重及び荷重組合せ

・鉛直荷重（VL）

燃料取り出し用カバーに作用する鉛直方向の荷重で，固定荷重，機器荷重，配管荷重及び積載荷重とする。

・燃料取扱設備荷重（CL）

燃料取扱機	788 kN
クレーン	755 kN
吊荷	461 kN

・積雪荷重（SL）

積雪荷重は建築基準法施行令及び福島県建築基準法施行規則細則に準拠し以下の条件とする。

積雪量：30cm，単位荷重：20N/m^2/cm

・風圧力（WL）

建築基準法施行令第87条に基づき，基準風速を30m/s，地表面粗度区分Ⅱとして算定する。

建物高さ* H (m)	平均風速の鉛直分布係数 Er	ガスト影響係数 Gf	建物高さと粗度区分による係数 E	基準風速 Vo (m/s)	速度圧 q (N/m^2)
50.55	1.27	2.00	3.23	30	1750

※：建物高さは，軒高さ（47.60m）と最高高さ（53.50m）の平均値とした

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（１） 設計方針

2）荷重及び荷重組合せ

・地震荷重（K）

燃料取り出し用カバーに作用させる地震荷重は，O.P.-2.06m（原子炉建屋基礎スラブ上端レベル）を基準面とした原子炉建屋の水平地震力の算定結果より設定する。原子炉建屋の水平地震力は下式より算定する。

$$Qi = n \cdot Ci \cdot Wi$$

$$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot Co$$

Qi　：水平地震力（kN）
n　：施設の重要度に応じた係数（n=1.5）
　　建築基準法で定める地震力の1.5倍を考慮する。
Ci　：地震層せん断力係数
Z　：地震地域係数（Z=1.0）
Rt　：振動特性係数（Rt=1.0）
Ai　：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数で、
　　原子炉建屋の固有値を用いたモーダル解析法（二乗和平方根法）より求める。
C_0　：標準せん断力係数（C_0=0.2）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

参考３　構造強度

（１） 設計方針

2）荷重及び荷重組合せ

・地震荷重（K）

i層の水平震度は下式より算定する。

$$Pi = Q_i - Q_{i-1}$$

$$ki = Pi / wi$$

Pi　：当該階とその直下の水平地震力の差（kN）
wi　：各階重量（kN）

架構に作用させる水平震度は、原子炉建屋1階、3階及び5階の水平震度を用いるものとし、水平地震力を設定する。ドーム屋根部分の水平震度は、建設省告示第1389号に基づく1.0に1.5を乗じて用いる。表3.2-7に燃料取り出し用カバーに作用させる水平地震力の算定結果を示す。

水平地震力の算定結果

標高 O.P.(m)	各階重量 wi(kN)	NS方向		EW方向	
		水平震度 ki	水平地震力 Pi (kN)	水平震度 ki	水平地震力 Pi (kN)
63.50	3200	1.500	4800	1.500	4800
46.00	11400	0.492	5609	0.555	6327
26.90	200	0.286	57	0.272	54
10.20	1200	0.099	119	0.103	124

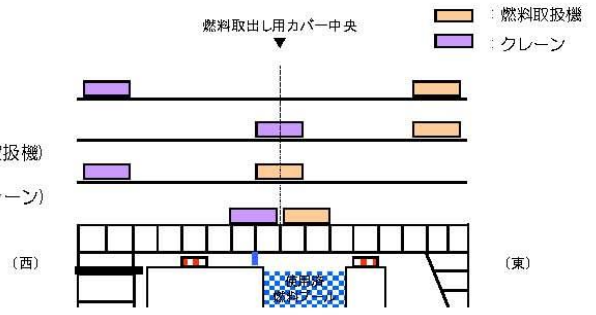
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（１） 設計方針

2）荷重及び荷重組合せ

位置A：両端
位置B：中央(クレーン)+東端(燃料取扱機)
位置C：中央(燃料取扱機)+西端(クレーン)
位置D：中央



燃料取扱設備の位置

燃料取り出し用カバーの荷重組合せ

想定する状態	荷重ケース	荷重組合せ内容	許容応力度
常時	C	VL+CL*1	長期
積雪時*3	S	VL+CL*1+SL	短期
暴風時*3	W	VL+CL*1+WL	
地震時	E1	VL+CL*1+K(+NS) *2	
	E2	VL+CL*1+K(-NS) *2	
	E3	VL+CL*1+K(+EW) *2	
	E4	VL+CL*1+K(-EW) *2	

＊1：吊荷荷重は、常時、積雪時及び暴風時は上図に示すクレーンの位置、地震時は使用済燃料プール直上の架構にて考慮する。
＊2：地震荷重はNS方向及びEW方向を考慮する。
＊3：短期事象では地震時が支配的であることから、積雪時及び暴風時の検討は省略する。
ただし、外装材の検討は暴風時が支配的であることから暴風時に対し検討を行う。

東京電力 TEPCO
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

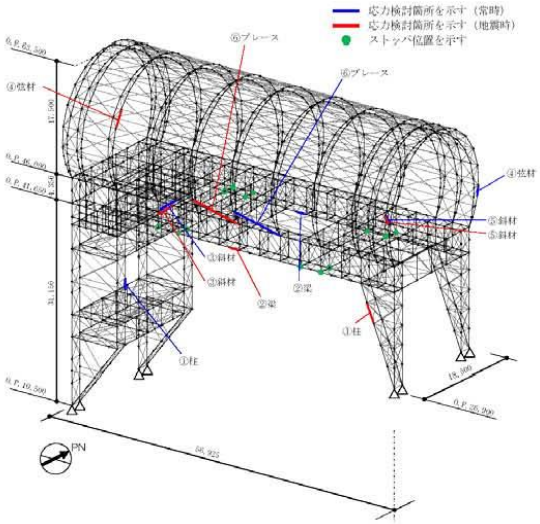
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考３　構造強度

（２） 架構の強度設計構造強度に対する検討

１）解析モデル

架構の解析モデルは，門型架構及びドーム屋根を構成する主要な鉄骨部材からなる立体架構モデルとする。下図に架構の立体解析モデルを示す。解析モデルの柱脚部はピン支持，ストッパ取り付き部は水平方向のみピン支持とする。



解析モデル図（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（２） 架構の強度設計構造強度に対する検討

２）断面検討

応力度比の検討は「鋼構造設計規準」に従い，検討を行う。

全ての部材に対する応力度比が1以下になることを確認した。

断面検討結果（常時）

部　位*1			部材形状 (mm) ＜使用材料＞	荷重ケース （位置） *2	作用応力度 (N/mm²)		許容応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
門型架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 ＜SM490＞	C (D)	圧縮	77.4	164	0.48	O.K.
	②	梁	H-350×350 ×12×19 ＜SM490＞	C (D)	引張	91.4	216	0.43	O.K.
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 ＜SM490＞	C (D)	圧縮	103.0	120	0.86	O.K.
ドーム屋根	④	弦材	φ-318.5×6.9 ＜STKT590＞	C (B)	引張	33.5	293	0.12	O.K.
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 ＜STK490＞	C (B)	圧縮	43.4	203	0.22	O.K.
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 ＜STK490＞	C (D)	圧縮	19.4	92	0.22	O.K.

*1：①～⑥の符号はP24の応力検討箇所を示す

*2：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（２） 架構の強度設計構造強度に対する検討

２）断面検討

断面検討結果（地震時）

部　位*1			部材形状 (mm) 〈使用材料〉	荷重ケース （位置）*2	作用 応力度 (N/mm²)		許容 応力度 (N/mm²)	応力度比	判定
門型架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	E1 (D)	圧縮	138.9	289	0.49	O.K.
	②	梁	H-350×350 ×12×19 〈SM490〉	E1 (D)	引張	108.3	324	0.34	O.K.
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 〈SM490〉	E1 (D)	圧縮	164.5	180	0.92	O.K.
ドーム屋根	④	弦材	φ-267.4×6.6 〈STKT590〉	E1 (D)	圧縮	155.2	396	0.40	O.K.
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 〈STK490〉	E3 (A)	圧縮	165.8	304	0.55	O.K.
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 〈STK490〉	E3 (D)	圧縮	80.6	138	0.59	O.K.

＊1：①～⑥の符号はP24の応力検討箇所を示す

＊2：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

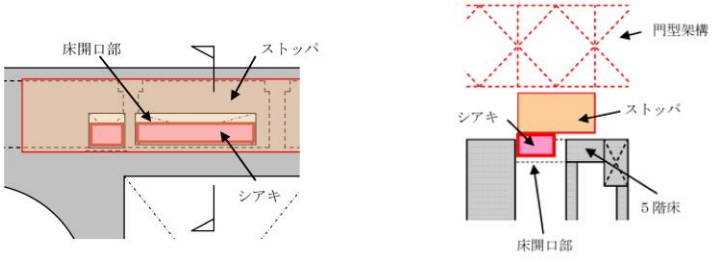
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（３） 水平振れ止め装置（ストッパ）の構造強度に対する検討

架構と原子炉建屋を結んだバネ材に発生する水平力の最大値が，床開口に差し込むシアキの短期許容せん断力以下であることを確認する。全ての部材に対する応力度比が1以下になることを確認した。

なお，原子炉建屋と水平振れ止め装置（ストッパ）の接触部については，設置前において，本説明書で想定しているように，施工に十分な状況かどうか，雰囲気線量等の作業安全性を鑑みながら，可能な範囲で確認した点検結果を別途報告するとともに，不具合が見つかった場合には適切に補修等を実施する。



（a）　伏図　　（b）　断面図

ストッパ概要図

全てのストッパに対する応力比が1以下になることを確認した。

断面検討結果（常時）

部位	荷重ケース (位置)*	ストッパ反力 Q(kN)	短期許容せん断力 Qa(kN)	応力比 Q/Qa	判定
東側ストッパ	E4 (A)	2560	8620	0.30	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（４）基礎の構造強度に対する検討

基礎の浮き上がりに対しては基礎反力（圧縮力を正）の最小値が0以上であることを確認し，基礎のすべりに対しては基礎反力の水平力が許容摩擦力以下であることを確認する。
なお，基礎底面の摩擦係数は「現場打ち同等型プレキャスト鉄筋コンクリート構造設計指針(案)・同解説(2002)」に準じて，0.6とする。
基礎浮き上がりの検討の結果，全ての基礎の最小圧縮力が0以上であることを確認した。

基礎浮き上がりの検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	最小圧縮力 N(kN)	判定
東側柱脚（北側）	E1（C）	1990	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

基礎すべりの検討の結果，全ての基礎に対する応力比が1以下になることを確認した。

基礎すべりの検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	水平力 Q(kN)	許容摩擦力 Va(kN)	応力比 Q/Va	判定
東側柱脚	C（D）	2410	5270	0.46	O.K.
	E4（D）	2430	4580	0.54	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

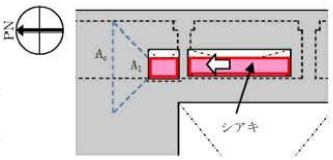
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（５）原子炉建屋接触部の構造強度に対する検討

１）ストッパ接触部

ストッパ接触部の構造強度の検討では，ストッパ水平反力が，既存躯体の短期許容支圧力以下になることを確認する。なお，許容支圧応力度は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm²)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。
全てのストッパ接触部に対する応力比が1以下になることを確認した。



ストッパ接触部の検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	ストッパ水平反力 N(kN)	短期許容支圧力 Na(kN)	応力比 N/Na	判定
東側ストッパ	E2（B）	3980	10300	0.39	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

２）基礎設置部

柱脚の鉛直反力により生じる直下壁の軸力が壁の許容軸力以下であることを確認する。
全ての基礎設置部に対する応力比が1以下になることを確認した。

壁の圧縮力の検討結果

部位	荷重ケース（位置）＊	軸力 N(kN)	許容軸力 Na(kN)	応力比 N/Na	判定
東側柱脚（南側）	C（B）	4280	12900	0.34	O.K.
	E1（B）	6540	25900	0.26	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

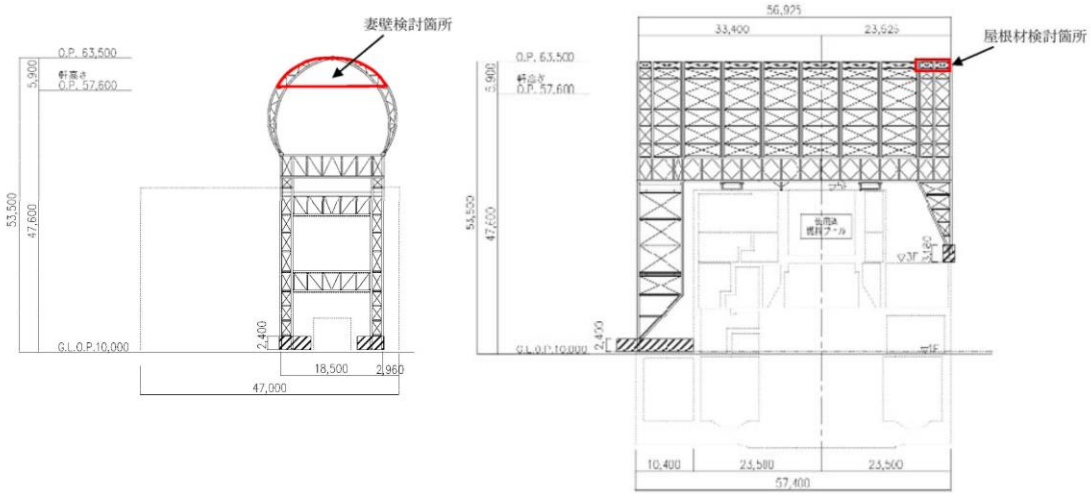
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考３　構造強度

（６）外装材の構造強度に対する検討

１）検討箇所

架構の屋根面及び側面を覆う外装材は，折板を用いる。強度検討は，壁材，屋根材それぞれに風圧力により生じる応力度が短期許容応力度以下であることを確認する。



外装材検討箇所（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考３　構造強度

（６）外装材の構造強度に対する検討

３）外装材の強度検討

全ての外装材に対する応力度比が1以下になることを確認した。

屋根材及び壁材の材料諸元

板厚	自重	正曲げ方向		負曲げ方向	
		断面2次モーメント	断面係数	断面2次モーメント	断面係数
t (mm)	G (N/m^2)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)	I_x (cm^4/m)	Z_x (cm^3/m)
0.8	118	360	43.6（13.1*）	347	40.6（12.2*）

*：括弧内の数値は折曲加工部を示す

応力度に対する検討結果

部位	作用応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
ドーム屋根	189	205*	0.93	O.K.
妻壁	109	205*	0.54	O.K.

*：「JIS G 3321-2010」による

（注）ドーム屋根外装材については、設計風圧力の約４倍の耐力を有することを試験により確認している。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考４　耐震性

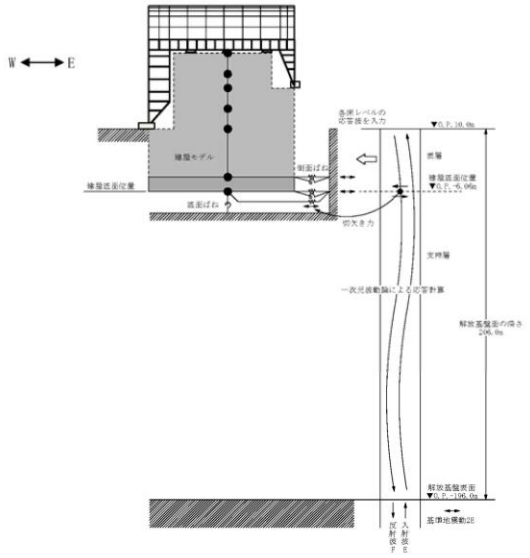
（１）検討方針

耐震性の検討は，架構，水平振れ止め装置（ストッパ），制震装置（オイルダンパ），基礎，原子炉建屋接触部及び原子炉建屋の健全性について行い，基準地震動Ssに対して，これらの応答性状を適切に表現できる地震応答解析を用いて評価する。なお，地震応答解析は水平方向及び鉛直方向を同時に入力する。

（２）架構の耐震性に対する検討

１）解析に用いる入力地震動

検討用地震動は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（東京電力株式会社，平成20年3月31日）にて作成した解放基盤表面で定義される基準地震動Ssを用いる。



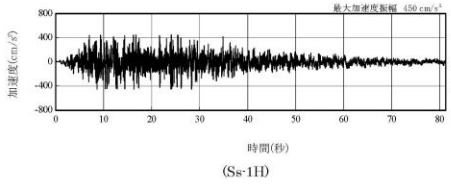
地震応答解析に用いる入力地震動の概念図

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

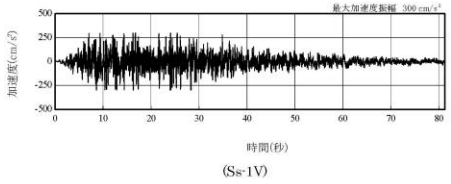
参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

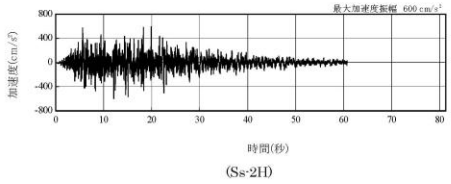
１）解析に用いる入力地震動



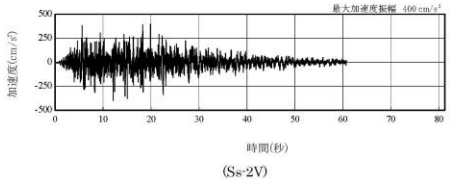
(Ss-1H)



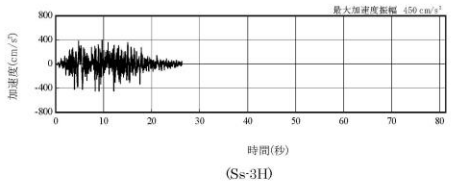
(Ss-1V)



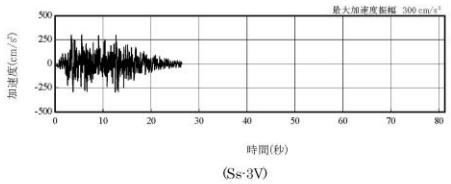
(Ss-2H)



(Ss-2V)



(Ss-3H)



(Ss-3V)

解放基盤表面位置における地震動の加速度時刻歴波形(水平方向)

解放基盤表面位置における地震動の加速度時刻歴波形(鉛直方向)

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

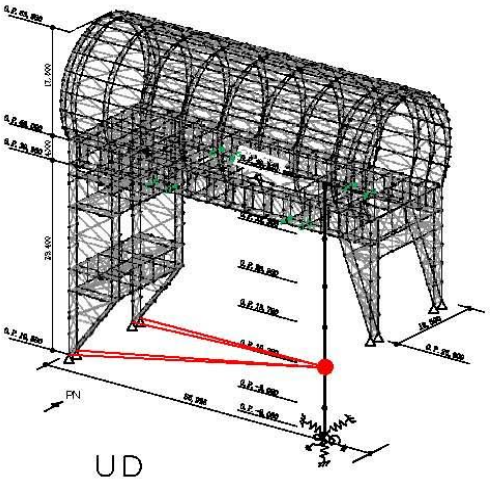
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

参考４　耐震性

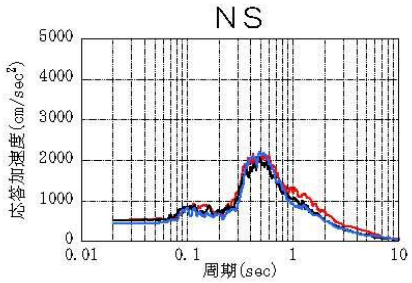
（２）架構の耐震性に対する検討

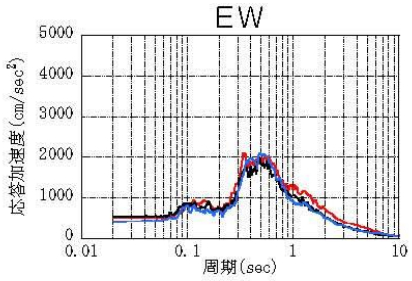
１）解析に用いる入力地震動

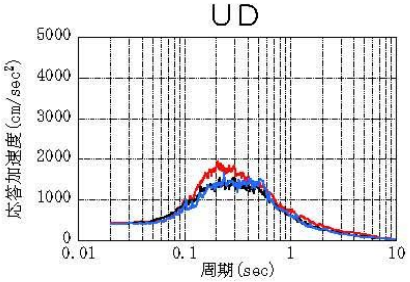
建屋質点の応答解析結果（カバー架構の入力地震動に相当）



1F







(h=2%)
Ss-1
Ss-2
Ss-3

東京電力 TEPCO

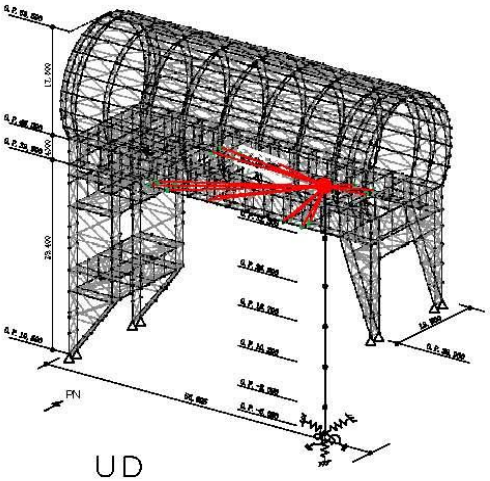
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

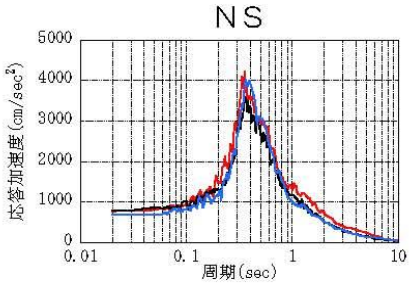
（２）架構の耐震性に対する検討

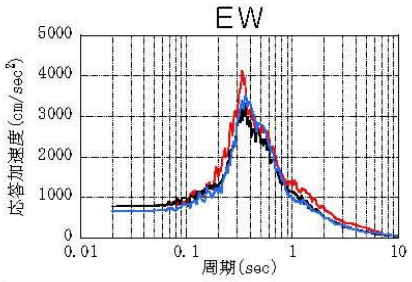
１）解析に用いる入力地震動

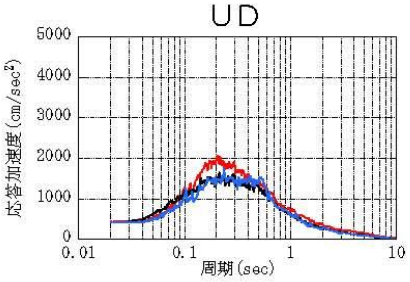
建屋質点の応答解析結果（カバー架構の入力地震動に相当）



5F







(h=2%)
Ss-1
Ss-2
Ss-3

東京電力 TEPCO

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

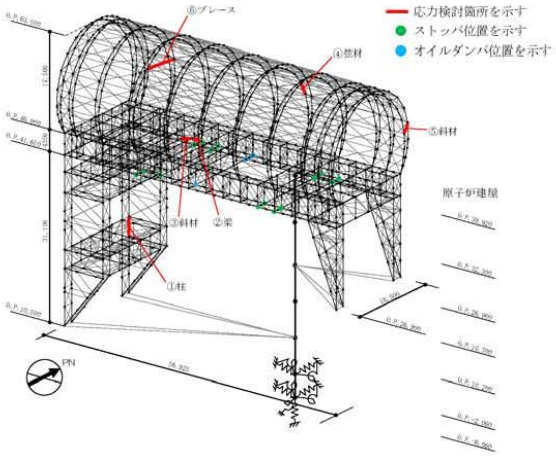
※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

２）地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは，門型架構及びドーム屋根を構成する主要な鉄骨部材からなる立体架構を原子炉建屋の質点系モデルに接続した下図に示すモデルとし，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。ストッパ取り付き部は原子炉建屋5階質点（O.P.39.92 m）と水平方向同一変位条件とし，鉛直方向の制震装置（オイルダンパ）は原子炉建屋の5階床上面4箇所に門型架構と5階床の鉛直方向相対変位が減少する場合に減衰力を発揮するばねに置換して立体架構モデルに組み込んでいる。



地震応答解析モデル（単位：mm）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

２）地震応答解析モデル

地震応答解析に用いる物性値を下表に示す。門型架構及びドーム屋根の部材接合部の質点は仕上げ材等を考慮した重量とし，原子炉建屋の質点は瓦礫撤去の重量等を反映したP38に示す重量とする。門型架構の柱・梁及びドーム屋根の弦材は弾性部材とし，その他ブレース等は「鉄骨X型ブレース架構の復元力特性に関する研究」（日本建築学会構造工学論文集37B号　1991年3月）に示されている修正若林モデルによる。また，原子炉建屋は，曲げとせん断に「JEAG 4601-1991」に示されている非線形特性を考慮する。

地震応答解析に用いる物性値

部位	材料	ヤング係数 E(N/mm^2)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (kN/m^3)	減衰定数 h(%)	備考
架構	鉄骨	2.05×10^5	0.3	77.0	2	SS400,SM490A STK490,STKT590

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

２）地震応答解析モデル

地震応答解析モデルのうち原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元

(a)水平（NS）方向

標高 O.P.(m)	質点重量* W(kN)	回転慣性重量 I_G ($\times 10^5$ kN·m²)	せん断断面積 As(m²)	断面二次モーメント I(m⁴)
39.92	72990	76.95		
32.3	119490	238.33	145.3	9598
26.9	111140	204.58	146.1	29271
18.7	130160	239.58	237.3	56230
10.2	252510	464.88	208.6	60144
-2.06	301020	554.17	458.7	112978
-6.06	127000	233.79	2697.8	496620
合計	1114310			

ヤング係数E_c 2.57×10^7(kN/m²)
せん断弾性係数G 1.07×10^7(kN/m²)
ポアソン比ν 0.20
減衰h 5%

＊ 「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その２）」（東京電力株式会社，平成23年7月13日）において用いた各階重量に瓦礫撤去等による重量増減を考慮した数値（ただし，門型架構の重量12800kN及びドーム屋根重量3200kNは含まない）

地盤定数は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（東京電力株式会社，平成20年3月31日）と同様とする。原子炉建屋の地盤ばねは，「JEAG 4601-1991」に示されている手法を参考にして，底面地盤を成層補正し振動アドミッタンス理論によりスウェイ及びロッキングばねを，側面地盤をNovakの方法により建屋側面ばねを評価した。

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

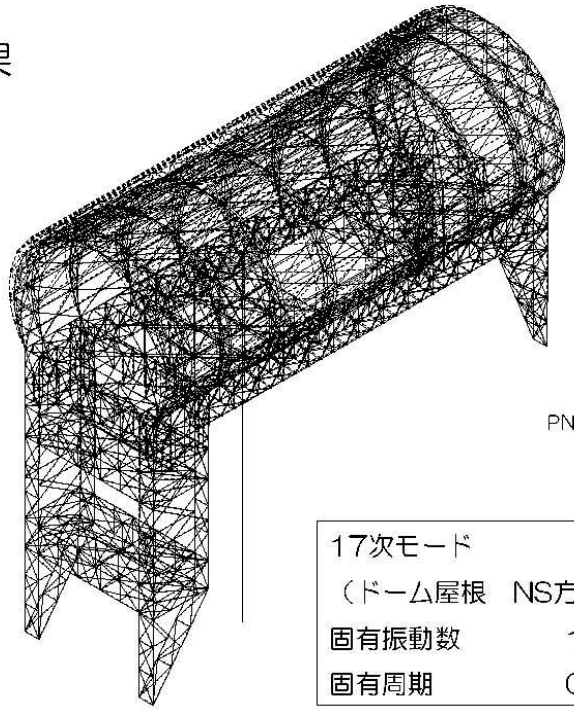
２）地震応答解析モデル
固有値解析結果

次数	固有振動数 (Hz)	固有周期 (秒)	刺激係数 NS方向 (X方向)	刺激係数 EW方向 (Y方向)	刺激係数 UD方向 (Z方向)	備考
17	1.35	0.742	3.034	-0.001	-0.019	ドーム屋根NS方向1次
25	1.78	0.561	-0.056	2.478	0.422	ドーム屋根EW方向1次
33	2.53	0.396	2.914	-0.031	-0.045	門型架構・原子炉建屋NS方向1次
34	2.65	0.377	-0.111	-7.751	-0.073	門型架構・原子炉建屋EW方向1次
35	2.94	0.340	2.165	-0.950	4.500	門型架構UD方向1次
54	4.30	0.233	-0.428	0.038	-40.498	原子炉建屋UD方向1次

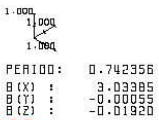
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



17次モード
（ドーム屋根　NS方向　1次）
固有振動数　　1.35　Hz
固有周期　　0.742 秒

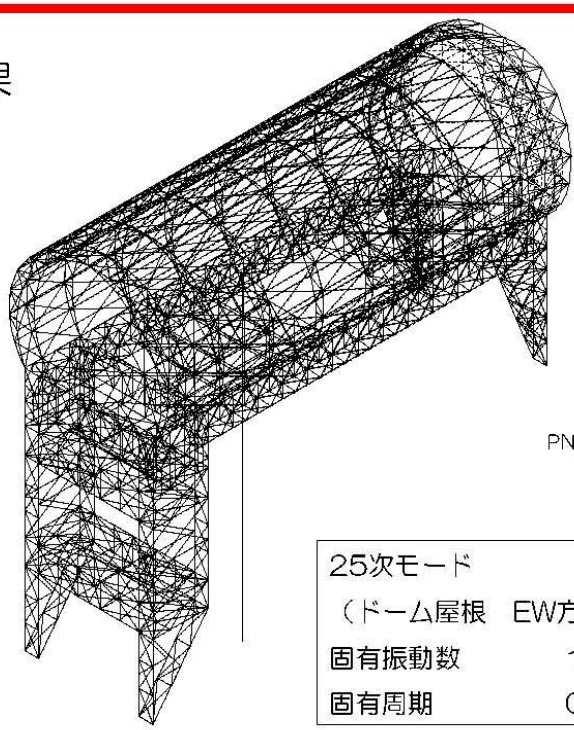


東京電力 TEPCO

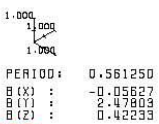
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



25次モード
（ドーム屋根　EW方向　1次）
固有振動数　　1.78　Hz
固有周期　　0.561 秒

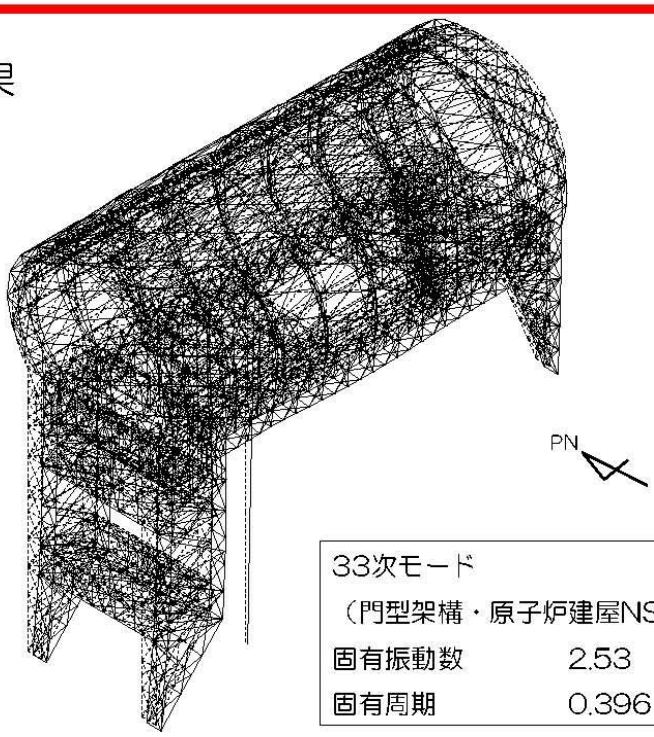


東京電力 TEPCO

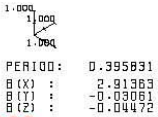
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



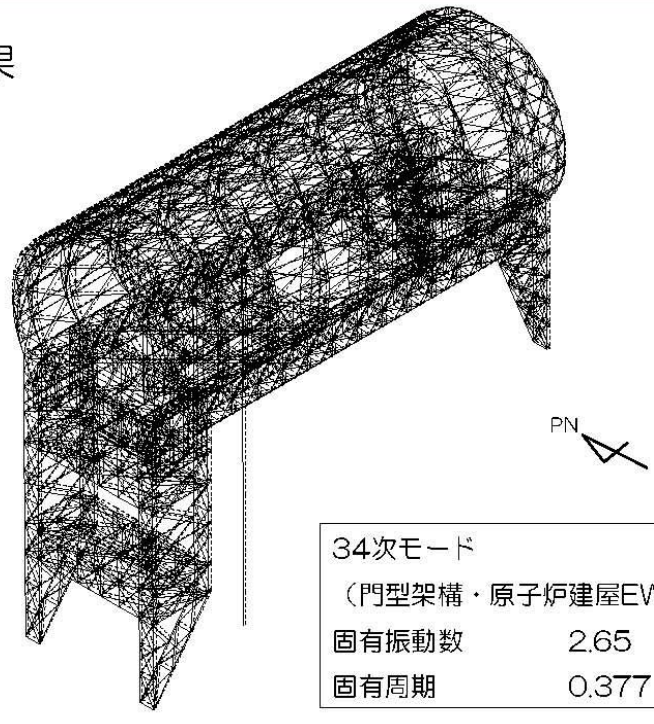
33次モード
（門型架構・原子炉建屋NS方向1次）
固有振動数　2.53　Hz
固有周期　0.396 秒



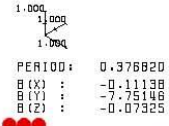
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



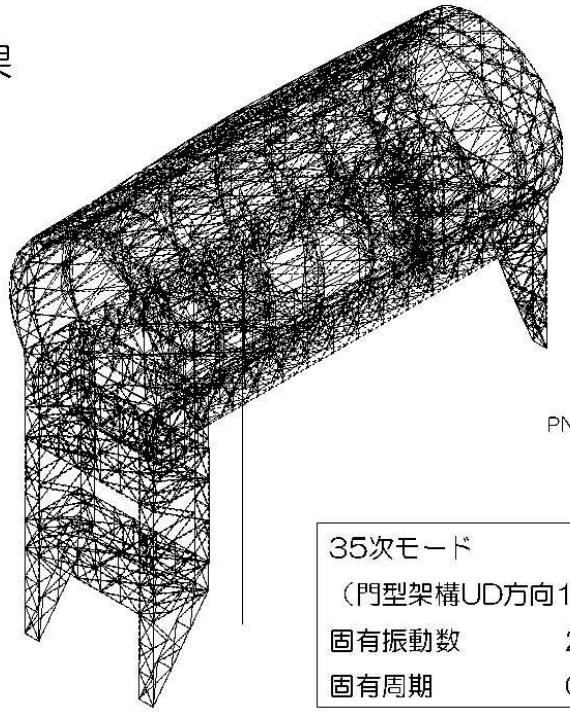
34次モード
（門型架構・原子炉建屋EW方向1次）
固有振動数　2.65　Hz
固有周期　0.377 秒



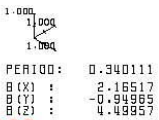
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



35次モード
（門型架構UD方向1次）
固有振動数　2.94　Hz
固有周期　0.340 秒

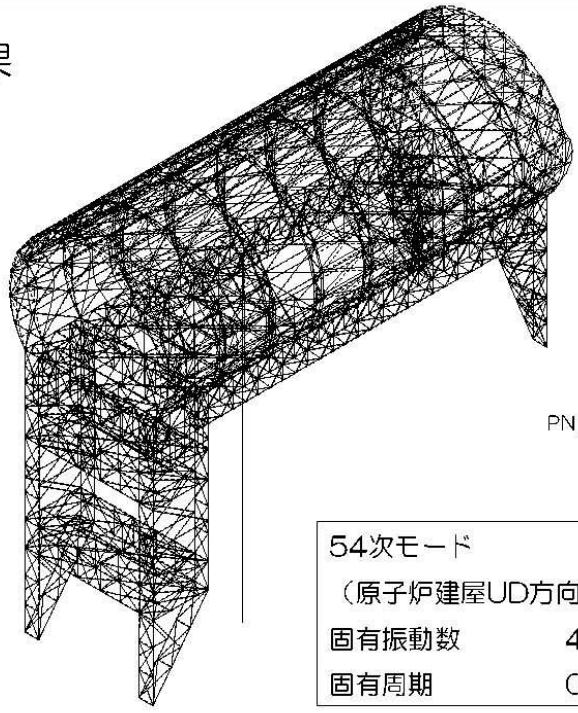


東京電力 TEPCO

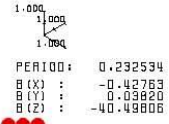
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

固有値解析結果



54次モード
（原子炉建屋UD方向1次）
固有振動数　4.30　Hz
固有周期　0.233 秒



東京電力 TEPCO

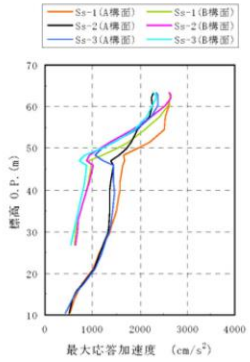
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

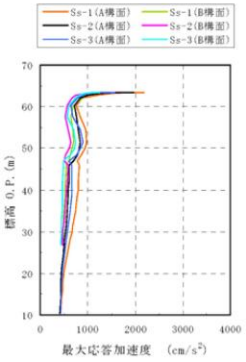
参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

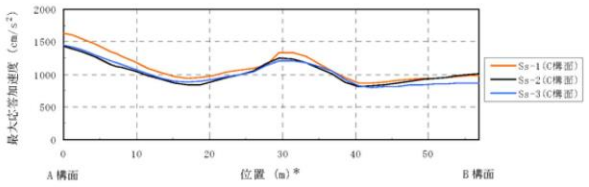
３）地震応答解析結果



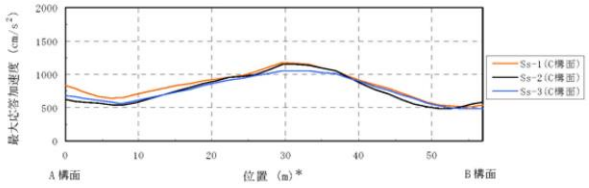
水平(NS)成分（A 構面，B 構面）



鉛直成分（A 構面，B 構面）

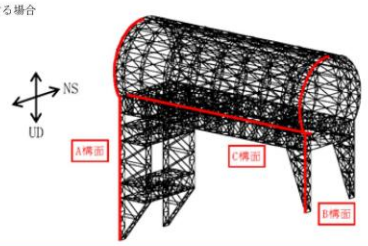


水平(NS)成分（C 構面）



鉛直成分（C 構面）

注：燃料取扱設備が門型架構の中央に位置する場合
（図 3.2-1 の位置 D）を示す
＊：位置は A 構面側からの距離を示す



最大応答加速度分布

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

４）波及的影響の評価

門型架構は，JSCA性能メニュー（社団法人日本建築構造技術者協会，2002年）を参考に定めたクライテリア（「層間変形角は1/75以下，層の塑性率は4以下，部材の塑性率は5以下」＊）を満足することを確認する。ドーム屋根は，柱・梁によるフレームを構成しないため，JSCA性能メニューのうち部材の塑性率のクライテリアを満足することを確認する。
なお，解析結果が「時刻歴応答解析建築物性能評価業務方法書」（財団法人日本建築センター，平成19年7月20日）に示されるクライテリア（層間変形角は1/100以下，層の塑性率は2以下，部材の塑性率は4以下）を超える場合には水平変形に伴う鉛直荷重の付加的影響を考慮した解析を実施し，安全性を確認する。

＊：北村春幸，宮内洋二，浦本弥樹「性能設計における耐震性能判断基準値に関する研究」，日本建築学会構造系論文集，第604号，2006年6月

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

４）波及的影響の評価

・層間変形角の検討

最大応答層間変形角は1/75以下となりクライテリアを満足することを確認した。

最大応答層間変形角の検討結果

検討箇所	地震波	入力方向（位置）＊	最大応答値	ｸﾗｲﾃﾘｱ	判定
東側 O.P.46.00(m) ～O.P.26.90(m)	Ss-1	NS（A）	1/820	1/75	O.K.
		EW（B）	1/990	1/75	O.K.
	Ss-2	NS（B）	1/990	1/75	O.K.
		EW（B）	1/1000	1/75	O.K.
	Ss-3	NS（B）	1/990	1/75	O.K.
		EW（B）	1/1000	1/75	O.K.
西側 O.P.46.00(m) ～O.P.10.50(m)	Ss-1	NS（A）	1/720	1/75	O.K.
		EW（B）	1/1600	1/75	O.K.
	Ss-2	NS（C）	1/860	1/75	O.K.
		EW（B）	1/1600	1/75	O.K.
	Ss-3	NS（C）	1/800	1/75	O.K.
		EW（B）	1/1800	1/75	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（２）架構の耐震性に対する検討

４）波及的影響の評価

・塑性率の検討

全てのケースで耐力比が1を下回ることから塑性率は1未満となり，クライテリアを満足することを確認した。

耐力比の検討結果

部位＊1			部材形状 (mm)	地震波	入力方向（位置）＊2	耐力比		判定
門型架構	①	柱	H-350×350 ×12×19 〈SM490A〉	Ss-2	NS (C)	C/Cu	0.50	OK
	②	梁	H-350×350 ×12×19 〈SM490A〉	Ss-1	NS (C)	C/Cu	0.45	OK
	③	斜材	2[s-150×75 ×6.5×10 〈SM490A〉	Ss-1	NS (C)	C/Cu	0.75	OK
ドーム屋根	④	弦材	φ-267.4×6.6 〈STKT590〉	Ss-1	NS (D)	C/Cu	0.63	OK
	⑤	斜材	φ-139.8×4.5 〈STK490〉	Ss-1	EW (D)	C/Cu	0.90	OK
	⑥	ブレース	φ-114.3×4.5 〈STK490〉	Ss-2	EW (C)	C/Cu	0.45	OK

＊1：①～⑥の符号はP36の応力検討箇所を示す
＊2：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

C　：部材軸方向の圧縮力の最大値
Cu：座屈耐力
T　：部材軸方向の引張力の最大値
Tu：引張耐力

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

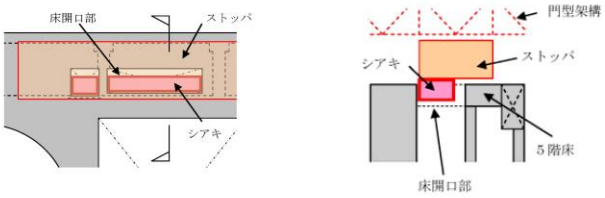
（３）水平振れ止め装置（ストッパ）の耐震性に対する検討

全てのストッパに対する耐力比が1以下になることを確認した。

ストッパ（シアキ）の断面検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）	最大応答ストッパ反力 Q(kN)	せん断耐力 Qu(kN)	耐力比 Q/Qu	判定
東側ストッパ	Ss-1	EW（D）	3970	9480	0.42	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す



(a)伏図　　(b)断面図

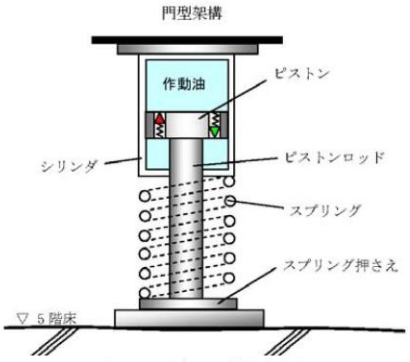
ストッパ概要図

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（４）制震装置（オイルダンパ）の耐震性に対する検討

全てのオイルダンパで最大応答値が許容値以下になることを確認した。



オイルダンパ概念図

オイルダンパの検討結果

検討	地震波	入力方向（位置）＊	最大応答値	許容値	判定
オイルダンパ変位（mm）	Ss-3	NS（D）	72	±100	O.K.
オイルダンパ速度（m/s）	Ss-1	NS（D）	0.48	1.00	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（５）基礎の耐震性に対する検討

基礎の浮き上がりに対しては基礎反力（圧縮力を正）の最小値が以上であることを確認し，基礎のすべりに対しては基礎反力の水平力が摩擦耐力以下であることを確認した。

１）基礎浮き上がりの検討

基礎浮き上がりの検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最小圧縮力 N(kN)	判定
東側柱脚（北側）	Ss-3	NS（C）	227	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

２）基礎すべりの検討

基礎すべりの検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最大水平力 Q(kN)	摩擦耐力 Vu(kN)	耐力比 Q/Vu	判定
東側柱脚	Ss-1	EW（D）	2810	4780	0.59	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（６）原子炉建屋接触部の耐震性に対する検討

１）ストッパ接触部

最大ストッパ水平反力が，既存躯体の支圧耐力以下になることを確認する。なお，支圧耐力は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm^2)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。

ストッパ接触部の検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最大ストッパ水平反力 N(kN)	支圧耐力 Nu(kN)	耐力比 N/Nu	判定
西側ストッパ	Ss-1	NS（C）	10400	19600	0.54	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

２）オイルダンパ接触部

最大オイルダンパ鉛直反力が，既存躯体の支圧耐力以下になることを確認する。なお，支圧耐力は，原子炉建屋の設計基準強度(22.1N/mm^2)を用いて「プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説」に基づき算出する。

オイルダンパ接触部の検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最大水平力 Q(kN)	摩擦耐力 Vu(kN)	耐力比 Q/Vu	判定
東側柱脚	Ss-1	EW（D）	2810	4780	0.59	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

３）基礎設置部

柱脚の鉛直反力により生じる直下壁の最大軸力が壁の軸耐力以下であることを確認する。

壁の圧縮力の検討結果

部位	地震波	入力方向（位置）＊	最大軸力 N(kN)	軸耐力 Nu(kN)	耐力比 N/Nu	判定
東側柱脚（南側）	Ss-3	NS（B）	7430	25900	0.29	O.K.

＊：P23に示す燃料取扱設備の位置を示す

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※O.P.表記は震災前の「旧 O.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は、震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算する。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

参考４　耐震性

（７）原子炉建屋の耐震性に対する検討

１）検討方針

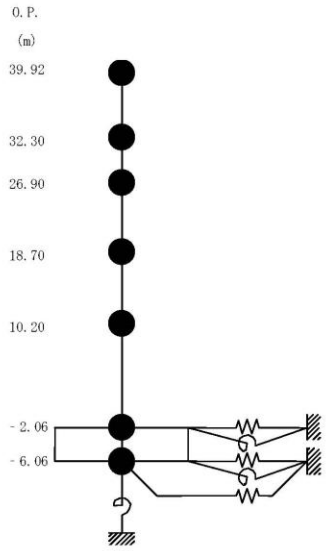
架構の設置に伴う原子炉建屋の耐震性の評価は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，地震応答解析により得られる耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認する。

２）原子炉建屋の地震応答解析

・入力地震動　基準地震動Ss

原子炉建屋の地震応答解析モデルは，右図に示すように質点系でモデル化し，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。

地震応答解析モデルの諸元は，「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係る報告書（その2）」（東京電力株式会社，平成23年7月13日）に示される内容に，瓦礫撤去等による重量増減及び新規に設置する燃料取り出し用カバーの重量を考慮した。



原子炉建屋の地震応答解析モデル

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（７）原子炉建屋の耐震性に対する検討

２）原子炉建屋の地震応答解析

原子炉建屋の地震応答解析モデルの諸元（水平方向）

標高 O.P. (m)	質点重量 W (kN)	回転慣性重量 I_G ($\times10^5$ kN·m^2)	
		水平(NS)方向	水平(EW)方向
39.92	87590	92.34	67.32
32.3	119490	238.33	124.49
26.9	111340	204.95	204.95
18.7	130160	239.58	239.58
10.2	253710	467.09	696.62
-2.06	301020	554.17	826.50
-6.06	127000	233.79	348.72
合計	1130310		

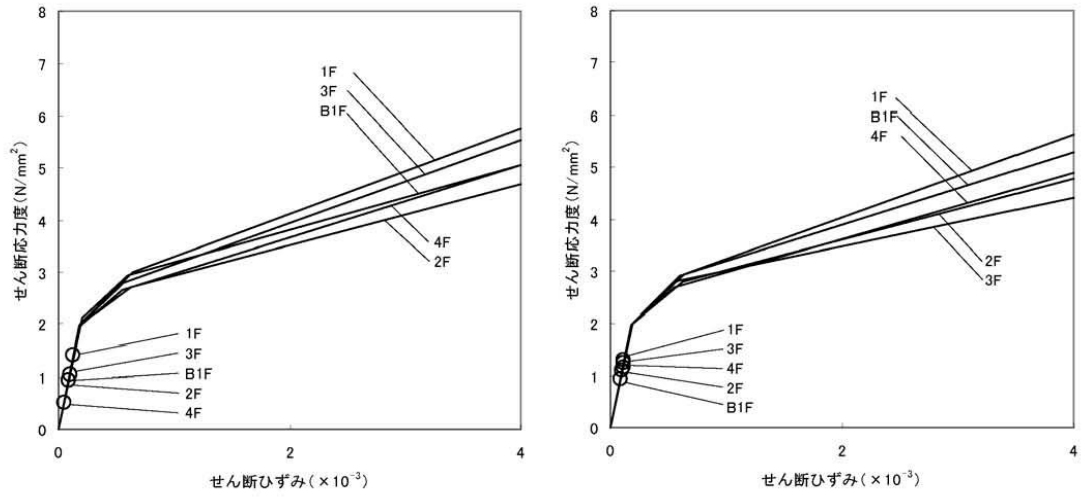
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（７）原子炉建屋の耐震性に対する検討

３）検討結果

地震応答解析により得られる最大応答値は，評価基準値（4.0×10^{-3}）に対して十分に余裕があることを確認した。



(a) NS方向　　(b) EW方向

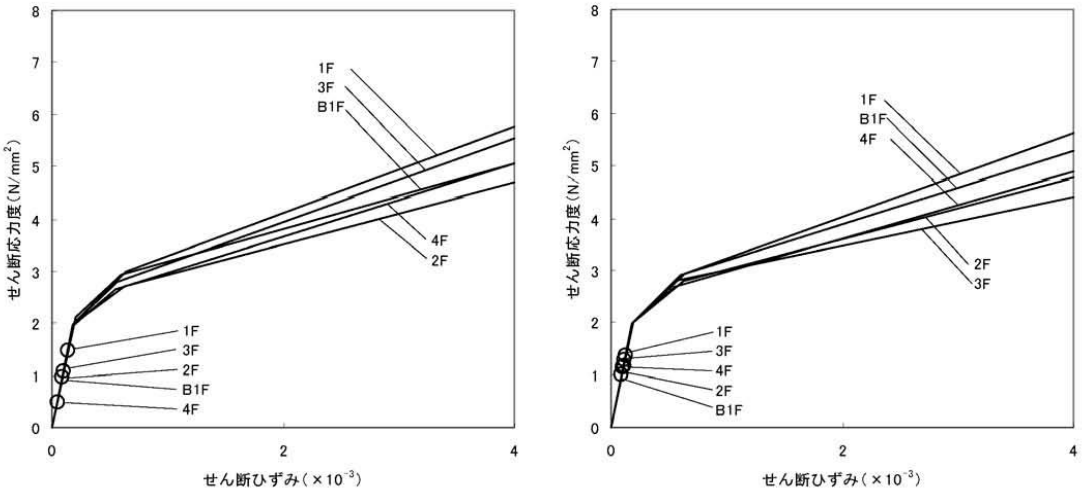
せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-1）

東京電力 TEPCO
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（７）原子炉建屋の耐震性に対する検討

３）検討結果



(a) NS方向　　(b) EW方向

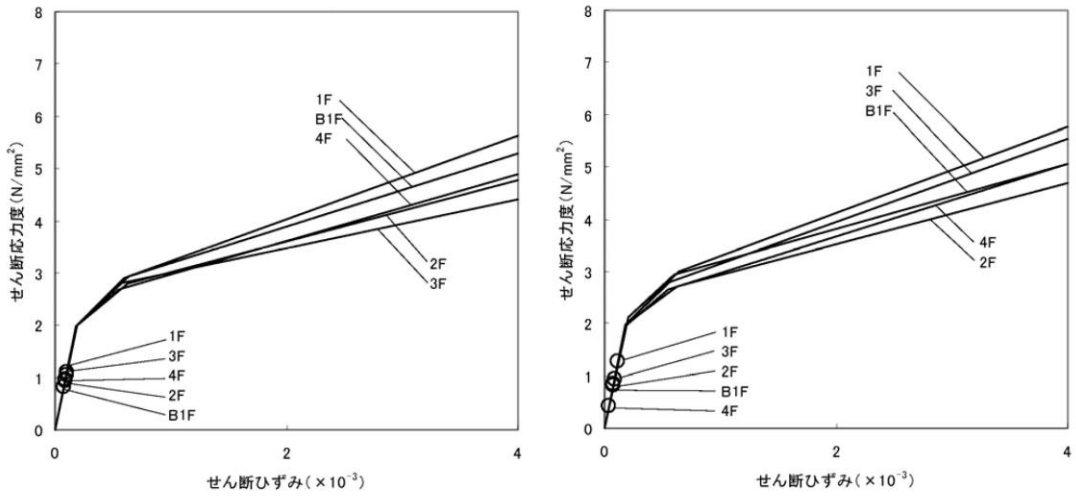
せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-2）

東京電力 TEPCO
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考４　耐震性

（７）原子炉建屋の耐震性に対する検討

３）検討結果

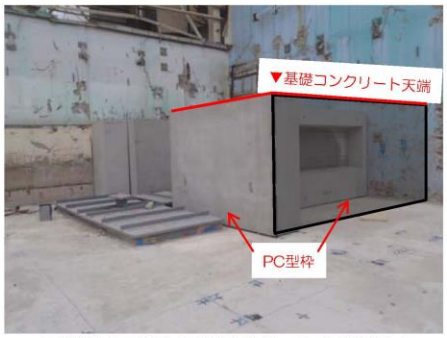


(a) NS方向　　(b) EW方向

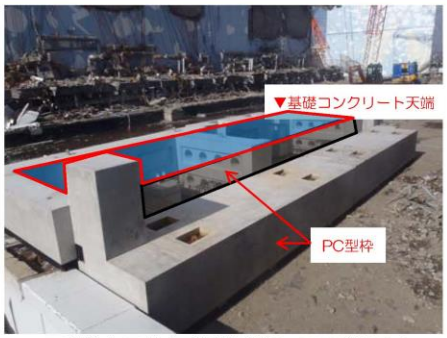
せん断スケルトン曲線上の最大応答値（Ss-3）

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

参考５　瓦礫撤去用構台基礎の施工状況



瓦礫撤去用構台西側基礎部　PC型枠設置



瓦礫撤去用構台東側基礎部　PC型枠設置

瓦礫撤去用構台西側基礎部　コンクリート打設

瓦礫撤去用構台東側基礎部　コンクリート打設

無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

特定原子力施設監視・
評価検討会（第6回）
資料5

福島第一原子力発電所
３号機燃料取り出し用カバーの
構造強度及び耐震性について
（コメント回答）

東京電力株式会社

平成２５年３月8日

東京電力

目次

・コメント回答①　地震・津波・竜巻等への対応について　・・・P.2
・コメント回答②　耐震性の検討結果（表）の記載について　・・・P.4
・コメント回答③　作業環境の確保について　・・・P.6
・コメント回答④　オイルダンパの機構および損傷時の対応について・・・P.7

コメント回答①

①３号機燃料取り出し用カバーの使用期間が短いとしても、地震・津波に関わる新安全設計基準への対応あるいは竜巻などの想定外事象に対する安全性や修復性は確保しなくてよいのか、既にされているのかを説明すること。（林教授）

・現在、国により策定中の新安全設計基準への対応については今後となるが、以下を念頭に計画している。

・地震：各部の検討において、可能な限り余裕を確保した計画*1としている。また、脆性的な破壊を生じないよう、原則として保有耐力接合*2 *3としている。

・津波：燃料取り出し用カバーは鉄骨トラスと鋼製の外装材により構成されているが、閉空間になっておらず、津波襲来時には、水は燃料取り出し用カバーの裏側に回り込む。そのため、津波による波圧は生じにくい。

*1　5ページ参照。例えば、ドーム屋根は基準地震動Ssに対し、約５倍の裕度がある。

*2　母材の耐力が十分に発揮されるように「接合部の破断耐力＞母材耐力」となるように破断の検討を行うこと 。

*3　特定原子力施設監視・評価検討会（第4回）資料4 16ﾍﾟｰｼﾞ 参照

コメント回答①

・竜巻：ドーム屋根の外装材は、設計風圧力の約４倍以上の耐力を有することを確認しており、最大瞬間風速100m/s程度の暴風に対しても飛散しない計画となっている。

・修復性については、除染・遮へい対策を施す計画（コメント回答③参照）であり、現地へのアクセスは可能であると考えている。また、オペレーティングフロア上のガレキ撤去に用いたクレーン等により、遠隔操作による作業も可能であると考えている。

コメント回答②

②特定原子力施設監視・評価検討会（第４回）資料４の10ページの耐震性の検討結果の表は、検定比なのか、最大応答値なのかを区別できるように明確にすること。（林教授）

・評価項目欄が、「耐力比」もしくは「抵抗比」となっている項目が「検定比」で評価している項目であり、その他が「最大応答値」で評価している項目である。

・「検定比」か「最大応答値」かが分かるように、結果欄に追記した。

（次ページ参照）

5. 耐震性に対する検討結果

いずれも評価クライテリア以下であることを確認した。

（１）架構の耐震性

部位	評価項目	検定比、最大応答値		評価クライテリア	判定
門型架構	層間変形角	最大応答値	1/720	1/75以下	OK
門型架構	塑性率	最大応答値	0.75	5以下	OK
ドーム屋根	塑性率	最大応答値	0.90	5以下	OK
オイルダンパ	相対変位	最大応答値	72 mm	100 mm以下	OK
	相対速度	最大応答値	0.48 m/s	1.0 m/s以下	OK
ストッパ	せん断耐力比	検定比	0.42	1.0以下	OK
基礎	浮き上がりの有無	最大応答値	生じない	生じないこと	OK
	すべり摩擦抵抗比	検定比	0.59	1.0以下	OK

（２）原子炉建屋の耐震性

部位	評価項目	検定比、最大応答値		評価クライテリア	判定
ストッパ接触部	支圧耐力比	検定比	0.54	1.0以下	OK
オイルダンパ接触部	支圧耐力比	検定比	0.19	1.0以下	OK
基礎設置部	圧縮耐力比	検定比	0.29	1.0以下	OK
原子炉建屋	せん断ひずみ	最大応答値	0.14×10^{-3}	4.0×10^{-3}以下	OK

コメント回答③

③立ち入りが難しい場所で有人にて接合部などの現地作業が行えるように、作業環境をどのように確保するのかについて説明すること。（林教授）

・線量的に、立入りが最も厳しい箇所はオペレーティングフロア上部と考えている。当該部における有人作業ができるように、有人作業が発生するまでに、線量低減対策として、遠隔操作重機による下記３段階の作業を計画している。

１．瓦礫撤去作業（現在実施中）
オペレーティングフロア上部に残存する瓦礫（鉄骨、コンクリート、機械設備等）を撤去する。

２．除染作業
オペレーティングフロア上部の瓦礫撤去後に、床面はつり装置や吸引装置等を使用し、除染作業を実施する。

３．遮へい体設置作業
除染作業後にオペレーティングフロア上部に遮へい体（鉄板等）を設置する。

なお、作業中は適宜、雰囲気線量を計測し、慎重に作業を実施する。

コメント回答④

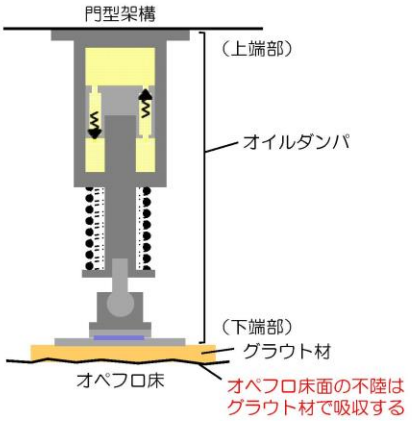
④オイルダンパについては、５階床面の不陸や門型架構の変形などにより、５階床と門型架構が平行でなくなり、スプリング押さえ等の損傷が生じないかについて説明すること。また、スプリング押さえ等の損傷により、システム上の問題が発生しないのかについて確認したい。（林教授）

・５階床面は躯体の不陸が想定される。

・オイルダンパは上端部を架構側に接合し、下端部とオペフロ床とのＧＡＰ部にグラウト材を充填し、床面の不陸を吸収する計画としている。

・オイルダンパが故障や損傷した場合は、修理・取替をする計画としている。

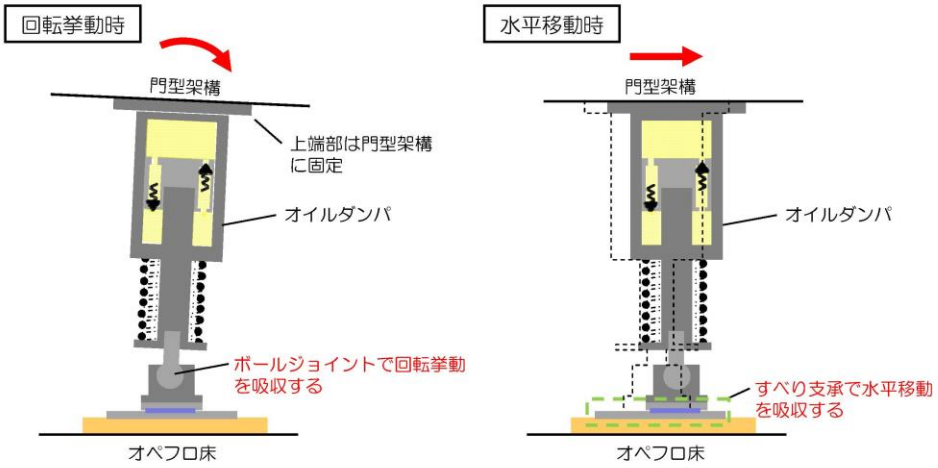
・グラウト材は既存躯体コンクリートの強度よりも高強度のものを使用している。



コメント回答④

・門型架構とオペフロ床間の挙動が平行ではなくなった場合に備え、オイルダンパ下端部にはボールジョイントとすべり支承を取り付けている。

・ボールジョイントとすべり支承により、オイルダンパの機構損傷が生じないようにしている。



東京電力

別添－３

４号機燃料取り出し用カバーに係る確認事項

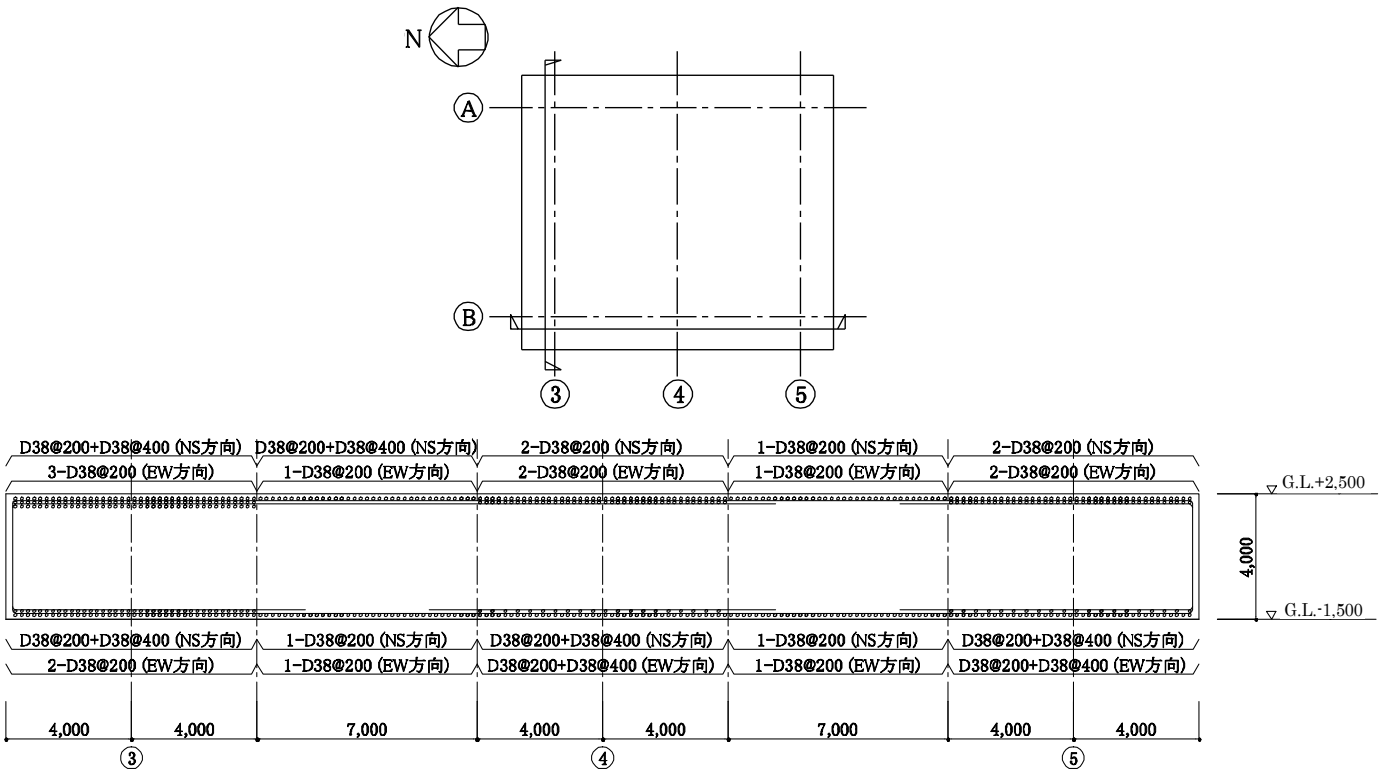
４号機燃料取り出し用カバーの工事に係る主要な確認項目を表－１および表－２に示す。

表－１　４号機燃料取り出し用カバーに係る確認項目（クレーン支持用架構）

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度及び耐震性	材料確認	地盤改良土の一軸圧縮強さを確認する。	地盤改良土の一軸圧縮強さが、実施計画に記されている設計基準強度に対して JEAC4616-2009 の基準を満足すること。
		構造体コンクリートの圧縮強度を確認する。	構造体コンクリート強度が，実施計画に記載されている設計基準強度に対して，JASS 5N の基準を満足すること。
		鉄筋の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3112 に適合すること。
		地盤アンカーの材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3536　JIS G 3502 に適合すること。
		鋼材の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3106 又は建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定に適合すること。
		高力ボルトの締め付け張力を確認する。	特殊ボルト（ワンサイドボルト）について、導入張力試験を JASS 6 に準じて実施し、所定の張力が得られること。
		外装材の仕様を確認する。	実施計画に記載されている材料諸元に適合することを，検査証明書，出荷証明書及びメーカー技術資料により確認する。
	寸法確認	地盤アンカー長を確認する。	地盤アンカー長が 26.75m 以上であること。
	据付確認	地盤改良範囲（深さ）を確認する。	支持層に着底していること。
		鉄筋の径，間隔（図－1 参照）を確認する。	鉄筋の径が実施計画に記載されている通りであること。鉄筋の間隔が実施計画に記載しているピッチにほぼ均等に分布していること。
		接合部（図－２～４参照）の施工状況を確認する。	高力ボルトが所定の本数・種類であること。
		外装材の施工状況を確認する。	外装材の設置範囲が，図－７～９の通りであること。

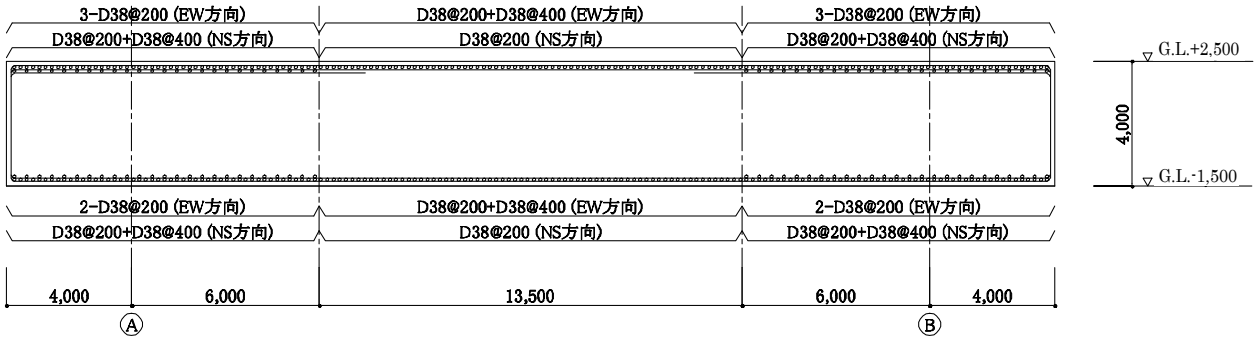
表－２　４号機燃料取り出し用カバーに係る確認項目（燃料取扱機支持用架構）

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度及び耐震性	材料確認	構造体コンクリートの圧縮強度を確認する。	構造体コンクリート強度が，実施計画に記載されている設計基準強度に対して，JASS 5N の基準を満足すること。
		鋼材の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3106 又は建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定に適合すること。
		アンカーボルトの材質，強度，化学成分（床面）を確認する。	JIS G 3138 に適合すること。
		アンカーボルトの材質，強度，化学成分（壁面）を確認する。	JIS G 3112 に適合すること。
	寸法確認	アンカーボルト埋め込み長さ（床面）を確認する。	有効埋め込み長さが 700㎜以上かつボルトの余長はナット面から突き出た長さが 3 山以上であること。
		アンカーボルト埋め込み長さ（壁面）を確認する。	有効埋め込み長さが 450㎜ 以上であること。
	据付確認	接合部（図－５，６参照）の施工状況を確認する。	高力ボルトが所定の本数・種類であること。



かぶり厚さ 7cm 以上

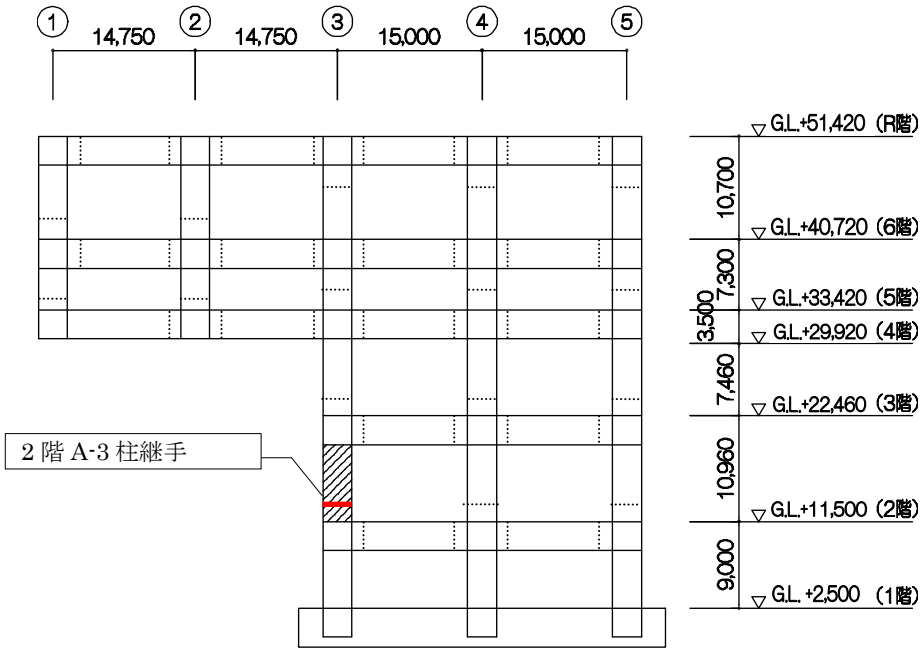
クレーン支持用架構　基礎配筋図(B 通り)



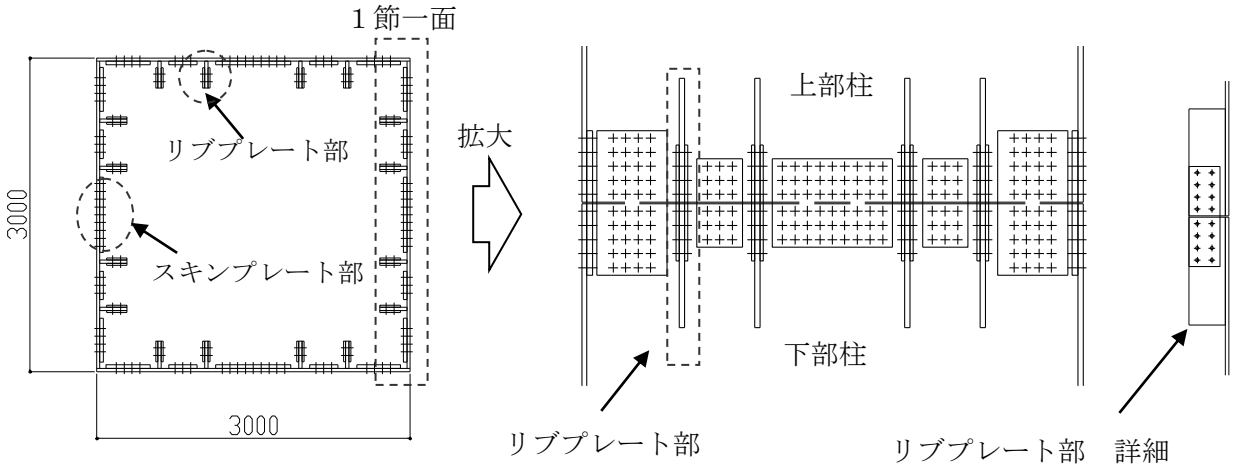
かぶり厚さ 7cm 以上

クレーン支持用架構　基礎配筋図(3 通り)

図－1　クレーン支持用架構　基礎配筋図



（１）接合部位置（Ａ通り軸組図）

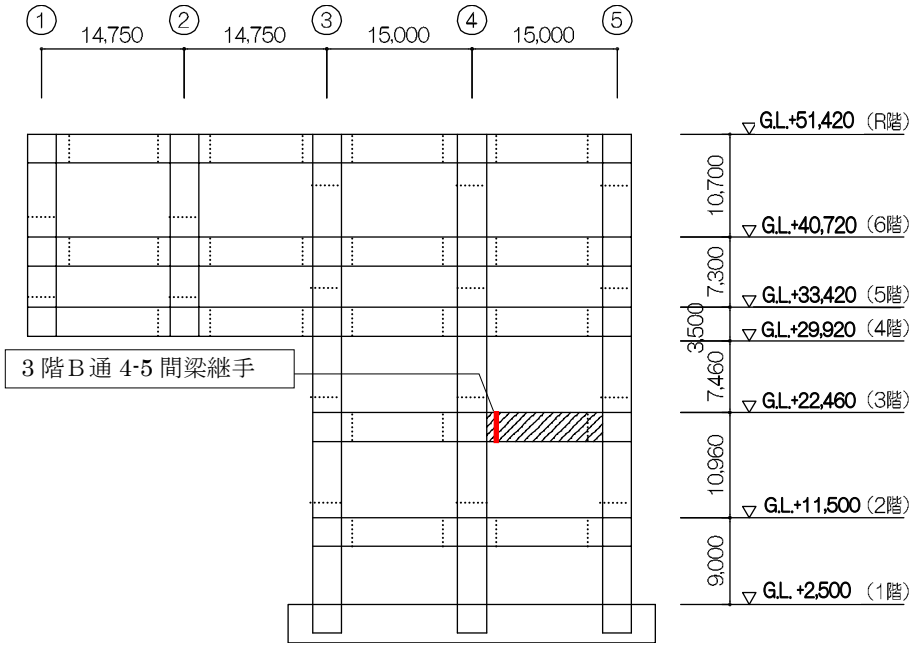


【スキンプレート部】
ボルト種類：MUTF27
本数：85 本×2（1 面あたり）

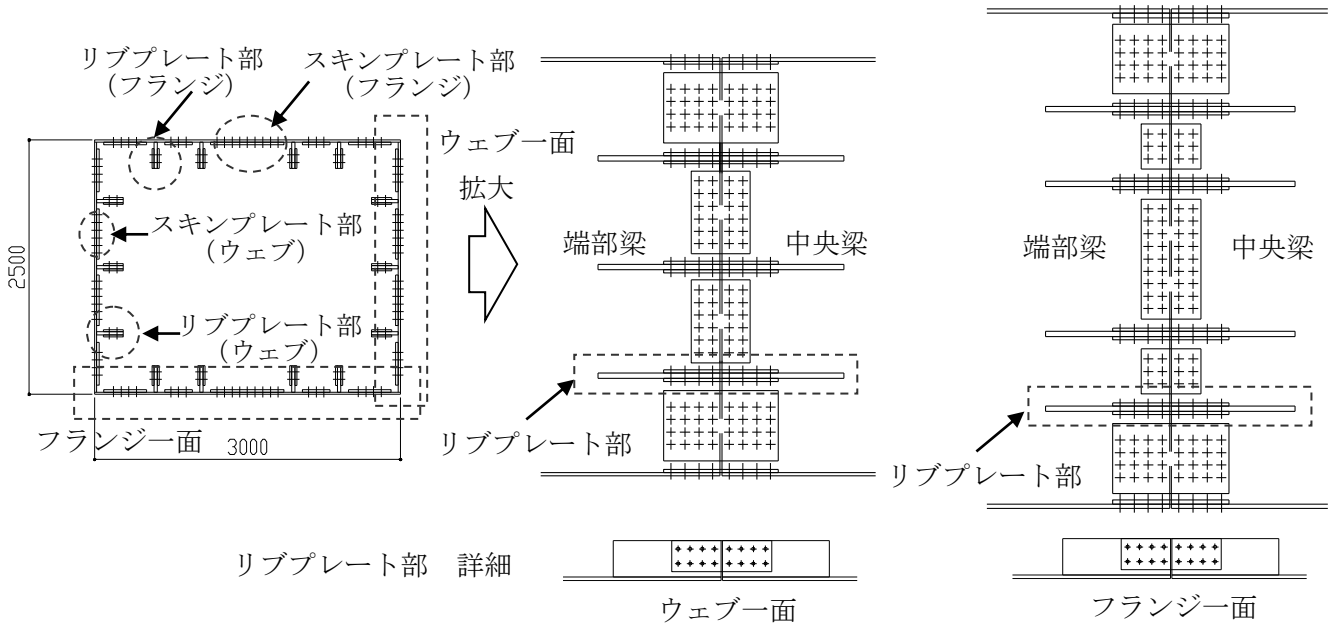
【リブプレート部】
ボルト種類：SHTB　M24
本数：8 本×2（1 箇所あたり）

（２）クレーン支持用架構　接合部詳細

図－２　クレーン支持用架構　接合部①



（１）　クレーン支持用架構　接合部位置（Ｂ通り軸組図）

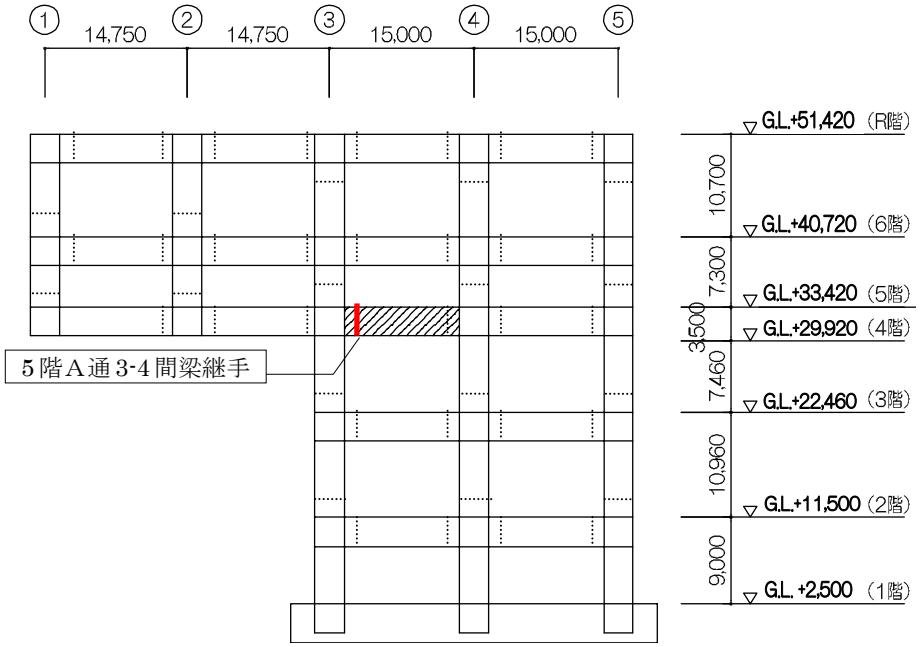


【スキンプレート部】
ボルト種類：MUTF27
本数：62 本×2（フランジ 1 面あたり）
本数：56 本×2（ウェブ 1 面あたり）

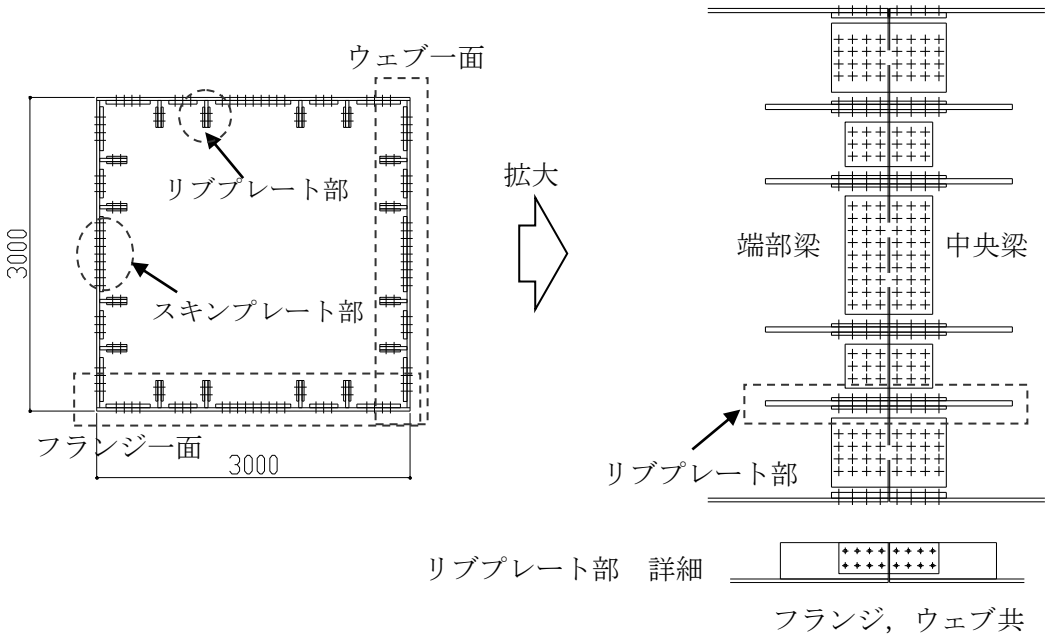
【リブプレート部】
ボルト種類：SHTB　M24
本数：8 本×2（1 箇所あたり）

（２）　接合部詳細(3 階Ｂ通 4-5 間梁)

図－３　クレーン支持用架構　接合部②



（１）接合部位置（A通り軸組図）

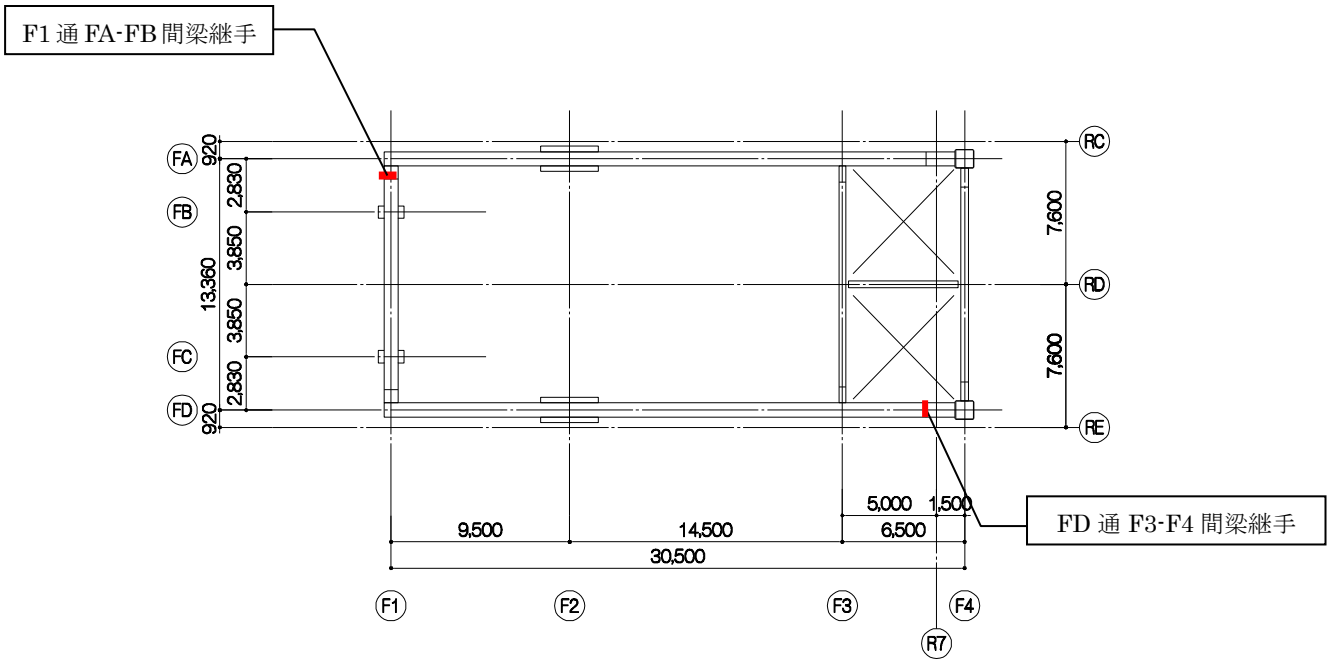


【スキンプレート部】
ボルト種類：MUTF27
本数：77 本×2（フランジ，ウェブ共 1 面あたり）

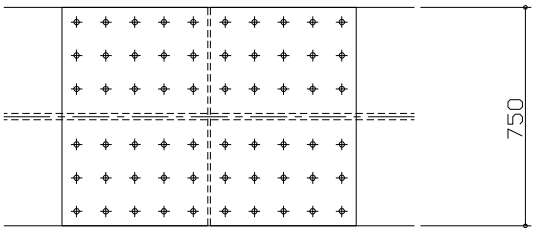
【リブプレート部】
ボルト種類：SHTB　M24
本数：8 本×2（1 箇所あたり）

（２）接合部詳細(5 階A通 3-4 間梁)

図－４　クレーン支持用架構　接合部③

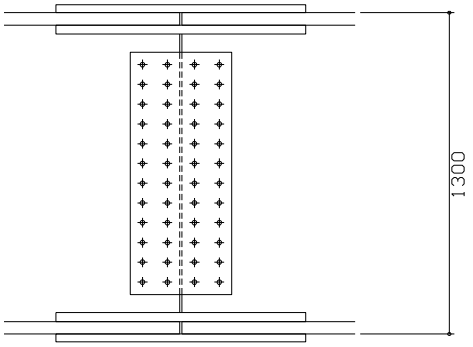


（１）接合部位置



(a)フランジ

ボルト種類：HTB　M27
ボルト本数：30 本×2

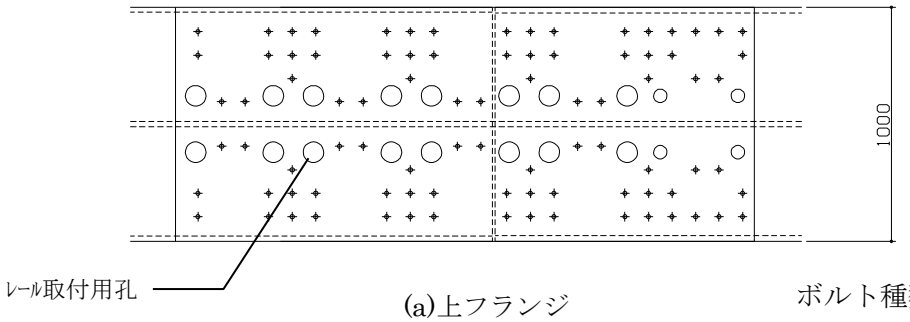


(b)ウェブ

ボルト種類：HTB　M27
ボルト数：24 本×2

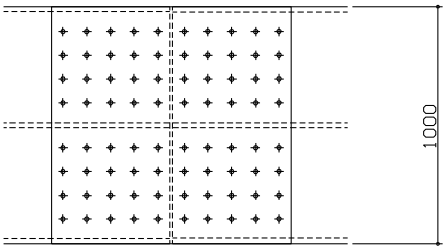
（２）接合部詳細図（F1 通 FA-FB 間梁継手）

図－５　燃料取扱機支持用架構　接合部図①



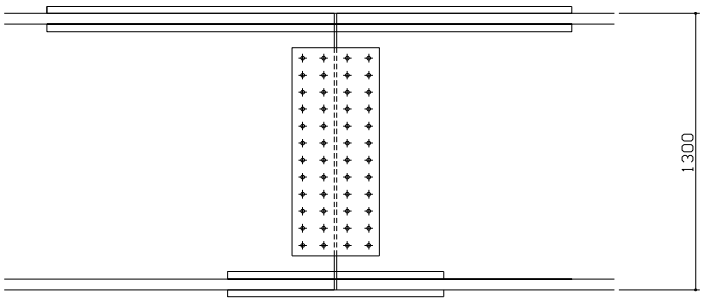
(a)上フランジ

ボルト種類：HTB　M27
ボルト数：44 本×2



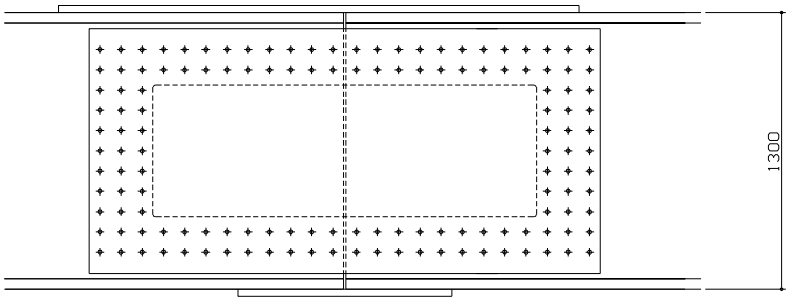
(b)下フランジ

ボルト種類：HTB　M27
ボルト数：40 本×2



(c)ウェブ

ボルト種類：HTB　M27
ボルト数：24 本×2

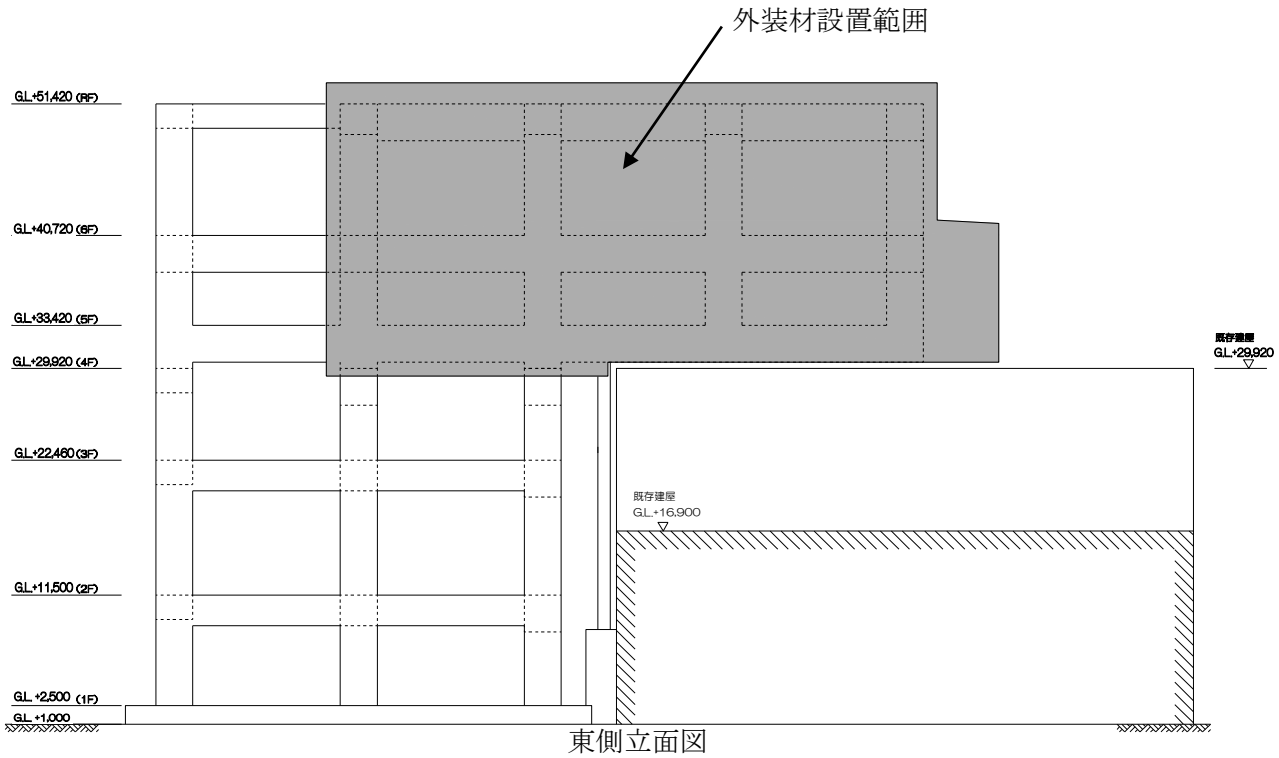


(d)側面プレート

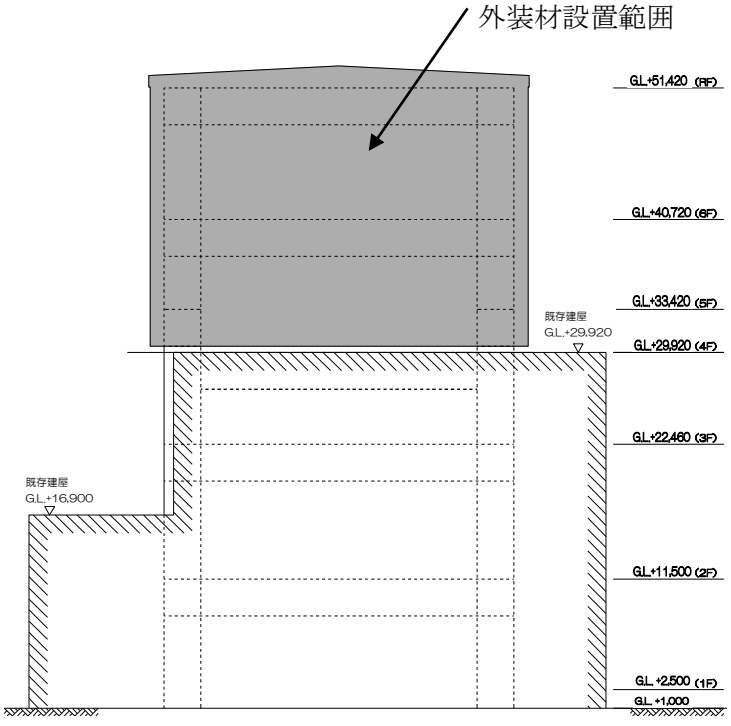
ボルト種類：MUTF27
ボルト数：69 本×2

接合部詳細図（FD 通 F3-F4 間梁継手）（接合部位置は図―５参照）

図－６　燃料取扱機支持用架構　接合部図②

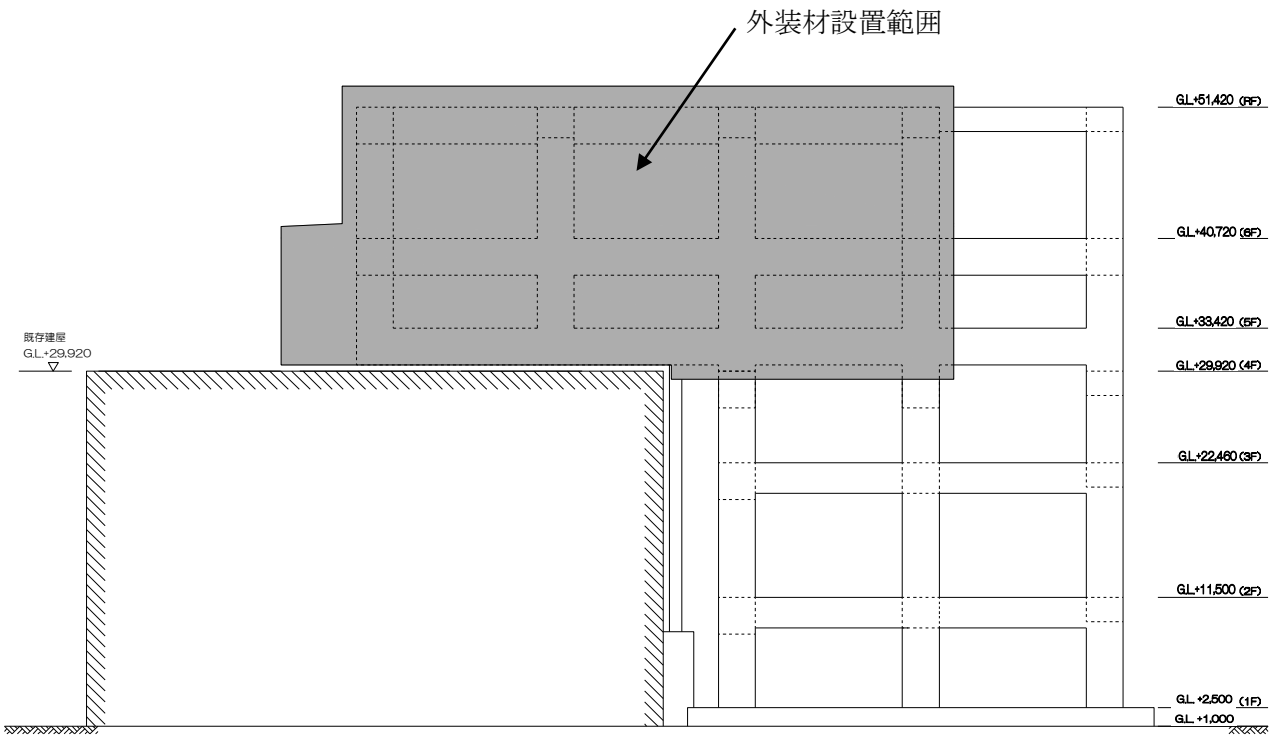


東側立面図

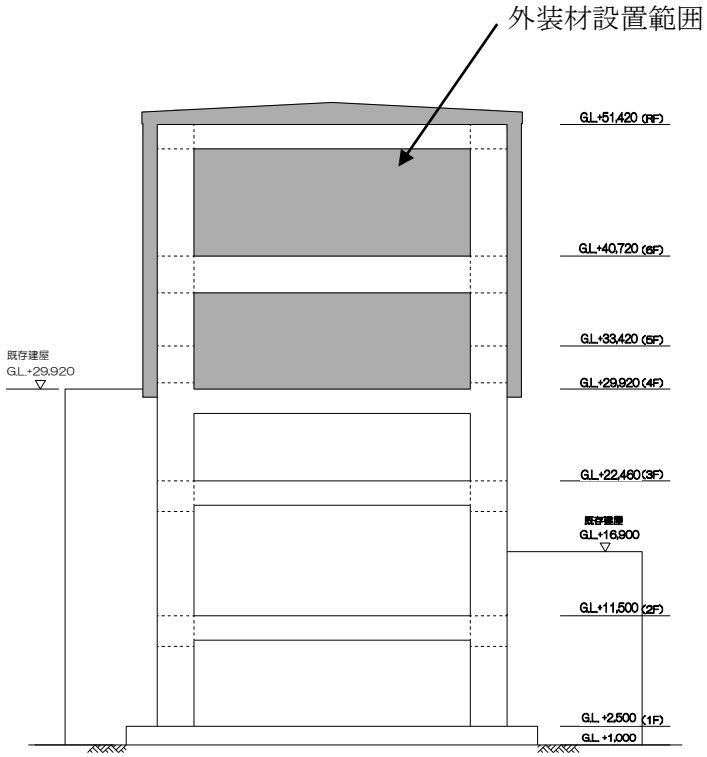


北側立面図

図－７　外装材設置範囲図①

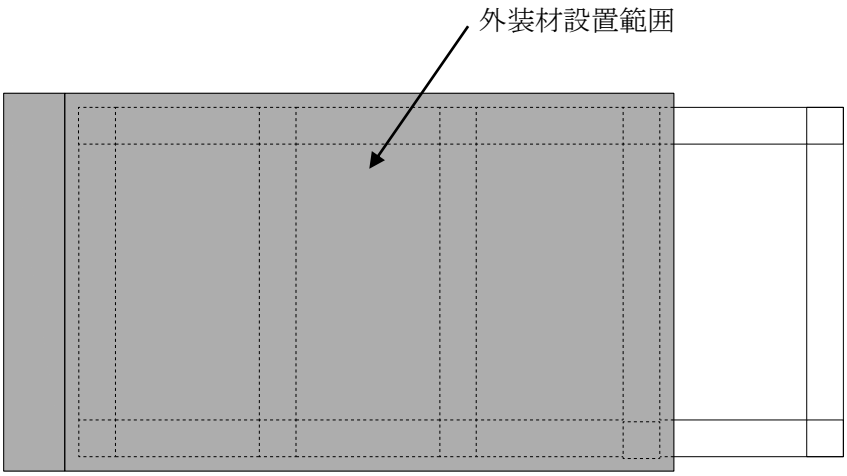


西側立面図



南側立面図

図－８　外装材設置範囲図②



屋根伏図

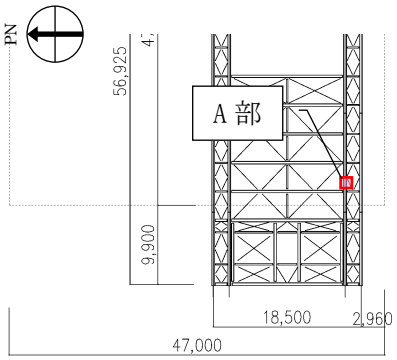
図－９　外装材設置範囲図③

３号機燃料取り出し用カバーに係る確認事項

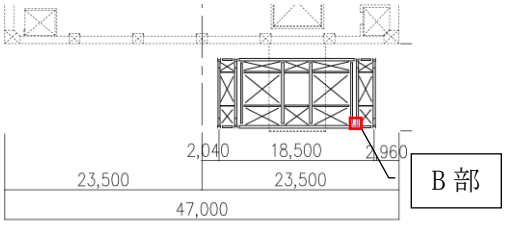
３号機燃料取り出し用カバーの工事に係る主要な確認項目を表－１に示す。

表－１　３号機燃料取り出し用カバーの工事に係る確認項目

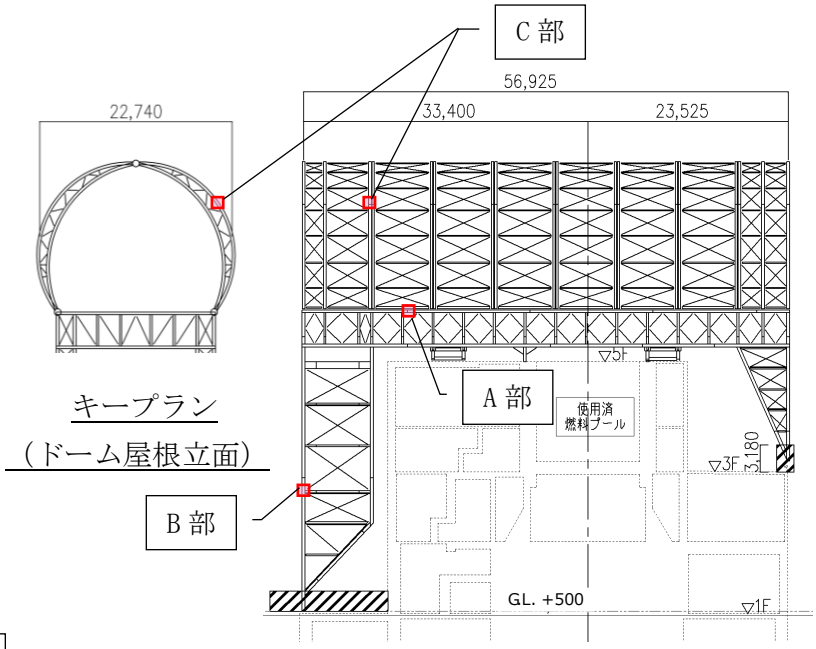
確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度及び耐震性	材料確認	鋼材の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3136，JIS G 3101，JIS G 3106，JIS G 3444，JIS G 3474 に適合すること。
		制震装置（オイルダンパ）の減衰係数を確認する。	減衰係数（C_1=50×10^5 N・s/m，C_2= 3.95×10^5 N・s/m）が±10%以内であること。
		トルシア型超高力ボルト(SHTB)の仕様を確認する。	建築基準法 68 条の 26 第 1 項の規定に基づき、同法第 37 条第二号の規定に適合すること。
	据付確認	接合部（図－１参照）の施工状況を確認する。	SHTB が所定の本数・種類であること。
	外観確認	制震装置（オイルダンパ）の外観を確認する。	有害な欠陥がないこと。
		ドーム屋根に取付ける外装材の外観を確認する。	外装材の設置範囲が、図－２の通りであること。



キープラン（G.L.+36.000 伏図）

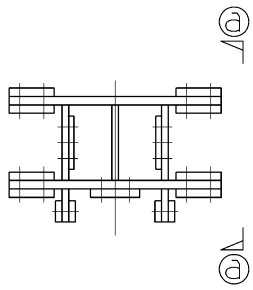


キープラン（G.L.+16.900 伏図）

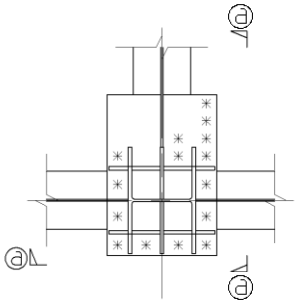


キープラン（ドーム屋根立面）

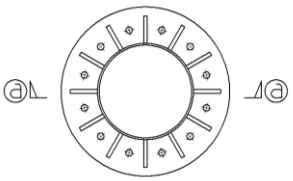
キープラン（東西断面図）



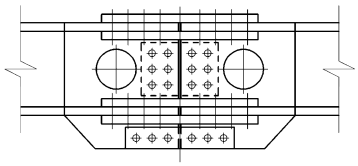
断面図



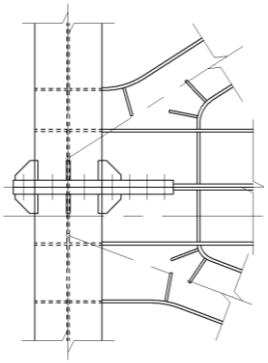
伏図



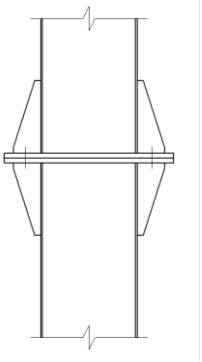
断面図



ⓐ-ⓐ断面図



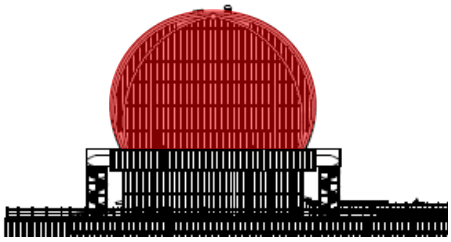
ⓐ-ⓐ断面図



ⓐ-ⓐ断面図

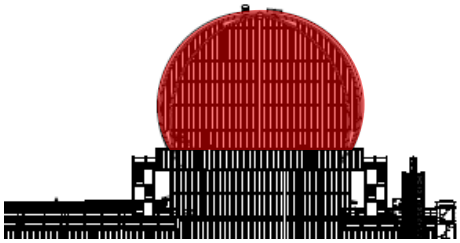
ボルト種類 ： SHTB M24 本数 58×2	ボルト種類 ： SHTB M24 本数 15	ボルト種類 ： SHTB M22 本数 12
(a) ガーダ上弦材（A 部）	(b) 柱材（B 部）	(c) 弦材（C 部）

図－１　接合部詳細

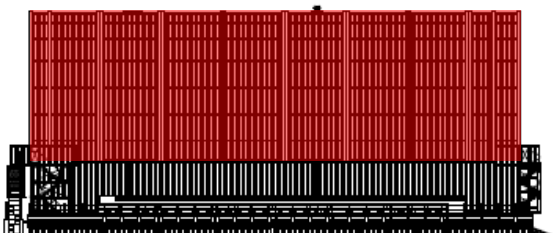


東立面図

北立面図



西立面図



南立面図

ドーム屋根外装材設置箇所

図－２　３号機燃料取り出し用カバーのドーム屋根外装材設置範囲

別添－５

３号機原子炉建屋の躯体状況調査結果を反映した使用済燃料プール等の耐震安全性評価結果

1. はじめに

３号機原子炉建屋では，現在，瓦礫撤去及び燃料取り出し用カバーの施工が進捗している。瓦礫撤去に伴い，新たな損傷調査が可能になり，躯体の詳細な損傷状況が明らかになった。一方で，燃料取り出し用カバーには，使用済燃料プール部近傍のオペレーティングフロア（５階床）を支持点として，水平振れ止め装置（ストッパ）及び鉛直方向の制震装置（オイルダンパ）の設置や，同じくオペレーティングフロアの随所に，作業の安全のため遮へい体の設置などが計画されている。

本報告書では，燃料取り出し用カバー設置に際し，使用済燃料プール，オペレーティングフロア（以下，オペフロとする）及び１～５階の最新の損傷状況調査結果と，その損傷状況を反映し，かつ使用済燃料の取り出し時の荷重状態を想定した原子炉建屋の３次元ＦＥＭ解析により，使用済燃料プール等（使用済み燃料プール壁床，プールを拘束するシェル壁，オペフロ床）の耐震安全性評価結果を報告する。

2. 損傷状況の調査結果

原子炉建屋の瓦礫撤去に伴い，損傷状況の調査を行った。調査は耐震安全性に関わる内外壁及び床を対象に，クレーン吊りの遠隔操作カメラによる映像分析及び遠隔操作ロボットによる建屋内調査の映像分析により実施した。主にクレーン吊りカメラではオペフロ床面及びオペフロ南西部に位置する大物搬入用の床開口から２～５階の開口周辺部の使用済燃料プール壁を含む壁，床を確認した。遠隔操作ロボットによる建屋内調査映像ではクレーン吊りカメラでは確認できない１階，２階のシェル壁を含むエリアの壁，床の状況を確認した。調査結果として，通りスパンごとに損傷の程度を３段階（損傷なし，一部損傷，全壊）に分類した。図-2.1～図-2.10 に原子炉建屋内の各階における損傷状況を，図-2.11 に建屋外壁状況写真をそれぞれ示す。

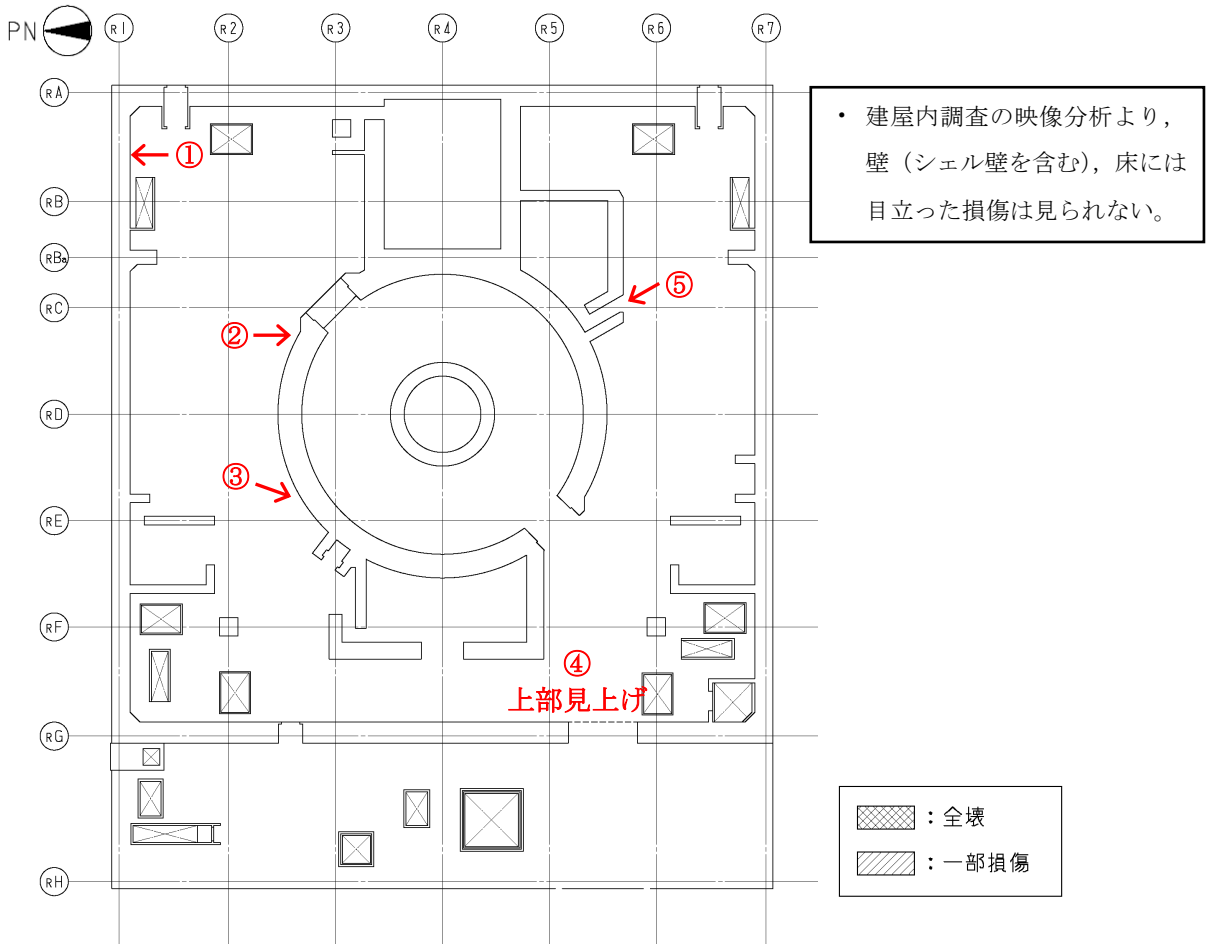
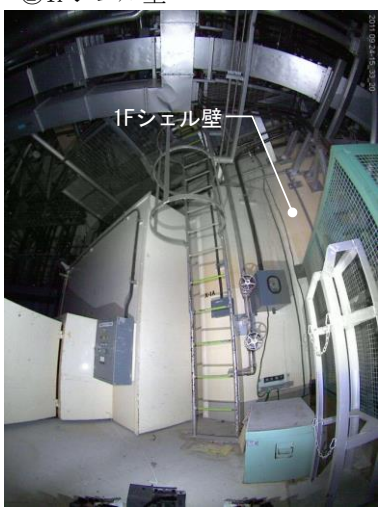


図-2.1　損傷状況（１階）

①1F北側外壁

②1Fシェル壁



③1Fシェル壁及び1F床

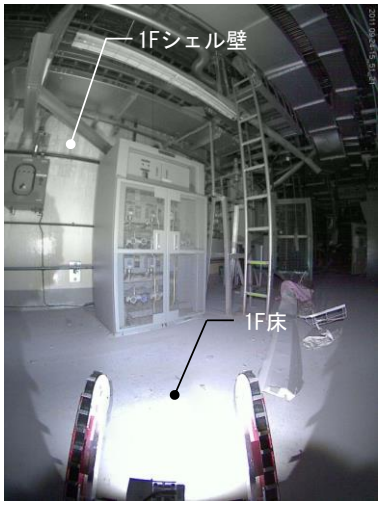
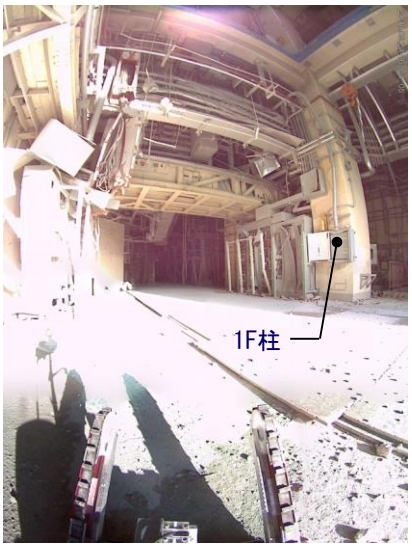


図-2.2(1)　建屋内状況写真（１階）

④1F大物搬入口付近



⑤1Fシェル壁

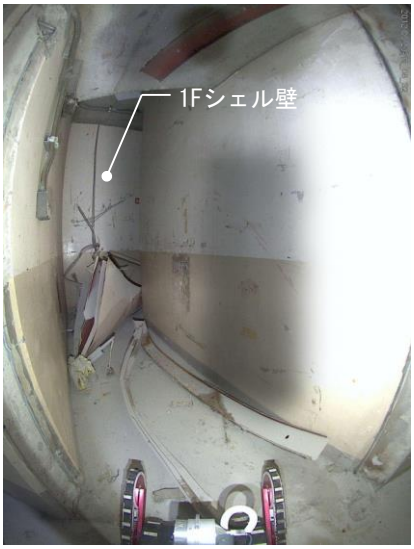


図-2.2(2)　建屋内状況写真（１階）

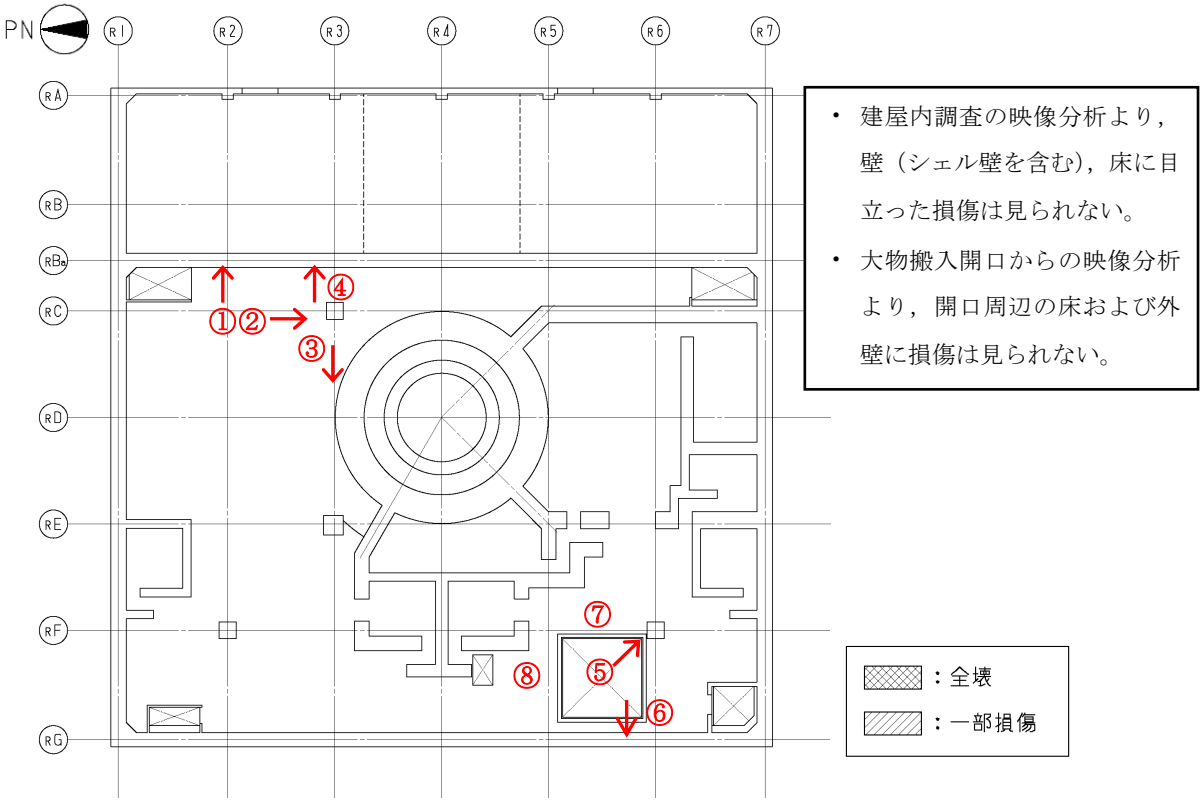


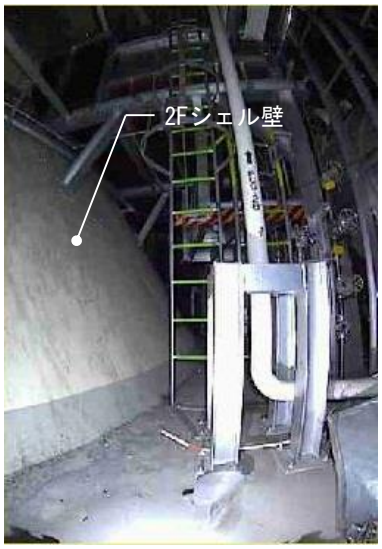
図-2.3　損傷状況（２階）

①2F階段口東側外壁

②2F床及び中間部の柱

図-2.4(1)　建屋内状況写真（２階）

③2Fシェル壁



④2F東側外壁

⑤2F柱脚

⑥2F西側外壁脚部

⑦2F床（大物搬入口東側）

⑧2F床（大物搬入口北側）

図-2.4(2)　建屋内状況写真（２階）

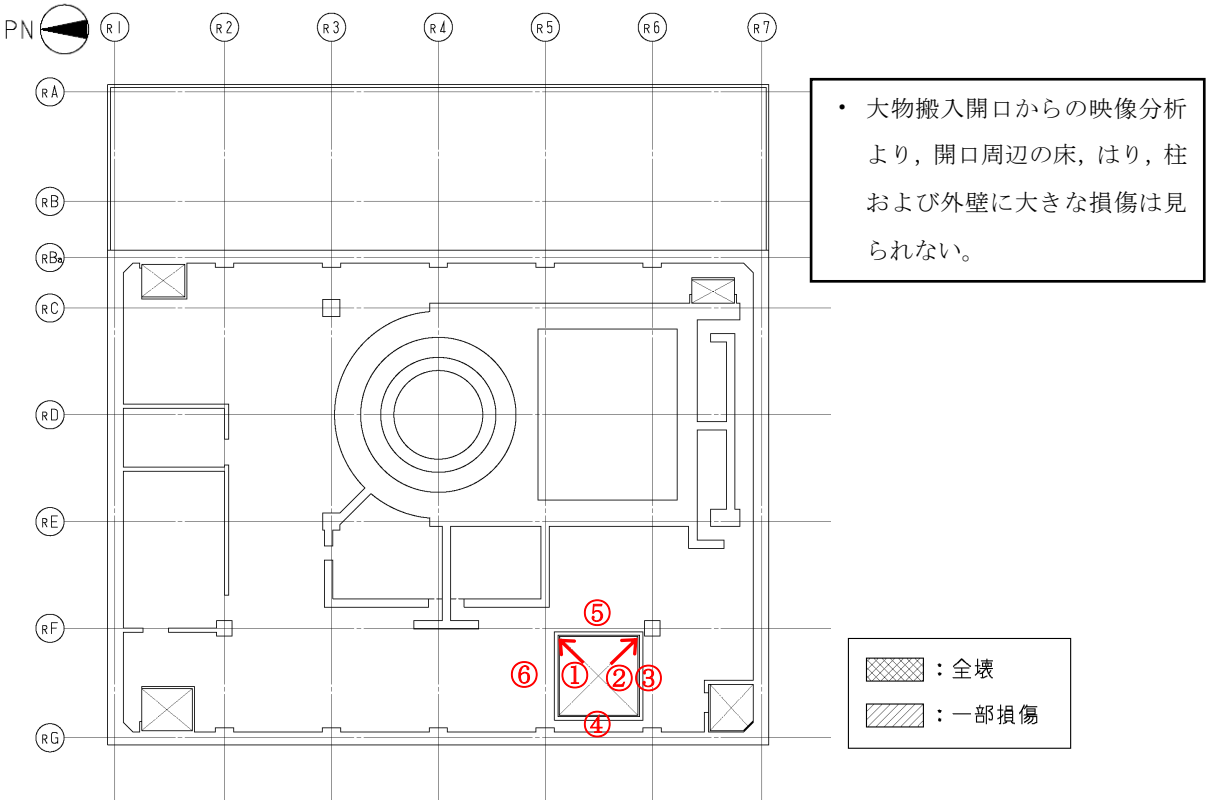
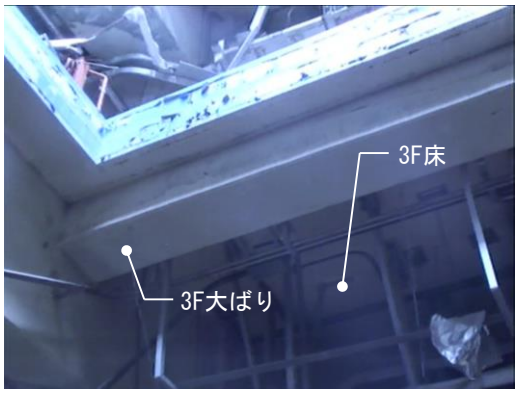


図-2.5　損傷状況（３階）

①3F大ばり交差部（R5通り×RF通り）



② 3F大ばり交差部（R6通り×RF通り）

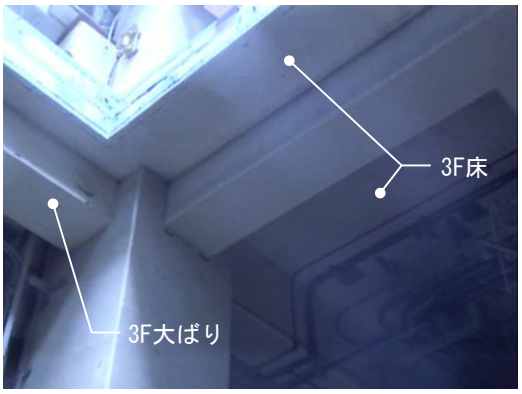
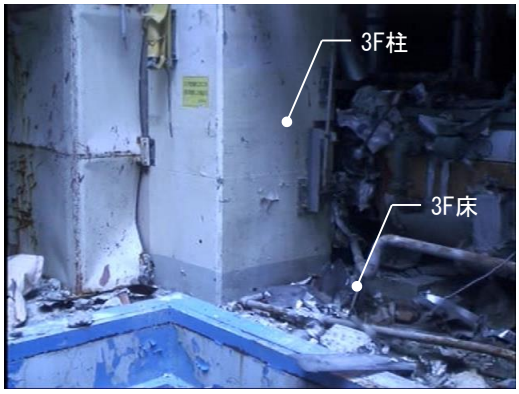
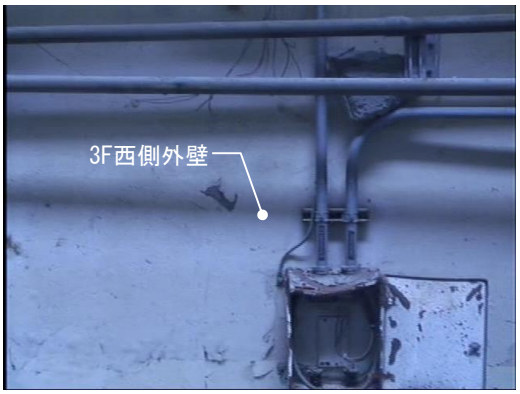


図-2.6(1)　建屋内状況写真（３階）

③3F柱脚



④3F西側外壁中央部



⑤3F床（大物搬入口東側）

⑥3F床（大物搬入口北側）

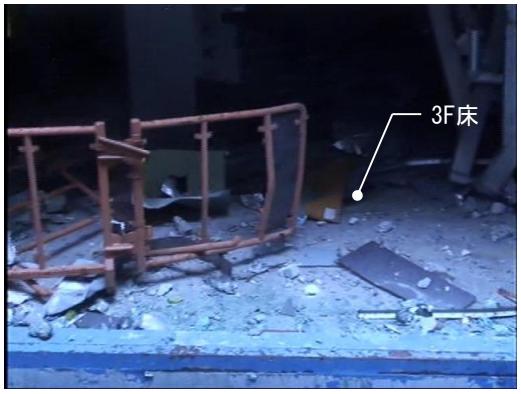
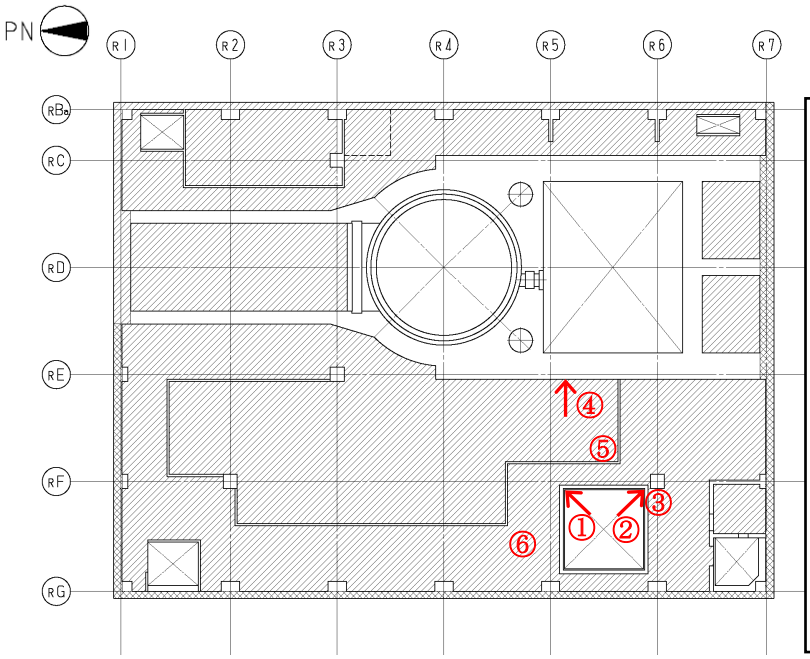


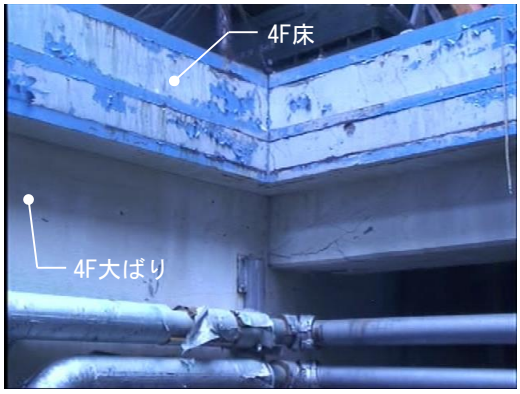
図-2.6(2)　建屋内状況写真（３階）



- 大物搬入開口からの映像分析より，開口周辺の床，はりの一部に剥落が見られる。
- 北西部や北東部において，上部の 5 階床が全壊している箇所もあることより，4 階床は全面的に一部損傷状態にあると推定する。
- プール壁頂部の一部に軽微な損傷が見られるが，剥落などは見られない。

図-2.7　損傷状況（４階）

①4F大ばり 交差部（R5通り ×RF通り）



②4F大ばり 交差部（R6通り ×RF通り）

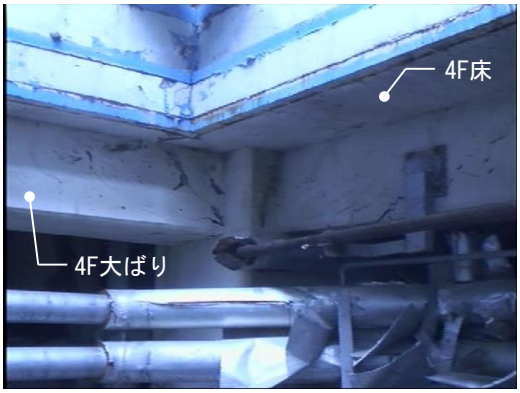
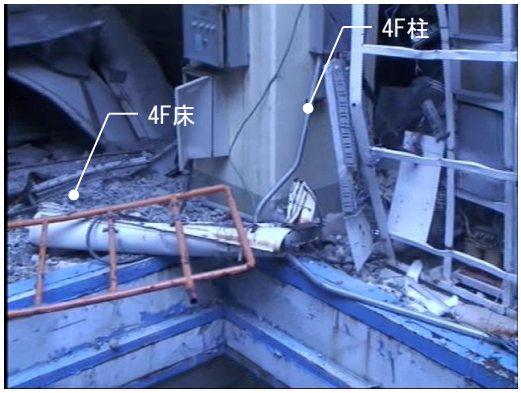
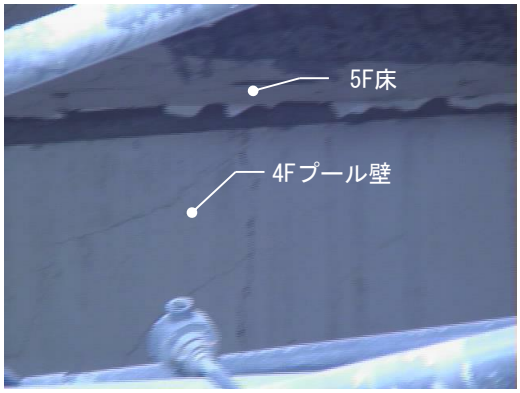


図-2.8(1)　建屋内状況写真（４階）

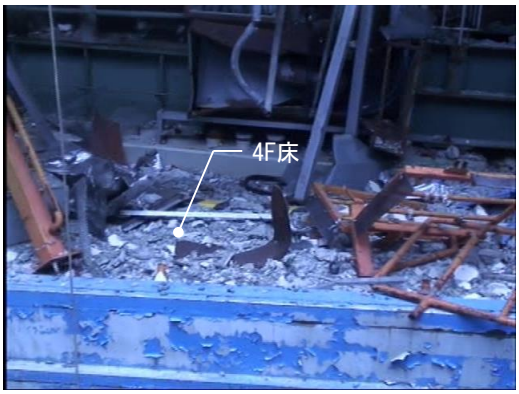
③4F柱脚



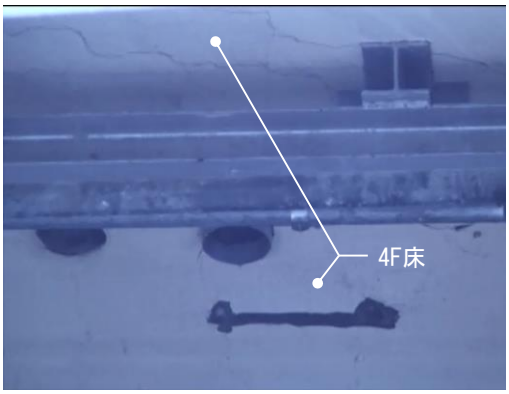
④4Fプール壁（頂部）



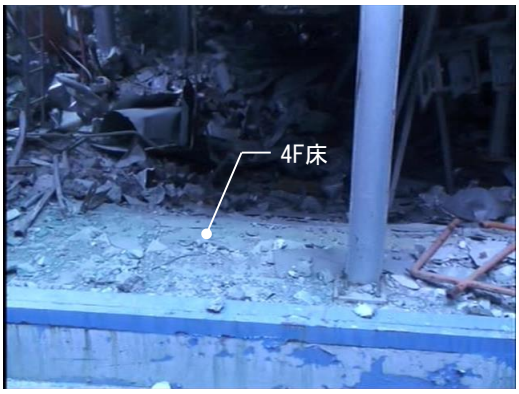
⑤4F床（大物搬入口東側）



⑤4F床（大物搬入口東側）



⑥4F床（大物搬入口北側）



⑥4F床（大物搬入口北側）

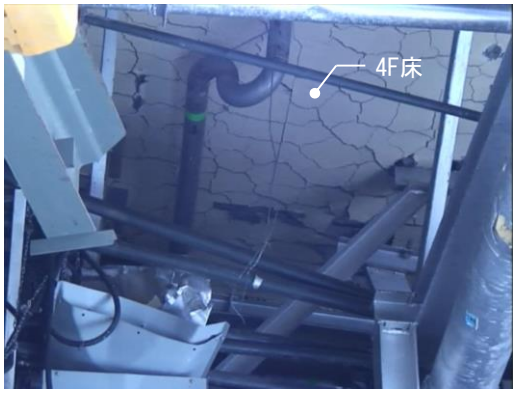
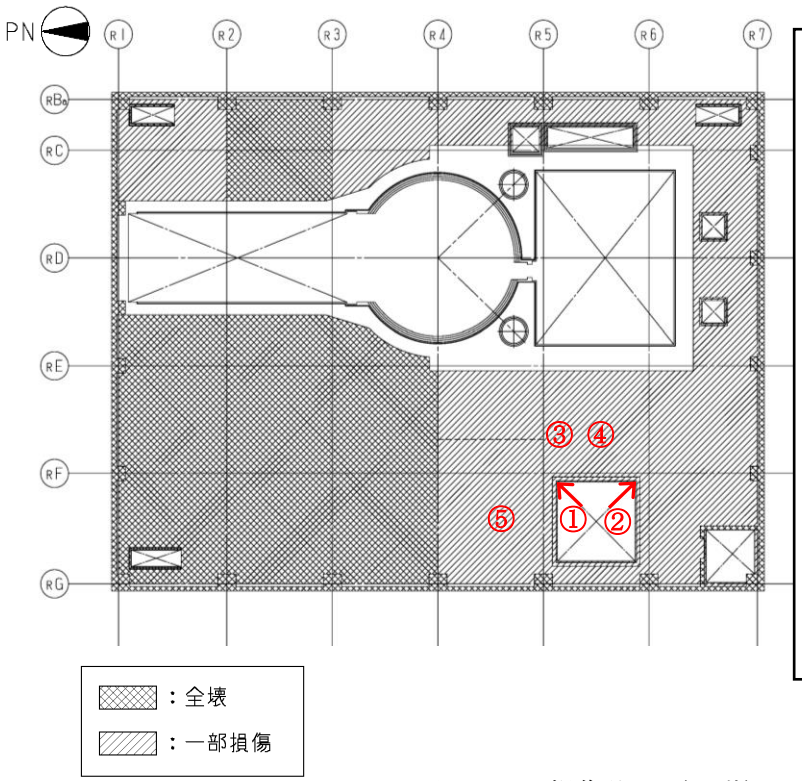


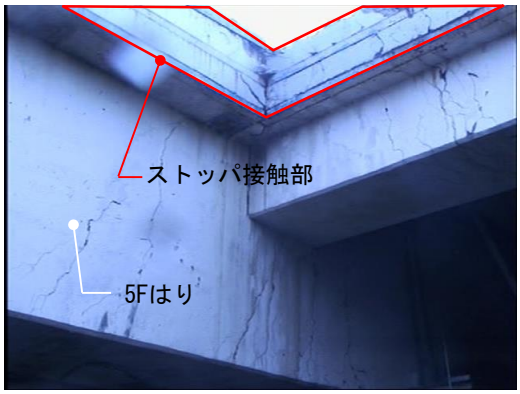
図-2.8(2)　建屋内状況写真（４階）



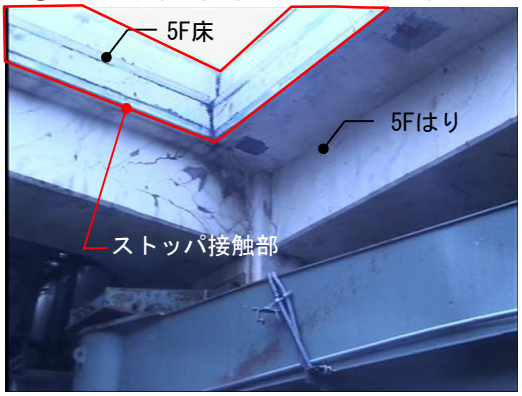
- 大物搬入開口からの映像分析より，開口周辺の床，はりに一部剥落が見られる。
- 北東部２～３通り間および北西部１～４通り間の床は全壊状態にある。
- ストッパ接触部を含む南西部および南東部の床，はりは一部剥落が見られる。
- プール壁上面のオイルダンパ接触部には表面の塗装が剥がれた程度で目立った損傷は見られない。

図-2.9　損傷状況（５階）

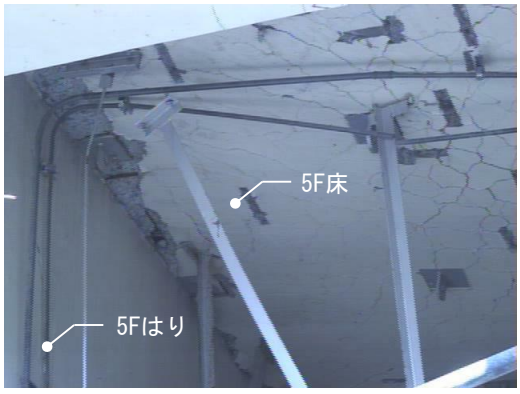
①5Fはり交差部（R5通り×RF通り）



②5Fはり交差部（R6通り×RF通り）



③5F床（大物搬入口東側）



④5F床（大物搬入口東側）

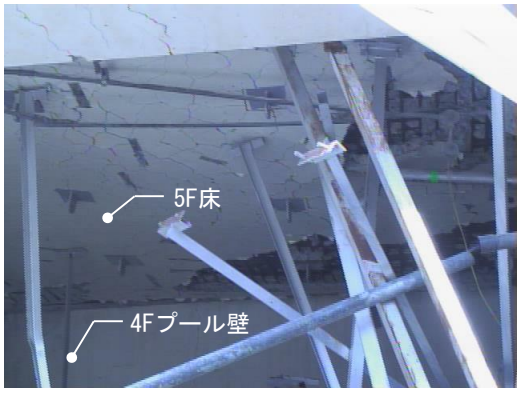
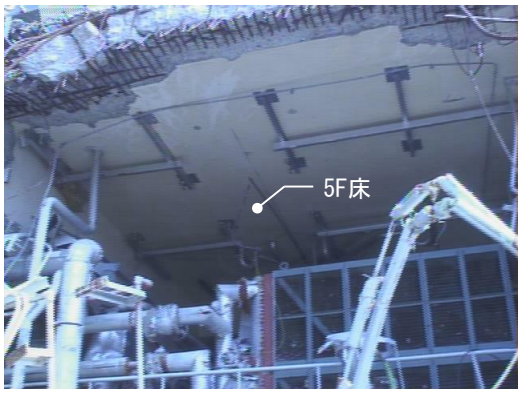
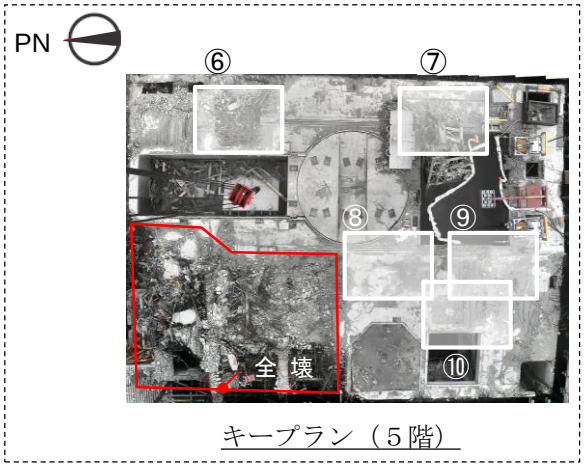


図-2.10(1)　建屋内状況写真（５階）

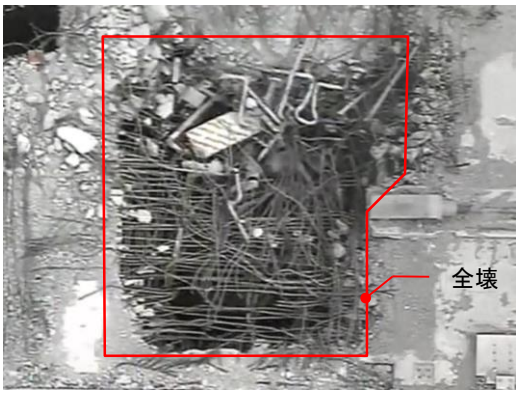
⑤5F床（大物搬入口北側）



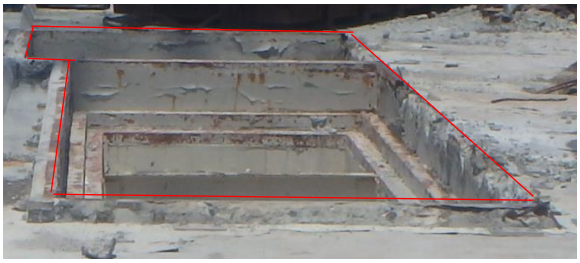


キープラン（５階）

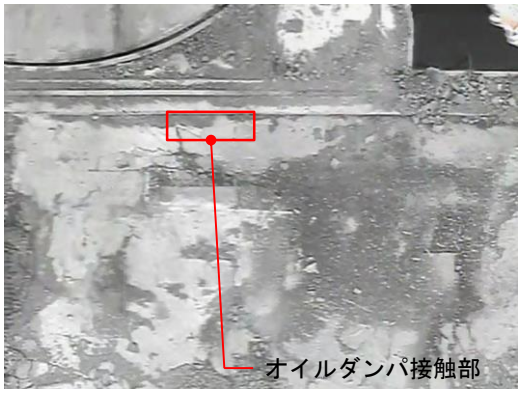
⑥5F床（機器仮置プール）



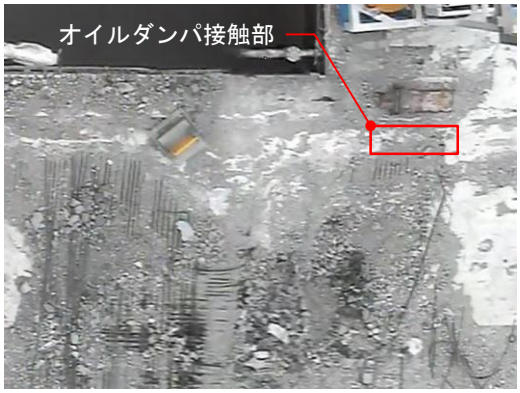
⑦東側ストッパ接触部



⑧オイルダンパ接触部（北側）



⑨オイルダンパ接触部（南側）



⑩西側ストッパ接触部

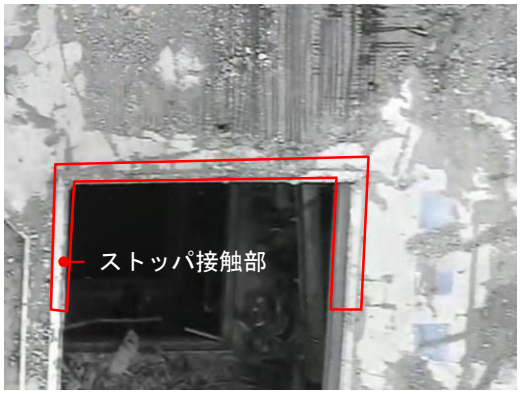


図-2.10(2)　建屋内状況写真（５階）

①西側壁面

②東側壁面

③南側壁面

④北側壁面

・ 外壁４面とも新たな損傷は見られない。

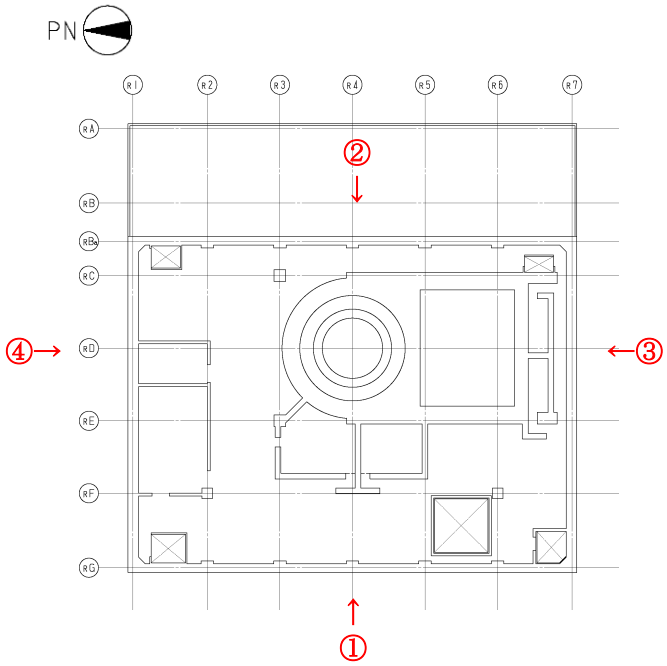


図-2.11　建屋外壁状況写真

3. ３次元ＦＥＭ解析による耐震安全性評価

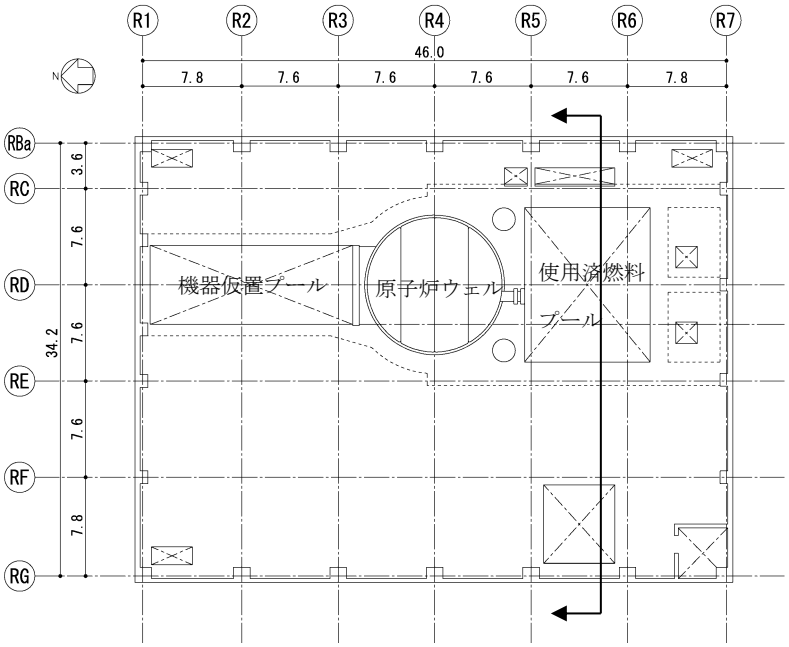
3.1 解析方針

本検討では，使用済燃料の取出し時における原子炉建屋の状況を反映するとともに，２章において損傷が確認された箇所を反映した解析モデルを作成し，基準地震動 Ss に対する耐震安全性を，３次元ＦＥＭ解析によって評価する。

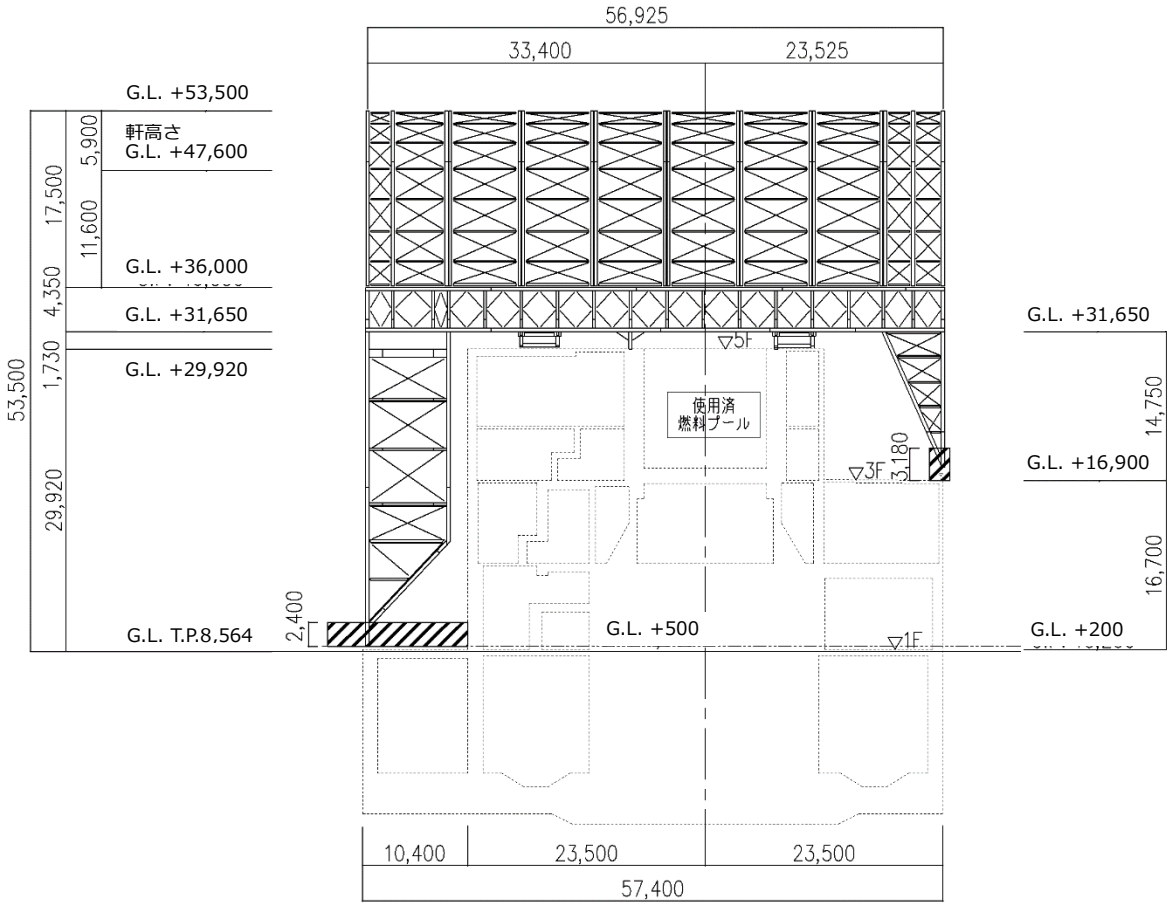
図-3.1.1 に原子炉建屋及び燃料取り出し用カバーの概要図を示す。

耐震安全性評価は，図-3.1.2 のフローに示すように以下の手順で行う。

- 使用済燃料プール周辺の２階の床（G.L.+8.7m）から５階の床（G.L.+29.92m）までの建屋部分をもとに，２章において新たに損傷が確認された箇所の強度を期待せず，剛性を低下あるいは無視した３次元ＦＥＭ解析モデルを作成する。
- 死荷重，遮へい体・燃料取り出し用カバー荷重，使用済燃料プール水による静水圧，地震応答解析結果にもとづく地震荷重，地震時の燃料取り出し用カバー反力及び荷重組合せの条件を設定する。
- 応力解析として鉄筋コンクリート部材の塑性化を考慮した弾塑性解析を行い，使用済燃料プール部，シェル壁及び燃料取り出し用カバーが取り付く５階オペフロに発生する応力及びひずみを算出する。
- 評価基準値と比較し，耐震安全性を評価する。



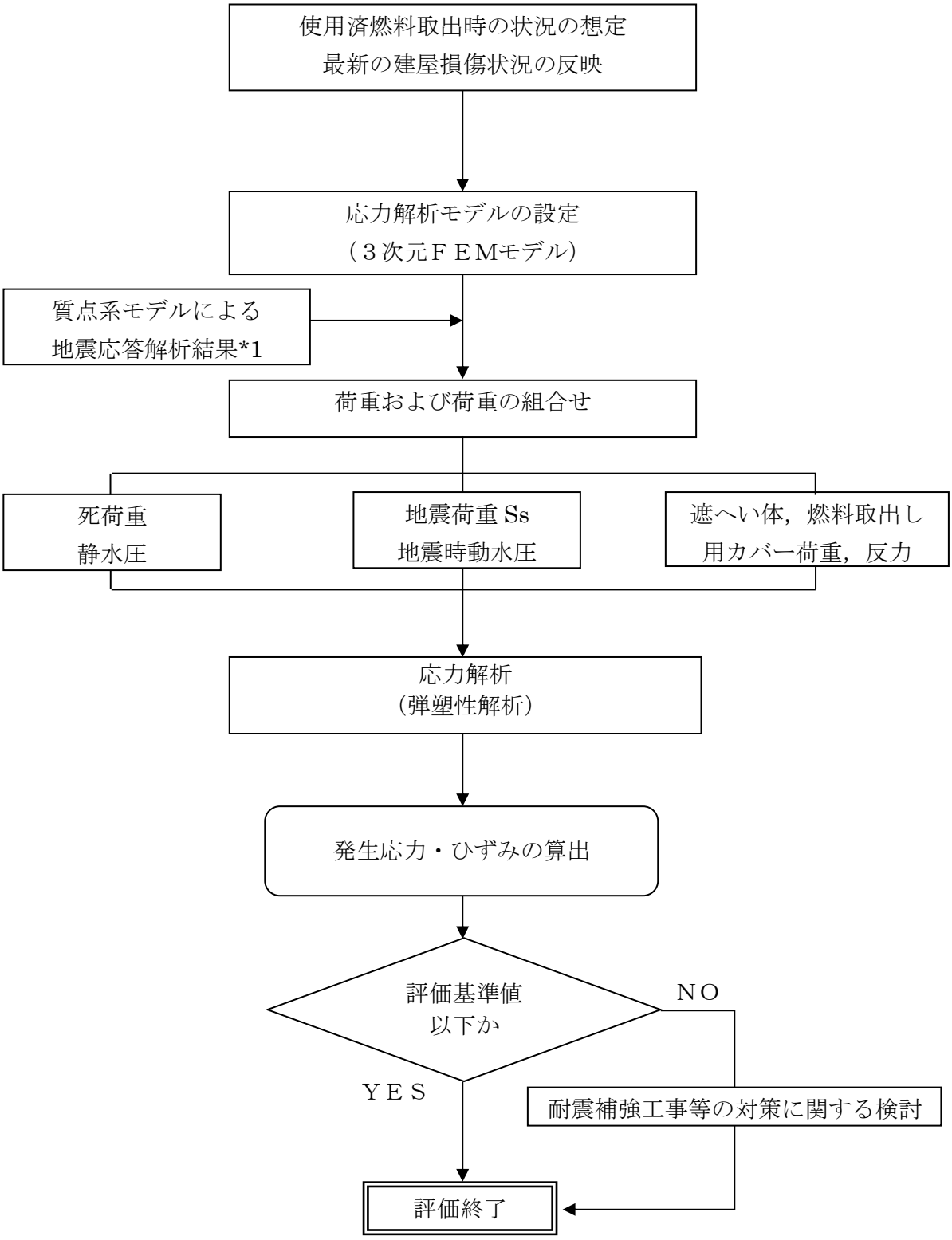
平面図



断面図

図-3.1.1　原子炉建屋及び燃料取り出し用カバーの概要図

本章に記載の標高は，震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1.436mm



*1：「Ⅱ-2-11　添付資料-4-2　3.　３号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性について」中の３号機の燃料取出し時の状態を考慮した地震応答解析結果にもとづく。

図-3.1.2　耐震安全性評価フロー

3.2　応力解析モデルの設定

鉄筋コンクリート部材の塑性化を考慮した弾塑性解析を実施し，使用済燃料プール及びシェル壁等に発生する応力及びひずみを算定する。２階壁から５階のオペフロまでの鉄筋コンクリート部材を有限要素の集合体としてモデル化した。２章において損傷（一部損傷及び全壊）が確認された箇所について，建屋損傷状況を反映した応力解析モデルを構築した。

使用計算機コードは「ABAQUS」である。解析モデルに使用する板要素は，鉄筋層をモデル化した異方性材料による積層シェル要素（コンクリート部：10 要素 11 積分点）を用いた。一般には断面の板厚方向の応力分布を評価するには板厚方向の分割は 4～5 要素で十分であるが、今回は鉄筋層の外側のコンクリート剛性を考慮できるように 10 要素と細かくした。なお、面外せん断剛性は「ABAQUS」では、板厚方向には分割されず 1 要素のままとなる。各要素には，板の軸力と曲げ応力を同時に考える。また，板のたわみには曲げによる変形とせん断による変形を考慮する。柱と梁は，軸力，曲げ，せん断を同時に考慮できる梁要素としてモデル化し，板要素を含めそれぞれの要素の接合条件は剛接とした。

図-3.2.1 に解析モデル概要図を，図-3.2.2 にコンクリートと鉄筋の構成則を，図-3.2.3 に解析モデルの境界条件を示す。

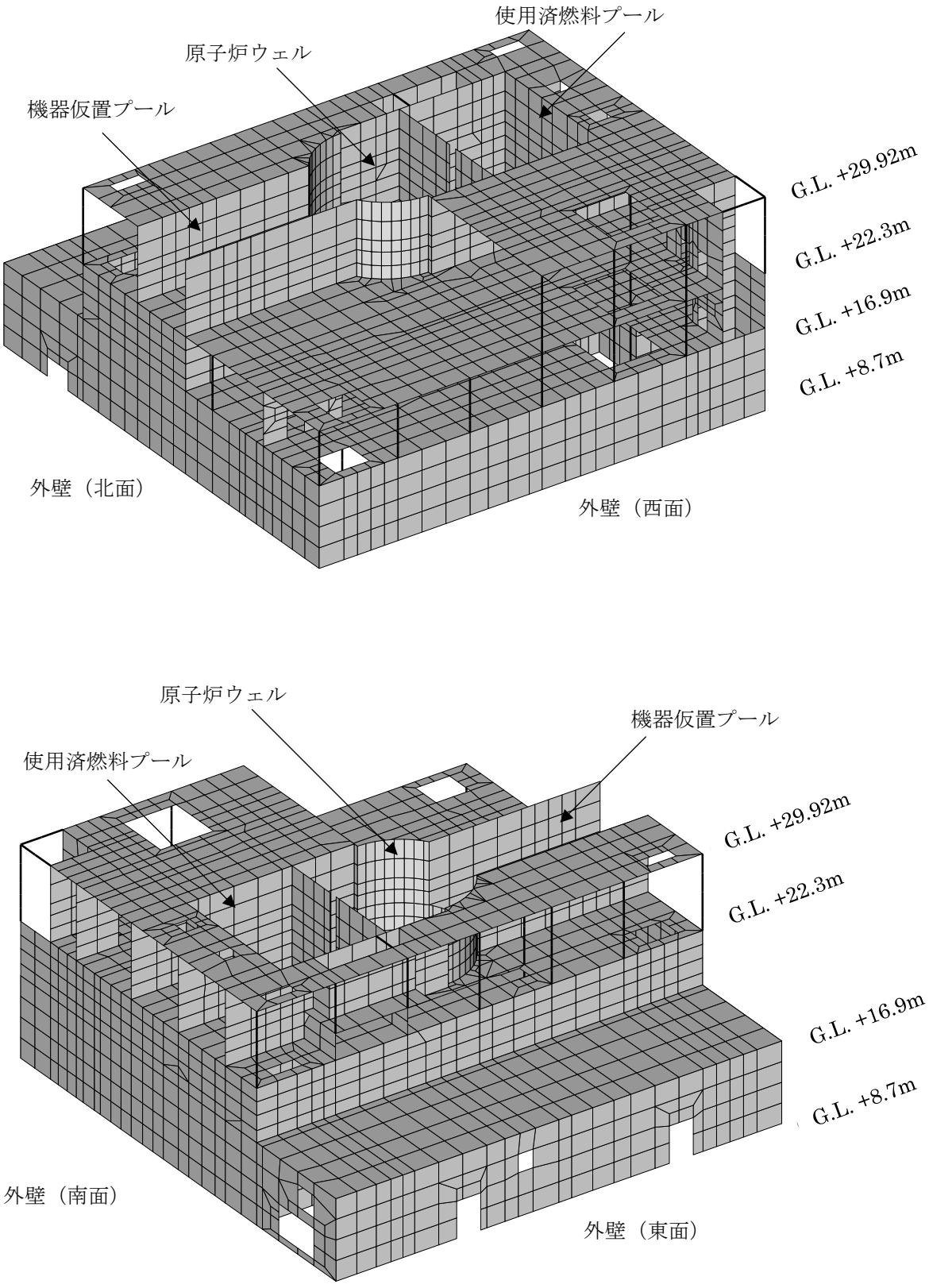
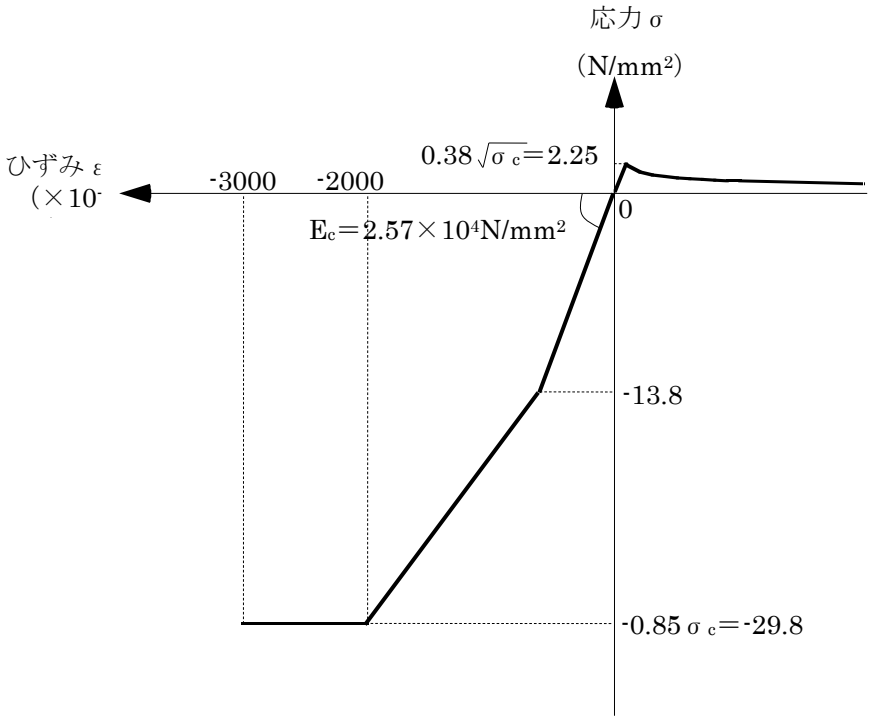
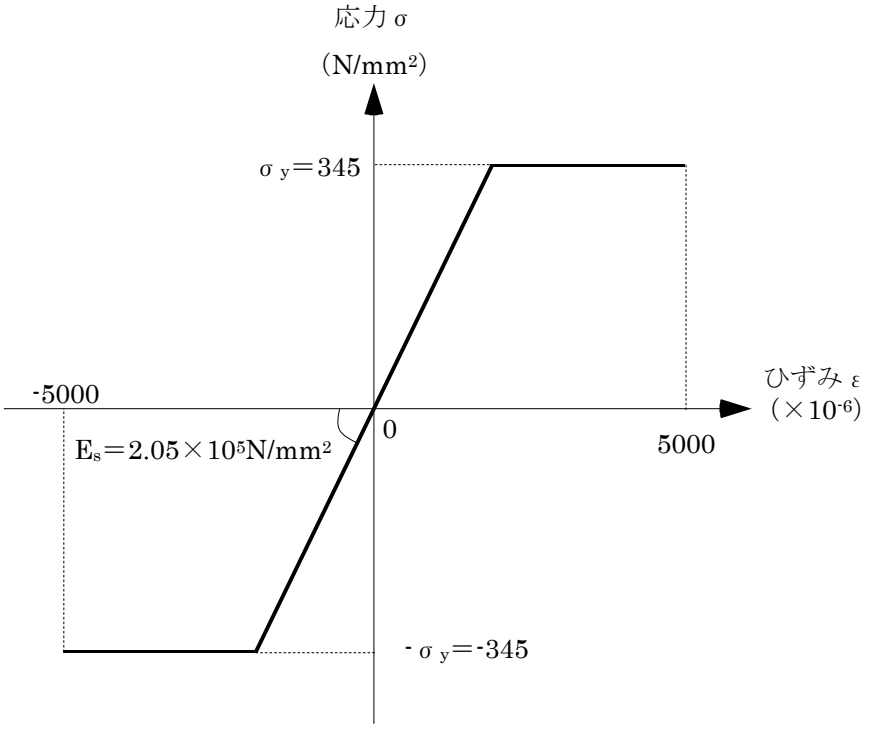


図-3.2.1　解析モデル概要図



(a)　コンクリートの応力－ひずみ関係

（コンクリート強度 σ c＝35N/mm²）



(b)　鉄筋の応力－ひずみ関係

（鉄筋降伏点 σ y＝345N/mm²）

図-3.2.2　コンクリートと鉄筋の構成則

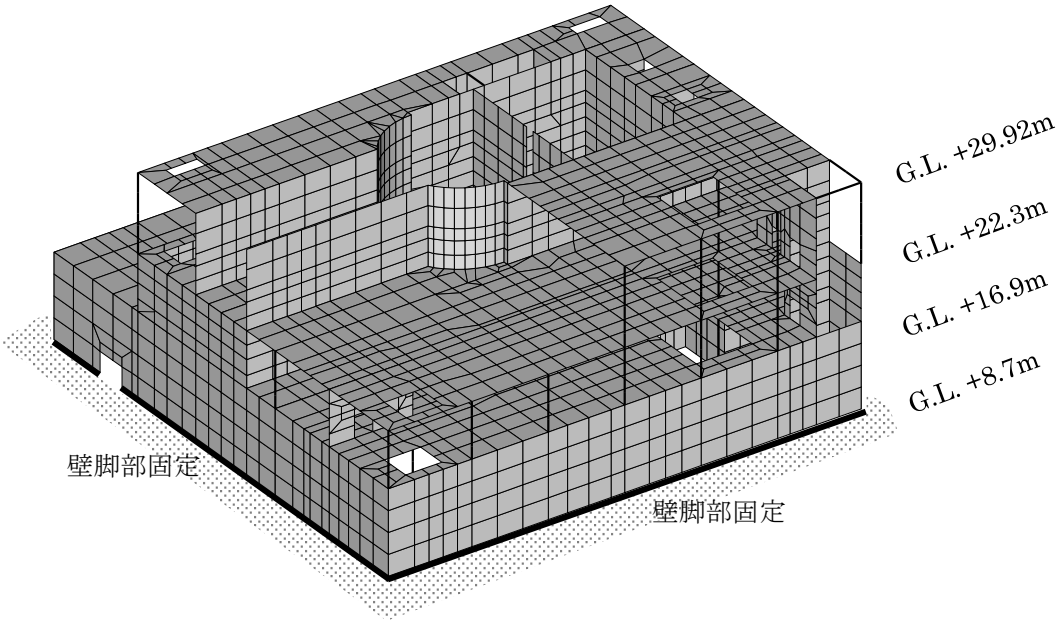


図-3.2.3　解析モデルの境界条件

3.3　損傷状況の仮定

損傷状況の仮定にあたっては，２章において損傷（一部損傷及び全壊）が確認された箇所を反映し，３次元ＦＥＭ解析モデルを作成する。図-3.3.1～図-3.3.4に損傷状況を仮定した損傷モデルを示す。

(1)床スラブ

床スラブは，５階～４階において，床全壊箇所は剛性を0%とし，床一部損壊箇所は剛性を50%とする。損傷状況の調査結果より明らかとなったオペフロ（５階）の北東部の床は，剛性を0%とする。４階の床は，大物搬入開口周辺の床，はりの一部に剥落が見られること，および，北西部や北東部において，上部の５階床が全壊している箇所もあることより，４階床は全面的に一部損傷状態にあると推定する。

(2)外壁・内壁

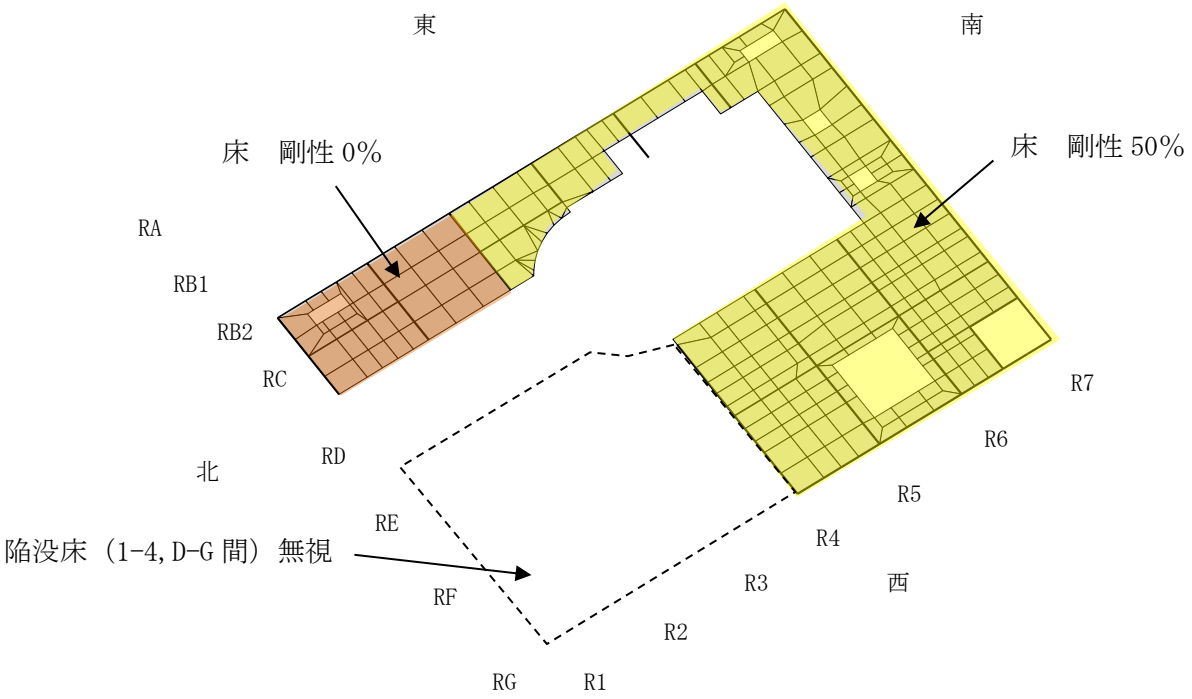
外壁・内壁は，新たな損傷が確認されていないため，変更は行わない。

(3)使用済燃料プール・機器仮置プール

使用済燃料プール・機器仮置プールについては壁及び床ともに健全であった壁や床よりも，十分な厚さがあるため，損傷なしとして評価を行う。

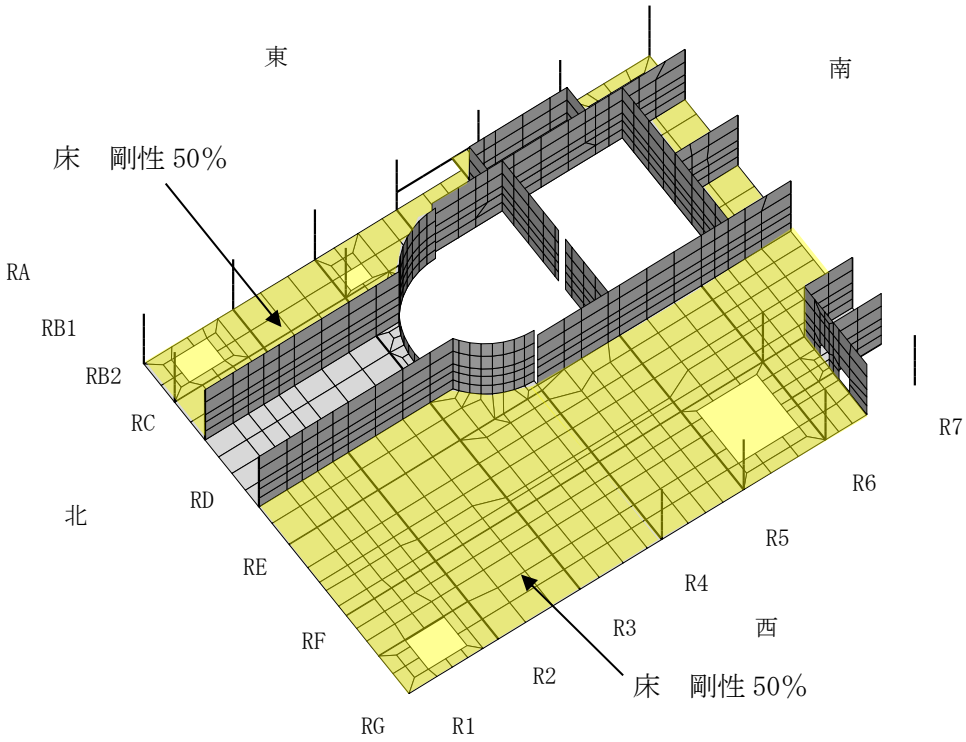
(4)シェル壁

シェル壁については健全であった壁や床よりも，十分な厚さがあるため，損傷なしとして評価を行う。



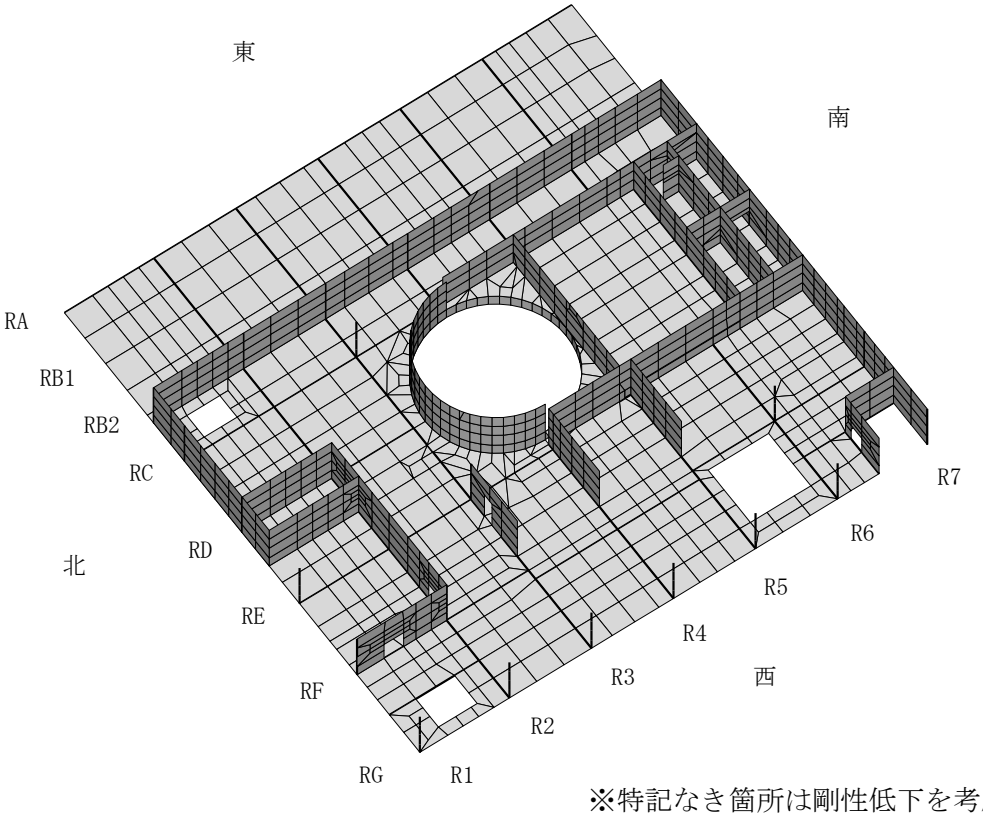
※特記なき箇所は剛性低下を考慮しない。

図-3.3.1　損傷状況仮定　アイソメ図　５階（G.L.+29.92m）



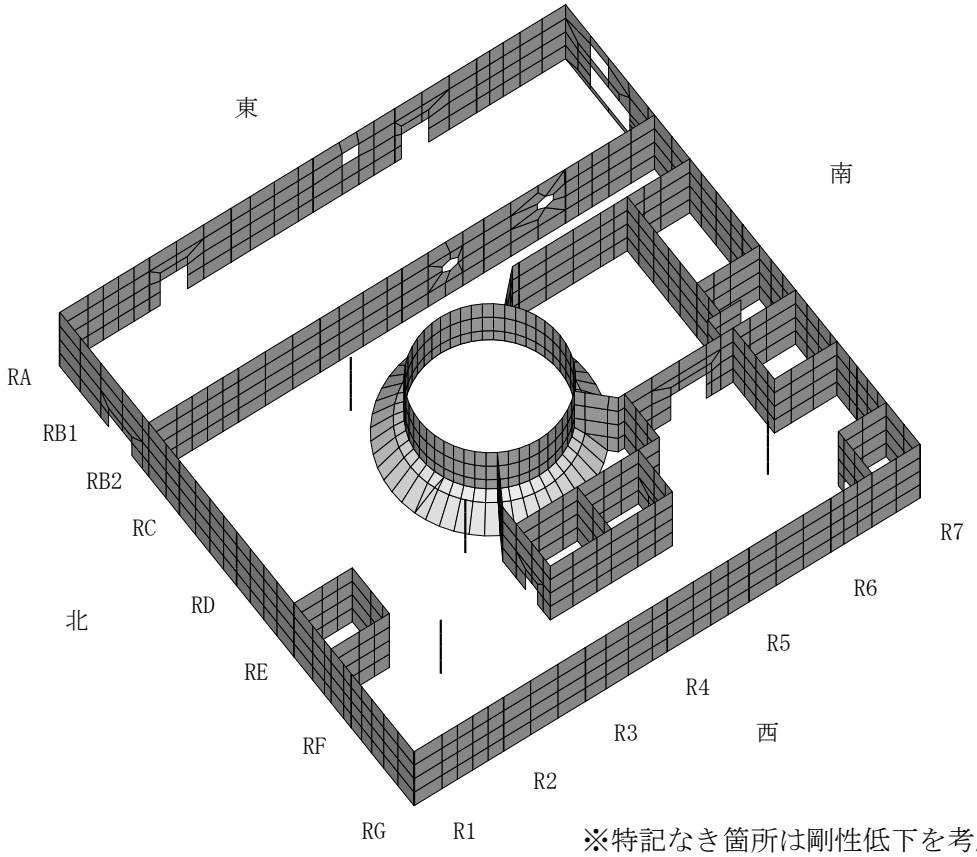
※特記なき箇所は剛性低下を考慮しない。

図-3.3.2　損傷状況仮定　アイソメ図　４階（G.L.+22.3m）



※特記なき箇所は剛性低下を考慮しない。

図-3.3.3　損傷状況仮定　アイソメ図　３階（G.L.+16.9m）



※特記なき箇所は剛性低下を考慮しない。

図-3.3.4　損傷状況仮定　アイソメ図　２階（G.L.+8.7m）

3.4　荷重及び荷重の組合せ

(1) 死荷重　ＤＬ

解析モデルに付与する死荷重は，モデル化範囲の建屋躯体の自重に加え，機器・配管・その他の重量は床に一様に積載されているものとする。死荷重を表-3.4.1 に示す。

表-3.4.1　死荷重

荷重	荷重の与え方	荷重（kN）
死荷重（原子炉建屋）	シェル要素に物体力（密度×体積）として入力する	330619

(2) 遮へい体・燃料取り出し用カバー荷重　ＤＦ

遮へい体及び燃料取り出し用カバー重量を表-3.4.2 に示す。

表-3.4.2　遮へい体・燃料取り出し用カバー荷重（固定荷重）

荷重		荷重の与え方	荷重（kN）
遮へい体荷重（固定荷重）		オペフロ階（既存躯体の５階）の鉛直支持位置に、支配面積に応じて按分した荷重を節点荷重として入力する	18000
燃料取り出し用カバー荷重（固定荷重）	ストッパ	オペフロ階（既存躯体の５階）のストッパ脚部反力を節点荷重として入力する	1500
	東側脚部※1	カバー架構（オイルダンパを含む）の脚部反力を節点荷重として入力する	7700※2
	置き基礎	死荷重（原子炉建屋）として考慮済み※3	(1500)

※1：解析モデル（3 次元 FEM モデル）において，2 階壁から上部をモデル化しているため，西側脚部（1 階床面レベル）は該当なし。

※2：東側脚部の荷重 7700kN は，全体モデルの取合い点の反力より算出している。

※3：置き基礎は，原子炉建屋下屋部分に一様に荷重（２階外壁上。３階床レベル。）がかかるため，原子炉建屋の死荷重として考慮した。

(3) 静水圧　H

使用済燃料プールが満水状態（プール水重量 13640 kN）にあると仮定した場合の静水圧（σ＝113 kN/m^2）を考慮する。荷重は圧力荷重としてシェル要素に入力する。

静水圧　　$P_s = \rho g H$

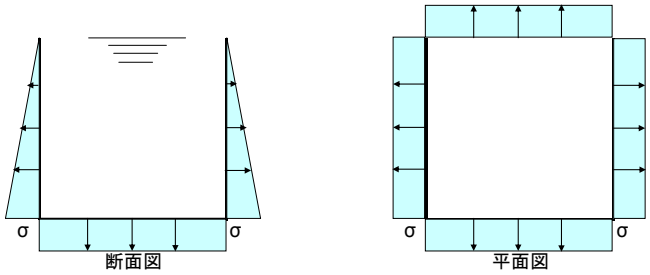
ここで

ρ　　：液体の密度（10^3kg/m^3）

g　　：重力加速度(9.80665m/s^2)

H　　：プール水深(11.51m)

$P_s = 113(kN/m^2)$



(4) 地震荷重　K

全体架構モデルによる基準地震動 Ss に対する地震応答解析結果に基づき，水平方向及び鉛直方向の地震荷重を考慮する。地震荷重を表-3.4.3 に示す。

表-3.4.3(1)　地震荷重（kN）

G.L.(m)	ﾌﾛｱ重量 (kN)	NS 方向地震力			荷重の与え方
		せん断力 (kN)	地震力 (kN)	震度	
+29.92	87590	－	71920	0.83	基準地震動 Ss に対する応答せん断力に基づく地震力を震度換算し、シェル要素の物体力（密度×体積）に乗じて入力する。
+22.3	119490	71920	83080	0.70	
+16.9	111340	155000	74320	0.67	
+8.7	130160	229320	77190	0.60	
+0.2	－	306510	－	－	

表-3.4.3(2)　地震荷重（kN）

G.L.(m)	ﾌﾛｱ重量 (kN)	EW 方向地震力			荷重の与え方
		せん断力 (kN)	地震力 (kN)	震度	
+29.92	87590	－	72110	0.83	基準地震動 Ss に対する応答せん断力に基づく地震力を震度換算し、シェル要素の物体力（密度×体積）に乗じて入力する。
+22.3	119490	72110	85770	0.72	
+16.9	111340	157880	72640	0.66	
+8.7	130160	230520	74140	0.57	
+0.2	－	304660	－	－	

表-3.4.3(3)　地震荷重（kN）

G.L.(m)	ﾌﾛｱ重量 (kN)	UD 方向地震力			荷重の与え方
		軸力 (kN)	地震力 (kN)	震度	
+29.92	87590	－	43860	0.50	基準地震動 Ss に対する応答軸力に基づく地震力を震度換算し、シェル要素の物体力（密度×体積）に乗じて入力する。
+22.3	119490	43860	54730	0.46	
+16.9	111340	98590	47810	0.43	
+8.7	130160	146400	57000	0.44	
+0.2	－	203400	－	－	

(5) 燃料取り出し用カバー反力　ＫＦ

地震時に生じる燃料取り出し用カバーからの反力を表-3.4.4 に示す。

表-3.4.4　燃料取り出し用カバー反力（地震時）

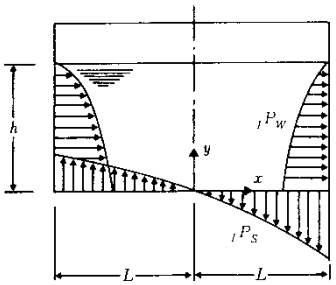
荷重	荷重の与え方	作用方向	反力（kN）	
オイルダンパ反力	節点力として入力	鉛直下向き	5200	
燃料取り出し用カバー反力			ストッパ	東側脚部
	節点力として入力	N→S	15500	700
		S→N	15600	700
		W→E	14600	2500
		E→W	16300	2500
	節点力として入力	鉛直方向	7700	

(6) 地震時動水圧荷重　ＫＨ

JEAC4601 に基づき，使用済燃料プール水の基準地震動 Ss 時の動水圧（σ_{NS}＝44 kN/m^2，σ_{EW}＝56 kN/m^2）を考慮する。荷重は圧力荷重としてシェル要素に入力する。

動水圧は保守的にプール最深部の衝撃圧を壁面全体に作用させる。

衝撃圧　$${}_IP_W = \rho L\ddot{X}\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{H}{L}\left[1-\left(\frac{y}{H}\right)^2\right]\tanh\left(\sqrt{3}\frac{L}{H}\right)$$



(a) 衝撃圧分布形状

ここで

ρ　：液体の密度（10^3kg/m^3）

h　：液体の深さ(11.51m)

H　：$H=h$（$h \leqq 1.5L$），　$H=1.5L$（$h>1.5L$）

$2L$　：矩形プール幅(m)

$\ddot{X}$　：プール設置床の応答最大加速度（m/s^2）又は設置床とその上階床との平均の応答最大加速度（m/s^2）

y　：プール底板の中心を原点とする鉛直方向座標(m)
最深部の評価の場合 0m

NS 方向

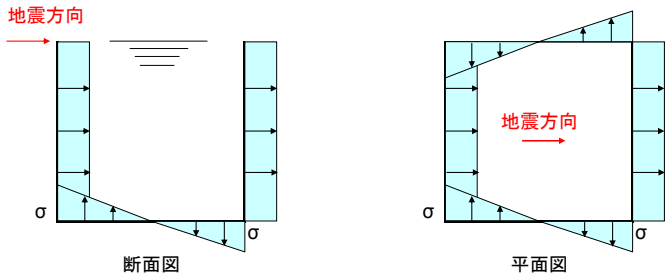
L=4.953(m)、$\ddot{X}$＝8.08（m/s^2）

$${}_IP_W = 44(kN/m^2)$$

EW 方向

L=6.096(m)、$\ddot{X}$＝8.14（m/s²）

$_{I}P_{w} = 56(kN/m^2)$



(7) 荷重の組合せ

表-3.4.5 に荷重の組合せを示す。なお，水平方向及び鉛直方向の地震動の組合せは，組合せ係数法（組合せ係数 0.4）により評価する。

表-3.4.5　荷重の組合せ

荷重時名称	荷重の組合せ
Ss 地震時	DL ＋ DF ＋ H ＋ K ＋ KF ＋ KH

ここに，　DL：死荷重，DF：遮へい体・燃料取り出し用カバー荷重，　H：静水圧，
K：地震荷重（基準地震動 Ss），KF：燃料取り出し用カバー反力，KH：地震時動水圧

3.5　評価結果

配筋諸元等に基づき構造検討を行い，耐震安全性を評価する。評価においては，応力解析より求まる発生応力及びひずみが，評価基準値以下となることを確認した。評価基準値は，日本機械学会「発電用原子力設備規格 コンクリート製原子炉格納容器規格」（CCV 規格）に基づき設定した。表-3.5.1 にひずみの評価基準値の値を示す。発生応力（面外せん断力）の評価基準値は，下式による。

シェル壁の面外せん断力に対する評価基準値（Q_A）は，次の２つの計算式により計算した値のいずれか小さい方の値とシェル壁の断面積を乗じて算出した値とする。

$$\tau_R = \Phi\{\ 0.1(\ p_t \cdot f_y - \sigma_0\ ) + 0.5 p_w \cdot f_y + 0.235\sqrt{F_c}\ \} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\ (3.5\text{-}1)$$

$$\tau_R = 1.10\sqrt{F_c} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\ (3.5\text{-}2)$$

ここで，

τ_R　：終局面外せん断応力度（N/mm²）

p_t　：主筋の鉄筋比

f_y　：鉄筋の許容引張応力度および許容圧縮応力度（N/mm²）

F_c　：コンクリートの設計基準強度（N/mm²）

σ_0　：外力による膜応力度（N/mm²）（引張の符号を正とする）

p_w　：面外せん断力に対する補強筋の鉄筋比であって，次の計算式により計算した値

$$p_w = a_w / (b \cdot x) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\ (3.5\text{-}3)$$

a_w　：面外せん断力に対する補強筋の断面積（mm²）

b　：断面の幅（mm）

x　：面外せん断力に対する補強筋の間隔（mm）

Φ　：低減係数であり，次の計算式により計算した値（1を超える場合は1，0.58未満の場合は0.58とする）

$$\Phi = 1 / \sqrt{M / (Q \cdot d)} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\ (3.5\text{-}4)$$

M　：曲げモーメント（N･mm）

Q　：せん断力（N）

d　：断面の有効せい（mm）

シェル壁以外の面外せん断力に対する評価基準値（Q_A）は，次の(1)または(2)に示す計算式により計算した値とする。

(1) 次の計算式により計算した値

$$Q_A = b \cdot j \cdot {}_c f_s \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\ (3.5\text{-}5)$$

ここで，

Q_A　：許容面外せん断力（N）

b　：断面の幅（mm）

j　：断面の応力中心間距離で ${}_c f_s$，断面の有効せいの7／8倍の値（mm）

${}_c f_s$　：コンクリートの許容せん断応力度（N/mm²）

(2) (1)の規定を超えるものについては，次の計算式により計算した値

$$Q_A = b \cdot j \{ \alpha \cdot {}_cf_s + 0.5 {}_wf_t (p_w - 0.002) \} \quad \cdots\cdots (3.5\text{-}6)$$

ここで，

p_w ：面外せん断力に対する補強筋の鉄筋比であり，次の計算式により計算した値(0.012を超える場合は0.012として計算する)

$$p_w = a_w / (b \cdot x) \quad \cdots\cdots (3.5\text{-}7)$$

a_w ：面外せん断力に対する補強筋の断面積（mm²）

x ：面外せん断力に対する補強筋の間隔（mm）

${}_wf_t$ ：面外せん断力に対する補強筋の許容引張応力度（N/mm²）

α ：割増し係数であり，次の計算式により計算した値（2を超える場合は 2，1未満の場合は1とする）

$$\alpha = \frac{4}{M/(Q \cdot d) + 1} \quad \cdots\cdots (3.5\text{-}8)$$

M ：曲げモーメント（N･mm）

Q ：せん断力（N）

d ：断面の有効せい（mm）

なお，Q_A，b，jおよび ${}_cf_s$は，(1)に定めるところによる。

検定比は，発生ひずみ及び面外せん断力の発生応力と評価基準値の比とする。（１以下で評価基準値を満足する。）

ひずみの検定比 ： $\varepsilon / \varepsilon_A$

面外せん断力の検定比 ： Q / Q_A

検定比を示した結果を図-3.5.1～図-3.5.9 に示す。いずれの箇所においても発生ひずみ及び発生応力は弾性範囲内であり，評価基準値を十分に下回っている。このことから，使用済燃料取り出し時の状況において，使用済燃料プール・燃料取り出し用カバーが取りつくオペフロ（5 階）床は，２章の損傷状況の調査結果を考慮しても，耐震安全性を有しているものと評価した。

また，ひずみが弾性範囲内であるため，コンクリートに内張りされたライナーが損傷し，使用済燃料プールの水が漏れ出る可能性はないと考えられる。

なお，付録において，パラメトリックスタディとして，本章の損傷状況をより安全側に評価したケースを実施し，耐震安全性に及ぼす影響を確認した。この目的は，２章の損傷状況の調査結果に示すように，現状の調査範囲では一部で損傷判定の不確定な箇所があり，解析上，これらの箇所の残存剛性を安全側に評価し，評価結果に及ぼす感度を把握するためである。併せて，このパラメトリックスタディにおいては，事故時の影響で使用済燃料プール部やシェル壁の剛性が低下した可能性についても考慮した。この結果，多少の数値変動はあるものの解析結果に大きな差

異は生じておらず，仮定条件の変動が解析結果に与える影響はそれほど大きくなく，パラメトリックスタディにおいても耐震安全性を有していると評価した。（付録参照）

表-3.5.1　評価対象別の ε_A

評価対象	評価基準値 ε_A ($\times 10^{-6}$)
コンクリート	-3000
鉄筋	±5000

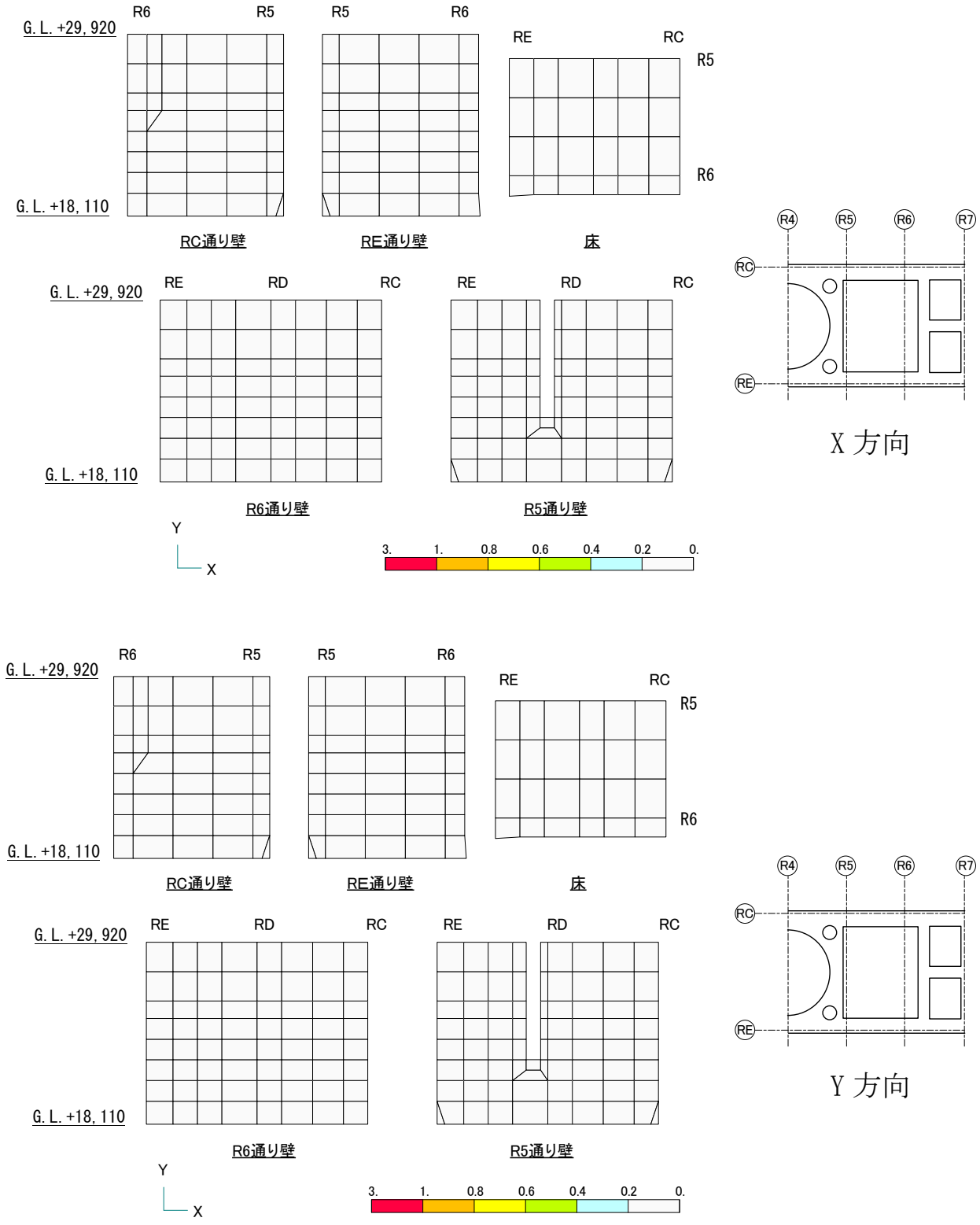
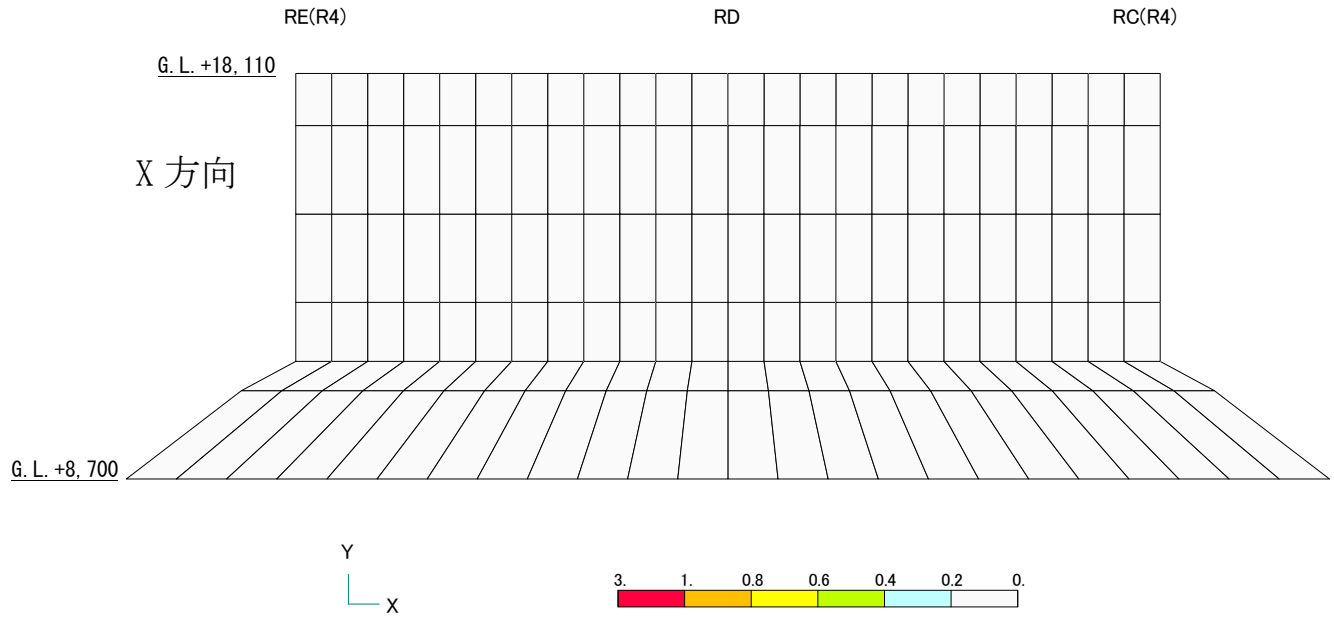


図-3.5.1　コンクリート圧縮ひずみの検定比（使用済燃料プール部）



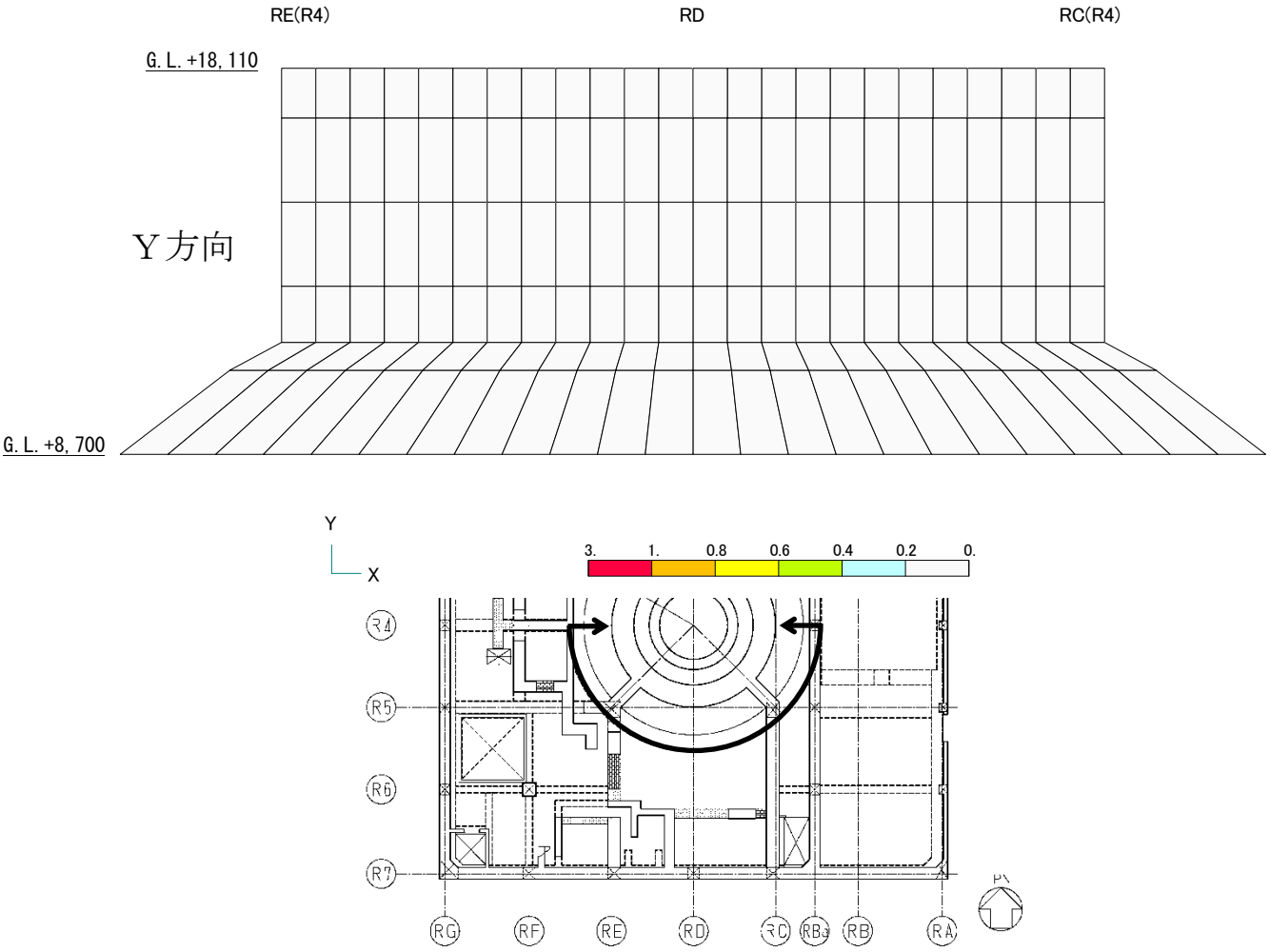


図-3.5.2　コンクリート圧縮ひずみの検定比（シェル壁部）

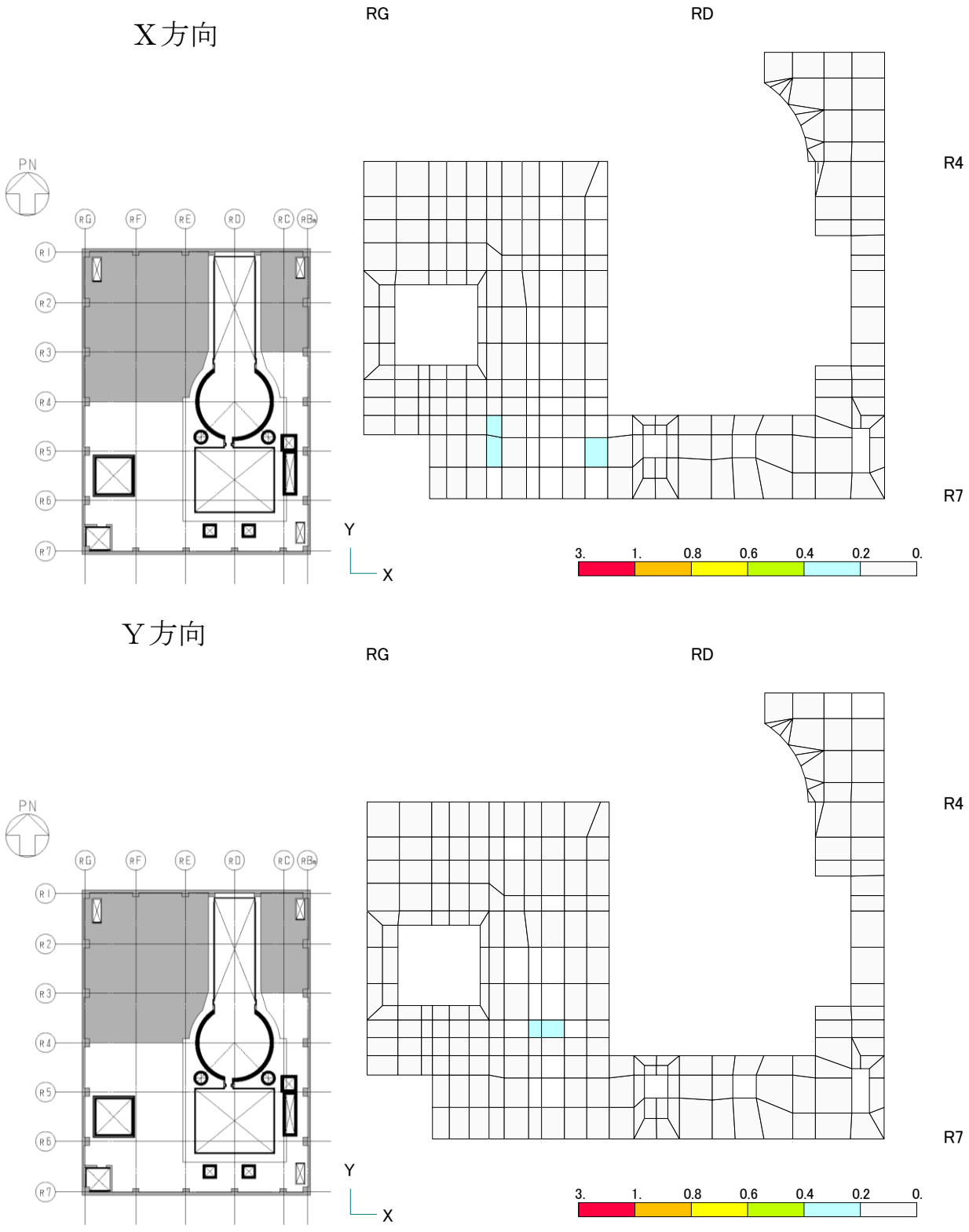
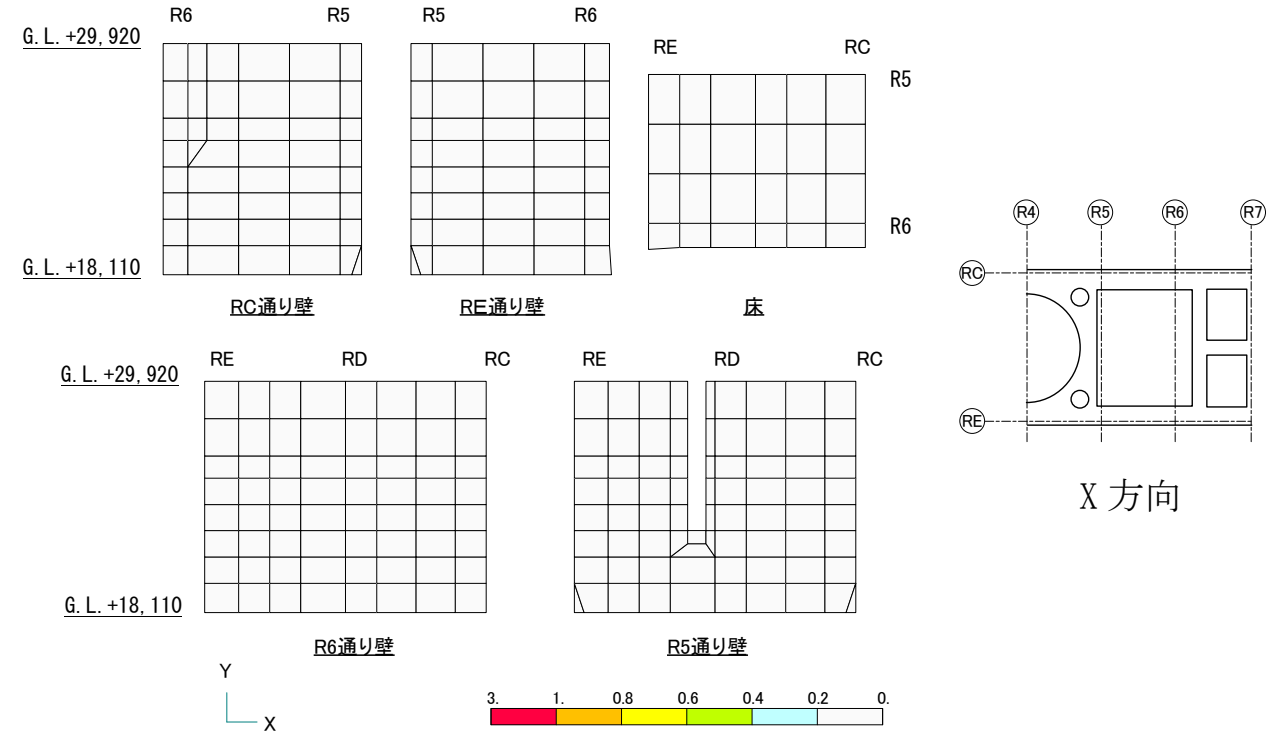


図-3.5.3　コンクリート圧縮ひずみの検定比（オペフロ床部）



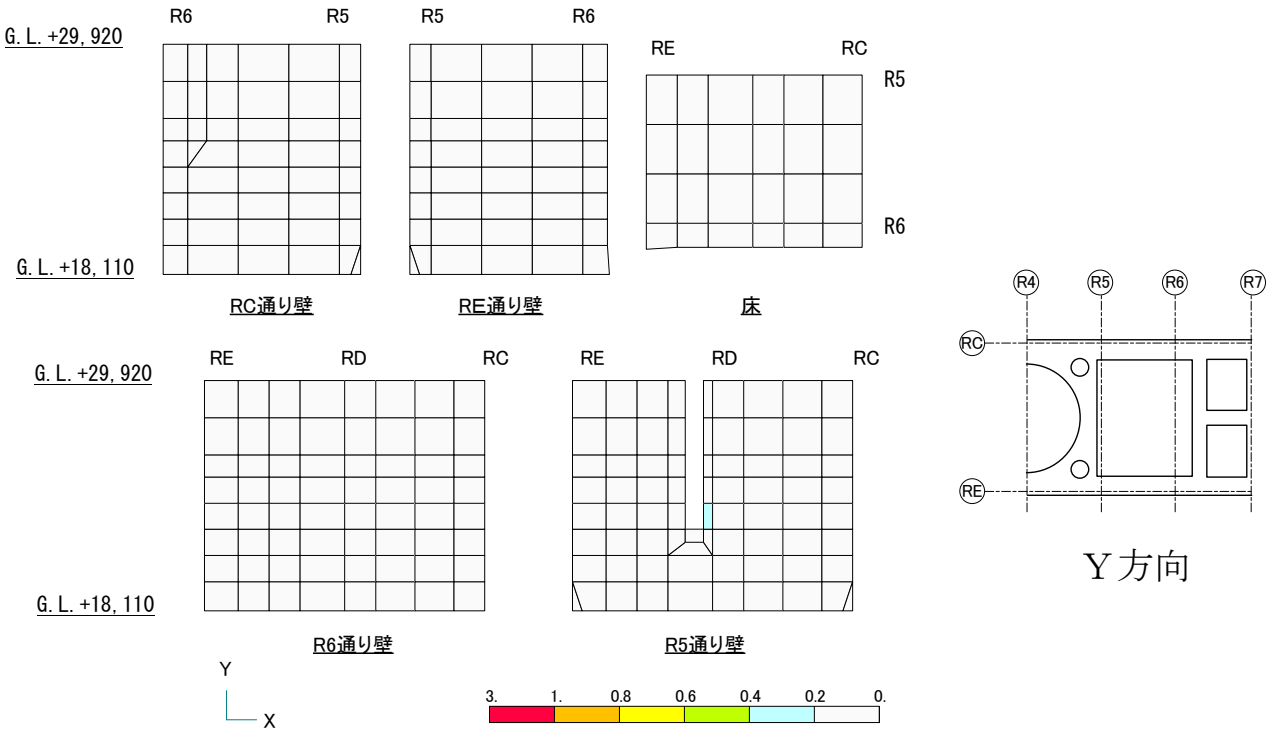
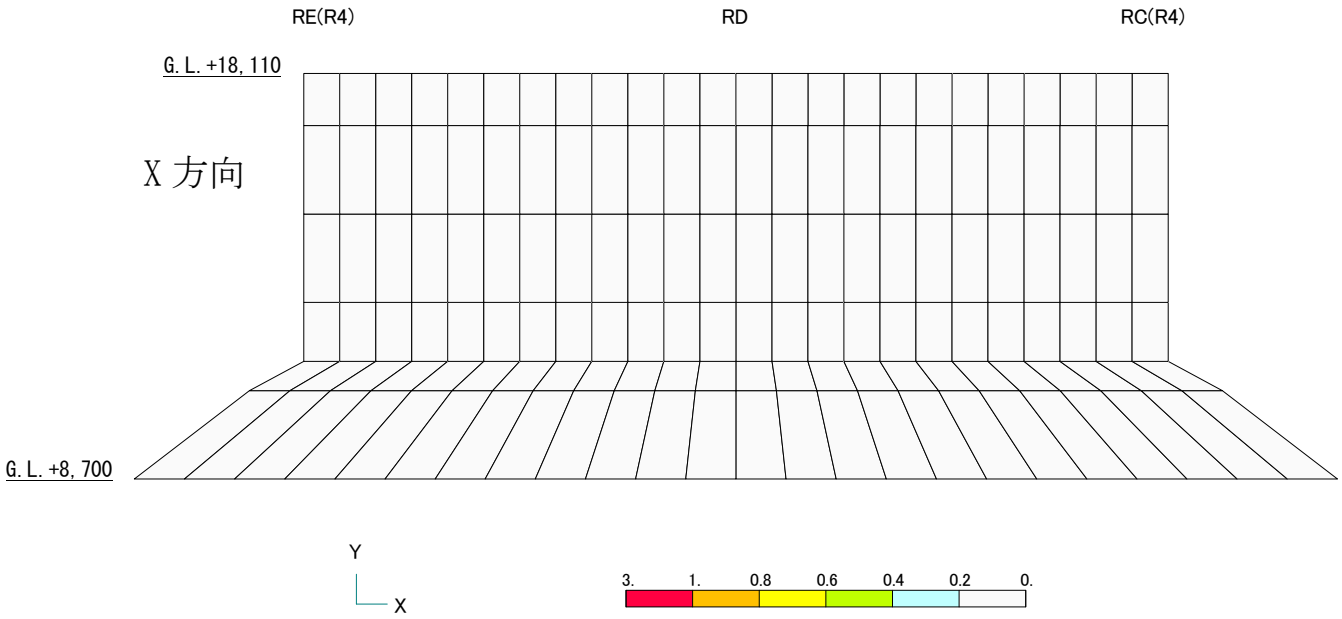


図-3.5.4　鉄筋ひずみの検定比（使用済燃料プール部）



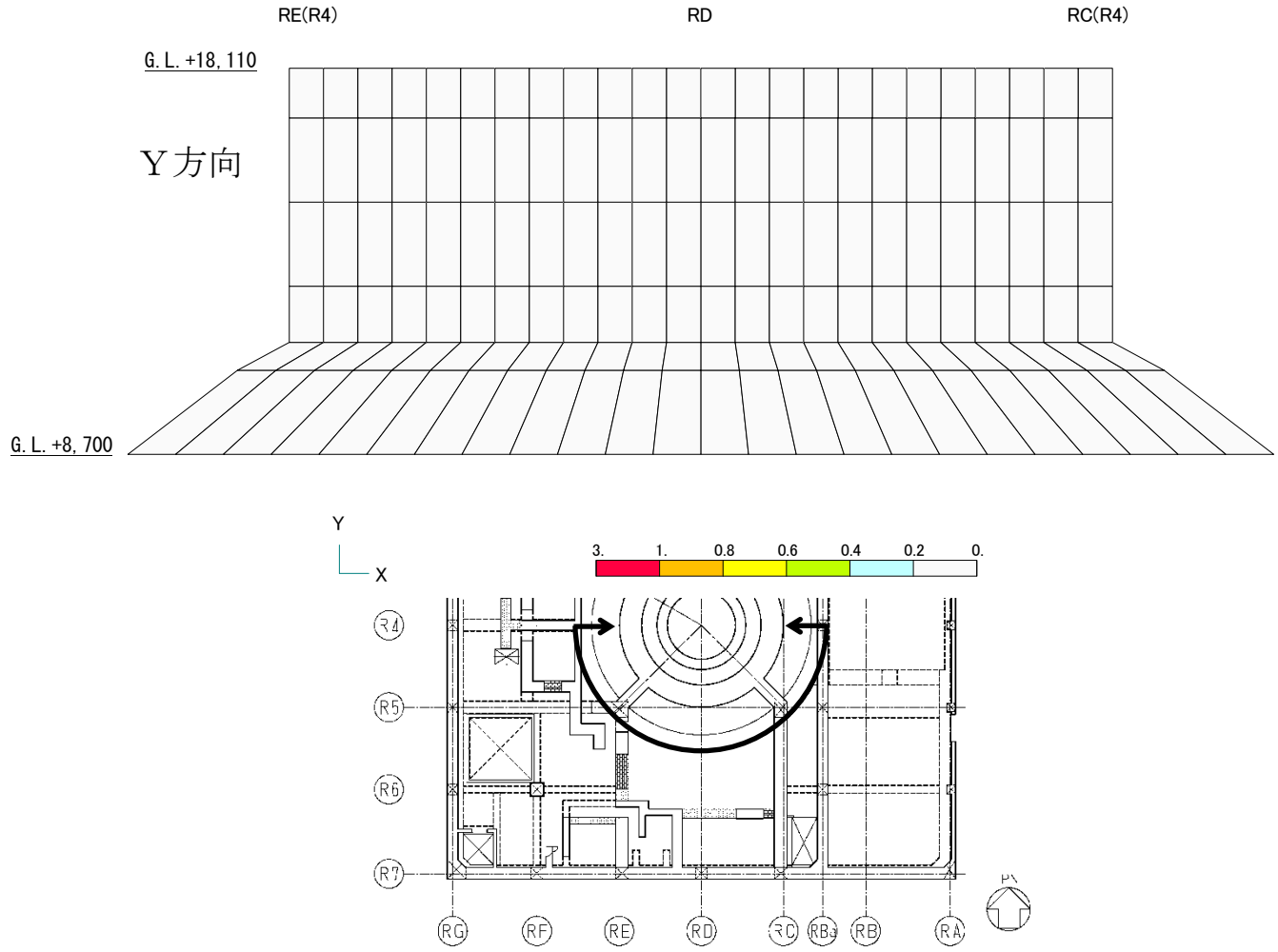
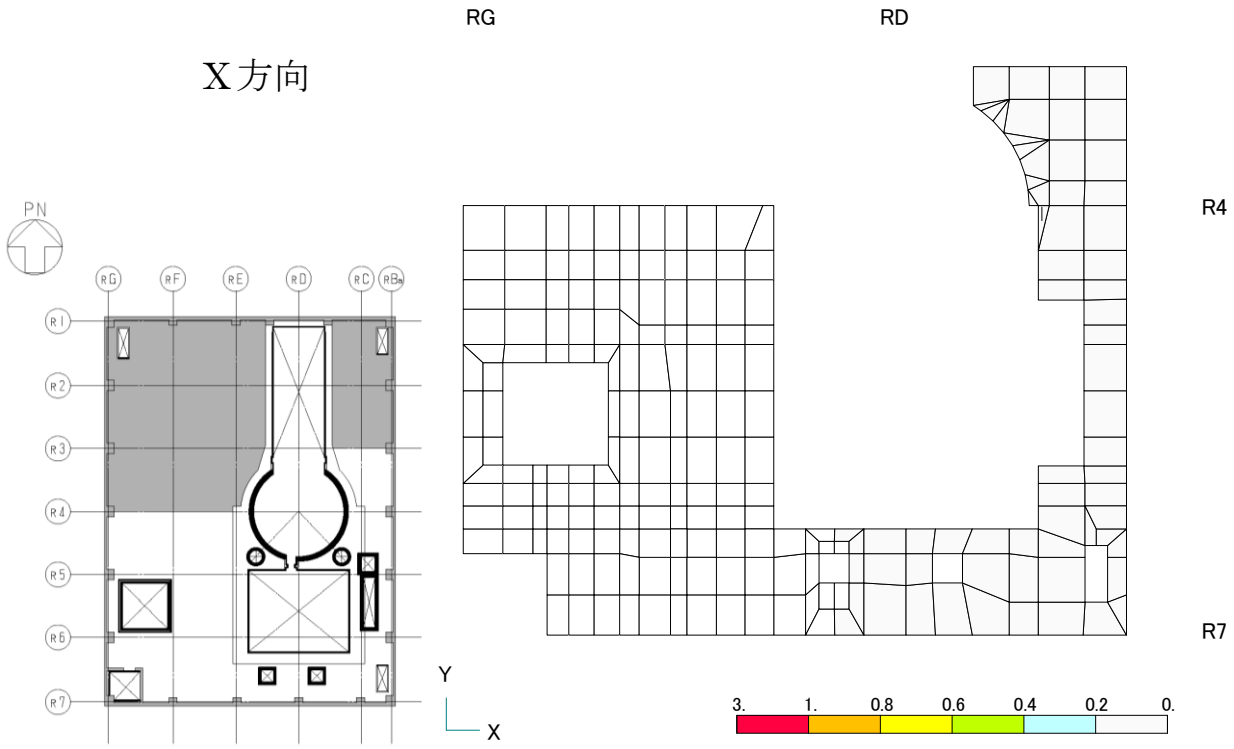


図-3.5.5　鉄筋ひずみの検定比（シェル壁部）



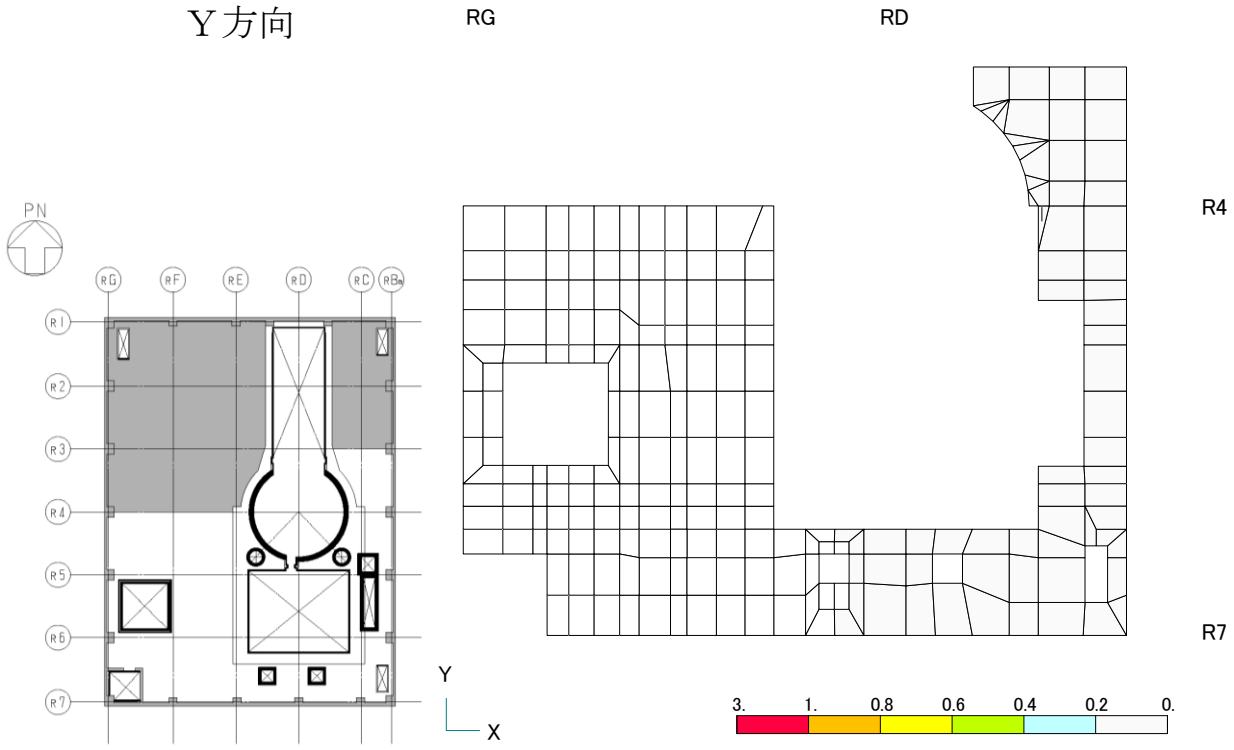
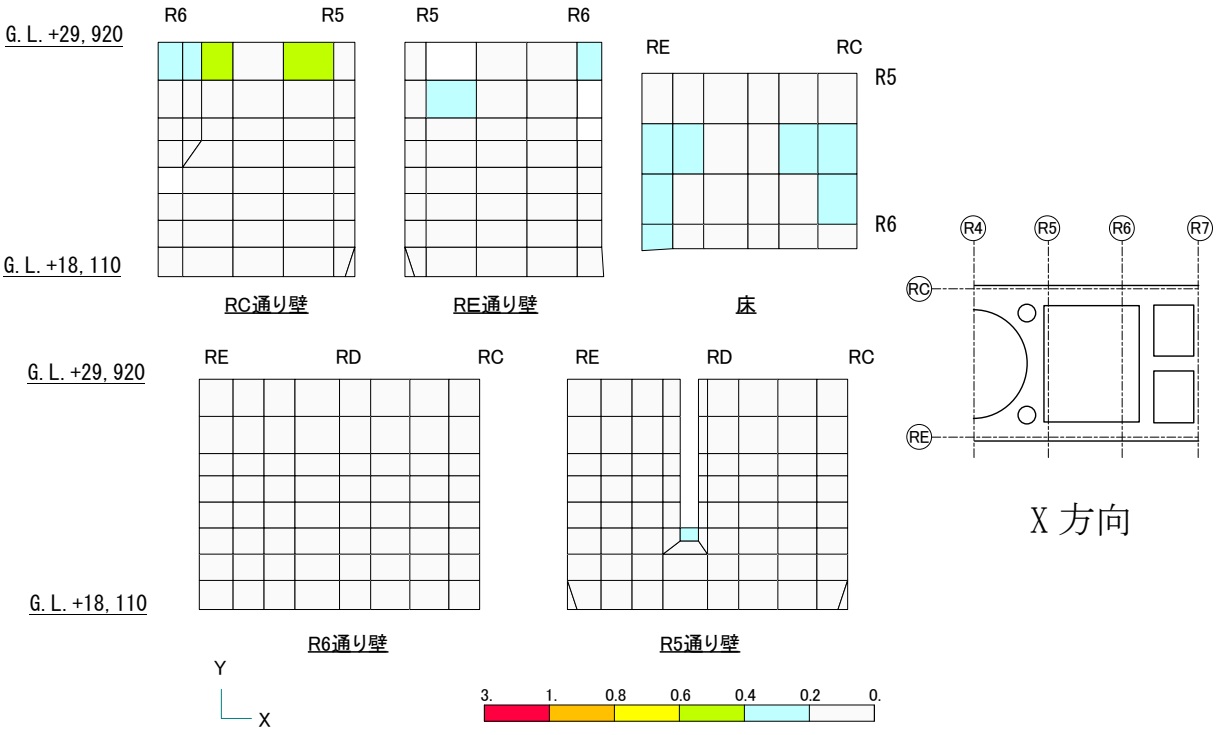


図-3.5.6　鉄筋ひずみの検定比（オペフロ床部）



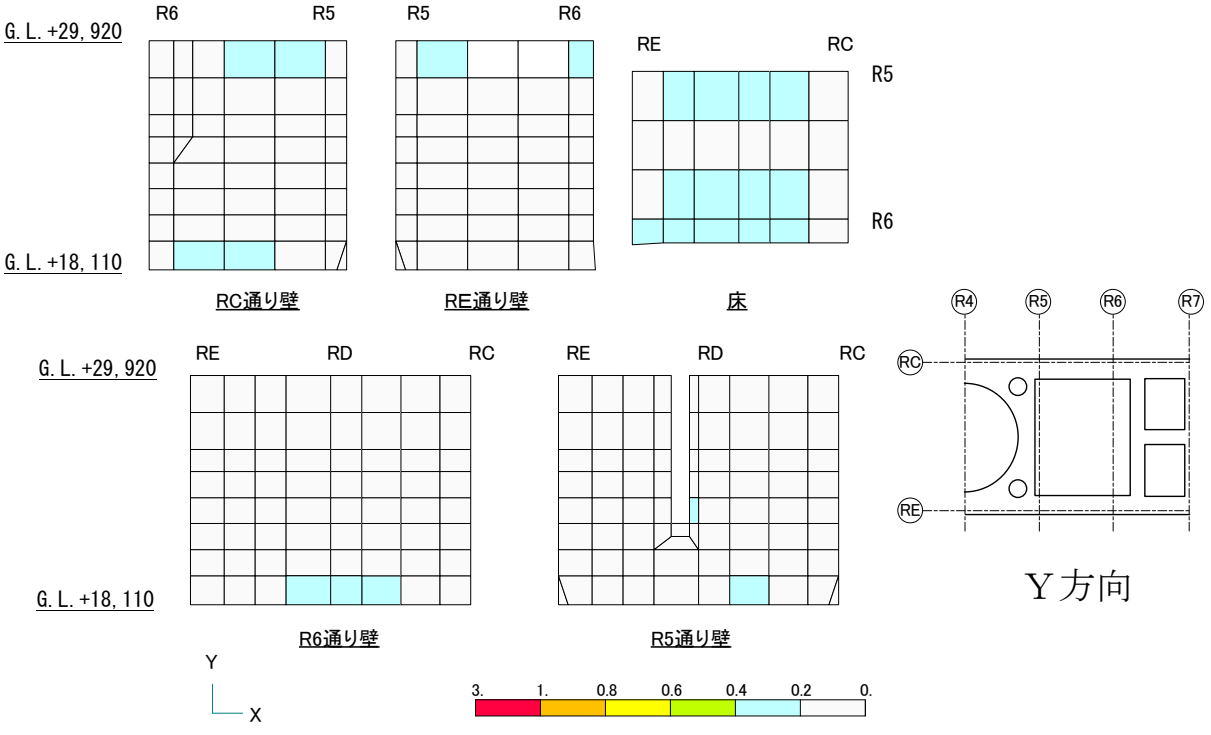
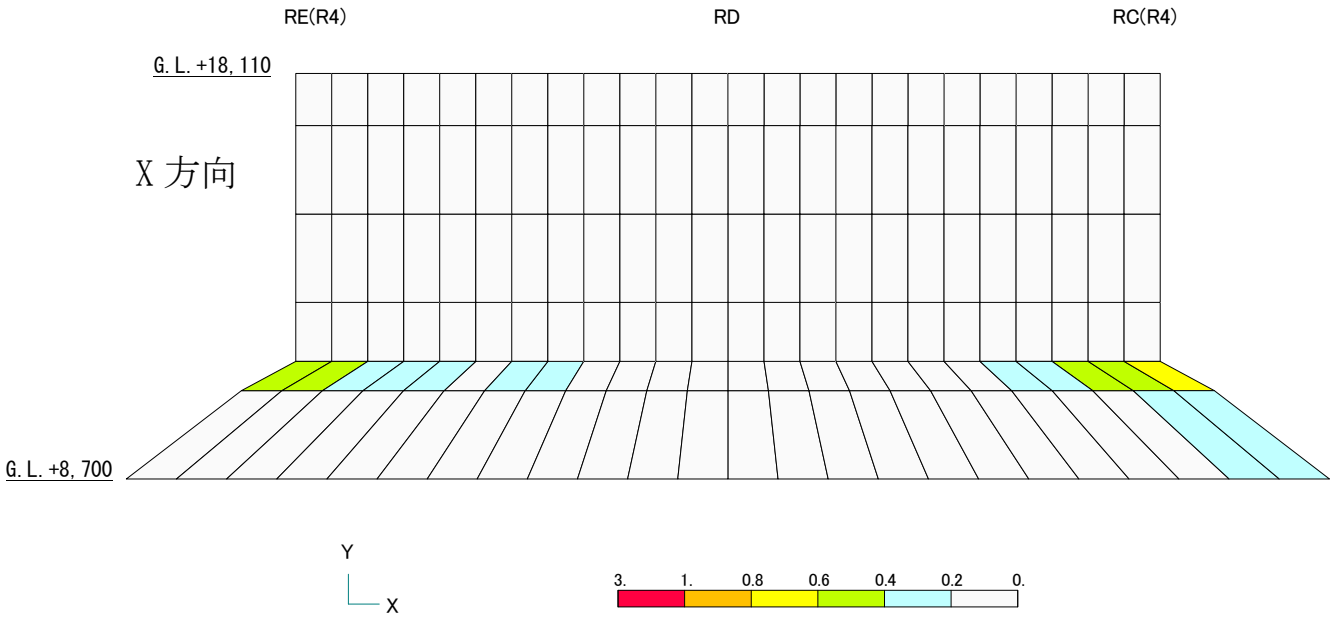


図-3.5.7　面外せん断力の検定比（使用済燃料プール部）



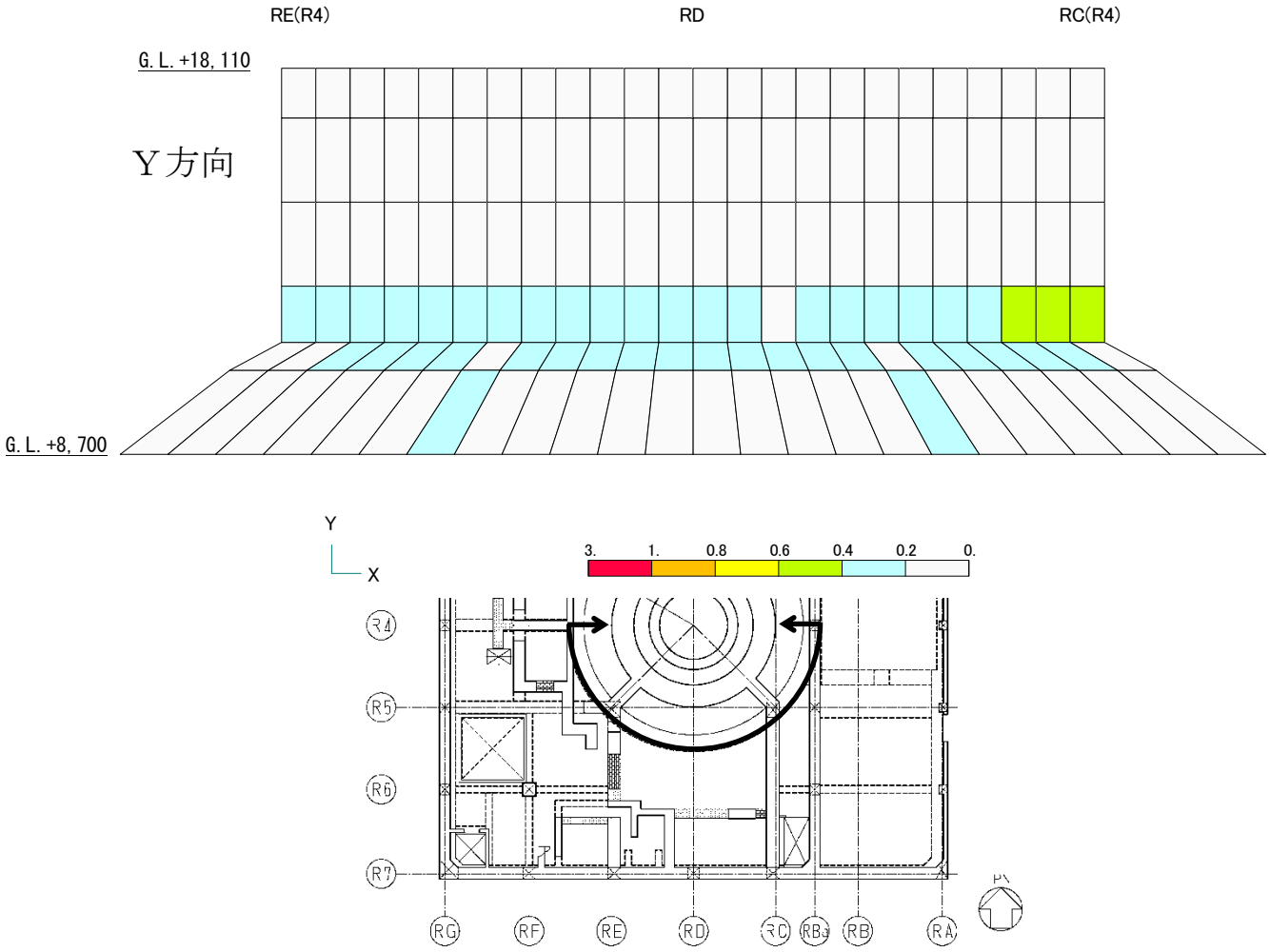


図-3.5.8　面外せん断力の検定比（シェル壁部）

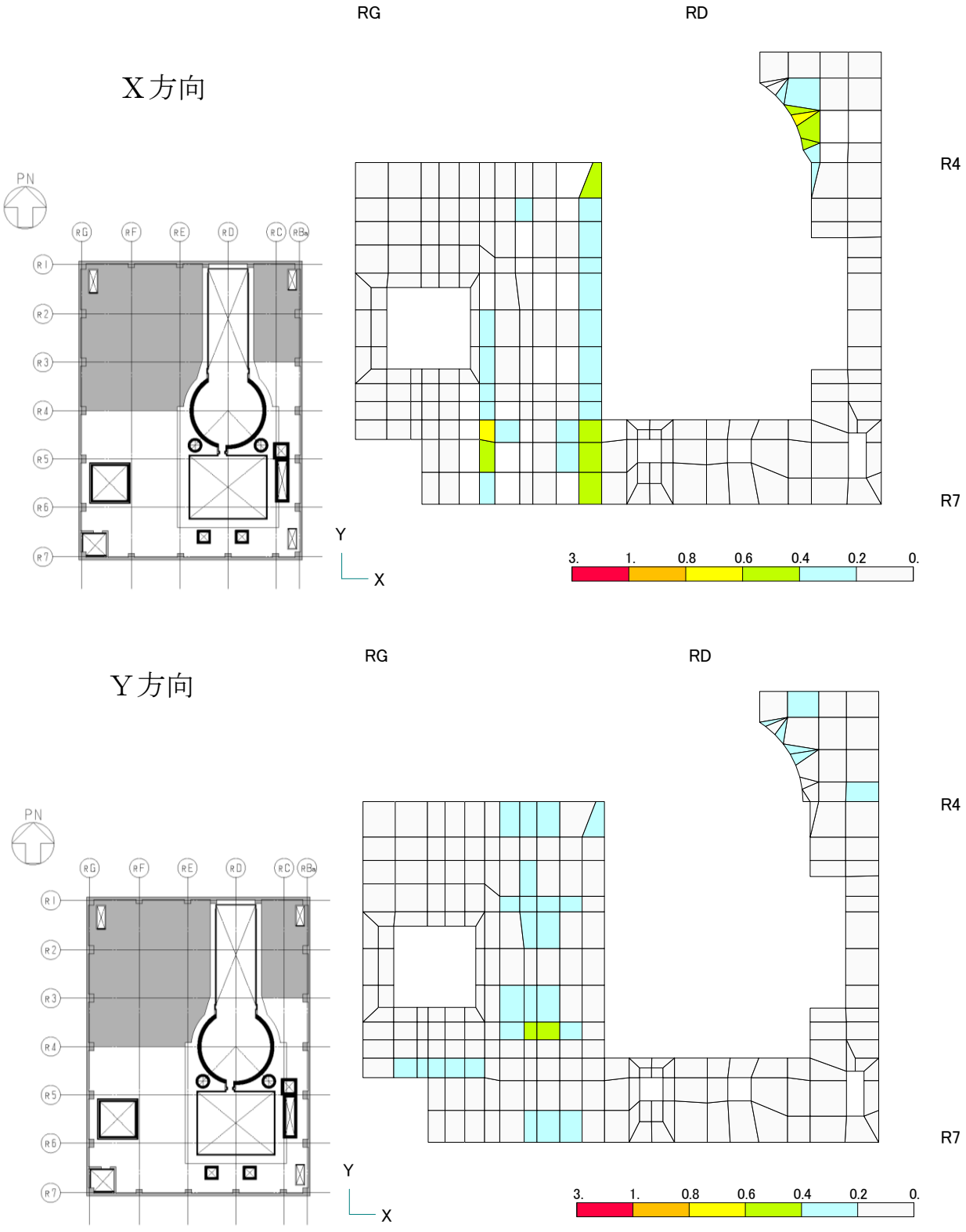


図-3.5.9　面外せん断力の検定比（オペフロ床部）

付録

使用済燃料プール等の耐震安全性評価結果に係わるパラメトリックスタディについて

1. 概要

付録では，使用済燃料プール部等の剛性を安全側に低下させた場合について解析を行い，その影響を把握する。

2. 検討条件

図-1～図-4 にパラメトリックスダディで想定する損傷仮定条件を示す。

(1) 床スラブ

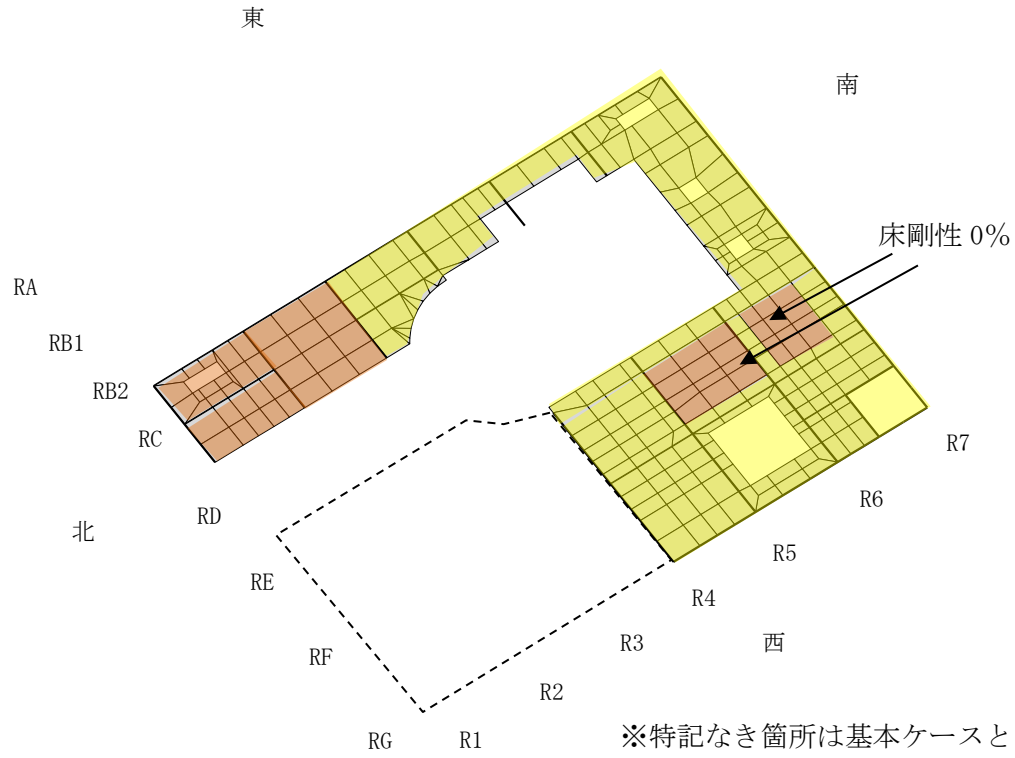
２章より，５階（G.L.+29.92m）のプール部の西側床において，周辺に比べ比較的激しい損傷状況が確認されており，その箇所の剛性を無視した場合を想定する。

４階床において，５階床の全壊箇所の瓦礫の落下や，爆発の影響を受けたと想定し，床の剛性を無視した場合を想定する。

また，今回の調査において十分な損傷確認が実施できなかった３階床について，剛性を 50%に低減した場合を想定する。

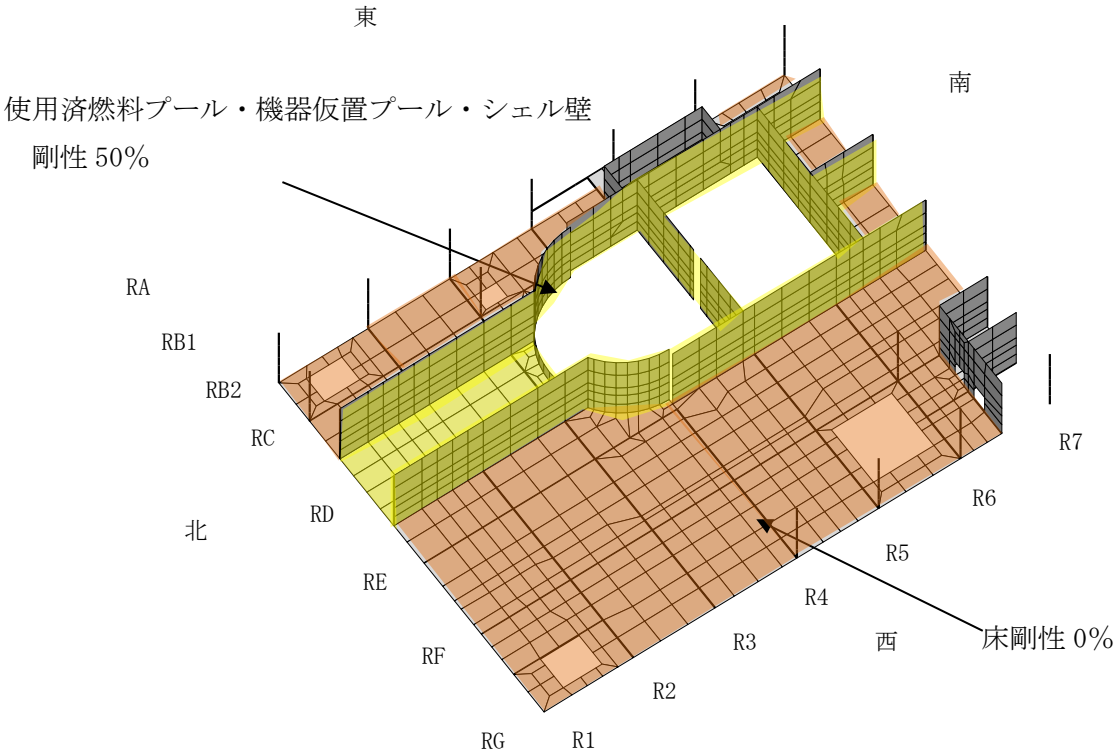
(2) 使用済燃料プール・燃料仮置プール・シェル壁

使用済燃料プール・燃料仮置プール・シェル壁について，事故時の影響を考慮し剛性を 50%に低減させた場合を想定する。



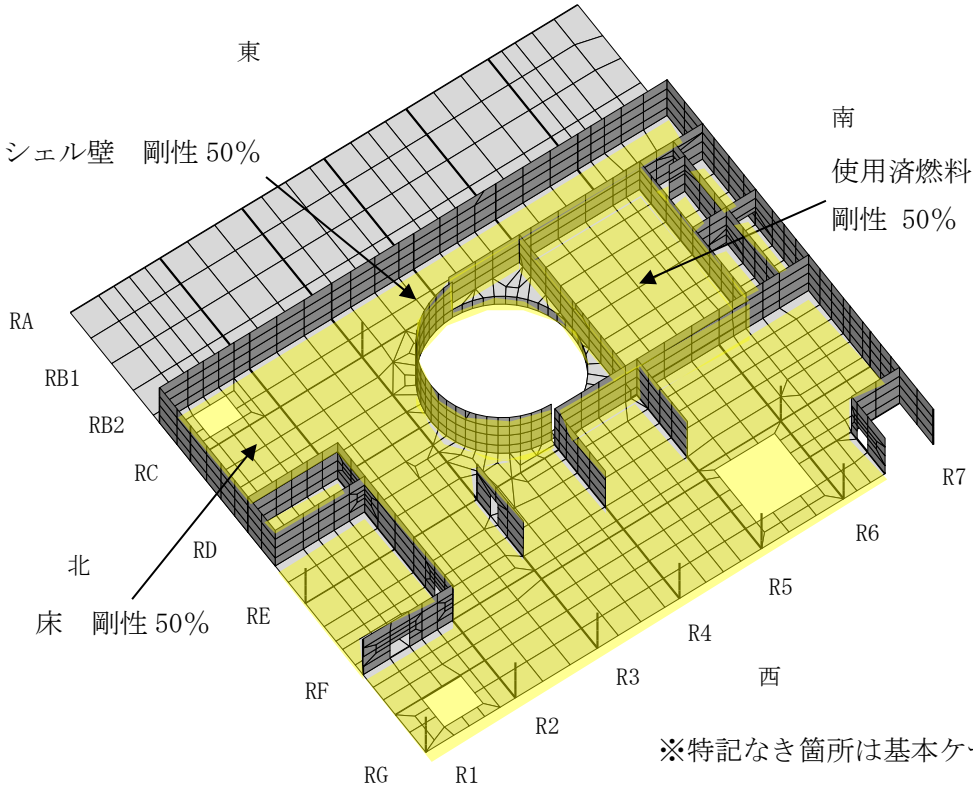
※特記なき箇所は基本ケースと同じ。

図-1　損傷仮定　アイソメ図　５階（G.L.+29.92m）　（パラメータケース）



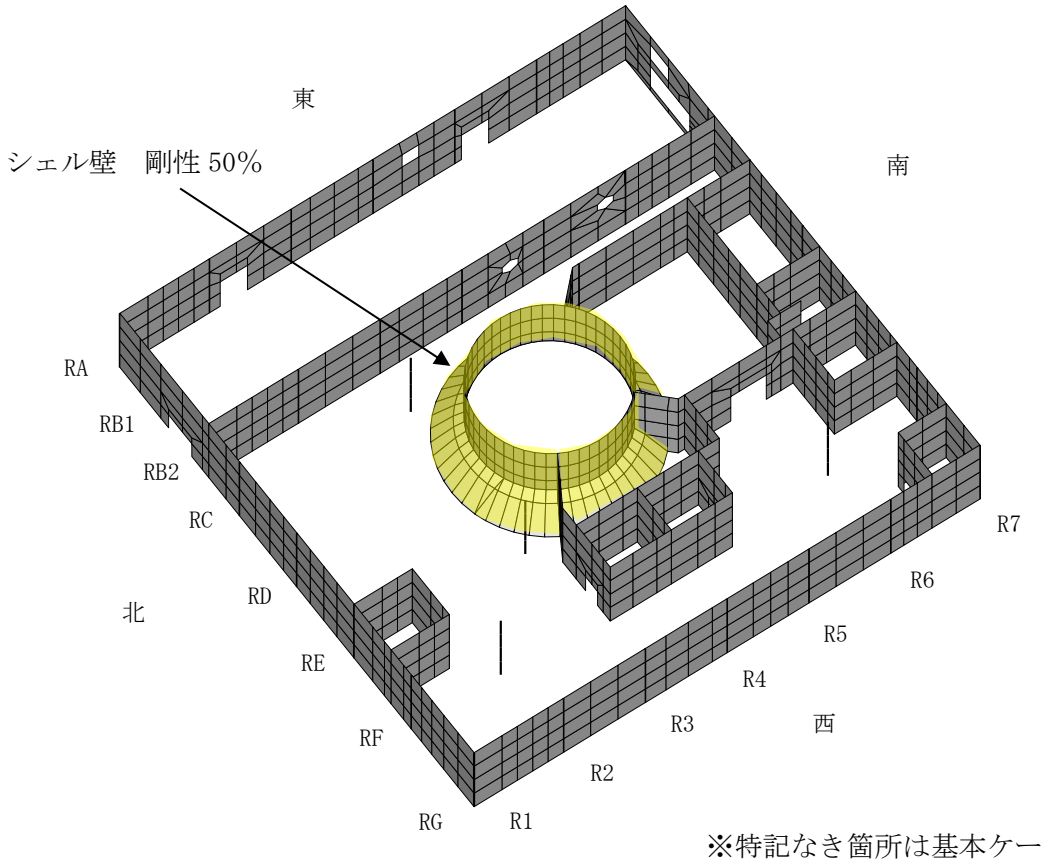
※特記なき箇所は基本ケースと同じ。

図-2　損傷仮定　アイソメ図　４階（G.L.+22.3m）　（パラメータケース）



※特記なき箇所は基本ケースと同じ。

図-3　損傷仮定　アイソメ図　３階（G.L.+16.9m）　（パラメータケース）

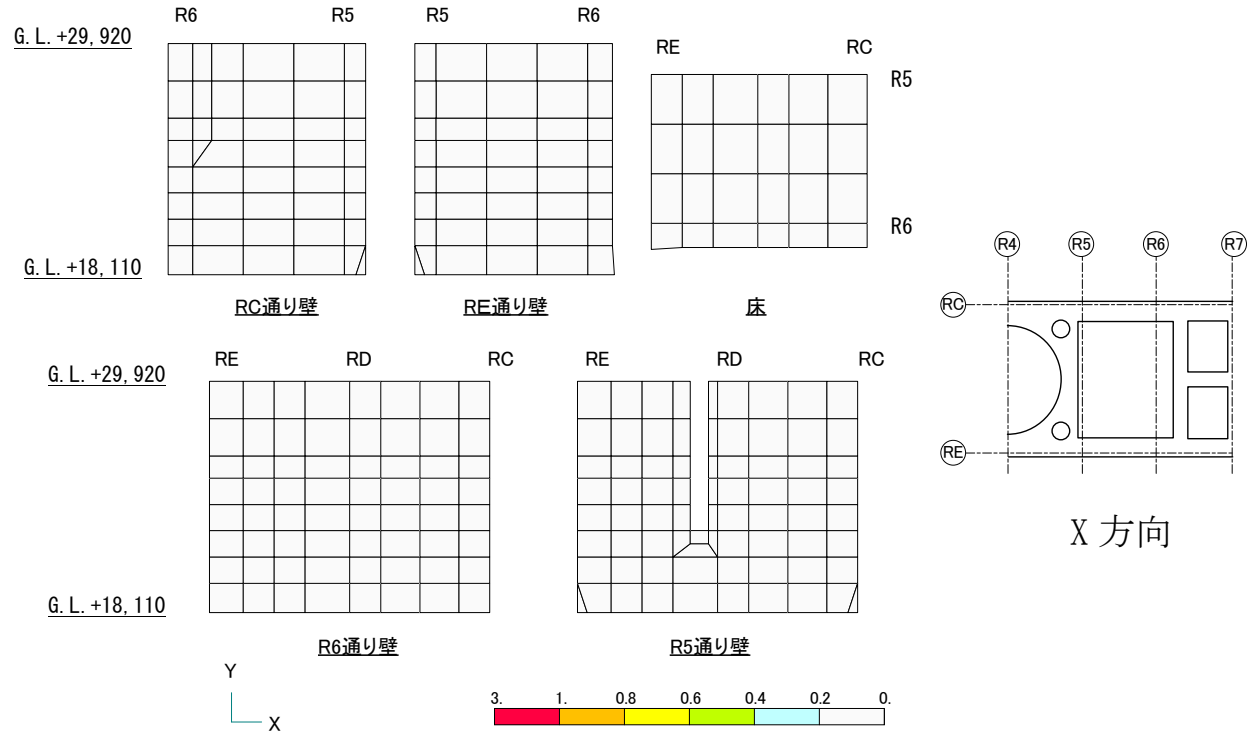


※特記なき箇所は基本ケースと同じ。

図-4　損傷仮定　アイソメ図　２階（G.L.+8.7m）　（パラメータケース）

3．検討結果

パラメータケースの発生ひずみ及び面外せん断力の発生応力と評価基準値の比（検定比）を示した結果を図-5～図-13 に示す。損傷仮定を安全側に低下させた場合においても耐震安全性を有しており，解析結果には大きな影響を与えないことが確認された。



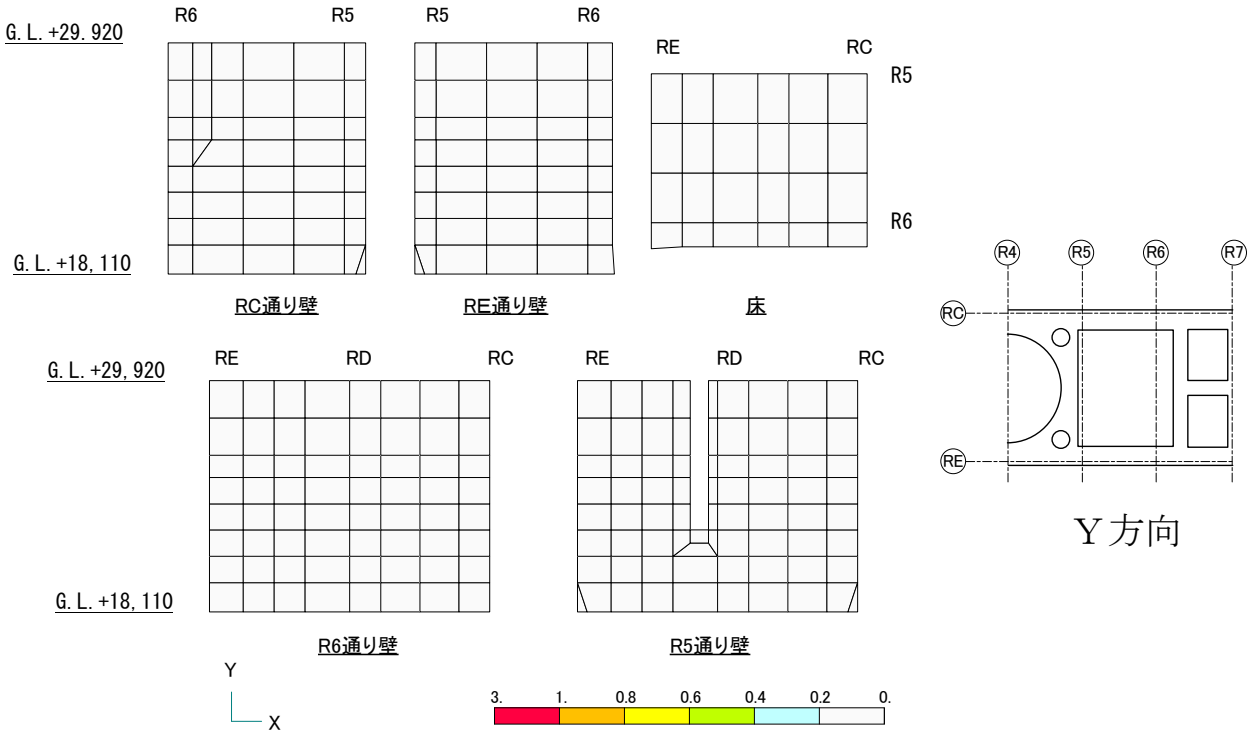
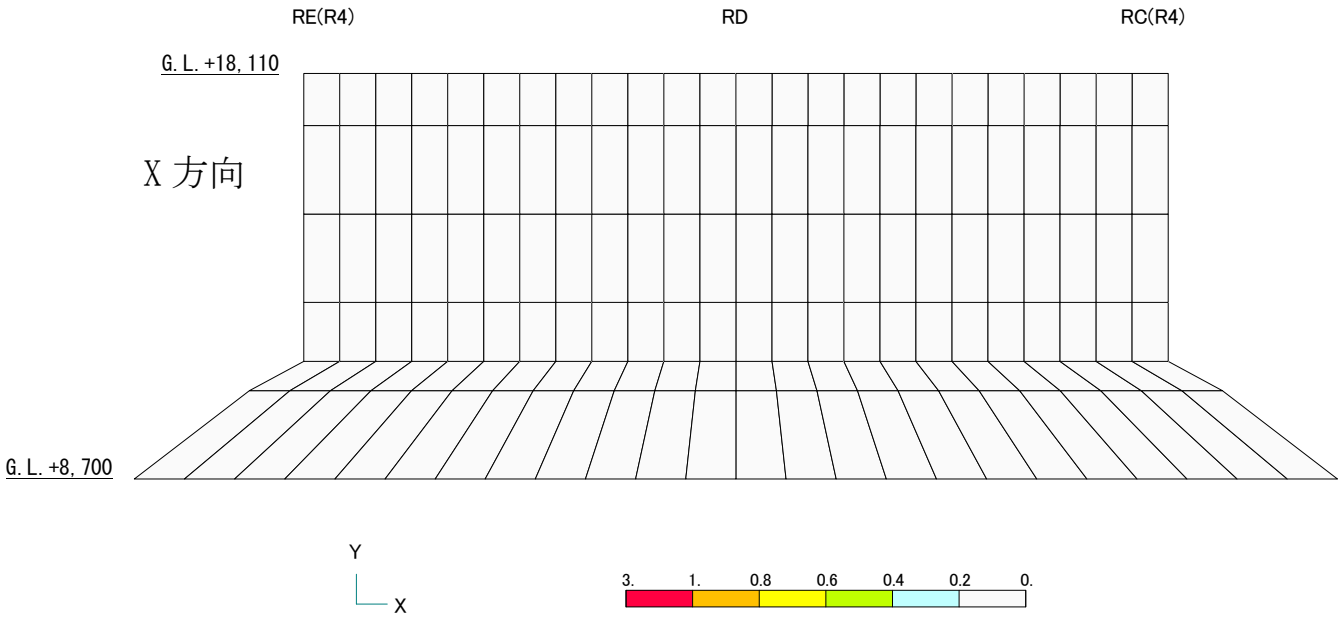


図-5　コンクリート圧縮ひずみの検定比（使用済燃料プール部）



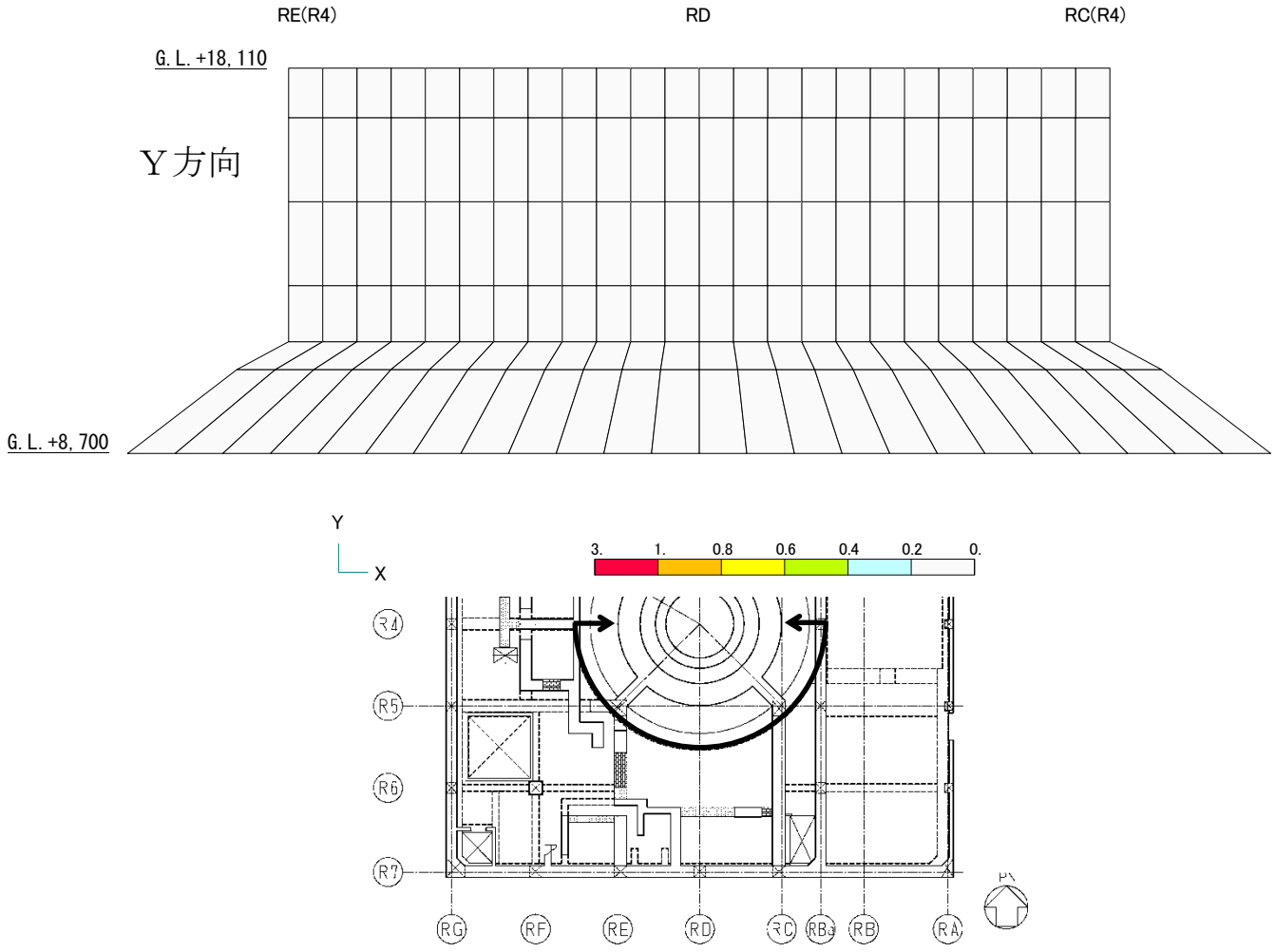
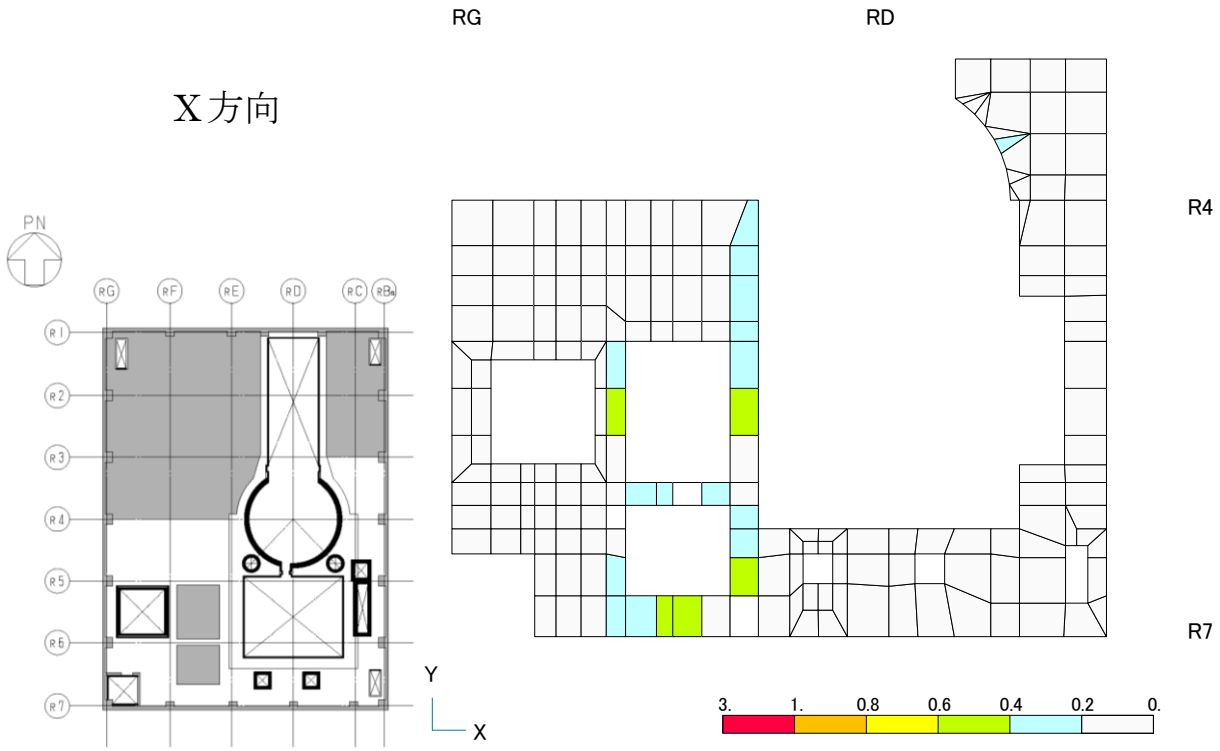


図-6　コンクリート圧縮ひずみの検定比（シェル壁部）



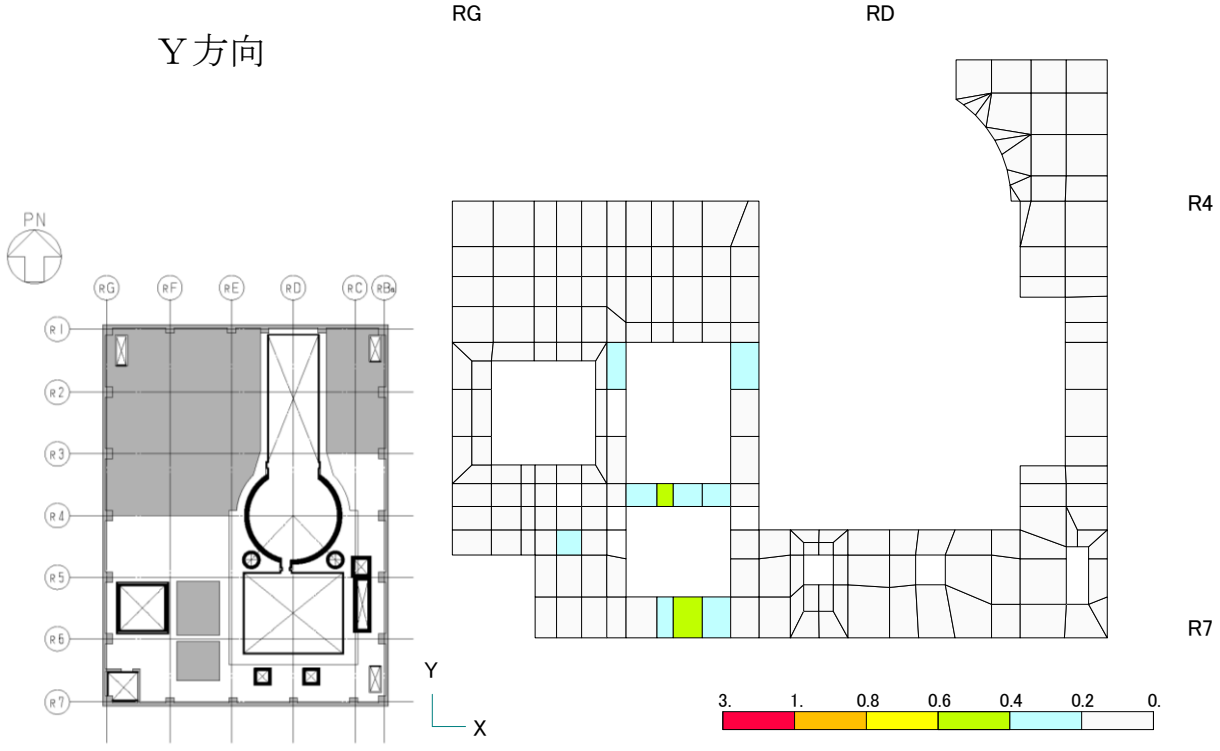
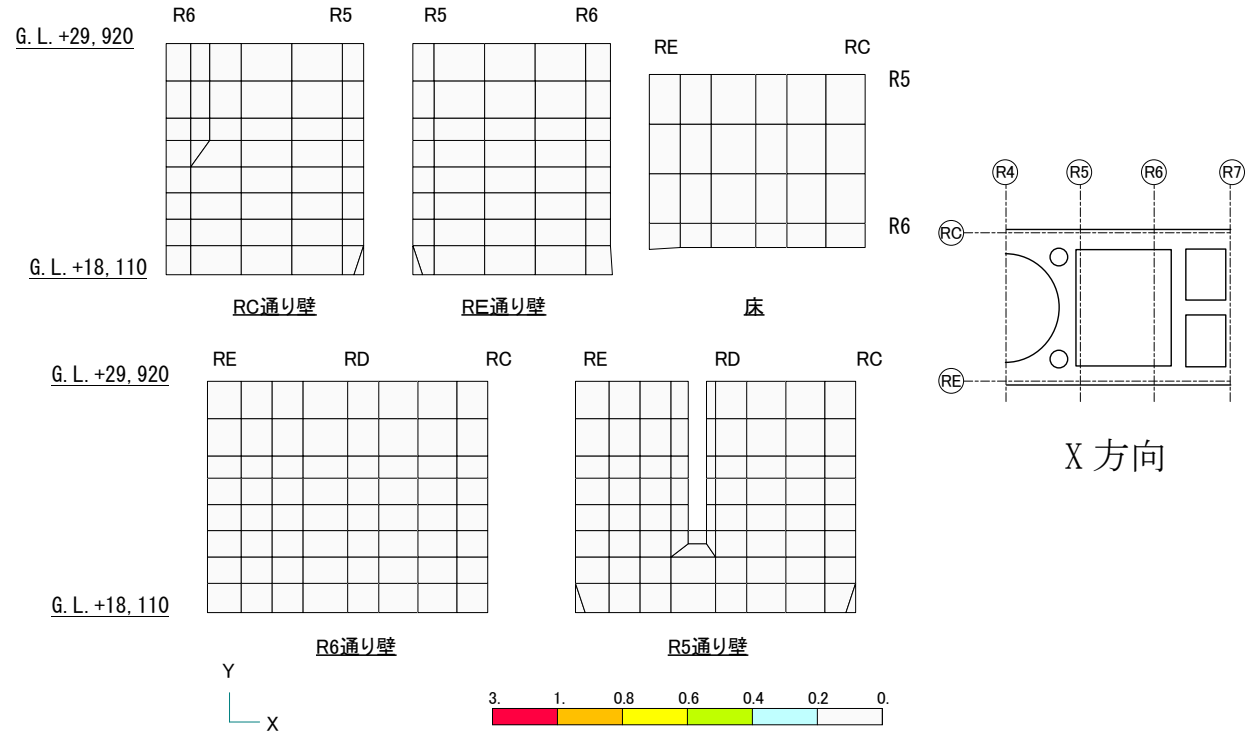


図-7　コンクリート圧縮ひずみの検定比（オペフロ床部）



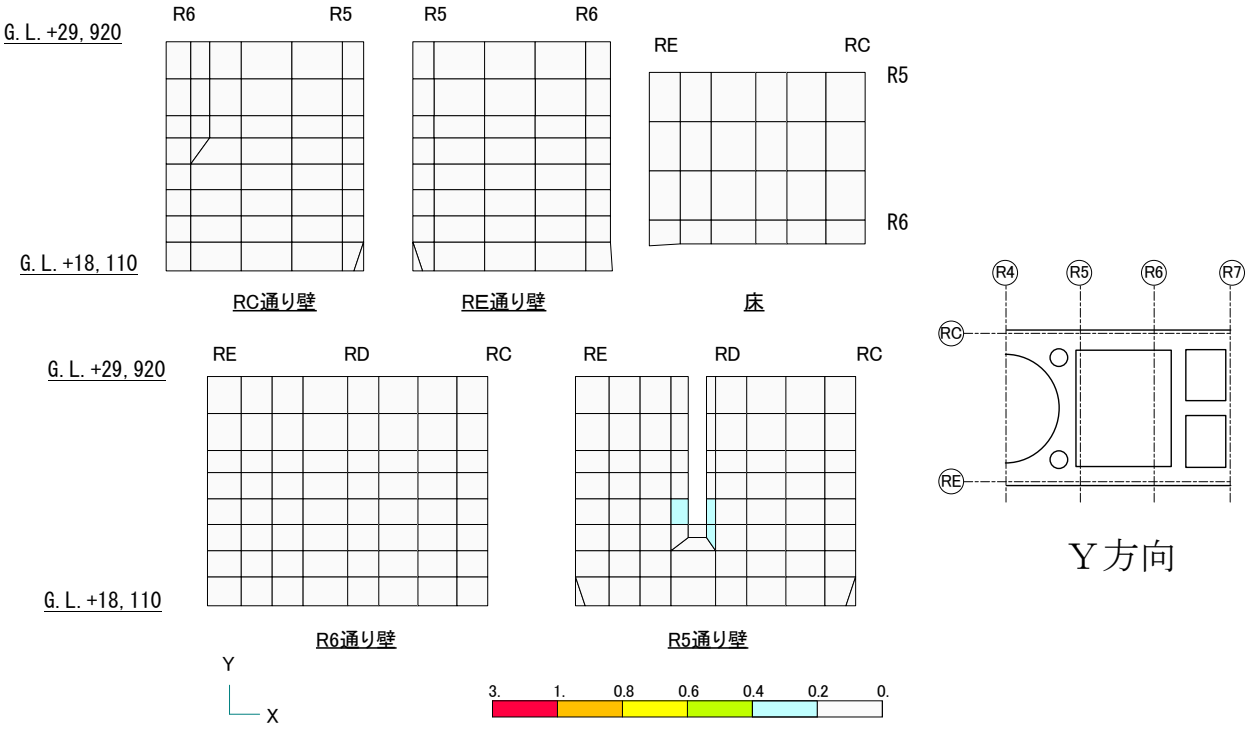
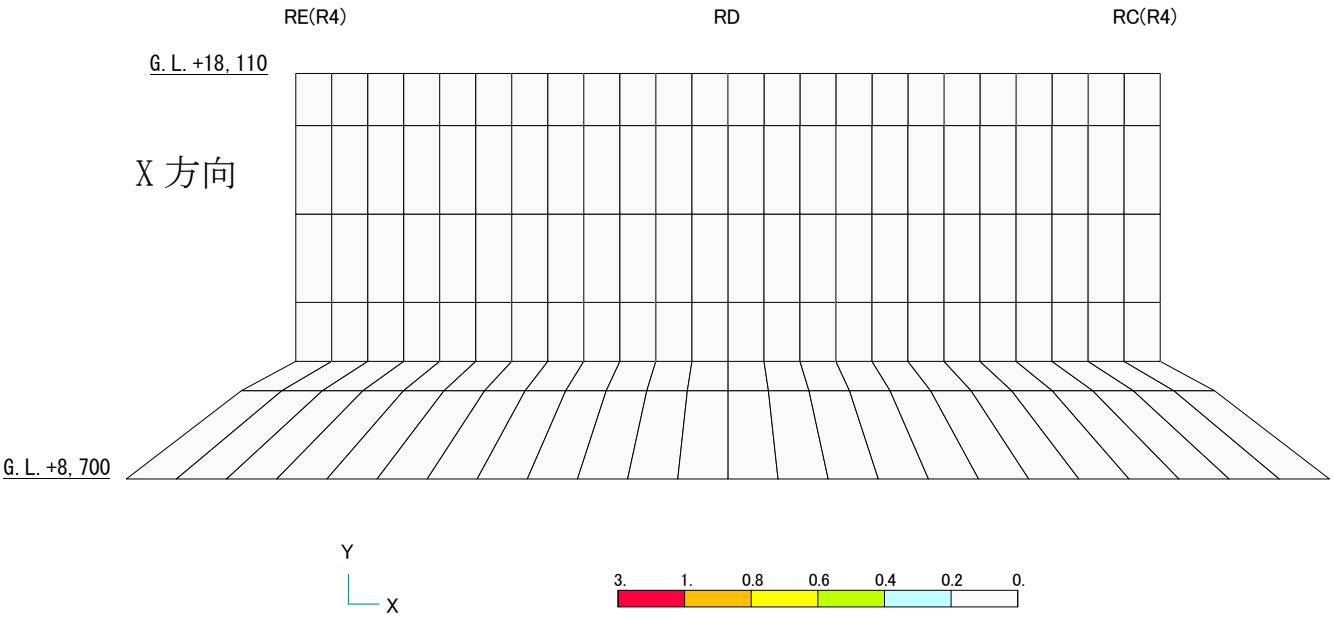


図-8　鉄筋ひずみの検定比（使用済燃料プール部）



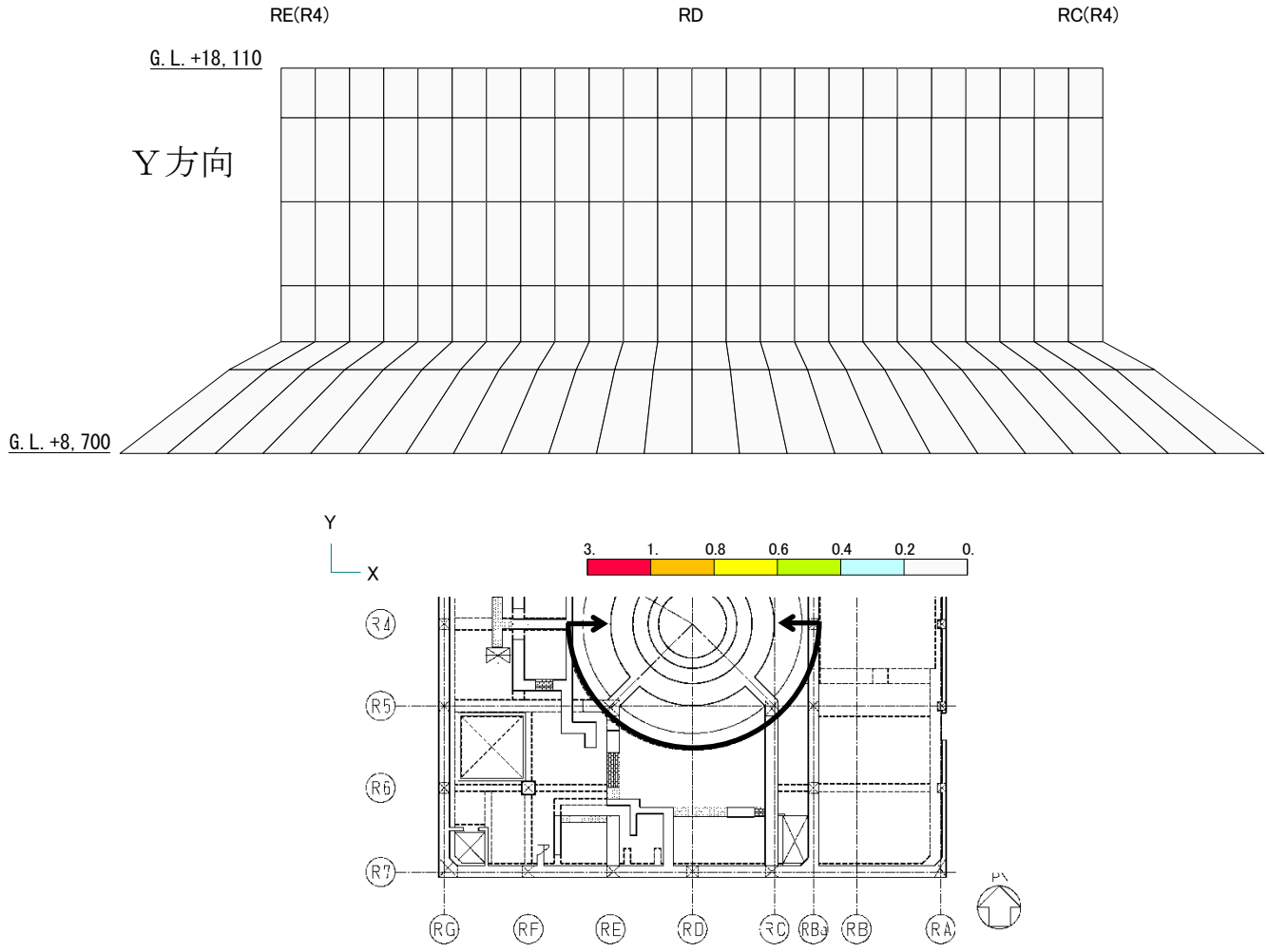
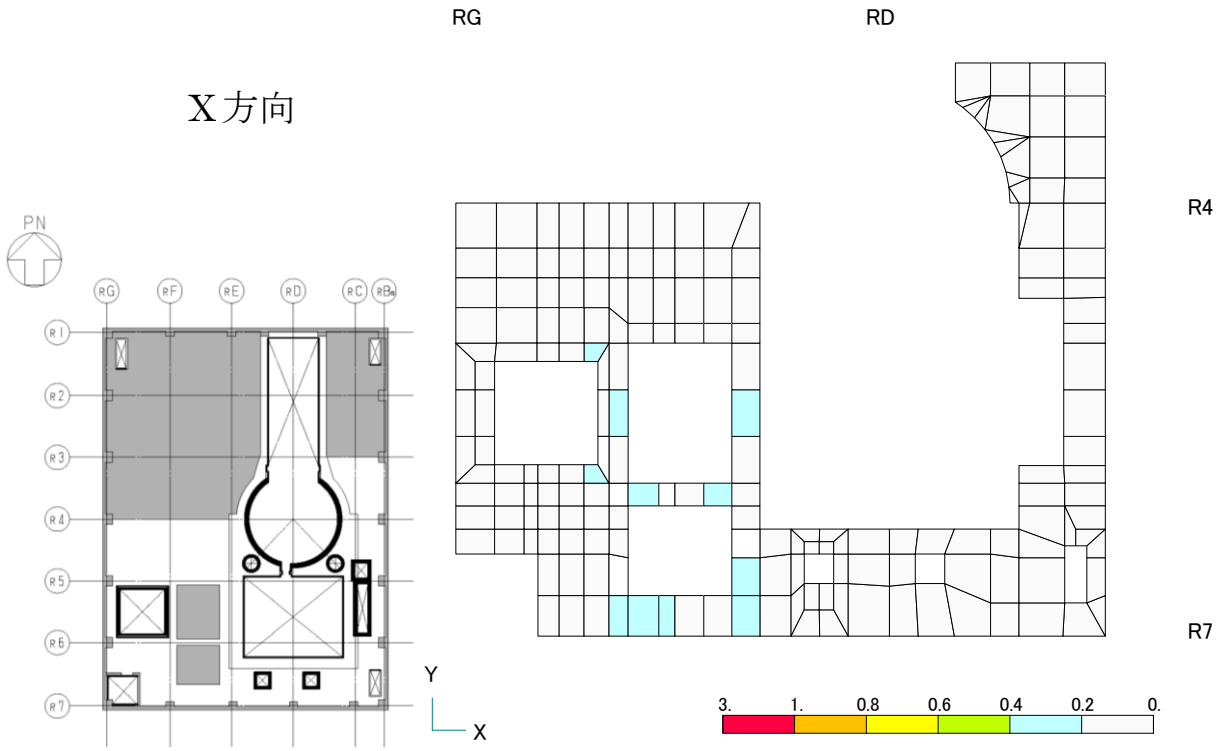


図-9　鉄筋ひずみの検定比（シェル壁部）



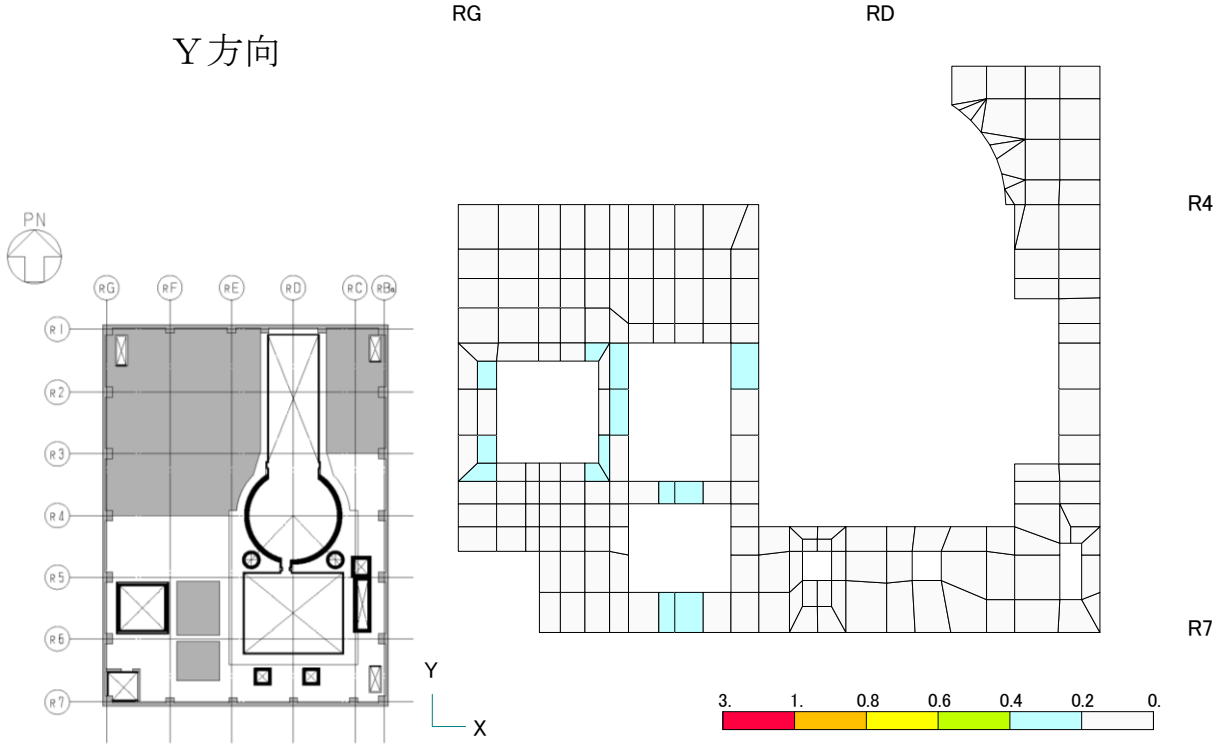
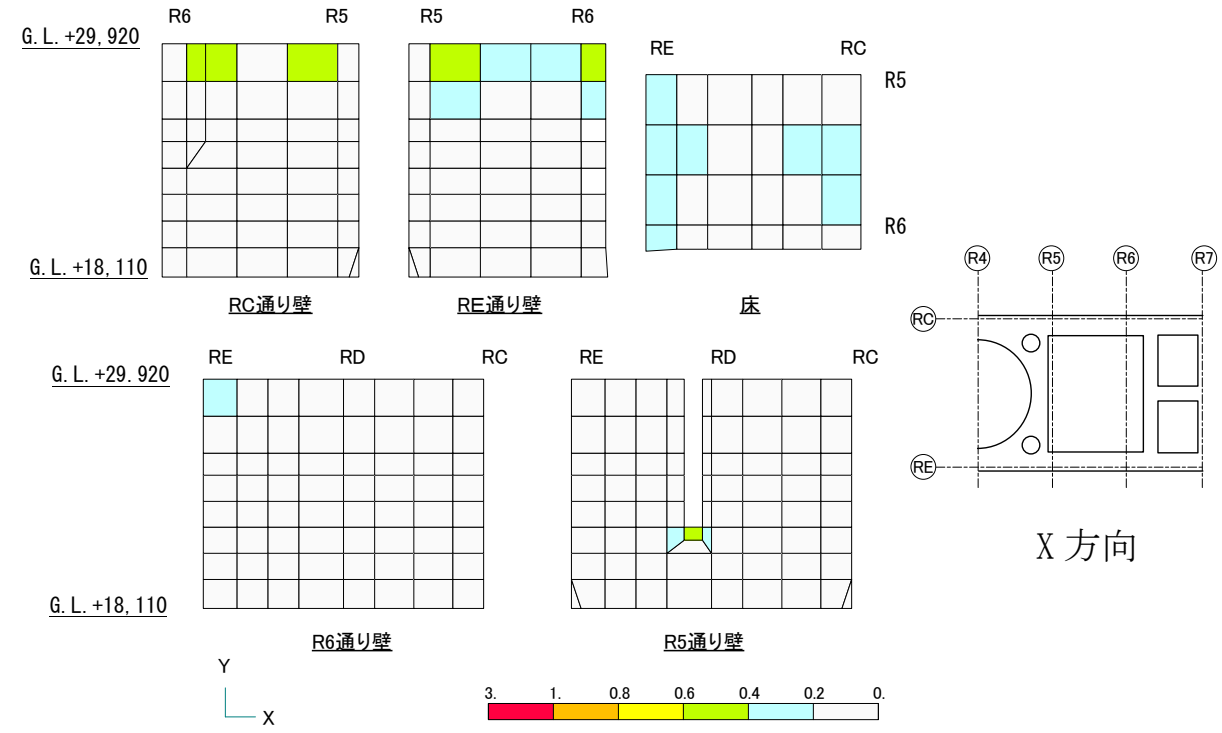


図-10　鉄筋ひずみの検定比（オペフロ床部）



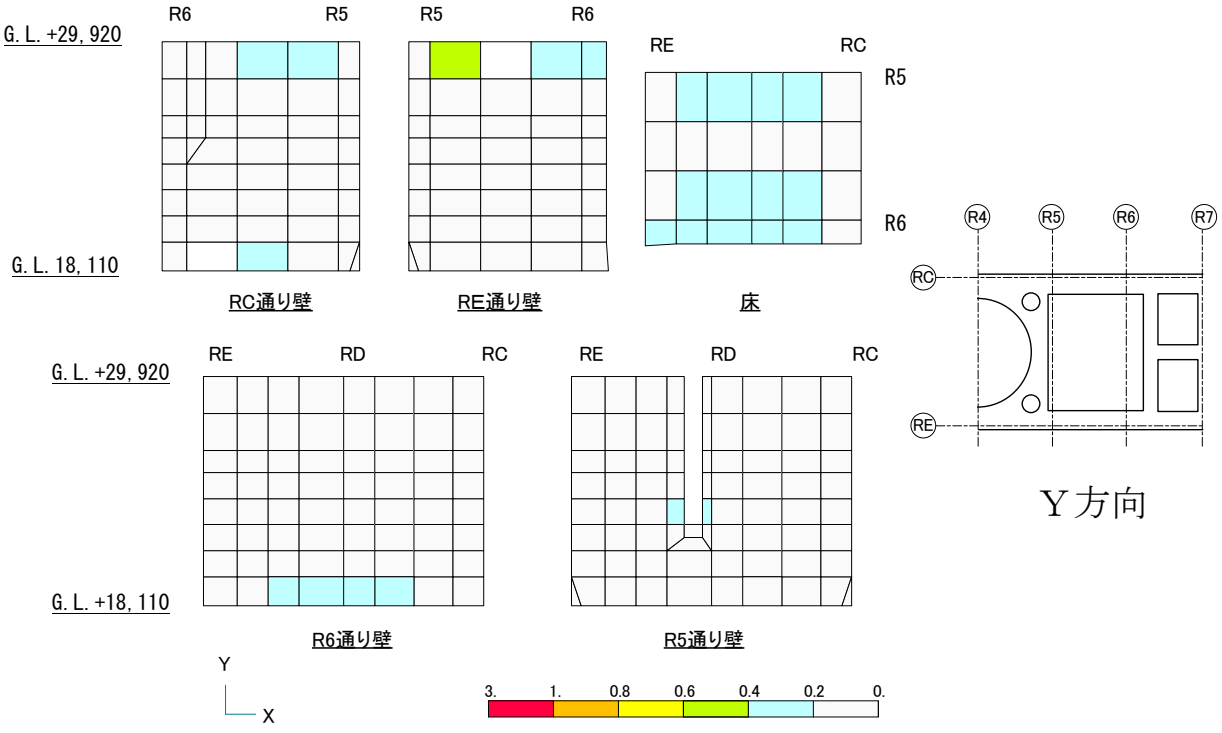
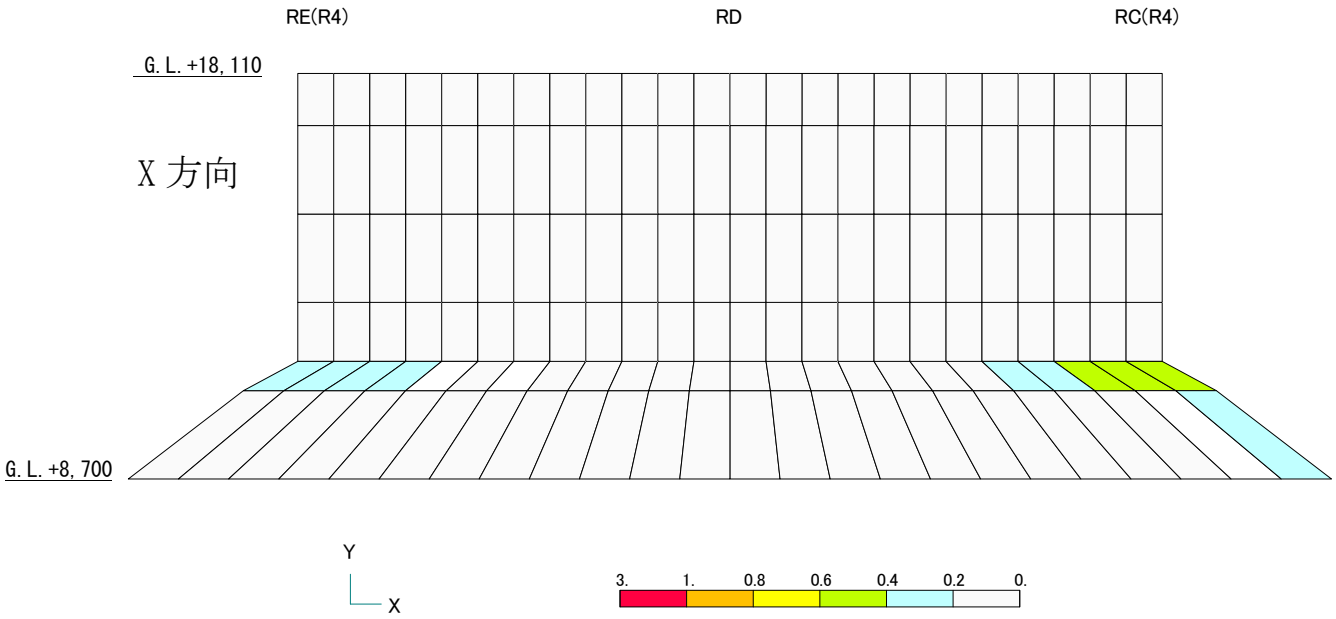


図-11　面外せん断力の検定比（使用済燃料プール部）



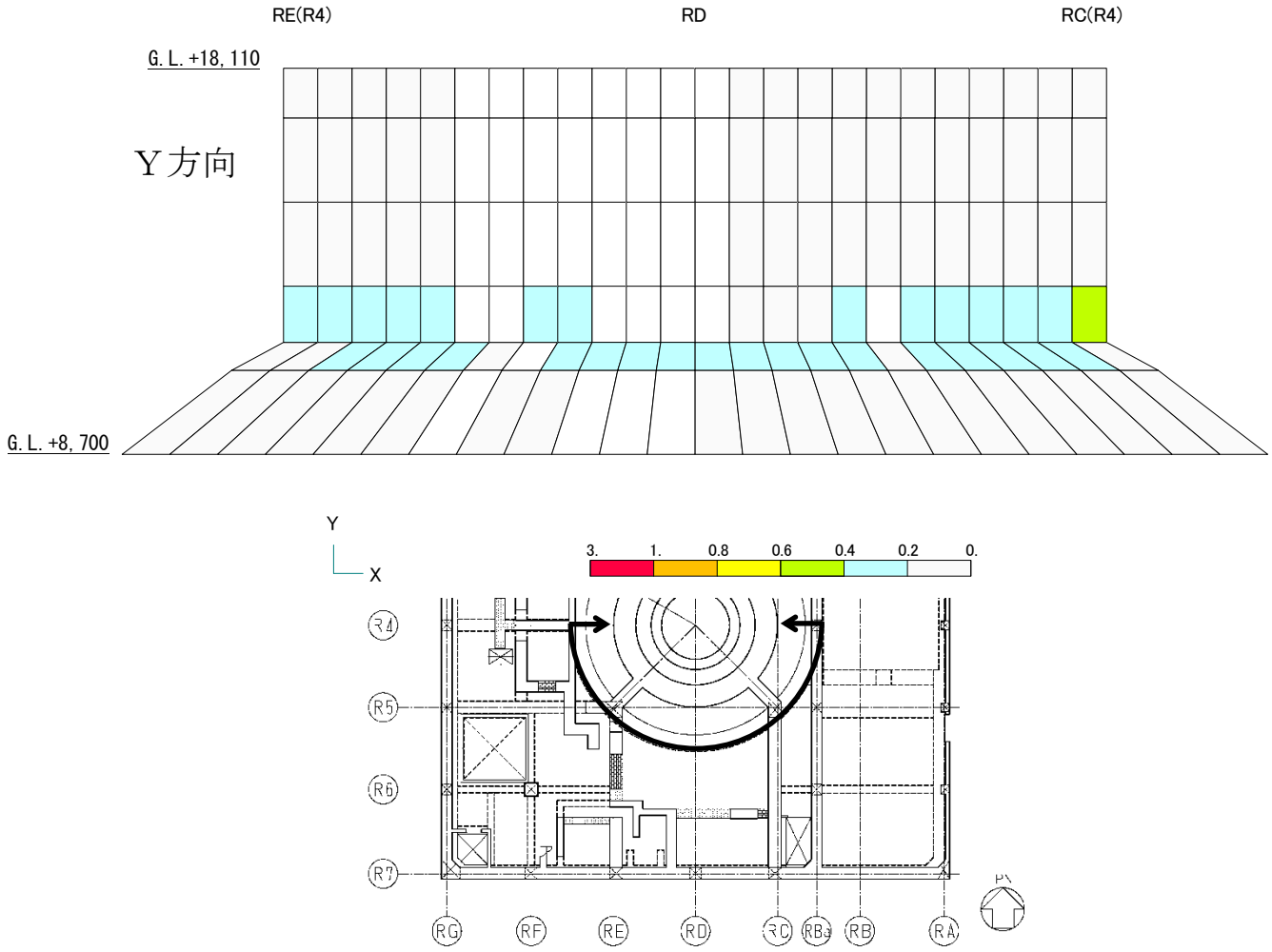
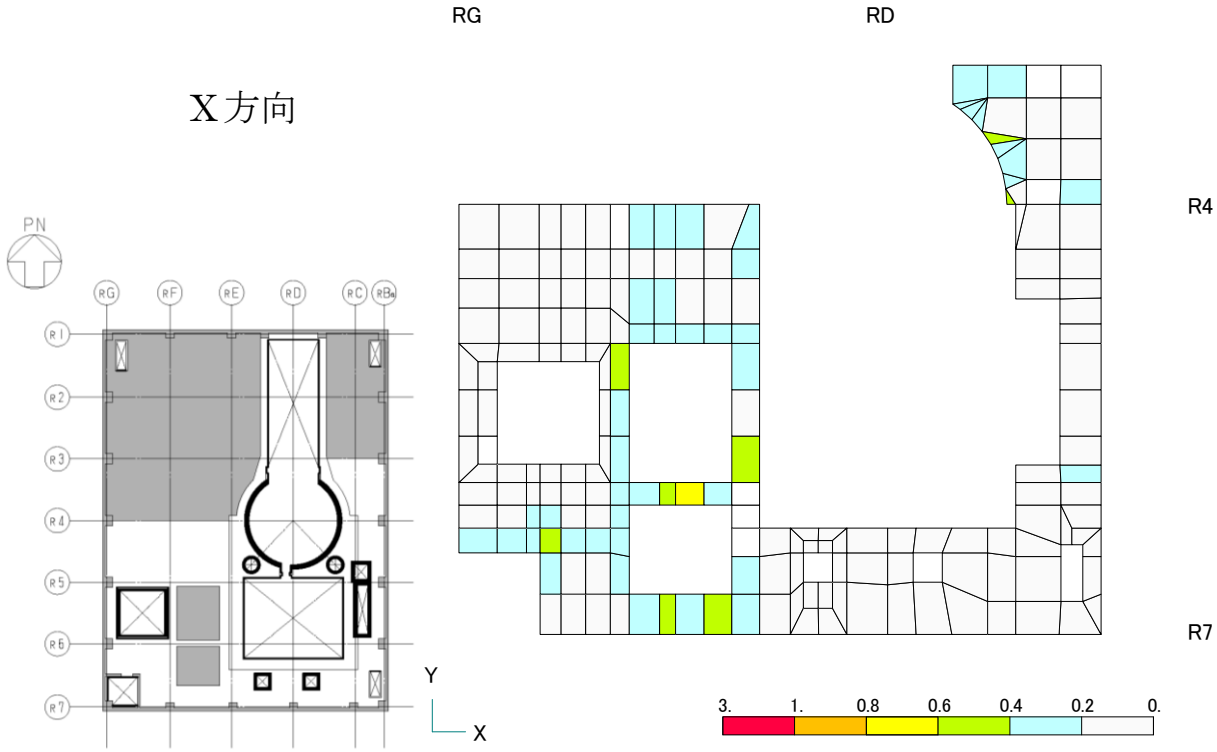


図-12　面外せん断力の検定比（シェル壁部）



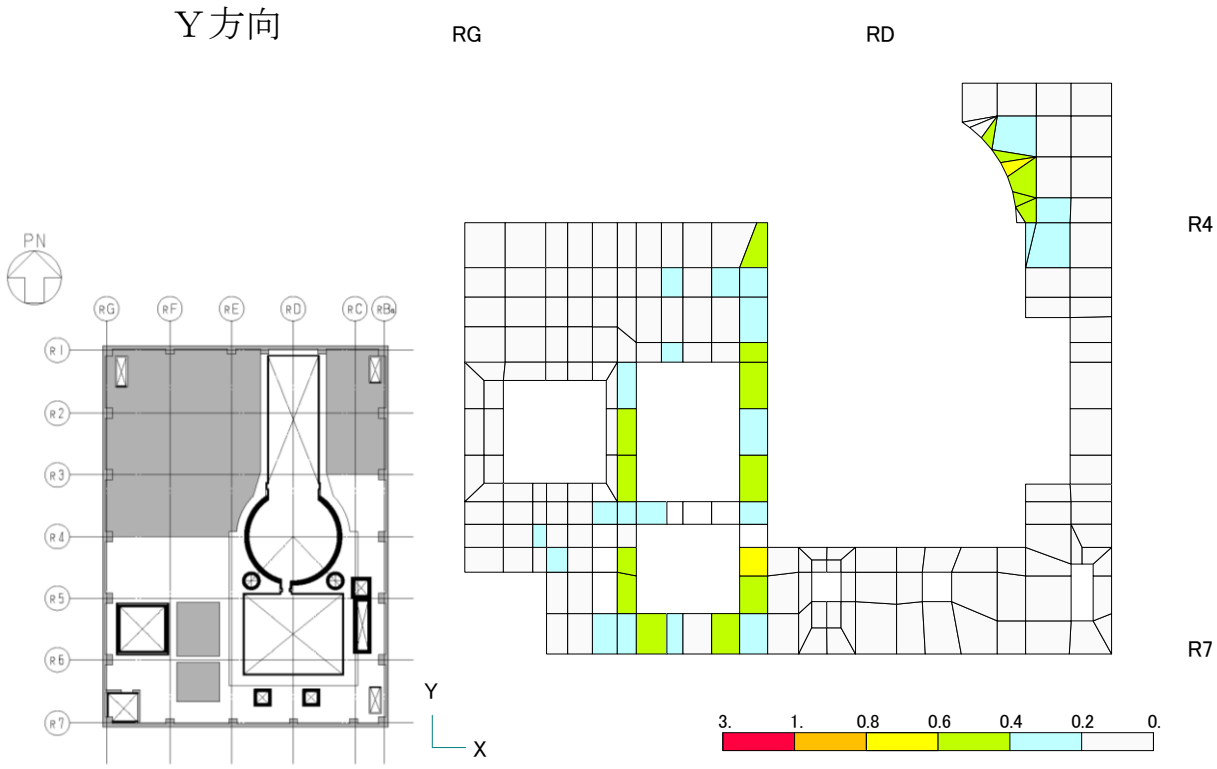


図-13　面外せん断力の検定比（オペフロ床部）

３号機原子炉建屋　遮へい体設置における滑動対策について

1. 概要

３号機原子炉建屋は作業環境改善のため，オペレーティングフロア（以下，オペフロとする）床面に遮へい体を設置する計画としている。遮へい体の内，使用済燃料プール周りに設置するものについては，地震時（基準地震動 Ss）に遮へい体へ慣性力が作用することで，遮へい体が使用済燃料プール方向に滑動して使用済燃料プール内に落下しないように，滑動対策を施している。

滑動対策は，遮へい体に作用する使用済燃料プール方向の慣性力を，使用済燃料プール壁等の原子炉建屋躯体で支持することで，遮へい体の使用済燃料プール方向への滑動を防止することである（以下，ずれ止め)。ずれ止めの方法は，下記の２通りがある。

①間接支持

ずれ止めを目的とした支持部材（以下，ずれ止め部材）を遮へい体の上に設置する。遮へい体に作用する使用済燃料プール方向の慣性力がずれ止め部材に伝達され，ずれ止め部材が原子炉建屋躯体に接触することで，遮へい体を間接支持する。

対象箇所：Ａ工区　ＢＣ工区

②直接支持

遮へい体を原子炉建屋躯体に接触させ，遮へい体に作用する使用済燃料プール方向の慣性力を，原子炉建屋躯体で直接支持する。

対象工区：Ｄ工区（東側）　Ｄ工区（南側）

遮へい体の設置方法については，一部の小規模遮へい体を除き，大型クレーンを遠隔操作して遮へい体をオペフロの所定の位置に吊り込むことにより，オペフロへ無人で設置する。この際，大型クレーンの遠隔操作精度に依ることなく遮へい体を設置できるように，鉛直支持材を大型クレーンの遠隔操作により，あらかじめオペフロ床に直置きする。鉛直支持材には溝型部材（凹）が，鉛直支持材に対応する遮へい体の下面には突起部材（凸）が取り付けられており，突起部材を溝形部材に沿わせて遮へい体を設置する。オペフロ床の損傷状況や既設設備（既設 FHM レール）の干渉により，鉛直支持材が設置できない箇所もあり，この箇所については遮へい体をオペフロ床に直置きする。

本資料では，遮へい体設置に関する局所評価として，地震時(基準地震動 Ss)における使用済燃料プール周りの遮へい体，及び，ずれ止め部材，並び，遮へい体またはずれ止め部材と接触する原子炉建屋躯体を対象に行う構造評価の結果示す。また，ずれ止め部材設置前の状況下での地震（基準地震動 Ss）を想定して，間接支持される遮へい体，及び，鉛直支持材を下記の対象（以下，滑動対象物）に行う滑動評価の結果を示す。

Ａ工区　　：遮へい体

ＢＣ工区　　：鉛直支持材（遮へい体と一体化となり滑動する）

Ｄ工区（南側）：鉛直支持材（遮へい体は単独で床スラブで直接支持され，滑動しない）

Ｄ工区（東側）：滑動評価対象外（遮へい体下面の突起部材が既設 FHM レール及び使用済燃料プール壁に接触して、遮へい体が直接支持されるため、滑動しない）

2. 遮へい体設置に関する局所評価

2.1　評価方法

ずれ止め部材の例を図 2.1-1 に，計画概要を図 2.1-2 に示す。

燃料取り出し用カバー検討用モデルの基準地震動 Ss 時の地震応答解析結果のうち，オペフロ階の最大応答加速度を保守的に設定した水平震度（k＝0.8）を用いる。検討に用いる応力はこの水平震度により生じる慣性力からずれ止め箇所の構造を考慮して算出する。なお，評価基準値は，遮へい体及びずれ止め部材は鋼材の材料強度（F 値×1.1 倍）に基づく許容値を，接触部は原子炉建屋躯体コンクリートの設計基準強度 22.1N/mm^2 に基づく許容値とする。

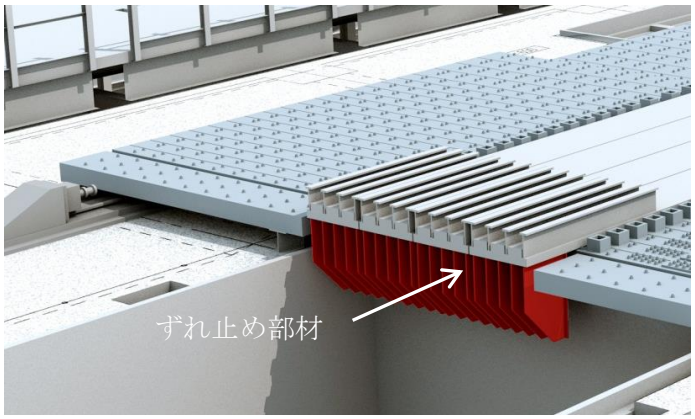
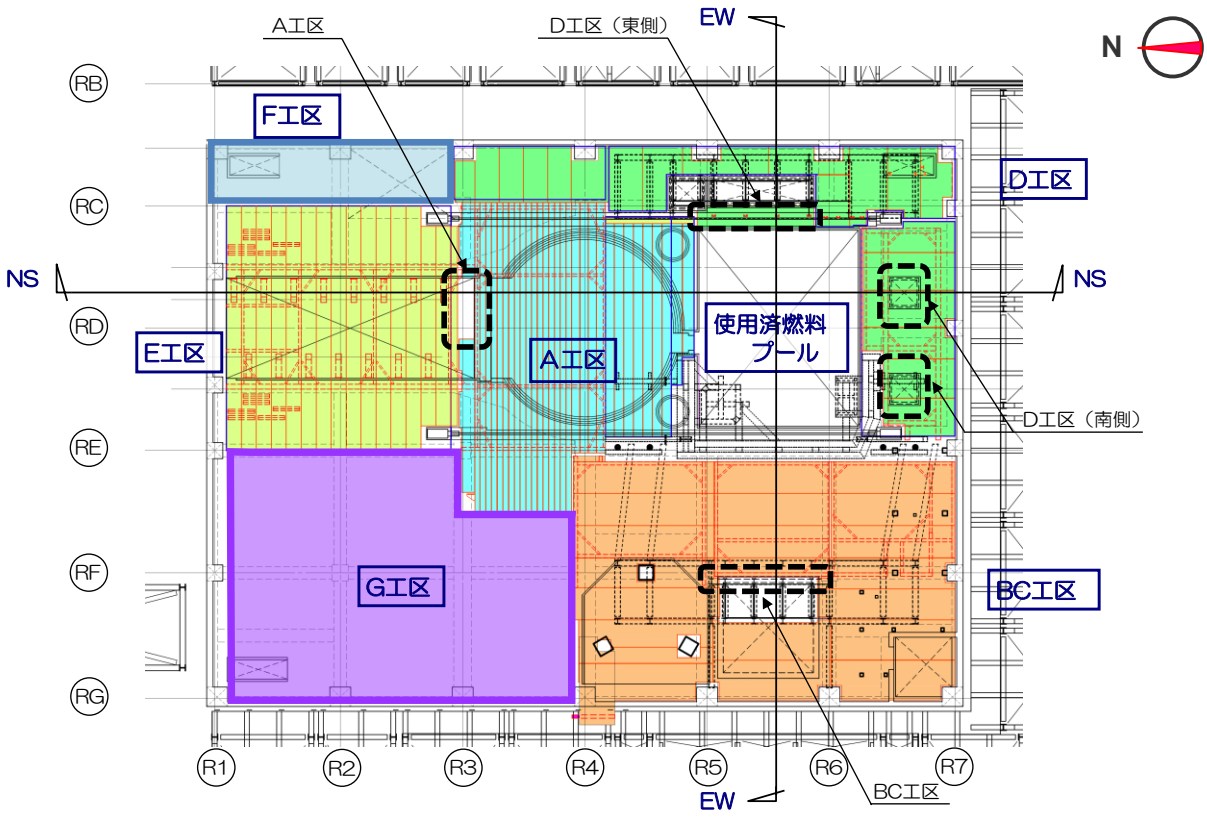
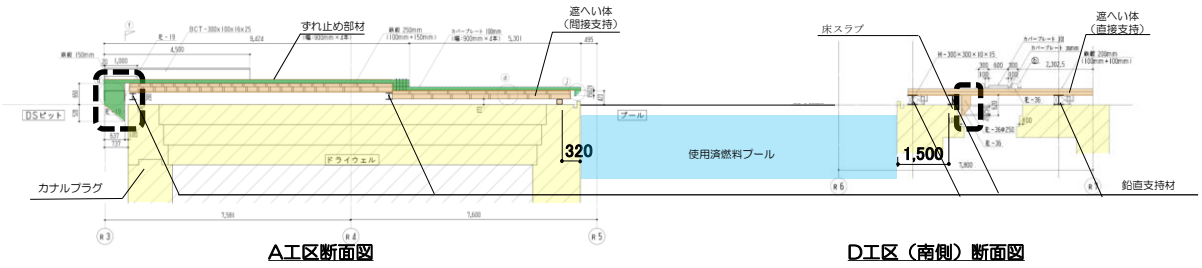


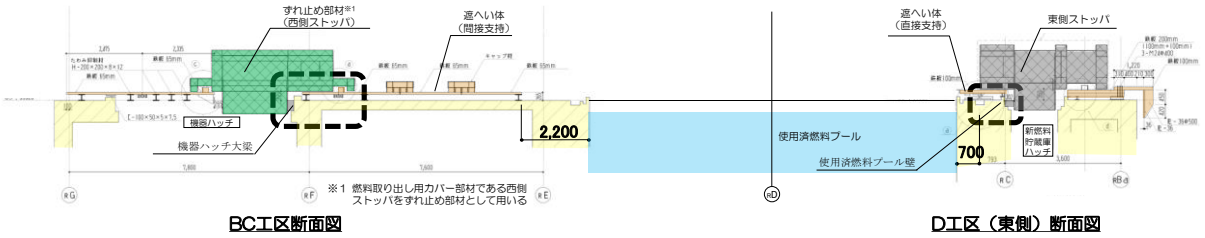
図 2.1-1　ずれ止め部材の例（A 工区）



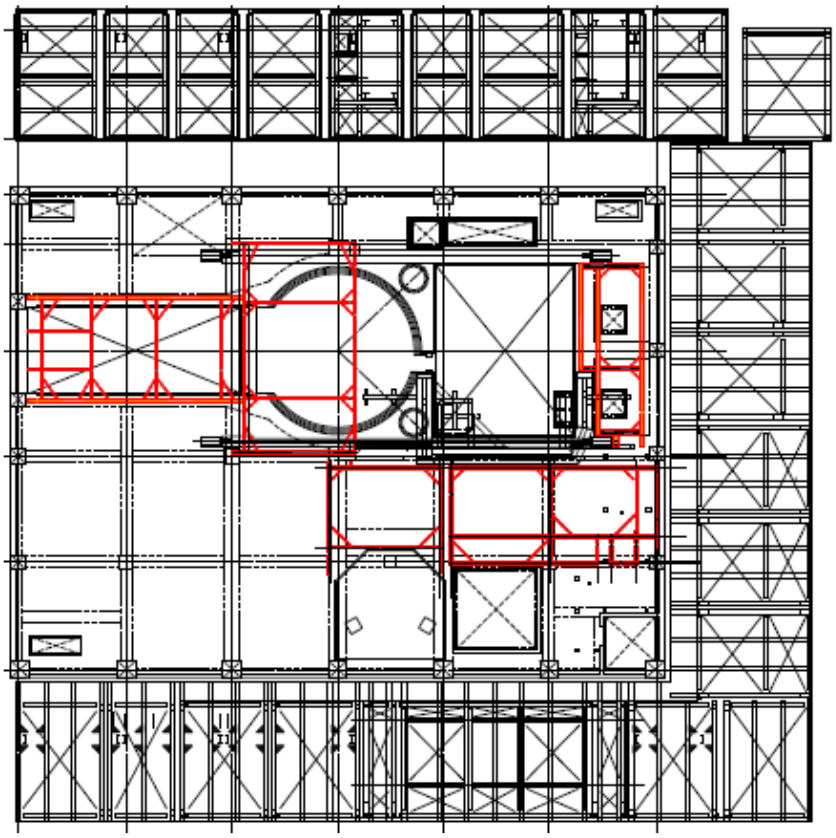
（a）平面計画



（b）使用済燃料プール周りの南北断面



（c）使用済燃料プール周りの東西断面



（d）鉛直支持材配置図（赤線：鉛直支持材）

図 2.1-2　遮へい体計画概要（ ：使用済燃料プール周りの遮へい体のずれ止め箇所　）

＜算定式＞

・ずれ止め箇所（曲げ，せん断の評価）

$$M_a = {}_S f_b \cdot Z$$

$$Q_a = {}_S f_s \cdot A_s$$

ここに，　M_a　：許容曲げモーメント

Q_a　：許容せん断力

${}_S f_b$　：曲げ応力に対する許容値※1

${}_S f_s$　：せん断応力に対する許容値※1

Z　：ずれ止め箇所の断面係数

A_s　：ずれ止め箇所のせん断断面積

W　：遮へい体重量

k　：地震時の水平震度（0.8）

M　：地震時の曲げモーメント（$M = Q \times l$）

Q　：地震時のせん断力（$Q = W \times k$）

l　：作用間距離

※1　：建築基準法に基づく鋼材の材料強度（F値の1.1倍）による許容値

・接触部（支圧の評価）

$$P_a = f_n \cdot A_1$$

ここに，　$f_n = f_{na}\sqrt{\frac{A_c}{A_1}}$　，　$f_{na} = 0.6F_c$　，　$\sqrt{\frac{A_c}{A_1}} \leq 2.0$

P_a　：許容支圧力

F_c　：コンクリートの設計基準強度（22.1N/mm²）

A_c　：支承面積

A_1　：接触面積

・接触部（曲げの評価）

$$M_a = A_t \cdot f_t \cdot j$$

ここに，　A_t　：鉄筋断面積

f_t　：鉄筋の引張に対する許容値※2

j　：応力中心間距離

※2　：建築基準法に基づく鋼材の材料強度（F値の1.1倍）による許容値

2.2　評価結果

図 2.1-2 に示す使用済燃料プールの四方の遮へい体工区について検討を実施した。遮へい体，ずれ止め部材及び原子炉建屋躯体の結果を表 2.2-1，表 2.2-2 に示す。

遮へい体またはずれ止め部材の設置に関する局所評価として使用済燃料プールに隣接する四方の工区について，基準地震動 Ss 時，使用済燃料プール周りの遮へい体，及び，ずれ止め部材，並び，遮へい体またはずれ止め部材と接触する原子炉建屋躯体に加わる応力は許容応力を下回り，遮へい体が使用済燃料プールに落下することはない。

表 2.2-1　遮へい体またはずれ止め部材の構造評価（基準地震動 Ss）

工区	応力	許容応力	検定比	検定部位
A	M=　903 kN・m	Ma=　1，260 kN・m	0.72	ずれ止め部材（曲げ）
B C	Q=　621 kN	Qa= 15，694 kN	0.04	ずれ止め部材（せん断）
D（南側）	M=　194 kN・m	Ma=　1，525 kN・m	0.13	遮へい体（曲げ）
D（東側）	Q=　58 kN	Qa=　2，238 kN	0.03	遮へい体（せん断）

表 2.2-2　原子炉建屋躯体の構造評価（基準地震動 Ss）

工区	応力	許容応力	検定比	検定部位
A	P=　879 kN	Pa= 11，925 kN	0.08	カナルプラグ（支圧）
B C	P=　1，860 kN	Pa= 39，856 kN	0.05	機器ハッチ大梁（支圧）
D（南側）	P=　431 kN	Pa= 11，368 kN	0.04	床スラブ（支圧）
D（東側）	M=　594 kN・m	Ma=　5，351 kN・m	0.12	使用済燃料プール壁（曲げ）※

※D工区（東側）遮へい体下面の突起部は既設 FHM レールと使用済燃料プール壁に接触するので、基準地震動 Ss 時にD工区（東側）遮へい体に発生する慣性力は両箇所で負担可能であるが、評価上は慣性力を使用済燃料プール壁で負担するものとする。

3.遮へい体の滑動に対する評価

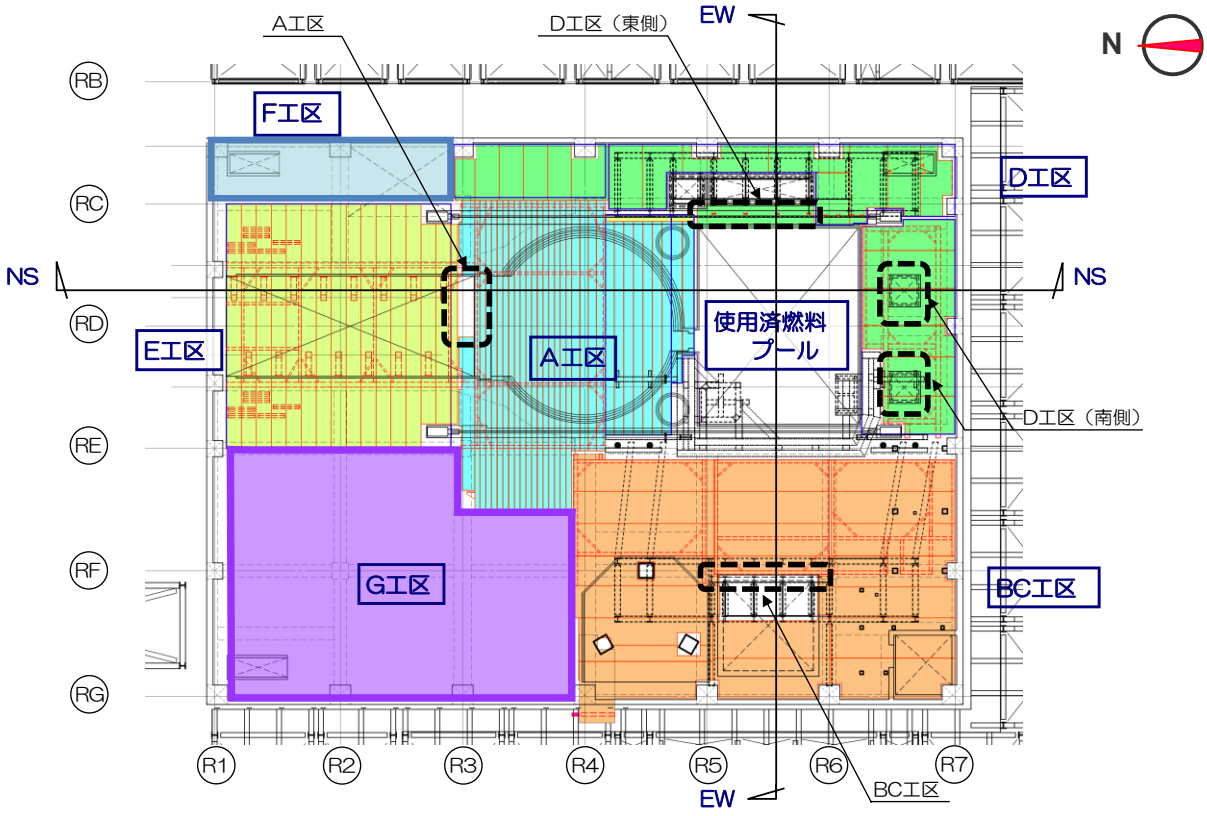
3.1　評価方法

本検討では，滑動対象物の端部と使用済燃料プール壁面までのクリアランスが地震時のすべり量より大きいことを確認する。各工区のクリアランスを表 3.1-1 及び図 3.1-1 に，工区ごとの詳細を図 3.1-2 に示す。

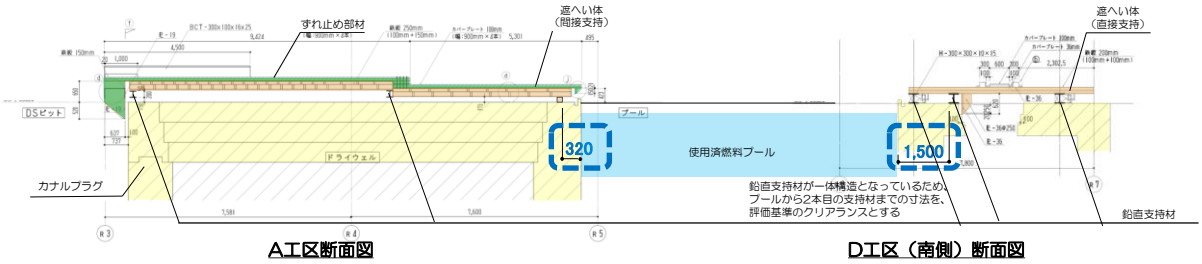
燃料取り出し用カバー検討用モデルの基準地震動 Ss 時の地震応答解析結果のうちオペフロ階の応答加速度時刻歴を入力として，滑動対象物を摸擬した 1 自由度系に遮へい体の動摩擦係数と保守的に上向きの鉛直震度による摩擦抵抗の減少を条件とした地震応答解析を行い，滑動対象物とオペフロ床の相対変位を算出する。地震応答解析の概要を図 3.1-3 に，摩擦係数と鉛直震度の組合せを表 3.1-2 に示す。ここで算出した相対変位が使用済燃料プール壁面までのクリアランス以下であることを確認する。

表 3.1-1　滑動対象物と使用済燃料プールのクリアランス

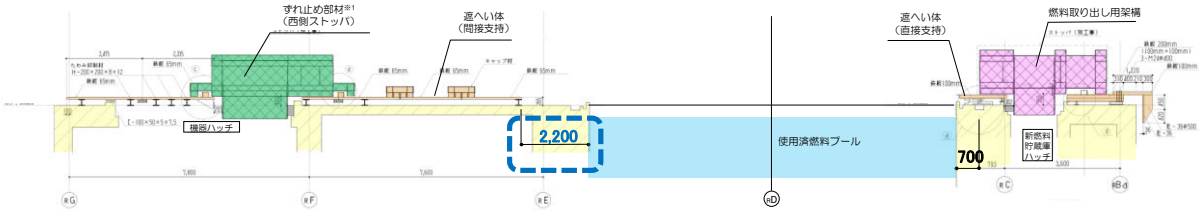
工区	クリアランス
A	320 mm
B C	2，200 mm
D（南側）	1，500 mm



（a）平面計画



（b）使用済燃料プール周りの南北断面



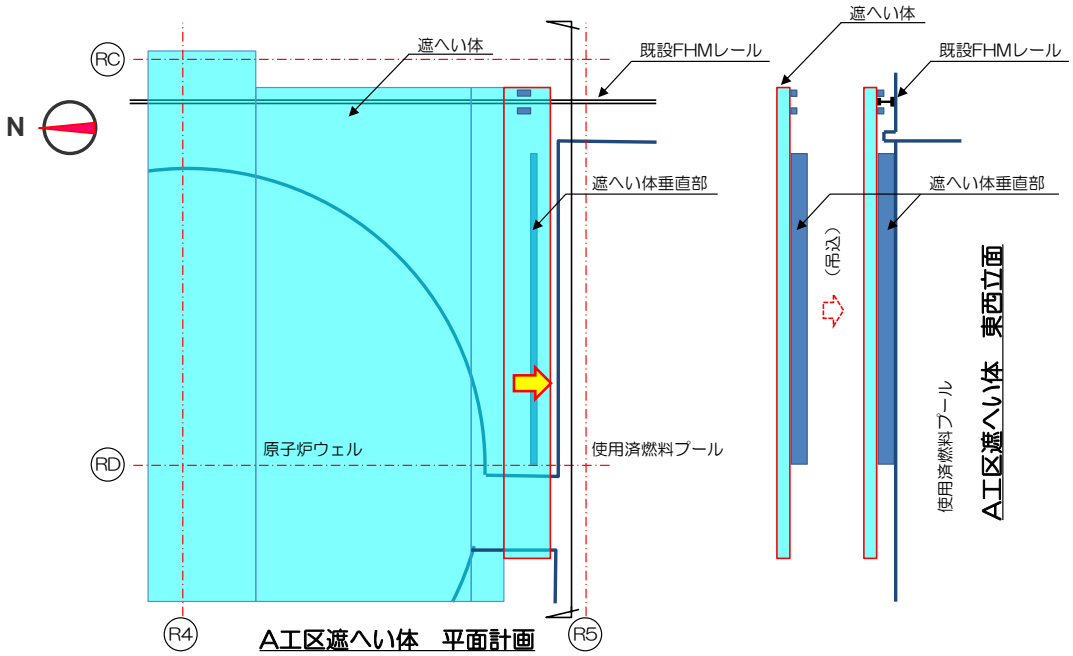
滑動対象物と使用済燃料プールのクリアランス

（c）使用済燃料プール周りの東西断面

図 3.1-1　滑動対象物と使用済燃料プールのクリアランス

A工区遮へい体の使用済燃料プール際は，東側を既設 FHM レールに，西側を原子炉建屋躯体に載せる。

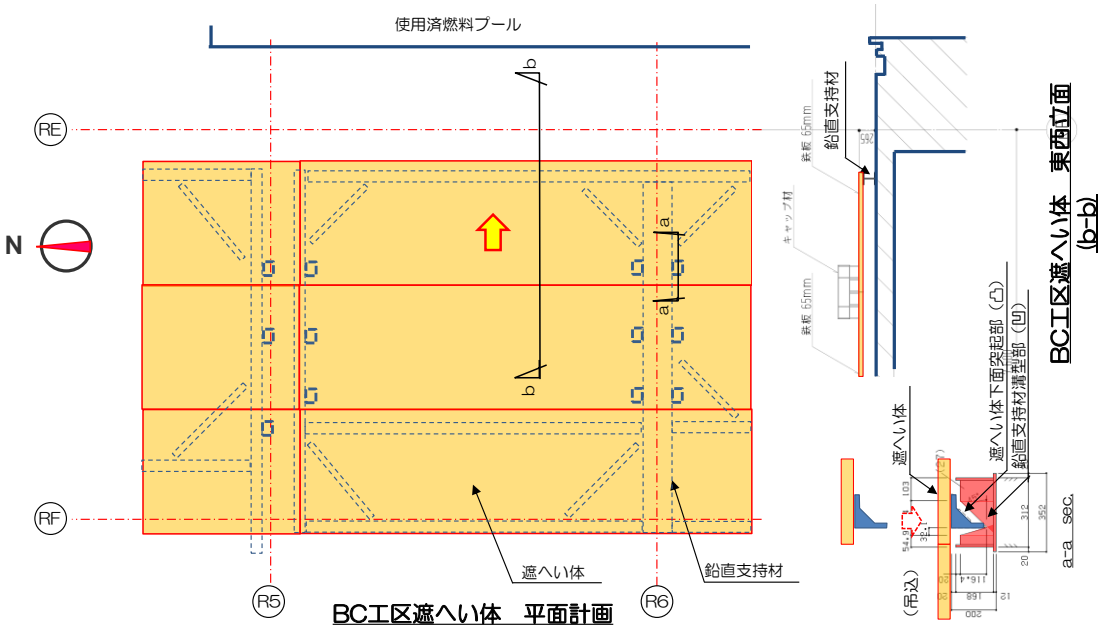
・　「オペフロ床面（コンクリート）に対する遮へい体（鋼材）のすべり量」及び「既設 FHM レール（鋼材）に対する遮へい体（鋼材）のすべり量」の確認を行う。



（a）使用済燃料プール際Ａ工区遮へい体

ＢＣ工区遮へい体は，鉛直支持材をオペフロ床面に載せ，その上に遮へい体を載せる。

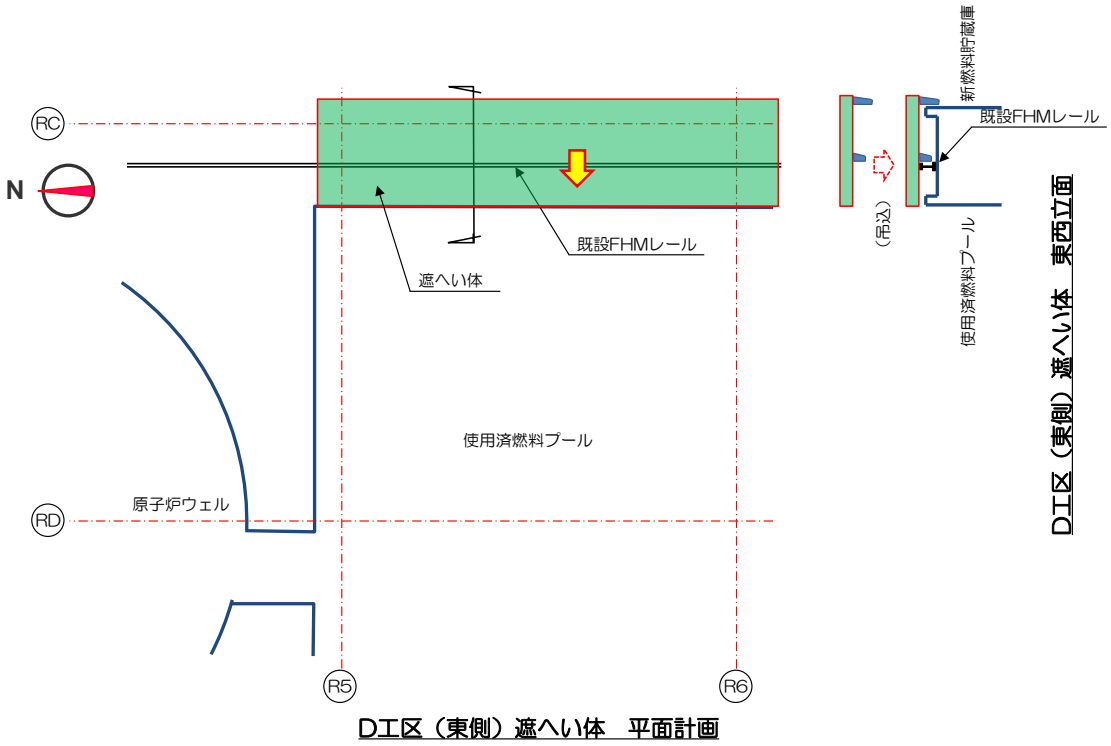
・　「オペフロ床面（コンクリート）に対する，鉛直支持材（鋼材）と一体化された遮へい体（鋼製）のすべり量」の確認を行う。



(b) 使用済燃料プール際ＢＣ工区遮へい体

図 3.1-2　遮へい体詳細(1)

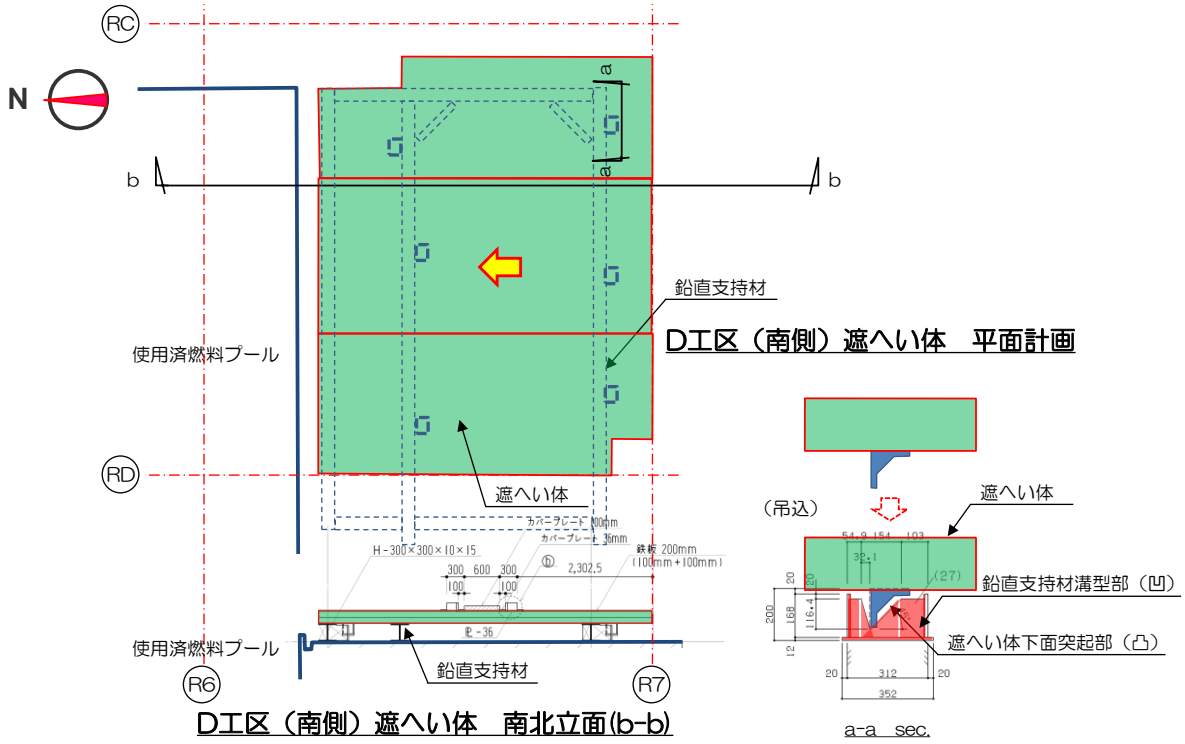
Ｄ工区（東側）遮へい体の使用済燃料プール際は，東側を原子炉建屋躯体に，西側を既設 FHM レールに載せる。
・遮へい体は原子炉建屋躯体で直接支持されるため滑動せず，使用済燃料プール側には落下しないと評価。（滑動に対する評価は実施しない）



（c）使用済燃料プール際Ｄ工区（東側）遮へい体

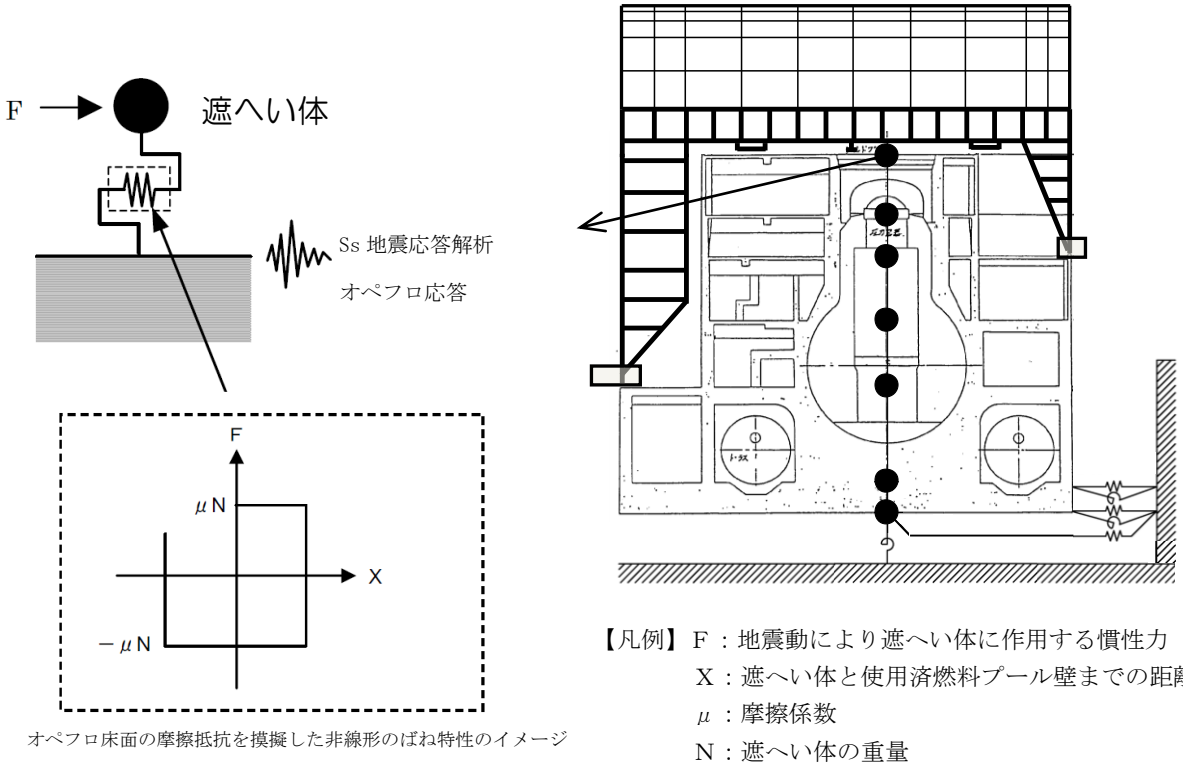
Ｄ工区（南側）遮へい体は，鉛直支持材（鋼製）をオペフロ床面に載せ，その上に遮へい体を載せる。

・　「オペフロ床面（コンクリート）に対する，鉛直支持材（鋼材）のすべり量」の確認を行う。



（d）使用済燃料プール際Ｄ工区（南側）遮へい体

図 3.1-2　遮へい体詳細(2)



＊：解析モデルの諸元は，「添付資料－4-2　燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」の中で用いたものを使用。

＊：遮へい体とオペフロ床面の摩擦抵抗については，遮へい体に生じる慣性力が静止摩擦力を超過すると，一定の摩擦力が抵抗力として作用しながら遮へい体が移動し，慣性力が静止摩擦力以下の場合は，遮へい体は移動せずその場にとどまるような，非線形のばね特性で評価。

図 3.1-3　遮へい体滑動検討の地震応答解析モデル

表 3.1-2　摩擦係数と鉛直震度の組合せ

CASE	摩擦面	摩擦係数	備考
1	鋼材とコンクリート	0.40	鋼構造設計規準（日本建築学会）
2	鋼材とコンクリート	0.25	電中研報告書「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立-地震時のキャスク転倒評価-」（研究報告：U92037） コンクリート及び鋼材表面の塗装条件を様々に変化させた試験結果のうち最も不利な摩擦係数。
3	鋼材とコンクリート	0.25	CASE2 に鉛直震度（0.45G）による鉛直力Nを低減させた場合。
4	鋼材と鋼材	0.35～0.40	機械工業ハンドブック改訂版 「鋼材とコンクリート」の評価により包絡されるため，省略。

3.2　評価結果

表 3.1-2 の組合せケースの結果を表 3.2-1 に示す。基準地震動 Ss 時の相対変位が最大となるケース 3 において相対変位が 22.3cm となり,使用済燃料プール壁面までの最小クリアランス 32.0cm 以下である。よって，ずれ止め設置前においても滑動対象物が使用済燃料プールに落下することはない。

表 3.2-1　地震応答解析による滑動対象物とオペフロの相対変位（基準地震動 Ss）

CASE	摩擦係数	鉛直震度	最大相対変位 (cm)	クリアランス (cm)
1	0.40	0	5.8	32.0
2	0.25	0	10.8	32.0
3	0.25	0.45（上向き）	22.3	32.0

２号機燃料取り出し用構台に係る確認事項

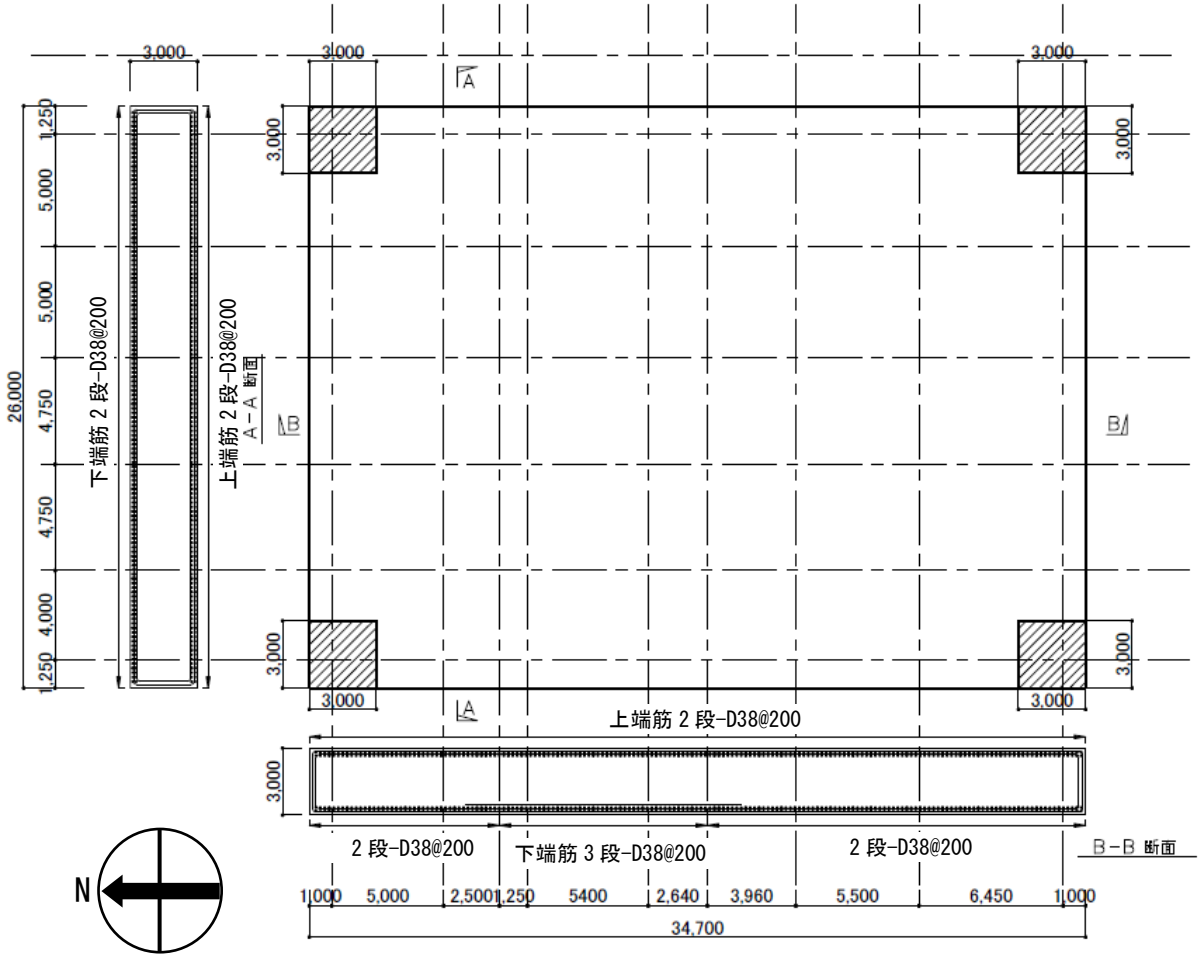
２号機燃料取り出し用構台の工事に係る主要な確認項目を表－１に示す。

表－1　２号機燃料取り出し用構台に係る確認項目

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度および耐震性	材料確認	地盤改良土の一軸圧縮強さを確認する。	地盤改良土の一軸圧縮強さが，実施計画に記載されている設計基準強度を満足すること。
		構造体コンクリートの圧縮強度を確認する。	構造体コンクリート強度が，実施計画に記載されている設計基準強度対して，JASS5N の基準を満足すること。
		鉄筋の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3112 に適合すること。
		鋼材の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3101，JIS G 3136，JIS G 3106，JIS G 3444，JIS G 3321 又は建築基準法第 37 条第二号の規定に適合すること。
		特殊ボルト（ワンサイドボルト）の締め付け張力を確認する。	導入張力試験を JASS 6 に準じて実施し，所定の張力が得られること。
		トルシア型超高力ボルト(SHTB)，トルシア型高力ボルト(S10T)，高力六角ボルト(F10T)の仕様を確認する。	JIS B 1186 又は建築基準法第 37 条第二号の規定に適合すること。
		アンカーボルトの材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3138 に適合すること。
		弾性支承の鉛直剛性を確認する。	弾性支承の鉛直剛性が，Ⅱ章 2.11 添付資料－４－２に記載した値の±20%以内であること。
		オイルダンパの減衰係数を確認する。	ばね付きオイルダンパの第一減衰係数は，試験時の各速度における荷重が，Ⅱ章 2.11　添付資料－４－２に記載したオイルダンパの減衰係数に各速度を掛けて算出した荷重の±10%以内であること。オイルダ

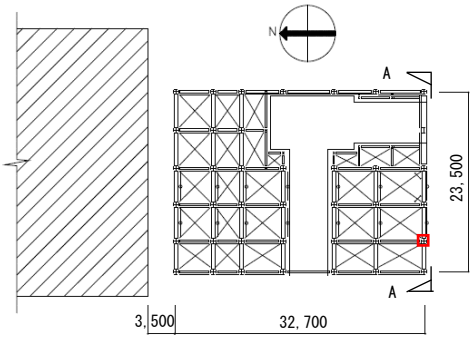
			ンパ（水平棟間）およびオイルダンパ（鉛直）の第一減衰係数は，正弦波加力を行った際の減衰力ループから算出した第一減衰係数が，添付資料－４－２に記載したオイルダンパの減衰係数の±10％以内であること。 第二減衰係数は，試験時の各速度における荷重の平均が，Ⅱ章 2.11　添付資料－４－２に記載したオイルダンパのリリーフ荷重と，減衰係数に各速度を掛けて，並列配置を考慮し算出した荷重の和の±10％以内であること。
		オイルダンパのリリーフ荷重を確認する。	試験で複数の加力速度を用いて得られる近似直線と，Ⅱ章 2.11　添付資料－４－２に記載した第一減衰係数の交点として得られる荷重が，Ⅱ章 2.11　添付資料－４－２に記載したリリーフ荷重の±10％以内であること。
		オイルダンパのストロークを確認する。	オイルダンパのストロークが，Ⅱ章 2.11　添付資料－４－２に記載した値以上であること。
	据付確認	地盤改良範囲（深さ）を確認する。	支持レベルに着底していること。
		鉄筋の径，間隔（図-1 参照）を確認する。	鉄筋の径が実施計画書に記載されている通りであること。鉄筋の間隔が実施計画に記載しているピッチにほぼ均等に分布していること。
		接合部（図-2～図-5 参照）の施工状況を確認する。	高力ボルトが所定の本数・種類であること。
		アンカーボルト埋め込み長さを確認する。	有効埋め込み長さが所定の値（M30：300mm、M60：265mm）であり，かつボルトの余長はナット面から突き出た長さが 3 山以上であること。
		制震装置（オイルダンパ）の設置状況を確認する。	制震装置（オイルダンパ）の設置位置および設置数が図-6～図-13 の通

			りであること。
		免震装置（弾性支承）の設置状況を確認する。	免震装置（弾性支承）の設置位置および設置数が図-13 の通りであること。
		外装材および床の施工状況を確認する。	外装材および床の設置範囲が，図-14～図-17 の通りであること。
	外観確認	制震装置（オイルダンパ）の外観を確認する。	有害な欠陥がないこと。
		免震装置（弾性支承）の外観を確認する。	有害な欠陥がないこと。

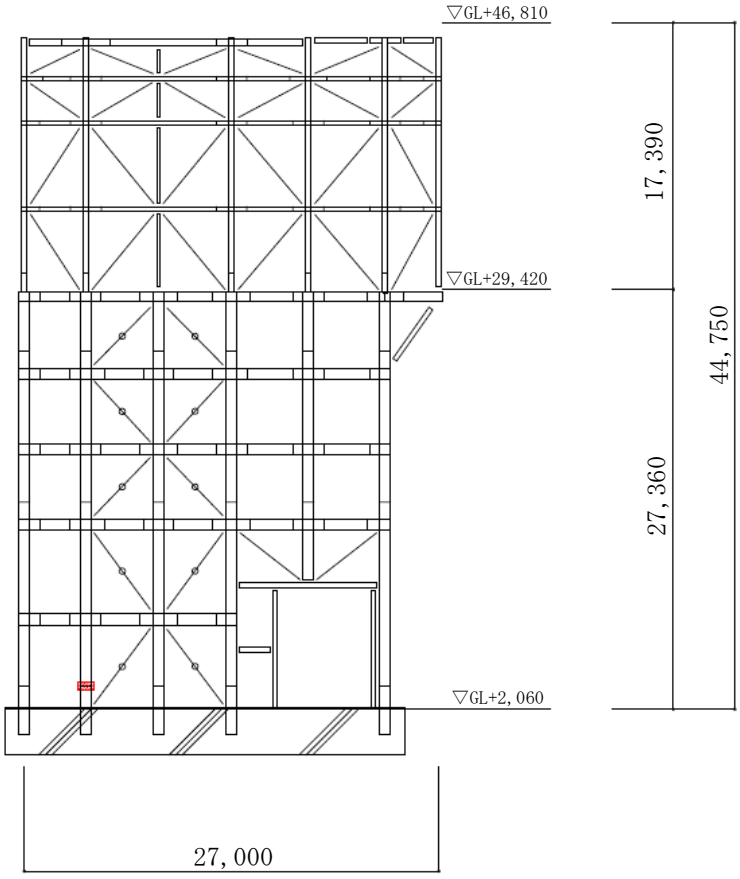


部は面外せん断補強を実施
D19@400×200
鉄筋材質：SD345

図-1　基礎配筋図（単位：mm）

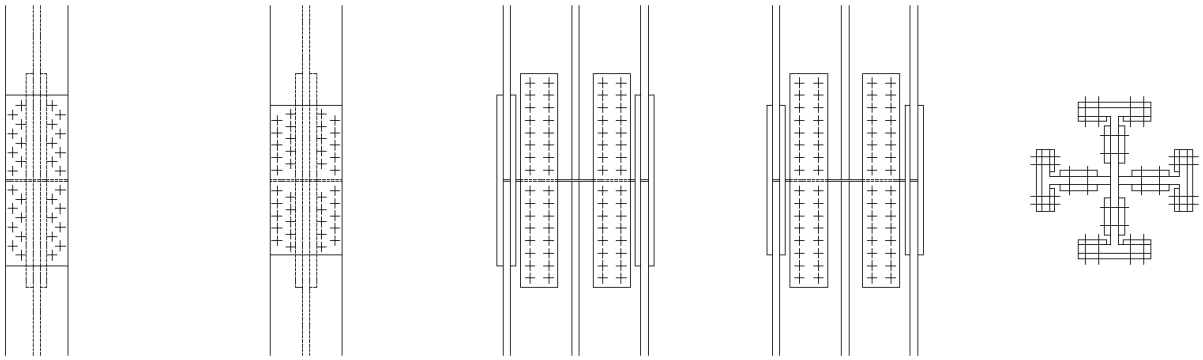


G.L.+8,260 キープラン



A-A 断面図

（１）接合部位置（構台部柱材最大応力度比発生箇所）



(a) フランジ NS
ボルト種類：HTB M24
ボルト本数：16 本×2

(b) フランジ EW
ボルト種類：HTB M24
ボルト本数：20 本×2

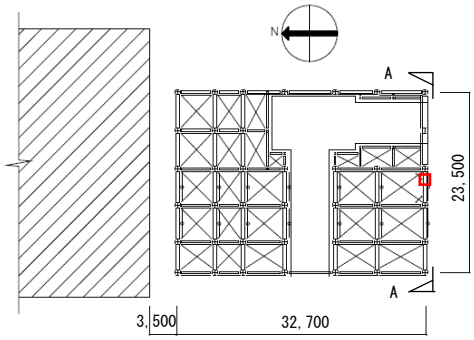
(c) ウェブ NS
ボルト種類：HTB M24
ボルト本数：32 本

(d) ウェブ EW
ボルト種類：HTB M24
ボルト本数：32 本

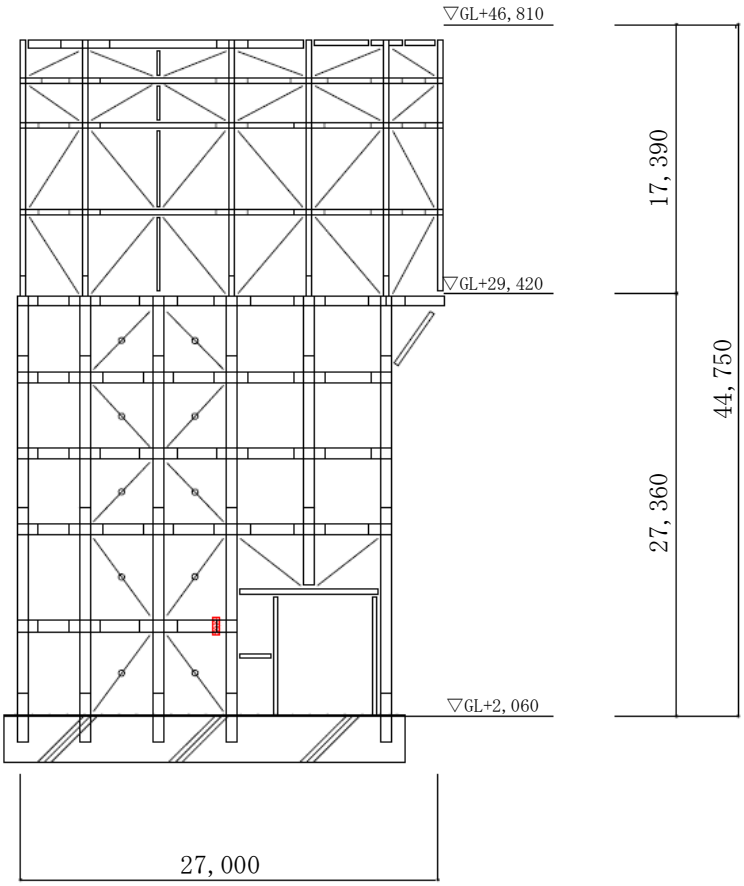
(e) 断面

（２）接合部詳細（片側の構造材に取り付くボルト本数を記載）

図-2　構台接合部①

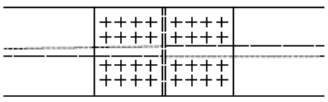


G.L.+8,260 キープラン

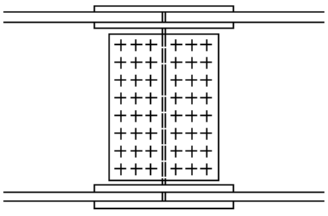


A-A 断面図

（１）接合部位置（構台部梁材最大応力度比発生箇所）



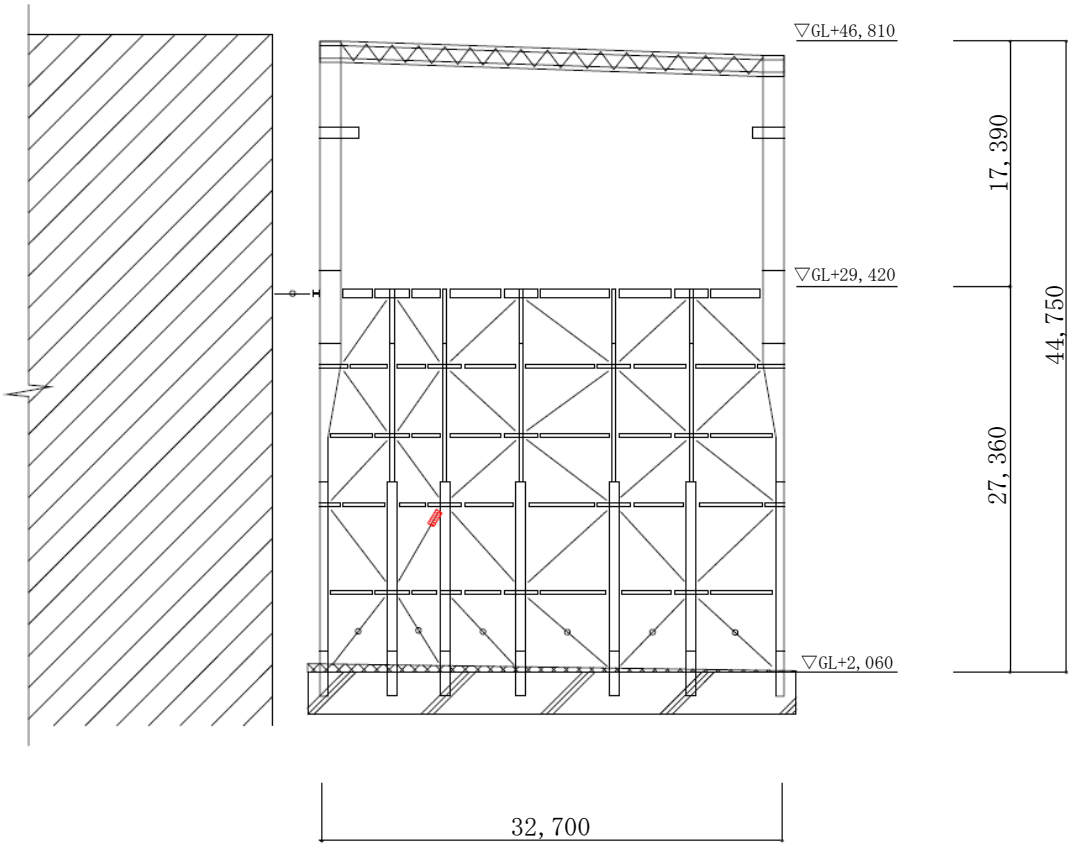
(a) 上下フランジ
ボルト種類：SHTB M24
ボルト本数：16 本×2



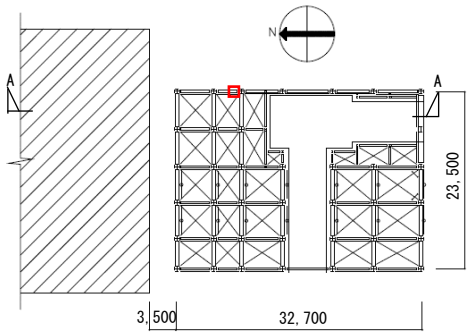
(b) ウェブ
ボルト種類：SHTB M24
ボルト本数：24 本

（２）接合部詳細（片側の構造材に取り付くボルト本数を記載）

図-3　構台接合部②

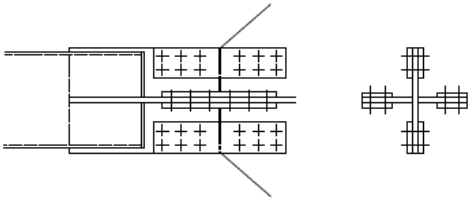


A-A 断面図



G.L.+8,260 キープラン

（１）接合部位置（構台部ブレース材最大応力度比発生箇所）



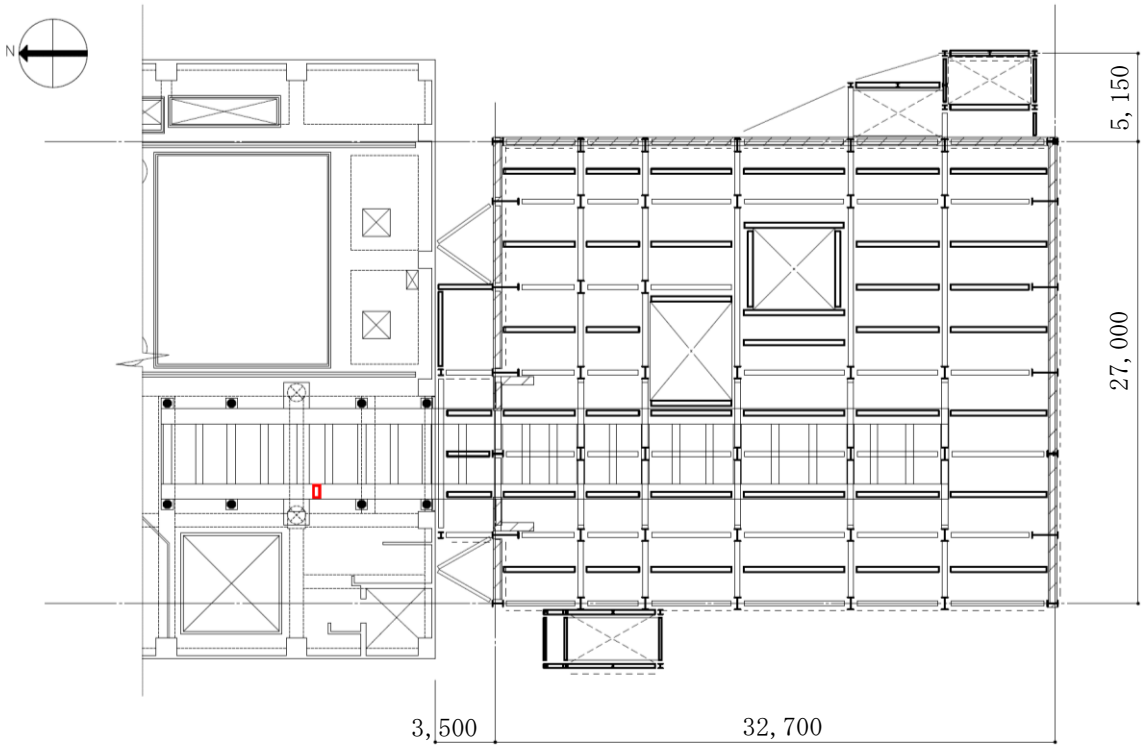
（a）側面　　（b）断面

ボルト種類：SHTB M22

ボルト本数：12 本×2

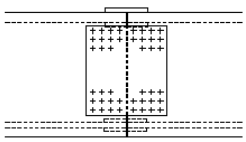
（２）接合部詳細（片側の構造材に取り付くボルト本数を記載）

図-4　構台接合部③

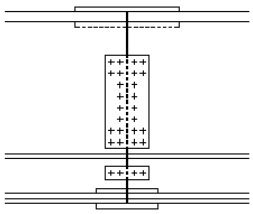


G.L.+29,420 キープラン

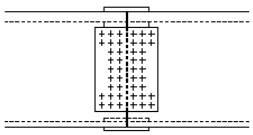
（１）接合部位置（ランウェイガーダ最大応力度比発生箇所）



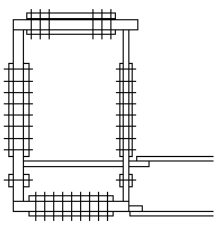
(a) 上フランジ
ボルト種類：SHTB M24
ボルト本数：22 本



(c) ウェブ
ボルト種類：SHTB M24
ボルト本数：14 本×2



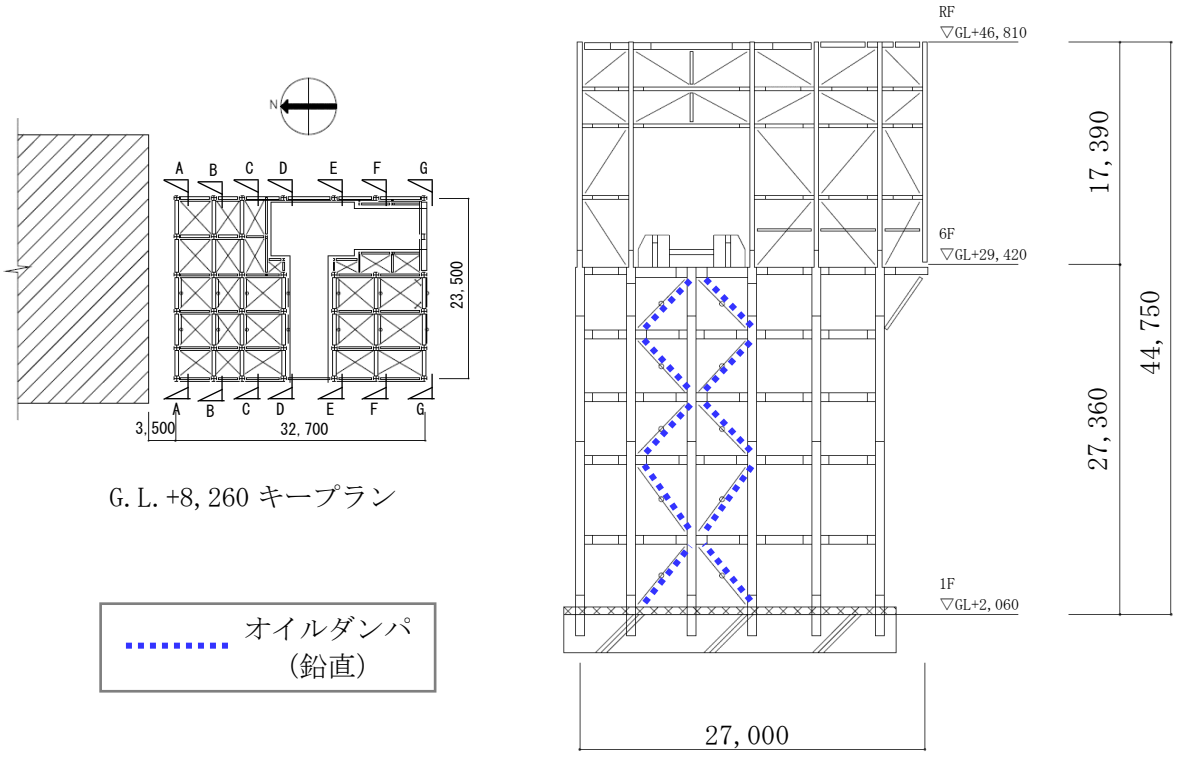
(b) 下フランジ
ボルト種類：SHTB M24
ボルト本数：22 本



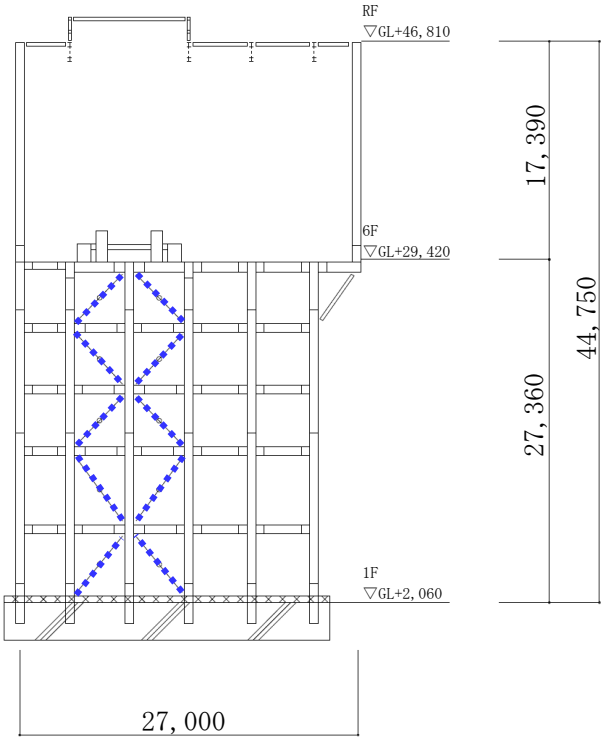
(d) 断面

（２）接合部詳細（片側の構造材に取り付くボルト本数を記載）

図-5　ランウェイガーダ接合部

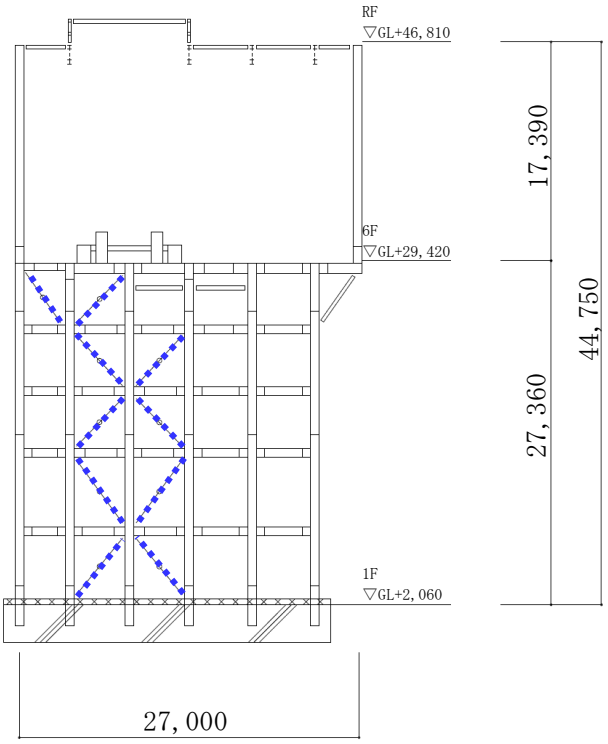


（１）オイルダンパ位置図（A-A 断面図）

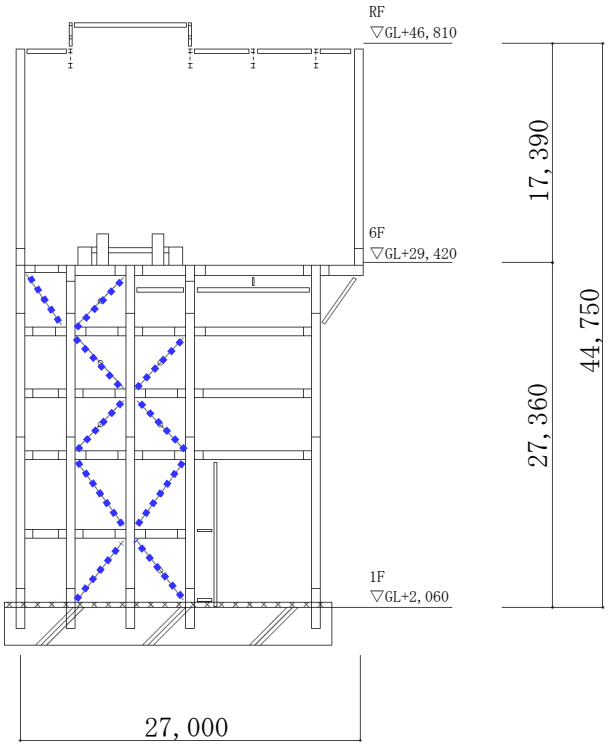


（２）オイルダンパ位置図（B-B 断面図）

図-6　オイルダンパ位置図①

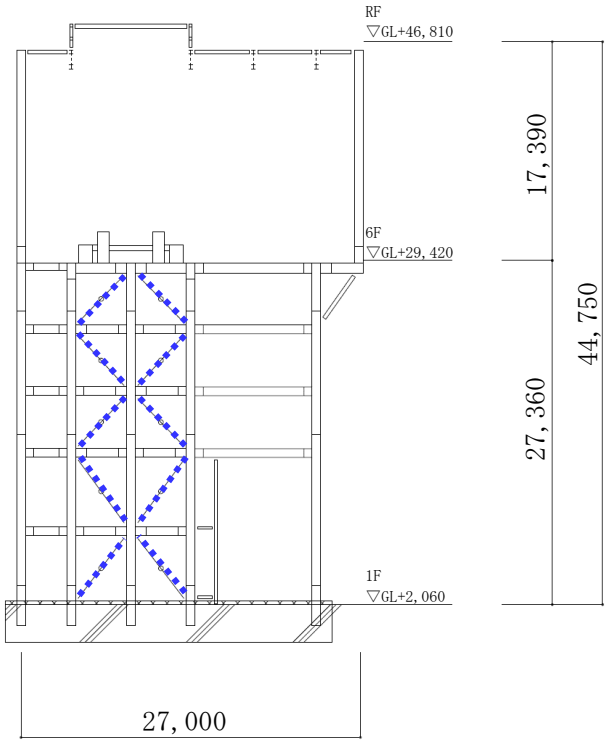


（１）オイルダンパ位置図（C-C 断面図）

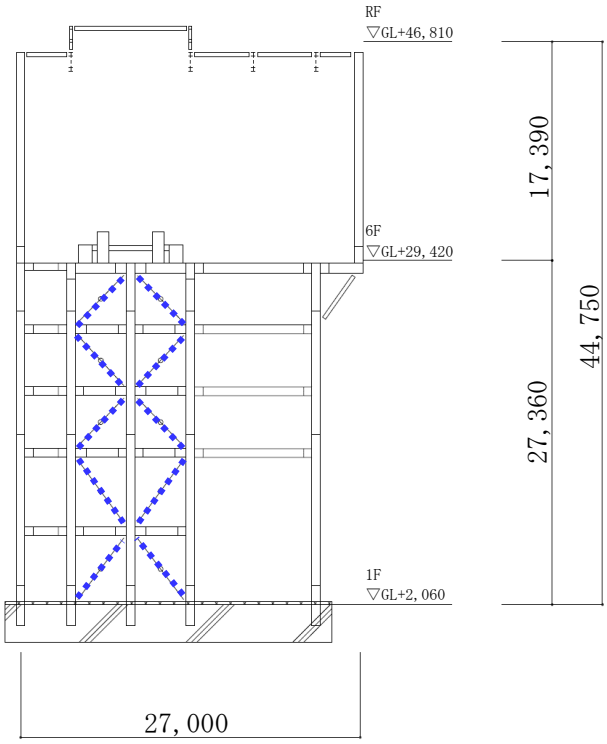


（２）オイルダンパ位置図（D-D 断面図）

図-7　オイルダンパ位置図②

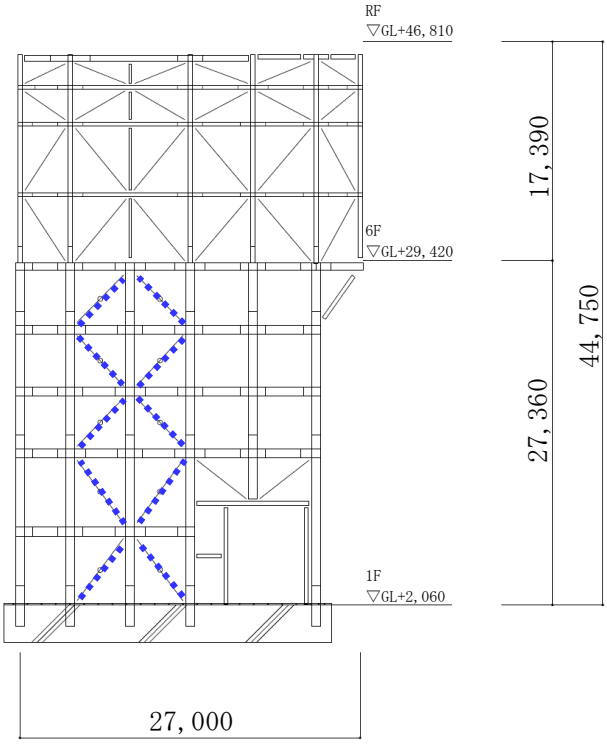


（１）オイルダンパ位置図（E-E 断面図）



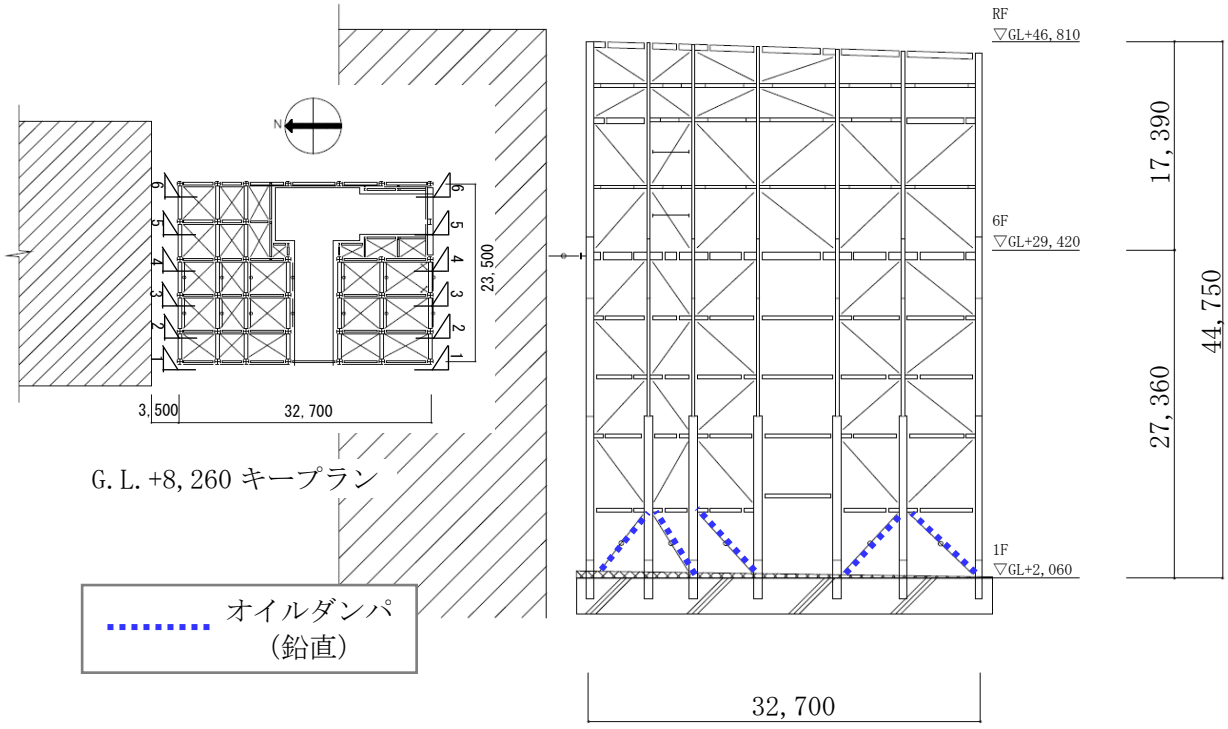
（２）オイルダンパ位置図（F-F 断面図）

図-8　オイルダンパ位置図③

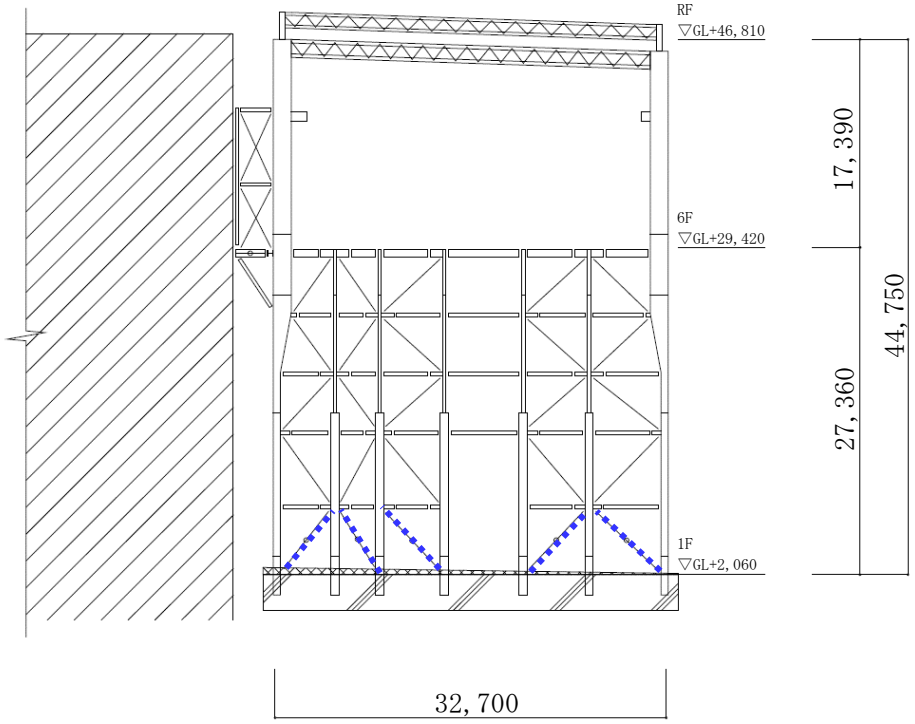


（１）オイルダンパ位置図（G-G 断面図）

図-9　オイルダンパ位置図④

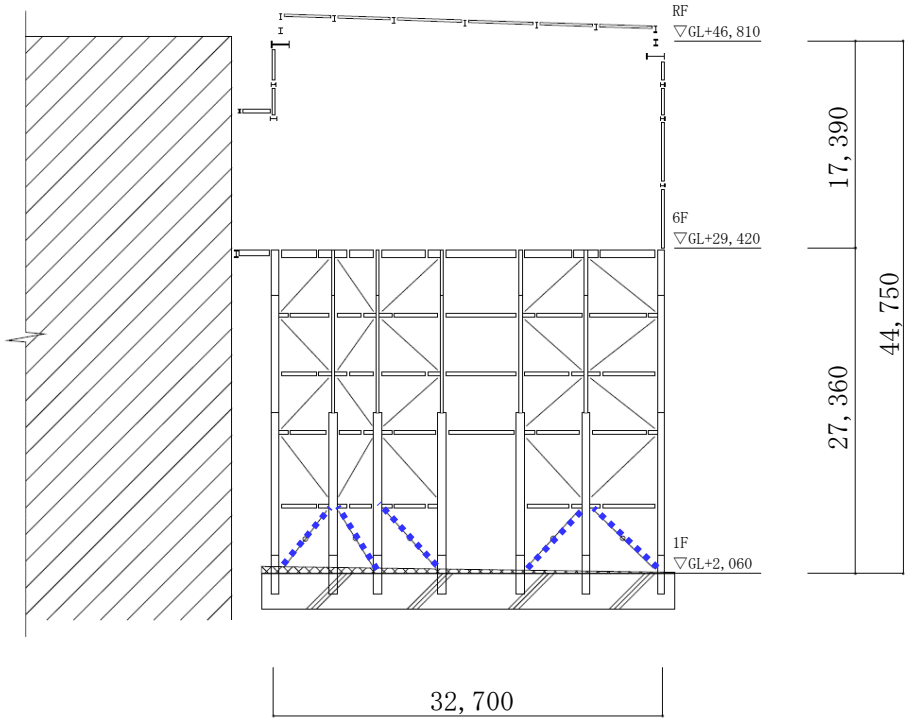


（１）オイルダンパ位置図（1-1 断面図）

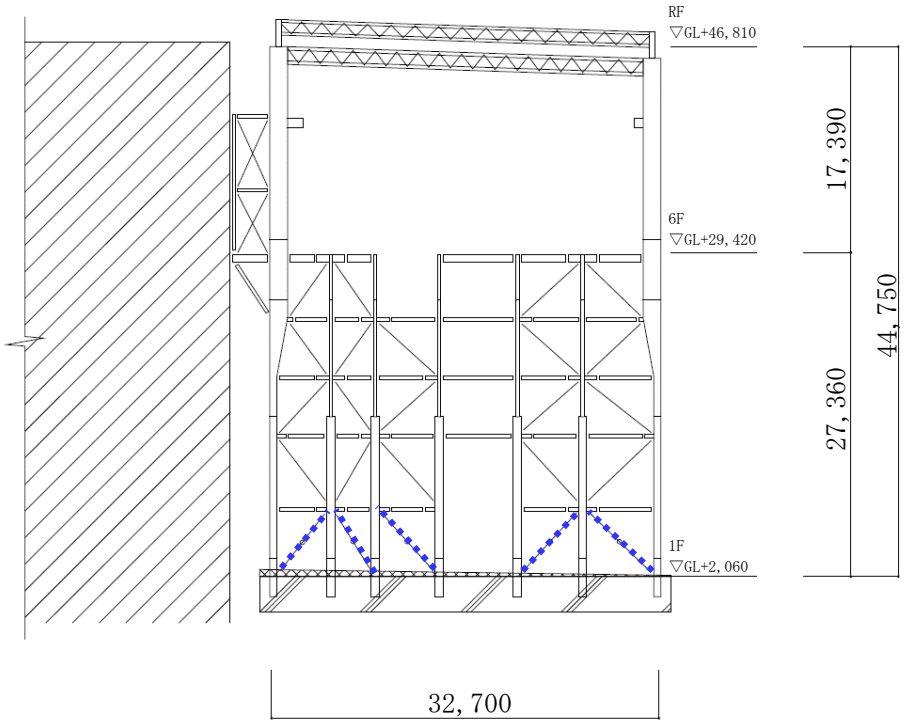


（２）オイルダンパ位置図（2-2 断面図）

図-10　オイルダンパ位置図⑤

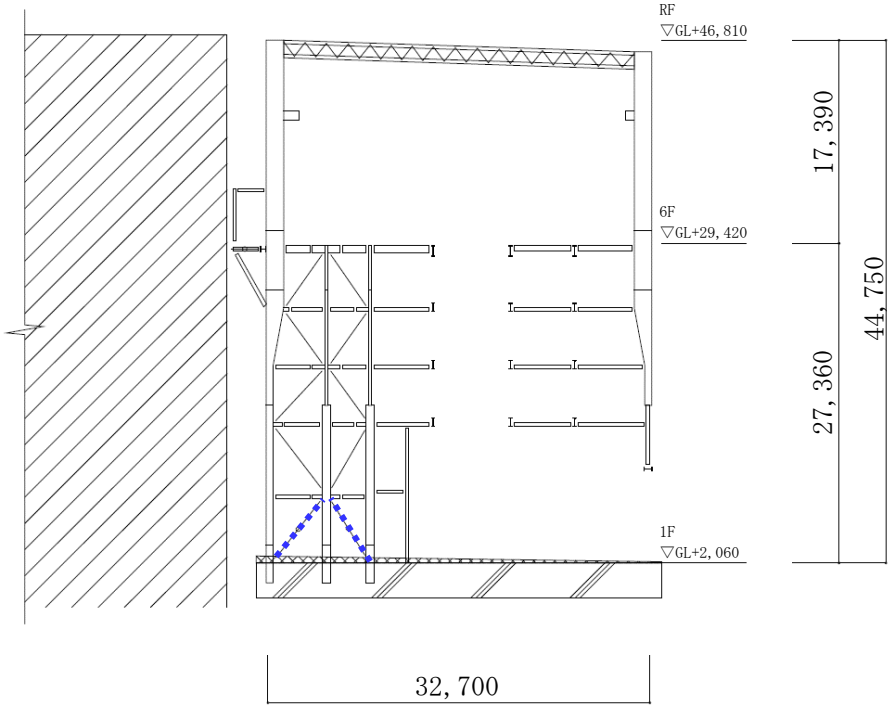


（１）オイルダンパ位置図（3-3 断面図）

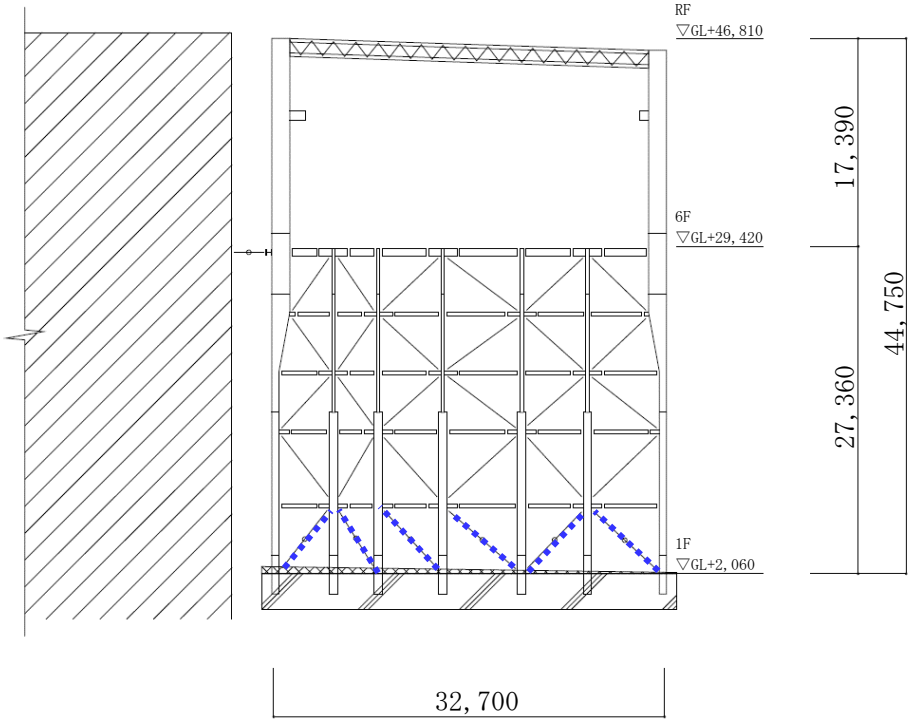


（２）オイルダンパ位置図（4-4 断面図）

図-11　オイルダンパ位置図⑥

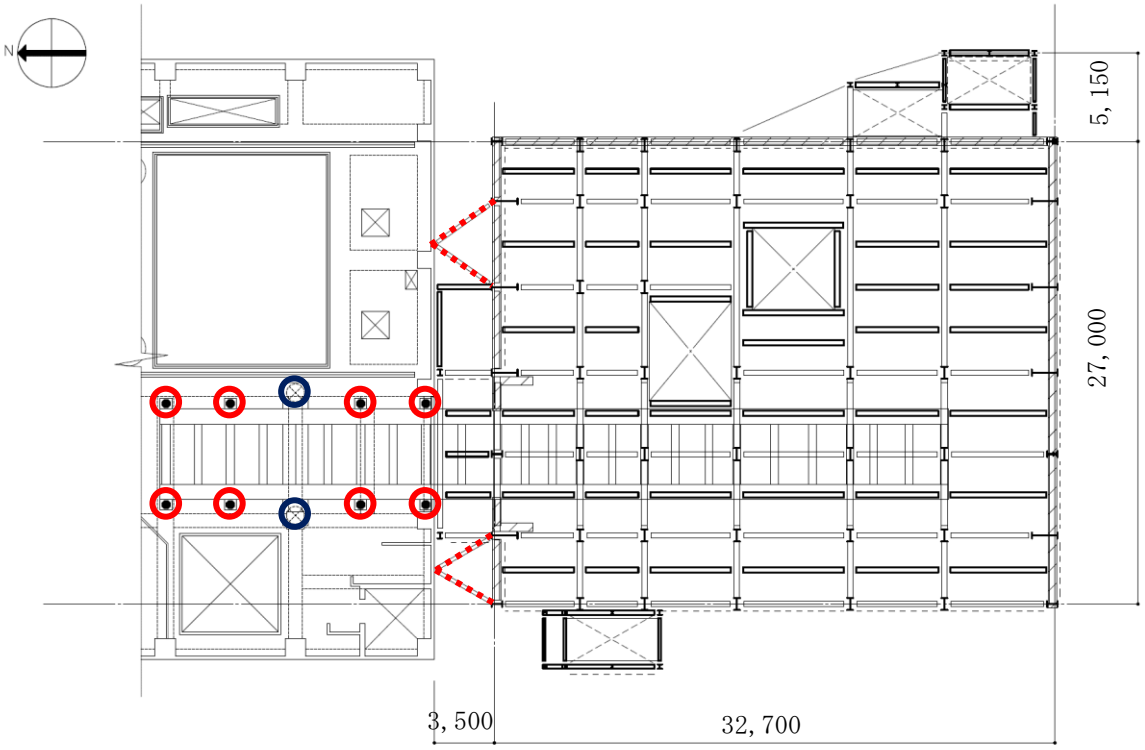


（１）オイルダンパ位置図（5-5 断面図）



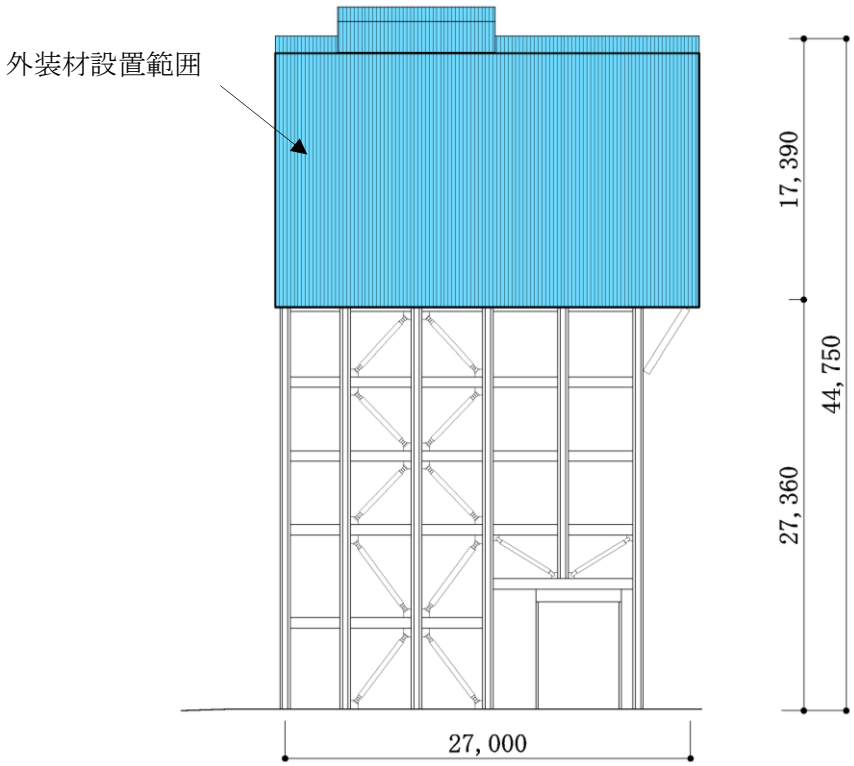
（２）オイルダンパ位置図（6-6 断面図）

図-12　オイルダンパ位置図⑦

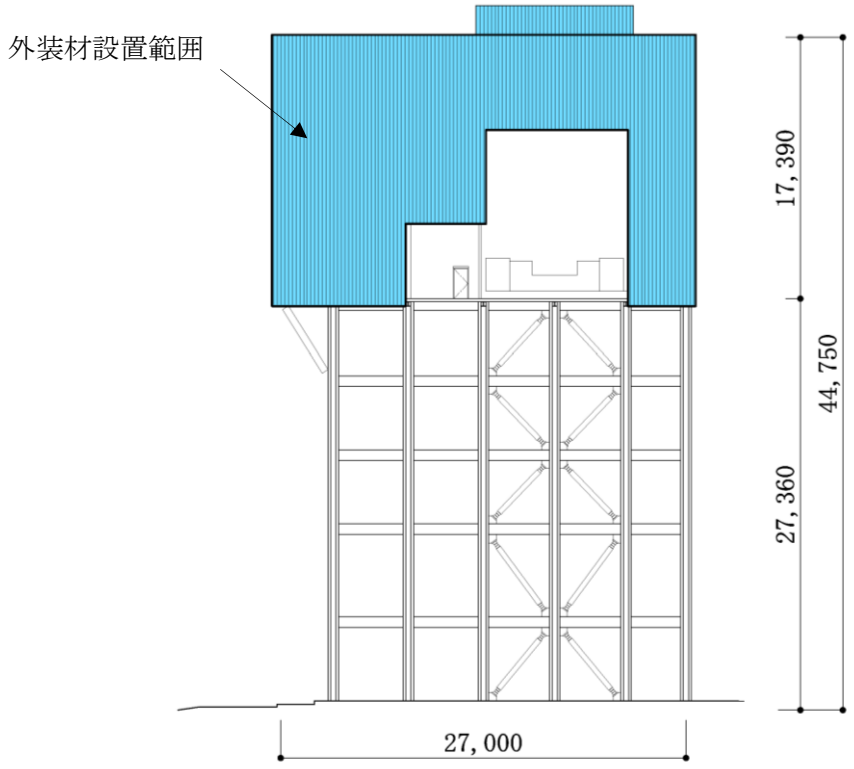


G. L. +29, 420 キープラン

図-13　オイルダンパおよび弾性支承位置図

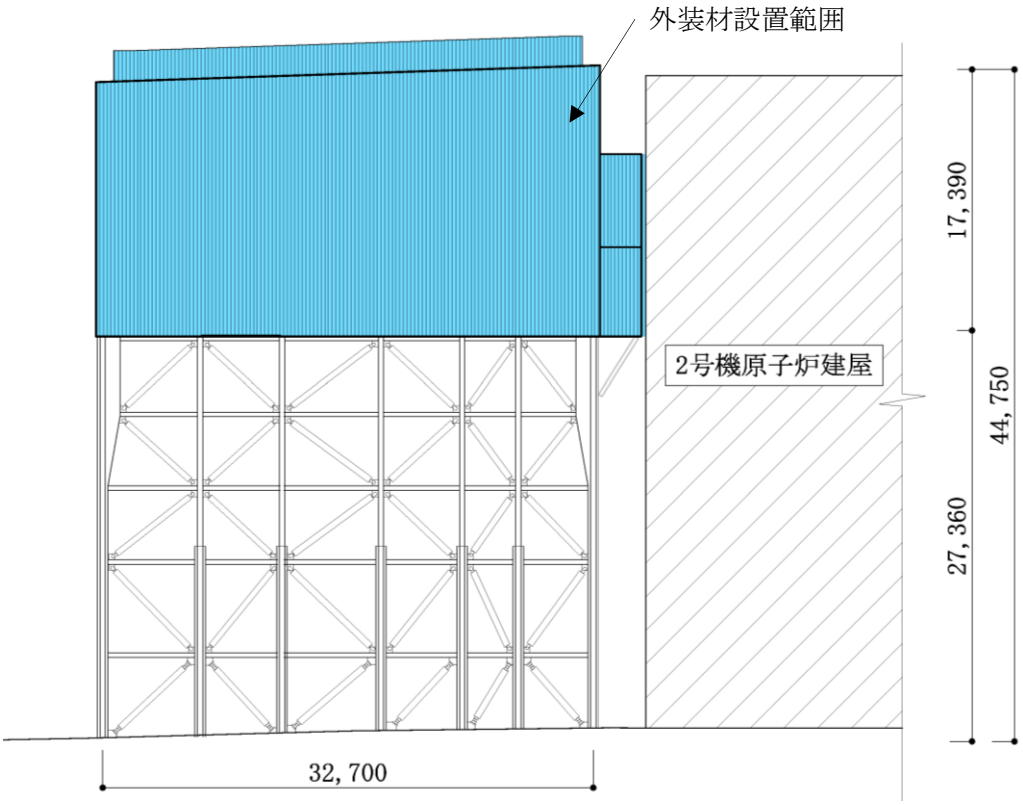


南側立面

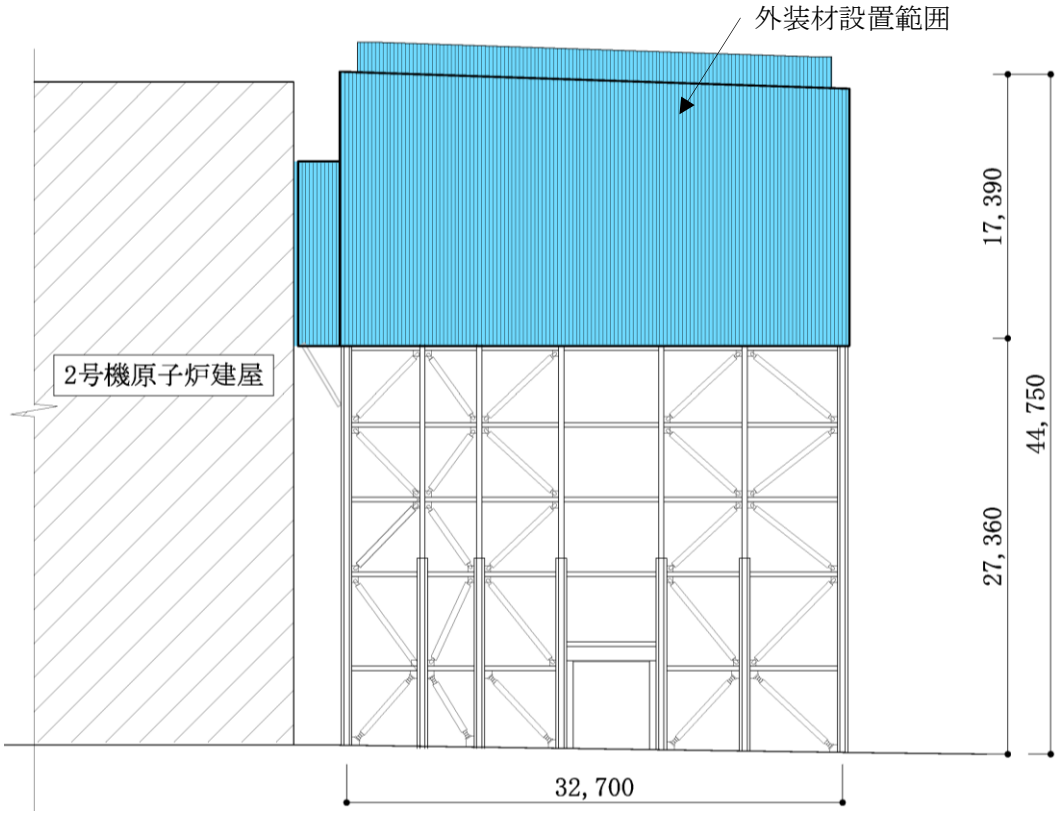


北側立面

図-14　外装材設置範囲図①

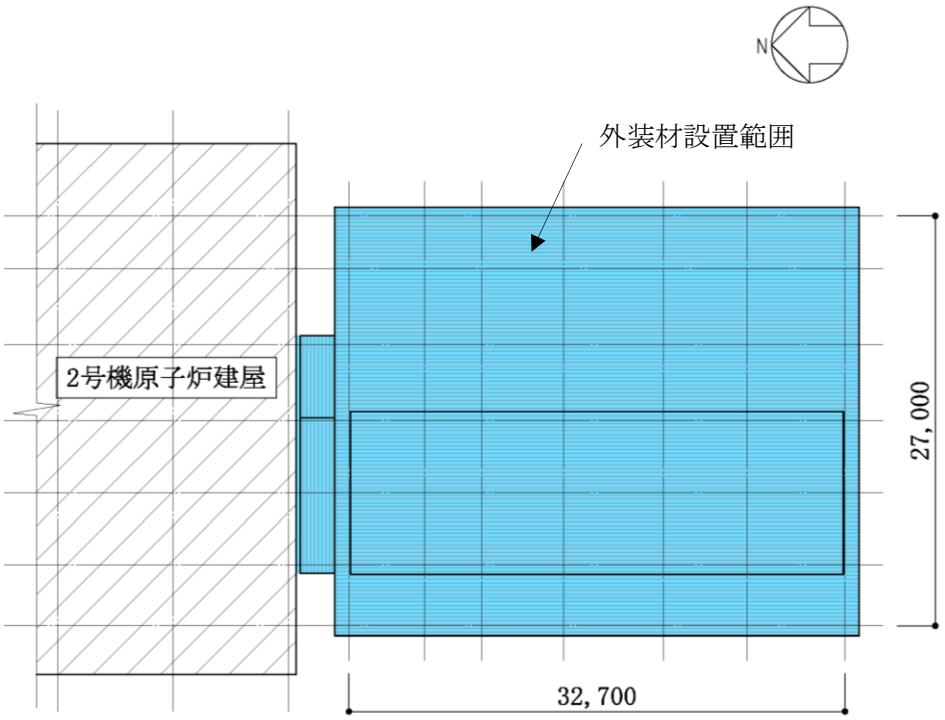


東側立面



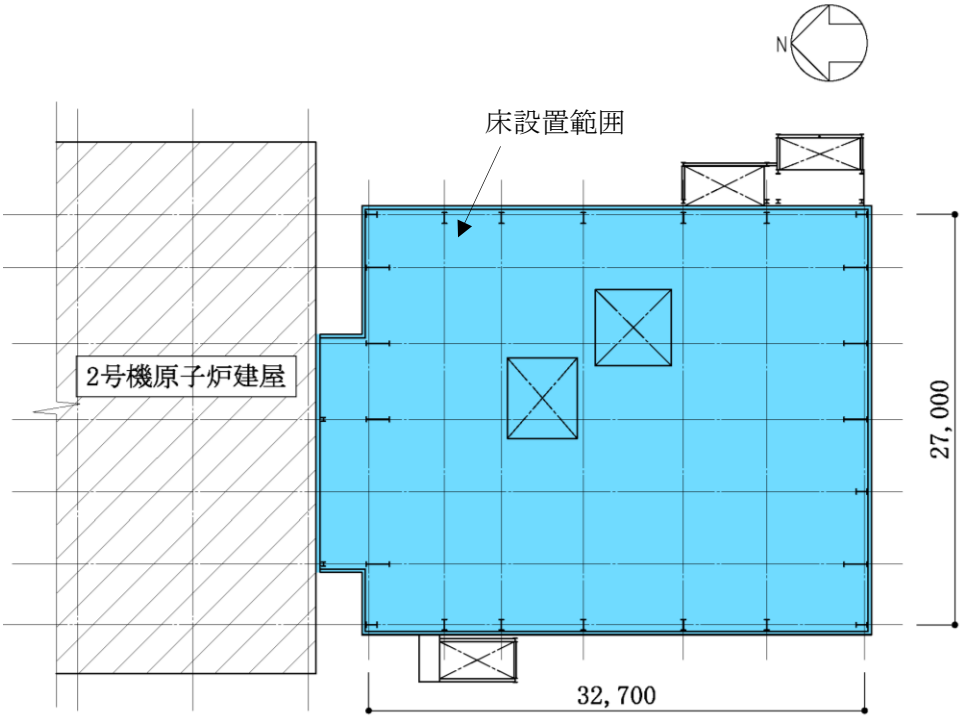
西側立面

図-15　外装材設置範囲図②



屋根伏図

図-16　外装材設置範囲図③



6F 伏図 (G.L. 29,420)

図-17　床設置範囲図

２号機原子炉建屋　オペレーティングフロア床面に設置する遮蔽体の落下防止について

1. 概要

２号機原子炉建屋内の作業環境改善のため，原子炉建屋内オペレーティングフロア床面及び壁側に遮蔽体を設置する計画としている。オペレーティングフロアに設置する遮蔽体のうち，使用済燃料プール周りに設置するものが，地震時に使用済燃料プール及び使用済燃料ラックに波及的影響を及ぼさないことを，遮蔽体の地震水平方向荷重に対する支持部材の構造強度を評価により確認する。

本資料では，地震時における使用済燃料プール周りに設置する下記遮蔽体の支持部材の構造評価の結果を示す。各遮蔽体の配置を図 1-1 に示す。

(1) 使用済燃料プール(SFP)北側遮蔽
(2) 使用済燃料プール(SFP)南側遮蔽
(3) 使用済燃料プール(SFP)東側遮蔽
(4) 使用済燃料プール(SFP)西側遮蔽

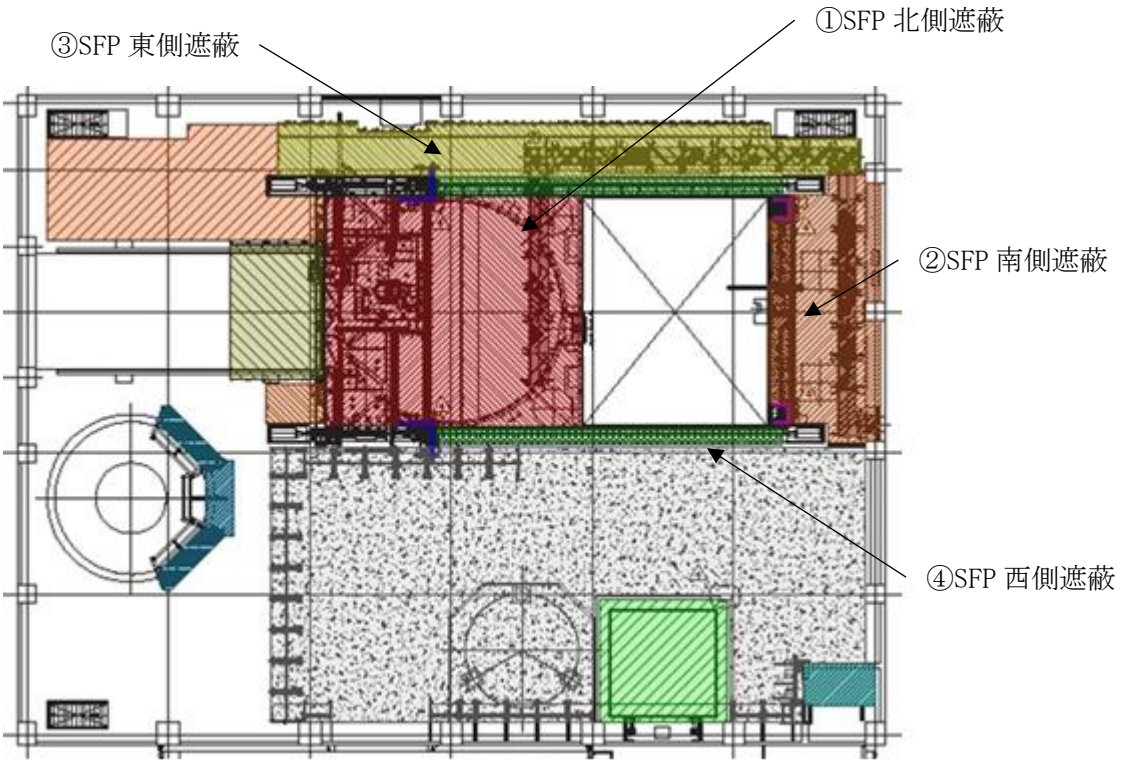


図 1-1 使用済燃料プール周りに設置する遮蔽体

2. 遮蔽体の耐震評価

2.1　評価方法

遮蔽体の耐震評価には，燃料取り出し用構台検討用モデルの地震応答解析結果のうち，原子炉建屋オペレーティングフロアの層せん断係数より保守的に設定した水平震度を用いる。解析に用いる地震動は,2波ある1/2Ss450のうち振幅の大きな検討用地震動①の1/2の地震動を用いるが，実施計画の審査期間中に適用地震動見直しが行われたことから，Ss600 に対する地震応答解析結果との比較から耐震性を確認する。(別冊２８ P104 参照) なお，1/2Ss450 を適用した場合の算出応力は，Ss600 での算出応力に包絡されている。

また，遮蔽体は原子炉建屋のオペレーティングフロア上に設置されるため，摩擦係数(μ=0.25)を考慮する。地震時水平方向荷重により支持部材に生じる応力を，JEAG4601-1987 の支持構造物の評価基準値を用いて評価する。

2.1.1　SFP 北側遮蔽

SFP 北側遮蔽の地震時水平方向荷重が D/S プールカバー支持ビームを介して D/S プール南壁と取合うブラケットに負荷されるものとしてブラケットの強度評価を行う。評価対象部を図 2-1 に示す。

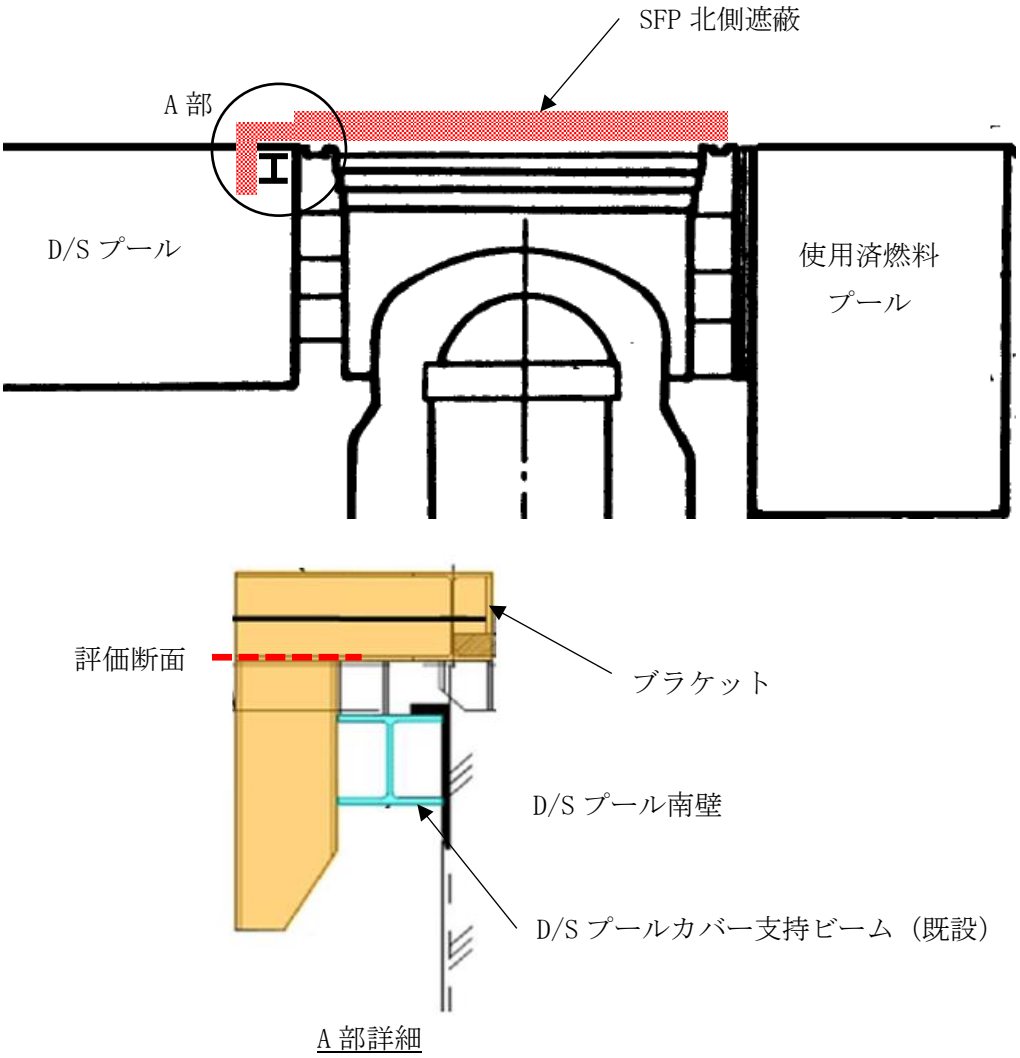


図 2-1　SFP 北側遮蔽　評価対象部

2.1.2 SFP 南側遮蔽

SFP 南側遮蔽の地震時水平荷重が，ジブクレーン及びチャンネル取扱いブームと取り合う荷重受け部材に負荷されるものとして荷重受け部材の強度評価を行う。また，SFP 南側遮蔽のうち，荷重受け部材より使用済燃料プール側に設置する遮蔽体の地震時水平荷重が，同遮蔽体の引っ掛け部材に負荷されるものとして引っ掛け部材の強度評価を行う。評価対象部を図 2-2 に示す。

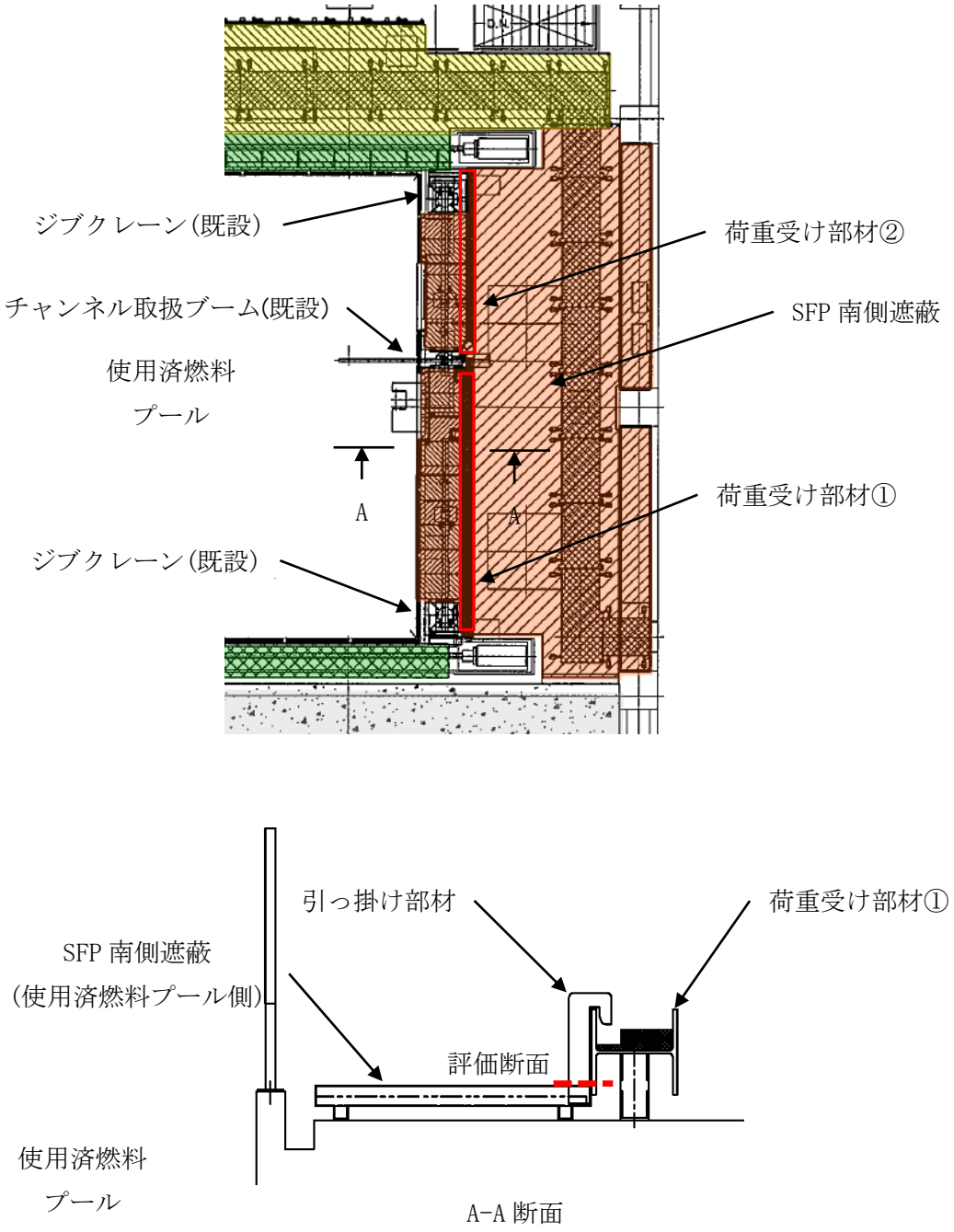


図 2-2　SFP 南側遮蔽体　評価対象部

2.1.3 SFP 東側遮蔽

SFP 東側遮蔽のうち，燃料取替機レールより使用済燃料プール側に設置する遮蔽体の地震時水平方向荷重が，同遮蔽体の引っ掛け部材及び燃料取替機レールよりプール外側に設置する遮蔽体の荷重受け部材に負荷されるものとして引っ掛け部材及び荷重受け部材の強度評価を行う。評価対象部を図 2-3 に示す。

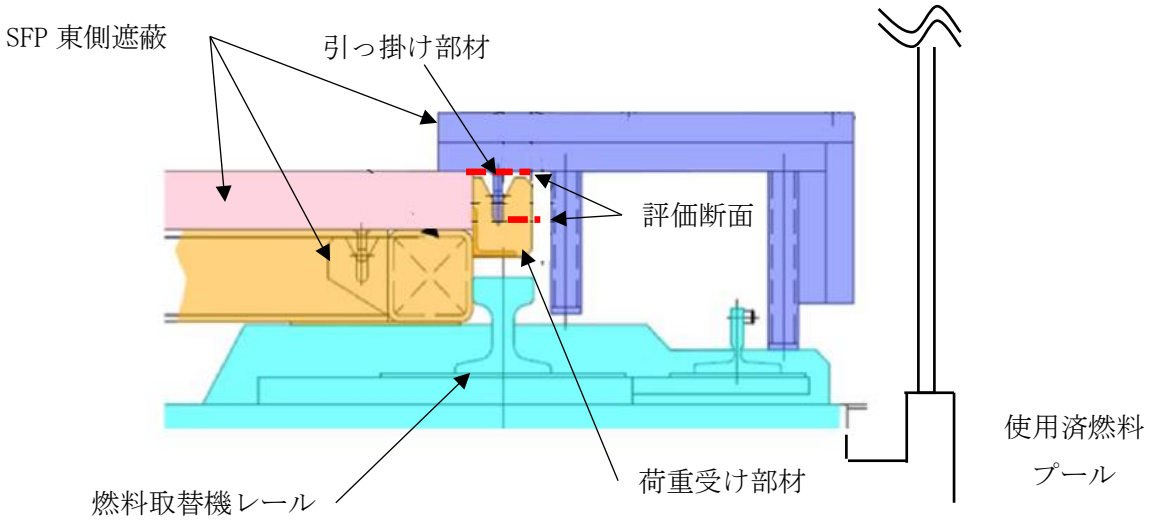


図 2-3　SFP 東側遮蔽体　評価対象部

2.1.4 SFP 西側遮蔽

SFP 西側遮蔽の地震時水平方向荷重が，燃料取替機レールと取合う荷重受け部材に負荷されるものとして，荷重受け部材の強度評価を行う。評価対象部を図 2-4 に示す。

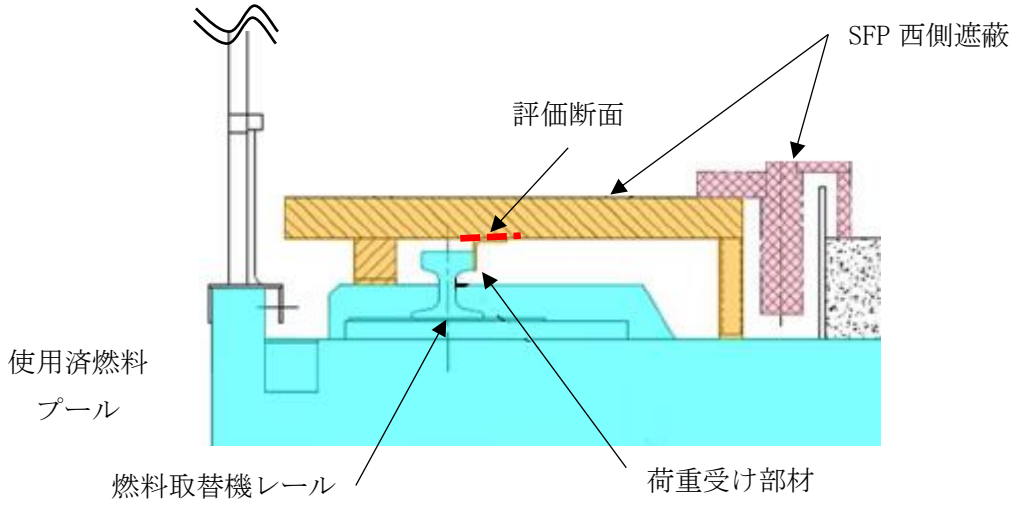


図 2-4　SFP 西側遮蔽　評価対象部

2.2　評価結果

強度評価の結果を表 2-1 に示す。使用済燃料プール周りに設置する遮蔽体について，地震時水平荷重に対して支持部材に生じる応力は許容応力を下回るため，遮蔽体が使用済燃料プールへ落下することはない。

表 2-1　遮蔽体支持部材の構造強度評価結果

部位		材質	許容応力(MPa)		算出応力 Ss600 (MPa)	算出応力 1/2Ss450 (MPa)
SFP 北側遮蔽	ブラケット	SS400	曲げ	280	146	143
			せん断	161	46	46
			組合せ	280	167	164
SFP 南側遮蔽	荷重受け部材①	SS400	曲げ	280	244	240
			せん断	161	17	17
			組合せ	280	246	242
	荷重受け部材②	SS400	曲げ	280	270	265
			せん断	161	20	19
			組合せ	280	273	268
	引っ掛け部材	SS400	曲げ	280	52	51
			せん断	161	3	3
			組合せ	280	53	52
SFP 東側遮蔽	荷重受け部材	SS400	曲げ	280	23	23
			せん断	161	6	5
			組合せ	280	26	25
	引っ掛け部材	SS400	曲げ	323	201	186
			せん断	161	13	12
			組合せ	280	203	188
SFP 西側遮蔽	荷重受け部材	SS400	曲げ	323	57	56
			せん断	161	2	2
			組合せ	280	58	57

別添－９

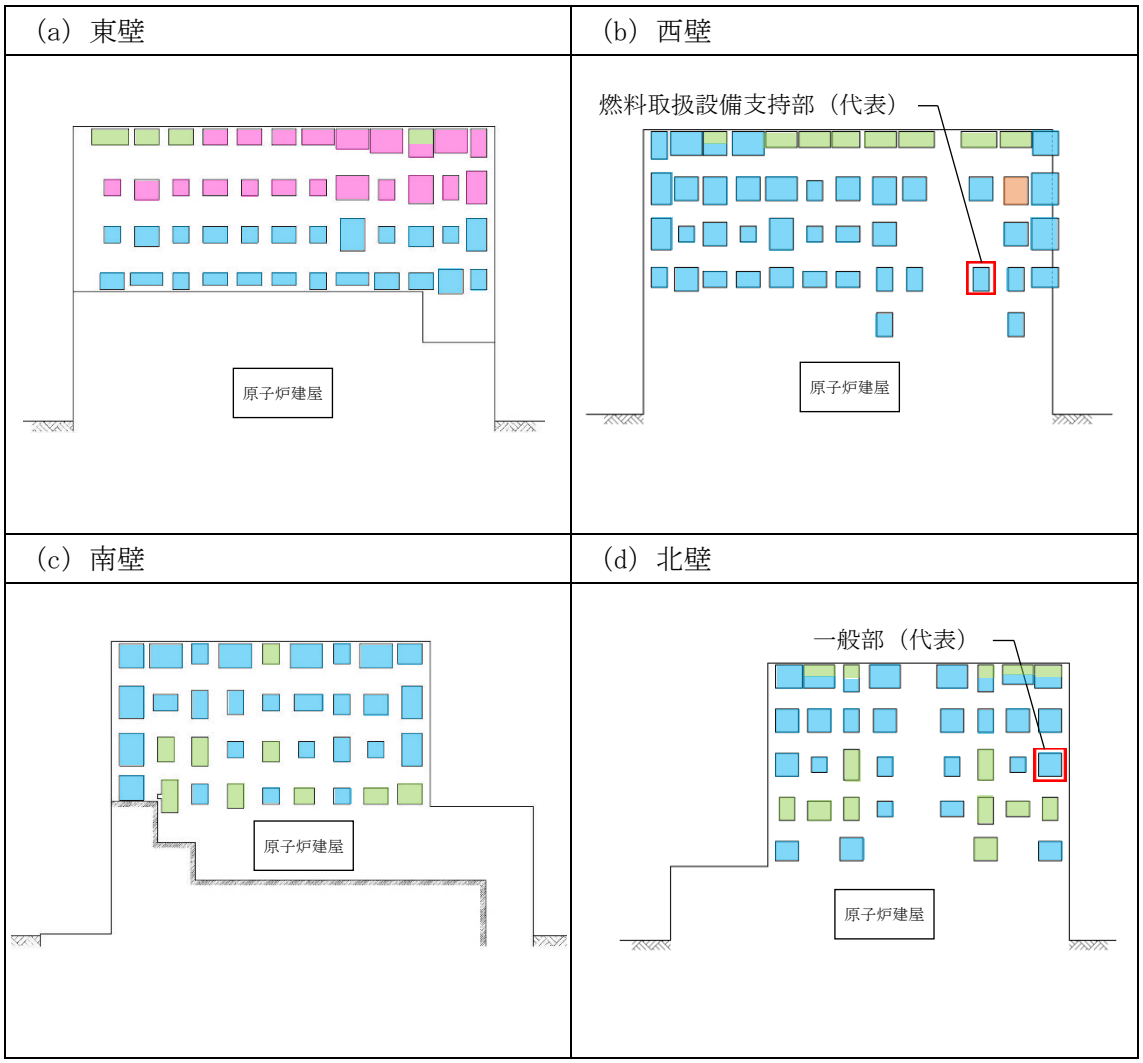
１号機大型カバーに係る確認事項

１号機大型カバーの工事に係る主要な確認項目を表－１に示す。

表－１　１号機大型カバーに係る確認項目

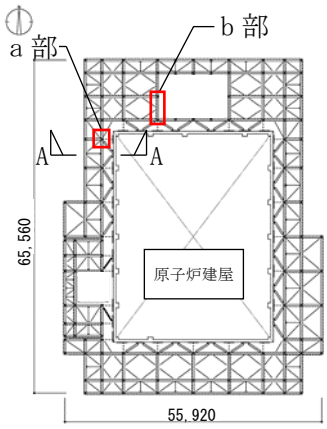
確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度および耐震性	材料確認	鋼材の材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3101，JIS G 3106，JIS G 3136，JIS G 3138，JIS G 3444，JIS G 3475，JIS G 4051，JIS B 1186 又は建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定に適合すること。
		トルシア型超高力ボルト(SHTB)，トルシア型高力ボルト（HTB）及び溶融亜鉛めっき高力ボルト(12G SHTB)の仕様を確認する。	建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定に適合すること。
		アンカーボルトの材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3138 に適合すること。
		外装材の仕様を確認する。	実施計画に記載されている材料諸元に適合することを，検査証明書，出荷証明書又はメーカー技術資料により確認する。
	据付確認	アンカーボルトの埋め込み長さを確認する。	アンカーボルトの有効埋め込み長さが図－１の通りであり，かつボルトの余長はナット面から突き出た長さが 3 山以上であること。
		接合部の施工状況を確認する。	高力ボルトの本数・種類が図－２の通りであること。
		外装材の施工状況を確認する。	外装材の範囲が図－３の通りであること。

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度および耐震性	機能検査（外観検査）	大型カバーの外観を確認する。	機能に影響を及ぼす有意な欠陥がないこと。

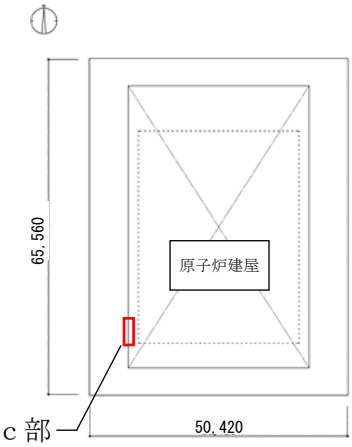


図－１　アンカーボルト詳細

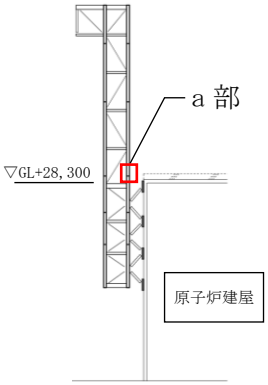
（単位：mm）



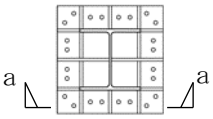
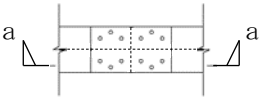
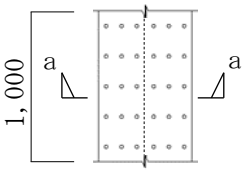
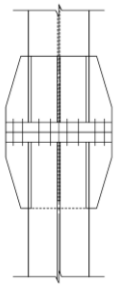
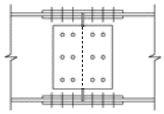
G. L. +28,300 キープラン



G. L. +53,900 キープラン

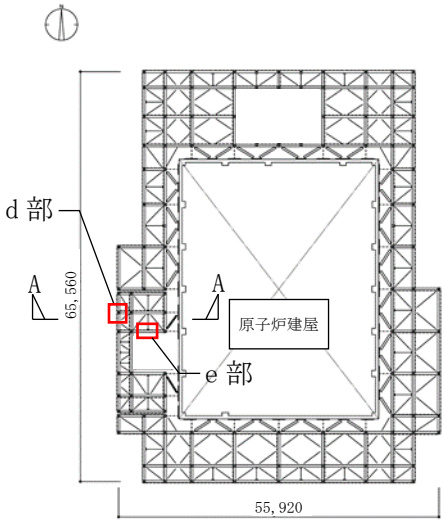


A-A 断面キープラン

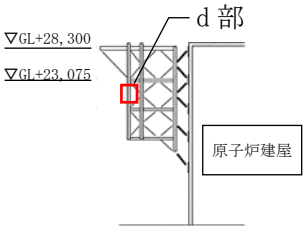
(a) 柱　材	(b) 梁　材	(c) 鋼　板
 断面図	 断面図	 断面図
 a-a 矢視図	 a-a 矢視図	 a-a 矢視図
ボルト種類：SHTB M24 本　数：24 本	ボルト種類：SHTB M24 本　数：18 本×2	ボルト種類：HTB M22 本　数：15 本×2 @1,000mm

図－２（１）　一般部接合部詳細

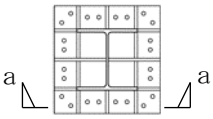
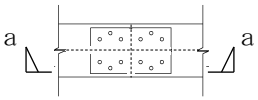
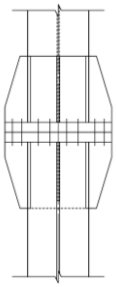
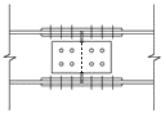
（単位：mm）



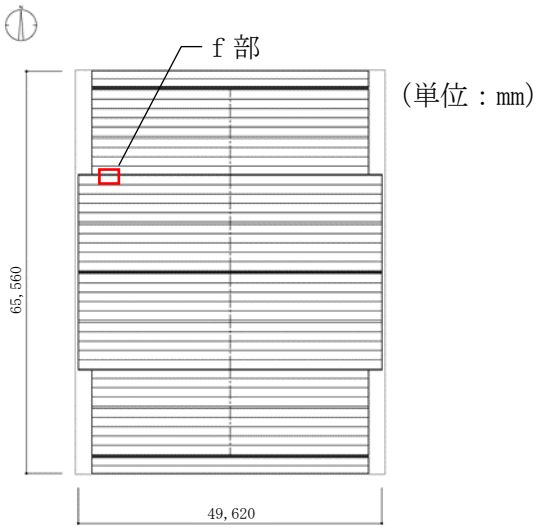
G.L.+23,075 キープラン



A-A 断面キープラン

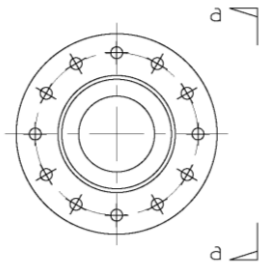
(d) 柱　材	(e) 梁　材
 断面図	 断面図
 a-a 矢視図	 a-a 矢視図
ボルト種類：SHTB M24 本　数：24 本	ボルト種類：SHTB M24 本　数：16 本×2

図－２（２）　燃料取扱設備支持部接合部詳細

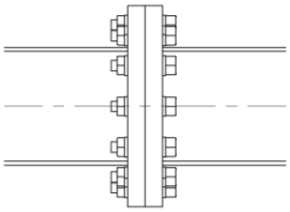


屋根伏図

(f) 弦　材



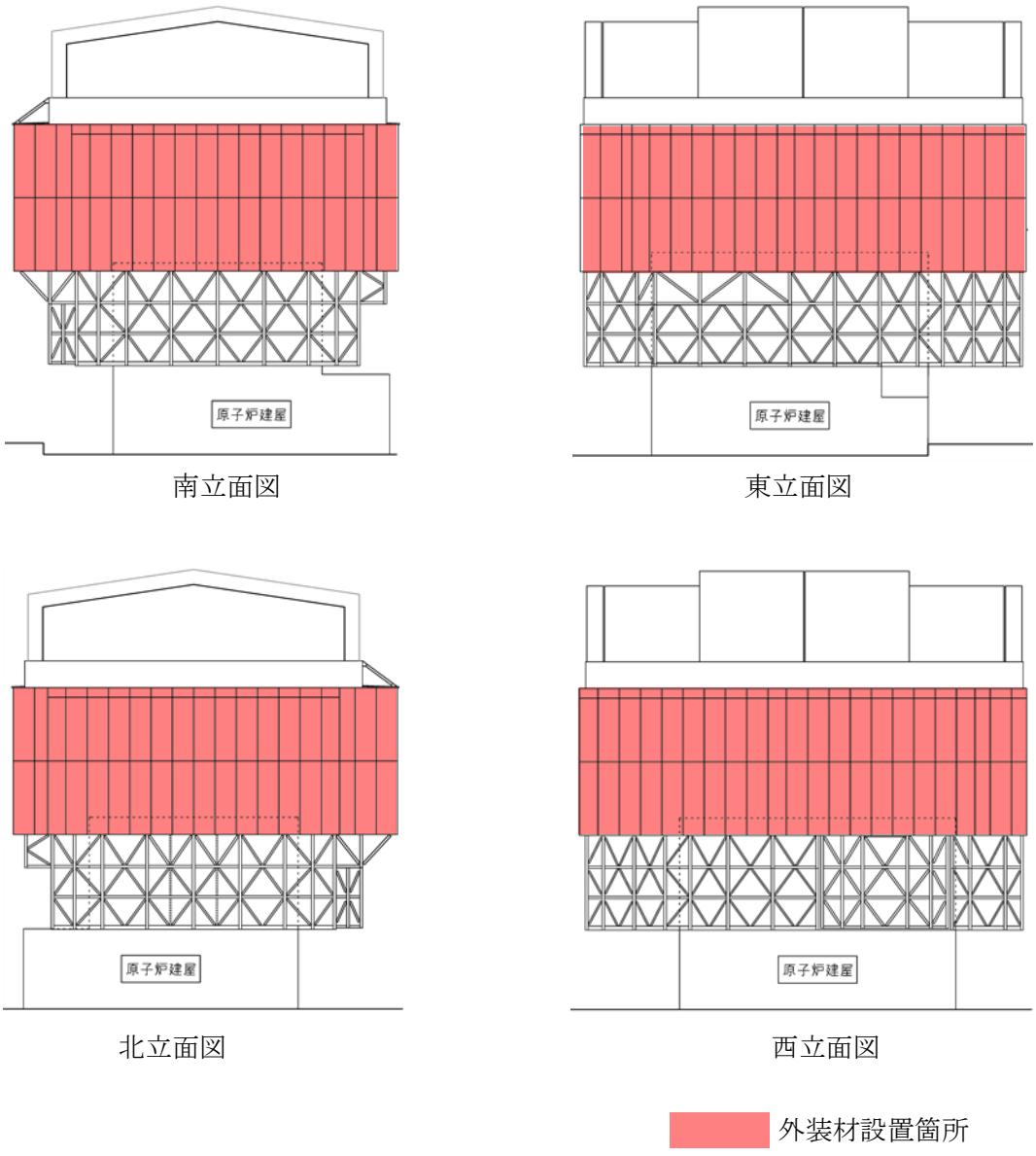
断面図



a-a 矢視図

ボルト種類：12G SHTB M20
本　数：12 本

図－２（３）　屋根部接合部詳細



図－３　外装材設置範囲図

別添－１０

水平2方向及び鉛直方向地震力の同時入力時に用いる模擬地震波について

1. はじめに

水平2方向及び鉛直方向地震力の同時入力による検討を行う際に，Ss900-1を用いている。

この際，水平1方向にはSs900-1を用いるが，その直交方向にはSs900-1とは位相の異なる模擬地震波を用いる。

水平 2 方向及び鉛直方向地震力の同時入力による検討において，全く同じ地震動が同時に水平2方向に入力されることは現実的に考えにくいことから，Ss900-1を作成した方法と同一の方法で，目標とする応答スペクトルに適合する模擬地震波を利用する。

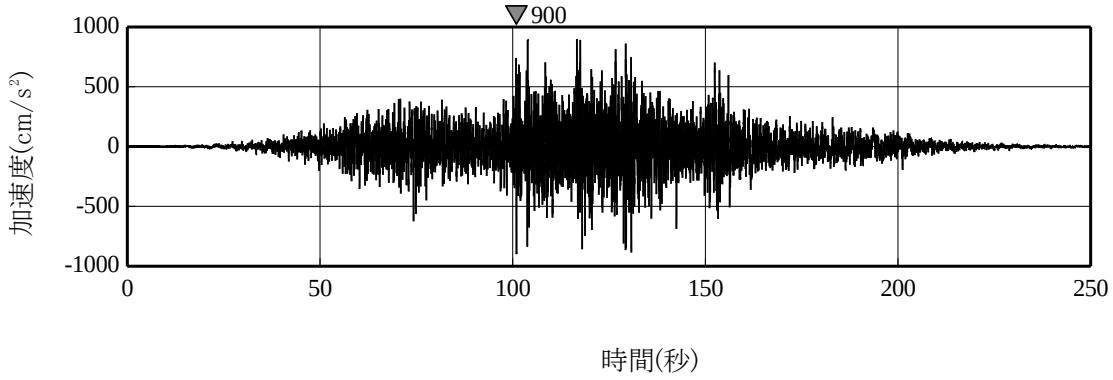
2. 模擬地震波の作成方針

応答スペクトル法に基づく手法による Ss900-1 については，水平方向の地震動に方向性がないことから，水平2方向及び鉛直方向地震力の同時入力による検討を行う場合，水平2方向のうち1方向について模擬地震波を作成し入力する方法が考えられる。

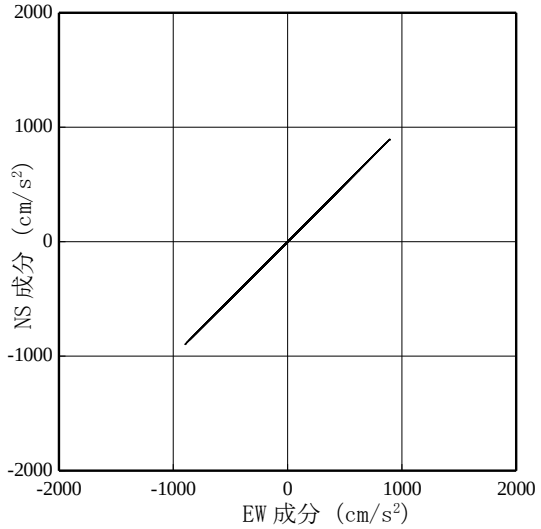
Ss900-1 の位相は，2011 年東北地方太平洋沖地震において福島第一原子力発電所内の地震観測記録の NS 方向の位相を基に模擬地震波を作成している。そこで組み合わせる地震動は，同一の方法で NS 方向と直交する EW 方向の位相を基に作成した模擬地震波とする。

2.1 敷地で得られた観測記録による確認

自由地盤観測点における，2011年東北地方太平洋沖地震（以下，3.11地震），2021年2月13日の福島県沖の地震（以下，2.13地震）及び2022年3月16日の福島県沖の地震（以下，3.16地震）の観測記録から，当該サイトにおいて，水平2方向の地震波で位相差が生じる傾向を確認した。確認の方法として，Ss900-1を同時に水平2方向に入力したオービット（図 2.1-1）と，観測記録の水平2方向のオービット（図 2.1-2，図 2.1-3，図 2.1-4）との比較を行った。図2.2-1から，全く同じ地震動を同時に水平2方向に入力した場合，オービットは現実的に考えにくい 45° 方向に直線的な軌跡を示す。一方，図 2.1-2，図 2.1-3及び図 2.1-4より観測記録ではオービットは位相差によって生じるランダムな軌跡を示すことを確認した。

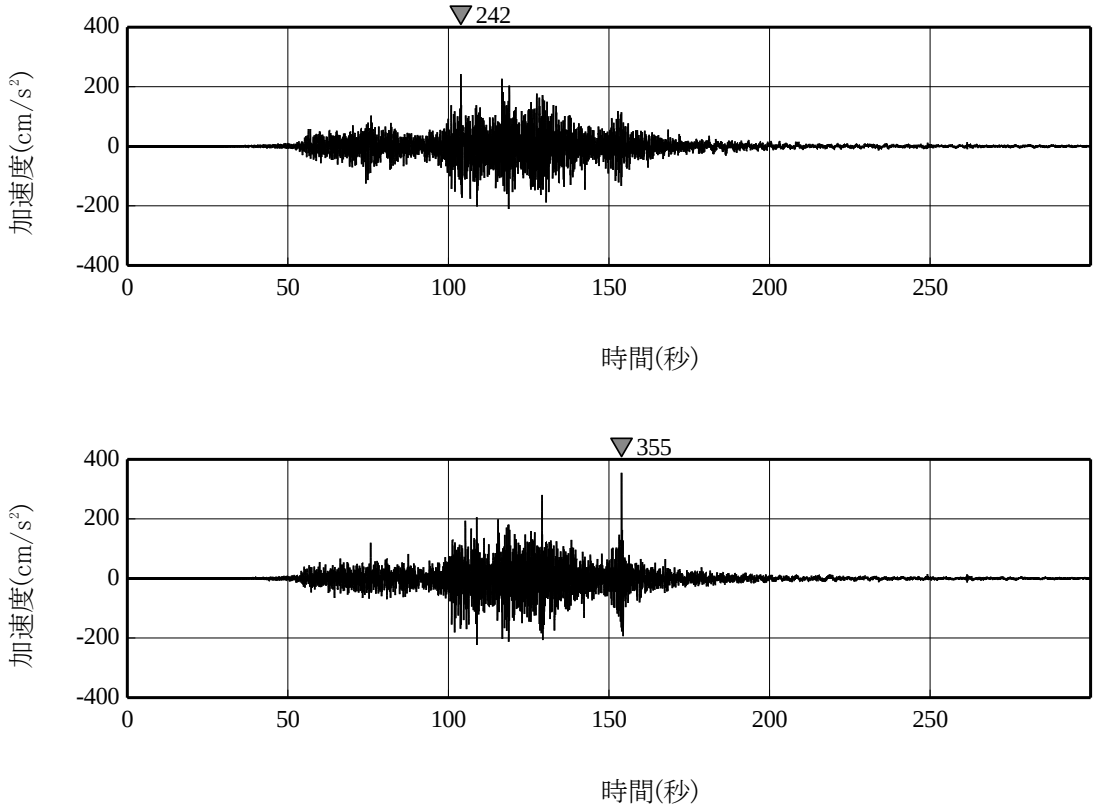


(a)　加速度時刻歴波形

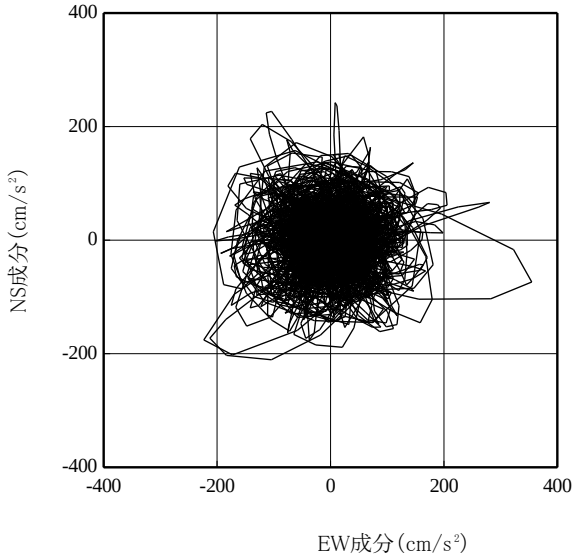


(b)　水平 2 方向の加速度成分のオービット

図 2.1-1　Ss900-1

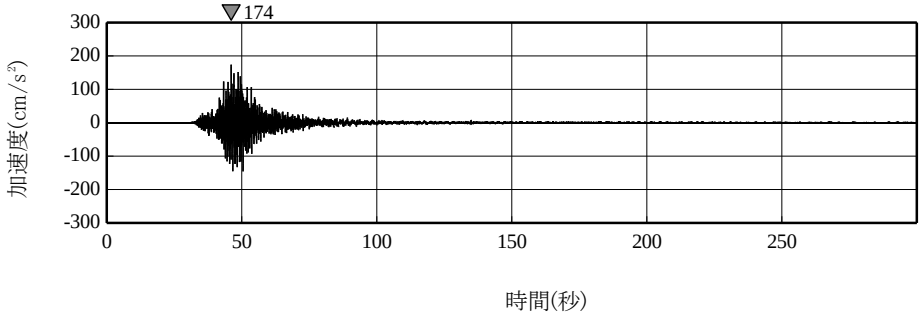


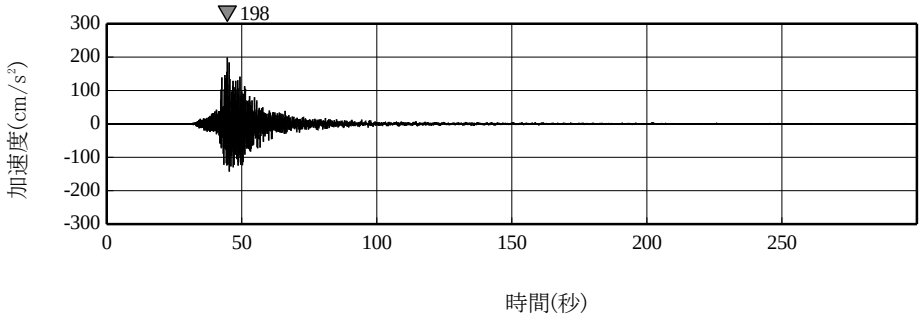
(a)　加速度時刻歴波形



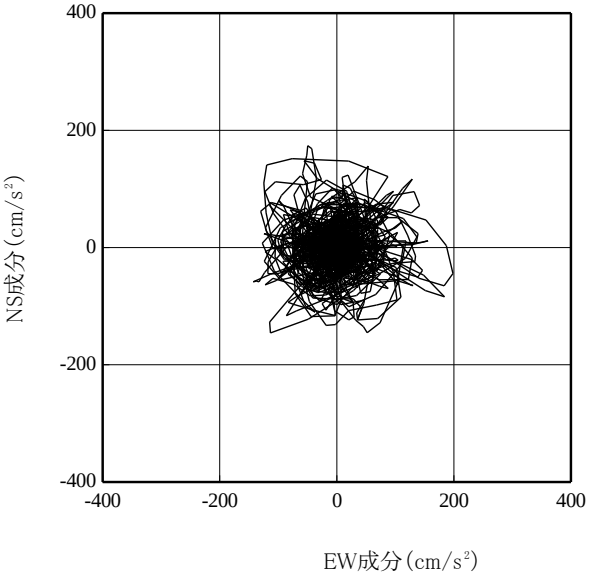
(b)　水平 2 方向の加速度成分のオービット

図 2.1-2　3.11 地震観測記録（自由地盤観測点）



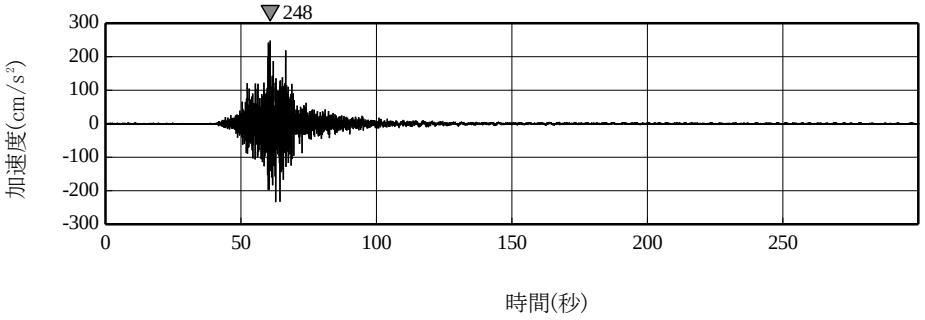


(a)　加速度時刻歴波形

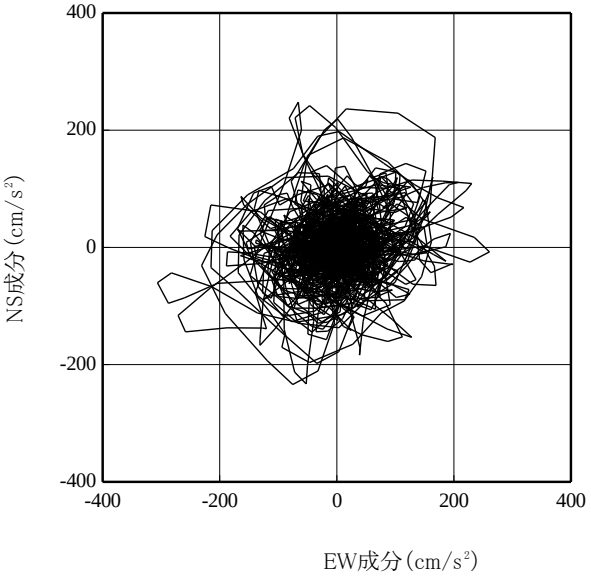


(b)　水平 2 方向の加速度成分のオービット

図 2.1-3　2.13 地震観測記録（自由地盤観測点）



(a)　加速度時刻歴波形

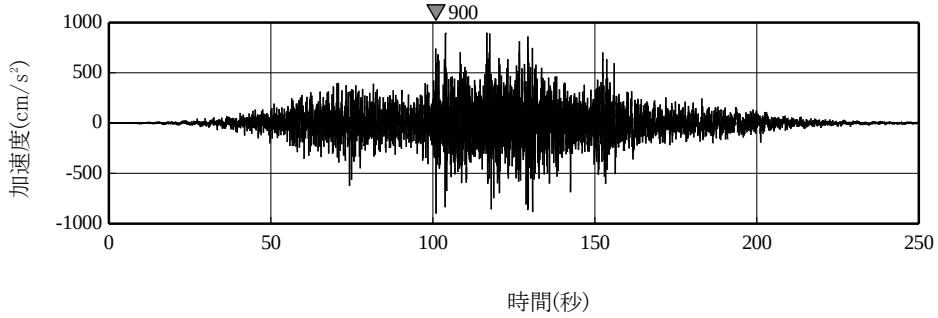


(b)　水平 2 方向の加速度成分のオービット

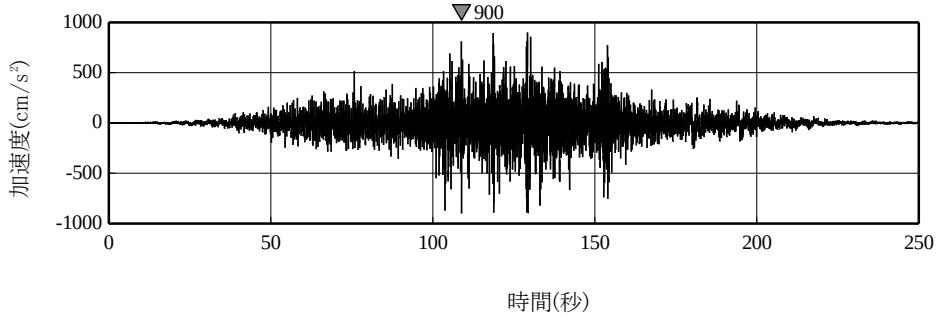
図 2.1-4　3.16 の福島県沖の地震観測記録（自由地盤観測点）

3. 位相特性の異なる模擬地震波の作成結果

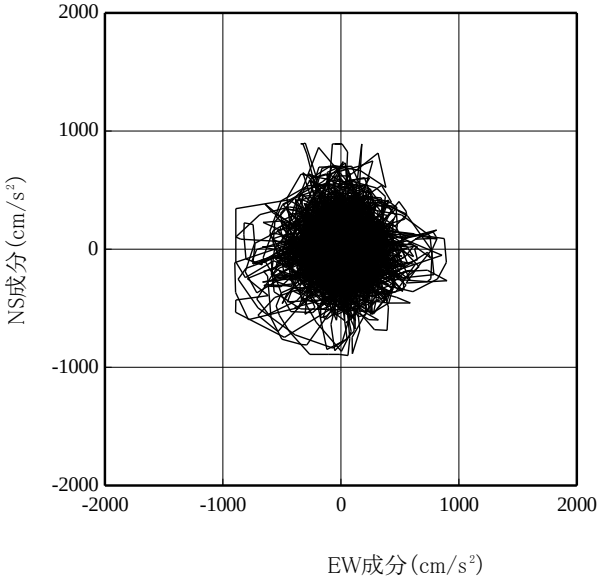
Ss900-1 及び Ss900-1 と組み合わせる模擬地震波の加速度時刻歴波形及びそれぞれの地震波を 2 方向入力した場合のオービット及び応答スペクトルを図 2.1-5 に示す。



(a)　Ss900-1 の加速度時刻歴波形

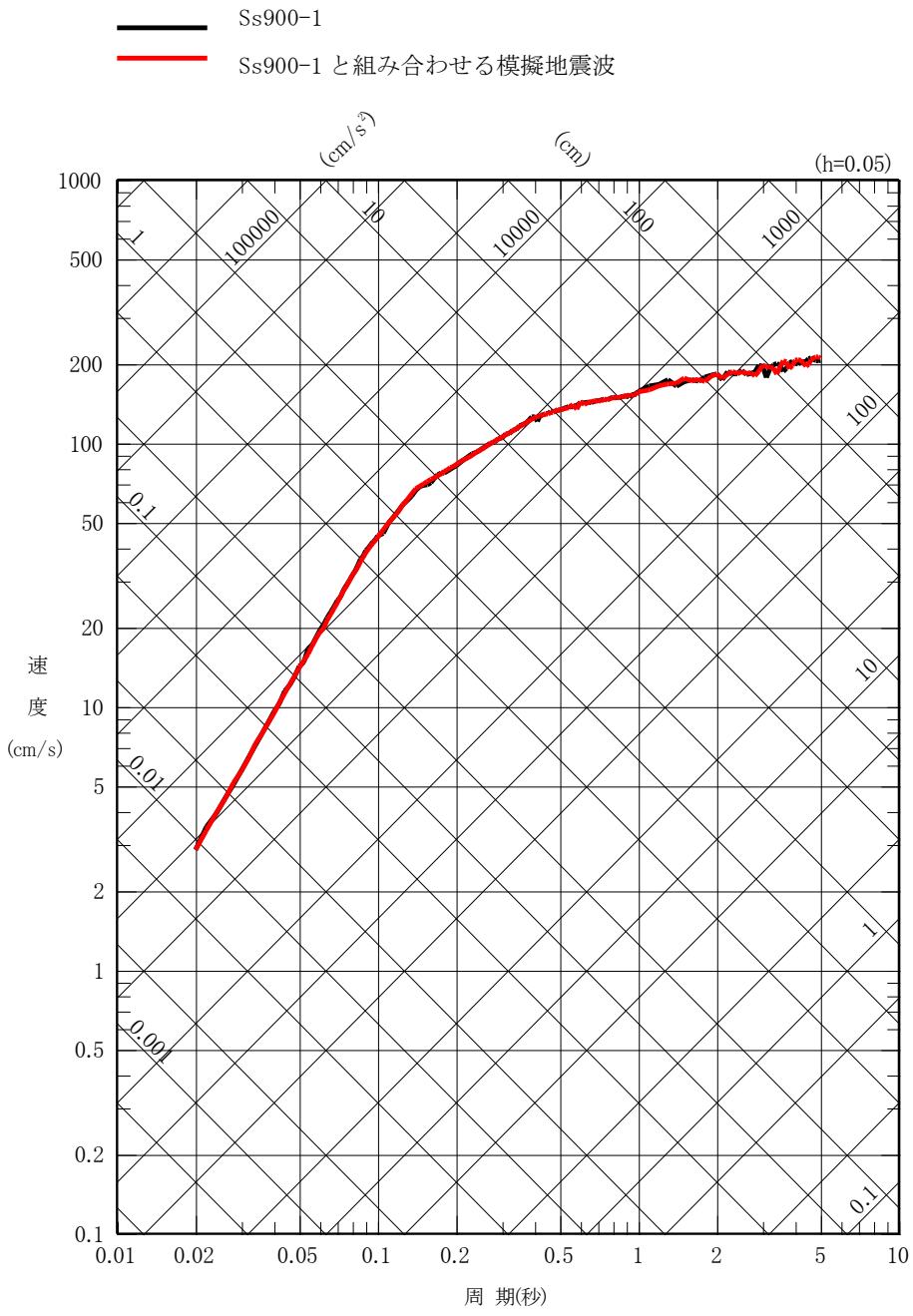


(b)　Ss900-1 と組み合わせる模擬地震波の加速度時刻歴波形



(c)水平 2 方向の加速度成分のオービット

図 2.1-5　Ss900-1(1/2)



(d)　水平 2 方向の地震動の応答スペクトル

図 2.1-5　Ss900-1 (2/2)

１号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する補足説明

1.　１号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する補足説明

1.1　はじめに

本書は，Ⅱ.2.11 使用済燃料プールからの燃料取り出し設備のうち，1 号機燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性について補足するものである。

1.2　補足説明

1.2.1　Ss900 解析モデルの補足説明

建屋質点系モデルの脚部には，Ss900 地震により算定した等価地盤物性に基づくスウェイロッキングばねおよび側面地盤 Novak ばねを設けている。質点系モデルの軸方向は弾性とし，曲げとせん断に「JEAG4601-1991」に示されている非線形特性を考慮する。

3 方向同時入力を実施していることから，誘発上下動は本モデルで考慮されている。

大型カバーの地震応答解析モデルにおけるカバー架構と原子炉建屋の接合部については，アンカーボルトで接続していることを考慮してモデル化している。

大型カバーと原子炉建屋を接続するアンカーボルトは，発生するせん断力が大きいことから，せん断力が生じる水平方向及び鉛直方向はバイリニアのばね要素として評価する。一方で，面外方向は発生する応力が小さいことから，剛要素として評価する。

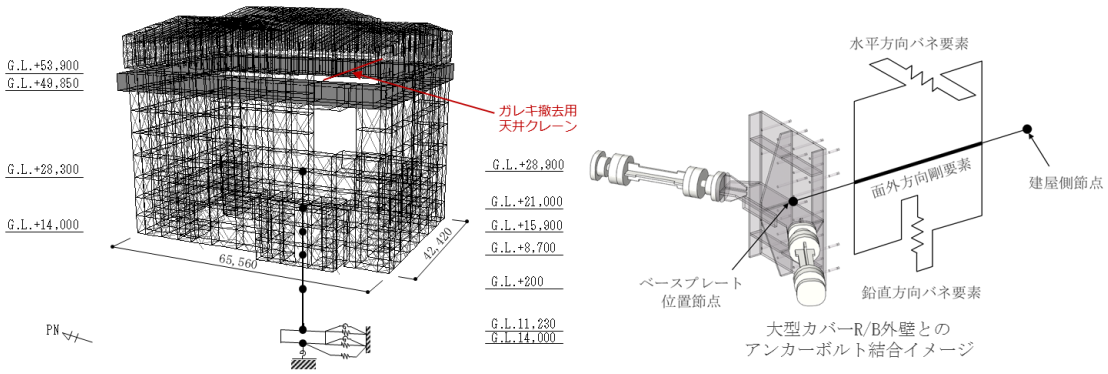


図 1.2.1-1　解析モデル

1.2.2　接合部の設計方法に関する補足説明

大型カバーのカバー架構の接合部については，柱・梁及びブレース等 共通で，降伏強度が十分確保されるよう以下の設計方法としている。

・　ボルト本数

ボルト欠損を考慮しない母材全断面の降伏強度が確保されるよう，ボルトの短期許容で必要本数を算出している。

・　ガセットほか

母材全断面の降伏強度が確保されるよう，保有耐力接合条件（安全率 α＝1.2）を満足していることを確認している。

1.2.3　Ss900 接合部のモデル化に関する補足説明

本形式のアンカーボルトは，アンカーボルトに大きなせん断力が作用するため，せん断終局強度の 75%に達すると固定度が低下するバイリニア型ばねで建屋と結合するモデルとする。なお，初期剛性はアンカーボルトの芯材のみを考慮する。

アンカーボルトのバイリニア型ばねのモデルと，参考までに今回行ったせん断実験の荷重-変位関係も併せて示す。

引張力，せん断力の組合せ応力に対して，ミーゼスの降伏条件から

$$\sigma^2 + 3\tau^2 \leqq \sigma_y^2$$

$$\Rightarrow \left(\frac{A\sigma}{A\sigma_y}\right)^2+\left(\frac{A\tau}{A\sigma_y/\sqrt{3}}\right)^2 \leqq 1$$

$$\therefore \left(\frac{P}{P_u}\right)^2+\left(\frac{Q}{Q_u}\right)^2 \leqq 1$$

A　：アンカーボルトの断面積（mm²）

Pu　：アンカーボルトの終局引張耐力（kN）

Qu　：アンカーボルトの終局せん断耐力（kN）

P　：アンカーボルトの引張力（kN）

Q　：アンカーボルトのせん断力（kN）

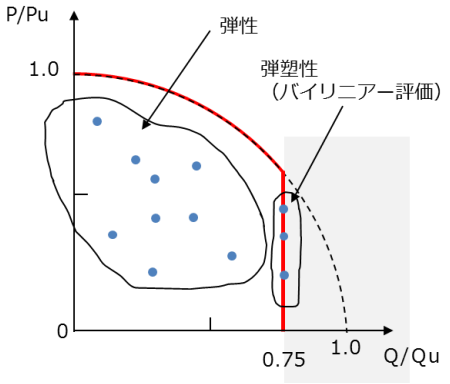


図 1.2.3-1　バイリニア評価の概要

せん断終局強度の 75%を制限値とした評価としていることから，

$$\frac{Q}{Q_u} \leqq 0.75$$

バイリニア評価した検定値は，上図の$\frac{Q}{Q_u}=0.75$の直線上にあり，弾性範囲内の検定値は全て上図の赤線内側の範囲に収まっている。

設計強度に対してひび割れの有無に関わらず，20%以上の裕度（23%～53%）を実験から確認でき，これは過去のセメフォースアンカーのせん断試験結果と同様である。

せん断実験結果（荷重変位関係）より設計強度の 75%程度において，せん断剛性がやや低下している。

従って，設計強度の 75%程度でアンカーに作用する応力は頭打ちとなり，応力再配分が行われ，地震による慣性力と釣り合うと考え，せん断力の制限値を 75%とした。

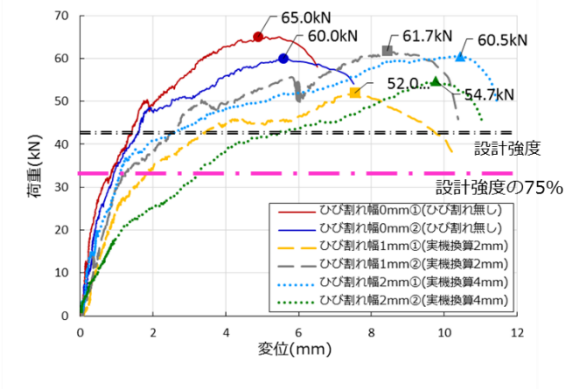


図 1.2.3-2　せん断実験結果（荷重変位関係）

アンカーボルトのせん断終局強度の 75%を制限値とせずに，評価を実施した結果を下表に示す。

実験によって得られた剛性により評価した結果，最大検定比は最大でも 1.17 であり，先に実施した実験における裕度（23%～53%）に収まることから制限値を考慮しない場合であってもアンカーは損傷に至らない。

表 1.2.3-1　せん断強度の制限による評価結果

		せん断耐力に対する検定比		
		0.75以上 1.0未満のBPL箇所数	1.0以上のBPL箇所数	最大検定比
せん断終局強度を制限する	ガレキ撤去時	なし	なし	0.75
	燃料取り出し時	なし	なし	0.75
せん断終局強度を制限しない	ガレキ撤去時	54箇所※	4箇所※	1.08
	燃料取り出し時	58箇所※	7箇所※	1.17

※ベースプレート全 168 箇所に対する箇所数

アンカー部の剛性について，アンカー実験の剛性値を初期剛性としたケースについて，パラスタを実施した。

最大層間変形角は1/30を超えないことを表 1.2.3-2，表 1.2.3-3により確認するとともに，基本ケースと大きな違いなく，大型カバー全体の応答への影響がないことを確認した。

表 1.2.3-2　最大応答層間変形角（ガレキ撤去時）

方向	地震条件	検討箇所	最大層間変形角	許容限界	判定
南北方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/83	1/30	O.K.
東西方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/82	1/30	O.K.

表 1.2.3-3　最大応答層間変形角（燃料取り出し時時）

方向	地震条件	検討箇所	最大層間変形角	許容限界	判定
南北方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/83	1/30	O.K.
東西方向	Ss900 (+NS+EW+UD)	G.L.+53.9(m) ～+28.3(m) h=25.6(m)	1/82	1/30	O.K.

アンカーボルト部における検定比は下表に示す通りとなり，大型カバーの構造成立性に影響を与えるものではない。

表 1.2.3-4　アンカーボルト検討結果（一般部，ガレキ撤去時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカーボルト (20)	Ss900	+NS+EW+UD	2726	2895	5620	3860	0.82	O.K.

表 1.2.3-5　アンカーボルト検討結果（一般部，燃料取り出し時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカーボルト (36)	Ss900	+NS+EW+UD	3456	5211	7128	6948	0.82	O.K.

表 1.2.3-6　アンカーボルト検討結果（燃料取扱設備支持部，ガレキ撤去時）

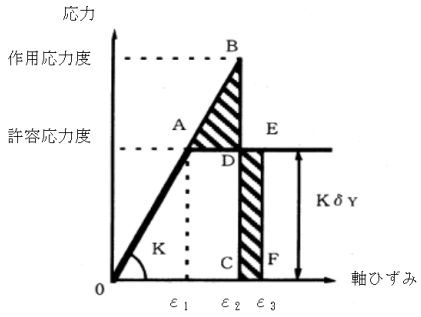
部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカーボルト (16)	Ss900	+NS+EW+UD	1427	1837	4448	3088	0.60	O.K.

表 1.2.3-7　アンカーボルト検討結果（燃料取扱設備支持部，燃料取り出し時）

部位 （アンカー本数）	地震条件		最大反力		終局強度		耐力比	判定
			引張力 (kN)	せん断力 (kN)	引張 (kN)	せん断 (kN)		
アンカーボルト (32)	Ss900	+NS+EW+UD	5988	4094	8576	6176	0.94	O.K.

1.2.4　エネルギー一定則に関する補足説明

一部の部材の弾性応答値が弾性限界強度をわずかに上回った場合，周辺の弾性応答部材への応力再配分が期待できるため，エネルギー一定則の考え方に基づき相当する塑性率を算定する。



エネルギー一定則を利用して，塑性率をε3/ε1（エネルギー一定則を利用した軸ひずみ/許容応力度における軸ひずみ）により算出し，許容値以下となることを確認する。

図 1.2.4-1　部材の応力―ひずみ関係

柱及び梁の弾性部材のうち，検定比が 1 を超える部材は図に示すとおり，全体の 1%程度とごくわずかである。このため，カバー全体の変形に影響を与えるほど柱，梁は塑性化しておらず，カバーの層間変形角に影響を与えるものではない。

また，塑性化を許容しているブレース材のうち，塑性率が 5 を超える部材は図に示すとおり，全体の 4%程度である。このため，カバー全体の変形に影響を与えるほど塑性化していない。

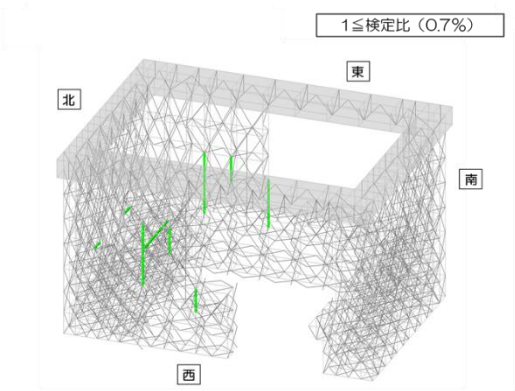


図 1.2.4-2
柱梁部材検定比 1 を超える割合図

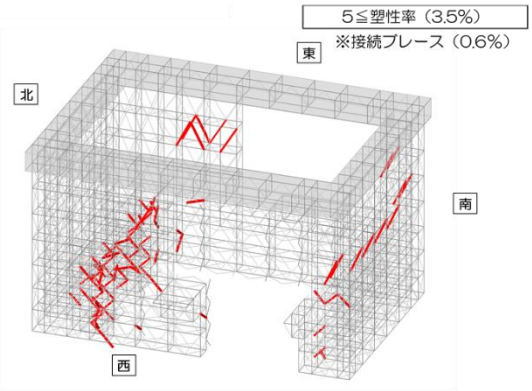


図 1.2.4-3
ブレース材塑性率 5 を超える割合図

1.2.5　破断寿命評価に関する補足説明

対象部材に対して，応答解析より求まる最大等価軸ひずみ（設定歪振幅）を算定する。

対象部材の最大等価軸ひずみに対応する鋼材の破断寿命を中込ほか[1]より算出し，これを評価基準とする。

対象部材の軸ひずみ時刻歴波形より，降伏ひずみ及び座屈ひずみを超え，勾配の正負が切り替わる全点（波形のピーク）を数え上げ，それを繰り返し回数とする。

ガレキ撤去時の破断寿命に対する繰り返し回数の算定を示す。

表 1.2.5-1　破断寿命に対する繰り返し回数の算定（ガレキ撤去時）

部位 （使用部材）	部材	最大等価 軸ひずみ ε_{max}（$\times 10^{-3}$）	応答による 繰返し回数※1 ni	評価基準※2 （破断寿命） Np	ni Np	判定
接続部ブレース 十字PL-210x28(SN490B)	鉛直ブレース	1.49	197	544	0.37	OK

※1：対象部材の軸ひずみ時刻歴波形をカウントする。
※2：最大等価軸ひずみ（設定ひずみ振幅）に対応する鋼材の破断寿命を引用文献より算定する（参考表）。破断寿命は，参考表　の設定ひずみより求める。

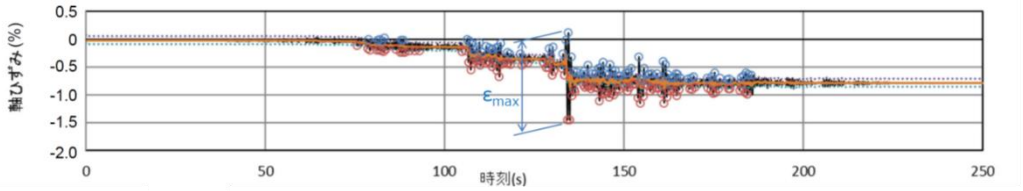


図 1.2.5-1　軸ひずみ時刻歴波形

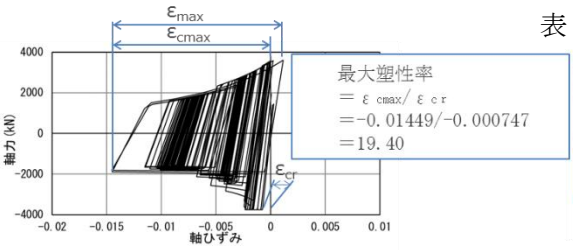


表 1.2.5-2 設定ひずみ振幅と疲労寿命

設定歪振幅	亀裂発生寿命	破断寿命
10.00%	3	1.8×10
7.00%	1.0×10	3.9×10
5.00%	2.6×10	6.7×10
3.50%	3.5×10	1.02×10^{2}
2.00%	1.70×10^{2}	2.99×10^{2}
1.00%	4.40×10^{2}	9.66×10^{2}
0.90%	8.00×10^{2}	1.29×10^{3}
0.70%	1.45×10^{3}	2.76×10^{3}

図 1.2.5-2　軸ひずみ—軸力時刻歴

[1]［中込他，繰返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究，1995 年 3 月］

1.2.6　屋根の補足説明

大型カバーの屋根は可動式とし，通常時は動かないように固定ピンで固定する。屋根を開閉する際は，固定ピンを外し南北方向に動かす。この際，逸走防止受けが落下防止材として働くことにより屋根の落下を防止する。

移動時など，逸走防止と固結（固定ピンが挿入されていない）されていなかった場合に，逸走防止受け自体が落下防止材として働くようにする。

片側の逸走防止受け柱脚（片側８箇所）に作用するせん断力は，柱脚アンカーボルトのせん断耐力以下となっている。

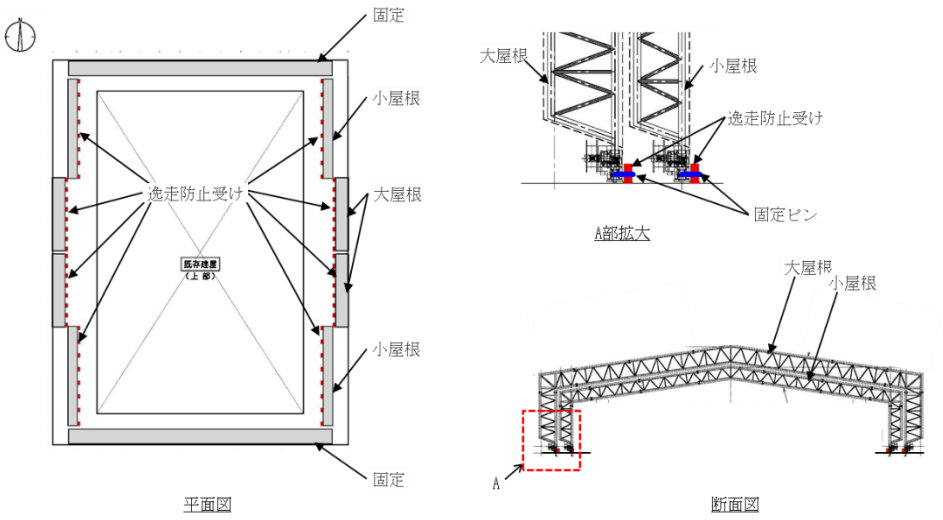


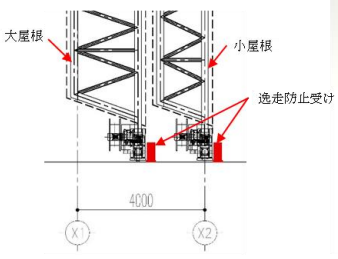
図 1.2.6-1　屋根部の逸走防止受けの概要

せん断力Q (kN)	せん断耐力Qu (kN)	検定比	判定
675	2710	0.25	O.K.

$Q = W \cdot K_H / 8$

$Qu = n \cdot {}_Fq_u$

Q　：逸走防止受け１箇所当たりに作用するせん断力（kN）
Qu　：柱脚アンカーボルトのせん断耐力（kN）
W　：大屋根の全重量（900kN）
K_H　：EW方向水平震度
（屋根頂部加速度より安全側に6Gと設定）
n　：ボルトの本数（10本）
${}_Fq_u$　：ボルトの最大せん断耐力（271kN）
（HTB M24最大せん断耐力（一面））



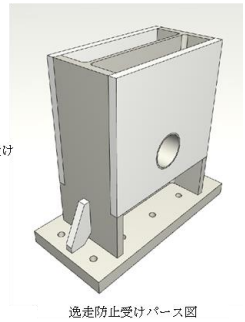

逸走防止受けパース図

図 1.2.6-2　落下防止の検討

1.2.7　ガレキ撤去用天井クレーンに関する補足説明

ガレキ撤去用天井クレーン（以下，天井クレーンと言う。）は大型カバー頂部に設置され，クレーンガーダ２本の上をトロリが移動する。Ss900 に対する波及的影響の評価にあたっては，以下を考慮する。

- 天井クレーン端部に 2.3mの水平かかり代を設け，地震時の天井クレーン落下を回避する。万が一レールから脱輪して，さらに回転したとしても，クレーンガーダ端部のハンチ部がカバー架構頂部に当たる形状であることから，物理的に落下しない。
- 天井クレーン不使用時はカバー北側に駐機する。
- 電源喪失時に電磁ブレーキにより揚重状態を保持する。
- フックには外れ止めを装備する。
- トロリ部には脱落防止材を設置し，地震時のトロリ落下を回避する。

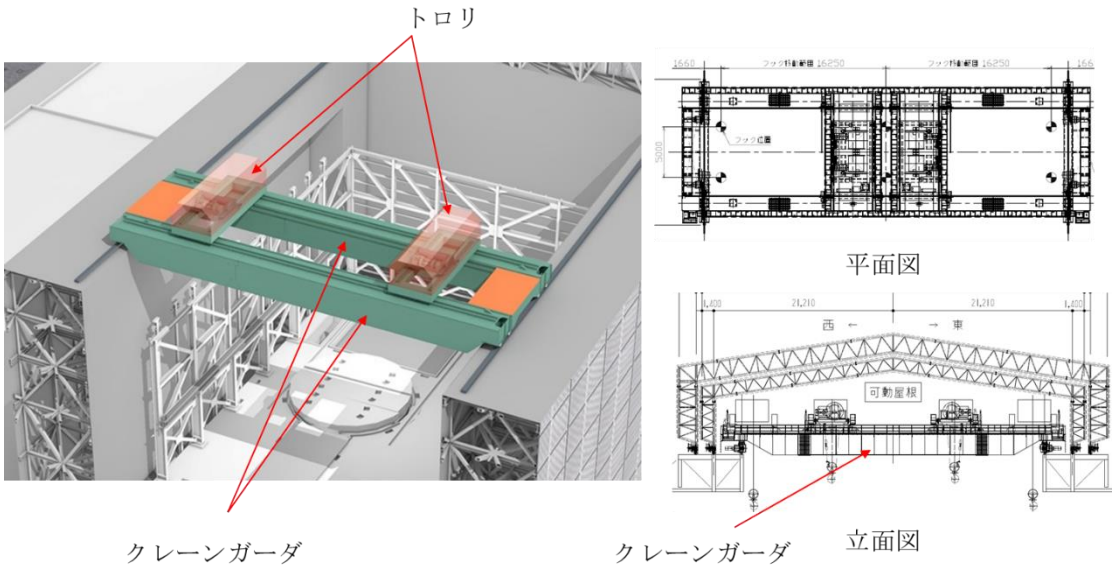


図 1.2.7-1　天井クレーンの概要図

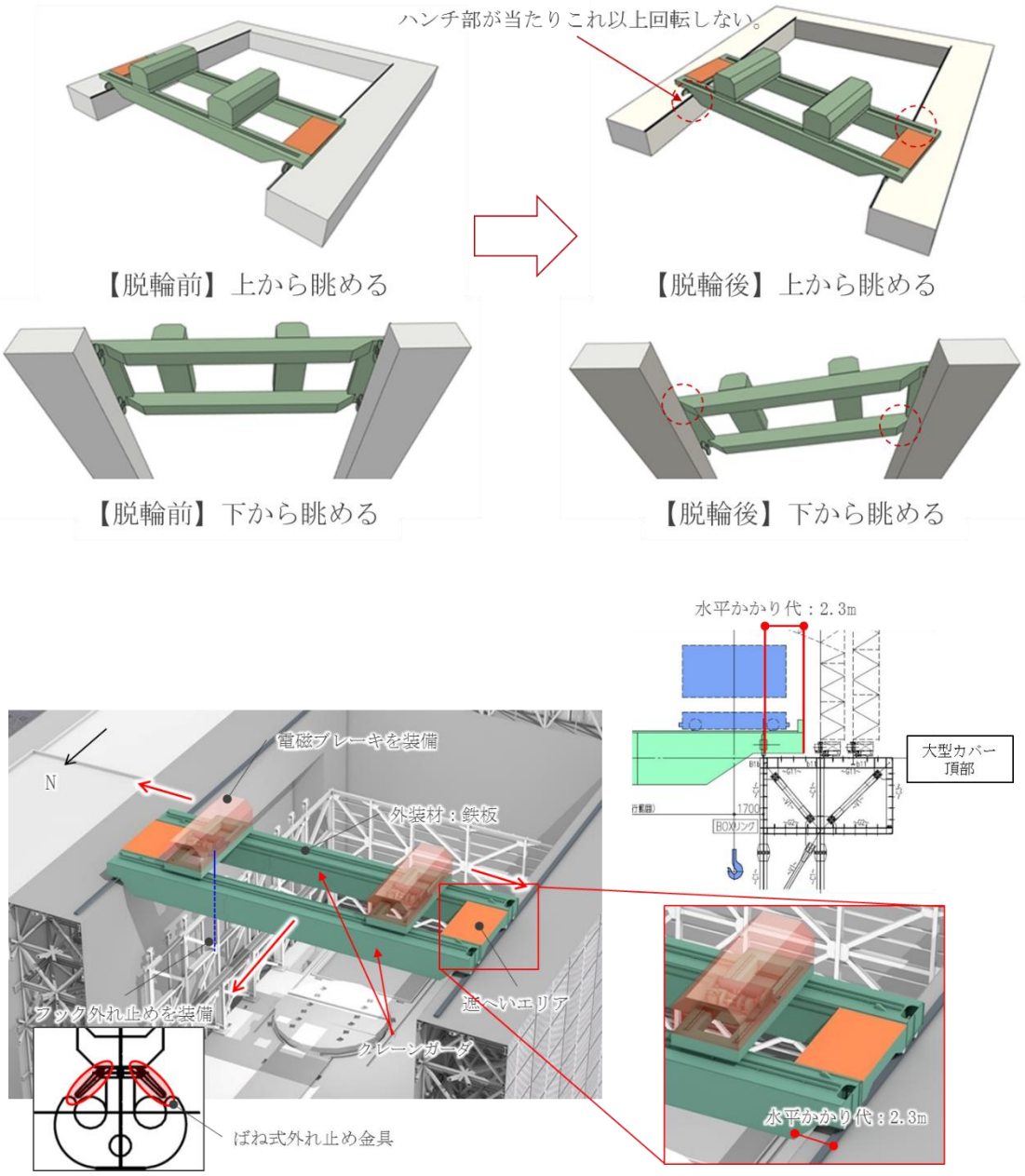
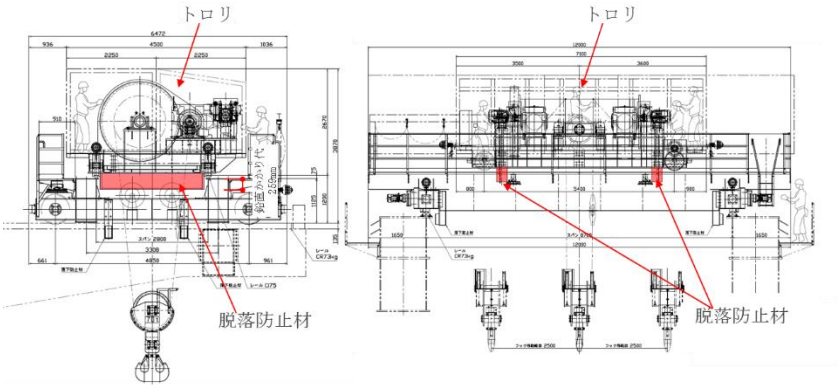


図 1.2.7-2　天井クレーン安全対策の概要図

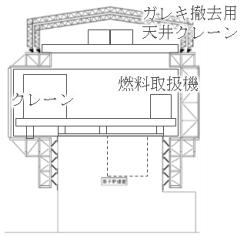
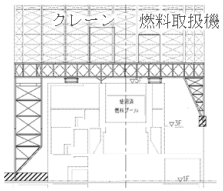
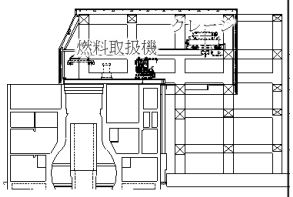


トロリの脱落防止材（赤色部：H-900×300×16×28(SS400)）

図 1.2.7-3　トロリの脱落防止材の概要

1.2.8　3,4 号機との比較に関する補足説明

3,4 号機との主要な比較項目を表に示す。

号機	1号機	3号機	4号機
イメージ図			
構造	鉄骨造，トラス構造	鉄骨造，トラス構造	鉄骨造，ラーメン構造
カバーの支持	原子炉建屋外壁に支持	原子炉建屋1階，3階及び5階に支持	地盤，原子炉建屋外壁及びシェル壁に支持
屋根	可動式	可動しない	可動しない
外装材	屋根：膜材 外壁：金属製外装材	金属製外装材	金属製外装材
カバーに支持する主要設備	ガレキ撤去用天井クレーン（一般部に設置） 燃料取扱機，クレーン（原子炉建屋及び燃料取扱設備支持部に設置）	燃料取扱機，クレーン	燃料取扱機，クレーン

別添－１２

１号機原子炉建屋外壁の３次元 FEM 解析による耐震安全性評価

1.　１号機原子炉建屋外壁の３次元 FEM 解析による耐震安全性評価

1.1　はじめに

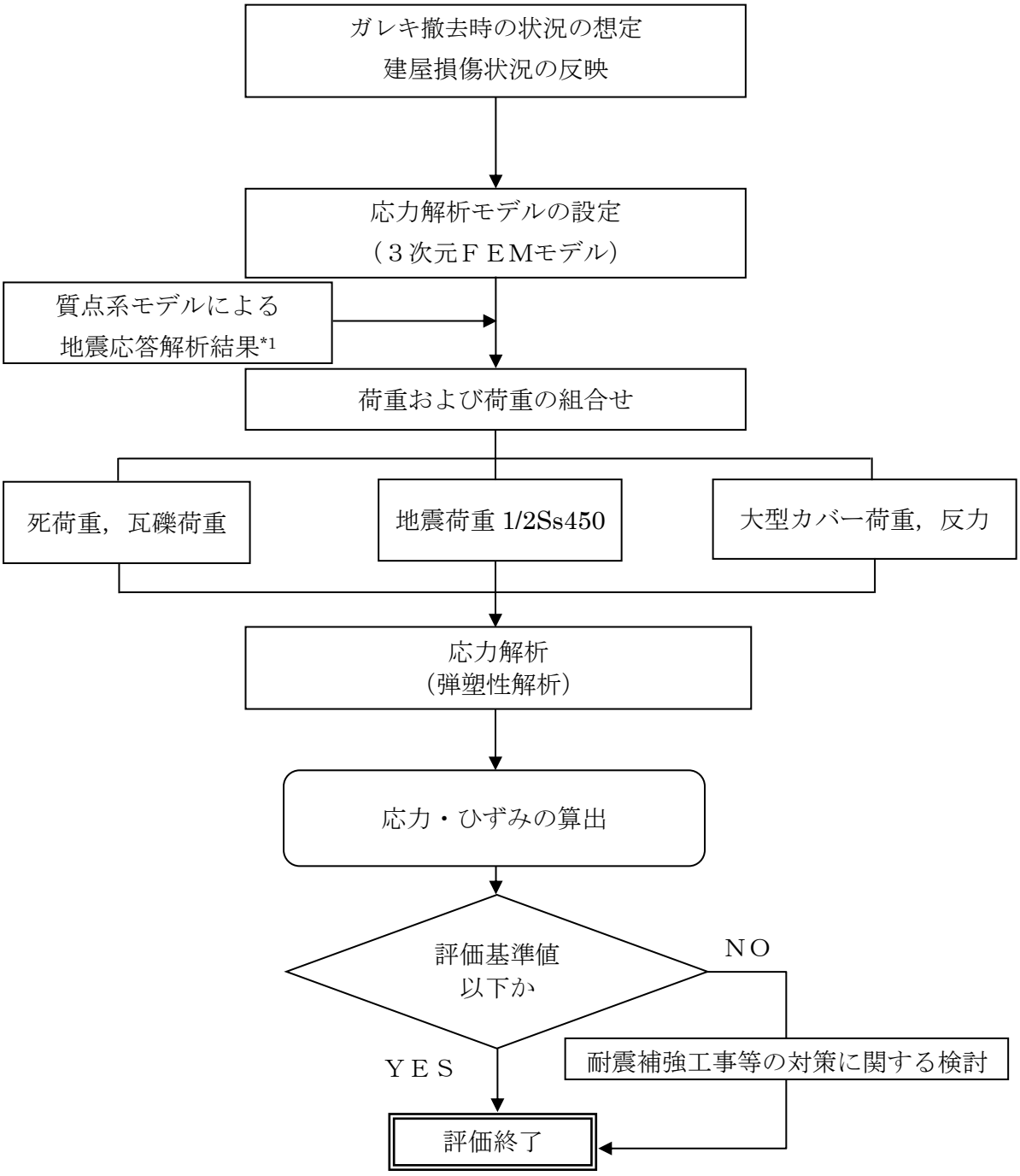
大型カバーは，原子炉建屋の外壁面に支持されており，原子炉建屋に波及的影響を及ぼさない設計としている。本章では，事前の外壁調査結果やその他損傷状況を反映し，かつ瓦礫撤去時の荷重状態を想定した原子炉建屋の 1/2Ss450 に対する３次元ＦＥＭ解析により，原子炉建屋外壁の耐震安全性評価を実施する。

1.2　３次元ＦＥM解析による耐震安全性評価

1.2.1　解析方針

耐震安全性評価は，図-1.1 のフローに示すように以下の手順で行う。

- １階壁から５階オペレーティングフロア（以降５階オペフロ床と略す）の外壁を含む原子炉建屋の地上部について，３次元ＦＥM解析モデルを作成する。
- 死荷重，瓦礫荷重・大型カバー荷重，地震応答解析結果にもとづく地震荷重，地震時の大型カバー反力及び荷重組合せの条件を設定する。
- 応力解析として鉄筋コンクリート部材の塑性化を考慮した弾塑性解析を行い，大型カバーが取り付く建屋外壁に発生する応力及びひずみを算出する。
- 評価基準値と比較し，耐震安全性を評価する。



*1：「Ⅱ-2-11　添付資料-4-2　燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」中の１号機のガレキ撤去時の状態を考慮した地震応答解析結果にもとづく。

図-1.1　耐震安全性評価フロー

1.2.2　応力解析モデルの設定

鉄筋コンクリート部材の塑性化を考慮した弾塑性解析を実施し，建屋外壁に発生する応力及びひずみを算定する。１階壁から５階オペフロ床までの鉄筋コンクリート部材を有限要素の集合体としてモデル化した。

外壁については，事前の外壁調査において，ひび割れや浮きが認められたものの，局所的であり，耐震壁としての性能を保持していると評価し，剛性低下は行わない。一方，5 階オペフロ床の北西部の一部については，崩落が確認されており，当該床の要素を削除する。

解析モデルに使用する板要素は，鉄筋層をモデル化した積層シェル要素を用いた。各要素には，板の軸力と曲げ応力を同時に考えるが，板の曲げには面外せん断変形の影響も考慮した。使用計算機コードは「ABAQUS」である。

図-1.2 に解析モデル概要図を，図-1.3 に解析モデルの境界条件を，図-1.4 にコンクリートと鉄筋の構成則を示す。

※外壁は「Ⅲ-3-1-3　添付資料－2　福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性及び補強等に関する検討に係る報告書（その 1）（東京電力株式会社，平成 23 年 5 月 28 日）」同様に損傷がないものとして評価。床については 2014 年 3 月 27 日に実施した 1 号機建屋内現場調査時に 4 階床面より見上げて 5 階オペフロ床の北西部の一部の崩落が確認できたため，「Ⅲ-3-1-3　添付資料－2　福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性及び補強等に関する検討に係る報告書（その 1）（東京電力株式会社，平成 23 年 5 月 28 日）」から変更している。

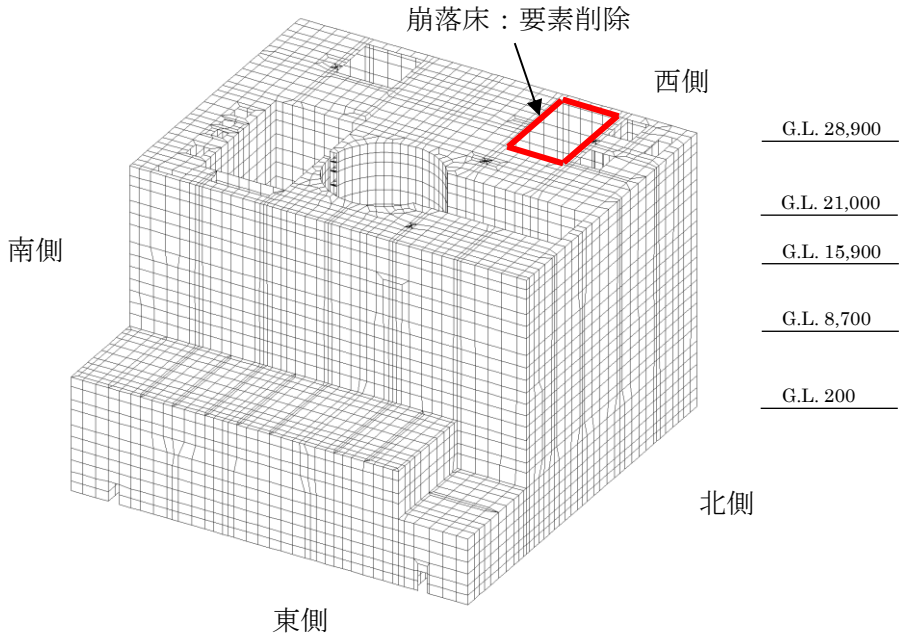


図-1.2　解析モデル概要図

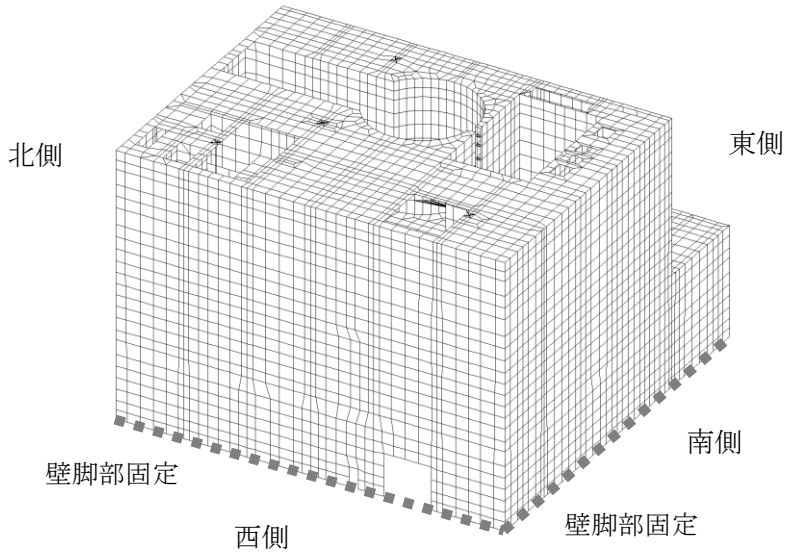
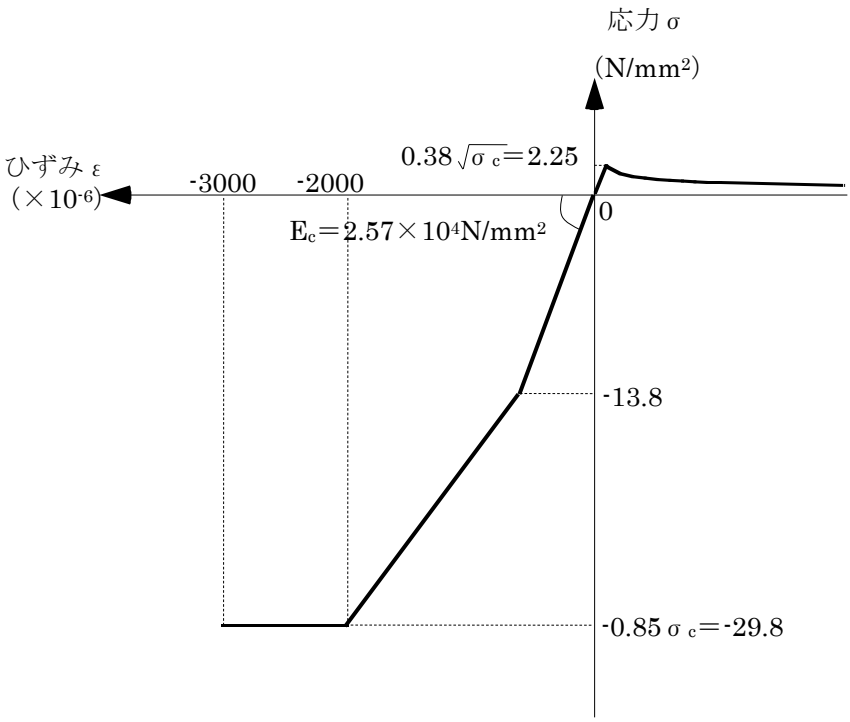
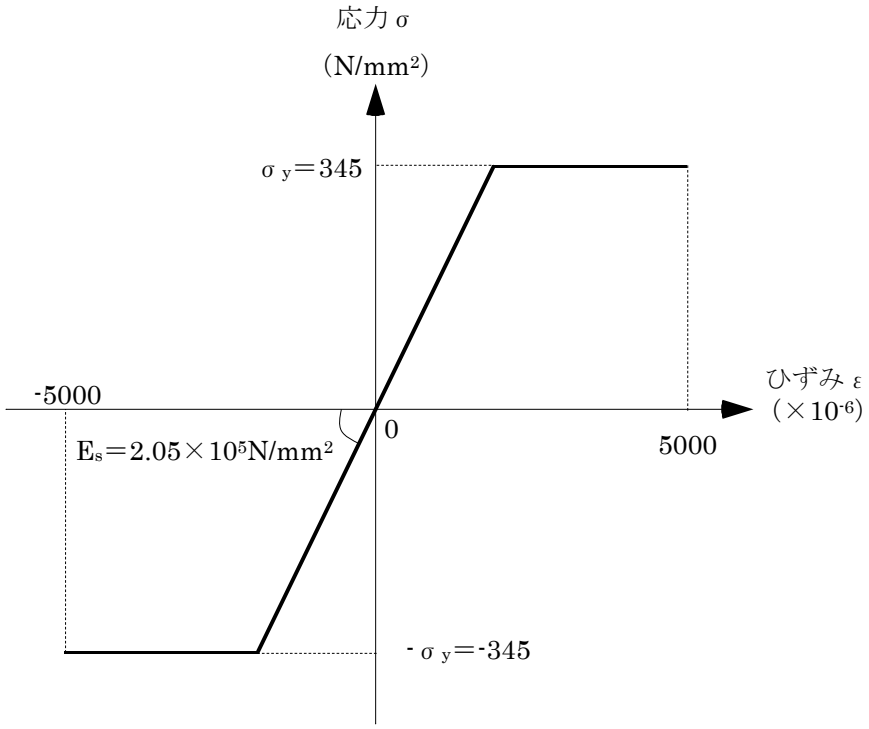


図-1.3　解析モデルの境界条件



(a)　コンクリートの応力－ひずみ関係（コンクリート強度 σc=35N/mm²）



(b)　鉄筋の応力－ひずみ関係（鉄筋降伏点 σy=345N/mm²）

図-1.4　コンクリートと鉄筋の構成則

1.2.3　荷重及び荷重の組合せ

(1) 死荷重及び瓦礫荷重　ＤＬ

解析モデルに付与する死荷重は，モデル化範囲の建屋躯体の自重に加え，機器・配管・その他の重量は床に一様に積載されているものとする。また，瓦礫荷重は，外部への落下分を無視し崩れた屋根や鉄骨重量が全て５階オペフロ床に一様に積載されているものとする。

(2) 大型カバー荷重　ＤＦ

大型カバー重量を，外壁面支持位置に考慮する。

(3) 地震荷重　Ｋ

質点系モデルによる 1/2Ss450 地震動に対する地震応答解析結果にもとづき，水平方向及び鉛直方向の地震荷重を設定する。

(4) 大型カバー反力　ＫＦ

地震時に生じる大型カバーからの反力を考慮する。

(5) 荷重の組合せ

表-1.1 に荷重の組合せを示す。水平２方向及び鉛直方向の地震動の組合せは，組合せ係数法に基づく。(水平のいずれかを 1.0 とし，±を考慮し合計 16 ケース)

表-1.1　荷重の組合せ

荷重時名称	荷重の組合せ
Ss 地震時	DL + DF + K + KF

ここに，DL：死荷重及び瓦礫荷重，DF：大型カバー荷重，　K：地震荷重（1/2Ss450 地震動)，KF：大型カバー反力

1.2.4　評価結果

配筋諸元等にもとづき構造検討を行い，耐震安全性を評価する。評価においては，応力解析より求まる応力及びひずみが，評価基準値以下となることを確認した。評価基準値はコンクリート並びに鉄筋のひずみについては日本機械学会「発電用原子力設備規格 コンクリート製原子炉格納容器規格」にもとづき設定した。表-1.2 にひずみの評価基準値の値を示す。なお，許容面外せん断力については「原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・解説」に基づき以下の式から算定する。

$$Q_A = bj\alpha f_s$$

ただし，　$\alpha = \dfrac{4}{\dfrac{M}{Q_d}+1}$　　かつ $1 \leqq \alpha \leqq 2$

ここで，

Q_A　：短期許容面外せん断力

b　：断面の幅

j　：断面の応力中心間距離で有効せいの(7/8)倍の値とすることができる

α　：せん断スパン比 $M/(Qd)$による割増係数

f_s　：コンクリートの短期許容せん断応力度

M　：設計する壁の短期荷重による最大曲げモーメント

Q　：設計する壁の短期荷重による最大せん断力

d　：有効せい

発生ひずみ及び面外せん断力の発生応力と評価基準値の比（検定比。1 以下で評価基準値を満足する。）を示した結果を図-1.5～図-1.16 に，各面の最大値一覧を表-1.3 に示す。いずれの箇所においても発生ひずみ及び面外せん断力は許容限界以内であり，評価基準値を十分に下回っている。このことから，瓦礫撤去時の状況において，大型カバーが取りつく建屋外壁は，耐震安全性を有しているものと評価した。

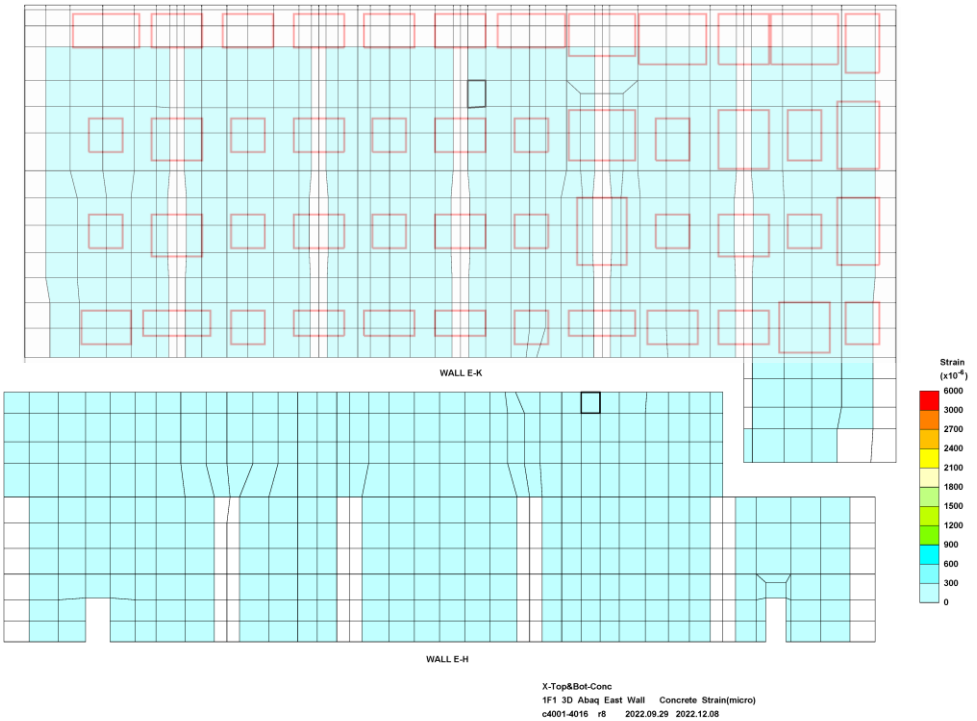
表-1.2　ひずみの評価基準値

評価対象	評価基準値 ε_a ($\times 10^{-6}$)
コンクリート	－3000
鉄筋	±5000

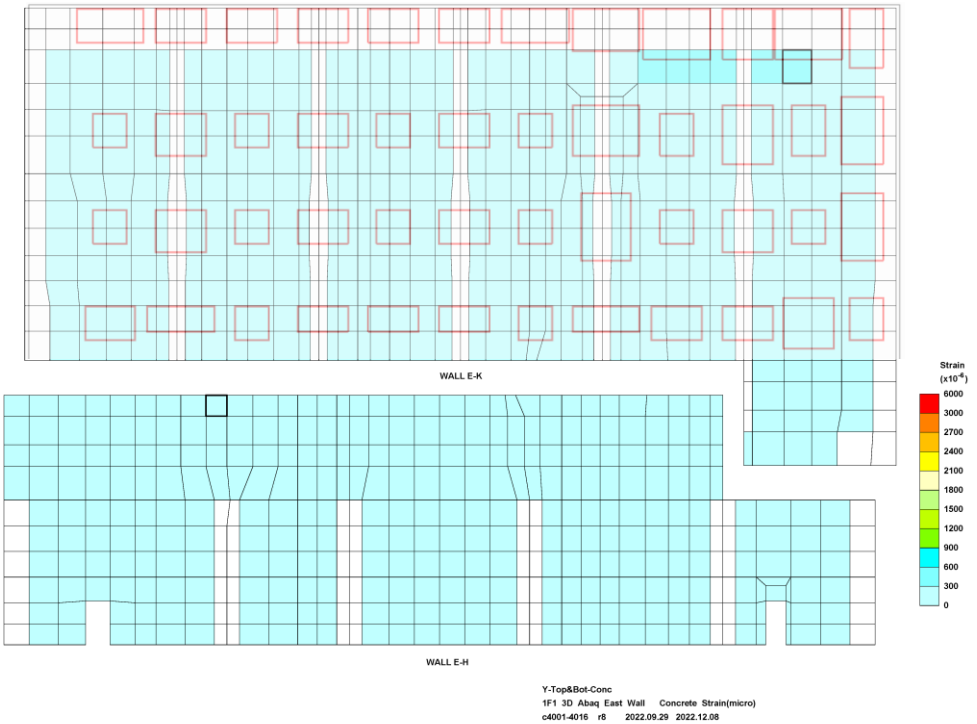
表-1.3　外壁各面の最大値一覧

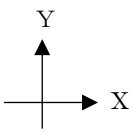
部位	コンクリートひずみ($\times 10^{-6}$)	鉄筋ひずみ($\times 10^{-6}$)	面外せん断力検定比
東壁	－389	367	0.703
西壁	－383	429	0.722
南壁	－359	470	0.656
北壁	－317	670	0.797

X方向



Y方向

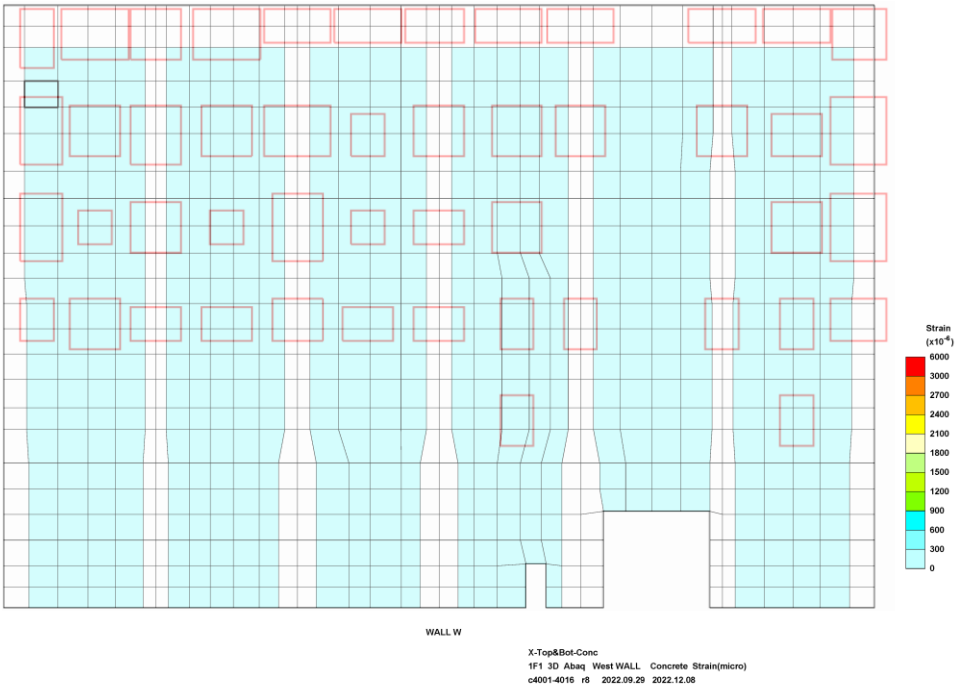




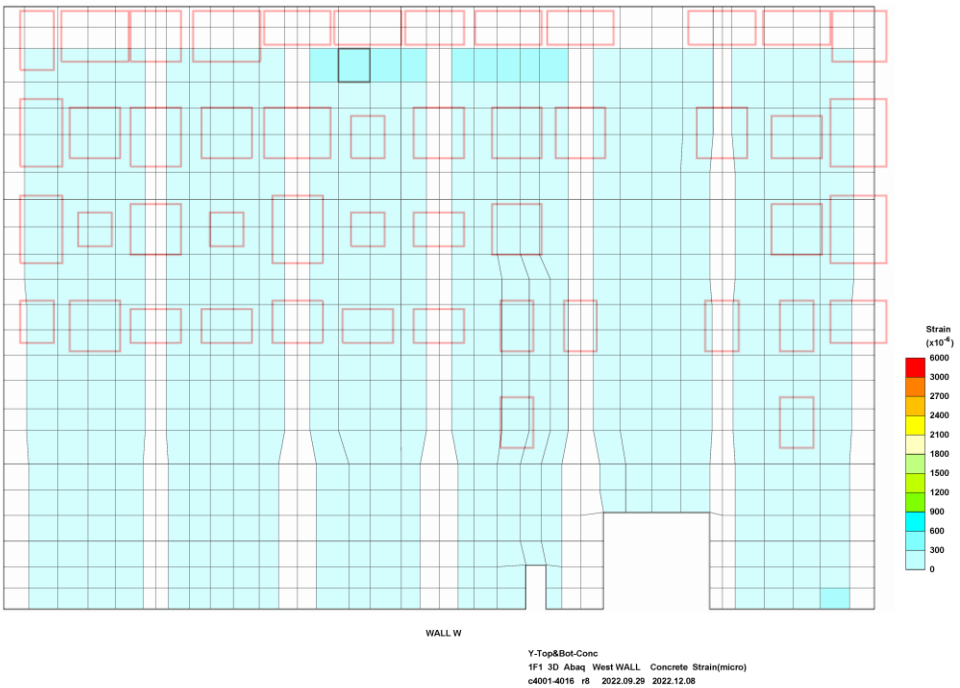
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

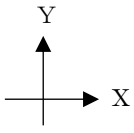
図-1.5　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向

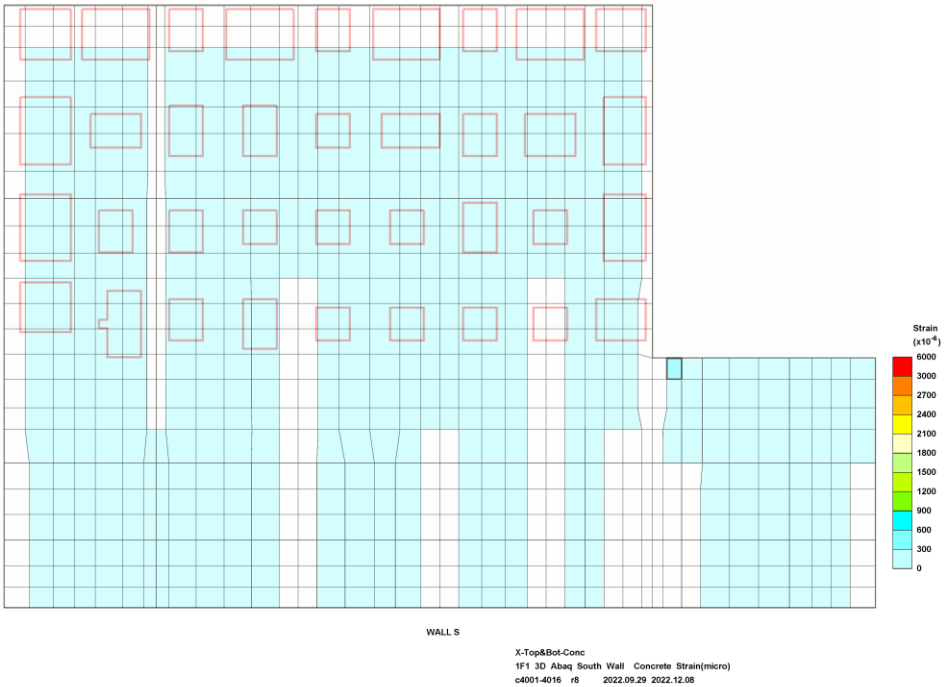




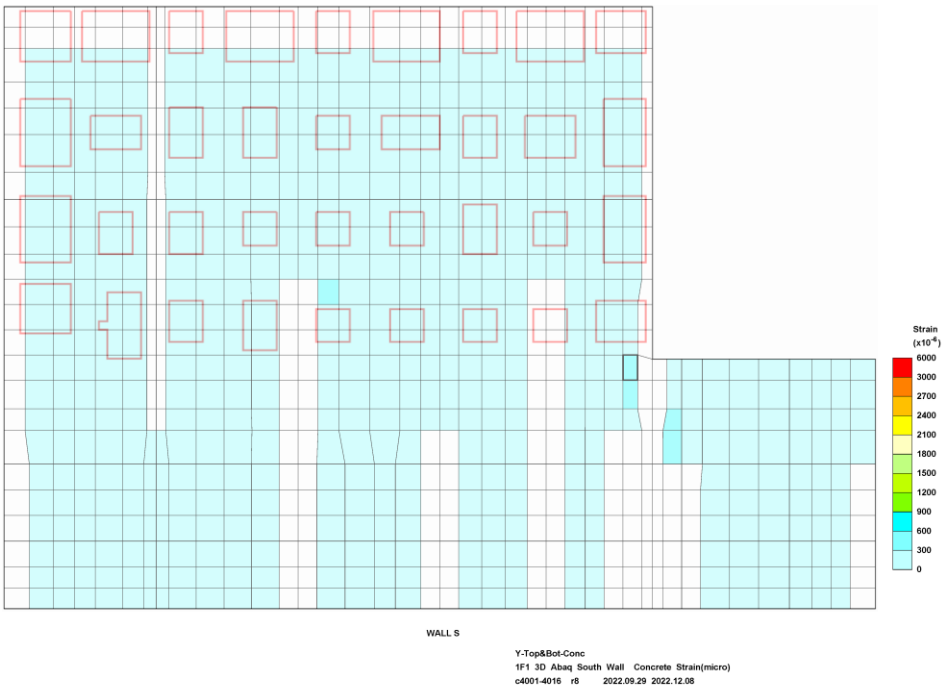
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

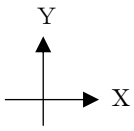
図-1.6　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

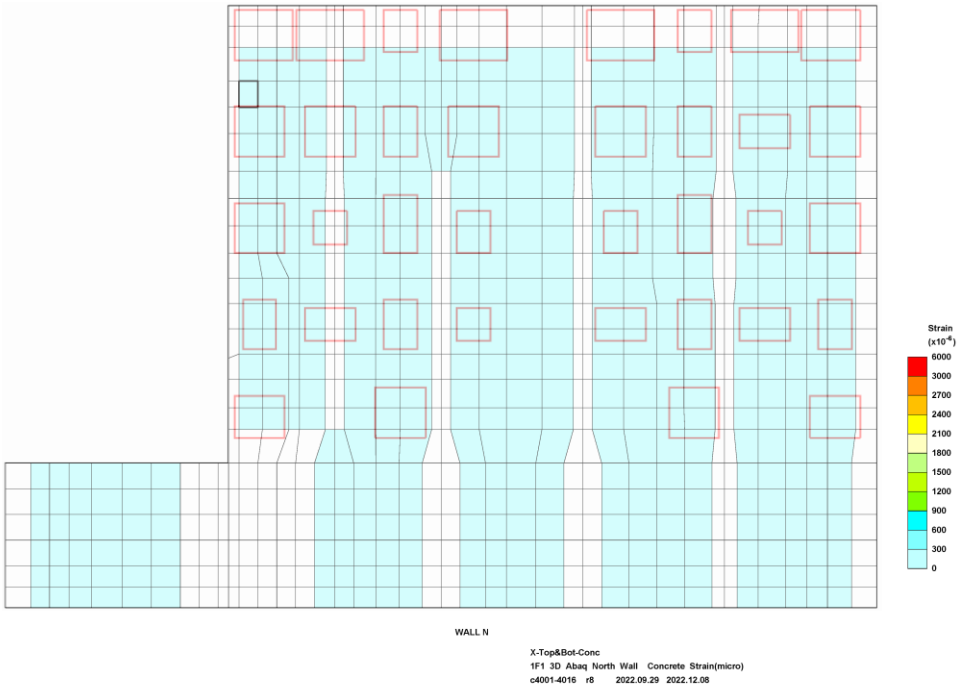




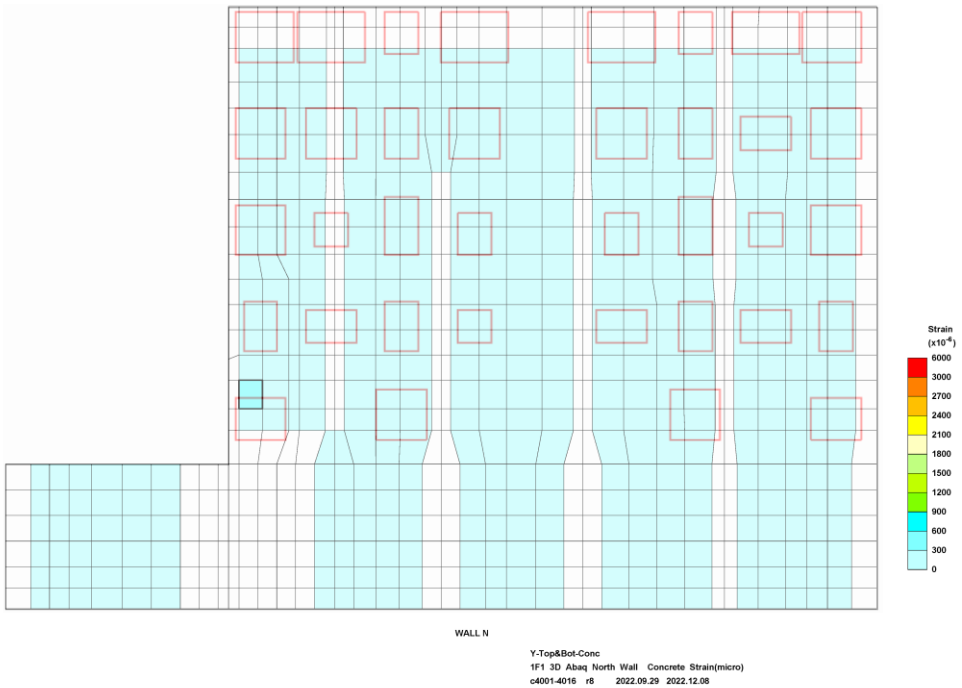
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

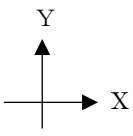
図-1.7　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁南面）

X方向



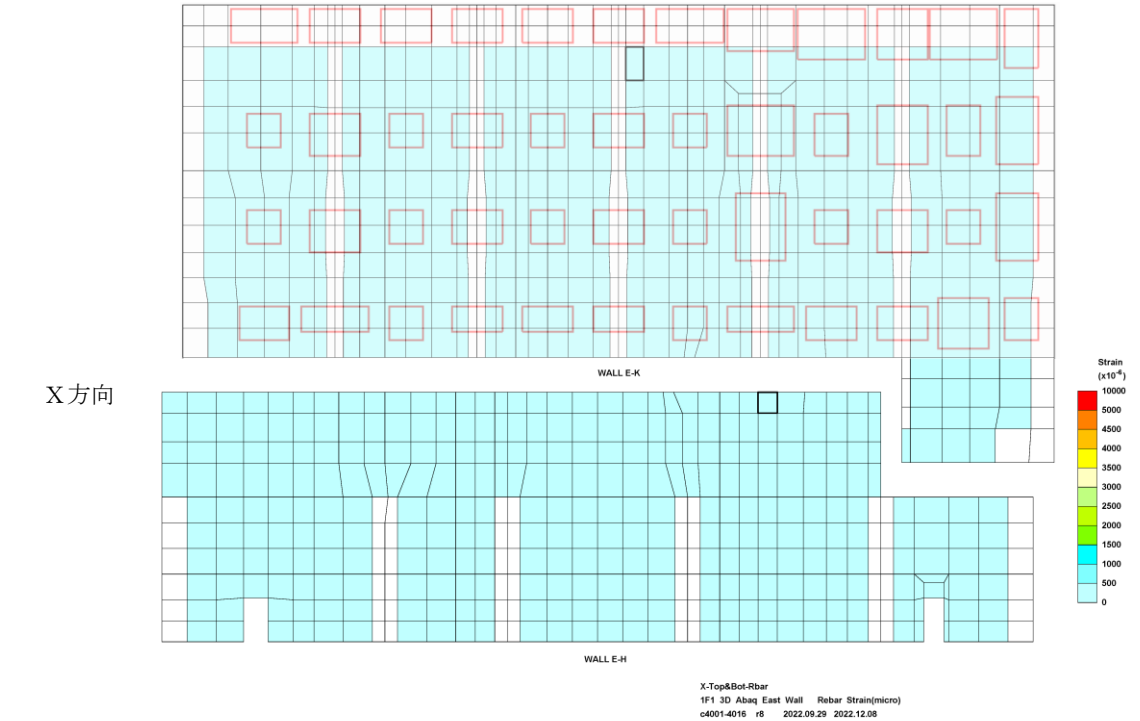
Y方向

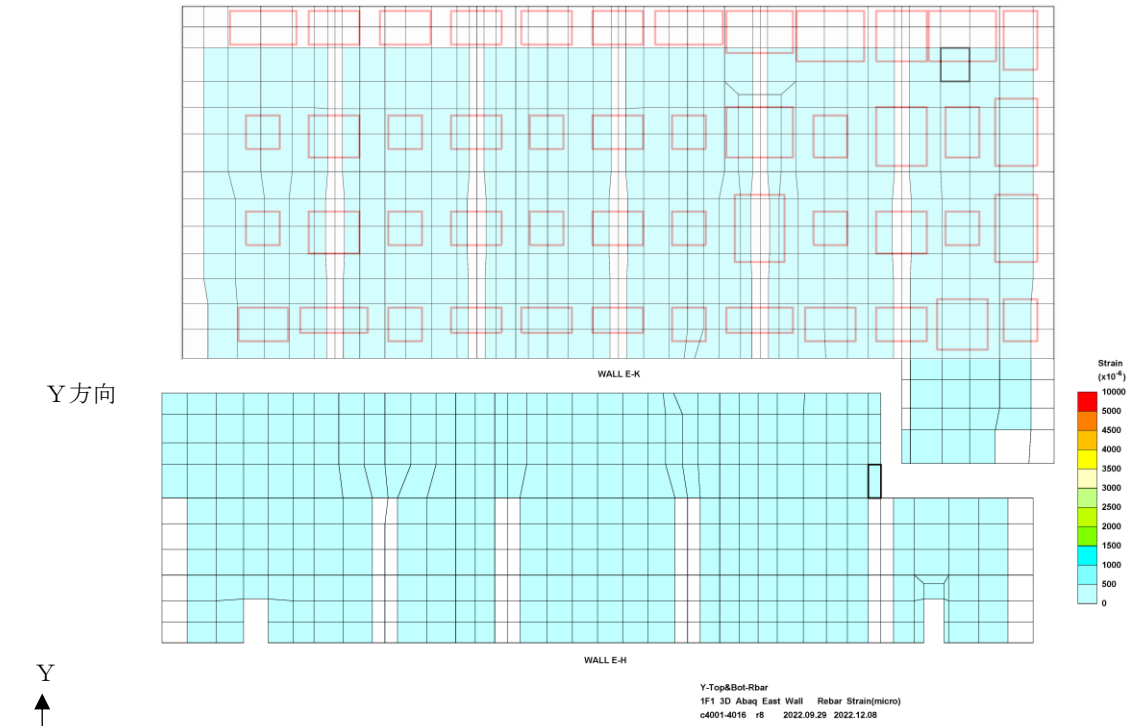


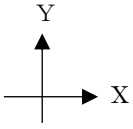


（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.8　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁北面）



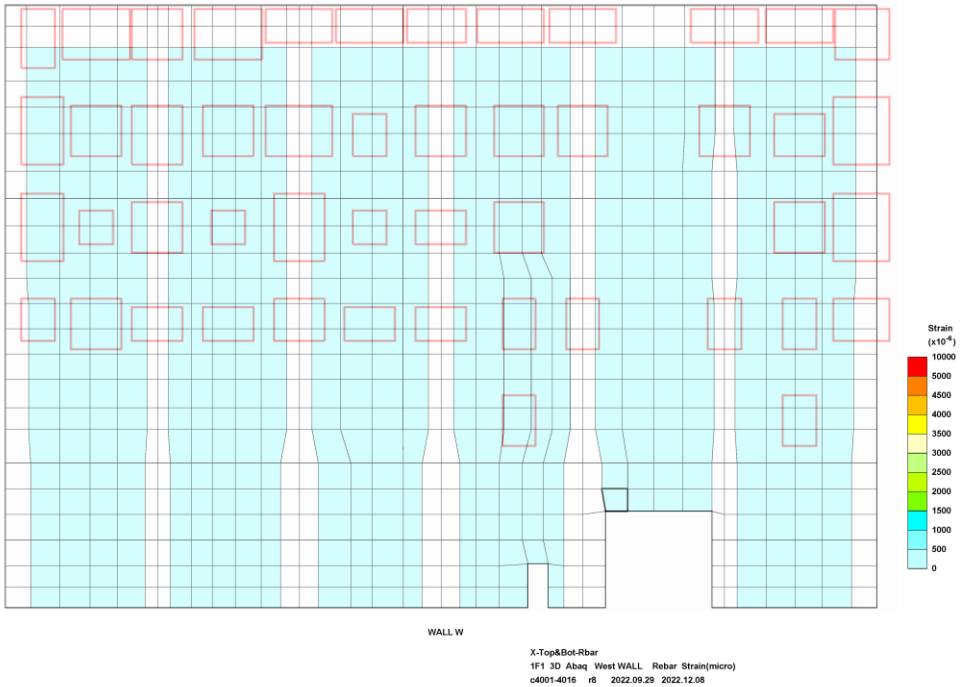




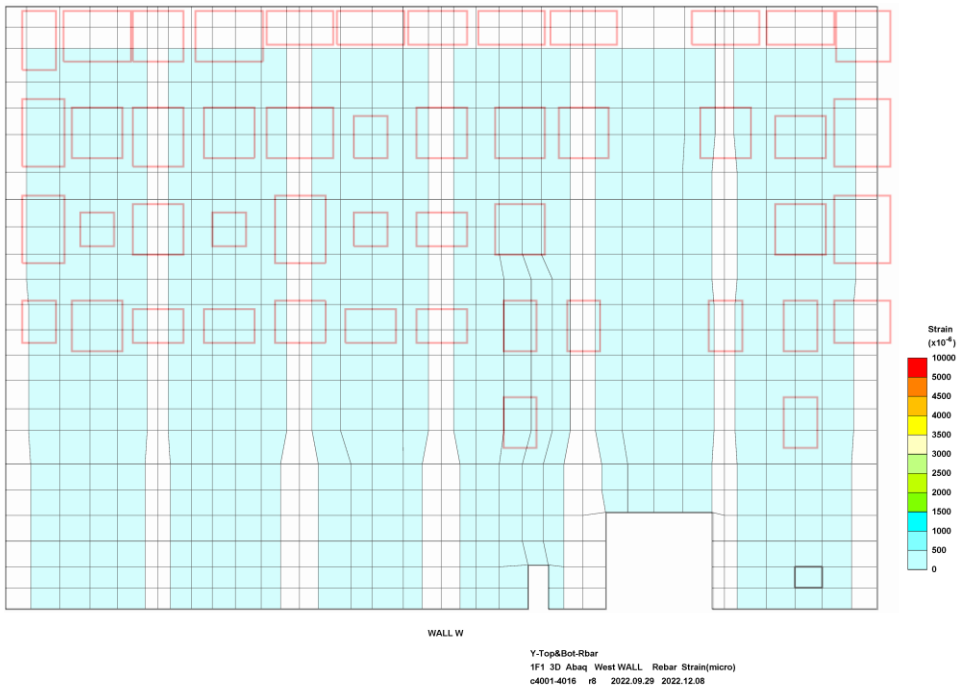
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

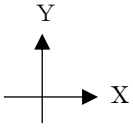
図-1.9　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向

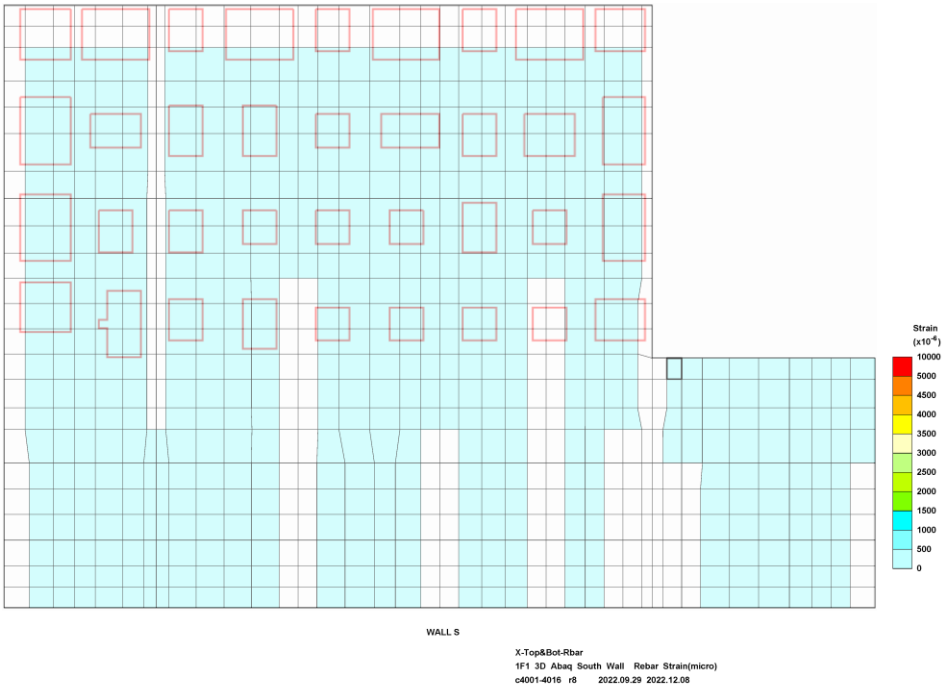




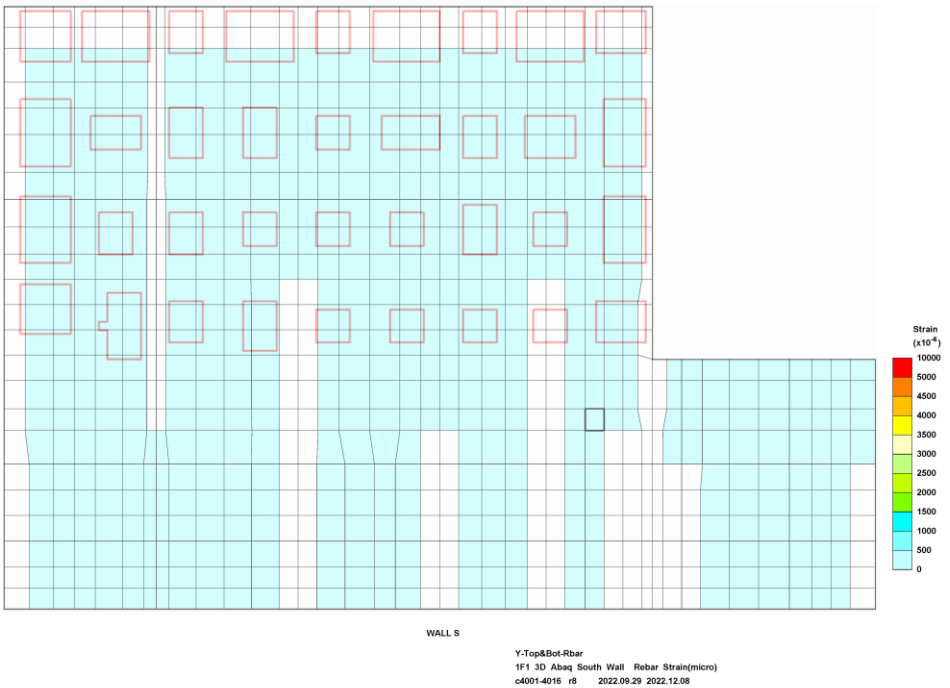
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

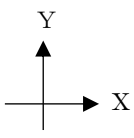
図-1.10　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

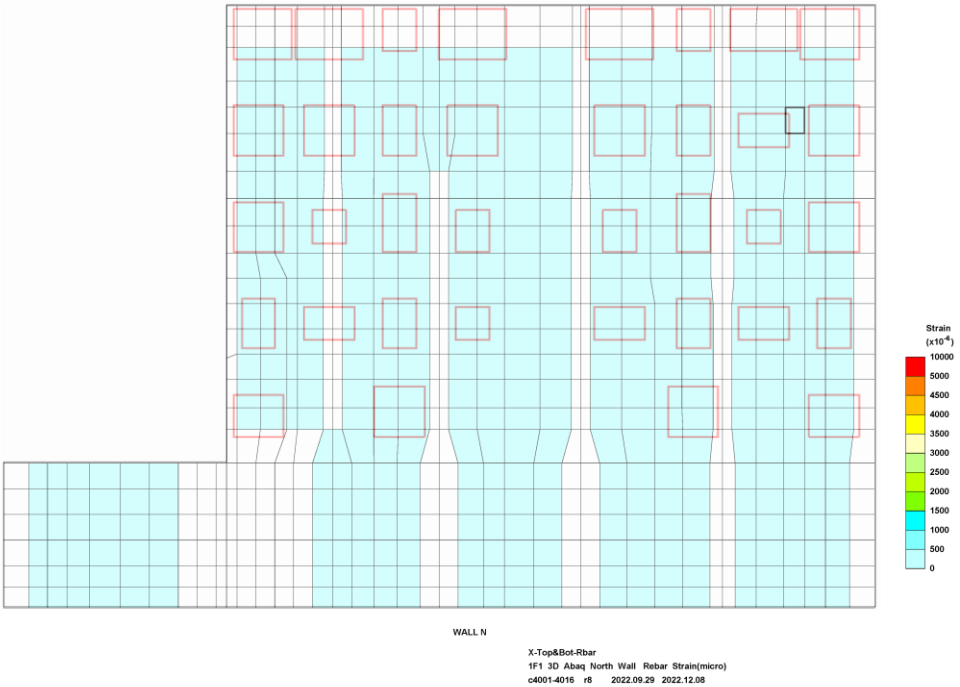




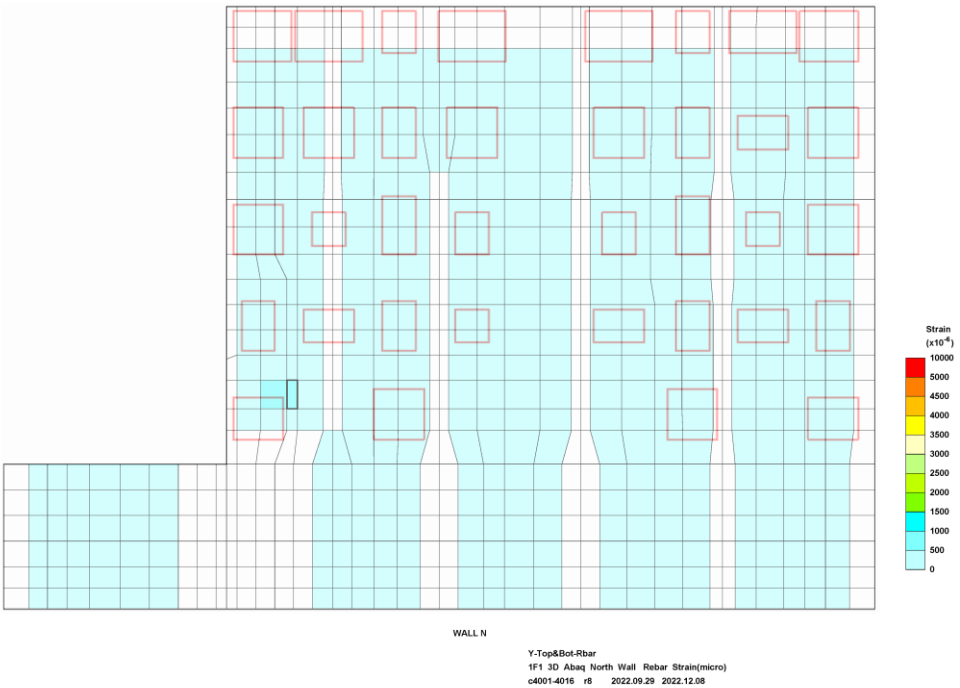
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

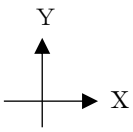
図-1.11　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁南面）

X方向



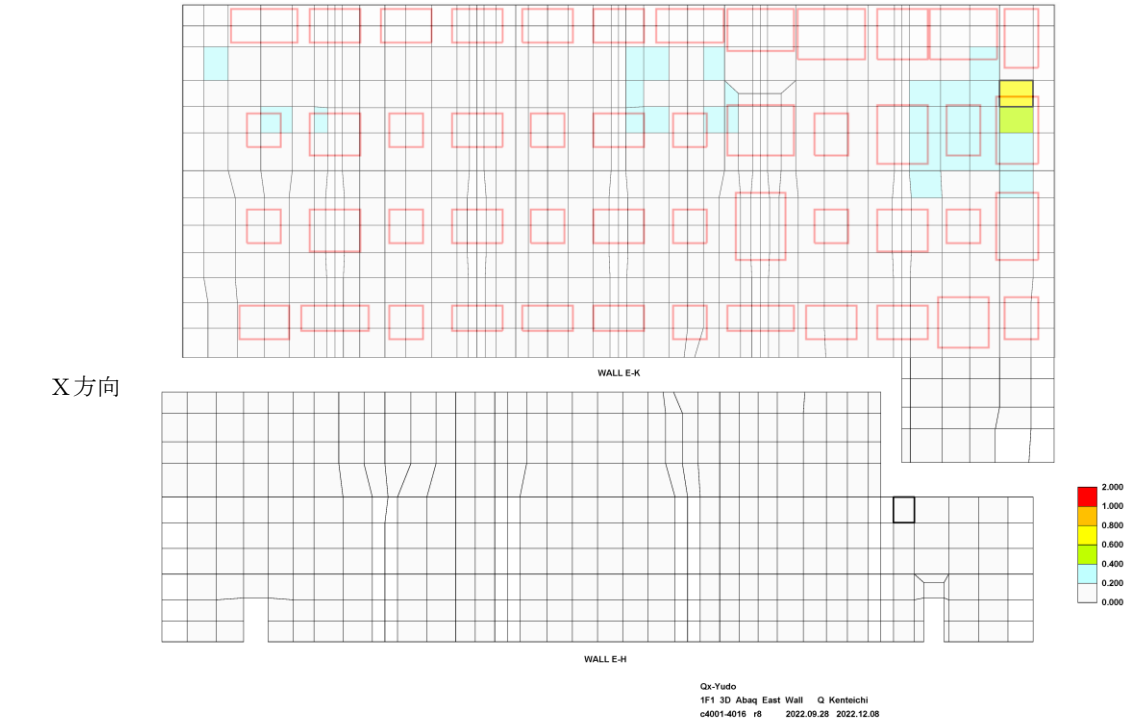
Y方向

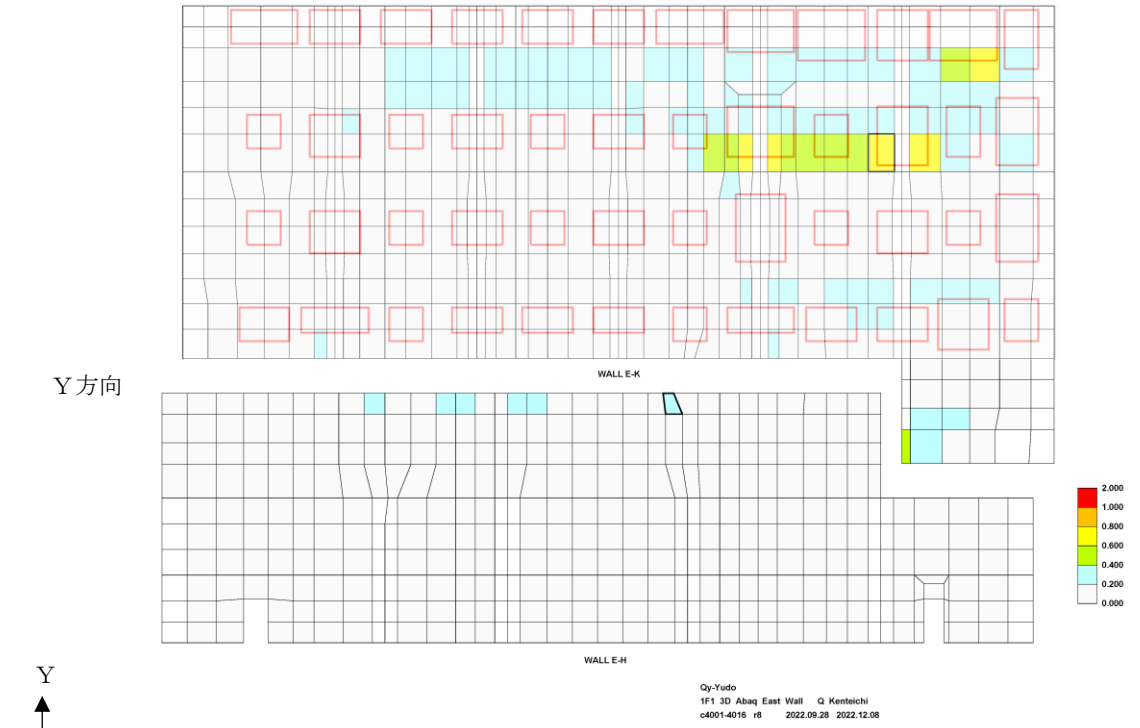


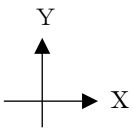


（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.12　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁北面）



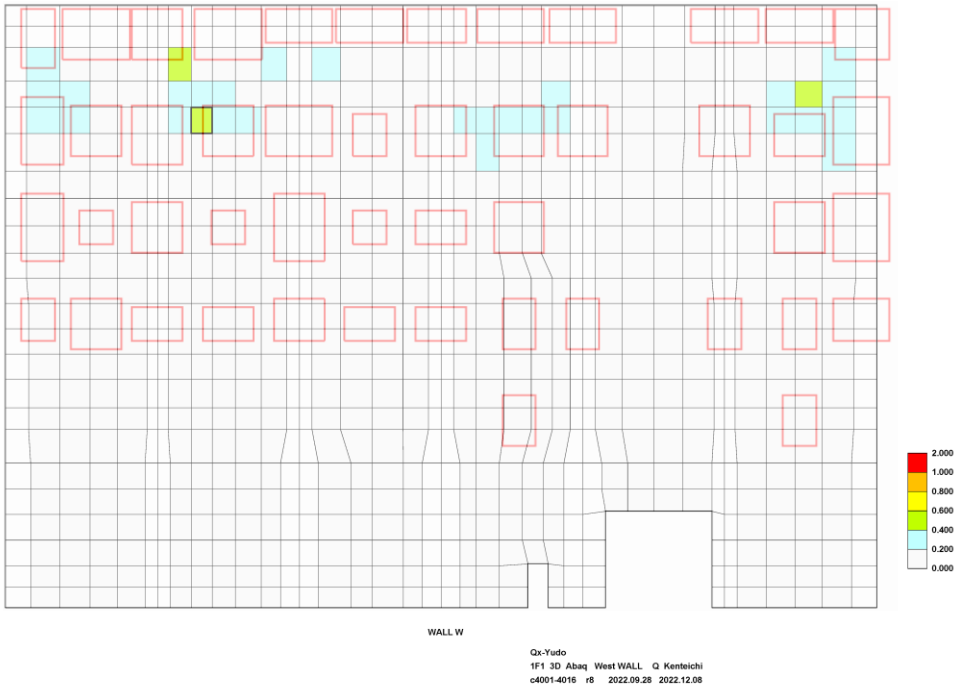




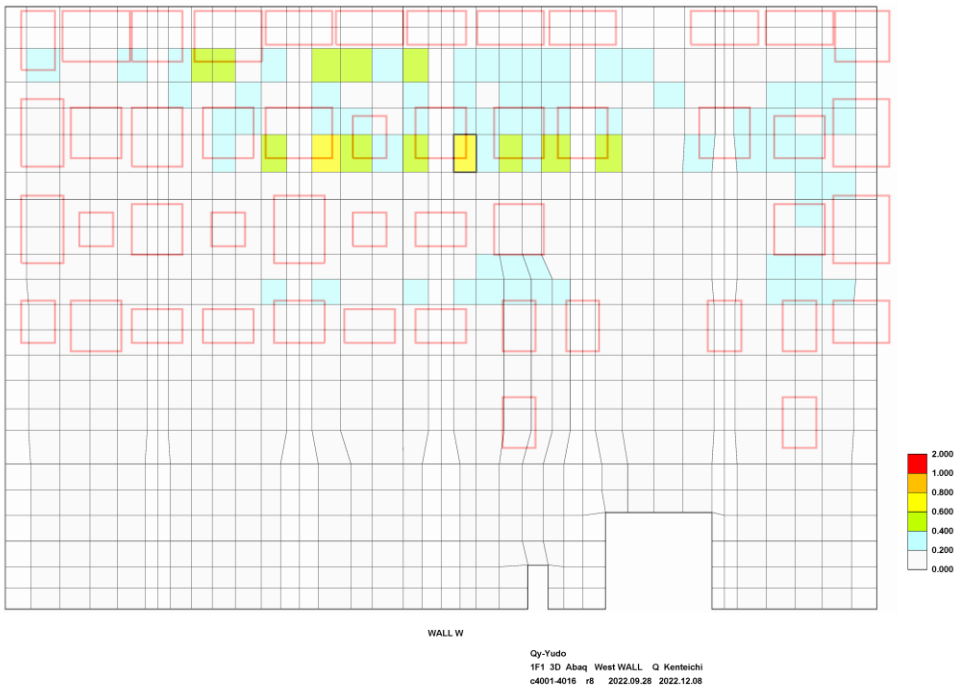
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

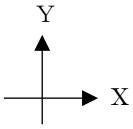
図-1.13　面外せん断力の検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向

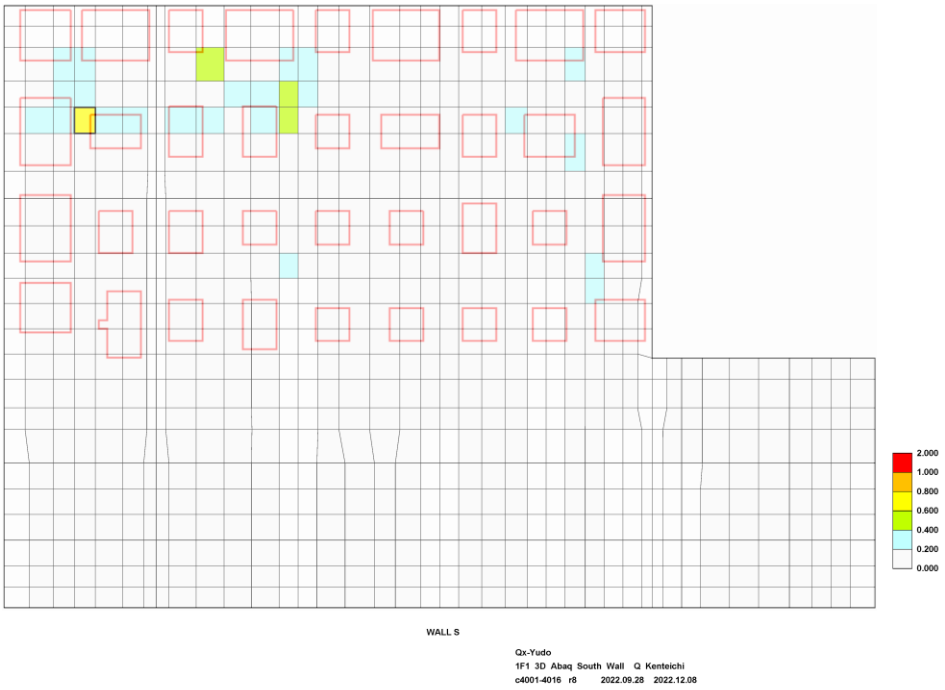




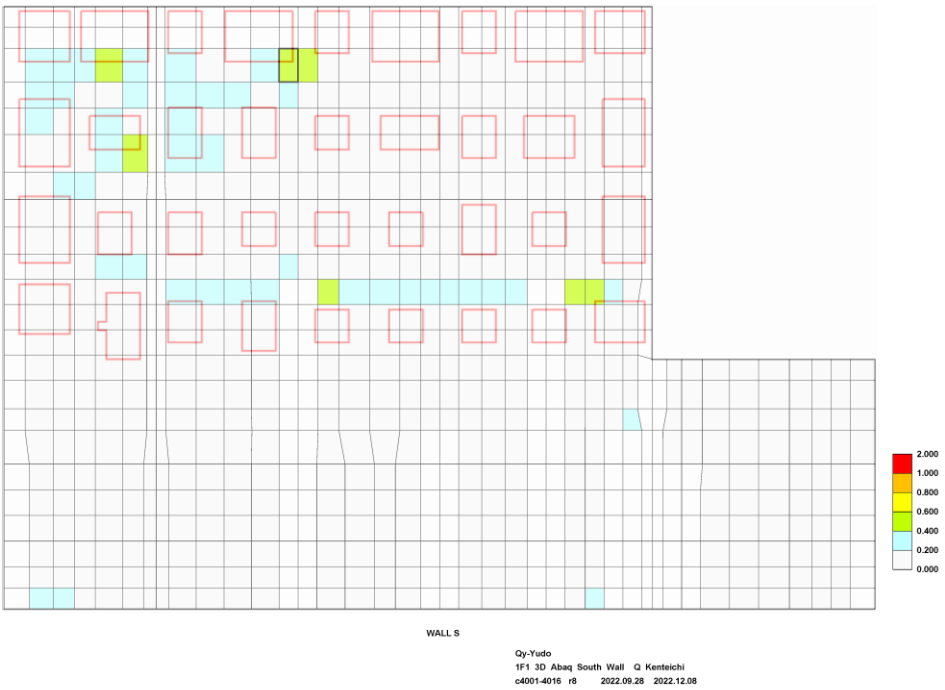
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

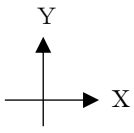
図-1.14　面外せん断力の検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

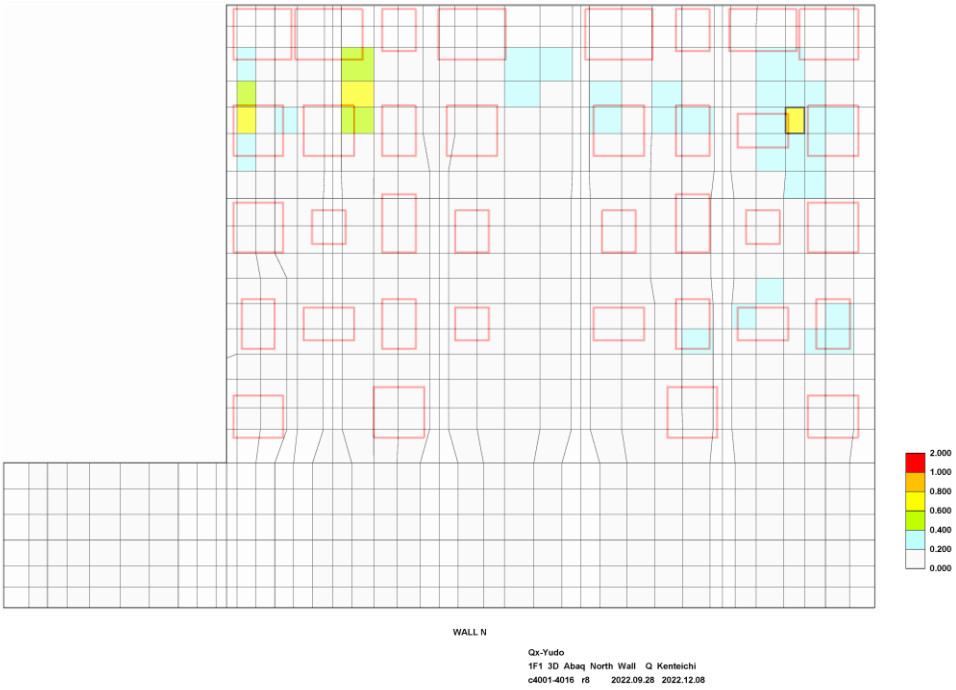




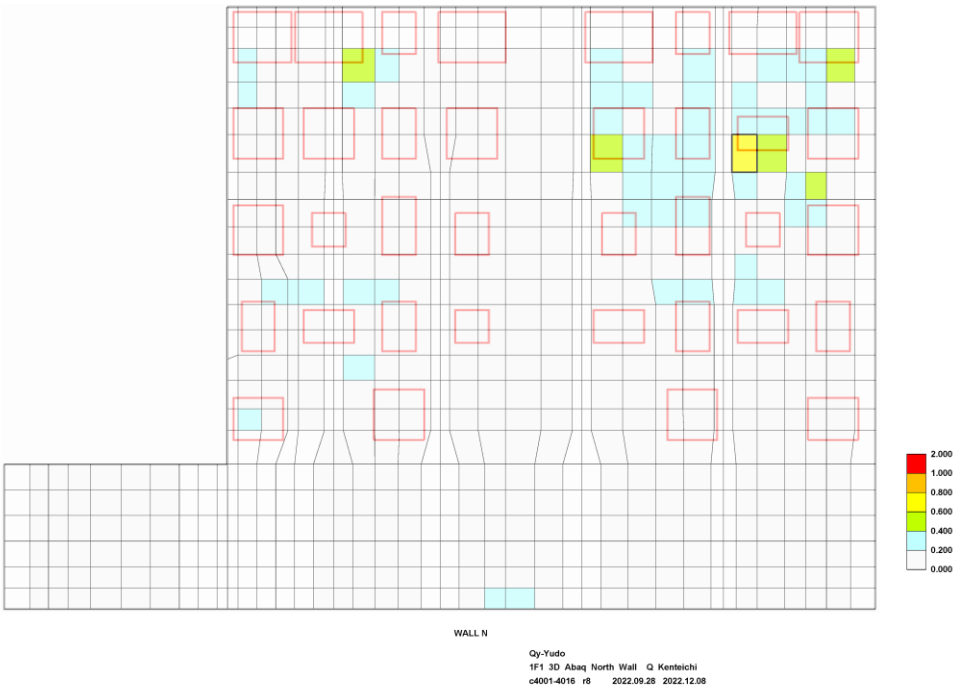
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

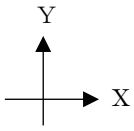
図-1.15　面外せん断力の検定比（建屋外壁南面）

X方向



Y方向





（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.16　面外せん断力の検定比（建屋外壁北面）

1.3　Ss900 地震動に対する影響検討

1.3.1　検討概要

大型カバーを支持する原子炉建屋の外壁面について，Ss900 地震動に対する影響検討を行う。1/2Ss450 地震動に対する耐震安全性評価の検定値が最も厳しいケース（－1.0NS+0.4EW－0.4UD）を対象に，1/2Ss450 と同じ解析モデルと評価基準値を用いて Ss900 地震動に対する影響を評価する。

なお，作用する地震力が 1/2Ss450 に比べ大きくなり外壁部の変形が進むため，図-1.3 に示す解析モデル壁脚部の境界条件をピンとする。また，外壁面に作用する大型カバーからの反力荷重が大きい箇所については，ベースプレートからの荷重分散性を考慮することとし，図-1.17 に示すように反力荷重を外壁厚分拡幅した範囲に作用させる。

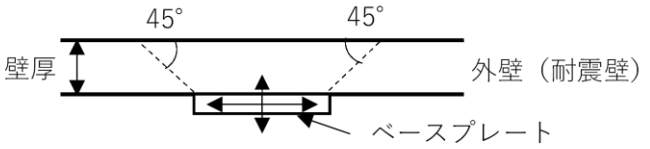


図-1.17　荷重分散範囲

1.3.2　検討結果

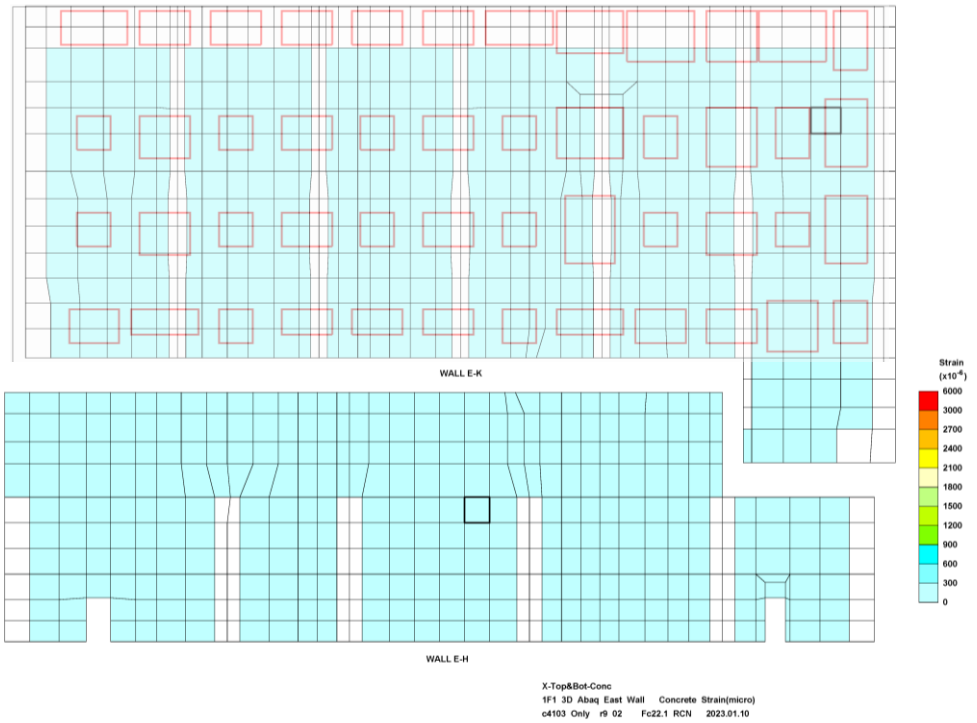
発生ひずみ及び面外せん断力と評価基準値の比（検定比。１以下で評価基準値を満足する。）を示した結果を図-1.18～図-1.29 に，各面の最大値一覧を表-1.4 に示す。いずれの箇所においても発生ひずみ並びに面外せん断力は許容限界以内であり，Ss900 地震動を入力した場合であっても躯体の健全性が確保されることを確認した。

なお，壁脚部に固定条件を仮定しても，許容限界以内にあり壁全体の崩壊系につながらないことを確認している。

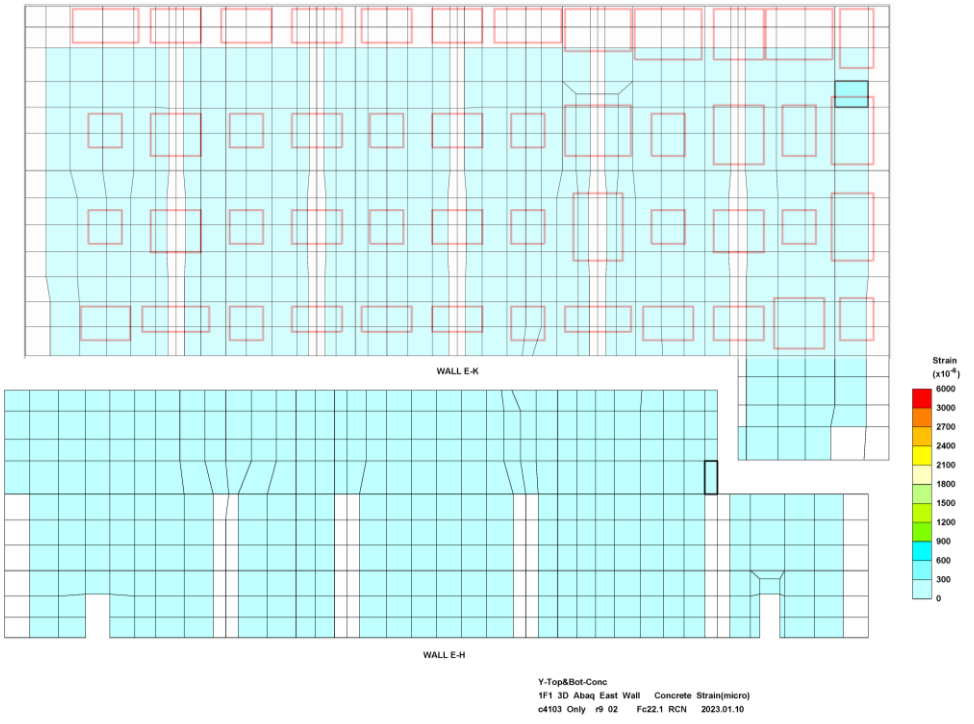
表-1.4　外壁各面の最大値一覧

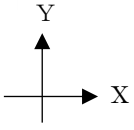
部位	コンクリートひずみ（$\times 10^{-6}$）	鉄筋ひずみ（$\times 10^{-6}$）	面外せん断力検定比
東壁	－306	983	0.533
西壁	－442	821	0.695
南壁	－279	873	0.967
北壁	－603	848	0.953

X方向



Y方向

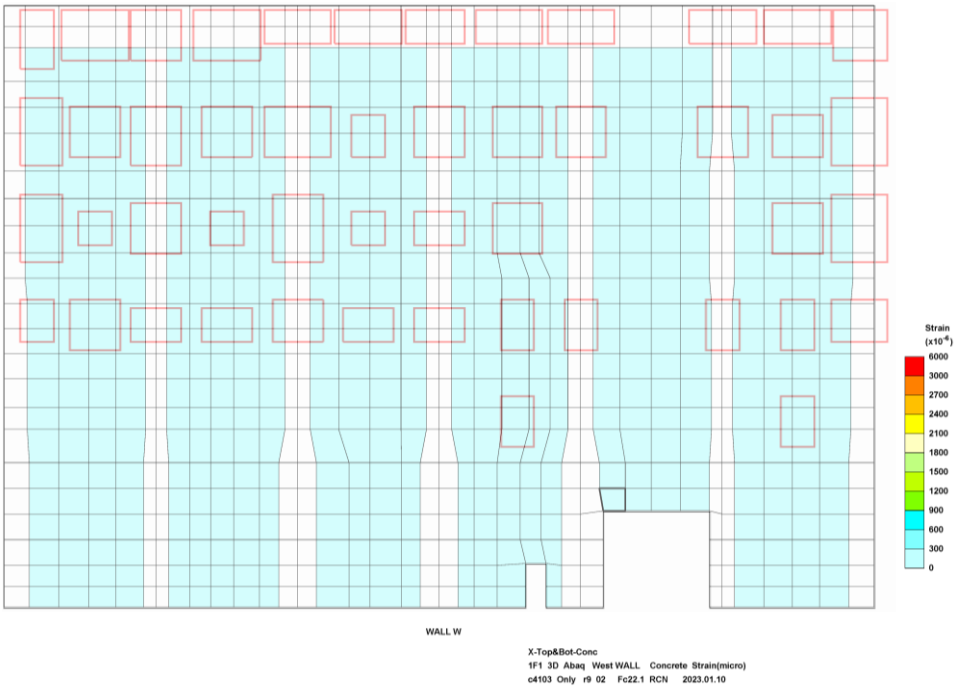




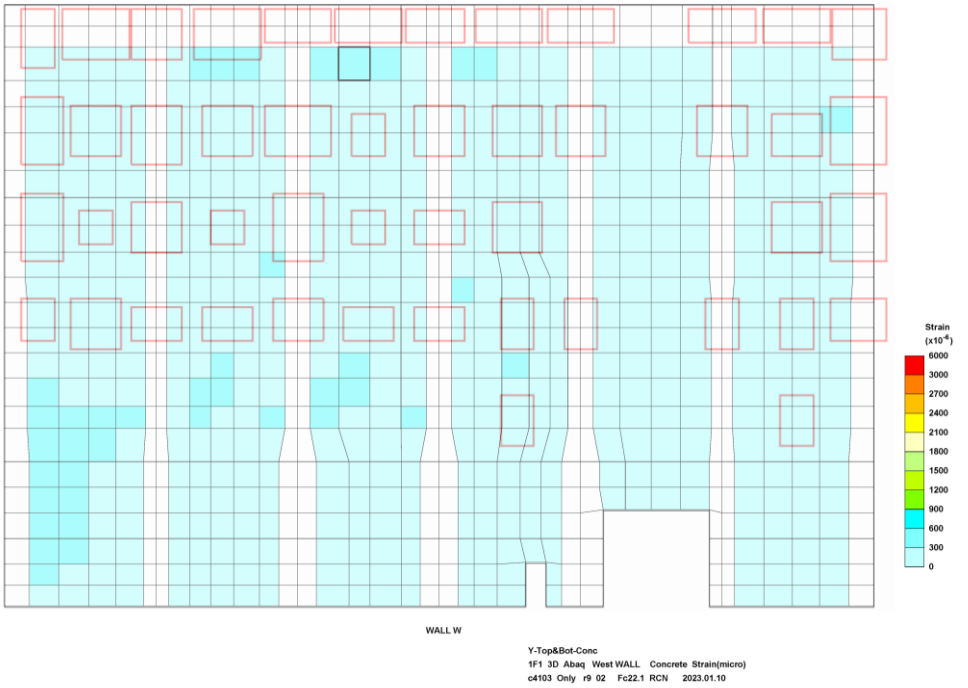
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

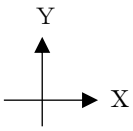
図-1.18　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向

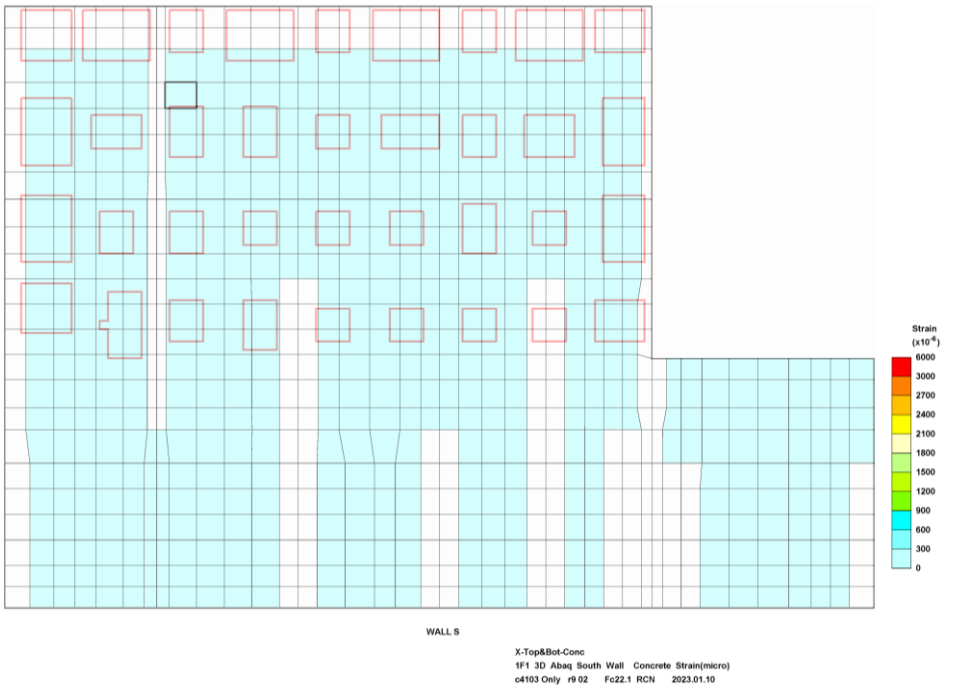




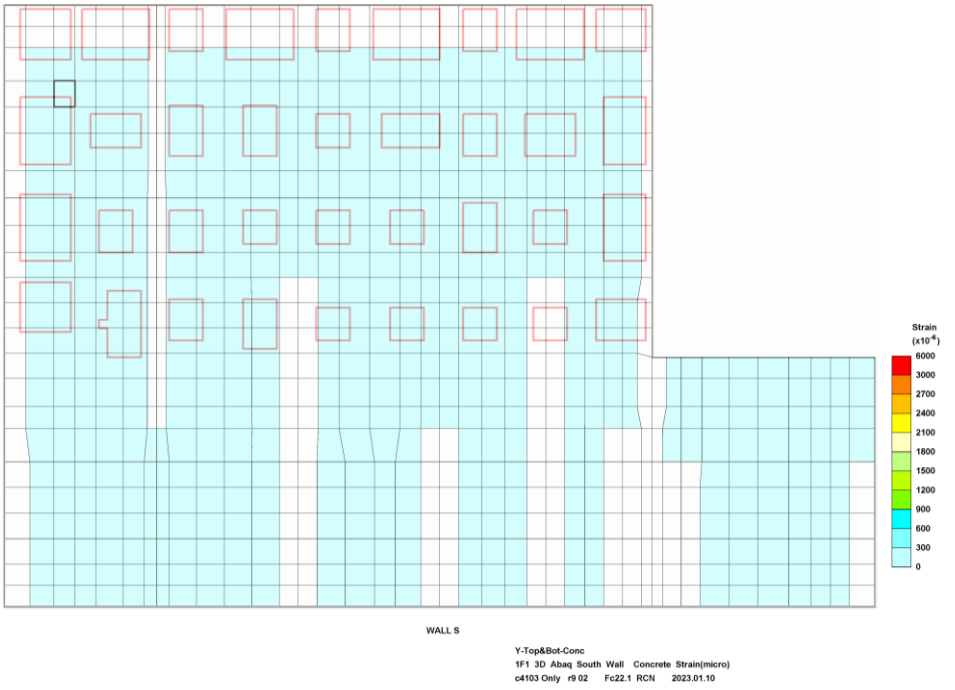
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.19　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

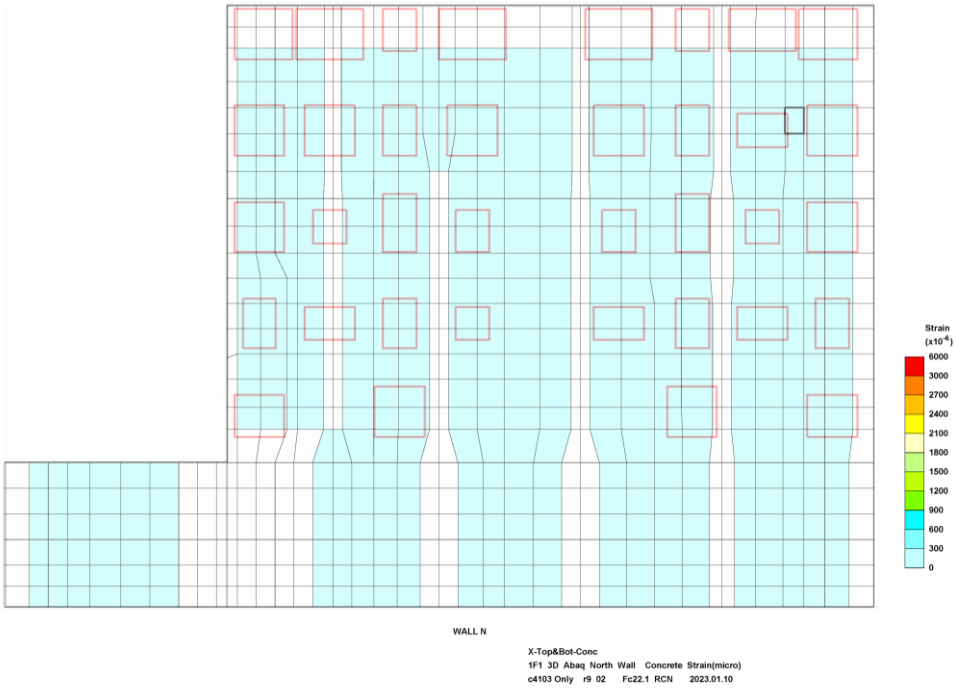


Y
X

（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.20　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁南面）

X方向



Y方向

（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

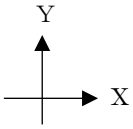
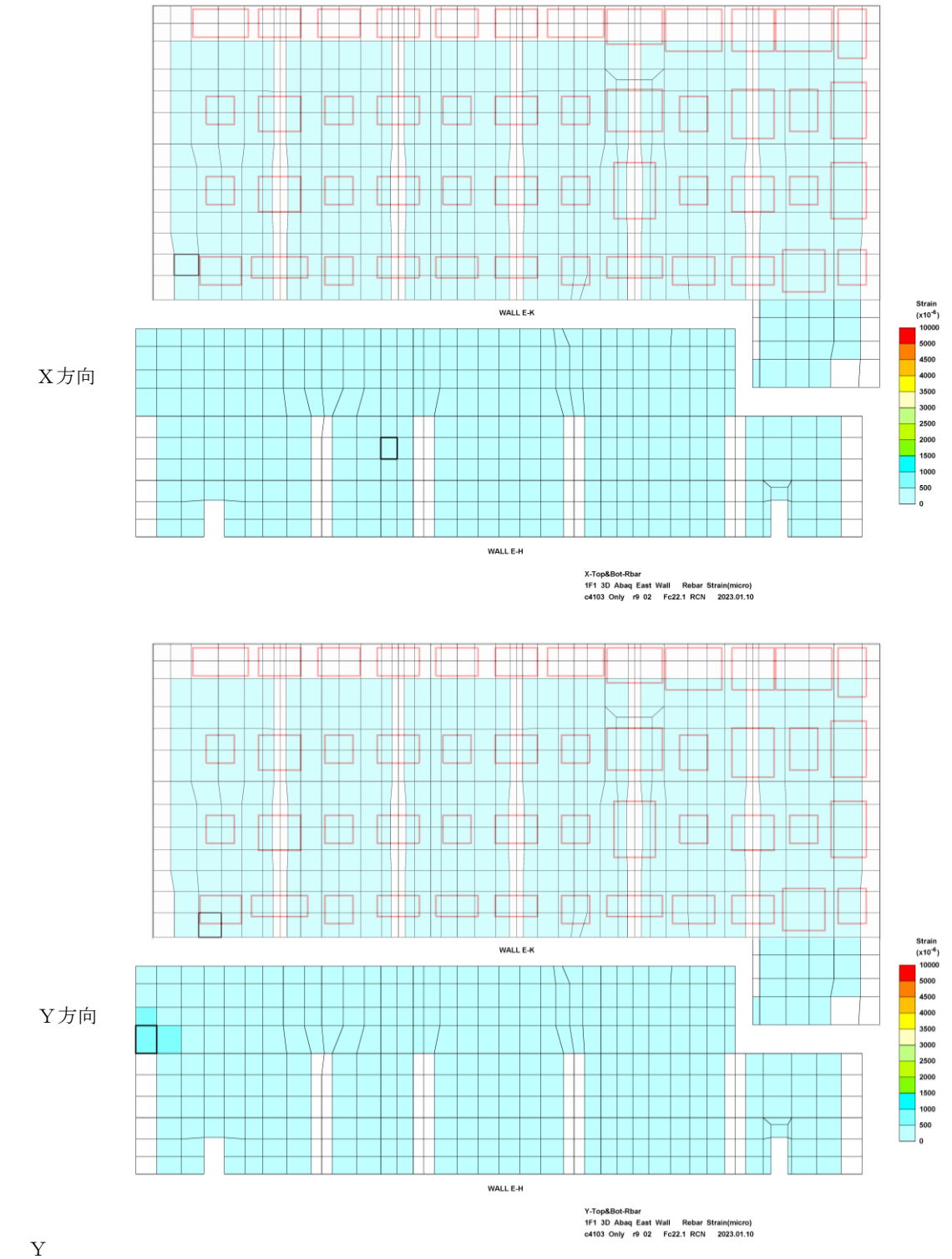


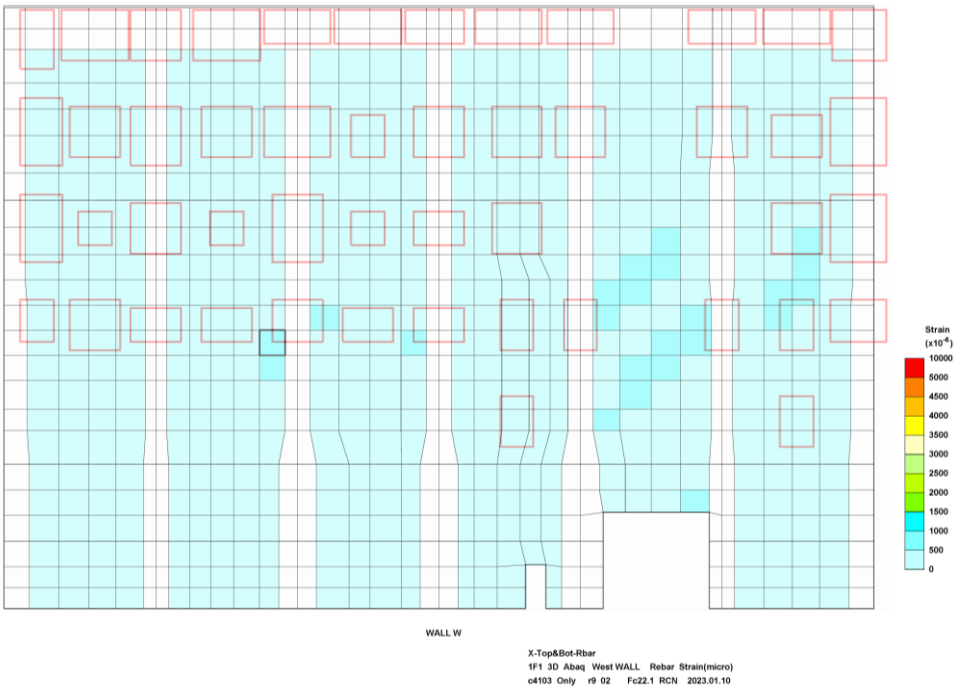
図-1.21　コンクリート圧縮ひずみの検定比（建屋外壁北面）



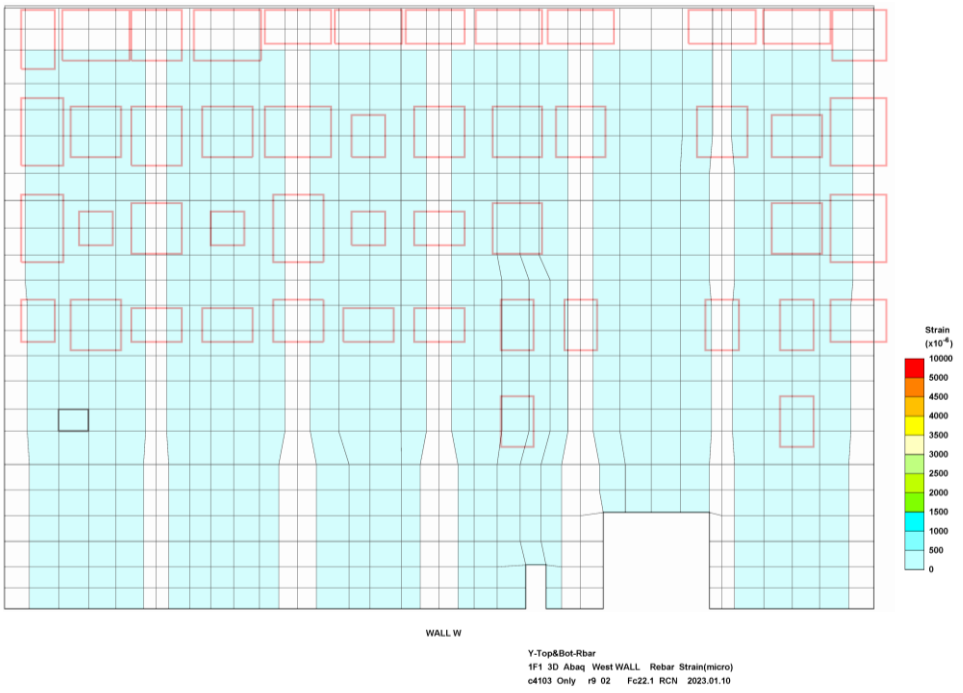
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.22　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向



（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

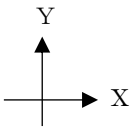
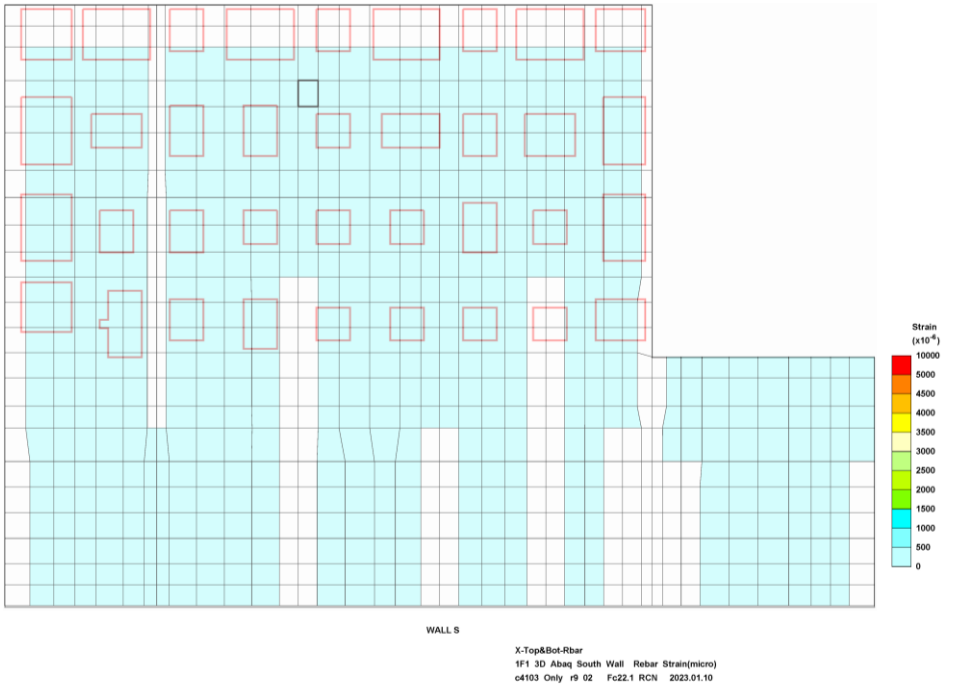
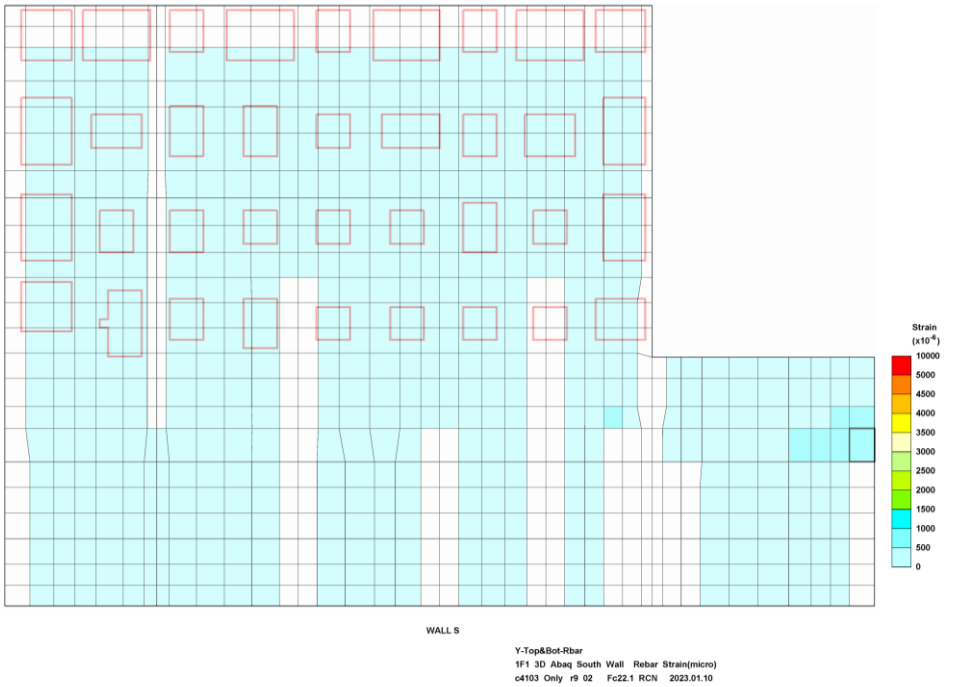


図-1.23　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

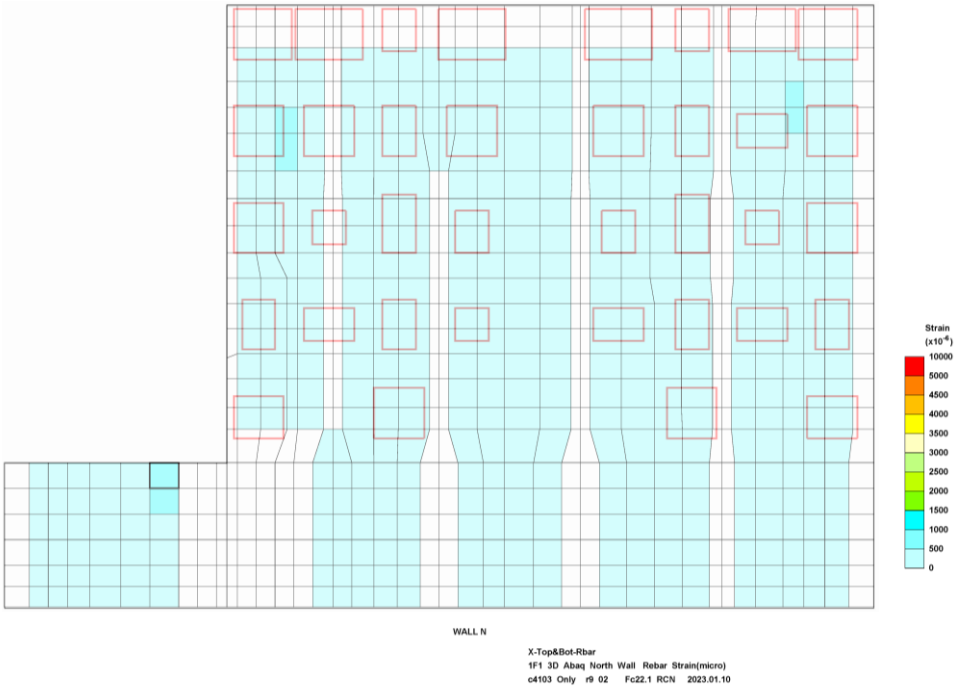


Y
X

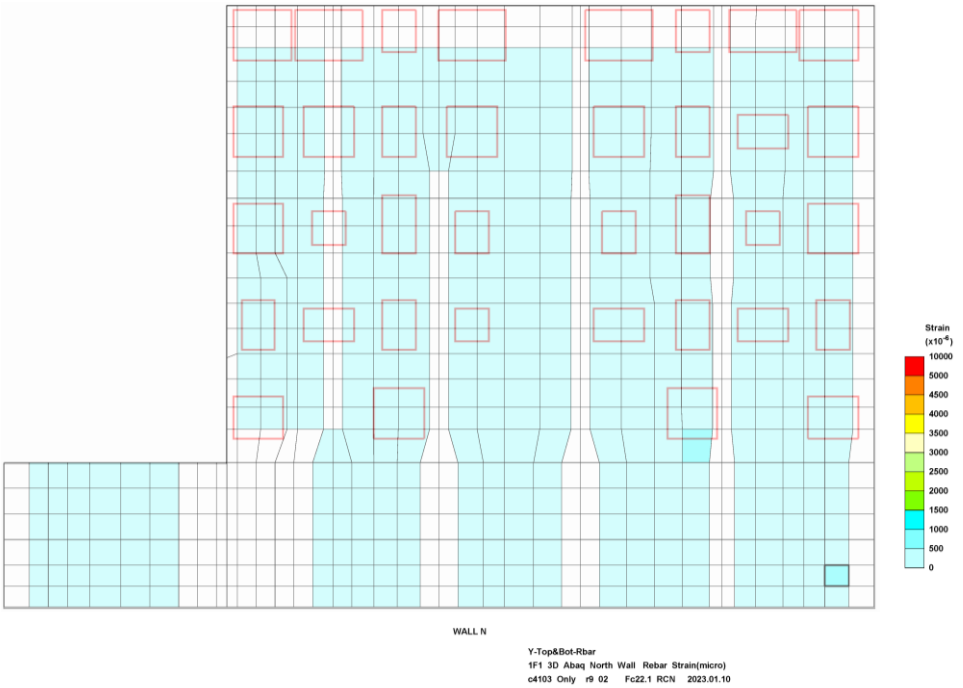
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.24　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁南面）

X方向



Y方向



（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

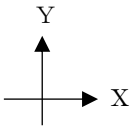
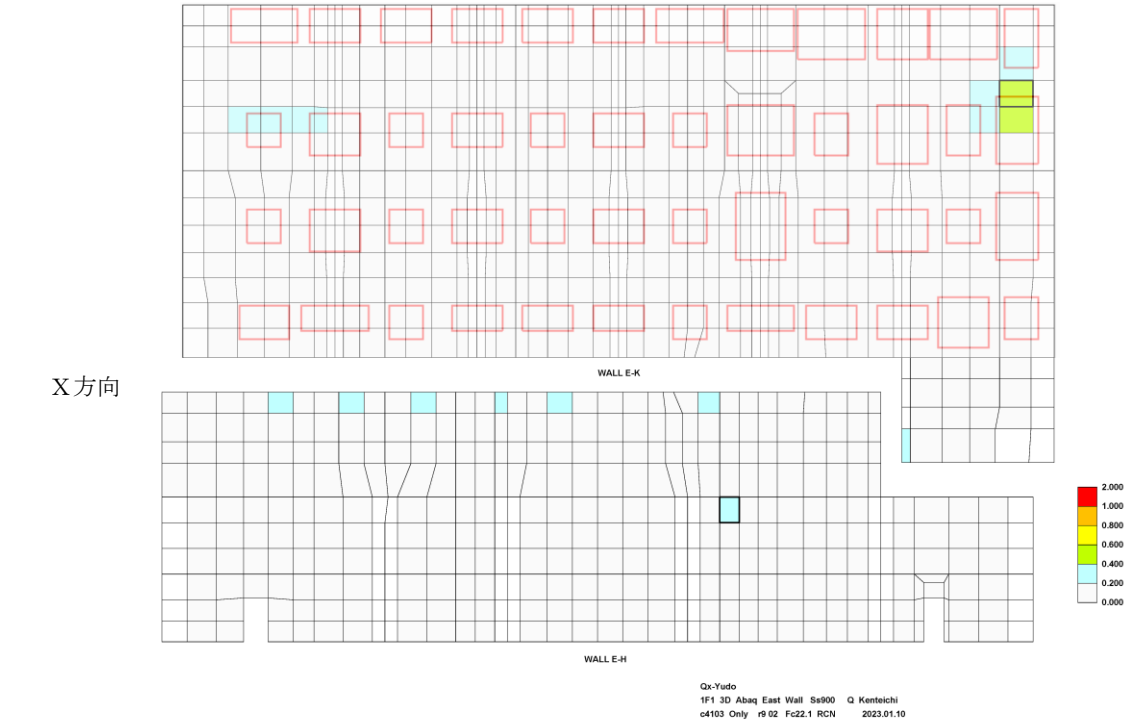
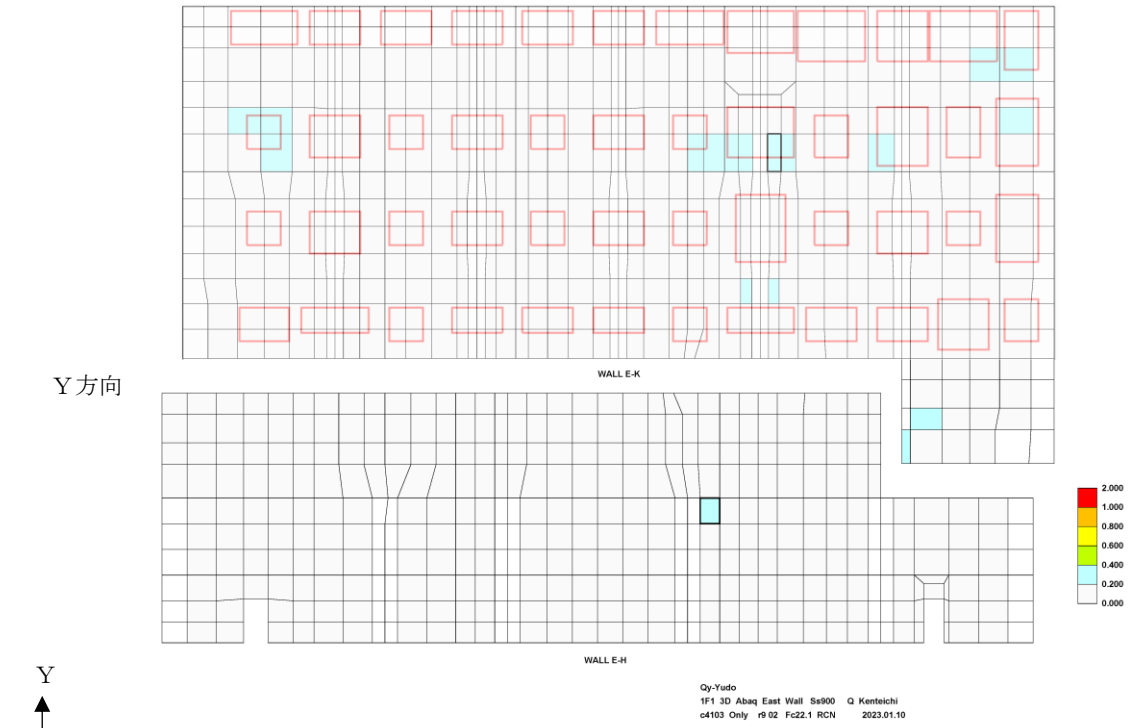
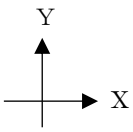


図-1.25　鉄筋ひずみの検定比（建屋外壁北面）



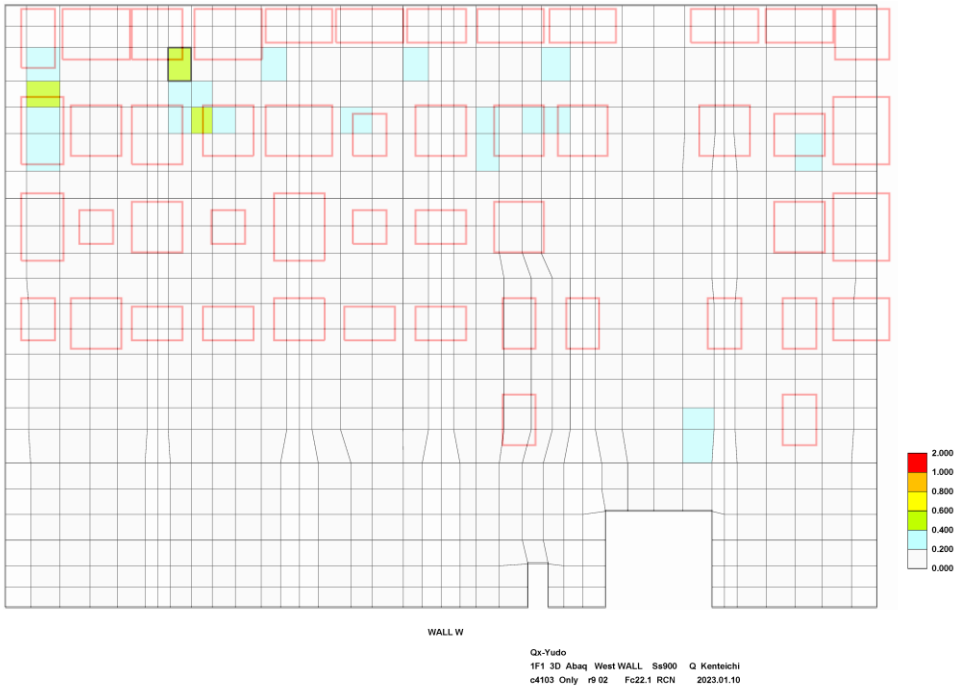




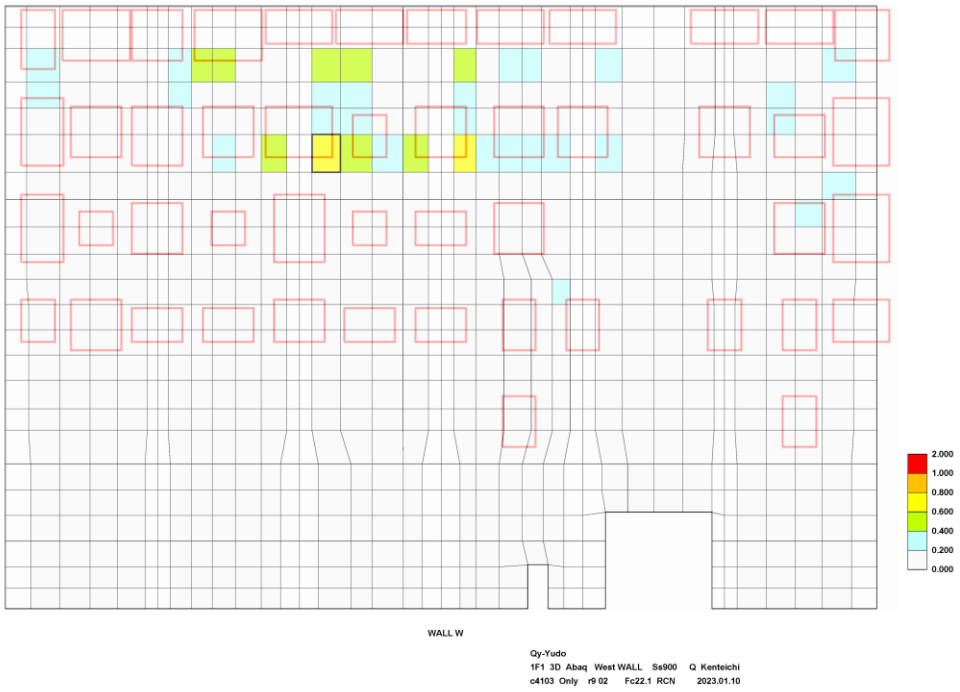
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

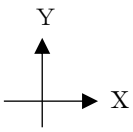
図-1.26　面外せん断力の検定比（建屋外壁東面）

X方向



Y方向

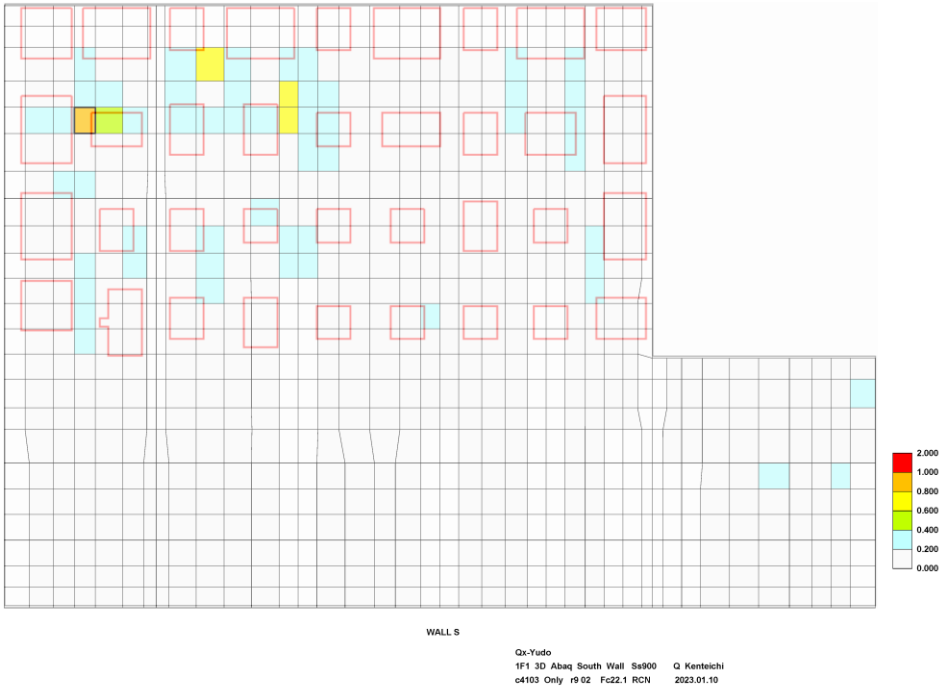




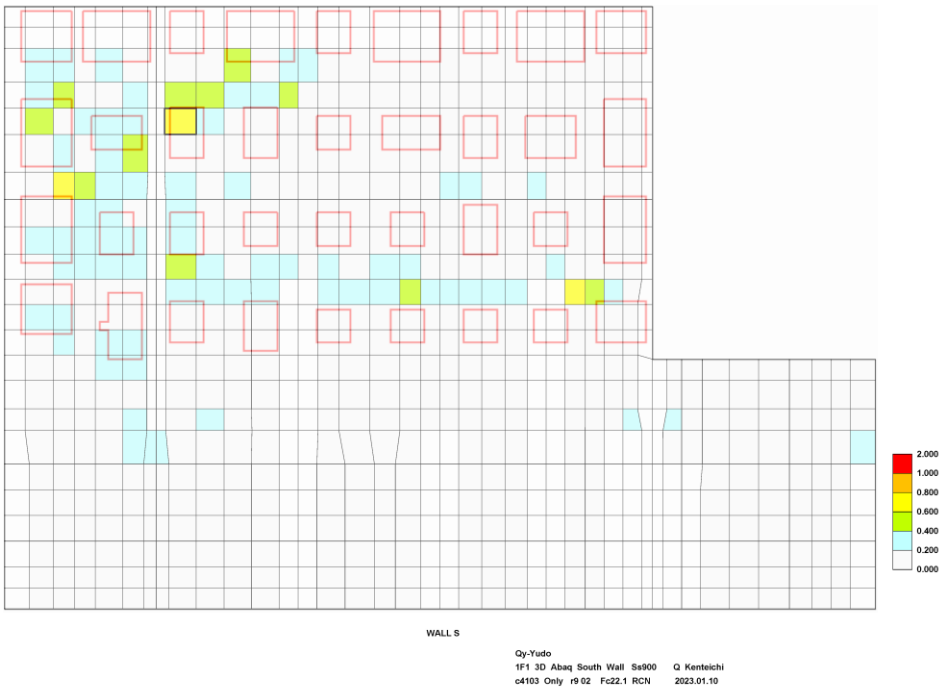
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

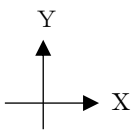
図-1.27　面外せん断力の検定比（建屋外壁西面）

X方向



Y方向

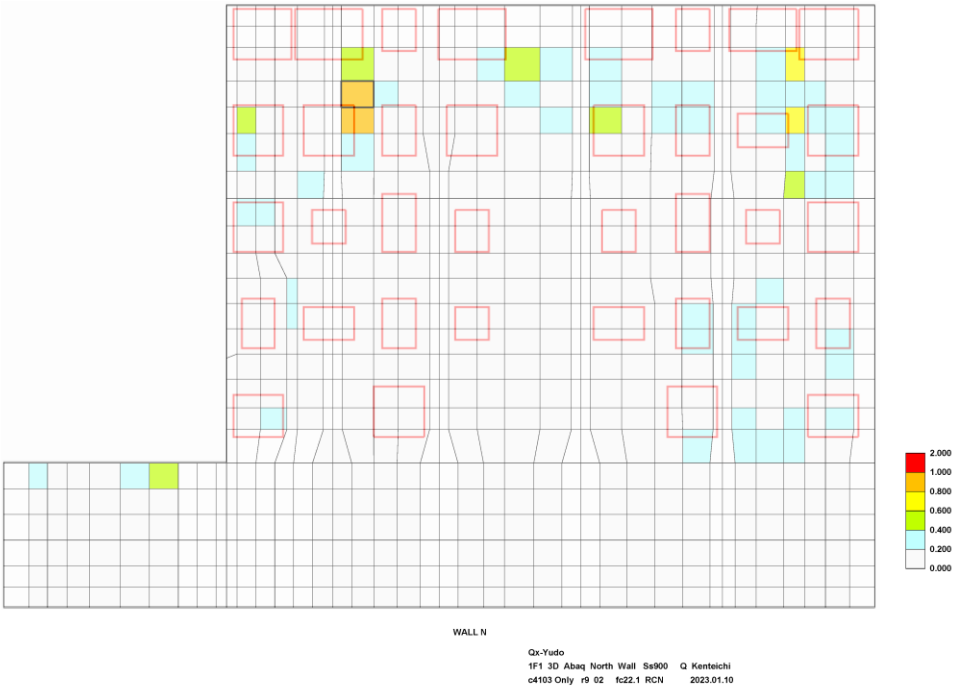




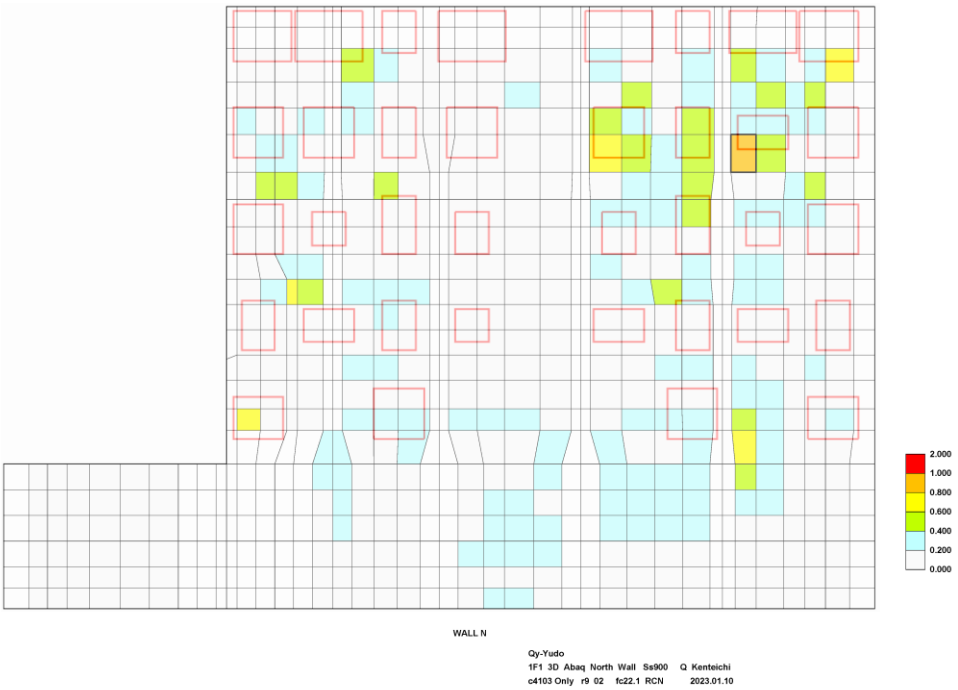
（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

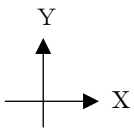
図-1.28　面外せん断力の検定比（建屋外壁南面）

X方向



Y方向





（図中赤枠はベースプレート設置位置を示す）

図-1.29　面外せん断力の検定比（建屋外壁北面）

別添－１３

１号機ランウェイガーダに係る確認事項

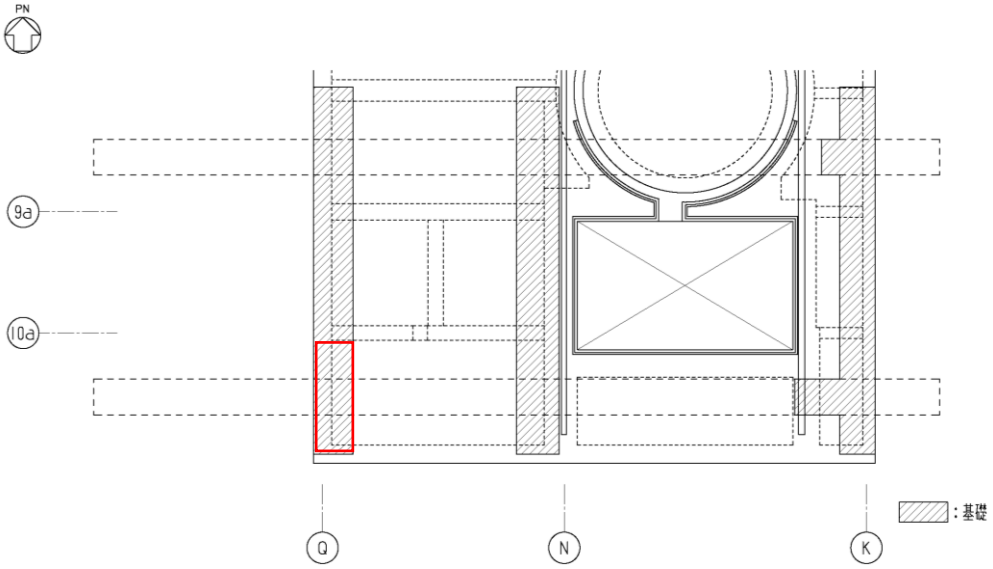
１号機ランウェイガーダの工事に係る主要な確認項目を表－１に示す。

表－1（1）　ランウェイガーダに係る確認項目

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度及び耐震性	材料確認	コンクリート基礎の圧縮強度を確認する。	基礎のコンクリート強度が,実施計画に記載されている設計基準強度に対して，JASS5N の基準を満足すること。
		鉄筋の材質,強度,化学成分を確認する。	JIS G 3112 に適合すること。
		鋼材の材質,強度,化学成分を確認する。	JIS G 3136 又は建築基準法第 37 条第二号の規定に適合すること。
		トルシア型高力ボルト(S10T)，高力六角ボルト(F10T)の仕様を確認する。	JIS B 1186 又は建築基準法第 37 条第二号の規定に適合すること。
		アンカーボルトの材質，強度，化学成分を確認する。	JIS G 3138 に適合すること。
		オイルダンパの減衰係数を確認する。	オイルダンパの減衰係数が実施計画に記載された数値の±15%以内であること。
		オイルダンパのストロークを確認する。	オイルダンパのストロークが,中立状態から正方向(伸長方向)に 100㎜ 以上，負方向(収縮方向)に 100㎜ 以上であること。

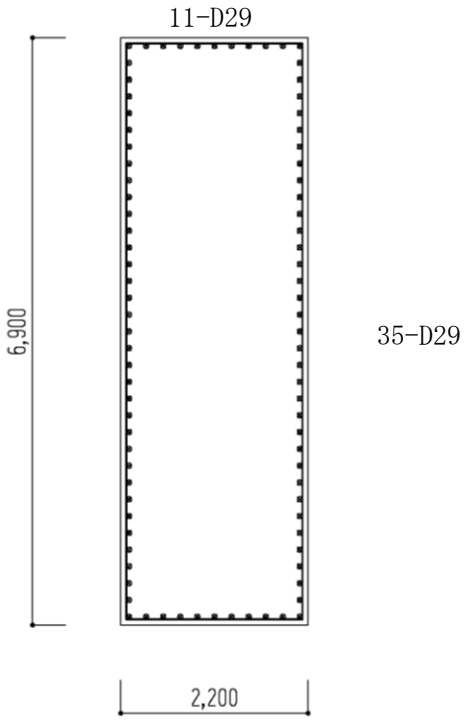
表－1（２）　ランウェイガーダに係る確認項目

確認事項	確認項目	確認内容	判定基準
構造強度及び耐震性	据付確認	鉄筋の径，本数（図-1 参照）を確認する。	鉄筋の径，本数が実施計画に記載されている通りであること。
		接合部の施工状況（図-2 参照）を確認する。	高力ボルトが所定の本数・種類であること。
		アンカーボルト埋め込み長さ（図-3 参照）を確認する。	アンカーボルトの有効埋め込み長さが実施計画に記載されている通りであり，かつボルトの余長はナット面から突き出た長さが 3 山以上であること。
		オイルダンパの設置状況（図-4 参照）を確認する。	オイルダンパの設置位置及び設置数が実施計画に記載されている通りであること。
	外観確認	オイルダンパの外観を確認する。	有害な欠陥がないこと。



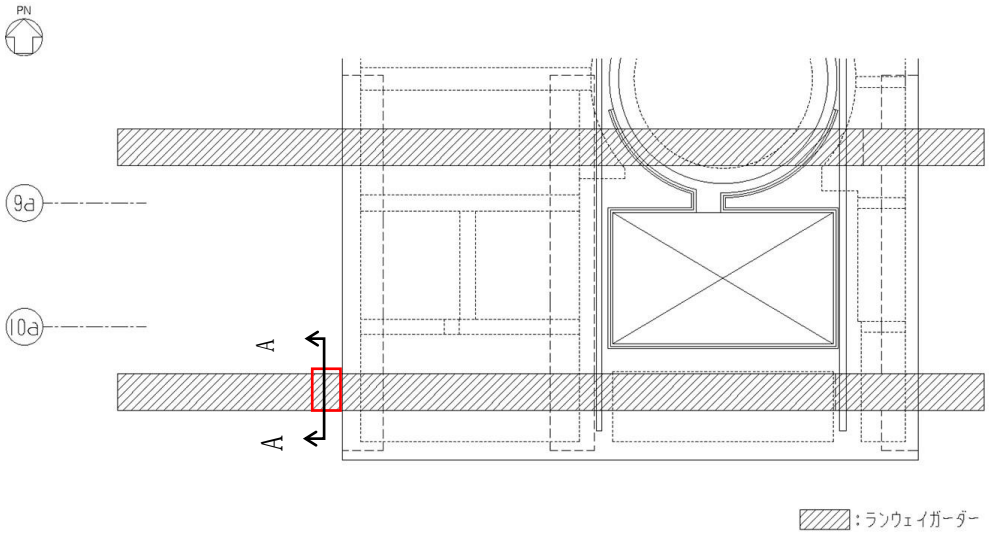
平面図

基礎配筋位置（最大検定比箇所）



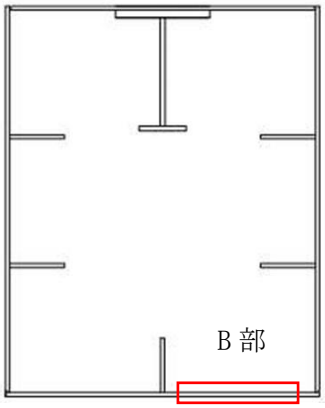
基礎配筋詳細（平面）

図-1　基礎配筋図（単位：mm）

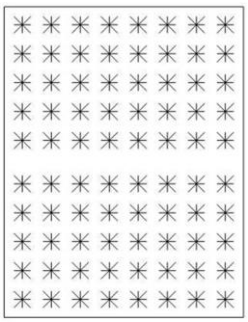


平面図

（１）接合部位置（最大検定比箇所）



A-A 断面図



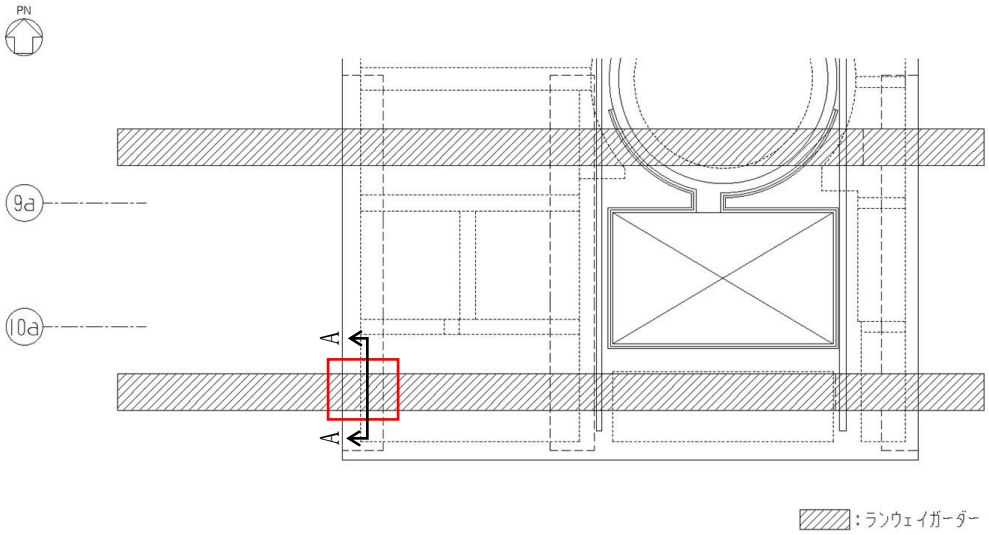
B 部詳細

ボルト種類：HTB M24

ボルト本数：40 本×2

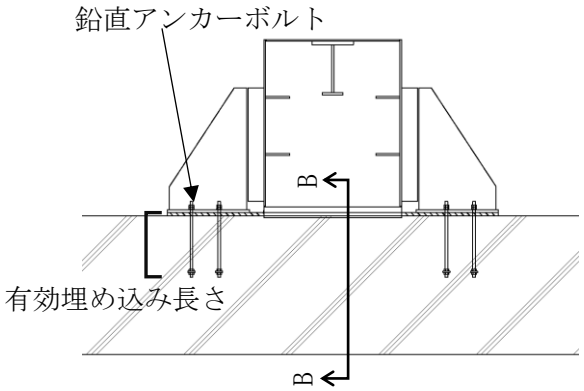
（２）接合部詳細

図-2 接合部位置図

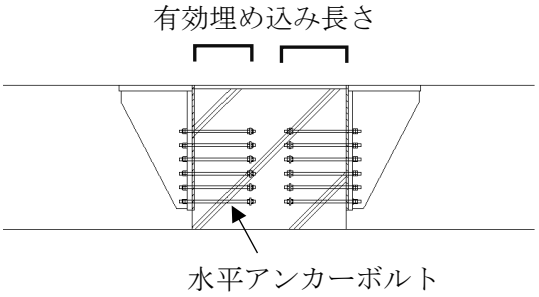


平面図

（１）アンカーボルト位置（最大耐力比箇所）



A-A 断面図



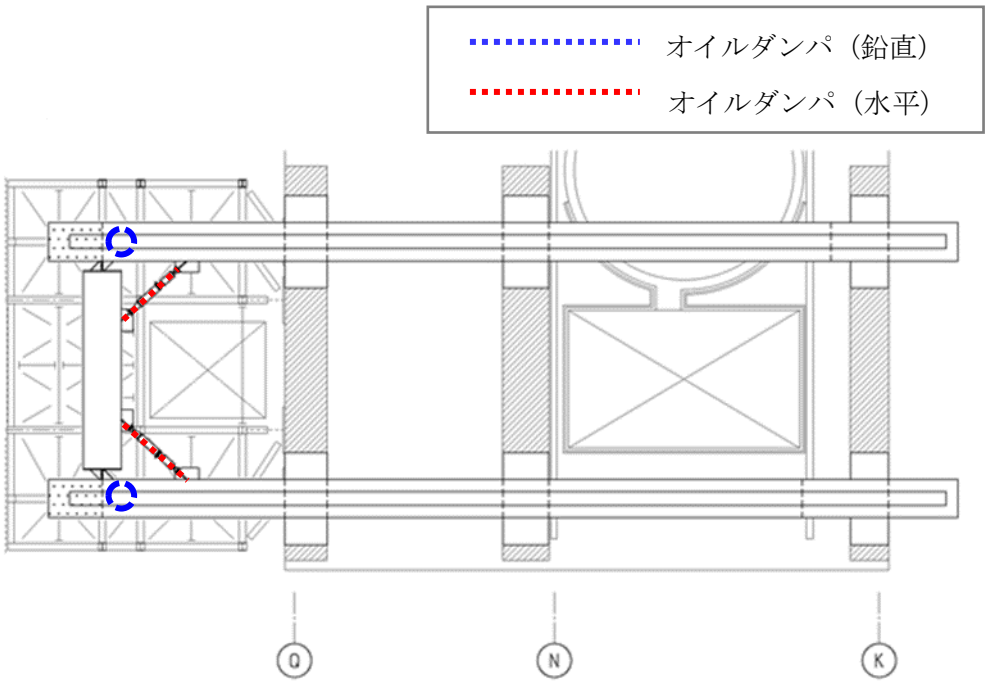
B-B 断面図

水平アンカーボルト：M42，SNR490B，有効埋め込み長さ 840mm 以上

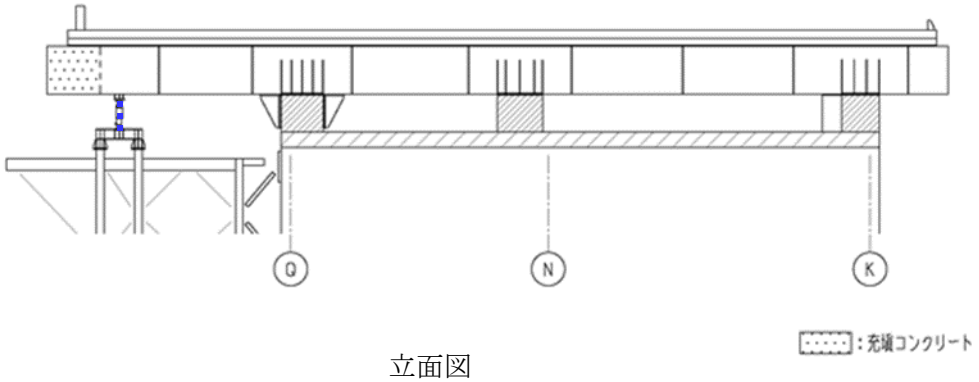
鉛直アンカーボルト：M42，SNR490B，有効埋め込み長さ 840mm 以上

（２）アンカーボルト詳細（最大耐力比箇所）

図-3　アンカーボルト位置図



平面図



立面図

図-4　オイルダンパ位置図

燃料取り出し用カバー換気設備の構造強度及び耐震性に関する説明書

1　構造強度

燃料取り出し用カバー換気設備は，その用途から換気空調設備に類似すると考える。当該設備は，「JSME S NC-1 発電用原子力設備規格　設計・建設規格」に定められた内包する流体の放射性物質の濃度が 37mBq/cm^3 未満であることから適用除外の設備と位置付けられるが，系統機能試験等を行い，有意な変形や漏えい，運転状態に異常がないことを確認することで，必要な構造強度を有するものと評価する。

2　耐震性

2.1　基本方針

燃料取り出し用カバーの換気設備は，換気空調系であるＣクラス相当と位置付けられることから，一般構造物と同等の耐震性を有する設計とし，日本産業規格（JIS），空気調和・衛生工学会規格（SHASE-S）等に従うものとする。

1 号機大型カバー換気設備は，「令和３年２月１３日の福島県沖の地震を踏まえた東京電力福島第一原子力発電所の耐震設計における地震動とその適用の考え方」を踏まえ，Ｃクラス（敷地周辺の公衆被ばく線量≦50μSv）と位置付けられることから，一般構造物と同等の耐震性を有する設計とする。

2.2　主要設備の耐震構造

「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」等を準用し，静的震度（1.2Ci）に基づく主要機器の転倒等の評価を行い，Ｃクラス相当の耐震性を有するものと評価する。

2.3　第４号機燃料取り出し用カバー換気設備の耐震性

2.3.1　送風機・排風機の耐震性

送風機・排風機の耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，送風機・排風機基礎の溶接部の評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。基礎の溶接部の許容応力については，供用状態Ｄにおける許容応力を適用し，溶接部の評価温度は 50℃とした。基礎の溶接部のせん断応力を評価した結果，基礎の溶接部に生じるせん断応力は許容応力以下であり，基礎の溶接部の強度が確保されることを確認した（表 2.3-1 参照）。

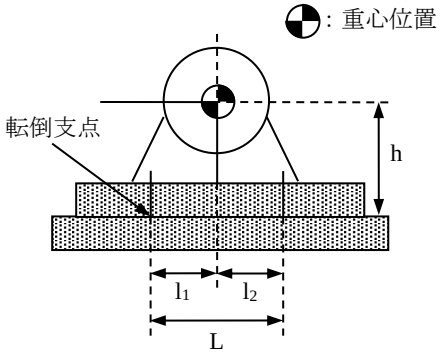


図 2.3-1　送風機・排風機の耐震評価モデル

・評価部位：基礎の溶接部

・考慮する荷重：地震荷重 / 送風機・排風機振動による荷重

・計算に用いる数式

鉛直方向のせん断力　$Q_v = \dfrac{W \cdot g \cdot (C_H + C_P) \cdot h + M_P - W \cdot g \cdot (1 - C_P) \cdot l_1}{\dfrac{1}{2} n_f \cdot (l_1 + l_2)}$

鉛直方向のせん断応力　$\tau_v = \dfrac{Q_v}{A_W}$

水平方向のせん断力　$Q_H = W \cdot g \cdot (C_H + C_P)$

水平方向のせん断応力　$\tau_H = \dfrac{Q_H}{n \cdot A_W}$

W　：据付面に作用する重量

g　：重力加速度(=9.80665)

h　：据付面から重心までの距離

M_P　：送風機・排風機回転により働くモーメント

※基礎溶接部に M_P は作用しない

l_1　：送風機・排風機重心と基礎の溶接部間の距離

l_2　：送風機・排風機重心と基礎の溶接部間の距離（$l_1 \leqq l_2$）

n_f　：鉛直方向のせん断力の作用する基礎の溶接部の評価箇所数

n　：基礎の溶接部の箇所数

A_W　：基礎の溶接部の断面積

C_H　：水平方向設計震度

C_P　：送風機・排風機振動による震度

表 2.3-1　送風機・排風機基礎の溶接部の強度評価

評価対象機器	部位	材料	応力種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
送風機	基礎の溶接部	SS400 相当	せん断	34	65
排風機	基礎の溶接部	SS400 相当	せん断	23	65

2.3.2　フィルタユニットの耐震性

フィルタユニットの耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，2.3.1 項と同様の方法で基礎の溶接部の評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。基礎の溶接部の許容応力については，供用状態Ｄにおける許容応力を適用し，溶接部の評価温度は 50℃とした。基礎の溶接部のせん断応力を評価した結果，基礎の溶接部に生じるせん断応力は許容応力以下であり，基礎の溶接部の強度が確保されることを確認した（表 2.3-2 参照）。

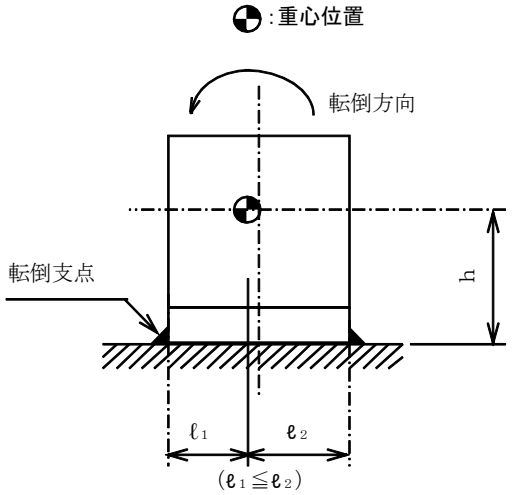


図 2.3-2　フィルタユニットの耐震評価モデル

・評価部位：基礎の溶接部
・考慮する荷重：地震荷重
・計算に用いる数式

鉛直方向せん断力　$Q_v = \dfrac{W \cdot g \cdot C_H \cdot h - W \cdot g \cdot (1 - C_v) \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$

鉛直方向せん断応力　$\tau_v = \dfrac{Q_v}{A_w}$

水平方向せん断力　$Q_H = W \cdot g \cdot C_H$

水平方向せん断応力　$\tau_H = \dfrac{Q_H}{n \cdot A_w}$

W　：据付面に作用する重量
g　：重力加速度(=9.80665)
h　：据付面から重心までの距離
l_1　：フィルタユニット重心と基礎の溶接部間の距離
l_2　：フィルタユニット重心と基礎の溶接部間の距離（$l_1 \leqq l_2$）
n_f　：鉛直方向のせん断力の作用する基礎の溶接部の評価箇所数
n　：基礎の溶接部の箇所数
A_w　：基礎の溶接部の断面積
C_H　：水平方向設計震度
C_V　：鉛直方向設計震度

表 2.3-2　フィルタユニット基礎の溶接部の強度評価

評価対象機器	部位	材料	応力種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
給気フィルタユニット（プレフィルタ）	基礎の溶接部	SS400 相当	せん断	9	65
給気フィルタユニット（高性能粒子フィルタ）	基礎の溶接部	SS400 相当	せん断	8	65
排気フィルタユニット	基礎の溶接部	SS400 相当	せん断	11	65

2.3.3　ダクトの耐震性

ダクトの耐震性評価として，許容座屈曲げモーメント以下となる基準支持間隔の評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。ダクトは基準支持間隔（表 2.3-3）よりも小さい間隔で支持することで耐震性を確保する計画である。

なお，燃料取り出し用カバー内のダクトは，燃料取り出し用カバーのクレーン支持用架構を利用している（添付資料－３－１　図 2.2 参照）。クレーン支持用架構は，添付資料－４－２「燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」で，基準地震動 Ss に対する地震応答解析を実施し崩壊しないことを確認していることから，使用済燃料プールへ波及的影響は与えない。

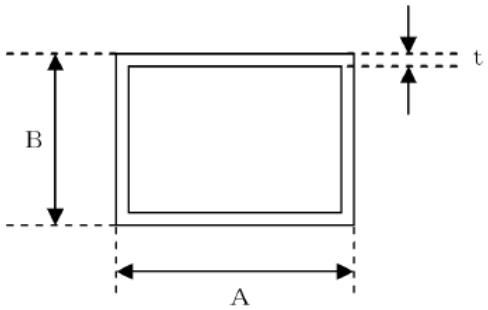


図 2.3-3　角ダクトの評価モデル

・評価部位：角ダクト

・考慮する荷重：地震荷重

・計算に用いる数式

自重による許容座屈曲げモーメント以下とする基準支持間隔

$$L = \sqrt{\frac{8 \cdot M_X \cdot 1000}{W \cdot g}}$$

地震による許容座屈曲げモーメント以下とする基準支持間隔

$$L = \sqrt{\frac{8 \cdot M_Y \cdot 1000}{W \cdot g} \cdot \frac{1}{C_H}}$$

許容曲げモーメントとの関係は次式となる

$$\frac{M_X}{M_{Xa}} = \frac{M_Y}{M_{Ya}} = 1$$

上記式を解くと

基準支持間隔　$$L = \frac{1}{\sqrt{\frac{W \cdot g}{1000 \cdot 8 \cdot M_{Xa}} + C_H \frac{W \cdot g}{1000 \cdot 8 \cdot M_{Ya}}}}$$

L　：基準支持間隔

M_x　：水平方向座屈曲げモーメント

M_{xa}　：水平方向許容座屈曲げげモーメント

M_Y　：鉛直方向座屈曲げモーメント

M_{Ya}　：鉛直方向許容座屈曲げげモーメント

W　：ダクト単位長さ当たり質量

g　：重力加速度（＝9.80665）

C_H　：水平方向設計震度

表 2.3-3　角ダクトの評価

評価対象ダクト	材料	基準支持間隔 (mm)
1100×1100×1.0t	溶融亜鉛めっき鋼板	10998
850×850×1.0t	溶融亜鉛めっき鋼板	13703

2.4　第３号機燃料取り出し用カバー換気設備の耐震性

2.4.1　排風機の耐震性

排風機の耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，排風機の基礎ボルト・取付ボルトの評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。基礎ボルトの許容荷重及び取付ボルトの許容応力については，評価温度 50℃とした。基礎ボルト・取付ボルトのせん断・引張を評価した結果，基礎ボルト・取付ボルトに生じる荷重・応力は許容値以下であり，基礎ボルト・取付ボルトの強度が確保されることを確認した（表 2.4-1,2.4-2 参照)。

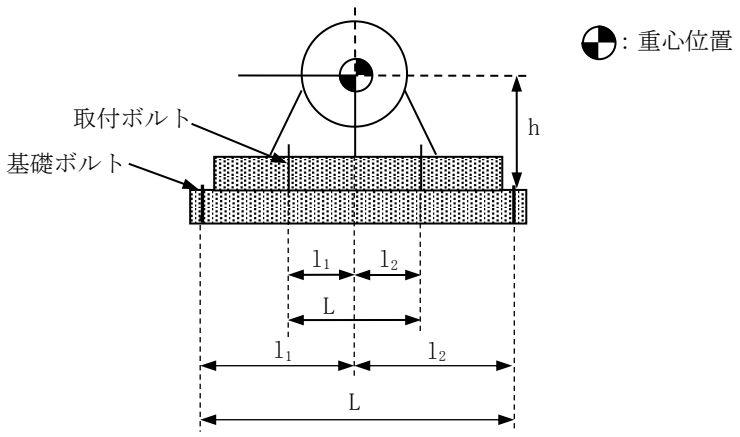


図 2.4-1　排風機の耐震評価モデル

・評価部位：基礎ボルト・取付ボルト

・考慮する荷重：地震荷重 /排風機振動による荷重

・計算に用いる数式

引張力　$Q_v = \dfrac{W \cdot g \cdot (C_H + C_P) \cdot h + M_P - W \cdot g \cdot (1 - C_P) \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$

引張応力　$\tau_v = \dfrac{Q_v}{A_b}$

せん断力　$Q_H = W \cdot g \cdot (C_H + C_P)$

せん断応力　$\tau_H = \dfrac{Q_H}{n \cdot A_b}$

W　：据付面に作用する重量

g　：重力加速度(=9.80665)

h　：据付面から重心までの距離

M_P　：排風機回転により働くモーメント

※基礎ボルト・取付ボルト部に M_P は作用しない

l_1　：排風機重心と基礎ボルト・取付ボルト間の距離

l_2　：排風機重心と基礎ボルト・取付ボルト間の距離（$l_1 \leqq l_2$）

n_f　：評価上引張を受けるボルト本数

n　：全ボルト本数

A_b　：基礎ボルト・取付ボルトの断面積

C_H　：水平方向設計震度

C_P　：排風機振動による震度

表 2.4-1　排風機の基礎ボルトの強度評価

評価対象機器	部位※	材料	評価項目	算出荷重(N)/本		許容荷重(N)/本※	
				せん断	引張	せん断	引張
排風機	基礎ボルト	SS400	荷重	2829	作用しない	21300	23900

※基礎ボルトの評価部位及び許容荷重は，ケミカルアンカー部を示す。

表 2.4-2　排風機の取付ボルトの強度評価

評価対象機器	部位	材料	評価項目	算出応力(MPa)		許容応力(MPa)	
				せん断	引張	せん断	引張
排風機	取付ボルト	SS400	応力	3	作用しない	133	173

2.4.2　フィルタユニットの耐震性

フィルタユニットの耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，2.4.1 項と同様の方法で基礎ボルト・取付ボルトの評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。基礎ボルトの許容荷重及び取付ボルトの許容応力については，評価温度 50℃とした。基礎ボルト・取付ボルトのせん断・引張を評価した結果，基礎ボルト・取付ボルトに生じる荷重及び応力は許容値以下であり，基礎ボルト・取付ボルトの強度が確保されることを確認した（表 2.4-3,2.4-4 参照)。

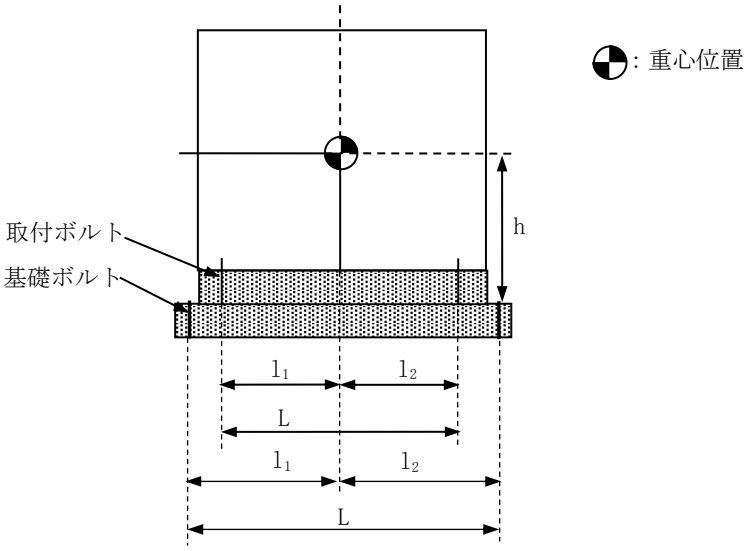


図 2.4-2　フィルタユニットの耐震評価モデル

・評価部位：基礎ボルト・取付ボルト

・考慮する荷重：地震荷重

・計算に用いる数式

引張力　$Q_v = \dfrac{W \cdot g \cdot C_H \cdot h - W \cdot g \cdot (1 - C_v) \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$

引張応力　$\tau_v = \dfrac{Q_v}{A_b}$

せん断力　$Q_H = W \cdot g \cdot C_H$

せん断応力　$\tau_H = \dfrac{Q_H}{n \cdot A_b}$

W　：据付面に作用する重量

g　：重力加速度(=9.80665)

h　：据付面から重心までの距離

l_1　：フィルタユニット重心と基礎ボルト・取付ボルト間の距離

l_2　：フィルタユニット重心と基礎ボルト・取付ボルト間の距離

$(l_1 \leqq l_2)$

n_f　：評価上引張を受けるボルト本数

n　：全ボルト本数

A_b　：基礎ボルト・取付ボルトの断面積

C_H　：水平方向設計震度

C_V　：鉛直方向設計震度

表 2.4-3　フィルタユニットの基礎ボルトの強度評価

評価対象機器	部位※	材料	評価項目	算出荷重(N)/本		許容荷重(N)/本※	
				せん断	引張	せん断	引張
排気フィルタユニット	基礎ボルト	SS400	荷重	1476	作用しない	21300	23900

※基礎ボルトの評価部位及び許容荷重は，ケミカルアンカー部を示す。

表 2.4-4　フィルタユニットの取付ボルトの強度評価

評価対象機器	部位	材料	評価項目	算出応力(MPa)		許容応力(MPa)	
				せん断	引張	せん断	引張
排気フィルタユニット	取付ボルト	SS400	応力	5	7	139	180

2.4.3　ダクトの耐震性

ダクトの耐震性評価として，許容座屈曲げモーメント以下となる基準支持間隔の評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Cクラス設備に適用される静的地震力に余裕を持たせた 0.36G を採用した。ダクトは基準支持間隔（表 2.4-5,2.4-6 参照）よりも小さい間隔で支持することで耐震性を確保する計画である。

なお，燃料取り出し用カバー内のダクトは，使用済燃料プール上に配置しないことから，使用済燃料プールへ波及的影響は与えない。

(1) 角ダクトの耐震計算

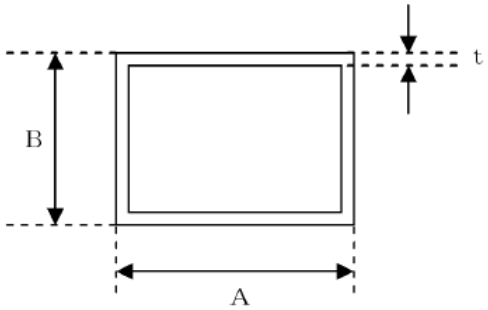


図 2.4-3　角ダクトの評価モデル

・評価部位：角ダクト
・考慮する荷重：地震荷重
・計算に用いる数式

自重による許容座屈曲げモーメント以下とする基準支持間隔

$$L = \sqrt{\frac{8 \cdot M_X \cdot 1000}{W \cdot g}}$$

地震による許容座屈曲げモーメント以下とする基準支持間隔

$$L = \sqrt{\frac{8 \cdot M_Y \cdot 1000}{W \cdot g} \cdot \frac{1}{C_H}}$$

許容曲げモーメントとの関係は次式となる

$$\frac{M_X}{M_{Xa}} = \frac{M_Y}{M_{Ya}} = 1$$

上記式を解くと

基準支持間隔　$$L = \frac{1}{\sqrt{\frac{W \cdot g}{1000 \cdot 8 \cdot M_{Xa}} + C_H \frac{W \cdot g}{1000 \cdot 8 \cdot M_{Ya}}}}$$

L	：基準支持間隔
M_x	：水平方向座屈曲げモーメント
M_{xa}	：水平方向許容座屈曲げげモーメント
M_Y	：鉛直方向座屈曲げモーメント
M_{Ya}	：鉛直方向許容座屈曲げげモーメント
W	：ダクト単位長さ当たり質量
g	：重力加速度（＝9.80665）
C_H	：水平方向設計震度

表 2.4-5　角ダクトの評価

評価対象ダクト	材料	基準支持間隔 (mm)
1100×1100×3.2t	ガルバニウム鋼板	37633
900×900×3.2t	ガルバニウム鋼板	40671
650×500×3.2t	ガルバニウム鋼板	43643
1100×1100×2.3t	ガルバニウム鋼板	26033
1300×1300×1.2t	ガルバニウム鋼板	9740
1300×1000×1.2t	ガルバニウム鋼板	10334
1100×1100×1.2t	ガルバニウム鋼板	11589
900×900×1.2t	ガルバニウム鋼板	13882
700×700×1.2t	ガルバニウム鋼板	15364

(2) 丸ダクトの耐震計算

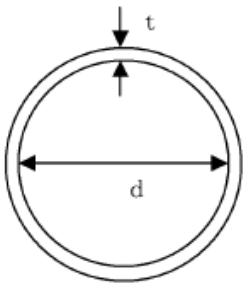


図 2.4-4　丸ダクトの評価モデル

・評価部位：丸ダクト

・考慮する荷重：地震荷重

・計算に用いる数式

自重と地震を合成した座屈曲げモーメント

$$M = \sqrt{1^2 + C_H{}^2} \cdot \frac{W \cdot g}{1000} \cdot \frac{L^2}{8}$$

$$\frac{M}{M_a} = 1$$

上記式を解くと

基準支持間隔　　$$L = \sqrt{\frac{8 \cdot M_a}{\frac{W \cdot g}{1000}\sqrt{(1 + C_H{}^2)}}}$$

L　　：基準支持間隔

M　　：座屈曲げモーメント

M_a　：許容座屈曲げげモーメント

W　：ダクト単位長さ当たり質量

g　：重力加速度（＝9.80665）

C_H　：水平方向設計震度

表 2.4-6　丸ダクトの評価

評価対象ダクト	材料	基準支持間隔 (mm)
1200φ×3.2t	鋼板	42685
700φ×3.2t	鋼板	42674

2.5　第2号機原子炉建屋オペレーティングフロア及び燃料取り出し用構台換気設備の耐震性

2.5.1　排風機の耐震性

排風機の耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，排風機の基礎ボルトの評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力 0.2G を採用した。基礎ボルトの許容荷重については，評価温度 50℃とした。基礎ボルトのせん断・引張を評価した結果，基礎ボルトに生じる荷重は許容荷重以下であり，基礎ボルトの強度が確保されることを確認した（表 2.5-1 参照)。

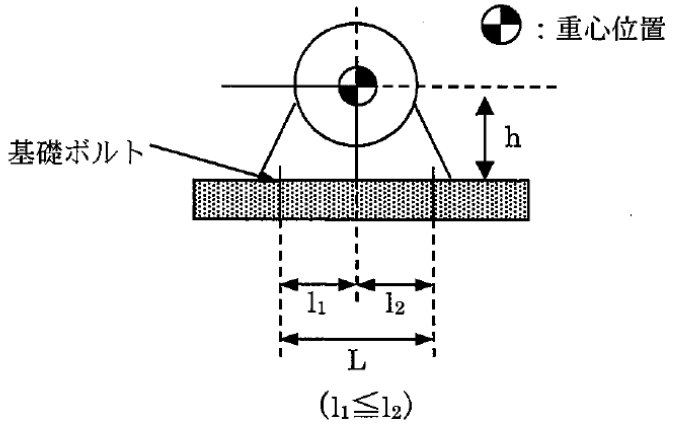


図 2.5-1　排風機の耐震評価モデル

・評価部位：基礎ボルト

・考慮する荷重：地震荷重，排風機振動による荷重

・計算に用いる数式

引張力　　$Q_V=\frac{W\cdot g\cdot(C_H+C_p)\cdot h-W\cdot g\cdot(1-C_p)\cdot l_1}{n_f\cdot(l_1+l_2)}$

せん断力　　$Q_H=\frac{W\cdot g\cdot(C_H+C_P)}{n}$

W　：排風機質量

g　：重力加速度(=9.80665 m/s^2)

h　：据付面から重心までの距離

l_1　：排風機重心と基礎ボルト間の距離

l_2　：排風機重心と基礎ボルト間の距離（$l_1 \leqq l_2$）

n_f　：評価上引張を受けるボルト本数

n　：全ボルト本数

C_H　：水平方向設計震度

C_P　：排風機振動による加速度

表 2.5-1　排風機の基礎ボルトの強度評価結果

評価対象機器	部位	材料	評価項目	算出荷重(N)/本		許容荷重(N)/本	
				せん断	引張	せん断	引張
排風機	基礎ボルト	SS400	荷重	654.1	作用しない	20550	35600

2.5.2　フィルタユニットの耐震性

フィルタユニットの耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，2.5.1 項と同様の方法で基礎ボルトの評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力として 0.2G を採用した。基礎ボルトの許容荷重については，評価温度 50℃とした。基礎ボルトのせん断・引張を評価した結果，基礎ボルトに生じる荷重は許容荷重以下であり，基礎ボルトの強度が確保されることを確認した（表 2.5-2 参照)。

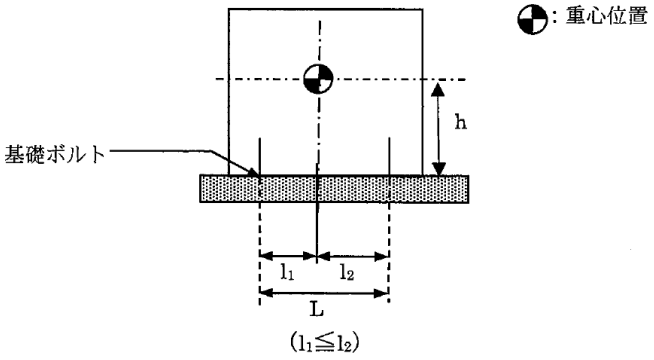


図 2.5-2　フィルタユニットの耐震評価モデル

・評価部位：基礎ボルト
・考慮する荷重：地震荷重
・計算に用いる数式

引張力　　$Q_V=\frac{W\cdot g\cdot C_H\cdot h-W\cdot g\cdot l_1}{n_f\cdot(l_1+l_2)}$

せん断力　　$Q_H=\frac{W\cdot g\cdot C_H}{n}$

W　：フィルタユニット質量
g　：重力加速度(=9.80665 m/s^2)
h　：据付面から重心までの距離
l_1　：フィルタユニット重心と基礎ボルト間の距離
l_2　：フィルタユニット重心と基礎ボルト間の距離
　　($l_1\leqq l_2$)

n_f　：評価上引張を受けるボルト本数

n　：全ボルト本数

C_H　：水平方向設計震度

表 2.5-2　フィルタユニットの基礎ボルトの強度評価

評価対象機器	部位	材料	評価項目	算出荷重(N)/本		許容荷重(N)/本	
				せん断	引張	せん断	引張
排気フィルタユニット	基礎ボルト	SS400	荷重	281.9	作用しない	11400	14300

2.5.3　ダクトの耐震性

ダクトの耐震性評価として，「JEAG4601-1987 原子力発電所耐震設計技術指針」を準用し，基準支持間隔の評価を行った。なお，震度については，耐震設計審査指針上の耐震Ｃクラス設備に適用される静的地震力として燃料取り出し用構台側は 0.27G，原子炉建屋側は 0.94G を採用した。ダクトは基準支持間隔(表 2.5-3，表 2.5-4 参照)よりも小さい間隔で支持することで耐震性を確保する計画である。

なお，当該ダクトは，使用済燃料プール上に配置しないことから，使用済燃料プールへ波及的影響を与えない。

(1) 角ダクトの耐震計算

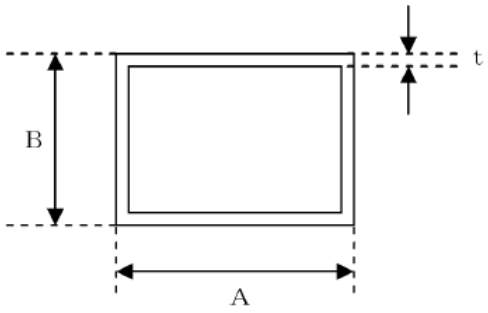


図 2.5-3　角ダクトの評価モデル

・評価部位：角ダクト

・考慮する荷重：地震荷重

・計算に用いる数式

自重による水平軸廻り座屈曲げモーメント

$$M_X=\frac{1}{8}\cdot\frac{W\cdot g}{1000}\cdot L^2$$

地震による鉛直軸廻り座屈曲げモーメント

$$M_Y=\frac{1}{8}\cdot\frac{W\cdot g\cdot C_H}{1000}\cdot L^2$$

許容座屈曲げモーメントとの関係

$$\frac{M_X}{M_{Xa}}+\frac{M_Y}{M_{Ya}}=1$$

上記式を解くと基準支持間隔は次式となる。

$$L=\frac{1}{\sqrt{\frac{W\cdot g}{1000\cdot 8\cdot M_{Xa}}+C_H\frac{W\cdot g}{1000\cdot 8\cdot M_{Ya}}}}$$

L　　：基準支持間隔

M_x　　：水平軸廻り座屈曲げモーメント

M_{xa}　　：水平軸廻り許容座屈曲げモーメント

M_Y　　：鉛直軸廻り座屈曲げモーメント

M_{Ya}　　：鉛直軸廻り許容座屈曲げモーメント

W　　：ダクト単位長さ当たり質量

g　　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

C_H　　：水平方向設計震度

表 2.5-3　角ダクトの評価

評価対象ダクト (mm)	材料	基準支持間隔 (mm)
1450×1050×3.2t	SS400	34488
1200×1200×3.2t	SS400	29352
900×900×3.2t	SS400	44585
650×500×3.2t	SS400	47815
1000×800×1.2t	ガルバリウム鋼板	12609
900×900×1.2t	ガルバリウム鋼板	13526
708×558×1.2t	ガルバリウム鋼板	15603

(2) 丸ダクトの耐震計算

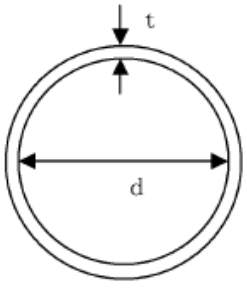


図 2.5-4　丸ダクトの評価モデル

・評価部位：丸ダクト

・考慮する荷重：地震荷重

・計算に用いる数式

自重と地震を合成した座屈曲げモーメント

$$M=\sqrt{1^2+C_H{}^2}\cdot\frac{W\cdot g}{1000}\cdot\frac{L^2}{8}$$

許容座屈曲げモーメントとの関係

$$\frac{M}{M_a}=1$$

上記式を解くと基準支持間隔は次式となる。

$$L=\sqrt{\frac{8\cdot M_a}{\frac{W\cdot g}{1000}\sqrt{1+C_H{}^2}}}$$

L　　：基準支持間隔

M　　：座屈曲げモーメント

M_a　　：許容座屈曲げモーメント

W　　：ダクト単位長さ当たり質量

g　　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

C_H　　：水平方向設計震度

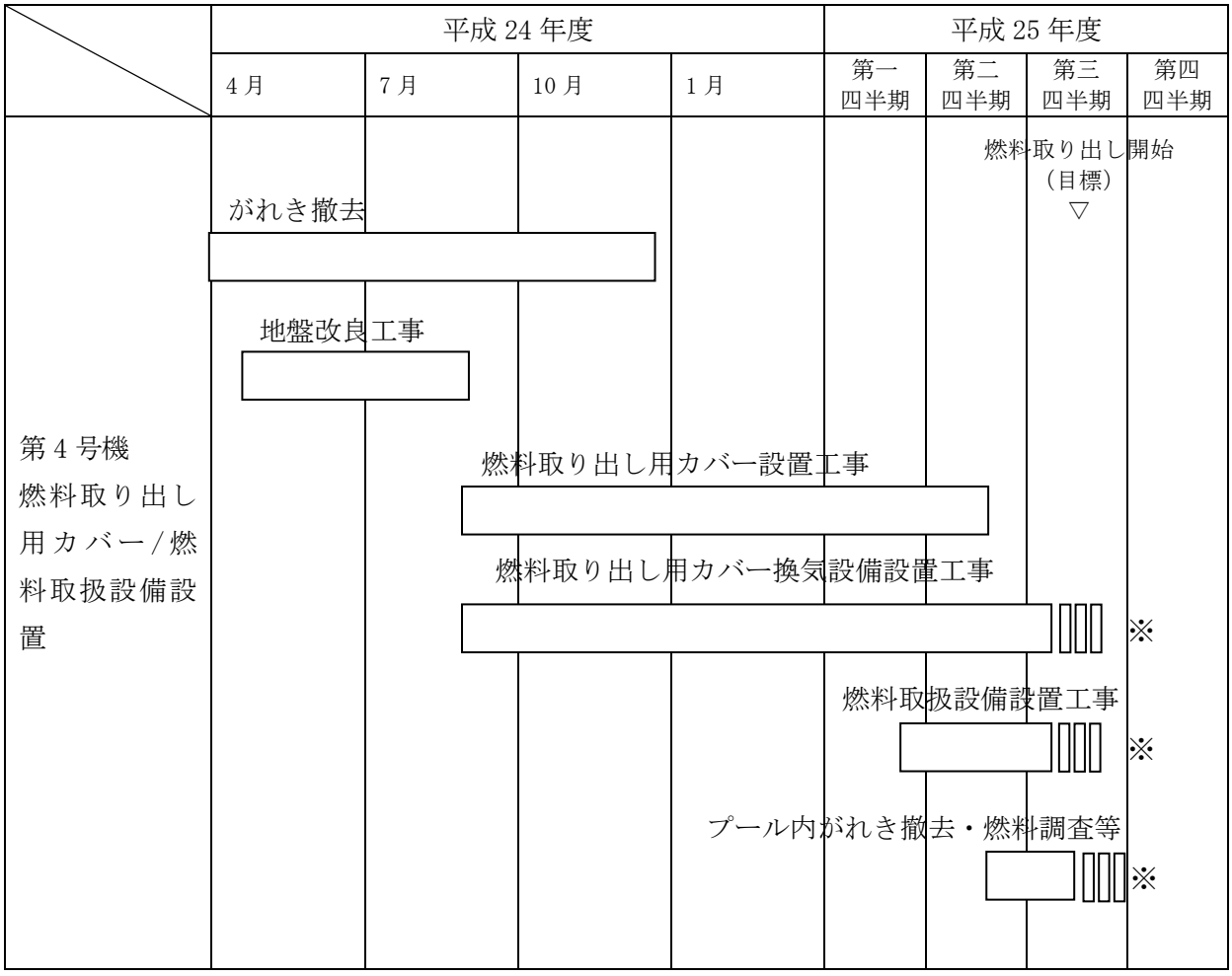
表 2.5-4　丸ダクトの評価

評価対象ダクト (mm)	材料	基準支持間隔 (mm)
1000φ×3.2t	SS400	41890
700φ×3.2t	SS400	43507
753.6φ×3.2t	SS400	44452

添付資料－５

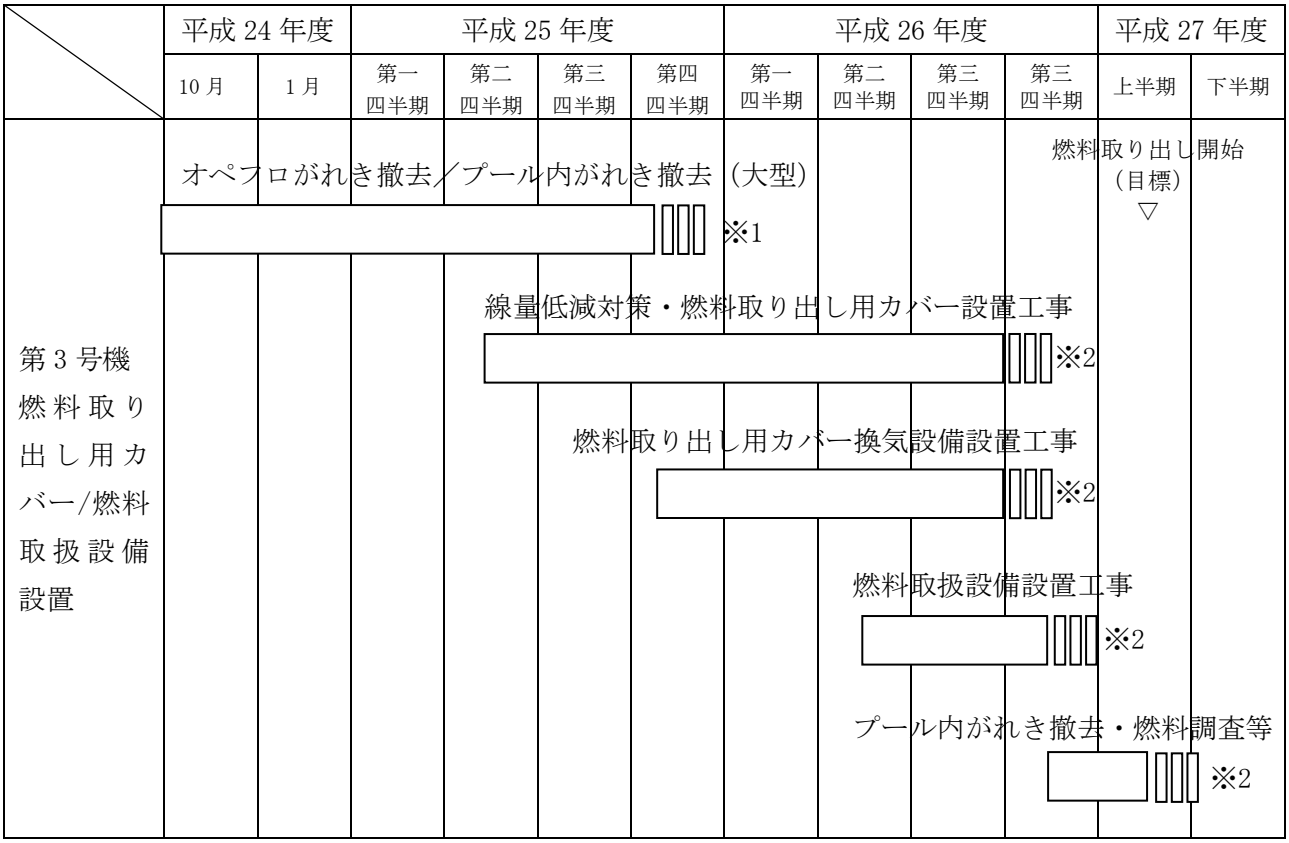
使用済燃料プールからの燃料取り出し工程表

第４号機使用済燃料プールからの燃料取り出し　工程表



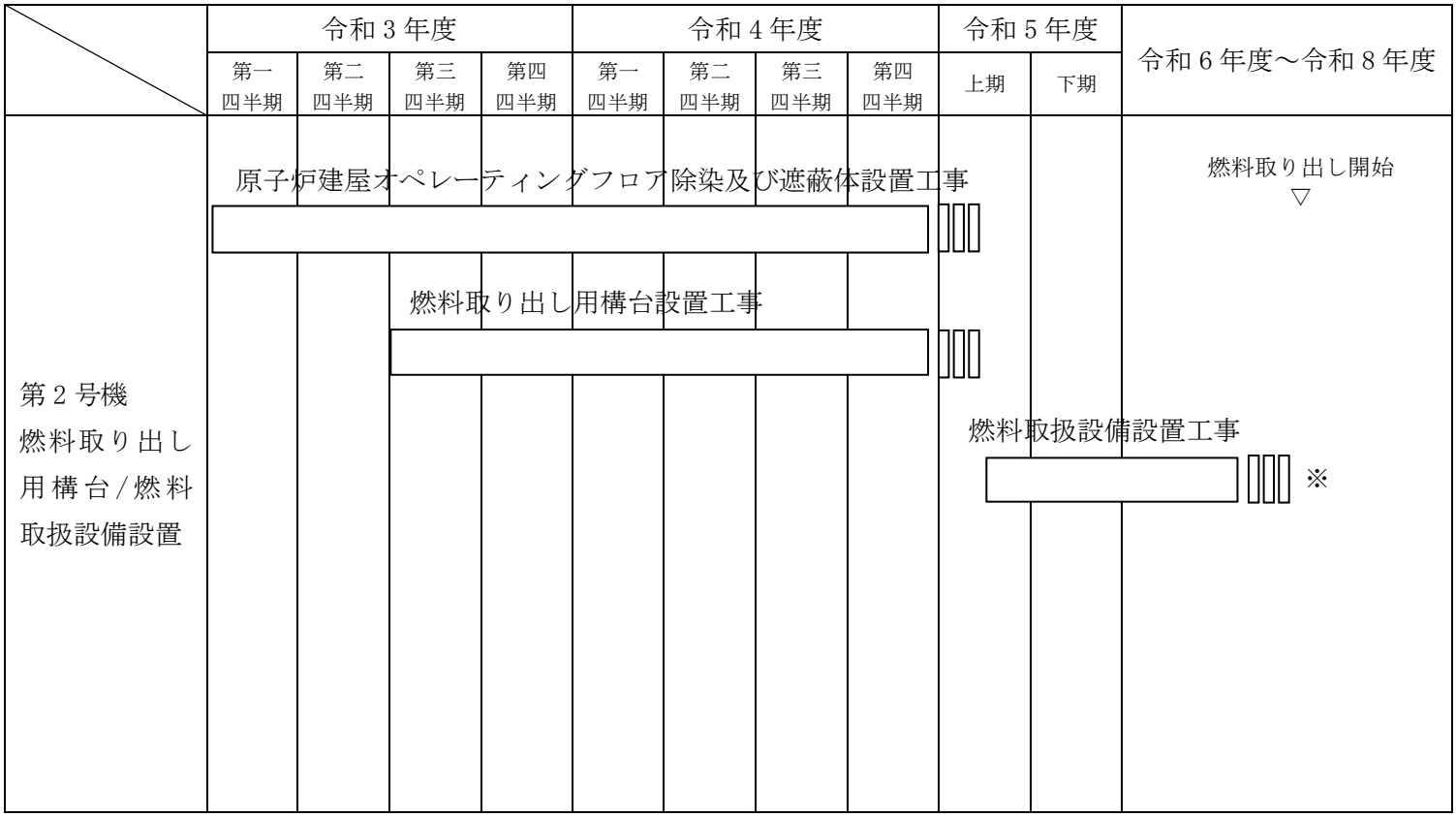
※：燃料取扱設備設置工事/プール内がれき撤去の進捗によって工程に影響を与える可能性有

第 3 号機使用済燃料プールからの燃料取り出し　工程表



※1：がれきの状況により終了時期が変動する可能性有
※2：がれき撤去の進捗によっては、燃料取り出し用カバー/燃料取扱設備設置工事工程等に影響を与える可能性有

第 2 号機使用済燃料プールからの燃料取り出し　工程表



※：原子炉建屋オペレーティングフロア除染及び遮蔽体設置工事の進捗により，燃料取扱設備設置工事工程に影響を与える可能性有

第 1 号機使用済燃料プールからの燃料取り出し　工程表

	令和 7 年度				令和 8 年度				令和 9 年度～令和 10 年度
	第一 四半期	第二 四半期	第三 四半期	第四 四半期	第一 四半期	第二 四半期	第三 四半期	第四 四半期	
第 1 号機 燃料取扱 設備設置	ガレキ・天井クレーン撤去作業・除染・遮蔽								燃料取り出し開始 ▽ 燃料取扱設備設置工事※

※：ガレキ・天井クレーン撤去作業等の進捗により，燃料取扱設備設置工事工程に影響を与える可能性有

福島第一原子力発電所第１号機原子炉建屋カバーに関する説明書

1. 適用範囲

本書は，第１号機原子炉建屋カバー設置中の機能について記載するものである。

なお，原子炉建屋カバーは，１号機大型カバー設置に伴い解体した。

2. 原子炉建屋カバーの位置づけ

福島第一原子力発電所第１号機は，原子炉建屋最上階（オペレーティングフロア）より上部が開放された状態であり，放射性物質を含む水蒸気の蒸散や瓦礫・粉塵の風雨による飛散が懸念される。一方，放射性物質の閉じ込め機能および放射線の遮へい機能を有する構造物を設置するまでには，その要求性能を踏まえた建屋構造とし，かつ諸設備を設ける必要があり，短期的に完工できるものではない。このため応急措置的対策（２年程度の供用期間を想定）として，放射性物質の飛散を抑制する原子炉建屋カバーの設置している。

3. 原子炉建屋カバーの設置効果

原子炉建屋カバー（附属設備を含む）を設置することにより以下の効果が期待できる。

① 原子炉建屋から大気中へ放出される放射性物質が抑制されること。

② 原子炉建屋への雨水等の浸入が防止されること。

③ 原子炉建屋からカバー内に放出される放射性物質濃度を把握できること。

4. 原子炉建屋カバーの設計方針

4.1 建物概要

原子炉建屋カバーは放射性物質の飛散抑制のために極力気密性のよい素材を選定するが，応急措置的対策であることから，可能な限り早く設置できる設計・施工方法とする。

平面寸法は約 47m（NS 方向）×約 42m（EW 方向）の長方形で，高さは地上から約 54m である。主体構造は鉄骨造，壁面および屋根面は防水性のある膜材で覆う計画であり，屋根面および壁面上部には勾配を設けて，雨水の浸入を防止する構造とする。また，原子炉建屋カバー下部の膜材端部には，台風時の風の吹き込みや巻き上げを防ぐための重りを取り付ける。

4.2 構造概要

原子炉建屋カバーは原子炉建屋周囲への放射性物質の飛散を抑制する覆いであるが，原子炉施設への影響を考慮し，建築基準法に準じて設計する。

4.2.1 設計荷重について

常時，積雪時，暴風時，地震時における構造強度および構造安全性の評価における外力条件は下記のとおりである。

①積雪荷重；積雪深 30cm，単位荷重 20N/m²/cm

②風圧力　；基準風速 25m/s

③地震荷重；水平震度 0.2

なお，風圧力の算定には応急措置として供用期間が 2 年程度であることを考慮し，10 年再現期間で低減した風速を採用しているが，当該地点近傍において過去 35 年の間に観測された最大風速（17m/s）を上回る値となっている。

地震荷重および積雪荷重の設定は建築基準法施行令に準じている。なお，地震荷重の設定に用いる水平震度 0.2 は原子力発電所耐震設計技術指針に定めるＣクラスの地震力に相当する。また，短期事象において，暴風時，地震時の影響が支配的であることから，積雪荷重の検討は省略している。

4.2.2　架構の強度検討

荷重の組み合わせによる応力解析には３次元フレームモデルを使用する。柱，梁，火打材の剛性は，はり要素として集約し，屋根部分および膜材については非構造部材として重量のみ考慮し，剛性は考慮しない。応力解析は，長期の常時荷重，短期の風圧力および地震力について実施し，柱及び梁部材の断面検討の結果，許容値以下の応力度となる。

4.2.3　基礎の検討

原子炉建屋カバーの基礎は地盤面または既設建屋（コントロール建屋，廃棄物処理建屋）の屋根スラブ上面に置かれているため，水平荷重が作用した場合のすべりに対する検討を実施し，柱脚部に作用するせん断力に対し，すべり抵抗は十分に余裕があることを確認した。

また，南面の柱脚部は既設建屋の屋根スラブ上面に架台組した基礎で支持されることから，既設建屋のパンチングシア（押し抜きせん断力）に対する検討を実施し，柱の支持力が十分に確保されていることを確認した。

4.2.4　膜材の検討

屋根面および壁面に使用する膜材の材質は，塩化ビニル樹脂コーティングポリエステル繊維織物とする。膜材の強度検討は，風圧力に対して行う。風圧力により膜材に生じる応力度は，許容応力度以下であり，基準風速に対して十分な余裕があることを確認した。

4.3 附属設備

原子炉建屋から放出される放射性物質の大気放出を抑制するため，原子炉建屋カバーとともに排気設備（フィルタ付）を設置する。原子炉建屋カバー天井部から内部気体を吸引し，排気ダクトを経由して原子炉建屋カバーの外部に設置したフィルタユニットへ導く。フィルタユニットは，プレフィルタ，加熱コイル，高性能粒子フィルタ，よう素用チャコールフィルタ，排風機等で構成し，各フィルタで放射性物質を捕集した後の気体を吹き上げ用排気ダクトから大気放出する。排気風量約 10,000m³/h のフィルタユニットを 6 系列（うち 2 系列は予備）設置し，合計約 40,000m³/h の排気風量で運転する。

現在，使用済燃料プールへの注水は原子炉建屋の内部配管を経由して行われており，これが停止した場合の代替手段として，使用済燃料プールの上部からコンクリートポンプ車による注水を行うこととしている。原子炉建屋カバー設置後は，原子炉建屋カバーの天井部に注水ノズル（方向調整機能付）を取り付け，配管・ホースで原子炉建屋カバー外部の給水系統に接続することで代替注水を可能とする。

また，原子炉建屋カバー内の温度を測定するための温度計や使用済燃料プールへの注水状況などを確認するためのカメラを設置する。原子炉建屋カバー内の放射性物質や吹上用排気ダクトから大気に放出される放射性物質の濃度を測定するための装置と原子炉建屋カバー内の水素濃度を測定するための装置を設置する。

4.4 その他

4.4.1 津波への配慮

津波については，原子炉建屋カバー工事完了までに設置予定の防潮堤により対処する。

4.4.2 火災への配慮

オペレーティングフロア上には元来，火災の原因となる火気は無いため，原子炉建屋カバー内で火災が発生する可能性は小さい。仮に火災が生じた場合においても原子炉建屋カバーが延焼し，原子炉建屋へ波及的影響を与えないよう，JIS A 1322-1966「建築用薄物材料の難燃性試験方法」に基づく「防炎 2 級」以上の性能を有する塩化ビニル樹脂コーティングポリエステル繊維織物を壁パネル・屋根パネルに張って使用する。なお，万一オペレーティングフロアで火災が発生した場合には，カバー屋根又はシャッターを開放して内部に放水する。

4.4.3 放射性物質の飛散抑制

仮に原子炉建屋カバーの膜が一部破損・崩壊することがあっても放射性物質の飛散範囲が拡大することのないよう，原子炉建屋の外壁および原子炉建屋最上階（オペレーティングフロア）には事前に飛散防止剤を散布する。

4.4.4 水素の影響

原子炉及び使用済燃料プール内の燃料による水の放射線分解により水素が発生するが，排気風量 40,000m³/h に比べて発生量が十分に少ないこと，カバー内気体と混合されること，排気設備の吸引口を天井部に設けていることからカバー内に水素が滞留する可能性は極めて低い。万一，水素濃度が可燃限界濃度に達した場合には，カバー屋根又はシャッターを開放し，カバー外へ放出する。

5. 原子炉建屋カバーの設置によるリスク

5.1 設置によるリスク

原子炉建屋カバーを設置することにより下記のリスクが想定される。

(1) 設計荷重以上の外力（地震力または風圧力）により，原子炉建屋カバーが損傷し，原子炉建屋へ波及的影響を及ぼすこと

(2) 原子炉建屋カバー内の熱や水蒸気により，原子炉建屋内の環境（温度，湿度）が悪化すること

(3) 事故の収束に向けた他工程との干渉により，相互の工程遅延が生じること

(4) 事故の収束に向けた後工程の計画に影響を及ぼすこと

これらリスクへの対応策をそれぞれ十分に考慮した上で，原子炉建屋カバーの設置計画を行う。

5.1.1 原子炉建屋カバーの損傷による原子炉建屋への波及的影響について

応急措置としての原子炉建屋カバーは２年程度の供用期間を考慮した上で，設計条件を決定し，建築基準法に準じた構造検討を実施しているが，設計荷重以上の外力が作用した場合の崩壊メカニズムについても検討を行い，原子炉建屋に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

漸増載荷解析の結果から，風荷重，地震荷重いずれにおいても，原子炉建屋カバーの架構が崩壊形を形成する前に柱脚がすべり，架構の崩壊には至らない。また，すべり量が増加した場合に備え，原子炉建屋カバーに変形抑制のためのストッパーを G.L.+18.9m の位置（原子炉建屋の健全性が確認されている壁面高さ）に設置し，原子炉建屋のコンクリート壁部分で原子炉建屋カバーを支持できる構造とする。このストッパーにより原子炉建屋カバーの滑動及び架構の倒壊を防ぎ，放射性物質の飛散抑制効果に大きな影響を及ぼさない。この場合，原子炉建屋は原子炉建屋カバーの荷重を負担することとなるが，原子炉建屋重量に比べて原子炉建屋カバー重量は十分に小さく（原子炉建屋カバー総重量／原子炉建屋質点重量（基礎重量をのぞく）＝約 4%），振動性状を示す固有周期に与える影響も約 2%である。一方，基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 に対する原子炉建屋の耐震壁のせん断ひずみは最大で 0.12×10^{-3} であり，評価基準値（4.0×10^{-3}）に対して十分余裕がある。

なお，架構がすべりを生じるまでの滑動抵抗力は，設計風荷重に対し約 1.8 倍，設

計地震荷重に対し 3.0 倍の余裕度があり，地震および暴風に対し十分な安全性を有している。

以上より，原子炉建屋カバーに設計荷重以上（地震時，暴風時）の外力が作用した場合に，原子炉建屋が原子炉建屋カバーの荷重を負担することになるが，波及的影響は極めて小さい。

5.1.2　原子炉建屋内の環境への影響について

原子炉からの熱，使用済燃料プールからの熱，外気温及び日射熱を考慮すると，原子炉建屋カバー内の温度は上昇し，原子炉建屋内の温度が最大 10℃程度上昇する場合がある。一方で，原子炉建屋カバーに附属する排気設備では，原子炉建屋カバーのすき間から外気を取り込み，原子炉建屋の外側を外壁に沿って上昇することを想定している。このため，原子炉建屋内においては，スポットクーラー等を設置することで局所的に作業エリアの環境改善を図り，また，状況によっては作業時間を限定するなどの対策をとる。

使用済燃料プール水および原子炉内燃料の崩壊熱により発生した蒸気により原子炉建屋カバー内が加湿されるが，原子炉建屋内の湿度が著しく高くなることはない。

5.1.3　事故の収束に向けた他工程への干渉について

原子炉建屋カバーの設置工事が原子炉および使用済燃料プールの安定的冷却のための他工程へ干渉が生じることがないよう，工程調整・ヤード調整を行い，計画を進める。現在，使用済燃料プールへの注水は原子炉建屋の内部配管を経由して行われているため，原子炉建屋カバーと注水作業が干渉することはない。しかし，原子炉建屋の内部配管を経由して行われる注水作業が中断した場合の代替注水手段であるコンクリートポンプ車による注水作業の代わりとして，原子炉建屋カバーに注水ノズルと注水管・ホースを設置するとともに，注水ノズルによる注水状況やオペレーティングフロア上の状況は原子炉建屋カバー内に設置したカメラを通じて，免震重要棟で確認する。

5.1.4　事故の収束に向けた後工程への影響について

使用済燃料の取り出し，放射線の遮へい機能を有するコンテナ設置等の後工程に対しては，原子炉建屋カバーの一部あるいは全面解体することを前提に，柱・梁に鉄骨材，壁・屋根に膜材を使用し，解体撤去が可能な構造を採用する。なお，原子炉建屋カバーの一部あるいは全面解体を実施する場合は，周辺環境への影響を考慮した上で実施する。

6.　運転管理および保守管理

6.1 運転管理

フィルタユニット内の排風機の起動/停止操作は，フィルタユニットの傍に設置した現場制御盤で行うものとし，故障等により排風機が停止した場合には，予備機が自動起動する。

現場制御盤では，排風機の運転状態（起動停止状態），カバー内温度，水素濃度，放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合は，警報を発する。免震重要棟に設置するモニタには，制御盤の情報が送られ，カメラによるカバー内状況とともに確認することができる。また，免震重要棟でも同様に，それらの情報に異常を検知した場合は，警報を発するシステムとなっている。

また，放射性物質は，原子炉圧力容器から原子炉格納容器，原子炉建屋内，オペレーティングフロアの開口部（機器ハッチ等）を経てカバー内に放出されるものと，使用済燃料プールの水中からプール上空に移行するものが想定される。このため，機器ハッチ開口部近傍に 1 箇所及び使用済燃料プール上方部に 1 箇所から各々吸引できるよう放射性物質濃度測定用のサンプリング配管を設置する。また，カバー内上部空間及び大気放出前（フィルタ通過後）の放射性物質濃度測定用の配管を排気ダクトに設置する。さらに念のため，オペレーティングフロア面のコーナー部近傍に 3 箇所設置し，各々のサンプリング配管を放射性物質濃度測定器に接続し，原子炉建屋から放出される放射性物質濃度を測定し，１号機原子炉建屋の周辺環境への影響を評価する。

6.2 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，外部への放射性物質放出抑制の監視の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，よう素用チャコールフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

7.　別添

別添－１　原子炉建屋カバーの設計方針，構内建屋配置図，立面図・アイソメ図
別添－２　構造計算書，伏図・軸組図
別添－３　供用期間を考慮した風荷重の設定
別添－４　設計荷重以上の外力に対する検討
別添－５　原子炉建屋カバー附属設備について

1.　原子炉建屋カバーの設計方針

1.1　設計概要

1.1.1　原子炉建屋カバーを設置する位置づけ

福島第一原子力発電所第１号機は，原子炉建屋最上階（オペレーティングフロア）より上部が開放された状態であり，放射性物質を含む水蒸気の蒸散や瓦礫・粉塵が風雨による飛散が懸念される。一方，放射性物質の閉じ込め機能および放射線の遮へい機能を有する構造物を設置するまでには，その要求性能を踏まえた建屋構造とし，かつ諸設備を設ける必要があり，短期的に完工できるものではない。このため応急措置的対策として，放射性物質の飛散を抑制する原子炉建屋カバーの設置が必要である。

この原子炉建屋カバーの設置は，平成 23 年４月 17 日に示した「福島第一原子力発電所・事故の収束に向けた道筋」において「Ⅱ．抑制（４）大気・土壌での放射性物質の抑制」の課題への対策として位置づけているものである。

1.1.2　原子炉建屋カバーの要求性能

原子炉建屋カバーの設計にあたり，要求する性能は下記のとおりとする。

(1) 遮へい性：考慮しない

(2) 気密性：

以下に示す放射性物質の飛散抑制のため，極力気密性のよい素材を選定する。

① 原子炉から放出される放射性物質

② 使用済燃料プール水からの水蒸気に含まれる放射性物質

③ 放射性物質が付着した瓦礫・粉塵等

(3) 構造安全性：後述

1.1.3　設計条件

原子炉建屋カバーの設計にあたり，留意するべき条件は下記のとおりとする。

(1) 出来るだけ早く設置できる設計・施工工法であること

(2) 原子炉建屋カバーの損傷により原子炉建屋に波及的影響を及ぼさないこと

(3) 事故の収束に向けた他工程との干渉により相互の工程に遅延を生じさせないこと

(4) 事故の収束に向けた後工程の計画に影響を及ぼさないこと

1.2　建物概要

1.2.1　構造概要

1.2.1.1 構造種別：

主体構造は鉄骨造であり，壁面および屋根面は膜材で覆う。

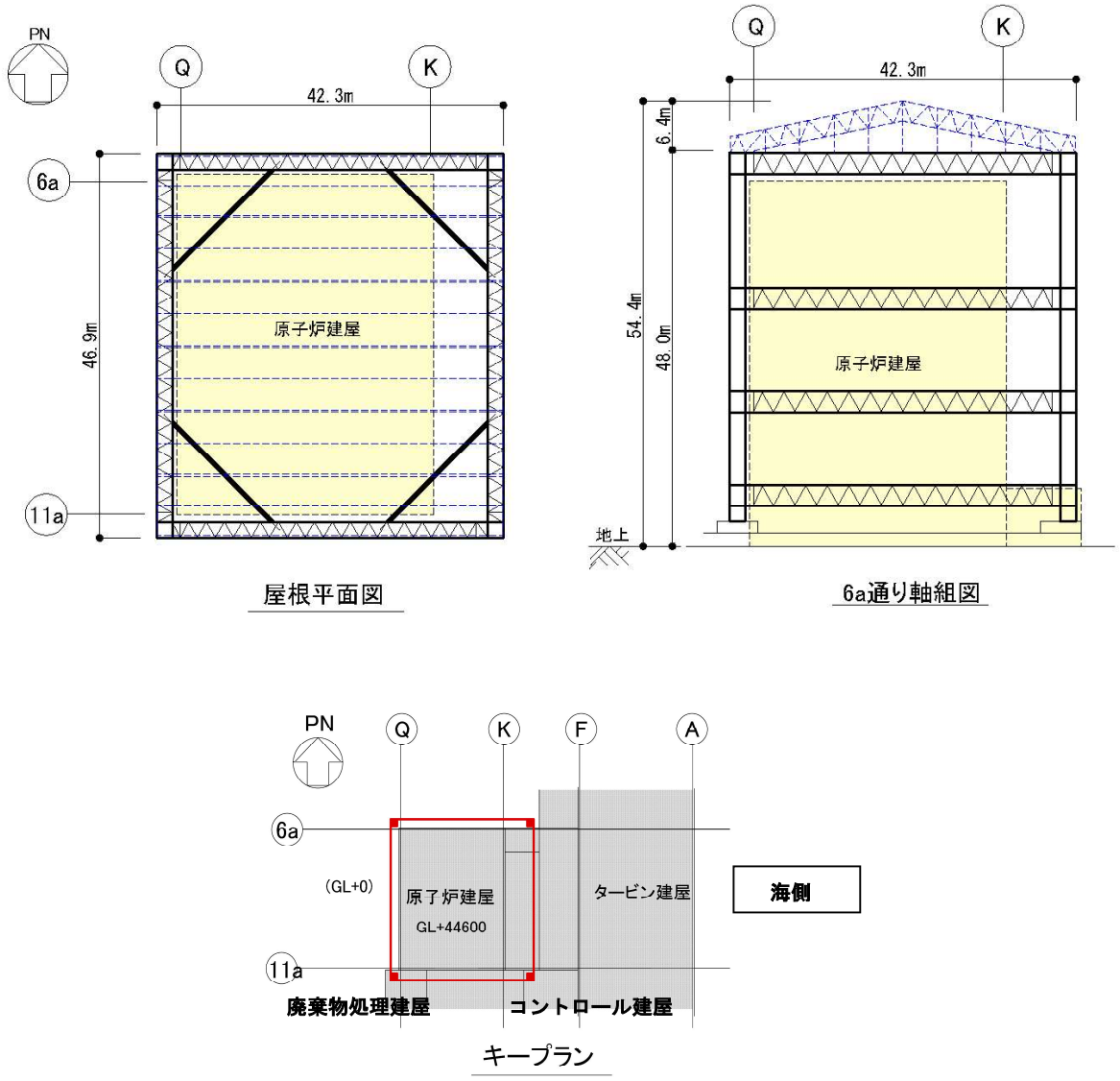


図 1-1　1 号機原子炉建屋カバー概要図

1.2.2　構造安全性

1.2.2.1 設計基規準

・関係諸法規等

建築基準法・施行令および関連告示等

・規準規格類

日本建築学会「建築物荷重指針・同解説」1993 年版

日本建築学会「鋼構造設計規準」2005 年版

1.2.2.2 使用材料と材料強度

・鋼材

表 1-1　鋼材の材料強度

種類	基準強度 F (N/mm²)
SS400, SN400, STK400, STKR400	235
SN490, SM490	325

・膜材：塩化ビニル樹脂コーティング ポリエステル繊維織物

引張強さ 400 N/cm 以上

1.2.2.3 外力

表 1-2　外力の設定条件

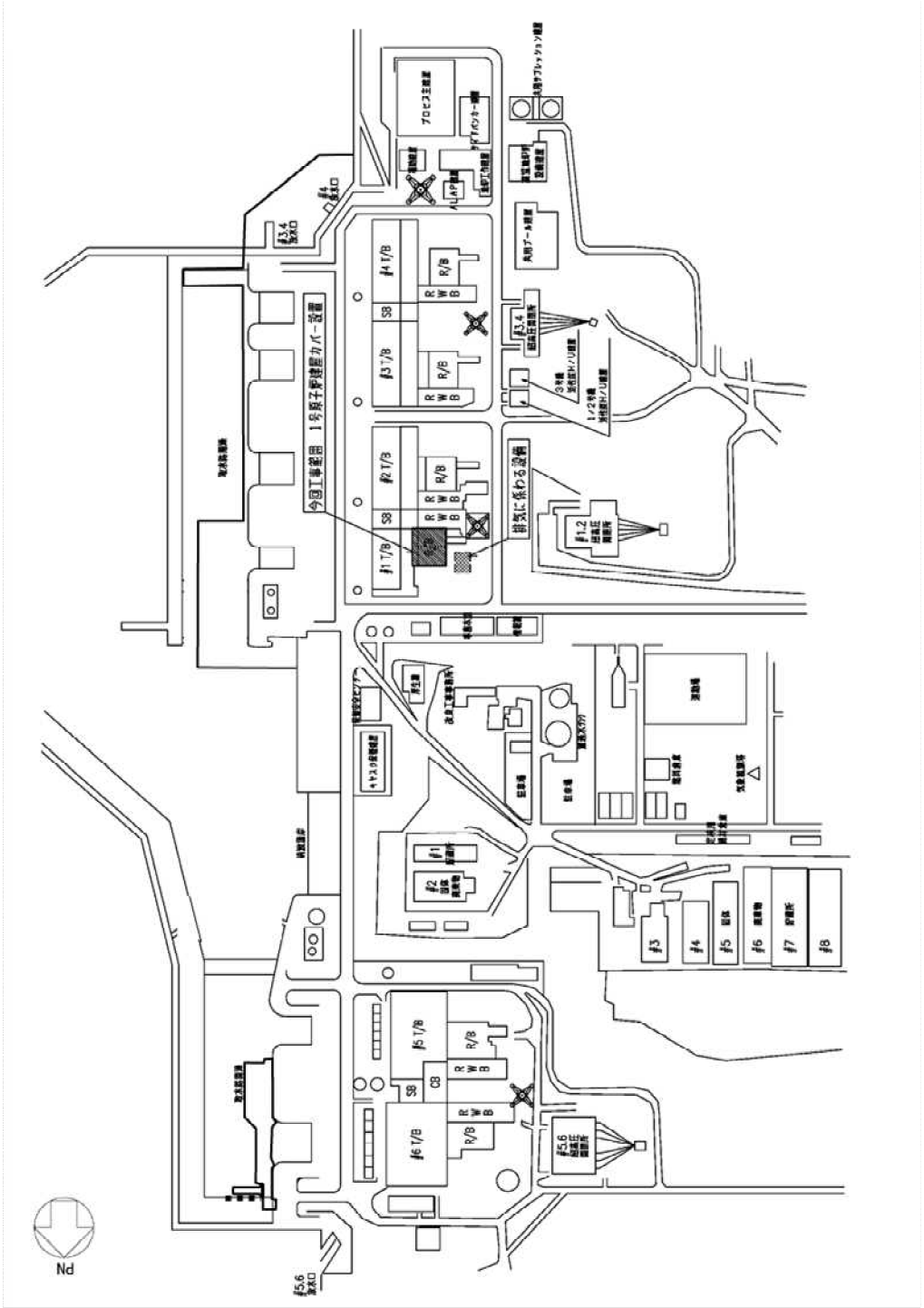
種類	条件	備考
積雪荷重	積雪深 30cm 単位荷重 20N/m²/cm	建築基準法施行令・福島県施行細則に準拠
風圧力	基準風速 25m/sec	建築基準法施行令の基準風速（30m/sec：50 年再現期間）に対し，使用期間を考慮し日本建築学会「建築物荷重指針」（1993 年版）に示される評価式に基づき 10 年再現期間で低減した値とする。なお，サイト近傍（広野町，浪江町）での過去 35 年の最大風速は 17m／sec 程度である。
地震荷重	水平震度 0.2	建築基準法施行令に準拠

1.2.2.4 荷重の組合せ

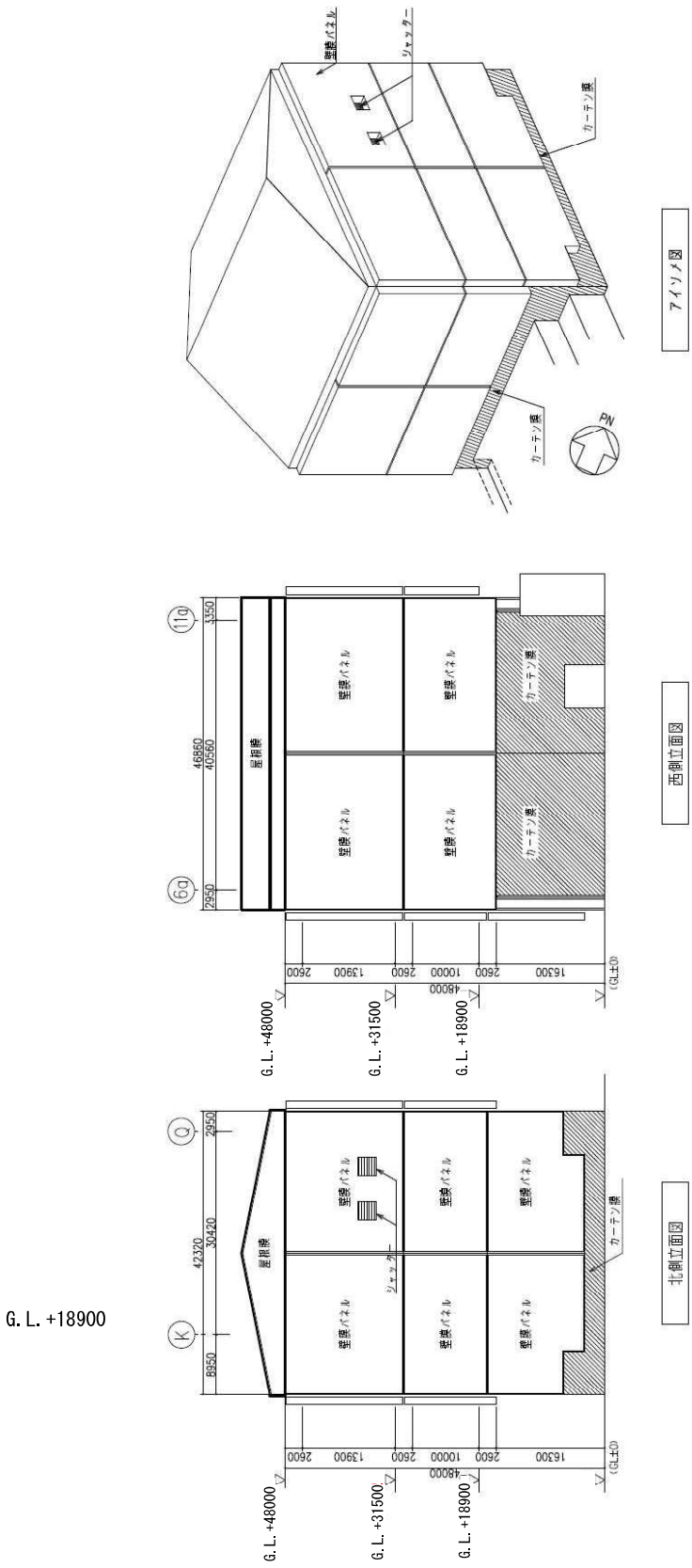
表 1-3　荷重組み合わせ一覧（基準法施行令による）

想定する状態	鉛直荷重	水平荷重	許容応力度
常時	G+P		長期
積雪時	G+P+S		短期
暴風時	G+P	W	
地震時	G+P	K	

G：固定荷重，P：積載荷重，S：積雪荷重，W：風圧力，K：地震荷重



構内建屋配置図



G.L.+18900

立面図・アイソメ図

構造計算書

1　　構造計画

原子炉建屋カバーは，福島第一原子力発電所１号機原子炉建屋において，原子炉建屋を覆う構造物である。

原子炉建屋カバーの寸法は，図 2-1 に示すように，平面寸法は約 47m（NS 方向）×約 42m（EW 方向）の長方形で，高さは地上から約 54m である。主体構造は鉄骨造であり，壁面及び屋根面は膜材で覆う計画である。

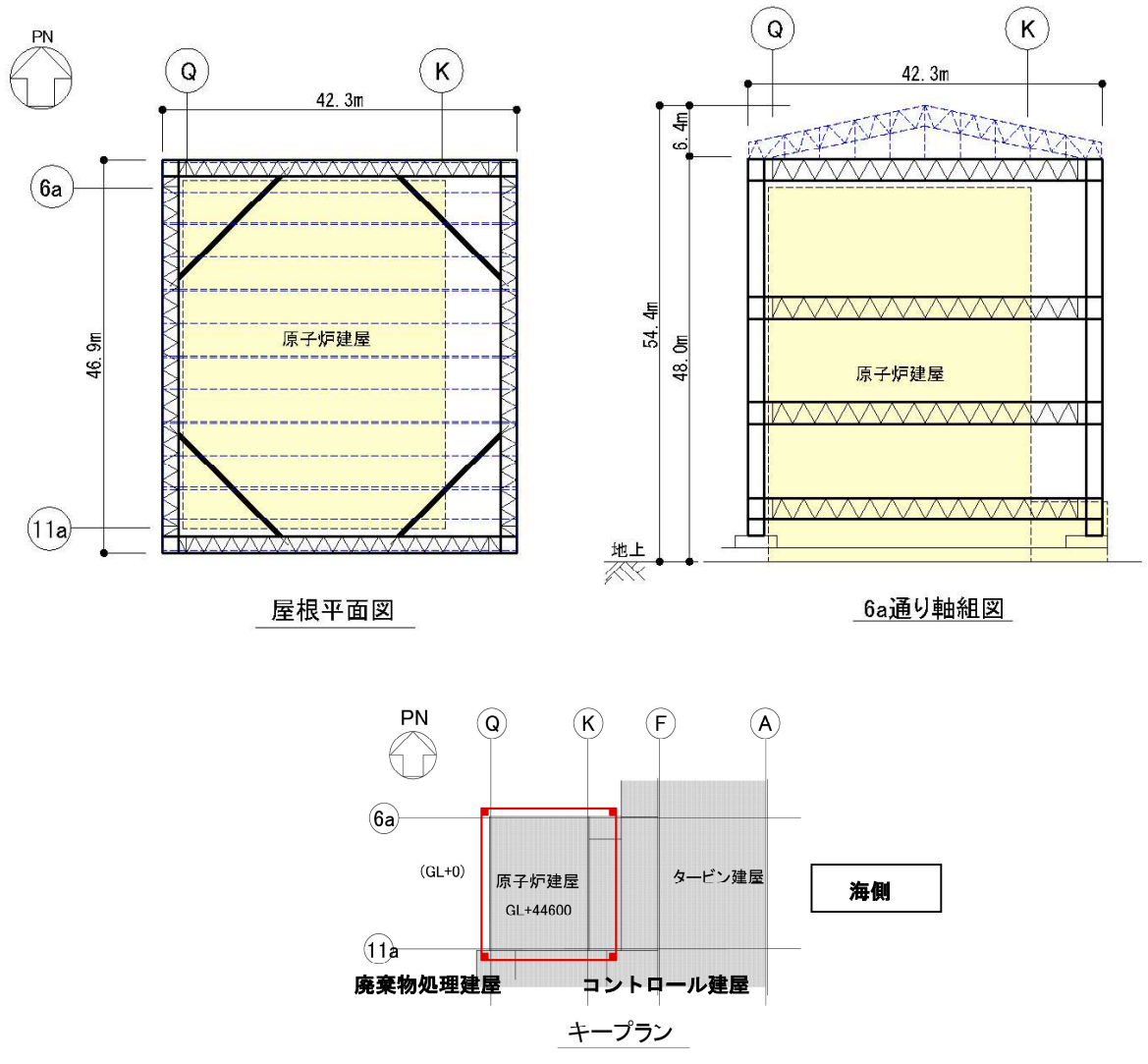


図 2-1　１号機　原子炉建屋カバー概要図

主要構造部材である柱，梁及び補助材である火打材は，弦材と斜材による組立材で構成する。構造検討に用いる応力は，３次元フレームモデルを用いて算定する。図 2-2 に解析モデル及び部材形状の概要を示す。

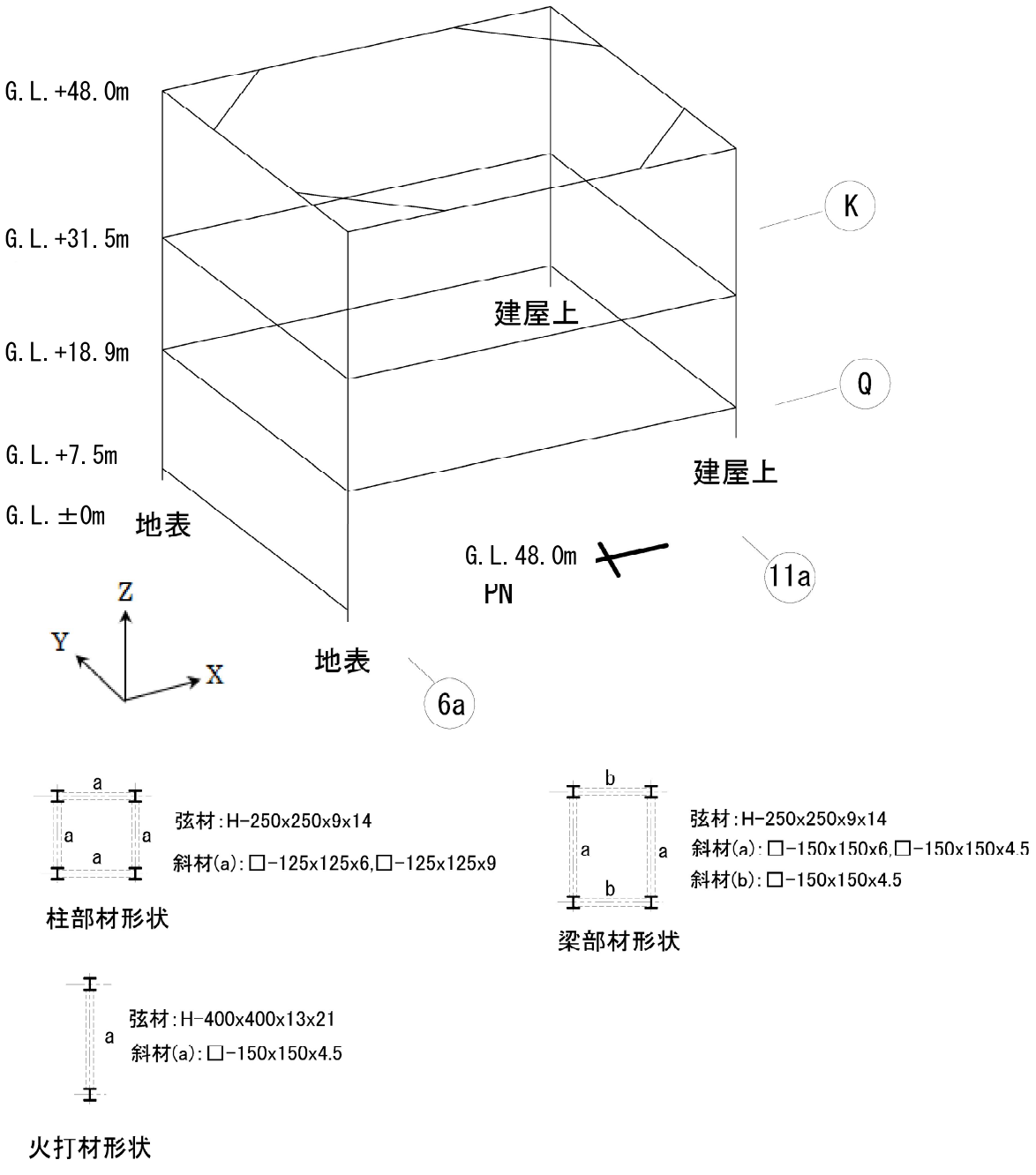


図 2-2　解析モデル及び部材形状の概要

2　全体架構の設計

2.1　使用材料及び材料の許容応力度

鋼材は SS400，SN400，STK400，STKR400，SN490，SM490 のいずれかを使用する。

鋼材の材料定数及び許容応力度を表 2-1～表 2-2 に示す。

表 2-1　材料の定数

材　　料	ヤング係数 E (N/mm²)	ポアソン比 v	単位体積重量 (kN/m³)
鉄　　骨	2.05×10⁵	0.3	77 *1

注）*1：鉄骨の単位体積重量は質量密度 7.85t/m³ に換算係数 9.80665 を乗じた。

表 2-2　鋼材の基準強度及び許容応力度　　（単位：N/mm²）

	材料	板厚	基準強度 F	許容応力度
構造用鋼材	SS400,SN400 STK400,STKR400	t≦40mm	235	日本建築学会「鋼構造設計規準」に従って左記 F の値により求める。
		t＞40mm	215	
	SN490,SM490	t≦40mm	325	
		t＞40mm	295	

2.2　荷重及び荷重の組合せ

(1)　荷重

設計に当たっては，以下の荷重を考慮する。

a.　鉛直荷重

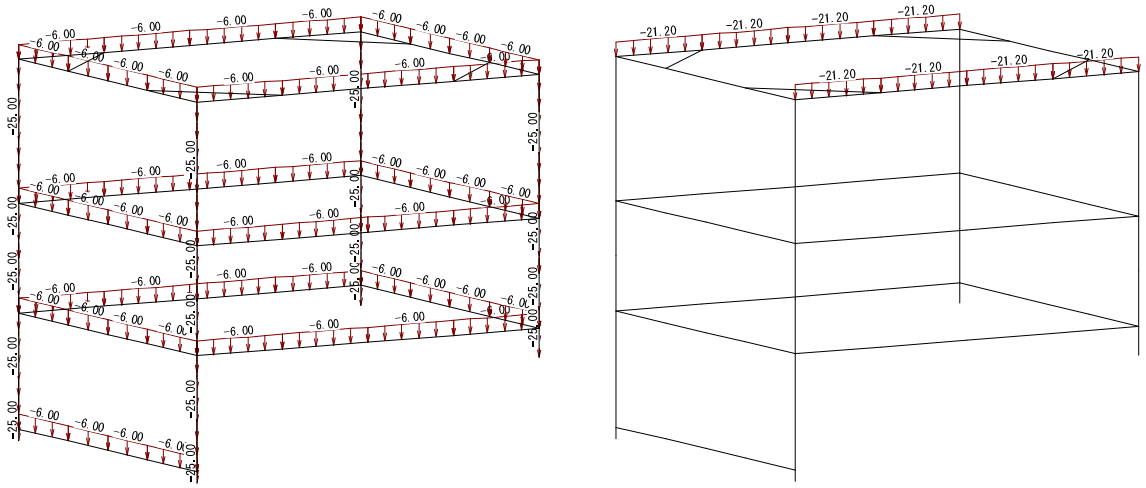
構造物に対して鉛直方向に作用する荷重で，以下の値とする。

鉄骨	77 kN/m^3
膜材自重	0.01 kN/m^2

上記より，部材に作用する単位荷重を以下のとおり設定する。

柱	25.0 kN/m
梁	6.0 kN/m
屋根	1.00 kN/m^2
火打材	17.0 kN/箇所
壁膜（パネル部）	0.45 kN/m^2
壁膜（カーテン部）	0.4 kN/m

応力解析モデルに考慮する鉛直荷重の概要を図 2-3 に示す。



(a) 柱梁重量　　(b)屋根重量

図 2-3　鉛直荷重の概要

b.　積雪荷重

建築基準法施行令及び福島県施行細則に準拠し以下の条件とする。

積雪量　　30 cm

単位荷重　　20 N/m²/cm

$W_{SNL}=30\times20\times10^{-3}=0.60$ kN/m²

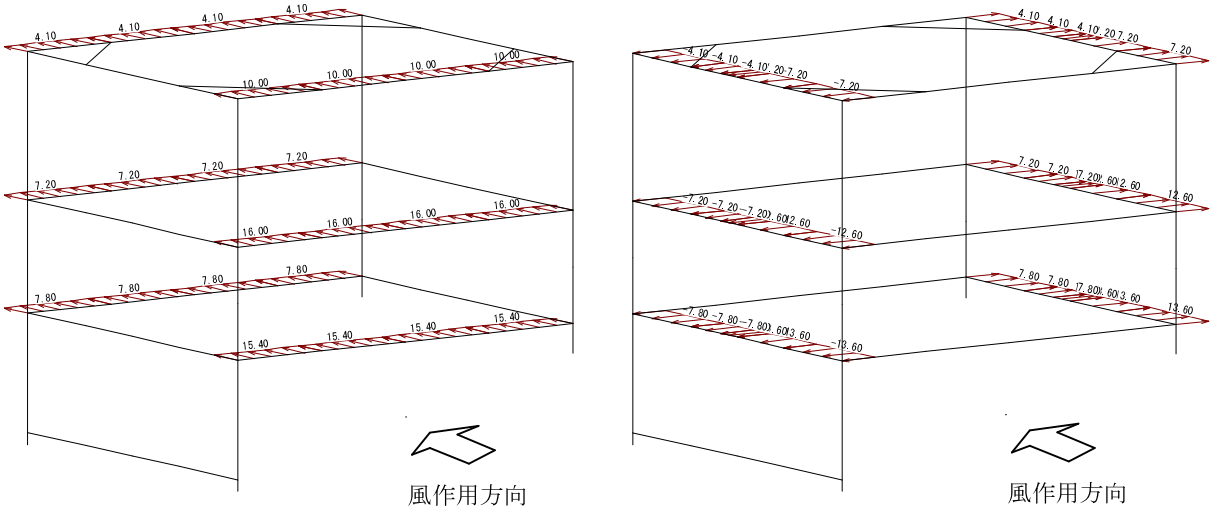
c.　風圧力

基準風速は建築基準法施行令第 87 条及び日本建築学会「建築物荷重指針」(1993 年版)に示される評価式に基づく条件とする。

風圧力は建築基準法施行令第 87 条に準拠して算定する。速度圧の算定結果を表 2-3 に，また，西風による風圧力の概要を図 2-4 に示す。

表 2-3　速度圧の算定

G.L. (m)	軒高さ (m)	最高高さ (m)	平均高さ H (m)	平均風速の高さ方向の分布を表す係数 E_r	ガスト影響係数 G_f	建築物の高さと地表面粗度に応じた係数 E	基準風速 V_O (m/s)	速度圧 q (N/m²)
+48.0	50.17	54.37	52.27	1.28	2.00	3.28	25	1230



(a) 風上及び風下壁面（風作用方向）　　(b) 側壁面（風直交方向）

図 2-4　風圧力の概要（西風）

d. 地震力

地震力は地表面（G.L.±0m）を基準として，下式により算定する。

$Qi = Ci \cdot Wi$

$Ci = Z \cdot Rt \cdot Ai \cdot C_0$

ここで，

Qi　：地震力（kN）

Ci　：地震層せん断力係数

Wi　：当該層以上の重量（kN）

Z　：地震地域係数（Z＝1.0）

Rt　：振動特性係数（Rt＝1.0）

Ai　：地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数

C_0　：標準せん断力係数（C_0＝0.2）

地震力は，構造物を 1 層構造とみなし，建屋重量による慣性力が建屋頂部に作用するものとして算定する。

地震力の算定結果を表 2-4 に示す。

表 2-4　地震力の算定結果

G.L. （m）	重量 Wi （kN）	ΣWi （kN）	Ai	Ci	地震力 Q （kN）
+48.0	8336	8336	1.0	0.2	1668

(2) 荷重の組合せ

建築基準法施行令により，以下の荷重の組合せを考慮する。

表 2-5 荷重の組合せ

想定する状態	鉛直荷重	水平荷重	許容応力度
常時	G+P	－	長期
積雪時	G+P+S	－	短期
暴風時	G+P	W	
地震時	G+P	K	

ここで，

G ：固定荷重

P ：積載荷重

S ：積雪荷重

W ：風圧力

K ：地震力

なお，短期事象においては，暴風時及び地震時の影響が支配的であることから，積雪時の検討は省略する。

2.3　全体架構の強度検討

(1)　解析モデル

解析モデルは，図 2-5 に示すとおり，柱，梁，火打材の剛性をはり要素として集約して評価した 3 次元フレームモデルとする。屋根部分については，重量は考慮するが，屋根自体の剛性は考慮しない。また，膜材についても同様に，重量は考慮するが，膜材自体の剛性は考慮しない。

解析モデルにおける柱，梁の部材端条件は剛接を基本とする。なお，柱脚部はピン支持とする。

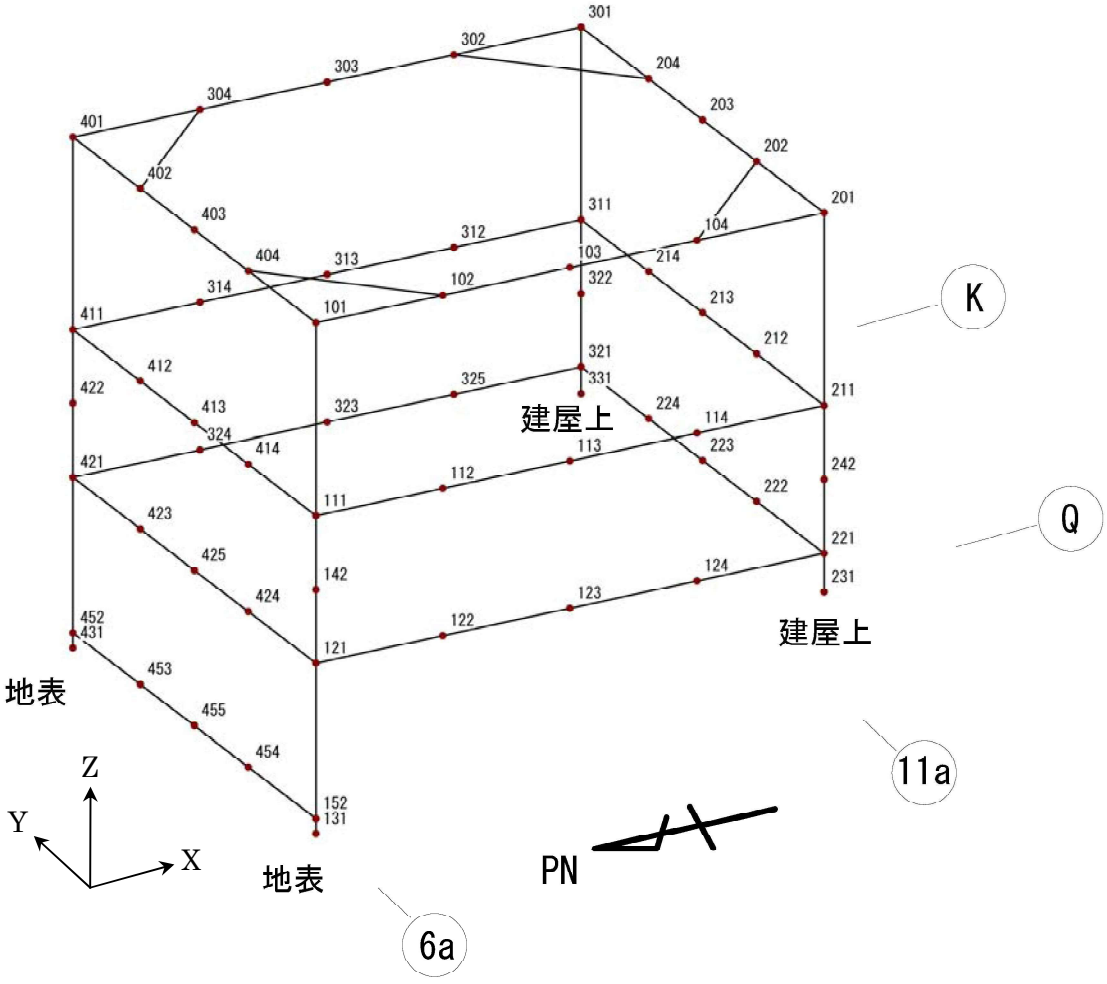


図 2-5　解析モデル

(2) 応力解析

応力解析は以下の 9 ケースについて実施する。

表 2-6　応力解析ケース

ケース No.	荷重	許容応力度
1	常時荷重（固定＋積載）	長期
2	風圧力（東→西）	短期
3	風圧力（西→東）	短期
4	風圧力（南→北）	短期
5	風圧力（北→南）	短期
6	地震力（東→西）	短期
7	地震力（西→東）	短期
8	地震力（南→北）	短期
9	地震力（北→南）	短期

注) : 架構が非対称となるため，風圧力及び地震力は 4 方向からの荷重を考慮する。

(3) 部材の断面検討

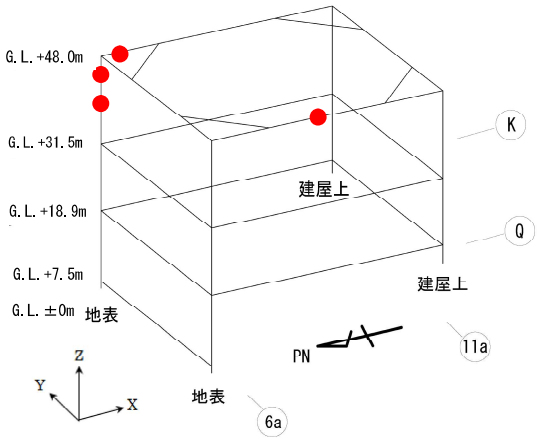
応力解析で得られた各荷重を組み合わせ，柱及び梁部材の断面検討を行う。表 2-7 に常時（固定＋積載），表 2-8 に暴風時（固定＋積載＋風圧力），表 2-9 に地震時（固定＋積載＋地震力）における断面検討結果を示す。各表には，軸力及び曲げモーメントとせん断力に対する断面検討結果から各々の応力度比が最も厳しくなる部位の結果を示している。

全ての荷重組合せ状態について，柱及び梁部材の応力度は許容値以下となることを確認した。

表 2-7　柱及び梁部材の断面検討結果（常時）

部材		使用部材			応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
		弦材	斜材					
柱（北東）	G.L.+48.0m ～ G.L.+31.5m	H-250*250*9*14	□-125*125*6	軸力	31.3	201	0.64	OK
				曲げ	102.8	216		
				せん断	27.3	142	0.20	OK
					70.5	142	0.50	OK

部材		使用部材			応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	判定
		弦材	斜材					
梁（西面）	G.L.+48.0m	H-250*250*9*14	□-150*150*6	軸力	9.0	186	0.60	OK
				曲げ	119.0	216		
				せん断	119.7	137	0.88	OK
梁（東面）	G.L.+48.0m	H-250*250*9*14	□-150*150*6	軸力	9.2	186	0.60	OK
				曲げ	118.8	216		
				せん断	119.8	137	0.88	OK

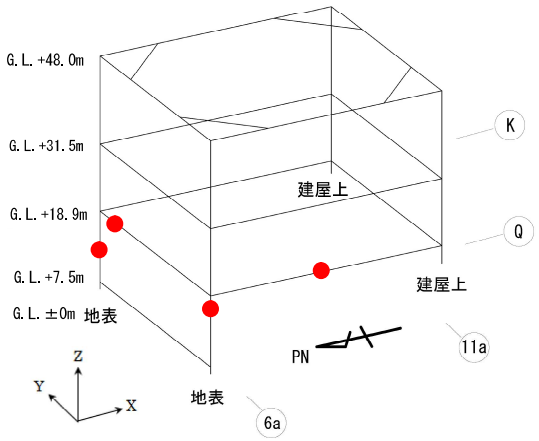


●は最大応力発生位置を示す

図 2-6

部材		使用部材		応力度		許容応力度	応力度比	決定ケース	判定
		弦材	斜材		(N/mm^2)	(N/mm^2)			
柱（北西）	G.L.+18.9m ～ G.L.+5.6m	H-250*250*9*14	□-125*125*9	軸力	88.8	301	0.69	東→西	OK
				曲げ	127.8	325			
				せん断	105.0	213	0.50	東→西	OK
					20.0	213	0.10	南→北	OK
柱（北東）	G.L.+18.9m ～ G.L.+5.6m	H-250*250*9*14	□-125*125*9	軸力	77.4	301	0.57	西→東	OK
				曲げ	99.0	325			
				せん断	106.0	213	0.50	西→東	OK
					5.9	213	0.03	北→南	OK

部材		使用部材		応力度		許容応力度	応力度比	決定ケース	判定
		弦材	斜材		(N/mm^2)	(N/mm^2)			
梁（西面）	G.L.+18.9m	H-250*250*9*14	□-150*150*6	軸力	11.3	279	0.68	西→東	OK
				曲げ	205.2	325			
				せん断	109.4	206	0.54	西→東	OK
梁（北面）	G.L.+18.9m	H-250*250*9*14	□-150*150*6	軸力	7.9	279	0.53	北→南	OK
				曲げ	162.5	325			
				せん断	116.9	207	0.57	西→東	OK



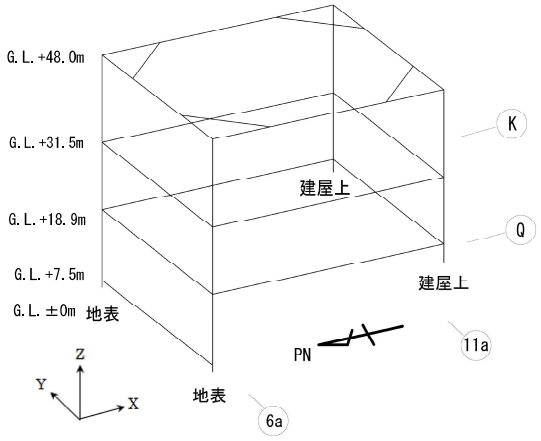
●は最大応力発生位置を示す

図 2-7

表 2-9　柱及び梁部材の断面検討結果（地震時）

部材		使用部材		応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	決定ケース	判定
		弦材	斜材						
柱（南西）	G.L.+48.0m ～ G.L.+31.5m	H-250*250*9*14	□-125*125*6	軸力	37.1	301	0.69	東→西	OK
				曲げ	184.2	325			
				せん断	120.7	214	0.57	東→西	OK
					154.8	214	0.73	北→南	OK
柱（北東）	G.L.+48.0m ～ G.L.+31.5m	H-250*250*9*14	□-125*125*6	軸力	36.1	301	0.67	南→北	OK
				曲げ	177.2	325			
				せん断	109.2	214	0.52	西→東	OK
					158.6	214	0.75	南→北	OK

部材		使用部材		応力度 (N/mm^2)		許容応力度 (N/mm^2)	応力度比	決定ケース	判定
		弦材	斜材						
梁（東面）	G.L.+48.0m	H-250*250*9*14	□-150*150*6	軸力	16.8	279	0.63	南→北	OK
				曲げ	183.7	325			
				せん断	168.6	206	0.82	南→北	OK



●は最大応力発生位置を示す

図 2-8

2.4　基礎の検討

(1)　すべりに対する検討

原子炉建屋カバーは，基礎となる柱脚部分が地盤面または既設建屋の屋根スラブ上面に設置されているため，水平荷重が作用した場合のすべりの検討を行う。

表 2-10 にすべりに対する検討結果を示す。

水平荷重時（暴風時及び地震時）の柱脚部のせん断力はすべり抵抗以下となる。

表 2-10　すべりに対する検討結果

（単位：kN）

部位	せん断力			すべり抵抗	判定
	暴風時		地震時		
	東・西	南・北			
柱脚	2720	2445	1668	5024	OK

注)：すべり抵抗は，「鋼構造設計規準　17 章　柱脚」に基づき，摩擦係数 0.4 を用いて算定した。

(2)　柱支持力に対する検討

原子炉建屋カバーの柱のうち南面の柱は，図 2-9 に示すとおり既設建屋の屋根スラブ上面に設置する架台で支持されるため，常時及び水平荷重時（暴風時及び地震時）について柱支持力に対する検討を行う。

表 2-11 に柱支持力に対する検討結果を示す。

各々の柱に作用する軸力は既設建屋のパンチングシアに対する許容せん断力以下であり，柱の支持力は十分に確保されている。

表 2-11　柱支持力に対する検討結果

（単位：kN）

部位	作用荷重			パンチングシアに対する許容せん断力		判定
	長期	短期				
	常時	暴風時	地震時	長期	短期	
南東柱	1442	1549	1808	4719	7046	OK
南西柱	973	1118	1211	3513	5245	OK

注)：パンチングシアに対する許容せん断力は，「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説　20 条　基礎」に基づき算定した。

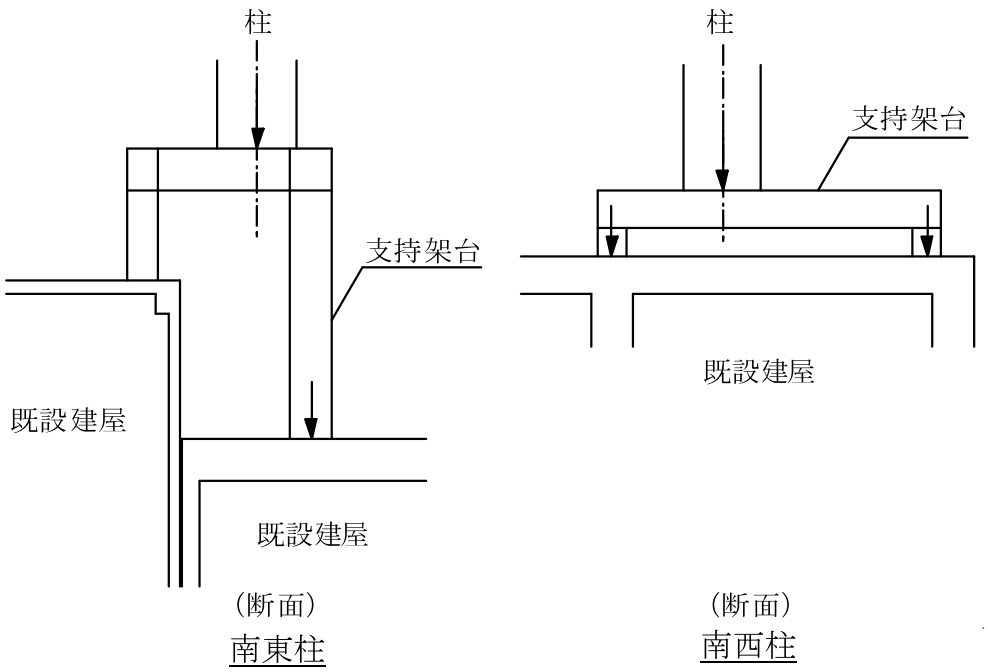


図 2-9　支持架台

3　膜材の設計

3.1　使用材料及び材料の許容応力度

膜材としては塩化ビニル樹脂コーティング ポリエステル繊維織物を用いる。

膜材の許容応力度を表 2-12 に示す。

表 2-12(a)　膜材の許容応力度（壁パネル）

膜厚さ t(mm)	繊維方向	基準強度*1 Fm(N/cm)	許容引張応力度*2	
			長期 $_{L}$ft(N/mm^2)	短期 $_{S}$ft(N/mm^2)
0.52	タテ糸方向	457	14.64	29.29
	ヨコ糸方向	408	13.07	26.15

注記 *1：　基準強度は JIS L 1096「一般織物試験方法」-1999 の定速伸長形引張試験機を用いたストリップ法により測定した引張強さ（建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定を受けたもの）

*2：　ft=Fm/t/v　：v は安全率（平成 14 年国土交通省告示第 667 号「テント倉庫建築物の構造方法に関する安全上必要な技術的基準を定める等の件」第 6 第 3 項第一号に従い，長期は 6，短期は 3 とする）

表 2-12(b)　膜材の許容応力度（屋根）

膜厚さ t(mm)	繊維方向	基準強度*1 Fm(N/cm)	許容引張応力度*2	
			長期 $_{L}$ft(N/mm^2)	短期 $_{S}$ft(N/mm^2)
0.63	タテ糸方向	654	12.97	25.95
	ヨコ糸方向	654	12.97	25.95

注記 *1：　基準強度は JIS L 1096「一般織物試験方法」-1999 の定速伸長形引張試験機を用いたストリップ法により測定した引張強さ（建築基準法第 37 条第二号に基づく国土交通大臣の認定を受けたもの）

*2：　ft=Fm/t/v　：v は安全率（平成 14 年国土交通省告示第 666 号「膜構造の建築物又は建築物の構造方法に関する安全上必要な技術的基準を定める等の件」第 6 第一号に従い，長期は 8，短期は 4 とする）

3.2　設計用荷重

膜材の強度検討は，風圧力に対して行う。

(1)　風圧力

全体架構の設計と同様に，設計における基準風速は 25 m/sec とする。

風圧力の算定結果を表 2-13 に示す。

表 2-13　速度圧及び風力係数の算定

(a)速度圧(q)の算定

G.L. (m)	軒高さ (m)	最高高さ (m)	平均高さ H (m)	平均風速の高さ方向の分布を表す係数 E_r	ガスト影響係数 G_f	建築物の高さと地表面粗度に応じた係数 E	基準風速 V_O (m/s)	速度圧 q (N/m^2)
+48.0	50.17	54.37	52.27	1.28	2.00	3.28	25	1230

(b)風力係数(C_f)の算定

G.L. (m)	地上高さ Z(m)	k_Z	壁面:正圧時			壁面:負圧時		
			外圧係数 Cpe	内圧係数 Cpi	風力係数 Cf	外圧係数 Cpe	内圧係数 Cpi	風力係数 Cf
+48.0	38.5	0.912	0.73	-0.20	0.93	-0.70	0	-0.70

設計用風圧力は，以下のとおりとなる。

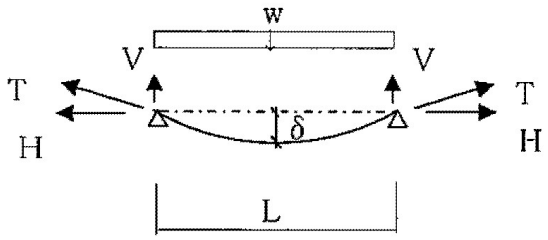
壁パネル膜材：　（正圧時）w=0.93×1230=1144　→　1150N/m²

（負圧時）w=0.70×1230= 861　→　870N/m²

屋根膜材：　（負圧時）w=1.0×1230=1230　→　1230N/m²

3.3　膜材の強度検討

風圧力 w により膜材に生じる応力度 T'は以下の式により算定する。



$V = w \cdot L / 2$ （N/m）

$H = \sqrt[3]{\left(w^2 \cdot L^2 \cdot Et\right) / 24} + T_0$ （N/m）　　（$T_0 = 1000$ N/m）

$T = \sqrt{V^2 + H^2}$ （N/m）

$T' = T / t / 1000$ （N/mm²）

ここで,

L ：支持スパン（m）

Et ：引張剛性（壁パネル膜材：タテ糸方向 230000N/m，ヨコ糸方向 160000N/m）

（屋根膜材：タテ糸方向 418400N/m，ヨコ糸方向 367600N/m）

T_0 ：初期張力（=1000 N/m）

t ：膜厚さ（mm）

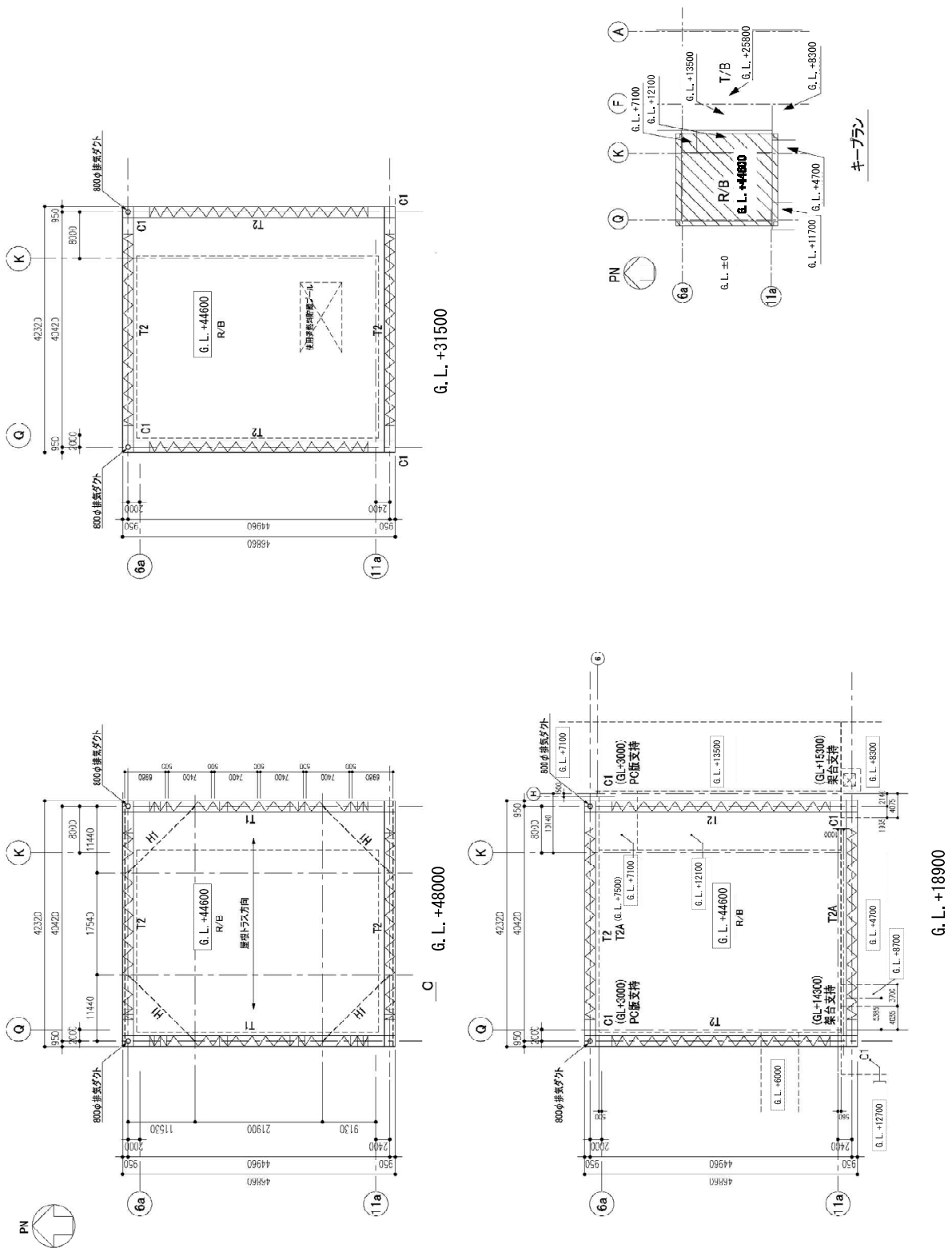
壁パネル膜材及び屋根膜材の強度検討結果を表 2-14 に示す。

風圧力により膜材に生じる応力度は，表 2-12 に示す許容応力度以下であり，基準風速に対して約 2 倍の余裕度がある。

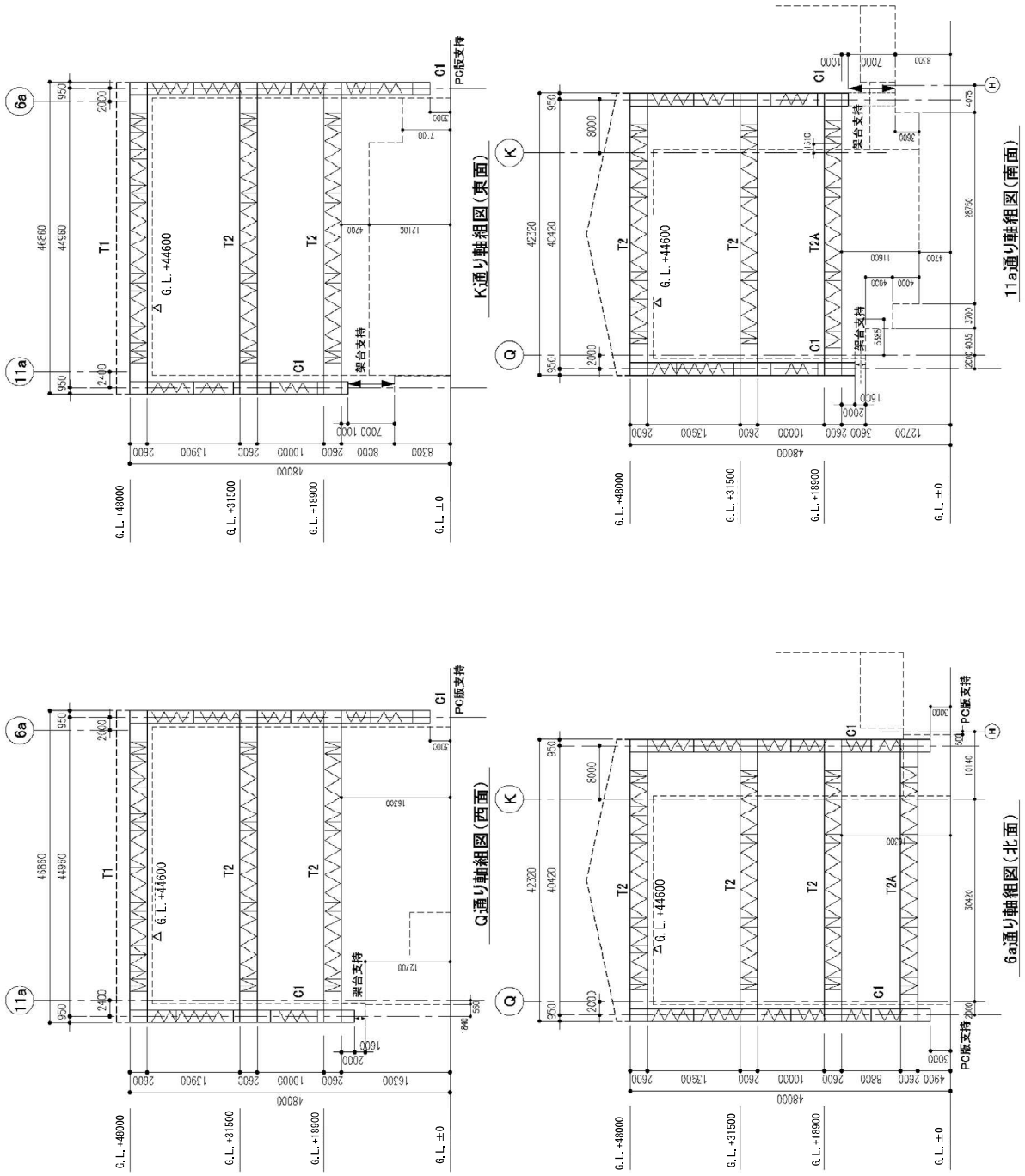
表 2-14　膜材の強度検討結果

	(壁パネル膜材)		(屋根膜材)		
	（正圧時）	（負圧時）	（屋根面）	（側面）	（妻面）
	(Cf=0.93) 短期	(Cf=－0.7) 短期	(Cf=－1.0) 短期	(Cf=1.0) 短期	(Cf=1.0) 短期
風圧力　w (N/m²)	1150	870	1230	1230	1230
糸方向	ヨコ	ヨコ	ヨコ	ヨコ	ヨコ
支持スパン　L (m)	2.31	2.31	1.85	1.85	2.53
応力度　T' (N/mm²)	9.23	7.93	8.60	8.60	10.29
許容応力度　ft (N/mm²)	26.15	26.15	25.95	25.95	25.95
応力度比　T'/ft	0.35	0.30	0.33	0.33	0.40
判定	OK	OK	OK	OK	OK

参考文献：　国土交通省国土技術政策総合研究所　他監修「膜構造の建築物・膜材料等の技術基準及び同解説」，平成 15 年 8 月



1 号機原子炉建屋カバー　伏図



1号機原子炉建屋カバー　軸組図

供用期間を考慮した風荷重の設定
－　風荷重の設定方針について　－

1　　原子炉建屋カバーの供用期間を考慮した風荷重の算定について

原子炉建屋カバーは恒久的対策実施までの短期的対策として，約 2 年間の使用を考えているが，建築基準法で定められる基準風速は建築物の供用期間を考慮し，再現期間を概ね 50 年として設定されている。しかし，原子炉建屋カバーについては供用期間が短期であることを考慮し，日本建築学会「建築物荷重指針（1993 年版）」に基づき，10 年再現期間で低減した風速による風荷重を採用することとする。

2　　日本建築学会「建築物荷重指針（1993 年版）」の適用について

日本建築学会「建築物荷重指針」は統計的データや確率・統計的分析により得られた知見をもとに，1993 年に荷重全般について改定され，その後，2004 年に見直しが行われている。

「建築物荷重指針（2004 年版）」では建築物の長期使用を見込み，設計風速の算定に用いる再現期間換算係数は，再現期間 500 年の年最大風速U_{500}に基づいた近似式となっている。そのため，再現期間が 100 年から 500 年の範囲から外れるに従って，推定誤差は大きくなる（※1）。

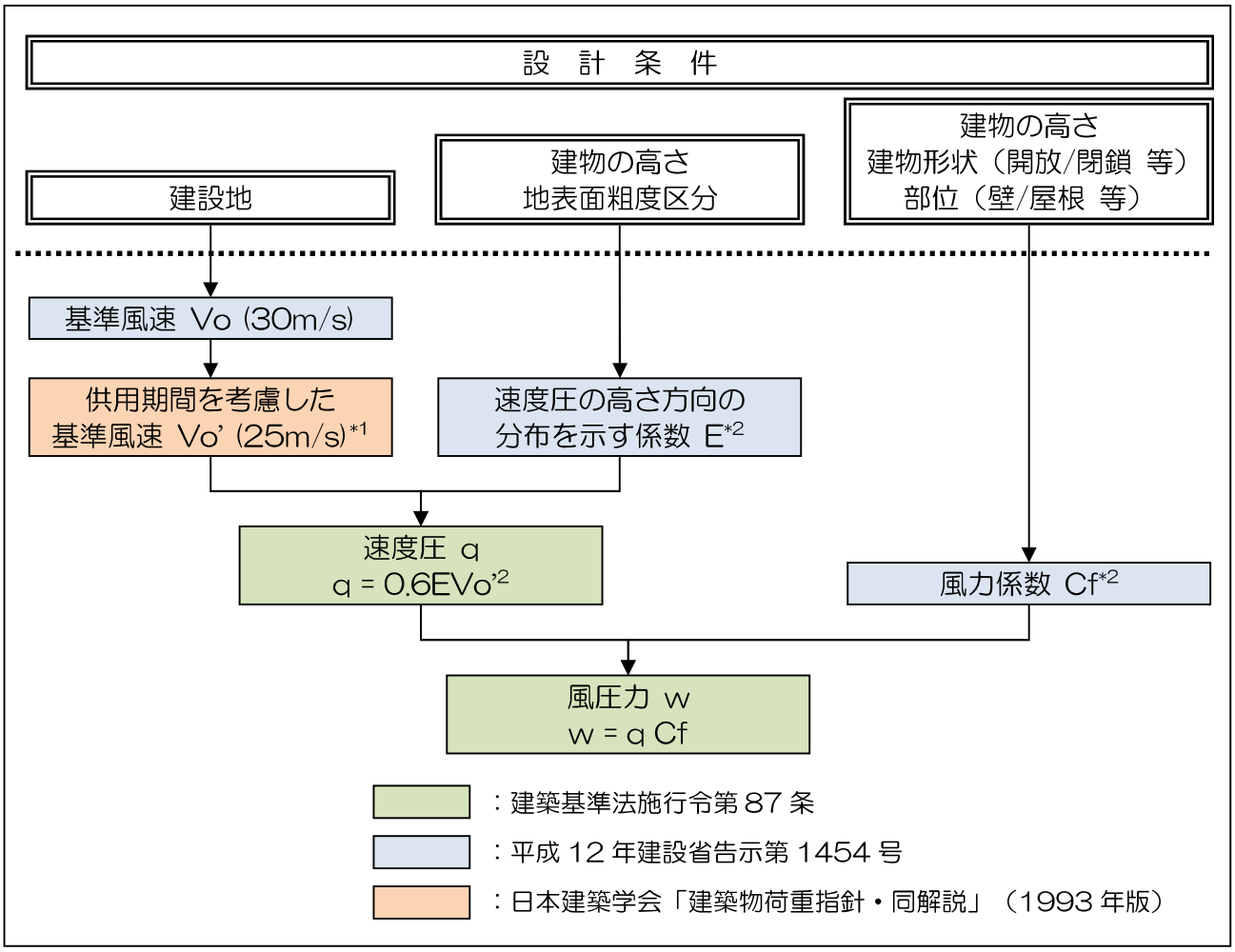
一方，「建築物荷重指針（1993 年版）」は，100 年再現期間の風速に対する再現期待値として定義しており，短期使用の構造物への適用には誤差が少ない算定式と考えられる（※2）。

（※1）建築物荷重指針（2004 年版）の再現期間 20 年とした場合の誤差は約 9%
（※2）建築物荷重指針（1993 年版）の再現期間 5 年とした場合の誤差は 0.6%

以上より，原子炉建屋カバーに作用する風荷重は「建築物荷重指針（1993 年版）」を用いて算定する。

3　　風荷重の算定フロー

設計に用いる風荷重（風圧力）は，以下のフローに従い算定する。



*1:　風速の再現期間換算係数 R は，設計用再現期間 r（年）に応じて，下式により算定される。

$$R = 0.54 + 0.1 \ln(r)$$

50 年再現期間に相当する基準風速 Vo=30m/s を 10 年再現期間に換算すると以下のとおりとなる。

$$Vo' = Vo \times (0.54 + 0.1 \ln(10))/(0.54 + 0.1 \ln(50))$$

$$= 30 \times 0.77/0.93 = 24.8 \rightarrow 25 \text{ m/s}$$

*2:　E および Cf は，告示第 1454 号中に示される数式や図表に示される係数により算定される。

設計荷重以上の外力に対する検討

1　架構がすべる場合の検討

架構の総重量は，約 12,560 kN であり，すべり摩擦係数を 0.4 とすると，
架構のすべり抵抗は，Qa＝0.4×12,560=5,024 kN となる。

風荷重，地震荷重について漸増載荷解析を実施した結果を図 4-2 及び図 4-3 に示す。崩壊形を形成する場合の最下層のせん断力（保有水平耐力）は，架構のすべり抵抗以上の値となる。

（風荷重時）　Qu=約 7,450kN
（地震荷重時）　Qu=約 6,330kN

すなわち，風荷重時，地震荷重時のいずれにおいても，（Qa＜Qu となるため）架構は崩壊形を形成する前にすべると想定される。柱脚部にすべりが生じた場合，架構にはそれ以上の荷重は作用しないことになるため，架構の崩壊には至らないと考えられる。

また，すべり量が増加した場合，最終的には原子炉建屋カバーは原子炉建屋に接触して変位は拘束され，それ以上の荷重は原子炉建屋が受けることになる。なお，原子炉建屋カバーの G.L.+18,900 レベルの梁の原子炉建屋側に変位抑制のためのストッパーを設置し，万一すべりが生じた場合でも，原子炉建屋のコンクリート壁部分で原子炉建屋カバーを支持できる構造とする。

この場合，原子炉建屋は原子炉建屋カバーの荷重を負担することとなるが，動的解析に用いられる原子炉建屋の質点重量に比べて原子炉建屋カバーの重量は十分に小さく（原子炉建屋カバー総重量／原子炉建屋質点重量（基礎重量をのぞく）＝約 4%），振動性状を示す固有周期に与える影響も約 2%である。一方，基準地震動 Ss-1 及び Ss-2 に対する原子炉建屋の耐震壁のせん断ひずみは最大で 0.12×10^{-3} であり，評価基準値（4.0×10^{-3}）に対して十分余裕がある（※）。これより，原子炉建屋カバーが原子炉建屋に接触しても原子炉建屋の健全性に与える影響は軽微であると言える。

※「福島第一原子力発電所の原子炉建屋の現状の耐震安全性および補強等に関する検討に係わる報告書（その１）」参照

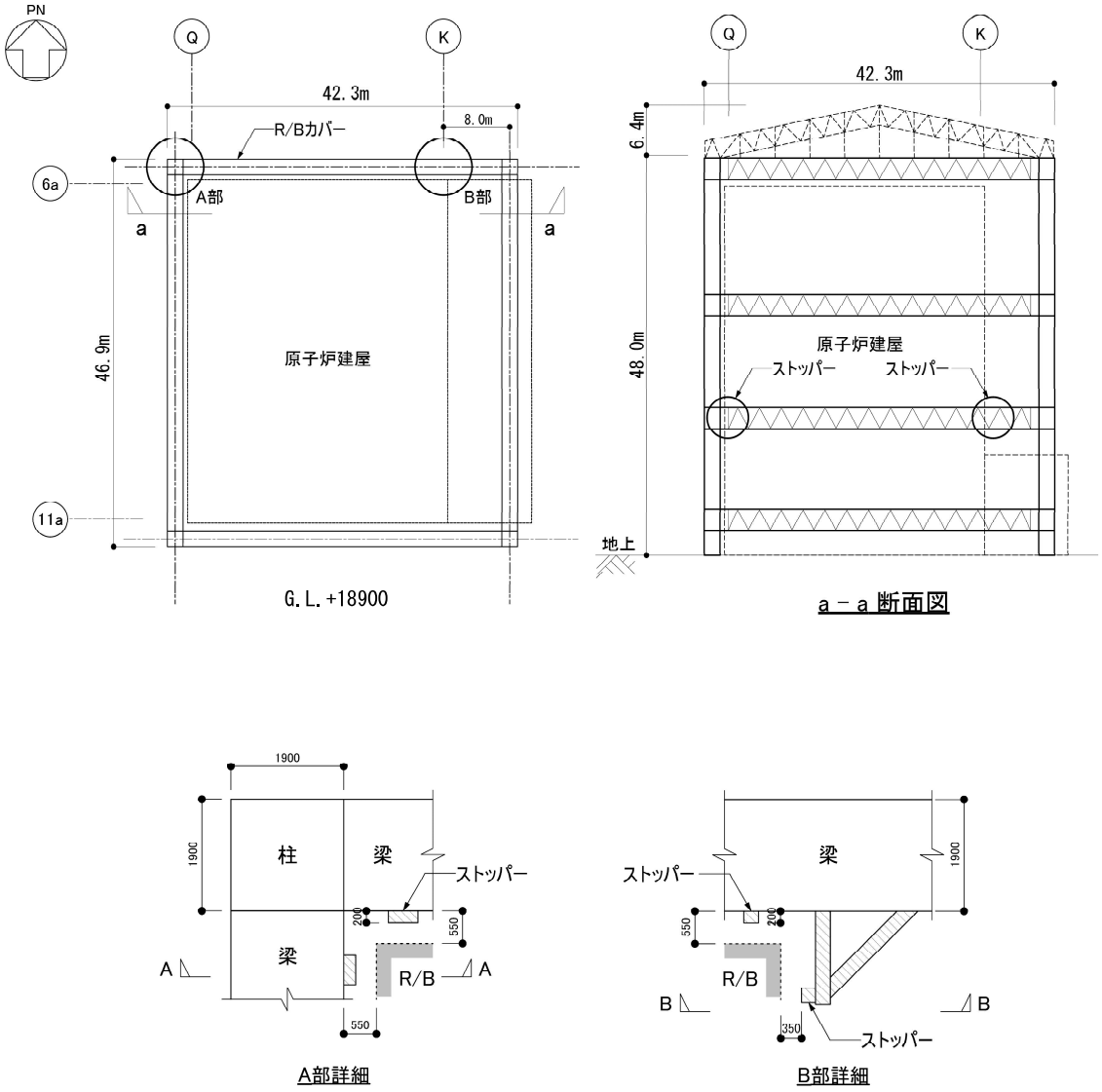
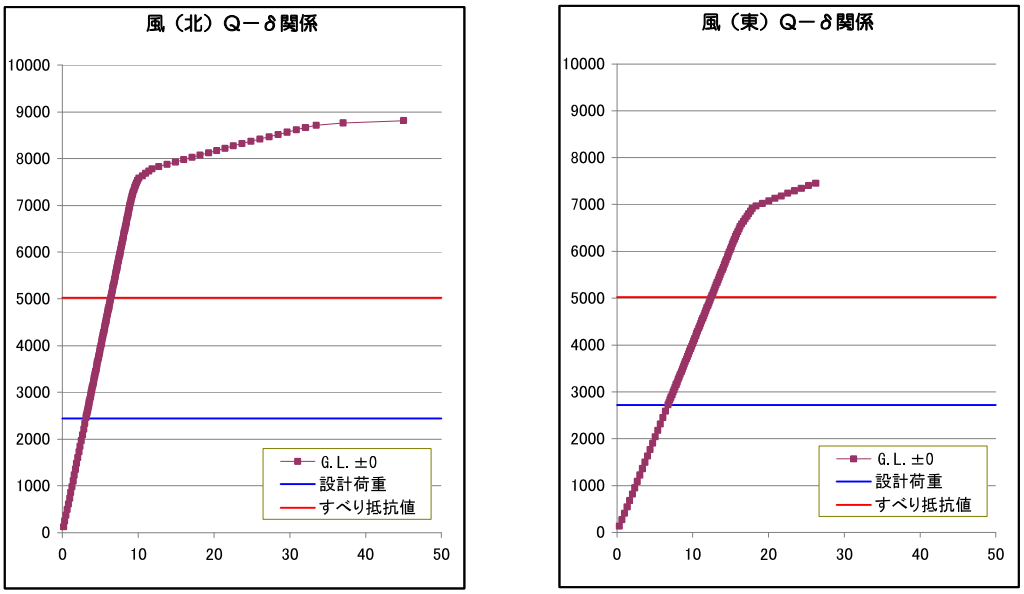


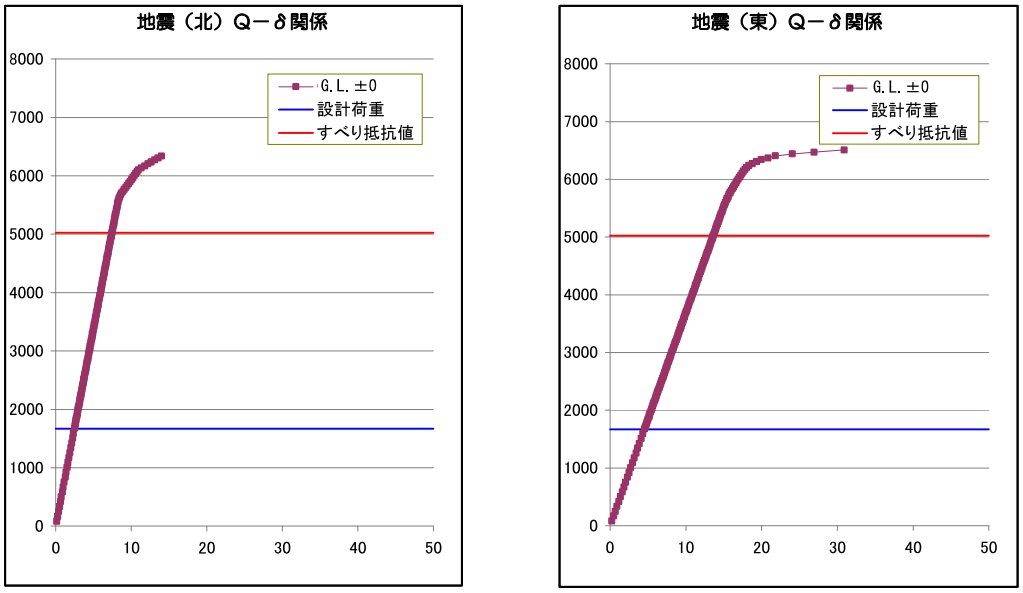
図 4-1　ストッパーの概要

設計荷重に対するすべり抵抗値を比較すると，風荷重時は約 1.8 倍（基準風速に対し約 1.3 倍），地震荷重時は約 3.0 倍の余裕度がある。



単位：横軸（cm），縦軸（kN）

図 4-2　荷重-変形関係：風荷重時



単位：横軸（cm），縦軸（kN）

図 4-3　荷重-変形関係：地震荷重時

なお，設計荷重に対する架構の保有耐力は，風荷重時は約 2.7 倍（基準風速に対し約 1.6 倍），地震荷重時で約 3.7 倍の余裕度がある。

原子炉建屋カバー附属設備について

1.　設備概要

1.1　系統構成

放射性物質の外部流出を抑制するため，原子炉建屋カバーに排気設備（フィルタ付）を設置する。原子炉建屋カバー内の天井部に吸込口を設け，排気ダクトを経由してカバー外に設置したフィルタユニットへ導く。高性能粒子フィルタ（効率97%），よう素用チャコールフィルタ（効率90%），加熱コイル，排風機等から構成されたフィルタユニットを6 系列（うち予備2 系列）設置する。各フィルタユニットの排気風量は，約10,000m^3/hとし，総排気風量約40,000m^3/h（4 系列）で運転する。原子炉建屋カバー下部は仕切板により区画されており，オペレーティングフロアより上のカバー空間は，約45,000m^3（図5-2参照）であることから，1 回/h 程度の換気頻度となる。

また，カバー内の状況や温度，放射性物質の濃度等を確認できる装置を設置する。

表5-1 排気設備及び計測設備等

設備名	構成・配置等
吸込口	配置：カバー内の北側天井部に設置
フィルタユニット	配置：原子炉建屋西側の屋外に6 系列（うち予備2 系列）設置 構成：プレフィルタ，よう素用チャコールフィルタ（効率90%）， 高性能粒子フィルタ（効率97%），加熱コイル，排風機， フィルタ線量計（高性能粒子フィルタに設置）， フィルタ差圧計（プレフィルタ，よう素用チャコールフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）
排気管 （吹上用排気ダクト）	配置：フィルタユニットの下流側に設置 （直径：約 1m，高さ：約 4m）
カメラ	配置：オペレーティングフロア上部外周に6 台（うち予備3 台） 対象：プールへの注水状況及びカバー内状況
温度計	配置：天井部に2 個（うち予備1 個）， オペレーティングフロア高さに2 個（うち予備1 個）
放射性物質濃度測定器	測定対象：オペレーティングフロアコーナー部近傍（3 箇所）， 機器ハッチ開口部近傍，使用済燃料プール上方， カバー内上部空間及び大気放出前の放射性物質の濃度
水素濃度計	測定対象：カバー内上部空間の水素濃度 配置　：フィルタユニットの下流側に2 台（うち予備1 台）

1.2 計測設備構成

原子炉建屋カバー内の各種状態を監視できるよう以下の計測設備を設置する（図5-1参照）。

1.2.1 カメラ

カバー天井部に設置した使用済燃料プール注水用の注水ノズル（1.3項参照）から注水する場合の注入状況，及びカバー内の全体状況を監視するため，オペレーティングフロアより約18m 上のカバー内の外周に沿ってカメラを6 台（うち予備3 台）設置する。設置場所は，オペレーティングフロアを対角線に監視できるよう北面の東側，西面の南側に各2 台（うち予備2台）と使用済燃料プールをより確実に監視できるよう使用済燃料プールの西側に2 台（うち予備1 台）とする。

1.2.2 温度計

使用済燃料プール上方（オペレーティングフロアより約23m）に2 個（うち予備1 個）及びオペレーティングフロアとほぼ同じ高さの北側と西側外周部に各1 個（うち予備1個）の温度計を設置する。

1.2.3 放射性物質濃度測定器

放射性物質は，原子炉圧力容器から原子炉格納容器，原子炉建屋内，オペレーティングフロアの開口部（機器ハッチ等）を経てカバー内に放出されるものと，使用済燃料プールの水中からプール上空に移行するものが想定される。このため，機器ハッチ開口部近傍（オペレーティングフロアより約1m 上，機器ハッチ端部より約2m 西側）と，使用済燃料プール上方（オペレーティングフロアより約25m）から各々吸引できるよう放射性物質濃度測定用のサンプリング配管を設置する。また，カバー内上部空間（オペレーティングフロアより約25m 上）及び大気放出前（フィルタ通過後）の放射性物質濃度測定用の配管を排気ダクトに設置する。さらに念のため，オペレーティングフロア面の北東，北西，南西コーナー部近傍（オペレーティングフロアより約1m 上，原子炉建屋端部より約1m）に各1 箇所設置し（南東コーナー部近傍の１箇所は環境改善を行うなど設置が可能となるよう工夫した後，設置），各々のサンプリング配管は放射性物質濃度測定器に接続する。（図5-2 参照）

1.2.4 フィルタ線量計

Cs-134（半減期2 年）及びCs-137（半減期30 年）は，I-131（半減期8 日）に比べ半減期が長く，セシウムを捕集する高性能粒子フィルタのフィルタ線量が短期間で上昇する可能性があるため，適切な時期にフィルタ交換ができるよう，高性能粒子フィルタにγ線線量計を設置する。

1.2.5 フィルタ差圧計

カバー内の粉塵等を捕集することにより，フィルタ差圧が上昇することが想定されるため，プレフィルタ，高性能粒子フィルタ，よう素用チャコールフィルタに差圧計を設置する。

1.2.6 水素濃度計

3.3項に記載の通り，原子炉及び使用済燃料プール内の燃料による水の放射線分解により水素が発生する。水素の発生量は，排気風量に比べ十分に少ないことや，カバー内気体と混合されること，天井から排気することから，カバー内に水素濃度が滞留する可能性は極めて低いが，念のため水素濃度計を排気ダクトに2 台（うち予備1 台）設置する。

1.3 使用済燃料プール注水設備

現在，使用済燃料プールへの注水は原子炉建屋の内部配管を経由して行われており，これが停止した場合の代替手段として，使用済燃料プールの上部からコンクリートポンプ車による注水を行うこととしている。原子炉建屋カバー設置後は，原子炉建屋カバーの天井部に注水ノズル（方向調整機能付）を取り付け，配管・ホースで原子炉建屋カバー外部の給水系統に接続することで代替注水を可能とする。注水管は予備1 本を含め2 本設置し，注水管の先端に接続する注水ノズルの向きはコンテナに格納された現場制御盤において遠隔で操作が可能である。

1.4 電源構成

原子炉建屋カバー排気設備及び附属設備の電源は，構内設置の降圧変圧器盤から供給される。降圧変圧器盤は，高圧電源盤に接続されており，高圧電源盤は多重化された外部から給電される構成としている。

1.5 配置

原子炉建屋カバー排気設備，コンテナに格納された現場制御盤及び排気管は，原子炉建屋の西側の屋外に設置する（図5-3 参照）。

1.6 運転管理

原子炉建屋カバーの排気設備については，フィルタユニットの近傍に設置した現場制御盤で操作し，排気設備の故障等により停止した場合には，予備機が自動起動する。

現場制御盤では，排風機の運転状態（起動停止状態），カバー内温度，水素濃度，放射性物質濃度が表示され，それらの異常を検知した場合は，警報を発する。免震重要棟に設置するモニタには，制御盤の情報が送られ，カメラによるカバー内状況とと

もに確認することができる。また，免震重要棟でも同様に，それらの情報に異常を検知した場合は，警報を発するシステムとなっている。

1.7 保守管理

換気設備については安全上重要な設備ではなく，運転継続性の要求が高くない。保守作業に伴う被ばくを極力低減する観点から，異常の兆候が確認された場合に対応する。なお，排気フィルタユニット出口の放射性物質濃度測定器については，外部への放射性物質放出抑制の監視の観点から多重化し，機器の単一故障により機能が喪失した場合でも測定可能な設備構成とする。

また，フィルタについては，差圧計（プレフィルタ，よう素用チャコールフィルタ，高性能粒子フィルタに設置）又は線量計（高性能粒子フィルタに設置）の値を確認しながら，必要な時期に交換する。

2. 放出抑制効果について

燃料取り出し用カバー内から排気フィルタユニットを通じて外部へ放出される放射性物質は，高性能粒子フィルタ（効率 97%（粒径 0.3μm)以上）により低減される。

なお，原子炉建屋カバー設置後の敷地境界における年間実効線量については，「Ⅲ.3.2 放射性廃棄物等の管理に関する補足説明」の評価を参照。

3. 原子炉建屋カバー設置による影響について

3.1 温度の影響について

外気28.5℃（夏季設計用温度），原子炉からの熱（10 月1 日時点），使用済燃料プールからの熱（10 月1 日時点）及び日射（秋），排気風量40,000m^3/h と仮定した場合におけるカバー内の温度について，気流解析により評価した結果，オペレーティングフロア上約1.5m の温度が約40℃となった。また，原子炉建屋カバーに附属する排気システムは，原子炉建屋カバーのすき間から外気を取り込むことを前提とした構成であり，原子炉建屋内の気体を排気することは想定していない。そこで，原子炉建屋内温度について以下の計算方法で評価した結果，約10℃上昇して約39℃となった。原子炉建屋内で作業を行う場合には，必要に応じてスポットクーラー等を設置し，作業エリアの環境改善を図り，また状況によっては，作業時間を限定するなどの対策をとる。

＜計算方法＞

① 下式により，カバー設置前の原子炉建屋内温度を 28.5℃と仮定した場合の駆体負荷 Q（W）を求める。

② ①で求めた駆体負荷 Q（W）と同程度となるカバー内温度（気流解析結果）と原子炉建屋内温度の温度差Δt（℃）を逆算し，カバー設置後の原子炉建屋内温度を

求める。

$Q=KA\Delta t$

Q：駆体負荷（W）

K：熱通過率（$W/m^2\cdot℃$）

A：伝熱面積（m^2）

Δt：室内外温度差（℃）

$T=t-\Delta t$

T：原子炉建屋内温度（℃）

t：カバー内温度（℃）

3.2 湿度の影響について

使用済燃料プールに貯蔵されている燃料の崩壊熱全てがプール水の蒸発に使用されと仮定した場合の蒸発量は約231kg/h，原子炉内燃料の崩壊熱により発生した蒸気が格納容器から漏出したと仮定した場合の蒸発量は180kg/h となる。また，排気風量 40,000m^3/h で，カバー設置前の温度／相対湿度を28.5℃/75%と仮定した場合，カバー設置後のカバー内温度が約40℃の時の相対湿度を以下の計算方法で評価した結果，カバー内湿度は約58%となった。

原子炉建屋内の湿度については，カバーを設置することにより原子炉建屋内温度が約40℃となることから（2.1項参照），カバー内の湿度と同等の約58%になるものと考える。

＜計算方法＞

① 下式により，カバー設置後の絶対湿度 X（kg/kg’）を求める。

② ①で求めた絶対湿度 X（kg/kg’）とカバー内温度の 40℃から，湿り空気 h-x 線図より相対湿度を求める。

$X=X1+\{(LS+LR)/(W\gamma)\}$

X：カバー設置後の絶対湿度（kg/kg’）

X1：カバー設置前の絶対湿度（0.0186kg/kg’）

LS：使用済燃料プールからの蒸発量（231kg/h）

LR：原子炉からの蒸発量（180kg/h）

W：カバー排気風量（40,000m^3/h）

γ：空気密度（1.2kg/m^3）

3.3 水素発生に対する影響について

原子炉圧力容器内燃料及び使用済燃料プール内の燃料による水の放射線分解により発生する水素の量について評価した（表5-2 参照）。

評価の結果，水素の発生量は，カバー内の容積及び排気風量に比べ十分に少ないこと，カバー内気体と混合されやすいこと，カバー内の空気を天井から排気することから，カバー内の水素濃度が上昇する可能性は極めて低い。万一，水素濃度が可燃限界濃度に達した場合には，カバー屋根又はシャッターを開放し，カバー外へ放出する。なお，オペレーティングフロアより上のカバー内容積45,000m^3/h に対しての水素濃度は，約0.01%となる。

表5-2 水素発生量

発 生 箇 所	発生量*（Nm^3/h）	40℃の場合（m^3/h）
原子炉圧力容器内燃料	約3.17	約3.65
使用済燃料貯蔵プール内燃料	約0.56	約0.64
合 計	約3.73	約4.29

*原子炉内の燃料，使用済燃料貯蔵プール内の燃料ともに100%破損を仮定

○ 原子炉圧力容器内燃料の水素発生量は，3.4kmol/日
体積に換算すると，3.4kmol/日×22.4Nm^3/kmol=76.2Nm^3/日=3.17Nm^3/h

○ 使用済燃料貯蔵プール内燃料の水素発生量は，5.98E-01kmol/日
体積に換算すると，5.98E-01kmol/日×22.4Nm^3/kmol=13.4Nm^3/日=0.56Nm^3/h
（安全側に7 月末時点（原子炉停止後135 日）での評価とした）

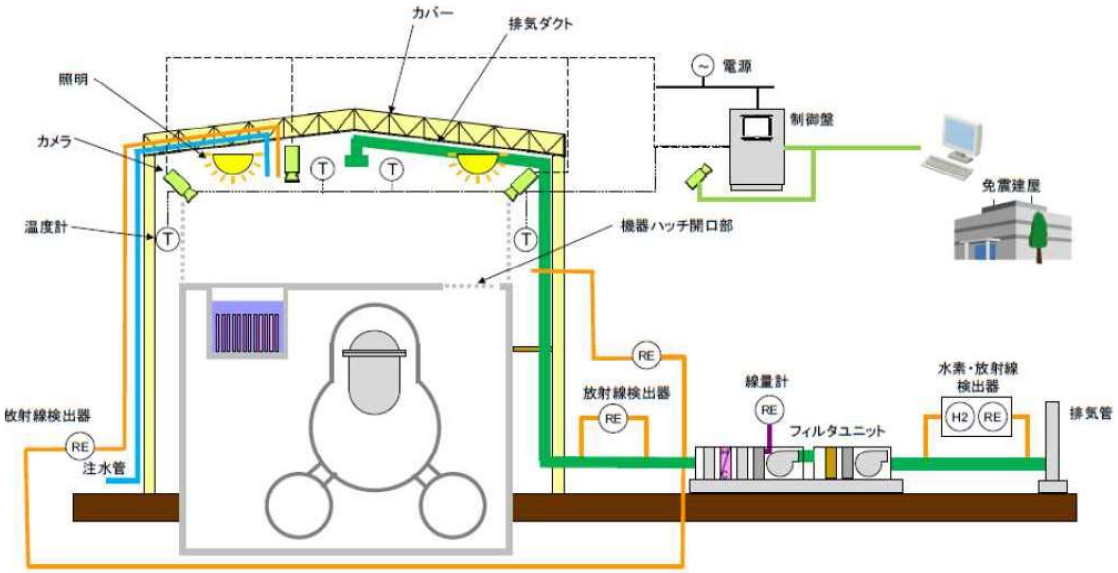


図5-1　原子炉建屋カバー排気設備及びモニタリング設備概略構成図

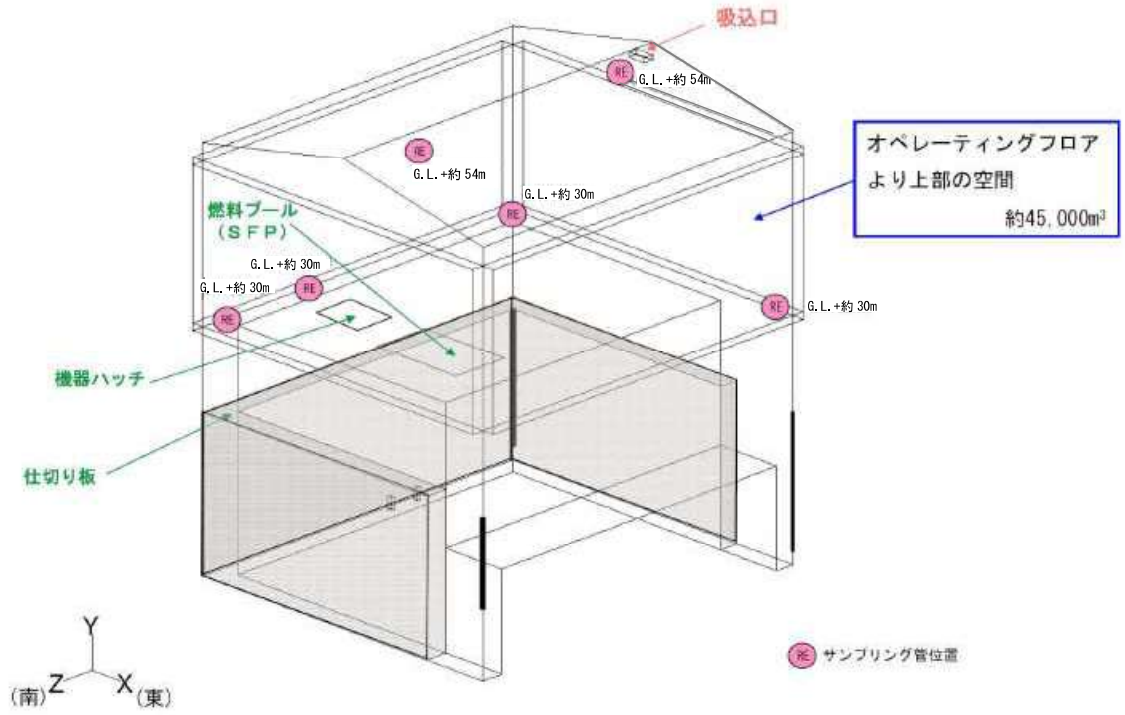


図5-2　原子炉建屋カバー放射性物質濃度サンプリング位置図

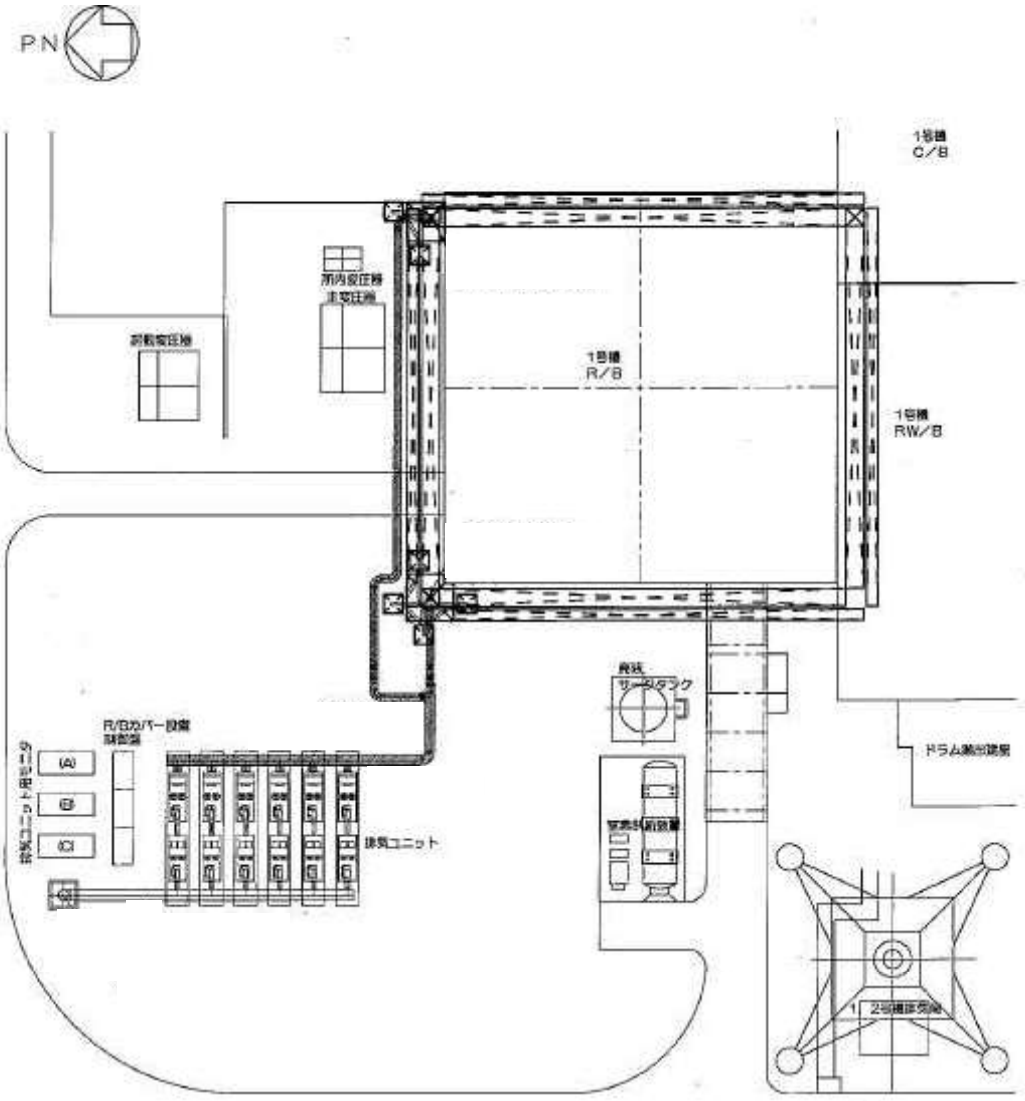


図5-3　原子炉建屋カバー排気設備配置図

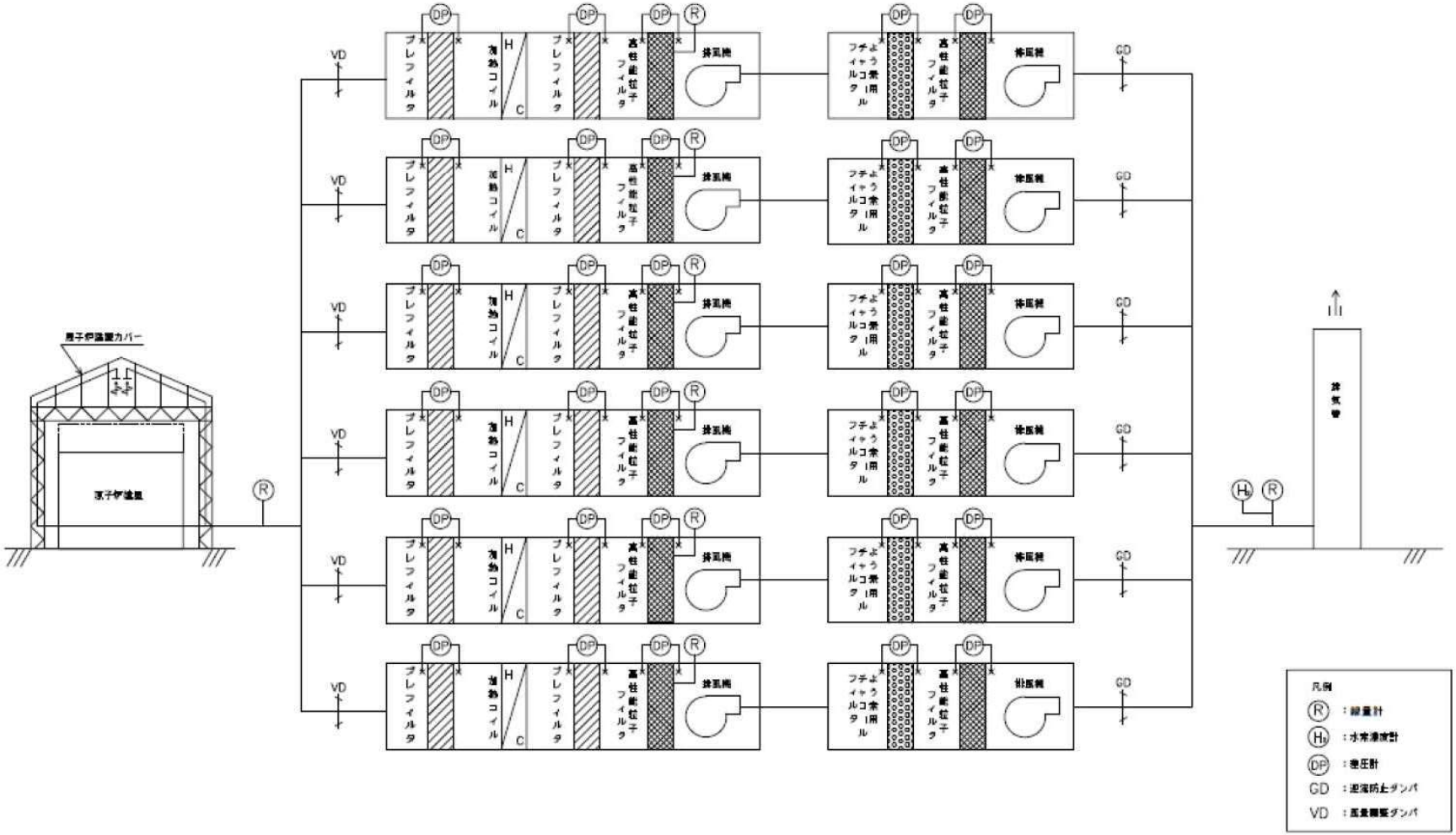


図5-4　原子炉建屋カバー排気設備系統図

福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋西側外壁の開口設置について

1.　西側外壁開口の目的

第２号機原子炉建屋（以下，原子炉建屋という）の使用済燃料プール内の燃料取り出しに要する燃料取り出し用構台及び燃料取扱設備を設置する計画である。

燃料取扱設備設置に先立ち，オペレーティングフロア（5 階）内で準備作業として遮蔽体設置等を行う計画である。そのため，原子炉建屋の西側外壁の 5 階部分に作業搬出入用の前室及び開口を設置する。

なお，本開口については，今後の廃炉作業でも利用を検討しているため，当面は残置する。利用計画がなくなり，使用しないと判断した際には，閉止等の対応を行う。

2.　前室，開口概要

(1) 原子炉建屋の西側に設ける前室概要は以下の通りとする。

・ 構　造　：鉄骨造

・屋根外壁材：鋼製折板

・ 大きさ　：高さ方向　約 10m，東西方向　約 16m，南北方向　約 22m

(2) 原子炉建屋の西側外壁に設ける開口概要は以下の通りとする。

・ 位　置　：原子炉建屋の西側外壁

・ 高　さ　：原子炉建屋の 5 階（開口下端レベル　地上約 30m）

・ 大きさ　：高さ約 7m，幅約 5m

3.　開口設置方法

開口位置に附帯する設備等を図面や現場調査により確認し,安全を確保した計画を立案する。この計画に基づき，解体機械等により開口を設置する。

4.　開口設置作業に伴う放射性物質の飛散抑制策

・開口を設置する原子炉建屋西側に構台を設置し，開口全体を覆う前室を設置する。

・開口設置作業開始前及び終了後に，飛散防止剤を散布する。

・前室の外部にダストモニタを設置し，放射性物質の有意な変化を確認した場合は，速やかに作業を中断する。

・前室空気中の放射性物質を低減するため,前室内の空気を換気空調設備により吸気する。吸気した空気はフィルタユニットにより除塵し，前室に戻す。また，換気空調設備入口にダストモニタを設置し，前室空気中の放射性物質濃度を計測する。

5. 津波・台風・竜巻・豪雨の影響

前室及び開口は，15m 級津波が到達しないと考えられる地上約 30m の高さに設置する。前室は，建築基準法及び関係法令に基づく風圧力に対し耐えられるよう設計し，開口は，建築基準法及び関係法令に基づく風圧力に対し耐えられるよう設計している前室内に設置する。前室は，鋼製折板にて覆うことにより風雨を遮る設計とし，開口は，風雨を遮る設計としている前室内に設置する。

6. 耐震安全性

(1) 適用規格

耐震安全性の検討は，下記に準拠して行う。

・建築基準法及び関連法令
・原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2013 年）
・鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会，2010 年）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601-1987）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601-1991 補）
・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC4601-2008）
・鋼構造設計規準（日本建築学会，2005 年）
・鋼構造接合部設計指針（日本建築学会，2006 年）
・日本産業規格（JIS）

(2) 原子炉建屋の検討結果

開口（せん断断面積及び断面二次モーメントを低減）並びに構台及び使用済燃料プールへの養生の重量を考慮した原子炉建屋の解析モデルを用い，基準地震動 Ss による地震応答解析を実施した。その結果，耐震壁のせん断ひずみが評価基準値 4.0×10^{-3} を下回っており，耐震安全性を確保していることを確認した。（最大値：0.17×10^{-3}（5 階，Ss-1，EW 方向））（詳細は別添－１を参照）

(3) 前室の検討結果

主要な鉄骨部材からなる立体架構モデルを用い,原子力発電所耐震設計技術指針に定める C クラス相当の地震力に対して，断面検討を実施した。その結果，全ての部材に対する検定比（作用応力度/許容応力度）が 1 を下回っており，耐震安全性を確保していることを確認した。（最大値：0.21）

7. 開口設置に伴う放射性物質の環境影響

燃料取り出しに向け原子炉建屋西側外壁に開口を設置した場合,開口部からの放射性物質の飛散が懸念される。このため，放射性物質の放出量について評価を行った結果，敷地

境界における被ばく評価への影響は少ないと評価される。（詳細は別添－２を参照）

8. 廃棄物の保管

解体撤去に伴い発生する固体廃棄物の発生量は約 31 ㎥（コンクリート約 26 ㎥，金属類約 5 ㎥），線量率は１～30mSv/h と想定しており，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.1.1 放射性固体廃棄物等の管理」に従い，構内一時保管エリアにて保管・管理する。

9. 作業者の被ばく線量の管理

放射線業務従事者が立ち入る場所では，外部放射線に係わる線量率を把握し，放射線業務従事者等の立入頻度や滞在時間等を管理することで，作業時における放射線業務従事者が受ける線量が労働安全衛生法及びその関連法令に定められた線量限度（100mSv/5 年及び50mSv/年）を超えないようにする。

開口設置作業における放射線業務従事者の被ばく線量低減策として，以下の対策を実施する。

・省人化を目的とした遠隔操作設備の設置による作業員被ばく量の低減
・遮蔽した退避場所の設置による作業員被ばく量の低減
・必要に応じ作業員の被ばく量を低減させるための遮蔽ベストの着用
・作業時間管理による作業員被ばくの低減

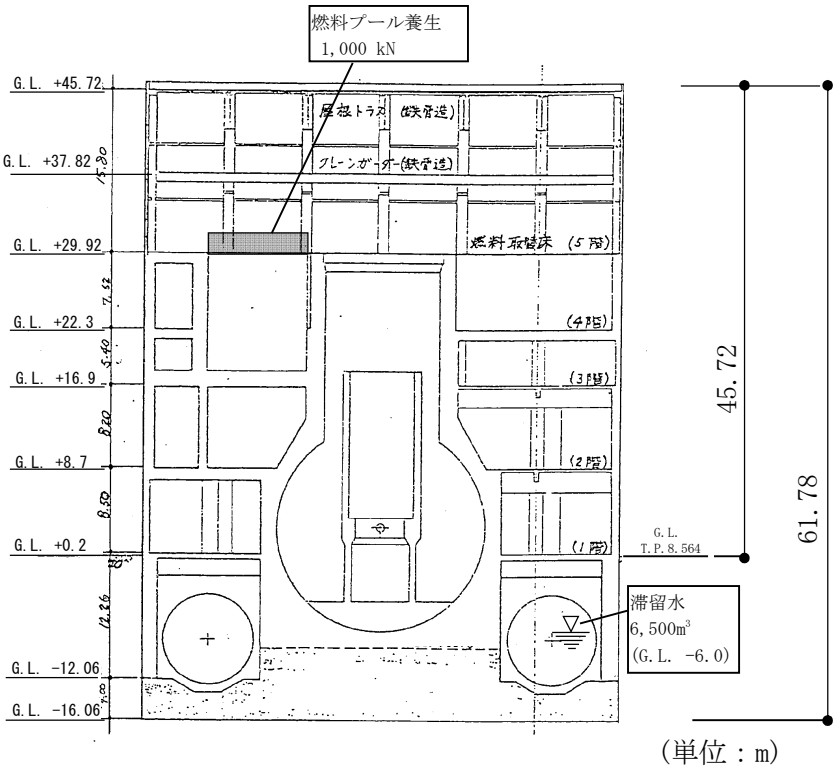
高線量エリアにおける施工であるため，現場状況を踏まえ，今後継続的に被ばく線量低減に向けた線源の把握と除去，線源に対する遮蔽，作業区域管理の検討を行い，更なる被ばく線量低減に努める。

第２号機原子炉建屋西側外壁開口設置後の原子炉建屋の耐震安全性

１．　はじめに

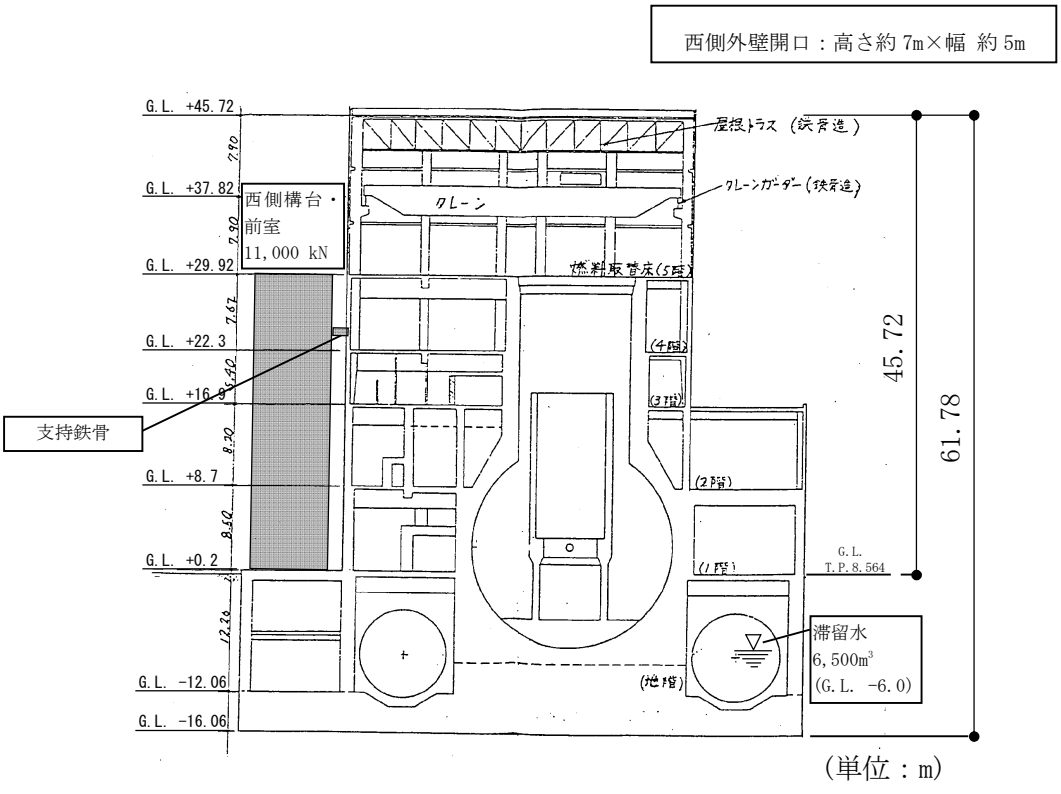
本書は，「Ⅱ章 2.6　添付資料－２　構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全性評価)」で用いた解析モデルを基本に，西側外壁開口，西側構台・前室及び燃料プール落下防止養生の重量を考慮した解析モデルを用いて基準地震動 Ss に対する評価を行う。なお，評価に用いる地震動（基準地震動 Ss）及び地盤定数は「Ⅱ章 2.6　添付資料－２構造強度及び耐震性（地下滞留水を考慮した建屋の耐震安全性評価)」で用いたものと同じである。

建屋の概要図を図１－１に示す。



（単位：m）

(a) NS 方向断面



（単位：m）

(b) EW 方向断面

図１－１　原子炉建屋の概略断面図

添付資料７に記載の標高は，震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P.から T.P.への読替値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

２．　解析に用いる入力地震動

原子炉建屋への入力地震動は，解放基盤表面レベルに想定する基準地震動 Ss を用いる。

地震応答解析に用いる入力地震動の概念図を図２－１に示す。この原子炉建屋の解析モデルに入力する地震動は，一次元波動論に基づき，解放基盤表面レベルに想定する基準地震動 Ss に対する建屋基礎底面レベルの地盤応答として評価する。また，建屋基礎底面レベルにおけるせん断力を入力地震動に付加することにより，地盤の切欠き効果を考慮する。

解放基盤表面位置（G.L.-206m（震災前 O.P.-196.0m））における基準地震動 Ss の加速度波形については，図２－２に示す。

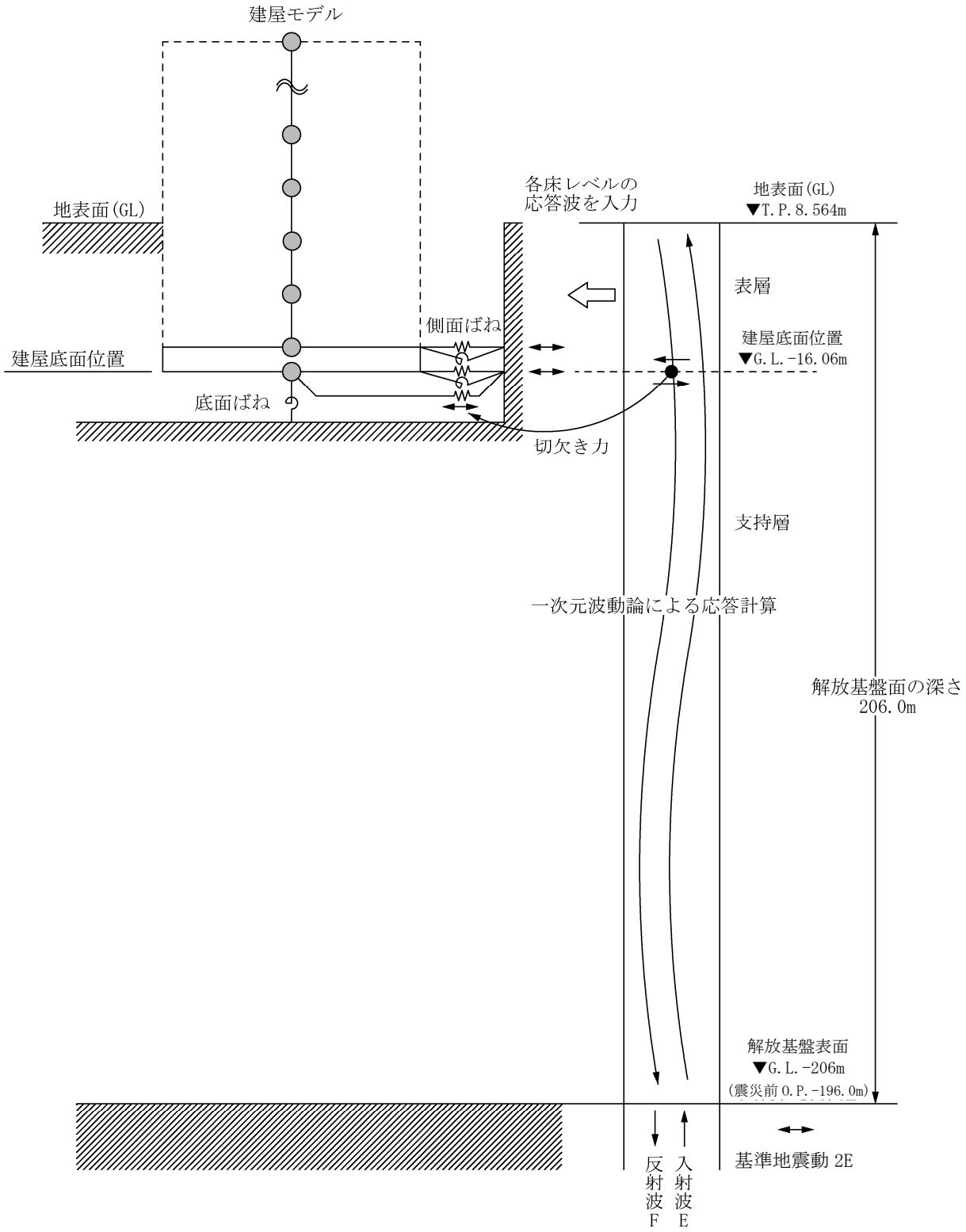
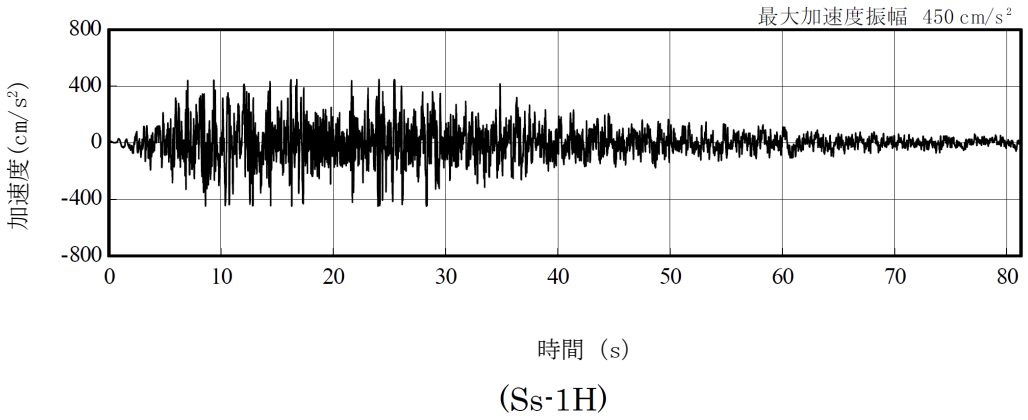
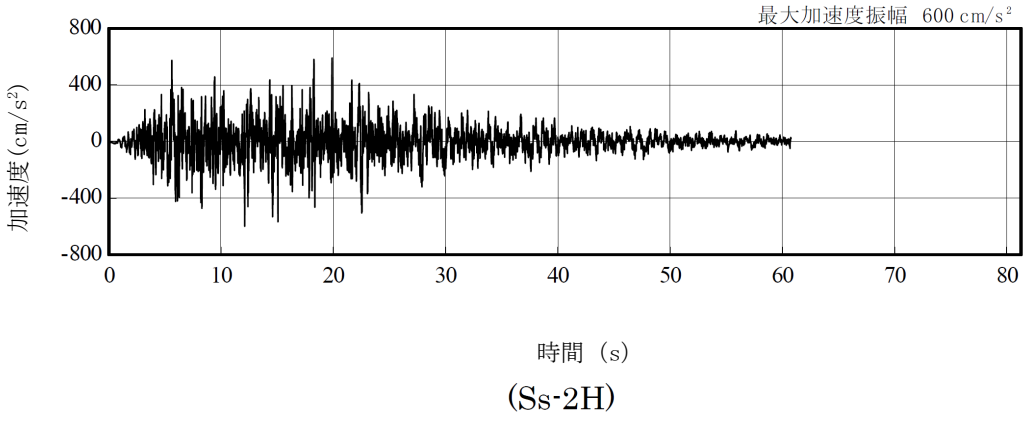


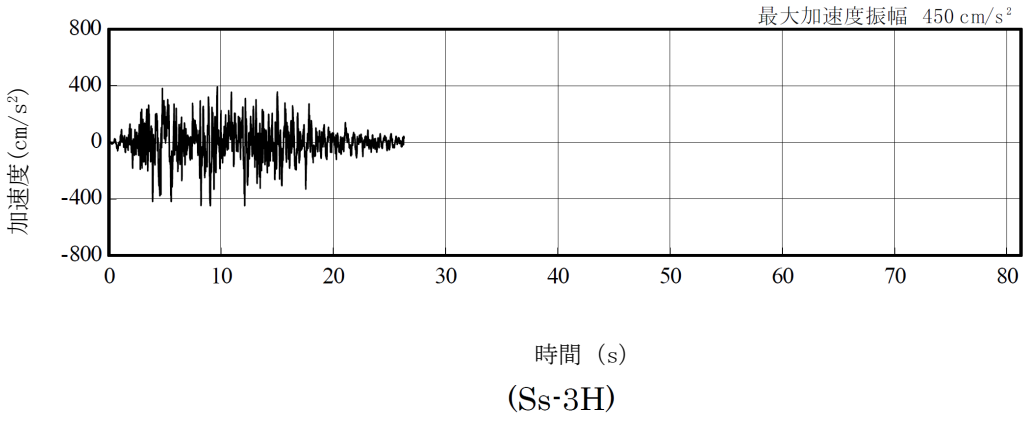
図２－１　地震応答解析に用いる入力地震動の概念図（水平方向）



(Ss-1H)



(Ss-2H)



(Ss-3H)

図２－２　解放基盤表面位置における地震動の加速度時刻歴波形（水平方向）

３．　地震応答解析モデル

基準地震動 Ss に対する原子炉建屋の地震応答解析は，「２．　解析に用いる入力地震動」で算定した入力地震動を用いた動的解析による。

地震応答解析モデルは，図３－１に示すように，建屋を曲げ変形とせん断変形をする質点系とし，地盤を等価なばねで評価した建屋－地盤連成系モデルとする。建屋－地盤連成系としての効果は地盤ばね及び入力地震動によって評価される。建屋解析モデルの諸元は，滞留水を貯留している建屋の耐震安全性を評価した諸元に，オペレーティングフロア階に設けた西側外壁開口，西側構台・前室の重量及び燃料プール落下防止養生の重量を考慮する。建屋解析モデルの諸元に追加した重量を表３－１に，建屋モデル諸元を表３－２に示す。

表３－１　建屋解析モデル追加重量

	質点	G.L. (m)	重量 (kN)
燃料プール落下防止養生	3	+29.92	1,000
西側構台・前室	4	+22.3	9,000
	7	+0.2	2,000
合計			12,000

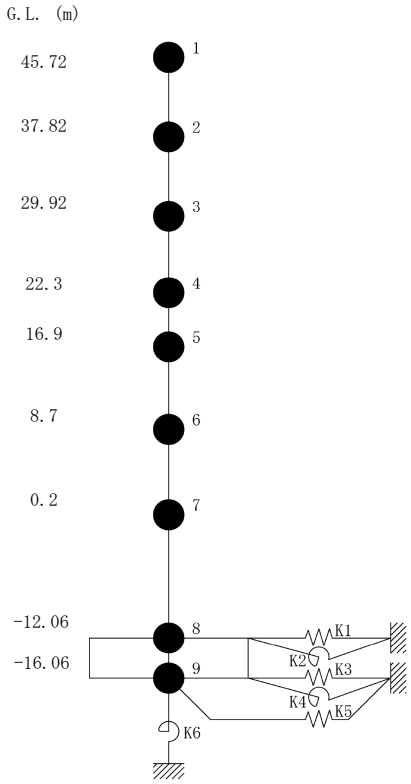
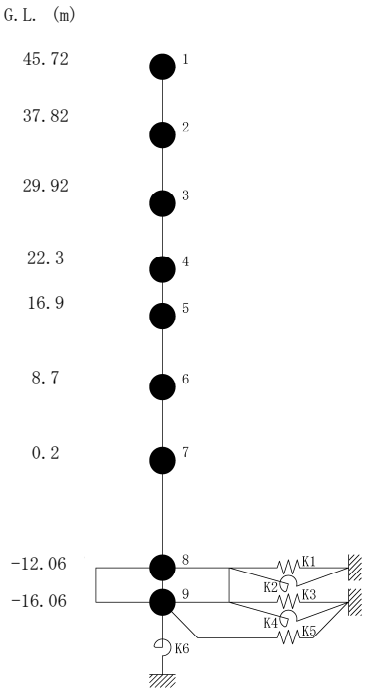


図３－１　原子炉建屋　地震応答解析モデル（NS，EW 方向）

表３－２　建屋解析モデルの諸元

(NS 方向)

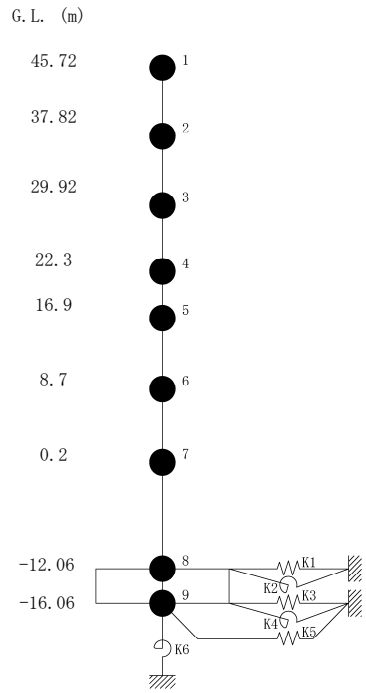


質点番号	質点重量 W(kN)	回転慣性重量 I_G(×10^5kN･m^2)	せん断断面積 A_S(m^2)	断面2次モーメント I(m^4)
1	14,380	25.99		
			18.6	10,154
2	10,220	18.53		
			17.4 {1.2}	10,650 {25}
3	59,470 [1,000]	107.62 [1.81]		
			184.3	22,551
4	79,440 <9,000>	143.78 <16.29>		
			166.8	24,629
5	107,720	194.96		
			249.3	44,401
6	116,670	211.14		
			157.1	40,661
7	201,190 <2,000>	364.11 <3.62>		
			456.8	110,444
8	341,290 (63,750)	617.55 (115.35)		
			2,656.2	480,675
9	125,030	226.24		
合計	1,055,410			

注（ ）内は滞留水による付加重量分を示す。
［ ］内は燃料プール養生による付加重量分を示す。
＜ ＞内は燃料取り出し用西側構台による付加重量分を示す。
｛ ｝内は耐震壁開口による減少分を示す。

ヤング係数E_C	2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数G	1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比ν	0.20
減衰h	5%
基礎形状	46.60m(NS方向)×57.00m(EW方向)

(EW 方向)



質点番号	質点重量 W(kN)	回転慣性重量 I_G(×10^5kN･m^2)	せん断断面積 A_S(m^2)	断面2次モーメント I(m^4)
1	14,380	14.71		
			14.0	5,941
2	10,220	10.40		
			14.0	6,307
3	59,470 [1,000]	60.74 [1.02]		
			108.2	11,927
4	79,440 <9,000>	81.06 <9.18>		
			117.3	14,199
5	107,720	194.96		
			185.7	33,796
6	116,670	211.14		
			173.1	41,960
7	201,190 <2,000>	544.79 <5.42>		
			418.1	132,121
8	341,290 (63,750)	923.98 (172.59)		
			2,656.2	719,166
9	125,030	338.53		
合計	1,055,410			

注（ ）内は滞留水による付加重量分を示す。
［ ］内は燃料プール養生による付加重量分を示す。
＜ ＞内は燃料取り出し用西側構台による付加重量分を示す。

ヤング係数E_C	2.57×10^7 (kN/m^2)
せん断弾性係数G	1.07×10^7 (kN/m^2)
ポアソン比ν	0.20
減衰h	5%
基礎形状	46.60m(NS方向)×57.00m(EW方向)

４．　耐震安全性評価結果（耐震壁のせん断ひずみの確認）

地震応答解析により得られた耐震壁のせん断ひずみ一覧を表４－１に示す。せん断ひずみは基準地震動 Ss による解析でも，最大で 0.17×10^{-3} であり，評価基準値（4.0×10^{-3}）以下である。

表４－１　耐震壁のせん断ひずみ一覧

(NS 方向)

（単位：$\times10^{-3}$）

G.L.(m)	Ss-1H		Ss-2H		Ss-3H		評価基準
	今回	参考*1	今回	参考*1	今回	参考*1	
45.72～37.82	0.09	0.09	0.08	0.08	0.07	0.07	4.0 以下
37.82～29.92	0.15	0.14	0.13	0.12	0.12	0.11	
29.92～22.3	0.04	0.04	0.04	0.04	0.04	0.03	
22.3～16.9	0.07	0.07	0.07	0.07	0.07	0.06	
16.9～8.7	0.07	0.07	0.08	0.07	0.07	0.06	
8.7～0.2	0.15	0.15	0.16	0.15	0.14	0.13	
0.2～-12.06	0.08	0.07	0.08	0.08	0.07	0.07	

＊1:「西側外壁開口，西側構台及び燃料プール落下防止養生の重量」を考慮しない場合

(EW 方向)

（単位：$\times10^{-3}$）

G.L.(m)	Ss-1H		Ss-2H		Ss-3H		評価基準
	今回	参考*1	今回	参考*1	今回	参考*1	
45.72～37.82	0.11	0.11	0.11	0.11	0.10	0.10	4.0 以下
37.82～29.92	0.17	0.17	0.16	0.16	0.15	0.15	
29.92～22.3	0.07	0.06	0.06	0.06	0.06	0.05	
22.3～16.9	0.10	0.10	0.10	0.09	0.09	0.08	
16.9～8.7	0.10	0.10	0.10	0.10	0.09	0.08	
8.7～0.2	0.14	0.14	0.15	0.14	0.12	0.12	
0.2～-12.06	0.08	0.08	0.09	0.08	0.07	0.07	

＊1:「西側外壁開口，西側構台及び燃料プール落下防止養生の重量」を考慮しない場合

第２号機原子炉建屋西側外壁開口設置後の放射性物質の放出量評価

1.　放出量評価方法の考え方

原子炉建屋西側外壁開口設置後の放出量評価は，従前の放出箇所であるブローアウトパネルの隙間・原子炉建屋排気設備出口・原子炉格納容器ガス管理設備に加え，新たに設置する開口を考慮して評価を行った。

本評価は，開口設置前に採取した平成 27 年 8 月～平成 29 年 2 月の期間において，原子炉建屋排気設備入口で最大濃度であった平成 27 年 9 月のダスト濃度を評価に適用した。

開口設置に際し，放射性物質の飛散抑制のために開口全体を覆う前室を設置する。そのため，新たに設置する開口の面積については，前室と開口の間に生ずる隙間（以下「開口の隙間」という）を開口面積として評価に適用した。

なお，大物搬入口，二重扉，非常用扉については，実態にあわせた開口面積を評価に適用した。

2.　放出量評価

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間・原子炉建屋排気設備出口・原子炉格納容器ガス管理設備の各放出箇所において，下記のとおりの評価を行った。

①　開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間に関しては，外部の風による流量の変動幅が大きいため，変動幅を考慮して評価を行った。

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間からの放出量（最大）

＝原子炉建屋排気設備入口のダスト濃度（Cs-134+Cs-137）

×　流量（開口の隙間の流量＋ブローアウトパネルの隙間の流量）

$＝4.6\times10^{-5}$ [Bq/cm^3]$\times(9.6\times10^{3}+1.5\times10^{4})$ [m^3/h]$\times10^{6}$ [cm^3 /m^3]

＝約 1.1×10^{6} [Bq/h]　＝約 1.1×10^{-2} [億 Bq/h]

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間からの放出量（最小）

＝原子炉建屋排気設備入口のダスト濃度（Cs-134+Cs-137）

×　流量（開口の隙間の流量＋ブローアウトパネルの隙間の流量）

$＝4.6\times10^{-5}$ [Bq/cm^3]$\times(3.8\times10^{3}+7.9\times10^{3})$ [m^3/h]$\times10^{6}$ [cm^3 /m^3]

＝約 5.4×10^{5} [Bq/h]　＝約 5.4×10^{-3} [億 Bq/h]

② 原子炉建屋排気設備

原子炉建屋排気設備からの放出量

＝原子炉建屋排気設備出口の月間平均ダスト濃度（Cs-134+Cs-137）

× 原子炉建屋排気設備の流量

＝4.9×10^{-7} [Bq/cm^3] × 1.0×10^{4} [m^3/h] × 10^{6} [cm^3 /m^3]

＝約 4.9×10^{3} [Bq/h] ＝約 4.9×10^{-5} [億 Bq/h]

③ 原子炉格納容器ガス管理設備

原子炉格納容器ガス管理設備からの放出量

＝原子炉格納容器ガス管理設備出口の月間平均ダスト濃度（Cs-134+Cs-137）

× 原子炉格納容器ガス管理設備の流量

＝1.2×10^{-5} [Bq/cm^3] × 1.9×10^{1} [m^3/h] × 10^{6} [cm^3 /m^3]

＝約 2.2×10^{2} [Bq/h] ＝約 2.2×10^{-6} [億 Bq/h]

※計算に引用した数値（ダスト濃度・流量）は以下のとおり。

・ダスト濃度

平成 27 年 9 月の原子炉建屋排気設備入口のダスト濃度，原子炉建屋排気設備出口及び原子炉格納容器ガス管理設備出口の月間平均ダスト濃度を適用した。

・開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間の流量

外部の風による運動エネルギーにより建物風上側と風下側に圧力差が発生し，圧力差により建屋開口部から空気の流出入が発生する。この圧力差による建屋開口部からの流出入量をベルヌーイの定理を用いて流量を評価した。各前提については，以下のとおり。

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間の前提

開口の隙間及びブローアウトパネルの隙間の開口面積を縮小せず，二重扉を全開，非常用扉を全開及び大物搬入口を全閉した場合を想定。

風速の前提

昭和 54 年 4 月～昭和 55 年 3 月の 1 年間における福島第一原子力発電所の露場の平均風速（3.1[m/s]）を適用した。（原子炉設置変更許可申請書添付書類 6）

上記の風速を入力条件として 16 方位毎に開口の隙間及びブローアウトパ

ネルの隙間からの流量を評価し，最大と最小の流量をそれぞれ以下のとおり評価した。

	合計	開口の隙間	ブローアウトパネルの隙間
最大流量[m^3/h]	約 2.4×10^4	9.6×10^3	1.5×10^4
最小流量[m^3/h]	約 1.2×10^4	3.8×10^3	7.9×10^3

・原子炉建屋排気設備の流量

原子炉建屋排気設備の容量（1.0×10^4 [m^3/h]）を適用した。

・原子炉格納容器ガス管理設備の流量

ダスト濃度と同様に平成 27 年 9 月の値を適用した。

上記 3 箇所の放出箇所からの放出量の評価より，開口設置後の原子炉建屋からの放出量合計値は以下のとおり。

開口設置後の放出量評価（最大）

=約 1.1×10^{-2} [億 Bq/h] ＋ 約 4.9×10^{-5} [億 Bq/h] ＋ 約 2.2×10^{-6} [億 Bq/h]

=約 0.011 [億 Bq/h]

開口設置後の放出量評価（最小）

=約 5.4×10^{-3} [億 Bq/h] ＋ 約 4.9×10^{-5} [億 Bq/h] ＋ 約 2.2×10^{-6} [億 Bq/h]

=約 0.0054 [億 Bq/h]

よって，開口設置後の放出量は，約 0.0054～0.011 億 Bq/h と評価した。

なお，開口設置前の原子炉建屋の平成 27 年 8 月～平成 29 年 2 月の平均の放出量は，約 0.0013 億 Bq/h である。

3. 被ばく評価

以下の計算条件で，開口が設置された場合の放出量による被ばく評価を行った。

① 気象条件

被ばく評価に用いる気象条件は，昭和 54 年 4 月～昭和 55 年 3 月の 1 年間における風向，風速，日射量，放射収支量の観測データを統計処理して用い，統計処理は「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて行った。

② 実効線量の計算方法

放射性セシウムによる実効線量の計算は，「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目

標値に対する評価指針」及び「発電用軽水型原子炉施設の安全審査における一般公衆の線量評価について」を準用する。

外部被ばく及び吸入摂取による実効線量は，原子炉施設周辺でそれぞれ最大の被ばくを与える地点に居住する人を対象とし，外部被ばくについては放射性雲からのγ線による実効線量と地表に沈着した放射性物質からのγ線による実効線量を考慮する。

具体的な計算方法等については，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第3編 2.2 線量評価」に準じる。

③ 計算地点

計算地点は，1．2号機共用排気筒を中心として16方位に分割した陸側9方位の敷地境界外について行う。

上記の評価方法で，評価した結果は，以下のとおり。

敷地境界における被ばく量は年間約0.0012～0.0025［mSv］

4. 評価

第2号機原子炉建屋西側外壁開口設置後の放出量評価は，約0.0054～0.011 億Bq/hであり，開口設置前と比較して約0.0042～0.0099 億Bq/h増加することとなる。これによる敷地境界における被ばく量は年間約0.0016～0.0029 mSvとなる。（表参照）

なお，気体廃棄物の管理については，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第3編 2.1.3 放射性気体廃棄物等の管理」に準じる。

放出量 ［単位：億Bq/h］	第2号機開口設置前	第2号機開口設置後 （評価値）
第1号機	約0.000027※1	
第2号機	約0.0013※1	約0.0054～0.011
第3号機	約0.0012※1	
第4号機	約0.00022※1	
合計	0.0027※2	0.0068~0.013※2
敷地境界線量 ［単位：mSv/y］	0.0007	0.0016~0.0029

※1 平成27年8月～平成29年2月の平均値を用いている。

※2 数値処理の都合上，合計が一致しない。

福島第一原子力発電所第２号機原子炉建屋南側外壁の開口設置について

1. 南側外壁開口の目的

２号機原子炉建屋の使用済燃料プール内の燃料取り出しに向け，２号機原子炉建屋の南側へ燃料取り出し用構台を設置し，２号機原子炉建屋の南側外壁に設ける開口部から燃料を取り出す計画である。

そのため，燃料取り出しに必要となる，ランウェイガーダ用開口，換気設備ダクト用開口，人員用開口及びその他設備（電源ケーブル及び注水配管他）用開口を２号機原子炉建屋の南側外壁の５階部分に設置する。

なお，本開口については，今後の廃炉作業でも利用を検討しているため，当面は残置する。利用計画がなくなり，使用しないと判断した際には，閉止等の対応を行う。

2. 開口概要

原子炉建屋の南側外壁に設ける開口概要は以下の通りとする。

○位　置：原子炉建屋の南側外壁

○高　さ：原子炉建屋の５階（開口下端レベル　地上約 30m）

○大きさ：①ランウェイガーダ用開口　高さ約 9m，幅約 7m

②換気設備ダクト用開口　高さ約 1m，幅約 1m

③人員用開口　高さ約 2m，幅約 1m

④その他設備用開口　高さ約 1m，幅約 1m

3. 開口設置方法

開口位置に附帯する設備等を図面や現場調査により確認し，安全を確保した計画を立案する。この計画に基づき，解体機械等により開口を設置する。代表例としてランウェイガーダ用開口における作業手順を以下に記載する。（図 1）

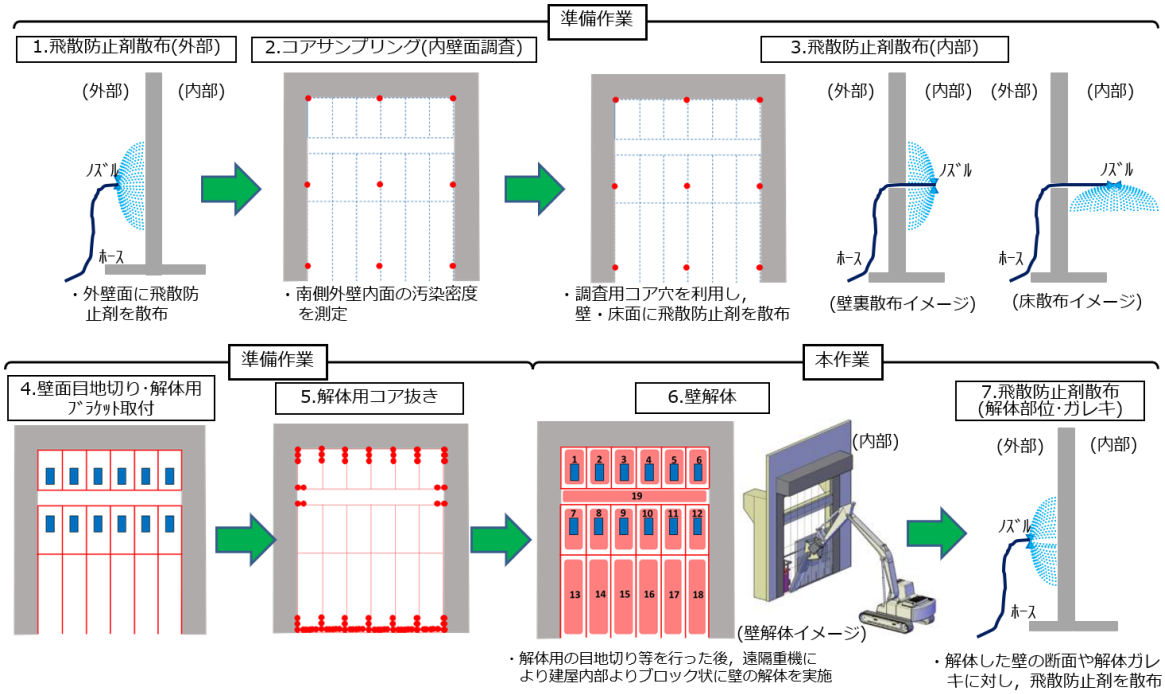
(1) 仮囲いを設置し，飛散防止剤を散布する。

(2) 外壁へコア抜き，ウォールソーを使用し，切り込みを入れる。
（解体する外壁をブロック化する。）

(3) ブロック化した外壁に遠隔重機が把持するための解体用ブラケットを取付ける。

(4) 遠隔重機を使用し，解体用ブラケットを把持して外壁を解体する。

(5) 解体したガラをコンテナ詰めし，搬出する。



※本作業について，前室，換気設備の設置完了後に作業開始する。

※作業手順について，詳細検討中のため変更する可能性あり。

図 1　ランウェイガーダ用開口における作業手順

4.　廃棄物の保管

解体撤去に伴い発生する固体廃棄物の発生量(表 1)は約 31 m^3(コンクリート約 30 m^3，金属類約 1 m^3)，線量率は 1～30mSv/h と想定しており，「Ⅲ特定原子力施設の保安 第 3 編 2.1.1 放射性固体廃棄物等の管理」に従い，構内一時保管エリアにて保管・管理する。

表 1　2 号機原子炉建屋南側外壁の開口設置に伴い発生する廃棄物量

分類	2024 年度	備考
不燃物	30m^3	種類：コンクリートガラ，線量：1.0～30.0mSv/h
不燃物	1m^3	種類：金属類，線量：1.0～30.0mSv/h
合計	31m^3	―

※これら発生量等については，作業手順の変更等により変更になる可能性がある。

5.　開口設置作業に伴う放射性物質の飛散抑制策

○開口を設置する原子炉建屋南側に構台を設置し,開口全体を覆う前室又は仮囲いを設置する。(図 1，2)

(1) 換気設備ダクト用開口設置時（作業予定時期：2024 年 1 月～2 月）

【仮囲い①仕様】

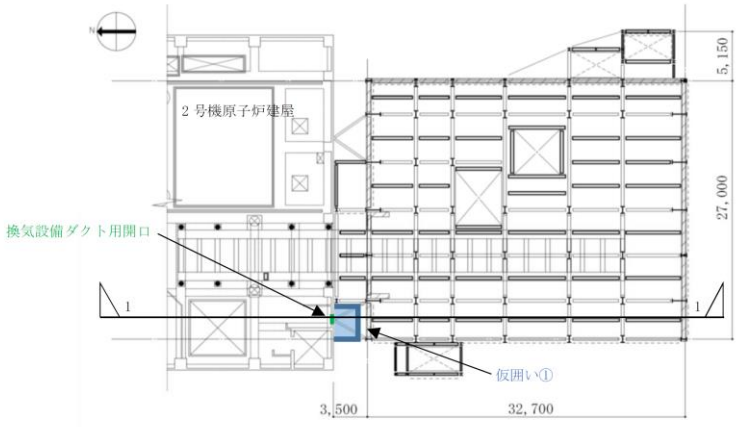
・壁材：鋼製パネル　t=1.2mm

・屋根材：折板屋根(H=150mm)　t=1.0mm

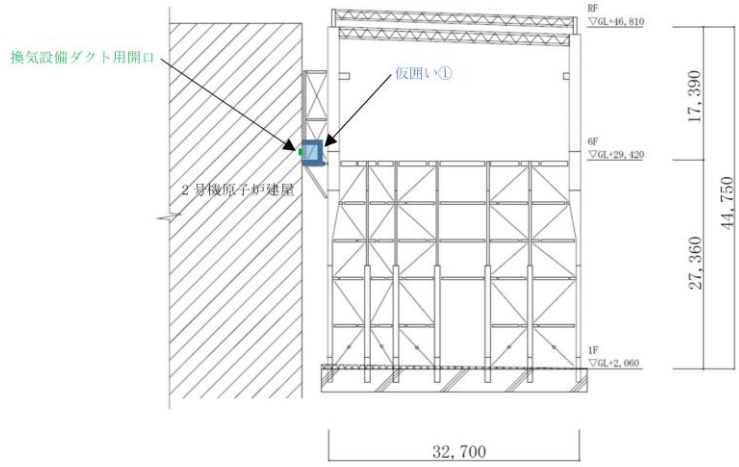
・仮囲い寸法：東西方向　約4m，南北方向　約3m，高さ方向　約3m

・隙間処理：仮囲いの壁，屋根に生じる隙間は必要に応じてシーリング材等を使用し，極力小さくなるよう処理する。

※上記の仮囲い①の仕様については，変更する可能性あり。



(1) 燃料取り出し用構台床伏図（G.L.+29,420）



(2) 燃料取り出し用構台断面図（1－1 断面）

図 1　仮囲い設置位置図[単位：mm]

(2) ランウェイガーダ用開口，人員用開口及びその他設備用開口設置時（作業予定時期：2024 年 8 月～10 月）

【前室仕様】

・壁材：鋼製パネル　t=0.6mm

・屋根材：折板屋根(H=150mm)　t=0.8mm

・前室寸法：東西方向　約27m，南北方向　約37m，高さ方向　約18m

・隙間処理：前室の壁，屋根に生じる隙間は必要に応じてシーリング材等を使用し，極力小さくなるよう処理する。

【仮囲い②，③仕様】

・壁材：足場材＋防炎シート(t=0.3mm)

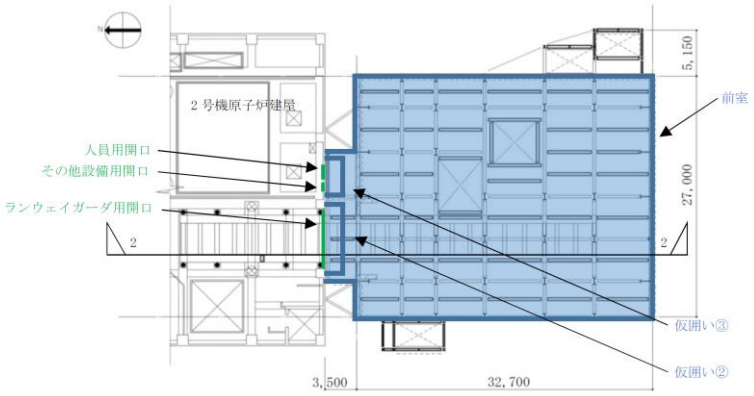
・屋根材：足場材＋防炎シート(t=0.3mm)

・仮囲い寸法：

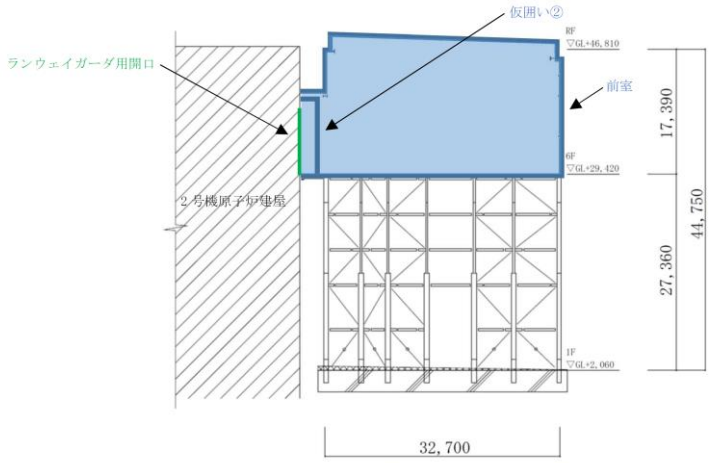
仮囲い②__東西方向　約9m，南北方向　約3m，高さ方向　約10m

仮囲い③__東西方向　約4m，南北方向　約3m，高さ方向　約4m

※上記の前室及び仮囲い②,③は，変更する可能性あり。



(1) 燃料取り出し用構台床伏図 (G.L.+29,420)



(2) 燃料取り出し用構台断面図 (2－2 断面)

図 2　前室設置位置図[単位：mm]

○開口設置作業の開始前及び終了後に，飛散防止剤を散布する。

○前室又は仮囲いの外部にダストモニタを設置し，放射性物質の有意な（表１に定める警報設定値及びその他の設定値を超える）変化を確認した場合は，速やかに作業を中断する。（図 3，4，表 1）

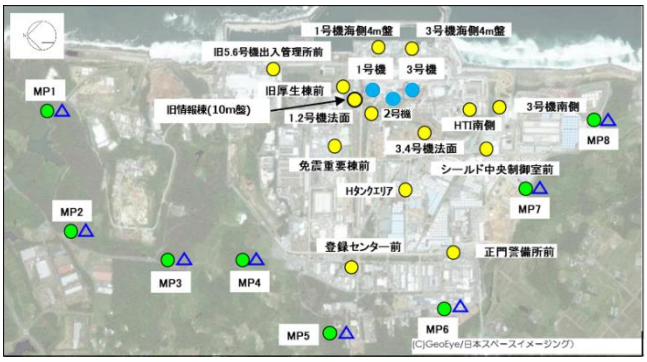


図３　福島第一原子力発電所構内の監視点

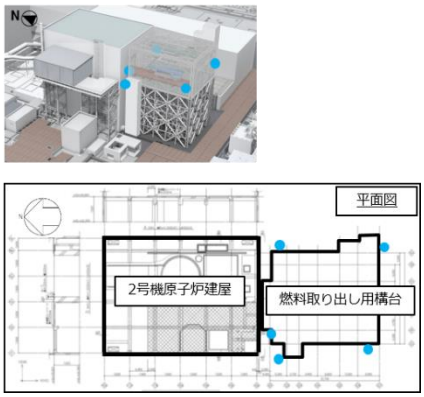


図４　２号機燃料取り出し用構台前室周囲の監視点

表１　各監視点における警報設定値

		警報設定値	その他の設定値（兆候把握）
①	●1,3号機オペレーティングフロア上のダストモニタで監視，2号機西側構台前室周囲のダストモニタ，2号機燃料取り出し用構台前室周囲のダストモニタで監視	5.0×10^{-3}(Bq/cm^3)　※１	1.0×10^{-3}(Bq/cm^3)
②	●構内ダストモニタで監視	1.0×10^{-4}(Bq/cm^3)　※２	5.0×10^{-5}(Bq/cm^3)
③	△敷地境界ダストモニタで監視 （●敷地境界モニタリングポスト）	1.0×10^{-5}(Bq/cm^3)　※３	－

○前室及び原子炉建屋内の放射性物質の飛散を抑制するため，換気設備を設け，前室及び原子炉建屋内の空気を吸気する。吸気した空気は排気フィルタユニットにより除塵し，大気へ放出する。

6.　開口設置に伴う放射性物質の環境影響

２号機原子炉建屋南側外壁の開口設置作業に伴い，開口部からの放射性物質の飛散が懸念される。このため，放射性物質の放出量について評価を行った結果，敷地境界における被ばく評価への影響は少ないと評価される。（詳細は別添－１を参照）

7.　作業者の被ばく線量の管理

放射線業務従事者が立ち入る場所では，外部放射線に係わる線量率を把握し，放射線業務従事者等の立入頻度や滞在時間等を管理することで，作業時における放射線業務従事者が受ける線量が労働安全衛生法及びその関連法令に定められた線量限度（100mSv/5 年及び 50mSv/年）を超えないよう計画する。

開口設置作業における放射線業務従事者の被ばく線量低減策として,以下の対策を実施する。

・省人化を目的とした遠隔操作設備の設置による作業員被ばく量の低減
→遠隔操作重機の配備
→低線量エリアの遠隔操作室にモニター，操作用機器の配備

・遮蔽した退避場所の設置による作業員被ばく量の低減
→作業エリア近くに退避場所を設置する。

・作業時間管理による作業員被ばくの低減
→タイムキーパーを配置し，時間管理を行う。

高線量エリアにおける施工であるため，現場状況を踏まえ，今後継続的に被ばく線量低減に向けた線源の把握と除去，線源に対する遮蔽，作業区画管理の検討を行い，更なる被ばく線量低減に努める。

また，本開口設置における作業エリアでは身体汚染がないよう保護衣・保護具を着用すると共に，被ばく線量管理のためAPD等の装着を遵守する。

・2号機原子炉建屋内：R装備

・2号機原子炉建屋外（仮囲い内）：開口貫通前__Y装備，開口貫通後__R装備

※保護衣・保護具については，作業手順の変更等により変更になる可能性がある。

なお，開口設置における１人あたりの１日の最大被ばく線量は1.2mSv/日（当該工事期間中における１人あたりの１日の平均被ばく線量は0.52mSv/日）と想定している。

8. 緊急時の対策

〇施設内にいる人員の避難計画について

緊急時,開口付近にいる人員が安全に避難できるよう燃料取り出し用構台には安全避難通路を設置し，2方向の避難ルートが確保できる計画とする。(図1)

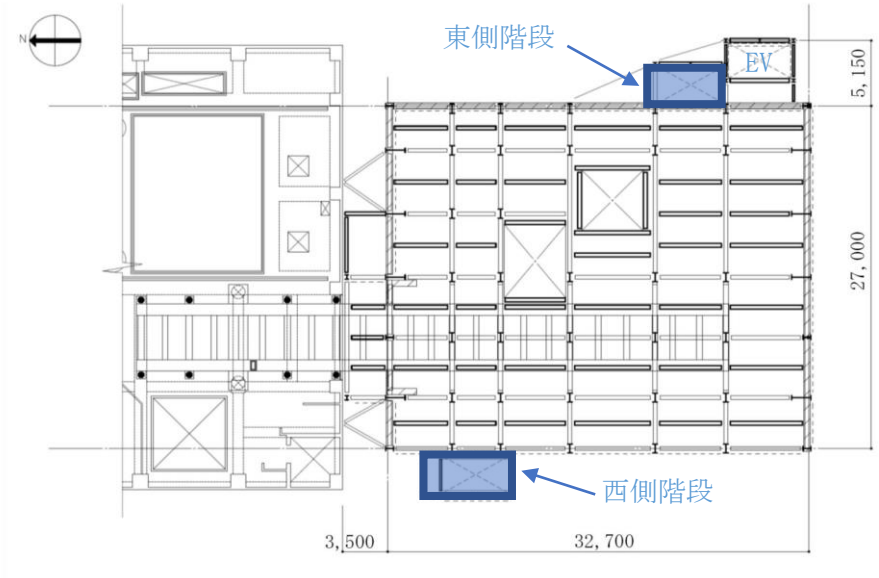


図１　前室床伏図（G.L.+29,420）

○大規模な地震，津波等の緊急事態への対応

「Ⅱ章 1.13 緊急時対策」の規定に従い，所内の作業者等に対して必要な対応等を各所に設置されたページングによる緊急放送で指示する。また，緊急放送が聴こえないエリアで作業を実施している場合は，作業主管 G より携帯電話にて免震重要棟・高台等への避難を指示する。

○放射性物質濃度の上昇への対応について

開口設置作業時は，前室又は仮囲いの外部にダストモニタを設置し，放射性物質の放出監視を行う。設置したダストモニタにて警報が発生した場合，作業を中断し，開口設置箇所へ飛散防止剤を散布する。その後，警報の継続有無を確認した上で作業の再開を判断する。

9.　耐震安全性

○自然現象に対する設計上の考慮

・２号機原子炉建屋の南側外壁へ耐震安全性に影響のある主要な開口を設置した場合の地震応答解析を実施し，２号機原子炉建屋の耐震安全性を確保していることを確認した。２号機原子炉建屋の耐震性の検討は，耐震安全上重要な設備への波及的影響防止の観点から，耐震壁のせん断ひずみが鉄筋コンクリート造耐震壁の終局限界に対応した評価基準値（4.0×10^{-3}）以下になることを確認している。（詳細は「Ⅱ特定原子力施設の設計，設備 2 特定原子力施設の構造及び設備，工事の計画 2.11 使用済燃料プールからの燃料取り出し設備 添付資料－４－２ 燃料取り出し用カバーの構造強度及び耐震性に関する説明書」を参照）

・また，Ss900 に対する開口設置後の２号機原子炉建屋の耐震安全性については，Ss600 に対する耐震壁の最大せん断ひずみ（0.24×10^{-3}）から概算評価した結果，上記と同様に耐震壁の終局耐力（4.0×10^{-3}）に対して十分に余裕があると考えられる。（図 1）

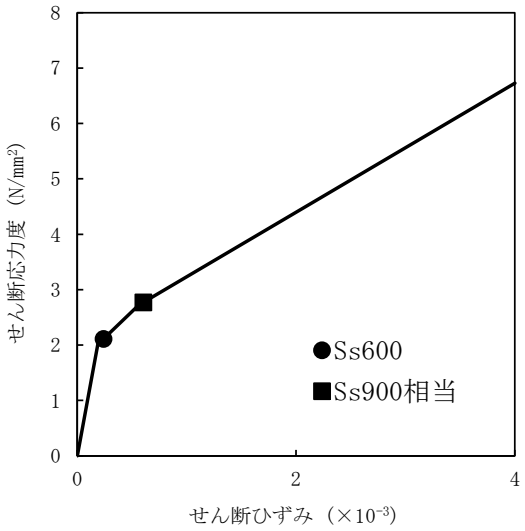


図１　せん断スケルトン曲線上の最大応答値

・開口は，東北地方太平洋沖地震津波相当（15m級）の津波が到達しないと考えられる地上約 30mの高さに設置し，建築基準法及び関係法令に基づく風圧力に耐えられる前室又は換気設備ダクト内に設置する。

10.　外部人為事象に対する設計上の考慮

○発電所全体の方針に従い，物的障壁を持つ防護された区画内に設置し，当該区域への接近管理，入退域管理を徹底する。

11. 火気に対する設計上の考慮

○外壁コンクリート切断作業は，ウォールソーまたはコア削孔機にて行い，原則，火気を使用しない計画とする。また，やむを得ず火気を使用する際には，火災発生防止及び火災影響軽減のため，作業エリア近傍では，可能な限り可燃物を排除するとともに，消火器を設置し作業を実施する。

開口設置作業に伴い放出される放射性物質による敷地境界線量評価

1. 評価目的

2 号機使用済燃料プールからの燃料取り出しに伴い，2 号機原子炉建屋南側外壁の撤去作業を予定している。本作業に伴い放出されるダストによる公衆被ばくを確認することを目的に平常時評価を実施した。

2. 評価条件

a. 計算に係る前提条件

・放出源：2 号機原子炉建屋（地上放出）
・気象条件：2020 年度
・線量の計算地点：敷地境界
・放出期間：1 年（開口設置の実作業時間：1,150 時間）
・放射性物質の飛散抑制：前室，仮囲い及び換気設備がない状態とする
・飛散率：廃止措置工事環境影響評価ハンドブック
・汚染密度：2022 年度に実施した開口作業エリア付近での測定結果の最大値

b. 評価に用いる汚染密度

評価に用いる 2022 年度に実施した開口作業エリア付近での測定結果の最大値は表１の通り。表１より支配的核種であるセシウム（Cs-134，Cs-137）を評価対象核種とした。

表１　開口設置作業の評価に用いる汚染密度

核種	汚染密度（Bq/cm^2）	割合（%）
Cs-134	約 7.6×10^{7}	約 3.0
Cs-137	約 2.5×10^{9}	約 96.3
Co-60	約 6.3×10^{5}	約 0.02
Sb-125	約 1.9×10^{7}	約 0.7
全α	約 8.2×10^{4}	約 0.003

※ 数値の桁処理により，合計値は 100%とはならない。

c．放射性物質の放出率

開口設置作業に伴う各放射性物質の放出率は表２の通り※。放出率については，解体工法（コアボーリング，ウォールソー，圧砕機）毎に算出した１時間あたりの放出率より最も高い値に対し，年間の実作業時間 1,150 時間を乗じて総放出量を算出し，１年間の時間（8,760 時間/年）で除して平均化した。放出率の計算式は 1-1，1-2 の通り。

※放出率は，保守的な評価となるように有効数字２桁に切り上げた。

表２ 開口設置作業に伴う放出率

放出率［Bq/h］	
Cs-134	2.5×10^{4}
Cs-137	7.9×10^{5}

〈放出率の計算式〉

１時間あたりの放出率（Bq/h）

＝解体速度（m^2/h）×飛散率（%）×汚染密度（Bq/m^2）×安全係数（10）・・・1-1

開口設置作業に伴う放出率（Bq/h）

＝１時間あたりの放出率（Bq/h）×実作業時間（h）／１年間の時間数（h）・・・1-2

3. 敷地境界における実効線量の評価方法

実効線量は，実施計画Ⅲ 第３編 2.2 線量評価に記載の評価方法と同様に平常時における外部被ばくによる実効線量及び内部被ばくによる実効線量の合計として計算する。被ばく経路は以下の通り。

また，吸入被ばくの経路には，地表に沈着した放射性物質の再浮遊に起因するものも存在するが，実施計画Ⅲ 第３編 2.2 線量評価で評価した通り被ばく評価全体の寄与が小さい。このため，同評価よりも放出率の小さい２号構台からの放出については３経路で評価している。

① 放射性雲からのγ線に起因する実効線量（プルーム）
② 地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量（地表沈着）
③ 吸入摂取による実効線量（吸入摂取）

4. 評価結果

敷地境界における実効線量の評価結果は表３の通り。

「表２ 開口設置作業に伴う放出率」で示した評価対象核種による実効線量の合計は約 1.1×10^{-3}mSv/年となっている。実施計画Ⅲ 第３編 2.2 線量評価に記載されている１～4 号機原子炉建屋からの追加的放出による評価結果と比較して低いことを確認した。

表３ 敷地境界における実効線量の評価結果

被ばく経路	実効線量（mSv/年）
放射性雲からのγ線に起因する実効線量	約 2.6×10^{-7}
地面に沈着した放射性物質からのγ線に起因する実効線量	約 9.1×10^{-4}
吸入摂取による実効線量	約 2.3×10^{-4}
合計の実効線量	約 1.1×10^{-3}

※ 数値の桁処理により，内訳記載値と合計値は一致していない。

2.12　使用済燃料共用プール設備

2.12.1　基本設計

2.12.1.1　設置の目的

使用済燃料共用プール設備は，燃料の適切な貯蔵を目的として運用補助共用施設内に設け，燃料貯蔵設備と燃料取扱設備等で構成する。

燃料貯蔵設備は，使用済燃料共用プール（以下，「共用プール」という。），共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系，共用プール補給水系等で構成する。

共用プール冷却浄化系は，ポンプ，熱交換器，ろ過脱塩装置，補助機器等で構成する。

燃料取扱設備は，燃料取扱装置及び共用プールで取り扱う構内用輸送容器，使用済燃料乾式貯蔵容器（以下，「乾式貯蔵キャスク」という。）及び使用済燃料輸送貯蔵兼用容器（以下，「輸送貯蔵兼用キャスク」という。）で構成する。なお，これら容器については，「Ⅱ.2.11」，「Ⅱ.2.13」及び「Ⅱ.2.31」に記載する。

その他設備として天井クレーン，使用済燃料輸送容器除染設備，共用プール建屋廃液移送系等がある。

また，共用プールに，1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プール及び炉内に貯蔵中の使用済燃料（合計 5,936 体※）の受け入れを計画している。

その中には，震災前から使用済燃料プールに貯蔵されている変形燃料や破損燃料，震災時に破損した可能性のある燃料が含まれている。変形燃料の貯蔵にあたっては，変形の程度に対して，物理的に貯蔵できるとともに，臨界を防止することが必要である。また破損燃料の貯蔵にあたっては，破損形態に応じて，放射性物質の拡散を抑制するとともに，燃料の形状が維持されていない場合でも臨界を防止することが必要である。

このため，上記の燃料の貯蔵を目的とした使用済燃料貯蔵ラックを設置する。

なお，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料を除く炉内燃料の共用プールへの受け入れ計画を踏まえて，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備（「Ⅱ.2.13」に記載）の増設を計画している。

※　5,6 号機原子炉建屋内に貯蔵中の新燃料は含まない

2.12.1.2　要求される機能

原則，「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」指針 49 から 51 に適合すること。

2.12.1.3　設計方針

(1) 未臨界性

共用プールは，容量いっぱいに燃料集合体を収容した場合でも，通常時はもちろん，予想される外的条件が加わっても未臨界性を確保できる設計とする。

(2) 冷却及び浄化能力

共用プール冷却浄化系は，共用プール内に貯蔵する使用済燃料から発生する崩壊熱を除去でき，かつ共用プール水の不純物を除去できる能力を持つ設計とする。

使用済燃料の崩壊熱は，共用プール冷却浄化系の熱交換器によって，共用プール補機冷却系へ伝えられ，同系の空気冷却器によって大気に伝えられる設計とする。

(3) 非常用補給能力

津波等により外部電源が喪失した場合にも，共用プール補給水系を用いて共用プール水の補給ができる設計とする。

(4) 貯蔵容量

炉心全装荷量（1～6 号機炉心全装荷量の合計）の約 200%貯蔵できる容量を超えない容量とする。

(5) 遮へい

共用プール及びキャスク・ピット内の壁面及び底部はコンクリート壁による遮へいを施すとともに，使用済燃料の上部には十分な水深を保つことにより，遮へい効果を有する設計とする。

燃料取扱装置は，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクと共用プール間の使用済燃料の移送操作及び収容操作が，使用済燃料の遮へい及び熱除去を考慮して，水面下で行うことができる設計とする。

(6) 漏えい防止及び漏えい検知

共用プール水の漏えいを防止するため，共用プール及びキャスク・ピットには排水口を設けない設計としている。また，共用プールに接続された配管が破損しても，共用プール水が流出しない設計としている。

また，万一の共用プール・ライニングの想定される破損による漏えいを検知するため漏えい水検出計及び水位警報装置を設ける。

(7) 構造強度

燃料取扱装置及び貯蔵設備は，地震荷重等の適切な組合せを考慮しても強度上耐え得るように設計する。

また，共用プールのライニングは，万一の燃料集合体の落下時にも共用プールの機能を失うような損傷を生じない設計とする。

(8) 落下防止

使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を吊った天井クレーンは通過させないようにし，重量物の貯蔵燃料への落下を防止できる設計とする。

燃料取扱装置の燃料つかみ機は，二重のワイヤや種々のインター・ロックを設け，また天井クレーンの主要要素は種々の二重化を施すことにより移送中の燃料集合体等の落下を防止できる設計とする。

(9) 除染

構内用輸送容器等の除染ができるようにする。

(10) 被ばく低減

燃料取扱装置及び燃料貯蔵設備は，放射線業務従事者の被ばくを合理的に達成できる限り低くするため，運用補助共用施設の建屋内に設置し，換気空調設備を有する設計とする。

(11) 燃料取扱場所のモニタリング

燃料取扱場所は，崩壊熱の除去能力の喪失に至る状態及び過度の放射線レベルを検出できるとともに，これを適切に放射線業務従事者に伝える設計とする。

(12) 格納及び空気浄化

貯蔵設備は運用補助共用施設の建屋内に設置し，換気空調設備を有する設計とする。

(13) 試験可能性

燃料取扱装置及び燃料貯蔵設備のうち安全機能を有する構築物，系統及び機器は，定期的に試験及び検査ができる設計とする。

(14) 火災防護

共用プール施設は，火災により共用プール施設の安全性が損なわれないようにする。

2.12.1.4 供用期間中に確認する項目

(1) 共用プール水温が 65℃以下であること。

(2) 共用プールへ冷却水を補給できること。

(3) 共用プールがオーバーフロー水位付近にあること。

2.12.1.5 主要な機器

運用補助共用施設平面図を図２．１２－１～５に，共用プール概要図を図２．１２－６，７に示す。

(1) 共用プール

a. 共用プールは，鉄筋コンクリート造の設備で運用補助共用施設内にあり，1～6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールまたは炉内で 19 ヶ月以上冷却された使用済燃料（7×7 燃料※1，8×8 燃料，新型 8×8 燃料，新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度 8×8 燃料及び 9×9 燃料）及び 1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プール内の新燃料（9

×9 燃料※2）を貯蔵し，貯蔵容量は炉心全装荷量（1～6 号機炉心全装荷量の合計）の約 200%である。なお，乾式貯蔵キャスク仕立て時に発生するチャンネルボックス等も共用プールに貯蔵する。

※1　共用プール内の使用済燃料貯蔵ラックにおける未臨界性の評価は，使用済燃料の中性子無限増倍率を新燃料およびいかなる燃焼度の燃料を貯蔵しても十分安全側の評価を得るように 1.30 を仮定している。7×7 燃料の炉心内装荷状態における燃料未照射状態から燃料寿命末期において最も大きい中性子無限増倍率は 1.30 を下回るため，既存の評価に包含される。従って，7×7 燃料を燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合でも臨界にはならない。なお，4 号機の使用済燃料貯蔵プールに存在する 7×7 燃料は，チャンネルボックス等の変形により使用済燃料貯蔵ラック（90 体）に貯蔵する事は適さないため，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）に貯蔵する。

※2　使用済 9×9 燃料を共用プール内の燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合の未臨界性は既存の設置許可において確認されている。使用済 9×9 燃料の未臨界評価においては，燃料未照射状態から燃料寿命末期において最も反応度が高い状態を包絡するような評価を行っていることから，新燃料を燃料貯蔵ラックに貯蔵した場合でも臨界にはならない。

b. 使用済燃料貯蔵ラックは，ステンレス鋼を使用するとともに，適切な燃料間距離を保持することにより，容量いっぱいに燃料を収容し，共用プール水温及びラック内燃料貯蔵位置等について想定される厳しい状態を仮定しても実効増倍率が 0.95 以下となる設計としている。また，使用済燃料貯蔵ラックの一部については，使用済燃料収納缶に入れた燃料を使用済燃料収納缶ごと貯蔵できる設計とする。使用済燃料収納缶は，変形，または破損燃料を使用済燃料収納缶内に収納して取扱うための吊上げ機能をもち，また燃料の形状が維持されていない場合でも放射性物質の拡散を抑制する。
c. 共用プール，キャスク・ピット壁の厚さ及び水深は遮へいを考慮して十分確保し，内面はステンレス鋼でライニングするとともに排水口を設けないことにより漏えいを防止している。また，万一の共用プール・ライニング及びキャスク・ピット・ライニングの想定される破損による漏えいを検知するため，漏えい水検出計及び水位警報装置を設ける。
d. 燃料取扱場所においてガンマ線レベルを連続的に監視し，線量率が設定値を超えた場合には燃料取扱場所に警報を発するエリア放射線モニタを設ける。
e. キャスク・ピットは，共用プールの横に別個に設け，万一のキャスクの落下事故の場合にも，共用プールの機能を喪失しない設計としている。また，万一の燃料集合体の落下時にも共用プールのライニングは機能を喪失しない設計としている。

(2)　共用プール冷却浄化系

共用プール冷却浄化系は，使用済燃料からの崩壊熱を共用プール補機冷却系により熱交換器で除去して共用プール水を冷却するとともに，ろ過脱塩装置で共用プール水をろ過脱塩して，共用プール及びキャスク・ピット水の純度及び透明度を維持する。

共用プール冷却浄化系は，1～6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールまたは炉内に 19

ヶ月以上冷却された使用済燃料及び炉内燃料を年間 900 体ずつ貯蔵容量いっぱいまで受入れた場合の使用済燃料から発生する崩壊熱の合計として定義する通常最大熱負荷を，この系の熱交換器で除去し，1 系列で共用プール水温がコンクリートの制限温度 65℃を超えない，また 2 系列で共用プール水温が現場作業環境を考慮した温度 52℃を超えない設計としている。

共用プールからスキマせきを越えてスキマ･サージ･タンクに流出する共用プール水は，ポンプで昇圧し，ろ過脱塩装置，熱交換器を通した後，共用プールのディフューザから吐出する設計としている。

共用プールに入る配管には逆止弁を設け，サイフォン効果により共用プール水が流出しない設計としている。

共用プール冷却浄化系は，スキマせきを越えてスキマ・サージ・タンクに流出する水をポンプで循環させるので，この系の破損時にも燃料プール水位はスキマせきより低下することはない。

なお，ろ過脱塩装置より発生する使用済イオン交換樹脂は，運用補助共用施設内の本設の沈降分離タンク（共用プールの設備寿命を 40 年として，発生する使用済イオン交換樹脂を収容できる容量として設計されている）で保管する。

また，本系統の電源は，外部電源喪失時に非常用所内電源からの受電が可能となっている。

(3)　共用プール補機冷却系

共用プール補機冷却系は，共用プールで発生する崩壊熱等を共用プール冷却浄化系の熱交換器等によって冷却除去するとともに，この系の空気冷却器によって大気へ伝える。

また，本系統の電源は，外部電源喪失時に非常用所内電源からの受電が可能となっている。

(4)　共用プール補給水系

共用プール補給水系は，通常時及び異常時に共用プール補給水貯蔵槽から共用プール補給水ポンプで昇圧し，共用プール水を補給する。

外部電源が喪失した場合にも，共用プール補給水系を用いて，共用プールへ水の補給ができる。また，長期停止した場合も消防車により共用プールへ水の補給が可能である。

なお，消防車については，ろ過水タンク等（ろ過水タンク：T.P.約 39m，純水タンク：T.P.約 8m）の真水を水源とする。

(5)　燃料取扱装置

燃料取扱装置は，共用プール及びキャスク・ピットの上に設けるレール上を水平に移動するブリッジと，その上を移動するトロリで構成する。

また，燃料つかみ機は，二重のワイヤや種々のインター・ロックを設ける。燃料取扱作業による放射線業務従事者の被ばくを低減するため，燃料取扱装置は，遠隔自動で運転できるようにしている。

(6)　天井クレーン

天井クレーンは，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクの運搬等に使用する。

また，天井クレーンの主要要素は，種々の二重化（主巻装置のワイヤーロープ，ドラム等）を施しており，使用済燃料貯蔵ラック上には，重量物を通過させないように，天井クレーンにインター・ロックが設けられている。

(7)　使用済燃料輸送容器除染設備

使用済燃料輸送容器除染設備は，構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスクまたは輸送貯蔵兼用キャスクの除染を行うため，共用プールに隣接して設けている。

(8)　燃料貯蔵区域換気空調系

燃料貯蔵区域換気空調系は，送・排風機，フィルタ等で構成する。共用プールの管理区域に供給された空気は，フィルタを通した後，排風機により排気口から大気に放出する。

(9)　使用済燃料輸送容器保管エリア

使用済燃料装填前あるいは装填後の構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスク及び輸送貯蔵兼用キャスクを必要に応じて一時保管するため，運用補助共用施設内に使用済燃料輸送容器保管エリアを設けている。

(10)　電源

使用済燃料共用プール設備の電源は所内高圧母線から受電できる構成とする。また，外部電源喪失の場合でも，非常用所内電源からの供給が可能な構成とする。

なお，全交流電源喪失の場合でも電源車（「Ⅱ.2.7」に記載）により，使用済燃料共用プール注水機能を維持する機器に対して電源を供給できる構成とする。

(11)　共用プール建屋廃液移送系

共用プール建屋廃液移送系はポンプ，タンク，配管等で構成され，運用補助共用施設内で発生する廃液を雑固体廃棄物減容処理建屋（以下，高温焼却炉建屋）へ移送する。

2.12.1.6　自然災害対策等

(1) 津波

東北地方太平洋沖地震では，共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系及び共用プール補給水系について，地下階に設置されていた電源設備以外のポンプ等の設備は床面より高い位置に設置されていたことにより被害は生じなかったが，地下階に設置されていた電源盤等が浸水による被害を生じたため冷却機能を喪失した。

このため，余震により想定される津波対策としての仮設防潮堤の設置に加え，建屋の防水性向上対策等を行う。

先ずは地下階の防水性向上対策としてトレンチ開口部を閉塞し，地下階の電源盤等の浸水による電源喪失リスクを低減させることで，冷却機能喪失リスクを低減している。また，建屋の浸水を抑えるために床・壁等の開口部の防水性向上対策を行っている。

屋外に設置している共用プール建屋廃液移送系の一部配管は仮設防潮堤内に設置する。また，仮設防潮堤の高さを上回る津波の襲来に備え，大津波警報が出た際は廃液移送設備を停止することにより，設備損傷による影響が最小限になるよう対策を図る。

(2) 火災

復旧した火災報知設備及び消火設備により，火災の早期検知，消火活動の円滑化を図る。

(3) 台風・竜巻

使用済燃料共用プール設備（共用プール建屋廃液移送系を除く）は，屋内に設置してあるため，台風・竜巻の影響を受けない。共用プール建屋廃液移送系は配管の一部を屋外に設置しているため，台風・竜巻時は移送設備の停止等を行い，設備損傷による影響が最小限になるよう対策を図る。

(4) 環境条件

使用済燃料共用プール設備は基本的に東北地方太平洋沖地震において被災した設備を復旧する計画としている。復旧後は以下の保守管理を実施し，設備の維持を図る。

・燃料取扱装置，天井クレーンについては使用前の点検及び定期的な点検を実施する。
・共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系，共用プール補給水系，共用プール建屋廃液移送系，建屋躯体等については，当面は，定期的な巡視点検において状態を監視し，異常の兆候が確認された場合に対応を行うこととしている。

2.12.1.7　構造強度及び耐震性

使用済燃料共用プール設備の構造強度及び耐震性は以下の工事計画認可申請書等により確認している。ただし，共用プール建屋廃液移送系の一部配管を除く（添付資料－１１参照)。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可）
工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出）

運用補助共用施設共用プール棟の耐震壁および使用済燃料共用プール躯体について，基準地震動 Ss による耐震安全性評価を実施し，問題のないことを確認している。

2.12.1.8　機器の故障への対応

(1) 共用プール冷却浄化系の機器の単一故障

a. 共用プール冷却浄化系又は共用プール補機冷却系ポンプ故障

共用プール冷却浄化系又は共用プール補機冷却系ポンプが故障した場合は，現場に移動し，待機ポンプの起動を行い，使用済燃料共用プールの循環冷却を再開する。

b. 電源喪失

共用プール冷却浄化系の電源が外部電源喪失や所内電源喪失により喪失した場合，電

源の復旧に長時間を要しない場合は，電源の復旧により使用済燃料共用プールの循環冷却を再開する。

共用プール冷却浄化系ポンプ及び共用プール補給水ポンプの電源の復旧に長時間を要する場合は，予め免震重要棟付近（T.P.約 35m）に待機している電源車を用いて共用プール補給水系の電源を復旧し，使用済燃料共用プールへの注水を行うと共に，必要に応じて予め免震重要棟西側(T.P.約 35m)に待機している消防車の配備を行い，直接プールに注水を行うことにより，プール水位の異常な低下を防止する。

(2) 共用プール冷却浄化系の複数の系統・機器の同時機能喪失

地震，津波等により，万が一，共用プール冷却機能の複数の系統や機器の機能が同時に喪失した場合には，現場状況に応じて，予め免震重要棟西側(T.P.約 35m)に待機している消防車の配備を行い，プール水位の異常な低下を防止する。共用プール冷却機能が停止してから，燃料の露出を確実に防止でき且つ水遮へいが有効とされる使用済燃料の有効燃料頂部の上部 2m に至るまでは最短でも約 19 日であることから，使用済燃料プールの冷却を確保することは可能である。

(3) 冷却機能喪失事象に対する評価

共用プール冷却機能の喪失評価を添付資料―６に示す。

(4) 燃料集合体の落下

燃料集合体の落下評価を添付資料―７に示す。

2.12.2　基本仕様

2.12.2.1　要求仕様

以下に要求仕様を示す。なお，福島第一原子力発電所　原子炉設置許可申請書に機器仕様を記載されているものは機器名称に※を記載する。

(1) 使用済燃料共用プール

容　　量　　6734 体

（使用済燃料共用プールについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(2) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　90 体

個　　数　　74

（使用済燃料貯蔵ラックについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(3) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　49 体

個　　数　　1

(4) 使用済燃料貯蔵ラック

容　　量　　25 体

個　　数　　1

(5) 使用済燃料収納缶（小）

個　　数　　48

(6) 使用済燃料収納缶（大）

個　　数　　25

(7) 共用プール冷却浄化系

a. ポンプ※

台　　数　　3（うち 1 台は予備）

容　　量　　約 500m^3/h/台

（ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

b. 熱交換器※

基　　数　　2

交換熱量　　約 3.3MW/基（約 2.8×10^{6}kcal/h/基）

（熱交換器については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

c. ろ過脱塩装置※

形　　式　　圧力プリコート形

基　　数　　2

容　　量　　約 200m^3/h/基

（ろ過脱塩装置については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

表２．１２－１　共用プール冷却浄化系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
スキマ・サージ・タンクから共用プール冷却浄化系ポンプまで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	267.4／9.3 SUS304TP／STS42 静水頭／14.0 66
共用プール冷却浄化系ポンプから共用プール冷却浄化系熱交換器まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	165.2／7.1 216.3／8.2 267.4／9.3 SUS304 TP／STS42 14.0 66
共用プール冷却浄化系熱交換器から使用済燃料共用プールへ	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	267.4／9.3 SUS304 TP 14.0 66
ポンプ出口配管から共用プール冷却浄化系ろ過脱塩器まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	165.2／7.1 SUS304TP／STS42／STPT38 14.0 66
共用プール冷却浄化系ろ過脱塩器からポンプ出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	139.8／6.6 165.2／7.1 SUS304TP 14.0 66

（主要配管については，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

(8) 共用プール補給水系

a. 共用プール補給水貯蔵槽※

基　　数　　1
容　　量　　約430m^3
主要部材質　　ステンレス鋼ライニング

b. ポンプ※

台　　数　　2
容　　量　　約30m^3/h/台

(9) 共用プール補機冷却系

a. ポンプ※

台　　数　　3（うち1台は予備）

容　　量　　約650m³/h/台

（ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

b. 空気冷却器※

基　　数　　2

交換熱量　　約3.3MW/基（約2.9×10⁶kcal/h/基）

（空気冷却器については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

表２．１２－２　共用プール補機冷却系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
共用プール補機冷却ポンプから共用プール冷却浄化系熱交換器まで	外径／厚さ（mm）	216.3／8.2 267.4／9.3 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70
共用プール冷却浄化系熱交換器から共用プール補機冷却系空気冷却器まで	外径／厚さ（mm）	114.3／6.0 165.2／7.1 267.4／9.3 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70
共用プール補機冷却系空気冷却器から共用プール補機冷却系ポンプまで	外径／厚さ（mm）	114.3／6.0 165.2／7.1 318.5／10.3
	材質	STS42
	最高使用圧力（kg/cm²）	12.0
	最高使用温度（℃）	70

（主要配管については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

(10) 燃料取扱装置

型　式　　燃料把握機付移床式

基　数　　1

定格荷重　　燃料把握機　460kg　補助ホイスト　460kg

（燃料取扱装置については，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(11) 天井クレーン

a. 共用プールエリア天井クレーン

型　式　　天井走行式

基　数　　1

定格荷重　　主巻　125t　補巻　5t

（共用プールエリア天井クレーンについては，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

b. キャスク搬出入エリア天井クレーン

型　式　　天井走行式

基　数　　1

定格荷重　　主巻　140t　補巻　5t

（キャスク搬出入エリア天井クレーンについては，以下の工事計画届出書により確認している。

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(12) 燃料貯蔵区域換気空調系

a. 共用プールエリア送風機

台　数　　2（うち 1 台は予備）

容　量　　約 93,000m^3/h/台

形　式　　遠心式

静　圧　　180mmAq

（共用プールエリア送風機については，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

b. 共用プールエリア排風機

台　　数　　2（うち 1 台は予備）
容　　量　　約 93,000m^3/h/台
形　　式　　遠心式
静　　圧　　250mmAq

（共用プールエリア排風機については，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

(13) 温度計

形　　式　　熱電対
計測範囲　　0～100℃
個　　数　　1

(14) エリア放射線モニタ

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
半導体式	10^{-4}～1mSv/h	・3F　1 チャンネル ・2F　1 チャンネル ・1F　3 チャンネル ・B1F　1 チャンネル （合計 6 チャンネル）
	1～10^{4}mSv/h	・3F　1 チャンネル （合計 1 チャンネル）

（エリア放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。
工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

(15) プロセス放射線モニタ

a. 運用補助共用施設排気放射線モニタ（以下「排気放射線モニタ」という）

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
シンチレーション	10^{-1}～10^{6} s^{-1}	・3F　2 チャンネル

（排気放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出））

b. 共用プール補機冷却系放射線モニタ（以下「補機冷却系放射線モニタ」という）

検出器の種類	計測範囲	取付箇所
シンチレーション	10^{-1}～10^{6} s^{-1}	・B1F　2チャンネル

（補機冷却系放射線モニタについては，以下の工事計画届出書により確認している。工事計画届出書（総文発官5第1218号　平成6年4月13日届出））

(16) 使用済燃料輸送容器保管エリア

保管容量（構内用輸送容器，乾式貯蔵キャスク，輸送貯蔵兼用キャスクの合計）
10基

(17) 消防車

基　数	1※
規格放水圧力	0.7MPa以上
放水性能	60m^3/h以上
高圧放水圧力	1.0MPa以上
放水性能	36m^3/h以上

燃料タンク容量，消費量　約63ℓ（参考値），約37ℓ/h（参考値）
※使用済燃料プール設備と共用

(18) ろ過水タンク等

a. ろ過水タンク

基　数	1
容　量	約8,000m^3/基

b. 純水タンク

基　数	2
容　量	約2,000m^3/基

(19) 共用プール建屋廃液移送系

a. 運用補助共用施設沈降分離タンク※

基　数	2
容　量	約100m^3/基

（運用補助共用施設沈降分離タンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。
工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

b. 運用補助共用施設デカントポンプ

台　　数　　2（うち1台は予備）

容　　量　　約10m^3/h/台

（運用補助共用施設デカントポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

c. 運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク※

基　　数　　2

容　　量　　約50m^3/基

（運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

d. 運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ

台　　数　　2（うち1台は予備）

容　　量　　約35m^3/h/台

（運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

e. 運用補助共用施設高電導度ドレンサンプタンク

基　　数　　2

容　　量　　約4m^3/基

（運用補助共用施設高電導度ドレンサンプタンクについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

f. 運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ

台　　数　　4（うち2台は予備）

容　　量　　約10m^3/h/台

（運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプについては，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号　平成6年4月27日認可））

表２．１２－３　共用プール建屋廃液移送系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(A),(C)から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ出口配管合流部下流まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 76.3／5.2 89.1／5.5 SUS316LTP 10.0 66
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B),(D)から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(A),(C)出口配管まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 76.3／5.2 SUS304TP／SUS316LTP 10.0 66
運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ出口配管合流部下流から高温焼却炉建屋地下滞留水貯留エリアまで （鋼管）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	89.1／5.5 SUS304TP 0.98 66
（ポリエチレン管）	呼び径 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	80A 相当 ポリエチレン 0.98 40
（耐圧ホース）	呼び径 材質 最高使用圧力（MPa） 最高使用温度（℃）	80A 相当 ポリ塩化ビニル 0.98 40
運用補助共用施設沈降分離タンクから運用補助共用施設デカントポンプまで （＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 SUS304TP 静水頭／10.0 66

（＊の記載が有る配管は，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

表２．１２－３　共用プール建屋廃液移送系　主要配管仕様

名　称	仕　様	
運用補助共用施設デカントポンプから運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク集合管まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	34.0／3.4 60.5／3.9 60.5／5.5 SUS304TP／STPT38 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンク集合管（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	114.3／6.0 STPT38／SUS304TP 10.0 66
運用補助共用施設建屋デカントポンプ出口配管分岐点から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B)，(D)出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／3.9 SUS304TP 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液受タンクから運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプまで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	114.3／6.0 SUS304TP／STPT38 静水頭／10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプから運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ出口配管分岐点まで（＊）	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	60.5／5.5 89.1／5.5 76.3／5.2 STPT38 10.0 66
運用補助共用施設機器ドレン廃液移送ポンプ出口配管分岐点から運用補助共用施設高電導度ドレンサンプポンプ(B)，(D)出口配管まで	外径／厚さ（mm） 材質 最高使用圧力（kg/cm^2） 最高使用温度（℃）	76.3／5.2 STPT38／SUS304TP 10.0 66

（＊の記載が有る配管は，以下の工事計画認可申請書により確認している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可））

2.12.3　添付資料

添付資料―１　　系統概略図

添付資料―２　　現在の設備状況

添付資料―３　　有効燃料頂部+2m での線量率評価

添付資料―４　　「共用プール冷却浄化系及び共用プール補機冷却系」1 系列運転時の共用プール水温度評価

添付資料―５　　運用補助共用施設共用プール棟の耐震安全評価について

添付資料―６　　共用プール冷却機能の喪失評価

添付資料―７　　燃料集合体の落下評価

添付資料―８　　使用済燃料共用プール設備の耐震安全性について

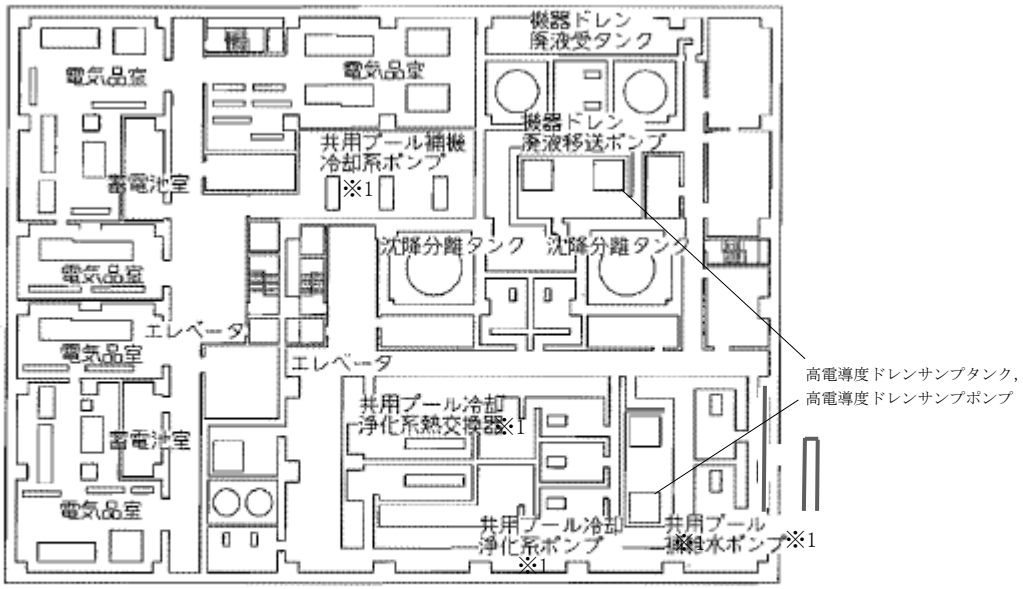
添付資料―９　　使用済燃料貯蔵ラックについて

添付資料―９―１　　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）について

添付資料―９―２　　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）について

添付資料―１０　使用済燃料共用プール設備に係る確認事項について

添付資料―１１　共用プール建屋廃液移送系について

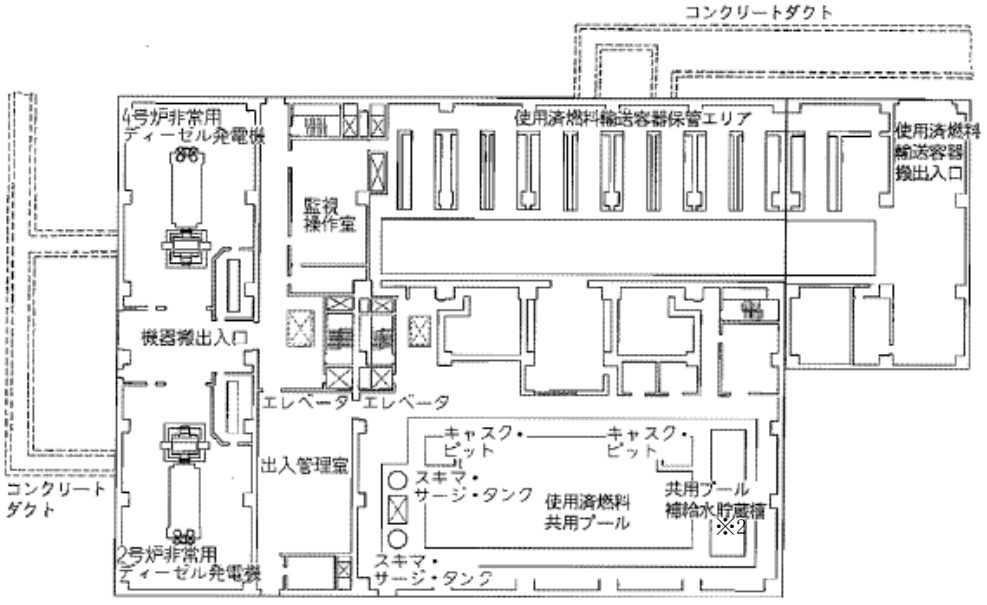


2.12 では，G.L.±0m= T.P.8.5m(※)とする。
(※) 震災後の地盤沈下量(-709mm)と O.P. から T.P.への換算値(-727mm)を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞ T.P.=旧 O.P.-1,436mm

※1：共用プール冷却浄化系ポンプ，共用プール補機冷却系ポンプ，共用プール補給水ポンプ，共用プール冷却浄化系熱交換器は，床面から高い位置に設置。

G.L. -7.3m

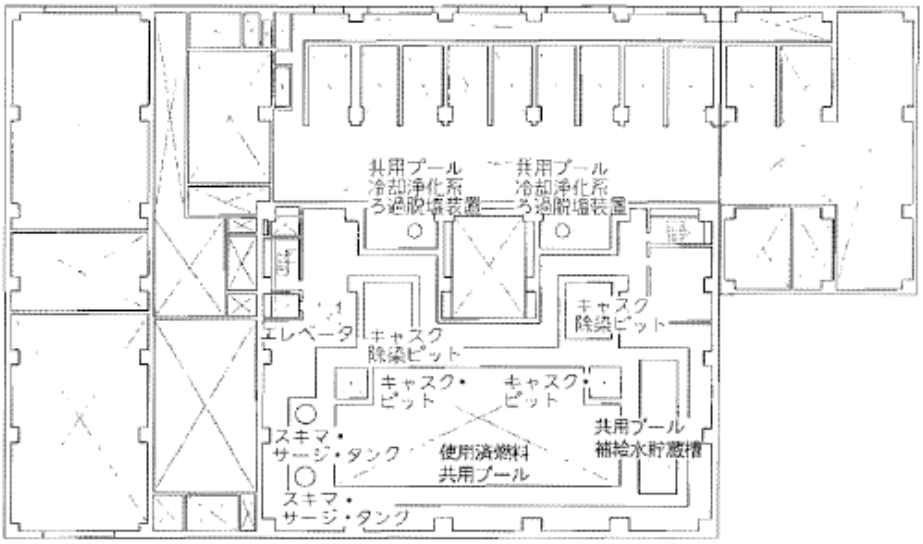
図２．１２－１　運用補助共用施設平面図（その 1）



G.L. +0.2m

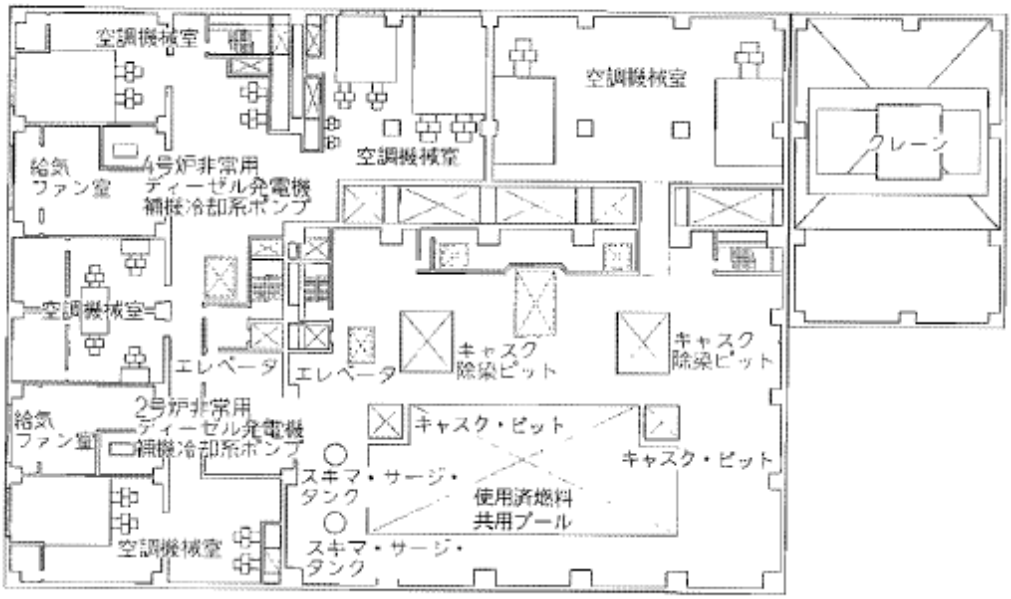
※2：共用プール補給水貯蔵槽は，共用プール同様，鉄筋コンクリート造の設備。

図２．１２－２　運用補助共用施設平面図（その 2）



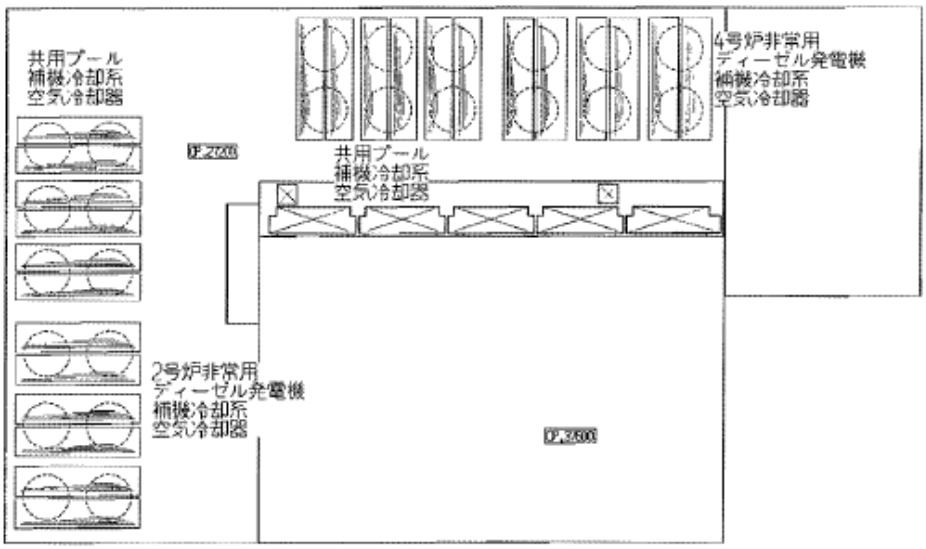
G.L. +5.7m

図２．１２－３　運用補助共用施設平面図（その 3)



G.L. +9.2m, G.L. +10.2m

図２．１２－４　運用補助共用施設平面図（その 4)



G.L. +17.2m, G.L. +27.6m

図２．１２－５　運用補助共用施設平面図（その 5)

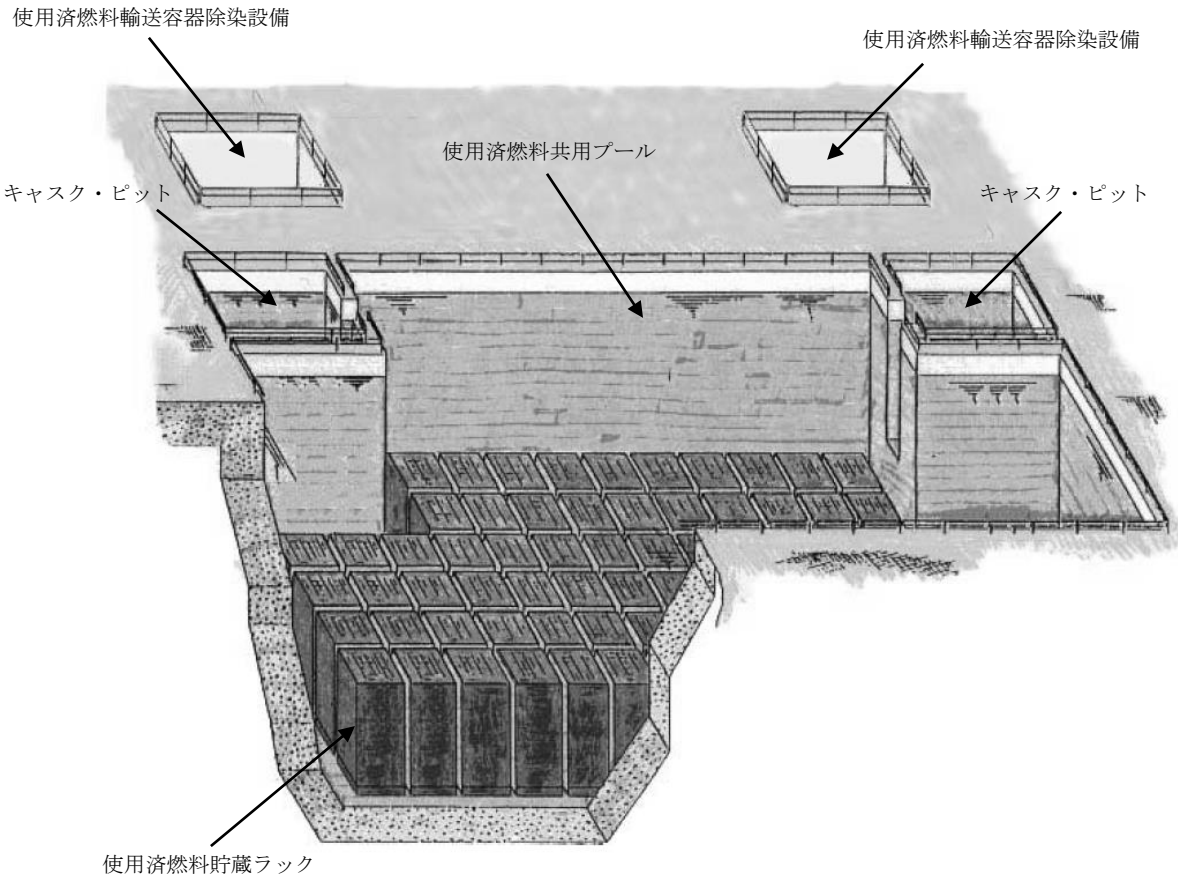


図２．１２－６　共用プール概要図

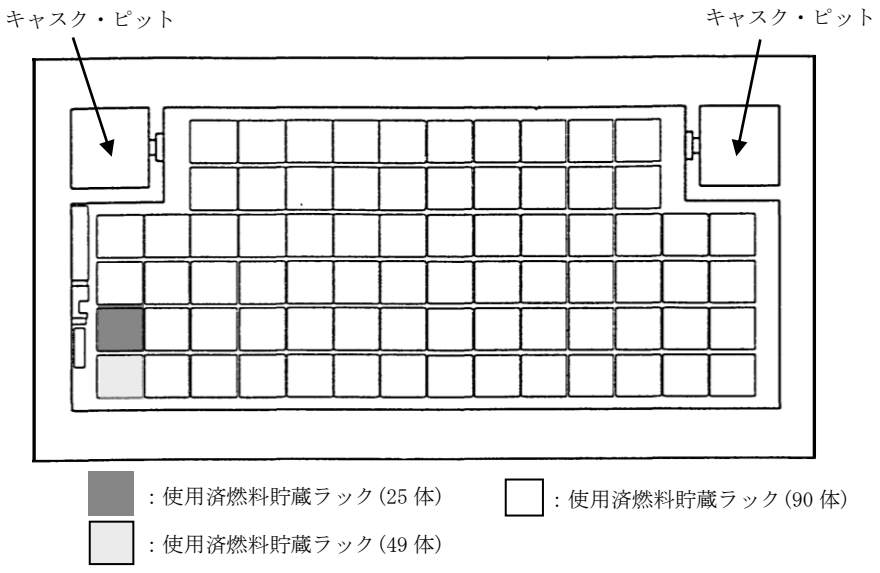


図２．１２－７　共用プール概要図（平面）

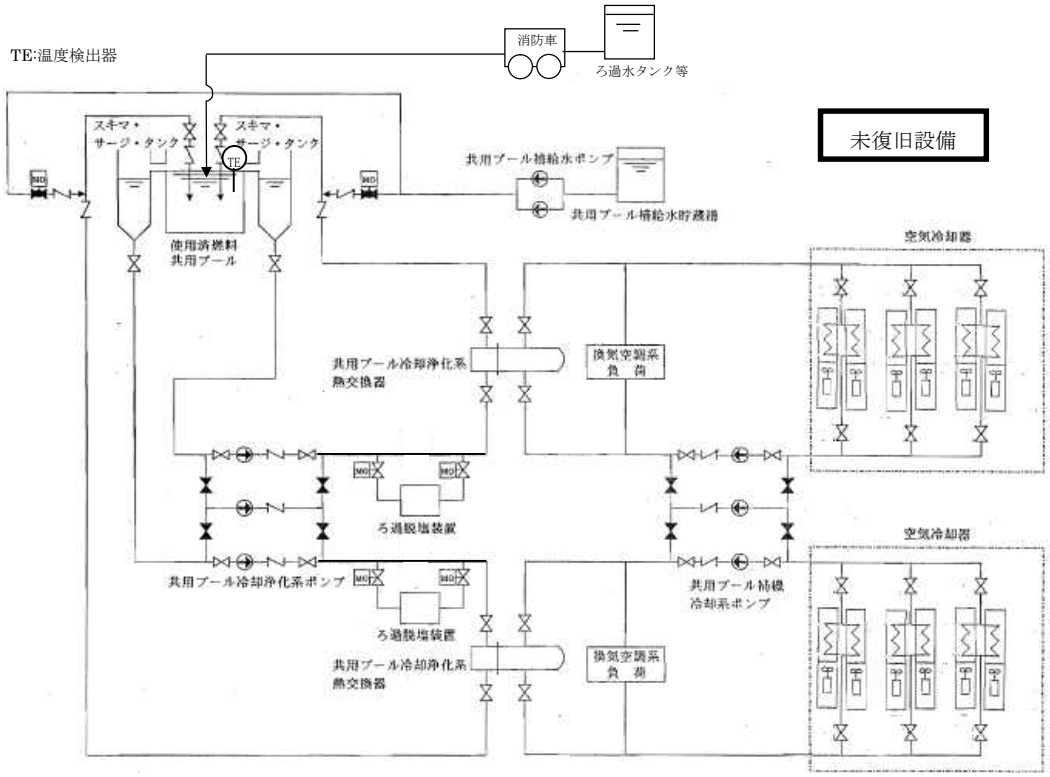


図１－１　共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系
及び共用プール補給水系概略系統図（現状：平成 26 年 7 月）

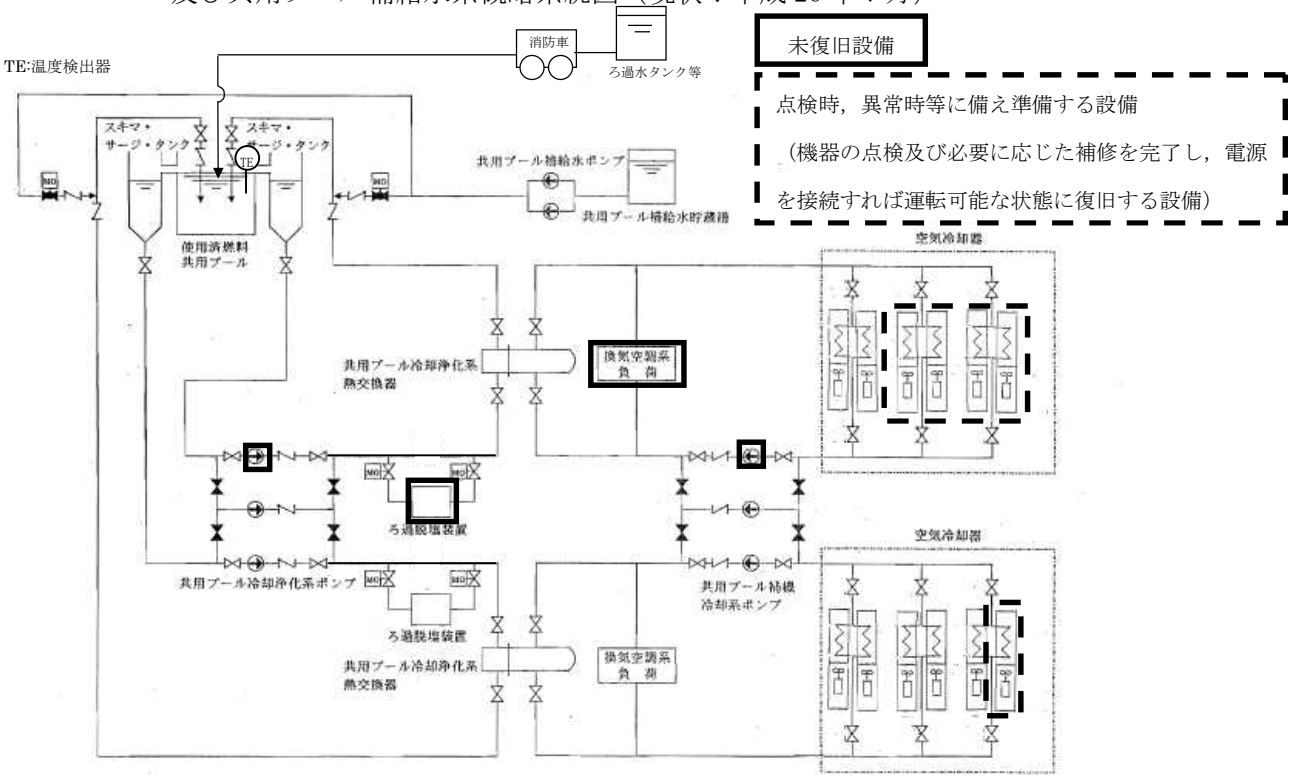


図１－２　共用プール冷却浄化系，共用プール補機冷却系
及び共用プール補給水系概略系統図（共用プールからの燃料取出開始時に必要な状況）

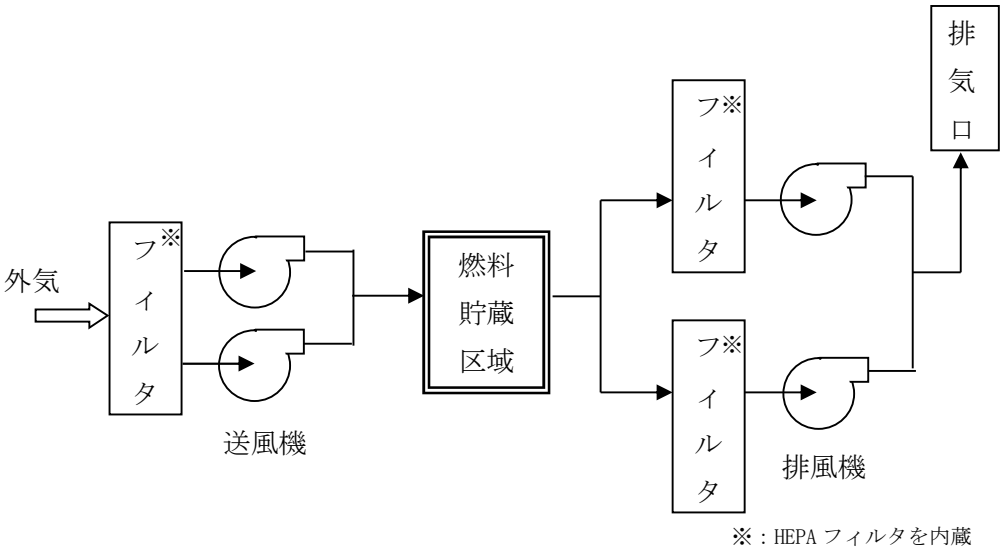


図１－３　燃料貯蔵区域換気空調系概略系統図

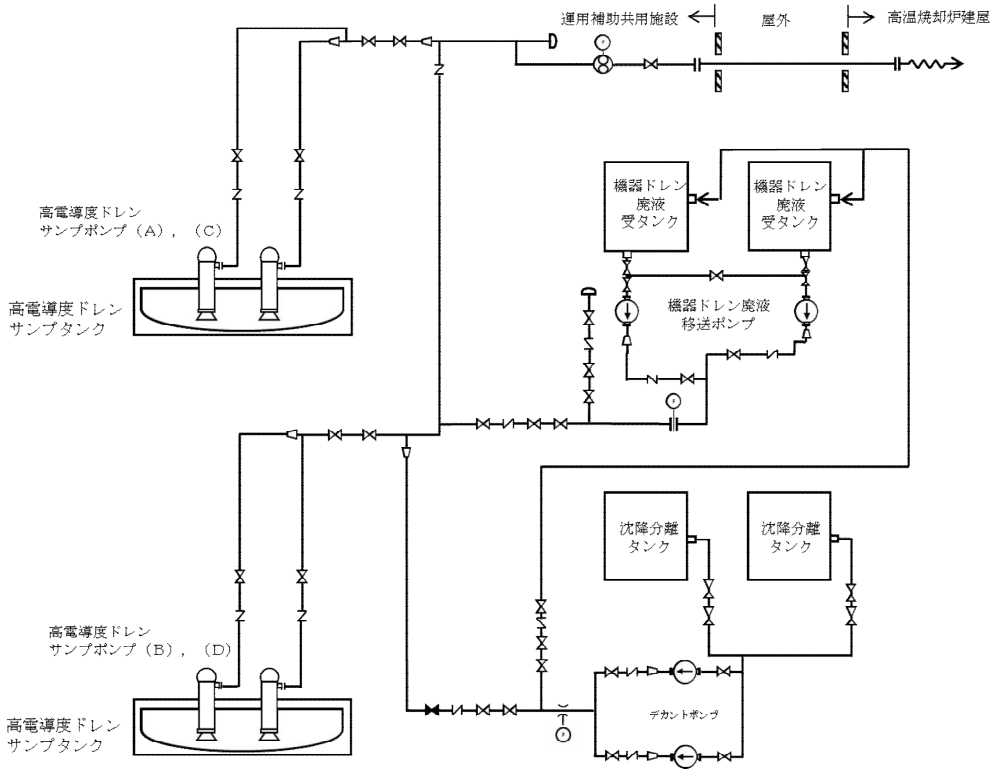


図１－４　共用プール建屋廃液移送系概略系統図

現在の設備状況

東北地方太平洋沖地震に伴い発生した津波により，運用補助共用施設の非管理区域地下１階に設置された電源設備は 70～120㎝程度浸水し，運用補助共用施設は全ての電源が喪失した。電源喪失により共用プール冷却浄化系の機能は喪失したが，共用プール水位については，使用済燃料頂部より高い水位が十分確保されていた。なお，共用プール水温度は一時的に 73℃程度まで上昇したが，仮設電源の設置と共用プール冷却浄化系の一部復旧により水温は低下し，現在は概ね 15～35℃程度を維持している。

現在の設備状況を添付資料―１に，設備の点検・復旧の概略工程計画を表１に示す。

今後，設備信頼性，運用面の改善，津波，1～6 号機使用済燃料プール及び炉内の燃料受け入れの観点から，設備の復旧，改造または設置等を必要に応じて実施していく計画としている。

1.1　燃料貯蔵設備

1.1.1　共用プール

漏えい水検出計は平成 24 年 6 月，水位警報装置は平成 25 年 3 月に復旧している。スキマ・サージ・タンク水位計の指示は巡視点検で確認しており，ウェブカメラにより免震重要棟でも確認することができる。使用済燃料貯蔵ラックは，平成 25 年 1 月に代表ラック 2 個に対して外観点検を実施し，問題がないことを確認している。

1.1.2　共用プール冷却浄化系

3 台ある共用プール冷却浄化系ポンプのうち 1 台目を平成 23 年 3 月に復旧し，平成 25 年 3 月には 2 台目，平成 25 年 7 月には 3 台目も復旧し，冷却に関して多重性を確保している。ろ過脱塩装置は，平成 24 年 4 月に 2 基のうち 1 基を復旧し，平成 25 年 10 月には 2 基目を復旧し，浄化に関しても多重性を確保している。

添付資料―４に示すとおり，熱交換器 1 基で今後の 1～6 号機の燃料の受入れを考慮しても共用プール水温を 52℃以下に冷却することが可能であるが，残りの 1 系列についても点検時，異常時等に備えて熱交換器が使用できるように，平成 25 年 5 月に熱交換器を復旧している。

また，巡視点検において，共用プール水温度，ポンプの運転状態等を確認し，冷却状態を確認している。なお，共用プール水温度計の指示は，ウェブカメラにより免震重要棟でも確認することができる。

1.1.3　共用プール補機冷却系

3 台ある共用プール補機冷却系ポンプのうち 1 台目を平成 23 年 3 月に復旧し，平成 25 年 3 月には 2 台目，平成 25 年 7 月には 3 台目も復旧し，多重性を確保している。また，12 台あるエアフィンクーラーは平成 25 年 7 月までに全数復旧している。

なお，空気冷却器は 3 ベイで 1 基（共用プール補機冷却系片系統に 1 基）を構成しており，1 ベイあたり 2 台のエアフィンクーラーが配置されている。

添付資料―4 に示すとおり，空気冷却器 1 基で今後の 1～6 号機の燃料の受入れを考慮しても共用プール水温を 52℃以下に冷却することが可能であるが，残りの 1 系列の空気冷却器についても点検時，異常時等に備えて使用できるよう復旧している。なお，エアフィンクーラーについては，プール水温度を確認しながら運転台数の調整を行う。

また，巡視点検において，ポンプの運転状態等系を確認し，冷却状態を確認している。

1.1.4　共用プール補給水系

2 台ある共用プール補給水ポンプのうち 1 台目を平成 23 年 3 月に復旧し，平成 25 年 3 月には 2 台目も復旧し，多重性を確保している。

1.2　燃料取扱装置

平成 24 年 9 月に点検は終了しており，定期事業者検査相当の健全性確認を社内自主で実施し，機能上の問題がないことを確認している。

1.3　使用済燃料輸送容器

キャスク保管エリアで保管されていた使用済燃料輸送容器は，外観上異常はない。

また，震災時に使用済燃料輸送容器除染設備で点検していた使用済燃料輸送容器については，平成 24 年 3 月に点検を終了し問題ないことを確認している。

1.4　その他設備

1.4.1　天井クレーン

平成 24 年 2 月に点検は終了しており，定期事業者検査相当の健全性確認を社内自主で実施し，機能上の問題がないことを確認している。

1.4.2　使用済燃料輸送容器除染設備

外観上異常はない。

1.4.3　燃料貯蔵区域換気空調系

燃料貯蔵区域換気空調系については，2 台ある共用プールエリア送風機のうち 1 台を平成 23 年 3 月に，2 台目を平成 25 年 7 月に復旧している。また，2 台ある共用プールエリア排風機のうち 1 台を平成 23 年 3 月に，2 台目を平成 25 年 7 月に運転可能としている。その後，排気放射線モニタの復旧に伴い，運用補助共用施設からの気体の放出管理が可能となっている。

共用プールエリア送・排風機は各々２台あるが，通常運転時は，1 台運転となり，残りの 1 台が予備機となる。

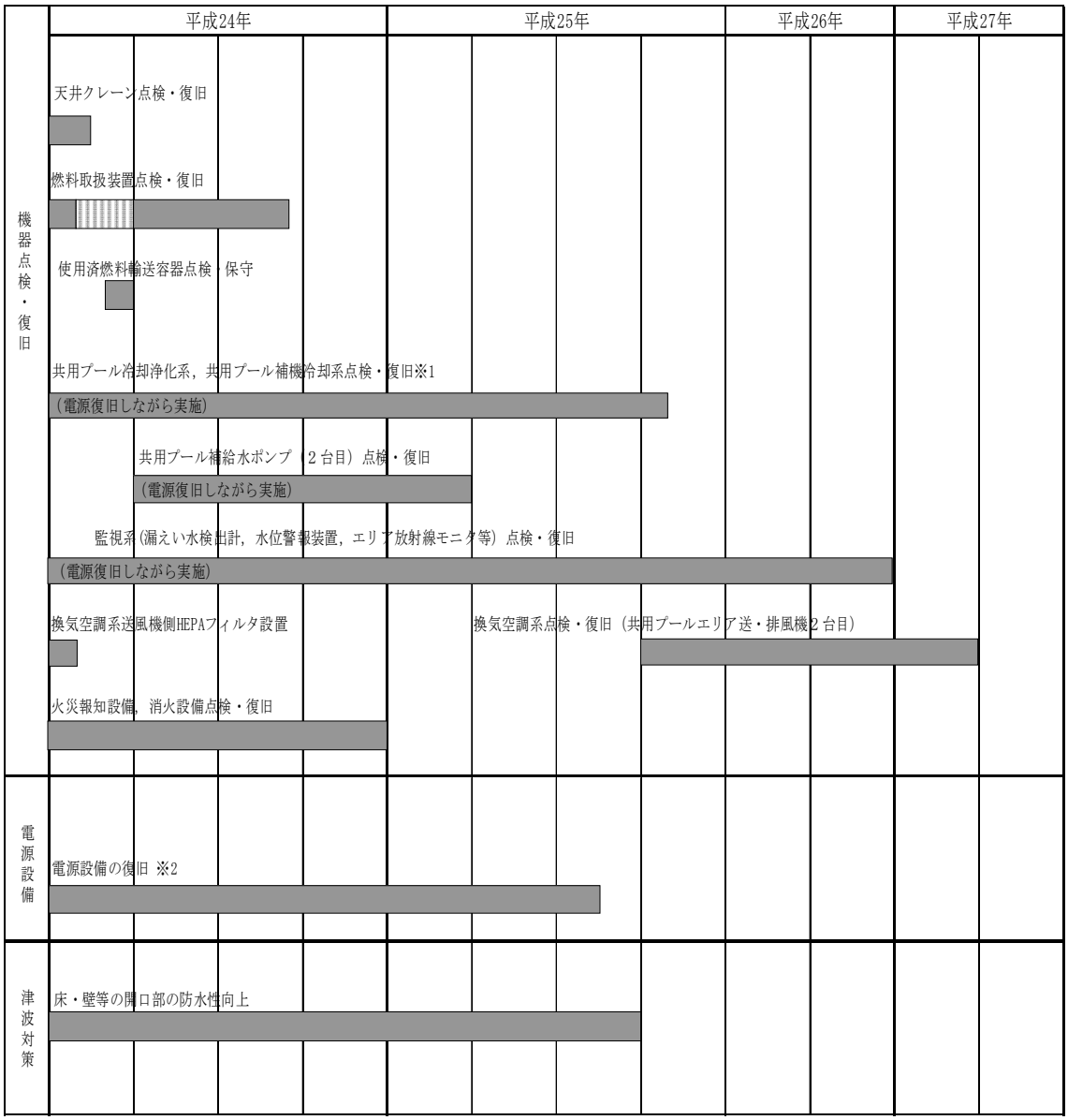
1.4.4　エリア放射線モニタ

現在，平成 26 年 12 月に全てのエリア放射線モニタが復旧し，監視状態となっている。エリア放射線モニタで監視できない場合は，可搬式放射線モニタ等を用いて監視する。

1.4.5 プロセス放射線モニタ

平成 26 年 12 月にプロセス放射線モニタが，２系統全て復旧している。

表１　共用プール設備の点検・復旧工程



※1：1～4 号機使用済燃料プールからの燃料受け入れ開始前までには，片系でエアフィンクーラー6 台を復旧する。

※2：電源設備とは「Ⅱ.2.7 添付資料２　図-1.所内単線結線図」で示されている共用プール M/C 等を示している。

有効燃料頂部+2m での線量率評価

共用プールの冷却浄化系及び補給水系の機能が喪失した場合，消防車を用いて共用プールの冷却を再開する必要がある。冷却再開にあたり，共用プール水位が有効燃料頂部+2m において共用プール３階フロアでの作業が可能な線量率であることの確認を行った。

1. 評価条件

評価条件は以下の通りである。

(1) 使用済燃料の体数は 6,840 体とする。

(2) 使用済燃料の燃焼度は保守的に全燃料 9×9 燃料の最高燃焼度 55GWd/t とする。

(3) 冷却期間については，共用プールに移送される使用済燃料として冷却期間の最も短い 5 号機使用済燃料プール及び炉心燃料の使用済燃料を考慮する。具体的な冷却期間は，5 号機停止（平成 23/1/3）から平成 25/1/1（5 号機使用済燃料移送開始）とする。

(4) ORIGEN2 により使用済燃料の線源強度を計算し，この線源強度を用い MCNP により線量率を計算する。

(5) 共用プール中心及び共用プール縁について，フロア高さの線量率を評価する。

2. 評価結果

下表に線量率の評価結果を示す。共用プール水位を有効燃料頂部+2m 確保することで，共用プール 3 階フロアにおける線量率を低く抑えることができる。したがって，作業員が共用プール３階フロアで消防車等による注水作業を行うことは可能である。

場所	線量率(mSv/h)
共用プール中心	1.3
共用プール縁	0.7

評価にあたっては使用済燃料の燃焼度及び冷却期間に十分な保守性を持たせていることから，線量率は更に小さくなると考える。

「共用プール冷却浄化系及び共用プール補機冷却系」1 系列運転時の共用プール水温度評価

1～4 号機の使用済燃料プール及び 5 号機，6 号機炉心及び使用済燃料プールに貯蔵されている使用済燃料の受入れを考慮した崩壊熱の最大値『約 2.6MW※1』に対して，1 系列運転（共用プール冷却浄化系熱交換器 1 基，共用プール冷却浄化系ポンプ 1 台，共用プール補機冷却系空気冷却器 1 基[エアフィンクーラー6 台]，共用プール補機冷却系ポンプ 1 台）時に，共用プール水温度が 52℃以下になることの確認を行った。

※1：「添付資料―６」を参照。

1. 評価条件

評価条件は以下の通りである。

(1) 崩壊熱 ：約 2.6MW
(2) 共用プール冷却浄化系管側（プール側）流量 ：500m^3/h
共用プール冷却浄化系胴側（補機冷却系側）流量 ：500m^3/h
(3) 共用プール補機冷却系空気冷却器ファン側大気温度：29.1℃
共用プール補機冷却系空気冷却器管側出口水温度 ：38℃
共用プール補機冷却系管側流量 ：650m^3/h
(4) 換気空調系負荷 ：約 1.3MW

2. 評価結果

図 1 に評価結果を示す。共用プール水温度は 51.4℃であり，1～4 号機の使用済燃料プール，5 号機，6 号機使用済燃料プール及び炉心に貯蔵されている使用済燃料の受入れを考慮した崩壊熱に対して，1 系列運転時に共用プール水温度を 52℃以下とすることが可能である。

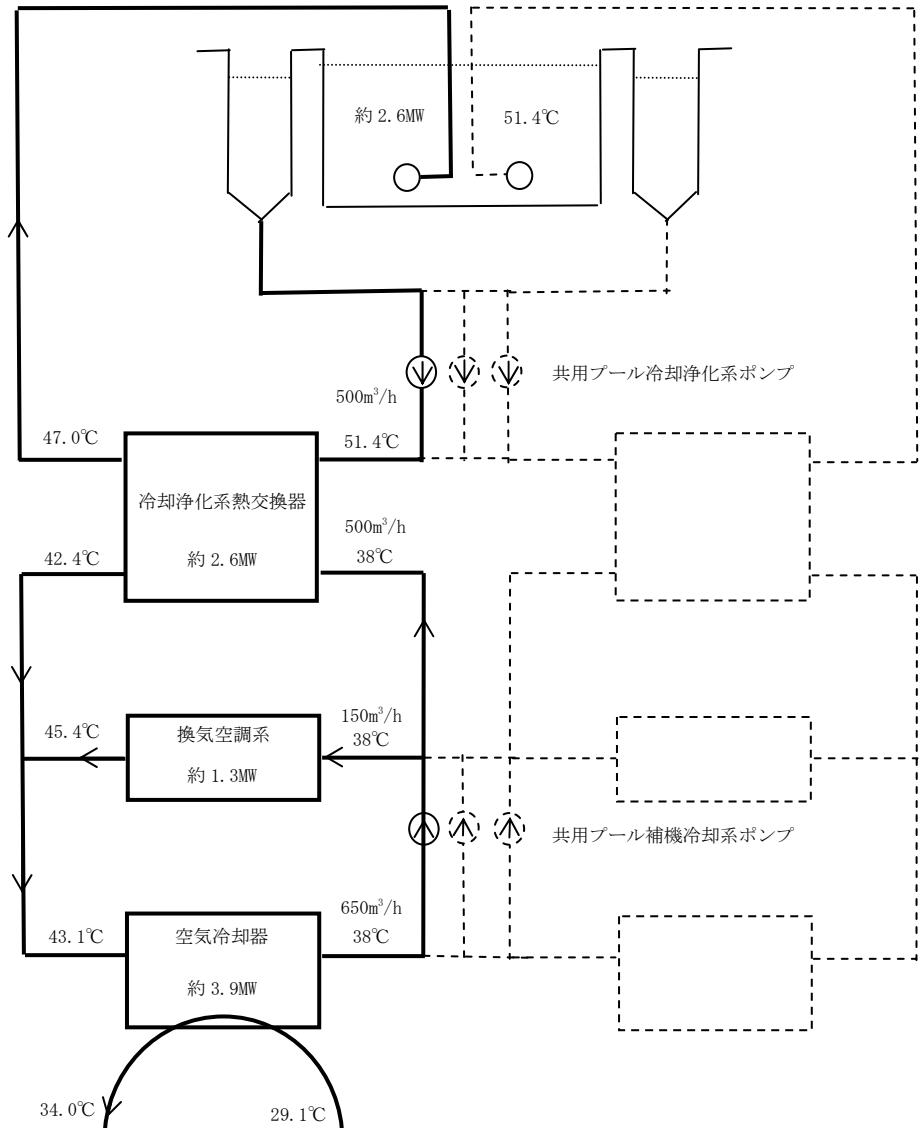


図１　１系列運転時熱バランス

運用補助共用施設共用プール棟の耐震安全性評価について

1. 耐震壁の耐震安全性評価

1.1 評価方針

運用補助共用施設共用プール棟（以下，PL/Bという）の耐震安全性評価は，基準地震動Ssを用いた地震応答解析によることとし，建物・構築物や地盤の特性を適切に表現できるモデルを設定した上で行う。

1.2 地震応答解析

(1) PL/Bの概要

PL/Bは，地上3階，地下1階の鉄筋コンクリート造（一部鉄骨鉄筋コンクリート造及び鉄骨造）の建物である。概略平面図（基礎版レベル）及び概略断面図を，図1.1～図1.3に，物性値を表1.1に示す。

PL/Bは，基礎底面からの高さが37.6m，地上部が27.6m，地下部が10.0mであり，平面が72.5m(NS方向)×54.5m(EW方向)で，厚さ2.7mの鉄筋コンクリート造の基礎版を介して富岡層(G.L.-10.0m)上に支持されている。

添付資料-５では、GL±0m=T.P.8.5m(※)とする。
(※) 震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 O.P-1,436mm

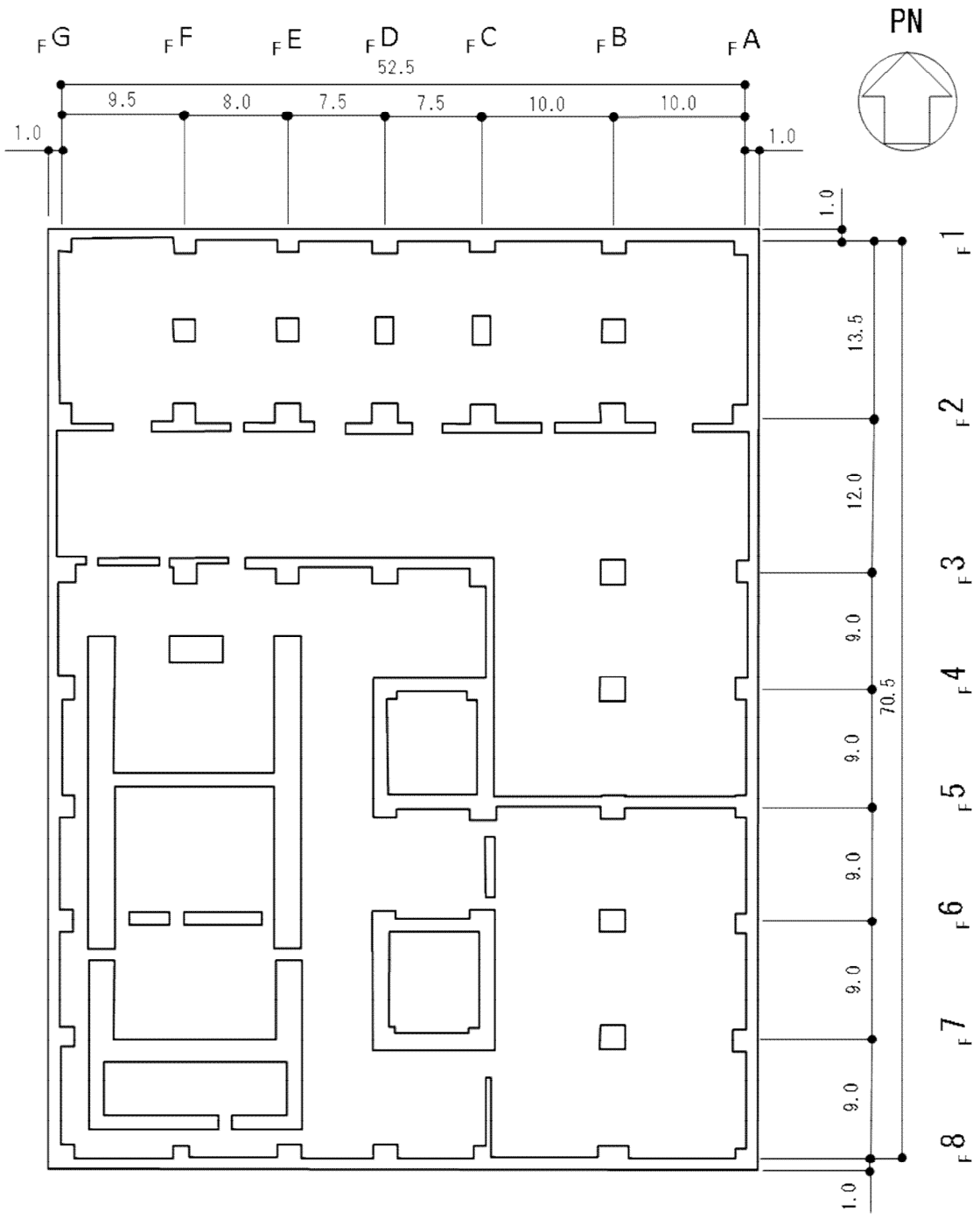


図1.1　PL/B　基礎版レベル平面図(G.L.-7.3m)　（単位：m）

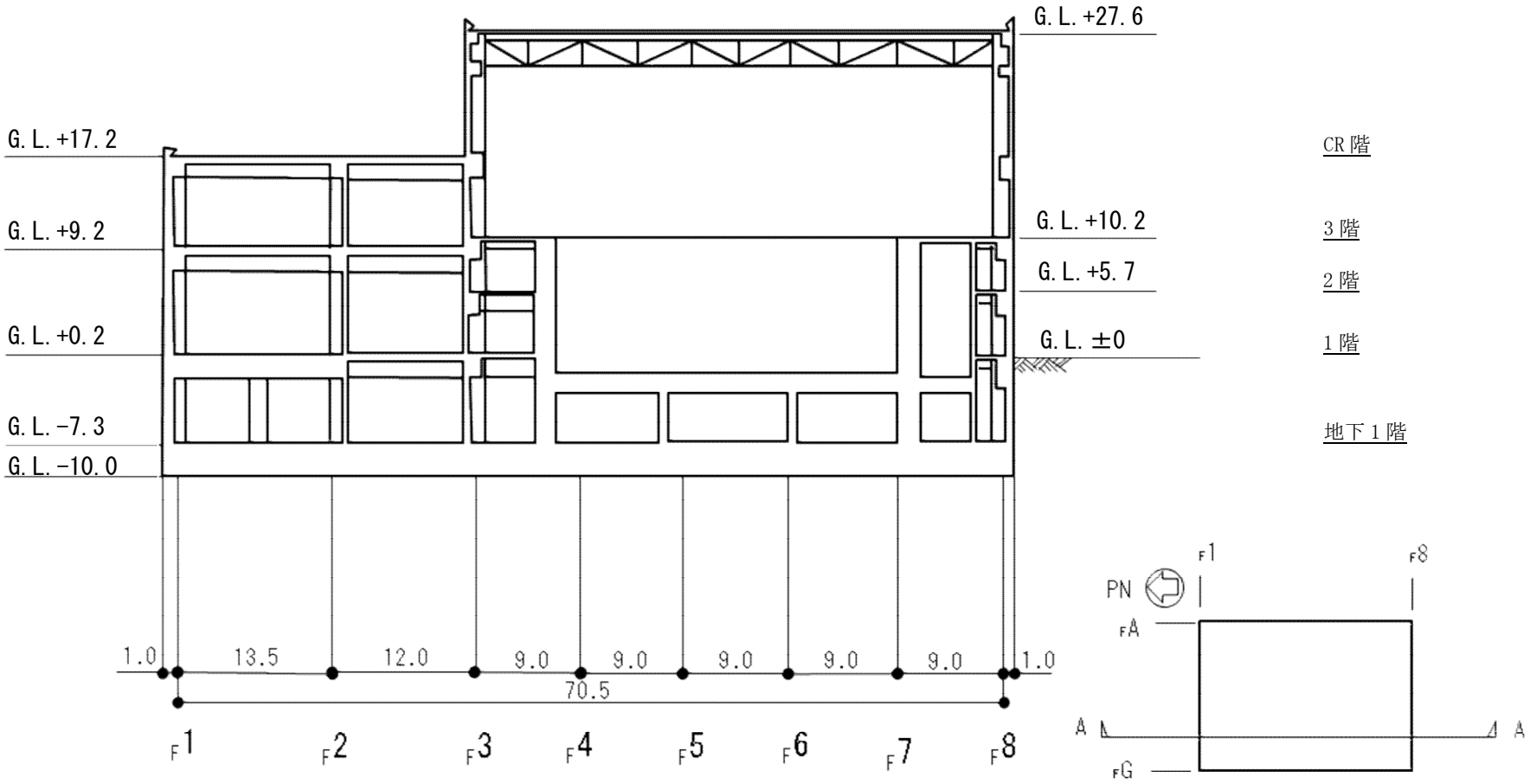
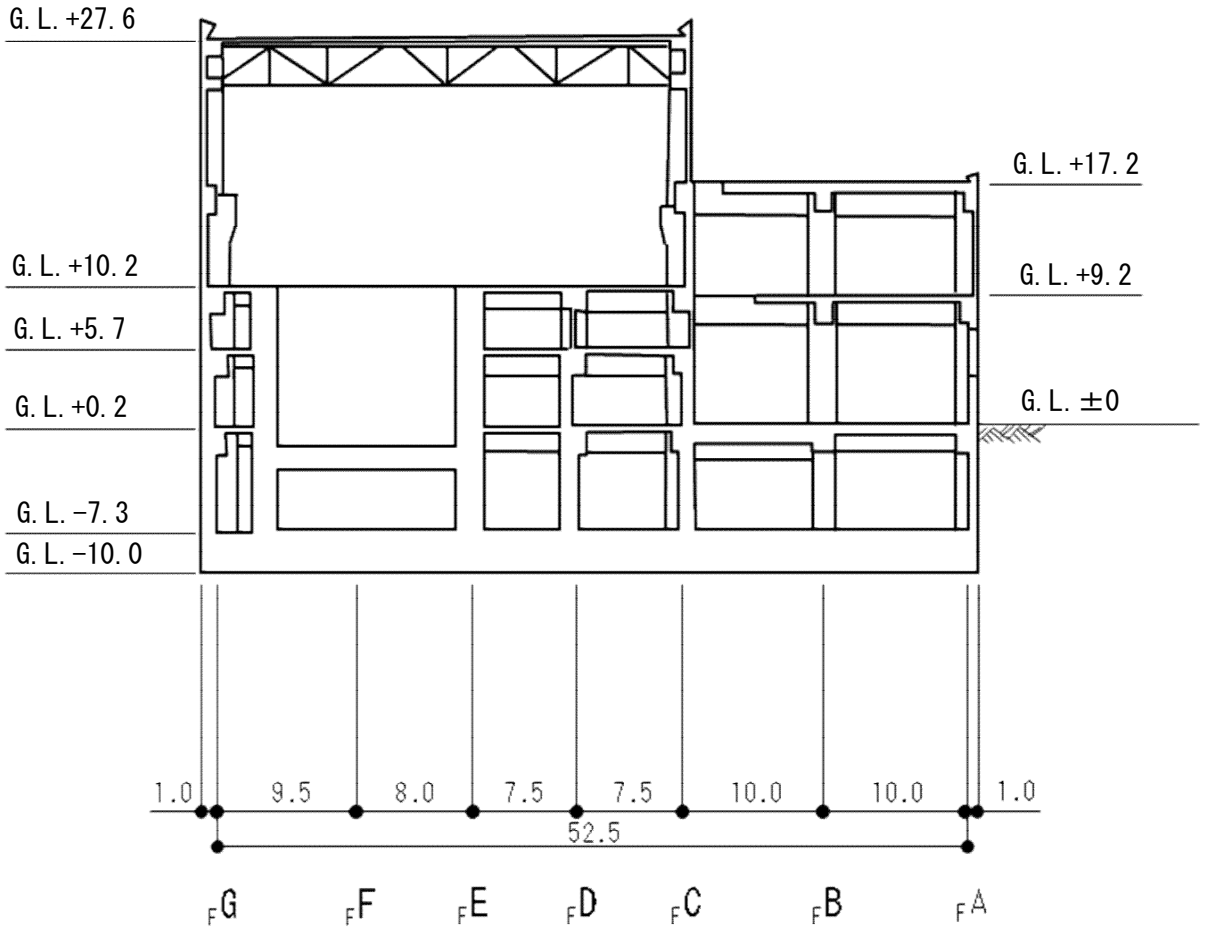


図1.2　PL/B　NS方向断面図　　(単位：m)



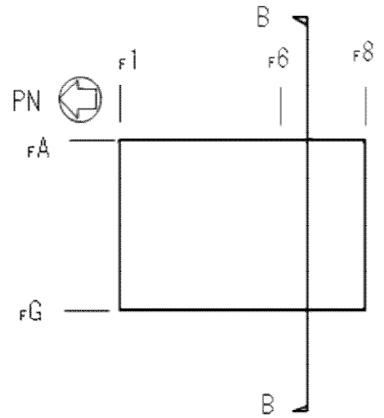


図1.3　PL/B　EW方向断面図　（単位：m）

表 1.1　PL/B の物性値

	強度[*1] Ｆｃ （N/mm^2）	ヤング係数[*2] Ｅ （N/mm^2）	せん断弾性係数[*2] Ｇ （N/mm^2）	ポアソン比 ν	単位体積重量[*3] γ （kN/m^3）
コンクリート	40.0	2.81×10^4	1.17×10^4	0.2	24.5
鉄筋	SD345相当 （SD35）				

*1：強度は実状に近い強度（以下，「実強度」という。）を採用した。実強度の設定は，過去の圧縮強度試験データを収集し試験データのばらつきを考慮し圧縮強度平均値を小さめにまるめた値とした。

*2：実強度に基づく値を示す。

*3：鉄筋コンクリートの値を示す。

(2) 地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは，地盤との相互作用を考慮した，曲げ及びせん断剛性を考慮した質点系モデルとする。解析モデルの諸元を図 1.4 及び図 1.5 に示す。

地盤は，地盤調査に基づき水平成層地盤とし，基礎底面地盤ばねについては，「原子力発電所耐震設計技術指針　追補版　JEAG 4601－1991」（以下，「JEAG 4601－1991」という。）により，成層補正を行ったのち，振動アドミッタンス理論に基づいて，スウェイ及びロッキングばね定数を近似法により評価する。基礎底面地盤ばねには，基礎浮き上がりによる幾何学的非線形性を考慮する。図 1.6 に回転ばねの曲げモーメントと回転角の関係を示す。

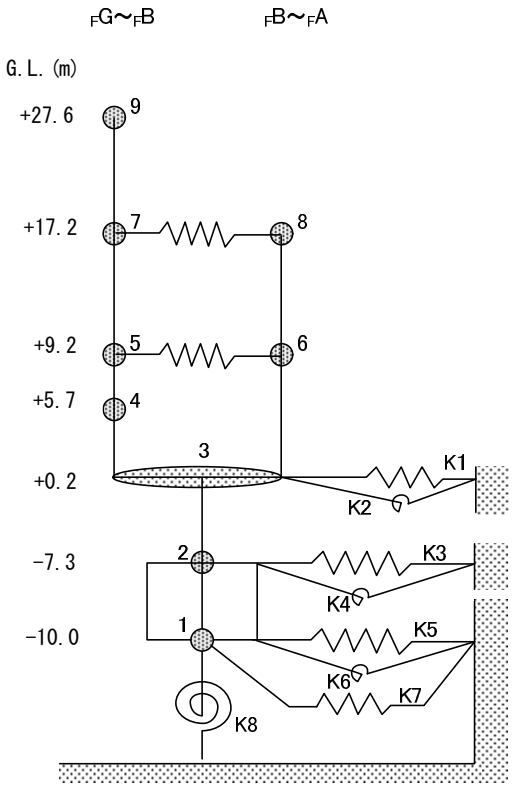
また，埋め込み部分の建屋側面地盤ばねについては，建屋側面位置の地盤定数を用いて，水平及び回転ばねを「JEAG 4601－1991」により NOVAK ばねに基づいて近似法により評価する。

なお，表 1.2 に地盤調査に基づく地盤定数を示す。

復元力特性は，建屋の方向別に，層を単位とした水平断面形状より「JEAG 4601－1991」に基づいて設定する。

地震応答解析は，上記復元力特性を用いた弾塑性時刻歴応答解析とする。

入力地震動は，解放基盤表面レベルに想定する基準地震動 Ss を用いることとする。なお，埋め込みを考慮した解析モデルであるため，モデルに入力する地震動は，一次元波動論に基づき，解放基盤表面レベルに想定する基準地震動Ssに対する地盤の応答として評価する。また，建屋基礎底面レベルにおけるせん断力（以下「切欠き力」という。）を入力地震動に付加することにより，地盤の切欠き効果を考慮する。図1.7に，地震応答解析モデルに入力する地震動の概念図を，図1.8に解放基盤表面位置における基準地震動Ss-1，Ss-2及びSs-3の加速度時刻歴波形（水平方向）を示す。



ヤング係数：E=28.1 （kN/mm²）
ポアソン比 ：ν=0.2
減衰定数 ：h=5%

はり部材
（耐震壁）

9	41,840		
	11.06		
45.40			
18.09			
7	100,530	8	39,680
	50.38		18.59
81.90		42.10	
48.48		31.68	
5	137,540	6	45,030
	70.36		21.61
249.00		47.20	
68.20		36.68	
4	98,480		
	20.04		
247.70			
84.82			
3			360,400
			152.05
333.40			
157.87			
2	237,620		
	105.00		
3951.00			
1730.70			
1	125,540		
	55.02		

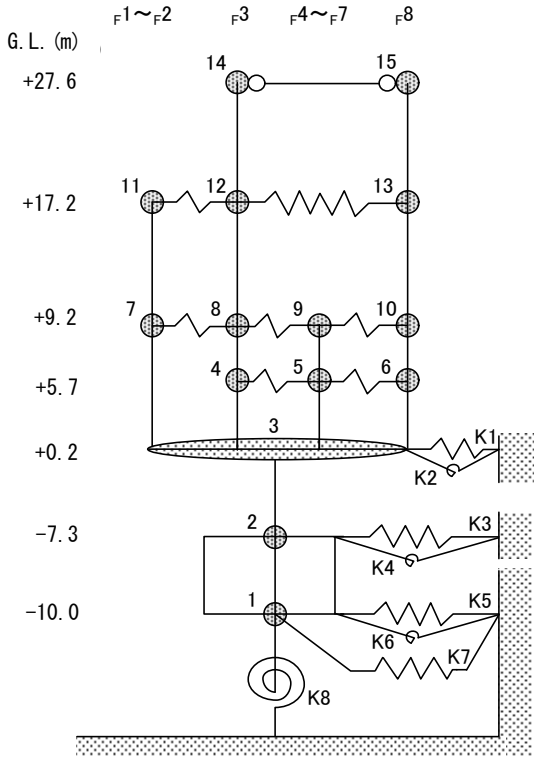
凡 例

質点番号	重量 （kN）
	回転慣性（×10⁶kNm²）
せん断断面積（m²）	
断面2次モーメント（×10³ m⁴）	

床せん断ばね （単位：×10⁶ kN/m）

7	28.75	8
5	18.23	6

図1.4 PL/B 建屋の振動諸元(NS方向)



ヤング係数:E=28.1 (kN/mm^2)
ポアソン比 :ν=0.2
減衰定数 :h=5%

はり部材
(耐震壁)

		14	20,900			15	20,940
			4.50				4.50
		19.70				19.70	
		3.94				3.94	
11	56,470	12	49,430			13	34,310
	10.37		14.05				10.15
64.00		22.40				35.90	
28.96		5.77				12.58	
7	59,770	8	28,060	9	76,270	10	18,470
	16.94		8.12		24.09		4.99
81.70		25.80		87.4		46.00	
36.95		7.08		4.27		19.51	
		4	8,180	5	79,250	6	11,050
			1.16		9.13		1.35
		25.00		108.6		41.00	
		7.70		4.43		18.23	
3							360,400
							101.79

	308.10		
	95.52		
2		237,620	
		62.97	
3951.00			
978.00			
1		125,540	
		31.10	

凡 例

質点番号	重量 (kN)
	回転慣性(×10^{6}kNm^2)
せん断断面積(m^2)	
断面2次モーメント (×10^3 m^4)	

床せん断ばね
(単位:×10^6 kN/m)

		14	∞ (剛ばねとした)			15
11	19.32	12	3.56			13
7	15.71	8	10.08	9	10.75	10
		4	5.14	5	5.09	6

図1.5 PL/B 建屋の振動諸元(EW方向)

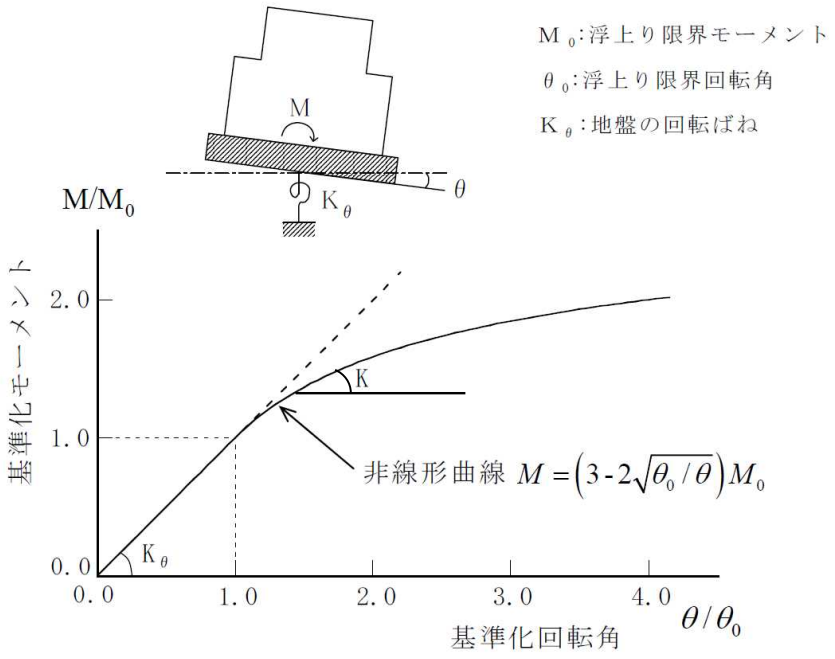


図 1.6　回転ばねの曲げモーメントと回転角の関係

表 1.2(1)　PL/B　地盤定数（Ss-1H）

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
±0.0										
-7.3	砂岩	380	17.8	0.473	2.25	2.62	0.86	6.63	3	7.3
-20.0	泥岩	450	16.5	0.464	2.69	3.41	0.79	7.88	3	12.7
-90.0		500	17.1	0.455	3.44	4.36	0.79	10.01	3	70.0
-118.0		560	17.6	0.446	4.45	5.63	0.79	12.87	3	28.0
-206.0		600	17.8	0.442	5.16	6.53	0.79	14.88	3	88.0
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

表 1.2(2)　PL/B　地盤定数（Ss-2H）

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
±0.0										
-7.3	砂岩	380	17.8	0.473	2.25	2.62	0.86	6.63	3	7.3
-20.0	泥岩	450	16.5	0.464	2.76	3.41	0.81	8.08	3	12.7
-90.0		500	17.1	0.455	3.53	4.36	0.81	10.27	3	70.0
-118.0		560	17.6	0.446	4.56	5.63	0.81	13.19	3	28.0
-206.0		600	17.8	0.442	5.29	6.53	0.81	15.26	3	88.0
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

表 1.2(3)　PL/B　地盤定数（Ss-3H）

G.L. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m^3)	ﾎﾟｱｿﾝ比 ν	せん断弾性係数 G (×10^{5}kN/m^2)	初期せん断弾性係数 G_0 (×10^{5}kN/m^2)	剛性低下率 G/G_0	ヤング係数 E (×10^{5}kN/m^2)	減衰定数 h (%)	層厚 H (m)
±0.0										
-7.3	砂岩	380	17.8	0.473	2.28	2.62	0.87	6.72	3	7.3
-20.0	泥岩	450	16.5	0.464	2.66	3.41	0.78	7.79	3	12.7
-90.0		500	17.1	0.455	3.40	4.36	0.78	9.89	3	70.0
-118.0		560	17.6	0.446	4.39	5.63	0.78	12.70	3	28.0
-206.0		600	17.8	0.442	5.09	6.53	0.78	14.68	3	88.0
	（解放基盤）	700	18.5	0.421	9.24	9.24	1.00	26.26	-	-

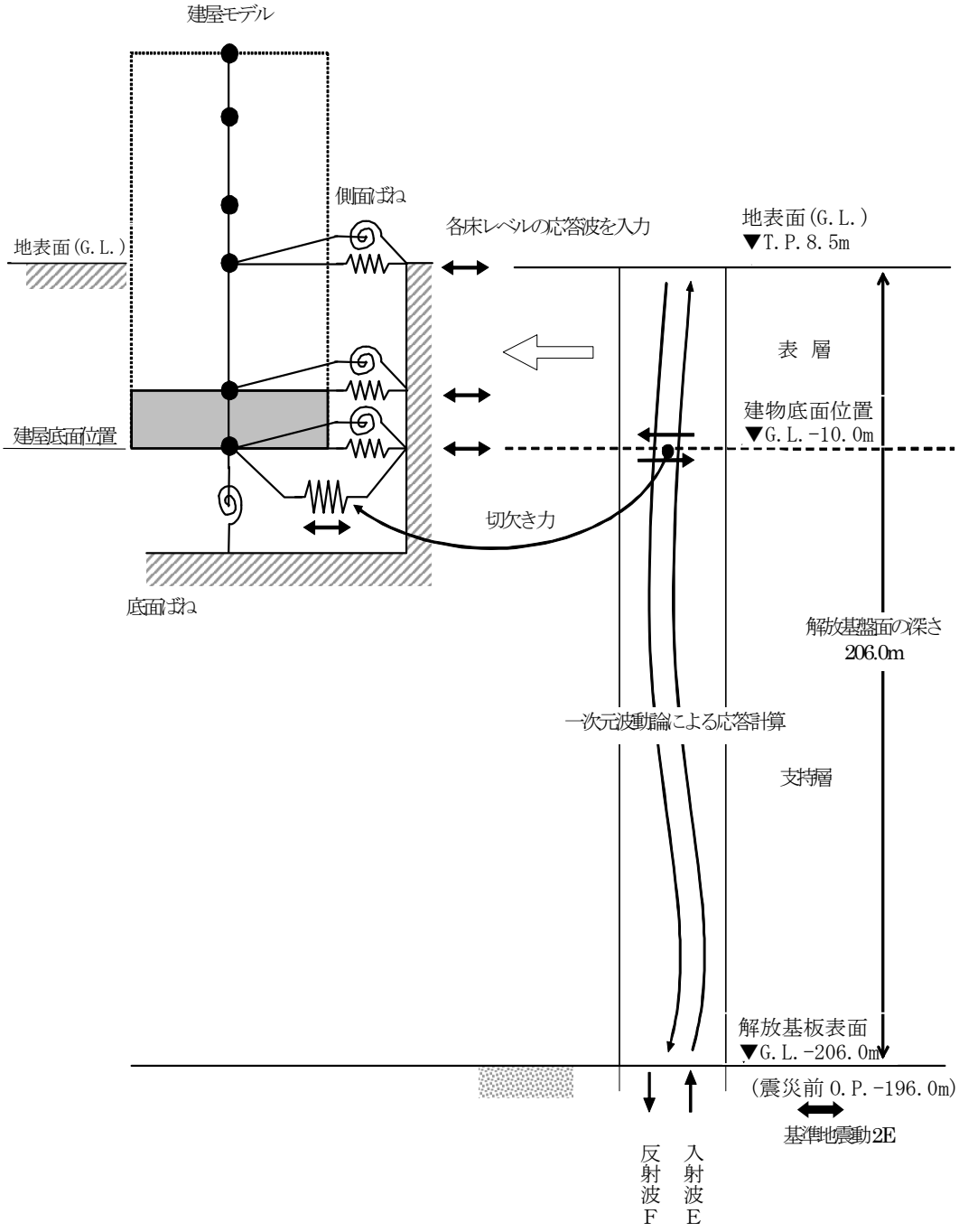
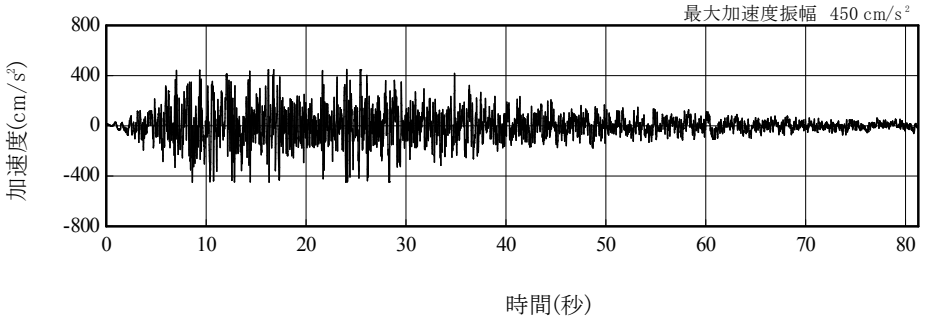


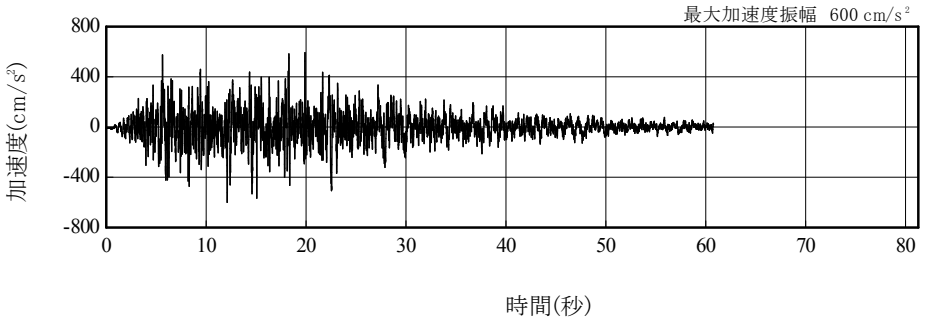
図1.7　PL/B　建屋－地盤連成系地震応答解析モデルの概要

本資料に記載の標高は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。

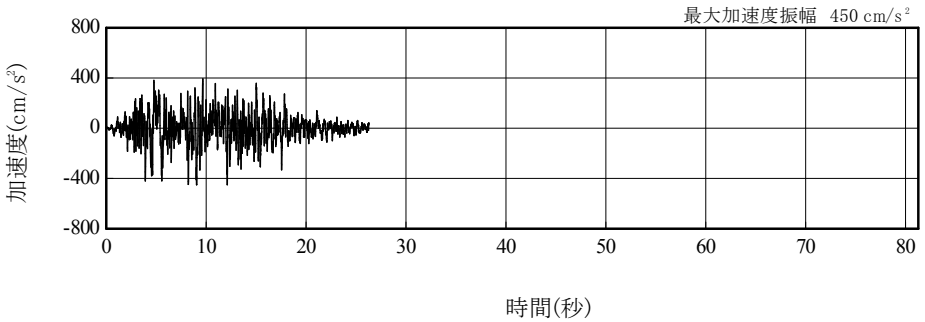
〈換算式〉T.P.＝ 旧 O.P-1,436mm



(Ss-1H)



(Ss-2H)



(Ss-3H)

図1.8 解放基盤表面位置における地震動の加速度時刻歴波形(水平方向)

(3) 地震応答解析結果

基準地震動Ssによる最大応答加速度を，図1.9及び図1.10に示す。

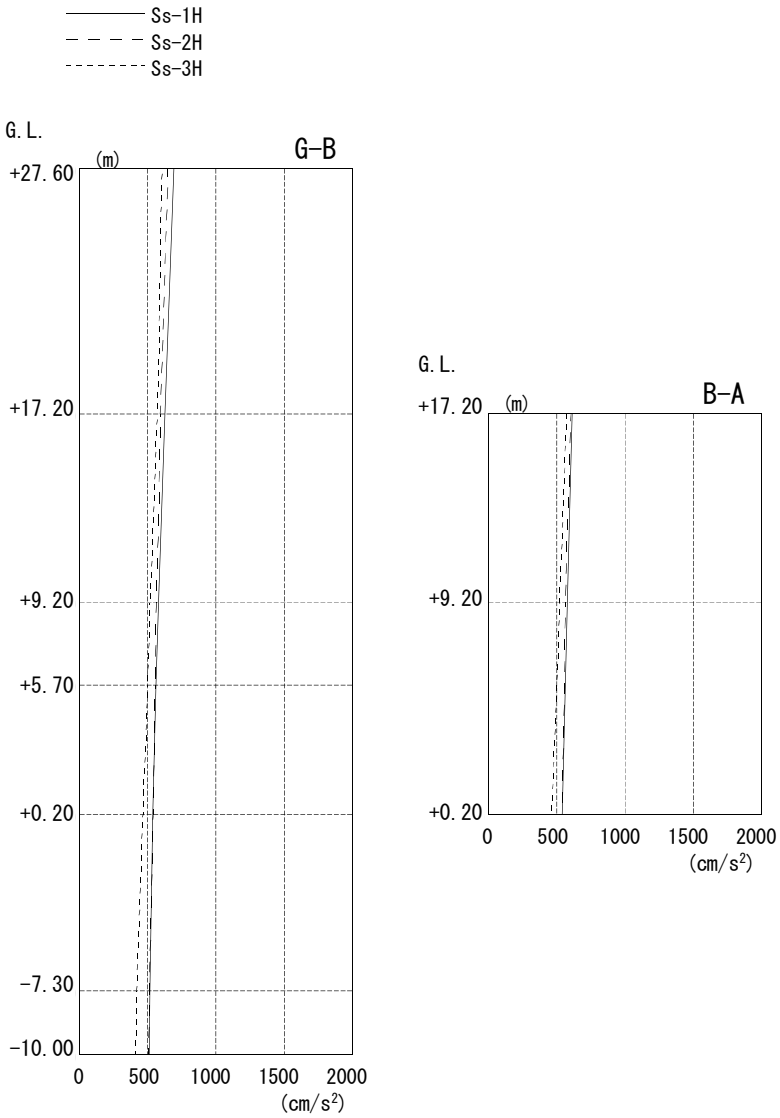


図1.9　PL/B　最大応答加速度(NS方向)

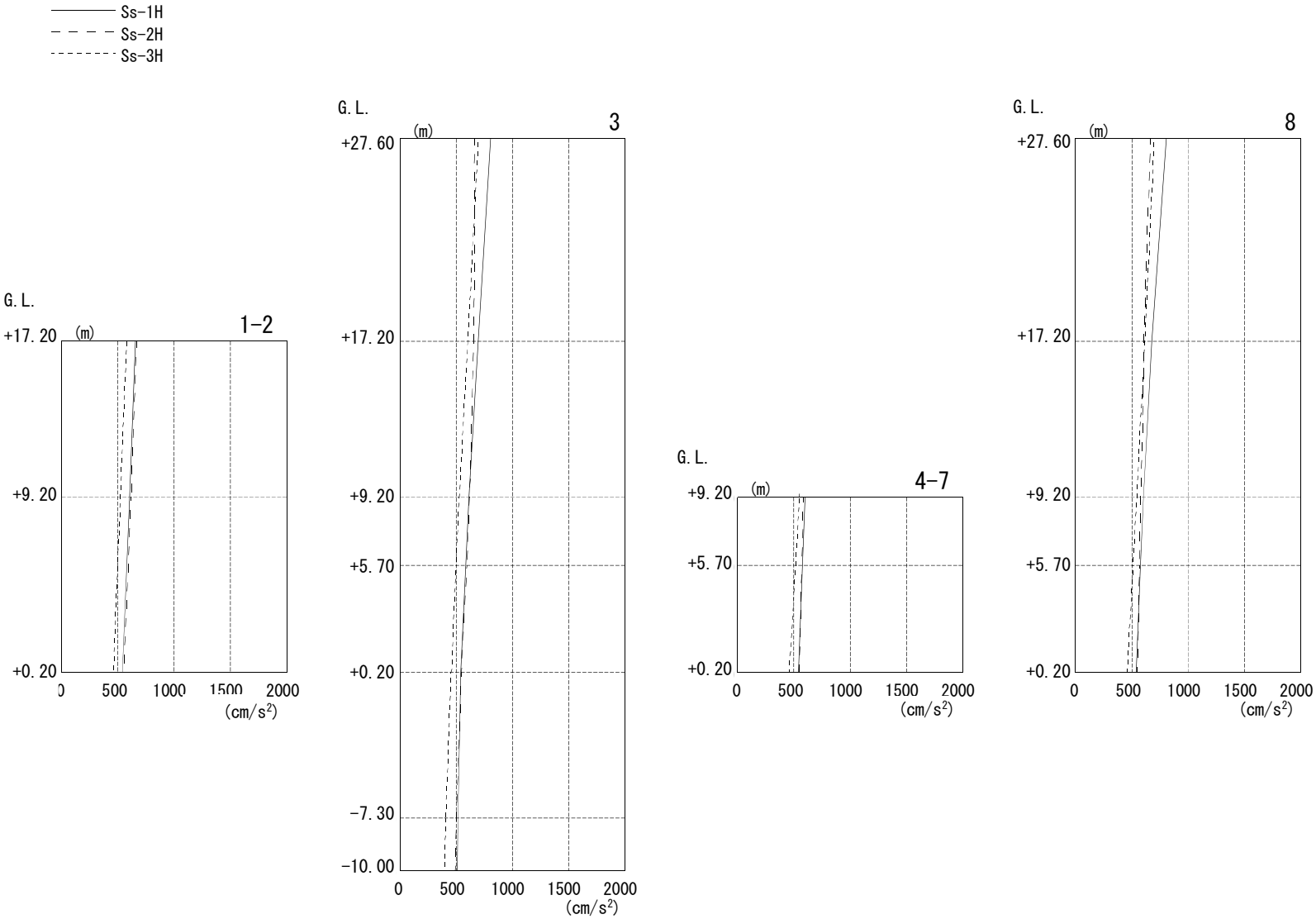


図1.10　PL/B　最大応答加速度(EW方向)

1.3 耐震壁の耐震安全性評価

表1.3及び表1.4に耐震壁のせん断ひずみ一覧を示す。また，図1.11及び図1.12に基準地震動Ssに対する最大応答値を耐震壁のせん断スケルトン曲線上に示す。耐震壁のせん断ひずみは，最大で0.14×10^{-3}であり，耐震壁の評価基準値（2.0×10^{-3}）に対して十分余裕がある。

表 1.3　PL/B　耐震壁のせん断ひずみ一覧（ＮＳ方向）

（$\times10^{-3}$）

階	Ss-1	Ss-2	Ss-3	評価基準値
CR階	0.06	0.06	0.05	2.0 以下
3階	0.10	0.09	0.09	
2階	0.10	0.09	0.09	
1階	0.10	0.09	0.09	
地下1階	0.11	0.11	0.10	

表 1.4　PL/B　耐震壁のせん断ひずみ一覧（ＥＷ方向）

（$\times10^{-3}$）

階	Ss-1	Ss-2	Ss-3	評価基準値
CR階	0.10	0.09	0.09	2.0 以下
3階	0.12	0.11	0.10	
2階	0.12	0.12	0.11	
1階	0.14	0.14	0.12	
地下1階	0.12	0.13	0.11	

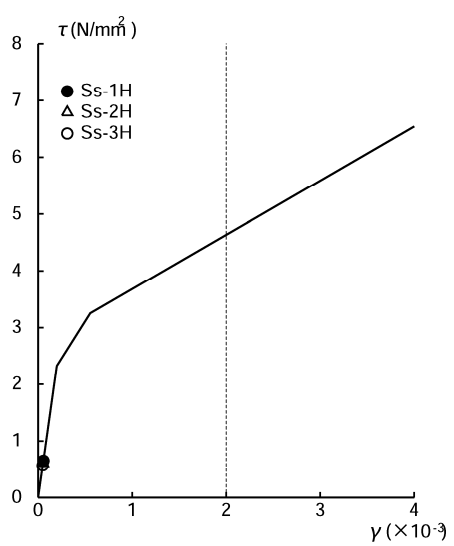
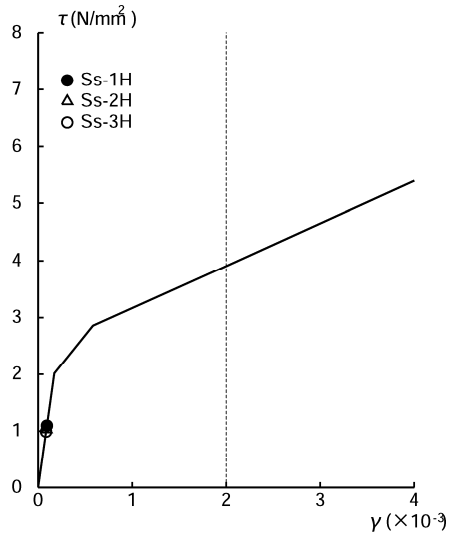
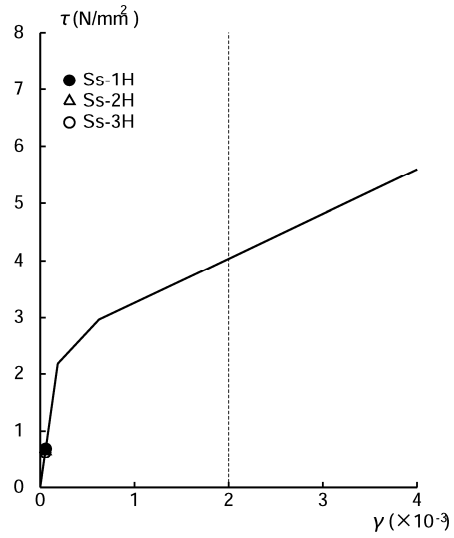
G.L.	FG 通り～FB 通り	FB 通り～FA 通り
+27.6 ～ +17.2		—
+17.2 ～ +9.2		

図 1.11(1)　PL/B　せん断スケルトン曲線上の最大応答値　NS 方向

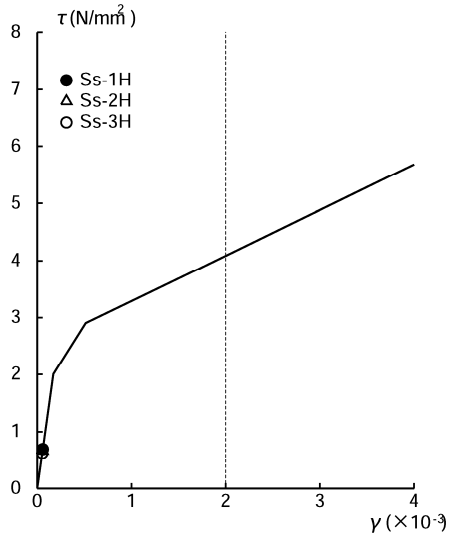
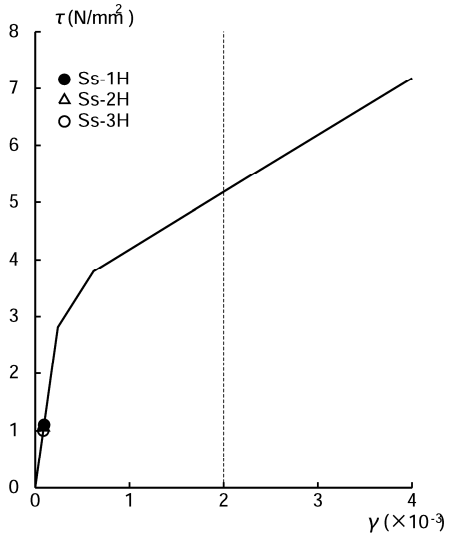
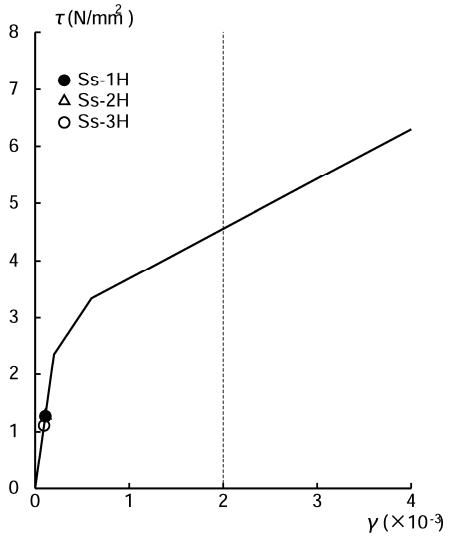
<table>
<tr><th>G.L.</th><th>FG 通り～FB 通り</th><th>FB 通り～FA 通り</th></tr>
<tr><td>+9.2
～
+5.7</td><td rowspan="2"> 
</td><td rowspan="2"> 
</td></tr>
<tr><td>+5.7
～
+0.2</td></tr>
<tr><td>+0.2
～
−7.3</td><td colspan="2"> 
</td></tr>
</table>

図 1.11(2)　PL/B　せん断スケルトン曲線上の最大応答値　NS 方向

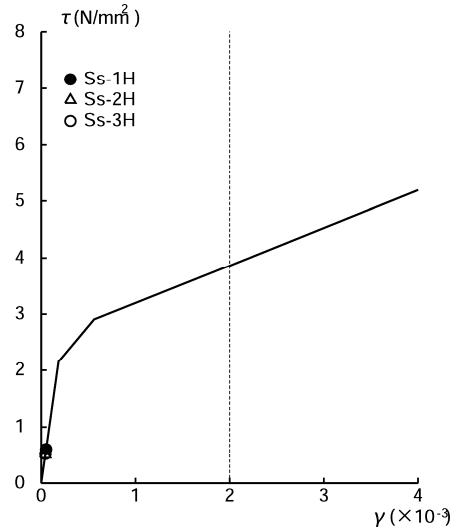
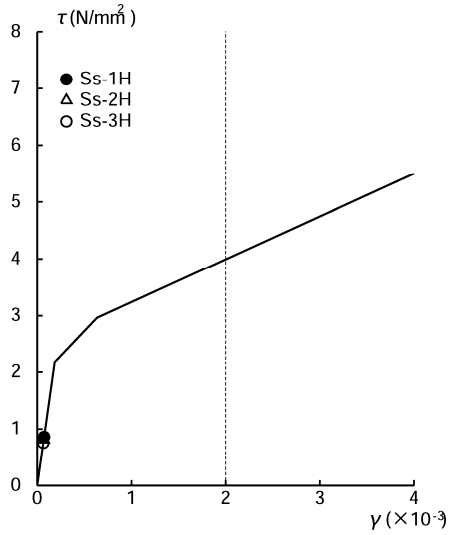
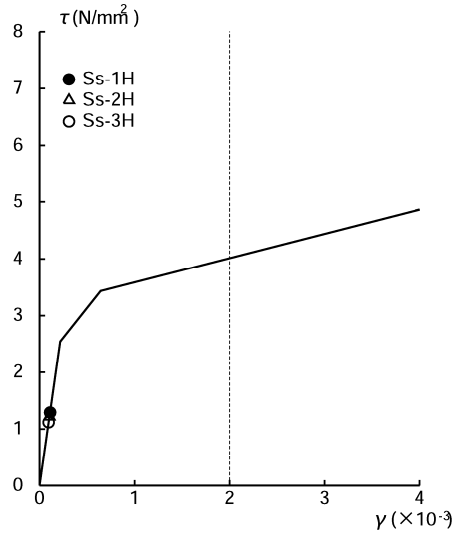
G.L.	$_{F}$1 通り～$_{F}$2 通り	$_{F}$3 通り
+27.6～ +17.2	—	
+17.2～ +9.2		

図 1.12(1)　PL/B　せん断スケルトン曲線上の最大応答値　EW 方向

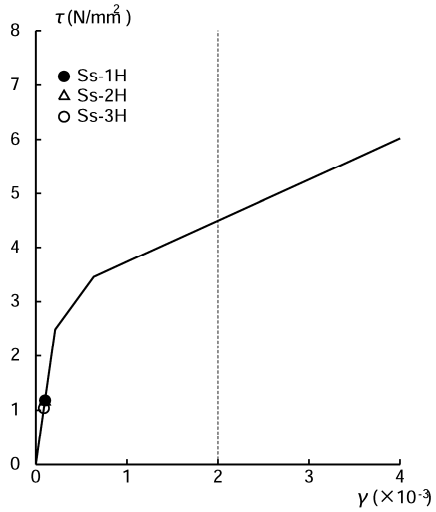
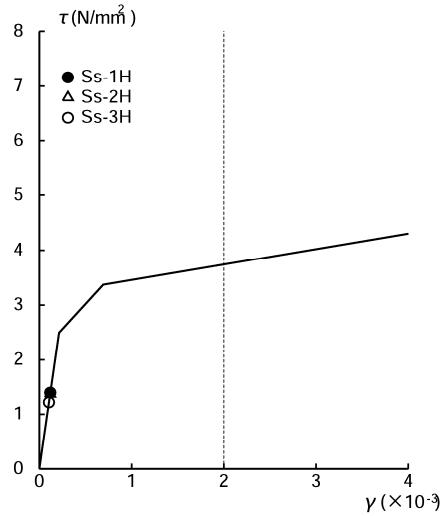
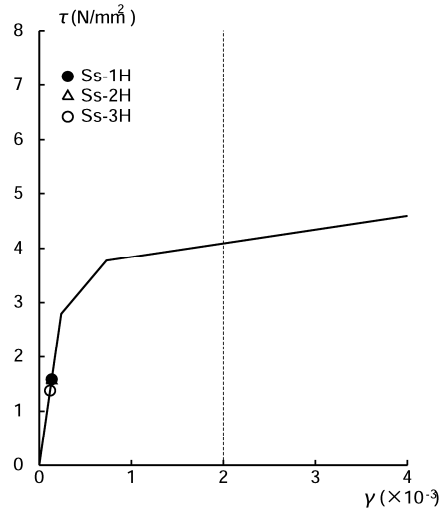
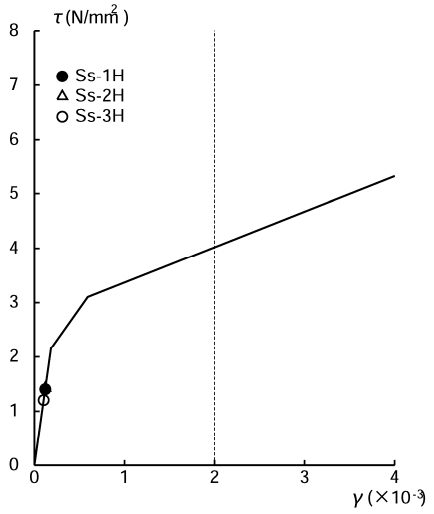
G.L.	F1 通り～F2 通り	F3 通り
+9.2～ +5.7		
+5.7～ +0.2		
+0.2～ -7.3		

図 1.12(2)　PL/B　せん断スケルトン曲線上の最大応答値　EW 方向

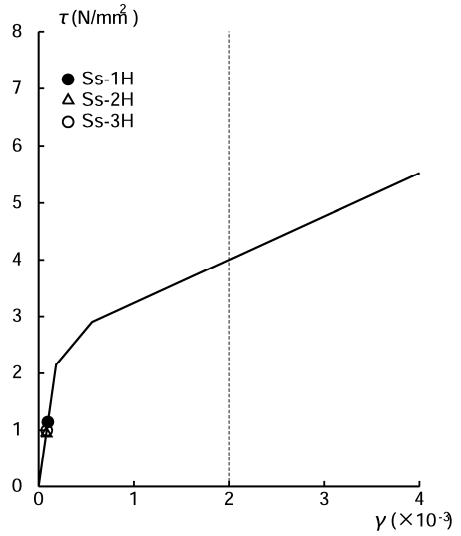
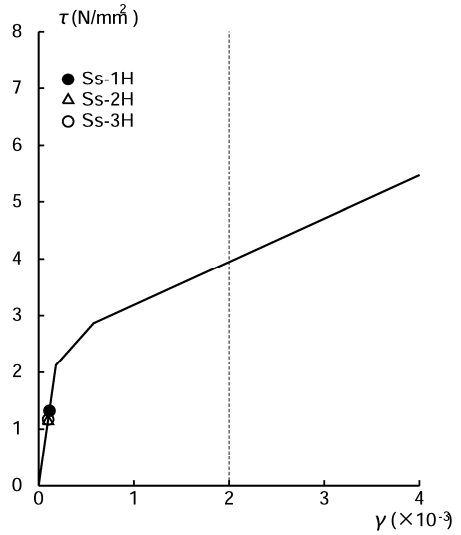
G.L.	$_{F}$4 通り～$_{F}$7 通り	$_{F}$8 通り
+27.6～ +17.2	—	
+17.2～ +9.2		

図 1.12 (3)　PL/B　せん断スケルトン曲線上の最大応答値　EW 方向

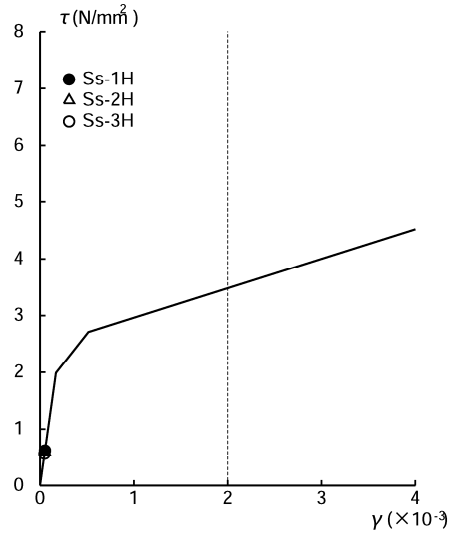
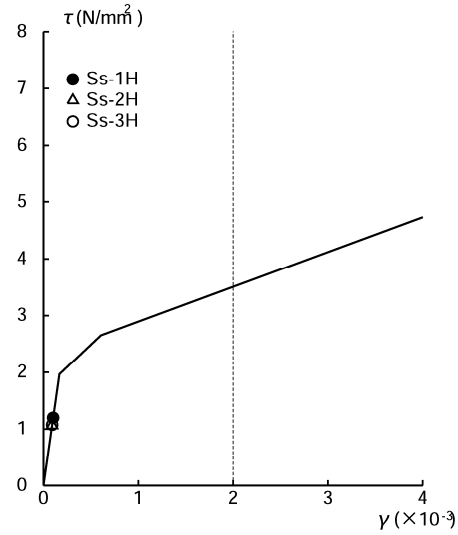
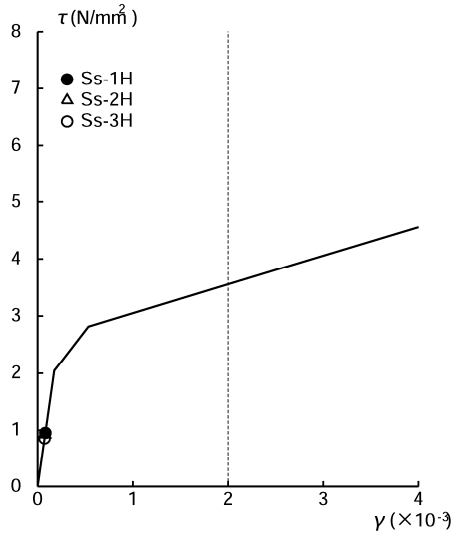
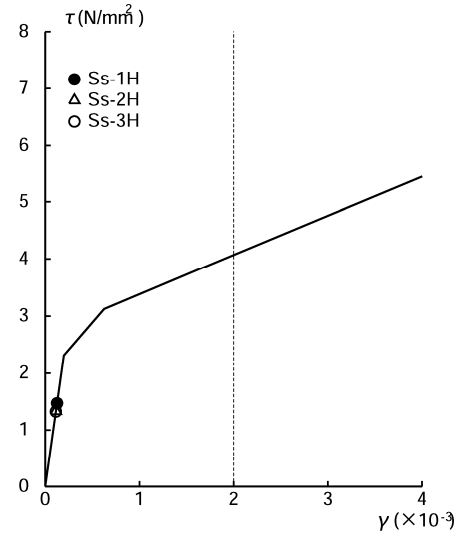
G.L.	$_{F}$4 通り～$_{F}$7 通り	$_{F}$8 通り
+9.2 ～ +5.7		
+5.7 ～ +0.2		
+0.2 ～ -7.3	—	

図1.12（4） PL/B せん断スケルトン曲線上の最大応答値 EW方向

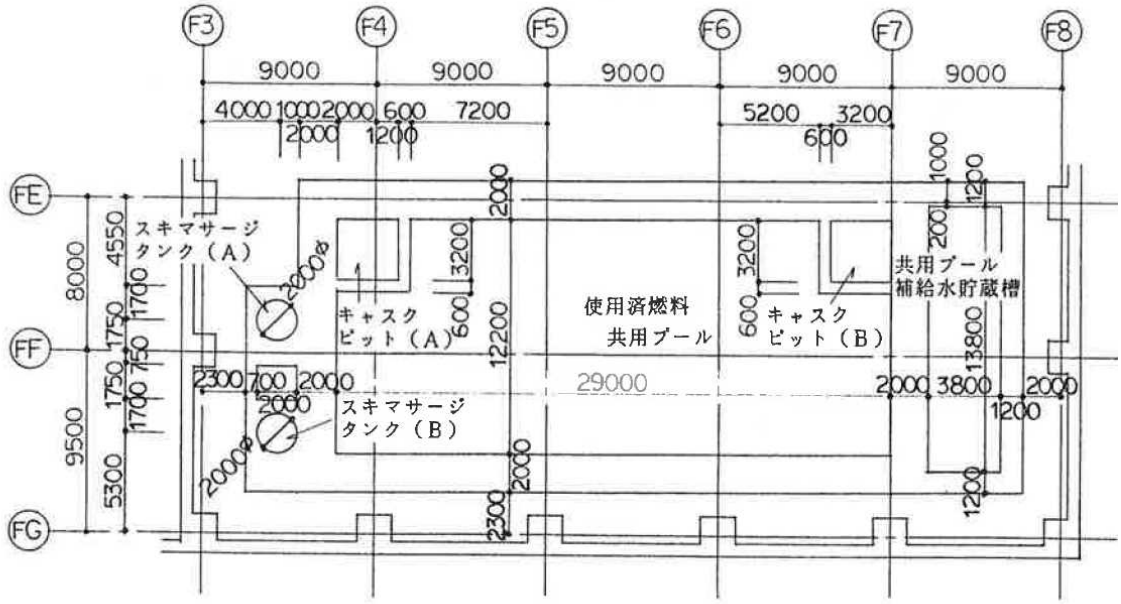
2.使用済燃料共用プール躯体の耐震安全性評価

2.1 解析評価方針

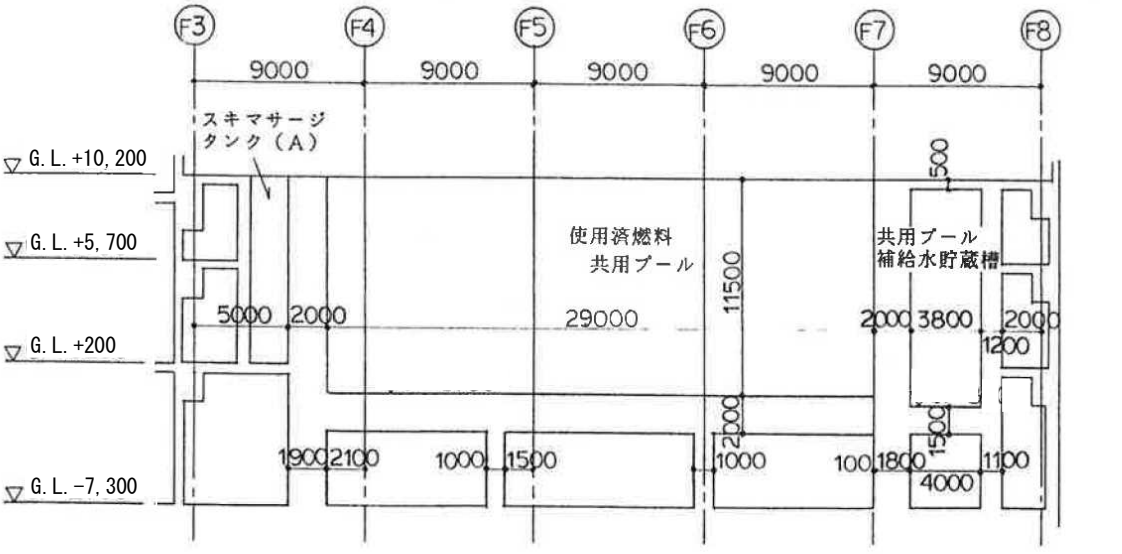
本検討では，使用済燃料共用プール躯体（以下，共用プール）の耐震安全性を３次元FEMモデルによって評価する。

共用プールの構造概要を図2.1に示す。

耐震安全性評価は，図2.2のフローに示すように以下の手順で行う。



（平面）



（断面）

（単位：mm）

図2.1　共用プール概要図

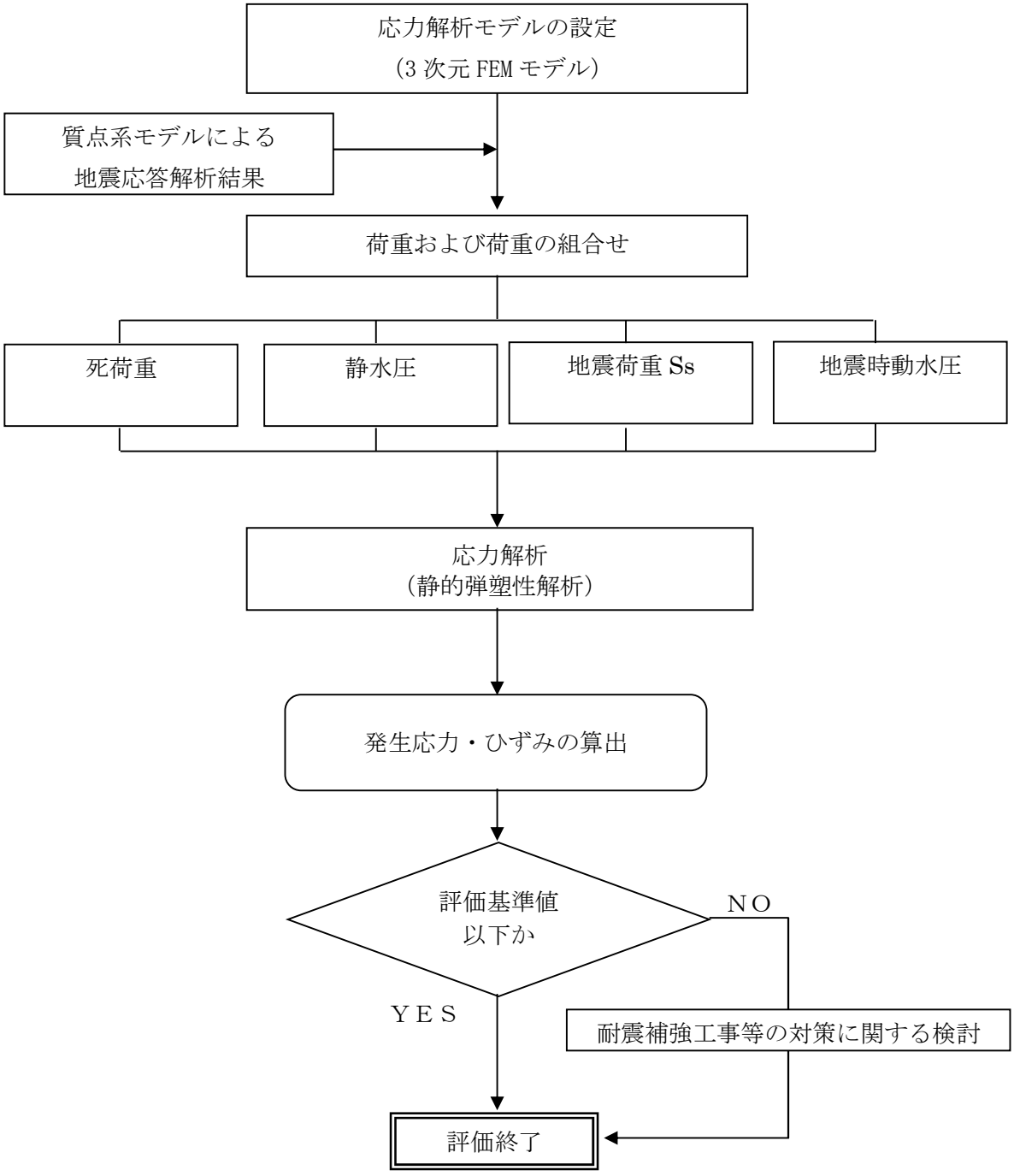


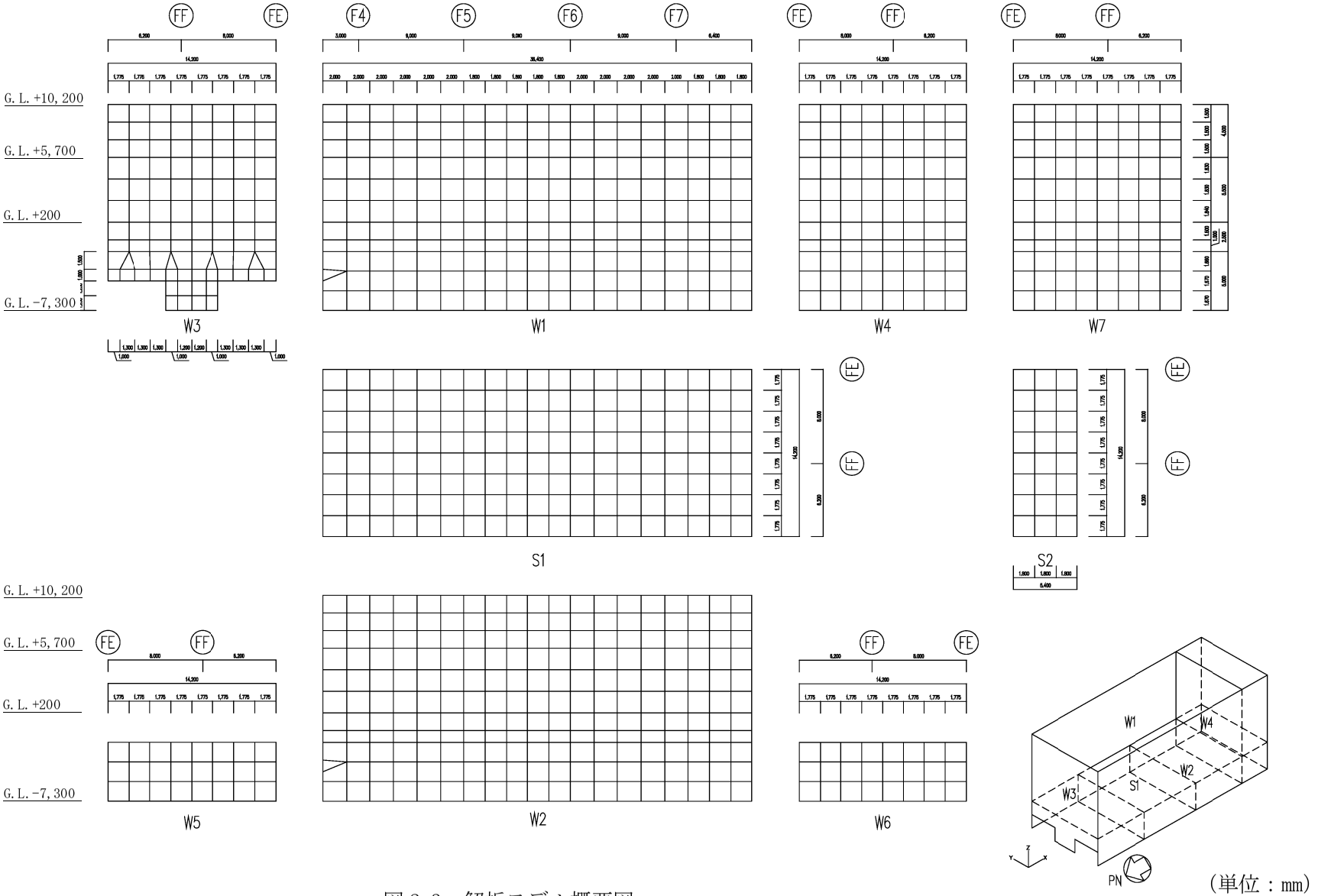
図 2.2　共用プールの耐震安全性評価フロー

2.2 応力解析モデルの設定

鉄筋コンクリート部材の塑性化を考慮した静的弾塑性解析を実施し，共用プール部に発生する応力およびひずみを算定する。解析モデルは，共用プール部分を切り出した 3 次元 FEM モデルとする。

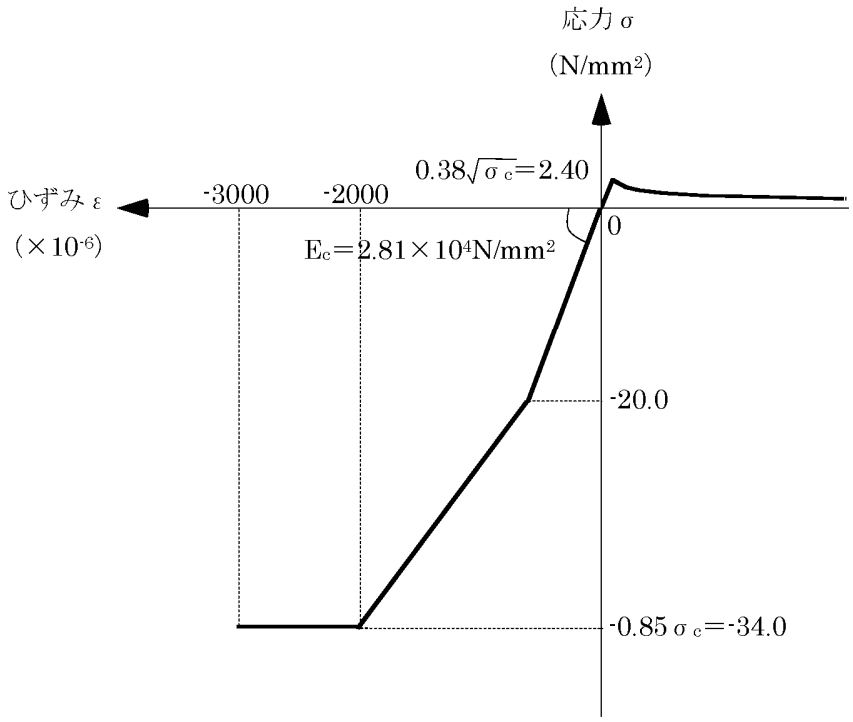
解析モデルに使用する板要素は，鉄筋層をモデル化した異方性材料による積層シェル要素を用いた。各要素には，板の軸力と曲げ応力を同時に考えるが，板の曲げには面外せん断変形の影響も考慮した。使用計算機コードは「ABAQUS」である。

図 2.3 に解析モデル概要図を，図 2.4 にコンクリートと鉄筋の構成則を，図 2.5 に解析モデルの境界条件を示す。

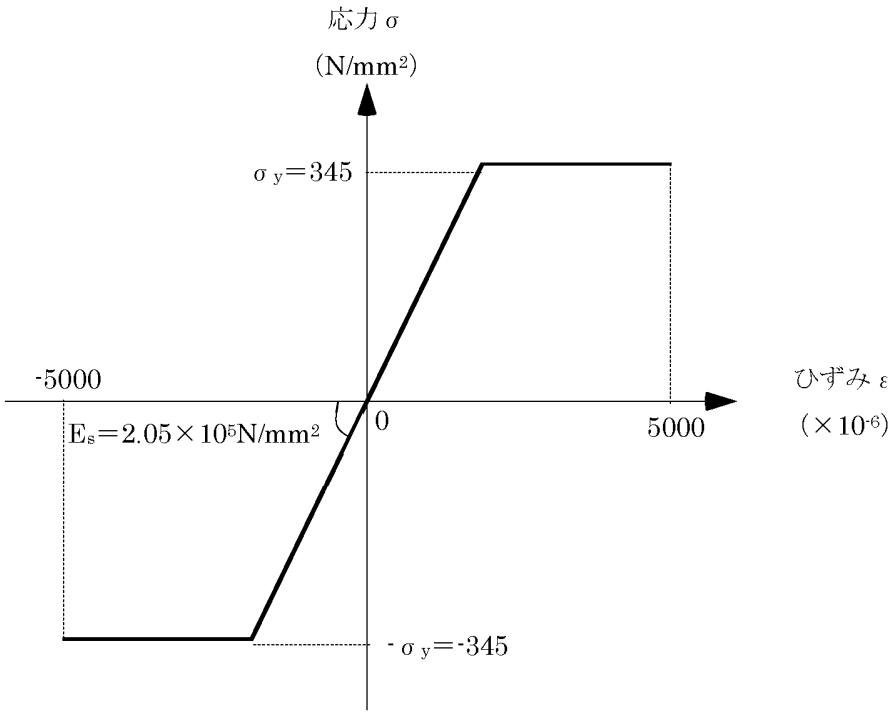


（単位：mm）

図 2.3　解析モデル概要図



(a)　コンクリートの応力－ひずみ関係（コンクリート強度 σc=40N/mm²）



(b)　鉄筋の応力－ひずみ関係（鉄筋降伏点 σy=345N/mm²）

図 2.4　コンクリートと鉄筋の構成則

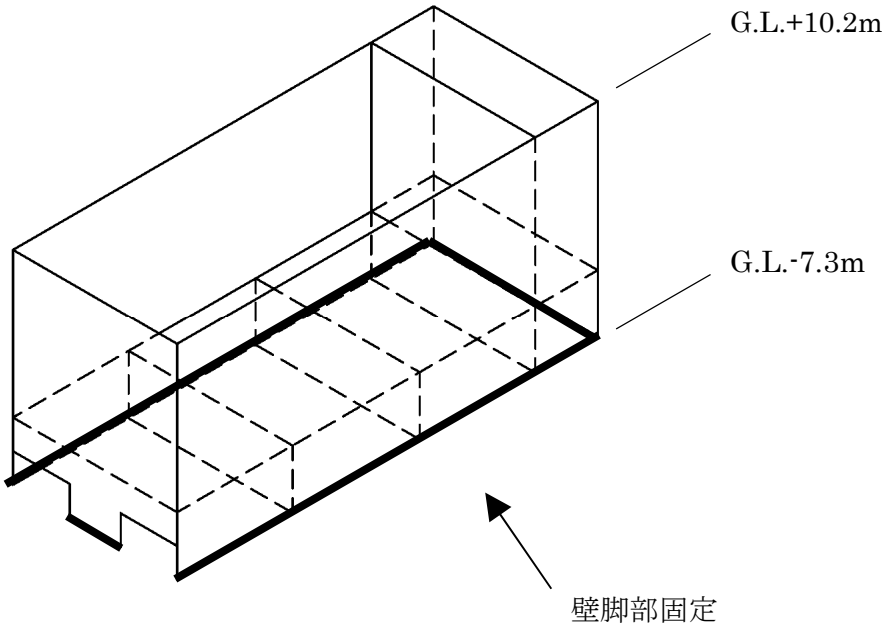


図 2.5　解析モデルの境界条件

2.3 荷重および荷重の組合せ

(1) 死荷重

解析モデルに付与する死荷重は，モデル化範囲の建屋躯体の自重に加え，機器・配管・その他の共用プールに直接取りつく大梁，小梁，床スラブ，間仕切壁の自重も考慮する。

(2) 静水圧

共用プールが満水状態にあると仮定した場合の静水圧を考慮する。

(3) 地震荷重

「1. 耐震壁の耐震安全性評価」の質点系モデルによる基準地震動 Ss に対する地震応答解析結果に基づき，水平方向および鉛直方向の地震荷重を設定する。

(4) 地震時動水圧

共用プールが満水状態にあると仮定した場合の動水圧を考慮する。

(5) 荷重の組合せ

表 2.1 に荷重の組合せを示す。なお，水平方向および鉛直方向の地震の組合せは，組合せ係数法（組合せ係数 0.4）により評価する。

表 2.1　荷重の組合せ

荷重時名称	荷重の組合せ
Ss 地震時	DL + H + K + KH

ここに，　DL：死荷重，　H：静水圧，　K：地震荷重（基準地震動 Ss），
KH：地震時動水圧

2.4 評価結果

配筋諸元等に基づき共用プールの構造検討を行い，耐震安全性を評価する。評価においては，応力解析より求まる発生応力およびひずみが，評価基準値を超えないことを確認する。評価基準値は，日本機械学会「発電用原子力設備規格 コンクリート製原子炉格納容器規格（2011）」等に基づき設定する。表 2.2 に評価対象毎に定められた評価基準値を示す。

評価基準値に対する発生ひずみ，発生応力の比（検定比）を図 2.6～図 2.11 に示す。また、各評価項目について検定比が最大になる要素について発生値、評価基準値、及び検定比を図中に示す。

いずれの箇所においても発生応力およびひずみは評価基準値を下回り（検定比が１以下），共用プールは基準地震動Ｓｓに対する耐震安全性が確保されている。

図 2.6～図 2.11 に用いる記号の説明

$\varepsilon_x, \varepsilon_y$：各方向のひずみ（コンクリート：圧縮，鉄筋：圧縮及び引張）

ε_a：ひずみの評価基準値

※ひずみは全て引張側を正として表記

Q_x, Q_y：各方向の面外せん断力

Q_a：面外せん断力の評価基準値

表 2.2　評価対象毎に定められた評価基準値

評価対象	評価基準値
コンクリートのひずみ	-3000×10^{-6}
鉄筋のひずみ	$\pm5000\times10^{-6}$
壁部および床部の面外せん断力	上述の規格に基づく許容面外せん断力

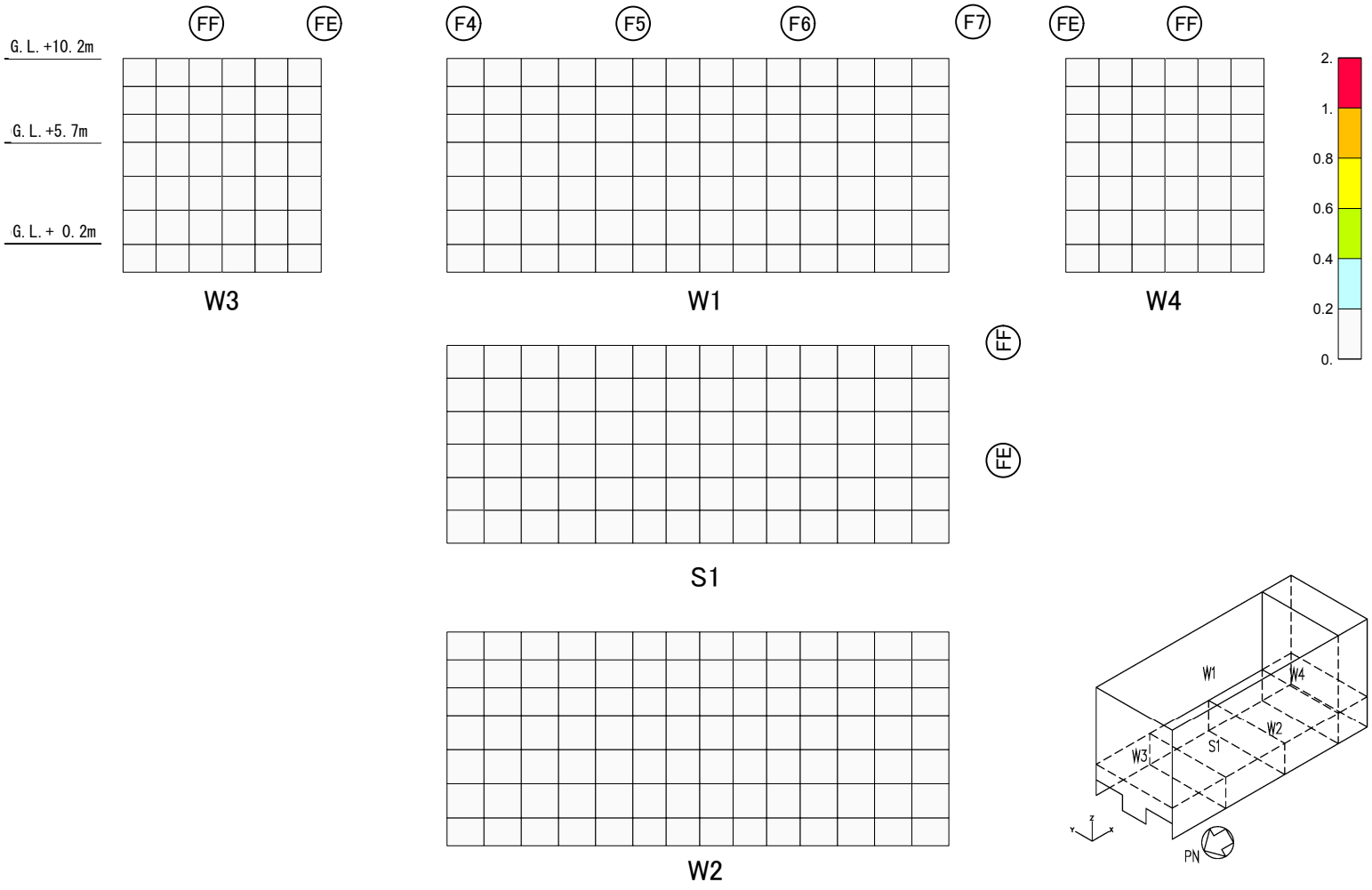


図 2.6　断面算定結果　コンクリートのひずみ　検定比コンター図　εx/εa　（壁：水平方向，床：南北方向）

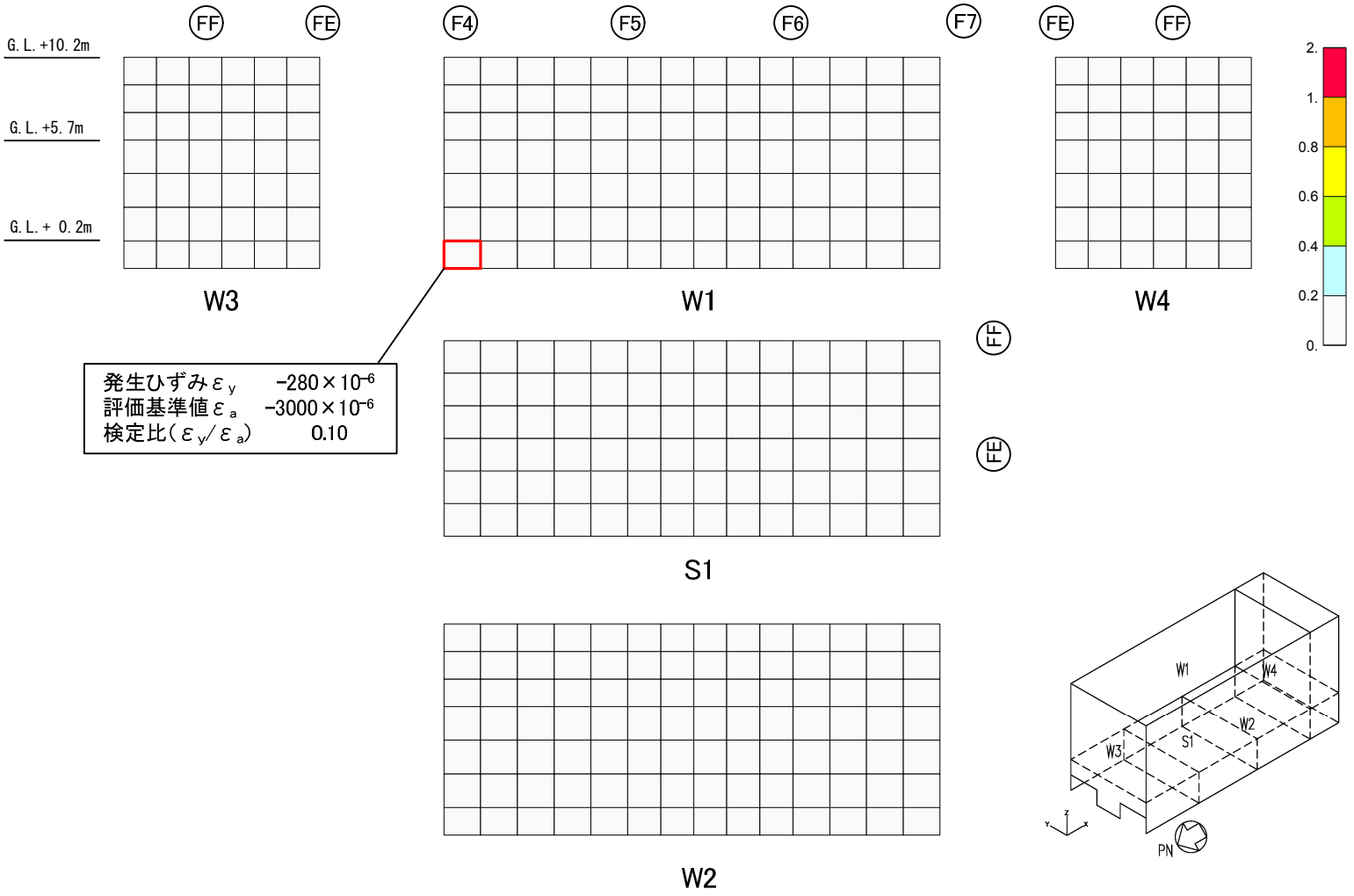


図 2.7　断面算定結果　コンクリートのひずみ　検定比コンター図 εy/εa（壁：鉛直方向，床：東西方向）

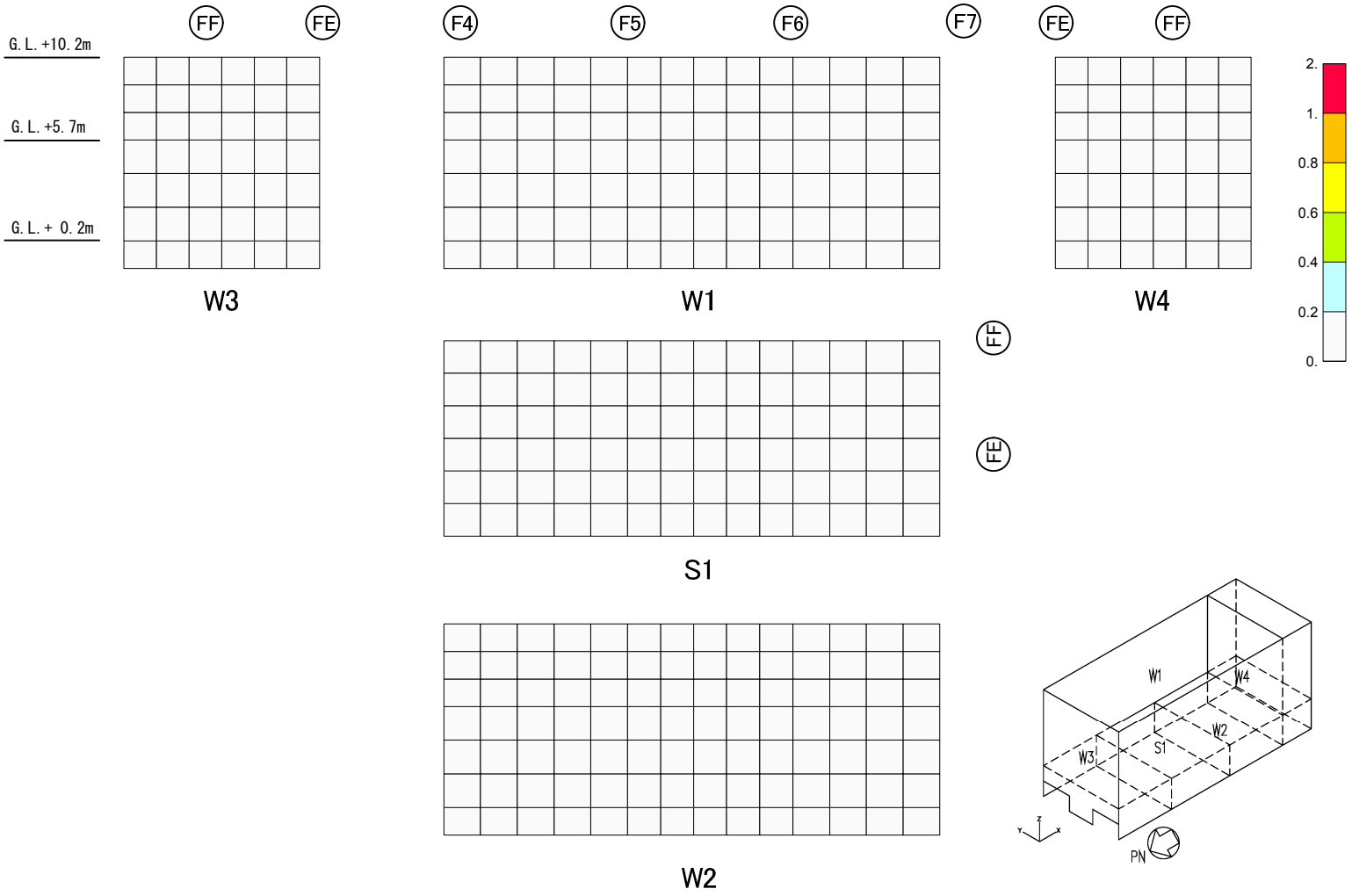


図 2.8　断面算定結果　鉄筋のひずみ　検定比コンター図　εx/εa（壁：水平方向，床：南北方向）

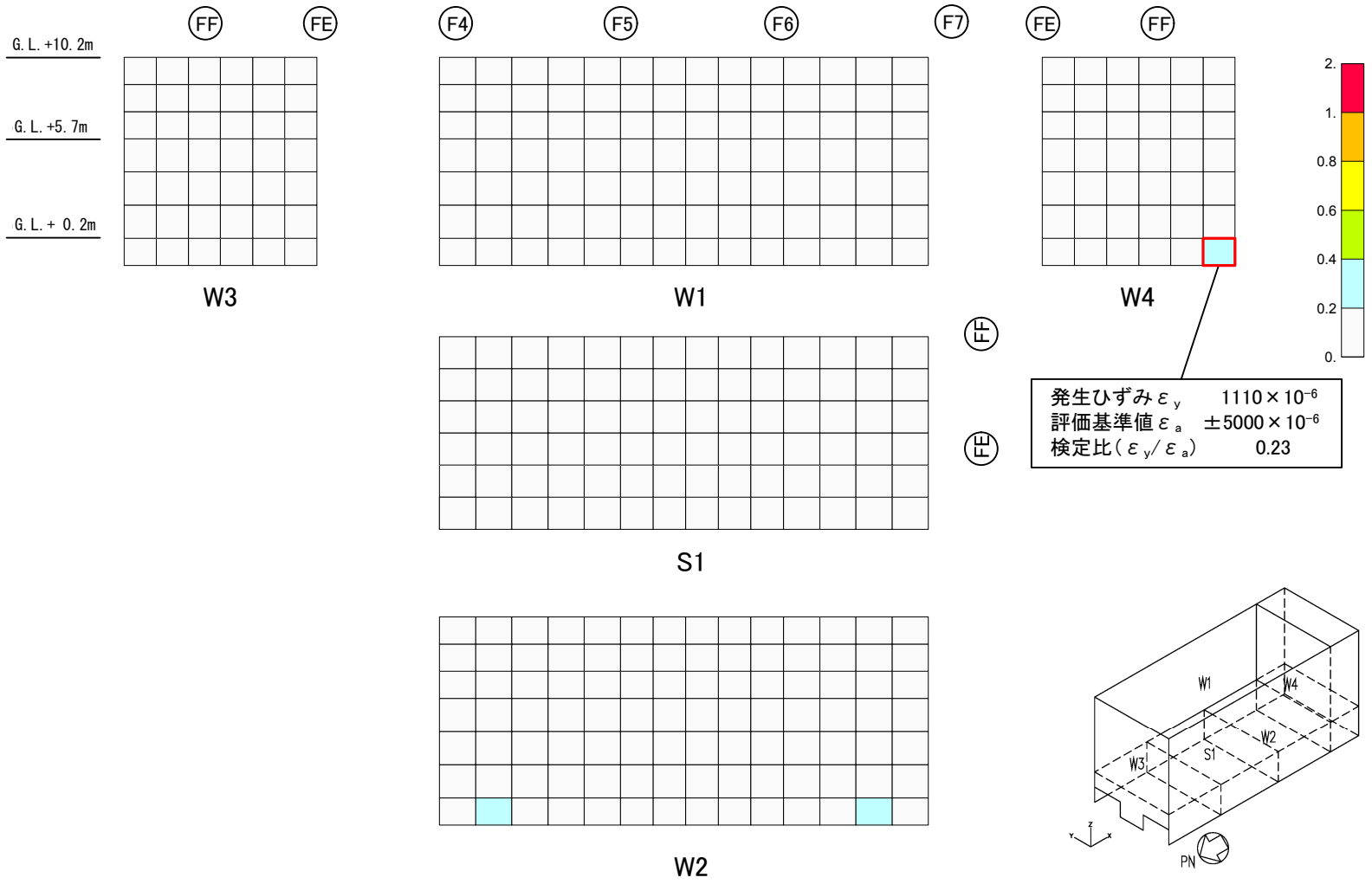


図 2.9　断面算定結果　鉄筋のひずみ　検定比コンター図　ε y/ ε a（壁：鉛直方向，床：東西方向）

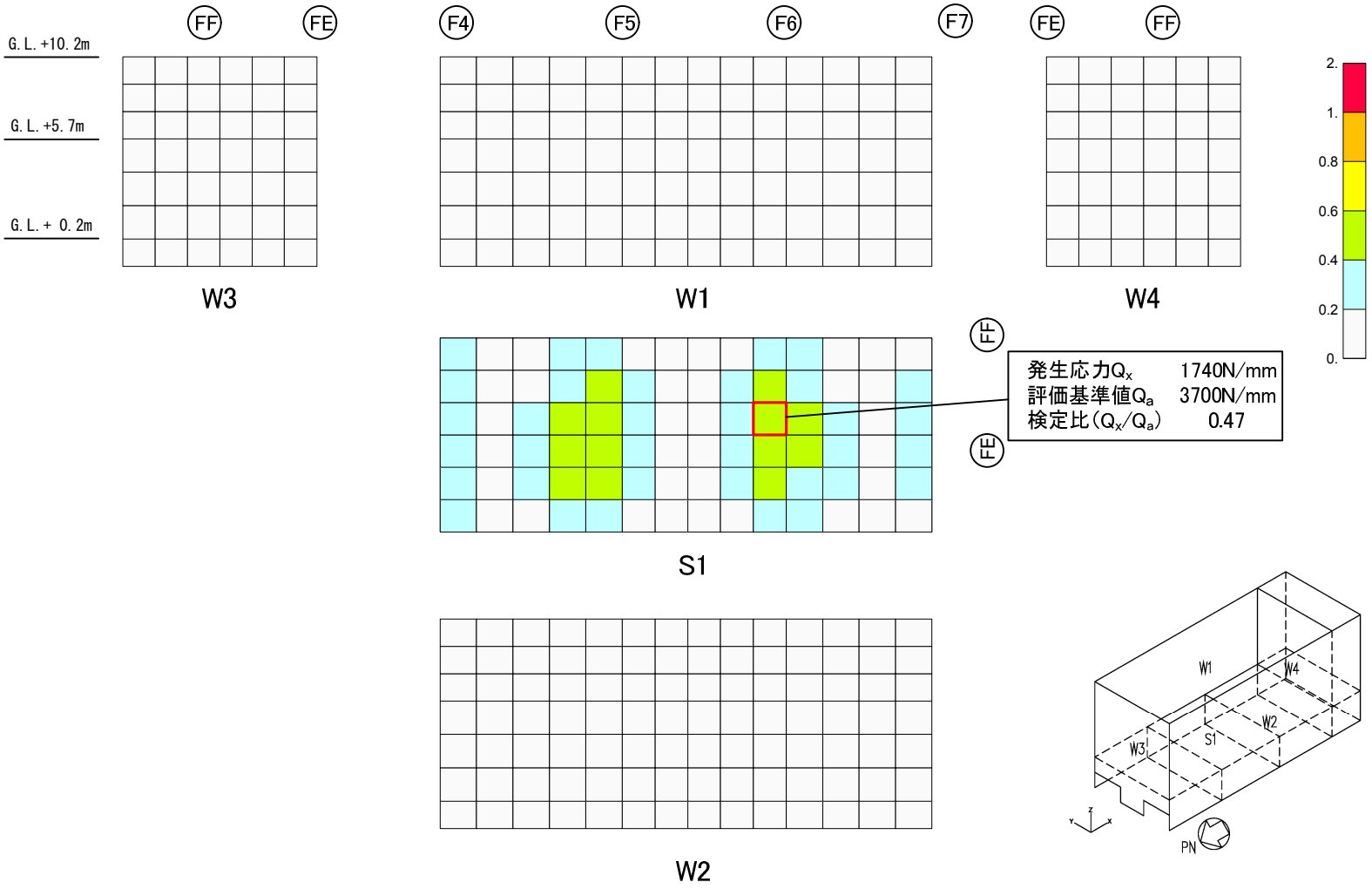


図 2.10　断面算定結果　面外せん断力　検定比コンター図 Qx/Qa（壁：水平方向，床：南北方向）

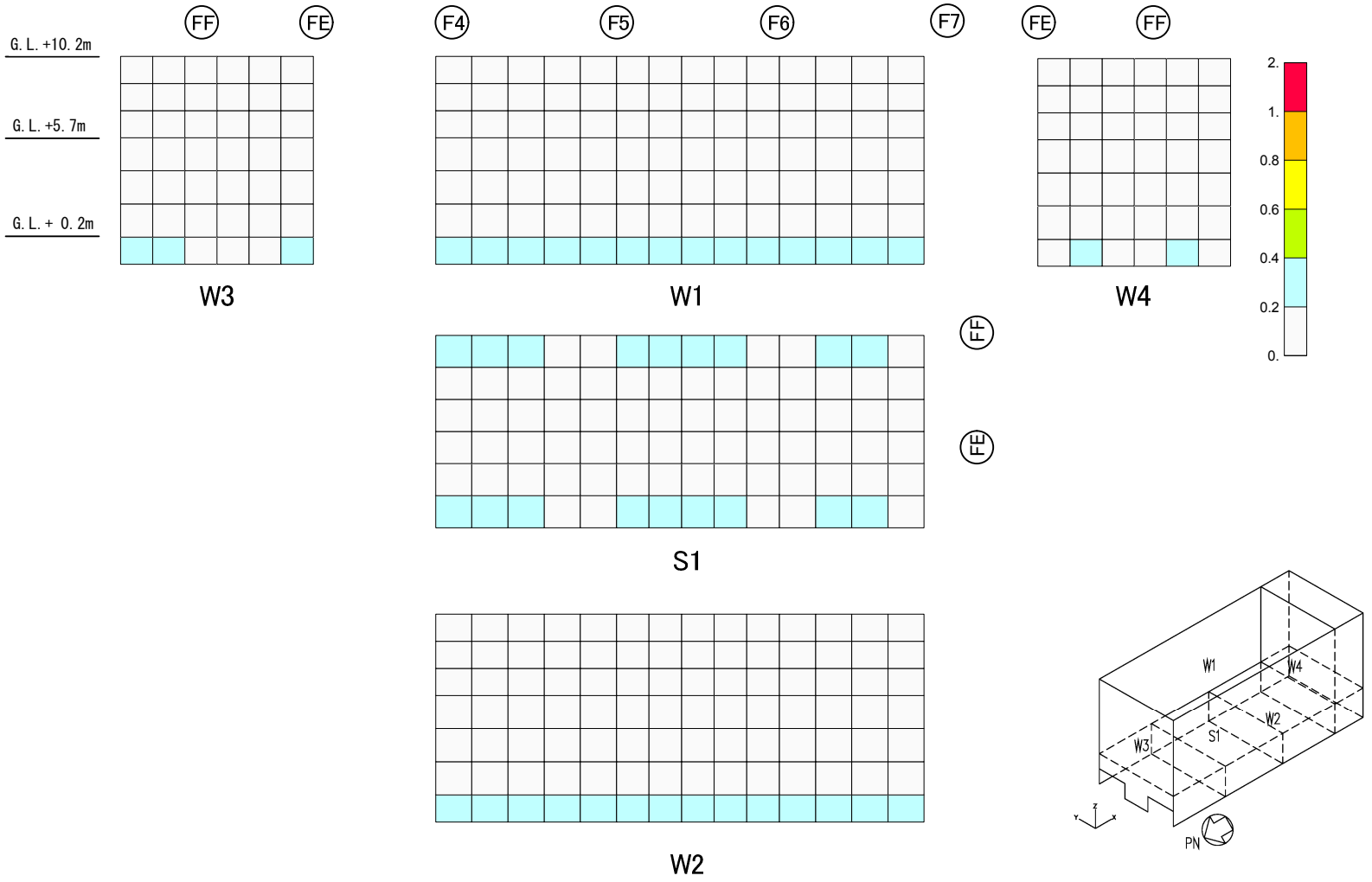


図 2. 11　断面算定結果　面外せん断力　検定比コンター図 Qy/Qa（壁：鉛直方向，床：東西方向）

3. 別添

別添－１　福島第一原子力発電所 運用補助共用施設共用プール棟 耐震壁の耐震安全性評価について（東京電力株式会社，平成２５年２月２１日，特定原子力施設監視・評価検討会（第４回）資料３－２）

特定原子力施設監視・
評価検討会（第４回）
資料３－２
（第3回資料３－２を再配布）

福島第一原子力発電所
運用補助共用施設共用プール棟
耐震壁の耐震安全性評価について

平成25年２月21日
東京電力株式会社

東京電力
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

１．評価方針

２．地震応答解析

３．耐震壁の耐震安全性評価

４．コメント回答

・参考資料

東京電力
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

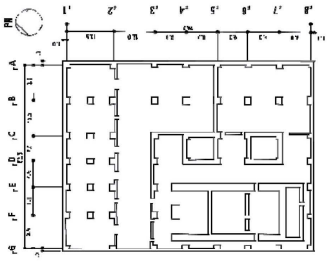
1. 評価方針

運用補助共用施設共用プール棟（以下，PL/Bという）は、Sクラス設備（使用済燃料共用プール、キャスクピット、使用済燃料貯蔵ラック）の間接支持構造物として機能保持させることとする。

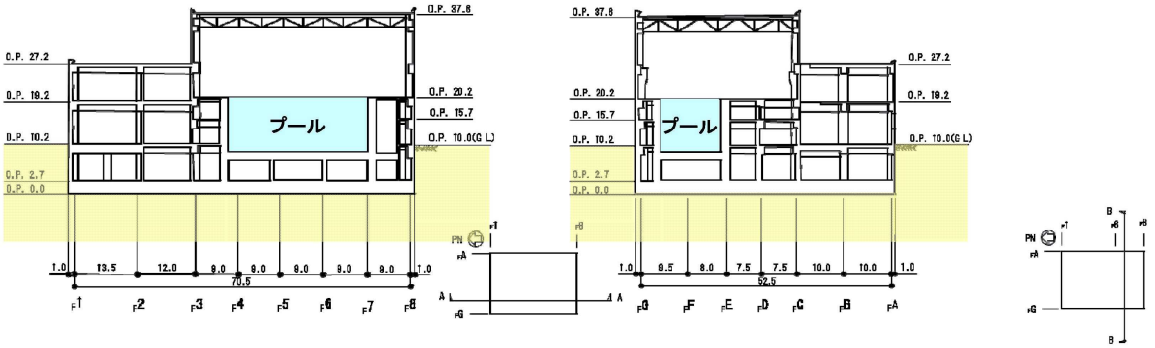
PL/Bの耐震壁は、機能保持限界における許容限界ひずみ2×10^{-3}を評価基準値とする。

2. 地震応答解析 (1)PL/Bの概要

構　　造：鉄筋コンクリート造
　　（一部鉄骨鉄筋コンクリート造及び鉄骨造）
階　　数：地上３階，地下１階
基　　礎：厚さ2.7mのべた基礎で，泥岩盤上に設置
平面形状：72.5m（NS方向）×54.5m（EW方向）
高　　さ：基礎版底面から37.6m（地上高さ27.6m）



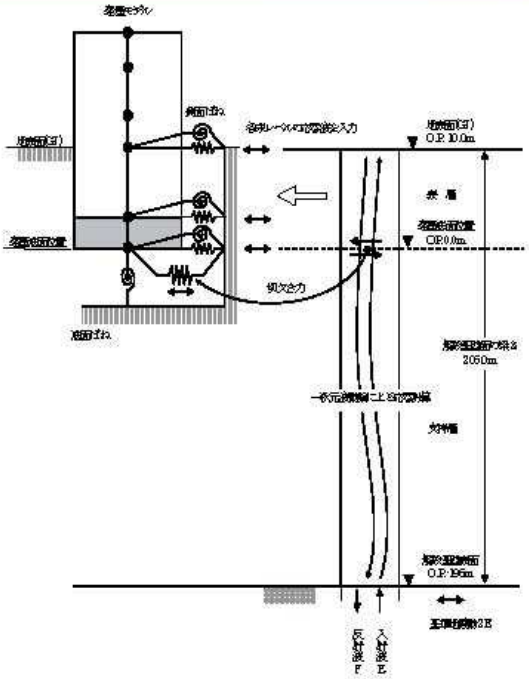
平面図



断面図（NS方向）　　断面図（EW方向）

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（−709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（−727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P. ＝ 旧 0.P−1,436mm

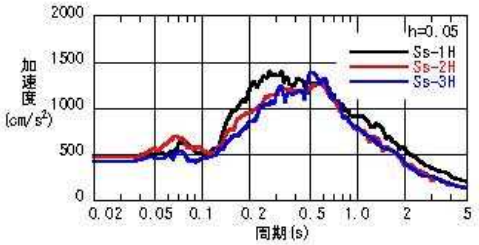
2. 地震応答解析 (2)入力地震動の算定



入力地震動の概念図（水平方向）

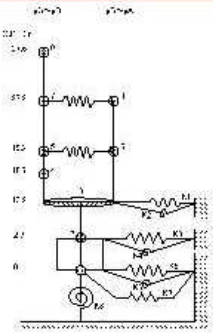
PL/Bの水平方向の入力地震動については，解放基盤表面で定義される基準地震動Ssを入力として，解放基盤表面から地表面までの速度構造を成層と仮定した地盤モデルを用いた一次元波動論による地震応答解析を行い，PL/B基礎底面位置及び側面ばね位置での地震動を入力地震動とした。

建屋基礎底面位置におけるせん断力（切欠き力）を入力地震動に付加することにより，地盤の切欠き効果を考慮した。

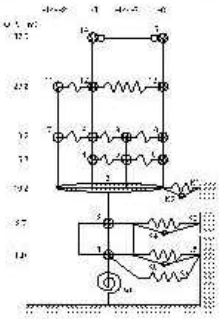


入力地震動の応答スペクトル（基礎底面E+F）

2. 地震応答解析 (3)地震応答解析モデル



地震応答解析モデル（NS方向）

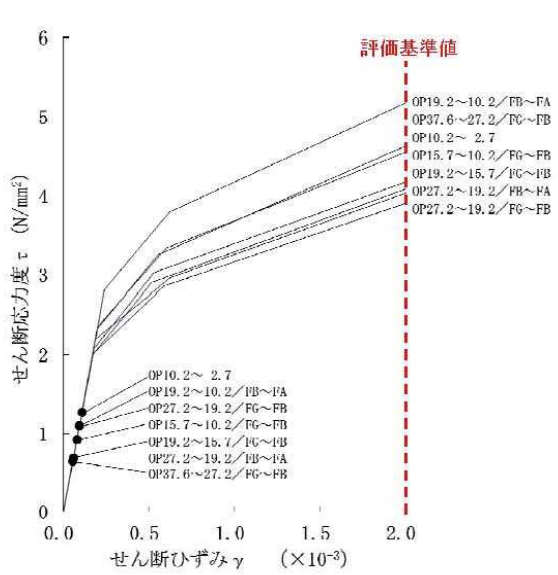


地震応答解析モデル（EW方向）

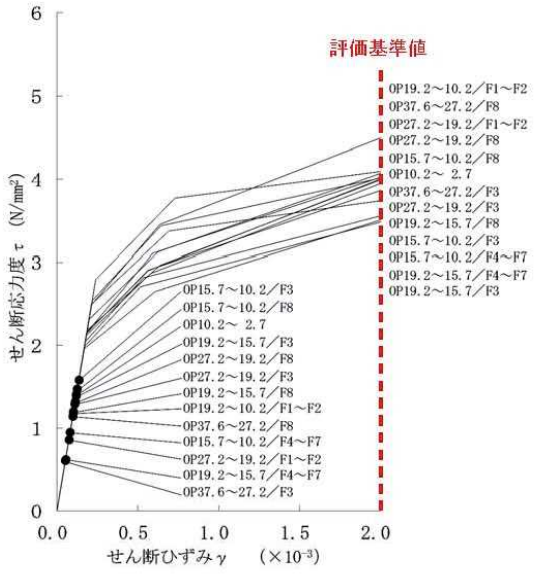
- 多質点系モデル
  - 建屋と底面・側面地盤との相互作用を考慮
  - 耐震壁のせん断剛性と曲げ剛性を考慮
- 地盤ばね
  - 建屋底面地盤ばね（水平・回転）は，JEAG4601-1991による振動アドミッタンス理論に基づく近似ばね
  - 建屋側面地盤ばね（水平・回転）は，JEAG4601-1991によるNOVAKの手法に基づく近似ばね
- 建屋耐震壁のモデル化
  - せん断および曲げとも非線形性を考慮
- 材料特性
  - コンクリート実強度（40N/mm²）を採用
- 建屋の減衰
  - 5%（コンクリート部）
- 固有周期（Ss-1）
  - NS方向（1次：0.289s　2次：0.154s）
  - EW方向（1次：0.298s　2次：0.155s）

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

3.耐震壁の耐震安全性評価



せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ｓｓ－１　ＮＳ方向）



せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ｓｓ－１　ＥＷ方向）

耐震壁の最大応答せん断ひずみは，最大で0.14×10⁻³（Ss－1，EW方向，1階）であり，評価基準値（2.0×10⁻³）を満たすことを確認した。

東京電力

無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

4．コメント回答

①地震応答解析モデル及び耐震安全性評価への、平成23年3月11日以降の地震、津波等による影響について

3階（オペフロ）（撮影日：平成24年12月9日）

2階（撮影日：平成24年12月9日）

1階（撮影日：平成24年12月9日）

地下1階（撮影日：平成24年12月9日）

目視点検（実施期間：平成23年12月5日～平成24年4月26日）の結果*、プール壁には、平成21年度調査後に発生したひび割れは見られず、一般壁で最大幅0.5mm、一般床で最大幅0.9mmのひび割れが新たに確認されたものの、躯体の健全性を損なうひび割れは見られなかった。

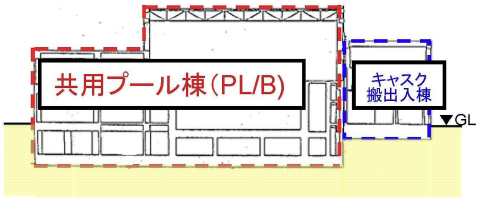
*：点検はマニュアルに基づき目視可能な範囲において、幅0.3mm以上のひび割れを記録し、1mm以上のひび割れを要補修としている。

東京電力

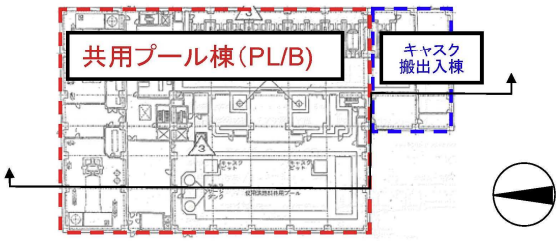
無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

4．コメント回答

②地震応答解析モデルへの地盤による埋め込み効果の適用性について



共用プール棟（PL/B)・キャスク搬出入棟 NS方向断面図



共用プール棟（PL/B)・キャスク搬出入棟 平面図

⇨ JEAC4601-2008では、地下部分の大部分（3面または面積で75%以上）が周辺地盤と接している場合には全面埋込みと同様な埋込み効果が期待できるものとしている。
よって、上図に示すようにPL/Bにおいては地下部分の3面以上が周辺地盤と接しており、埋め込み効果が期待できるものとして、NOVAKの方法による側面ばねを考慮している。

無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

4．コメント回答

③地震応答解析モデルへの基準地震動Ssに対する建屋の接地率について

接地率

単位(%)

	Ss-1	Ss-2	Ss-3
NS方向	100	100	100
EW方向	100	100	100

⇨基礎浮上り非線形性を考慮した地震応答解析の適用条件とされている「接地率65%以上」をいずれも満足する。

無断複製・転載禁止 東京電力株式会社

4．コメント回答

④コンクリートの実強度の適用性について

鉄筋コンクリートの物性値

	強度*1 Fc (N/mm²)	ヤング係数 E (N/mm²)	せん断弾性係数 G (N/mm²)	ポアソン比 ν	単位体積重量*2 γ (kN/m³)
コンクリート	40.0	2.81×10^4	1.17×10^4	0.2	24.5
鉄筋	SD345相当 (SD35)				

PL/Bの圧縮強度試験データ分析結果

設計基準強度		23.5 N/mm2
平均圧縮強度*1 (調査年：平成17年)	1階外壁	53.6 N/mm2 (3供試体の平均)
	1階内壁	46.9 N/mm2 (3供試体の平均)
解析採用値		**40.0** N/mm²

*1 福島第一原子力発電所第４号機　高経年化技術評価報告書（平成19年10月、東京電力株式会社）

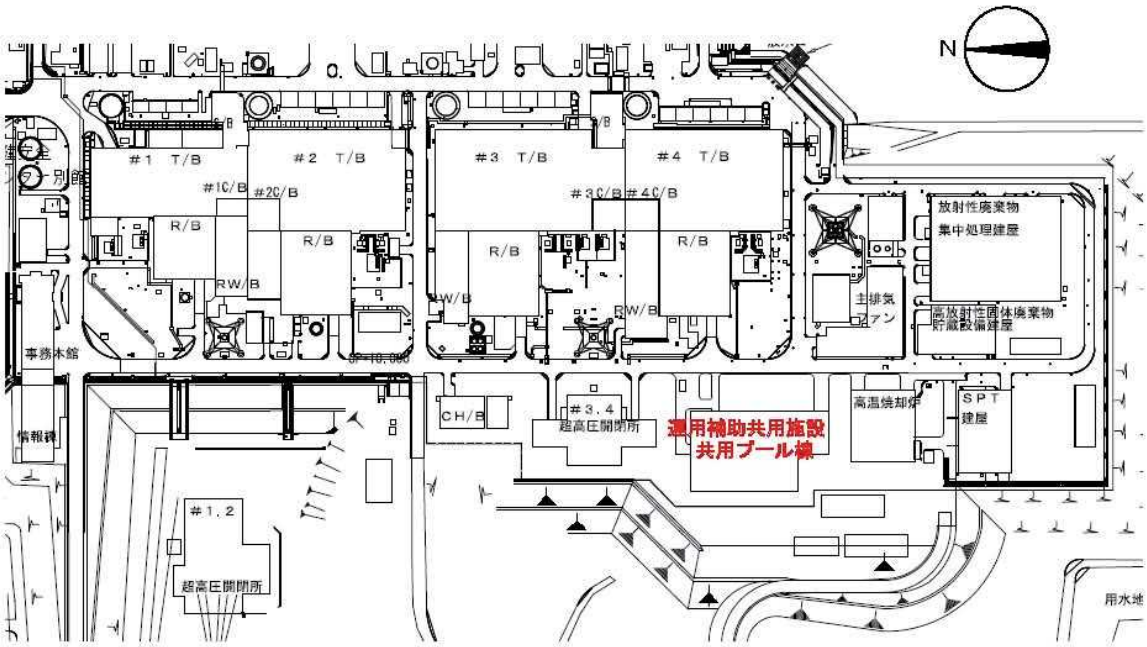
＊1：RC造部の剛性を評価する際に用いるコンクリート強度は，PL/Bの圧縮強度試験の平均値を小さめに丸めた値を設定した。

＊2：鉄筋コンクリートの値を示す。

【参考資料】

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

PL/Bの配置



福島第一原子力発電所　配置図

東京電力
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

地盤定数

地盤モデル及び物性値については，PL/B付近の地盤の調査結果に基づき，せん断弾性係数及び減衰定数のひずみ依存性を考慮した等価線形解析により，基準地震動Ss-1，Ss-2及びSs-3のそれぞれについて個別に設定した。

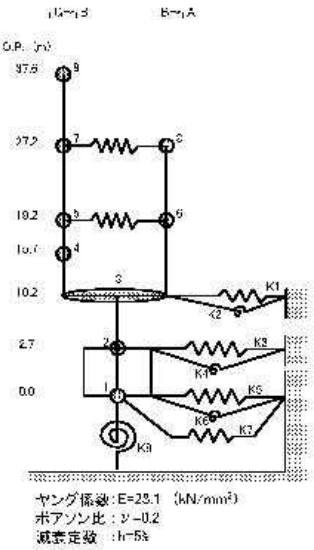
地盤定数

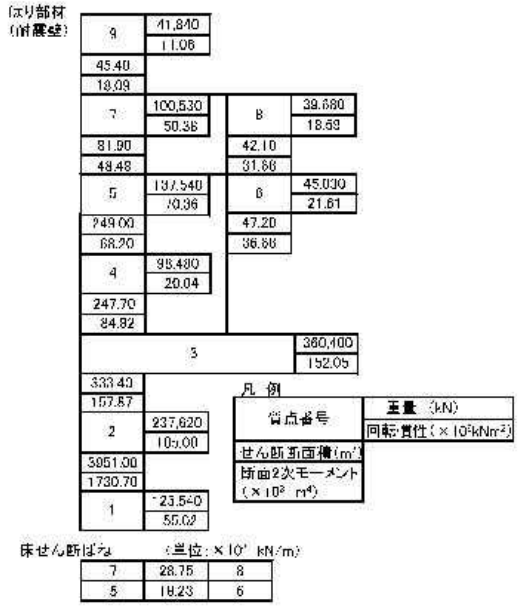
標高 O.P. (m)	地質	せん断波速度 Vs (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m³)	ポアソン比 ν	初期せん断弾性係数 G_0 ($\times10^6$kN/m²)	剛性低下率 G/G₀			せん断弾性係数 G ($\times10^6$kN/m²)			ヤング係数 E ($\times10^6$kN/m²)			減衰定数 h (%)			層厚 H (m)
						Ss-1	Ss-2	Ss-3	Ss-1	Ss-2	Ss-3	Ss-1	Ss-2	Ss-3	Ss-1	Ss-2	Ss-3	
10.0																		
2.7	砂岩	380	17.8	0.473	2.62	0.86	0.86	0.87	2.25	2.25	2.28	6.53	6.53	6.72	3	3	3	7.3
-10.0	泥岩	450	16.5	0.454	3.41	0.79	0.81	0.78	2.69	2.76	2.65	7.88	8.08	7.79	3	3	3	12.7
-80.0		500	17.1	0.455	4.36				3.44	3.53	3.40	10.01	10.27	9.89				70.0
-108.0		560	17.6	0.446	5.53				4.45	4.56	4.39	12.87	13.19	12.70				28.0
-196.0		600	17.8	0.442	6.53				5.15	5.29	5.09	14.88	15.26	14.68				88.0
	(解放基盤)	700	18.5	0.421	9.24	1.00	1.00	1.00	9.24	9.24	9.24	26.26	26.26	26.26	-	-	-	-

東京電力
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

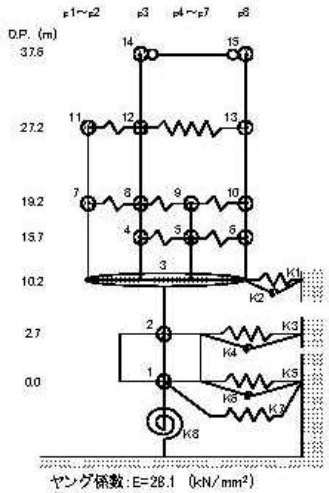
地震応答解析モデル





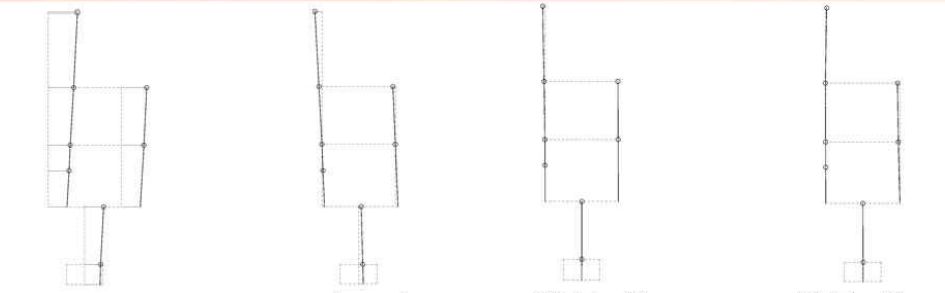
解析モデルの諸元（NS方向）

地震応答解析モデル



解析モデルの諸元（EW方向）

固有値解析結果



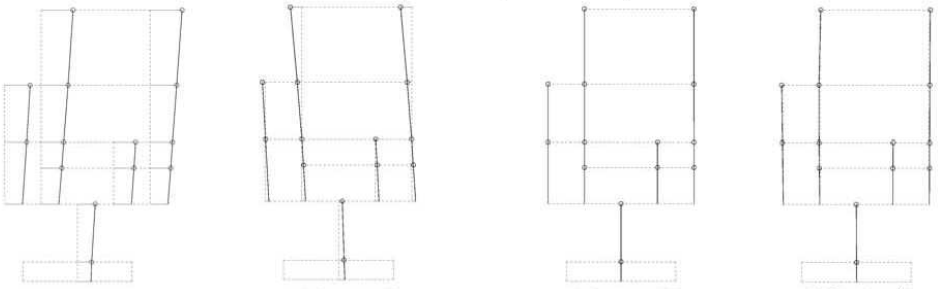
1次モード
固有周期0.289s

2次モード
固有周期0.154s

3次モード
固有周期0.073s

4次モード
固有周期0.060s

モード図 NS方向（Ｓｓ－１Ｈ）



1次モード
固有周期0.298s

2次モード
固有周期0.155s

3次モード
固有周期0.098s

4次モード
固有周期0.080s

モード図 EW方向（Ｓｓ－１Ｈ）

固有値解析結果

固有値（固有周期，固有振動数）
および刺激係数（水平方向，NS方向）

(Ss-1H)

次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.289	3.45	1.367	建屋－地盤連成系１次
2	0.154	6.50	-0.323	
3	0.073	13.64	-0.104	
4	0.060	16.74	-0.108	
5	0.050	19.81	0.047	

(Ss-2H)

次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.286	3.49	1.371	建屋－地盤連成系１次
2	0.152	6.56	-0.327	
3	0.073	13.65	-0.105	
4	0.060	16.74	-0.111	
5	0.050	19.82	0.048	

(Ss-3H)

次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.291	3.44	1.366	建屋－地盤連成系１次
2	0.155	6.47	-0.322	
3	0.073	13.63	-0.103	
4	0.060	16.74	-0.107	
5	0.050	19.81	0.047	

固有値（固有周期，固有振動数）
および刺激係数（水平方向，EW方向）

(Ss-1H)

次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.298	3.36	1.498	建屋－地盤連成系１次
2	0.155	6.44	-0.525	
3	0.098	10.16	-0.004	
4	0.080	12.44	-0.075	
5	0.076	13.13	-0.031	

(Ss-2H)

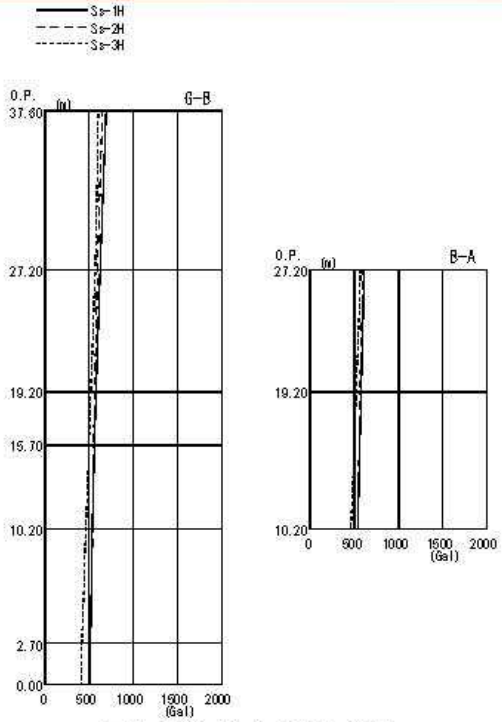
次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.295	3.39	1.503	建屋－地盤連成系１次
2	0.154	6.50	-0.532	
3	0.098	10.17	-0.003	
4	0.080	12.45	-0.078	
5	0.076	13.14	-0.031	

(Ss-3H)

次数	固有周期 (sec)	固有振動数 (Hz)	刺激係数	備考
1	0.299	3.34	1.497	建屋－地盤連成系１次
2	0.156	6.42	-0.522	
3	0.098	10.16	-0.004	
4	0.080	12.43	-0.074	
5	0.076	13.13	-0.031	

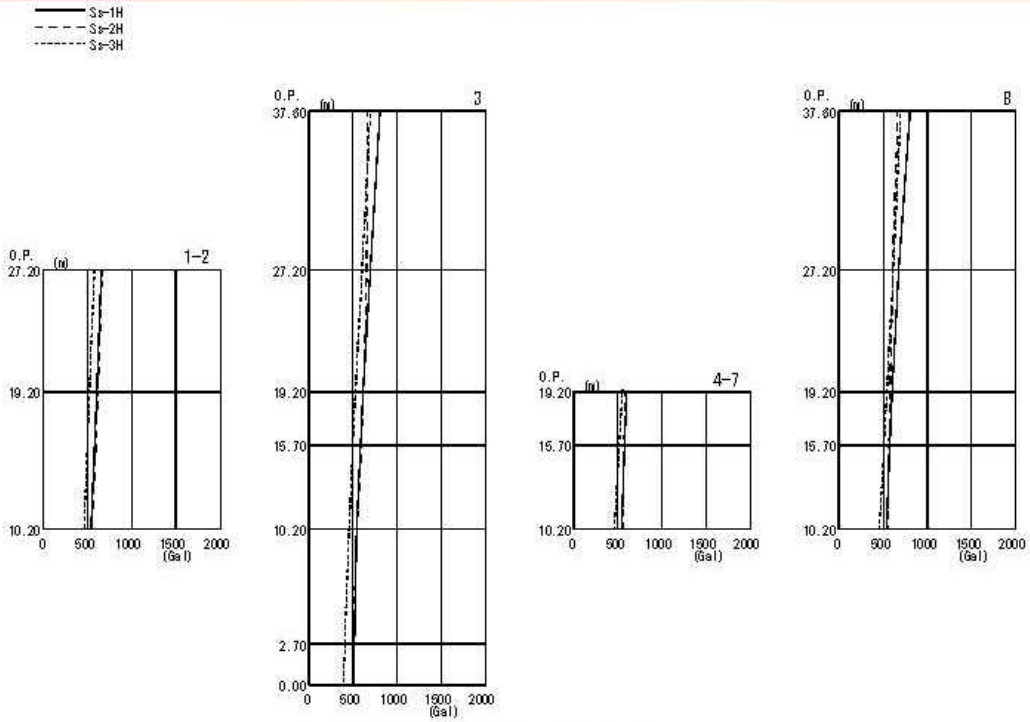
※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

地震応答解析結果



最大応答加速度（NS方向）

地震応答解析結果



最大応答加速度（EW方向）

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

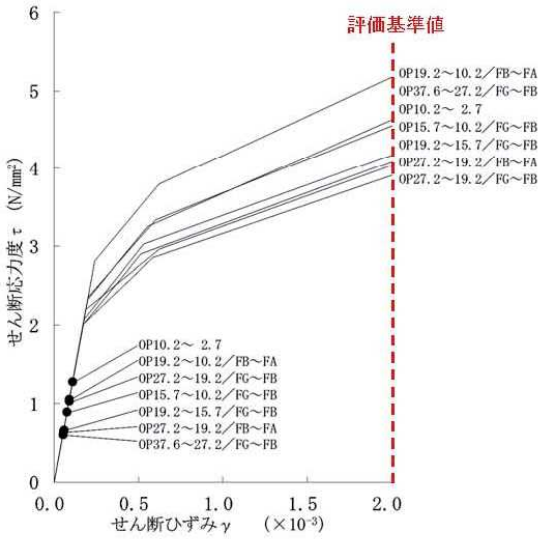
耐震壁の耐震安全性評価

耐震安全性の評価は，基準地震動Ssによる各層の鉄筋コンクリート耐震壁の最大応答せん断ひずみが評価基準値（ 2.0×10^{-3} ）を超えないことを確認する。
地震応答解析から得られる最大せん断応答ひずみを示す。

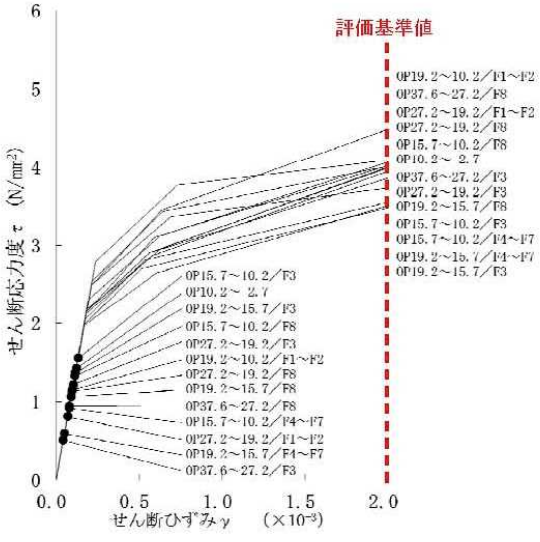
耐震壁の最大応答せん断ひずみ一覧

基準地震動Ss	NS方向		EW方向	
	最大応答せん断ひずみ	部位	最大応答せん断ひずみ	部位
Ss－1	0.11×10^{-3}	地下1階	0.14×10^{-3}	1階
Ss－2	0.11×10^{-3}	地下1階	0.14×10^{-3}	1階
Ss－3	0.10×10^{-3}	地下1階	0.12×10^{-3}	1階

耐震壁の耐震安全性評価



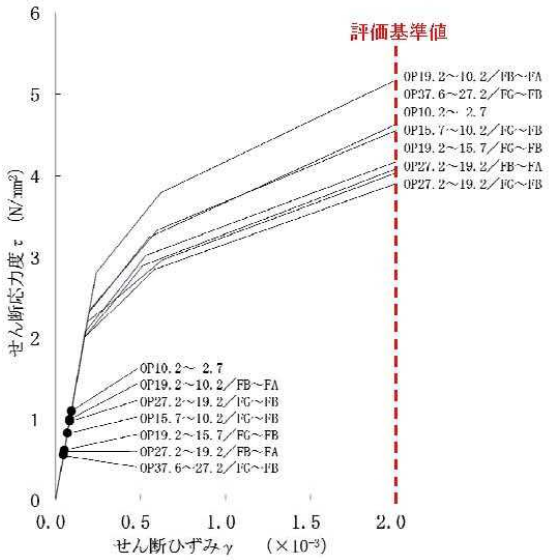
せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ss－2　NS方向）



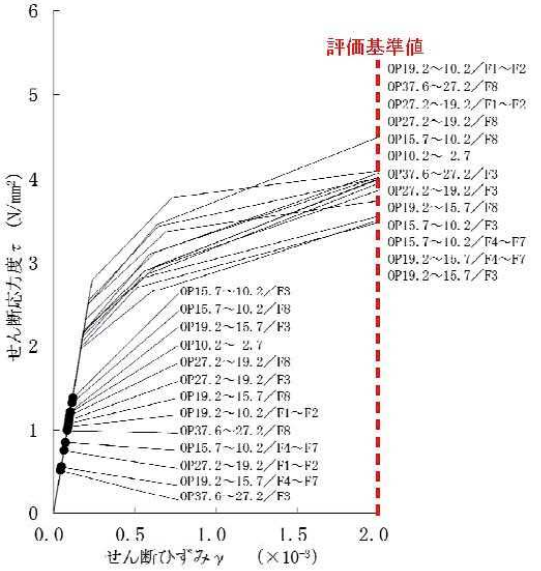
せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ss－2　EW方向）

※0.P.表記は震災前の「旧 0.P.表記」を指す。
T.P.表記に換算する際は，震災後の地盤沈下量（-709mm）と 0.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づくこととする。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 0.P-1,436mm

耐震壁の耐震安全性評価



せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ｓｓ－３　ＮＳ方向）



せん断スケルトン曲線上の最大応答値
（Ｓｓ－３　ＥＷ方向）

東京電力
無断複製・転載禁止　東京電力株式会社

共用プール冷却機能の喪失評価

１．原因

共用プール冷却中に，ポンプの故障や地震・津波等の原因により共用プールの冷却機能が喪失し，共用プール水の温度が上昇すると共に共用プール水位が低下する。

２．対策及び保護機能

(1) 待機ポンプ（今後，待機ポンプを１台復旧する）を起動させる。

(2) 冷却機能喪失後，共用プールの冷却機能の復旧に長時間を要する場合は，共用プール補給水系により共用プール水の補給を行い，プール水位の異常な低下を防止する。

(3) 地震・津波等により電源喪失が発生し，共用プールの冷却機能が停止し，電源喪失の復旧に長時間を要する場合は，予め免震重要棟西側(T.P.約 35m)に待機している消防車の配備を行い，直接プールに注水を行うことにより，プール水位の異常な低下を防止する。

３．評価条件及び評価結果

(1) 評価条件

- 保守的に，使用済燃料から発生する崩壊熱は全て共用プール水の温度上昇及び共用プール水の蒸発に寄与するものとし，外部への放熱は考慮しないものとする。
- 共用プール水の初期温度は 52℃とする。
- 共用プール初期水位はオーバーフロー水位付近(有効燃料頂部＋約 7.0m)とする。
- 共用プールに貯蔵されている使用済燃料は,1～6 号機の使用済燃料プール燃料及び 5,6 号機の炉心燃料の受け入れに必要な体数を取り出す予定であるが,ORIGEN2 を用いた崩壊熱の評価に当たっては，保守的に共用プールからの燃料取出しによる崩壊熱の減少は考慮しない。
- 平成 25 年 1 月に 5,6 号機使用済燃料プールの燃料取り出し，同年 4 月に 5,6 号機炉心燃料の取り出し，同年 11 月に 4 号機使用済燃料プールの燃料取り出し，平成 27 年 1 月に 3 号機使用済燃料プールの燃料取り出し，平成 28 年 1 月に 1,2 号使用済燃料プールの燃料取り出しが開始され，即時全ての燃料が共用プールに移送されると仮定して，使用済燃料から発生する崩壊熱を評価した。評価結果を表－1 に示す。（実際の取り出し時期は確定していないため，取り出し時期が早まり，評価条件を超える場合は再評価を行う）

表－１　使用済燃料から発生する崩壊熱

評価時期	(1) 共用プール既存燃料の崩壊熱（MW）	(2)1,2 号機 SFP※燃料の崩壊熱（MW）	(3)3 号機 SFP※燃料の崩壊熱（MW）	(3)4 号機 SFP※燃料の崩壊熱（MW）	(4)5,6 号機 SFP※燃料の崩壊熱（MW）	(5)5,6 号機炉心燃料の崩壊熱（MW）	共用プールで考慮する発熱量（MW）
平成 24 年 12 月	1.06	－	－	－	－	－	1.06
平成 25 年 1 月	1.06	－	－	－	0.80	－	1.86
平成 25 年 4 月	1.05	－	－	－	0.76	0.50	2.31
平成 25 年 11 月	1.03	－	－	0.51	0.69	0.40	2.62
平成 27 年 1 月	1.00	－	0.18	0.41	0.59	0.29	2.47
平成 28 年 1 月	0.98	0.25	0.16	0.36	0.54	0.24	2.53

(※SFP:使用済燃料プール)

(2) 評価結果

共用プール水位が有効燃料頂部+2m に至るまで：約 19 日

4．判断基準への適合性の検討

本事象に対する判断基準は，「使用済燃料から発生する崩壊熱を確実に除去できること」である。

共用プールの冷却機能が喪失した後，共用プール水位が，水遮へいが有効とされる有効燃料頂部+2m に至るまでには，最短でも約 19 日の時間的余裕がある。なお，水遮へいの効果については「Ⅱ.2.12 添付資料－３」に示すとおりである。このことから，他に緊急度の高い復旧作業がある場合は，そちらを優先して実施することになるが，共用プールの冷却機能の復旧作業を，事前準備が整い次第，速やかに実施することで，共用プール冷却を再開する。また，共用プールの冷却機能の復旧作業に長時間を要する場合にも，共用プール補給水系または消防車※により共用プール水位を保つことは十分可能である。

以上より，共用プールの冷却機能が喪失した場合でも，使用済燃料の冠水は確保され，使用済燃料から発生する崩壊熱が確実に除去されることから，判断基準は満足される。

※：消防車による注水開始までの所要時間（目安）は，作業開始から約 3 時間。

燃料集合体の落下評価

1. 原因

共用プール内における使用済燃料の取扱い中に，何らかの原因で燃料集合体が落下し，放射性物質が放出される。

2. 対策及び保護機能

燃料集合体の落下を防止するため，次のような設計及び運転管理上の対策を講じる。

(1) 燃料取扱装置は，燃料集合体の総重量を十分上回る重量に耐えることのできる強度に設計している。

(2) 燃料つかみ機のワイヤを二重化している。

(3) 燃料つかみ機は，圧縮空気が喪失した場合，燃料集合体が外れないフェイル・セイフ設計としている。

(4) 燃料つかみ機が燃料集合体を確実につかんでいない場合には，吊り上げが出来ないようなインター・ロックを設けている。

(5) 運転要領を十分整備し，よく訓練された監督者の直接指揮下で燃料取り扱い作業を行う運転管理体制とする。

3. 評価条件及び評価結果

設置許可申請書において，「共用プールにおける燃料集合体落下事象」は，「炉心上への燃料集合体の落下事象」と比較して，敷地境界外の実効線量は小さく，周辺公衆に対し，著しい放射線被ばくのリスクを与えることはないと評価されている。

下表に，「炉心上への燃料集合体の落下事象」と「共用プールにおける燃料集合体落下事象」の評価条件と評価結果を示す。共用プールで取扱う使用済燃料は 19 ヶ月以上冷却された燃料であり，「炉心上への燃料集合体の落下事象」における冷却期間 1 日と比べて長いことからよう素及び希ガスは半減期に応じて減衰しており，また燃料集合体の落下高さの違いから破損燃料も少ない。したがって，大気中に放出される核分裂生成物の量は少なく，これによる敷地境界外の実効線量は，「炉心上への燃料集合体の落下事象」より小さい。

	原子炉建屋※	共用プール
燃料種類	9×9 燃料	9×9 燃料
落下場所	炉心	共用プール燃料ラック上
破損燃料体数	2.3 体	2 体
冷却期間	1 日	19 ヵ月
放出経路	スタック経由	地上放出
よう素（I－131 等価量）大気放出量	4.7×10^{11}Bq	1.3×10^{7}Bq
希ガス（γ線実効エネルギ 0.5MeV 換算値）大気放出量	3.2×10^{14}Bq	4.2×10^{11}Bq
敷地境界での被ばく量	0.068mSv	0.068mSv 以下

※：2～5 号機について記載。

4. 判断基準への適合性の検討

3.に示したとおり，周辺公衆に対し，著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。

使用済燃料共用プール設備の耐震安全性について

1．概要

使用済燃料共用プール設備の耐震性については,建設時の工事計画認可申請時に確認しているが，当該工事計画認可申請は，発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針の改定（平成１８年）以前におこなったものである。本項では，同指針に基づき策定された基準地震動Ｓｓに対して，使用済燃料共用プール設備の耐震性を検討した結果を示す。検討対象設備は耐震Ｓクラス設備である使用済燃料貯蔵ラック,耐震Ｓクラス設備に対する波及的影響を考慮すべき設備である燃料取扱装置，天井クレーンである。

2．準拠基準等

本検討は，原則として下記に準拠して行う。

原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）
原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1987）
原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1991 追補版）
原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005）

また，本検討に用いる設計時の図書は以下のとおり。

工事計画認可申請書（6資庁第2935号 平成6年4月27日認可）
工事計画届出書（総文発官5 第1218 号 平成6 年4 月13 日届出）

3．使用済燃料貯蔵ラックに対する検討

使用済燃料共用プールに存在する３種類のラック各々に対して，設計時において評価に用いたS_2地震動の震度と基準地震動Ｓｓの震度との応答比を算出し，設計時におけるS_2地震動での応力評価値に乗じることにより，簡易評価を行う（応答倍率法）。応答倍率法の結果，評価が厳しい場合は詳細評価を実施する。

3.1 応答倍率法による検討

3.1.1 検討方法

表１に,各ラック１次モードの固有周期，S_2震度及び基準地震動Ｓｓの震度を示す。図１に，使用済燃料貯蔵ラックの評価床に対応するG.L.+0.2mでの基準地震動Ｓｓの水平方向の床応答スペクトル図を示す。なお,設計時は使用済燃料貯蔵ラックは１％の減衰定数での床応答スペクトルを用いているが,ここでは過去に当社で実施した類似構造ラックの加振試験の結果を踏まえ,７％の減衰定数の床応答スペクトルを評価に用いた。また，鉛直方向はラック評価床G.L.+0.2mでの基準地震動Ｓｓによる最大加速度の1.2倍（1.2ZPA）を用いた。

表１より，応答比は最も震度の差異の大きい鉛直方向の比を採用することとし，基準地震動Ｓｓの鉛直震度0.49を設計時の鉛直震度0.23で除することにより，2.13と設定した。

添付資料－８では、G.L.±0m=T.P.8.5m(※)とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
〈換算式〉T.P.＝ 旧O.P-1,436mm

表１　使用済燃料貯蔵ラックの固有周期及び震度

機器		固有周期（秒）	設計時の震度（G）	Ｓｓ震度（G）	応答比
使用済燃料貯蔵ラック	その１	水平：0.097 鉛直：－	水平：0.82 鉛直：0.23	水平：0.68 鉛直：0.49	水平：0.83 鉛直：2.13
	その２	水平：0.090 鉛直：－	水平：0.73 鉛直：0.23	水平：0.68 鉛直：0.49	水平：0.94 鉛直：2.13
	その３	水平：0.110 鉛直：－	水平：1.23 鉛直：0.23	水平：0.70 鉛直：0.49	水平：0.57 鉛直：2.13

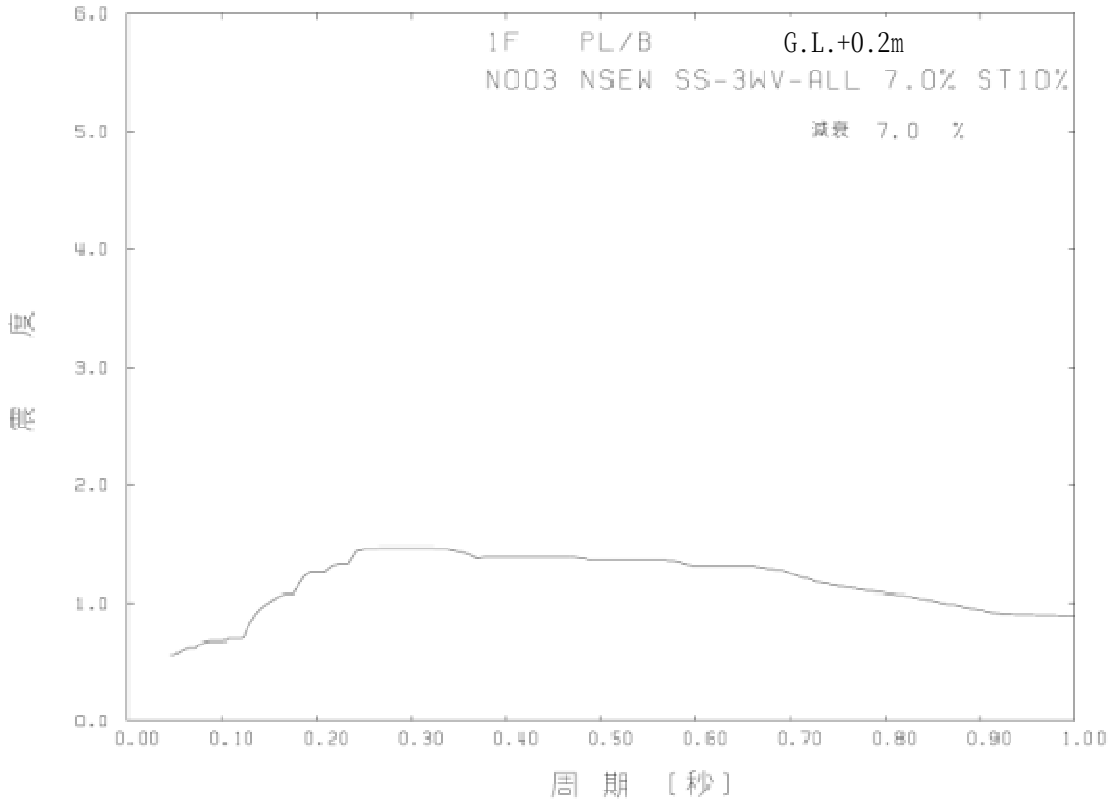


図１　共用プールG.L.+0.2mでの床応答スペクトル（水平方向）

3.1.2 検討結果

3.1.1で求めた応答比（2.13）を設計時の応力評価値に乗じた結果を表２に示す。表２より，その１ラック及びその２ラックについては許容応力を満足する結果となった。なお，許容応力は設計・建設規格（JSME S NC1-2005）に基づき設計時から見直しを行った。

表２　使用済燃料貯蔵ラックの応答倍率法による検討結果

（単位：MPa）

ラック	部位	応力の種類	設計時計算値	Ss 計算値	許容応力
その１	角管	組合わせ	39	84	246
	補強板	組合わせ	67	143	246
	ボルト	引張	97	207	488
		せん断	36	77	375
その２	角管	組合わせ	36	77	246
	補強板	組合わせ	58	124	246
	ボルト	引張	47	101	488
		せん断	21	45	375

3.2 解析モデルによる検討

3.2.1 検討方法

応答倍率法による検討の結果,その３ラックについては補強板の応力が許容応力を超過する結果となったため，その３ラックについて解析モデルを作成し，耐震性の検討を行った。解析コードとしてNASTRANを用いた。図２にその３ラックの解析モデル，表３に重量を示す。検討に用いる水平方向の床応答スペクトルは図１と同様であり，鉛直方向はラック評価床G.L.+0.2mでの基準地震動Ｓｓによる最大加速度の1.2倍（1.2ZPA）を用いた。

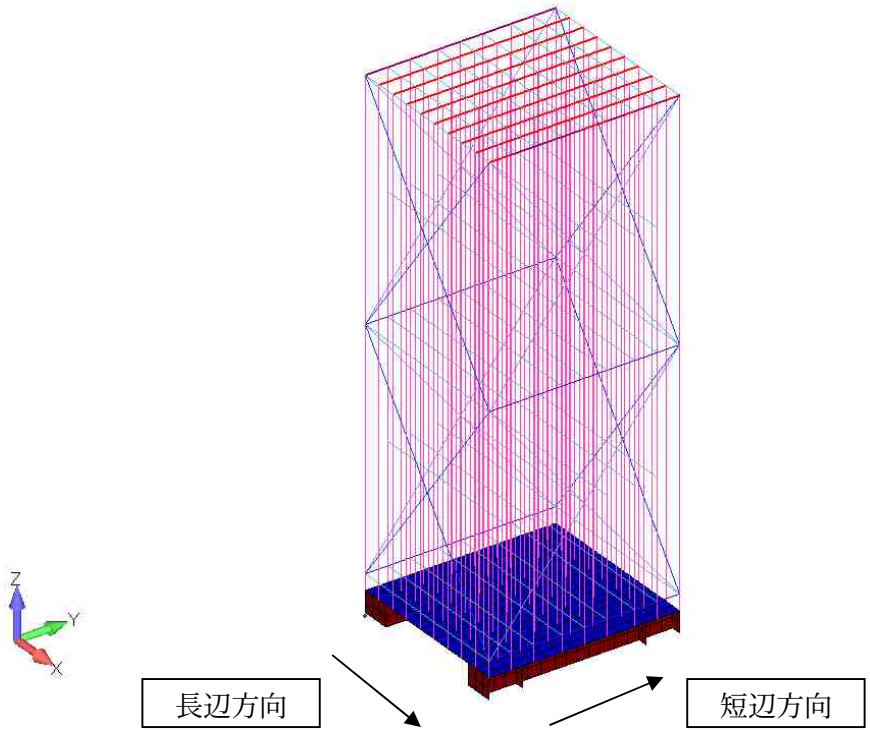


図２　使用済燃料貯蔵ラック（その３）の解析モデル

表３　使用済燃料貯蔵ラック（その３）の重量

（単位：ton）

使用済燃料貯蔵時のラック全重量 $W^{※1}$	使用済燃料の重量 W_F	ラックの重量 W_R	ラックに含まれる水の重量 W_W
47.84	28.44	14.0	5.4

※1 $W=W_F+W_R+W_W$

3.2.2 検討結果

表４に使用済燃料貯蔵ラック（その３）のスペクトル応答解析の検討結果を示す。発生応力は許容応力を満足する結果となった。

表４　使用済燃料貯蔵ラック（その３）スペクトル応答解析の検討結果

（単位：MPa）

部材	応力の種類	Ss 計算値	許容応力
角管	組合わせ	33	246
補強板	組合わせ	78	246
基礎ボルト	引張	12	488
	せん断	14	375

4．燃料取扱装置に対する検討

4.1 検討方法

設計時において評価に用いたＳ$_2$地震動の震度と基準地震動Ｓｓの震度との応答比を算出し，設計時におけるＳ$_2$地震動での応力評価値に乗じることにより，簡易評価を行う（応答倍率法）。応答倍率法の結果，評価が厳しい場合は以下の式に示すように設計時の水平震度による組合わせ応力,設計時の鉛直震度による組合わせ応力それぞれに応答比を乗じることで検討を行う。表５に，設計時のＳ$_2$震度，基準地震動Ｓｓの震度及び応答比を示す。図３に，燃料取扱装置の評価床であるG.L.+17,2mでの基準地震動Ｓｓの水平方向の床応答スペクトル図を示す。また，図４に，鉛直方向の床応答スペクトルを示す。設計時において燃料取扱装置は複数の次数の固有周期および震度を用いて評価しているが,本検討では保守的に設計時の震度と基準地震動Ｓｓでの震度の比がもっとも大きいものを応答比として用いた。表５より，応答倍率法に用いる応答比は水平・鉛直のうちより値の大きい鉛直の応答比である7.79を用いた。また，応答比を水平・鉛直それぞれ検討に用いる場合，水平：1.95，鉛直：7.79を用いた。

$$\text{発生応力：}\sigma=\sqrt{(\beta_H\cdot\sigma_H)^2+(\beta_V\cdot\sigma_V)^2}+\sigma_0$$

β_H：水平方向の応答比

β_V：鉛直方向の応答比

σ_H：設計時のＳ$_2$地震動における水平震度による組合わせ応力

σ_V：設計時のＳ$_2$地震動における鉛直震度による組合わせ応力

σ_0：設計時のＳ$_2$地震動における地震以外の応力（自重）

表５　燃料取扱装置の評価に用いる震度及び応答比

機器	設計時の震度（G）	Ｓｓ震度（G）	応答比
燃料取扱装置	水平：0.76 鉛直：0.23	水平：1.48 鉛直：1.79	水平：1.95 鉛直：7.79

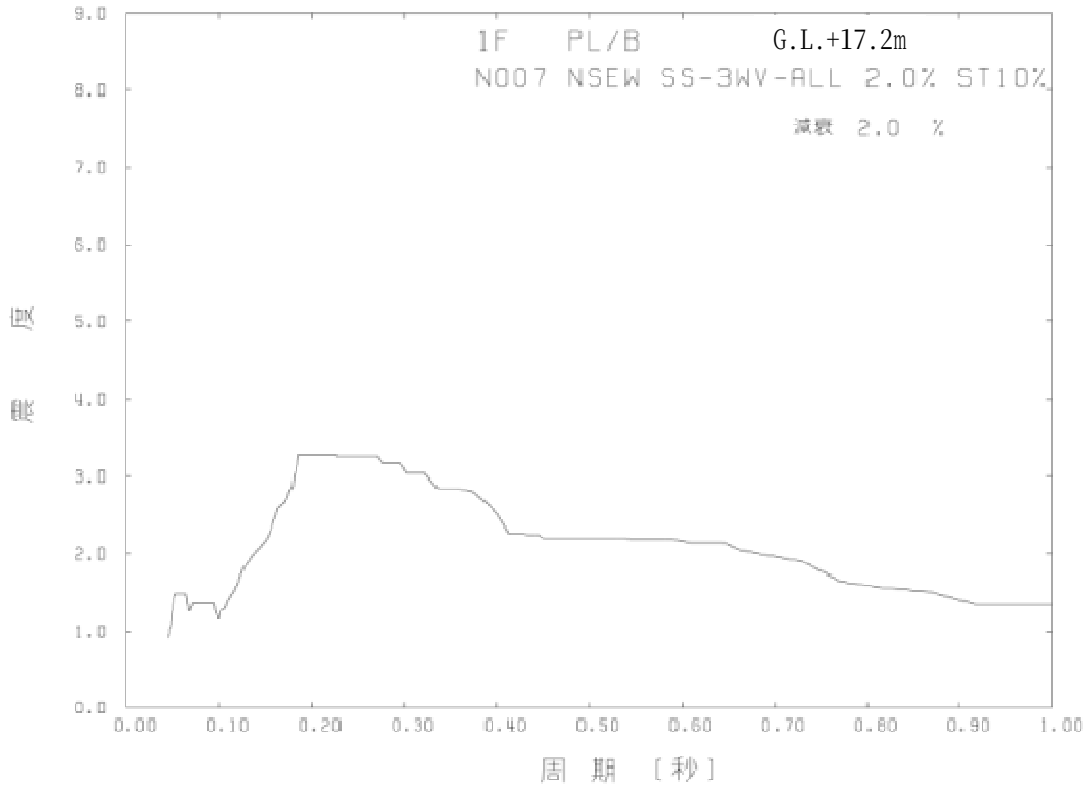


図３　共用プールG.L.+17.2mでの床応答スペクトル（水平方向）

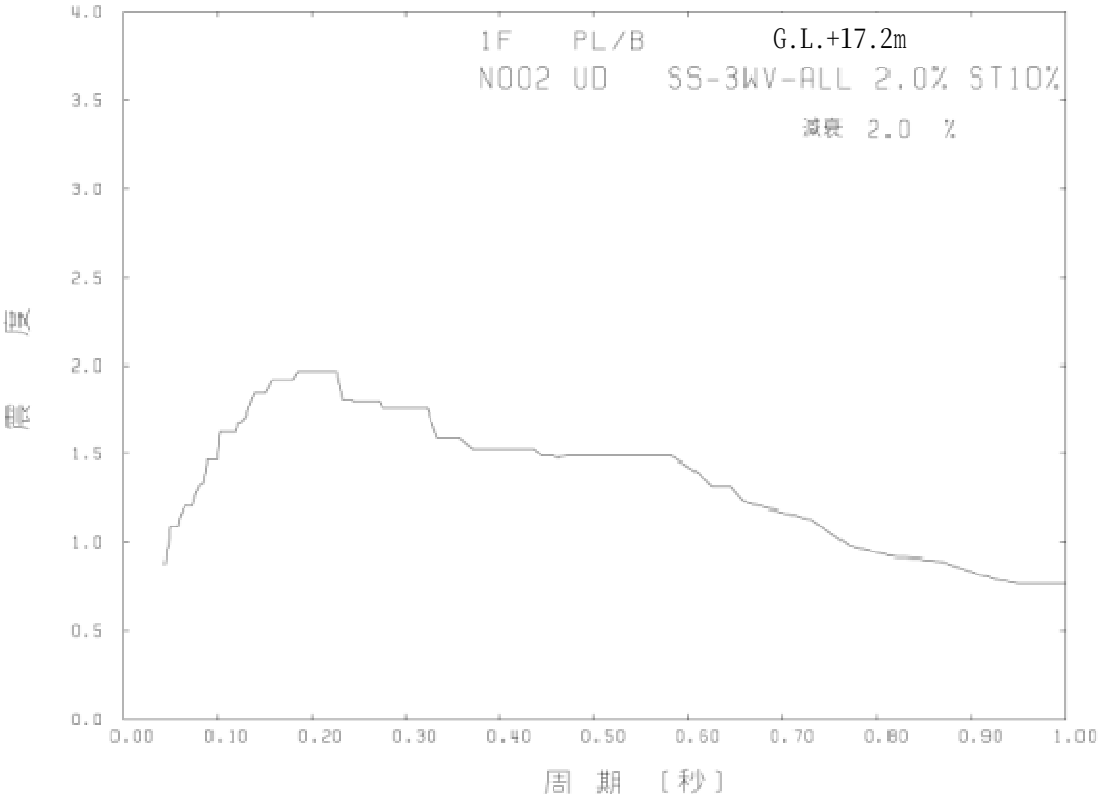


図４　共用プールG.L.+17.2mでの床応答スペクトル（鉛直方向）

4.2 検討結果

応答比（7.79）を用いた応答倍率法による検討，または設計時の水平震度による組合わせ応力，鉛直震度による組合わせ応力それぞれに応答比（水平：1.95，鉛直：7.79）を乗じることで検討を行った結果を表６に示す。表６より，基準地震動Ｓｓによる計算値は許容応力を満足する結果となった。なお，燃料取扱装置は図５に示すように脱線防止ラグを有しており，レールからの脱落を防止する構造になっている。

表６　燃料取扱装置に対する検討結果

（単位：MPa）

部位			応力の種類	評価方法※	設計時計算値	Ｓｓ計算値	許容応力
構造物フレーム			組合わせ	B	136	222	276
ブリッジ	脱線防止ラグ	本体	組合わせ	A	4	32	253
		取付ボルト	引張	A	7	55	350
			せん断	A	5	39	269
	ブリッジガイドフレーム	本体	組合わせ	A	24	187	253
		取付ボルト	引張	A	5	39	350
			せん断	A	13	102	269
トロリ	トロリ脱線防止ラグ	本体	組合わせ	A	3	24	253
		取付ボルト	引張	A	1	8	350
			せん断	A	2	16	269
走行レール			組合わせ	A	26	203	548

※　A：応答倍率法による評価（応答比：7.79）

B：設計時の水平・鉛直震度による組合わせ応力それぞれに応答比を乗じた評価（水平：1.95，鉛直：7.79）

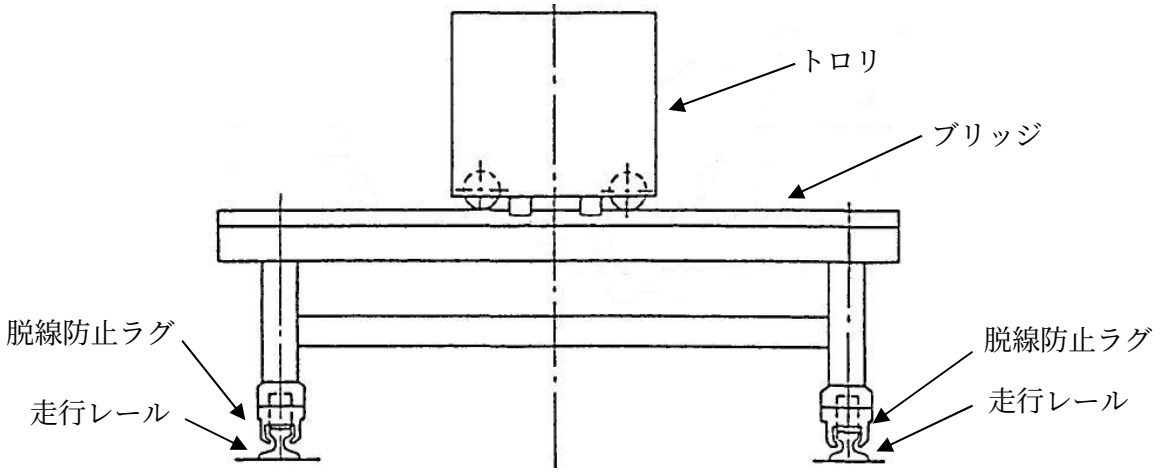


図５　燃料取扱装置概念図

5. 天井クレーンに対する検討

5.1 検討方法

天井クレーンは基準地震動Ｓｓにより Ｓクラス設備への波及的影響を及ぼさないことが要求される。本検討では，基準地震動Ｓｓにおいて天井クレーンがランウェイガーダから脱落し落下する事のないことを，時刻歴応答解析を用いることにより天井クレーンの浮き上がり量を評価することで確認する。また，あわせて天井クレーンに発生する応力を検討する。

天井クレーンは共用プールエリア及びキャスク搬出入エリアの２台が存在するため，本検討では両者について確認を行う。図６及び図７に，検討に用いる解析モデル，図８及び図９に入力値である基準地震動Ｓｓの時刻歴波形を示す。検討に用いる時刻歴波形は，各天井クレーンの鉛直方向固有周期における応答スペクトル値が最も大きいSs-1を用いた。検討には解析コードとしてNASTRANを用いた。

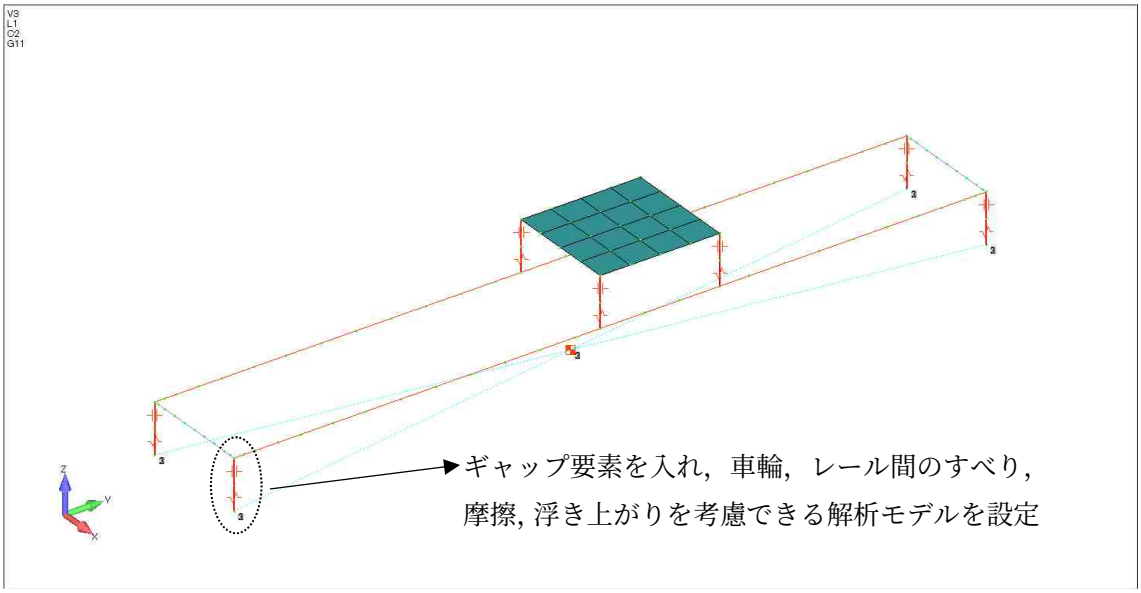


図６　共用プールエリア天井クレーンの解析モデル

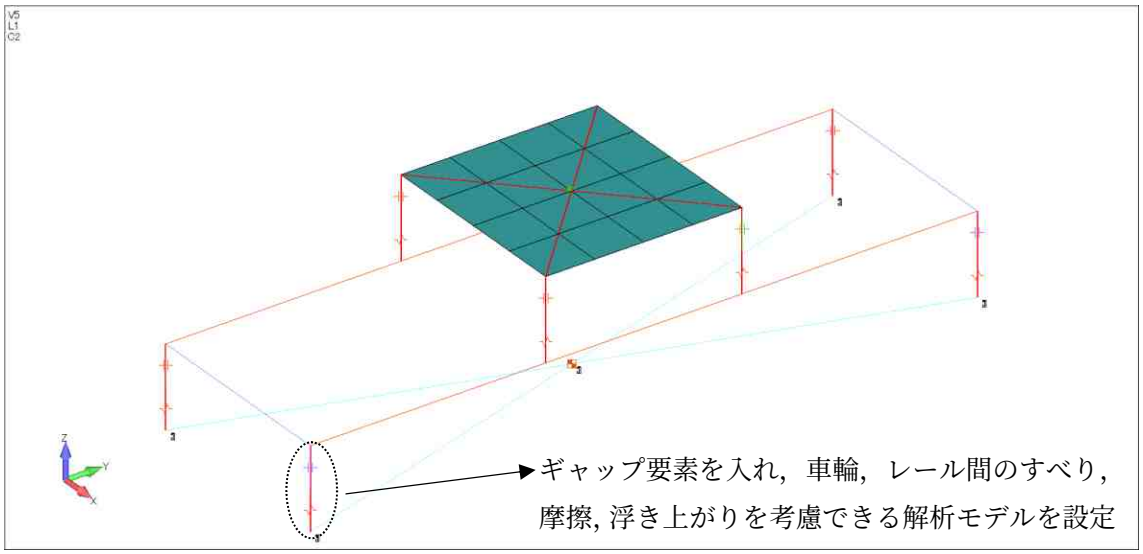
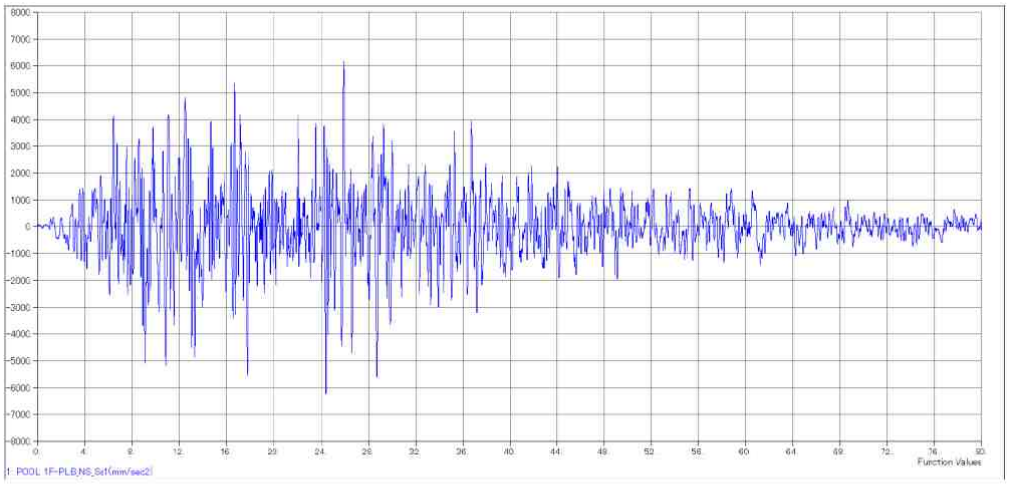
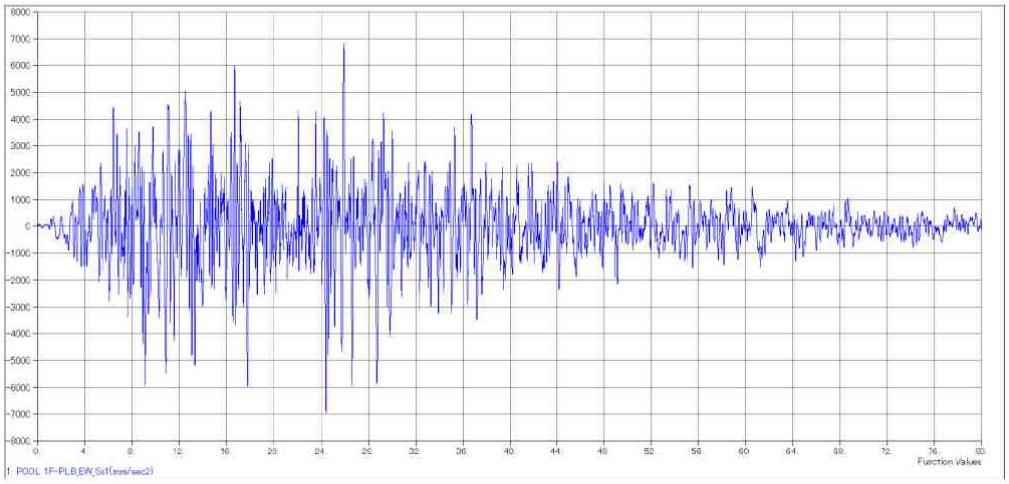


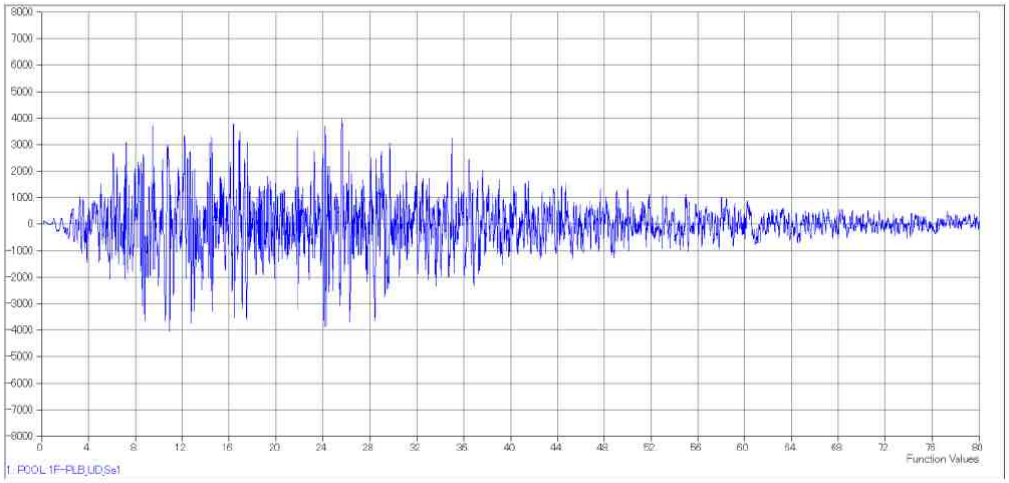
図７　キャスク搬出入エリア天井クレーンの解析モデル



(1)NS 加振（1F-PLB_NS）

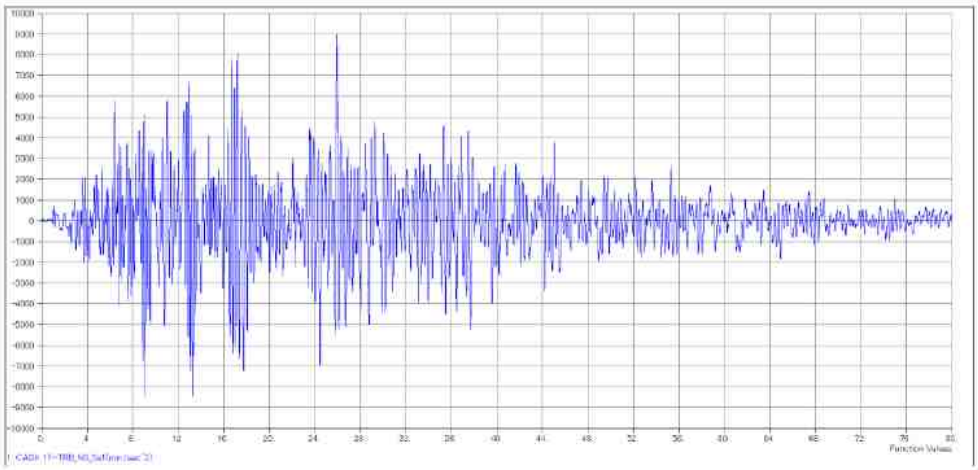


(1)EW 加振（1F-PLB_EW）

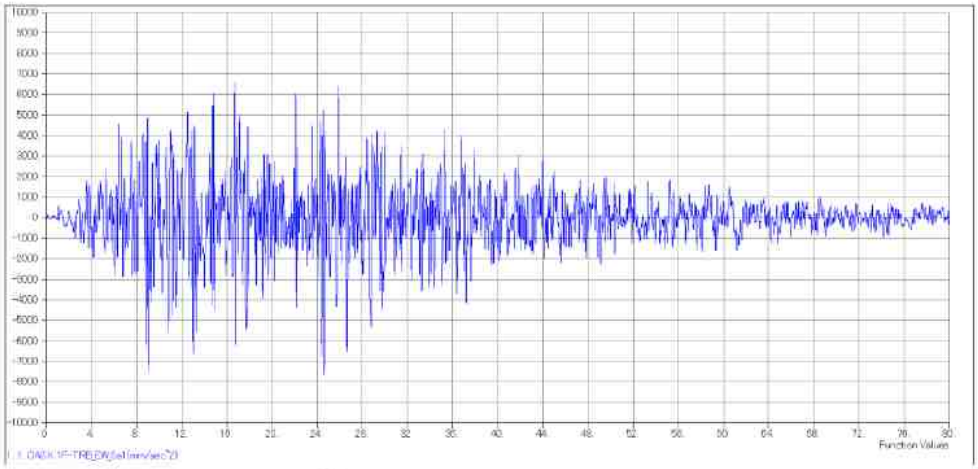


(1)UD 加振（1F-PLB_UD）

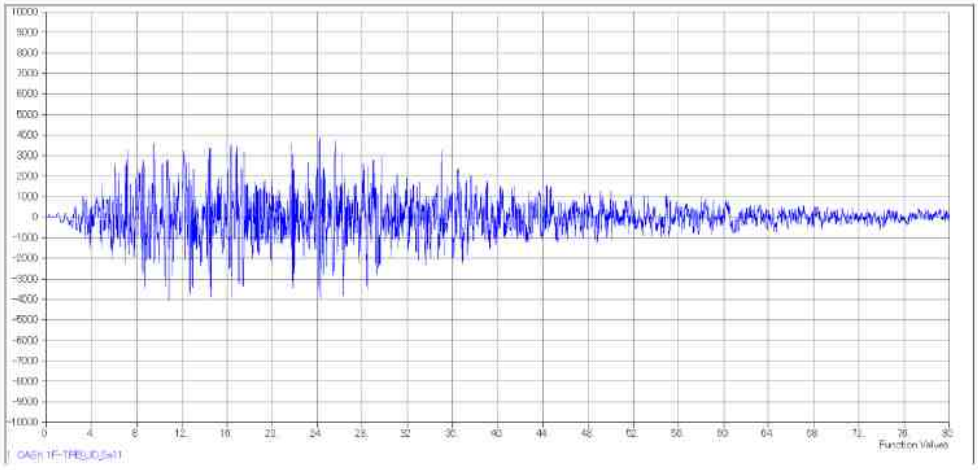
図８　基準地震動Ｓｓの時刻歴波形（共用プールエリア天井クレーン）



(1)NS 加振（1F-TRB_NS）



(1)EW 加振（1F-TRB_EW）



(1)UD 加振（1F-TRB_UD）

図９　基準地震動Ｓｓの時刻歴波形（キャスク搬出入エリア天井クレーン）

5.2 検討結果

時刻歴応答解析により評価した各天井クレーンの浮き上がり量を表７に示す。また，各天井クレーンの応力を表８に示す。基準地震動Ｓｓによる応力を試算した結果，評価値は許容応力に対して裕度を有している。また，浮き上がり量は各天井クレーンの脱線防止ラグとランウェイガーダのクリアランス以下であり，接触しないため(図１０参照)，ランウェイガーダ及び脱線防止ラグが損傷することはなく，天井クレーンは落下しないことが確認できた。

表７　各天井クレーンの浮き上がり量

（単位：mm）

種類	部位	浮き上がり量	脱線防止ラグとランウェイガーダとのクリアランス
共用プールエリア	ガーダ	8.1	65
キャスク搬出入エリア	ガーダ	8.2	65

表８　各天井クレーンの応力検討結果

（単位：MPa）

種類	部位	評価値	許容応力
共用プールエリア	ガーダ	185	392
キャスク搬出入エリア	ガーダ	99	336

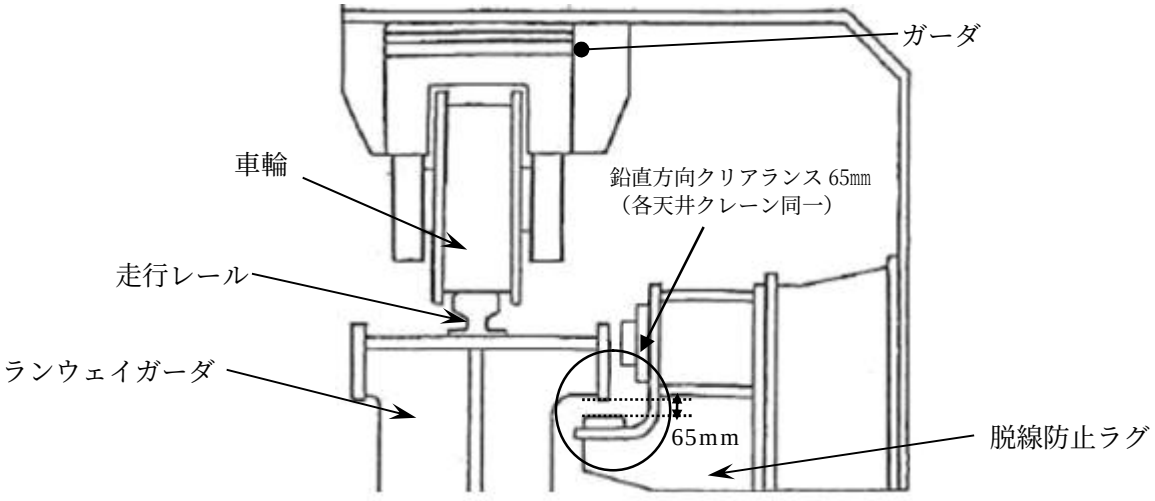


図１０　天井クレーン脱線防止ラグ周り概念図

6．まとめ

使用済燃料貯蔵ラック，燃料取扱装置及び天井クレーンについて，基準地震動Ｓｓに対する耐震安全性評価を実施したところ，いずれも評価基準値に対して裕度を有していることを確認した。

以上

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）について

1. 背景

共用プールに，1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5，6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プール及び炉内に貯蔵中の使用済燃料（合計 5，936 体）の受け入れを計画している。その中には，震災前から使用済燃料プールに貯蔵されている変形燃料や破損燃料，震災時に破損した可能性のある燃料が含まれている。変形燃料の貯蔵にあたっては，変形の程度に対して，物理的に貯蔵できるとともに，臨界を防止することが必要である。また破損燃料の貯蔵にあたっては，破損形態に応じて，使用済燃料収納缶に収納することにより放射性物質の拡散を抑制するとともに，臨界を防止することが必要である。

このため，上記の燃料の貯蔵を目的とした使用済燃料貯蔵ラックを設置する。

2. 使用済燃料貯蔵ラック（49 体）および使用済燃料収納缶（小）について

- 使用済燃料収納缶（小）とは，燃料ハンドル部の変形が小さい燃料，または使用済燃料プールに貯蔵されている破損燃料（破損の疑いがある燃料を含む）を収納する缶であり，使用済燃料収納缶（小）ごと使用済燃料貯蔵ラック（49 体）に貯蔵することが可能である。なお，健全燃料についても使用済燃料収納缶（小）に収納し，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）に貯蔵することが可能である。
- 使用済燃料貯蔵ラック（49 体）には使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体 1 体，および使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体 48 体を貯蔵する。なお，使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体とは，4 号機において震災前の取扱中にチャンネルボックスおよびハンドルの変形が認められた使用済燃料（7×7 燃料）である。

3. 安全機能の維持の確認

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の安全機能は以下の別添―１～４にて確認している。

- 別添―１　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類
- 別添―２　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の耐震設計の基本方針
- 別添―３　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の耐震性についての計算書
- 別添―４　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書
- 別添―５　使用済燃料収納缶（小）についての説明書

使用済燃料貯蔵ラック(49 体)の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類

1.1　基本的考え方

使用済燃料共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（49 体）は，想定される厳しい状態において貯蔵する燃料が臨界に達することを防止する設計とする。また，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）は，臨界防止のため以下の配慮を行う。

- 貯蔵する燃料の中心間距離をラックの格子および格子内のスペーサで確保する。
- ラック構造材にはステンレス鋼を使用する。

1.2　設計基準

想定される厳しい状態において，実効増倍率（keff）を 0.95 以下とすることを設計基準とする。

1.3　評価条件

以下の２通りの条件で評価を行うものとする。

①燃料棒の形状が維持されているが，取扱いを考慮して使用済燃料収納缶（小）を用いる場合
②燃料棒の形状が維持されていないと仮定した場合

各評価条件を以下に示す。

①燃料棒の形状が維持されているが，取扱いを考慮して使用済燃料収納缶（小）を用いる場合

臨界解析モデルを図－１に示す。実効増倍率を大きく見積るため，評価条件を下記の通りとした。

- 使用済燃料貯蔵ラック（49 体）には使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体 1 体，および使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体 48 体を貯蔵する。なお，使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体とは，４号機において震災前の取り扱い中にチャンネルボックスおよびハンドルの変形が認められた使用済燃料（７×７燃料）である。
- 使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体の U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，７×７燃料の集合体平均値 2.5wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。

- 使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体のチャンネルボックスの変形による燃料棒間隔の変位の可能性を考慮し，実効増倍率が高くなるようラック格子内で燃料棒間隔を最適間隔に広げた評価とする。なお，当該格子には燃料集合体を保持する筒およびスペーサを設置する予定であるが，燃料棒間隔を最大限広げる場合が保守的であり，考慮しない。
- 使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体の U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料の集合体平均値 3.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
- 使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体は変形を考慮して使用済燃料収納缶（小）内で燃料棒が最適な状態に広がった配列とする。
- ラックおよび使用済燃料収納缶（小）の板厚は，製造公差を考慮した最小値とする。
- ラックの貯蔵ピッチは，製造公差を考慮した最小値とする。
- ラック内の使用済燃料収納缶（小）配置は，スペーサ間の範囲で偏心配置（ラック中心寄り）を考慮する。
- ラックが無限に並んだ状態として，高さ方向無限，かつラック周囲での境界条件を完全反射とする。
- チャンネルボックスを水に置き換える。
- 水温は 100℃とする。

②燃料棒の形状が維持されていないと仮定した場合

臨界解析モデルを図－２に示す。実効増倍率を大きく見積るため，評価条件を下記の通りとした。

- 使用済燃料貯蔵ラック（49 体）には使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体 1 体，および使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体 48 体を貯蔵する。なお，使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体とは，４号機において震災前の取り扱い中にチャンネルボックスおよびハンドルの変形が認められた使用済燃料（７×７燃料）である。
- 使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体の U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，７×７燃料の集合体平均値 2.5wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
- 使用済燃料収納缶（小）に収納しない燃料集合体のチャンネルボックスの変形による燃料棒間隔の変位の可能性を考慮し，実効増倍率が高くなるようラック格子内で燃料棒間隔を最適間隔に広げた評価とする。なお，当該格子には燃料集合体を保持する筒およびスペーサを設置する予定であるが，燃料棒間隔を最大限広げる場合が保守的であり，考慮しない。

- 使用済燃料収納缶（小）に収納された燃料集合体は，燃料集合体の形状維持を前提としないため，以下の条件を設定する。
  - ・燃料被覆管が破損しペレットが使用済燃料収納缶（小）内に放出されたことを仮定し，使用済燃料収納缶（小）内にペレットと水が非均質に混ざった状態とする。
  - ・水／ウラン比，燃料粒子径が最適な状態とする。
  - ・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料のペレット最高濃縮度 4.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
- ラックおよび使用済燃料収納缶（小）の板厚は，製造公差を考慮した最小値とする。
- ラックの貯蔵ピッチは，製造公差を考慮した最小値とする。
- ラック内の使用済燃料収納缶（小）配置は，スペーサ間の範囲で偏心配置（ラック中心寄り）を考慮する。
- ラックが無限に並んだ状態として，高さ方向無限，かつラック周囲での境界条件を完全反射とする。
- チャンネルボックスを水に置き換える。
- 水温は 100℃とする。

1.4　評価方法

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の実効増倍率は，使用済燃料収納缶（小），ラックの形状を模擬した計算モデルを用い，計算には KENO-V.a コードを用いる。

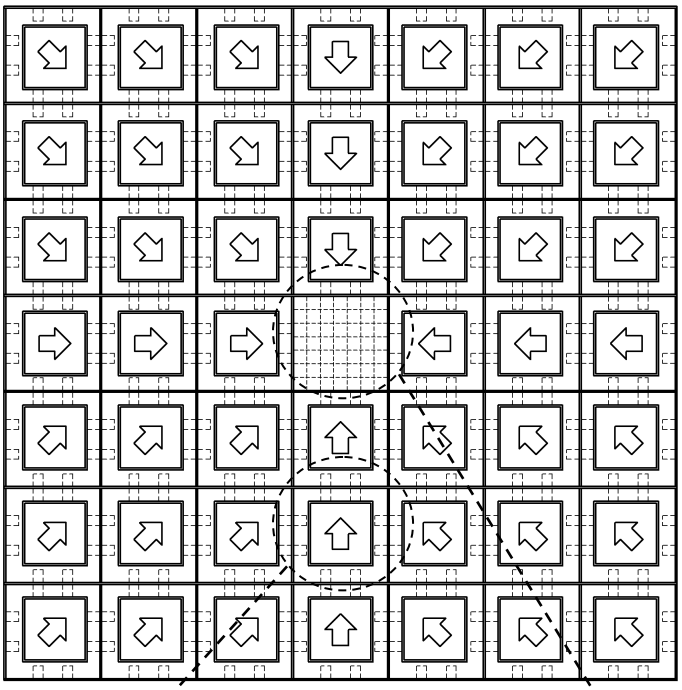
1.5　評価結果

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の実効増倍率は，表－1 に示す通り設計基準を満足している。

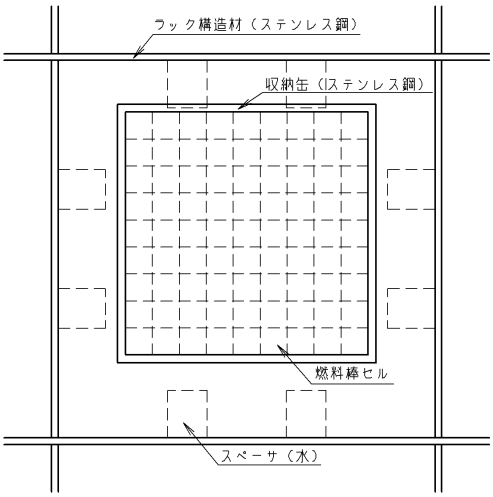
表―１　評価結果

使用済燃料収納缶（小）内の燃料条件	実効増倍率※1	設計基準
①燃料棒の形状が維持された燃料	0.84	0.95
②燃料棒の形状が維持されていない燃料	0.93	

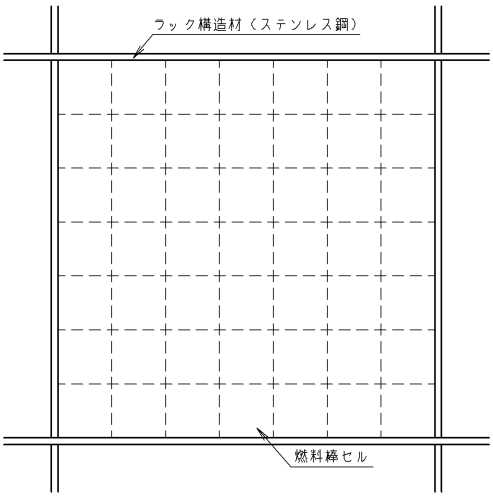
※1　モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値



【ラック全体図】

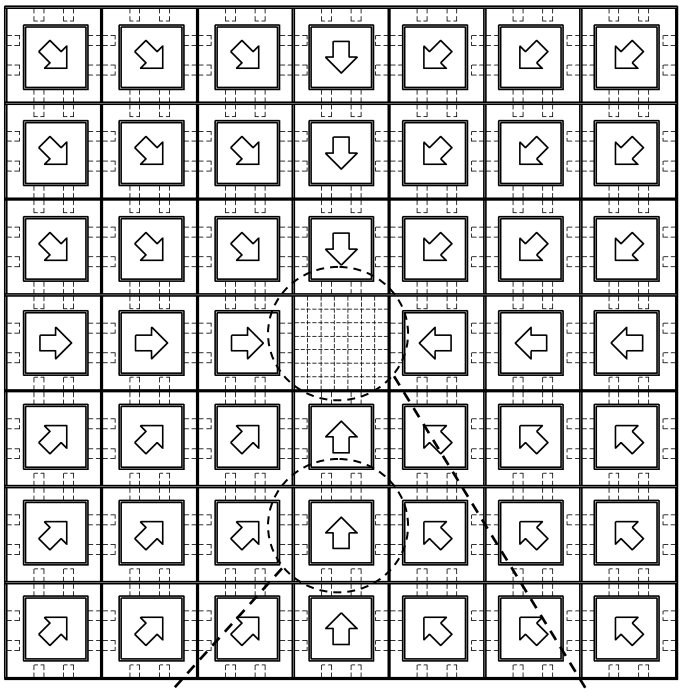


【使用済燃料収納缶（小）に
収納された燃料集合体の詳細】

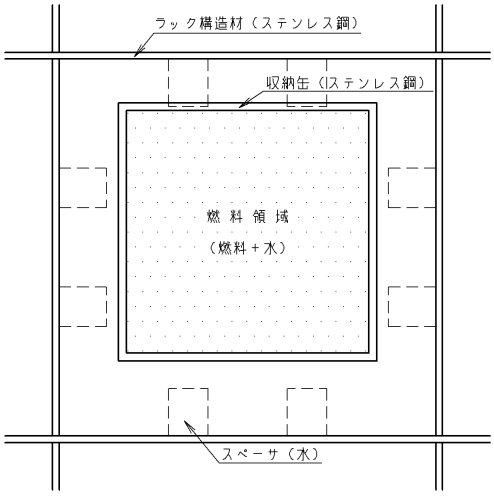


【使用済燃料収納缶（小）に
収納しない燃料集合集合体の詳細】

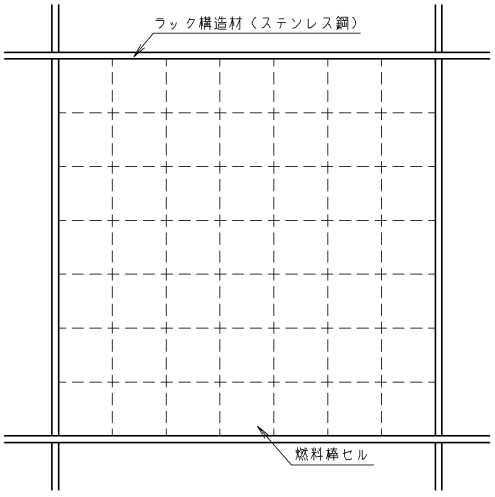
図－１　臨界解析モデル
（燃料棒の形状が維持されているが，取扱いを考慮して
使用済燃料収納缶（小）を用いる場合）



【ラック全体図】



【使用済燃料収納缶（小）に
収納された燃料集合体の詳細】



【使用済燃料収納缶（小）に
収納しない燃料集合集合体の詳細】

図－２　臨界解析モデル
（燃料棒の形状が維持されていないと仮定した場合）

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図－３に示す。

（４） 使用実績

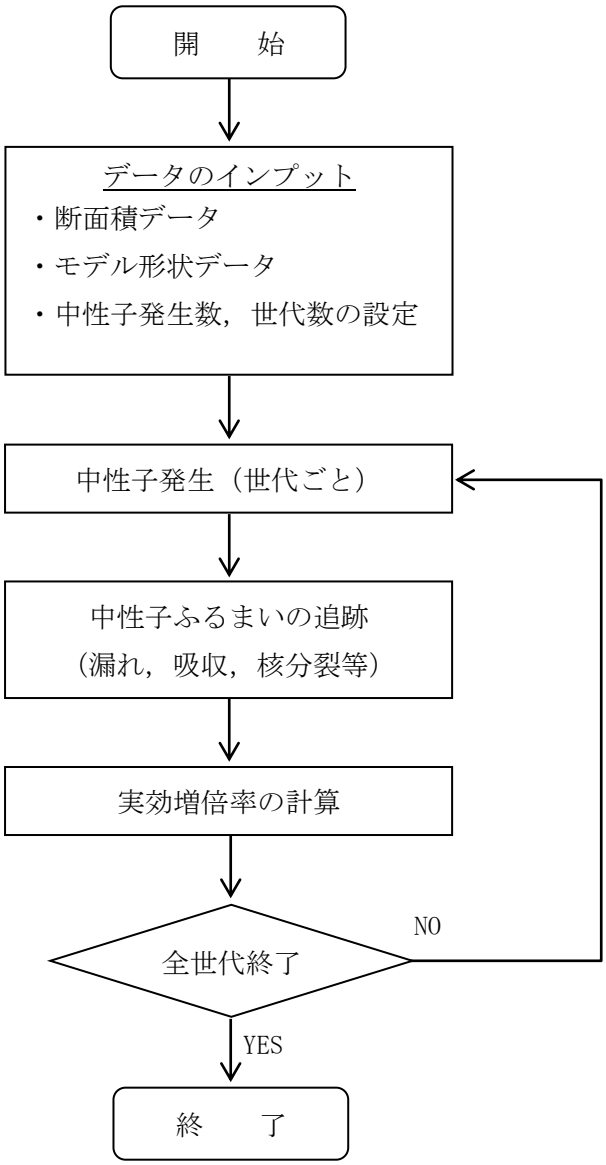
KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，使用済燃料貯蔵ラックや核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.



図－３　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

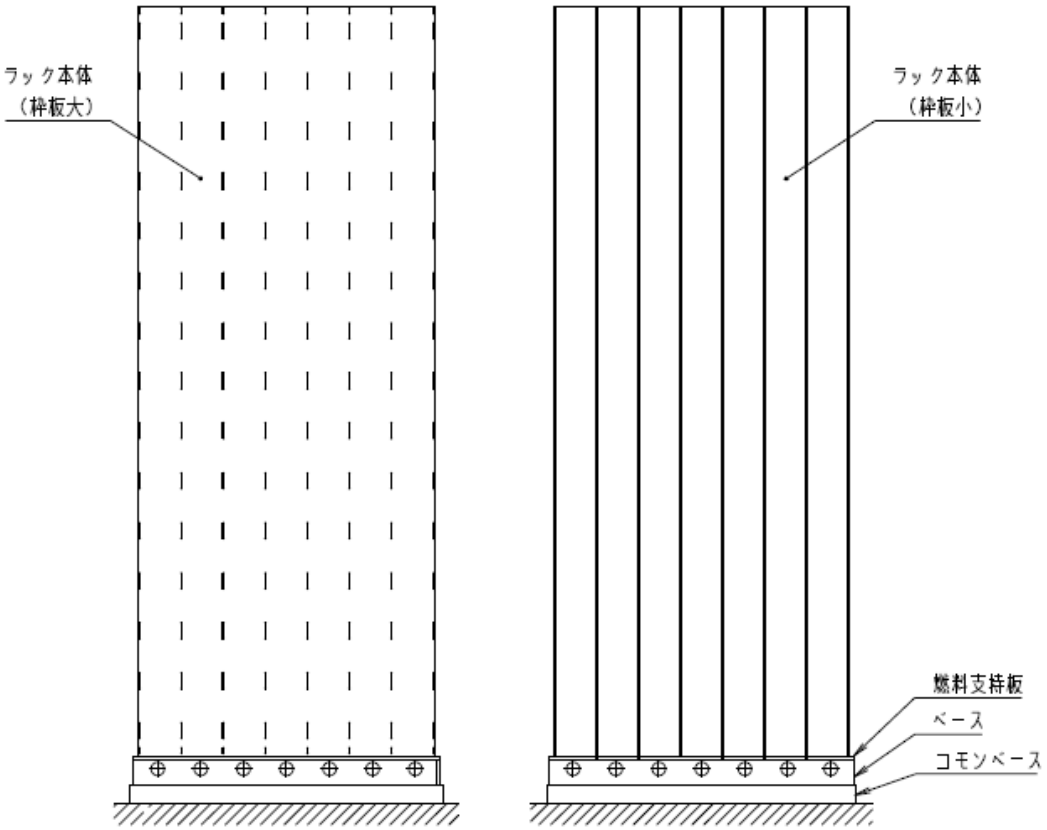
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の耐震設計の基本方針

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の耐震設計は，次の基本方針に基づいて行う。

1.　設備の重要度による耐震クラス分類

耐震クラス	S

2.　構造計画

主要区分	計画の概要		概略構造図	摘要
	基礎・支持構造物	主体構造		
（1）使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	使用済燃料貯蔵ラック（49 体）は，縦置型で共用プールの床に置かれたコモンベース上に設置されラック取付ボルトで固定している。コモンベースは，共用プール床に取り付けられてある基礎ボルトにより固定している。	ステンレス鋼製角形枠組構造		・使用済燃料貯蔵ラック（49 体）

3.　設計用地震力

耐震クラス	設計用地震波	動的解析法	適用する地震動等		設計用地震力
			水平	鉛直	
S	基準地震動Ｓｓ	モーダル解析による 応答スペクトル法	Ｓｓ	Ｓｓ	水平地震力，鉛直地震力は動的解析により得られた地震力とする。

4.　荷重の組合せと許容限界

記号の説明

D　　：死荷重

P_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における圧力荷重又は当該設備に設計上定められた最高使用圧力による荷重

M_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における機械的荷重又は当該設備に設計上定められた機械的荷重

Ss　　：基準地震動Ｓｓにより定まる地震力

$f_t^{(注)}$　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容引張応力

$f_s^{(注)}$　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容せん断応力

$f_c^{(注)}$　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容圧縮応力

$f_b^{(注)}$　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容曲げ応力

f_t^*，f_s^*，f_c^*，f_b^*：供用状態Ｄｓに対する許容応力算定に用いる応力であって，上記のf_t，f_s，f_c，f_bの値を算出する際，以下の読み替えを行って算出した値。その他の支持構造物の場合，下記（注）のS_yを1.2S_yと読み替える。ただし，ステンレス鋼及び高ニッケル合金を除く。

τ_b　　：基礎ボルトに生じるせん断応力

（注）

クラス３支持構造物及びその他支持構造物に対するf_t，f_s，f_c，f_bの値の算出において，F値は次の値を用いる。

$$F = \mathrm{Min}[S_y,\ 0.7S_u]$$

ただし，使用温度が40℃を超えるオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金にあっては，

$$F = \mathrm{Min}[1.35S_y,\ 0.7S_u,\ S_y(RT)]$$

ここで，

F ： 許容応力算定用基準値，材料の許容応力を決定する場合の基準値

(1) 支持構造物

耐震クラス	荷重組合せ	供用状態	許容限界（ボルト等以外）					許容限界（ボルト等）			適用範囲
			一次応力					一次応力			
			引張	せん断	圧縮	曲げ	組合せ	引張	せん断	組合せ	
S	$D+P_D+M_D+Ss$	Ｄｓ	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$\mathrm{Min}\{1.5f_t^*,\ (2.1f_t^*-1.6\tau_b)\}$	・使用済燃料貯蔵ラック（49 体） ・ラック取付ボルト ・基礎ボルト ・スペーサ ・スペーサ下部支持部材

使用済燃料貯蔵ラック(49 体)の耐震性についての計算書

１．一般事項

本計算書は，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）（以下「ラック」という。）の耐震性についての計算方法と計算結果を示す。

1.1　計算条件

(1)　ラックは，使用済燃料共用プール（以下「共用プール」という。）の底部に基礎ボルトを介して据え付けられたコモンベース上にラック取付ボルトで固定されるものとする。

(2)　ラックの質量には，使用済燃料収納缶（小）及びこれに収納されている使用済燃料の質量とラック自身の質量のほか，使用済燃料収納缶（小）とラックに含まれる水の質量及びラック外形の排除水質量*を考慮する。

尚，49 ヶ所の貯蔵セルのうち、中央のセル１ヶ所については，使用済燃料収納缶（小）ではなく変形した使用済燃料を貯蔵するものとする。

(3)　水平方向地震動と鉛直方向地震動を解析モデルへ別々に入力して地震荷重,応力を求め，それらを適切に組み合わせて評価を行う。

構造概要図を図１－１に示す。

注記＊：排除水質量とは，水中の機器の容積により排除される機器の周囲の流体の質量である。

1.2　準拠基準等

本検討は原則として下記に準拠して行う。

・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1987）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1991 追補版）
・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
・発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（社団法人　日本建築学会（2005 年 9 月））
・日本産業規格（JIS）

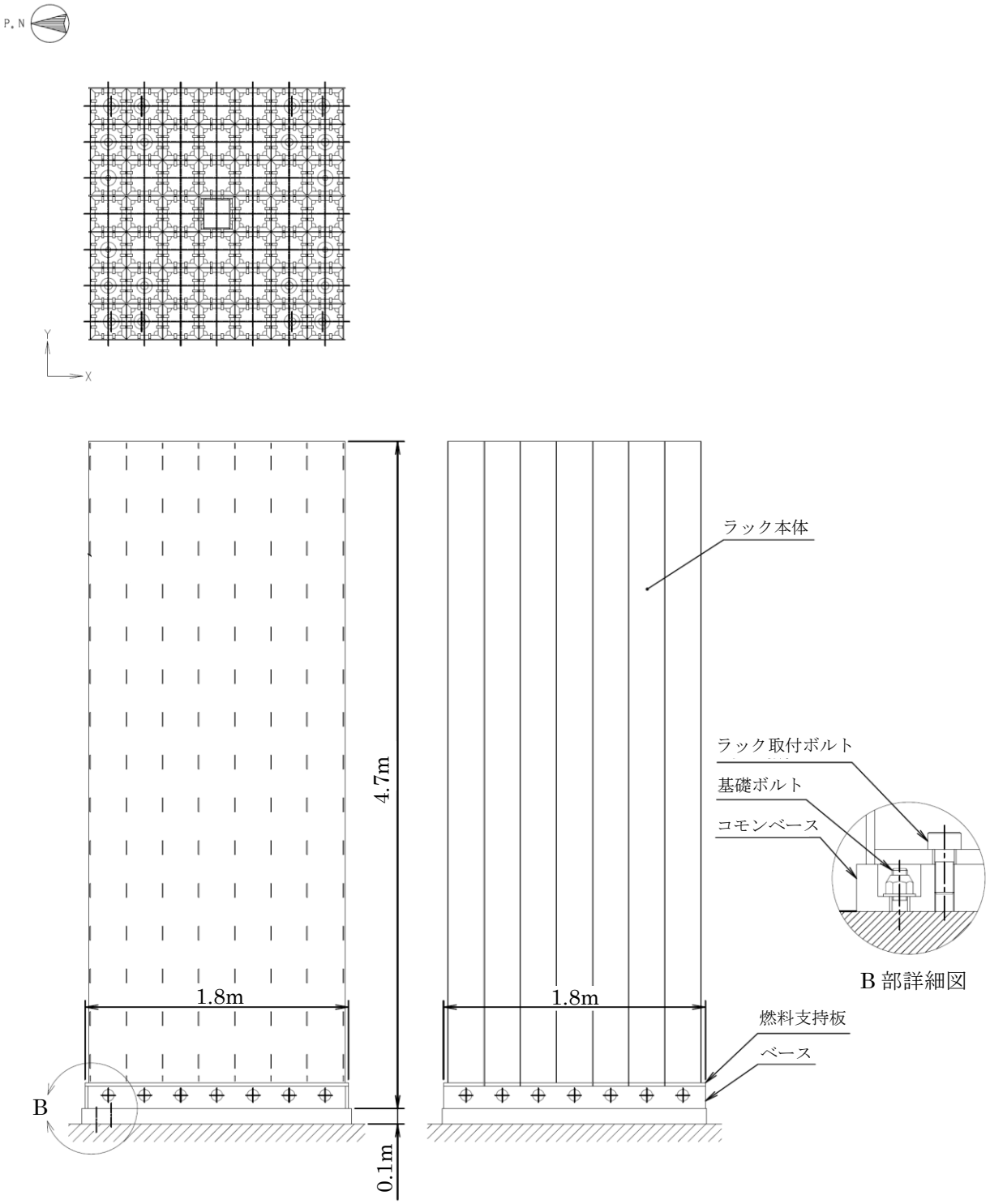


図１－１　構造概要図（使用済燃料貯蔵ラック（49 体））

1.3　記号の説明

記　号	記　号　の　説　明	単　位
A	スペーサ下部支持部材の断面積	mm^2
A_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの軸断面積	mm^2
Af	圧縮フランジの断面積	mm^2
A_S	スペーサの面積	mm^2
C_H	水平方向設計震度	－
C_V	鉛直方向設計震度	－
E	縦弾性係数	MPa
F*	設計・建設規格　SSB-3121.3 又は SSB-3133 に定める値	MPa
F_i	ベース又はコモンベース底部に作用するせん断力	N
f_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_j の位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトに作用する引張力（１本当り）	N
f_0	スペーサ下部支持部材の許容組合せ応力	MPa
f_{cb}	スペーサ下部支持部材の許容曲げ応力	MPa
f_c	スペーサの許容圧縮応力	MPa
f_s	部材の許容せん断応力	MPa
f_{sb}	せん断力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容せん断応力	MPa
f_{SS}	スペーサ下部支持部材の許容せん断応力	MPa
f_t	部材の許容引張応力	MPa
f_{to}	引張力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
f_{ts}	引張力とせん断力を同時に受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
g	重力加速度（＝9.80665）	m／s^2
H	スペーサ下部支持部材の高さ	mm
L	支点間の距離	mm
L_1	スペーサ下部支持部材とセル壁面との距離	mm
ℓ_{ig}	ベース又はコモンベース端から重心までの距離	mm
ℓ_j	ベース又はコモンベース端からラック取付ボルト又は基礎ボルトまでの距離	mm
M	曲げモーメント	N・mm
M_i	ベース又はコモンベース底部の転倒モーメント	N・mm
m	使用済燃料収納缶（小）貯蔵時のラック全質量	kg

記　号	記　　号　　の　　説　　明	単　位
n	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの全本数	－
n_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_jの位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトの本数	－
P	スペーサおよびスペーサ下部支持部材への荷重	N
S_u	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表９に定める値	ＭＰａ
S_y	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表８に定める値	ＭＰａ
Z	スペーサ下部支持部材の断面係数	mm^3
Λ	スペーサの限界細長比	－
λ	スペーサの有効細長比	－
σ_0	スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じる引張応力	ＭＰａ
σ_C	スペーサに生じる圧縮応力	ＭＰａ
σ_{cb}	スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力	ＭＰａ
σ_{fa}	部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_x，σ_y	部材に生じる引張応力	ＭＰａ
τ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じるせん断応力	ＭＰａ
τ_S	スペーサ下部支持部材に作用するせん断応力	ＭＰａ
τ_{xy}	部材に生じるせん断応力	ＭＰａ

注記

１）添字ｉの意味は，以下のとおりとする。また，添字ｊは１～１２までの数字を示すものとする。

ｉ＝Ｘ：Ｘ方向

ｉ＝Ｙ：Ｙ方向

２．計算方法

2.1　固有周期の計算方法

ラックはシェル要素を用いた有限要素モデルとする。

ラックの計算モデルを図２－１に示す。固有周期は，計算機コード「NASTRAN」を用いて求める。

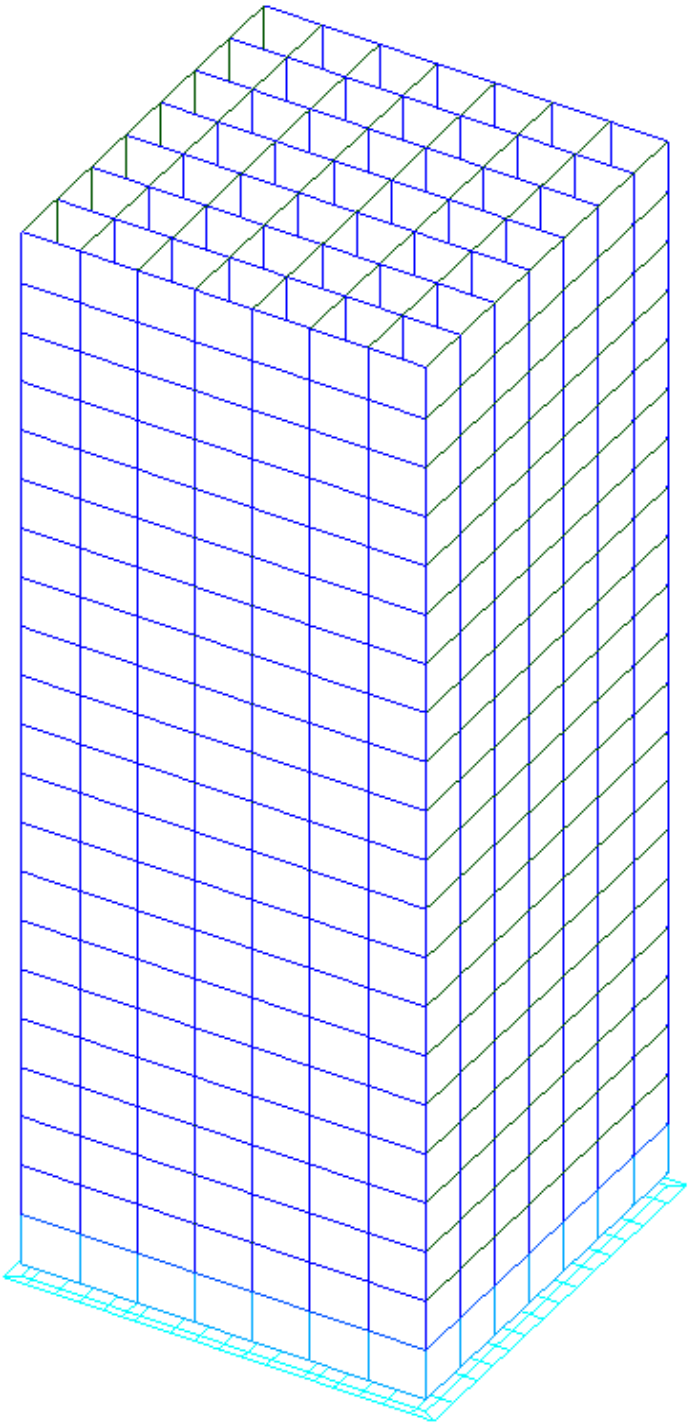


図２－１　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）計算モデル

2.2　応力の計算方法

2.2.1　部材の応力

部材についての応力計算は,図２－１の計算モデルにて計算機コードを使用して行い，引張応力，せん断応力を求め，本項に示す計算方法に従って組合せ応力を計算する。

計算機コード内では，各部材の局所座標系及びせん断応力τxy，引張応力σx，σyの作用する向きを，図２－２に示すように設定している。

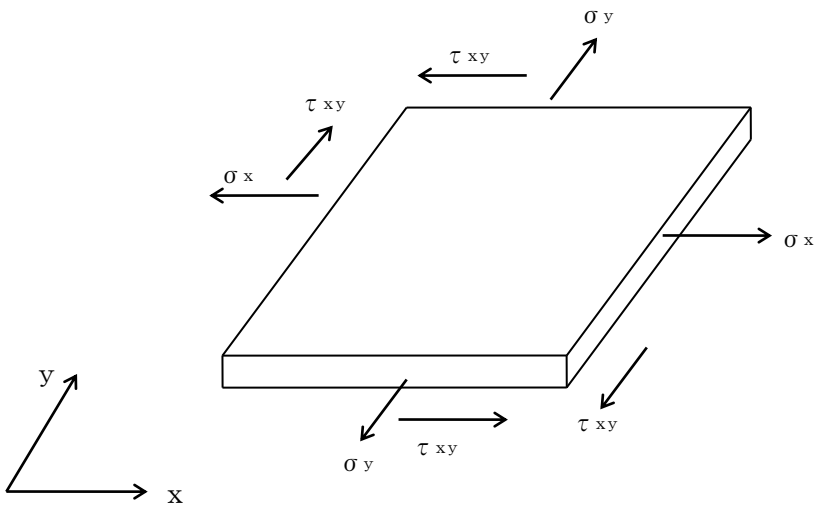


図２－２　部材の応力

各部材の組合せ応力σfaは，上記で計算したせん断応力τxy，引張応力σx，σyを用いて，次式より求める。

$$\sigma_{fa}=\sqrt{\sigma_x{}^2+\sigma_y{}^2-\sigma_x\cdot\sigma_y+3\cdot\tau_{xy}^2}$$

2.2.2　ボルトの応力

図２－１の計算モデルにて荷重計算を計算機コードを使用して行い，求められた地震時にラックに作用する転倒モーメントM_x及びベース底部に作用するせん断力F_xが，ラックに図２－３のように負荷されるものとしてラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力を求める。

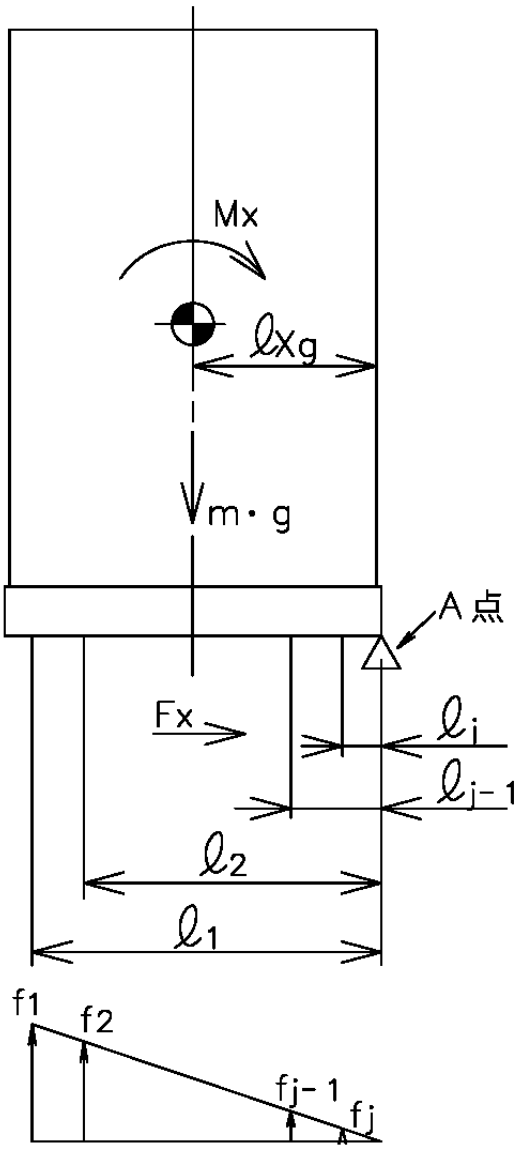


図２－３　ラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力

（1） 引張応力

Ａ点まわりのモーメントの平衡によりラック取付ボルトおよび基礎ボルト１本当りの引張力 f_j を求める。

$f_1 > f_2 > \cdots > f_{j-1} > f_j$ の関係にあるので f_1 のみを求める。

$$f_1 = \frac{l_1\left(M_X - (1-C_V)\cdot m\cdot g\cdot l_{Xg}\right)}{n_1\cdot l_1^2 + n_2\cdot l_2^2 + \Lambda + n_{j-1}\cdot l_{j-1}^2 + n_j\cdot l_j^2}$$

引張力 f_1 によりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じる引張応力 σ_b は，次式により求める。

$$\sigma_b = \frac{f_1}{A_b}$$

ただし， f_1 の値が負のときはラック取付ボルトおよび基礎ボルトに引張力が生じないので，引張応力の計算は行わない。

（2） せん断応力

ラック取付ボルトおよび基礎ボルトに対するせん断力はボルト全本数で受けるものとして計算する。

せん断力 F_X によりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じるせん断応力 τ_b は，次式により求める。

$$\tau_b = \frac{F_X}{n\cdot A_b}$$

2.2.3　スペーサ及びスペーサ下部支持部材の応力

使用済燃料貯蔵ラック(49 体)セル内の上下端に取付けるスペーサおよびスペーサ下部支持部材の条件は図２－４のａ部もしくはａ’部のどちらかに属すると考えられる。

ａ部とａ’部の部位を比較すると，図２－４の矢印方向から荷重を受けたとき，ａ’部は隣り合うセルのスペーサおよびスペーサ下部支持部材も強度部材として寄与するが，ａ部は隣り合うセルが無いため，ａ’部に比べ，強度上不利である。

したがって，代表してａ部を評価する。

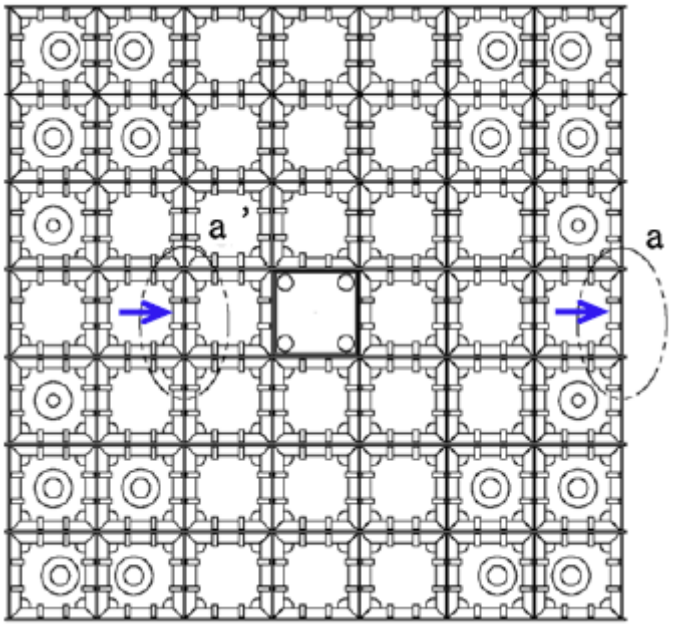


図２－４　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）上面図

（１）　作用荷重

使用済燃料収納缶（小）に働く地震力が，セル１面の上下部スペーサ部に作用するものとする。

$$P = \frac{1}{4} \cdot C_H \cdot m \cdot g$$

（２）　スペーサに生じる圧縮応力

$$\sigma_C = \frac{P}{A_S}$$

（３） スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力

$$M = P \cdot L_1$$

$$\sigma_{cb} = \frac{M}{Z}$$

（４） スペーサ下部支持部材に生じるせん断応力

$$\tau_S = \frac{P}{A}$$

（５） スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力

$$\sigma_0 = \sqrt{\sigma_{cb}{}^2 + 3 \cdot \tau_s{}^2}$$

３．評価方法

3.1　固有周期の評価

2.1 項で求めた固有周期から「添付資料－９－１　別添－２　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の耐震設計の基本方針」に基づき，水平方向設計震度を求める。

3.2　応力の評価

3.2.1　部材の応力評価

2.2.1 項で求めた各部材の引張応力 σ_x，σ_y 及び組合せ応力 σ_{fa} が，許容引張応力 f_t 以下であること。

また，2.2.1 項で求めた各部材のせん断応力 τ_{xy} が，許容せん断応力 f_s 以下であること。

ただし，f_t 及び f_s は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓｓ
許容引張応力　f_t	$\frac{F^*}{1.5}\cdot 1.5$
許容せん断応力 f_s	$\frac{F^*}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$

3.2.2　ラック取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価

2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトの引張応力σ_bが，次式より求めた許容引張応力f_{ts}以下であること。

また，2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトのせん断応力τ_bが，せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力f_{sb}以下であること。

$$f_{ts} = 1.4 f_{to} - 1.6 \tau_b$$

かつ，

$$f_{ts} \leqq f_{to}$$

ただし，f_{to}及びf_{sb}は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓs
許容引張応力　f_{to}	$\frac{F^*}{2} \cdot 1.5$
許容せん断応力　f_{sb}	$\frac{F^*}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

3.2.3　スペーサおよびスペーサ下部支持部材の応力評価

2.2.3 項で求めたスペーサの圧縮応力が次式で求めた許容圧縮応力 f_c 以下であること。2.2.3 項で求めたスペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力，せん断応力，組合せ応力がそれぞれ，次式で求めた許容曲げ応力 f_{cb}，許容せん断応力 f_{SS}，許容組合せ応力 f_0 以下であること。

地震力の種類	基準地震動Ss
許容圧縮応力　fc	$\left\{1-0.4\left(\frac{\lambda}{\Lambda}\right)^2\right\}\frac{F^*}{\nu}\times 1.5$
許容曲げ応力　fcb	$\min\left\{1.5\times\frac{0.433\cdot E\cdot Af}{L\cdot H},1.5\times\frac{F^*}{1.5}\right\}$
許容せん断応力　fSS	$1.5\times\frac{F^*}{1.5\sqrt{3}}$
許容組合せ応力 f0	$1.5\times\frac{F^*}{1.5}$

４．評価条件

機　器　名　称	耐震設計上の重要度分類	据付場所及び床面高さ（m）	次　　数	基準地震動Ｓｓ		最高使用温度（℃）	周囲環境温度（℃）
				水平方向*5 設計震度	鉛直方向 設計震度		
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	S	運用補助共用施設 G.L. -1.3 *1	１次	*2	C_V＝0.49	66	－
			２次	*3			
			３次	*4			

注記　*1：基準床レベルを示す。
*2：基準地震動Ｓｓに基づく動的解析より得られる応答値（１次固有周期：C_H＝0.84）
*3：基準地震動Ｓｓに基づく動的解析より得られる応答値（２次固有周期：C_H＝0.89）
*4：基準地震動Ｓｓに基づく動的解析より得られる応答値（３次固有周期：C_H＝0.89）
*5：基準地震動Ｓｓにより定まる動的震度（C_H＝0.67）についても考慮する。

添付資料－９では、G.L.±0m=T.P.8.5m(※)とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 O.P-1,436mm

５．評価結果

(1)　部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	ラック本体	SUS304	組合せ	σ_{fa} ＝　29	f_t ＝　205

許容応力以下である。

(2)　ラック取付ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	ラック取付ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　33	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(3)　基礎ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	基礎ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　63	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(4)　スペーサおよびスペーサ下部支持部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（49 体）	スペーサ	SUS304	圧縮	σ_C ＝　2	f_C ＝　200
	スペーサ下部支持部材	SUS304	組合せ	σ_0 ＝　23	f_0 ＝　205

許容応力以下である。

参考資料

参考　計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要

1. 一般事項

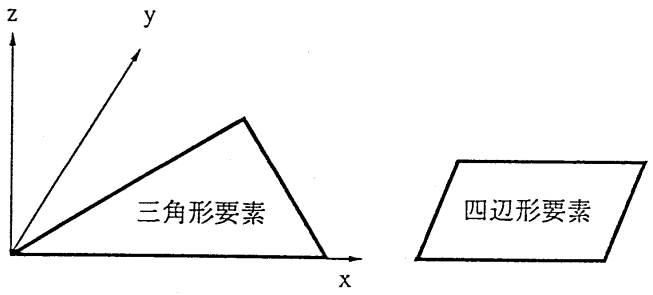
米国ＮＡＳＡ (National Aeronautics and Space Administration)作成の有限要素法による構造解析用汎用計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要である。

2. 本計算機コードの特徴

(1) 適用範囲が広く，以下の問題を解析できる。

- 静的構造問題
- 弾性安定問題
- 動的構造問題
- 熱伝導問題
- マトリックス問題一般

(2) 多くの要素が用意されており，種々のタイプの構造物の解析を行うことができる。



(3) 多自由度を有する大規模問題を効率よく解析することができる。

(4) 大規模問題を取り扱うために，入力データが簡単化されている。

(5) プロッティングの機能が準備されており，モデルの確認，解析結果の図形処理を簡単に行うことができる。

(6) 解析する座標系，拘束方法は，取り扱う問題にあったものを選ぶことができる。

3. 理 論 式

3.1 有限要素法による評価

有限要素法による評価は，次の手順で行われる。

(1) 要素内の変位を仮定し，節点変位を使って要素内任意点の変位を表現する。

$$\{u\} = [N]\{u_e\} \tag{3.1}$$

ここで,

$\{u\}$： 要素内任意点の変位

$[N]$： 形状関数マトリックス

$\{u_e\}$： 節点変位

(2) 上記の変位を微分して，要素内任意点のひずみを節点変位により表す。

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u_e\} \tag{3.2}$$

ここで,

$\{\varepsilon\}$： 要素内任意点のひずみ

$[B]$： ひずみマトリックス

(3) 材料物性から求められる応力とひずみの関係式（(3.3)式参照）より定められる弾性係数マトリックスを用いて，要素剛性マトリックスを（3.4）式により計算する。

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{3.3}$$

$$[K] = \int [B]^T [D][B]\, dvol \tag{3.4}$$

ここで,

$\{\sigma\}$： 要素内任意点の応力

$[D]$： 弾性係数マトリックス

$[K]$： 要素剛性マトリックス

(4) 全体の剛性マトリックスを要素剛性マトリックスの重ね合わせによって求め，力の釣合いより静的変位は(3.5)式，また動的変位は(3.6)式より求める。

$$\{f\} = [k]\{\gamma\} \tag{3.5}$$

$$\{f\} = [m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} \tag{3.6}$$

ここで,

$\{f\}$： 荷重ベクトル

$\{\gamma\}$： 構造全体の変位

$$= \begin{Bmatrix} u_{e1} \\ u_{e2} \\ \vdots \\ u_{en} \end{Bmatrix}$$

$u_{e1}, u_{e2}, \cdots, u_{en}$：各節点の節点変位

[m]：　質量マトリックス

[k]：　剛性マトリックス

(5)　変位が求まれば，（3.2）式，（3.3）式より各要素の応力が求められる。

以上が有限要素法の評価手順であるが，この中で要素剛性マトリックスの算定及び動的解析における運動方程式の解法等の詳細について以下に述べる。

3.2　要素剛性マトリックスの算定

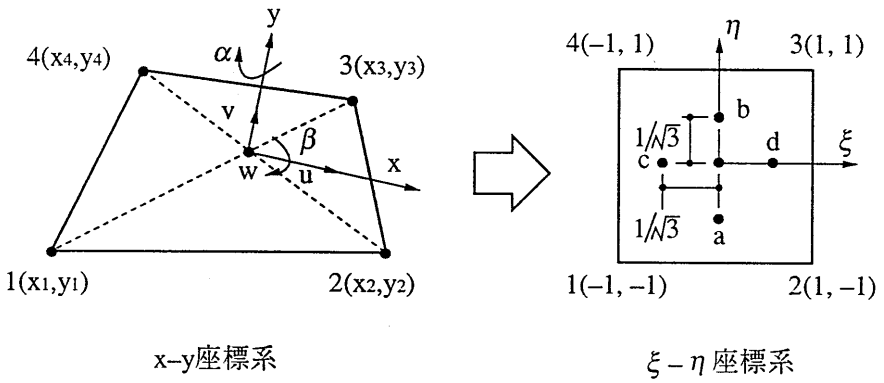
3.2.1　座標変換

解析で用いている要素は，平面応力（面内）及び板の曲げ（面外）を考慮したシェル要素で，各節点における変位成分は面内２方向(u, v)，面外１方向(w)及び回転２方向(α，β)の合計５つであり，部材剛性は面内方向及び面外方向をそれぞれ独立に加算して求めるとともに，算定に当たっては図 3-1 に示すような次の座標変換を行う。

$$x = N_1 \cdot x_1 + N_2 \cdot x_2 + N_3 \cdot x_3 + N_4 \cdot x_4$$
$$y = N_1 \cdot y_1 + N_2 \cdot y_2 + N_3 \cdot y_3 + N_4 \cdot y_4 \qquad (3.7)$$

ここで，

$$N_1 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_2 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_3 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1+\eta)$$
$$N_4 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1+\eta)$$



x–y座標系　　ξ – η 座標系

図３－１　座標系

3.2.2　面内剛性の計算

要素内任意点の変位を，図 3-1 で示した(ξ，η)と節点変位を使って次のように仮定する。

$$u = N_1 \cdot u_1 + N_2 \cdot u_2 + N_3 \cdot u_3 + N_4 \cdot u_4$$
$$v = N_1 \cdot v_1 + N_2 \cdot v_2 + N_3 \cdot v_3 + N_4 \cdot v_4 \qquad (3.8)$$

すなわち，次のようになる。

$$\{u^m\} = [N^m]\{u_e^m\} \qquad (3.9)$$

(3.8)式を用いて要素内任意点のひずみを次のように求め，面内応力に対するひずみマトリックス$[B^m]$を求める。

$$\{\varepsilon^m\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial u}{\partial x} \\ \dfrac{\partial v}{\partial y} \\ \dfrac{\partial u}{\partial y} + \dfrac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^m]\{u_e^m\} \qquad (3.10)$$

一方，面内応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^m\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [D^m]\{\varepsilon^m\} \qquad (3.11)$$

ここで，

E：　縦弾性係数

ν：　ポアソン比

したがって，面内応力に対する要素剛性マトリックス$[K_m]$は次のように計算される。

$$[K_m] = \int [B^m]^T [D^m] [B^m] \, dvol \qquad (3.12)$$

3.2.3　面外剛性の計算

面外剛性は，面外曲げに対するものと面外せん断に対するものをそれぞれ別個に計算して求める。

(1)面外曲げ剛性の計算

要素内任意点の面外方向変位(w)と回転角(α, β)を図 3-1 に示すξ－η座標系で次のように仮定する。

$$\begin{aligned} w &= w_{00} + w_{10}\cdot\xi + w_{01}\cdot\eta + w_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \alpha &= \alpha_{00} + \alpha_{10}\cdot\xi + \alpha_{01}\cdot\eta + \alpha_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \beta &= \beta_{00} + \beta_{10}\cdot\xi + \beta_{01}\cdot\eta + \beta_{11}\cdot\xi\cdot\eta \end{aligned} \qquad (3.13)$$

ここで,

$w_{00}\sim w_{11}$，$\alpha_{00}\sim\alpha_{11}$，$\beta_{00}\sim\beta_{11}$：未定係数

四辺形の各節点の(ξ，η)を(3.13)式に代入することによって，要素内任意点の面外方向変位及び回転角は，(ξ, η)と節点変位を使って表されることになる。

面外曲げに対するひずみマトリックス[B^b]を次のように求める。

$$\{\varepsilon^b\} = \begin{Bmatrix} \chi_x \\ \chi_y \\ \chi_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial\alpha}{\partial x} \\ \dfrac{\partial\beta}{\partial y} \\ \dfrac{\partial\alpha}{\partial y} + \dfrac{\partial\beta}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^b]\{u_e^b\} \qquad (3.14)$$

一方，面外曲げ応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^b\} = \frac{E\cdot t^3}{12\cdot(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \chi_x \\ \chi_y \\ \chi_{xy} \end{Bmatrix} = [D^b]\{\varepsilon^b\} \qquad (3.15)$$

ここで,

t：　板厚

したがって，面外曲げ応力に対する要素剛性マトリックス[K_b]は次のように

計算される。

$$[K_b] = \int [B^b]^T [D^b] [B^b] \, dvol \tag{3.16}$$

(2)面外せん断剛性の計算

x 方向のせん断ひずみを図 3-1 の a，b 点で，y 方向を c，d 点で代表させることとする。せん断ひずみを次のように定義し，これに(3.13)式を代入すると節点変位によりせん断ひずみが表され，ひずみマトリックス[B^s]を求める。

$$\{\varepsilon^s\} = \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial w}{\partial x} - \alpha \\ \\ \dfrac{\partial w}{\partial y} - \beta \end{Bmatrix} = [B^s]\{u_e^s\} \tag{3.17}$$

一方，面外せん断応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^s\} = \frac{G}{1.2} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = [D^s]\{\varepsilon^s\} \tag{3.18}$$

ここで，

G： せん断弾性係数

したがって，面外せん断応力に対する要素剛性マトリックス[K_s]は次のように計算される。

$$[K_s] = \int [B^s]^T [D^s] [B^s] \, dvol \tag{3.19}$$

3.3　動的解析

有限要素法による構造物の動的解析は(3.6)式の運動方程式を基本としている。

しかし，実際の構造物では常に減衰がある。有限要素系にも減衰力を導入する。減衰力が速度に比例する場合には粘性減衰といわれる。

この場合の運動方程式は減衰マトリックスを[c]とすれば，

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [c]\{\dot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{R(t)\} \tag{3.20}$$

となる。ただし，

$\{R(t)\}$ ：時間に依存する外力

$\{\gamma\}$ ：構造全体の変位

3.3.1　固有振動数解析

拘束のある構造物の自由振動を考える。減衰がない場合の運動方程式は，

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{0\} \tag{3.21}$$

自由振動は調和振動であるから$\{\gamma\}$は，

$$\{\gamma\} = \{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} \tag{3.22}$$

$\{x\}$ ： 変位$\{\gamma\}$の振幅 (mode)

ω ： 円振動数

(3.21)式に(3.22)式を代入すると，

$$(-\omega^2[m] + [k])\{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} = \{0\} \tag{3.23}$$

又は，

$$([k] - \omega^2[m])\{x\} = \{0\} \tag{3.24}$$

$$[k]\{x\} = \omega^2[m]\{x\} \tag{3.25}$$

となる。この式は固有値問題にほかならない。

ＮＡＳＴＲＡＮには固有値の解法として種々の方法が準備されている。

例えば，インバースパワー法(inverse power method)等がある。

インバースパワー法は大次元のマトリックスで小数の固有値を求める場合に有効である。

3.3.2　運動方程式の解法（モーダル解析）

モーダル解析(modal analysis)は複雑な構造物の全体の運動が非連成な１自由度の運動の重ね合わせであると考える点に基礎をおいている。この方法は大次元の連成微分方程式を直接解くよりもはるかに経済的であり，有効な方法として広く採用されている。

構造全体の変位{γ}を構造が有している固有モードの１次結合と仮定する。

$$\{\gamma\} = [X]\{q\} \tag{3.26}$$

ただし，

$[X] = [x_1, x_2, \cdots\cdots x_n]$

xi ：i 次のモード

$\{q\} = [q_1, q_2, \cdots\cdots q_n]$

qi ：i 次のモード xi の重みを決定する係数

(3.20)式に(3.26)式を代入すると，

$$[m][X]\{\ddot{q}\} + [c][X]\{\dot{q}\} + [k][X]\{q\} = \{R(t)\} \tag{3.27}$$

さらに，左から$[X]^T$を掛けると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + [X]^T[c][X]\{\dot{q}\} + [X]^T[k][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \tag{3.28}$$

(3.25)式より，

$$[X]^T[k][X] = [\omega^2][X]^T[m][X] \tag{3.29}$$

と表される。ただし，

$$[\omega^2] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & 0 \\ & \omega_2^2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n^2 \end{bmatrix}$$

また，

$$[X]^T[c][X] = 2[h][\omega][X]^T[m][X] \tag{3.30}$$

となると仮定する。ただし，

$$[h] = \begin{bmatrix} h_1 & & 0 \\ & h_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & h_n \end{bmatrix}, \quad [\omega] = \begin{bmatrix} \omega_1 & & 0 \\ & \omega_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n \end{bmatrix}$$

hi ：i 次のモードに対する減衰比

(3.28)式に(3.29)式，(3.30)式を代入すると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + 2[h][\omega][X]^T[m][X]\{\dot{q}\} + [\omega^2][X]^T[m][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \quad (3.31)$$

となる。

ここで，モードの直交性により，

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 1.0 \quad (i = j)$$

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 0.0 \quad (i \neq j) \quad (3.32)$$

(3.31)式は(3.32)式を適用することによって各々独立な n 個の運動方程式（非連成）になる。

$$\ddot{q}i + 2 \cdot hi \cdot \omega i \cdot \dot{q}i + \omega i^2 \cdot qi = Pi\ (t) \quad (3.33)$$

ただし，

$i = 1 \sim n$

$$Pi\ (t) = \{xi\}^T\{R\ (t)\}$$

(3.33)式を各々解けば，各モード xi の重みを決定する qi が個々に求まり，さらにこれを(3.26)式に代入すれば構造全体の変位{γ}が求められる。

4. 解析フローチャート

本計算機コードの解析フローチャートを図４－１に示す。

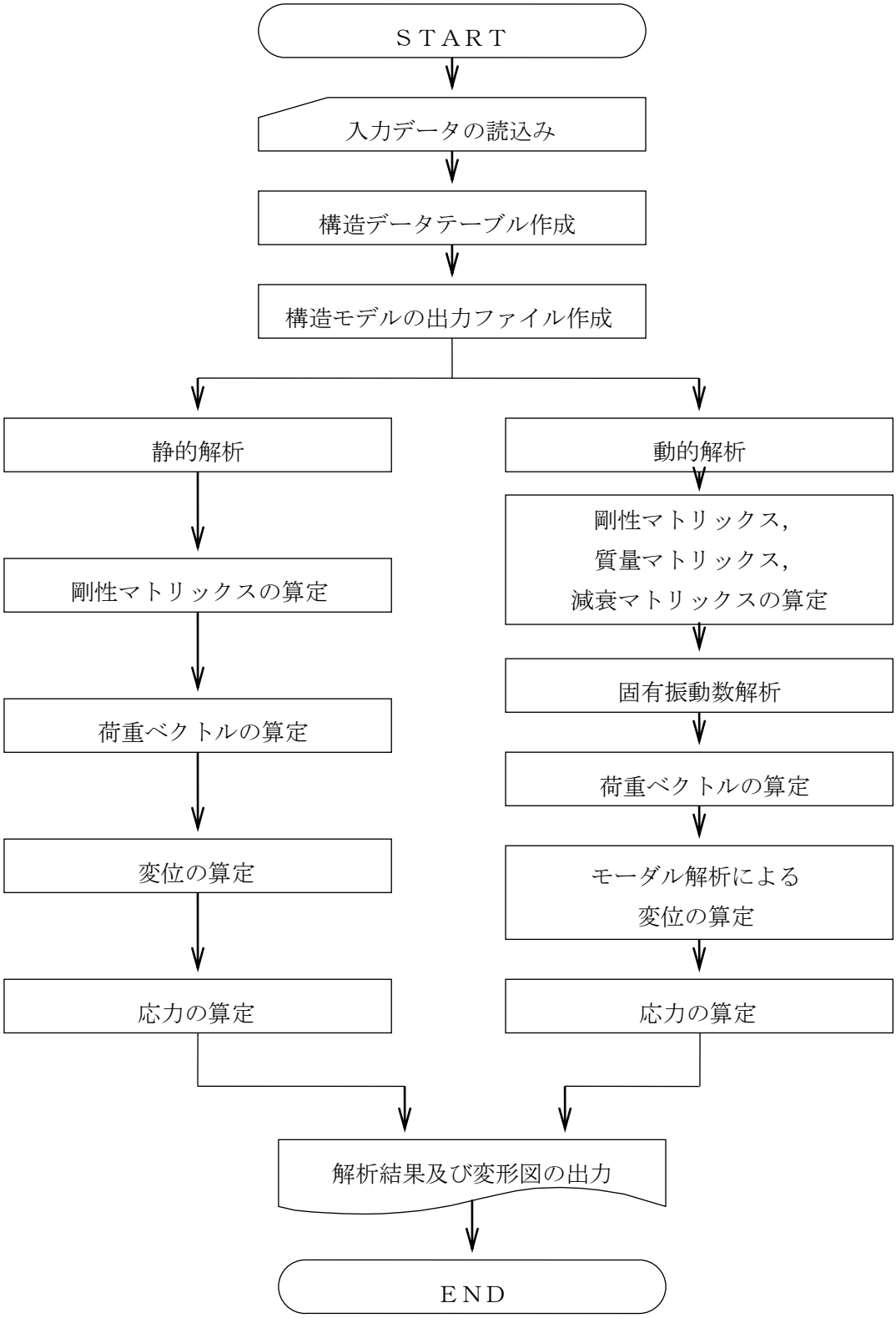


図４－１　解析フローチャート

使用済燃料貯蔵ラック(49 体)設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書

1.1　概要

使用済燃料共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の設置に伴い，設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力について以下に示す。

放射線業務従事者等の立入る可能性のある区域の線量率については，表－１の設計基準が達成されるように遮へい設計を実施するものとする。遮へい設計の区分について表－１に示す。

表－１　基準線量率

区　分		設計基準線量率
非管理区域	A	0.006mSv/h 以下
管理区域	B	0.01mSv/h 以下
	C	0.06mSv/h 以下
	D	0.12mSv/h 以下
	E	0.5mSv/h 以下
	F	0.5mSv/h より大

ただし，立入りに対する制限は，線量率，作業時間，個人の線量等を考慮して定める。

1.2　使用済燃料共用プールの線源強度

使用済燃料共用プールの線源強度として，ラックに収納されている使用済燃料を線源として考える。使用済燃料の照射時間は 1×10^{6} 時間とし，原子炉停止後 1×10^{4} 時間経過したものが全てのラックに収納されているものとする。なお，原子炉運転中における燃料集合体１体あたりの出力は 4.3MW とする。

使用済燃料の線源強度について，表－２に示す。

表－２　使用済燃料の線源強度

ガンマ線エネルギ（MeV）	線源強度（MeV/(W･s)）
1.0	1.2×10^{9}
2.0	3.6×10^{6}
3.0	6.4×10^{6}

※1 REACTOR HANDBOOK Vol.Ⅲ Part B より

これより，各ガンマ線エネルギの単位体積あたりの線源強度Ｓは次式により求められる。

$$S\ (s^{-1}\cdot mm^{-3}) = \frac{\text{線源強度(MeV/(W·s))}\times\text{燃料集合体1体あたりの出力(W)}}{\text{各ガンマ線エネルギ(MeV)}\times\text{燃料集合体1体あたりの線源領域体積}(mm^3)}$$

1.3　評価方法

前項の線源強度から，図－１に示す評価点における線量率を計算機コード「ＱＡＤ－ＣＧＧＰ２Ｒ」（概要を参考資料に示す。）を用いて計算する。

なお，遮へい計算に用いる前提条件は以下のとおりとする。

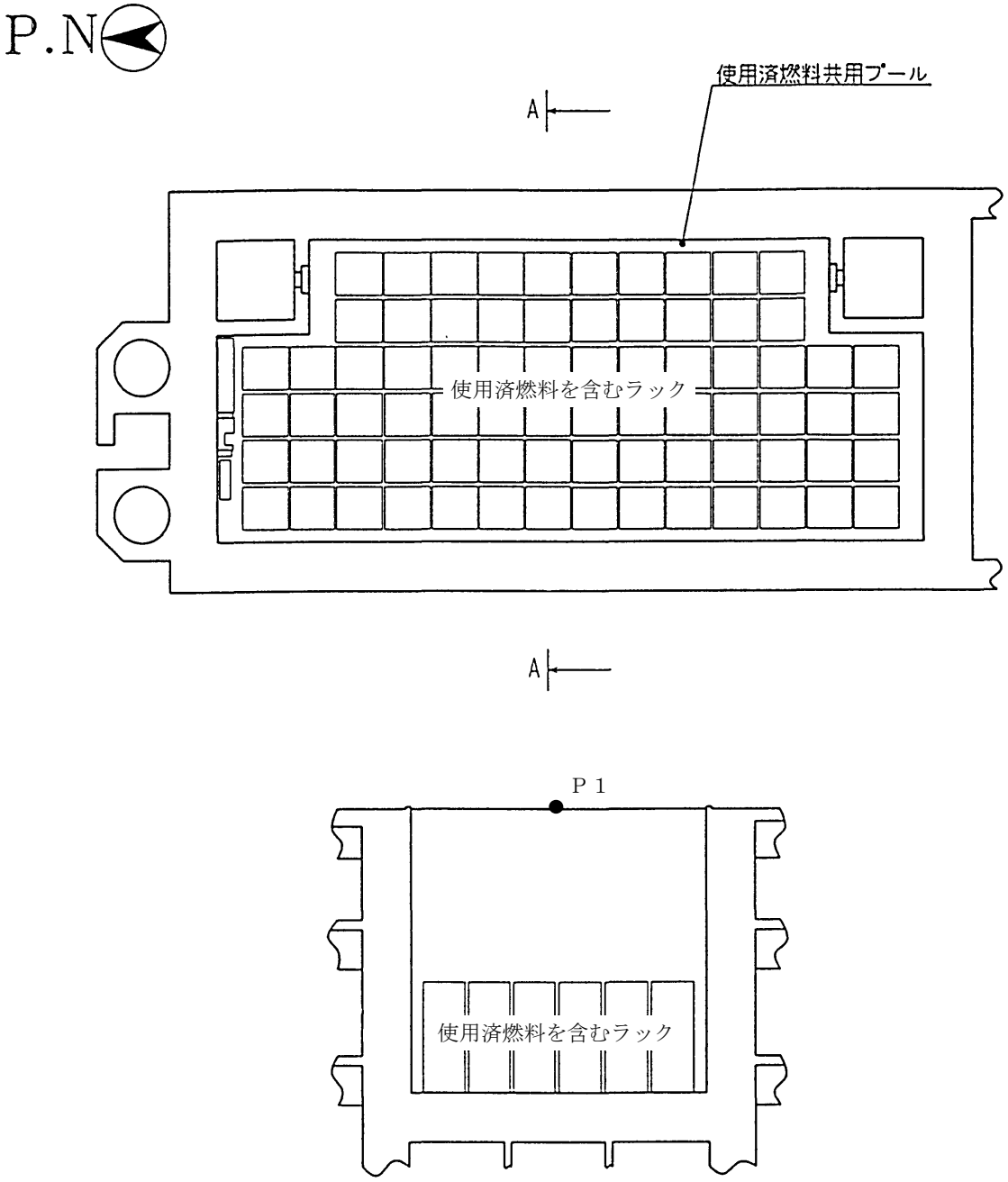
- 線源形状は，ラック配置面積，燃料有効長より算出した直方体モデルとする。なお，ラックによる遮へい効果は考慮しない。
- 線量率の評価点は，直方体モデルの中心位置延長上とする。計算モデルを図－２に示す。

1.4　評価結果

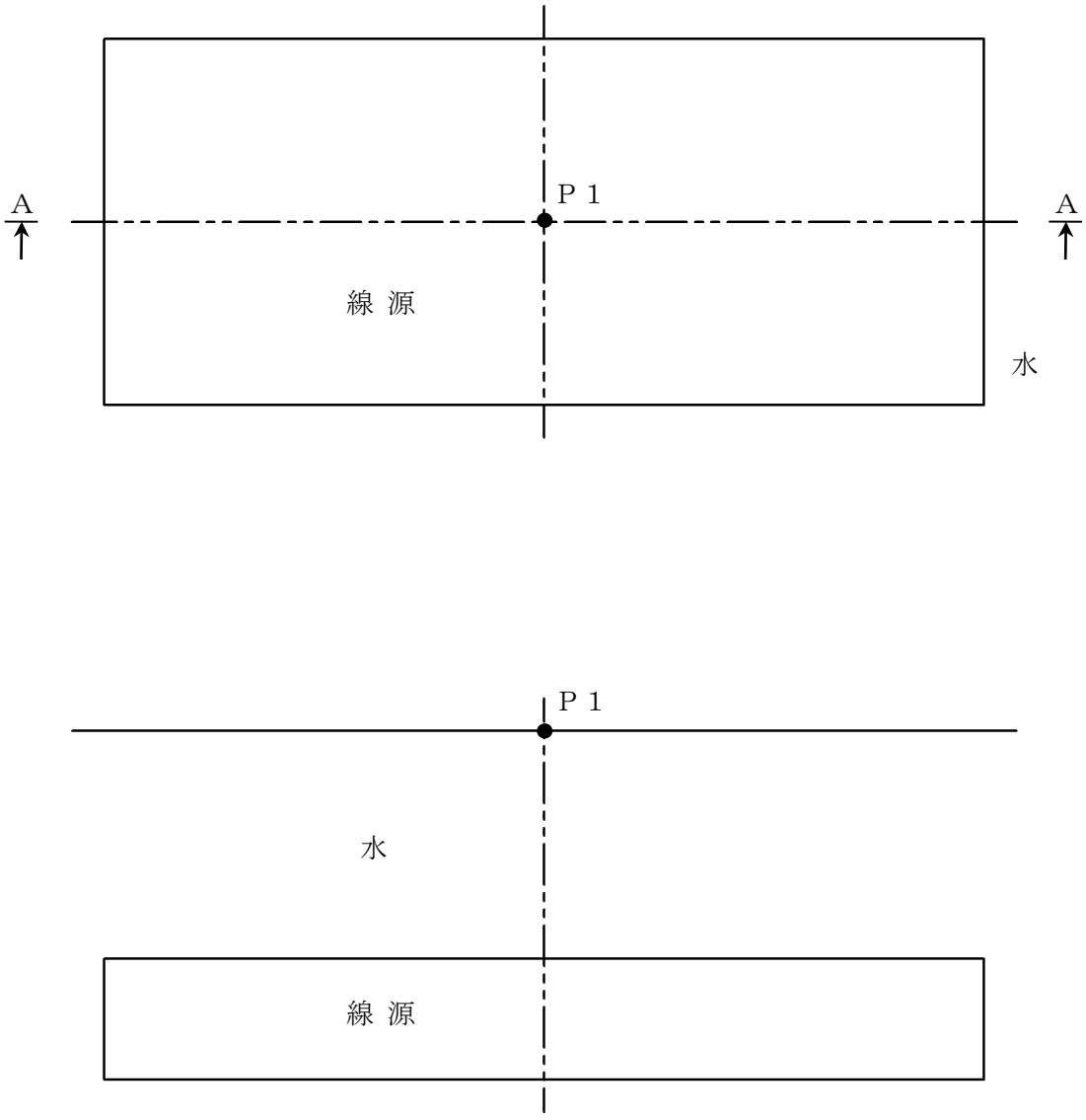
計算結果について表－３に示す。評価点における線量率は，当該区分に対する基準値を満足しており，水深の遮へい能力は十分確保される。

表－３　計算結果

評 価 点	区 分	線 量 率 (mSv/h)
Ｐ１（プール水面）	Ｆ	1.0×10^{-8}



図－１　評価点



※1 評価においては，高さを使用済燃料の有効長とし，縦，横を使用済燃料貯蔵ラック設置エリアを包含する寸法とした直方体を線源として考慮する。

図－２　計算モデル（評価点Ｐ１）

計算機コード「ＱＡＤ－ＣＧＧＰ２Ｒ」の概要

(1) 概要

ＱＡＤ－ＣＧＧＰ２Ｒコードは，米国ロスアラモス国立研究所で開発された，ガンマ線の物質透過を計算するための点減衰核積分コード「ＱＡＤ」をベースとし，日本原子力研究所がＩＣＲＰ1990 年勧告の国内関連法令・規則への取入れに合わせて，実効線量を計算できるように改良した汎用遮へい解析コードである。

(2) 機能

ＱＡＤ－ＣＧＧＰ２Ｒコードは，遮へい解析に際して以下の機能を有する。

- 線源を直方体，円筒，球の形状に構成できる。
- 任意の遮へい体で構成される体系のガンマ線実効線量率を計算する。

(3) 使用実績

ＱＡＤ－ＣＧＧＰ２Ｒコードは，使用済燃料貯蔵プールのガンマ線遮へい解析に豊富な実績を有する。

(4) 検証

大型実験／ベンチマーク試験による検証※1が実施されていることを確認した。

※1 以下の文献を確認し，検証されたコードであることを確認した。

- ガンマ線遮蔽設計ハンドブック（1988 年 1 月，（社）日本原子力学会）
- 放射線輸送計算コードを用いた「むつ」舶用炉の遮蔽解析法と実験解析に基づく評価（日本原子力学会誌　1984 Vol.26　No.2）

使用済燃料収納缶（小）についての説明書

1. 概要

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）に貯蔵する変形燃料，および破損燃料は，燃料の取扱いを可能にするため，また破損燃料については放射性物質の拡散を抑制するとともに，燃料の形状が維持されていない場合でも臨界を防止するため，使用済燃料収納缶（小）内に収納した状態で貯蔵する。

2. 使用済燃料収納缶（小）の構造

使用済燃料収納缶（小）はステンレス鋼製の角缶構造である。

3. 使用済燃料収納缶（小）の機能

(1) 使用済燃料収納缶（小）は，燃料取扱装置を用いて使用済燃料収納缶（小）内に収納した燃料の取扱いが可能になるよう，使用済燃料収納缶（小）上部に燃料の上部タイプレートハンドル部と同等の形状を有する吊具を取り付け，吊具を燃料取扱装置の把握機で把持する。なお，吊具は落下防止措置を施した着脱式の機構とする。

(2) 使用済燃料収納缶（小）は，燃料棒の形状が維持されていない場合でも放射性物質の拡散を抑制する。

4. 使用済燃料収納缶（小）の取扱い及び落下防止措置

・使用済燃料収納缶（小）上部には吊具を取り付けるための接続部（窓）を設け，接続部に吊具を取り付ける。接続部は使用済燃料収納缶（小）に４箇所設け，吊具を４箇所に取り付けることにより，吊上げ時の落下を防止する。

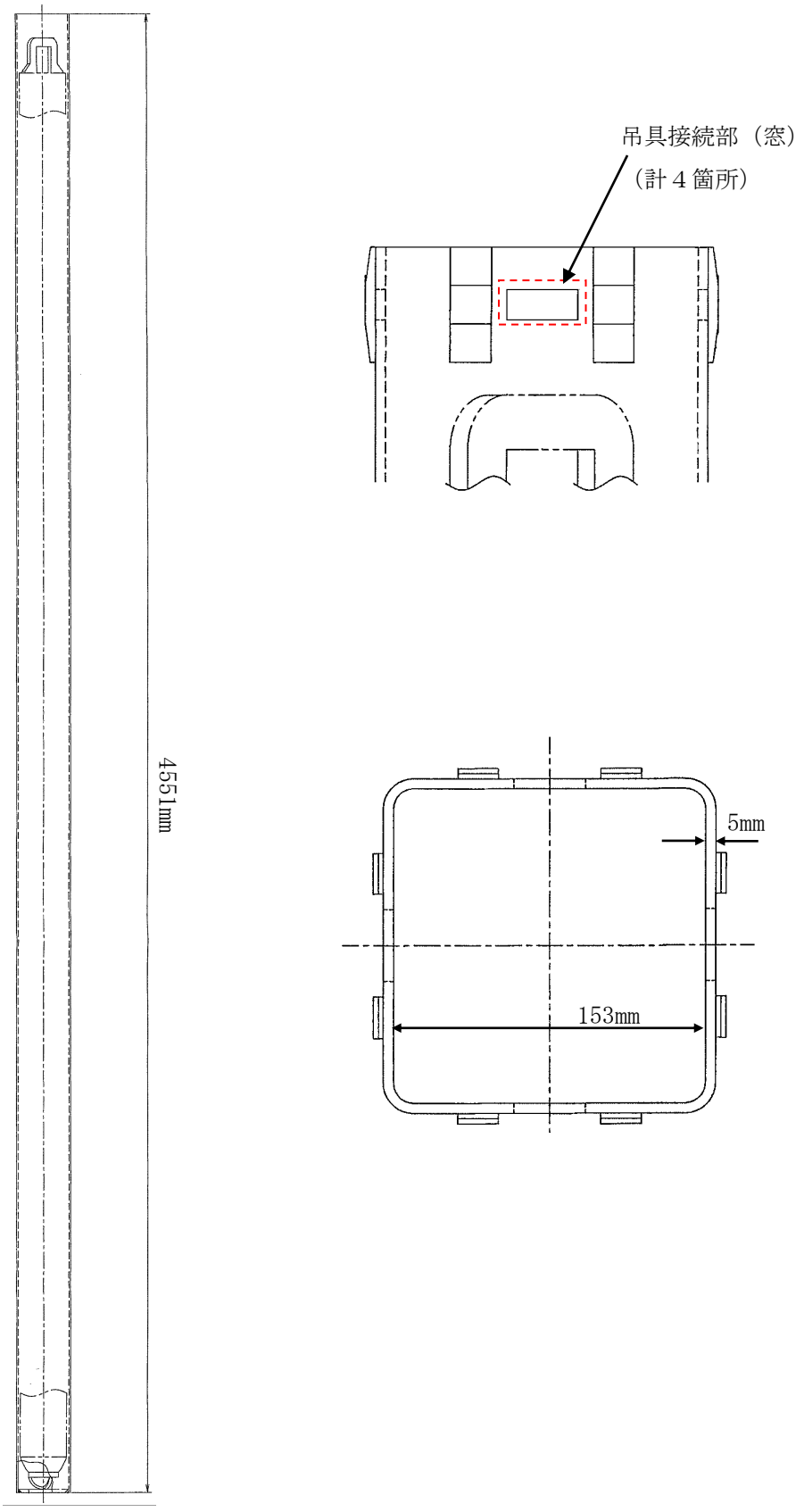
・吊具は燃料取扱装置の把握機で把持することから，以下の燃料取扱装置の落下防止機能により吊上げ時の落下を防止する。

　・ホイストは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造

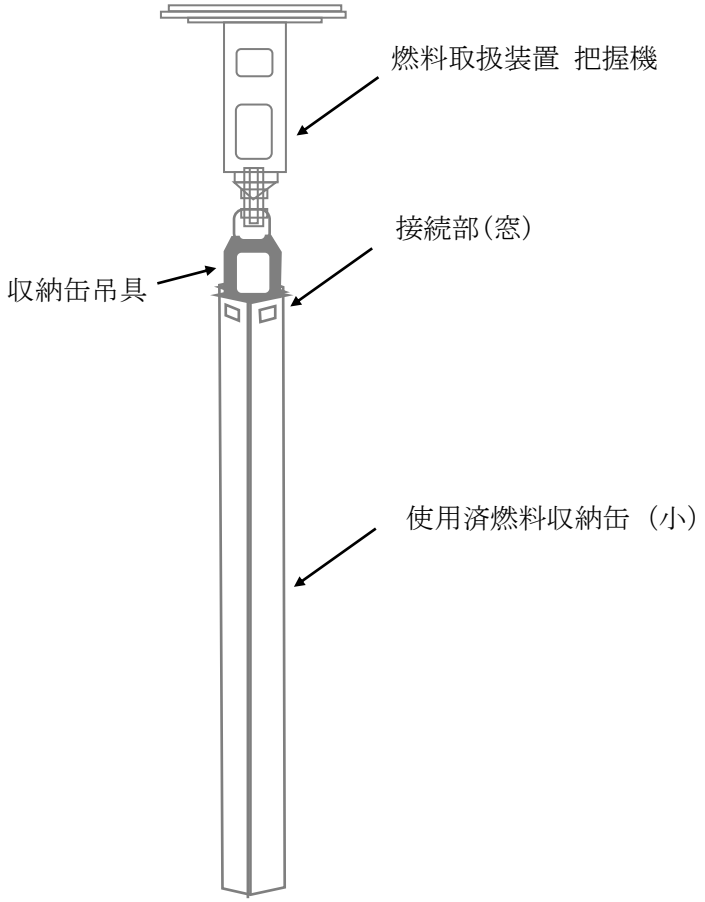
　・ホイストは二重のワイヤロープで保持する構造

　・把握機は空気喪失時にフックが開かない構造

　・把握機の機械的インターロック



図－１　使用済燃料収納缶（小）構造図



図－２　使用済燃料収納缶（小）取り扱い概念図

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）について

1. 背景

共用プールに，1～3 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料（合計 4,403 体)の受け入れを計画している。その中には，震災前から使用済燃料プールに貯蔵されている変形燃料や破損燃料，震災時に破損した可能性のある燃料が含まれている。変形燃料の貯蔵にあたっては，変形の程度に対して，物理的に貯蔵できるとともに，臨界を防止することが必要である。また破損燃料の貯蔵にあたっては，破損形態に応じて，使用済燃料収納缶に収納することにより放射性物質の拡散を抑制するとともに，臨界を防止することが必要である。

このため，上記の燃料の貯蔵を目的とした使用済燃料貯蔵ラックを設置する。

2. 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）および使用済燃料収納缶（大）について

- 使用済燃料収納缶（大）とは，使用済燃料収納缶（小）に入らない変形，または破損燃料を収納する缶であり，使用済燃料収納缶（大）ごと使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵することが可能である。なお，健全燃料についても使用済燃料収納缶（大）に収納し，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵することが可能である。
- 使用済燃料収納缶（大）は，燃料ハンドル部が幾何形状的に最も変形した場合でも収納することが可能な内寸としている。
- 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）には使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体 25 体を貯蔵する。

3. 安全機能の維持の確認

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の安全機能は以下の別添―１～３，５にて確認し，使用済燃料収納缶（大）の安全機能は以下の別添―４にて確認している。

- 別添―１　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類
- 別添―２　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針
- 別添―３　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震性についての計算書
- 別添―４　使用済燃料収納缶（大）の耐震性についての計算書
- 別添―５　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書
- 別添―６　使用済燃料収納缶（大）についての説明書

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)の核燃料物質が臨界に達しないことを説明する書類

1.1　基本的考え方

使用済燃料共用プールの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，想定される厳しい状態において貯蔵する燃料が臨界に達することを防止する設計とする。また，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，臨界防止のため以下の配慮を行う。

- 貯蔵する燃料の中心間距離をラックの格子および格子内のスペーサで確保する。
- ラック構造材にはステンレス鋼を使用する。

1.2　設計基準

想定される厳しい状態において，実効増倍率（keff）を 0.95 以下とすることを設計基準とする。

1.3　評価条件

燃料棒の形状が維持されていないと仮定した条件で評価を行うものとする。

臨界解析モデルを図－１に示す。実効増倍率を大きく見積るため，評価条件を下記の通りとした。

- 使用済燃料貯蔵ラック（25 体）には使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体 25 体を貯蔵する。
- 使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体は，燃料集合体の形状維持を前提としないため，以下の条件を設定する。
  - ・燃料被覆管が破損しペレットが使用済燃料収納缶（大）内に放出されたことを仮定し，使用済燃料収納缶（大）内にペレットと水が非均質に混ざった状態とする。
  - ・水／ウラン比，燃料粒子径が最適な状態とする。
  - ・U-235 の濃縮度は未照射のまま減損しない値とし，９×９燃料のペレット最高濃縮度 4.9wt%とする。また，中性子吸収断面積の大きい Gd は無視する。
- 使用済燃料収納缶（大）の板厚は，製造公差を考慮した最大値とする。
- ラックの貯蔵ピッチ及び内のりは，製造公差を考慮した最小値とする。なお，ラックの板厚は，貯蔵ピッチと内のりによって決まるため，公称値とする。
- ラック内の使用済燃料収納缶（大）配置は，スペーサ間の範囲で偏心配置（ラック中心寄り）を考慮する。
- ラックが無限に並んだ状態として，高さ方向無限，かつラック周囲での境界条件を完全反射とする。

- チャンネルボックスは水に置き換え，中性子吸収材を使用済燃料収納缶（大）に固定するボルト穴は溝として水に置き換える。
- 水温は 4℃とする。

1.4　評価方法

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の実効増倍率は，使用済燃料収納缶（大），ラックの形状を模擬した計算モデルを用い，計算には KENO-V.a コードを用いる。

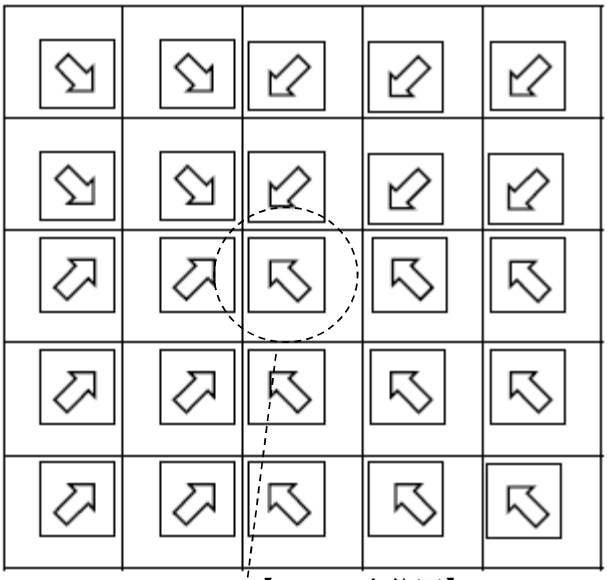
1.5　評価結果

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の実効増倍率は，表－1 に示す通り設計基準を満足している。

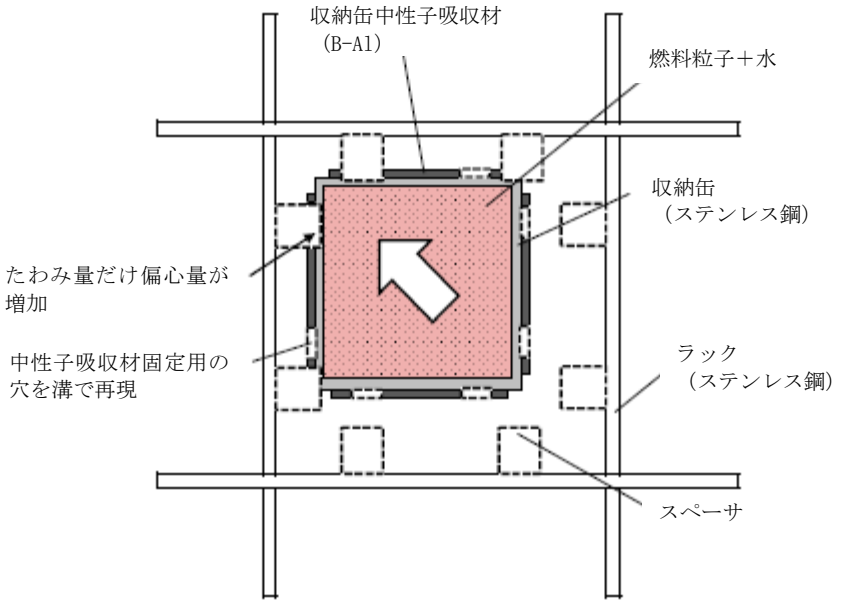
表―1　評価結果

使用済燃料収納缶（大）内の燃料条件	実効増倍率※1	設計基準
燃料棒の形状が維持されていない燃料	0.91	0.95

※1 モンテカルロ計算の統計誤差（3σ）を考慮した値



【ラック全体図】



【使用済燃料収納缶（大）に収納された燃料集合体の詳細】

図－１　臨界解析モデル
（燃料棒の形状が維持されていないと仮定）

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送容器の臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図－２に示す。

（４） 使用実績

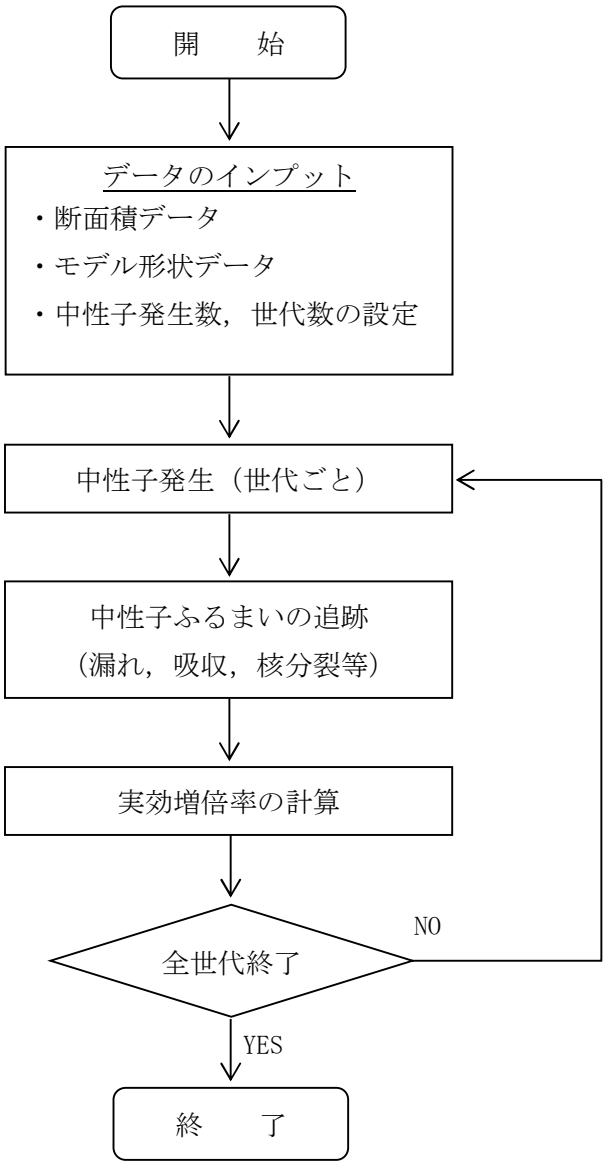
KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送容器の臨界解析をはじめ，使用済燃料貯蔵ラックや核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験*1 の中から 16 種類の臨界体系をベンチマーク試験*2 として選び，検証を行った。

*1 S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, April 1981.

*2 “International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments”, LEU-COMP-THERM-010, LEU-COMP-THERM-013, LEU-COMP-THERM-017, LEU-COMP-THERM-042, NEA/NSC/DOC(95)03, September 2009.



図－２　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

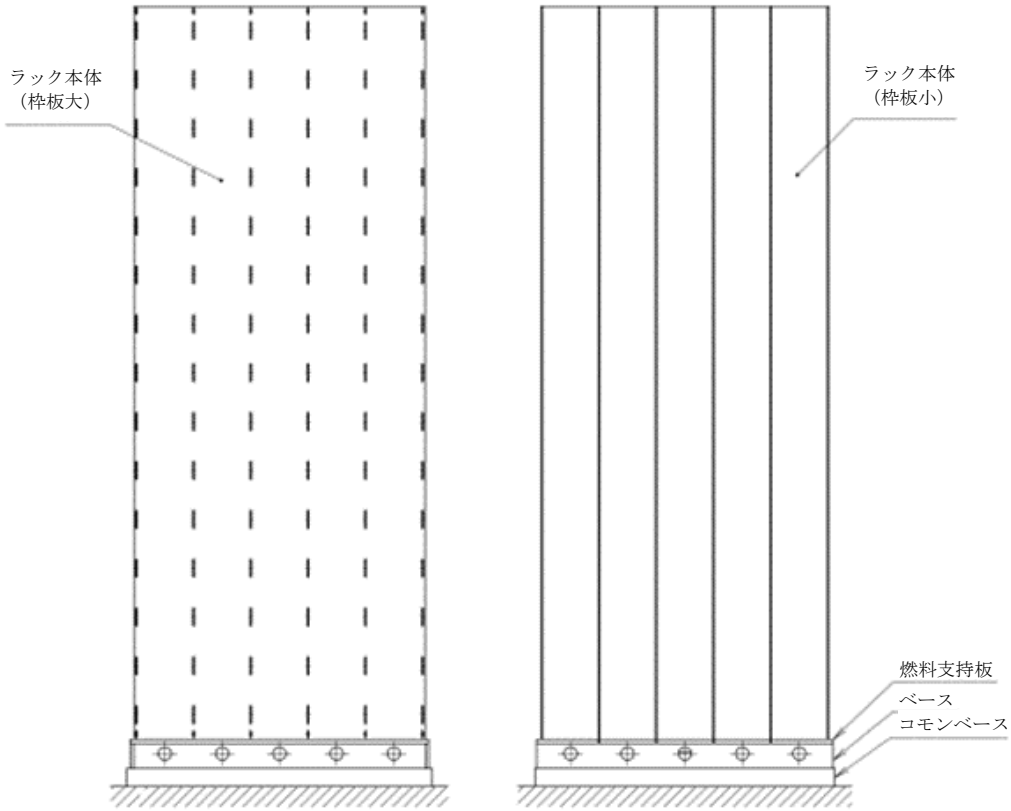
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計は，次の基本方針に基づいて行う。

1.　設備の重要度による耐震クラス分類

耐震クラス	S

2.　構造計画

主要区分	計画の概要		概略構造図	摘要
	基礎・支持構造物	主体構造		
（1）使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，縦置型で共用プールの床に置かれたコモンベース上に設置されラック取付ボルトで固定している。コモンベースは，共用プール床に取り付けられてある基礎ボルトにより固定している。	ステンレス鋼製角形枠組構造		・使用済燃料貯蔵ラック（25 体）

3.　設計用地震力

耐震クラス	設計用地震波	動的解析法	適用する地震動等		設計用地震力
			水平	鉛直	
S	基準地震動Ｓｓ	モーダル解析による 応答スペクトル法	Ｓｓ	Ｓｓ	水平地震力，鉛直地震力は動的解析により得られた地震力とする。

4.　荷重の組合せと許容限界

記号の説明

D　　：死荷重

P_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における圧力荷重又は当該設備に設計上定められた最高使用圧力による荷重

M_D　　：地震と組合わすべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲがある場合はこれを含む）における機械的荷重又は当該設備に設計上定められた機械的荷重

Ss　　：基準地震動Ｓｓにより定まる地震力

f_t(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容引張応力

f_s(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対しては設計・建設規格SSB-3121.1，ボルト材に対しては設計・建設規格SSB-3131により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容せん断応力

f_c(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容圧縮応力

f_b(注)　　：ボルト材以外の支持構造物に対して設計・建設規格SSB-3121.1により規定される供用状態Ａ及びＢでの許容曲げ応力

f_t^*，f_s^*，f_c^*，f_b^*：供用状態Ｄｓに対する許容応力算定に用いる応力であって，上記のf_t，f_s，f_c，f_bの値を算出する際，以下の読み替えを行って算出した値。その他の支持構造物の場合，下記（注）のS_yを$1.2S_y$と読み替える。ただし，ステンレス鋼及び高ニッケル合金を除く。

τ_b　　：基礎ボルトに生じるせん断応力

（注）

クラス３支持構造物及びその他支持構造物に対するf_t，f_s，f_c，f_bの値の算出において，F値は次の値を用いる。

$$F = \mathrm{Min}[S_y,\ 0.7S_u]$$

ただし，使用温度が40℃を超えるオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金にあっては，

$$F = \mathrm{Min}[1.35S_y,\ 0.7S_u,\ S_y(RT)]$$

ここで，

F ： 許容応力算定用基準値，材料の許容応力を決定する場合の基準値

(1) 支持構造物

耐震クラス	荷重組合せ	供用状態	許容限界（ボルト等以外）					許容限界（ボルト等）			適用範囲
			一次応力					一次応力			
			引張	せん断	圧縮	曲げ	組合せ	引張	せん断	組合せ	
S	$D+P_D+M_D+Ss$	Ｄｓ	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$\mathrm{Min}\{1.5f_t^*,\ (2.1f_t^*-1.6\tau_b)\}$	・使用済燃料貯蔵ラック（25 体） ・ラック取付ボルト ・基礎ボルト ・スペーサ ・スペーサ下部支持部材

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)の耐震性についての計算書

１．一般事項

本計算書は，使用済燃料貯蔵ラック（25 体）（以下「ラック」という。）の耐震性についての計算方法と計算結果を示す。

1.1　計算条件

(1)　ラックは，使用済燃料共用プール（以下「共用プール」という。）の底部に基礎ボルトを介して据え付けられたコモンベース上にラック取付ボルトで固定されるものとする。

(2)　ラックの質量には，使用済燃料収納缶（大）及びこれに収納されている使用済燃料の質量とラック自身の質量のほか，使用済燃料収納缶（大）とラックに含まれる水の質量及びラック外形の排除水質量*を考慮する。

(3)　水平方向地震動と鉛直方向地震動を解析モデルへ別々に入力して地震荷重,応力を求め，それらを適切に組み合わせて評価を行う。

構造概要図を図１－１に示す。

注記＊：排除水質量とは，水中の機器の容積により排除される機器の周囲の流体の質量である。

1.2　準拠基準等

本検討は原則として下記に準拠して行う。

・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601・補-1984）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1987）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG 4601-1991 追補版）
・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
・発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・鋼構造設計規準－許容応力度設計法－（社団法人　日本建築学会（2005 年 9 月））
・日本産業規格（JIS）

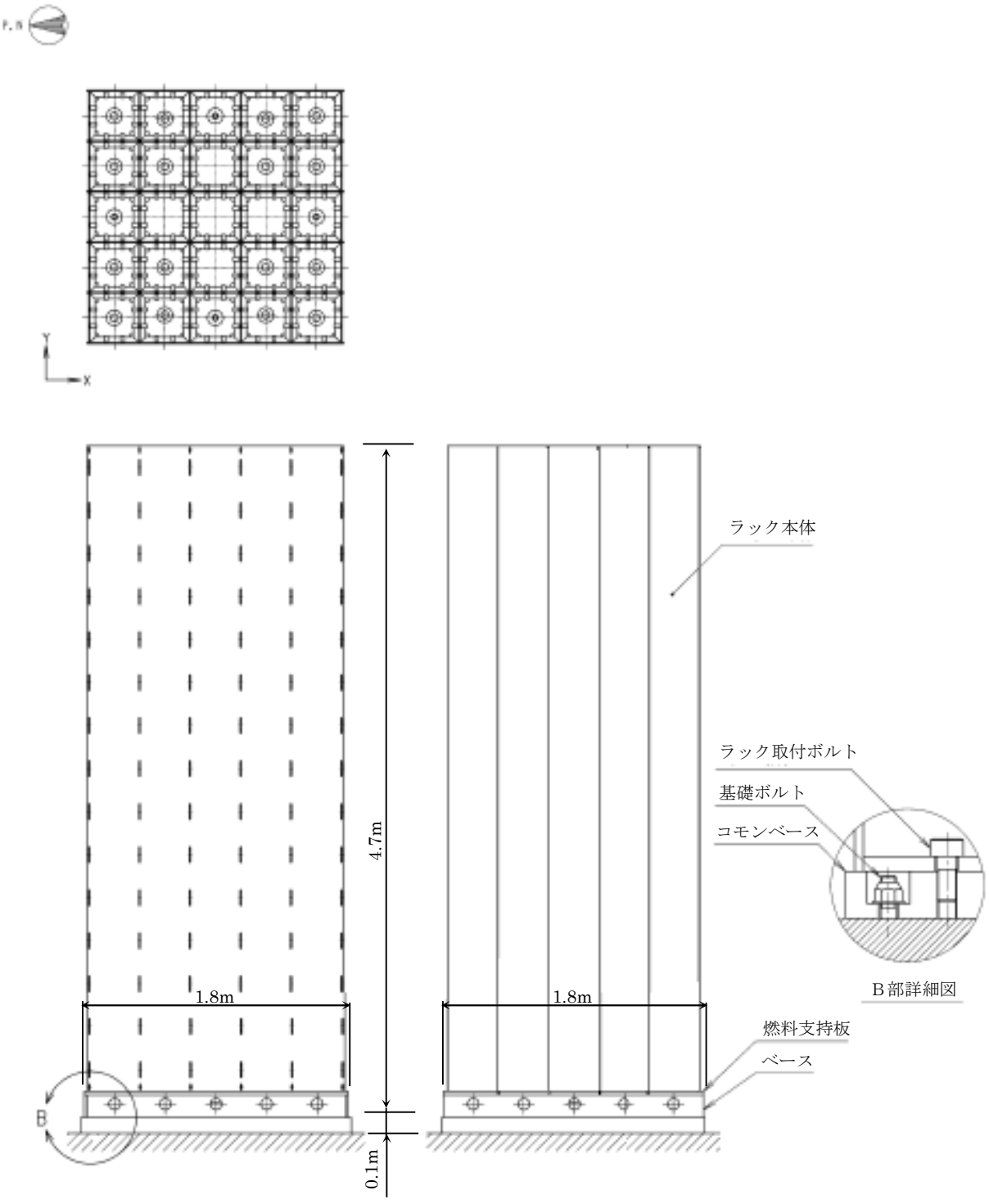


図１－１　構造概要図（使用済燃料貯蔵ラック（25 体））

1.3　記号の説明

記　号	記　号　の　説　明	単　位
A	スペーサ下部支持部材の断面積	mm^2
A_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの軸断面積	mm^2
Af	圧縮フランジの断面積	mm^2
A_S	スペーサの面積	mm^2
C_H	水平方向設計震度	－
C_v	鉛直方向設計震度	－
E	縦弾性係数	MPa
F*	設計・建設規格　SSB-3121.3 又は SSB-3133 に定める値	MPa
F_i	ベース又はコモンベース底部に作用するせん断力	N
f_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_j の位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトに作用する引張力（１本当り）	N
f_0	スペーサ下部支持部材の許容組合せ応力	MPa
f_{cb}	スペーサ下部支持部材の許容曲げ応力	MPa
f_c	スペーサの許容圧縮応力	MPa
f_s	部材の許容せん断応力	MPa
f_{sb}	せん断力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容せん断応力	MPa
f_{SS}	スペーサ下部支持部材の許容せん断応力	MPa
f_t	部材の許容引張応力	MPa
f_{to}	引張力のみを受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
f_{ts}	引張力とせん断力を同時に受けるラック取付ボルト又は基礎ボルトの許容引張応力	MPa
g	重力加速度（＝9.80665）	m／s^2
H	スペーサ下部支持部材の高さ	mm
L	支点間の距離	mm
L_1	スペーサ下部支持部材とセル壁面との距離	mm
ℓ_{ig}	ベース又はコモンベース端から重心までの距離	mm
ℓ_j	ベース又はコモンベース端からラック取付ボルト又は基礎ボルトまでの距離	mm
M	曲げモーメント	N・mm
M_i	ベース又はコモンベース底部の転倒モーメント	N・mm
m	使用済燃料収納缶（大）貯蔵時のラック全質量	kg

記　号	記　　号　　の　　説　　明	単　位
n	ラック取付ボルト又は基礎ボルトの全本数	－
n_j	ベース又はコモンベース端から ℓ_jの位置にあるラック取付ボルト又は基礎ボルトの本数	－
P	スペーサおよびスペーサ下部支持部材への荷重	N
S_u	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表９に定める値	ＭＰａ
S_y	設計・建設規格　付録材料図表　Part5　表８に定める値	ＭＰａ
Z	スペーサ下部支持部材の断面係数	mm^3
Λ	スペーサの限界細長比	－
λ	スペーサの有効細長比	－
σ_0	スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じる引張応力	ＭＰａ
σ_C	スペーサに生じる圧縮応力	ＭＰａ
σ_{cb}	スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力	ＭＰａ
σ_{fa}	部材に生じる組合せ応力	ＭＰａ
σ_x，σ_y	部材に生じる引張応力	ＭＰａ
τ_b	ラック取付ボルト又は基礎ボルトに生じるせん断応力	ＭＰａ
τ_S	スペーサ下部支持部材に作用するせん断応力	ＭＰａ
τ_{xy}	部材に生じるせん断応力	ＭＰａ

注記

１）添字ｉの意味は，以下のとおりとする。また，添字ｊは１～１０までの数字を示すものとする。

ｉ＝Ｘ：Ｘ方向

ｉ＝Ｙ：Ｙ方向

２．計算方法

2.1　固有周期の計算方法

ラックはシェル要素を用いた有限要素モデルとする。

ラックの計算モデルを図２－１に示す。固有周期は，計算機コード「NASTRAN」を用いて求める。

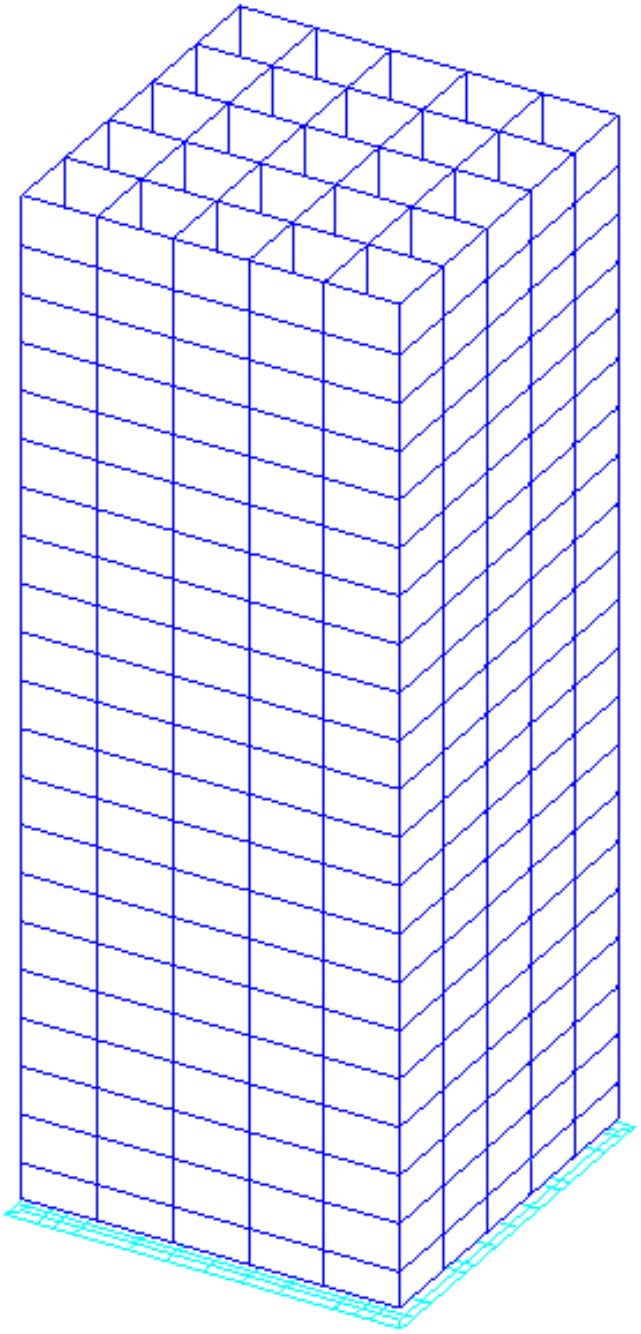


図２－１　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）計算モデル

2.2　応力の計算方法

2.2.1　部材の応力

部材についての応力計算は,図２－１の計算モデルにて計算機コードを使用して行い，引張応力，せん断応力を求め，本項に示す計算方法に従って組合せ応力を計算する。

計算機コード内では，各部材の局所座標系及びせん断応力τ_{xy}，引張応力σ_x，σ_yの作用する向きを，図２－２に示すように設定している。

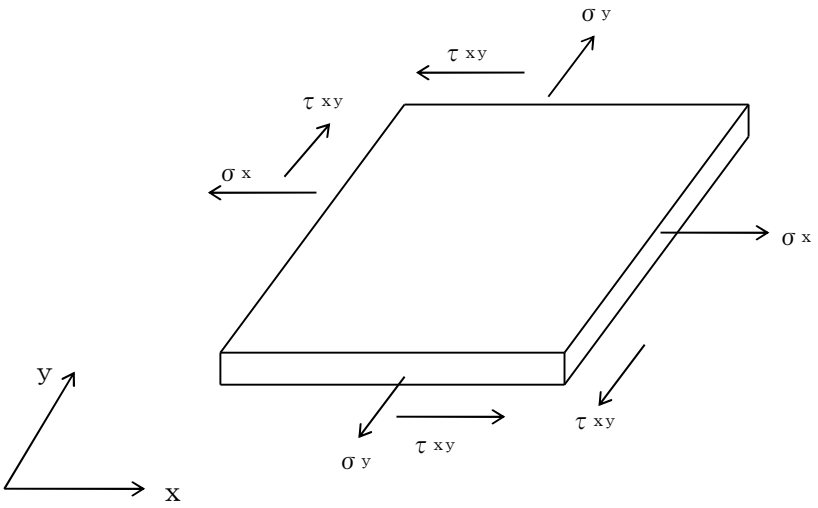


図２－２　部材の応力

各部材の組合せ応力σ_{fa}は，上記で計算したせん断応力τ_{xy}，引張応力σ_x，σ_yを用いて，次式より求める。

$$\sigma_{fa} = \sqrt{\sigma_x^{\,2} + \sigma_y^{\,2} - \sigma_x \cdot \sigma_y + 3 \cdot \tau_{xy}^2}$$

2.2.2　ボルトの応力

図２－１の計算モデルにて荷重計算を計算機コードを使用して行い，求められた地震時にラックに作用する転倒モーメントM_x及びベース底部に作用するせん断力F_xが，ラックに図２－３のように負荷されるものとしてラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力を求める。

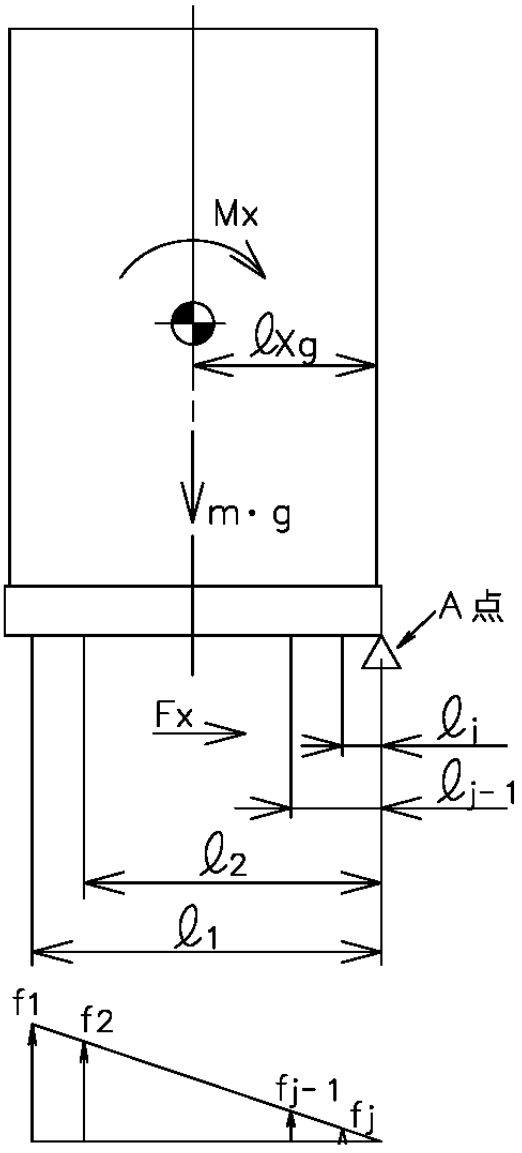


図２－３　ラック取付ボルトおよび基礎ボルトの応力

（1） 引張応力

Ａ点まわりのモーメントの平衡によりラック取付ボルトおよび基礎ボルト１本当りの引張力 f_jを求める。

$f_1 > f_2 > \cdots > f_{j-1} > f_j$の関係にあるので f_1のみを求める。

$$f_1 = \frac{l_1\left(M_X - (1-C_V)\cdot m\cdot g\cdot l_{Xg}\right)}{n_1\cdot l_1^2 + n_2\cdot l_2^2 + \cdots + n_{j-1}\cdot l_{j-1}^2 + n_j\cdot l_j^2}$$

引張力 f_1によりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じる引張応力 σ_bは，次式により求める。

$$\sigma_b = \frac{f_1}{A_b}$$

ただし， f_1の値が負のときはラック取付ボルトおよび基礎ボルトに引張力が生じないので，引張応力の計算は行わない。

（2） せん断応力

ラック取付ボルトおよび基礎ボルトに対するせん断力はボルト全本数で受けるものとして計算する。

せん断力 F_Xによりラック取付ボルトおよび基礎ボルトに生じるせん断応力 τ_bは，次式により求める。

$$\tau_b = \frac{F_X}{n\cdot A_b}$$

2.2.3　スペーサ及びスペーサ下部支持部材の応力

使用済燃料貯蔵ラック(25 体)セル内の上下端に取付けるスペーサおよびスペーサ下部支持部材の条件は図２－４のａ部もしくはａ’部のどちらかに属すると考えられる。

ａ部とａ’部の部位を比較すると，図２－４の矢印方向から荷重を受けたとき，ａ’部は隣り合うセルのスペーサおよびスペーサ下部支持部材も強度部材として寄与するが，ａ部は隣り合うセルが無いため，ａ’部に比べ，強度上不利である。

したがって，代表してａ部を評価する。

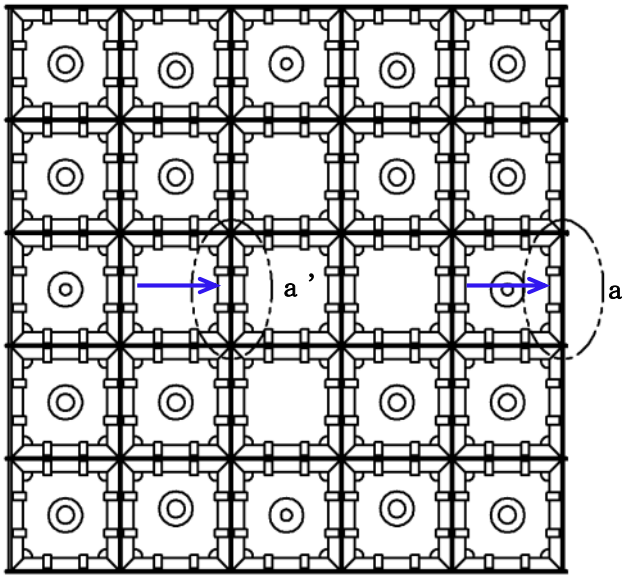


図２－４　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）上面図

（１）　作用荷重

使用済燃料収納缶（大）に働く地震力が，セル１面の上下部スペーサ部に作用するものとする。

$$P = \frac{1}{4} \cdot C_H \cdot m \cdot g$$

（２）　スペーサに生じる圧縮応力

$$\sigma_C = \frac{P}{A_S}$$

（３）　スペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力

$$M = P \cdot L_1$$

$$\sigma_{cb} = \frac{M}{Z}$$

（４） スペーサ下部支持部材に生じるせん断応力

$$\tau_S = \frac{P}{A}$$

（５） スペーサ下部支持部材に生じる組合せ応力

$$\sigma_0 = \sqrt{{\sigma_{cb}}^2 + 3 \cdot {\tau_s}^2}$$

３．評価方法

3.1　固有周期の評価

2.1 項で求めた固有周期から「添付資料－９－２　別添－２　使用済燃料貯蔵ラック（25 体）の耐震設計の基本方針」に基づき，水平方向設計震度を求める。

3.2　応力の評価

3.2.1　部材の応力評価

2.2.1 項で求めた各部材の引張応力 σ_x，σ_y 及び組合せ応力 σ_{fa} が，許容引張応力 f_t 以下であること。

また，2.2.1 項で求めた各部材のせん断応力 τ_{xy} が，許容せん断応力 f_s 以下であること。

ただし，f_t 及び f_s は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓｓ
許容引張応力　f_t	$\frac{F^*}{1.5}\cdot 1.5$
許容せん断応力 f_s	$\frac{F^*}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$

3.2.2　ラック取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価

2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトの引張応力σ_bが，次式より求めた許容引張応力f_{ts}以下であること。

また，2.2.2 項で求めたラック取付ボルト及び基礎ボルトのせん断応力τ_bが，せん断力のみを受けるボルトの許容せん断応力f_{sb}以下であること。

$$f_{ts} = 1.4 f_{to} - 1.6 \tau_b$$

かつ，

$$f_{ts} \leqq f_{to}$$

ただし，f_{to}及びf_{sb}は下表による。

地震力の種類	基準地震動Ｓs
許容引張応力　f_{to}	$\frac{F^*}{2} \cdot 1.5$
許容せん断応力　f_{sb}	$\frac{F^*}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$

3.2.3　スペーサおよびスペーサ下部支持部材の応力評価

2.2.3 項で求めたスペーサの圧縮応力が次式で求めた許容圧縮応力 f_c 以下であること。2.2.3 項で求めたスペーサ下部支持部材に生じる曲げ応力，せん断応力，組合せ応力がそれぞれ，次式で求めた許容曲げ応力 f_{cb}，許容せん断応力 f_{SS}，許容組合せ応力 f_0 以下であること。

地震力の種類	基準地震動Ss
許容圧縮応力　f_C	$\left\{1-0.4\left(\frac{\lambda}{\Lambda}\right)^2\right\}\frac{F^*}{\nu}\times 1.5$
許容曲げ応力　f_{cb}	$\min\left\{1.5\times\frac{0.433\cdot E\cdot Af}{L\cdot H},1.5\times\frac{F^*}{1.5}\right\}$
許容せん断応力　f_{SS}	$1.5\times\frac{F^*}{1.5\sqrt{3}}$
許容組合せ応力 f_0	$1.5\times\frac{F^*}{1.5}$

４．評価条件

機　器　名　称	耐震設計上の重要度分類	据付場所及び床面高さ（m）	次　　数	基準地震動Ｓs		最高使用温度（℃）	周囲環境温度（℃）
				水平方向*5 設計震度	鉛直方向 設計震度		
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	S	運用補助共用施設 G.L. -1.3 *1	１次	*2	C_V＝0.49	66	－
			２次	*3			
			３次	*4			

注記　*1：基準床レベルを示す。

*2：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（１次固有周期：C_H＝0.89）

*3：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（２次固有周期：C_H＝0.70）

*4：基準地震動Ｓsに基づく動的解析より得られる応答値（３次固有周期：C_H＝0.70）

*5：基準地震動Ｓsにより定まる動的震度（C_H＝0.67）についても考慮する。

添付資料－９では、G.L.±0m=T.P.8.5m(※)とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への読替値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
〈換算式〉T.P.＝ 旧 O.P-1,436mm

５．評価結果

(1)　部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	ラック本体	SUS304	組合せ	σ_{fa} ＝　14	f_t ＝　205

許容応力以下である。

(2)　ラック取付ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	ラック取付ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　21	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(3)　基礎ボルトに生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	基礎ボルト	SUS630 H1150	引張り	σ_b ＝　36	f_{ts} ＝　455

許容応力以下である。

(4)　スペーサおよびスペーサ下部支持部材に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

ラック	部　材	材　料	応　力	基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
使用済燃料貯蔵ラック（25 体）	スペーサ	SUS304	圧縮	σ_C ＝　1	f_C ＝　202
	スペーサ下部支持部材	SUS304	組合せ	σ_0 ＝　29	f_0 ＝　205

許容応力以下である。

参考資料

参考　計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要

1.　一般事項

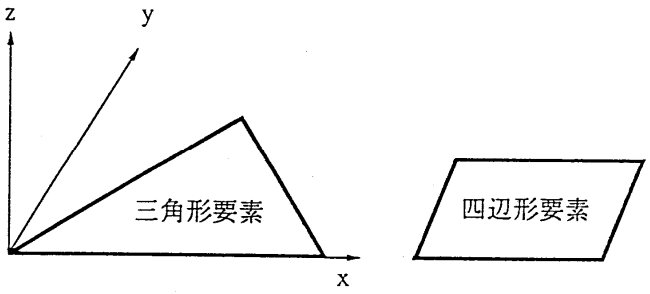
米国ＮＡＳＡ (National Aeronautics and Space Administration)作成の有限要素法による構造解析用汎用計算機コード「ＮＡＳＴＲＡＮ」の概要である。

2.　本計算機コードの特徴

(1)　適用範囲が広く，以下の問題を解析できる。

- 静的構造問題
- 弾性安定問題
- 動的構造問題
- 熱伝導問題
- マトリックス問題一般

(2)　多くの要素が用意されており，種々のタイプの構造物の解析を行うことができる。



(3)　多自由度を有する大規模問題を効率よく解析することができる。

(4)　大規模問題を取り扱うために，入力データが簡単化されている。

(5)　プロッティングの機能が準備されており，モデルの確認，解析結果の図形処理を簡単に行うことができる。

(6)　解析する座標系，拘束方法は，取り扱う問題にあったものを選ぶことができる。

3. 理 論 式

3.1有限要素法による評価

有限要素法による評価は，次の手順で行われる。

(1) 要素内の変位を仮定し，節点変位を使って要素内任意点の変位を表現する。

$$\{u\} = [N]\{u_e\} \tag{3.1}$$

ここで,

$\{u\}$： 要素内任意点の変位

$[N]$： 形状関数マトリックス

$\{u_e\}$： 節点変位

(2) 上記の変位を微分して，要素内任意点のひずみを節点変位により表す。

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u_e\} \tag{3.2}$$

ここで,

$\{\varepsilon\}$： 要素内任意点のひずみ

$[B]$： ひずみマトリックス

(3) 材料物性から求められる応力とひずみの関係式（(3.3)式参照）より定められる弾性係数マトリックスを用いて，要素剛性マトリックスを（3.4）式により計算する。

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{3.3}$$

$$[K] = \int [B]^T [D][B]\, dvol \tag{3.4}$$

ここで,

$\{\sigma\}$： 要素内任意点の応力

$[D]$： 弾性係数マトリックス

$[K]$： 要素剛性マトリックス

(4) 全体の剛性マトリックスを要素剛性マトリックスの重ね合わせによって求め，力の釣合いより静的変位は(3.5)式，また動的変位は(3.6)式より求める。

$$\{f\} = [k]\{\gamma\} \tag{3.5}$$

$$\{f\} = [m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} \tag{3.6}$$

ここで,

$\{f\}$： 荷重ベクトル

$\{\gamma\}$： 構造全体の変位

$$= \begin{Bmatrix} u_{e1} \\ u_{e2} \\ \vdots \\ u_{en} \end{Bmatrix}$$

$u_{e1}, u_{e2}, \cdots, u_{en}$：各節点の節点変位

[m]：　質量マトリックス

[k]：　剛性マトリックス

(5)　変位が求まれば，（3.2）式，（3.3）式より各要素の応力が求められる。

以上が有限要素法の評価手順であるが，この中で要素剛性マトリックスの算定及び動的解析における運動方程式の解法等の詳細について以下に述べる。

3.2要素剛性マトリックスの算定

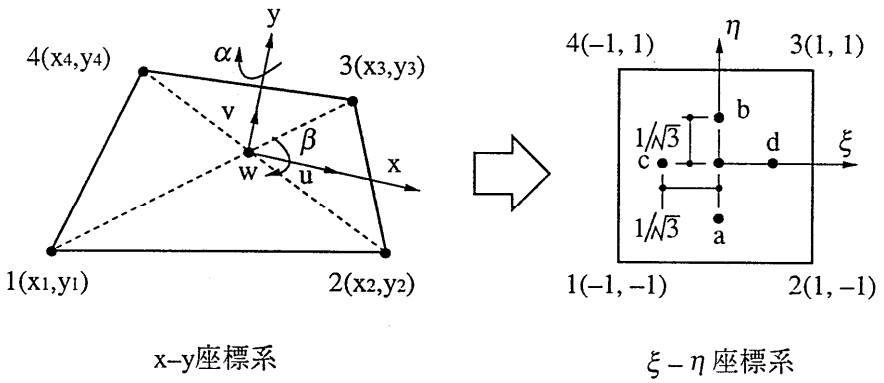
3.2.1　座標変換

解析で用いている要素は，平面応力（面内）及び板の曲げ（面外）を考慮したシェル要素で，各節点における変位成分は面内２方向(u, v)，面外１方向(w)及び回転２方向(α，β)の合計５つであり，部材剛性は面内方向及び面外方向をそれぞれ独立に加算して求めるとともに，算定に当たっては図 3-1 に示すような次の座標変換を行う。

$$x = N_1 \cdot x_1 + N_2 \cdot x_2 + N_3 \cdot x_3 + N_4 \cdot x_4$$
$$y = N_1 \cdot y_1 + N_2 \cdot y_2 + N_3 \cdot y_3 + N_4 \cdot y_4 \qquad (3.7)$$

ここで，

$$N_1 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_2 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1-\eta)$$
$$N_3 = \frac{1}{4}\cdot(1+\xi)\cdot(1+\eta)$$
$$N_4 = \frac{1}{4}\cdot(1-\xi)\cdot(1+\eta)$$



x–y座標系　　$\xi-\eta$ 座標系

図３－１　座標系

3.2.2　面内剛性の計算

要素内任意点の変位を，図 3-1 で示した(ξ，η)と節点変位を使って次のように仮定する。

$$u = N_1 \cdot u_1 + N_2 \cdot u_2 + N_3 \cdot u_3 + N_4 \cdot u_4$$
$$v = N_1 \cdot v_1 + N_2 \cdot v_2 + N_3 \cdot v_3 + N_4 \cdot v_4 \qquad (3.8)$$

すなわち，次のようになる。

$$\{u^m\} = [N^m]\{u_e^m\} \qquad (3.9)$$

(3.8)式を用いて要素内任意点のひずみを次のように求め，面内応力に対するひずみマトリックス$[B^m]$を求める。

$$\{\varepsilon^m\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial u}{\partial x} \\ \dfrac{\partial v}{\partial y} \\ \dfrac{\partial u}{\partial y} + \dfrac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^m]\{u_e^m\} \qquad (3.10)$$

一方，面内応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^m\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [D^m]\{\varepsilon^m\} \qquad (3.11)$$

ここで，

E：　縦弾性係数

ν：　ポアソン比

したがって，面内応力に対する要素剛性マトリックス$[K_m]$は次のように計算される。

$$[K_m] = \int [B^m]^T [D^m] [B^m] \, dvol \qquad (3.12)$$

3.2.3　面外剛性の計算

面外剛性は，面外曲げに対するものと面外せん断に対するものをそれぞれ別個に計算して求める。

(1)面外曲げ剛性の計算

要素内任意点の面外方向変位(w)と回転角(α, β)を図 3-1 に示すξ－η座標系で次のように仮定する。

$$\begin{aligned} w &= w_{00} + w_{10}\cdot\xi + w_{01}\cdot\eta + w_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \alpha &= \alpha_{00} + \alpha_{10}\cdot\xi + \alpha_{01}\cdot\eta + \alpha_{11}\cdot\xi\cdot\eta \\ \beta &= \beta_{00} + \beta_{10}\cdot\xi + \beta_{01}\cdot\eta + \beta_{11}\cdot\xi\cdot\eta \end{aligned} \qquad (3.13)$$

ここで,

$w_{00}\sim w_{11}$，$\alpha_{00}\sim\alpha_{11}$，$\beta_{00}\sim\beta_{11}$：未定係数

四辺形の各節点の(ξ，η)を(3.13)式に代入することによって，要素内任意点の面外方向変位及び回転角は，(ξ, η)と節点変位を使って表されることになる。

面外曲げに対するひずみマトリックス[B^b]を次のように求める。

$$\{\varepsilon^b\} = \begin{Bmatrix} x_x \\ x_y \\ x_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial\alpha}{\partial x} \\ \dfrac{\partial\beta}{\partial y} \\ \dfrac{\partial\alpha}{\partial y} + \dfrac{\partial\beta}{\partial x} \end{Bmatrix} = [B^b]\{u_e^b\} \qquad (3.14)$$

一方，面外曲げ応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^b\} = \frac{E\cdot t^3}{12\cdot(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_x \\ x_y \\ x_{xy} \end{Bmatrix} = [D^b]\{\varepsilon^b\} \qquad (3.15)$$

ここで,

t：　板厚

したがって，面外曲げ応力に対する要素剛性マトリックス[K_b]は次のように

計算される。

$$[K_b] = \int [B^b]^T [D^b] [B^b] \, dvol \tag{3.16}$$

(2)面外せん断剛性の計算

x 方向のせん断ひずみを図 3-1 の a，b 点で，y 方向を c，d 点で代表させることとする。せん断ひずみを次のように定義し，これに(3.13)式を代入すると節点変位によりせん断ひずみが表され，ひずみマトリックス[B^s]を求める。

$$\{\varepsilon^s\} = \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dfrac{\partial w}{\partial x} - \alpha \\ \dfrac{\partial w}{\partial y} - \beta \end{Bmatrix} = [B^s] \{u_e^s\} \tag{3.17}$$

一方，面外せん断応力に対する応力とひずみの関係は次のように表される。

$$\{\sigma^s\} = \frac{G}{1.2} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_y \end{Bmatrix} = [D^s] \{\varepsilon^s\} \tag{3.18}$$

ここで，

G： せん断弾性係数

したがって，面外せん断応力に対する要素剛性マトリックス[K_s]は次のように計算される。

$$[K_s] = \int [B^s]^T [D^s] [B^s] \, dvol \tag{3.19}$$

3.3動的解析

有限要素法による構造物の動的解析は(3.6)式の運動方程式を基本としている。

しかし，実際の構造物では常に減衰がある。有限要素系にも減衰力を導入する。減衰力が速度に比例する場合には粘性減衰といわれる。

この場合の運動方程式は減衰マトリックスを[c]とすれば,

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [c]\{\dot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{R(t)\} \quad (3.20)$$

となる。ただし,

$\{R(t)\}$ ：時間に依存する外力

$\{\gamma\}$ ：構造全体の変位

3.3.1 固有振動数解析

拘束のある構造物の自由振動を考える。減衰がない場合の運動方程式は,

$$[m]\{\ddot{\gamma}\} + [k]\{\gamma\} = \{0\} \quad (3.21)$$

自由振動は調和振動であるから$\{\gamma\}$は,

$$\{\gamma\} = \{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} \quad (3.22)$$

$\{x\}$ ： 変位$\{\gamma\}$の振幅 (mode)

ω ： 円振動数

(3.21)式に(3.22)式を代入すると,

$$(-\omega^2[m] + [k])\{x\}e^{i\cdot\omega\cdot t} = \{0\} \quad (3.23)$$

又は,

$$([k] - \omega^2[m])\{x\} = \{0\} \quad (3.24)$$

$$[k]\{x\} = \omega^2[m]\{x\} \quad (3.25)$$

となる。この式は固有値問題にほかならない。

ＮＡＳＴＲＡＮには固有値の解法として種々の方法が準備されている。

例えば，インバースパワー法(inverse power method)等がある。

インバースパワー法は大次元のマトリックスで小数の固有値を求める場合に有効である。

3.3.2　運動方程式の解法（モーダル解析）

モーダル解析(modal analysis)は複雑な構造物の全体の運動が非連成な１自由度の運動の重ね合わせであると考える点に基礎をおいている。この方法は大次元の連成微分方程式を直接解くよりもはるかに経済的であり，有効な方法として広く採用されている。

構造全体の変位{γ}を構造が有している固有モードの１次結合と仮定する。

$$\{\gamma\} = [X]\{q\} \tag{3.26}$$

ただし，

$[X] = [x_1, x_2, \cdots\cdots x_n]$

xi ：i 次のモード

$\{q\} = [q_1, q_2, \cdots\cdots q_n]$

qi ：i 次のモード xi の重みを決定する係数

(3.20)式に(3.26)式を代入すると，

$$[m][X]\{\ddot{q}\} + [c][X]\{\dot{q}\} + [k][X]\{q\} = \{R(t)\} \tag{3.27}$$

さらに，左から$[X]^T$を掛けると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + [X]^T[c][X]\{\dot{q}\} + [X]^T[k][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \tag{3.28}$$

(3.25)式より，

$$[X]^T[k][X] = [\omega^2][X]^T[m][X] \tag{3.29}$$

と表される。ただし，

$$[\omega^2] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & 0 \\ & \omega_2^2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n^2 \end{bmatrix}$$

また，

$$[X]^T[c][X] = 2[h][\omega][X]^T[m][X] \tag{3.30}$$

となると仮定する。ただし，

$$[h] = \begin{bmatrix} h_1 & & 0 \\ & h_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & h_n \end{bmatrix}, \quad [\omega] = \begin{bmatrix} \omega_1 & & 0 \\ & \omega_2 & \\ & & \ddots \\ 0 & & \omega_n \end{bmatrix}$$

hi ：i 次のモードに対する減衰比

(3.28)式に(3.29)式，(3.30)式を代入すると，

$$[X]^T[m][X]\{\ddot{q}\} + 2[h][\omega][X]^T[m][X]\{\dot{q}\} + [\omega^2][X]^T[m][X]\{q\} = [X]^T\{R(t)\} \quad (3.31)$$

となる。

ここで，モードの直交性により，

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 1.0 \quad (i = j)$$

$$\{xi\}^T[m]\{xj\} = 0.0 \quad (i \neq j) \quad (3.32)$$

(3.31)式は(3.32)式を適用することによって各々独立なn個の運動方程式（非連成）になる。

$$\ddot{q}i + 2 \cdot hi \cdot \omega i \cdot \dot{q}i + \omega i^2 \cdot qi = Pi(t) \quad (3.33)$$

ただし，

$i = 1 \sim n$

$Pi(t) = \{xi\}^T\{R(t)\}$

(3.33)式を各々解けば，各モードxiの重みを決定するqiが個々に求まり，さらにこれを(3.26)式に代入すれば構造全体の変位{γ}が求められる。

4.　解析フローチャート

本計算機コードの解析フローチャートを図４－１に示す。

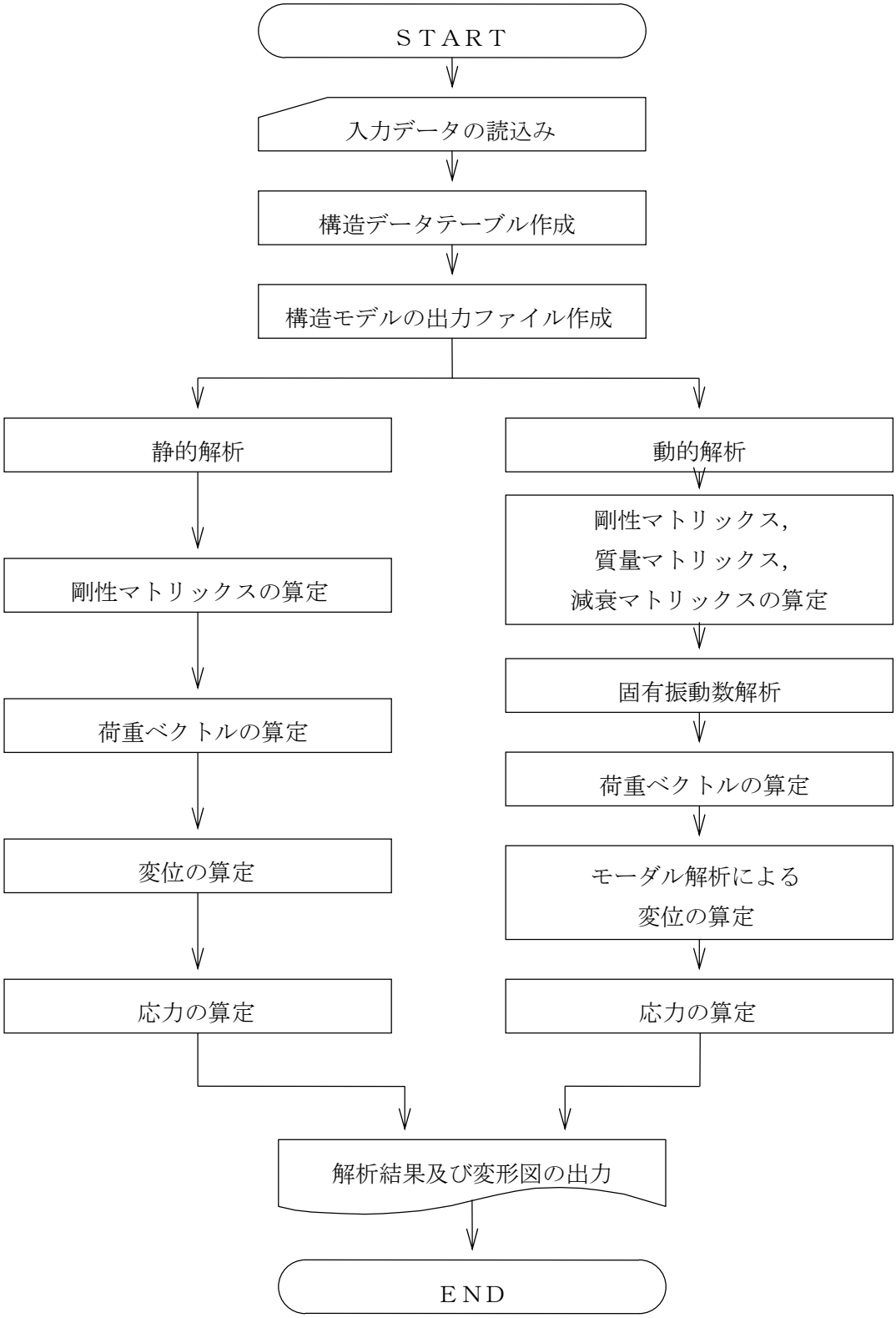


図４－１　解析フローチャート

使用済燃料収納缶（大）の耐震性についての計算書

１．評価の基本方針

使用済燃料収納缶（大）に対して基準地震動Ｓｓを考慮しても強度上耐え得ることを以下の考え方に基づき評価する。

使用済燃料収納缶（大）および使用済燃料収納缶（大）内の燃料はラック内に貯蔵された状態で水平方向には構造的に拘束されておらず，ラックセル内・使用済燃料収納缶（大）内は水で満たされているため，ラックと使用済燃料収納缶（大）・燃料は，流体を介して相互作用により振動する（連成振動）。使用済燃料収納缶（大）は四方をラックセルに，燃料は四方を使用済燃料収納缶（大）に狭い隙間で囲まれているため流体連成力（流体連成効果）が大きく，ラック内の使用済燃料収納缶や燃料はラックと一体で振動すると考えられる。

以上より，使用済燃料収納缶（大）・燃料はラックと同一の加速度が作用するものとして耐震性を評価する。

２．準拠基準等

本検討は原則として下記に準拠して行う。

・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC 4601-2008）
・発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・日本産業規格（JIS）

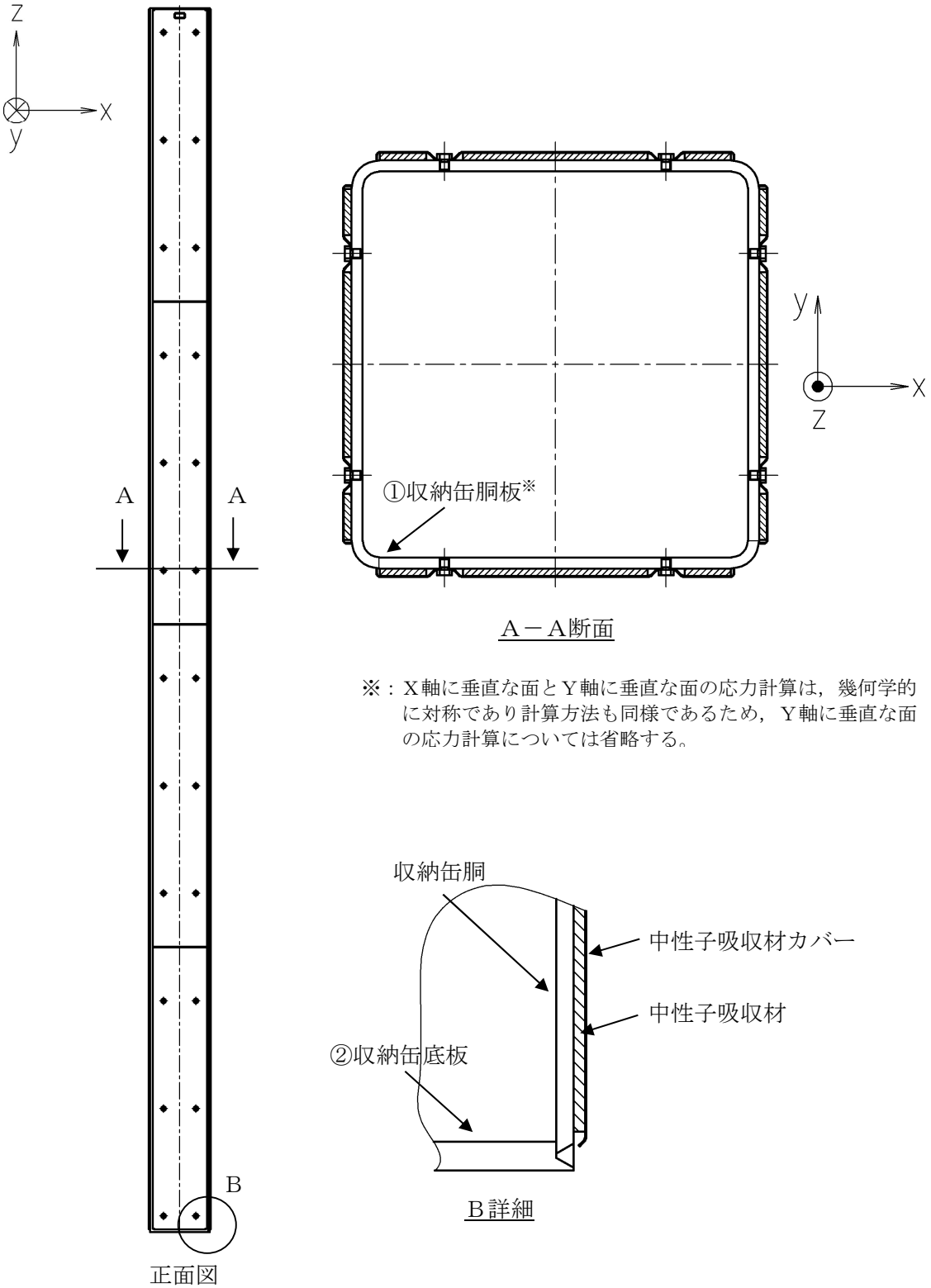
３．評価部位

使用済燃料収納缶（大）の耐震評価は，構造部材である収納缶胴及び底板について実施する。評価箇所については，図－１に示す。

４．荷重条件

使用済燃料収納缶（内部水を含む）及び燃料に，以下に示す自重及び地震による加速度が付加されることによる荷重が発生する。

G_x：図－１に示すＸ方向の加速度（＝0.89ｇ）
G_y：図－１に示すＹ方向の加速度（＝0.89ｇ）
G_z：図－１に示すＺ方向の加速度（＝(1+0.49)ｇ＝1.49ｇ）



図－１　使用済燃料収納缶（大）の応力評価箇所

５．応力の計算方法

５．１　収納缶胴

（１）Ｘ方向の荷重による応力

評価点①には，Ｘ方向荷重によりＸ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{x1x}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{x1x} = \frac{m_{can} \cdot G_x}{A_{x1}}$$

ここで，

m_{can}　：使用済燃料収納缶（大）１体の質量

G_x　：Ｘ方向の加速度

A_{x1}　：評価点①のＸ方向荷重支持面積

（２）Ｙ方向の荷重による応力

①垂直応力（平均支圧応力）

評価点①には，Ｙ方向荷重によりＹ方向の垂直応力（平均支圧応力）σ_{y1y}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{y1y} = \frac{(m_{can} + m_{fuel} + m_w) \cdot G_y}{A_{y1}}$$

ここで，

m_{fuel}：使用済燃料１体の質量

m_w　：使用済燃料収納缶（大）１体に含まれる内部水の質量

G_y　：Ｙ方向の加速度

A_{y1}：評価点①のＹ方向荷重支持面積（使用済燃料収納缶（大）とスペーサの接触面積）

②垂直応力（曲げ応力）

評価点①には，Ｙ方向荷重によりＺ方向の垂直応力（曲げ応力）σ_{z1y}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z1y} = \frac{M_{z1y}}{Z_{z1x}}$$

$$M_{z1y} = \frac{F_{y1} \times L}{8}$$

ここで，

M_{z1y}：評価点①に作用する曲げモーメント

Z_{z1x}：評価点①のＸ軸まわりの断面係数

Ｌ　　：ラックの収納缶支持ピッチ（上下のスペーサ間の距離）

（３）Ｚ方向の荷重による応力

評価点①には，Ｚ方向の荷重によりＺ方向の垂直応力（圧縮応力）σ_{z1z}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z1z} = \frac{m_{can} \cdot G_z}{A_{z1}}$$

ここで，

G_z　：Ｚ方向の加速度

A_{z1}：評価点①のＺ方向荷重支持面積

（４）平均せん断応力

評価点①には，平均せん断応力は発生しない。

５．２　収納缶底板

（１）Ｘ方向の荷重による応力

評価点②に発生するＸ方向荷重による応力は，収納缶底板の自重によるもののみであり，無視できる。

（２）Ｙ方向の荷重による応力

評価点②に発生するＹ方向荷重による応力は，収納缶底板の自重によるもののみであり，無視できる。

（３）Ｚ方向の荷重による応力

評価点②には，Ｚ方向荷重によりＺ方向垂直応力（平均支圧応力）σ_{z2z}が発生し，次式により求める。

$$\sigma_{z2z} = \frac{(m_{can} + m_{fuel} + m_w) \cdot G_z}{A_{z2}}$$

ここで，

A_{z2}：評価点②のＺ方向荷重支持面積

（４）平均せん断応力

評価点②には，平均せん断応力は発生しない。

（５）圧縮応力

評価点②には，圧縮応力は発生しない。

６．許容応力

使用済燃料収納缶（大）の耐震評価における許容応力は，「日本機械学会 発電用原子力設備規格 設計・建設規格」（JSME S NC1-2005/2007）（以下，設計・建設規格という。）の炉心支持構造物の設計に関する規定及び「日本電気協会 原子力発電所耐震設計技術規程」（JEAC4601-2008）の炉心支持構造物の許容応力に関する規定を準用する。なお，許容応力を算出する際の温度は，共用プールの最高使用温度である66℃とする。

許容応力の算出に用いる設計応力強さ（Sm），設計降伏点（Sy）及び設計引張強さ（Su）等は，設計・建設規格の付録材料図表の値を使用する。

６．１　一次応力の許容応力

供用状態Ｄｓにおいて生じる応力解析による一次応力強さの許容応力は次の通りである。

（１）一次一般膜応力強さ（Pm）

$$P_m \leq \min\left[2.4S_m \ , \ \frac{2}{3}S_u\right]$$

（２）一次一般膜応力＋一次曲げ応力強さ（Pm＋Pb）

$$P_m + P_b \leq 1.5\min\left[2.4S_m \ , \ \frac{2}{3}S_u\right]$$

６．２　特別な応力の許容応力

（１）供用状態Ｄｓにおける平均せん断応力（τ）

純せん断荷重を受ける部分において生じる平均せん断応力の許容応力は次の通りである。

$$\tau \leq 2 \times 0.6S_m$$

（２）供用状態Ｄｓにおける平均支圧応力（σ_b）

支圧荷重を受ける部分の平均支圧応力の許容応力は次の通りである。（安全側に，支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合以外の許容応力とする。）

$$\sigma_b \leq 2S_y$$

（３）供用状態Ｄｓにおける圧縮応力（σ c）

①圧縮材の有効細長比（λ）が限界細長比（Λ）以下の場合の圧縮応力（σ c）

$$\sigma_c \leq 1.5 f_c^{\star} = 1.5 \left\{ 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \frac{F^{\star}}{\nu}$$

$$F^{\star} = \min\left[1.35 S_y ,\ 0.7 S_u ,\ 1.2 S_y (RT) \right]$$

$$\lambda = \frac{l_k}{i}$$

$$\Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6 F^{\star}}}$$

$$\nu = 1.5 + \frac{2}{3} \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2$$

ここで,

l_k：座屈長さ

i　：座屈軸についての断面二次半径

E　：縦弾性係数

②圧縮材の有効細長比（λ）が限界細長比（Λ）を超える場合の圧縮応力（σ c）

$$\sigma_c \leq 1.5 f_c^{\star} = 1.5 \times 0.277 \times F^{\star} \left(\frac{\Lambda}{\lambda} \right)^2$$

７．評価結果

使用済燃料収納缶（大）に生じる応力　　（単位：ＭＰａ）

部　位	材　料	応　力		基準地震動Ｓｓ	
				算出応力	許容応力
①収納缶胴板	SUS304TP	一次一般膜応力 P_m		1	319
		一次一般膜＋一次曲げ応力 P_m+P_b		11	478
		平均支圧応力 σ_b		1	376
		圧縮応力 σ_c	長手方向	1	205
			長手方向以外	0	79
②収納缶底板	SUS304	一次一般膜応力 P_m		1	319
		一次一般膜＋一次曲げ応力 P_m+P_b		1	478
		平均支圧応力 σ_b		1	376

すべて許容応力以下である。

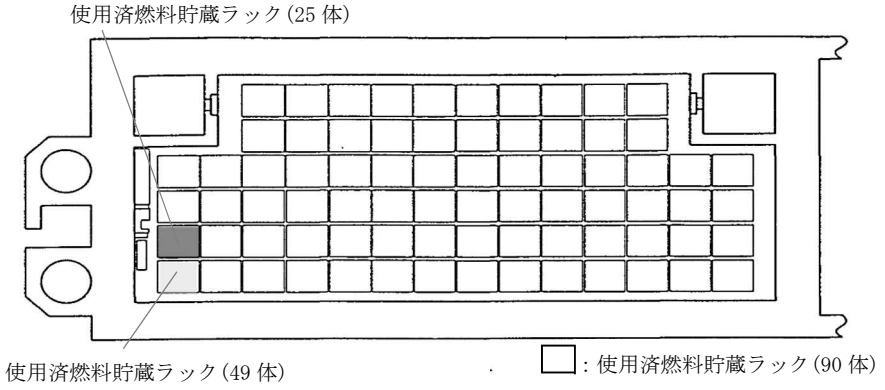
使用済燃料貯蔵ラック(25 体)設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書

使用済燃料貯蔵ラック（90 体）に替えて使用済燃料貯蔵ラック（49 体）と同じ高さの使用済燃料貯蔵ラック（25 体）を設置し，設置により使用済燃料共用プールの貯蔵容量は減少することから，既存の使用済燃料貯蔵ラック（49 体）の評価に包絡されることを確認した。

使用済燃料貯蔵ラック（49 体）は，使用済燃料貯蔵ラック（90 体）と比べてラックの高さが高く，貯蔵体数が減っている。49 体ラックの線量率評価については，ラックの高さにあわせて水深の条件を変更しているが，線源強度については保守的に 90 体ラックと同じ条件（実際の貯蔵体数よりも多い）で評価している。

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）は，使用済燃料貯蔵ラック（49 体）と比べてラックの高さは同じで，貯蔵体数が減っている。そのため，25 体ラックの線量率評価については，ラックの高さは 49 体ラックと同じ条件，線源強度についても 49 体ラックと同じ条件に設定することで保守的な評価となる。

従って，ラックに収納されている使用済燃料を線源とするプール水面の線量率は「添付資料－９－１　別添－４　使用済燃料貯蔵ラック（49 体）設置後の使用済燃料共用プールの水深の遮へい能力に関する説明書」の評価に包絡されるため，水深の遮へい能力は十分確保される。



図－１　使用済燃料貯蔵ラック配置図

使用済燃料収納缶（大）についての説明書

1. 概要

使用済燃料貯蔵ラック（25 体）に貯蔵する変形燃料，および破損燃料は，燃料の取扱いを可能にするため，また破損燃料については放射性物質の拡散を抑制するとともに，燃料の形状が維持されていない場合でも臨界を防止するため，使用済燃料収納缶（大）に収納した状態で貯蔵する。

2. 使用済燃料収納缶（大）の構造

使用済燃料収納缶（大）はステンレス鋼製の角缶構造である。また，未臨界確保のため側面に中性子吸収材を配置している。なお，中性子吸収材は，輸送容器や使用済燃料貯蔵ラック向けのボロン添加アルミニウム合金を使用している。

3. 使用済燃料収納缶（大）の機能

(1) 使用済燃料収納缶（大）は，天井クレーンを用いて使用済燃料収納缶（大）内に収納した燃料の取扱いが可能になるよう，使用済燃料収納缶（大）上部に燃料の上部タイプレートハンドル部と同等の形状を有する吊具を取り付け，ワイヤロープ等により吊具と天井クレーンの主巻フックを取り付ける。なお，吊具は落下防止措置を施した着脱式の機構とする。

(2) 使用済燃料収納缶（大）は，燃料棒の形状が維持されていない場合でも放射性物質の拡散を抑制する。

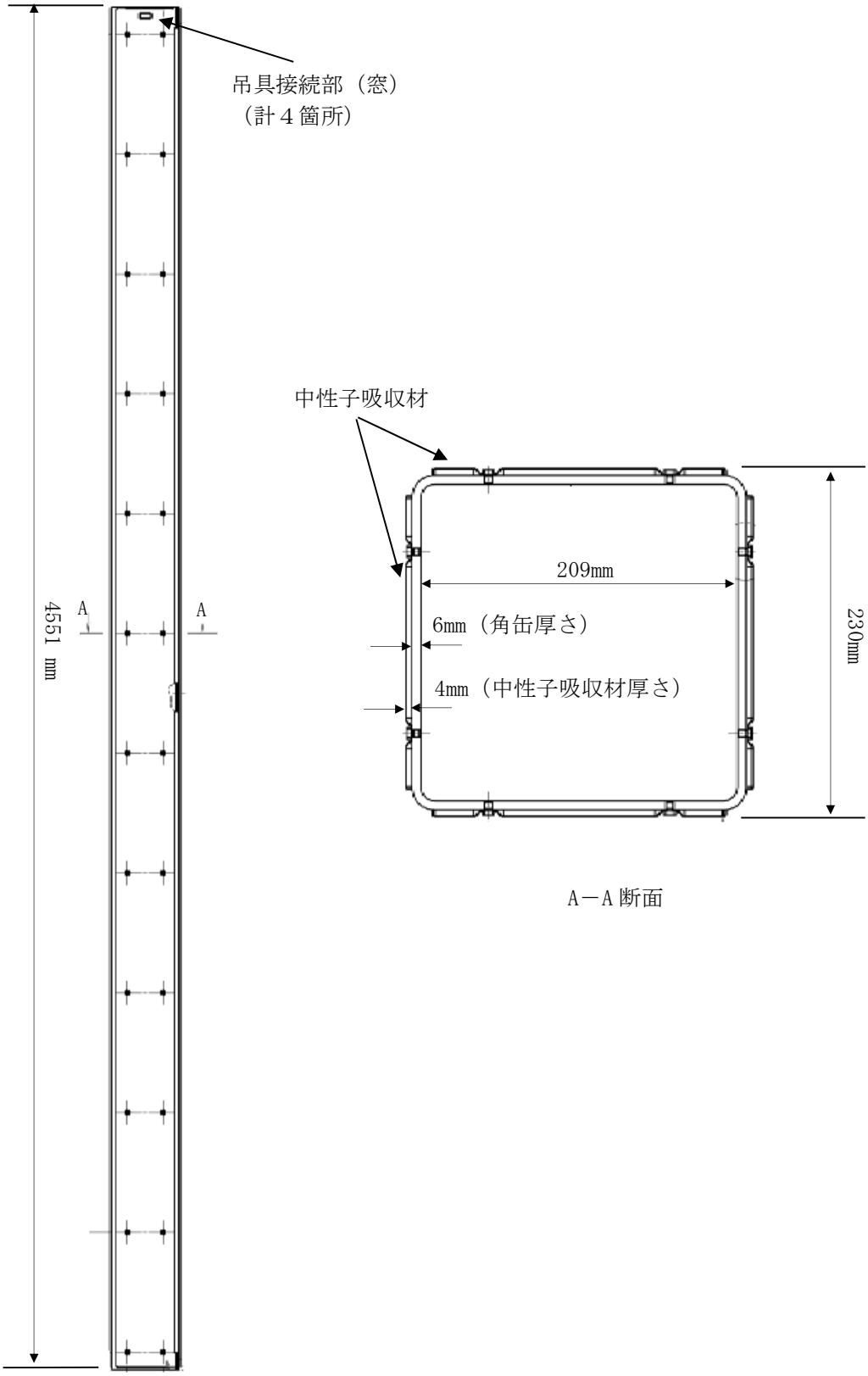
4. 使用済燃料収納缶（大）の取扱い及び落下防止措置

使用済燃料収納缶（大）上部には吊具を取り付けるための接続部（窓）を設け，接続部に吊具を取り付ける。接続部は使用済燃料収納缶（大）に４箇所設け，吊具を４箇所に取り付けることにより，吊上げ時の落下を防止する。

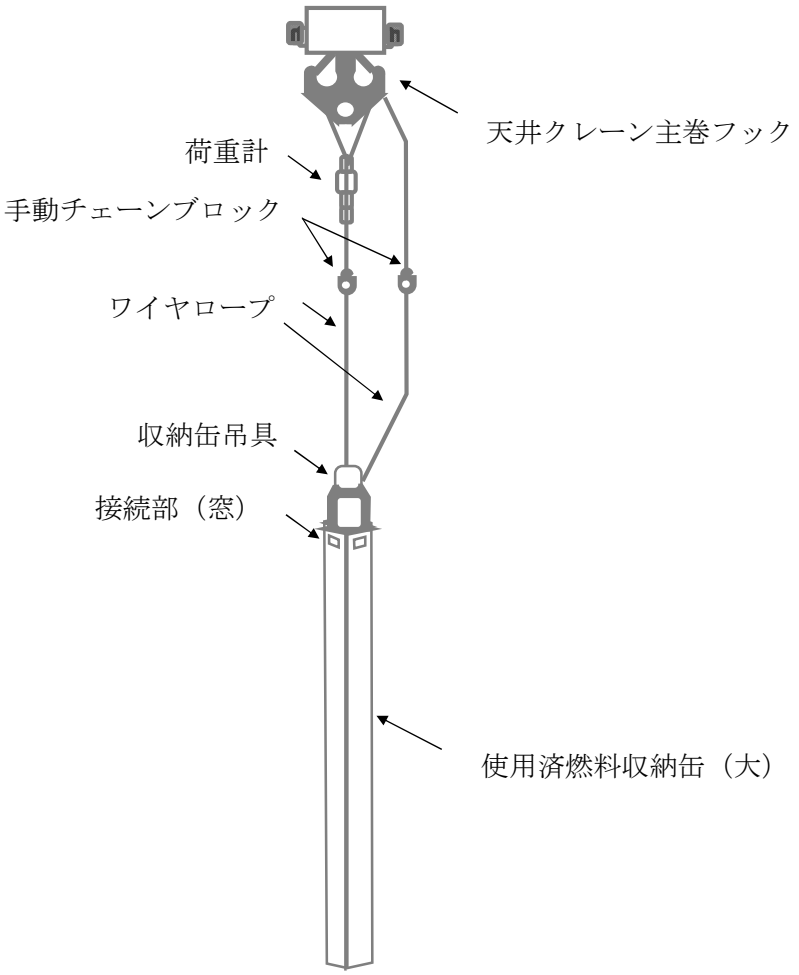
吊具は天井クレーン主巻フックを用いて取扱うことから，以下の天井クレーンの落下防止機能及び落下防止措置により吊上げ時の落下を防止する。

・天井クレーン主巻フックは電源断時に電磁ブレーキで保持する構造
・主巻フックは二重のワイヤロープで保持する構造
・主巻フックは外れ止めを有する構造
・主巻フックと吊具を取り付けるワイヤロープ等を二重化する
・取り付け作業後に取り付け状態を確認する

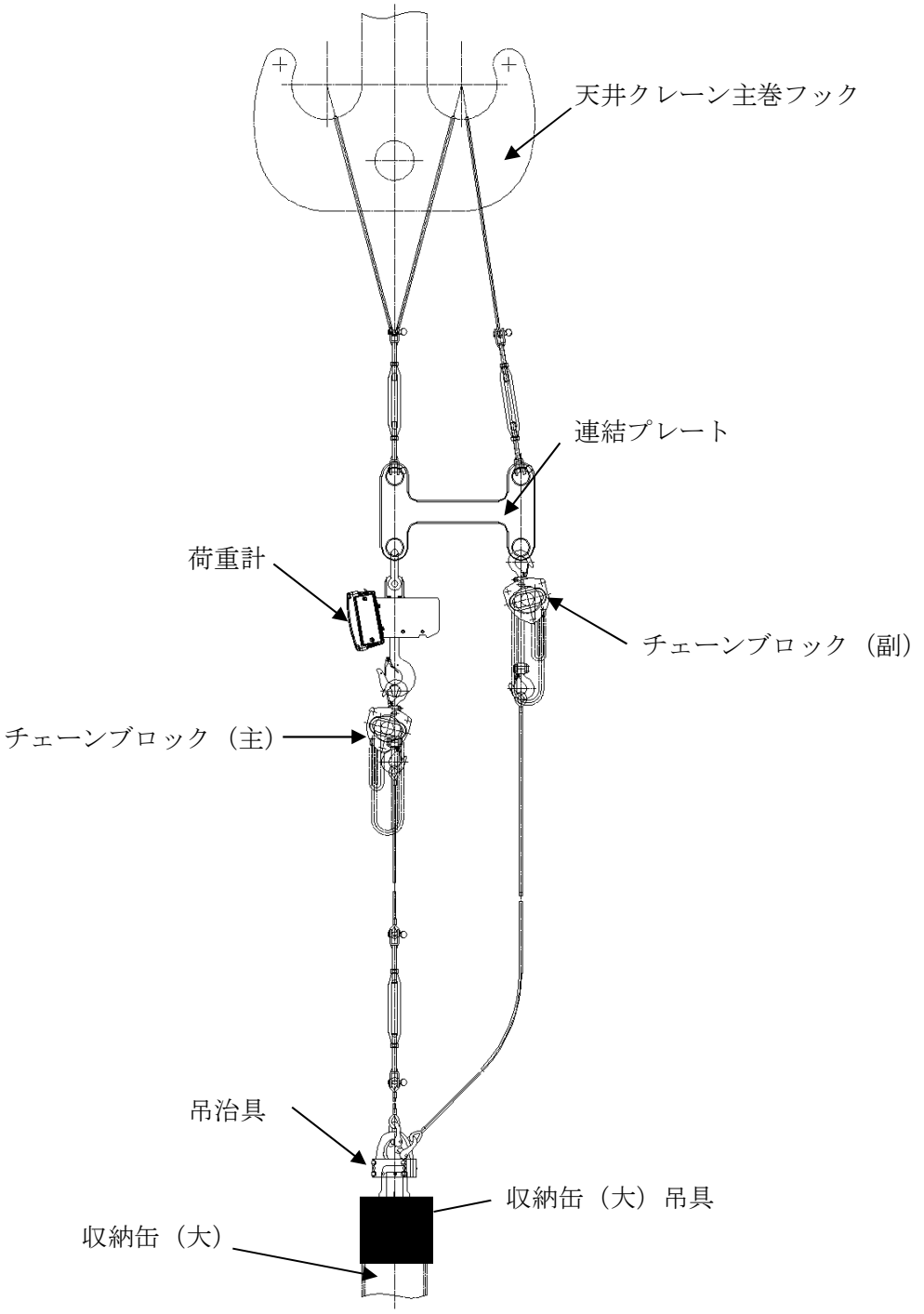
３号機燃料取り出し時における取扱い概念図を図－２に，２号機燃料取り出し時における取扱い概念図を図－３に示す。



図－１　使用済燃料収納缶（大）構造図



図－２　３号機燃料取り出し時における使用済燃料収納缶（大）取り扱い概念図



図－３　２号機燃料取り出し時における使用済燃料収納缶（大）取り扱い概念図

添付資料―１０

使用済燃料共用プール設備に係る確認事項について

使用済燃料共用プール設備に新たに設置する使用済燃料貯蔵ラック（49 体及び 25 体）の設置に係る主要な確認項目を表－１に，使用済燃料収納缶（小及び大）に係る主要な確認項目を表－２に示す。また，使用済燃料収納缶（大）の吊具に係る３号機燃料取り出し時における主要な確認項目を表－３に，２号機燃料取り出し時における主要な確認項目を表－４に示す。

なお，寸法許容範囲については製作誤差等を考慮の上，確認前に定める。

表－１　確認事項（使用済燃料貯蔵ラック（49 体及び 25 体））

確認項目			確認内容	判定基準
材料確認			実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画の通りであること。
構造確認	寸法確認		実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
	外観確認		各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認		機器の据付位置,据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
機能確認	使用済燃料貯蔵ラック容量確認		機器の容量，個数について確認する。	実施計画の通りであること。
	使用済燃料貯蔵ラック挿入確認	使用済燃料貯蔵ラック（49体）	使用済燃料収納缶（小）を用いて貯蔵する箇所の使用済燃料収納缶（小）の挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。 挿入ゲージを用いて変形燃料を貯蔵する箇所の挿入ゲージの挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。	使用済燃料収納缶（小）の挿入及び取出しが円滑に行えること。 挿入ゲージの挿入及び取出しが円滑に行えること。
		使用済燃料貯蔵ラック（25体）	試験用収納缶を用いて貯蔵する箇所の試験用収納缶の挿入及び取出しが円滑に行え支障のないことを確認する。	試験用収納缶の挿入及び取出しが円滑に行えること。

表－２　確認事項（使用済燃料収納缶（小及び大））

確認項目		確認内容	判定基準
材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画の通りであること。
構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。

表－３　３号機燃料取り出し時における確認事項（使用済燃料収納缶（大）吊具）

確認項目		確認内容	判定基準
構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	ワイヤーロープ等により吊具と天井クレーンの主巻フックが取り付けられていること。
機能確認	取扱確認	単一故障において使用済燃料収納缶（大）を落下させないことを確認する。	動力源（空気）が喪失した場合においても使用済燃料収納缶（大）を保持し続けること。

表－４　２号機燃料取り出し時における確認事項（使用済燃料収納缶（大）吊具）

確認項目		確認内容	判定基準
構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	組み立てた状態における据付状態を確認する。	ワイヤーロープ等により吊具と２号機燃料取扱機又は吊具と共用プール天井クレーンの主巻フックが取り付けられていること。
機能確認	取扱確認	駆動源喪失時において使用済燃料収納缶（大）を落下させないことを確認する。	動力源（空気）が喪失した場合においても使用済燃料収納缶（大）を保持し続けること。

共用プール建屋廃液移送系について

従来，運用補助共用施設内で発生する廃液はプロセス主建屋へ移送していたが，プロセス主建屋地下階へ１～４号機のタービン建屋等の滞留水を受入れるため，建屋貫通部の止水措置が必要となったことから，2012 年 3 月より高温焼却炉建屋へ移送先を切り替えている。

以下，運用補助共用施設内で発生する廃液を高温焼却炉建屋へ移送する共用プール建屋廃液移送系（以下，廃液移送系）に関する，2.12.1 の記載事項以外の追加的な安全確保策，準拠規格，構造強度※，耐震性※，確認事項について記載する。（※は工事計画に記載が無い主要配管に限る）

なお，廃液をプロセス主建屋へ移送する系統は，以下の通り工事計画の認可申請・届出を実施している。

工事計画認可申請書（6 資庁第 2935 号　平成 6 年 4 月 27 日認可）

工事計画届出書（総文発官 5 第 1218 号　平成 6 年 4 月 13 日届出）

1. 漏えい防止対策

(1) 漏えい発生防止

廃液移送系は，腐食による漏えいを防止するため，耐食性を有する鋼材，ステンレス鋼鋼管，ポリエチレン管，耐圧ホースもしくは十分な肉厚を有する炭素鋼鋼管を基本とする。廃液移送中は免震重要棟集中監視室にて高温焼却炉建屋水位を監視し，溢水による放射性物質の漏えい発生を防止する。

廃液移送系は，異常のないことを巡視点検等により容易に確認できる設備とし，漏えいを停止するための適切な処置ができるようにする。

鋼管もしくはポリエチレン管の継手部は，可能な限り溶接構造もしくは融着構造とする。耐圧ホースは継手部の無いものを使用する。

なお，ポリエチレン管と耐圧ホースの継手部は，フランジ構造にすることで外れることがないようにし，締付トルク管理およびフランジ面間の隙間管理を行うことで漏えい発生を防止する。

また，仮設ラインでの移送を行う際には，耐圧ホースを使用する。継手部はフランジ構造にすることで外れることがないようにし，締付トルク管理およびフランジ面間の隙間管理を行うことで漏えい発生を防止する。

(2) 漏えい検知・漏えい拡大防止

廃液移送系は，一部の配管を除いて建屋内に設置されており，仮に配管から漏えいが発生しても拡大防止堰及び施設外漏えい防止堰により，建屋外へ漏えいが拡大することはない。屋外の配管はすべて融着構造とし，フランジ構造となる継手部を設けず，さらに,金属トレイの中に敷設する。

また，巡視点検等で漏えいがないことを確認する。移送配管は，サポートにより地表面から離すことにより，漏えい検知を容易にする。道路横断部は巡視点検時に端部の金属トレイを開放することにより，漏えい検知が可能である。

なお，仮設ラインでの移送を行う際には，耐圧ホースを使用し，継手部に水受けをもうけることにより，漏えい水を受けられるようにした上で，巡視点検等で漏えいがないことを確認する。

2. 放射線遮へい

移送配管の表面線量率は 0.05mSv/h と評価しており，移送配管付近に線量表示を行い，作業員が不用意に近づくことを防止する。なお，放射線遮へいの必要が生じた場合には，状況に応じて適切な放射線遮へいを行う。

3. 検査可能性に対する設計上の考慮

廃液移送系は，高温焼却炉建屋に廃液を移送できることを確認するための検査が可能な設計とする。

4. 健全性に対する考慮

廃液移送系は，機器の重要度に応じた有効な保全が可能な設計とする。

5. 供用期間中に確認する項目

廃液移送系は，高温焼却炉建屋に廃液を移送できること。

6. 凍結

屋外に敷設する配管は，保温材を設置することにより凍結を防止する。

7. 紫外線

屋外に敷設するポリエチレン管は，耐紫外線性を有する保温材で覆う等の処置を講ずることで，紫外線による劣化を防止する。

8. 火災

廃液移送系は，火災発生防止及び火災影響軽減のため，実用上可能な限り不燃性又は難燃性材料を使用するとともに設備周辺から可能な限り可燃物を排除する。また，初期消火の対応ができるよう，設備近傍に消火器を設置する。

9. 耐放射性

耐圧ホースの構造部材であるポリ塩化ビニルの放射線照射による影響は，10^5～10^6Gy の集積線量において，破断時の伸びの減少等が確認されている。過去の測定において，2 号機タービン建屋の滞留水表面上の線量当量率が 1Sv/h であったことから，耐圧ホースの照射線量率を 1Gy/h と仮定すると，集積線量が 10^5Gy に到達する時間は 10^5 時間（11.4 年）と評価される。そのため，耐圧ホースは数年程度の使用では放射線照射の影響により大きく劣化することはないと考えられる。

ポリエチレンは，集積線量が 2×10^5Gy に達すると，引張強度は低下しないが，破断時の伸びが減少する傾向を示す。ポリエチレン管の照射線量率を 1Gy/h と仮定すると，2×10^5Gy に到達する時間は 2×10^5 時間（22.8 年）と評価される。そのため，ポリエチレン管は数年程度の使用では放射線照射の影響を受けることはないと考えられる。

10. 準拠規格・基準類

廃液移送系の配管で使用する主要材料については，以下の規格・基準類に準拠する。

・発電用原子力設備規格　設計・建設規格（JSME S NC1-2005/2007）
・原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC-4601(2008)）
・日本産業規格（JIS 規格）
・国際標準化機構規格（ISO 規格）
・日本水道協会規格（JWWA 規格）
・原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601）

11. 構造強度評価

11.1 構造強度評価の基本方針

廃液移送系を構成する機器は,「実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則（平成 25 年 6 月 28 日原子力規制委員会規則第 6 号)」において，廃棄物処理設備に相当するクラス 3 機器に準ずるものと位置付けられる。

廃液移送系については,「JSME S NC-1 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME 規格)」(以下,「JSME 規格」という。)，日本産業規格（JIS 規格）等の国内外の民間規格に適合した工業用品の採用，またはこれらと同等の技術的妥当性を有する規格での設計・製作・検査を行う。

また，JSME 規格で規定される材料の日本産業規格（JIS 規格）年度指定は，技術的妥当性の範囲において材料調達性の観点から考慮しない場合もある。

さらに，JSME 規格に記載のない非金属材料（耐圧ホース，ポリエチレン管等）については，現場の作業環境等から採用を継続する必要があるが，これらの機器等については，日本産業規格（JIS 規格）や日本水道協会規格（JWWA 規格)，製品の試験データ等を用いて設計を行う。

11.2 配管（鋼管）の強度評価

強度評価箇所を図－1 に示す。設計・建設規格に準拠し，厚さ評価を行った。評価の結果，最高使用圧力に対して十分な厚さを有することを確認した。（表－1　参照）

内面に圧力を受ける配管について，以下の計算式により計算した値及び設計・建設規格表 PPD-3411-1 に定める値のいずれか大きい方の値以上であること。

＜評価方法＞

内面に圧力を受ける配管について，以下の計算式により計算した値及び設計・建設規格表 PPD-3411-1 に定める値のいずれか大きい方の値以上であること。

$$t = \frac{P \cdot Do}{2 \cdot S \cdot \eta + 0.8 \cdot P}$$

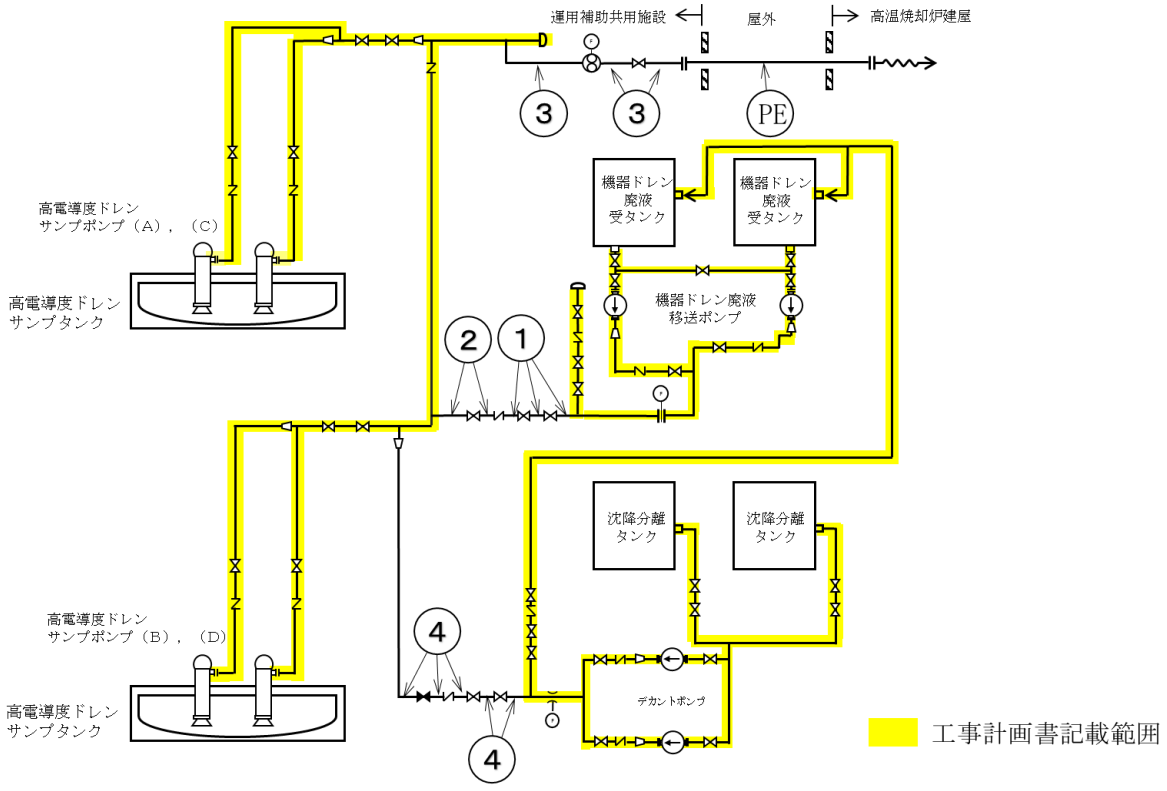
t ：管の計算上必要な厚さ[mm]

P ：最高使用圧力[MPa]

Do ：管の外径[mm]

S ：最高使用温度における材料の許容引張応力[MPa]

η ：長手継手の効率



図－1　配管概略図

表－1　配管（鋼管）の厚さ評価結果

評価機器	口径	Sch.	材質	最高使用圧力（kg/cm²）	最高使用温度（℃）	必要厚さ（mm）	設計厚さ（mm）
配管①	65A	40	STPT38	10.0	66	2.70	4.55
配管②	65A	40	SUS304TP	10.0	66	0.30	4.55
配管③	80A	40	SUS304TP	0.98MPa	66	0.35	4.81
配管④	50A	40	SUS304TP	10.0	66	0.24	3.40

11.3 配管（ポリエチレン管）の強度評価

配管（ポリエチレン管）は鋼材ではなく，一般産業品であるため，設計・建設規格の要求に適合するものではない。しかしながら，配管（ポリエチレン管）は，一般に耐食性，電気特性（耐電気腐食），耐薬品性を有しており，鋼管と同等の信頼性を有している。また，以下により高い信頼性を確保する。

・日本水道協会規格及びISO規格に適合したポリエチレン管を採用する。

・継手は，可能な限り融着構造とする。

11.4 配管（耐圧ホース）の強度評価

設計・建設規格上のクラス3 機器に対する規定を満足する材料ではないが，系統の温度，圧力を考慮して仕様を選定した上で，漏えい試験を行い，運転状態に異常がないことを確認する。従って，耐圧ホースは，必要な構造強度を有していると評価した。

12. 耐震性評価

12.1 耐震性評価の基本方針

廃液移送系を構成する機器のうち放射性物質を内包するものは，「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」の B クラス相当の設備と位置付けられ，耐震性を評価するにあたっては，「JEAC4601 原子力発電所耐震設計技術規程」（以下，「耐震設計技術規程」という。）等を準用する。ただし，評価手法，評価基準について実態に合わせたものを採用する場合もある。耐圧ホース，ポリエチレン管は，材料の可撓性により耐震性を確保する。

12.2 配管（鋼管）の耐震性評価

配管支持の位置を決定するにあたっては，定ピッチスパン法により適正な支持間隔を確保する。定められた間隔で支持することにより，配管系の固有周期を設定し，地震応力が過大とならないようにする。また，集中質量部，曲り部，分岐部に発生する応力及び固有周期は，直管部における値を上回らないものとする。

a. 評価条件

評価条件としては，配管軸直 2 方向拘束サポートにて支持される 3 点支持はりモデル（図-2　参照）とする。

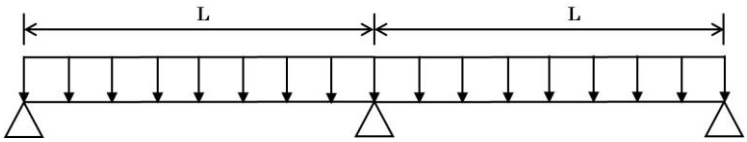


図-2　等分布荷重　3 点支持はりモデル

次に，当該設備における配管（鋼管）について，各種条件を表-2 に示す。

表－2　配管（鋼管）の基準支持間隔

配管分類	主配管（鋼管）			
配管クラス	クラス３相当			
耐震クラス	クラスＢ相当			
最高使用圧力（kg/cm^2）	10.0	10.0	0.98MPa	10.0
最高使用温度（℃）	66			
配管材質	STPT38	SUS304TP		
配管口径	65A	65A	80A	50A
Sch	40	40	40	40
設計震度※1	0.36			
配管支持間隔※2（m）	2.8	2.8	3.0	2.5

※1　設計震度は，建物・建築物の振動性，地盤の種類等を考慮して求められる値とする。

※2　評価は保守的に 4.0m とする。

b. 評価方法

水平方向震度による配管応力を評価する。

自重による応力S_wは，下記の式で示される。

$$S_w = \frac{M}{Z} = \frac{w \cdot L^2}{8Z} \quad (b.1)$$

S_w ：自重による応力 [MPa]

L ：支持間隔 [mm]

M ：曲げモーメント [N・mm]

Z ：断面係数 [mm^3]

w ：等分布荷重 [N/mm]

地震による応力S_Sは，自重による応力S_wの震度倍で下記の式で示される。

$$S_S = C_H \cdot S_W \quad (b.2)$$

S_S ：地震による応力 [MPa]

C_H ：水平震度

また，評価基準としてJEAC4601-2008に記載の供用応力状態C_Sにおけるクラス3配管の一次応力制限を用いると，地震評価としては下記の式で示される。

$$S = S_P + S_W + S_S = S_P + S_W + C_H \cdot S_W \leq 1.0 S_y \quad (b.3)$$

S ：内圧，自重，地震による発生応力 [MPa]

S_P ：内圧による応力 [MPa]

S_y ：設計降伏点 [MPa]

c. 評価結果

3点支持はりモデルで各応力計算をした結果を表-3に示す。

表-3より，いずれの場合においても許容値に対して十分な裕度があることが確認できた。

表－3　応力評価結果

評価機器	口径	Sch	材質	最高使用圧力 (kg/cm^2)	内圧，自重，地震による発生応力 (MPa)	供用状態C_Sにおける一次応力許容値 (MPa)
配管①	65A	40	STPT38	10.0	26	199
配管②	65A	40	SUS304TP	10.0	26	188
配管③	80A	40	SUS304TP	0.98MPa	25	188
配管④	50A	40	SUS304TP	10.0	32	188

12.3 配管（ポリエチレン管）の耐震性評価

配管（ポリエチレン管）は，可撓性を有しており，地震変位による有意な応力は発生しないと考える。

12.4 配管（耐圧ホース）の耐震性評価

配管（耐圧ホース）は，可撓性を有しており，地震変位による有意な応力は発生しないと考える。

13.その他考慮事項

瓦礫類発生量

配管取替を実施することから，約 2m^3 の瓦礫類が発生する見込みである。瓦礫類の表面線量率は 1mSv/h 以下であり，表面線量率に応じて定められた瓦礫類の一時保管エリア（E1,P2,W,X）もしくは固体廃棄物貯蔵庫第 9 棟地上 1 階へ搬入する。

14. 確認事項

廃液移送系の確認事項を表－4～7 に示す。

表－4　確認事項（鋼管の溶接検査）

確認事項	確認項目	確認内容	判定
溶接検査	材料検査	材料が溶接規格等に適合するものであり，溶接施工法の母材の区分に適合することを確認する。	使用する材料が，溶接規格等に適合するものであり，溶接施工法の母材の区分に適合するものであること。
	開先検査	開先形状等が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	開先形状等が溶接規格等に適合するものであること。
	溶接作業検査	あらかじめ確認された溶接施工法又は実績のある溶接施工法又は管理されたプロセスを有する溶接施工法であることを確認する。あらかじめ確認された溶接士により溶接が行われていることを確認する。	あらかじめ確認された溶接施工法および溶接士により溶接施工をしていること。
	非破壊検査	溶接部について非破壊検査を行い，その試験方法及び結果が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	溶接部について非破壊検査を行い，その試験方法及び結果が溶接規格等に適合するものであること。
	耐圧・漏えい検査	溶接規格により定められた検査圧力で一定時間保持した後，検査圧力に耐えていること及び耐圧部分から漏えいがないことを確認する。	溶接規格により定められた検査圧力で一定時間保持した後，検査圧力に耐えていること及び耐圧部分から漏えいがないこと。
	外観検査	耐圧・漏えい検査後外観上，傷・へこみ・変形等の異常がないことを確認する。	外観上，傷・へこみ・変形等の異常がないこと。

表－5　確認事項（主要配管（ポリエチレン管））

確認事項	確認項目	確認内容	判定
構造強度・耐震性	材料確認	実施計画に記載した主な材料について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	寸法確認	実施計画に記載した外径について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	外観確認※1	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	配管の据付状態について確認する。	実施計画のとおり施工・据付されていること。
	耐圧・漏えい確認	最高使用圧力以上の水圧で，一定時間保持した後，検査圧力に耐えていること及び耐圧部から漏えいがないことを確認する。※1	検査圧力に耐えていること及び耐圧部から漏えいがないこと。
機能	通水確認	通水されていることを確認する。	通水されていること。

※1現地では実施可能な範囲とし，必要に応じて記録を確認する。

表－6　確認事項（主要配管（耐圧ホース））

確認事項	確認項目	確認内容	判定
構造強度・耐震性	材料確認	実施計画に記載した主な材料について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	寸法確認	実施計画に記載した外径について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	外観確認※1	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	配管の据付状態について確認する。	実施計画のとおり施工・据付されていること。
	耐圧・漏えい確認	運転圧力による漏えい有無を確認する。※1	耐圧部から漏えいがないこと。
機能	通水確認	通水されていることを確認する。	通水されていること。

※1現地では実施可能な範囲とし，必要に応じて記録を確認する。

表－7　確認事項（主要配管（鋼管））

確認事項	確認項目	確認内容	判定
構造強度・耐震性	材料確認	実施計画に記載した主な材料について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	寸法確認	実施計画に記載した主要寸法について記録を確認する。	実施計画のとおりであること。
	外観確認※１	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
	据付確認	配管の据付状態について確認する。	実施計画のとおり施工・据付されていること。
	耐圧・漏えい確認	最高使用圧力の１．５倍の水圧で，一定時間保持した後，検査圧力に耐えていること及び耐圧部から漏えいがないことを確認する。※１	検査圧力に耐えていること及び耐圧部から漏えいがないこと。
機能	通水確認	通水されていることを確認する。	通水されていること。

※１現地では実施可能な範囲とし，必要に応じて記録を確認する。

以上

2.13　使用済燃料乾式キャスク仮保管設備

2.13.1　基本設計

2.13.1.1　設置の目的

使用済燃料輸送容器保管建屋（以下,「キャスク保管建屋」という。）には現在（平成24年12月時点）9基（中型4基，大型5基）の使用済燃料乾式貯蔵容器（以下,「乾式貯蔵キャスク」という。）にて408体の使用済燃料を貯蔵している。しかしながら，キャスク保管建屋は継続して使用することが困難な状況にあることから，9基の乾式貯蔵キャスクをキャスク保管建屋から搬出し，使用済燃料乾式キャスク仮保管設備（以下,「キャスク仮保管設備」という。）に保管することを目的とする。

また，使用済燃料共用プール（以下,「共用プール」という。）に，1～4 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料，5,6 号機原子炉建屋内の使用済燃料プールに貯蔵中の使用済燃料及び新燃料を除く炉内燃料（合計 5,936 体)の受け入れを計画している。この受け入れ準備として共用プールの空き容量を確保するため,共用プールに貯蔵中で健全性が確認された使用済燃料を乾式貯蔵キャスク及び使用済燃料輸送貯蔵兼用容器（以下,「輸送貯蔵兼用キャスク」という。また，乾式貯蔵キャスクと輸送貯蔵兼用キャスクを総じて「乾式キャスク」という。）に装填し，キャスク仮保管設備に保管することを目的とする。

2.13.1.2　要求される機能

(1)　原則,「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針」指針 49 から 50 に適合すること。

(2)　「原子力発電所内の使用済燃料の乾式キャスク貯蔵について」を参照すること。

(3)　適切と考えられる設計用地震力に耐えられる設計であること。

(4)　乾式キャスクの落下防止対策，乾式キャスク相互の衝突防止等の適切な対策が講じられていること。

(5)　被災した既設乾式貯蔵キャスク（９基）については，乾式貯蔵キャスクとして必要な機能（除熱，密封，遮蔽，臨界防止機能及び構造強度）が確保されていることを確認するとともに，収納されている使用済燃料の健全性を確認すること。

2.13.1.3　設計方針

キャスク仮保管設備は，乾式キャスク及びこれを収納するキャスク仮保管構築物，揚重機，監視装置，障壁等で構成し，使用済燃料が核分裂性物質及び核分裂生成物等を内包し，放射線を発生し，崩壊熱を伴うことを考慮し，周辺公衆及び放射線業務従事者の安全を守る観点から，以下に示すとおり，除熱，遮蔽，密封及び臨界防止の安全機能を有する設計とするとともに，必要な構造強度を有する設計とする。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，既存の実用発電用原子炉及

びその附属施設を参考にしつつ，合理的に対応可能な範囲で，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈別記 4」（以下，「設置許可基準規則の解釈別記 4」という。）」についても考慮した設計とする。

(1)　除熱機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。

(2)　密封機能

乾式キャスクについて，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。

(3)　遮蔽機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。

(4)　臨界防止機能

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，想定されるいかなる場合にも，使用済燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。

(5)　構造強度

乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

(6)　落下防止対策

キャスク仮保管設備は，乾式キャスクの落下防止及び乾式キャスク相互の衝突防止等の適切な対策を講ずる。

(7)　耐震性

キャスク仮保管設備は，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し(1)～(4)に示す安全機能が維持される設計とする。また，上記で定めた耐震クラスに応じて設置許可基準規則の解釈別記 4 についても考慮した設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）を考慮しても，(1)～(4)に示す安全機能が維持される設計とする。

2.13.1.4　供用期間中に確認する項目

(1)　乾式キャスクの表面温度に異常がないこと

(2)　乾式キャスクの蓋間圧力に異常がないこと

2.13.1.5　主要な機器

(1)　乾式キャスク

キャスク仮保管設備において，乾式キャスクは既存設計のものを使用する。乾式キャスクは，貯蔵容器本体，蓋部，バスケット等で構成され，これらの部材は，設計貯蔵期間※における放射線照射影響，腐食，クリープ，疲労，応力腐食割れ等の経年変化に対して十分信頼性を有する材料を選定し，その必要とされる強度，性能を維持し，必要な安全機能を失うことのないように設計されている。

また，乾式キャスクには，使用済燃料プールまたは共用プールで所定の期間以上冷却され，かつ運転中のデータ，シッピング検査等により健全であることを確認した使用済燃料を使用済燃料プール内あるいは共用プール内で装填し，排水後内部にはヘリウムガスを封入する。ヘリウムガスは，冷却媒体であるとともに燃料被覆管の腐食を防止する。

※：設計貯蔵期間は，乾式貯蔵キャスク：40 年，輸送貯蔵兼用キャスク：50 年である。

(2)　コンクリートモジュール

仮保管する乾式キャスク１基毎にこれを覆うコンクリートモジュールを設置する。壁面下部に給気口を，上部に排気口を設けることで，乾式キャスクからコンクリートモジュール内空気に伝達された使用済燃料の崩壊熱をモジュール内の自然対流により大気へ拡散する。

(3)　監視装置

キャスク仮保管設備には，乾式キャスクの一次蓋，二次蓋間の圧力を監視することにより密封機能を監視する密封監視装置と，乾式キャスク表面の温度を監視することにより乾式キャスクの除熱機能を監視する表面温度監視装置を設置する。

また，過度の放射線レベル上昇が確認できるエリア放射線モニタを設置する。

(4)　クレーン

キャスク仮保管設備内で乾式キャスク及びコンクリートモジュールの据付ができるクレーンを設置する。乾式キャスクの落下防止対策として，ワイヤーロープ，ブレーキを２重化し，電源喪失時には直ちにブレーキが作動し，ドラムの空転による荷の落下を防止する設計とする。

(5)　電源

キャスク仮保管設備の電源は，所内共通Ｍ／Ｃ１Ａ及び１Ｂからそれぞれ受電している多核種除去設備変圧器盤（Ａ）及び（Ｂ）の２系統より受電しており，いずれからも受電可能な構成である。

2.13.1.6　自然災害対策等

(1)　津波

キャスク仮保管設備は，発電所構内の高台（T.P. 約 38m）に位置するグラウンドに設置することから，津波の影響を受けることはない。

(2)　火災

火災の発生が考えられる箇所について，火災の早期検知につとめるとともに，消火器を設置することで初期消火を可能にし，火災により安全性を損なうことのないようにする。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，想定される外部火災である森林火災，産業施設の火災・爆発及び航空機落下による火災の影響を評価し，それに耐えられる設計とする。

(3)　台風・竜巻

乾式キャスクは基礎に据え付けられ，コンクリートモジュールの中に保管されているため，台風・竜巻の影響を受けない。

また，増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基については，過去に発生した竜巻の最大風速に不確かさを考慮して 100m/s と設定し，竜巻荷重，飛来物及び竜巻随伴事象に耐えられる設計とする。

(4)　地震及び上記以外に想定される自然現象

キャスク仮保管設備は，想定される自然現象（洪水，高潮，凍結等）により安全性を損なうことのないようにする。

(5)　環境条件

乾式キャスクの除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能及びコンクリートモジュールの除熱機能については，保守的な環境条件にて設計を行っている。またその他の経年的な影響についても，監視や定期的な巡視点検等を行うことで劣化等の早期発見に努め，機能維持を図る。

また，キャスク仮保管設備に保管する乾式貯蔵キャスクのうち，津波により一時的に水没したとみられるキャスク保管建屋に保管している既設９基については，必要な点検

や消耗品の交換を行ったうえで，キャスク仮保管設備に搬入し，他の乾式キャスクと同様に管理する。

2.13.1.7　構造強度及び耐震性

(1)　構造強度

a．乾式キャスク及び支持架台

乾式キャスク及び支持架台については，JSME 設計・建設規格の分類に基づく設計とする。

b．コンクリートモジュール

コンクリートモジュールについては，建築基準法に基づく設計とする。

c．クレーン

クレーンについては，クレーン構造規格に基づく設計とする。

d．コンクリート基礎

キャスク支持架台に作用する力を支持するとともに，これを固定する固定ボルトの引抜き力が許容引抜き力を下回り，基礎の傾斜が許容傾斜量を下回る設計とする。

(2)　耐震性

a．乾式キャスク及び支持架台

乾式キャスクについては，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方(令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，設置許可基準規則の解釈別記 4 も考慮して適切と考えられる設計用地震力に対し，乾式キャスクの安全機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。また，設置許可基準規則の解釈別記 4 を踏まえ，周辺施設の波及的影響によって，乾式キャスクの安全機能を損なわない設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）に対し，乾式キャスクの安全機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

支持架台については，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，支持架台の支持機能を維持するために必要な構造強度を有する設計及び乾式キャスクを落下・転倒させコンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を与えない設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）に対し，乾式キャスクを落下・転倒させない設計とする。

b．コンクリートモジュール

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，コンクリートモジュールの遮蔽機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

ただし，令和 4 年 11 月 16 日以前に認可された設備については，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）に対し，建築基準法及び国土交通省告示に基づくとともに，倒壊等により，乾式キャスクの安全機能に波及的影響を与えない設計とする。

c．クレーン

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，クレーンの運搬機能を維持するために必要な構造強度を有する設計及び転倒・倒壊・逸走等により，コンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を与えない設計とする。

また，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）に対し，JSME 設計・建設規格に基づくとともに，転倒・倒壊・逸走等により，乾式キャスクの安全機能に波及的影響を与えない設計とする。

d．コンクリート基礎

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，コンクリート基礎の支持機能を維持するために必要な構造強度を有する設計並びに支持架台とコンクリートモジュールを支持するとともに，これらを固定する固定ボルトの引抜きに抵抗すること及び基礎の傾斜によりクレーンの転倒，倒壊などが生じない設計とする。

e．監視装置

「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公

衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，監視装置の監視機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。

2.13.1.8　異常時の措置

乾式キャスクの蓋間圧力及び温度は免震重要棟にて監視でき，万一，蓋間圧力が設定値まで低下した場合や表面温度が設定値まで上昇した場合には免震重要棟に設置した監視装置にて警報が確認できる。

警報確認後に現場確認を行い状況に応じた対処を行う。また，必要に応じ乾式キャスクを共用プールまで運搬し，共用プールにて必要な措置を行う。

2.13.2　基本仕様

2.13.2.1　主要仕様

(1)乾式キャスク仮保管設備

表２．１３－１　乾式キャスク仮保管設備仕様

項目	仕様	
エリア	約 121m×約 80m	
保管対象物	乾式貯蔵キャスク	輸送貯蔵兼用キャスク
保管容量	20 基	75 基

(2)乾式キャスク

表２．１３－２　乾式貯蔵キャスク仕様

項目	乾式貯蔵キャスク（中型）	乾式貯蔵キャスク（大型）
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 96	約 115
全長（m）	約 5.6	約 5.6
外径（m）	約 2.2	約 2.4
収納体数（体）	37	52
基数（基）	4（既設） 8（増設）	5（既設） 3（増設）
収納可能燃料	8×8 燃料（燃焼度 30,000MWd/t 以下） 新型 8×8 燃料（燃焼度 33,500MWd/t 以下） 新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（燃焼度 36,500MWd/t 以下） 冷却期間 4 年以上（既設 9 基）※ 冷却期間 13 年以上（増設 11 基）	

※既設 9 基の乾式貯蔵キャスク内に収納している使用済燃料を取り出し，共用プールで貯蔵している使用済燃料と入れ替える場合，冷却期間 13 年以上の燃料を収納する。

表２．１３－３　輸送貯蔵兼用キャスク仕様

項目	輸送貯蔵兼用キャスクＢ
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 119
全長（m）	約 5.3
外径（m）	約 2.5
収納体数（体）	69
基数（基）	45※1
収納可能燃料※2	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料 平均燃焼度 34,000MWd/t 以下 最高燃焼度 40,000MWd/t 以下 冷却期間 18 年以上

※1 うち 8 基の仕様は，使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書（平成 22 年 11 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社）及び使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 22 年 12 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社）により，37 基の仕様は，使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書(平成 24 年 10 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社)及び使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 25 年 10 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）による。

なお，これら 45 基は同一設計であり，福島第一原子力発電所構内専用として使用する。

※2 燃焼度や燃料タイプに応じて，以下の図書に基づき収納物の配置制限を行う。

・輸送貯蔵兼用キャスクＢ：核燃料輸送物設計承認申請書(HDP-69B 型)
(平成 22 年 8 月 23 日申請　東京電力株式会社)

表２．１３－４　輸送貯蔵兼用キャスク（増設）仕様

項目	輸送貯蔵兼用キャスクＢ※1
重量（ｔ） (燃料を含む)	約 119
全長（ｍ）	約 5.3
外径（ｍ）	約 2.5
収納体数（体）	69
基数（基）	30※2
収納可能燃料※3	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度 8×8 燃料 配置（ｉ） 平均燃焼度 34,000MWd/t 以下 最高燃焼度 40,000MWd/t 以下 冷却期間 18 年以上 配置（ⅱ） 平均燃焼度 40,000MWd/t 以下 最高燃焼度 48,000MWd/t 以下 冷却期間 22 年以上 新型 8×8 燃料 配置（ⅲ） 平均燃焼度 29,000MWd/t 以下 最高燃焼度 34,000MWd/t 以下 冷却期間 28 年以上

※1 増設する輸送貯蔵兼用キャスク 30 基への燃料装填については，収納する燃料配置に応じた設計承認の取得及び容器承認相当の品質確認をもって実施することとする。

※2 使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書（平成 29 年 11 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社），使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について（平成 30 年 7 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）及び使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について（平成 30 年 12 月 日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）による。

なお，これら 30 基は既設と同一設計であり，福島第一原子力発電所構内専用として使用する。

※3 燃焼度や燃料タイプに応じて，以下の図書に基づき収納物の配置制限を行う。

・輸送貯蔵兼用キャスクＢ：

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書

（平成 29 年 11 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について
（平成 30 年 7 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について
（平成 30 年 12 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
型式設計特定容器等の型式指定申請書
（令和元年 5 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）
使用済燃料貯蔵施設に係る型式設計特定容器等の型式指定申請書　本文及び添付書類の一部補正について
（令和 3 年 6 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

(3) コンクリートモジュール

表２．１３－５　コンクリートモジュール仕様

項目		仕様	
名称		コンクリートモジュール	
保管対象物		乾式貯蔵キャスク	輸送貯蔵兼用キャスク
数量		20 基	75 基
主要寸法	長手	約 7300mm	約 7100mm
	短手	約 4680mm	約 4680mm
	高さ	約 4000mm	約 4000mm
	板厚	約 200mm	約 200mm
構造		鉄筋コンクリート構造	

(4)クレーン

表２．１３－６　クレーン仕様

項目	仕様
型式	門型クレーン
数量	1 基
定格荷重	主巻　150t 補巻　20t
揚程	主巻　9.0m 補巻　11.3m

(5)監視装置

表２．１３－７　圧力・温度監視装置仕様

項目	仕様	
名称	蓋間圧力検出器	温度検出器
検出器の個数	2 個/基	1 個/基
計測対象	蓋間圧力	外筒表面温度
取付箇所	二次蓋	外筒表面
計測範囲	50～500kPa abs.	-20～160℃

表２．１３－８　放射線監視装置仕様

項目	仕様
名称	エリア放射線モニタ
基数	8 基
種類	半導体検出器
取付箇所	設備敷地内
検出高さ	基礎から 600㎜以上 1800㎜以下
計測範囲	$10^{-1}\,\mu$Sv/h～$10^{5}\,\mu$Sv/h

2.13.3　添付資料

添付資料－１　設備概略図

添付資料－２　評価の基本方針

添付資料－２－１　評価の基本方針（既設 65 基※1）

添付資料－２－２　評価の基本方針（増設 30 基※2）

添付資料－３　構造強度及び耐震性について

添付資料－３－１　構造強度及び耐震性について（既設 65 基※1）

添付資料－３－２　構造強度及び耐震性について（増設 30 基※2）

添付資料－４　安全評価について

　添付資料－４－１　安全評価について（既設 65 基※1）

　添付資料－４－２　安全評価について（増設 30 基※2）

添付資料－５　安全対策について

添付資料－６　管理・運用について

添付資料－７　工事工程表

添付資料－８　キャスク保管建屋及び既設 9 基乾式貯蔵キャスクの現在の設備状況並びに既設 9 基乾式貯蔵キャスクの健全性について

添付資料－９　既設 9 基乾式貯蔵キャスクのキャスク保管建屋からの搬出について

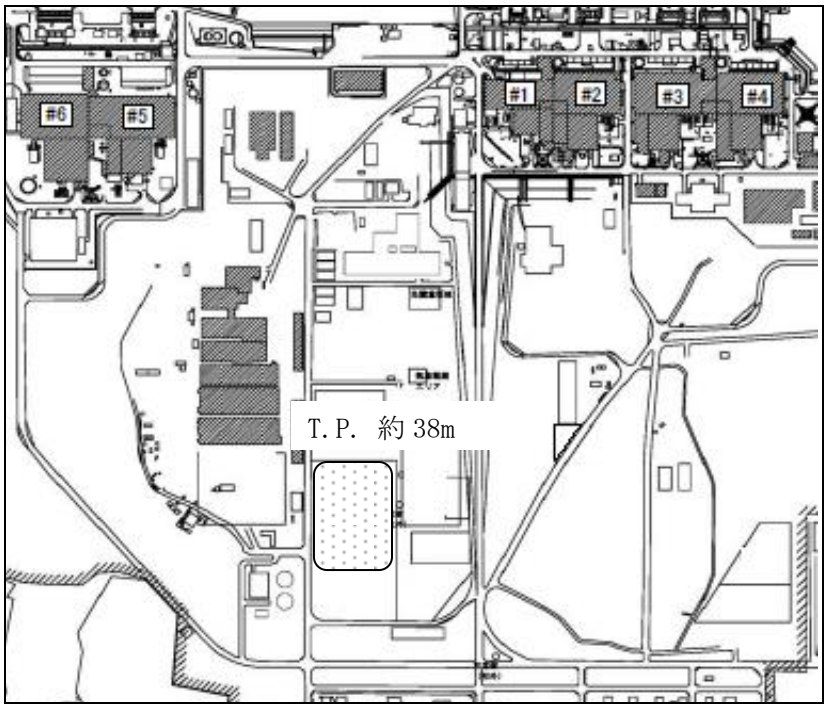
添付資料－１０　キャスク仮保管設備クレーンレーン間移動時の転倒について

添付資料－１１　キャスク仮保管設備に係る確認事項について

※1 既設 65 基とは，乾式貯蔵キャスク 20 基及び輸送貯蔵兼用キャスク（既設）45 基とする。

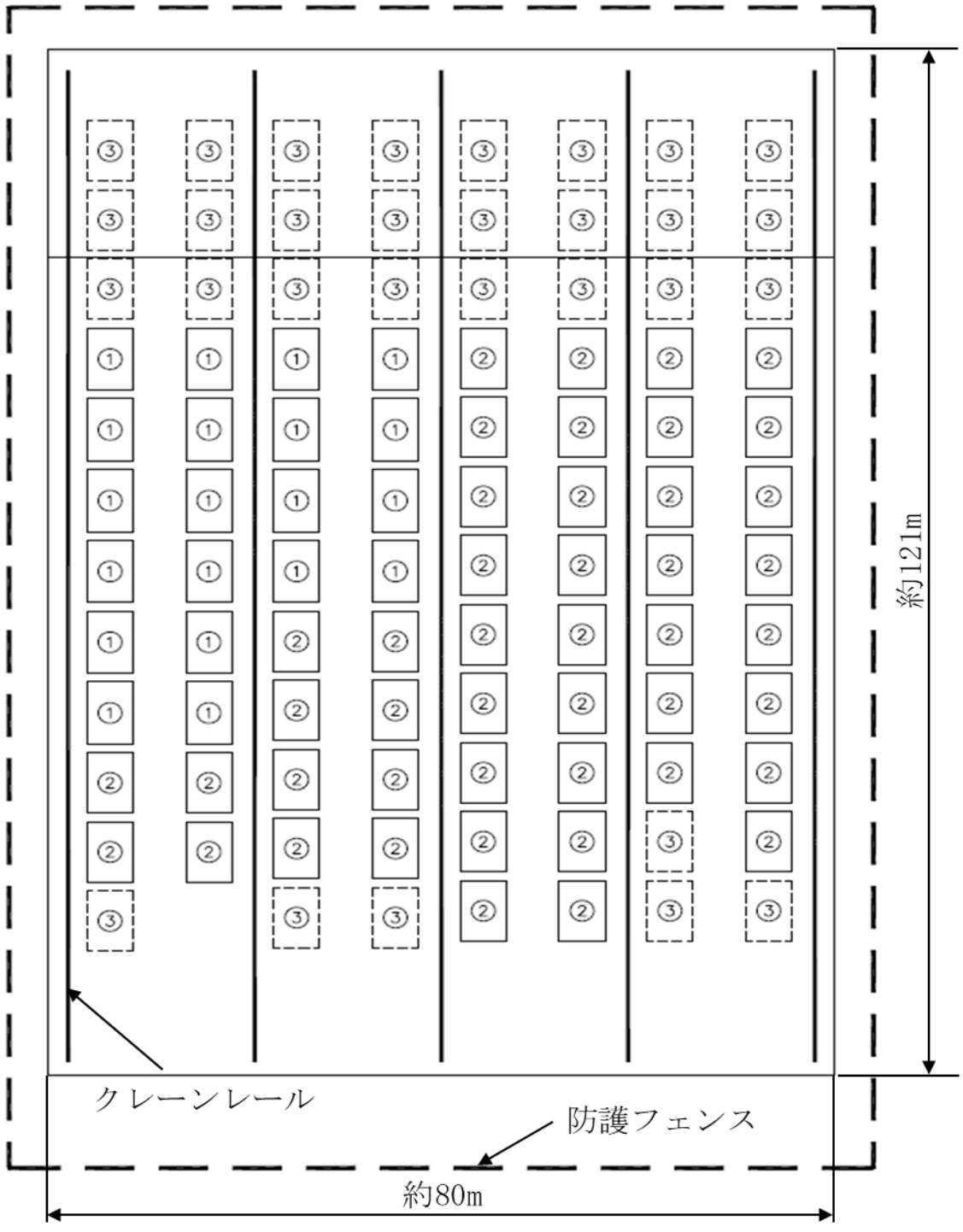
※2 増設 30 基とは，輸送貯蔵兼用キャスク（増設）30 基とする。

設備概略図



：キャスク仮保管設備

図１－１　キャスク仮保管設備の構内位置



①	乾式貯蔵キャスク	20 基
②	輸送貯蔵兼用キャスク（既設）	45 基
③	輸送貯蔵兼用キャスク（増設）	30 基

図１－２　キャスク仮保管設備配置概略図

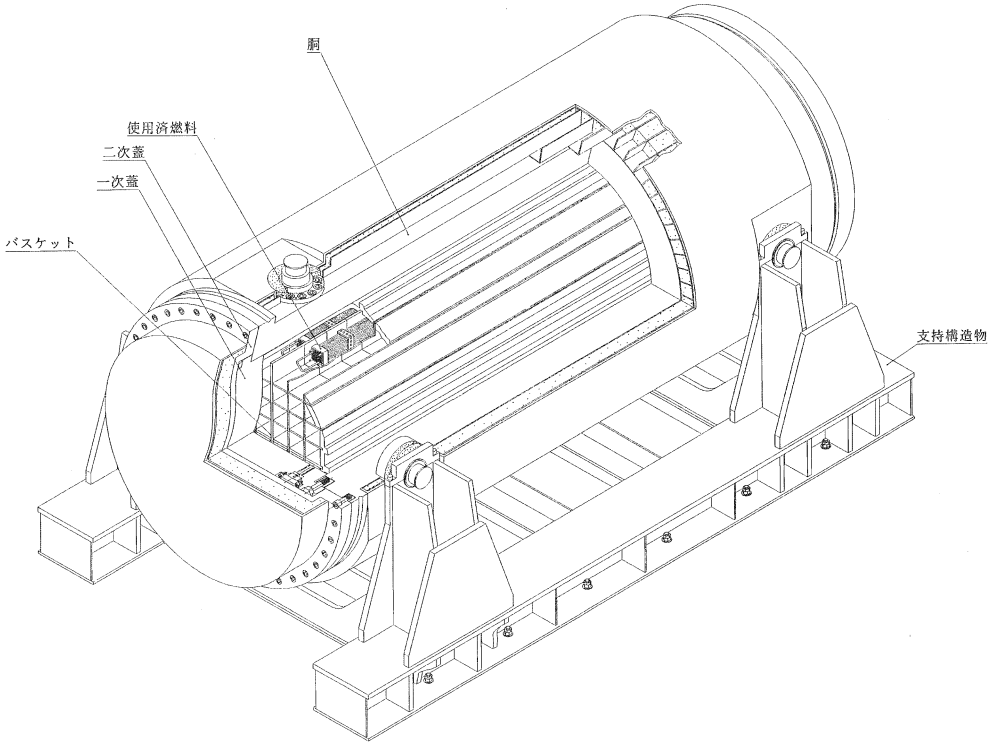


図１－３　乾式貯蔵キャスクの構造図例
（大型）

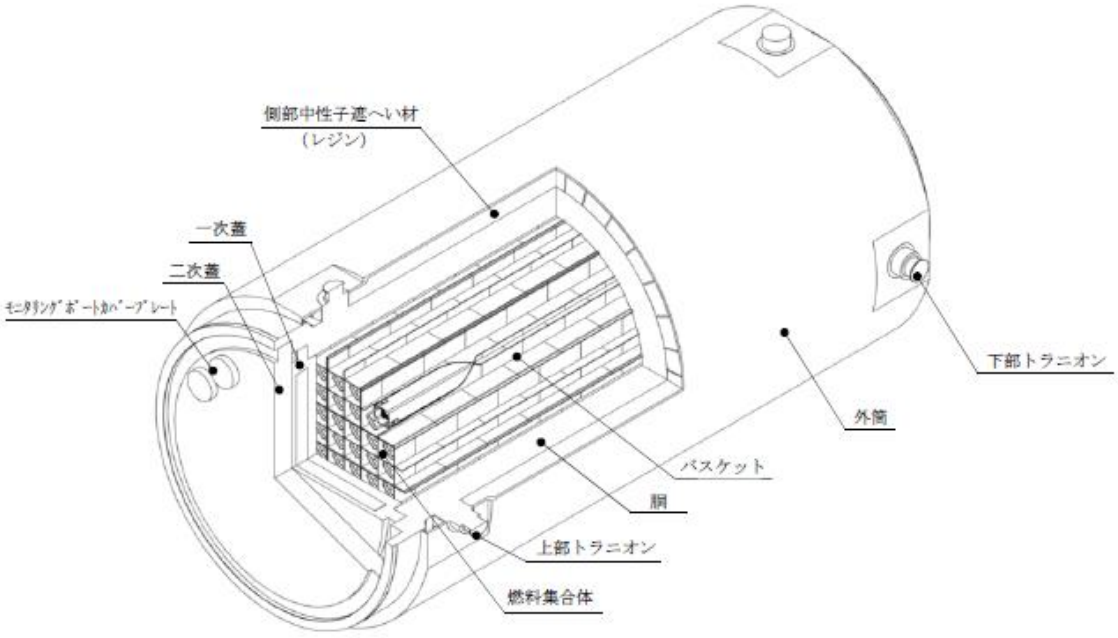


図１－４　輸送貯蔵兼用キャスクの構造図例
（輸送貯蔵兼用キャスクＢ）

評価の基本方針（既設 65 基）

1　設計方針

1.1　基本的安全機能

本設備は，乾式キャスク及びこれを収納するコンクリートモジュール，支持架台，クレーン，監視装置等で構成され，本文の設計方針に示される除熱，遮蔽，密封及び臨界防止の安全機能を設計とするとともに，必要な構造強度を有する設計であることを確認する。

1.2　乾式キャスクの安全機能について

本設備で保管する乾式キャスクは，既存設計のものを使用する。乾式キャスクの安全機能に関しては，以下の図書にて評価されている。

(1)　乾式貯蔵キャスク

①沸騰水型原子力発電所　使用済燃料の乾式キャスク貯蔵施設について(平成 5 年 7 月 株式会社東芝　TLR-053 改訂 1)

②沸騰水型原子力発電所　使用済燃料の乾式キャスク貯蔵施設の安全設計で使用する解析コードについて(平成 5 年 4 月 株式会社東芝　TLR-054)

③福島第一原子力発電所　第 4 号機工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成 6 年 3 月 14 日申請,東京電力株式会社)

④福島第一原子力発電所　第 6 号機工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成 6 年 3 月 14 日申請,東京電力株式会社)

⑤福島第一原子力発電所　第4号機工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成22年10月 22 日申請,東京電力株式会社)

⑥福島第一原子力発電所　第5号機工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成22年10月 22 日申請,東京電力株式会社)

⑦福島第一原子力発電所　第6号機工事計画認可申請書本文及び添付書類(平成22年10月 22 日申請,東京電力株式会社)

(2)　輸送貯蔵兼用キャスク

①使用済燃料中間貯蔵施設における金属製乾式キャスクについて（HDP-69B 型）
（平成 21 年 5 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社　HLR-110 訂 1）

②核燃料輸送物設計承認申請書(HDP-69B 型)
（平成 22 年 8 月 23 日申請　東京電力株式会社）

③使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　（平成 22 年 6 月 リサイクル燃料貯蔵株式会社）

④使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　本文及び添付書類の一部補正について（平成 22 年 8 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）

⑤使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　（平成 22 年 11 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）

⑥使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 22 年 12 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）

⑦使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　（平成 24 年 10 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）

⑧使用済燃料貯蔵施設に関する設計及び工事の方法の認可申請書　添付書類の一部補正について（平成 25 年 10 月　リサイクル燃料貯蔵株式会社）

2　安全設計・評価方針

表２－１に評価すべき各安全機能に関する既存の評価内容と本設備での安全設計・評価の方針を示す。

表２－１　キャスク仮保管設備安全評価の基本方針

項目	中期的安全確保の考え方	評価対象	乾式貯蔵キャスク			輸送貯蔵兼用キャスク		
			既存評価を引用	新評価実施	評価方針	既存評価を引用	新評価実施	評価方針
除熱機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管	○	－	以下の確認をもって評価条件が既存評価と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。 ・保管中のコンクリートモジュール内の温度が 45℃以下となること。	－	○	既存評価における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の姿勢が異なる。（既存評価での乾式キャスクの姿勢は縦置きであるが，キャスク仮保管設備では横置きの姿勢となる）
		乾式キャスク	○	－	以下の確認をもって評価条件が既存評価と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。 ・保管中のコンクリートモジュール内の温度が 45℃以下となること。	－	○	既存評価における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の姿勢が異なる。（既存評価での乾式キャスクの姿勢は縦置きであるが，キャスク仮保管設備では横置きの姿勢となる）
		コンクリートモジュール （キャスク仮保管構築物）	－	○	既存評価における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の乾式キャスク周辺環境温度が異なる。（既存評価ではキャスク保管建屋内の評価） なお，評価は設計発熱量の大きい大型キャスクを代表キャスクとする。	－	○	既存評価における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の乾式キャスク周辺環境が異なる。（既存評価ではキャスク保管建屋内の評価）
密封機能	乾式キャスクについて，周辺公衆及び放射線従事者に対し，放射線上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	乾式キャスク	○	－	既存評価における評価条件と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。	○	－	既存評価における評価条件は以下事項に相違があるが，本設備の設計条件が既存評価の評価条件に包絡されることを確認し，既存評価を引用して評価を行う。 ・キャスク内部温度及びシール部温度
遮蔽機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，周辺公衆及び放射線従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	乾式キャスク	○	－	既存評価における評価条件と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。	○	－	既存評価における評価条件と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。
臨界防止機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，想定されるいかなる場合にも使用済燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	乾式キャスク	○	－	既存評価においてはキャスク配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，本設備での条件と比較して，十分安全側であることから，既存評価を引用して評価を行う。	○	－	既存評価においてはキャスク配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，本設備での条件と比較して，十分安全側であることから，既存評価を引用して評価を行う。

項目	中期的安全確保の考え方	評価対象	乾式貯蔵キャスク			輸送貯蔵兼用キャスク		
			既存評価を引用	新評価実施	評価方針	既存評価を引用	新評価実施	評価方針
構造強度	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。	乾式キャスク	○	－	以下の確認をもって評価条件が既存評価と同等であると言える為，既存評価を引用して評価を行う。 ・本設備における設計事象の荷重条件が既存評価における設計事象の荷重条件に包絡すること。	○	○	評価条件が既存評価の評価条件と同一のものは既存評価を引用して評価を行い，評価条件が既存評価の評価条件と異なるものは新たに評価を実施する。
耐震性	キャスク仮保管設備は，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）を考慮しても，5.2.1～5.2.4 に示す安全機能が維持されていることを確認する。	乾式キャスク	－	○	本設置場所における設計用地震力と既存評価で用いた設計用地震力の比率が，既存評価の余裕率より小さいことを確認する。	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		支持架台	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		支持架台固定具	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		コンクリートモジュール	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		クレーン	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。	－	－	（乾式貯蔵キャスクと共用）
異常時の評価	安全評価において想定すべき異常事象として今後抽出される各事象を考慮しても 5.2.1～5.2.4 に示す安全機能が維持されていることを確認する。	乾式キャスク	－	○	本設備の異常事象の抽出を行い，評価を実施する。	－	○	本設備の異常事象の抽出を行い，評価を実施する。

3　耐震設計方針

(1)　耐震設計の基本方針

キャスク仮保管設備は，本文「設計方針」に基づき，基準地震動 Ss（最大加速度 600gal）（以下，「基準地震動 Ss(Ss600)」という。）に対し，設備の設計方針に示される除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能等の安全機能が維持されていることを確認する。

(2)　対象設備と構造計画

キャスク仮保管設備は，乾式キャスク，支持架台，コンクリートモジュール，クレーン，並びにコンクリート基礎から構成される。

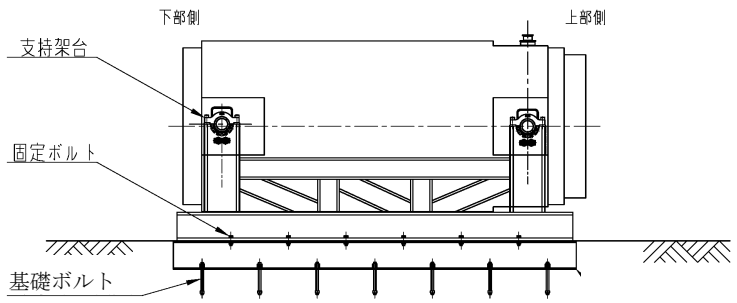
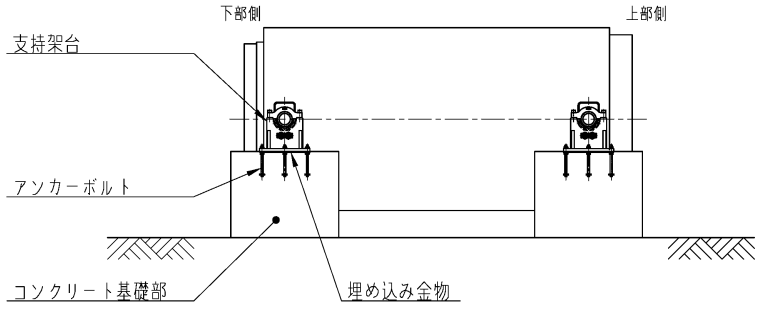
これらの設備のうち，乾式キャスクは，使用済燃料を収納し，除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の基本的安全機能を有する。このことから基準地震動 Ss(Ss600)に対する評価は，乾式キャスクの健全性維持の観点から，次の設備を対象に実施する。

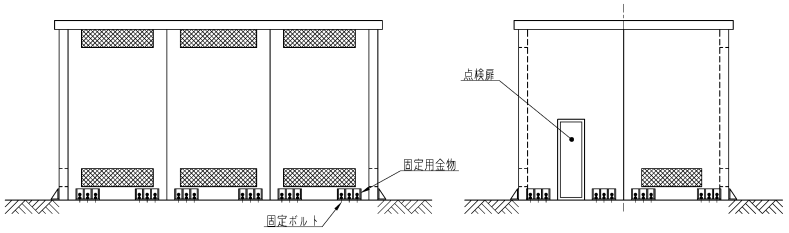
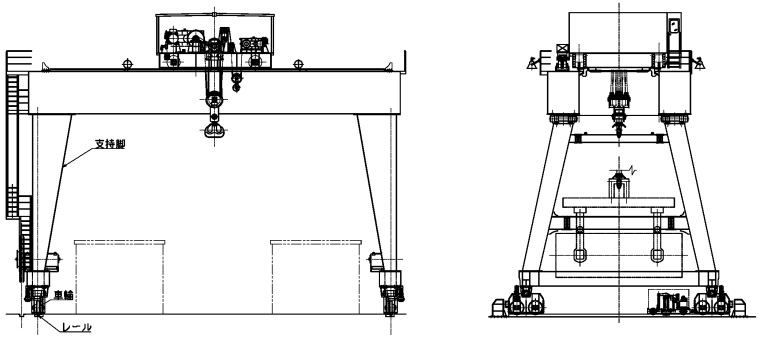
なお，コンクリート基礎については添付資料－３－２「2　耐震設計方針」を参照。

① 乾式貯蔵キャスク及び支持架台
② 輸送貯蔵兼用キャスク及び支持架台
③ コンクリートモジュール
④ クレーン

表３－１に各設備の構造計画の概要と概略図を示す。

表３－１　主要設備の構造計画

主要設備	構造計画の概要	概略構造図
①乾式貯蔵キャスク及び支持架台	乾式貯蔵キャスクは横置きで，トラニオンを介し４つの支持脚柱を持つ支持架台で支持され，支持架台は固定ボルトと基礎ボルトで基礎に固定される。	
②輸送貯蔵兼用キャスク及び支持架台	輸送貯蔵兼用キャスクは横置きで，トラニオンを介し鋼製の支持架台で支持され，支持架台は，アンカーボルトで埋め込み金物に固定される。埋め込み金物は，アンカーボルトで基礎から立ち上げたコンクリート基礎部に固定される。	

主要設備	構造計画の概要	概略構造図
③コンクリートモジュール	コンクリートモジュールの平面寸法は，約7.3m×約4.7m又は約7.1m×約4.7mであり，高さは約4mある。コンクリートモジュールは，厚さ200㎜の鉄筋コンクリート製パネルで構成され，各パネルは金物にて連結され，基礎とは固定用金物を介して固定ボルトで固定される。	
④クレーン	クレーンはスパン約 19mの門型クレーンで，定格荷重は約150 トンである。 クレーンは，４つの支持脚，車輪を介して，レール上を走行する。	

(3) 設計用地震力

各機器の耐震設計に用いる設計用地震力は，以下より算定する。

項目	機器等	摘要
(1) 基準地震動	Ss(Ss600)	
(2)設計用地震動	基準地震動 Ss(Ss600)-1： (水平)最大加速度振幅 450gal,約 81 秒間 (鉛直)最大加速度振幅 300gal,約 81 秒間 基準地震動 Ss(Ss600)-2： (水平)最大加速度振幅 600gal,約 60 秒間 (鉛直)最大加速度振幅 400gal,約 60 秒間 基準地震動 Ss(Ss600)-3： (水平)最大加速度振幅 450gal,約 26 秒間 (鉛直)最大加速度振幅 300gal,約 26 秒間	T.P.約-197m(Vs＝約 700m/s)を解放基盤表面として定義する。
(3)動的解析の方法	時刻歴応答解析法 応答スペクトル法	

(4) 運転状態と地震動の組合せに対する供用状態

運転状態と地震動の組合せに対応する供用状態は以下とする。

運転状態と地震動の組合せ	供用状態
Ⅰ[注1)]+Ss	D(ⅣAS)[注2)]

注 1)「運転状態Ⅰ」とは，通常運転の運転状態をいい，乾式キャスクの場合は，取り扱い時及び本設備での機器の通常の保管時の状態で「設計事象Ⅰ」に読み替える。

注 2)「原子力発電所耐震設計技術指針」において規定される許容応力状態（「設計・建設規格」の許容状態 D 相当）

基準地震動 Ss(Ss600)による荷重を運転状態Ⅰにより生じる荷重と組み合わせた状態で,保管を行っている使用済燃料に過大な影響が生じないよう許容応力を定めるものとするが，本設備の乾式キャスクに対する機能維持の基本的な考え方は以下とする。

設備区分	基準地震動 Ss(Ss600)に対する機能維持
乾式キャスク	乾式キャスクの安全機能を維持するために必要な構造強度を有すること。
支持架台	基準地震動 Ss(Ss600)に対し，乾式キャスクを落下・転倒させないこと。
コンクリートモジュール	基準地震動 Ss(Ss600)に対し，コンクリートモジュールの倒壊等により，乾式キャスクの安全機能に影響を与えないこと。
クレーン	クレーンの倒壊，転倒等により，乾式キャスクの安全機能に影響を与えないこと。

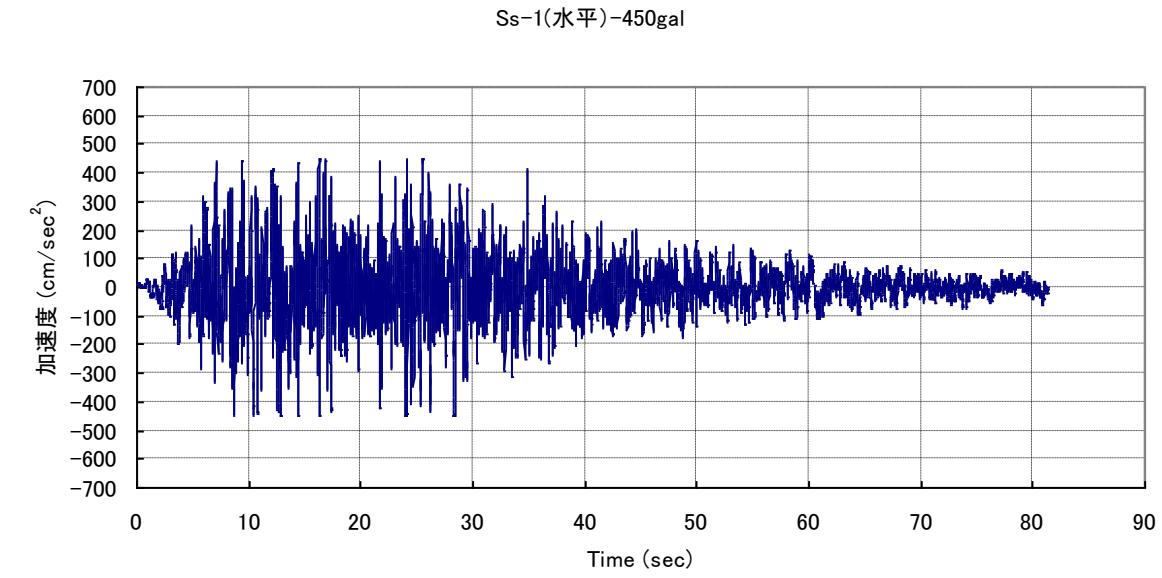
(5)　地震応答解析による設計用地震力の算定

1)　解析概要

本検討では基礎－地盤連成系の二次元ＦＥＭ応答解析を行い，基礎上面での応答波の応答スペクトルの作成，設計用地震力の算定を行う。解析プログラムは Super-FLUSH/2D を用いる。

2)　地震応答解析に用いる入力地震動

地震応答解析に用いる入力地震動は，「福島第一原子力発電所『発電用原子炉施設に関わる耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果　中間報告書」（平成 20 年 3 月 31 日　東京電力株式会社）にて作成した解放基盤表面で定義される基準地震動 Ss（Ss600）を用いる。解放基盤表面位置における基準地震動 Ss（Ss600）-1，Ss（Ss600）-2，Ss（Ss600）-3 の加速度時刻歴波形を図３－１～３に示す。



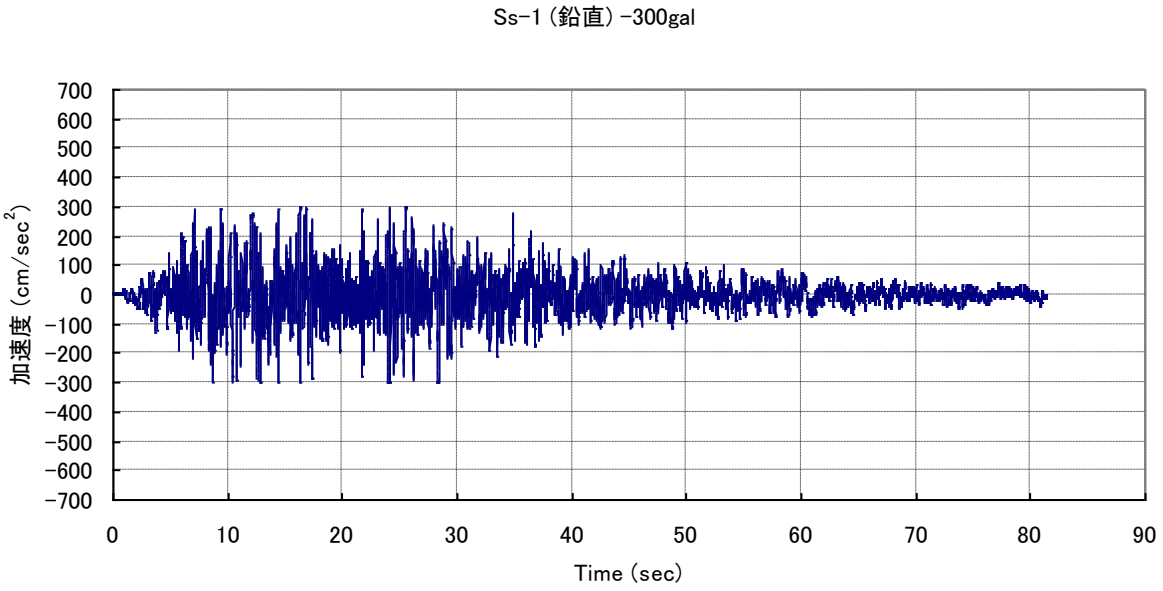
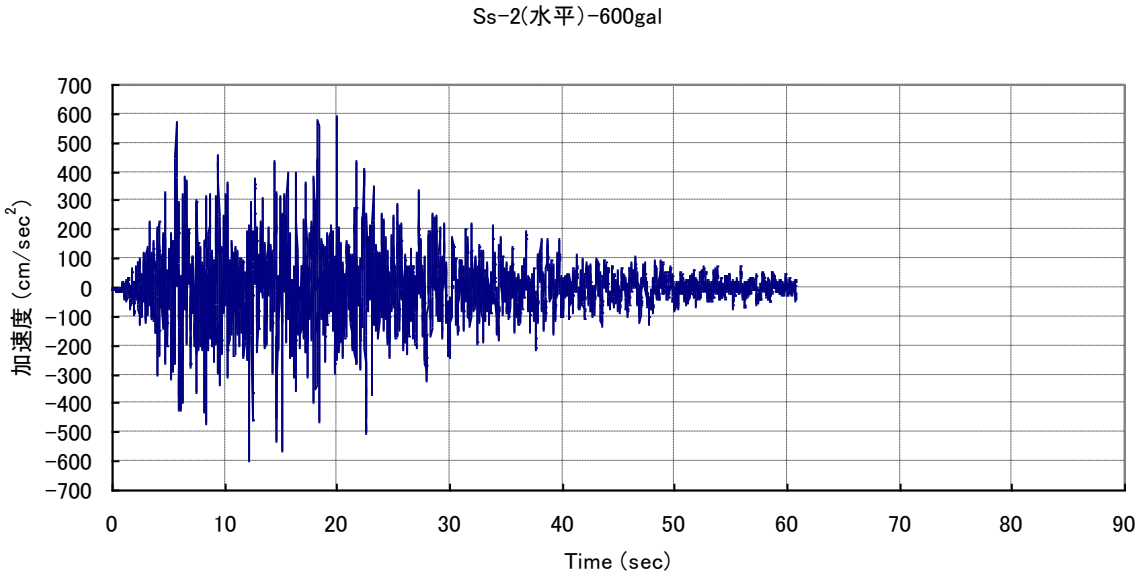


図３－１　基準地震動加速度時刻歴波形（Ss(Ss600)-1）



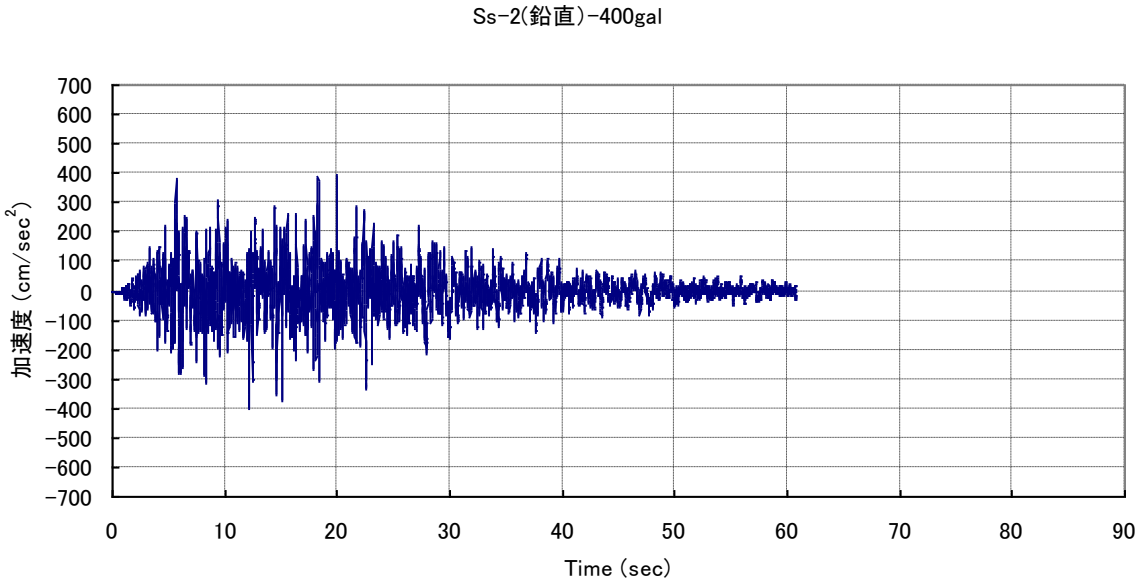
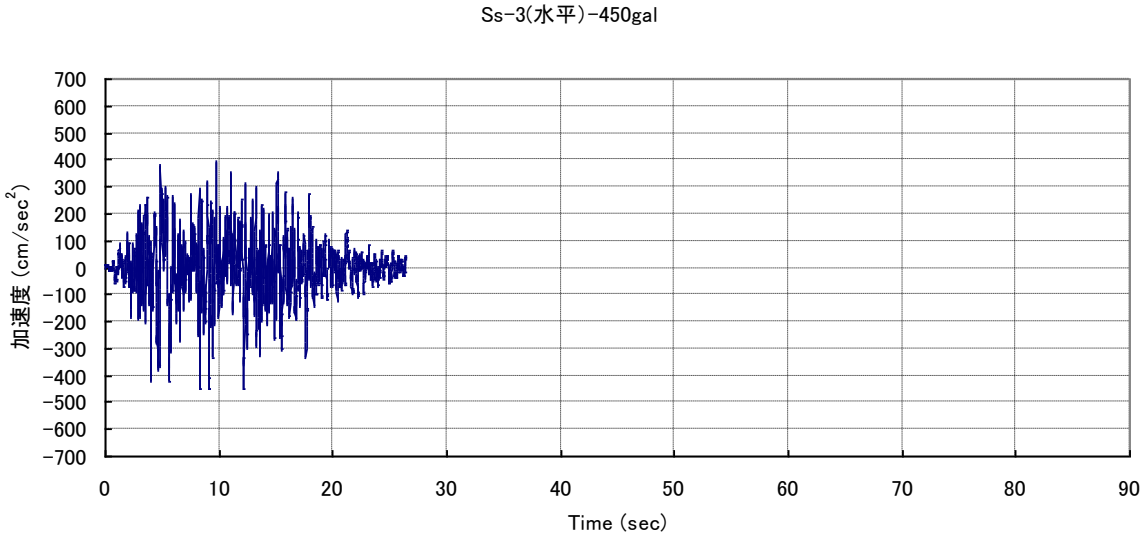


図３－２　基準地震動加速度時刻歴波形（Ss(Ss600)-2）



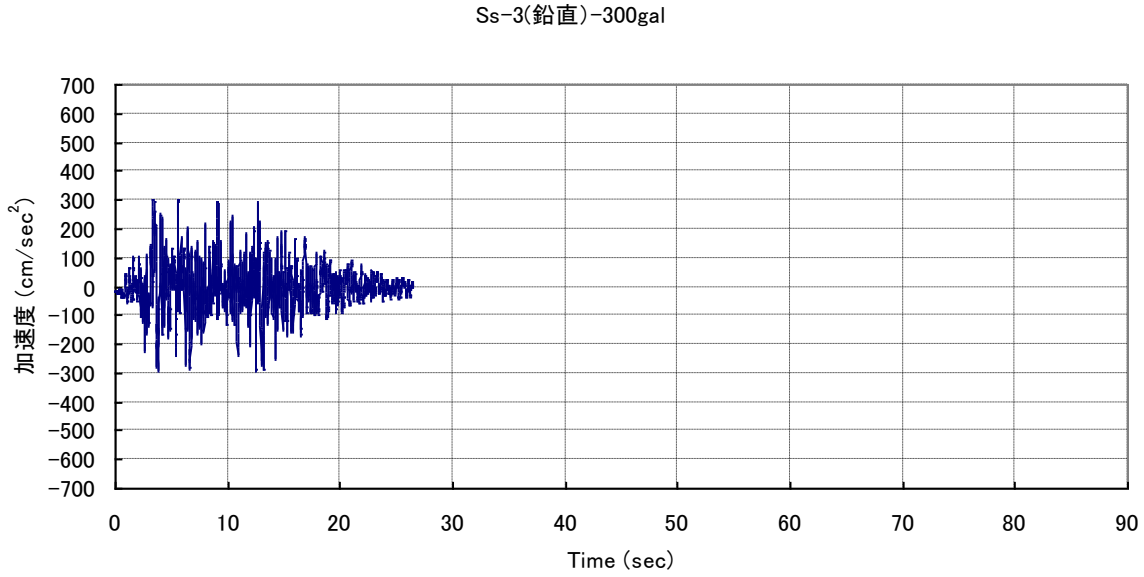


図３－３　基準地震動加速度時刻歴波形（Ss(Ss600)-3）

3)　地震応答解析モデル

地震応答解析モデルは図３－４，５のように，基礎-地盤連成系モデルとする。地盤応答解析に用いる地盤定数の設定結果を表３－２に示す。また，コンクリート基礎を除く各層のモデル化においては，地盤の非線形性を考慮する。図３－６に各層の動的変形特性を示す。

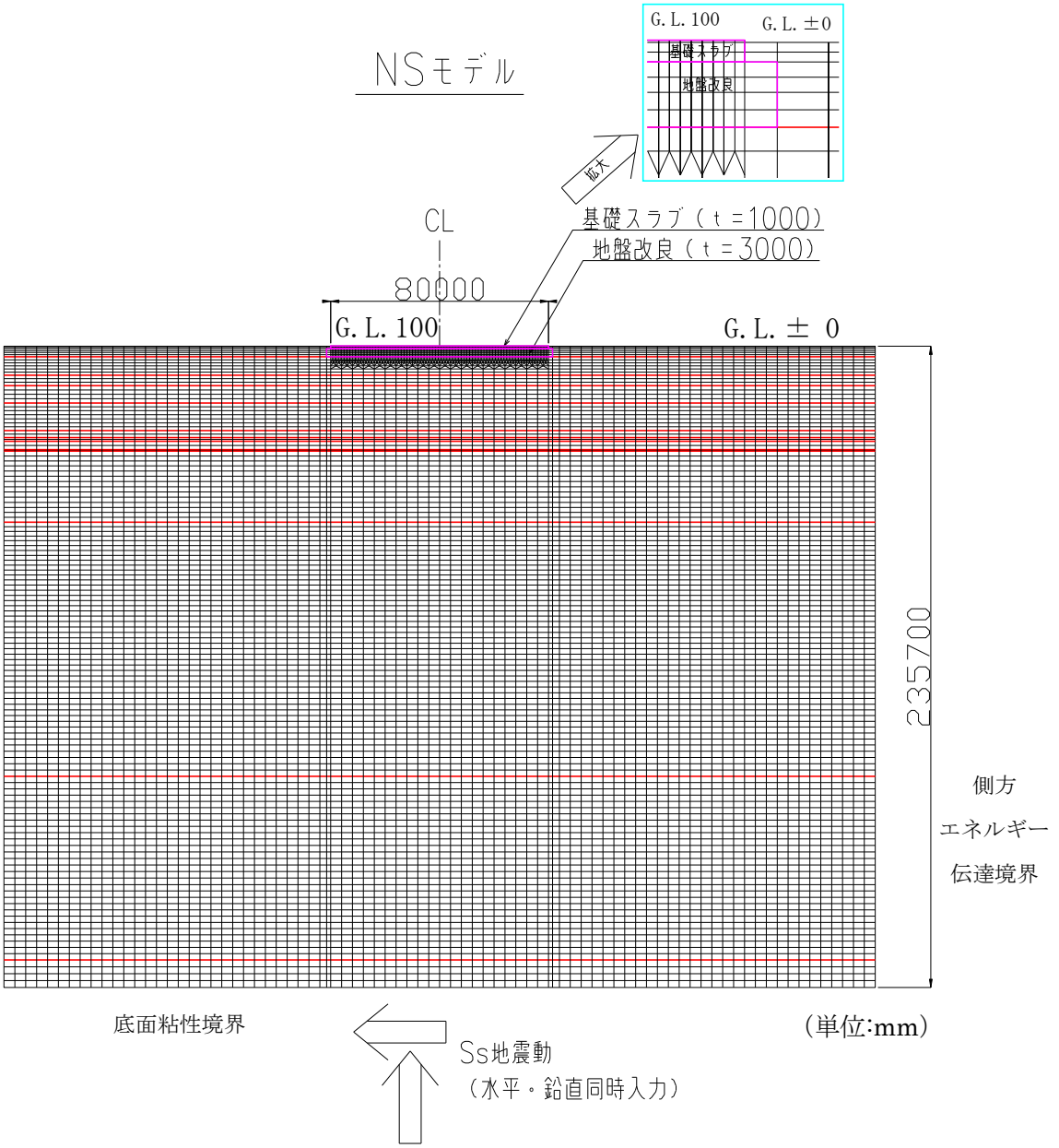


図３－４　解析モデルの概要（N-S 方向）

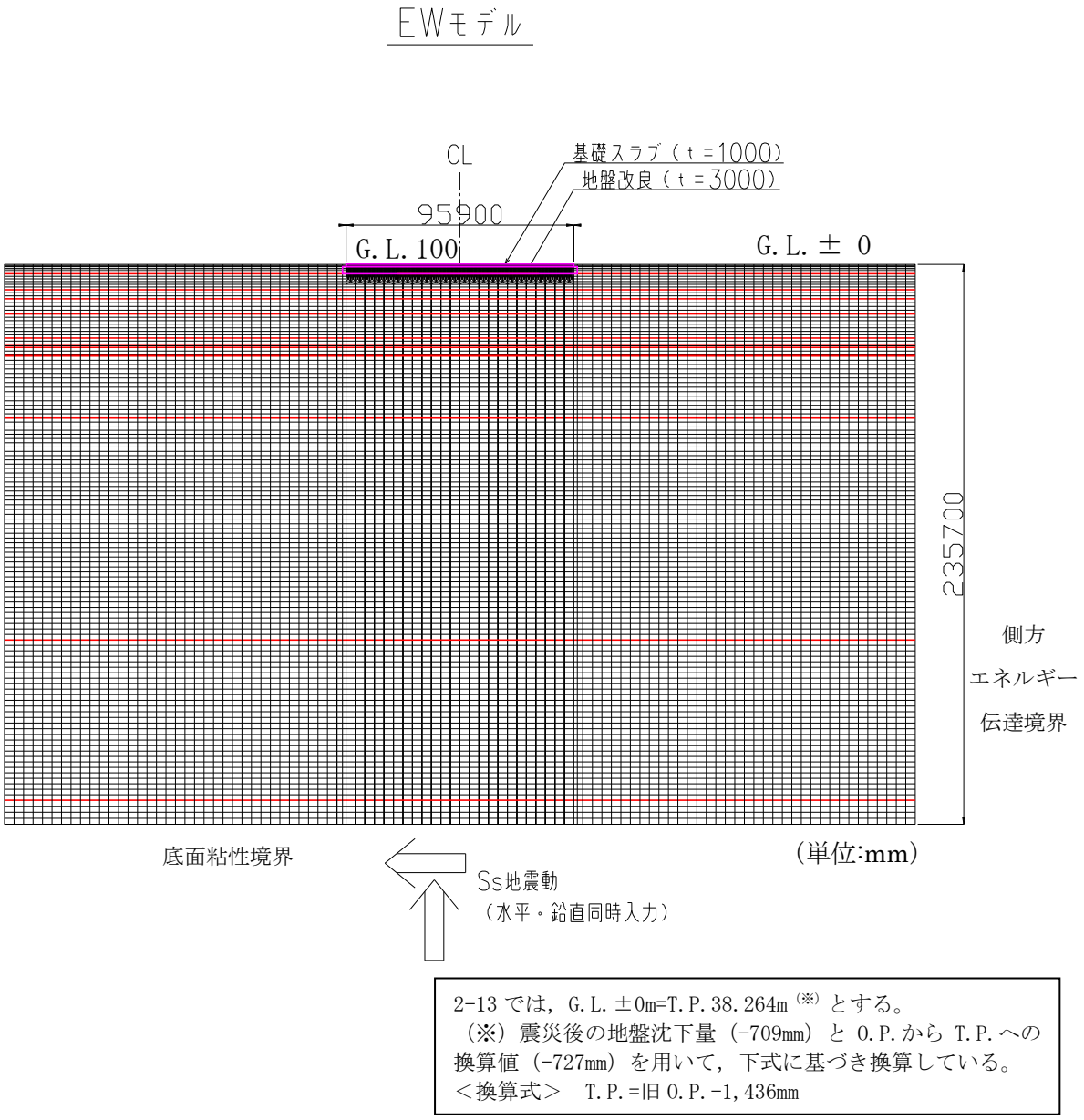


図３－５　解析モデルの概要（E-W 方向）

表３－２　解析用地盤定数

地層名	層標高		各地層厚	湿潤密度 ρ	せん断弾性係数 G_0	せん断波速度 Vs	強度特性	
							C	ϕ
	上端	下端	(m)	(t/m³)	(kN/m²)	(m/sec)	(N/mm²)	(°)
	G.L.(m)	G.L.(m)						
コンクリート基礎	0.100	-0.900	1.000	2.679	10,420,000	1972	-	-
埋戻土	0.000	-3.900	3.900	1.8	72,600	201	0	30
改良地盤	-0.900	-3.900	3.000	1.8	380,000	459	-	-
段丘堆積層	-3.900	-10.674	6.774	1.59	158,000	315	0.039	24.7
T3 部層　砂岩層	-10.674	-14.485	3.811	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-14.485	-20.863	6.378	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　互層部	-20.863	-31.006	10.143	1.76	302,000	414	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-31.006	-33.591	2.585	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-33.591	-34.946	1.355	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-34.946	-38.007	3.061	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-38.007	-38.572	0.565	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-38.572	-64.680	26.108	1.71	427,000	500	1.5	0
T2 部層	-64.680	-158.100	93.420	深度依存 1.76～ 1.80	深度依存 334,000～ 635,000	深度依存 436～594	深度依存 1.131～ 1.839	0
T1 部層	-158.100	-225.580	67.480	1.79	667,000	610	1.62	0
先富岡層	-225.580	-235.700	10.120	1.88	954,000	712	1.8	0
解放基盤表面	-235.700	-	-	1.88	954,000	712	1.8	0

出典：「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）等

2-13 では，G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

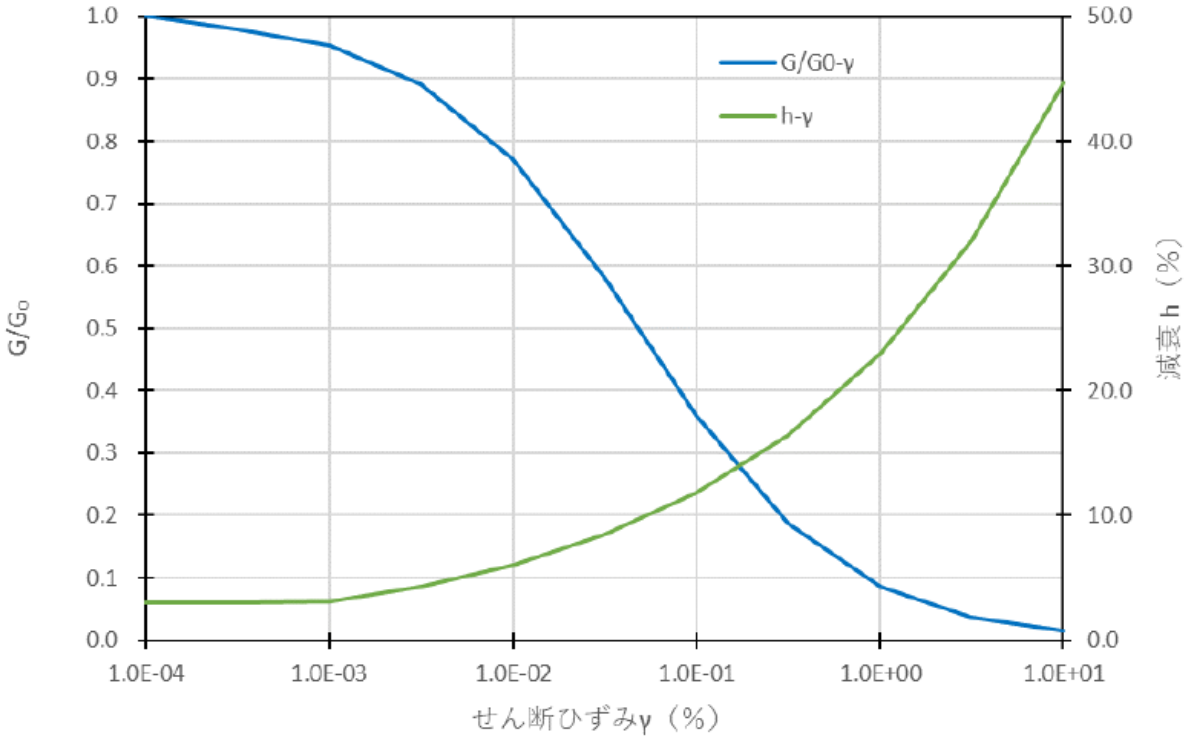


図３－６（１）　埋戻土の動的変形特性

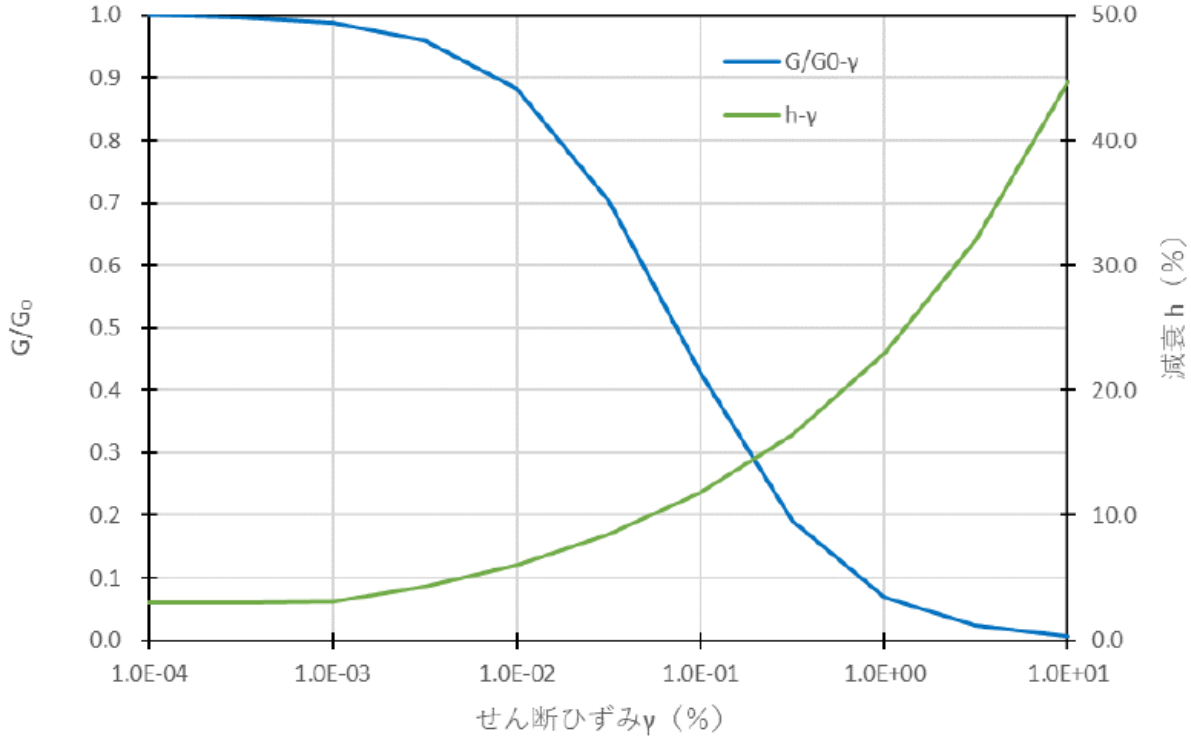


図３－６（２）　改良地盤の動的変形特性

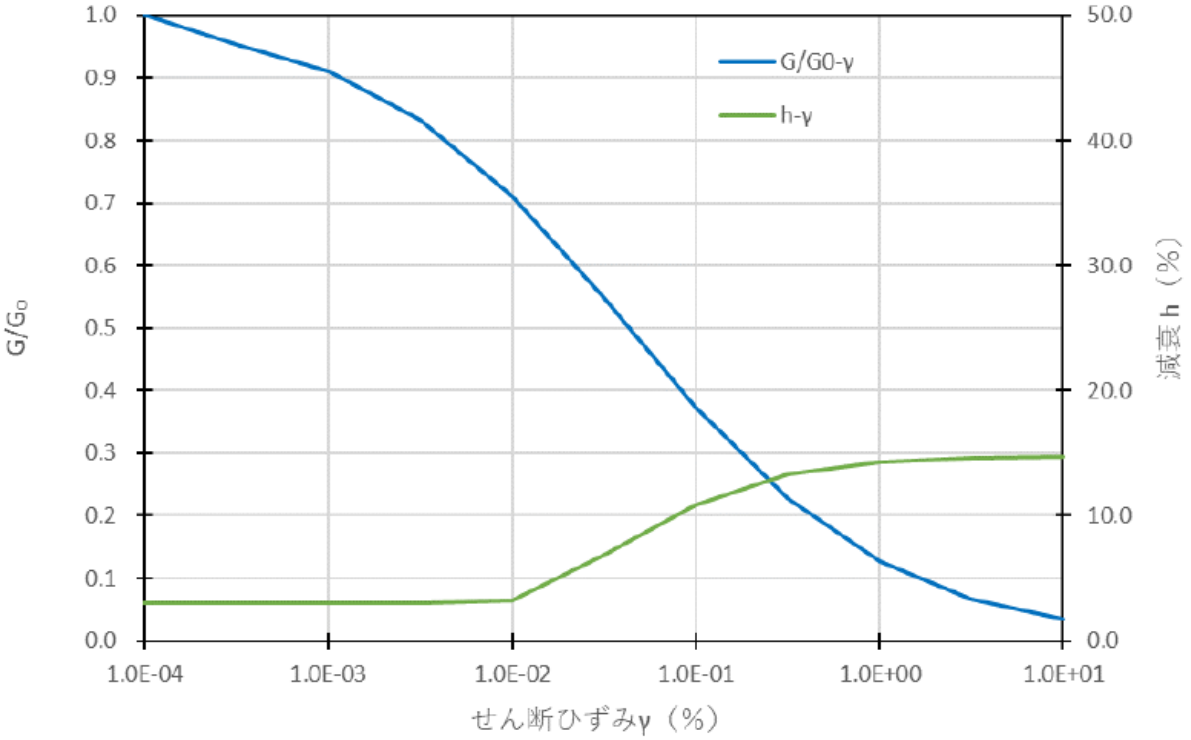


図３－６（３）　段丘堆積層の動的変形特性

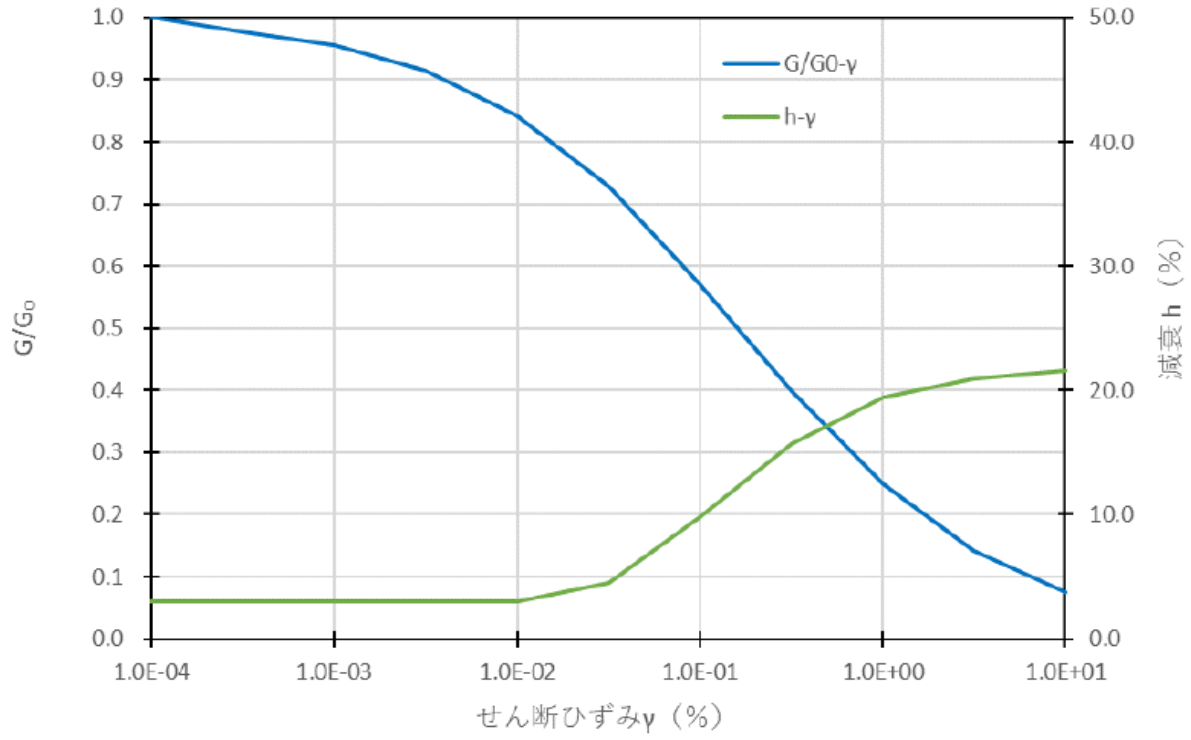


図３－６（４）　T3 部層砂岩層の動的変形特性

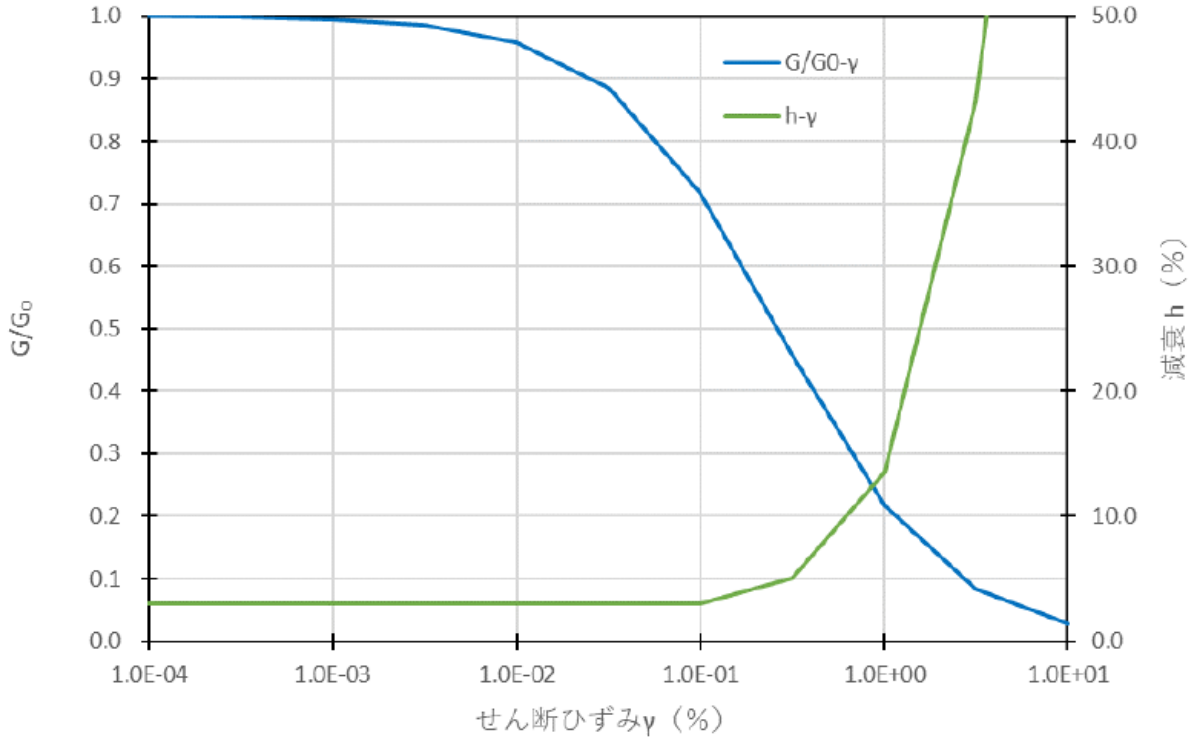


図３－６（５）　T3 部層泥質部の動的変形特性

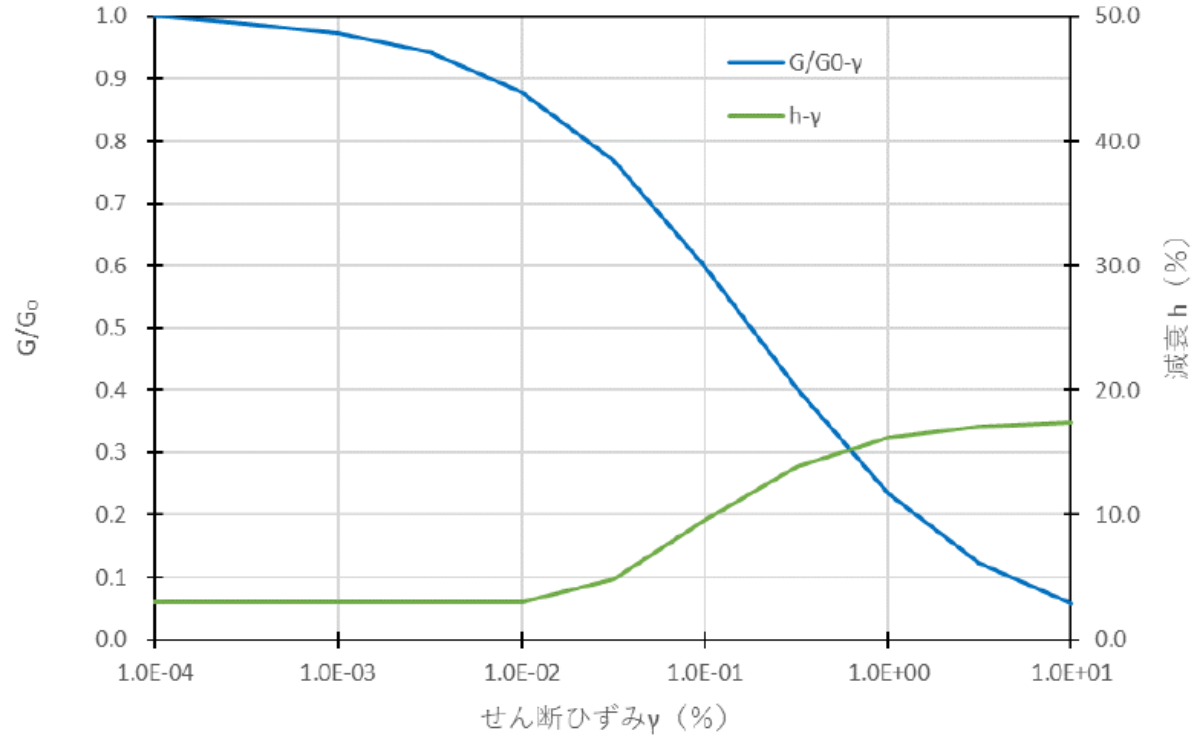


図３－６（６）　T3 部層互層部の動的変形特性

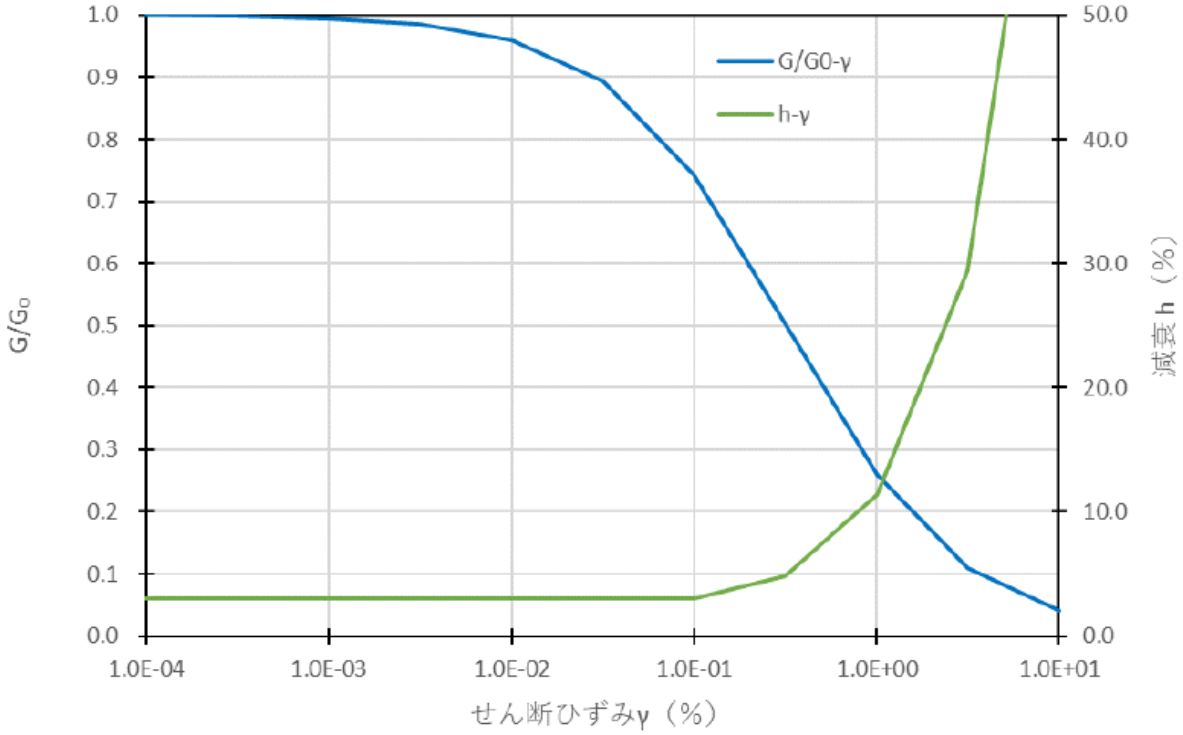


図３－６（７）　T2 部層の動的変形特性

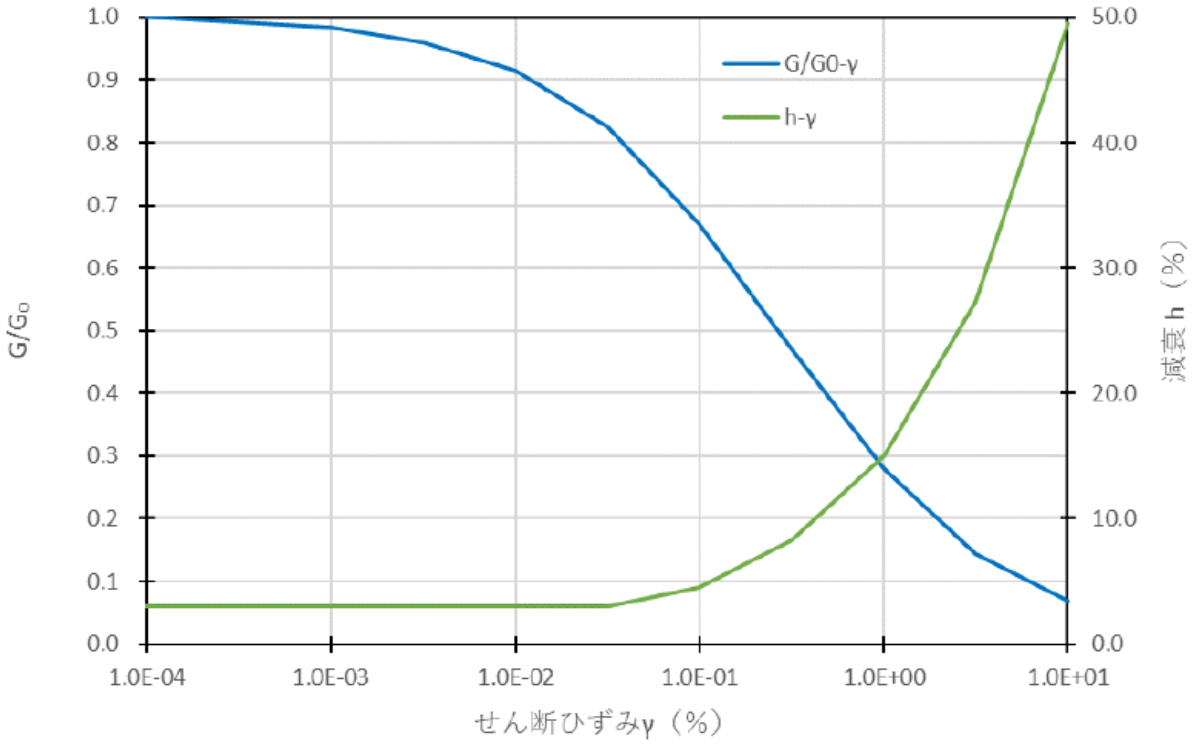


図３－６（８）　T1 部層の動的変形特性

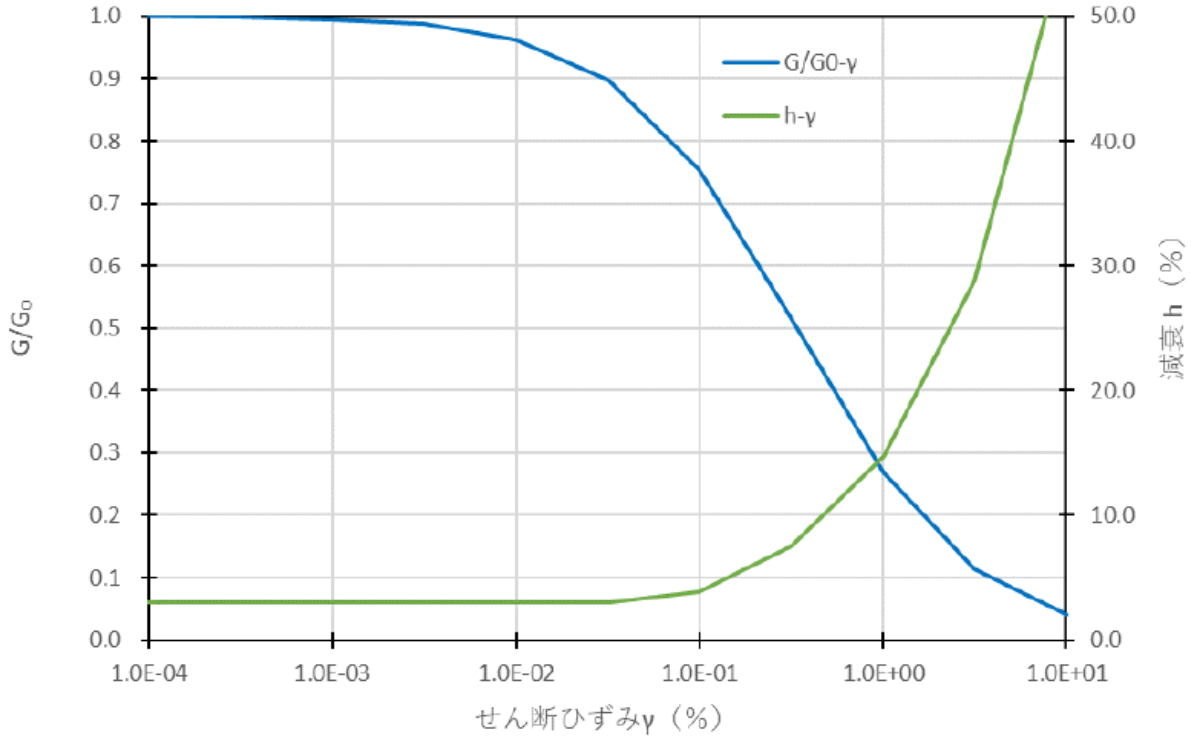


図３－６（９）　先富岡層の動的変形特性

4)　設計用地震力の算定

基礎上面における地震波の加速度応答の包絡スペクトル（Ss(Ss600)-1～Ss(Ss600)-3）を図３－７～１５に示す。設計用地震力は，床応答スペクトルを周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを用いて算定する。

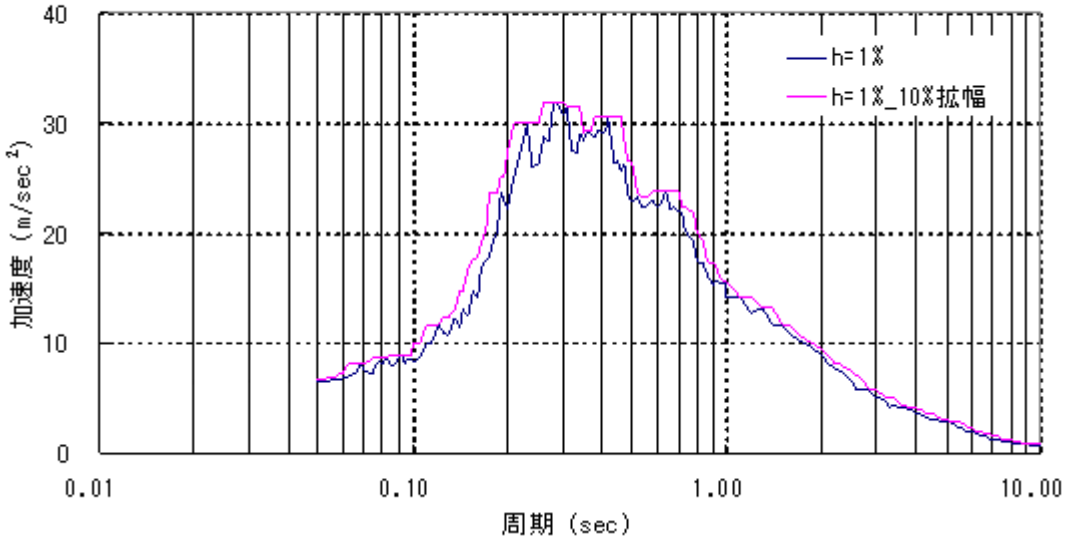


図３－７　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 NS）(h=1%)

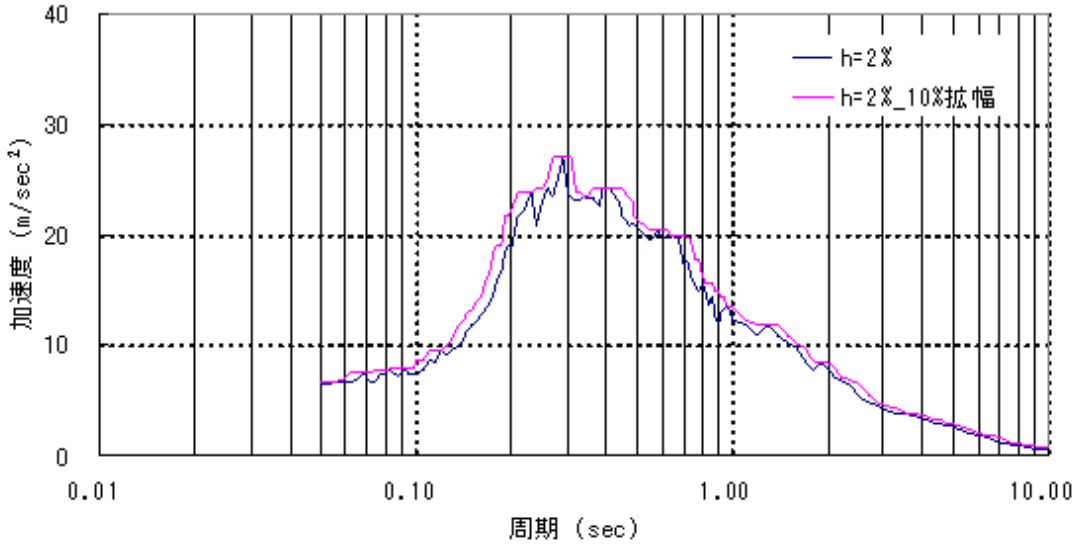


図３－８　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 NS）(h=2%)

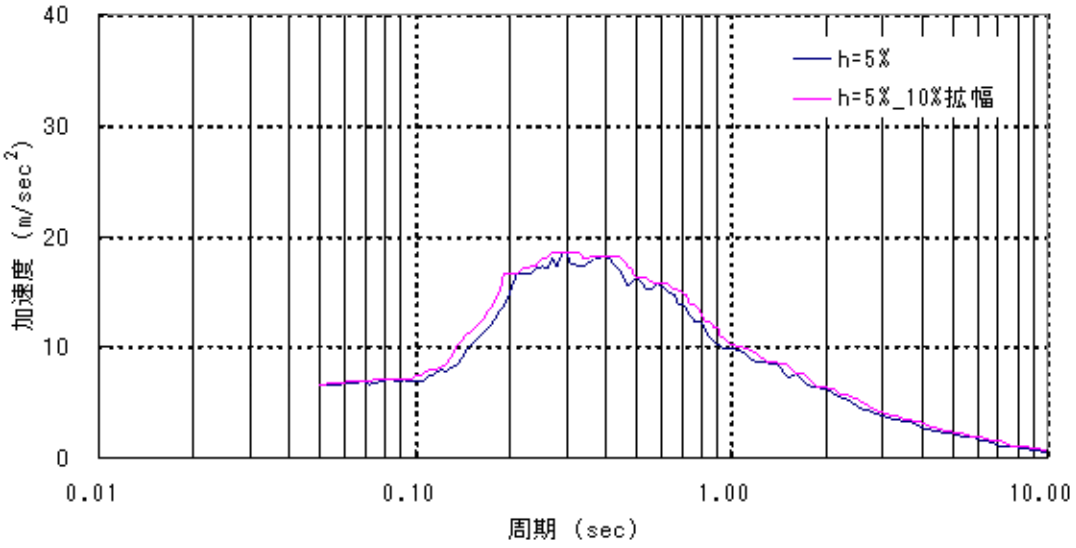


図３－９　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 NS）(h=5%)

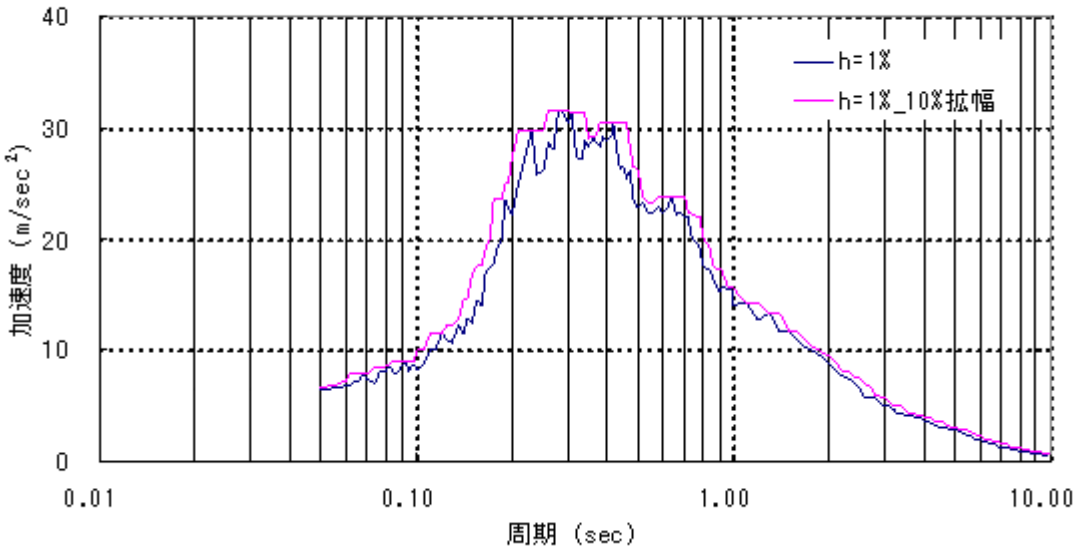


図３－１０　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 EW）(h=1%)

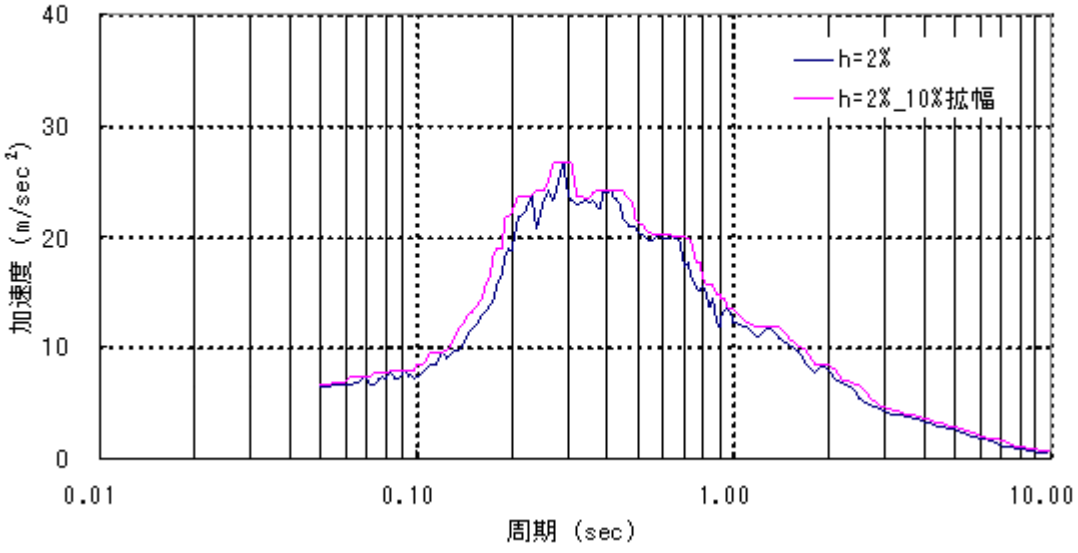


図３－１１　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 EW）(h=2%)

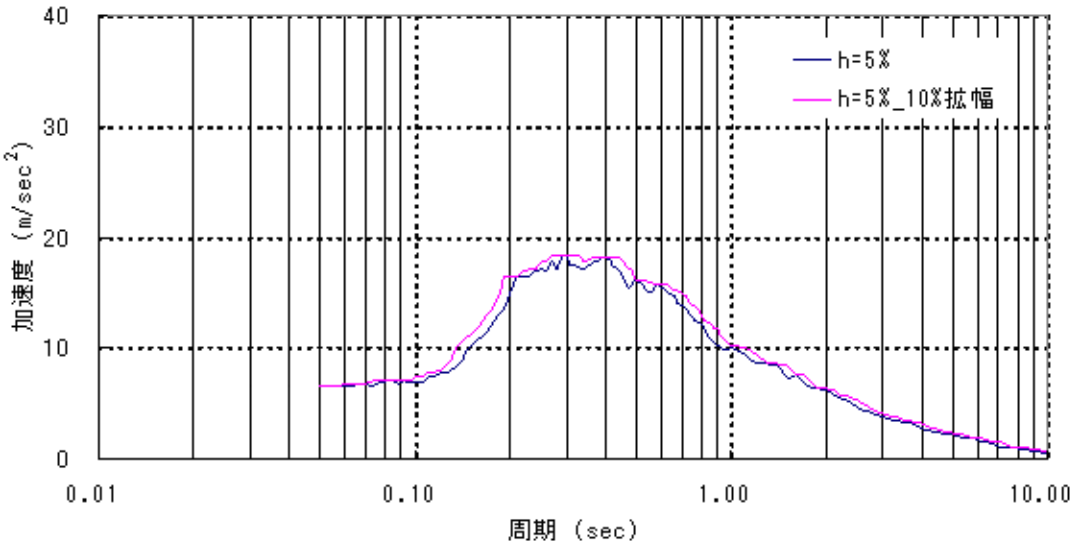


図３－１２　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（水平 EW）(h=5%)

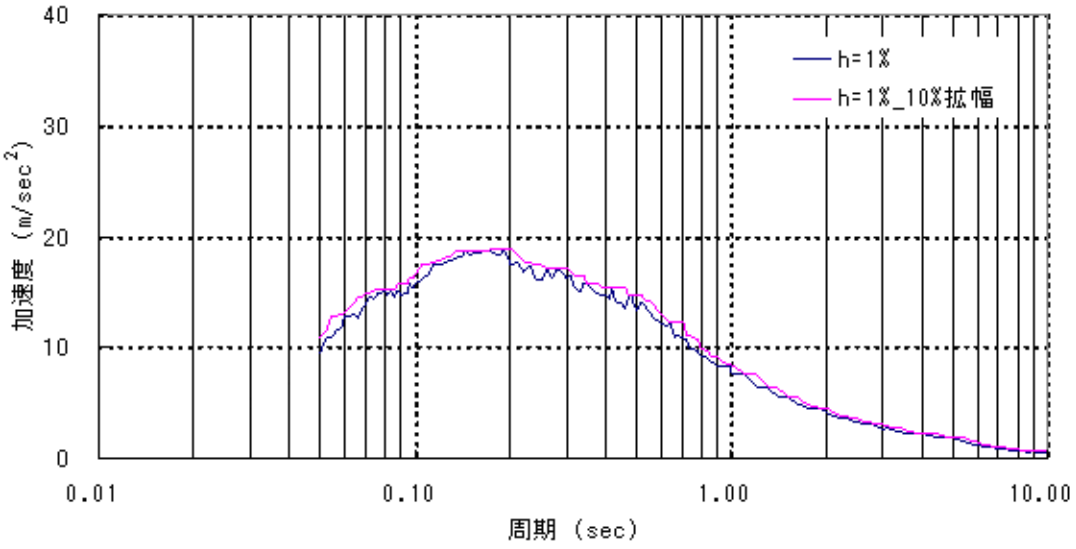


図３－１３　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（鉛直）（h=1%）

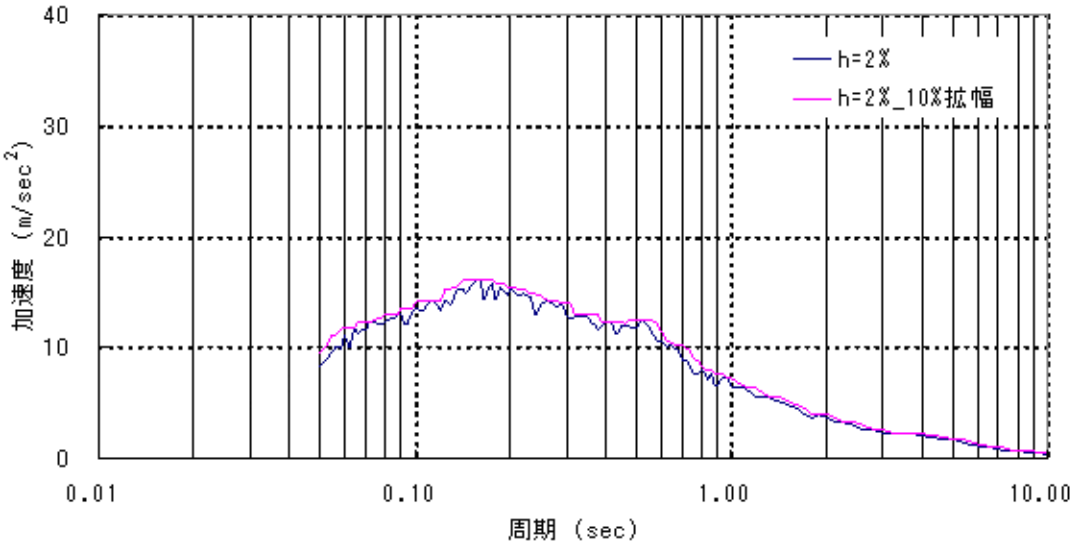


図３－１４　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（鉛直）（h=2%）

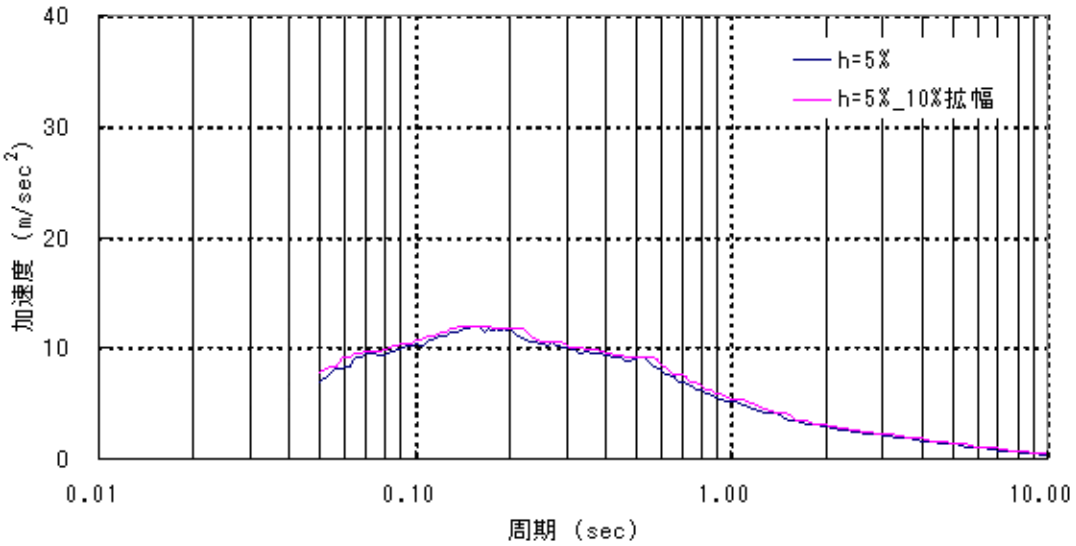


図３－１５　加速度応答包絡スペクトル　Ss(Ss600)（鉛直）(h=5%)

参考資料

設計用地震力の算定に用いるコード（Super-FLUSH/2D）について

（１）概要

Super-FLUSH/2D は，主に地盤－構造物連成系の相互作用解析を行う二次元有限要素プログラムである。

（２）機能

Super-FLUSH/2D は，解析に際して以下の機能を有している。

①面外方面へのエネルギの逸散を考慮した疑似三次元解析を行うことができる。

②側方の十分な拡がりを持った成層構造の地盤を表せる。

③歪依存による土の非線形特性を考慮できる。

（３）使用実績

原子力発電環境整備機構の「地層処分施設の耐震性評価」にて用いられている。

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（NASTRAN）について

（１） 概要

NASTRAN コードは 1968 年アメリカ航空宇宙局(NASA)で開発され，1971 年に米国 MacNeal-Schwendler Corporation(MSC 社)から発売された有限要素法に基づく構造解析等の汎用解析コード(MSCNastran)であり，航空宇宙，自動車，造船，重機械，原子力機器，土木・建設など重工業を中心に広く受け入れられている。輸送キャスクでは固有振動解析に利用されている。

（２） 機能

NASTRAN コードは固有振動解析に際して以下の機能を有している。

①ある固有振動範囲の設定，あるいは必要固有値個数を設定すればその範囲の多くの固有振動及び必要固有値個数に対応する固有振動を求めることができる。

②各振動モードに対する刺激係数，有効質量を算出できる。

③引張等の初期応力があれば，この初期応力を考慮した固有振動解析ができる。

④スペクトルモード解析の入力データとして固有振動解析結果をそのまま利用できる。

⑤使用要素は一次元～三次元の多くの要素が適用できる。

⑥質量は集中質量，分布質量が適用できる。

（３） 解析フロー

NASTRAN コードの固有振動解析フローを図３－１６に示す。

（４） 使用実績

NASTRAN コードは，これまで多くの固有振動解析に対し使用実績がある。

（５） 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認。

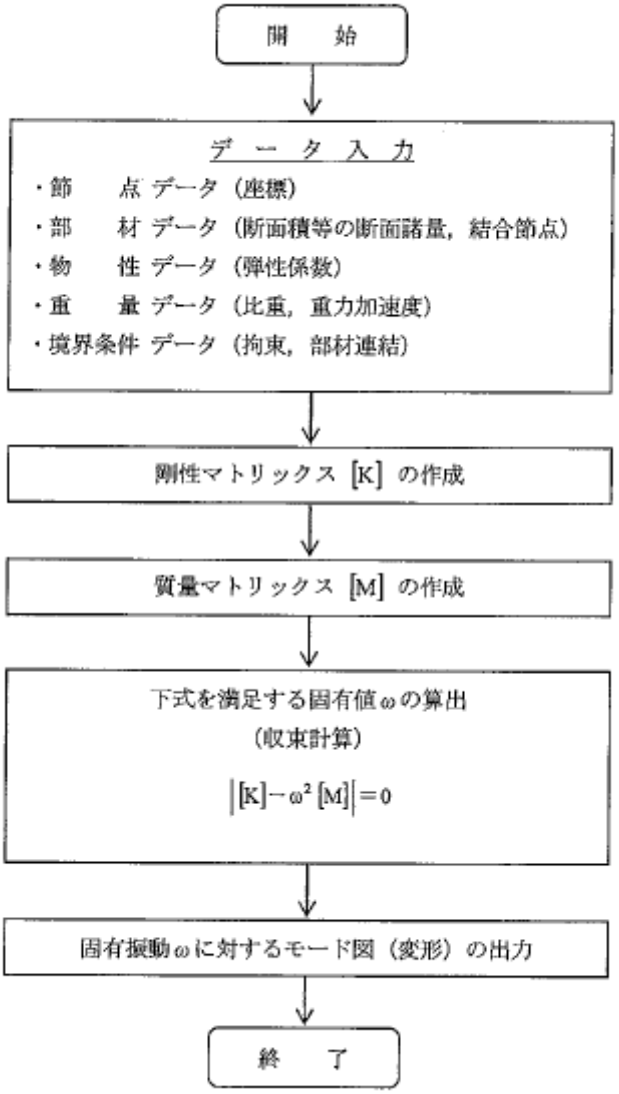


図３－１６　NASTRAN コードの固有振動解析フロー図

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Inc(KHS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの応力解析等に広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

①定常・非定常の弾性・弾塑性のいずれの解も得ることができる。

②材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③モデルの形状は一次元～三次元，また連続体についても取り扱うことができる。

④伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力，コリオリ力等が取り扱える。また，これら条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図３－１７に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの固有振動解析に対し使用実績がある。

（５） 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認。

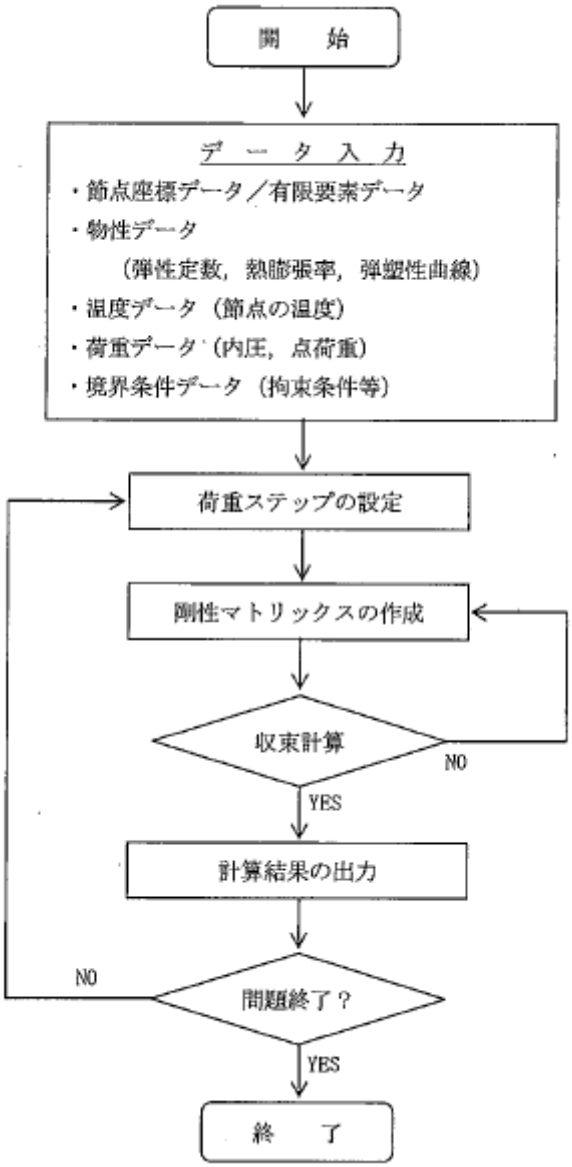


図３－１７　ABAQUS コードの解析フロー図

評価の基本方針（増設 30 基）

1　設計方針

1.1　基本的安全機能

本設備は，乾式キャスク及びこれを収納するコンクリートモジュール，支持架台，クレーン，監視装置等で構成され，本文の設計方針に示される除熱，遮蔽，密封及び臨界防止の安全機能を設計とするとともに，必要な構造強度を有する設計であることを確認する。

1.2　乾式キャスクの安全機能について

本設備で保管する乾式キャスクは，既存設計のものを使用する。乾式キャスクの安全機能に関しては，以下の図書にて評価されている。

また，増設 30 基への燃料装填については，設計承認及び容器承認相当の確認を受けていることをもって実施することとする。

(1)　輸送貯蔵兼用キャスク

①使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書※1

（平成 29 年 11 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

②使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について※1

（平成 30 年 7 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

③使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書　本文及び添付資料の一部補正について※1

（平成 30 年 12 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

※1 以下，①～③をまとめて「型式証明」という。

④型式設計特定容器等の型式指定申請書※2

（令和元年 5 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

⑤使用済燃料貯蔵施設に係る型式設計特定容器等の型式指定申請書　本文及び添付書類の一部補正について※2

（令和 3 年 6 月　日立ＧＥニュークリア・エナジー株式会社）

※2 以下，④及び⑤をまとめて「型式指定」という。

2　安全設計・評価方針

表２－１に評価すべき各安全機能に関する既存の評価内容と本設備での安全設計・評価の方針を示す。

表２－１　キャスク仮保管設備安全評価の基本方針

項目	中期的安全確保の考え方	評価対象	輸送貯蔵兼用キャスク			
			既設評価を引用	型式証明及び型式指定を引用	新評価実施	評価方針
除熱機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるように，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。	燃料被覆管	－	－	○	型式証明及び型式指定における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の姿勢が異なる。（型式証明及び型式指定での乾式キャスクの姿勢は縦置きであるが，キャスク仮保管設備では横置きの姿勢となる）
		乾式キャスク	－	－	○	型式証明及び型式指定における評価条件は以下事項に相違がある為，改めて解析評価を実施する。 ・保管中の姿勢が異なる。（型式証明及び型式指定での乾式キャスクの姿勢は縦置きであるが，キャスク仮保管設備では横置きの姿勢となる）
		コンクリートモジュール（キャスク仮保管構築物）	○	－	－	既設評価における評価条件と同等であると言える為，既設評価を引用して評価を行う。
密封機能	乾式キャスクについて，周辺公衆及び放射線従事者に対し，放射線上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。	乾式キャスク	－	○	－	型式証明及び型式指定における評価条件は以下事項に相違があるが，本設備の設計条件が型式証明及び型式指定の評価条件に包絡されることを確認し，型式証明及び型式指定を引用して評価を行う。 ・キャスク内部温度及びシール部温度
遮蔽機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，周辺公衆及び放射線従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する設計とする。	乾式キャスク	－	○	－	型式証明及び型式指定における評価条件と同等であると言える為，型式証明及び型式指定を引用して評価を行う。
臨界防止機能	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，想定されるいかなる場合にも使用済燃料が臨界に達することを防止できる設計とする。	乾式キャスク	－	○	－	型式証明及び型式指定においてはキャスク配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，十分安全側であることから，型式証明及び型式指定を引用して評価を行う。
構造強度	乾式キャスク及びキャスク仮保管構築物について，除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能を維持するために必要な構造強度を有する設計とする。	乾式キャスク	○	－	－	既設評価における評価条件と同等であると言える為，既設評価を引用して評価を行う。
耐震性	キャスク仮保管設備は，耐震設計方針※を踏まえた設計用地震力を考慮しても，5.2.1～5.2.4 に示す安全機能が維持されていることを確認する。	乾式キャスク	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		支持架台	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		支持架台固定具	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		コンクリートモジュール	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		クレーン	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		コンクリート基礎	－	－	○	本設置場所における設計用地震力により評価を実施する。
		監視装置	－	－	○	本設備が損傷した場合の耐震上位クラスへの波及的影響を評価する。
異常時の評価	安全評価において想定すべき異常事象として今後抽出される各事象を考慮しても 5.2.1～5.2.4 に示す安全機能が維持されていることを確認する。	乾式キャスク	○	－	－	既設評価における評価条件と同等であると言える為，既設評価を引用して評価を行う。

※「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和４年 11 月 16 日原子力規制委員会了承　令和５年６月 19 日一部改訂）」及び「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈別記４」

構造強度及び耐震性について（既設 65 基）

1 構造強度

1.1 乾式キャスクの構造強度

(1) 乾式貯蔵キャスク

1）評価方針

本設備で保管する乾式貯蔵キャスク及び支持架台は，既存設計のものを使用し，乾式貯蔵キャスクの安全機能に関しては，添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基）」で記載している既存評価書にて評価されている。

乾式貯蔵キャスク及び支持架台の構造強度については，既存評価の結果を基に，乾式貯蔵キャスクの構造強度が本設置場所での保管に適合していることを確認する。

2）主な構成部材と適用基準

① 主な構成部材

乾式貯蔵キャスク及び支持架台の構造強度設計は，要求される安全機能を維持するため，次の構造部材について評価する。

Ａ．キャスク容器

乾式貯蔵キャスクのうち，放射性物質を閉じ込めるための圧力バウンダリを構成するものであって，胴板，底板，一次蓋，一次蓋締付けボルト，貫通孔蓋板及び貫通孔蓋板締付けボルトをいう。

Ｂ．バスケット

乾式貯蔵キャスクの容器内に配置され，使用済燃料を収納し，かつ燃料間距離を保つことにより，燃料の支持機能及び臨界防止機能を併せ持つものであって，バスケットプレート，バスケットサポート及びバスケットサポート取付けボルトをいう。

Ｃ．トラニオン

乾式貯蔵キャスクの取扱い時及び仮保管時の支持のため，吊上げ及び固定に使用されるものであって，トラニオン及びトラニオン締付けボルトをいう。

Ｄ．二次蓋

乾式貯蔵キャスクの密封監視のために圧力空間を保持するための部材である。

Ｅ．支持架台

乾式貯蔵キャスクの仮保管時にトラニオンを支持する構造であり，乾式貯蔵キャスク全体を支持するものであって，支持架台，固定ボルト及び基礎ボルトをいう。なお，基礎ボルトについては，本設備において新たに設置するため，本評価から除き，耐震性についての説明書に記載する。

② 適用基準と規格

乾式貯蔵キャスクの構造強度設計における適用基準と規格を構造部材ごとに表１．１－１に示す。

表１．１－１　乾式貯蔵キャスクの構造強度に係る適用基準・規格

機器	設計・建設規格 機器区分	構造強度 評価方法	考え方
キャスク容器	クラス３容器	クラス１容器の 規定を準用	放射性物質を貯蔵する観点から，使用済燃料プールや使用済樹脂貯蔵タンク等と同様に JSME 設計・建設規格の区分の定義からクラス３容器に区分されるものと考える。しかしながら，構造強度評価方法については，熱荷重や取扱い時の衝撃荷重等の各種の荷重の作用が想定されることから応力解析により発生応力を求めて評価することが必要であり，構造強度評価手法は「解析による設計」の考え方が採用されている JSME 設計・建設規格のクラス１容器に準じることとする。
バスケット	ノンクラス	炉心支持構造物の規定を準用	バスケットは，使用済燃料ラックと同様に JSME 設計・建設規格の区分の定義に当てはまらないと考える。しかしながら，使用済燃料を直接支持する部材であるため，構造強度評価手法は JSME 設計・建設規格の炉心支持構造物に準じることとする。なお，バスケット材料として使用するアルミニウム合金(A6061P)及びボロン添加アルミニウム合金(B-Aℓ)は，「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(2007 年版) JSME S FA1-2007」の規定に準じてバスケット材料として A6061P 及び B-Aℓを使用すると共に，材料と強度評価手法の整合の観点から，バスケットは構造規格に準じた評価手法による強度評価も行う。
トラニオン	クラス３支持構造物	クラス 1 支持構造物の規定を準用	トラニオンはキャスク容器を支持することから，JSME 設計・建設規格の区分の定義からクラス３支持構造物に区分されるものと考える。しかしながら，乾式貯蔵キャスク全体を支持するため，キャスク容器との整合をとり，構造強度評価手法は JSME 設計・建設規格のクラス１支持構造物に準じることとする。
二次蓋	ノンクラス	クラス３容器の 規定を準用	JSME 設計・建設規格に該当する機器区分はないものと考える。しかしながら，乾式貯蔵キャスクの貯蔵時の密封監視のために圧力空間を保持するための部材であり，二次蓋及び一次蓋の蓋間内が正圧となる。したがって，構造強度評価手法はクラス３容器の規定に準じることとする。
支持架台	クラス３支持構造物	クラス 1 支持構造物の規定を準用	支持架台は，トラニオンと同様にキャスク容器を支持することから，JSME 設計・建設規格の区分の定義からクラス３支持構造物に区分されるものと考えられる。しかしながら，保管時にトラニオンを支持するため，トラニオンとの整合をとり，構造強度評価手法は JSME 設計･建設規格のクラス１支持構造物に準じることとする。

3）既存評価書における構造強度評価方法

① 設計条件

乾式貯蔵キャスク及び支持架台の構造評価に当たっての荷重を以下に示す。

Ａ．圧力による荷重

乾式貯蔵キャスク各部の内面及び外面が受ける最高使用圧力，取り扱い時及び貯蔵時に受ける圧力並びに試験圧力による荷重をいう。

既存評価における乾式貯蔵キャスクの最高使用圧力を以下に示す。

キャスク容器：1.6 MPa

二次蓋：0.4 MPa

Ｂ．機械的荷重

自重，衝撃荷重及びその他の付加荷重をいう。機械的荷重の主なものは以下の通りである。

a. 自重による荷重

b. ボルト締付け力

c. 運搬時荷重

d. 吊上げ荷重

e. 衝撃荷重

Ｃ．熱荷重

乾式貯蔵キャスクに生じる温度変化，温度こう配による荷重であって，熱解析の結果から得られるものをいう。

既存評価において用いる各構造部材の最高使用温度を以下に示す。

キャスク容器：170℃

バスケット　：225℃

トラニオン　：170℃

支持架台　　：50℃

② 評価方法

乾式貯蔵キャスク及び支持架台の構造解析フローを図１．１－１に，主な構造部材の応力評価箇所を図１．１－２（１）～（４）に示す。

Ａ．キャスク容器

キャスク容器の胴，底板及び蓋部等の構造強度は，想定される圧力荷重，機械的荷重，熱荷重をもとに，キャスク容器の実形状をモデル化し，構造解析コード ABAQUS を用いて胴，底板，一次蓋，一次蓋締付けボルト等の応力評価を行う。

ABAQUS による解析は，圧力荷重，機械的荷重及び熱荷重によって生じる形状の不連続の効果を含む応力の解析及び温度分布計算に使用する。

Ｂ．バスケット

バスケットの構造強度評価は，想定される機械的荷重，熱荷重をもとにバスケットの実形状をモデル化し，構造解析コードABAQUS及び応力評価式を用いて応力評価を行う。

ABAQUSによる解析は，荷重によって生じる形状の不連続の効果を含む応力の解析及び温度分布計算に使用する。

Ｃ．トラニオン

トラニオンの構造強度評価は想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

Ｄ．二次蓋

二次蓋の構造強度評価は想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

Ｅ．支持架台

支持架台の構造強度評価は想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

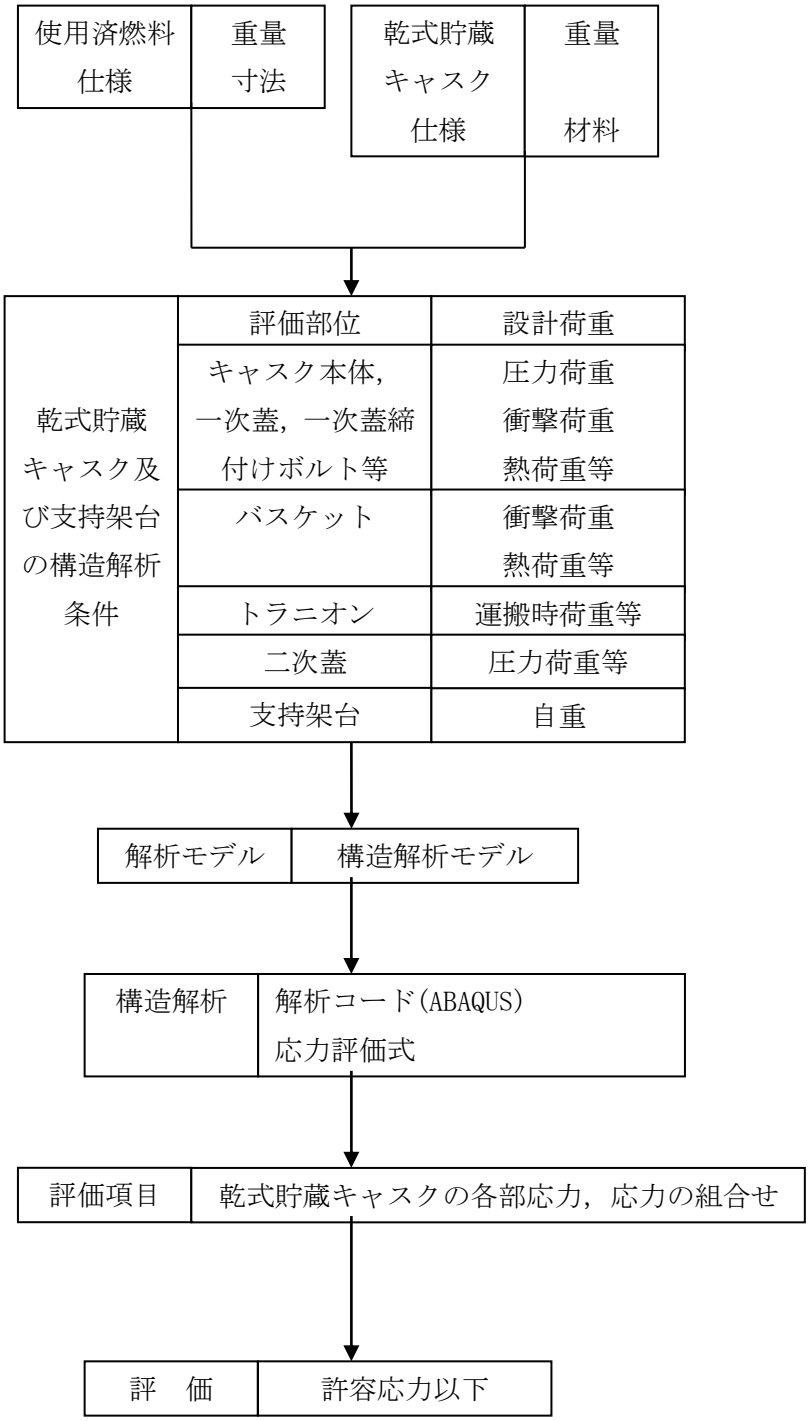


図１．１－１　乾式貯蔵キャスク及び支持架台の構造強度評価フロー

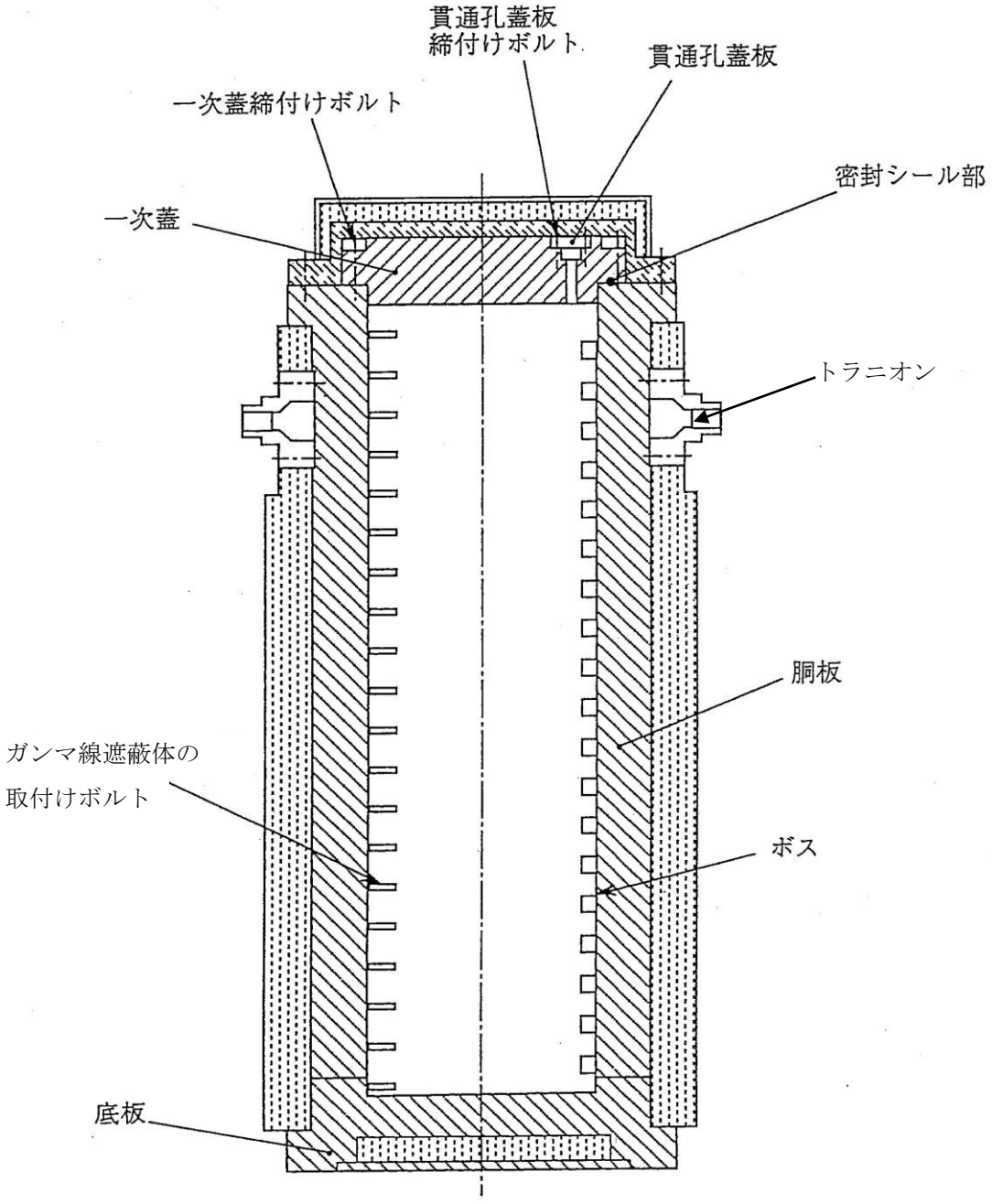


図１．１－２（１）　キャスク容器の応力評価箇所（全体断面図）

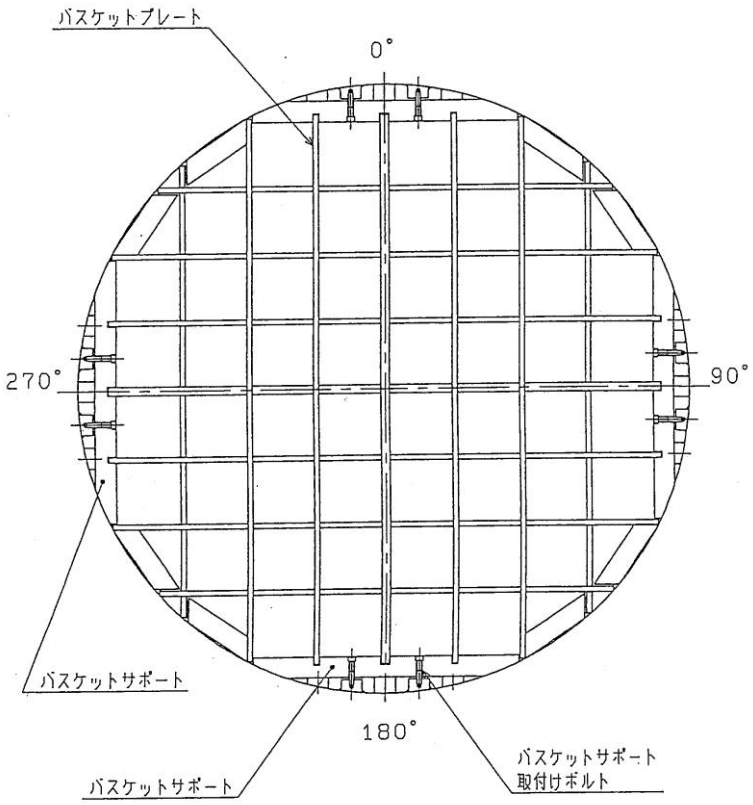


図１．１－２（２）　バスケットの応力評価箇所

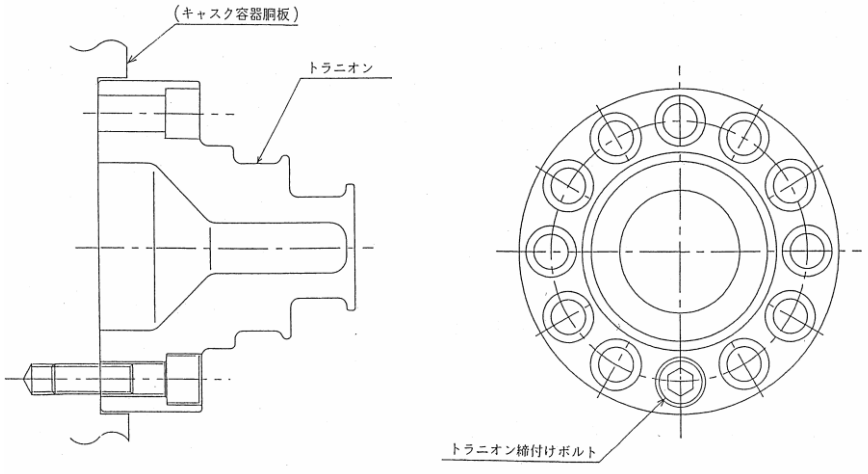
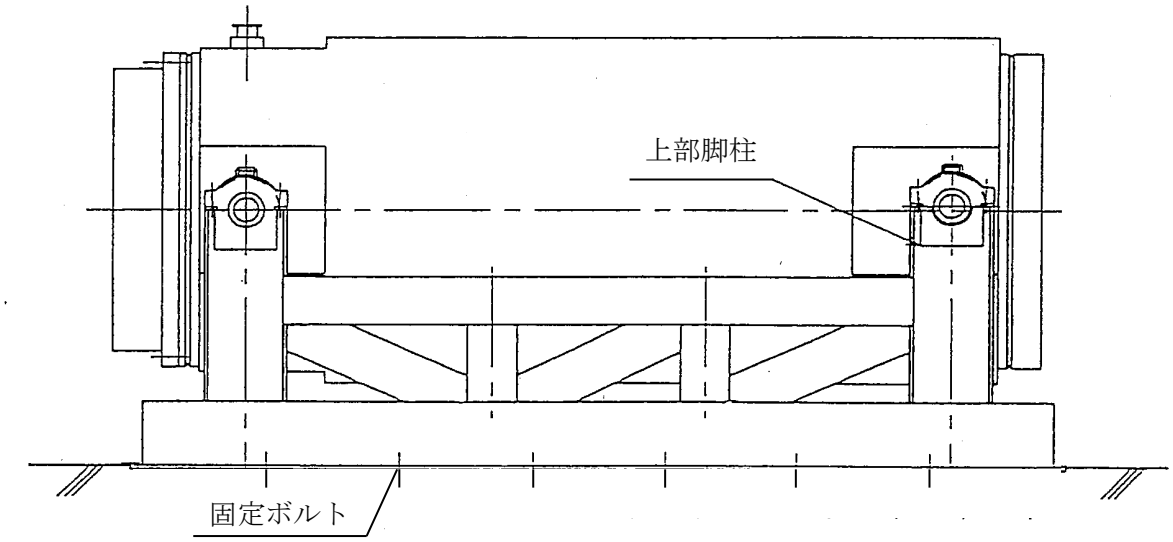
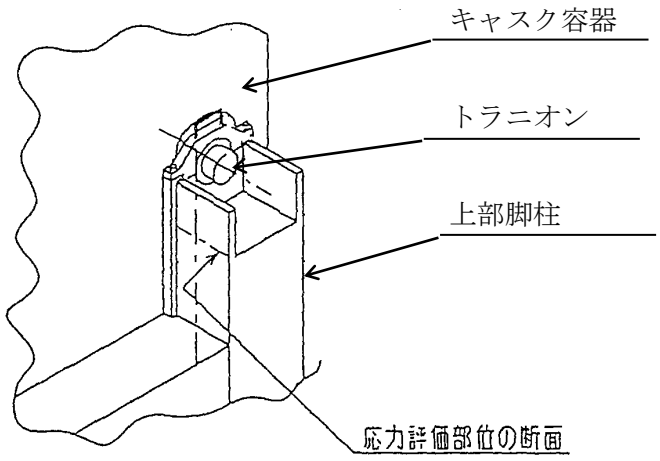


図１．１－２（３）　トラニオンの応力評価箇所



a）支持架台の応力評価箇所



b）上部脚柱詳細

図１．１－２（４）　支持架台の応力評価箇所

③ 設計事象と荷重の組み合わせ

乾式貯蔵キャスクの構造強度評価において考慮する設計事象を表１．１－２に示す。

既存評価における選定事象は以下の通りである。

［設計事象Ⅰ］

・貯蔵
・乾式貯蔵キャスクの吊上げ，吊下げ，移動
・事業所内運搬

［設計事象Ⅱ］

・コンクリート基礎への支持架台付きでの衝突

また，各設計事象においてキャスク容器，バスケット，トラニオン，二次蓋及び支持架台の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表１．１－３（１）～（５）に示す。（地震時を除く）

表１．１－２　乾式貯蔵キャスクの設計事象

設計事象	定　義	解　　説	既存評価における選定事象
Ⅰ	乾式貯蔵キャスクの通常の取扱い時及び貯蔵時の状態をいう。	貯蔵状態及び計画的な取扱い状態。	・貯蔵 ・乾式貯蔵キャスクの吊上げ，吊下げ，移動 ・事業所内運搬
Ⅱ	設計事象Ⅰ，設計事象Ⅲ，設計事象Ⅳ及び試験状態以外の状態をいう。	乾式貯蔵キャスクの寿命程度の期間中に予想される取扱い機器の単一故障，単一誤動作等の事象によって，乾式貯蔵キャスクが通常貯蔵状態あるいは通常取扱い状態から外れるような状態をいう。	・乾式貯蔵キャスクの異常着床 ・乾式貯蔵キャスクのキャスク支持架台への衝突
Ⅲ	乾式貯蔵キャスク又はその取扱い機器等の故障，異常な作動等により，貯蔵又は計画された取扱いの停止が緊急に必要とされる状態をいう。	発生頻度が十分低い事象によって引き起こされる状態をいう。すなわち，設計事象Ⅱでいう機器の単一故障，運転員の単一誤操作等によって引き起こされるもののうち，その発生頻度が十分に低いと考えられるものを分類する。	
Ⅳ	乾式貯蔵キャスクの安全設計上想定される異常な事態が生じている状態をいう。	発生頻度が極めて低く，乾式貯蔵キャスクの寿命中に起こるとは考えられない事象によって引き起こされる状態をいうが，万一発生した場合の設計の妥当性を確保するために特に設けたものをいう。	
試験状態	耐圧試験によりキャスク容器に最高使用圧力を超える圧力が加えられている状態をいう。		・耐圧試験（製造時）

（JSME S FA1-2007 使用済燃料貯蔵施設規格 金属キャスク構造規格による）

表１．１－３（１）　キャスク容器の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 荷重時 / 設計事象		圧力による荷重	自重による荷重	ボルト初期締付け力	運搬時荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重（基礎コンクリートへの衝突）	熱荷重	備考
設計条件	設　計　時	○[1)]	○	○	○[2)]	○[2)]	○[2)]		
Ⅰ	貯　蔵　時	○	○	○				○	
	運　搬　時	○	[3)]	○	○			○	
	吊 上 げ 時	○	[3)]	○		○		○	
	搬出前作業及び燃料取出し作業時	○	○	○				○	
Ⅱ	衝撃荷重作用時	○	[3)]	○			○	○	
試験状態	試　験　時	○[4)]	○	○					

注 1)最高使用圧力

注 2)運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重は同時に作用しないので，最大荷重を用いて評価する。

注 3)本状態での自重による荷重は，運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重に含まれる。

注 4)最高使用圧力の 1.5 倍の圧力

表１．１－３（２）　バスケットの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 荷重時 / 設計事象		自重による荷重	運搬時荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重（基礎コンクリートへの衝突）	熱荷重	備考
設計条件	設　計　時	○	○[1)]	○[1)]	○[1)]		
Ⅰ	貯　蔵　時	○				○	
	運　搬　時	[2)]	○			○	
	吊 上 げ 時	[2)]		○		○	
Ⅱ	衝撃荷重作用時	[2)]			○	○	

注 1）運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重は同時に作用しないので，最大荷重を用いて評価する。

注 2）本状態での自重による荷重は，運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重に含まれる。

表１．１－３（３）　トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

設計事象 ＼ 荷重 ／ 荷重時		自重による荷重	運搬時荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重（基礎コンクリートへの衝突）	熱荷重[1)]	備考
Ⅰ	貯　蔵　時	○				○	
	運　搬　時	[2)]	○			○	
	吊 上 げ 時	[2)]		○		○	
Ⅱ	衝撃荷重作用時	[2)]			○	○	

注 1）乾式貯蔵キャスクにおける温度変化により生じる荷重をいう。ただし，キャスク容器の熱膨張により生じる荷重に限る。

注 2）本状態での自重による荷重は，運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重に含まれる。

表１．１－３（４）　二次蓋の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

設計事象 ＼ 荷重 ／ 荷重時		圧力による荷重	ガスケットからの荷重	自重による荷重	運搬時荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重（基礎コンクリートへの衝突）	熱荷重	備考
Ⅰ	貯蔵時	○	○	○					

表１．１－３（５）　支持架台の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重時 ＼ 荷重 / 設計事象		自重による荷重	運搬時荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重（基礎コンクリートへの衝突）	熱荷重[1)]	備考
Ⅰ	貯蔵時	○				○	

注 1）乾式貯蔵キャスクにおける温度変化により生じる荷重をいう。ただし，
キャスク容器の熱膨張により生じる荷重に限る。

④ 評価結果

既存評価の評価結果から規定を満足していることが確認されている。評価結果については参考資料に示す。

4）本設備での評価

表１．１－４（１）～（４）に本仮保管設備での荷重条件と既存評価との比較を示す。なお，二次蓋については圧力による荷重等により評価されるが，既存評価と本仮置設備での評価でこれらの荷重条件に変更がないため，既存評価と差異はない。

以上から，本仮保管設備での荷重条件は既存評価における荷重条件に包絡されることから，本仮保管設備の乾式貯蔵キャスクの構造強度は規定を満たす。

表１．１－４（１）　既存評価との荷重条件の比較（キャスク容器）

	キャスク仮保管設備				既存評価（１Ｆキャスク工認）			
設計事象	代表事象[注1)]	包絡される事象	荷重条件	評価結果	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
設計条件	設計時	—	運搬時と同じ	既存評価と同じ荷重条件	設計時	—	運搬時と同じ	設計時のうち，運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重の中で荷重条件が最も厳しいのは運搬時荷重
Ⅰ	貯蔵時	—	圧力，自重，ボルト，熱	既存評価と同じ荷重条件	貯蔵時	—	圧力，自重，ボルト，熱	設計事象Ⅰのうち大半の期間を占める代表的事象
	運搬時	・仮保管設備内での吊上げ	圧力，ボルト，運搬[注2)]，熱	既存評価と同じ荷重条件	運搬時	・取扱い時（原子炉建屋内での吊上げ） ・真空乾燥時 ・取扱い時（保管建屋内での吊上げ）	圧力，ボルト，運搬[注2)]，熱	荷重条件が最も厳しいため，代表事象は運搬時
Ⅱ	基礎コンクリートへの架台付き衝突	—	圧力，ボルト，衝撃，熱	「3.2 異常事象の評価」の結果から，運搬時の荷重条件に包絡[注3)]	異常着床	—	圧力，ボルト，熱，衝撃[注4)]	—
					キャスク支持架台への衝突（保管建屋内）	キャスク支持架台への衝突（原子炉建屋内）	圧力，ボルト，熱，衝撃[注4)]	板厚の薄い胴板が衝突する保管建屋内での事象が代表事象
試験状態	試験時	—	圧力[注5)]，自重，ボルト	既存評価と同じ荷重条件	試験時	—	圧力[注5)]，自重，ボルト	—

注1)　本事象について応力解析を行う。
注2)　運搬時の荷重は上方向 2G，下方向 3G(自重を考慮)，前後方向 2G，左右方向 1G
注3)　「3.2 異常事象の評価」の結果より衝撃荷重は中型乾式貯蔵キャスクで 2.75G，大型乾式貯蔵キャスクで 2.63G となり，運搬時の下方向荷重 3G に包絡される。
注4)　衝撃荷重は 2G であり，自重を含む。
注5)　クラス３容器の試験圧力である最高使用圧力の 1.5 倍の圧力

表１．１－４（２）　既存評価との荷重条件の比較（バスケット）

	キャスク仮保管設備				既存評価（１Ｆキャスク工認）			
設計事象	代表事象[注1)]	包絡される事象	荷重条件	評価結果	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
設計条件	設計時	―	運搬時と同じ	既存評価と同じ荷重条件	設計時	―	運搬時と同じ	設計時のうち，運搬時荷重，吊上げ荷重及び衝撃荷重の中で荷重条件が最も厳しいのは運搬時荷重
Ⅰ	貯蔵時	―	自重，熱	既存評価と同じ荷重条件	貯蔵時	―	自重，熱	設計事象Ⅰのうち大半の期間を占める代表的事象
	運搬時	・仮保管設備内での吊上げ	運搬[注2)]，熱	既存評価と同じ荷重条件	運搬時	・取扱い時（原子炉建屋内での吊上げ） ・真空乾燥時 ・取扱い時（保管建屋内での吊上げ）	運搬[注2)]，熱	荷重条件が最も厳しいため，代表事象は運搬時
Ⅱ	基礎コンクリートへの架台付き衝突	―	熱，衝撃	「3.2 異常事象の評価」の結果から，運搬時の荷重条件に包絡[注3)]	異常着床	―	熱，衝撃[注4)]	―
					キャスク支持架台への衝突（保管建屋内）	キャスク支持架台への衝突（原子炉建屋内）	熱，衝撃[注4)]	板厚の薄い胴板が衝突する保管建屋内での事象が代表事象

注1）　本事象について応力解析を行う。
注2）　運搬時の荷重は上方向 2G，下方向 3G(自重を考慮)，前後方向 2G，左右方向 1G
注3）　「3.2 異常事象の評価」の結果より衝撃荷重は大型乾式貯蔵キャスクで 2.63G，中型乾式貯蔵キャスクで 2.75G となり，運搬時の下方向荷重 3G に包絡される。
注4）　衝撃荷重は 2G であり，自重を含む。

表１．１－４（３）　既存評価との荷重条件の比較（トラニオン）

	キャスク仮保管設備				既存評価（１Ｆキャスク工認）			
設計事象	代表事象[注1)]	包絡される事象	荷重条件	評価結果	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
Ⅰ	貯蔵時	―	自重，熱	既存評価と同じ荷重条件	貯蔵時	―	自重，熱	設計事象Ⅰのうち大半の期間を占める代表的事象
	運搬時	―	運搬[注2)]，熱	既存評価と同じ荷重条件	運搬時	・取扱い時（原子炉建屋内での吊上げ） ・真空乾燥時 ・取扱い時（保管建屋内での吊上げ）	運搬[注2)]，熱	荷重条件が最も厳しい事象
	吊上げ時	―	熱，吊上げ[注3)]	既存評価と同じ荷重条件	吊上げ時	―	熱，吊上げ[注3)]	―
Ⅱ	基礎コンクリートへの架台付き衝突	―	熱，衝撃	「3.2 異常事象の評価」の結果から，運搬時の荷重条件に包絡[注4)]	異常着床	―	―	トラニオンに支持機能が働かない状態
					キャスク支持架台への衝突（保管建屋内）	―	―	この荷重条件は運搬時に包絡

注1)　本事象について応力解析を行う。

注2)　運搬時の荷重は上方向 2G，下方向 3G(自重を考慮)，前後方向 2G，左右方向 1G

注3)　吊上げ荷重は 1.32G であり，自重を含む。

注4)　「3.2 異常事象の評価」の結果より衝撃荷重は中型乾式貯蔵キャスクで 2.75G，大型乾式貯蔵キャスクで 2.63G となり，運搬時の下方向荷重 3G に包絡される。

表１．１－４（４）　既存評価との荷重条件の比較（支持架台）

	キャスク仮保管設備				既存評価（１Ｆキャスク工認）			
設計事象	代表事象[注1)]	包絡される事象	荷重条件	評価結果	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
Ⅰ	貯蔵時	―	自重，熱	既存評価と同じ荷重条件	貯蔵時	―	自重，熱	設計事象Ⅰのうち大半の期間を占める代表的事象

注1)　本事象について応力解析を行う。

参考資料

福島第一原子力発電所第 6 号機　工事計画認可申請書本文及び添付資料
福島第一原子力発電所第 4 号機　工事計画認可申請書本文及び添付資料
における応力計算結果の抜粋（地震時を除く）

1. 乾式貯蔵キャスク(大型)　(出典:福島第一原子力発電所第6号機 工事計画認可申請書本文及び添付資料 Ⅳ-3-2 使用済燃料乾式貯蔵容器の応力計算書)

1.1 キャスク容器(1/2)

(応力値の単位:N/mm^2)

部　位	材　料	設計事象	一次一般膜応力強さ		一次局部膜応力強さ		一次膜＋一次曲げ応力強さ		一次＋二次応力強さ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴　板	GLF1相当	設計時	7	120	17	181	19	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	42	362
		試験時	8	162	5	244	11	244	—	—
一次蓋	GLF1相当	設計時	1	120	15	181	29	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	29	362
		試験時	1	162	20	244	37	244	—	—
底　板	GLF1相当	設計時	3	120	8	181	9	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	17	362
		試験時	3	162	6	244	12	244	—	—
貫通孔蓋板	SUS304	設計時	7	133	33	200	49	200	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	58	401
		試験時	8	135	33	203	49	203	—	—
密封シール部	GLF1相当	設計時	16	120	—	—	17	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	15	181
		試験時	10	162	—	—	10	181	10	181
ボス溶接部	SUS304L	設計時	19	56	—	—	19	84	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	54	168
		試験時	1	57	—	—	1	85	—	—
ガンマ線遮へい体取付けボルト溶接部	SUS304	設計時	9	60	—	—	9	90	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	99	181
		試験時	3	67	—	—	3	101	—	—

キャスク容器 (2/2)

(応力値の単位:N/mm^2)

部　位	材 料	設計事象	平均引張応力		平均引張応力＋曲げ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋締付けボルト	GBL1	設計時	89	216	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	93	433	123	650
貫通孔蓋板締付けボルト	GBL1	設計時	199	216	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	234	433	306	650

許容応力は設計・建設規格による。

1.2 バスケット(1/2)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材 料	設計事象	一次一般膜応力強さ			一次膜＋一次曲げ応力強さ			一次＋二次応力強さ		
			計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]	
バスケットプレート	A6061P及びB-Aℓ	設計時	5	33	33	8	49	49	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	11	99	—
									9 [2)]	—	49 [2)]
バスケットサポート	SUS304	設計時	6	126	126	6	189	189	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	6	378	378

バスケット(2/2)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ			一次膜＋一次曲げ応力強さ			一次膜＋二次膜応力強さ			（一次＋二次）膜応力＋曲げ応力強さ		
			計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]	
バスケットサポート取付けボルト	SUS304	設計時	72	126	126	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	77	125	125	77	166	166

注1）設計・建設規格に基づく許容応力値を左側に，構造規格に基づく許容応力値を右側に示す。

注2）応力強さのサイクルにおける応力の最大値を評価。

1.3 トラニオン(1/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	一次応力											
			引張応力		圧縮応力		せん断応力		曲げ応力		支圧応力		組合せ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	SUS630	Ⅰ	10	390	10	389	88	225	188	390	37	732	242	390

トラニオン(2/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	一次＋二次応力							
			引張・圧縮応力		せん断応力		曲げ応力		支圧応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	SUS630	Ⅰ	20	1172	99	676	188	1172	37	1098

トラニオン(3/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材 料	設計事象	一次応力					
			引張応力		せん断応力		組合せ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン締付けボルト	GBL1	Ⅰ	233	324	85	249	275	324

許容応力は設計・建設規格による。

1.4 二次蓋

（厚さの単位:mm）

部位	材料	設計事象	設計厚さ	必要厚さ
平板	SUSF304	I	90.00	71.81
胴	SUSF304	I	57.00	3.05

許容応力は設計・建設規格による。

1.5 支持架台

（応力値の単位:N/mm^2）

部位	材料	設計事象	一次応力[1)]	
			計算値	許容応力
支持架台	炭素鋼 (SS400)	I	11	141

許容応力は設計・建設規格による。

注 1）圧縮，曲げ，せん断による組合せ応力

2. 乾式貯蔵キャスク(中型)　(出典:福島第一原子力発電所第4号機 工事計画認可申請書本文及び添付資料 Ⅳ-3-2 使用済燃料乾式貯蔵容器の応力計算書)

2.1 キャスク容器(1/2)

(応力値の単位:N/mm^2)

部　位	材　料	設計事象	一次一般膜応力強さ		一次局部膜応力強さ		一次膜＋一次曲げ応力強さ		一次＋二次応力強さ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
胴　板	GLF1相当	設計時	6	120	10	181	13	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	36	362
		試験時	7	162	4	244	10	244	—	—
一次蓋	GLF1相当	設計時	1	120	13	181	24	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	24	362
		試験時	1	162	17	244	28	244	—	—
底　板	GLF1相当	設計時	2	120	12	181	14	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	16	362
		試験時	3	162	5	244	9	244	—	—
貫通孔蓋板	SUS304	設計時	9	133	33	200	50	200	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	58	401
		試験時	10	135	33	203	50	203	—	—
密封シール部	GLF1相当	設計時	16	120	—	—	17	181	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	15	181
		試験時	9	162	—	—	9	181	9	181
バスケットサポート取付けボルト溶接部	SUS304	設計時	60	60	—	—	60	90	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	142	181
		試験時	4	67	—	—	4	101	—	—
ガンマ線遮へい体取付けボルト溶接部	SUS304	設計時	9	60	—	—	9	90	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	97	181
		試験時	3	67	—	—	3	101	—	—

キャスク容器(2/2)

(応力値の単位:N/mm^2)

部　位	材 料	設計事象	平均引張応力		平均引張応力＋曲げ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋締付けボルト	GBL1	設計時	84	216	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	88	433	113	650
貫通孔蓋板締付けボルト	GBL1	設計時	198	216	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	230	433	299	650

許容応力は設計・建設規格による。

2.2 バスケット(1/2)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材 料	設計事象	一次一般膜応力強さ			一次膜＋一次曲げ応力強さ			一次＋二次応力強さ		
			計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]	
バスケットプレート	A6061P及びB-Aℓ	設計時	5	33	33	9	49	49	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	9	99	—
									8 [2)]	—	49 [2)]
バスケットサポート	SUS304	設計時	6	126	126	6	189	189	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	6	378	378

バスケット(2/2)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ			一次膜＋一次曲げ応力強さ			一次膜＋二次膜応力強さ			（一次＋二次）膜応力＋曲げ応力強さ		
			計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]		計算値	許容応力[1)]	
バスケットサポート取付けボルト	SUS304	設計時	85	126	126	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		Ⅰ，Ⅱ	—	—	—	—	—	—	89	125	125	89	166	166

注1）設計・建設規格に基づく許容応力値を左側に，構造規格に基づく許容応力値を右側に示す。

注2）応力強さのサイクルにおける応力の最大値を評価。

2.3 トラニオン(1/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	一次応力											
			引張応力		圧縮応力		せん断応力		曲げ応力		支圧応力		組合せ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	SUS630	Ⅰ	9	390	9	389	74	225	157	390	37	732	202	390

トラニオン(2/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	一次＋二次応力							
			引張・圧縮応力		せん断応力		曲げ応力		支圧応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	SUS630	Ⅰ	17	1172	83	676	157	1172	37	1098

トラニオン(3/3)

（応力値の単位：N/mm^2）

部 位	材 料	設計事象	一次応力					
			引張応力		せん断応力		組合せ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン締付けボルト	GBL1	Ⅰ	194	324	71	249	230	324

許容応力は設計・建設規格による。

2.4 二次蓋

(厚さの単位:mm)

部位	材料	設計事象	設計厚さ	必要厚さ
平板	SUSF304	I	90.00	64.18
胴	SUSF304	I	57.00	3.00

許容応力は設計・建設規格による。

2.5 支持架台

(応力値の単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次応力[1)]	
			計算値	許容応力
支持架台	炭素鋼 (SS400)	I	9	141

許容応力は設計・建設規格による。

注1)圧縮，曲げ，せん断による組合せ応力

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，非弾性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１．１－３に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

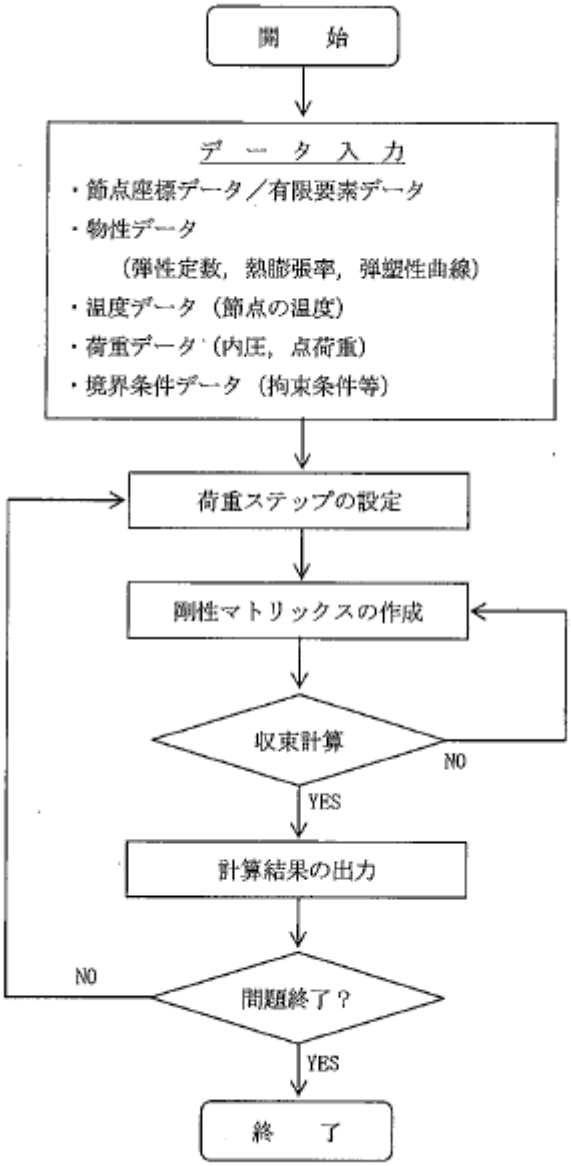


図１．１－３ ABAQUS コードの応力解析フロー図

(2) 輸送貯蔵兼用キャスク B

1) 評価方針

本設備で保管する輸送貯蔵兼用キャスク B は，既存設計のものを使用する。従って，輸送貯蔵兼用キャスク B の構造評価は，基本的に既存評価の結果を基に評価し，既存評価の結果を参考とできない内容については新たに評価を実施し，本設置場所での保管に適合していることを確認する。

2) 主な構成部材と適用基準

① 主な構成部材

輸送貯蔵兼用キャスクの構造強度設計は，要求される安全機能を維持するため，次の構造部材について評価する。

A. キャスク容器

輸送貯蔵兼用キャスクBのうち，放射性物質を閉じ込めるための圧力バウンダリを構成するものであって，胴，底板，一次蓋，一次蓋締付けボルト，カバープレート及びカバープレート締付けボルトをいう。

B. バスケット

輸送貯蔵兼用キャスクBの容器内に配置され，使用済燃料を収納し，かつ燃料間距離を保つことにより，燃料の支持機能及び臨界防止機能を併せ持つものであって，バスケットプレートをいう。

バスケットの応力解析は，バスケットプレートについて行っている。

C. トラニオン

輸送貯蔵兼用キャスクBの取扱い及び仮保管時の支持のため，吊上げ及び固定に使用されるものであって，トラニオンをいう。

トラニオンについて応力解析を行っている。

D. 二次蓋

輸送貯蔵兼用キャスクBの密封監視のための圧力空間を保持するための部材であると同時に，一次蓋と二次蓋で多重の閉じ込め構造を形成し，一次蓋と同等の閉じ込め性能を要求される部材である。

② 適用基準と規格

輸送貯蔵兼用キャスクBの構造強度設計には「使用済燃料貯蔵施設規格金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」を適用する。

3) 既存設計における構造強度評価方法

輸送貯蔵兼用キャスク B の強度評価にあたり，既存設計における評価方法を示す。

① 設計条件

輸送貯蔵兼用キャスクBの構造評価にあたっての荷重を以下に示す。

A.圧力による荷重

輸送貯蔵兼用キャスクB各部の内面及び外面が受ける最高使用圧力，取扱い時及び貯蔵時に受ける圧力並びに試験圧力による荷重をいう。

既存評価における輸送貯蔵兼用キャスクBの最高使用圧力を以下に示す。

キャスク容器：1.0 MPa

二次蓋　：0.4 MPa

B.機械的荷重

自重，衝撃荷重及びその他の付加荷重をいう。機械的荷重の主なものは以下の通りである。

a.自重による荷重

b.ボルト締付け力

c.吊上げ荷重

d.衝撃荷重

C.熱荷重

輸送貯蔵兼用キャスクBに生じる温度変化，温度こう配による荷重であって，熱解析の結果から得られるものをいう。

既存評価書における各構造部材の最高使用温度を以下に示す。

キャスク容器：150℃

バスケット　：260℃

トラニオン　：130℃

二次蓋　　：110℃

② 評価方法

輸送貯蔵兼用キャスクBの構造解析フローを図１．１－４に，主な構造部材の応力評価箇所を図１．１－５（１），（２）に示す。

A.キャスク容器

キャスク容器の胴，底板及び蓋部等の構造強度は，想定される圧力荷重，機械的荷重，熱荷重をもとに，キャスク容器及び二次蓋の実形状をモデル化し，構造解析コードABAQUSを用いて，胴，底板，一次蓋及び一次蓋締付けボルト等の応力評価を行う。

ABAQUSによる解析は，圧力荷重，機械的荷重及び熱荷重によって生じる形状の不連続の効果を含む応力の解析及び温度分布計算に使用する。

B.バスケット

バスケットの構造強度評価は，想定される機械的荷重，熱荷重をもとに応力評価式を用いて応力評価を行う。

C.トラニオン

トラニオンの構造強度評価は想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて評価を行う。

D.二次蓋

二次蓋の構造強度評価は，キャスク容器の構造強度評価と同時に構造解析コードABAQUSにより計算し，二次蓋及び二次蓋締付けボルトの応力評価を行う。

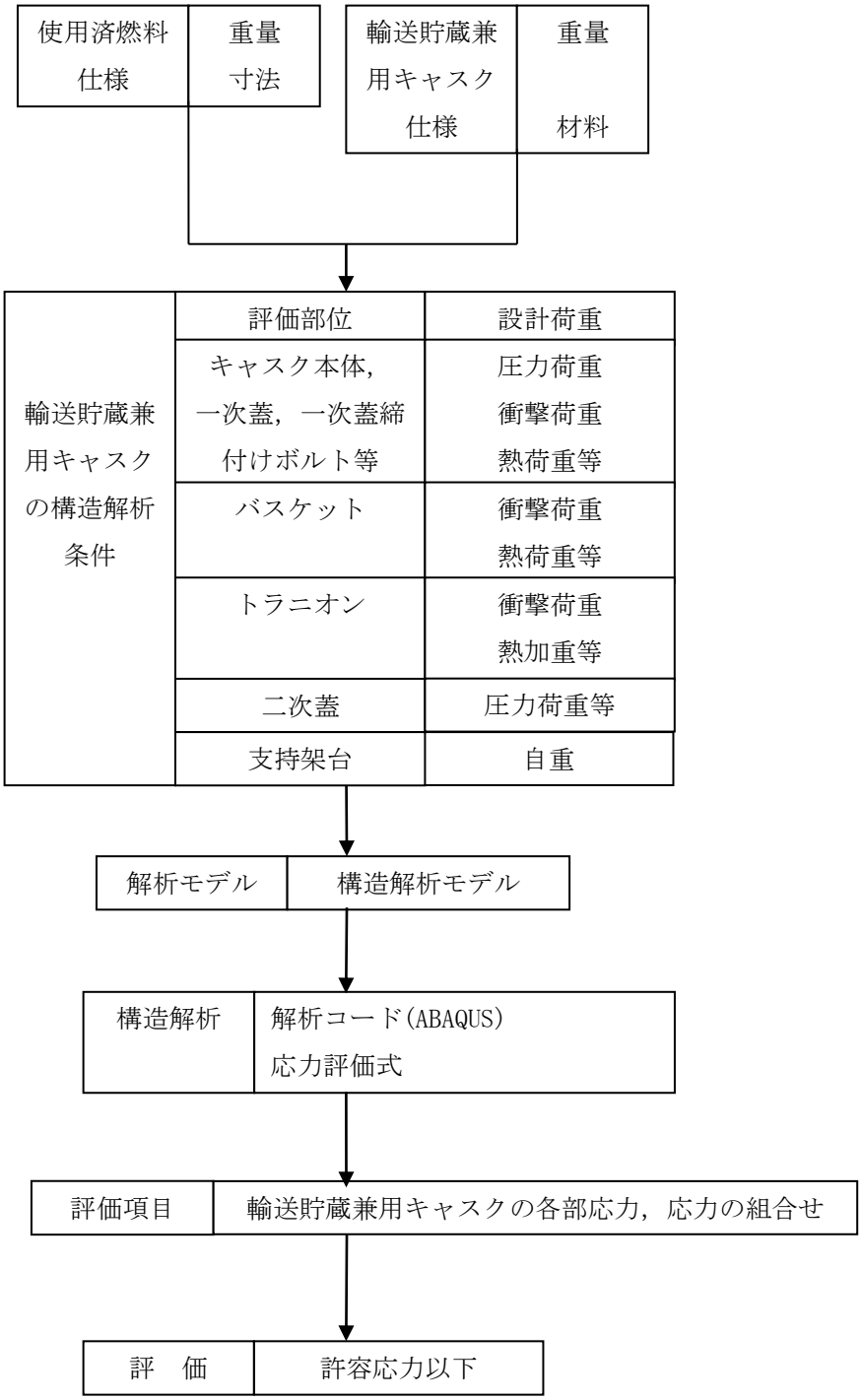


図１．１－４　輸送貯蔵兼用キャスクＢの構造強度評価フロー

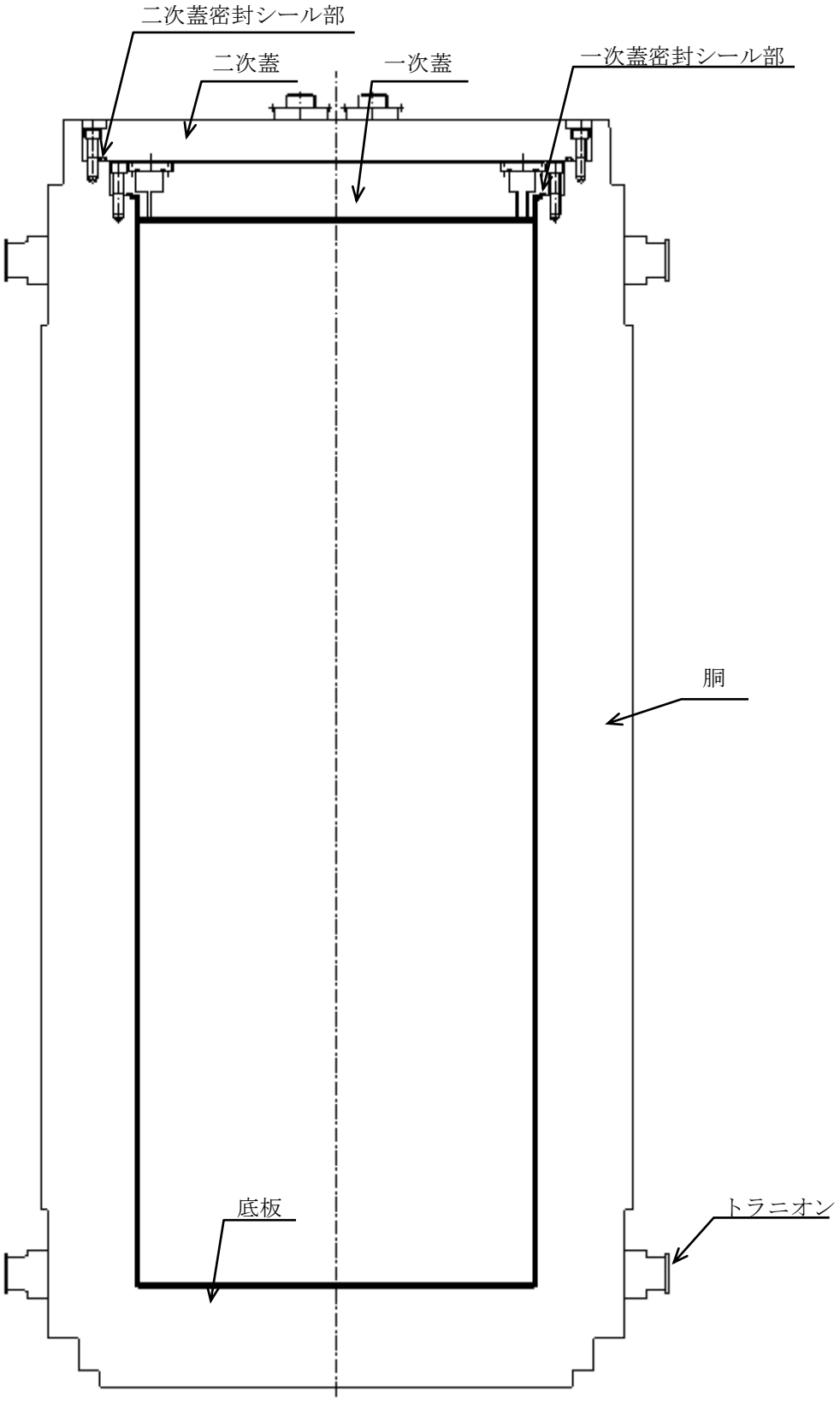


図１．１－５（１） キャスク容器の応力評価箇所（全体断面図）

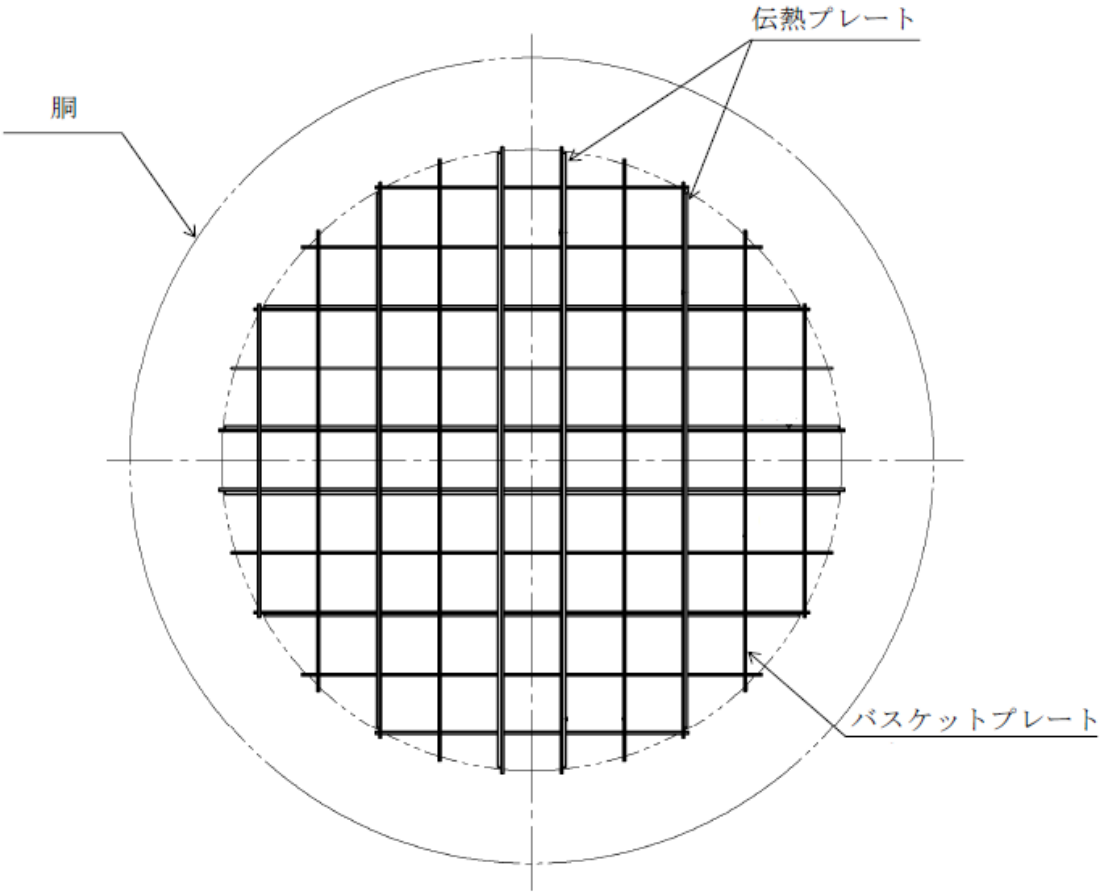


図１．１－５（２） バスケットの応力評価箇所

③ 設計事象と荷重の組合せ

既存評価書における輸送貯蔵兼用キャスクＢの設計事象と選定事象を表１．１－５に示す。

設計事象Ⅰ及びⅡにおける選定事象は以下のとおりである。

［設計事象Ⅰ］

・貯蔵時

・吊上げ，吊下げ，移動

［設計事象Ⅱ］

・支持脚への衝突

・貯蔵架台への衝突

また，各設計事象においてキャスク容器及び二次蓋，バスケット，トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表１．１－６（１）～（３）に示す。（地震時を除く）

表１．１－５　既存評価書における輸送貯蔵兼用キャスクＢの設計事象

設計事象	定義	解説	選定事象
Ⅰ	輸送貯蔵兼用キャスクの通常の取扱い時及び運搬時の状態をいう。	輸送貯蔵兼用キャスクの計画的な取扱い状態。	・貯蔵 ・吊上げ，吊下げ，移動
Ⅱ	設計事象Ⅰ，設計事象Ⅲ，設計事象Ⅳ及び試験状態以外の状態をいう。	輸送貯蔵兼用キャスクの寿命程度の期間中に予想される取扱い機器の単一故障，単一誤動作等の事象によって，輸送貯蔵兼用キャスクが通常取扱い状態から外れるような状態をいう。	・支持脚への衝突 ・貯蔵架台への衝突
Ⅲ	輸送貯蔵兼用キャスク又はその取扱い機器等の故障，異常な作動等により，計画された取扱いの停止が緊急に必要とされる状態をいう。	発生頻度が十分低い事象によって引き起こされる状態をいう。すなわち，設計事象Ⅱでいう機器の単一故障，運転員の単一誤操作等によって引き起こされるもののうち，その発生頻度が十分に低いと考えられるものを分類する。	
Ⅳ	輸送貯蔵兼用キャスクの安全設計上想定される異常な事態が生じている状態をいう。	発生頻度が極めて低く，輸送貯蔵兼用キャスクの寿命中に起こるとは考えられない事象によって引き起こされる状態をいうが，万一発生した場合の設計の妥当性を確保するために特に設けたものをいう。	
試験状態	耐圧試験により，キャスク容器に最高使用圧力を超える圧力が加えられている状態をいう。		・耐圧試験 （製造時）

表１．１－６（１）　キャスク容器及び二次蓋の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

設計事象	供用状態	評価事象 ＼ 荷重	圧力による荷重	自重による荷重	ボルト初期締付け力	吊上げ荷重	衝撃荷重	熱荷重
設計条件	設計条件	設計時[注1)]	○	－[注4)]	○	○	○	－
Ⅰ	A[注2)]	通常貯蔵時	○	○	○	－	－	○
		吊上げ時	○	－[注4)]	○	○	－	○
Ⅱ	B[注2)]	衝撃荷重作用時	○	－[注4)]	○	－	○	○
試験状態	試験状態	試験時	○[注3)]	○	○	－	－	－

注１）　最高使用圧力に対する評価条件で，供用状態Ａ及びＢの一次応力評価を代表する事象

注２）　評価事象の中で，他の評価事象に包絡される事象や荷重条件については評価を省略する。

注３）　耐圧試験圧力（最高使用圧力により定められる圧力）とする。

注４）　本状態での自重による荷重は，衝撃荷重又は吊上げ荷重の慣性力による荷重に含まれる。

表１．１－６（２）　バスケットの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

設計事象	供用状態	評価事象＼荷重	自重による荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重	熱荷重
設計条件	設計条件	設計時[注1)]	—[注2)]	○	○	—
Ⅰ	A	貯蔵時	○	—	—	○
		吊上げ時	—[注2)]	○	—	○
Ⅱ	B	衝撃荷重作用時	—[注2)]	—	○	○

注１）　供用状態Ａ及びＢの一次応力評価を代表する事象

注２）　本状態での自重による荷重は，衝撃荷重又は吊上げ荷重の慣性力による荷重に含まれる。

表１．１－６（３）　トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

設計事象	供用状態	評価事象＼荷重	自重による荷重	固縛荷重	吊上げ荷重	衝撃荷重	熱荷重[注1)]
Ⅰ	A	貯蔵時	○	○	—	—	○
		吊上げ時	—[注2)]	—	○	—	○
Ⅱ	B	衝撃荷重作用時	—[注2)]	—	—	○	○

注１）　キャスク容器の熱膨張により生じる応力に限る。

注２）　本状態での自重による荷重は，衝撃荷重又は吊上げ荷重の慣性力による荷重に含まれる。

④ 評価結果

既存評価の評価結果から規定を満足していることが確認されている。

4）本設備での構造評価

表１．１－７（１）～（３）に本仮保管設備での荷重条件と既存評価との比較を示す。このことから以下のことが言える。

①キャスク容器（二次蓋含む）の設計条件，運搬時（設計事象Ⅰ），搬送台車架台への衝突時（設計事象Ⅱ）の評価加速度は既存評価書で包絡される。吊上げ時（設計事象Ⅰ）の評価加速度は後述の 5)で行う「支持架台への衝突時（設計事象Ⅱ）」の解析で用いる加速度に包絡される。

②バスケットの設計条件，運搬時（設計事象Ⅰ），搬送台車架台への衝突時（設計事象Ⅱ）の評価加速度は既存評価書で包絡される。吊上げ時（設計事象Ⅰ）の評価加速度は後述の 5)で行う「支持架台への衝突時（設計事象Ⅱ）」の解析で用いる加速度に包絡される。

③トラニオンの運搬時（設計事象Ⅰ），搬送台車架台への衝突時（設計事象Ⅱ）の評価加速度は既存評価書で包絡される。吊上げ時（設計事象Ⅰ）の評価加速度は後述の 5)で行う「支持架台への衝突時（設計事象Ⅱ）」の解析で用いる加速度に包絡される。

以上の包絡性の説明及び本設備において最も厳しい荷重条件として，「支持架台への衝突（設計事象Ⅱ）」について応力解析を実施する。評価対象は，キャスク容器，二次蓋，バスケット及びトラニオンの各部とする。

なお，キャスク容器（二次蓋含む）の設計条件（最高使用圧力），試験状態及びトラニオンの吊り上げ時の荷重条件は既存評価書により包絡する。

表１．１－７（１）　既存評価との比較と評価方法（キャスク容器及び二次蓋）

設計事象	キャスク仮保管設備				参考（既存評価書）			
	代表事象	包絡される事象	荷重条件	本設備での評価方法（包絡性含む）	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
設計条件	設計条件	－	圧力[注1)]，ボルト，衝撃[注2)]	・最高使用圧力における縦姿勢における衝撃荷重負荷時の評価は既存評価書で包絡する。 ○（既存評価書で包絡）	設計時	－	圧力[注1)]，ボルト，衝撃[注3)]	設計事象Ⅰ及びⅡの中で荷重条件が最も厳しいのは貯蔵架台への衝突時
Ⅰ	吊上げ時	貯蔵時	圧力，ボルト，吊上げ[注4)]，熱	荷重条件，支持条件が同じ「キャスク支持架台への衝突（設計事象Ⅱ）」の評価で包絡する。 ○（設計事象Ⅱで包絡）	貯蔵時	－	圧力，ボルト，自重，熱	設計事象Ⅰのうち大半の期間を占める代表的事象
					吊上げ時	－	圧力，ボルト，吊上げ[注5)]，熱	荷重条件が最も厳しいのは吊上げ時
	運搬時	－	圧力，ボルト，熱，運搬[注6)]	核燃料輸送物設計承認申請書のうち，一般の試験条件0.3m落下に包絡する。 ○（既存評価書で包絡）	一般の試験条件0.3m頭部垂直落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注7)]	－
					一般の試験条件0.3m底部垂直落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注7)]	－
					一般の試験条件0.3m水平落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注7)]	－

表１．１－７（１）　既存評価との比較と評価方法（キャスク容器及び二次蓋）

設計事象	キャスク仮保管設備				参考（既存評価書）			
	代表事象	包絡される事象	荷重条件	本設備での評価方法（包絡性含む）	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
Ⅱ	支持架台への衝突時	輸送架台への衝突時	圧力，ボルト，衝撃[注8)]，熱	他事象の包絡及び本設備の設計事象Ⅰ及びⅡにおける最も厳しい荷重条件として解析評価する。 ◎（応力解析を実施）	－	－	－	－
	搬送台車架台への衝突時	－	圧力，ボルト，衝撃[注2)]，熱	既存評価における「支持脚への衝突時」と同じ荷重条件 ○（既存評価書で包絡）	支持脚への衝突時	－	圧力，ボルト，衝撃[注9)]，熱	－
					貯蔵架台への衝突時	－	圧力，ボルト，衝撃[注3)]，熱	荷重条件が最も厳しいのは，貯蔵架台への衝突時
試験状態	試験時	－	圧力[注9)]，自重，ボルト	既存評価と同じ荷重条件 ○（既存評価書で包絡）	試験時	－	圧力[注10)]，自重，ボルト	－

◎：解析を実施。　○：既存評価又は他の評価事象で包絡

注 1）　キャスク容器内圧は最高使用圧力。
注 2）　衝撃荷重は縦姿勢下方向 2.33G であり，自重を含む。
注 3）　衝撃荷重は縦姿勢下方向 5G であり，自重を含む。
注 4）　吊上げ荷重は横姿勢下方向 1.32G であり，自重を含む。
注 5）　吊上げ荷重は縦姿勢下方向 1.3G であり，自重を含む。
注 6）　運搬時荷重は上方向 2G，下方向 3G(自重を含む)，前後方向 2G，左右方向 1G である。
注 7）　頭部垂直落下荷重は 30.0G，底部垂直落下荷重は 30.0G，水平落下荷重は 20.0G である。
注 8）　衝撃荷重は横姿勢下方向 3G であり，自重を含む。
注 9）　衝撃荷重は縦姿勢下方向 2.5G であり，自重を含む。
注 10）最高使用圧力の 1.25 倍の圧力。

表１．１－７（２）　既存評価の比較と評価方法　（バスケット）

設計事象	キャスク仮保管設備				参考（既存評価書）			
	代表事象	包絡される事象	荷重条件	本設備での評価方法（包絡性含む）	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
設計条件	設計条件	－	衝撃[注1)]	・縦姿勢における衝撃荷重負荷時の一次応力に対する評価は既存評価書の「貯蔵架台への衝突時（設計事象Ⅱ）」で包絡する。 ○（既存評価書で包絡）	設計時	－	衝撃[注2)]	－
Ⅰ	吊上げ時	貯蔵時	吊上げ[注3)]，熱	荷重条件，支持条件が同じ「キャスク支持架台への衝突（設計事象Ⅱ）」の評価で包絡する。 ○（設計事象Ⅱで包絡）	貯蔵架台への衝突時	・貯蔵時 ・吊上げ時	衝撃[注2)]，熱	設計事象Ⅱの条件に包絡される
	運搬時	－	圧力，ボルト，熱，運搬[注4)]	核燃料輸送物設計承認申請書のうち，一般の試験条件 0.3m 落下に包絡する。 ○（既存評価書で包絡）	一般の試験条件0.3m頭部垂直落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注5)]	－
					一般の試験条件0.3m底部垂直落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注5)]	－
					一般の試験条件0.3m水平落下	－	圧力，ボルト，熱，落下時荷重[注5)]	－

表１．１－７（２）　既存評価の比較と評価方法　（バスケット）

設計事象	キャスク仮保管設備				参考（既存評価書）			
	代表事象	包絡される事象	荷重条件	本設備での評価方法（包絡性含む）	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
Ⅱ	支持架台への衝突時[注6)]	輸送架台への衝突時	衝撃[注7)]，熱	他事象の包絡及び本設備の設計事象Ⅰ及びⅡにおける最も厳しい荷重条件として評価する。 ◎（応力解析を実施）	－	－	－	－
	搬送台車架台への衝突時	－	衝撃[注1)]，熱	既存評価と同じ荷重条件 ○（既存評価書で包絡）	貯蔵架台への衝突時	・支持脚への衝突時	衝撃[注2)]，熱	－

◎：解析を実施。　○：既存評価又は他の評価事象で包絡

注1)　衝撃荷重は縦姿勢下方向2.33Gであり，自重を含む。

注2)　衝撃荷重は縦姿勢下方向5Gであり，自重を含む。

注3)　吊上げ荷重は横姿勢下方向1.32Gであり，自重を含む。

注4)　運搬時荷重は上方向2G，下方向3G(自重を含む)，前後方向2G，左右方向1Gである。

注5)　頭部垂直落下荷重は30.0G，底部垂直落下荷重は30.0G，水平落下荷重は20.0Gである。

注6)　長期荷重(自重)に対する評価を含む。

注7)　衝撃荷重は横姿勢下方向3Gであり，自重を含む。

表１．１－７（３）　既存評価の比較と評価方法（トラニオン）

設計事象	キャスク仮保管設備				参考（既存評価書）			
	代表事象	包絡される事象	荷重条件	本設備での評価方法（包絡性含む）	代表事象	包絡される事象	荷重条件	備考
Ⅰ	吊上げ時	貯蔵時	吊上げ[注1)]，熱	荷重条件，支持条件が同じ「キャスク支持架台への衝突（設計事象Ⅱ）」の評価で包絡する。 ○（設計事象Ⅱで包絡）	貯蔵時	－	自重，ボルト，熱	－
					吊上げ時	－	吊上げ[注2)]，熱	荷重条件が最も厳しいため，代表事象を吊上げ時とする。
	運搬時	－	運搬[注3)]，熱	核燃料輸送物設計承認申請書のうち，通常の輸送条件に包絡される。 ○（既存評価書で包絡）	運搬時	－	運搬[注3)]，熱	－
Ⅱ	支持架台への衝突時	輸送架台への衝突時	衝撃[注4)]，熱	本設備の設計事象Ⅱにおける最も厳しい荷重条件として評価する。 ◎（応力解析を実施）	－	－	－	－
	搬送台車架台への衝突時	－	衝撃[注5)]，熱	既存評価と同じ荷重条件 ○（既存評価書で包絡）	支持脚への衝突時	・貯蔵架台への衝突	衝撃[注6)]，熱	荷重条件が最も厳しいため，代表事象を支持脚への衝突時とする。

◎：解析を実施。　○：既存評価又は他の評価事象で包絡

注 1)　吊上げ荷重は横姿勢下方向 1.32G であり，自重を含む

注 2)　縦姿勢下方向 1.3G であり，自重を含む。

注 3)　運搬時荷重は上方向 2G，下方向 3G(自重を含む)，前後方向 2G，左右方向 1G である。

注 4)　横姿勢下方向 3G であり，自重を含む。

注 5)　衝撃荷重は縦姿勢下方向 2.33G であり，自重を含む。

注 6)　衝撃荷重は縦姿勢下方向 2.5G であり，自重を含む。

5) 支持架台への衝突時の評価（設計事象Ⅱ）

以下に支持架台への衝突時の応力解析結果を示す。

① 計算条件

A.解析事象

「支持架台の衝突時」

キャスクの支持架台への設置に作業員の誤操作によりクレーンの下降速度でトラニオンがトラニオン受台に着床する事象をいう。着床時の衝突荷重（加速度：自重を含む）は，「3.2 異常事象の評価」での評価に余裕をみて 3G とする。

B.最高使用温度

各機器の最高使用圧力及び最高使用温度は添付資料－４－１「1.1　乾式キャスクの除熱機能　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク B」の解析結果に基づき，以下とする。

表１．１－８　最高使用圧力及び最高使用温度

キャスク容器	最高使用圧力	1.0 MPa
	最高使用温度	150 ℃
二次蓋	最高使用圧力	0.4 MPa
	最高使用温度	110 ℃
バスケット	最高使用温度	260 ℃
トラニオン	最高使用温度	130 ℃

② 解析方法

A.解析手順概要

a.キャスク容器及び二次蓋

キャスク容器の応力解析は，想定される圧力荷重，機械的荷重及び熱荷重を基に，キャスク容器の実形状をモデル化し，解析コードである ABAQUS を用いて行う。

なお，二次蓋についてもキャスク容器と同様に評価を行う。

b.バスケット

バスケットの応力解析は，想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

c.トラニオン

トラニオンの応力解析は，想定される機械的荷重及び熱荷重を基に応力評価式を用いて行う。

B．応力評価式による応力評価

a.バスケット

(イ)一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部である。鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_x)は，次式で計算する。

$$\sigma_X = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1} \cdots\cdots\cdots (1)$$

ここで，m_A　:評価対象バスケットプレートとこれに接する使用済燃料等の合計質量(kg)

G_1　:鉛直方向加速度(G)

A_1　:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(ロ)一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部である。鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力(σ_y)は，次式で計算する。

$$\left.\begin{aligned} \sigma_y &= \frac{M}{Z} \\ M &= \frac{m_B \cdot G_1 \cdot l_P}{12 \cdot \frac{l_W}{2}} \end{aligned}\right\} \cdots\cdots\cdots (2)$$

ここで，M　：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント(N･mm/mm)

Z　:バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(mm^3/mm)

m_B　:評価対象バスケットプレートとこれに接する伝熱プレート，使用済燃料等の合計質量(kg)

l_P　:バスケットプレート内のり(mm)

l_w　:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(mm)

G_1　:鉛直方向加速度(G)

鉛直方向加速度により発生するバスケットプレートの格子端部に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}} \cdots\cdots\cdots (3)$$

ここで，G_1　:鉛直方向加速度(G)

A_1　:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(ハ)一次+二次応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部である。支持架台への衝突により発せする一次+二次応力は(1)～(3)式で計算する。

(ニ)平均せん断応力

バスケットプレート格子端部に発生する平均せん断応力(σ_S)は(3)式で計算する。

(ホ)平均支圧応力

バスケットプレート端部に発生する平均支圧応力(σ_p)は(1)式で計算する。

(ヘ)圧縮応力

バスケットプレート端部に発生する圧縮応力(σ_c)は(1)式で計算する。

b.トラニオン

イ．一次応力

(イ) せん断応力

最大応力が発生する箇所は図１．１－５（１）に示す下部トラニオンである。衝撃荷重により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\tau &= \frac{F_m}{A} \\ F_m &= \frac{m}{4}\cdot G_2\end{aligned}\right\} \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (1)$$

ここで，F_m　：支持架台への衝突時においてトラニオンに作用する荷重（N）

m　：金属キャスクの質量（kg）

A　：評価点の断面積（mm^2）

G_2　：鉛直方向加速度（G）

(ロ) 曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図１．１－５（１）に示す下部トラニオンである。衝撃荷重により発生する曲げ応力（σ_b）は，次式で計算する。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_b &= \frac{M}{Z} \\ M &= F_m \cdot L\end{aligned}\right\} \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (2)$$

ここで，M　：曲げモーメント（N･mm）

Z　：評価点の断面係数（mm^3）

L　　：評価点と荷重作用位置との距離（mm）

F_m　：(1) 式と同じ

(ハ) 組合せ応力

最大応力が発生する箇所は図１．１－５（１）に示す下部トラニオンである。

せん断応力（τ）と曲げ応力（σ_b）との組合せ応力（σ_T）は，次式で計算する。

$$\sigma_T=\sqrt{\sigma_b^2+3\cdot\tau^2} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (3)$$

ここで，τ　：(1) 式と同じ

σ_b　：(2) 式と同じ

ただし，Z　：評価点の断面係数（mm^3）

L　：評価点と荷重作用位置との距離(mm)

ロ．一次＋二次応力

キャスク容器の熱膨張による応力は無視できるので，トラニオンに発生する一次＋二次応力は，イ.と同様である。

C.解析結果

表１．１－９に支持架台への衝突時の主な応力評価結果を示す。

支持架台への衝突時において輸送貯蔵兼用キャスク B は金属キャスク構造規格に定められた許容応力を満足している。

表１．１－９　支持架台の衝突時の応力評価結果

（単位：MPa）

評価部位	部位	計算値	許容応力
キャスク容器	胴	34	366
	底板	38	366
	一次蓋	56	366
	一次蓋密封シール部	58	183
	一次蓋締付けボルト	336	831
二次蓋	二次蓋	34	474
	二次蓋密封シール部	37	183
	二次蓋締付けボルト	279	847
バスケット	バスケットプレート	12	219
トラニオン	トラニオン	133	394

6）評価結果

5)に示したとおり，「支持架台への衝突時」（設計事象Ⅱ）において輸送貯蔵兼用キャスクBの各評価部位（キャスク容器，二次蓋，バスケット，トラニオン）は金属キャスク構造規格に定められた許容応力を満足する。

従って，表１．１－７に示す「支持架台の衝突時」で包絡する各設計事象は，いずれも輸送貯蔵兼用キャスクの構造強度の規定を満足し，輸送貯蔵兼用キャスクBは，本設備で要求される構造強度を有している。

(3) 輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台

1) 評価方針

本設備で使用する輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造評価について記載する。

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は新設計であるため，新たに評価を実施し，本設置場所での保管に適合していることを確認する。

2) 主な構成部材と適用基準

① 主な構成部材

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は鋼製支持架台，埋め込み金物，基礎ボルト，コンクリート支持架台により構成される。

② 適用基準

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は原子力発電所耐震設計技術規程[JEAC4601-2008]及び，発電用原子力設備規格　設計・建設規格 2005 年版(2007 年追補版含む)[JSME S NC1-2005/2007]を適用する。

3) 構造強度の評価方法

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の強度評価における評価方法を示す。

① 設計条件

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造評価に当っての機械荷重を以下に示す。

Ａ．自重による荷重

Ｂ．キャスクによる荷重

② 評価方法

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造解析フローを図１．１－６に，主な構造部材の応力評価箇所を図１．１－７に示す。

鋼製支持架台，基礎ボルト，コンクリート支持架台について想定される機械荷重を基に，応力評価式を用いて応力評価を行う。

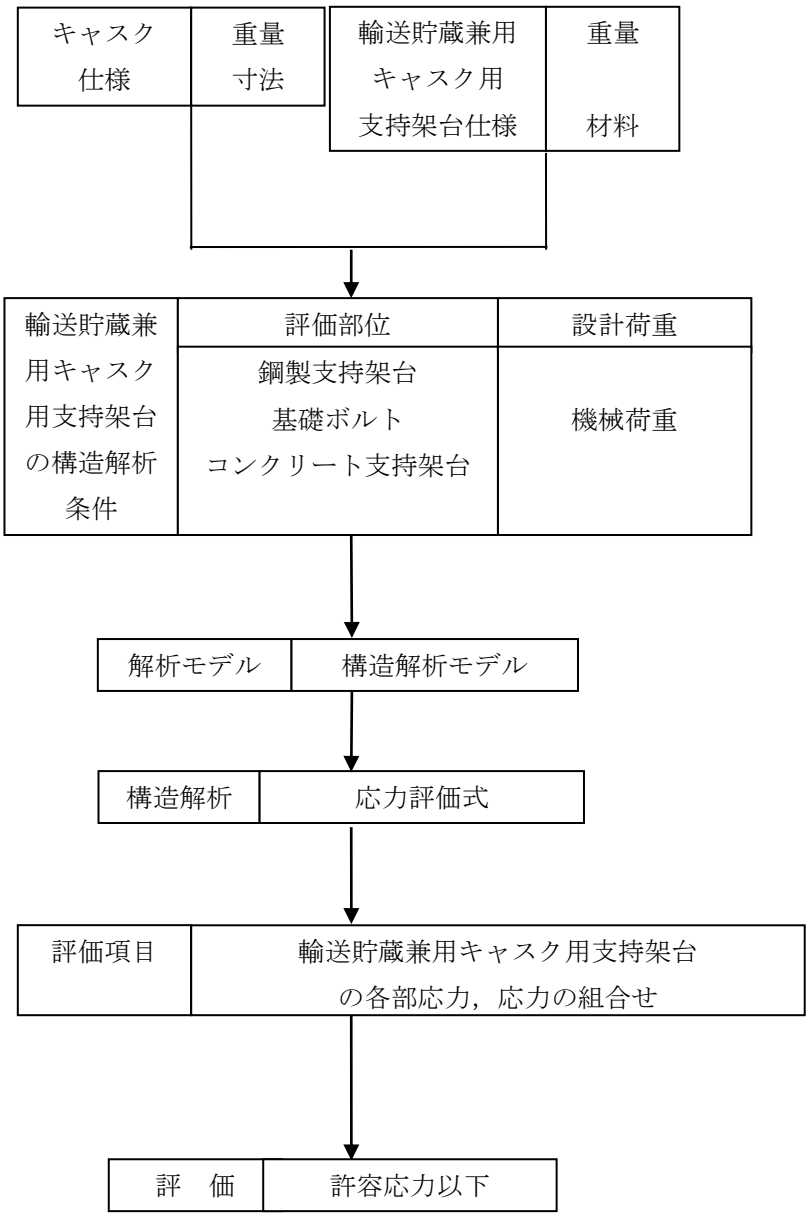


図１．１－６　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造強度評価フロー

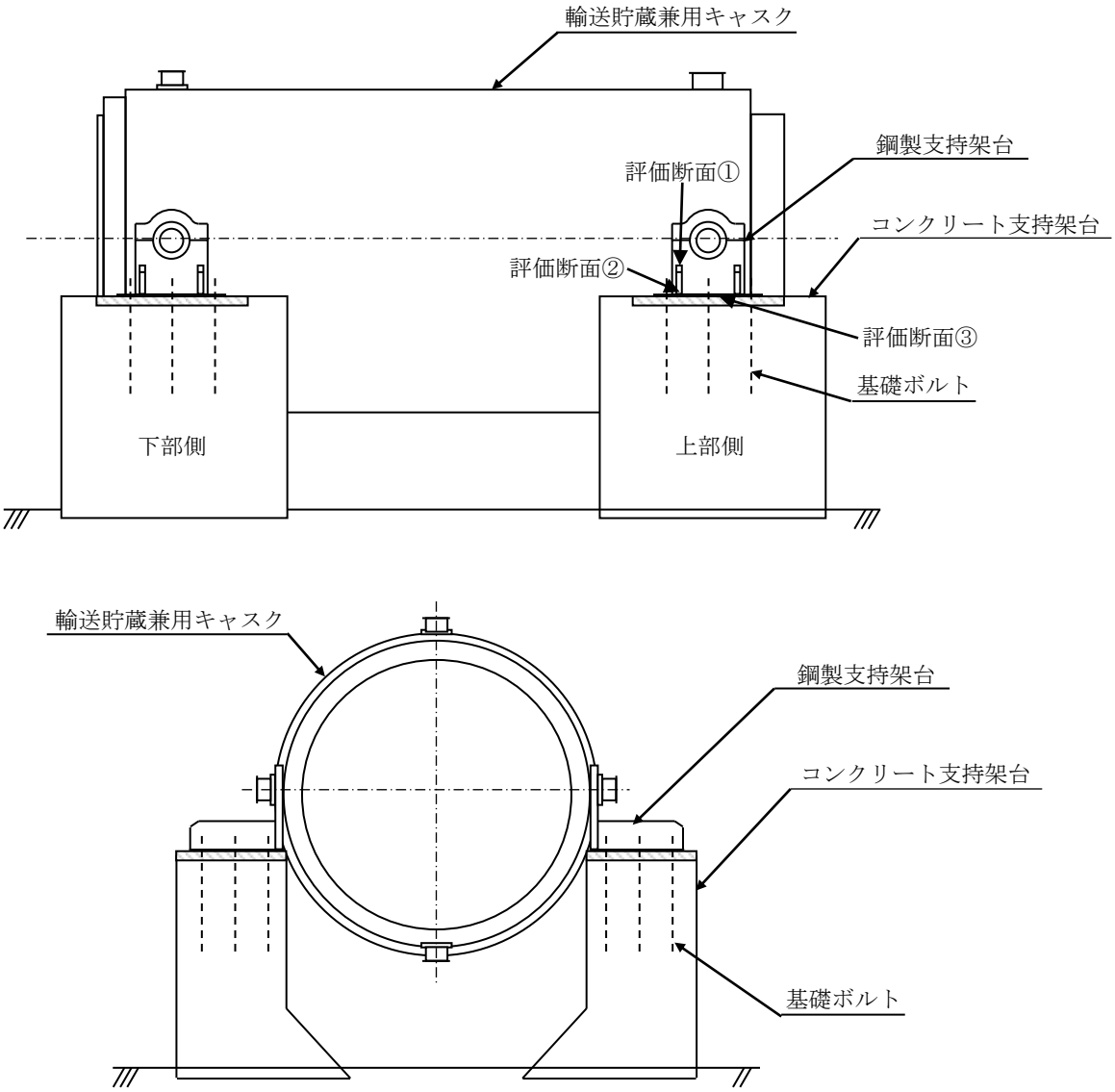


図１．１－７　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力評価箇所

③ 設計事象と荷重の組合せ

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の設計事象と選定事象は以下の通りである。

［設計事象Ⅰ］

・貯蔵時

4) 輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の貯蔵時の評価（設計事象Ⅰ）

以下に貯蔵時の輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力評価結果を示す。

① 計算条件

A. 解析事象

「貯蔵時」

キャスクが支持架台に設置されている計画的な取り扱い状態をいう。

② 解析方法

A. 解析手順概要

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力解析は，想定される機械荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

B. 荷重計算

図１．１－８に示す鋼製支持架台１脚に作用するキャスク自重（F_{WU}，F_{WL}）は次式で表される。

$$F_{WU}=\frac{P_W}{2}\cdot\frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{WL}=\frac{P_W}{2}\cdot\frac{a}{(a+b)}$$

$$P_W=W\cdot g$$

ここで，

F_{WU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用するキャスク自重（N）

F_{WL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用するキャスク自重（N）

P_W ：キャスク自重（N）

a　：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離（mm）

b　：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離（mm）

W　：キャスク設計質量（kg）

g　：重力加速度（m/s^2）

C. 応力評価

a. 鋼製支持架台（評価断面①）

図１．１－９において自重により鋼製支持架台（評価断面①）に発生する圧縮応力（σ_c）

は次式で表される。

$$\sigma_c = \frac{F_W}{B \cdot t}$$

ここで,

F_W ：図１．１－８に示す自重の設計用値（N）

B ：図１．１－９に示す評価断面の幅（mm）

t ：図１．１－９に示すトラニオン受部の板厚（mm）

b．鋼製支持架台（評価断面②）

図１．１－１０において自重により鋼製支持架台（評価断面②）に発生する圧縮応力（σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_c = \frac{F_W}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

図１．１－１０において自重により鋼製支持架台（評価断面②）に発生する最大曲げ応力（σ_{b1}，σ_{b2}）は次式で表される。

$$\sigma_{b1} = \frac{F_W \cdot (L_1 - t_1/2)}{I} \cdot L_1 \quad （トラニオン受側）$$

$$\sigma_{b2} = \frac{F_W \cdot (L_1 - t_1/2)}{I} \cdot L_2 \quad （リブ側）$$

図１．１－１０において自重により鋼製支持架台（評価断面②）に発生する組合せ応力（σ_{T1}，σ_{T2}）は次式で表される。

$\sigma_{T1} = \sigma_c + \sigma_{b1}$ （トラニオン受側）

$\sigma_{T2} = \sigma_c - \sigma_{b2}$ （リブ側）

ここで,

F_W ：図１．１－８に示す自重（F_{WU}，F_{WL}）の設計用値（N）

B_1 ：図１．１－１０に示すトラニオン受部の幅（mm）

B_2 ：図１．１－１０に示すリブの幅（mm）

t_1 ：図１．１－１０に示すトラニオン受部の板厚（mm）

t_2 ：図１．１－１０に示すリブの板厚（mm）

L_1 ：図１．１－１０に示す中立軸からトラニオン受け端部までの距離（mm）

L_2 ：図１．１－１０に示す中立軸からリブ端部までの距離（mm）

I ：図１．１－１０に示す断面の中立軸に関する断面二次モーメント（mm^4）

c．鋼製支持架台（評価断面③）

図１．１－１１において自重により基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力

（σ_{bb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bc}）は次式で表される。

$$\sigma_{bb}=\frac{T\cdot L_1}{B\cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bc}=\frac{\sigma_{cc}\cdot L_2^2/2}{t^2/6}$$

$$T=\sigma_{tb}\cdot A_m$$

ここで，

σ_{tb}：図１．１－１１に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張応力（N/mm^2）

σ_{cc}：図１．１－１１に示すコンクリートに発生する本荷重条件下における圧縮応力（N/mm^2）

T　：図１．１－１１に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張力（N）

t　：図１．１－１１に示す鋼製支持架台底板の板厚（mm）

B　：図１．１－１１に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力の評価断面幅（mm）

L_1：図１．１－１１に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げモーメントのモーメントアーム長さ（mm）

L_2：図１．１－１１に示すコンクリートから圧縮力を受ける長さ（mm）

A_m：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

図１．１－１１において自重により，基礎ボルトから引張力を受けて発生するせん断応力（τ_b），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生するせん断応力（τ_c）は次式で表される。

$$\tau_b=\frac{T}{B\cdot t}$$

$$\tau_c=\frac{\sigma_{cc}\cdot L_2}{t}$$

ここで，各記号は上記と同様である。

図１．１－１１において自重により，基礎ボルトから引張力を受けて発生する組合せ応力（σ_{Tb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{Tc}）は次式で表される。

$$\sigma_{Tb}=\sqrt{\sigma_{bb}^2+3\cdot\tau_b^2}$$
$$\sigma_{Tc}=\sqrt{\sigma_{bc}^2+3\cdot\tau_c^2}$$

d.基礎ボルト

図１．１－１２において自重により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_t）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_t = \sigma_{cc} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = [X_{n1}^2 / 2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})] \cdot b \cdot D^2$$

$$I_n = [X_{n1}^3 / 3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2] \cdot b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

ここで，

σ_{cc}：図１．１－１２に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

n　：ヤング係数比（＝15）

D　：図１．１－１２に示す断面高さ（mm）

b　：図１．１－１２に示す断面幅（mm）

d_t　：図１．１－１２に示す引張側ボルトに関する距離（mm）

d_{t1}　：引張側ボルトに関する係数（-）

X_n　：図１．１－１２に示す中立軸距離を表し，次式を満足する値（mm）

$X_n - D/2 + e = I_n / S_n$

ただし，e：図 1.1-12 に示す鉛直力偏心距離（mm）

X_{n1}　：中立軸比（-）

N　：図１．１－１２に示す鉛直力であり，自重の設計用値（N）

a_t　：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t　：引張鉄筋比（-）

A_b　：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_b　：有効引張側ボルト本数（本）

S_n　：有効等価断面一次モーメント（mm^3）

I_n　：有効等価断面二次モーメント（mm^4）

e.コンクリート支持架台

コンクリート支持架台の下端に発生する荷重は表１．１－１０の通りである。これらの荷重を用いて「コンクリート標準示方書　構造性能照査編（2002）」に基づき評価を行う。

表１．１－１０ コンクリート支持架台下端における荷重

		NS方向			EW方向		
		鉛直力	水平力	モーメント	鉛直力	水平力	モーメント
		(kN)	(kN)	(kN･m)	(kN)	(kN)	(kN･m)
長期	キャスク	320.00	0.00	105.00	320.00	0.00	0.00
		―	―	―	―	―	―
	ペデスタル	35.22	0.00	0.00	35.22	0.00	0.00
	合計	355.22	0.00	105.00	355.22	0.00	0.00
短期	キャスク	320.00	154.00	105.00	320.00	148.00	68.90
		―	―	182.49	―	―	175.38
	ペデスタル	35.22	10.56	5.68	35.22	10.56	5.68
	合計	355.22	164.56	293.17	355.22	158.56	249.96

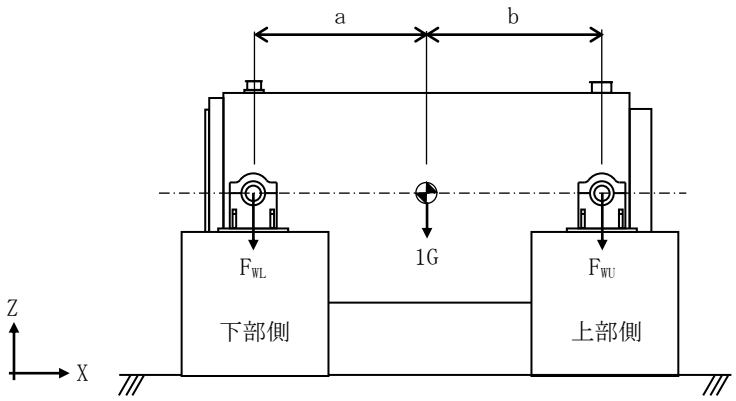
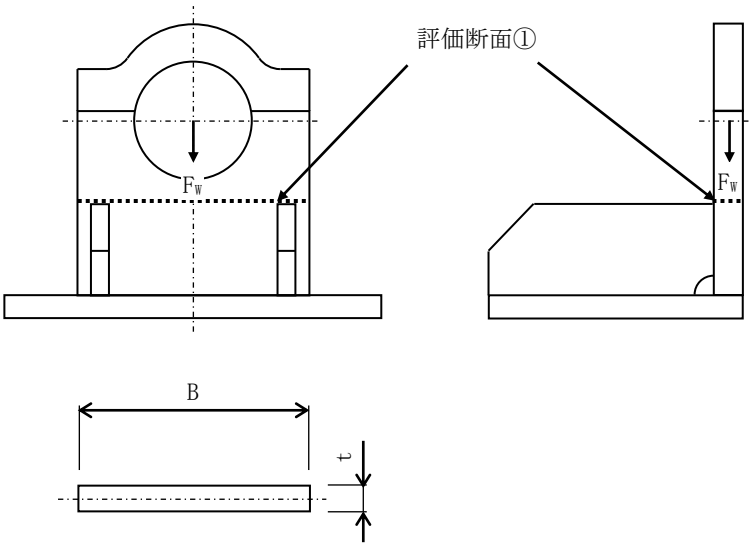


図１．１－８ 鋼製支持架台に作用する荷重



評価断面図

図１．１－９　計算モデル図（設計事象Ⅰ，評価断面①）

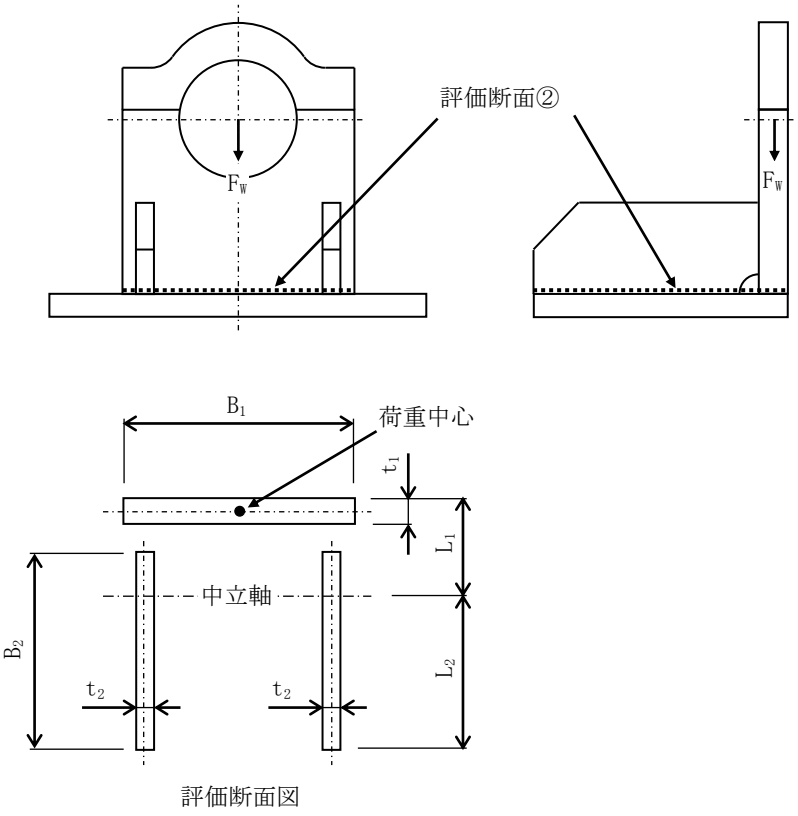


図１．１－１０　計算モデル図（設計事象Ⅰ，評価断面②）

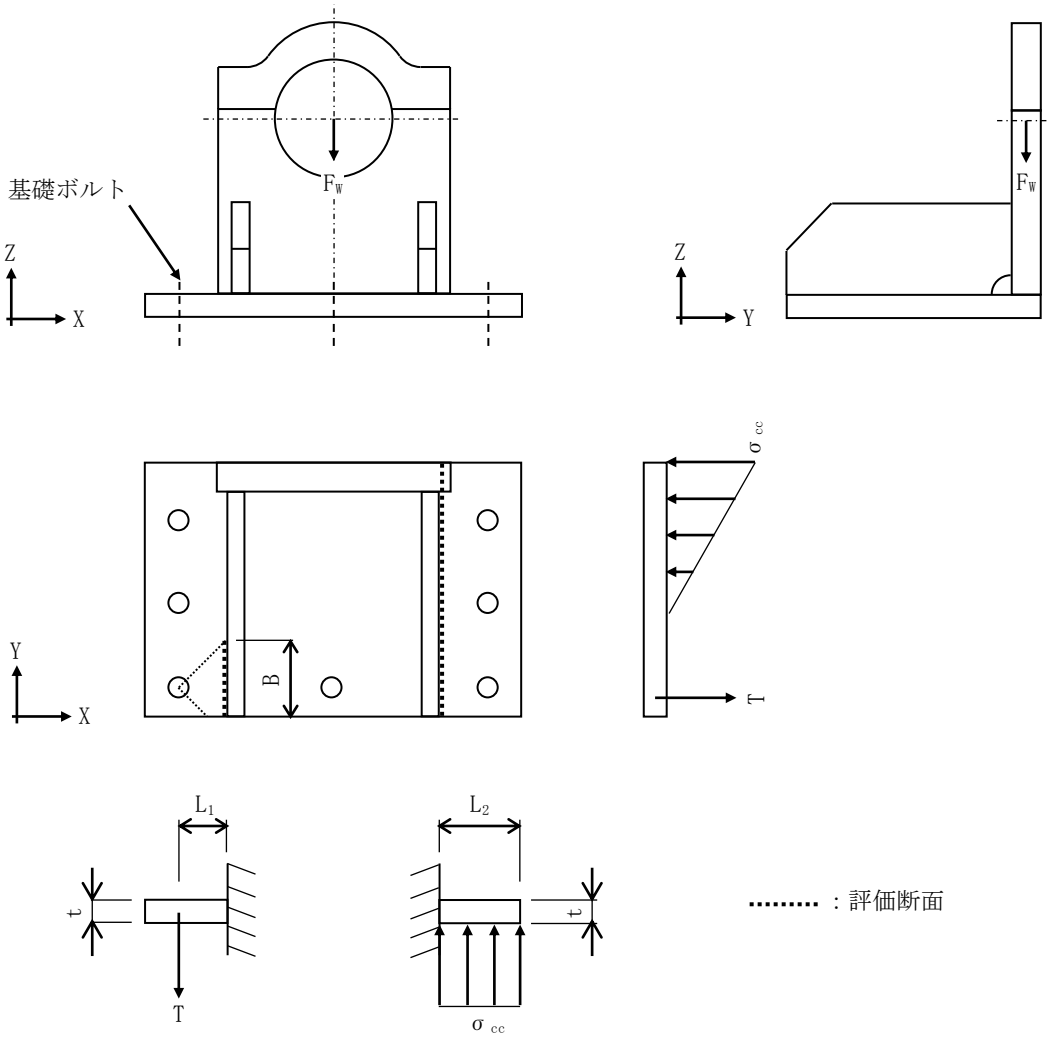


図１．１－１１　計算モデル図（設計事象Ⅰ，評価断面③）

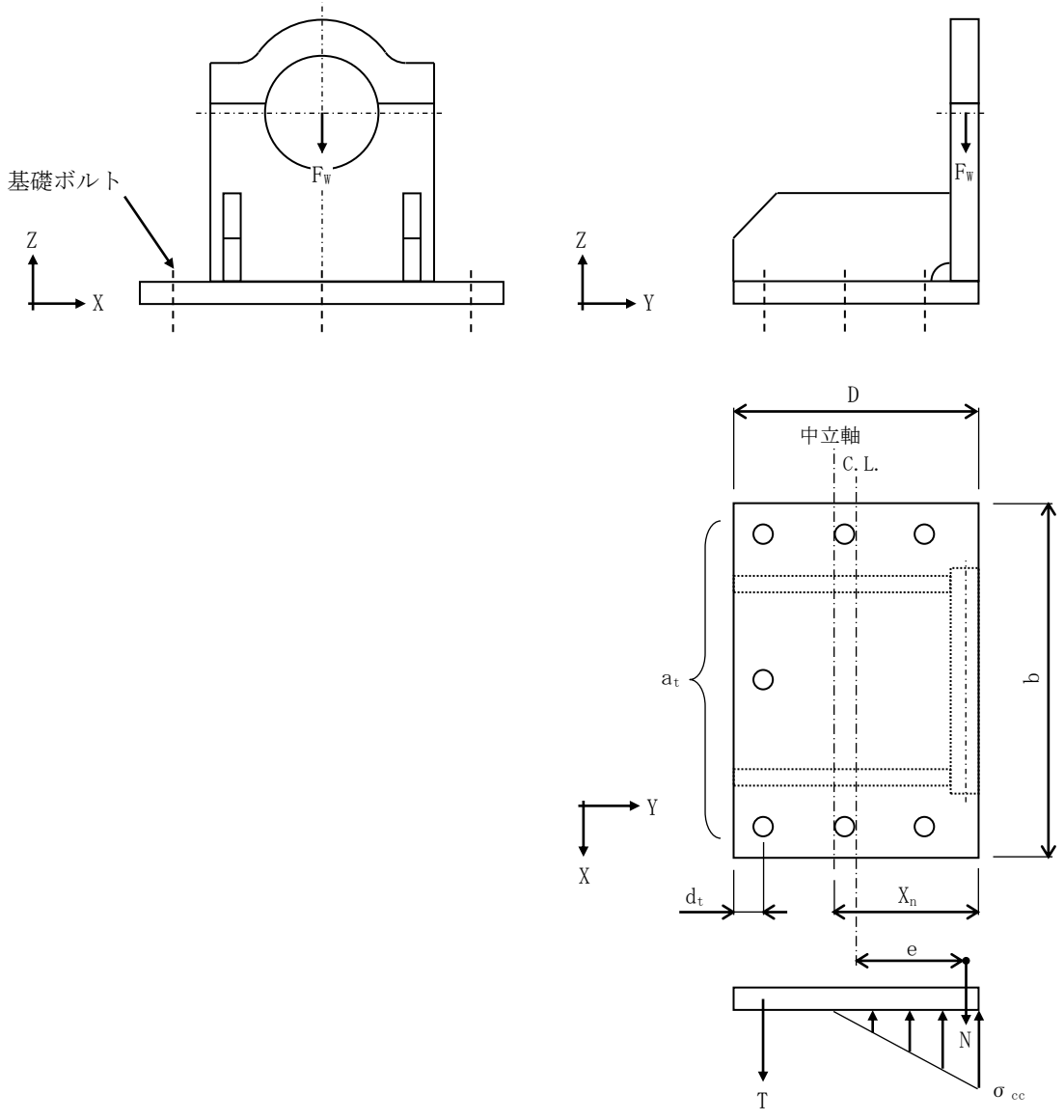


図１．１－１２　計算モデル図（設計事象Ⅰ，基礎ボルト）

③ 解析結果

表１．１－１１（１）～（２）に貯蔵時の評価結果を示す。

貯蔵時の輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は許容応力を満足している。

表１．１－１１（１）　鋼製支持架台の評価（タイプＢ）

部　位		応力の種類	計算値	許容応力
鋼製支持架台	評価断面①	圧縮	10 N/mm^2	186 N/mm^2
	評価断面②	圧縮	5 N/mm^2	187 N/mm^2
		曲げ	8 N/mm^2	188 N/mm^2
		組合せ	9 N/mm^2	188 N/mm^2
	評価断面③	曲げ	68 N/mm^2	188 N/mm^2
		せん断	8 N/mm^2	108 N/mm^2
		組合せ	69 N/mm^2	188 N/mm^2
基礎ボルト		引張	20 N/mm^2	226 N/mm^2

表１．１－１１（２）　コンクリート支持架台の評価

項目			記号	単位	ペデスタル			
					長期		短期	
					NS方向	EW方向	NS方向	EW方向
断面力	曲げモーメント		Md	(kN･m)	105	0	293	250
	軸力		Nd	(kN)	355	355	355	355
	せん断力		Vd	(kN)	0	0	165	159
応力度	コンクリート	圧縮応力度	σc	(N／mm^2)	1.24	0.29	3.68	1.52
		許容曲げ圧縮応力度	σca	(N／mm^2)	9.00	9.00	13.50	13.50
		σc／σca ≦ 1.0			0.14	0.03	0.27	0.11
		判定			OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σs	(N／mm^2)	14	4	93	24
		許容引張応力度	σsa	(N／mm^2)	196	196	294	294
		σs／σsa ≦ 1.0			0.07	0.02	0.32	0.08
		判定			OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断応力度	τ	(N／mm^2)	0.000	0.000	0.202	0.180
		許容せん断応力度	τa	(N／mm^2)	0.450	0.450	0.675	0.675
		τ／τa ≦ 1.0			0.00	0.00	0.30	0.27
		判定			OK	OK	OK	OK

1.2　コンクリートモジュールの構造強度

(1)　乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュール

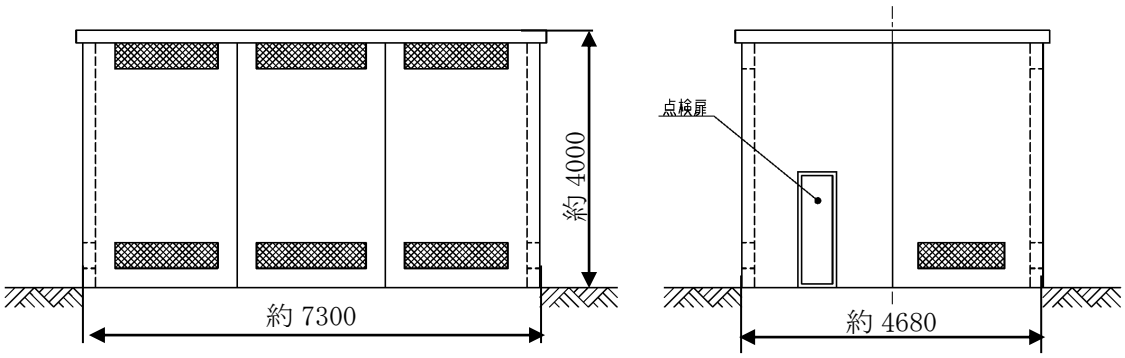
1)　評価方針

本設備で使用する乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュールが，建築基準法に基づく規定を満たしていることを確認する。

2)　乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの概略図を図１．２－１に示す。

コンクリートモジュールは長辺側板 3 枚，短辺側板 2 枚，天板 3 枚のコンクリート製パネルで構成されている。それぞれのパネルは金物とボルトにより連結されている。



(単位:mm)

図１．２－１　コンクリートモジュール概略図

3)　解析モデル

許容応力度設計及び各荷重に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図１．２－２に示す。

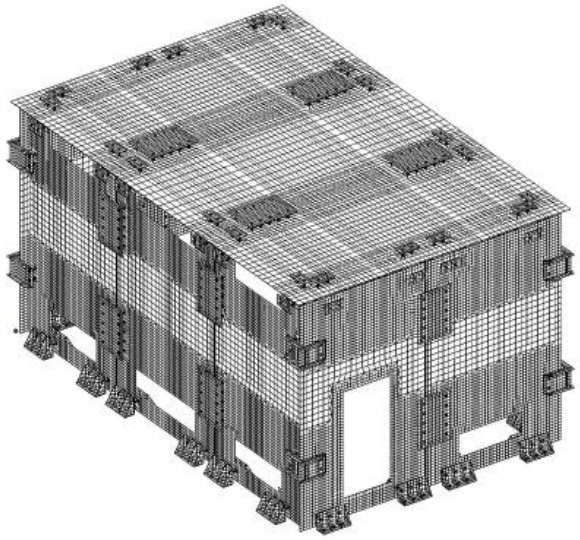


図１．２－２　コンクリートモジュールの解析モデル

4)　許容応力度

許容応力度を以下のように定める。材料の許容応力度は建築基準法・同施行令に定める値とし，表１．２－１に示す。

表１．２－１　鉄筋の許容応力度（N/mm^2）

種類	長期		短期	
	引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD295A 及び B	195	195	295	295

5)　応力計算

①　応力評価点

応力評価点は SRSS 法により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図１．２－３に示す箇所とする。

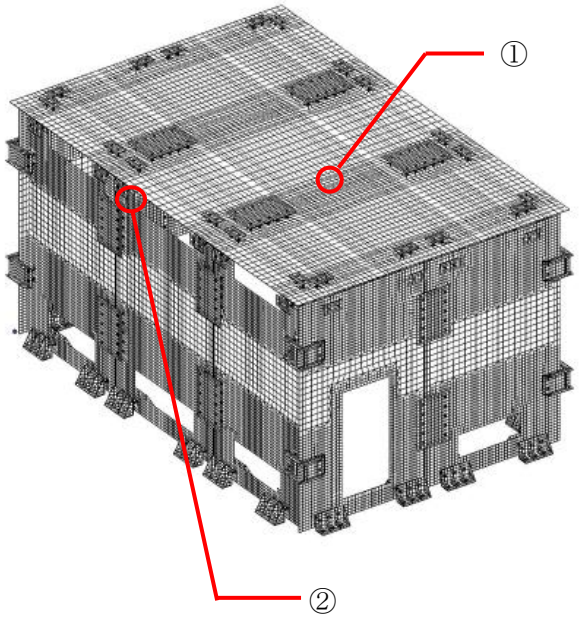


図１．２－３　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①　天板パネル

②　側板パネル

② 荷重条件

コンクリートモジュールの強度評価においては建築基準法施行令第 82 条より表１．２－２の荷重組合せに基づき評価を行う。なお，地震時の荷重に関しては 2.3(1)にて別途評価を行っており，基準地震動 Ss(Ss600)において倒壊しないことを確認している。また，積雪時，暴風時の荷重は地震時の荷重に包絡されることから，ここでは常時の荷重のみ評価する。

Ａ．固定荷重

固定荷重は，鉄筋コンクリートで 24kN/m^3，鋼材で 77kN/m^3 とし算定する。また，コンクリートの厚さは 200mm とする。仕上げは 0N/m^2 とする。

Ｂ．積載荷重

積載荷重は 0 N/m^2 とする。

Ｃ．積雪荷重

建築基準法施行令第 86 条，平成 12 年建設省告示第 1455 号，福島県建築基準法施行細則より設定する。

Ｄ．風圧力

コンクリートモジュールに作用する風圧力は，建築基準法施行令第 87 条及び平成 12 年建設省告示第 1454 号により算定する。

表１．２－２　荷重組合せ

力の種類	荷重及び外力について想定する状態	本設計
長期に生ずる力	常時	Ｇ ＋ Ｐ
短期に生ずる力	積雪時※1	Ｇ ＋ Ｐ ＋ Ｓ
	暴風時※1	Ｇ ＋ Ｐ ＋ Ｗ
	地震時※2	Ｇ ＋ Ｐ ＋ Ｋ

ただし，Ｇ：固定荷重，Ｐ：積載荷重，Ｓ：積雪荷重，Ｗ：風圧力によって生ずる力，Ｋ：地震力

※1 積雪荷重と風圧力の荷重の組合せに関する構造強度の評価は，2.3(1)の耐震性の評価に包絡される。

※2 地震時の荷重の組合せに関する評価は，2.3(1)の耐震性の評価にて行う。

③　応力評価

Ａ．天板パネル(①)　(図１．２－４参照)

天板 PC 板　ｔ = 200, 鉄筋：SD295A (Ｌσｔ = 195 N/mm^2)

D10@200 (長辺方向 上筋, 短辺方向 上下筋) D10：断面積 A = 71 mm^2

D13@200 (長辺方向 下筋)　　D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm, j = 131mm

長期許容曲げモーメント (鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より)

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　　f_t をσｔ, M_a を M_d に置き換え, 鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 8270 Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md = 8.27kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{8.27 \times 10^6}{127 \times 5 \times 131} = 99.5 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 195 / 99.5 = 1.96　＞　1.0・・・OK

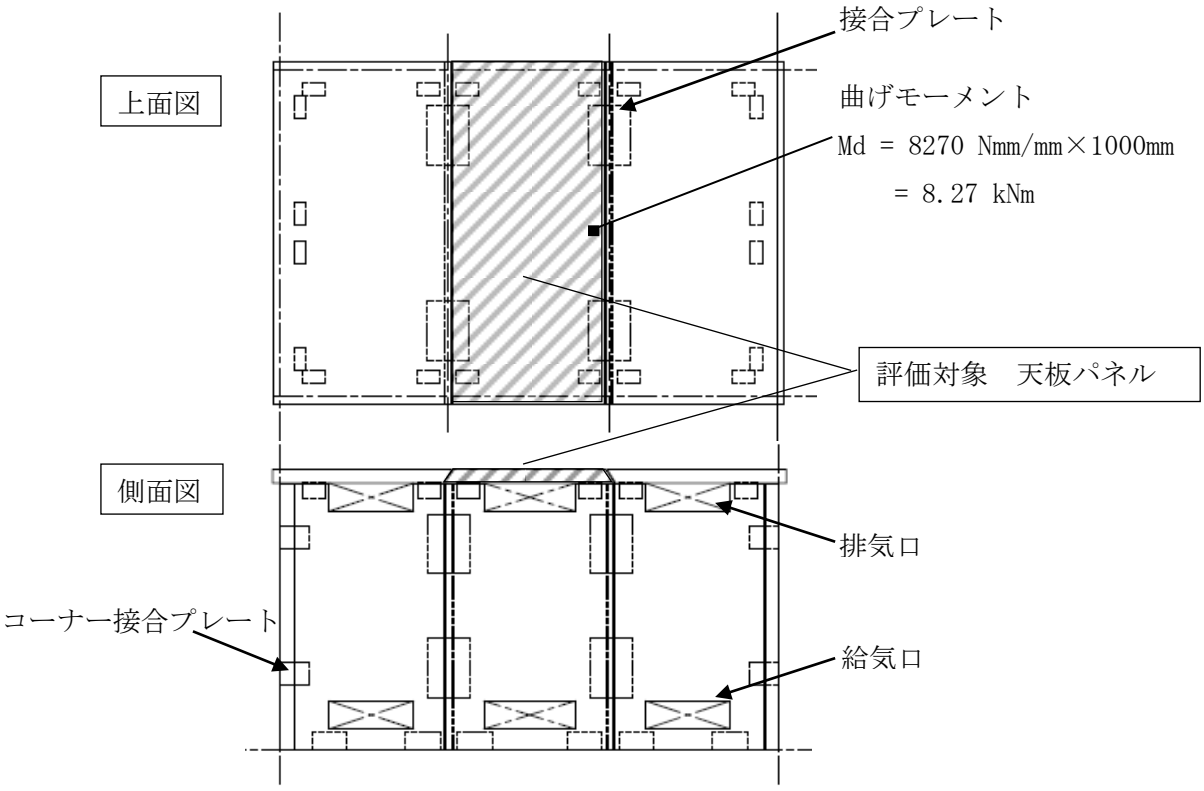


図１．２－４　天板パネル

Ｂ．側板パネル(②)（図１．２－５参照）

側板 PC 版　t = 200，鉄筋：SD295A（Ｌσｔ = 195 N/mm^2）

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

長期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_t をσｔ，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 7374 Nmm/mm　→　500mm 辺りに換算すると Md = 3.69 kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{3.69 \times 10^6}{(127+71+127) \times 131} = 86.7 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 195 / 86.7 = 2.25　＞　1.0・・・OK

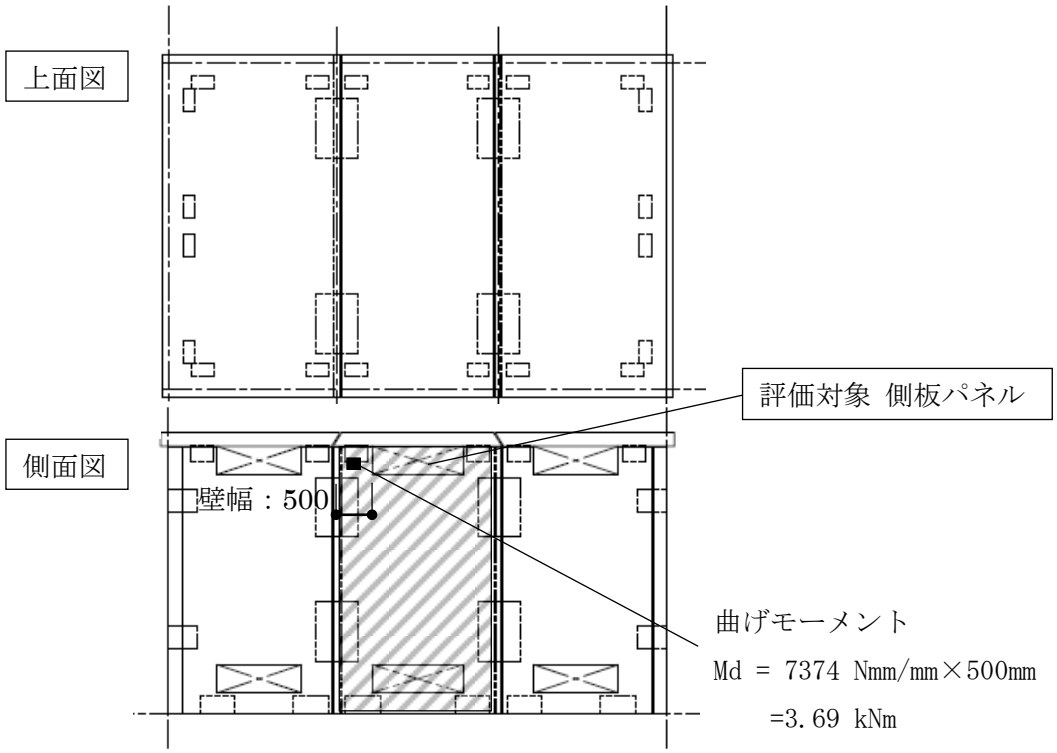


図１．２－５　側板パネル

④　評価結果

評価結果を表１．２－３に示す。

表１．２－３ 評価結果(N/mm^2)

	項目	計算値	許容値	評価結果
①	天板パネル	99.5	195	ＯＫ
②	側板パネル	86.7	195	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールは建築基準法に基づく規定を満たしている。

(2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

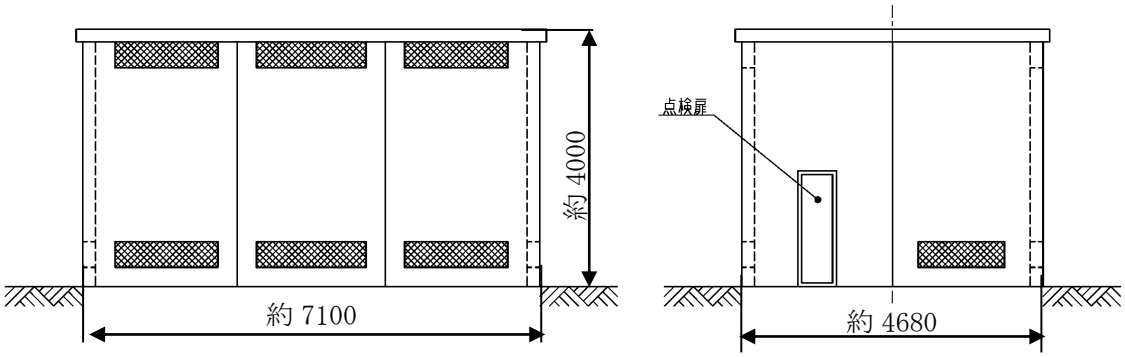
1)　評価方針

本設備で使用する輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールが，建築基準法に基づく規定を満たしていることを確認する。

2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの概略図を図１．２－６に示す。

コンクリートモジュールは長辺側板 3 枚，短辺側板 2 枚，天板 3 枚のコンクリート製パネルで構成されている。それぞれのパネルは金物とボルトにより連結されている。



(単位:mm)

図１．２－６　コンクリートモジュール概略図

3)　解析モデル

許容応力度設計及び各荷重に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図１．２－７に示す。

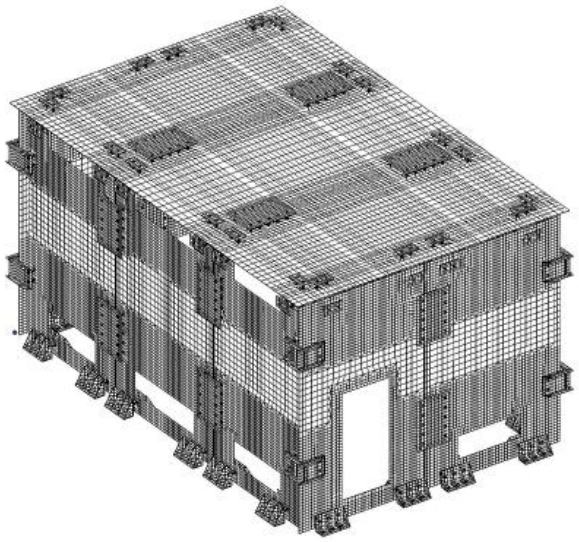


図１．２－７　コンクリートモジュールの解析モデル

4)　許容応力度

許容応力度を以下のように定める。材料の許容応力度は建築基準法・同施行令に定める値とし，表１．２－４に示す。

表１．２－４　鉄筋の許容応力度（N/mm^2）

種類	長期		短期	
	引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD295A 及び B	195	195	295	295

5)　応力計算

①　応力評価点

応力評価点は SRSS 法により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図１．２－８に示す箇所とする。

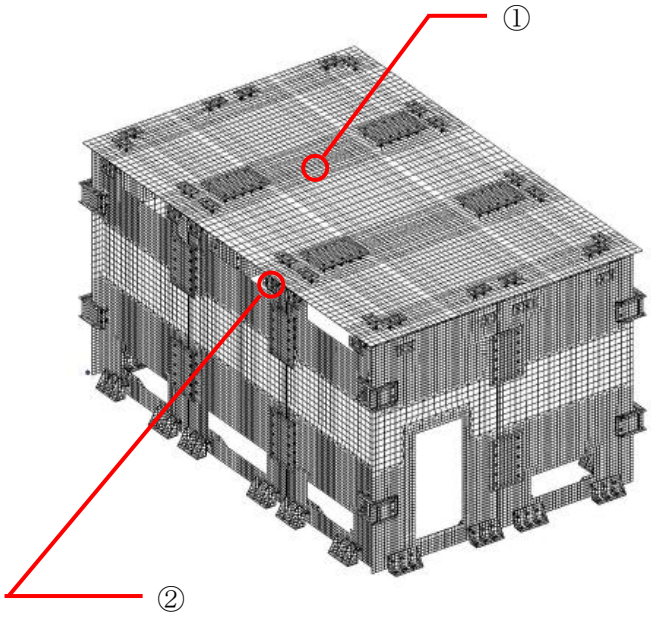


図１．２－８　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①　天板パネル

②　側板パネル

② 荷重条件

コンクリートモジュールの強度評価においては建築基準法施行令第 82 条より表１．２－５の荷重組合せに基づき評価を行う。なお，地震時の荷重に関しては 2.3 (2)にて別途評価を行っており，基準地震動 Ss(Ss600)において倒壊しないことを確認している。また，積雪時，暴風時の荷重は地震時の荷重に包絡されることから，ここでは常時の荷重のみ評価する。

Ａ．固定荷重

固定荷重は，鉄筋コンクリートで 24kN/m^3，鋼材で 77kN/m^3 とし算定する。また，コンクリートの厚さは 200mm とする。仕上げは 0N/m^2 とする。

Ｂ．積載荷重

積載荷重は 0 N/m^2 とする。

Ｃ．積雪荷重

建築基準法施行令第 86 条，平成 12 年建設省告示第 1455 号，福島県建築基準法施行細則より設定する。

Ｄ．風圧力

コンクリートモジュールに作用する風圧力は，建築基準法施行令第 87 条及び平成 12 年建設省告示第 1454 号により算定する。

表１．２－５　荷重組合せ

力の種類	荷重及び外力について想定する状態	本設計
長期に生ずる力	常時	Ｇ＋Ｐ
短期に生ずる力	積雪時※1	Ｇ＋Ｐ＋Ｓ
	暴風時※1	Ｇ＋Ｐ＋Ｗ
	地震時※2	Ｇ＋Ｐ＋Ｋ

ただし，Ｇ：固定荷重，Ｐ：積載荷重，Ｓ：積雪荷重，Ｗ：風圧力によって生ずる力，Ｋ：地震力

※1 積雪荷重と風圧力の荷重の組合せに関する構造強度の評価は，2.3(2)の耐震性の評価に包絡される。

※2 地震時の荷重の組合せに関する評価は，2.3(2)の耐震性の評価にて行う。

③　応力評価

A．天板パネル(①)　(図１．２－９参照)

天板 PC 板　t = 200，鉄筋：SD295A（L σ t = 195 N/mm^2）

D10@200（長辺方向 上筋，短辺方向 上下筋）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13@200（長辺方向 下筋）　　D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

長期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

⇒　$f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_t を σ t，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 8118Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md = 8.12kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{8.12 \times 10^6}{127 \times 5 \times 131} = 97.7 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 195 / 97.7 = 2.00　＞　1.0・・・OK

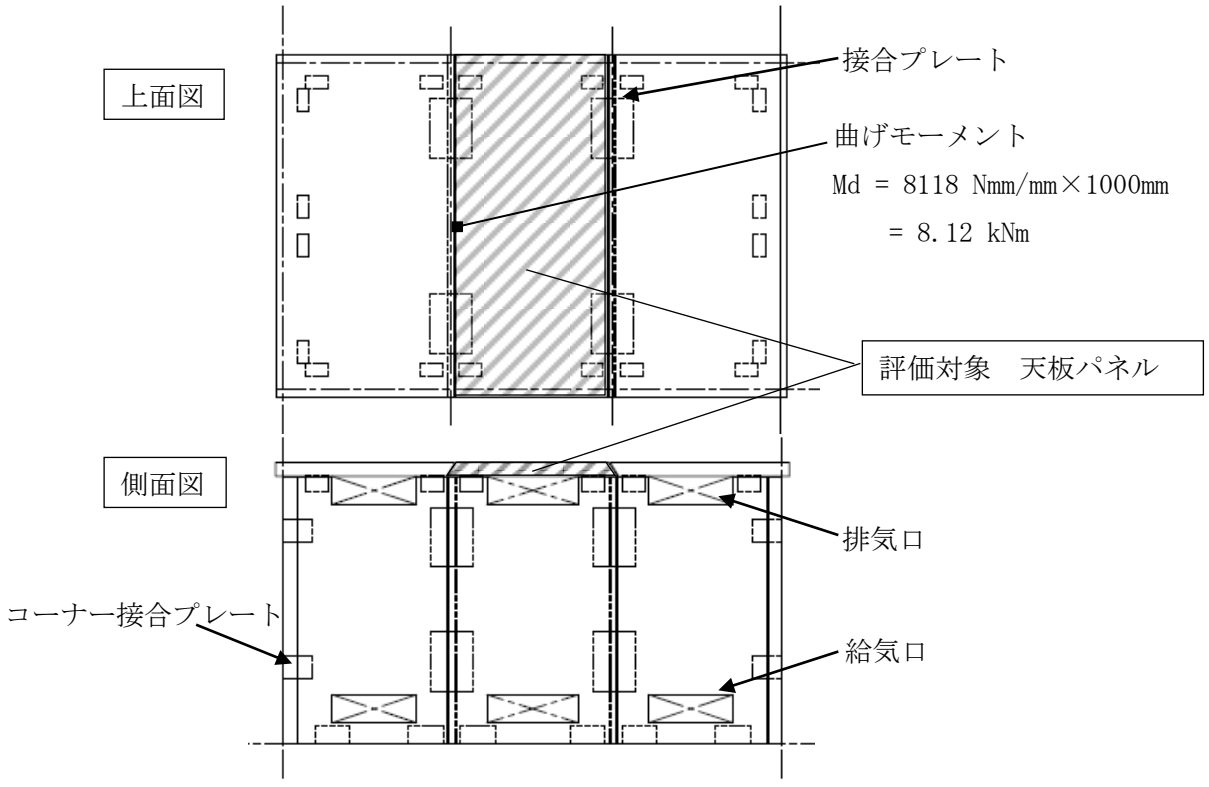


図１．２－９　天板パネル

Ｂ．側板パネル(②) （図１．２－１０参照）

側板 PC 版　t = 200，鉄筋：SD295A（Lσt = 195 N/mm^2）

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

長期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　　f_t をσt，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 7151 Nmm/mm　→　500mm 辺りに換算すると Md = 3.58 kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{3.58 \times 10^6}{(127+71+127) \times 131} = 84.1 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 195 / 84.1 = 2.32　＞　1.0・・・OK

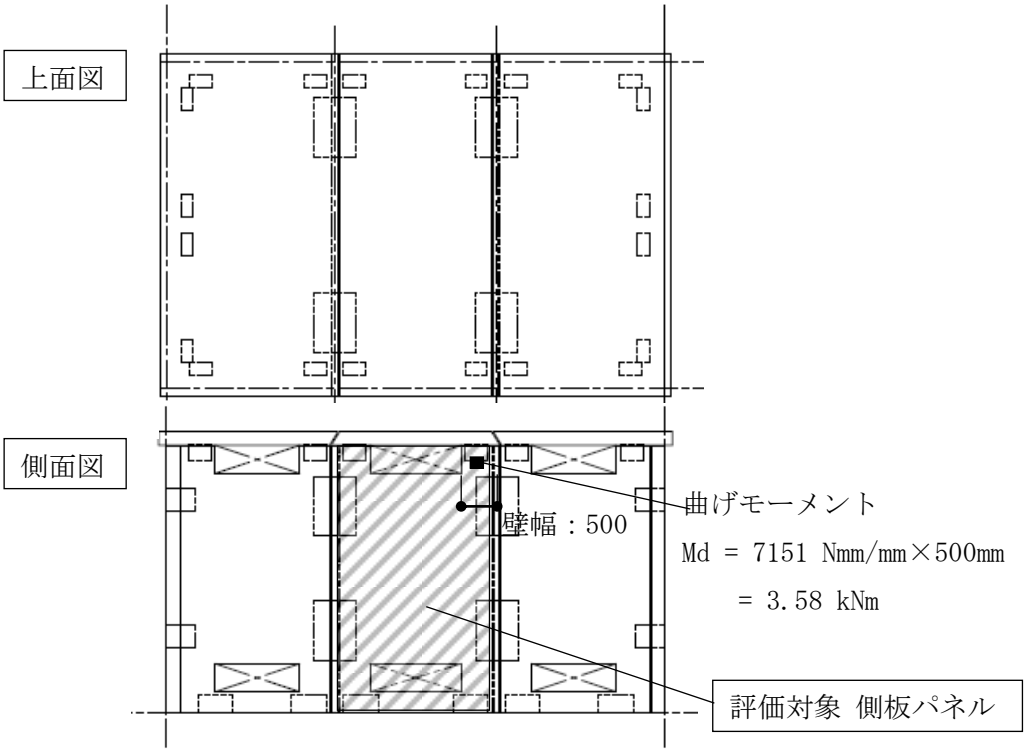


図１．２－１０　側板パネル

④　評価結果

評価結果を表１．２－６に示す。

表１．２－６　評価結果(N/mm^2)

	項目	計算値	許容値	評価結果
①	天板パネル	97.7	195	ＯＫ
②	側板パネル	84.1	195	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールは建築基準法に基づく規定を満たしている。

1.3　クレーンの構造強度

(1) 評価方針

本設備で使用するクレーンの構造強度がクレーン構造規格(平成7年12月26日　労働省告示第134号)に基づく規定を満たしていることを確認する。

(2) 構造強度評価の概要

評価対象とするクレーンの主要仕様を表１．３－１に，概要図を図１．３－１に示す。

表１．３－１　クレーンの仕様

項　目	仕様
型　式	門形クレーン
主巻定格	150ton
補巻定格	20ton
スパン	19m

構造強度評価においては以下の荷重に関して考慮する。

垂直動荷重:定格荷重に吊具の質量を加えた荷重がクレーンに作用することによって生じる力。

垂直静荷重:クレーンを構成する部分のうち，垂直動荷重に含まれない部分の質量によって生じる力。

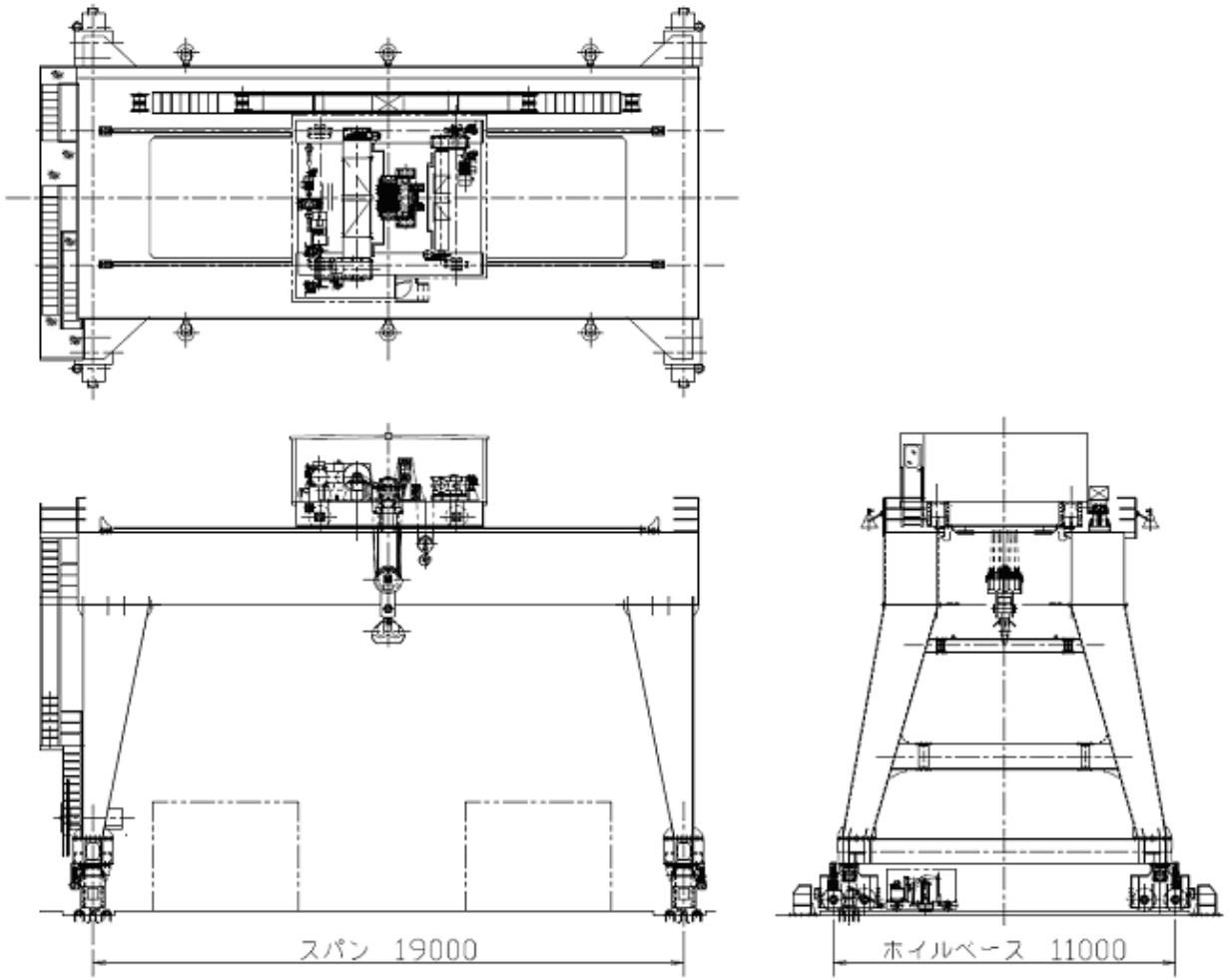
水平動荷重:クレーンの走行，横行，若しくは旋回に伴う慣性力，又は遠心力によって生じる力。

熱荷重:温度変化により部材の伸縮が妨げられることによって生ずる力。当該クレーンは熱伸縮を拘束する構造でないため，熱荷重は生じない。

風荷重:クレーンが風を受けることにより生ずる力。

地震荷重:垂直静荷重の二十パーセントに相当する水平荷重。

衝突荷重:クレーンが緩衝装置に衝突したときに生ずる力。



（単位：mm）

図１．３－１ クレーン全体図

(3) クレーン各部の応力評価

1) 評価対象部位の形状

評価対象箇所を図１．３－２に示す。また評価対象部位の形状を図１．３－３，４に示す。

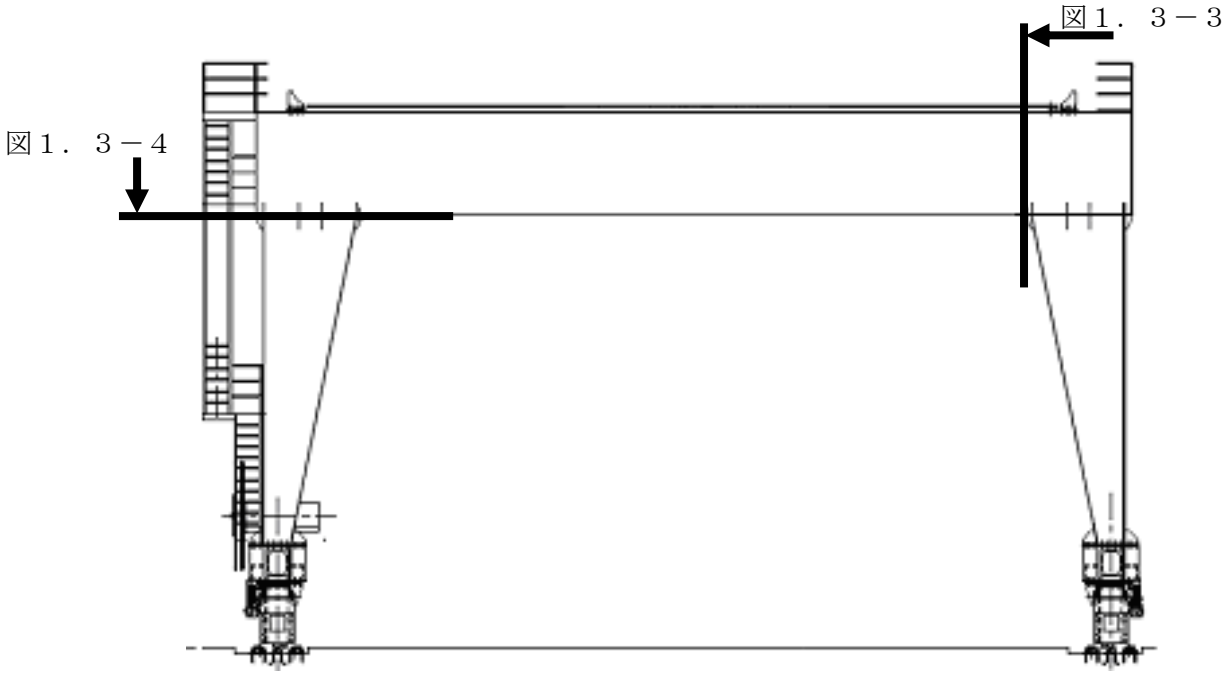
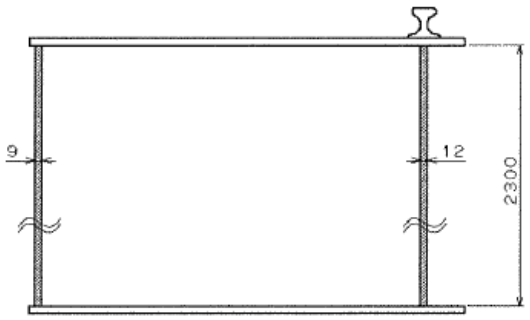
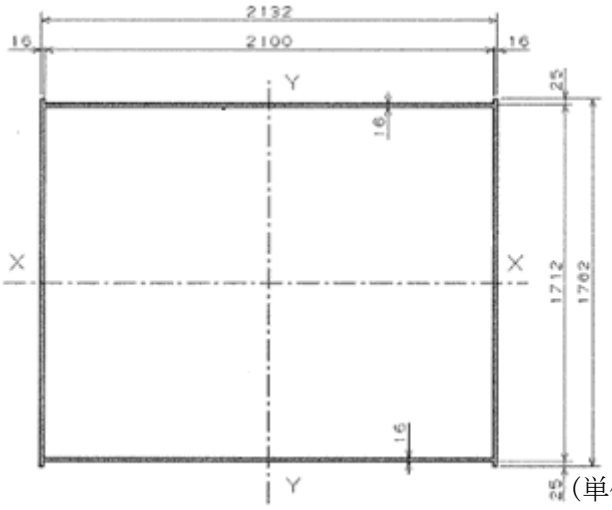


図１．３－２　応力評価対象箇所



(単位:mm)

図１．３－３　本体ガーダ端部



(単位:mm)

図１．３－４　剛脚上部

2) 発生応力と許容応力

クレーン構造規格に基づき算出したクレーン各部に発生する応力と許容応力の比較を表１．３－２に示す。

表１．３－２　クレーン各部応力の評価結果

	材料	応力の組合せ[注1)]	算出応力 (N/mm^2)	許容応力 (N/mm^2)	評価結果
本体ガーダ下部	SM490A	構造規格第11条1項第1号	69	182	O.K.
		構造規格第11条1項第2号	70	209	O.K.
		構造規格第11条1項第3号	62	236	O.K.
		構造規格第11条1項第4号	58	236	O.K.
		構造規格第11条1項第5号	28	236	O.K.
本体ガーダ上部	SM490A	構造規格第11条1項第1号	66	158	O.K.
		構造規格第11条1項第2号	67	181	O.K.
		構造規格第11条1項第3号	59	205	O.K.
		構造規格第11条1項第4号	55	205	O.K.
		構造規格第11条1項第5号	27	205	O.K.
剛脚	SS400	構造規格第11条1項第1号	15	127	O.K.
		構造規格第11条1項第2号	16	146	O.K.
		構造規格第11条1項第3号	14	165	O.K.
		構造規格第11条1項第4号	11	165	O.K.
		構造規格第11条1項第5号	12	165	O.K.

注１:構造規格における応力の組合せは以下の通り。

第1号：衝撃係数及び作業係数を乗じた垂直動荷重，作業係数を乗じた垂直静荷重，作業係数を乗じた水平動荷重並びに熱荷重の組合せ

第2号：衝撃係数及び作業係数を乗じた垂直動荷重，作業係数を乗じた垂直静荷重，作業係数を乗じた水平動荷重，熱荷重並びにクレーンの作動時における風荷重の組合せ

第3号：垂直動荷重，垂直静荷重，熱荷重及び地震荷重の組合せ

第4号：垂直動荷重，垂直静荷重，熱荷重及び衝突荷重の組合せ

第5号：垂直静荷重，熱荷重及びクレーンの停止時における風荷重の組合せ

(4) 評価結果

以上から当該クレーンの構造強度はクレーン構造規格に基づく規定を満たしている。

2 耐震性

2.1　乾式キャスクの耐震性

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　評価方針

本設備で使用する乾式貯蔵キャスクは，添付資料－２－１「評価の基本方針（既設65基)」で記載している既存評価書で確認した設計で製作するもので，既存評価書にてキャスク保管建屋における基準地震動S_2に対する耐震性が確認されている。

本設備での保管にあたっては設置場所が異なることから，本設置場所における基準地震動 Ss(Ss600)による地震動に対し，既存評価の結果を用いて余裕率の範囲にあることを確認する。

2)　評価方法

既存評価に基づく乾式貯蔵キャスクの耐震性の評価手順を図２．１－１に示す。

評価は既存設計からの耐震安全性評価で用いている応答倍率法を参考に，既存評価書の設計震度と本設置場所での設計震度の応答比を求め，余裕率と比較することで耐震安全性評価を行う。

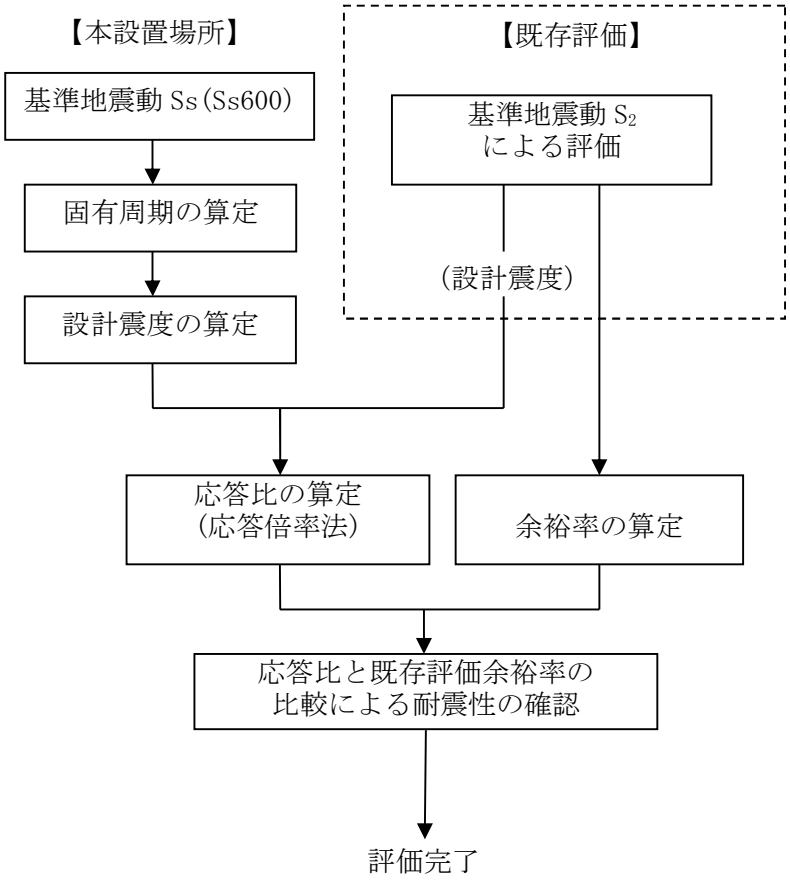


図２．１－１　乾式貯蔵キャスクの耐震性評価フロー

3)　固有周期の算定

支持架台に設置された乾式貯蔵キャスクの固有周期の算定モデルは，既存評価と同様である。以下に乾式貯蔵キャスクの固有周期についての計算方法及び計算結果を示す。

①　固有周期の計算条件

Ａ．乾式貯蔵キャスクは，横置きで支持される。

Ｂ．乾式貯蔵キャスクの自重（内部を含む）は，4 個のトラニオンを介してキャスク支持架台に固定される。

Ｃ．二次蓋は二次蓋締付けボルトでキャスク容器に固定される。

Ｄ．キャスク支持架台は固定ボルトで固定具に固定される。固定具は基礎ボルトで基礎に固定される。

概略構造図を図２．１－２に示す。なおキャスク容器とは，胴板，底板，一次蓋，一次蓋締付けボルト，貫通孔蓋板及び貫通孔蓋板締付けボルトで構成される。

②　固有周期の計算方法

Ａ．設定条件

ａ．自重及び鉛直方向地震力に対しては，キャスク支持架台の 4 本の脚柱で支える。

ｂ．キャスク容器軸方向水平地震力に対しては，キャスク支持架台の 2 本の脚柱で支える。

ｃ．キャスク容器軸直角方向水平地震力に対しては，キャスク支持架台の 4 本の脚柱で支える。

Ｂ．計算モデル及び計算方法

ａ．キャスク容器及びキャスク支持架台をはりでモデル化する。

ｂ．キャスク容器のはりは，その質量（内部のバスケット，使用済燃料等を含む）と等価質量となるはり要素を用いる。

ｃ．キャスク支持架台の脚柱下部を固定端とする。

ｄ．計算コードとして NASTRAN を用いる。

ｅ．計算モデルは図２．１－３とする。なお，計算モデルは既存評価と同様である。

③　固有周期

固有周期の算定結果を表２．１－１に示す。

表２．１－１　保管時の乾式貯蔵キャスクの固有周期

大型キャスク（単位：s）

方 向	固有周期
キャスク容器軸方向	0.048
キャスク容器軸直角方向	0.045
キャスク容器鉛直方向	0.013

中型キャスク（単位：s）

方 向	固有周期
キャスク容器軸方向	0.043
キャスク容器軸直角方向	0.035
キャスク容器鉛直方向	0.012

計算モデル及び乾式貯蔵キャスク，支持架台の仕様が既存評価書と同じことから，固有周期は，既存評価と同様である。

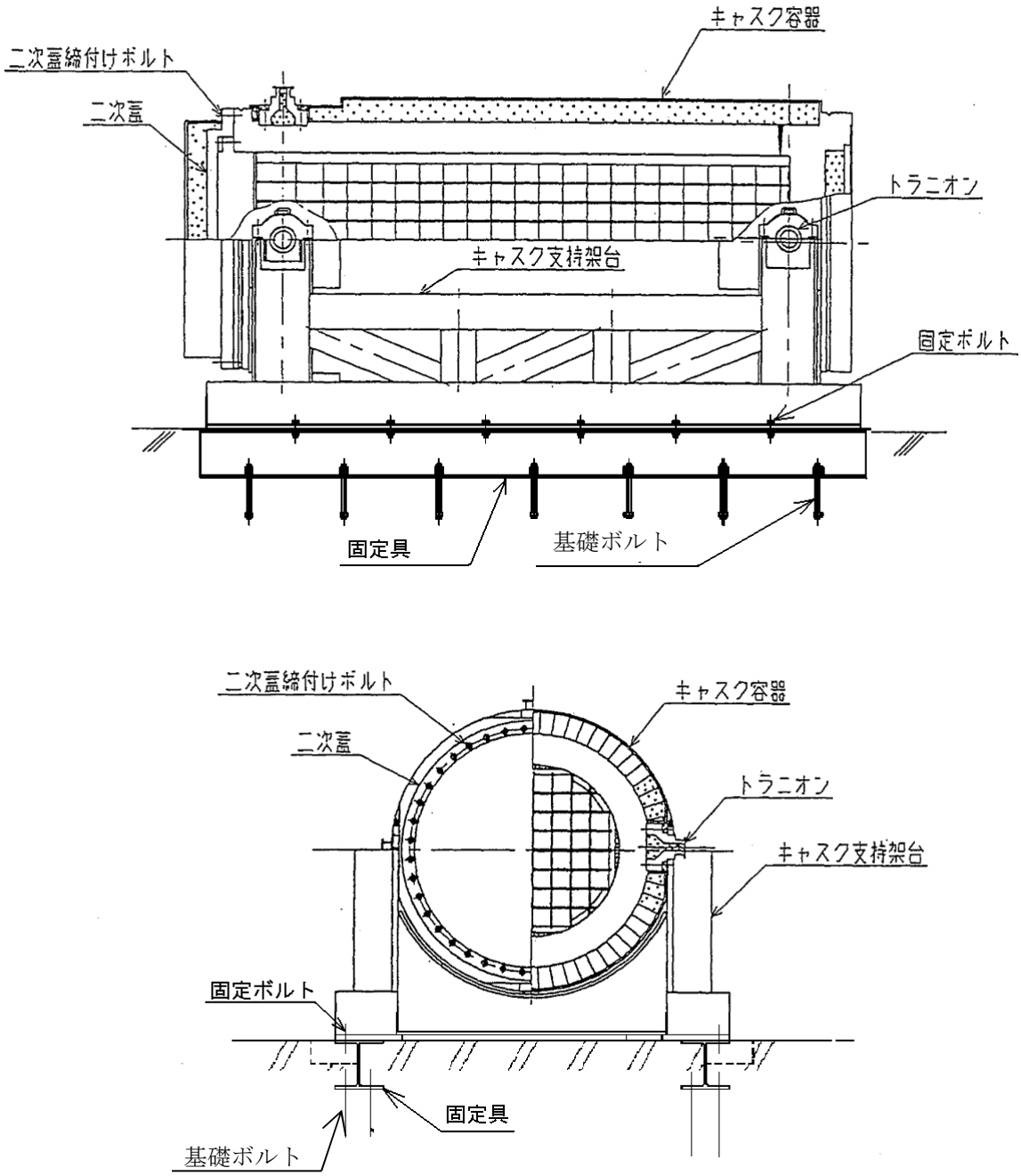
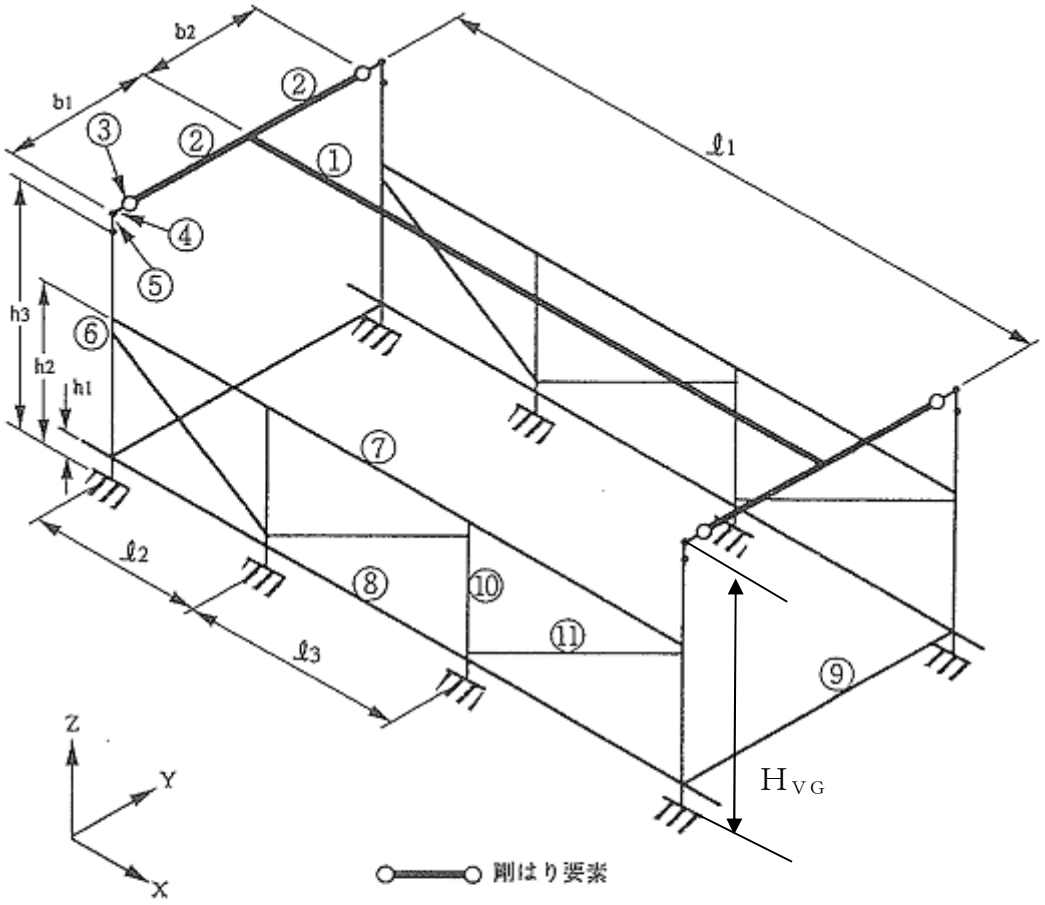


図２．１－２　乾式貯蔵キャスクの概略構造図



	部材名称		部材名称
①	キャスク容器本体 (等価質量の剛はり要素)	⑥	下部脚柱
②	キャスク容器本体 (剛はり要素，質量なし)	⑦	上部軸方向水平はり
		⑧	下部軸方向水平はり
③	トラニオン取付部	⑨	軸直角方向水平はり
④	トラニオン	⑩	脚柱補強垂直材
⑤	上部脚柱	⑪	脚柱補強斜材

(単位:mm)

	h_1	h_2	h_3	b_1	b_2	ℓ_1	ℓ_2	ℓ_3	H_{VG}
大型	200	1000	1380	1301	1007	4250	1480	1290	1600
中型	200	1030	1380	1218	902	4250	1480	1290	1600

図２．１－３　固有周期解析モデル

4)　本設備での設計震度

「3)　固有周期の算定」で求めた固有周期から，乾式貯蔵キャスクの耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

乾式貯蔵キャスクの固有周期は全て 0.05sec 以下であることから，乾式貯蔵キャスクは剛体と見なすことができる。従って設計用地震力は 1.2ZPA とする。表２．１－２に Ss(Ss600)の 1.2ZPA を示す。

表２．１－２　Ss(Ss600)の 1.2ZPA

	1.2ZPA(水平)	1.2ZPA(鉛直)
Ss(Ss600)	0.79G	0.49G

5)　耐震性評価

①　設計震度の比較

「4)　本設備での設計震度」で算出した本設置場所の設計水平及び鉛直震度と既存評価における設計水平及び鉛直震度を表２．１－３に示す。

表２．１－３　既存評価との設計震度の比較

項目	既存評価	本設置場所
基準地震動	S_2	Ss(Ss600)
水平震度 Ch	0.55G	0.79G
鉛直震度 Cv	0.23G	0.49G

②　耐震性の評価

前項で示した設計震度の比較から，応答倍率法により本設置場所における乾式貯蔵キャスクの耐震性を評価する。

また応答比の算出方法は種々あるが，ここではより安全側の評価となるように応答比 β を以下のように定める。

$$\beta = \max\left(\frac{C_{H1}}{C_{H0}}, \frac{C_{V1}}{C_{V0}}\right)$$

C_{H0}：既存の評価で用いた水平震度

C_{H1}：新たな評価で用いる水平震度

C_{V0}：既存の評価で用いた鉛直震度

C_{V1}：新たな評価で用いる鉛直震度

既存評価書で用いている設計震度と本評価で用いる設計震度の値から上式で算定した応答比は 2.130 である。

参考資料より既設評価における余裕率は全ての部位で 2.130 を上回っており，本設置場所においても耐震安全性を確保できる。

1 基準地震動 S_2

1-1 乾式貯蔵キャスク　大型（6 号機）

基準地震動 S_2	
水平方向 設計加速度	鉛直方向 設計加速度
C_H=0.55G	C_V=0.23G

出典　福島第一原子力発電所　第 6 号機工事計画認可申請書及び添付資料
（平成 22 年 10 月 22 申請，東京電力株式会社）
Ⅳ-3-2　使用済燃料乾式貯蔵容器の応力計算

(1)キャスク容器

（単位:N/mm²）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋ 一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
胴板	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	6	251	41.8	8	377	47.1	12	362	30.2
一次蓋	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	1	251	251.0	27	377	14.0	2	362	181.0
底板	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	2	251	125.5	7	377	53.9	4	362	90.5
貫通孔蓋板	SUS304	Ⅰ+S_2	7	276	39.4	49	414	8.4	2	401	200.5
密封シール部	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	11	181	16.5	11	181	16.5	5	181	36.2
ボス溶接部	SUS304L	Ⅰ+S_2	5	125	25.0	5	188	37.6	9	168	18.7
ガンマ線遮蔽体 取付ボルト 溶接部	SUS304	Ⅰ+S_2	3	125	41.7	3	188	62.7	7	181	25.9

注 1)GLF1 相当材は GLF1 として表記する。

(キャスク容器)

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	平均引張応力		余裕率	平均引張応力 +曲げ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋 締付けボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	81	649	8.0	106	649	6.1
貫通孔蓋板 締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	199	649	3.3	265	649	2.4

(2)バスケット

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ			余裕率	一次膜+一次曲げ応力強さ			余裕率
			計算値	許容応力 1)			計算値	許容応力 1)		
バスケット プレート	A6061P 及びB-A1	Ⅰ+S_2	2	65	65	32.5	3	98	98	32.7
バスケット サポート	SUS304	Ⅰ+S_2	2	266	266	133.0	2	400	400	200.0
バスケット サポート 取付ボルト	SUS304	Ⅰ+S_2	18	266	266	14.8	18	400	400	22.2

注 1)設計・建設規格に基づく許容応力値を左側に，構造規格に基づく許容応力値を右側に示す。

(3)トラニオン

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次応力								
			引張応力		余裕率	圧縮応力		余裕率	せん断応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	6	586	97.7	6	583	97.2	17	338	19.9

部位	材料	設計事象	一次応力								
			曲げ応力		余裕率	支圧応力		余裕率	組合せ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	21	586	27.9	37	1098	29.7	35	586	16.7

部位	材料	設計事象	一次+二次応力								
			引張・圧縮応力		余裕率	せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	22	1172	53.3	23	676	29.4	29	1172	40.4

部位	材料	設計事象	引張応力		余裕率	せん断応力		余裕率	組合せ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	71	584	8.2	28	449	16.0	86	584	6.8

(4) 二次蓋

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次膜+一次曲げ応力強さ		余裕率	一次+二次応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋	SUSF304	Ⅰ+S_2	25	372	14.9	8	301	37.6

部位	材料	設計事象	平均引張応力		余裕率
			計算値 1)	許容応力	
二次蓋締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	157	346	2.2

注 1) 曲げ応力を含んだ計算値

1-2 乾式貯蔵キャスク　中型（4，5号機）

基準地震動 S_2	
水平方向 設計加速度	鉛直方向 設計加速度
C_H=0.55G	C_V=0.23G

出典　福島第一原子力発電所　第4号機工事計画認可申請書及び添付資料
（平成22年10月22申請，東京電力株式会社）
Ⅳ-3-2　使用済燃料乾式貯蔵容器の応力計算

(1)キャスク容器

（単位:N/mm²）

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
胴板	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	5	251	50.2	7	377	53.9	10	362	36.2
一次蓋	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	1	251	251.0	22	377	17.1	2	362	181.0
底板	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	2	251	125.5	6	377	62.8	4	362	90.5
貫通孔蓋板	SUS304	Ⅰ+S_2	9	276	30.7	50	414	8.3	2	401	200.5
密封シール部	GLF1[1)]	Ⅰ+S_2	12	181	15.1	14	181	12.9	5	181	36.2
バスケットサポート取付ボルト溶接部	SUS304L	Ⅰ+S_2	15	125	8.3	15	188	12.5	30	181	6.0
ガンマ線遮蔽体取付ボルト溶接部	SUS304	Ⅰ+S_2	3	125	41.7	3	188	62.7	6	181	30.2

注1)GLF1相当材はGLF1として表記する。

(キャスク容器)

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	平均引張応力		余裕率	平均引張応力 +曲げ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋 締付けボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	78	649	8.3	99	649	6.6
貫通孔蓋板 締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	198	649	3.3	263	649	2.5

(2)バスケット

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次一般膜応力強さ			余裕率	一次膜+一次曲げ応力強さ			余裕率
			計算値	許容応力 1)			計算値	許容応力 1)		
バスケット プレート	A6061P 及びB-A1	Ⅰ+S_2	2	65	65	32.5	3	98	98	32.7
バスケット サポート	SUS304	Ⅰ+S_2	2	266	266	133.0	2	400	400	200
バスケット サポート 取付ボルト	SUS304	Ⅰ+S_2	21	266	266	12.7	21	400	400	19.0

注 1)設計・建設規格に基づく許容応力値を左側に，構造規格に基づく許容応力値を右側に示す。

(3)トラニオン

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次応力								
			引張応力		余裕率	圧縮応力		余裕率	せん断応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	5	586	117.2	5	583	116.6	14	338	24.1

部位	材料	設計事象	一次応力								
			曲げ応力		余裕率	支圧応力		余裕率	組合せ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	18	586	32.6	37	1098	29.7	30	586	19.5

部位	材料	設計事象	一次+二次応力								
			引張・圧縮応力		余裕率	せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	SUS630	Ⅰ+S_2	19	1172	61.7	19	676	35.6	24	1172	48.8

部位	材料	設計事象	引張応力		余裕率	せん断応力		余裕率	組合せ応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	60	584	9.7	24	449	18.7	72	584	8.1

(4) 二次蓋

(単位:N/mm^2)

部位	材料	設計事象	一次膜+一次曲げ応力強さ		余裕率	一次+二次応力		余裕率
			計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋	SUSF304	Ⅰ+S_2	19	372	19.6	7	301	43.0

部位	材料	設計事象	平均引張応力		余裕率
			計算値 1)	許容応力	
二次蓋締付ボルト	GBL1	Ⅰ+S_2	151	346	2.3

注 1) 曲げ応力を含んだ計算値

(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB

1)　評価方針

キャスク仮保管設備における輸送貯蔵兼用キャスクBの基準地震動Ss(Ss600)に対する耐震強度を確認する。

2)　固有周期の算定

以下に輸送貯蔵兼用キャスクBの固有周期について計算方法及び計算結果を示す。

①　固有周期の計算条件

A．輸送貯蔵兼用キャスクBは，横置きで支持される。

B．輸送貯蔵兼用キャスクBの自重（内部を含む）は，4個のトラニオンを介してキャスク支持架台に固定される。

C．二次蓋は二次蓋締付けボルトでキャスク容器に固定される。

D．鋼製支持架台は基礎ボルトでコンクリート支持架台に固定され，コンクリート支持架台は基礎と一体の構造となっている。概略構造図を図２．１－４に示す。

②　固有周期の計算方法

A．設定条件

a．自重及び鉛直方向地震力に対して，キャスク支持架台の4本の脚柱で支える。

b．キャスク容器軸方向水平地震力に対して，キャスク支持架台の2本の脚柱で支える。

c．キャスク容器軸直角方向水平地震力に対して，キャスク支持架台の4本の脚柱で支える。

B．計算モデル及び計算方法

a．キャスク容器及びキャスク支持架台をはりでモデル化する。

b．キャスク容器のはりは，その質量（内部のバスケット，使用済燃料等を含む）と等価質量となるはり要素を用いる。

c．コンクリート支持架台の下部を固定端とする。

d．計算コードとしてNASTRANを用いる。

e．計算モデルは図２．１－５とする。

③　固有周期

固有周期の算定結果を表２．１－４に示す。

表２．１－４　保管時の輸送貯蔵兼用キャスクＢの固有周期

（単位:s）

方 向	固有周期
キャスク容器軸方向	0.047
キャスク容器軸直角方向	0.041
キャスク容器鉛直方向	0.020

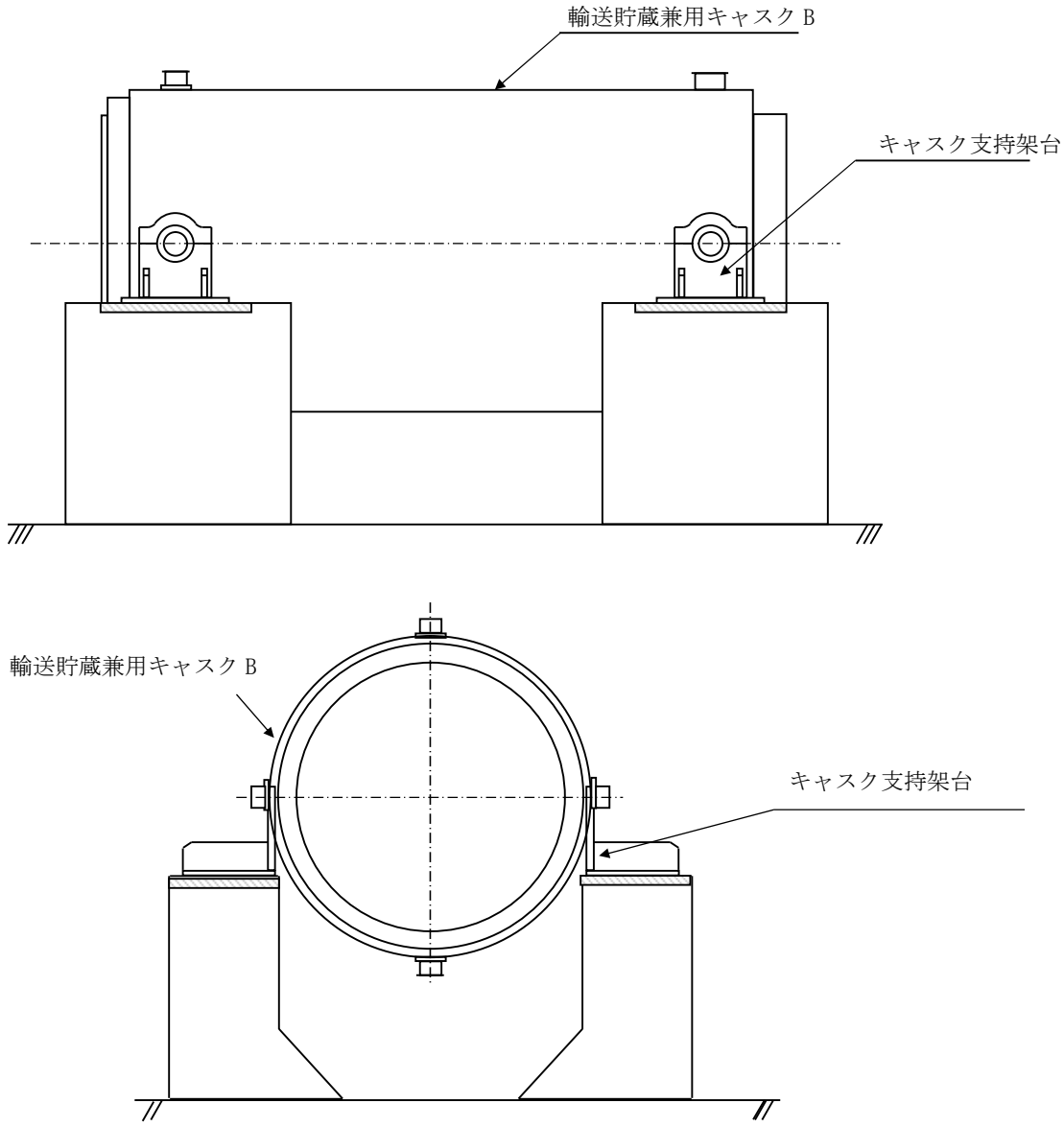
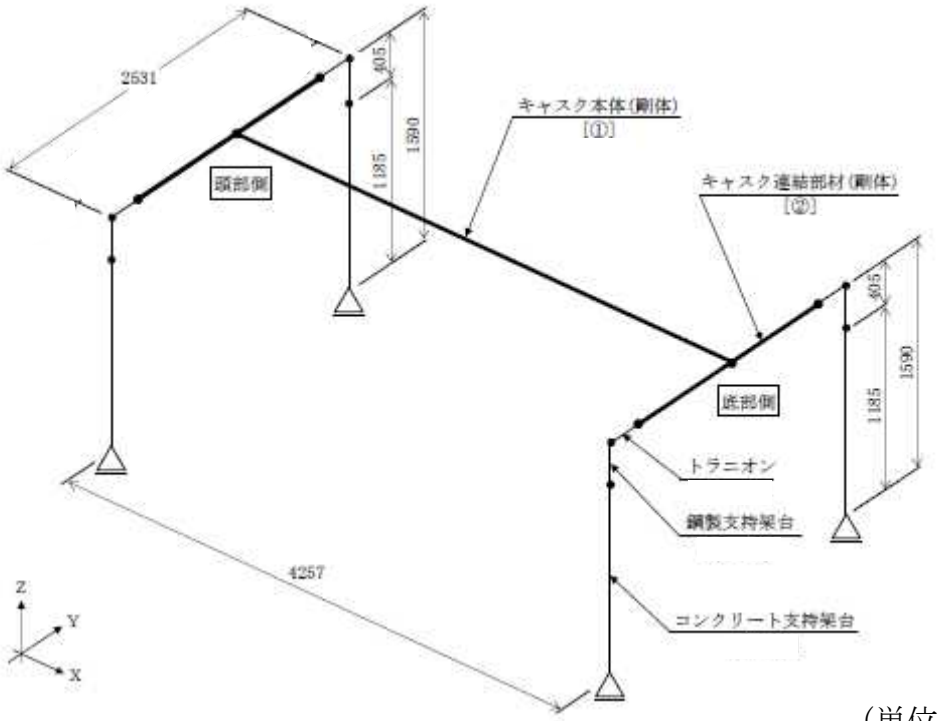


図２．１－４　輸送貯蔵兼用キャスクＢの概略構造図



(単位：mm)

図２．１－５　固有周期解析モデル

3)　設計震度

「2)　固有周期の算定」で求めた固有周期から，添付資料－２－１「3　耐震設計方針」に基づき,輸送貯蔵兼用キャスク B の耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

輸送貯蔵兼用キャスク B の固有周期は全て 0.05sec 以下であることから，輸送貯蔵兼用キャスク B は剛体とみなすことができる。従って設計用地震力は 1.2ZPA とする。表２．１－５に Ss(Ss600)の 1.2ZPA を示す。

表２．１－５　Ss(Ss600)の 1.2ZPA

	1.2ZPA(水平)	1.2ZPA(鉛直)
Ss(Ss600)	0.79G	0.49G

4)　解析条件

①　荷重の組合せ

Ss(Ss600)地震時の評価において，キャスク容器及び二次蓋，バスケット，トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表２．１－６（１）～（３）に示す。

表２．１－６（１）　キャスク容器及び二次蓋の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	評価事象	圧力による荷重	自重による荷重	ボルト初期締付け力	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋Ｓｓ	Ｓｓ(Ss600)地震力が作用する場合	○	○	○	－注)	○

注）　密封シール部及び密封蓋締付けボルトの応力評価に当たっては，熱荷重を考慮する。

表２．１－６（２）　バスケットの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	評価事象	自重による荷重	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋Ｓｓ	Ｓｓ(Ss600)地震力が作用する場合	○	－	○

表２．１－６（３）　トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	評価事象	自重による荷重	熱荷重注)	地震荷重
Ⅰ＋Ｓｓ	Ｓｓ(Ss600)地震力が作用する場合	○	○	○

注）　キャスク容器の熱膨張により生じる応力に限る。

②　最高使用圧力と温度

各機器の最高使用圧力及び最高使用温度を表２．１－７に示す。

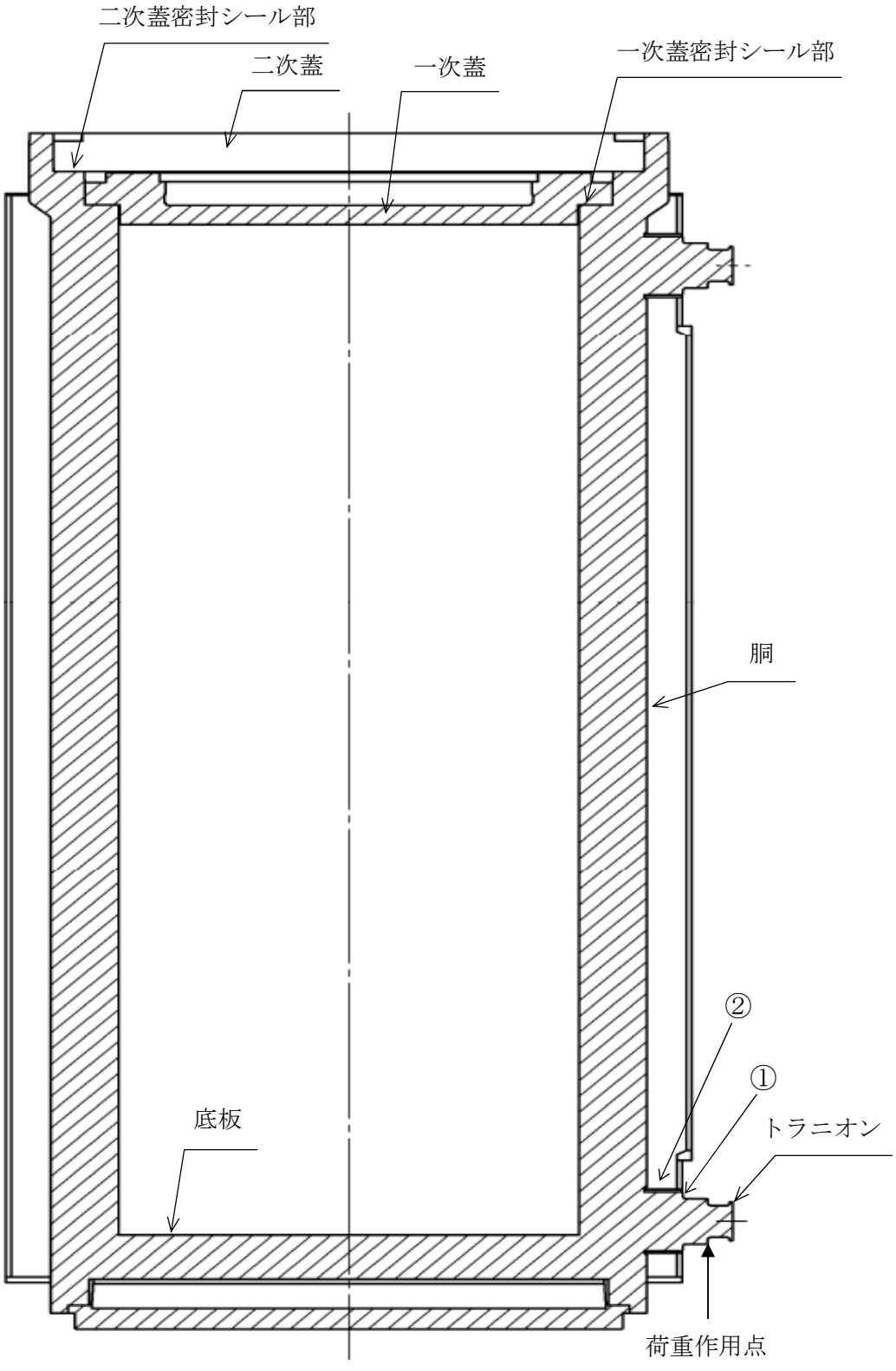
なお，各部最高使用温度は，添付資料－４－１「1.1　乾式キャスクの除熱機能　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク B」の算定結果に基づく。

表２．１－７　最高使用圧力及び最高使用温度

キャスク容器	最高使用圧力	1.0 MPa
	最高使用温度	150 ℃
二次蓋	最高使用圧力	0.4 MPa
	最高使用温度	110 ℃
バスケット	最高使用温度	260 ℃
トラニオン	最高使用温度	130 ℃

③　解析箇所

応力解析箇所を図２．１－６，７に示す。



①，②はトラニオンの評価点を示す

図２．１－６　キャスク容器等の応力解析箇所

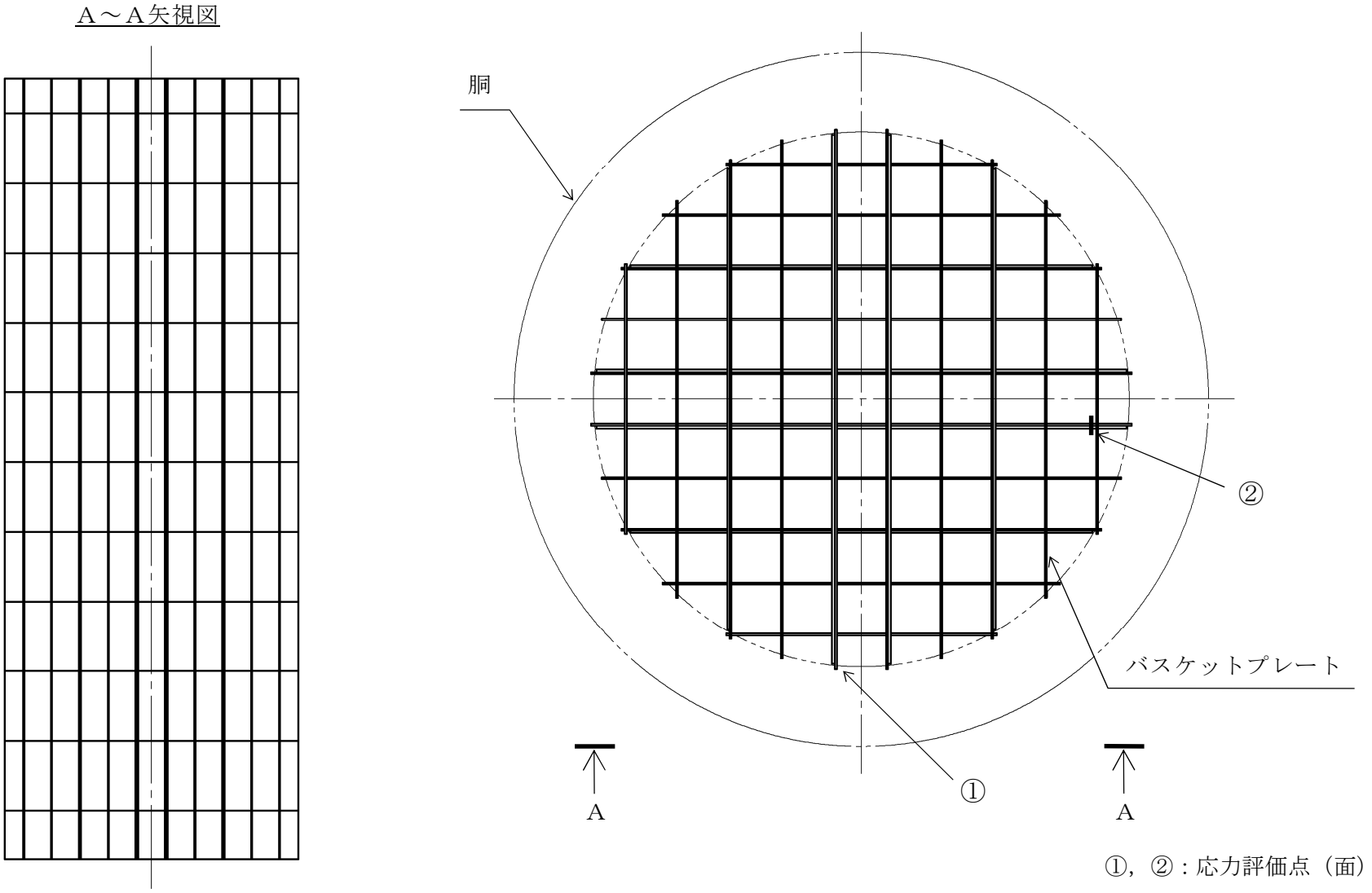


図２．１－７　バスケットの応力解析箇所

④　物性値

Ａ．キャスク容器及び二次蓋

熱応力計算に使用する材料の物性値を表２．１－８に示す。なお，熱応力計算に使用する物性値はその温度依存性を考慮する。

内圧及び機械的荷重による応力計算に使用する物性値は，温度分布計算で得られた温度を各部ごとに設定し，これに対応した値を用いる。なお，常温は 20℃とする。

Ｂ．バスケット

熱応力計算に使用する材料の物性値を表２．１－９に示す。なお，熱応力計算に使用する物性値はその温度依存性を考慮する。

機械的荷重による応力計算に使用する物性値は，最高使用温度に対する値を用いる。なお，常温は 20℃とする。

Ｃ．トラニオン

熱応力計算に使用する材料の物性値を表２．１－１０に示す。

機械的荷重による応力計算に使用する物性値は，最高使用温度に対する値を用いる。なお，常温は 20℃とする。

表２．１－８　熱応力計算に使用する材料の物性値（キャスク容器及び二次蓋）

構成部材	材料	温度 (℃)	縦弾性係数 (MPa)	平均熱膨張係数 ($\times 10^{-6}$ mm/(mm･℃))	ポアソン比 (－)
胴 底板 一次蓋	炭素鋼 (GLF1)	20 50 75 100 125 150 175 200	203000 201000 200000 198000 196000 195000 193000 191000	9.73 10.10 10.39 10.69 11.00 11.28 11.56 11.85	0.3
二次蓋 底部中性子 遮蔽材カバー	炭素鋼 (SGV480)	20 50 75 100 125 150 175 200	202000 200000 198000 197000 195000 193000 192000 190000	9.73 10.10 10.39 10.69 11.00 11.28 11.56 11.85	0.3
一次蓋締付けボルト 二次蓋締付けボルト	低合金鋼 (SNB23-3)	20 50 75 100 125 150 175 200	192000 189000 188000 186000 185000 184000 182000 180000	11.14 11.40 11.62 11.82 12.00 12.21 12.37 12.54	0.3

表２．１－９　熱応力計算に使用する材料の物性値（バスケット）

構成部材	材料	温度 (℃)	縦弾性係数*1 (MPa)	平均熱膨張係数*1 ($\times 10^{-6}$ mm/(mm･℃))	ポアソン比 (－)
バスケット プレート	ボロン添加 ステンレス鋼板 (B-SUS304P-1)	20	216000	15.22	0.3
		50	216000	15.52	
		75	214000	15.88	
		100	212000	16.24	
		125	210000	16.24	
		150	208000	16.24	
		175	206000	16.43	
		200	204000	16.63	
		225	202000	16.83	
		250	200000	17.02	
		275	199000	17.12	
		300	197000	17.22	

＊１事例規格参照

表２．１－１０　熱応力計算に使用する材料の物性値（トラニオン）

構成部材	材　　料	温度 (℃)	縦弾性係数 (MPa)	平均熱膨張係数 ($\times 10^{-6}$ mm/(mm･℃))
トラニオン	ステンレス鋼 (SUS630 H1150)	130	188000	11.25

5) 解析

① 解析手順

(1) キャスク容器及び二次蓋

キャスク容器の応力解析フローを図２．１－８に示す。

キャスク容器の応力解析は，想定される圧力荷重，機械的荷重及び熱荷重を基に，キャスク容器の実形状をモデル化し，解析コードである ABAQUS 及び応力評価式を用いて行う。

なお，二次蓋についてもキャスク容器と同様に評価を行う。

(2) バスケット

バスケットの応力解析フローを図２．１－９に示す。

バスケットの応力解析は，想定される機械的荷重及び熱荷重を基に，応力評価式を用いて行う。

(3) トラニオン

トラニオンの応力解析フローを図２．１－１０に示す。

トラニオンの応力解析は，想定される機械的荷重及び熱荷重を基に応力評価式を用いて行う。

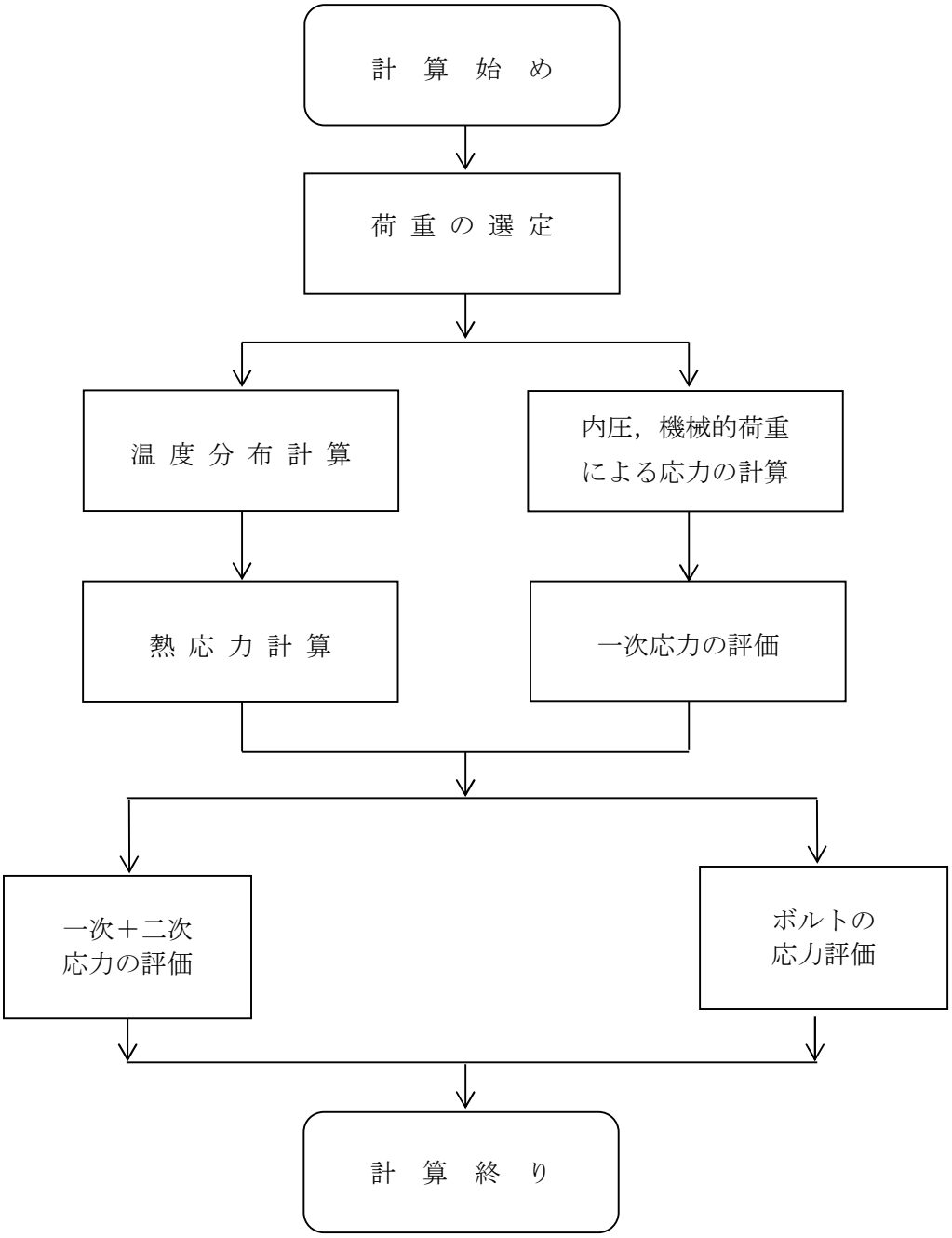


図２．１－８　キャスク容器及び二次蓋の応力解析フロー図

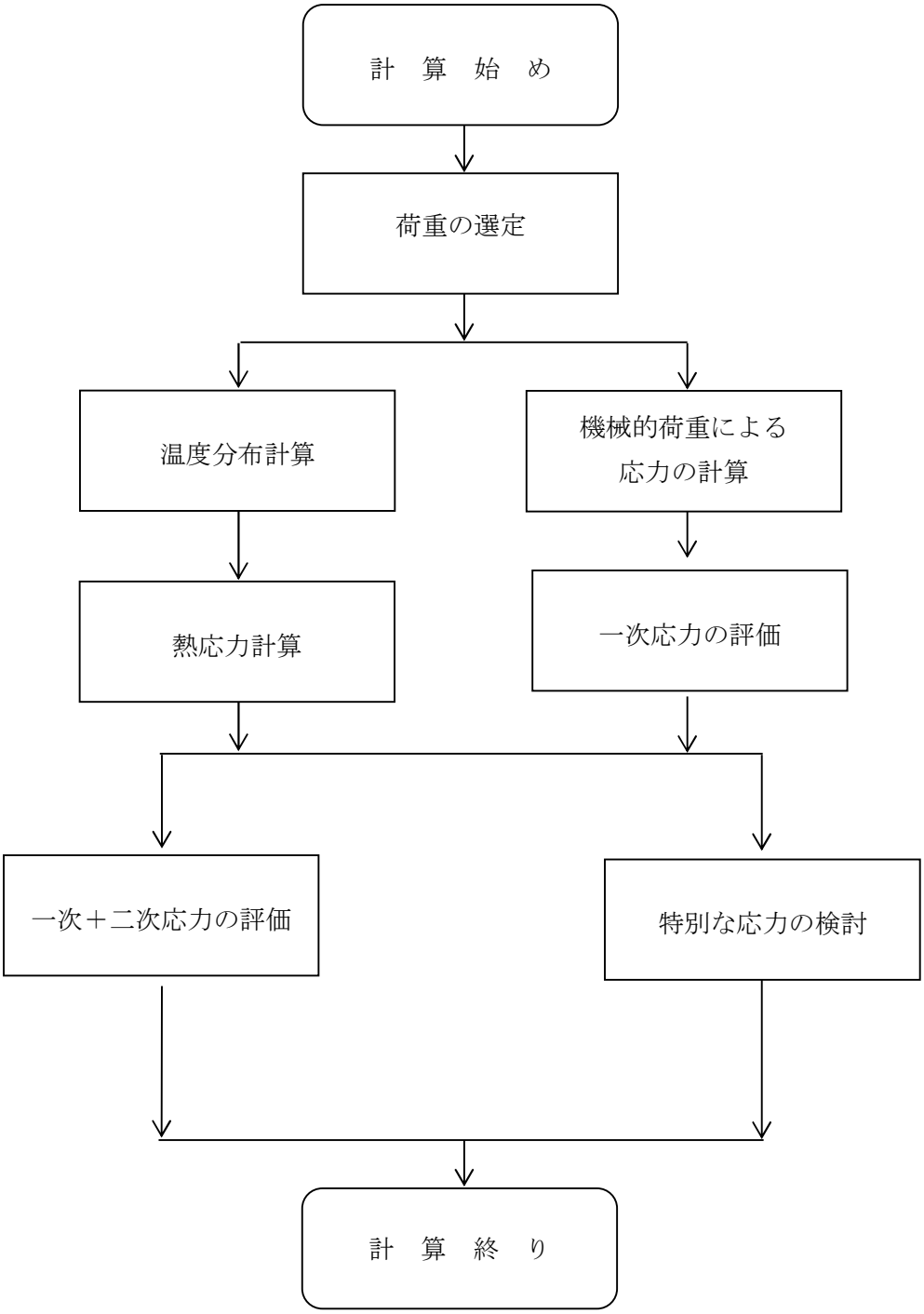


図２．１－９　バスケットの応力解析フロー図

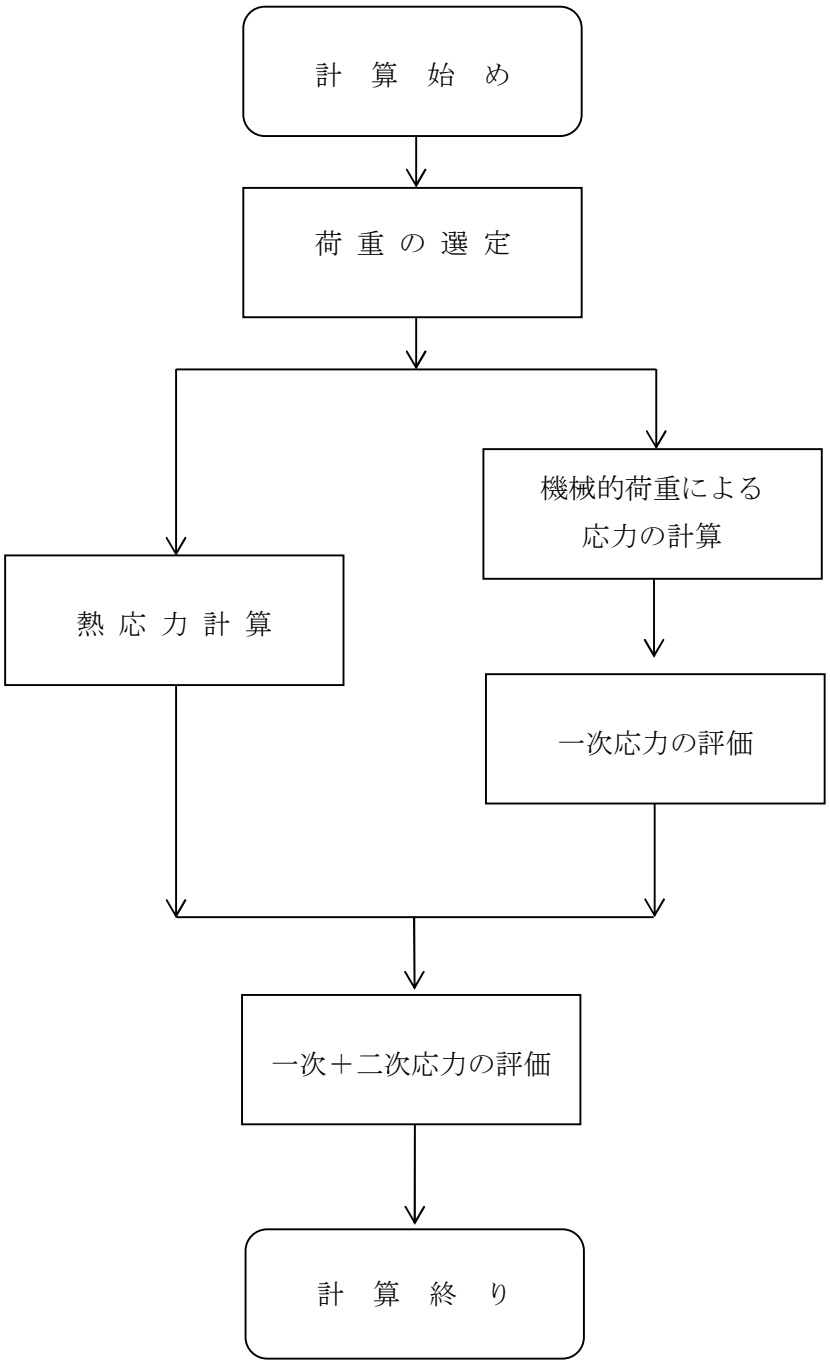


図２．１－１０　トラニオンの応力解析フロー図

② 応力の評価

Ａ．キャスク容器及び二次蓋

ａ．一次応力

一次蓋，一次蓋締付けボルト，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー，二次蓋及び二次蓋締付けボルトの応力計算は，解析コードABAQUSにより行う。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度として次の値を用いる。鉛直方向加速度については，プラスの方向と自重の加速度と組み合わせて考慮する。

$$\left.\begin{aligned} G_1 &= C_H \cdot G \\ G_2 &= (1 + C_V) \cdot G \end{aligned}\right\}$$ （軸方向水平地震力＋鉛直方向地震力＋自重の場合）

ここで，C_H：水平方向設計震度（＝0.79）

C_V：鉛直方向設計震度（＝0.49）

$$\left.\begin{aligned} G_3 &= C_H \cdot G \\ G_2 &= (1 + C_V) \cdot G \end{aligned}\right\}$$ (軸直角方向水平地震力＋鉛直方向地震力＋自重の場合)

ここで，C_H：水平方向設計震度（＝0.79）

C_V：鉛直方向設計震度（＝0.49）

ｂ．一次＋二次応力

(a) 密封シール部を除く，一次蓋，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー及び二次蓋

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件は地震力のみとして計算を行い，振幅を考慮して最大値を２倍して求める。

(b) 密封シール部，一次蓋締付けボルト及び二次蓋締付けボルト

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件として熱荷重を含める。

ｃ．平均支圧応力

胴とバスケット側面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_p）は次式で計算する。

$$\sigma_p = \frac{m_G \cdot G_2}{A}$$

ここで，G_2：a.と同じ

m_G ：バスケットプレート及び燃料の質量(kg)

Ａ：胴の接触面積(mm^2)

Ｂ．バスケット

ａ．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a) 一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_x)は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここで G_2:A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(b) 一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）である。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_y)は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{m_A \cdot G_3}{A_1}$$

ここでG_3：A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力(σ_y)は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_2 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここでG_2: A.a.と同じ

M：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント(N･mm/mm)

Z：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

lp:バスケットプレートの内のり(mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

鉛直方向加速度によりバスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は，次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_2}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_2: A.a.と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(c) 平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力(σ_S)は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_2}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_2: A.a.と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

A_1：バスケットプレートの断面積(mm^2)

(d) 平均支圧応力

バスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力(σ_P)は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここでG_2：A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(e) 圧縮応力

バスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力(σ_C)は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここでG_2：A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

b．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a) 一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_x)は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここで，G_2:A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_1$$

ここで，G_1:A.a.と同じ

ρ:バスケットプレートの密度(kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(mm)

(b) 一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力(σ_y)は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_2 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここでG_2: A.a.と同じ

M：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント(N・mm/mm)

Z：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

lp:バスケットプレートの内のり(mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_1$$

ここで，G_1:A.a.と同じ

ρ:バスケットプレートの密度(kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(mm)

鉛直方向加速度により発生するバスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）に発生する平均せん断応力（τ_{xy}）は次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_2}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_2：A.a.と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(c) 平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図２．１－７ ②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力（σ_S）は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_2}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_2：A.a.と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(d) 平均支圧応力

バスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力（σ_P）は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここでG_2:A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

(e) 圧縮応力

バスケットプレート端部（図２．１－７ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力（σ_C）は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここでG_2:A.a.と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(mm^2)

C．トラニオン

a．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点①である。

鉛直方向加速度により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_2}{4}$$

ここで，G_2：A. a. と同じ

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量(kg)

A　：評価点①の断面積(mm^2)

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点②である。

鉛直方向加速度により発生する曲げ応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m:イ．と同じ

Z：評価点②の断面係数(mm^3)

L：評価点②と荷重作用位置との距離(mm)

ハ．圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点②である。

水平方向加速度により発生する圧縮応力(σ_c)は，次式で計算する。

$$\sigma_c = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_3}{2}$$

ここで，G_3：A. a. と同じ

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量(kg)

A　：評価点②の断面積(mm^2)

ニ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力(τ)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力(σ_T)は，次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma_b^{\,2} + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ：イ．と同じ

σ_b：ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数(mm^3)

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離(mm)

(b) 一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力(τ)の全振幅は，(a) イ．で求めたせん断応力(τ)の２倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力(σ_b)の全振幅は，(a) ロ．で求めた曲げ応力(σ_b)の 2 倍とする。

ハ．圧縮応力

地震力による圧縮応力(σ_c)は左右方向荷重により作用し，左右方向が反転した場合，対向する別のトラニオンで荷重を受ける。地震力による圧縮応力(σ_c)の最大値は，(a) ハ．で求めた圧縮応力(σ_c)と同様である。

ｂ．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点①である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生するせん断応力(τ)は，次式で計算する

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2\sqrt{4G_1^2 + G_2^2}}{4}$$

ここで，F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量(kg)

Ａ：評価点①の断面積(mm^2)

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点②である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生する曲げ応力(σ_b)は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m:イ．と同じ

Ｚ：評価点②の断面係数(mm^3)

Ｌ：評価点②と荷重作用位置との距離(mm)

ハ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図２．１－６に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力(τ)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力(σ_T)は次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma_b{}^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ：イ．と同じ

σ_b:ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数(mm^3)

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離(mm)

(b) 一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力(τ)の全振幅は，(a) イ．で求めたせん断力(τ)の２倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力(σ_b)の全振幅は，(a) ロ．で求めた曲げ応力(σ_b)の２倍とする。

6) 解析結果

応力計算結果を表２．１－１１～表２．１－１４に示す。いずれの機器も許容応力を満足している。

表２．１－１１（１）　計算結果（キャスク容器）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		一次膜＋一次曲げ応力強さ		一次＋二次応力強さ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	4	251	18	377	49	366
胴	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	2	251	11	377	19	366
底板	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	3	251	10	377	11	366
底部中性子遮蔽材カバー	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	5	282	45	424	15	465
一次蓋密封シール部	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	－	－	13	183	59	183

表２．１－１１（２）　計算結果（キャスク容器）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	許容応力区分	平均支圧応力	
			計算値	許容応力
胴	炭素鋼	供用状態D(ⅣAS)	2	377

表２．１－１１（３）　計算結果（キャスク容器）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	許容応力区分	平均引張応力		平均引張応力＋曲げ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
一次蓋締付けボルト	低合金鋼	供用状態D(IVAS)	243	831	345	831

表２．１－１２（１）　計算結果(二次蓋)

（単位：MPa）

部　　位	材　料	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		一次膜＋一次曲げ応力強さ		一次＋二次応力強さ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
二次蓋	炭素鋼	供用状態D(IVAS)	1	286	30	429	63	474
二次蓋密封シール部	炭素鋼	供用状態D(IVAS)	－	－	17	183	37	183

表２．１－１２（２）　計算結果(二次蓋)

（単位：MPa）

部　　位	材　料	許容応力区分	平均引張応力		平均引張応力＋曲げ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
二次蓋締付けボルト	低合金鋼	供用状態D(IVAS)	245	848	273	848

表２．１－１３（１）　計算結果（バスケット）

（単位：MPa）

部　位	材　料	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		一次一般膜＋一次曲げ応力強さ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	供用状態D(ⅣAS)	2	291	7	437

表２．１－１３（２）　計算結果(バスケット)

（単位：MPa）

部　位	材　料	許容応力区分	平均せん断応力		平均支圧応力		圧縮応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	供用状態D(ⅣAS)	1	175	2	404	2	176

表２．１－１４（１）　計算結果（トラニオン）

（単位：MPa）

部　位	材　料	許容応力区分	一次応力							
			圧縮応力		せん断応力		曲げ応力		垂直応力とせん断応力の組合せ	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	ステンレス鋼	供用状態Ｄ(Ⅳ AS)	13	590	42	341	81	591	96	591

表２．１－１４（２）　計算結果（トラニオン）

（単位：MPa）

部　位	材　料	許容応力区分	一次＋二次応力					
			圧縮応力		せん断応力		曲げ応力	
			計算値	許容応力	計算値	許容応力	計算値	許容応力
トラニオン	ステンレス鋼	供用状態Ｄ(Ⅳ AS)	13	590	84	682	163	1182

2.2　キャスク支持架台の耐震性

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　評価方針

本設備で使用する乾式貯蔵キャスク支持架台,固定ボルト及び基礎ボルトの耐震性について示す。

支持架台については，添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基)」で記載している既存評価書で基準地震動S_2に対する耐震性が確認されているが，新たに設置する固定ボルト及び基礎ボルトと同様に，本書にて基準地震動 Ss(Ss600)に対する耐震強度を確認する。

2)　支持架台及び固定具の構成

乾式貯蔵キャスク支持架台，固定ボルト及び基礎ボルトを図２．２－１に示す。

乾式貯蔵キャスクは横置きでトラニオンを介し，４つの支持脚柱を持つ支持架台で支持される。支持架台は固定ボルトと基礎ボルトで基礎に固定される。

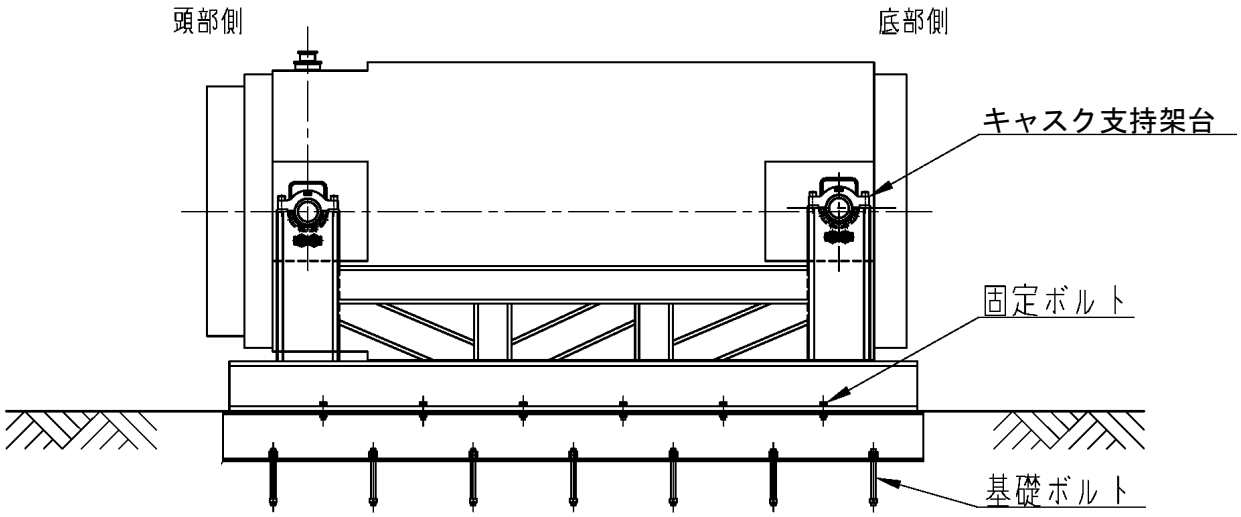


図２．２－１　乾式貯蔵キャスク支持架台概略構造図

3)　支持架台

①　概要

本項では，大型及び中型の乾式貯蔵キャスクの支持架台の応力計算について示す。

なお，本項で示す「応力評価箇所」「計算条件」「応力計算」は，既存評価書に基づくものである。

Ａ．記号の説明

応力評価に関する記号の説明を以下に示す。

記号	記 号 の 説 明	単 位
A_5	支持架台の上部脚柱の断面積	mm^2
f_t	許容引張応力	N/mm^2
f_s	許容せん断応力	N/mm^2
f_c	許容圧縮応力	N/mm^2
f_b	許容曲げ応力	N/mm^2
f_p	許容支圧応力	N/mm^2
f_t*1)	許容引張応力	N/mm^2
f_s*1)	許容せん断応力	N/mm^2
f_c*1)	許容圧縮応力	N/mm^2
f_b*1)	許容曲げ応力	N/mm^2
f_p*1)	許容支圧応力	N/mm^2
G	重力加速度（＝9.80665）	m/s^2
J_5	支持架台の上部脚柱のねじり剛性係数	mm^4
ℓ_{SY}	図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱における荷重点からせん断中心までの距離	mm
ℓ_{TY}	図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱における荷重点から断面中立軸までの距離	mm
ℓ_{TZ}	図２．２－３に示すトラニオン部（荷重作用点）から支持架台の脚柱の応力評価部位までの距離	mm
S_s	基準地震動S_s(Ss600)による地震力	－
t_{SC}	トラニオン受部の上部脚柱の板厚	mm
W_{S1}	支持架台の上部脚柱の総質量	kg
W_V	キャスク容器（内部を含む）の総質量	kg
Z_{SCX}	図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱のＸ軸に関する断面係数	mm^3
Z_{SCY}	図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱のＹ軸に関する断面係数	mm^3

記号	記 号 の 説 明	単 位
σ_{bHX}	キャスク容器軸方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に発生する曲げ応力	N/mm^2
σ_{bHY}	キャスク容器軸直角方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に発生する曲げ応力	N/mm^2
σ_{co}	自重により支持架台の上部脚柱に発生する圧縮応力	N/mm^2
σ_{bo}	自重により支持架台の上部脚柱に発生する曲げ応力	N/mm^2
σ_{To}	自重により支持架台の上部脚柱に発生する組合せ応力	N/mm^2
σ_{c}	座屈応力	N/mm^2
σ_{cV}	自重と鉛直方向地震力により支持架台の上部脚柱に発生する圧縮応力	N/mm^2
σ_{bV}	自重と鉛直方向地震力により支持架台の上部脚柱に発生する曲げ応力	N/mm^2
σ_{Tc}	自重のみによる圧縮応力と鉛直方向地震力による圧縮応力の合成圧縮応力	N/mm^2
σ_{Tb}	自重のみによる曲げ応力と鉛直方向地震力による曲げ応力，水平地震力による曲げ応力の合成曲げ応力	N/mm^2
σ_{THX}	自重，鉛直方向地震力，キャスク容器軸方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に発生する圧縮応力，曲げ応力及びせん断応力の組合せ応力	N/mm^2
σ_{THY}	自重，鉛直方向地震力，キャスク容器軸直角方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に発生する圧縮応力，曲げ応力及びせん断応力の組合せ応力	N/mm^2
τ_{SHX}	キャスク容器軸方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に発生する平均せん断応力	N/mm^2
τ_{SHY}	キャスク容器軸直角方向水平地震力によりキャスク支持架台の上部脚柱に発生する平均せん断応力	N/mm^2
τ_{THX}	キャスク容器軸方向水平地震力により支持架台の上部脚柱に加わるねじりによるせん断応力	N/mm^2
τ_{HX}	水平地震力による平均せん断応力とねじりせん断応力の合成せん断応力	N/mm^2
$\Delta\sigma_{c}$	地震力のみによる引張・圧縮応力の応力範囲	N/mm^2
$\Delta\sigma_{b}$	地震力のみによる曲げ応力の応力範囲	N/mm^2
$\Delta\tau$	地震力のみによるせん断応力の応力範囲	N/mm^2
$I+S_S$	設計事象Ⅰの仮保管時の状態において，S_S(Ss600)地震力が作用した場合の許容応力状態	－

注1)　f_t^*，f_s^*，f_c^*，f_b^*，f_p^*：f_t，f_s，f_c，f_b，f_pの値を算出する際に設計・建設規格 SSB-3121.1(1)における「付録材料図表 Part5 表 8 に規定する材料の設計降伏点」とあるのを「付録材料図表 Part5 表 8 に規定する材料の設計降伏点の 1.2 倍の値」と読み替えて算出した値。

Ｂ．計算条件

計算条件を表２．２－１に示す。

2.1 (1) 3) ③より支持架台の固有周期が 0.05[s]以下であることから，支持架台は剛であると考えられる。よって支持架台の機械的荷重である設計用地震力は乾式貯蔵キャスクと同様に 1.2ZPA とする。

Ｃ．許容応力

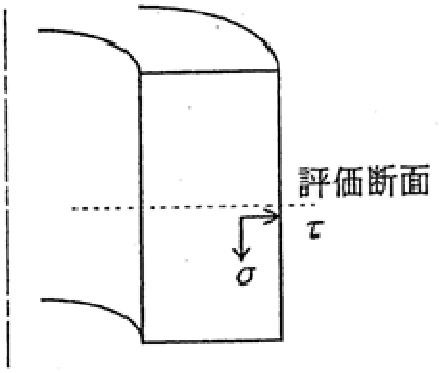
支持架台材料の許容応力値を表 2.2-2 に示す。

Ｄ．応力の記号と方向

応力の記号とその方向は下記のとおりである。

σ ：評価断面に垂直な方向の応力

τ ：せん断応力



② 応力計算

A．応力評価点

支持架台の応力評価点を図２．２－２及び図２．２－３に示す。

B．仮保管時（S_S(Ss600)地震力が作用する場合）

a．荷重条件

仮保管時においてS_S(Ss600)地震力が作用する場合の荷重は，次に示す組合せとする。

荷重の組合せ：自重＋地震力

b．計算方法

支持架台の応力計算は，以下に示す方法で計算する。

(a) 支持架台の応力

支持架台の上部脚柱（図２．２－３参照）に発生する圧縮応力，曲げ応力，せん断応力及びこれらの組合せ応力を計算する。

自重のみによる支持架台の上部脚柱（図２．２－３参照）の一次応力の圧縮応力（σ_{co}），曲げ応力（σ_{bo}），組合せ応力（σ_{To}）は次式で表される。

$$\sigma_{co} = \frac{(W_V + W_{S1}) \cdot G}{4 \cdot A_5} \quad (1)$$

$$\sigma_{bo} = \frac{(W_V + W_{S1}) \cdot G \cdot \ell_{TY}}{4 \cdot Z_{SCX}} \quad (2)$$

$$\sigma_{To} = \sigma_{co} + \sigma_{bo} \quad (3)$$

ここで，

W_V ：キャスク容器（内部を含む）の総質量

・大型　115000 kg

・中型　 96000 kg

W_{S1} ：支持架台の上部脚柱の総質量

・大型　600 kg

・中型　600 kg

A_5 ：支持架台の上部脚柱の断面積

・大型　50600 mm^2

・中型　53080 mm^2

ℓ_{TY} ：図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱における荷重点から断面中立軸までの距離

・大型　 93.6 mm

・中型　116.4 mm

Z_{SCX}　：図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱のＸ軸に関する断面係数

・大型　キャスク容器側　　：5.535×10^{6} ㎜^{3}

キャスク容器と反対側：2.611×10^{6} ㎜^{3}

・中型　キャスク容器側　　：7.081×10^{6} ㎜^{3}

キャスク容器と反対側：3.352×10^{6} ㎜^{3}

なお，応力計算では下記の荷重を組合せる。

①自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

②自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

イ．自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力の場合

（イ）一次応力

自重のみによる圧縮応力（σ_{co}）と鉛直方向地震力による圧縮応力（σ_{cV}）の合成圧縮応力（σ_{Tc}）

$$\sigma_{cV} = \frac{C_V \cdot (W_V + W_{S1})}{4 \cdot A_5} \quad (4)$$

$$\sigma_{Tc} = \sigma_{co} + \sigma_{cV} \quad (5)$$

自重のみによる曲げ応力（σ_{bo}）と鉛直方向地震力による曲げ応力（σ_{bV}），水平地震力による曲げ応力（σ_{bHX}）の合成曲げ応力（σ_{Tb}）

$$\sigma_{bV} = \frac{C_V \cdot (W_V + W_{S1}) \cdot \ell_{TY}}{4 \cdot Z_{SCX}} \quad (6)$$

$$\sigma_{bHX} = \frac{C_H \cdot (W_V + W_{S1}) \cdot \ell_{TZ}}{2 \cdot Z_{SCY}} \quad (7)$$

$$\sigma_{Tb} = \sigma_{bo} + \sigma_{bV} + \sigma_{bHX} \quad (8)$$

水平地震力による平均せん断応力（τ_{SHX}）とねじりせん断応力（τ_{THX}）の合成せん断応力（τ_{HX}）

$$\tau_{SHX} = \frac{C_H \cdot (W_V + W_{S1})}{2 \cdot A_5} \quad (9)$$

$$\tau_{THX} = \frac{C_H \cdot (W_V + W_{S1}) \cdot \ell_{SY} \cdot t_{SC}}{2 \cdot J_5} \quad (10)$$

$$\tau_{HX} = \tau_{SHX} + \tau_{THX} \quad (11)$$

以上の圧縮応力（σ_{Tc}），曲げ応力（σ_{Tb}），せん断応力（τ_{HX}）による組合せ応力（σ_{THX}）は次式で表される。

$$\sigma_{THX} = \sqrt{(\sigma_{Tc} + \sigma_{Tb})^2 + 3 \cdot \tau_{HX}^2} \quad (12)$$

ここで，

l_{TZ}　：図２．２－３に示すトラニオン部（荷重作用点）から支持架台の脚柱の応力評価部位までの距離

・大型　250 mm

・中型　250 mm

Z_{SCY}　：図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱の Y 軸に関する断面係数

・大型　6.400×10^{6} mm^3

・中型　6.815×10^{6} mm^3

J_5　：図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱のねじり剛性係数

・大型　3.448×10^{7} mm^4

・中型　3.296×10^{7} mm^4

l_{SY}　：図２．２－３に示す支持架台の上部脚柱における荷重点からせん断中心までの距離

・大型　124.7 mm

・中型　152.7 mm

t_{SC}　：トラニオン受部の上部支柱の板厚

・大型　50 mm

・中型　50 mm

C_V　：鉛直方向加速度

・大型　0.49 G

・中型　0.49 G

C_H　：水平方向加速度

・大型　0.79 G

・中型　0.79 G

(ロ)一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_c）は次式により表される。なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2\cdot\sigma_{cV} \quad (13)$$

$$\Delta\sigma_b = 2\cdot(\sigma_{bV}+\sigma_{bHX}) \quad (14)$$

$$\Delta\tau = 2\cdot\tau_{HX} \quad (15)$$

$$\sigma_c = \sigma_{Tc} \quad (16)$$

ロ．自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力の場合

(イ)一次応力

自重のみによる応力と鉛直方向地震力による応力，軸直角方向水平地震力

による曲げ応力（σ_{bHY}）を組合せた曲げ応力（σ_{Tb}）及び平均せん断応力（τ_{SHY}）との組合せ応力（σ_{THY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHY} = \frac{C_H \cdot (W_V + W_{S1}) \cdot \ell_{TZ}}{4 \cdot Z_{SCX}} \quad (17)$$

$$\tau_{SHY} = \frac{C_H \cdot (W_V + W_{S1})}{4 \cdot A_5} \quad (18)$$

$$\sigma_{Tb} = \sigma_{bo} + \sigma_{bV} + \sigma_{bHY} \quad (19)$$

$$\sigma_{THY} = \sqrt{(\sigma_{Tc} + \sigma_{Tb})^2 + 3 \cdot \tau_{SHY}^2} \quad (20)$$

(ロ)一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$）は（13）式による。なお，この部位では支圧応力は生じない。座屈評価は（16）式による。

$$\Delta\sigma_b = 2 \cdot (\sigma_{bV} + \sigma_{bHY}) \quad (21)$$

$$\Delta\tau = 2 \cdot \tau_{SHY} \quad (22)$$

ｃ．計算結果

応力計算結果を表２．２－３に示す。

③　応力の評価

Ａ．一次応力の評価

設計事象における評価を表２．２－３に示す。

表２．２－３より，支持架台の一次応力は，許容応力以下となる。

Ｂ．一次＋二次応力の評価

設計事象における評価を表２．２－３に示す。

表２．２－３より，支持架台の一次＋二次応力は，許容応力以下となる。

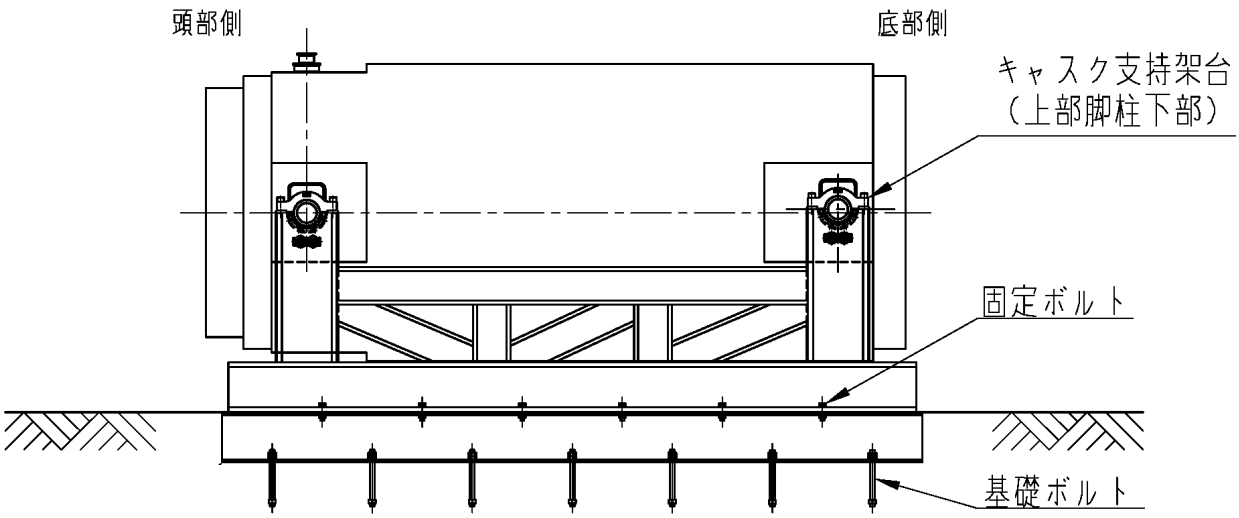


図２．２－２　応力評価部位

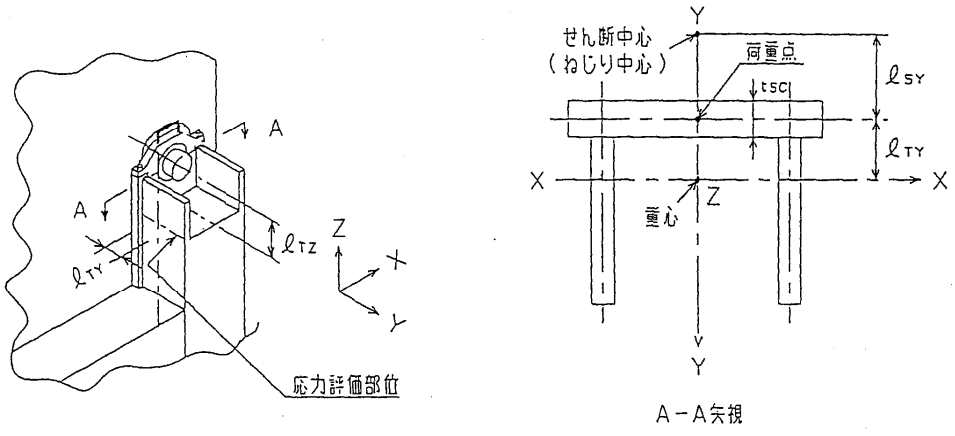


図２．２－３　応力評価部位（キャスク支持架台の上部脚柱）

表２．２－１　計算条件

項　　目		計算条件
機械的荷重	地 震 力	S_s(Ss600)地震力　水平方向：0.79 G 鉛直方向：0.49 G
熱 荷 重	最高使用温度	50℃
材料		SS400

表２．２－２　支持構造物用材料の許容応力値

許容応力区分	応力の種類		許容応力値（N/mm^2）		
			炭素鋼[1]（支持架台）		
			大型	中型	許容値基準
			SS400	SS400	
Ⅰ＋S_S	一次応力	引張応力	253	253	$1.5f_t^*$
		圧縮応力	210	211	$1.5f_c^*$
		せん断応力	146	146	$1.5f_s^*$
		曲げ応力	253	253	$1.5f_b^*$
		支圧応力	346	346	$1.5f_p^*$
	一次＋二次応力	引張・圧縮応力	423	423	$3f_t$[2]
		せん断応力	244	244	$3f_s$[2]
		曲げ応力	423	423	$3f_b$[2]
		支圧応力	346	346	$1.5f_p^*$
		座屈応力	210	211	$1.5f_b$，$1.5f_s$又は$1.5f_c$

注 1）一次応力における組合せ応力評価は以下による。

① 評価断面に垂直な方向の応力（σ）とせん断応力（τ）を組合せた応力（σ_T）は，引張応力に対する許容応力値以下であること。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma^2+3\cdot\tau^2}$$

② 組合せ応力評価として，評価断面に垂直な方向の応力同士での組合せ（軸応力＋曲げ応力，せん断応力を考慮しない）として下記の評価がある。

○圧縮応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{|\sigma_c|}{1.5\cdot f_c^*}+\frac{|{}_c\sigma_b|}{1.5\cdot f_b^*}\leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{|{}_t\sigma_b|-|\sigma_c|}{1.5\cdot f_t^*}\leqq 1$$

○引張応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{|\sigma_t|+|{}_t\sigma_b|}{1.5\cdot f_t^*}\leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{|{}_c\sigma_b|-|\sigma_t|}{1.5\cdot f_b^*}\leqq 1$$

ここで，σ_c：平均圧縮応力（N/mm^2）

σ_t：平均引張応力（N/mm^2）

${}_c\sigma_b$：圧縮側曲げ応力（N/mm^2）

${}_t\sigma_b$：引張側曲げ応力（N/mm^2）

注 2）S_S(Ss600)地震力のみによる応力範囲について評価。

表２．２－３　支持架台の応力評価（仮保管時：S_s(Ss600)地震力が作用する場合）

（単位：N/mm^2）

部位	応力の種類		大型			中型		
			計算値		許容応力	計算値		許容応力
			ケース１ 1)	ケース２ 1)		ケース１ 1)	ケース２ 1)	
支持架台	一次応力	引張応力	—	—	253	—	—	253
		圧縮応力	9	9	210	7	7	211
		せん断応力	90	5	146	94	4	146
		曲げ応力	33	37	253	26	27	253
		組合せ応力	159	30	253	165	21	253
		支圧応力	—	—	346	—	—	346
	一次＋二次応力 2)	引張・圧縮応力	6	6	423	5	5	423
		せん断応力	180	9	244	188	7	244
		曲げ応力	45	53	423	36	36	423
		支圧応力	—	—	346	—	—	346
		座屈応力 3)	9	9	210	7	7	211

注１）ケース１は自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力の場合
　　ケース２は自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力の場合

注２）S_s(Ss600)地震力のみによる応力範囲について評価

注３）自重＋地震力の最大応力で評価

4)　固定ボルト，基礎ボルト

①　概要

本項では，大型及び中型の乾式貯蔵キャスクの支持構造物のうち固定ボルト，基礎ボルトに関する応力計算について示す。

なお，地震時における支持架台の設計震度は大型と中型で同じであり，乾式貯蔵キャスクの質量は大型の方が大きく（大型：115000kg，中型：96000kg），また当該評価部位の形状，材料等は共通であるため大型のみを検討対象とする。

Ａ．形状・寸法・材料

本計算書で解析する箇所の形状・寸法・材料を図２．２－４に示す。

Ｂ．計算条件

計算条件を表２．２－４に示す。

Ｃ．許容応力

解析箇所の許容応力を表２．２－５に示す。

Ｄ．応力の記号と方向

応力の記号とその方向は，3）① Ｄ項と同じである。

② 応力計算

A．荷重条件

仮保管時においてS_s(Ss600)地震力が作用する場合の荷重は，次に示す組合せとする。

荷重の組合せ：自重＋地震力

B．計算方法

固定ボルト，基礎ボルトの応力計算は，以下に示す方法で計算する。

なお，鉛直地震力と水平地震力を同時に考慮した荷重により，発生する応力を計算する。

a．固定ボルトの応力

(a)固定ボルトの引張応力

イ．自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力の場合

図２．２－６において，最大引張応力が発生するのは支点から最も遠い固定ボルトである。支点回りのモーメントの釣合による最大引張応力（σ_{tfHX}）は次式で表される。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{tfHX}&=\frac{F_{fX1}}{A_{fb}}\\ F_{fX1}&=\frac{L_{fX1}\cdot M_{fTHX}}{\sum_{i=1}^{6} N_{fXi}\cdot L_{fXi}^{2}}\\ M_{fTHX}&=\{C_H\cdot H_{fVG}-(1G-C_V)\cdot L_{fVGX}\}\cdot W_V+\{C_H\cdot H_{fSG}-(1G-C_V)\cdot L_{fSGX}\}\cdot W_S\end{aligned}\right\}\quad(1)$$

ここで，

W_V ：キャスク質量（＝115000 kg）

W_S ：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）

C_V ：鉛直方向震度（＝0.49 G）

C_H ：水平方向震度（＝0.79 G）

G ：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

F_{fX1}～F_{fX6} ：図２．２－６に示す固定ボルトに発生する引張力（N）

A_{fb} ：固定ボルト１本の呼び径断面積（＝855.3 mm^2）

L_{fX1}～L_{fX6} ：図２．２－６に示す固定ボルトの各位置（mm）

ΔL_{fX} ：図２．２－６に示す固定ボルトの間隔

$L_{fXi+1}=L_{fXi}-\Delta L_{fX}$

ΔL_{fX}（＝800 mm），L_{fX1}（＝4750 mm）

N_{fX1}～N_{fX6} ：図２．２－６に示す固定ボルトの各位置での本数（＝各２本）

M_{fTHX} ：軸方向水平地震力に関する転倒モーメント（N･mm）

H_{fVG}　：図２．２－６に示すキャスク容器の重心高さ（＝1600 mm）
H_{fSG}　：図２．２－６に示すキャスク支持架台の重心高さ（＝522 mm）
L_{fVGX}　：図２．２－６に示すキャスク容器の軸方向の重心位置（＝2672 mm）
L_{fSGX}　：図２．２－６に示すキャスク支持架台の軸方向の重心位置（＝2754.9 mm）

(1) 式の転倒モーメント（M_{fTHX}）が負であれば，引張力（F_{fX1}）は作用しないので，この場合は引張応力の計算は省略する。

ロ．自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向地震力の場合

図２．２－７において，最大引張応力が発生するのは支点から最も遠い固定ボルトである。支点回りのモーメントを片側の固定ボルトで受ける場合の最大引張応力（σ_{tfHY}）は次式で表される。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{tfHY}&=\frac{F_{fY}}{A_{fb}}\\ F_{fY}&=\frac{M_{fTHY}}{N_{fY}\cdot L_{fY}}\\ M_{fTHY}&=\{C_H\cdot H_{fVG}-(1G-C_V)\cdot L_{fVGY}\}\cdot W_V+\{C_H\cdot H_{fSG}-(1G-C_V)\cdot L_{fSGY}\}\cdot W_S\end{aligned}\right\}\quad(2)$$

ここで，

W_V　：キャスク質量（＝115000 kg）
W_S　：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）
C_V　：鉛直方向震度（＝0.49 G）
C_H　：水平方向震度（＝0.79 G）
G　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）
F_{fY}　：図２．２－７に示す固定ボルトに発生する引張力（N）
A_{fb}　：固定ボルト１本の呼び径断面積（＝855.3 mm^2）
L_{fY}　：図２．２－７に示す支点から固定ボルトまでの距離（＝3200 mm）
N_{fY}　：図２．２－７に示す固定ボルト位置（L_{fY}）での本数（＝6 本）
M_{fTHY}　：軸直角方向水平地震力に関する転倒モーメント（N･mm）
H_{fVG}　：図２．２－７に示すキャスク容器の重心高さ（＝1600 mm）
H_{fSG}　：図２．２－７に示すキャスク支持架台の重心高さ（＝522 mm）
L_{fVGY}　：図２．２－７に示すキャスク容器の軸直角方向の重心位置（＝1650 mm）
L_{fSGY}　：図２．２－７に示すキャスク支持架台の軸直角方向の重心位置（＝1650 mm）

(2) 式の転倒モーメント（M_{fTHY}）が負であれば，引張力（F_{fY}）は作用しないので，この場合は引張応力の計算は省略する。

(b)固定ボルトのせん断応力

固定ボルトのせん断応力（τ_f）は次式で表される。

$$\tau_f = \frac{C_H \cdot (W_V + W_S)}{N_f \cdot A_{fm}} \tag{3}$$

ここで，

C_H　：水平方向震度（＝0.79 G）

N_f　：固定ボルトの本数（＝12 本）

A_{fm}　：固定ボルトの有効断面積（＝693.6 mm^2）

W_V　：キャスク質量（＝115000 kg）

W_S　：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）

G　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

b．基礎ボルトの応力

(a)基礎ボルトの引張応力

イ.自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力の場合

図２．２－８において，最大引張応力が発生するのは支点から最も遠い基礎ボルトである。支点回りのモーメントの釣合による最大引張応力（σ_{taHX}）は次式で表される。

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{taHX} &= \frac{F_{aX1}}{A_{ab}} \\ F_{aX1} &= \frac{L_{aX1} \cdot M_{aTHX}}{\sum_{i=1}^{7} N_{aXi} \cdot L_{aXi}^2} \\ M_{aTHX} &= \{C_H \cdot H_{aVG} - (1G - C_V) \cdot L_{aVGX}\} \cdot W_V + \{C_H \cdot H_{aSG} - (1G - C_V) \cdot L_{aSGX}\} \cdot W_S \\ &\quad + \{C_H \cdot H_{aPG} - (1G - C_V) \cdot L_{aPGX}\} \cdot W_P \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

ここで，

W_V　：キャスク質量（＝115000 kg）

W_S　：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）

W_P　：固定具質量（＝3000 kg）

C_V　：鉛直方向震度（＝0.49 G）

C_H　：水平方向震度（＝0.79 G）

G　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

F_{aX1}～F_{aX7}：図２．２－８に示す基礎ボルトに発生する引張力（N）
A_{ab}　　：基礎ボルト１本の呼び径断面積（＝1017.9 mm^2）
L_{aX1}～L_{aX7}：図２．２－８に示す基礎ボルトの各位置（mm）
ΔL_{aX}　：図２．２－８に示す基礎ボルトの間隔
$L_{aXi+1}=L_{aXi}-\Delta L_{aX}$
ΔL_{aX}（＝800 mm），ΔL_{aX1}（＝5200 mm）
N_{aX1}～N_{aX7}：図２．２－８に示す基礎ボルトの各位置での本数（本）
M_{aTHX}　：軸方向水平地震力に関する転倒モーメント（N･mm）
H_{aVG}　：図２．２－８に示すキャスク容器の重心高さ（＝2000 mm）
H_{aSG}　：図２．２－８に示すキャスク支持架台の重心高さ（＝922 mm）
H_{aPG}　：図２．２－８に示す固定具の重心高さ（＝200 mm）
L_{aVGX}　：図２．２－８に示すキャスク容器の軸方向の重心位置
（＝2722 mm）
L_{aSGX}　：図２．２－８に示すキャスク支持架台の軸方向の重心位置
（＝2804.9 mm）
L_{aPGX}　：図２．２－８に示す固定具の軸方向の重心位置（＝2800 mm）

(4) 式の転倒モーメント（M_{aTHX}）が負であれば，引張力（F_{aX1}）は作用しないので，この場合は引張応力の計算は省略する。

ロ．自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向地震力の場合

図２．２－９において，最大引張応力が発生するのは支点から最も遠い基礎ボルトである。支点回りのモーメントを片側の基礎ボルトで受ける場合の最大引張応力（σ_{taHY}）は次式で表される。

$$\left.\begin{aligned}\sigma_{taHY}&=\frac{F_{aY1}}{A_{ab}}\\ F_{aY1}&=\frac{M_{aTHY}\cdot L_{aY1}}{N_{aY1}\cdot L_{aY1}^2+N_{aY2}\cdot L_{aY2}^2}\\ M_{aTHY}&=\{C_H\cdot H_{aVG}-(1G-C_V)\cdot L_{aVGY}\}\cdot W_V+\{C_H\cdot H_{aSG}-(1G-C_V)\cdot L_{aSGY}\}\cdot W_S\\ &\quad+\{C_H\cdot H_{aPG}-(1G-C_V)\cdot L_{aPGY}\}\cdot W_P\end{aligned}\right\}(5)$$

ここで，
W_V　　：キャスク質量（＝115000 kg）
W_S　　：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）
W_P　　：固定具質量（＝3000 kg）
C_V　　：鉛直方向震度（＝0.49 G）
C_H　　：水平方向震度（＝0.79 G）

G　　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

F_{aY1}～F_{aY2}　：図２．２－９に示す基礎ボルトに発生する引張力（N）

A_{ab}　　：固定ボルト１本の呼び径断面積（＝1017.9 mm^2）

L_{aY1}～L_{aY2}　：図２．２－９に示す支点から基礎ボルトまでの距離
（L_{aY1}＝3200 mm，L_{aY2}＝3000 mm）

N_{aYi}　　：図２．２－９に示す基礎ボルト位置（L_{aYi}）での本数（＝各 7 本）

M_{aTHY}　　：軸直角方向水平地震力に関する転倒モーメント（N･mm）

H_{aVG}　　：図２．２－９に示すキャスク容器の重心高さ（＝2000 mm）

H_{aSG}　　：図２．２－９に示すキャスク支持架台の重心高さ（＝922 mm）

H_{aPG}　　：図２．２－９に示す固定具の重心高さ（＝200 mm）

L_{aVGY}　　：図２．２－９に示すキャスク容器の軸直角方向の重心位置（＝1650 mm）

L_{aSGY}　　：図２．２－９に示すキャスク支持架台の軸直角方向の重心位置（＝1650 mm）

L_{aPGY}　　：図２．２－９に示すキャスク支持架台の軸直角方向の重心位置（＝1650mm）

(5) 式の転倒モーメント（M_{aTHY}）が負であれば，引張力（F_{aY1}）は作用しないので，この場合は引張応力の計算は省略する。

(b)基礎ボルトのせん断応力

基礎ボルトのせん断応力（τ_f）は次式で表される。

$$\tau_f=\frac{C_H\cdot(W_V+W_S+W_P)}{N_a\cdot A_{am}} \qquad (6)$$

ここで，

C_H　：水平方向震度（＝0.79 G）

N_a　：基礎ボルトの本数（＝28 本）

A_{am}　：基礎ボルトの有効断面積（＝816.7 mm^2）

W_V　：キャスク質量（＝115000 kg）

W_S　：キャスク支持架台質量（＝15000 kg）

W_P　：固定具質量（＝3000 kg）

G　：重力加速度（＝9.80665 m/s^2）

③　応力の評価

設計事象Ⅰ＋Ｓｓにおける固定ボルト及び基礎ボルトの評価を表２．２－６に示す。

表２．２－６より，各部の一次応力は許容応力以下となっている。

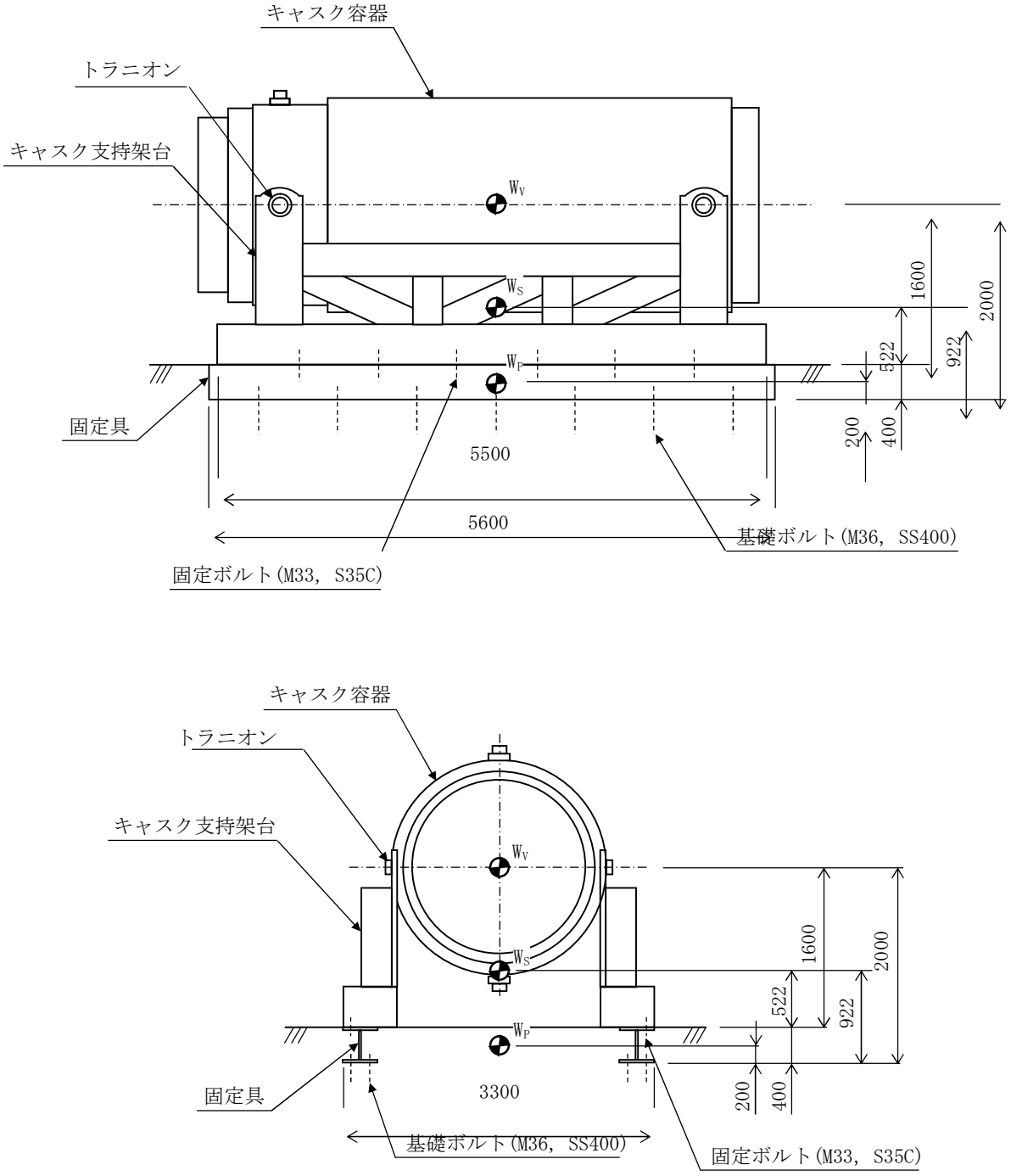

キャスク容器
トラニオン
キャスク支持架台
W_V
W_S
W_P
固定具
5500
5600
1600
2000
522
922
200
400
基礎ボルト(M36, SS400)
固定ボルト(M33, S35C)
キャスク容器
トラニオン
キャスク支持架台
W_V
W_S
W_P
固定具
3300
1600
2000
522
922
200
400
基礎ボルト(M36, SS400)
固定ボルト(M33, S35C)

図２．２－４　形状・寸法・材料

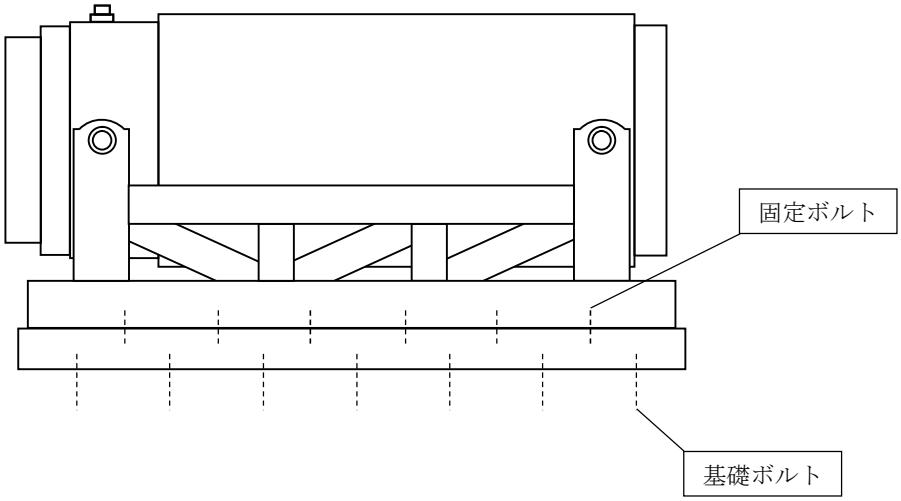


図２．２－５　応力評価部位

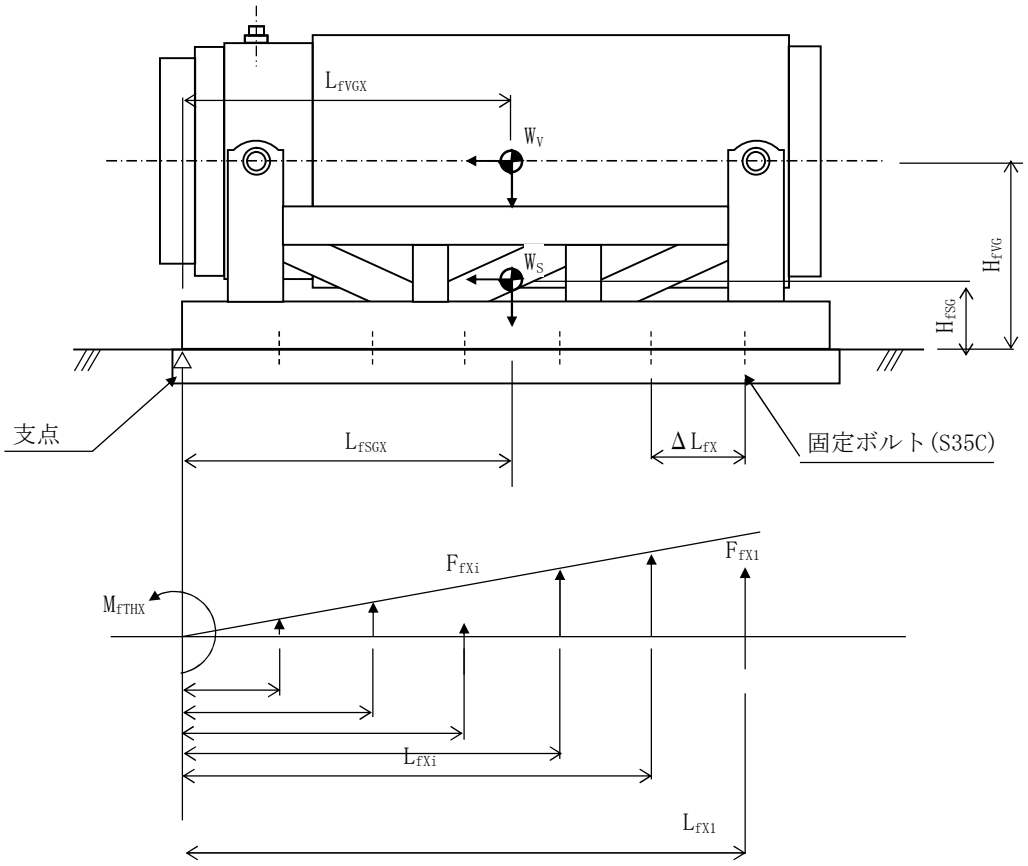


図２．２－６　自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力が作用した場合の
固定ボルトの引張応力計算モデル

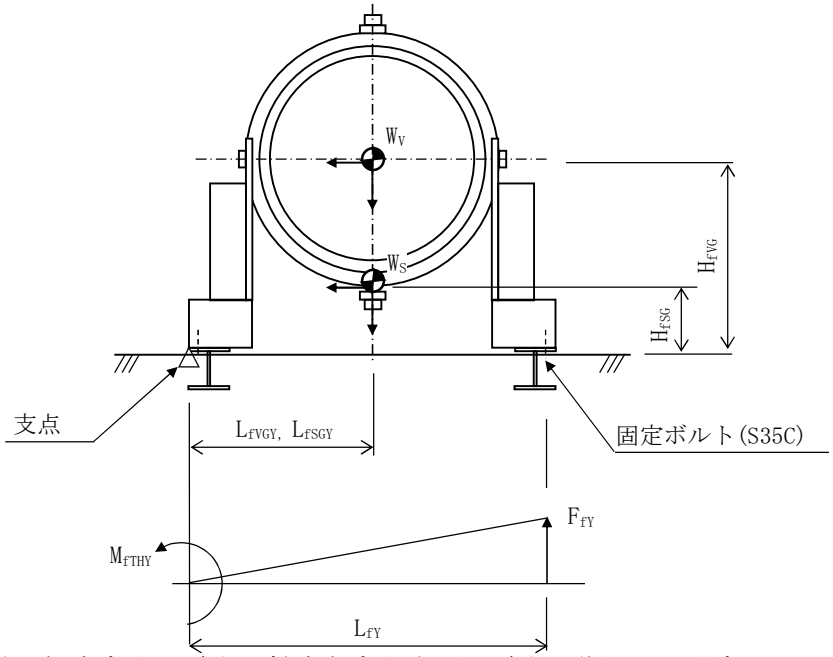


図２．２－７　自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力が作用した場合の
固定ボルトの引張応力計算モデル

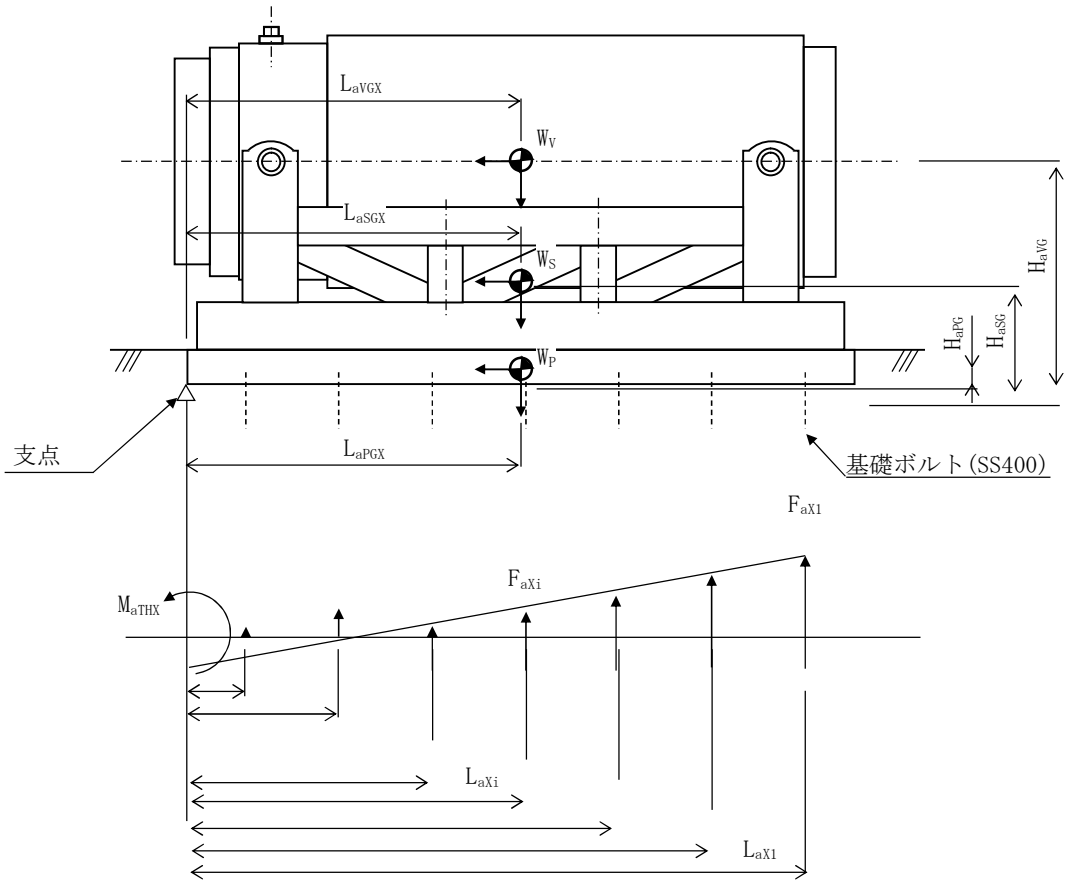


図２．２－８　自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力が作用した場合の
基礎ボルトの引張応力計算モデル

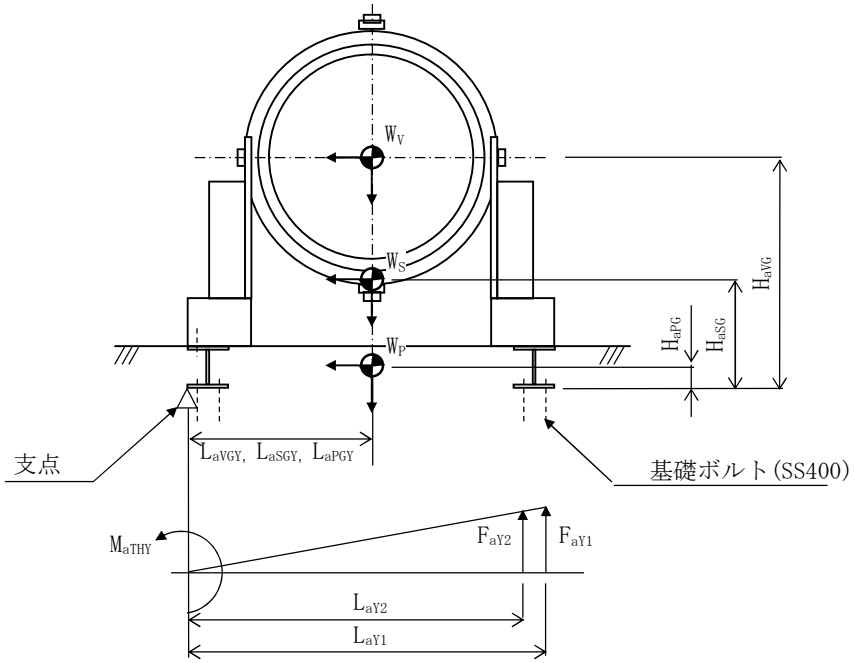


図２．２－９　自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力が作用した場合の
基礎ボルトの引張応力計算モデル

表２．２－４　計算条件

項　　目		計算条件
機械的荷重	地 震 力	S_S(Ss600)地震力　水平方向：0.79 G 鉛直方向：0.49 G
熱 荷 重	最高使用温度	50℃
材料	固定ボルト	炭素鋼(S35C)
	基礎ボルト	炭素鋼(SS400)

表２．２－５　許容応力

(単位：N/mm^2)

部位	材料	設計事象	許容応力(注1)	
			引張	せん断
固定ボルト	炭素鋼 (S35C)	Ⅰ＋S_s	(注2)	224
基礎ボルト	炭素鋼 (SS400)		(注2)	158

(注1) 許容応力は，次式で算出

＜固定ボルト及び基礎ボルト＞

許容引張応力　$f_t=\frac{F}{2}\times 1.5$

許容せん断応力　$f_s=\frac{F}{1.5\sqrt{3}}\times 1.5$

ただし，

Ｆ：設計基準強度 (N/mm^2)　Ｆ＝Min[$1.2S_y$, $0.7S_u$]

(注 2) 固定ボルト及び基礎ボルトの許容引張応力はせん断応力との組合せを考慮し，次式で低減させる

Min[f_{t0}, $1.4f_{t0}-1.6\tau$]

ここで，

f_{t0}　：ボルトの許容引張応力 (N/mm^2)

τ　：ボルトに発生するせん断応力 (N/mm^2)

表２．２－６　固定ボルト及び基礎ボルトの応力評価（設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$）

（単位：N/mm^2）

部位	応力の種類	計算値		許容応力(注2)
		ケース1(注1)	ケース2(注1)	
固定ボルト	引張	—(注3)	26	213
	せん断	121	121	224
基礎ボルト	引張	2	19	206
	せん断	45	45	158

（注1）ケース１：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力
ケース２：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

（注 2）固定ボルト及び基礎ボルトの許容引張応力は，発生せん断応力を考慮し低減させた値

（注3）(1)式に示す転倒モーメント（M_{fTHX}）が負となり，固定ボルトに引張応力が発生しない。

(2)　輸送貯蔵兼用キャスク

1)　評価方針

キャスク仮保管設備における輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の基準地震動Ss(Ss600)に対する耐震性について示すものである。

2)　主な構成部材と適用基準

①　主な構成部材

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の耐震強度は,地震時に要求される安全機能を維持するため，鋼製支持架台，埋め込み金物，基礎ボルト，コンクリート支持架台により構成される。

②　適用基準と規格

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は原子力発電所耐震設計技術規程[JEAC4601-2008]及び，発電用原子力設備規格　設計・建設規格 2005 年版(2007 年追補版含む)［JSME S NC1-2005/2007］を適用する。

3)　固有周期の算定

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の固有周期は 2.1 乾式キャスクの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク B の内 2)固有周期の算定と同一である。

4)　設計震度

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の設計震度は 2.1 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク B の内 3)設計震度と同一である。

5)　解析条件

①　荷重の組合せ

Ss(Ss600)地震時の評価において，輸送貯蔵兼用キャスクの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表２．２－７に示す。

表２．２－７　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の設計上考慮すべき
荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	評価事象	自重による荷重	地震荷重
Ｉ＋Ｓｓ	Ｓｓ(Ss600)地震力が作用する場合	○	○

② 解析箇所

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力解析を行う箇所を図２．２－１０に示す。

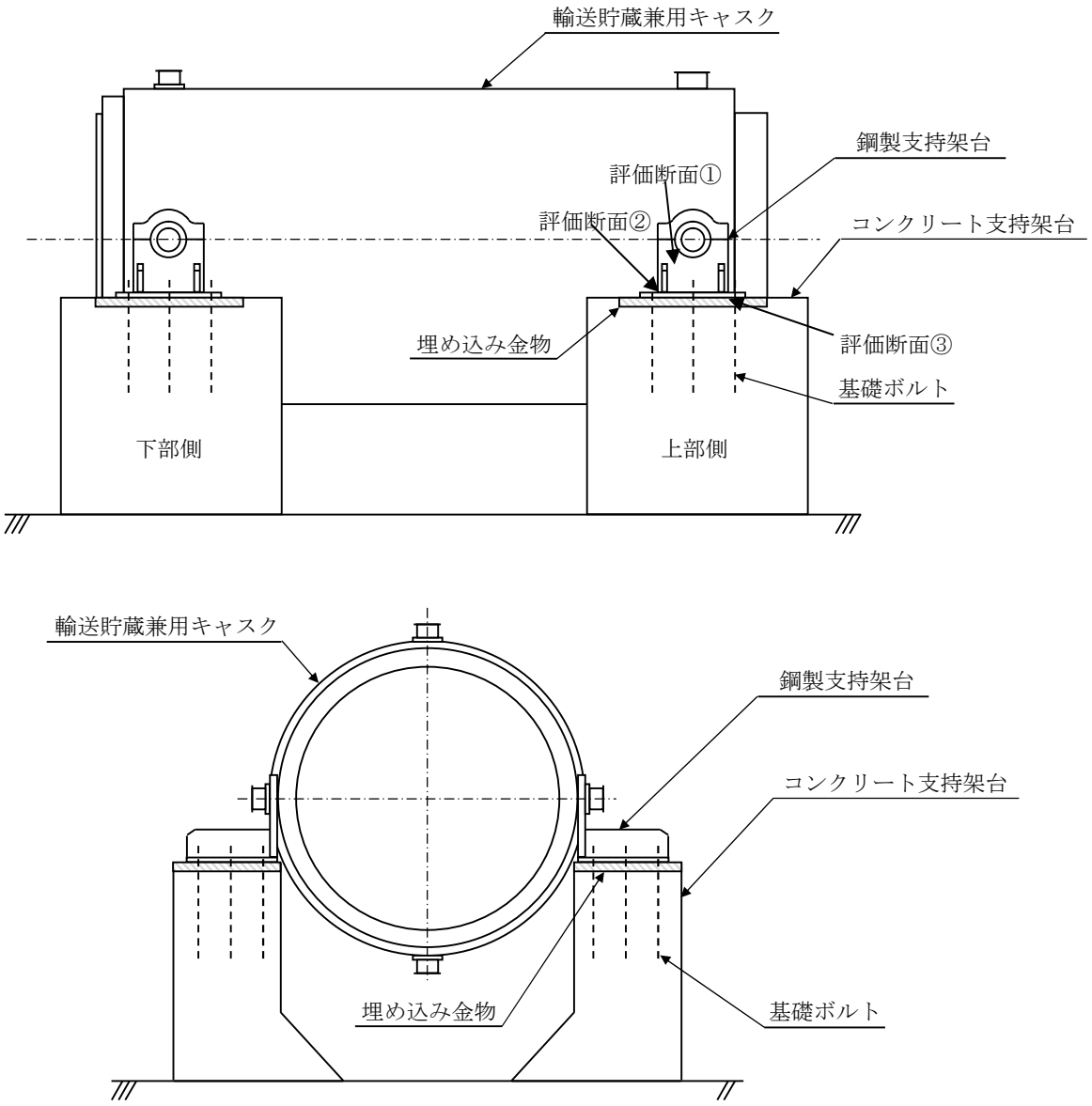


図２．２－１０　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台

6) 解析

① 解析手順

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力解析フローを図２．２－１１に示す。

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力解析は,想定される機械的荷重を基に応力評価式を用いて行う。

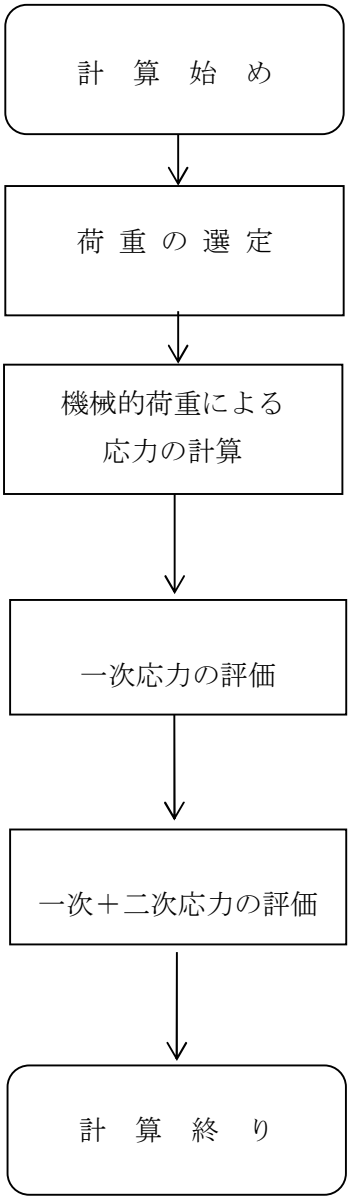


図２．２－１１　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の応力解析フロー図

② 荷重条件の選定

貯蔵時においてSs(Ss600)地震力が作用する場合の荷重は次に示す組合せとする。

自重＋地震力

③ 荷重計算

図２．２－１２に示す鋼製支持架台１脚に作用するキャスクの自重(F_{WU},F_{WL})は次式で表される。

$$F_{WU} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{WL} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_W = W \cdot g$$

ここで,

F_{WU}:鋼製支持架台１脚（上部側）に作用するキャスクの自重(N)

F_{WL}:鋼製支持架台１脚（下部側）に作用するキャスクの自重(N)

P_W:キャスク自重(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(mm)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(mm)

W ：キャスク設計質量(kg)

g ：重力加速度(m/s^2)

図２．２－１２に示す鋼製支持架台１脚に作用する鉛直方向地震力(F_{VU},F_{VL})は次式で表される。

$$F_{VU} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{VL} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_V = W \cdot C_V \cdot g$$

ここで,

F_{VU}:鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

F_{VL}:鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

P_V:キャスクに作用する鉛直方向地震力(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(mm)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(mm)

W ：キャスク設計質量(kg)

Cv:鉛直方向震度

g ：重力加速度(m/s^2)

図２．２－１２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸方向水平地震力(F_{HXU},F_{HXL})は次式で表される。なお，上部側のトラニオン受けには，キャスク軸方向にスライドする機構を備えており，軸方向水平地震力は作用しない。

$$F_{HXU} = 0$$

$$F_{HXL} = \frac{P_{HX}}{2}$$

$$P_{HX} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HXU}:鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

F_{HXL}:鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

P_{HX}:キャスクに作用する軸方向水平地震力(N)

W ：キャスク設計質量(kg)

C_H:水平方向震度

g ：重力加速度(m/s^2)

図２．２－１２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸直角方向水平地震力(F_{HYU},F_{HYL})は次式で表される。なお，トラニオン受けには，鋼製支持架台に作用する軸直角方向荷重が，キャスクから支持架台の方向のみ作用する機構を備えている。

$$F_{HYU} = P_{HY} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{HYL} = P_{HY} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_{HV} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HYU}:鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

F_{HYL}:鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

P_{HY}:キャスクに作用する軸直角方向水平地震力(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(mm)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(mm)

W ：キャスク設計質量(kg)

C_H:水平方向震度

g ：重力加速度(m/s^2)

④　応力評価

Ａ．自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

ａ．鋼製支持架台（評価断面①）

(a) 一次応力

図２．２－１３において自重のみによる圧縮応力（σ_{cW}）と鉛直方向地震力による圧縮応力（σ_{cV}）の合成圧縮応力（σ_{cT}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cT} = \sigma_{cW} + \sigma_{cV}$$

図２．２－１３において軸方向水平地震力による曲げ応力（σ_{bHX}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHX} = \frac{F_{HX} \cdot l}{t \cdot B^2 / 6}$$

図２．２－１３において軸方向水平地震力による平均せん断応力（τ_{HX}）は次式で表される。

$$\tau_{HX} = \frac{F_{HX}}{B \cdot t}$$

以上の合成圧縮応力（σ_{cT}），曲げ応力（σ_{bHX}），平均せん断応力（τ_{HX}）による組合せ応力（σ_{THX}）は次式で表される。

$$\sigma_{THX} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bHX})^2 + 3 \cdot \tau_{HX}{}^2}$$

ここで，

F_W：図２．２－１２に示す自重の設計用値(N)

F_V：図２．２－１２に示す鉛直方向地震力の設計用値(N)

F_{HX}：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値(N)

B ：図２．２－１３に示す評価断面の幅(mm)

t ：図２．２－１３に示すトラニオン受部の板厚(mm)

l ：図２．２－１３に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム(mm)

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cV}$$

$$\Delta\sigma_b = 2\cdot\sigma_{bHX}$$
$$\Delta\tau = 2\cdot\tau_{HX}$$
$$\sigma_{bc} = \sigma_{cT}$$

b．鋼製支持架台(評価断面②)

(a) 一次応力

図２．２－１４において自重のみによる圧縮応力（σ_{cW}）と鉛直方向地震力による圧縮応力（σ_{cV}）の合成圧縮応力（σ_{cT}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B_1\cdot t_1 + 2B_2\cdot t_2}$$
$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B_1\cdot t_1 + 2B_2\cdot t_2}$$
$$\sigma_{cT} = \sigma_{cW} + \sigma_{cV}$$

図２．２－１４において自重による曲げ応力（σ_{bW1}，σ_{bW2}），鉛直方向地震力による曲げ応力（σ_{bV1}，σ_{bV2}），及び軸方向水平地震力による曲げ応力（σ_{bHX1}，σ_{bHX2}）の合成曲げ応力（σ_{bT1}，σ_{bT2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bW1} = \frac{F_W\cdot(L_1 - t_1/2)}{I_X}\cdot L_1 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bW2} = \frac{F_W\cdot(L_1 - t_1/2)}{I_X}\cdot L_2 \qquad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bV1} = \frac{F_V\cdot(L_1 - t_1/2)}{I_X}\cdot L_1 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bV2} = \frac{F_V\cdot(L_1 - t_1/2)}{I_X}\cdot L_2 \qquad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bHX1} = \frac{F_{HX}\cdot l}{I_Y}\cdot L_3 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bHX2} = \frac{F_{HX}\cdot l}{I_Y}\cdot L_4 \qquad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bT1} = \sigma_{bW1} + \sigma_{bV1} + \sigma_{bHX1} \qquad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bT2} = \sigma_{bW2} + \sigma_{bV2} + \sigma_{bHX2} \qquad \text{（リブ側）}$$

図２．２－１４において軸方向水平地震力による平均せん断応力（τ_{HX}）は次式で表される。

$$\tau_{HX} = \frac{F_{HX}}{B_1\cdot t_1 + 2B_2\cdot t_2}$$

以上の合成圧縮応力（σ_{cT}），合成曲げ応力（σ_{bT1}，σ_{bT2}），平均せん断応力（τ_{HX}）による組合せ応力（σ_{THX1}，σ_{THX2}）は次式で表される。

$$\sigma_{THX1} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bT1})^2 + 3 \cdot \tau_{HX}{}^2}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{THX2} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bT2})^2 + 3 \cdot \tau_{HX}{}^2}$$ （リブ側）

ここで，

F_W ：図２．２－１２に示す自重の設計用値（N）

F_V ：図２．２－１２に示す鉛直方向地震力の設計用値（N）

F_{HX}：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

B_1 ：図２．２－１４に示すトラニオン受部の幅（mm）

B_2 ：図２．２－１４に示すリブの幅（mm）

t_1 ：図２．２－１４に示すトラニオン受部の板厚（mm）

t_2 ：図２．２－１４に示すリブの板厚（mm）

L_1 :図２．２－１４に示す中立軸(X 軸)からトラニオン受け端部までのY方向距離(mm)

L_2 ：図２．２－１４に示す中立軸(X 軸)からリブ端部までのY方向距離（mm）

L_3 ：図２．２－１４に示す中立軸(Y 軸)からトラニオン受け端部までのX方向距離，L_3’及びL_3’’の大きい方の値（mm）

L_4 ：図２．２－１４に示す中立軸(Y軸)からリブ端部までのX 方向距離，L_4’及びL_4’’の大きい方の値（mm）

l ：図２．２－１４に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム（mm）

I_X ：図２．２－１４に示す断面の中立軸(X 軸)に関する断面二次モーメント（mm^4）

I_Y ：図２．２－１４に示す断面の中立軸(Y 軸)に関する断面二次モーメント（mm^4）

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cV}$$

$$\Delta\sigma_{b1} = 2 \cdot (\sigma_{bV1} + \sigma_{bHX1})$$ （トラニオン受側）

$$\Delta\sigma_{b2} = 2 \cdot (\sigma_{bV2} + \sigma_{bHX2})$$ （リブ側）

$$\Delta\tau = 2 \cdot \tau_{HX}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_{cT}$$

c．鋼製支持架台(評価断面③)

(a) 一次応力

図２．２－１５において自重，鉛直方向地震力及び軸方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bHXb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bHXc}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHXb} = \frac{T_{HX} \cdot L_1}{B \cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bHXc} = \frac{\sigma_{ccHX} \cdot L_2{}^2/2}{t^2/6}$$

$$T_{HX} = \sigma_{tbHX} \cdot A_m$$

ここで,

σ_{tbHX}：図２．２－１５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張応力 (N/mm^2)

σ_{ccHX}：図２．２－１５に示すコンクリートに発生する本荷重条件下における圧縮応力 (N/mm^2)

T_{HX} ：図２．２－１５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張力 (N)

t　：図２．２－１５に示す鋼製支持架台底板の板厚（mm）

B　：図２．２－１５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力の評価断面幅（mm）

L_1　：図２．２－１５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げモーメントのモーメントアーム長さ（mm）

L_2　：図２．２－１５に示すコンクリートから圧縮力を受ける長さ（mm）

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

図２．２－１５において自重，鉛直方向地震力及び軸方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する平均せん断応力（τ_{HXb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する平均せん断応力（τ_{HXc}）は次式で表される。

$$\tau_{HXb} = \frac{T_{HX}}{B \cdot t}$$

$$\tau_{HXc} = \frac{\sigma_{ccHX} \cdot L_2}{t}$$

ここで，各記号は上記と同様である。

以上の曲げ応力（σ_{bHXb}，σ_{bHXc}），平均せん断応力（τ_{HXb}，τ_{HXc}）による組合せ応力（σ

$_{THXb}$，σ_{THXc}）は次式で表される。

$$\sigma_{THXb} = \sqrt{\sigma_{bHXb}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HXb}{}^2}$$

$$\sigma_{THXc} = \sqrt{\sigma_{bHXc}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HXc}{}^2}$$

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bHXb} + \sigma_{bHXc}$$

$$\Delta\tau = \tau_{HXb} + \tau_{HXc}$$

d．埋め込み金物

自重及び鉛直方向地震力により埋め込み金物に発生する応力は微小であるためこれらの荷重は無視する。

(a) 一次応力

自重及び鉛直方向地震力は無視する。

図２．２－１６において軸方向水平地震力により発生する曲げ応力（σ_{bHX1}），軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大曲げ応力（σ_{bHX2}）とその合成曲げ応力（σ_{bHX}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHX1} = \frac{F_{HX} \cdot H/2}{4 \cdot B \cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bHX2} = \sigma_{bHX1} \cdot \frac{\tau_{HX2}}{\tau_{HX1}}$$

$$\sigma_{bHX} = \sigma_{bHX1} + \sigma_{bHX2}$$

ここで,

F_{HX}　：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

H　：図２．２－１６に示すシアプレート部の高さ（mm）

B　：図２．２－１６に示すシアプレート部の幅（mm）

t　：図２．２－１６に示すシアプレート部の板厚（mm）

τ_{HX1}：図２．２－１６において軸方向水平地震力により発生する平均せん断応力（N/mm^2）

τ_{HX2}：図２．２－１６において軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大せん断応力（N/mm^2）

図２．２－１６において軸方向水平地震力により発生する平均せん断応力（τ_{HX1}），軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大せん断応力（τ_{HX2}）とその合成せん断応力（τ_{HX}）は次式で表される。

$$\tau_{HX1} = \frac{F_{HX}}{4 \cdot B \cdot t}$$

$$\tau_{HX2} = \frac{F_{HX} \cdot l}{I_P} \cdot r_{\max}$$

$$\tau_{HX} = \tau_{HX1} + \tau_{HX2}$$

ここで,

F_{HX} ：図２．２－１６に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

B　：図２．２－１６に示すシアプレートの幅（mm）

t　：図２．２－１６に示すシアプレート部の板厚（mm）

l　：図２．２－１６に示す軸方向水平地震力作用点から捩りせん断中心までのY 方向距離（mm）

I_p ：図２．２－１６に示すシアプレートの断面二次極モーメント（mm^4）

r_{max}：図２．２－１６に示す捩りせん断中心からシアプレートまでの最大距離（mm）

以上の合成曲げ応力（σ_{bHX}），合成せん断応力（τ_{HX}）による組合せ応力（σ_{THX}）は次式で表される。

$$\sigma_{THX} = \sqrt{\sigma_{bHX}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HX}{}^2}$$

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じない。

$$\Delta\sigma_b = 2 \cdot \sigma_{bHX}$$

$$\Delta\tau = 2 \cdot \tau_{HX}$$

ｅ．基礎ボルト

(a) 一次応力

Ⅰ.自重(-Z)＋鉛直方向地震力(+Z)＋軸方向水平地震力(±X)

基礎ボルトに発生する合成引張応力（σ_{tT}）及び合成せん断応力（τ_T）は次式で表される。

$$\sigma_{tT} = \sigma_{tV} + \sigma_{tHX}$$

$$\tau_T = \tau_{HX1} + \tau_{HX2}$$

ここで,

σ_{tV} ：自重及び鉛直方向地震力により発生する引張応力（N/mm^2）

σ_{tHX} ：軸方向水平地震力により発生する引張応力（N/mm^2）

τ_{HX1} ：軸方向水平地震力により発生する平均せん断応力（N/mm^2）

τ_{HX2} ：軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大せん断応力（N/mm^2）

イ．自重及び鉛直方向地震力による引張応力

図２．２－１７において自重及び鉛直方向地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tV}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tV} = \sigma_{CC} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = \left\{ X_{n1}{}^2 / 2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1}) \right\} b \cdot D^2$$

$$I_n = \left\{ X_{n1}{}^3 / 3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2 \right\} b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (\mathrm{b} \cdot D)$$

$$a_t = \mathrm{A_b} \cdot N_b$$

ここで,

σ_{cc}：図２．２－１７に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

n ：ヤング係数比

D ：図２．２－１７に示す断面高さ（mm）

b ：図２．２－１７に示す断面幅（mm）

d_t ：図２．２－１７に示す引張側ボルトに関する距離（mm）

d_{t1}：引張側ボルトに関する係数（-）

X_n ：図２．２－１７に示す中立軸距離（mm）

X_n－D／2＋e＝In／Sn

ただし，e：図2.2-17に示す鉛直力偏心距離(mm)

X_{n1}：中立軸比（-）

N ：図２．２－１７に示す鉛直力であり，次式により算出した値（N）

N＝[自重の設計用値]－[鉛直方向地震力の設計用値]

a_t ：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t ：引張鉄筋比（-）

A_b ：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m ：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_b ：有効引張側ボルト本数（本）

S_n ：有効等価断面一次モーメント（mm^3）

I_n ：有効等価断面二次モーメント（mm^4）

ロ．軸方向水平地震力による引張応力

図２．２－１７において軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHX}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot Xn$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

$$P_t = a_t / (\mathrm{b} \cdot d)$$

ここで,

σ_{cc} ：図２．２－１７に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

F_{HX} ：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

I ：断面の断面二次モーメント（mm^4）

n ：ヤング係数比

l_1 ：軸方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのZ 方向距離(mm)

b ：図２．２－１７に示す断面幅（mm）

d ：図２．２－１７に示す断面有効高さ（mm）

X_n ：図２．２－１７に示す中立軸距離（mm）

X_{n1} ：中立軸比（-）

a_t ：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t ：引張鉄筋比（-）

A_b ：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m ：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_b ：有効引張側ボルト本数（本）

ハ．軸方向水平地震力により発生するせん断応力

軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HX1}），及び軸方向

水平地震力作用点が図２．２－１７に示す基礎ボルト重心位置から偏心していることにより発生する最大せん断応力（τ_{HX2}）は次式で表される。

$$\tau_{HX1} = \frac{F_{HX}}{A_b \cdot N_{bs}}$$

$$\tau_{HX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_2}{I_P} \cdot r_{\max}$$

ここで,

F_{HX} ：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

N_{bs} ：図２．２－１７に示す基礎ボルト本数（本）

A_b ：図２．２－１７に示す基礎ボルト有効断面積（mm^2）

I_p ：図２．２－１７に示す基礎ボルトの断面二次極モーメント（mm^4）

l_2 ：図２．２－１７に示す軸方向水平地震力作用点から基礎ボルト有効断面の図心位置（捩りせん断中心）までのY 方向距離（mm）

r_{max}：上記図心位置から基礎ボルトまでの最大距離（mm）

Ⅱ.自重(－Z)＋鉛直方向地震力(－Z)＋軸方向水平地震力(±X)

基礎ボルトに発生する合成引張応力（σ_{tT}）及び合成せん断応力（τ_T）は次式で表される。

$$\sigma_{tT} = \sigma_{tV} + \sigma_{tHX}$$

$$\tau_T = \tau_{HX1} + \tau_{HX2}$$

ここで,

σ_{tV} ：自重及び鉛直方向地震力により発生する引張応力（N/mm^2）

σ_{tHX}：軸方向水平地震力により発生する引張応力（N/mm^2）

τ_{HX1}：軸方向水平地震力により発生する平均せん断応力（N/mm^2）

τ_{HX2}：軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大せん断応力（N/mm^2）

イ．自重及び鉛直方向地震力による引張応力

図２．２－１８において自重及び鉛直方向地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tV}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tV} = \sigma_{cc} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = \left\{ X_{n1}{}^2 / 2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1}) \right\} b \cdot D^2$$

$$I_n = \left\{ X_{n1}{}^3 / 3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2 \right\} b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (\mathrm{b} \cdot D)$$

$$a_t = \mathrm{A_b} \cdot N_{bt}$$

ここで,

σ_{cc}：図２．２－１８に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

n：ヤング係数比

D：図２．２－１８に示す断面高さ（mm）

b：図２．２－１８に示す断面幅（mm）

d_t：図２．２－１８に示す引張側ボルトに関する距離（mm）

d_{t1}：引張側ボルトに関する係数（-）

X_n：図２．２－１８に示す中立軸距離を表し，次式を満足する値（mm）

$X_n - D/2 + e = I_n / S_n$

ただし，e：図２．２－１８に示す鉛直力偏心距離（mm）

X_{n1}：中立軸比（-）

N：図２．２－１８に示す鉛直力であり，次式により算出した値（N）

N＝[自重の設計用値]＋[鉛直方向地震力の設計用値]

a_t：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t：引張鉄筋比（-）

A_b：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_{bt}：有効引張側ボルト本数（本）

S_n：有効等価断面一次モーメント（mm^3）

I_n：有効等価断面二次モーメント（mm^4）

ロ．軸方向水平地震力により発生する引張応力

図２．２－１８において軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHX}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot X_n$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$
$$a_t = A_b \cdot N_b$$
$$P_t = a_t / (\mathrm{b} \cdot d)$$

ここで,

σ_{cc}：図２．２－１８に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

F_{HX} ：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

I　：断面の断面二次モーメント（mm^4）

n　：ヤング係数比

l_1 ：軸方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのＺ方向距離（mm）

b　：図２．２－１８に示す断面幅（mm）

d　：図２．２－１８に示す断面有効高さ（mm）

X_n ：図２．２－１８に示す中立軸距離（mm）

X_{n1} ：中立軸比（-）

a_t ：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t ：引張鉄筋比（-）

A_b ：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m ：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_b ：有効引張側ボルト本数（本）

ハ．軸方向水平地震力により発生するせん断応力

軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HX1}），及び軸方向水平地震力作用点が図２．２－１８に示す基礎ボルト重心位置から偏心していることにより発生する最大せん断応力（τ_{HX2}）は次式で表される。

$$\tau_{HX1} = \frac{F_{HX}}{A_b \cdot N_{bs}}$$
$$\tau_{HX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_2}{I_P} \cdot r_{\max}$$

ここで,

F_{HX} ：図２．２－１２に示す軸方向水平地震力の設計用値（N）

N_{bs} ：図２．２－１８に示す基礎ボルト本数（本）

A_b ：図２．２－１８に示す基礎ボルト有効断面積（mm^2）

I_p ：図２．２－１８に示す基礎ボルトの断面二次極モーメント（mm^4）

l_2 ：図２．２－１８に示す軸方向水平地震力作用点から基礎ボルト有効断面の図心位置（捩りせん断中心）までのＹ方向距離（mm）

r_{max}：上記図心位置から基礎ボルトまでの最大距離（mm）

ｆ．コンクリート支持架台

コンクリート支持架台の下端に発生する荷重は表２．２－７の通りである。これらの荷重を用いて「コンクリート標準示方書　設計編（2007)」に基づき評価を行う。

表２．２－７ コンクリート支持架台下端における荷重

	鉛直力	水平力	モーメント
	(kN)	(kN)	(kN･m)
キャスク	477.00	485.00	226.00
	－	－	574.73
ペデスタル	49.41	23.10	12.43
合計	526.41	508.10	813.16

Ｂ．自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ａ．鋼製支持架台（評価断面①）

(a) 一次応力

図２．２－１９において自重のみによる圧縮応力（σ_{cW}）と鉛直方向地震力による圧縮応力（σ_{cV}）の合成圧縮応力（σ_{cT}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cT} = \sigma_{cW} + \sigma_{cV}$$

図２．２－１９において軸直角方向水平地震力による曲げ応力（σ_{bHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHY} = \frac{F_{HY} \cdot l}{B \cdot t^2 / 6}$$

図２．２－１９において軸直角方向水平地震力による平均せん断応力（τ_{HY}）は次式で表される。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{B \cdot t}$$

以上の合成圧縮応力（σ_{cT}），曲げ応力（σ_{bHY}），平均せん断応力（τ_{HY}）による組合せ応力（σ_{THY}）は次式で表される。

$$\sigma_{THY} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bHY})^2 + 3 \cdot \tau_{HY}{}^2}$$

ここで，

F_W：図２．２－１２に示す自重の設計用値(N)

F_V：図２．２－１２に示す鉛直方向地震力の設計用値(N)

F_{HY}：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(N)

B ：図２．２－１９に示す評価断面の幅(mm)

t ：図２．２－１９に示すトラニオン受部の板厚(mm)

l ：図２．２－１９に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム(mm)

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cV}$$

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bHY}$$
$$\Delta\tau = \tau_{HY}$$
$$\sigma_{bc} = \sigma_{cT}$$

b．鋼製支持架台(評価断面②)

(a) 一次応力

図２．２－２０において自重のみによる圧縮応力（σ_{cW}）と鉛直方向地震力による圧縮応力（σ_{cV}）の合成圧縮応力（σ_{cT}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B_1 \cdot t_1 + 2B_2 \cdot t_2}$$
$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B_1 \cdot t_1 + 2B_2 \cdot t_2}$$
$$\sigma_{cT} = \sigma_{cW} + \sigma_{cV}$$

図２．２－２０において自重による曲げ応力（σ_{bW1}，σ_{bW2}），鉛直方向地震力による曲げ応力
（σ_{bV1}，σ_{bV2}），及び軸直角方向水平地震力による曲げ応力（σ_{bHY1}，σ_{bHY2}）の合成曲げ応力
（σ_{bT1}，σ_{bT2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bW1} = \frac{F_W \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \quad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bW2} = \frac{F_W \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \quad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bV1} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \quad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bV2} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \quad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bHY1} = \frac{F_{HY} \cdot l}{I_X} \cdot L_1 \quad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bHY2} = \frac{F_{HY} \cdot l}{I_X} \cdot L_2 \quad \text{（リブ側）}$$
$$\sigma_{bT1} = \sigma_{bW1} + \sigma_{bV1} + \sigma_{bHY1} \quad \text{（トラニオン受側）}$$
$$\sigma_{bT2} = \sigma_{bW2} + \sigma_{bV2} + \sigma_{bHY2} \quad \text{（リブ側）}$$

図２．２－２０において軸直角方向水平地震力による平均せん断応力（τ_{HY}）は次式で表される。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{B_1 \cdot t_1 + 2B_2 \cdot t_2}$$

以上の合成圧縮応力（σ_{cT}），合成曲げ応力（σ_{bT1}，σ_{bT2}），平均せん断応力（τ_{HY}）による組合せ応力（σ_{THY1}，σ_{THY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{THY1} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bT1})^2 + 3 \cdot \tau_{HY}^2}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{THY2} = \sqrt{(\sigma_{cT} + \sigma_{bT2})^2 + 3 \cdot \tau_{HY}^2}$$ （リブ側）

ここで,

F_W ：図２．２－１２に示す自重の設計用値（N）

F_V ：図２．２－１２に示す鉛直方向地震力の設計用値（N）

F_{HX}：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

B_1 ：図２．２－２０に示すトラニオン受部の幅（mm）

B_2 ：図２．２－２０に示すリブの幅（mm）

t_1 ：図２．２－２０に示すトラニオン受部の板厚（mm）

t_2 ：図２．２－２０に示すリブの板厚（mm）

L_1 :図２．２－２０に示す中立軸(X 軸)からトラニオン受け端部までのY方向距離(mm)

L_2 ：図２．２－２０に示す中立軸(X 軸)からリブ端部までのY方向距離（mm）

l ：図２．２－２０に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム（mm）

I_X ：図２．２－２０に示す断面の中立軸(X 軸)に関する断面二次モーメント（mm^4）

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cV}$$

$$\Delta\sigma_{b1} = 2 \cdot \sigma_{bV1} + \sigma_{bHY1}$$ （トラニオン受側）

$$\Delta\sigma_{b2} = 2 \cdot \sigma_{bV2} + \sigma_{bHY2}$$ （リブ側）

$$\Delta\tau = \tau_{HY}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_{cT}$$

ｃ．鋼製支持架台(評価断面③)

(a) 一次応力

図２．２－２１において自重，鉛直方向地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bHYb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bHYc}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHYb} = \frac{T_{HY} \cdot L_1}{B \cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bHYc} = \frac{\sigma_{ccHY} \cdot L_2{}^2/2}{t^2/6}$$

$$T_{HY} = \sigma_{tbHY} \cdot A_m$$

ここで，

σ_{tbHY}：図２．２－２１に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張応力（N/mm^2）

σ_{ccHY}：図２．２－２１に示すコンクリートに発生する本荷重条件下における圧縮応力（N/mm^2）

T_{HY}　：図２．２－２１に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張力（N）

t　：図２．２－２１に示す鋼製支持架台底板の板厚（mm）

B　：図２．２－２１に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力の評価断面幅（mm）

L_1　：図２．２－２１に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げモーメントのモーメントアーム長さ（mm）

L_2　：図２．２－２１に示すコンクリートから圧縮力を受ける長さ（mm）

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

図２．２－２１において自重，鉛直方向地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する平均せん断応力（τ_{HYb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する平均せん断応力（τ_{HYc}）は次式で表される。

$$\tau_{HYb} = \frac{T_{HY}}{B \cdot t}$$

$$\tau_{HYc} = \frac{\sigma_{ccHY} \cdot L_2}{t}$$

ここで，各記号は上記と同様である。

以上の曲げ応力（σ_{bHYb}，σ_{bHYc}），平均せん断応力（τ_{HYb}，τ_{HYc}）による組合せ応力（σ_{THYb}，σ_{THYc}）は次式で表される。

$$\sigma_{THYb} = \sqrt{\sigma_{bHYb}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HYb}{}^2}$$

$$\sigma_{THYc} = \sqrt{\sigma_{bHYc}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HYc}{}^2}$$

(b) 一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じない。

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bHYb} + \sigma_{bHYc}$$

$$\Delta\tau = \tau_{HYb} + \tau_{HYc}$$

d．埋め込み金物

(a) 一次応力

図２．２－２２において軸直角方向水平地震力により発生する曲げ応力（σ_{bHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bHY} = \frac{F_{HY} \cdot H/2}{(L - 4 \cdot t) \cdot t^2/6}$$

ここで，

F_{HY}　：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

H　：図２．２－２２に示すシアプレート部の高さ（mm）

L　：図２．２－２２に示すシアプレート部の幅（mm）

t　：図２．２－２２に示すシアプレート部の板厚（mm）

図２．２－２２において軸直角方向水平地震力により発生する平均せん断応力（τ_{HY}）は次式で表される。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{(L - 4 \cdot t) \cdot t}$$

ここで，

F_{HY}　：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

L　：図２．２－２２に示すシアプレート部の幅（mm）

t　：図２．２－２２に示すシアプレート部の板厚（mm）

以上の曲げ応力（σ_{bHY}），平均せん断応力（τ_{HY}）による組合せ応力（σ_{THY}）は次式で表される。

$$\sigma_{THY} = \sqrt{\sigma_{bHY}{}^2 + 3 \cdot \tau_{HY}{}^2}$$

(b) 一次＋二次応力

軸直角方向水平地震力は一方向のみ(図２．２－２２に示すーY 方向のみ)に作用し，応力の振幅は片側のみとなるため，地震力のみによる曲げの応力範囲（Δσb），せん断の応力範囲（Δτ）は次式により表される。なお，せん断座屈，曲げ座屈は生じない。

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bHY}$$

$$\Delta\tau = \tau_{HY}$$

ｅ．基礎ボルト

(a) 一次応力

Ⅰ.自重(-Z)＋鉛直方向地震力(+Z)＋軸方向水平地震力(-Y)

イ.自重，鉛直方向地震力，軸直角水平方向地震力による引張応力

図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに引張応力が発生するかは下記条件により定まる。

（ｉ）$e_T < -(D/6 + d_t'/3)$ のとき

基礎ボルトに引張応力が発生する。

(ii) $-(D/6 + d_t'/3) \leqq e_T < -D/6$ のとき

鋼製支持架台底板の一部が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しない。

(iii) $-D/6 \leqq e_T < D/6$ のとき

鋼製支持架台底板の全面が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しない。

(iv) $D/6 \leqq e_T < D/6 + d_t/3$ のとき

鋼製支持架台底板の一部が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しない。

（ｖ）$D/6 + d_t/3 \leqq e_T$ のとき

基礎ボルトに引張応力が発生する。

ただし，

$$e_T = e_N + e_M$$

$$e_M = -F_{HY} \cdot l / N$$

ここで，

D ：図２．２－２３に示す断面高さ（mm）

d_t ：図２．２－２３に示す引張側ボルトに関する距離（ｷｬｽｸと反対側）（mm）

d_t'：図２．２－２３に示す引張側ボルトに関する距離（ｷｬｽｸ側）（mm）

e_T ：合成荷重偏心距離（mm）

e_N ：図２．２－２３に示す鉛直力偏心距離（mm）

e_M ：曲げモーメント置換偏心距離（mm）

l ：図２．２－２３に示す軸直角方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのZ 方向距離（mm）

F_{HY}：図２．２－２３に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

N　：図２．２－２３に示す鉛直力であり，次式により算出した値（N）

N＝[自重の設計用値]－[鉛直方向地震力の設計用値]

各条件で発生する基礎ボルトの引張応力は以下に示すとおり計算する。

（ｉ）$e_T < -(D/6 + d_t'/3)$ のとき

基礎ボルトに引張応力が発生する。図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHY}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tHY} = \sigma_{cc} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t' - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = \left\{ X_{n1}^{\ 2}/2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1}) \right\} \cdot b \cdot D^2$$

$$I_n = \left\{ X_{n1}^{\ 3}/3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2 \right\} \cdot b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t' / D$$

$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$

$$a_t = A_b \cdot N_{bt}'$$

ここで,

σ_{cc}　：図２．２－２３に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

n　：ヤング係数比

D　：上記と同じ

b　：図２．２－２３に示す断面幅（mm）

d_t'：上記と同じ

d_{t1}：引張側ボルトに関する係数（-）

X_n　：図２．２－２３に示す中立軸距離を表し，次式を満足する値（mm）

$X_n - D/2 + |e_T| = I_n / S_n$

ただし，e_T：上記と同じ

X_{n1}：中立軸比（-）

N　：上記と同じ

a_t　：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t　：引張鉄筋比（-）

A_b　：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_{bt}’：有効引張側ボルト本数（本）

S_n　：有効等価断面一次モーメント（mm^3）

I_n　：有効等価断面二次モーメント（mm^4）

（ⅱ）$-(D/6+d_t'/3) \leqq e_T < -D/6$ のとき

鋼製支持架台底板の一部が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しないが，ここでは，コンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力を算出する。図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力によりコンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力（σ_{cc}）は，次式で表される。

$$\sigma_{cc} = \frac{2 \cdot N}{3 \cdot b \cdot (D/2 - |e_T|)}$$

ここで，

N, e_t, D, b：上記と同じ

（ⅲ）$-D/6 \leqq e_T < D/6$ のとき

鋼製支持架台底板の全面が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しないが，ここでは，コンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力を算出する。図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力によりコンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力（σ_{cc}）は，次式で表される。

$$\sigma_{cc} = \frac{N \cdot |e_T|}{b \cdot D^2/6} + \frac{N}{b \cdot D}$$

ここで，

N, e_t, D, b：上記と同じ

（ⅳ）$D/6 \leqq e_T < D/6 + d_t/3$のとき

鋼製支持架台底板の一部が圧縮となり，基礎ボルトに引張応力が発生しないが，ここでは，コンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力を算出する。図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力によりコンクリート支持架台に発生する最大圧縮応力（σ_{cc}）は，次式で表される。

$$\sigma_{cc} = \frac{2 \cdot N}{3 \cdot b \cdot (D/2 - |e_T|)}$$

ここで，

N, e_t, D, b：上記と同じ

（ｖ）D／6＋d_t／3≦e_Tのとき

基礎ボルトに引張応力が発生する。図２．２－２３において自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHY}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説(2010 年版)より次式で表される。

$$\sigma_{tHY} = \sigma_{cc} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cc} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = \left\{ X_{n1}{}^2 / 2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1}) \right\} b \cdot D^2$$

$$I_n = \left\{ X_{n1}{}^3 / 3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2 \right\} b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (\mathrm{b} \cdot D)$$

$$a_t = \mathrm{A_b} \cdot N_{bt}$$

ここで，

σ_{cc} ：図２．２－２３に示すコンクリートの最大圧縮応力（N/mm^2）

n　：ヤング係数比

D　：上記と同じ

b　：上記と同じ

d_t　：上記と同じ

d_{t1}　：引張側ボルトに関する係数（-）

X_n　：図２．２－２３に示す中立軸距離を表し，次式を満足する値（mm）

$X_n - D/2 + |e_T| = In/Sn$

ただし，e_T：上記と同じ

X_{n1}　：中立軸比（-）

N　：上記と同じ

a_t　：有効ボルト総断面積（mm^2）

P_t　：引張鉄筋比（-）

A_b　：基礎ボルト有効断面積（mm^2）

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積（mm^2）

N_{bt}　：有効引張側ボルト本数（本）

S_n　：有効等価断面一次モーメント（mm^3）

I_n　：有効等価断面二次モーメント（mm^4）

ロ．軸直角方向水平地震力によるせん断応力

軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HY}），は次式で算出する。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{A_b \cdot N_{bs}}$$

ここで，

F_{HY} ：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

N_{bs} ：図２．２－２３に示す基礎ボルト本数（本）

A_b ：図２．２－２３に示す基礎ボルト有効断面積（mm^2）

Ⅱ．自重(－Z)＋鉛直方向地震力(－Z)＋軸直角方向水平地震力(－Y)

イ．自重，鉛直方向地震力，軸直角方向水平地震力による引張応力

図２．２－２４において自重，鉛直方向地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに引張応力が発生するかはⅠ項と同様に求められる。ただし，鉛直力（N）については以下のとおりとする。

N ：図２．２－２４に示す鉛直力であり，次式により算出した値（N）

N＝[自重の設計用値]＋[鉛直方向地震力の設計用値]

ロ．軸直角方向水平地震力によるせん断応力

軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HY}），は次式で算出する。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{A_b \cdot N_{bs}}$$

ここで，

F_{HY} ：図２．２－１２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（N）

N_{bs} ：図２．２－２４に示す基礎ボルト本数（本）

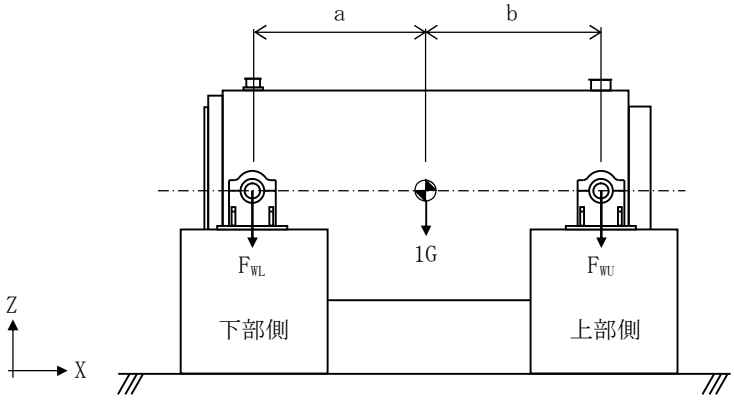
A_b ：図２．２－２４に示す基礎ボルト有効断面積（mm^2）

ｆ．コンクリート支持架台

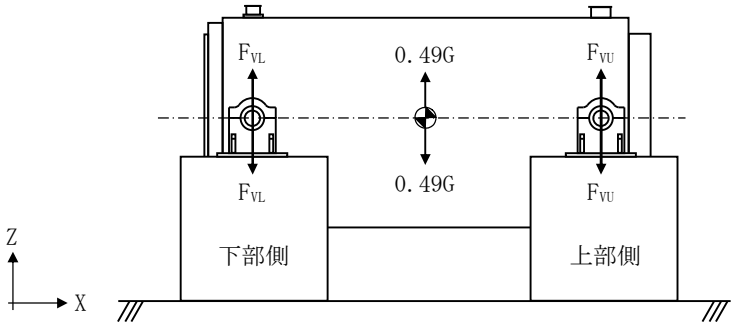
コンクリート支持架台の下端に発生する荷重は表２．２－８の通りである。これらの荷重を用いて「コンクリート標準示方書　設計編（2007)」に基づき評価を行う。

表２．２－８ コンクリート支持架台下端における荷重

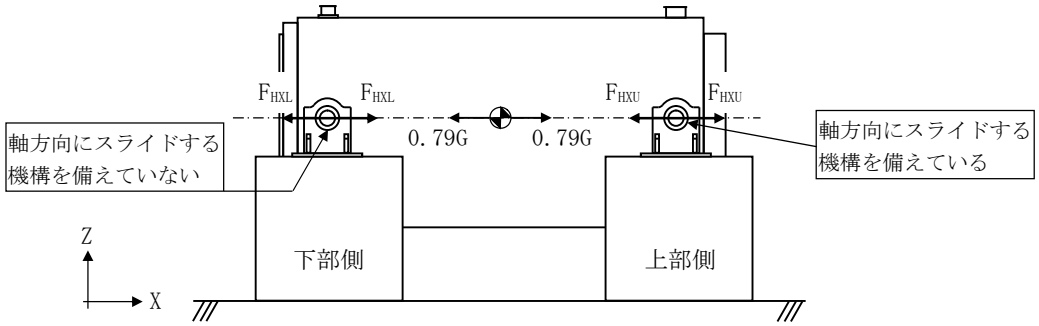
	鉛直力	水平力	モーメント
	(kN)	(kN)	(kN･m)
キャスク	477.00	506.00	157.00
	－	－	599.60
ペデスタル	49.41	23.10	12.43
合計	526.41	529.10	769.04



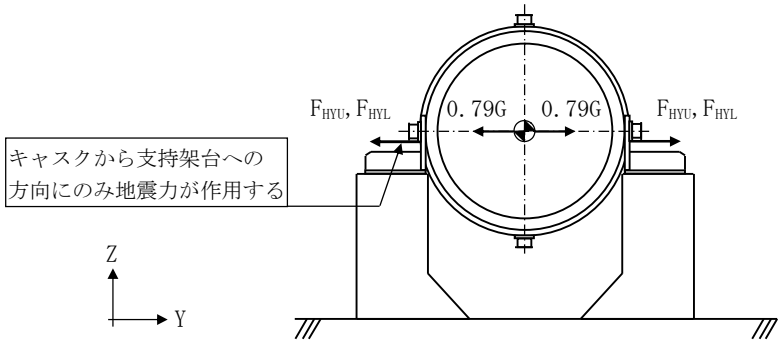
自　重



鉛直方向地震力



軸方向水平地震力



軸直角方向水平地震力

図２．２－１２　鋼製支持架台に作用する荷重

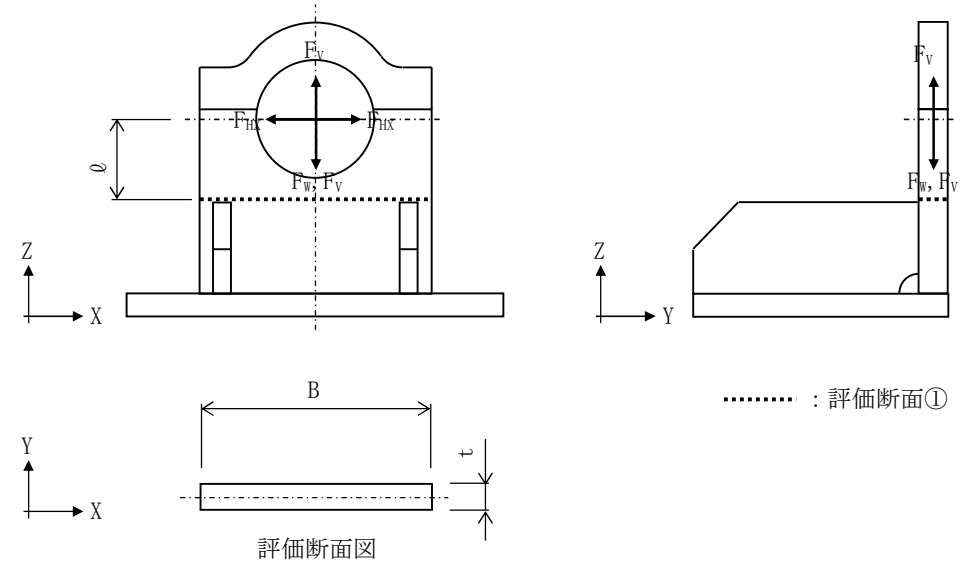


図２．２－１３　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面①）
［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力］

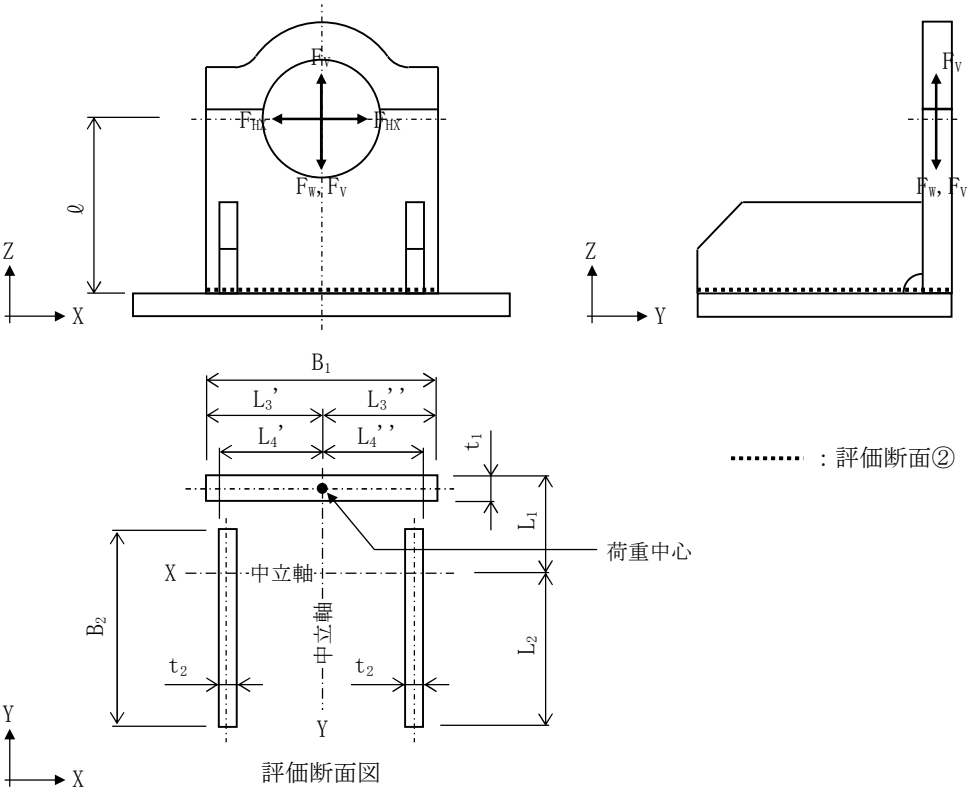


図２．２－１４　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面②）
［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力］

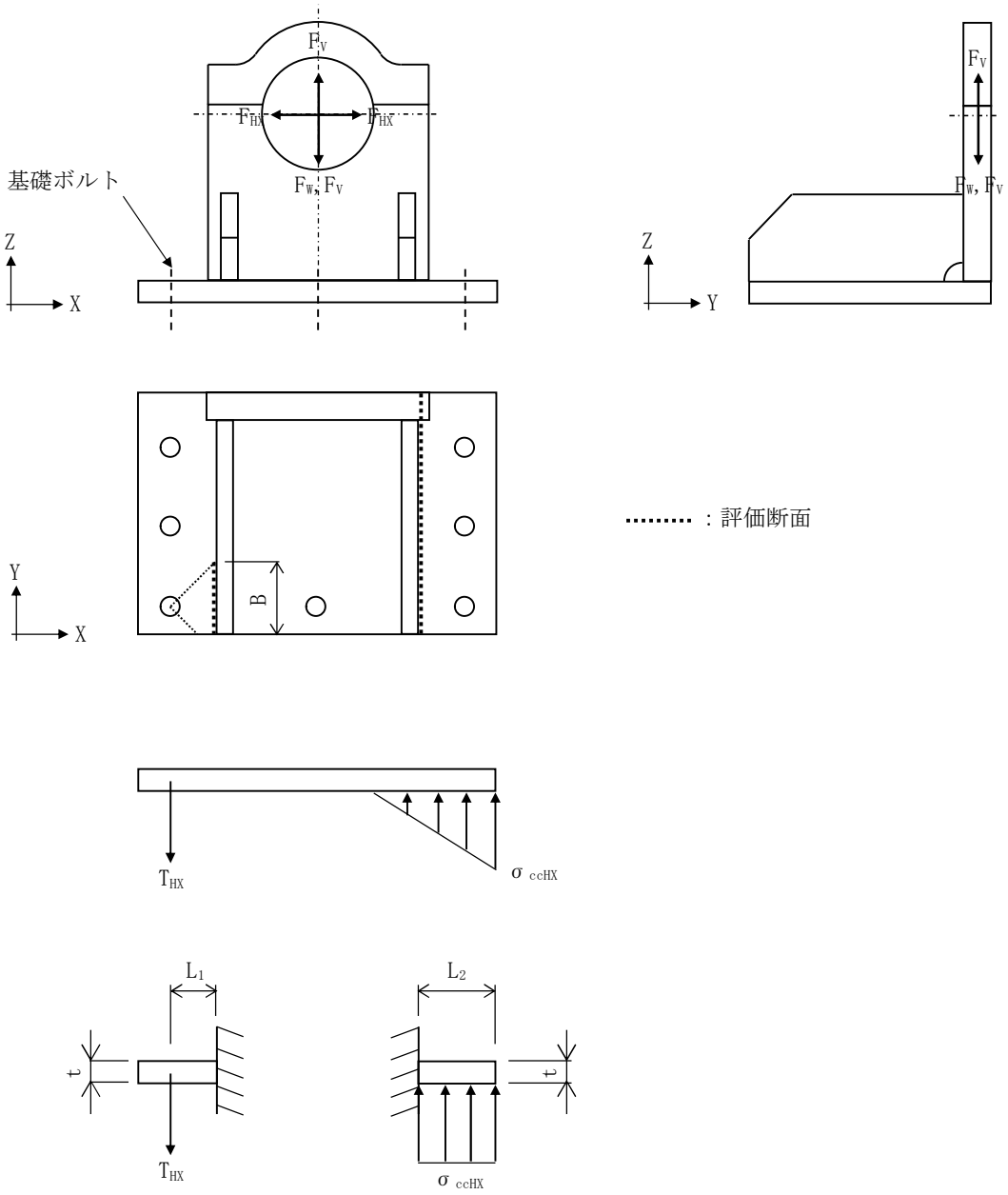


図２．２－１５　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面③）
［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力］

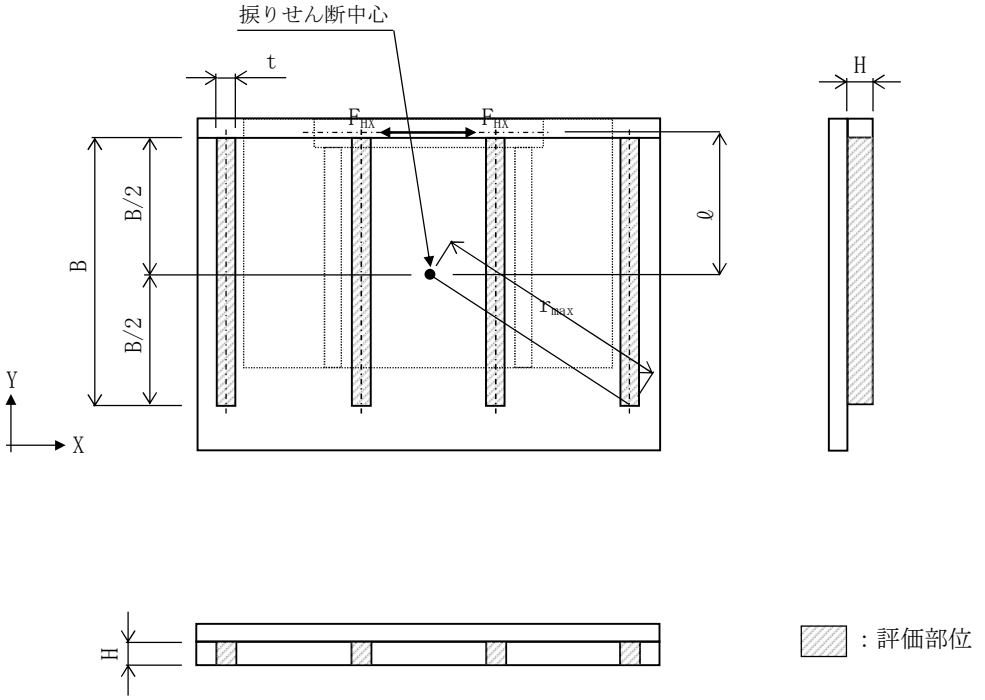
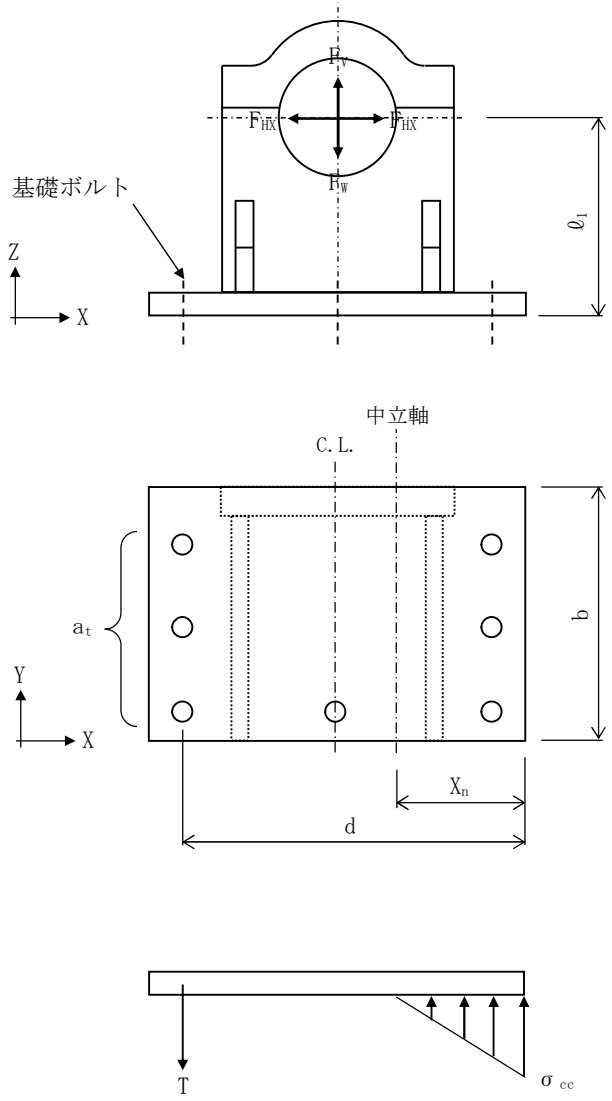
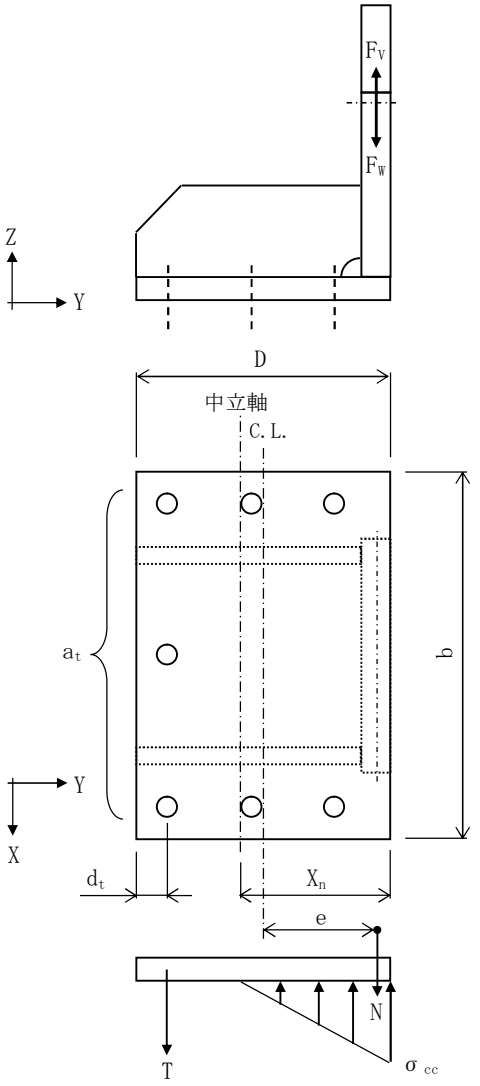


図２．２－１６　計算モデル図（埋め込み金物）

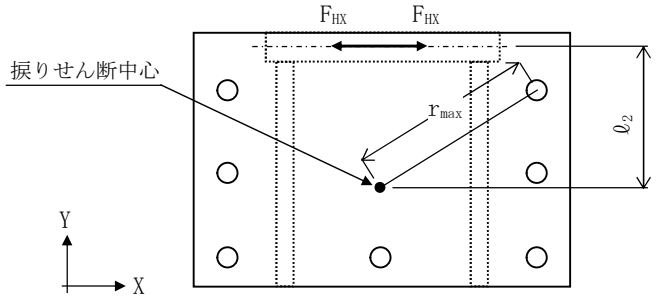
［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，（自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震



軸方向水平地震力により発生する
引張応力計算モデル



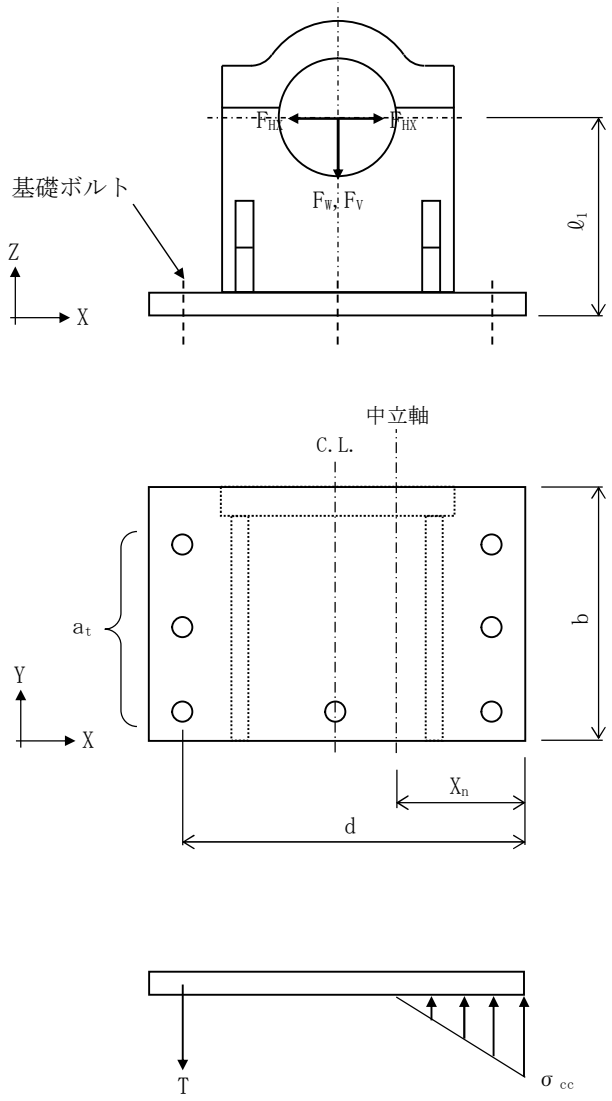
自重及び鉛直方向地震力により発生する
引張応力計算モデル



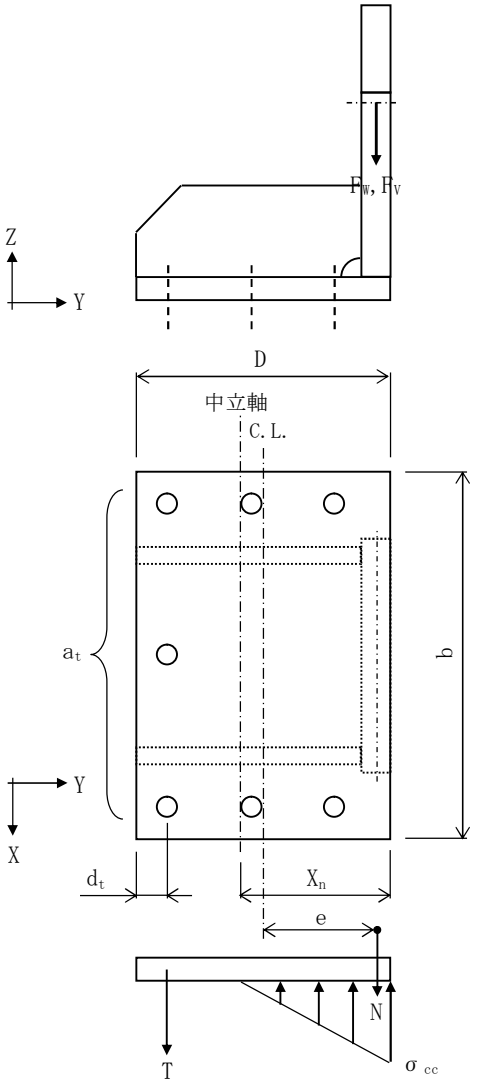
軸方向水平地震力により発生する
捩りせん断応力計算モデル

図２．２－１７　計算モデル図（基礎ボルト）

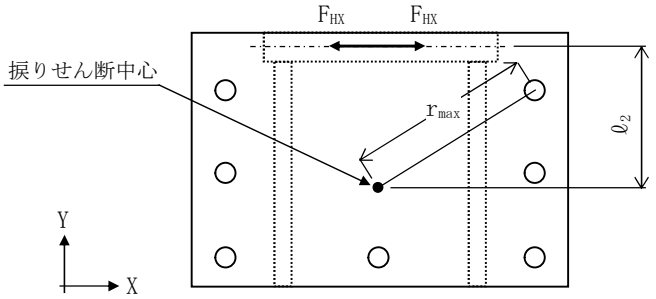
［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，自重(－Z)＋鉛直方向地震力(＋Z)＋軸方向水平地震力(±X)］



軸方向水平地震力により発生する
引張応力計算モデル



自重及び鉛直方向地震力により発生する
引張応力計算モデル



軸方向水平地震力により発生する
捩りせん断応力計算モデル

図２．２－１８　計算モデル図（基礎ボルト）

［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，自重(－Z)＋鉛直方向地震力(－Z)＋軸方向水平地震力(±X)］

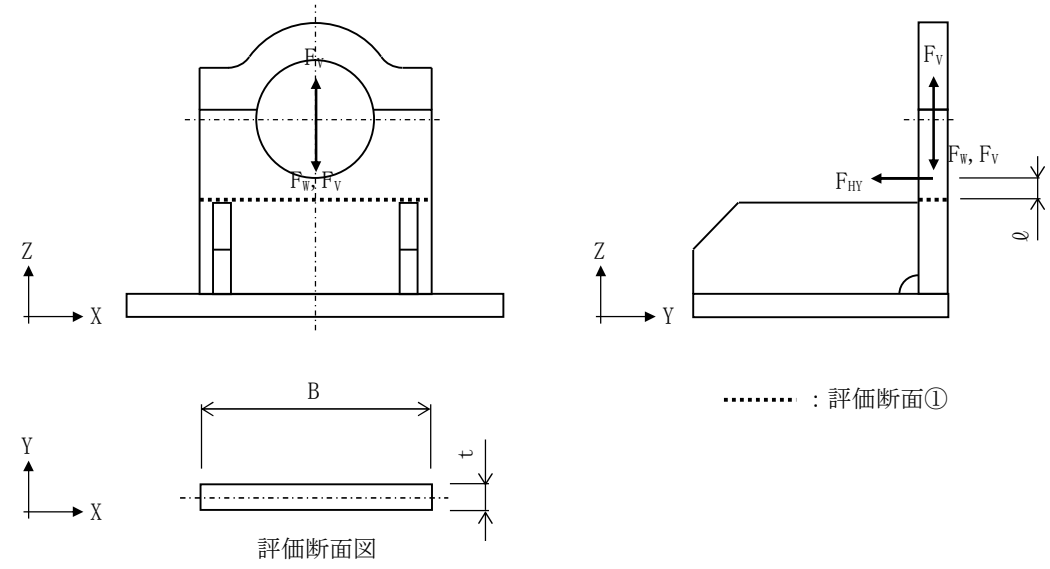


図２．２－１９　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面①）

［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］

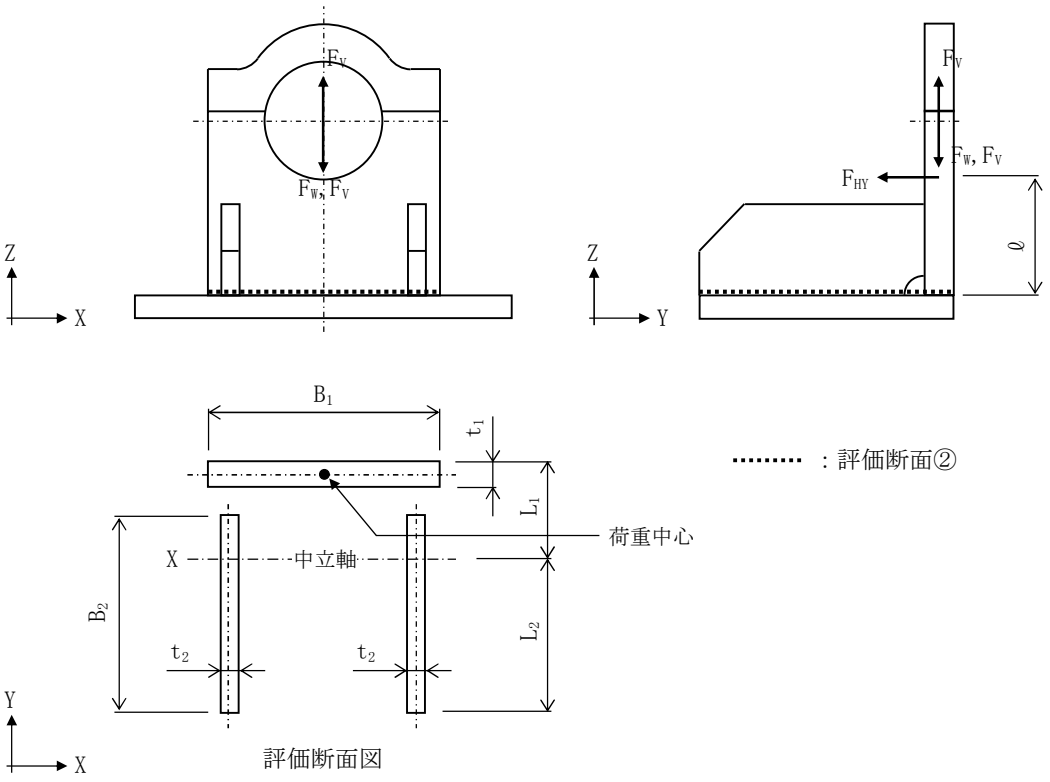


図２．２－２０　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面②）

［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］

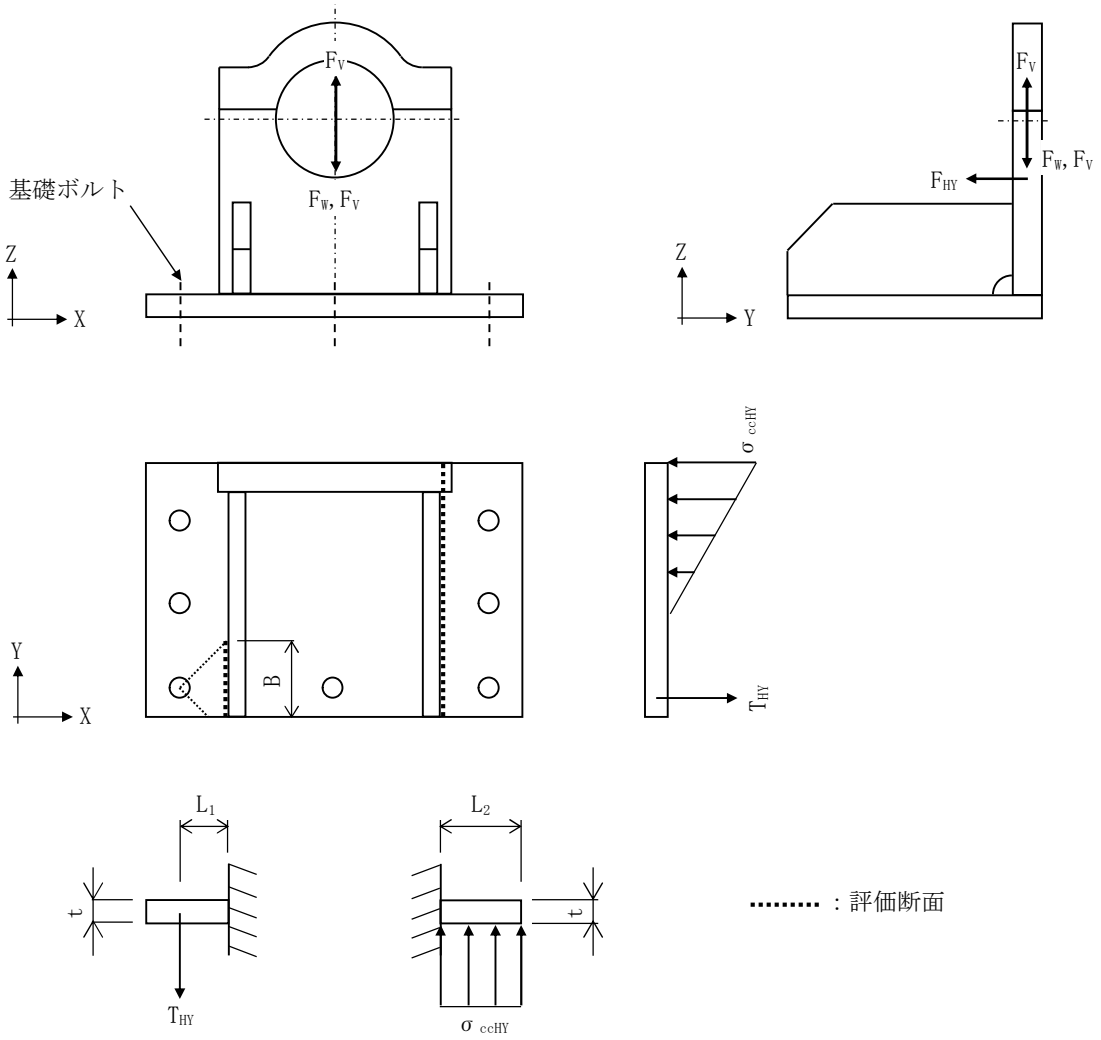


図２．２－２１　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面③）
［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］

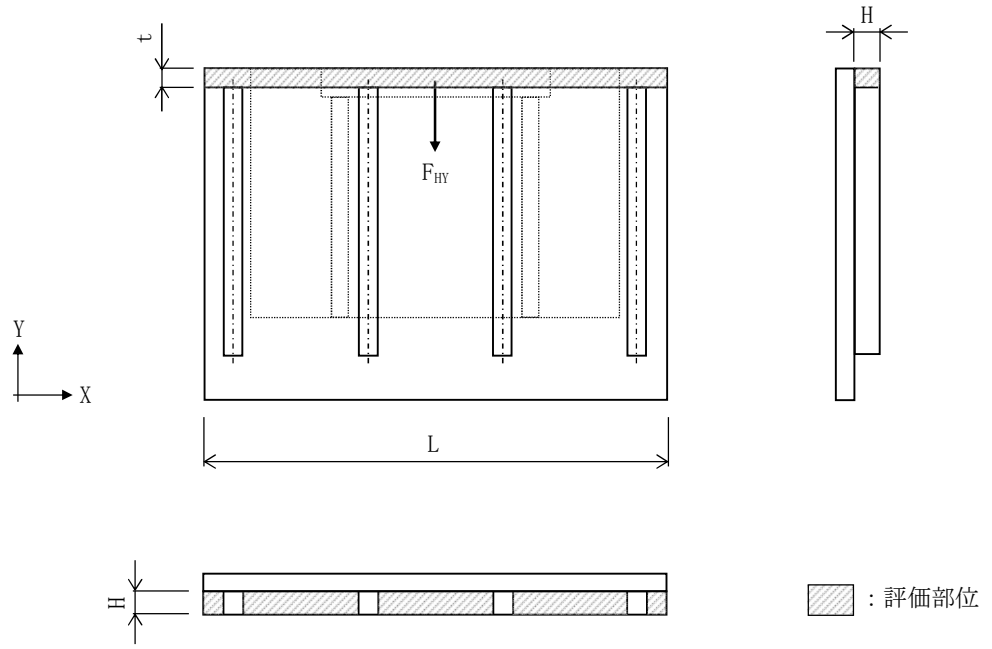
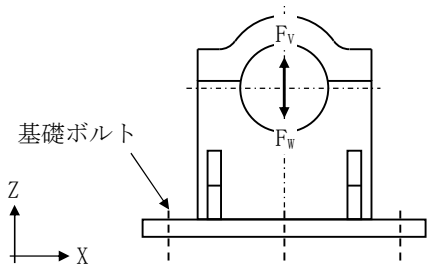
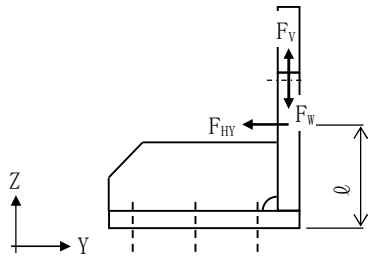
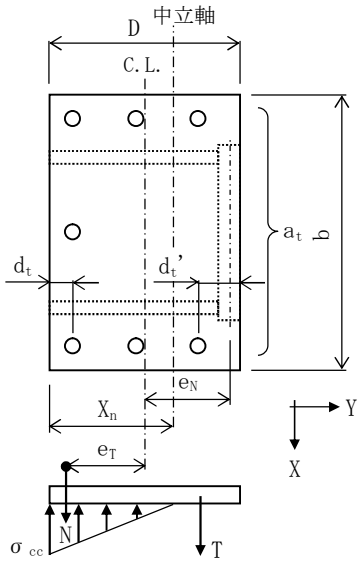


図２．２－２２　計算モデル図（埋め込み金物）

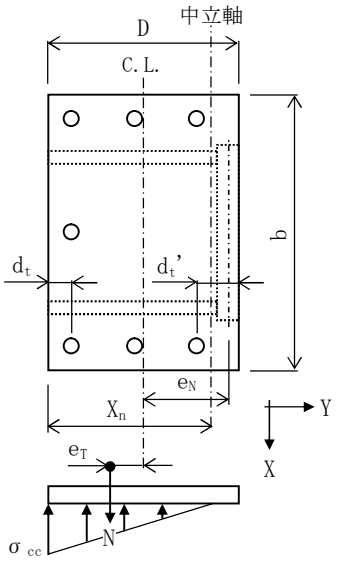
［設計事象Ⅰ＋Ｓ$_s$，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］



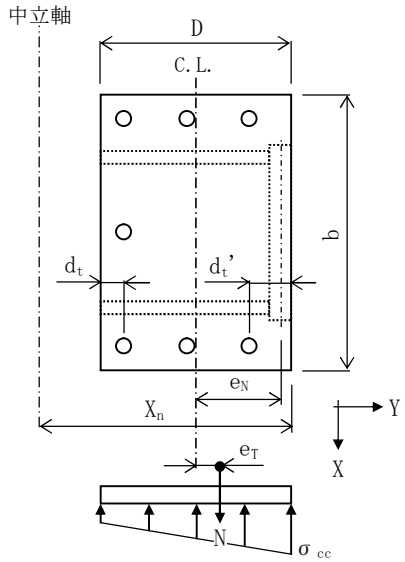




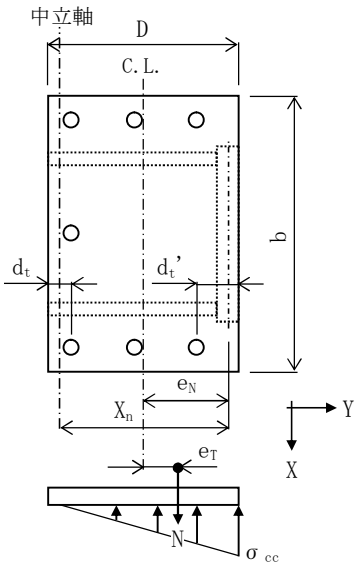
基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅰ）$e_T < -(D/6+d_t'/3)$
・基礎ボルトに引張応力発生



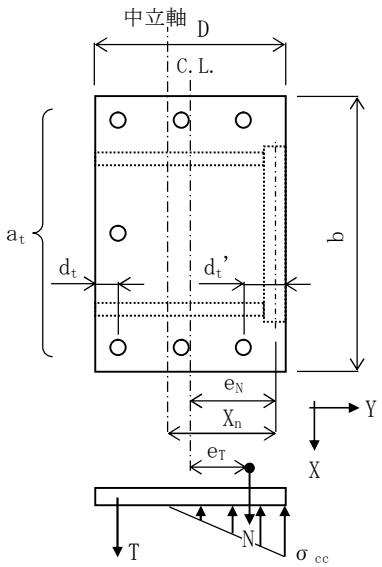
基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅱ）$-(D/6+d_t'/3) \leqq e_T < -D/6$
・基礎ボルトに引張応力発生なし



基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅲ）$-D/6 \leqq e_T < D/6$
・基礎ボルトに引張応力発生なし



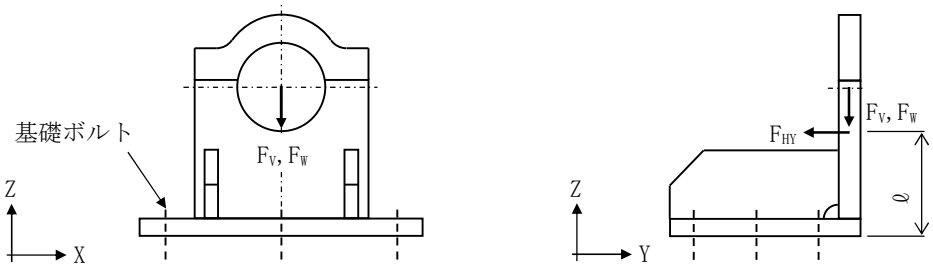
基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅳ）$D/6 \leqq e_T < D/6+d_t/3$
・基礎ボルトに引張応力発生なし

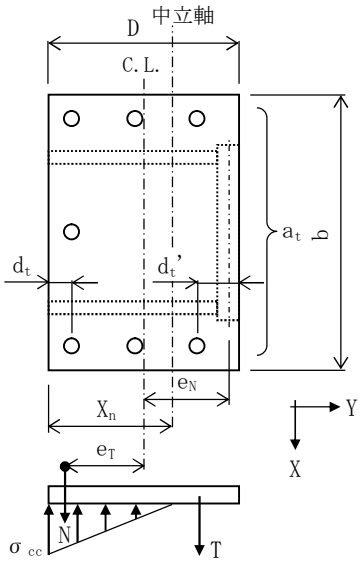


基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅴ）$D/6+d_t/3 \leqq e_T$
・基礎ボルトに引張応力発生

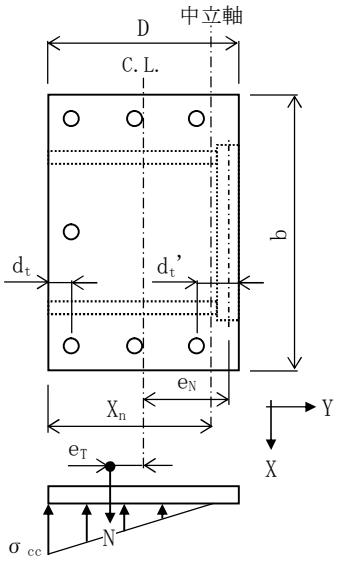
図２．２－２３　計算モデル図（基礎ボルト）

［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重(－Z)＋鉛直方向地震力(＋Z)＋軸直角方向水平地震力(－Y)］

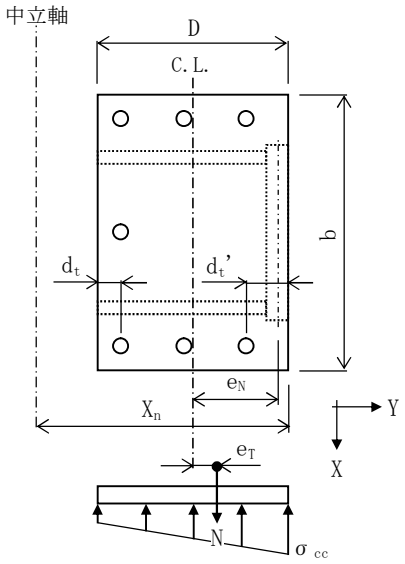




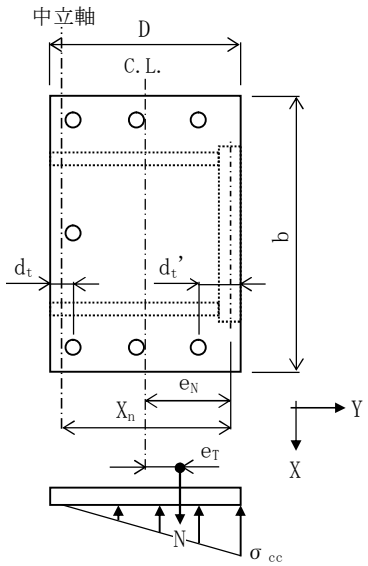
基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅰ）$e_T < -(D/6+d_t'/3)$
・基礎ボルトに引張応力発生



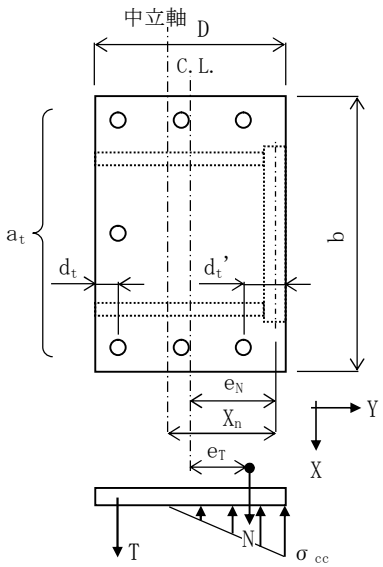
基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅱ）$-(D/6+d_t'/3) \leqq e_T < -D/6$
・基礎ボルトに引張応力発生なし



基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅲ）$-D/6 \leqq e_T < D/6$
・基礎ボルトに引張応力発生なし



基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅳ）$D/6 \leqq e_T < D/6+d_t/3$
・基礎ボルトに引張応力発生なし



基礎ボルトの引張応力計算モデル
（ⅴ）$D/6+d_t/3 \leqq e_T$
・基礎ボルトに引張応力発生

図２．２－２４　計算モデル図（基礎ボルト）

［設計事象Ⅰ＋Ｓｓ，自重(－Z)＋鉛直方向地震力(－Z)＋軸直角方向水平地震力(－Y)］

⑤評価結果

評価結果は表２．２－９（１）～（３）となる。

表２．２－９（１）　鋼製支持架台の応力評価（設計事象Ⅰ＋Ss，輸送貯蔵兼用キャスク B)

（単位：N/mm^2）

部　位		応力の種類		計 算 値(注)		許容応力	評価
				ケース１	ケース２		
鋼製支持架台	評価断面①	一次応力	圧縮	15	15	322	OK
			曲げ	37	151	326	OK
			せん断	15	16	188	OK
			組合せ	58	168	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	10	10	564	OK
			曲げ	74	151	564	OK
			せん断	30	16	324	OK
			座屈	15	15	279	OK
	評価断面②	一次応力	圧縮	7	7	325	OK
			曲げ	27	28	326	OK
			せん断	7	7	188	OK
			組合せ	35	36	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	5	5	564	OK
			曲げ	37	24	564	OK
			せん断	13	7	324	OK
			座屈	7	7	280	OK
	評価断面③	一次応力	曲げ	201	111	326	OK
			せん断	23	13	188	OK
			組合せ	205	114	326	OK
		一次＋二次応力	曲げ	347	201	564	OK
			せん断	38	22	324	OK

（注）ケース１：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

表２．２－９（２）　埋め込み金物，基礎ボルトの応力評価（設計事象Ⅰ＋Ss，輸送貯蔵兼用キャスク B)

（単位：N/mm^2）

部　位	応力の種類		計 算 値 (注 1)		許容応力 (注 2)	評価
			ケース１	ケース２		
埋め込み金物	一次応力	曲げ	66	85	270	OK
		せん断	14	19	155	OK
		組合せ	70	91	270	OK
	一次＋二次応力	曲げ	131	85	450	OK
		せん断	28	19	258	OK
基礎ボルト (注 3)	一次応力	引張	109 129	79 －	ｹｰｽ１：165 ｹｰｽ２：332	OK
		せん断	193 193	89 89	261	OK

（注 1）ケース１：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力
　　ケース２：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力
（注 2）基礎ボルトの許容引張応力は，発生せん断応力を考慮し低減させた値
（注 3）上段の値は鉛直方向地震力が上向き(＋Z 方向)のときの値を示し，下段の値は鉛直方向地震力が下向き(－Z 方向)のときの値を示す

表２．２－９（３）　コンクリート支持架台の応力評価（設計事象Ⅰ＋Ss）

項目		記号	単位	ケース１	ケース２
曲げ	曲げモーメント	Md	(kN･m)	813	769
	曲げ耐力	Mud	(kN･m)	2808	1048
	構造物係数	γi	－	1.00	1.00
	γi･Md/Mud≦1.0		－	0.29	0.73
	判定		－	OK	OK
せん断	せん断力	Vd	(kN)	508	529
	せん断耐力	Vyd	(kN)	890	777
	構造物係数	γi	－	1.00	1.00
	γi･Vd/Vyd≦1.0		－	0.57	0.68
	判定		－	OK	OK

（注 1）ケース１：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力
　　ケース２：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

2.3　コンクリートモジュールの耐震性

(1)　乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュール

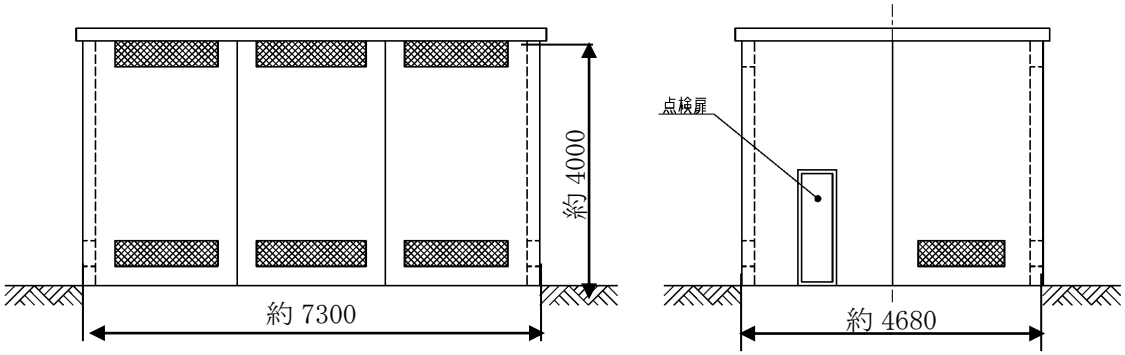
1)　評価方針

本設備で使用する乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュールが，基準地震動Ss(Ss600)により乾式貯蔵キャスクの除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の安全機能に影響を与えるような，倒壊等をしないことを確認する。

2)　乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの概略図を図２．３－１に示す。

コンクリートモジュールは長辺側板3枚，短辺側板2枚，天板3枚のコンクリート製パネルで構成されている。それぞれのパネルは金物とボルトにより連結されている。



(単位:mm)

図２．３－１　コンクリートモジュール概略図

3)　解析モデル

固有値解析，許容応力度設計及び基準地震動 Ss(Ss600)に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図２．３－２に示す。

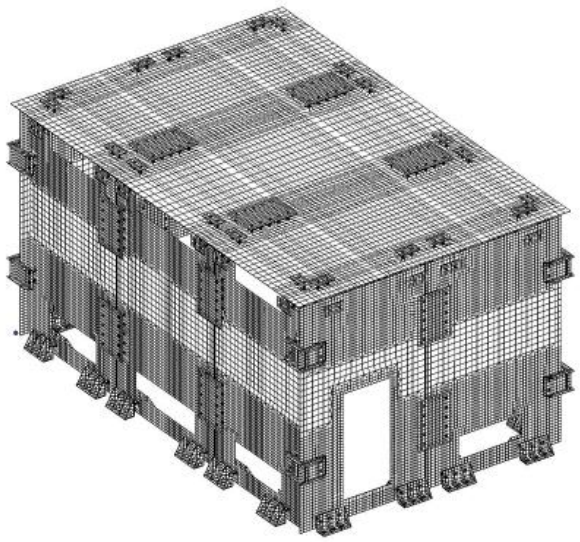


図２．３－２　コンクリートモジュールの解析モデル

4)　固有周期の算定

コンクリートモジュールの固有周期は図２．３－２の FEM モデルにより求める。この結果を表２．３－１に示す。

表２．３－１ コンクリートモジュールの固有周期

	固有周期(s)
水平（長辺）	0.036
水平（短辺）	0.046
鉛直	0.053

5)　設計用地震力

「4)固有周期の算定」において求めた固有周期と添付資料－２－１「3　耐震設計方針」に基づき，コンクリートモジュールの耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

コンクリートモジュールの水平方向の固有周期は 0.05sec 以下であることから，コンクリートモジュールの水平地震力に対しては剛体と見なすことができる。従って設計用水平地震力は 1.2ZPA とする。設計用鉛直地震力については添付資料－２－１「3　耐震設計方針」の応答スペクトルから設計用地震力を定める。

本耐震評価で用いる設計用地震力を表２．３－２に示す。

表２．３－２　設計用地震力

	水平	鉛直
設計用加速度(mm/s^2)	7800	11800

6)　許容応力

許容応力を以下のように定める。材料の許容応力度は建築基準法・同施行令及び国土交通省告示に定める値とし，表２．３－３～５に示す。

表２．３－３　コンクリートの許容応力度 (N/mm^2)

種類	長期			短期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート	$\frac{1}{3}Fc$	$\frac{1}{30}Fc$	$\frac{1}{30}Fc$ かつ $\left(0.49+\frac{1}{100}Fc\right)$ 以下	長期に対する 2 倍		

Fc=36 N/mm^2 とする。

表２．３－４　鉄筋の許容応力度 (N/mm^2)

種類	長期		短期	
	引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD295A 及び B	195	195	295	295

表２．３－５　鋼材の許容応力度 (N/mm^2)

鋼材	長期				短期			
	圧縮	引張	曲げ	せん断	圧縮	引張	曲げ	せん断
SS400	156.6	156.6	156.6	90.4	235	235	235	135.6

板厚≦40mm とする。

7)　応力計算

①　応力評価点

応力評価点は SRSS 法により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図２．３－３に示す箇所とする。

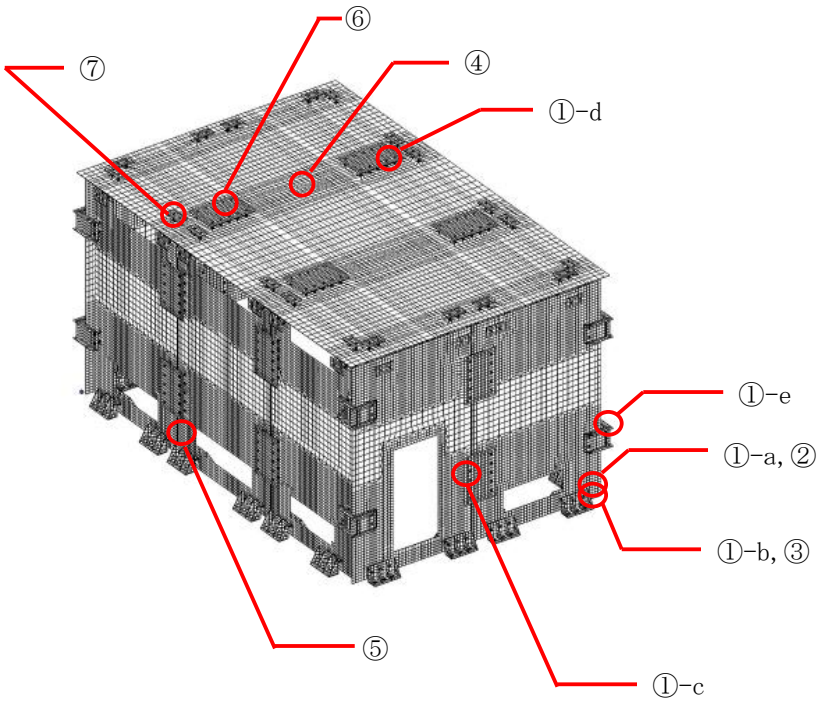


図２．３－３　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①-a　アンカーボルト
①-b　側板柱脚ボルト
①-c　側板接合ボルト
①-d　天板接合ボルト
①-e　コーナー接合ボルト
②　　ベースプレート
③　　側板アンカー部はしあき
④　　天板パネル
⑤　　側板パネル
⑥　　側板，天板接合プレート
⑦　　側板，天板コーナー接合プレート（内側）

② 荷重条件

コンクリートモジュールの耐震安全性の評価においては建築基準法施行令第 82 条より表２．３－６の地震時の荷重組合せに基づき評価を行う。ただし，コンクリートモジュールには積載荷重が無いため，考慮する荷重は固定荷重と地震力のみとする。また，コンクリートモジュールの厚さは200㎜と比較的薄いため温度勾配による影響は小さいと考えられ，温度応力は考慮しないものとする。

表２．３－６ 荷重組合せ

力の種類	荷重及び外力について想定する状態	本設計
短期に生ずる力	地震時	G + P + K

ただし，G：固定荷重，P：積載荷重，K：地震力

③ 応力評価

Ａ．ボルト

ボルトの基準強度は平成 12 年建設省告示第 2464 号，許容応力度は建築基準法施行令第 90 条及び平成 12 年建設省告示第 1451 号を用いる。

ａ．アンカーボルト(①-a) M20 (SS400：F=235)

せん断力 Qd=13.0 kN

引張力 Nd=26.0 kN

有効断面積 Ae = 245 mm^2

・短期許容引張応力度

引張力とせん断力を同時に受けるボルトの引張応力度

(鋼構造設計規準・同解説より)

$f_{ts} = 1.4 f_{t0} - 1.6\tau$ かつ $f_{ts} \leq f_{t0}$

f_{ts}= 1.4×235－1.6×(13.0×10^3 / 245) = 244.1 N/mm^2 → 235 N/mm^2

短期引張応力度

σt = Nd / Ae = 26.0 ×1000 / 245 = 107 N/mm^2

検定値

f_{ts}/σt = 235 / 107 = 2.20 ＞ 1.0・・・OK

ｂ．側板柱脚ボルト(①-b)　M27（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=68.4kN

有効断面積　Ae = 459 mm^2

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 68.4 × 1000 / 459 = 150 N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \dfrac{F}{\sqrt{3}} = \dfrac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm^2

検定値

f_s / τ = 242.4 / 150 = 1.62　＞　1.0・・・OK

ｃ．側板接合ボルト(①-c)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=48.5kN

有効断面積　Ae = 245 mm^2

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 48.5 × 1000 / 245 = 198 N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \dfrac{F}{\sqrt{3}} = \dfrac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm^2

検定値

f_s / τ = 242.4 / 198 = 1.22　＞　1.0・・・OK

ｄ．天板接合ボルト(①-d)　M16（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=21.2kN

有効断面積　Ae = 157 mm^2

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 21.2 × 1000 / 157 = 136 N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \dfrac{F}{\sqrt{3}} = \dfrac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm^2

検定値

f_s / τ = 242.4 / 136 = 1.78　＞　1.0・・・OK

ｅ．コーナー接合ボルト(①-e)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=37.5 kN

有効断面積　Ae = 245 mm^2

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 37.5 × 1000 / 245 = 154 N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \dfrac{F}{\sqrt{3}} = \dfrac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm^2

検定値

f_s / τ = 242.4 / 154 = 1.57　＞　1.0・・・OK

Ｂ．ベースプレート(②)　t=19（SS400：F=235）

負担幅は 165mm とする。断面係数 $z = b \times t^2 / 6 = 165 \times 19^2 / 6 = 9927.5\ mm^3$

短期許容曲げ応力度　$fb = 235\ N/mm^2$

引張時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図２．３－４参照）

設計曲げモーメント(2 辺固定として算定)

$Md = 26.0 \times 0.0825 / 2 = 1.08kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b = Md / z = 1.08 \times 10^6 / 9927.5 = 109\ N/mm^2$

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 109 = 2.16 > 1.0$・・・OK

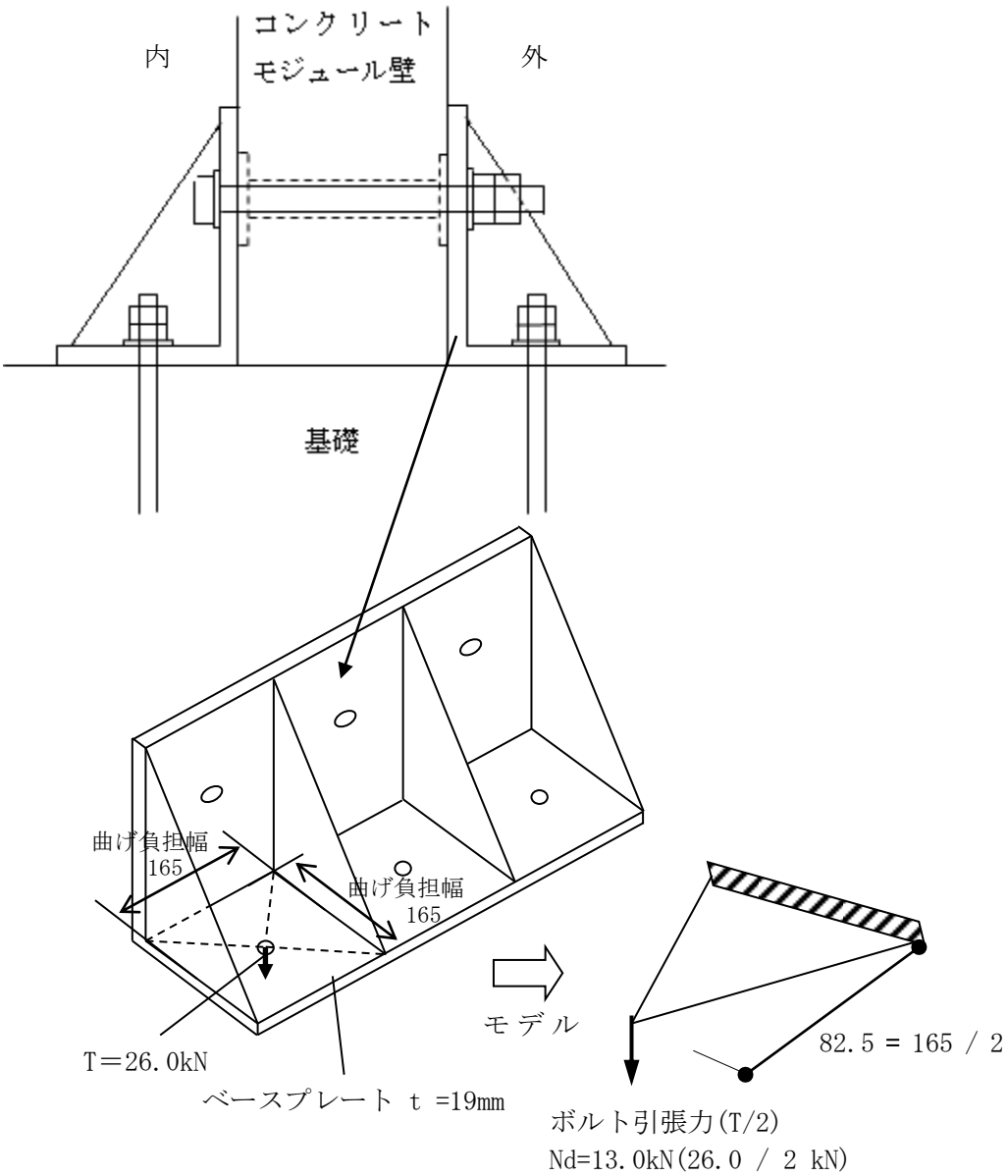


図２．３－４　ベースプレート（引張時）

圧縮時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図２．３－５参照）

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント（１辺固定１辺単純支持の１方向板として）

$Md = (38.5 / 0.165^2 \times 0.165 \times 0.165^2) / 8 = 0.80$ kNm

短期曲げ応力度

$\sigma b = Md / z = 0.80 \times 10^6 / 9927.5 = 80.6$ N/mm^2

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 80.6 = 2.92 > 1.0$・・・OK

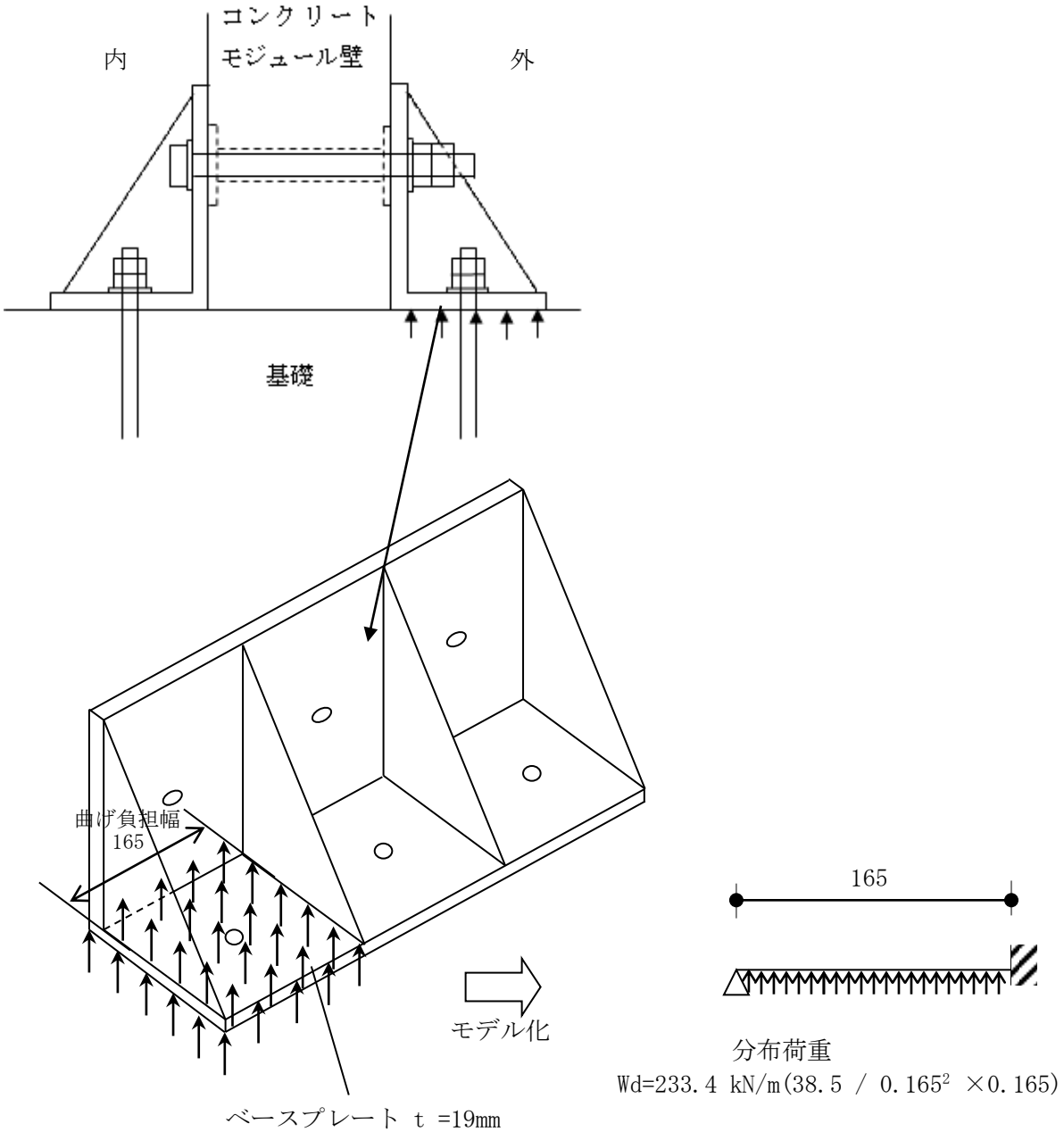


図２．３－５ ベースプレート（圧縮時）

C．側板アンカー部はしあき(③)（図２．３－６参照）

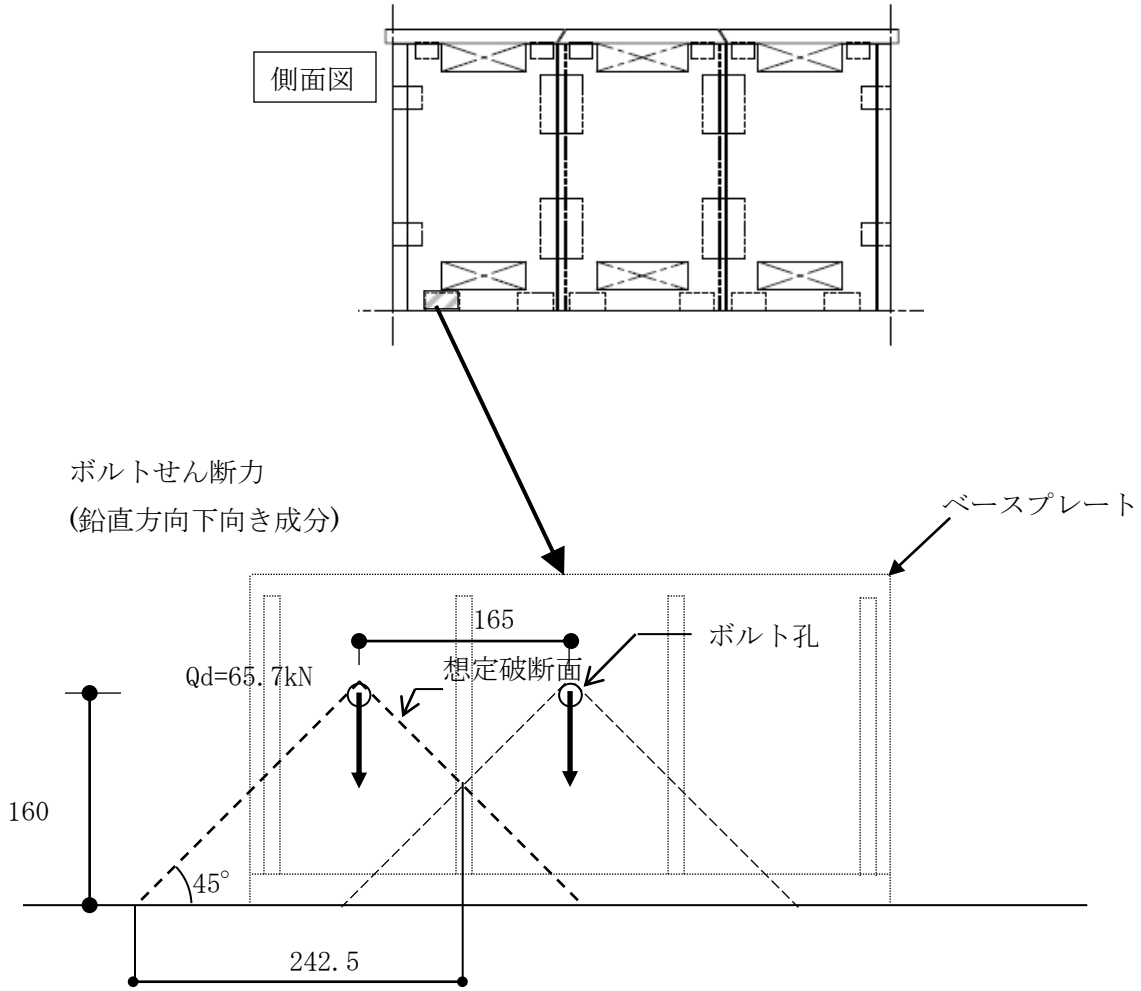


図２．３－６　側板アンカー

短期許容せん断力応力度

（建築基準法施行令第 91 条及び平成 12 年建設省告示第 1450 号より）

$fsa = (0.49+Fc / 100)\times 2 = 1.70\ N/mm^2$

想定破断面積

$A = 242.5\times\sqrt{2}\times 200 = 68589mm^2$

せん断力応力度

$\tau = Qd / (A /\sqrt{2}) = 65.7\times 1000 / (68589 /\sqrt{2}) = 1.36\ N/mm^2$

検定値

$fsa / \tau = 1.7 / 1.36 = 1.25 > 1.0$・・・OK

D．天板パネル(④) （図２．３－７参照）

天板 PC 板　t = 200，鉄筋：SD295A（sσt = 295 N/mm^2）

D10@200（長辺方向 上筋，短辺方向 上下筋）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13@200（長辺方向 下筋）　　D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　　f_t をσt，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 9986 Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md = 9.99kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{9.99 \times 10^6}{127 \times 5 \times 131} = 121 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 295 / 121 = 2.44　＞　1.0・・・OK

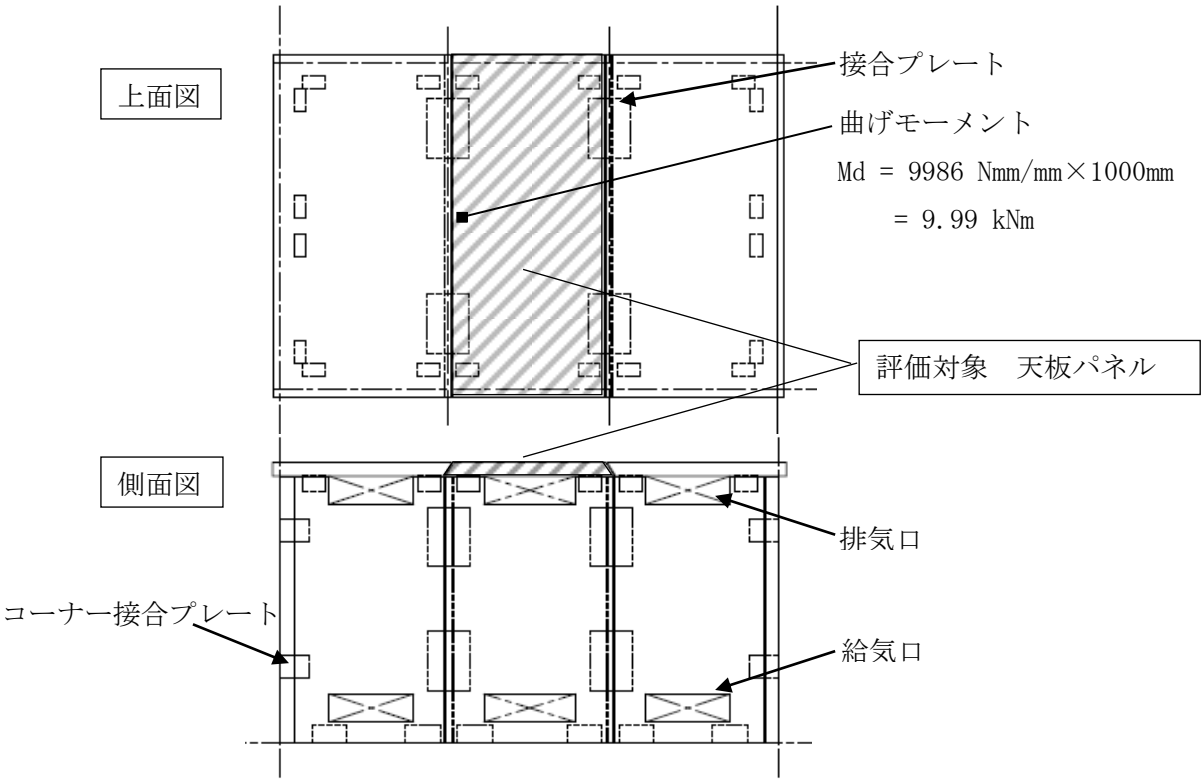


図２．３－７　天板パネル

Ｅ．側板パネル(⑤) （図２．３－８参照）

側板 PC 版　t = 200 鉄筋：SD295A（sσt = 295 N/mm^2）

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_t をσt，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 20484 Nmm/mm　→　500mm 辺りに換算すると Md = 10.3 kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{10.3 \times 10^6}{(127+71+127) \times 131} = 242 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 295 / 242 = 1.22　＞　1.0・・・OK

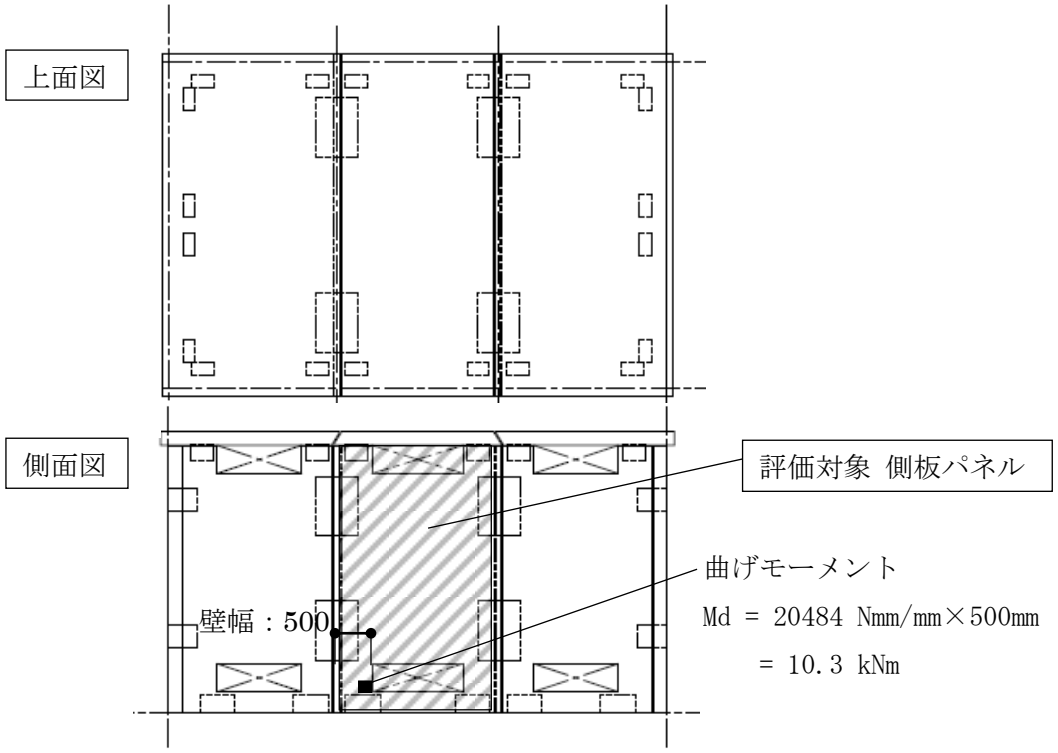


図２．３－８　側板パネル

Ｆ．側板，天板接合プレート(⑥)　ｔ = 6（SS400）（図２．３－９参照）

単位幅当たりの断面係数 $z = b \times t^2 / 6 = 1 \times 6^2 / 6 = 6 mm^3/mm$

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 136 Nmm/mm

$\sigma b = 136 / 6 = 22.7 N/mm^2$

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 22.7 = 10.4 > 1.0$・・・OK

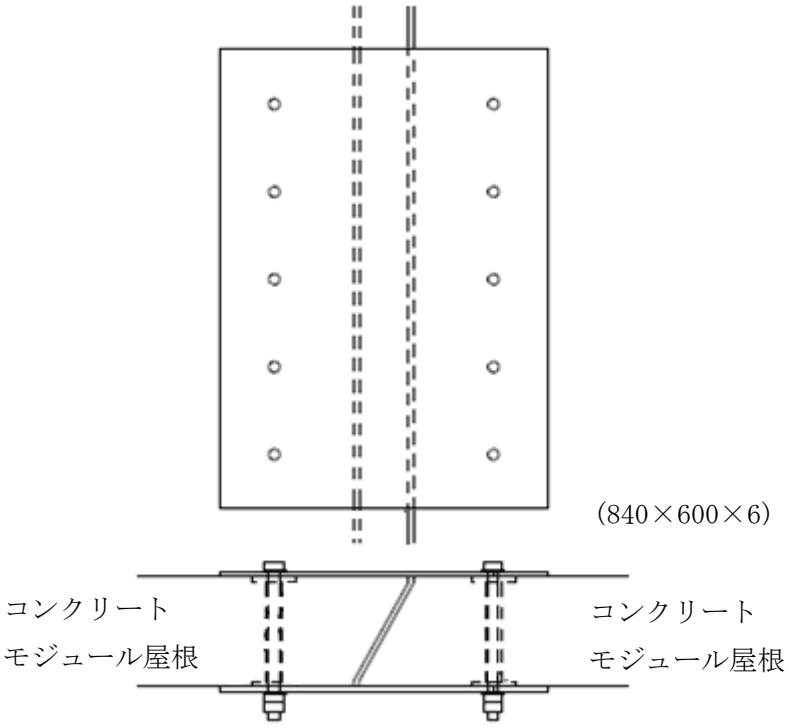


図２．３－９　側板，天板接合プレート

Ｇ．側板，天板コーナー接合プレート(⑦)　ｔ = 9（SS400）（図２．３－１０参照）

負担幅は 160mm とする。断面係数 z = b×t^2 / 6 = 160×9^2 /6= 2160 mm^3

設計曲げモーメント

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント（１辺固定１辺単純支持の１方向板として）

Md = (7.30 / 0.160^2 ×0.160×0.160^2) / 8 = 0.15kNm

σb = 0.15×10^6 / 2160 = 69.5 N/mm^2

検定値

fb /σb= 235 / 69.5 = 3.38　＞　1.0・・・OK

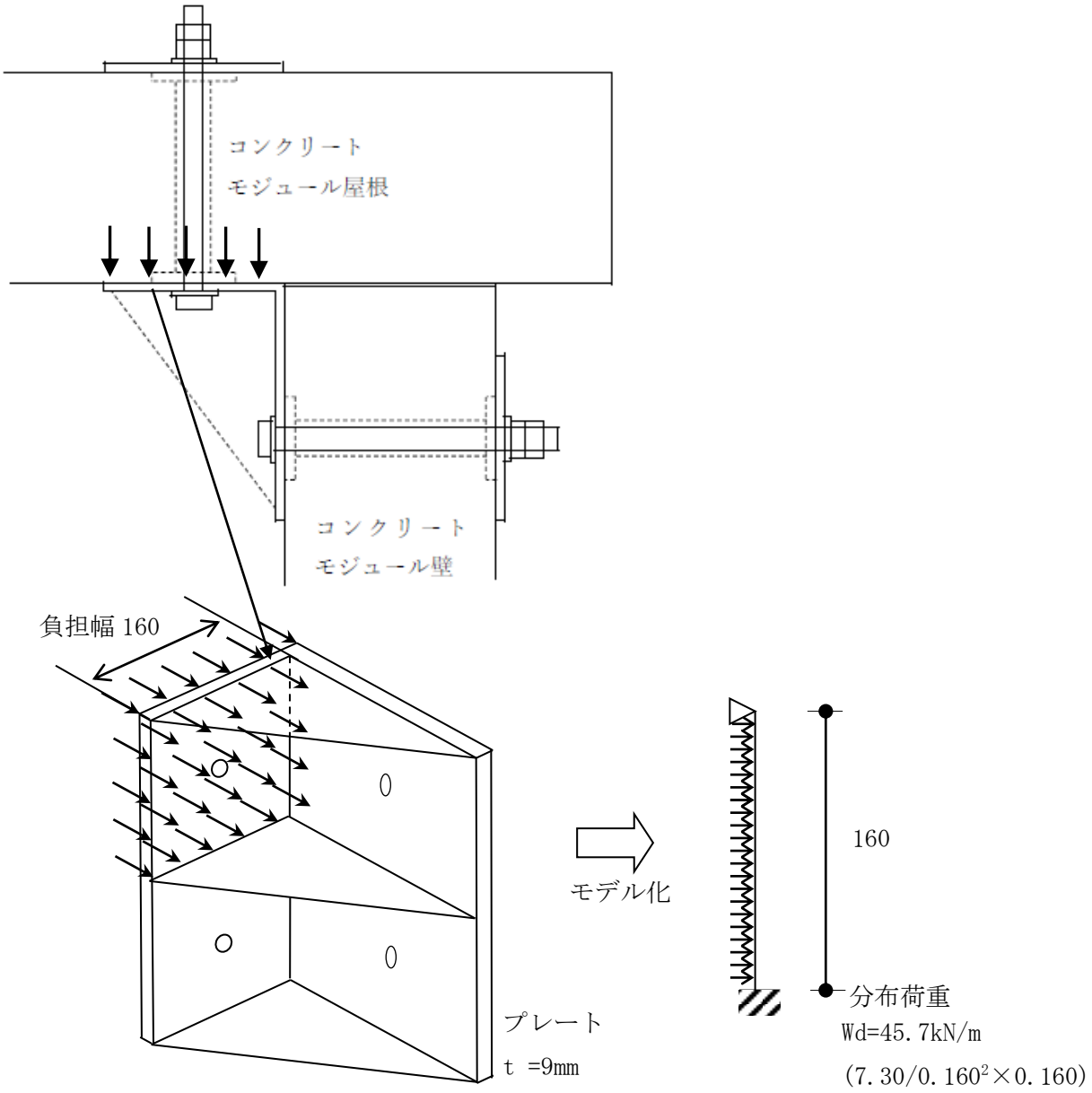


図２．３－１０　側板，天板コーナー接合プレート

④　評価結果

評価結果を表２．３－７に示す。

表２．３－７ 評価結果(N/mm^2)

	項目	計算値	許容値	評価結果
①-a)	アンカーボルト	107	235	ＯＫ
①-b)	側板柱脚ボルト	150	242.4	ＯＫ
①-c)	側板接合ボルト	198	242.4	ＯＫ
①-d)	天板接合ボルト	136	242.4	ＯＫ
①-e)	コーナーボルト	154	242.4	ＯＫ
②	ベースプレート（引張時）	109	235	ＯＫ
②	ベースプレート（圧縮時）	80.6	235	ＯＫ
③	側板アンカー部はしあき	1.36	1.70	ＯＫ
④	天板ＰＣ板	121	295	ＯＫ
⑤	側板ＰＣ板	242	295	ＯＫ
⑥	側板，天板接合プレート	22.7	235	ＯＫ
⑦	側板，天板コーナー接合プレート	69.5	235	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールはＳｓ(Ss600)地震動に対しての耐震安全性を確保できる。

(2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

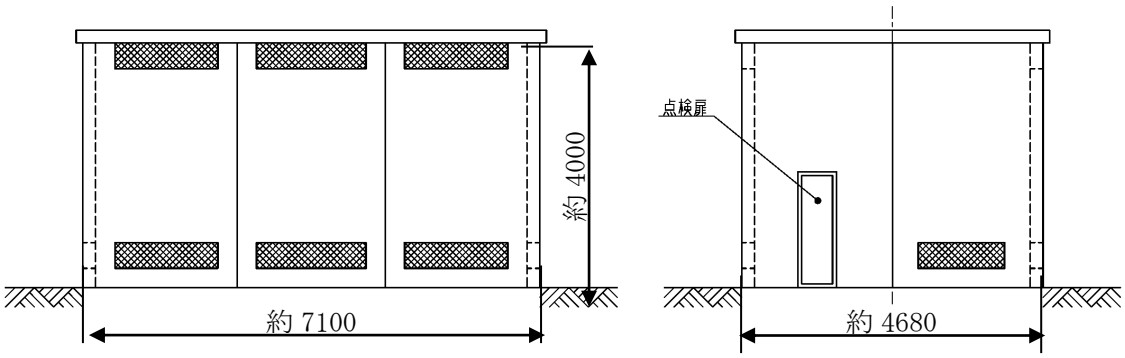
1)　評価方針

本設備で使用する輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールが，基準地震動Ss(Ss600)により輸送貯蔵兼用キャスクの除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の安全機能に影響を与えるような，倒壊等をしないことを確認する。

2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの概略図を図２．３－１１に示す。

コンクリートモジュールは長辺側板3枚，短辺側板2枚，天板3枚のコンクリート製パネルで構成されている。それぞれのパネルは金物とボルトにより連結されている。



(単位:mm)

図２．３－１１　コンクリートモジュール概略図

3) 解析モデル

固有値解析，許容応力度設計及び基準地震動 Ss(Ss600)に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図２．３－１２に示す。

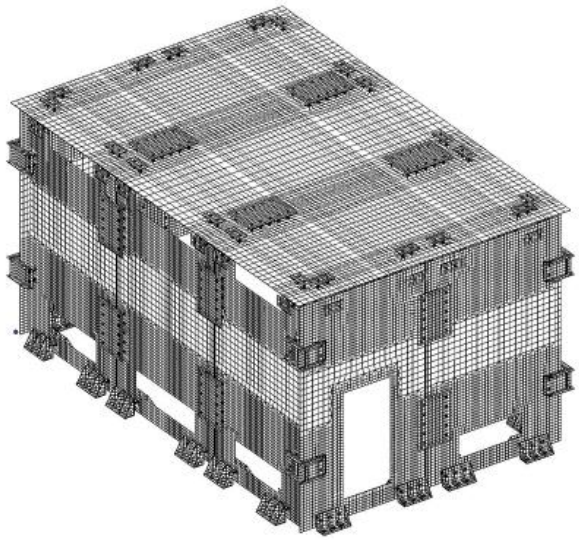


図２．３－１２　コンクリートモジュールの解析モデル

4) 固有周期の算定

コンクリートモジュールの固有周期は図２．３－１２の FEM モデルにより求める。この結果を表２．３－８に示す。

表２．３－８ コンクリートモジュールの固有周期

	固有周期(s)
水平（長辺）	0.036
水平（短辺）	0.045
鉛直	0.052

5)　設計用地震力

「4)固有周期の算定」において求めた固有周期と添付資料－２－１「3　耐震設計方針」に基づき，コンクリートモジュールの耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

コンクリートモジュールの水平方向の固有周期は 0.05sec 以下であることから，コンクリートモジュールの水平地震力に対しては剛体と見なすことができる。従って設計用水平地震力は 1.2ZPA とする。設計用鉛直地震力については添付資料－２－１「3　耐震設計方針」の応答スペクトルから設計用地震力を定める。

本耐震評価で用いる設計用地震力を表２．３－９に示す。

表２．３－９　設計用地震力

	水平	鉛直
設計用加速度(mm/s^2)	7800	11800

6)　許容応力

許容応力を以下のように定める。材料の許容応力度は建築基準法・同施行令及び国土交通省告示に定める値とし，表２．３－１０～１２に示す。

表２．３－１０　コンクリートの許容応力度 (N/mm^2)

種類	長期			短期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート	$\frac{1}{3}Fc$	$\frac{1}{30}Fc$	$\frac{1}{30}Fc$ かつ $\left(0.49+\frac{1}{100}Fc\right)$ 以下	長期に対する 2 倍		

Fc=36 N/mm^2 とする。

表２．３－１１　鉄筋の許容応力度 (N/mm^2)

種類	長期		短期	
	引張及び圧縮	せん断補強	引張及び圧縮	せん断補強
SD295A 及び B	195	195	295	295

表２．３－１２　鋼材の許容応力度 (N/mm^2)

鋼材	長期				短期			
	圧縮	引張	曲げ	せん断	圧縮	引張	曲げ	せん断
SS400	156.6	156.6	156.6	90.4	235	235	235	135.6

板厚≦40mm とする。

7)　応力計算

①　応力評価点

応力評価点は SRSS 法により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図２．３－１３に示す箇所とする。

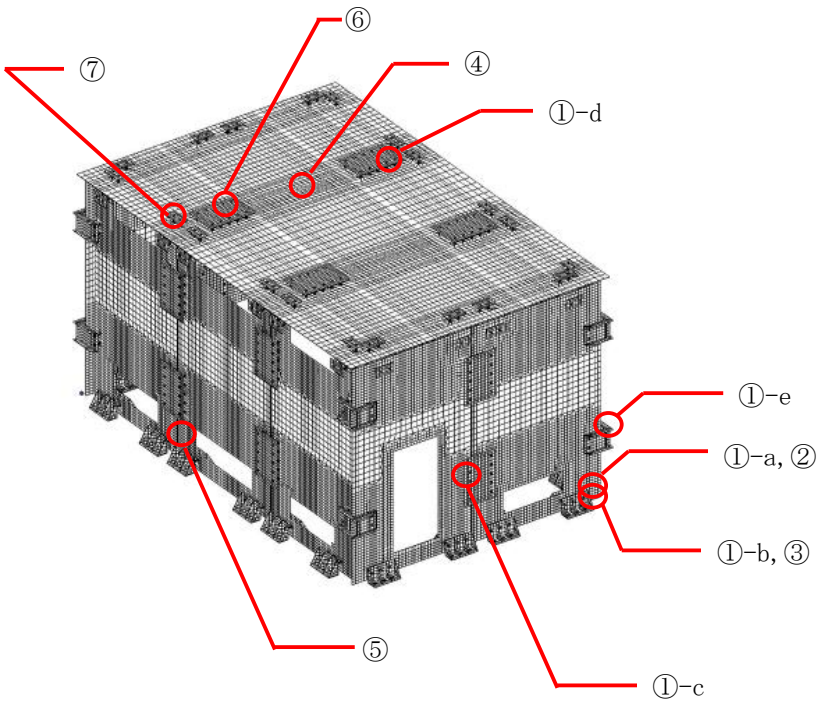


図２．３－１３　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①-a　アンカーボルト
①-b　側板柱脚ボルト
①-c　側板接合ボルト
①-d　天板接合ボルト
①-e　コーナー接合ボルト
②　　ベースプレート
③　　側板アンカー部はしあき
④　　天板パネル
⑤　　側板パネル
⑥　　側板，天板接合プレート
⑦　　側板，天板コーナー接合プレート（内側）

② 荷重条件

コンクリートモジュールの耐震安全性の評価においては建築基準法施行令第 82 条より表２．３－１３の地震時の荷重組合せに基づき評価を行う。ただし，コンクリートモジュールには積載荷重が無いため，考慮する荷重は固定荷重と地震力のみとする。また，コンクリートモジュールの厚さは200㎜と比較的薄いため温度勾配による影響は小さいと考えられ，温度応力は考慮しないものとする。

表２．３－１３ 荷重組合せ

力の種類	荷重及び外力について想定する状態	本設計
短期に生ずる力	地震時	G + P + K

ただし，G：固定荷重，P：積載荷重，K：地震力

③ 応力評価

Ａ．ボルト

ボルトの基準強度は平成 12 年建設省告示第 2464 号，許容応力度は建築基準法施行令第 90 条及び平成 12 年建設省告示第 1451 号を用いる。

ａ．アンカーボルト(①-a) M20 (SS400：F=235)

せん断力 Qd=12.5kN

引張力 Nd=25.1kN

有効断面積 Ae = 245 mm^2

・短期許容引張応力度

引張力とせん断力を同時に受けるボルトの引張応力度

(鋼構造設計規準・同解説より)

$f_{ts} = 1.4 f_{t0} - 1.6\tau$ かつ $f_{ts} \leq f_{t0}$

f_{ts} = 1.4×235−1.6×(12.5×10^3 / 245) = 247.3 N/mm^2 → 235 N/mm^2

短期引張応力度

σt = Nd / Ae = 25.1 ×1000 / 245 = 103 N/mm^2

検定値

f_{ts} / σt = 235 / 103 = 2.28 ＞ 1.0・・・OK

b．側板柱脚ボルト(①-b)　M27（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=66.1kN

有効断面積　Ae = 459 mm²

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 66.1 × 1000 / 459 = 145 N/mm²

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm²

検定値

f_s / τ = 242.4 / 145 = 1.67　＞　1.0・・・OK

c．側板接合ボルト(①-c)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=47.7kN

有効断面積　Ae = 245 mm²

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 47.7 × 1000 / 245 = 195 N/mm²

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm²

検定値

f_s / τ = 242.4 / 195 = 1.24　＞　1.0・・・OK

d．天板接合ボルト(①-d)　M16（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=20.3kN

有効断面積　Ae = 157 mm²

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 20.3 × 1000 / 157 = 130 N/mm²

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm²

検定値

f_s / τ = 242.4 / 130 = 1.86　＞　1.0・・・OK

e．コーナー接合ボルト(①-e)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=37.6 kN

有効断面積　Ae = 245 mm²

せん断応力度　τ = Qd / Ae = 37.6 × 1000 / 245 = 154 N/mm²

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}} = 242.4$ N/mm²

検定値

f_s / τ = 242.4 / 154 = 1.57　＞　1.0・・・OK

Ｂ．ベースプレート(②)　t=19（SS400：F=235）

負担幅は 165mm とする。断面係数 $z = b \times t^2 / 6 = 165 \times 19^2 / 6 = 9927.5\ mm^3$

短期許容曲げ応力度　$fb = 235\ N/mm^2$

引張時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図２．３－１４参照）

設計曲げモーメント(2 辺固定として算定)

$Md = 25.1 \times 0.0825 / 2 = 1.04kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b = Md / z = 1.04 \times 10^6 / 9927.5 = 105\ N/mm^2$

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 105 = 2.24 > 1.0$・・・OK

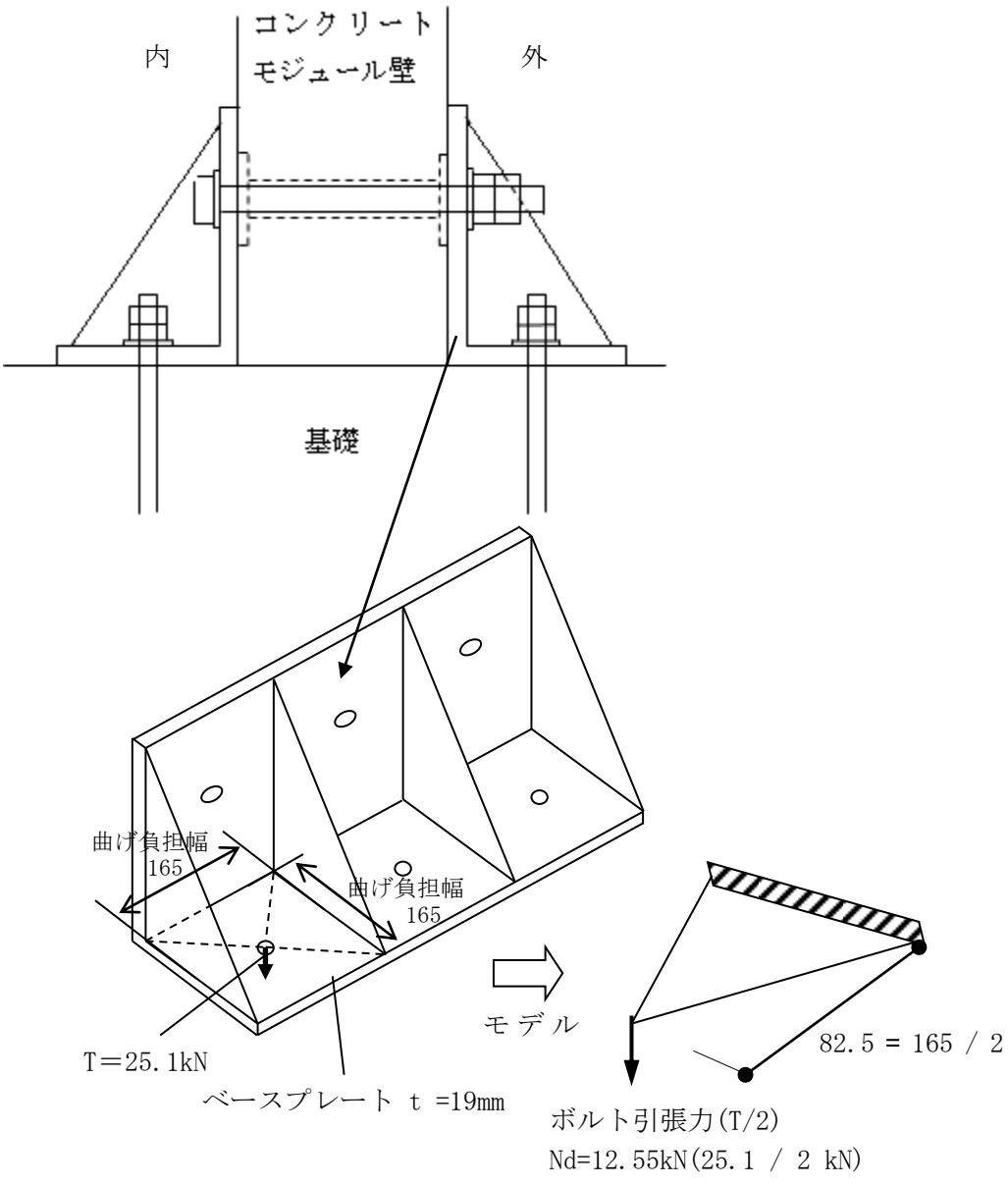


図２．３－１４ ベースプレート（引張時）

圧縮時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図２．３－１５参照）

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(１辺固定１辺単純支持の１方向板として)

$Md = (37.5 / 0.165^2 \times 0.165 \times 0.165^2) / 8 = 0.78$ kNm

短期曲げ応力度

$\sigma b = Md / z = 0.78 \times 10^6 / 9927.5 = 78.6$ N/mm^2

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 78.6 = 2.99 > 1.0$・・・OK

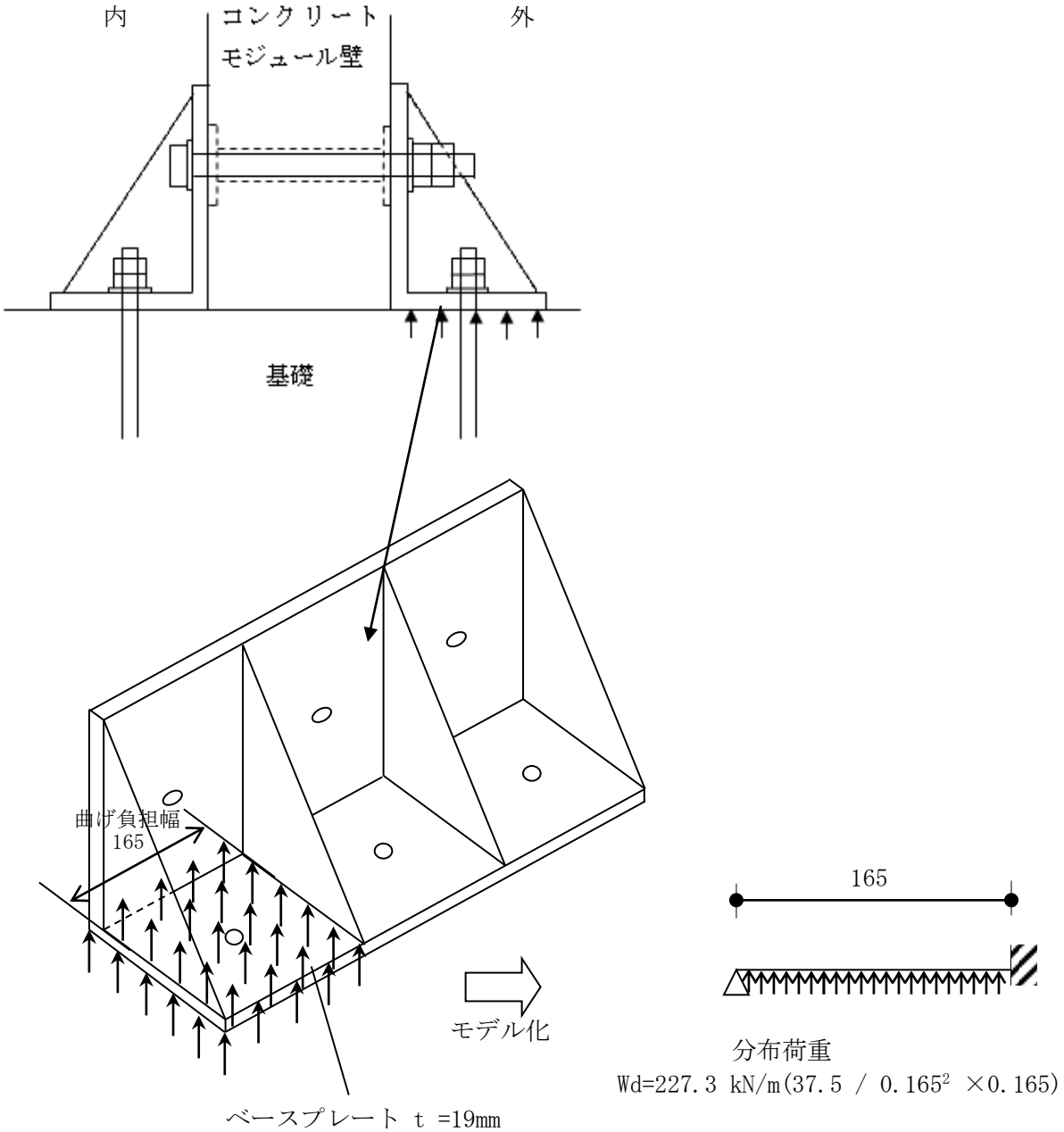


図２．３－１５　ベースプレート（圧縮時）

C．側板アンカー部はしあき(③)（図２．３－１６参照）

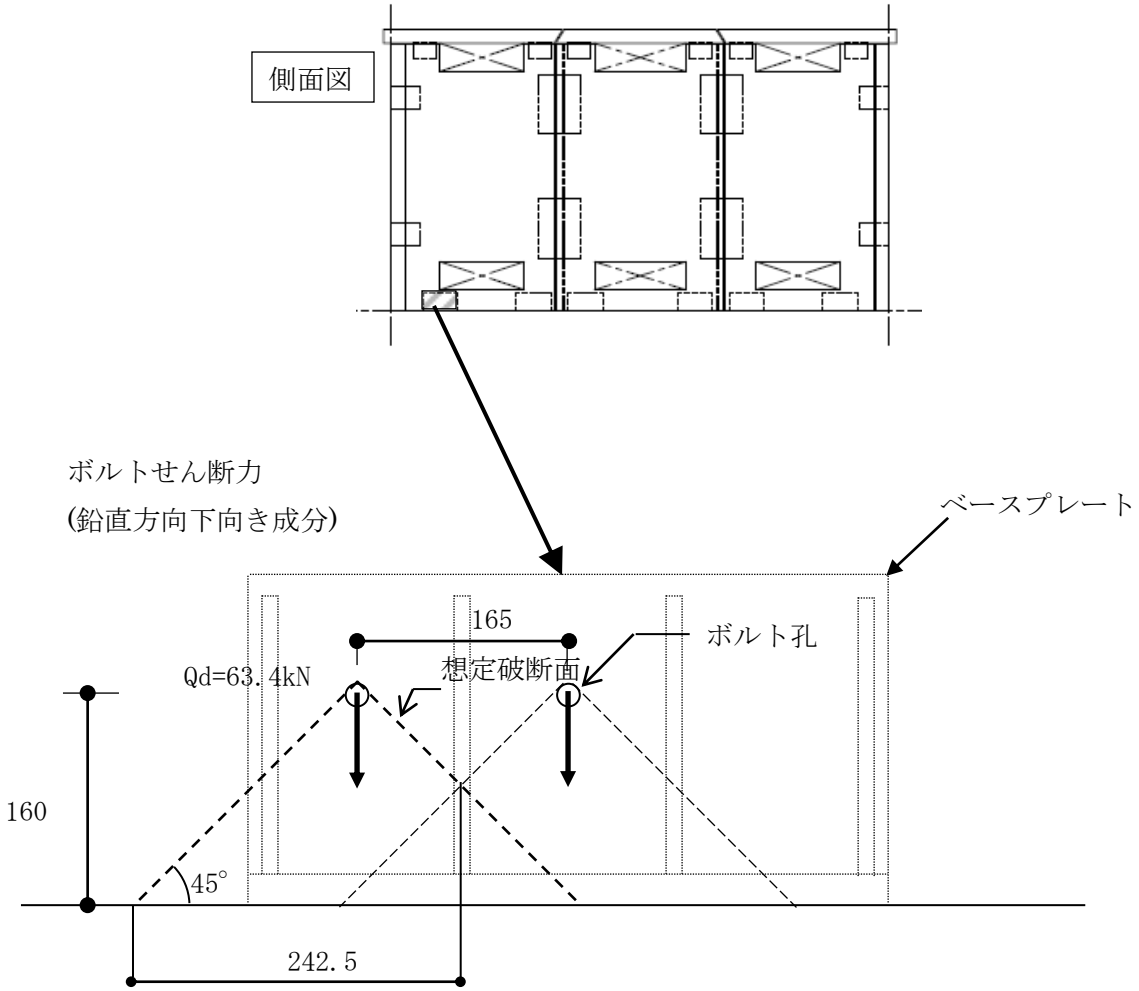


図２．３－１６　側板アンカー

短期許容せん断力応力度

（建築基準法施行令第 91 条及び平成 12 年建設省告示第 1450 号より）

$fsa = (0.49+Fc / 100)\times 2 = 1.70\ N/mm^2$

想定破断面積

$A = 242.5\times\sqrt{2}\times 200 = 68589 mm^2$

せん断力応力度

$\tau = Qd / (A /\sqrt{2}) = 63.4\times 1000 / (68589 /\sqrt{2}) = 1.31\ N/mm^2$

検定値

$fsa / \tau = 1.70/ 1.31 = 1.30 > 1.0$・・・OK

D．天板パネル(④)（図２．３－１７参照）

天板 PC 板　t = 200，鉄筋：SD295A（sσt = 295 N/mm^2）

D10@200（長辺方向 上筋，短辺方向 上下筋）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13@200（長辺方向 下筋）　D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm，j = 131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_t をσt，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 9797 Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md = 9.80kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{9.80 \times 10^6}{127 \times 5 \times 131} = 118 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 295 / 118 = 2.50　＞　1.0・・・OK

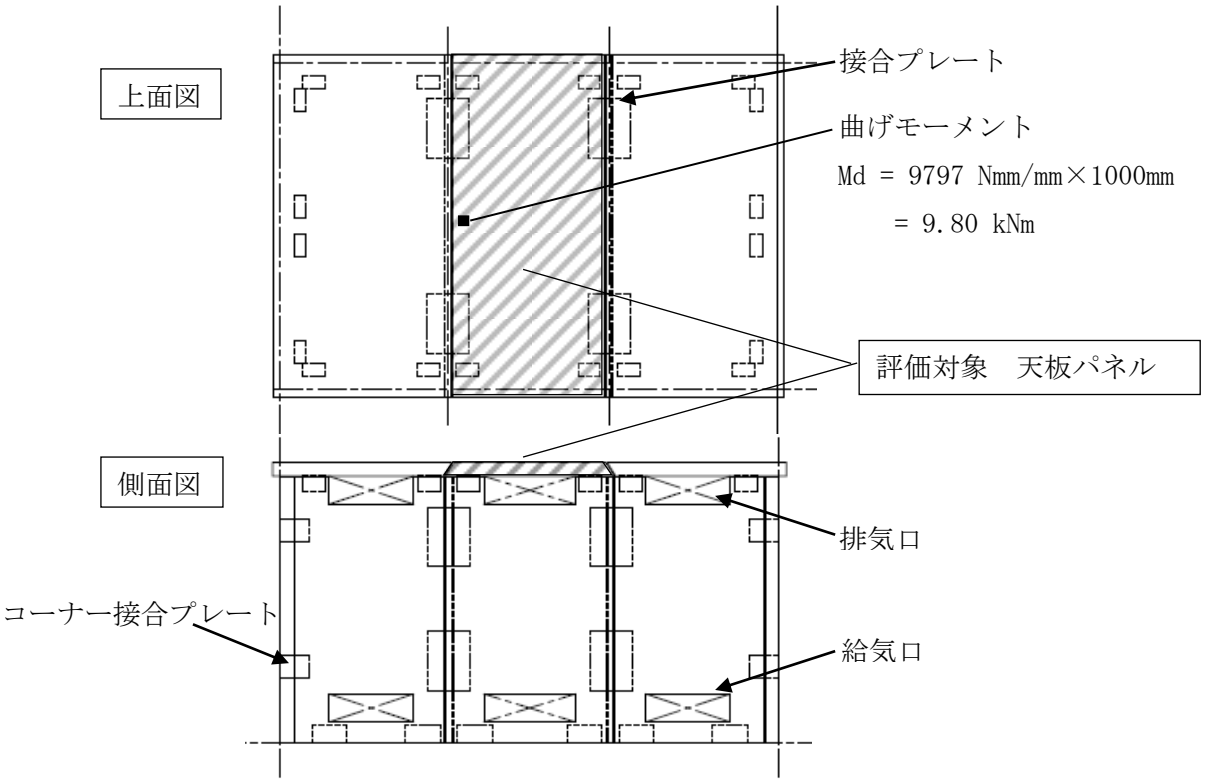


図２．３－１７　天板パネル

Ｅ．側板パネル(⑤) （図２．３－１８参照）

側板 PC 版　t = 200 鉄筋：SD295A（sσt = 295 N/mm^2）

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A = 71 mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A = 127 mm^2

d = 150mm, j = 131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \dfrac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_t をσt，M_a を M_d に置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 19430Nmm/mm　→　500mm 辺りに換算すると Md=9.72kNm

$$\sigma_t = \frac{M_d}{a_t \cdot j} = \frac{9.72 \times 10^6}{(127+71+127) \times 131} = 229 \text{ N/mm}^2$$

検定値

f_t / σ_t = 295 / 229 = 1.29　＞　1.0・・・OK

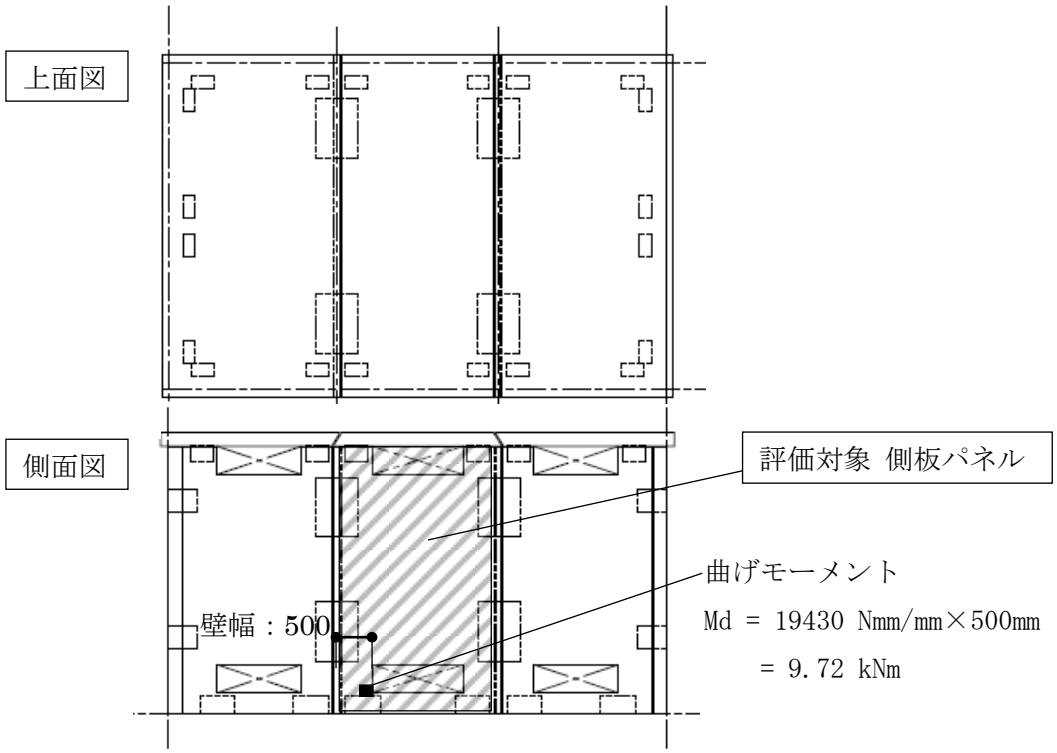


図２．３－１８　側板パネル

Ｆ．側板，天板接合プレート(⑥)　ｔ＝６（SS400）（図２．３－１９参照）

単位幅当たりの断面係数 $z = b \times t^2 / 6 = 1 \times 6^2 / 6 = 6mm^3/mm$

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 133.4 Nmm/mm

$\sigma b = 133.4 / 6 = 22.3 N/mm^2$

検定値

$fb / \sigma b = 235 / 22.3 = 10.5 > 1.0$・・・OK

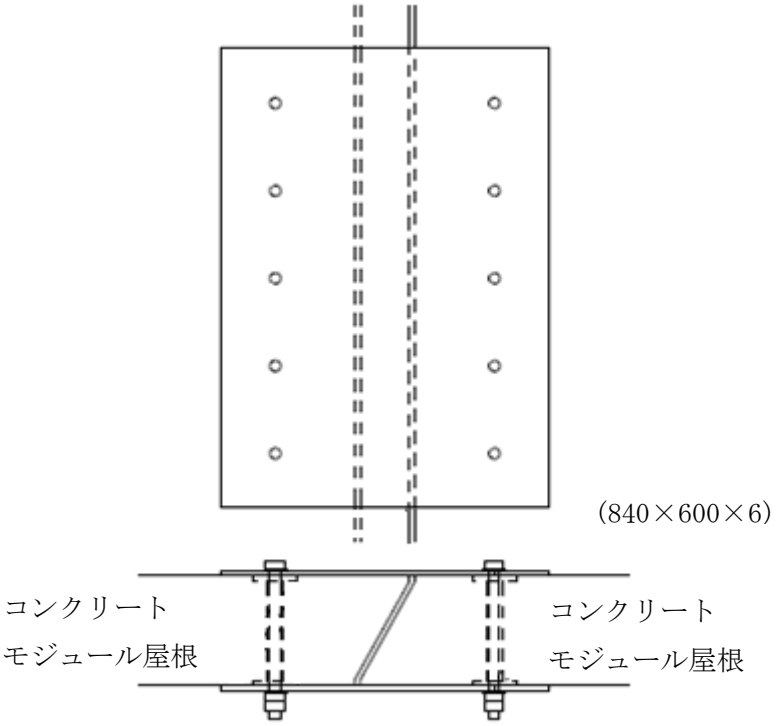


図２．３－１９　側板，天板接合プレート

Ｇ．側板，天板コーナー接合プレート(⑦)　ｔ = 9（SS400）（図２．３－２０参照）

負担幅は 160mm とする。断面係数 z = b×t^2 / 6 = 160×9^2 /6= 2160 mm^3

設計曲げモーメント

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(１辺固定１辺単純支持の１方向板として)

Md = (7.50 / 0.160^2 ×0.160×0.160^2) / 8 = 0.15kNm

σb / fb = 0.15×10^6 / 2160 = 69.5 N/mm^2

検定値

fb /σb= 235 / 69.5 = 3.38　＞　1.0・・・OK

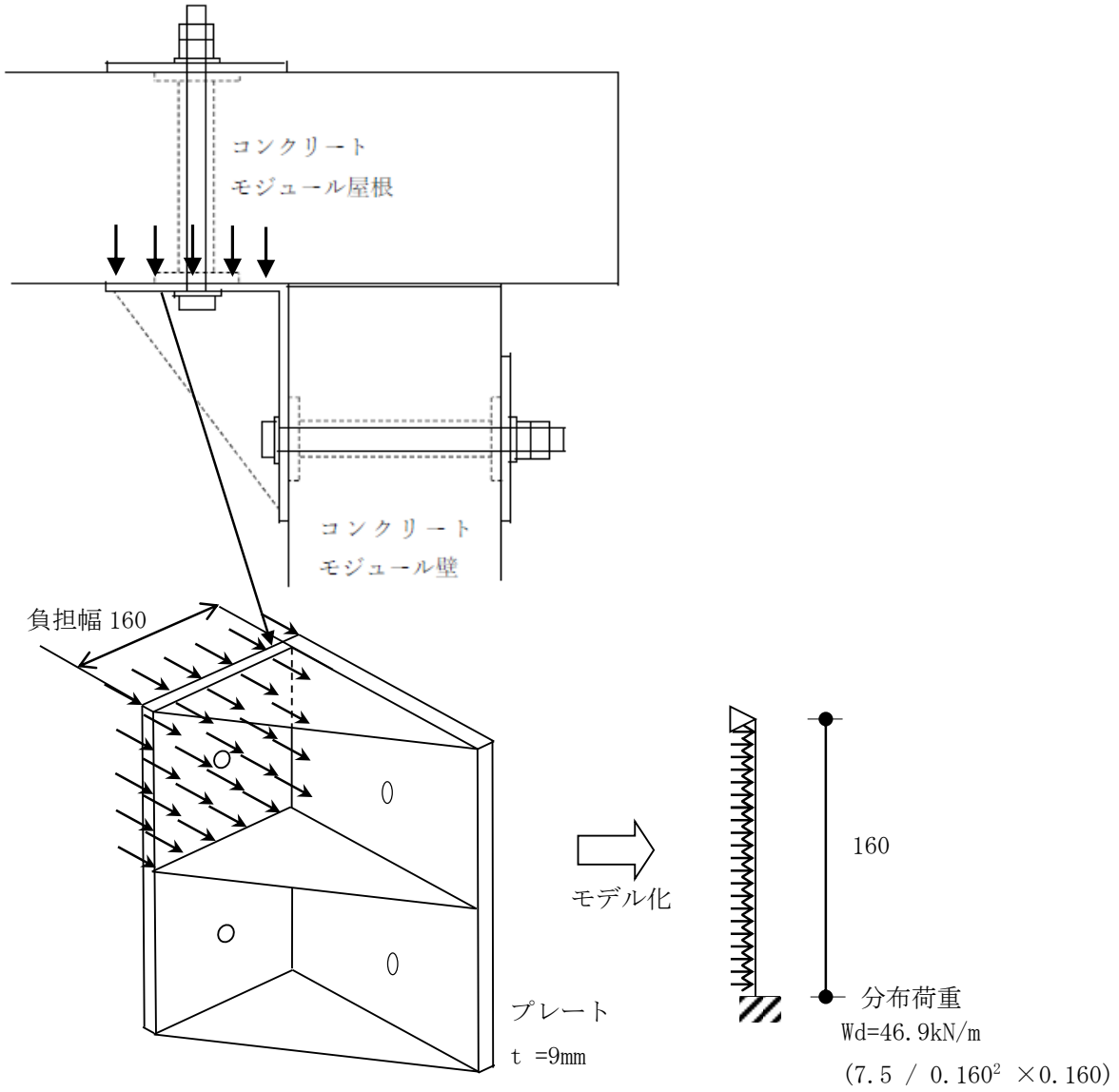


図２．３－２０　側板，天板コーナー接合プレート

④　評価結果

評価結果を表２．３－１４に示す。

表２．３－１４　評価結果(単位：N/mm^2)

	項目	計算値	許容値	評価結果
①-a	アンカーボルト	103	235	ＯＫ
①-b	側板柱脚ボルト	145	242.4	ＯＫ
①-c	側板接合ボルト	195	242.4	ＯＫ
①-d	天板接合ボルト	130	242.4	ＯＫ
①-e	コーナーボルト	154	242.4	ＯＫ
②	ベースプレート（引張時）	105	235	ＯＫ
②	ベースプレート（圧縮時）	78.6	235	ＯＫ
③	側板アンカー部はしあき	1.31	1.70	ＯＫ
④	天板ＰＣ板	118	295	ＯＫ
⑤	側板ＰＣ板	229	295	ＯＫ
⑥	側板，天板接合プレート	22.3	235	ＯＫ
⑦	側板，天板コーナー接合プレート	69.5	235	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールはＳｓ(Ss600)地震動に対しての耐震安全性を確保できる。

2.4　クレーンの基準地震動 Ss(Ss600)に対する波及的影響

(1) 評価方針

本設備で使用するクレーンが基準地震動 Ss(Ss600)により本クレーンが乾式キャスクの除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の安全機能に波及的影響を与えるような倒壊，転倒，逸走等が生じないことを確認する。なお，当該クレーンは一般産業用施設と同等の耐震性を有する設計とし，クレーン構造規格に基づき設計を行っている。

(2) 波及的影響評価方法の概要

評価対象とするクレーンの主要仕様を表２．４－１に，概要図を図２．４－１に示す。

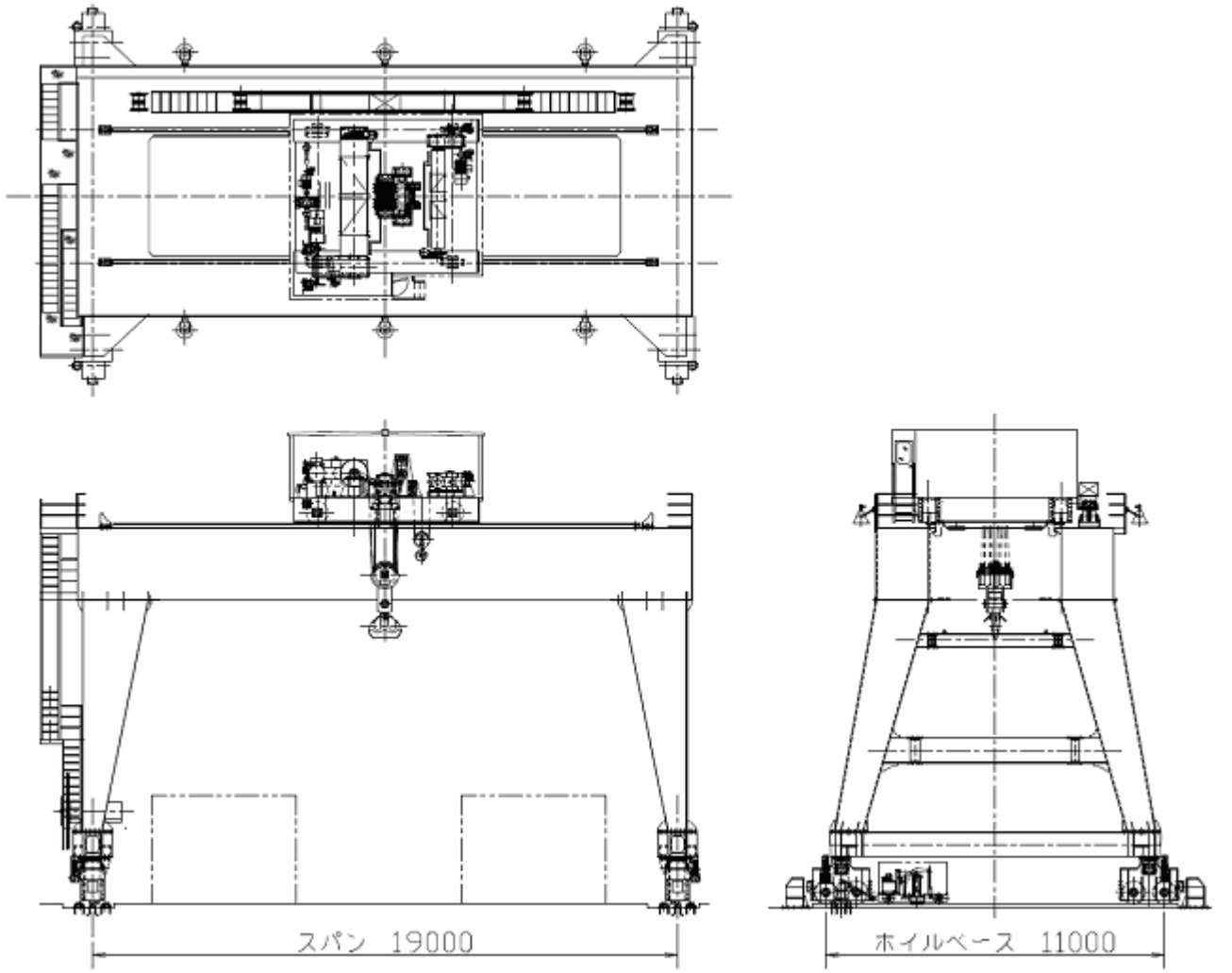
表２．４－１　クレーンの仕様

項　目	仕様
型　式	門形クレーン
主巻定格	150ton
補巻定格	20ton
スパン	19m

クレーンの波及的影響評価フローを図２．４－２に示す。

以下の手順により基準地震動 Ss(Ss600)によるクレーンの波及的影響が，乾式キャスクの安全機能に及ばないことを確認する。

・評価には基準地震動 Ss(Ss600)に基づく地表面加速度応答スペクトルを用いて行う。
・汎用有限要素解析コード ABAQUS を使用した三次元有限要素モデルによりクレーンの固有周期を求める。
・地表面加速度応答スペクトルと固有周期により設計用加速度を定め，クレーン各部に発生する応力を算定し，クレーンが倒壊しないことを確認する。
・汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いて，地表面時刻歴データによる非線形応答解析を行い，クレーン本体の浮き上がり量から，クレーンが転倒しないことを確認する。
・クレーン本体の浮き上がり量からクレーンがレールピットから飛び出し，逸走しないことを確認する。



(単位:mm)

図２．４－１ クレーン全体図

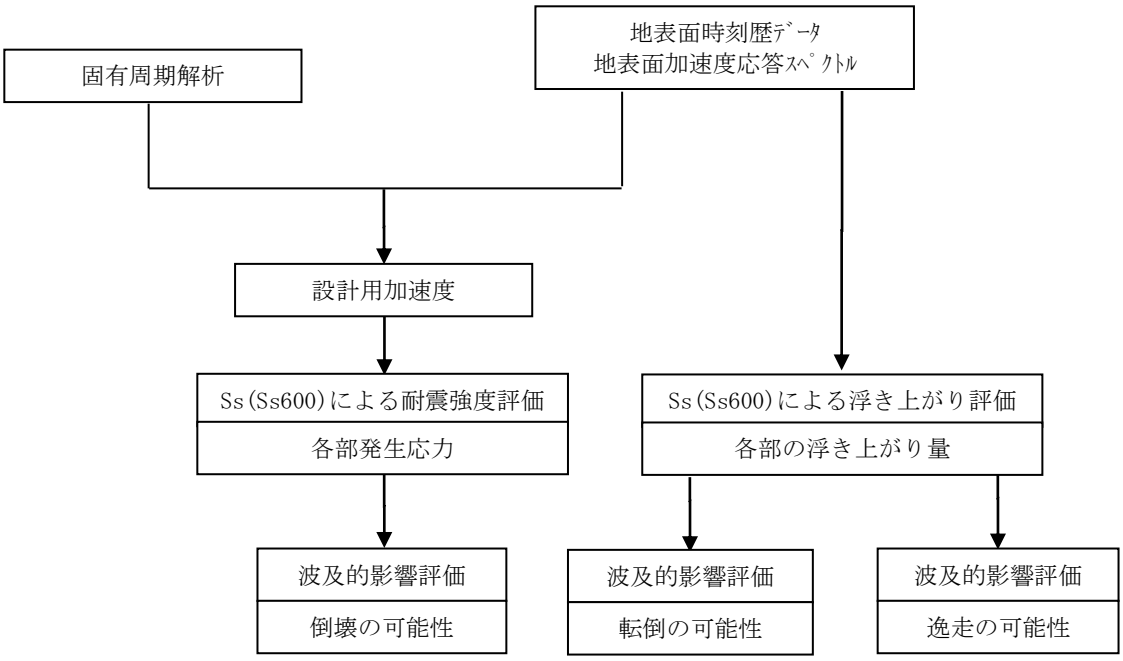


図２．４－２　クレーンの波及的影響評価フロー

(3) 波及的影響評価

1) クレーンの倒壊評価

① 固有周期の算定

A．固有周期の計算方法

汎用有限要素解析コードABAQUSを使用した三次元有限要素モデルにより，各方向に関するクレーンの固有周期の評価を行う。図２．４－３に解析モデル図を示す。

ａ．ガーダ，剛脚及びサドル等の構造物は，断面積，断面二次モーメントなどの断面特性を考慮したビーム要素でモデル化する。

ｂ．トロリは質量特性のみを考慮した剛体要素でモデル化する。

ｃ．ワイヤーロープは剛な鉛直線形ばねでモデル化する。

ｄ．走行方向の水平力がクレーンに加わった場合，クレーンはレール上を滑り，クレーン自体にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。このため走行方向の固有周期の算定は行わない。

B．固有周期

固有周期の算定結果を表２．４－２に示す。

表２．４－２　クレーンの固有周期

トロリ位置	本体ガーダ中央			本体ガーダ端部[注記]		
加振方向	走行方向（EW方向）	横行方向（NS方向）	鉛直方向（UD方向）	走行方向（EW方向）	横行方向（NS方向）	鉛直方向（UD方向）
固有周期（sec）	－	0.334	0.137	－	0.331	0.096

注記：トロリが剛脚にもっとも近づいた位置とする。

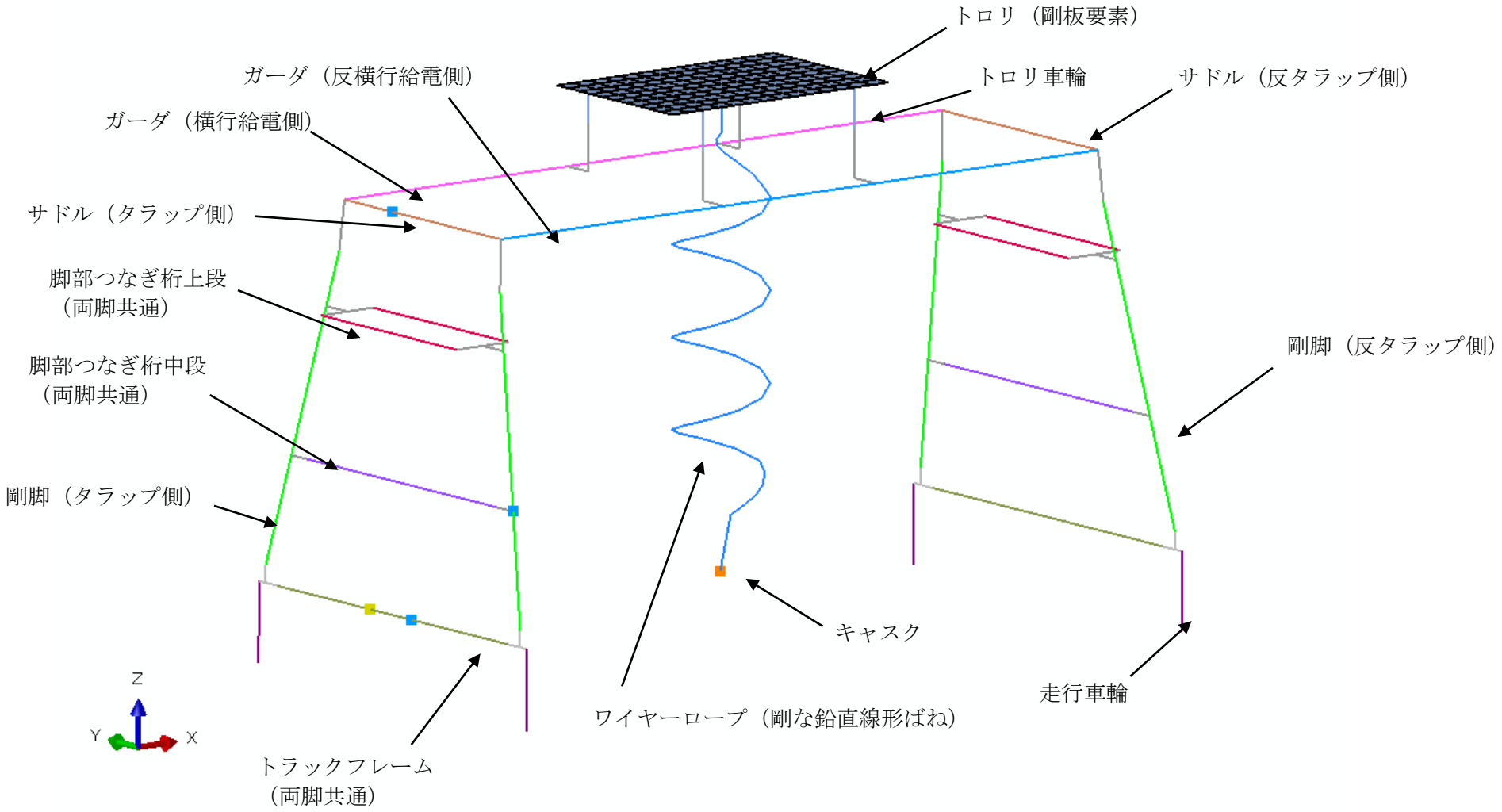


図２．４－３　解析モデル図　鳥瞰図(トロリ中央の場合)

② 本設備の設計加速度

添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基)」の加速度応答スペクトル及び表２．４－２に示した固有周期から算定される設計用加速度を表２．４－３に示す。

表２．４－３　クレーンの設計用加速度

加振方向	走行方向 (EW方向)	横行方向 (NS方向)	鉛直方向 (UD方向)
設計用加速度 (G)	0.15[注1]	2.43 0.15[注2]	1.60[注3] 1.38[注4]

注１：走行方向の設計用加速度は，走行駆動輪とレールの最大静止摩擦係数により定まる加速度とする。

注２：トロリに作用する横行方向の設計用加速度は，横行駆動輪と横行レールの最大静止摩擦係数により定まる加速度とする。

注３：本体ガーダ中央にトロリがある場合

注４：本体ガーダ端部にトロリがある場合

③クレーン各部の応力評価

Ａ．評価対象部位の形状

評価対象箇所を図２．４－４に示す。また評価対象部位の形状を図２．４－５～図２．４－８に示す。

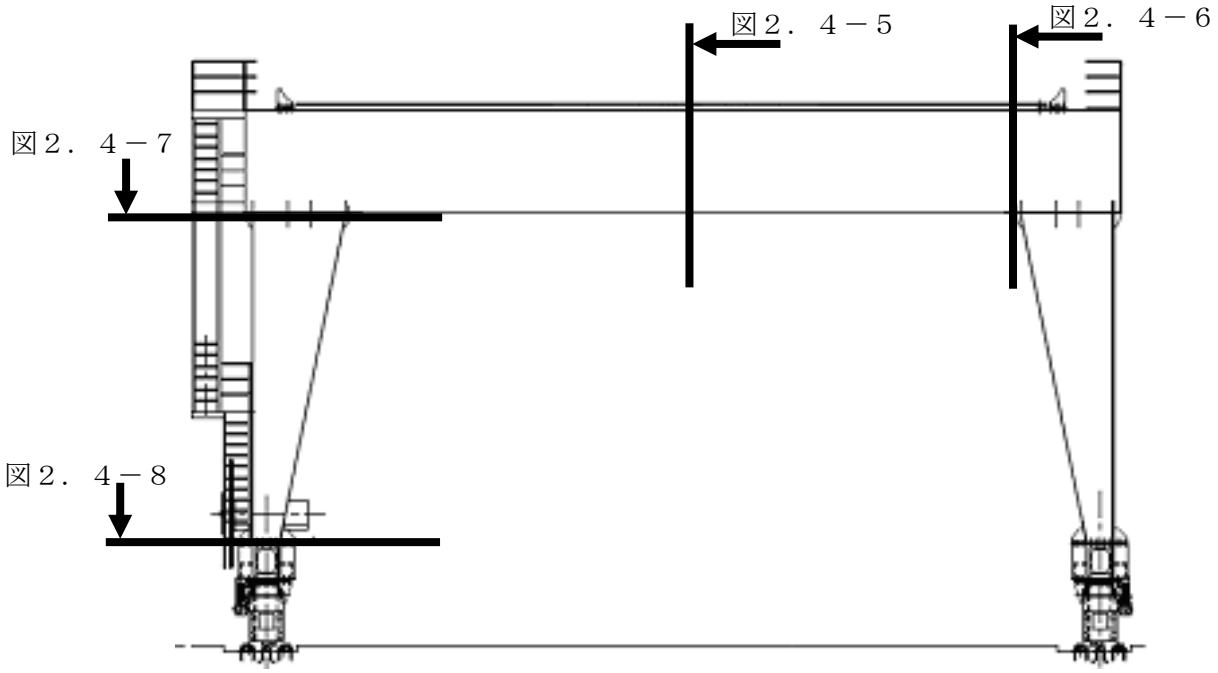
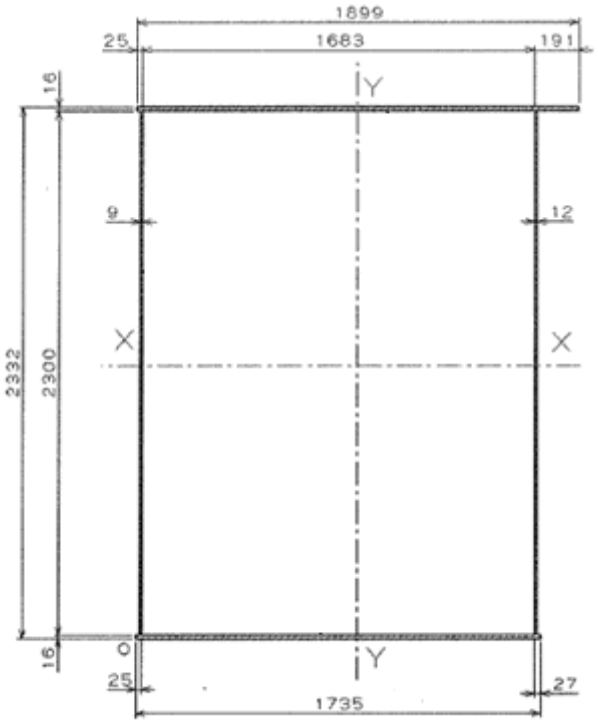
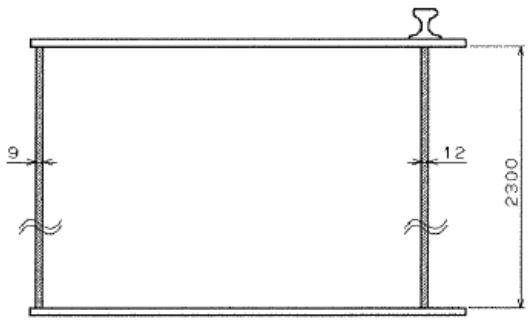


図２．４－４ 応力評価部位対象箇所



(単位:mm)

図２．４－５　本体ガーダ中央部



(単位:mm)

図２．４－６　本体ガーダ端部

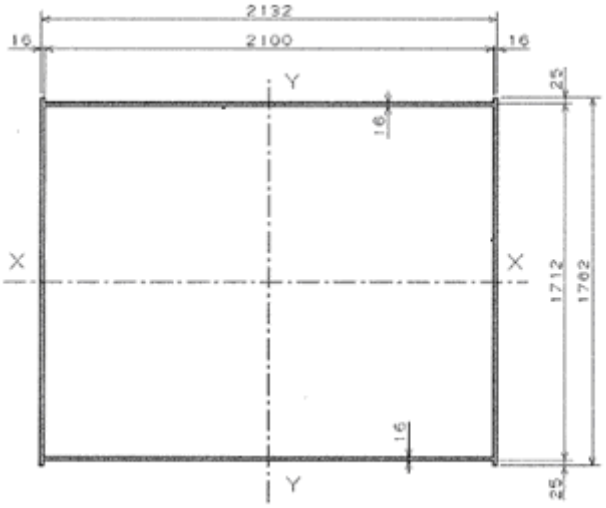


図２．４－７　剛脚上部　　（単位:mm）

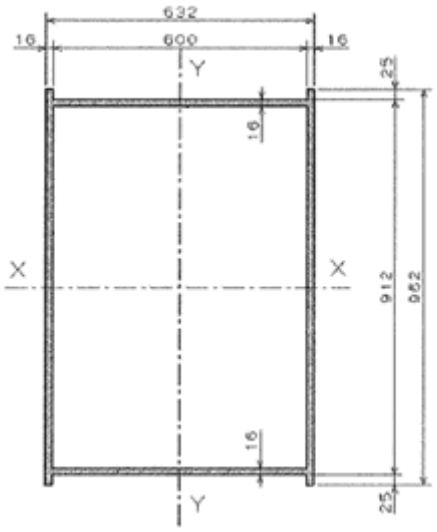


図２．４－８　剛脚下部　　（単位:mm）

Ｂ．発生応力と許容応力

基準地震動 Ss(Ss600)によりクレーン各部に発生する応力と許容応力の比較を表２．４－４に示す。

表２．４－４　クレーン各部応力の評価結果

	材料	応力の種類	算出応力 (N/mm^2)	許容応力 (N/mm^2)	評価結果
本体ガーダ	SM490A	曲げ	146	343	O.K.
		せん断	51	198	O.K.
		組合せ	148	343	O.K.
剛脚（上部）	SS400	曲げ	115	280	O.K.
		圧縮	76	246	O.K.
剛脚（下部）		曲げ	174	280	O.K.
		圧縮	76	246	O.K.

④ 評価結果

本体ガーダ，剛脚などクレーン本体に発生する応力は許容値内に留まる。このことから基準地震動 Ss(Ss600)がクレーンに生じた場合，クレーン本体は倒壊しない。なお，参考としてクレーンレールについても Ss(Ss600)地震による応力評価を行ったところ，レールが湾曲するおそれがあることが判明した。このことから次項ではクレーンが Ss(Ss600)地震時にクレーンが転倒，逸走をしないことを確認し，当該クレーンが乾式キャスクの安全性に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

2)　クレーンの転倒評価

図２．４－９のモデルを用いて非線形時刻歴応答解析を行い，クレーンが転倒しないことを確認する。

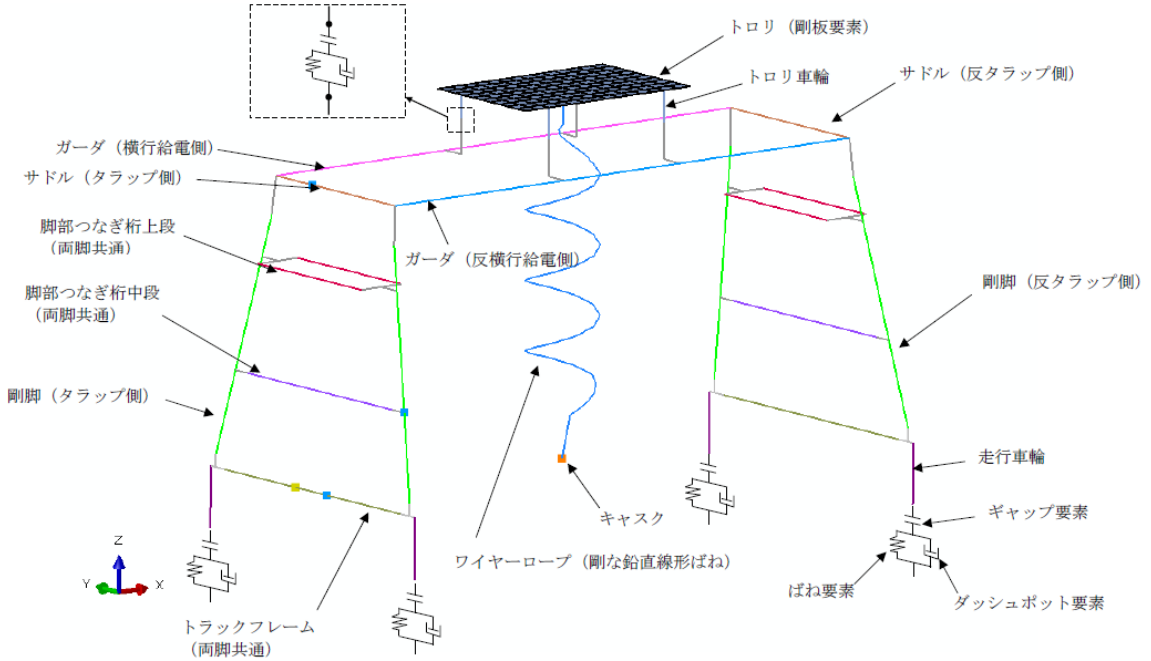


図２．４－９　転倒評価モデル

①　地表面時刻歴データ

非線形時刻歴応答解析に用いる地表面時刻歴波形は，Ss(Ss600)-1～Ss(Ss600)-3 のうち，クレーンの鉛直方向固有周期における地表面加速度応答スペクトル値が最も大きい地震波の地表面時刻歴データである，Ss(Ss600)-1 の表面時刻歴波形を用いる。Ss(Ss600)-1 の表面時刻歴波形を図２．４－１０，図２．４－１１に示す。

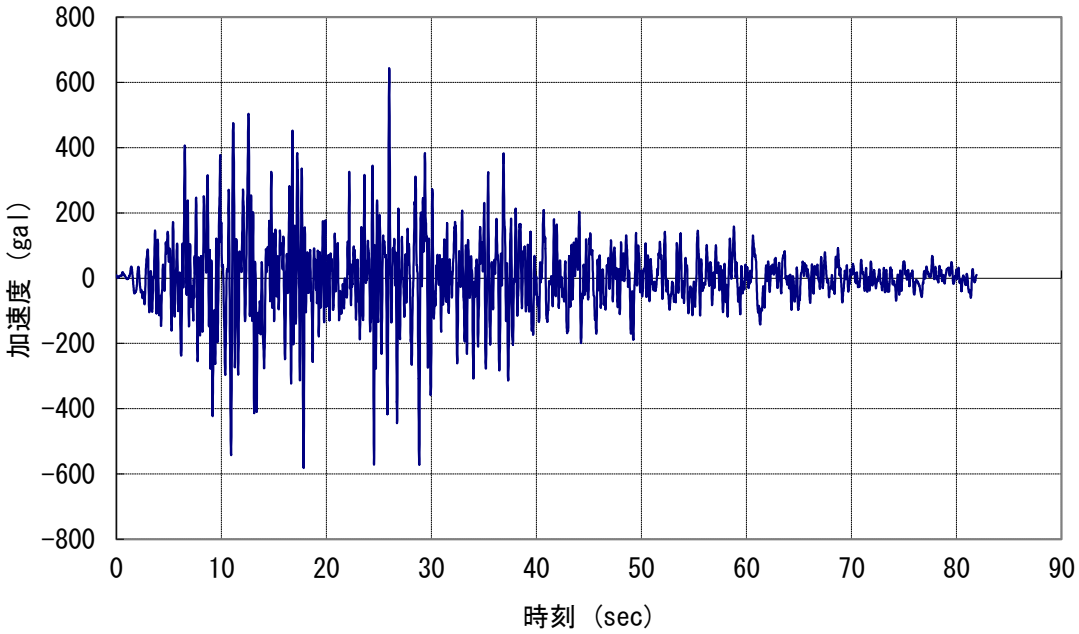


図２．４－１０　地表面時刻歴波形水平方向　Ss(Ss600)-1

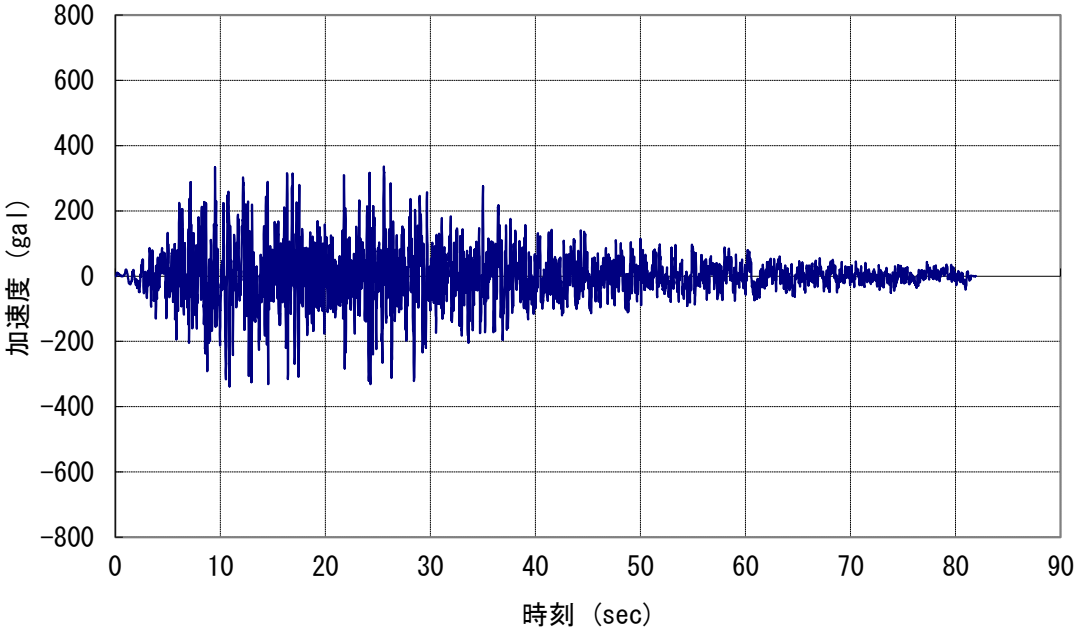
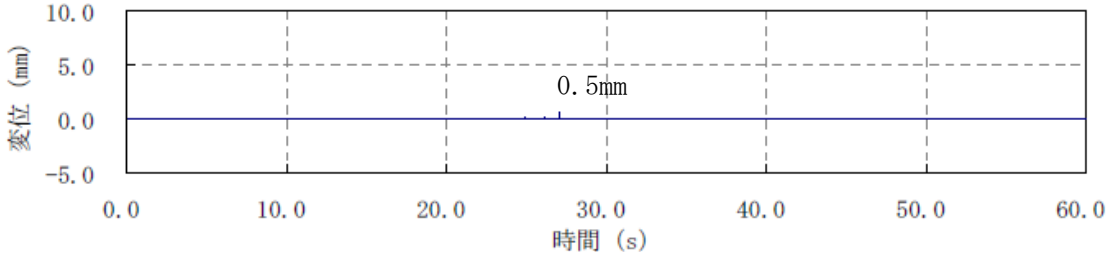


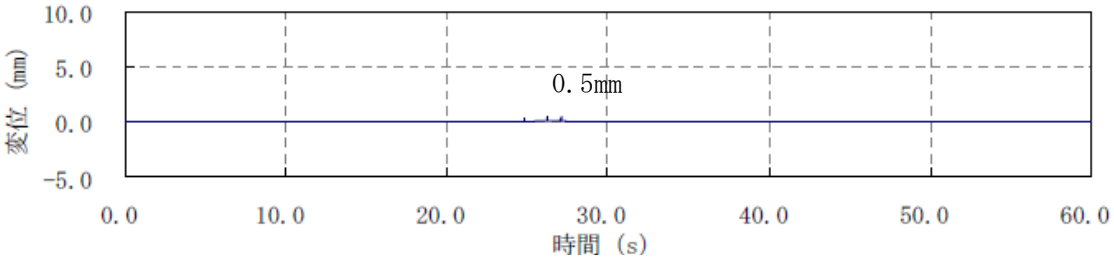
図２．４－１１　地表面時刻歴波形鉛直方向 Ss(Ss600)-1

② 浮き上がり量結果

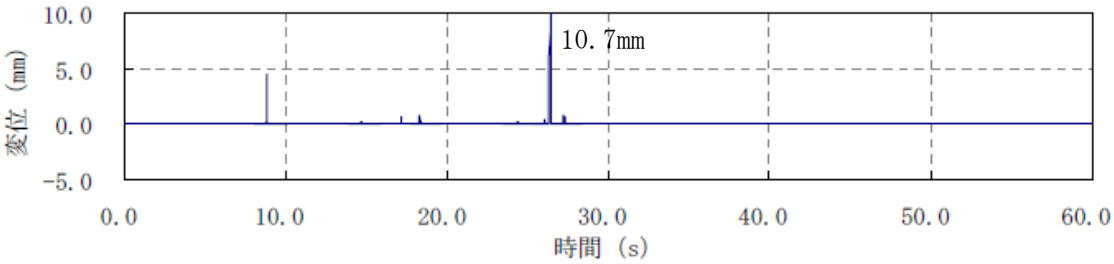
非線形時刻歴応答解析によるクレーンの浮き上がり量の時刻歴データを図２．４－１２に示す。また本解析の評価箇所各部の最大浮き上がり量を表２．４－５に示す。



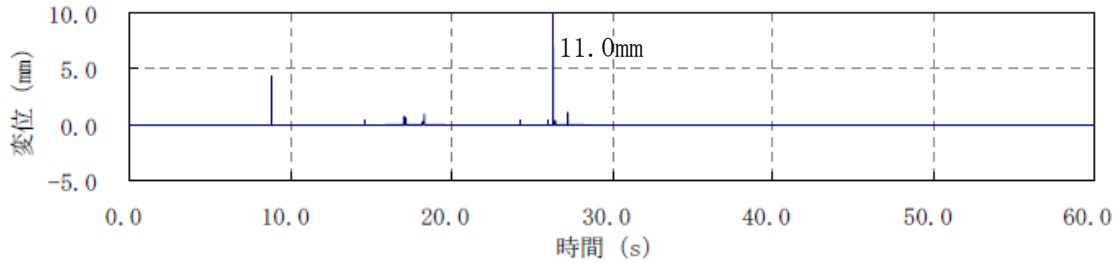
F1 浮き上がり量



F2 浮き上がり量



F3 浮き上がり量



F4 浮き上がり量

図２．４－１２　車輪浮き上がり量

表２．４－５　非線形時刻歴応答解析によるクレーン最大浮き上がり量の結果

（加振方向：鉛直方向+横行方向）

評価応答	評価部位	方向	番号	解析結果
床面－走行車輪の浮き上がり（mm）	走行車輪部	Z方向	F1	0.5
			F2	0.5
			F3	10.7
			F4	11.0

注記：評価点の位置を図２．４－１３に示す。

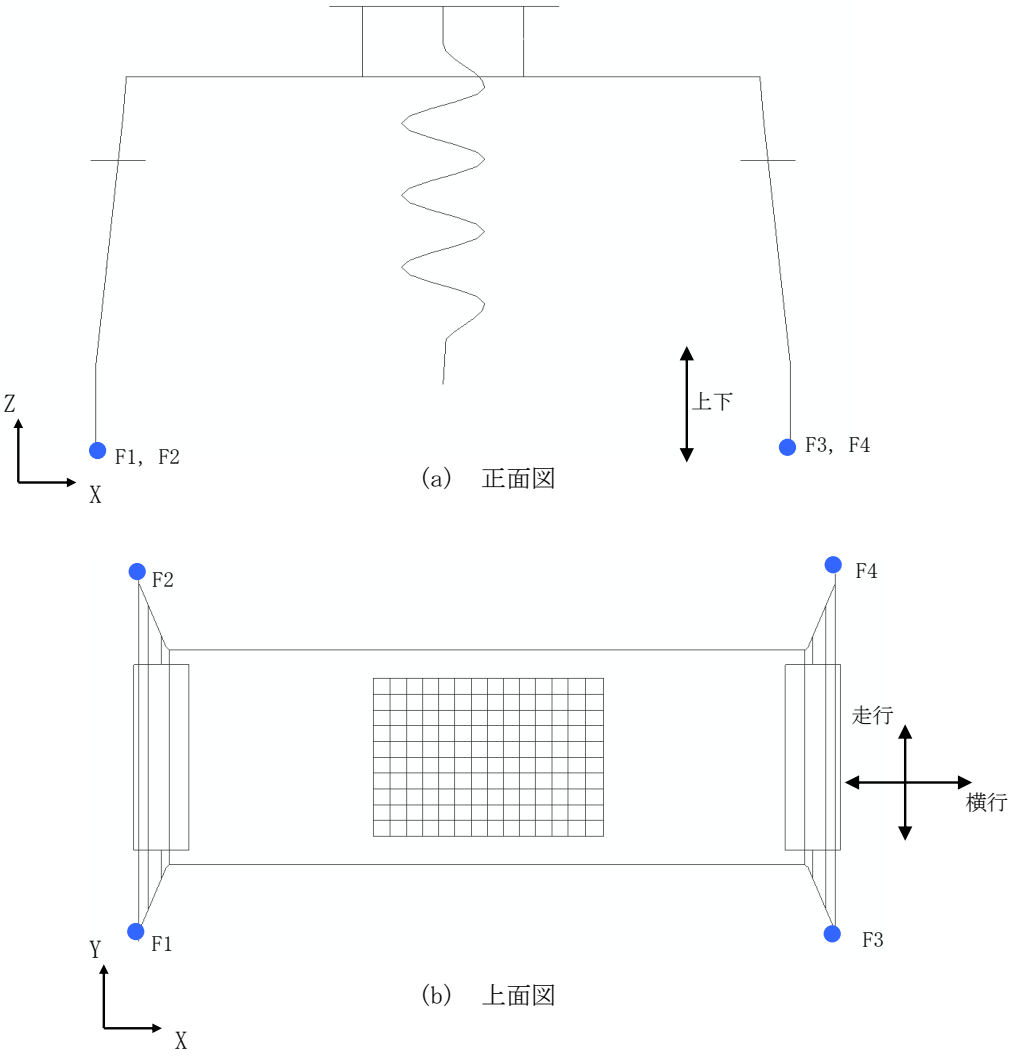


図２．４－１３　非線形時刻歴応答解析における評価点記号

③ 評価結果

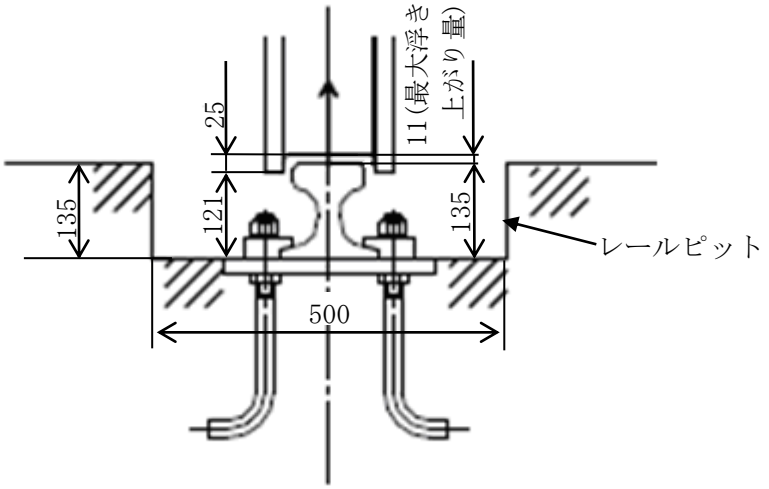
表２．４－５よりクレーンの車輪は最大で 11㎜ 浮き上がる。クレーンの重心の位置関係から片側の車輪が 14,706㎜ 浮きあがらなければクレーンは転倒しないことから，当該クレーンは Ss(Ss600)地震を受けても転倒しない。

3) クレーンの逸走評価

クレーンが逸走する条件として，クレーンの車輪が全てレールピットから飛び出すことが挙げられる。このことから当該クレーンが Ss(Ss600)地震を受けたとしても，車輪がレールピット内に収っていることを確認する。

① レールピット高さと浮き上がり時の車輪位置の比較

2)で検討した最大の浮き上がりが生じた場合の車輪とレールピットの位置関係は図２．４－１４のようになる。車輪の下端の高さはレールピットの底部から 121㎜ であり，レールピットの高さ 135㎜ を超えることはない。



(単位:㎜)

図２．４－１４　車輪とレールピットの位置関係(最大浮き上がり時)

② 評価結果

レールピットの高さとクレーンが浮き上がった場合の車輪の高さを比較した結果，最大の浮き上がりが予想される車輪においてもレールピットを超えないことが確認された。このことから当該クレーンはレールピットから飛び出し，逸走することはない。

4）評価結果

基準地震動 Ss(Ss600)に基づく評価では以下が確認され，クレーンには倒壊，転倒，逸走が生じない結果となった。

①クレーン本体に発生する応力は，許容応力を下回る。

②地表面時刻歴データによる非線形応答解析評価により浮き上がりの評価では最大 11㎜の浮き上がりであるが，転倒が生じる浮き上がり高さまで十分な余裕がある。

③クレーンの浮き上がりにより車輪の下端がレールピットより高くなることはない。

従って，地震時にクレーンが乾式キャスクの安全機能に影響を及ぼすことはない。

3　異常時の評価

3.1　異常事象の抽出

3.1.1　想定すべき異常事象の抽出

乾式キャスクの取扱い及び仮保管時の作業の際に想定される異常事象の発生原因として，図３．１－１に示すように機器の破損，誤操作等の内部事象に起因するもの及び地震，火災等の外部事象に起因するものに分け，以下に示すような設計／運用による対応等を考慮して，選定された異常事象の選定結果の妥当性を確認し，安全評価において想定すべき異常事象として抽出する。

① 設計／運用による対応の有効性

② 事象の結果の大きさ（影響度）

③ 原子炉施設の安全評価事象との包絡性

3.1.2　評価条件の設定

乾式キャスクの取扱い時及び仮保管時の各作業における，以下の諸条件を考慮して，抽出された異常事象の評価条件を設定する。

① 乾式キャスクの取扱いに係る機器の仕様，状態

② 乾式キャスクを取扱う際の位置

③ 移送用機器の仕様，状態

④ 仮保管に係る設備の仕様，状態

3.1.3　安全評価基準

乾式キャスクの輸送，保管等の取扱いは構内にて行われることからキャスク仮保管設備の安全評価における各安全機能の評価基準は，専門部会報告書「原子力発電所内の使用済燃料の乾式キャスク貯蔵について（平成 4 年 8 月 27 日原子力安全委員会了承，平成 18 年 9 月 19 日一部改訂)」に基づき，以下のとおりとする。

(1)除熱

想定される異常事象に対して，乾式キャスク各部の温度の異常な上昇を防止できること。

具体的評価にあたっては，乾式キャスクの温度解析を行い，各部の温度が密封，遮蔽及び臨界防止のために設定する温度制限を上回らず，各安全機能を確保するために支障のない温度であることを確認する。

(2)密封

想定される異常事象に対して，必要とされる漏えい率が維持できること等乾式キャスクの密封機能を維持できること。

具体的評価にあたっては，乾式キャスク本体及び一次蓋が破損しないこと，一次蓋締め付けボルト及び密封シール面に塑性変形が生じないこと並びに金属ガスケット

等のシール部温度が密封健全性を維持できる温度を上回らないことを確認する。

(3) 遮蔽

想定される異常事象に対して，遮蔽機能を維持できること。

具体的評価にあたっては，荷重，温度上昇等が遮蔽材に及ぼす影響を考慮した上で乾式キャスクの線量率を評価し，乾式キャスク表面より 1m の点において 10mSv/h 以下であることを確認する。

(4)臨界防止

想定される異常事象に対して，乾式キャスクに収納される使用済燃料が臨界に達しないこと。

具体的評価にあたっては，乾式キャスク本体，バスケット，使用済燃料等に及ぼされる形状変形等の影響を考慮した上で実効増倍率を評価し，計算誤差等を考慮しても，実効増倍率が 0.95 を上回らないことを確認する。

3.1.4　異常事象の抽出

図３．１－２及び図３．１－３に示すハンドリングフローに基づき，乾式キャスクの取扱い及び仮保管時までの各作業において想定される起因事象に着目し，発生防止対策を考慮して異常事象の発生の可能性を検討し，想定すべき異常事象を抽出した。異常事象の抽出結果を表３．１－１に示す。なお，共用プールの燃料取扱設備は震災前と同等に復旧する予定であり，共用プールからキャスク仮保管設備に乾式貯蔵キャスクを搬入する手順等は通常の発電所内と同等である為，乾式貯蔵キャスクの異常事象はキャスク仮保管設備での取扱いを対象にしているが，輸送貯蔵兼用キャスクは福島第一発電所構内で取扱った実績がないことから念のため，異常事象は共用プールでの取扱い，構内輸送，キャスク仮保管設備での取扱いを対象にしている。

抽出した異常事象は以下のとおりである。

- 乾式貯蔵キャスクを支持架台が装着された状態で吊り下げる際に，クレーンの誤操作が原因で，支持架台が基礎コンクリートに異常着床する。
- 輸送貯蔵兼用キャスクを搬送台車架台に吊下げる際に，クレーンの誤操作が原因となって，輸送貯蔵兼用キャスクが搬送台車架台に異常着床する。
- 輸送貯蔵兼用キャスクを輸送架台に吊下げる際に，クレーンの誤操作が原因となって，輸送貯蔵兼用キャスクが輸送架台に異常着床する。
- 輸送貯蔵兼用キャスクを支持架台に吊下げる際に，クレーンの誤操作が原因となって，輸送貯蔵兼用キャスクが支持架台に異常着床する。

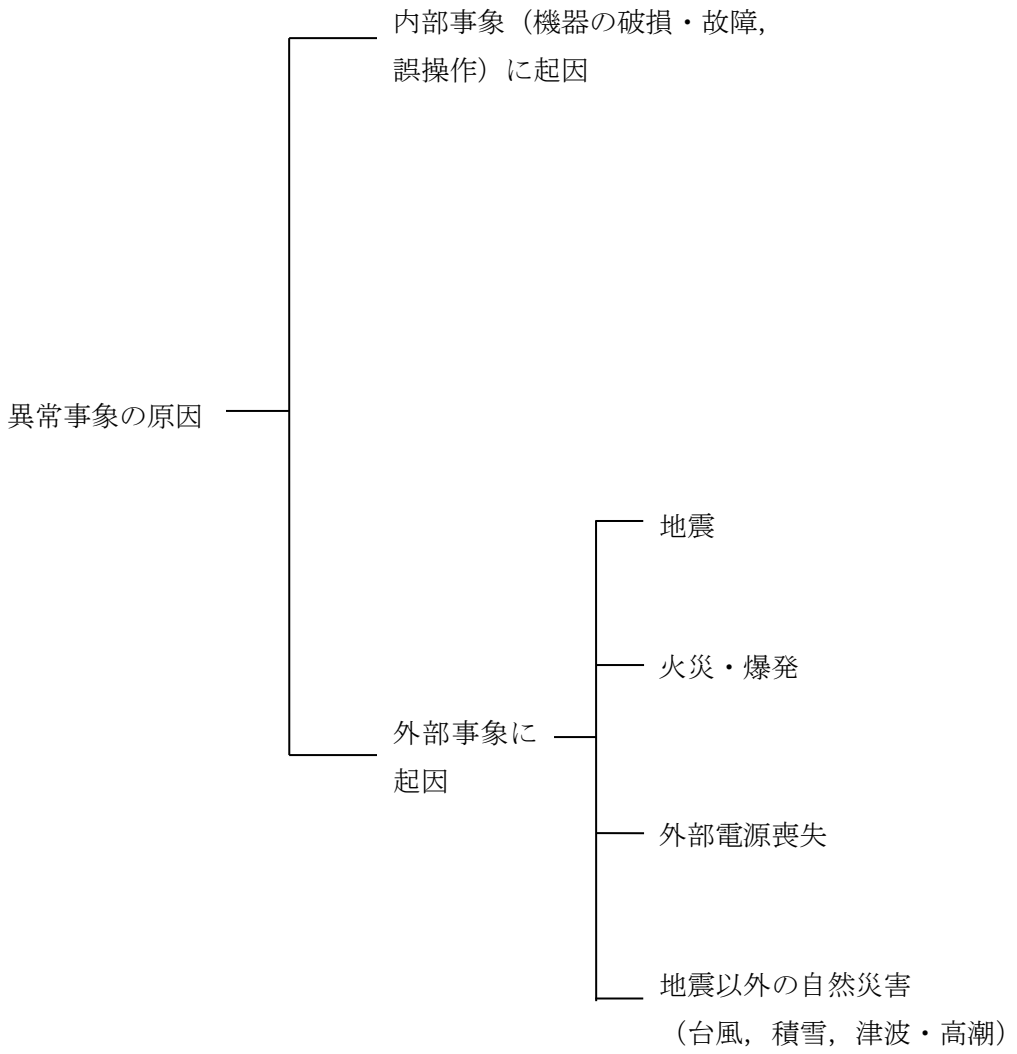


図３．１－１　異常事象の発生原因

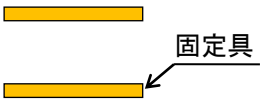
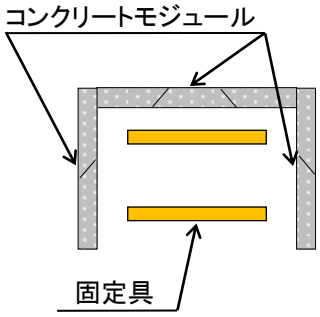
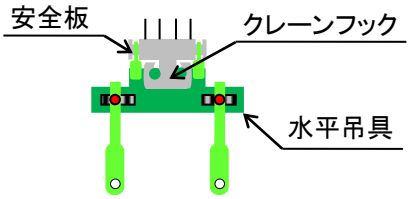
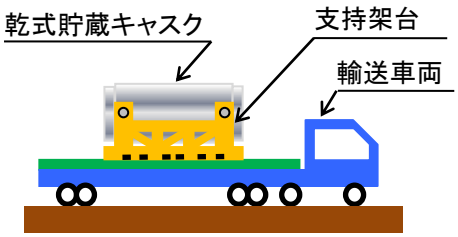
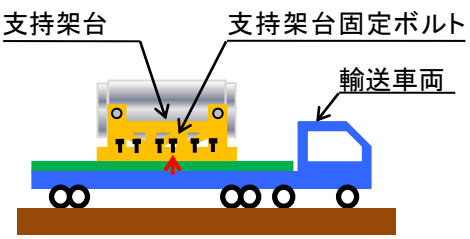
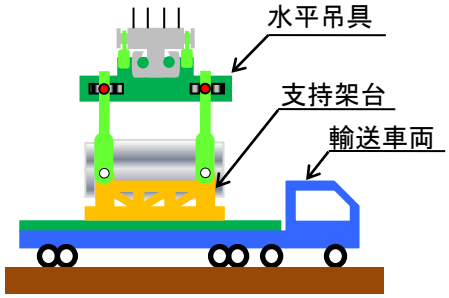
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
1-1	乾式貯蔵キャスクの支持架台を設置するための固定具を取り付ける。  （図は平面図を示す）	1-2	長手側の 1 面を開けて，コンクリートモジュールの 3 面を立てる。  （図は平面図を示す）
1-3	水平吊具をクレーンフックに取り付ける。  	1-4	輸送車両で乾式貯蔵キャスクを搬入させる。 
1-5	支持架台の固定ボルトを取り外す。  	1-6	輸送車両上の支持架台に，クレーンの水平吊具を取り付ける。 

図３．１－２　乾式貯蔵キャスクのハンドリングフロー（1/4）

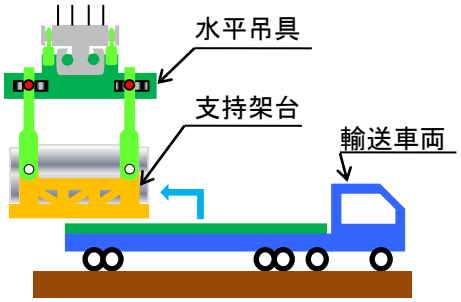
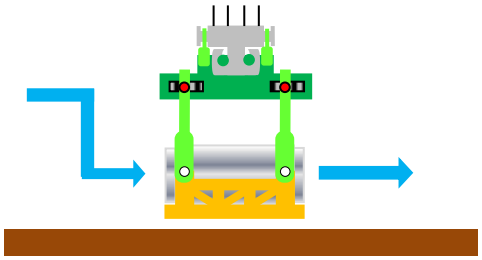
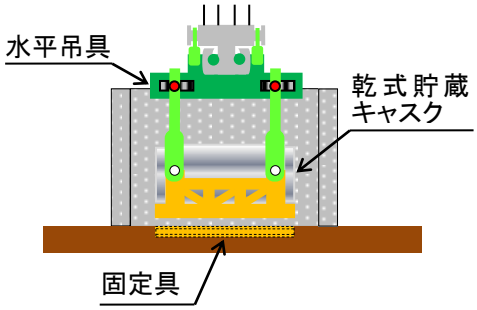
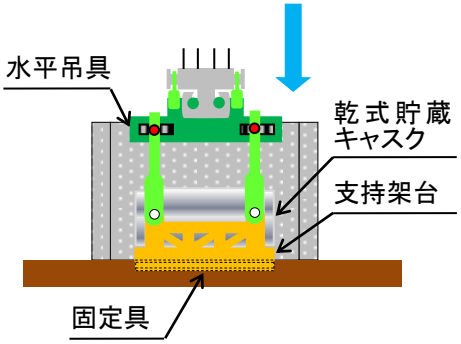
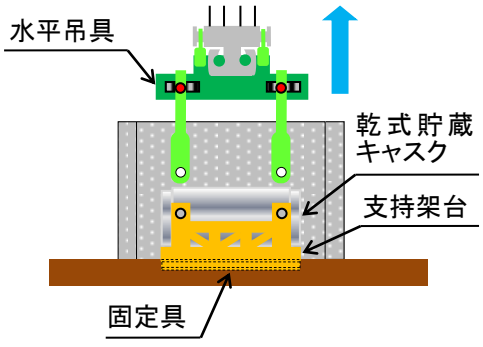
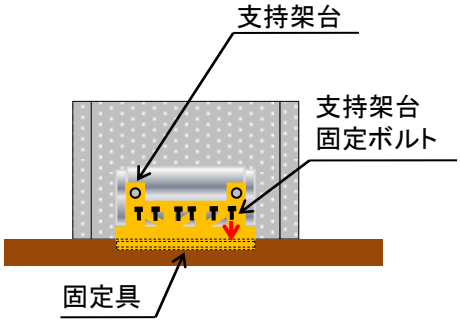
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
1-7	支持架台ごと乾式貯蔵キャスクをクレーンで吊上げた後，水平に移動する。  	1-8	乾式貯蔵キャスクを保管場所までクレーンで移動する。 
1-9	乾式貯蔵キャスクを固定具の上まで移動する。  	1-10	クレーンを下降させて，乾式貯蔵キャスクを固定具に載せる。 
1-11	乾式貯蔵キャスクから水平吊具を取り外し，クレーンを上昇させる。  	1-12	支持架台を，固定ボルトで固定具に固定する。 

図３．１－２　乾式貯蔵キャスクのハンドリングフロー（2/4）

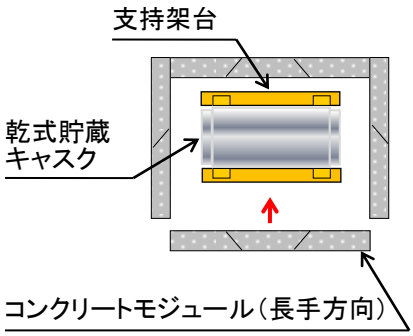
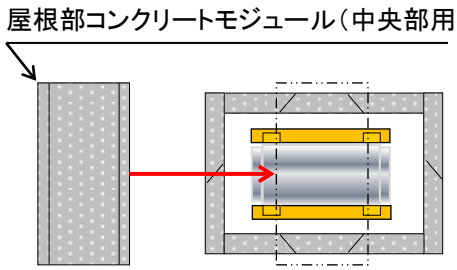
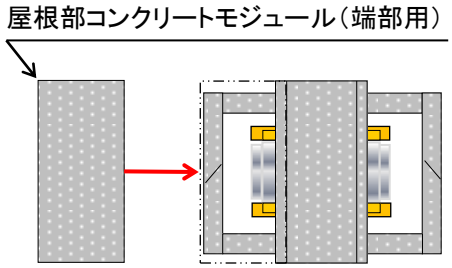
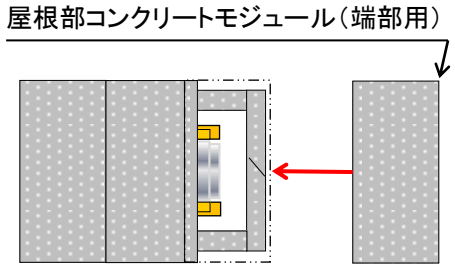
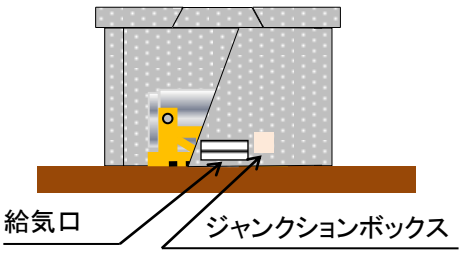
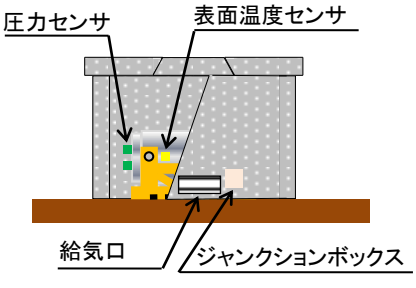
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
1-13	コンクリートモジュールの長手方向の残り 1 面を立てて，先に組み立てたコンクリートモジュールに固定する。  （図は平面図を示す）	1-14	中央部用の屋根のコンクリートモジュールをクレーンで吊って，組み立てたコンクリートモジュールの短手側から載せる。  （図は平面図を示す）
1-15	端部の屋根のコンクリートモジュールをクレーンで吊って，短手側から載せて固定する。  （図は平面図を示す）	1-16	もう一方の端部の屋根のコンクリートモジュールをクレーンで吊って，短手側から載せて固定する。  （図は平面図を示す）
1-17	コンクリートモジュールの長手方向の 1 面に，ジャンクションボックスを取り付ける。  	1-18	乾式貯蔵キャスクに監視用センサ（圧力用 2 個，表面温度用 1 個）を取り付ける。 

図３．１－２　乾式貯蔵キャスクのハンドリングフロー（3/4）

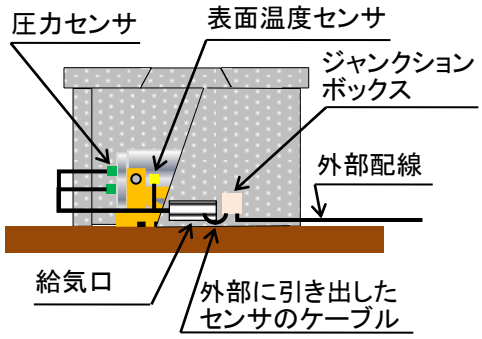
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
1-19	監視用センサのケーブルを，給排気口からコンクリートモジュールの外に出し，ジャンクションボックス内で外部配線と接続する。  		

図３．１－２　乾式貯蔵キャスクのハンドリングフロー（4/4）

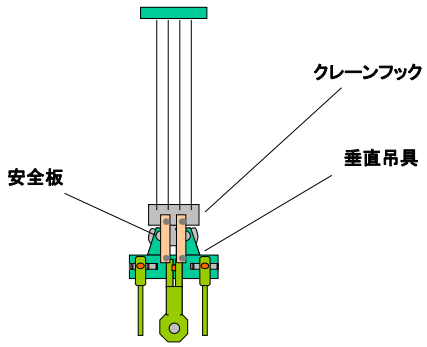
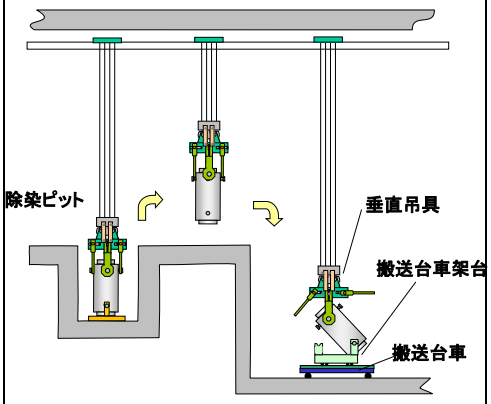
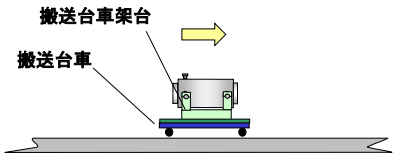
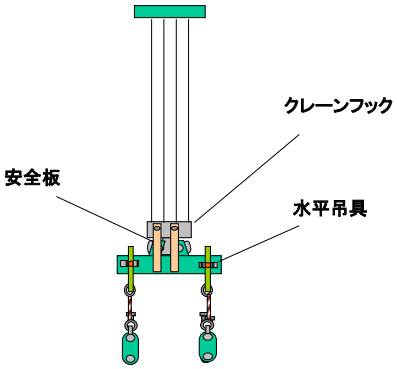
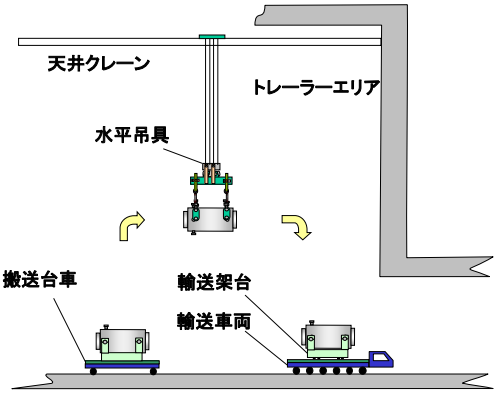
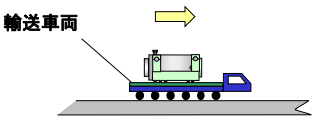
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
2-1	垂直吊具をクレーンフックに取り付ける。  	2-2	輸送貯蔵兼用キャスクを共用プール除染ピットから垂直吊具で吊上げ，搬送台車上の架台に積載する。 
2-3	搬送台車でトレーラーエリアに移動させる。  	2-4	水平吊具をクレーンフックに取り付ける。 
2-5	トレーラーエリアで搬送台車から輸送貯蔵兼用キャスクを水平吊具で吊上げ，輸送車両上の輸送架台に積載する。  	2-6	輸送車両でキャスク仮保管設備へ構内輸送する。 

図３．１－３　輸送貯蔵兼用キャスクのハンドリングフロー（1/3）

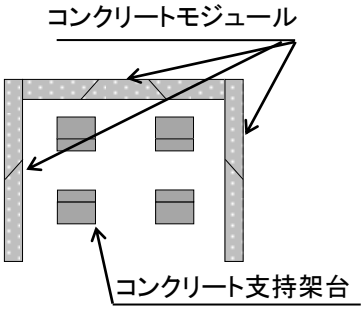
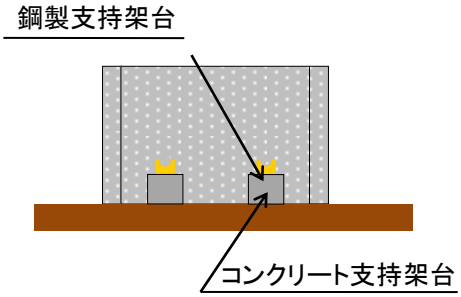
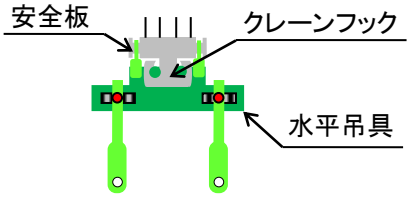
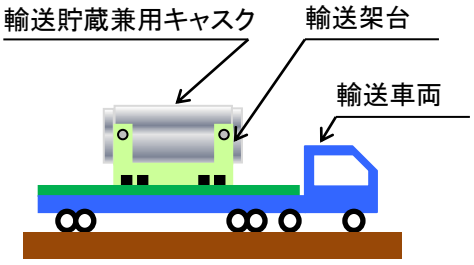
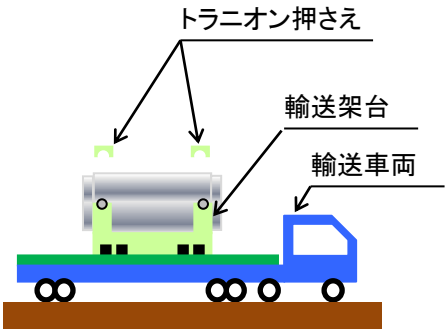
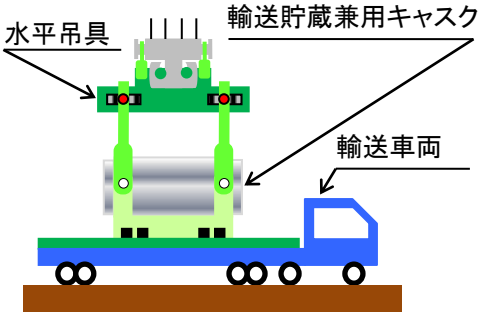
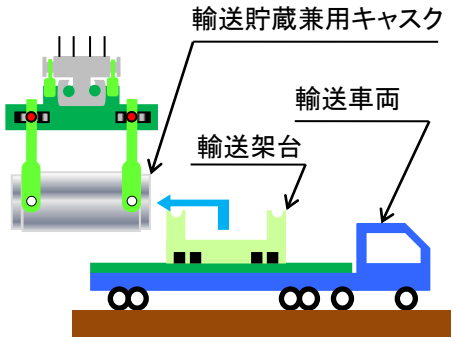
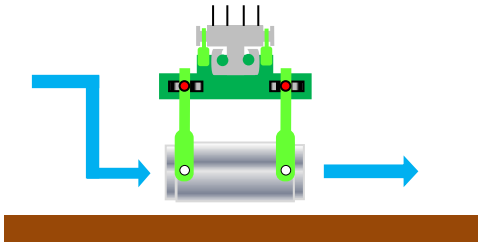
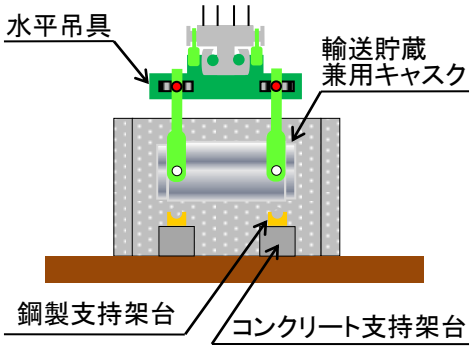
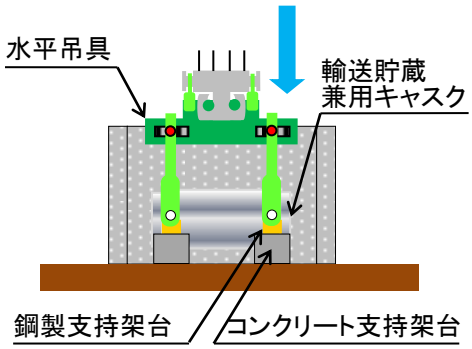
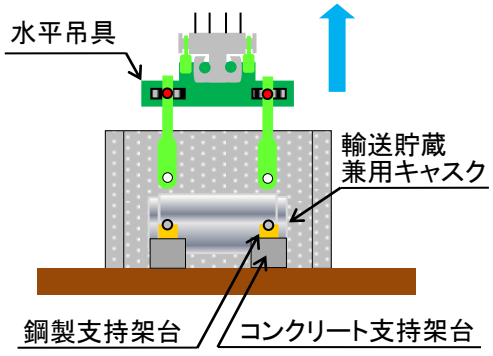
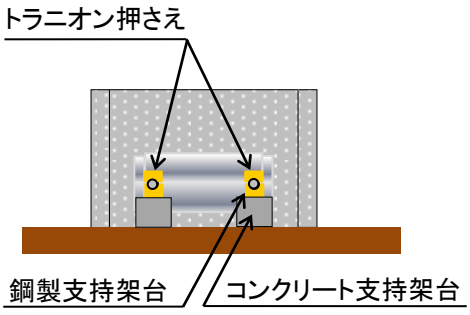
No.	取り扱いモード	No.	取り扱いモード
2-7	コンクリート支持架台を設置し，コンクリートモジュールの３面を立てる。 （事前に実施する）  （図は平面図を示す）	2-8	鋼製支持架台をコンクリート支持架台に取り付ける。 （事前に実施する） 
2-9	水平吊具をクレーンフックに取り付ける。  	2-10	輸送車両で輸送貯蔵兼用キャスクを搬入させる。 
2-11	輸送架台の上部と下部のトラニオン押さえを取り外す。  	2-12	輸送車両上の輸送貯蔵兼用キャスクに水平吊具を取り付ける。 

図３．１－３　輸送貯蔵兼用キャスクのハンドリングフロー（2/3）

<table>
<tr><th>No.</th><th>取り扱いモード</th><th>No.</th><th>取り扱いモード</th></tr>
<tr><td>2-13</td><td>トラニオンが輸送架台をかわすまで輸送貯蔵兼用キャスクをクレーンで吊上げた後，水平に移動する。
 
</td><td>2-14</td><td>輸送貯蔵兼用キャスクを保管場所までクレーンで移動する。
  </td></tr>
<tr><td>2-15</td><td>輸送貯蔵兼用キャスクを鋼製支持架台の上まで移動する。
 
</td><td>2-16</td><td>クレーンを下降させて，輸送貯蔵兼用キャスクを鋼製支持架台に載せる。
 
</td></tr>
<tr><td>2-17</td><td>輸送貯蔵兼用キャスクから水平吊具を取り外し，クレーンを上昇させる。
 
</td><td>2-18</td><td>トラニオンをトラニオン押さえで支持架台に固定する。
 

（以降，乾式貯蔵キャスクの 1-13～1-19 と同じ手順）</td></tr>
</table>

図３．１－３　輸送貯蔵兼用キャスクのハンドリングフロー（3/3）

表３．１－１　異常事象の抽出（1/3）

起因事象（ハンドリングフローNo.）		原因	異常事象発生の可能性	発生の要否	想定シナリオ	抽出の要否
乾式キャスクの落下 (1-4～1-10) (2-2～2-16)	輸送車両取扱い時の落下	固定ボルトの取付け不良	乾式キャスクは，輸送車両に複数の固定ボルトで固縛されていることを確認する。また，乾式キャスクは輸送車両で徐行して輸送すること，輸送経路は輸送に関係する人，車両以外の立入を制限することからから落下しない。	×		×
	搬送台車取扱い時の落下	固定ボルトの取付け不良	輸送貯蔵兼用キャスクは搬送台車に複数のボルトで固縛されていることを確認する。また，搬送台車はレール上を走行し，走行範囲インターロック及び障害物検知装置を有していることから他の構築物等に衝突はしないため，落下しない。	×		×
	クレーン取扱い時の落下	吊具の取り付け不良	吊具の二重化，始業前の吊具点検，取付け後の外れ止めを施すため，乾式キャスクは落下しない。	×		×
		ワイヤーロープの切断	ワイヤーロープの二重化，始業前のワイヤーロープ点検を行うため，乾式キャスクは落下しない。			
乾式キャスクの衝突 （1-7～1-10） （2-2，2-5，2-13～2-16）	クレーンでの移動時（走行，横行）の衝突 (1-7～1-9) (2-2，2-5，2-13～2-15)	ブレーキの故障	移動前に移動経路に障害物がないことを確認し，乾式キャスクと移動経路の芯あわせを行い，走行の両輪及び横行それぞれにインバータによる停止機能に加えてブレーキによる停止機能により二重化しているため，乾式キャスクは他の構築物等へ衝突しない。	×		×
		操作員の誤操作	クレーンの横行範囲に制限機構を設ける。また，移動前に移動経路に障害物がないことの確認，乾式キャスクと移動経路の芯あわせを行うため，乾式キャスクは他の構築物等へ衝突しない。	×		×
	クレーンでの吊下げ時の衝突（異常着床） (1-10) (2-2，2-5，2-16)	ブレーキの故障	巻き上げ装置ブレーキを二重化しているため，乾式貯蔵キャスクは架台基礎コンクリートへ衝突（異常着床）しない。	×		×
			巻き上げ装置ブレーキを二重化しているため，輸送貯蔵兼用キャスクは搬送台車架台，輸送架台及び支持架台に衝突（異常着床）しない。	×		×
		操作員の誤操作	吊下げ時の誤操作により，支持架台を装着した状態で乾式貯蔵キャスクは吊下げ速度で架台基礎コンクリートに異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大吊下げ速度 1.5m/min で，支持架台を装着した状態で乾式貯蔵キャスクは，架台基礎コンクリート上に異常着床する場合を異常事象として抽出する。	○
			吊下げ時の誤操作により，輸送貯蔵兼用キャスクは吊下げ速度で搬送台車架台，輸送架台及び支持架台に異常着床する可能性がある。	○	クレーンの最大吊下げ速度 1.5m/min で，輸送貯蔵兼用キャスクは，搬送台車架台，輸送架台及び支持架台に異常着床する場合を異常事象として抽出する。	○

表３．１－１　異常事象の抽出（2/3）

起因事象（ハンドリングフローNo.）		原因	異常事象発生の可能性	発生の要否	想定シナリオ	抽出の要否
乾式キャスクへの重量物の落下（1-13～1-16）	コンクリートモジュール側壁部の転倒（1-13）	固定具取り付け不良	コンクリートモジュールはコの字形状に接合されているために自立すること，複数個の固定具で基礎に固定されていることから，1 個の固定具が取り付不良であっても，コンクリートモジュールは転倒しない。	×		×
	コンクリートモジュール（長手方向）の落下（1-14～1-16）	吊具取り付け不良	始業前に吊具の点検を行い，吊具は外れ止め防止金具を取り付けるため，コンクリートモジュール（長手方向）は落下しない。	×		×
		ワイヤーロープの切断	始業前にワイヤーロープの点検を行い，ワイヤーロープは二重化しているため，コンクリートモジュールは落下しない。	×		×
		操作員の誤操作	コンクリートモジュール（長手方向）の移動前に，コンクリートモジュール（長手方向）と移動経路の芯あわせを行い，荷振れ対策としてガイドロープを使用するため，コンクリートモジュール（長手方向）は乾式キャスクへ落下しない。	×		×
	屋根部コンクリートモジュールの落下	吊具取り付け不良	始業前に吊具の点検を行い，吊具は外れ止め防止金具を取り付けるため，天板コンクリートモジュールは落下しない。 天板コンクリートモジュールは矩形に組んだ側板コンクリートモジュールに比べて迫出した形状であり，天板コンクリートモジュールの移動前に側板コンクリートモジュールとの接合位置があうように芯あわせするため，仮に天板コンクリートモジュールが落下したとしてもキャスク上には落下しない。	×		×
		ワイヤーロープの切断	始業前にワイヤーロープの点検を行い，ワイヤーロープは二重化しているため，天板コンクリートモジュールは落下しない。	×		×
		操作員の誤操作	天板コンクリートモジュールは矩形に組んだ側板コンクリートモジュールに比べて迫出した形状であり，天板コンクリートモジュールの移動前に，側板コンクリートモジュールとの接合位置があうように芯あわせを行い，荷振れ対策としてガイドロープを使用するため，天板コンクリートモジュールは乾式キャスクへ落下しない。	×		×
コンクリートモジュール給排気口の閉塞		異物の付着	異物の飛来により給気口の閉塞が想定される。	○	給気口の閉塞により，除熱機能への影響が懸念されるものの，日常の巡視点検により閉塞の有無を確認できる。また，乾式キャスク表面温度は免震重要棟で連続監視し，所定の設定温度で警報を発報するため事前に異常を検知できる。なお，温度センサーの断線により，データが採取されない場合にも警報を発報する。	×
		積雪	積雪による閉塞がないような設計対応及び日常の巡視等の運用対応により，給排気口が閉塞することはない。	×		×

表３．１－１　異常事象の抽出（3/3）

起因事象 （ハンドリングフローNo.）	原因	異常事象発生の可能性	発生の要否	想定シナリオ	抽出の要否
地震		乾式キャスク，コンクリートモジュールは，地震時にも基本的安全機能を維持できるよう設計する。	×		×
火災・爆発		動力機関として内燃機関を使用するものはなく，実用上可能な限り不燃性又は難燃性材料を使用し，持ち込み物品の制限等の運用対応をするため，火災の発生する可能性は非常に低い。	×		×
外部電源喪失		クレーンのフェイルセイフ設計により，乾式キャスクの落下防止，衝突防止が施されている。	×		×
経年変化		乾式貯蔵キャスクは設計貯蔵期間 40 年で，輸送貯蔵兼用キャスクは設計貯蔵期間 50 年で設計されており，それより短い期間で使用するため，経年変化を考慮する必要はない。	×		×
地震以外の自然災害	台風	コンクリートモジュールの風荷重に対する設計は，「建築基準法」に定める設計基準に従う。	×		×
	積雪，凍結	敷地周辺の過去の記録に基づいて敷地で考えられる最も過酷な場合を想定した設計を行う。	×		×
	津波，高潮	敷地の標高（T.P. 約 38m），海岸からの距離等から判断して，敷地が被害を受けることは考えられない。	×		×

3.2　異常事象の評価

(1) 乾式貯蔵キャスクの異常事象の評価

1) 評価方針

支持架台が装着された乾式貯蔵キャスクが水平姿勢でクレーンの最大吊下げ速度（1.5m/min）のまま基礎コンクリートに衝突した場合に，乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度を算出する。概念図を図３．２－１に示す。

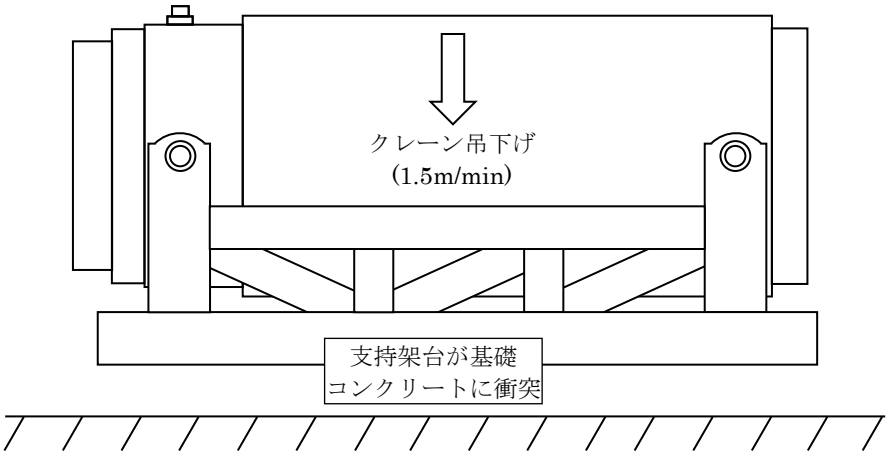


図３．２－１　異常着床概念図

2)評価条件及び方法

乾式貯蔵キャスクが支持架台に衝突する際に生じる衝撃加速度の計算条件は以下のとおりである。

・支持架台の弾性により乾式貯蔵キャスクの運動エネルギーを吸収する。
・乾式貯蔵キャスク本体（トラニオン除く）を剛とする。
・基礎コンクリート床面を剛とする。
・支持架台の自重は無視する。

a.衝撃加速度の算出式

エネルギー保存則により乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度を算出する。

$$\frac{1}{2}m\cdot v^2+m\cdot g\cdot\delta=\frac{1}{2}K\cdot\delta^2$$

ここで,

m：　乾式貯蔵キャスクの質量（kg）
v：　クレーンの巻下定格速度＝1.5（m/min）＝0.025（m/s）
g：　重力加速度＝9.80665（m/s^2）

δ ： 支持架台の最大変形量（m）

K ： 支持架台のばね定数（N/m）

上式を変形すると

$$\delta = \frac{m \cdot g}{K} + \sqrt{\frac{m^2 \cdot g^2}{K^2} + \frac{m \cdot v^2}{K}} \qquad (\delta \geqq 0)$$

また，乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度は次式で算出する。

$$\alpha = \frac{F}{m}$$

$$F = K \cdot \delta$$

ここで，

α ： 乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度（m/s^2）

F ： 乾式貯蔵キャスクに作用する衝撃力（N）

以上より，乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度は次式のとおりとなる。

$$\alpha = g + \sqrt{g^2 + \frac{K \cdot v^2}{m}}$$

b. 支持架台のばね定数

支持架台のばね定数は，固有周期解析における鉛直方向の変形モードの固有振動数から計算した。

固有振動数（１質点の１次元自由振動）は，次式で求められる。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{M}}$$

ここで，

f ： 固有振動数（Hz）

固有振動数は「2.1　乾式キャスクの耐震性　(1)　乾式貯蔵キャスク　3)　固有周期の算定」と同手法で算定した

M： 乾式貯蔵キャスク及び支持架台の合計質量（kg）

中型乾式貯蔵キャスク：キャスク(96t) ＋支持架台(16t)

大型乾式貯蔵キャスク：キャスク(115t)＋支持架台(15t)

上式を変形すると支持架台のばね定数は，

$$K = 4M \cdot \pi^2 \cdot f^2$$

となる。

3）評価結果

乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度を表３．２－１に示す。乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度は運搬時の評価加速度(3G)より小さい値となり，運搬時の評価結果に包絡され，乾式貯蔵キャスクの安全機能は維持される。

表３．２－１　乾式貯蔵キャスクに生じる衝撃加速度

キャスクタイプ	固有振動数 f (Hz)	支持架台のばね定数 K (N/m)	衝撃加速度 α	
			(m/s^2)	(G)
乾式貯蔵キャスク(中型)	81.7	2.96×10^{10}	26.9	2.75
乾式貯蔵キャスク(大型)	74.2	2.83×10^{10}	25.7	2.63

(2)輸送貯蔵兼用キャスクの異常事象の評価

1)評価方針

輸送貯蔵兼用キャスクがクレーンの最大吊下げ速度（1.5m/min）のまま搬送台車架台，輸送架台及び，支持架台に衝突した場合に，輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度を算出する。概念図を図３．２－２～４に示す。

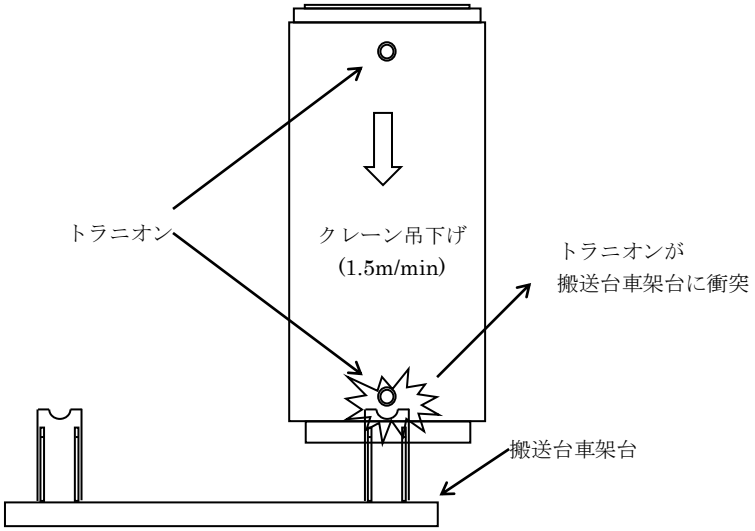


図３．２－２　異常着床概念図（搬送台車架台への衝突）

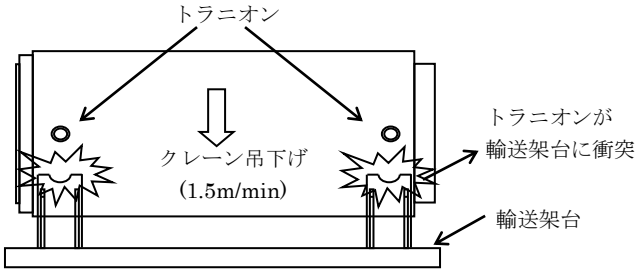


図３．２－３　異常着床概念図（輸送架台への衝突）

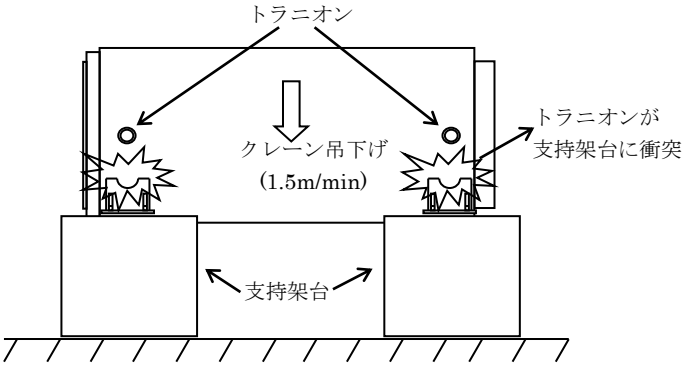


図３．２－４　異常着床概念図（支持架台への衝突）

2)輸送貯蔵兼用キャスクの評価条件および方法

輸送貯蔵兼用キャスクが搬送台車架台，輸送架台，支持架台に衝突する際に生じる衝撃加速度の計算条件は以下のとおりである。

・搬送台車架台，輸送架台，支持架台の弾性により輸送貯蔵兼用キャスクの運動エネルギーを吸収する。
・輸送貯蔵兼用キャスク本体（トラニオン含む）を剛とする。
・搬送台車架台，輸送架台，支持架台の自重は無視する。

a.衝撃加速度の算出式

エネルギー保存則によりキャスクに生じる衝撃加速度を算出する。

$$\frac{1}{2}m\cdot v^2+m\cdot g\cdot \delta=\frac{1}{2}K\cdot \delta^2$$

ここで,

m： 輸送貯蔵兼用キャスク質量
　　輸送貯蔵兼用キャスクB：1.186×10^5(kg)
v： クレーン巻下定格速度＝1.5（m/min）＝0.025（m/s）
g： 重力加速度＝9.80665（m/s^2）
δ： 架台の最大変形量（m）
K： 架台のばね定数（N/m）

上式を変形すると

$$\delta=\frac{m\cdot g}{K}+\sqrt{\frac{m^2\cdot g^2}{K^2}+\frac{m\cdot v^2}{K}}\qquad(\delta\geqq0)$$

また，輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度は次式で算出する。

$$\alpha=\frac{F}{m}$$

$$F=K\cdot\delta$$

ここで,

α： 輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度（m/s^2）
F： 輸送貯蔵兼用キャスクに作用する衝撃力（N）

以上より，輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度は次式のとおりとなる。

$$\alpha=g+\sqrt{g^2+\frac{K\cdot v^2}{m}}$$

b. 架台のばね定数

架台のばね定数は，搬送台車架台，輸送架台，支持架台の鉛直方向の弾性から算出した。

・搬送台車架台のばね定数　　：1.36×10^{10}（N/m）（２脚分）

・輸送架台のばね定数

輸送貯蔵兼用キャスクＢ用　：4.0×10^{10}（N/m）（４脚分）*1

・支持架台のばね定数

輸送貯蔵兼用キャスクＢ用　：4.56×10^{10}（N/m）（４脚分）

*1：輸送貯蔵兼用キャスクＢ用の輸送架台は設計中のため計画値

3)評価結果

輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度を表３．２－２に示す。　表３．２－２より設計事象Ⅱの衝撃加速度は，「1.1 乾式キャスクの構造強度」における構造強度評価で用いている衝撃加速度，横姿勢：3G，縦姿勢（キャスク，バスケット）：5G，縦姿勢（トラニオン）：2.5G に包絡されており，輸送貯蔵兼用キャスクの安全機能は維持されることを確認している。

表３．２－２　輸送貯蔵兼用キャスクに生じる衝撃加速度

異常事象	キャスクタイプ	支持架台のばね定数 K (N/m)	衝撃加速度 α	
			(m/s^2)	(G)
搬送台車架台への衝突（縦姿勢）	輸送貯蔵兼用キャスクＢ	1.36×10^{10}	22.8	2.33
輸送架台への衝突（横姿勢）		4.0×10^{10}	27.4	2.80
支持架台への衝突（横姿勢）		4.56×10^{10}	28.2	2.88

構造強度及び耐震性について（増設 30 基）

1　構造強度

1.1　輸送貯蔵兼用キャスク

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）の構造強度は添付資料－３－１「1.1　乾式キャスクの構造強度　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク B」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.2　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台

輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造強度は添付資料－３－１「1.1　乾式キャスクの構造強度　(3)　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.3　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構造強度は添付資料－３－１「1.2　コンクリートモジュールの構造強度　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.4　クレーン

クレーンの構造強度は添付資料－３－１「1.3　クレーンの構造強度」と同一であり，本設備で要求される構造強度を有している。

1.5　コンクリート基礎

(1)　評価方針

長期荷重時のコンクリート基礎に対する要求性能は，キャスク支持架台とコンクリートモジュールを支持するとともに，基礎の傾斜がクレーンの許容傾斜量を下回ることである。ここでは，コンクリート基礎の構造強度評価を行い，基礎が要求性能を有していることを確認する。

評価の方法は，長期荷重時に対する梁モデルによる構造計算を行い，コンクリート基礎の応力度の照査，改良地盤強度の照査，地盤の支持力度の照査を行うこととする。

1.5.1　キャスク仮保管設備コンクリート基礎，コンクリート支持架台の構造計画

(1)　コンクリート基礎

1)　コンクリート基礎平面構造

コンクリート基礎の平面図を図１．５－１に示す。

コンクリート基礎は，南北約 80m，東西約 121m の鉄筋コンクリート構造物であり，大きく西側の既設基礎(南北約 80m，東西約 96m)と，拡張基礎(南北約 80m，東西約 25m)が存在し，両者は幅約 40mm の目地によって構造上分離されている。

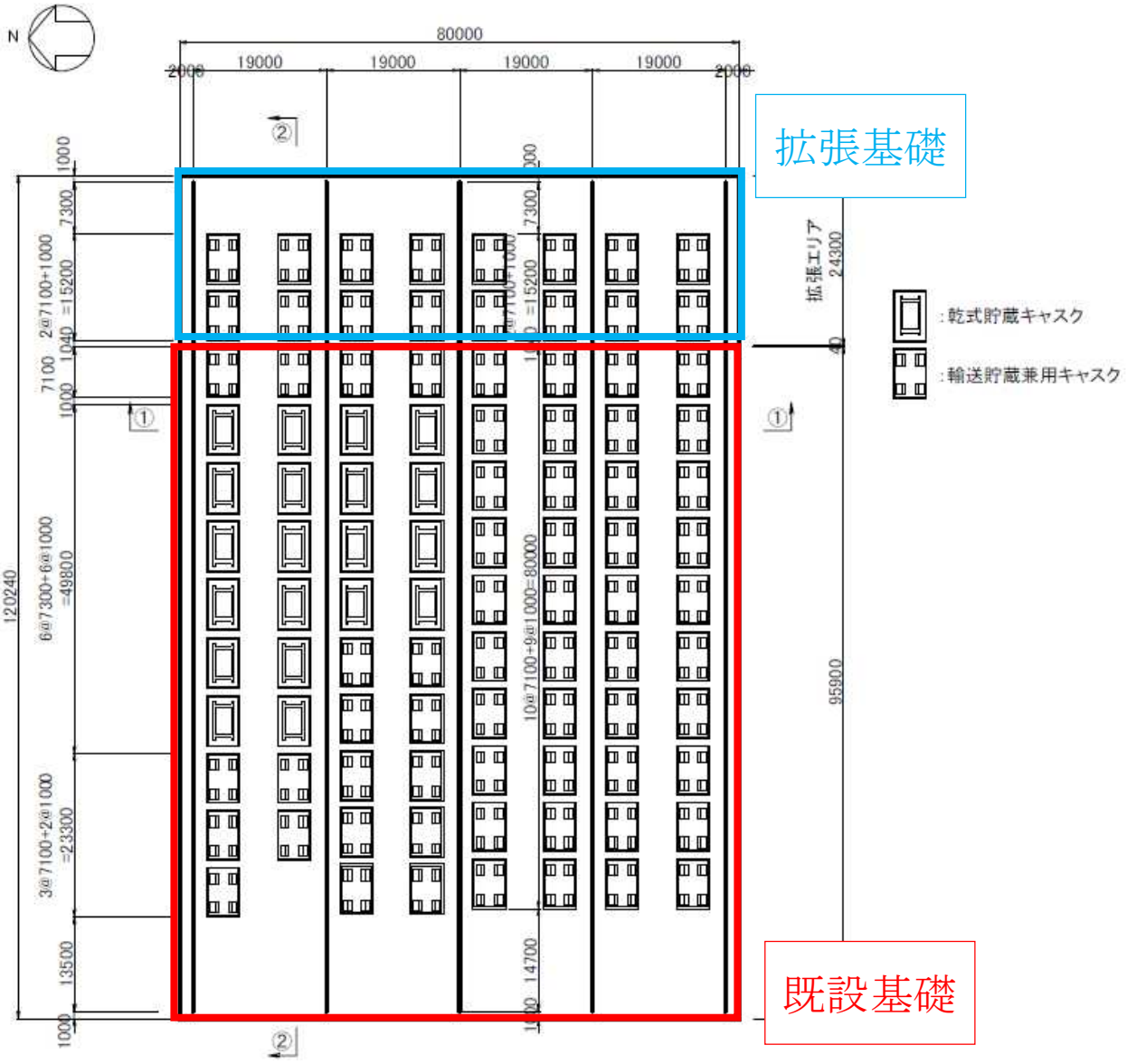


図１．５－１　コンクリート基礎平面図

2)　コンクリート基礎断面構造

コンクリート基礎厚図を図１．５－２に，断面図を図１．５－３，図１．５－４に示す。

コンクリート基礎厚は場所によって異なり，基本的に 0.8m(輸送貯蔵兼用キャスク部)，1.0m(乾式貯蔵キャスク部)，1.8m(クレーンレール部)となっている。

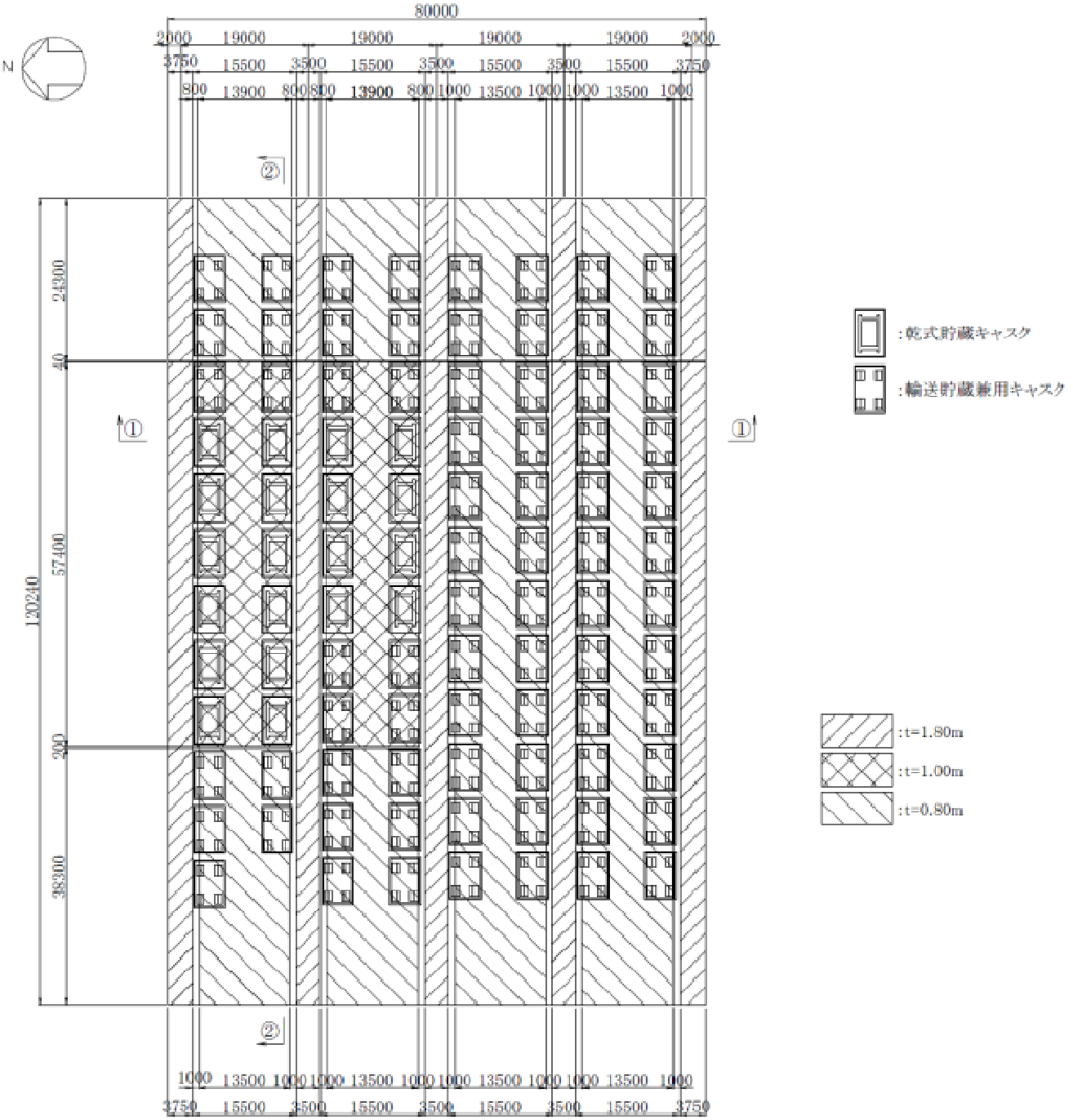


図１．５－２　コンクリート基礎厚図

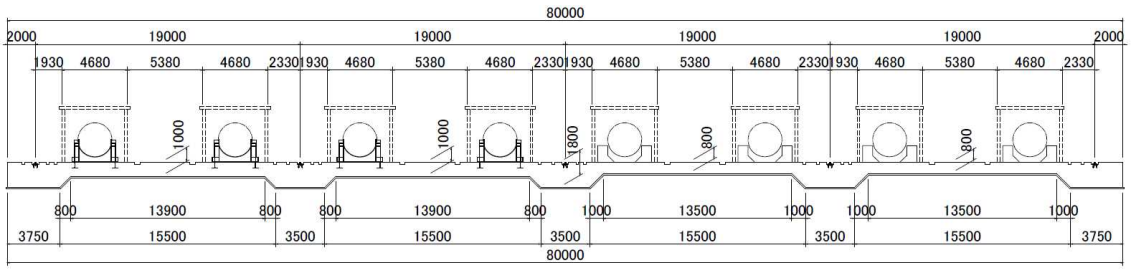


図１．５－３　コンクリート基礎断面図(①－①断面)

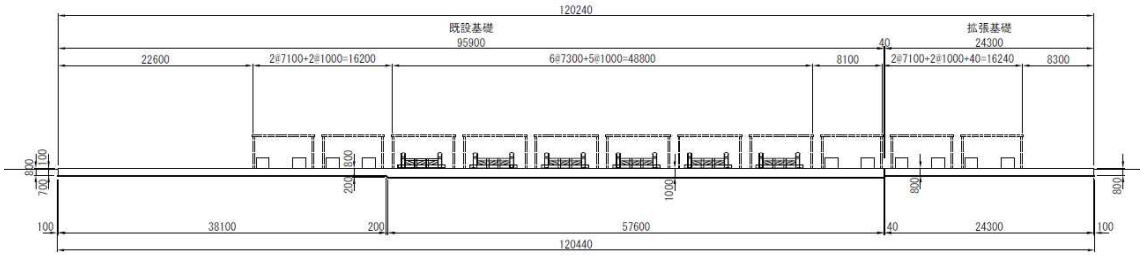


図１．５－４　コンクリート基礎断面図(②－②断面)

(2)　コンクリート支持架台

コンクリート支持架台は,南北方向約 720㎜(ハンチ部は 1220 ㎜），東西方向約 1500㎜,高さ約 1085㎜の鉄筋コンクリート構造物であり，4 脚で１つの兼用キャスクを，鋼製支持架台を介し，支持する構造物である。平面図を図１．５－５に，断面図を図１．５－６に示す。また，兼用キャスクとの位置関係を図１．５－７に示す。

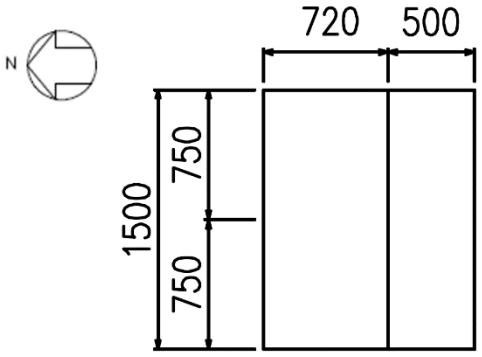


図１．５－５　コンクリート支持架台平面図

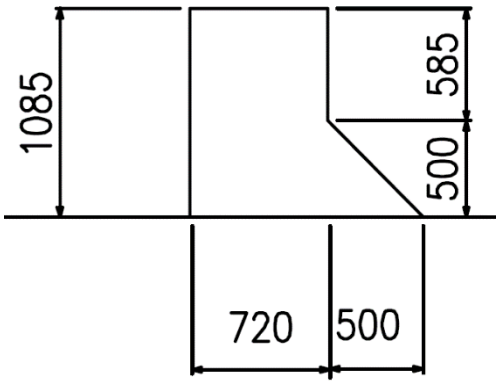


図１．５－６　コンクリート支持架台断面図(NS 断面)

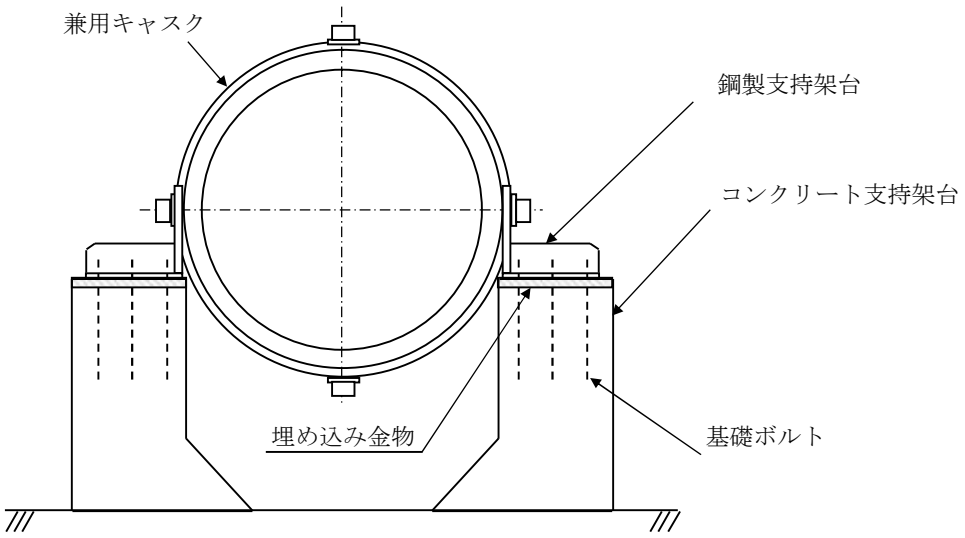


図１．５－７　コンクリート支持架台と兼用キャスクの位置関係

キャスク仮保管設備の拡張に際しては，兼用キャスク 30 基分のコンクリート支持架台を増設する。コンクリート支持架台のうち 16 基は拡張基礎上に増設し，14 基については既設基礎上の空スペースに増設する。図１．５－８に既設基礎，拡張基礎及び増設する兼用キャスクの位置図を示す。

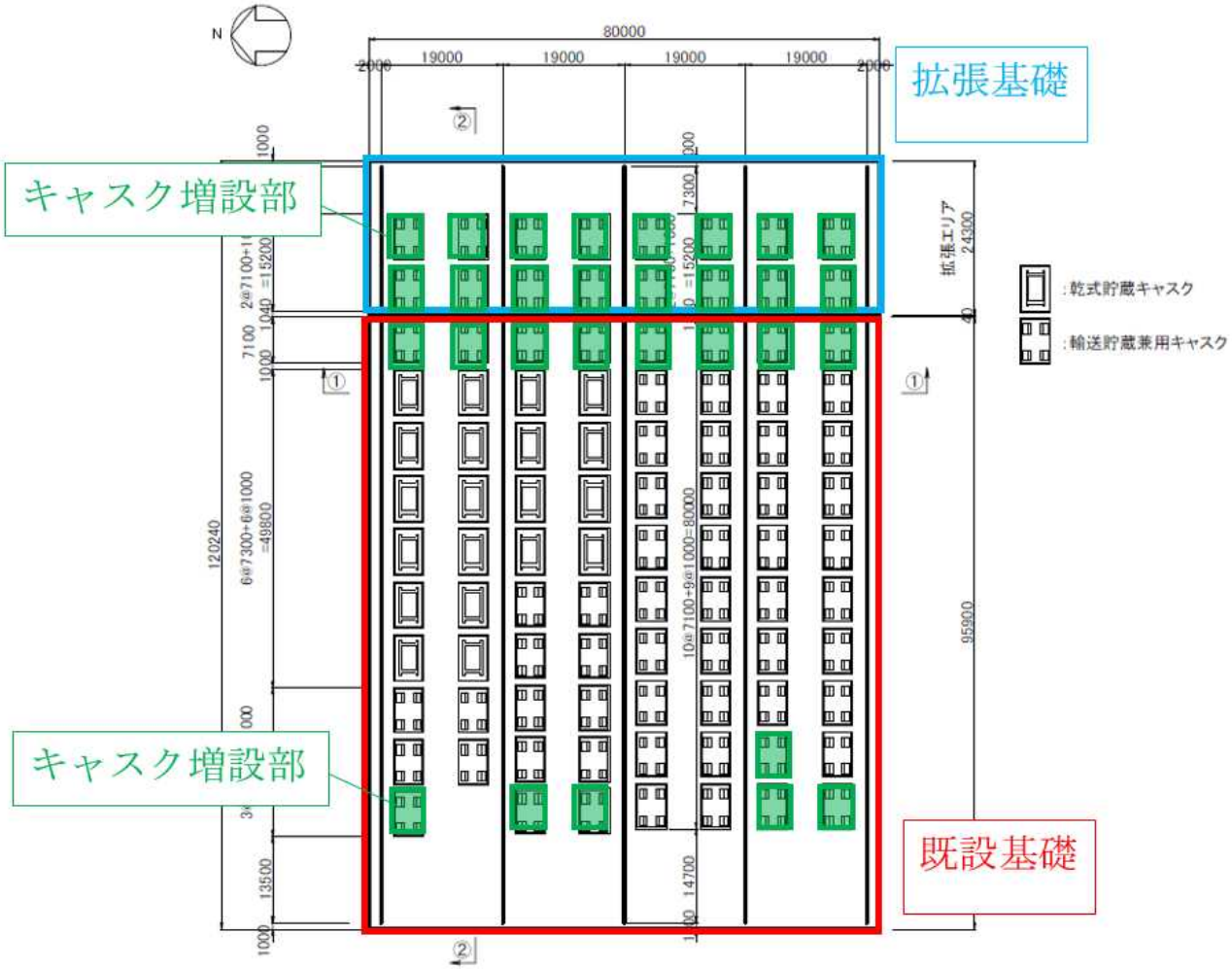


図１．５－８　既設基礎，拡張基礎及び増設キャスク位置図

(3)　改良地盤

改良地盤は，南北方向約 83m，東西方向約 124m の広さのセメント改良土からなり，コンクリート基礎の支持地盤としている段丘堆積層(液状化が発生する可能性が低いとされる洪積層)の上部までを改良するものである。改良天端部は基礎下面に沿って起伏のある形状となっており，改良厚は約 2.1m～3.1m 程度である。改良工法は，浅層混合処理工法である。改良地盤の平面図を図１．５－９に，断面図を図１．５－１０と図１．５－１１に示す。

※「道路橋示方書・同解説 Ⅴ耐震設計編」では，液状化が生じる可能性のある土層は沖積層としている。

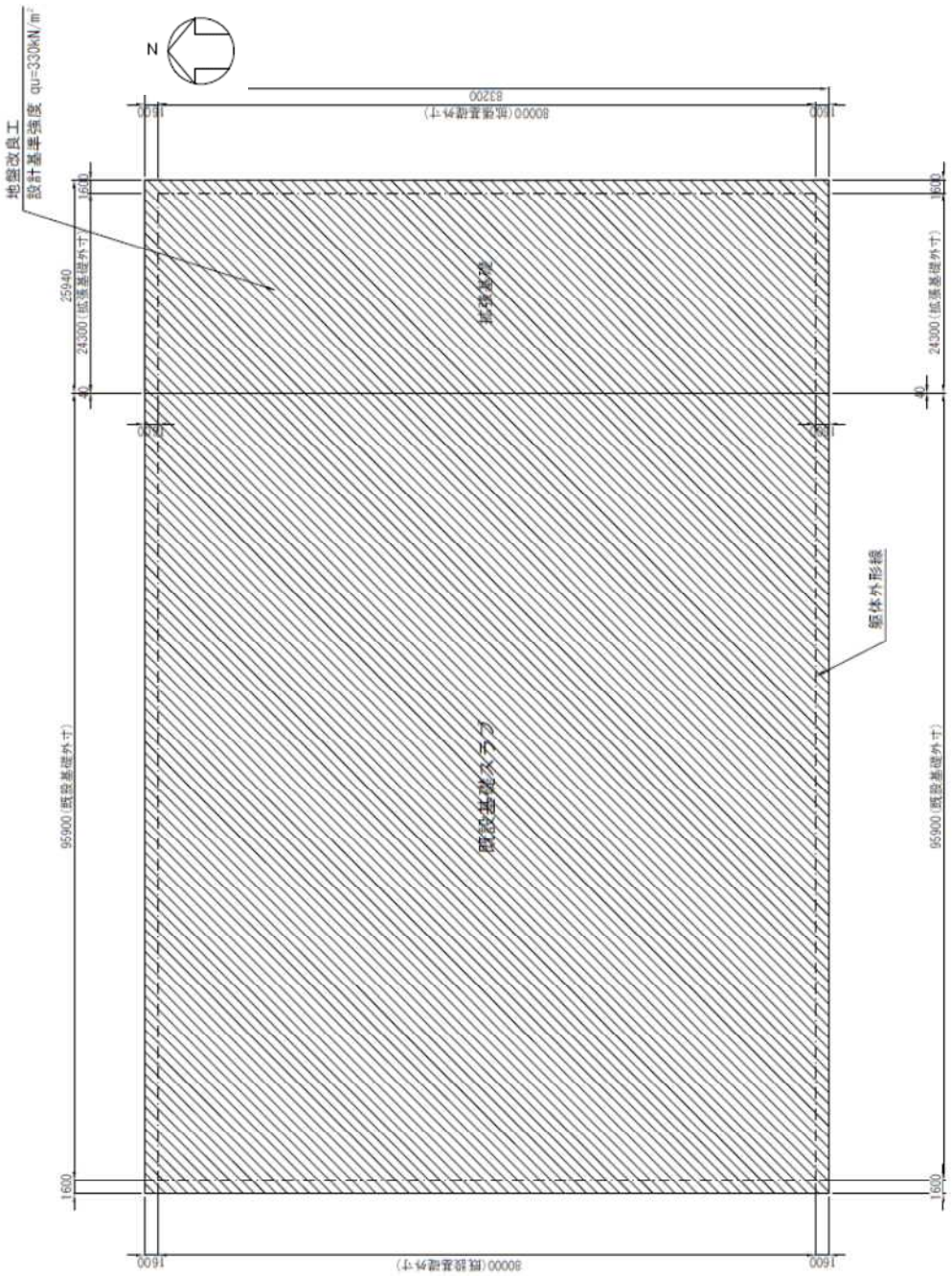


図１．５－９　改良地盤平面図

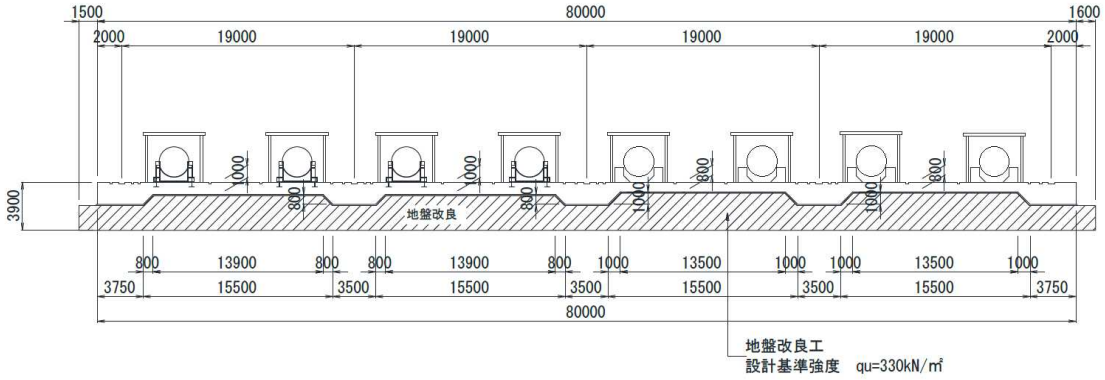


図１．５－１０　改良地盤断面図（NS 断面）

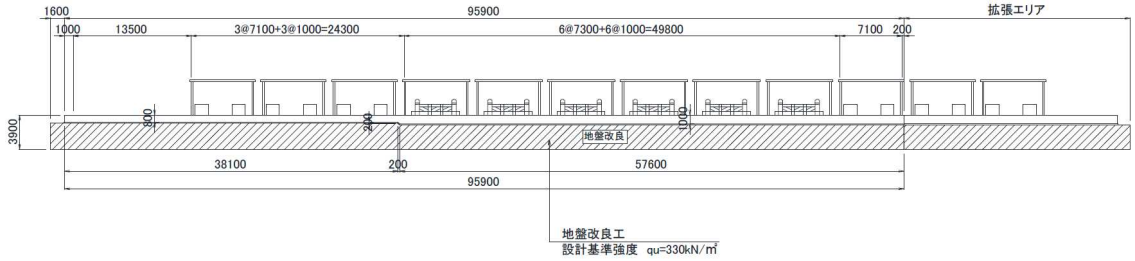


図１．５－１１　改良地盤断面図(EW 断面)

1.5.2　コンクリート基礎の構造強度評価フロー

コンクリート基礎の構造強度評価フローを図１．５－１２に示す。

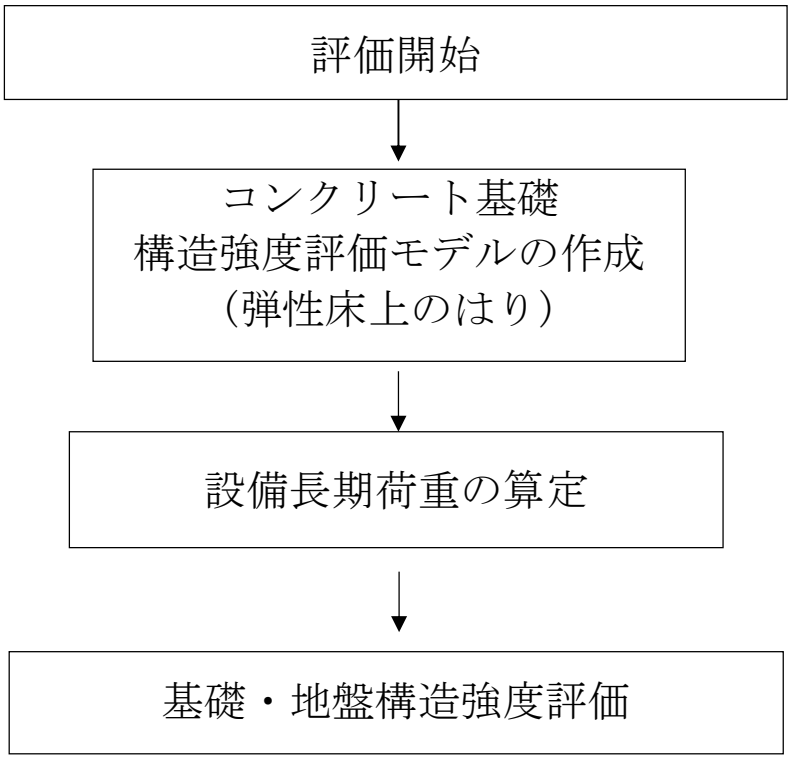


図１．５－１２　構造強度評価フロー

1.5.3　コンクリート基礎の構造強度評価

(1)　コンクリート基礎の構造強度評価の概要

1)　コンクリート基礎の評価手法

コンクリート基礎の評価手法としては，コンクリート基礎を 3 種類の弾性床上の梁としてモデル化し，それぞれに荷重を入力し，構造強度評価を行う。

評価対象断面については，既設基礎と拡張基礎で NS 断面がほぼ同一であること，表１．５－１の通り既設基礎の方が拡張基礎よりも機器等荷重が大きいことから，既設基礎の 3 断面をモデル化し評価対象とする。

表１．５－１　基礎面積と機器等の荷重

	基礎面積(m^2)	機器等荷重(kN)	面積当たり荷重(kN/m^2)
既設基礎	7672	157480	20.5
拡張基礎	1944	34145	17.6

検討タイプごとの概要を表１．５－２に，断面の位置を図１．５－１３に示す。

表１．５－２　検討タイプ概要

記号	検討タイプ	考慮する設備荷重	形状特性
A.	レール支持梁(EW 方向)	クレーン	幅 3.5m，厚 1.8m の一定形状
B.	NS 方向基礎	キャスク，クレーン，モジュール	厚 1.8m，1.0m，0.8m
C.	EW 方向基礎	キャスク，モジュール	厚 1.0m，0.8m

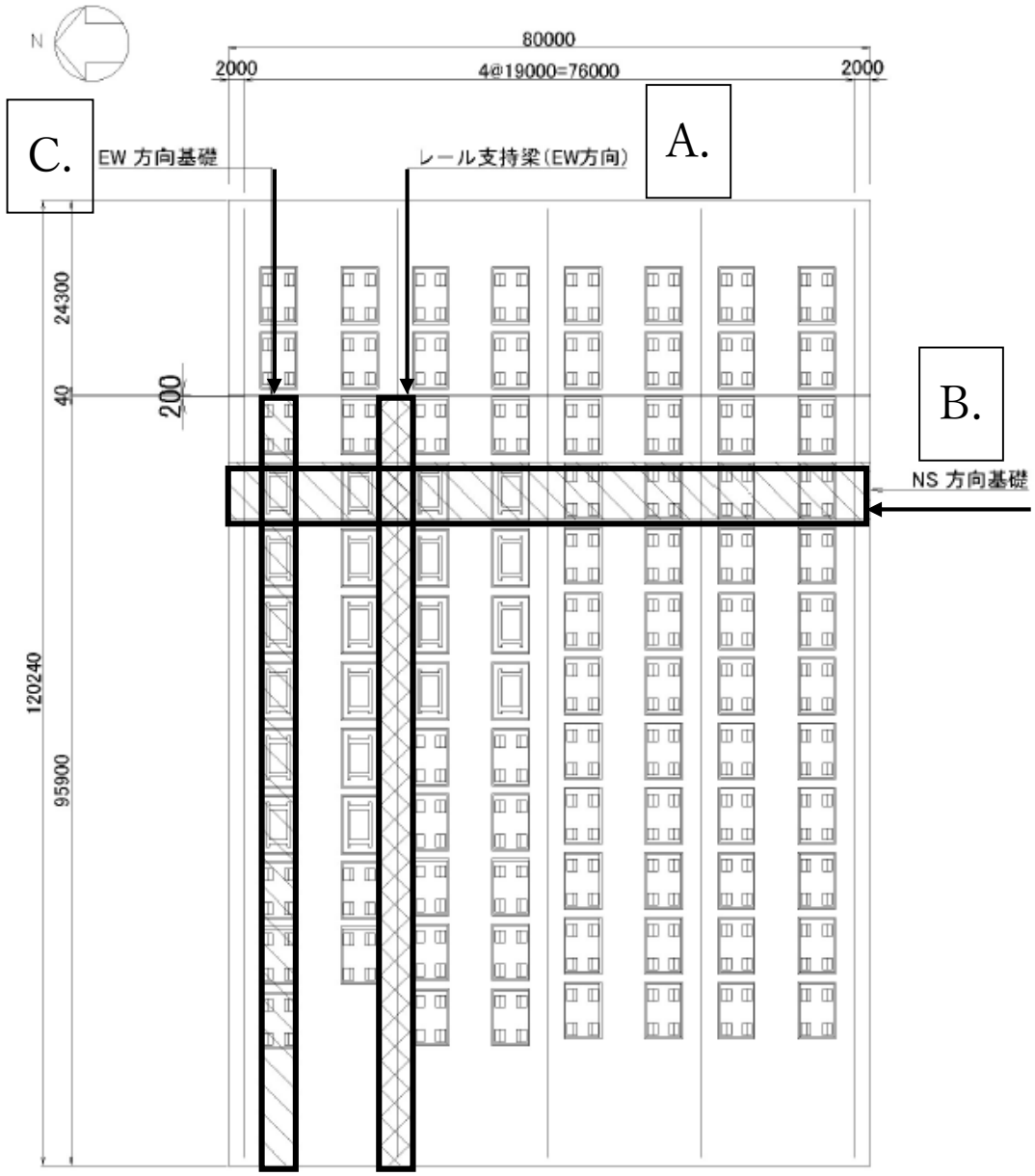


図１．５－１３　検討断面位置

2)　準拠規準

コンクリート基礎の評価は，以下の法規及び規準類に準拠して行う。

① 原子力発電所耐震設計技術規程　JEAC4601-2008　（社）日本電気協会
② 乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵建屋の基礎構造の設計に関する技術規程 JEAC4616-2009　（社）日本電気協会
③ コンクリート標準示方書　設計編（2007）　（社）土木学会
④ コンクリート標準示方書　構造性能照査編（2002）　（社）土木学会
⑤ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震設計に関する安全性照査マニュアル(1992) （社）土木学会
⑥ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル（2005） （社）土木学会
⑦ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）
⑧ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅴ耐震設計編　（社）日本道路協会（平成 14 年）

3) 使用材料及び許容応力度

使用材料の仕様，材料定数及び設計強度を表１．５－３及び表１．５－４に示す。

表１．５－３　コンクリートの材料定数，許容応力度及び鉄筋の許容応力度

コンクリートの材料定数

	記号	単位	長期
ヤング係数	E	(N/mm^2)	2.50×10^4
単位体積重量	γ	(kN/m^3)	24.0

コンクリートの仕様

	記号	単位	長期
設計基準強度	f'_{ck}	(N/mm^2)	24.00
許容圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
許容せん断応力度	τ_{a1}	(N/mm^2)	0.45

鉄筋の仕様

	記号	単位	長期
品質	-	-	SD345
降伏強度	f_{yd}	(N/mm^2)	345
使用径	-	-	D13～D32
許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196

表１．５－４　改良地盤，支持地盤の地盤定数，許容応力度
並びにクレーンレールの許容傾斜量

改良地盤の地盤定数，設計強度

	記号	単位	設計強度
設計圧縮強度	${}_{ss}f_{sc}$	(kN/m^2)	548
設計基準強度	F_{sc}	(kN/m^2)	329
変形係数	E	(kN/m^2)	32900
許容圧縮応力度(長期)	f_{sc}	(kN/m^2)	110
許容せん断応力度(長期)	f_{ss}	(kN/m^2)	22
せん断強度	${}_{ss}f_{ss}$	(kN/m^2)	109.6

支持地盤の許容支持力度

	記号	単位	設計強度
許容支持力度	q_a	(kN/m^2)	667

クレーンの許容傾斜量

	記号	単位	長期
許容傾斜量	i	―	1/800

4)　地盤バネのバネ定数

弾性床を構成する地盤バネのバネ定数について，算定方法を示す。算定方法としては「道路橋示方書・同解説 Ⅳ下部構造編 平成 14 年　日本道路協会」をもとに，一軸圧縮試験から求めた地盤の変形係数を用いて，地盤バネ定数を算定している。具体的な算定方法を以下と表１．５－５～表１．５－７に示す。

$k_v = k_{vo} \cdot (Bv / 0.3)^{-3/4}$　道示Ⅳ P.255

$K_v = k_v \cdot B$

$K_s = 1/3 \cdot K_v$

ここに，

k_v　：　鉛直方向地盤反力係数（kN／m^3）

K_v　：　鉛直方向バネ定数（kN／m^2）

K_s　：　せん断バネ定数（kN／m^2）

Bv　：　基礎の換算載荷幅（m）

$Bv = \sqrt{(Av)} = \sqrt{(L_0 \cdot B_0)}$

B_0　：　載荷幅（m）

L_0　：　載荷奥行き（m）

Av　：　荷重作用方向に直交する基礎の載荷面積（m^2）

B　：　部材幅（m）

EI　：　基礎の曲げ剛性（kN／m^2）

k_{v0}　：　直径 0.3ｍの剛性円板による平板載荷試験の値に相当する鉛直方向地盤反力係数(kN／m^3)で，次式により求める。

$k_{vo} = 1/0.3 \cdot \alpha \cdot E_0$

E_0　：　地盤の変形係数（kN／m^2）

α　：　割増し係数で，表１．５－５により算出する。

表１．５－５　割増し係数

変形係数 E_0 の推定方法	地盤反力係数の推定に用いる係数 α	
	長期・暴風時	1/2Ss 地震時
直径 0.3ｍの剛体円板による平板載荷試験の繰返し曲線から求めた変形係数の 1/2	1	2
孔内水平載荷試験で測定した変形係数	4	8
供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数	4	8
標準貫入試験のＮ値より E_0＝2800N で推定した変形係数	1	2

E_0 を供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数により推定する場合

長期荷重　　α＝4

表１．５－６　地盤のバネ定数

項目	記号	単位	レール下部	ＮＳ方向基礎	ＥＷ方向基礎
載荷幅	B_0	(m)	80.00	95.90	80.00
載荷奥行き	L_0	(m)	95.90	80.00	95.90
基礎の載荷面積	Av	(m^2)	7672.00	7672.00	7672.00
基礎の換算載荷幅	Bv	(m)	87.59	87.59	87.59
E_0 推定時の係数	α	－	4	4	4
地盤の変形係数	E_0	(kN／m^2)	15688	15688	15688
直径 0.3m 相当の地盤反力係数	k_{v0}	(kN／m^3)	209173	209173	209173
鉛直方向地盤反力係数	k_v	(kN／m^3)	2961	2961	2961
部材幅	B	(m)	3.500	8.300	5.170
鉛直方向バネ定数	K_v	(kN／m^2)	10365	24580	15308
せん断バネ定数	K_s	(kN／m^2)	3455	8193	5103

表１．５－７　地盤の変形係数

層区分	層厚 h(m)	変形係数 E(kN/m^2)	変形係数についての備考
改良地盤	3.9	32,900	一軸圧縮強さより推定
礫混じり荒砂	1.35	7,000	N 値より推定(E=700N)
粘土混じり砂礫	5.43	14,700	N 値より推定(E=700N)
地盤の変形係数		15,688	上記 3 層の複合土層としてとらえ，$\frac{1}{\frac{E}{h}}=\frac{1}{\frac{E1}{h1}}+\frac{1}{\frac{E2}{h3}}+\frac{1}{\frac{E3}{h3}}$ より算出

(2)　EW 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の構造強度評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する EW 方向基礎の種別を，図１．５－１４に示す。

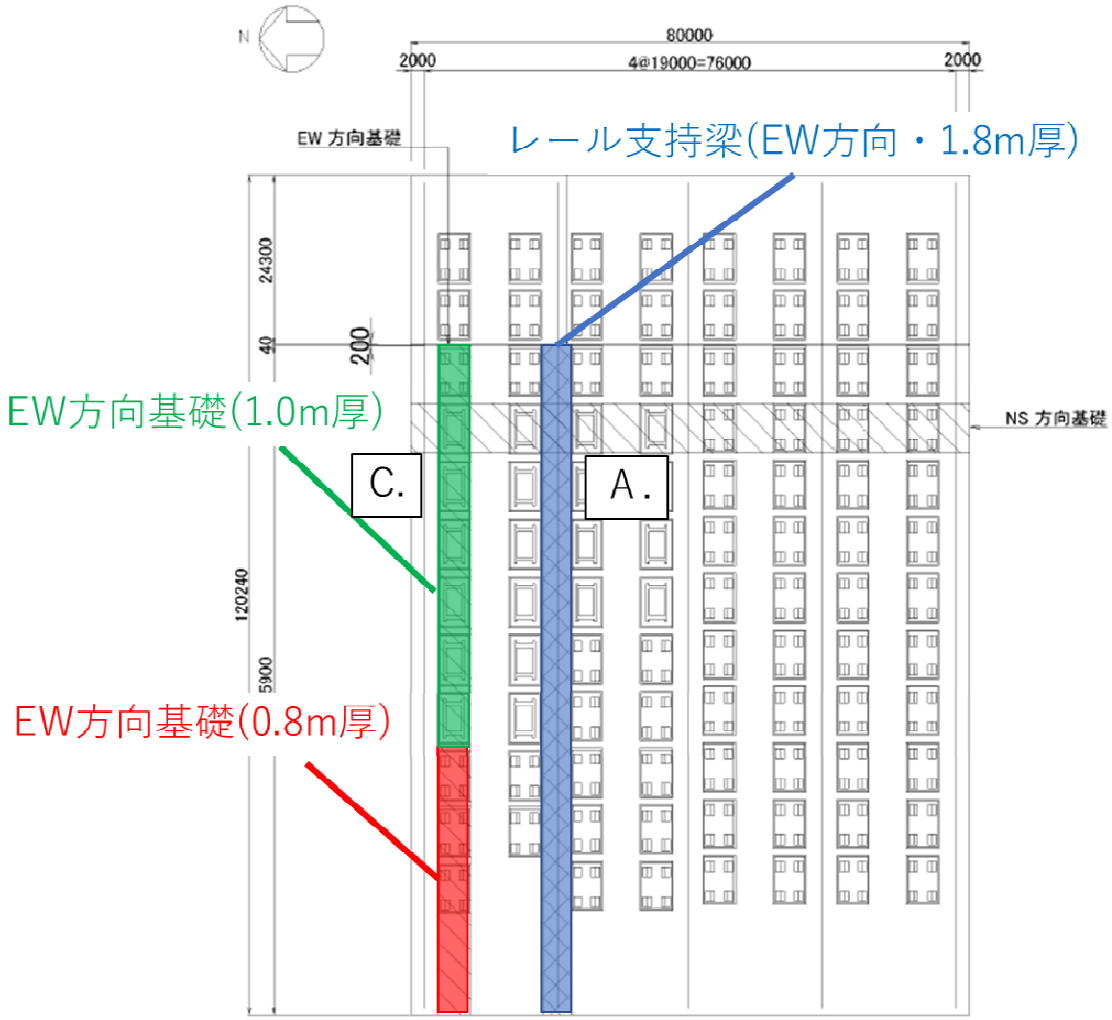


図１．５－１４　EW 方向モデル化部分平面図

EW 方向には 3 種類の梁が存在する。EW 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図１．５－１５～図１．５－１９に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図１．５－２０～図１．５－２１に示す。

レール支持梁についてはレールピットや排水溝による断面欠損部が存在するため，図１．５－１６のように同じ面積のＴ字梁としてモデル化を行う。基礎部はレール支持梁との接続部に厚みがある構造となっているが，図１．５－１７のように重量のみ考慮し，構造としては見込まない形でモデル化を行った。

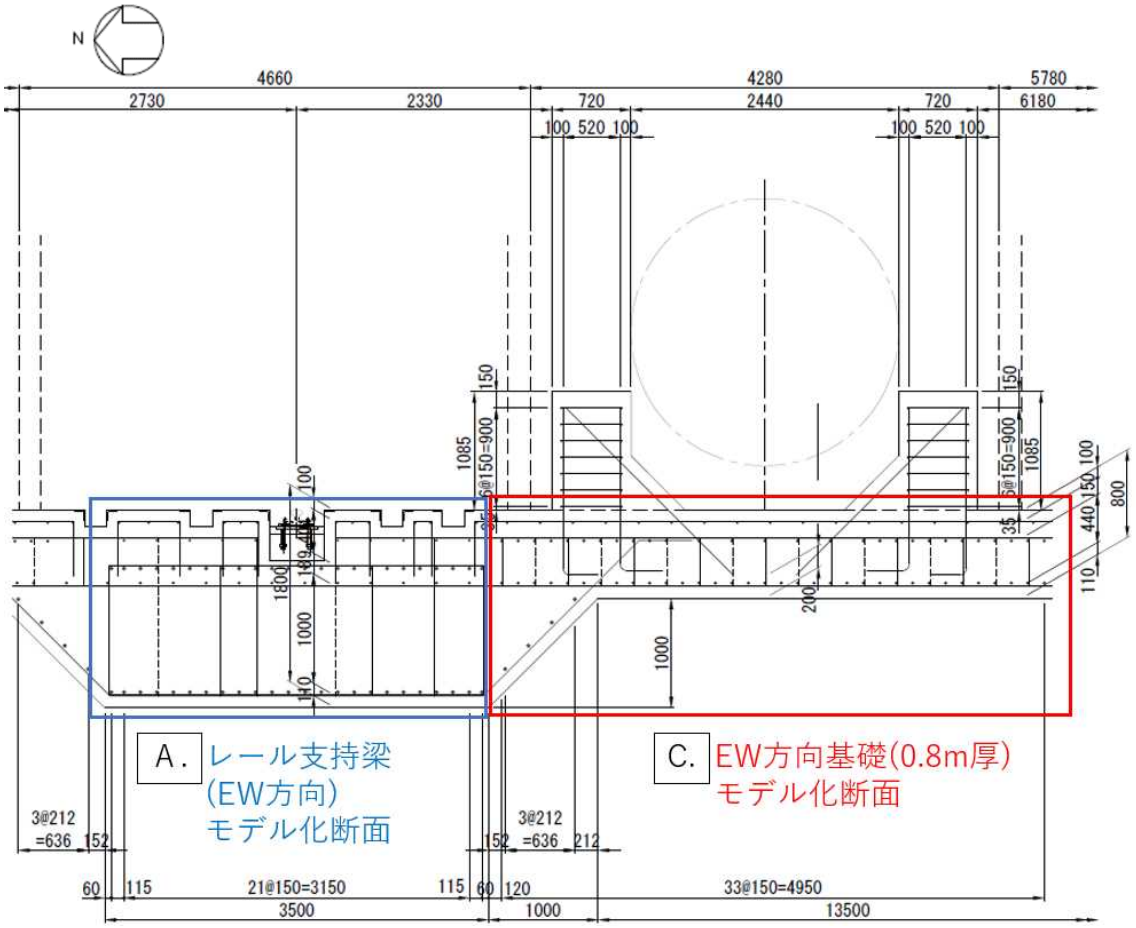


図１．５－１５　EW 方向モデル化部分断面図(0.8m 基礎・レール)

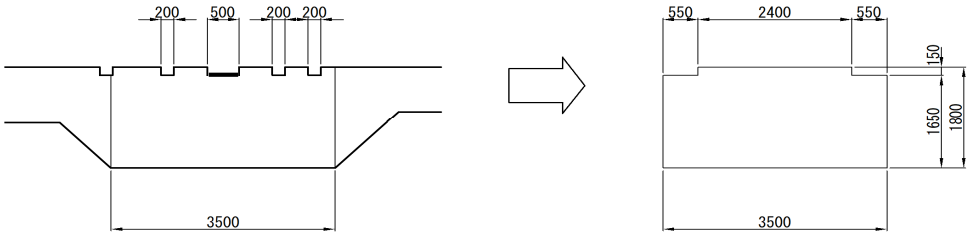


図１．５－１６　レール支持梁(EW 方向)のモデル化

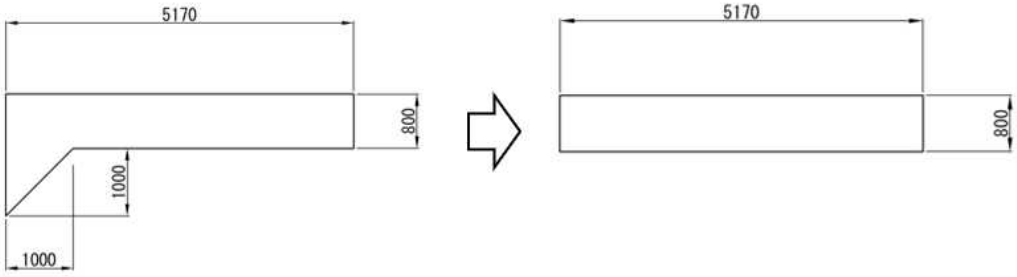


図１．５－１７　EW 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

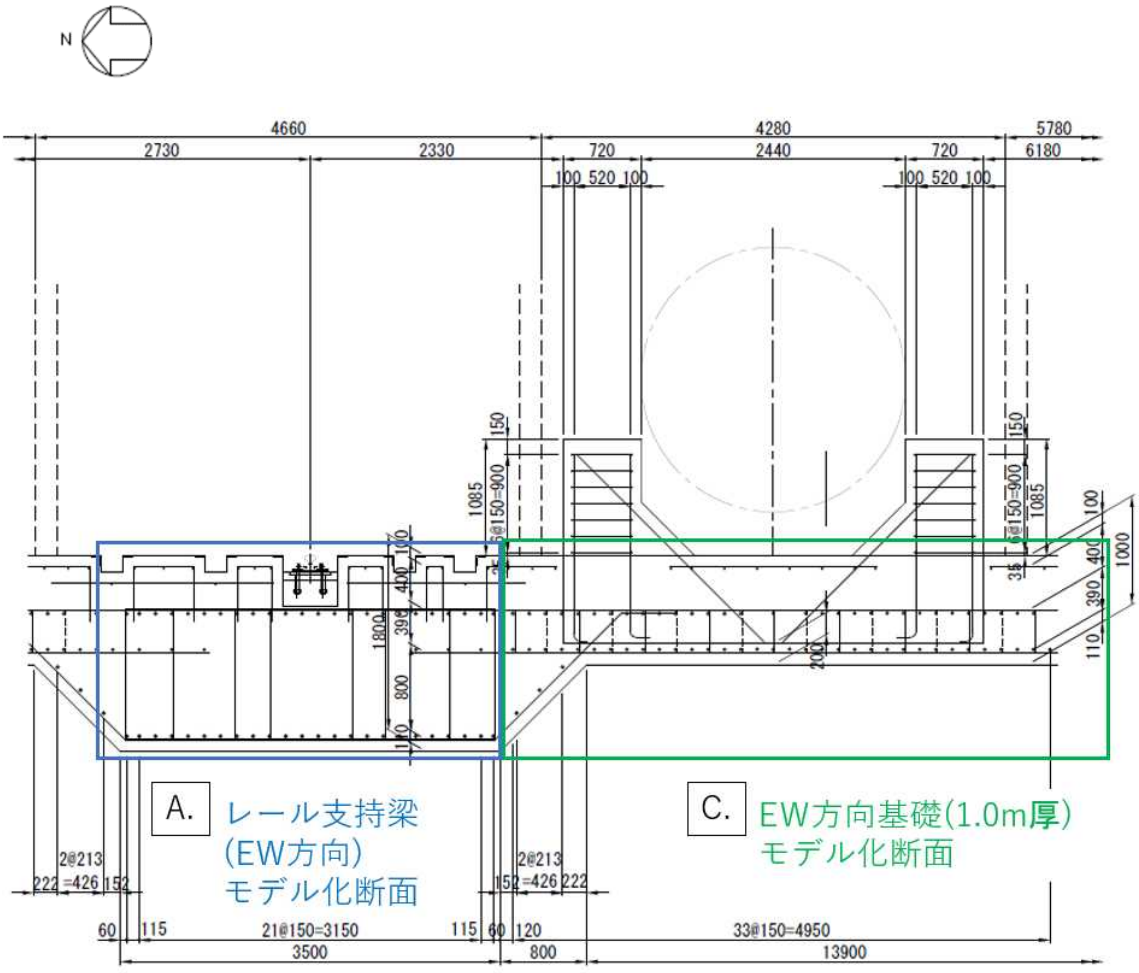


図１．５－１８　EW 方向モデル化部分断面図(1.0m 基礎・レール)

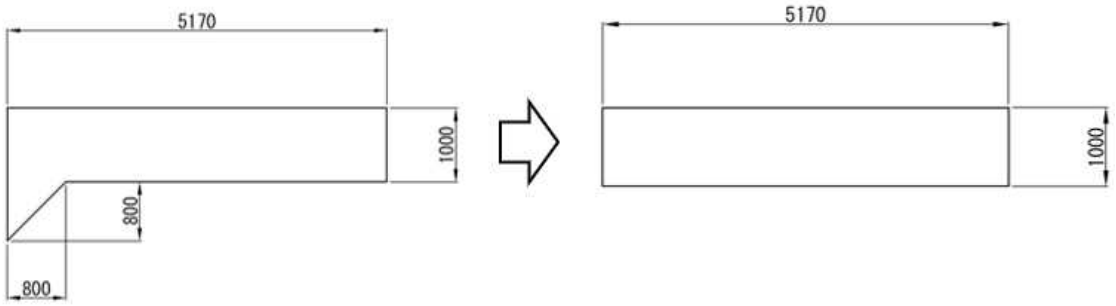


図１．５－１９　EW 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

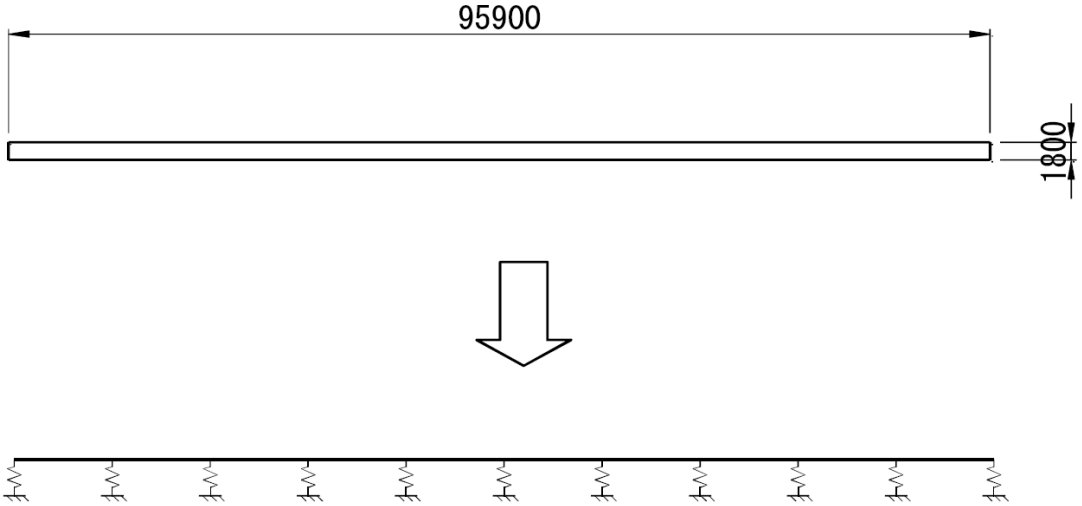


図１．５－２０　レール支持梁(EW 方向)と地盤バネ

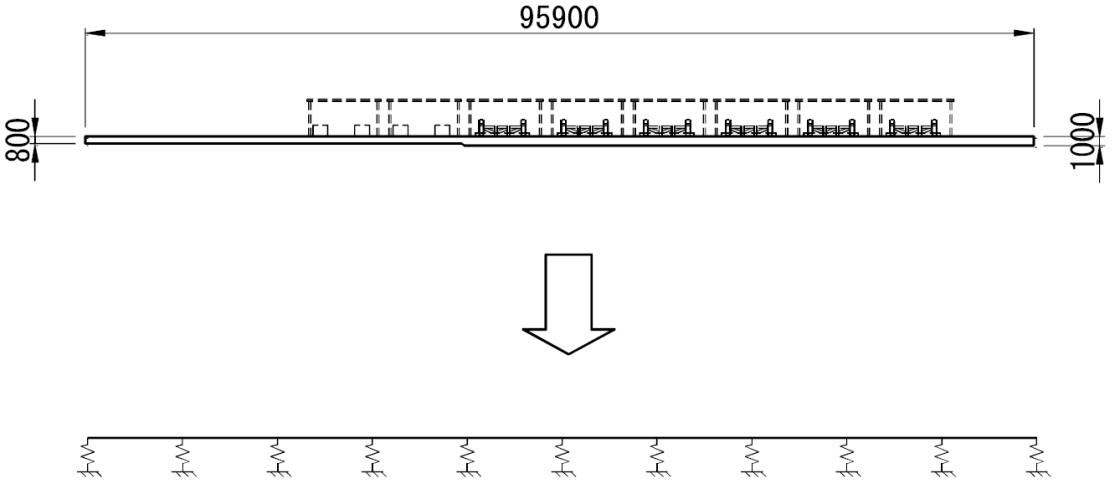


図１．５－２１　EW 方向基礎と地盤バネ

(3)　NS 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の構造強度評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する NS 方向基礎の種別を，図１．５－２２に示す。

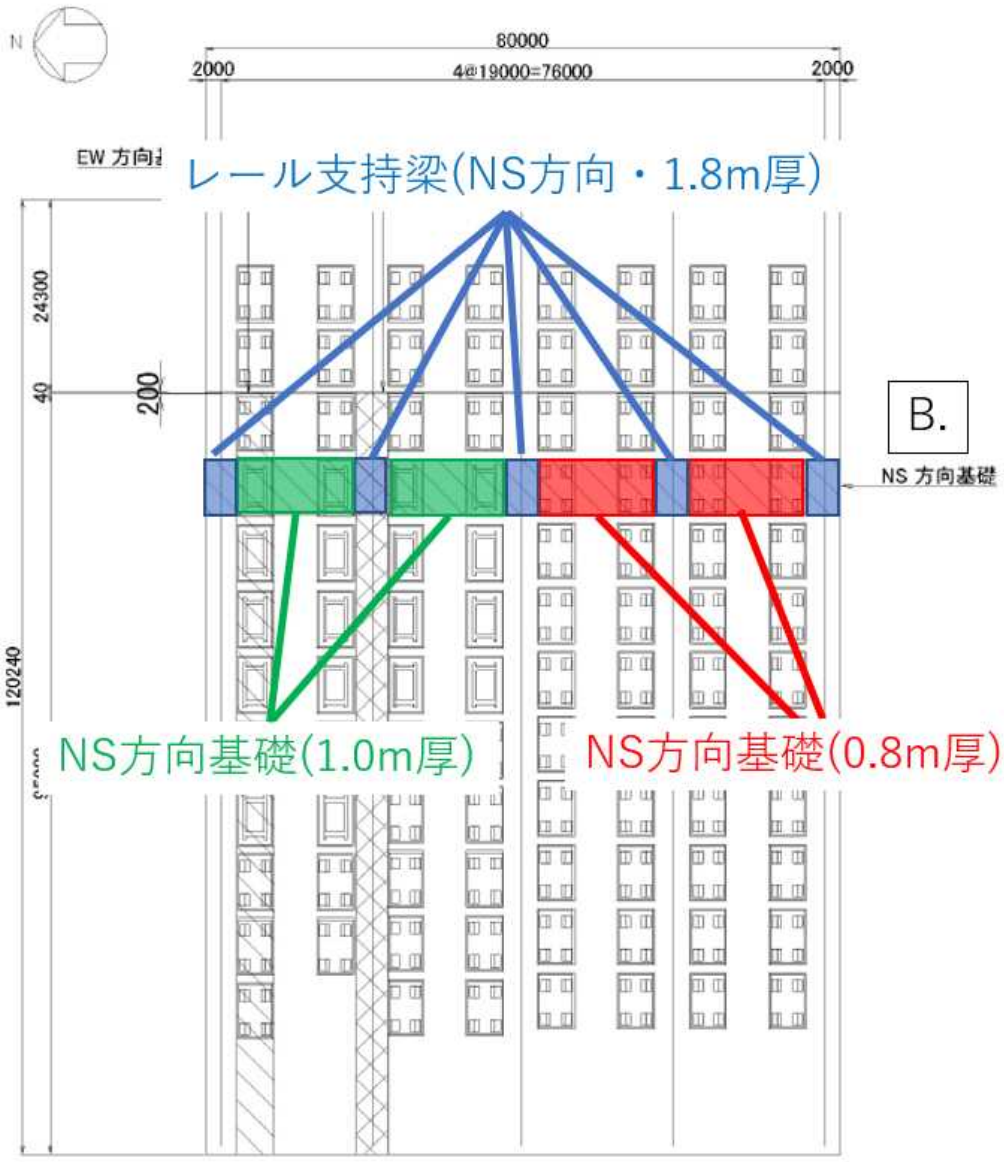


図１．５－２２　NS 方向モデル化部分平面図

NS 方向には 3 種類の梁が存在する。NS 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図１．５－２３～図１．５－２８に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図１．５－２９に示す。

レール支持梁・コンクリート基礎部ともに EW 方向には深さ最大 150 ㎜の排水側溝が設置されているため，モデル化に際しては基礎厚から 150 ㎜減じた厚さでモデル化を実施している。

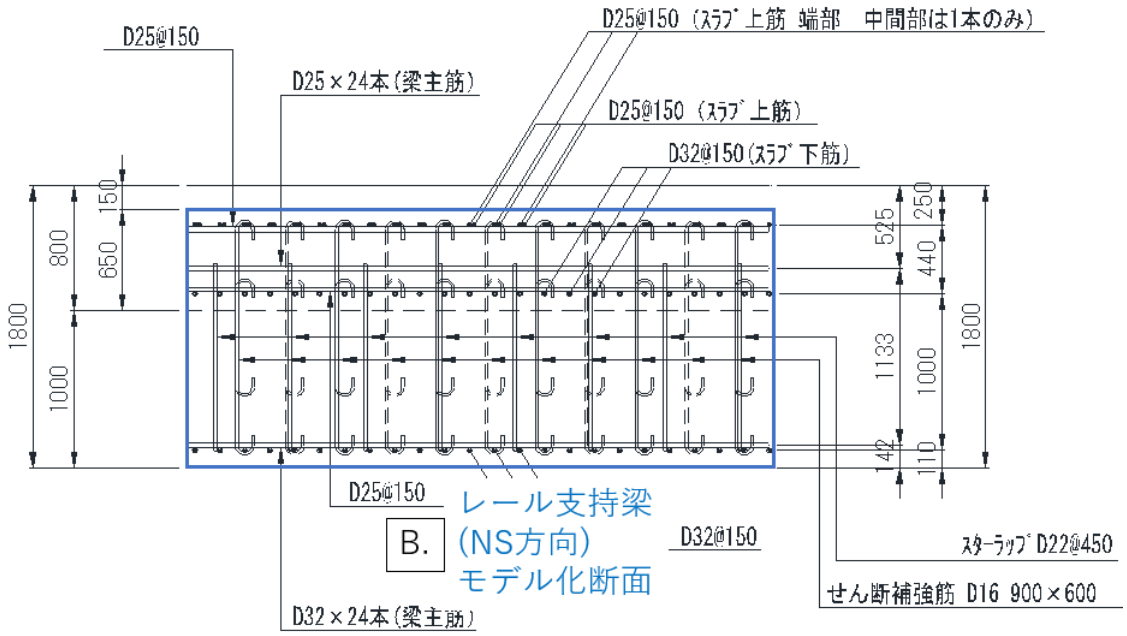


図１．５－２３　レール支持梁(NS 方向)モデル化部分断面図

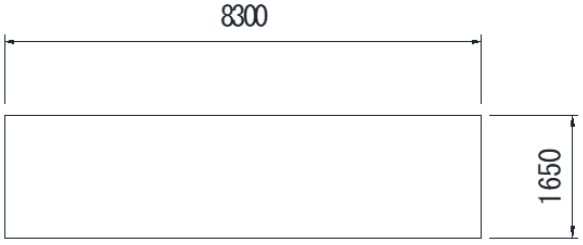


図１．５－２４　レール支持梁(NS 方向)のモデル化

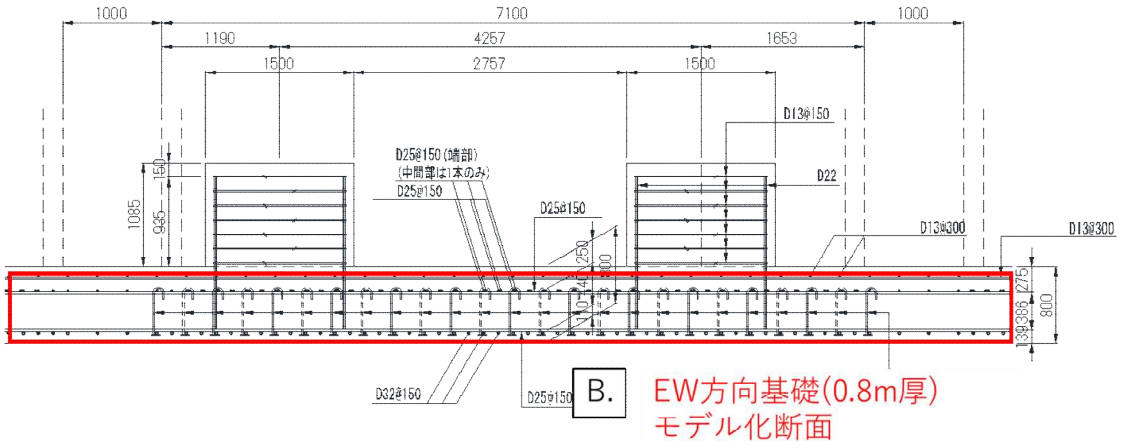


図１．５－２５　NS 方向基礎(0.8m 厚)モデル化部分断面図

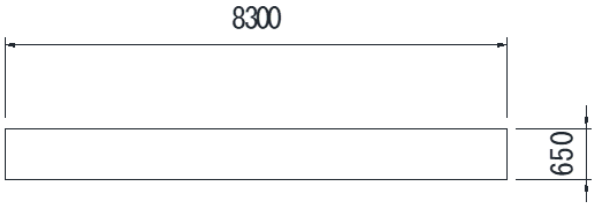


図１．５－２６　NS 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

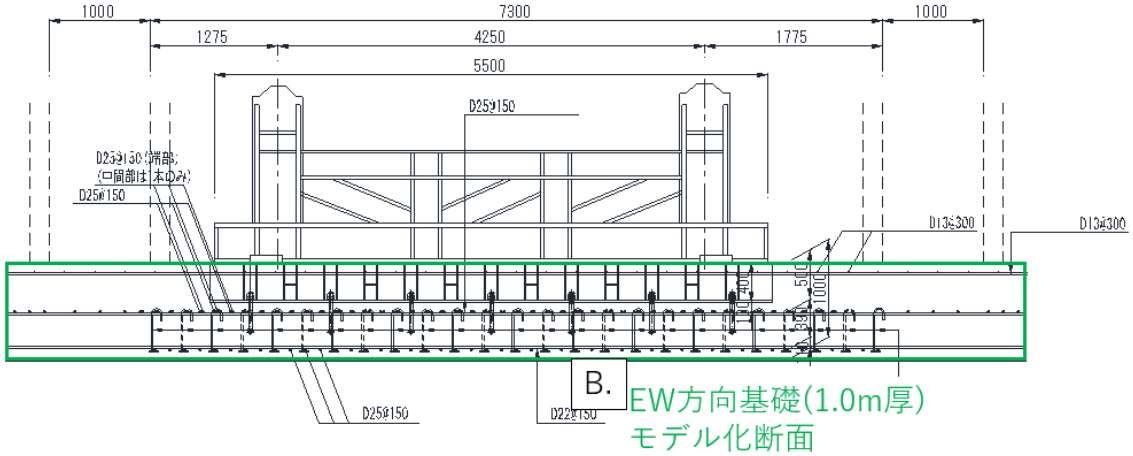


図１．５－２７　NS 方向基礎(1.0m 厚)モデル化部分断面図

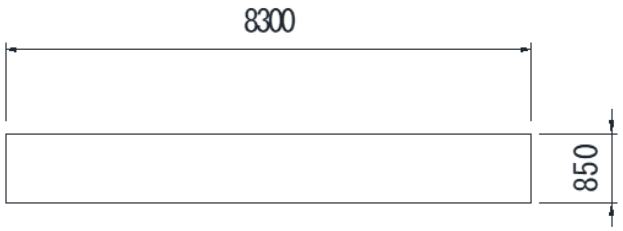


図１．５－２８　NS 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

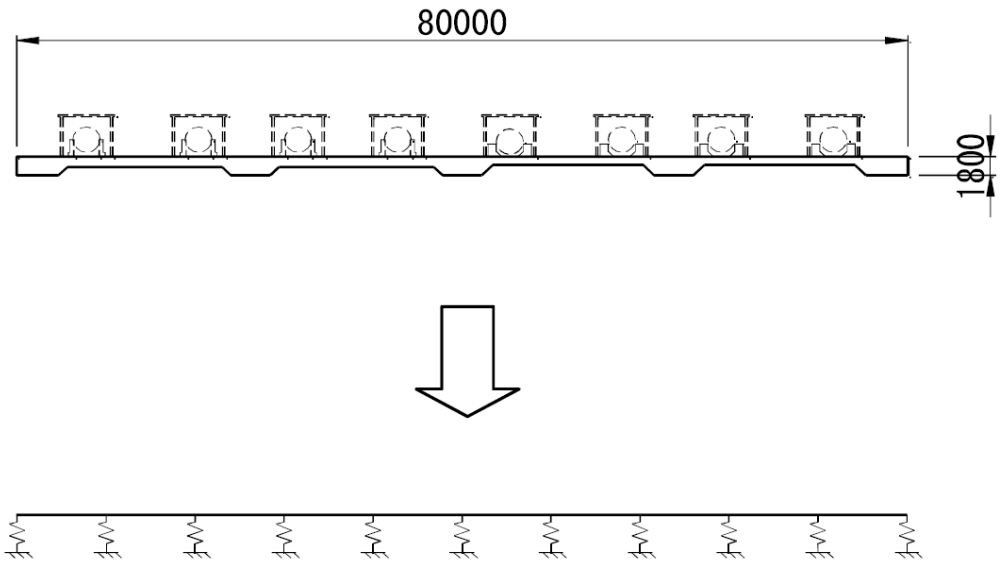


図１．５－２９　NS 方向基礎と地盤バネ

(4) 荷重条件

以下に各種荷重を算定したものを示す。

1) 乾式キャスク

乾式キャスクによる荷重を表１．５－８に示す。

表１．５－８　乾式キャスク荷重

乾式貯蔵キャスク　　1基当たり

	項目	単位	長期
NS 方向	鉛直力	(kN)	1280
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	0
EW 方向	鉛直力	(kN)	1280
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	89

輸送貯蔵兼用キャスク　　1脚当たり

	項目	単位	長期
NS 方向	鉛直力	(kN)	320
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	105
EW 方向	鉛直力	(kN)	320
	水平力	(kN)	0
	モーメント	(kN・m)	0

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

2)　クレーン荷重

クレーンによる荷重を表１．５－９に示す。

表１．５－９　クレーン荷重

状態	フック寄り	走行車輪荷重					
		走行給電側			反走行給電側		
		鉛直方向	横行方向	走行方向	鉛直方向	横行方向	走行方向
		(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)	(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)
		(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)
定格荷重(150t)	走行給電側	622	62	93	262	26	39

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

3)　コンクリートモジュール荷重

コンクリートモジュールによる荷重を表１．５－１０に示す。

表１．５－１０　コンクリートモジュール荷重

1 基当たり

			単位	NS 方向断面	EW 方向断面
乾式貯蔵キャスク	長期	鉛直方向	(kN)	576	576
		水平方向	(kN)	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク		鉛直方向	(kN)	565	566
		水平方向	(kN)	0	0

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

4)　コンクリート基礎自重

コンクリート基礎の自重による鉛直方向の荷重を，表１．５－１１に示す。

表１．５－１１　コンクリート基礎自重

		奥行き方向幅	部材高	鉛直荷重
		(m)	(m)	(kN/m)
レール支持梁 (EW 方向)	レール部スラブ	3.50	1.80	151
NS 方向スラブ	レール部スラブ	8.30	1.80	359
	キャスク部スラブ	8.30	1.00	199
	キャスク部スラブ	8.30	0.80	159
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70
EW 方向スラブ	キャスク部スラブ	5.17	1.00	132
	キャスク部スラブ	5.17	0.80	111
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70

(5)　荷重ケース

荷重を与える位置について，検討タイプ（断面）ごとに以下のように設定した。

1)　レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)のクレーン載荷位置については，施設使用期間(50 年)に比べてクレーンの使用時間(合計約 13 日)が十分に短いことから，待機位置として評価を行う。載荷位置について，図１．５－３０に示す。

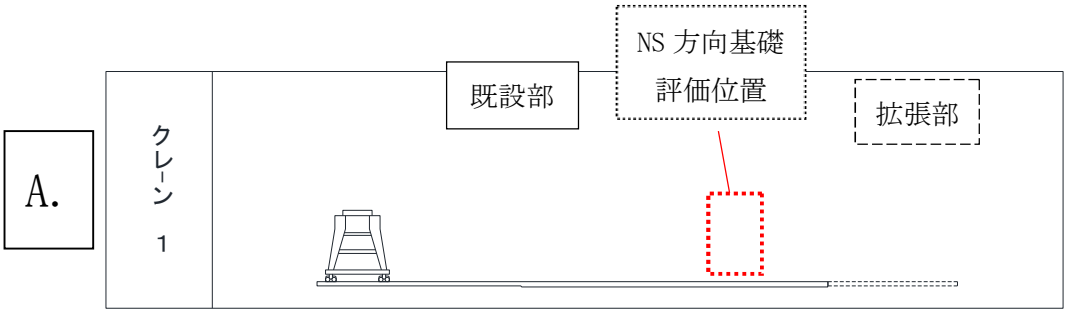


図１．５－３０　レール支持梁(EW 方向)クレーン載荷位置

2)　NS 方向基礎

NS 方向基礎のクレーンについては，待機位置であれば評価断面上に位置しない(図１．５－３０参照)が，保守的に北側の第一レーンの評価位置に位置しているものとして計算を行う。載荷位置について，図１．５－３１に示す。

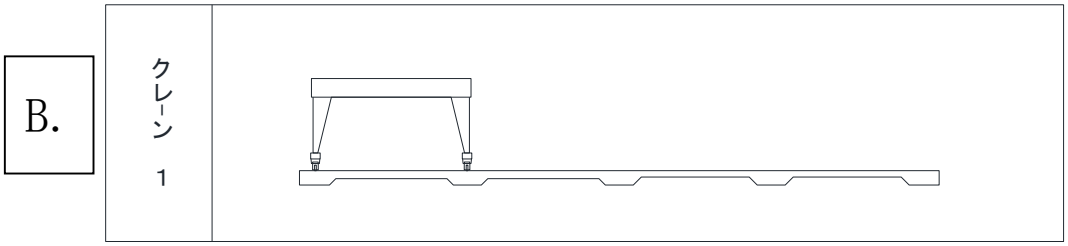


図１．５－３１　NS 方向基礎クレーン載荷位置

NS 方向基礎のキャスクについては，評価断面において既に 8 基すべて設置した状態であるため，8 基設置した状態として評価を行う。載荷位置を図１．５－３２に示す。

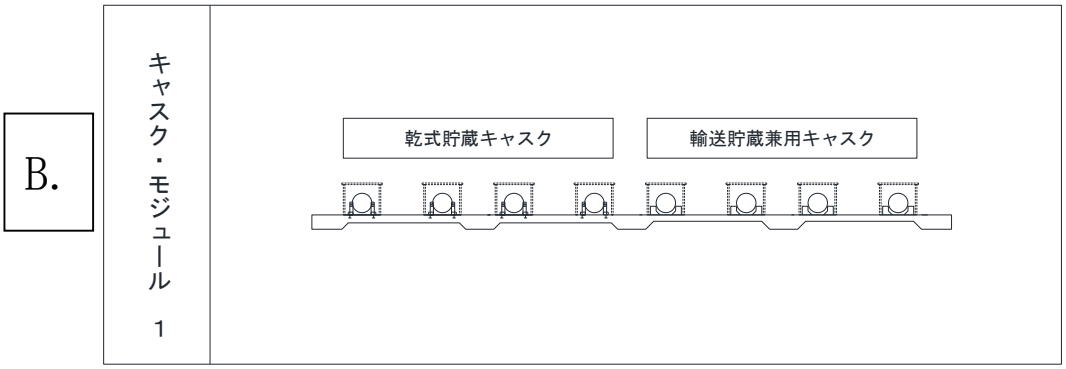


図１．５－３２　NS 方向基礎乾式キャスク載荷位置

3)　EW 方向基礎

EW 方向基礎のキャスクについては，評価断面において拡張前と拡張後にキャスク搬入を行った後において基数が異なること，同一レーンのキャスクは短期間で配置されると考えられることから，拡張前(ケース１)と拡張後(ケース２)の２つの荷重ケースについて評価を実施する。ケースごとの載荷位置を図１．５－３３に示す。

図１．５－３３　EW 方向基礎乾式キャスク載荷位置

(6)　構造強度の評価

構造強度の評価は次式に示すように応力度が許容応力度を下回ることを確認する。

曲げ応力度の照査

$$\sigma c \leqq \sigma ca$$
$$\sigma s \leqq \sigma sa$$

ここに，

σc：　コンクリートの曲げ圧縮応力度　(N/mm^2)

σca：　コンクリートの許容曲げ圧縮応力度　(N/mm^2)

σs：　鉄筋の引張応力度　(N/mm^2)

σsa：　鉄筋の許容引張応力度　(N/mm^2)

せん断応力度の照査

$$\tau \leqq \tau a$$

ここに，

τ：　コンクリートのせん断応力度　(N/mm^2)

τa：　コンクリートの許容せん断応力度　(N/mm^2)

断面諸元，断面力，照査結果及び評価位置図を表１．５－１２～表１．５－２０，図１．５－３４～図１．５－３５に示す。評価の結果，すべての評価位置において応力度が許容応力度以下であることを確認した。

表１．５－１２　断面諸元（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	レール支持梁
部材	部材幅		b	(mm)	3500
	部材高		h	(mm)	1800
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	525
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	121.61
	２段目	位置	d	(mm)	866
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	6.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	30.40
	３段目	位置	d	(mm)	1658
		鉄筋	－	－	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	190.61
	せん断	鉄筋	－	－	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871
		本数	－	(本)	4.000
		配置間隔	S_a	(mm)	450

表１．５－１３　断面力（レール支持梁（EW 方向））

項目		記号	単位	長期
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1797
	軸力	N_d	(kN)	142
	せん断力	V_d	(kN)	0
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	414
	軸力	N_d	(kN)	90
	せん断力	V_d	(kN)	260
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	249
	軸力	N_d	(kN)	88
	せん断力	V_d	(kN)	-695

表１．５－１４　照査結果（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	長期
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1797
		軸力	N_d	(kN)	142
		せん断力	V_d	(kN)	0
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	2.34
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.26
		判定		-	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	107
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.55
		判定		-	OK
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	414
		軸力	N_d	(kN)	90
		せん断力	V_d	(kN)	260
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.41
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.05
		判定		-	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	12
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.06
		判定		-	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	249
		軸力	N_d	(kN)	88
		せん断力	V_d	(kN)	695
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.137
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.30
	判定			-	OK

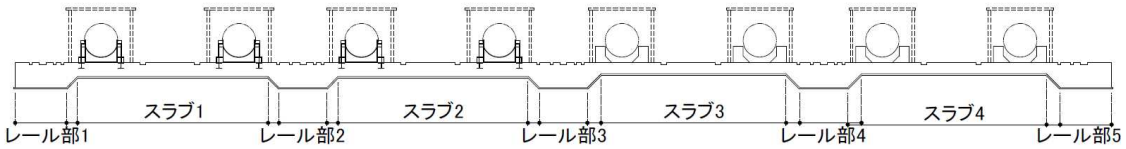


図１．５－３４　NS 方向基礎評価位置図

表１．５－１５　断面諸元（NS 方向基礎レール・スラブ）

項目			記号	単位	レール部１	レール部２	レール部３	レール部４	レール部５
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	1650	1650	1650	1650	1650
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	350	350	350	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	436.81	436.81
	２段目	位置	d	(mm)	1540	1540	1540	1540	1540
		鉄筋	－	－	D32	D32	D32	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942	7.942	7.942	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	436.81	436.81	436.81	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	900	900	900	900	900

項目			記号	単位	スラブ１	スラブ２	スラブ３	スラブ４
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	850	850	650	650
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	350	350	100	100
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	110.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	557.37
	２段目	位置	d	(mm)	740	740	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	278.69	278.69	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600

表１．５－１６　断面力（NS 方向基礎レール・スラブ）

項目		記号	単位	レール部１	レール部２	レール部３	レール部４	レール部５
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-385	※			
	軸力	N_d	(kN)	-116				
	せん断力	V_d	(kN)	-251				
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	622	1453	1043	1200	563
	軸力	N_d	(kN)	5	-76	-82	-41	-12
	せん断力	V_d	(kN)	604	347	-638	-657	-80
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	560	1453	1043	1200	550
	軸力	N_d	(kN)	-120	-76	-82	-41	-9
	せん断力	V_d	(kN)	-640	347	-638	-657	-289

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない。

項目		記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-2242	-1160	-1025	-960
	軸力	N_d	(kN)	-99	-107	-65	-25
	せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1005	1336	1055	1200
	軸力	N_d	(kN)	-80	-120	-53	-41
	せん断力	V_d	(kN)	166	317	641	-657
せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	813	1336	-137	1200
	軸力	N_d	(kN)	-88	-120	-59	-41
	せん断力	V_d	(kN)	1045	-963	644	-657

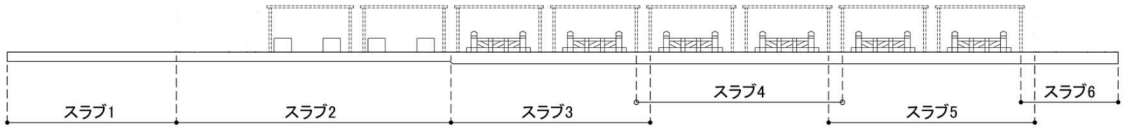
表１．５－１７（１）　照査結果（NS 方向基礎レール）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-385	※			
		軸力	N_d	(kN)	-116				
		せん断力	V_d	(kN)	-251				
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.16				
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00				
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.02				
		判定		-	OK				
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	7				
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196				
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.04				
		判定		-	OK				
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	622	1453	1043	1200	563
		軸力	N_d	(kN)	5	-76	-82	-41	-12
		せん断力	V_d	(kN)	604	347	-638	-657	-80
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	0.25	0.58	0.42	0.50	0.24
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.03	0.06	0.05	0.06	0.03
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	10	25	18	20	9
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.05	0.13	0.09	0.1	0.05
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	560	1453	1043	1200	550
		軸力	N_d	(kN)	120	76	82	41	9
		せん断力	V_d	(kN)	641	347	638	657	290
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.057	0.031	0.057	0.059	0.036
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.13	0.07	0.13	0.13	0.08
	判定			-	OK	OK	OK	OK	OK

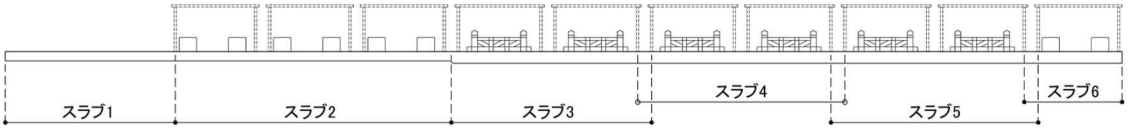
※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない。

表１．５－１７（２）　照査結果（NS 方向基礎スラブ）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-2242	-1160	-1025	-960
		軸力	N_d	(kN)	-99	-107	-65	-25
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	4.85	3.22	2.28	1.65
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.54	0.36	0.25	0.18
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	97	99	78	37
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.49	0.50	0.40	0.19
		判定		-	OK	OK	OK	OK
下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1005	1336	1055	1200
		軸力	N_d	(kN)	-80	-120	-53	-41
		せん断力	V_d	(kN)	166	317	641	-657
	ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm^2)	1.71	2.22	2.12	2.16
		許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm^2)	9.00	9.00	9.00	9.00
		$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.19	0.25	0.24	0.24
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm^2)	49	69	53	60
		許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm^2)	196	196	196	196
		$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.25	0.35	0.27	0.30
		判定		-	OK	OK	OK	OK
せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	813	1336	-137	1200
		軸力	N_d	(kN)	88	120	59	41
		せん断力	V_d	(kN)	1045	964	644	657
	せん断応力度		τ	(N/mm^2)	0.194	0.179	0.120	0.122
	許容せん断応力度		τ_a	(N/mm^2)	0.450	0.450	0.450	0.450
	$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.43	0.40	0.27	0.27
	判定			-	OK	OK	OK	OK



ケース 1(基礎拡張前)



ケース 2(基礎拡張後)

図１．５－３５　EW 方向基礎評価位置図

表１．５－１８　断面諸元（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
部材	部材幅		b	(mm)	5170	5170	5170	5170	5170	5170
	部材高		h	(mm)	800	800	1000	1000	1000	1000
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	113	113	113	113	113	113
		鉄筋	-	-	D13	D13	D13	D13	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267
		本数	-	(本)	17.000	17.000	14.000	14.000	14.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	21.54	21.54	17.74	17.74	17.74	17.74
	2 段目	位置	d	(mm)	275	275	525	525	525	525
		鉄筋	-	-	D25	D25	D25	D25	D25	D25
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	-	(本)	28.000	28.000	32.000	32.000	32.000	32.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	141.88	141.88	162.14	162.14	162.14	162.14
	3 段目	位置	d	(mm)	661	661	866	866	866	866
		鉄筋	-	-	D25	D25	D22	D22	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	3.871	3.871	3.871	3.871
		本数	-	(本)	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	172.28	172.28	131.61	131.61	131.61	131.61
	せん断	鉄筋	-	-	D16	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	-	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	-	(mm)	600	600	600	600	600	600
		本数	-	(本)	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600	600	600

表１．５－１９　断面力（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-651	-730	-123	-123	※	-66
		軸力	N_d	(kN)	0	0	2	2		0
		せん断力	V_d	(kN)	-60	0	0	0		0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	906	326	293	1160	856
		軸力	N_d	(kN)		3	3	0	2	2
		せん断力	V_d	(kN)		468	-273	235	0	-235
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-524	721	326	180	678	678
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	0	0
		せん断力	V_d	(kN)	-76	-618	-273	241	-378	-378

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-606	-365	-74	-76	-181	-522
		軸力	N_d	(kN)	0	3	2	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	892	114	59	32	56
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	481	468	-225	-122	-128	183
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	719	114	8	-84	56
		軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
		せん断力	V_d	(kN)	481	-612	-225	188	212	-527

※ケース 1 スラブ 1 では下側引張が，スラブ 5 では上側引張が発生しない。

表１．５－２０（１）　照査結果（EW 方向基礎ケース 1）

項目				記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期ケース 1	上側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-651	-730	-123	-123	※	-66
			軸力	N_d	(kN)	0	0	2	2		0
			せん断力	V_d	(kN)	-60	0	0	0		0
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	2.61	2.93	0.49	0.49		0.26
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00		9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.29	0.33	0.05	0.05		0.03
			判定		-	OK	OK	OK	OK		OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	113	127	29	29		16
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196		196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.58	0.65	0.15	0.15		0.08
			判定		-	OK	OK	OK	OK		OK
	下側引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	906	326	293	1160	856
			軸力	N_d	(kN)		3	3	0	2	2
			せん断力	V_d	(kN)		468	-273	235	0	-235
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)		2.84	0.71	0.64	2.53	1.87
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)		9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-		0.32	0.08	0.07	0.28	0.21
			判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)		86	24	22	87	64
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)		196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-		0.44	0.12	0.11	0.44	0.33
			判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
	せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-524	721	326	180	678	678
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	0	0
			せん断力	V_d	(kN)	76	619	274	242	378	378
		せん断応力度		τ	(N/mm²)	0.032	0.207	0.070	0.062	0.096	0.096
		許容せん断応力度		τ_a	(N/mm²)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
		$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.07	0.46	0.16	0.14	0.21	0.21
		判定			-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

※ケース 1 スラブ 1 では下側引張が，スラブ 5 では上側引張が発生しない。

表１．５－２０（２）　照査結果（EW 方向基礎ケース 2）

項目				記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
長期 ケース 2	上側 引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-606	-365	-74	-76	-181	-522
			軸力	N_d	(kN)	0	3	2	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0	0	0
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	2.43	1.46	0.29	0.30	0.72	2.07
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.27	0.16	0.03	0.03	0.08	0.23
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	105	63	17	18	43	123
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.54	0.32	0.09	0.09	0.22	0.63
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側 引張	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	892	114	59	32	56
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	481	468	-225	-122	-128	183
		ｺﾝｸﾘｰﾄ	圧縮応力度	σ_c	(N/mm²)	1.35	2.80	0.25	0.13	0.07	0.12
			許容曲げ圧縮応力度	σ_{ca}	(N/mm²)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
			$\sigma_c/\sigma_{ca} \leqq 1.0$		-	0.15	0.31	0.03	0.01	0.01	0.01
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
		鉄筋	引張応力度	σ_s	(N/mm²)	41	85	8	4	2	4
			許容引張応力度	σ_{sa}	(N/mm²)	196	196	196	196	196	196
			$\sigma_s/\sigma_{sa} \leqq 1.0$		-	0.21	0.43	0.04	0.02	0.01	0.02
			判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断力	断面力	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	431	719	114	8	-84	56
			軸力	N_d	(kN)	0	3	3	2	2	3
			せん断力	V_d	(kN)	481	612	226	189	213	528
		せん断応力度		τ	(N/mm²)	0.203	0.205	0.058	0.048	0.054	0.135
		許容せん断応力度		τ_a	(N/mm²)	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450	0.450
		$\tau/\tau_a \leqq 1.0$			-	0.45	0.45	0.13	0.11	0.12	0.30
		判定			-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

1.5.4　地盤の構造強度評価

(1)　評価方針

地盤の構造強度評価では，改良地盤，支持地盤及び基礎の沈下について評価する。

改良地盤，支持地盤の評価については「JEAC 4616-2009」に準拠し，長期荷重により発生する荷重に対して許容応力度を満足することを確認する。改良地盤の許容応力度は，改良地盤の設計圧縮強度，圧縮応力度及びせん断応力度に対する安全率に基づき設定する。支持地盤の許容支持力度は，支持地盤の極限支持力度に対する安全率に基づき設定する。また，基礎の沈下の評価については，梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認する。

(2)　評価モデル

改良地盤の範囲は，コンクリート基礎下面から G.L.-3.90m までである。図１．５－３６に改良地盤平面図，図１．５－３７に１-１断面図を示す。

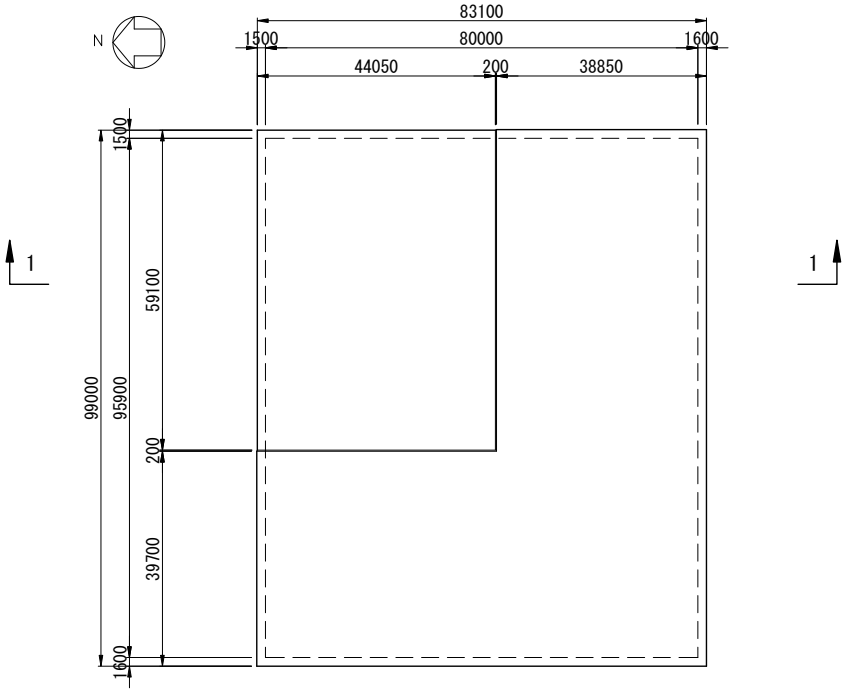


図１．５－３６　改良地盤平面図（単位：mm）

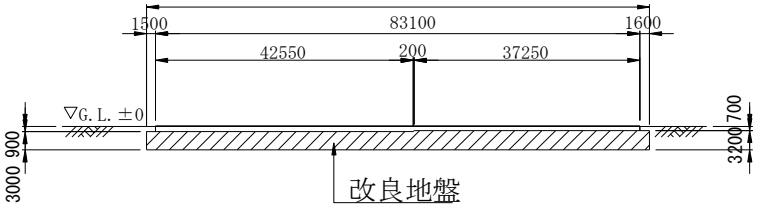


図１．５－３７　１-１断面図（単位：mm）

(3)　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価は，改良地盤に発生する最大地盤反力度（梁バネモデルにより算出するバネ反力度）が改良地盤の許容圧縮応力度を下回ることを確認する。

$$q_{max} \leqq f_{sc}$$

ここに，

q_{max}：　最大地盤反力度　（kN/m^2）

f_{sc}：　改良地盤の許容圧縮応力度　（kN/m^2）

長期　$_{L}f_{sc}$＝110（kN/m^2）

地盤反力度に対する評価結果を表１．５－２１に示す。評価結果より改良地盤に発生する最大地盤反力度が改良地盤の許容圧縮応力度を下回ることを確認した。

表１．５－２１　改良地盤の地盤反力度に対する評価結果（基礎下面）

		最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	改良地盤の許容圧縮応力度 $_{L}f_{sc}$ (kN/m^2)	検定値 q_{max}/f_{sc}	判定
レール支持梁	長期	103	110	0.94＜1.0	OK
NS 方向スラブ	長期	83	110	0.75＜1.0	OK
EW 方向スラブ	長期	76	110	0.69＜1.0	OK

(4)　改良地盤に生じるせん断応力に対する評価

改良地盤に生じるせん断応力に対する評価は，改良地盤に発生する最大せん断応力度が許容せん断応力度を下回ることを確認する。

$$\tau_{max} \leqq f_{SS}$$

$$\tau_{max} = \kappa \cdot \tau$$
$$f_{SS} = 1/5 \cdot f_{SC}$$

ここに，

τ_{max}：　最大せん断応力度　(kN/m^2)

f_{SS}：　改良地盤の許容せん断応力度　(kN/m^2)

κ：　形状係数　(κ＝1.2)

τ：　平均せん断応力度　(kN/m^2)

f_{SC}：　改良地盤の許容圧縮応力度　(kN/m^2)

長期　$_Lf_{sc}$＝110 (kN/m^2)

$_Lf_{SS}$＝　1/5･110＝22 (kN/m^2)

長期　　τ＝0.046 (kN/m^2)　　τ_{max}＝0.046×1.2＝0.055 (kN/m^2)

せん断応力度に対する評価結果を表１．５－２２に示す。評価結果より改良地盤に発生する最大せん断応力度が許容せん断応力度を下回ることを確認した。

表１．５－２２　改良地盤のせん断応力度に対する評価結果

	最大せん断反力度 τ_{max} (kN/m^2)	許容せん断応力度 $_Lf_{ss}$ (kN/m^2)	検定値 τ_{max}/f_{ss}	判定
長期	0.055	22	0.003＜1.0	OK

(5)　支持地盤の支持力に対する評価

改良地盤直下の支持地盤の支持力に対する評価については，改良地盤下面に作用する最大地盤反力度が許容支持力度を下回ることを確認する。

$$qmax \leqq qa$$

ここに，

qmax：　最大地盤反力度（kN/m^2）　　長期　qmax＝ 99.7（kN/m^2）

qa：　支持地盤の許容支持力度（kN/m^2）　長期　qa＝667（kN/m^2）

支持力に対する評価結果を表１．５－２３に示す。評価結果より改良地盤下面に作用する最大地盤反力度が許容支持力度を下回ることを確認した。

表１．５－２３　支持力に対する評価結果

	最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	支持地盤の許容支持力度 q_a (kN/m^2)	検定値 q_{max}/q_a	判定
長期	99.7	667	0.15＜1.0	OK

(6)　基礎の沈下に対する評価

基礎の沈下に対する評価については，　レール支持梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認する。傾斜量は梁モデルの隣接格点の沈下差を要素長で除して求める。

基礎の沈下に対する評価結果を表１．５－２４に示す。評価結果より梁の傾斜量が許容値を下回ることを確認した。

表１．５－２４　基礎の沈下に対する評価結果

	傾斜量	許容傾斜量	判定
長期	1/1075	1/800	OK

2　耐震設計方針

(1)　耐震設計の基本方針

キャスク仮保管設備は，本文「設計方針」に基づき，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂)」を踏まえ，その安全機能の重要度，地震によって機能の喪失を起こした場合の安全上の影響（公衆被ばく影響）や廃炉活動への影響等を考慮した上で，耐震設計上の区分を行うとともに，適切と考えられる設計用地震力に対し，設備の設計方針に示される除熱機能，密封機能，遮蔽機能，臨界防止機能等の安全機能が維持されていることを確認する。また，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則の解釈別記 4」（以下，「設置許可基準規則の解釈別記 4」という。）についても考慮する。

(2)　対象設備と構造計画

キャスク仮保管設備は，乾式キャスク（乾式貯蔵キャスク並びに既設及び増設の輸送貯蔵兼用キャスクを総じて「乾式キャスク」という。），支持架台，コンクリートモジュール，クレーン，コンクリート基礎及び監視装置から構成される。

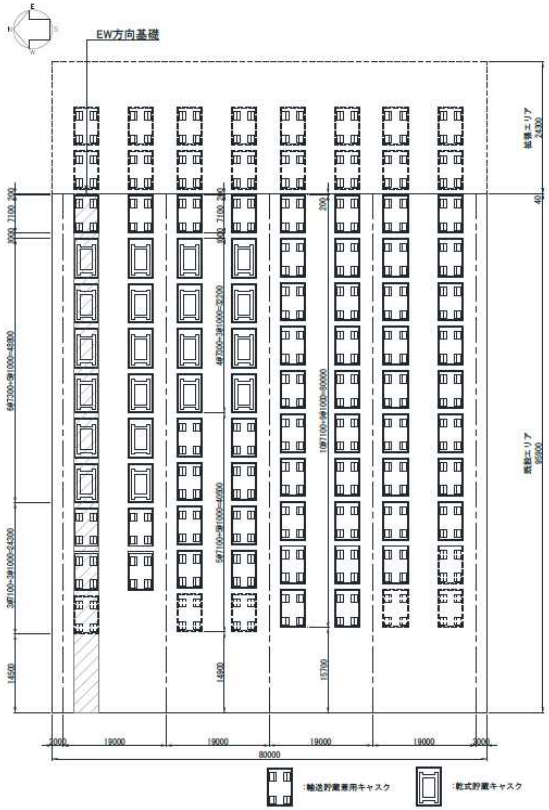
これらの設備のうち，乾式キャスクは，使用済燃料を収納し，除熱，密封，遮蔽，臨界防止等の基本的安全機能を有する。また，コンクリートモジュールについては，遮蔽機能を有する。

このことから増設 30 基の耐震評価は，輸送貯蔵兼用キャスク（以下，「兼用キャスク」という。）及びコンクリートモジュールの健全性維持の観点から，次の設備を対象に実施する。

① 兼用キャスク及び支持架台
② コンクリートモジュール
③ クレーン
④ コンクリート基礎
⑤ 監視装置

表２－１に主要設備の構造計画の概要と概略図を示す。なお，①兼用キャスク及び支持架台，並びに②コンクリートモジュールは既設 65 基と同構造であり，③クレーンは既設設備を使用するため，添付資料－２－１「3　耐震設計方針」を参照。また，⑤監視装置は一般汎用品を用いる。

表２－１　主要設備の構造計画

主要設備	構造計画の概要	概略構造図
コンクリート基礎	基礎は，NS 方向約 80m，EW 方向約 121m，厚さ 0.8m(一部 1.0m，1.8m)の鉄筋コンクリート基礎から成る。 基礎は，埋め込まれる固定ボルトや固定金具を介して，①乾式キャスク及び支持架台並びに，②コンクリートモジュールを固定する。また，③クレーンのレールを固定する。	

(3)　耐震クラスの設定

1)　基本方針

キャスク仮保管設備は「耐震クラス分類と施設・設備の特徴に応じた地震動の設定及び必要な対策を判断する流れ（東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方（令和 4 年 11 月 16 日原子力規制委員会了承 令和 5 年 6 月 19 日一部改訂）抜粋)」に示される判断フローに基づき耐震クラスを設定する。

使用済燃料を収納する兼用キャスクは耐震 S クラス相当※とし，基準地震動（最大加速度 900gal）（以下，「Ss900」という。）によってキャスク仮保管設備を構成する主要設備に損傷等が生じた場合の輸送貯蔵兼用キャスク（増設）への波及的影響を評価することで公衆への被ばく影響を確認する。ただし，兼用キャスクの相互影響及び兼用キャスクと周辺施設等との相互影響については告示地震力を適用する。

なお，上記の「S クラス相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S クラス相当」とする。

また，コンクリートモジュールが単独で遮蔽機能を喪失した場合の公衆への被ばく影響についても評価する。

※:燃料 1 体分の UO2 を点線源とした時の直接線及びスカイシャイン線の敷地境界線量は約 91μSv/h と評価されることから，69 体収納の兼用キャスク 30 基分の燃料が 7 日間気中に露出した場合の公衆への被ばく線量は，69 体×30 基×91μSv/h×24h×7 日≒32Sv と計算される。

2)　地震による損傷モードの抽出及び想定シナリオ

兼用キャスク以外の主要設備が Ss900 により損傷等が生じた場合の損傷モード及び想定シナリオを表２－２に示す。

表２－２　地震による損傷モードの抽出

対象設備	地震に対する設備への影響	想定される損傷モード	想定シナリオ
支持架台	Ss900 に耐えられないため，設備に損傷等が生じることを想定	支持架台の損傷	・兼用キャスクの落下（ 3)①A．） ・兼用キャスクの並進運動による衝突（ 3)①B．）
コンクリートモジュール		天板の落下・側板の転倒	・兼用キャスクへの落下・転倒による衝突（ 3)②A．） ・兼用キャスクの埋没（ 3)②B．）
クレーン		転倒	・兼用キャスクへの転倒による衝突（ 3)③A．）
コンクリート基礎	基礎版にひび割れが生じる可能性があるため，基礎上に設置される設備（支持架台・コンクリートモジュール・クレーン）に損傷等が生じることを想定	支持架台・コンクリートモジュール・クレーンに同じ	
監視装置	Ss900 に耐えられないため，設備に損傷等が生じることを想定	検出器の脱落・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒	・検出器の兼用キャスクからの脱落（ 3)④A．） ・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒による兼用キャスクへの衝突（ 3)④B．）

3)　支持架台等の支持機能喪失時の評価

①　支持架台の支持機能喪失による兼用キャスクの落下

A．　兼用キャスクの落下評価

「4.1.2 (3) 1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の機能喪失時)」より，水平落下または回転落下によりコンクリート床板と衝突しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B．　兼用キャスクの並進運動による衝突評価

B.1　兼用キャスク同士の衝突性評価

「4.1.2 (2) 1)　兼用キャスク同士の衝突性評価」より，兼用キャスク同士の衝突は生じないため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

B.2　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

「4.1.2 (3) 2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」より，コンクリートモジュールと衝突しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

C．　結論

支持架台の支持機能が喪失しても兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。

②　コンクリートモジュールの落下・転倒

A．　兼用キャスクへの落下・転倒による衝突評価

「4.1.2 (3) 3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価」より，兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B．　兼用キャスクの埋没による除熱評価

「4.1.2 (3) 4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価」より，コンクリートモジュールの落下・転倒で兼用キャスクが埋没しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

C．　コンクリートモジュールの倒壊等による公衆への被ばく影響

C.1　評価方針

A.及びB.より，コンクリートモジュールの倒壊等でも兼用キャスクの安全機能は維持されるため，兼用キャスクの安全機能喪失を起因とする公衆への被ばく影響はない。一方，コンクリートモジュール自体が遮蔽機能を有するため，コンクリートモジュール単独で遮蔽機能を喪失した場合の公衆への被ばく影響を評価する。地震により

キャスク仮保管設備内に設置された 95 基すべてのコンクリートモジュールが損壊した場合の兼用キャスクからの直接線・スカイシャイン線による敷地境界へ与える線量影響を評価する。コンクリートパネルには鉄筋が入っておりある程度の塊で兼用キャスクを覆うと考えられるため遮蔽効果が完全になくなるとは考えにくいが，保守的に遮蔽効果を無視した評価を行う。

C.2　評価方法

C.2.1　線量評価点

施設と評価点との高低差を考慮し，各施設からの影響を考慮した敷地境界線上の最大実効線量評価地点における直接線及びスカイシャイン線による実効線量を算出する。

C.2.2　評価に使用するコード

他の原子力施設における評価で使用実績があり，信頼性の高い MCNP コードを使用する。

C.2.3　線源及び遮蔽

線源は各施設が内包する放射性物質量に容器厚さ，建屋壁，天井等の遮蔽効果を考慮して設定する。内包する放射性物質量や，遮蔽が明らかでない場合は，設備の表面線量率を測定し，これに代えるものとする。なお，コンクリートモジュール 200mm（密度 2.15g/cm^3）による遮蔽効果は考慮しない。

C.3　評価結果

遮蔽効果を考慮しない乾式キャスク 95 基からの直接線・スカイシャイン線による敷地境界線量は約 5.23×10^{-1}mSv/年となる。

C.4　コンクリートモジュールの耐震クラスについて

損壊したコンクリートモジュールの設備復旧には数ヶ月はかかると想定されることから公衆被ばく線量は 50μSv を超過し，なおかつ当該設備は長期的に使用する設備であることから耐震クラスは B+クラスとなる。

③　クレーンの転倒

A.　兼用キャスクへの転倒による衝突評価

「4.1.2（3）5）　クレーンの転倒評価」より，兼用キャスクにクレーンが転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持される。

B． 結論

クレーンが転倒しても兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。また，転倒により最大 2 基分のコンクリートモジュールを倒壊させる恐れがあるが，95 基倒壊時の公衆への被ばく影響（増加量）は約 480μSv/年であるため 2 基倒壊時の公衆への被ばく影響は十分小さい。

なお，クレーンによる兼用キャスクの搬出入の使用期間は全体の供用期間に対して十分小さいため，クレーンは非使用状態とする。

④ 検出器の脱落・エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒

A． 検出器の兼用キャスクからの脱落

A.1 密封監視装置の脱落

密封監視装置は，兼用キャスクの一次蓋と二次蓋間の圧力を監視するため，兼用キャスク二次蓋部に設置される。蓋間圧力検出器及び計装配管は軽量であり，兼用キャスクの密封境界内との接続はないため，損傷した場合にも兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

A.2 表面温度監視装置の脱落

表面温度監視装置は，兼用キャスク表面の温度を監視するため，兼用キャスク胴部に設置される。温度検出器及び計装配管は軽量であり，兼用キャスク内部との接続はないため，損傷した場合にも兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

B． エリア放射線モニタ及び制御盤の転倒による兼用キャスクへの衝突評価

エリア放射線モニタは軽量であることから，エリア放射線モニタの衝突を想定しても，兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

また，制御盤はキャスク仮保管設備エリア端に設置されており，キャスク保管位置より十分離れていることから，制御盤の転倒を想定しても，兼用キャスクの安全機能に波及的影響を及ぼすおそれはない。

C． 結論

検出器の脱落並びにエリア放射線モニタ及び制御盤の転倒を想定しても，兼用キャスクの安全機能は維持されるため，公衆への被ばく影響はない。

4) 耐震クラス分類

キャスク仮保管設備の耐震クラス分類を表２－３に示す。

表２－３　キャスク仮保管設備の耐震クラス分類

区分	設備名称	耐震上の安全機能	耐震クラス	直接支持構造物	間接支持構造物	1F 耐震フローに基づき波及的影響防止を考慮すべき施設	規則別記 4※2に基づき損傷時の兼用キャスクの健全性評価を行う施設
				（ ）内は耐震クラス，【 】内は確認用地震動※1を示す。			
兼用キャスク		・除熱機能 ・密封機能 ・遮蔽機能 ・臨界防止機能	S 相当※3	－※4	－※4	－※4	コンクリートモジュール 支持架台 クレーン （注１）
使用済燃料乾式キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	・遮蔽機能	B+	機器の支持構造物(B+)	コンクリート基礎【S_{B+}】	支持架台【S_{B+}】 クレーン【S_{B+}】 （注２）	－
	支持架台	・兼用キャスクの間接支持機能	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－
	クレーン	・(運搬機能)	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－
	コンクリート基礎	・コンクリートモジュール等の間接支持機能	C	－	－	－	－
	監視装置	・(監視機能)	C	－	－	－	－

※１　確認用地震動について，Ss は基準地震動，S_{B+}は B+クラスの施設に適用される地震動，S_C は C クラスの施設に適用される静的震度を示す。

※２　実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈

※３　「S 相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S 相当」とする。

※４　Ｓクラスの設備については本来直接支持構造物・間接支持構造物，波及的影響防止を考慮すべき施設についてSs機能維持が求められるが，兼用キャスクについては設置許可基準規則の解釈別記４をもとに下位クラスの構造物が損傷した場合の評価を別途行うため，支持構造物の支持や波及的影響防止を求めない。

（注１）監視装置について，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

（注２）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。

5)　設計用地震力

「(2)　対象設備と構造計画」における各設備の耐震設計に用いる設計用地震力を表２－４及び表２－５に示す。

表２－４　キャスク仮保管設備に適用する地震力

区分	設備名称	耐震クラス	設計方針	静的地震力※1	動的地震力※2		
				弾性範囲	機能維持	弾性範囲	波及的影響防止（機能維持）
兼用キャスク		S 相当	・告示地震力に対して除熱・密封・遮蔽・臨界防止機能が失われないこと	－	告示地震力	－	－
使用済燃料乾式キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	B+	・B+クラスの地震力で遮蔽機能が失われないこと	水平：1.5Ci 鉛直：－	1/2Ss450 （注１）	－ （注２）	－ （注３）
	支持架台	C (1/2Ss450：波及的影響)	・C クラスの地震力で支持機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールを破損させないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	1/2Ss450 （注３）
	クレーン	C (1/2Ss450：波及的影響)	・C クラスの地震力で運搬機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールを破損させないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	1/2Ss450 （注３）
	コンクリート基礎	C (1/2Ss450：間接支持)	・C クラスの地震力で支持機能が失われないこと ・1/2Ss450 によりコンクリートモジュールの間接支持機能が失われないこと	水平：1.0Ci 鉛直：－	1/2Ss450	－	－ （注３）
	監視装置	C	・C クラスの地震力で監視機能が失われないこと	水平：1.2Ci 鉛直：－	－	－	－ （注４）

※１　水平地震力と鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用させる。

※２　地震力の算定に際しては，水平２方向および鉛直方向の適切な組み合わせを行う。

（注１）設計要求は機能維持であるが，弾性設計とする。

（注２）剛構造であるため，1/2Sd225 弾性範囲の評価は実施しない。

（注３）Ss900 にて損傷等が生じた場合，S クラス相当である兼用キャスクに与える波及的影響については，「4.1.2　波及的影響評価」にて評価。

（注４）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。また，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

表２－５　各設備の耐震設計に用いる設計用地震力

項目		内容	摘要
(1)　適用する地震力			
	1)　告示地震力	加速度：水平 2300gal 及び鉛直 1600gal 速度：水平 2.0m/s 及び鉛直 1.4m/s	
	2)　基準地震動による地震力	基準地震動の加速度振幅に 1/2 を乗じた地震動：1/2Ss450-①，1/2Ss450-②	
	3)　静的地震力	各設備の耐震クラスに応じた静的地震力	詳細は表２－４を参照
(2)　設計用地震動		Ａ．告示地震力 ・加速度 （水平）2300gal （鉛直）1600gal ・速度 （水平）2.0m/s （鉛直）1.4m/s Ｂ．基準地震動 1/2Ss450-①，②を解放基盤表面に入力するコンクリート基礎－地盤の地震応答解析により，コンクリート基礎上面の加速度を算出し作成 ・1/2Ss450-① Ss900-①の加速度振幅に 1/2 を乗じたものである ・1/2Ss450-② Ss900-②の加速度振幅に 1/2 を乗じたものである 1)　輸送貯蔵兼用キャスク 告示地震力 2)　支持架台，コンクリートモジュール及びクレーン 1/2Ss450-①，②を解放基盤表面に入力するコンクリート基礎－地盤の地震応答解析により，コンクリート基礎上面の加速度を算出し作成	T.P. 約 -197m(Vs ＝ 約 700m/s)を解放基盤表面として定義する。

	3)　コンクリート基礎 1/2Ss450-①，②	
(3)　地震応答解析の方法	時刻歴応答解析 スペクトルモーダル解析	

6)　運転状態と地震動の組合せに対する供用状態

運転状態と地震動の組合せに対応する供用状態は表２－６とする。

表２－６　運転状態と地震動の組合せに対応する供用状態

区分	設備名称	耐震クラス	直接支持構造物	間接支持構造物	1F 耐震フローに基づき波及的影響防止を考慮すべき施設	規則別記 4※2 に基づき損傷時の兼用キャスクの健全性評価を行う施設	運転状態※3 と地震動の組合せ	供用状態※4
			（　）内は耐震クラス，【　】内は確認用地震動※1 を示す。					
兼用キャスク		S 相当※5	—※6	—※6	—※6	コンクリートモジュール 支持架台 クレーン （注１）	Ⅰ+告示地震力	Ds(ⅣAS)
使用済燃料兼用キャスク仮保管設備	コンクリートモジュール	B+	機器の支持構造物(B+)	コンクリート基礎【S_{B+}】	支持架台【S_{B+}】 クレーン【S_{B+}】 （注２）	－	Ⅰ+1/2Ss450	Cs(ⅢAS)
	支持架台	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－	Ⅰ+1/2Ss450	Ds(ⅣAS)
	クレーン	C	機器の支持構造物(C)	コンクリート基礎【S_C】	－	－	Ⅰ+1/2Ss450	Ds(ⅣAS)
	コンクリート基礎	C	－	－	－	－	－	－
	監視装置	C	－	－	－	－	－	－

※１　確認用地震動について，Ss は基準地震動，S_{B+}は B+クラスの施設に適用される地震動，S_C は C クラスの施設に適用される静的震度を示す。

※２　実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈

※３　「運転状態Ⅰ」とは，通常運転の運転状態をいい，兼用キャスクの場合は，取り扱い時及び本設備での機器の通常の保管時の状態で「設計

事象Ⅰ」に読み替える。

※４　「原子力発電所耐震設計技術規程[JEAC4601-2008]」及び「使用済燃料貯蔵施設規格 金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」において規定される供用状態（「原子力発電所耐震設計技術指針[JEAG4601]」における許容応力状態ⅣAS 及びⅢAS 相当）

※５　「S 相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」におけるＳクラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせばＳクラスに分類されるため，Ｓクラスと同等の「S 相当」とする。

※６　Ｓクラスの設備については本来直接支持構造物・間接支持構造物，波及的影響防止を考慮すべき施設について Ss 機能維持が求められるが，兼用キャスクについては設置許可基準規則の解釈別記 4 をもとに下位クラスの構造物が損傷した場合の評価を別途行うため，支持構造物の支持や波及的影響防止を求めない。

（注１）監視装置について，蓋間圧力及び温度検出器は兼用キャスクの密封境界内との接続はないこと，エリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，監視装置損傷時の兼用キャスクへの波及的影響評価は不要。

（注２）蓋間圧力及び温度検出器並びにエリア放射線モニタは軽量であること，制御盤との離隔距離は十分あることから，コンクリートモジュールへの波及的影響については検討不要。

3　基礎-地盤の応答解析

(1)　解析概要

本項目では基礎－地盤連成系の二次元ＦＥＭモデルを用いて 1/2Ss450 の地震応答解析を行い，基礎上面での応答波の応答スペクトルの作成，設計用地震力の算定を行う。解析プログラムは Super-FLUSH/2D を用いる。

(2)　地震応答解析モデル

キャスク仮保管設備の地震応答解析モデルは，コンクリート基礎と地盤について平面ひずみ要素としてモデル化した二次元ＦＥＭモデルとする。

1)　モデル化範囲と境界条件

地震応答解析モデルは，境界条件が地盤及び構造物の応力状態に影響を及ぼさないよう，十分広い領域とする。具体的なモデル化範囲と境界条件については表３－１の通り設定している。

表３－１　モデル化範囲と境界条件

	構造物幅	モデル高さ	モデル幅	境界
NS 方向	約 80m	約 236m （解放基盤表面）	約 320m （構造物幅の約 4 倍）	側方：エネルギー伝達境界 底面：粘性境界
EW 方向	約 121m	約 236m （解放基盤表面）	約 482m （構造物幅の約 4 倍）	

2)　コンクリート基礎のモデル化

キャスク仮保管設備コンクリート基礎の断面は部分的に基礎厚さが異なる（0.8～1.8m）構造であるが，モデル化に際しては厚さ 1m の一様な版としてモデル化する。この際，実際のコンクリート基礎とモデル化した版の重量が一致するように，コンクリート基礎版の密度を表３－２の通り設定している。モデル化イメージを図３－１に示す。

表３－２　コンクリート基礎版モデルの密度

	実重量(t)	モデル体積(m^3)	密度(t/m^3)
既設基礎版	20553	7672	2.679
拡張基礎版	5057	1960	2.580

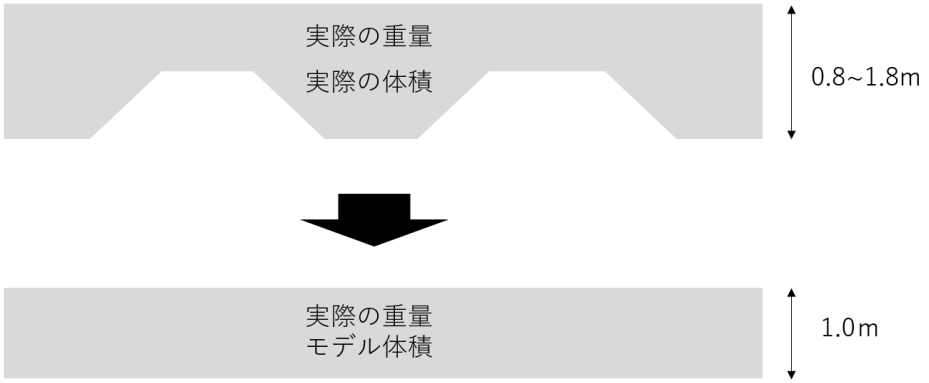


図３－１　基礎のモデル化イメージ

また，今回拡張する基礎については既設基礎と分離した構造となっており，地震応答解析のモデル上も離隔を設定している。(図３－１１参照)

3)　コンクリート基礎上の設備のモデル化

コンクリート基礎上の設備については，重量のうち大部分を占める乾式キャスクと支持架台が低重心で剛な構造物であることから，設備全体の重量を集計し，基礎版のモデル節点に均等に重量を付加することで考慮する。重量の集計表を表３－３に示す。

なお，クレーンについては既設・拡張どちらの基礎についても考慮している。

表３－３　基礎上設備重量の集計結果

設備名	1基当たり重量(kN)	既設基礎		拡張基礎	
		基数	重量(kN)	基数	重量(kN)
乾式貯蔵キャスク	1280	20	25600	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク	1440	59	84960	16	23040
クレーン	2065	1	2065	1	2065
乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュール	576	20	11520	0	0
輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール	565	59	33335	16	9040
合計			157480		34145

4)　地盤のモデル化

地盤のモデル化に際して，富岡層以深の岩盤についてはキャスク仮保管設備から約100mずつ南北に離れた位置で実施した 2 箇所の深部ボーリング結果をもとに水平成層のモデルとして地層境界を設定している。参照したボーリング位置を図３－２に示す。

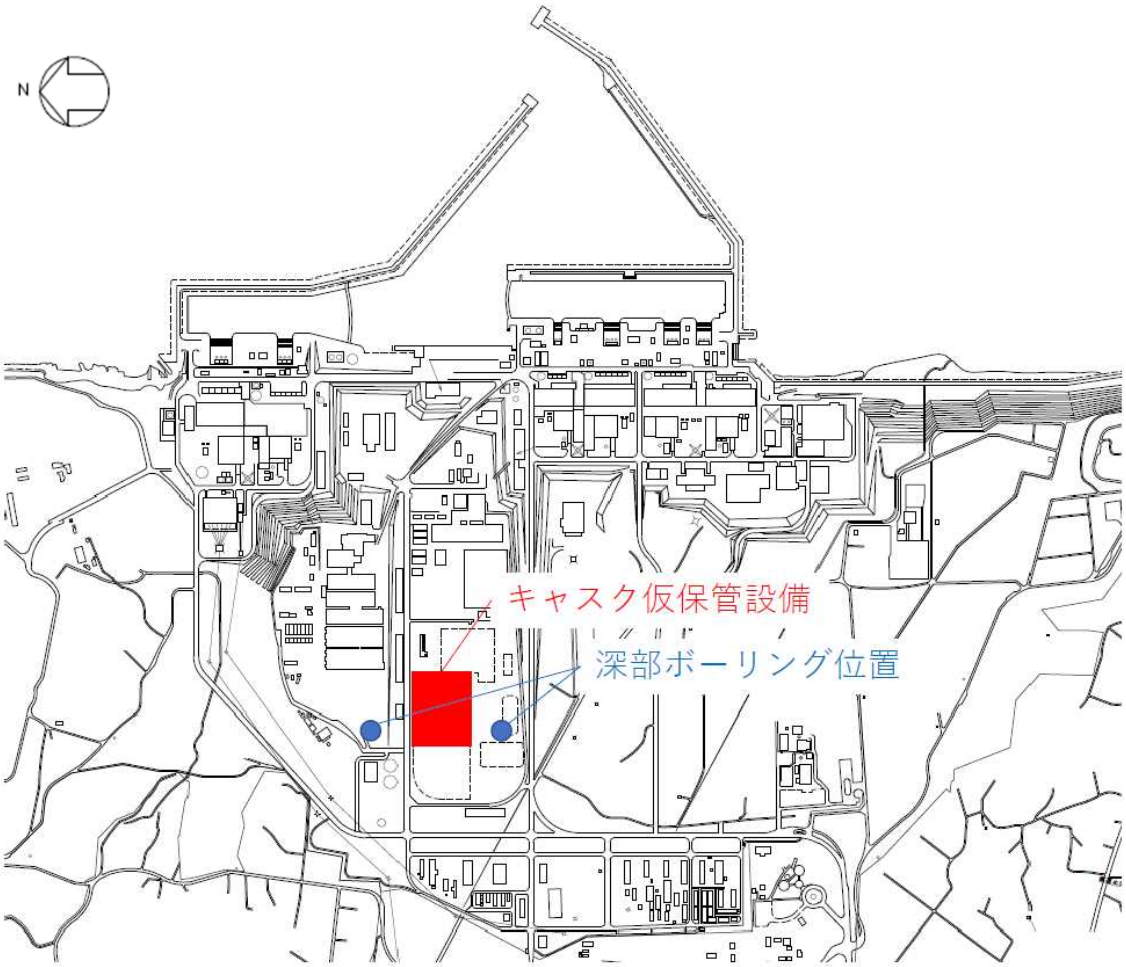


図３－２　キャスク仮保管設備と深部ボーリング実施位置の位置関係

また，支持地盤となる段丘堆積層上端の標高については，近傍のボーリング結果をもとにG.L.-3.9m と設定した。参考として既設コンクリート基礎施工時のボーリングデータを図３－３と図３－４に，ボーリング位置を図３－５に示す。実施工では改良基面まで掘削を行ってから地盤改良を実施するため，弱層が当初の想定以上に深い位置に存在する場合は追加の掘削・改良を実施し，段丘堆積層まで確実に改良を行う。

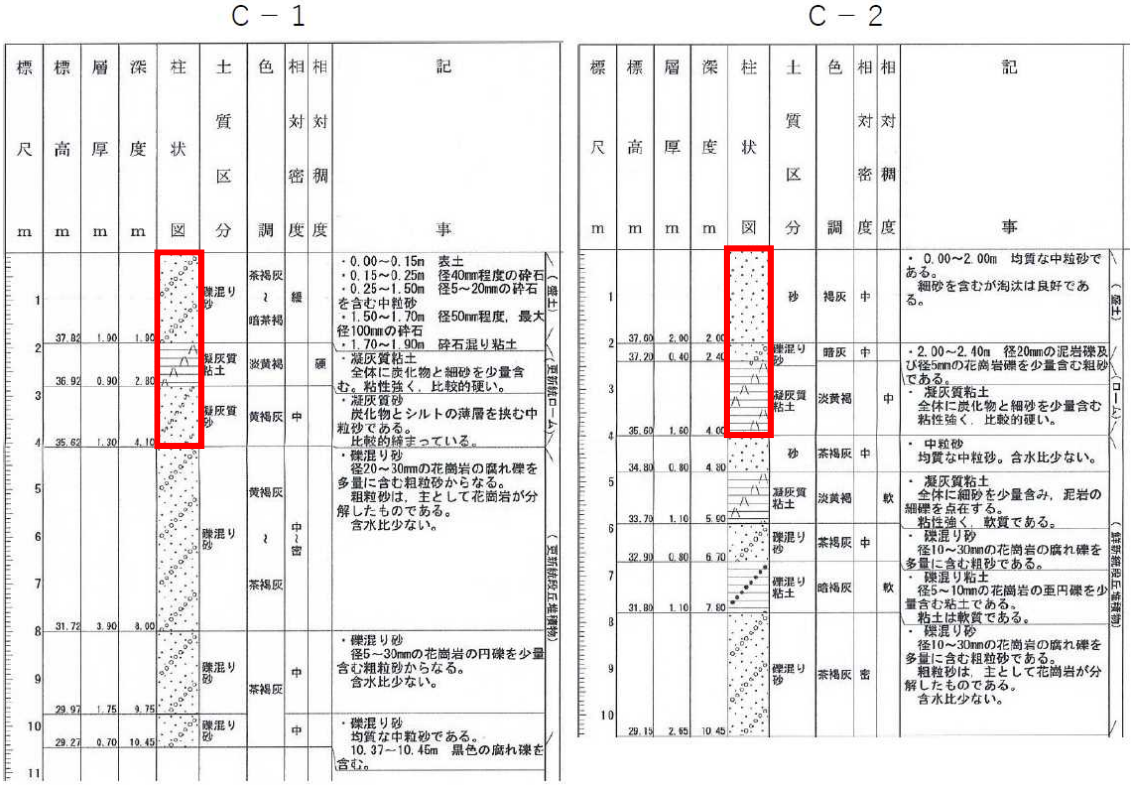


図３－３　施設近傍ボーリングデータ(南側)

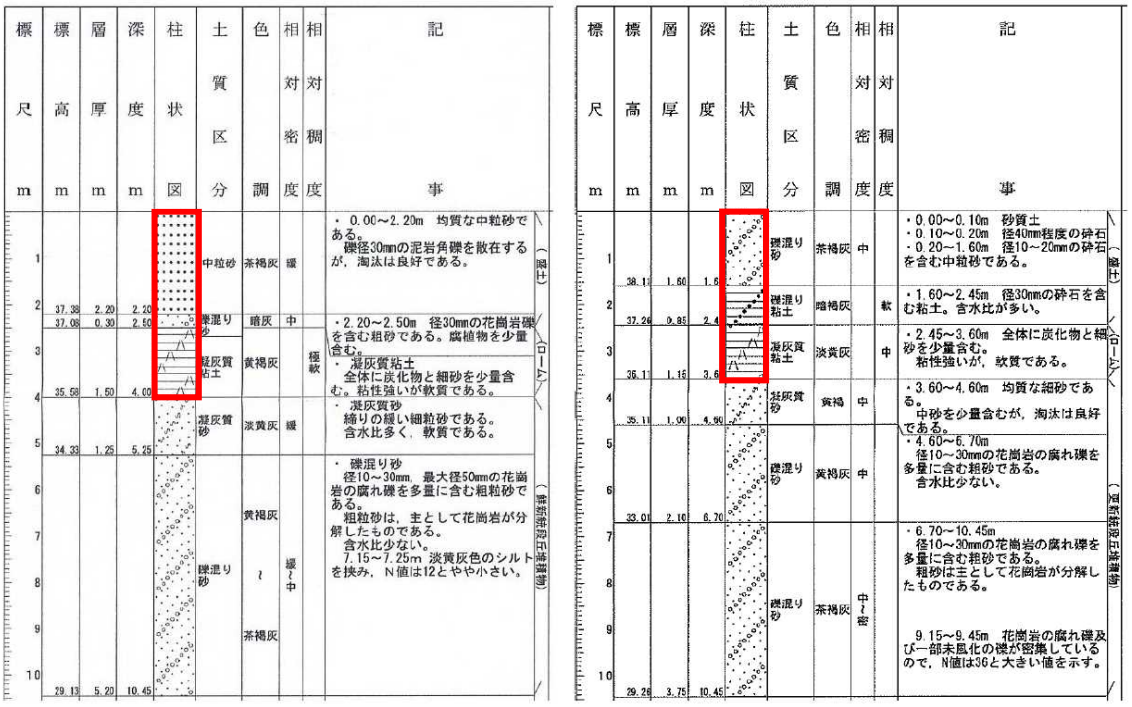


図３－４　施設近傍ボーリングデータ(北側)

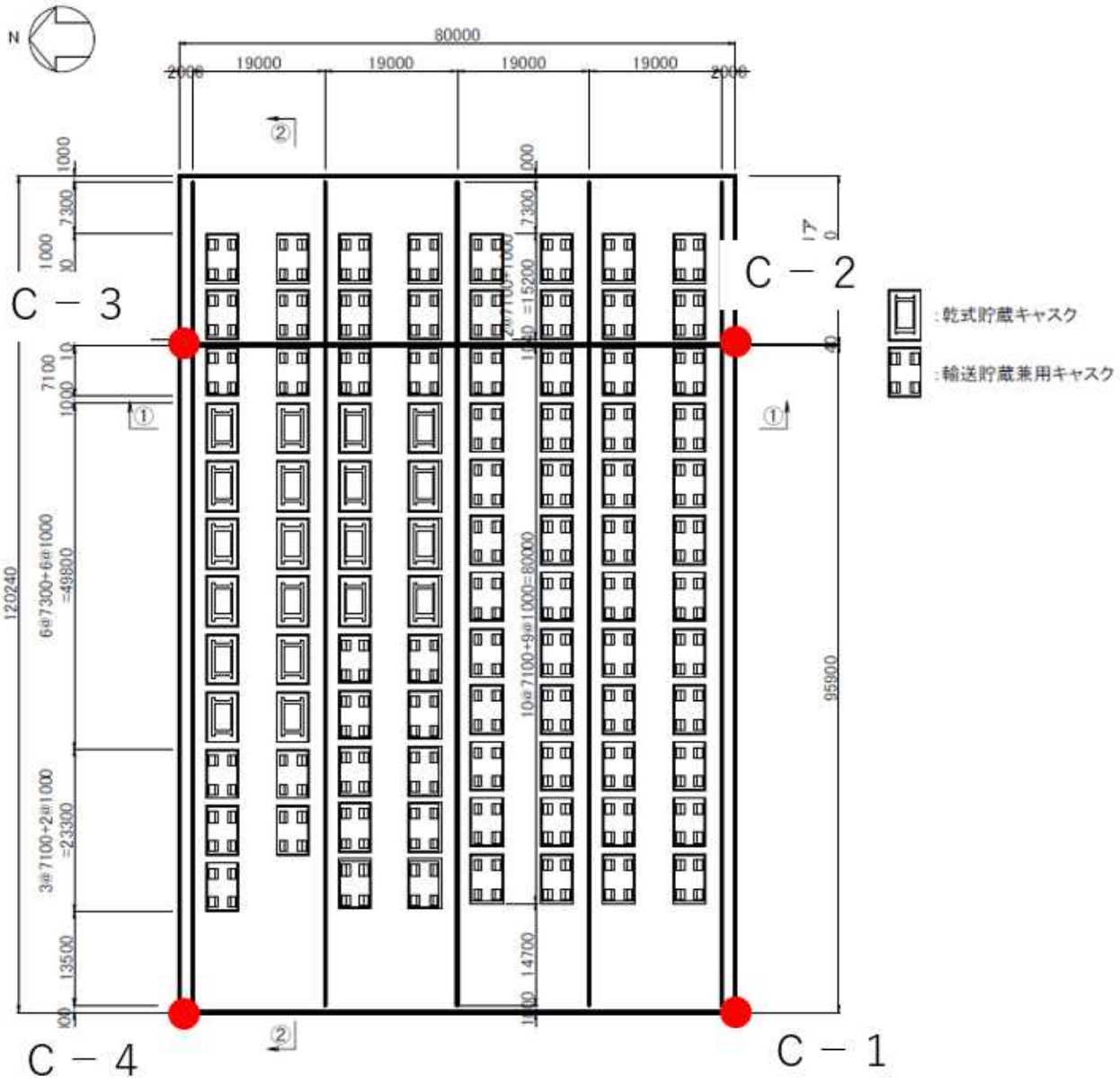


図３－５　施設近傍ボーリング位置

5)　解析用物性値

①　コンクリート基礎

コンクリート基礎の解析用材料定数については，表３－４の通り設定している。

表３－４　コンクリート基礎の材料定数

物性値	値	単位	根拠
動ポアソン比 ν_d	0.2	－	コンクリート標準示方書(2007)より設定
せん断弾性係数G_0	10,420,000	(kN/m^2)	コンクリート標準示方書(2007)より,設計基準強度(24N/mm^2)に対応するヤング係数E(25kN/mm^2)を設定，G_0の式から算出
密度 ρ	2.679(既設) 2.580(拡張)	(t/m^3)	コンクリートの実重量をモデルの体積で除して設定

②　改良地盤

改良地盤の解析用地盤定数については，表３－５の通り設定している。

表３－５　改良地盤の地盤定数

物性値	値	単位	根拠
湿潤密度	1.80	(t/ m^3)	埋戻土の湿潤密度より設定
動ポアソン比	0.261	(t/m^3)	「建築物の為の改良地盤の設計及び品質管理指針」より土質の異なるセメント改良体のポアソン比の平均値を設定
せん断弾性係数G_0	380000	(kN/m^2)	「事前混合処理工法　技術マニュアル(改訂版)」より，改良地盤の一軸圧縮強度(330kN/m^2)に対応した剛性を算出
せん断弾性係数のひずみ依存特性	「6)地盤の動的変形特性」参照	－	「建築物の為の改良地盤の設計及び品質管理指針」より，基準ひずみを$\varepsilon_y = 5\times10^{-4}$と設定し，せん断ひずみに換算(1.5倍)し双曲線モデルに適用している。
減衰定数のひずみ依存特性	「6)地盤の動的変形特性」参照	－	「事前混合処理工法　技術マニュアル(改訂版)」より，改良地盤と原地盤で大きな差はないとされていることから埋戻土の減衰を設定。

③　地盤定数一覧

設定した地質層序，解析用地盤定数を表３－６に示す。コンクリートおよび改良地盤以外の地盤定数については，「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）を用いている。地盤定数については平均値を用いている。

表３－６　解析用地盤定数

地層名	層標高		各地層厚	湿潤密度 ρ	せん断弾性係数 G_0	せん断波速度 Vs	強度特性	
							C	ϕ
	上端	下端	(m)	(t/m³)	(kN/m²)	(m/sec)	(N/mm²)	(°)
	G.L.(m)	G.L.(m)						
コンクリート基礎	0.100	-0.900	1.000	2.679	10,420,000	1972	-	-
埋戻土	0.000	-3.900	3.900	1.8	72,600	201	0	30
改良地盤	-0.900	-3.900	3.000	1.8	380,000	459	-	-
段丘堆積層	-3.900	-10.674	6.774	1.59	158,000	315	0.039	24.7
T3 部層　砂岩層	-10.674	-14.485	3.811	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-14.485	-20.863	6.378	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　互層部	-20.863	-31.006	10.143	1.76	302,000	414	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-31.006	-33.591	2.585	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-33.591	-34.946	1.355	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-34.946	-38.007	3.061	1.71	427,000	500	1.5	0
T3 部層　砂岩層	-38.007	-38.572	0.565	1.84	210,000	338	0.098	38.6
T3 部層　泥質部	-38.572	-64.680	26.108	1.71	427,000	500	1.5	0
T2 部層	-64.680	-158.100	93.420	深度依存 1.76～ 1.80	深度依存 334,000～ 635,000	深度依存 436～594	深度依存 1.131～ 1.839	0
T1 部層	-158.100	-225.580	67.480	1.79	667,000	610	1.62	0
先富岡層	-225.580	-235.700	10.120	1.88	954,000	712	1.8	0
解放基盤表面	-235.700	-	-	1.88	954,000	712	1.8	0

出典：「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）等

2-13 では，G.L.±0m=T.P.38.264m(※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

6)　地盤の動的変形特性

地盤の動的変形特性について，図３－６（１）～（９）に示す。改良地盤以外の動的変形特性については，「福島第一原子力発電所　原子炉設置変更許可申請書」（平成５年４月）を参照し，改良地盤については埋戻土と同等として設定している。

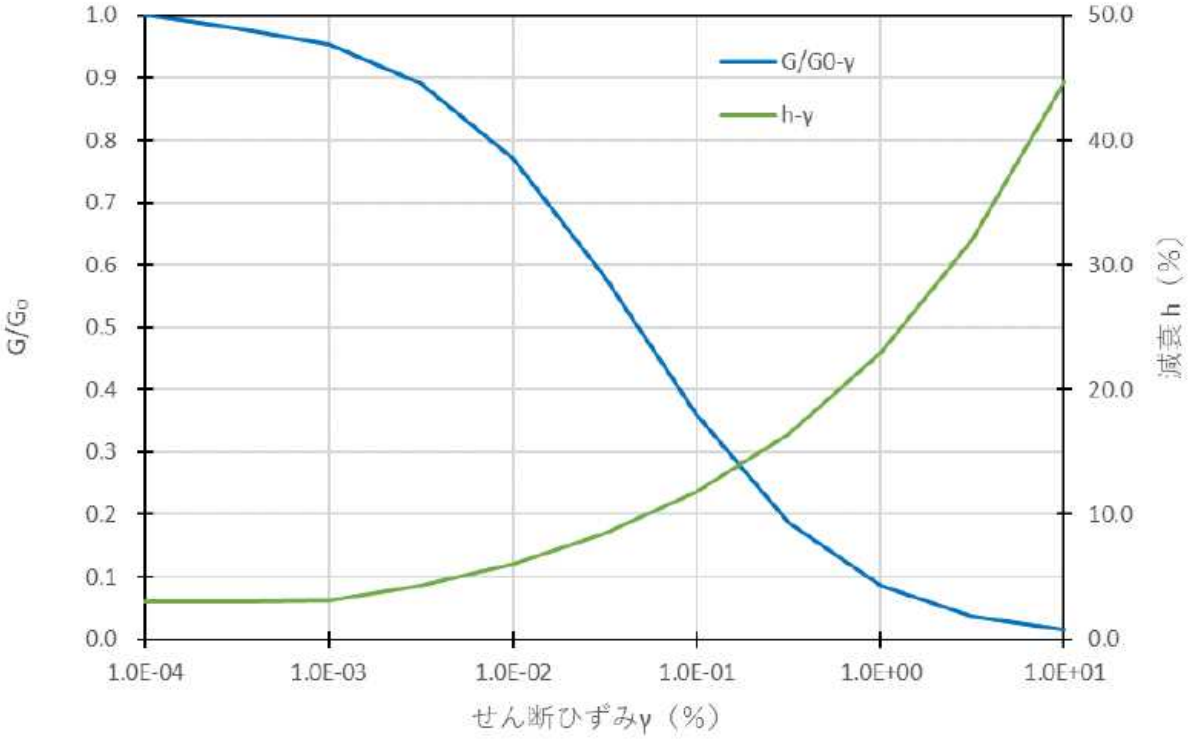


図３－６（１）　埋戻土の動的変形特性

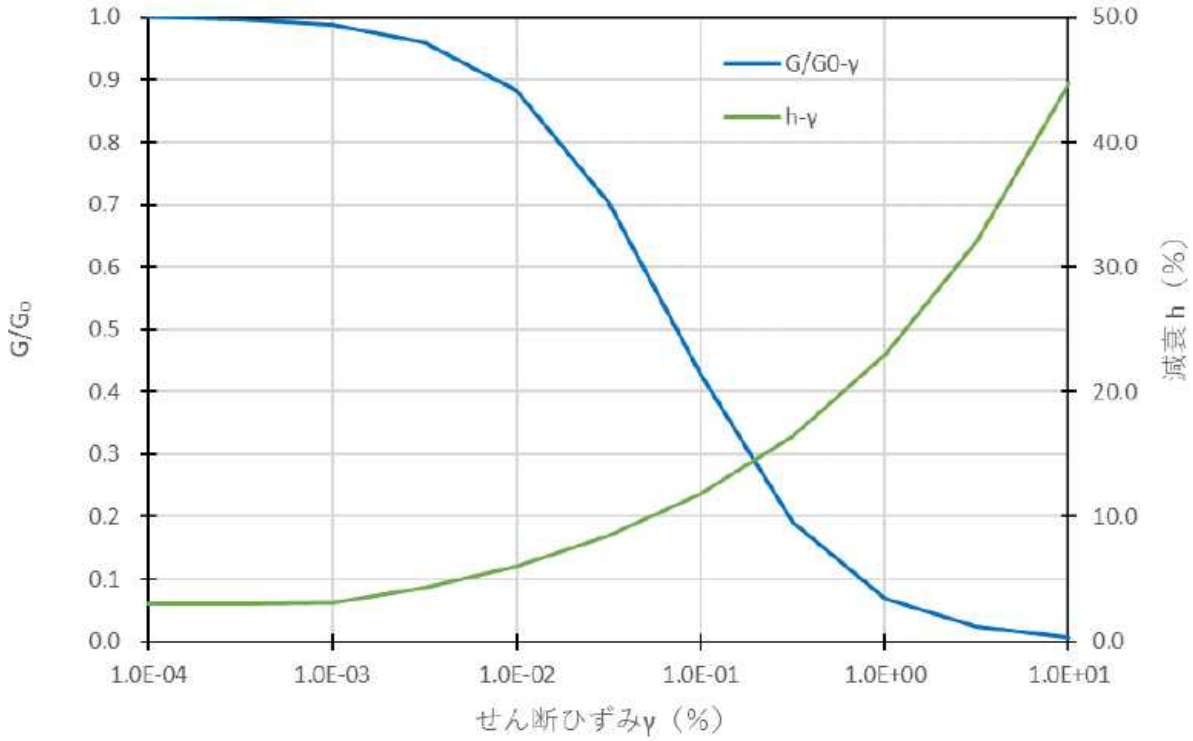


図３－６（２）　改良地盤の動的変形特性

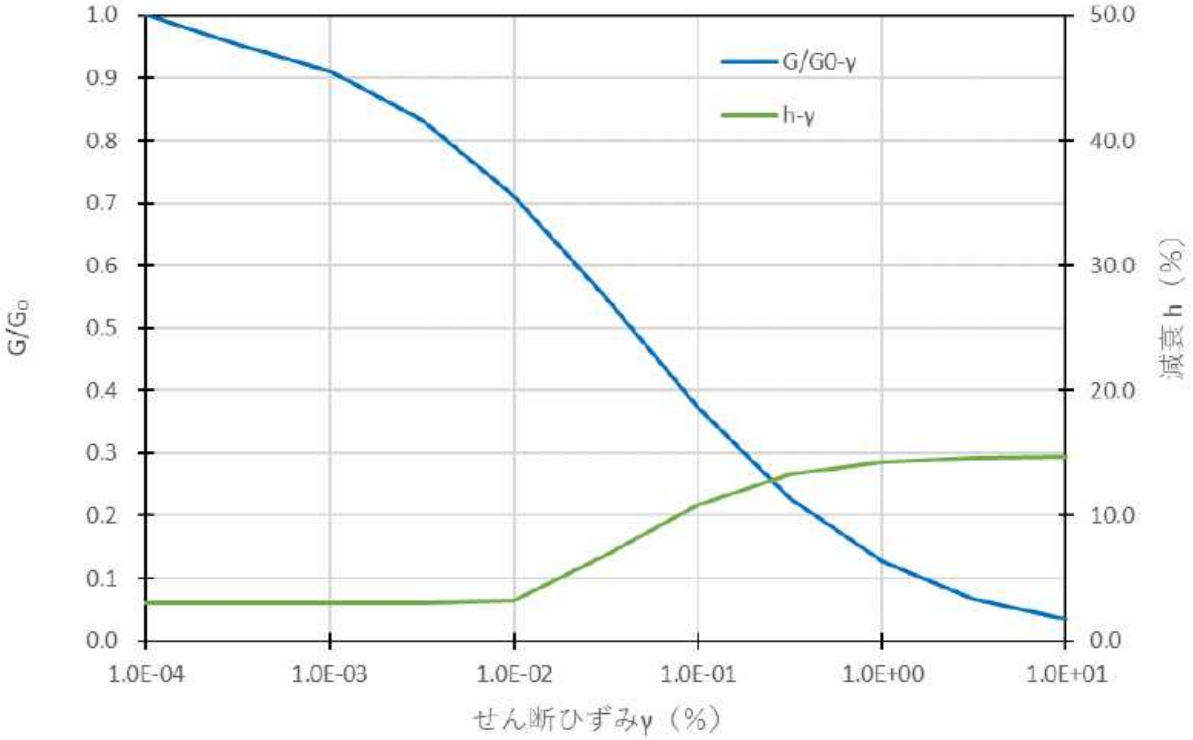


図３－６（３）　段丘堆積層の動的変形特性

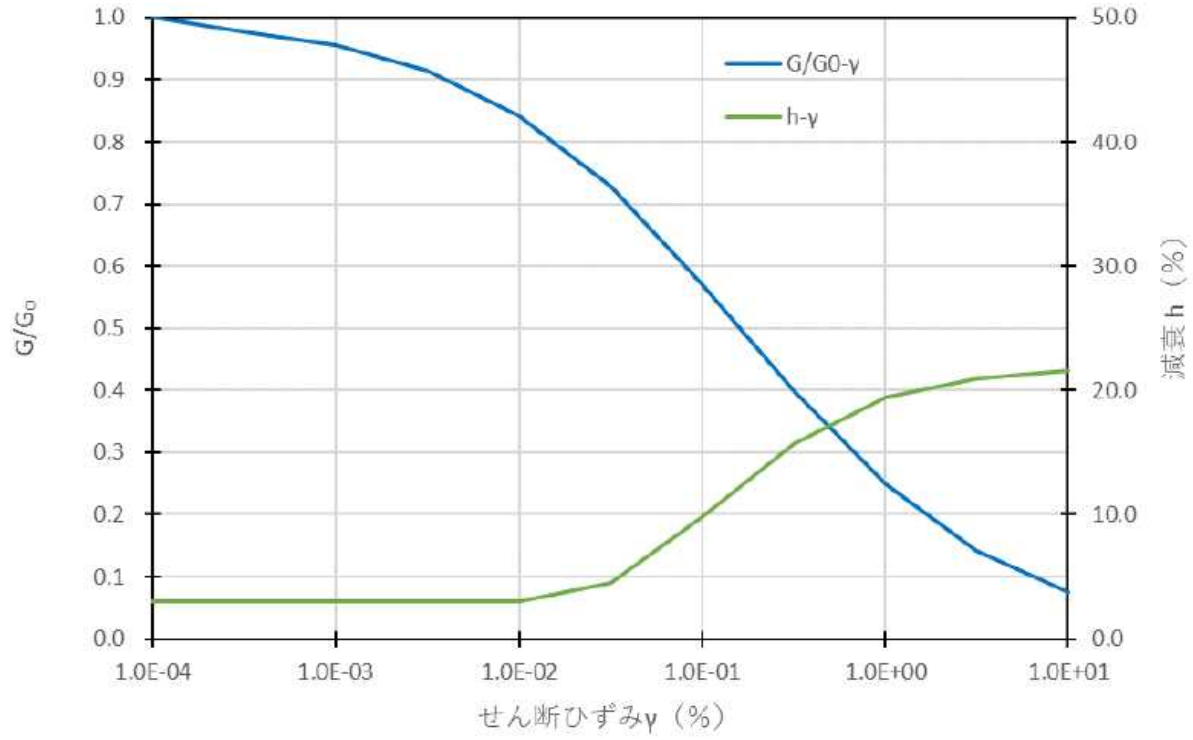


図３－６（４）　T3 部層砂岩層の動的変形特性

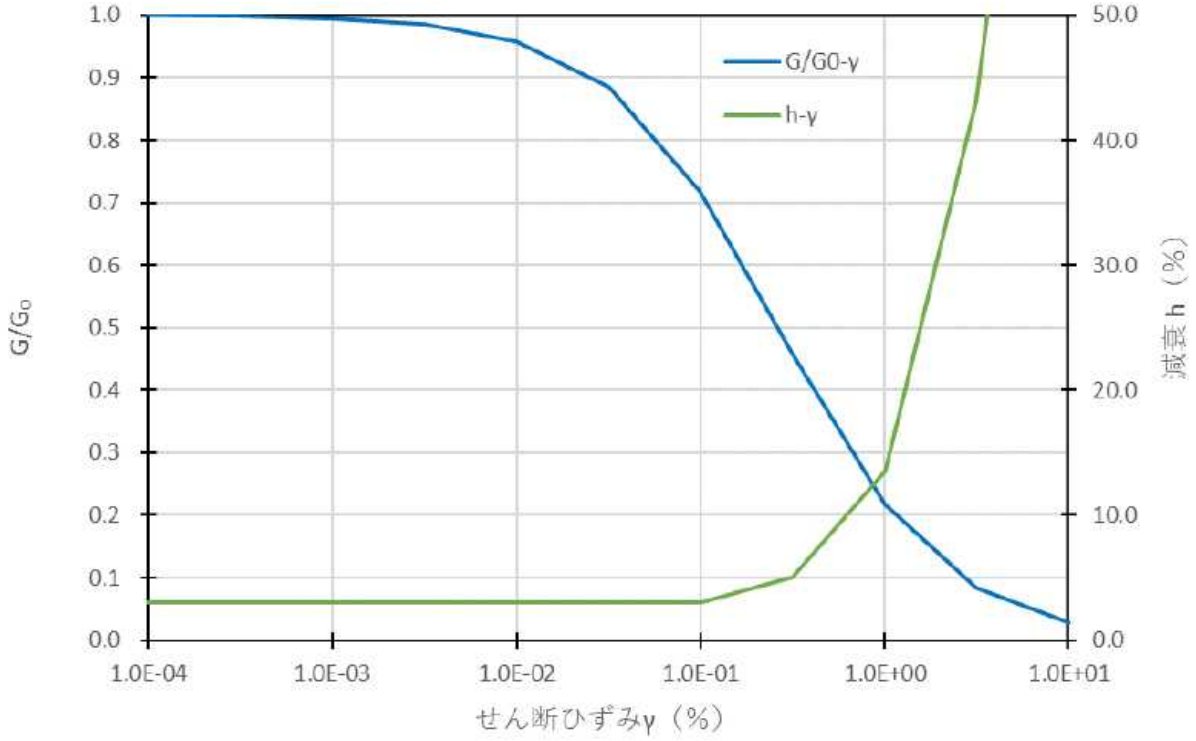


図３－６（５）　T3 部層泥質部の動的変形特性

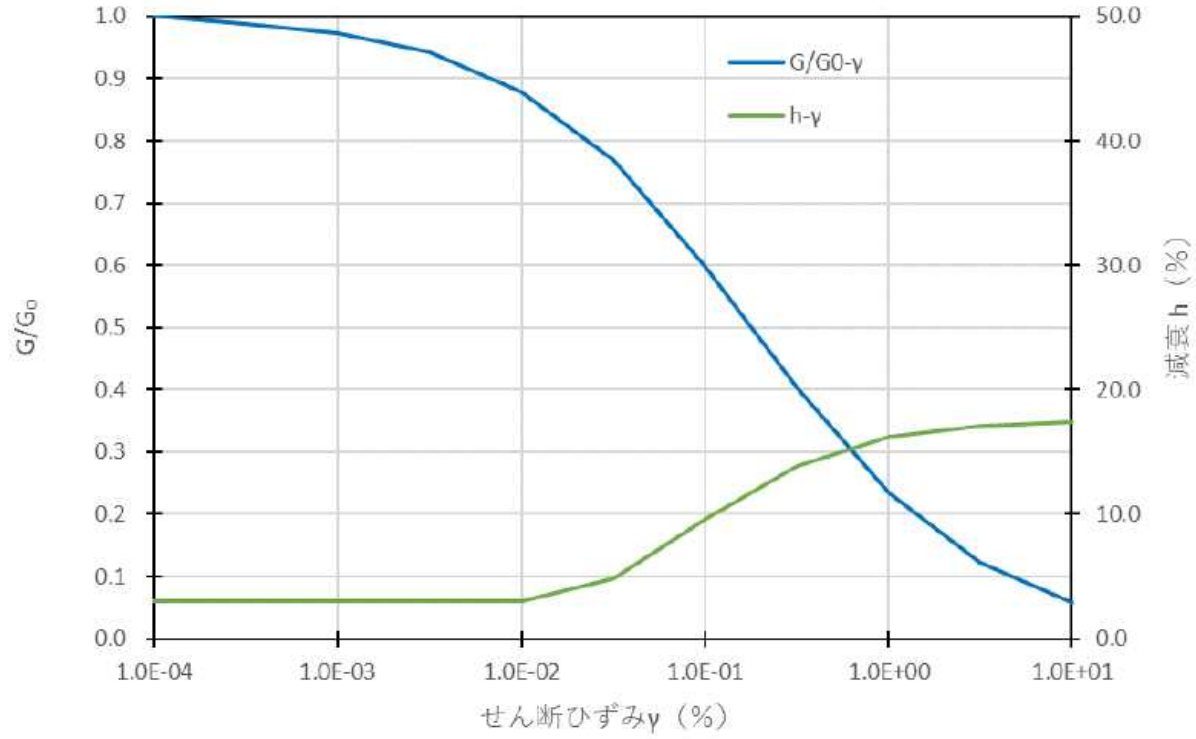


図３－６（６）　T3 部層互層部の動的変形特性

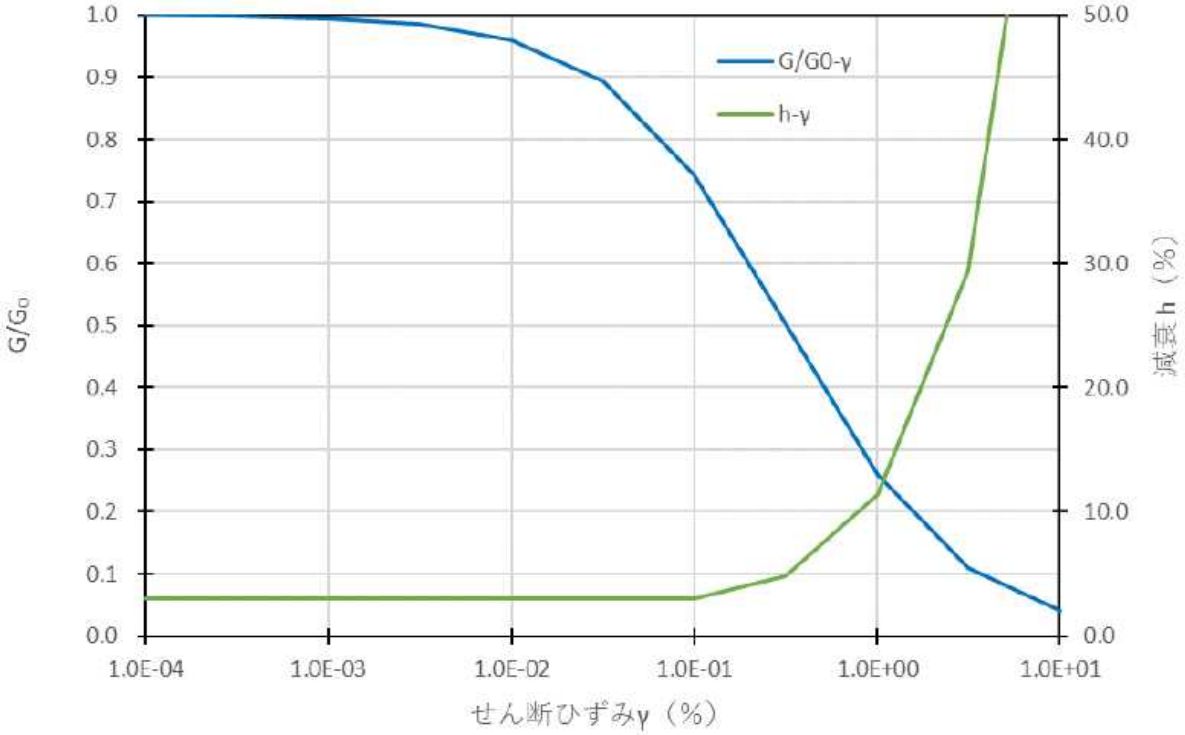


図３－６（７）　T2 部層の動的変形特性

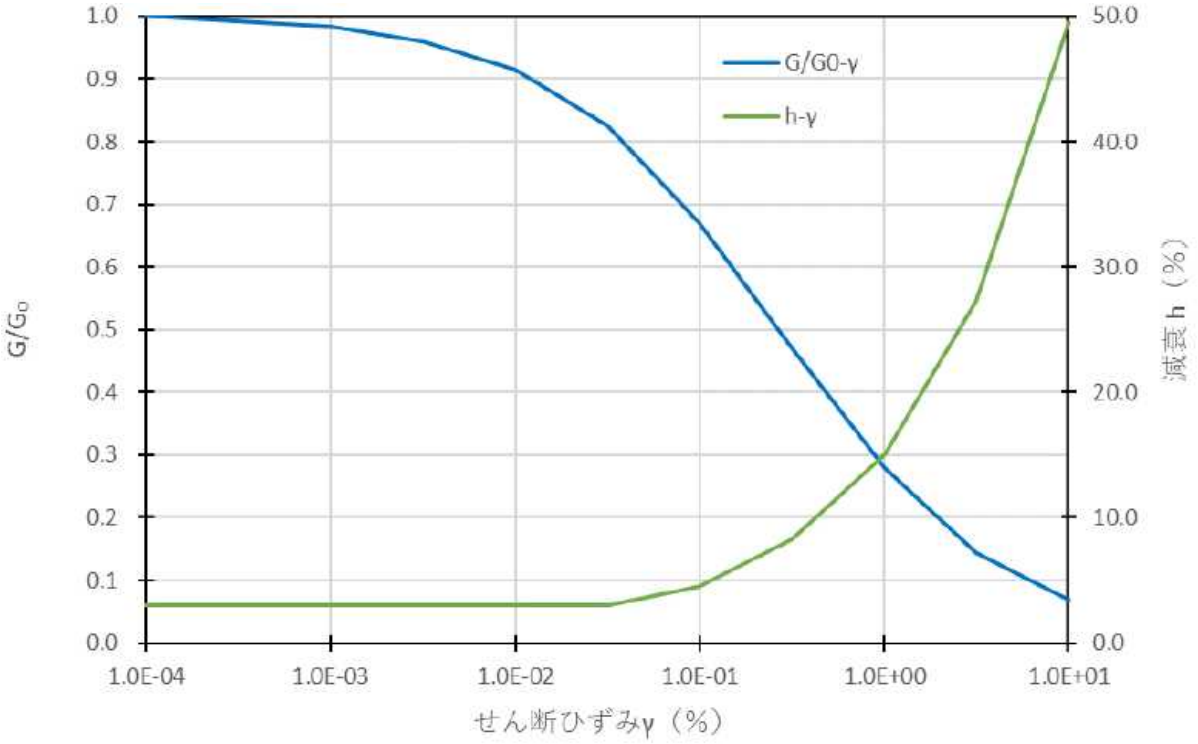


図３－６（８）　T1 部層の動的変形特性

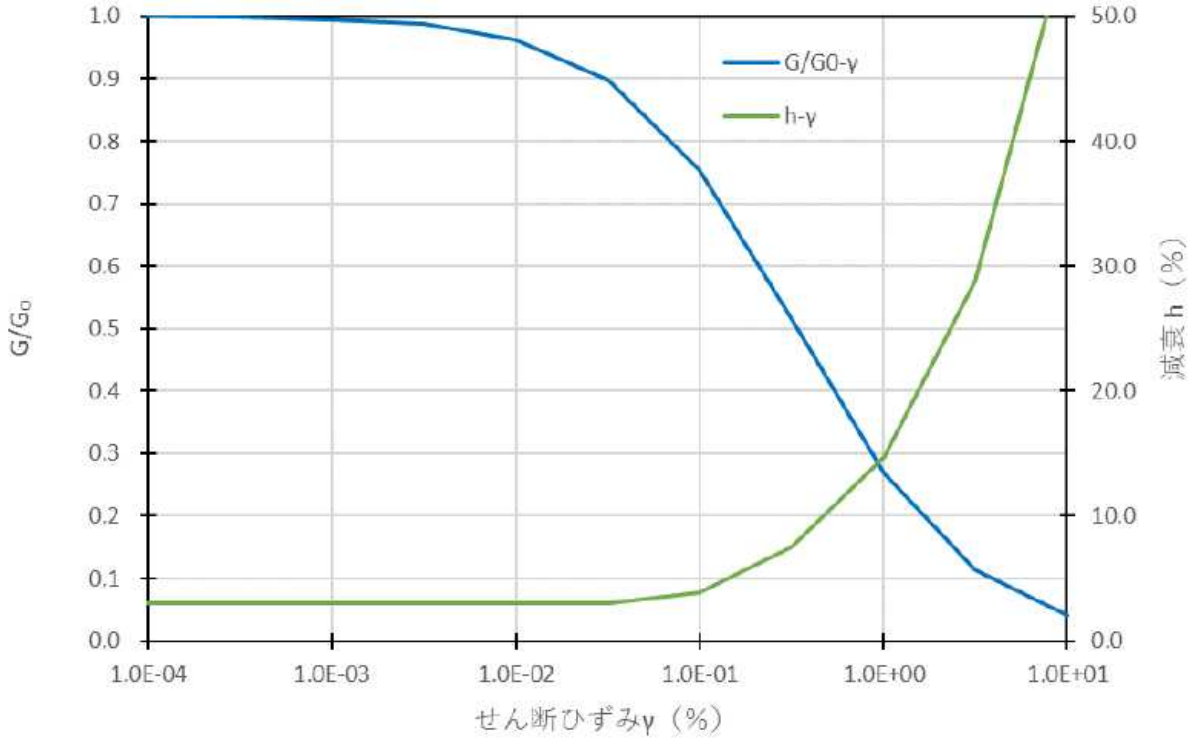


図３－６（９）　先富岡層の動的変形特性

7)　地震応答解析用モデル図

解析断面位置の平面図を図３－７に，解析モデルの概要を図３－８～図３－１１に示す。地盤は水平成層としてモデル化しており，段丘堆積層より上部で基礎・改良地盤以外の部分についてはすべて埋戻土としてモデル化している。

標高については，G.L±0m=T.P.38.264m としている。また，解析モデル底面は旧 O.P.-196m を T.P に変換した解放基盤表面(T.P.約-197m)であり，解析モデル底面に地震動を入力している。

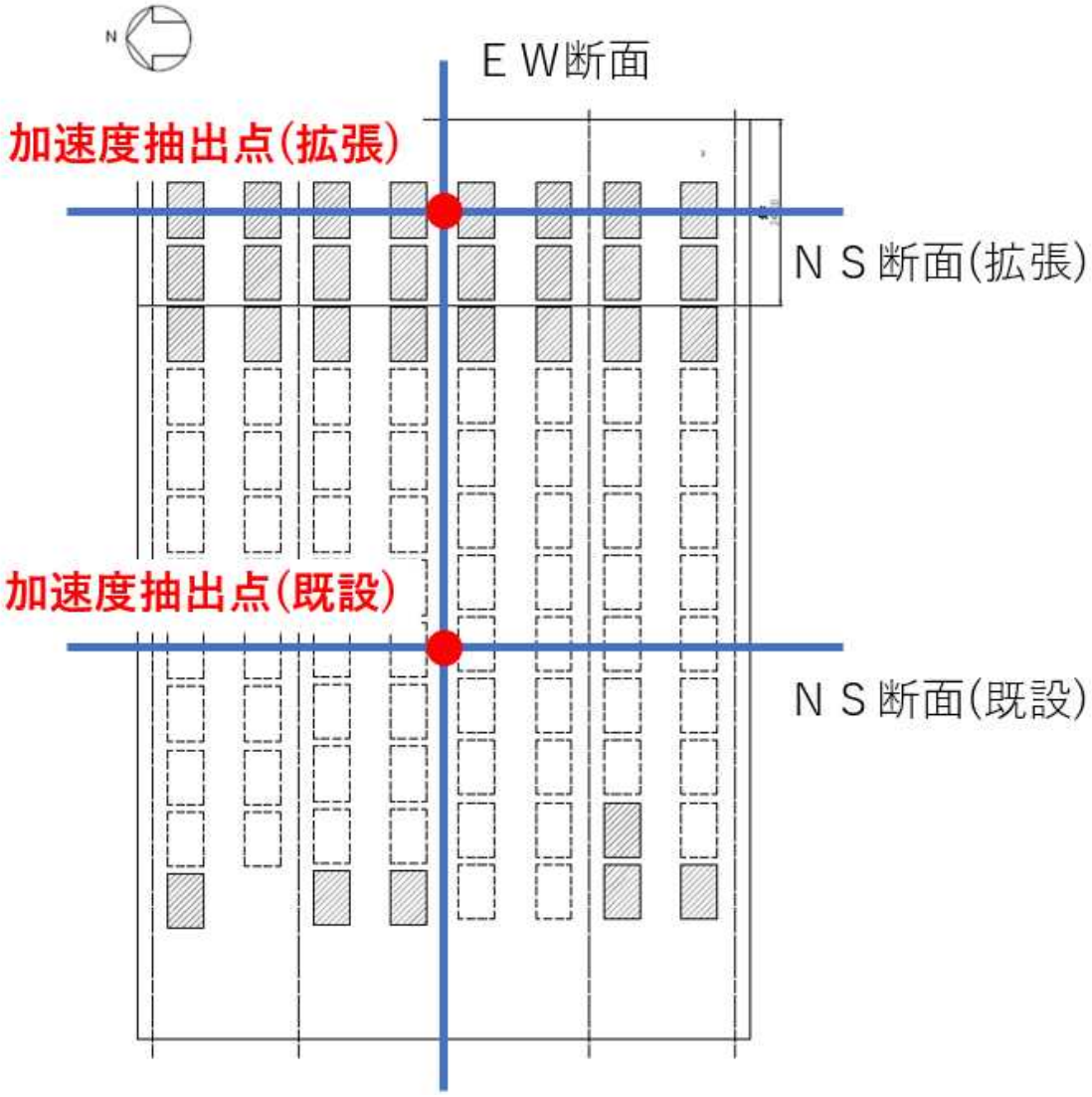


図３－７　解析断面位置と加速度抽出点

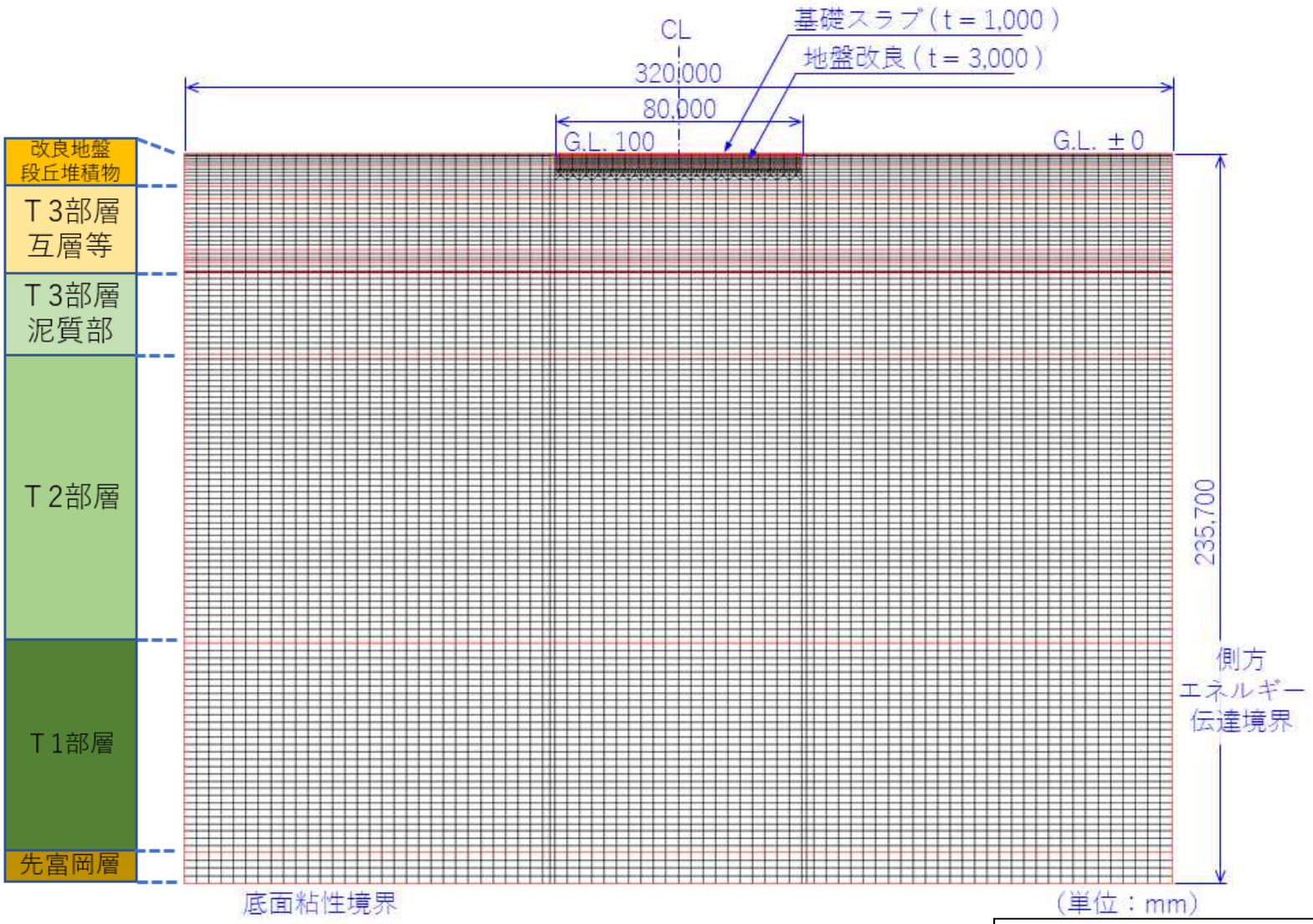


図３－８　解析モデルの概要（NS 方向　モデル全体）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

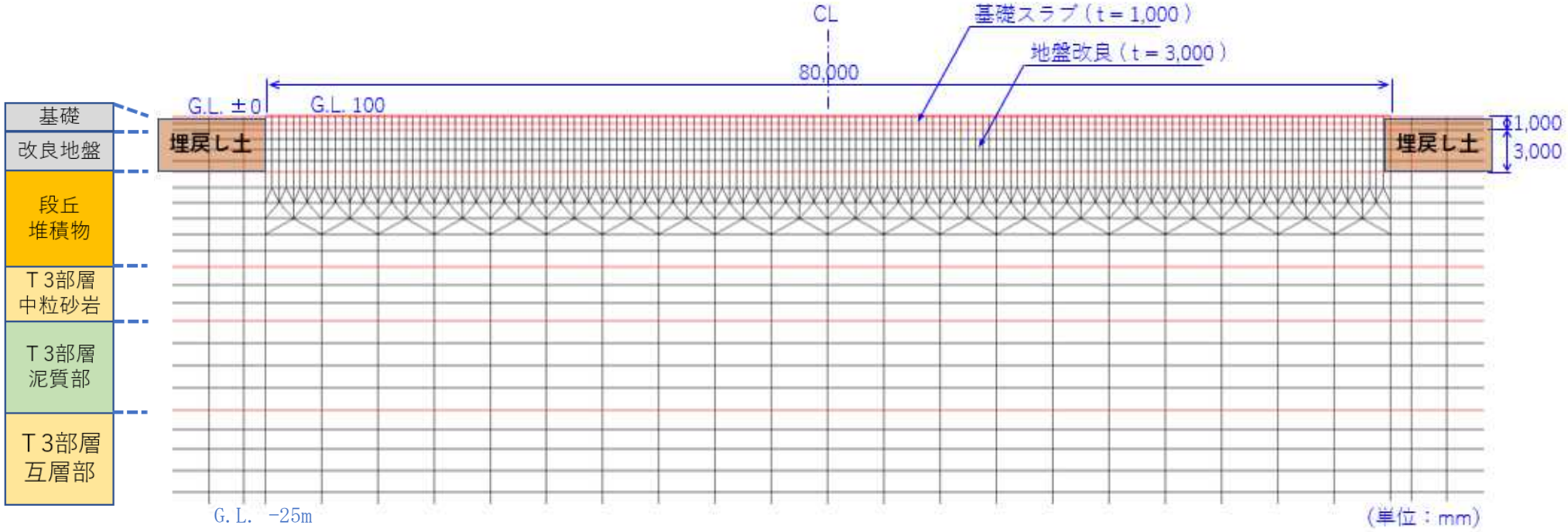


図３－９　解析モデルの概要（NS 方向　コンクリート基礎周辺部）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

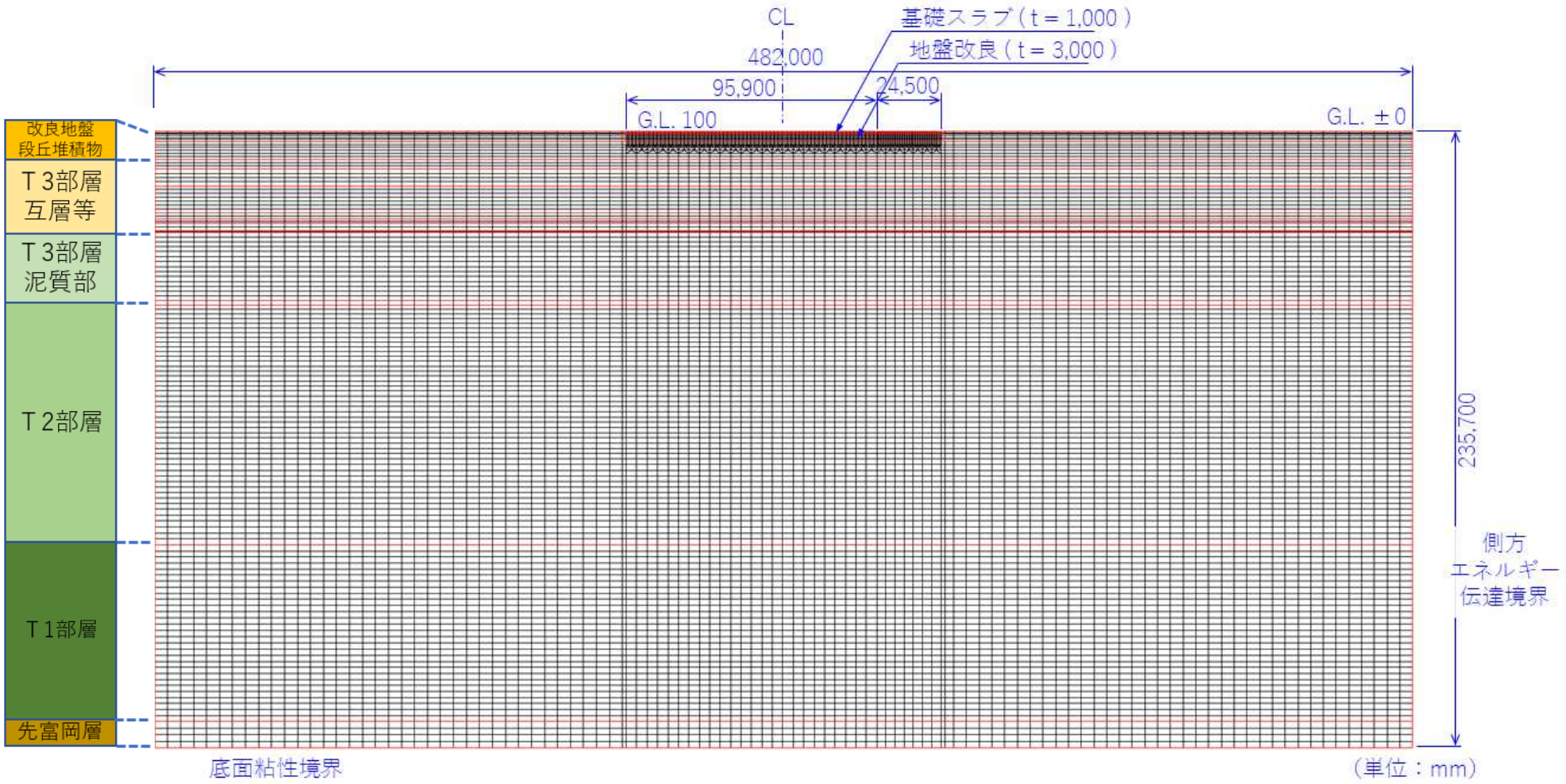


図３－１０　解析モデルの概要（EW 方向　モデル全体）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

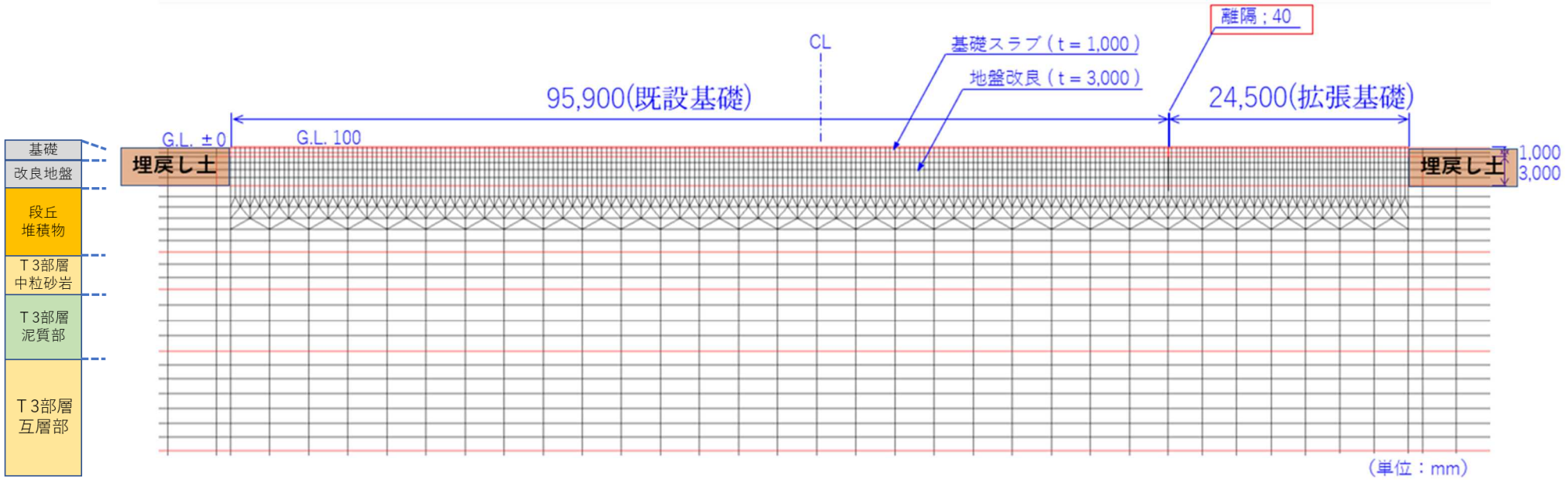


図３－１１　解析モデルの概要（EW 方向　コンクリート基礎周辺部）

G.L.±0m=T.P.38.264m (※) とする。
（※）震災後の地盤沈下量（-709mm）と O.P.から T.P.への換算値（-727mm）を用いて，下式に基づき換算している。
＜換算式＞　T.P.=旧 O.P.-1,436mm

(3)　地震応答解析による設計用地震力の算定

「3 (2) 7)　地震応答解析用モデル図」にて示した二次元ＦＥＭモデルを用いて等価線形解析による地震応答解析を行い，基礎上面の加速度の応答スペクトルから設備の設計用地震力の算定を行う。解析プログラムは Super-FLUSH/2D を用いる。

1)　地震応答解析に用いる入力地震動

入力地震動は，解放基盤表面（T.P.約-197m）で 2E にて定義される基準地震動の加速度振幅に 1/2 を乗じた設計用地震動を用いる。解析にあたっては，二次元ＦＥＭモデルに対し，該当する水平方向の地震動(NS もしくは EW)と，鉛直方向の地震動の２つの地震動について同時入力を行う。解放基盤表面位置における加速度振幅に 1/2 を乗じた設計用地震動の加速度時刻歴波形を図３－１２～図３－１６に示す。

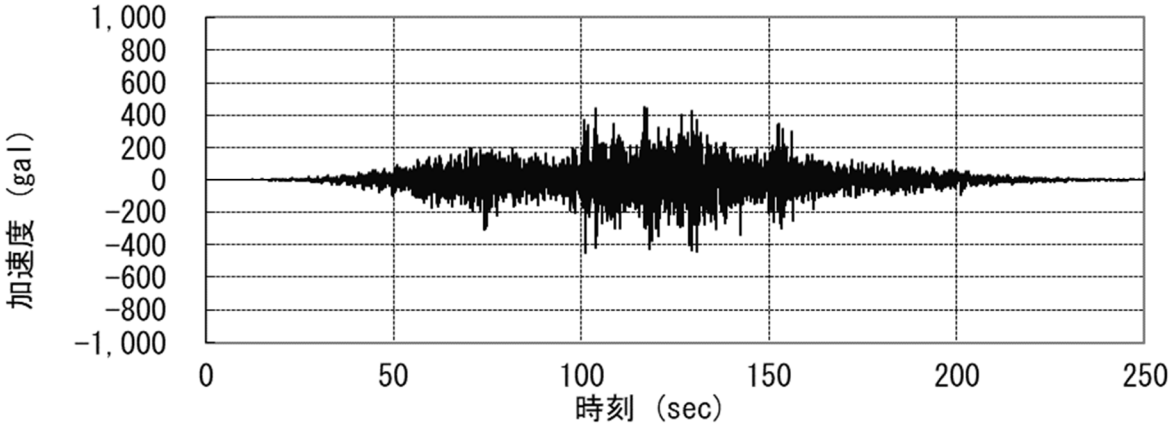


図３－１２　1/2Ss450-①（水平方向）

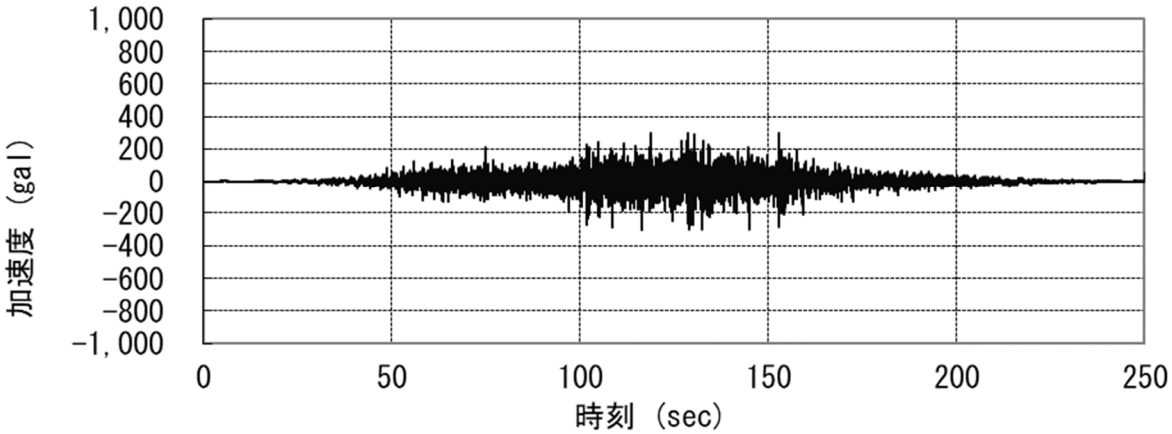


図３－１３　1/2Ss450-①（鉛直方向）

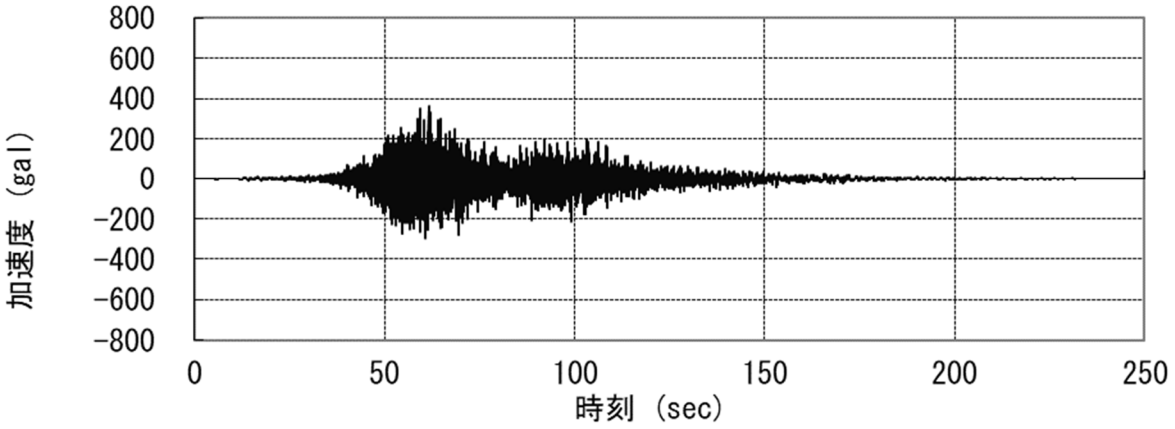


図３－１４　1/2Ss450-②（NS 方向）

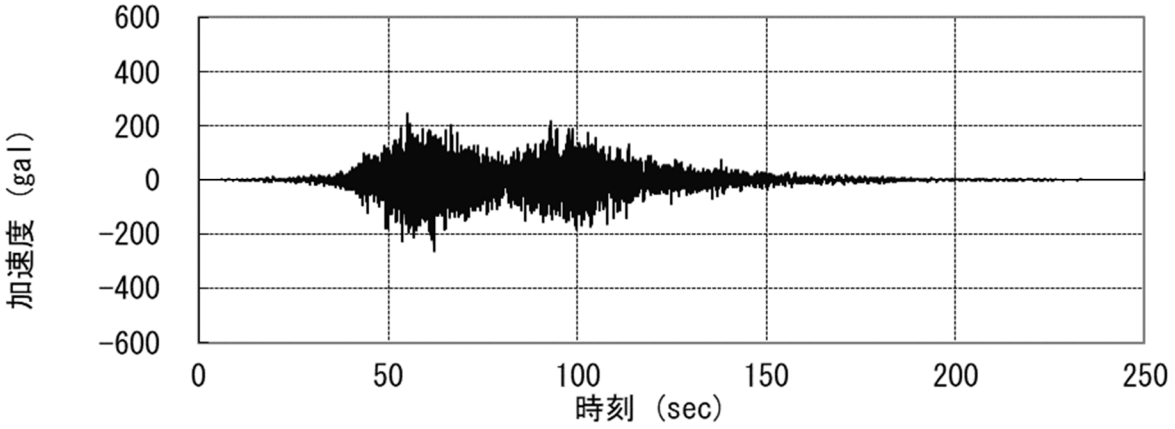


図３－１５　1/2Ss450-②（EW 方向）

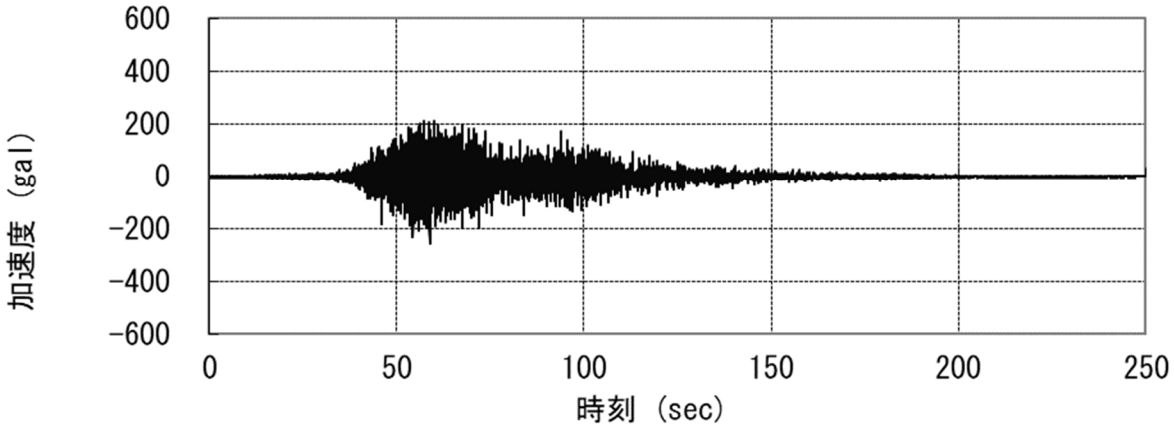


図３－１６　1/2Ss450-②（UD 方向）

1/2Ss450-①については方向性を定めない波であるため，入力の際に位相を反転させたケースについても解析を行う。位相の組み合わせについて表３－７に示す。

表３－７　入力地震動における位相の組み合わせ

	位相の組み合わせ(水平，鉛直※1)			
	（＋，＋）	（＋，－）	（－，＋）	（－，－）
1/2Ss450-①	○	○※3	－※2	－
1/2Ss450-②	○	－	－	－

※１　位相の組み合わせは解析モデルに対する地震動の入力位相を表しており，位相の記載は（水平の正負，鉛直の正負）の形で示している。例として（＋，＋）に対して（＋，－）の組み合わせは，基準地震動を入力する際に鉛直方向の地震動についてのみ位相を反転させて入力することを表している。

※２　解析手法が等価線形解析であることから，（＋，＋）と（－，－），（＋，－）と(－，＋)については計算上加速度応答の絶対値が等しく，向きのみ反対の結果となるため（－，－）と(－，＋)については解析を省略している。

※３　ＮＳ断面については地震応答解析モデルがモデル中央を軸として左右対称であることから，（＋，＋）と（＋，－）の位相で計算上水平方向の加速度応答の絶対値が等しく，向きのみ反対の結果となるため，（＋，－）の解析を省略している。

位相反転を省略したケースについての耐震評価における考慮の状況は以下の通り。

コンクリート基礎の静的解析においては支持する機器の配置を考慮して各方向の最大加速度の絶対値を北方向・東方向，鉛直下方向に作用させている。

乾式キャスク・鋼製支持架台・クレーンの静的解析においては水平方向の最大加速度の絶対値と鉛直方向の最大加速度の絶対値を北方向，東方向，鉛直下方向に作用させている。乾式キャスク・鋼製支持架台・クレーンについては東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，地震力の方向(位相反転)による影響は小さいと考えられる。

コンクリートモジュール・クレーンの動的解析については入力地震動の位相反転を行っていないが，コンクリートモジュール・クレーンともに東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられる。

2)　地震応答解析結果

①　加速度抽出点

加速度抽出点としては，既設基礎版中央と拡張基礎版中央の２点としている。加速度抽出点の平面図を図３－１７に示す。

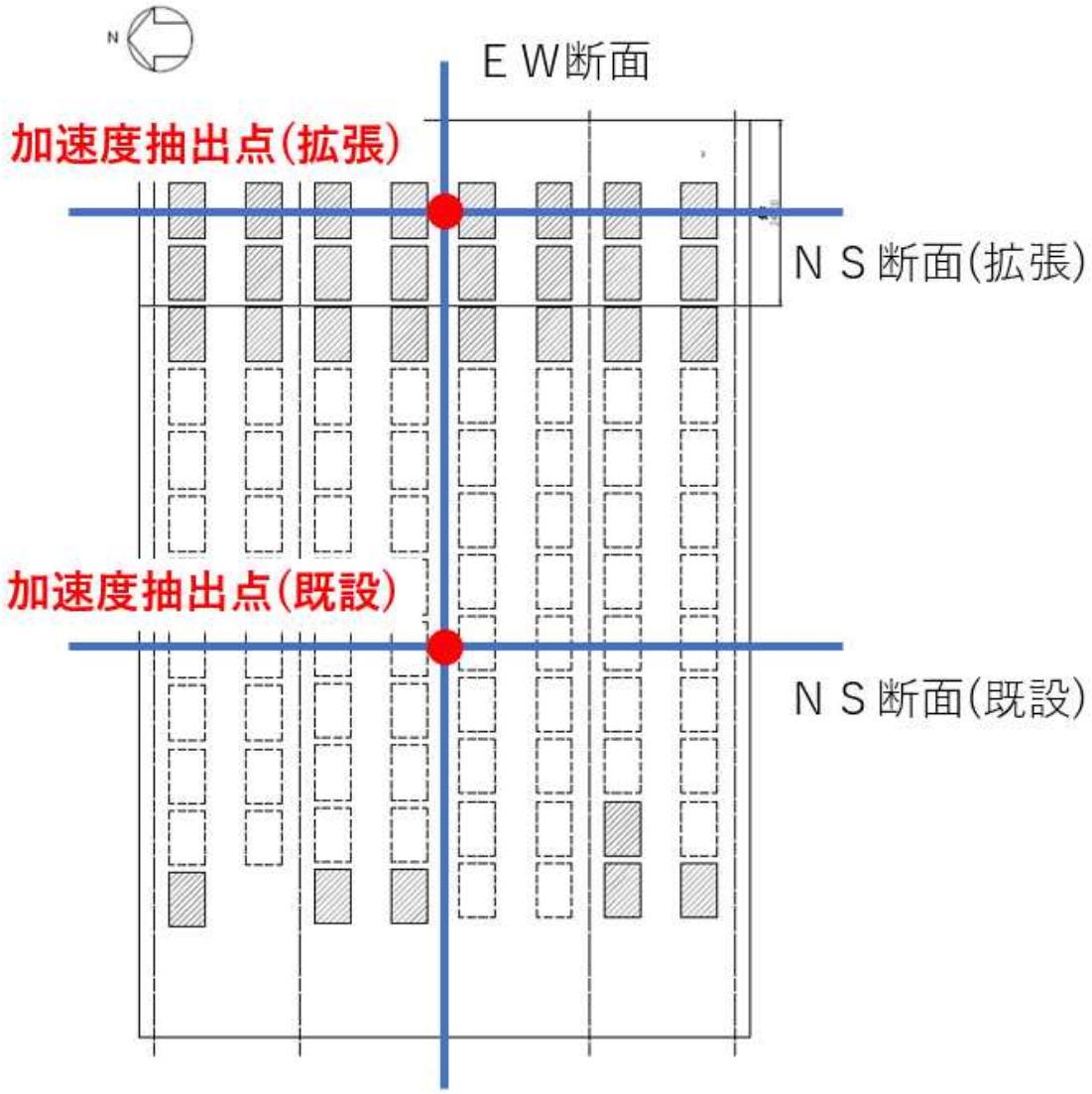


図３－１７　解析断面位置と加速度抽出点（再掲）

② 加速度応答時刻歴波形

地震応答解析によって得られた，地表面基礎中央部における加速度応答時刻歴を図３－１８（１）～（２０）に示す。

1/2Ss450①(++)-H 既設 NS 断面 Max：-535.55 gal

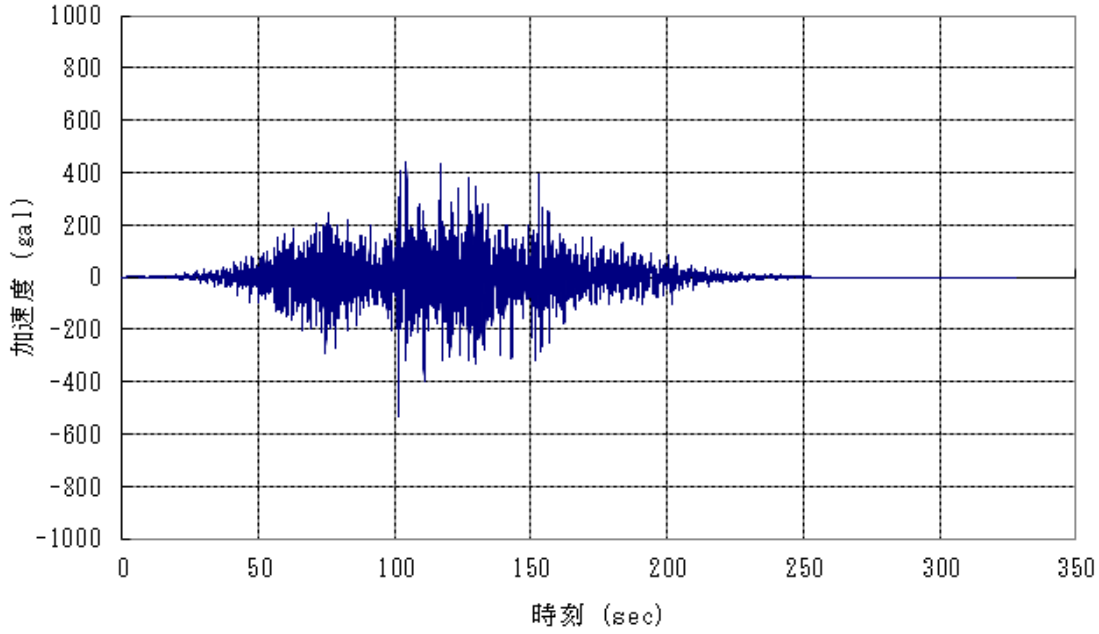


図３－１８（１）　1/2Ss450①(++)　既設 NS 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 既設 NS 断面 Max：-327.811 gal

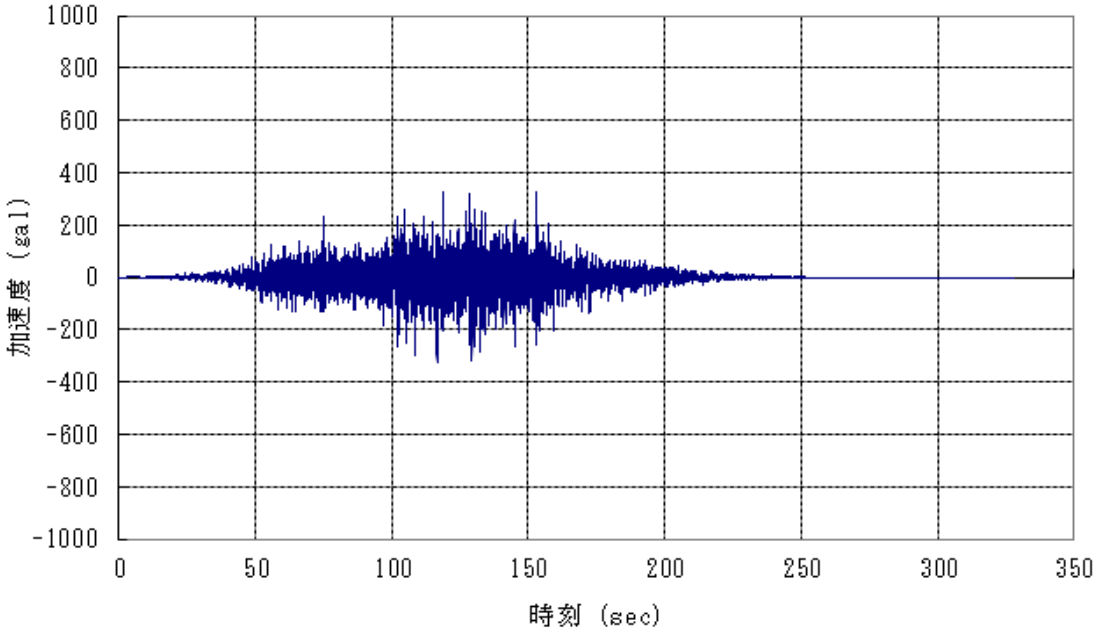


図３－１８（２）　1/2Ss450①(++)　既設 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-NS 既設 NS 断面 Max：-287.542 gal

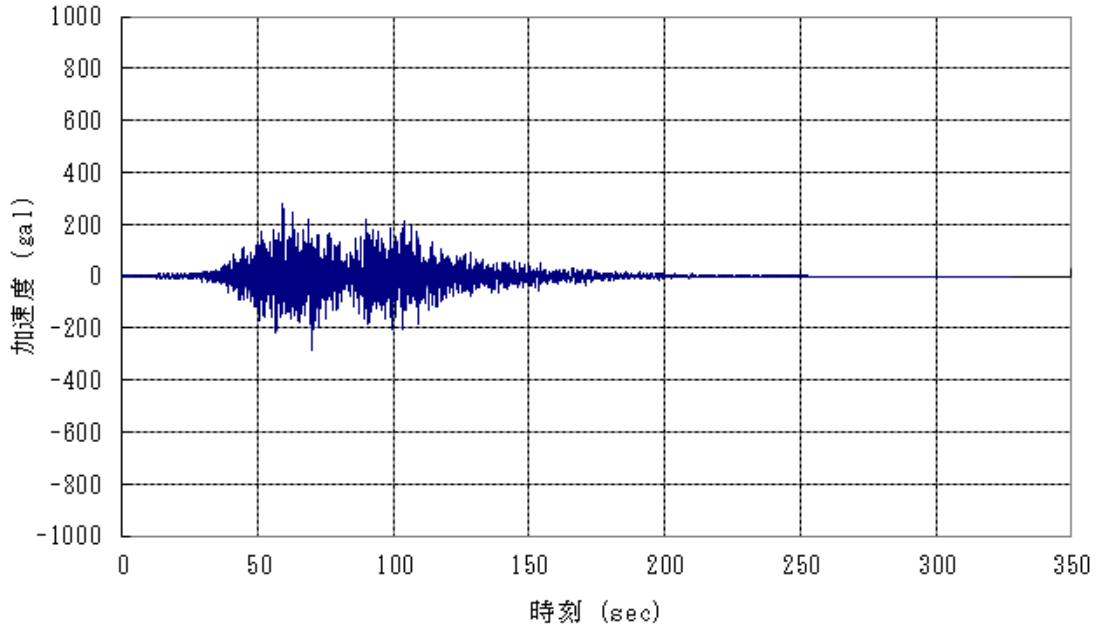


図３－１８（３）　1/2Ss450②(++)　既設 NS 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 既設 NS 断面 Max：-268.173 gal

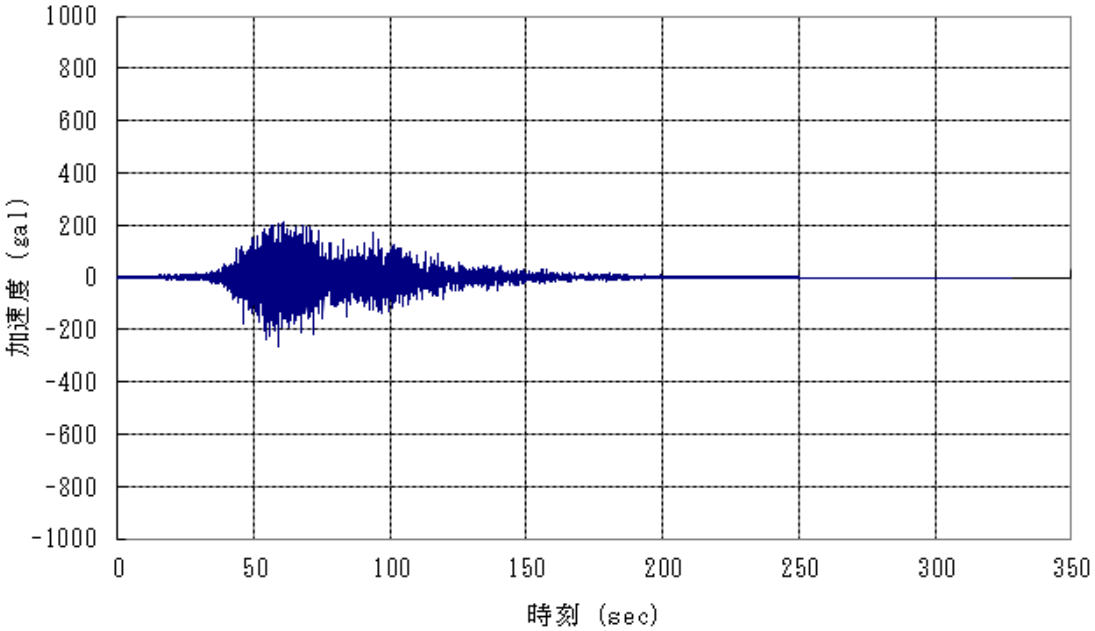


図３－１８（４）　1/2Ss450②(++)　既設 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 既設 EW 断面 Max：-528.227 gal

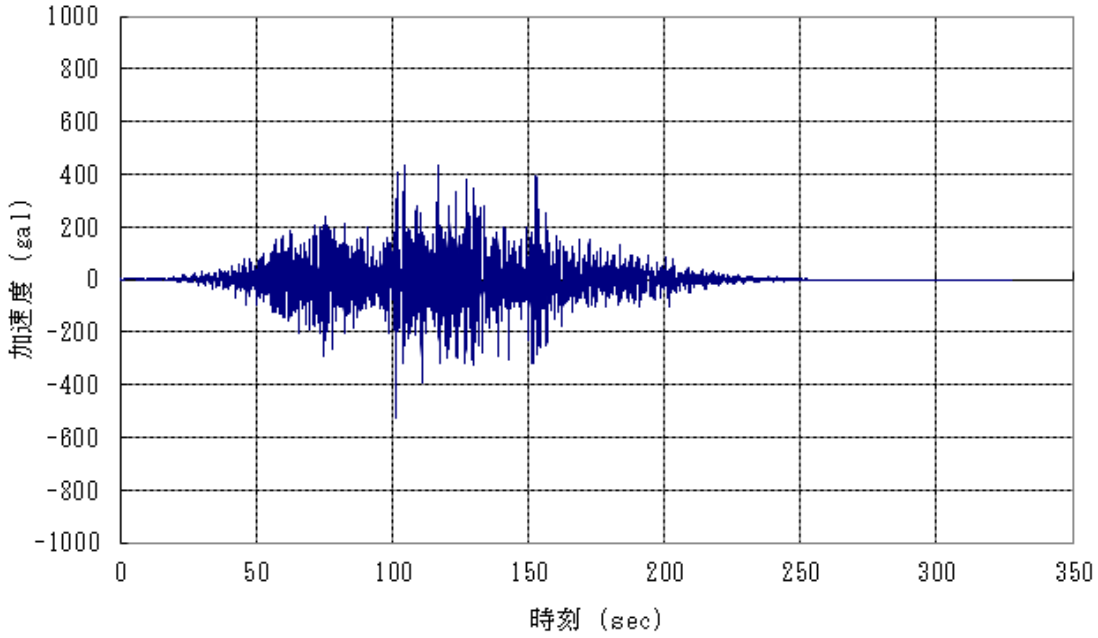


図３－１８（５）　1/2Ss450①(++)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 既設 EW 断面 Max：-335.457 gal

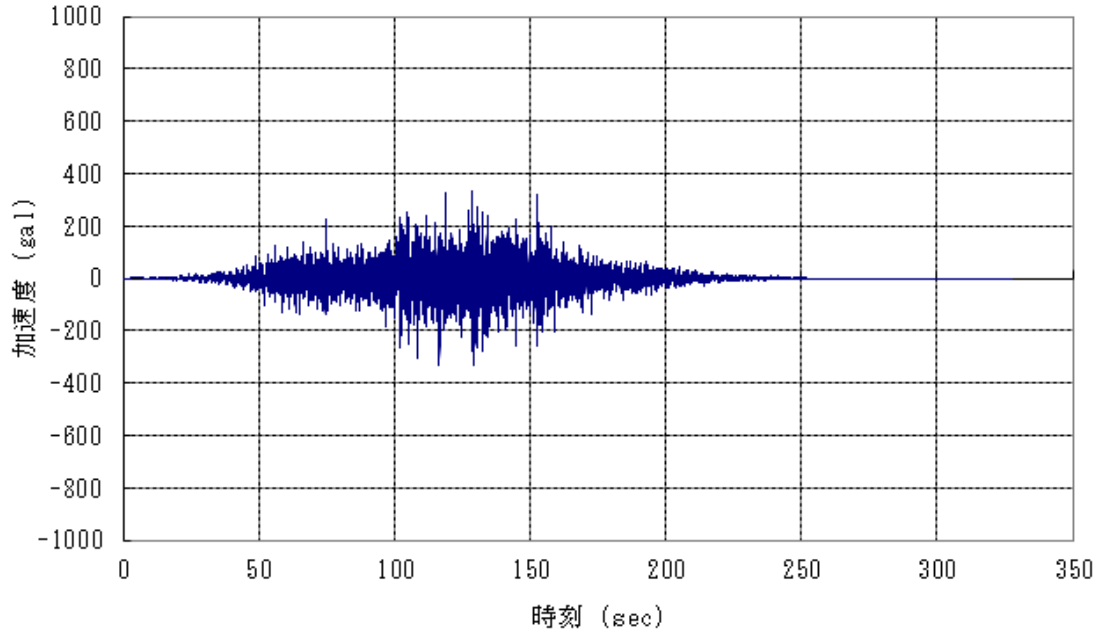


図３－１８（６）　1/2Ss450①(++)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450①(+-)-H 既設 EW 断面 Max：-532.549 gal

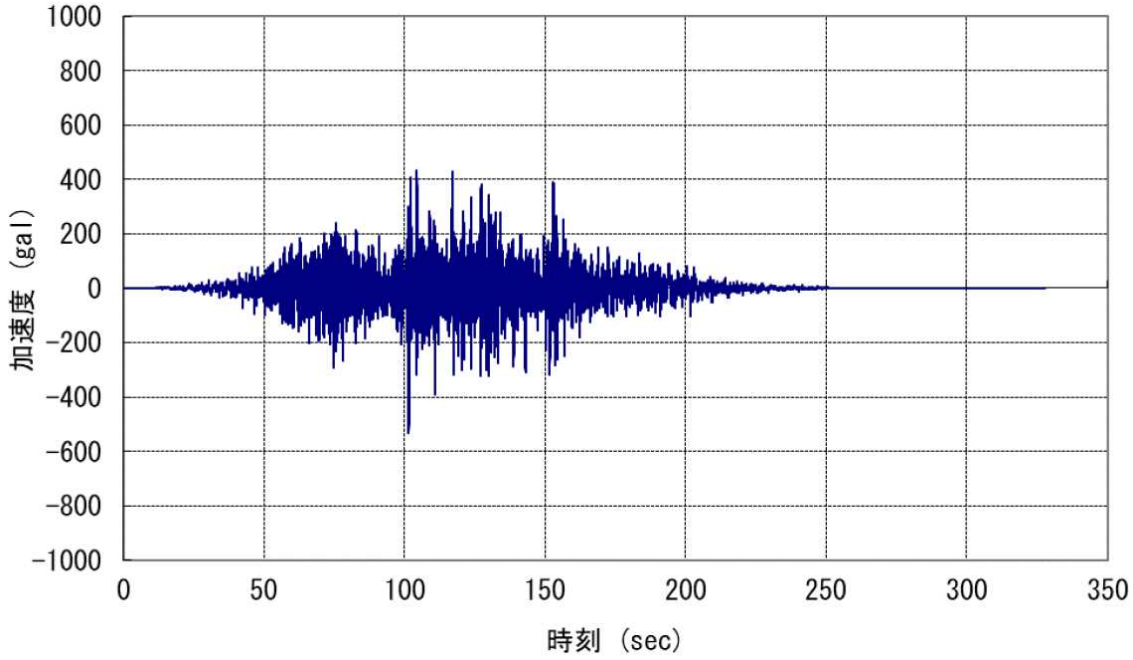


図３－１８（７）　1/2Ss450①(+-)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(+-)-V 既設 EW 断面 Max：-332.603 gal

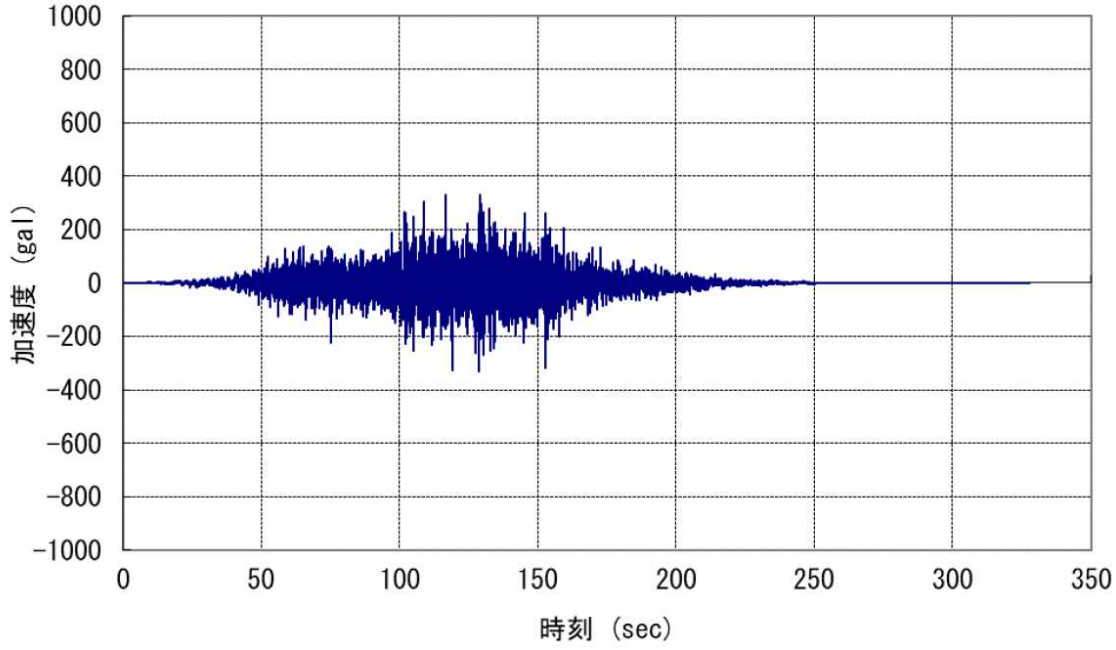


図３－１８（８）　1/2Ss450①(+-)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-EW 既設 EW 断面 Max：232.090 gal

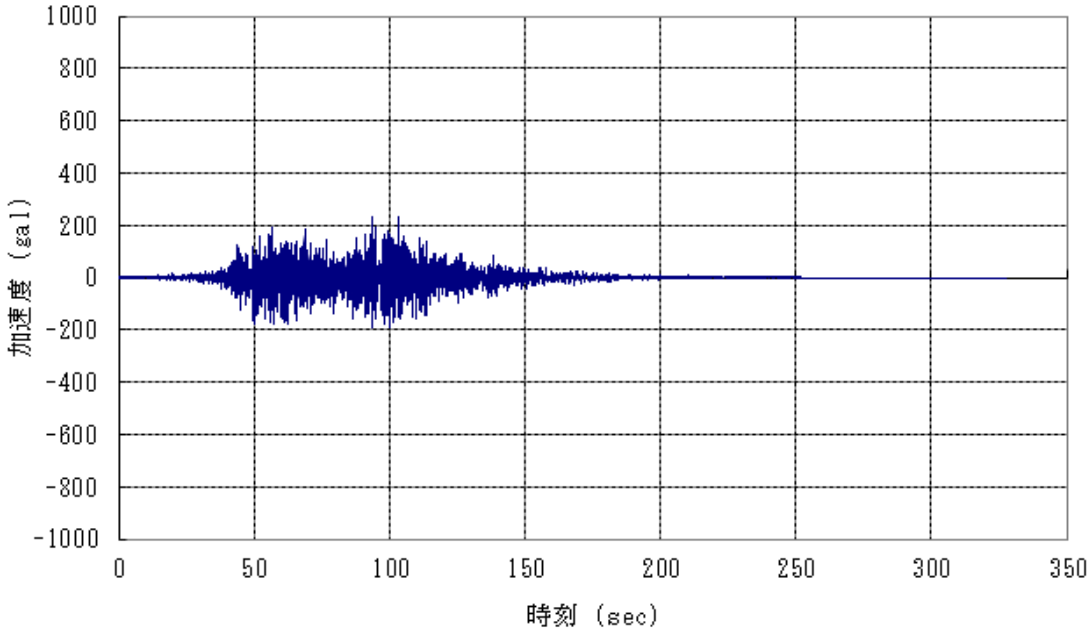


図３－１８（９）　1/2Ss450②(++)　既設 EW 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 既設 EW 断面 Max：-264.444 gal

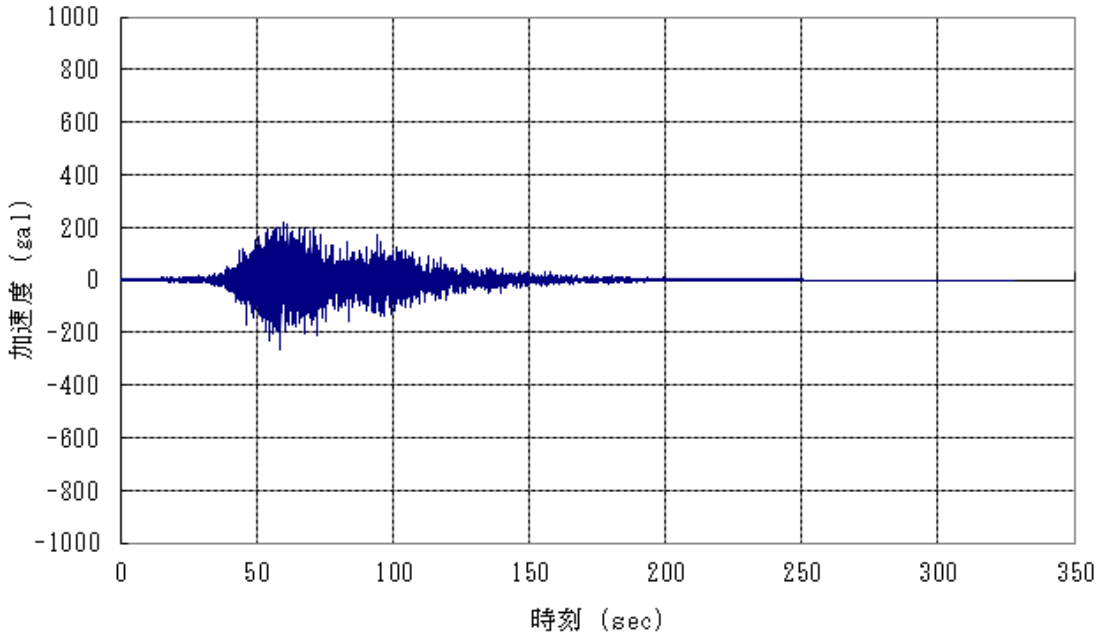


図３－１８（１０）　1/2Ss450②(++)　既設 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 拡張 NS 断面 Max：-539.371 gal

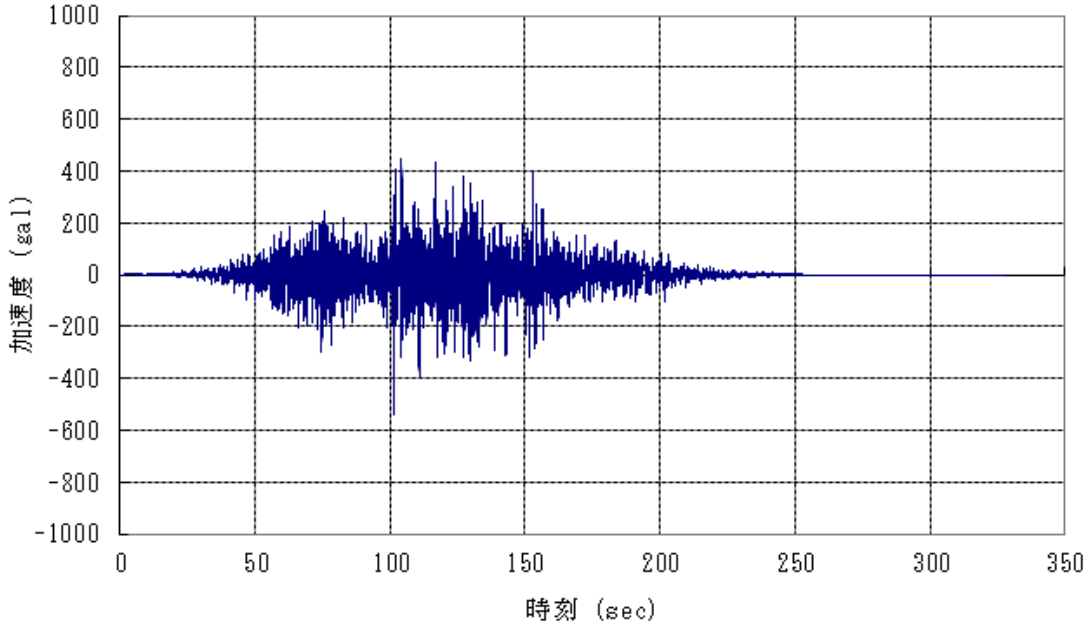


図３－１８（１１）　1/2Ss450①(++)　拡張 NS 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 拡張 NS 断面 Max：325.307 gal

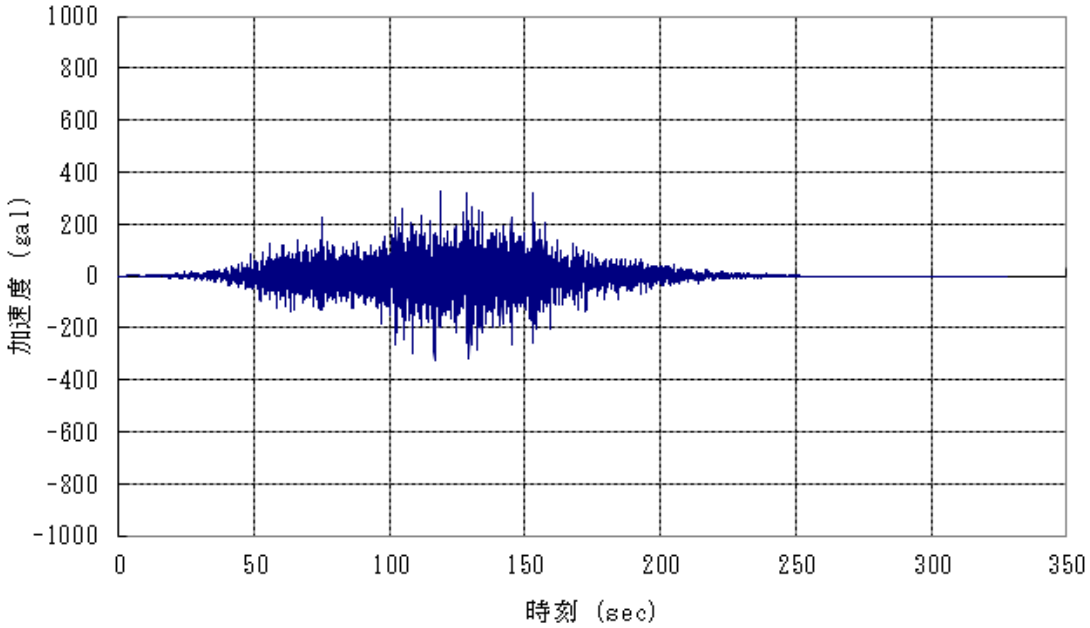


図３－１８（１２）　1/2Ss450①(++)　拡張 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-NS 拡張 NS 断面 Max：-288.058 gal

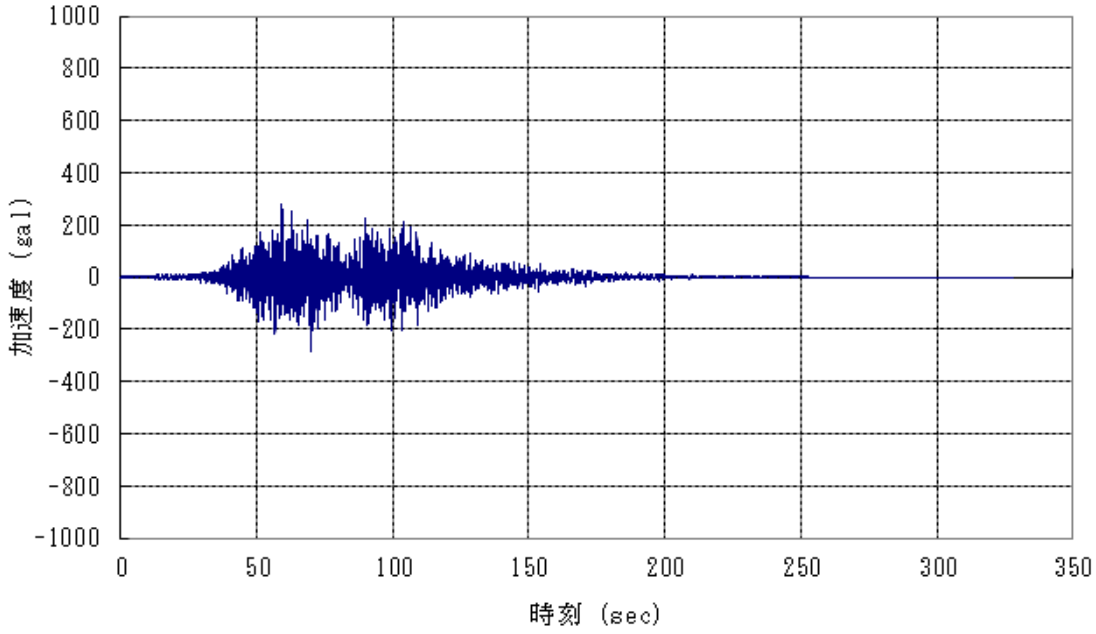


図３－１８（１３）　1/2Ss450②(++)　拡張 NS 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 拡張 NS 断面 Max：-268.523 gal

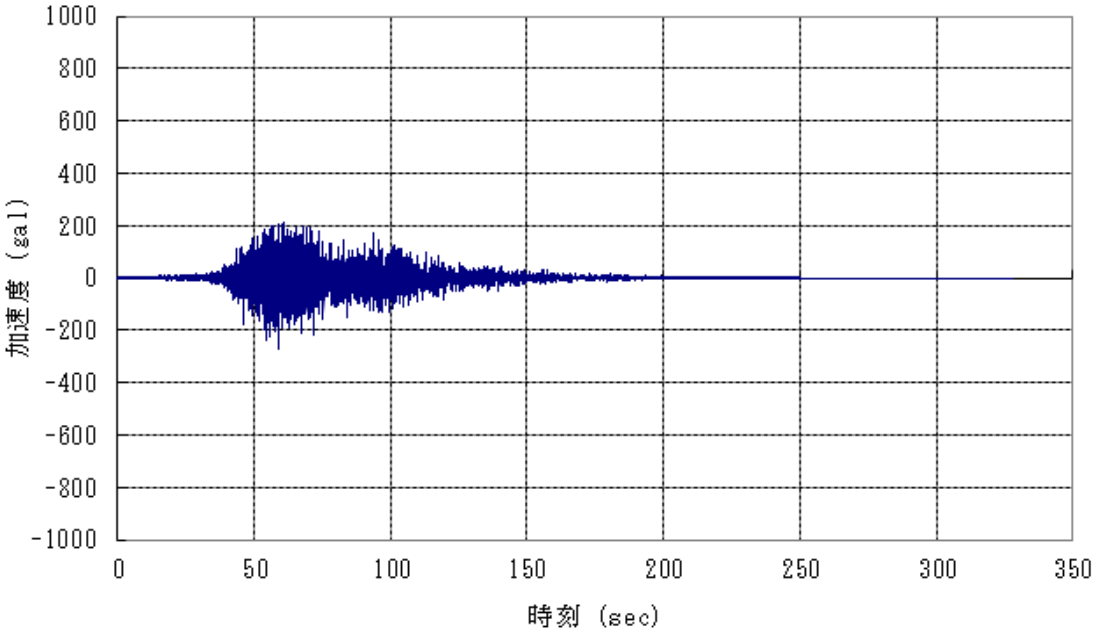


図３－１８（１４）　1/2Ss450②(++)　拡張 NS 断面鉛直方向

1/2Ss450①(++)-H 拡張 EW 断面 Max：-523.358 gal

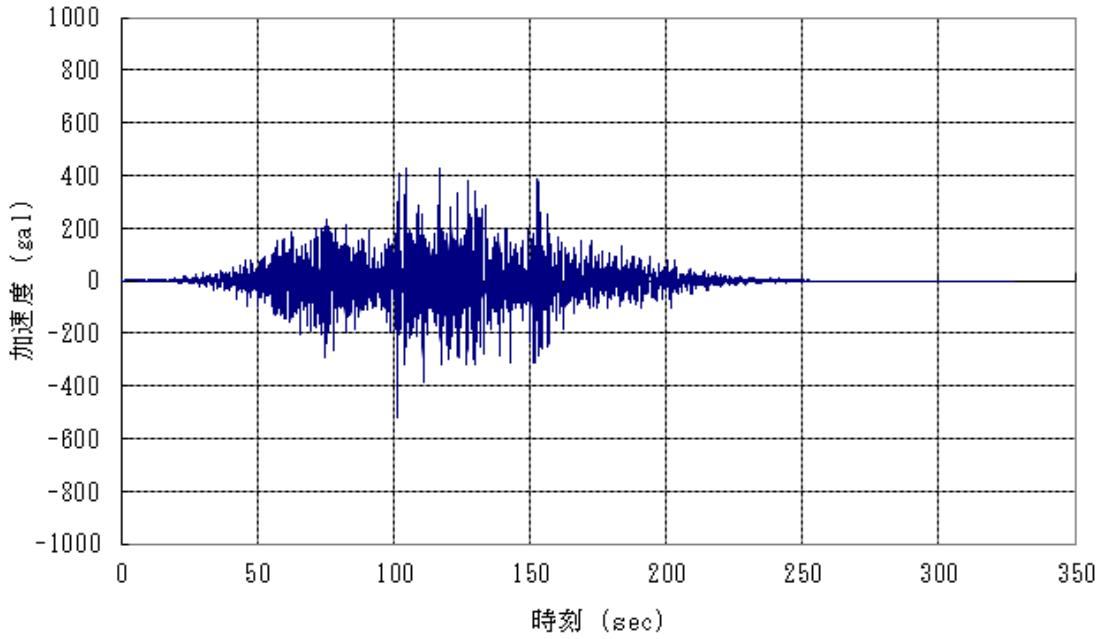


図３－１８（１５）　1/2Ss450①(++)　拡張 EW 断面水平方向

1/2Ss450①(++)-V 拡張 EW 断面 Max：332.023 gal

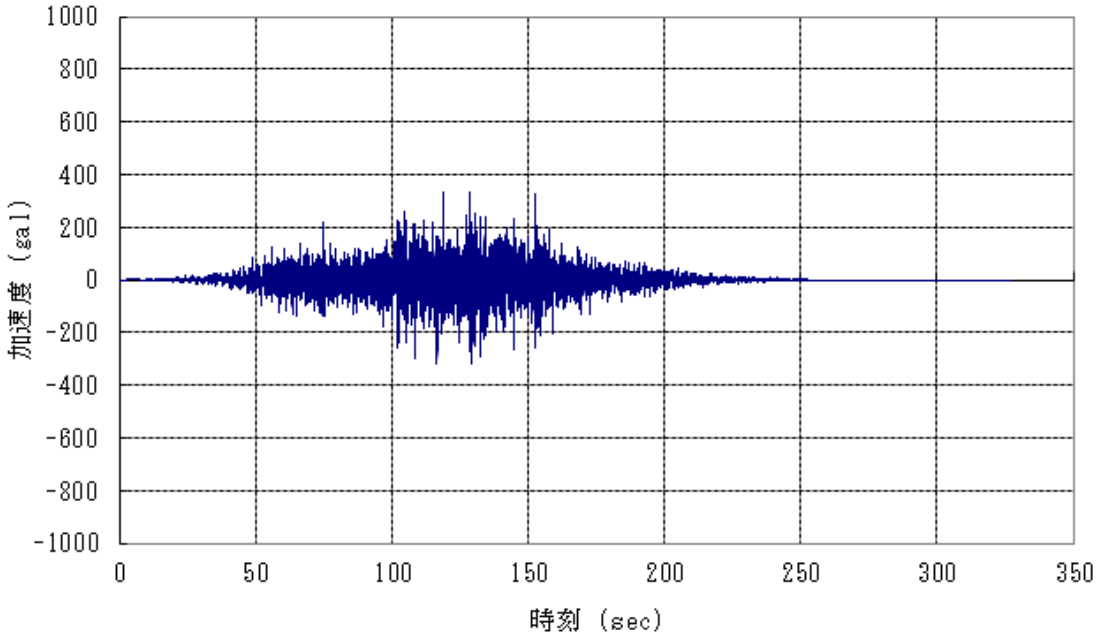


図３－１８（１６）　1/2Ss450①(++)　拡張 EW 断面鉛直方向

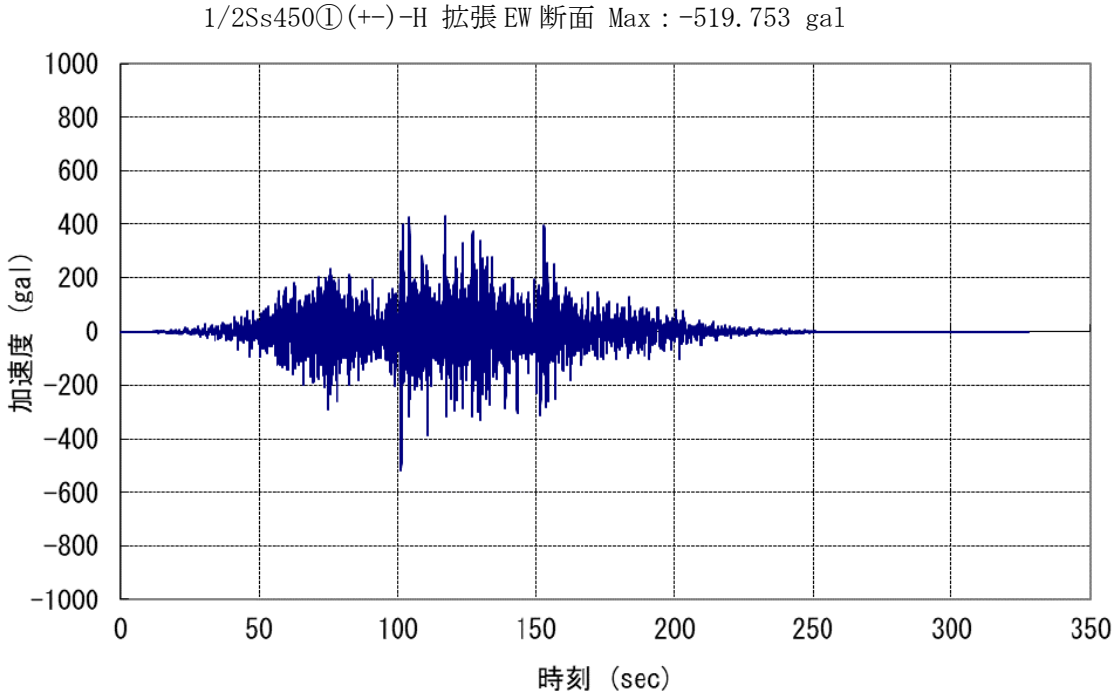


図３－１８（１７）　1/2Ss450①(+-)　拡張 EW 断面水平方向

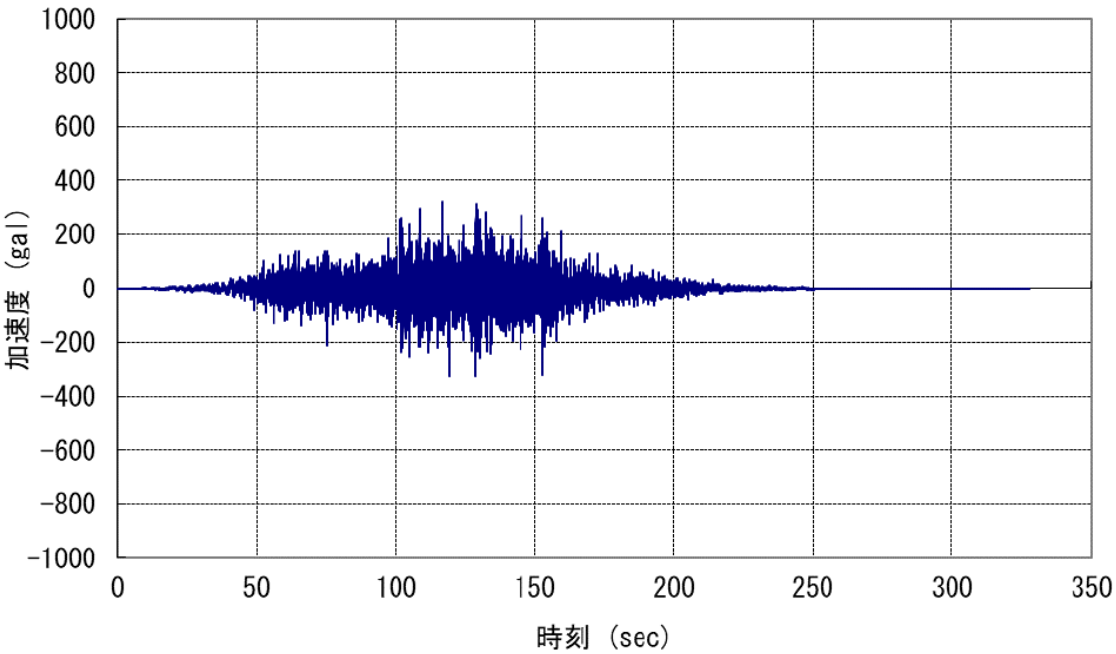


図３－１８（１８）　1/2Ss450①(+-)　拡張 EW 断面鉛直方向

1/2Ss450②(++)-EW 拡張 EW 断面 Max：230.228 gal

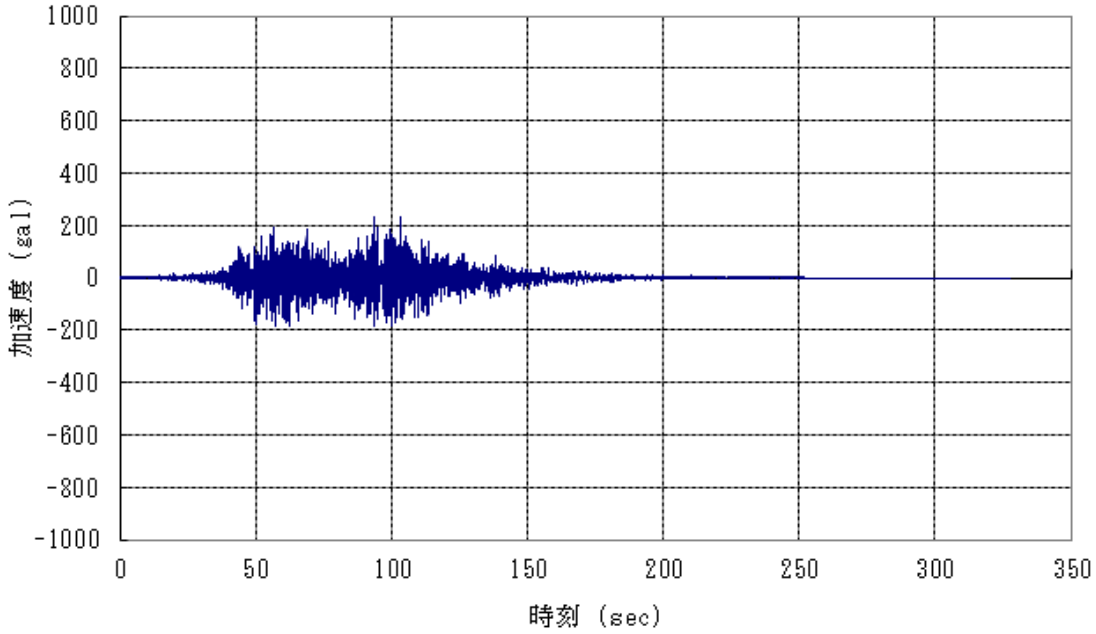


図３－１８（１９）　1/2Ss450②(++)　拡張 EW 断面水平方向

1/2Ss450②(++)-UD 拡張 EW 断面 Max：-245.100 gal

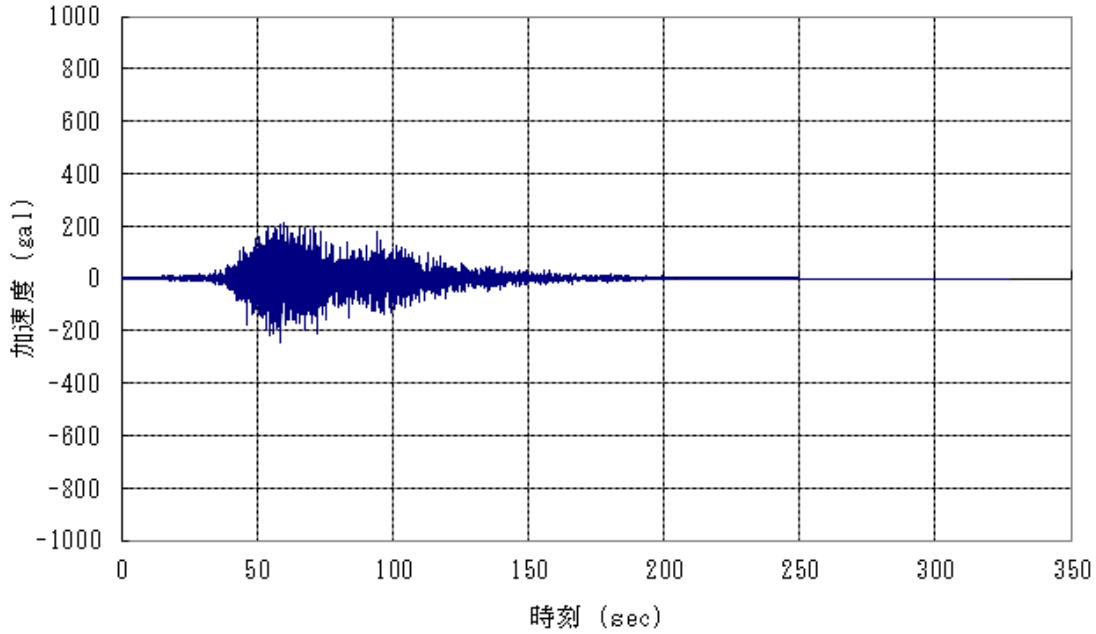


図３－１８（２０）　1/2Ss450②(++)　拡張 EW 断面鉛直方向

③　加速度応答スペクトル

同一の基礎上における地震時の応答の差は十分小さいと考えられることから，基礎上の構造物については基礎中心位置の応答をもって設計用地震力とする。

機器の設計用地震力は，各断面で 1/2Ss450-①の位相の組み合わせごとの床応答スペクトルと，1/2Ss450-②の床応答スペクトルを包絡させた包絡スペクトルを，周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを用いて算定する。

基礎上面中央位置における地震波の加速度応答の包絡スペクトルと，それを周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを図３－１９（１）～（４），図３－２０（１）～（４）に示す。

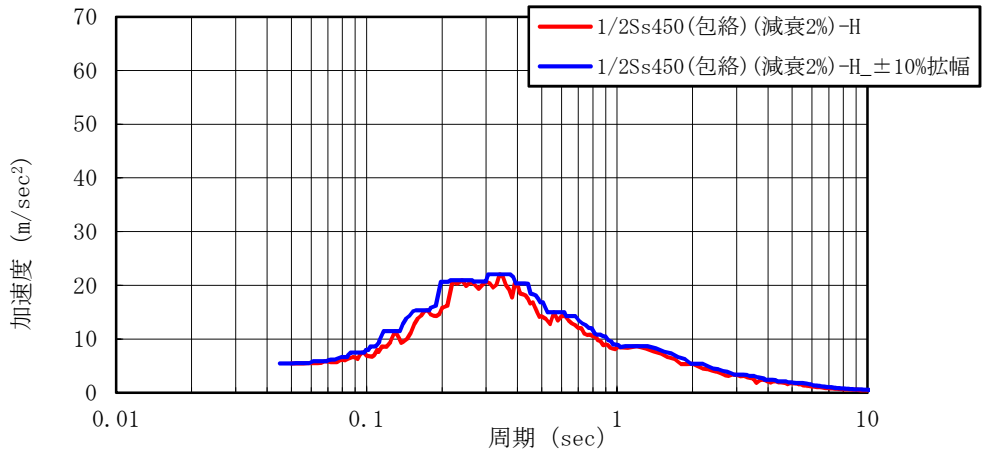


図３－１９（１）　1/2Ss450　既設 NS 断面水平方向(減衰 2%)

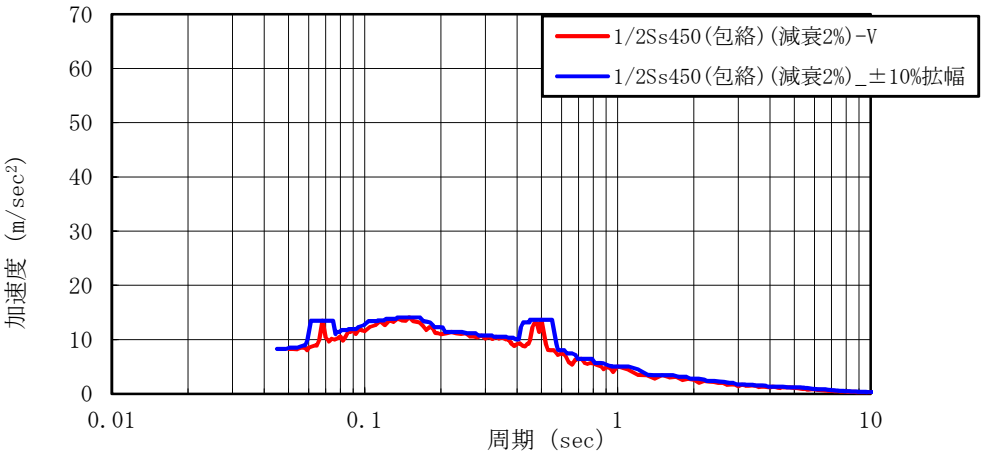


図３－１９（２）　1/2Ss450　既設 NS 断面鉛直方向(減衰 2%)

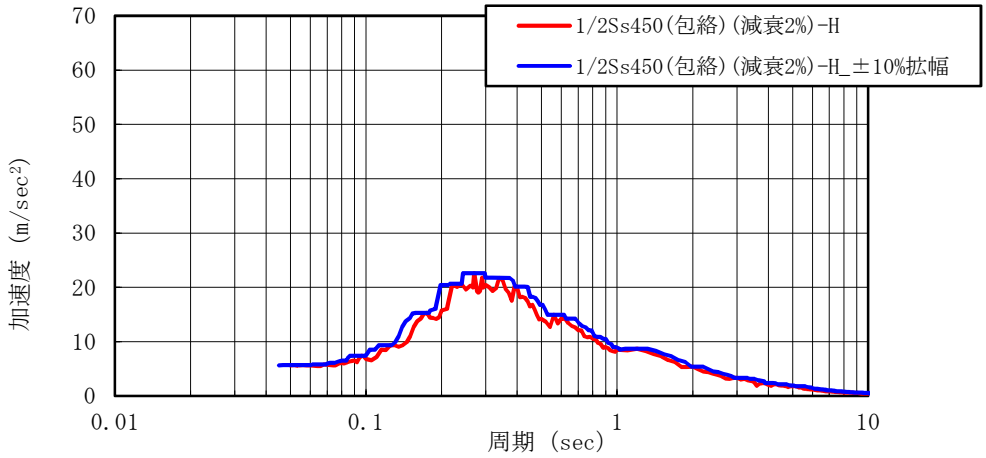


図３－１９（３）　1/2Ss450　既設 EW 断面水平方向(減衰 2%)

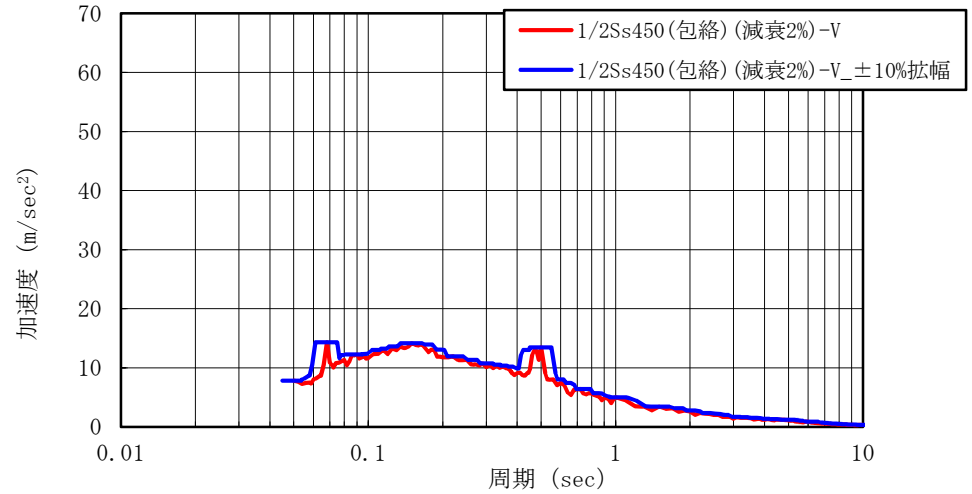


図３－１９（４）　1/2Ss450　既設 EW 断面鉛直方向(減衰 2%)

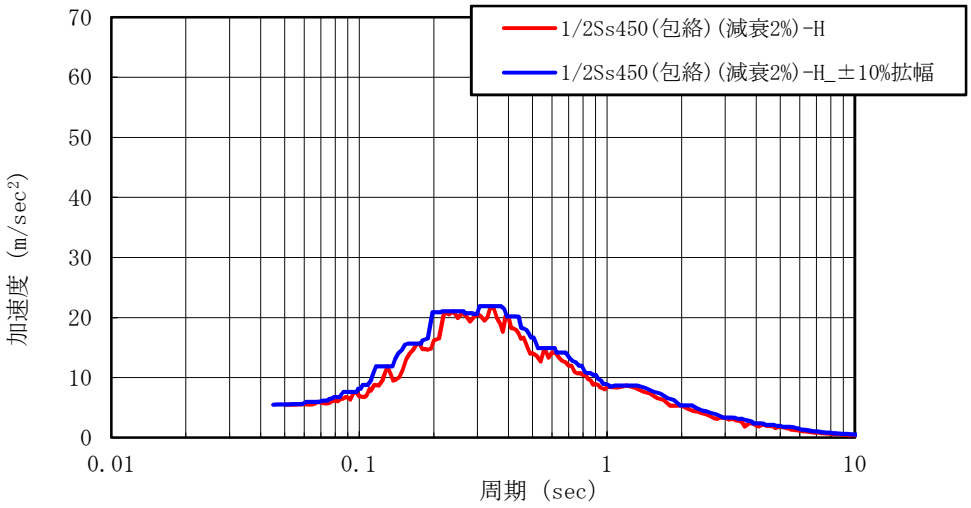


図３－２０（１）　1/2Ss450　拡張 NS 断面水平方向(減衰 2%)

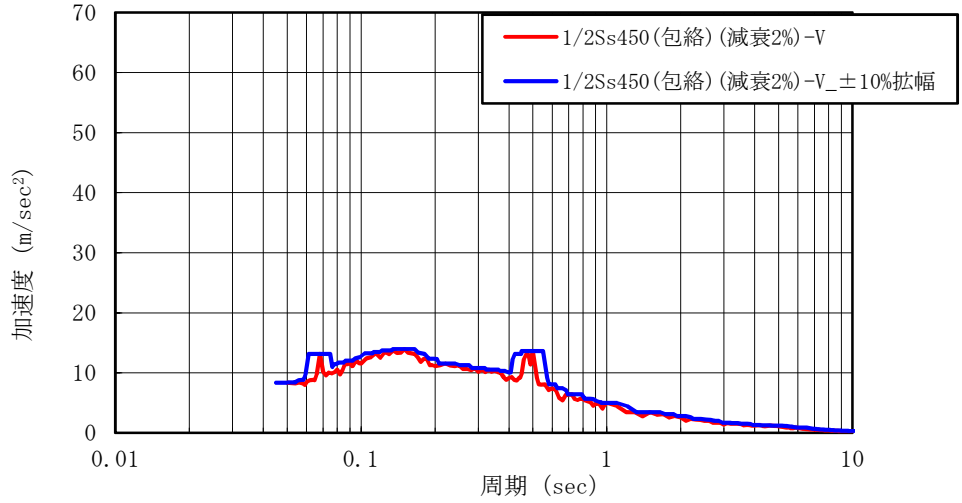


図３－２０（２）　1/2Ss450　拡張 NS 断面鉛直方向(減衰 2%)

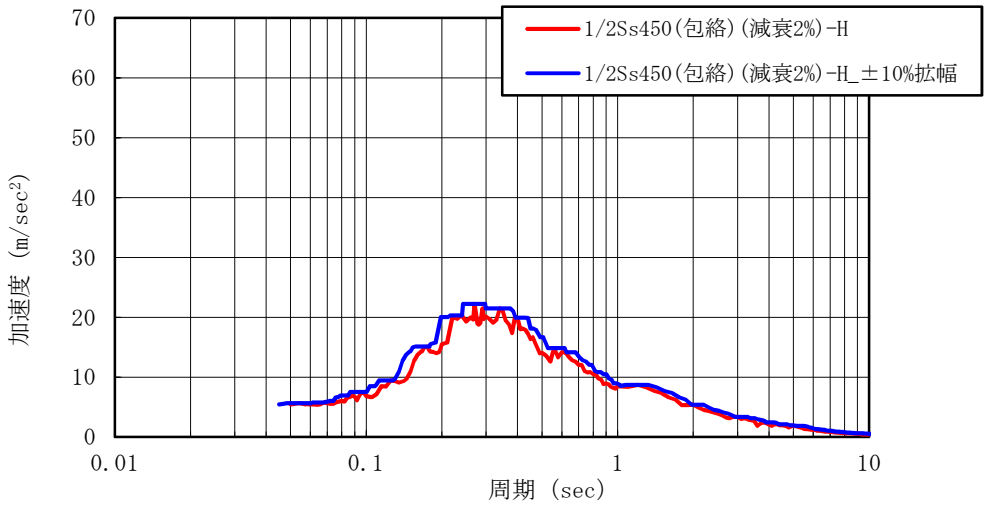


図３－２０（３）　1/2Ss450　拡張 EW 断面水平方向(減衰 2%)

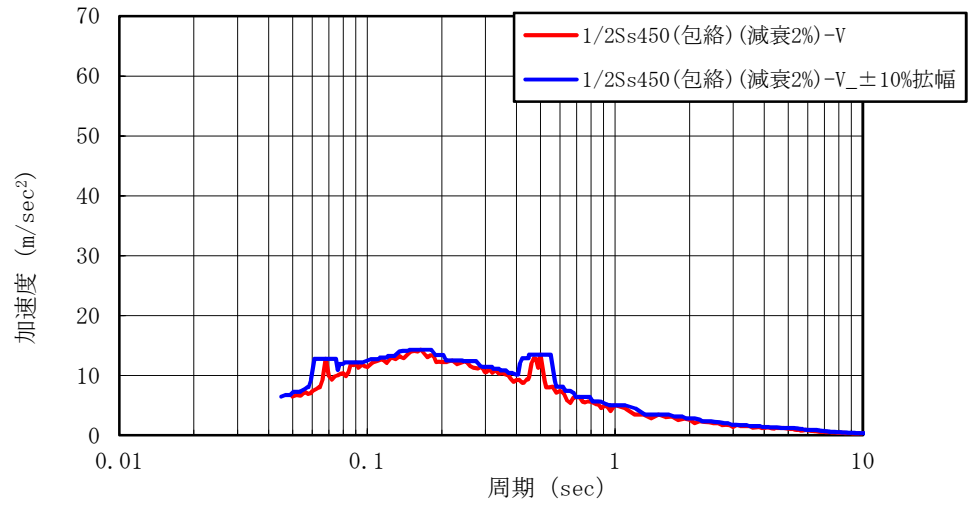


図３－２０（４）　1/2Ss450　拡張 EW 断面鉛直方向(減衰 2%)

参考資料

基礎－地盤の地震応答解析に用いるコード（Super-FLUSH/2D）について

(1) 概要

Super-FLUSH/2D は，主に地盤－構造物連成系の相互作用解析を行う二次元有限要素プログラムである。

(2) 機能

Super-FLUSH/2D は，解析に際して以下の機能を有している。

① 面外方面へのエネルギの逸散を考慮した疑似三次元解析を行うことができる。

② 側方の十分な拡がりを持った成層構造の地盤を表せる。

③ 歪依存による土の非線形特性を考慮できる。

(3) 使用実績

原子力発電環境整備機構の「地層処分施設の耐震性評価」にて用いられている。

4　耐震性

4.1　輸送貯蔵兼用キャスク（S クラス相当，告示地震力）

4.1.1　告示地震力による耐震評価

(1)　評価方針

兼用キャスクは，設置許可基準規則の解釈別記４を考慮し，第６項地震力に対して，その安全機能が損なわれるおそれがないことを確認する。

兼用キャスクの設置方法は既設設備と同一仕様，同一設計として兼用キャスクを支持架台に固縛し，支持架台はコンクリート基礎に固定されるが，Ss900 の地震動に対して地盤の安定性並びに支持架台及びコンクリート基礎の支持力は期待できない。したがって，設置許可基準規則の解釈別記４に関連した兼用キャスクガイドの別表において，兼用キャスクの実際の設置方法は「④基礎等に固定する」が，支持架台及び基礎には固定しないものとして耐震評価上は「③蓋部の金属部への衝突が生じる設置方法」により評価を行う。すなわち，地盤の十分な支持を想定せず基礎等に固定しない，かつ，蓋部の金属部への衝突が生じる方法により設置するため，兼用キャスクの蓋部の金属部への衝突について評価する。衝突評価については，「4.1.2 (3) 兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。)」において確認する。

兼用キャスクは耐震クラスが S クラス相当であり，除熱・密封・遮蔽・臨界防止機能を有する。

「S クラス相当」とは，「東京電力福島第一原子力発電所における耐震クラス分類と地震動の適用の考え方」における S クラスと同等の耐震クラスをいう。本キャスクには設置許可基準規則の解釈別記 4 を適用するため本来耐震クラス分類を必要としないが，前述の規定に照らせば S クラスに分類されるため，S クラスと同等の「S クラス相当」とする。

耐震評価は，告示地震力に対して，以降を考慮の上，兼用キャスクの安全機能が維持されることを確認する。

・兼用キャスクの直接支持構造物である支持架台及び間接支持構造物であるコンクリート基礎は， Ss900 に対して支持架台及びコンクリート基礎が一部損壊等により支持機能の健全性を維持できない可能性がある。

・基礎や地盤の健全性が維持できない場合，支持架台下部のコンクリート構造のひび割れやボルト固定部の損傷が生じ，地震力が増加する可能性がある。このため，本評価では告示地震力に対して，兼用キャスクの安全機能が損なわれるおそれがないことを確認する。なお，告示地震力は，水平地震力及び鉛直地震力が同時に不利な方向の組合せで作用するものとする。

・兼用キャスクは，周辺施設の波及的影響によって，その安全機能を損なわないことを確認する。

(2) 主な構成部材と適用基準

1) 主な構成部材

兼用キャスクの耐震設計は，地震時に要求される安全機能を維持するため，キャスク容器，二次蓋，バスケット及びトラニオンについて評価する。

2) 適用基準

兼用キャスクの強度評価については「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」を適用する。

(3) 設計震度

設計用地震力は告示地震力を用いる。

表４．１－１に告示地震力における設計震度を示す。なお，設計震度算出における数値の丸め方については，工認に倣い小数点以下第３位を切上げ，小数点以下第２位で表示するものとする。

表４．１－１　告示地震力における設計震度

		水平	鉛直
動的地震力	告示地震力	2.35※	1.64※

※　告示地震力 水平：(2300/980.665) ＝2.345→2.35

鉛直：(1600/980.665) ＝1.631→1.64

(4) 評価条件

1) 荷重の組合せ

告示地震力の評価において，キャスク容器及び二次蓋，バスケット，トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表４．１－２（１）～（３）に示す。

表４．１－２（１）　キャスク容器及び二次蓋の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		圧力による荷重	自重による荷重	ボルト初期締付け力	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	○	○	—注)	○

注）　密封シール部及び密封蓋締付けボルトの応力評価に当たっては，熱荷重を考慮する。

表４．１－２（２）　バスケットの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		自重による荷重	熱荷重	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	—注)	○

注）　バスケットプレート間及びバスケットプレートと胴間の嵌合部にはギャップを設けており，熱膨張による拘束が生じないため著しい熱応力は発生しない。また，バスケットには，著しい熱応力が発生するような温度分布が生じないため熱荷重は考慮しない。

表４．１－２（３）　トラニオンの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象 / 供用状態		自重による荷重	熱荷重 注)	地震荷重
Ⅰ＋告示地震力	Ds	○	○	○

注）　キャスク容器の熱膨張により生じる応力に限る。

2)　最高使用圧力と温度

最高使用圧力と温度は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB　4)　解析条件　②　最高使用圧力と温度」と同一である。

3)　評価部位

評価部位を図４．１－１，２に示す。

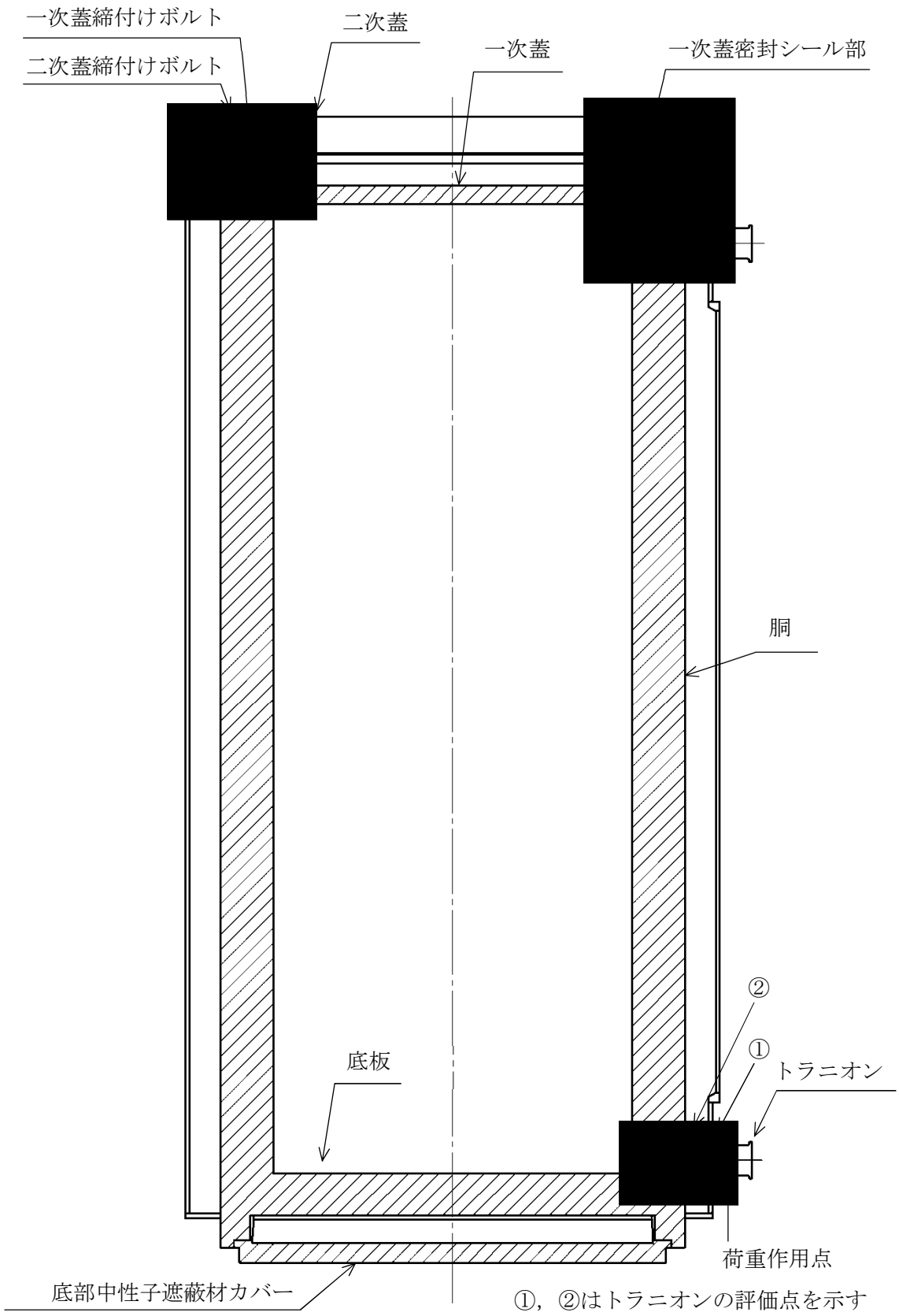
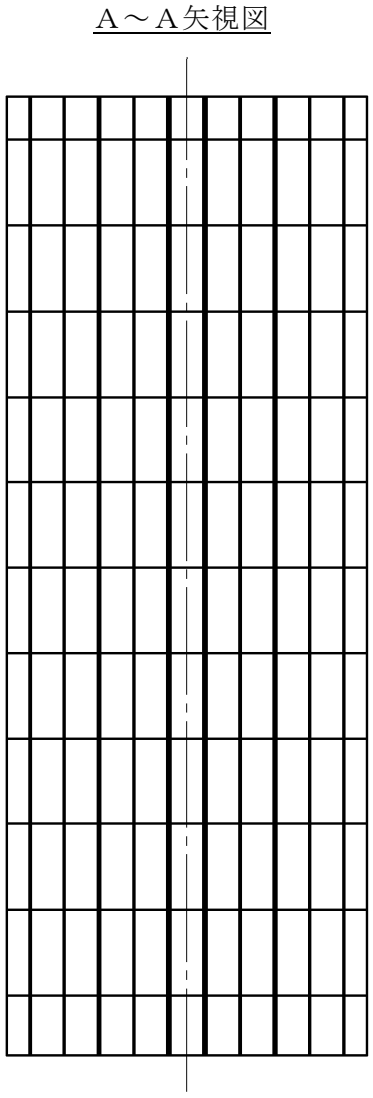
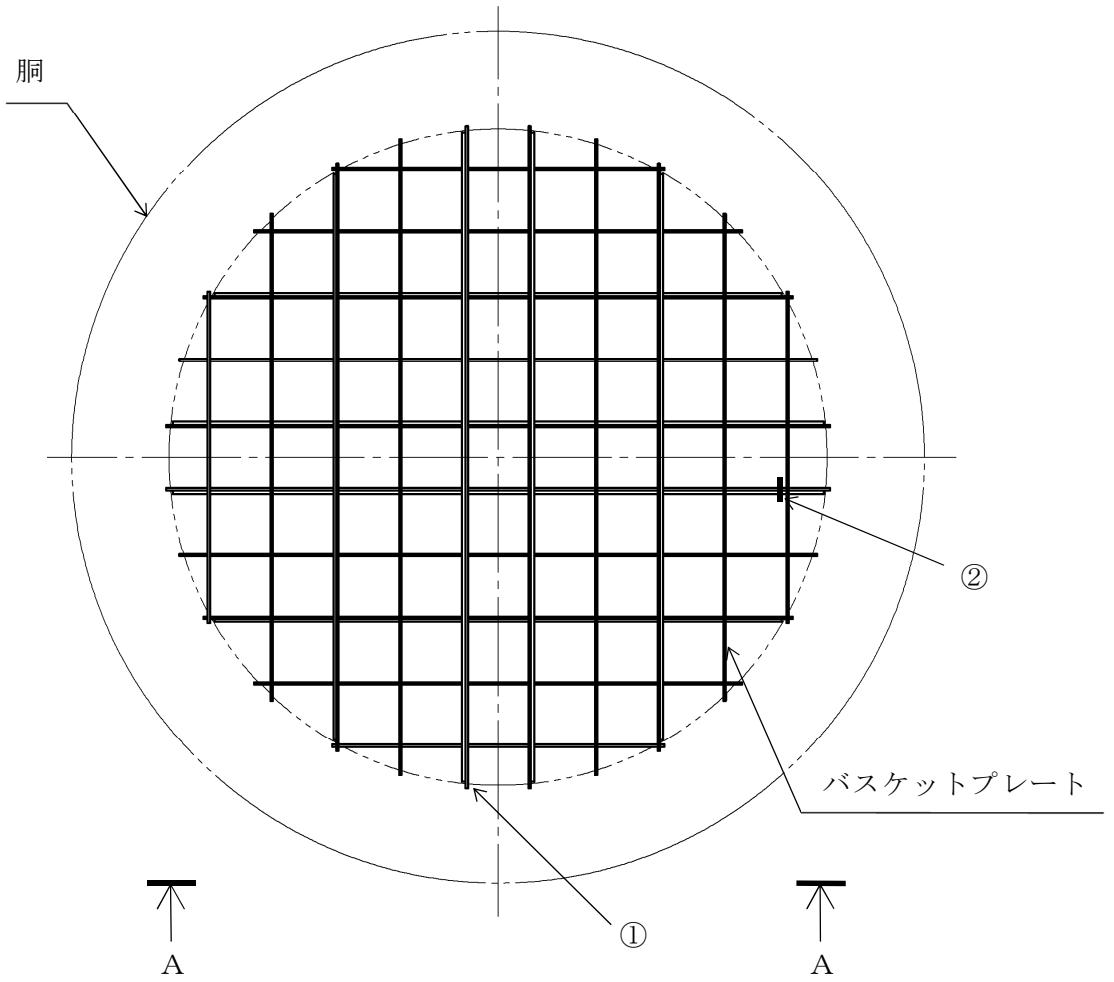


図４．１－１　キャスク容器等の応力評価部位





①，②：応力評価点（面）

図４．１－２　バスケットの応力評価部位

4)　物性値

物性値は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクＢ　4)　解析条件　④　物性値」と同一である。

(5) 許容応力

各供用状態における許容応力を表４．１－３～表４．１－８に示す。なお，二次蓋は，通常保管時において密封境界を構成する部材ではないが，圧力監視境界としての耐圧機能に加え，一次蓋に加え多重の閉じ込め機能を有する部材として設けられたものであるので，閉じ込め機能にかかわる部位について一次蓋と同様の基準を用いて評価する。

また，本項では下記の記号を使用する。

記号	記号の説明	単位
Sm	設計応力強さ	MPa
Su	設計引張強さ	MPa
Sy	設計降伏点	MPa
ft	許容引張応力	MPa
fs	許容せん断応力	MPa
fc	許容圧縮応力	MPa
fb	許容曲げ応力	MPa
fp	許容支圧応力	MPa
ft*	許容引張応力*1	MPa
fs*	許容せん断応力*1	MPa
fc*	許容圧縮応力*1	MPa
fb*	許容曲げ応力*1	MPa
fp*	許容支圧応力*1	MPa

＊１　バスケットにおいては，fc の値を算出する際に「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」MCD-2317(1)a.の(MCD-104)式において，Sy(RT)を 1.2Sy(RT)と読み替えて算出した値

トラニオンにおいては，ft,fs,fc,fb,fp の値を算出する際に「使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格(JSME S FA1-2007)」MCD-3311.1(1)a.の本文中の Sy を 1.2Sy と読み替えて算出した値

表４．１－３　キャスク容器の許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	密封シール部以外			密封シール部	
		材料		許容値基準	材料	許容値基準
		炭素鋼(GLF1)	炭素鋼(SGV480)		炭素鋼(GLF1)	
供用状態Ｄｓ	一次一般膜応力強さ	251	282	2/3Su	183	Sy
	一次膜＋一次曲げ応力強さ	377	424	Su	183	Sy
	一次＋二次応力強さ*1	366	465	3Sm	183	Sy
	平均せん断応力	150	169	0.4Su	－	－
	平均支圧応力	377	424	Su*2	－	－

＊１　地震力のみによる全振幅について評価する

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

表４．１－４　一次蓋締付けボルトの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		低合金鋼(SNB23-3)	
供用状態Ｄｓ	平均引張応力	831	Sy
	平均引張応力＋曲げ応力	831	Sy

表４．１－５　二次蓋の許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	密封シール部以外		密封シール部*3		
		材料	許容値基準	材料		許容値基準
		炭素鋼(SGV480)		炭素鋼(GLF1)	炭素鋼(SGV480)	
供用状態Ｄｓ	一次一般膜応力強さ	286	2/3Su	183	236	Sy
	一次膜＋一次曲げ応力強さ	429	Su	183	236	Sy
	一次＋二次応力強さ*1	474	3Sm	183	236	Sy
	平均せん断応力	171	0.4Su	－	－	－
	平均支圧応力	429	Su*2	－	－	－

＊１　地震力のみによる全振幅について評価する

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

＊３　余裕率の小さい評価結果を二次蓋密封シール部の評価結果として選定

表４．１－６　二次蓋締付けボルトの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		低合金鋼 (SNB23-3)	
供用状態 D_s	平均引張応力	848	Sy
	平均引張応力＋曲げ応力	848	Sy

表４．１－７　バスケットの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類	材料	許容値基準
		ボロン添加ステンレス鋼板 (B-SUS304P-1)	
供用状態 D_s	一次一般膜応力強さ	291	Min(2.4Sm,2/3Su)
	一次一般膜＋一次曲げ応力強さ	437	Min(3.6Sm,Su)
	平均せん断応力	175	1.2Sm
	平均支圧応力	404	2Sy*2
	圧縮応力*1 (評価点①)	184	1.5fc*
		176	1.5fc

＊１　上段は一次応力に対する基準，下段は一次＋二次応力に対する基準

＊２　支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きくない場合の値

表４．１－８　トラニオンの許容応力値

（単位：MPa）

許容応力区分	応力の種類		材料 ステンレス鋼 (SUS630 H1150)	許容値基準
供用状態 D_S	一次応力*1	引張応力	591	1.5ft*
		圧縮応力	590	1.5fc*
		せん断応力	341	1.5fs*
		曲げ応力	591	1.5fb*
		支圧応力	－	1.5fp*
	一次＋二次応力	引張・圧縮応力*2	1182	3ft
		せん断応力*2	682	3fs
		曲げ応力*2	1182	3fb
		支圧応力	－	1.5fp*
		座屈応力	590	1.5fb,1.5fs 又は1.5fc

＊１　応力の組合せが考えられる場合には，組合せ応力に対する評価は以下による。

①　次式で計算される評価断面に垂直な方向の応力（σ）とせん断応力（τ）を組み合わせた応力（σ_T）は，引張応力に対する許容応力値以下であること。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

②　圧縮応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{\sigma_c}{1.5fc^*} + \frac{{}_c\sigma_b}{1.5fb^*} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{{}_t\sigma_b - \sigma_c}{1.5ft^*} \leqq 1$$

③　引張応力と曲げ応力との組合せが生じる場合は，次式を満足すること。

$$\frac{\sigma_t + {}_t\sigma_b}{1.5ft^*} \leqq 1 \quad \text{かつ} \quad \frac{{}_c\sigma_b - \sigma_t}{1.5fb^*} \leqq 1$$

＊２　地震力のみによる全振幅について評価する。

(6) 評価方法

1) 解析手順

解析手順は添付資料－３－１「2.1 乾式キャスクの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスクB 5) 解析 ① 解析手順」と同一であり，キャスク容器，二次蓋，バスケット及びトラニオンの解析を行う。

2) 応力の評価

告示地震力について，水平地震力及び鉛直地震力は同時に不利な方向の組合せで作用させる。

Ａ．キャスク容器及び二次蓋（告示地震力が作用する場合）

ａ．一次応力

一次蓋，一次蓋締付けボルト，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー，二次蓋及び二次蓋締付けボルトの応力計算は，解析コードABAQUSにより行う。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度として次の値を用いる。

$G_1 = C_H \cdot g$

$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

ここで，C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

水平方向加速度がキャスク容器軸直角方向に作用する場合と，キャスク容器軸方向に作用する場合では各部に生じる応力状態が変わるため，両方の状態を評価する。また，キャスク容器軸方向に作用する場合において，キャスク底部から蓋部方向に作用する場合と蓋部から底部方向に作用する場合でも各部に生じる応力状態が変わるため，両方の状態を評価する。

ｂ．一次＋二次応力

(a) 密封シール部を除く，一次蓋，胴，底板，底部中性子遮蔽材カバー及び二次蓋

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件は地震力のみとして計算を行い，振幅を考慮して最大値を2倍して求める。

(b) 密封シール部，一次蓋締付けボルト及び二次蓋締付けボルト

応力計算の方法は，a.と同様である。ただし，荷重条件として熱荷重を含める。

ｃ．平均せん断応力

平均せん断応力は無視できるほど小さい。

ｄ．平均支圧応力

胴側面とバスケット側面との接触部に発生する平均支圧応力（σ_p）は次式で計算する。評価を行う位置は最大の荷重が発生するバスケットプレート対向面で代表する。

なお，二次蓋には平均支圧応力が発生しないため評価を省略する。

$$\sigma_p = \frac{m_G \cdot G_2}{A_2}$$

ここで，G_2＝（１＋C_V）・ｇ

C_V：ａ．と同じ（＝1.64）

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_G：バスケットプレート及び燃料の質量(＝[redacted]kg)

A_2：バスケットプレートの接触面積(＝[redacted]mm^2)

Ｂ．バスケット（告示地震力が作用する場合）

ａ．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a)　一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力（σ_x）は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1＝(1＋C_V)・ｇ

C_V:鉛直方向設計震度(＝1.64)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）である。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力（σ_y）は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{m_A \cdot G_2}{A_1}$$

ここで，G_2＝C_H・ｇ

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力（σ_y）は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_1 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

Ｍ：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント(N･mm/mm)

Ｚ：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(＝[redacted]mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

lp:バスケットプレートの内のり(＝[redacted]mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(＝[redacted]mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

鉛直方向加速度によりバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は，次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1：バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(c)　平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力(σ_S)は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1：バスケットプレートの断面積(＝[redacted] m^2)

(d)　平均支圧応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力(σ_P)は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(e)　圧縮応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力(σ_C)は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

ｂ．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a)　一次一般膜応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_x)は次式で計算する。

$$\sigma_x = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここで，$G_1 = (1 + C_V) \cdot g$

C_V:鉛直方向設計震度(＝1.64)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

m_A:使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_3$$

ここで，$G_3 = C_H \cdot g$

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ｇ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

ρ:バスケットプレートの密度(＝[redacted]kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(＝[redacted]mm)

(b)　一次一般膜＋一次曲げ応力

最大応力が発生するのはバスケットプレート格子端部（図４．１－２ ②部）である。

鉛直方向加速度により発生する一次曲げ応力(σ_y)は次式で計算する。

$$\sigma_y = \frac{M}{Z}$$

$$M = \frac{m_B \cdot G_1 \cdot l_p}{12 \cdot \frac{l_W}{2}}$$

ここで，G_1:（ａ）と同じ

Ｍ：バスケットプレート格子端部の単位幅当たりの曲げモーメント
(N･mm/mm)

Ｚ：バスケットプレートの単位幅当たりの断面係数(＝[redacted]mm^3/mm)

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

lp:バスケットプレートの内のり(＝[redacted]mm)

lw:バスケットプレートのキャスク容器軸方向長さ(＝[redacted]mm)

ただし，バスケットプレート同士の嵌合のため切欠きがあり，実際の荷重負荷面の長さを lw/2 とする。

水平方向加速度により発生する一次一般膜応力(σ_z)は次式で計算する。

$$\sigma_z = \rho \cdot l_W \cdot G_3$$

ここで，　G_3：（ａ）と同じ

C_H:水平方向設計震度(＝2.35)

ρ:バスケットプレートの密度(＝[redacted]kg/mm^3)

l_W:バスケットプレートの全長(＝[redacted]mm)

鉛直方向加速度により発生するバスケットプレート格子端部(図４．１－２　②部)に発生する平均せん断応力(τ_{xy})は次式で計算する。

$$\tau_{xy} = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted]mm^2)

(c)　平均せん断応力

バスケットプレート格子端部（図４．１－２　②部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均せん断応力(σ_S)は次式で計算する。

$$\sigma_S = \frac{m_B \cdot G_1}{2 \cdot \frac{A_1}{2}}$$

ここでG_1:（ａ）と同じ

m_B：使用済燃料，伝熱プレート及びバスケットプレートの合計質量(＝[redacted]kg)

A_1:バスケットプレートの断面積(＝[redacted] m^2)

(d)　平均支圧応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である平均支圧応力（σ_P）は次式で計算する。

$$\sigma_P = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここでG_1：（ａ）と同じ

m_A：使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量（＝[redacted]kg）

A_1：バスケットプレートの断面積（＝[redacted] m^2）

(e)　圧縮応力

バスケットプレート端部（図４．１－２ ①部）に発生する特別な応力の検討の対象である圧縮応力（σ_C）は次式で計算する。

$$\sigma_C = \frac{m_A \cdot G_1}{A_1}$$

ここでG_1：（ａ）と同じ

m_A：使用済燃料とバスケットプレート等の合計質量（＝[redacted]kg）

A_1：バスケットプレートの断面積（＝[redacted]mm^2）

C．トラニオン（告示地震力が作用する場合）

a．地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

鉛直方向加速度により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_2}{4}$$

ここで，$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量（＝118300kg）

A ：評価点①の断面積（＝[redacted]mm^2）

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点②である。

鉛直方向加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m：イ．と同じ

Z ：評価点②の断面係数（＝[redacted]mm^3）

L ：評価点②と荷重作用位置との距離（＝[redacted]mm）

ハ．圧縮応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

水平方向加速度により発生する圧縮応力（σ_c）は，次式で計算する。

$$\sigma_c = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2 \cdot G_1}{4}$$

ここで，$G_1 = C_H \cdot g$

C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量(＝118300kg)

Ａ　：評価点①の断面積(＝[redacted]mm^2)

ニ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力(τ)と曲げ応力(σ_b)との組合せ応力(σ_T)は，次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{\sigma_b{}^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ：イ．と同じ

σ_b:ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数(＝[redacted]mm^3)

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離(＝[redacted]mm)

ホ．引張応力

引張応力は無視できるほど小さい。

(b)　一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力(τ)の全振幅は，(a) イ．で求めたせん断応力(τ)の２倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力(σ_b)の全振幅は，(a) ロ．で求めた曲げ応力(σ_b)の２倍とする。

ハ．圧縮応力

地震力による圧縮応力(σ_c)は左右方向荷重により作用し，左右方向が反転した場合，対向する別のトラニオンで荷重を受ける。地震力による圧縮応力(σ_c)の最大値は，(a) ハ．で求めた圧縮応力(σ_c)と同様である。

ニ．引張応力

引張応力は無視できるほど小さい。

b．地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合

(a) 一次応力

イ．せん断応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生するせん断応力（τ）は，次式で計算する。

$$\tau = \frac{F_m}{A}$$

$$F_m = \frac{m_2\sqrt{4G_1^2 + G_2^2}}{4}$$

ここで，$G_1 = C_H \cdot g$

$G_2 = (1 + C_V) \cdot g$

C_H：水平方向設計震度（＝2.35）

C_V：鉛直方向設計震度（＝1.64）

g ：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

F_m：地震力によりトラニオンに作用する荷重(N)

m_2：保管時における金属キャスクの質量（＝118300kg）

A：評価点①の断面積（＝[redacted] m^2）

ロ．曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点②である。

水平方向加速度及び鉛直方向加速度により発生する曲げ応力（σ_b）は次式で計算する。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z}$$

$$M = F_m \cdot L$$

ここで，F_m：イ．と同じ

Z ：評価点②の断面係数（＝[redacted] mm^3）

L ：評価点②と荷重作用位置との距離（＝[redacted] mm）

ハ．組合せ応力

Ⅰ．せん断応力と曲げ応力

最大応力が発生する箇所は図４．１－１に示す下部トラニオンの評価点①である。

せん断応力（τ）と曲げ応力（σ_b）との組合せ応力（σ_T）は次式で計算する。

$$\sigma_T = \sqrt{{\sigma_b}^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，τ ：イ．と同じ

σ_b：ロ．と同じ

ただし，Ｚ：評価点①の断面係数（＝[redacted]mm^3）

Ｌ：評価点①と荷重作用位置との距離（＝[redacted]mm）

ニ．圧縮応力及び引張応力

圧縮応力及び引張応力は無視できるほど小さい。

(b) 一次＋二次応力

イ．せん断応力

地震力によるせん断応力（τ）の全振幅は，(a)イ．で求めたせん断力（τ）の 2 倍とする。

ロ．曲げ応力

地震力による曲げ応力（σ_b）の全振幅は，(a)ロ．で求めた曲げ応力（σ_b）の２倍とする。

ハ．圧縮応力及び引張応力

圧縮応力及び引張応力は無視できるほど小さい。

3) 水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討

水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せが，既設評価と同様の水平１方向及び鉛直方向地震力の組合せによる耐震評価結果に与える影響を検討する。

水平２方向の地震力が各方向 1：1 で入力された場合の最大値は，地震力のベクトル合成より$\sqrt{2}$倍となるため，この値を丸めた 1.5 以上の裕度があるか確認する。

(8) 評価結果

応力計算結果を表４．１－９～表４．１－１２に示す。いずれの部位も許容応力を満足し，告示地震力に対する耐震強度を有する。

なお，バスケットとトラニオンの応力計算結果は，「地震力が鉛直方向と軸直角方向に作用する場合」と「地震力が鉛直方向と軸水平方向に作用する場合」のうち，より応力が大きい値を記載している。

水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せによる影響の確認として，いずれの部位も許容応力に対する計算値の裕度が 1.5 より大きいため，水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せが従来の耐震評価結果に影響を与えないことを確認した。

表４．１－９（１）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋	炭素鋼	告示地震力	供用状態Ｄｓ	5	251	50.2	18	377	20.9	51	366	7.1
胴				3	251	83.6	25	377	15.0	58	366	6.3
底板				5	251	50.2	12	377	31.4	31	366	11.8
底部中性子遮蔽材カバー				7	282	40.2	48	424	8.8	44	465	10.5
一次蓋密封シール部				－	－	－	17	183	10.7	61	183	3.0

表４．１－９（２）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　　位	材　料	地震動	許容応力区分	平均支圧応力		余裕率
				計算値	許容応力	
胴	炭素鋼	告示地震力	供用状態Ｄｓ	4	377	94.2

表４．１－９（３）　キャスク容器の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	平均引張応力		余裕率	平均引張応力＋曲げ応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
一次蓋締付けボルト	低合金鋼	告示地震力	供用状態 D_s	247	831	3.3	373	831	2.2

表４．１－１０（１）　二次蓋の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率	一次＋二次応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋	炭素鋼	告示地震力	供用状態 D_s	2	286	143.0	30	429	14.3	63	474	7.5
二次蓋密封シール部				－	－	－	18	183	10.1	37	183	4.9

表４．１－１０（２）　二次蓋の計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部位	材料	地震動	許容応力区分	平均引張応力		余裕率	平均引張応力＋曲げ応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
二次蓋締付けボルト	低合金鋼	告示地震力	供用状態 D_s	252	848	3.3	291	848	2.9

表４．１－１１（１）　バスケットの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次一般膜応力強さ		余裕率	一次一般膜＋一次曲げ応力強さ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力	
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	告示地震力	供用状態Ｄｓ	4	291	72.7	14	437	31.2

表４．１－１１（２）　バスケットの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	平均せん断応力		余裕率	平均支圧応力		余裕率	圧縮応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
バスケットプレート	ボロン添加ステンレス鋼板	告示地震力	供用状態Ｄｓ	1	175	175.0	4	404	101.0	4	176	44.0

表４．１－１２（１）　トラニオンの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次応力											
				せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率	圧縮応力		余裕率	垂直応力とせん断応力の組合せ		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	ステンレス鋼	告示地震力	供用状態 D_s	104	341	3.2	202	591	2.9	90	590	6.5	238	591	2.4

表４．１－１２（２）　トラニオンの計算結果（告示地震力）

（単位：MPa）

部　位	材　料	地震動	許容応力区分	一次＋二次応力								
				せん断応力		余裕率	曲げ応力		余裕率	圧縮応力		余裕率
				計算値	許容応力		計算値	許容応力		計算値	許容応力	
トラニオン	ステンレス鋼	告示地震力	供用状態 D_s	207	682	3.2	403	1182	2.9	90	590	6.5

4.1.2　波及的影響評価

設置許可基準規則の解釈別記4に関連した「原子力発電所施設内での輸送・貯蔵兼用乾式キャスクによる使用済燃料の貯蔵に関する審査ガイド」（以下，「兼用キャスクガイド」という。）に規定される「地盤の十分な支持を想定しない」場合かつ「基礎等に固定しない」場合を設計方針として，以下に示す事象について，兼用キャスクの安全機能への影響がないことを確認する。

評価にあたっては，当該設備の地盤状況や兼用キャスクの設置状況なども踏まえ，地震時に現実的に起こり得るものとして事象を抽出する。

以下の事象のうち，蓋部の金属部への衝突が生じうる事象は，兼用キャスク同士の衝突事象及びクレーンの転倒事象である。兼用キャスク同士の衝突性評価については，移動距離の評価によって衝突が生じないことを示し，クレーンの転倒評価では兼用キャスクに衝突荷重を作用させて安全機能への影響がないことを確認する。

(1)　設置地盤及び地震応答性状の相違等に起因する相対変位又は不等沈下による影響

(2)　兼用キャスク間の相互影響

1)　兼用キャスク同士の衝突性評価

(3)　兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。）

1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の機能喪失時）

2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価

4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価

5)　クレーンの転倒評価

6)　各評価事象の評価結果（まとめ）

(1)　設置地盤及び地震応答性状の相違等に起因する相対変位又は不等沈下による影響

図４．１－３に示す構内配置図より，キャスク仮保管設備及び兼用キャスクに対して波及的影響を及ぼすおそれがないことを確認する。

キャスク仮保管設備の周辺に隣接する施設がないため，評価対象はない。

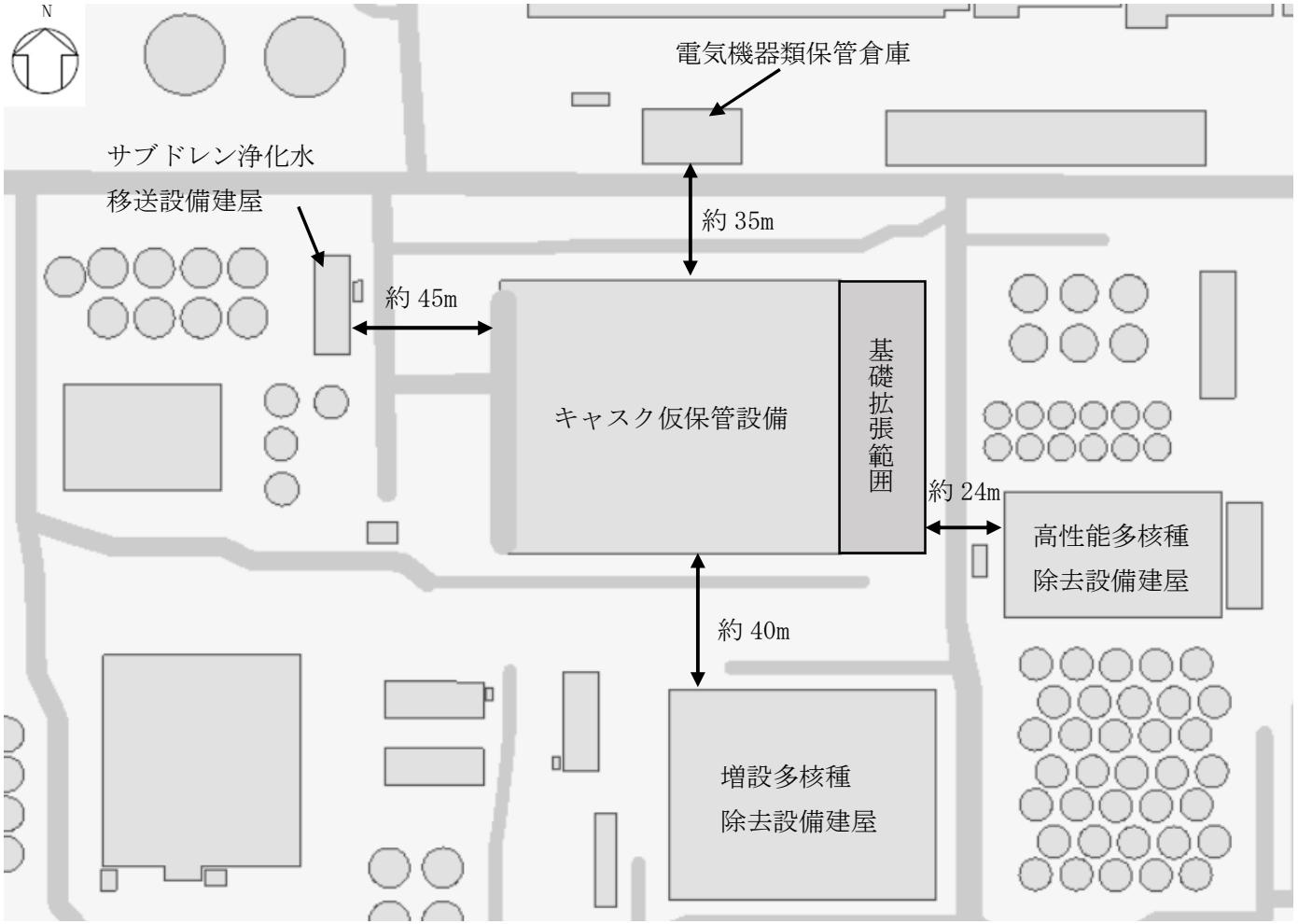


図４．１－３　キャスク仮保管設備周辺施設

(2) 兼用キャスク間の相互影響

1) 兼用キャスク同士の衝突性評価

A．評価方針

支持架台，コンクリートモジュールの天板及び側板並びにコンクリート基礎版はSs900に対して即座かつ完全に損壊することは考えにくく，例え損壊したとしてもコンクリートガレキや鉄筋は物理的に存在し，これら残存物は地震による兼用キャスクの並進運動を阻害する方向に作用する。

支持架台やコンクリートモジュール，コンクリート基礎の損傷具合，運動阻害の程度を定量的に評価することは困難なため保守的に支持架台，コンクリートモジュール，コンクリート基礎などによる減速効果を完全に無視し，水平面に置かれた円筒形の剛体がコンクリート床板上を告示速度で並進運動する場合を評価する。

ただし，地震動の加速度時刻歴挙動において，鉛直上向き加速度と下向き加速度の割合は同程度であり時間平均すると0に近づくと考えられるため，鉛直方向加速度は考慮しない。

さらに，地震が発生した場合，敷地全体がある同一方向に動き，兼用キャスク全体も同一方向に動く。しかしながら，現実的にはありえない兼用キャスク同士が同時かつ互いに近接する方向に運動するとし，エネルギー保存則を用いて算出されたコンクリート床板との摩擦を考慮した移動距離により兼用キャスク同士の衝突性を評価する。

B．評価方法

ⅰ．移動距離の算出

兼用キャスクは床面からの摩擦力以外の影響を受けず，コンクリート床板上を一定の摩擦力を受けて水平移動した際の移動距離を算出する。

兼用キャスクの運動エネルギーEは次式で表される。

$E = m \cdot V_0^2 / 2$

ここで，V_0：初速（m/s）

m：兼用キャスクの質量（＝118300kg）

摩擦力により消費されるエネルギーEfは次式で表される。

$Ef = \mu \cdot N \cdot L = \mu \cdot m \cdot g \cdot L$

ここで，μ：摩擦係数（-）

N：垂直抗力（N）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

L：移動距離（m）

運動エネルギーが摩擦力により消費されるとき，E＝Ef となるため，移動距離 L は次式で算出する。

$L = V_0^2 / (2 \cdot \mu \cdot g)$

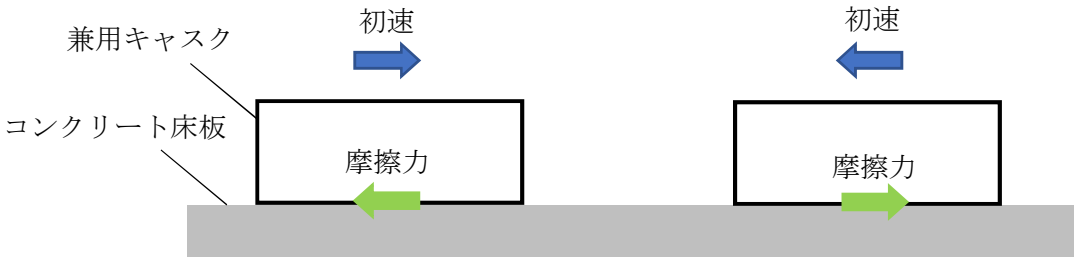


図４．１－４　兼用キャスク移動距離の評価モデル

ⅱ．初速

初速の最大値は告示速度の水平方向速度 2.0m/s を最大とし，0.5m/s，1.0m/s，1.5m/s のケースについても評価する。

ⅲ．摩擦係数

表４．１－１３に記載する鋼材とコンクリートの摩擦係数を適用する。

表４．１－１３　摩擦係数と鉛直震度の組合せ※1

CASE	摩擦面	摩擦係数	備考
1	鋼材とコンクリート	0.40	鋼構造設計規準（日本建築学会）
2	鋼材とコンクリート	0.25	電中研報告書「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立-地震時のキャスク転倒評価-」（研究報告：U92037）コンクリート及び鋼材表面の塗装条件を様々に変化させた試験結果のうち最も不利な摩擦係数。※2

※１　「実施計画 2.11 添付資料－４－２ 別添－６ 3 号機原子炉建屋 遮へい体設置における滑動対策について　表３．１－２ 摩擦係数と鉛直震度の組合せ」を引用。

※２　電中研報告書では，キャスク底面と床面との摩擦特性を確認するため，床面の材質や塗装条件をパラメータとして摩擦試験を実施し，キャスク底面と床面間の動摩擦係数と面圧や滑り速度等の関係を表す実験式を算出。この結果から保守的に小さい値として摩擦係数 0.25 を設定。

C．判定基準

兼用キャスク同士の衝突有無を確認するため，相互の兼用キャスク間距離で短い距離を用いて判定基準を 1.39m（＝2.78／2）とする。

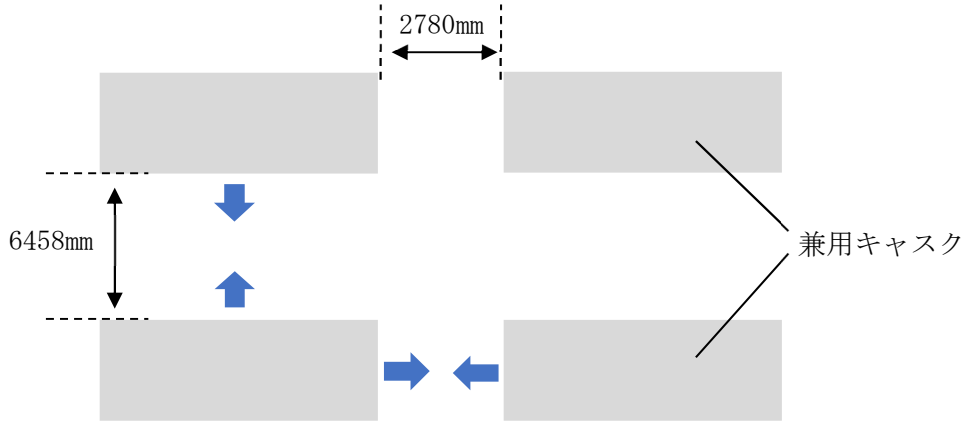


図４．１－５　真上から見た兼用キャスクの配置図

D．評価結果

表４．１－１３に記載の摩擦係数のうち最小値 0.25 及び告示速度 2.0m/s としても判定基準を満足する。したがって，兼用キャスク同士の衝突は生じないため，兼用キャスクの安全機能への影響はない。

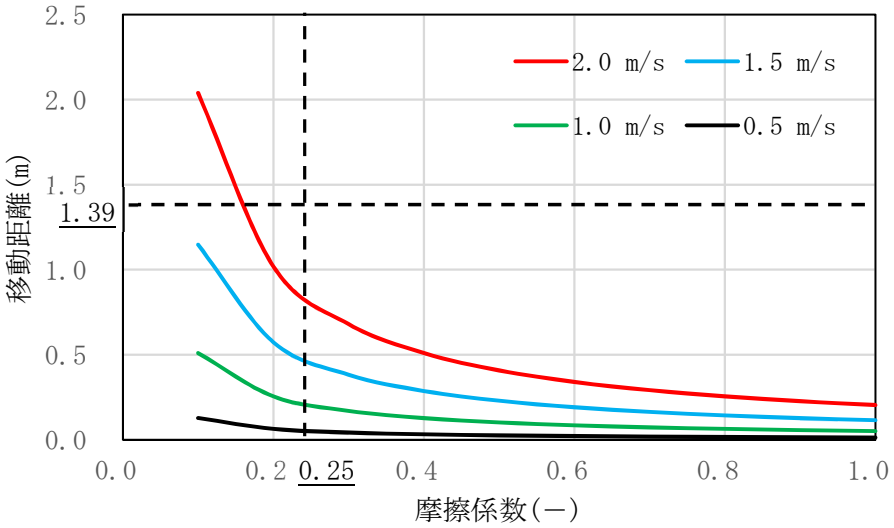


図４．１－６　兼用キャスク同士の衝突性評価結果

(3)　兼用キャスクと周辺施設との相互影響（周辺施設の損傷，転倒，落下等による兼用キャスクへの影響を含む。）

1)　兼用キャスクの落下評価（支持架台の支持機能喪失時）

Ss900 に対して支持架台は即座かつ完全に支持機能を失うことは考えにくく，また支持架台が損傷したとしても支持架台のコンクリート塊や鉄筋は物理的に存在する。

ただし，支持架台の損傷具合を定量的に評価することは困難なため保守的に支持架台の支持脚が複数同時に機能喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで落下する場合の衝突評価を行う。

落下姿勢は水平落下及び回転落下とし，落下によりトラニオンとコンクリート床面が衝突するものとする。

①　水平落下

A．評価方針

支持架台の前後左右 4 脚の支持機能が同時に喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで水平落下する場合の衝突評価を行う。

なお，評価に用いる告示地震力により兼用キャスクに作用する鉛直上向き方向加速度は 1.64G あるため，保管位置に兼用キャスクの浮き上がり高さを加えた位置より自由落下するものとする。

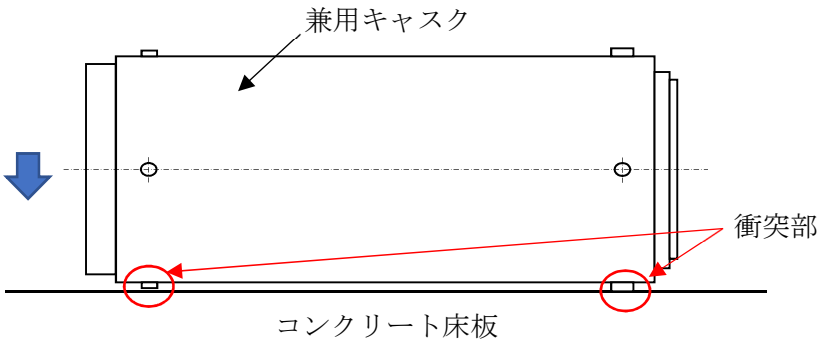


図４．１－７　兼用キャスクの水平落下

B．評価方法

ｉ．浮き上がり高さの算出

兼用キャスク告示で定められた地震力を算出するための鉛直速度による兼用キャスクの浮き上がり高さは，エネルギー保存則から運動エネルギーと落下エネルギーの以下の関係は次式で表される。

$m \cdot g \cdot h = m \cdot v^2 / 2$

ここで，m：兼用キャスクの質量

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

h：浮き上がり高さ（m）

v：告示鉛直速度（＝1.4m/s）

上記より，浮き上がり高さは次式で与えられる。

$h=v^2/2/g=0.0999m=0.1m$

ⅱ．衝突荷重及び加速度の算出

水平落下により兼用キャスクの上部トラニオン及び下部トラニオンとコンクリート床板が衝突する。兼用キャスクは剛であるためコンクリート床板が損傷すると考えられるが，保守的にコンクリート床板を剛としトラニオンが塑性変形するものとする。

衝突荷重を保守的に設定するため,衝突荷重Ｆはトラニオンの圧縮強度(引張強さ)を用いて次式で表され 40MN となる。

$F=(A_1+A_2)\cdot\sigma$

ここで，A_1：上部トラニオンの断面積（＝[redacted] m^2）

A_2：下部トラニオンの断面積（＝[redacted]mm^2）

σ：トラニオンの引張強さ（＝845MPa）

兼用キャスクに作用する衝撃加速度αは次式で表され 35G となる。

$\alpha=F/(m\cdot g)$

ここで，m：兼用キャスクの質量（＝118300kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

なお，保管位置高さ [redacted] に浮き上がり高さ 0.1m を加えた位置から，落下によりコンクリート床板に衝突するまでの重心変位量は [redacted] である。

この際の落下エネルギーは [redacted] N・m（＝118,300×9.80665×[redacted] となる。

落下エネルギーに相当するトラニオン変形量は，次式より [redacted] 程度となる。

トラニオン変形量（m）＝落下エネルギー（N・m）／衝突荷重（N）

$=m\times g\times h/\{(A_1+A_2)\times\sigma\}$

＝[redacted]

落下により圧縮を受ける箇所のトラニオン長さ寸法は [redacted] であるため，落下によりトラニオンを潰しきることは無い。

このため、トラニオンの圧縮強度（設計引張強さ）から求まる衝突荷重設定は保守的な評価である。

ⅲ．応力評価

応力評価部位を図４．１－８に，解析モデルを図４．１－９に示す。

・応力評価では，構造解析コード ABAQUS を用いる

・0°～180°方向をモデル化したハーフモデルを使用する。
・使用要素は，ソリッド要素 [redacted]，シェル要素[redacted]及びビーム要素[redacted]
・鉛直下側の上部トラニオン及び下部トラニオンを拘束する
・キャスクモデル全体に前項で算出した衝撃加速度 35G を作用させる
・物性値は，兼用キャスクの温度分布計算の結果を踏まえて得られた解析温度を各部ごとに設定し，これに対応した値を用いる。なお，弾性を超える範囲は ASME B&PV Code Sec.Ⅷ(2011 Addenda)Div.2, Annex3-D にて示される構成方程式を用いて補正する
・密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う
・締付けボルトには初期締付け力を与える
・締付けボルトの発生応力は、軸部に生じる荷重より，荷重を軸部断面積で除した膜応力，荷重によるモーメントを軸部の断面係数で除した曲げ応力を評価する

なお，バスケットは衝撃加速度が「核燃料物質等の工場又は事業所の外における運搬に関する規則」（以下，「外運搬規則」という。）の技術上の要件である特別の試験条件（以下，「特別の試験条件」という。）において兼用キャスクに作用する設計荷重（9m 水平落下時）より小さいことから応力評価を省略する。

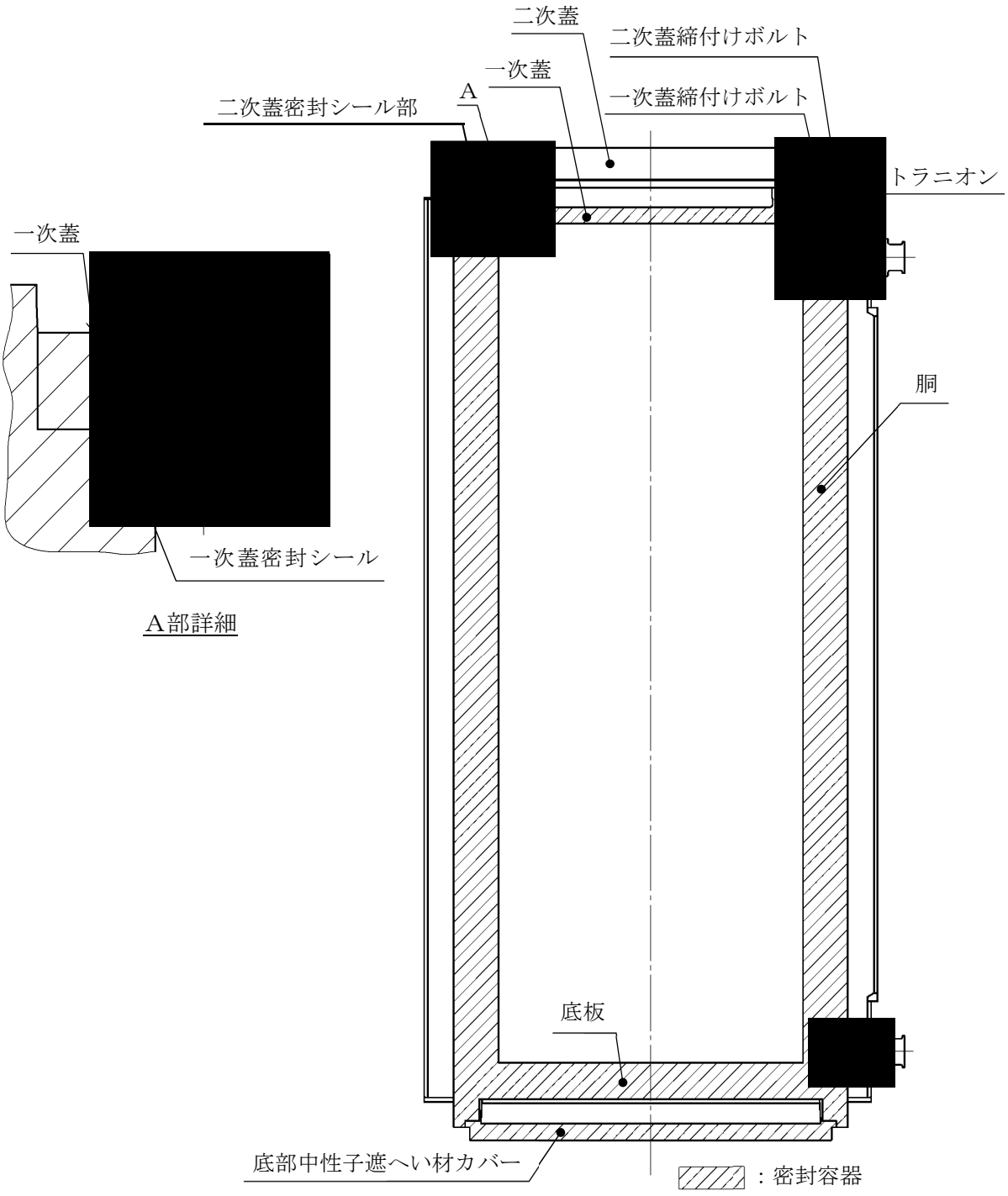

二次蓋
二次蓋締付けボルト
一次蓋
A
一次蓋締付けボルト
二次蓋密封シール部
トラニオン
一次蓋
胴
一次蓋密封シール
A部詳細
底板
底部中性子遮へい材カバー
：密封容器

図４．１－８　応力解析箇所

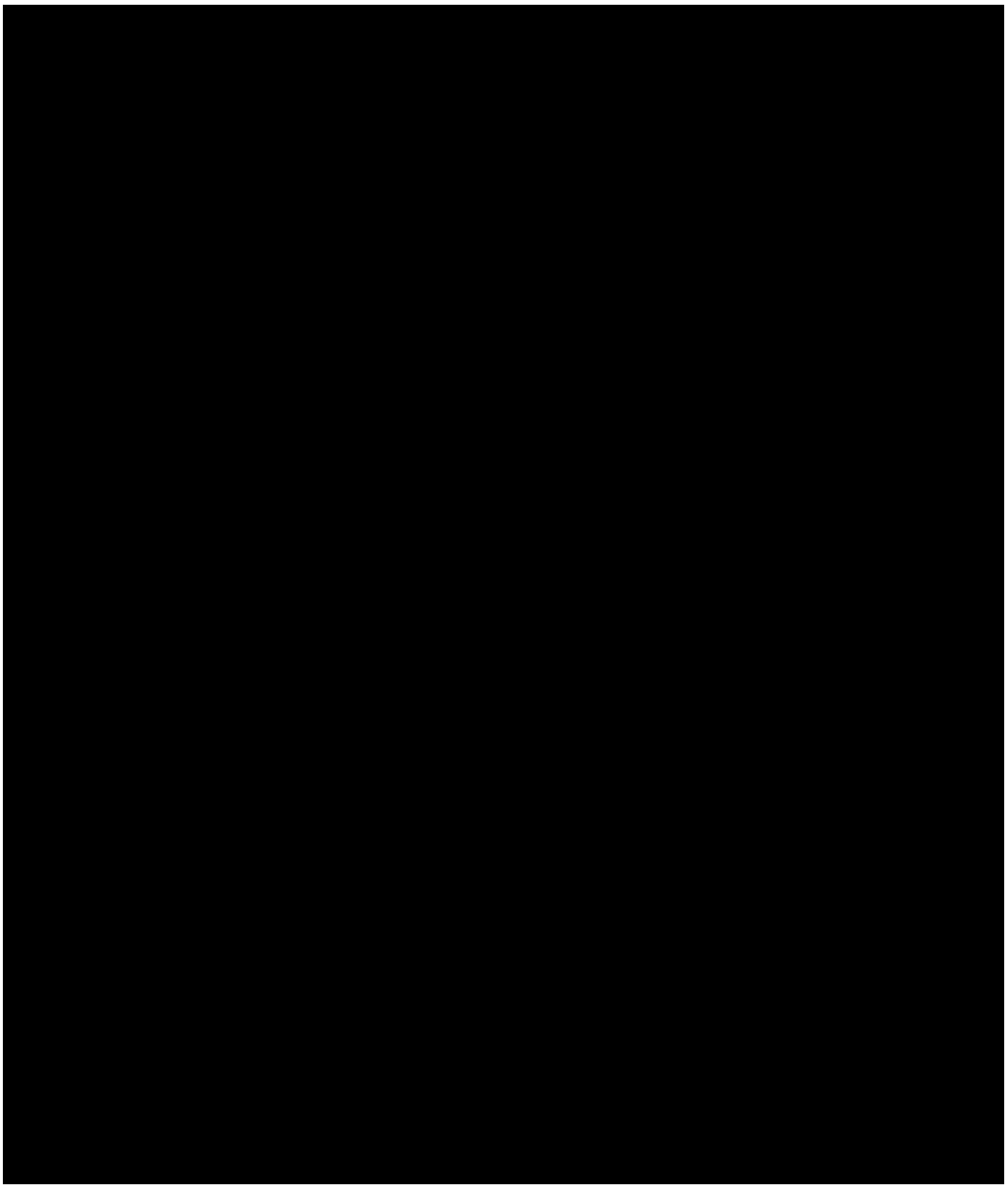


図４．１－９　解析モデル

C．判定基準

密封機能評価の判定基準を表４．１－１４に示す。兼用キャスクガイドより，密封境界についてはおおむね弾性範囲内にとどまることを確認する。なお，本評価では一次蓋を密封境界として評価しており，二次蓋は密封境界として扱わないため，胴体及び一次蓋が判定基準を満足することを確認する。

表４．１－１４　判定基準

評価部位	判定基準	備考
胴体密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
一次蓋密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
一次蓋締付けボルト	831MPa※2	最高使用温度 150℃におけるボルト材料（SNB23-3）の設計降伏点
二次蓋密封シール部	塑性ひずみ 0.2%以下※1	おおむね弾性範囲
二次蓋締付けボルト	848MPa※2	最高使用温度 110℃におけるボルト材料（SNB23-3）の設計降伏点

※1：おおむね弾性範囲内という判定基準を適用するにあたり，明確な判定基準が必要であると判断し，明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力の定義（JIS G 0202）を参照して 0.2%に設定した。

※2：仮保管時最高使用温度に対する値

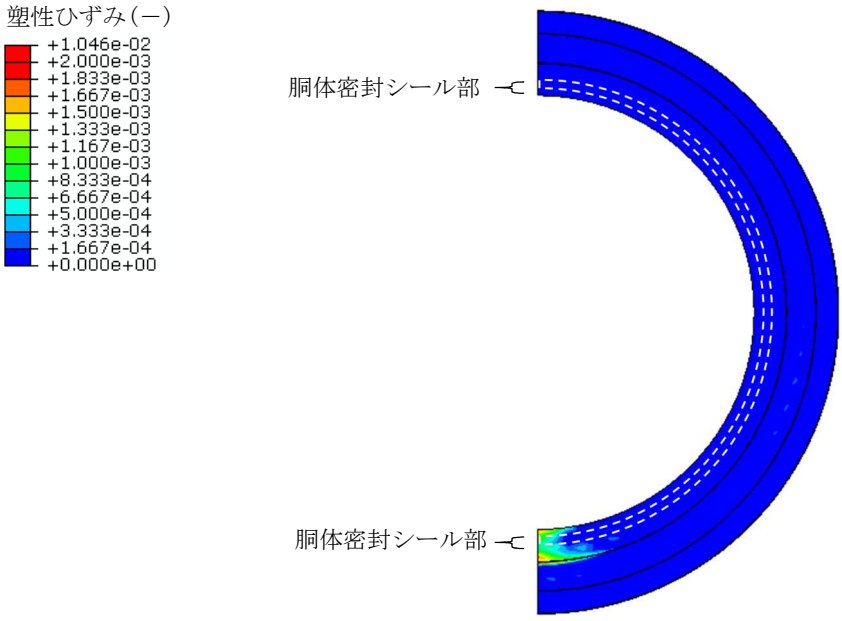
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－１５及び図４．１－１０に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－１６の通りで判定基準を満足する。

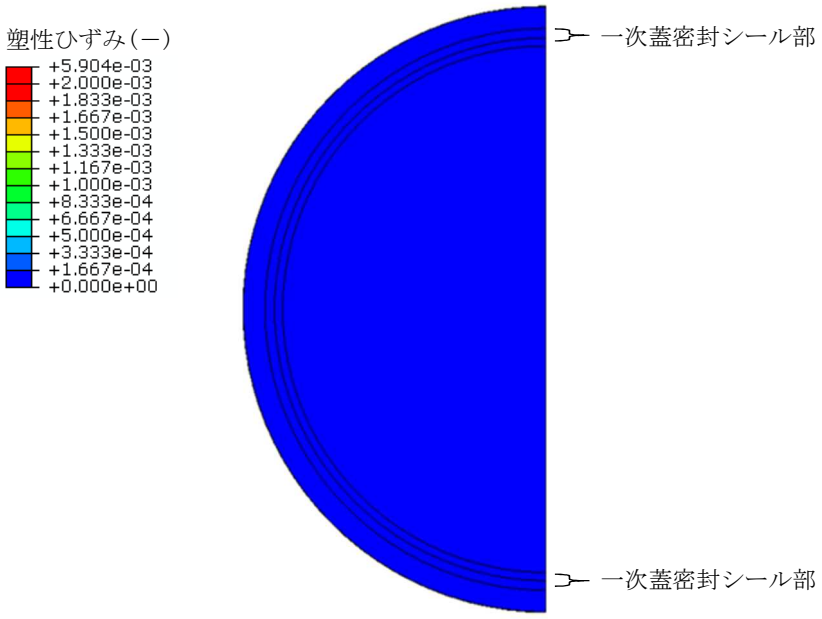
参考として，二次蓋密封シール部の評価結果を表４．１－１７，表４．１－１８及び図４．１－１１に示す。塑性ひずみが判定基準を超えているが，兼用キャスク全体としてはおおむね弾性範囲であり，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－１５　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.1%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

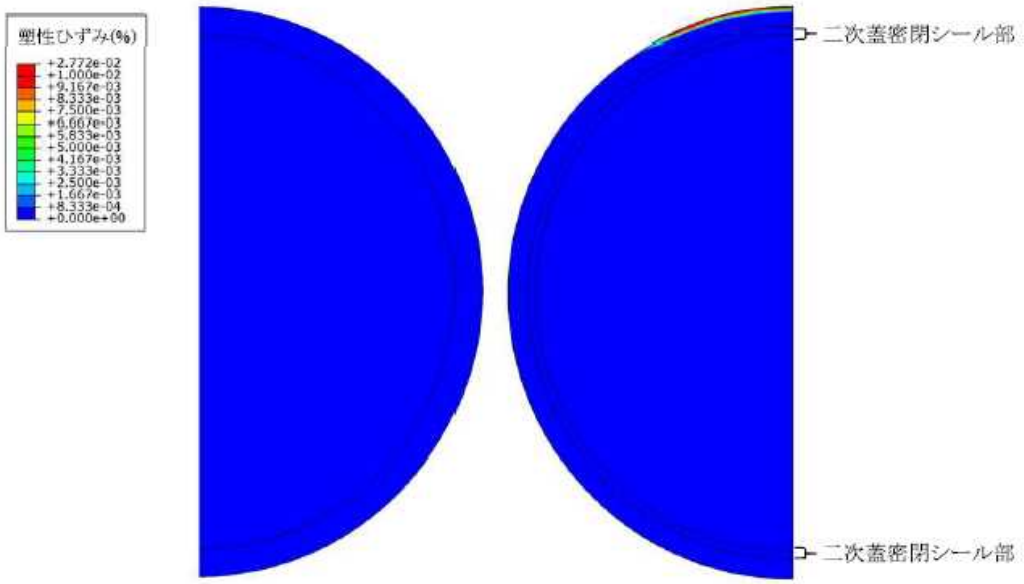
図４．１－１０　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－１６　一次蓋締付けボルト応力評価結果

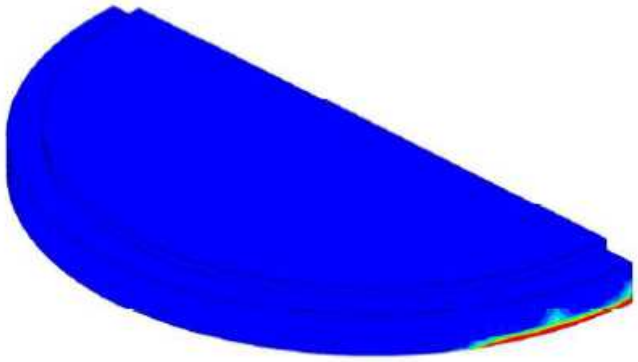
評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	279MPa	704MPa	831MPa

表４．１－１７　二次蓋密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	2.8%	0.2%



（a）外面側　　（b）胴体内側



（c）外面側斜め方向

図４．１－１１　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－１８　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	280MPa	574MPa	848MPa

② 回転落下

A．評価方針

前方（蓋側）左右 2 脚の支持架台の支持機能が同時に喪失し，残存する支持架台を無視して保管位置の高さからコンクリート床板まで後方 2 脚の支持架台を中心に回転落下（蓋部とコンクリート床板との衝突）する場合の衝突評価を行う。

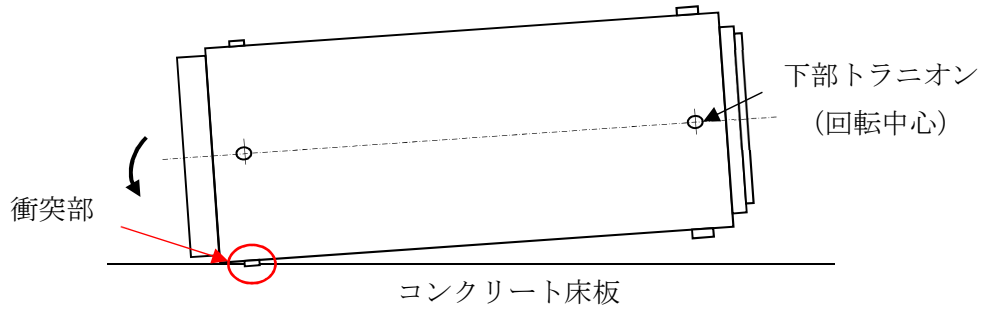


図４．１－１２　兼用キャスクの回転落下

B．評価方法

ｉ．衝突荷重及び加速度の算出

下部トラニオンを回転中心とした回転落下により兼用キャスクの上部トラニオンとコンクリート床板が衝突する。兼用キャスクは剛であるためコンクリート床板が損傷すると考えられるが，保守的にコンクリート床板を剛としトラニオンが塑性変形するものとする。

衝突荷重を保守的に設定するため，衝突荷重 F はトラニオンの圧縮強度（引張強さ）を用いて次式で表され 13MN となる。

$F = A_1 \cdot \sigma$

ここで，A_1：上部トラニオンの断面積（＝[redacted]mm^2）

σ ：トラニオンの引張強さ（＝845MPa）

図４．１－１３より加速度分布は蓋側を最大として下部トラニオンで 0 になるように直線的に変化するため，兼用キャスクに作用する衝撃加速度 α は下部トラニオンを頂点とした三角形となる。このため，力としては先端の加速度の 1/2 を全質量に乗じればよい。

また，距離は全ての力が三角形の重心で作用した場合と等価であるため，蓋側の端点で生じる衝撃加速度を α，単位長さあたりの質量を m，分布長さを L_2 とすると，M_1 は次式で表される。

$M_1 = 2/3 \cdot L_2 \cdot (\alpha / 2 \cdot m \cdot L_2)$

ここで，M_1：荷重 F が作用したことによる慣性力によるモーメント（蓋側）

α ：兼用キャスク上端の加速度（m/s^2）

L_2：兼用キャスク上面から下部トラニオンまでの長さ（＝[redacted]mm）

M_2については，M_1と同様に次式で表される。

$M_2＝2／3･L_1･((L_1／L_2)\alpha／2 ･m･L_1)$

ここで，M_2：荷重Fが作用したことによる慣性力によるモーメント（底側）

L_1：キャスク底面から下部トラニオンまでの長さ（＝[redacted]mm）

M_3 については，Fの荷重が距離L_3の位置で作用しているので，次式で表される。

$M_3＝F･L_3$

ここで，M_3：荷重F の作用によるモーメント

L_3：トラニオン間距離（＝[redacted] m）

これらの式とモーメントの釣り合い式（$M_1＋M_2＝M_3$）より加速度αは 32.4G となり，この数値を丸めて 35G とする。

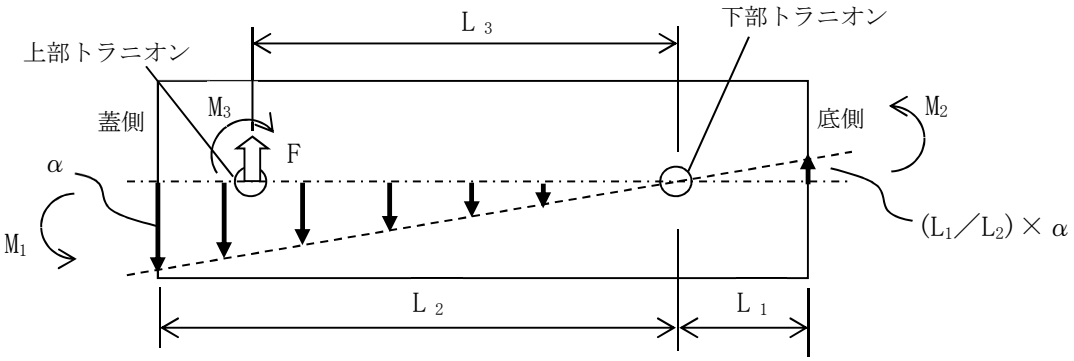


図４．１－１３　下部トラニオン周りの回転状態図

なお，回転落下では下部トラニオンを回転中心とするため，キャスク全体が浮き上がることは無いが，仮に「①　水平落下」と同様に保管位置から回転落下によりコンクリート床板に衝突すると仮定すると図より重心変位量は [redacted] となり，浮き上がり高さ 0.1m を加えると重心変位量は [redacted] となる。この際の落下エネルギーは [redacted] N・m（＝118,300×9.80665×[redacted]）となる。落下エネルギーに相当する上部トラニオン変形量は，次式より [redacted] 程度となる。

トラニオン変形量（m）＝落下エネルギー（N・m）／衝突荷重（N）

＝m×g×h／（A_1×σ）

＝[redacted]

落下により圧縮を受ける箇所のトラニオン長さ寸法は [redacted]であるため，落

下によりトラニオンを潰しきることは無い。このため，トラニオンの圧縮強度（設計引張強さ）から求まる衝突荷重設定は保守的な評価である。

ⅱ．応力評価

「①　水平落下」と同様に，構造解析コードABAQUSを用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

水平方向下部トラニオンを回転軸として固定し，鉛直下側の上部トラニオンを拘束する。図４．１－１３より，下部トラニオンを回転中心（加速度0）とし，兼用キャスク中心軸に沿って回転中心からの距離に比例して大きくなるように，兼用キャスク全体に加速度（回転中心から最も離れた兼用キャスク先端が35G）を与え，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

なお、バスケットは「①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重（9m水平落下時）より小さいことから応力評価を省略する。

Ｃ．判定基準

「①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

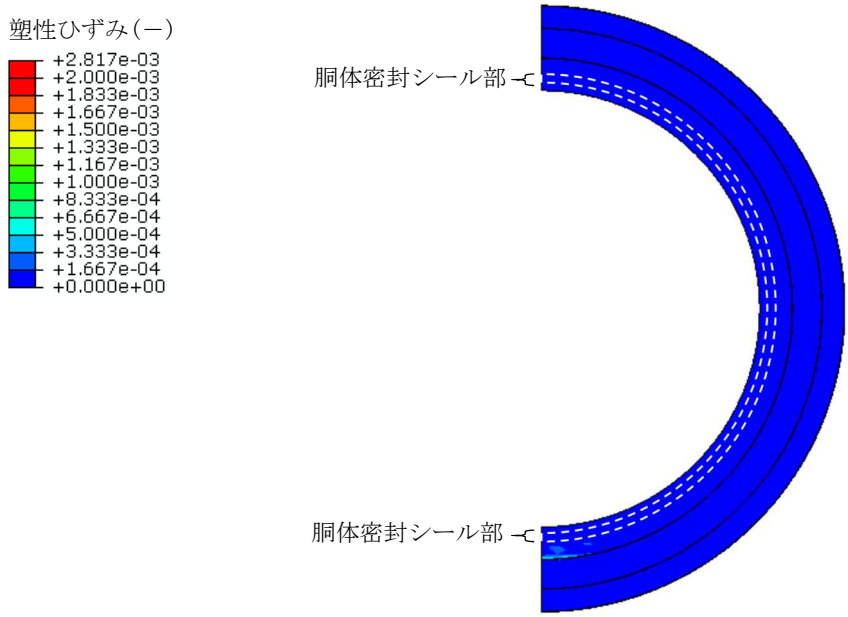
Ｄ．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－１９及び図４．１－１４に示す通り，塑性ひずみは発生せず判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－２０の通りで判定基準を満足する。

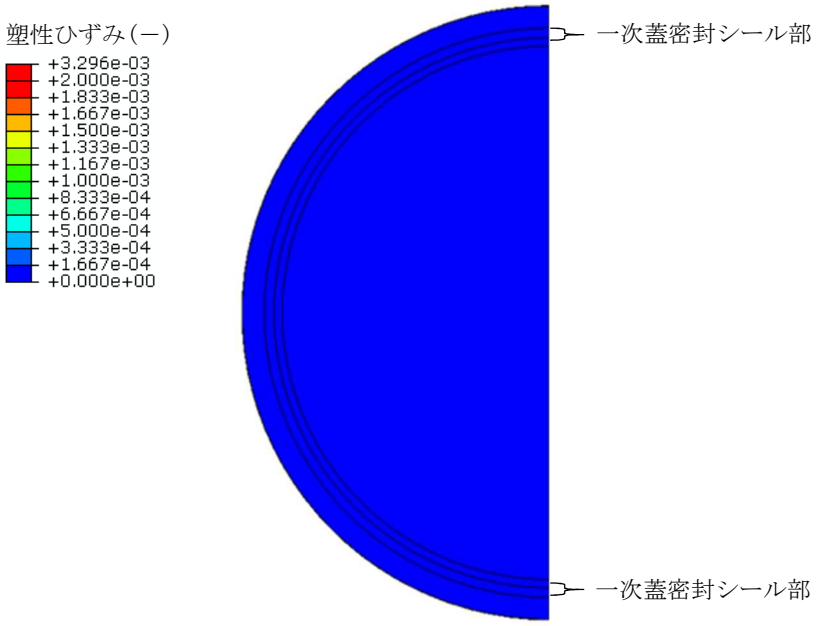
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－２１，表４．１－２２及び図４．１－１５に示す。水平落下時と同様，塑性ひずみが判定基準を超えているが，兼用キャスク全体としてはおおむね弾性範囲であり，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－１９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

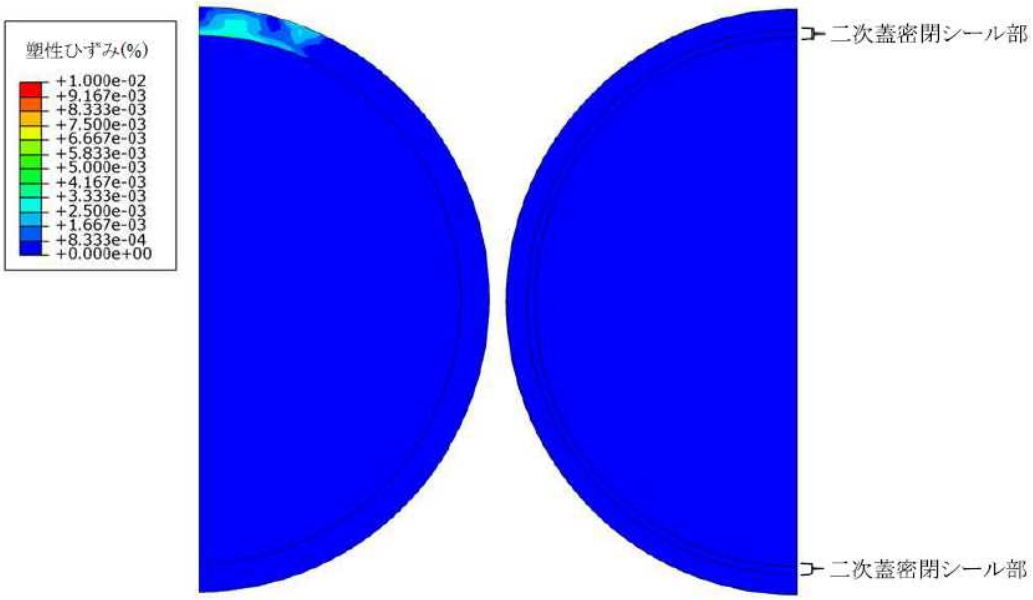
図４．１－１４　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－２０　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	265MPa	616MPa	831MPa

表４．１－２１　二次蓋密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0.4%	0.2%



（a）外面側　　（b）胴体内側

（c）外面側斜め方向

図４．１－１５　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－２２　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	265MPa	466MPa	848MPa

2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価

兼用キャスク及びコンクリートモジュールの並進運動を阻害する要因を除外し，水平面に置かれた兼用キャスク１基と当該兼用キャスクを取り囲むコンクリートモジュール１基が保守的に形状を維持したままコンクリート床板上を並進運動し，衝突する場合を評価する。

①　兼用キャスク頭部への衝突

Ａ．評価方針

軸方向に並進運動する兼用キャスクと側板長辺方向に並進運動するコンクリートモジュールが，兼用キャスク頭部とコンクリートモジュール側板（短辺）で衝突する事象を評価するが，評価上は静止した兼用キャスクに相対速度を持ったコンクリートモジュールが衝突するものとして評価を行う。

Ｂ．評価方法

兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を，コンクリートモジュールに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，建築物の耐衝撃設計の考え方※1に記載の方法を参考に，衝突する物体の圧壊挙動を無視したRieraの式※2を使用する。

$$P(t) = P_b[x(t)] + \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (1)$$

ここで，P(t)：衝突荷重(N)

Pb(x)：先端から距離xにおける圧潰力(N)

μ(x)：先端から距離xにおける単位長さ当たりの質量(kg/m)

v(t)：時刻tにおける衝突速度(m/s)

本評価では，兼用キャスク及びコンクリートモジュールの速度はどちらも兼用キャスクガイドで示される速度2.0m/sとするため，衝突速度はこれらの相対速度4m/sを用いて評価する。

航空機の衝撃試験に関する報告書によれば，機体の破壊強度が衝突荷重に与える影響は比較的小さく，質量の慣性力が支配的となり，衝突荷重の時刻歴の形状は，機体の質量分布に依存する※1。同様に考え，式(1)の第1項を無視できるとすると，式(1)は次のように求められる。

$$P(t) = \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (2)$$

ここで，衝突するコンクリートモジュール１基の質量分布を考慮すると，塑性変形

する部材は変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重を厳しめに評価するために質量分布の形状に三角形を仮定した場合，式(2)は次のように求められる。

$$P = \frac{2m}{L}v^2 \qquad (3)$$

ここで，m：衝突する物体の質量(kg)

L：衝突する物体の衝突方向長さ(m)

本評価では，質量はコンクリートモジュール１基分（m＝58,700kg）とし，コンクリートモジュール側板（短辺）の衝突方向長さは側板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

当該衝突荷重が外運搬規則の技術上の要件である一般の試験条件（以下,「一般の試験条件」という。）において兼用キャスクに作用する設計荷重（0.3m 頭部垂直落下時）より小さい場合，兼用キャスクの安全機能は維持される。核燃料輸送物設計承認申請書 別紙（平成 30 年 7 月 20 日申請）（以下,「SAR」という。）における一般の試験条件（0.3m 頭部垂直落下時）の兼用キャスクに作用する設計荷重 34.7MN を判定基準とする。

D．評価結果

式(3)を用いて衝突荷重を評価した結果を表４．１－２３に示す。衝突荷重は，判定基準より小さいため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

表４．１－２３　衝突荷重の計算結果

評価ケース	衝突荷重	判定基準
兼用キャスク頭部への衝突	9.40MN	34.7MN

※１：日本建築学会,「建築物の耐衝撃設計の考え方」（2015 年 1 月).

※２：Jorge D. Riera, “On the Stress Analysis of Structures Subjected to Aircraft Impact Forces”, Nuclear Engineering and Design 8, 415-426(1968).

② 兼用キャスク側面への衝突

A．評価方針

軸直角方向に並進運動する兼用キャスクと側板短辺方向に並進運動するコンクリートモジュールが，兼用キャスク側面（水平方向トラニオン２箇所）とコンクリートモジュール側板（長辺）で衝突する事象を評価するが，評価上は静止した兼用キャスクに相対速度を持ったコンクリートモジュールが衝突するものとして評価を行う。

B．評価方法

「① 兼用キャスク頭部への衝突」と同様に，兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を評価する。

なお，衝突する物体の質量はコンクリートモジュール１基分（m＝58,700kg）とし，衝突する物体の衝突方向長さはコンクリートモジュール側板（長辺）の側板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

衝突部位が兼用キャスク水平落下事象と同様のため，「1) ① 水平落下」で算出されたトラニオンへの衝突荷重40MNを判定基準とし，水平落下事象への包絡性を示す。

D．評価結果

式(3)を用いて衝突荷重を評価した結果を表４．１－２４に示す。衝突荷重は，判定基準より小さいため，兼用キャスクの安全機能は維持される。

表４．１－２４ 衝突荷重の計算結果

評価ケース	衝突荷重	判定基準
兼用キャスク側面への衝突	9.40MN	40MN

3)　コンクリートモジュールの落下・転倒評価

地震によりコンクリートモジュールが損傷し，貯蔵中の兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒した場合の影響を評価する。

Ss900 に対して支持架台が即座かつ完全に支持機能を失うことは考えにくいが，保守的に落下エネルギーを大きくするため支持架台を無視し兼用キャスクがコンクリート床板上に置かれた場合の衝突とする。また，告示地震力による浮き上がり量（100㎜）を落下高さに加えて評価する。

兼用キャスクの安全機能への影響を考慮し，想定される衝突事象におけるコンクリートモジュールの落下エネルギーが大きいケース（表４．１－２５の太枠内）について評価を行う。落下エネルギーを表４．１－２５，評価ケースを表４．１－２６に示す。兼用キャスクとコンクリートモジュールの衝突イメージを図４．１－１６～図４．１－１９に示す。図中の赤点線は支持架台を無視してコンクリート床板上に置かれた兼用キャスクの位置である。

表４．１－２５　想定される衝突事象と落下エネルギー

衝突物	質量 (kg)	寸法 (㎜)	姿勢	兼用キャスク 衝突位置	重心変位 (㎜)	落下エネルギー (N・㎜) ※
天板	16,300 (全体)	4680×7100 ×200	水平	トラニオン	1261	2.2×10^{8}
			傾斜	胴フランジ部	807	1.5×10^{8}
	5,500 (パネル１枚)	4680×2370 ×200	水平	トラニオン	1261	7.4×10^{7}
				外筒	1318	7.7×10^{7}
			傾斜	トラニオン	631	4.0×10^{7}
				外筒	659	4.1×10^{7}
側板 (蓋側)	8,000 (全体)	3800×4280 ×200	傾斜	胴フランジ部	113	1.7×10^{7}
	4,000 (パネル１枚)	3800×2140 ×200				8.4×10^{6}
側板 (底部側)	8,000 (全体)	3800×4280 ×200	傾斜	兼用キャスク 底部	49	1.2×10^{7}
	4,000 (パネル１枚)	3800×2140 ×200				5.9×10^{6}
側板 (側部側)	13,200 (全体)	3800×7100 ×200	傾斜	外筒	251	4.6×10^{7}
	4,400 (パネル１枚)	3800×2370 ×200		外筒	251	1.6×10^{7}

※落下エネルギーは質量(kg)×重力加速度(9.80665m/s^2)×（重心変位(㎜)+浮き上がり量（100㎜））より算出する。

表４．１－２６　コンクリートモジュールの落下・転倒の評価ケース

評価ケース	衝突位置	安全機能への影響	衝突条件	判定基準の設定方法
(1)	鉛直上側トラニオン	鉛直上側トラニオンへの衝突により，トラニオン取付位置の胴が損傷し，閉じ込め機能を喪失	天板（全体）が水平姿勢で落下	水平姿勢の兼用キャスクのトラニオンに荷重が作用する水平落下事象の衝突荷重以下であることを確認する
(2)	胴フランジ部	密封シール部が変形し，閉じ込め機能を喪失	天板（全体）が傾斜姿勢で落下	水平姿勢の兼用キャスクの胴フランジ部に荷重が作用するクレーン転倒事象の衝突荷重以下であることを確認する
(3)	外筒及び伝熱フィン	外筒部が破損し，線量が増加 伝熱フィンが破断し，除熱機能が低下	天板（パネル１枚）が水平姿勢及び傾斜姿勢で落下	外筒が破断しないことを示すため落下エネルギーが外筒のせん断エネルギーと伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計値以下であることを確認する

図４．１－１６　天板（全体）が水平落下して衝突する場合の衝突姿勢

図４．１－１７　天板（全体）が傾斜して衝突する場合の衝突姿勢

図４．１－１８　天板（パネル１枚）が水平落下して外筒に衝突する場合の衝突姿勢

図４．１－１９　天板（パネル１枚）が傾斜して衝突する場合の衝突姿勢

① 天板（全体）の水平姿勢での落下

A．評価方針

天板パネル 3 枚が連結し形状（全体）を維持したまま水平姿勢で落下しトラニオンに衝突する場合を評価する。衝突荷重が荷重作用位置の同じ兼用キャスク水平落下事象に包絡されることを示す。

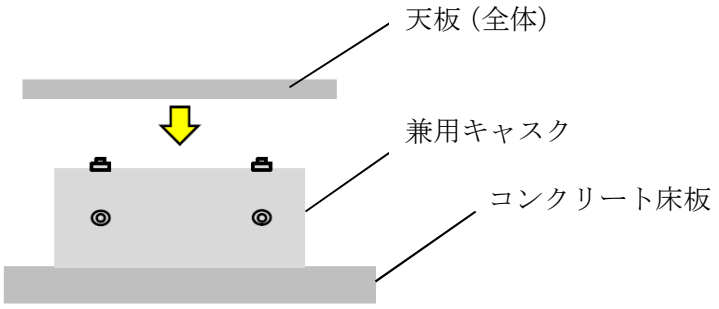


図４．１－２０　天板（全体）の水平姿勢での落下

B．評価方法

兼用キャスクとコンクリートモジュールが衝突した際に発生する衝突荷重を，コンクリートモジュールに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，「2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に Riera の式を用いて評価する。

$$P(t) = P_b[x(t)] + \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (1)$$

ここで，P(t)：衝突荷重(N)

Pb(x)：先端から距離 x における圧潰力(N)

μ(x)：先端から距離 x における単位長さ当たりの質量(kg/m)

v(t)：時刻 t における衝突速度(m/s)

本評価では，コンクリートモジュールの衝突速度は落下高さより算出する。

「2)　兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に，式(1)の第 1 項を無視できるとすると，式(1)は次のように求められる。

$$P(t) = \mu[x(t)]v^2(t) \qquad (2)$$

ここで，衝突するコンクリートモジュールの天板はパネル 3 枚が連結し形状を維持したまま水平姿勢で落下するため，天板（全体）の質量分布が長さＬにわたって一様，かつ変形方向に対しても質量分布が一様ではあるが，衝突荷重を厳しめに評価するために質量分布の形状に三角形を仮定すると，式(2)は次のように求められる。

$$P = \frac{m}{L} v^2 \qquad (3)$$

ここで，m：衝突する物体の質量(kg)

L：衝突する物体の衝突方向長さ(m)

本評価では，質量はコンクリートモジュール天板全体（m＝16,300kg）とし，コンクリートモジュールの衝突方向長さは厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

兼用キャスク水平落下事象への包絡性を示すため，「1）① 水平落下」で算出されたトラニオンへの衝突荷重 40MN を判定基準とする。

D．評価結果

鉛直上側トラニオンに作用する荷重は 4.4MN であり判定基準 40MN 以下であるため，本事象は兼用キャスク水平落下事象に包絡される。

表４．１－２７　天板（全体）の水平姿勢での落下評価結果

質量 (kg)	衝突部	落下高さ※ (mm)	衝突速度 (m/s)	厚さ (m)	衝突荷重 (MN)	判定基準 (MN)
16,300	トラニオン	1361	5.2	0.2	4.4	40

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

② 天板（全体）の傾斜姿勢での落下

A．評価方針

天板パネル 3 枚が連結し形状を維持したまま傾斜姿勢で落下し胴フランジ部側面に衝突する場合を評価する。衝突荷重が荷重作用位置の同じクレーン転倒事象（「5) ⑤-2　兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」参照）に包絡されることを示す。

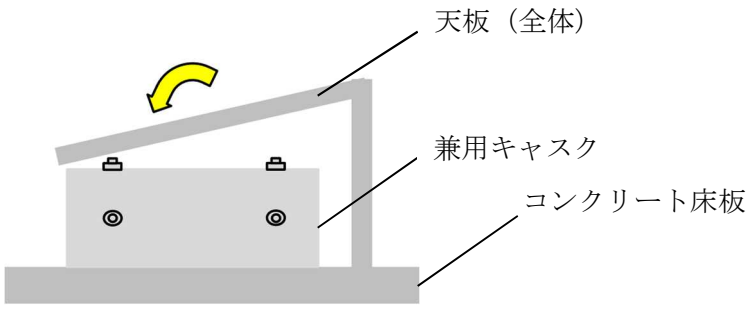


図４．１－２１　天板（全体）の傾斜姿勢での落下

B．評価方法

「①　天板（全体）の水平姿勢での落下」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

なお，衝突する物体の質量はコンクリートモジュール天板全体(m＝16,300kg)とし，衝突する物体の衝突方向長さはコンクリートモジュール天板厚さ（L＝0.200m）とする。

C．判定基準

クレーン転倒事象への包絡性を示すため，「5) ⑤-2　兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」で算出された胴フランジ部への衝突荷重 41MN を判定基準とする。

D．評価結果

胴フランジ部に作用する荷重は 2.9MN であり判定基準 41MN 以下であるため，本事象はクレーン転倒事象に包絡される。

表４．１－２８　天板（全体）の傾斜姿勢での落下評価結果

質量 (kg)	衝突部	落下高さ※ (mm)	衝突速度 (m/s)	厚さ (m)	衝突荷重 (MN)	判定基準 (MN)
16,300	胴フランジ部	907	4.3	0.2	2.9	41

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

③　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下

Ａ．評価方針

天板パネル１枚が形状を維持したまま水平姿勢及び傾斜姿勢で落下し外筒に衝突する場合を評価する。外筒への衝突により，外筒及び伝熱フィンの損傷範囲を評価し，遮蔽機能及び除熱機能への影響を評価する。

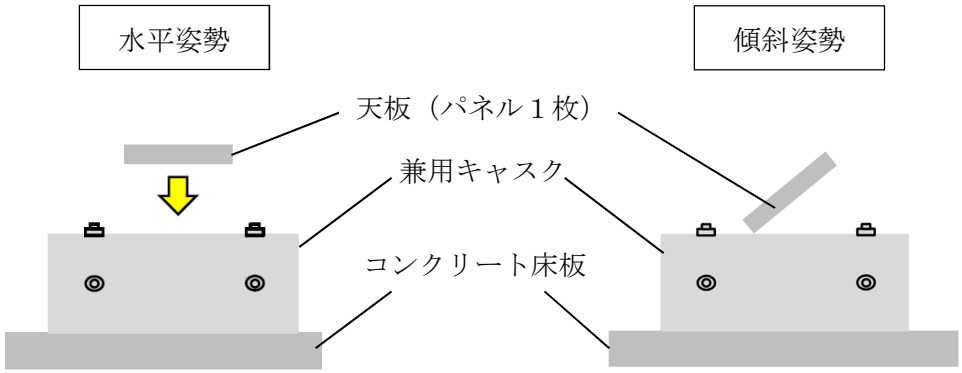


図４．１－２２　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下

Ｂ．評価方法

外筒に荷重が作用した場合，外筒のせん断による破断が生じる前に伝熱フィンが圧縮されて塑性変形する。そのため，コンクリートモジュール天板落下の落下エネルギーE に対して外筒のせん断に要するエネルギーEs 及び伝熱フィンの圧縮変形エネルギーEc が大きければ，外筒が破断して中性子遮蔽材が欠落することはない。

コンクリートモジュール天板の落下エネルギーE は次式で表される。

$E=m\cdot g\cdot H$

ここで，m：落下物の質量（＝5500kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝水平姿勢：1418mm，傾斜姿勢：759mm）

外筒のせん断に要するエネルギーEs は次式で表される。

$Es=D\cdot t^2\cdot S/2$

ここで，D：破断領域の周長（mm）（水平姿勢：[redacted]mm，傾斜姿勢：[redacted]mm）

t：外筒の板厚（＝20mm）

S：外筒のせん断強さ（＝215MPa）

伝熱フィンが圧縮されて塑性変形するエネルギーEc は次式で表される。

$Ec=A\cdot Su\cdot L$

ここで，A：荷重を受け持つ伝熱フィンの総面積（mm^2）（水平姿勢：[redacted]mm^2，傾

斜姿勢：[redacted]mm^2)

Su：伝熱フィンの設計引張強さ（＝[redacted] Pa）

L：伝熱フィンの圧縮変形長さ（伝熱フィン高さ）（＝143mm）

C．判定基準

コンクリートモジュール天板の落下エネルギーE が外筒の破断に要するせん断エネルギーEs と伝熱フィンの圧縮変形エネルギーEc の合計を超えなければ外筒が破断に至ることはないため Es＋Ec を判定基準とする。

D．評価結果

下表に示す通り，いずれも落下エネルギーが外筒のせん断エネルギーと伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計を超えないため，外筒が破断することはない。

表４．１－２９　天板（パネル１枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下評価結果

落下物	質量 (kg)	落下高さ H※ (mm)	落下物の落下姿勢	落下エネルギー (N・mm)	外筒のせん断＋伝熱フィン圧縮エネルギー (N・mm)		外筒のせん断破断の有無
天板（パネル1枚）	5,500	1418	水平	7.7×10^7	外筒(Es)	2.1×10^8	無
					フィン(Ec)	2.5×10^9	
					合計	2.7×10^9	
		759	傾斜	4.1×10^7	外筒(Es)	3.4×10^7	無
					フィン(Ec)	3.2×10^8	
					合計	3.5×10^8	

※：重心変位に加え，浮き上がり量 100mm を考慮

4)　兼用キャスクの埋没による除熱評価

A．評価方針

地震によりコンクリートモジュールが損傷し，貯蔵中の兼用キャスクにコンクリートモジュールが落下・転倒することで兼用キャスクが埋没する場合の除熱機能への影響を評価する。

コンクリートパネルには鉄筋が入っているため兼用キャスクとコンクリートパネルにはある程度の空隙が生じると考えられるが，保守的に兼用キャスクの上半分に対して隙間なくコンクリートパネルが張り付いて覆う場合を評価する。

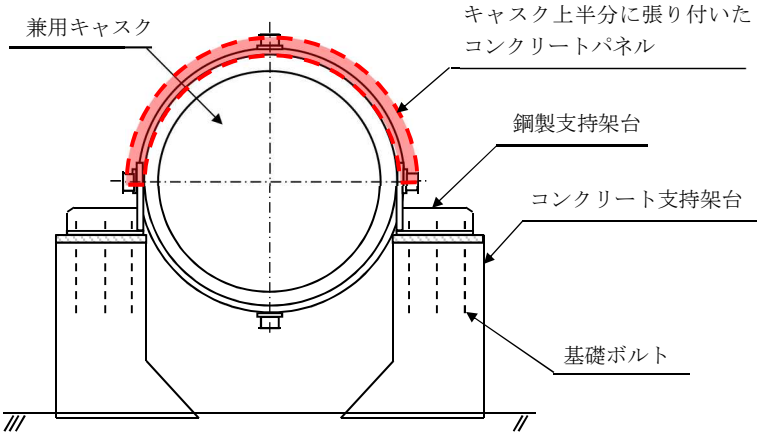


図４．１－２３　兼用キャスクの埋没想定

B．評価方法

兼用キャスクの上半分には厚さ 200㎜ のコンクリートモジュール天板が密着状態で覆い，さらに保守的に断熱と設定して評価する。下半分については物理的にコンクリートが密着しないため，自然対流熱伝達，放射伝熱を考慮する。

解析モデルを図４．１－２４に示す。図４．１－２５に示す既設評価で用いた軸方向断面モデルを軸回りに回転させて三次元形状でモデル化する。

定常状態の温度分布を時刻 0 とし，1000h（約 42 日）までの温度変動を評価する。

図４．１－２４　解析モデル

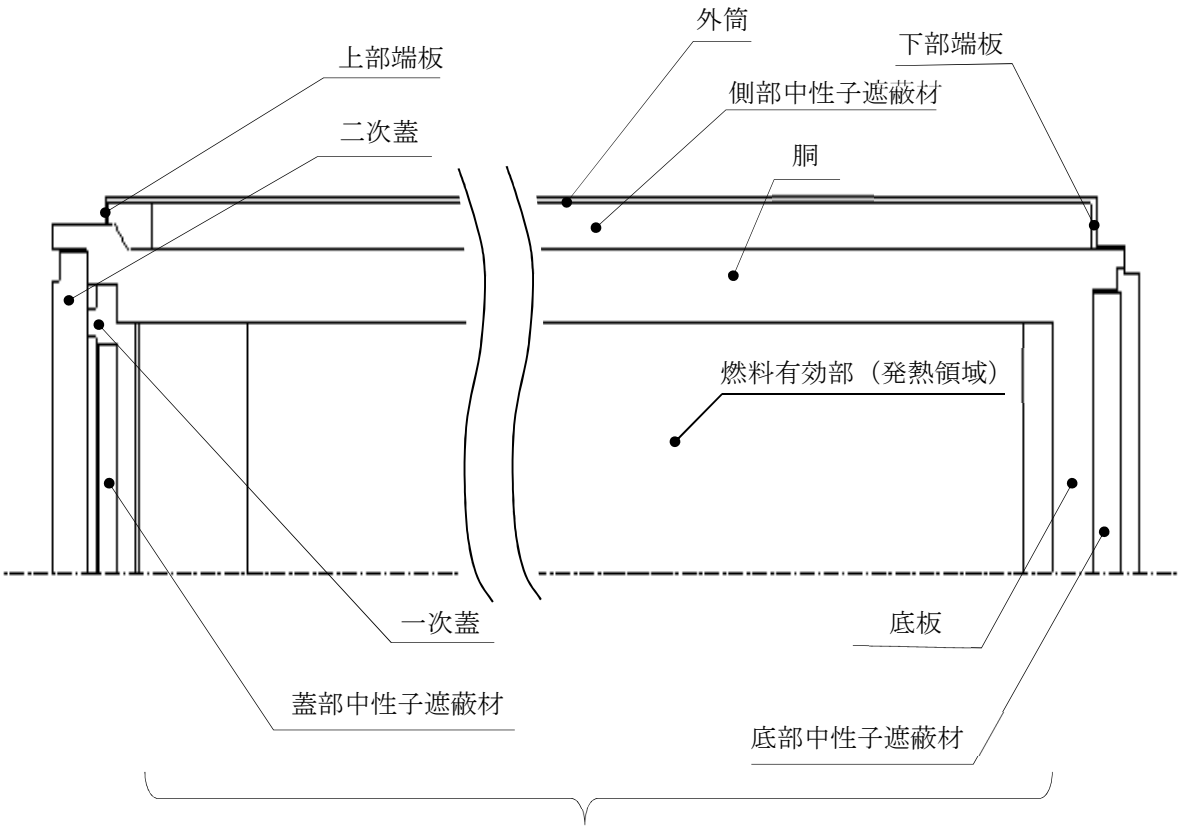


図４．１－２５　軸方向断面モデル

C．判定基準

兼用キャスクの除熱評価における制限温度は表４．１－３０の通り設定する。なお，兼用キャスクの密封境界は胴及び一次蓋として判定基準を満足することを確認する。また，金属ガスケット及び中性子遮蔽材については，コンクリートガレキ等の除去が完了するまでの限られた期間内に兼用キャスクの基本的安全機能が維持される温度として短期的制限温度を設定する。

表４．１－３０　各部材における制限温度

（単位：℃）

部位	材質	制限温度		根拠
		長期的な使用	短期的な使用	
燃料被覆管	ジルカロイー２	300		学会標準※1 安全機能を確保する期間において，累積クリープひずみが１％以下となる温度，照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度
密封容器，外筒等 密封蓋締付けボルト	炭素鋼，合金鋼	350		構造規格
金属ガスケット	アルミニウム合金 ニッケル基合金	130	[redacted]	電中研※2 安全機能を確保する期間において，累積 LMP が 11.09×10^3以下となる温度
バスケット	ボロン添加ステンレス鋼	300		臨界防止の観点でバスケットの変形を抑制するうえで構造強度が確保される温度
中性子遮蔽材	レジン	150	[redacted]	一般に熱分解が生じるとされる温度以下※3

※1：日本原子力学会標準，使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2021，附属書N
※2：加藤治，伊藤千浩，「電力中央研究所報告 使用済燃料貯蔵容器用ガスケットの長期密封特性」，(一財)電力中央研究所，U92009（平成４年７月）
※3：例えば，熱重量・示差熱（TG・DTA）分析で，熱分解が観察されない温度

D．評価結果

温度上昇は 400h（約２週間）程度でほぼ定常となり，すべての部位で制限温度を満足する。

図４．１－２６に部位ごとの最高温度変化を示す。時刻０（定常時）より，兼用キャスク上面側の温度が上昇し，400h（約 2 週間）程度でほぼ定常となった。各部材の 1000h 経過時の温度は表４．１－３１に示す通り，すべての部位で安全機能が確保できる制限温度を満足する結果となった。参考として，評価した二次蓋及び二次蓋金属

ガスケットについても制限温度を満足する結果となった。

表４．１－３１　兼用キャスクの埋没による除熱評価結果

（単位：℃）

部材		1000h 経過時の温度	判定基準
燃料被覆管		[redacted]	300
炭素鋼	胴		350
	一次蓋		
	二次蓋		
アルミニウム合金，ニッケル基合金	一次蓋金属ガスケット		[redacted]
	二次蓋金属ガスケット		
ボロン添加ステンレス鋼			300
中性子遮蔽材	側部		[redacted]
	蓋部		
	底部		

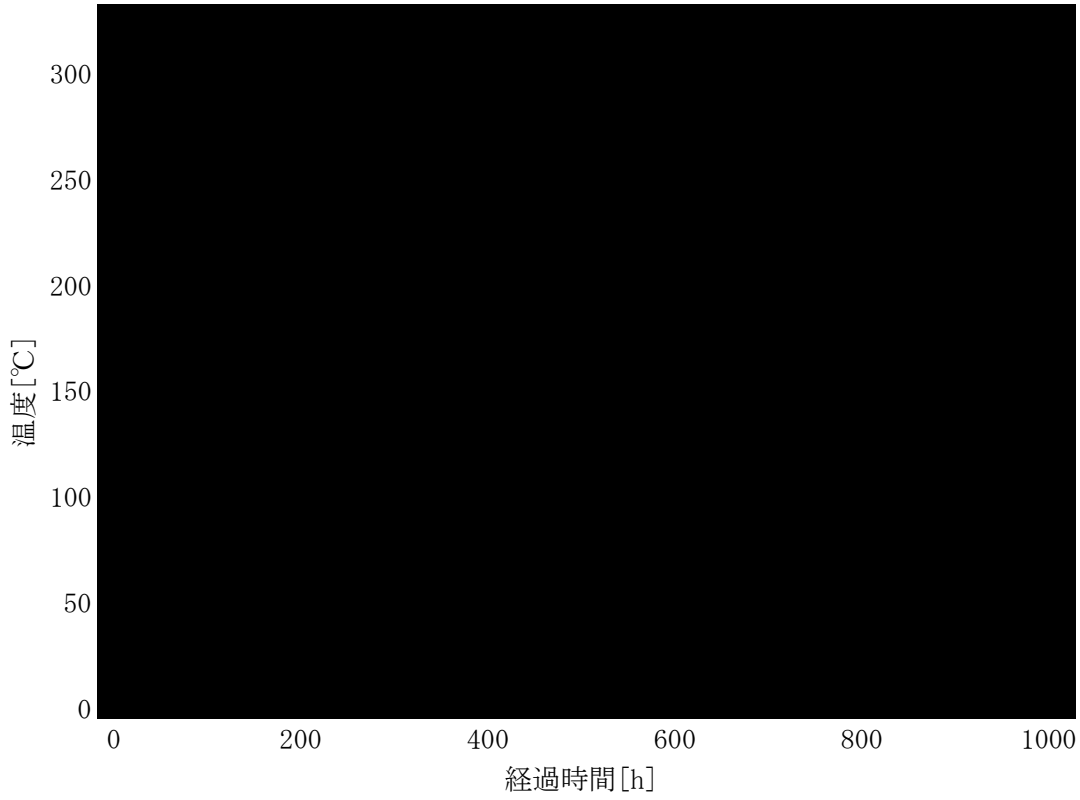


図４．１－２６　部位ごとの最高温度変化

5)　クレーンの転倒評価

クレーン，クレーン周辺のコンクリート基礎及び地盤が健全な場合における告示地震力によるクレーン回転転倒の可能性を検討する。

また，コンクリート基礎及び地盤が損傷する場合においては，クレーンの転倒が否定できないことから，クレーンの転倒評価を行う。評価にあたっては，兼用キャスク及びクレーンの移動を考慮した衝突位置の検討並びに衝突基数について検討し，評価を行う。

クレーンの転倒評価フローを図４．１－２７に示す。

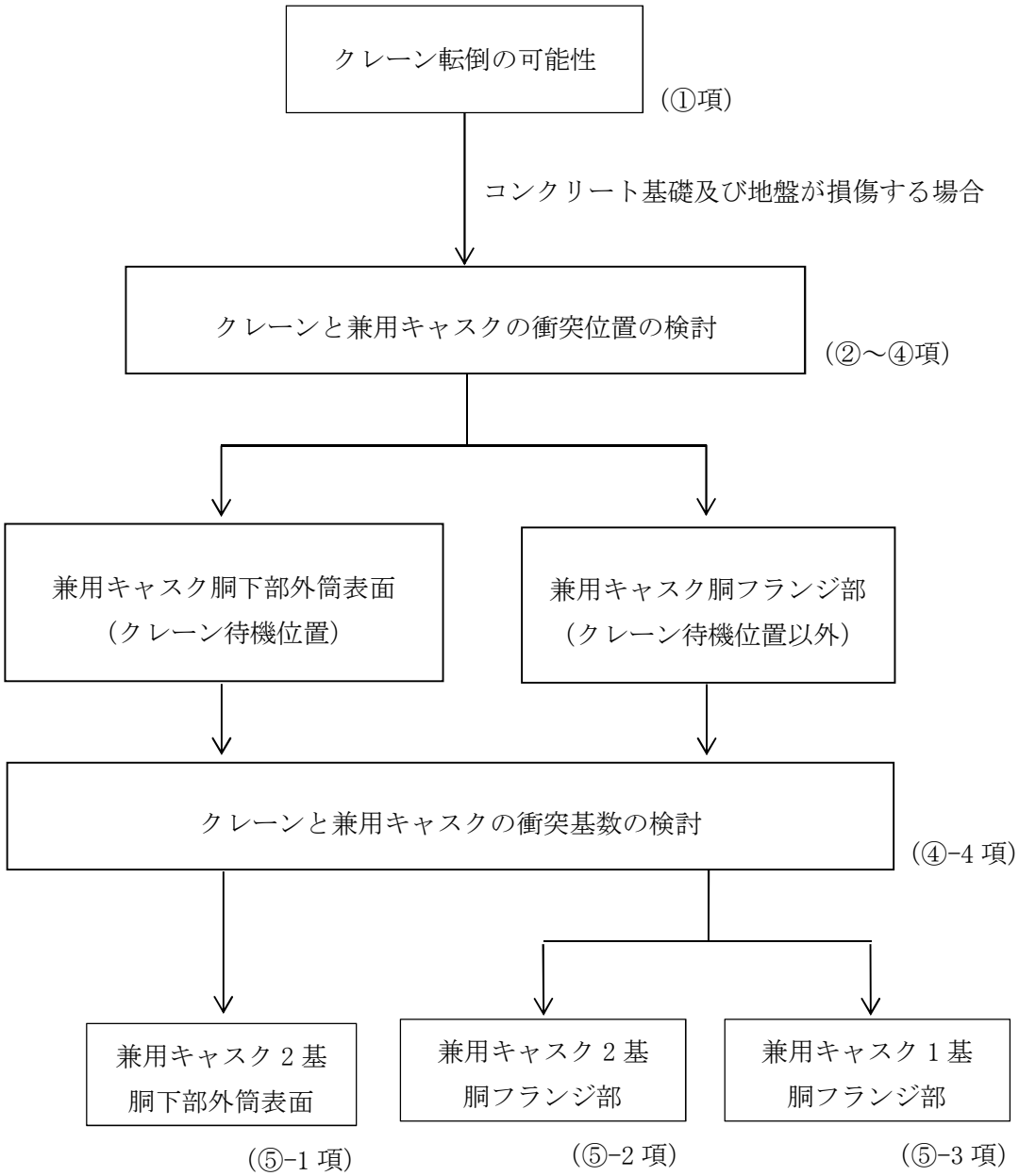


図４．１－２７　クレーンの転倒評価フロー図

① クレーン回転転倒の可能性について

①-1 浮き上がりによる回転転倒の可能性

図４．１－２８(a)にクレーンの形状，重心位置を示す。剛体とみなしたクレーンが形状を維持したまま転倒する場合，図４．１－２８(b)に示すように，脚部ががれきなどの障害物で移動を制限され，脚部を中心に回転転倒すると考えられる。クレーンが回転転倒する場合の浮き上がり量 h_t は，次式で算出される。なお，クレーンの重心位置は脚部の回転中心上にある時とする。

h_m

$\theta_0 =$ [redacted]

$\theta_t =$

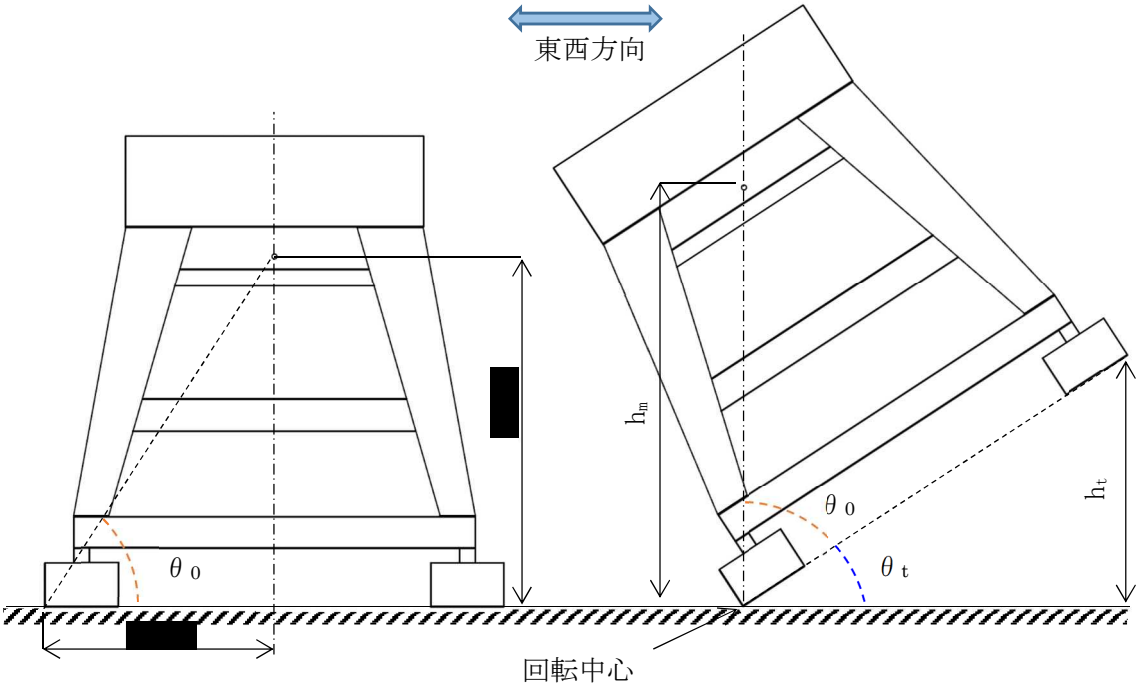
$h_t =$

ここで，h_m：クレーンの重心が脚部の回転中心上にあるときの高さ（m）

θ_0：転倒支点から重心位置を結ぶ線と水平線の角度（°）

θ_t：転倒が生じる角度（°）

h_t：転倒が生じる浮き上がり量（m）



(a)クレーンの形状，重心位置　　(b) 重心位置が一番高い姿勢

図４．１－２８　クレーン転倒姿勢

クレーンが形状を維持したまま東西方向に転倒するには，片側の車輪が [redacted]mm 程度浮き上がる必要がある。一方，非線形時刻歴応答解析における 1/2Ss450 の地震時の最大浮き上がり量評価結果が 0.7mm である（「4.4（3）2）③　浮き上がり量結果」参照）。

また，告示地震力の地震時におけるコンクリート床板の水平方向の最大速度 2.0m/s 及び鉛直方向の最大速度 1.4m/s の合成速度 2.5m/s が作用するとした場合，工学式に基づく最大浮き上がり量は次式で算出される。この時のクレーン浮き上がり姿勢を図４．１－２９に示す。

$m \times g \times h_{差} = m \times v_{合}^2/2$ より，

$h_{差}$ = [redacted]

$h_{重}$ = [redacted]

θ_0 = [redacted]

θ_1 = [redacted]

θ_2 = [redacted]

$h_{浮}$ = [redacted]

ここで，$v_{合}$：コンクリート床板の合成速度（＝2.5m/s）

m：クレーンの質量（kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

$h_{差}$：速度による浮き上がり時の重心位置の差（m）

$h_{重}$：速度による浮き上がり時のクレーン重心高さ（m）

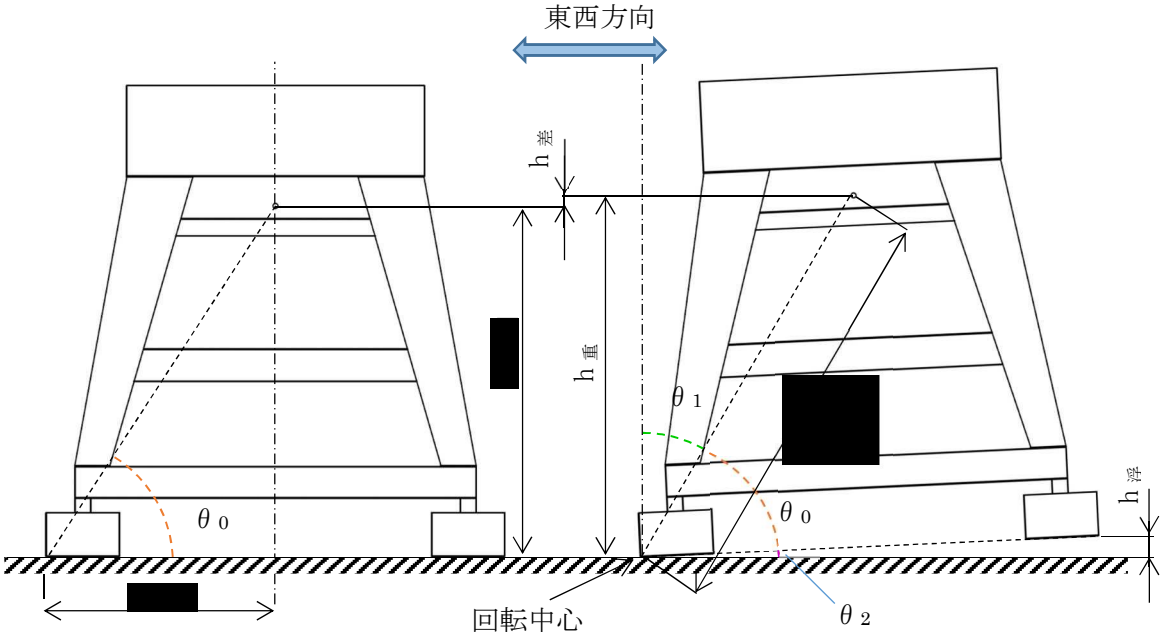
θ_0：転倒支点から重心位置を結ぶ線と水平線の角度（°）

θ_1：転倒支点から浮き上がり時の重心位置を結ぶ線と鉛直線の角度（°）

θ_2：速度による浮き上がり角度（°）

$h_{浮}$：速度による最大浮き上がり量（m）

評価の結果，告示地震力の地震時の最大浮き上がり量は [redacted]mm であり，転倒に必要な浮き上がり量 [redacted]mm 以下であると想定されることから，クレーンの転倒は考えにくい。



(a)クレーンの形状，重心位置　　(b) 速度による浮き上がり姿勢

図４．１－２９　クレーン浮き上がり姿勢

①-2　クレーン速度による回転転倒の可能性

①-1 項同様，剛体とみなしたクレーンが形状を維持したまま転倒する場合，図４．１－２８(b)に示すように，脚部ががれきなどの障害物で移動を制限され，脚部を中心に回転転倒すると考えられる。この場合，初期状態との重心位置の差以上のエネルギーが必要になる。

クレーン転倒時の重心位置は [redacted]mm，初期状態では [redacted] m であるので，重心位置の差は 1,775mm である。この重心位置の差分に相当する速度 v は以下の通りである。

$m \times g \times h = m \times v^2/2$ より，

$v = \sqrt{(2 \times g \times h)} = \sqrt{(2 \times 9.80665 \times 1.775)} = 5.90 m/s$

ここで，m：クレーンの質量(kg)

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

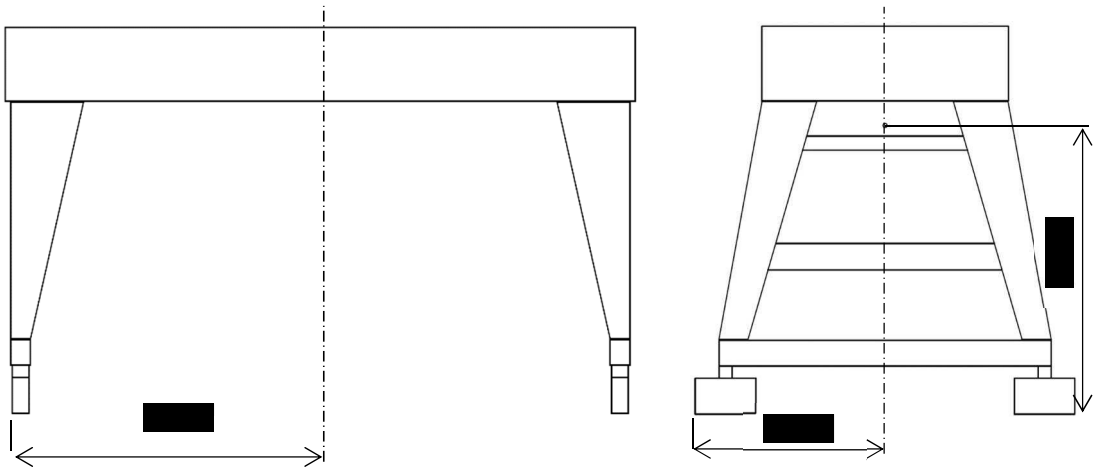
h：重心位置の差（＝1.775m）

評価の結果，①-1 項より，告示地震力の地震時におけるコンクリート床板の合成速度は 2.5m/s であり，転倒に必要なクレーン速度 5.9m/s 以下であると想定されることから，クレーンの転倒は考えにくい。

①-3　クレーン脚部１箇所を回転の起点として転倒する可能性

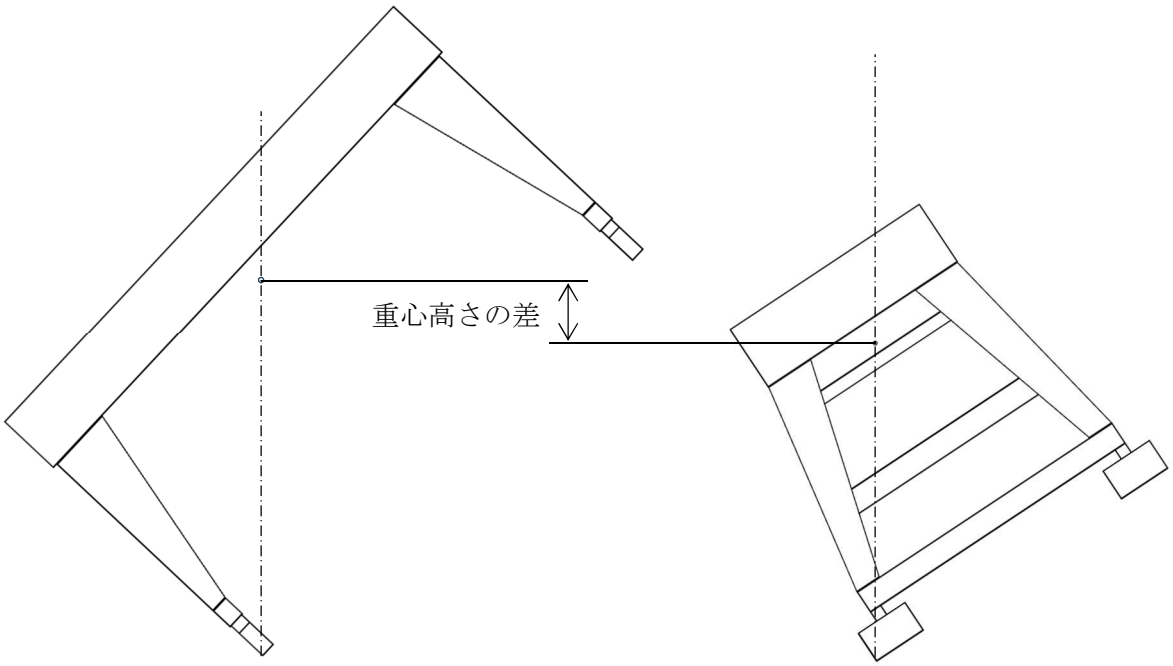
図４．１－３０にクレーンの形状，重心位置を示す。クレーンは南北方向に約 20m，東西方向に約 12m の矩形形状である。クレーンには４つの脚部があり，クレーンが転倒するには，図４．１－３１に示すように，脚部ががれきなどの障害物またはコンクリート基礎の損傷により移動を制限され，２箇所の脚部を中心に回転転倒すると考えられる。回転転倒時のクレーンの重心位置は，脚部の回転中心上にある時が最も位置が高い。このため，初期状態との重心位置の差以上のエネルギーが必要になる。この時，クレーンが南北方向（長辺側）に転倒する場合の重心変位は，東西方向（短辺側）に転倒する場合よりも大きく，クレーンは東西方向（短辺側）に転倒すると考えられる。

また，４つの脚部のうち，１個所のみが移動を制限されてクレーンが水平方向に回転する場合を想定した場合，図４．１－３２のようにクレーンは水平方向に回転しながら転倒すると考えられる。この場合においてもクレーンは必要エネルギーが小さい短辺側に最も転倒しやすい。このとき，クレーンは２箇所の脚部が移動を制限された場合と異なり，回転運動を伴うため，転倒に必要な重心位置の差のエネルギーに加えて，回転エネルギーが必要になるため，より大きなエネルギーが必要になる。このため，クレーン脚部１箇所を回転の起点とした転倒の可能性は考えにくい。



(a)西側からみたクレーン形状　　(b)南側から見たクレーン形状

図４．１－３０　クレーンの形状，重心位置



(a) 南北方向への転倒　　(b) 東西方向への転倒

図４．１－３１　クレーン転倒姿勢

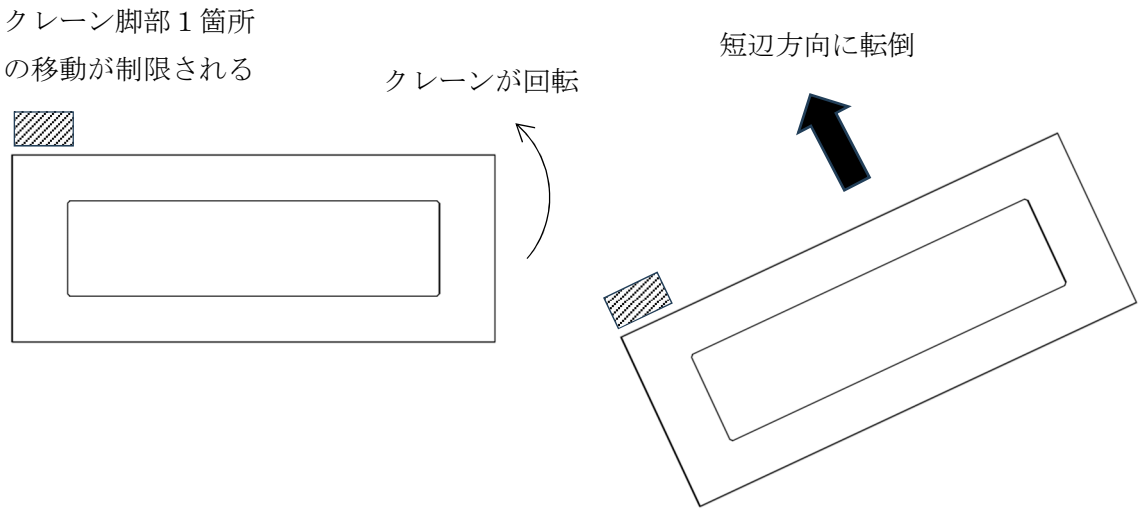


図４．１－３２　クレーン脚部１箇所の移動が制限された場合のクレーンの挙動

①-4　クレーン回転転倒の可能性

以上を踏まえると，クレーン，クレーン周辺のコンクリート基礎及び地盤が健全な場合はクレーンの転倒は考えにくいが，コンクリート基礎及び地盤が損傷する場合は，クレーンが転倒する可能性は否定できないことから，クレーン転倒評価の設定条件の検討及びクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価を行う。

なお，クレーン転倒に必要なエネルギーを考慮すると，より小さいエネルギーで転倒する姿勢として，①-3 項の検討結果を踏まえ東西方向に２箇所の脚部を中心に回転転倒するケースを代表ケースとして評価を行う。

②　支持機能喪失時のキャスク移動

Ａ．南北方向への移動

図４．１－３３の通り，南北の移動方向に崩壊したコンクリート支持架台の残骸等が残存すると想定されるが，コンクリート支持架台等の損傷及び残存状況を定量的に評価することは困難である。一方，「(2) 1) 兼用キャスク同士の衝突性評価」（以下，「衝突性評価」という。）及びコンクリート支持架台の残骸等によりキャスクの移動が阻害されると想定されることを踏まえると，地震によるキャスクの南北方向の移動は限定的と想定される。

Ｂ．東西方向への移動

図４．１－３３の通り，東西の移動方向に崩壊したコンクリート支持架台の残骸等は存在しないと想定されることから，衝突性評価に近い状況で移動すると考えられる。

衝突性評価の「B．評価方法」における評価に基づき，告示地震力における水平速度2.0m/s を初速とし，摩擦係数を 0.25 とすると，キャスク 1 基の移動距離は 0.82m となり，地震によるキャスク 2 基の相対移動距離は，1.64m 程度と想定される。

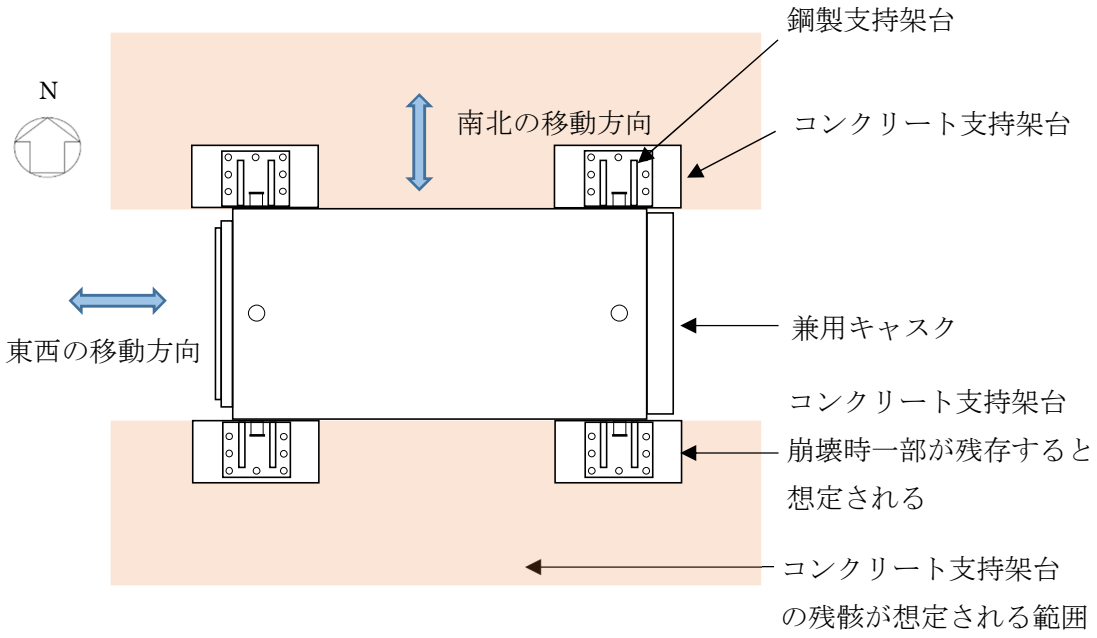


図４．１－３３　キャスク移動時のコンクリート支持架台残骸範囲想定図

③　クレーンの移動について

告示地震力によるクレーンへの影響は以下の通り。地震により，図４．１－３４の通り，クレーン走行車輪は，走行レールからレールピットに脱線すると想定される。

南北方向は，レールピットにより移動が制限されることから，概ね南北方向のクレーン位置は変わらないと考える。

東西方向は，すべりによるクレーンの移動が想定されることから，キャスクへの衝突位置が変わる可能性がある。

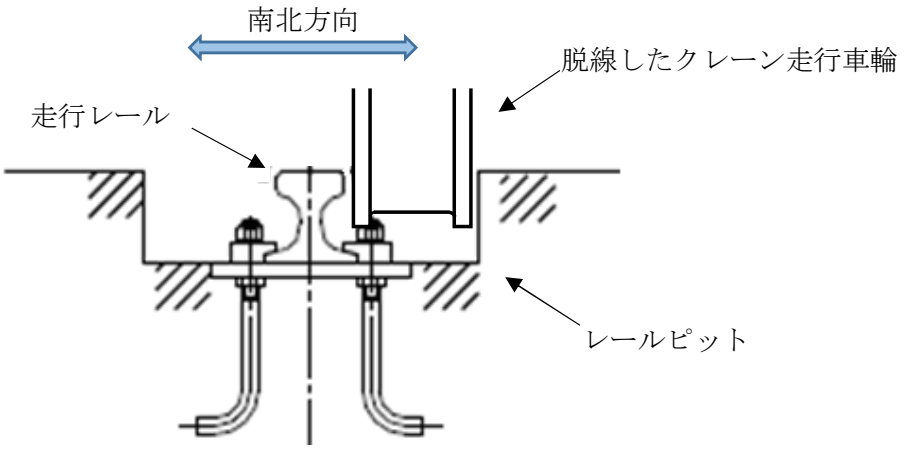


図４．１－３４　レールピットに脱線した車輪概略図

④　クレーン転倒評価における設定条件について

④-1　告示地震力による影響検討結果まとめ

②項及び③項における告示地震力による影響検討結果まとめは，表４．１－３２の通りである。

表４．１－３２　告示地震力によるキャスク及びクレーンの移動に関する検討結果

方向	キャスクの移動	クレーンの移動
南北	コンクリート支持架台等の損傷及び残存状況を定量的に評価することは困難であるが，コンクリート支持架台の残骸等によりキャスクの移動が阻害されることから，地震によるキャスクの移動は限定的と想定される。	脱線したクレーン走行車輪は，レールピットにより移動が制限されることから，クレーン位置は変わらないと想定される。
東西	キャスクの移動を阻害するコンクリート支持架台の残骸等は存在せず，地震によりキャスクは移動すると想定される。地震によるキャスク２基の相対移動距離は 1.64m 程度と想定される。	すべりによるクレーンの移動が想定される。

④-2　南北方向の設定条件

告示地震力によるクレーン転倒時，クレーン及び兼用キャスクの南北方向の移動は限定的と想定される。クレーン及び兼用キャスクが南北方向に移動しないとした場合，クレーンと兼用キャスクの位置関係から，クレーンが転倒し兼用キャスクに衝突時，図４．１－３５～図４．１－３７の通り，南側キャスクの中心位置とクレーンのダイヤフラムは [redacted]mm 離れている。一方，兼用キャスク胴下部外筒半径は [redacted]mm，兼用キャスク胴フランジ部半径は [redacted]mm であることから，クレーンが転倒し，兼用キャスクに衝突時，ダイヤフラムが変形する可能性がある。クレーン転倒評価においては，[redacted]評価する。なお，北側兼用キャスクの中心位置とクレーンのダイヤフラムは [redacted]mm 離れており，兼用キャスク衝突時，ダイヤフラムの変形による影響は小さいと考え，ダイヤフラムの変形は考慮しない。

図４．１－３５　クレーンとキャスク２基の位置関係
［兼用キャスク胴下部外筒表面衝突時］

図４．１－３６　クレーンとキャスク２基の位置関係
［兼用キャスク胴フランジ部衝突時］

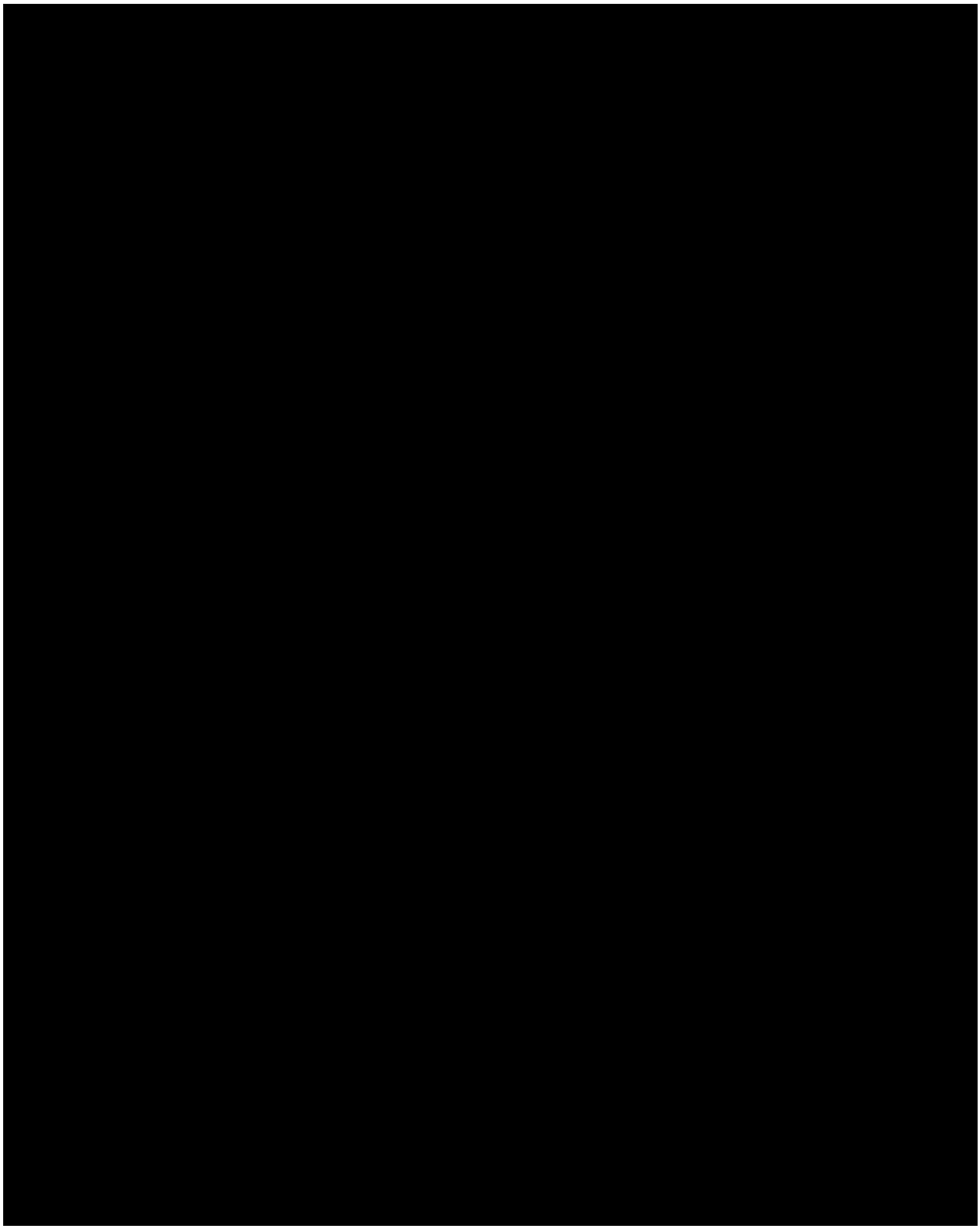


図４．１－３７　クレーンとキャスク２基の衝突時の位置関係

図４．１－３８　クレーン転倒評価モデル（南側キャスク衝突時）

④-3　東西方向の設定条件

東西方向は移動が想定され，兼用キャスクへの衝突位置を想定出来ないことから，キャスクの胴下部外筒表面，及び，胴フランジ部への衝突評価を行う。

④-4　クレーン転倒評価における兼用キャスク衝突箇所及び衝突基数

クレーンは兼用キャスクの搬出入やコンクリートモジュールの組み立てに使用し，使用期間は全体の供用期間に対して十分に小さいため，地震発生時，クレーンは待機位置で待機中と想定される。

兼用キャスクは，図４．１－３９の通り，西側にキャスク下部，東側にキャスク上部の向きで貯蔵している。待機位置でクレーンが西から東に転倒した場合，兼用キャスク胴下部外筒表面への衝突が想定されるため，クレーン転倒時の評価として，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面に衝突時の評価を行う。

また，兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋，一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を想定する。クレーンの位置を待機位置からずらし，胴フランジ部にクレーンが衝突するようクレーンを東から西に転倒させ，兼用キャスク 2 基胴フランジ部に衝突した場合の評価を行う。

さらに，密封境界への影響が大きいと想定される兼用キャスク胴フランジ部への衝突を代表として，保守的に兼用キャスク１基胴フランジ部に衝突した場合の評価を行う。

クレーンの待機位置とキャスクとの位置関係を図４．１－４０，図４．１－４１に示す。

表４．１－３３　クレーン転倒評価における兼用キャスク衝突箇所及び衝突基数一覧

	クレーン転倒位置	
	待機位置	待機位置以外
クレーン転倒方向	西から東	東から西
兼用キャスク衝突箇所	胴下部外筒表面	胴フランジ部
兼用キャスク衝突基数	2 基	1 基，2 基

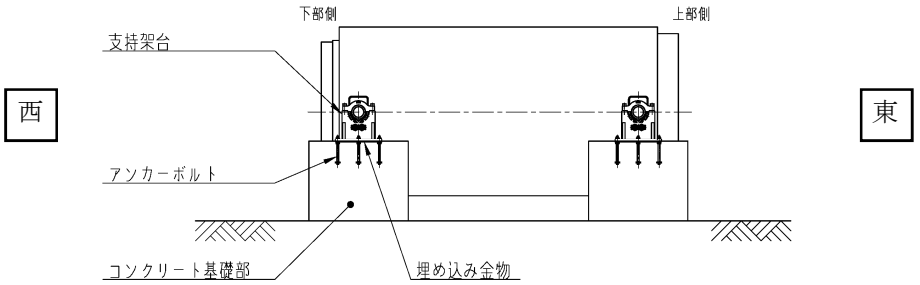


図４．１－３９　兼用キャスク保管向き

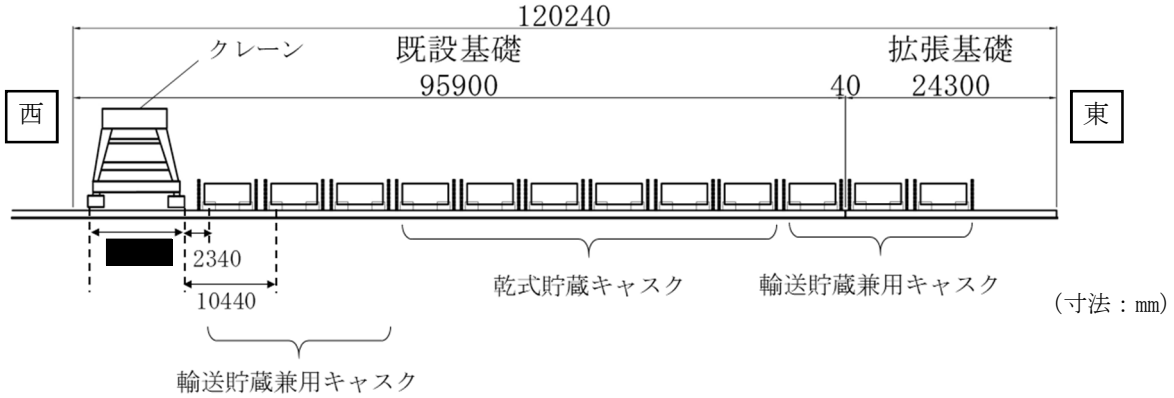
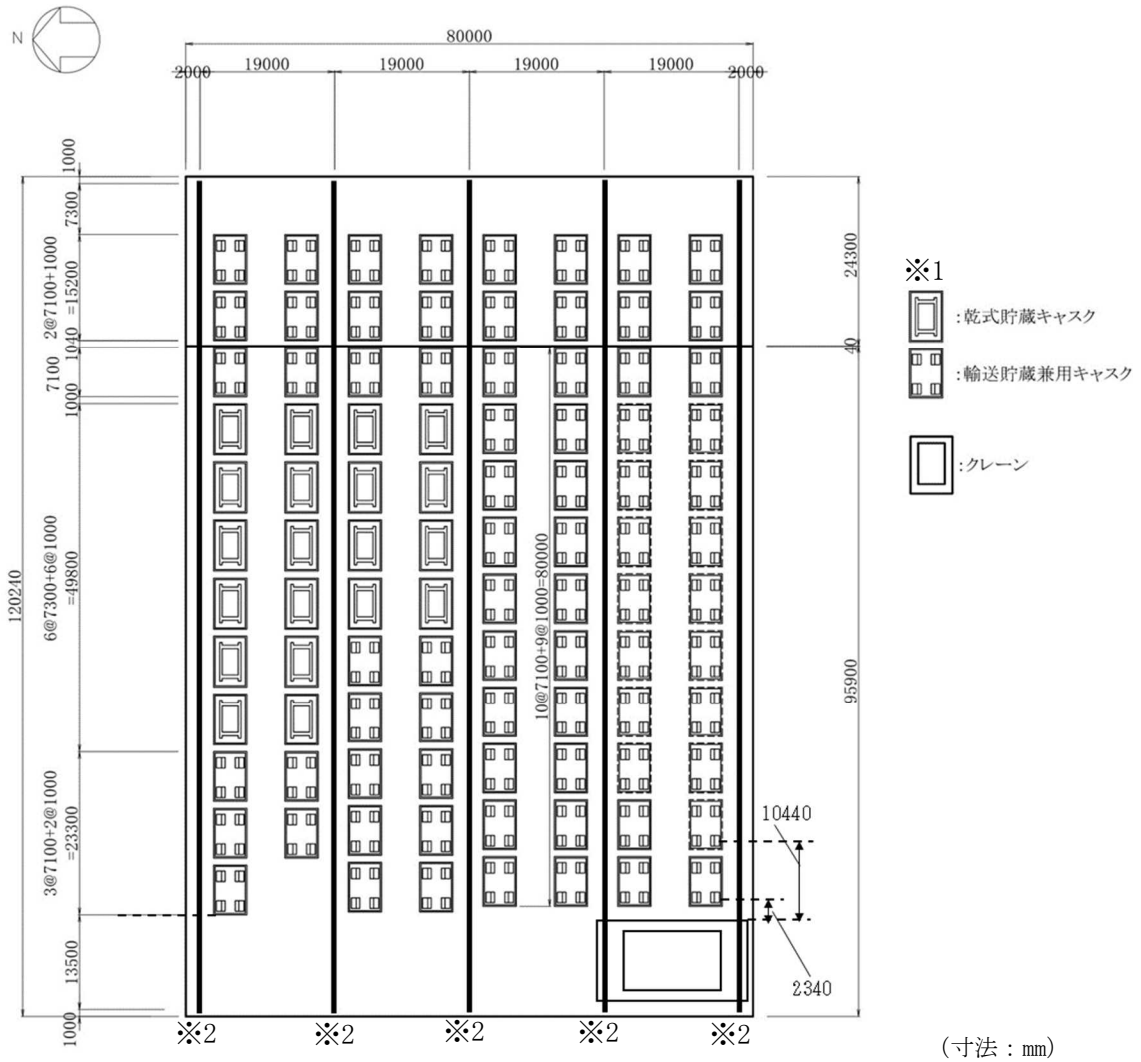


図４．１－４０　クレーン待機位置（側面図）



※1　キャスクは全て西側にキャスク下部，東側にキャスク上部の向きで貯蔵されている。

※2　クレーン用のレールが敷設されており，クレーン転倒時の南北方向の位置はレールにより固定される。

図４．１－４１　クレーン待機位置（平面図）

④-5　クレーンの転倒評価におけるクレーン質量

本評価におけるクレーン各部位の質量を表４．１－３４に示す。保守的にトロリフレームを含むクレーン全質量 209.7t が作用するものとして評価を行う。

表４．１－３４　クレーン各部位の質量

名称	材質	質量（ton）
桁（東側）	[redacted]	[redacted]
桁（西側）		
桁つなぎ（北側）		
桁つなぎ（南側）		
トラックフレーム（北側）		
トラックフレーム（南側）		
走行装置（東側①）		
走行装置（東側②）		
走行装置（西側①）		
走行装置（西側②）		
脚（北側）		
脚（南側）		
上部脚つなぎ（北側）		
上部脚つなぎ（南側）		
中間部脚つなぎ（北側）		
中間部脚つなぎ（南側）		
トロリフレーム		
合計		209.7

⑤　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価

クレーン転倒による兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突，兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突及び兼用キャスク 1 基胴フランジ部への衝突において，兼用キャスクの密封機能が維持されることを確認する。クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価フローを図４．１－４２に示す。

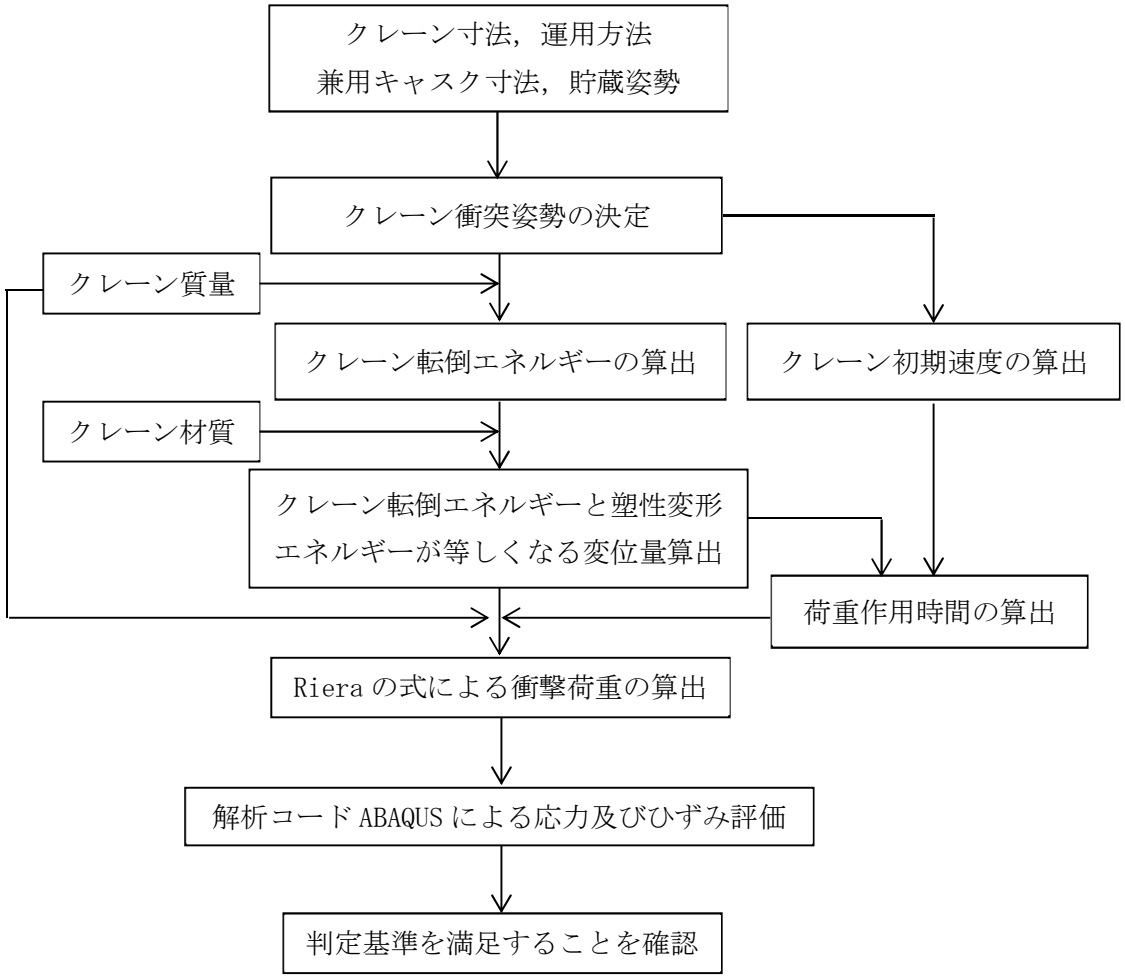


図４．１－４２　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価フロー図

⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突

A．評価方針

待機位置におけるクレーン転倒時の兼用キャスクへの影響を評価する。

クレーンが壊れて倒れるよりも，形状を維持したまま倒れるケースのほうが衝突荷重が大きいため，形状を維持した状態のクレーンがコンクリート床板に置かれた兼用キャスクの胴下部外筒表面へ回転転倒するものとする。なお，コンクリートモジュールの影響を考慮しない場合のほうが保守的であるため，コンクリートモジュールを無視してクレーンが直接兼用キャスクに転倒する場合の衝突評価を行う。

クレーンの転倒及び変形イメージを図４．１－４３に示す。

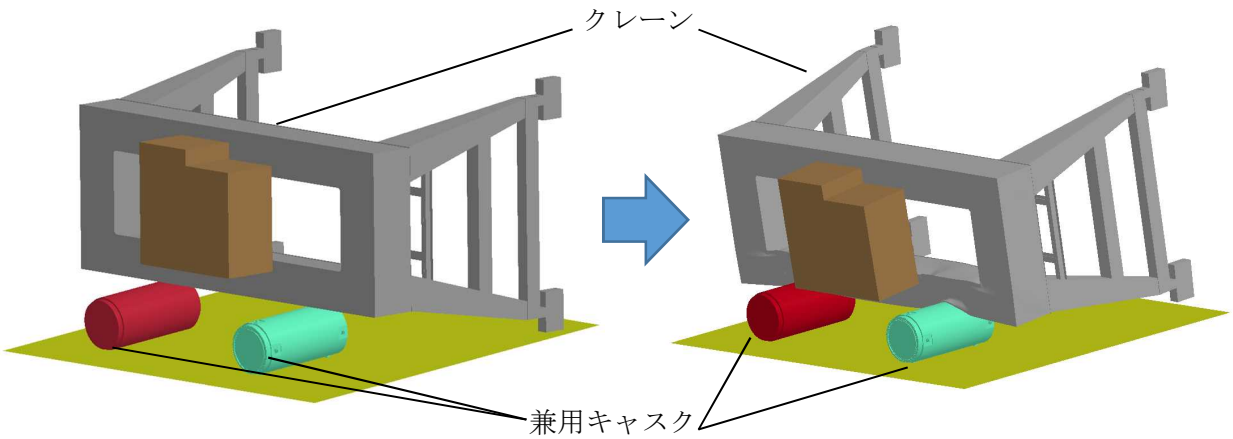


図４．１－４３　クレーンの転倒と衝突による変形

B．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの待機位置からの転倒により兼用キャスク胴下部外筒とクレーンの桁（立板，補強板，補強リブ）が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため，クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク 2 基に衝突する際の位置関係を図４．１－４４に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－４５に示す。

図４．１－４４　クレーンとキャスク２基の位置関係

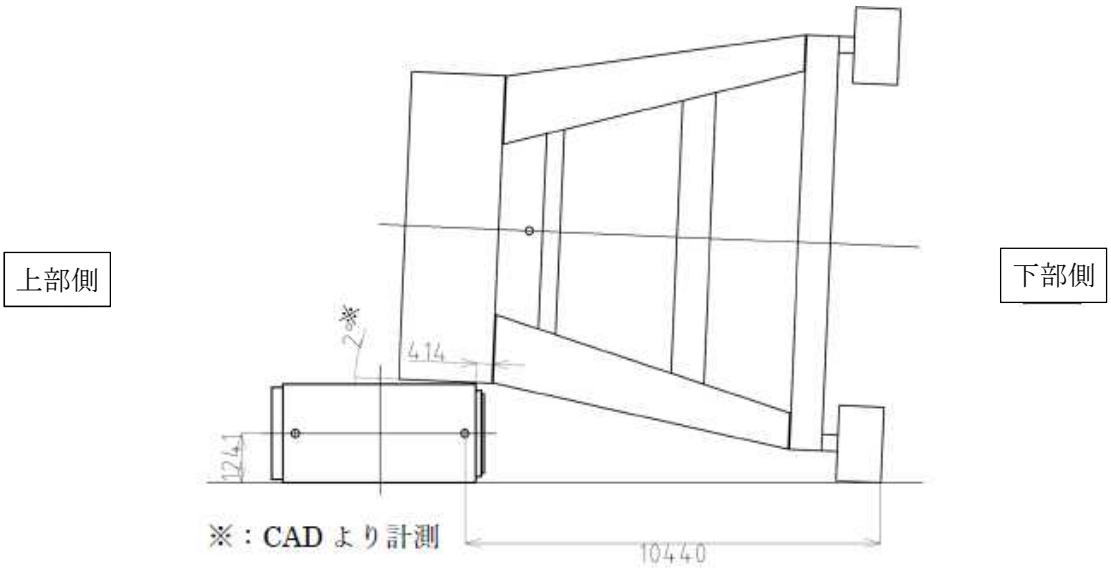


図４．１－４５　クレーン転倒時の衝突箇所（胴下部外筒表面衝突時※）

※クレーンが待機位置にある状態で西側から東側に転倒する場合，キャスクの胴下部に衝突する。

衝突姿勢時における図４．１－４４の断面Ａ－Ａ，断面Ｂ－Ｂの桁断面図を図４．１－４６に，クレーン部材の機械強度を表４．１－３５に示す。

表４．１－３５　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強板，補強リブ	SS400	203000		

図４．１－４６　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。図４．１－４４における南側キャスクと北側キャスクで損傷部位が異なり，南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラム※と ■mm 離れている。キャスクの外筒外径は ■mm のため，ダイヤフラムが変形する。■■■

図４．１－４７　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面

図４．１－４８　北側キャスク衝突部桁断面

図４．１－４９　東側から見た南側キャスク衝突部位の変形形状

図４．１－５０　東側から見た南側キャスク衝突部補強板ａの変形形状

図４．１－５１　東側から見た北側キャスク衝突部立板の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の東側の立板（板厚 ■mm），補強板ａ（板厚 ■ m），補強リブａ（板厚 ■mm），及び補強リブｂ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。北側キャスク衝突部では桁の東側の立板（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－５１に示すように立板及び補強板ａはキャスクの外径（胴体部半径 ■■ mm）に沿った円弧状，補強リブａは台形形状に変形する。また，衝突位置の関係上，補強リブｂの全長に圧縮変形は生じないが，衝突荷重を保守的に評価するため，長方形形状に変形するとして評価する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量ｈとすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強板ａの塑性変形面積 S_2，補強リブａの塑性変形面積Ａ，補強リブｂの塑性変形面積Ｂ，北側キャスク衝突部の立板部変形領域の面積 S_3 は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ ■

南側キャスク補強板ａ部塑性変形面積 S_2

$S_2 =$ ■

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ b 部塑性変形面積 B

$B =$ [redacted]

北側キャスク立板部塑性変形面積 S_3

$S_3 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2，h_3 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$

$h_3 =$

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強板，補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

北側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_3 は以下となる。

$V_3 =$ [redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強板・補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギー E_p は以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

$\sigma_{fs}^{※} =$ [redacted]

$\sigma_{fk}^{※} =$ [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = \mathrm{E}$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$\mathrm{E} = \mathrm{mc} \cdot \mathrm{g} \cdot (\mathrm{H} + \mathrm{h})$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.6m）

以上より，Ep＝E を満たす変形量 h は 0.401m となり，Ep＝E＝1.028×10^7J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.042sec

ここで，

h：変形量（＝0.401m）

V_0：初期速度

$$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.5m/s$$

兼用キャスクとクレーンが衝突した際に発生する衝突荷重を，クレーンに対して兼用キャスクが十分に剛であると見なして評価する。衝突荷重は，「2) 兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価」と同様に Riera の式を用いて評価する。Riera の式は第 1 項を無視できるとすると次式で求められる。

$$F(t) = \mu[x(t)]v^2(t)$$

ここで，

F(t)：衝突荷重（N）

μ(x)：先端から距離 x における単位長さ当たりの質量（kg/m）

v(t)：時刻 t における衝突速度（m/s）

兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

変動する衝突荷重は，衝突開始時に最大，衝突終了時に 0 となるため，初期荷重を F_0，荷重作用時間を te とすると，$F(t)=F_0\times(1-t/te)$ となる。

質量分布 μ[x(t)]も同様の変動をすると考えると，$2m/L\times(1-t/te)$ となる。

また，衝突速度を一定値 V_0 とし，Riera の式の両辺を積分する。

（Riera の式の左辺）$=\int_0^{te} F_0\left(1-\frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$

（Riera の式の右辺）$=\int_0^{te} \frac{2m}{L}\left(1-\frac{t}{te}\right){V_0}^2\,dt = \frac{2m}{L}\cdot\frac{te}{2}\cdot{V_0}^2$

また，クレーンは兼用キャスク 2 基に衝突するため，兼用キャスク 1 基あたりのクレーン質量は mc/2 であること及び $V_0=L/te$ を考慮すると，右辺は次式となる。

（Riera の式の右辺）$=\frac{mc}{2}\cdot V_0$

以上から，次式により衝突荷重F_0を算出する。
衝突荷重評価結果を表４．１－３６に示す。

$$\frac{mc}{2}\cdot V_0 = F_0\cdot\frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{mc\cdot V_0}{te} = 47.173MN \fallingdotseq 48MN$$

ここで，
mc：クレーンの質量　（＝209700kg）
V_0：初期速度（＝9.5m/s）
te：荷重作用時間（＝0.042sec）

表４．１－３６　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m³）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.6	9.5	5.14×10^8 4.02×10^8	0.401	1.03×10^7	0.042	1.99×10^6	48

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強板又は補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ．応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コードABAQUSを用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（キャスク胴）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重(9m水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

Ｃ．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

Ｄ．評価結果

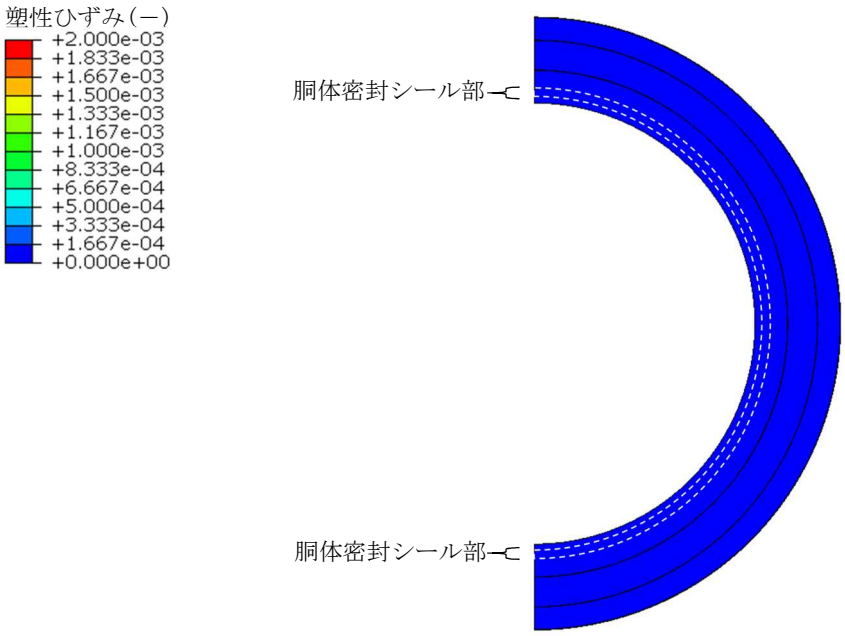
胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－３７及び図４．１－５２に示す通り，塑性ひずみは発生せず判定基準を満足する。また，一次蓋

締付けボルトに生じる応力は表４．１－３８の通りで判定基準を満足する。

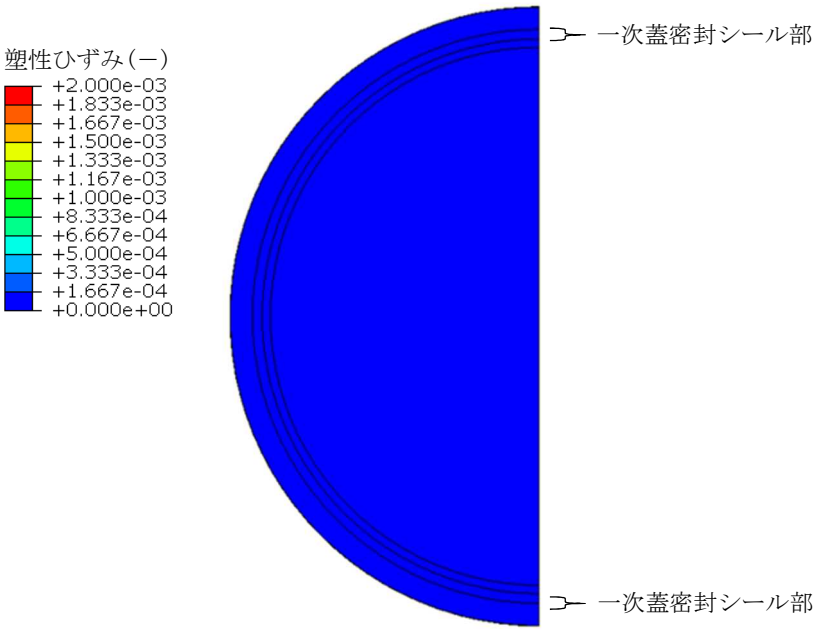
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－３９，表４．１－４０及び図４．１－５３に示す。

表４．１－３７　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

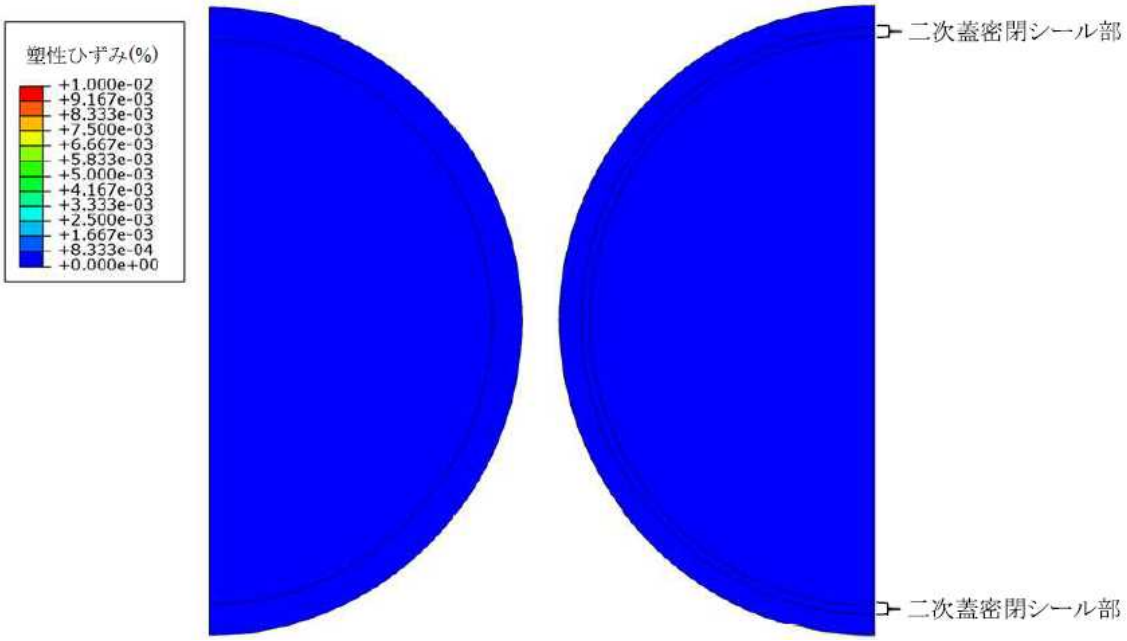
図４．１－５２　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－３８　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	255MPa	286MPa	831MPa

表４．１－３９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 外面側　　(b) 胴体内側

図４．１－５３　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－４０　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	261MPa	317MPa	848MPa

⑤-2　兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突

Ａ．評価方針

待機位置以外からのクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突を想定する。兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋、一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を評価する。

その他評価方針は「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様とする。

Ｂ．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの転倒により兼用キャスク胴フランジ部とクレーンの桁(立板,補強リブ)が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため,クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク 2 基に衝突する際の位置関係を図４．１－５４に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－５５（１），（２）に示す。

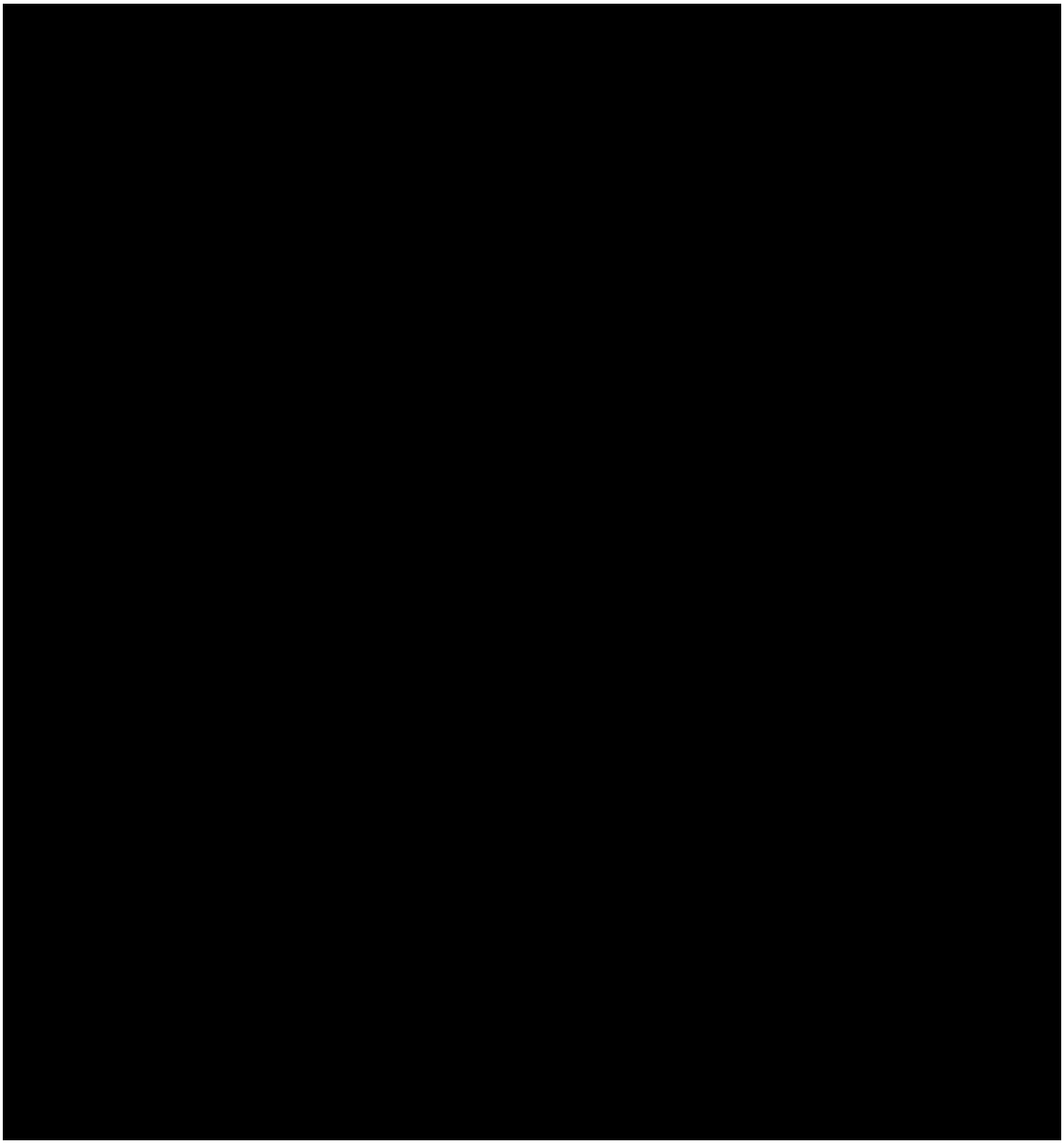


図４．１－５４　クレーンとキャスク２基の位置関係

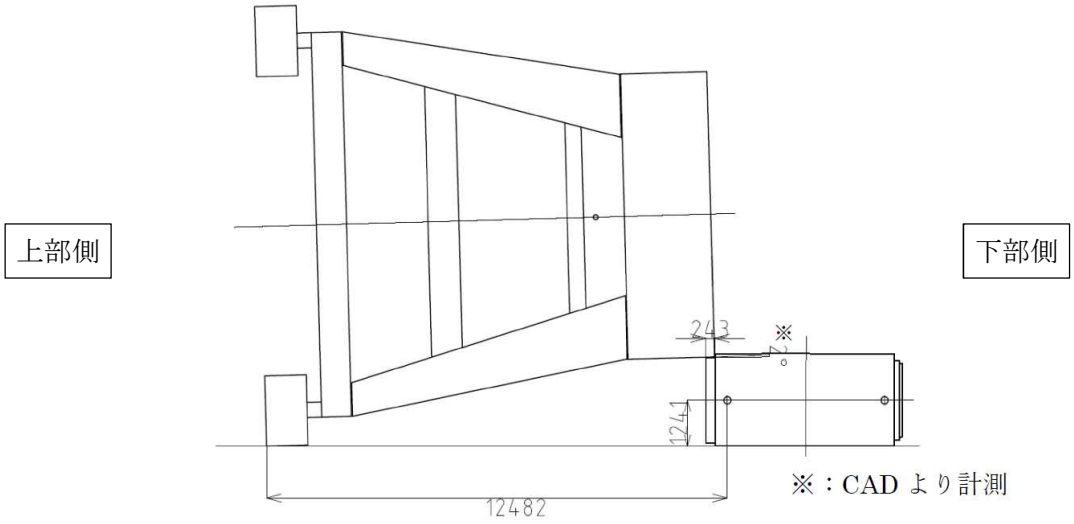


図４．１－５５（１）　クレーン転倒時の衝突箇所（胴フランジ部衝突時※）

※クレーンが待機位置からずれた位置にある状態で東側から西側に転倒する場合，キャスクの胴フランジ部に衝突する可能性がある。

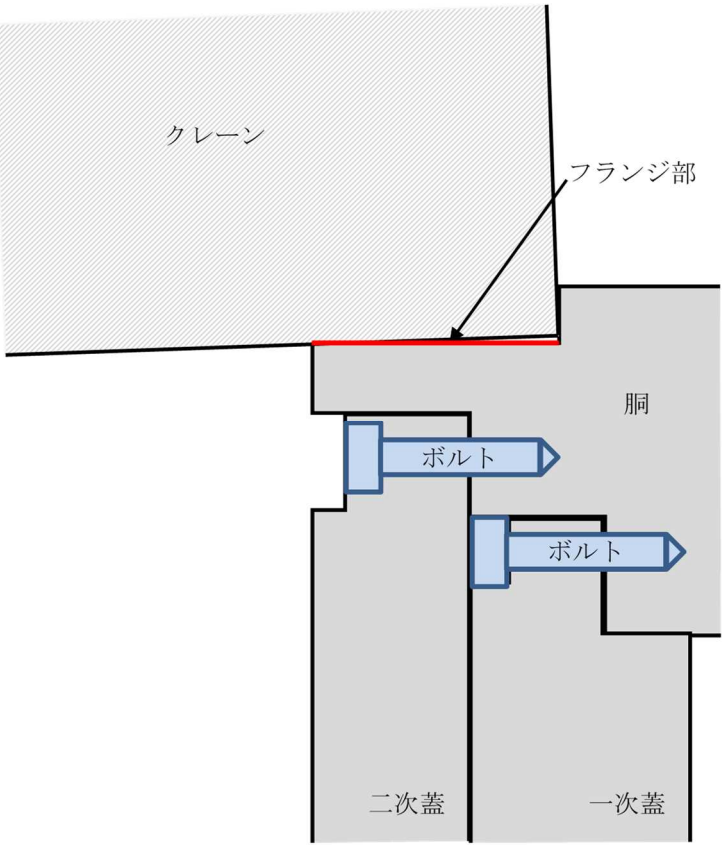


図４．１－５５（２）　クレーン転倒時の衝突箇所拡大図

衝突姿勢時における図４．１－５４の断面Ａ－Ａ，断面Ｂ－Ｂの桁断面図を図４．１－５６に，クレーン部材の機械強度を表４．１－４１に示す。

表４．１－４１　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強リブ	SS400	203000		

[redacted]

図４．１－５６　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。図４．１－５４における南側キャスクと北側キャスクで損傷部位が異なり，南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラムと [redacted]mm 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted] m のため，ダイヤフラムが変形する。[redacted]

[redacted]図４．１－５７，図４．１－５８に北側から見たキャスク衝突部の桁断面を，図４．１－５９に東側から見たキャスク衝突部の変形形状を示し，いずれもキャスク衝突部の変形領域を示す。クレーンの桁（立板），補強リブに圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。北側キャスクの中心位置は，クレーンのダイヤフラムと [redacted] m 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted]mm のため，北側キャスクの衝突ではダイヤフラムの変形の影響は少ない。よって，北側キャスクの衝突ではクレーンの桁（立板）の圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。

[redacted]

図４．１－５７　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面

図４．１－５８　北側キャスク衝突部桁断面

図４．１－５９　西側から見たキャスク衝突部位の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm），補強リブ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。北側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－５９に示すように立板はキャスクの外径（胴体部半径 ■■■ mm）に沿った円

弧状，補強リブは台形形状に変形する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量 h とすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強リブの塑性変形面積 A，北側キャスク衝突部の立板部の塑性変形面積 S_2 は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

北側キャスク立板部塑性変形面積 S_2

$S_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$ [redacted]

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

北側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_3 は以下となる。

$V_3 =$ [redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギーE_pは以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

$\sigma_{fs}^{※} =$ [redacted]

$\sigma_{fk}^{※} =$ [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = E$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$E = mc \cdot g \cdot (H + h)$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.7m）

以上より，E_p＝E を満たす変形量 h は 0.474m となり，E_p＝E＝1.064×10^{7}J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.049sec

ここで，

h：変形量（＝0.474m）

V_0：初期速度

$$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.6m/s$$

「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

ここで，兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

また，クレーンは兼用キャスク 2 基に衝突するため，兼用キャスク 1 基あたりのクレーン質量は mc/2 であることを考慮し，次式により衝突荷重 F_0 を算出する。

衝突荷重評価結果を表４．１－４２に示す。

$$\frac{mc}{2} \cdot V_0 = \int_0^{te} F(t)dt = \int_0^{te} F_0\left(1 - \frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{mc \cdot V_0}{te} = 40.732MN \fallingdotseq 41MN$$

ここで，

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

V_0：初期速度（＝9.6m/s）

te：荷重作用時間（＝0.049sec）

表４．１－４２　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m^3）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.7	9.6	5.14×10^8 4.02×10^8	0.474	1.06×10^7	0.049	2.01×10^6	41

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ．応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コード ABAQUS を用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（胴フランジ部）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締

付けボルトの応力評価を行う。

C．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キャスクに作用する設計荷重(9m 水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

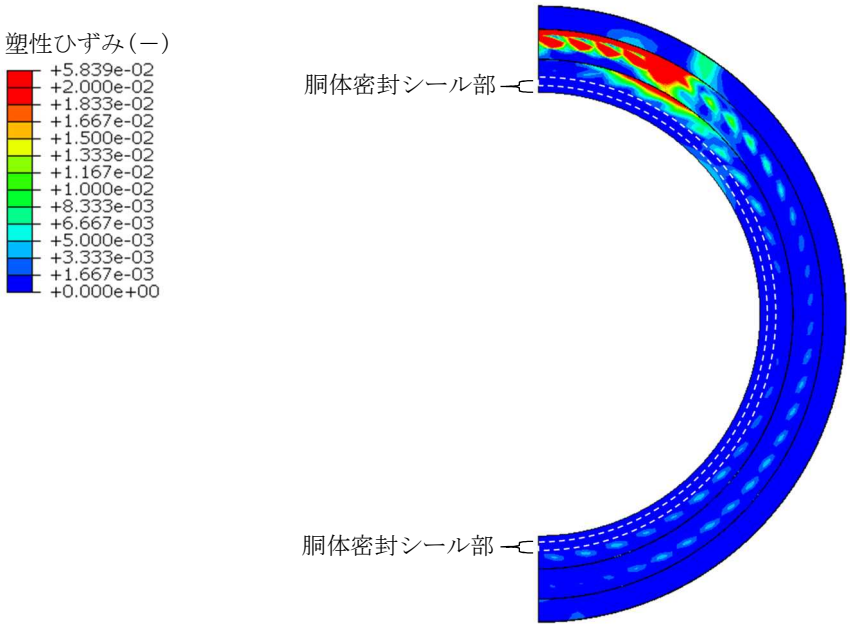
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－４３及び図４．１－６０に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－４４の通りで判定基準を満足する。

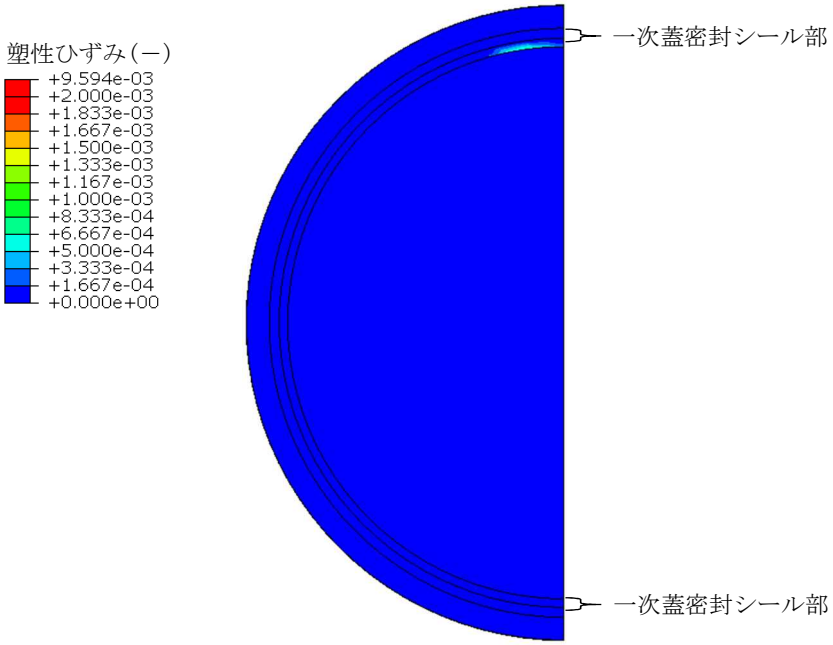
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－４５，表４．１－４６及び図４．１－６１に示す。引張＋曲げ応力が判定基準を超えているが，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－４３　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.05%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

図４．１－６０　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－４４　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	335MPa	701MPa	831MPa

表４．１－４５　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	0%	0.2%

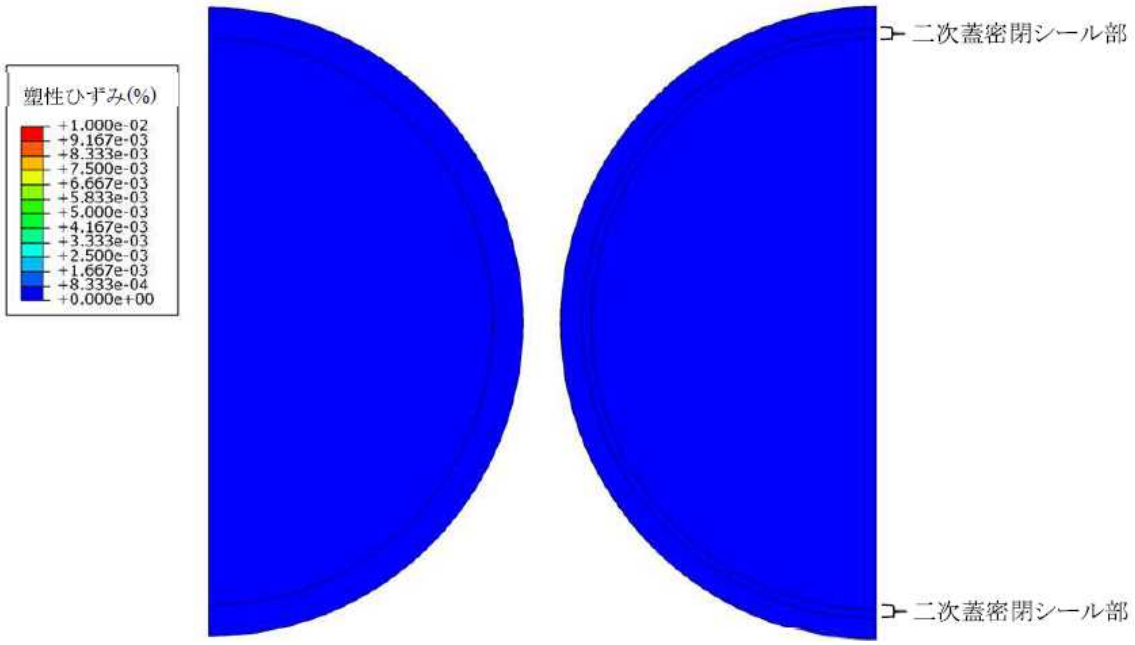


図４．１－６１　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

（左：外面側，右：胴体内側）

表４．１－４６　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	497MPa	1263MPa	848MPa

⑤-3　兼用キャスク１基胴フランジ部への衝突

Ａ．評価方針

待機位置以外からのクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突を想定する。兼用キャスクの密封機能に影響する密封境界部（一次蓋、一次蓋フランジ及び一次蓋締付ボルト）に作用する荷重が大きくなるように一次蓋側面近傍の胴フランジ部にクレーンが転倒する場合を評価する。

クレーンの転倒及び変形イメージを図４．１－６２に示す。

なお，評価にあっては，衝突荷重を保守的に評価するため，ダイヤフラムへの衝突を考慮している南側キャスク 1 基胴フランジ部への衝突を代表事象として評価を行う。

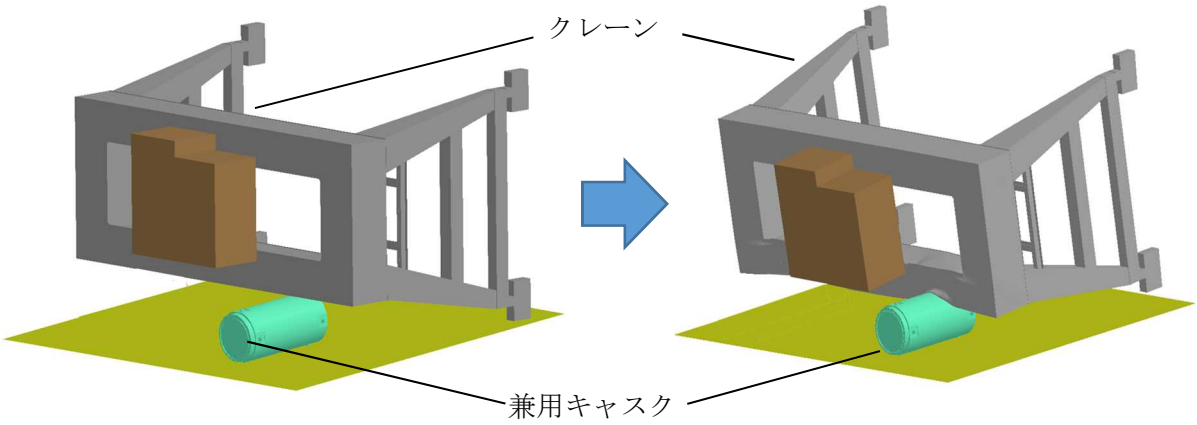


図４．１－６２　クレーンの転倒と衝突による変形

Ｂ．評価方法

ｉ．衝突荷重の算出

クレーンの転倒により兼用キャスク胴フランジ部とクレーンの桁(立板,補強リブ)が衝突する。兼用キャスクは剛でありクレーンの桁が塑性変形すると考えられるため,クレーンの塑性変形に要するエネルギーに基づき衝突荷重を算出する。

クレーンの落下エネルギーと塑性変形に要するエネルギーが等しくなるよう変形量を算出する。変形量を算出する上では，衝突荷重を保守的に算出するため，クレーンの落下エネルギーは実際には兼用キャスクの塑性変形や落下物の衝突後の運動エネルギーにも変換されるが，すべてクレーンの塑性変形で吸収されるものとする。

クレーンが転倒してキャスク１基に衝突する際の位置関係を図４．１－６３に，クレーンが転倒した場合の衝突箇所を図４．１－６４（１），（２）に示す。

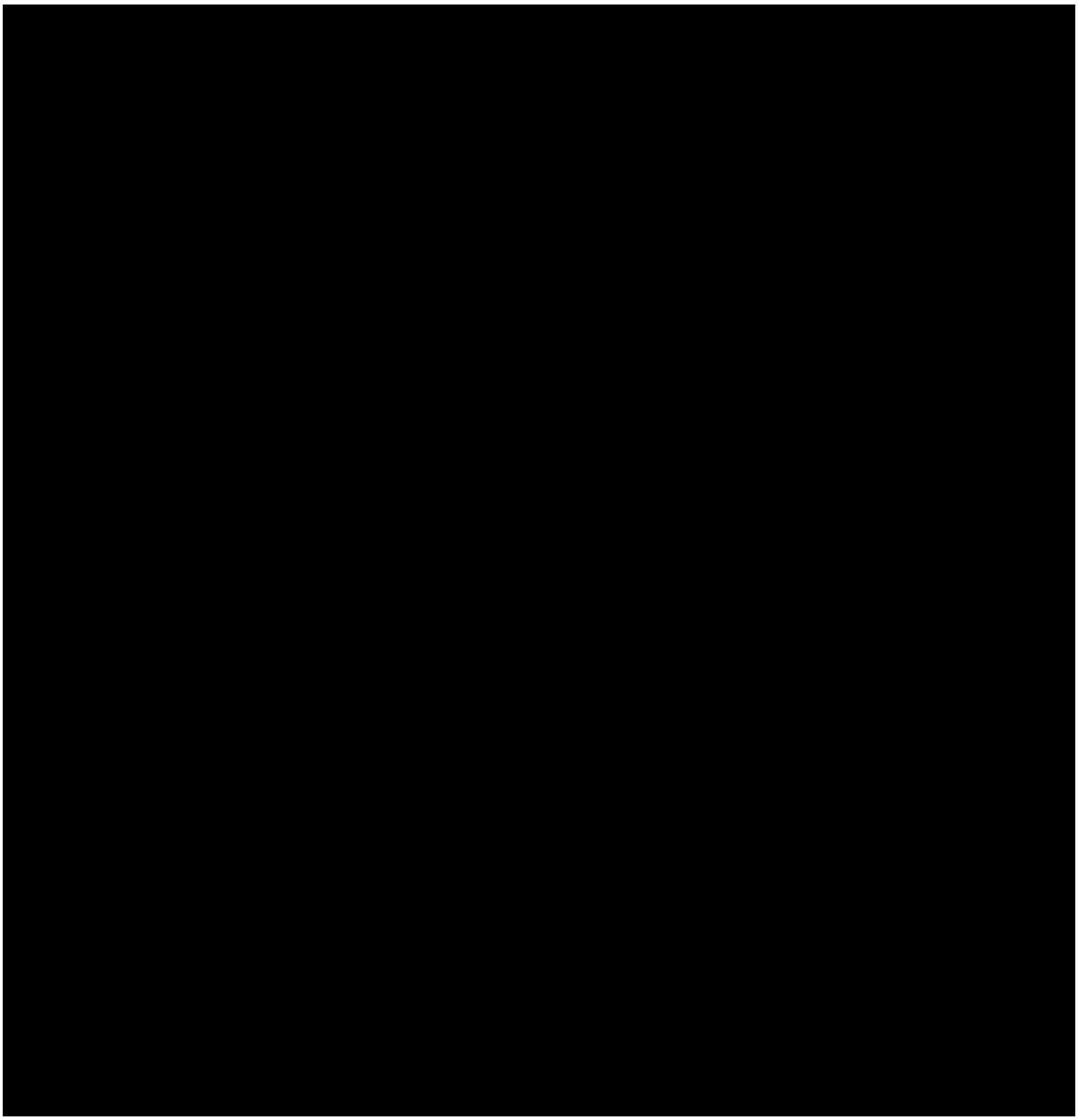


図４．１－６３　クレーンとキャスク１基の位置関係

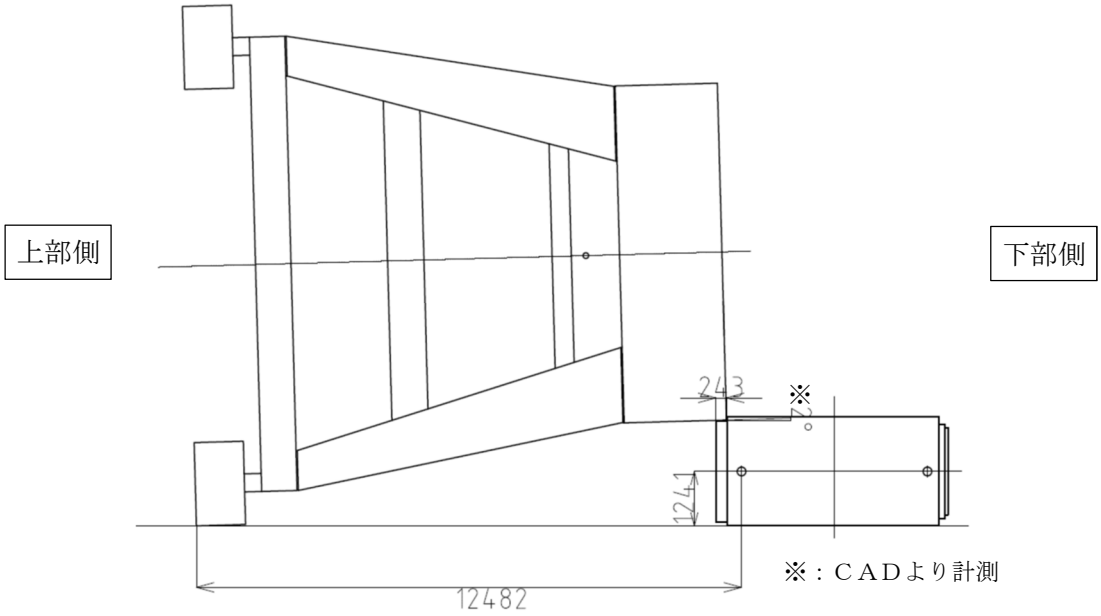


図４．１－６４（１）　クレーン転倒時の衝突箇所（胴フランジ部衝突時※）

※クレーンが待機位置以外の位置にある状態で東側から西側に転倒する場合，キャスクの胴フランジ部に衝突する可能性がある。

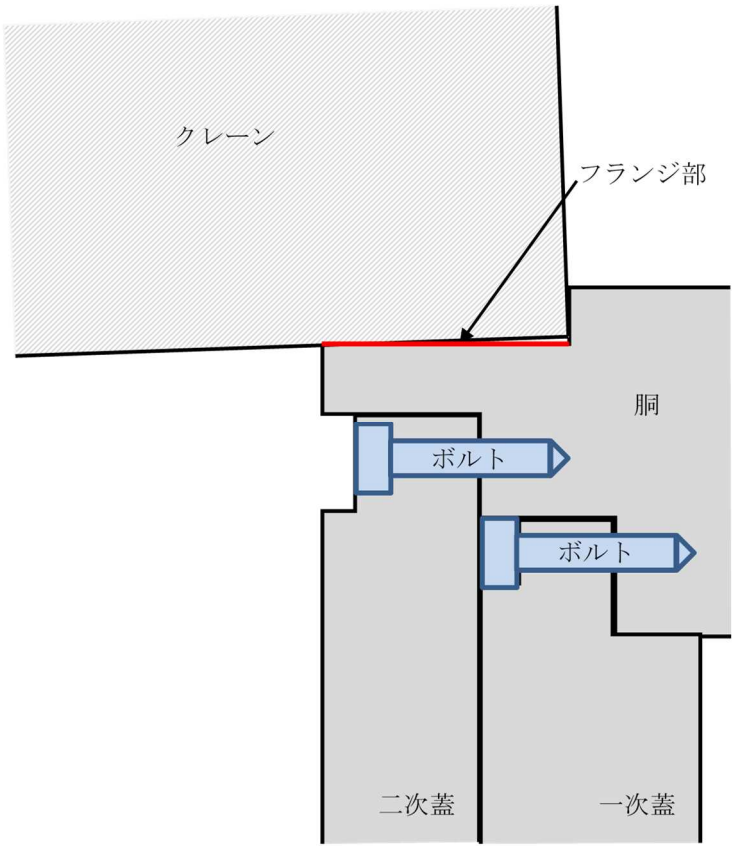


図４．１－６４（２）　クレーン転倒時の衝突箇所拡大図

衝突姿勢時における図４．１－６３の断面Ａ－Ａを図４．１－６５に，クレーン部材の機械強度を表４．１－４７に示す。

表４．１－４７　クレーン部材の機械強度

部位	材質	縦弾性係数[MPa]	降伏応力[MPa]	引張強さ[MPa]
桁	SM490A	203000	[redacted]	
補強リブ	SS400	203000		

図４．１－６５　桁断面図

水平姿勢のキャスクとクレーンの位置関係によって損傷する部位を想定する。南側キャスクの中心位置はクレーンのダイヤフラムと [redacted]mm 離れている。キャスクフランジ部外径は [redacted]mm のため，ダイヤフラムが変形する。[redacted] ４．１－６６に北側から見たキャスク衝突部の桁断面を，図４．１－６７に東側から見たキャスク衝突部の変形形状を示し，いずれもキャスク衝突部の変形領域を示す。クレーンの桁（立板），補強リブに圧縮による塑性変形が生じるとして評価する。

図４．１－６６　南側キャスク衝突部桁（ダイヤフラム）断面

図４．１－６７　西側から見たキャスク衝突部位の変形形状

桁に対してキャスクの胴は肉厚で剛であるので，衝突によって桁が塑性変形する。落下姿勢を維持したまま変形が進むと考え，南側キャスク衝突部では桁の西側の立板（板厚 ■mm），補強リブ（板厚 ■ m）に圧縮変形が生じる。キャスクと桁の位置関係から，図４．１－６７に示すように立板はキャスクの外径（胴体部半径 ■■ mm）に沿った円弧状，補強リブは台形形状に変形する。

立板の鉛直方向変位（板厚中心）を変形量 h とすると，南側キャスク衝突部の立板の塑性変形面積 S_1，補強リブの塑性変形面積 A は，それぞれ以下の式で求めることができる。

南側キャスク立板部塑性変形面積 S_1

$S_1 =$ [redacted]

南側キャスク補強リブ a 部塑性変形面積 A

$A =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

h_1，h_2 は変形量 h を用いて以下の式で求める。

$h_1 =$ [redacted]

$h_2 =$ [redacted]

よって，南側キャスク衝突部の立板部変形領域の体積 V_1 は以下となる。

$V_1 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

補強リブ部変形領域の体積 V_2 は以下となる。

$V_2 =$ [redacted]

ここで，

[redacted]

塑性変形によるエネルギーは圧縮変形体積と単位体積当たりの圧壊エネルギー（流動応力）から求めることが出来る。ここで，立板部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fs}，補強リブ部の単位体積当たりの吸収エネルギーを σ_{fk} とすると，変形により吸収されるエネルギー E_p は以下となる。

$E_p =$ [redacted]

ここで，

σ_{fs}※ = [redacted]

σ_{fk}※ = [redacted]

[redacted]

※　鋼材の応力－ひずみ曲線では，弾性範囲（降伏応力）を超えて塑性変形が進むにつれて発生応力が引張応力まで増加する。このため，大変形を伴うクレーン衝突事象において，単位体積当たりの吸収エネルギーを引張強さと降伏応力の平均である流動応力として求める。

落下エネルギーを全てクレーンの塑性変形で吸収する場合，下式が成り立つ。この時の落下エネルギーは変形量 h 分を含める。

$E_p = \mathrm{E}$

ここで，

E：落下エネルギー（J）

$\mathrm{E} = \mathrm{mc} \cdot \mathrm{g} \cdot (\mathrm{H} + \mathrm{h})$

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

g：重力加速度（＝9.80665m/s^2）

H：落下高さ（＝4.7m）

以上より，E_p＝E を満たす変形量 h は 0.798m となり，E_p＝E＝1.131×10^{7}J となる。

次に荷重作用時間を求める。荷重作用時間が短いほうが衝突荷重は保守的であるため，衝突時の減速を考慮せず，荷重作用時間 te は，変形量 h を初期速度 V_0 で除して算出する。

te＝h／V_0＝0.083sec

ここで，

h：変形量（＝0.798m）

V_0：初期速度

$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot H} \fallingdotseq 9.6 m/s$

「⑤-1　兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面への衝突」と同様，Riera の式を用いて衝突荷重を評価する。

ここで，兼用キャスクの衝突により塑性変形するクレーンの立板，補強板，補強リブは変形方向に一様な断面ではないことから，変形に従い発生荷重の変動が生じる。衝突荷重の時刻歴を矩形波と近似すると荷重を過少に評価する想定となるため，クレーン転倒評価では，衝突荷重の時刻歴は三角波で近似する。

また，クレーンは兼用キャスク１基に衝突するため，兼用キャスク１基あたりのクレーン質量は mc であることを考慮し，次式により衝突荷重 F_0 を算出する。

衝突荷重評価結果を表４．１－４８に示す。

$$mc \cdot V_0 = \int_0^{te} F(t)dt = \int_0^{te} F_0\left(1 - \frac{t}{te}\right)dt = F_0 \cdot \frac{te}{2}$$

$$F_0 = \frac{2mc \cdot V_0}{te} = 48.421MN \fallingdotseq 49MN$$

ここで，

mc：クレーンの質量　（＝209700kg）

V_0：初期速度（＝9.6m/s）

te：荷重作用時間（＝0.083sec）

表４．１－４８　クレーン衝突荷重

クレーンの質量 mc（kg）	落下高さ H（m）	初期速度 V_0（m/s）	単位体積当たりの塑性エネルギー σ（J/m³）※	変形量 h（m）	落下エネルギー E（J）	荷重作用時間 te（sec）	落下時の運動量（N･s）	最大荷重 F_0（MN）
209700	4.7	9.6	5.14×10^8 4.02×10^8	0.798	1.13×10^7	0.083	2.01×10^6	49

※：上段はクレーンの立板，下段はクレーンの補強リブの塑性エネルギーを表す

ⅱ　応力評価

「1）①　水平落下」と同様に，構造解析コード ABAQUS を用いて図４．１－９に示す解析モデルを使用する。

衝突部（胴フランジ部）に衝突荷重を作用させ，密封シール部の塑性ひずみ及び締付けボルトの応力評価を行う。

Ｃ．判定基準

「1）①　水平落下」と同様に，密封機能評価の判定基準である表４．１－１４を判定基準とする。

なお、バスケットは「1）①　水平落下」と同様に，特別の試験条件において兼用キ

ャスクに作用する設計荷重(9m 水平落下時)より小さいことから応力評価を省略する。

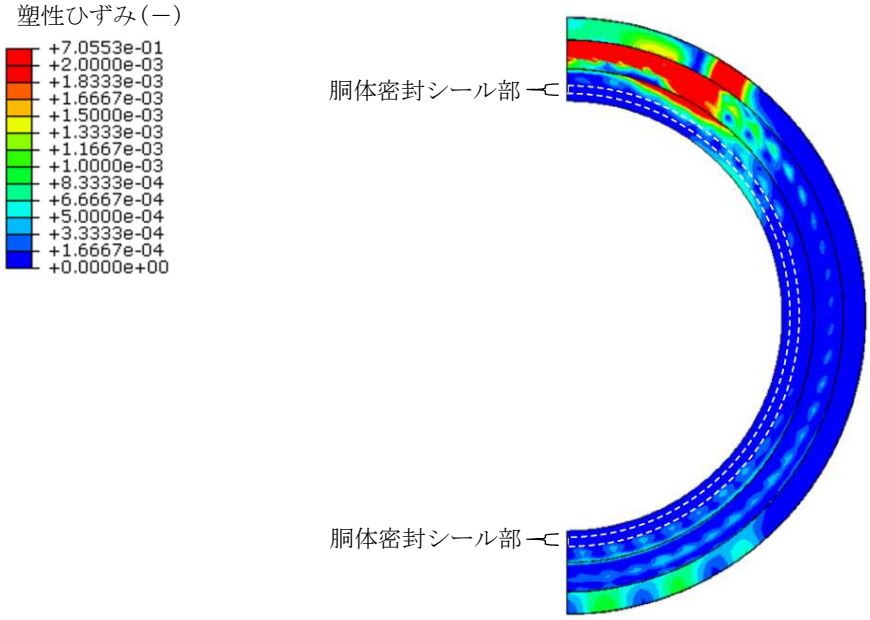
D．評価結果

胴体密封シール部及び一次蓋密封シール部に生じるひずみは表４．１－４９及び図４．１－６８に示す通り，おおむね弾性範囲内であり判定基準を満足する。また，一次蓋締付けボルトに生じる応力は表４．１－５０の通りで判定基準を満足する。

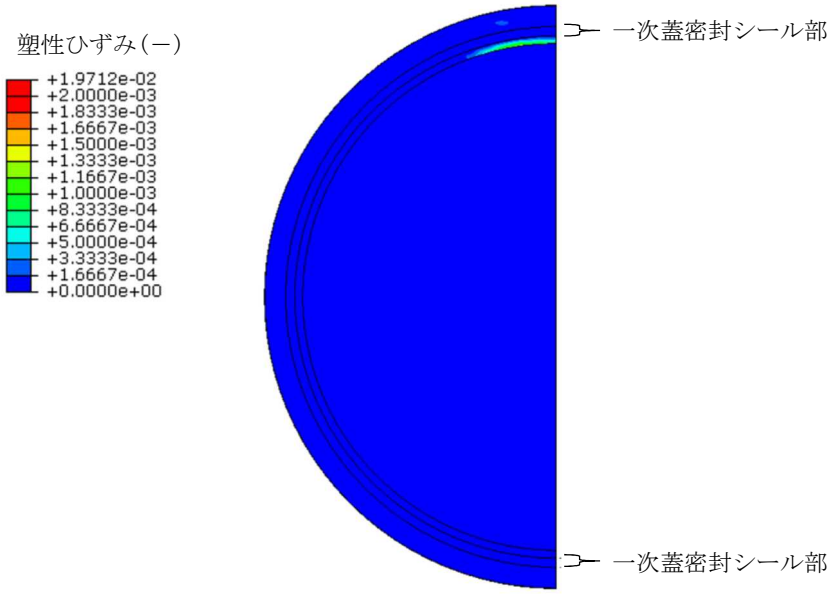
参考として，二次蓋の評価結果を表４．１－５１，表４．１－５２及び図４．１－６９に示す。引張＋曲げ応力が判定基準を超えているが，一次蓋が密封境界を担保できることから密封機能は維持される。

表４．１－４９　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
胴体密封シール部	0.06%	0.2%
一次蓋密封シール部	0%	0.2%



(a) 胴体（密封シール部）



(b) 一次蓋（密封シール部）

図４．１－６８　一次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

表４．１－５０　一次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
一次蓋締付けボルト	375MPa	768MPa	831MPa

表４．１－５１　密封シール部のひずみ計算結果

評価部位	塑性ひずみ	判定基準
二次蓋密封シール部	5.7%	0.2%

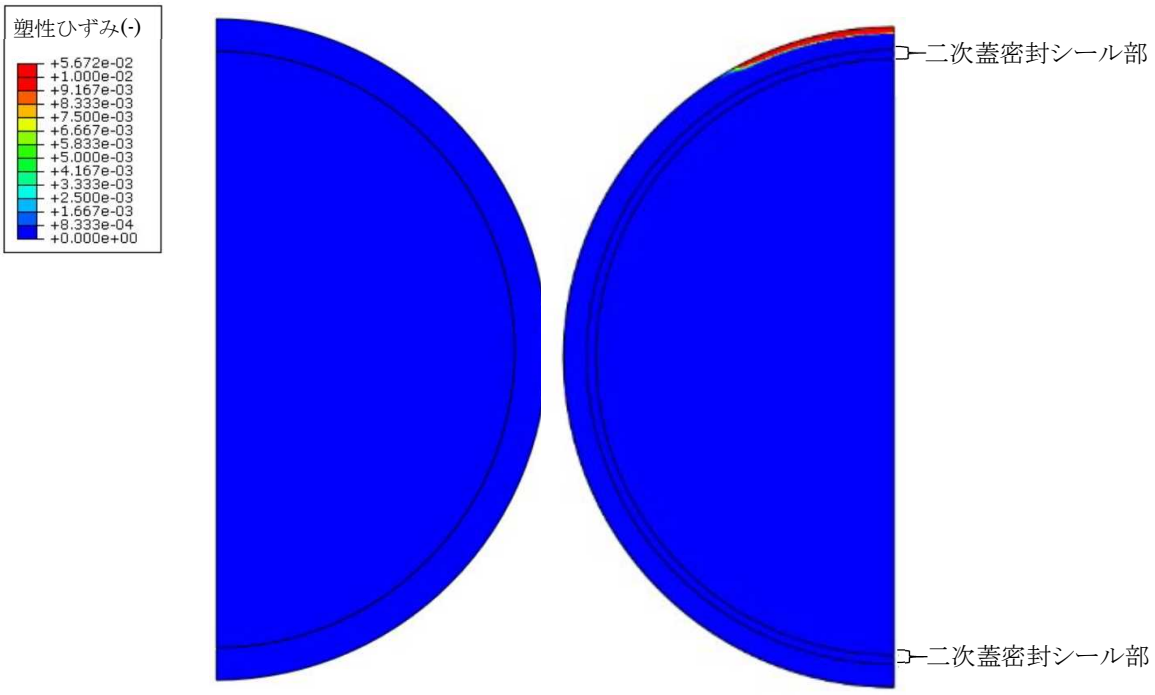


図４．１－６９　二次蓋密封シール部の塑性ひずみ分布

（左：外面側，右：胴体内側）

表４．１－５２　二次蓋締付けボルト応力評価結果

評価部位	一次応力		判定基準
	引張応力	引張＋曲げ応力	
二次蓋締付けボルト	558MPa	1400MPa	848MPa

⑤-4　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価のまとめ

表４．１－５３にクレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価一覧を示す。胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルトについて，いずれのケースにおいても，判定基準を満足する。また，「1)　①　C．判定基準」に示す通り二次蓋は密封境界として扱わないため，二次蓋密封シール部，二次蓋締付けボルトの評価は表には記載しない。

なお，兼用キャスク 1 基衝突時の最大荷重が，2 基衝突時の最大荷重に比較し，2 倍程度にならない理由は，1 基衝突の場合，キャスク 1 基にクレーンの荷重が作用するものの，クレーンの変形量が大きくなることで荷重作用時間が長くなり，加速度が小さくなる傾向がある。これらの影響で，最大荷重が著しく増大しないことによる。

表４．１－５３　クレーン転倒による兼用キャスクへの衝突評価一覧

クレーン転倒時 衝突基数及び 衝突箇所	クレーン衝突荷重			密封シール部のひずみ計算結果 塑性ひずみ		一次蓋締付けボルト応力評価結果 一次応力	
	変形量 h	荷重作業時間 te	最大荷重 F_0	胴体密封 シール部	一次蓋密封 シール部	引張応力	引張 ＋曲げ応力
兼用キャスク２基 胴下部外筒表面	0.401m	0.042s	48MN	0%	0%	255MPa	286MPa
兼用キャスク２基 胴フランジ部	0.474m	0.049s	41MN	0.05%	0%	335MPa	701MPa
兼用キャスク１基 胴フランジ部	0.798m	0.083s	49MN	0.06%	0%	375MPa	768MPa
判定基準	－	－	－	0.2%	0.2%	831MPa	831MPa

⑤-5　兼用キャスクの衝突基数に対する衝撃荷重

前項の通り，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面へ衝突時の最大荷重は 48MN，兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突時の最大衝突荷重は 41MN，兼用キャスク 1 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重は 49MN であり，1 基胴フランジ部への最大衝突荷重が上回る結果となった。兼用キャスク 1 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重が，兼用キャスク 2 基胴下部外筒表面へ衝突時及び兼用キャスク 2 基胴フランジ部へ衝突時の最大衝突荷重を包絡する。

6)　各評価事象の評価結果（まとめ）

兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果を表４．１－５４に示す。いずれの事象においても，兼用キャスクの安全機能への影響がないことを確認した。

表４．１－５４（１）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
1) 兼用キャスクの落下評価	① 水平落下	上部／下部トラニオンーコンクリート床板（剛体面）	胴体密封シール部	解析コード ABAQUS を用いたひずみ評価，工学式による応力評価	0.1(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：279(MPa) 引張＋曲げ：704(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	② 回転落下	上部トラニオンーコンクリート床板（剛体面）	胴体密封シール部		0(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：265(MPa) 引張＋曲げ：616(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
2) 兼用キャスクとコンクリートモジュールとの衝突評価	① 兼用キャスク頭部への衝突	兼用キャスク頭部ーコンクリートモジュール	胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルト	Riera 式による荷重評価	9.4(MN)	SAR における設計荷重 34.7(MN)
	② 兼用キャスク側面への衝突	上部／下部トラニオンーコンクリートモジュール		Riera 式による荷重評価	9.4(MN)	「1) ① 水平落下」における衝撃荷重 40(MN)

表４．１－５４（２）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
3) コンクリートモジュールの落下・転倒評価	① 天板（全体）の水平姿勢での落下	上部／下部トラニオンーコンクリートモジュール（天板全体）	胴体密封シール部，一次蓋密封シール部，一次蓋締付けボルト	Riera 式による荷重評価	4.4(MN)	「1) ① 水平落下」における衝撃荷重 40(MN)
	② 天板(全体)の傾斜姿勢での落下	胴フランジ部ーコンクリートモジュール（天板全体）		Riera 式による荷重評価	2.9(MN)	「5) ⑤-2 兼用キャスク 2 基胴フランジ部への衝突」における衝撃荷重 41(MN)
	③ 天板（パネル 1 枚）の水平姿勢及び傾斜姿勢での落下	外筒ーコンクリートモジュール(天板パネル 1 枚)	外筒，伝熱フィン	工学式による落下エネルギー評価	水平姿勢：7.7×10^{7} (N・mm) 傾斜姿勢：4.1×10^{7} (N・mm)	外筒のせん断に要するエネルギー及び伝熱フィンの圧縮変形エネルギーの合計 水平姿勢：2.7×10^{9} (N・mm) 傾斜姿勢：3.5×10^{8} (N・mm)

表４．１－５４（３）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目	衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
4）兼用キャスクの埋没による除熱評価	－	燃料被覆管，胴，一次蓋，金属ガスケット，バスケット，中性子遮蔽材	解析コード ABAQUS 及び工学式による温度評価	燃料被覆管：[redacted] 胴：[redacted] 一次蓋：[redacted] 金属ガスケット：[redacted] バスケット：[redacted] 中性子遮蔽材： [側部][redacted]， [蓋部][redacted]， [底部][redacted]	設計貯蔵期間中に機能維持できる温度。ただし，金属ガスケットについては半年～3 年の短期的に機能維持できる温度 燃料被覆管：300（℃） 胴：350（℃） 一次蓋：350（℃） 金属ガスケット：[redacted] バスケット：300（℃） 中性子遮蔽材：[redacted]

表４．１－５４（４）　兼用キャスクと周辺施設との相互影響における評価結果

評価項目		衝突部位	評価部位	評価手法	評価結果	判定基準
5）クレーンの転倒評価	⑤-1 兼用キャスク２基胴下部外筒表面への衝突	外筒－クレーン	胴体密封シール部	Riera 式による荷重評価，解析コード ABAQUS を用いた応力及びひずみ評価	0(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：255(MPa) 引張＋曲げ：286(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	⑤-2 兼用キャスク２基胴フランジ部への衝突	胴フランジ部－クレーン	胴体密封シール部		0.05(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：335(MPa) 引張＋曲げ：701(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)
	⑤-3 兼用キャスク１基胴フランジ部への衝突	胴フランジ部－クレーン	胴体密封シール部		0.06(%)	明瞭な降伏応力を示さない材料の耐力 0.2(%)
			一次蓋密封シール部		0(%)	
			一次蓋締付けボルト		引張：375(MPa) 引張＋曲げ：768(MPa)	ボルト材料の設計降伏点 831(MPa)

4.1.3　周辺斜面の安定性評価

キャスク仮保管設備の周辺に評価対象となる斜面は存在しない。

4.1.4　火災，溢水による影響評価

火災については，キャスク仮保管設備の安全性が損なわれることを防止するために火災発生防止，火災検知及び消火並びに火災の影響の軽減の方策を適切に組み合わせた措置を講じている。

また，防火管理要領に基づき，図４．１－７０に示す通り，本設備の周辺に防火水槽や屋外消火栓が設置されており，初期消火は，構内初期消火隊が実施する。

溢水については，周辺に影響を及ぼす施設は存在しない。

■：防火水槽

：屋外消火栓

：消火器

図４．１－７０　消防設備の設置位置

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（NASTRAN）について

(1) 概要

NASTRAN コードは 1968 年アメリカ航空宇宙局(NASA)で開発され，1971 年に米国 MacNeal-Schwendler Corporation(MSC 社)から発売された有限要素法に基づく構造解析等の汎用解析コード(MSCNastran)であり，航空宇宙，自動車，造船，重機械，原子力機器，土木・建設など重工業を中心に広く受け入れられている。輸送キャスクでは固有振動解析に利用されている。

(2) 機能

NASTRAN コードは固有振動解析に際して以下の機能を有している。

① ある固有振動範囲の設定，あるいは必要固有値個数を設定すればその範囲の多くの固有振動及び必要固有値個数に対応する固有振動を求めることができる。
② 各振動モードに対する刺激係数，有効質量を算出できる。
③ 引張等の初期応力があれば，この初期応力を考慮した固有振動解析ができる。
④ スペクトルモード解析の入力データとして固有振動解析結果をそのまま利用できる。
⑤ 使用要素は一次元～三次元の多くの要素が適用できる。
⑥ 質量は集中質量，分布質量が適用できる。

(3) 解析フロー

NASTRAN コードの固有振動解析フローを図４．１－７１に示す。

(4) 使用実績

NASTRAN コードは，これまで多くの固有振動解析に対し使用実績がある。

(5) 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認。

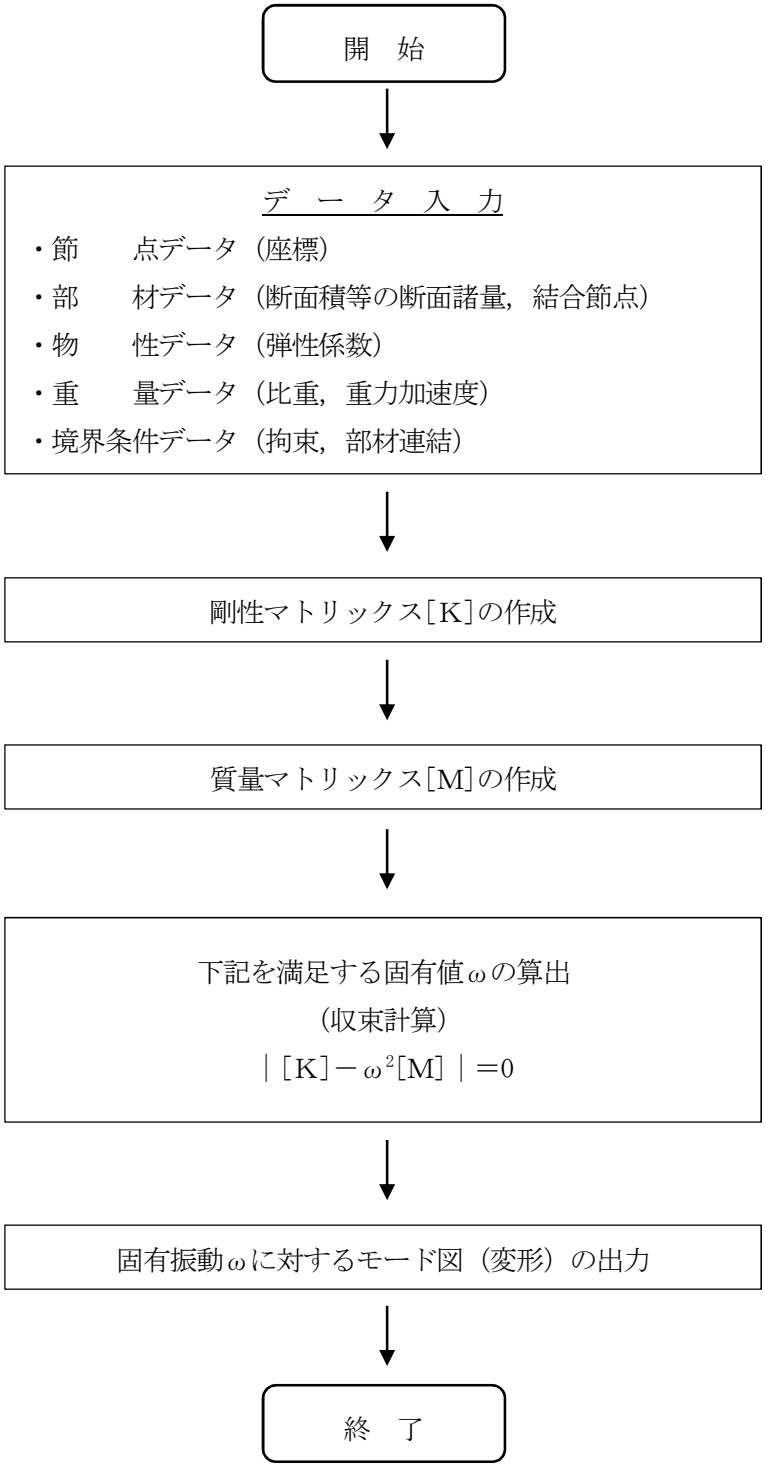


図４．１－７１　NASTRAN コードの固有振動解析フロー図

参考資料

耐震安全性解析に用いるコード（ABAQUS）について

(1) 概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Inc(KHS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの応力解析等に広く利用されている。

(2) 機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常・非定常の弾性・弾塑性のいずれの解も得ることができる。
② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存並びに等方性・異方性等を考慮することができる。
③ モデルの形状は一次元～三次元，また連続体についても取り扱うことができる。
④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。
⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力，コリオリ力等が取り扱える。また，これら条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

(3) 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図４．１－７２に示す。

(4) 使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの固有振動解析及び応力解析に対し使用実績がある。

(5) 検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

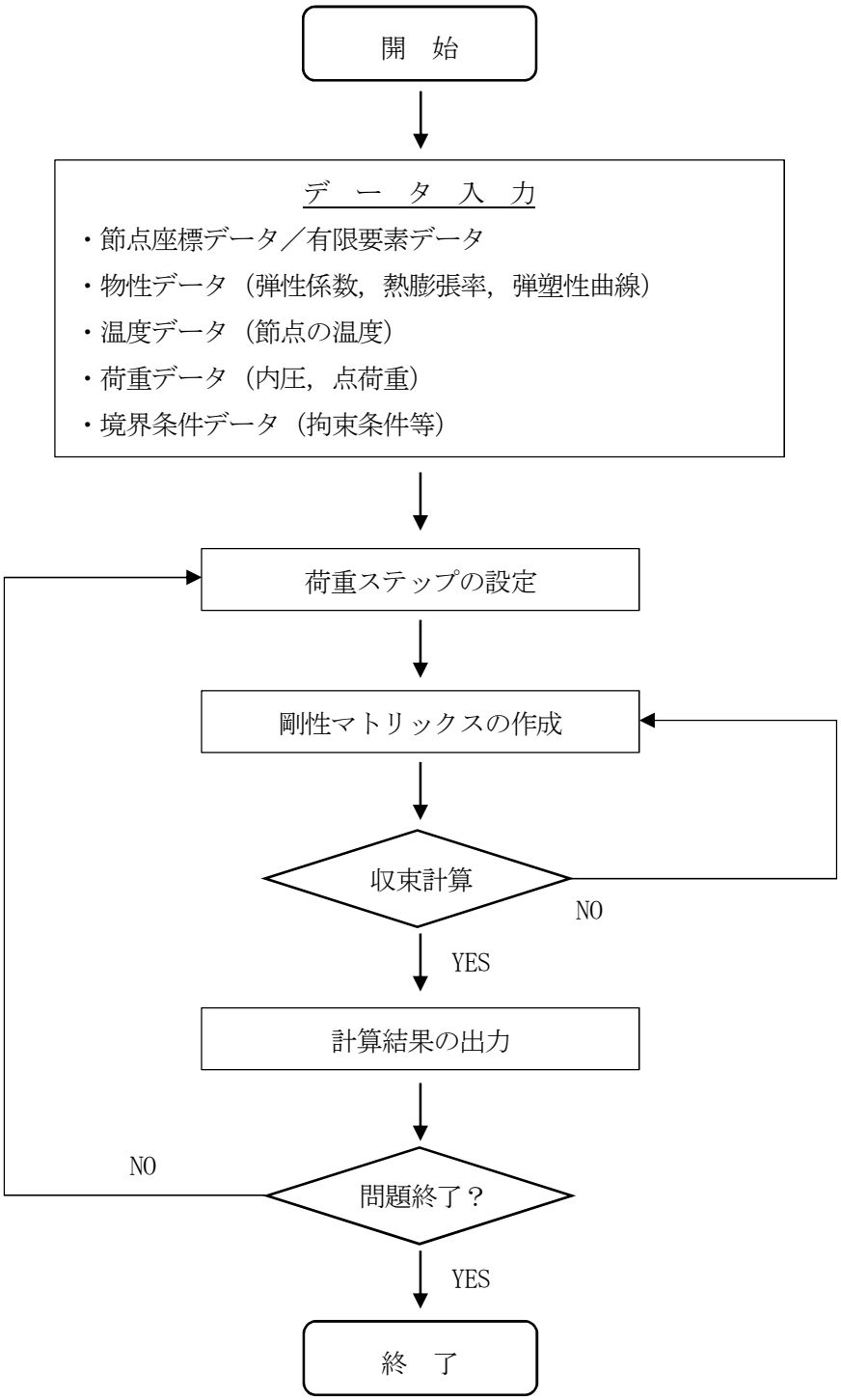


図４．１－７２　ABAQUS コードの解析フロー図

4.2　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台（B+クラスへの波及的影響防止を考慮すべき施設，1/2Ss450）

(1)　評価方針

キャスク仮保管設備における輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台は耐震クラスがCクラスであり，兼用キャスクの支持機能を有する。

耐震評価は，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）への波及的影響を考慮し，1/2Ss450による地震力に対して支持機能の健全性を維持し兼用キャスクを転倒，落下させないことを確認する。

(2)　主な構成部材と適用基準

主な構成部材と適用基準は添付資料－３－１「2.2 キャスク支持架台の耐震性　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク　2) 主な構成部材と適用基準」と同一である。

(3)　固有周期の算定

固有周期は添付資料－３－１「2.1　乾式キャスクの耐震性　(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB　2)　固有周期の算定」と同一であり，兼用キャスクと支持架台の連成解析により算定する。

(4)　設計震度

「(3)　固有周期の算定」で求めた固有周期と「2　耐震設計方針」に基づき，支持架台の耐震性の評価に用いる設計用地震力を定める。

支持架台は兼用キャスクを含め固有周期は0.05sec以下であることから，支持架台は剛体とみなすことができる。

従って設計用地震力は1.2ZPAとする。表４．２－１に1/2Ss450の1.2ZPAを示す。なお，設計震度算出における数値の丸め方については，小数点以下第３位以降を切上げ，小数点以下第２位で表示するものとする。

表４．２－１　1/2Ss450における設計震度（1.2ZPA）

	水平	鉛直
1/2Ss450	0.67※	0.42※

※　Sd450　水平：(539.371/980.665) ×1.2＝0.660006→0.67

鉛直：(335.457/980.665) ×1.2＝0.4104→0.42

(5) 評価条件

1) 荷重の組合せ

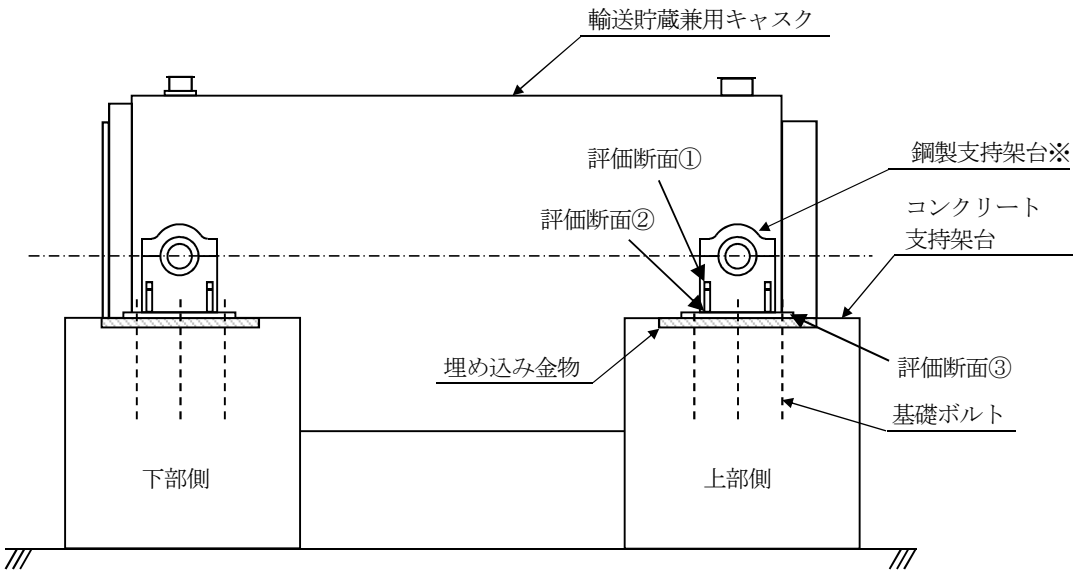
1/2Ss450 地震時の評価において，兼用キャスクの設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せを表４．２－２に示す。

表４．２－２　兼用キャスク用支持架台の設計上考慮すべき荷重の種類とその組合せ

荷重 / 設計事象	自重による荷重	地震荷重
Ⅰ＋1/2Ss450	○	○

2) 評価部位

兼用キャスク用支持架台の応力評価を行う部位を図４．２－１に示す。



※上部側の鋼製支持架台は軸方向にスライドする機構を備えている。

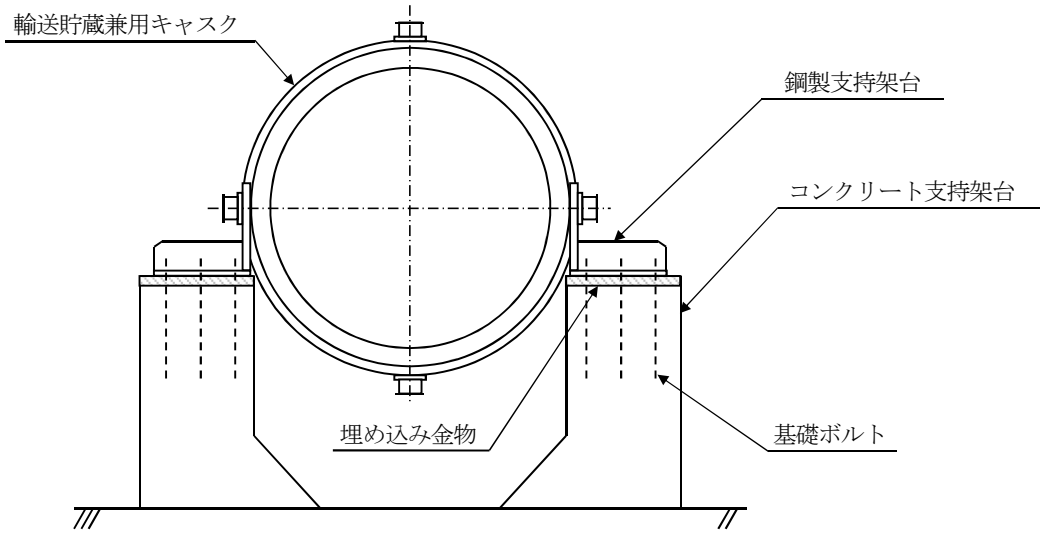


図４．２－１　輸送貯蔵兼用キャスク用支持架台の構造及び評価部位

3) 許容応力評価条件

評価部位の物性値を表４．２－３に示す。

表４．２－３　物性値

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象(注1)	設計温度	設計降伏点(注2) S_y	設計引張強さ(注2) S_u	設計基準強度(注3) F
鋼製支持架台	炭素鋼(SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	65℃	282	466	326
埋め込み金物	炭素鋼(SS400)			225	386	270
基礎ボルト	炭素鋼(S45C)			471	648	453

（注1）設計事象Ⅰ＋1/2Ss450　　：供用状態Ｄ（$\mathrm{IV_AS}$）

（注2）設計・建設規格 付録材料図表より，設計温度における値に線形補間して算出。

ここで，各応力基準値は下記のとおり設定。

・鋼製支持架台(SM490A)　：40＜t

・埋め込み金物(SS400)　：16＜t≦40

・基礎ボルト(S45C)　：φ≦40

ただし，t：板厚（mm），φ：直径（mm）

（注3）設計基準強度Ｆは次式により算出。

・設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（$\mathrm{IV_AS}$））　　$F=\mathrm{Min}[1.2S_y,\ 0.7S_u]$

(6) 許容応力

評価部位の許容応力を表４．２－４（１）～（２）に示す。

表４．２－４（１） 許容応力（一次応力）

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	許容応力(一次応力) (注1)				
			圧 縮	引 張	曲 げ	せん断	組合せ
鋼製支持架台	炭素鋼 (SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	322	－	326	188	326
埋め込み金物	炭素鋼 (SS400)		－	－	270	155	270
基礎ボルト	炭素鋼 (S45C)		－	(注2)	－	261	－

(注1) 設計事象Ⅰ＋1/2Ss450における許容応力（一次応力）は，次式で算出。

＜鋼製支持架台及び埋め込み金物＞

許容圧縮応力 ：$1.5f_c^* = 1.5 \cdot \{1-0.4(\lambda/\Lambda)^2\} \cdot (F/\nu)$

許容曲げ応力 ：$1.5f_b^* = F$

許容せん断応力 ：$1.5f_s^* = F/\sqrt{3}$

許容組合せ応力 ：$1.5f_t^* = F$

＜基礎ボルト＞

許容引張応力 ：$1.5f_t^* = F/2 \times 1.5$

許容せん断応力 ：$1.5f_s^* = F/\sqrt{3}$

ただし，Ｆ：設計基準強度（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450）(N/mm^2)，λ：有効細長比 (-)，Λ：限界細長比 (-)，ν：安全率 (-)

(注2) 基礎ボルトの許容引張応力はせん断応力との組合せを考慮し，次式で低減させる。

$\mathrm{Min}[f_{t0},\ 1.4f_{t0}-1.6\tau]$

ここで，

f_{t0}：ボルトの許容引張応力（$1.5f_t^*$）(N/mm^2)

τ：ボルトに発生するせん断応力 (N/mm^2)

表４．２－４（２）　許容応力（一次＋二次応力）

（単位：N/mm^2）

部位	材料	設計事象	許容応力(一次＋二次応力) (注1) (注2)			
			圧縮･引張	曲 げ	せん断	座屈
鋼製 支持架台	炭素鋼 (SM490A)	Ⅰ＋1/2Ss450	564	564	324	279
埋め込み 金物	炭素鋼 (SS400)		－	450	258	－
基礎 ボルト	炭素鋼 (S45C)		－	－	－	－

(注1) 許容応力（一次＋二次応力）は次式で算出。

圧縮･引張　　：$3f_t = 3 \cdot F / 1.5$

曲 げ　　：$3f_b = 3 \cdot F / 1.5$

せん断　　：$3f_s = 3 \cdot F / (1.5\sqrt{3})$

座屈　　：$1.5f_c = 1.5 \cdot \{1 - 0.4(\lambda / \Lambda)^2\} \cdot (F / \nu)$

(注2) 基礎ボルトについてはJEAG4601-1987に従い，一次＋二次応力評価は行わない。

(7) 評価方法

1) 解析手順

解析手順は添付資料－３－１「2.2 キャスク支持架台の耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク 6) 解析 ① 解析手順」と同一である。

2) 荷重条件の選定

貯蔵時において 1/2Ss450 地震力が作用する場合の荷重は次に示す組合せとする。

自重＋地震力

3) 荷重計算

鋼製支持架台の上部側は軸方向にスライドする機構を備えており，下部側はスライド機構を備えない固定型となるため，上部側に作用する荷重及び下部側に作用する荷重を個別に計算し，荷重ごとにより大きい方の値を設計値とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台 1 脚に作用するキャスクの自重(F_{WU}, F_{WL})は次式で表される。

$$F_{WU} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{WL} = \frac{P_W}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_W = W \cdot g$$

ここで,

F_{WU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用するキャスクの自重(N)

F_{WL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用するキャスクの自重(N)

P_W ：キャスク自重(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台 1 脚に作用する鉛直方向地震力(F_{VU}, F_{VL})は次式で表される。

$$F_{VU} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{VL} = \frac{P_V}{2} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_V = W \cdot C_V \cdot g$$

ここで,

F_{VU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

F_{VL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する鉛直方向地震力(N)

P_V ：キャスクに作用する鉛直方向地震力(N)

a ：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b ：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted]kg※)

C_V ：鉛直方向震度（＝0.42）

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸方向水平地震力(F_{HXU}, F_{HXL})は次式で表される。なお，上部側のトラニオン受けには，キャスク容器軸方向にスライドできる機構を備えており，軸方向水平地震力は作用しない。

$$F_{HXU} = 0$$

$$F_{HXL} = \frac{P_{HX}}{2}$$

$$P_{HX} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HXU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

F_{HXL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸方向水平地震力(N)

P_{HX} ：キャスクに作用する軸方向水平地震力(N)

W ：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

C_H ：水平方向震度（＝0.67）

g ：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※ キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

図４．２－２に示す鋼製支持架台１脚に作用する軸直角方向水平地震力(F_{HYU}, F_{HYL})は次式で表される。なお，トラニオン受けには，鋼製支持架台に作用する軸直角方向荷重が，キャス

クから支持架台の方向にのみ作用する機構を備えている。

$$F_{HYU} = P_{HY} \cdot \frac{b}{(a+b)}$$

$$F_{HYL} = P_{HY} \cdot \frac{a}{(a+b)}$$

$$P_{HV} = W \cdot C_H \cdot g$$

ここで,

F_{HYU}：鋼製支持架台１脚（上部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

F_{HYL}：鋼製支持架台１脚（下部側）に作用する軸直角方向水平地震力(N)

P_{HY} ：キャスクに作用する軸直角方向水平地震力(N)

a　：キャスク重心から上部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

b　：キャスク重心から下部トラニオン軸心までの距離(＝[redacted] m)

W　：キャスク設計質量(＝[redacted] g※)

C_H ：水平方向震度（＝0.67）

g　：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

※　キャスク本体の質量に鋼製支持架台（4 脚，埋め込み金物含む）の質量を加えて丸めた合計質量をキャスク設計質量とする。

鋼製支持架台１脚に作用する荷重は表４．２－５の通りである。

表４．２－５　鋼製支持架台１脚に作用する荷重

（単位：N）

荷重種類	荷重		
	計算値		設計値
	上部側 （スライド機構有）	下部側 （スライド機構無）	
自重	3.20×10^5	2.93×10^5	3.20×10^5
鉛直方向地震力	1.35×10^5	1.24×10^5	1.35×10^5
軸方向水平地震力	－	4.11×10^5	4.11×10^5
軸直角方向水平地震力	4.29×10^5	3.93×10^5	4.29×10^5

4) 応力評価

① 鋼製支持架台（評価断面①）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

図４．２－３において自重のみによる軸応力（σ_{cW}），鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}）と軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B \cdot t}$$

$$\sigma_{cHX} = 0 \quad ※1$$

$$\sigma_{cHY} = 0 \quad ※1$$

※1　σ_{cHX}は図４．２－３に示すF_{HX}に対して評価断面に対する軸方向（評価断面に対する垂直方向）応力を示す。F_{HX}は評価断面①に対して平行な荷重であるため，評価断面に対する軸方向応力は発生せず０となる。

σ_{cHY}も同様に図４．２－３に示すF_{HY}に対して評価断面に対する軸方向応力を示す。F_{HX}は評価断面①に対して平行な荷重であるため，評価断面に対する軸方向応力は発生せず０となる。

鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}），軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）の組合せ軸応力（σ_{cK}）は次式で表される。

$$\sigma_{cK} = \sqrt{{\sigma_{cV}}^2 + {\sigma_{cHX}}^2 + {\sigma_{cHY}}^2}$$

自重のみによる軸応力（σ_{cW}）と地震力同士の組合せ軸応力（σ_{cK}）との組み合わせ軸応力（σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_c = |\sigma_{cW}| + \sigma_{cK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW}），鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXW} = 0$$

$$\sigma_{bXV} = 0$$

$$\sigma_{bXHX} = 0$$

$$\sigma_{bXHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{B \cdot t^2/6}$$

鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK} = \sqrt{{\sigma_{bXV}}^2 + {\sigma_{bXHX}}^2 + {\sigma_{bXHY}}^2}$$

自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW}）と地震力同士の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bX}）は次式で表される。

$$\sigma_{bX} = |\sigma_{bXW}| + \sigma_{bXK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW}），鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYW} = 0$$

$$\sigma_{bYV} = 0$$

$$\sigma_{bYHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{t \cdot B^2/6}$$

$$\sigma_{bYHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK} = \sqrt{{\sigma_{bYV}}^2 + {\sigma_{bYHX}}^2 + {\sigma_{bYHY}}^2}$$

自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bY} = |\sigma_{bYW}| + \sigma_{bYK}$$

図４．２－３において軸方向まわりの曲げ応力（σ_{bX}）と軸直角方向まわりの曲げ応力（σ_{bY}）の組合せ曲げ応力（σ_b）は次式で表される。

$$\sigma_b = \sigma_{bX} + \sigma_{bY}$$

図４．２－３において自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}），鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）は次式で表される。

$$\tau_{XW} = 0$$
$$\tau_{XV} = 0$$
$$\tau_{XHX} = \frac{F_{HX}}{B \cdot t}$$
$$\tau_{XHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）は次式で表される。

$$\tau_{XK} = \sqrt{\tau_{XV}{}^2 + \tau_{XHX}{}^2 + \tau_{XHY}{}^2}$$

自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}）と地震力同士の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）との組合せ軸方向せん断応力（τ_X）は次式で表される。

$$\tau_X = |\tau_{XW}| + \tau_{XK}$$

図４．２－３において自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}），鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YW} = 0$$
$$\tau_{YV} = 0$$
$$\tau_{YHX} = 0 \quad ※2$$
$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{B \cdot t}$$

※2　図４．２－３における，キャスクに対する軸方向荷重F_{HX}に対してキャスク軸方向水平地震力がかかる場合，評価断面の軸方向（F_{HX}と同じ方向）にせん断応力τ_{XHX}が発生する。この時F_{HX}に対して，キャスク軸直角方向にはせん断力は発生しないことからせん断応力τ_{YHX}＝0となる。

鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）は次式で表される。

$$\tau_{YK} = \sqrt{\tau_{YV}{}^2 + \tau_{YHX}{}^2 + \tau_{YHY}{}^2}$$

自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）との組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{Y}）は次式で表される。

$$\tau_Y = |\tau_{YW}| + \tau_{YK}$$

図４．２－３において軸方向せん断応力（τ_X）と軸直角方向せん断応力（τ_Y）の組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\tau = \sqrt{\tau_X{}^2 + \tau_Y{}^2}$$

以上の軸応力（σ_c），曲げ応力（σ_b），平均せん断応力（τ）による組合せ応力（σ_T）は次式で表される。

$$\sigma_T = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_b)^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

ここで，

F_W ：図４．２－２に示す自重の設計用値（＝[redacted]）

F_V ：図４．２－２に示す鉛直方向地震力の設計用値（＝[redacted]）

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

B ：図４．２－３に示す評価断面の幅（＝[redacted] m）

t ：図４．２－３に示すトラニオン受部の板厚（＝[redacted] m）

l_1 ：図４．２－３に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム（＝[redacted] m）

l_2 ：図４．２－３に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム（＝[redacted] m）

B．一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）※3は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2 \cdot \sigma_{cK}$$

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bXK} + 2 \cdot \sigma_{bYK} \quad ※4$$

$$\Delta\tau = 2 \cdot \tau_{XK} + \tau_{YK}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_c$$

※3　座屈応力σ_{bc}は図４．２－９の「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）　支持構造物の許容応力」より一次＋二次応力とする。

※4　図４．２－２に示す通り，トラニオン受けには鋼製支持架台に作用する軸直角方向荷重が，キャスクから支持架台の方向にのみ作用する機構を備えている。そのため，軸直角方向水平地震力は１方向のみにしか作用しない。軸直角方向水平地震力によって発生する各応力，またはそれが支配的となる各応力は片振幅となることから，σ_{bYK}を２倍するのに対してσ_{bXK}は２倍しない。

② 鋼製支持架台（評価断面②）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

図４．２－４において自重のみによる軸応力（σ_{cW}），鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}）と軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{cW} = \frac{F_W}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\sigma_{cV} = \frac{F_V}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\sigma_{cHX} = 0$$

$$\sigma_{cHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸応力（σ_{cV}），軸方向水平地震力による軸応力（σ_{cHX}），軸直角方向水平地震力による軸応力（σ_{cHY}）の組合せ軸応力（σ_{cK}）は次式で表される。

$$\sigma_{cK} = \sqrt{{\sigma_{cV}}^2 + {\sigma_{cHX}}^2 + {\sigma_{cHY}}^2}$$

自重のみによる軸応力（σ_{cW}）と地震力同士の組合せ軸応力（σ_{cK}）との組み合わせ軸応力（σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_c = |\sigma_{cW}| + \sigma_{cK}$$

図４．２－４において自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW1}，σ_{bXW2}），鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV1}，σ_{bXV2}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX1}，σ_{bXHX2}）と軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY1}，σ_{bXHY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXW1} = \frac{F_w \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXW2} = \frac{F_w \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXV1} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_1 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXV2} = \frac{F_V \cdot (L_1 - t_1/2)}{I_X} \cdot L_2 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXHX1} = 0 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXHX2} = 0 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bXHY1} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I_X} \cdot L_1 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXHY2} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I_X} \cdot L_2 \qquad \text{（リブ側）}$$

鉛直方向地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXV1}，σ_{bXV2}），軸方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX1}，σ_{bXHX2}），軸直角方向水平地震力による軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY1}，σ_{bXHY2}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK1}，σ_{bXK2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK1} = \sqrt{{\sigma_{bXV1}}^2 + {\sigma_{bXHX1}}^2 + {\sigma_{bXHY1}}^2} \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bXK2} = \sqrt{{\sigma_{bXV2}}^2 + {\sigma_{bXHX2}}^2 + {\sigma_{bXHY2}}^2} \qquad \text{（リブ側）}$$

自重のみによる軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXW1}，σ_{bXW2}）と地震力同士の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK1}，σ_{bXK2}）との組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bX1}，σ_{bX2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bX1} = |\sigma_{bXW1}| + \sigma_{bXK1} \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bX2} = |\sigma_{bXW2}| + \sigma_{bXK2} \qquad \text{（リブ側）}$$

図４．２－４において自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW1}，σ_{bYW2}），鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV1}，σ_{bYV2}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}，σ_{bYHX2}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY1}，σ_{bYHY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYW1} = 0 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bYW2} = 0 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bYV1} = 0 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bYV2} = 0 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bYHX1} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I_Y} \cdot L_3 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bYHX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I_Y} \cdot L_4 \qquad \text{（リブ側）}$$

$$\sigma_{bYHY1} = 0 \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{bYHY2} = 0 \qquad \text{（リブ側）}$$

鉛直方向地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYV1}，σ_{bYV2}），軸方向水平地震力による軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}，σ_{bYHX2}），軸直角方向水平地震力による軸直角方

向まわり曲げ応力（σ_{bYHY1}，σ_{bYHY2}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK1}，σ_{bYK2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK1} = \sqrt{{\sigma_{bYV1}}^2 + {\sigma_{bYHX1}}^2 + {\sigma_{bYHY1}}^2}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bYK2} = \sqrt{{\sigma_{bYV2}}^2 + {\sigma_{bYHX2}}^2 + {\sigma_{bYHY2}}^2}$$ （リブ側）

自重のみによる軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYW1}，σ_{bYW2}）と地震力同士の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK1}，σ_{bYK2}）との組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bY1}，σ_{bY2}）は次式で表される。

$$\sigma_{bY1} = |\sigma_{bYW1}| + \sigma_{bYK1}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{bY2} = |\sigma_{bYW2}| + \sigma_{bYK2}$$ （リブ側）

図４．２－４において軸方向まわりの曲げ応力（σ_{bX1}，σ_{bX2}）と軸直角方向まわりの曲げ応力（σ_{bY1}，σ_{bY2}）の組合せ曲げ応力（σ_{b1}，σ_{b2}）は次式で表される。

$$\sigma_{b1} = \sigma_{bX1} + \sigma_{bY1}$$ （トラニオン受側）

$$\sigma_{b2} = \sigma_{bX2} + \sigma_{bY2}$$ （リブ側）

図４．２－４において自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}），鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）は次式で表される。

$$\tau_{XW} = 0$$

$$\tau_{XV} = 0$$

$$\tau_{XHX} = \frac{F_{HX}}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

$$\tau_{XHY} = 0$$

鉛直方向地震力による軸方向せん断応力（τ_{XV}），軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX}），軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）は次式で表される。

$$\tau_{XK} = \sqrt{{\tau_{XV}}^2 + {\tau_{XHX}}^2 + {\tau_{XHY}}^2}$$

自重のみによる軸方向せん断応力（τ_{XW}）と地震力同士の組合せ軸方向せん断応力（τ_{XK}）との組合せ軸方向せん断応力（τ_X）は次式で表される。

$$\tau_X = |\tau_{XW}| + \tau_{XK}$$

図４．２－４において自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}），鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YW} = 0$$

$$\tau_{YV} = 0$$

$$\tau_{YHX} = 0$$

$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{B_1 \cdot t_1 + 2 \cdot B_2 \cdot t_2}$$

鉛直方向地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YV}），軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}），軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）は次式で表される。

$$\tau_{YK} = \sqrt{{\tau_{YV}}^2 + {\tau_{YHX}}^2 + {\tau_{YHY}}^2}$$

自重のみによる軸直角方向せん断応力（τ_{YW}）と地震力同士の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_{YK}）との組合せ軸直角方向せん断応力（τ_Y）は次式で表される。

$$\tau_Y = |\tau_{YW}| + \tau_{YK}$$

図４．２－４において軸方向せん断応力（τ_X）と軸直角方向せん断応力（τ_Y）の組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\tau = \sqrt{{\tau_X}^2 + {\tau_Y}^2}$$

以上の軸応力（σ_c），組合せ曲げ応力（σ_{b1}，σ_{b2}），平均せん断応力（τ）による組合せ応力（σ_{T1}，σ_{T2}）は次式で表される。

$$\sigma_{T1} = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_{b1})^2 + 3 \cdot \tau^2} \qquad \text{（トラニオン受側）}$$

$$\sigma_{T2} = \sqrt{(\sigma_c + \sigma_{b2})^2 + 3 \cdot \tau^2} \qquad \text{（リブ側）}$$

ここで,

F_W ：図４．２－２に示す自重の設計用値(＝[redacted])

F_V ：図４．２－２に示す鉛直方向地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

B_1 ：図４．２－４に示すトラニオン受部の幅(＝[redacted] m)

B_2 ：図４．２－４に示すリブの幅(＝[redacted] m)

t_1 ：図４．２－４に示すトラニオン受部の板厚(＝[redacted] m)

t_2 ：図４．２－４に示すリブの板厚(＝[redacted] m)

L_1 ：図４．２－４に示す中立軸（X 軸）からトラニオン受け端部までの Y 方向距離(＝[redacted] m)

L_2 ：図４．２－４に示す中立軸（X 軸）からリブ端部までの Y 方向距離(＝[redacted] m)

L_3 ：図４．２－４に示す中立軸（Y 軸）からトラニオン受け端部までの X 方向距離，L_3’及びL_3”の大きい方の値(＝[redacted] m)

L_4 ：図４．２－４に示す中立軸（Y 軸）からリブ端部までの X 方向距離，L_4’及びL_4”の大きい方の値(＝[redacted] m)

l_1 ：図４．２－４に示す軸方向水平地震力に対するモーメントアーム(＝[redacted] m)

l_2 ：図４．２－４に示す軸直角方向水平地震力に対するモーメントアーム(＝[redacted] m)

I_X ：図４．２－４に示す断面の中立軸（X 軸）に関する断面二次モーメント(＝[redacted] mm^4)

I_Y ：図４．２－４に示す断面の中立軸（Y 軸）に関する断面二次モーメント(＝[redacted] mm^4)

B．一次＋二次応力

地震力のみによる引張・圧縮の応力範囲（$\Delta\sigma_c$），曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，　$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$），及び座屈応力（σ_{bc}）は次式により表される。

なお，この部位では支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じないので圧縮応力に対する座屈応力を評価する。

$$\Delta\sigma_c = 2\cdot\sigma_{cK}$$

$$\Delta\sigma_{b1} = \sigma_{bXK1} + 2\cdot\sigma_{bYK1}$$　（トラニオン受側）

$$\Delta\sigma_{b2} = \sigma_{bXK2} + 2\cdot\sigma_{bYK2}$$　（リブ側）

$$\Delta\tau = 2\cdot\tau_{XK} + \tau_{YK}$$

$$\sigma_{bc} = \sigma_c$$

③　鋼製支持架台（評価断面③）

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

Ａ．一次応力

図４．２－５において自重，鉛直方向地震力，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bb}），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する曲げ応力（σ_{bc}）は次式で表される。なお，この部位では曲げ応力が支配的となり圧縮応力が本体に及ぼす影響は小さいため，圧縮応力は評価対象外とする。

$$\sigma_{bb} = \frac{T \cdot L_1}{B \cdot t^2/6}$$

$$\sigma_{bc} = \frac{\sigma_{cT} \cdot {L_2}^2/2}{t^2/6}$$

$$T = \sigma_{tT} \cdot A_m$$

ここで，

σ_{tT}：図４．２－５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張応力(N/mm^2)

σ_{cT}：図４．２－５に示すコンクリートに発生する本荷重条件下における圧縮応力(N/mm^2)

Ｔ　：図４．２－５に示す基礎ボルトに発生する本荷重条件下における引張力(N)

ｔ　：図４．２－５に示す鋼製支持架台底板の板厚(＝[redacted] m)

Ｂ　：図４．２－５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げ応力の評価断面幅(＝[redacted] m)

L_1：図４．２－５に示す基礎ボルトから引張力を受けて発生する曲げモーメントのモーメントアーム長さ(＝[redacted] m)

L_2：図４．２－５に示すコンクリートから圧縮力を受ける長さ(＝[redacted] m)

A_m：基礎ボルト（呼び径 M36）断面積(＝[redacted] m^2)

図４．２－５において自重，鉛直方向地震力，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により基礎ボルトから引張力を受けて発生する平均せん断応力（τ_b），コンクリート支持架台から圧縮力を受けて発生する平均せん断応力（τ_c）は次式で表される。

$$\tau_b = \frac{T}{B \cdot t}$$

$$\tau_c = \frac{\sigma_{cT} \cdot L_2}{t}$$

ここで，各記号は上記と同様である。

以上の曲げ応力（σ_{bb}，σ_{bc}），平均せん断応力（τ_b，τ_c）による組合せ応力（σ_b，σ_c）は次式で表される。

$$\sigma_b = \sqrt{{\sigma_{bb}}^2 + 3 \cdot {\tau_b}^2}$$
$$\sigma_c = \sqrt{{\sigma_{bc}}^2 + 3 \cdot {\tau_c}^2}$$

B．一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_b$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は評価対象外とする。

$$\Delta\sigma_b = \sigma_{bb} + \sigma_{bc}$$
$$\Delta\tau = \tau_b + \tau_c$$

④　埋め込み金物

自重及び鉛直方向地震力により埋め込み金物に発生する応力は微小であるためこれらの荷重は無視する。したがって，軸方向水平地震力及び軸直角方向水平地震力により発生する応力を計算する。

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

自重及び鉛直方向地震力は無視する。

図４．２－６において軸方向水平地震力による発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXHX} = 0$$

$$\sigma_{bXHY} = \frac{F_{HY} \cdot H/2}{(L - 4 \cdot t) \cdot t^2/6}$$

（内側シアプレート）

（内側シアプレート）

軸方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXHY}）の組合せ軸方向まわり曲げ応力（σ_{bXK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bXK} = \sqrt{{\sigma_{bXHX}}^2 + {\sigma_{bXHY}}^2}$$

（内側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHX1}），軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大曲げ応力（σ_{bYHX2}），その組合せ曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYHX1} = \frac{F_{HX} \cdot H/2}{4 \cdot B \cdot t^2/6}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHX2} = \sigma_{bYHX1} \cdot \frac{\tau_{XHX2}}{\tau_{XHX1}}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHX} = \sigma_{bYHX1} + \sigma_{bYHX2}$$

（外側シアプレート）

$$\sigma_{bYHY} = 0$$

（外側シアプレート）

軸方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり組合せ曲げ応力（σ_{bYHX}）と軸直角方向水平地震力により発生する軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYHY}）の組合せ軸直角方向まわり曲げ応力（σ_{bYK}）は次式で表される。

$$\sigma_{bYK} = \sqrt{{\sigma_{bYHX}}^2 + {\sigma_{bYHY}}^2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX1}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY1}）のは次式で表される。

$$\tau_{XHX1} = \frac{F_{HX}}{4 \cdot B \cdot t}$$ （外側シアプレート）

$$\tau_{XHY1} = 0$$ （外側シアプレート）

軸方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHX1}）と軸直角方向水平地震力による軸方向せん断応力（τ_{XHY1}）の組合せ軸方向せん断応力（τ_{X1}）は次式で表される。

$$\tau_{X1} = \sqrt{{\tau_{XHX1}}^2 + {\tau_{XHY1}}^2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力作用点の偏心による最大ねじりせん断応力（τ_{XHX2}）と軸直角方向水平地震力によるねじりせん断応力（τ_{XHY2}）は次式で表される。

$$\tau_{XHX2} = \frac{F_{HX} \cdot l}{I_p} \cdot r_{max}$$ （外側シアプレート）

$$\tau_{XHY2} = 0$$ （外側シアプレート）

軸方向水平地震力作用点の偏心による最大ねじりせん断応力（τ_{XHX2}）と軸直角方向水平地震力によるねじりせん断応力（τ_{XHY2}）の組合せねじりせん断応力（τ_{X2}）は次式で表される。

$$\tau_{X2} = \sqrt{{\tau_{XHX2}}^2 + {\tau_{XHY2}}^2}$$ （外側シアプレート）

外側シアプレートにおける軸方向せん断応力（τ_{X1}）とねじりせん断応力（τ_{X2}）の組合せせん断応力（τ_{X}）は次式で表される。

$$\tau_X = \tau_{X1} + \tau_{X2}$$ （外側シアプレート）

図４．２－６において軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）は次式で表される。

$$\tau_{YHX} = 0$$ （内側シアプレート）

$$\tau_{YHY} = \frac{F_{HY}}{(L - 4 \cdot t) \cdot t}$$ （内側シアプレート）

軸方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHX}）と軸直角方向水平地震力による軸直角方向せん断応力（τ_{YHY}）の組合せ軸直角方向せん断応力（τ_Y）は次式で表される。

$$\tau_Y = \sqrt{{\tau_{YHX2}}^2+{\tau_{YHY2}}^2}$$

（内側シアプレート）

以上の曲げ応力（σ_{bXK}，σ_{bYK}），平均せん断応力（τ_X，τ_Y）による組合せ応力（σ_{T1}，σ_{T2}）は次式で表される。

$$\sigma_{T1} = \sqrt{{\sigma_{bYK}}^2 + 3 \cdot {\tau_X}^2}$$ （外側シアプレート）

$$\sigma_{T2} = \sqrt{{\sigma_{bXK}}^2 + 3 \cdot {\tau_Y}^2}$$ （内側シアプレート）

ここで,

F_{HX}：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

F_{HY}：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

H　：図４．２－６に示すシアプレート部の高さ(＝[redacted] m)

B　：図４．２－６に示すシアプレート部の幅(＝[redacted] m)

L　：図４．２－６に示すシアプレート部の幅(＝[redacted] m)

t　：図４．２－６に示すシアプレート部の板厚(＝[redacted] m)

τ_{XHX1}：図４．２－６において軸方向水平地震力により発生する軸方向平均せん断応力(N/mm^2)

τ_{XHX2}：図４．２－６において軸方向水平地震力作用点の偏心により発生する最大ねじりせん断応力（N/mm^2）

l　：図４．２－６において軸方向水平地震力作用点から捩りせん断中心までのＹ方向距離（＝[redacted] m）

I_P　：図４．２－６に示すシアプレートの断面極二次モーメント(＝[redacted] m^4)

r_{max}　：図４．２－６に示す捩りせん断中心からシアプレートまでの最大距離(＝[redacted] m)

Ｂ．一次＋二次応力

地震力のみによる曲げの応力範囲（$\Delta\sigma_{b1}$，$\Delta\sigma_{b2}$），せん断の応力範囲（$\Delta\tau_1$，$\Delta\tau_2$）は次式により表される。なお，この部位では圧縮応力，支圧応力，せん断座屈，曲げ座屈は生じない。

$$\Delta\sigma_{b1} = 2 \cdot \sigma_{bYK}$$ （外側シアプレート）

$$\Delta\sigma_{b2} = \sigma_{bXK}$$ （内側シアプレート）

$$\Delta\tau_1 = 2 \cdot \tau_X$$ （外側シアプレート）

$$\Delta\tau_2 = \tau_Y$$ （内側シアプレート）

⑤ 基礎ボルト

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力

A．一次応力

基礎ボルトに発生する組合せ引張応力（σ_t）及び組合せせん断応力（τ）は次式で表される。

$$\sigma_t = |\sigma_{tW}| + \sqrt{{\sigma_{tV}}^2 + {\sigma_{tHX}}^2 + {\sigma_{tHY}}^2}$$
$$\tau = |\tau_W| + \sqrt{{\tau_V}^2 + {\tau_{HX}}^2 + {\tau_{HY}}^2}$$

ここで,

σ_{tW} ：自重により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tV} ：鉛直方向地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tHX}：軸方向水平地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

σ_{tHY}：軸直角方向水平地震力により発生する引張応力(N/mm^2)

τ_W ：自重により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_V ：鉛直方向地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_{HX} ：軸方向水平地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

τ_{HY} ：軸直角方向水平地震力により発生するせん断応力(N/mm^2)

なお，各値の計算は以下に示す。

a．自重による引張応力

図４．２－７（１）において自重により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tW}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tW} = \sigma_{cW} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$
$$\sigma_{cW} = N \cdot X_n / S_n$$
$$S_n = [{X_{n1}}^2/2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})] \cdot b \cdot D^2$$
$$I_n = [{X_{n1}}^3/3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2] \cdot b \cdot D^3$$
$$X_{n1} = X_n / D$$
$$d_{t1} = d_t / D$$
$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$
$$a_t = A_b \cdot N_b$$

ここで,

σ_{cW}：図４．２－７（１）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

n ：ヤング係数比(＝15)

D　：図４．２－７（１）に示す断面高さ(＝[redacted] m)

b　：図４．２－７（１）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d_t　：図４．２－７（１）に示す引張側ボルトに関する距離(＝[redacted] m)

d_{t1}：引張側ボルトに関する係数(－)

X_n　：図４．２－７（１）に示す中立軸距離(mm)を表し，次式を満足する値

$$X_n - D/2 + e = I_n/S_n$$

ただし，e：図４．２－７（１）に示す鉛直力偏心距離(＝[redacted] m)

X_{n1}　：中立軸比（－）

N　：図４．２－７（１）に示す鉛直力であり，次式により算出した値(N)

N＝[自重の設計用値]（＝[redacted] ）

a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)

P_t　：引張鉄筋比(－)

A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

S_n　：有効等価断面一次モーメント(mm^3)

I_n　：有効等価断面二次モーメント(mm^4)

b．鉛直方向地震力による引張応力

図４．２－７（２）において鉛直方向地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tV}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tV} = \sigma_{cV} \cdot n \cdot \frac{(D - d_t - X_n)}{X_n} \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cV} = N \cdot X_n / S_n$$

$$S_n = [{X_{n1}}^2/2 - n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})] \cdot b \cdot D^2$$

$$I_n = [{X_{n1}}^3/3 + n \cdot P_t \cdot (1 - d_{t1} - X_{n1})^2] \cdot b \cdot D^3$$

$$X_{n1} = X_n / D$$

$$d_{t1} = d_t / D$$

$$P_t = a_t / (b \cdot D)$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

ここで,

σ_{cV}：図４．２－７（２）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

n　：ヤング係数比(＝15)

D　：図４．２－７（２）に示す断面高さ(＝[redacted] m)

b　：図４．２－７（２）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d_t ：図４．２－７（２）に示す引張側ボルトに関する距離(＝[redacted] m)

d_{t1} ：引張側ボルトに関する係数(－)

X_n ：図４．２－７（２）に示す中立軸距離（mm）を表し，次式を満足する値

$$X_n - D/2 + e = I_n/S_n$$

ただし，e：図４．２－７（２）に示す鉛直力偏心距離(＝[redacted] m)

X_{n1} ：中立軸比(－)

N ：図４．２－７（２）に示す鉛直力であり，次式により算出した値(N)

N＝[鉛直方向地震力の設計用値]（＝[redacted]）

a_t ：有効ボルト総断面積(mm^2)

P_t ：引張鉄筋比(－)

A_b ：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

A_m ：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b ：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

S_n ：有効等価断面一次モーメント(mm^3)

I_n ：有効等価断面二次モーメント(mm^4)

c．軸方向水平地震力による引張応力

図４．２－７（３）において軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHX}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cHX} = \frac{F_{HX} \cdot l_1}{I} \cdot X_n$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

$$P_t = a_t/(b \cdot d)$$

ここで,

σ_{cHX}：図４．２－７（３）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)

F_{HX} ：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

I ：断面の断面二次モーメント(＝[redacted]mm^4)

n ：ヤング係数比(＝15)

l_1 ：軸方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのＺ方向距離(＝[redacted] m)

b ：図４．２－７（３）に示す断面幅(＝[redacted] m)

d ：図４．２－７（３）に示す断面有効高さ(＝[redacted] m)

X_n　：図４．２－７（３）に示す中立軸距離(mm)
X_{n1}　：中立軸比(－)
a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)
P_t　：引張鉄筋比(－)
A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)
A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)
N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted] 本)

d. 軸直角方向水平地震力による引張応力

図４．２－７（４）において軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する引張応力（σ_{tHY}）は，鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（2010 年版）より次式で表される。

$$\sigma_{tHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I} \cdot n \cdot (d - X_n) \cdot \frac{A_b}{A_m}$$

$$\sigma_{cHY} = \frac{F_{HY} \cdot l_2}{I} \cdot X_n$$

$$X_{n1} = -n \cdot P_t + \sqrt{n \cdot P_t \cdot (2 + n \cdot P_t)}$$

$$X_n = d \cdot X_{n1}$$

$$a_t = A_b \cdot N_b$$

$$P_t = a_t / (b \cdot d)$$

ここで,

σ_{cHY}：図４．２－７（４）に示すコンクリートの最大圧縮応力(N/mm^2)
F_{HY}　：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])
I　：断面の断面二次モーメント(＝[redacted]mm^4)
n　：ヤング係数比(＝15)
l_2　：図４．２－７（４）に示す軸直角方向水平地震力作用点から鋼製支持架台下面までのＺ方向距離(＝[redacted] m)
b　：図４．２－７（４）に示す断面幅(＝[redacted] m)
d　：図４．２－７（４）に示す断面有効高さ(＝[redacted] m)
X_n　：図４．２－７（４）に示す中立軸距離(mm)
X_{n1}　：中立軸比(－)
a_t　：有効ボルト総断面積(mm^2)
P_t　：引張鉄筋比(－)
A_b　：基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)
A_m　：基礎ボルト呼び径断面積(＝[redacted] m^2)

N_b　：有効引張側ボルト本数(＝[redacted]本)

e. 自重及び鉛直方向地震力によるせん断応力

自重による基礎ボルトの平均せん断応力（τ_W）と鉛直方向地震力による基礎ボルトの平均せん断応力（τ_V）は発生しない。

$$\tau_W = 0$$
$$\tau_V = 0$$

f. 軸方向水平地震力によるせん断応力

軸方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HX1}），軸方向水平地震力作用点が図４．２－７（３）に示す基礎ボルト重心位置から偏心していることにより発生する最大ねじりせん断応力（τ_{HX2}）及び軸方向水平地震力による組合せせん断応力（τ_{HX}）は次式で表される。

$$\tau_{HX} = \tau_{HX1} + \tau_{HX2}$$
$$\tau_{HX1} = \frac{F_{HX}}{A_b \cdot N_{bs}}$$
$$\tau_{HX2} = \frac{F_{HX} \cdot l_3}{I_p} \cdot r_{max}$$

ここで,

F_{HX} ：図４．２－２に示す軸方向水平地震力の設計用値(＝[redacted])

N_{bs} ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルト本数(＝[redacted]本)

A_b ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

I_p ：図４．２－７（３）に示す基礎ボルトの断面二次極モーメント(＝[redacted] mm^4)

l_3 ：図４．２－７（３）に示す軸方向水平地震力作用点から基礎ボルト有効断面の図心位置（捩りせん断中心）までのＹ方向距離(＝[redacted] m)

r_{max}：上記図心位置から基礎ボルトまでの最大距離(＝[redacted] m)

g. 軸直角方向水平地震力によるせん断応力

軸直角方向水平地震力により基礎ボルトに発生する平均せん断応力（τ_{HY}）は次式で表される。

$$\tau_{HY} = \frac{F_{HY}}{A_b \cdot N_{bs}}$$

ここで,

F_{HY} ：図４．２－２に示す軸直角方向水平地震力の設計用値（＝[redacted]）

N_{bs} ：図４．２－７（４）に示す基礎ボルト本数（＝[redacted]本）

A_b ：図４．２－７（４）に示す基礎ボルト有効断面積(＝[redacted] m^2)

Ｂ．一次＋二次応力

基礎ボルトについては一次＋二次応力評価を行わない。

⑥　コンクリート支持架台

自重＋鉛直方向地震力＋軸方向地震力＋軸直角方向地震力

Ａ．鋼製支持架台から受ける荷重または応力

a．荷重計算

鋼製支持架台に作用する各荷重は以下に示す経路でコンクリート支持架台に伝達する。

・圧縮力：鋼製支持架台底板部からコンクリート支持架台に伝達

・引張力：基礎ボルトからコンクリート支持架台に伝達

・水平力（せん断力）：基礎ボルトから埋め込み金物に伝達し，埋め込み金物のシアプレート部から支圧（圧縮）によりコンクリート支持架台に伝達

コンクリート支持架台に作用する荷重または応力（圧縮，引張，支圧）は①．～⑤．の応力計算結果より引用し算出する。

b．許容値基準

鋼製支持架台に作用する各荷重は以下に示す経路でコンクリート支持架台に伝達する。

(a)　許容圧縮応力度

コンクリート支持架台の許容圧縮応力度は「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）」に従い以下の通り算出する。

許容圧縮応力度：$0.75F_c=0.75\times24.0=18.0N/mm^2$

(b)　許容引張荷重

コンクリート支持架台の許容引張荷重は，「原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601-1991　追補版）に従い，図４．２－８に示すコンクリートのコーン状破壊面の有効投影面積内に配筋されたせん断補強筋を考慮して算出する。なお，せん断補強筋の効果を考慮するのは設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（ⅣＡＳ））のときのみであり，鉄筋比が0.4%以上であることを考慮する。

許容引張荷重（p_a）は次式で表される。

$$p \leqq p_a = MIN[1.5p_{a1},\ p_{a2}]$$

$$p_{a1} = 0.31\times K_1\times A_c\times\sqrt{F_c}$$

$$p_{a2} = K_2\times \alpha_c\times A_0\times F_c$$

ここで，

p　：基礎ボルト１本あたりの引張荷重（N）

p_a　：設計事象Ⅰ＋1/2Ss450（供用状態Ｄ（ⅣＡＳ））における基礎ボルト１本あたりのコンクリート部の許容引張荷重（せん断補強筋を考慮）（N）

p_{a1}：コンクリートがコーン状破壊する場合の許容引張荷重（N）

p_{a2}：コンクリートが支圧破壊する場合の許容引張荷重（N）

K_1 ：コーン状破壊する場合の引張耐力の低減係数（＝[redacted]）

K_2 ：支圧破壊する場合の引張耐力の低減係数（ [redacted]）

F_c ：コンクリートの設計基準強度（＝[redacted]）

A_c ：コーン状破壊面の有効投影面積（群状配置）（図４．２－８参照）

D ：基礎ボルト頭部直径（＝[redacted] m）

d ：基礎ボルト呼び径（＝[redacted] m）

A_0 ：支圧面積＝π／4×(D^2-d^2) (mm^2)

α_c ：支圧面積と有効投影面積から定まる係数＝Min[$(A_c/A_0)^{0.5}$,10]（－）

(c) 許容支圧応力度

シアプレート部からコンクリート支持架台に作用する支圧の評価は，圧縮に対する評価として行う。したがって，許容支圧応力度は(a)と同様となり，以下の通り算出する。

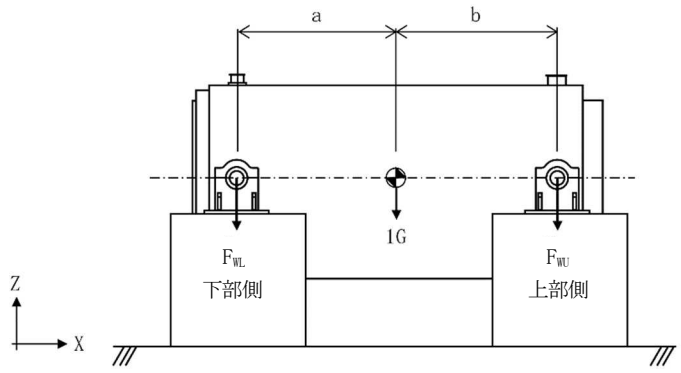
許容支圧応力度：$0.75F_c=0.75\times24.0=18.0N/mm^2$

B．コンクリート支持架台下端の荷重

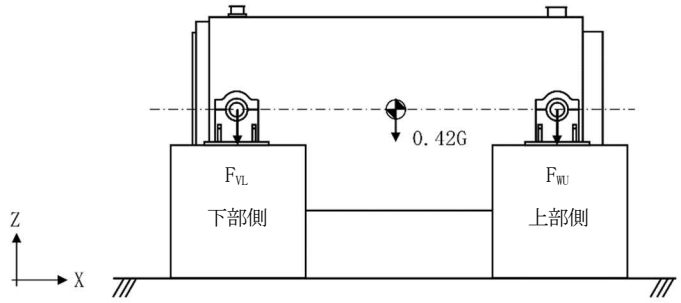
コンクリート支持架台の下端に発生する荷重は表４．２－６の通りである。これらの荷重を用いて「コンクリート標準示方書　設計編（2007)」に基づき部材に発生する断面力を断面力計算プログラムを用いて算出し，曲げ耐力・せん断耐力と比較することで評価を行う。

表４．２－６　コンクリート支持架台下端における荷重

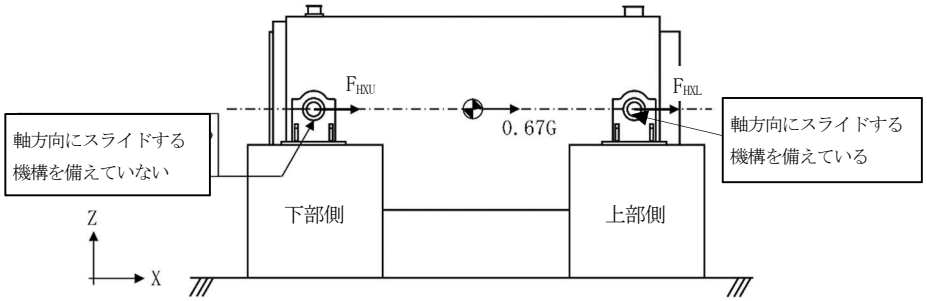
		軸水平方向(EW 方向)			軸直角方向(NS 方向)		
		鉛直力	水平力	モーメント	鉛直力	水平力	モーメント
		(kN)	(kN)	(kN･m)	(kN)	(kN)	(kN･m)
1/2Ss 地震時	キャスク	455.00	411.00	167.00	455.00	429.00	243.00
	キャスク水平力によるモーメント	－	－	487.04	－	－	508.37
	コンクリート支持架台	47.27	25.67	10.29	47.27	25.67	10.29
	合計	502.27	436.67	664.33	502.27	454.67	761.66



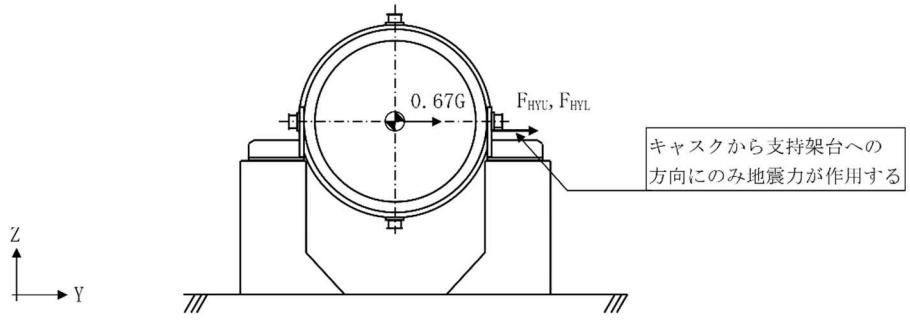
自　重



鉛直方向地震力



軸方向水平地震力



軸直角方向水平地震力

図４．２－２　鋼製支持架台に作用する荷重

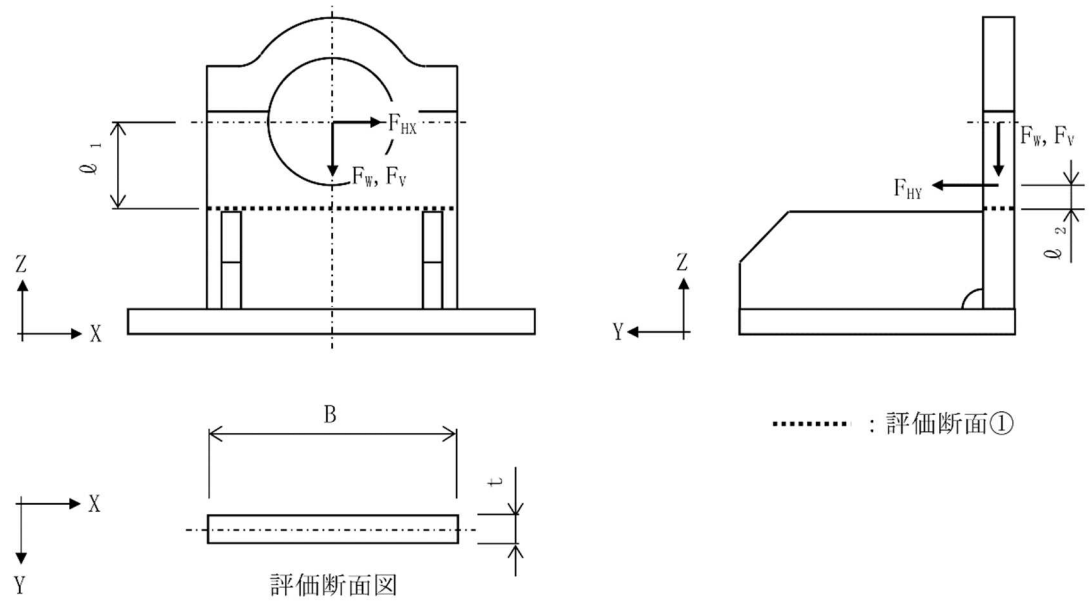


図４．２－３　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面①）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

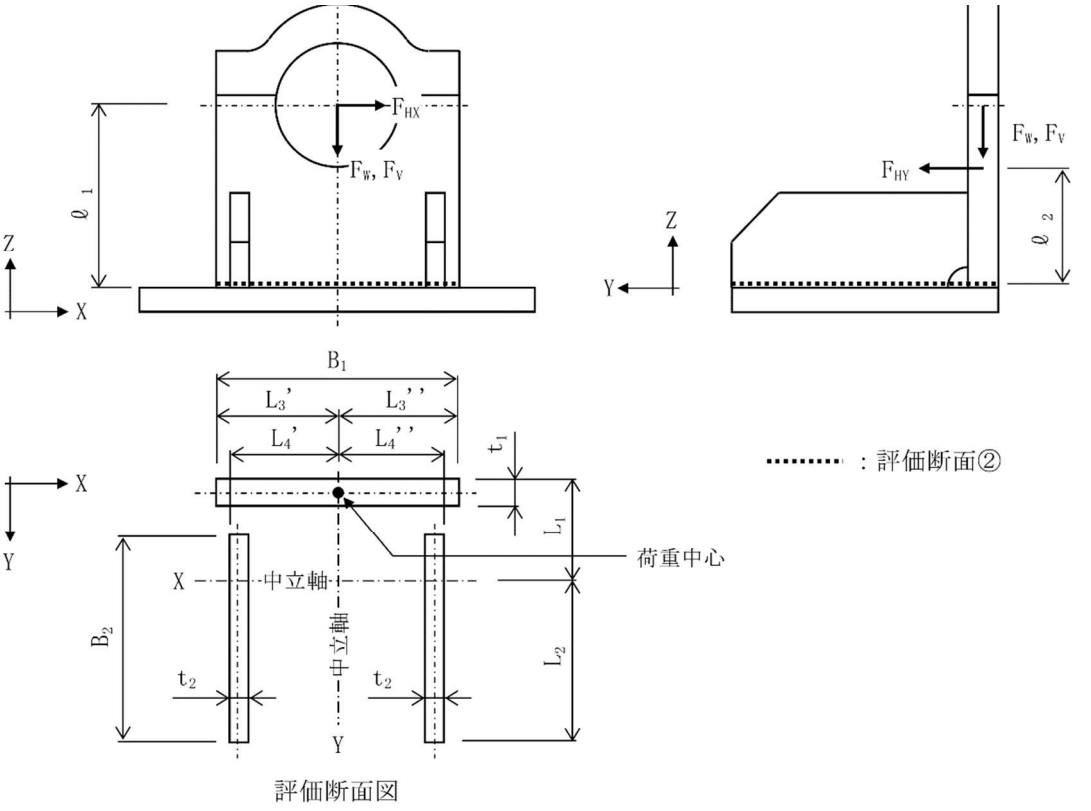


図４．２－４　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面②）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

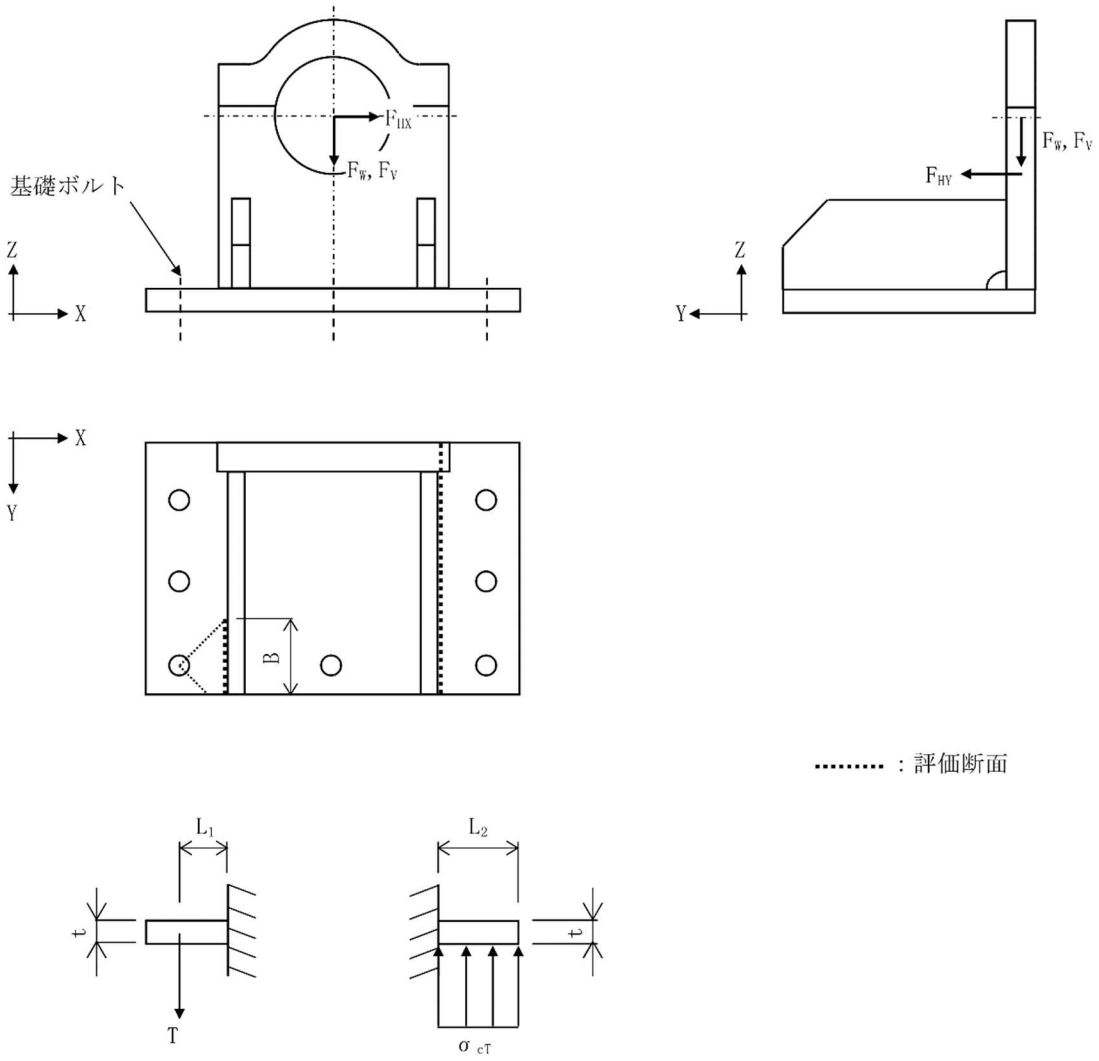


図４．２－５　計算モデル図（鋼製支持架台，評価断面③）

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

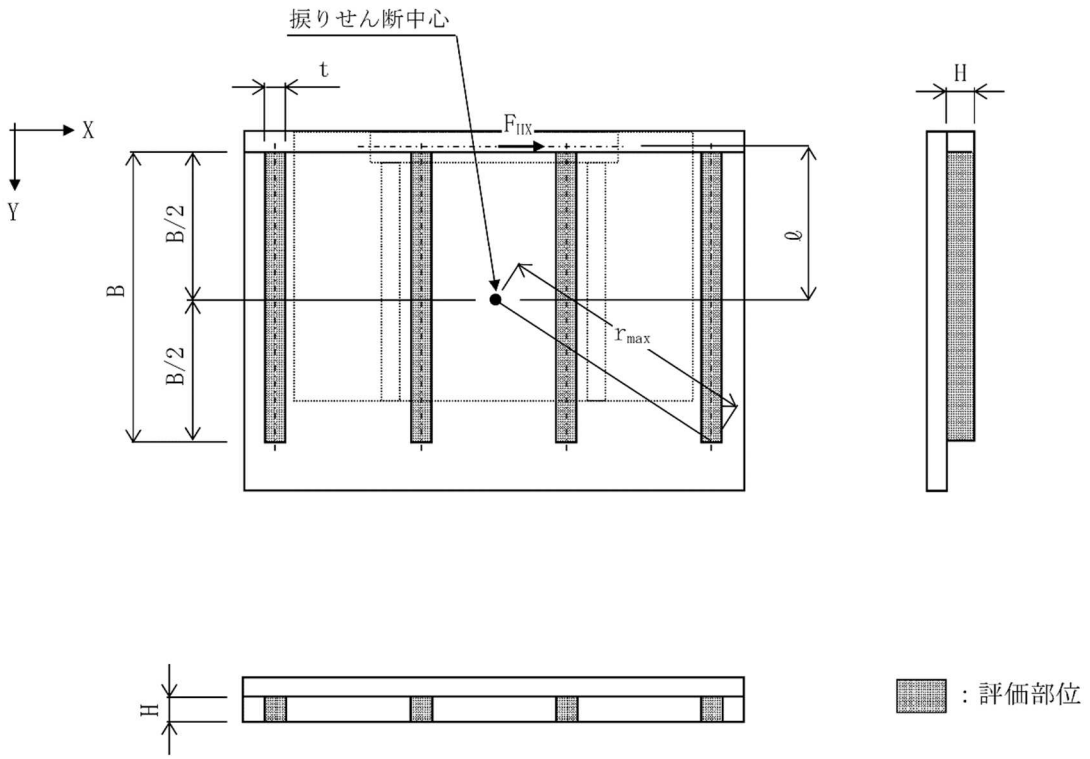


図４．２－６（１）　計算モデル図（埋め込み金物）

＜軸方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力計算モデル＞

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力］

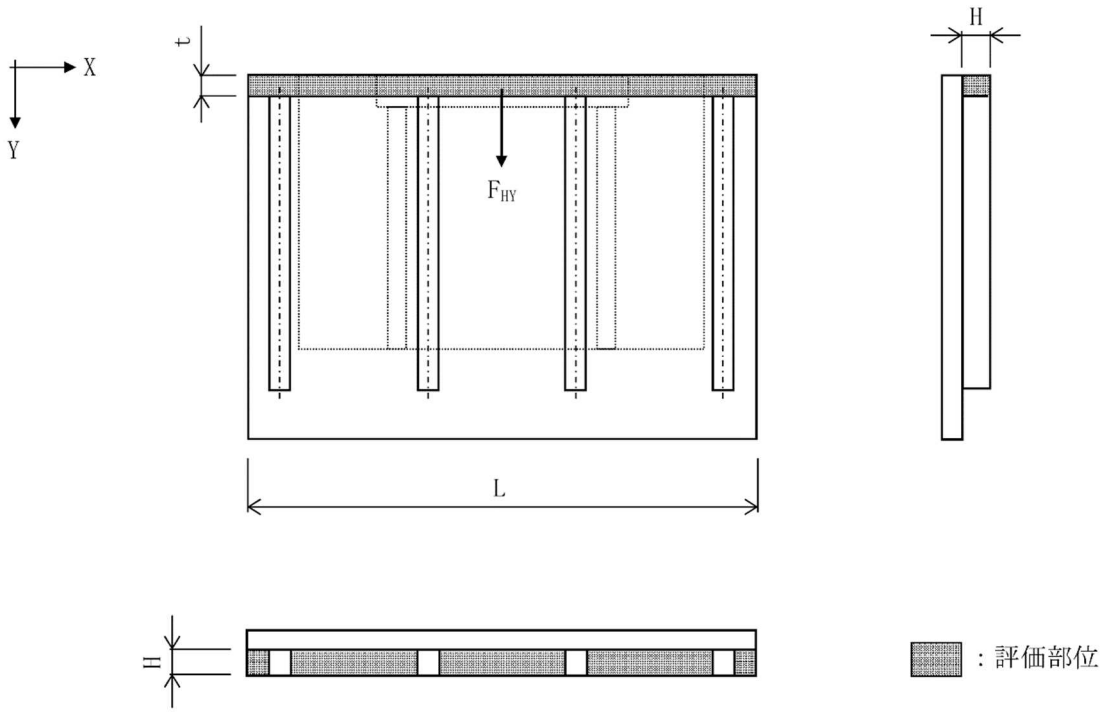


図４．２－６（２）　計算モデル図（埋め込み金物）
＜軸直角方向水平地震力により発生する軸方向まわり曲げ応力計算モデル＞
［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力］

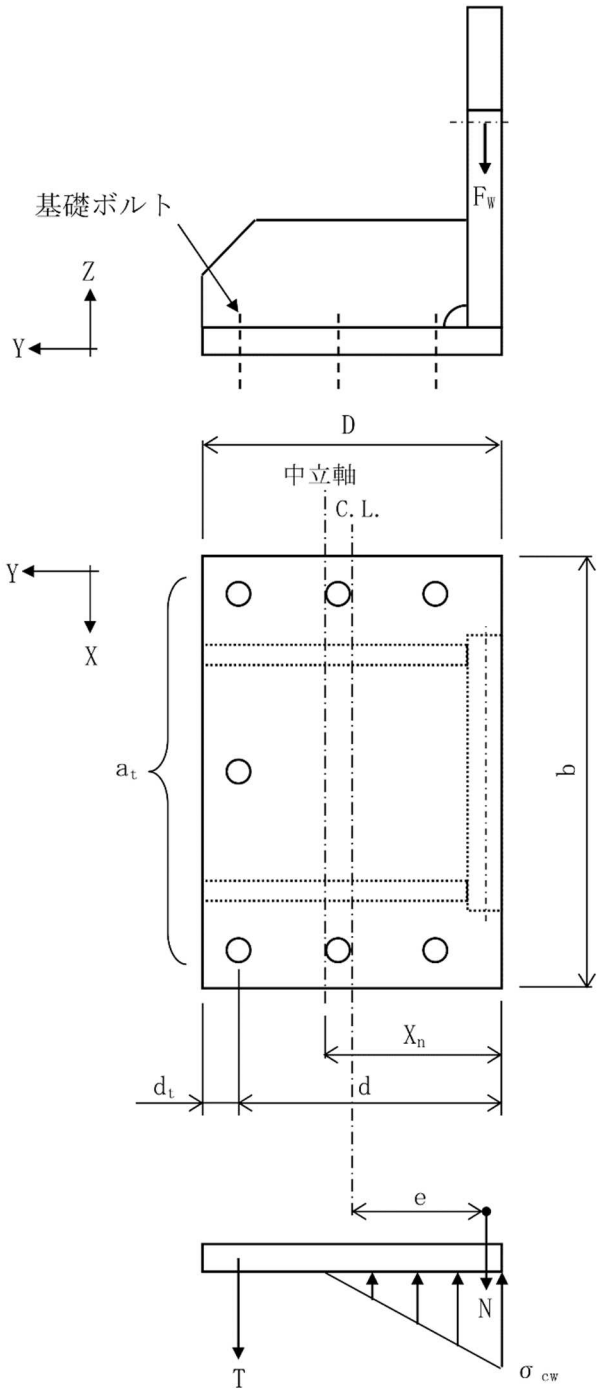


図４．２－７（１）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈自重のみにより発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

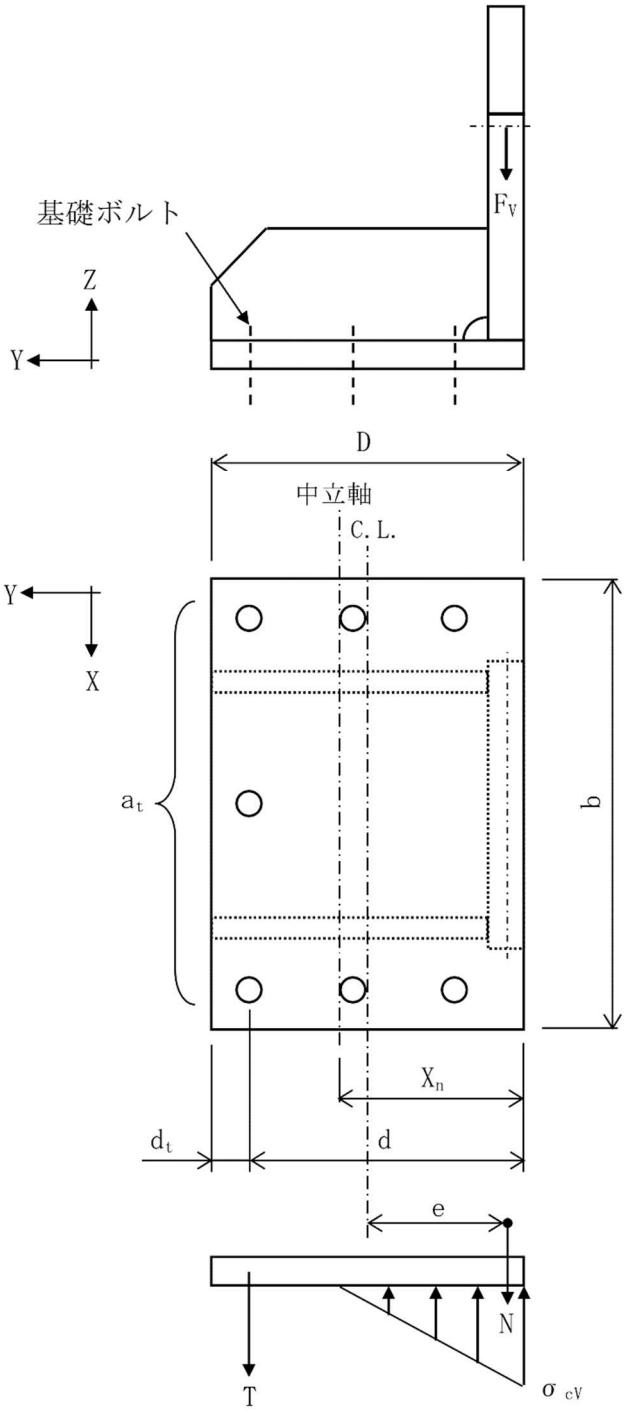


図４．２－７（２）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈鉛直方向地震力のみにより発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

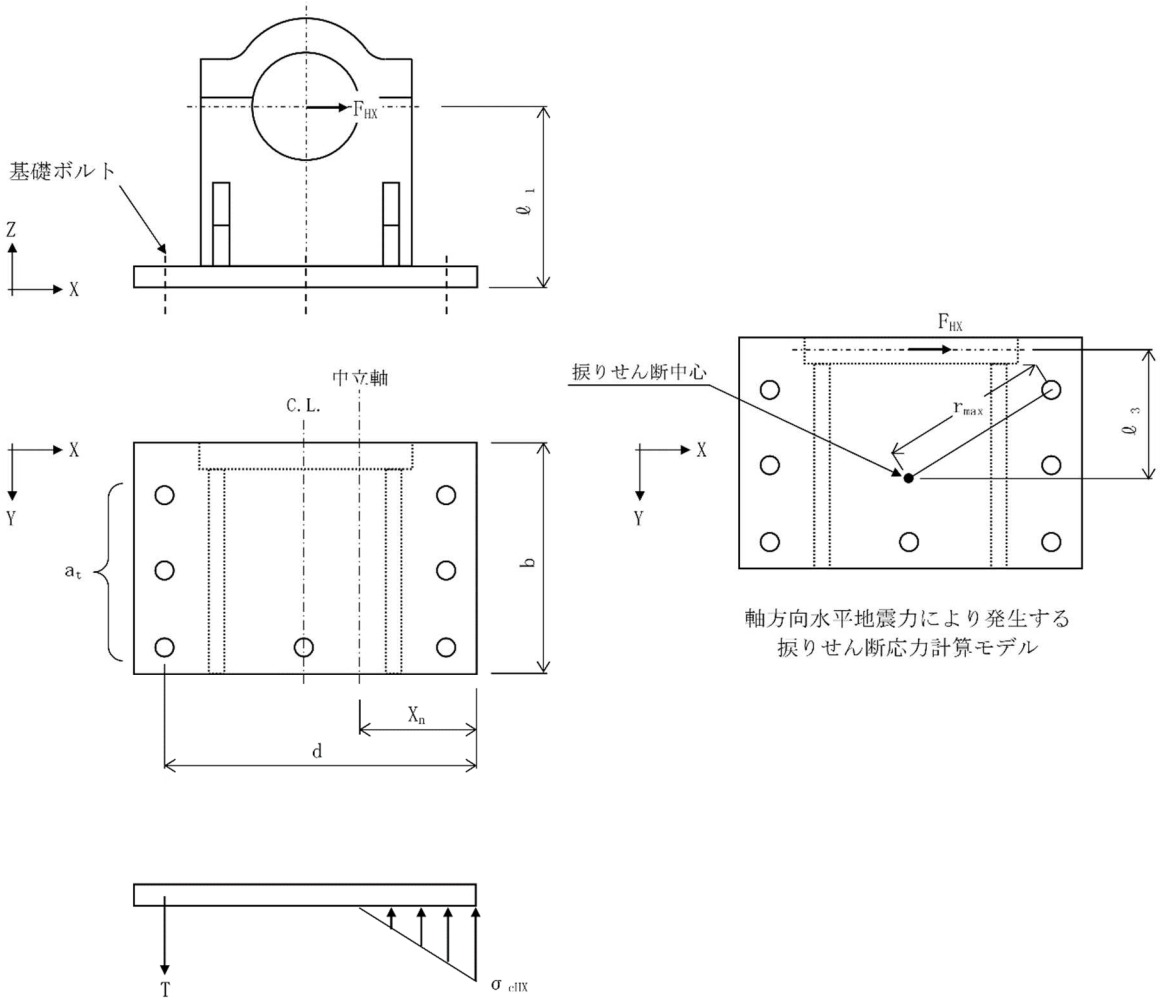
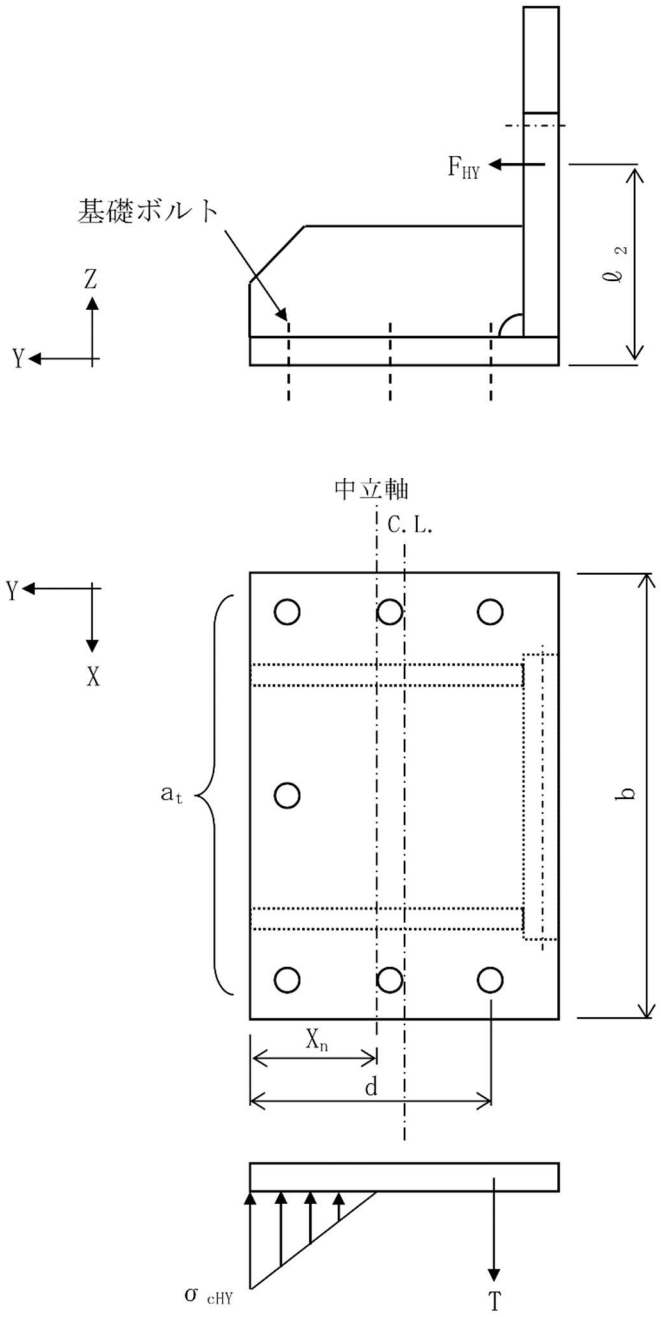


図４．２－７（３）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈軸方向水平地震力により発生する引張及びせん断応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］

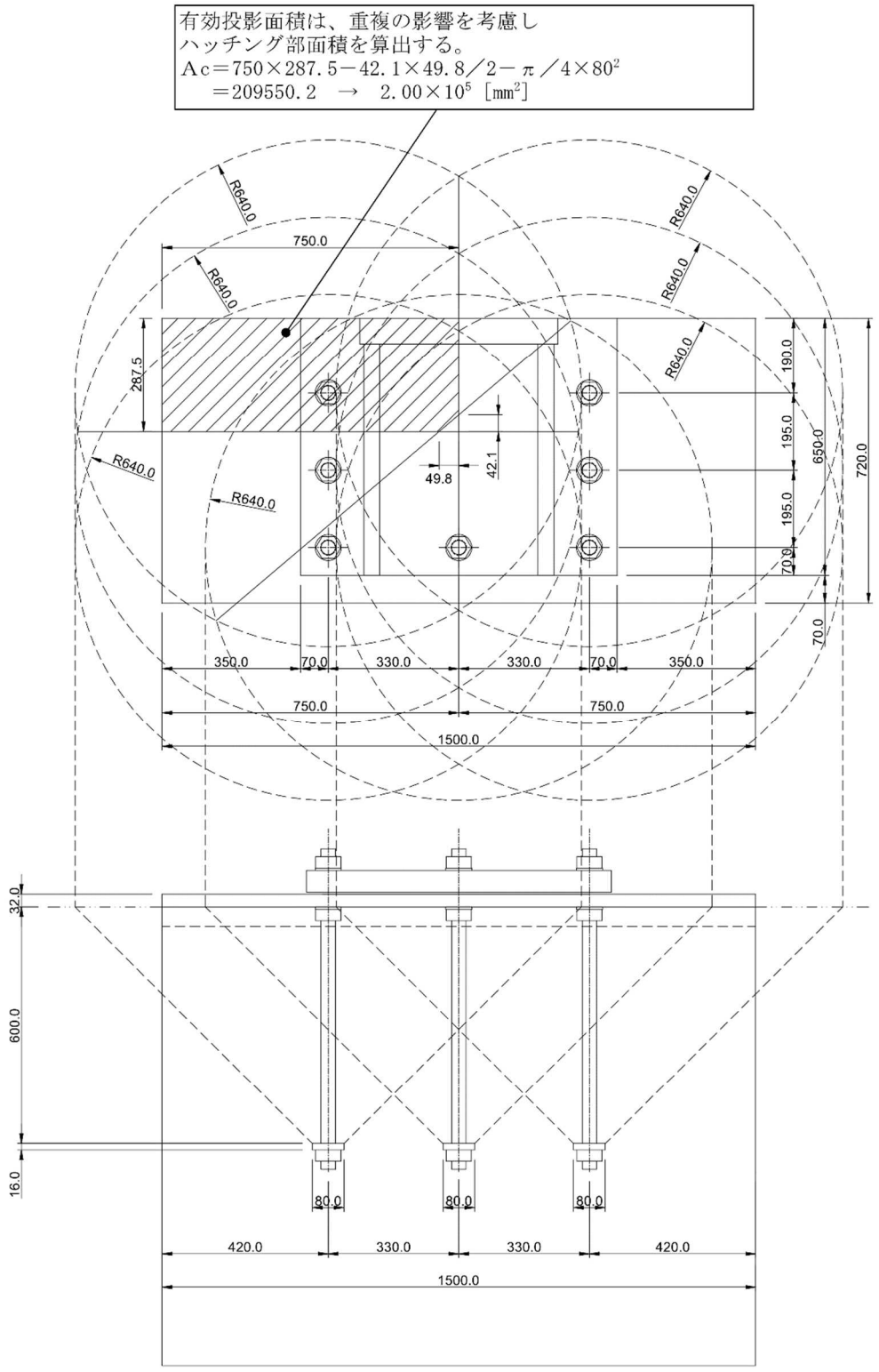


軸直角水平地震力のみにより発生する
引張応力計算モデル

図４．２－７（４）　計算モデル図（基礎ボルト）

〈軸直角方向水平地震力により発生する引張応力計算モデル〉

［設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力＋軸直角方向水平地震力］



（単位：mm）

図４．２－８　コンクリートのコーン状破壊面の有効投影面積 A_c

応力分類 ＼ 許容応力状態	1 次 応 力					1 次 + 2 次 応 力				
	引 張	せん断	圧 縮	曲 げ	支 圧	引張圧縮	せん断	曲 げ	支 圧	座 屈
設 計 条 件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I_A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$	$1.5f_p$ (3)	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$ (3)
II_A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$	$1.5f_p$ (3)	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$ (3)
III_A	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV_A	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III_AS	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s$ (1)	$3f_b$ (2)	$1.5f_p$ (4)	$1.5f_b$ (2)(4)
IV_AS	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	(S_1 又は S_2 地震動のみによる応力振幅について評価する)			$1.5f_p^*$ (4)	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$

注：(1) すみ肉溶接部にあっては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。
(2) 告示第88条第３項第一号イ(ニ)により求めた f_b とすること。
(3) 応力の最大圧縮値について評価する。
(4) 自重，熱膨張等により常時作用する荷重に，地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。
(5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。
(6) 上記応力の組合せが考えられる場合には，組合せ応力に対しても評価を行うこと。
(7) 耐圧部に溶接等により直接取付けられる支持構造物であって耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

図４．２－９　支持構造物の許容応力

（原子力発電所耐震設計技術指針（JEAG4601・補-1984）より抜粋）

(8) 評価結果

評価結果は表４．２－７（１）～（３）となる。

表４．２－７（１） 鋼製支持架台の応力評価

（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，兼用キャスク）

（単位：N/mm^2）

部 位		応力の種類		計 算 値	許容応力	評価
鋼製支持架台	評価断面①	一次応力	圧縮	14	322	OK
			曲げ	159	326	OK
			せん断	19	188	OK
			組合せ	176	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	9	564	OK
			曲げ	191	564	OK
			せん断	39	324	OK
			座屈	14	279	OK
	評価断面②	一次応力	圧縮	6	325	OK
			曲げ	34	326	OK
			せん断	8	188	OK
			組合せ	43	326	OK
		一次＋二次応力	引張･圧縮	4	564	OK
			曲げ	39	564	OK
			せん断	17	324	OK
			座屈	6	280	OK
	評価断面③	一次応力	曲げ	201	326	OK
			せん断	21	188	OK
			組合せ	204	326	OK
		一次＋二次応力	曲げ	368	564	OK
			せん断	40	324	OK

表４．２－７（２）　埋め込み金物，基礎ボルトの応力評価

（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450，兼用キャスク）

（単位：N/mm^2）

部　位	応力の種類		計算値	許容応力(注1)	評価
埋め込み金物	一次応力	曲げ	72	270	OK
		せん断	16	155	OK
		組合せ	77	270	OK
	一次＋二次応力	曲げ	111	450	OK
		せん断	24	258	OK
基礎ボルト	一次応力	引張	177	186	OK
		せん断	180	261	OK

（注1）基礎ボルトの許容引張応力は，発生せん断応力を考慮し低減させた値

表４．２－７（３）　コンクリート支持架台の評価（設計事象Ⅰ＋1/2Ss450）

Ａ．鋼製支持架台から受ける荷重または応力

荷重または応力の種類	単位	計算値 (注1)	許容荷重または許容応力度	評価
圧縮応力	N/mm^2	6.6	18.0	OK
引張荷重 (注2)	N	1.81×10^5	2.75×10^5	OK
支圧応力 (注3)	N/mm^2	10.3	18.0	OK

（注1）組合せた荷重のうち，発生する最大の荷重又は応力とする。

（注2）コンクリート支持架台に作用する引張荷重（基礎ボルト１本あたり）は基礎ボルト引張応力177N/mm^{2}に対し，次式により算出

[引張荷重]＝[基礎ボルト引張応力]×[基礎ボルト呼び径断面積([redacted] m^2)]

ただし，計算値を有効３桁に切り上げ

（注3）コンクリート支持架台に作用する支圧応力は次式により算出

[支圧応力]＝τ・t／H

ただし，

τ：図４．２－６に示す埋め込み金物のシアプレート部に発生するせん断応力(N/mm2)

t：図４．２－６に示すシアプレート部の板厚（＝[redacted] m）

H：図４．２－６に示すシアプレート部の高さ（＝[redacted] m）

B．断面諸元（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	計算値 (注1)	
					ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
部材	部材幅		b	(mm)	1500	720
	部材高		h	(mm)	720	1500
鉄筋	1段目	位置	d	(mm)	100	100
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	2段目	位置	d	(mm)	360	750
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	6.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	23.23	54.19
	3段目	位置	d	(mm)	620	1400
		鉄筋	-	-	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	-	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	せん断	鉄筋	-	-	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267
		本数	-	(本)	3.000	2.000
		配置間隔	S_s	(mm)	150	150

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

C．コンクリート支持架台下端の照査結果

項目			記号	単位	計算値(注1)	
					ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
終局限界	曲げ	曲げモーメント	Md	(kN･m)	762	664
		曲げ耐力	Mud	(kN･m)	1040	2969
		構造物係数	γi	-	1.00	1.00
		γi･Md/Mud≦1.0		-	0.73	0.22
		判定		-	OK	OK
	せん断	せん断力	Vd	(kN)	455	437
		せん断耐力	Vyd	(kN)	777	890
		構造物係数	γi	-	1.00	1.00
		γi･Vd/Vyd≦1.0		-	0.59	0.49
		判定		-	OK	OK

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

D．せん断破壊の照査詳細

項目			計算値(注1)	
			ケース1 (NS方向)	ケース2 (EW方向)
1/2Ss 地震時	設計せん断力		455	437
	コンクリートのみ	せん断耐力	349	245
		照査値	1.30	1.78
		照査結果	NG	NG
	せん断補強筋込み	せん断耐力	777	890
		照査値	0.59	0.49
		照査結果	OK	OK

(注1) ケース1：自重＋鉛直方向地震力＋軸直角方向水平地震力

ケース2：自重＋鉛直方向地震力＋軸方向水平地震力

4.3　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール（B+クラス，1/2Ss450）

(1)　評価方針

本設備で使用する輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールは遮蔽機能を有しており，耐震クラスはB+クラスである。

耐震評価は，1/2Ss450 に対して弾性範囲であることを評価することで，耐震 B+クラス設備に要求される地震力に対し，遮蔽機能を維持し，兼用キャスクの安全機能に影響を与えるような，倒壊等をしないことを確認する。

(2)　適用基準と規格

輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールは以下の基準を適用する。

・建築基準法
・国土交通省告示
・鉄筋コンクリート構造規準・同解説
・鋼構造設計規準・同解説
・原子力発電所耐震設計技術指針　JEAG4601-2008
・各種合成構造設計指針・同解説

(3)　コンクリートモジュールの構成

コンクリートモジュールの構成は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性　(2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール　2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュールの構成」と同一である。

(4)　評価方法

1/2Ss450 に対する耐震評価では，以下の条件を考慮する。なお，本評価では既設評価における設計用地震力を用いた評価方法から変更し，時刻歴応答解析にて評価を行う。

・地震応答解析は，コンクリート基礎上面の応答加速度を用いた時刻歴解析（直接積分時刻歴応答解析）とする。なお，時刻歴解析は汎用構造解析プログラム「NASTRAN」を使用する。減衰定数は等価粘性減衰による減衰定数 2%※を用いて評価する。解析における減衰の設定は剛性比例型減衰に置き換えている。

・地震力は水平 2 方向と鉛直方向の時刻歴波形である 1/2Ss450-①を同時に入力する。

・コンクリートモジュールは東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられることから入力する時刻歴波形は，水平方向（NS，EW）及び鉛直方向の位相が正の位相の組合せ（＋，＋）を代表して使用する。

なお，評価の結果，許容値に対する裕度が小さい場合は時刻歴波形の不確かさを考慮した評価を行う。

時刻歴解析で用いた加速度時刻歴波形を図４．３－１～図４．３－３に示す。

※：（社）日本電気協会，“原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008”

「ボルト構造物」の減衰定数 2%より

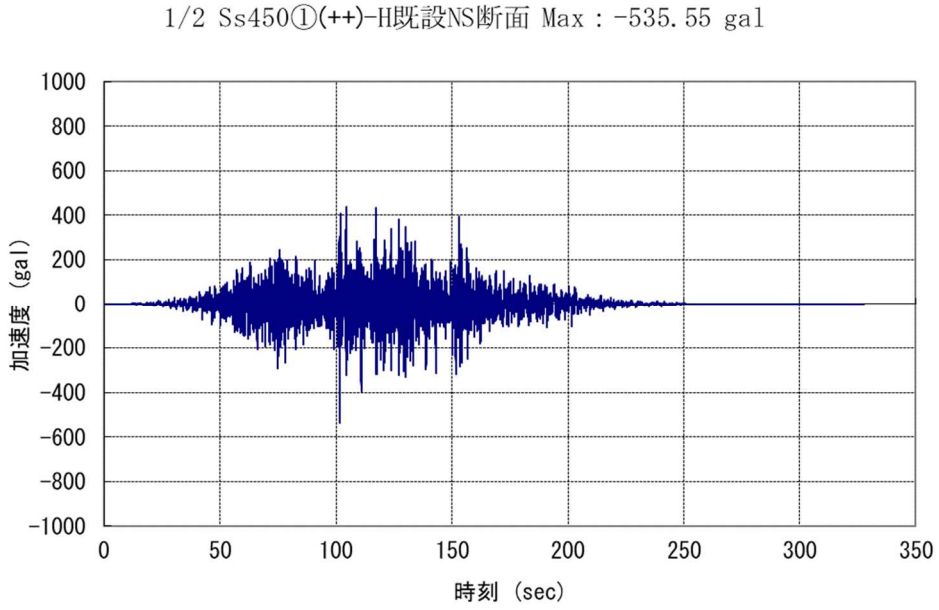


図４．３－１　基礎上面の加速度時刻歴波形　水平（NS）方向

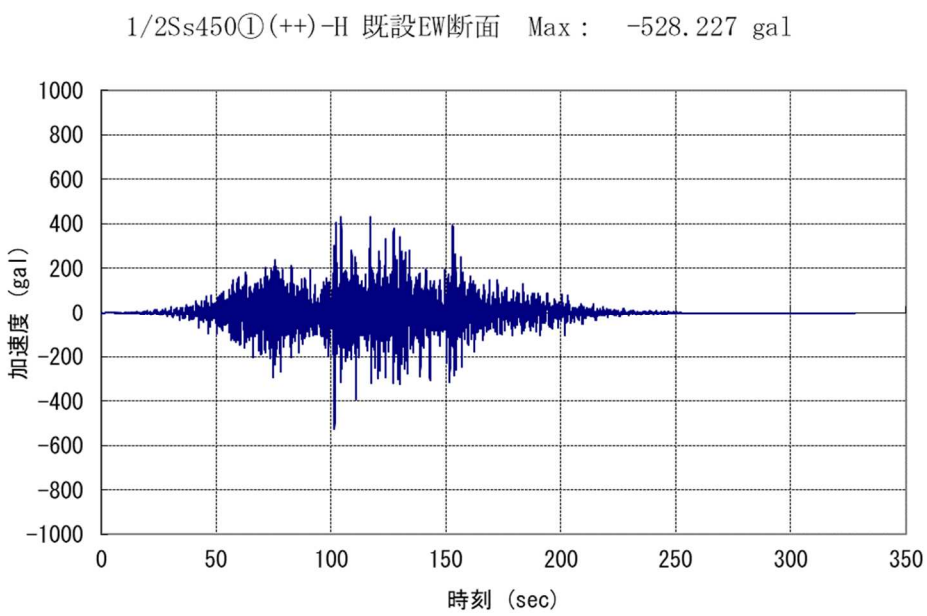


図４．３－２　基礎上面の加速度時刻歴波形　水平（EW）方向

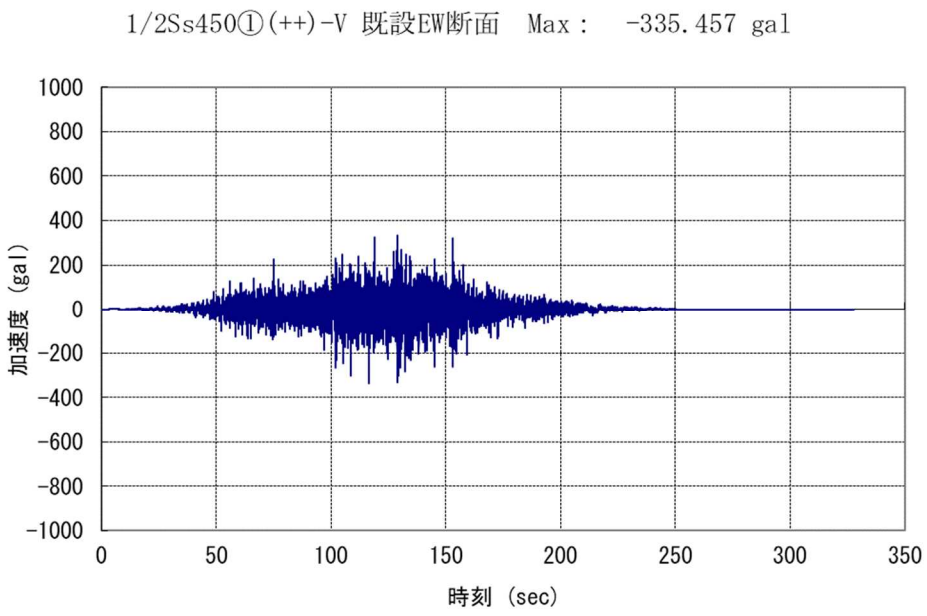


図４．３－３　基礎上面の加速度時刻歴波形　鉛直（UD）方向

(5)　解析モデル

許容応力度設計及び 1/2Ss450 に対する検討には 3 次元 FEM モデルを採用し，解析コードとして NASTRAN を用いる。

FEM モデルとして，コンクリートモジュールの PC 板（側板及び天板）及び接合部の金物は板厚一様な平板要素でモデル化する。PC 板と金物の接合部はボルト位置で同一変位とし，基礎とベースプレートの接合部はアンカーボルト位置で拘束する。解析モデルを図４．３－４に示す。

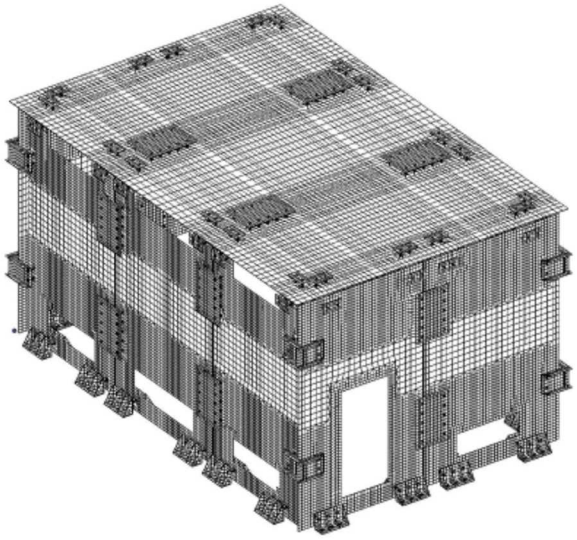


図４．３－４　コンクリートモジュールの解析モデル

(6) 許容応力

許容応力は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール 6) 許容応力」と同一である。

(7)　応力計算

1)　応力評価点

応力評価点は時刻歴解析により求められる各部材応力の中から最大応力となる部材を抽出して評価を行う。評価箇所は図４．３－５に示す箇所とする。

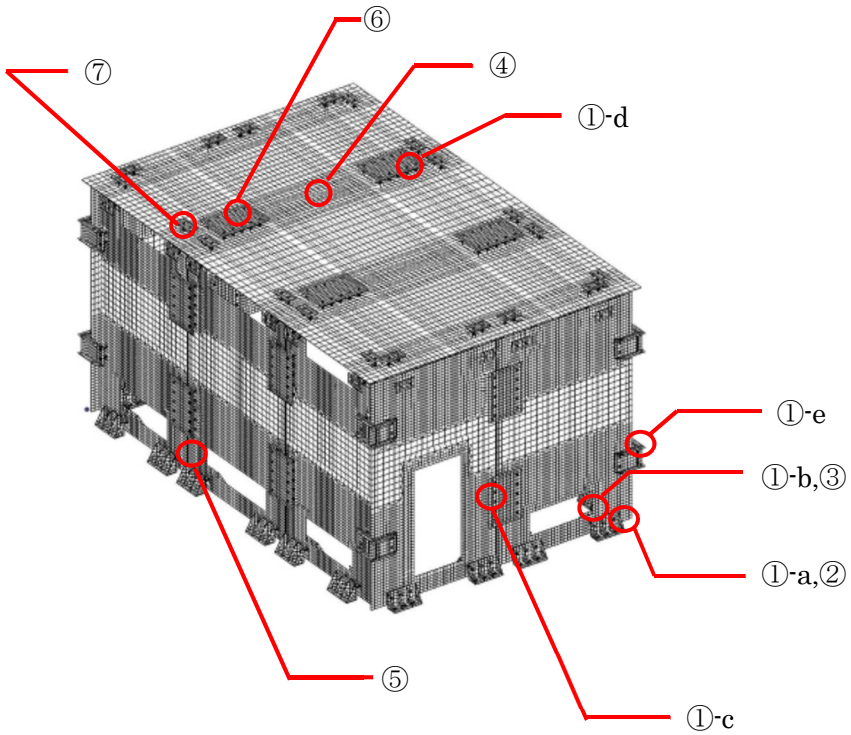


図４．３－５　応力評価箇所

応力評価箇所名称

①-a　アンカーボルト
①-b　側板柱脚ボルト
①-c　側板接合ボルト
①-d　天板接合ボルト
①-e　コーナー接合ボルト
②　ベースプレート
③　側板アンカー部はしあき
④　天板パネル
⑤　側板パネル
⑥　側板，天板接合プレート
⑦　側板，天板コーナー接合プレート

2) 荷重条件

荷重条件は添付資料－３－１「2.3 コンクリートモジュールの耐震性 (2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール 7) 応力計算 ② 荷重条件」と同一である。

3) 応力評価

Ａ．ボルト

ボルトの基準強度は平成 12 年建設省告示第 2464 号, 許容応力度は建築基準法施行令第 90 条及び平成 12 年建設省告示第 1451 号を用いる。

ａ．アンカーボルト (①-a) M20 (SS400：F=235)

せん断力 Qd=20.4kN

引張力 Nd=33.2kN

有効断面積 Ae=245mm^2

・短期許容引張応力度

引張力とせん断力を同時に受けるボルトの引張応力度

(鋼構造設計規準・同解説より)

$f_{ts} = 1.4f_{t0} - 1.6\tau$ かつ $f_{ts} \leq f_{t0}$

fts=1.4×235－1.6×(20.4×10^3/245)= 195N/mm^2 → 195N/mm^2

短期引張応力度

σt=Nd/Ae=33.2×1000/245=136N/mm^2

検定値

fts/σt=195/136 =1.43 ＞ 1.0・・・OK

・コンクリートのコーン破壊

p≦p_a=MIN[p_{a1}, p_{a2}]

p：金物１箇所当たりの引張力 (3×N_d)

p_a ：定着したコンクリートのコーン状破壊により定まる許容引張力

p_{a1}=K_1×A_c× (0.31√F_c) [金物１箇所当たりのコンクリートコーン破壊の許容荷重]

p_{a2}=K_2×α×A_0×F_c [ボルト１本当たりの支圧破壊の許容荷重]

K_1：低減係数 (短期 K_1=0.45)

K_2：低減係数 (短期 K_2=2/3)

F_c：コンクリートの設計基準強度 (F_c=24N/mm^2)

0.31√F_c=1.51N/mm^2 [コーン破壊に対するコンクリートの引張強度]

A_c：コーン状破壊面の有効水平投影面積 (図４． ３－６参照)

A_c=2×A_{c1}＋A_{c2}=232481mm^2

A_{c1}=89486mm^2

A_{c2}=53509mm^2

α ：支圧面積と有効水平投影面積から定まる係数

$$\alpha = MIN\{\sqrt{Ac/Ao}, 10\},\ \sqrt{Ac/Ao} = \sqrt{232481/761} = 17.5 \quad \therefore \alpha = 10$$

A_o：支圧面積（座金面積－ボルト軸部断面積=(π/4)×(37^2－20^2)=761mm^2）

上式より金物１箇所当たりのコーン状破壊面の許容荷重は,

$p_{a1}=K_1\times A_c\times$ (0.31$\sqrt{}F_c$)

=0.45×(2×89486＋53509)×1.51=157,970N=157kN

コンクリートのコーン破壊に対する裕度は,

$p_{a1}/3\times N_d$=157/99.6=1.57 ＞ 1.0・・・OK

また，ボルト１本当たりの支圧破壊（ボルト先端部）の許容荷重は,

$p_{a2}=K_2\times\alpha\times A_0\times F_c$

=2/3×10×761×24=121,760N=121kN

支圧破壊（ボルト先端部）に対する裕度は,

p_{a2}/N_d=121/33.2=3.64 ＞ 1.0・・・OK

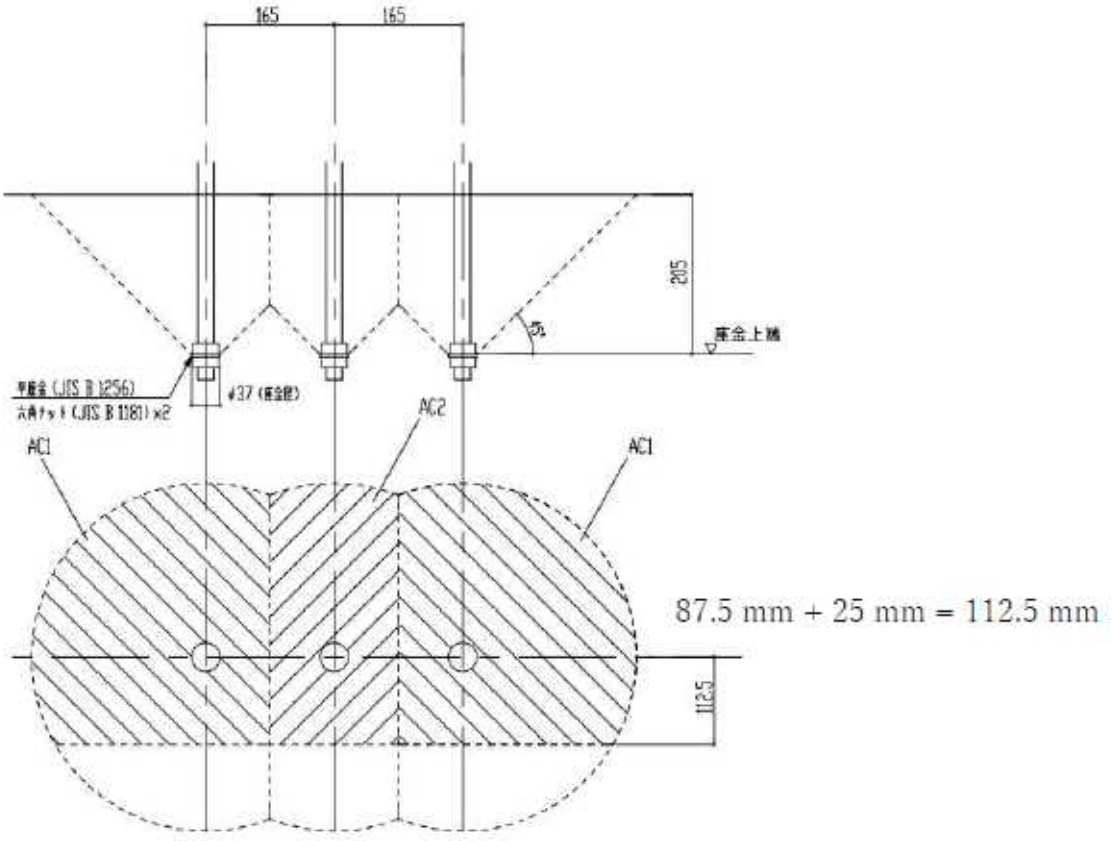


図４．３－６　コーン状破壊面の有効水平投影面積 A_c

ｂ．側板柱脚ボルト(①-b)　M27（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=58.4kN

有効断面積　Ae=459mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=58.4×1000/459=128N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/128=1.89　＞　1.0・・・OK

ｃ．側板接合ボルト(①-c) M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=30.8kN

有効断面積　Ae=245mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=30.8×1000/245=126N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/126=1.92　＞　1.0・・・OK

ｄ．天板接合ボルト(①-d)　M16（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=17.7kN

有効断面積　Ae=157mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=17.7×1000/157=113N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/113=2.14　＞　1.0・・・OK

ｅ．コーナー接合ボルト(①-e)　M20（強度区分 6.8：F=420）

せん断力　Qd=38.7kN

有効断面積　Ae=245mm^2

せん断応力度　τ=Qd/Ae=38.7×1000/245=158N/mm^2

短期許容せん断応力度　$f_s = \frac{F}{\sqrt{3}} = \frac{420}{\sqrt{3}}$ =242.4N/mm^2

検定値

fs/τ=242.4/158=1.53　＞　1.0・・・OK

Ｂ．ベースプレート(②)　t=19(SS400：F=235)

負担幅は 165mm とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=165\times 19^2/6=9927.5mm^3$

短期許容曲げ応力度　$fb=235N/mm^2$

引張時　（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図４．３－７参照）

設計曲げモーメント(2 辺固定として算定)

$Md=33.2\times 0.0825/2=1.37kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b=Md/z=1.37\times 10^6/9927.5=139N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/139=1.69 \quad > \quad 1.0$・・・OK

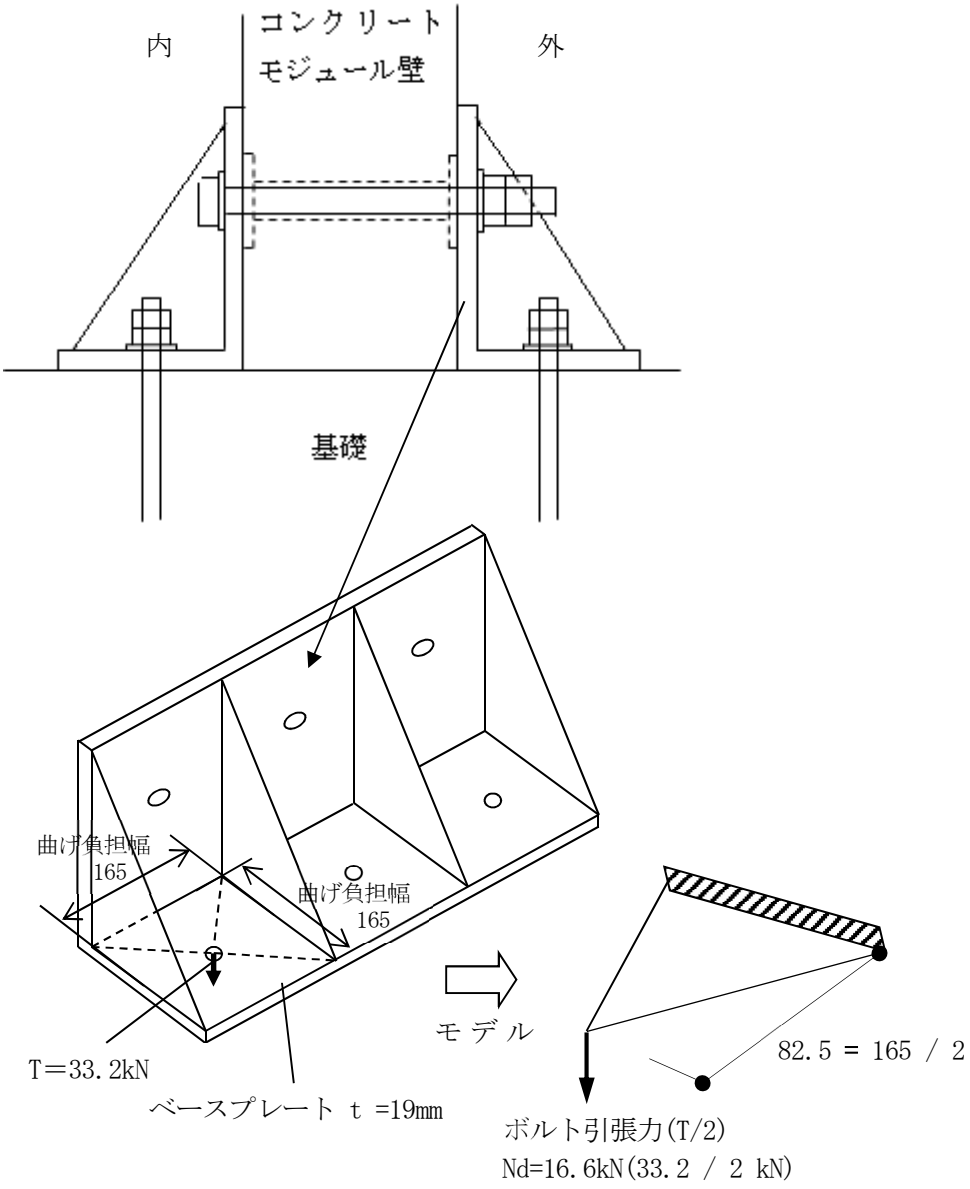


図４．３－７　ベースプレート（引張時）

圧縮時（Ａ．ａ．アンカーボルトによる　計算モデルは図４．３－８参照）

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(1 辺固定 1 辺単純支持の 1 方向板として)

$Md=(16.1/0.165^2\times0.165\times0.165^2)/8=0.34kNm$

短期曲げ応力度

$\sigma b=Md/z=0.34\times10^6/9927.5=34.3N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/34.3=6.85 \quad > \quad 1.0$・・・OK

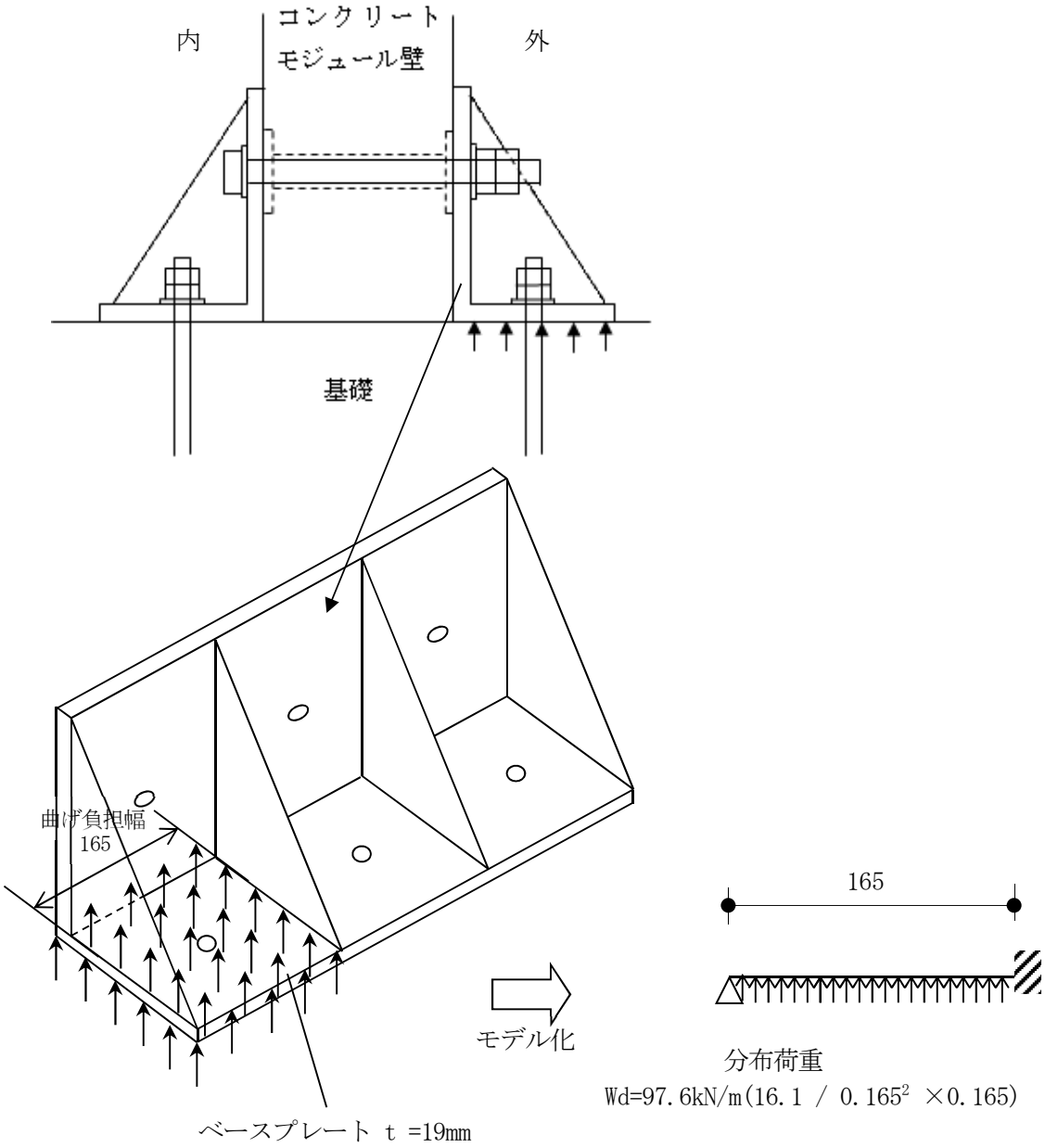


図４．３－８　ベースプレート（圧縮時）

C．側板アンカー部はしあき(③)（図４．３－９参照）

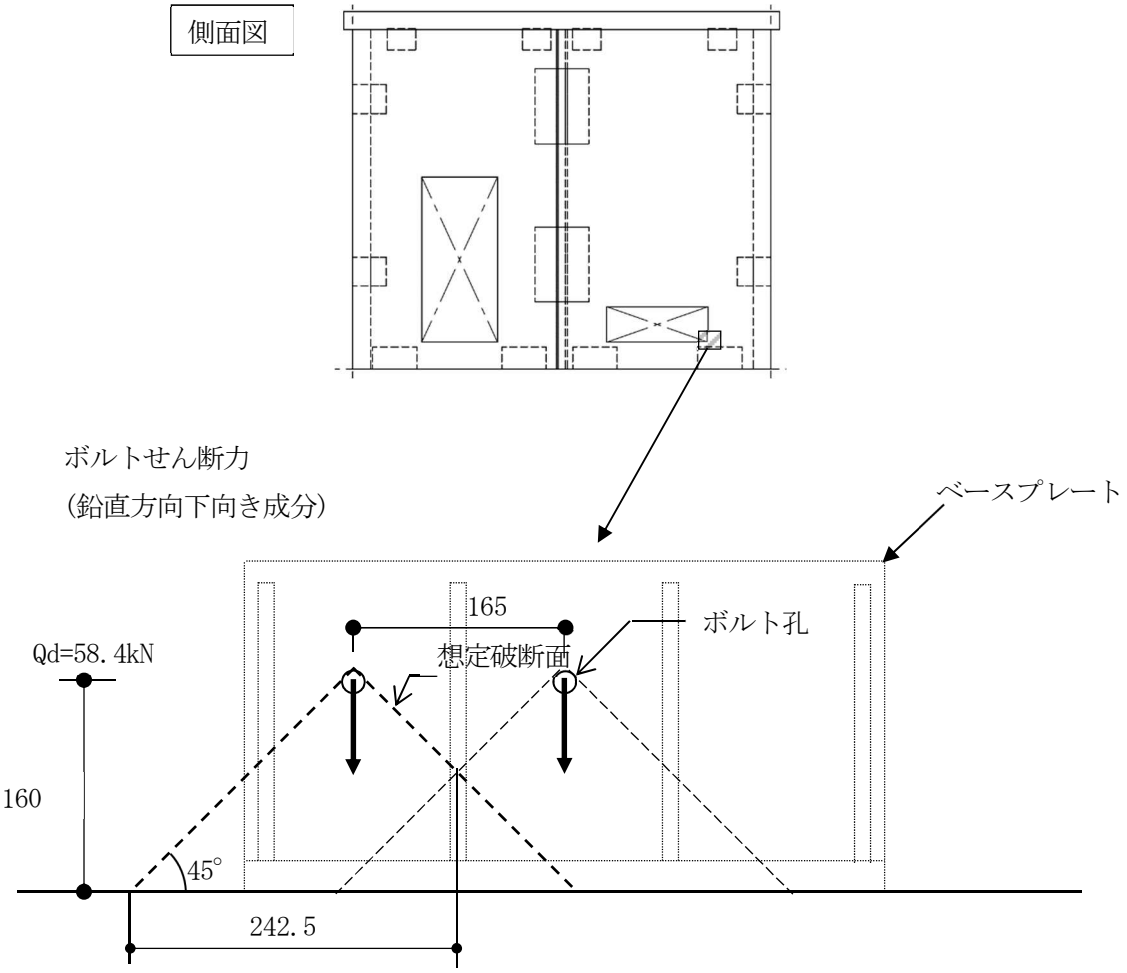


図４．３－９　側板アンカー

せん断力　Qd=58.4kN

短期許容せん断力応力度

（建築基準法施行令第 91 条及び平成 12 年建設省告示第 1450 号より）

$fsa=(0.49+Fc/100)\times 2=1.70N/mm^2$

想定破断面積

$A=242.5\times\sqrt{2}\times 200=68589mm^2$

せん断力応力度

$\tau=Qd/(A/\sqrt{2})=58.4\times 1000/(68589/\sqrt{2})=1.21N/mm^2$

検定値

$fsa/\tau=1.7/1.21=1.40 > 1.0$・・・OK

D．天板パネル(④) （図４．３－１０参照）

天板パネル　t=200，鉄筋：SD295A(s σ t=295N/mm^2)

D10@200（長辺方向　上筋，短辺方向　上下筋）D10：断面積 A=71mm^2

D13@200（長辺方向 下筋）D13：断面積 A=127mm^2

d=150mm，j=131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$

$\Rightarrow \quad f_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j}$　f_tをσt，M_aをM_dに置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 8167Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md=8.17kNm

$$\sigma_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j} = \frac{8.17 \times 10^6}{127 \times 5 \times 131} = 99\text{N/mm}^2$$

検定値

ft/σt=295/99=2.97　＞　1.0・・・OK

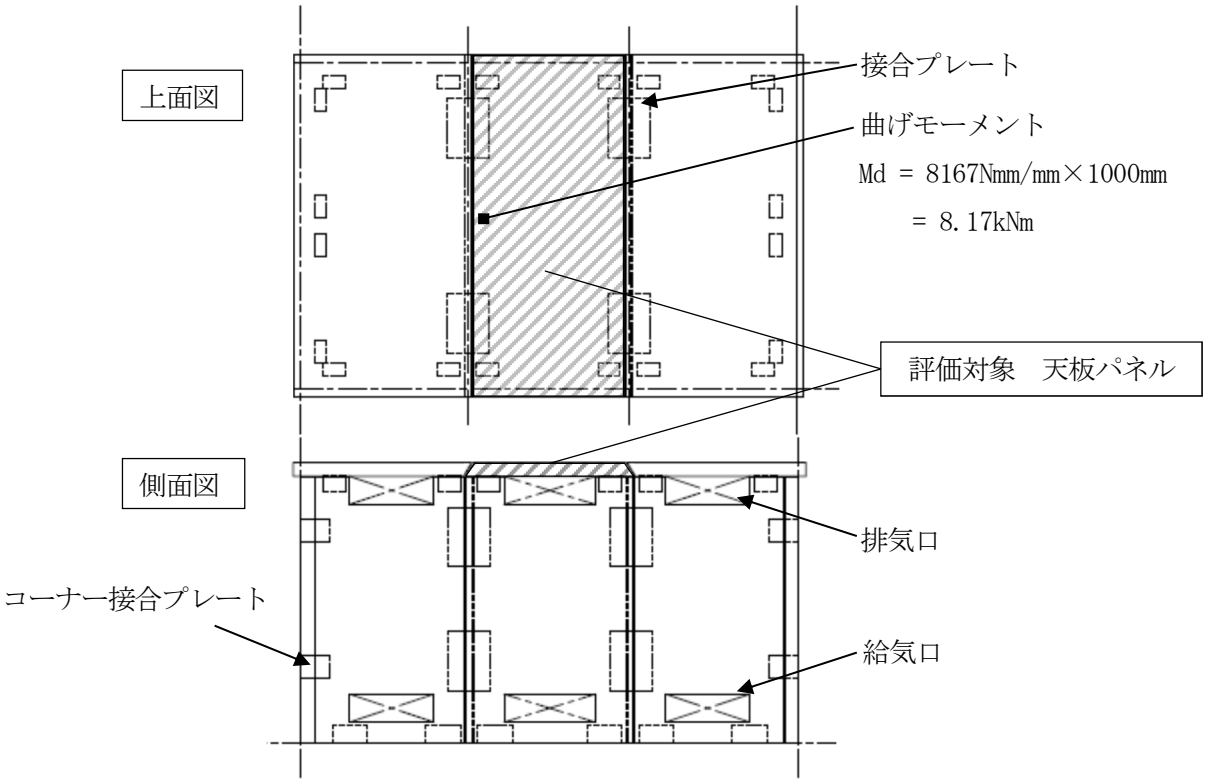


図４．３－１０　天板パネル

Ｅ．側板パネル(⑤) （図４．３－１１参照）

側板パネル　t=200，鉄筋：SD295A(sσt=295N/mm^2)

D10@200（縦筋・横筋，内外共）D10：断面積 A=71mm^2

D13（開口部及び外周部の補強筋）D13：断面積 A=127mm^2

d=150mm，j=131mm

短期許容曲げモーメント（鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説より）

$$M_a = a_t \cdot f_t \cdot j$$

$$\Rightarrow \quad f_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j}$$　f_tをσt，M_aをM_dに置き換え，鉄筋の引張応力度を算定する。

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 7258Nmm/mm　→　1m 辺りに換算すると Md=7.26kNm

$$\sigma_t = \frac{M_a}{a_t \cdot j} = \frac{7.26\times10^6}{(127+71+71+127)\times131} = 86\text{N/mm}^2$$

検定値

ft/σt=295/86=3.43　＞　1.0・・・OK

側面図

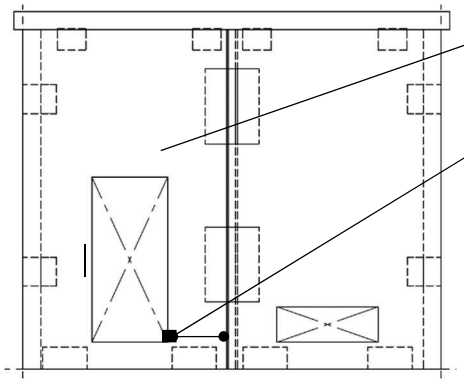


図４．３－１１　側板パネル

Ｆ．側板，天板接合プレート(⑥)　t=6（SS400）（図４．３－１２参照）

負担幅は 840㎜ とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=840\times 6^2/6=5040㎜^3$

設計曲げモーメント

最大曲げモーメント 100Nmm/mm → 840㎜ 辺りに換算すると Md=0.09kNm

$\sigma b/fb=0.09\times 10^6/5040=17.9N/㎜^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/17.9=13.1 \quad > \quad 1.0$・・・OK

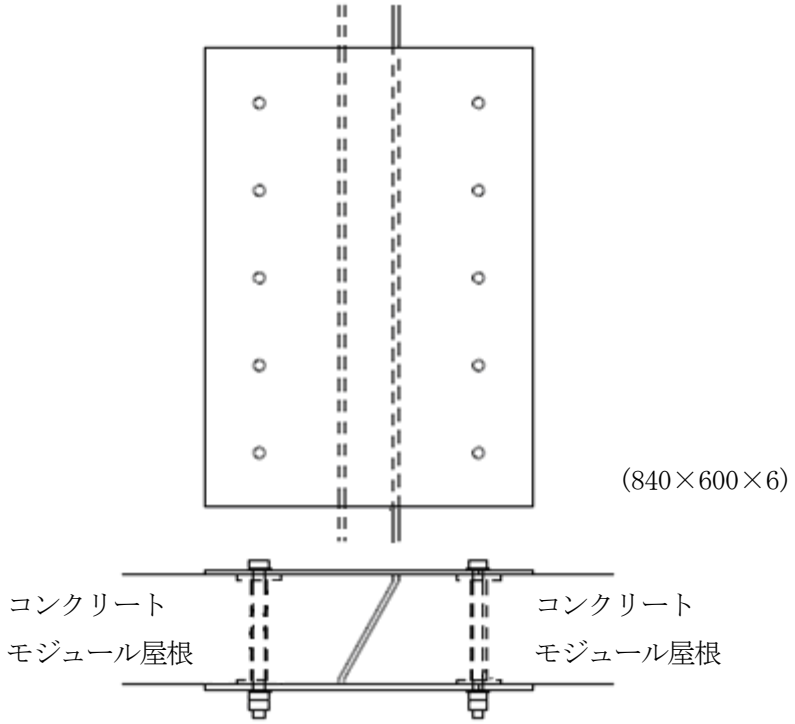


図４．３－１２　側板，天板接合プレート

G．側板，天板コーナー接合プレート(⑦)　t=9（SS400）（図４．３－１３参照）

負担幅は 160mm とする。断面係数 $z=b\times h^2/6=160\times 9^2/6=2160mm^3$

設計曲げモーメント

ボルト位置に生じる圧縮力を面荷重に置き換えて算定する。

設計曲げモーメント(1 辺固定 1 辺単純支持の 1 方向板として)

$Md=(13.4/0.160^2\times 0.160\times 0.160^2)/8=0.27kNm$

$\sigma b/fb=0.27\times 10^6/2160=125N/mm^2$

検定値

$fb/\sigma b=235/125=1.88 \quad > \quad 1.0$・・・OK

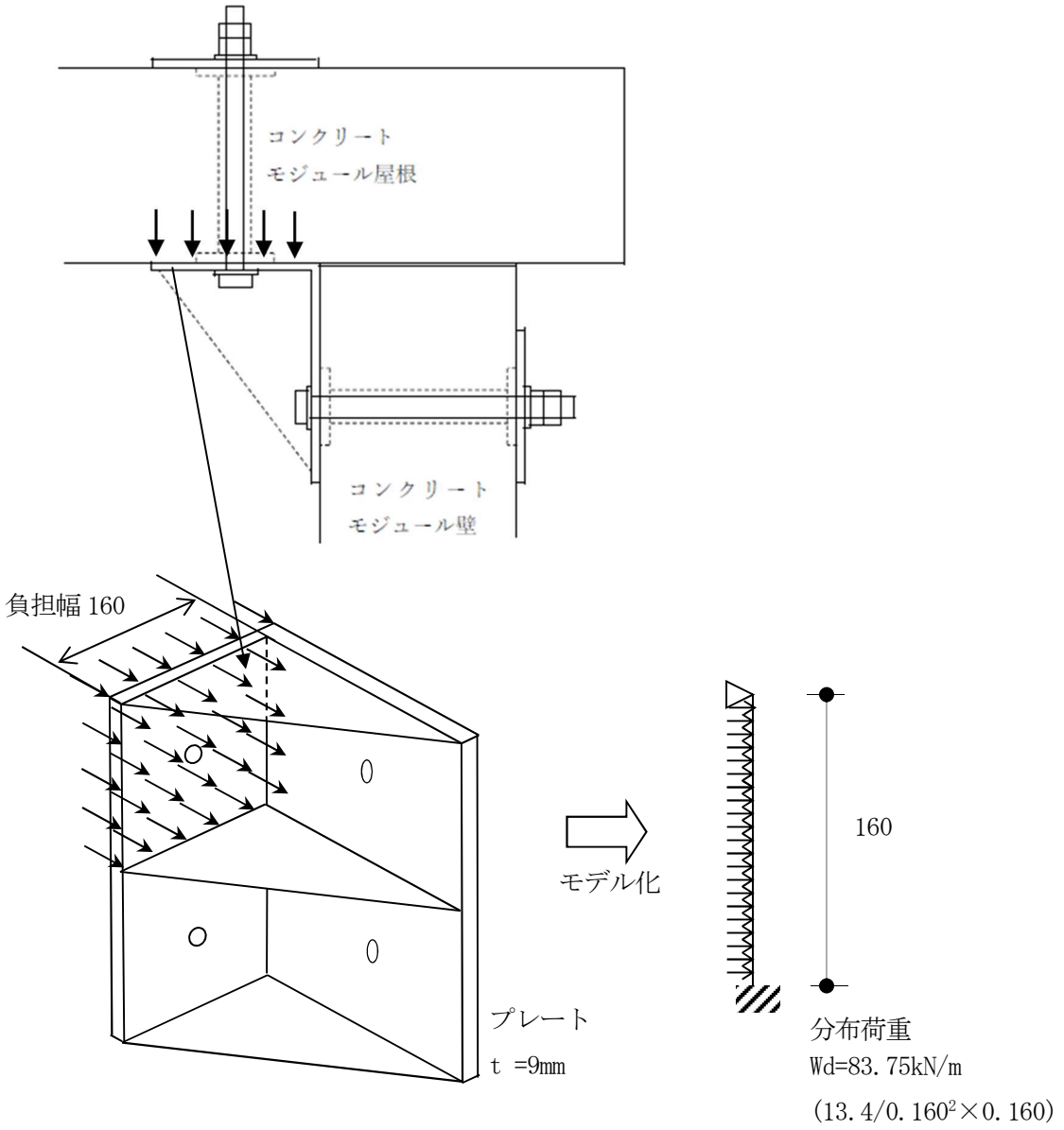


図４．３－１３　側板，天板コーナー接合プレート

4) 評価結果

評価結果を表４．３－１に示す。いずれの部位も許容値を満足する。

また，先行プラントの検討※より地盤及び間接支持構造物の固有周期に対する不確かさを考慮した耐震評価において，発生応力に約 10%～30%程度の差異が生じることがわかっているが，本評価では許容値に対して 1.4 以上の裕度があるため，評価に用いた加速度時刻歴波の不確かさを考慮しても許容値を満足する。

※女川原子力発電所第 2 号機 工事計画審査資料「補足-600-27 海水ポンプ室門型クレーンの耐震性についての計算書に関する補足説明資料 添付 6 海水ポンプ室門型クレーンに適用する時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討」（02-補-E-19-0600-27_改 4）

表４．３－１ コンクリートモジュールの評価結果(1/2Ss450)

単位：N/mm^2

項目		計算値	許容値	余裕率	評価結果
①-a	アンカーボルト	136	195	1.4	ＯＫ
①-b	側板柱脚ボルト	128	242	1.8	ＯＫ
①-c	側板接合ボルト	126	242	1.9	ＯＫ
①-d	天板接合ボルト	113	242	2.1	ＯＫ
①-e	コーナー接合ボルト	158	242	1.5	ＯＫ
②	ベースプレート（引張時）	139	235	1.6	ＯＫ
②	ベースプレート（圧縮時）	34.3	235	6.8	ＯＫ
③	側板アンカー部はしあき	1.21	1.70	1.4	ＯＫ
④	天板パネル	99	295	2.9	ＯＫ
⑤	側板パネル	86	295	3.4	ＯＫ
⑥	側板，天板接合プレート	17.9	235	13.1	ＯＫ
⑦	側板，天板コーナー接合プレート	125	235	1.8	ＯＫ

以上よりコンクリートモジュールは 1/2Ss450 に対しての耐震安全性を確保できる。

4.4　クレーン（B+クラスへの波及的影響防止を考慮すべき施設，1/2Ss450）

(1)　評価方針

本設備で使用するクレーンは，耐震クラスがＣクラスである。

耐震評価は，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）への波及的影響を考慮し，1/2Ss450 による地震力に対して損傷，転倒，逸走等が生じないことを確認する。なお，当該クレーンは一般産業用施設と同等の耐震性を有する設計（C クラスの設計用地震力（水平震度 0.24）に対しておおむね弾性範囲）とし，クレーン構造規格に基づき設計を行っている。

(2)　波及的影響評価方法の概要

評価対象とするクレーンの主要仕様及び概要図は添付資料－３－１「2.4 クレーンの基準地震動Ss(Ss600)に対する波及的影響　(2) 波及的影響評価方法の概要」と同一である。

クレーンの波及的影響評価フローを図４．４－１に示す。

以下の手順により 1/2Ss450 によるクレーンの波及的影響が，コンクリートモジュールの遮蔽機能に及ばないことを確認する。

・評価には 1/2Ss450 に基づくコンクリート基礎上面加速度応答スペクトルを用いて行う。なお，評価には減衰定数 2%※を用いて評価する。

・汎用有限要素解析コード ABAQUS を使用した三次元有限要素モデルによりクレーンの固有周期を求める。

・コンクリート基礎上面加速度応答スペクトルと固有周期により設計震度を定め，静的解析により算定したクレーン各部に発生する応力から，クレーンが損傷しないことを確認する。

・汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いて，コンクリート基礎上面時刻歴波形による非線形応答解析を行い，クレーン本体の浮き上がり量から，クレーンが転倒しないことを確認する。なお，評価には減衰定数 2%※を用いて評価する。

・クレーン本体の浮き上がり量からクレーンがレールピットから飛び出し，逸走しないことを確認する。

・ガーダ上のトロリが落下しないことを確認する。

※：(社) 日本電気協会，“原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008

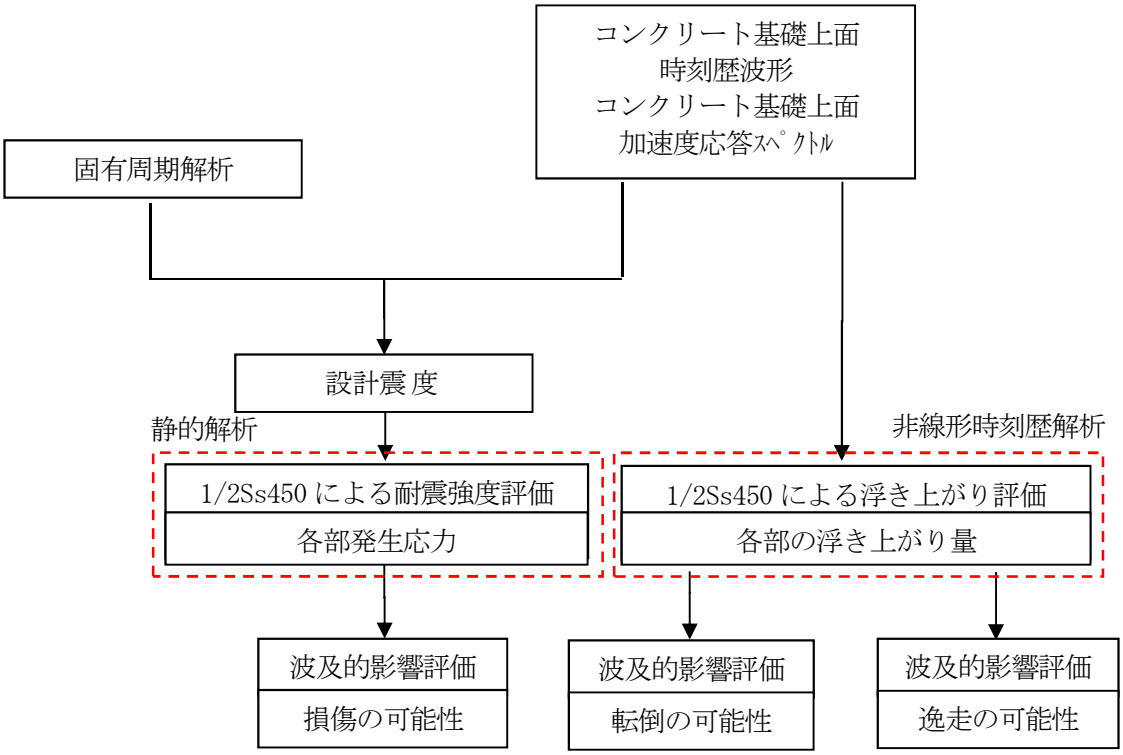


図４．４－１　クレーンの波及的影響評価フロー

(3) 波及的影響評価

1) クレーンの損傷評価

① 解析モデル

汎用有限要素解析コード ABAQUS を使用した三次元有限要素モデルにより，以下の計算条件で各方向に関するクレーンの固有周期の評価を行う。図４．４－２に解析モデル図を示す。

・ガーダ，剛脚及びサドル等の構造物は，断面積，断面二次モーメントなどの断面特性を考慮したビーム要素でモデル化する。

・トロリは質量特性のみを考慮した剛体要素でモデル化する。

・ワイヤーロープは剛な鉛直線形ばねでモデル化する。

・走行方向の水平力がクレーンに加わった場合，クレーンはレール上を滑り，クレーン自体にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。このため走行方向の固有周期の算定は行わない。

・評価は表４．４－１に示す通り，トロリ位置がガーダ中央とガーダ端の場合の２ケースとする。なお，キャスクを吊った状態のほうが厳しい評価となるため両ケースとも吊荷有とする。

② 固有値解析結果

表４．４－２，表４．４－３に示す固有値解析結果から１次モードの刺激係数が支配的であるため，本評価では１次モードを用いて評価する。評価に使用する１次モードの固有周期及び刺激係数の算定結果を表４．４－４に示し，変形モード図を図４．４－３～図４．４－５に示す。

表４．４－１　評価ケース

	キャスク有無	トロリ位置
ケース１	有	ガーダ中央
ケース２	有	ガーダ端

表４．４－２　固有値解析結果（ケース１　キャスクあり，トロリ位置ガーダ中央）

モード番号	固有周期 (sec)	刺激係数[注1]			備考
		横行方向	走行方向	鉛直方向	
1	0.334	13.480	0.000	0.000	横行方向１次
2	0.159	0.000	13.032	0.000	走行方向１次
3	0.137	0.100	0.000	15.833	鉛直方向１次
4	0.098	0.000	0.100	0.000	
5	0.075	0.000	0.000	0.000	
6	0.075	0.000	0.000	0.000	
7	0.075	0.000	0.000	0.000	
8	0.075	0.000	0.000	0.000	
9	0.070	1.667	0.100	2.126	
10	0.063	0.173	0.707	0.300	
11	0.048	0.000	3.113	0.173	
12	0.045	1.913	0.000	1.634	
13	0.038	0.000	0.000	0.000	
14	0.038	0.000	0.000	0.000	
15	0.038	0.000	0.000	0.000	
16	0.038	0.000	0.000	0.000	
17	0.036	0.583	0.000	0.173	
18	0.034	0.843	0.245	1.612	
19	0.033	0.100	0.100	2.317	
20	0.032	0.748	0.000	0.265	
21	0.030	0.000	0.141	2.071	
22	0.029	0.224	0.510	1.400	
23	0.028	0.436	0.283	0.283	
24	0.027	0.100	0.141	0.548	
25	0.027	0.000	0.283	0.283	
26	0.026	0.412	0.374	0.469	
27	0.025	0.000	0.000	0.000	
28	0.025	0.000	0.000	0.000	
29	0.025	0.000	0.000	0.000	
30	0.025	0.000	0.000	0.000	

注１：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

表４．４－３　固有値解析結果（ケース２　キャスクあり，トロリ位置ガーダ端）

モード番号	固有周期 (sec)	刺激係数[注1]			備考
		横行方向	走行方向	鉛直方向	
1	0.332	13.458	0.000	0.894	横行方向１次
2	0.154	0.000	12.859	0.100	走行方向１次
3	0.104	0.000	2.683	0.400	
4	0.097	1.118	0.000	14.145	鉛直方向１次
5	0.076	0.000	0.000	0.000	
6	0.075	0.000	0.000	0.000	
7	0.075	0.000	0.000	0.100	
8	0.075	0.000	0.000	0.100	
9	0.068	1.311	0.173	5.302	
10	0.057	0.245	1.616	0.332	
11	0.047	2.049	0.100	2.760	
12	0.040	0.387	0.755	0.316	
13	0.039	0.200	0.866	0.100	
14	0.038	0.000	0.000	0.000	
15	0.038	0.000	0.000	0.000	
16	0.038	0.000	0.000	0.000	
17	0.038	0.000	0.000	0.000	
18	0.036	0.173	0.529	3.464	
19	0.035	0.141	1.755	2.668	
20	0.033	0.000	0.825	1.054	
21	0.032	1.136	0.000	3.217	
22	0.030	0.200	1.054	0.762	
23	0.029	0.000	0.387	1.323	
24	0.028	0.000	0.224	1.459	
25	0.027	0.200	0.000	0.224	
26	0.025	0.000	0.000	0.000	
27	0.025	0.000	0.000	0.000	
28	0.025	0.000	0.000	0.000	
29	0.025	0.000	0.000	0.000	
30	0.025	0.332	0.141	0.141	

注１：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

表４．４－４　クレーンの固有周期及び刺激係数

トロリ位置	加振方向	固有周期 (sec)	刺激係数[注2]		
			横行方向	走行方向	鉛直方向
ガーダ中央	鉛直方向 (UD 方向)	0.137	0.100	0.000	15.833
ガーダ端部[注1]	横行方向 (NS 方向)	0.332 [注3]	13.458	0.000	0.894
	鉛直方向 (UD 方向)	0.097	1.118	0.000	14.145

注１：トロリが剛脚にもっとも近づいた位置とする。

注 2：モード質量を正規化し，固有ベクトルと質量マトリックス及び加振方向を示すベクトルの積から算出した値を示す。

注 3：トロリ位置がガーダ中央の評価ケースと設計震度がほぼ同等であるためガーダ端部の固有周期を代表とする。

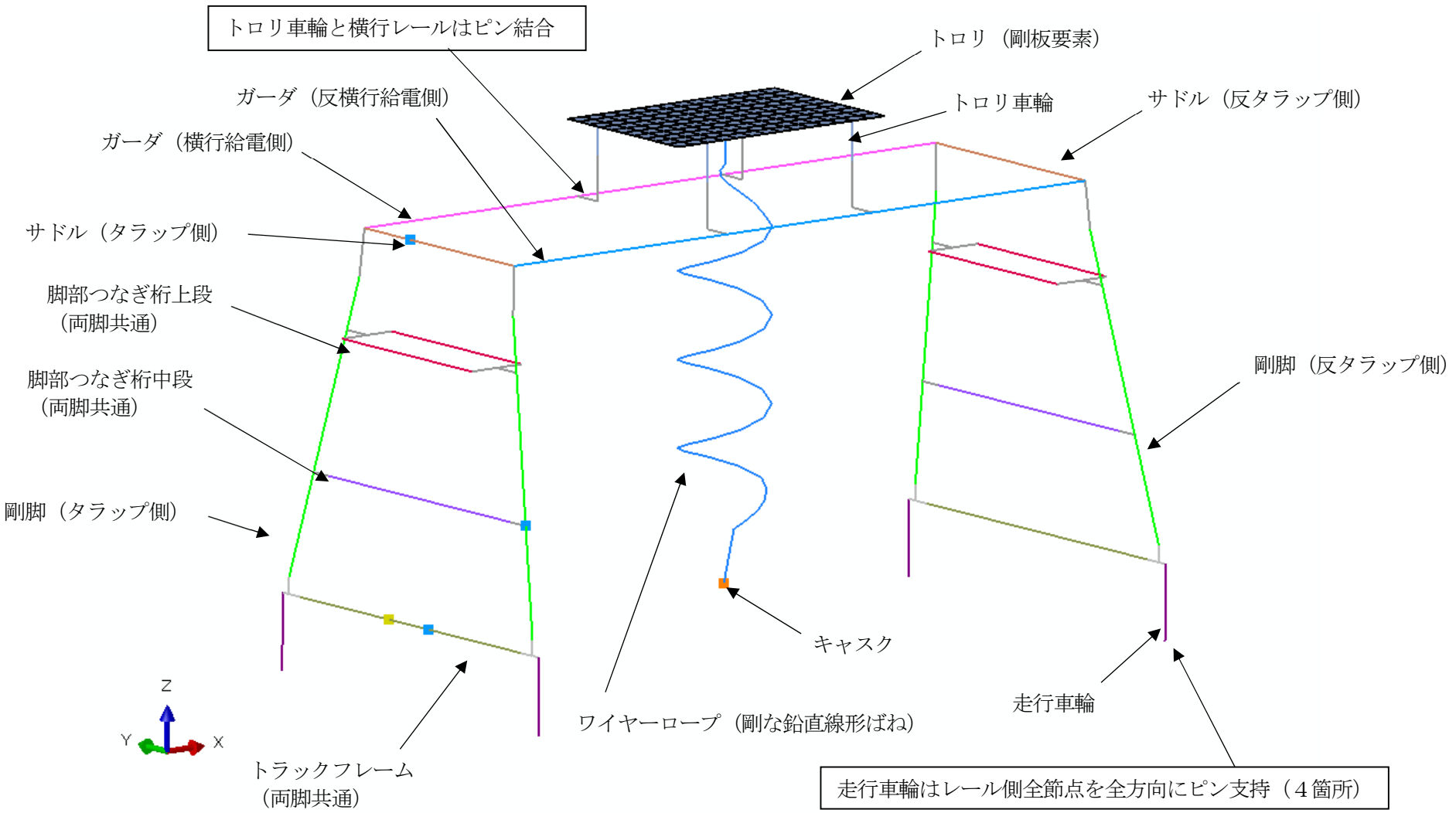
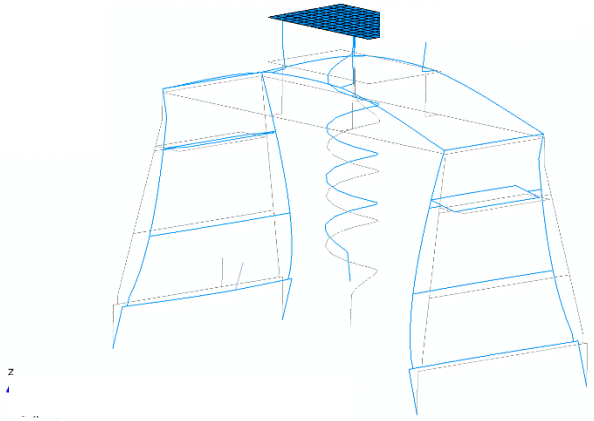
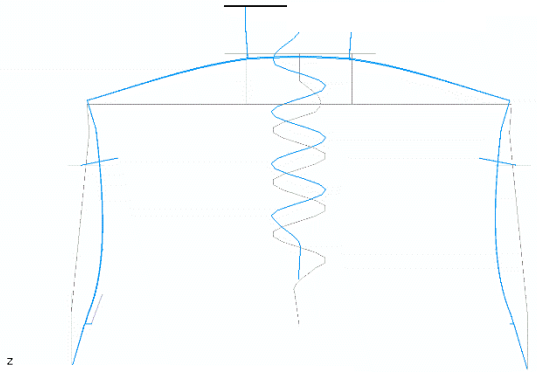


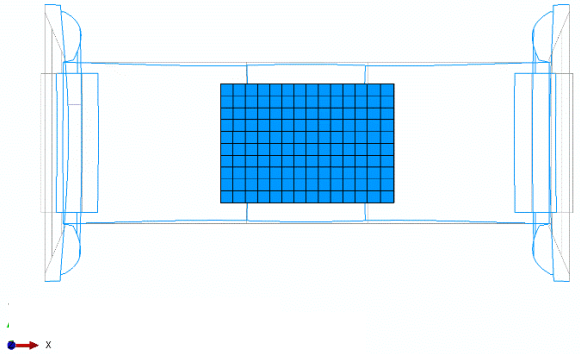
図４．４－２　解析モデル図　鳥瞰図（トロリ中央の場合）



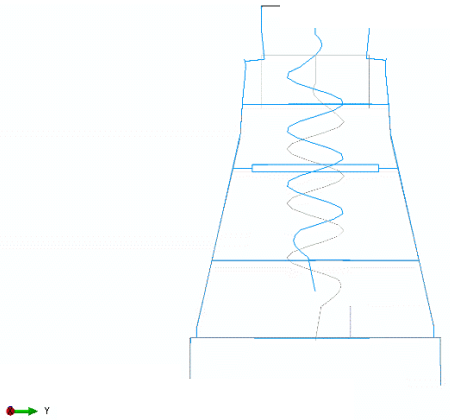
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図

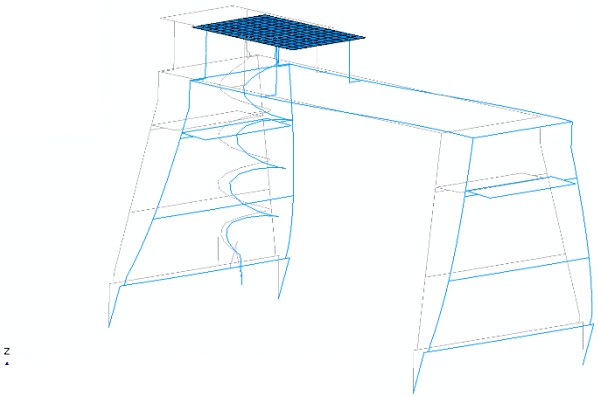


(c) 上面図

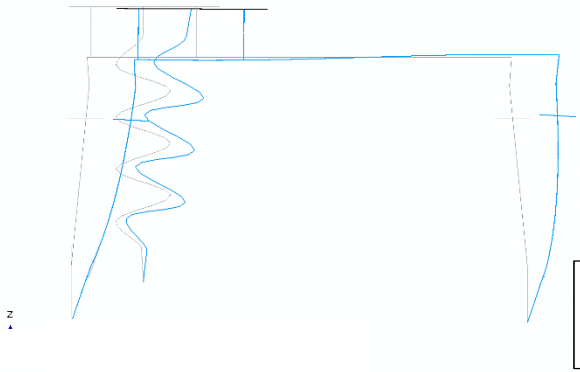


(b) 側面図

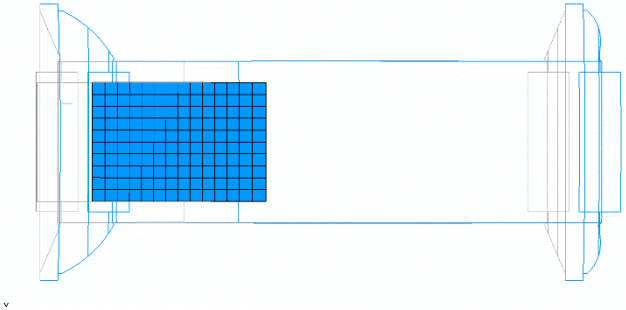
図４．４－３　変形モード図（トロリ位置ガーダ中央，鉛直方向）



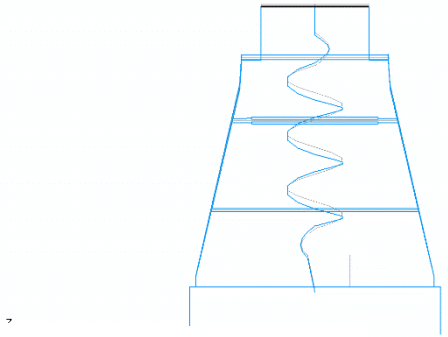
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図

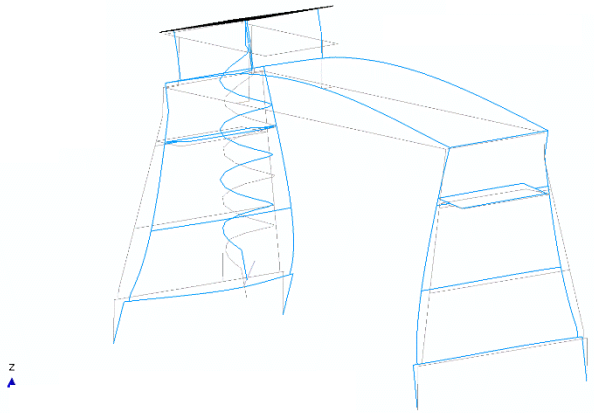


(c) 上面図

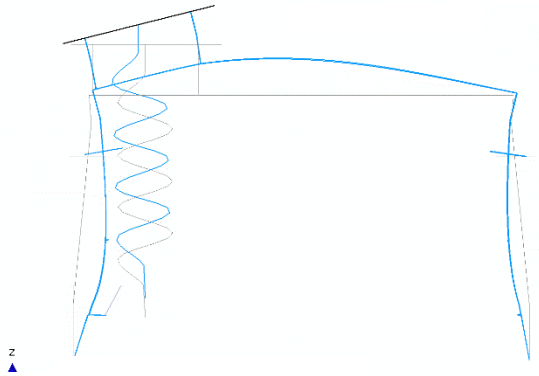


(b) 側面図

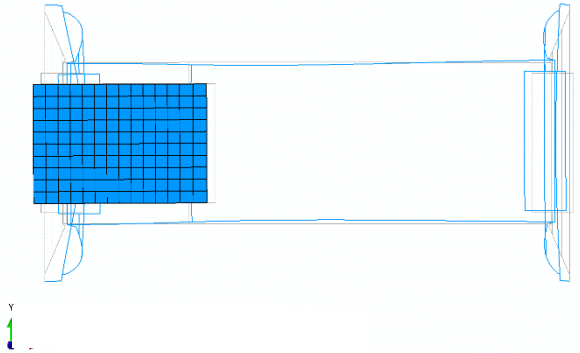
図４．４－４　変形モード図（トロリ位置ガーダ端，横行方向）



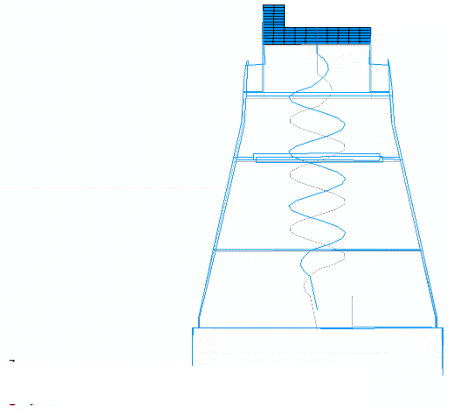
(a) 鳥瞰図



(b) 正面図



(c) 上面図



(b) 側面図

図４．４－５　変形モード図（トロリ位置ガーダ端，鉛直方向）

③　評価方法

Ａ．　走行方向（EW 方向）水平力

ａ．クレーンは，走行レール上に乗っているだけでコンクリート基礎とは固定されていないため，走行方向の水平力がクレーンに加わった場合，クレーンはレール上を滑り，クレーン自身にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらないものとする。

ｂ．クレーンの走行車輪は，8 個であり，そのうち 4 個は駆動輪，他の 4 個は従動輪である。駆動輪は電動機及び減速機等駆動機構と連結され，従動輪は連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受けるものとする。

ｃ．走行駆動輪とレールの最大静止摩擦係数はμ＝0.3 とする。従って，クレーンガーダ（以下，「ガーダ」という。）の走行方向に作用する等価な水平震度は本クレーンの最大静止摩擦係数より以下とする。

等価静的震度=μ×｛(駆動輪数）/(走行車輪数）｝=0.3×4/8=0.15

Ｂ．　横行方向（NS 方向）水平力

ａ．横行方向は走行レールに対して直角方向であるためガーダ及びサドルはコンクリート基礎と固定されているものとし，水平力がそのままクレーンに作用する。

ｂ．トロリは横行レール上に乗っているだけで，ガーダとは固定されていないため，横行方向の水平力がトロリに加わった場合，トロリはレール上を滑るだけで，トロリ自身にはレールと横行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

ｃ．トロリの横行車輪は，4 個であり，そのうち 2 個は駆動輪，他の 2 個は従動輪である。駆動輪は電動機及び減速機等駆動機構と連結され，従動輪は連結されていないため，駆動輪のみで水平力を受けるものとする。

ｄ．トロリ駆動輪とレールの最大静止摩擦係数はμ＝0.3 とする。従って，トロリの横行方向に作用する等価な水平震度は，トロリの最大静止摩擦係数より以下とする。

等価静的震度=μ×｛(駆動輪数）/（横行車輪数）｝=0.3×2/4=0.15

④　本設備の設計震度

「3 (3) 2) ③ 加速度応答スペクトル」にて求めた加速度応答スペクトルのうちクレーンの損傷評価で使用するスペクトルについて，横行方向を図４．４－６，鉛直方向を図４．４－７に示す。表４．４－４に示した１次モードの固有周期から算定される設計震度を表４．４－５，表４．４－６に示す。

表４．４－５　クレーンの設計震度（トロリ位置ガーダ中央）

加振方向	走行方向 (EW方向)	横行方向 (NS方向)	鉛直方向 (UD方向)
設計震度	0.15[注1]	2.25 0.15[注2]	1.45

表４．４－６　クレーンの設計震度（トロリ位置ガーダ端部）

加振方向	走行方向 (EW方向)	横行方向 (NS方向)	鉛直方向 (UD方向)
設計震度	0.15[注1]	2.25 0.15[注2]	1.28

注１：走行方向の設計震度は，次式の通り走行駆動輪とレールの最大静止摩擦係数により定まる震度とする。

等価静的震度＝最大静止摩擦係数※×｛（駆動輪数）／走行車輪数）｝

＝0.3×4／8＝0.15

注２：トロリに作用する横行方向の設計震度は，次式の通り横行駆動輪と横行レールの最大静止摩擦係数により定まる震度とする。

等価静的震度＝最大静止摩擦係数※×｛（駆動輪数）／横行車輪数）｝

＝0.3×2／4＝0.15

※：(独) 原子力安全基盤機構，“平成 20 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書”，(2009)

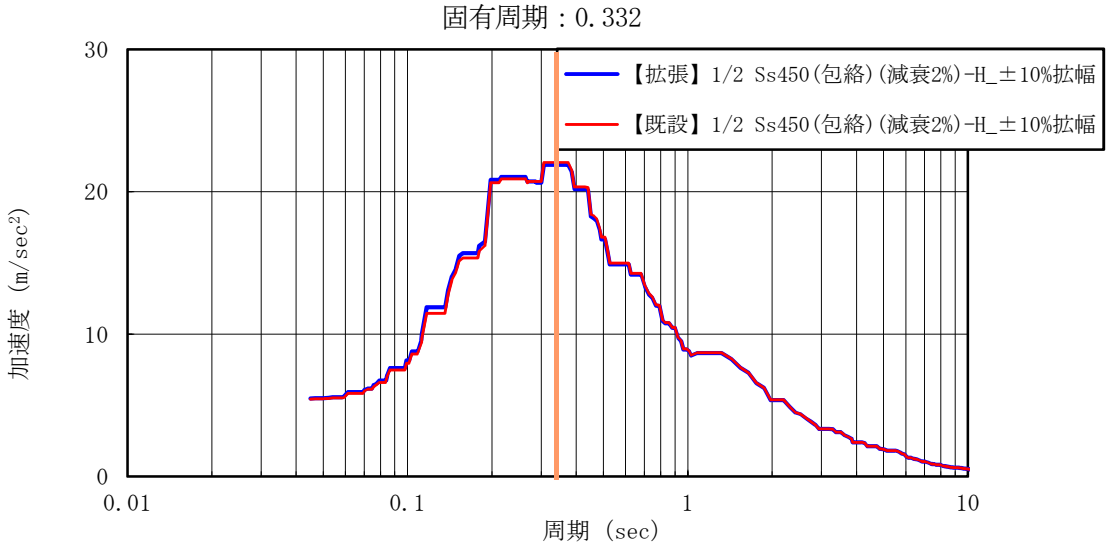


図４．４－６　横行方向加速度応答スペクトル(減衰 2%)

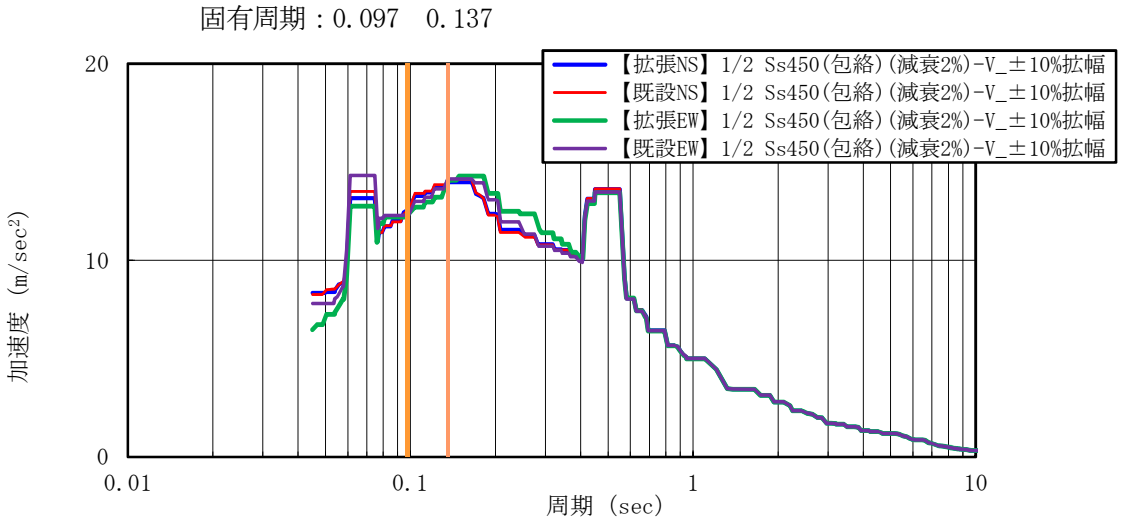


図４．４－７　鉛直方向加速度応答スペクトル(減衰 2%)

⑤　クレーン各部の応力評価

A．評価対象部位の選定

評価対象箇所を図４．４－８に示す。また評価対象部位の形状を図４．４－９～図４．４－１２に示す。評価部位は「クレーン等安全規則　第二章　第五条（設置届）」に定められる，別表に掲げる設置届届出時に強度計算書を必要とする構造部分に従い選定する。橋形クレーンはクレーンガーダ，カンチレバ及び脚が対象であり，キャスク仮保管設備で使用するクレーンはカンチレバを持たないためクレーンガーダ及び脚を対象とする。脚は応力のかかりやすい剛脚を対象とし，クレーンガーダ及び剛脚についてそれぞれ２部位を評価する。なお，各部の応力評価における水平 2 方向と鉛直方向地震力の組み合わせは SRSS 法，自重による応力と地震力による応力は絶対値和法により算出する。

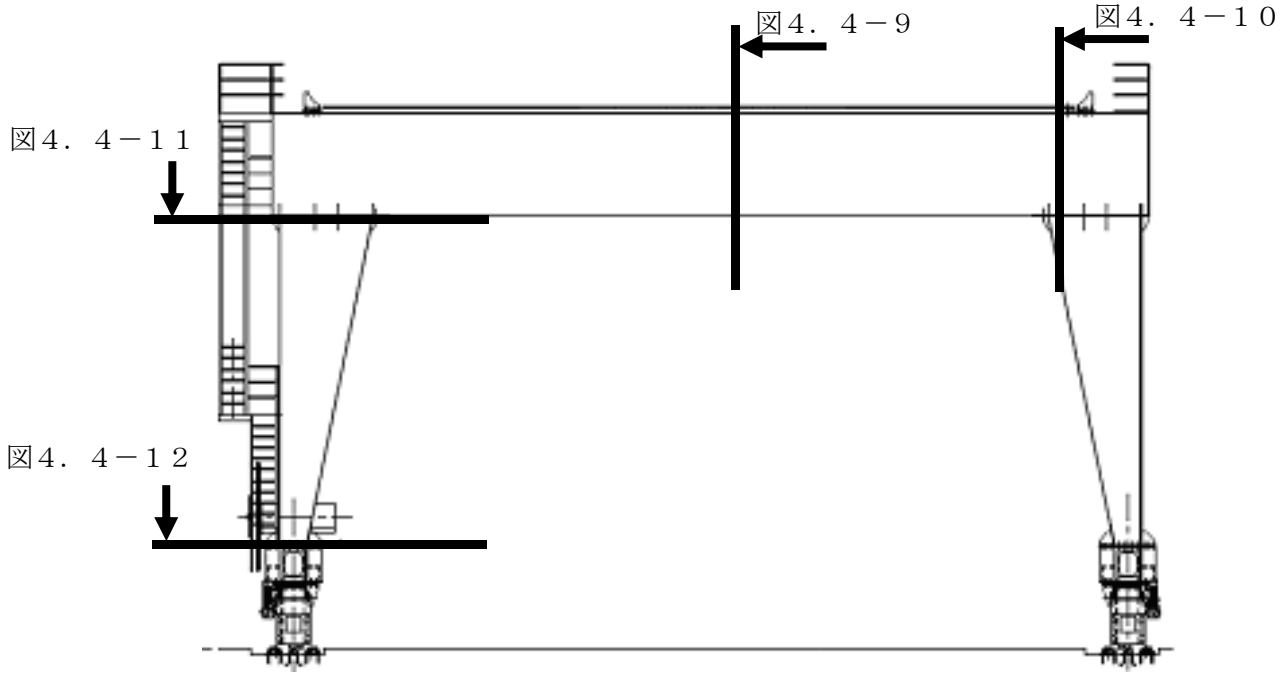
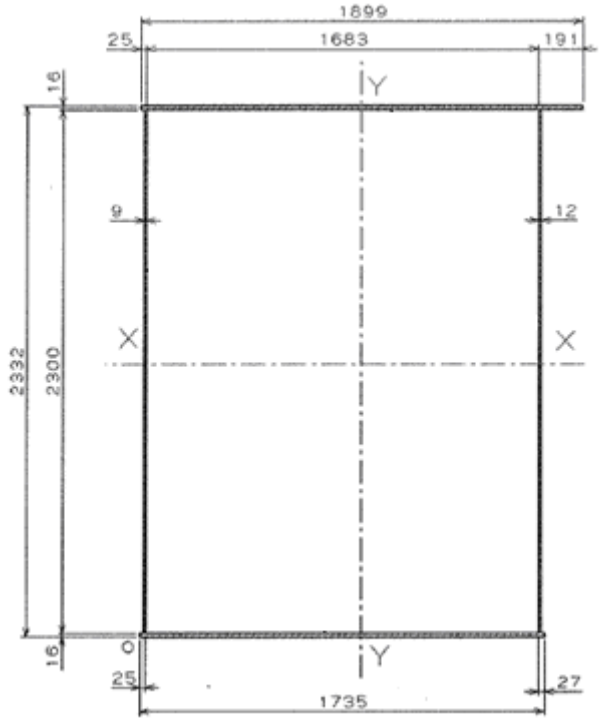
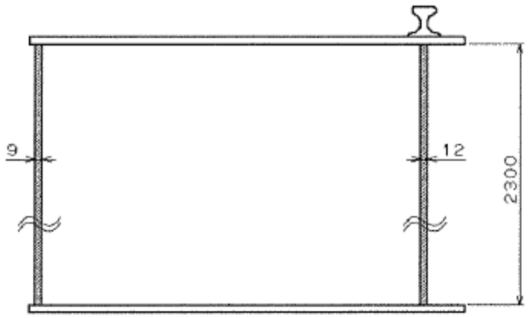


図４．４－８　応力評価部位対象箇所



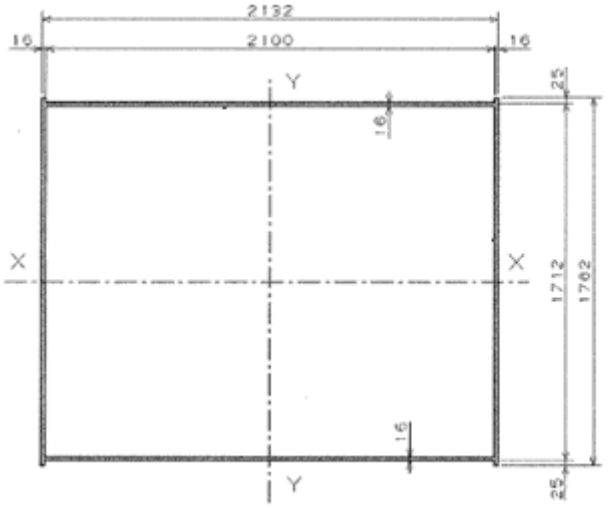
(単位:mm)

図４．４－９　本体ガーダ中央部



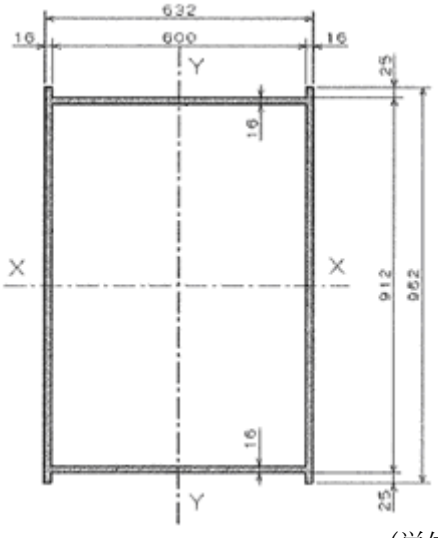
（単位:㎜）

図４．４－１０　本体ガーダ端部



（単位:㎜）

図４．４－１１　剛脚上部



（単位:㎜）

図４．４－１２　剛脚下部

Ｂ．応力の計算方法

Ａ）クレーン本体ガーダの応力

ａ．曲げ応力

ガーダに対する最大曲げ応力は図４．４－１３の場合である。

ガーダの質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_1

$$M_1=\frac{m_g \cdot g \cdot l}{8}$$

ここで,

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l：走行レール間距離(＝[redacted] m)

トロリの質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_2

$$M_2=\frac{m_t \cdot g \cdot l_1}{4}$$

ここで,

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_1：トロリがクレーン中央部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離

（＝[redacted] m）

主巻定格荷重（質量）によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント：M_3

$$M_3=\frac{m_m \cdot g \cdot l_1}{4}$$

ここで,

M_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_1：トロリがクレーン中央部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離

（＝[redacted] m）

ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント：M_V

$$M_v = M_1 + M_2 + M_3$$

ここで,

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

M_Vによるガーダ中央部の垂直曲げ（引張）応力

自重のみによる応力：σ_{vt}

$$\sigma_{vt} = \frac{M_V}{Z_{xt}}$$

ここで,

σ_{vt}：MV によるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

Z_{xt}：ガーダ中央部の X 軸に関する断面係数(下フランジ側) (＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vtz}

$$\sigma_{vtz} = \frac{M_V}{Z_{xt}} \cdot C_{V1}$$

ここで,

σ_{vtz}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_v：ガーダ中央部の合計垂直曲げモーメント(N・mm)

Z_{xt}：ガーダ中央部の X 軸に関する断面係数(下フランジ側) (＝[redacted] m^3)

C_{v1}:ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント：M_4

$$M_4 = M_1 \cdot C_H$$

ここで,

M_4：水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_1：ガーダ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向) (＝0.15)

水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント：M_5

$$M_5 = M_2 \cdot C_H$$

M_5：水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_2：トロリ質量によるガーダ中央部の垂直曲げモーメント(N・mm)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向) (＝0.15)

ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント：M_H

$$M_H = M_4 + M_5$$

ここで,

M_H：ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント(N・mm)

M_4：水平地震力によるガーダ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_5：水平地震力によるトロリ質量に対するガーダ中央部の水平曲げモーメント(N・mm)

M_Hによるガーダ中央部の曲げ（引張）応力

EW（走行）方向地震力による応力：σ_h

$$\sigma_h = \frac{M_H}{Z_{y1}}$$

ここで,

σ_h：M_Hによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(走行方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_H：ガーダ中央部の合計水平曲げモーメント(N・mm)

Z_{y1}：ガーダ中央部のY軸に関する断面係数(横行レール側) (＝[redacted] m^3)

ガーダ中央部の曲げ（引張）応力：σ_t

$$\sigma_t = \sigma_{vt} + \sqrt{{\sigma_{vtz}}^2 + {\sigma_h}^2}$$

ここで,

σ_t：ガーダ中央部の曲げ（引張）応力 (N/mm^2)

σ_{vt}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

σ_{vtz}：M_Vによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

σ_h：M_Hによるガーダ中央部の曲げ(引張)応力(走行方向地震力による応力) (N/mm^2)

b．せん断応力

ガーダに対する最大せん断応力は図４．４－１５の場合である。

ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力：Q_1

$$Q_1 = \frac{m_g \cdot g}{2} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_1：ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）(＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.28）

トロリがガーダ端部に寄った場合のトロリ質量によるガーダ端部のせん断力：Q_2

$$Q_2 = \frac{m_t \cdot g}{2} \cdot \frac{\left(\frac{l_2}{2} + l_4\right)}{l} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_2：トロリ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.28）

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

l：走行レール間距離(＝[redacted] m)

トロリがガーダ端部に寄った場合の主巻定格荷重（質量）によるガーダ端部のせん断力：Q_3

$$Q_3 = \frac{m_m \cdot g}{2} \cdot \frac{\left(\frac{l_2}{2} + l_4\right)}{l} \cdot (1 + C_{v2})$$

ここで,

Q_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ端部のせん断力(N)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{v2}：ガーダ端部にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.28)

l_2：トロリ車輪間距離(mm)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(mm)

l：走行レール間距離(mm)

ガーダ端部の合計せん断力：Q

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3$$

ここで,

Q：ガーダ端部の合計せん断力(N)

Q_1：ガーダ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

Q_2：トロリ質量によるガーダ端部のせん断力(N)

Q_3：主巻定格荷重(質量)によるガーダ端部のせん断力(N)

ガーダ端部のせん断応力：τ

$$\tau = \frac{Q}{A_V}$$

ここで，

τ ：ガーダ端部のせん断応力(N/mm^2)

Q：ガーダ端部の合計せん断力(N)

A_V：ガーダ端部のウェブの断面積(＝[redacted] m^2)

c．組合せ応力

ガーダに対する最大の組合せ応力は図４．４－１３の場合である。ただし，この場合ガーダ中央部のせん断力は 0 であるが，安全側にトロリ車輪位置のせん断力がガーダ中央にかかるものとする。

a）曲げ応力

a．項で求めたガーダ中央部の曲げ(引張)応力σ_tとする。

b）せん断応力

主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力：Q_4

$$Q_4 = \left(\frac{m_t \cdot g}{4} + \frac{m_m \cdot g}{4}\right) \cdot (1 + C_{v1})$$

ここで，

Q_4：主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

Cv_1：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45)

ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力：τ_3

$$\tau_3 = \frac{Q_4}{A_{V1}}$$

ここで，

τ_3：ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断応力(N/mm^2)

Q_4：主巻定格荷重（質量）及びトロリ質量によるガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断力(N)

A_{V1}：ガーダ中央部の断面積(＝[redacted] m^2)

c）組合せ応力

$$\sigma_T = \sqrt{{\sigma_t}^2 + 3 \cdot {\tau_3}^2}$$

ここで,

σ_T：ガーダ中央部の組合せ応力(N/mm^2)

σ_t：ガーダ中央部の曲げ(引張)応力(N/mm^2)

τ_3：ガーダ中央部（横行車輪位置）のせん断応力(N/mm^2)

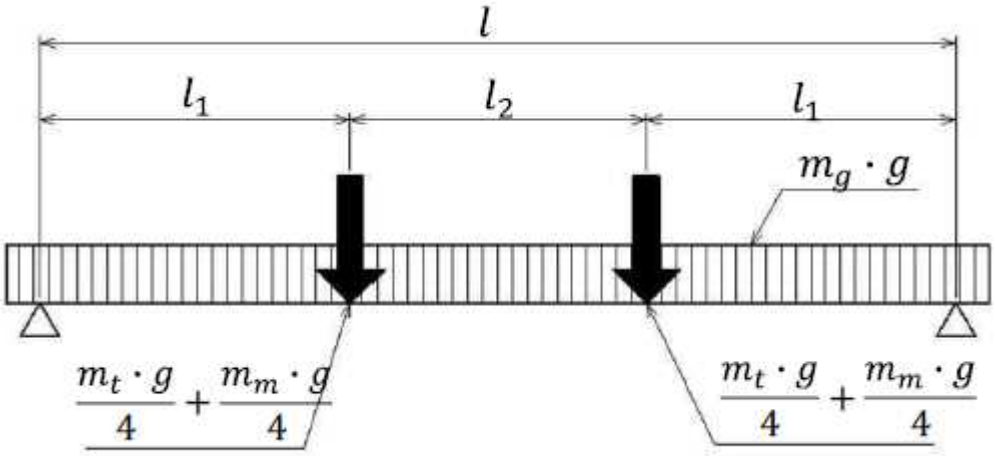


図４．４－１３　トロリがガーダ中央にある場合

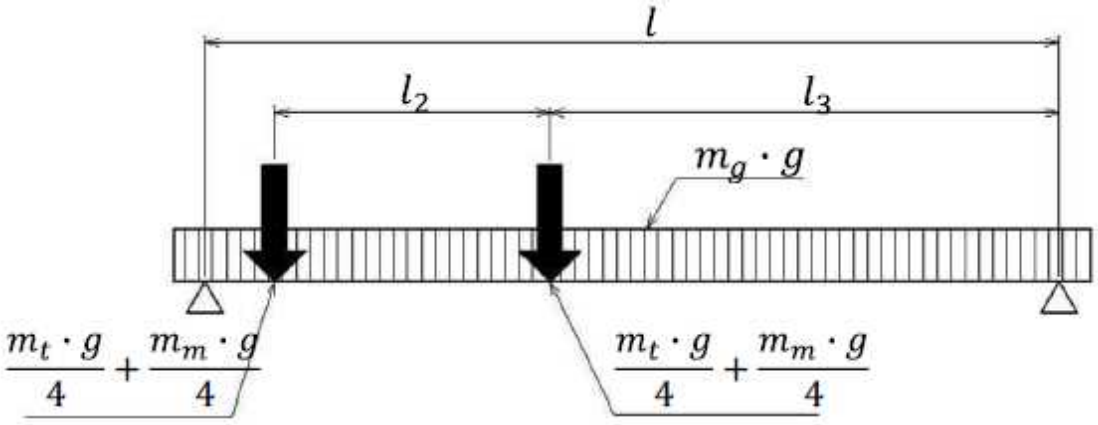


図４．４－１４　トロリが反走行給電側端部にある場合

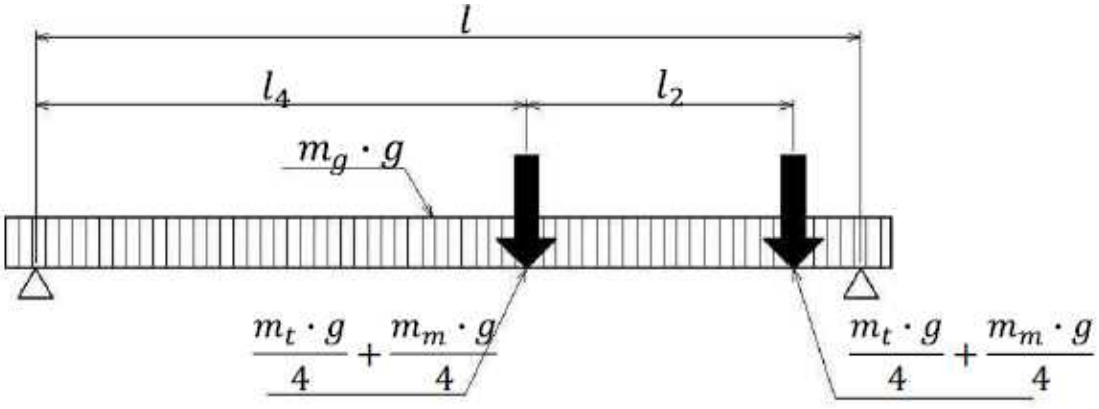


図４．４－１５　トロリが走行給電側端部にある場合

B）剛脚の応力

ａ．曲げ応力

剛脚に対する最大曲げ応力はトロリが剛脚側に寄った時である図４．４－１５である。

剛脚の剛比：k_1

$$k_1 = \frac{I_{x14} \cdot l_{24}}{I_{x11} \cdot l_{22}}$$

ここで,

k_1：剛脚の剛比(－)

I_{x14}：剛脚側ガーダつなぎの X 軸に関する断面二次モーメント(＝[redacted] m^4)

l_{24}：剛脚の長さ(＝[redacted] m)

I_{x11}：剛脚上部の X 軸に関する断面二次モーメント(＝[redacted] m^4)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

不静定時数：m_1

$$m_1 = 3 + 2 \times k_1$$

ここで,

m_1：剛脚の不静定時数(－)

k_1：剛脚の剛比(－)

（ａ-1）ガーダ質量による最大曲げモーメント：M_{B11}

$$M_{B11} = \left| -\frac{P_{k11} \cdot l_{22}}{4 \cdot m_1} \right|$$

ここで,

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

ガーダ質量による剛脚に加わる荷重：P_{k11}

$$P_{k11} = \frac{m_g \cdot g + m_{g2} \cdot g}{2} + m_{g3} \cdot g$$

ここで,

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_{g2}：反横行給電側ガーダの質量(＝[redacted]kg)

m_{g3}：走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

ガーダ質量による剛脚下部の水平方向反力：H_{a11}

$$H_{a11}=\frac{P_{k11}\cdot l_{22}}{2\cdot l_{23}}\left\{\frac{l_{25}}{l_{22}}+\frac{1}{2\cdot m_1}\right\}$$

ここで,

H_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a11}

$$V_{a11}=\frac{P_{k11}}{2}$$

ここで,

V_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B11a}

$$M_{B11a}=M_{B11}\cdot\frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

(a-2) トロリ質量による最大曲げモーメント：M_{B12}

$$M_{B12}=|V_{a12}\cdot l_{25}-H_{a12}\cdot l_{23}|$$

ここで,

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

H_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

トロリ質量による剛脚に加わる荷重：P_{k12}

$$P_{k12} = \frac{m_t \cdot g}{2} \cdot \frac{l_4 + \frac{l_2}{2}}{l}$$

ここで,

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力：H_{a12}

$$H_{a12} = \frac{P_{k12} \cdot l_{25}}{l_{23}} + P_{k12} \cdot l_9 \cdot (l_8 + l_9) \cdot \frac{3}{l_{22} \cdot l_{23} \cdot m_1}$$

ここで,

H_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

l_9：剛脚上側軸芯～横行レール中心までの距離(＝[redacted] m)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a12}

$$V_{a12} = P_{k12}$$

ここで,

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B12a}

$$M_{B12a} = M_{B12} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（a-3）主巻定格荷重(質量)による最大曲げモーメント：M_{B13}

$$M_{B13} = |V_{a13} \cdot l_{25} - H_{a13} \cdot l_{23}|$$

ここで,

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

V_{a13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

H_{a13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚下部の水平方向反力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

主巻定格荷重（質量）による剛脚に加わる荷重：P_{k13}

$$P_{k13} = \frac{m_m \cdot g}{2} \cdot \frac{l_4 + \frac{l_2}{2}}{l}$$

ここで,

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

m_m：主巻定格荷重(質量)（＝150000kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

l_2：トロリ車輪間距離(＝[redacted] m)

l_4：トロリが走行給電側クレーン端部にある場合の走行レールとトロリ車輪との距離(＝[redacted] m)

主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の水平方向反力：H_{a13}

$$H_{a13} = \frac{P_{k13} \cdot l_{25}}{l_{23}} + P_{k13} \cdot l_9 \cdot (l_8 + l_9) \cdot \frac{3}{l_{22} \cdot l_{23} \cdot m_1}$$

ここで,

H_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

l_9：剛脚上側軸芯～横行レール中心までの距離(＝[redacted] m)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）(＝[redacted] m)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{25}：剛脚上下軸芯の差(＝[redacted] m)

m_1：剛脚の不静定時数(－)

主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力：V_{a13}

$$V_{a13} = P_{k13}$$

ここで,

V_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

P_{k13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚に加わる荷重(N)

主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B13a}

$$M_{B13a} = M_{B13} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

(ａ-4) 垂直荷重による剛脚の合計曲げモーメント

自重のみによる合計曲げモーメント：M_{V1}

$$M_{v1} = M_{B11} + M_{B12} + M_{B13}$$

ここで,

M_{v1}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント)(N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

鉛直方向地震力による合計曲げモーメント：M_{V1z}

$$M_{v1Z} = (M_{B11} + M_{B12} + M_{B13}) \times C_{V1}$$

ここで,

M_{v1z}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント)（N・mm)

M_{B11}：ガーダ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B12}：トロリ質量による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

M_{B13}：主巻定格荷重(質量)による剛脚の最大曲げモーメント(N・mm)

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

（ａ-5）垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント

自重のみによる合計曲げモーメント：M_{V1a}

$$M_{v1a} = M_{B11a} + M_{B12a} + M_{B13a}$$

ここで,

M_{v1a}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント）(N・mm)

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

鉛直方向地震力による合計曲げモーメント：M_{V1za}

$$M_{v1Za} = (M_{B11a} + M_{B12a} + M_{B13a}) \times C_{V1}$$

ここで,

M_{v1za}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント）(N・mm)

M_{B11a}：ガーダ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B12a}：トロリ質量による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

M_{B13a}：主巻定格荷重（質量）による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(N・mm)

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度（＝1.45）

（ａ-6）走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント：M_{B14}

$$M_{B14} = \left| \frac{V_{a14} \cdot l_{22}}{2} \right|$$

ここで,

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント）(N・mm)

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

l_{22}：剛脚軸芯間距離（上側）（＝[redacted] m）

走行方向水平地震力：P_{k14}

$$P_{k14} = (P_{k11} + 2 \times P_{k12} + m_{l1} \cdot g) \times C_H$$

ここで,

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

P_{k11}：ガーダ質量による剛脚に加わる荷重(N)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

m_{11}：走行給電側剛脚の質量（＝[redacted]kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15）

走行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力：H_{a14}

$$H_{a14} = \frac{P_{k14}}{2}$$

ここで,

H_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力：V_{a14}

$$V_{a14} = \frac{P_{k14} \cdot l_{23}}{l_{21}}$$

ここで,

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

P_{k14}：走行方向水平地震力(N)

l_{21}：剛脚軸芯間距離（下側）（＝[redacted] m）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B14a}

$$M_{B14a} = M_{B14} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B14a}：走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント
(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（ａ-7）剛脚の走行方向曲げ応力

自重のみによる応力：σ_{vt1}

$$\sigma_{vt1} = \frac{M_{V1}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1}：剛脚の走行方向曲げ応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_{V1}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

EW（走行）方向地震力による応力：σ_{vt1y}

$$\sigma_{vt1y} = \frac{M_{B14}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1y}：剛脚の走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{B14}：走行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vt1z}

$$\sigma_{vt1Z} = \frac{M_{V1Z}}{Z_{x11}}$$

ここで,

σ_{vt1z}：剛脚の走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{V1z}：剛脚の垂直荷重による合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x11}：剛脚上部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-8）剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力

自重のみによる応力：σ_{vt1a}

$$\sigma_{vt1a} = \frac{M_{V1a}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1a}:剛脚最小断面位置(下部)での走行方向曲げ応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

M_{V1a}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(自重のみによる合計曲げモーメント) (N・mm)

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

EW（走行）方向地震力による応力：σ_{vt1ya}

$$\sigma_{vt1ya} = \frac{M_{B14a}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1ya}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{B14a}：走行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(EW(走行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

鉛直方向地震力による応力：σ_{vt1za}

$$\sigma_{vt1Za} = \frac{M_{V1Za}}{Z_{x13}}$$

ここで,

σ_{vt1za}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力)（N/mm^2）

M_{V1za}：垂直荷重による剛脚最小断面位置（下部）での合計曲げモーメント(鉛直方向地震力による合計曲げモーメント)（N・mm）

Z_{x13}：剛脚下部のX軸に関する断面係数(＝[redacted] m^3)

（a-9）横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント：M_{B15}

$$M_{B15} = \frac{P_{k15} \cdot l_{23}}{2}$$

ここで,

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

剛脚１本に作用する横行方向水平地震力：P_{k15}

$$P_{k15} = \left(\frac{m_g \cdot g + m_{g2} \cdot g + m_{g3} \cdot g + m_{g4} \cdot g + m_{l1} \cdot g + m_{l2} \cdot g}{2}\right) \times C_{H1} + P_{k12} \times C_{H2}$$

ここで,

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

m_g：ガーダ１本当たりの質量（横行給電側）（＝[redacted]kg）

m_{g2}：反横行給電側ガーダの質量(＝[redacted]kg)

m_{g3}：走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_{g4}：反走行給電側ガーダつなぎの質量(＝[redacted]kg)

m_{l1}：走行給電側剛脚の質量(＝[redacted]kg)

m_{l2}：反走行給電側剛脚の質量(＝[redacted]kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

P_{k12}：トロリ質量による剛脚に加わる荷重(N)

C_{H1}：水平方向(NS 方向)設計震度(＝2.25)

C_{H2}：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(NS 方向)（＝0.15）

横行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力：H_{a15}

$$H_{a15} = \frac{P_{k15}}{2}$$

ここで,

H_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の水平方向反力(N)

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力：V_{a15}

$$V_{a15} = P_{k15} \cdot \frac{l_{23}}{l}$$

ここで,

V_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

P_{k15}：剛脚１本に作用する横行方向水平地震力(N)

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント：M_{B15a}

$$M_{B15a} = M_{B15} \cdot \frac{l_{26}}{l_{23}}$$

ここで,

M_{B15a}：横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント)（N・mm）

l_{23}：剛脚高さ(＝[redacted] m)

l_{26}：剛脚最小断面までの高さ(＝[redacted] m)

（a-10）剛脚の横行方向曲げ応力

NS（横行）方向地震力による応力：σ_{ht1}

$$\sigma_{ht1} = \frac{M_{B15}}{Z_{y11}}$$

ここで,

σ_{ht1}：剛脚の横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{B15}：横行方向水平地震力による剛脚曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント) (N・mm)

Z_{y11}：剛脚上部のY軸に関する断面係数(=[redacted] m^3)

（a-11）剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力

NS（横行）方向地震力による応力：σ_{ht1a}

$$\sigma_{ht1a} = \frac{M_{B15a}}{Z_{y13}}$$

ここで,

σ_{ht1a}：剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

M_{B15a}：横行方向水平地震力による剛脚最小断面位置（下部）での曲げモーメント(NS(横行)方向地震力による曲げモーメント) (N・mm)

Z_{y13}：剛脚下部のY軸に関する断面係数(=[redacted] m^3)

（a-12）剛脚の曲げ応力：σ_{t11}

$$\sigma_{t11} = \sigma_{vt1} + \sqrt{{\sigma_{vt1y}}^2 + {\sigma_{ht1}}^2 + {\sigma_{vt1z}}^2}$$

ここで,

σ_{t11}：剛脚の曲げ応力(N/mm^2)

σ_{vt1}：剛脚の走行方向曲げ応力(自重のみによる応力) (N/mm^2)

σ_{vt1y}：剛脚の走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

σ_{ht1}：剛脚の横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力) (N/mm^2)

σ_{vt1z}：剛脚の走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力) (N/mm^2)

（a-13）剛脚最小断面位置（下部）での曲げ応力：σ_{t11a}

$$\sigma_{t11a} = \sigma_{vt1a} + \sqrt{{\sigma_{vt1ya}}^2 + {\sigma_{ht1a}}^2 + {\sigma_{vt1za}}^2}$$

ここで,

σ_{t11a}：剛脚最小断面位置（下部）での曲げ応力(N/mm^2)

σ_{vt1a}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(自重のみによる応力)(N/mm^2)

σ_{vt1ya}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(EW(走行)方向地震力による応力)(N/mm^2)

σ_{ht1a}：剛脚最小断面位置（下部）での横行方向曲げ応力(NS(横行)方向地震力による応力)(N/mm^2)

σ_{vt1za}：剛脚最小断面位置（下部）での走行方向曲げ応力(鉛直方向地震力による応力)(N/mm^2)

b．圧縮応力

剛脚軸方向の圧縮力：P_{k16}

$$P_{k16} = (V_{a11} + V_{a12} + V_{a13}) \times (1 + C_{v1}) + V_{a14} + V_{a15}$$

ここで,

P_{k16}：剛脚軸方向の圧縮力(N)

V_{a11}：ガーダ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a12}：トロリ質量による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a13}：主巻定格荷重（質量）による剛脚下部の鉛直方向反力(N)

V_{a14}：走行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

V_{a15}：横行方向水平地震力による剛脚下部の垂直方向反力(N)

C_{v1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.45)

剛脚の圧縮応力：σ_{c11}

$$\sigma_{c11} = \frac{P_{k16}}{A_{13}}$$

ここで,

σ_{c11}：剛脚の圧縮応力(N/mm^2)

P_{k16}：剛脚軸方向の圧縮力(N)

A_{13}：剛脚下部の断面積(＝[redacted] m^2)

C．応力の評価

A）クレーン本体ガーダの応力評価

B．A）a．項で求めたガーダ中央部の曲げ（引張）応力σ_tは下記許容応力f_t以下であること。

B．A）b．項で求めたガーダ端部のせん断応力τは下記許容せん断応力f_s以下であること。

B．A）c．項で求めたガーダ中央部の組合せ応力σ_Tは下記許容応力f_t以下であること。

	許容引張応力 f_t	許容せん断応力 f_s
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$

B）剛脚の応力評価

B．B）a．項で求めた剛脚の曲げ応力σ_{t11}は下記許容応力f_{t11}以下であること。

B．B）b．項で求めた剛脚の圧縮応力σ_{c11}は下記許容応力f_{c11}以下であること。

	許容引張応力 f_{t11}	許容圧縮応力 f_{c11}
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\left\{1-0.4\left(\frac{\lambda}{\Lambda}\right)^2\right\}\cdot\frac{F}{\nu}\cdot 1.5$

剛脚の細長比：λ_1

$$\lambda_1=\frac{l_{24}}{k_{13}}$$

ここで,

l_{24}：剛脚の長さ(＝[redacted] m)

k_{13}：剛脚下部の最小断面２次半径(＝[redacted] m)

限界細長比：Λ_1

$$\Lambda_1=\sqrt{\frac{\pi^2E}{0.6F}}$$

ここで,

E：剛脚の縦弾性係数(N/mm^2)

D．発生応力と許容応力

1/2Ss450 によりクレーン各部に発生する応力と許容応力の比較を表４．４－７に示す。

表４．４－７　クレーン各部応力の評価結果（1/2Ss450）

	材料	応力の種類	算出応力 (N/mm^2)	許容応力 (N/mm^2)	評価結果
本体ガーダ	SM490A	曲げ	133	343	O.K.
		せん断	49	198	O.K.
		組合せ	135	343	O.K.
剛脚（上部）	SS400	曲げ	94	280	O.K.
		圧縮	71	246	O.K.
剛脚（下部）		曲げ	146	280	O.K.
		圧縮	71	246	O.K.

⑥　評価結果

本体ガーダ，剛脚などクレーン本体に発生する応力は許容値内に留まる。このことから 1/2Ss450 がクレーンに生じた場合，クレーン本体は損傷しない。なお，参考としてクレーンレールについても 1/2Ss450 により応力評価を行ったところ，レールが湾曲するおそれがあることが判明した。このことから次項ではクレーンが 1/2Ss450 によりクレーンが転倒，逸走をしないことを確認し，当該クレーンがコンクリートモジュールの遮蔽機能に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

2)　クレーンの転倒評価

図４．４－１６，図４．４－１７の転倒評価モデルを用いて非線形時刻歴応答解析を行い，クレーンが転倒しないことを確認する。転倒評価モデルは以下の資料に記載するモデル化手法を参照している。

・平成 19 年度_原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査_動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（平成 21 年 1 月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）
・平成 20 年度_原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査_動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（平成 21 年 12 月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）

また，ばね要素およびダッシュポット要素は以下の通り設定している。

・ばね要素

各車輪に作用する質量とばね要素の剛性で構成される 1 自由度系の固有振動数が 20[Hz]となるように式（1）を用いて設定した。ただし，式（1）で算出されるばね剛性は全車輪分の剛性である。各ばね要素のばね剛性は式（1）で求められたばね剛性をばね要素数（4）で除した値となる。表４．４－８にばね剛性を示す。

$$k = m(2\pi f)^2 \quad \cdots (1)$$

ここで，k：ばね剛性（全車輪分）
　　m：負担質量（モデル全体）
　　f：固有振動数（＝20[Hz]）

・ダッシュポット要素

ダッシュポット要素の粘性係数は，車輪の反発係数が 0.6～0.8 程度とされていることから，反発係数を 0.7 として式（2）から減衰比 h を算出し，式（3）により算出した。ただし，式(3)で算出される粘性係数は全車輪分の粘性係数である。各ダッシュポット要素の粘性係数は式(3)で求められた粘性係数をダッシュポット要素数（4）で除した値となる。表４．４－８にダッシュポット粘性係数を示す。

$$e = \exp\left(-\frac{h\pi}{\sqrt{1-h^2}}\right) \quad \cdots (2)$$

$$h = \sqrt{\frac{(l_n e)^2}{\pi^2 + (l_n e)^2}}$$

ここで，e：反発係数（0.7）
　　h：減衰比

式（2）より減衰比 h＝0.112808 となる。この h を用いて粘性係数 c は

$c = 2h\sqrt{mk}$　　・・・(3)

ここで，c：粘性係数

m：負担質量（モデル全体）

k：ばね剛性

表４．４－８　ばね剛性と粘性係数

キャスク	部位	全輪の負担質量 [ton]	ばね剛性 k[N/mm] 上：全車輪分 下：1 か所当り	粘性係数 c[ton/s] 上：全車輪分 下：1 か所当り
あり	走行車輪	359.3	5.67384×10^{6} 1.41846×10^{6}	1.01868×10^{4} 2.54671×10^{3}
	横行車輪	201.4	3.18038×10^{6} 7.95095×10^{5}	5.71006×10^{3} 1.42752×10^{3}
なし	走行車輪	209.3	3.30513×10^{6} 8.26283×10^{5}	5.93404×10^{3} 1.48351×10^{3}
	横行車輪	51.4	8.11676×10^{5} 2.02919×10^{5}	1.45729×10^{3} 3.64621×10^{2}

評価ケースは，トロリ位置がガーダ中央かつ吊荷有（ケース 1）とトロリ位置がガーダ端かつ吊荷有（ケース 2）の 2 ケースとする。

① コンクリート基礎上面時刻歴波形

本解析は，横行方向，走行方向及び上下方向の 3 軸方向同時加振とする非線形時刻歴応答解析を行う。本解析に用いるコンクリート基礎上面時刻歴波形は，1/2Ss450-①及び 1/2Ss450-②を比較し，「表４．４－４　クレーンの固有周期及び刺激係数」に示すクレーンの固有周期における最大応答加速度が大きい 1/2Ss450-①を用いる。また，クレーンは東西・南北方向にほぼ対称の構造物であり，位相反転による影響は小さいと考えられることから入力する時刻歴波形は，水平方向（NS，EW）及び鉛直方向の位相が正の位相の組合せ（＋，＋）を代表して使用する。用いたコンクリート基礎上面時刻歴波形は「4.3 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール　図４．３－１～図４．３－３」と同一である。

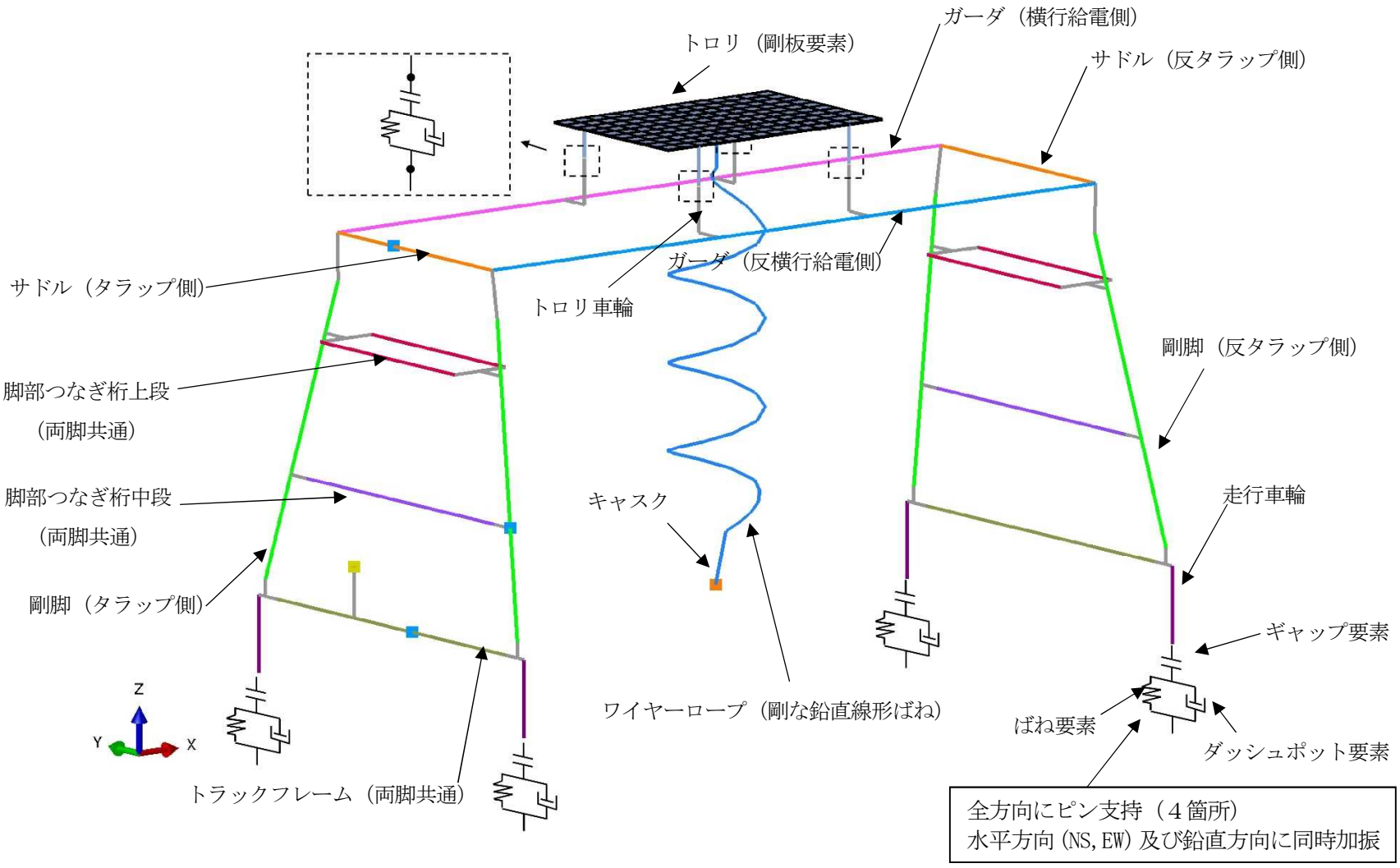


図４．４－１６　転倒評価モデル（トロリ位置：ガーダ中央）

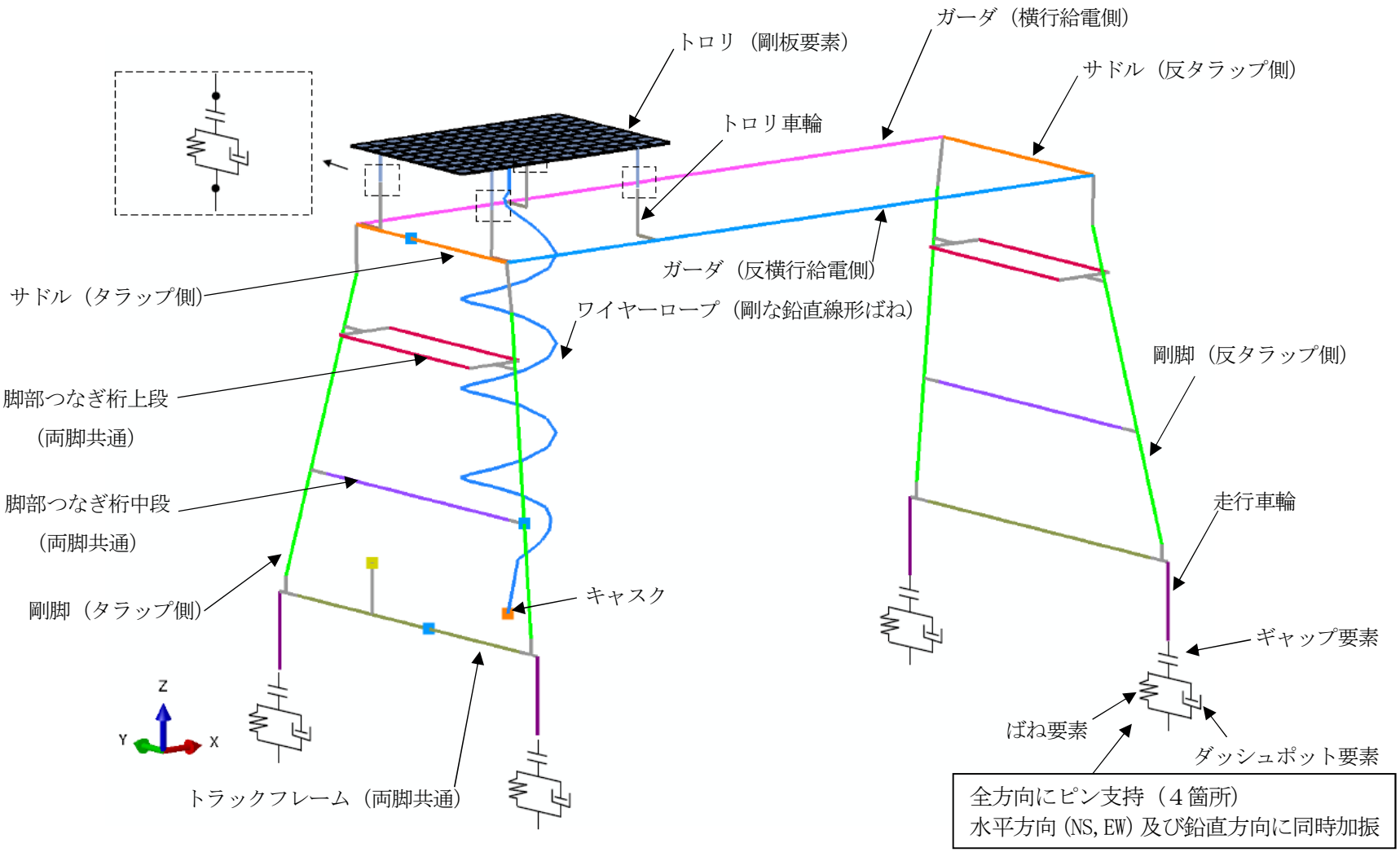


図４．４－１７　転倒評価モデル（トロリ位置：ガーダ端）

② 減衰

非線形時刻歴応答解析では各材料及び集中質量要素に材料減衰（レーリー減衰）を考慮する。

減衰定数は 2[%]とし，レーリー減衰のパラメータである α と β は固有値解析によって求めた横行方向 1 次と上下方向 1 次の固有振動数を用いて算出する。

以下に，α と β の算出過程を示す。

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K]$$

ここで，

[C]：減衰マトリクス

[M]：質量マトリクス

[K]：剛性マトリクス

α ：質量比例減衰パラメータ[-]

β ：剛性比例減衰パラメータ[-]

$$\mathrm{h} = \frac{\alpha}{2\omega} + \frac{\beta\omega}{2}$$

上式より，

$$\alpha = \frac{2\omega_1\omega_2}{(\omega_1+\omega_2)}h$$

$$\beta = \frac{2}{(\omega_1+\omega_2)}h$$

ここで，

h：減衰定数（＝2.0[%]）

α ：質量比例減衰パラメータ[ケース 1：[redacted]，ケース 2：[redacted]]

β ：剛性比例減衰パラメータ[ケース 1：[redacted]，ケース 2：[redacted]]

ω_n：固有角振動数[rad/s]

（ケース 1　ω_1：横行方向 1 次[[redacted]]，ω_2：上下方向 1 次[[redacted]]

ケース 2　ω_1：横行方向 1 次[[redacted]]，ω_2：上下方向 1 次[[redacted]]）

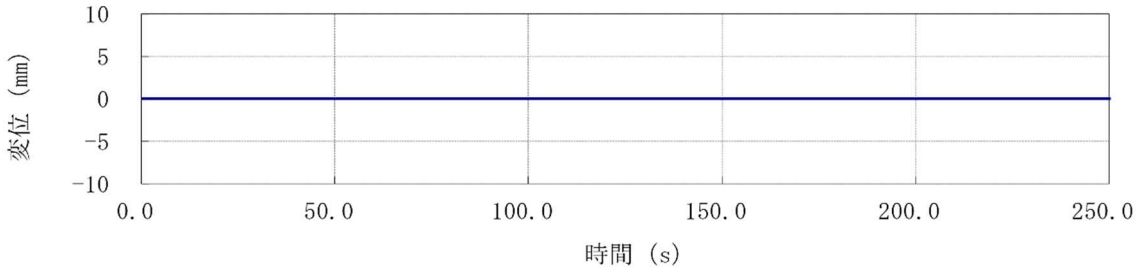
$$\omega_n = 2\pi f_n$$

f_n：固有周波数[Hz]（ケース 1　f_1：横行方向 1 次[[redacted]]，f_2：上下方向 1 次[[redacted]]

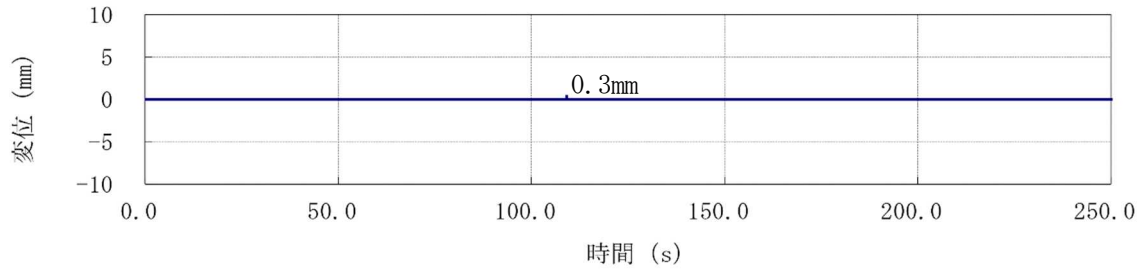
ケース 2　f_1：横行方向 1 次[[redacted]]，f_2：上下方向 1 次[[redacted]]）

③　浮き上がり量結果

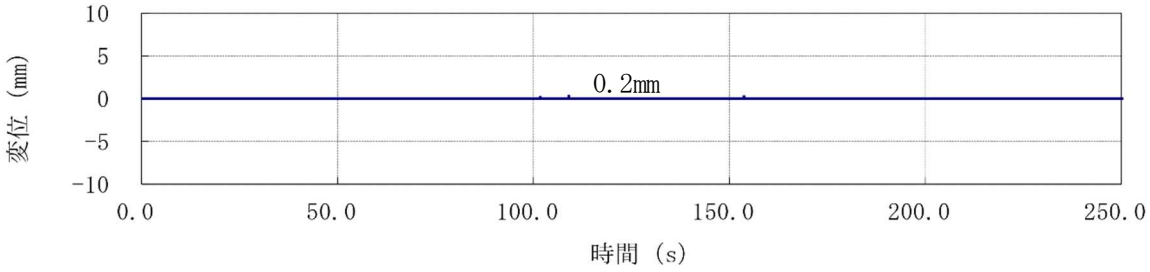
非線形時刻歴応答解析によるクレーンの浮き上がり量を図４．４－１８，図４．４－１９に示す。また本解析の評価箇所各部の最大浮き上がり量を表４．４－９に示す。



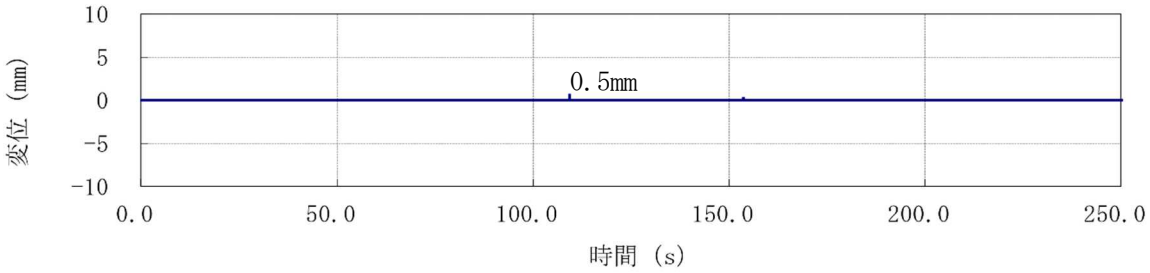
F1 浮き上がり量



F2 浮き上がり量

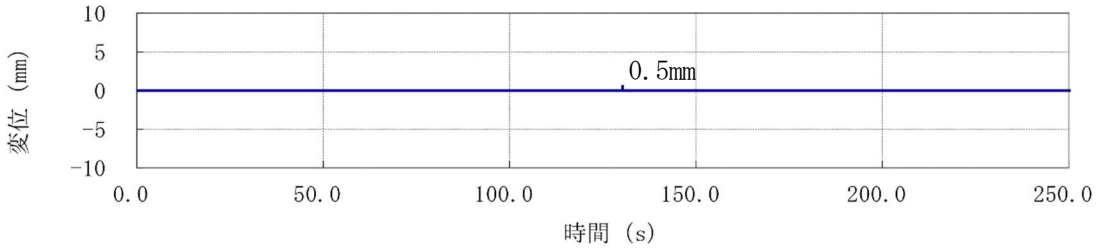


F3 浮き上がり量

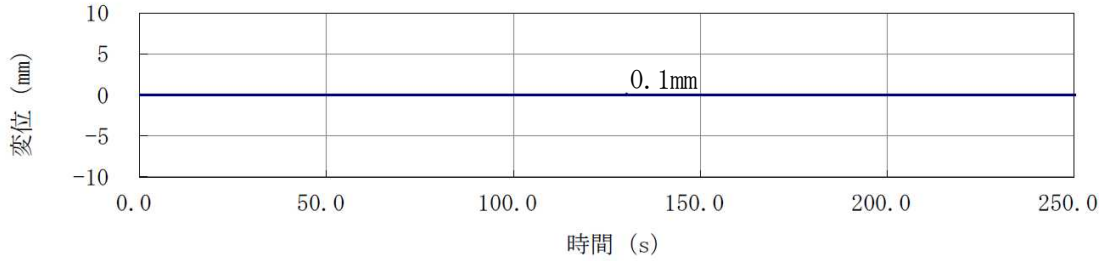


F4 浮き上がり量

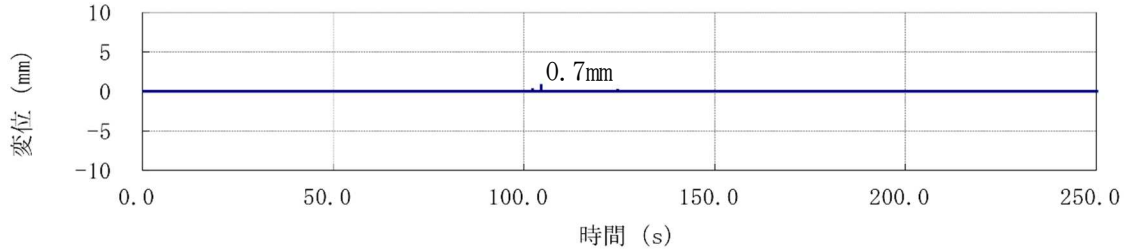
図４．４－１８　車輪浮き上がり量（トロリ位置：ガーダ中央）



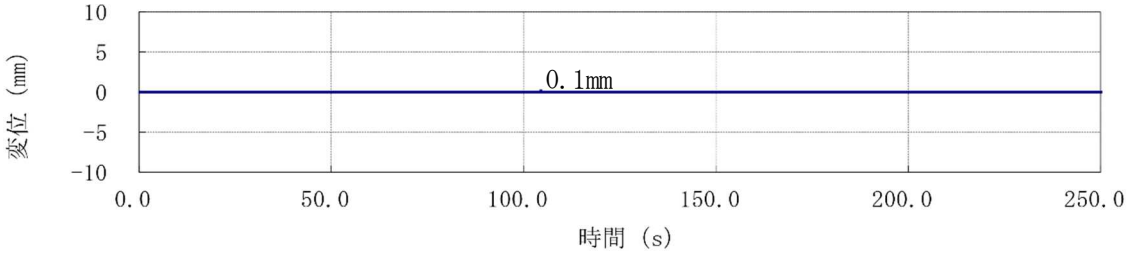
F1 浮き上がり量



F2 浮き上がり量



F3 浮き上がり量



F4 浮き上がり量

図４．４－１９　車輪浮き上がり量（トロリ位置：ガーダ端）

表４．４－９　非線形時刻歴応答解析によるクレーン最大浮き上がり量の結果（1/2Ss450）

評価応答	評価部位	方向	番号	トロリ位置	
				ガーダ中央	ガーダ端
床面－走行車輪の浮き上がり（mm）	走行車輪部	Z方向	F1	0.0	0.5
			F2	0.3	0.1
			F3	0.2	0.7
			F4	0.5	0.1

注記：評価点の位置を図４．４－２０，図４．４－２１に示す。

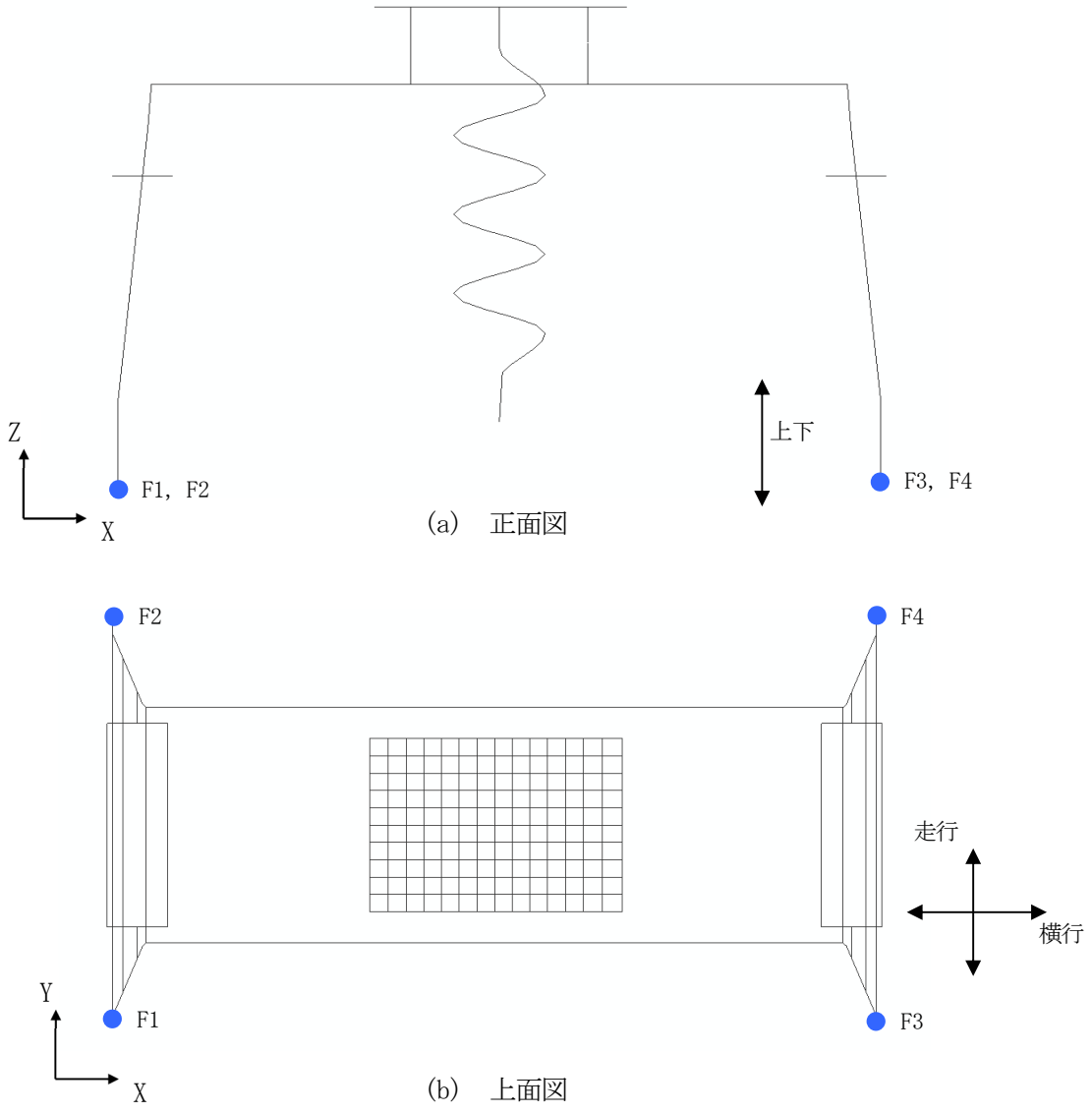
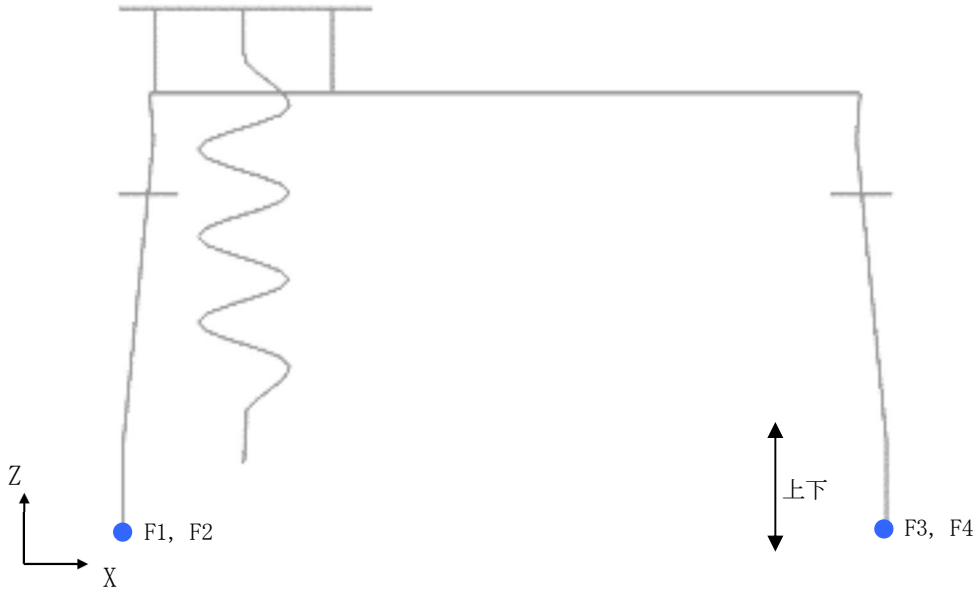
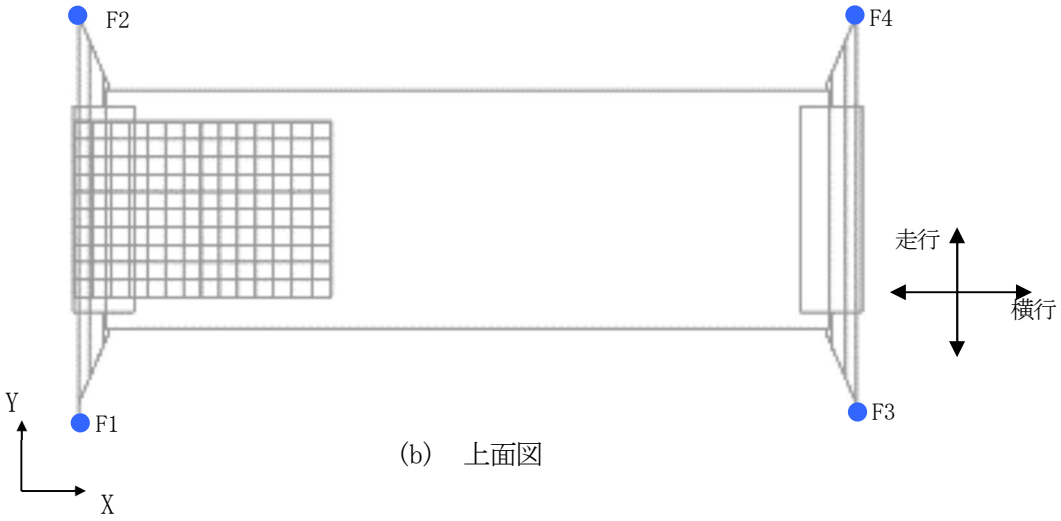


図４．４－２０　非線形時刻歴応答解析における評価点記号
（トロリ位置：ガーダ中央）



(a)　正面図



(b)　上面図

図４．４－２１　非線形時刻歴応答解析における評価点記号（トロリ位置：ガーダ端）

④　評価結果

表４．４－９よりクレーンの車輪は最大で 0.7㎜浮き上がる。クレーンの重心の位置関係から片側の車輪が 14,706㎜ 浮きあがらなければクレーンは転倒しないことから，当該クレーンは 1/2Ss450 に対して転倒しない。

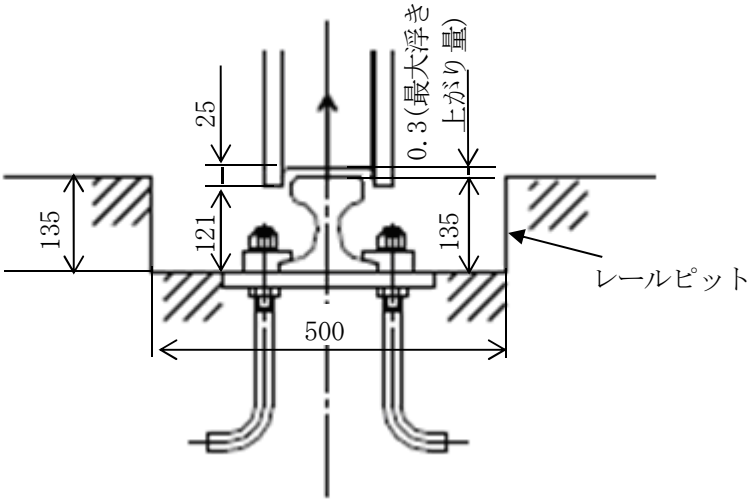
3)　クレーンの逸走評価

クレーンの浮き上がりによりクレーンが逸走する可能性がある。ここでいう「逸走」は「いずれかの車輪がレールピットを超え，レールピット外を走行すること」と定義する。

クレーンが逸走する条件として，クレーンの車輪が全てレールピットから飛び出すことが挙げられる。このことから当該クレーンが 1/2Ss450 に対して車輪がレールピット内に収っていることを確認する。

①　レールピット高さと浮き上がり時の車輪位置の比較

2)で検討した最大の浮き上がりが生じた場合の車輪とレールピットの位置関係は図４．４－２２のようになる。車輪の下端の高さはレールピットの底部から 121㎜ であり，レールピットの高さ 135㎜ を超えることはない。



(単位:㎜)

図４．４－２２　車輪とレールピットの位置関係(最大浮き上がり時)

②　評価結果

レールピットの高さとクレーンが浮き上がった場合の車輪の高さを比較した結果，最大の浮き上がりが予想される車輪においてもレールピットを超えないことが確認された。このことから当該クレーンはレールピットから飛び出し，逸走することはない。

また，図４．４－２３のようにレール押さえボルトまたはレールクリップが破損し，走行レールが転倒しても浮き上がり量は小さいため車輪の横方向への移動はレールピット側壁

により制限されピット内に留まることから逸走することはない。

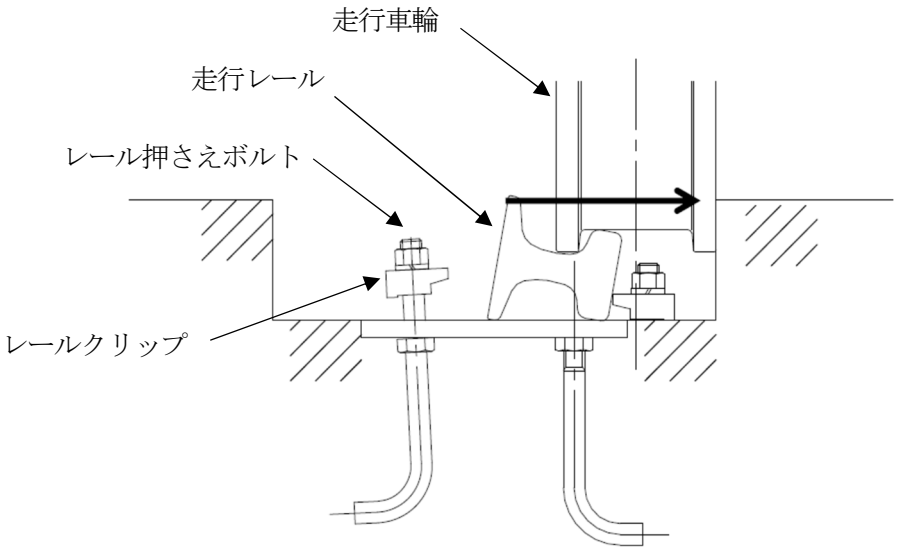


図４．４－２３　走行レール転倒時の状況

4)　横行ストッパの評価

トロリが落下する条件として，地震によりトロリが移動した際に横行レール端部の横行ストッパに乗り上げ，トロリが横行ストッパを乗り越える，または横行ストッパが破損してトロリを止められなくなることが挙げられる。このことから，1/2Ss450 に対して横行ストッパの機能が失われないことを確認する。

①　トロリと横行ストッパの位置

トロリと横行ストッパの位置関係を図４．４－２４に示す。

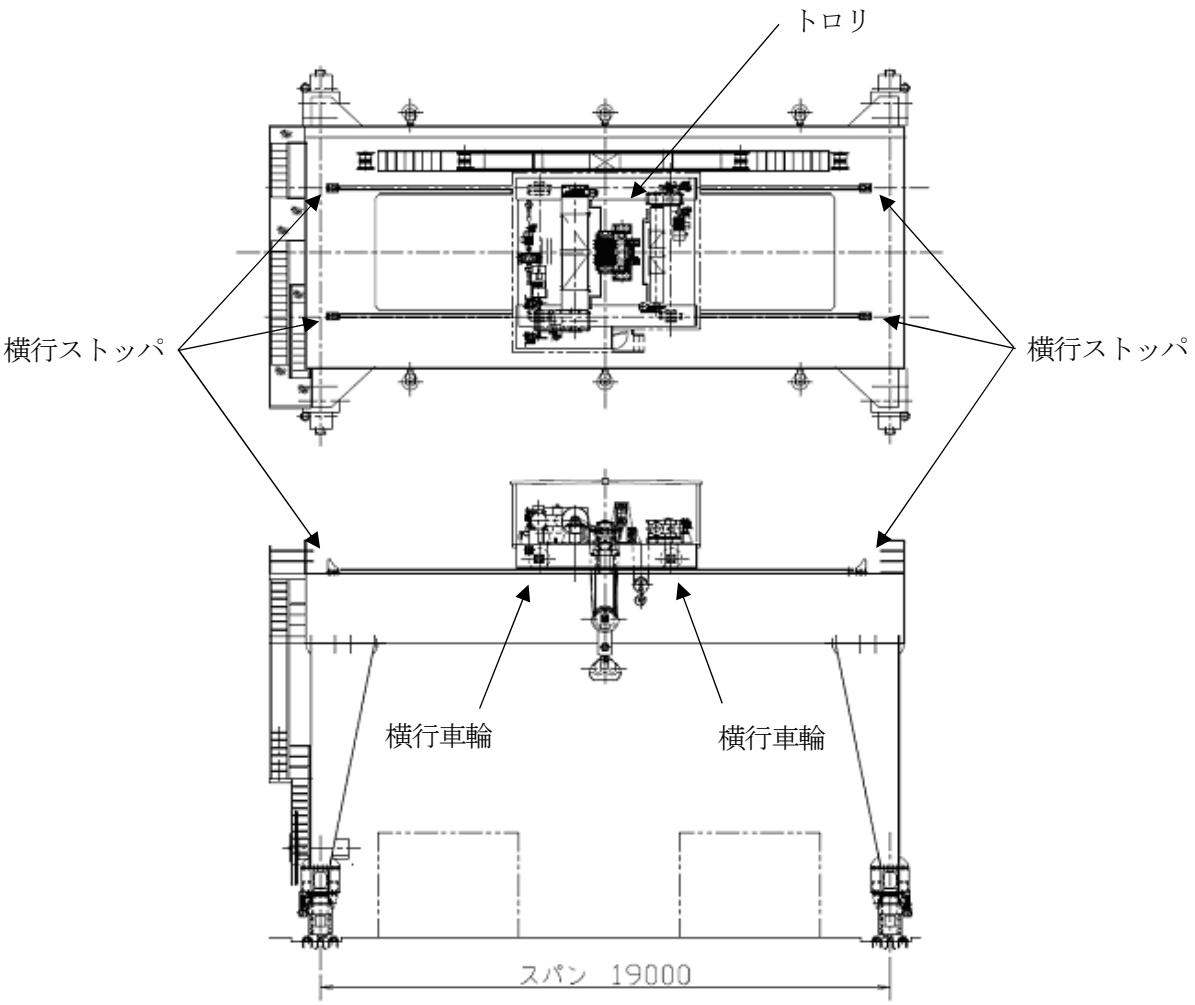


図４．４－２４　トロリと横行ストッパの位置関係図

② 横行ストッパへ乗り上げる高さ

横行ストッパへ乗り上げる高さは以下の式で表すことができる。

$$\frac{1}{2}\cdot M_T\cdot V^2 = m_T\cdot g\cdot H$$

ここで,

M_T：トロリの全質量(＝201400kg)

V：滑りによるトロリの速度(m/s)

m_T：トロリの乗り上げに寄与する質量(＝100700kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

H：横行ストッパへの乗り上げ高さ(m)

滑りによるトロリの速度Vは，以下により算出する。

$$V = \frac{T_T\cdot A_t\cdot g}{2\pi}$$

ここで,

T_T：トロリがガーダ端部に位置するときのクレーン横行方向の固有周期(0.332s)

A_T：クレーンの横行方向の設計震度(2.25)

トロリの全質量 M_T はトロリ質量(＝51400kg)+吊荷定格荷重(＝150000kg)の合計質量となる。横行車輪が横行ストッパに乗り上げる際，横行車輪2輪が2本の横行レール上の横行ストッパにそれぞれ乗り上げることから，以下の式が成り立つ。

$$m_T = \frac{1}{2}M_T$$

以上より，横行ストッパへ乗り上げる高さは以下の式より算出する。

$$H = \frac{V^2}{g}$$

横行車輪が横行ストッパへ乗り上げる高さを表４．４－１０に示す。1/2Ss450により横行ストッパへ乗り上げる高さは横行ストッパの高さ以下であることから，トロリが横行レールから落下しないことを確認した。

表４．４－１０　横行ストッパへ乗り上げる高さと許容高さ

滑りによるトロリの速度V（m/s）	計算値	許容高さ
	横行ストッパへ乗り上げる高さH（m）	横行ストッパの高さ（m）
1.17	0.139	[redacted]

③　水平荷重に対する横行ストッパの強度評価

横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際の荷重は以下の式より算出する。

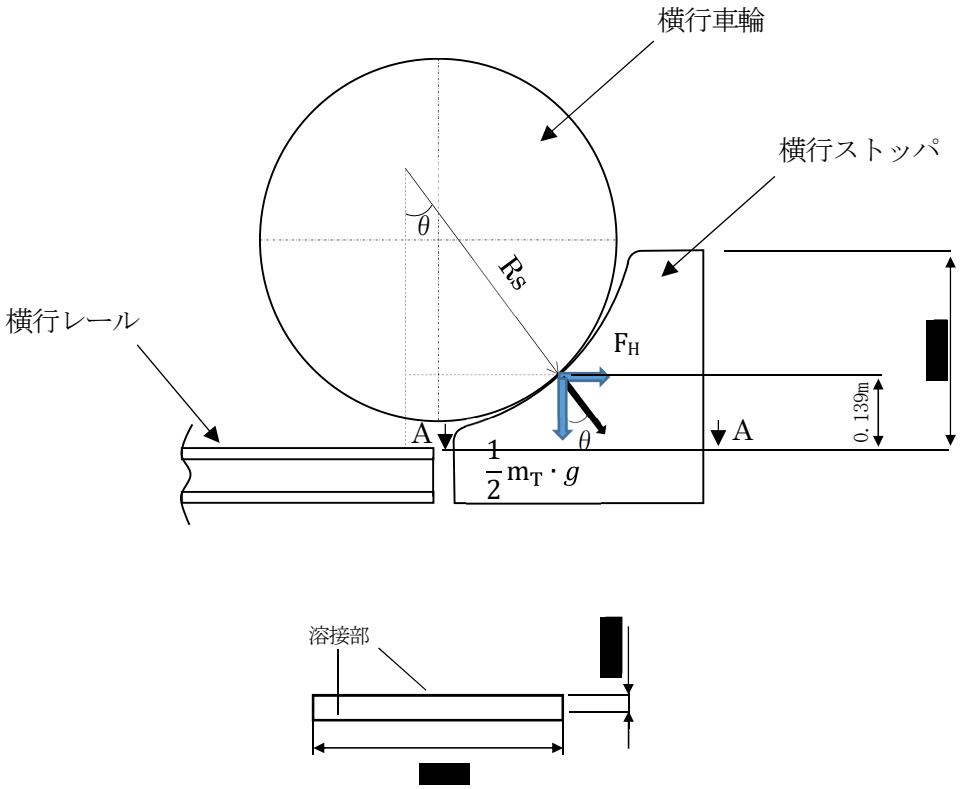
$$F_H = \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \tan\theta$$

$$= \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \frac{\sqrt{Rs^2 - (Rs - 0.139)^2}}{Rs - 0.139}$$

ここで,

F_H：横行ストッパに作用する水平荷重(N)

R_S：横行ストッパの曲率半径(＝[redacted])



A－A 断面図

図４．４－２５　横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際の荷重概念図

横行ストッパに作用するせん断応力は以下の式より算出する。

$$\tau_{Hs} = \frac{F_H}{A_s}$$

ここで,

τ_{Hs}：横行ストッパ作用するせん断応力(N/mm^2)

A_S：横行ストッパの断面積(＝[redacted] m^2)

算出したせん断応力は下記許容せん断応力 f_s 以下であること。

	許容せん断応力 f_s
計算式	$\frac{F}{1.5\sqrt{3}} \cdot 1.5$

横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際に発生する応力と許容応力の比較を表４．４－１１に示す。1/2Ss450 により横行車輪が横行ストッパに乗り上げた際のせん断応力は許容値内に留まることから，横行ストッパ機能へ影響を及ぼさないことを確認した。

表４．４－１１　横行ストッパへの応力の評価結果

部材	材質	応力分類	算出応力 τ_{Hs} (N/mm^2)	許容せん断応力 f_s (N/mm^2)
横行ストッパ	[redacted]	せん断応力 τ_{Hs}	34	148

5)　トロリの逸走評価

トロリが落下する条件として，地震によりトロリが水平震度または浮き上がり荷重を受けた際にトロリストッパが破損し，トロリが横行レールから逸走することが挙げられる。このことから，1/2Ss450 に対してトロリストッパの機能が失われないことを確認する。

①　水平震度による応力

水平震度によりトロリストッパが応力を受ける際のモデルを図４．４－２６に示す。

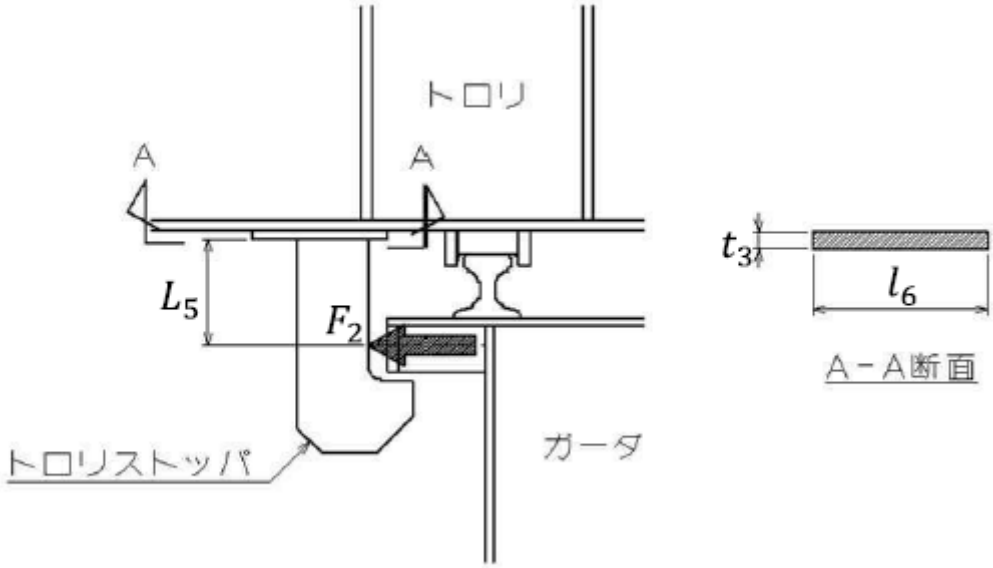


図４．４－２６　トロリストッパ・モデル図（水平方向）

トロリストッパ１個あたりに作用する力：F_2

$$F_2 = \frac{1}{2} \cdot m_t \cdot g \cdot C_H$$

ここで，

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg）

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15）

トロリストッパ１個あたりに作用する曲げモーメント：M_6

$$M_6 = F_2 \cdot L_5$$

ここで，

M_6：トロリストッパの水平震度による曲げモーメント(N・mm)

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

L_5：トロリストッパ高さ(＝[redacted] m)

トロリストッパの断面係数：Z_1

$$Z_1 = \frac{t_3 \cdot {l_6}^2}{6}$$

ここで,

Z_1：トロリストッパの断面係数(mm^3)

t_3：トロリストッパ水平材の板厚(＝[redacted] m)

l_6：トロリストッパ水平材の長さ(＝[redacted] m)

トロリストッパの曲げ（引張）応力：σ_{t5}

$$\sigma_{t5} = \frac{M_6}{Z_1}$$

ここで,

σ_{t5}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/mm^2)

M_6：トロリストッパの水平震度による曲げモーメント(N・mm)

Z_1：トロリストッパの断面係数(mm^3)

トロリストッパの断面積：A_2

$$A_2 = t_3 \cdot l_6$$

ここで,

A_2：トロリストッパの断面積(mm^2)

t_3：トロリストッパ水平材の板厚(＝[redacted] m)

l_6：トロリストッパ水平材の長さ(＝[redacted] m)

トロリストッパのせん断応力：τ_5

$$\tau_5 = \frac{F_2}{A_2}$$

ここで,

τ_5：トロリストッパのせん断応力(N/mm^3)

F_2：トロリストッパ１個当たりに作用する力(N)

A_2：トロリストッパの断面積(mm^2)

トロリストッパの組合せ応力：σ_{t6}

$$\sigma_{t6} = \sqrt{{\sigma_{t5}}^2 + 3 \cdot {\tau_5}^2}$$

ここで,

σ_{t6}：トロリストッパの組合せ応力(N/mm^2)

σ_{t5}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/mm^2)

τ_5：トロリストッパのせん断応力(N/mm^3)

② 浮き上がり荷重による応力

浮き上がり荷重によりトロリストッパが応力を受ける際のモデルを図４．４－２７に示す。

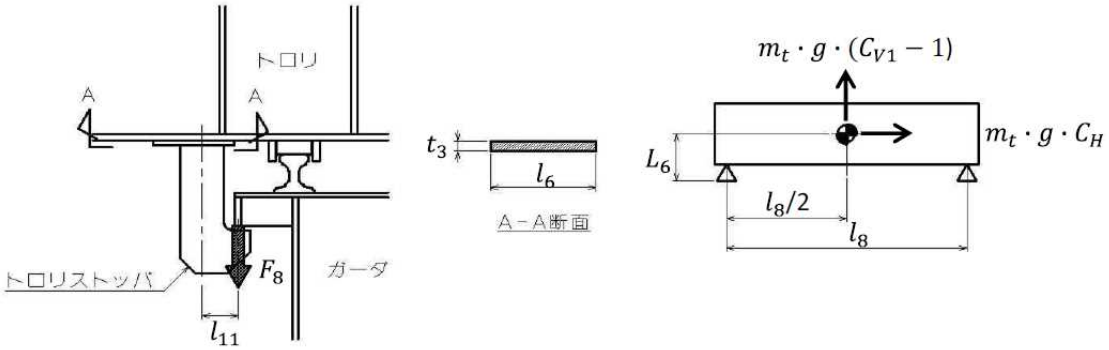


図４．４－２７　トロリストッパ・モデル図（鉛直方向）

鉛直地震力によるトロリストッパ１個あたりに作用する力：F_8

$$F_8 = \frac{m_t \cdot g \cdot (C_{V1} - 1) \cdot \frac{1}{2} + m_t \cdot g \cdot C_H \cdot \frac{L_6}{l_8}}{\frac{n_t}{2}}$$

ここで,

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

m_t：トロリ質量（ワイヤ，フック含む）（＝51400kg)

g：重力加速度(＝9.80665m/s^2)

C_{V1}：ガーダ中央にトロリがある場合の固有周期より求まる鉛直方向設計震度(＝1.45)

C_H：最大静止摩擦係数より求めた水平方向設計震度(EW 方向)（＝0.15)

L_6：横行レール上面からトロリ重心位置までの高さ(＝[redacted] m)

l_8：トロリスパン(＝[redacted] m)

n_t：横行車輪の個数（トロリストッパの個数）（＝[redacted]）

トロリストッパの曲げモーメント：M_{10}

$$M_{10} = F_8 \cdot l_{11}$$

ここで,

M_{10}：トロリストッパの鉛直地震力による曲げモーメント(N・mm)

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

l_{11}：トロリストッパ浮上り力の作用する水平距離(＝120㎜)

トロリストッパの曲げ（引張）応力：σ_{t7}

$$\sigma_{t7} = \frac{M_{10}}{Z_1}$$

ここで,

σ_{t7}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/㎟)

M_{10}：トロリストッパの鉛直地震力による曲げモーメント(N・㎜)

Z_1：トロリストッパの断面係数(㎣)

トロリストッパの引張応力：σ_{t8}

$$\sigma_{t8} = \frac{F_8}{A_2}$$

ここで,

σ_{t8}：トロリストッパの引張応力(N/㎟)

F_8：トロリストッパ１個あたりに作用する力(N)

A_2：トロリストッパの断面積(㎟)

トロリストッパの合計（引張）応力：σ_{t9}

$$\sigma_{t9} = \sigma_{t7} + \sigma_{t8}$$

ここで,

σ_{t9}：トロリストッパの合計（引張）応力(N/㎟)

σ_{t7}：トロリストッパの曲げ（引張）応力(N/㎟)

σ_{t8}：トロリストッパの引張応力(N/㎟)

荷重組合せ応力：σ_{t10}

$$\sigma_{t10} = \sqrt{{\sigma_{t6}}^2 + {\sigma_{t9}}^2}$$

ここで,

σ_{t10}：トロリストッパの荷重組合せ応力(N/㎟)

σ_{t6}：トロリストッパの組合せ応力(N/㎟)

σ_{t9}：トロリストッパの合計（引張）応力(N/㎟)

トロリストッパの曲げ応力σ_{t5}は下記許容応力f_{t5}以下であること。

トロリストッパのせん断応力τ_5は下記許容せん断応力f_{s5}以下であること。

トロリストッパの組合せ応力σ_{t6}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

トロリストッパの合計（引張）応力σ_{t9}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

トロリストッパの荷重組合せ応力σ_{t10}は下記許容組合せ応力f_{t6}以下であること。

	許容引張応力 f_{t5}	許容せん断応力 f_{s5}	許容組合せ応力 f_{t6}
計算式	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5\cdot\sqrt{3}}\cdot 1.5$	$\frac{F}{1.5}\cdot 1.5$

1/2Ss450によりトロリストッパに発生する応力と許容応力の比較を表４．４－１２に示す。トロリストッパに発生する応力は許容値内に留まることから，トロリストッパは破損せずトロリは逸走しないことを確認した。

表４．４－１２　トロリストッパへの応力の評価結果（1/2Ss450）

部材	材料	評価事象	応力の種類	算出応力 (N/mm²)	許容応力 (N/mm²)	評価結果
トロリストッパ	[redacted]	水平震度による応力	曲げ σ_{t5}	75	280	0.K.
			せん断 τ_5	8	161	0.K.
			組合せ σ_{t6}	76	280	0.K.
		浮き上がり荷重による応力	合計（引張） σ_{t9}	78	280	0.K.
			荷重組合せ σ_{t10}	108	280	0.K.

6)　評価結果

1/2Ss450 に基づく評価では以下が確認され，クレーンには損傷，転倒，逸走が生じず，トロリの落下，逸走は生じない結果となった。

①　クレーン本体に発生する応力は，許容応力を下回る。

②　コンクリート基礎上面時刻歴波形による非線形応答解析評価により浮き上がりの評価では最大 0.7mm の浮き上がりであるが，転倒が生じる浮き上がり高さまで十分な余裕がある。

③　クレーンの浮き上がりにより車輪の下端がレールピットより高くなることはない。

④　トロリが移動することにより横行ストッパを越えて落下することはない。

⑤　トロリが地震力を受けることにより横行レールから逸走することは無い。

従って，地震時にクレーンがキャスクの安全機能及びコンクリートモジュールの遮蔽機能に影響を及ぼすことはない。

4.5　コンクリート基礎（B+クラスの間接支持構造物，1/2Ss450）

(1)　評価方針

コンクリート基礎は，耐震クラスがＣクラスであり，コンクリートモジュール（耐震クラス：B+クラス）の支持機能を有する構造物である。

耐震評価は，コンクリートモジュールの設計用地震動である 1/2Ss450 地震動に対して，コンクリート基礎の終局限界状態の照査，基礎地盤の支持性能の照査を行う。

水平２方向及び鉛直方向地震力の組み合わせについては，照査値の組み合わせによって考慮する。(4.5.6 参照)

4.5.1　キャスク仮保管設備コンクリート基礎，コンクリート支持架台の構造計画

(1)　コンクリート基礎

1)　コンクリート基礎平面構造

コンクリート基礎の平面図を図４．５－１に示す。

コンクリート基礎は，南北約 80m，東西約 121m の鉄筋コンクリート構造物であり，大きく西側の既設基礎(南北約 80m，東西約 96m)と，拡張基礎(南北約 80m，東西約 25m)が存在し，両者は幅約 40mm の目地によって構造上分離されている。

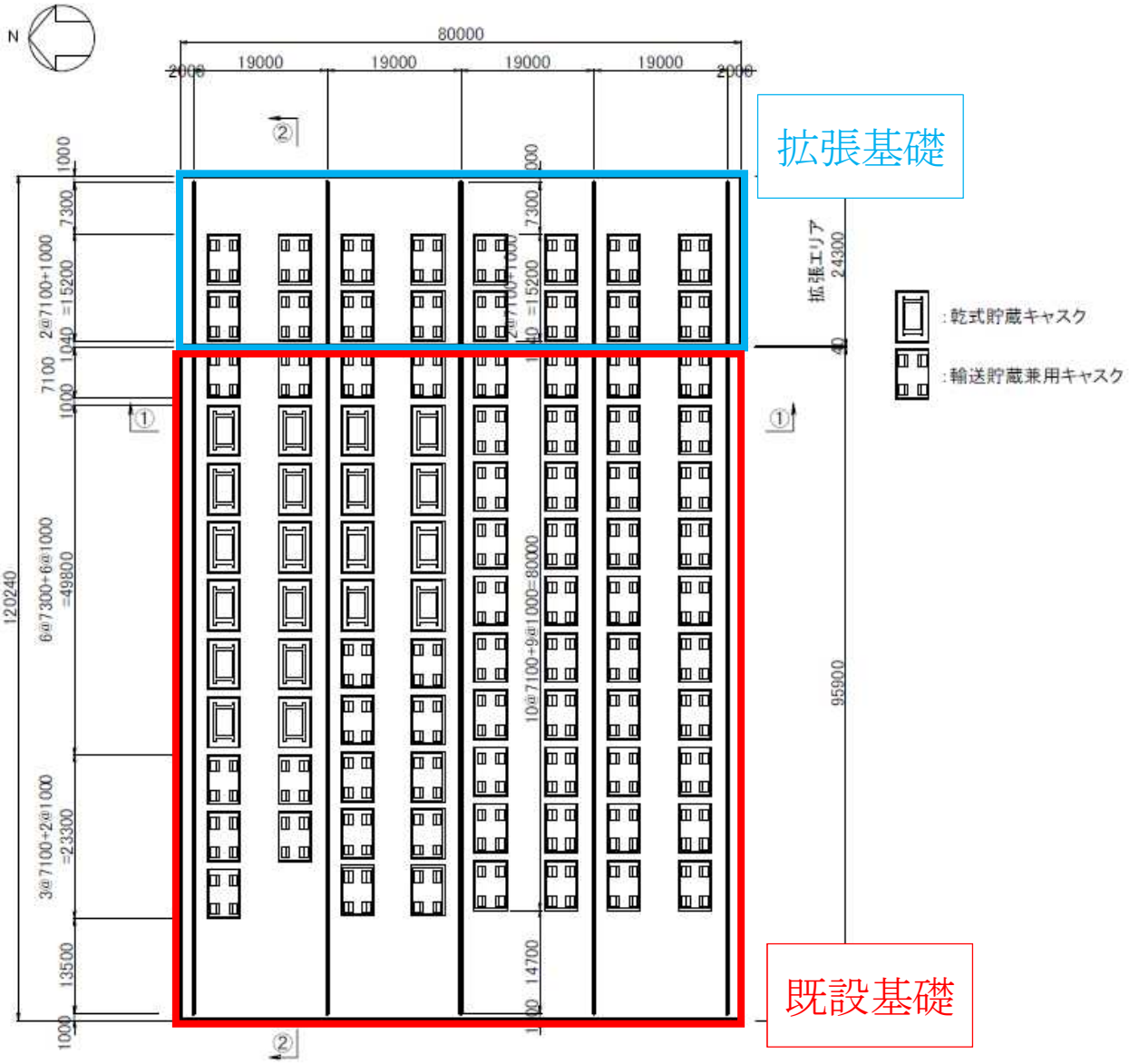


図４．５－１　コンクリート基礎平面図

2)　コンクリート基礎断面構造

コンクリート基礎厚図を図４．５－２に，断面図を図４．５－３，図４．５－４に示す。

コンクリート基礎厚は場所によって異なり，基本的に 0.8m(輸送貯蔵兼用キャスク部)，1.0m(乾式貯蔵キャスク部)，1.8m(クレーンレール部)となっている。

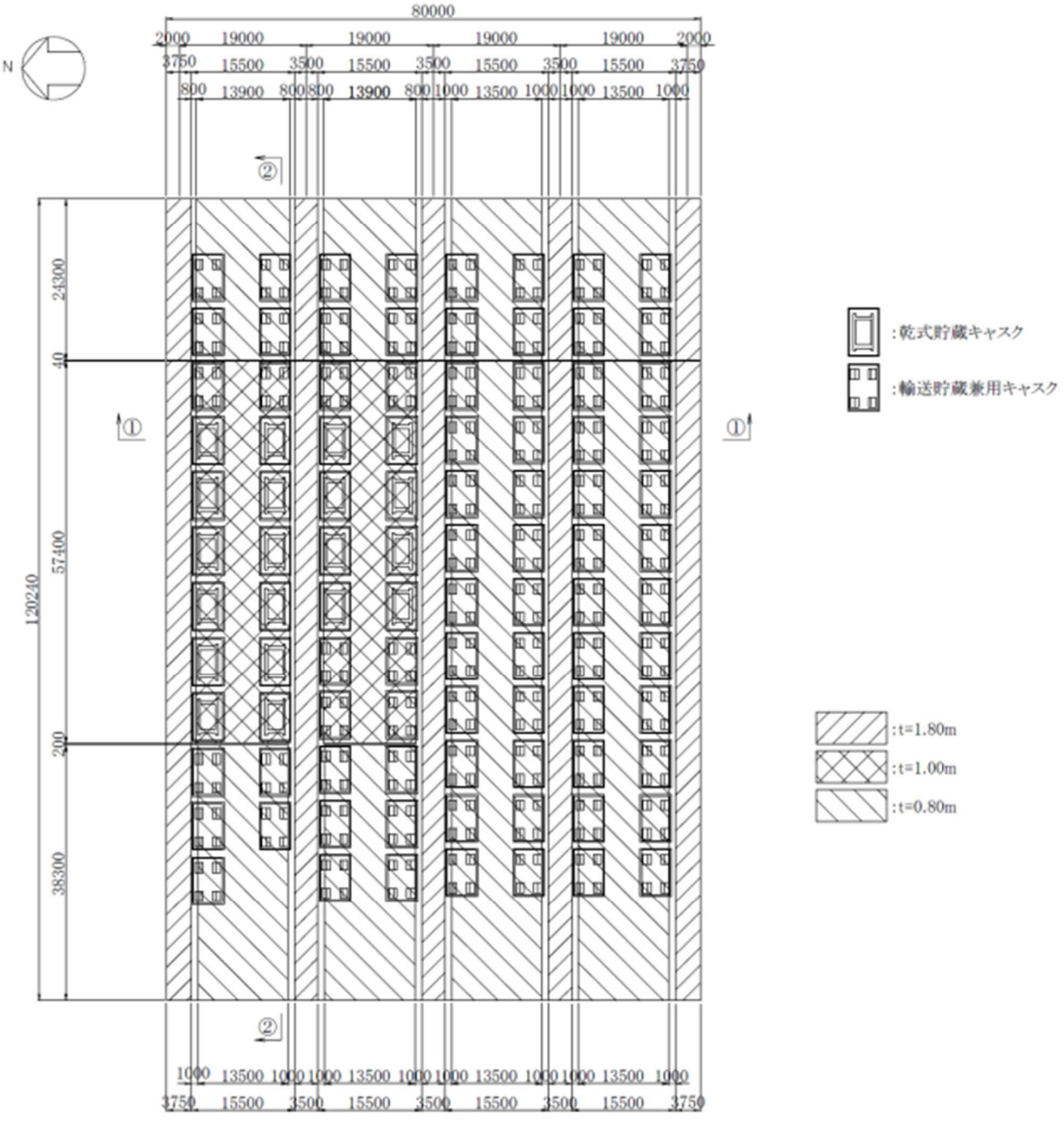


図４．５－２　コンクリート基礎厚図

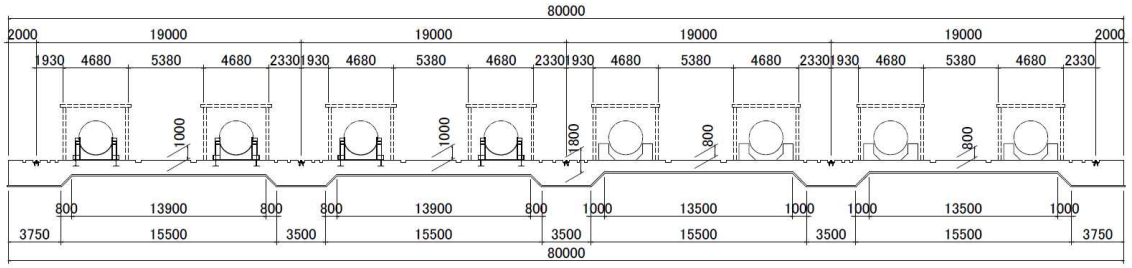


図４．５－３　コンクリート基礎断面図(①－①断面)

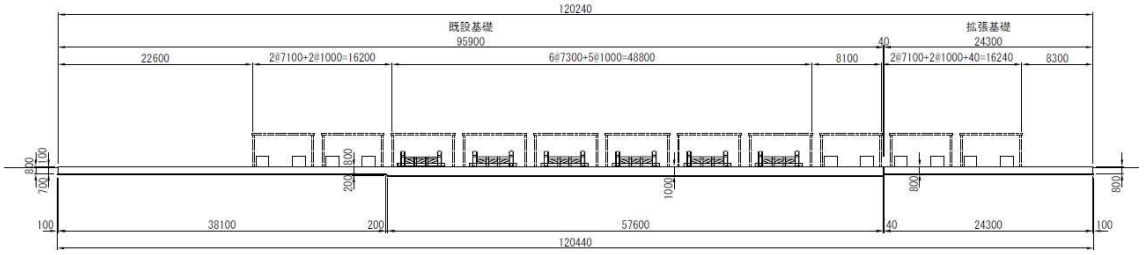


図４．５－４　コンクリート基礎断面図(②－②断面)

(2)　コンクリート支持架台

コンクリート支持架台は，南北方向約 720㎜(ハンチ部は 1220 ㎜) ，東西方向約 1500㎜，高さ約 1085㎜ の鉄筋コンクリート構造物であり，4 脚で 1 つの兼用キャスクを，鋼製支持架台を介し，支持する構造物である。平面図を図４．５－５に，断面図を図４．５－６に示す。また，兼用キャスクとの位置関係を図４．５－７に示す。

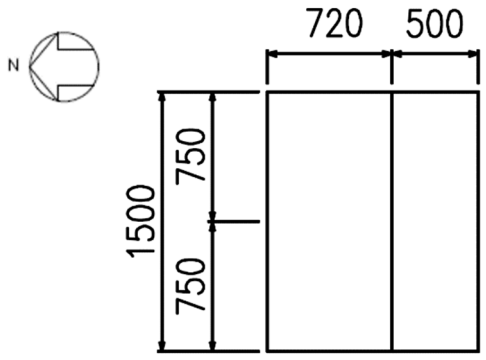


図４．５－５　コンクリート支持架台平面図

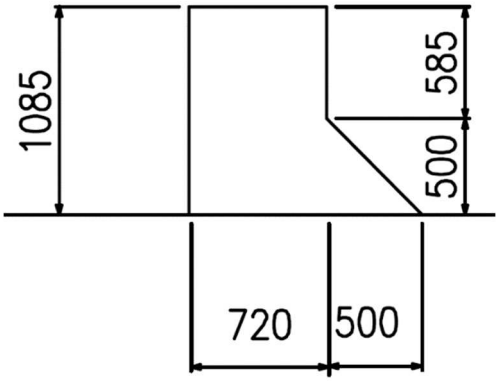


図４．５－６　コンクリート支持架台断面図(NS 断面)

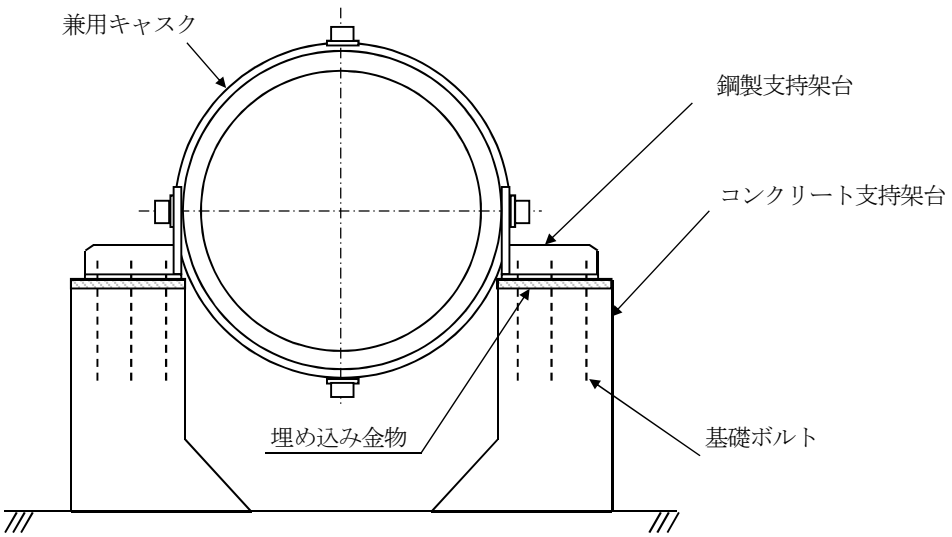


図４．５－７　コンクリート支持架台と兼用キャスクの位置関係

キャスク仮保管設備の拡張に際しては，兼用キャスク 30 基分のコンクリート支持架台を増設する。コンクリート支持架台のうち 16 基は拡張基礎上に増設し，14 基については既設基礎上の空スペースに増設する。図４．５－８に既設基礎，拡張基礎及び増設する兼用キャスクの位置図を示す。

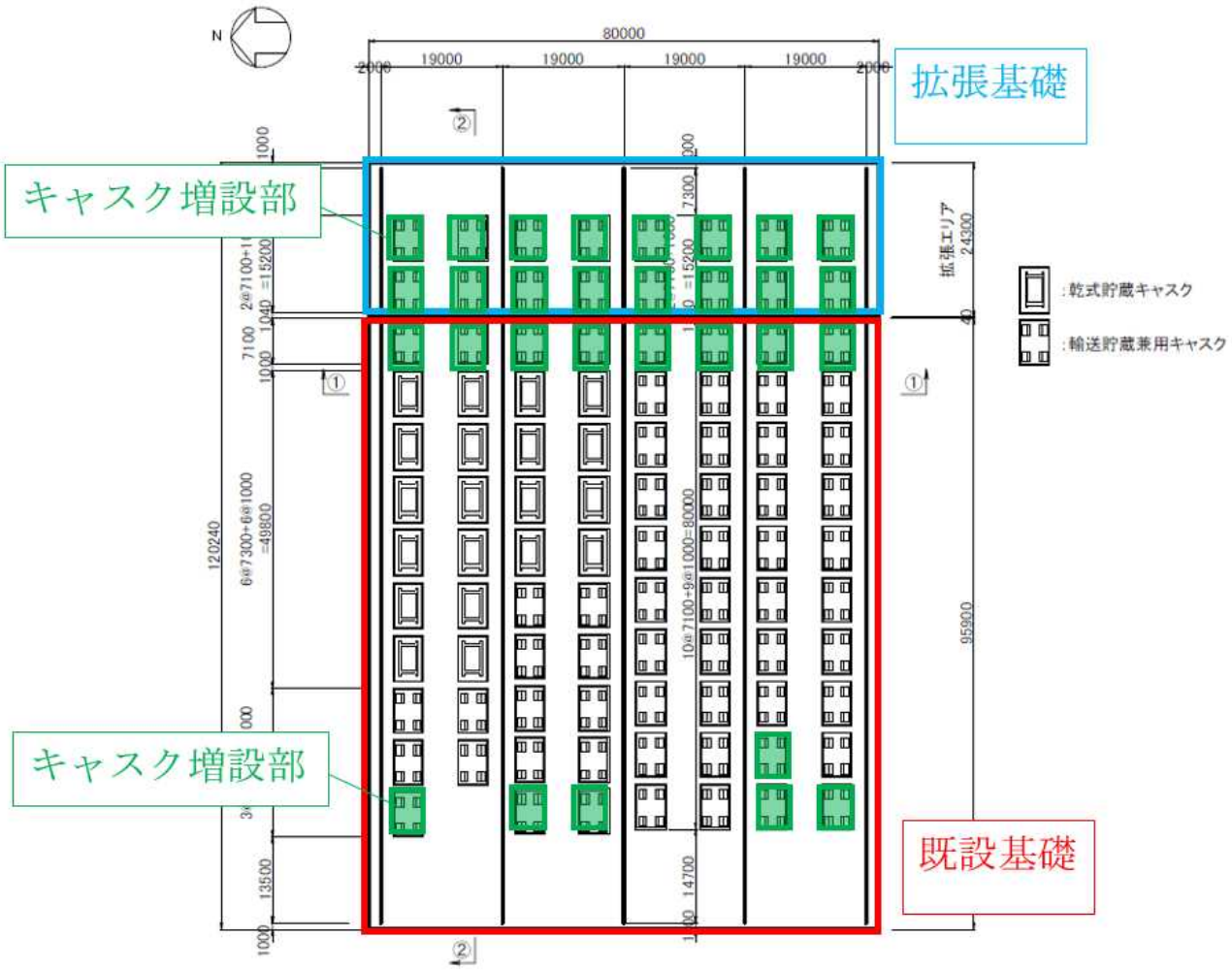


図４．５－８　既設基礎，拡張基礎及び増設キャスク位置図

(3)　改良地盤

改良地盤は，南北方向約 83m，東西方向約 124m の広さのセメント改良土からなり，コンクリート基礎の支持地盤としている段丘堆積層(液状化が発生する可能性が低いとされる洪積層)の上部までを改良するものである。改良天端部は基礎下面に沿って起伏のある形状となっており，改良厚は約 2.1m～3.1m 程度である。改良工法は，浅層混合処理工法である。改良地盤の平面図を図４．５－９に，断面図を図４．５－１０と図４．５－１１に示す。

※「道路橋示方書・同解説 Ⅴ耐震設計編」では，液状化が生じる可能性のある土層は沖積層としている。

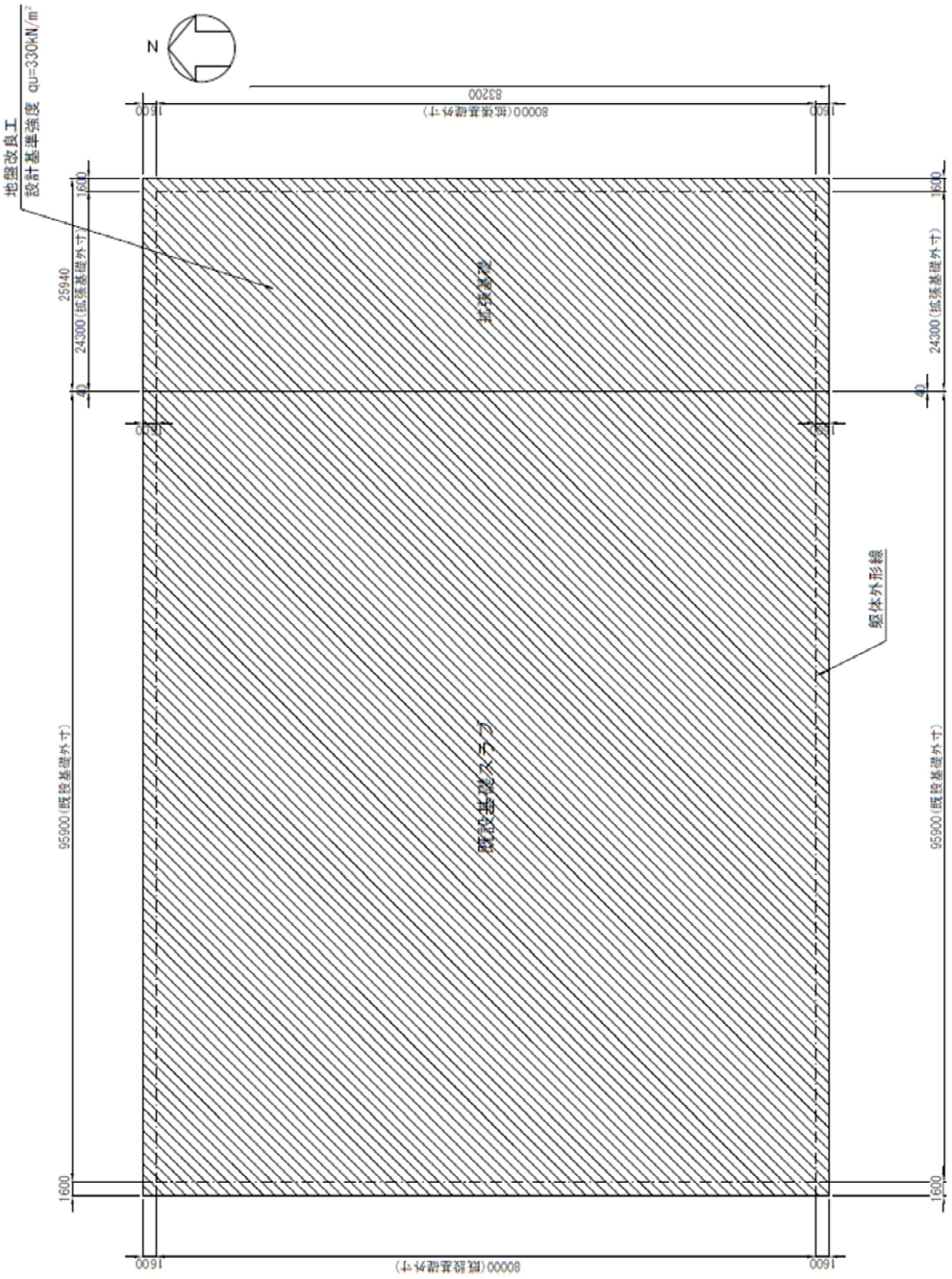


図４．５－９　改良地盤平面図

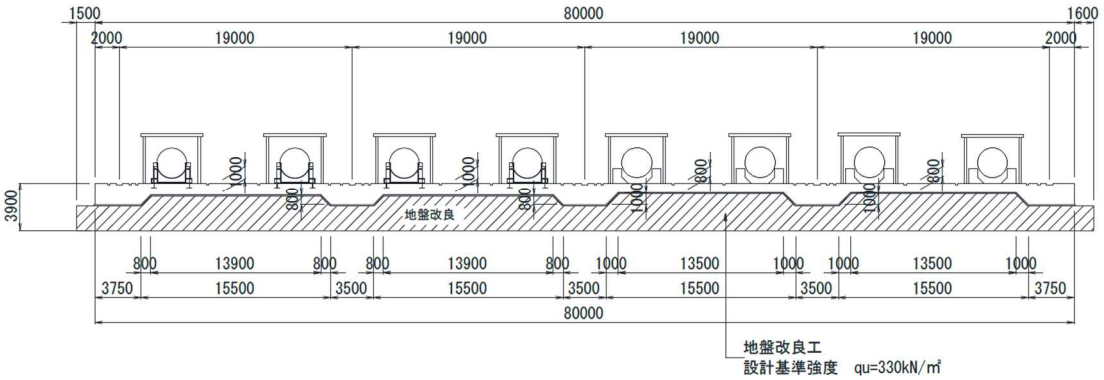


図４．５－１０　改良地盤断面図（NS 断面）

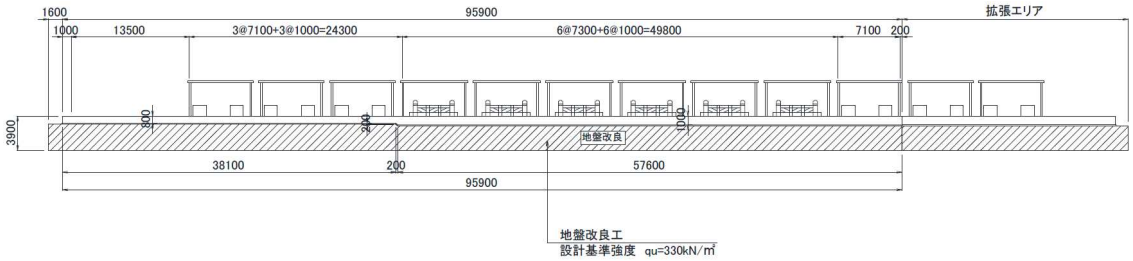


図４．５－１１　改良地盤断面図(EW 断面)

4.5.2　コンクリート基礎の耐震評価フロー

図４．５－１２にコンクリート基礎の耐震評価フローを示す。

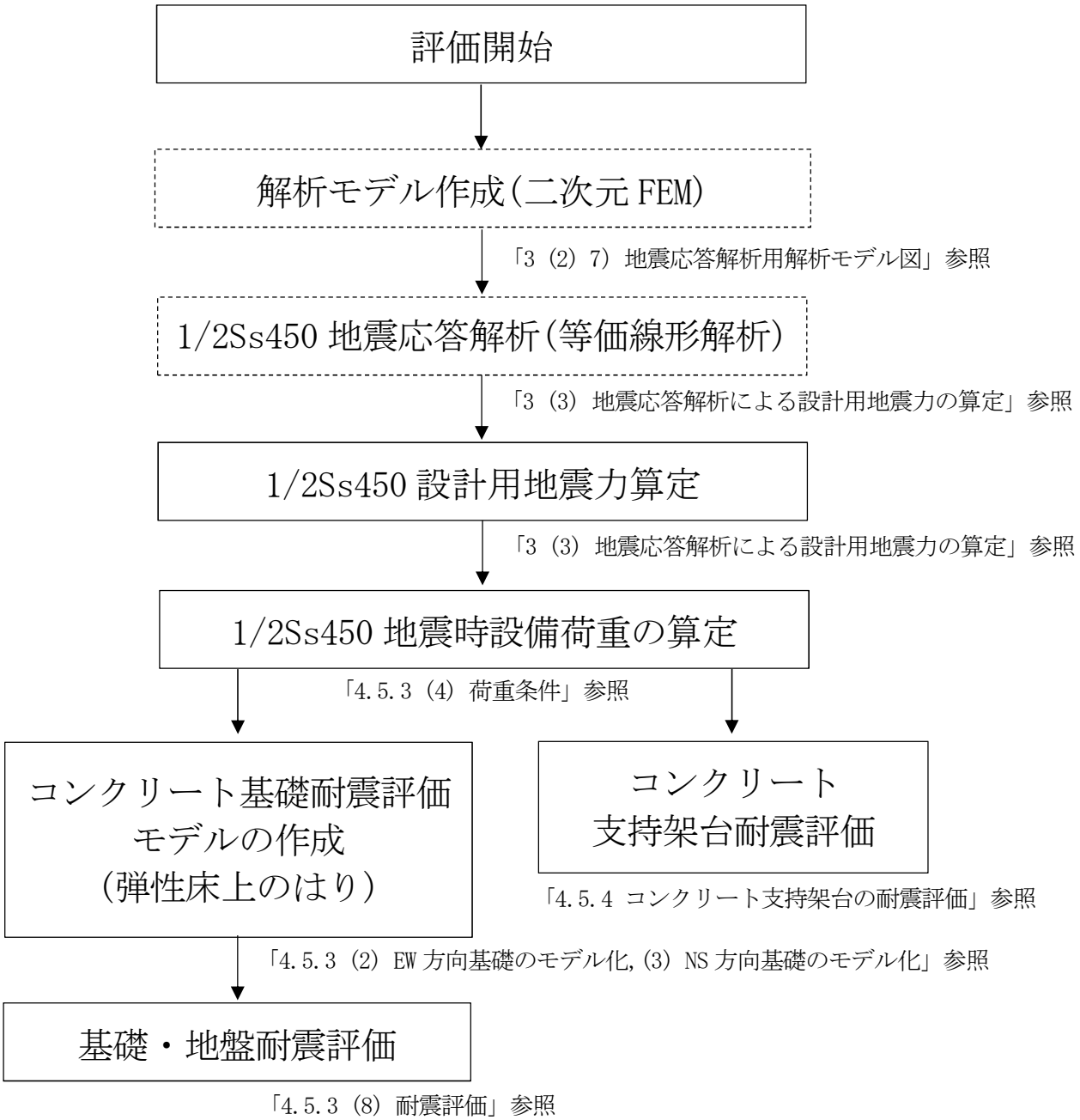


図４．５－１２　耐震評価フロー

4.5.3　コンクリート基礎の耐震評価

(1)　コンクリート基礎の耐震評価の概要

1)　コンクリート基礎の評価方針・評価手法

コンクリート基礎は，耐震クラスがＣクラスであり，コンクリートモジュール（耐震クラス:B+クラス）の支持機能を有する構造物である。よって，コンクリート基礎の耐震評価は，コンクリートモジュールの設計用地震動である 1/2Ss450 地震動に対して，コンクリート基礎の終局限界状態の照査，基礎地盤の支持性能の評価を行う。

コンクリート基礎の評価手法としては，コンクリート基礎を 3 種類の弾性床上の梁としてモデル化し，それぞれに荷重を入力し，耐震評価を行う。コンクリート床板は一般的に水平方向の加振に対しては剛構造物(固有周期 0.05 秒以下)であり，2022 年 3 月 16 日の地震にて 1/2Ss450 を上回った周期帯(約 0.1～0.3 秒)に固有周期をもたないため，1/2Ss450 における設備荷重を設計用地震力として用いる。

また，評価対象断面については，既設基礎と拡張基礎で NS 断面がほぼ同一であること，表４．５－１のとおり基礎の水平震度に大きな差がないこと，表４．５－２のとおり既設基礎の方が拡張基礎よりも機器等荷重が大きいことから，既設基礎の 3 断面をモデル化し評価対象とする。

表４．５－１　基礎の設計用地震力

	断面方向	水平(gal)	鉛直(gal)
既設基礎	ＮＳ断面	535.55	327.81
	ＥＷ断面	532.55	335.46
拡張基礎	ＮＳ断面	539.37	325.31
	ＥＷ断面	523.36	332.02

※地震力の向きは，乾式貯蔵キャスクの配置を考慮し，基礎設計に不利な方向である北方向，東方向，鉛直下向きとしている

表４．５－２　基礎面積と機器等の荷重

	基礎面積(m^2)	機器等荷重(kN)	面積当たり荷重(kN/m^2)
既設基礎	7672	157480	20.5
拡張基礎	1944	34145	17.6

検討タイプごとの概要を表４．５－３に，断面の位置を図４．５－１３に示す 。

表４．５－３　検討タイプ概要

記号	検討タイプ	考慮する設備荷重	形状特性
A.	レール支持梁(EW 方向)	クレーン	幅 3.5m，厚 1.8m の一定形状
B.	NS 方向基礎	キャスク，クレーン，モジュール	厚 1.8m，1.0m，0.8m
C.	EW 方向基礎	キャスク，モジュール	厚 1.0m，0.8m

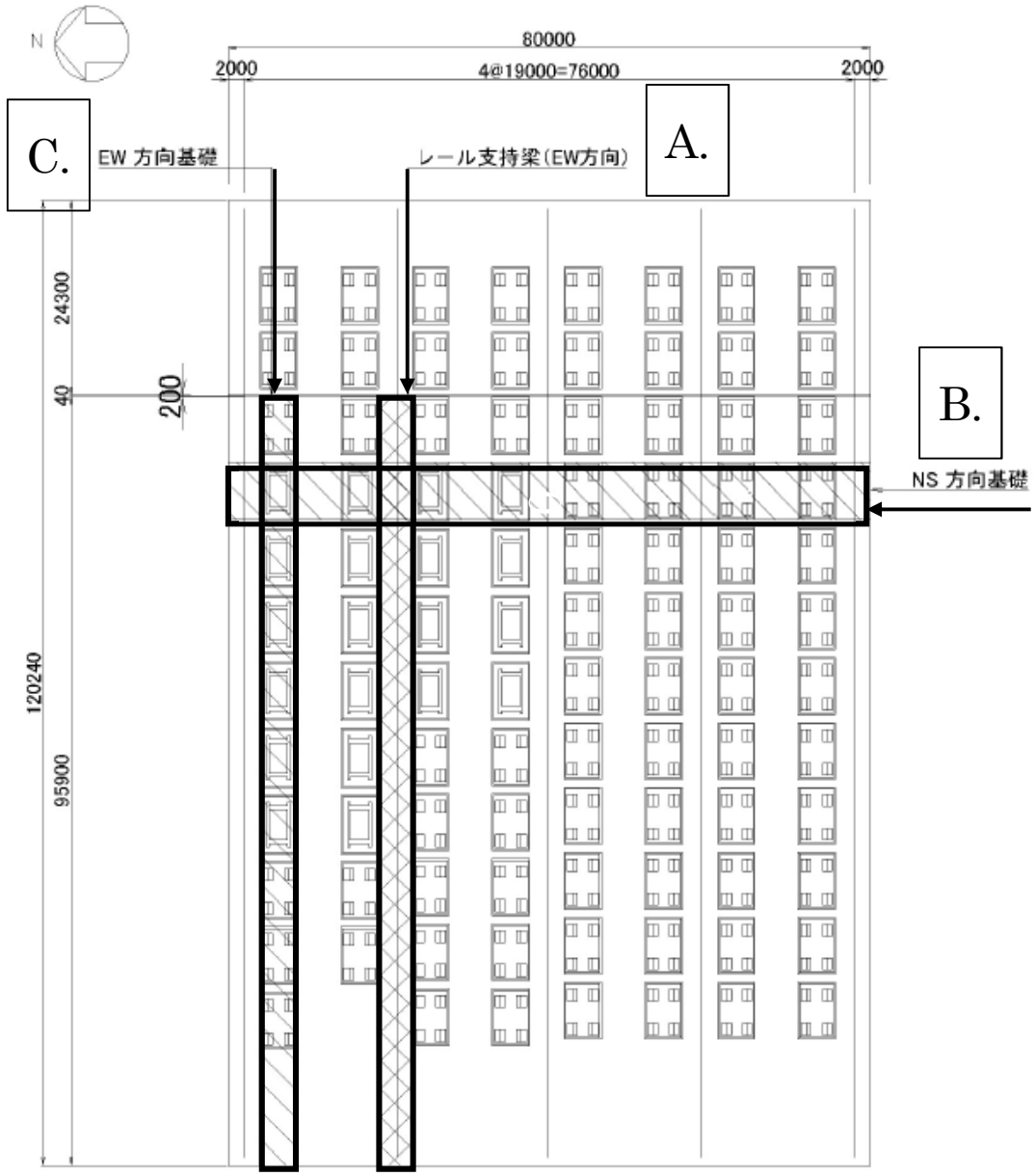


図４．５－１３　検討位置図

2) 準拠規準

コンクリート基礎の評価は，以下の法規及び規準類に準拠して行う。

① 原子力発電所耐震設計技術規程　JEAC4601-2008　（社）日本電気協会
② 乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵建屋の基礎構造の設計に関する技術規程　JEAC4616-2009　（社）日本電気協会
③ コンクリート標準示方書　設計編（2007）　（社）土木学会
④ コンクリート標準示方書　構造性能照査編（2002）　（社）土木学会
⑤ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震設計に関する安全性照査マニュアル（1992）　（社）土木学会
⑥ 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル（2005）　（社）土木学会
⑦ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）
⑧ 道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅴ耐震設計編　（社）日本道路協会（平成 14 年）

3) 使用材料

使用材料の材料定数及び設計強度を表４．５－４及び表４．５－５に示す。

表４．５－４　コンクリートの材料定数，設計強度及び鉄筋の設計強度

コンクリートの材料定数

	記号	単位	
ヤング係数	E	(N/mm^2)	2.50×10^4
単位体積重量	γ	(kN/m^3)	24.0

コンクリートの仕様

	記号	単位	
設計基準強度	f'_{ck}	(N/mm^2)	24.00

鉄筋の仕様

	記号	単位	
品質	－	－	SD345
使用径	－	－	D13～D32

表４．５－５　改良地盤，支持地盤の地盤定数及び設計強度

改良地盤の地盤定数，設計強度

	記号	単位	設計強度
設計圧縮強度	${}_{ss}f_{sc}$	(kN/m^2)	548
設計基準強度	F_{sc}	(kN/m^2)	329
変形係数	E	(kN/m^2)	32900
せん断強度	${}_{ss}f_{ss}$	(kN/m^2)	109.6

支持地盤の極限支持力

	記号	単位	設計強度
極限支持力	R_u	(kN)	5320389

4)　地盤バネのバネ定数

弾性床を構成する地盤バネのバネ定数について，算定方法を示す。算定方法としては「道路橋示方書・同解説 Ⅳ下部構造編 平成14年　日本道路協会」をもとに，一軸圧縮試験から求めた地盤の変形係数を用いて，地盤バネ定数を算定している。具体的な算定方法を以下と表４．５－６～表４．５－８に示す。

$k_v = k_{vo} \cdot (Bv / 0.3)^{-3/4}$　道示Ⅳ P.255

$K_v = k_v \cdot B$

$K_s = 1/3 \cdot K_v$

ここに，

k_v　：　鉛直方向地盤反力係数（kN／m^3）

K_v　：　鉛直方向バネ定数（kN／m^2）

K_s　：　せん断バネ定数（kN／m^2）

Bv　：　基礎の換算載荷幅（m）

$Bv = \sqrt{(Av)} = \sqrt{(L_0 \cdot B_0)}$

B_0　：　載荷幅（m）

L_0　：　載荷奥行き（m）

Av　：　荷重作用方向に直交する基礎の載荷面積（m^2）

B　：　部材幅（m）

EI　：　基礎の曲げ剛性（kN／m^2）

k_{v0}　：　直径0.3mの剛性円板による平板載荷試験の値に相当する鉛直方向地盤反力係数(kN／m^3)で，次式により求める。

$k_{vo} = 1/0.3 \cdot \alpha \cdot E_0$

E_0　：　地盤の変形係数（kN／m^2）

α　：　割増し係数で，表４．５－６により算出する。

表４．５－６　割増し係数

変形係数 E_0 の推定方法	地盤反力係数の推定に用いる係数 α	
	長期・暴風時	1/2Ss 地震時
直径 0.3mの剛体円板による平板載荷試験の繰返し曲線から求めた変形係数の 1/2	1	2
孔内水平載荷試験で測定した変形係数	4	8
供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数	4	8
標準貫入試験の N 値より E_0＝2800N で推定した変形係数	1	2

E_0 を供試体の一軸圧縮試験または三軸圧縮試験から求めた変形係数により推定する場合

1/2Ss 地震時　　α＝8

表４．５－７　地盤のバネ定数

項目	記号	単位	レール下部	NS 方向基礎	EW 方向基礎
載荷幅	B_0	(m)	80.00	95.90	80.00
載荷奥行き	L_0	(m)	95.90	80.00	95.90
基礎の載荷面積	Av	(m^2)	7672.00	7672.00	7672.00
基礎の換算載荷幅	Bv	(m)	87.59	87.59	87.59
E_0 推定時の係数	α	－	8	8	8
地盤の変形係数	E_0	(kN／m^2)	15688	15688	15688
直径 0.3m 相当の地盤反力係数	k_{v0}	(kN／m^3)	418374	418347	418347
鉛直方向地盤反力係数	k_v	(kN／m^3)	5923	5923	5923
部材幅	B	(m)	3.500	8.300	5.170
鉛直方向バネ定数	K_v	(kN／m^2)	20730	49160	30622
せん断バネ定数	K_s	(kN／m^2)	6910	16387	10207

表４．５－８　地盤の変形定数

層区分	層厚 h(m)	変形係数 E(kN/m^2)	変形係数についての備考
改良地盤	3.9	32,900	一軸圧縮強さより推定
礫混り粗砂	1.35	7,000	N 値より推定(E=700N)
粘土混り砂礫	5.43	14,700	N 値より推定(E=700N)
地盤の変形係数		15,688	上記 3 層の複合土層としてとらえ，$\frac{1}{\frac{E}{h}}=\frac{1}{\frac{E1}{h1}}+\frac{1}{\frac{E2}{h2}}+\frac{1}{\frac{E3}{h3}}$ より算出

(2)　EW 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の耐震評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する EW 方向基礎の種別を，図４．５－１４に示す。

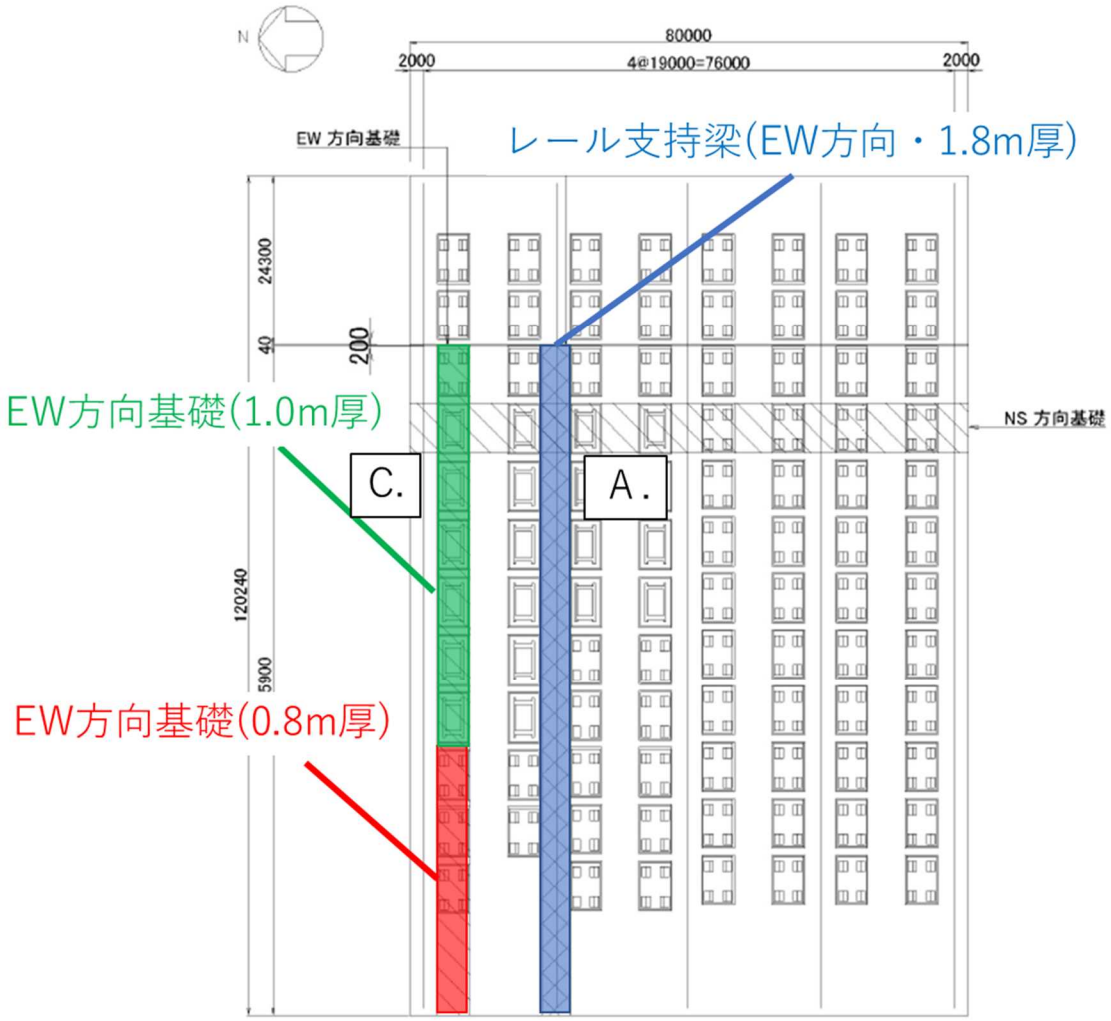


図４．５－１４　EW 方向モデル化部分平面図

EW 方向には 3 種類の梁が存在する。EW 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図４．５－１５～図４．５－１９に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図４．５－２０～図４．５－２１に示す。

レール支持梁についてはレールピットや排水溝による断面欠損部が存在するため，図４．５－１６のように同じ面積のＴ字梁としてモデル化を行う。基礎部はレール支持梁との接続部に厚みがある構造となっているが，図４．５－１７のように重量のみ考慮し，構造としては見込まない形でモデル化を行った。

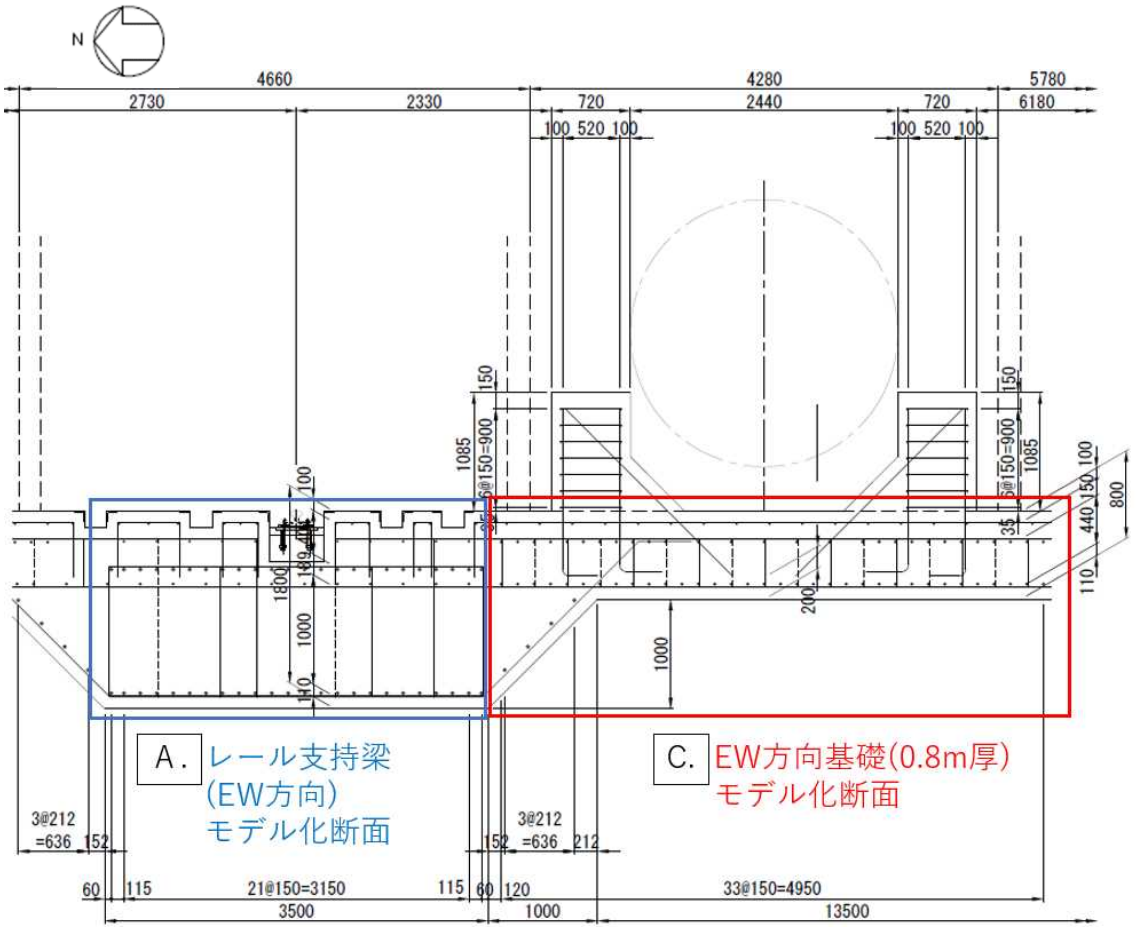


図４．５－１５　EW 方向モデル化部分断面図(0.8m 基礎・レール)

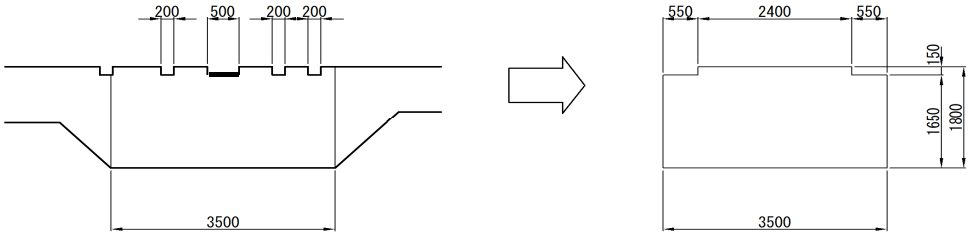


図４．５－１６　レール支持梁(EW 方向)のモデル化

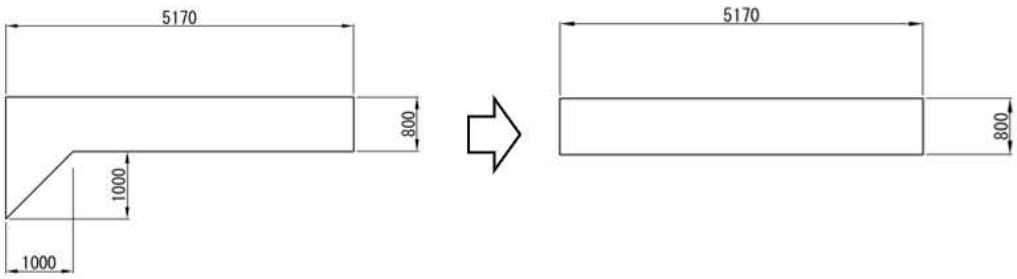


図４．５－１７　EW 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

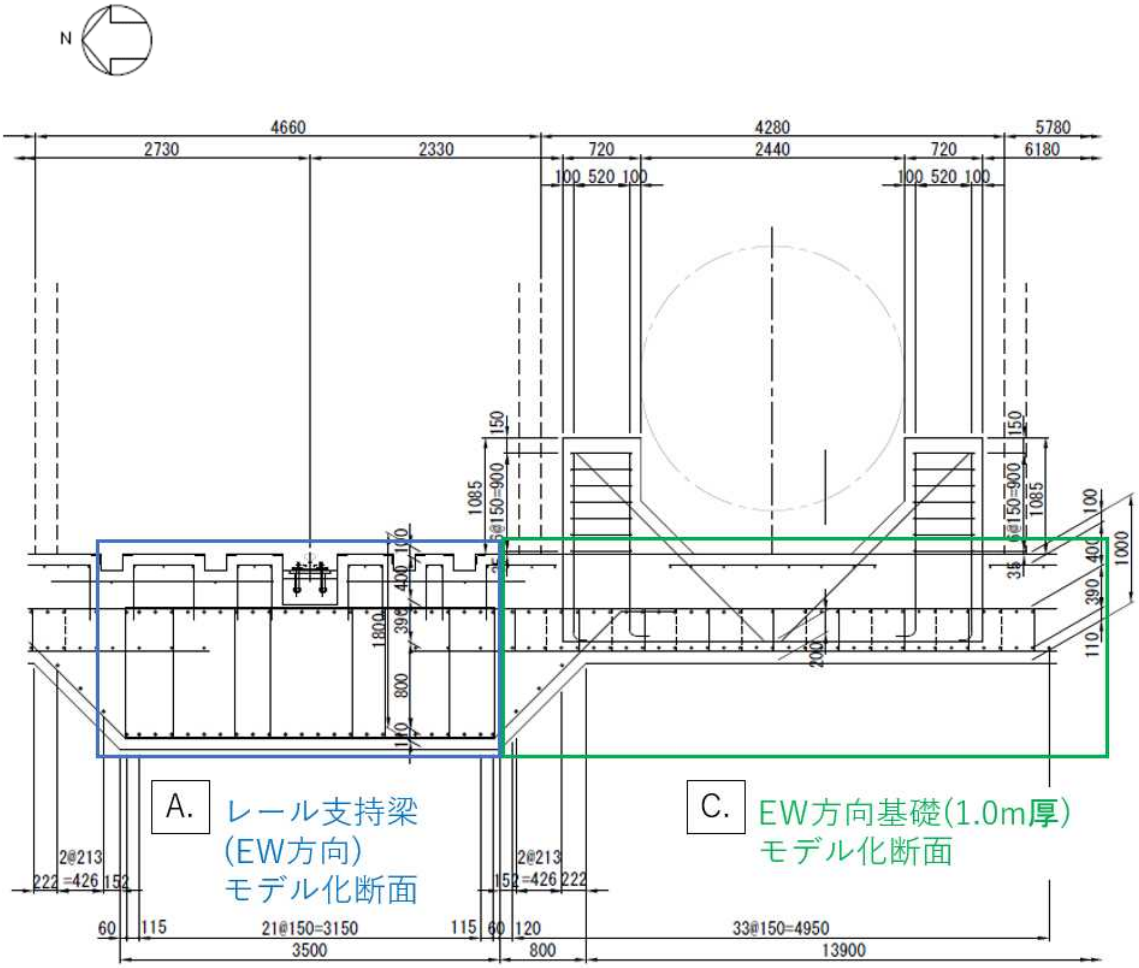


図４．５－１８　EW 方向モデル化部分断面図(1.0m 基礎・レール)

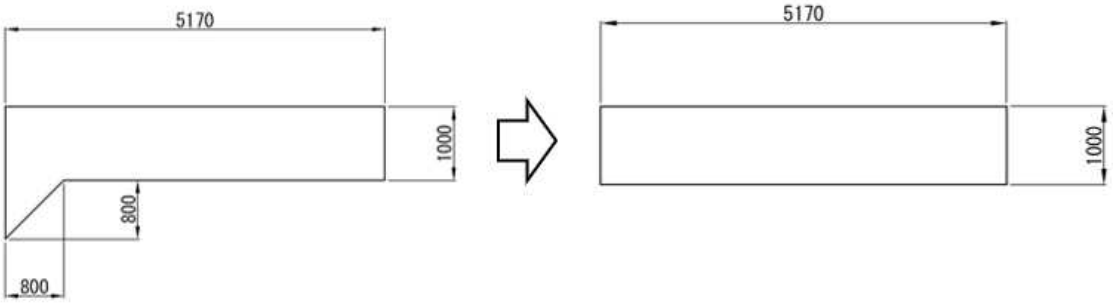


図４．５－１９　EW 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

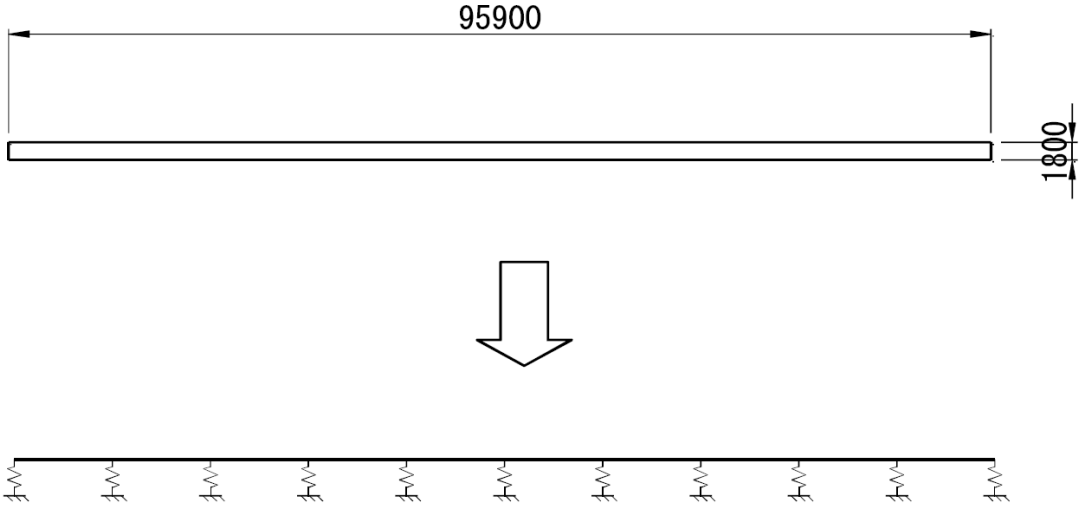


図４．５－２０　レール支持梁(EW 方向)と地盤バネ

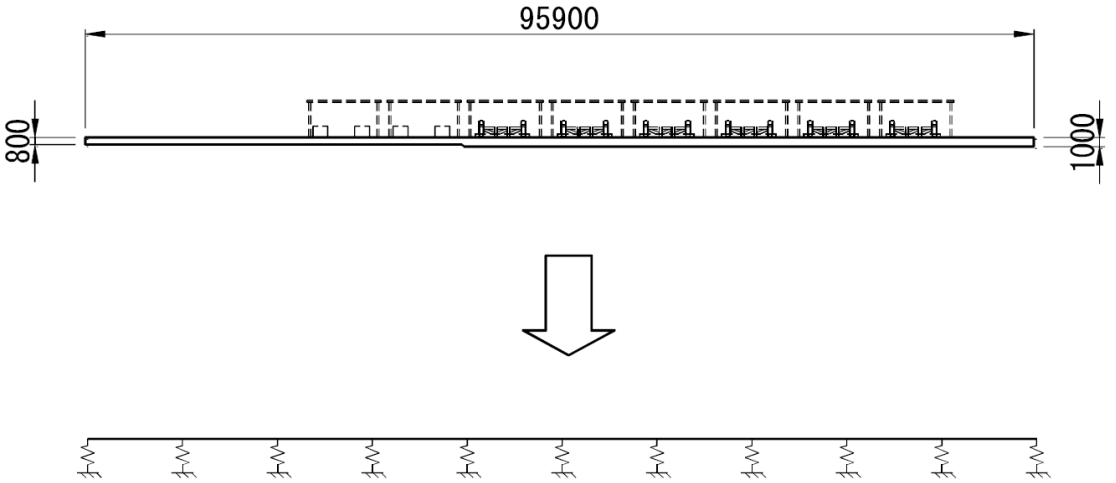


図４．５－２１　EW 方向基礎と地盤バネ

(3)　NS 方向基礎のモデル化

コンクリート基礎の耐震評価においては，基礎を弾性床上の梁としてモデル化を行う。モデル化する NS 方向基礎の種別を，図４．５－２２に示す。

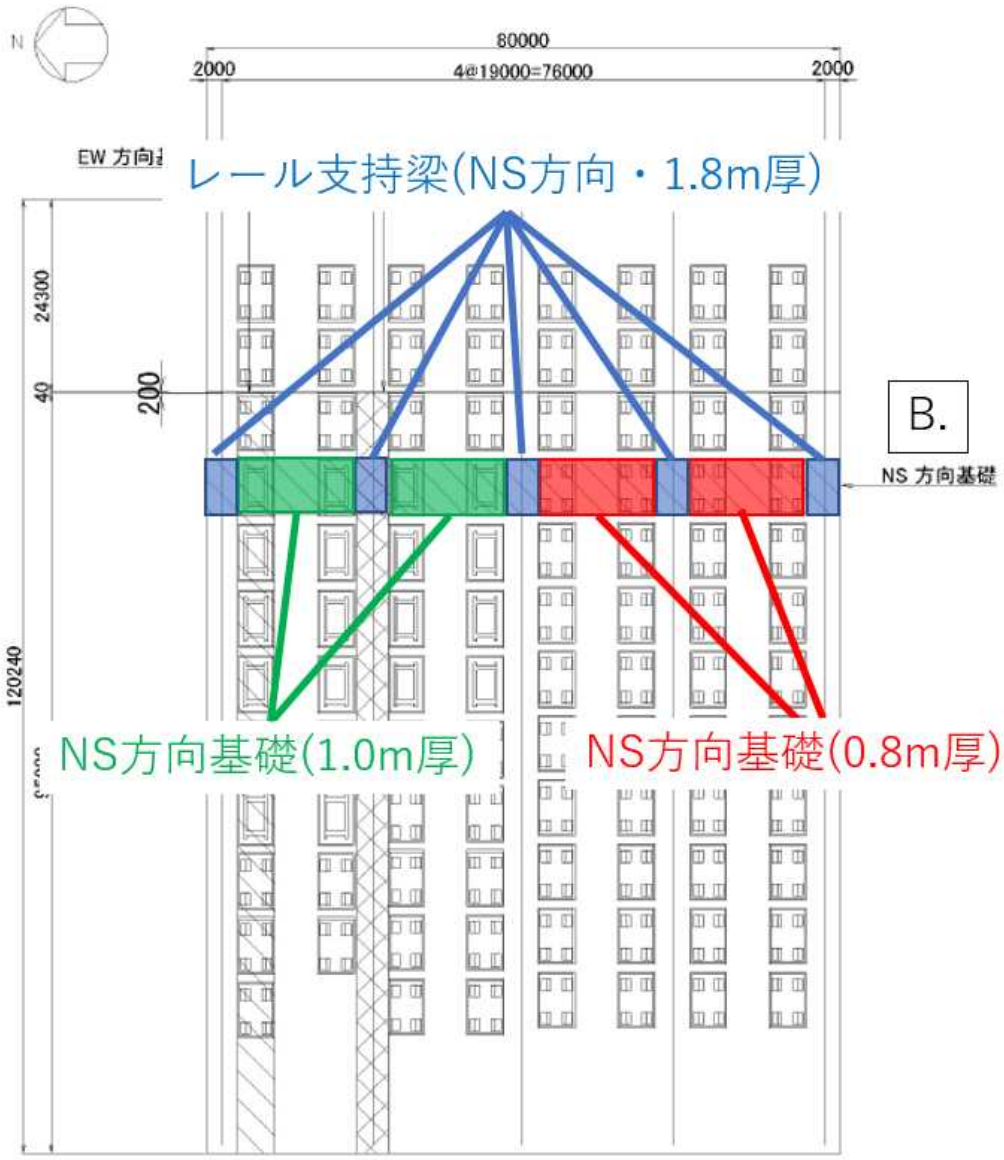


図４．５－２２　NS 方向モデル化部分平面図

NS 方向には 3 種類の梁が存在する。NS 方向梁の配筋図と，断面のモデル化イメージを図４．５－２３～図４．５－２８に，モデル化に際しての地盤バネとの位置関係を図４．５－２９に示す。

レール支持梁・コンクリート基礎部ともに EW 方向には深さ最大 150 ㎜の排水側溝が設置されているため，モデル化に際しては基礎厚から 150 ㎜減じた厚さでモデル化を実施している。

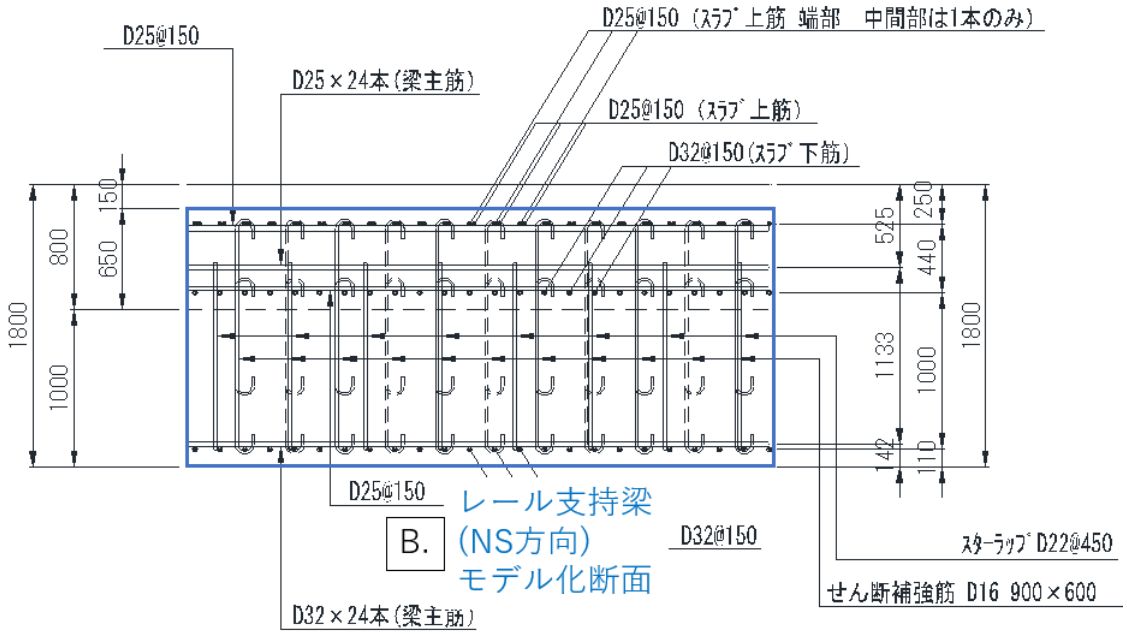


図４．５－２３　レール支持梁(NS 方向)モデル化部分断面図

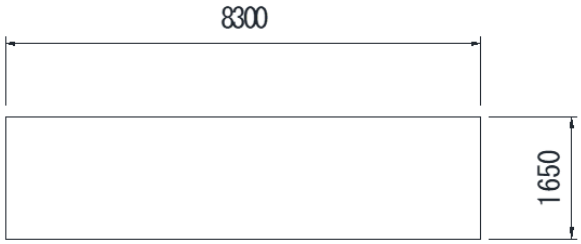


図４．５－２４　レール支持梁(NS 方向)のモデル化

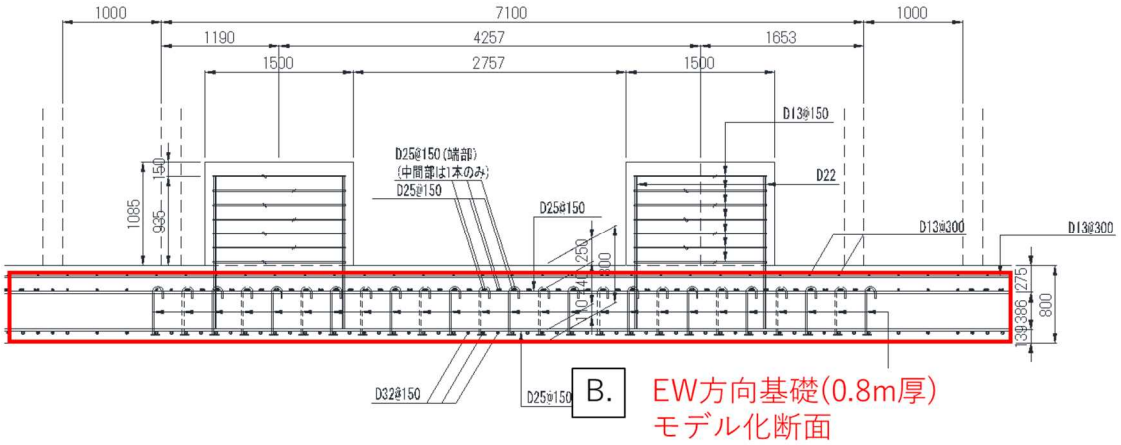


図４．５－２５　NS 方向基礎(0.8m 厚)モデル化部分断面図

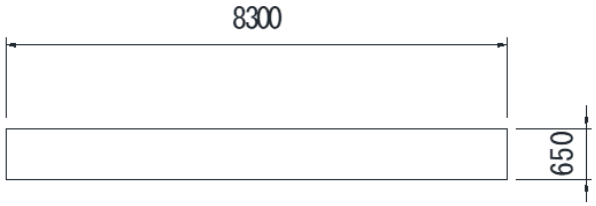


図４．５－２６　NS 方向基礎(0.8m 厚)のモデル化

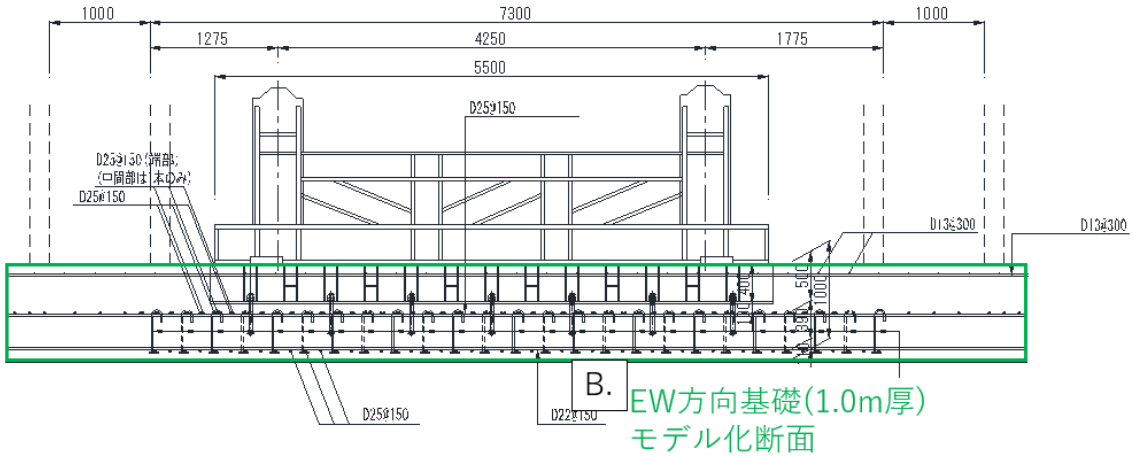


図４．５－２７　NS 方向基礎(1.0m 厚)モデル化部分断面図

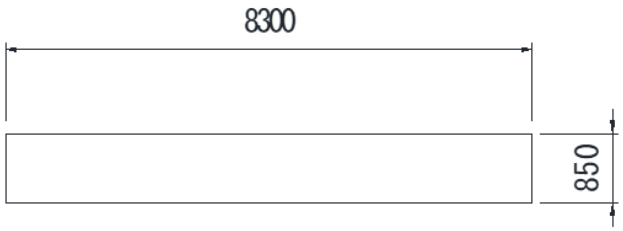


図４．５－２８　　NS 方向基礎(1.0m 厚)のモデル化

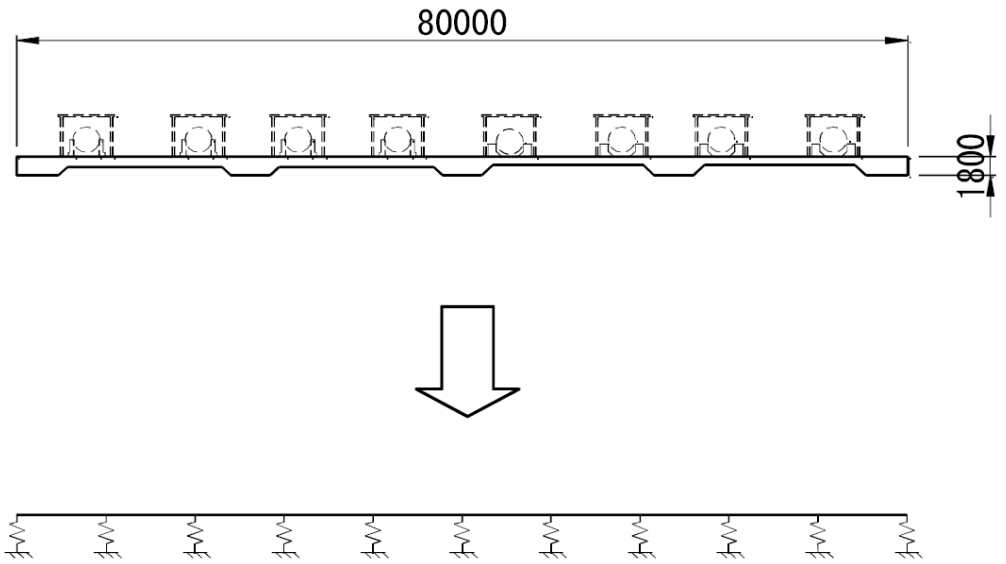


図４．５－２９　NS 方向基礎と地盤バネ

(4) 荷重条件

以下に各種荷重を算定したものを示す。

1) 乾式キャスク

乾式キャスクによる荷重を表４．５－９に示す。

表４．５－９　乾式キャスク荷重

乾式貯蔵キャスク　　1基当たり

	項目	単位	1/2Ss450
NS 方向	鉛直力	(kN)	1820
	水平力	(kN)	855
	モーメント	(kN・m)	1270
EW 方向	鉛直力	(kN)	331
	水平力	(kN)	155
	モーメント	(kN・m)	1360

輸送貯蔵兼用キャスク　　1脚当たり

	項目	単位	1/2Ss450
NS 方向	鉛直力	(kN)	455
	水平力	(kN)	429
	モーメント	(kN・m)	243
EW 方向	鉛直力	(kN)	455
	水平力	(kN)	411
	モーメント	(kN・m)	167

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

2) クレーン荷重

クレーンによる荷重を表４．５－１０に示す。

表４．５－１０　クレーン荷重

1輪当たり

	状態	フック寄り	走行車輪荷重					
			走行給電側			反走行給電側		
			鉛直方向	横行方向	走行方向	鉛直方向	横行方向	走行方向
			(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)	(UD 方向)	(NS 方向)	(EW 方向)
			(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)
1/2Ss450	定格荷重 (150t)	走行給電側	2341	446	185	319	446	84

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

3) コンクリートモジュール荷重

コンクリートモジュールによる荷重を表４．５－１１に示す。

表４．５－１１　コンクリートモジュール荷重

1基当たり

			単位	NS 方向断面	EW 方向断面
乾式貯蔵キャスク	1/2Ss450	鉛直方向	(kN)	1269	1269
		水平方向	(kN)	-381	376
輸送貯蔵兼用キャスク		鉛直方向	(kN)	1247	1247
		水平方向	(kN)	-374	370

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

4)　コンクリート基礎自重

コンクリート基礎の自重による鉛直方向の荷重を，表４．５－１２に示す。

表４．５－１２　コンクリート基礎自重

		奥行き方向幅	部材高	鉛直荷重
		(m)	(m)	(kN/m)
レール支持梁(EW 方向)	レール部スラブ	3.50	1.80	151
NS 方向スラブ	レール部スラブ	8.30	1.80	359
	キャスク部スラブ	8.30	1.00	199
	キャスク部スラブ	8.30	0.80	159
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70
EW 方向スラブ	キャスク部スラブ	5.17	1.00	132
	キャスク部スラブ	5.17	0.80	111
	支持架台	1.50×0.72×1.185		70

5)　コンクリート基礎地震時荷重

コンクリート基礎の地震時において追加で与える荷重に関しては，表４．５－１３に示すコンクリート基礎版中心部における加速度をコンクリート基礎自重に与えたものを使用する。

表４．５－１３　コンクリート基礎地震時荷重

	断面方向	単位	水平	鉛直
既設基礎	NS 断面	(gal)	535.55	327.81
	EW 断面	(gal)	532.55	335.46

水平力は北と東方向を正，鉛直力は下向きを正とする。

(5)　荷重ケース

荷重を与える位置について，検討タイプ（断面）ごとに以下のように設定した。

1)　レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)のクレーン載荷位置については，施設使用期間(50 年)に比べてクレーンの使用時間(合計約 13 日)が十分に短いことから，待機位置として評価を行う。載荷位置について，図４．５－３０に示す。

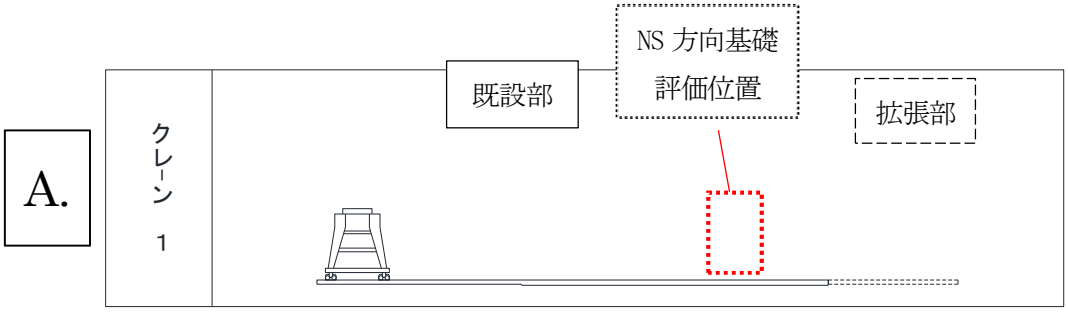


図４．５－３０　レール支持梁(EW 方向)クレーン載荷位置

2)　NS 方向基礎

NS 方向基礎のクレーンについては，待機位置であれば評価断面上に位置しない(図４．５－３０参照)が，保守的に北側の第一レーンの評価位置に位置しているものとして計算を行う。載荷位置について，図４．５－３１に示す。

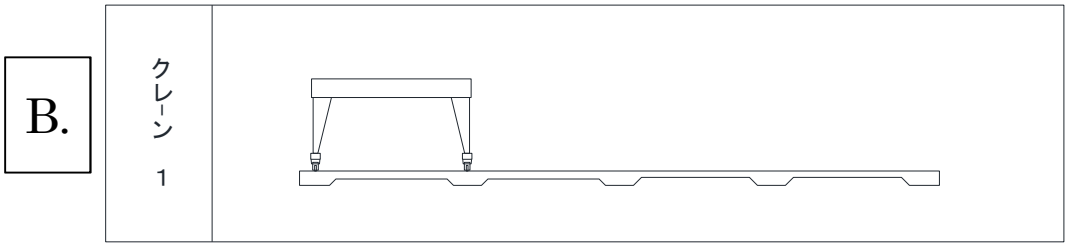


図４．５－３１　NS 方向基礎クレーン載荷位置

NS 方向基礎のキャスクについては，評価断面において既に 8 基すべて設置した状態であるため，8 基設置した状態として評価を行う。載荷位置を図４．５－３２に示す。

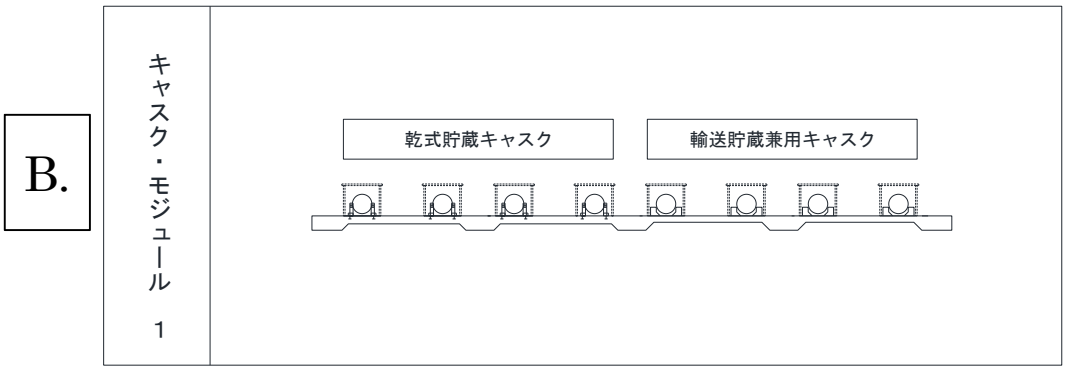


図４．５－３２　NS 方向基礎乾式キャスク載荷位置

3)　EW 方向基礎

EW 方向基礎のキャスクについては，評価断面において拡張前と拡張後にキャスク搬入を行った後において基数が異なること，同一レーンのキャスクは短期間で配置されると考えられることから，拡張前(ケース１)と拡張後(ケース２)の２つの荷重ケースについて評価を実施する。ケースごとの載荷位置を図４．５－３３に示す。

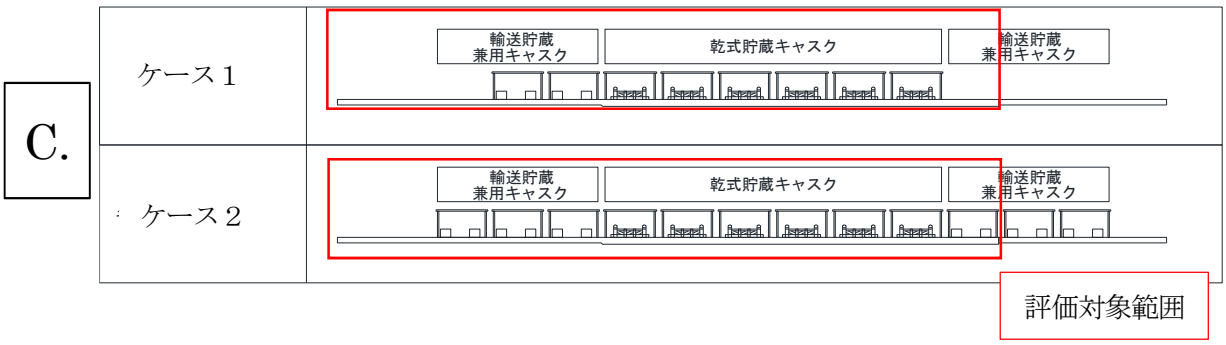
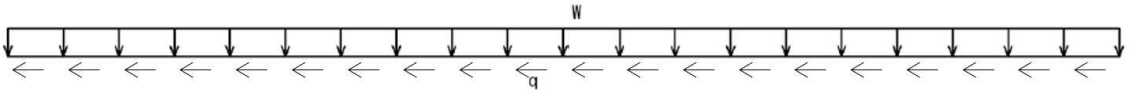


図４．５－３３　EW 方向基礎乾式キャスク載荷位置

(6) 荷重図

1) レール支持梁(EW 方向)

レール支持梁(EW 方向)の荷重図を図４．５－３４に示す。



コンクリート基礎

クレーン

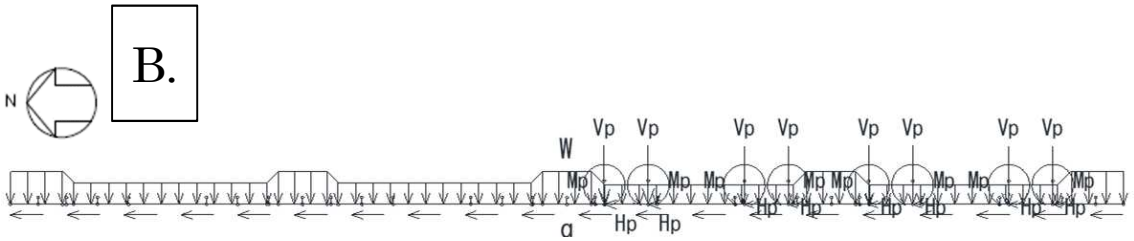
記号	内容
W	コンクリート基礎自重に対する鉛直力
q	コンクリート基礎自重に対する水平力
P	クレーンからコンクリート基礎への鉛直力
H	クレーンからコンクリート基礎への水平力

図４．５－３４　レール支持梁(EW 方向)荷重図

2) NS 方向基礎荷重図

NS 方向基礎の荷重図を図４．５－３５（１）～（４）に示す。

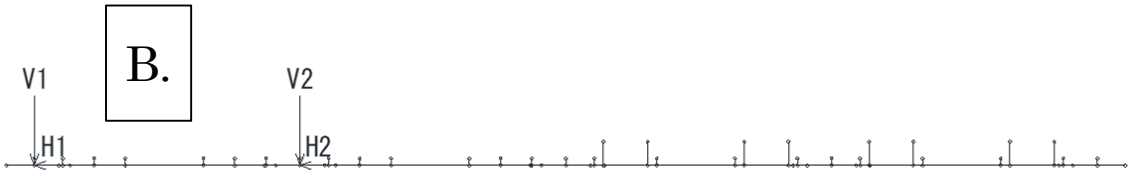
南側に配置されている輸送貯蔵兼用キャスク４基については１基あたり４箇所のコンクリート支持架台で支持する構造であるため図４．５－３５（１）のようにモーメントが２点に発生している。一方北側に配置されている乾式貯蔵キャスクについては鋼製の架台１基を介して支持する構造であるため図４．５－３５（３）のようにモーメントは１点に発生している。



コンクリート基礎＋輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリート支持架台

記号	内容
W	コンクリート基礎自重に対する鉛直力
q	コンクリート基礎自重に対する水平力
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Mp	コンクリート支持架台からのモーメント

図４．５－３５（１）　NS 方向基礎荷重図(コンクリート基礎・コンクリート支持架台)

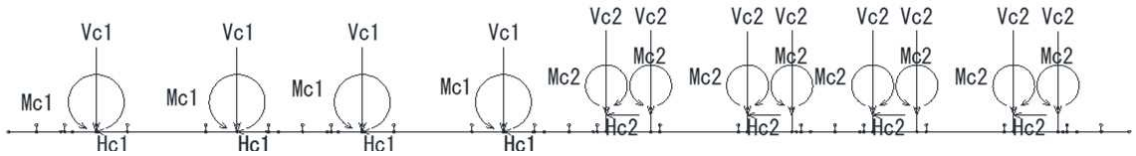


クレーン

記号	内容
V1	クレーンからの鉛直力(走行給電側)
H1	クレーンからの水平力(走行給電側)
V2	クレーンからの鉛直力(反走行給電側)
H2	クレーンからの水平力(反走行給電側)

図４．５－３５（２）　NS 方向基礎荷重図(クレーン)

B.

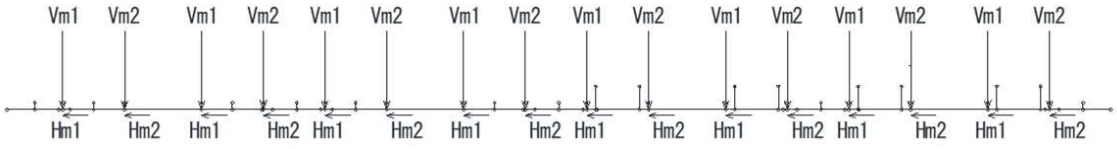


乾式貯蔵キャスク(北側４基)＋輸送貯蔵兼用キャスク(南側４基)

記号	内容
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Mc1	乾式貯蔵キャスクからのモーメント
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力
Mc2	輸送貯蔵兼用キャスクからのモーメント

図４．５－３５（３）　NS 方向基礎荷重図(乾式キャスク)

B.



コンクリートモジュール

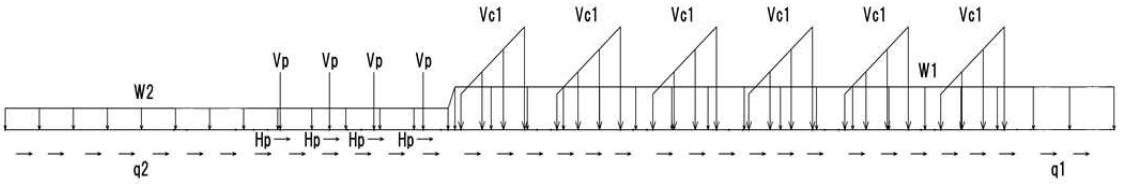
記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(北側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(北側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(南側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(南側)

図４．５－３５（４）　NS 方向基礎荷重図(コンクリートモジュール)

3) EW 方向基礎荷重図

EW 方向基礎の荷重図を図４．５－３６及び図４．５－３７に示す。

C.

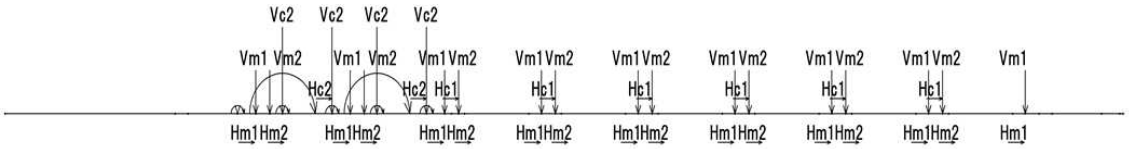


コンクリート基礎＋乾式貯蔵キャスク鉛直力

記号	内容
W1	コンクリート基礎の鉛直力(１．０m厚)
q1	コンクリート基礎の水平力(１．０m厚)
W2	コンクリート基礎の鉛直力(０．８m厚)
q2	コンクリート基礎の水平力(０．８m厚)
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力

図４．５－３６（１） EW 方向基礎ケース１荷重図
（コンクリート基礎・乾式貯蔵キャスク）

C.

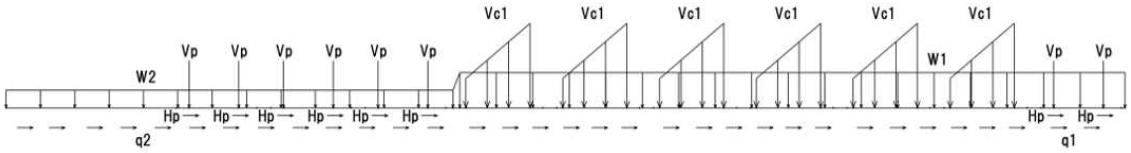


コンクリートモジュール＋輸送貯蔵兼用キャスク＋乾式貯蔵キャスク水平力

記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(東側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(東側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(西側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(西側)
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力

図４．５－３６（２） EW 方向基礎ケース１荷重図
（コンクリートモジュール・輸送貯蔵兼用キャスク）

C.

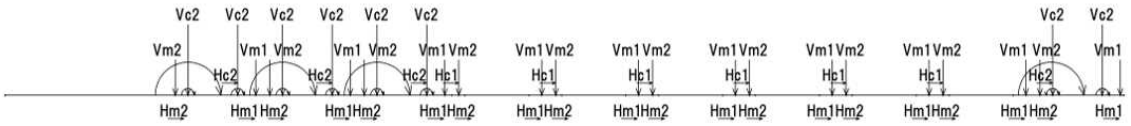


コンクリート基礎＋乾式貯蔵キャスク鉛直力

記号	内容
W1	コンクリート基礎の鉛直力(１．０m厚)
q1	コンクリート基礎の水平力(１．０m厚)
W2	コンクリート基礎の鉛直力(０．８m厚)
q2	コンクリート基礎の水平力(０．８m厚)
Vp	コンクリート支持架台からの鉛直力
Hp	コンクリート支持架台からの水平力
Vc1	乾式貯蔵キャスクからの鉛直力

図４．５－３７（１）　EW 方向基礎ケース２荷重図
（コンクリート基礎・乾式貯蔵キャスク）

C.



コンクリートモジュール＋輸送貯蔵兼用キャスク＋乾式貯蔵キャスク水平力

記号	内容
Vm1	コンクリートモジュールからの鉛直力(東側)
Hm1	コンクリートモジュールからの水平力(東側)
Vm2	コンクリートモジュールからの鉛直力(西側)
Hm2	コンクリートモジュールからの水平力(西側)
Hc1	乾式貯蔵キャスクからの水平力
Vc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの鉛直力
Hc2	輸送貯蔵兼用キャスクからの水平力

図４．５－３７（２）　EW 方向基礎ケース２荷重図
（コンクリートモジュール・輸送貯蔵兼用キャスク）

(7) 断面力図

1) レール支持梁(EW 方向)断面力図

レール支持梁(EW 方向)の断面力図を図４．５－３８（１）～（３）に示す。

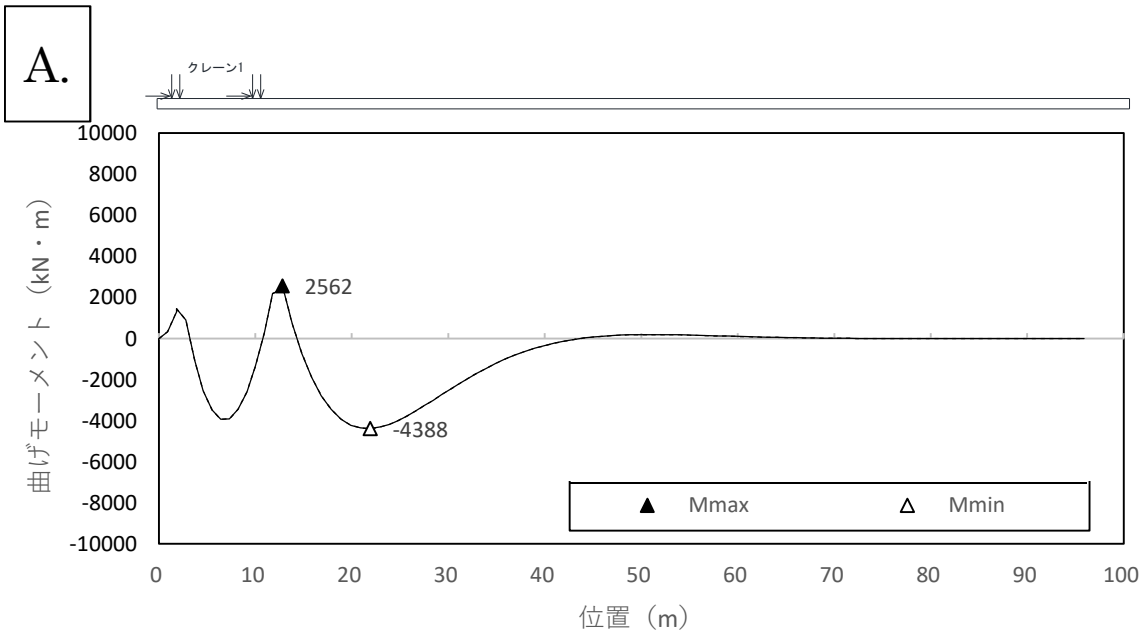


図４．５－３８（１） レール支持梁(EW 方向)断面力図 曲げモーメント（1/2Ss450）

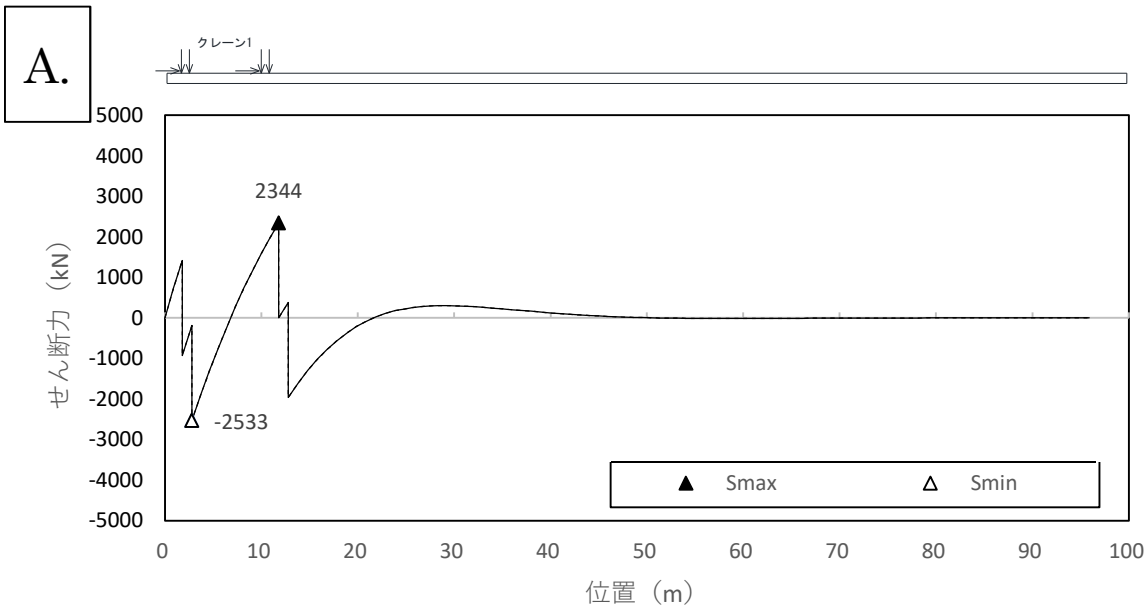


図４．５－３８（２） レール支持梁(EW 方向)断面力図 せん断力（1/2Ss450）

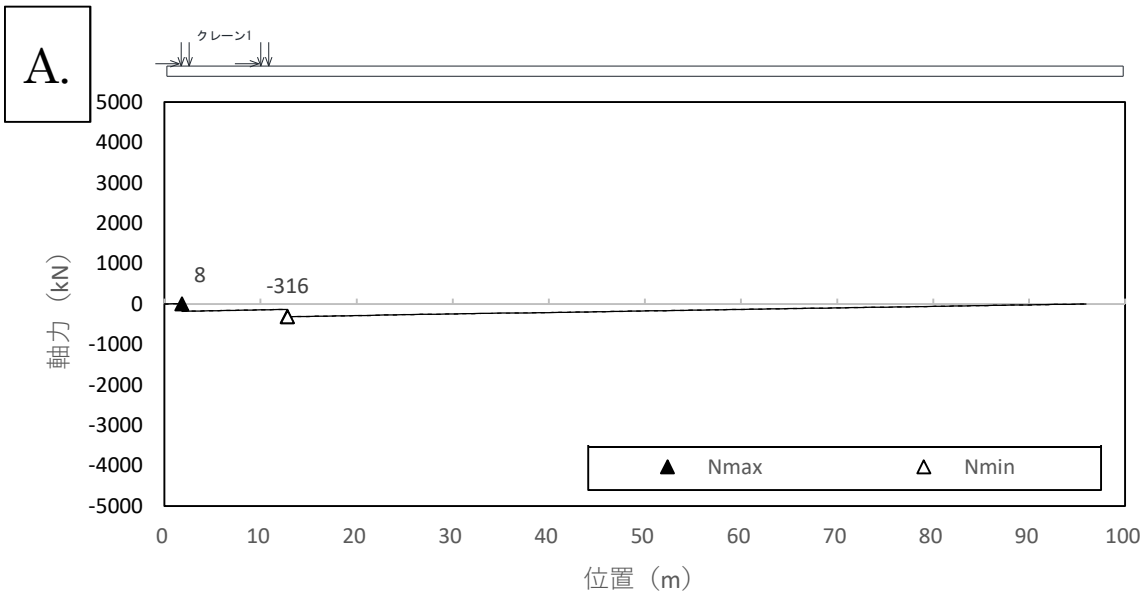


図４．５－３８（３）　レール支持梁(EW 方向)断面力図　軸力（1/2Ss450）

2) NS 方向基礎断面力図

NS 方向基礎の断面力図を図４．５－３９（１）～（３）に示す。

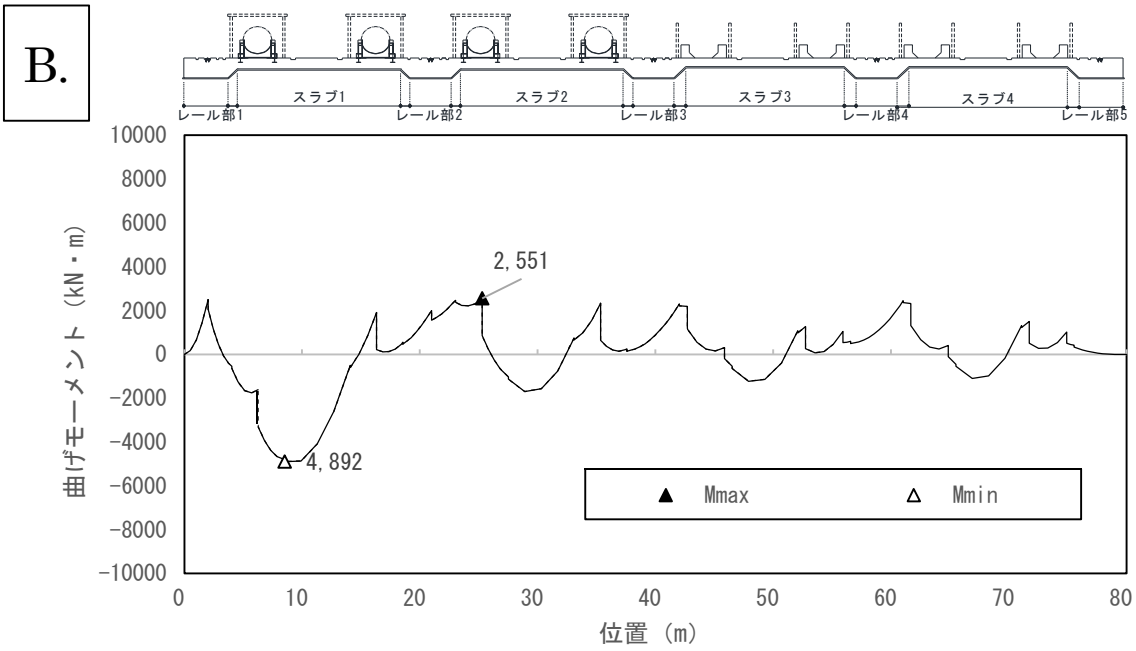


図４．５－３９（１）　NS 方向基礎断面力図　曲げモーメント（1/2Ss450）

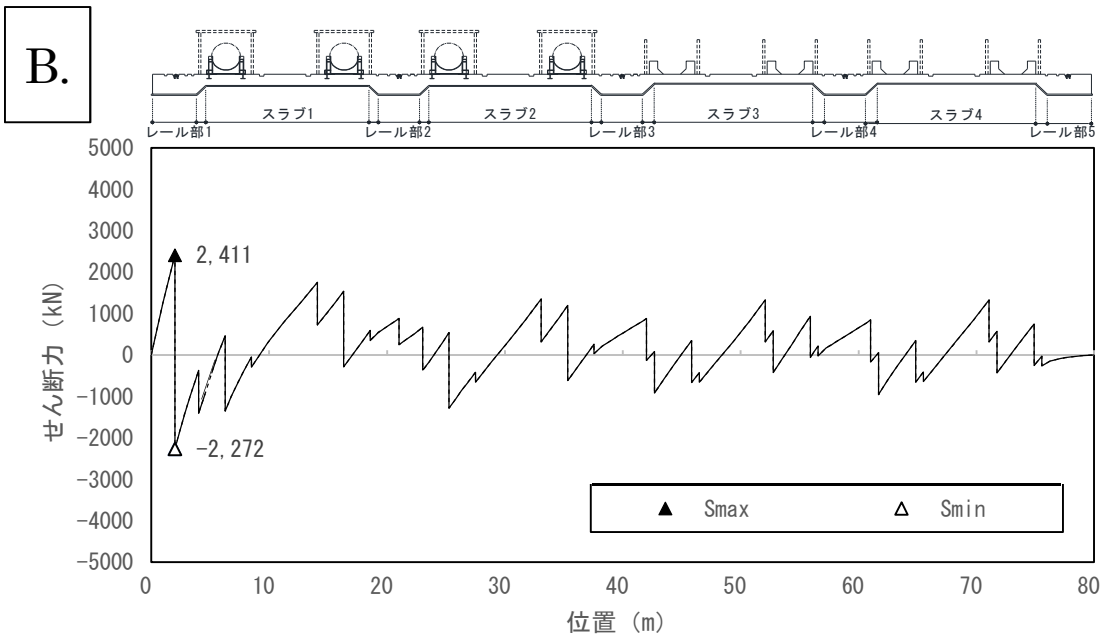


図４．５－３９（２）　NS 方向基礎断面力図　せん断力（1/2Ss450）

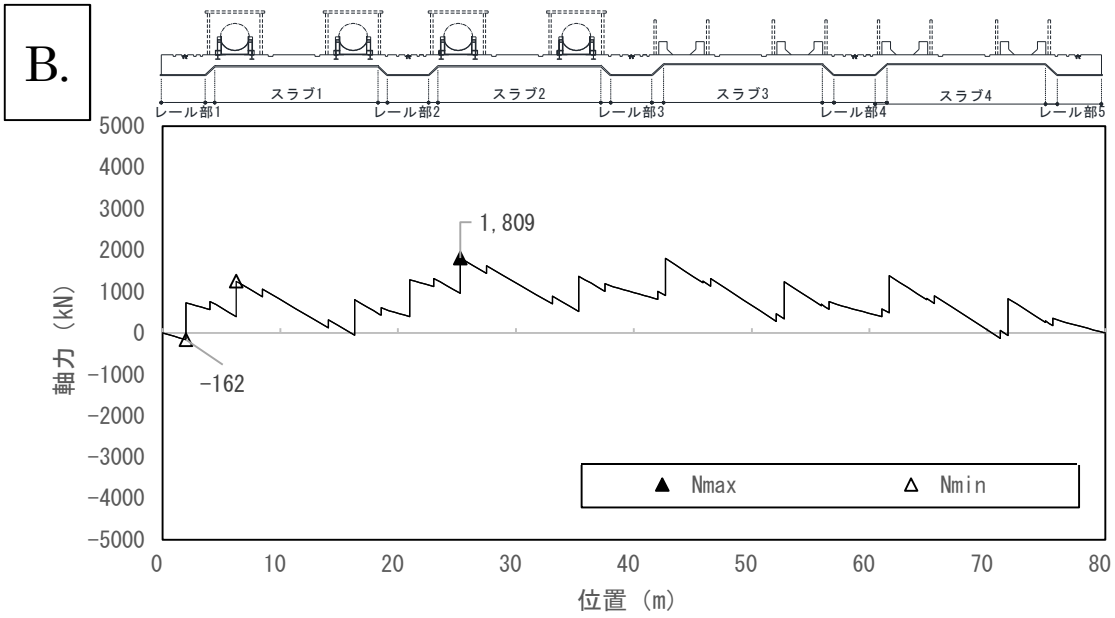


図４．５－３９（３）　NS 方向基礎断面力図　軸力（1/2Ss450）

3) EW 方向基礎断面力図

EW 方向基礎の断面力図を図４．５－４０（１）～（３）に示す。

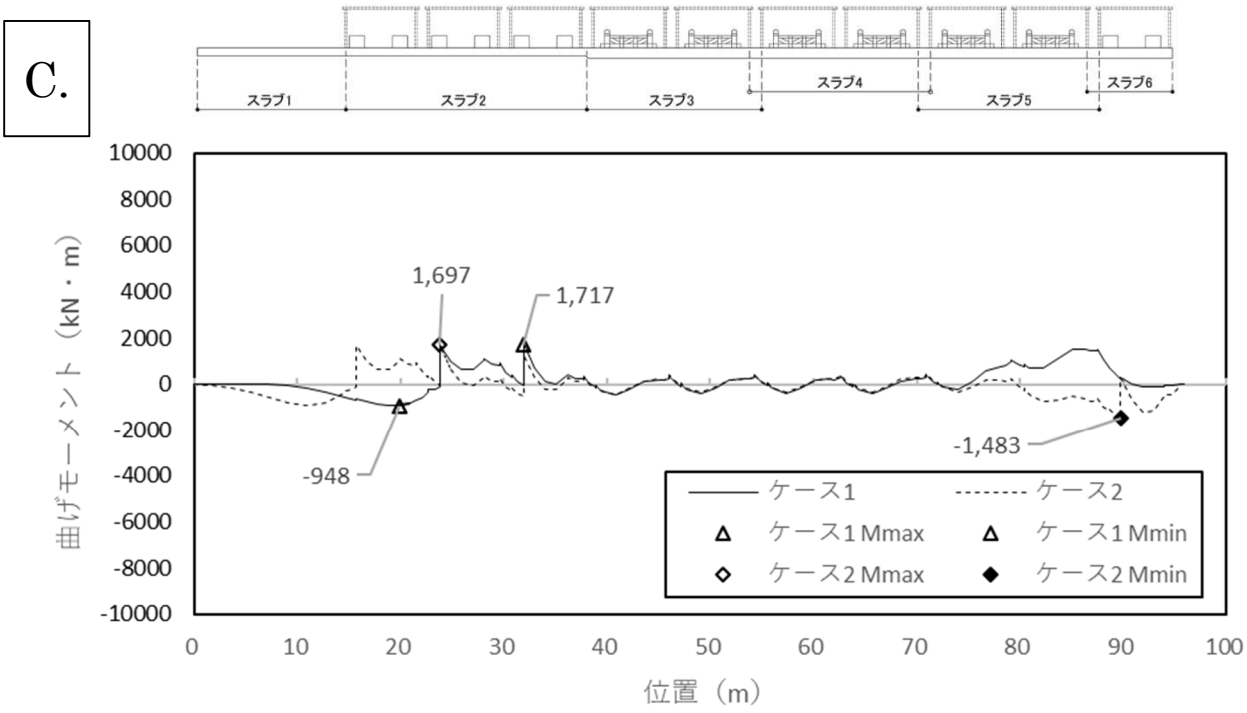


図４．５－４０（１）　EW 方向基礎断面力図　曲げモーメント（1/2Ss450）

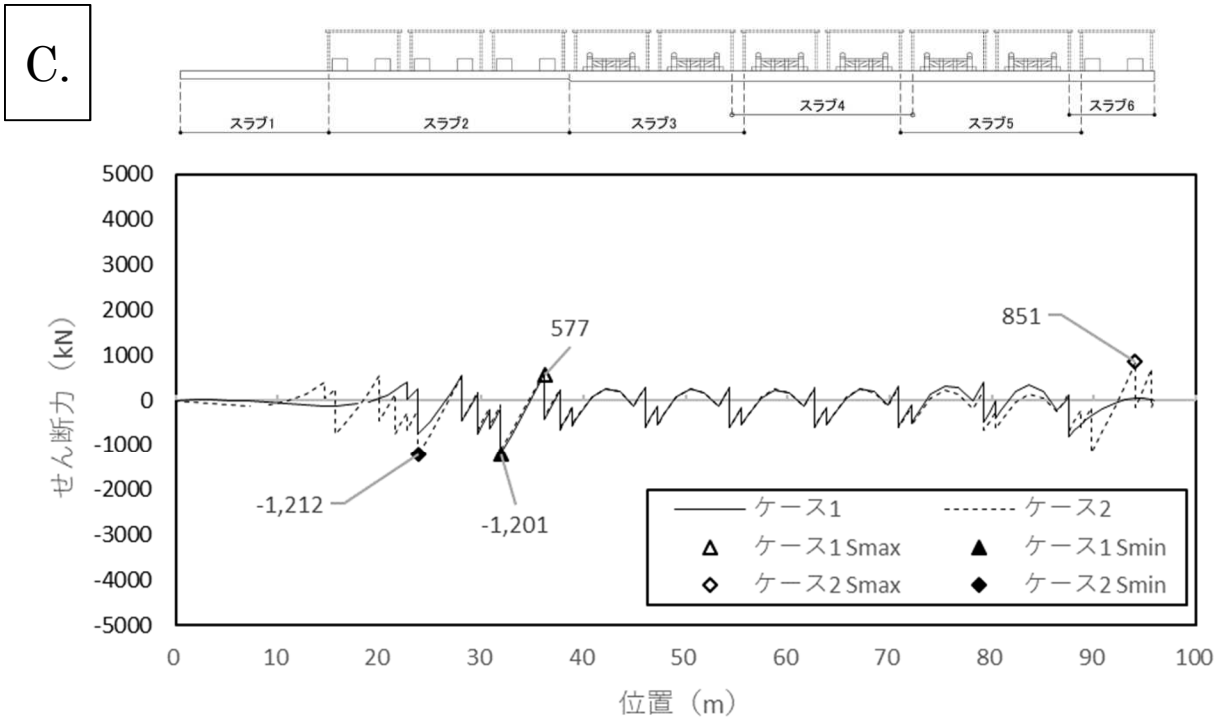


図４．５－４０（２）　EW 方向基礎断面力図　せん断力（1/2Ss450）

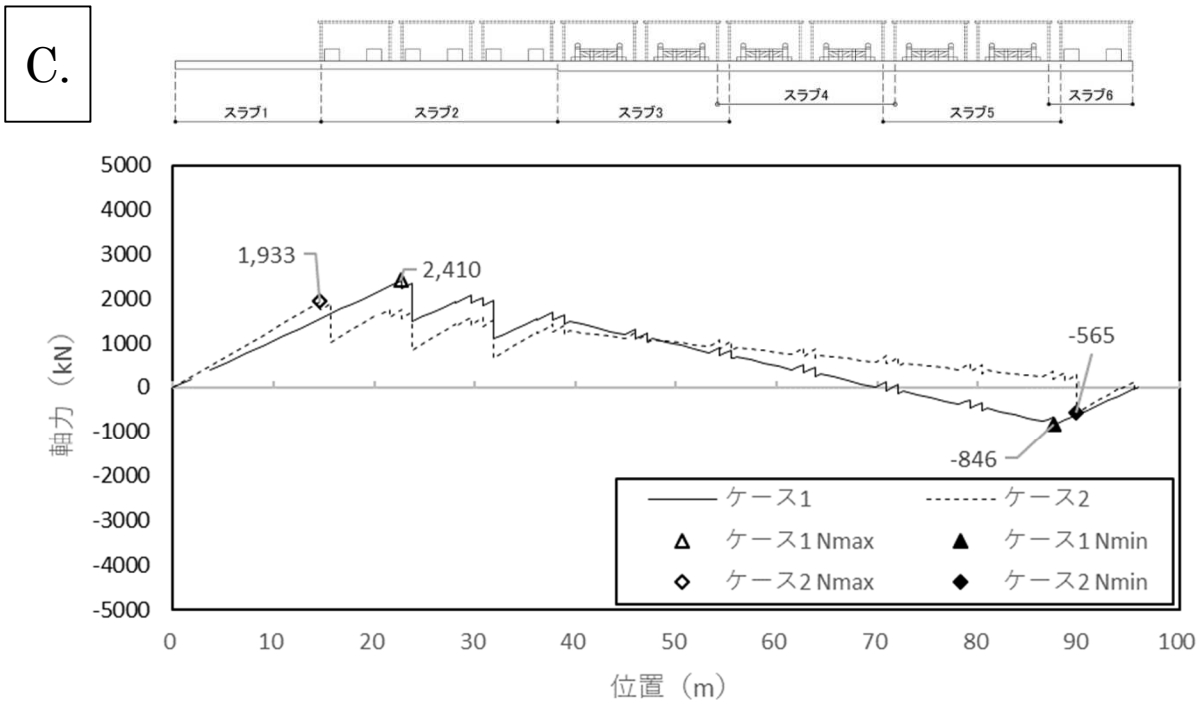


図４．５－４０（３）　EW 方向基礎断面力図　軸力（1/2Ss450）

(8) 耐震評価

耐震評価は次式に示すように設計断面力が断面諸元と軸力から求まる部材の終局耐力を下回ることを確認する。耐力式については「コンクリート標準示方書　設計編(2007)　(社)土木学会」を参照している。

曲げ耐力の照査

$$\gamma i \cdot \frac{Md}{Mud} \leqq 1.0$$

ここに,

γi：　構造物係数　γi＝1.0
Md：　設計曲げモーメント　(kN･m)
Mud：　設計曲げ耐力　(kN･m)

せん断耐力の照査

$$\gamma i \cdot \frac{Vd}{Vyd} \leqq 1.0$$

ここに,

γi：　構造物係数　γi＝1.0
Vd：　設計せん断力　(kN)
Vyd：　設計せん断耐力　(kN)

評価結果を表４．５－１４～表４．５－２６，図４．５－４１，図４．５－４２に示す。設計断面力が部材の終局耐力以下であることを確認した。

表４．５－１４　断面諸元（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	レール支持梁
部材	部材幅		b	(mm)	3500
	部材高		h	(mm)	1800
鉄筋	１段目	位置	d	(mm)	525
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	121.61
	２段目	位置	d	(mm)	866
		鉄筋	－	－	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067
		本数	－	(本)	6.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	30.40
	３段目	位置	d	(mm)	1658
		鉄筋	－	－	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942
		本数	－	(本)	24.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	190.61
	せん断	鉄筋	－	－	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871
		本数	－	(本)	4.000
		配置間隔	S_a	(mm)	450

表４．５－１５　断面力（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4388
		軸力	N_d	(kN)	280
		せん断力	V_d	(kN)	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2562
		軸力	N_d	(kN)	316
		せん断力	V_d	(kN)	1961
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	909
		軸力	N_d	(kN)	173
		せん断力	V_d	(kN)	2533

表４．５－１６　照査結果（レール支持梁（EW 方向））

項目			記号	単位	スラブ
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4388
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-5821
		構造物係数	γ_i	-	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.75
		判定		-	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2562
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	12062
		構造物係数	γ_i	-	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.21
		判定		-	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	2533
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	3006
		構造物係数	γ_i	-	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.84
		判定		-	OK

表４．５－１７　せん断破壊の照査詳細（レール支持梁（EW 方向））

	設計せん断力		レール部１
			2533
1/2Ss 地震時	コンクリートのみ	せん断耐力	1450
		照査値	1.75
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	3006
		照査値	0.84
		照査結果	ＯＫ

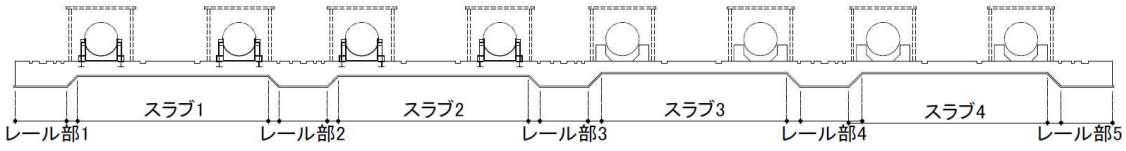


図４．５－４１　NS 方向基礎検討位置図

表４．５－１８　断面諸元（NS 方向基礎レール部・スラブ）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	1650	1650	1650	1650	1650
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	350	350	350	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	436.81	436.81
	2 段目	位置	d	(mm)	1540	1540	1540	1540	1540
		鉄筋	－	－	D32	D32	D32	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	7.942	7.942	7.942	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	436.81	436.81	436.81	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	900	900	900	900	900

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
部材	部材幅		b	(mm)	8300	8300	8300	8300
	部材高		h	(mm)	850	850	650	650
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	350	350	100	100
		鉄筋	－	－	D25	D25	D25	D25
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	－	(本)	110.000	55.000	55.000	110.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	557.37	278.69	278.69	557.37
	2 段目	位置	d	(mm)	740	740	540	540
		鉄筋	－	－	D25	D25	D32	D32
		断面積	－	(cm^2)	5.067	5.067	7.942	7.942
		本数	－	(本)	55.000	55.000	55.000	55.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	278.69	278.69	436.81	436.81
	せん断	鉄筋	－	－	D16	D16	D16	D16
		断面積	－	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	－	(mm)	600	600	600	600
		本数	－	(本)	13.833	13.833	13.833	13.833
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600

表４．５－１９　断面力（NS 方向基礎レール部・スラブ）

項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1256	※			
		軸力	N_d	(kN)	-683				
		せん断力	V_d	(kN)	-942				
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2480	2305	2457	450
		軸力	N_d	(kN)	162	-1119	-813	-390	-228
		せん断力	V_d	(kN)	2411	671	880	844	-131
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2010	1187	1317	333
		軸力	N_d	(kN)	162	-394	-1804	-1382	-359
		せん断力	V_d	(kN)	2411	883	-923	-953	-264

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4892	-1725	-1269	-1128
		軸力	N_d	(kN)	-953	-1317	-956	-560
		せん断力	V_d	(kN)	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1913	2551	2305	2457
		軸力	N_d	(kN)	55	-954	-813	-390
		せん断力	V_d	(kN)	1537	538	880	844
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-505	748	1074	1312
		軸力	N_d	(kN)	-126	-696	-276	130
		せん断力	V_d	(kN)	1753	1346	1325	1330

表４．５－２０　断面照査結果（NS 方向基礎レール部・スラブ）

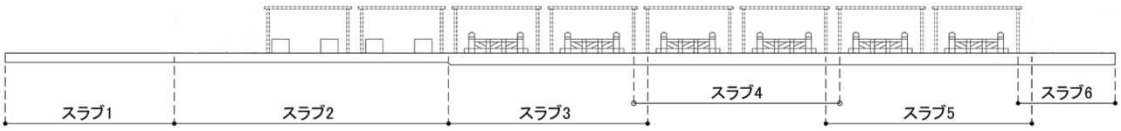
項目			記号	単位	レール部 1	レール部 2	レール部 3	レール部 4	レール部 5
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-1256	※			
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-15460				
		構造物係数	γ_i	-	1.00				
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.08				
		判定		-	OK				
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	2501	2480	2305	2457	450
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	23159	16909	17837	23034	19134
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.11	0.15	0.13	0.11	0.02
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	2411	883	924	954	265
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	4555	4477	4249	4347	3716
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.53	0.20	0.22	0.22	0.07
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK

※：レール部 2,3,4,5 では上側引張が発生しない g

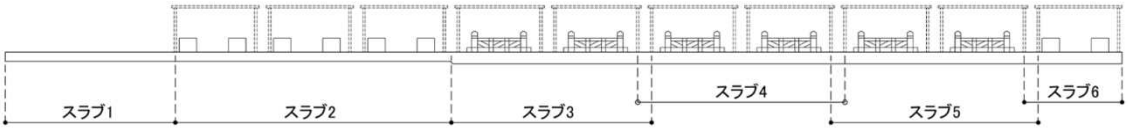
項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4
1/2Ss450	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-4892	-1725	-1269	-1128
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-7080	-3265	-3868	-7574
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.69	0.53	0.33	0.15
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	1913	2551	2305	2457
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	9288	7410	6113	6370
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.21	0.34	0.38	0.39
		判定		-	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	1754	1347	1325	1331
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	3007	2888	2744	2791
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.58	0.47	0.48	0.48
		判定		-	OK	OK	OK	OK

表４．５－２１　せん断破壊の照査詳細（NS 方向基礎）

			レール部１	スラブ１
1/2Ss 地震時	設計せん断力		2411	1754
	コンクリートのみ	せん断耐力	3273	2084
		照査値	0.74	0.84
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	4555	3007
		照査値	0.53	0.58
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ



ケース 1(基礎拡張前)



ケース 2(基礎拡張後)

図４．５－４２　EW 方向基礎検討位置図

表４．５－２２　断面諸元（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
部材	部材幅		b	(mm)	5170	5170	5170	5170	5170	5170
	部材高		h	(mm)	800	800	1000	1000	1000	1000
鉄筋	1 段目	位置	d	(mm)	113	113	113	113	113	113
		鉄筋	-	-	D13	D13	D13	D13	D13	D13
		断面積	-	(cm^2)	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267	1.267
		本数	-	(本)	17.000	17.000	14.000	14.000	14.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	21.54	21.54	17.74	17.74	17.74	17.74
	2 段目	位置	d	(mm)	275	275	525	525	525	525
		鉄筋	-	-	D25	D25	D25	D25	D25	D25
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067	5.067
		本数	-	(本)	28.000	28.000	32.000	32.000	32.000	32.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	141.88	141.88	162.14	162.14	162.14	162.14
	3 段目	位置	d	(mm)	661	661	866	866	866	866
		鉄筋	-	-	D25	D25	D22	D22	D22	D22
		断面積	-	(cm^2)	5.067	5.067	3.871	3.871	3.871	3.871
		本数	-	(本)	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000	34.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	172.28	172.28	131.61	131.61	131.61	131.61
	せん断	鉄筋	-	-	D16	D16	D16	D16	D16	D16
		断面積	-	(cm^2)	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986	1.986
		ピッチ	-	(mm)	600	600	600	600	600	600
		本数	-	(本)	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617	8.617
		配置間隔	S_s	(mm)	600	600	600	600	600	600

表４．５－２３　断面力（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	-948	-473	-420	-251	-129
		軸力	N_d	(kN)	-1542	-2061	-1433	-248	130	312
		せん断力	V_d	(kN)	-120	0	0	0	0	0
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	12	1717	423	411	1531	1531
		軸力	N_d	(kN)	-445	-1091	-1520	63	846	846
		せん断力	V_d	(kN)	0	-1201	-428	-576	-811	-811
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	1717	351	372	1531	1531
		軸力	N_d	(kN)	-1542	-1091	-1512	-326	846	846
		せん断力	V_d	(kN)	-120	-1201	-649	-610	-811	-811

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-918	-540	-459	-360	-1164	-1483
		軸力	N_d	(kN)	-1500	-1532	-1241	-873	-345	-295
		せん断力	V_d	(kN)	0	-103	0	0	-226	-150
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	1697	416	462	462	276
		軸力	N_d	(kN)		-846	-879	-529	-529	565
		せん断力	V_d	(kN)		-1212	-603	-604	-604	-1155
	せん断力最大	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-349	1697	281	462	-602	276
		軸力	N_d	(kN)	-1933	-846	-1244	-529	-192	565
		せん断力	V_d	(kN)	412	-1212	-605	-604	-707	-1155

※ケース 2 スラブ 1 では下側引張が生じない

表４．５－２４　断面照査結果（EW 方向基礎）

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 1	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-543	-948	-473	-420	-251	-129
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-1525	-1700	-1272	-2241	-3420	-9246
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.36	0.56	0.37	0.19	0.07	0.01
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	12	1717	423	411	1531	1531
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	250	3499	2246	6001	7025	7025
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.05	0.49	0.19	0.07	0.22	0.22
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	120	1202	649	610	811	811
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	1858	1566	1702	1877	1987	1987
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.06	0.77	0.38	0.32	0.41	0.41
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

項目			記号	単位	スラブ 1	スラブ 2	スラブ 3	スラブ 4	スラブ 5	スラブ 6
1/2Ss450 ケース 2	上側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	-918	-540	-459	-360	-1164	-1483
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	-1876	-1526	-1350	-1424	-2467	-2553
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-	0.49	0.35	0.34	0.25	0.47	0.58
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	下側引張	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	※	1697	416	462	462	276
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)		3622	3030	3881	3881	10099
		構造物係数	γ_i	-		1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		-		0.47	0.14	0.12	0.12	0.03
		判定		-		OK	OK	OK	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	412	1212	605	604	707	1155
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	1943	1604	1742	1847	1983	1966
		構造物係数	γ_i	-	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		-	0.21	0.76	0.35	0.33	0.36	0.59
		判定		-	OK	OK	OK	OK	OK	OK

※ケース 2 スラブ 1 では下側引張が生じない

表４．５－２５　せん断破壊の照査詳細（EW 方向基礎ケース１）

1/2Ss 地震時	設計せん断力		スラブ２
			1202
	コンクリートのみ	せん断耐力	1052
		照査値	1.14
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	1566
		照査値	0.77
		照査結果	ＯＫ

表４．５－２６　せん断破壊の照査詳細（EW 方向基礎ケース２）

1/2Ss 地震時	設計せん断力		スラブ２
			1212
	コンクリートのみ	せん断耐力	1090
		照査値	1.11
		照査結果	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	1604
		照査値	0.76
		照査結果	ＯＫ

4.5.4　コンクリート支持架台耐震評価

(1)　コンクリート支持架台のモデル化

1)　コンクリート支持架台の構造

コンクリート支持架台の外形を図４．５－４３に，配筋図を図４．５－４４に示す。

外形(高さ 1185㎜)と配筋図(高さ 1085㎜)でコンクリート支持架台の高さが異なるが，この 100 ㎜の部分については金物を埋め込んでおり，コンクリート構造物とみなしていない部分である。

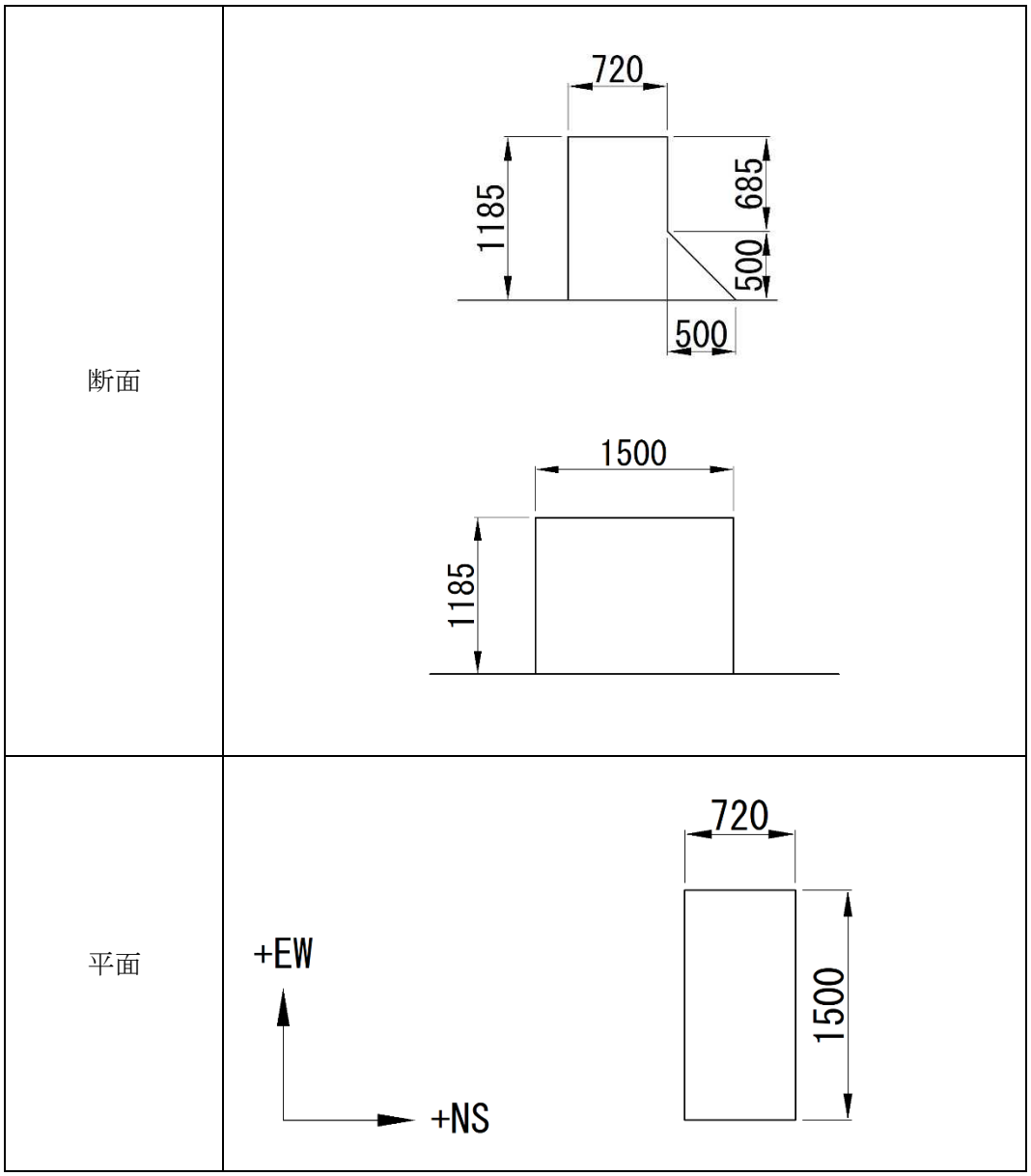


図４．５－４３　コンクリート支持架台外形

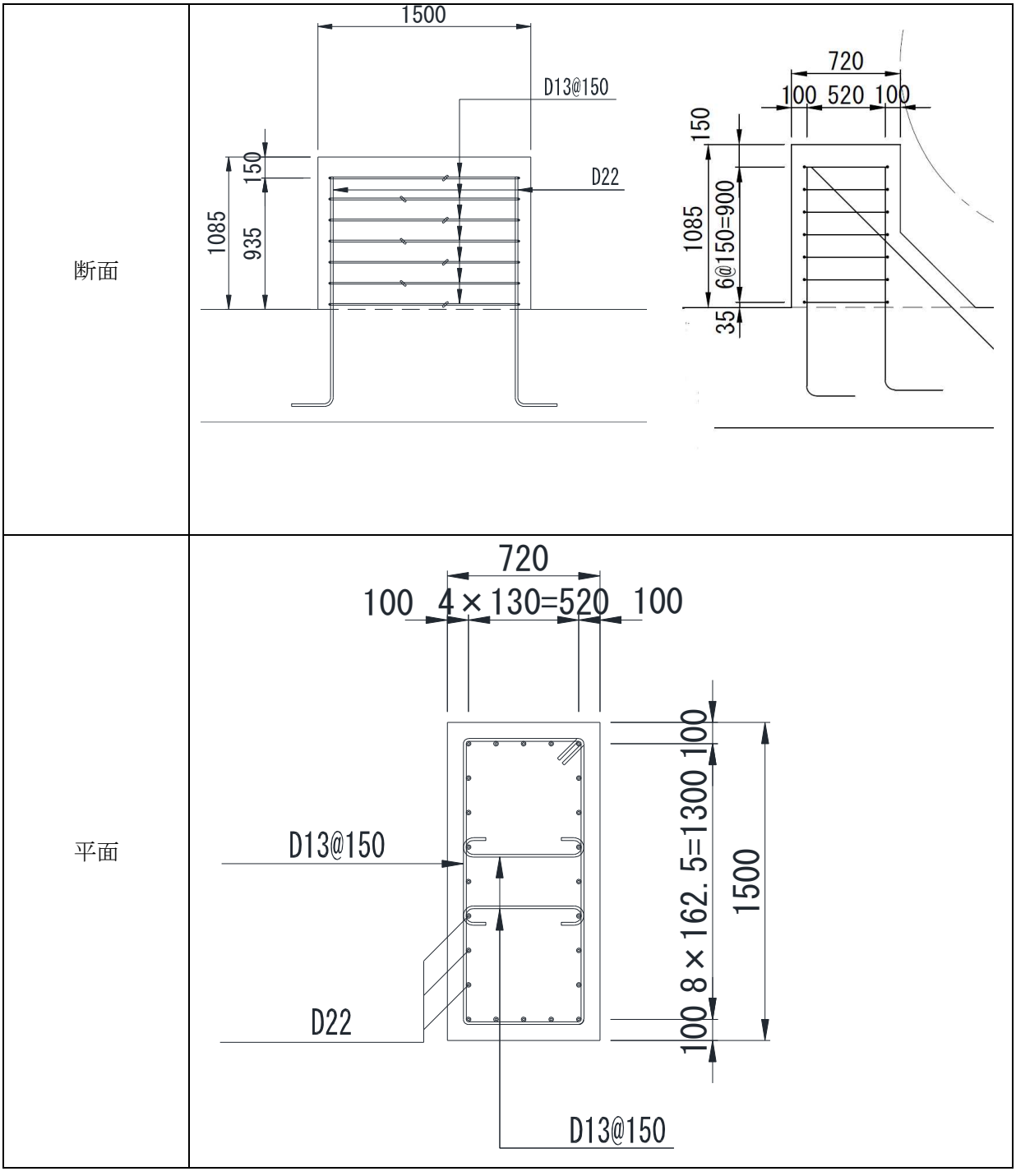


図４．５－４４　コンクリート支持架台配筋図

2)　コンクリート支持架台のモデル化

コンクリート支持架台のモデル化にあたっては，梁としてモデル化を行う。その際ハンチ部分について，重量は見込むものの，構造上はモデル化しない。モデル化のイメージ図を図４．５－４５に示す。

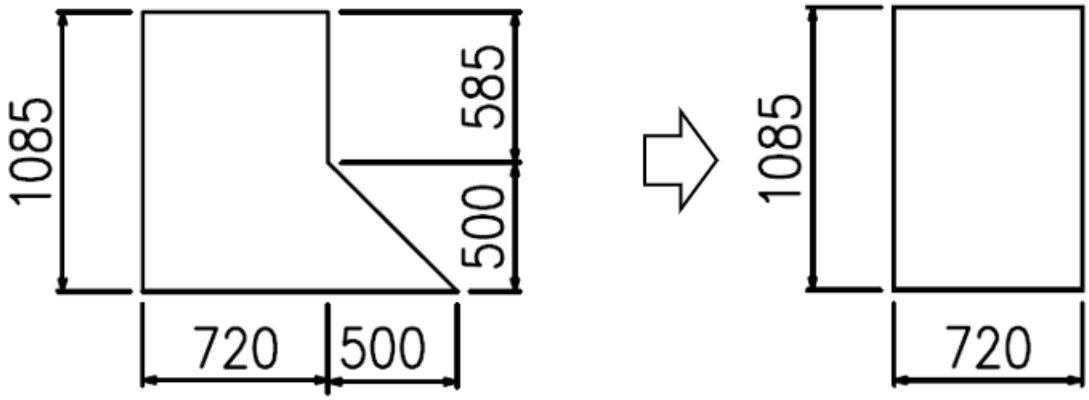


図４．５－４５　コンクリート支持架台のモデル化

(2)　荷重条件

表４．５－２７にコンクリート支持架台下端における荷重条件を示す。乾式キャスクの荷重条件は基本的に表４．５－９を参照しているが，水平力によるモーメントは乾式キャスクによる水平力に支持架台の高さ 1085 ㎜を乗じて算出している。コンクリート支持架台については，設計用地震力を用いて荷重を算出している。

表４．５－２７　コンクリート支持架台下端における荷重条件

		NS 方向			EW 方向		
		鉛直力	水平力	ﾓｰﾒﾝﾄ	鉛直力	水平力	ﾓｰﾒﾝﾄ
		(kN)	(kN)	(kN・m)	(kN)	(kN)	(kN・m)
1/2Ss 地震時	キャスク	455.00	429.00	243.00	455.00	411.00	167.00
	キャスク水平力によるモーメント	－	－	508.37	－	－	487.04
	コンクリート支持架台	47.27	25.67	10.29	47.27	25.67	10.29
	合計	502.27	454.67	761.66	502.27	436.67	664.33

(3) 評価結果

断面諸元を表４．５－２８に，照査結果を表４．５－２９に，せん断破壊の照査詳細を表４．５－３０に示す。

表４．５－２８　断面諸元（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	NS方向	EW方向
部材	部材幅		b	(mm)	1500	720
	部材高		h	(mm)	720	1500
鉄筋	1段目	位置	d	(mm)	100	100
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	2段目	位置	d	(mm)	360	750
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	6.000	14.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	23.23	54.19
	3段目	位置	d	(mm)	620	1400
		鉄筋	－	－	D22	D22
		断面積	－	(cm^2)	3.871	3.871
		本数	－	(本)	9.000	5.000
		鉄筋量	A_s	(cm^2)	34.84	19.36
	せん断	鉄筋	－	－	D13	D13
		断面積	－	(cm^2)	1.267	1.267
		本数	－	(本)	3.000	2.000
		配置間隔	S_s	(mm)	150	150

表４．５－２９　照査結果（コンクリート支持架台）

項目			記号	単位	NS方向	EW方向
終局限界	曲げ	曲げﾓｰﾒﾝﾄ	M_d	(kN・m)	762	664
		曲げ耐力	M_{ud}	(kN・m)	1040	2969
		構造物係数	γ_i	－	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot M_d/M_{ud} \leqq 1.0$		－	0.73	0.22
		判定		－	OK	OK
	せん断	せん断力	V_d	(kN)	455	437
		せん断耐力	V_{yd}	(kN)	777	890
		構造物係数	γ_i	－	1.00	1.00
		$\gamma_i \cdot V_d/V_{yd} \leqq 1.0$		－	0.59	0.49
		判定		－	OK	OK

表４．５－３０　せん断破壊の照査詳細

			NS 方向	EW 方向
1/2Ss 地震時	設計せん断力		455	437
	コンクリートのみ	せん断耐力	349	245
		照査値	1.30	1.78
		照査結果	ＮＧ	ＮＧ
	せん断補強筋込み	せん断耐力	777	890
		照査値	0.59	0.49
		照査結果	ＯＫ	ＯＫ

4.5.5　地盤の耐震評価

地盤の支持力については，以下の評価を行う。

評価対象	評価方法
改良地盤	JEAC4616-2009 に基づき，改良地盤に作用する地盤反力度が，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗に対する安全率(1.5)に基づき設定した改良地盤の許容限界を下回ることを確認する。
支持地盤	JEAC4616-2009 に基づき，改良地盤下面に作用する鉛直荷重が，極限支持力に対する安全率(1.5)に基づき設定した支持地盤の許容限界を下回ることを確認する。

(1)　キャスク仮保管設備荷重条件の整理

1)　基礎下面における設備荷重の集計

基礎下面における荷重の集計範囲を図４．５－４６に，集計結果について表４．５－３１に示す。

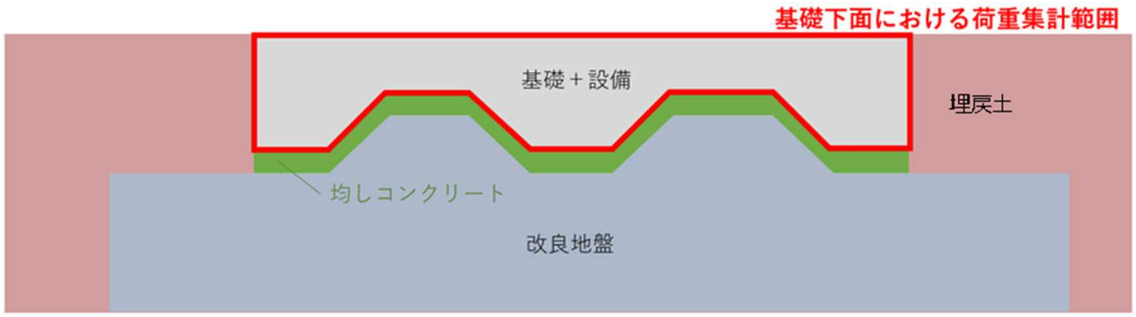


図４．５－４６　基礎下面の荷重集計範囲

表４．５－３１　基礎下面の荷重集計結果

	キャスク数	V	H	M
	(基)	(kN)	(kN)	(kN・m)
クレーン	－	9365.24	1784.24	－
クレーン	－	1276.16	1784.24	－
乾式貯蔵キャスク(集計，左１列目)	6	18534.00	7416.00	18331.68
乾式貯蔵キャスク(集計，左２列目)	6	18534.00	7416.00	18331.68
乾式貯蔵キャスク(集計，左３列目)	4	12356.00	4944.00	12221.12
乾式貯蔵キャスク(集計，左４列目)	4	12356.00	4944.00	12221.12
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左１列目)	4	13019.64	5235.64	11230.36
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左２列目)	3	9764.73	3926.73	8422.77
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左３列目)	6	19529.46	7853.46	16845.54
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左４列目)	6	19529.46	7853.46	16845.54
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左５列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左６列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左７列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
輸送貯蔵兼用キャスク(集計，左８列目)	10	32549.10	13089.10	28075.90
スラブ	－	274172.13	112217.38	232223.79
小計（基礎下面の荷重）	－	538633.22	217731.55	458977.20

2)　改良地盤下面における荷重の整理

改良地盤下面にかかる荷重のうち，1)で求めた設備の荷重以外の荷重について，集計箇所のイメージ図を図４．５－４７に，集計結果を表４．５－３２に示す。

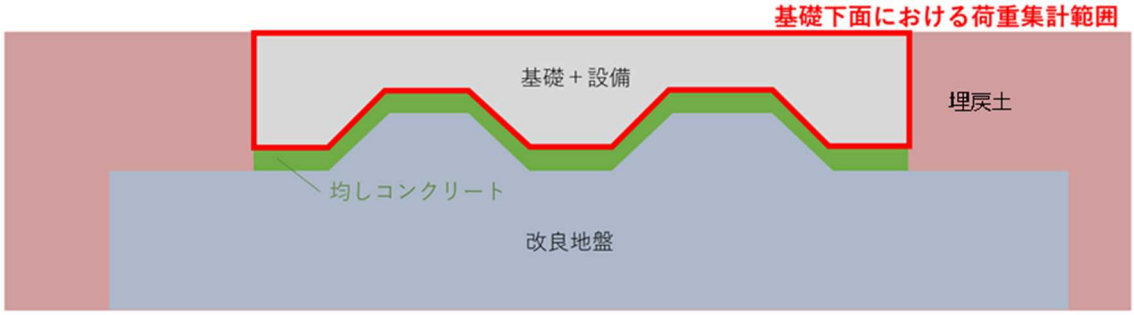


図４．５－４７　改良地盤下面における荷重集計範囲

表４．５－３２　改良地盤下面における荷重集計結果

	V	H	M
	(kN)	(kN)	(kN・m)
基礎（改良地盤下面における荷重）	538633.22	217731.55	458977.20
小計	538633.22	217731.55	458977.20
埋戻土	13429.00	5496.00	0.00
均しコンクリート	24566.00	10055.00	0.00
改良地盤	551299.00	225644.00	0.00
小計	589294.00	241195.00	0.00
合計	1127927.22	458926.55	458977.20

(2)　地盤の支持力に対する評価

1)　評価方針

地盤の支持力の評価は「JEAC 4616-2009」に準拠し，1/2Ss450 により発生する荷重に対して許容限界を満足することを確認する。

改良地盤の許容限界は，改良地盤の設計圧縮強度，せん断抵抗力に対する安全率に基づき設定する。

支持地盤の許容限界は，支持地盤の極限支持力に対する安全率に基づき設定する。

2)　評価モデル

改良地盤の範囲は，コンクリート基礎下面から G.L.-3.90m までである。図４．５－４８に改良地盤平面図，図４．５－４９に１-１断面図を示す。

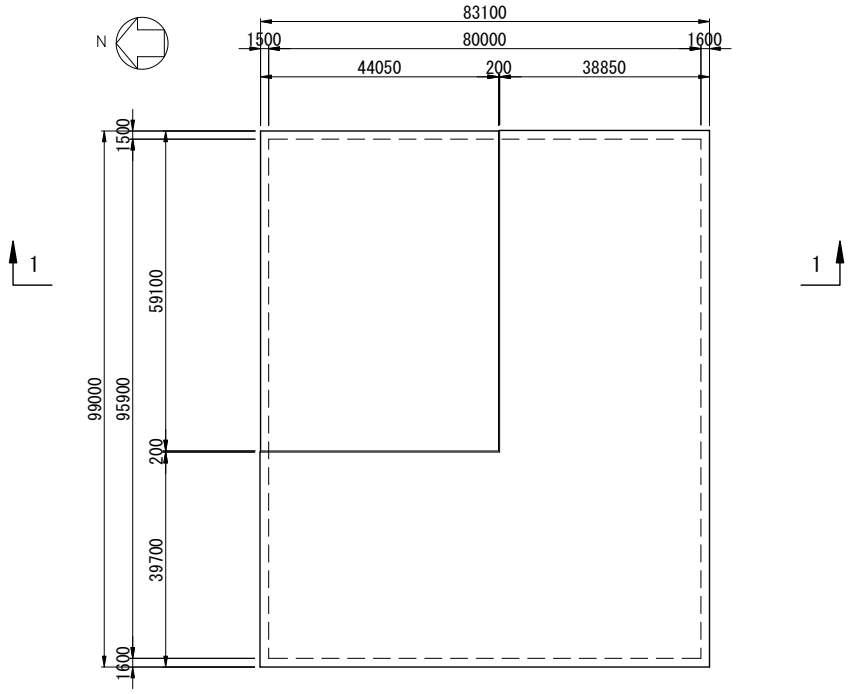


図４．５－４８　改良地盤平面図（単位：mm）

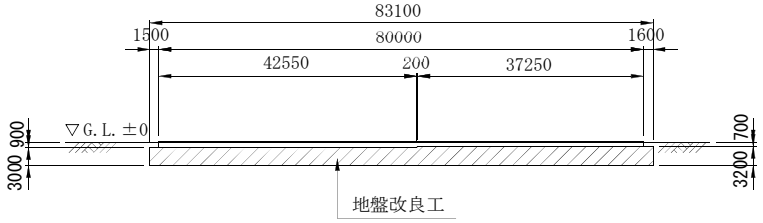


図４．５－４９　１-１断面図（単位：mm）

3)　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価は，改良地盤に発生する最大地盤反力度（梁バネモデルにより算出するバネ反力度）に対して圧縮強度が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{{}_{ss}f_{sc}}{qmax} \geqq 1.5$$

ここに，

${}_{ss}f_{sc}$：　改良地盤の圧縮強度　（kN/m^2）

qmax：　最大地盤反力度　（kN/m^2）

改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価結果を表４．５－３３に，バネ反力図を図４．５－５０（１）～（４） に示す。評価結果より改良地盤の圧縮強度はコンクリート基礎直下の最大地盤反力度の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表４．５－３３　改良地盤に生じる地盤反力度に対する評価結果（基礎下面）

		最大地盤反力度 q_{max} (kN/m^2)	改良地盤の圧縮強度 ${}_{ss}f_{sc}$ (kN/m^2)	安全率 ${}_{ss}f_{sc}/q_{max}$	判定
レール支持梁	1/2Ss450	293	548	1.87＞1.5	OK
NS 方向スラブ		219	548	2.50＞1.5	OK
EW 方向スラブ		146	548	3.75＞1.5	OK

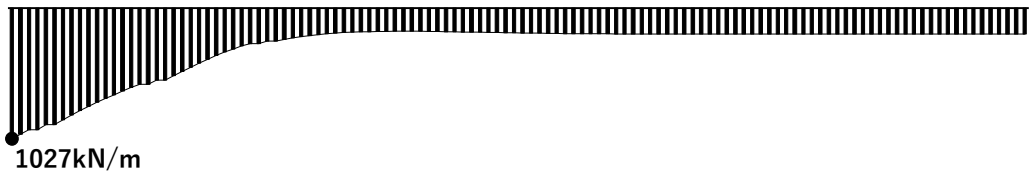


図４．５－５０（１）　バネ反力図(レール支持梁(EW 方向)) (1/2Ss450)

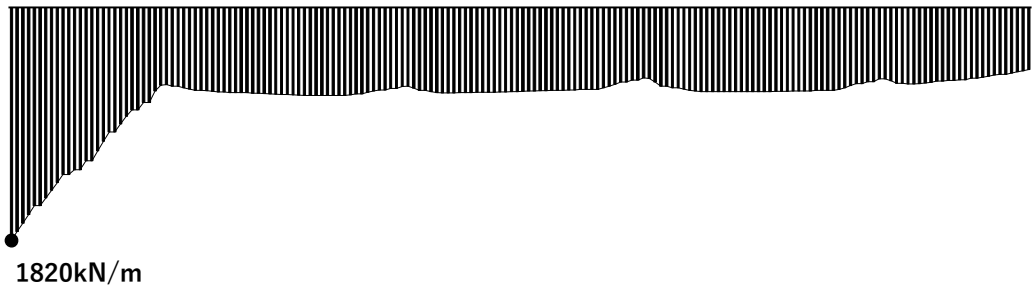


図４．５－５０（２）　バネ反力図(NS 方向基礎) (1/2Ss450)

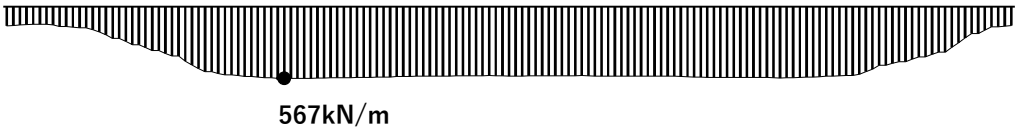


図４．５－５０（３）　バネ反力図(EW 方向基礎ケース１) (1/2Ss450)

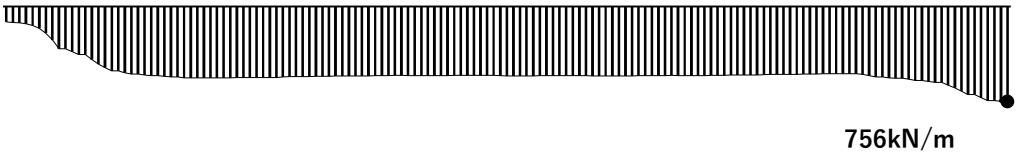


図４．５－５０（４）　バネ反力図(EW 方向基礎ケース２) (1/2Ss450)

4)　改良地盤に生じるせん断力に対する評価

改良地盤に生じるせん断力に対する評価は，改良地盤に発生する設計せん断力に対して改良地盤のせん断抵抗力が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{Hu}{Hd} \geqq 1.5$$

$$Hu = {}_{ss}f_{ss} \cdot B \cdot L$$

$${}_{ss}f_{ss} = 1/5 \cdot {}_{ss}f_{sc}$$

ここに，

Hu：　改良地盤のせん断抵抗力　(kN)

Hd：　設計せん断力（コンクリート基礎底面に作用する水平力）　(kN)

${}_{ss}f_{ss}$：　改良地盤のせん断強度　(kN/m^2)

${}_{ss}f_{sc}$：　改良地盤の圧縮強度　(kN/m^2)　${}_{ss}f_{sc}$＝548 (kN/m^2)

B：　コンクリート基礎幅　B＝80.0(m)

L：　コンクリート基礎長　L＝95.9(m)

改良地盤のせん断抵抗力は次式により算定する。

$${}_{ss}f_{ss} = 1/5 \cdot 548 = 109.6 \ (kN/m^2)$$

$$Hu = 109.6 \times 80.0 \times 95.9 = 840851 \ (kN)$$

改良地盤に生じるせん断力に対する評価結果を表４．５－３４に示す。評価結果より改良地盤のせん断抵抗力はコンクリート基礎直下の設計せん断力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。

表４．５－３４　改良地盤のせん断力に対する評価結果

	設計せん断力 H_d (kN)	改良地盤の せん断抵抗力 H_u (kN)	安全率 H_d /H_u	判定
1/2Ss450	217732	840851	3.86＞1.50	OK

5)　支持地盤の支持力の評価

改良地盤直下の支持地盤の支持力の評価については，改良地盤下面に作用する設計鉛直力に対して支持地盤の極限支持力が 1.5 以上の安全率を有していることを確認する。

$$\frac{Ru}{Vd} \geqq 1.5$$

Ru＝　qu×Ae

＝　674.5×7887.9＝5320389（kN）

ここに，

Ru：　支持地盤の極限支持力　（kN）

qu：　極限支持力度　（kN/m^2）

Ae：　基礎地盤の有効載荷面積（m^2）

Vd＝　Vd1＋Vd2

ここに，

Vd：　設計鉛直力　（kN）

Vd1：　コンクリート基礎下面に作用する鉛直力　（kN）　Vd1＝538633（kN）

Vd2：　改良地盤による鉛直力　（kN）　Vd2＝589294（kN）

Vd＝　Vd1＋Vd2＝1127927（kN）

極限支持力の算定結果を表４．５－３５に，支持力の評価結果を表４．５－３６に示す。評価結果より支持地盤の極限支持力は設計鉛直力の 1.5 以上の安全率を有していることを確認した。極限支持力の算定については，「道路橋示方書・同解説　Ⅰ共通編　Ⅳ下部構造編　（社）日本道路協会（平成 14 年）」を参照している。

表４．５－３５　極限支持力の算定結果

項目	記号	単位	値	備考
基礎幅	B	m	83.100	
基礎底面の奥行き	L	m	99.000	
荷重の偏心量	e	m	1.712	e=M/N
基礎の有効載荷幅	Be	m	79.676	Be=B-2e
有効載荷面積	Ae	m^2	7887.9	Ae=Be・L
基礎底面下にある地盤の粘着力	c	kN/m^2	0.0	
形状係数	α	-	1.161	
	β	-	0.339	β=0.5-0.2Be/L
基礎の寸法効果による補正係数	η	-	1.00	
基礎底板下地盤の単位体積重量	γ_1	kN/m^3	18.0	
基礎底面上地盤の単位体積重量	γ_2	kN/m^3	18.0	
地表面から基礎底面までの深さ	Df	m	3.9	
内部摩擦角	ϕ	°	27.0	
		rad	0.471	
支持力係数	Nc	-	23.94	
	Nq	-	13.20	
	Nr	-	9.46	
傾斜に対する補正係数	ic	-	0.569	
	ir	-	0.032	
	iq	-	0.569	
極限支持力度	①	kN/m^2	0.00	Ic・α・c・Nc
	②	kN/m^2	147.2	ir・β・γ_1・ Be・η・Nr
	③	kN/m^2	527.3	iq・γ_2・Df・Nq
	qu	kN/m^2	674.5	①+②+③
極限支持力	Ru	kN	5320389	qu・Ae

表４．５－３６　支持地盤の支持力の評価結果

	改良地盤下面の設計鉛直力 V_d (kN)	極限支持力 R_u (kN)	安全率 V_d/R_u	判定
1/2Ss450	1127927	5320389	4.72＞1.50	OK

4.5.6　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討

コンクリート基礎への水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響検討方針は以下の通り。

・　従来設計手法における評価対象断面に対して直交する荷重の整理

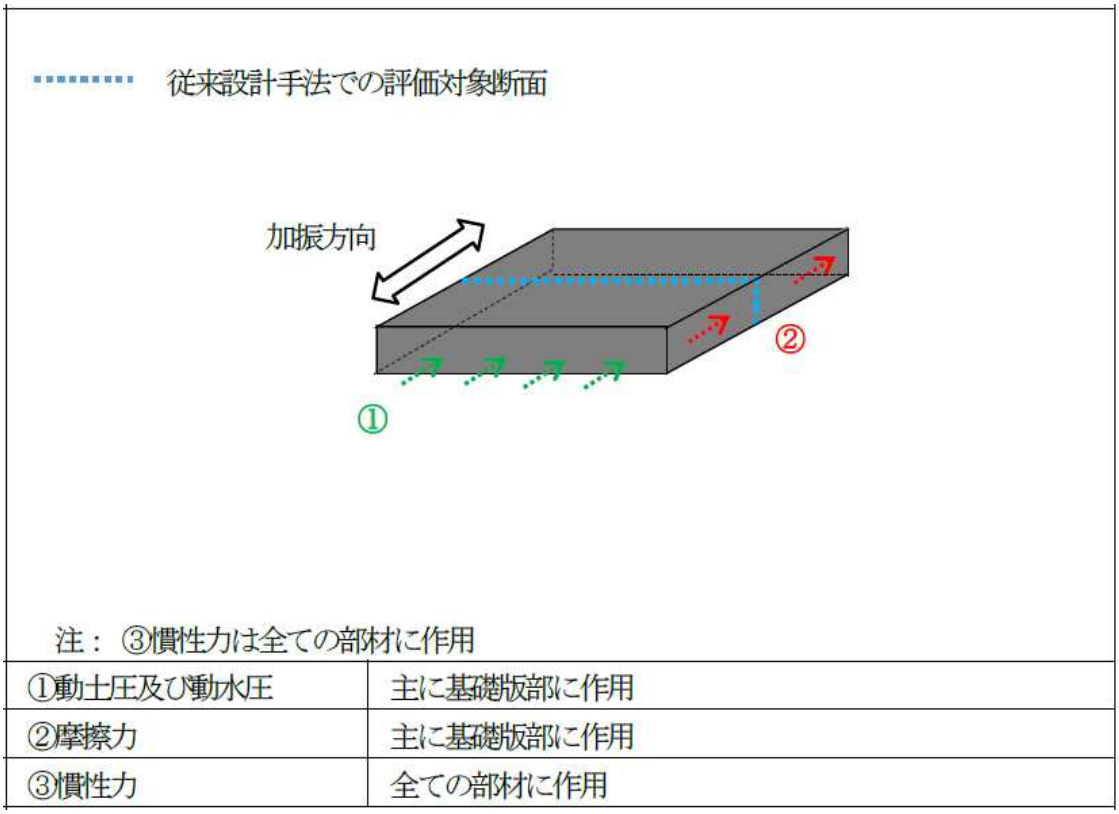
キャスク仮保管設備コンクリート基礎については NS 方向断面・EW 方向断面を評価対象断面としており，それぞれの評価対象断面に直交して作用する荷重を整理する。

・　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価

従来設計手法における評価対象断面の地震応答解析に基づく構造部材の照査において，評価対象断面に直交する断面の地震応答解析に基づく構造部材の発生断面力等を適切に組み合わせることで，水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せによる構造部材の発生断面力を算出するとともに構造部材の設計上の許容値に対する照査を実施し，構造物が有する耐震性への影響を確認する。

(1)　従来設計手法における評価対象断面に対して直交する荷重の整理

コンクリート基礎全体に作用する荷重の整理結果を図４．５－５１に示す。

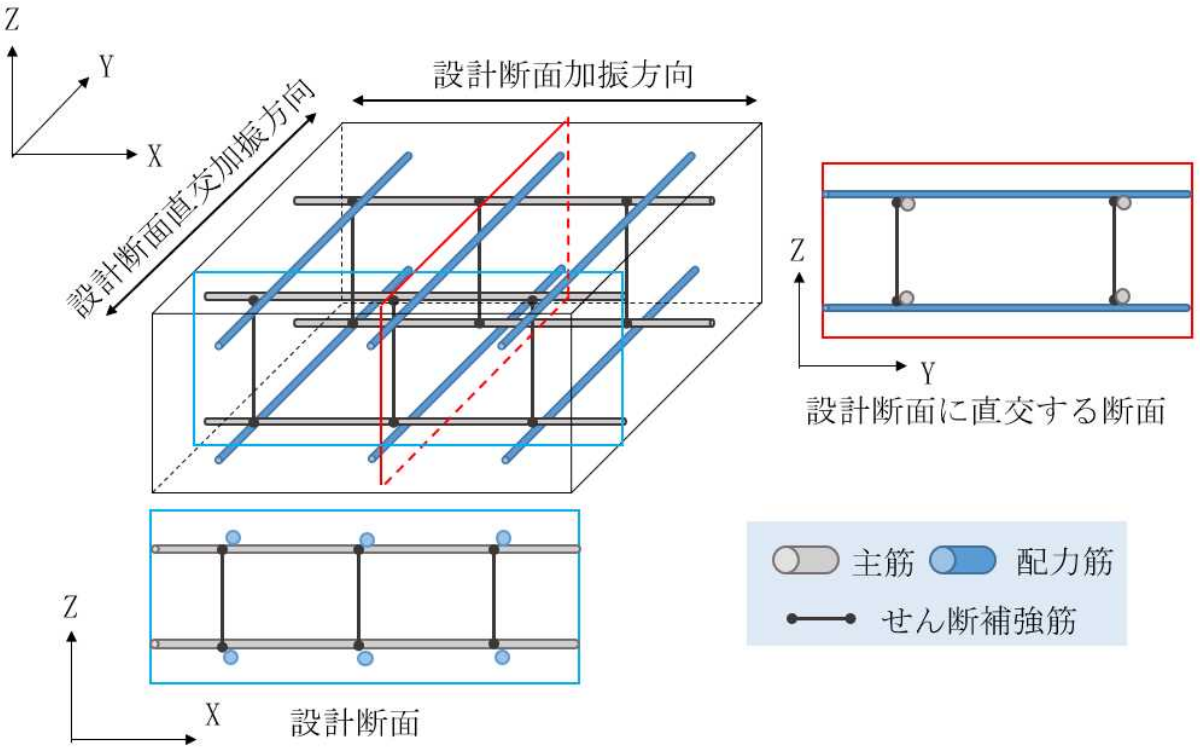


①動土圧及び動水圧	主に基礎版部に作用
②摩擦力	主に基礎版部に作用
③慣性力	全ての部材に作用

図４．５－５１　キャスク仮保管設備コンクリート基礎全体に作用する荷重の整理

キャスク仮保管設備コンクリート基礎については，NS 方向約 80m，EW 方向約 121m，厚さ 0.8m(一部 1.0m，1.8m)の偏平な形状であるため，①動土圧および動水圧，②摩擦力については③慣性力に比べて十分小さい。よって，評価対象断面に対して直交する③慣性力の影響について検討することとする。

基礎版内部の断面力・応力を抽出し，それぞれ負担する鉄筋を整理した結果を図４．５－５２に示す。



		設計断面 方向加振	設計断面 直交方向加振	備考
断面力	My	○	×	主筋にて受け持つ
	Mx	×	○	配力筋にて受け持つ
	Nx	○	×	主筋にて受け持つ
	Ny	×	○	配力筋にて受け持つ
	Qz	○	○	互いに干渉する可能性あり
応力	主筋	○	×	それぞれ断面内の力のみ受け持つ
	配力筋	×	○	
	せん断 補強筋	○	○	互いに干渉する可能性あり

図４．５－５２　設計断面および設計断面直交方向加振において発生する断面力・応力
（M：曲げモーメント，N：軸力，Q：せん断力）

(2)　水平２方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価

コンクリート基礎の影響評価は，NS 方向断面および EW 方向断面の二次元地震応答解析において，互いに干渉しあう断面力や応力を選定し，それぞれの断面においてそれに直交する断面の影響を考慮し評価する。

図４．５－５２において示した通り，NS 方向断面と EW 方向断面は互いに曲げモーメントと軸力に関しては断面内のみで受け持つものの，せん断力に関してはせん断補強筋を介してもう一方の断面に影響を及ぼす。よって，せん断力の照査において直交方向加振の影響を考慮する必要がある。

照査の方法としては，基礎版の部位(基礎厚 800㎜，1000㎜，1800㎜)のそれぞれの耐震評価結果を用いて，コンクリート標準示方書に従い以下の方法を用いて照査を行う。

長方形断面に二軸せん断力が作用する場合の照査は，式（解 2.4.3）を満足することを確かめることにより行ってよい．

$$(\gamma_i V_{dx}/V_{yx})^2+(\gamma_i V_{dy}/V_{yy})^2 \leq 1.0 \qquad \text{（解 2.4.3）}$$

ここに，V_{yx} ：x 軸に関する設計一軸せん断耐力

V_{yy} ：y 軸に関する設計一軸せん断耐力

V_{dx} ：二軸せん断力作用時の x 軸に関する設計せん断力

V_{dy} ：二軸せん断力作用時の y 軸に関する設計せん断力

評価結果を表４．５－３７に示す。

表４．５－３７　二軸せん断力が作用する場合における既設基礎スラブの照査結果

方向	項目	記号	レール部 (t＝1800㎜)	スラブ (t＝1000㎜)	スラブ (t＝800㎜)
NS方向 1/2Ss450	NS方向に関する設計せん断力	V_{dNS}	2411	1754	1325
	構造物係数	γ_i	1.0	1.0	1.0
	NS方向に関する設計一軸せん断耐力	V_{yNS}	4555	3007	2744
	$(\gamma_i V_{dNS}/V_{yNS})$		0.53	0.58	0.48
EW方向 1/2Ss450	EW方向に関する設計せん断力	V_{dEW}	2533	1155	1202
	構造物係数	γ_i	1.0	1.0	1.0
	EW方向に関する設計せん断耐力	V_{yEW}	3006	1966	1566
	$(\gamma_i V_{dEW}/V_{yEW})$		0.84	0.59	0.77
二軸せん断力作用する場合の照査式	$(\gamma_i V_{dNS}/V_{yNS})^2+(\gamma_i V_{dEW}/V_{yEW})^2$		0.99	0.69	0.82
判定			OK	OK	OK

いずれの部位についてもコンクリート標準示方書の照査式を満たしていることを確認した。

5　異常時の評価

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）に関して想定される異常事象及び異常事象の評価は，添付資料－３－１「3　異常時の評価」と同様であり，想定される異常発生時に安全機能が維持されることを確認している。

安全評価について（既設 65 基）

1　除熱機能

1.1　乾式キャスクの除熱機能

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　基本的な考え方

除熱設計に当たっては，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できるように以下のとおり設計する。

① 乾式貯蔵キャスク内部には，格子構造のバスケットを設け，その中に使用済燃料を収納する。

② 乾式貯蔵キャスク内部には，熱伝導率の高いヘリウムガスを充てんする。

③ 熱伝導率の低い中性子遮蔽材内部には，伝熱プレートを設け，熱伝導性を向上させる。

乾式貯蔵キャスクには収納する使用済燃料の体数が異なる中型と大型の 2 種類の乾式貯蔵キャスクがあり，中型と大型それぞれについて評価する。

図１．１－１に除熱評価のフローを示す。乾式貯蔵キャスクは，図１．１－１の「使用済燃料の崩壊熱計算」から「乾式貯蔵キャスクの除熱計算」に関して，使用済燃料仕様，乾式貯蔵キャスク仕様及び解析モデル等は全て添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基）」で記載している既存評価書の内容から変更はない。また，乾式貯蔵キャスク周囲の温度についてもコンクリートモジュール内部の空気温度を 45℃以下で設計する為，既存評価書と同じ条件である。

よって，本評価結果は既存評価書の内容を引用するが，燃料被覆管の設計基準温度に関しては，新知見を反映し，水素再配向等による強度低下が発生しない温度とした（表１．１－１）。

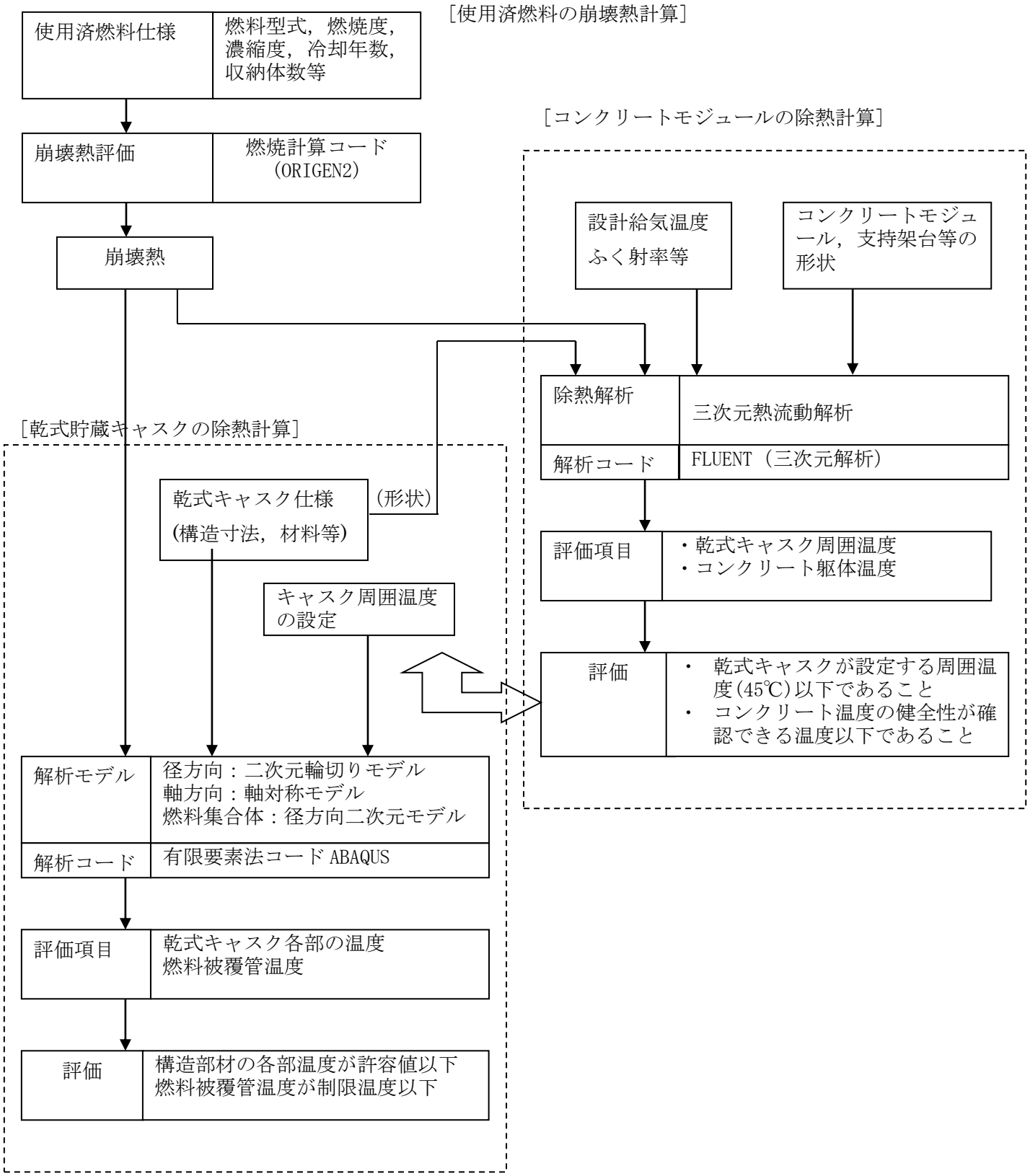


図１．１－１　キャスク仮保管設備除熱評価フロー図

2)　設計基準

設計基準を表１．１－１に示す。

表１．１－１　設計基準

（単位：℃）

対象となる部材	材質	設計基準	設計基準温度	備考
燃料被覆管	ジルカロイ－２	使用済燃料被覆管の累積クリープ量が1 %を超えない温度，照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度とする[1)2)3)4)]	200※	使用済燃料(8×8燃料，新型８×８燃料)
			300※	使用済燃料(新型8×8ジルコニウムライナ燃料)
乾式貯蔵キャスク	レ ジ ン	形状変化及び重量減少を考慮して遮蔽機能が確保される制限温度	150	中性子遮蔽材
	低合金鋼	構造強度が確保される制限温度	350	貯蔵容器本体
	ステンレス鋼	構造強度が確保される制限温度	400	二次蓋
	アルミニウム，インコネル	基準漏えい率が保証でき，密封機能が維持される制限温度	150	金属ガスケット
	ボロン添加アルミニウム	構造強度が確保される制限温度	230	バスケット

※水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度を設計基準温度として設定したもので，燃料被覆管の周方向応力は設計基準温度状態で 70 MPa 以下とする。燃料被覆管の累積クリープ量が 1%を超えない温度は 390℃と評価され，上記設計基準温度を超えている。また，燃料被覆管の照射硬化の回復については機械的強度への影響を評価するものとする。

1) 平成 15 年度リサイクル燃料資源貯蔵施設安全解析コード改良試験（燃料の長期安全性に関する試験　最終成果報告書）　（04 基炉報-0001，独立行政法人原子力安全基盤機構）

2) 平成 18 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料長期健全性等確証試験に関する試験最終報告書）　（06 基炉報-0006，独立行政法人原子力安全基盤機構）

3) 平成 19 年度リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等（貯蔵燃料健全性等調査に関する試験成果報告書）（07 基炉報-0004，独立行政法人原子力安全基盤機構）

4) 金属製乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵施設における金属製乾式キャスクとその収納物の長期健全性について　（総合資源エネルギー調査会　原子力安全・保安部会　核燃料サイクル安全小委員会　中間貯蔵ワーキンググループ　輸送ワーキンググループ　，平成 21 年 6 月 25 日）

表１．１－１に示す乾式貯蔵キャスクを構成する部材のうち金属ガスケットについては，モデルとしては考慮しているが既存評価書には記載していない。一方，輸送貯蔵兼用キャスクでは，金属ガスケットについても評価対象となっていることから，乾式貯蔵キャスクについても同様に金属ガスケットを新たに追加し評価する。

3)　燃料仕様

評価は 8×8 燃料，新型 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料のうち最も厳しい発熱量となる新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（最高燃焼度 36,500MWd/t，冷却期間 13 年）を収納した場合について行い，使用済燃料の発熱量は ORIGEN2 コードにより求める。

乾式貯蔵キャスク 1 基当たりの発熱量を中型及び大型についてそれぞれ表１．１－２及び表１．１－３に示す。共用プールに貯蔵中の上記使用済燃料のうち，発熱量の大きいものからキャスクに収納した場合の発熱量(平成 24 年 6 月 1 日時点)は，中型キャスクで約 6.9kW，大型キャスクで約 9.6kW であり，除熱設計の前提としている発熱量を大幅に下回る。

表１．１－２　乾式貯蔵キャスク 1 基当たりの発熱量（中型キャスク）

燃料集合体の種類	8×8 燃料	新型 8×8 燃料	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料
初期濃縮度　(wt%)	約 2.7	約 2.9	約 3.0
収納物の最高燃焼度　(MWd/t)	30,000	33,500	36,500
冷却期間　(年)	13	13	13
収納体数　(体)	37	37	37
評価に用いる発熱量　(kW)	9.0	9.6	10.8

表１．１－３　乾式貯蔵キャスク 1 基当たりの発熱量（大型キャスク）

燃料集合体の種類	8×8 燃料	新型 8×8 燃料	新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料
初期濃縮度　(wt%)	約 2.7	約 2.9	約 3.0
収納物の最高燃焼度　(MWd/t)	30,000	33,500	36,500
冷却期間　(年)	13	13	13
収納体数　(体)	52	52	52
評価に用いる発熱量　(kW)	12.6	13.5	15.2

4)　評価条件

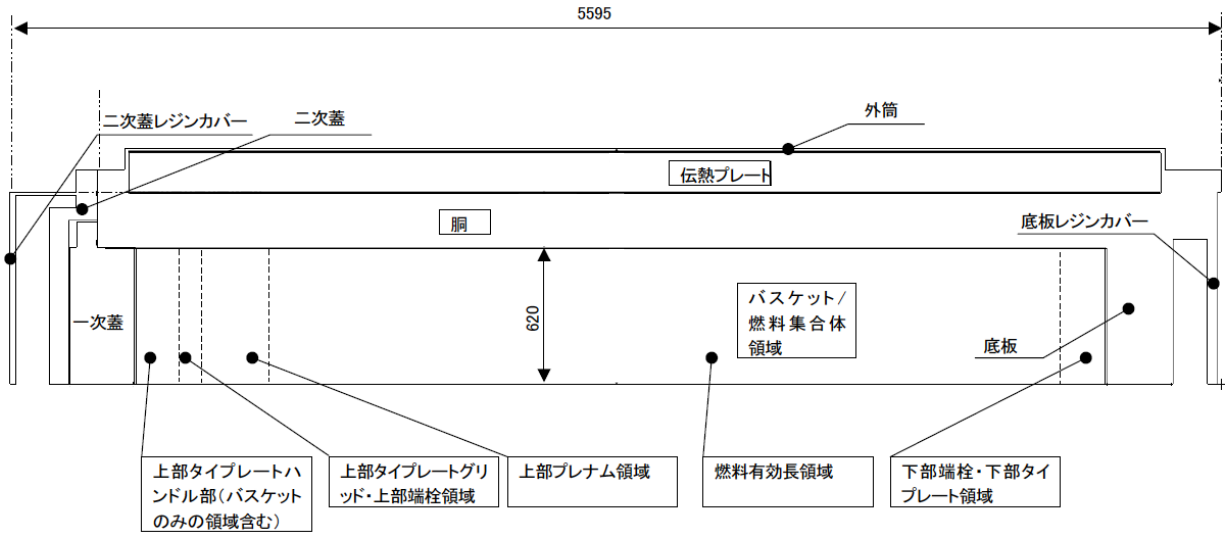
乾式貯蔵キャスクの除熱評価は以下の 3 種類の解析モデルを用いて行う。

a.　軸方向断面モデル(乾式貯蔵キャスク全体の二次元軸対称モデル)

b.　半径方向断面モデル(胴中央部断面形状の二次元平面モデル)

c.　燃料集合体断面モデル(燃料集合体の断面形状の二次元平面モデル)

上記解析モデルを図１．１－２～図１．１－７に示す。また，評価条件を表１．１－４及び表１．１－５に示す。



[単位:mm]

図１．１－２　軸方向断面モデル(乾式貯蔵キャスク(中型キャスク))

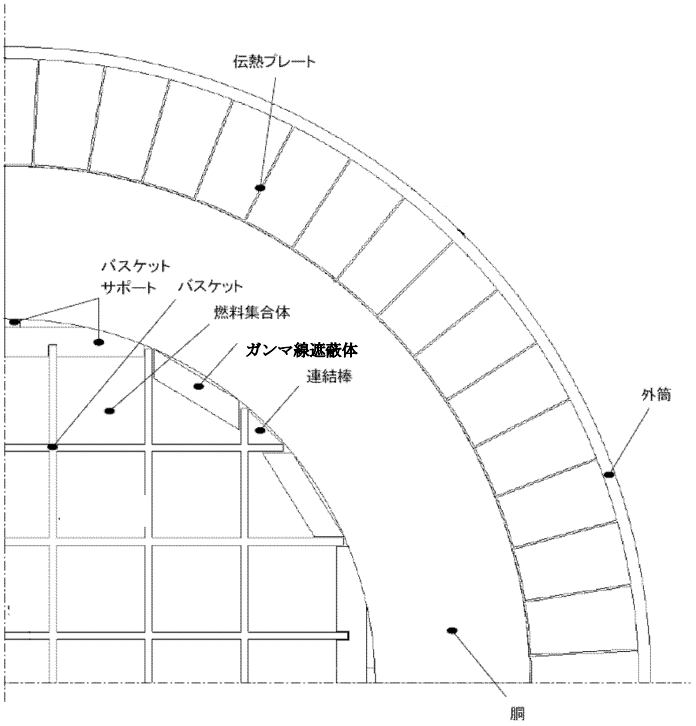


図１．１－３　半径方向断面モデル(乾式貯蔵キャスク(中型キャスク))

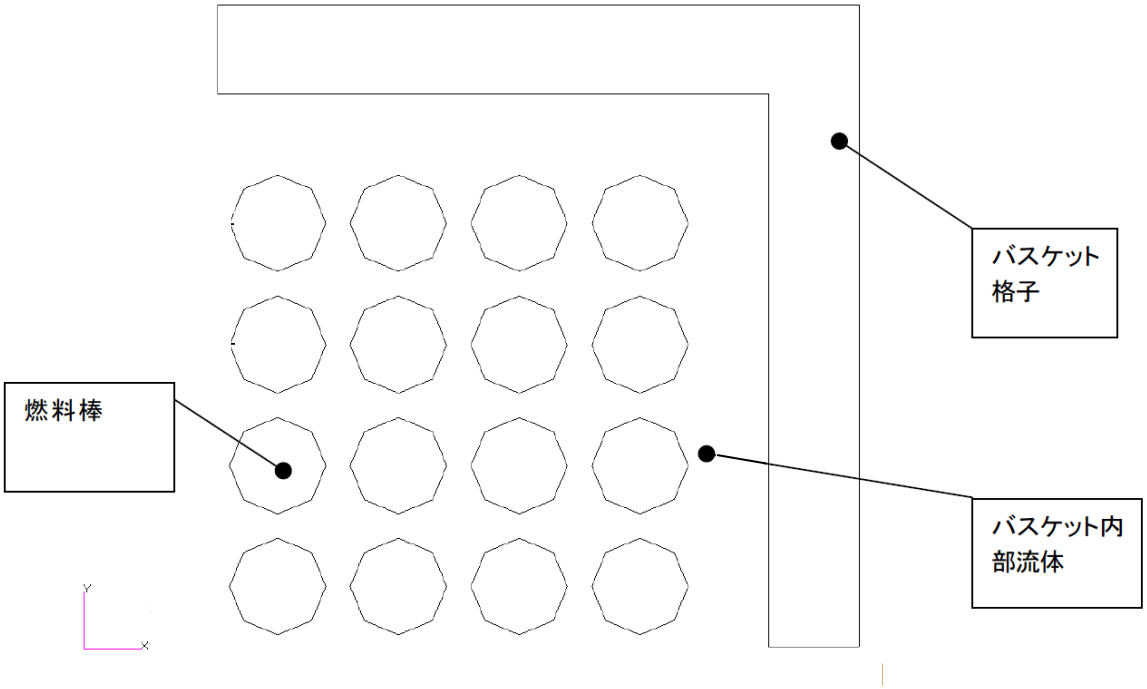


図１．１－４　燃料集合体断面モデル(乾式貯蔵キャスク(中型キャスク))

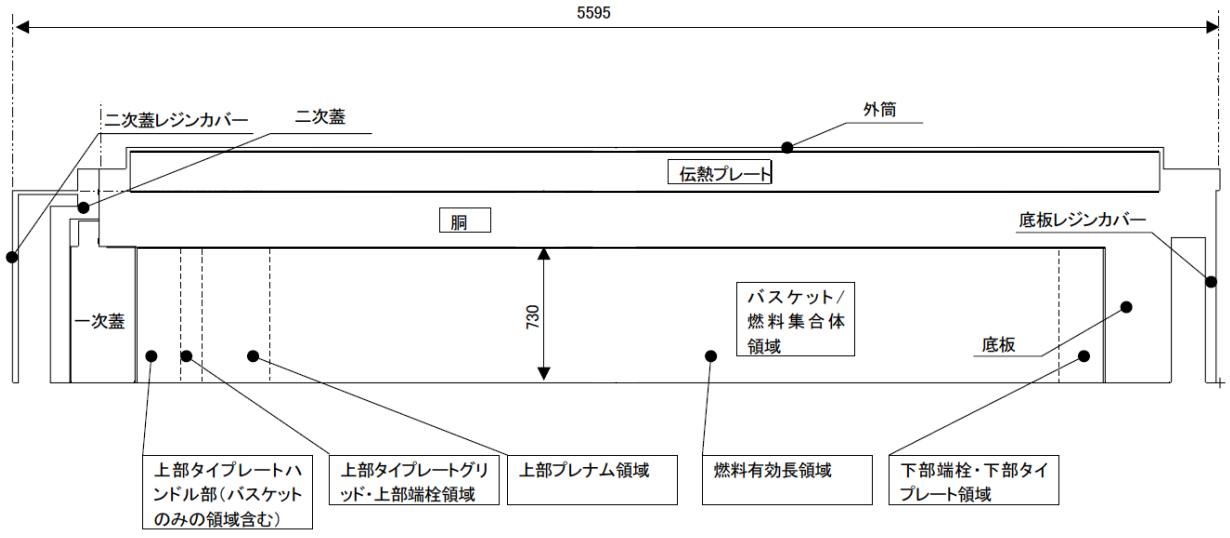


図１．１－５　軸方向断面モデル(乾式貯蔵キャスク(大型キャスク))

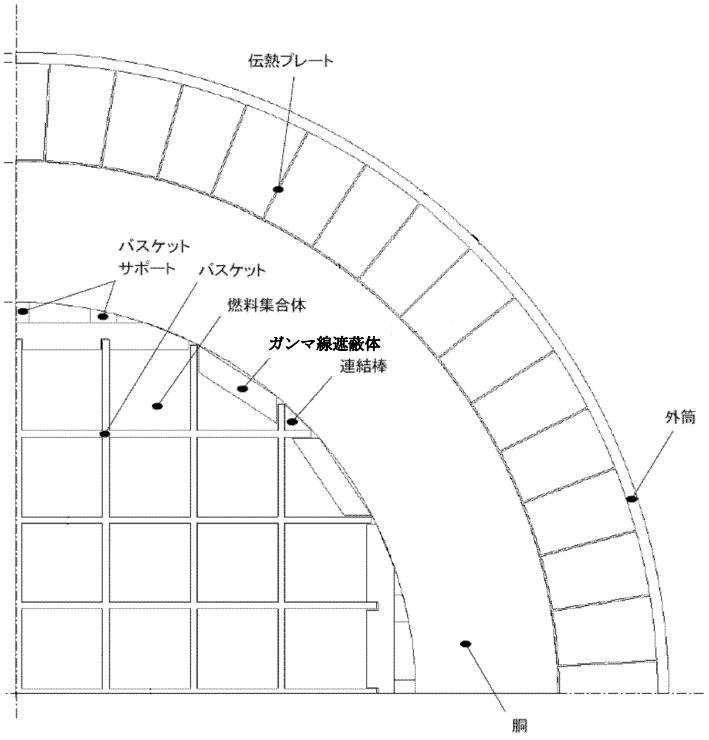


図１．１－６　半径方向断面モデル(乾式貯蔵キャスク(大型キャスク))

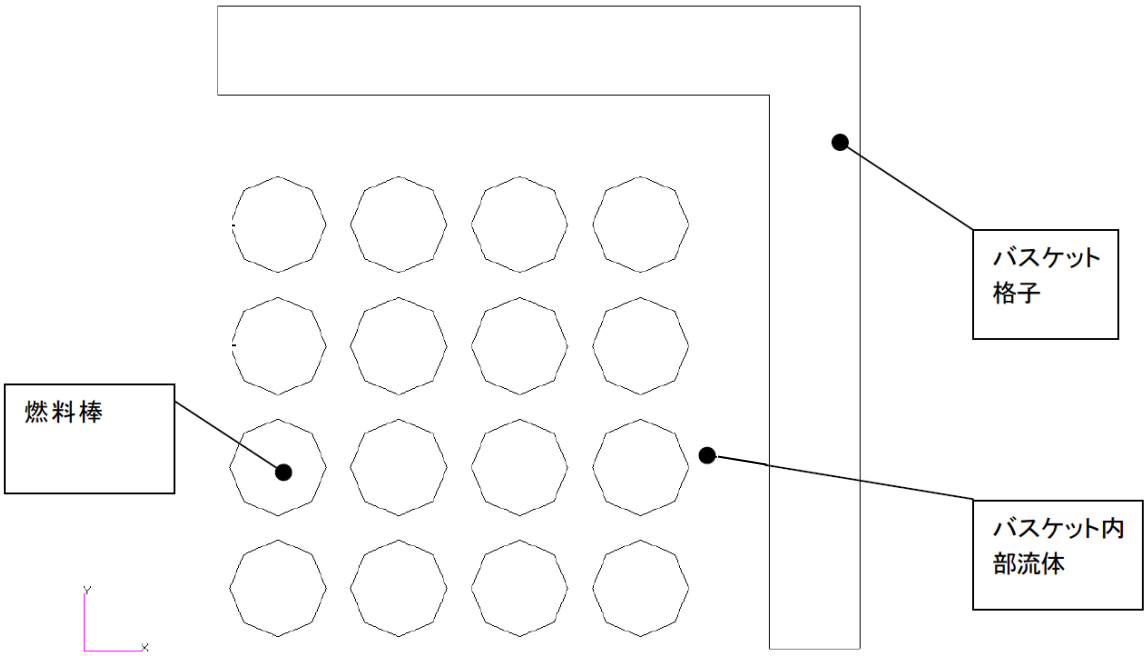


図１．１－７　燃料集合体断面モデル(乾式貯蔵キャスク(大型キャスク))

表１．１－４　評価条件（中型キャスク）

項　　目	評価条件
収納体数　(体)	37
姿　　勢	横置き
発 熱 量　(kW)	10.8
周囲温度　(℃)	45

表１．１－５　評価条件（大型キャスク）

項　　目	評価条件
収納体数　(体)	52
姿　　勢	横置き
発 熱 量　(kW)	15.2
周囲温度　(℃)	45

5)　評価方法

先ず，乾式貯蔵キャスク各部の温度分布を軸方向断面モデルにて求める。次に半径方向断面モデルにて乾式貯蔵キャスク中央断面各部の温度分布及びバスケットの最高温度を求める。

最後に，半径方向断面モデルの熱解析から得られたバスケットの最高温度を境界温度として燃料集合体断面モデルによる熱解析を実施し，燃料被覆管の温度分布を求める。解析はABAQUSコードを用いる。

6) 評価結果

評価結果を表１．１－６及び表１．１－７に示す。評価は 8×8 燃料，新型 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料のうち最も厳しい発熱量となる新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（最高燃焼度 36,500MWd/t，冷却期間 13 年）を収納した場合について行った。新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の評価結果においても，8×8 燃料及び新型 8×8 燃料の燃料被覆管設計基準温度（200℃）を満足しているため，発熱量がより低い 8×8 燃料及び新型 8×8 燃料についても設計基準温度を満足する。本表に示すとおり使用済燃料の健全性を示す燃料被覆管の温度及び乾式貯蔵キャスクを構成する各部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

表１．１－６　評価結果(中型キャスク)

（単位：℃）

部材	評価結果	設計基準温度	備考
燃料被覆管	159 以下※1※2	200	使用済燃料(8×8 燃料，新型 8×8 燃料)
	159※2※3	300	使用済燃料(新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料)
レ ジ ン	92	150	中性子遮蔽材
低合金鋼	102	350	貯蔵容器本体
ステンレス鋼	75	400	二次蓋
アルミニウム，インコネル	74	150	一次蓋金属ガスケット
	72	150	二次蓋金属ガスケット
ボロン添加アルミニウム	142	230	バスケット

※1 新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（発熱量 10.8kW）の燃料被覆管温度が 159℃であるため，発熱量の低い 8×8 燃料（9.0kW），新型 8×8 燃料（9.6kW）の燃料被覆管温度は 159℃以下となる。

※2 通常取り扱い時及び異常時に燃料被覆管にかかる応力は，評価結果が最も厳しくなる新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料で 56MPa となる。200℃での未照射材の降伏応力は約 230MPa であるため，照射硬化回復を考慮しても，燃料被覆管にかかる応力は降伏応力を超えることはない。

※3 運用期間中に燃料被覆管温度が最も高くなる真空乾燥時では，最も厳しい大型キャスクに新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料を収納した場合，燃料被覆管温度は 194℃であり，この状態の燃料被覆管周方向応力は 46.0MPa であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を満たしている。

表１．１－７　評価結果(大型キャスク)

（単位：℃）

部材	評価結果	設計基準温度	備考
燃料被覆管	174 以下※4※5	200	使用済燃料(8×8 燃料，新型 8×8 燃料)
	174※5※6	300	使用済燃料(新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料)
レ ジ ン	104	150	中性子遮蔽材
低合金鋼	114	350	貯蔵容器本体
ステンレス鋼	83	400	二次蓋
アルミニウム，インコネル	81	150	一次蓋金属ガスケット
	79	150	二次蓋金属ガスケット
ボロン添加アルミニウム	159	230	バスケット

※4 新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料（発熱量 15.2kW）の燃料被覆管温度が 174℃であるため，発熱量の低い 8×8 燃料（12.6kW），新型 8×8 燃料（13.5kW）の燃料被覆管温度は 174℃以下となる。

※5 通常取り扱い時及び異常時に燃料被覆管にかかる応力は，評価結果が最も厳しくなる新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料で 56MPa となる。200℃での未照射材の降伏応力は約 230MPa であるため，照射硬化回復を考慮しても，燃料被覆管にかかる応力は降伏応力を超えることはない。

※6 運用期間中に燃料被覆管温度が最も高くなる真空乾燥時では，最も厳しい大型キャスクに新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料を収納した場合，燃料被覆管温度は 194℃であり，この状態の燃料被覆管周方向応力は 46.0MPa であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を満たしている。

参考資料

除熱解析に用いるコード（ABAQUS）について

（１） 概要

ABAQUS コードは，米国 Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.（HKS 社）で開発された有限要素法に基づく伝熱解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの伝熱解析などに広く利用されている。

（２） 機能

ABAQUS コードは，伝熱解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常のいずれの解も得ることができる。

② 一次元～三次元の任意形状の構造に対して解くことが可能である。

③ 初期条件（温度）は要素ごとに変化させることができ，計算ステップの自動決定も可能である。

④ 境界条件として，時間に依存する熱流束，温度，伝導，対流及びふく射が考慮できる。

⑤ 構成物質の相変態が考慮できる。

（３） 解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図１．１－８に示す。

（４） 使用実績

ABAQUS コードは，多くの伝熱解析に使用された実績がある。

（５） 検証方法

貯蔵キャスクの定常伝熱試験に対して ABAQUS による解析結果と試験結果を比較・検討し，本コードの妥当性が検証されている[1)]。

1)山川秀次，五味義雄，尾崎幸男，尾崎明朗「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立―キャスクの伝熱特性評価―」，電中研報告書，U92038，(1993)

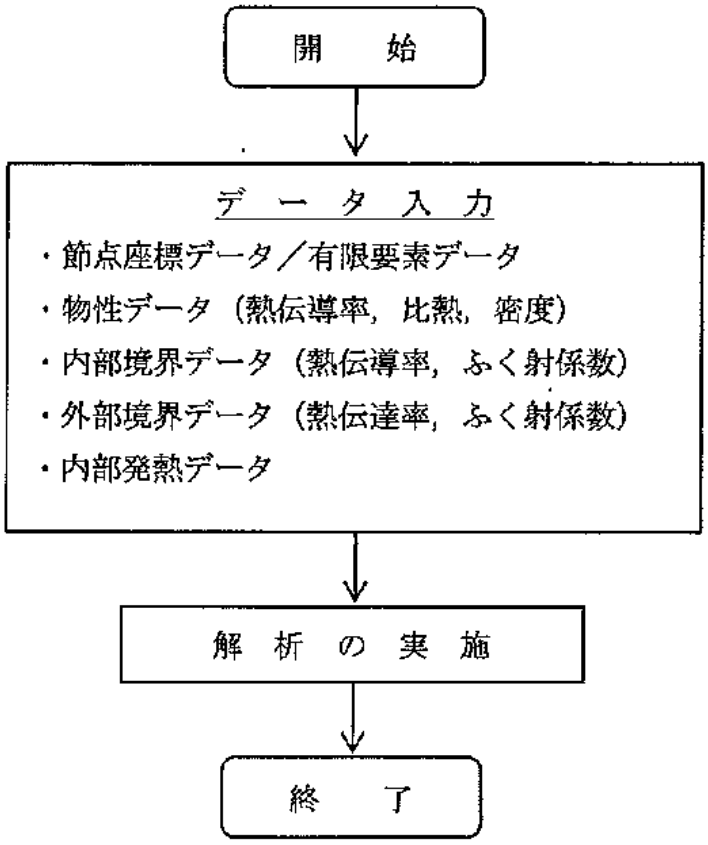


図１．１－８　ABAQUS コードの解析フロー図

除熱解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送キャスクの崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図１．１－９に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送キャスク，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[1)]。

（５） 検証方法

汎用コードの導入評価[1)]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[2)]が実施されていることが確認されている。

1)A.G.Croff, “ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIALMETHOD”,CCC-371(1987)

2)(社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年 8 月

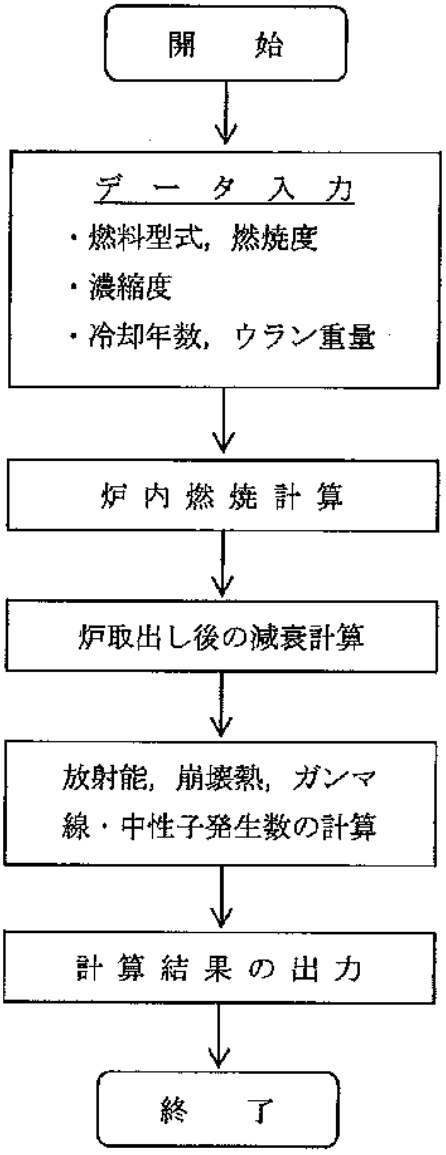


図１．１－９　ORIGEN2 コードの計算フロー図

(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB

1)　基本的な考え方

除熱設計に当たっては，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，使用済燃料の崩壊熱を適切に除去できる設計とする。そのため，以下の配慮を行う。

a)　輸送貯蔵兼用キャスクB内部のバスケットは，熱伝導の優れた伝熱プレートの設置により必要な伝熱性能を確保する。

b)　輸送貯蔵兼用キャスクB内部には，熱伝導率の高いヘリウムガスを充てんする。

c)　側部中性子遮蔽材には熱伝導の低いレジンを用いており，伝熱フィンを設けることにより必要な伝熱性能を確保する。

輸送貯蔵兼用キャスクBの除熱解析フローを図１．１－１０に示す。なお，コンクリートモジュールの除熱解析フローは乾式貯蔵キャスクと同様であるため，輸送貯蔵兼用キャスクBの除熱解析フローのみを示す。

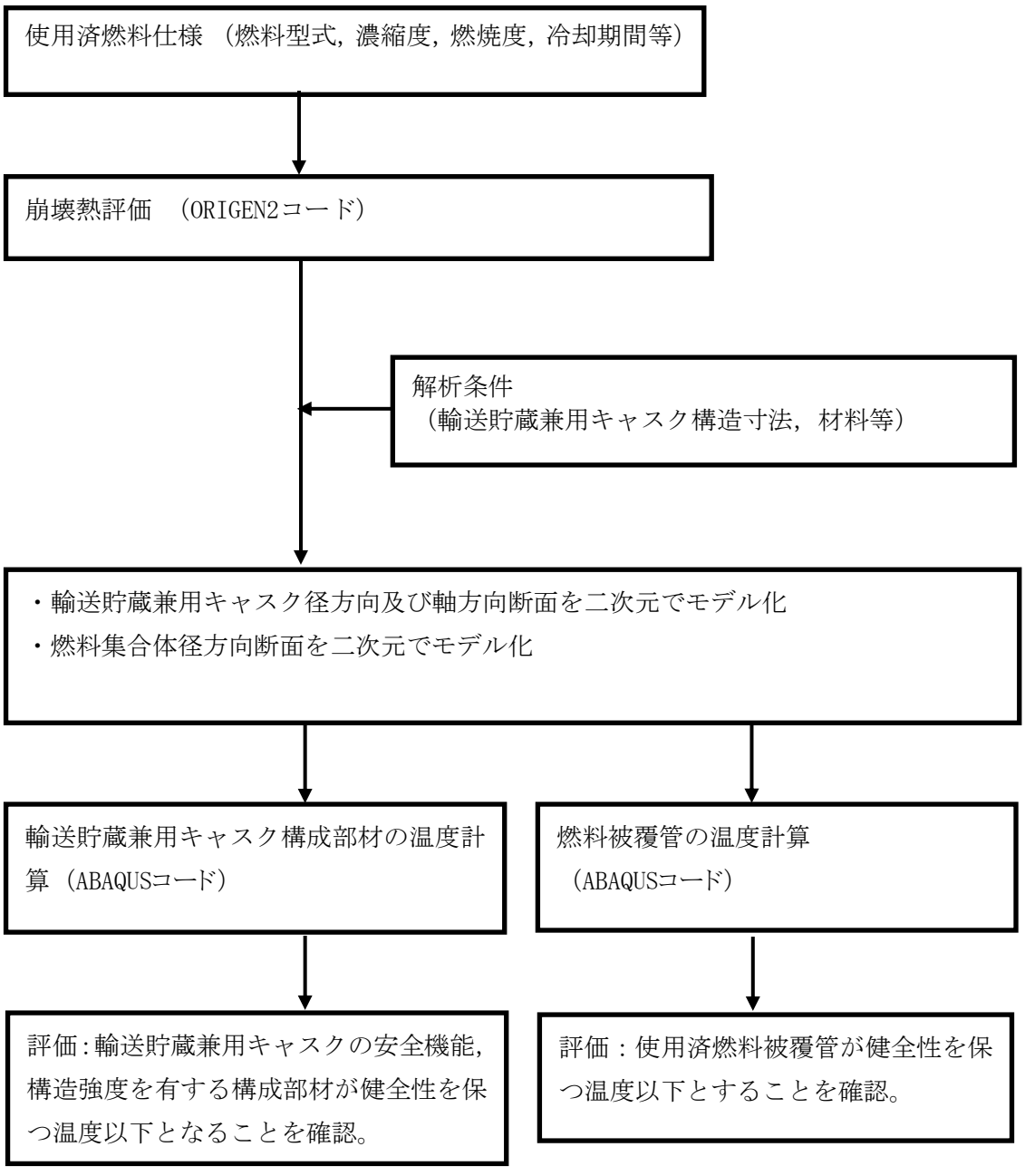


図１．１－１０　輸送貯蔵兼用キャスクＢ　除熱評価フロー図

2) 設計基準

設計基準を表１．１－８に示す。

表１．１－８　設計基準

（単位：℃）

対象となる部材	材質	設計基準	設計基準温度	備考
燃料被覆管	ジルカロイ－2	使用済燃料被覆管の累積クリープ量が1%を超えない温度，照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度とする	300※	使用済燃料（新型8×8ジルコニウムライナ燃料）
輸送貯蔵兼用キャスクB	レジン	中性子遮蔽材の性能が維持される制限温度	150	中性子遮蔽材
	炭素鋼	構造強度が維持される制限温度	350	密封容器
				二次蓋
	アルミニウム合金，ニッケル基合金	閉じ込め機能が維持される制限温度	130	金属ガスケット
	ボロン添加ステンレス鋼	構造強度が維持される制限温度	300	バスケット

※水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度を設計基準温度として設定したもので，燃料被覆管の周方向応力は設計基準温度状態で 70 MPa 以下とする。燃料被覆管の累積クリープ量が 1%を超えない初期温度は 360℃程度と評価され，上記設計基準温度を超えている。また，燃料被覆管の照射硬化の回復については機械的強度への影響を評価するものとする。

3)　燃料仕様

輸送貯蔵兼用キャスク B1 基当たりの発熱量を表１．１－９に示す。使用済燃料の発熱量は ORIGEN2 コードにより求める。

共用プールに貯蔵中の使用済燃料のうち，発熱量の最も大きい燃料（平成 24 年 12 月 1 日時点）を収納条件を満足するよう 69 体収納した場合，輸送貯蔵兼用キャスク B の発熱量は約 11.7kW となり，除熱設計の前提としている発熱量を大幅に下回る。

表１．１－９　輸送貯蔵兼用キャスク B　1 基当たりの発熱量

燃料集合体の種類		新型８×８ジルコニウムライナ燃料
初期濃縮度（wt%）		約2.9
収納物の燃焼度	平均燃焼度（MWd/t）	34,000
冷 却 期 間（年）		18
収納体数（体）		69
評価に用いる発熱量（kW）注)		15.3

注)　輸送貯蔵兼用キャスク B の最大発熱量は 12.1kW であるが，除熱設計では燃料集合体の軸方向の燃焼度分布を保守的に考慮した設計発熱量を用いる。

4)　評価条件

輸送貯蔵兼用キャスク B の除熱評価は以下の 3 種類の解析モデルを用いて行う。

a.　軸方向断面モデル（輸送貯蔵兼用キャスク B 全体の二次元軸対称モデル）

b.　半径方向断面モデル（胴中央部断面形状の二次元平面モデル）

c.　燃料集合体断面モデル（燃料集合体の断面形状の二次元平面モデル）

上記解析モデルを図１．１－１１～図１．１－１３に示す。また，評価条件を表１．１－１０に示す。

表１．１－１０　評価条件

項　　目	評価条件
収納体数　（体）	69
姿　　勢	横置き
発 熱 量　（kW）	15.3
周囲温度　（℃）	空気：45
	コンクリートモジュール内面：65

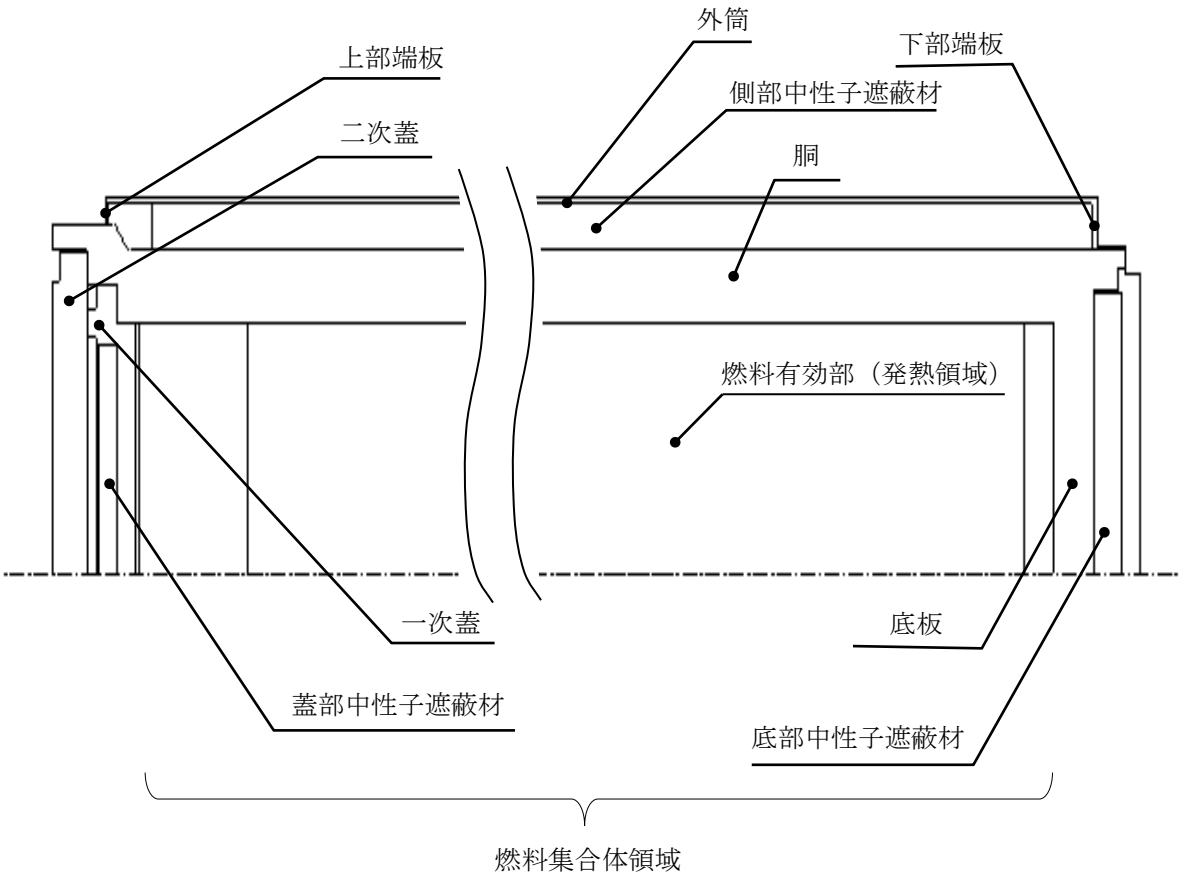


図１．１－１１　軸方向断面モデル

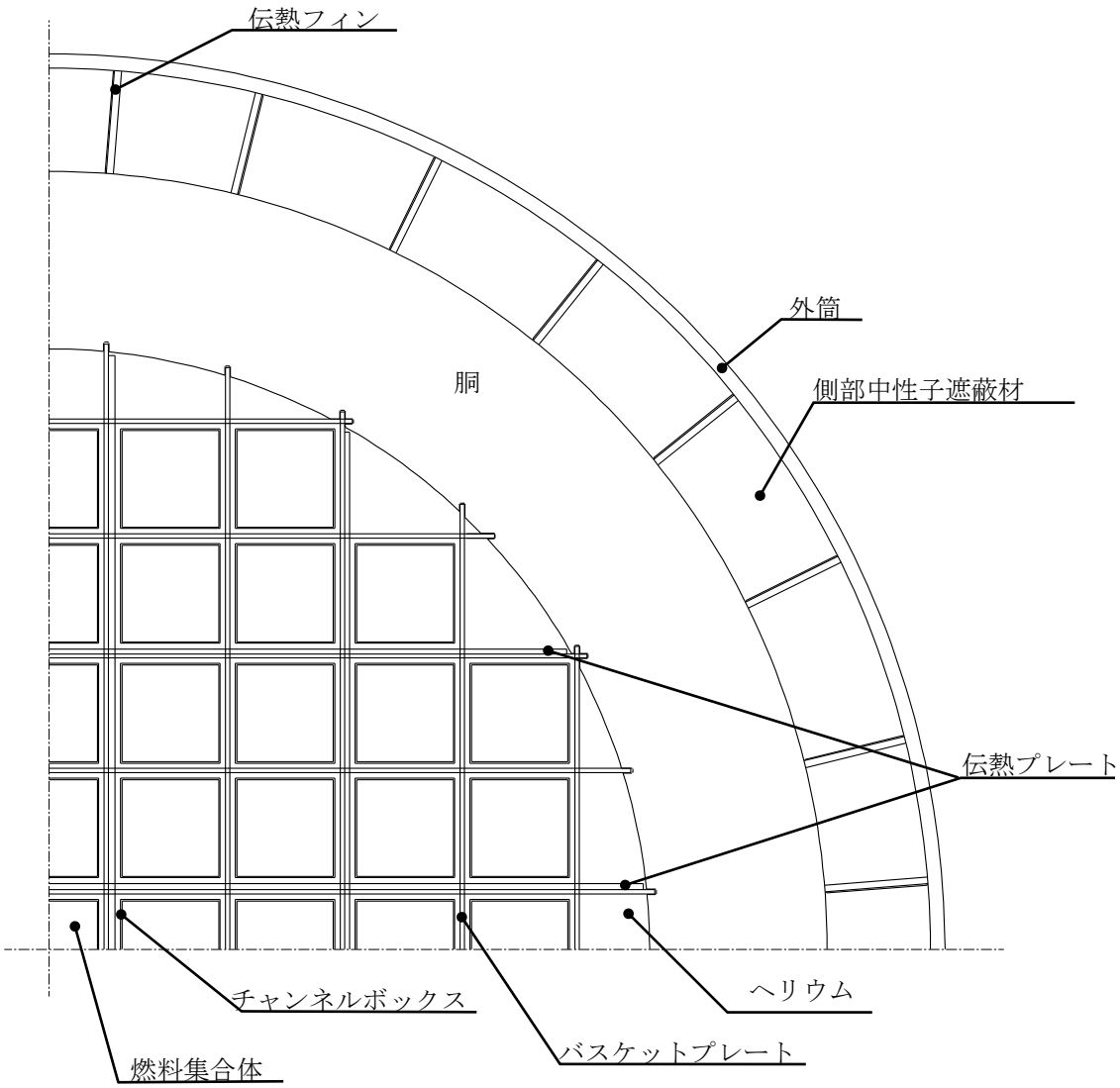
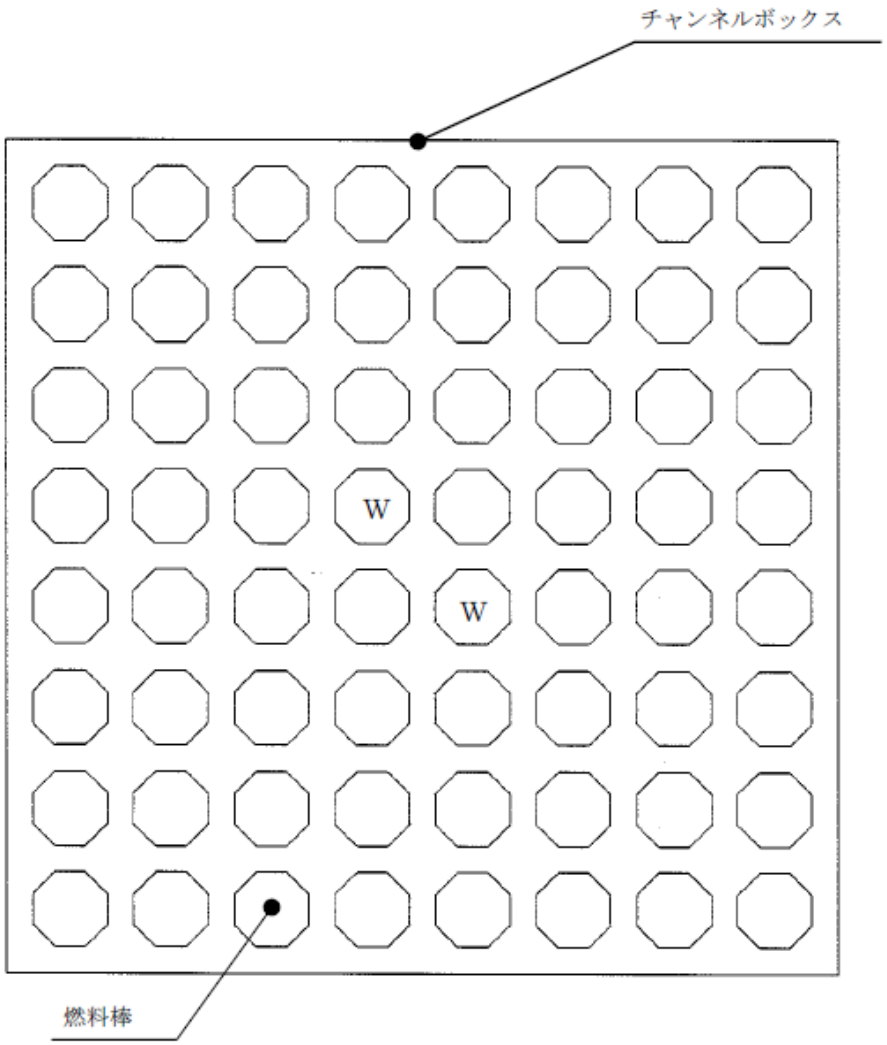


図１．１－１２　半径方向断面モデル



注）Wはウォーターロッドであり，発熱はない。

図１．１－１３　燃料集合体断面モデル

5)　評価方法

はじめに，輸送貯蔵兼用キャスクB各部の温度分布を軸方向断面モデルにて求める。軸方向断面モデルでは，燃料集合体の軸方向発熱分布を考慮する。

次に，径方向断面モデルにて輸送貯蔵兼用キャスクB中央断面各部の温度分布及びチャンネルボックスの最高温度を求める。径方向断面モデルでは，径方向の発熱分布を考慮して，燃料の配置制限に従い，中央に最高燃焼度燃料に対応した発熱量の燃料を配置し，当該断面の発熱量が設計発熱量の設定と等しくなるように外周には低い発熱量の燃料を配置する。また，径方向断面モデルでは，熱の軸方向移動による蓋板上面や底板下面からの放熱を模擬できないため，輸送貯蔵兼用キャスクBの温度分布が現実に比べて高めとなる。このため，軸方向断面モデルで得られた結果に基づいて軸方向への熱の移動を考慮する。

最後に，径方向断面モデルの熱解析から得られたチャンネルボックスの温度分布を境界温度として燃料集合体断面モデルによる熱解析を実施し，燃料被覆管の温度分布を求める。

解析はABAQUSコードを用いる。

6) 評価結果

評価結果を表１．１－１１に示す。本表に示すとおり，使用済燃料の健全性を示す燃料被覆管の温度及び輸送貯蔵兼用キャスク B を構成する各部材はいずれも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

表１．１－１１　評価結果

（単位：℃）

部材	評価結果	設計基準温度	備考
燃料被覆管	249※1※2	300	使用済燃料（新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料）
レジン	117	150	中性子遮蔽材
炭素鋼	123	350	密封容器
	83		二次蓋
アルミニウム合金，ニッケル基合金	86	130	金属ガスケット
ボロン添加ステンレス鋼	238	300	バスケット

※1 構造強度評価及び異常事象の評価における最大評価加速度 3G が燃料被覆管にかかる場合，燃料被覆管にかかる応力は 55MPa となる。既存評価書において 260℃における照射後の降伏応力 568MPa[1)]に燃料被覆管の照射硬化回復式[2)]を保守的に考慮した降伏応力は 313MPa と評価されており，照射硬化回復を考慮しても，燃料被覆管にかかる応力は降伏応力を超えることはない。

※2 運用期間中に燃料被覆管温度が最も高くなる真空乾燥時での燃料被覆管温度は 249℃である。また，この状態の燃料被覆管周方向応力は 52MPa であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を満たしている。

1)：(独)原子力安全基盤機構，“平成 18 年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書（総合評価編）”，(2007)

2)：(独)原子力安全基盤機構，“平成 15 年度 リサイクル燃料資源貯蔵施設安全解析コード改良試験（燃料の長期安全性に関する試験最終成果報告書）”，(2004)

1.2　コンクリートモジュールの除熱機能

(1)　乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュール

1)　基本的な考え方

コンクリートモジュール内の除熱評価においては，コンクリートモジュール及び乾式貯蔵キャスクを適切にモデル化し，三次元熱流動解析コード FLUENT を用いて乾式貯蔵キャスク周囲空気温度，コンクリートモジュールの各部コンクリート温度を評価する。

コンクリートモジュール内に保管されたキャスクの崩壊熱は次の伝熱形態で最終的に外界へ放熱される。

① 使用済燃料から乾式貯蔵キャスク表面に伝えられた崩壊熱の大部分は，キャスク近傍の空気に対流と伝導により伝達される。崩壊熱の一部については，ふく射及び支持架台を介する伝導によりコンクリートモジュールに伝えられる。

② コンクリートモジュールへ伝わった熱は構造材を介した伝導伝熱及び対流により外界(外気，地中など)に放出される。あるいは，対流と伝導によってモジュール内の空気に伝わり，その自然換気に従って外界に放出される。

なお，発熱量の大きい大型乾式貯蔵キャスク用のコンクリートモジュールを代表して評価する。

2)　設計基準

設計基準を表１．２－１に示す。

表１．２－１　設計基準

対象箇所	設計基準	設計基準温度
キャスク周囲温度	乾式キャスク除熱評価のインプット条件となる制限温度	45℃以下
モジュールのコンクリート材	コンクリート材の構造強度が確保される制限温度	65℃以下 [1)]

1)　発電用原子力設備規格　コンクリート製原子炉格納容器規格(JSME S NE1-2003)

3)　評価条件

コンクリートモジュールの除熱評価の解析モデルは以下の通りとする。

- 保管状態の金属キャスク 1 基を含むコンクリートモジュール及び基礎スラブを解析対象とし，コンクリートモジュール及びキャスク形状の対称性を想定して 1/2 区分を模擬(モデル化)する。(図１．２－１参照)
- 大型乾式貯蔵キャスクは，直径約 2.4m，全長約 5.6m の円柱形状で模擬する。(図１．２－１参照)
- 解析で模擬しない部分の圧力損失要素として，給排気口に設置するグレーチング

と外気が給排気口に流入/流出する際の縮流/拡流の圧力損失を，給排気面を換気流が通過する際に発生する圧力損失として付与する(相当する圧力損失係数の設定)。

・ コンクリートモジュール温度を保守的に評価するため，モジュール外壁表面及び床基礎スラブ底面は断熱条件とする。また，キャスク上面側のモジュール壁面に設けられる点検扉及び給気口(1 面)は模擬しない。(図１．２－１参照) なお，モジュール外壁表面での外気との熱の出入りを考慮した評価については参考資料に示す。

図１．２－１に三次元熱流動解析の評価領域を示す。また，評価条件を表１．２－２に示す。

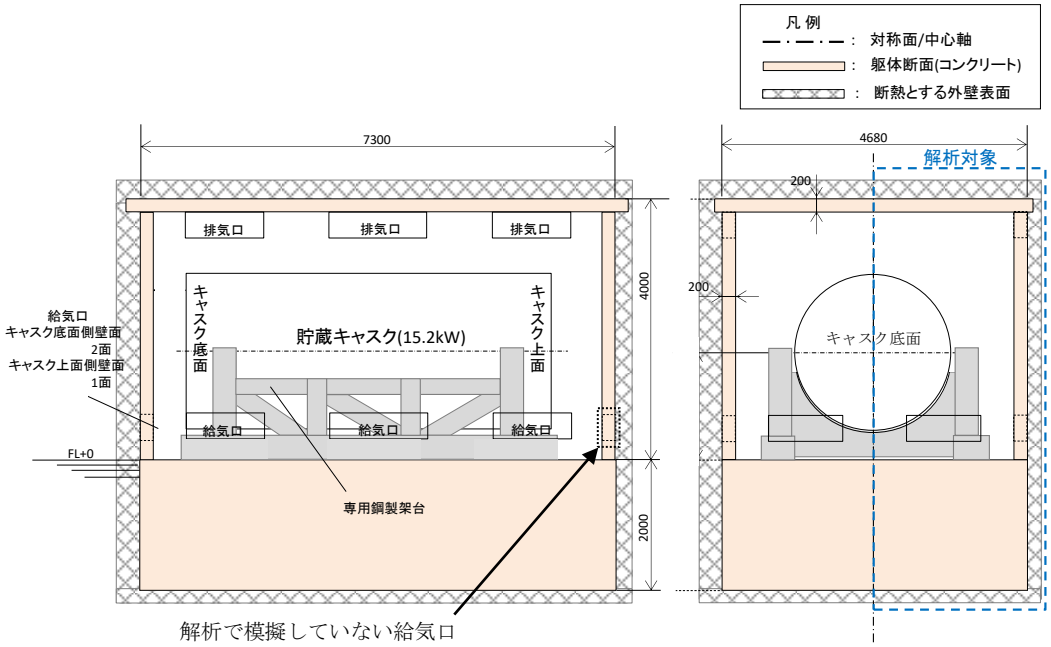


図１．２－１　三次元熱流動解析の評価領域
(コンクリートモジュール断面(単位:mm))

表１．２－２　評価条件

項目	評価条件	備考
設計給気温度 (℃)	29.4	小名浜特別地域気象観測所で観測された 2007 年～2011 年の夏季(6 月～9 月)毎正時観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度
発熱量 (kW)	15.2	乾式貯蔵キャスク(大型キャスク)の発熱量。キャスク全表面(上面，側面，底面)に一様な熱流束を設定する。

4)　評価方法

三次元熱流動解析コードFLUENTを用いて，伝導，対流，ふく射が共存する伝熱流動場の支配方程式系を解くことにより，キャスク周囲雰囲気温度及びコンクリートモジュール温度を評価する。

図１．２－２にFLUENTでの解析モデル図を示す。

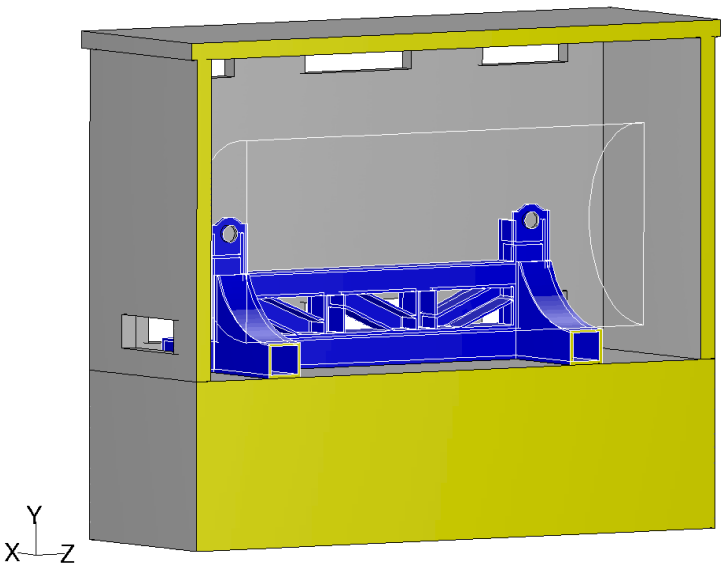


図１．２－２　コンクリートモジュールの解析モデル図

5)　評価結果

評価結果を以下に示す。

Ａ．空気温度(キャスク周囲雰囲気温度及び排気温度)

表１．２－３に三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール内の平均空気温度と排気温度を示す。三次元熱流動解析の結果から，コンクリートモジュール内の平均空気温度は 34.5℃，排気温度は 39.4℃であり，制限温度 45℃と比較して十分に低い温度となっていることを確認した。

Ｂ．コンクリートモジュールの温度

表１．２－４に三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール最高温度値，図１．２－３にコンクリートモジュール内壁表面(天井面，側壁面，床面)の温度分布図を示す。

コンクリートモジュールのコンクリート材最高温度は 53.2℃(側壁)となり，制限温度 65℃まで十分な裕度があることを確認した。

表１．２－３　三次元熱流動解析による空気温度

(単位：℃)

キャスク型式	項 目	評価結果	設計基準温度
乾式貯蔵キャスク(大型)	コンクリートモジュール内の平均空気温度	34.5	45
	排気温度	39.4	

表１．２－４　三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール温度の最高値

(単位：℃)

評価部位	評価結果	設計基準温度
天井面	52.8	65
側壁面	53.2	
床面	51.5	

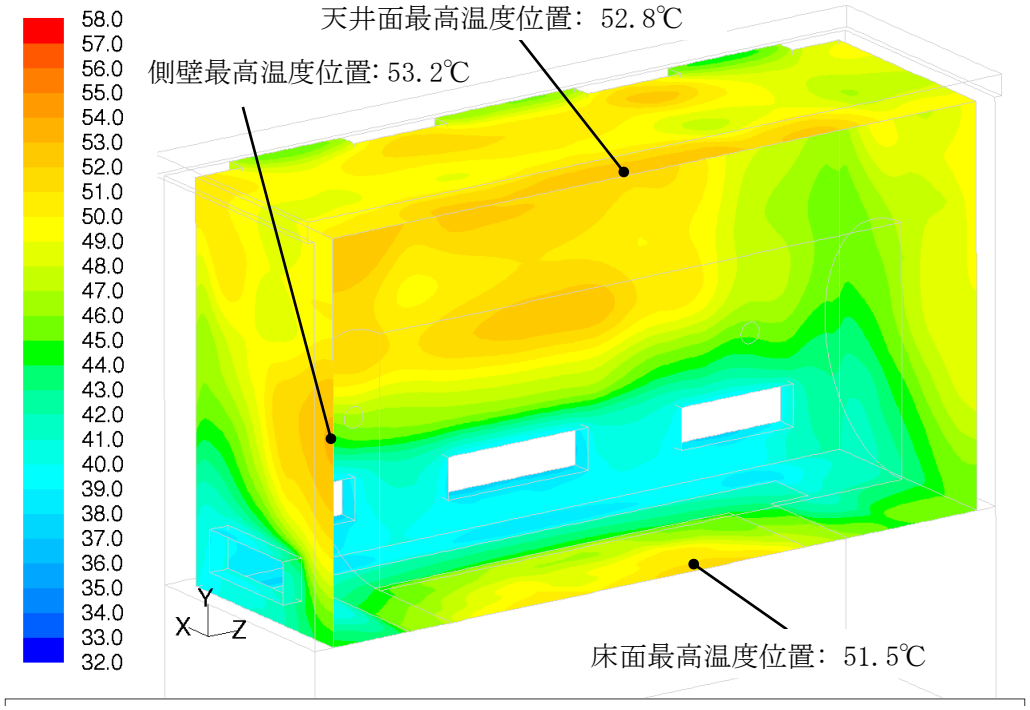


図１．２－３ コンクリートモジュール内壁表面温度分布

参考資料

除熱解析に用いるコード（FLUENT）について

（１） 概要

FLUENT コードは，米国製の汎用熱流体解析コードであり，貯蔵キャスクの除熱解析などに利用されている。

（２） 機能

FLUENT コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 非圧縮性流れから圧縮性流れまで幅広く取り扱うことができ，層流，乱流，伝熱(対流，伝導，ふく射)，反応流，多相流等様々な流動場を解析の対象として取り扱うことができる。

② 熱伝導，対流熱伝達，ふく射の形態での伝熱過程を連成して解析することが可能であり，また，流体領域と固体領域での伝熱を同時に取り扱うことができる。

（３） 解析フロー

FLUENT コードの解析フローを図１．２－４に示す。

（４） 使用実績

FLUENT コードは，海外の金属キャスク貯蔵施設，コンクリートキャスクの除熱解析や国内中間貯蔵施設の貯蔵キャスク，貯蔵建屋の除熱評価に使用されている。

（５）検証方法

ベンチマーク試験[1)]による検証[2)]が実施されていることを確認。

1)電力中央研究所報告 U99505「キャスク貯蔵施設の除熱性能の実証に関する研究－スタック方式施設の除熱試験－」竹田浩文・古賀智成・亘真澄・坂本和昭(2000)

2)使用済燃料中間貯蔵施設貯蔵建屋・設備の安全設計及び施設安全評価について（東電設計株式会社，TEPSCO-LR-001 改 2 平成 21 年 8 月）

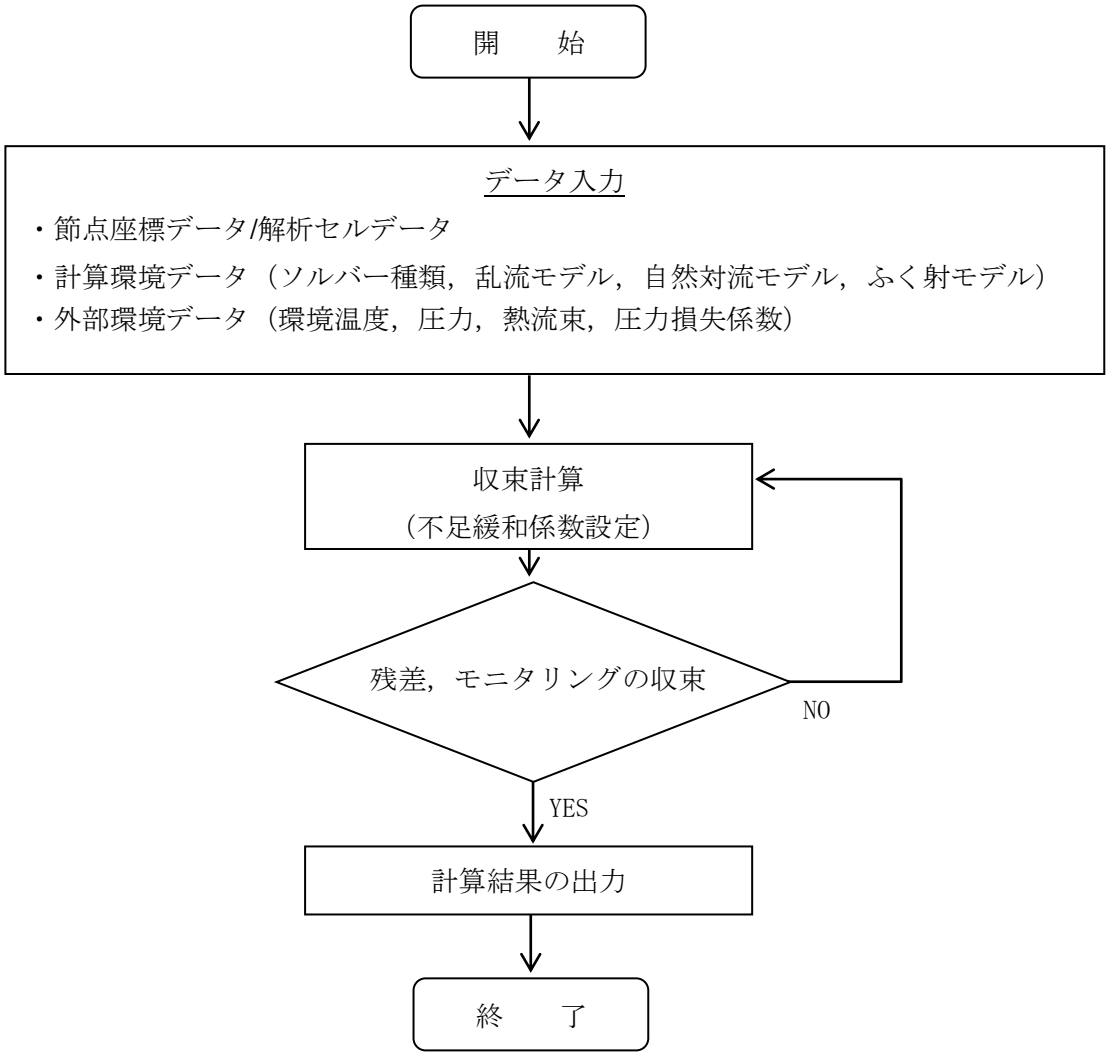


図１．２－４　FLUENT コードの解析フロー図

参考資料

外気との熱の出入りを考慮した除熱評価について

コンクリートモジュールの除熱評価においては，モジュール外壁表面及び床基礎スラブ底面は断熱条件とし評価を実施している。ここでは，モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮した評価を行い，モジュール外壁表面を断熱とする条件における評価との比較・検討を実施する。なお，床基礎スラブ底面は断熱条件とする。

1) 評価条件

モジュール外壁表面を断熱とする条件，及びモジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮する条件のそれぞれの評価条件を表１．２－５に示す。モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮した評価を行う場合，太陽からの日射量をコンクリート壁面に入熱量として付与すること，及びコンクリート外壁面からの放熱（外気による対流伝熱及び外気へのふく射伝熱）を考慮することの２点がモジュール外壁表面を断熱条件とする場合と異なる評価条件である。評価は，三次元熱流動解析コード FLUENT を用いて行う。

表１．２－５　評価条件

	モジュール外壁断熱	モジュール壁面での熱の出入りを考慮	備考
設計給気温度(℃)	29.4	同左	表１．２－２　評価条件と同一
崩壊熱(kW)	15.2	同左	表１．２－２　評価条件と同一
日射入熱 (W/m^2)	無し	水平面：800 垂直面：200 (日射吸収率：0.6)	“核燃料物質等の工場又は事業所の外における運搬に関する技術上の基準に係る細目等を定める告示”，第 14 条，別記第四の一の規定を準用
外気による対流伝熱	無し	風速 2m/s	小名浜の夏季(6～9 月)の月平均風速の平年値 2.2～2.6m/s より
		参考： 風速 0.5m/s	「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に定める静穏状態の風速を参照し設定
外気-外壁間の輻射伝熱	無し	考慮	―

2) 評価結果

評価結果を表１．２－６に示す。また，モジュール壁面での熱の出入りを考慮した評価における，風速 2m/s での評価と，風速 0.5m/s の評価のコンクリートモジュール内壁温度分布図をそれぞれ図１．２－５，図１．２－６に示す（モジュール外壁表面を断熱とする条件での温度分布図は図１．２－３参照)。モジュール外壁断熱での評価と比べ，モジュール壁面での熱の出入りを考慮した評価では外気への排熱によりコンクリート温度が低くなるが，風速 0.5m/s の評価においては，天井面の入熱量が大きく，天井内面温度が大きくなる傾向にある。モジュール外壁を断熱条件とする場合と，モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮する場合いずれも設計基準値を満足する。

表１．２－６　評価結果

（単位：℃）

	モジュール外壁断熱	モジュール壁面での熱の出入りを考慮		設計基準値
		風速 2m/s	風速 0.5m/s（参考値）	
排気温度	39.4	38.1	38.9	45
モジュール内空気平均温度	34.5	34.1	34.3	
天井内面最高温度	52.8	51.1	54.5	65
屋根面最高温度	－	51.9	59.3	
側壁内面最高温度	53.2	46.7	50.6	
側壁外面最高温度	－	41.0	43.4	
床面最高温度	51.5	50.9	51.1	

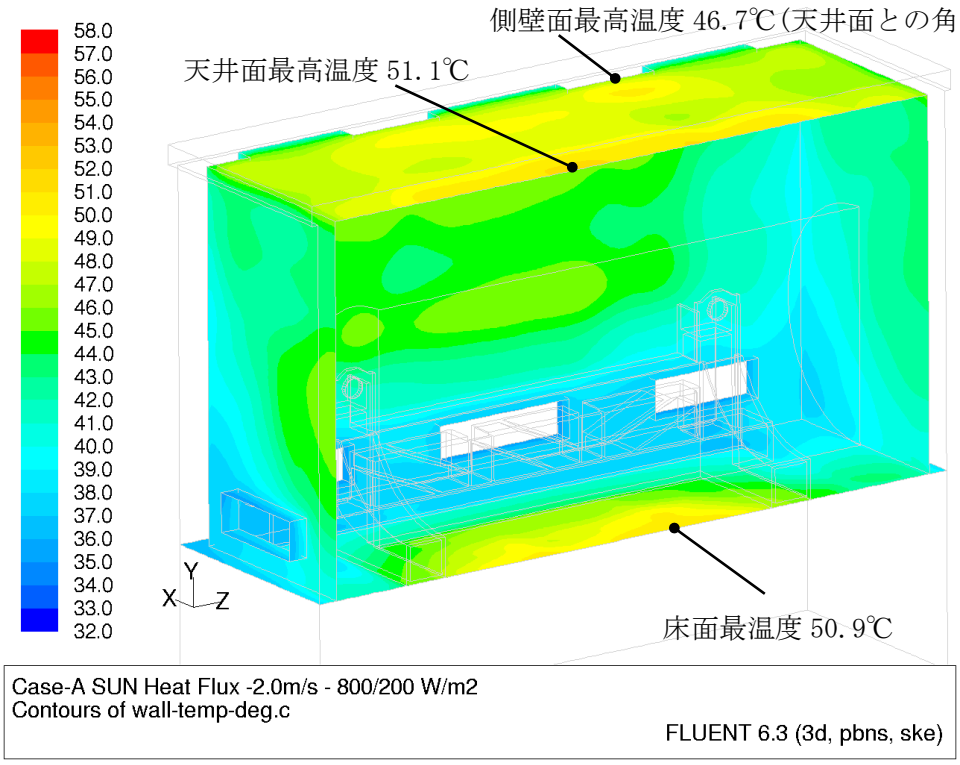


図１．２－５　コンクリートモジュール内壁表面温度分布(風速 2.0m/s)

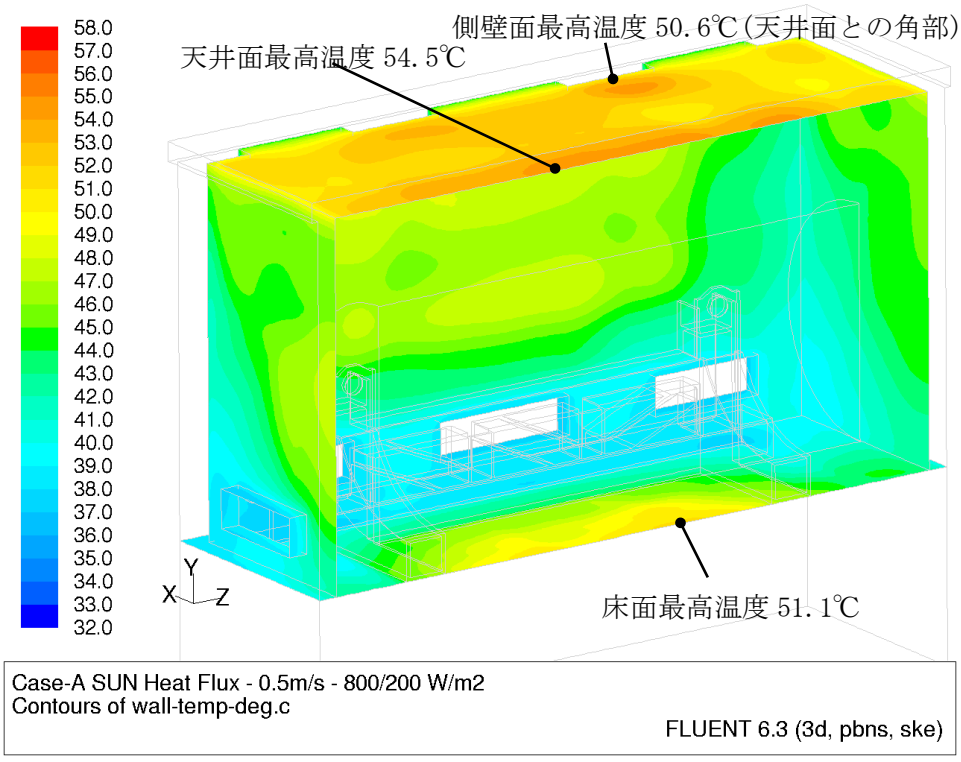


図１．２－６　コンクリートモジュール内壁表面温度分布（風速 0.5m/s（参考値））

3)　考察

評価条件，及び評価結果の不確定性に対する検討結果を以下に示す。モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮する条件において，評価条件は妥当であると考えられること，モジュール外壁を断熱とする条件とモジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮する条件とで評価結果に大きな差異はなく，またいずれも設計基準値を満足していること，評価結果に対する不確定性を考慮しても，設備への影響は無いと考えられることから，本文に記載しているモジュール外壁を断熱とする条件の評価は，コンクリートモジュールの除熱評価として妥当と考える。

①　日射入熱量の条件に事業所外運搬の告示に定める値を使用すること

各都市での夏期の設計用日射量（W・h/(m^2・日)）を表１．２－７に示す。
（空気調和・衛生工学便覧〈第 14 版〉第 17 章 冷暖房負荷 表 17.6 設計用日射量(夏期)）

表１．２－７　各都市夏期の設計用日射量（W・h/(m^2・日)）

	札幌	東京	福岡
水平面全天	7959	8086	8100
垂直面全天(E)	3752	3486	3511
垂直面全天(W)	3705	3553	3475
垂直面全天(N)	1117	1091	1121
垂直面全天(S)	2527	1798	1598

福島から最も近く，南に位置する東京データでの水平面及び垂直面の日照時間中（5-18 時の 13 時間と想定）の時間平均値を求めると，それぞれ以下の値となる。

・水平面：8086/13=622W/m^2

・垂直面平均値：(3486+3553+1091+1798)/(4×13)=191W/m^2

また，1F 構内での気象観測データにおける，2006 年～2010 年 6～9 月の 5 年間の日射量データのうち，最も積算日射量が高い日の積算日射量を可照時間で割った値は 607 W/m^2 であり，冷房設計用日射量計算モデル（東京：622W/m^2）による時間平均値を下回る。以上より，事業所外運搬の告示に定める値（水平面：800W/m^2，垂直面：200W/m^2）は，保守的な設定値と考えられ，評価に用いることは妥当と考える。

②　日射吸収率

日射入熱量に対するコンクリートの日射吸収率は，日本建築学会「建築設計資料集成」より，明るい色のコンクリートの日射吸収率である 0.6 を用いている。文献により，コ

ンクリートの日射吸収率の数値は若干の違いがあり，空気調和・衛生工学便覧，第 5 編には，コンクリートの日射吸収率は 0.7 程度という記載がある。本評価では，上記のとおり日本建築学会「建築設計資料集成」記載値にて評価を行っているが，日射吸収率を0.7程度とした場合においても，表１．２－８のとおり設計基準温度を超えることは無い。

また，数年程度ではコンクリート表面色の変化はほぼ無いと考えられるが，仮保管期間が長期にわたる場合は，仮保管された乾式キャスクの表面温度やコンクリートの表面状態等を確認し，除熱機能に影響が無いか今後状態を確認していく。

表１．２－８　日射吸収率を変えた場合の除熱評価結果（風速 0.5m/s）

（単位：℃）

	外壁断熱	熱の出入りを考慮		設計基準値
		日射吸収率 0.6	日射吸収率 0.7 程度	
排気温度	39.4	38.9	39.3	45
モジュール内空気平均温度	34.5	34.3	34.4	
天井内面最高温度	52.8	54.5	57.0	65
側壁内面最高温度	53.2	50.6	52.8	
床面最高温度	51.5	51.1	51.3	

③　外気による対流伝熱にて考慮する風速について

コンクリート壁面と外気との対流伝熱において，外気の風速を考慮し伝熱量を設定している。外気の風速は，小名浜特別地域気象観測所の観測データより，夏季(6～9 月)の月平均風速の平年値が約 2.2～2.6m/s であることを踏まえ，2m/s と設定し評価を行っている。また，参考として静穏状態の評価もあわせて実施し，除熱評価の評価結果が設計基準温度を満足することを確認している。静穏状態の風速は，「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」の解説において，

（抜粋）
感度のよい微風向･微風速計では静穏時でも 0.5m/s 以上の風速を示していることが多く，また，静穏時における放射性雲からのガンマ線被曝も極端に高い実測値がえられていないことから，静穏時においても大気による拡散希釈は行われているものと考えられる。

このように記載されていることから，コンクリートモジュールの除熱評価においても，

静穏状態の風速として同指針を参照し，0.5m/s と設定している。なお，風速 0.5m/s は 1F 構内での気象観測データにおける，2006 年～2010 年 6～9 月の日照時間中（5 時-18 時と想定）風速データの約 97.5%を包絡する値であり，保守的な設定である。

④　評価結果の不確定性

コンクリートモジュールの除熱評価における，現状の評価方針について，大きな保守性を有するものではないが，定常的に評価条件を逸脱することはないと考える。また，一時的に本評価条件を超える状態が発生した場合においても，以下の通り設備への影響はないと考える。

・コンクリートモジュールへの影響

コンクリートの設計基準温度は保守的に「コンクリート製原子炉格納容器規格（JSME S NE1-2003)」の定常状態での温度制限値を用いている。同規格において 24 時間未満の非定常状態における温度制限値は 175℃とされており，一時的に 65℃以上の温度となったとしても，ただちにコンクリート内の水分の散逸により健全性に影響を与えることは考えにくい。

・キャスク除熱への影響

キャスクの除熱機能の確認のため，キャスク表面に温度センサ及び警報が設置されており，温度上昇が発生した場合には免震重要棟で検知でき，散水などによる外気温度の低下等の速やかな対処が可能である。

なお，キャスクの除熱評価における評価条件は，保守的な崩壊熱（※1）を設定しており，評価の保守性を有している。またキャスクの除熱評価結果は最も設計基準温度に対する余裕が厳しい燃料被覆管においても，26℃以上の裕度を有している。従って，一時的にコンクリートモジュール内温度が 45℃を超過したとしても，キャスク各部の設計基準温度を超過する恐れはないと考える。

※1　使用済燃料の軸方向燃焼度分布は中心部分で大きいことを考慮し，燃料の平均燃焼度から求まる崩壊熱より大きい値を設計崩壊熱量とし除熱評価を行っている。

(2) 輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

1) 基本的な考え方

コンクリートモジュール内の除熱評価においては，コンクリートモジュール及び輸送貯蔵兼用キャスクを適切にモデル化し，三次元熱流動解析コード FLUENT を用いて輸送貯蔵兼用キャスク周囲温度，コンクリートモジュールの各部コンクリート温度を評価する。

コンクリートモジュール内に保管されたキャスクの崩壊熱は次の伝熱形態で最終的に外界へ放熱される。

① 使用済燃料から乾式キャスク表面に伝えられた崩壊熱の大部分は，キャスク近傍の空気に対流と伝導により伝達される。崩壊熱の一部については，ふく射及び支持架台を介する伝導によりコンクリートモジュールに伝えられる。

② コンクリートモジュールへ伝わった熱は構造材を介した伝導伝熱及び対流により外界(外気，地中など)に放出される。あるいは，対流と伝導によってモジュール内の空気に伝わり，その自然換気に従って外界に放出される。

本評価は輸送貯蔵兼用キャスク B におけるコンクリートモジュール内の除熱評価である。

2) 設計基準

設計基準を表１．２－９に示す。

表１．２－９　設計基準

対象箇所	設計基準	設計基準温度
キャスク周囲温度	乾式キャスク除熱評価のインプット条件となる制限温度	45℃以下
モジュールのコンクリート材	コンクリート材の構造強度が確保される制限温度	65℃以下 [1)]

1) 発電用原子力設備規格　コンクリート製原子炉格納容器規格(JSME S NE1-2003)

3) 評価条件

コンクリートモジュールの除熱評価の解析モデルは以下の通りとする。

- 保管状態のキャスク 1 基を含むコンクリートモジュール及び基礎スラブを解析対象とし，コンクリートモジュール及びキャスク形状の対称性を想定して 1/2 区分を模擬(モデル化)する。(図１．２－７参照)
- 輸送貯蔵兼用キャスク B は直径約 2.5m，全長約 5.3m であるが、保守的に形状寸法が大きく流路の圧力損失が大きくなるよう直径約 2.5m，全長約 5.4m の円柱形状で模擬する。(図１．２－７参照)

・ 評価に用いる直径約 2.5m，全長約 5.4m の円柱形状のモデルと輸送貯蔵兼用キャスク B の発熱量から求められる熱流束が等しくなるよう、評価に用いる発熱量は，15.3kW×（直径約 2.5m，全長約 5.4m の円柱形状のモデルの表面積/B 型キャスクの表面積）とし，15.9kW とする。

・ 解析で模擬しない部分の圧力損失要素として，給排気口に設置するグレーチングと外気が給排気口に流入/流出する際の縮流/拡流の圧力損失を，給排気面を換気流が通過する際に発生する圧力損失として付与する(相当する圧力損失係数の設定)。

・ コンクリートモジュール温度を保守的に評価するため，モジュール外壁表面及び床基礎スラブ底面は断熱条件とする。また，キャスク上面側のモジュール壁面に設けられる点検扉及び給気口(1 面)は模擬しない。(図１．２－７参照）なお，モジュール外壁表面での外気との熱の出入りを考慮した評価については参考資料に示す。

図１．２－７に三次元熱流動解析の評価領域を示す。また，評価条件を表１．２－１０に示す。

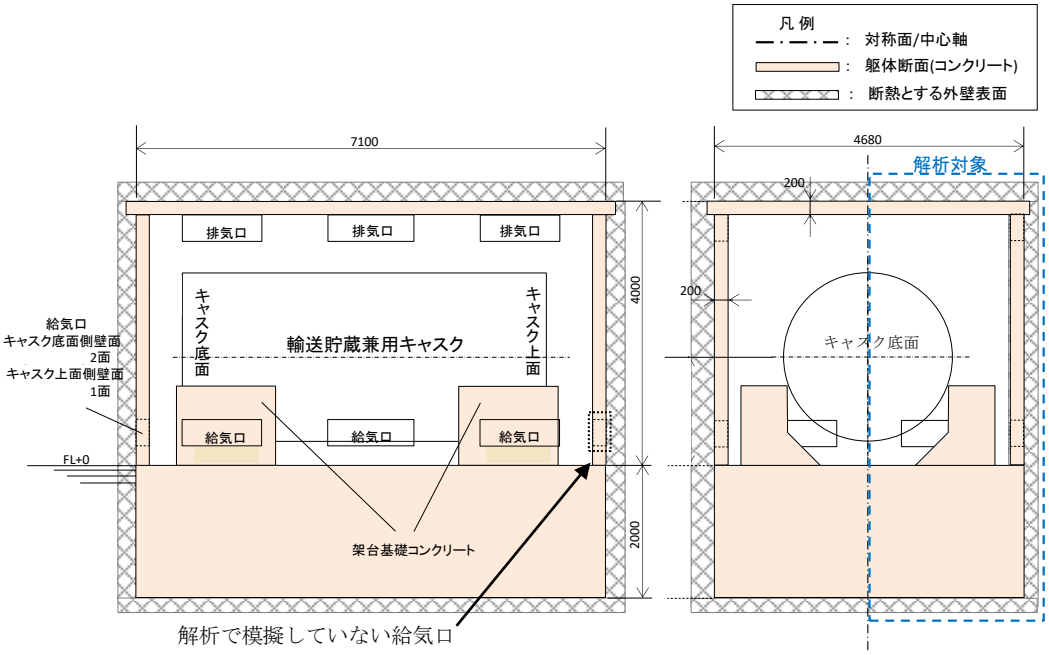


図１．２－７　三次元熱流動解析の評価領域
（コンクリートモジュール断面(単位:mm)）

表１．２－１０　評価条件

項目	評価条件	備考
設計給気温度（℃）	29.4	小名浜特別地域気象観測所で観測された 2007 年～2011 年の夏季(6 月～9 月)毎正時観測データにおける累積出現率が 99%となる最高温度
発熱量（kW）	15.9	評価に用いる円柱形状モデルの表面の熱流束が輸送貯蔵兼用キャスク B の表面の熱流速と等しくなる値。15.3kW×（直径約 2.5m，全長約 5.4m の円柱形状のモデルの表面積/B 型キャスクの表面積）より設定。キャスク全表面（上面，側面，底面）に一様な熱流束を設定する。

4)　評価方法

三次元熱流動解析コード FLUENT を用いて，伝導，対流，ふく射が共存する伝熱流動場の支配方程式系を解くことにより，キャスク周囲温度及びコンクリートモジュール温度を評価する。

図１．２－８に FLUENT での解析モデル図を示す。

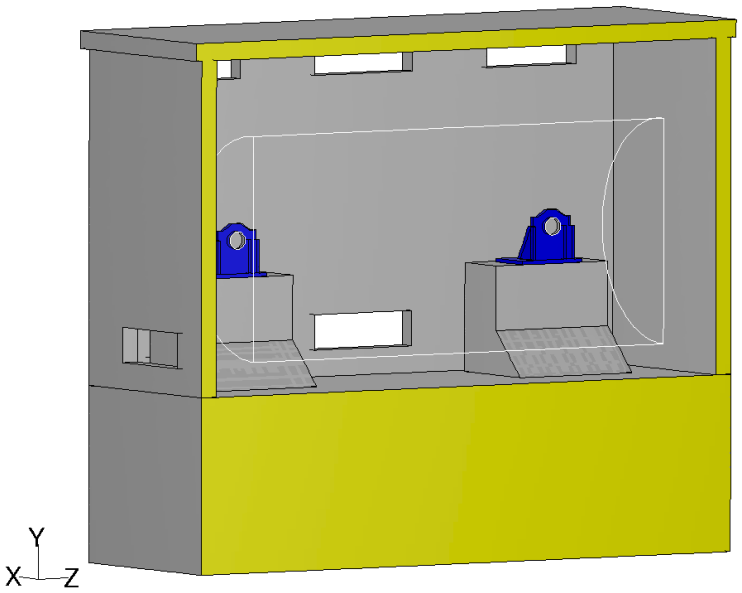


図１．２－８　コンクリートモジュールの解析モデル図

5)　評価結果

評価結果を以下に示す。

A．空気温度(キャスク周囲温度及び排気温度)

表１．２－１１に三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール内の平均空気温度と排気温度を示す。三次元熱流動解析の結果から，コンクリートモジュール内の平均空気温度は 34.8℃，排気温度は 40.3℃であり，設計基準温度 45℃を満足する。

B．コンクリートモジュールの温度

表１．２－１２に三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール最高温度値，図１．２－９にコンクリートモジュール内壁表面(天井面，側壁面，床面)及びコンクリート支持架台の温度分布図を示す。

コンクリートモジュールのコンクリート材最高温度は 57.6℃(側壁)となり，設計基準温度 65℃を満足する。

表１．２－１１　三次元熱流動解析による空気温度

(単位：℃)

キャスク型式	項 目	評価結果	設計基準温度
輸送貯蔵兼用キャスク	コンクリートモジュール内の平均空気温度	34.8	45
	排気温度	40.3	

表１．２－１２　三次元熱流動解析によるコンクリートモジュール温度の最高値

(単位：℃)

評価部位	評価結果	設計基準温度
天井面	54.8	65
側壁面	57.6	
床面	50.2	
コンクリート支持架台	54.7	

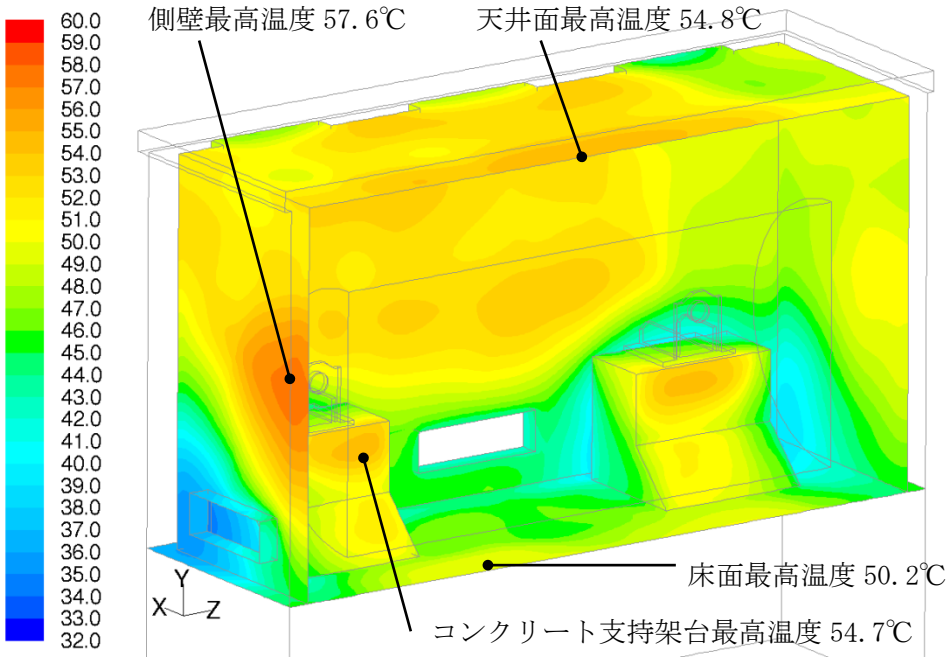


図１．２－９　コンクリートモジュール内壁表面温度分布

参考資料

外気との熱の出入りを考慮した除熱評価について（輸送貯蔵兼用キャスク）

コンクリートモジュールの除熱評価においては，モジュール外壁表面及び床基礎スラブ底面は断熱条件とし評価を実施している。ここでは，モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮した評価を行い，モジュール外壁表面を断熱とする条件における評価との比較・検討を実施する。なお，床基礎スラブ底面は断熱条件とする。評価条件等は乾式貯蔵キャスク用コンクリートモジュールでの除熱評価と同様である。

1) 評価条件

評価条件を表１．２－１３に示す。評価は，三次元熱流動解析コード FLUENT を用いて行う。

表１．２－１３　評価条件

	モジュール外壁断熱	モジュール壁面での熱の出入りを考慮	備考
設計給気温度(℃)	29.4	同左	表１．２－１０　評価条件と同一
崩壊熱(kW)	15.9	同左	表１．２－１０　評価条件と同一
日射入熱 (W/m^2)	無し	水平面：800 垂直面：200 (日射吸収率：0.6)	“核燃料物質等の工場又は事業所の外における運搬に関する技術上の基準に係る細目等を定める告示”，第 14 条，別記第四の一の規定を準用
外気による対流伝熱	無し	風速 2m/s	小名浜の夏季(6～9 月)の月平均風速の平年値 2.2～2.6m/s より
		参考： 風速 0.5m/s	「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に定める静穏状態の風速を参照し設定
外気-外壁間の輻射伝熱	無し	考慮	―

2) 評価結果

評価結果を表１．２－１４に示す。また，モジュール壁面での熱の出入りを考慮した評価における，風速 2m/s での評価と，風速 0.5m/s の評価のコンクリートモジュール内壁温度分布図をそれぞれ図１．２－１０，図１．２－１１に示す（モジュール外壁表面

を断熱とする条件での温度分布図は図１．２－９参照)。モジュール外壁断熱での評価と比べ，モジュール壁面での熱の出入りを考慮した評価では外気への排熱によりコンクリート温度が低くなるが，風速 0.5m/s の評価においては，天井面の入熱量が大きく，天井内面温度が大きくなる傾向にある。モジュール外壁を断熱条件とする場合と，モジュール壁面での外気との熱の出入りを考慮する場合いずれも設計基準値を満足する。

表１．２－１４　評価結果

（単位：℃）

	モジュール外壁断熱	モジュール壁面での熱の出入りを考慮		設計基準値
		風速 2m/s	風速 0.5m/s（参考値）	
排気温度	40.3	38.6	39.4	45
モジュール内空気平均温度	34.8	34.3	34.5	
天井内面最高温度	54.8	52.2	55.7	65
屋根面最高温度	－	52.1	59.6	
側壁内面最高温度	57.6	47.9	51.8	
側壁外面最高温度	－	40.6	44.1	
床面最高温度	50.2	49.3	49.6	
コンクリート支持架台	54.7	53.5	53.9	

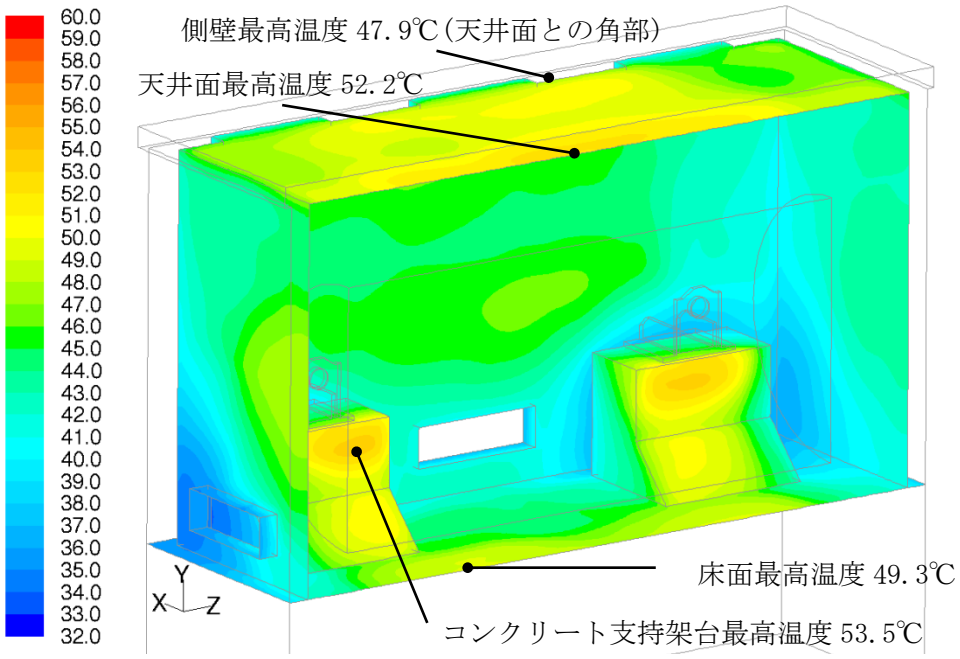


図１．２－１０　コンクリートモジュール内壁表面温度分布(風速 2.0m/s)

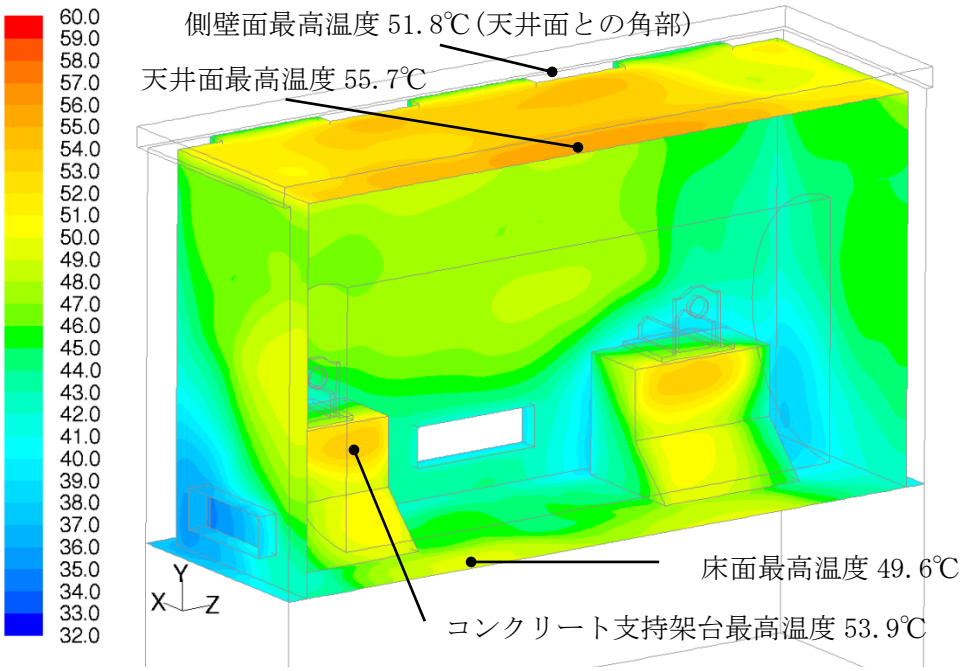


図１．２－１１　コンクリートモジュール内壁表面温度分布（風速 0.5m/s（参考値））

2　密封機能

2.1　乾式キャスクの密封機能

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　基本的な考え方

乾式貯蔵キャスクについて，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。そのため以下の配慮を行う。

①　蓋部及び蓋部貫通孔のシール部には，金属ガスケットを用い，設計貯蔵期間中の圧力障壁を維持する構造とする。

②　乾式貯蔵キャスク本体は堅固な構造であり，蓋部は一次蓋，二次蓋の二重構造である。乾式貯蔵キャスク本体の密封境界は，図２．１－１に示すように胴，底板，一次蓋，貫通孔蓋板及び金属ガスケットからなる。また図２．１－２に示すように，胴，一次蓋，二次蓋，貫通孔蓋板及び金属ガスケットからなる密封監視圧力境界がある。

③　乾式貯蔵キャスク内部は負圧（密封境界）とし，一次蓋と二次蓋の間は正圧とすることにより圧力障壁を設ける。

④　蓋間空間の圧力を監視することにより，万一いずれかの金属ガスケットに漏えいが生じた場合には，密封機能低下が検出できる。この場合でも乾式貯蔵キャスク内部の負圧は維持され，内部気体が直接大気中に放出されることはない。

⑤　金属ガスケットの構造は，コイルスプリングを内蔵する金属製Ｏリング状ガスケットである。外観はＯリング状で，中心部にあるコイルスプリングと，これを覆う二層の被覆から構成される。

なお，密封評価は大型乾式貯蔵キャスクを代表して評価する。これは大型乾式貯蔵キャスクの金属ガスケットの直径が大きいことから，漏えい孔径が大きくなるためである。

密封評価の評価条件として用いるキャスク内部圧力，蓋間空間圧力，大気圧，キャスク容積，流体温度，内部気体，設計貯蔵期間は添付資料－２－１「評価の基本方針（既設65基)」で記載している既存評価書の内容と同じ条件である。よって本評価結果は既存評価書の内容を引用する。

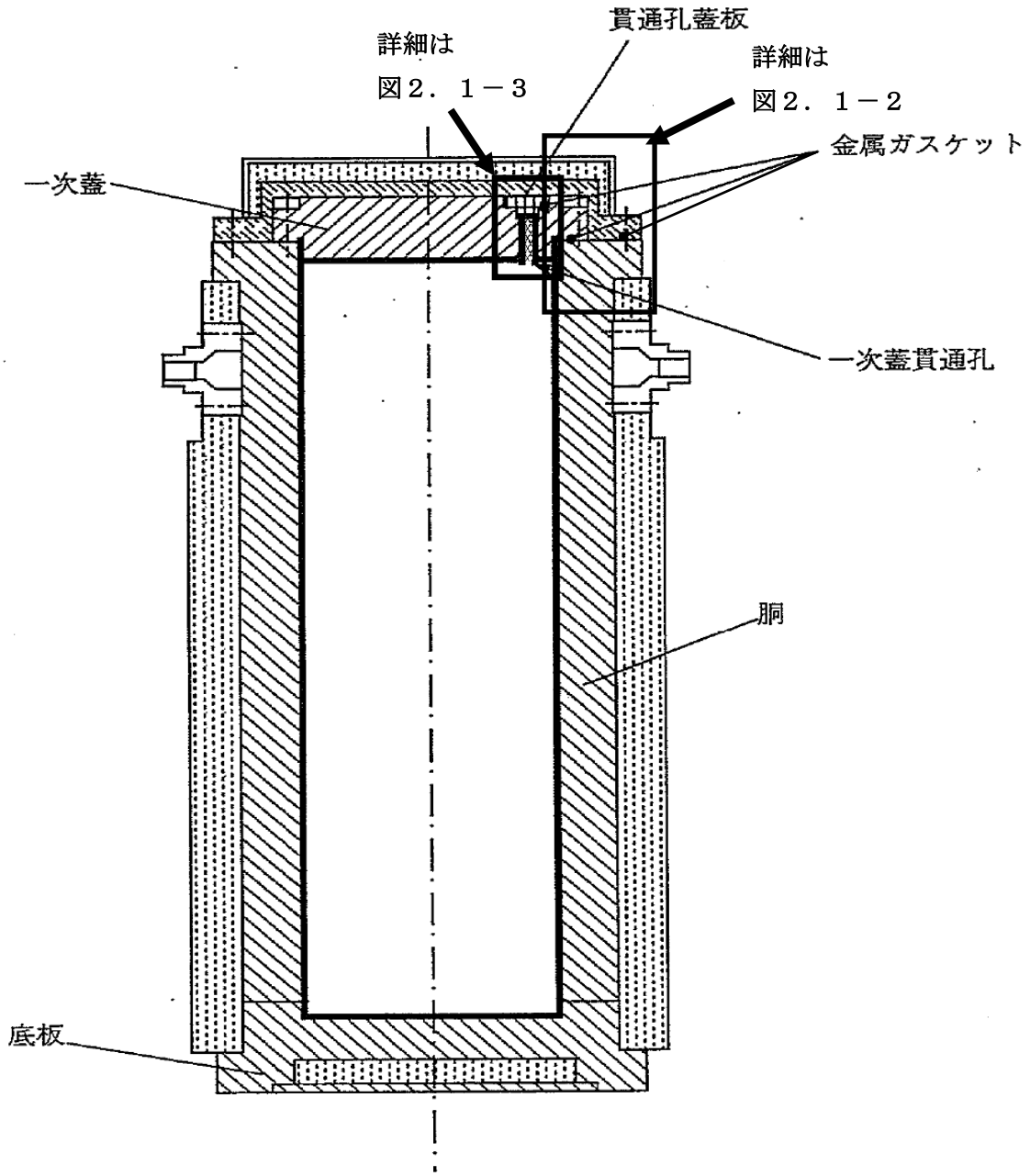


図２．１－１　乾式貯蔵キャスクの密封構造図

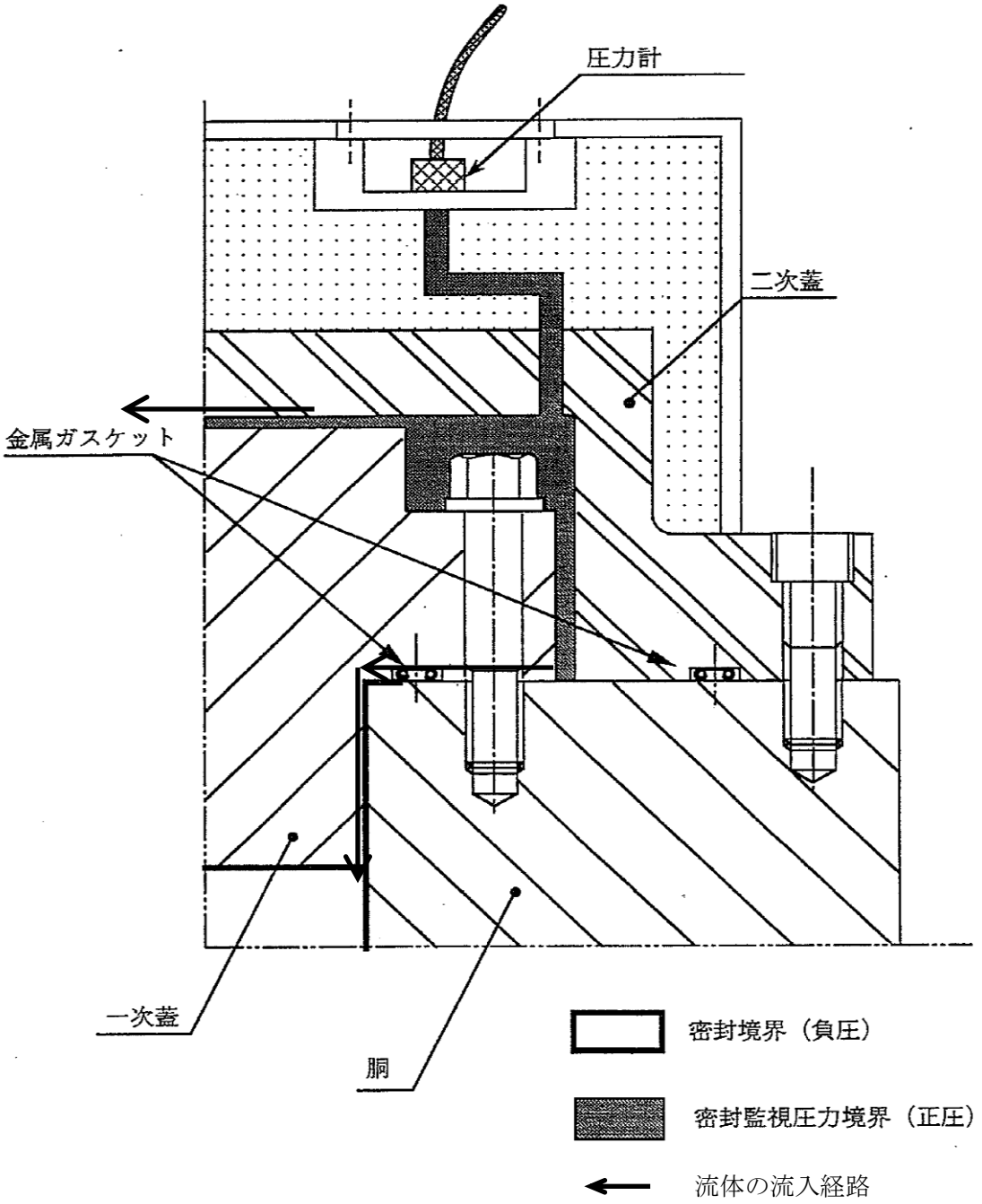


図２．１－２　乾式貯蔵キャスクの密封部詳細図

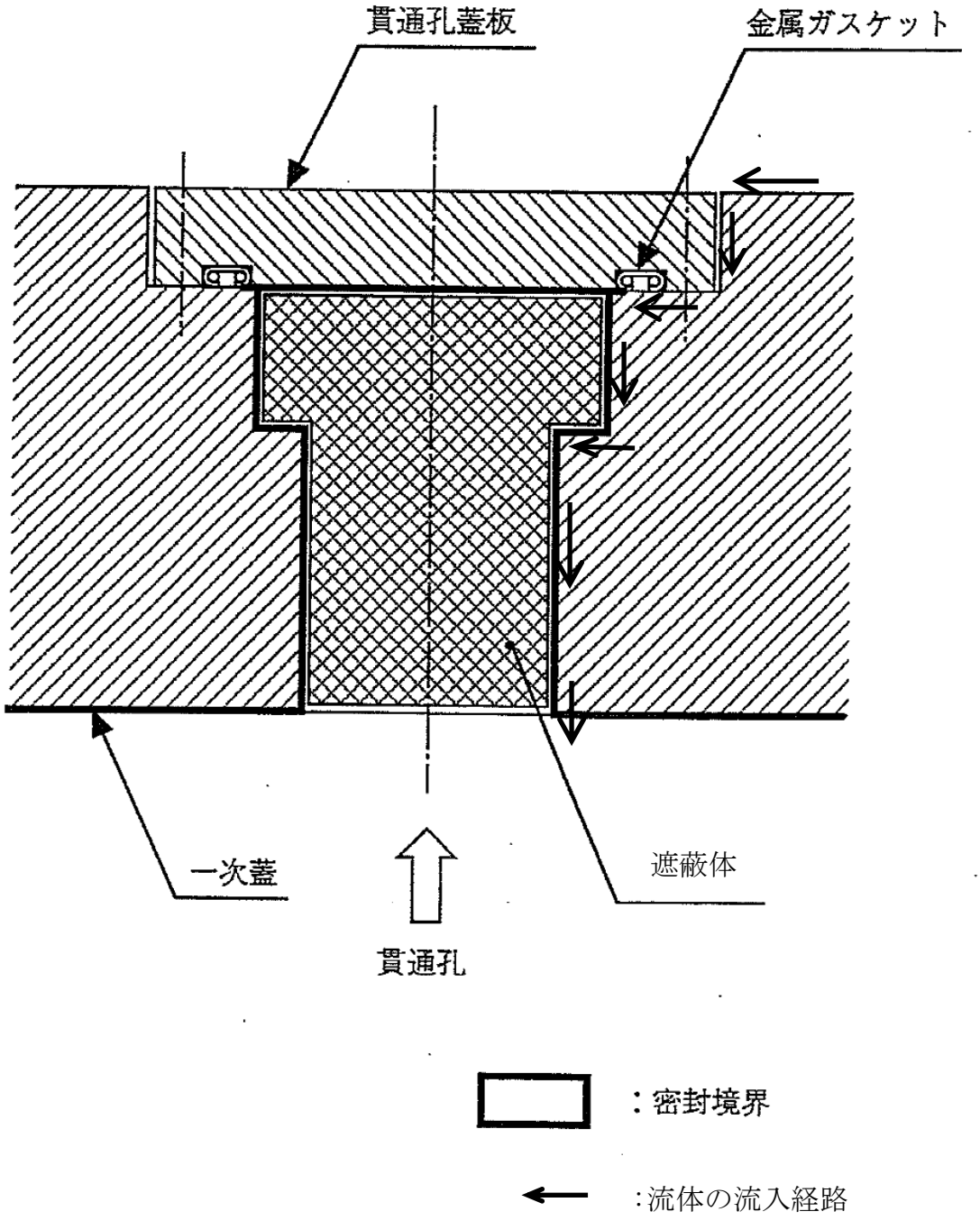


図２．１－３　乾式貯蔵キャスクの貫通孔蓋板部詳細図

2)　評価基準

貯蔵容器の金属ガスケットの漏えい率が，基準漏えい率以下となること。

3)　評価条件

基準漏えい率を求めるにあたっては，蓋間圧力は一定及び蓋間空間のガスは乾式貯蔵キャスク内部側にのみ漏えいするものとして漏えい計算を行う。また大気圧としては，気象変化による圧力変動を考慮した値 9.7×10^{4}Pa(0.96atm，日本に上陸した平均的な台風の中心気圧[1)])とする。

密封評価条件を表２．１－１に示す。

表２．１－１　密封評価条件

項目	評価条件
圧力 (Pa abs)	キャスク内部：8.1×10^{4}（初期） 蓋間空間　　：4.1×10^{5}（初期） 大気圧　　：9.7×10^{4}
空間容積 (m^3)	キャスク内部：4.0
流体温度 (℃)	キャスク内部： 240 （今回の熱解析の結果では，キャスクにヘリウムを封入した後の燃料被覆管の温度174℃がキャスク内部の最高温度であるが，保守的に240℃を採用する。） シール部　　：-4.5 （小名浜特別地域気象観測所で観測された2007年12月～2012年2月の冬季(12月～2月)毎正時観測データにおける累積出現率が99%以上となる温度）
内部気体	ヘリウム
設計貯蔵期間 (年)	40

1)　理科年表，国立天文台　1989

4)　評価方法

①　概要

密封評価では，設計貯蔵期間中にキャスク内部の負圧が維持できる漏えい率を求める。

漏えい率はシールする流体，シール部温度及び漏えい上流側と下流側の圧力に依存する。従って乾式貯蔵キャスクの漏えい計算では，初期値としてある漏えい率を設定し，微小時間ごとに乾式貯蔵キャスク内部圧力の変化とそれによる漏えい率の変化を求め，圧力変化を積分することにより，ある期間経過後の乾式貯蔵キャスク内部圧力を求める。

乾式貯蔵キャスクの密封評価の基準となる基準漏えい率は，設計貯蔵期間中に乾式貯蔵キャスク内部の負圧が維持できる漏えい率として定義される。これは上述の漏えい計算を繰り返して行うことにより，設計貯蔵期間経過後に乾式貯蔵キャスク内部圧力が大気圧となる漏えい率として求める。

なお，基準漏えい率及び漏えい率は一次蓋からの漏えいと貫通孔蓋板からの漏えいの合計の値とする。

②　基準漏えい率計算手順

基準漏えい率の算出フローを図２．１－４に示す。

Ａ．乾式貯蔵キャスクの密封境界の漏えい率 Q_0 を設定する。この漏えい率は使用済燃料の貯蔵開始時のシール部の圧力，温度条件での乾式貯蔵キャスクの密封境界（一次蓋）全箇所からの漏えい率の合計値として設定する。

Ｂ．乾式貯蔵キャスク初期内部圧力 Pi(0)，この時の漏えい率 $Q(Pi)=Q_0$ による微小時間 dt 後の内部圧力 Pi(t)を，ボイル・シャルルの法則に基づき，以下のように求める。

$$\frac{Vi \cdot dPi(t)}{Ti} = \frac{Q(Pi) \cdot dt}{Ts} \quad \cdots\cdots\cdots(1)$$

ここで，

dPi(t)：乾式貯蔵キャスク内部の圧力変動（Pa）

Pi：乾式貯蔵キャスク内部の圧力（Pa）

Vi：乾式貯蔵キャスク内部容積（m^3）

Ti：乾式貯蔵キャスク内部温度（K）

Q(Pi)：漏えい率（$Pa \cdot m^3/s$）

dt：微小時間（s）

Ts：シール部温度（K）

Ｃ．新しい乾式貯蔵キャスク内部圧力 Pi(t)による漏えい率 Q(Pi)を求める。

Ｄ．新しい漏えい率 Q(Pi)による微小時間後の乾式貯蔵キャスク内部圧力 Pi(t)を(1)の

式にて求める。

Ｅ．Ｃ,Ｄの手順で微小時間ごとに積算（数値積分）することにより，設計貯蔵期間経過後の乾式貯蔵キャスク内部圧力 Pf を求める。

Ｆ．Pf が正圧の場合はより小さい漏えい率を，負圧の場合はより大きい漏えい率 Q_0 を設定して，Ａ～Ｅを繰り返し，設計貯蔵期間経過後の乾式貯蔵キャスク内部圧力が大気圧となる漏えい率 Qf を求める。

Ｇ．Qf を標準状態(25℃，1×10^5 Pa)の漏えい率に換算し，基準漏えい率 Qs とする。

③　漏えい計算式

前項の漏えい率の計算や基準漏えい率の換算は，流体力学基礎式に基づく以下のクヌッセンの式を用いる。

$$Q = LPa$$

$$L = (Fc + Fm)\cdot(Pu - Pd)$$

$$Fc = \frac{\pi}{128}\cdot\frac{\mathrm{D}^4}{a\mu}$$

$$Fm = \frac{\sqrt{2\pi Ro}}{6}\cdot\frac{D^3\sqrt{T/M}}{aPa}$$

ここで,

Fc：連続流のコンダクタンス係数（m^3/(Pa･s)）

Fm：自由分子流のコンダクタンス係数（m^3/(Pa･s)）

Ｄ：相当漏えい孔径（m）

ａ：漏えい孔長（m）

μ：粘性係数（Pa･s）

Ｔ：流体の温度（K）

Ｍ：流体の分子量（kg/mol）

Ro：気体定数（J/(mol･K)）

Ｌ：圧力Ｐａにおける体積漏えい率（m^3/s）

Pa：流れの平均圧力（Pa），Ｐａ＝（Ｐｕ＋Ｐｄ）／２

Pu：上流側（蓋間空間）の圧力(Pa)

Pd：下流側（乾式貯蔵キャスク内部）の圧力(Pa)

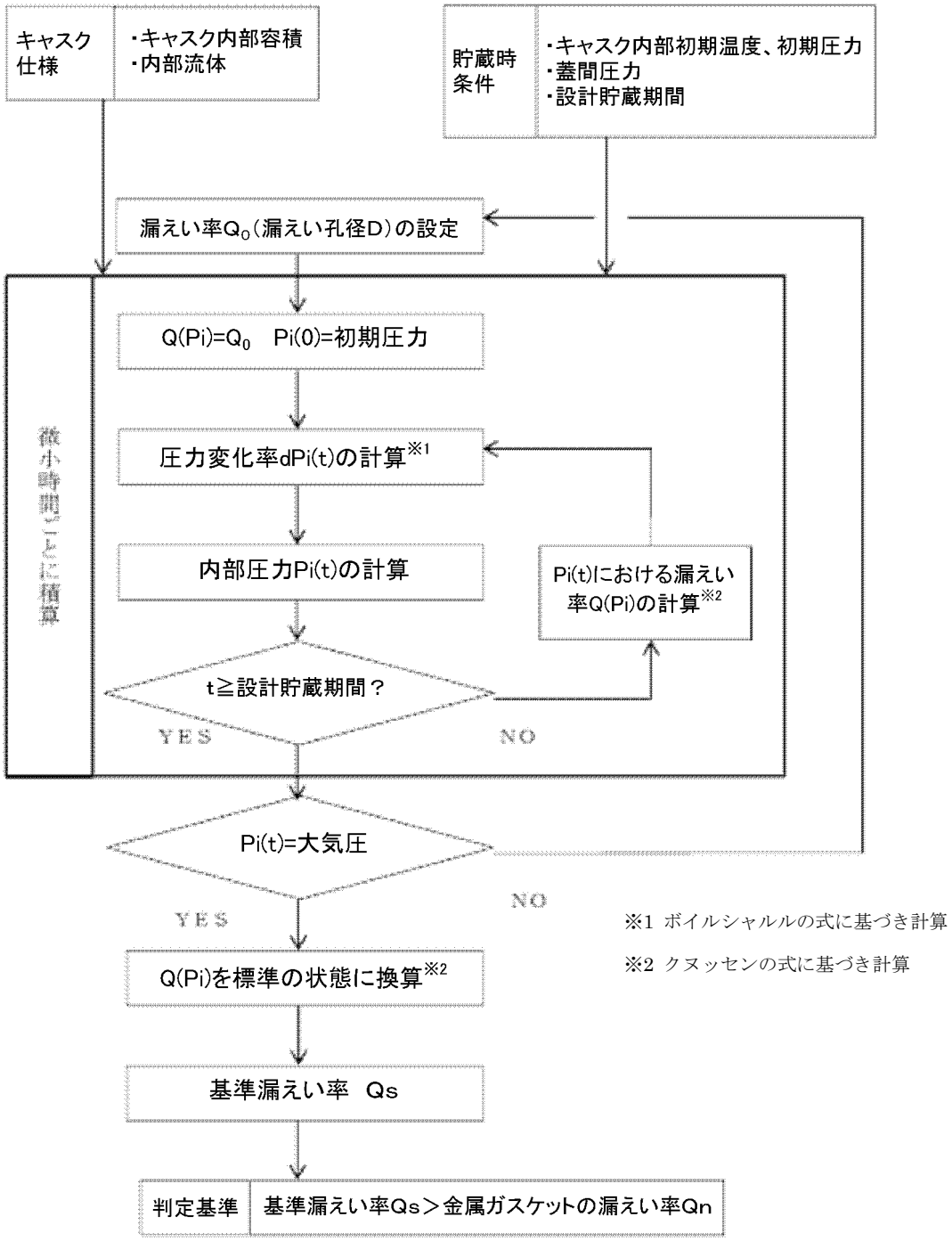


図２．１－４　漏えい率計算フロー図

5)　評価結果

解析した結果を表２．１－２に示す。

乾式貯蔵キャスクの気密漏えい確認の判定基準が基準漏えい率を下回るように設定する。使用する金属ガスケットはこれまで当社で行った気密漏えい確認実績において漏えい率が 1×10^{-9}Pa･m^3/s オーダーであったものと同型のものを用い，気密漏えい確認において実機の漏えい率が基準漏えい率を下回ることを確認する。

表２．１－２　密封評価結果

項目	解析結果
基準漏えい率（Pa･m^3/s）	1×10^{-6}

(2) 輸送貯蔵兼用キャスクB

1) 基本的な考え方

輸送貯蔵兼用キャスク B について，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上の影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料が内包する放射性物質を適切に閉じ込める設計とする。そのため以下の配慮を行う。

① 蓋部及び蓋部貫通孔のシール部には，金属ガスケットを用い，設計評価期間中の圧力障壁を維持する構造とする。

② 輸送貯蔵兼用キャスクB本体は堅固な構造であり，蓋部は一次蓋，二次蓋の二重構造である。輸送貯蔵兼用キャスクB本体の密封境界は，図２．１－５に示すように本体胴，一次蓋，バルブカバー及び金属ガスケットからなる。また図２．１－６に示すように，本体胴，一次蓋，二次蓋，バルブカバー，圧力センサ及び金属ガスケットからなる密封監視圧力境界がある。

③ 輸送貯蔵兼用キャスクB内部は負圧（密封境界）とし，一次蓋と二次蓋の間は正圧とすることにより圧力障壁を設ける。

④ 蓋間空間の圧力を監視することにより，万一いずれかの金属ガスケットに漏えいが生じた場合には，密封機能低下が検出できる。この場合でも輸送貯蔵兼用キャスクB内部の負圧は維持され，内部気体が直接大気中に放出されることはない。

⑤ 金属ガスケットの構造は，コイルスプリングを内蔵する金属製Oリング状ガスケットである。外観はOリング状で，中心部にあるコイルスプリングと，これを覆う二層の被覆から構成される。

密封評価の評価条件として用いるキャスク内部圧力，蓋間空間圧力，大気圧，キャスク容積，内部気体，設計評価期間は既存評価書の内容と同じ条件であるが，流体温度は異なっている。

よって本評価結果は既存評価書の内容を引用し，流体温度の影響を考察する。

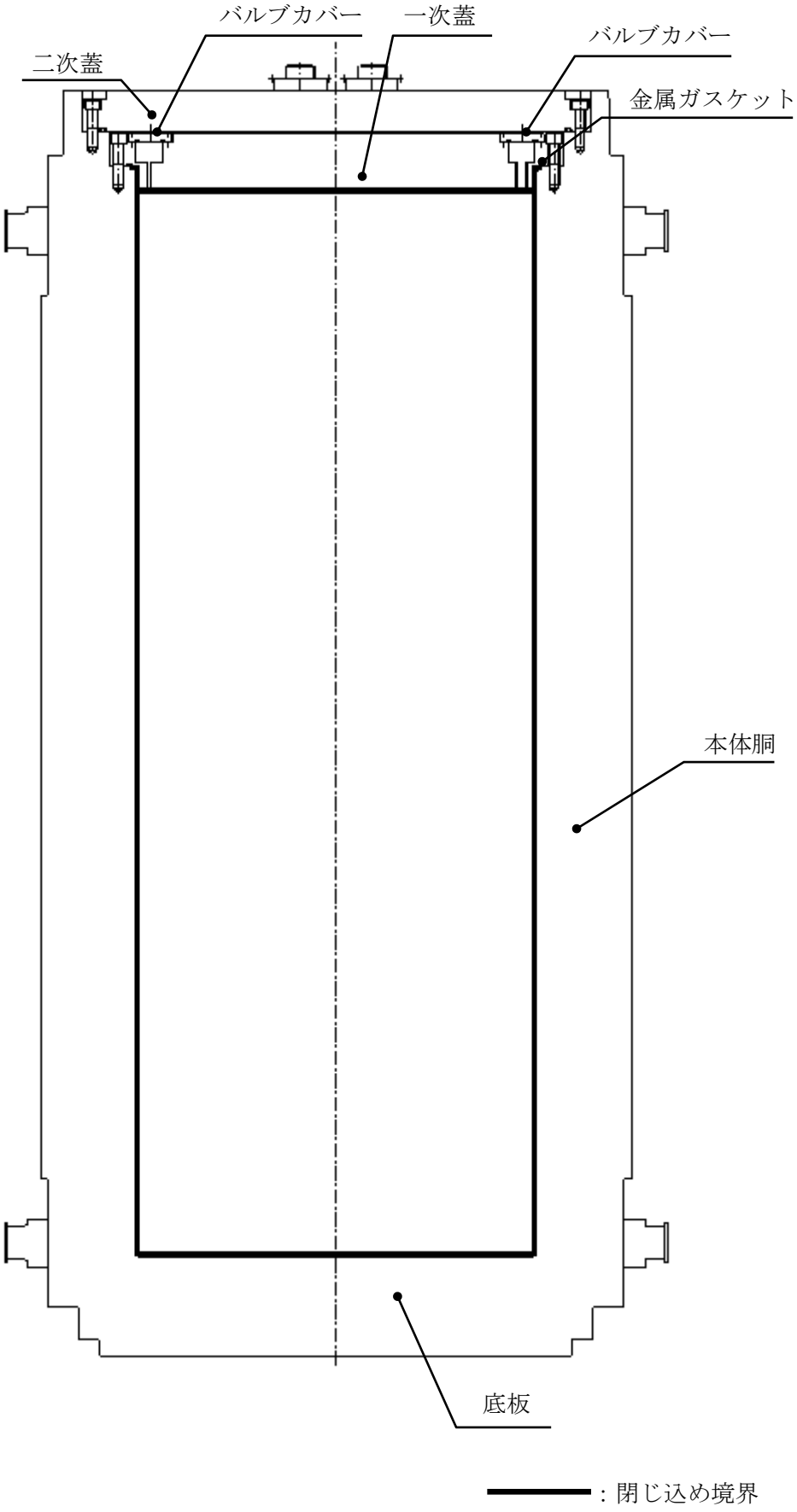


図２．１－５　輸送貯蔵兼用キャスクの密封構造図

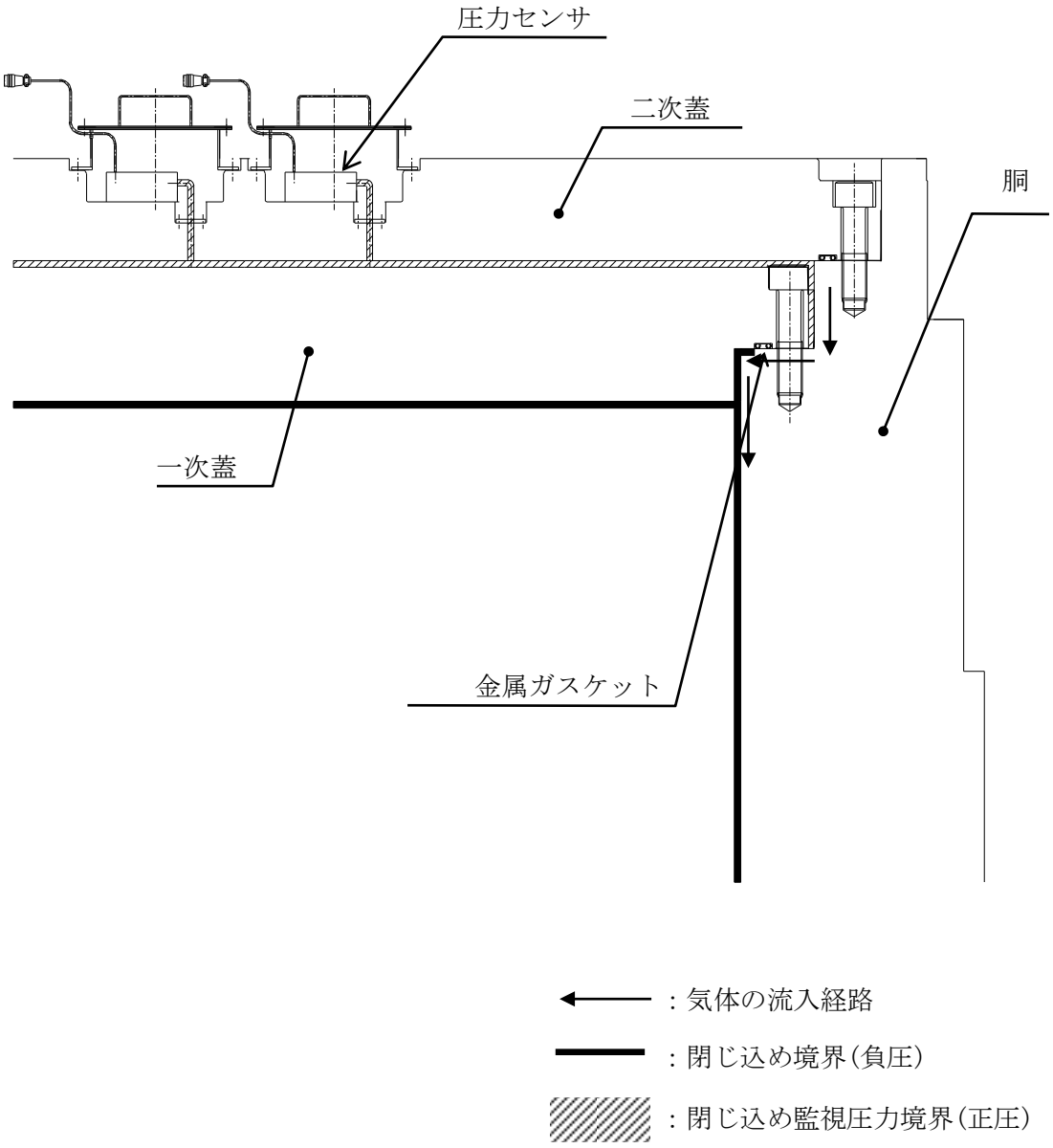


図２．１－６　輸送貯蔵兼用キャスクＢの密封部詳細図

2)　評価基準

貯蔵容器の金属ガスケットの漏えい率が，基準漏えい率以下となること。

3)　評価条件

基準漏えい率を求めるにあたっては，蓋間圧力は一定及び蓋間空間のガスは輸送貯蔵兼用キャスク B 内部側にのみ漏えいするものとして漏えい計算を行う。また大気圧としては，気象変化による圧力変動を考慮した値 9.7×10^{4}Pa(0.96atm，日本に上陸した平均的な台風の中心気圧[1)])とする。

密封評価条件を表２．１－３に示す。

表２．１－３　密封評価条件

項目	評価条件
圧力 (Pa abs)	キャスク内部：8.0×10^{4}（初期） 蓋間空間　　：4.1×10^{5}（初期） 大気圧　　：9.7×10^{4}
空間容積 (m^3)	キャスク内部：約 6
流体温度 (℃)	キャスク内部：259 （1.1(2) 輸送貯蔵兼用キャスク B の除熱機能の結果から，キャスクにヘリウムを封入した後のキャスク内部の最高温度は燃料被覆管の温度 249℃であるが，既存評価書で行った熱解析の結果 259℃を保守的に採用する。） シール部　　：-22.4 （乾式貯蔵キャスクの密封評価で用いる温度は -4.5℃であるが，既存評価書で実施した密封評価において用いた-22.4℃を保守的に採用する。）
内部気体	ヘリウム
設計評価期間 (年)	60

1)　理科年表，国立天文台　1989

4)　評価方法

①　概要

密封評価では，設計評価期間中にキャスク内部の負圧が維持できる漏えい率を求める。

漏えい率はシールする流体，シール部温度及び漏えい上流側と下流側の圧力に依存する。従って輸送貯蔵兼用キャスク B の漏えい計算では，初期値としてある漏えい率を設定し，微小時間ごとに輸送貯蔵兼用キャスク B 内部圧力の変化とそれによる漏えい率の変化を求め，圧力変化を積分することにより，ある期間経過後の輸送貯蔵兼用キャスク B 内部圧力を求める。

輸送貯蔵兼用キャスク B の密封評価の基準となる基準漏えい率は，設計評価期間中に輸送貯蔵兼用キャスク B 内部の負圧が維持できる漏えい率として定義される。これは上述の漏えい計算を繰り返して行うことにより，設計評価期間経過後に輸送貯蔵兼用キャスク B 内部圧力が大気圧となる漏えい率として求める。なお，基準漏えい率及び漏えい率は一次蓋からの漏えいと一次蓋貫通孔蓋板からの漏えいの合計の値とする。

内部空間の圧力の算定にあたっては，使用済燃料の破損率として，米国の使用済燃料集合体の乾式貯蔵中における漏えい燃料発生率（約 0.01%）と日本の軽水炉における漏えい燃料発生率（約 0.01%以下）を考慮し，保守的な値として 0.1%[1)]を想定する。

1)　日本原子力学会標準「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2010」附属書 J（参考）金属キャスクの密封設計における使用済燃料の破損の仮定

②　基準漏えい率計算手順

基準漏えい率の算出フローを図２．１－４に示す。

Ａ．輸送貯蔵兼用キャスク B の密封境界の漏えい率 Q_0 を設定する。この漏えい率は使用済燃料の貯蔵開始時のシール部の圧力，温度条件での輸送貯蔵兼用キャスク B の密封境界（一次蓋）全箇所からの漏えい率の合計値として設定する。

Ｂ．輸送貯蔵兼用キャスク B 初期内部圧力 Pi(0)，この時の漏えい率 $Q(Pi)=Q_0$ による微小時間 dt 後の内部圧力 Pi(t)を，ボイル・シャルルの法則に基づき，以下のように求める。

$$\frac{Vi \cdot dPi(t)}{Ti} = \frac{Q(Pi) \cdot dt}{Ts} \quad \cdots\cdots\cdots(1)$$

ここで，

dPi(t)：輸送貯蔵兼用キャスク B 内部の圧力変動（Pa）

Pi：輸送貯蔵兼用キャスク B 内部の圧力（Pa）

Vi：輸送貯蔵兼用キャスクB内部容積（m^3）

Ti：輸送貯蔵兼用キャスクB内部温度（K）

Q(Pi)：漏えい率（Pa･m^3/s）

dt：微小時間（s）

Ts：シール部温度（K）

Ｃ．新しい輸送貯蔵兼用キャスクB内部圧力Pi(t)による漏えい率Q(Pi)を求める。

Ｄ．新しい漏えい率Q(Pi)による微小時間後の輸送貯蔵兼用キャスクB内部圧力Pi(t)を(1)の式にて求める。

Ｅ．Ｃ,Ｄの手順で微小時間ごとに積算（数値積分）することにより，設計評価期間経過後の輸送貯蔵兼用キャスクB内部圧力Pfを求める。

Ｆ．Pfが正圧の場合はより小さい漏えい率を，負圧の場合はより大きい漏えい率Q_0を設定して，Ａ～Ｅを繰り返し，設計評価期間経過後の輸送貯蔵兼用キャスクB内部圧力が大気圧となる漏えい率Qfを求める。

Ｇ．Qfを標準状態(25℃，1.01×10^5 Pa)の漏えい率に換算し，基準漏えい率Qsとする。

③　漏えい計算式

前項の漏えい率の計算や基準漏えい率の換算は，流体力学基礎式に基づく以下のクヌッセンの式を用いる。

$$Q = LPa$$

$$L = (Fc + Fm)\cdot(Pu - Pd)$$

$$Fc = \frac{\pi}{128}\cdot\frac{D^4}{a\mu}$$

$$Fm = \frac{\sqrt{2\pi Ro}}{6}\cdot\frac{D^3\sqrt{T/M}}{aPa}$$

ここで，

Fc：連続流のコンダクタンス係数（m^3/(Pa･s)）

Fm：自由分子流のコンダクタンス係数（m^3/(Pa･s)）

D：相当漏えい孔径（m）

a：漏えい孔長（m）

μ：粘性係数（Pa･s）

T：流体の温度（K）

M：流体の分子量（kg/mol）

Ro：気体定数（J/(mol･K)）

Ｌ：圧力Ｐａにおける体積漏えい率（m^3/s）

Pa：流れの平均圧力（Pa），Ｐａ＝（Ｐｕ＋Ｐｄ）／２

Pu：上流側（蓋間空間）の圧力(Pa)

Pd：下流側（輸送貯蔵兼用キャスク B 内部）の圧力(Pa)

5) 評価結果

解析した結果を表２．１－４の基準漏えい率に示す。

設計評価期間中に輸送貯蔵兼用キャスク B 内部の負圧が維持できる漏えい率以下にリークテスト判定基準を設定し，これを満足することにより密封機能が維持される設計となっている。

なお，使用する金属ガスケットは乾式貯蔵キャスクで用いている金属ガスケットと同等である。

表２．１－４　密封評価結果

項目	基準漏えい率 (Pa・m^3/s)	リークテスト判定基準 (Pa・m^3/s)
金属ガスケットの漏えい率	2.4×10^{-6}	1.6×10^{-6}

3　遮蔽機能

3.1　乾式キャスクの遮蔽機能

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　基本的な考え方

遮蔽設計に当たっては，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する能力を有するよう以下のとおり設計する。

① 乾式貯蔵キャスクはガンマ線遮蔽と中性子遮蔽の機能を有する。

② ガンマ線遮蔽材は主にキャスク構造体（胴，底板，一次蓋，二次蓋等）であり，鍛造炭素鋼等で構成される。

③ 中性子遮蔽材は，水素を多く含有するレジンで構成される。

乾式貯蔵キャスクには収納する使用済燃料の体数が異なる中型と大型の 2 種類の乾式貯蔵キャスクがあり，中型と大型の乾式貯蔵キャスクそれぞれについて評価する。

乾式貯蔵キャスクの遮蔽解析フローを図３．１－１に示す。この中で評価条件として用いる使用済燃料仕様，乾式貯蔵キャスク仕様，線源強度及び解析モデル等は添付資料－２－１「評価の基本方針(既設 65 基)」で記載している既存評価書の内容と同じ条件である。よって，本評価結果は既存評価書の内容を引用する。

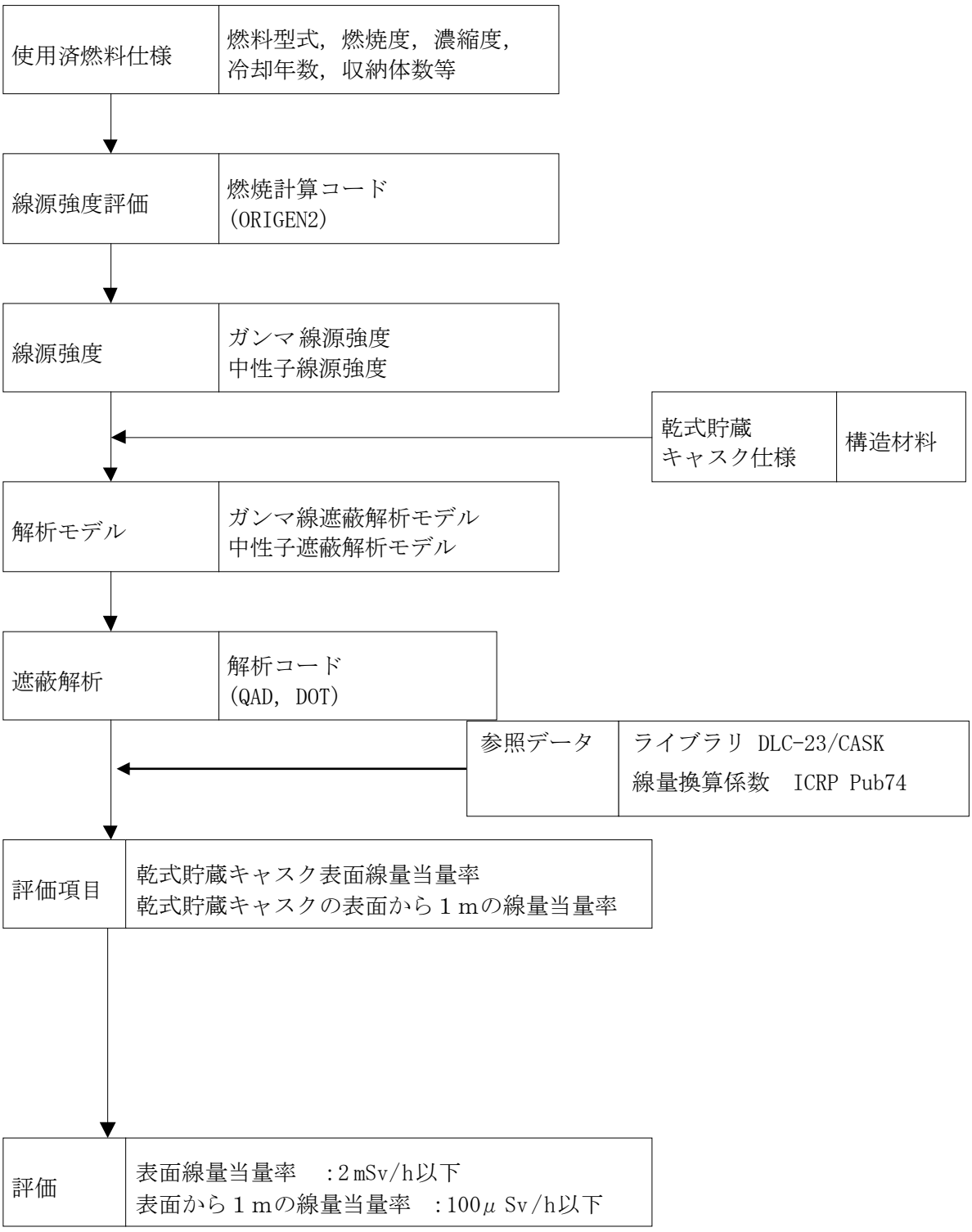


図３．１－１　乾式貯蔵キャスクの遮蔽解析フロー

2) 設計基準

乾式貯蔵キャスクの設計基準は，事業所内運搬に係る法令「実用発電用原子炉の設置，運転等に関する規則」（昭和 53 年 12 月 28 日通商産業省令第 77 号）第 13 条を適用し，表３．１－１のとおりとする。

表３．１－１　設計基準

（単位：μSv/h）

	設計基準
乾式貯蔵キャスク 表面	2000 以下
乾式貯蔵キャスク 表面より 1m	100 以下

3) 設計条件

① 遮蔽厚さ

乾式貯蔵キャスクの遮蔽厚さを表３．１－２に示す。なお，遮蔽厚さは大型・中型ともに同じ厚さである。

表３．１－２　遮蔽厚さ

（単位：㎜）

	低合金鋼	ステンレス鋼	レジン
半径方向	260	－	106/170 注 1
蓋 方 向	295	90	140
底 方 向	305	－	150

注 1：図３．１－２のようにレジンを用いた中性子遮蔽領域の厚さは場所によって違うため 2 つの値を併記した。

② 線源条件

8×8 燃料，新型 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料のうち最も厳しい線源条件となる新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料について評価する。燃料収納条件を表３．１－３に示す。乾式貯蔵キャスクの収納物の線源条件を中型，大型それぞれ表３．１－４，表３．１－５に示す。

表３．１－３　燃料収納条件

	燃料仕様		
	8×8燃料	新型8×8	新型8×8 ジルコニウムライナ
最高燃焼度(MWd/tU)	30,000	33,500	36,500
最低冷却期間（年）	13	13	13

表３．１－４　線源条件（中型キャスク）

項　　目	線源条件
平均燃焼度　(MWd/t)	36,500
初期濃縮度　(%)	約3.0
冷却期間　(年)	13
収納体数　(体)	37

表３．１－５　線源条件（大型キャスク）

項　　目	線源条件
平均燃焼度　(MWd/t)	36,500
初期濃縮度　(%)	約3.0
冷却期間　(年)	13
収納体数　(体)	52

③　線源強度及びエネルギー

Ａ．ガンマ線源強度

使用済燃料のガンマ線源強度の計算はORIGEN2コードにより行う。

得られたガンマ線源強度を中型，大型それぞれ表３．１－６，表３．１－７に示す。

表３．１－６　ガンマ線源強度（中型キャスク）

エネルギー群	平均エネルギー (MeV)	エネルギー範囲 (MeV)	線源強度 (ph/s)
1	0.375	0.30 － 0.45	5.991×10^{14}
2	0.575	0.45 － 0.70	2.619×10^{16}
3	0.850	0.70 － 1.0	1.567×10^{15}
4	1.25	1.0 － 1.5	9.238×10^{14}
5	1.75	1.5 － 2.0	2.766×10^{13}
6	2.25	2.0 － 2.5	5.429×10^{10}
7	2.75	2.5 － 3.0	5.208×10^{9}
8	3.50	3.0 － 4.0	6.783×10^{8}

表３．１－７　ガンマ線源強度（大型キャスク）

エネルギー群	平均エネルギー (MeV)	エネルギー範囲 (MeV)	線源強度 (ph/s)
1	0.375	0.30 － 0.45	8.420×10^{14}
2	0.575	0.45 － 0.70	3.681×10^{16}
3	0.850	0.70 － 1.0	2.202×10^{15}
4	1.25	1.0 － 1.5	1.298×10^{15}
5	1.75	1.5 － 2.0	3.887×10^{13}
6	2.25	2.0 － 2.5	7.630×10^{10}
7	2.75	2.5 － 3.0	7.319×10^{9}
8	3.50	3.0 － 4.0	9.533×10^{8}

使用済燃料の構造材の放射化による線源強度を中型,大型それぞれ表３．１－８，表３．１－９に示す。

表３．１－８　構造材の放射化によるガンマ線源強度（中型キャスク）

	Co－60 強度（decay/s）
上部タイプレートハンドル部	5.259×10^{11}
上部タイプレートグリッド・上部端栓部	6.558×10^{12}
上部プレナム部	2.640×10^{13}
下部端栓・下部タイプレート部	1.270×10^{13}

表３．１－９　構造材の放射化によるガンマ線源強度（大型キャスク）

	Co－60 強度（decay/s）
上部タイプレートハンドル部	7.390×10^{11}
上部タイプレートグリッド・上部端栓部	9.216×10^{12}
上部プレナム部	3.710×10^{13}
下部端栓・下部タイプレート部	1.784×10^{13}

B．中性子線源強度

使用済燃料の中性子線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。得られた中性子線源強度を中型，大型それぞれ表３．１－１０，表３．１－１１に示す。また計算で使用する中性子エネルギースペクトルを表３．１－１２に示す。

表３．１－１０　中性子線源強度（中型キャスク）

		中性子線源強度(n/s)
１次中性子源	自発核分裂によるもの	6.307×10^{9}
	（α，n）反応によるもの	1.042×10^{8}
	合　計	6.411×10^{9}
増倍効果を考慮した全中性子線源強度		1.069×10^{10}

表３．１－１１　中性子線源強度（大型キャスク）

		中性子線源強度(n/s)
１次中性子源	自発核分裂によるもの	8.863×10^{9}
	（α，n）反応によるもの	1.465×10^{8}
	合　計	9.010×10^{9}
増倍効果を考慮した全中性子線源強度		1.502×10^{10}

表３．１－１２　中性子エネルギースペクトル

エネルギー群	上限エネルギー（MeV）	スペクトル
1	1.492×10^{1}	5.72×10^{-4}
2	1.220×10^{1}	2.02×10^{-3}
3	1.000×10^{1}	6.07×10^{-3}
4	8.180×10^{0}	2.00×10^{-2}
5	6.360×10^{0}	4.12×10^{-2}
6	4.960×10^{0}	5.27×10^{-2}
7	4.060×10^{0}	1.10×10^{-1}
8	3.010×10^{0}	8.74×10^{-2}
9	2.460×10^{0}	2.28×10^{-2}
10	2.350×10^{0}	1.15×10^{-1}
11	1.830×10^{0}	2.07×10^{-1}
12	1.110×10^{0}	1.89×10^{-1}
13	5.500×10^{-1}	1.31×10^{-1}
14	1.110×10^{-1}	1.59×10^{-2}
15	3.350×10^{-3}	8.12×10^{-5}
16	5.830×10^{-4}	5.89×10^{-6}
17	1.010×10^{-4}	3.89×10^{-7}
18	2.900×10^{-5}	5.53×10^{-8}
19	1.070×10^{-5}	1.33×10^{-8}
20	3.060×10^{-6}	1.88×10^{-9}
21	1.120×10^{-6}	4.19×10^{-10}
22	4.140×10^{-7}	1.20×10^{-10}

4) 評価方法

① 中性子遮蔽計算（2 次ガンマ線を含む）

中性子遮蔽計算は DOT コードにより遮蔽体を透過した中性子の線束を計算し，乾式貯蔵キャスク表面及び表面から 1mの線量率を求める。

また，2 次ガンマ線の効果についても DOT コードを用いて中性子が遮蔽体内で吸収される際に発生する 2 次ガンマ線の線束を計算し，乾式貯蔵キャスク表面及び表面から 1mの線量率を求める。

中性子遮蔽の解析モデルを図３．１－２，３に示す。解析モデルは，乾式貯蔵キャスクの実形状を考慮してモデル化する。乾式貯蔵キャスク上部及び下部のトラニオン周辺については中性子遮蔽材の遮蔽厚さが他の部分より少ないため，図３．１－４に示した詳細モデル（中型・大型共通）を使用する。

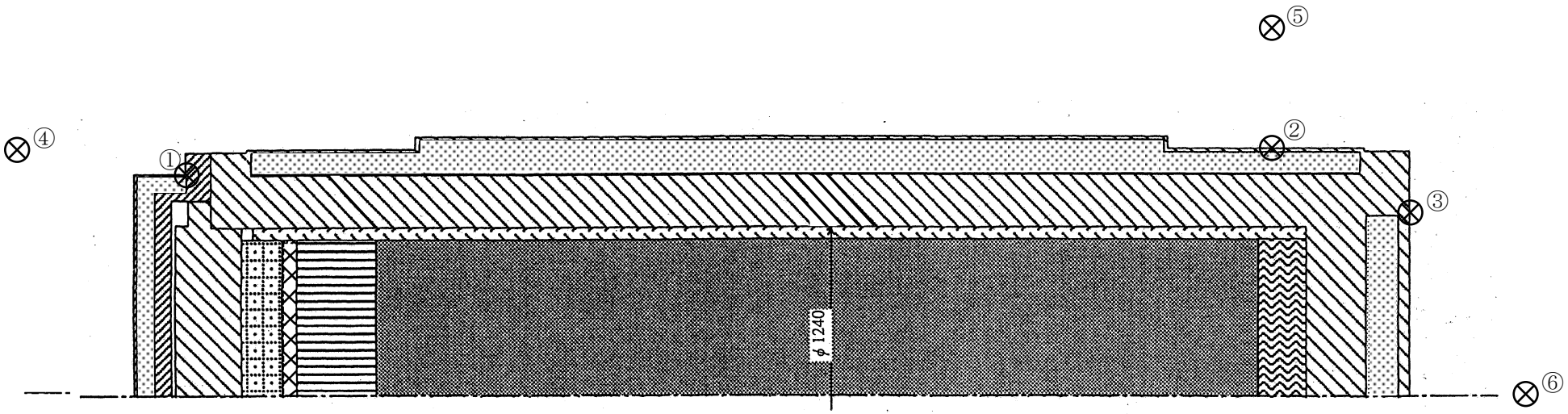
ライブラリとしては，DLC－23/CASK データを用い，線量率への変換は ICRP Pub 74 に従う。

② ガンマ線遮蔽計算

ガンマ線遮蔽計算は QAD コードにより遮蔽体を透過したガンマ線の線束を計算し，乾式貯蔵キャスク表面及び表面から 1mの線量率を求める。

ガンマ線遮蔽の解析モデルを図３．１－５，６に示す。解析モデルは，乾式貯蔵キャスクの実形状を考慮してモデル化する。

線量率への変換は ICRP Pub 74 のデータを用いる。



燃料ペレット領域

上部プレナム領域

上部タイプレートハンドル領域

上部タイプレートグリッド・上部端栓領域

下部端栓・下部タイプレート領域

乾式貯蔵キャスク本体，一次蓋領域（低合金鋼）

二次蓋領域（ステンレス鋼）

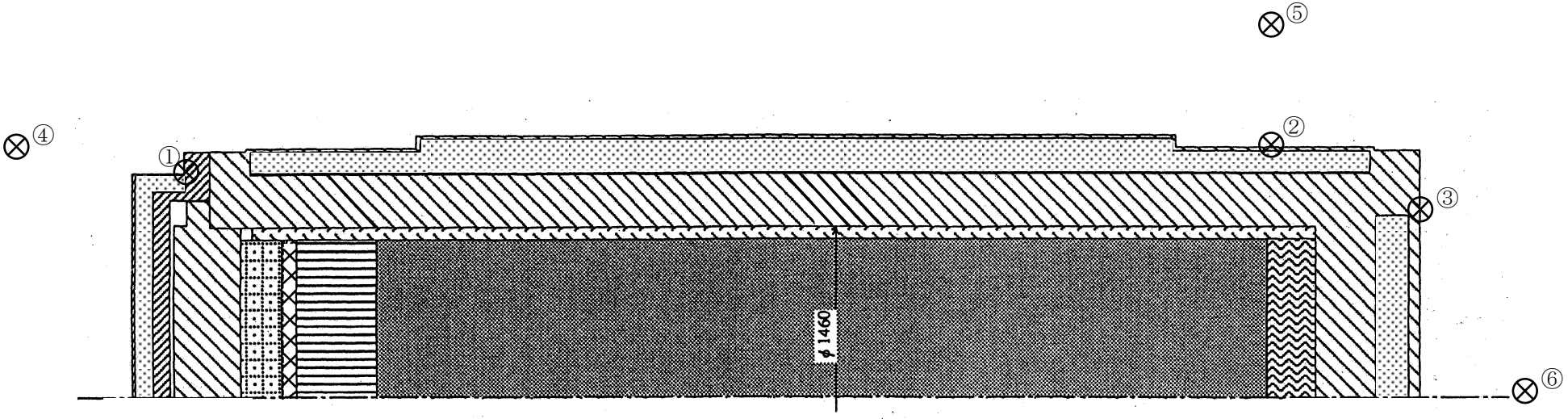
バスケットサポート領域（ステンレス鋼）

中性子遮蔽材領域（レジン）

伝熱プレート領域（鋼）

（単位：mm）

図３．１－２　乾式貯蔵キャスク中性子遮蔽解析モデル（中型キャスク）



燃料ペレット領域

上部プレナム領域

上部タイプレートハンドル領域

上部タイプレートグリッド・上部端栓領域

下部端栓・下部タイプレート領域

乾式貯蔵キャスク本体，一次蓋領域（低合金鋼）

二次蓋領域（ステンレス鋼）

バスケットサポート領域（ステンレス鋼）

中性子遮蔽材領域（レジン）

伝熱プレート領域（銅）

（単位：mm）

図３．１－３　乾式貯蔵キャスク中性子遮蔽解析モデル（大型キャスク）

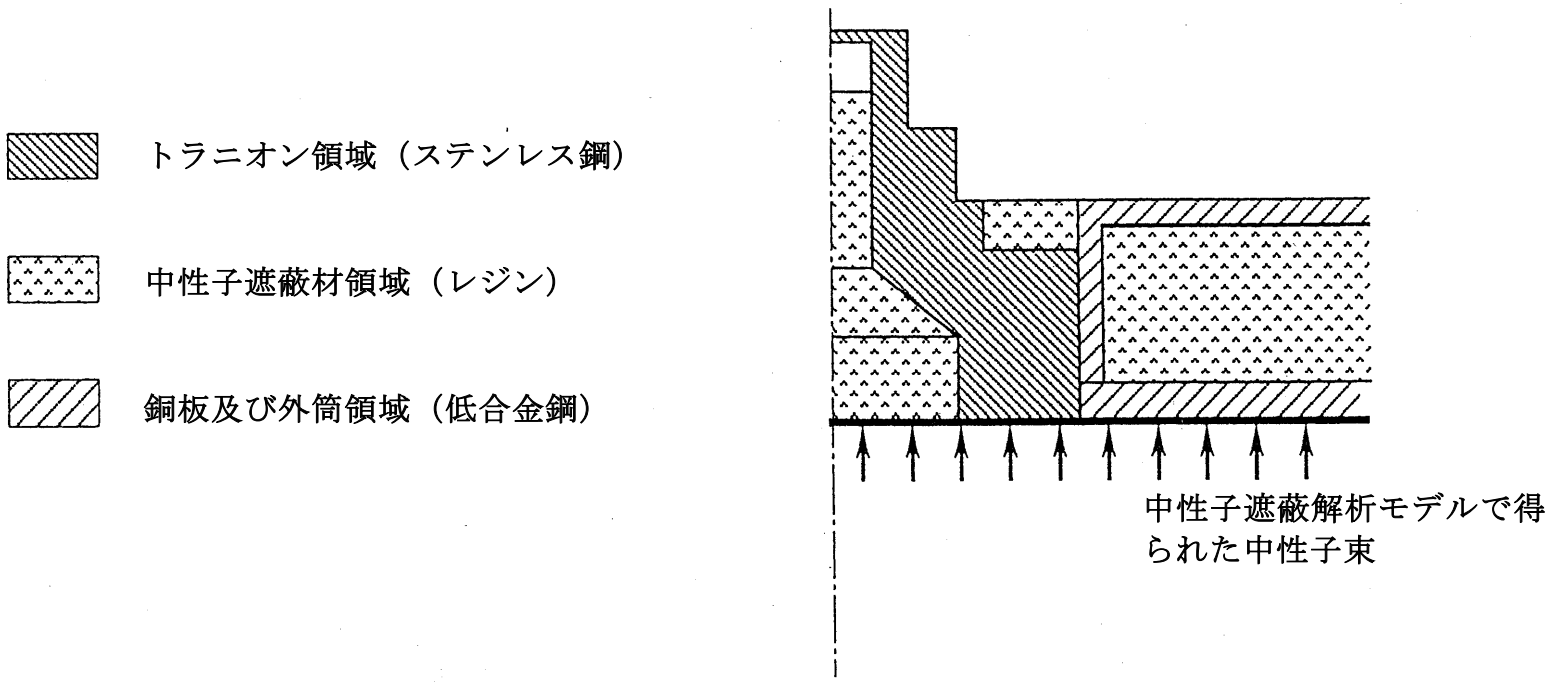
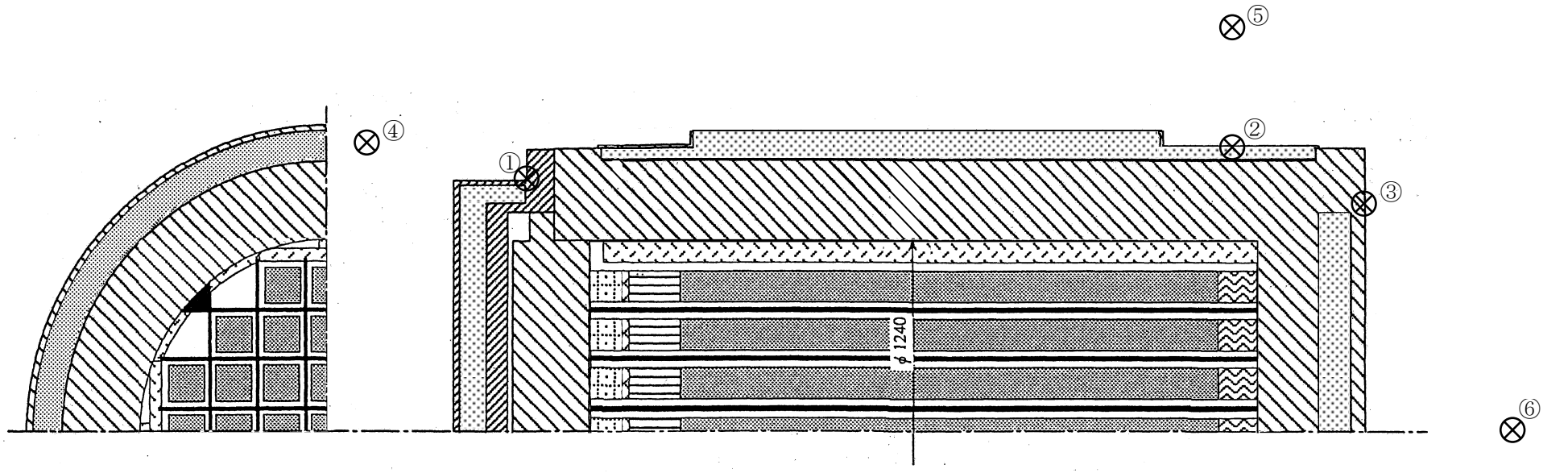


図３．１－４　乾式貯蔵キャスクトラニオン部の中性子遮蔽解析モデル（中型キャスク・大型キャスク共通）



燃料ペレット領域

上部プレナム領域

上部タイプレートハンドル領域

上部タイプレートグリッド・上部端栓領域

下部端栓・下部タイプレート領域

乾式貯蔵キャスク本体，一次蓋領域（低合金鋼）

二次蓋領域（ステンレス鋼）

バスケットプレート領域（ボロン添加アルミニウム合金[B-Aℓ]）

バスケットサポート領域（ステンレス鋼）

中性子遮蔽材領域（レジン）

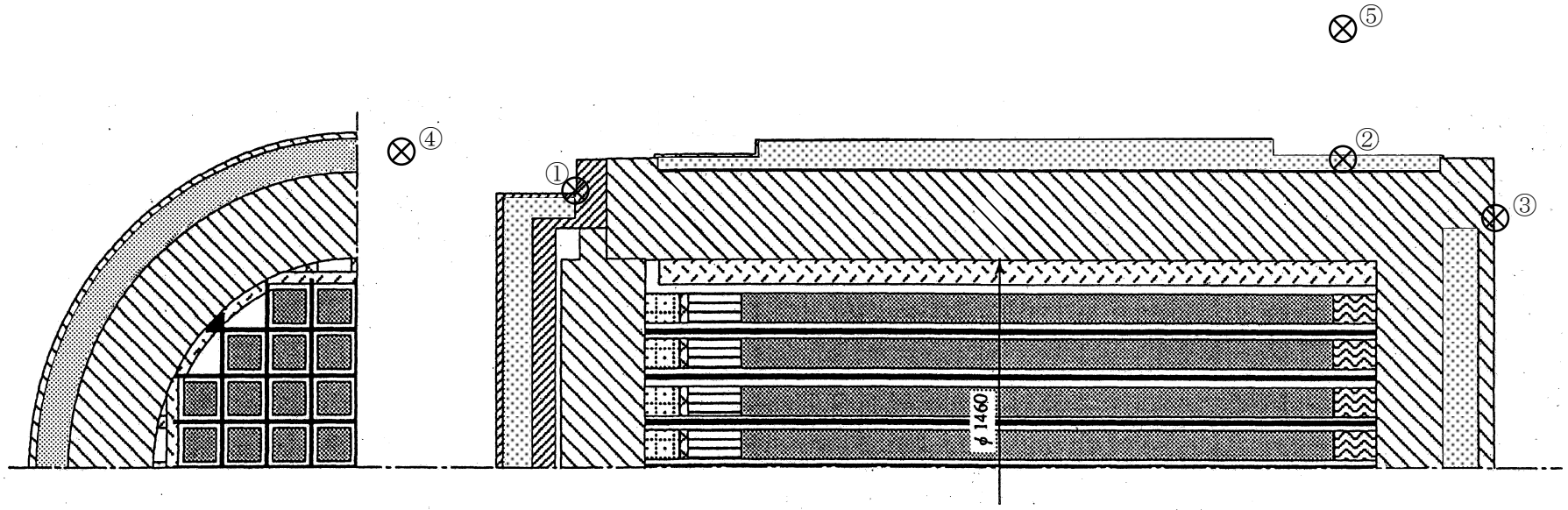
伝熱プレート領域（銅）

⊗評価点

（①②③：表面
④⑤⑥：表面から 1m）

（単位：mm）

図３．１－５　乾式貯蔵キャスクガンマ線遮蔽解析モデル（中型キャスク）



燃料ペレット領域

上部プレナム領域

上部タイプレートハンドル領域

上部タイプレートグリッド・上部端栓領域

下部端栓・下部タイプレート領域

乾式貯蔵キャスク本体，一次蓋領域（低合金鋼）

二次蓋領域（ステンレス鋼）

バスケットプレート領域（ボロン添加アルミニウム合金[B-Aℓ]）

バスケットサポート領域（ステンレス鋼）

中性子遮蔽材領域（レジン）

伝熱プレート領域（銅）

⊗評価点

（①②③：表面
④⑤⑥：表面から 1m）

（単位：mm）

図３．１－６　乾式貯蔵キャスクガンマ線遮蔽解析モデル（大型キャスク）

5) 評価結果

乾式貯蔵キャスクの評価結果を中型，大型それぞれ表３．１－１３，表３．１－１４に示す。なお，評価結果は半径方向，蓋方向及び底方向における線量率の最大値を示している。

本表に示すとおり，乾式貯蔵キャスクは中型・大型ともに設計基準値を満足している。

半径方向（評価点②）が計算結果のうち最大であるのは，中性子遮蔽材であるレジンが他の領域に比べて少ないトラニオン部であり中性子線の線量率が大きいことによる。

なお使用済燃料を乾式貯蔵キャスクに収納する場合は，収納する使用済燃料の燃焼度が 36500MWd/t 以下であることを確認する。

表３．１－１３　線量率の計算結果（中型キャスク）

（単位：μSv/h）

	表　　面			表面から 1m		
	蓋方向	半径方向	底方向	蓋方向	半径方向	底方向
評価点	①	②	③	④	⑤	⑥
計 算 結 果	300	1101	117	5	78	18
設計基準値	2000			100		

表３．１－１４　線量率の計算結果（大型キャスク）

（単位：μSv/h）

	表　　面			表面から 1m		
	蓋方向	半径方向	底方向	蓋方向	半径方向	底方向
評価点	①	②	③	④	⑤	⑥
計 算 結 果	371	1189	131	6	80	22
設計基準値	2000			100		

参考資料

遮蔽解析に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送キャスクの崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

①燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

②原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図３．１－７に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送キャスク，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[1)]。

（５）検証方法

汎用コードの導入評価[1)]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[2)]が実施されていることが確認されている。

1)A.G.Croff, “ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONENTIALMETHOD”,CCC-371(1987)

2)(社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”，1989 年８月

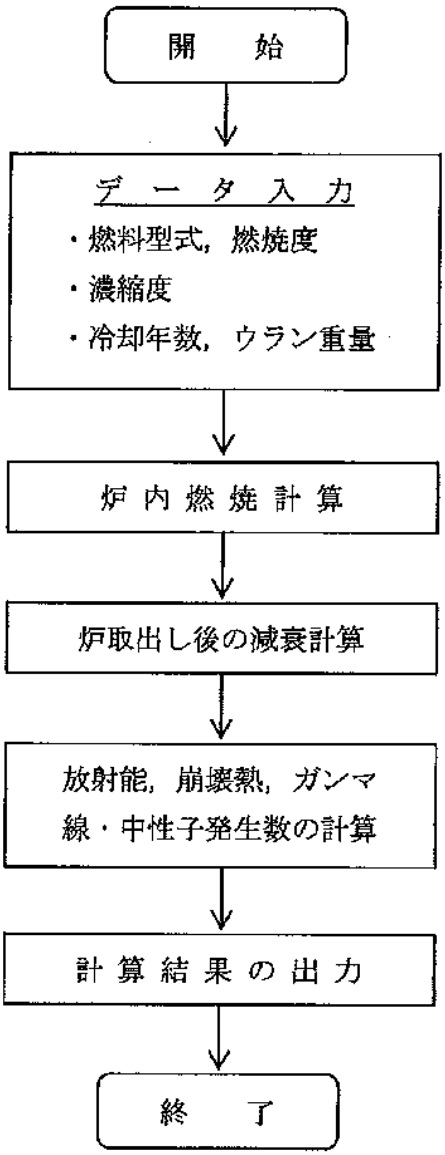


図３．１－７　ORIGEN2 コードの計算フロー図

遮蔽解析に用いるコード（DOT3.5コード）について

（１）概要

DOT3.5コード（以下「DOTコード」という。）は二次元輸送コードであり，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された汎用解析コードである。

（２）機能

DOTコードは，遮蔽解析に際して以下の機能を有する。

① ガンマ線や中性子線に対するボルツマン輸送方程式を解くことによる数値解析法であり，放射線の挙動を追跡するのに重要な非等方性が表現できる。

② DOTコードは，二次元の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

DOTコードの解析フローを図３．１－８に示す。

（４）使用実績

DOTコードは，原子力施設の遮蔽計算に広く用いられており，輸送キャスクの遮蔽解析に豊富な実績がある。

（５）検証

汎用コードの導入評価[1)]が実施されていることを確認。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[2)]が実施されていることを確認。

1)W. A. Rhoades, “DOT3.5 TWO DIMENSIONAL DISCRETE ORDINATES RADIATION TRANSPORT CODE”, CCC-276,1978年10月

2)(社)日本原子力学会“中性子遮蔽設計ハンドブック”, 1993年4月

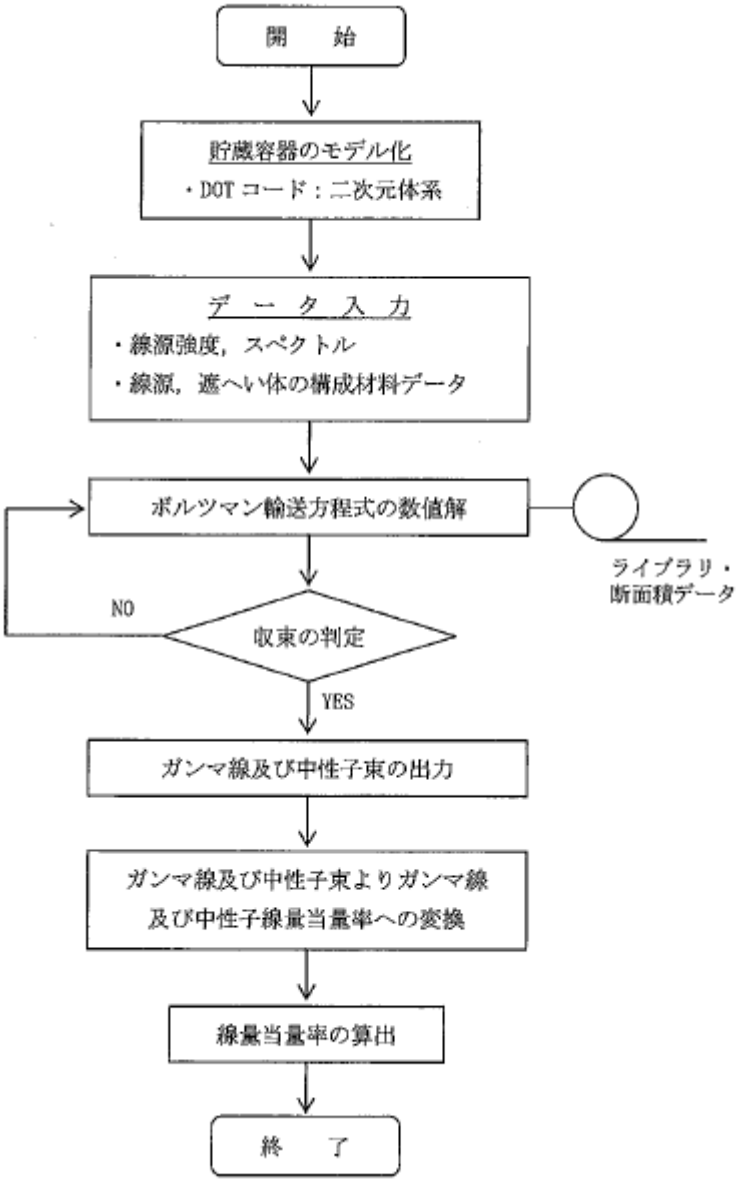


図３．１－８　DOT コードの解析フロー図

遮蔽解析に用いるコード（QAD コード）について

（１）概要

QAD コードは米国 Los Alamos National Laboratory で開発された点減衰核積分法に基づくコードであり，遮蔽体内での高速中性子及びガンマ線の透過を計算できる。

QAD コードは公開コードであり，使用済燃料輸送キャスクの遮蔽解析等に広く利用されている。

（２）機能

QAD コードは，遮蔽解析に際して以下の機能を有する。

① 線源は角柱，円柱，あるいは球形の形状で表すことができる。

② 遮蔽体領域は二次元線，あるいは角柱，球形等の組み合わせにより記述することが可能であり，三次元問題まで取り扱うことできる。

③ 計算は入力で指定した検出点について行われ，結果は同じく入力で指定される種々の形に表すことができる。

（３）解析フロー

QAD コードの解析フローを図３．１－９に示す。

（４）使用実績

QAD コードは，使用済燃料輸送キャスクのガンマ線遮蔽解析に豊富な実績を有する。

（５）検証

ベンチマーク試験による検証[1)]が実施されていることを確認。

1)(社)日本原子力学会“ガンマ線遮蔽設計ハンドブック”，1988 年 1 月

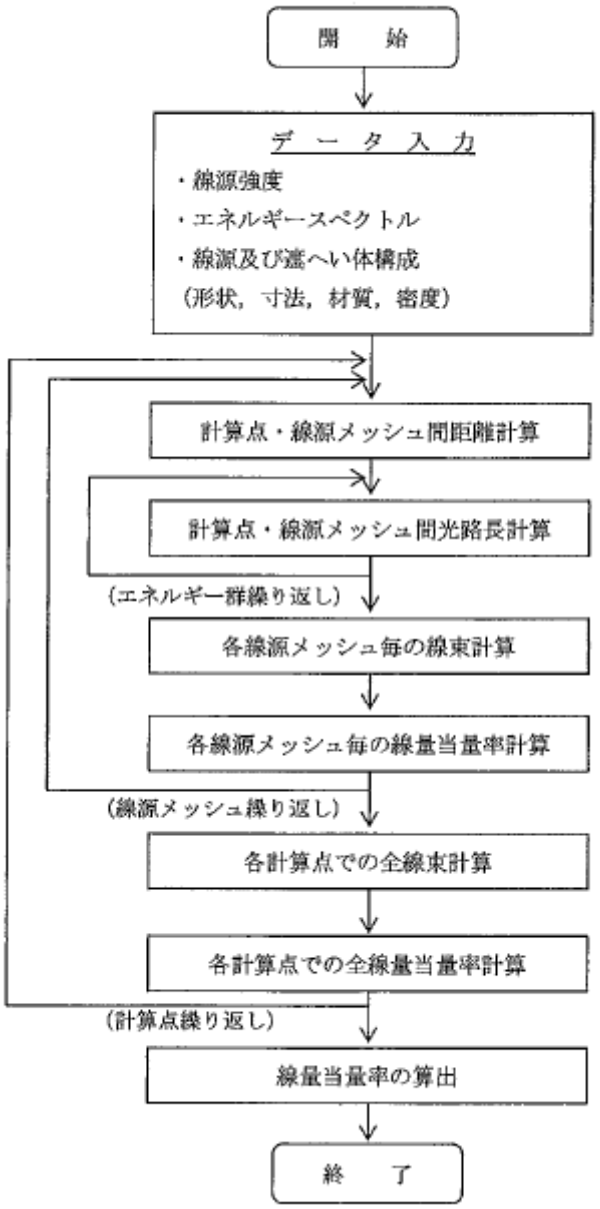


図３．１－９　QAD コードの解析フロー図

(2)　輸送貯蔵兼用キャスクB

1)　基本的な考え方

遮蔽設計に当たっては，周辺公衆及び放射線業務従事者に対し，放射線被ばく上影響を及ぼすことのないよう，使用済燃料の放射線を適切に遮蔽する能力を有するよう以下のとおり設計する。

① 輸送貯蔵兼用キャスクBはガンマ線遮蔽と中性子遮蔽の機能を有する。

② ガンマ線遮蔽材には，十分な厚みを有する鋼製の材料を用いる。

③ 中性子遮蔽材は，水素を多く含有するレジンで構成される。

輸送貯蔵兼用キャスクBの遮蔽解析フローは，図３．１－１に示す乾式貯蔵キャスクの遮蔽解析フローと同様である。この中で評価条件として用いる使用済燃料仕様，輸送貯蔵兼用キャスクBの仕様，線源強度及び解析モデル等は添付資料－２－１「評価の基本方針（既設65基)」で記載している既存評価書の内容と同じ条件である。よって，本評価結果は既存評価書の内容を引用する。

2) 設計基準

輸送貯蔵兼用キャスク B の設計上の基準は，輸送貯蔵兼用キャスク B 表面の線量当量率が 2 mSv/h 以下及び輸送貯蔵兼用キャスク B 表面から 1m の線量当量率が 100 μ Sv/h 以下とする。

3) 設計条件

① 遮蔽厚さ

輸送貯蔵兼用キャスク B の評価において考慮する遮蔽材の厚さを表３．１－１５に示す。

表３．１－１５ 遮蔽厚さ

（単位：cm）

	炭素鋼 ステンレス鋼	レジン
半径方向 （軸方向中央部）	約 26	約 14
蓋 方 向 （径方向中央部）	約 29	約 9
底 方 向 （径方向中央部）	約 29	約 11

② 線源条件

輸送貯蔵兼用キャスク B の収納物の線源条件を表３．１－１６に示す。配置制限に従い，輸送貯蔵兼用キャスク B の中心領域に最高燃焼度燃料を配置し，外周領域には平均燃焼度燃料を配置する条件とする。

表３．１－１６ 線源条件

燃料集合体の種類		新型８×８ジルコニウムライナ燃料
初期濃縮度（wt%）		約2.9
燃焼度	平均燃焼度 (MWd/t)	34,000
	最高燃焼度 (MWd/t)	40,000
冷却期間（年）		18

③　線源強度及びエネルギー

Ａ．ガンマ線源強度

使用済燃料の燃料有効部のガンマ線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。エネルギー群構造は，DLC-23/CASK ライブラリのガンマ線 18 群構造に振り分けたものを用いる。また，使用済燃料の構造材の放射化によるガンマ線源強度には，構造材中に含まれる Co を考慮する。

Ｂ．中性子線源強度

使用済燃料の燃料有効部の中性子線源強度の計算は ORIGEN2 コードにより行う。

それぞれの線源強度を表３．１－１７に示す。また，中性子エネルギースペクトルを表３．１－１８に示す。

表３．１－１７　使用済燃料の線源強度

線種		線源強度
ガンマ線源強度	燃料有効部	8.949×10^{16} (s^{-1})
	構造材の放射化	1.290×10^{14} (Bq)
中性子線源強度		1.415×10^{10} (s^{-1})

表３．１－１８　中性子エネルギースペクトル

エネルギー群	上限エネルギー（eV）	スペクトル 注)
1	1.492×10^{7}	5.72×10^{-4}
2	1.220×10^{7}	2.02×10^{-3}
3	1.000×10^{7}	6.07×10^{-3}
4	8.180×10^{6}	2.00×10^{-2}
5	6.360×10^{6}	4.12×10^{-2}
6	4.960×10^{6}	5.27×10^{-2}
7	4.060×10^{6}	1.10×10^{-1}
8	3.010×10^{6}	8.74×10^{-2}
9	2.460×10^{6}	2.28×10^{-2}
10	2.350×10^{6}	1.15×10^{-1}
11	1.830×10^{6}	2.07×10^{-1}
12	1.110×10^{6}	1.89×10^{-1}
13	5.500×10^{5}	1.31×10^{-1}
14	1.110×10^{5}	1.59×10^{-2}
15	3.350×10^{3}	8.12×10^{-5}
16	5.830×10^{2}	5.89×10^{-6}
17	1.010×10^{2}	3.89×10^{-7}
18	2.900×10^{1}	5.53×10^{-8}
19	1.070×10^{1}	1.33×10^{-8}
20	3.060×10^{0}	1.88×10^{-9}
21	1.120×10^{0}	4.19×10^{-10}
22	4.140×10^{-1}	1.20×10^{-10}

注）　^{239}Ｐｕの核分裂スペクトルを DLC-23/CASK ライブラリの中性子 22 群構造に振り分けたものである。

4) 評価方法

輸送貯蔵兼用キャスク B の遮蔽解析においては，遮蔽材の最小厚さを考慮し，輸送貯蔵兼用キャスク B の実形状を軸方向断面に二次元でモデル化する。輸送貯蔵兼用キャスク B の遮蔽解析モデルを図３．１－１０ に示す。なお，上部と下部のトラニオン周辺と二次蓋に設ける圧力監視装置部については，当該部近傍の線束から，遮蔽評価を行う。遮蔽計算はガンマ線，中性子共に DOT コードにより遮蔽材を透過したガンマ線及び中性子の線束を計算し，輸送貯蔵兼用キャスク B 表面及び表面から 1m の線量当量率を求める。また，二次ガンマ線の効果についても DOT コードにより中性子が遮蔽材内で吸収される際に発生する二次ガンマ線の線束を計算し，輸送貯蔵兼用キャスク B 表面及び表面から 1m の線量当量率を求める。ライブラリとしては，DLC-23/CASK データを用いて線量当量率への変換は ICRP Pub.74 に従う。

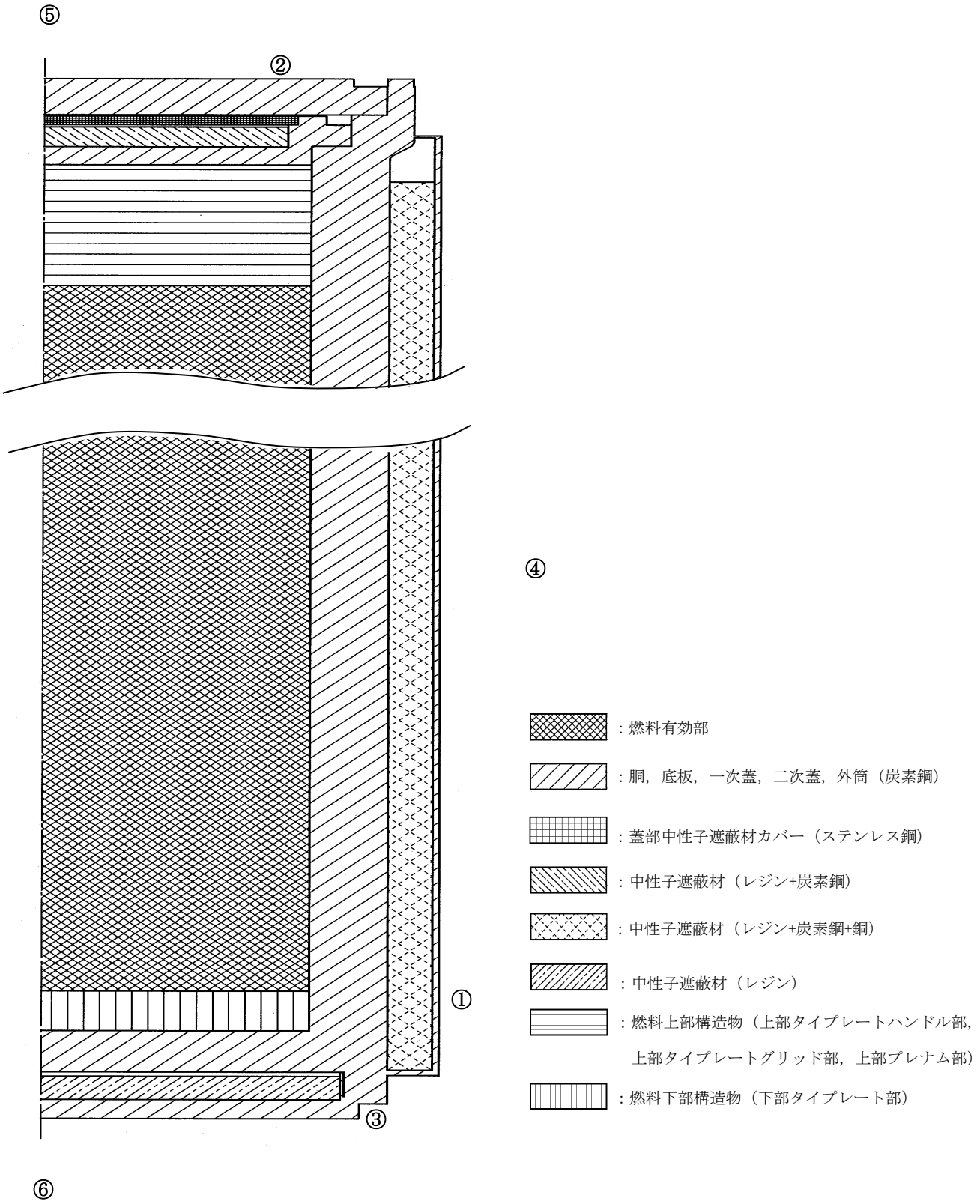


図３．１－１０　輸送貯蔵兼用キャスクＢ遮蔽解析モデル

5) 評価結果

輸送貯蔵兼用キャスク B の評価結果を表３．１－１９に示す。なお，評価結果は半径方向，蓋方向及び底方向における線量当量率の最大値を示している。

本表に示すとおり，輸送貯蔵兼用キャスク B は設計基準値を満足している。

表３．１－１９　線量当量率の評価結果

（単位：μSv/h）

	表面			表面から 1m		
	側部	蓋部	底部	側部	蓋部	底部
評価点	①	②	③	④	⑤	⑥
評価結果	1108	820	291	78	75	81
設計基準値	2000			100		

4　臨界防止機能

4.1　乾式キャスクの臨界防止機能

(1)　乾式貯蔵キャスク

1)　基本的な考え方

乾式貯蔵キャスクの臨界防止に当たっては，想定されるいかなる場合にも使用済燃料が臨界に達することを防止するため以下のとおり設計する。

① 使用済燃料を収納するバスケットは格子構造として，使用済燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

② バスケットの材料には，中性子を吸収するボロン添加アルミニウム合金等を使用する。

乾式貯蔵キャスクの臨界防止機能について，使用済燃料仕様，乾式貯蔵キャスク仕様及び解析モデル等は添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基)」で記載している既存評価書の内容から変更はない。よって，本評価結果は既存評価書の内容を引用する。

2)　設計基準

実効増倍率は想定されるいかなる場合も 0.95 以下であること。

3)　評価条件

乾式貯蔵キャスクの臨界解析は，KENO-VIコードを使用する。図４．１－１，図４．１－２に臨界解析モデルを示す。実効増倍率を大きく見積もるため，評価条件を下記の通りとした。

・評価は 8×8 燃料，新型 8×8 燃料及び新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料のうち，濃縮度の高い新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料について行う。
・新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料の使用期間を通じての炉心内装荷状態での最大無限増倍率は 1.23 程度であるが，保守的に炉心内装荷状態での無限増倍率を 1.30 とする。
・キャスク内部については燃料有効長部には水が存在するとし，燃料有効長以外の領域及びキャスク外部は真空とする。
・乾式貯蔵キャスクの外側は，境界条件として完全反射体で無限個の乾式貯蔵キャスが接触して配列しているものとする。
・使用済燃料がキャスクの中心寄りに配置された状態とする。
・バスケット板厚は製造公差を考慮した最小値とする。
・バスケット孔寸法は製造公差を考慮した最小値とする。
・バスケットプレート材料のボロン添加アルミニウム合金中のボロン 10 含有量は，製造下限値に余裕をみた値とした。

4)　評価方法

乾式貯蔵キャスクの実効増倍率は，燃料棒単位セル計算により求まる燃料集合体平均の核定数を用い，乾式貯蔵キャスクの実形状をモデル化し，臨界解析コードを使用して求める。臨界解析の評価フローを参考資料の図４．１－３に示す。

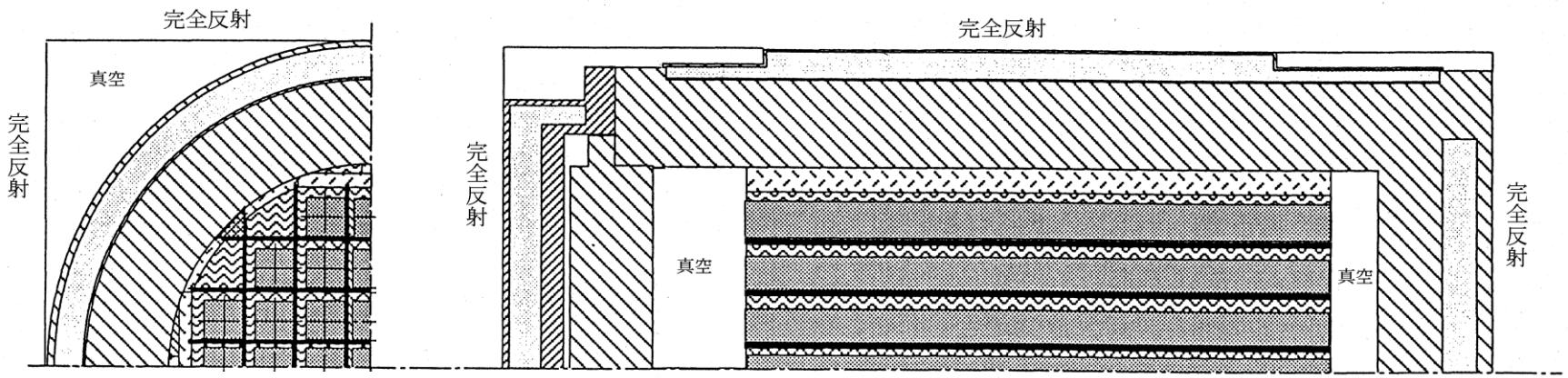
5)　評価結果

乾式貯蔵キャスクについて臨界解析の結果は，表４．１－１に示すとおり実効増倍率は設計基準を満足している。

表４．１－１　臨界解析結果

キャスクタイプ	実効増倍率※	設計基準値
乾式貯蔵キャスク(中型)	0.83 (0.825)	0.95
乾式貯蔵キャスク(大型)	0.83 (0.824)	0.95

※モンテカルロ計算の統計誤差3σを考慮した値
(括弧内は統計誤差を考慮しない値)



燃料集合体領域（使用済燃料）

空間領域（水）

バスケットプレート領域
（ボロン添加アルミニウム合金[B-Al]）

連結棒領域（アルミニウム合金[A6061P]）

バスケットサポート領域（ステンレス鋼）

中性子遮蔽材領域（真空）

胴，一次蓋領域（炭素鋼）

二次蓋領域（ステンレス鋼）

伝熱プレート領域（銅）

図４．１－１　臨界解析モデル(乾式貯蔵キャスク(中型キャスク))

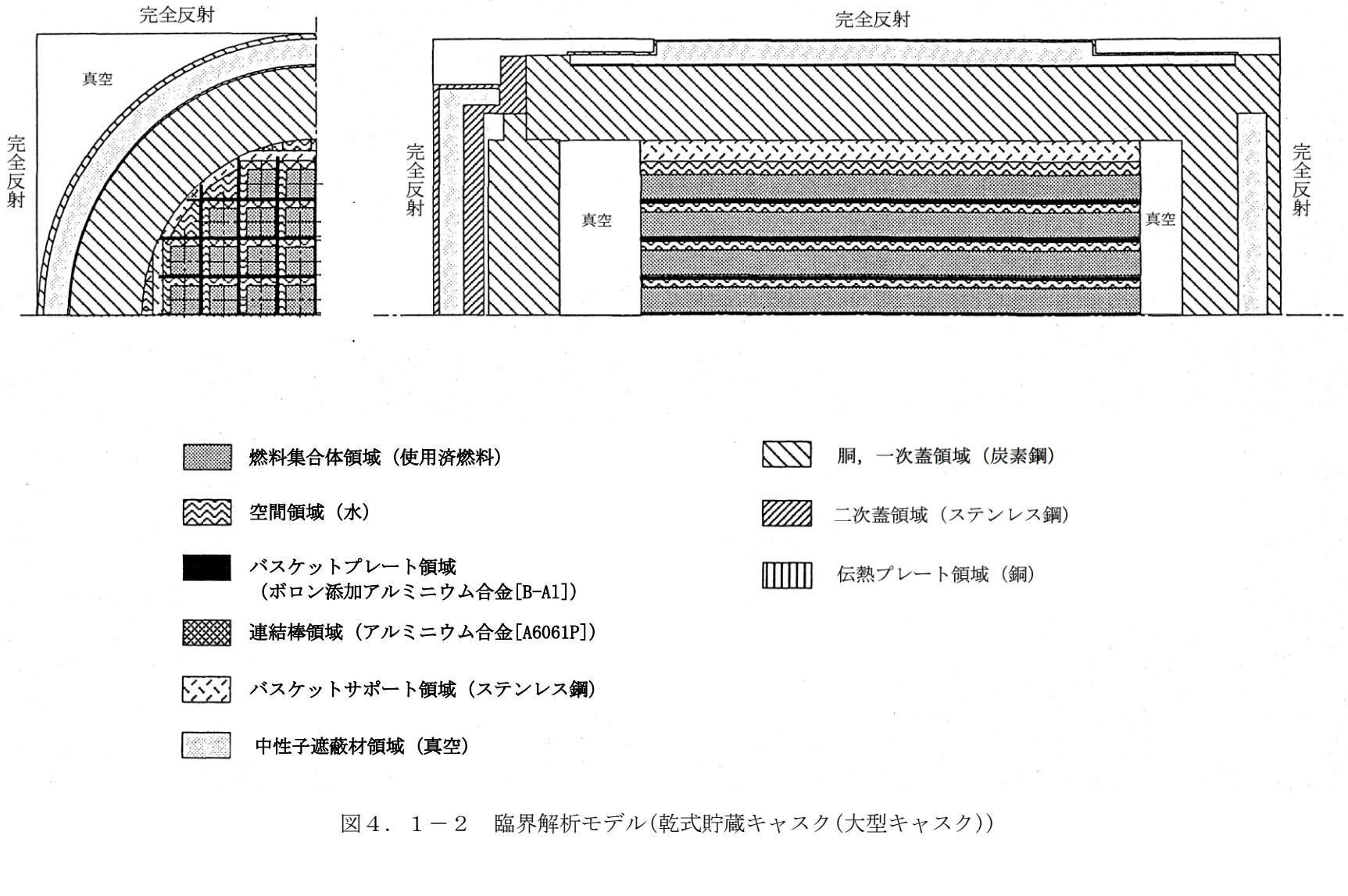


図４．１－２　臨界解析モデル(乾式貯蔵キャスク(大型キャスク))

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅵ）について

（１）概要

KENO-Ⅵコードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送キャスクの臨界解析などに利用されている。

（２）機能

KENO-Ⅵコードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３）解析フロー

KENO-Ⅵコードの解析フローを図４．１－３に示す。

（４）使用実績

KENO-Ⅵコードは，国内外で輸送キャスクの臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５）検証

米国のバッテル研究所（パシフィックノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験[1)]の中から3種類の臨界体系をベンチマーク試験として選び，検証を行った。

1)S.R.Bierman, D.D.Clayton, and B.M.Durst, “Critical Separation between Sub-critical Clusters of 2.35wt% 235U Enriched UO2 Rods in Water with Fixed Neutron Poisons,” PNL-2438, Battel Pacific Northwest Laboratories, 1977

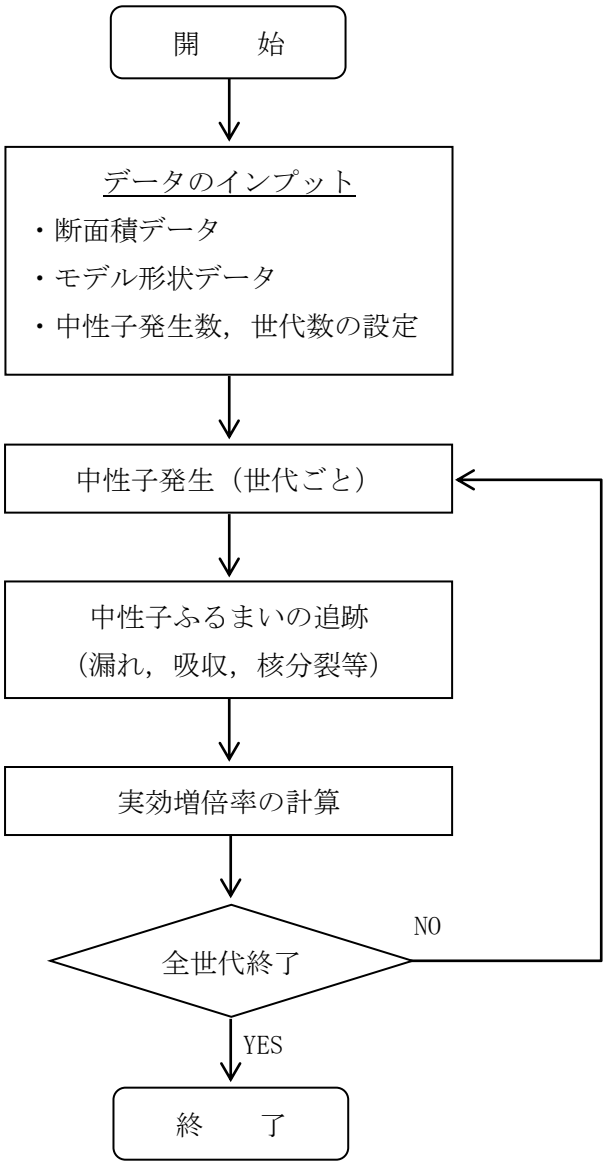


図４．１－３　臨界解析フロー

(2)　輸送貯蔵兼用キャスク

1)　基本的な考え方

輸送貯蔵兼用キャスクの臨界防止に当たっては，想定されるいかなる場合にも使用済燃料が臨界に達することを防止するために以下のとおり設計する。

①　使用済燃料を収納するバスケットは格子構造として，使用済燃料を所定の幾何学的配置に維持する設計とする。

②　輸送貯蔵兼用キャスク B においては，バスケットの材料に中性子を吸収するボロンを添加したステンレス鋼を用いる。

輸送貯蔵兼用キャスクの臨界防止機能について，使用済燃料仕様，輸送貯蔵兼用キャスク仕様及び解析モデル等は添付資料－２－１「評価の基本方針（既設 65 基)」で記載している既存評価書の内容から変更はない。よって，本評価結果は既存評価書の内容を引用する。ここでは，評価上最も厳しい胴内に水が満たされたケースについて示す。

2)　設計基準

実効増倍率は想定されるいかなる場合も 0.95 以下であること。

3)　評価条件

輸送貯蔵兼用キャスクの臨界解析には，KENO-V.a コードを使用する。図４．１－４に臨界解析モデルを示す。実効増倍率を大きく見積もるため，評価条件を下記の通りとした。

- 収納する使用済燃料の炉心内装荷状態での最大無限増倍率は 1.30 未満であるが，保守的に炉心内装荷状態での無限増倍率は 1.30 を仮定する。
- キャスク胴内には水が存在するものとする。
- キャスク胴内における燃料集合体として存在する部分は燃料有効長に相当する部分のみとし，上・下部タイプレート部等を水に置き換える。また，キャスク胴内での燃料領域の上，下の部分は水に置き換える。
- 輸送貯蔵兼用キャスクの外側は，境界条件として完全反射体で無限個の輸送貯蔵兼用キャスクが配列しているものとする。
- 使用済燃料がキャスクの中心寄りに配置された状態とする。
- チャンネルボックスを考慮する。
- バスケットの格子幅公差を安全側に考慮する。
- 中性子遮蔽材(側部，蓋部，底部)を無いものとする。
- バスケットのボロン含有量は最小値を用いる。

4)　評価方法

輸送貯蔵兼用キャスクの実効増倍率は，KENO-V.a コードを用いて求める。臨界解析の評価フローを参考資料の図４．１－５に示す。

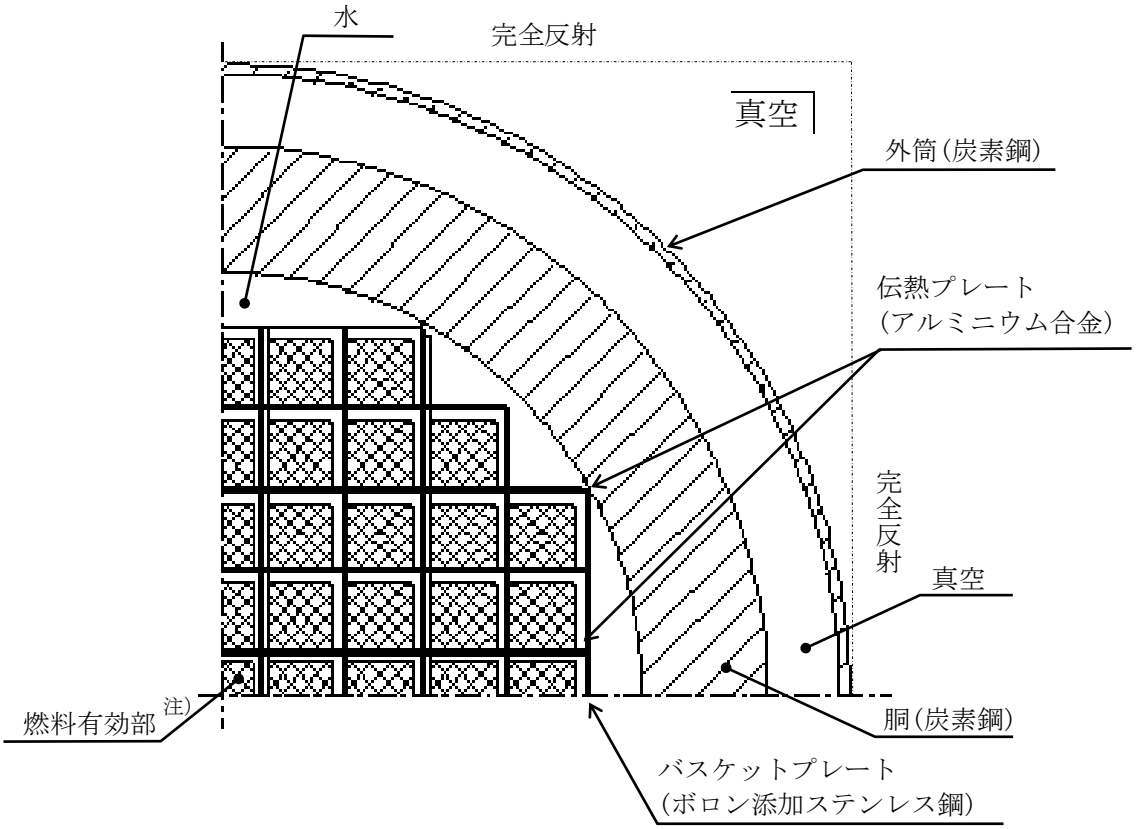
5)　評価結果

輸送貯蔵兼用キャスクについて臨界解析の結果は，表４．１－２に示すとおり実効増倍率は設計基準を満足している。

表４．１－２　臨界解析結果

キャスク タイプ	実効増倍率※	設計基準値
輸送貯蔵兼用キャスク B	0.88 (0.875)	0.95

※ モンテカルロ計算の統計誤差 3σ を考慮した値
(括弧内は統計誤差を考慮しない値)



注）燃料有効長部はチャンネルボックスを考慮してモデル化

（縦断面の構成は，図３．１－１０　遮蔽解析モデルとほぼ同じである）

図 ４．１－４　臨界解析モデル(輸送貯蔵兼用キャスク B)

参考資料

臨界解析に用いるコード（KENO-Ⅴ.a）について

（１） 概要

KENO-Ⅴ.a コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発されたモンテカルロ法に基づく公開の臨界解析コードであり，輸送キャスクの臨界解析などに利用されている。

（２） 機能

KENO-Ⅴ.a コードは，臨界解析に際して以下の機能を有している。

① 実際に中性子が出会う物理現象を確率理論を用いて模擬するため，どのような物理的問題にも適用できる。なお，統計的な手法を用いるため，計算結果には統計誤差が付随する。

② 一次元～三次元の任意形状の体系を扱うことができる。

（３） 解析フロー

KENO-Ⅴ.a コードの解析フローを図４．１－５に示す。

（４） 使用実績

KENO-Ⅴ.a コードは，国内外で輸送キャスクの臨界解析をはじめ，核燃料施設の臨界解析に使用されている。

（５） 検証

米国のバッテル研究所（パシフィック　ノースウエスト研究所，PNL）で行われた臨界実験[1)]を対象としたベンチマーク解析を実施し，検証を行った。

1) S. R. Bierman and E. D. Clayton, “Criticality Experiments with Subcritical Clusters of 2.35 Wt% and 4.31 Wt% ^{235}U Enriched UO_2 Rods in Water with Steel Reflecting Walls”, NUREG/CR-1784(PNL-3602), U.S. Nuclear Regulatory Commission, (1981).

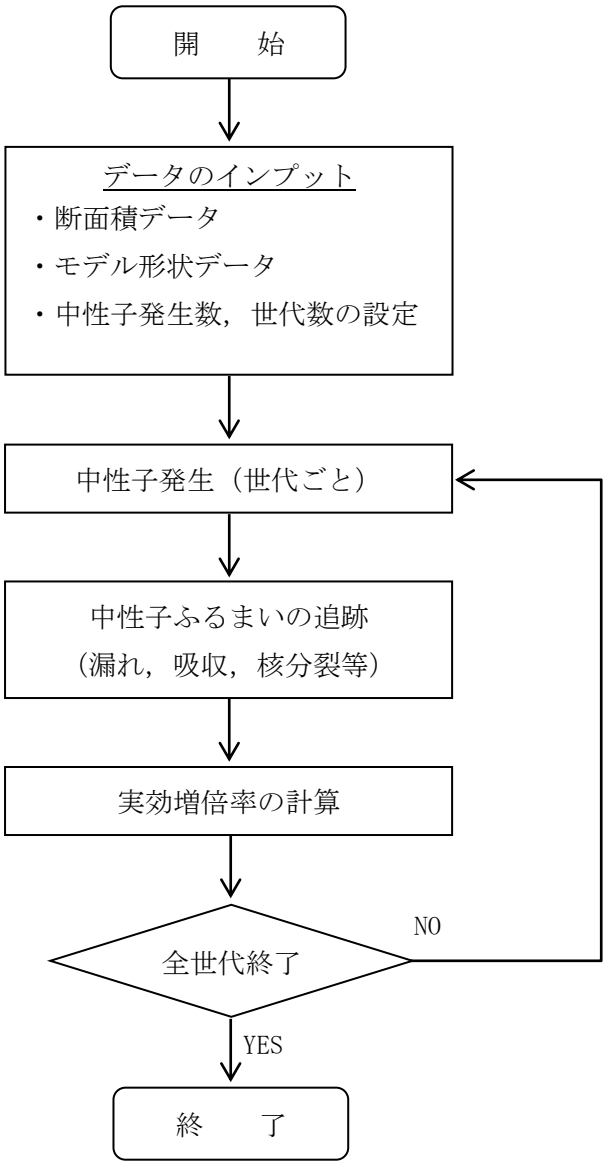


図４．１－５　KENO-Ⅴ.a コードの解析フロー図

安全評価について（増設 30 基）

1　除熱機能

1.1　輸送貯蔵兼用キャスク B

「使用済燃料貯蔵施設に係る特定容器等の設計の型式証明申請書」及び「使用済燃料貯蔵施設に係る型式設計特定容器等の型式指定申請書」（以下，「既存評価」という。）より除熱機能が評価されている。既存評価では保管姿勢を縦置きとして評価しているが，キャスク仮保管設備における保管姿勢は横置きとなるため，既存評価を基に横置きであることを考慮した評価を行う。

(1)　基本的な考え方

除熱設計に当たっては，使用済燃料の健全性及び安全機能を有する構成部材の健全性が維持できるよう，以下の設計とすることで使用済燃料の崩壊熱を適切に除去する。

・使用済燃料の温度を，燃料被覆管のクリープ破損及び機械的特性の低下を防止する観点から制限される値以下に維持できる設計であること。

・基本的安全機能を維持する観点から，輸送貯蔵兼用キャスク B の温度を制限される値以下に維持できる設計であること。

また，設計要求事項を満足するため，以下の配慮を行う。

a)　輸送貯蔵兼用キャスク B 内部のバスケットは，熱伝導の優れた伝熱プレートの設置により必要な伝熱性能を確保する。

b)　輸送貯蔵兼用キャスク B 内部には，熱伝導率の高いヘリウムガスを充てんする。

c)　側部中性子遮蔽材には熱伝導の低いレジンを用いており，伝熱フィンを設けることにより必要な伝熱性能を確保する。

輸送貯蔵兼用キャスク B の除熱解析フローは添付資料－４－１「1.1　乾式キャスクの除熱機能　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク B　1)　基本的な考え方」と同一である。

(2) 設計基準

設計基準を表１．１－１に示す。

表１．１－１　設計基準

（単位：℃）

対象となる部材	材質	設計基準	設計基準温度	備考
燃料被覆管	ジルカロイ－2	使用済燃料被覆管の累積クリープ量が1%を超えない温度，照射硬化回復現象により燃料被覆管の機械的特性が著しく低下しない温度及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度以下となる温度とする	300※	使用済燃料（新型８×８ジルコニウムライナ燃料，高燃焼度８×８燃料）
			200	使用済燃料（新型８×８燃料）
輸送貯蔵兼用キャスクＢ	レジン	中性子遮蔽材の性能が維持される制限温度	150	中性子遮蔽材
	炭素鋼	構造強度が維持される制限温度	350	密封容器
				二次蓋
	アルミニウム合金，ニッケル基合金	閉じ込め機能が維持される制限温度	130	金属ガスケット
	ボロン添加ステンレス鋼	構造強度が維持される制限温度	300	バスケット

※水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性の低下が生じない温度を設計基準温度として設定したもので，燃料被覆管の周方向応力は設計基準温度状態で 70 MPa 以下とする。燃料被覆管の累積クリープ量が 1%を超えない初期温度は 360℃程度と評価され，上記設計基準温度を超えている。また，燃料被覆管の照射硬化の回復については機械的強度への影響を評価するものとする。

(3) 燃料仕様

輸送貯蔵兼用キャスク Ｂ　1 基当たりの評価に用いる発熱量を表１．１－２に示す。使用済燃料の発熱量は ORIGEN2 コードにより求める。

表１．１－２　輸送貯蔵兼用キャスクＢ　１基当たりの発熱量

使用済燃料の収納配置条件		配置（ｉ）		配置（ⅱ）		配置（ⅲ）
燃料集合体の種類		新型8×8ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度8×8燃料	新型8×8ジルコニウムライナ燃料	高燃焼度8×8燃料	新型8×8燃料
初期濃縮度（wt%）		約2.9	約3.4	約2.9	約3.4	約2.9
収納物の燃焼度	平均燃焼度（MWd/t）	34,000		40,000		29,000
冷却期間（年）		18		22		28[注1)]
収納体数（体）		69		69		69
評価に用いる発熱量（kW）[注2)]		15.3		15.3		10.4

注１）新型８×８燃料の冷却期間が新型８×８ジルコニウムライナ燃料及び高燃焼度８×８燃料の冷却期間に対して長期間であるのは，新型８×８燃料の燃料被覆管の設計基準温度が他の燃料タイプに比べて200℃と低いためである。なお，燃料被覆管の設計基準温度については，平成18年度及び19年度に原子力安全基盤機構にて実施された貯蔵燃料長期健全性等確証試験において，照射硬化回復現象及び水素化物の再配向による燃料被覆管の機械的特性への影響を考慮して設定されており，ライナー無し燃料（新型８×８燃料）は200℃，ライナー有り燃料（新型８×８ジルコニウムライナ燃料及び高燃焼度８×８燃料）は300℃が設計基準温度となる。

注２）輸送貯蔵兼用キャスクＢの最大発熱量は配置（ｉ）で12.1kW，配置（ⅱ）で13.8kW，配置（ⅲ）で 8.4kw であるが，除熱設計では燃料集合体の軸方向の燃焼度分布を保守的に考慮した設計発熱量を用いる。

(4)　評価条件

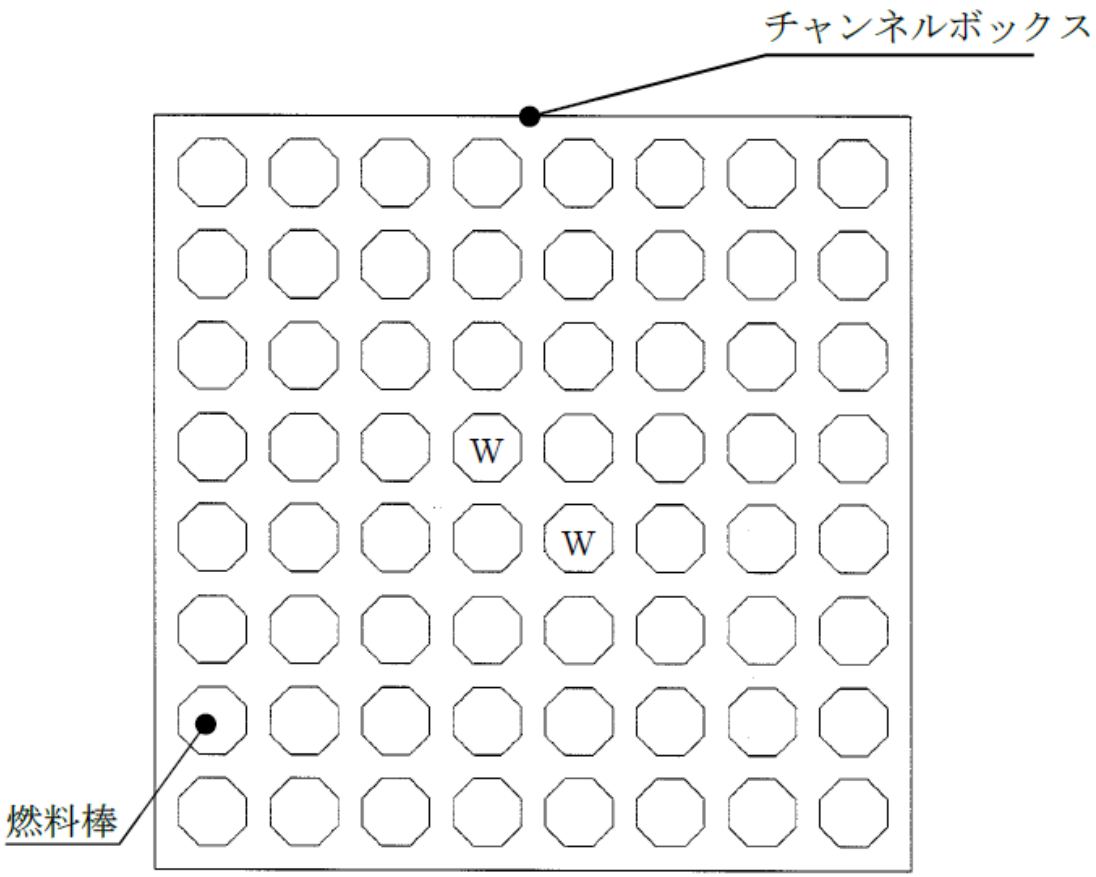
輸送貯蔵兼用キャスクＢの除熱評価は以下の３種類の解析モデルを用いて行う。

a.　軸方向断面モデル（輸送貯蔵兼用キャスクＢ全体の二次元軸対称モデル）

b.　半径方向断面モデル（胴中央部断面形状の二次元平面モデル）

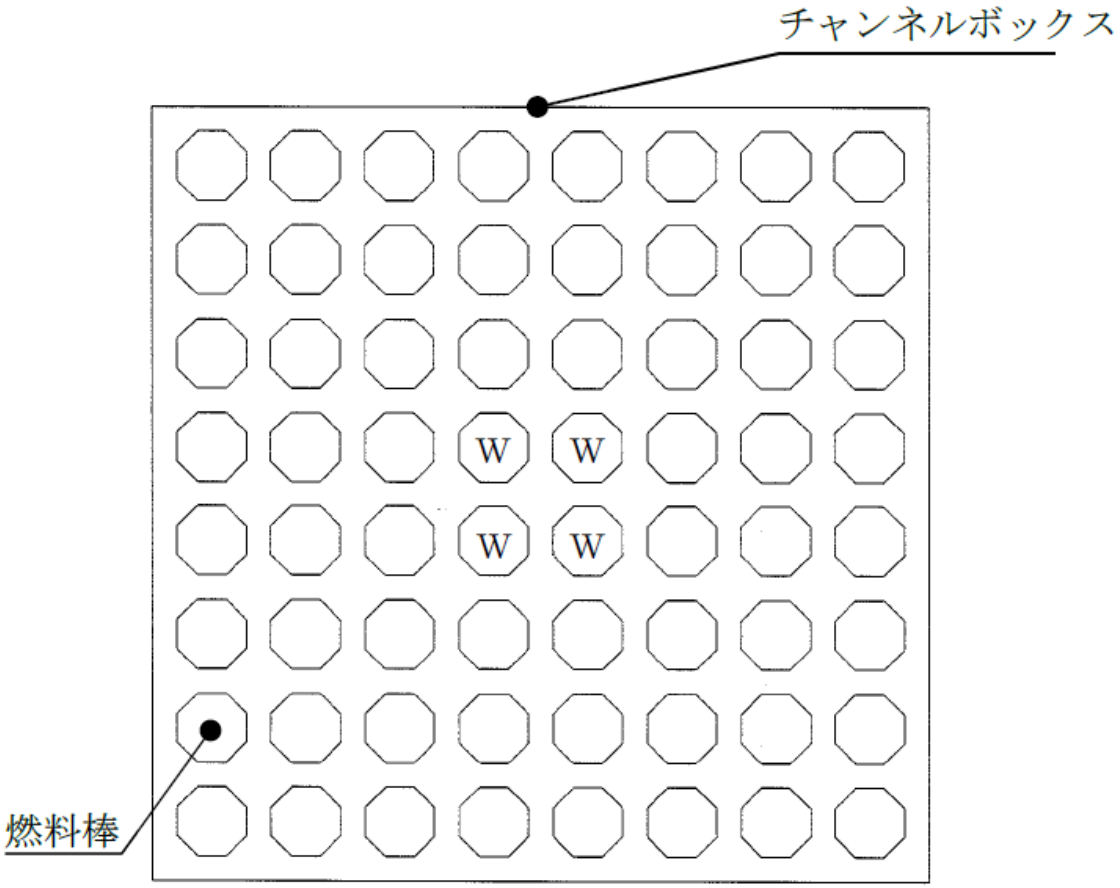
c.　燃料集合体断面モデル（燃料集合体の断面形状の二次元平面モデル）

上記解析モデルのうち，ａ及びｂは添付資料－４－１「1.1　乾式キャスクの除熱機能　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク Ｂ　4)　評価条件　図１．１－１１～１２」と同一である。ｃを図１．１－１（１），（２）に示す。また，評価条件を表１．１－３に示す。



注）Wはウォーターロッドであり，発熱はない。

図１．１－１（１）　燃料集合体断面モデル
（新型8×8ジルコニウムライナ燃料，新型8×8燃料）



注）Wはウォーターロッドであり，発熱はない。

図１．１－１（２）　燃料集合体断面モデル
（高燃焼度8×8燃料）

表１．１－３　評価条件

項　　目	評価条件
収納体数　(体)	69
姿　　勢	横置き
発 熱 量　(kW)	15.3 注1)　/　10.4 注2)
周囲温度　(℃)	空気：45
	コンクリートモジュール内面：65

注 1）配置(ⅰ)及び配置(ⅱ)

注 2）配置(ⅲ)

(5) 評価方法

評価方法は添付資料－４－１「1.1　乾式キャスクの除熱機能　(2) 輸送貯蔵兼用キャスクＢ　5)　評価方法」と同一である。

(6) 評価結果

評価結果を表１．１－４に示す。本表に示すとおり，使用済燃料の健全性を示す燃料被覆管の温度及び輸送貯蔵兼用キャスク B を構成する各部材はいずれの配置でも設計基準温度を下回っており，熱的健全性は維持される。

表１．１－４　評価結果

（単位：℃）

部材	評価結果			設計基準温度	備考
	配置(ⅰ)	配置(ⅱ)	配置(ⅲ)		
燃料被覆管	249 注1)注2)	252 注1)注3)	190 注4)注5)	300 注6) 200 注7)	使用済燃料
レジン	117	117	99	150	中性子遮蔽材
炭素鋼	123	123	104	350	密封容器
	83	83	76		二次蓋
アルミニウム合金，ニッケル基合金	86	87	78	130	金属ガスケット
ボロン添加ステンレス鋼	238	241	182	300	バスケット

注 1) 構造強度評価及び異常事象の評価における最大評価加速度 3G が燃料被覆管にかかる場合，燃料被覆管にかかる応力は 55MPa となる。既存評価書において 260℃における照射後の降伏応力 568MPa[1)]に燃料被覆管の照射硬化回復式[2)]を保守的に考慮した降伏応力は 313MPa と評価されており，照射硬化回復を考慮しても，燃料被覆管にかかる応力は降伏応力を超えることはない。

注 2) 運用期間中に燃料被覆管温度が最も高くなる真空乾燥時での燃料被覆管温度は 249℃である。また，この状態の燃料被覆管周方向応力は 52MPa であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を満たしている。

注 3) 配置（ⅰ）に対して 3℃の温度変化であることから，配置（ⅱ）における真空乾燥時の燃料被覆管の温度変化も同程度であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を超えることはない。

注 4) 構造強度評価及び異常事象の評価における最大評価加速度 3G が燃料被覆管にかかる場合，燃料被覆管にかかる応力は 43MPa となる。既存評価書において 190℃における照射後の降伏応力 601MPa[1)]に燃料被覆管の照射硬化回復式[2)]を保守的に考慮した降伏応力は

358MPa と評価されており，照射硬化回復を考慮しても，燃料被覆管にかかる応力は降伏応力を超えることはない。

注 5) 真空乾燥時での燃料被覆管温度は 187℃である。また，この状態の燃料被覆管周方向応力は 41MPa であり，燃料被覆管温度及び周方向応力ともに設計基準を満たしている。

1)：(独)原子力安全基盤機構，“平成 18 年度 高燃焼度９×９型燃料信頼性実証成果報告書（総合評価編）”，（2007）
2)：(独)原子力安全基盤機構，“平成 15 年度 リサイクル燃料資源貯蔵施設安全解析コード改良試験（燃料の長期安全性に関する試験最終成果報告書）”，（2004）

注 6) 配置(ⅰ)及び配置(ⅱ)

注 7) 配置(ⅲ)

1.2　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール

コンクリートモジュールの除熱機能は，添付資料－４－１「1.2　コンクリートモジュールの除熱機能　(2)　輸送貯蔵兼用キャスク用コンクリートモジュール」と同一であり，本設備で要求される除熱機能を有することを確認している。

2　密封機能

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）の密封機能については，既存評価における評価条件（キャスク内部温度及びシール部温度）に相違はあるが，本設備の設計条件は既存評価の評価条件に包絡されることから，既存評価が適用可能であることを確認している。

3　遮蔽機能

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）の遮蔽機能については，既存評価における評価条件と同等であると言えることから，既存評価が適用可能であることを確認している。

4　臨界防止機能

輸送貯蔵兼用キャスク（増設 30 基）の臨界防止機能については，既存評価においてキャスク配列，バスケット内の燃料配置等最も厳しい状態を想定し評価しており，十分安全側であることから，既存評価が適用可能であることを確認している。

安全対策について

1 安全対策

(1)落下防止対策内容

キャスク水平吊具及びフック，ワイヤロープ等クレーンの揚重装置の構造を図 1-1～4 に示す。

1) ワイヤロープの二重化

一端をイコライザに固定し，他端をドラムに固定したワイヤロープによりフックブロックを吊る。図 1-2 のようにワイヤロープは 2 系列設けることで二重化する。

2) ブレーキの二重化

ワイヤロープの巻上げ，巻下げを行うドラム減速機のブレーキを図 1-3 のように 2 基設置し，ブレーキを二重化する。

3) キャスク水平吊具の二重化

図 1-4 のようにキャスク水平吊具をフックで吊上げると共に安全板を揚重機フックブロックのシーブピンに掛けることで吊上げ方法を二重化する。

4) その他の落下防止対策

・電源喪失時には直ちにブレーキが作動し，ドラムの空転による荷の落下を防止する。
・主巻減速機に過速検出器を設け，一定の回転速度以上になった場合にブレーキが作動するようにし，荷の落下を防止する。

(2) その他の安全対策

・主巻きの巻下げ速度を 1.5m/min に制限し，荷が着床した時の衝撃を緩和する。
・コンクリートモジュールに乾式キャスクが衝突しないように，クレーンの横行装置にリミットスイッチを取付け，横行範囲を制限する。

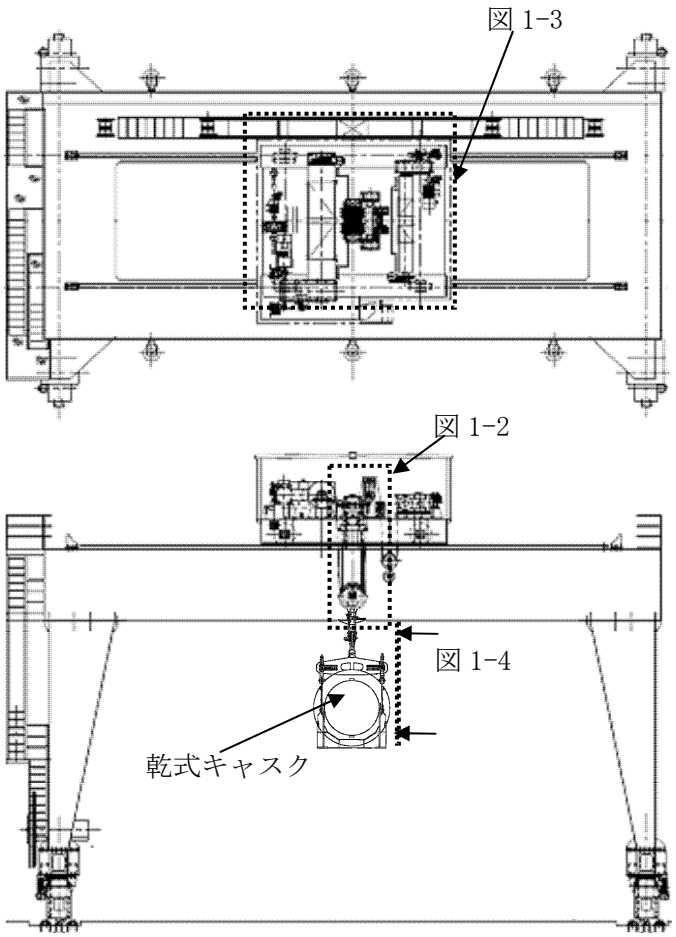


図 1-1 クレーン全体図

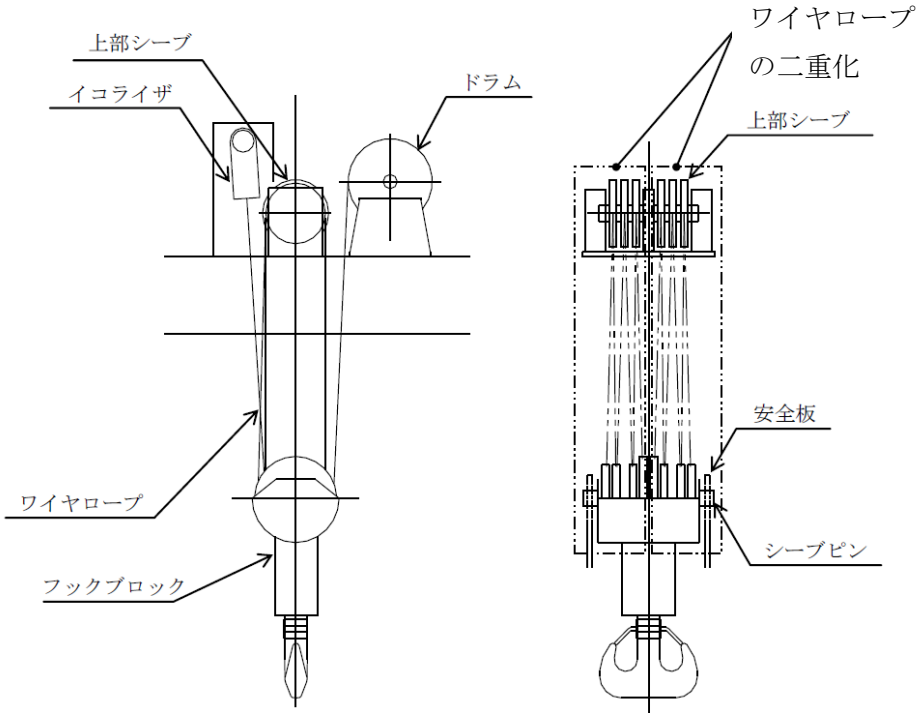


図 1-2 主巻シーブ詳細

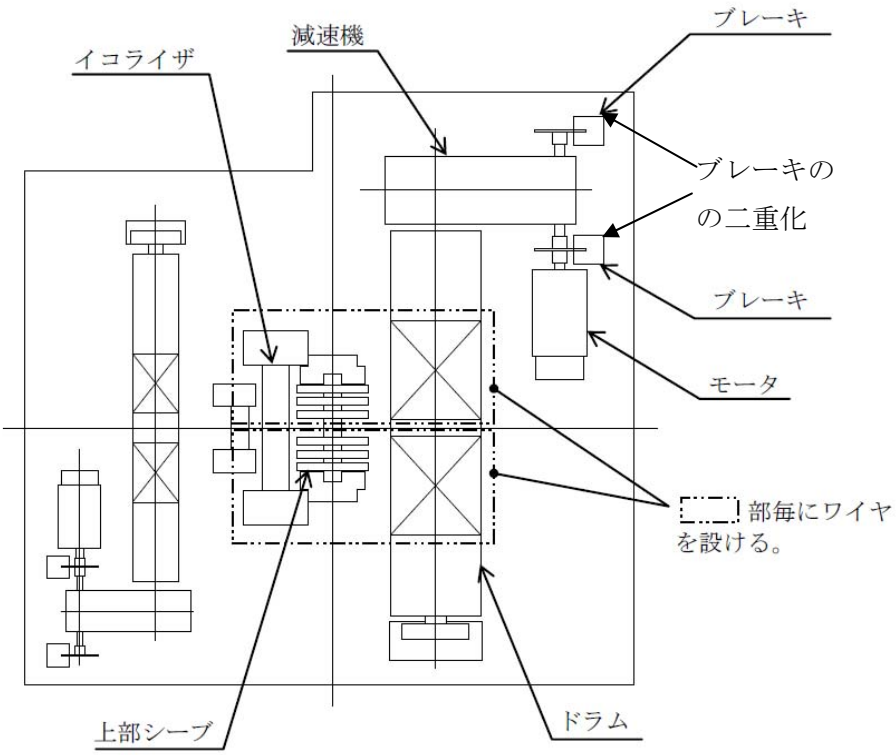


図 1-3 トロリ平面図

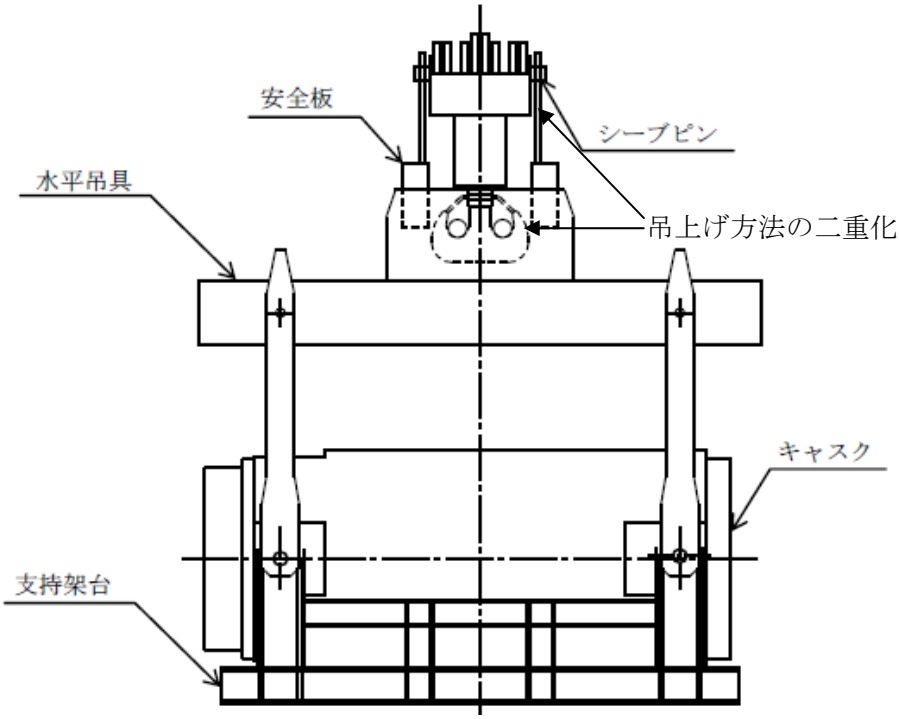


図 1-4 水平吊具

管理・運用について

1　二重蓋間圧力及び表面温度の監視

キャスク仮保管設備には，乾式キャスクの一次蓋，二次蓋間の圧力を監視することにより密封機能を監視する密封監視装置と，乾式キャスク表面の温度を監視することにより乾式キャスクの除熱機能を監視する表面温度監視装置を設置する。

監視装置の概要を図１－１に示す。

密封監視装置は各乾式キャスクに圧力センサ 2 個をそれぞれ系統分離し 2 系統として設置され，万一，蓋間圧力が設定値まで低下した場合には免震重要棟に設置した監視装置にて警報が確認でき，指示値も確認できる。

表面温度監視装置は各乾式キャスクに温度センサ 1 個を設置し，万一，表面温度が設定値まで上昇した場合には免震重要棟に設置した監視装置にて警報が確認でき，指示値も確認できる。

なお，温度センサの接続ケーブルが断線によりデータが採取されない場合にも免震重要棟に設置した監視装置に警報が発生する。

また，密封監視装置および表面温度監視装置のデータは記録される。

監視装置の仕様を表１－１に示す。

2　放射線量の監視

キャスク仮保管設備内に設置するエリア放射線モニタにより放射線量の監視を行うとともに，モニタリングポストにより周辺公衆に対する影響を確認する。また，巡視点検時にキャスク仮保管設備の線量測定を行う。エリア放射線モニタおよびモニタリングポストの測定値は免震重要棟に表示する。

エリア放射線モニタの仕様を表２－１に示す。また，モニタリングポストの位置を図２－１に，エリア放射線モニタの配置図を図２－２に示す。エリア放射線モニタは，乾式キャスクからの放射線量が大幅に変動する事象が発生した場合に放射線量の監視ができるよう，図２－２に示す第１レーンから第４レーンの東部と西部に１基ずつ，計 8 基設置する。各エリア放射線モニタの監視範囲である乾式キャスクは，図２－２の青枠で示す，対応する各レーン毎の乾式キャスクである。各レーン毎に乾式キャスクを搬入する前までに，対応するエリア放射線モニタを監視可能にする。なお，エリア放射線モニタの検出位置は乾式キャスクの設置高さおよび作業員の身長を考慮した位置に設置する。

3　巡視点検

キャスク仮保管設備に対しては定期的に巡視点検を行い，キャスク仮保管設備の状態の異常の有無を確認する。

また，地震発生時には適宜，巡視点検を行い，コンクリートモジュール及び乾式キャスク

の外観などを確認する。

4　運搬時の運用

「Ⅲ.3.3.1　放射線防護及び管理」において，管理区域と同等の管理を要する区域として管理対象区域を定義しており，「Ⅲ.特定原子力施設の保安」により作業場所も管理対象区域に設定される。

構内輸送時に講じる措置は，「東京電力株式会社 福島第一原子力発電所 原子炉施設の保安及び特定核燃料物質の防護に関する規則の第 14 条の 2（工場又は事業所において行われる運搬)」に準じて実施する。

5　留意事項

乾式キャスクに収納する燃料は原子炉の運転中のデータやシッピング検査により健全であることが確認された燃料とする。キャスク仕立て作業では真空乾燥を確実に行ない，残留水の除去を徹底するとともに，気密漏えい等の必要な確認を実施する。

また，仮保管中の二重蓋間圧力データ等の記録の保存については，「Ⅲ.特定原子力施設の保安」等にて定めるものとする。

表１－１　監視装置の仕様

項目	仕様	
名称	蓋間圧力検出器	温度検出器
検出器の個数	2 個/基	1 個/基
計測対象	蓋間圧力	外筒表面温度
取付箇所	二次蓋	外筒表面
計測範囲	50～500kPa abs	-20～160℃
警報動作範囲	50～500kPa abs 注 1)	-20～160℃注 2)

注1)　警報設定値は別途定める。

注2)　警報設定値は別途定める。

表２－１　エリア放射線モニタの仕様

項目	仕様
基数	8 基
種類	半導体検出器
計測対象	ガンマ線量率
取付箇所	設備敷地内
検出高さ	基礎から 600㎜ 以上 1800㎜ 以下
計測範囲	10^{-1} μSv/h～10^{5} μSv/h 注)

注)　警報設定値はバックグラウンドレベルを鑑み設定する。

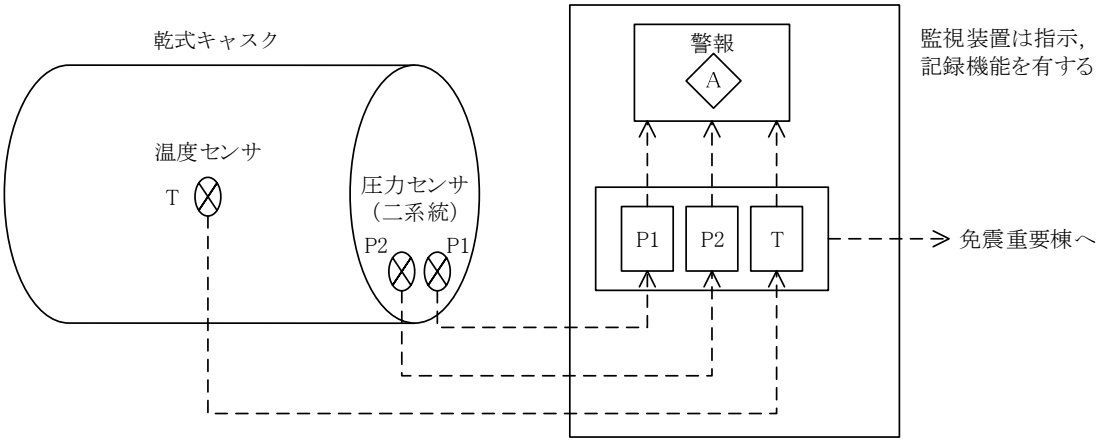


図１－１　監視装置の概要

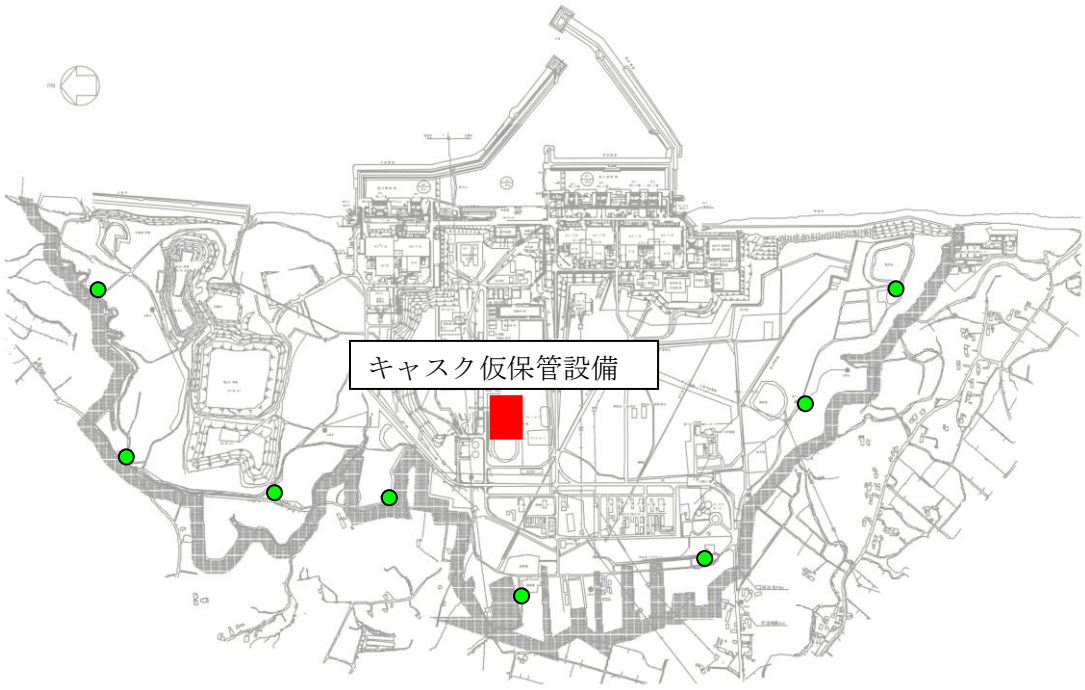


図２－１　モニタリングポスト位置図

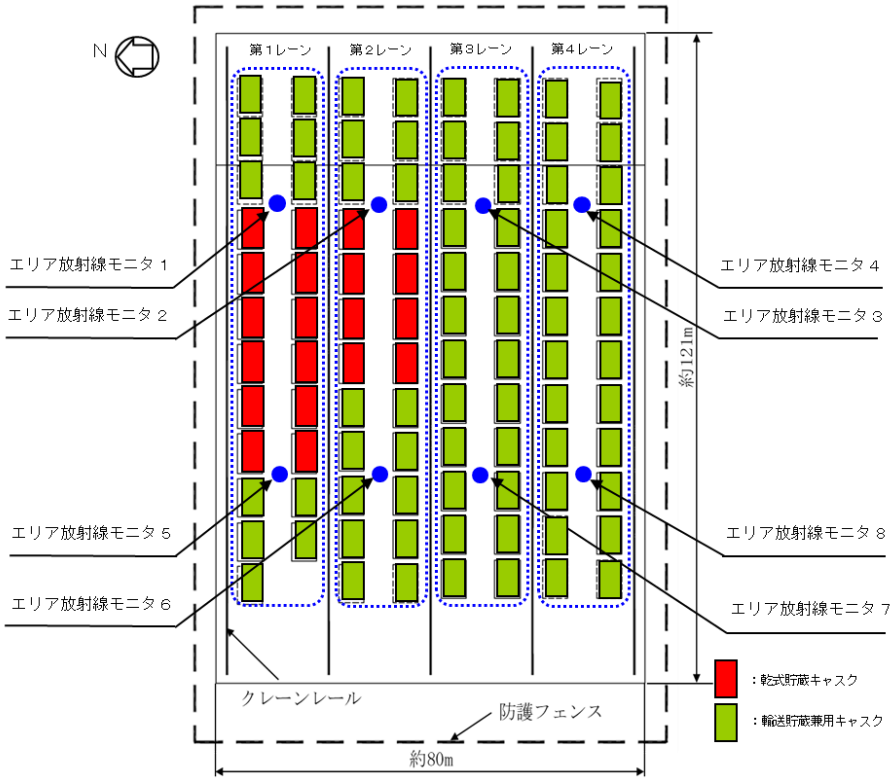
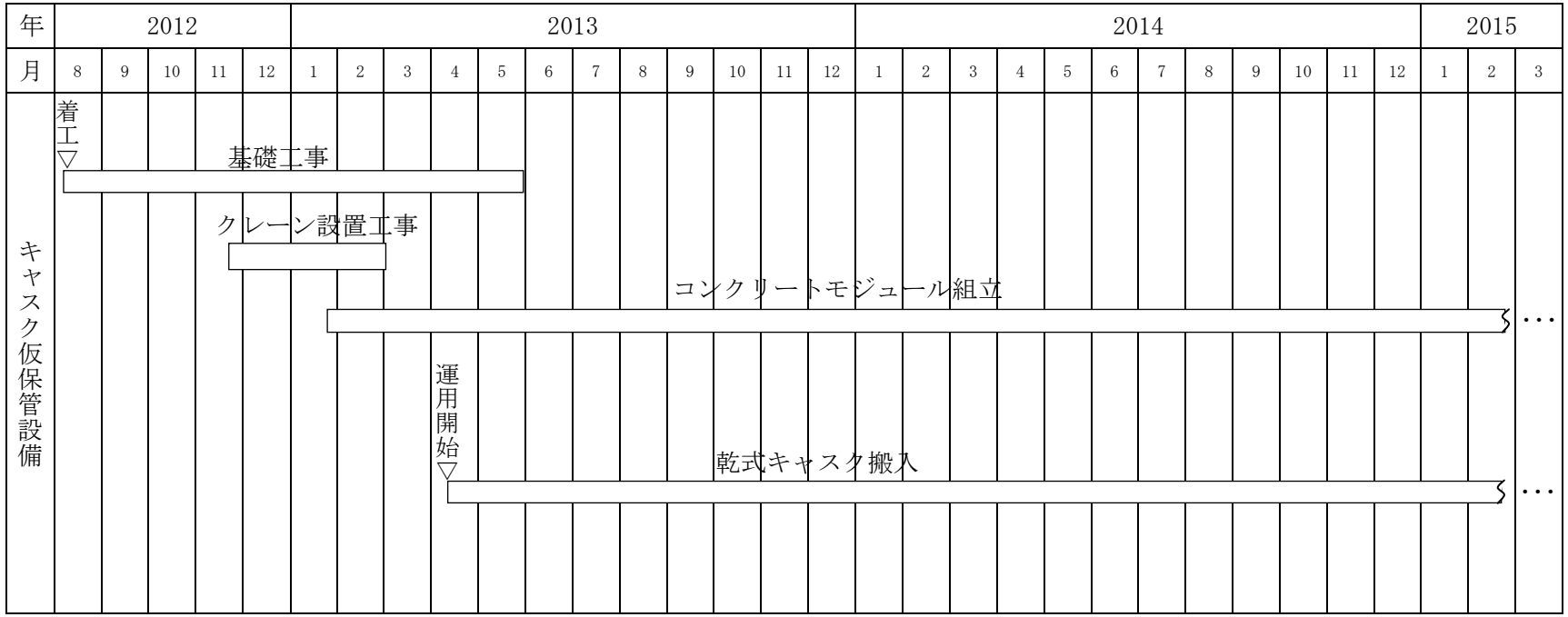


図２－２　エリア放射線モニタ配置図

工事工程表

表 1 工事工程表



キャスク保管建屋及び既設９基乾式貯蔵キャスクの現在の設備状況並びに既設９基乾式貯蔵キャスクの健全性について

1.キャスク保管建屋

津波により，トレーラー出入口シャッター及び空気取入口のルーバーが破損し，海水が侵入したものと考えられる。水の痕跡からは，貯蔵棟１階天井付近まで冠水したとみられる。

現在も，検査棟地下階には海水が滞留し，また，建屋内の天井クレーン等の設備は津波による被害が大きく使用できない状況である。

2. 乾式貯蔵キャスク

キャスク保管建屋貯蔵棟１階の天井付近まで冠水した痕跡が確認されており，貯蔵中の乾式貯蔵キャスクは全数が一時的に水没したとみられる。また，現在，常設の監視計装系は破損していることから監視不能となっている。

2.1. 外観（構造強度，臨界防止機能）

乾式貯蔵キャスク及び支持構造物の外観観察において，乾式貯蔵キャスク表面には冠水時のゴミの付着や汚れの他に，擦り傷が確認されたが，地震による変形等の構造に影響を及ぼすような異常はみられなかった。

2.2. 表面温度（除熱機能）

空気取入口ルーバーの破損・脱落がみられるが，給排気の流路の妨げとはなっていないものとみられる。棒温度計にて乾式貯蔵キャスクの胴部表面の温度を測定した結果，31.0～35.0℃※1程度（周囲温度21.0℃）と震災前の周囲温度が同程度のときの表面温度と同程度であり，また警報値※2を十分下回っていることから，異常はみられなかった。

なお，現在１週間に１回の頻度で確認を行っているが，乾式貯蔵キャスクの胴部の表面温度と周囲温度の差に有意な変化はみられない。

※1：H24/10/23測定。なお，H23夏場の最大値は，39.0～43.0℃（周囲温度27.5℃），H24夏場の最大値は，39.0～42.0℃（周囲温度27.0℃）

※2：常設の監視計装系に設定されていた値「102℃（中型），113℃（大型）」

2.3. 雰囲気線量（遮蔽機能，臨界防止機能）

震災前に可搬式線量計にて測定した乾式貯蔵キャスクの線量当量率※3は，表面の線量当量率は3.1μSv/h，表面から1m位置での線量当量率は1.2μSv/hであった。一方，震災後，可搬式線量計にて測定した乾式貯蔵キャスクの線量当量率※4は，胴部の表面の線量当量率が2.8～4.9μSv/h程度，表面から1m位置での線量当量率が2.8～4.2μSv/h 程度と設計基準※5を十分に下回っており，異常はみられなかった。また，中性子線のみ※6では，胴部の表面の線量当量率が0.3～0.9μSv/h程度，表面

から 1m 位置での線量当量率が 0.3～0.7μSv/h 程度の低い値であり，臨界の兆候はみられなかった。

なお,現在 1 週間に 1 回の頻度で確認を行っているが,有意な変化はみられない。

※3：H17/8/17 に抜き取り調査（電力自主調査）として大型 1 基について測定したγ線と中性子線の合計値の震災後測定箇所と同位置の値。

※4：H24/10/23 に測定したγ線と中性子線の合計値。

※5：表面の線量当量率 2mSv/h 以下，表面から 1m 位置での線量当量率 100μSv/h 以下

※6：H24/10/23 に測定した中性子線の値。

2.4. 密封構造（密封機能）

津波により，二次蓋フランジ隙間部に海水が浸入している形跡があり，二次蓋金属ガスケットが被塩している可能性があるが，一次蓋にも金属ガスケットを使用していることから，乾式貯蔵キャスク内部と環境は隔てられていると考える。

以上より，現時点では常設の監視計装系が使用できない状況ではあるが，乾式貯蔵キャスクは堅牢であり，かつ二重蓋構造の設計となっており，現場での点検結果からも放射性物質の外部への影響の兆候はなく，安全上問題ないと考える。

3. 既設 9 基乾式貯蔵キャスクの健全性確認

貯蔵中の乾式貯蔵キャスクは，今後，キャスク保管建屋から搬出し共用プールに移動させた後，点検及び必要な部材取り替えを行うことを計画している。また，点検結果に基づき，除熱，遮蔽，密封及び臨界防止の安全機能を有していることを確認した後に，キャスク仮保管設備に移動・保管する。なお，先行して点検を行う 1 基については，点検結果の如何を問わず，共用プールに沈めて，一次蓋を取り外し，貯蔵燃料 3 体及びバスケット（上部から全体外観）の外観点検を実施する。乾式貯蔵キャスクの点検フローを図３－１～３に示す。

3.1. 除熱機能

2.2.に示すとおり，現状，除熱機能は維持されていると判断できる。点検後，キャスク仮保管設備へ移動する前に，乾式貯蔵キャスクの胴部表面の温度を測定し，キャスク仮保管設備の警報値未満であることを再確認する。

3.2. 遮蔽機能

2.3.に示すとおり，現状，遮蔽機能は維持されていると判断できる。点検後，キャスク仮保管設備へ移動する前に，乾式貯蔵キャスクの胴部表面の線量率及び表面から 1m 位置での線量率を測定し，設計基準以下であることを再確認する。

3.3. 密封機能

2.4.に示すとおり，津波により，二次蓋フランジ隙間部に海水が浸入している形跡があることから,全 9 基の乾式貯蔵キャスクの二次蓋金属ガスケットを交換する。

一方,一次蓋金属ガスケットは,二次蓋金属ガスケットが腐食貫通していない限り，外部環境と隔てられており，被塩していない。このため，二次蓋金属ガスケットが腐食貫通していた場合又は一次蓋気密漏えい検査により基準漏えい率（1×10^{-6} (Pa･m^3/s)）※7 を超えた漏えいが確認された場合は，一次蓋金属ガスケットを交換する。また，先行点検する１基の一次蓋金属ガスケットを点検し，密封機能に影響を及ぼすシール面の有意な損傷が見つかった場合は，他の乾式貯蔵キャスクの一次蓋金属ガスケットを交換する。一次蓋金属ガスケット健全性確認フローを図３－４に示す。

蓋間圧力検出器は，破損が確認されていることから，全 9 基の乾式貯蔵キャスクにおいて交換し（蓋間圧力検出器は，増設の乾式貯蔵キャスクと同じ設計とする），キャスク仮保管設備において二重蓋間の圧力を監視できるようにする。なお，密封機能に影響を及ぼすフランジ部のひび等が見つかった場合は，密封機能を回復するよう修理を行う。

点検後，キャスク仮保管設備へ移動する前に，気密漏えい検査を行い，基準漏えい率（1×10^{-6} (Pa･m^3/s)）※7 以下であることを確認する。また，蓋間圧力を測定し，キャスク仮保管設備の警報値を超えていることを確認する。

※7：設計貯蔵期間中にキャスク内部の負圧が維持できる漏えい率。（添付資料－４－１「2 密封機能」参照）

3.4. 臨界防止機能

2.1.に示すとおり，現状，外観観察において擦り傷が確認されたが，変形等の構造に影響を及ぼすような異常はみられていない。また，2.3.に示すとおり，現状，臨界の兆候はないと判断できる。しかしながら，上述のとおり，念のため，先行点検する 1 基について，3 体の貯蔵燃料及びバスケット（上部から全体外観）の外観点検を実施する。先行点検する乾式貯蔵キャスクと点検する貯蔵燃料の選定の考え方を表３－１に示す。

3.5. 貯蔵燃料の健全性確認

全 9 基の乾式貯蔵キャスク内部のガスサンプリングを行い，クリプトンガス検出の有無により，貯蔵燃料の被覆管健全性確認を行うとともに，上述のとおり，先行点検する 1 基について 3 体の貯蔵燃料の外観点検を実施する。貯蔵燃料健全性確認フローを図３－５に示す。

なお，クリプトンガスが検出された場合は，当該乾式貯蔵キャスク内の貯蔵燃料を全て共用プールに取り出し，共用プール内に保管されている他の収納可能燃料（8×8 燃料，新型 8×8 燃料，新型 8×8 ジルコニウムライナ燃料）を装填する。また，内部ガスの回収用タンクを準備しておく。

共用プールは，設置許可申請書において，健全燃料のみ保管することになっているが，参考-1 に示すとおり，現状に照らして周辺公衆及び放射線業務従事者の放射線被ばくが問題とならないように運用する。

4. 参考

参考-1　被覆管損傷が確認された貯蔵燃料を共用プールに取り出す場合の
放射線被ばく影響について

参考-2　既設乾式貯蔵キャスクの海水影響による SCC に対する考え方について

表３－１　先行点検する乾式貯蔵キャスクと点検する貯蔵燃料の選定の考え方

地震による影響	・ 全 9 基の乾式貯蔵キャスクは，同一建屋内に同一構造で貯蔵。 ・ 大型キャスクと中型キャスクはほぼ同一構造であり，耐震設計裕度に大きな違いはない。（表３－２）

↓

海水による影響	・ 全 9 基の乾式貯蔵キャスクは同様に一時的に水没したとみられており，海水による影響はキャスク間に大きな違いはない。

↓

建屋内侵入ガレキによる影響	・ 全 9 基の乾式貯蔵キャスクは，胴部は外筒（厚さ 2cm），蓋部及び底部はレジンカバー（それぞれ 2.5cm，5cm）で覆われ，その下はゴム状のレジンを配した構造となっている。更に，貯蔵燃料は，胴部は 26cm，一次蓋は 29.5cm，底部は 30.5cm の炭素鋼で覆われている。 ・ いずれの乾式貯蔵キャスクも変形等の構造に影響を及ぼす異常はみられてなく，侵入ガレキによる影響は十分小さい。

↓

乾式貯蔵キャスク間に大きな違いはないことから，下記の燃料を貯蔵する乾式貯蔵キャスク 1 基について先行点検を実施する。

燃料タイプによる影響	・ 貯蔵燃料は，8×8 燃料と新型 8×8 燃料の 2 タイプあるが，寸法，形状及び材料は同等であり，大きな違いはない。（表３－３）

↓

水素脆化による影響	・ 燃料被覆管及び構造材の水素吸収量は照射期間と相関があることが示されている。貯蔵燃料の照射期間は，水素吸収量が大きく増加する領域にないが，相関を考慮して照射期間が最も長かったものから選定する。 （当該燃料が貯蔵されているのは，中型キャスク）

↓

乾式貯蔵キャスク内貯蔵位置による影響	・ バスケットは，縦横中央の十字ラインの振れ幅が相対的に大きくなる。（図３－６）そのため，当該位置に貯蔵されている燃料から選定する。

↓

照射期間が最も長かった燃料の内，縦横中央の十字ラインに貯蔵されている燃料 2 体に加えて，縦横中央の真ん中に貯蔵されている燃料 1 体の計 3 体を選定する。

表３－２　乾式貯蔵キャスクの耐震設計裕度

	部位	設計裕度※1	
		大型キャスク	中型キャスク
		S2（工認値※2）	S2（工認値※2）
1.乾式貯蔵キャスク本体	胴板	30.2～47.1	36.2～53.9
	一次蓋	14.0～251.0	17.1～251.0
	底板	53.9～125.5	62.8～125.5
	貫通孔蓋板	8.4～200.5	8.3～200.5
	密封シール部	16.5～36.2	12.9～36.2
	ボス溶接部※3 バスケットサポート取付けボルト溶接部※4	18.7～37.6	6.0～12.5
	γ遮蔽体取付けボルト溶接部	25.9～62.7	30.2～62.7
	一次蓋締付けボルト	6.1～8.0	6.6～8.3
	貫通孔蓋板締付けボルト	2.4～3.3	2.5～3.3
2.バスケット	バスケットプレート	32.5～32.7	32.5～32.7
	バスケットサポート	133.0～200.0	133.0～200.0
	バスケットサポート取付けボルト	14.8～22.2	12.7～19.0
3.トラニオン	トラニオン	16.7～97.7	19.5～117.2
	トラニオン締付けボルト	6.8～16.0	8.1～18.7
4.二次蓋	二次蓋	14.9～37.6	19.6～43.0
	二次蓋締付けボルト	2.2	2.3

※1 設計裕度：許容応力／（基準地震動 S2 での発生応力計算値）。応力の種類に対するそれぞれの許容応力との比（最小値と最大値）を範囲として記載している。

※2 既設分と増設分の乾式貯蔵キャスク設計は同一であるため，最新（乾式貯蔵キャスク増設分）の工事計画認可申請書（表中，工認）の値を示す。

※3 大型キャスク

※4 中型キャスク

表３－３　貯蔵燃料の仕様概要

		8×8 燃料	新型 8×8 燃料
燃料棒本数		63 本	62 本
ウォータロッド本数		1 本	2 本
燃焼度	集合体平均	約 27.5GWd/t	約 29.5GWd/t
	集合体最高	40.0GWd/t	40.0GWd/t
被覆管外径		約 1.25cm	約 1.23cm
被覆管厚さ		約 0.86mm（ライナなし）	約 0.86mm（ライナなし）
被覆管材料		ジルカロイ-2	ジルカロイ-2
スペーサ形状		格子型	格子型
スペーサ厚さ		約 0.76mm	約 0.76mm
スペーサ材料		ジルカロイ-4	ジルカロイ-4

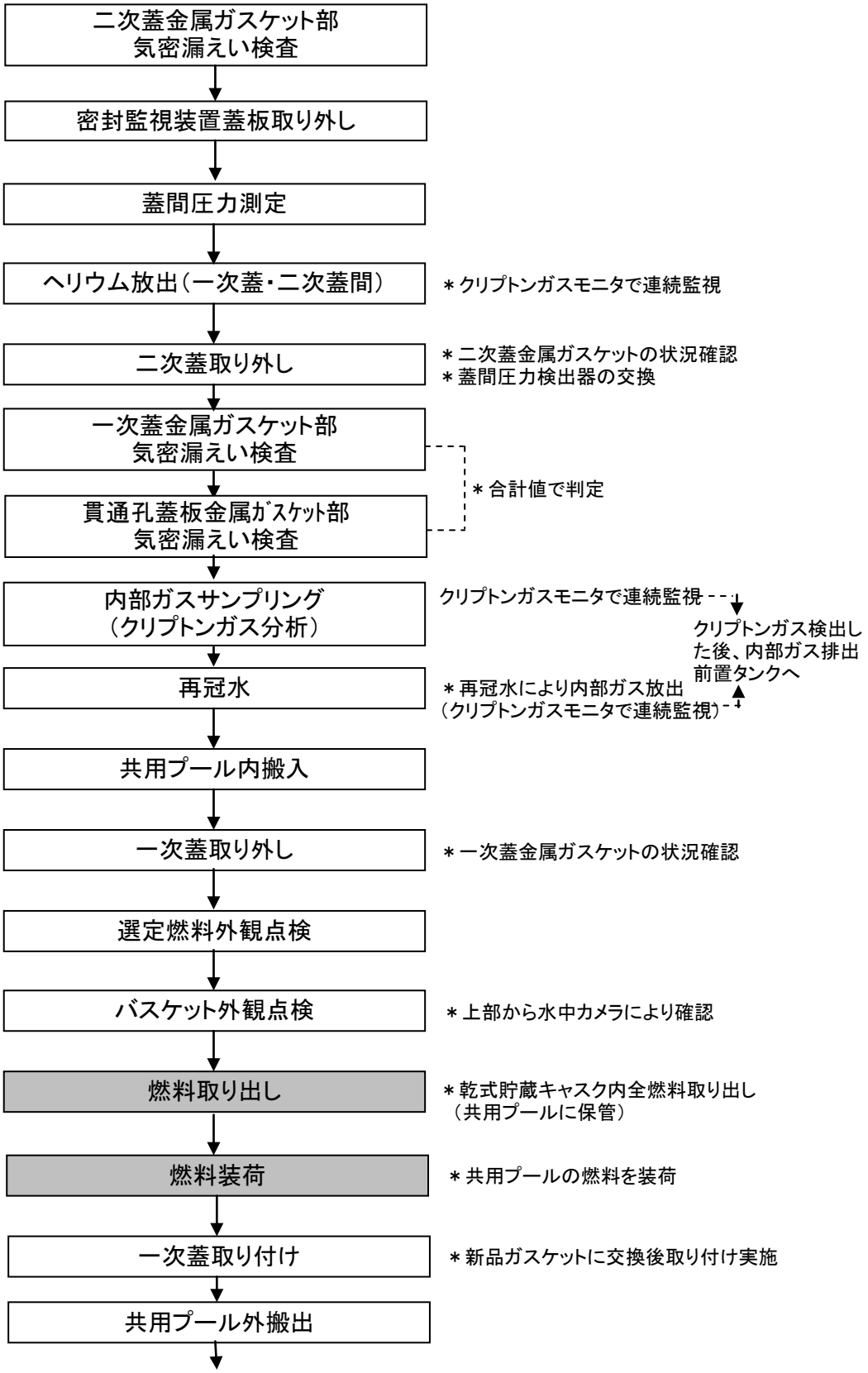


図３－１　先行１基の点検フロー(1/2)

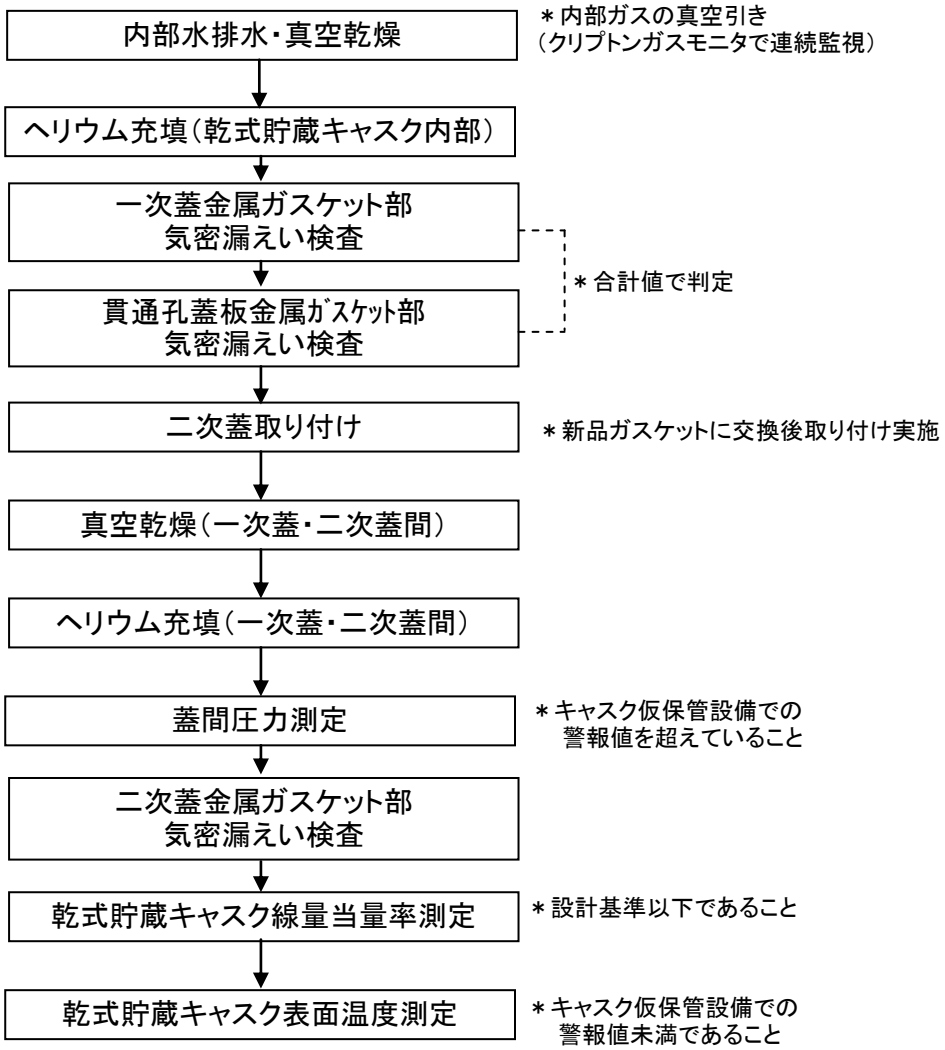


図３－１　先行１基の点検フロー(2/2)

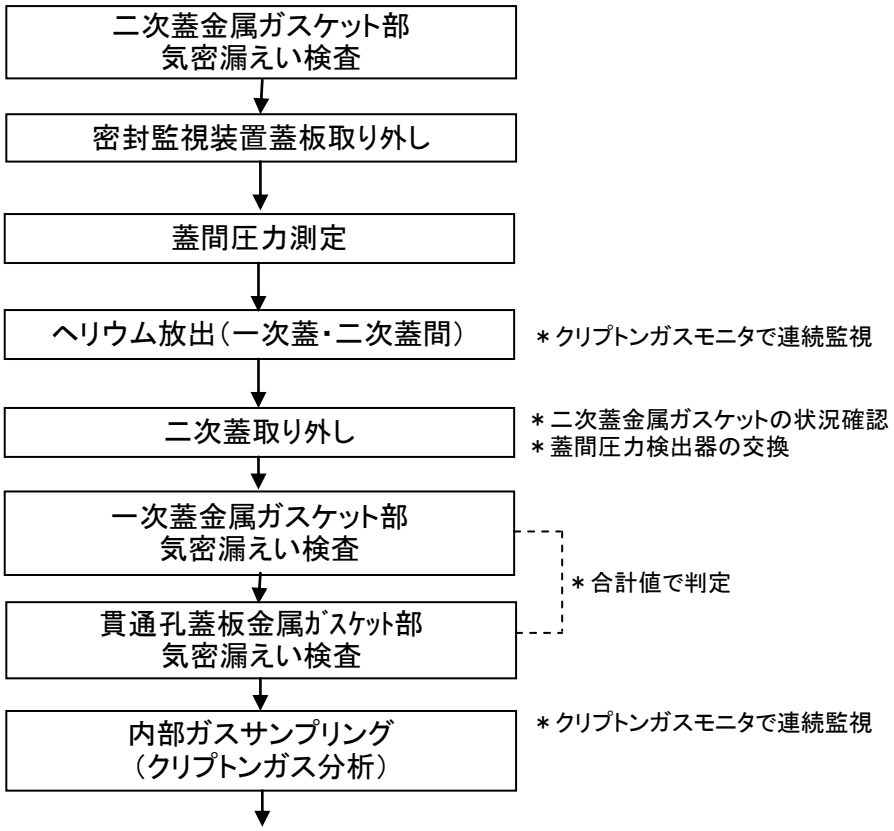


図３－２　残り８基の点検フロー（共用プールに沈めない場合）(1/2)

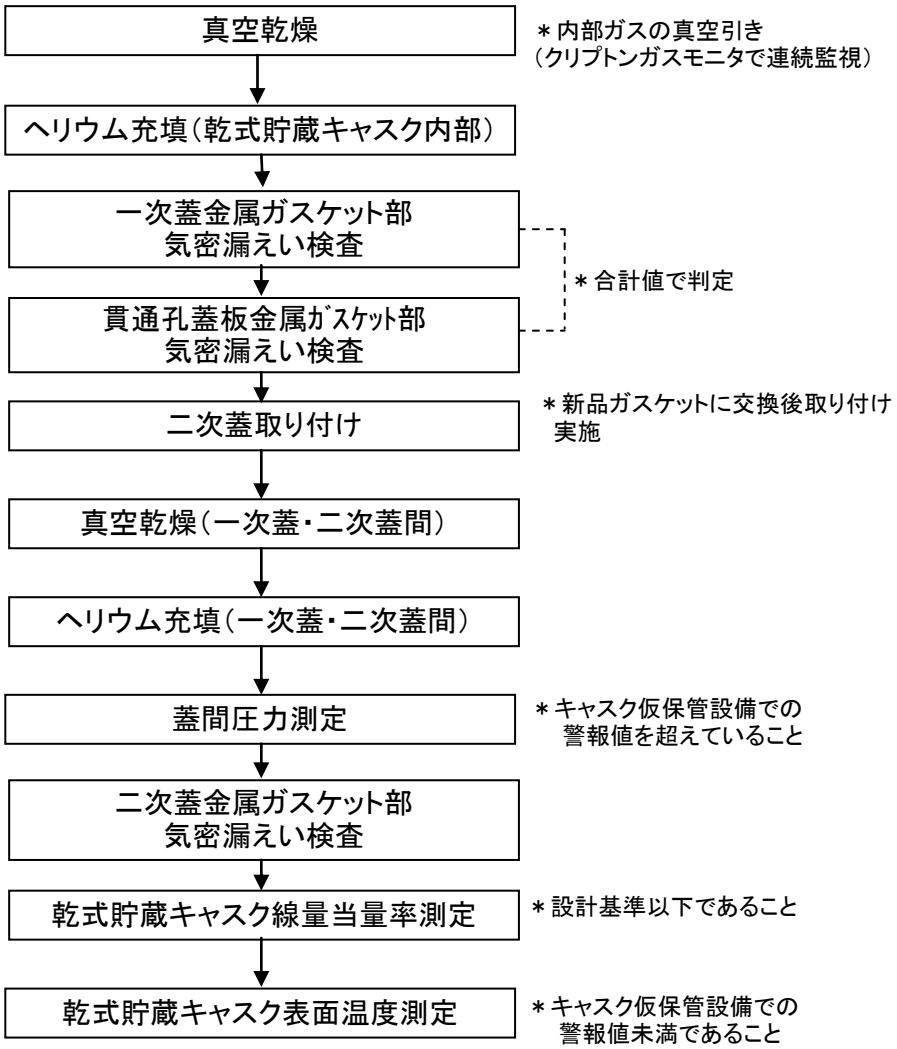


図３－２　残り８基の点検フロー（共用プールに沈めない場合）(2/2)

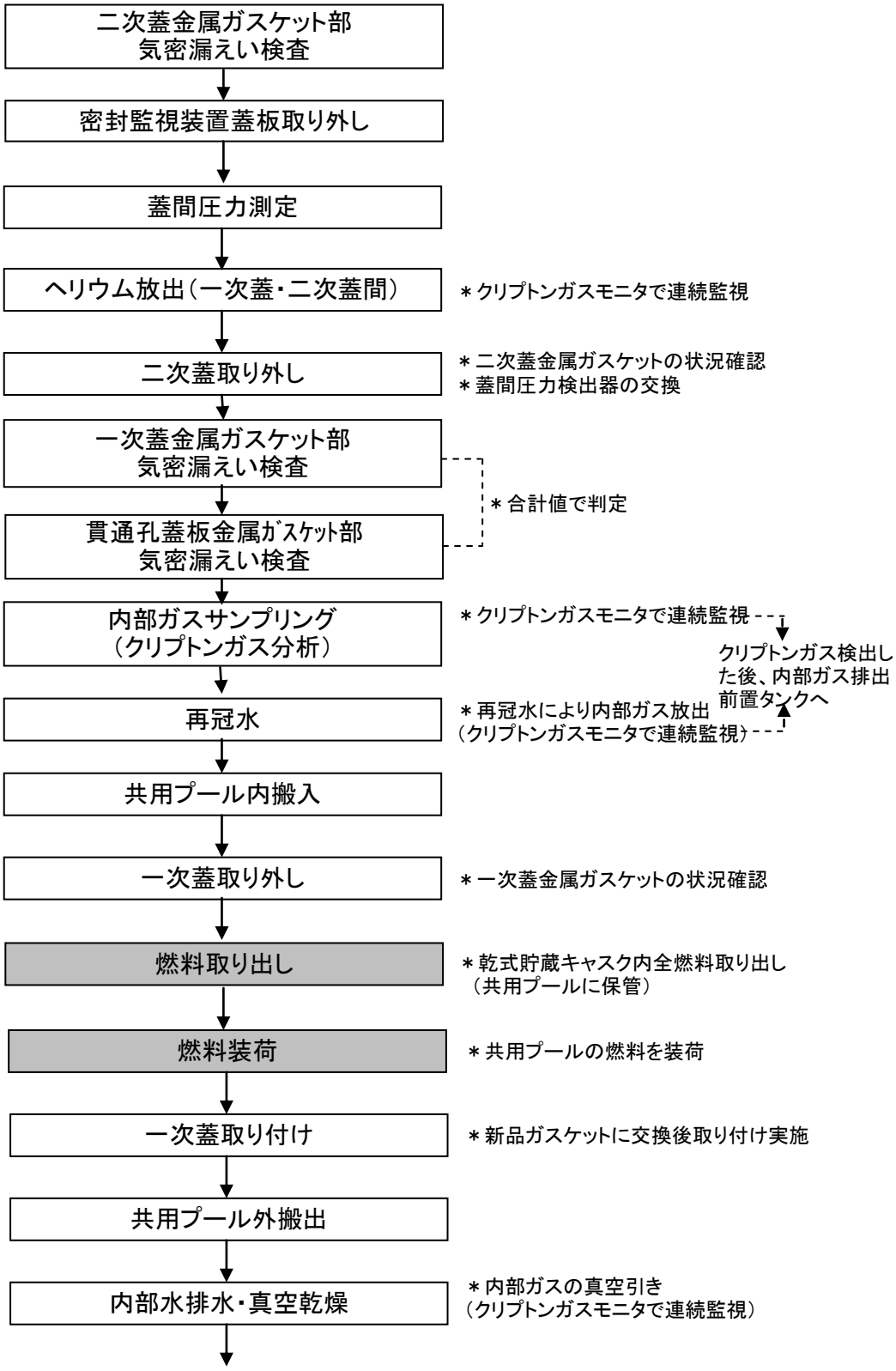


図３－３　残り８基の点検フロー（共用プールに沈める場合）（1/2）

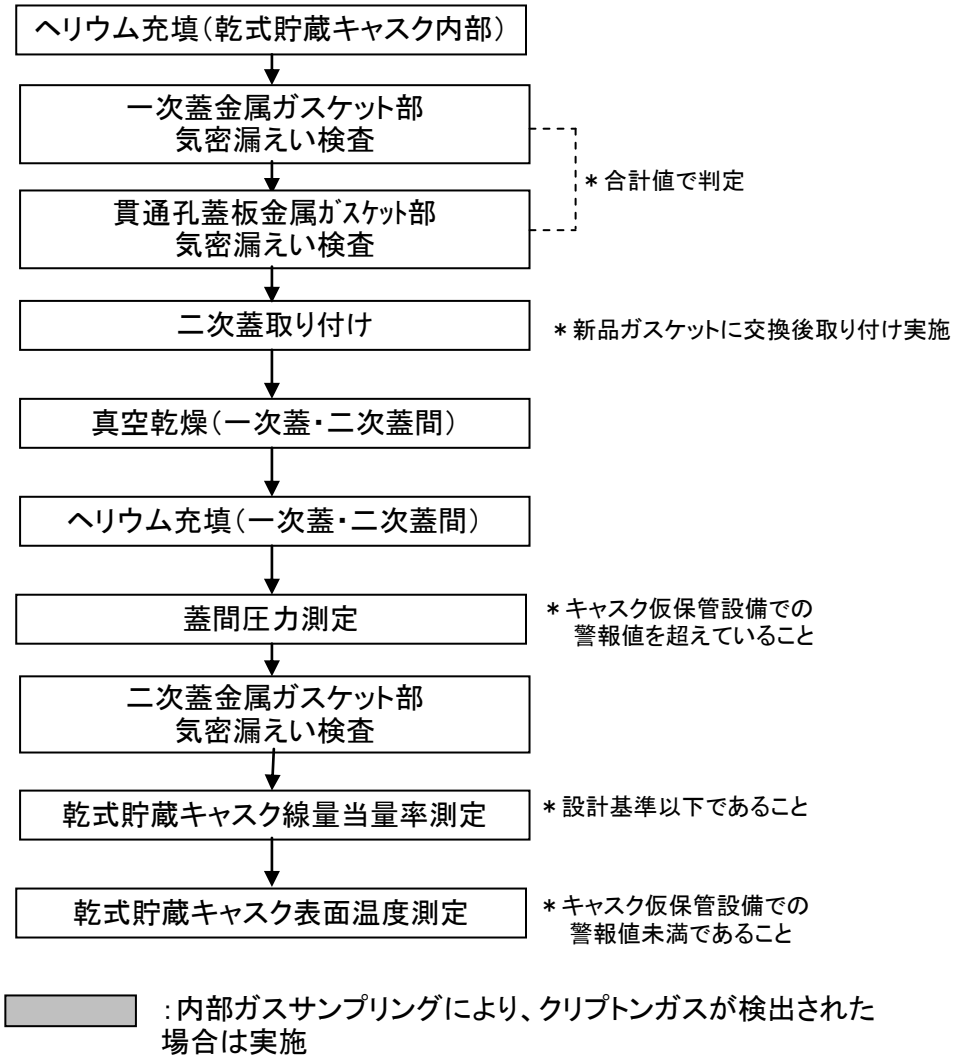
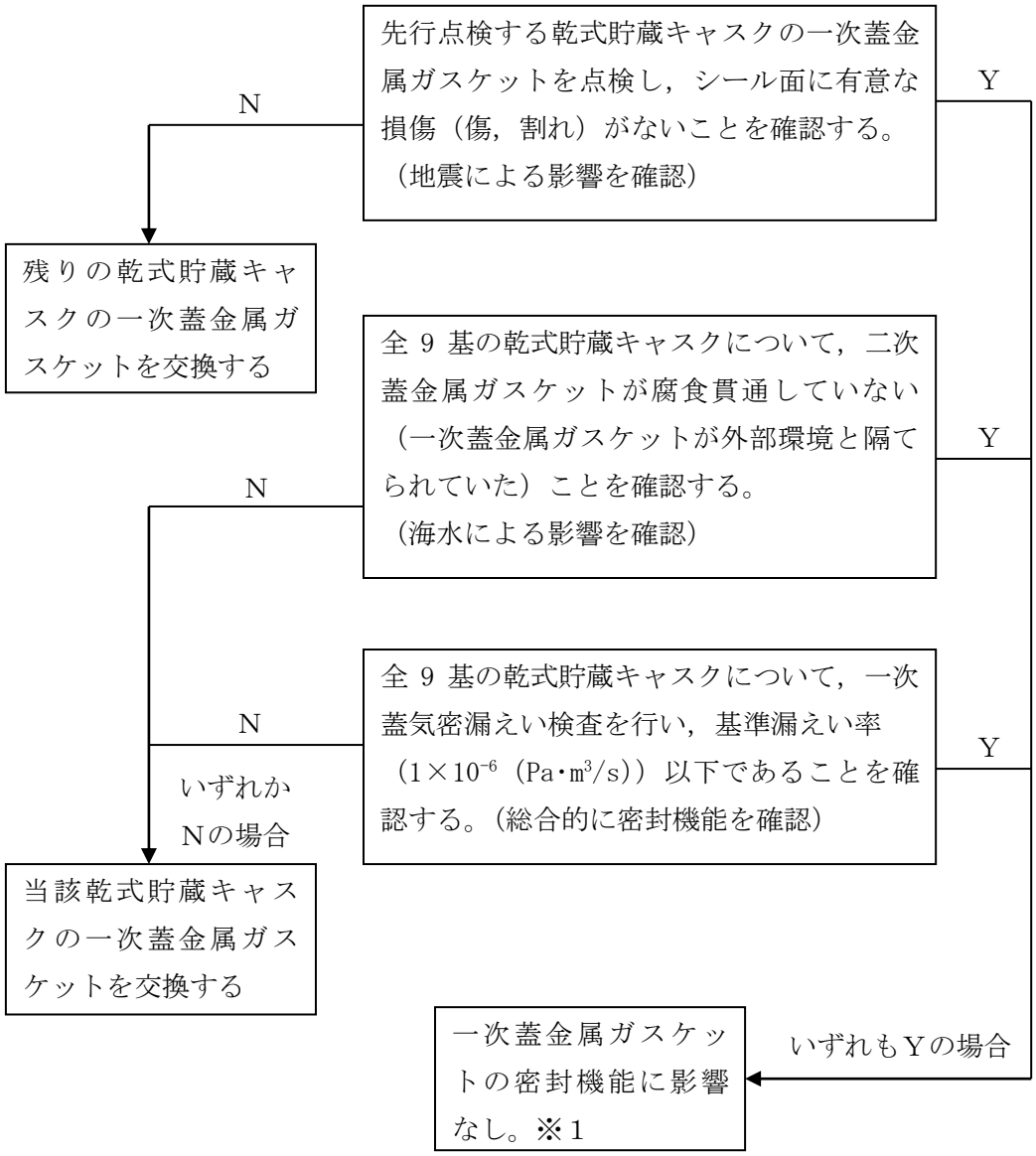


図３－３　残り８基の点検フロー（共用プールに沈める場合）(2/2)



※1　万一，キャスク仮保管設備で保管中に一次蓋金属ガスケットの密封機能に異常が生じた場合でも，キャスク仮保管設備では蓋間圧力が低下することで警報が発せられる設計としており，早期検知が可能である。その場合は，速やかに共用プールに移動して，一次蓋金属ガスケットを交換することが可能である。

図３－４　一次蓋金属ガスケット健全性確認フロー

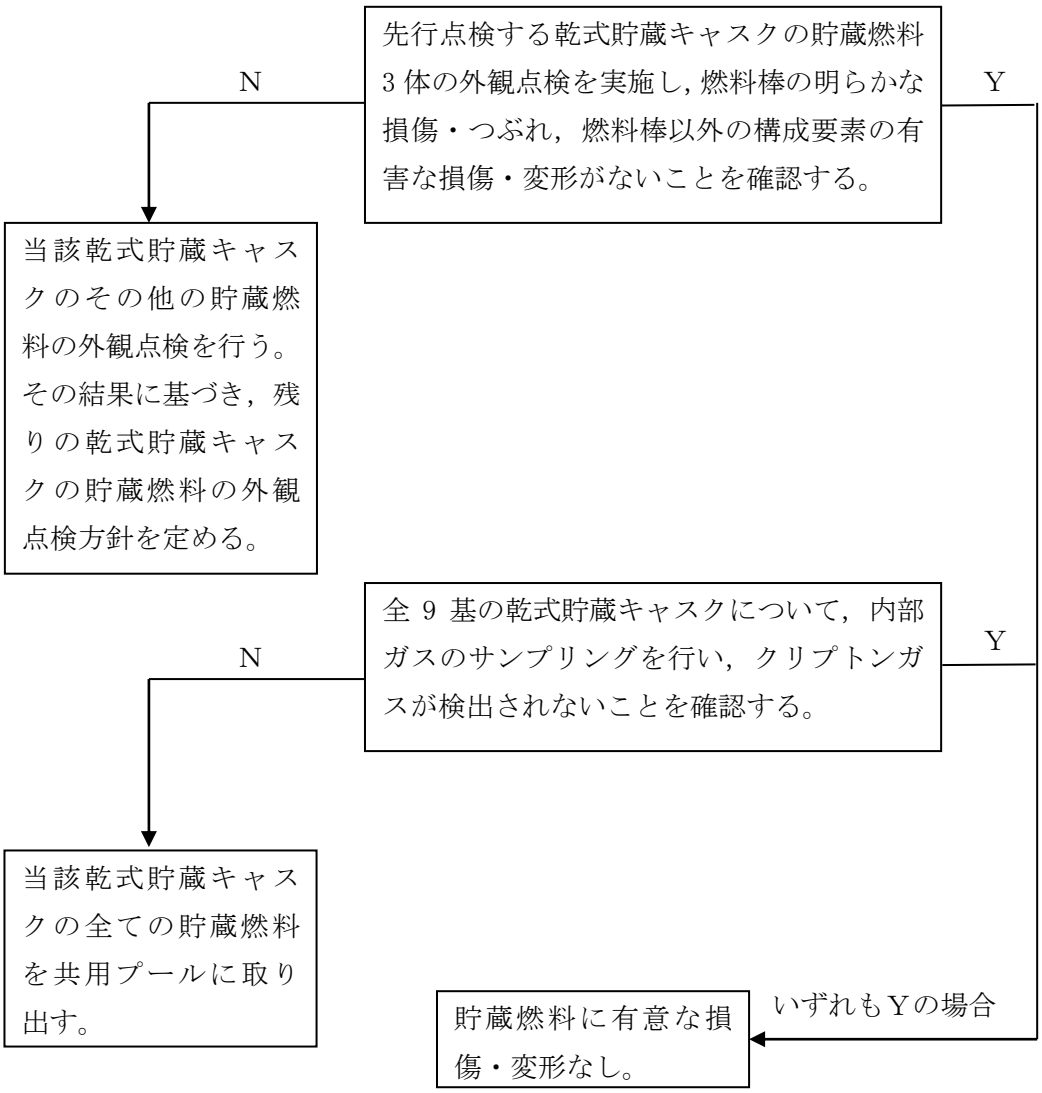
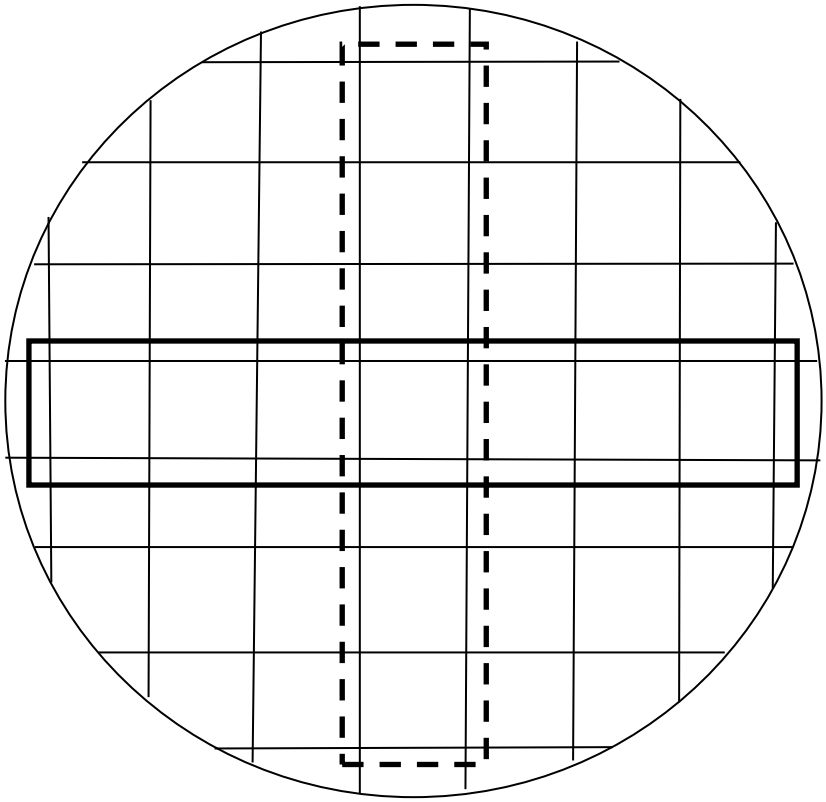


図３－５　貯蔵燃料健全性確認フロー



：水平振動に対して，振れ幅が相対的に大きくなる貯蔵位置

：垂直振動に対して，振れ幅が相対的に大きくなる貯蔵位置

図３－６　振れ幅が相対的に大きくなる貯蔵位置（中型キャスクの場合）

被覆管損傷が確認された貯蔵燃料を共用プールに取り出す場合の放射線被ばく影響について

設置許可申請書において，共用プールは健全燃料のみ保管することになっている。

ここでは，乾式貯蔵キャスクの貯蔵燃料の被覆管に損傷が確認された場合，共用プールに破損燃料を取り出す場合の放射線被ばく影響について説明する。

なお，添付資料－８ 3.5.に示すとおり，全 9 基の乾式貯蔵キャスク内部のガスサンプリングを行い，クリプトンガス検出の有無を確認することから，貯蔵燃料を共用プールに取り出す前に，被覆管の損傷有無を認識できる。

1. 放射線被ばく影響

1.1. 放射線業務従事者への放射線被ばく影響

(1) 液相

乾式貯蔵キャスクから貯蔵燃料を共用プールに取り出すにあたっては，除染ピットにて乾式貯蔵キャスク内に水を注入した後，共用プールに沈め，一次蓋を開放する。貯蔵燃料の被覆管に損傷があった場合，水溶性の核分裂生成物が乾式貯蔵キャスク内に溶出するが，共用プール冷却浄化系により次第に除去される。このため，一次蓋を開放後に，共用プール水面上で線量率が一時的に上昇する場合でも，時間の経過とともに線量率は低下する（一次蓋を閉止し，共用プールから除染ピットに取り出した後の乾燥工程で，乾式貯蔵キャスク内の水を共用プールに排出する場合も同様)。仮に共用プール水面上での線量率が予想より高くなったとしても，エリア放射線モニタで検知でき，検知した場合は退避，線量率が十分下がった後に作業を再開する運用により，放射線業務従事者の放射線被ばくを低く抑えることが可能である。

(2) 気相

キャスク内部ガスのサンプリングの結果，クリプトンガスが検出された場合，図１－１に示すとおり，キャスク内部ガスを一旦タンクに回収し，屋外に徐々に放出する運用とする。そのため，建屋内へのガス状核分裂生成物の放出は無視できる。

1.2. 公衆への放射線被ばく影響

上述のとおり，貯蔵燃料の被覆管に損傷があった場合，キャスク内部ガスを一旦タンクに回収し，放出量を管理して，屋外に徐々に放出する。既設 9 基の乾式貯蔵キャスクの貯蔵燃料は 20 年以上冷却されているため，短半減期の核種は無視できる。

図１－１に示すとおり，キャスク内部ガスをタンクに回収した後，サンプリングをして対象核種の濃度（単位体積あたりのベクレル数）を測定することができる。放出ラインには，流量計とバルブを設置することから，放出風量（単位時間あたり

の体積放出量）を調整することで，放出率（単位時間あたりのベクレル数）を管理して屋外放出ができる。上記運用により，公衆への放射線被ばく影響を十分に小さくすることが可能である。

なお，仮に大型キャスクの全ての貯蔵燃料の被覆管が損傷して，ガス状核分裂生成物が短時間（1 時間）で共用プール建屋から全て放出されたとしても，貯蔵燃料は 20 年以上冷却されているため，敷地境界線量は，約 2.8×10^{-3}mSv 程度※1 である。

※1：よう素の内部被ばく及び希ガスのγ線外部被ばくの和（評価条件は，添付資料－９ 参考-1 表２－１参照）

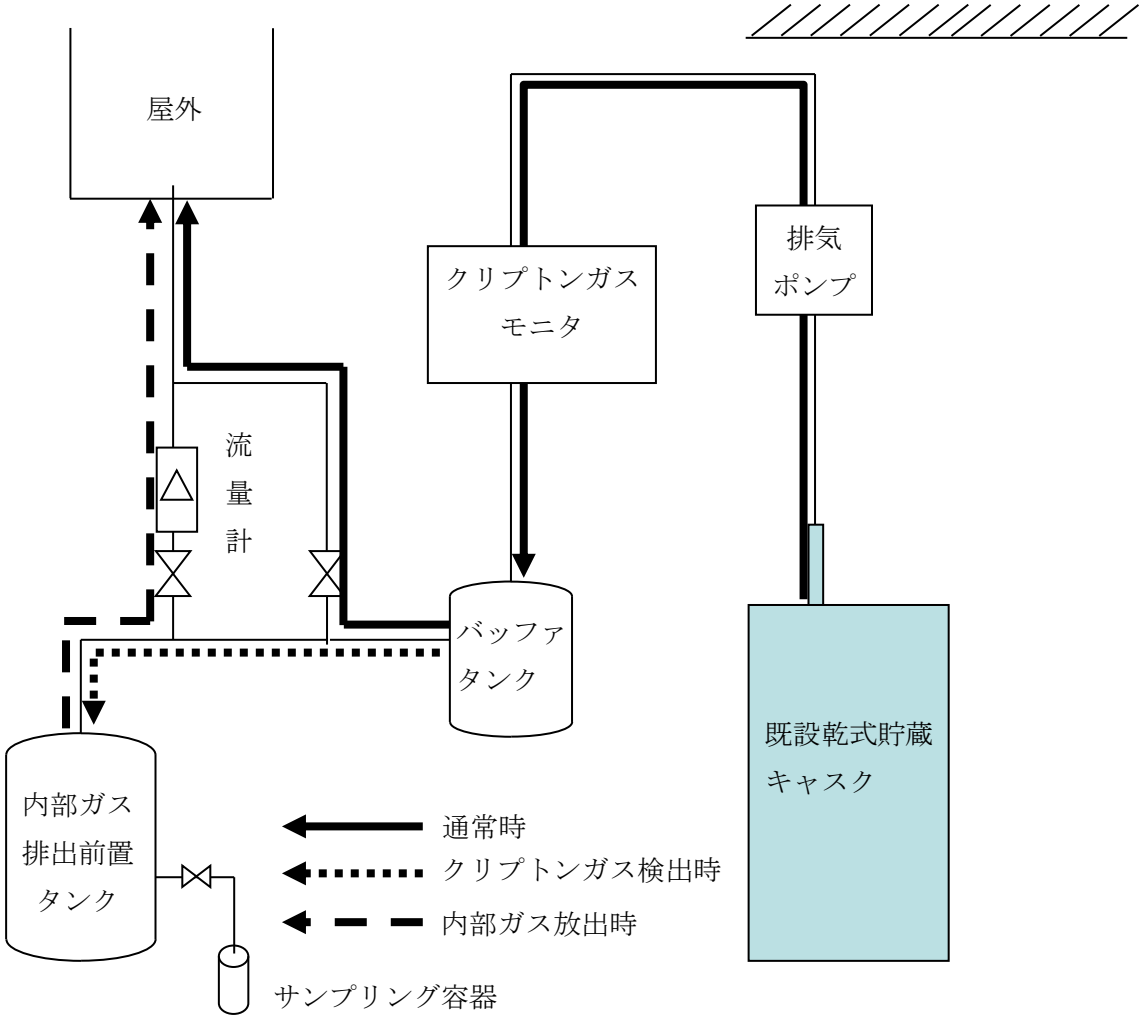


図１－１　貯蔵燃料の被覆管に損傷があった場合の内部ガス放出の概略図

既設乾式貯蔵キャスクの海水影響によるSCCに対する考え方について

SCCはオーステナイト系ステンレス等の感受性が高い材料に，引張応力が作用した状態で，特に塩化物が存在している腐食環境下にある場合，発生しやすい傾向にある。乾式貯蔵キャスクにも同様に当てはまり，深刻なSCCが発生した場合，密封機能に影響を及ぼす可能性があることが，NRC INFORMATION NOTICE 2012-20※に示されている。

乾式貯蔵キャスクの一次蓋と本体フランジ部は，図１－１に示すように，金属ガスケットを挟んで，ボルトとブッシュにより保持されている。（一次蓋には，仕立て時に使用される貫通孔があり，この貫通孔は，ネジ込み式のオリフィスプラグにより閉止され，更に，蓋板により金属ガスケットを挟んでボルトで保持されている）

東北地方太平洋沖地震により発生した津波により，二次蓋金属ガスケットが被塩している可能性があるが，乾式貯蔵キャスクは二重蓋構造となっており，二次蓋金属ガスケットが貫通していない場合，上記の部位（一次蓋貫通孔箇所を含む）及び金属ガスケットは環境と隔てられている。その場合，海水による塩化物の影響はないことから，SCCは発生しやすい状況にはなっていない。一方，二次蓋金属ガスケットが貫通している場合は，一次蓋側まで塩化物の影響を及ぼしている可能性がある。この場合は，当該乾式貯蔵キャスクは共用プールに沈めて一次蓋金属ガスケットを交換する点検フローとしており，その際，水中カメラによりフランジ部の目視確認を行う。密封機能に影響を及ぼすひび等が見つかった場合は，添付資料－８「3.3密封機能」に示すとおり，密封機能を回復するよう修理を行う。キャスク仮保管設備へ移動する前に，気密漏えい検査を行い，基準漏えい率（1×10^{-6}（Pa･m^3/s））以下であることを確認することとしており，修理実施又は修理妥当性の判断は，最終的にこの判断基準に基づき行う。

なお，二次蓋は，密封境界となる部位ではないが，点検後，キャスク仮保管設備に保管した後は，蓋間圧力を監視することになることから，全9基の乾式貯蔵キャスクについてフランジ部について目視確認を行う。二次蓋と本体フランジ部の構造は，図１－１に示すように，一次蓋と本体フランジ部の構造と同様である。（二次蓋には，蓋間の密封監視装置が内蔵され，この装置は蓋板により金属ガスケットを挟んでボルトで保持されている。また，この装置は，バルブにより蓋間空間と隔離された構造となっている）密封機能に影響を及ぼすひび等が見つかった場合は，同様に密封機能を回復するように修理を行う。キャスク仮保管設備へ移動する前に，同様に気密漏えい検査を行い，基準漏えい率（1×10^{-6}（Pa･m^3/s））以下であることを確認することとしており，修理実施又は修理妥当性の判断は，最終的にこの判断基準に基づき行う。

万一，キャスク仮保管設備で保管中に一次蓋又は二次蓋の密封機能に異常が生じた場合でも，キャスク仮保管設備では蓋間圧力が低下することで警報が発せられる設計としており，早期発見が可能である。その場合は，速やかに共用プールに移動して，状況を確認することが可能である。

※ NRC INFORMATION NOTICE 2012-20 Potential Chloride-induced Stress Corrosion Cracking of Austenitic Stainless Steel and Maintenance of Dry Cask Storage System Canisters

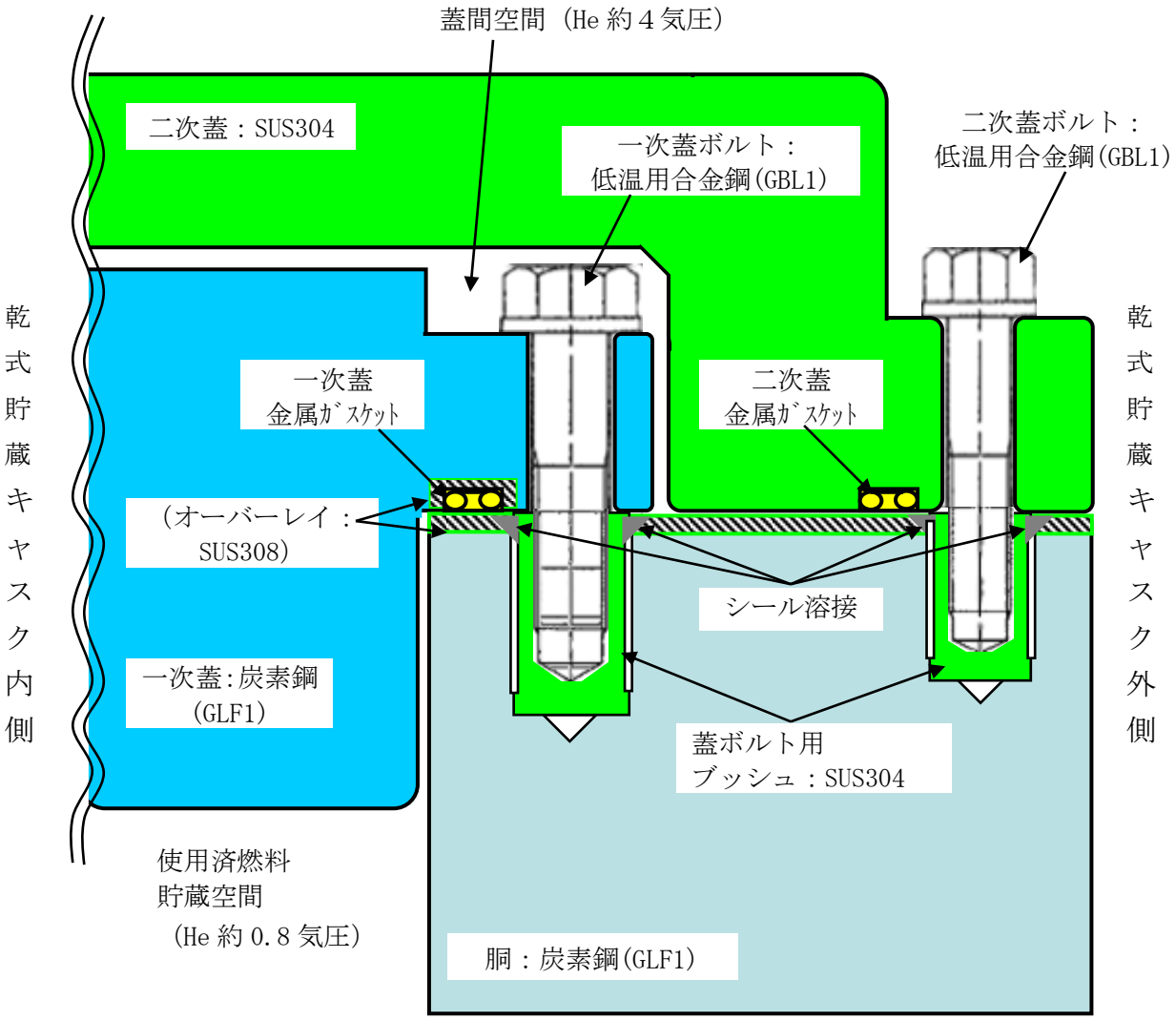


図１－１　乾式貯蔵キャスク蓋部　概略図

既設９基乾式貯蔵キャスクのキャスク保管建屋からの搬出について

既設９基乾式貯蔵キャスクについては，キャスク保管建屋から搬出後，共用プールで点検及び必要な部材交換を実施し，キャスク仮保管設備に保管することを計画している。

ここでは，乾式貯蔵キャスクのキャスク保管建屋からの搬出の作業手順及び安全性について説明する。

1. 搬出方法

建屋内の天井クレーンは津波による被害が大きいため，耐震構造に寄与しない建屋ブロック壁の撤去，搬送台車を建屋外に搬出するための新設レールの敷設を行い，乾式貯蔵キャスクを建屋外に搬出する。建屋外での乾式貯蔵キャスクの搬送台車から輸送トレーラーへの載せ替えは，移動式クレーンを使用して行う。この場合，二重吊りの落下防止対策を講じることが出来ないため，万一の乾式貯蔵キャスクの落下時にも周辺公衆及び放射線業務従事者に対して放射線被ばく上の影響は十分小さくなるように，乾式貯蔵キャスクの吊り上げ高さを制限する手順を定めて運用する。

図 1-1 に乾式貯蔵キャスク搬出方法の概念図を示す。また，表 1-1 に乾式貯蔵キャスクの搬出工程表を示す。

2. 作業手順

作業内容	注意事項
【準備作業】	
(1) 移動式クレーンをキャスク保管建屋の近くに設置する。	風速が 10m/s 以上の場合，作業を中止する。
(2) 水平吊り具を移動式クレーンで吊り上げ，建屋から搬出後に速やかに乾式貯蔵キャスクに取り付けられるように用意する。	
(3) 建屋外にウインチ支持台及びウインチを取り付ける。	
【乾式貯蔵キャスク搬出・輸送トレーラー載せ替え作業】	
(4) ウインチを用いて，乾式貯蔵キャスクを載せた搬送台車を建屋外に搬出する。	運搬物の表面及び表面から１メートルの距離における線量当量率および運搬物の表面汚染密度の測定に関しては，作業実施時の最新の保安規定，社内マニュアル等に基づき管理する。

(5) 建屋外に搬出後，速やかに乾式貯蔵キャスクに水平吊り具を取り付ける。	
(6) ウインチ及びウインチ支持台を取り外し，輸送トレーラーを搬送台車と直列となるように駐車する。	搬送台車と輸送トレーラーの距離が十分小さくなるように輸送トレーラーを駐車する。
(7) 搬送台車荷台と輸送トレーラー荷台に段差が極力生じないように高さ調整をする。	
(8) 乾式貯蔵キャスクの吊り上げを監視するよう，専任の監視員を配置する。	
(9) 移動式クレーンを用いて，吊り上げ高さが 1m 以下となるように監視しながら支持架台付き乾式貯蔵キャスクを搬送台車から輸送トレーラーに徐々に水平移動させる。	吊り上げ高さが確実に 1m 以下となるように，十分に低い高さで移動する。
(10) キャスク支持架台を輸送トレーラー荷台に固定する。	
(11) 乾式貯蔵キャスクから水平吊り具を取り外す。	
(12) 輸送トレーラーにて共用プールまで構内運搬する。	構内運搬の安全措置は，作業実施時の最新の保安規定，社内マニュアル等に基づき管理する。共用プールでの乾式貯蔵キャスクの取り扱いは，従来通り，天井クレーンと搬送台車を使用する。
【片付け作業】	
(13) 水平吊り具を移動式クレーンから取り外し，移動式クレーンを移動させる。	次の乾式貯蔵キャスクを続けて搬出する場合は，(13)は行わずに(2)に戻って繰り返す。

3. 安全性

(1) 事前検討，作業資格

- 作業手順書を作成し，事前に十分検討を行った上で作業を行う。
- クレーンの運転は，有資格者を配置する。

(2) ウインチによる建屋外への搬出作業

- ウインチによる搬送台車の移動は，建屋内 150cm/min，建屋外 100cm/min 程度の非常に遅い速度で取り扱うものとする。

(3) 移動式クレーンによる輸送トレーラー載せ替え作業

- クレーンによる支持架台付き乾式貯蔵キャスクの吊り上げは，10cm/min 程度の非

常に遅い速度で取り扱うものとする。

- 吊り上げ高さが確実に 1m 以下となるように，吊り上げ高さを 50cm 程度以下で取り扱うように手順書に定める。
- 乾式貯蔵キャスクは専用の水平吊り具を用いるため，水平を維持して取り扱うことができる。クレーンによる支持架台付き乾式貯蔵キャスクの水平移動は，500cm/min 程度の非常に遅い速度で取り扱うものとする。
- 玉掛け合図者からクレーン運転者に連絡が取れるよう無線を用意する。また，専任の監視員は，玉掛け合図者を通してクレーン運転者に連絡が取れるように配置する。
- 玉掛けの際，フックの外れ止めを確実に実施する。

4. 非常時の措置

(1) 乾式貯蔵キャスク落下

- 万一，乾式貯蔵キャスクを 1m 高さから落下させた場合でも周辺公衆及び放射線業務従事者への放射線被ばく上の影響は十分に小さい。

5. 主要な設備

(1) 500t 級移動式クレーン

台数　　1

(2) 搬送台車

台数　　1

(3) ウインチ

個数　　3（1 個が手動，2 個が電動）（建屋内）

　　2（2 個とも電動）（建屋外）

(4) 水平吊り具

個数　　1

(5) 輸送トレーラー

台数　　1

6. 参考

参考-1　乾式貯蔵キャスクの 1m 落下時の放射線被ばく影響について

表 1-1　乾式貯蔵キャスクの搬出工程表

	平成 25 年		
	3	4	5
電源復旧（済）			
貯蔵棟 1 階水抜き（済）			
ガレキ撤去・搬出ルート修復・コンテナ等回収（済）			
建屋ブロック壁撤去（済）			
新設レール敷設（済）			
既設レール・搬送台車復旧（済）			
乾式貯蔵キャスク搬出			

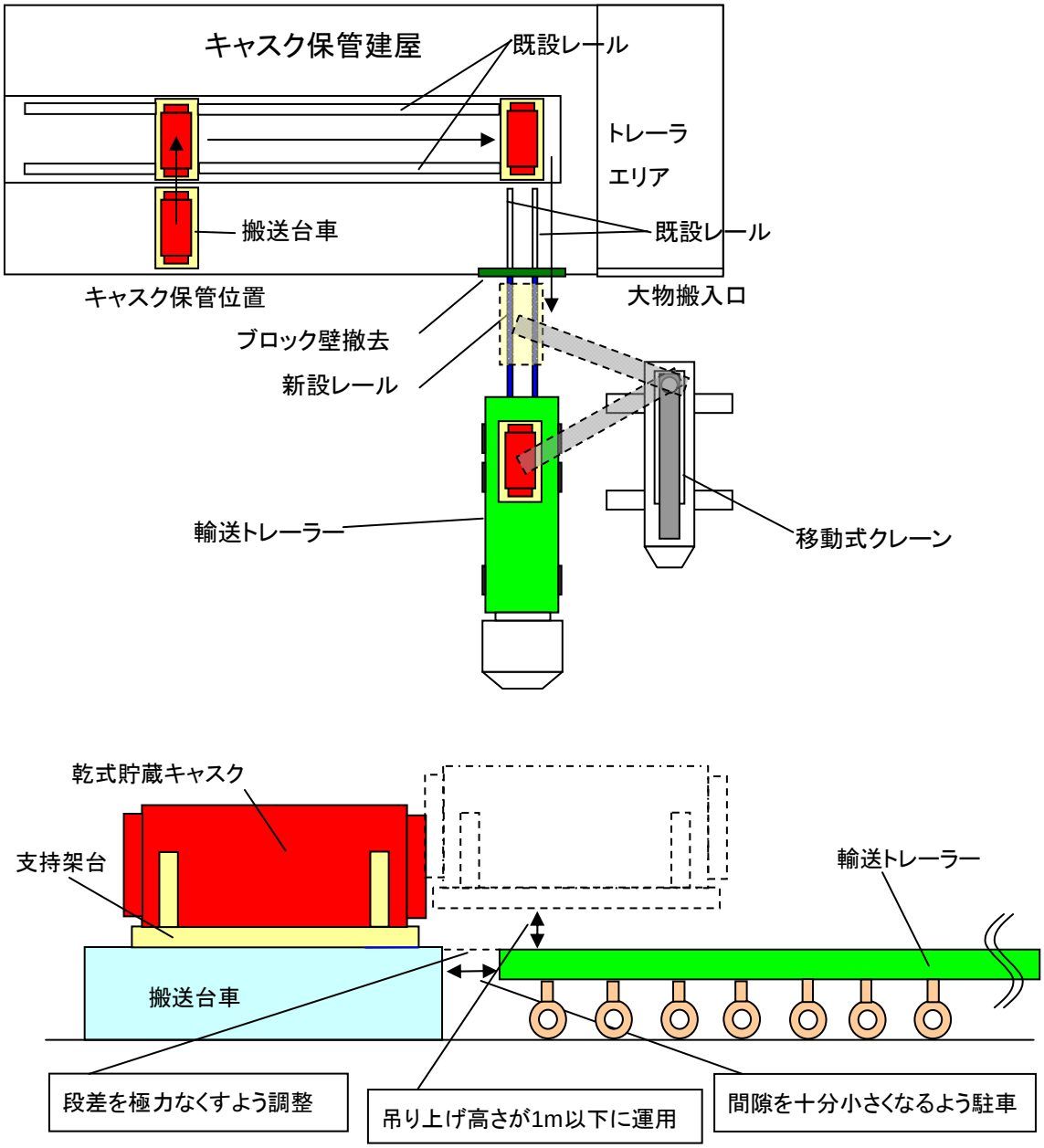


図 1-1　乾式貯蔵キャスク搬出方法の概念図

乾式貯蔵キャスクの 1m 落下時の放射線被ばく影響について

既設 9 基乾式貯蔵キャスクについては，建屋外での搬送台車から輸送トレーラーへの載せ替えは，移動式クレーンを使用して行う。その際，乾式貯蔵キャスクの吊り上げ高さを確実に 1m 以内に制限できる手順を定め，運用する予定である。

ここでは，大型の乾式貯蔵キャスクが 1m 落下した場合でも，周辺公衆及び放射線業務従事者への放射線被ばく上の影響は十分に小さいことを説明する。

1. 一次蓋密封部の発生応力評価

1.1. 評価条件

評価条件は以下とする。

・支持架台付きで取り扱う。
・水平吊り具を使用して，水平状態で取り扱う。
・輸送トレーラーの駐車位置は，搬送台車との距離を十分小さくし，隙間から乾式貯蔵キャスクが落下しないようにする。
・搬送台車荷台と輸送トレーラー荷台に段差が極力生じないように高さ調整をする。

1.2. 評価方法

1m 落下時に，乾式貯蔵キャスクの一次蓋密封部の発生応力が基準値（使用済燃料貯蔵施設規格　金属キャスク構造規格（2007 年版））を満足するかを評価する。評価方法は以下のとおりである。

・LS-DYNA コードを用いて，1m 落下時に乾式貯蔵キャスクにどの程度の鉛直方向加速度が生じるかを求める。
・ABAQUS コードを用いて，乾式貯蔵キャスクがトラニオン 4 箇所で水平に支持された状態で，上記で求めた鉛直方向加速度を慣性力として与え，また，工事計画認可申請書（以下，工認）に記載している最高使用圧力＋ボルト初期締め付け力＋熱荷重を同時に加えて，密封部の発生応力を求める。
・求められた発生応力が基準値を満足するかを評価する。

1.3. 評価結果

(1) 落下による最大加速度評価

LS-DYNA コードを用いて，1m 落下時に乾式貯蔵キャスクにどの程度の鉛直方向加速度が生じるかを求めた。支持架台は板厚 50mm の炭素鋼（SS400）の鋼板でトラニオンを支持しており，その部分の剛性は，乾式貯蔵キャスク本体及びトラニオンの剛性に比べて小さく，落下時にその部分の塑性変形で落下エネルギーが吸収される。

図 1-1 及び図 1-2 に，乾式貯蔵キャスク本体の鉛直方向の変位履歴図及び速度履歴

図をそれぞれ示す。乾式貯蔵キャスク本体の速度勾配は蓋側のトラニオン取付部が最も大きく，その加速度は 33.1G である。以下，約 5%の余裕を見て，35G が鉛直方向加速度として作用するとして応力評価を行う。

(2) 乾式貯蔵キャスクの一次蓋密封部の発生応力

ABAQUS コードを用いて，LS-DYNA コードで得られた鉛直方向加速度及び工認に記載している最高使用圧力＋ボルト初期締め付け力＋熱荷重を同時に加えて，乾式貯蔵キャスクの一次蓋密封部の発生応力を求めた。

考慮した荷重の具体的な値は，以下のとおりである。

・最高使用圧力：1.6MPa

・ボルト初期締め付け力：3.372×10^{6}N

・熱荷重：保守的に，最新工認（大型乾式貯蔵キャスク増設分）の乾式貯蔵キャスク各部の温度分布時に発生する荷重を使用※1。

・LS-DYNA コードで得られた鉛直方向加速度：35G

一次蓋密封部の発生応力は胴フランジ断面最下部付近が最も大きく 58N/mm^2 である。また，一次蓋ボルトの最大応力は 109N/mm^2 である。

※1：既設 9 基乾式貯蔵キャスクの貯蔵燃料は 20 年以上冷却されており，増設分乾式貯蔵キャスクの貯蔵燃料の設計冷却期間 13 年以上を超えていることから，最新工認の熱荷重を使用することは保守的となる

(3) 基準値との比較

一次蓋密封部の胴フランジ及び一次蓋ボルトの基準値は，材料の降伏応力（Sy）であり，それぞれ

一次蓋密封部胴フランジ（GLF1）：Sy＝181N/mm^2

一次蓋ボルト（GBL1）：Sy＝649 N/mm^2

である。このため，1m 落下での一次蓋密封部の胴フランジ及び一次蓋ボルトの裕度（基準値/発生応力）はそれぞれ

一次蓋密封部胴フランジ：181/58＝3.1

一次蓋ボルト：649/109＝5.9

となり，基準値を十分満足する。

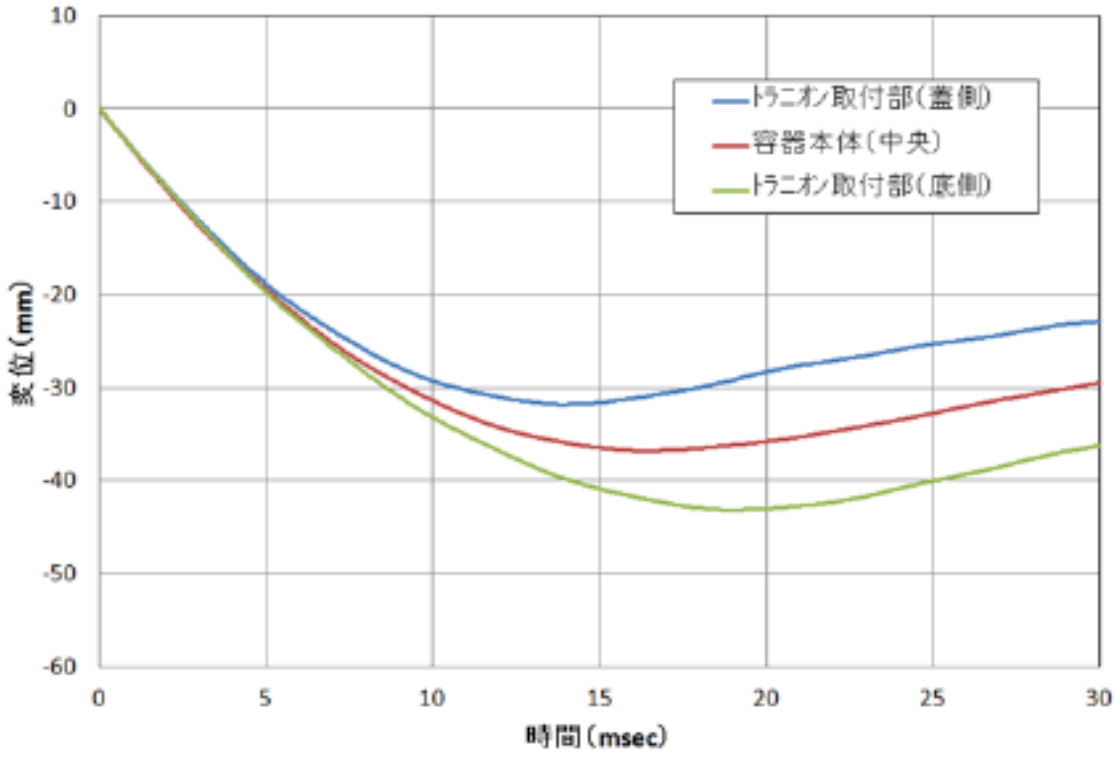


図 1-1　乾式貯蔵キャスク本体の鉛直方向の変位履歴図

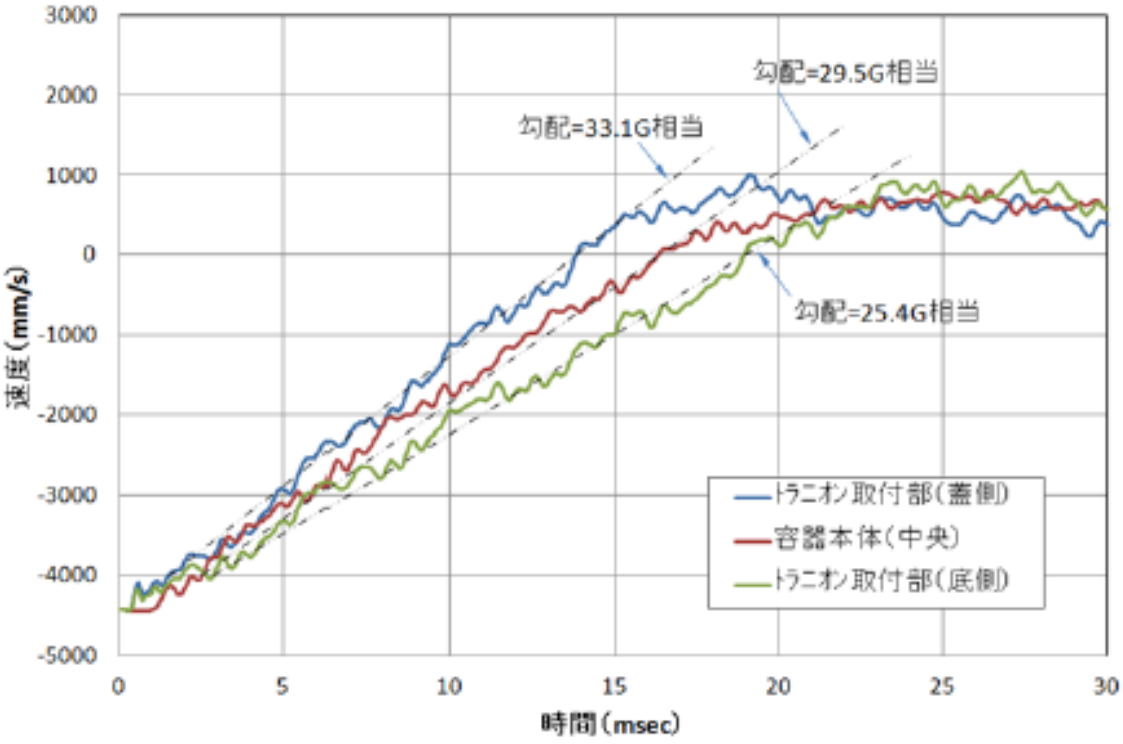


図 1-2　乾式貯蔵キャスク本体の鉛直方向の速度履歴図

参考資料

衝撃計算に用いるコード(LS-DYNA)について

（1） 概要

LS-DYNA コードは米国 Livermore Software Technology Corporation(LSTC 社)からリリースされた汎用陽解法有限要素解析に基づく3次元非線形衝撃応答解析コードであり，輸送キャスクの衝撃解析等に広く利用されている。

（2） 機能

LS-DYNA コードは，衝撃解析に際して以下の機能を有している。

① 材料の非線形性を取り扱いできるため，衝撃吸収材が衝撃時に降伏応力を超え，塑性変形することによって衝撃エネルギーを吸収することを考慮できる。

② 20 を超える接触オプションが有効であり，接触面には固着，剥離，接触，滑り，摩擦などの条件が設定できる。

③ 面と面の接触状態だけでなく，辺と辺，節点と面の接触も可能である。

④ 要素の消滅などの特殊な条件も扱うことができる。

⑤ 多数の金属，非金属材料モデルを有している。

（3） 解析フロー

LS-DYNA コードの解析フローを図 1-3 に示す。

（4） 使用実績

LS-DYNA コードは，これまで自動車分野をはじめ，多くの分野の衝撃解析に対して使用実績がある。

原子力分野では，返還ガラス固化体輸送用キャスクの核燃料輸送物設計承認書において，構造解析の解析コードとして使用されている実績がある。

（5） 検証方法

実験との比較による検証が実施されていることを確認している。

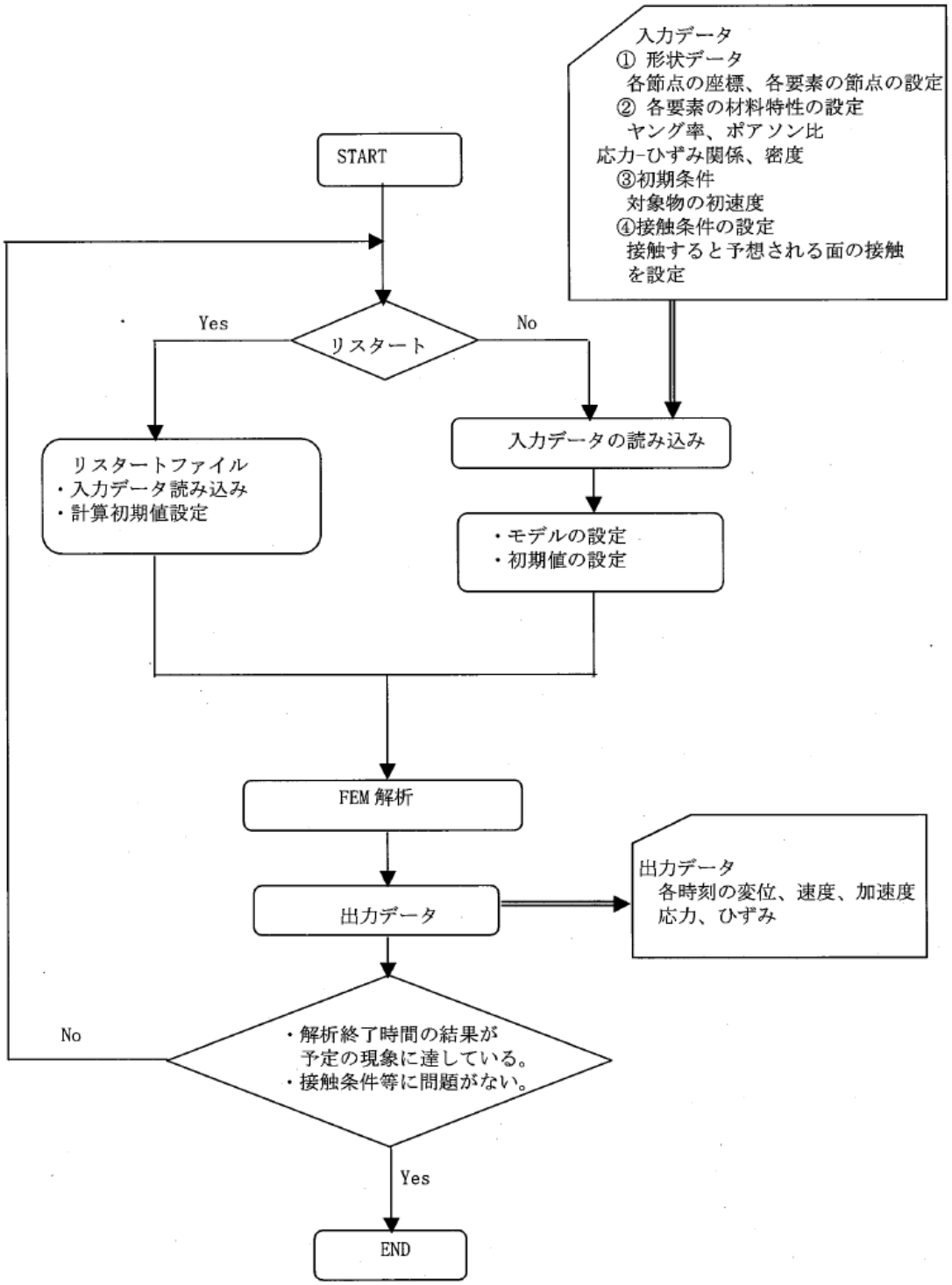


図 1-3　LS-DYNA コードの衝撃計算フロー図

構造強度計算に用いるコード（ABAQUS）について

（１）概要

ABAQUS コードは米国 Hibbitt,Karlsson&Sorensen,Ins.(HKS 社)で開発された有限要素法に基づく応力・座屈解析等の汎用解析コードであり，輸送キャスクの応力解析等に広く利用されている。

（２）機能

ABAQUS コードは，応力解析に際して以下の機能を有している。

① 定常，非定常の弾性，非弾性のいずれの解も得ることができる。

② 材料特性として時間依存，歪の履歴依存及びに等方性・異方性等を考慮することができる。

③ モデルの形状は一次元～三次元，又は連続体についても取り扱うことができる。

④ 伝熱解析結果をそのまま境界条件として熱応力解析に用いることが可能である。

⑤ 荷重条件として集中荷重，分布荷重，モーメント，加速度力（慣性力），圧力，遠心力及びコリオリ力等が取り扱える。また，これらの条件の時間依存，線形変化に対しても対応可能である。

（３）解析フロー

ABAQUS コードの解析フローを図 1-4 に示す。

（４）使用実績

ABAQUS コードは，これまで多くの応力解析に対し使用実績がある。

（５）検証方法

理論値との比較による検証が実施されていることを確認している。

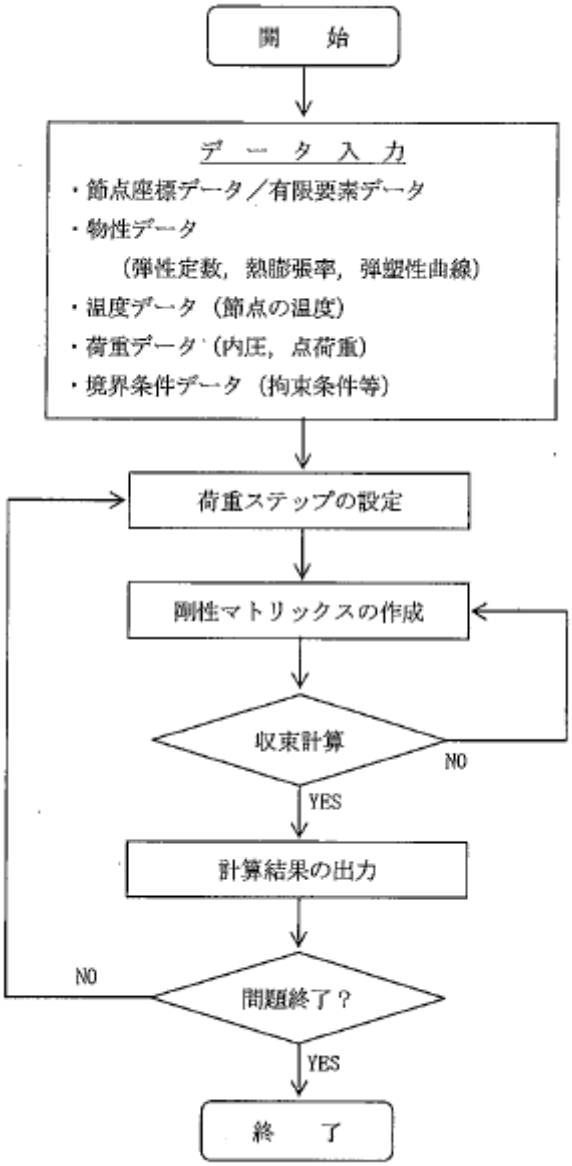


図 1-4　ABAQUS コードの応力解析フロー図

2. 一次蓋ずれを原因とした金属ガスケットからの瞬時漏えい率上昇の影響評価

2.1. 1m 落下試験

(1) 試験の概要

電力中央研究所において，実物大金属キャスク落下試験（69 体の BWR 燃料集合体を収納する乾式キャスクを模擬した試験体を用いた落下試験）が行われている※2。その中で緩衝体を装着しない状態で 1m 高さから水平落下させた試験があり，一次蓋の変位及び瞬時漏えい率が測定されている。

※2：電力中央研究所報告　金属キャスク落下時瞬時漏えい評価－実物大金属キャスク落下試験－H18.12

(2) 試験結果からの類推

落下時の一次蓋の最大横ずれ量は約 0.4mm であり，一次蓋の口開きは認められていない。一次蓋金属ガスケットからのヘリウム漏えい率は，落下直後にバックグランドより一桁上昇し，10 分程度でバックグランドレベルまで復元，落下から 25 分程度経過してから再び一桁上昇し，更に 10 分程度でバックグランドレベルまで復元する現象が見られたが，この後 6 時間の計測中はバックグランドレベルのままであったことが確認されている。最終的に復元する原因については，金属ガスケット表面とキャスク本体のフランジ面とのなじみにより，金属ガスケット表面にできた隙間が解消されたものと考えられている。また，試験終了後，試験体を落下試験場から離れた工場に持ち込み，二回の密封検査を実施した結果，密封性が健全であることが確認されている。

乾式貯蔵キャスクの支持架台付き 1m 落下と電力中央研究所が行った 1m 水平落下試験を比較すると，金属ガスケットの熱劣化の有無と支持架台の有無の違いはあるが，概ねキャスク設計と落下条件は類似している。そのため，乾式貯蔵キャスクが支持架台付きで 1m 水平落下した場合，一次蓋の横ずれにより瞬時的に漏えい率が上昇する可能性はあるが，比較的短時間に復元するものと類推する。

一次蓋の横ずれにより瞬時的に漏えい率が上昇したとしても，乾式貯蔵キャスクの蓋間圧力は正圧，乾式貯蔵キャスク内部は負圧であることを踏まえると，乾式貯蔵キャスクを支持架台付きで 1m 落下した場合において，外部への核分裂生成物の漏えいはほとんどないと思われる。

2.2. 敷地境界線量の評価

ここでは，極めて保守的な例として，大型の乾式貯蔵キャスクの落下により，全ての貯蔵燃料の被覆管が損傷し，ガス状核分裂生成物がキャスク保管建屋前において短時間（１時間）で全て放出されたとして敷地境界線量の評価を行った。

評価条件を表 2-1 に示す。敷地境界線量は，よう素の内部被ばく及び希ガスのγ線

外部被ばくの和として計算した。結果は，

約 2.5×10^{-3}mSv

となり，「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成 2 年 8 月 30 日　原子力安全委員会決定　一部改訂　平成 13 年 3 月 29 日　原子力安全委員会）において，事故時における周辺公衆に対して著しい放射線被ばくのリスクを与えない判断基準である発生事故当たりの実効線量 5mSv に対して十分小さい結果となっている。更に，設計基準事象である「燃料集合体の落下」の設置許可申請書（6 号機）で評価された敷地境界線量である約 4.3×10^{-2}mSv よりも小さい値である。

以上より，極めて保守的な条件で敷地境界線量を評価した結果においても，周辺公衆に与える放射線被ばく上の影響は十分に小さい。

2.3. まとめ

大型の乾式貯蔵キャスクが水平架台付きで 1m 落下した場合でも，一次蓋密封部の胴フランジ及び一次蓋ボルトの発生応力はいずれも基準値を十分満足することを確認した。

また，類似の落下試験から，一次蓋の横ずれにより瞬時的に漏えい率が上昇する可能性はあるが，比較的短時間に復元するものと類推した。

なお，極めて保守的な条件で敷地境界線量を評価した場合においても，周辺公衆に与える放射線被ばく上の影響は十分に小さいことを確認した。実際には，乾式貯蔵キャスクの落下による貯蔵燃料の破損は仮定より少ないと思われること及び一次蓋の横ずれにより瞬時的に漏えい率が上昇したとしても，乾式貯蔵キャスクの蓋間圧力は正圧である一方，乾式貯蔵キャスク内部は負圧であることから，周辺公衆及び放射線業務従事者に与える放射線被ばく上の影響は十分軽微であると考える。

表 2-1 敷地境界線量の評価条件

評価手法	ORIGEN2（インベントリ），気象指針※1（大気拡散）， 線量目標値に対する評価指針※2（放射線被ばく）
燃焼度	33GWd/t （保守的に，実際の最大燃焼度を超えた燃焼度を設定）
冷却期間	8000 日 （保守的に，実際の最小冷却期間より少ない期間を設定）
ペレットから被覆管ギャップへ 核分裂生成物が放出する割合	30%※3
実効放出継続時間	1 時間

※1：発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針（昭和 57 年 1 月 28 日　原子力安全委員会決定　一部改訂　平成 13 年 3 月 29 日　原子力安全委員会）

※2：発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針（昭和 51 年 9 月 28 日　原子力委員会決定　一部改訂　平成 13 年 3 月 29 日　原子力安全委員会）

※3：H.Hayashi,M.Kitamura,T.Nomata,T.Kogai,K.Ito,T.Kubo,Y.Wakashima,H.Sakurai,”Irradiation Characteristics of BWR StepⅡLead use Assemblies”, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, Portland,Oregon,U.S.A.,March2-6,(1997)

参考資料

インベントリ計算に用いるコード（ORIGEN2）について

（１） 概要

ORIGEN2 コードは，米国オークリッジ国立研究所（ORNL）で開発された炉内中性子束の１点近似による燃焼計算コードである。ORIGEN2 コードは汎用解析コードであり，輸送キャスクの崩壊熱計算等に広く利用されている。

（２） 機能

ORIGEN2 コードは，燃焼解析に際して以下の機能を有している。

① 燃料の炉内での燃焼計算，炉取出し後の減衰計算により，冷却期間に対応した崩壊熱，放射線の強度，各核種の放射能量等が求められる。

② 原子炉の炉型と燃料の組合せに対し，中性子エネルギースペクトルの違いにより重みをつけた断面積ライブラリが内蔵されており，任意に選択できる。

③ 計算結果は，放射化生成物，アクチニド，核分裂生成物に分類して出力される。

④ 燃焼計算に必要な放射性核種データ（崩壊熱，ガンマ線のエネルギー分布，自発核分裂と（α，ｎ）反応により発生する中性子源強度等）に関しては，ORIGEN2 コード専用のライブラリがあり，これを用いる。

（３） 計算フロー

ORIGEN2 コードの計算フローを図2-1 に示す。

（４） 使用実績

ORIGEN2 コードは，輸送キャスク，核燃料施設の崩壊熱計算に広く使用されている[※1]。

（５）検証方法

汎用コードの導入評価[※1]が実施されていることが確認されている。

大型実験/ベンチマーク試験による検証[※2] が実施されていることが確認されている。

※1：A.G.Croff, “ ORIGEN2 Isotope Generation and Depletion Code MATRIX EXPONETIAL METHOD”,CCC-371(1987)

※2：(社)日本原子力学会“原子炉崩壊熱とその推奨値”, 1989 年８ 月

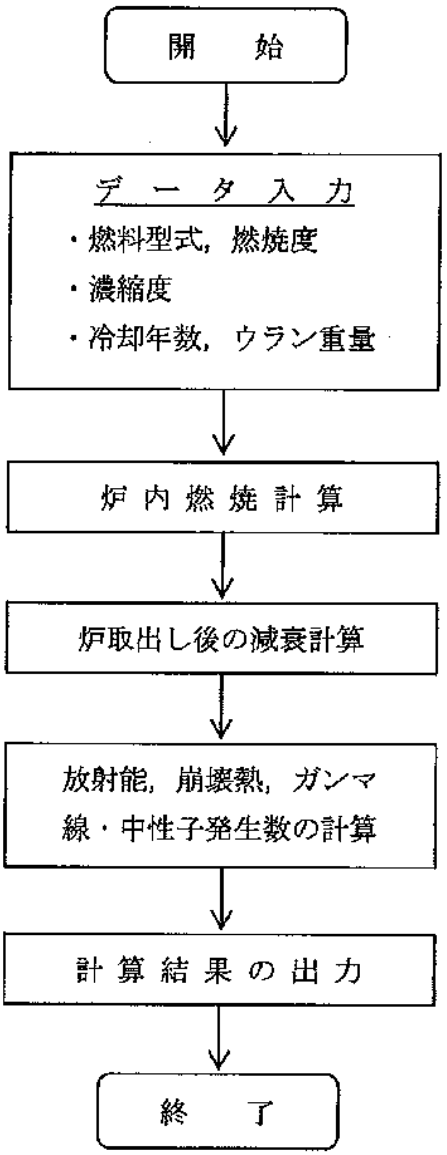


図 2-1　ORIGEN2 コードの計算フロー図

キャスク仮保管設備クレーンレーン間移動時の転倒について

「1　基準地震動Ss(Ss600)による評価」は旧耐震設計方針に基づくSs600による既設評価を示しており，現行の耐震設計方針に基づく1/2Ss450による評価は，既設評価への包絡性を評価することとし，「2　1/2Ss450による評価」に評価内容を示す。

1　基準地震動Ss(Ss600)による評価

1.1　クレーンレーン間移動手順

キャスク仮保管設備は複数のレーンに分かれており，どのレーンに乾式キャスクを設置するかにより，クレーンをレーン間移動させる必要がある。この時，クレーンのレーン間移動は以下の手順にて行う。

(1)　図１－１のようにクレーンを待機位置(コンクリートモジュールとの最短距離が1000㎜)に移動し，停止させる。

(2)　図１－２のようにH鋼レールをクレーン走行装置の内側に設置し，図１－３のようにアンカーを用いて設置したレールズレ止めにより固定する。

(3)　図１－２のようにH鋼レール上を移動できるように，逸走を防止するためのガイドローラが付いたチルタンクと油圧ジャッキを取り付けた移動受台をH鋼レール上に乗せ，クレーンのトラックフレームの下に移動する。

(4)　図１－１のように電動チルホールまたは電動ウインチ，おしみチルホール，ワイヤロープ，滑車を取り付ける。

(5)　油圧ジャッキを操作してクレーンを押し上げ，車輪がレールから浮き上がった状態にする。

(6)　電動チルホールまたは電動ウインチを操作して，横行方向に移動させる。また，逸走防止を目的として同時におしみチルホールを併用して移動操作を行う。

(7)　クレーンが移動レーンのレール上にあることを確認し，油圧ジャッキを操作して走行レール上に降ろす。

1.2　レーン間移動中の逸走評価

クレーンが本設レール上にある時に地震（基準地震動Ss(Ss600)）により鉛直方向と走行方向に同時に加振された場合と鉛直方向と横行方向に同時に加振された場合について非線形時刻歴応答解析を実施した結果，クレーンの走行方向への滑り量は最大で約330㎜であった。

レーン間移動時に地震が発生した場合，クレーンは基礎上面を逸走する可能性があるが，以下の点よりクレーンの逸走量は330㎜を下回ると考えられる。

・車輪とレールの摩擦係数が0.3[※1]であるのに対し，車輪とコンクリートの摩擦係数は0.4[※2]程度であり，逸走に対する抵抗が大きい。

・図１－２のように，クレーンの走行部の間にレーン間移動用のH鋼を設置することから，クレーンの逸走を阻害することになる。

以上からクレーンとコンクリートモジュールの最短距離を1000㎜ 確保することで，クレーンが逸走したとしても，モジュールに衝突することを防ぐことができる。

※1　平成20年度_原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査_動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（平成21年12月　独立行政法人　原子力安全基盤機構）より

※2　鋼構造柱脚設計施工ガイドブック（2017年2月　日本建築学会）より

1.3　レーン間移動中の転倒評価

レーン間移動中に最もクレーンが乾式キャスク設置の位置側に傾く事象として，クレーンが乾式キャスク設置側にある油圧ジャッキより脱落し，かつ地震によりクレーンの脚が浮き上がる場合が考えられる。

クレーンをジャッキアップした状態で片側の油圧ジャッキが外れる事象を想定した場合，ジャッキアップの量及び油圧ジャッキの配置等から，図１－４のように乾式キャスク設置位置と逆側の車輪は基礎から82㎜程度浮き上がる。

さらに地震（基準地震動Ss(Ss600)）によりクレーンが浮き上がる場合を考える。クレーンが本設レール上にあるときに，地震により鉛直方向と走行方向に同時に加振された場合と鉛直方向と横行方向に同時に加振された場合について非線形時刻歴応答解析を実施した結果，クレーンの脚は最大で11㎜浮き上がると評価されている。このクレーン脚の最大浮き上がり量11㎜をクレーンの重心位置の浮き上がり量として扱うことにより，保守的な条件として浮き上がり量11㎜を仮定する。

クレーンの重心の浮き上がり量を11㎜と仮定した場合，乾式キャスク設置位置と逆側の脚が最も浮き上がるのは，乾式キャスク設置側の脚が浮き上がらない時であり，その浮き上がり量は脚と浮き上がり量算定位置（クレーンの重心位置または片側の脚）間のスパン長比による線形補間から求めると，22㎜になる。

以上から脚の浮き上がり量は最大で104㎜(=82㎜+22㎜)となる。

クレーンが乾式キャスク設置側に転倒する場合における乾式キャスク設置位置と逆側の車輪の浮上がり量は5700㎜程度であることから，クレーンが乾式キャスク設置側に転倒することはない。またクレーンが待機位置から乾式キャスク方向に330㎜逸走し，乾式キャスク設置側に傾いても乾式キャスクと衝突しない乾式キャスク設置位置と逆側の車輪の浮上がり量は参考資料のように4600㎜程度であることから，クレーンが乾式キャスクに衝突することはない。

1.4　レーン間移動中のクレーンの回転移動評価

図１－５のように，クレーンが乾式キャスク設置位置と逆側にある油圧ジャッキの内

一本を中心に回転した場合は，他の位置を回転中心とした場合に比べて，クレーンが乾式キャスクに最も接近しやすい保守的な条件であることから，この条件について評価を行う。

クレーンが回転しチルタンクがH鋼レールから落ちた場合，もしくはクレーンが油圧ジャッキから落ちた場合については，クレーンの車輪とコンクリートとの摩擦係数が0.4程度であり，本設レールとクレーンの車輪との摩擦係数0.3に比べて摩擦による影響が大きくなる。このことから，本設レール上にクレーンが上載している条件により，基準地震動Ss(Ss600)を用いた非線形時刻歴応答解析を実施した結果（クレーンの重心の移動量330㎜）は，レーン間移動中に当てはめると保守的な数値であると考えられる。

したがって，レーン間移動中のクレーンの重心の移動量を330㎜と仮定し，クレーンの回転による脚の最大移動量を推定すると，図１－５のように約700㎜程度となる。なお，図１－２のように，クレーンの走行部の間にレーン間移動用のH鋼を設置することから，クレーンの回転を阻害することになり，クレーンの脚の移動量は700㎜を下回ると考えられる。

以上からクレーンとコンクリートモジュールの最短距離を1000㎜確保することで，クレーンが回転したとしても，モジュールに衝突することを防ぐことができる。

1.5　結論

レーン間移動を行う場所は図１－１のように第三レーンのコンクリートモジュールとクレーンの距離が1000㎜となる位置としており，この場合以下のことがいえる。

- クレーンのレール間移動中に地震が起きた場合に，クレーンが走行方向に逸走すると，その距離は330㎜以下であり，コンクリートモジュールに衝突することはない。
- 地震によるクレーンの脚の最大浮き上がり量は104㎜となり，クレーンが停止位置から330㎜逸走した後にクレーンが傾いてコンクリートモジュールに衝突する脚の浮き上がり量が4600㎜であることから，クレーンが地震により浮き上がってもコンクリートモジュールに衝突することはない。
- 移動受台の反乾式キャスク側の油圧ジャッキ一本を中心にクレーンが回転した場合，乾式キャスク側の脚の移動量は700㎜以下であり，コンクリートモジュールにクレーンが衝突することはない。

2　1/2Ss450による評価

2.1　クレーンレーン間移動手順

既設クレーンを使用するため移動手順は1.1項と同様。

2.2　レーン間移動中の逸走評価

クレーンが本設レール上にある時に地震（1/2Ss450）により横行方向，走行方向及び上下方向の3軸方向同時に加振された場合について非線形時刻歴応答解析を実施した結果，クレーンの走行方向への滑り量は最大で約140㎜であり，1.2項の評価に包絡される。

また，レーン間移動時に地震が発生した場合，クレーンは基礎上面を逸走する可能性があるが，1.2項の評価と同様に以下の点によりクレーンの逸走量は140㎜を下回ると考えられる。

・車輪とレールの摩擦係数が0.3であるのに対し，車輪とコンクリートの摩擦係数は0.4程度であり，逸走に対する抵抗が大きい。

・図１－２のように，クレーンの走行部の間にレーン間移動用のH鋼を設置することから，クレーンの逸走を阻害することになる。

以上から1.2項の評価に包絡される。

2.3　レーン間移動中の転倒評価

1/2Ss450によるクレーンの最大浮き上がり量は添付資料－３－２「4.4（3）2）③ 浮き上がり量結果」において0.7㎜と評価され，1.3項の評価に包絡される。

2.4　レーン間移動中のクレーンの回転移動評価

2.2と同様にクレーンの重心の移動量140㎜は1.2項の評価に包絡される。

2.5　結論

いずれの場合においても基準地震動Ss(Ss600)による評価に包絡されるためクレーンがコンクリートモジュールに衝突することはない。

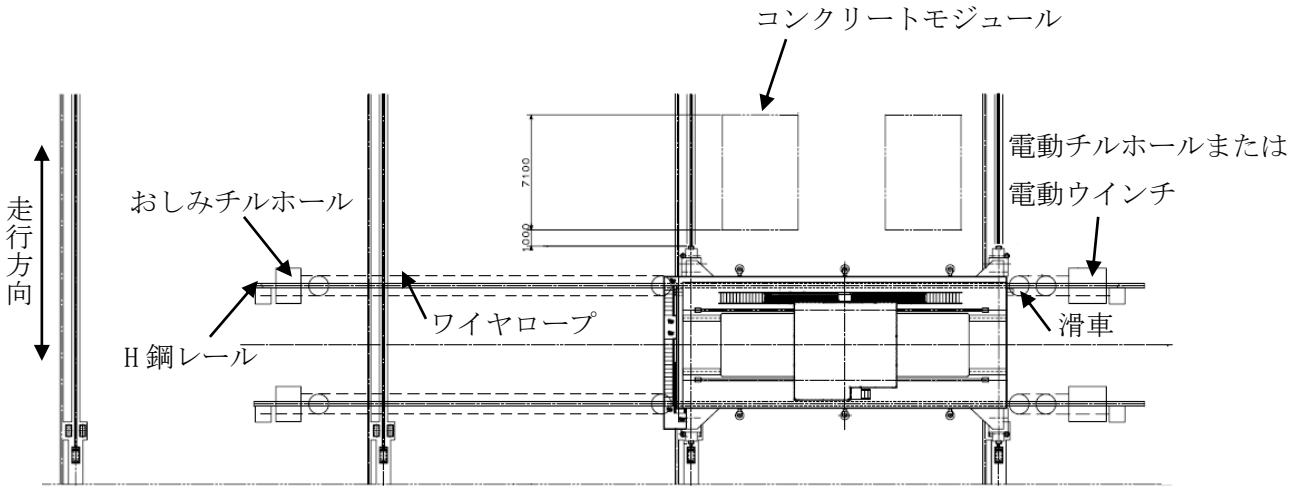


図１－１　レーン間移動時機材配置図

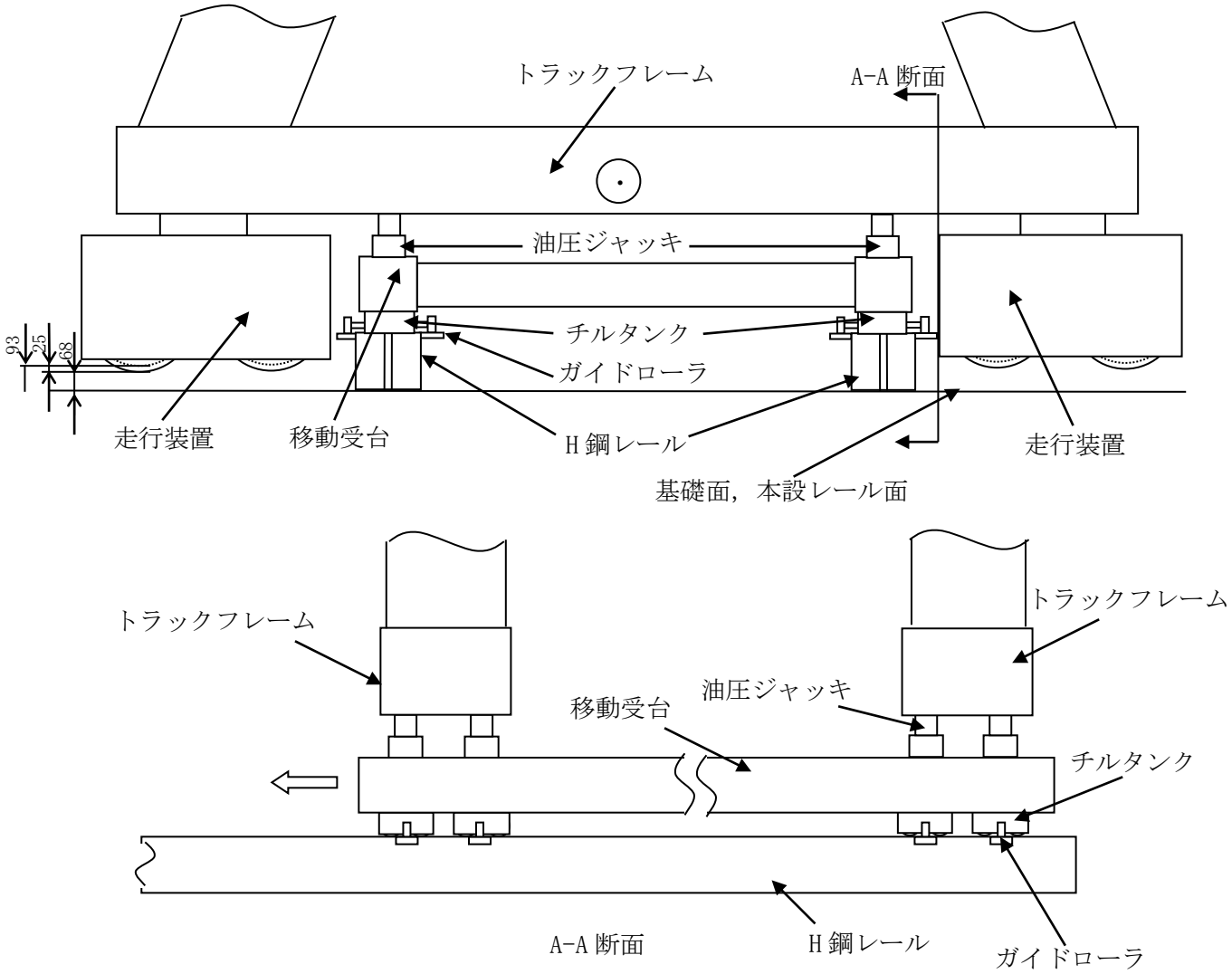


図１－２　クレーンジャッキアップ時概略図

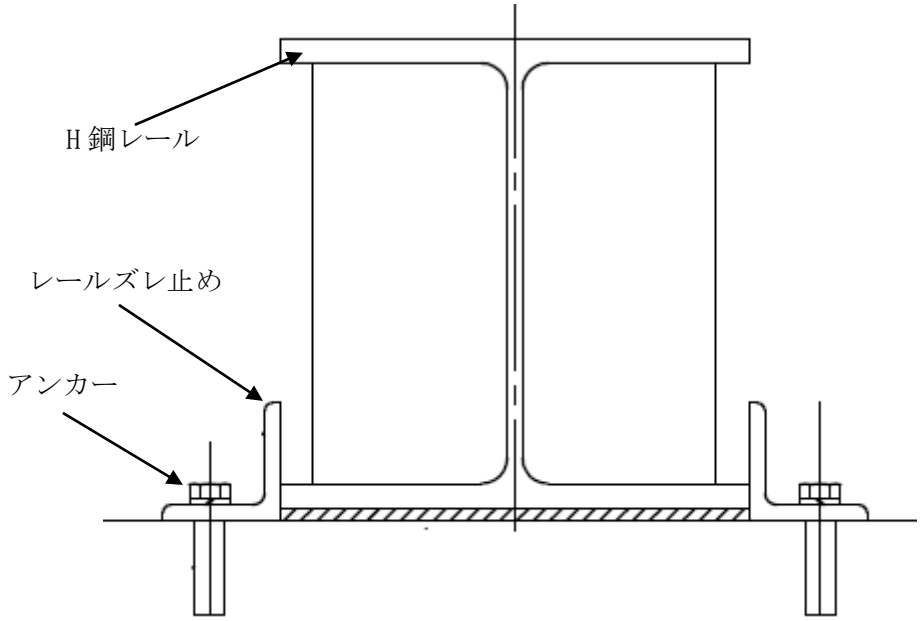


図１－３　H鋼レール拡大図

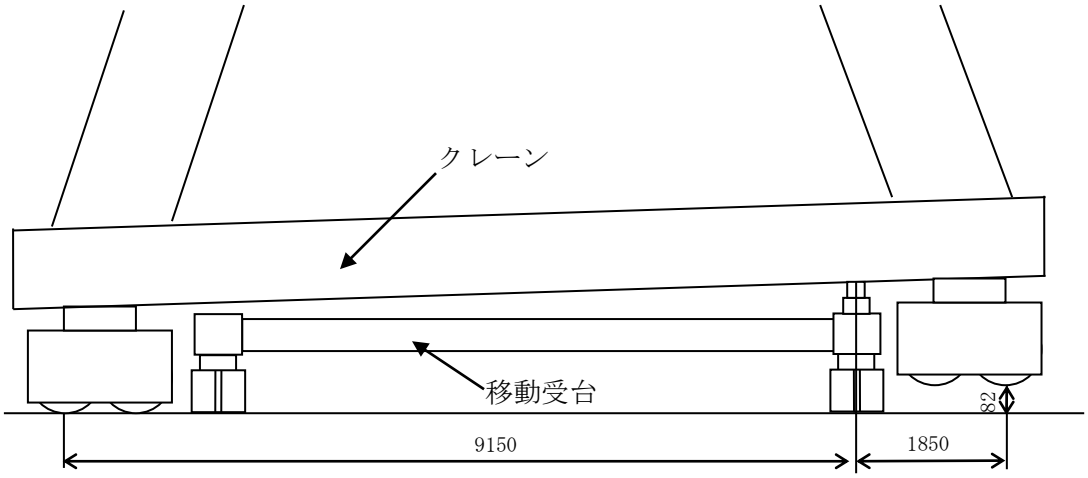


図１－４　油圧ジャッキが外れた場合の概略図

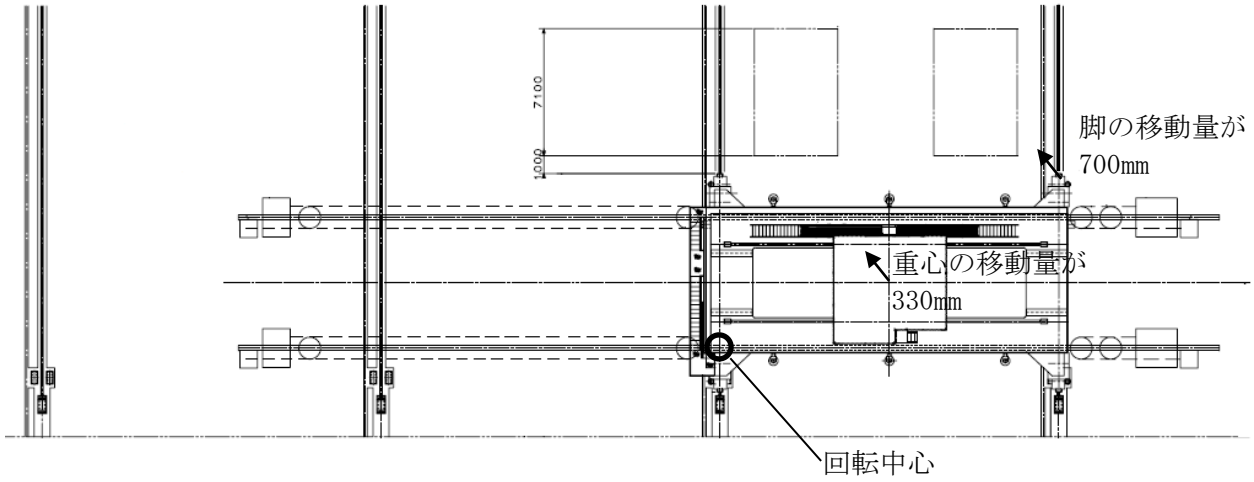


図１－５　クレーン回転時の説明図

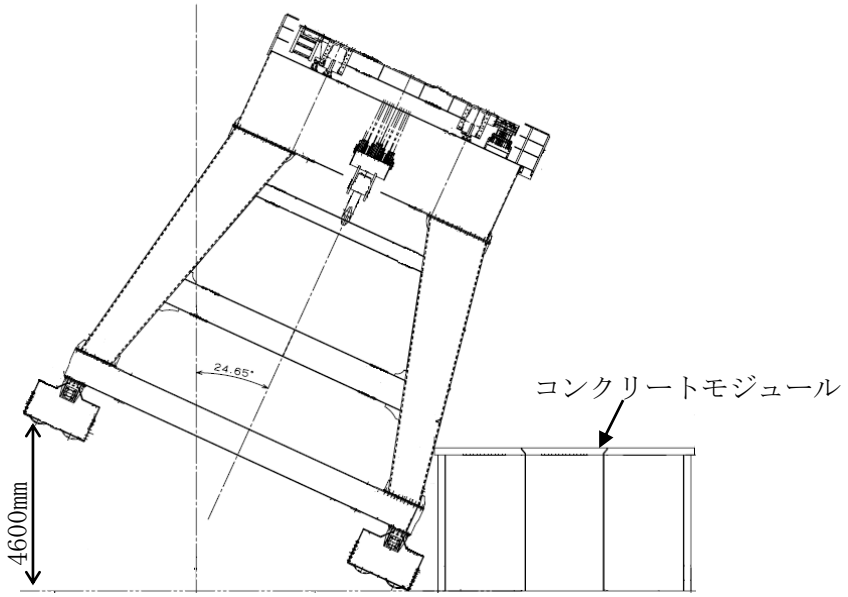
参考資料

クレーンがコンクリートモジュールに衝突する浮上がり量について

クレーンがコンクリートモジュールに衝突する脚部浮上り量を以下のように考える。

1. レーン間移動を行う場所を第三レーンのコンクリートモジュールとクレーンの距離が1000㎜となる位置とする。
2. クレーンの位置は走行方向に330㎜逸走することを考慮し，評価を行う。

上記条件の下で評価を行った結果,参考図１のように乾式キャスク設置位置と逆側の脚が4600㎜以上持ち上がると，クレーンはコンクリートモジュールに衝突する。



参考図１　脚の浮上がり量

キャスク仮保管設備に係る確認事項について

キャスク仮保管設備の設置工事および溶接に係る主要な確認項目を表１～１１に示す。
尚，寸法許容範囲については製作誤差等を考慮の上，確認前に定める。

表１　確認事項（乾式貯蔵キャスク（増設））(1/2)

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	強度・漏えい確認	耐圧･漏えい確認	確認圧力で保持した後，確認圧力に耐えていることを確認する。 耐圧確認終了後，耐圧部分からの漏えいの有無を確認する。	確認圧力に耐え，かつ構造物の変形等がないこと。 また，耐圧部から著しい漏えいがないこと。
構造強度・耐震性遮蔽機能	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
除熱機能	機能確認	伝熱確認	代表一基について容器内部に使用済燃料を模擬するヒータを挿入して発熱させ，温度を確認する。	周囲温度を補正した温度が最高使用温度以下であること。
密封機能	機能確認	気密漏えい確認	ヘリウムリーク法及び真空放置法により，漏えい率を確認する。	基準漏えい率以下であること。
臨界防止機能	機能確認	未臨界確認	バスケットの材料特性及び主要寸法が，実施計画の評価の前提条件となっている値を満足していることを確認し，バスケットの外観に異常のないことを確認する。	・設計の材料特性に適合し，寸法が許容範囲内であること。 ・有意な変形，破損等の異常がないこと。
監視	機能確認	密封監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
		除熱監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。

表１　確認事項（乾式貯蔵キャスク（増設））(2/2)

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	溶接確認※	材料確認	溶接に使用する材料が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	計画書のとおりであること。
		開先確認	開先面の状態，開先形状及び各部寸法等を確認する。	・有意な欠陥がないこと。 ・計画書のとおりであること。
		溶接作業確認	溶接規格等に適合していることが確認された溶接施工法及び溶接士により溶接施工しているかを確認する。	計画書，溶接規格のとおりであること。
		溶接後熱処理確認	溶接後熱処理の方法等が計画書及び溶接規格等に適合するものであることを確認する。	計画書及び溶接規格等に適合するものであること
		非破壊確認	溶接部について非破壊確認を行い，その試験方法及び結果が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	溶接規格等に適合するものであること
		機械確認	溶接部について機械試験をおこない，当該溶接部の機械的性質が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	溶接規格等に適合するものであること
		耐圧・外観確認	規定圧力で耐圧確認を行い，これに耐え，かつ，漏えいがないことを確認する。	規定圧力に耐え，かつ，漏えいがないこと。

※　溶接の概要は表１２参照
　　但し，詳細は事業者の定める溶接事業者検査計画書による。

表２　確認事項（乾式貯蔵キャスク（既設））

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
除熱機能	機能確認	温度確認	胴部表面の温度について確認する。	表面温度が警報設定値未満であること。
遮蔽機能	機能確認	線量当量率確認	胴部表面の線量当量率及び表面から1m位置での線量当量率を確認する。	設計基準値以下であること。
密封機能	機能確認	気密漏えい確認	ヘリウムリーク法及び真空放置法により，漏えい率を確認する。	基準漏えい率以下であること。
臨界防止機能	構造確認	外観確認	先行点検する１基について，バスケット（上部から全体外観）の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
監視	機能確認	密封監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
		除熱監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。

表３　確認事項（輸送貯蔵兼用キャスク）(1/2)

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認※		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	強度・漏えい確認	耐圧・漏えい確認※	確認圧力(水圧 1.25MPa)で保持した後，確認圧力に耐えていることを確認する。耐圧確認終了後，耐圧部分からの漏えいの有無を確認する。	確認圧力に耐え，かつ構造物の変形等がないこと。 また，耐圧部から著しい漏えいがないこと。
構造強度・耐震性遮蔽機能	構造確認	寸法確認※	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認※	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
除熱機能	機能確認	伝熱確認	容器内部に使用済燃料を模擬するヒータを挿入して発熱させ，温度を確認する。	周囲温度を補正した温度が最高使用温度以下であること。
密封機能	機能確認	気密漏えい確認	使用済燃料収納前後，ヘリウムリーク法等により，漏えい率を確認する。	基準漏えい率以下であること。
臨界防止機能	機能確認	未臨界確認	バスケットの材料特性及び主要寸法が，実施計画の評価の前提条件となっている値を満足していることを確認し，バスケットの外観に異常のないことを確認する。	・設計の材料特性に適合し，寸法が許容範囲内であること。 ・有意な変形，破損等の異常がないこと。
取扱機能	機能確認	吊上荷重確認	キャスクの吊上げ時重量の２倍以上の荷重をトラニオンに負荷し，トラニオンの外観に異常のないことを確認する。	トラニオンの外観に有害な変形がないこと。
		模擬燃料集合体挿入確認	代表５セルについてバスケットへ模擬燃料集合体の挿入，取出しを行い，支障がないことを確認する。	バスケットへの模擬燃料集合体の挿入，取出しが支障なく行えること。
監視	機能確認	密封監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
		除熱監視機能確認	検査用計器により指示値を変化させ，設定値どおり警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。

※　旧炉規制法第四十三条の九に則って使用前検査を実施しているときは，これをもって確認とする。

表３　確認事項（輸送貯蔵兼用キャスク）(2/2)

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	溶接確認※	材料確認	溶接に使用する材料が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	計画書のとおりであること。（設計仕様のとおり又は相当の材料であること）
		開先確認	開先面の状態，開先形状及び各部寸法等を確認する。	・有意な欠陥がないこと。 ・計画書のとおりであること。
		溶接作業確認	溶接規格等に適合していることが確認された溶接施工法及び溶接士により溶接施工しているかを確認する。	計画書，溶接規格のとおりであること。
		溶接後熱処理確認	溶接後熱処理の方法等が計画書及び溶接規格等に適合するものであることを確認する。	計画書及び溶接規格等に適合するものであること
		非破壊確認	溶接部について非破壊確認を行い，その試験方法及び結果が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	溶接規格等に適合するものであること
		機械確認	溶接部について機械試験をおこない，当該溶接部の機械的性質が溶接規格等に適合するものであることを確認する。	溶接規格等に適合するものであること
		耐圧・外観確認	規定圧力*で耐圧確認を行い，これに耐え，かつ，漏えいがないことを確認する。 ＊：容器内部：水圧1.25MPa 一部蓋及び二次蓋の蓋間部：気圧0.5MPa	規定圧力に耐え，かつ，漏えいがないこと。

※　旧炉規制法第四十三条の十に則って溶接の方法及び検査に係る認可や検査を実施しているときは，これをもって確認とする。

表４　確認事項（乾式キャスク支持架台（乾式貯蔵キャスク増設分））

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		員数確認	固定ボルトの本数	片側に6本あること
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。

表５　確認事項（乾式キャスク支持架台（乾式貯蔵キャスク既設分））

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		員数確認	固定ボルトの本数	片側に6本あること
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。

表６　確認事項（乾式キャスク支持架台（輸送貯蔵兼用キャスク分））

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		員数確認	固定ボルトの本数	１箇所に７本あること
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。

表７　確認事項（コンクリートモジュール）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		員数確認	ベースプレートのアンカーの本数の確認	１つのプレートで３本あること
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
除熱機能	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている給気口の寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	コンクリートモジュールの外観，給気口について確認する。	実施計画の通りに施工されていること。

表８　確認事項（クレーン）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	寸法が許容範囲内であること。
		外観確認	クレーンの外観について確認する。	実施計画の通りに施工されていること。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
性能	機能確認	容量確認	容量及び所定の動作について確認する。	横行，走行，巻き上げ，巻き下げが可能なこと。

表９　確認事項（エリア放射線モニタ）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
監視	構造確認	外観確認	各部の外観を確認する。	有意な欠陥がないこと。
		据付確認	機器の据付位置，据付状態について確認する。	実施計画の通りに施工・据付されていること。
	機能確認	警報確認	設定値通り警報及び表示灯が作動することを確認する。	許容範囲以内で警報及び表示灯が作動すること。
	性能確認	線源校正確認	標準線源を用いて線量当量率を測定し，各検出器の校正が正しいことを確認する。	基準線量当量率に対する正味線量当量が，許容範囲以内であること。
		校正確認	模擬入力により，監視装置に各校正点の基準入力を与え，その時の監視装置の指示値が正しいことを確認する。	監視装置の各指示値が許容範囲以内に入っていること。

表１０　確認事項（地盤）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	構造確認	寸法確認	地盤改良範囲を確認する。	地盤改良範囲が，実施計画に記載されている寸法に対して，許容値を満足すること。
		強度確認	地盤改良強度を確認する。	地盤改良強度が，実施計画に記載されている設計強度に対して，ＪＥＡＧ4616-2009に記載の基準を満足すること。

表１１　確認事項（基礎コンクリート）

確認事項	確認項目		確認内容	判定基準
構造強度・耐震性	材料確認		実施計画に記載されている主な材料について確認する。	実施計画のとおりであること。
	構造確認	寸法確認	実施計画に記載されている主要寸法を確認する。	各寸法が，実施計画に記載されている寸法に対して，許容値を満足すること。
		強度確認	コンクリート強度を確認する。	コンクリート強度が，実施計画に記載されている設計強度に対して，コンクリート標準示方書に記載の基準を満足すること。

表１２　乾式貯蔵キャスクの溶接概要

適用基準	「発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令の解釈について （平成 17・12・15 原院第 5 号制定，平成 23・09・09 原院第 2 号）」
機器の区分 【設備区分】	クラス３容器 【燃料設備】
溶接施工法注)	J＋A＋T_B，ST（クラッド）＋T_B（クラッド）， ST（クラッド）＋T_B（クラッド）＋T_B（クラッド）* J＋T_B，M＋T_B（2 種類），T_B（2 種類） ＊：溶接後熱処理後に T_B（クラッド）の溶接を行う

注）溶接施工法の略称については発電用原子力設備規格　溶接規格　JSME S NB1-2007
第 2 部 溶接施工法認証標準による。

表１３　輸送貯蔵兼用キャスクＢの溶接概要

適用基準	「使用済燃料貯蔵施設の溶接に関する技術基準を定める省令の解釈（内規）」 （平成 21･02･26 原院第 7 号制定，平成 24･03･30 原院第 1 号改正）
機器の区分 【設備区分】	容器 【使用済燃料貯蔵設備本体】
溶接施工法注)	Ｊ，Ｊ＋Ａ*，ＳＴ（クラッド）＋T_B（クラッド）（２種類）， ＳＴ＋ＳＴ＋T_B（２種類），Ｍ＋T_B，Ａ＋Ａ，T_B（２種類）， ＳＴ（クラッド），T_B（クラッド） ＊：補修溶接が必要となった場合のみ適用。

注）溶接施工法の略称については発電用原子力設備規格　溶接規格　JSME S NB1-2007
第 2 部 溶接施工法認証標準による。