

# 柏崎刈羽原子力発電所 6号及び7号炉

## 重大事故等対策の有効性評価について (格納容器破損防止対策)

平成26年12月

東京電力株式会社

## 目次

### 1. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方

- 1.1 概要
- 1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定
- 1.3 評価にあたって考慮する事項
- 1.4 有効性評価に使用する計算プログラム
- 1.5 有効性評価における解析の条件設定の方針
- 1.6 解析の実施方針
- 1.7 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価方針
- 1.8 必要な要員及び資源の評価方針
- 1.9 参考文献

付録1 事故シーケンスグループ及び重要事故シーケンス等の選定について

付録2 原子炉格納容器限界温度・限界圧力に関する評価結果

付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて

### 2. 運転中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故

- 2.1 高圧・低圧注水機能喪失
- 2.2 高圧注水・減圧機能喪失
- 2.3 全交流動力電源喪失
- 2.4 崩壊熱除去機能喪失
- 2.5 原子炉停止機能喪失
- 2.6 L O C A時注水機能喪失
- 2.7 格納容器バイパス(インターフェイスシステムL O C A)

### 3. 重大事故

3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)

3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱

3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用

3.4 水素燃焼

3.5 格納容器直接接触(シェルアタック)

3.6 溶融炉心・コンクリート相互作用



今回のご説明範囲

### 4. 使用済燃料燃料ピットにおける重大事故に至るおそれがある事故

- 4.1 想定事故1
- 4.2 想定事故2

5. 運転停止中の原子炉における重大事故に至るおそれがある事故
  - 5.1 崩壊熱除去機能喪失
  - 5.2 全交流動力電源喪失
  - 5.3 原子炉冷却材の流出
  - 5.4 反応度の誤投入
  
- 6 必要な要員及び資源の評価
  - 6.1 必要な要員及び資源の評価条件
  - 6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果
  - 6.3 重大事故等対策時に必要な水源，燃料及び電源の評価結果

## 添付資料 目次

- 添付資料 2.1.1 安定停止状態について
- 添付資料 2.1.2 7日間における水源の対応について(高圧・低圧注水機能喪失)
- 添付資料 2.1.3 7日間における燃料の対応について(高圧・低圧注水機能喪失)
  
- 添付資料 2.2.1 安定停止状態について
- 添付資料 2.2.2 7日間における燃料の対応について(高圧注水・減圧機能喪失)
  
- 添付資料 2.3.1 敷地境界外での実効線量評価について
- 添付資料 2.3.2 蓄電池による給電時間評価結果について
- 添付資料 2.3.3 全交流動力電源喪失時における RCIC の 24 時間継続運転が可能であることの妥当性について
- 添付資料 2.3.4 安定停止状態について
- 添付資料 2.3.5 7日間における水源の対応について(全交流動力電源喪失)
- 添付資料 2.3.6 7日間における燃料の対応について(全交流動力電源喪失)
- 添付資料 2.3.7 常設代替交流電源設備の負荷(全交流動力電源喪失)
  
- 添付資料 2.4.1.1 安定停止状態について
- 添付資料 2.4.1.2 7日間における水源の対応について  
(崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.1.3 7日間における燃料の対応について  
(崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合))
- 添付資料 2.4.1.4 常設代替交流電源設備の負荷  
(崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合))
  
- 添付資料 2.4.2.1 安定停止状態について
- 添付資料 2.4.1.2 7日間における水源の対応について  
(崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系が故障した場合))
- 添付資料 2.4.1.3 7日間における燃料の対応について  
(崩壊熱除去機能喪失(残留熱除去系が故障した場合))
  
- 添付資料 2.5.1 評価対象の炉心を平衡炉心のサイクル末期とすることの妥当性
- 添付資料 2.5.2 自動減圧系の自動起動阻止操作の考慮について
- 添付資料 2.5.3 安定停止状態について
- 添付資料 2.5.4 初期炉心流量の相違による評価結果への影響
- 添付資料 2.5.5 原子炉への注水に使用する水源とその水温の影響

添付資料 2.5.6 高圧炉心注水系及び原子炉隔離時冷却系の運転可能性に関する水源の水温の影響

添付資料 2.5.7 3次元過渡核熱水力解析コード(TRACG)を用いた評価結果

添付資料 2.6.1 安定停止状態について

添付資料 2.6.2 7日間における水源の対応について(LOCA時注水機能喪失)

添付資料 2.6.3 7日間における燃料の対応について(LOCA時注水機能喪失)

添付資料 2.7.1 インターフェイスシステム LOCA 発生時の現場環境について

添付資料 2.7.2 安定停止状態について

添付資料 2.7.3 7日間における燃料の対応について(インターフェイスシステム LOCA)

添付資料 3.1.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時における Cs-137 放出量評価について

添付資料 3.1.2 復水貯蔵槽への補給水量とウェットウェルベント実施時間について

添付資料 3.1.3 格納容器気相部の温度が格納容器の健全性に与える影響について(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

添付資料 3.1.4 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)における炉心の損傷状態及び損傷炉心の位置について

添付資料 3.1.5 安定停止状態について

添付資料 3.1.6 7日間における水源の対応について(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

添付資料 3.1.7 7日間における燃料の対応について(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

添付資料 3.1.8 常設代替交流電源設備の負荷(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

添付資料 3.2.1 7日間における燃料の対応について(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

今回のご説明範囲

添付資料 3.3.1 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用(炉外 FCI)に関する知見の整理

添付資料 3.3.2 7日間における燃料の対応について(原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用)

- 添付資料 3.4.1 水の放射性分解の評価について
- 添付資料 3.4.2 安定停止状態について
- 添付資料 3.4.3 7日間における水源の対応について(水素燃焼)
- 添付資料 3.4.4 7日間における燃料の対応について(水素燃焼)
- 添付資料 3.4.5 常設代替交流電源設備の負荷(水素燃焼)
  
- 添付資料 3.6.1 溶融炉心とコンクリートの相互作用の評価に関わる条件  
の考え方について
- 添付資料 3.6.2 7日間における燃料の対応について(溶融炉心・コンクリート相互作用)

### 3. 重大事故

#### 3.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)

##### 3.1.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

###### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、TQUV、TQUX、LOCA、長期TB、TBU、TBP及びTBDがある。

###### (2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」では、格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気、金属-水反応等によって発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって、緩和措置がとられない場合には、格納容器内の雰囲気圧力・温度が緩慢に上昇し格納容器が破損に至る。

したがって、本格納容器破損モードでは、原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系による冷却、格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱によって格納容器破損及び放射性物質の異常な水準での敷地外への放出の防止を図る。

###### (3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」で想定される事故シーケンスに対して、原子炉格納容器の破損を防止し、かつ、放射性物質が異常な水準で敷地外へ放出されることを防止するため、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する観点から、低圧代替注水系(常設)を用いた原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系を用いた格納容器冷却、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系又は代替格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器除熱を整備する。

本格納容器破損モードに対応する対策の概略系統図を図 3.1.1 及び図 3.1.2 に、手順の概要を図 3.1.3 に示すとともに、重大事故等対策の概要を以下に示す。また、重大事故等対策における設備と手順の関係を表 3.1.1 に示す。

本格納容器破損モードにおける 6/7 号炉同時の重大事故等対策に必要な要員は、中央監視・指示を行う当直長 1 名(6/7 号炉兼任)、当直副長 2 名、運転員 12 名、緊急時対策要員(現場)14 名の合計 29 名であり、必要な要員と作業項目について図 3.1.4 に示す。

###### a. 原子炉スクラム確認及び非常用炉心冷却系機能喪失確認

大規模な LOCA により格納容器圧力は急激に上昇する。格納容器圧力高信号が発生して原子炉がスクラムすることを確認する。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は、平均出力領域モニタ等である。

格納容器圧力高信号により非常用炉心冷却系の起動信号が発生するが、非常用炉心冷却系は機能喪失する。

非常用炉心冷却系の機能喪失は各系統流量計等により確認する。

b. 全交流動力電源喪失及び早期の電源回復不能及び対応準備

外部電源が喪失するとともに、全ての非常用ディーゼル発電機が機能喪失する。これにより所内高圧系統(6.9kV)の母線が使用不能となり、全交流動力電源喪失と判断する。

中央制御室にて外部電源受電及び非常用ディーゼル発電機の起動ができず、非常用高圧系統(6.9kV)の電源回復ができない場合、早期の電源回復不可と判断する。これにより、常設代替交流電源設備、低圧代替注水系(常設)の準備を開始する。

c. 炉心損傷確認

大破断 LOCA 時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため、原子炉水位は急激に低下し、炉心が露出することで炉心損傷に至る。

炉心損傷を確認するために必要な計装設備は、格納容器内雰囲気放射線レベル計である。

また、炉心損傷確認後は、格納容器内の pH 制御のため薬品注入を準備する。

d. 常設代替交流電源設備による交流電源供給及び低圧代替注水系(常設)による原子炉注水

事象発生から 2 時間経過した時点で、常設代替交流電源設備による交流電源供給を開始し、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を開始する。これにより、原子炉圧力容器破損に至ることなく、水位は回復し、炉心は冠水する。

低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は、復水補給水流量計等である

e. 代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却

格納容器内に崩壊熱が蒸気として放出されるため、格納容器の圧力及び温度は徐々に上昇する。格納容器の雰囲気を冷却するため、復水移送ポンプ 2 台を使用した代替格納容器スプレイ系による格納容器冷却を行う。原子炉冠水を確認した後、格納容器温度が「190℃」に到達した場合、代替格納容器スプレイ冷却系により格納容器冷却を実施する。

代替格納容器スプレイ冷却系により格納容器冷却を確認するために必要な計装設備は、格納容器圧力計及び復水補給水流量計である。

また、代替格納容器スプレイと同時に格納容器への薬品注入を実施する。

原子炉を冠水維持できる範囲で、原子炉注水と格納容器スプレイの切り替えを繰り返す行う。

f. 格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱

代替格納容器スプレイ冷却系により、格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制することはできるが、格納容器圧力は上昇を継続し、限界圧力「0.62MPa[gage]」に達する。限



界圧力「0.62MPa[gage]」に到達した場合、格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱を実施する。

格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱を確認するために必要な計装設備は、格納容器圧力計及びサプレッション・チェンバ・プール水位計等である。

### 3.1.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

#### (1) 有効性評価の方法

プラント損傷状態の選定結果については、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示す通り、事象進展(過圧・過温)緩和の余裕時間及び設備容量の厳しさに基づいて選定している。選定にあたって考慮した点は以下の通り。

- ・ TQUX, TQUV, TB の各シナリオと比較し、LOCA は一次冷却材の流出を伴うことから水位低下が早く、事象進展が早い。
- ・ 過圧破損の格納容器破損頻度の内訳では、プラント損傷状態の長期 TB や TBU が支配的であり、全交流動力電源喪失の寄与が高い。
- ・ 過圧破損については、格納容器破損防止対策として格納容器の除熱が必要となる。
- ・ 過温破損の格納容器破損頻度の内訳では、プラント損傷状態の LOCA の寄与が高い。
- ・ 過温破損については、格納容器破損防止対策として格納容器(損傷炉心)への注水が必要となる。
- ・ LOCA に非常用炉心冷却系注水機能喪失及び全交流動力電源喪失を加えることで、電源の復旧、注水機能の確保等必要となる事故対処設備が多く、格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しいシナリオとなる。また、格納容器への注水・除熱対策の有効性を網羅的に確認可能なシナリオとなる。

以上より、LOCA に全交流動力電源喪失事象を加え、過圧及び過温への対策の有効性を総合的に評価するためのプラント損傷状態とした。

このプラント損傷状態には、以下の事故シーケンスが想定される。

- ・ 大 LOCA+HPCF 注水失敗+低圧 ECCS 注水失敗+損傷炉心冷却失敗+RHR 失敗
  - ・ 大 LOCA+HPCF 注水失敗+低圧 ECCS 注水失敗+損傷炉心冷却失敗+下部 D/W 注水失敗
  - ・ 中 LOCA+HPCF 注水失敗+低圧 ECCS 注水失敗+損傷炉心冷却失敗+RHR 失敗
  - ・ 中 LOCA+HPCF 注水失敗+低圧 ECCS 注水失敗+損傷炉心冷却失敗+下部 D/W 注水失敗
  - ・ 中 LOCA+HPCF 注水失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+RHR 失敗
  - ・ 中 LOCA+HPCF 注水失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+下部 D/W 注水失敗
  - ・ 小 LOCA+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+RHR 失敗
  - ・ 小 LOCA+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+下部 D/W 注水失敗
  - ・ 小 LOCA+高圧注水失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+RHR 失敗
  - ・ 小 LOCA+高圧注水失敗+原子炉減圧失敗+損傷炉心冷却失敗+下部 D/W 注水失敗
- 上記事故シーケンスのうち、評価事故シーケンスは中小 LOCA に比べて破断口径が大きい

ことから事象進展が早く、格納容器内の圧力、温度上昇の観点で厳しい大 LOCA を選定した。これに低圧注水機能喪失及び高圧注水機能喪失が重畳することで、炉心損傷を防止できない事故シーケンス「大 LOCA+HPCF 注水失敗+低圧 ECCS 注水失敗」となる。更に全交流動力電源喪失の重畳を想定し、電源の復旧、注水機能の確保等必要となる事故対処設備が多く、格納容器破損防止対策を講じるための対応時間が厳しい事故シーケンス「大 LOCA+注水機能喪失+全交流動力電源喪失」を評価事故シーケンスとした。

本評価事故シーケンスでは、炉心崩壊熱、低圧代替注水系(常設)の原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系を用いた格納容器冷却、格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱等が重要な現象となる。

よって、これらの現象による格納容器挙動を一貫して適切に評価することが可能であるシビアアクシデント総合解析コードMAAPにより原子炉水位、燃料温度、格納容器圧力、格納容器温度等の過渡応答を求める。

## (2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンスに対する初期条件も含めた主要な解析条件表3.1.2に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

### a. 事故条件

#### (a) 起因事象

起因事象として、大破断 LOCA が発生するものとする。破断箇所は、原子炉内の保有水量を厳しく評価するため、残留熱除去系の吸込配管とする。

#### (b) 安全機能の喪失に対する仮定

全ての非常用ディーゼル発電機の機能喪失を想定し、全交流動力電源が喪失するものとする。さらに非常用炉心冷却系が機能喪失するものとする。

#### (c) 外部電源

外部電源はないものとする。

送電系統又は所内主発電設備の故障等によって、外部電源が喪失するとともに、全ての非常用ディーゼル発電機の機能喪失を想定する。

### b. 重大事故等対策に関連する機器条件

#### (a) 原子炉スクラム信号

原子炉の自動停止は、事象の発生と同時に発生するものとする。

#### (b) 低圧代替注水系(常設)による原子炉への注水流量

最大300m<sup>3</sup>/hにて原子炉へ注水、その後は炉心を冠水維持するよう注水する。

#### (c) 代替格納容器スプレイ冷却系

格納容器雰囲気温度及び圧力抑制に必要なスプレイ流量を考慮し、130m<sup>3</sup>/hにて格納容器へスプレイする。

(d) 格納容器圧力逃がし装置等

格納容器圧力逃がし装置等により 18.6kg/s(格納容器圧力 0.62MPa[gage]において)の流量にて、格納容器除熱を実施する。

c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員操作に関する条件として、「1.3.5 運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類に従って以下のとおり設定する。

- (a) 交流電源は、事象発生2時間後までに常設代替交流電源設備によって交流電源の供給を開始する。
- (b) 低圧代替注水系(常設)による原子炉注水操作は、事象発生2時間後から開始する。
- (c) 代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却は、炉心冠水後、格納容器温度が「190℃」に到達した場合に開始する。
- (d) 格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱操作は、格納容器圧力が「0.62MPa[gage]」に到達した場合に実施する。

(3) 有効性評価(Cs-137の放出量評価)の条件

- (a) ベント時総放出量については、炉心に内蔵されている核分裂生成物が事象進展に応じた割合で、格納容器内に放出され、サプレッション・チェンバのベントラインを通じて格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置に至るものとする。

格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置に到達した核分裂生成物は、格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置内のフィルタによって除去された後、格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置排気管から放出される。

格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置を用いずに、耐圧強化ベント系を用いた場合は、排気筒から放出される。

- (b) 格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置を用いた場合の Cs-137 放出量は、以下の式で計算される。

$$\text{Cs-137の放出量(Bq)} = f_{\text{Cs}} \times \text{Bq}_{\text{Cs-137}} \times (1/\text{DF})$$

$$f_{\text{Cs}} = f_{\text{CsOH}} + (M_{\text{I}} / M_{\text{Cs}}) \times (W_{\text{Cs}} / W_{\text{I}}) \times (f_{\text{CsI}} - f_{\text{CsOH}})$$

$f_{\text{Cs}}$  : 燃料からのセシウムの放出割合

$f_{\text{CsI}}$  : 燃料からの CsI の放出割合

f\_CsOH : 燃料からの CsOH の放出割合

M\_I : ヨウ素の初期重量 (kg)

M\_Cs : セシウムの初期重量 (kg)

W\_I : ヨウ素の分子量 (kg/kmol)

W\_Cs : セシウムの分子量 (kg/kmol)

Bq\_Cs137 : Cs-137 の炉内内蔵量 (Bq)

DF : 格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置の除染係数

(c) 格納容器圧力逃がし装置及び代替格納容器圧力逃がし装置による粒子状放射性物質に対する除染係数は 1,000 とする。

(d) 耐圧強化ベント系を用いた場合の Cs-137 放出量は、以下の式で計算される。

$$\text{Cs-137 の放出量 (Bq)} = f_{\text{Cs}} \times \text{Bq}_{\text{Cs-137}}$$

(添付資料 3.1.1)

#### (4) 有効性評価の結果

本評価事故シーケンスにおける原子炉水位(シュラウド内外)、注水流量、原子炉内保有水量の推移を図3.1.5から図3.1.7に、燃料最高温度の推移を図3.1.8に、格納容器圧力、格納容器気相部の温度、サプレッション・チェンバ水位及び水温の推移を図3.1.9から図3.1.12に示す。

##### a. 事象進展

大破断 LOCA 時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心は露出し、事象発生から約 0.4 時間後に炉心損傷に至るが、事象発生から 2 時間経過した時点で、常設代替交流電源設備による電源供給を開始し、復水移送ポンプ 2 台を用いた低圧代替注水系(常設)による注水を開始することによって、原子炉圧力容器破損に至ることなく、水位は回復し、炉心は再冠水する。

格納容器内に崩壊熱が蒸気として放出されるため、格納容器の圧力及び温度は徐々に上昇する。格納容器スプレイを間欠的に実施することによって、格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制することができるが、格納容器圧力は上昇を継続し、事象発生から約 25 時間経過した時点で限界圧力に達する。限界圧力到達時点で、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系又は代替格納容器圧力逃がし装置によるベントを実施し、格納容器内雰囲気圧力及び温度を低下させる。ベント実施後においても、溶融炉心からの放熱によって格納容器温度は上昇傾向が継続するが、崩壊熱の減少に伴い、事象発生から約 50 時間経過した時点で低下傾向に転じて、その後は徐々に低下する。格納容器圧力については、ベント実施後、徐々に低下する。

(添付資料 3.1.2, 3, 4)

b. 評価項目等

図 3.1.9 に示すとおり，原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は限界圧力 0.62MPa[gage]を超えることはなく，また，図 3.1.10 に示すとおり，原子炉格納容器バウンダリにかかる温度については，限界温度 200°Cを若干超えるものの，短時間であり，格納容器の健全性に問題はない。

サブプレッション・チェンバのラインを経由した場合の格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置によるベント時の大気中へのCs-137の総放出量は約 $2.5 \times 10^{-3}$ TBqであり，100TBqを下回る。

さらに，サブプレッション・チェンバのラインを経由した場合の耐圧強化ベント系によるベント時の大気中へのCs-137の総放出量は約2.5TBqであり，100TBqを下回る。

図 3.1.5 に示すとおり，低圧代替注水系(常設)による注水継続により炉心が冠水し，炉心の冷却が維持され，格納容器内雰囲気は図 3.1.9, 10 に示すとおり，限界圧力到達時点で，格納容器圧力逃がし装置等による除熱を開始することで安定状態を維持できる。

(添付資料 3.1.5)

3.1.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

追而

3.1.4 必要な要員及び資源の評価

(1) 必要な要員の評価

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において，6号炉及び7号炉同時の重大事故等対策時に必要な要員は，「3.1.1(3)格納容器破損防止対策」に示すとおり29名であり，当直長，当直副長，運転員及び緊急時対策要員の51名で対処可能である。

(2) 必要な資源の評価

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において，必要な水源，燃料及び電源は，「6.1(2)資源の評価条件」の条件にて評価を行い，その結果を以下に示す。

a. 水源

低圧代替注水系(常設)による炉心注水及び代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器スプレイについては，7日間の対応を考慮すると，合計約6,100m<sup>3</sup>の水が必要となる。

復水貯蔵槽及び淡水貯水池で合計約19,700m<sup>3</sup>の水を保有しており，12時間以降に淡水貯水池の水を防火水槽に移送し，防火水槽から可搬型代替注水ポンプによる復水貯蔵槽への給水を行うことで，復水貯蔵槽を枯渇させることなく復水貯蔵槽を水源とした注水が可能と

なることから、7日間の注水継続実施が可能である。なお、復水貯蔵槽への補給の開始を12時間としているが、これは、可搬式設備の使用を12時間以内に使用できなかった場合においても、その他の設備にて重大事故等に対応できるよう設定しているものである。

(添付資料 3.1.6)

#### b. 燃料

常設代替交流電源設備による電源供給については、保守的に事象発生直後からの運転を想定して、7日間の運転継続に約859,320Lの軽油が必要となり、可搬型代替注水ポンプによる復水貯蔵槽への給水については、保守的に事象発生直後からの運転を想定して、7日間の運転継続に約6,048Lの軽油が必要となる。(合計 約871,416L)

軽油タンク及び地下軽油タンクで軽油約1,164,000L(発電所内で軽油約5,344,000L)の使用が可能であることから、常設代替交流電源設備による電源供給、可搬型代替注水ポンプによる復水貯蔵槽への給水について、7日間の継続が可能である。

(添付資料 3.1.7)

#### c. 電源

常設代替交流電源設備の電源負荷については、重大事故対策等に必要な負荷として、6号炉で約767kW、7号炉で約758kW必要となるが、給電容量である3,600kW未満となることから、必要負荷に対しての電源供給が可能である。

(添付資料 3.1.8)

### 3.1.5 結論

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」では、格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材や溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気、金属-水反応等によって発生した非凝縮性ガス等が蓄積することが特徴である。格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」に対する格納容器破損防止対策としては、低圧代替注水系(常設)を用いた原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系を用いた格納容器冷却、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系又は代替格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器除熱を整備している。

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シーケンス「大LOCA+注水機能喪失+全交流動力電源喪失」について有効性評価を行った。

上記の場合においても、低圧代替注水系(常設)を用いた原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系を用いた格納容器冷却、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系又は代

替格納容器圧力逃がし装置を用いた格納容器除熱を実施することにより、原子炉格納容器雰囲気冷却及び除熱が可能である。

その結果、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度、放射性物質の総放出量は、評価項目を満足している。また、長期的に損傷炉心冷却及び原子炉格納容器の安定状態を維持できる。

重大事故等対策時に必要な要員は、当直長、当直副長、運転員及び緊急時対策要員にて対処可能である。また、必要な水源、燃料及び電源を供給可能である。

以上のことから、格納容器破損防止対策は、選定した評価事故シーケンスに対して有効であることが確認でき、格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」に対して有効である。

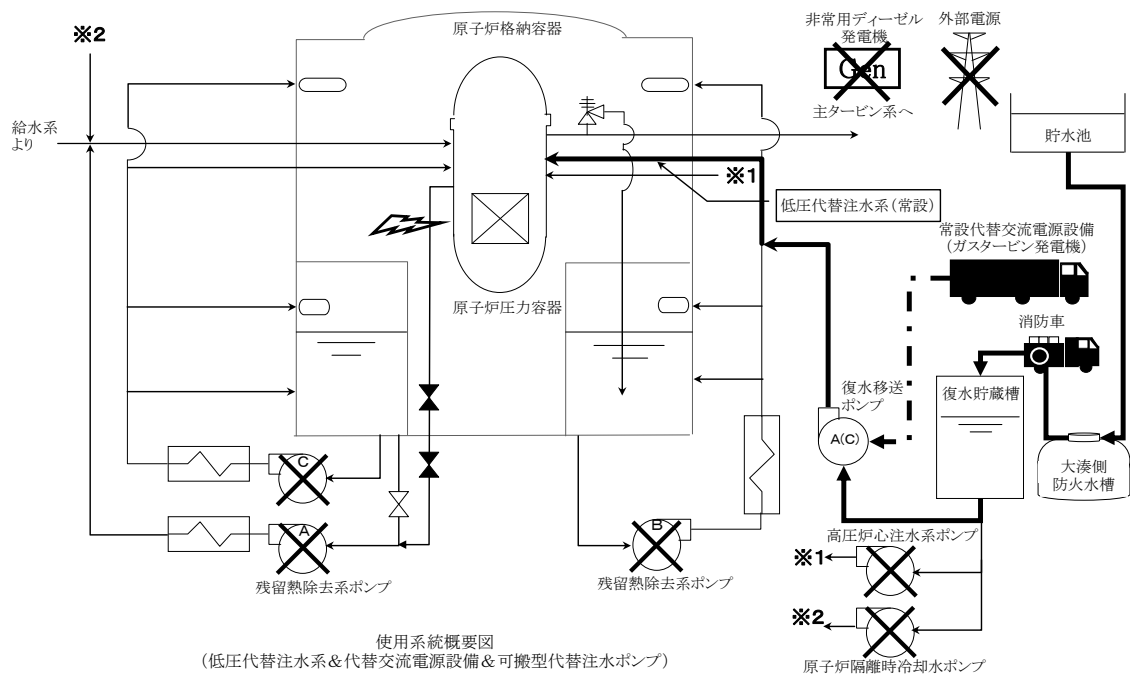


図 3.1.1 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」時の使用系統概要(1/2)

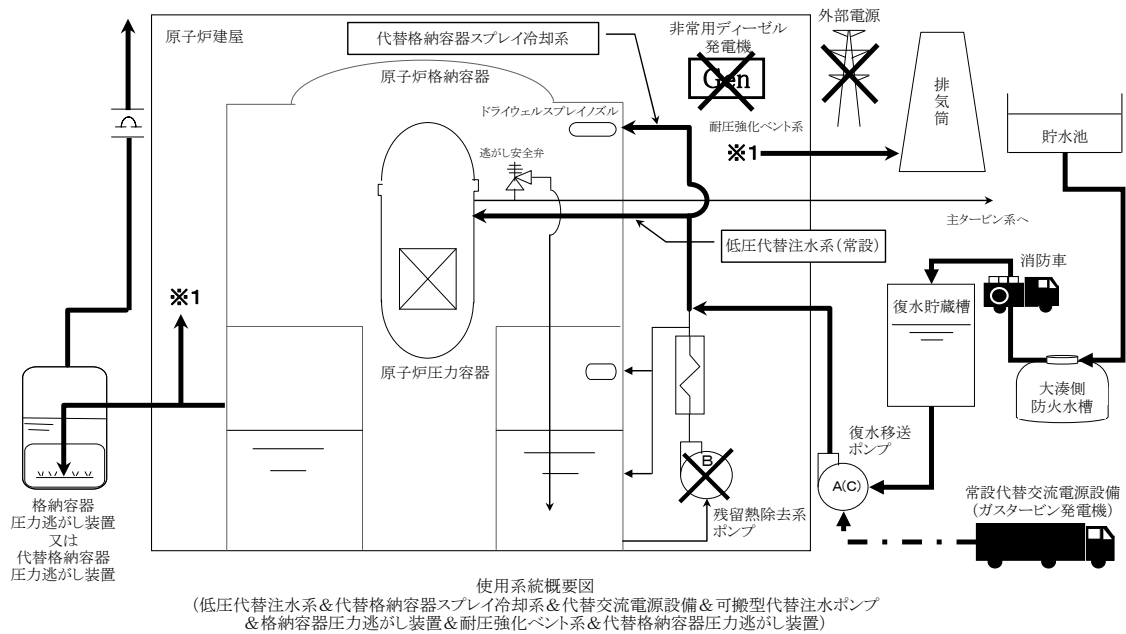


図 3.1.2 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」時の使用系統概要(2/2)



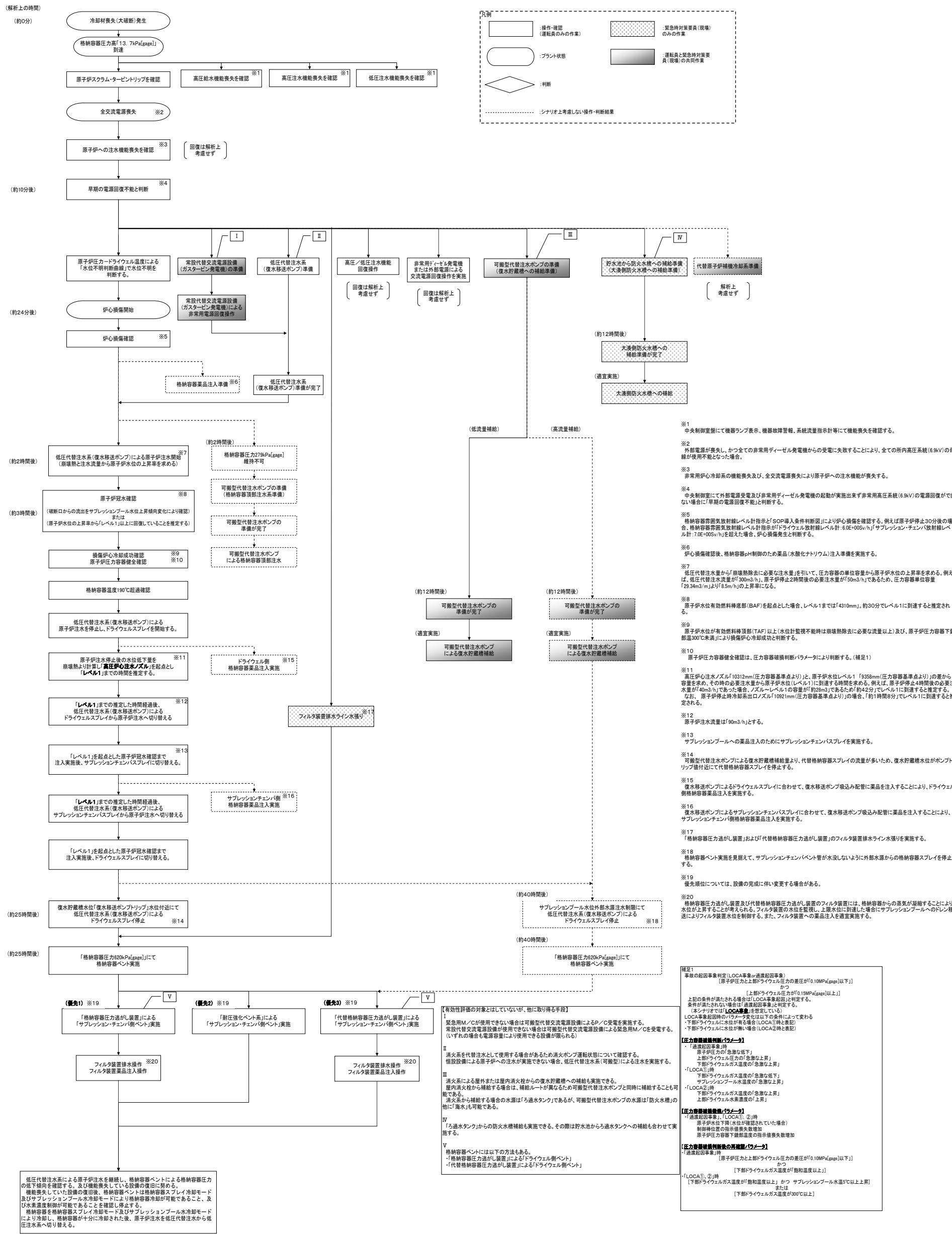


図 3.1.3 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」時の対応手順の概要

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間(分)												備考
	運転員(中操)		運転員(現場)		緊急時対策要員(現場)			10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 原子炉スクラム プラント状況判断 約24分 炉心損傷開始 約25分 原子炉注水開始												
状況判断	2人 A,B	2人 a,b	-	-	-	-	・冷却材喪失(大破断)確認 ・原子炉スクラム・タービントリップ確認 ・全交流電源喪失確認 ・原子炉注水機能喪失確認	10分												
交流電源回復操作(解析上考慮せず)	-	-	-	-	-	-	非常用ディーゼル発電機 機能回復 外部電源 回復													対応可能な要員により、対応する
高圧/低圧注水機能喪失調査、復旧操作(解析上考慮せず)	-	-	-	-	-	-	・給水系、原子炉隔離時冷却系、高圧炉心注水系、低圧注水系 機能回復													対応可能な要員により、対応する
常設代替交流電源設備準備操作	(2人) A,B	(2人) a,b	-	-	-	-	・受電前準備(中操)	20分												
	-	-	2人 E,F	2人 e,f	-	-	・現場移動 ・受電前準備(現場)	50分												
	-	-	-	-	6人 ↓ (2人)		・現場移動 ・ガスタービン発電機健全性確認 ・緊急用M/C健全性確認 ・ガスタービン発電機給電準備 ・緊急用M/C給電準備 ・ガスタービン発電機起動 ・緊急用M/C遮断器投入	20分	10分	20分										
	-	-	-	-	(2人)		・ガスタービン発電機 運転状態監視	適時実施												
常設代替交流電源設備からの受電操作	(1人) B	(1人) b	-	-	-	-	・M/C受電確認	10分												
	-	-	(2人) E,F	(2人) e,f	-	-	・M/C 受電 ・MCC 受電	10分												
低圧代替注水系(常設)準備操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・復水移送ポンプ起動/運転確認 ・低圧代替注水系ラインアップ ・現場移動 ・低圧代替注水系 現場ラインアップ ※復水貯蔵槽配管ライン切替	20分												

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間(時間)												備考	
	運転員(中操)		運転員(現場)		緊急時対策要員(現場)			2	4	6	8	10	12	14	20	22	24	26	30		
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 約24分 炉心損傷開始 約2時間 原子炉注水開始 約3時間 炉心冠水確認 約25時間 格納容器圧力 限界圧力到達													
低圧代替注水系(常設)注水操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・低圧注水系 注水弁操作	炉心冠水後は、適宜原子炉注水と格納容器スプレいの切り替えを繰り返し実施													
代替格納容器スプレイ操作(格納容器薬品注入を含む)	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・低圧注水系 スプレイ弁操作 ・スプレイに合わせた薬品注入	適宜原子炉注水と格納容器スプレいの切り替えを繰り返し実施 最初の格納容器スプレイに合わせて格納容器薬品注入を実施												格納容器薬品注入操作は中央制御室から操作する方針	
消防車による防火水槽から復水貯蔵槽への補給	-	-	-	-	2人 ※1、※2	2人 ※1、※2	・消防車による復水貯蔵槽への注水準備 (消防車移動、ホース敷設(防火水槽から消防車、消防車から接続口)、ホース接続)	60分													
	-	-	-	-	※1 (1人)	※1 (1人)	・消防車による復水貯蔵槽への補給	継続実施												現場確認中断(一時退避中) 格納容器ベント前に待避準備及び待避を実施する	
貯水池から大漢側防火水槽への補給	-	-	-	-	2人 ※3		・現場移動 ・貯水池～防火水槽への系統構成、ホース水張り ・貯水池から防火水槽への補給	90分													
格納容器ベント準備操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・ベント準備	10分													
	-	-	2人 C,D	2人 c,d	-	-	・ベント準備(隔離弁FOO1作動用ポンペ元弁開)	20分												格納容器ベント前に第2待避所へ待避準備及び待避を実施する	
	-	-	-	-	※2、※3 (2人)	※2、※3 (2人)	・フィルタ装置水位調整準備(排水ライン水張り)	(60分)												格納容器ベント前に待避準備及び待避を実施する	
格納容器ベント操作	(1人) A	(1人) a	-	-	↓ (2人)	↓ (2人)	・格納容器ベント操作 ・ベント状態監視	格納容器ベント操作後、適宜ベント状態監視												格納容器ベント操作後第1待避所へ待避し、ベント状態を監視する。	
	-	-	-	-	(2人)	(2人)	・フィルタ装置水位調整	適宜実施												中操からの連絡を受けて現場操作を実施する	
燃料供給準備	-	-	-	-	2人		・軽油タンクからタンクローリーへの補給	90分												タンクローリー残量に応じて適宜軽油タンクから補給	
燃料給油作業	-	-	-	-	2人		・消防車への給油	継続実施												作業中断(一時退避中) 格納容器ベント前に待避準備及び待避を実施する 一時待避前に燃料が枯渇しないように補給する	
必要人員数 合計	2人 A,B	2人 a,b	4人 C,D,E,F	4人 c,d,e,f	14人																

( )内の数字は他の作業終了後、移動して対応する人員数。

図 3.1.4 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」時の作業と所要時間

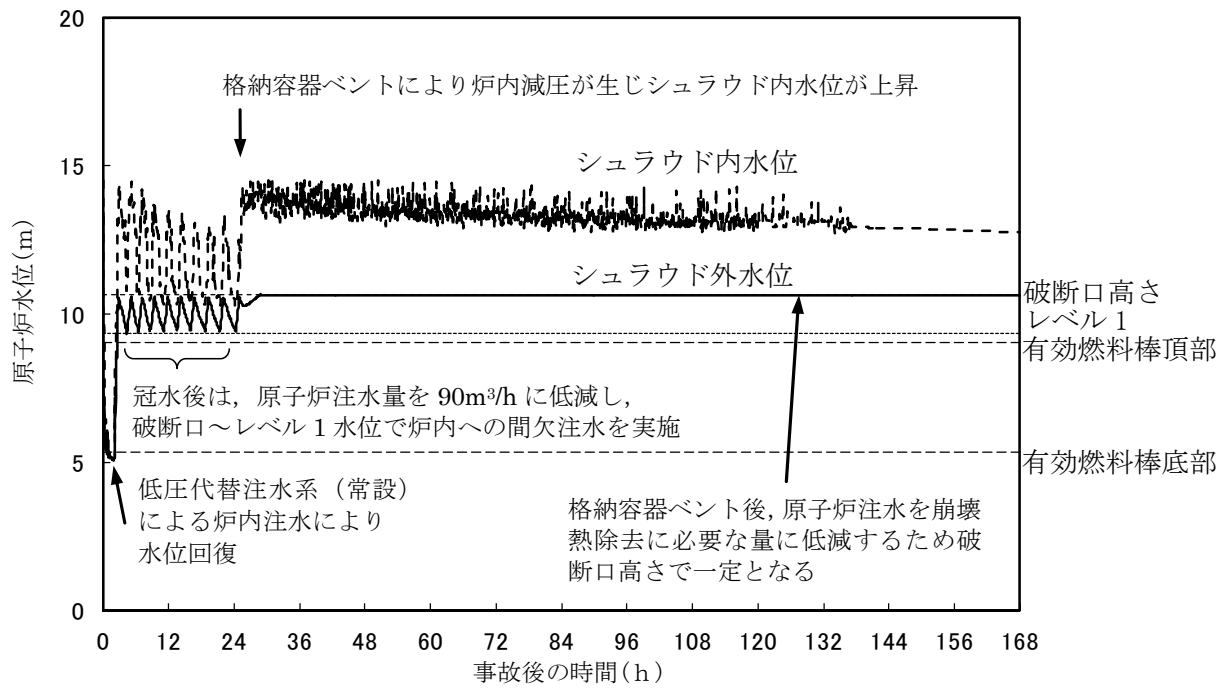


図 3.1.5 原子炉水位(シュラウド内外水位)の推移

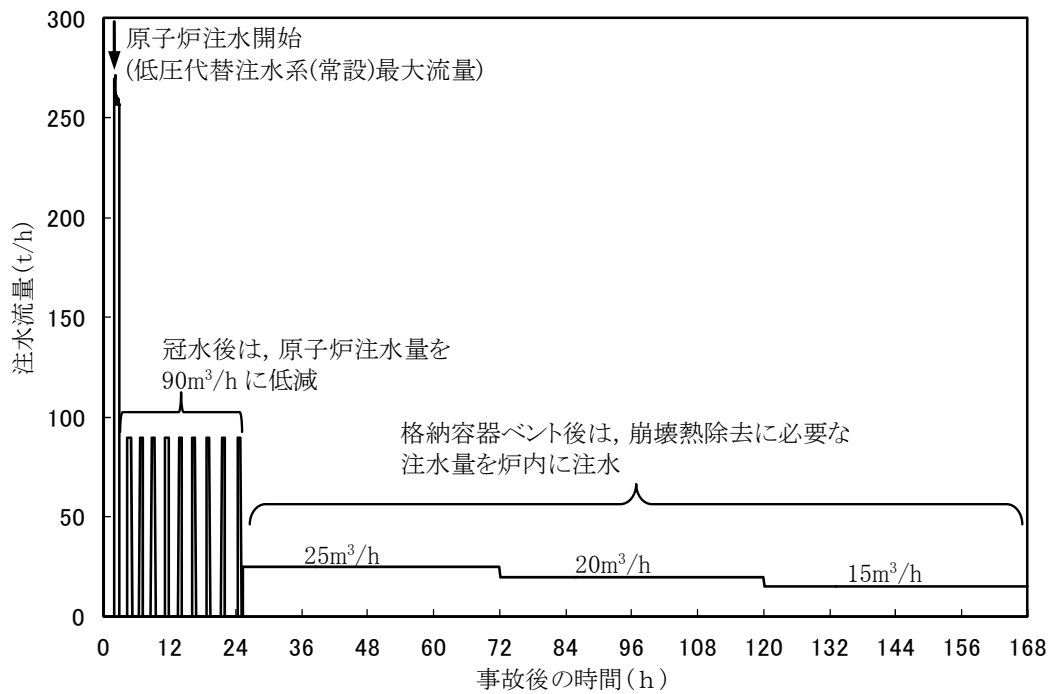


図 3.1.6 注水流量の推移

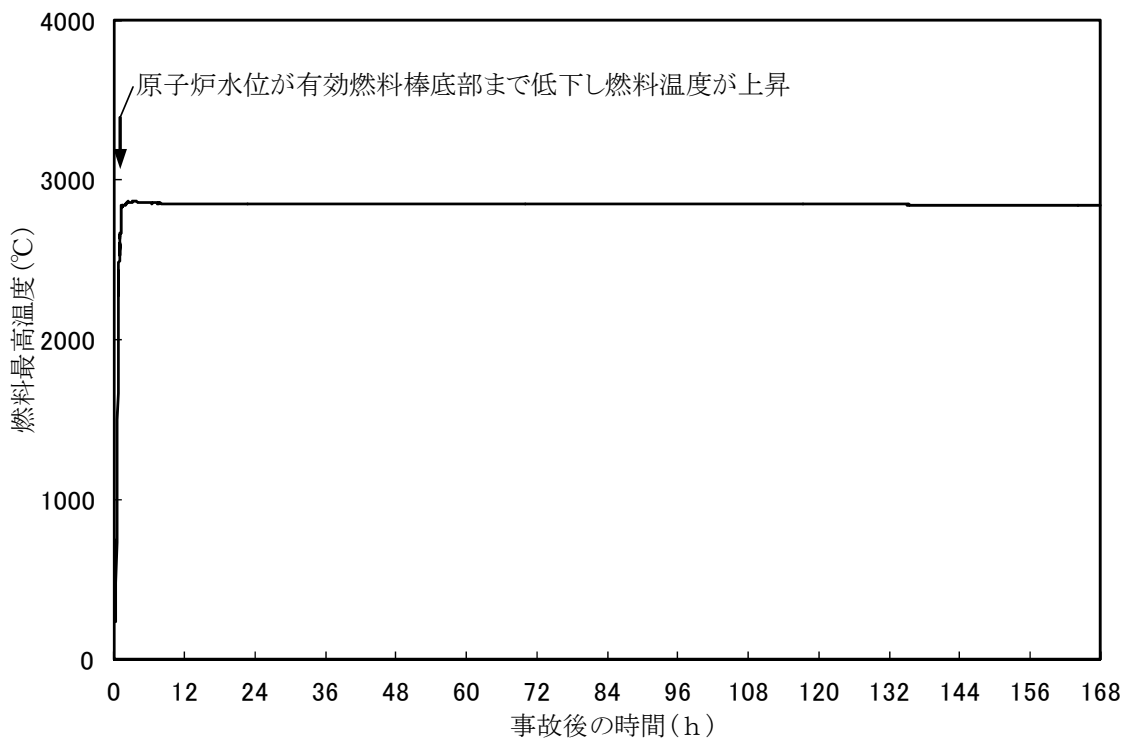
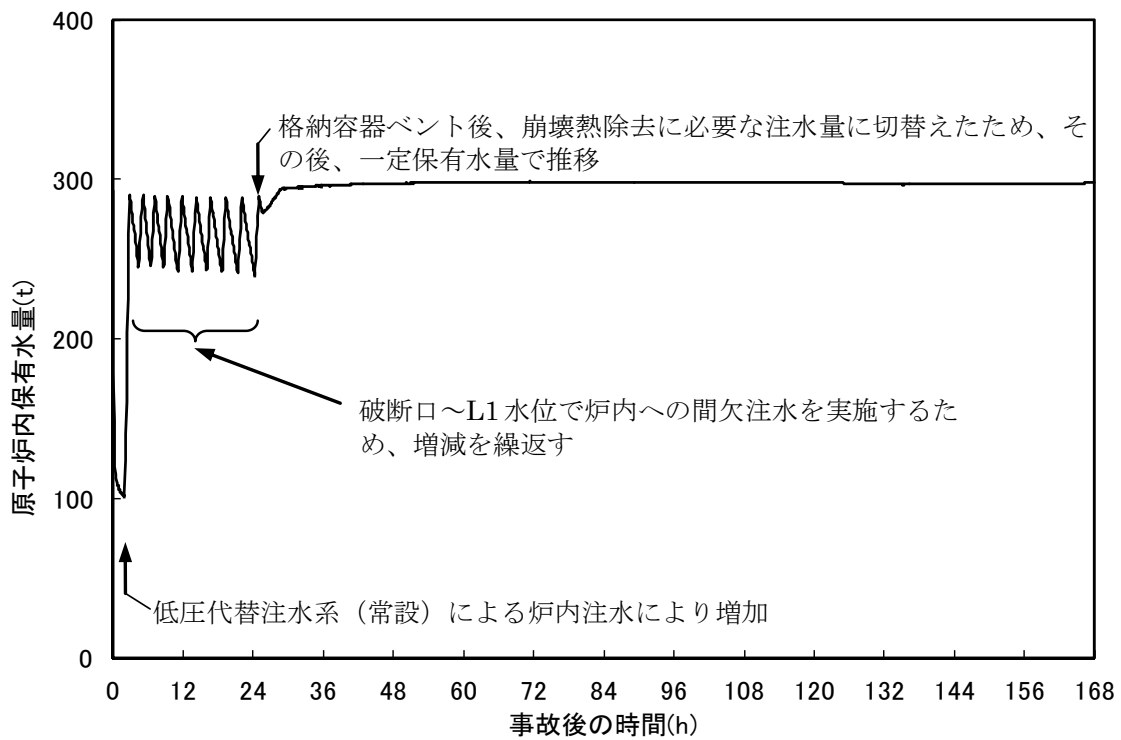


図 3.1.8 燃料最高温度の推移

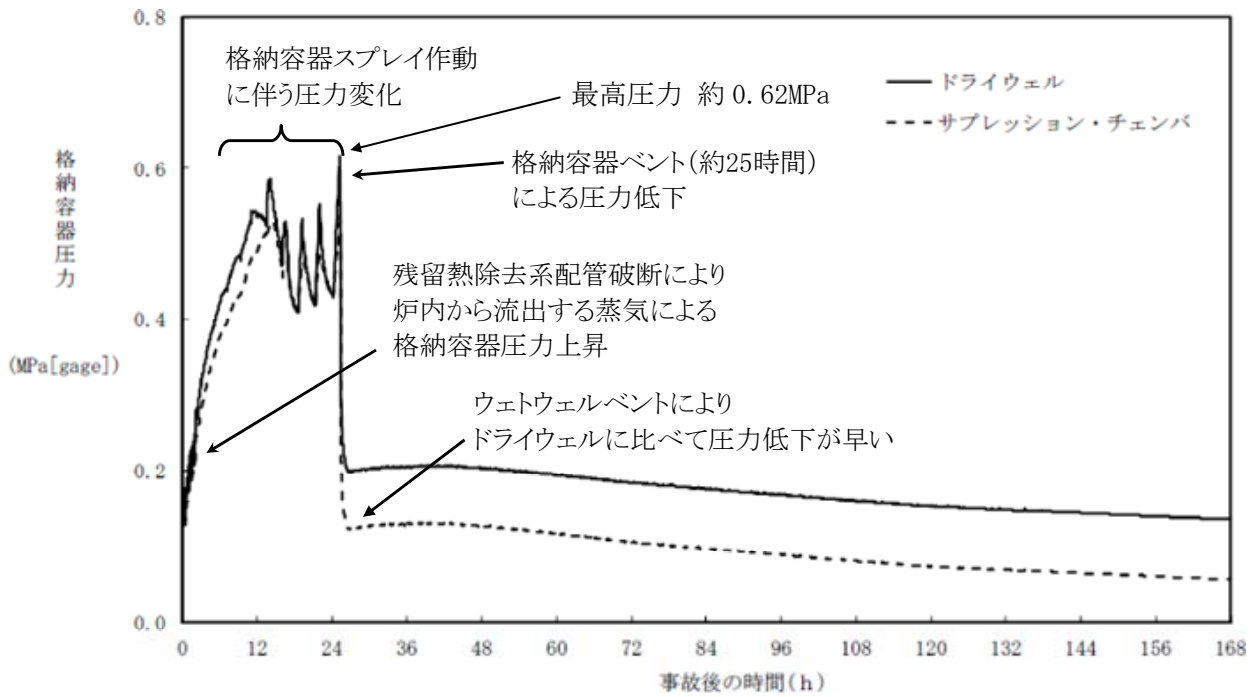


図 3.1.9 格納容器圧力の推移

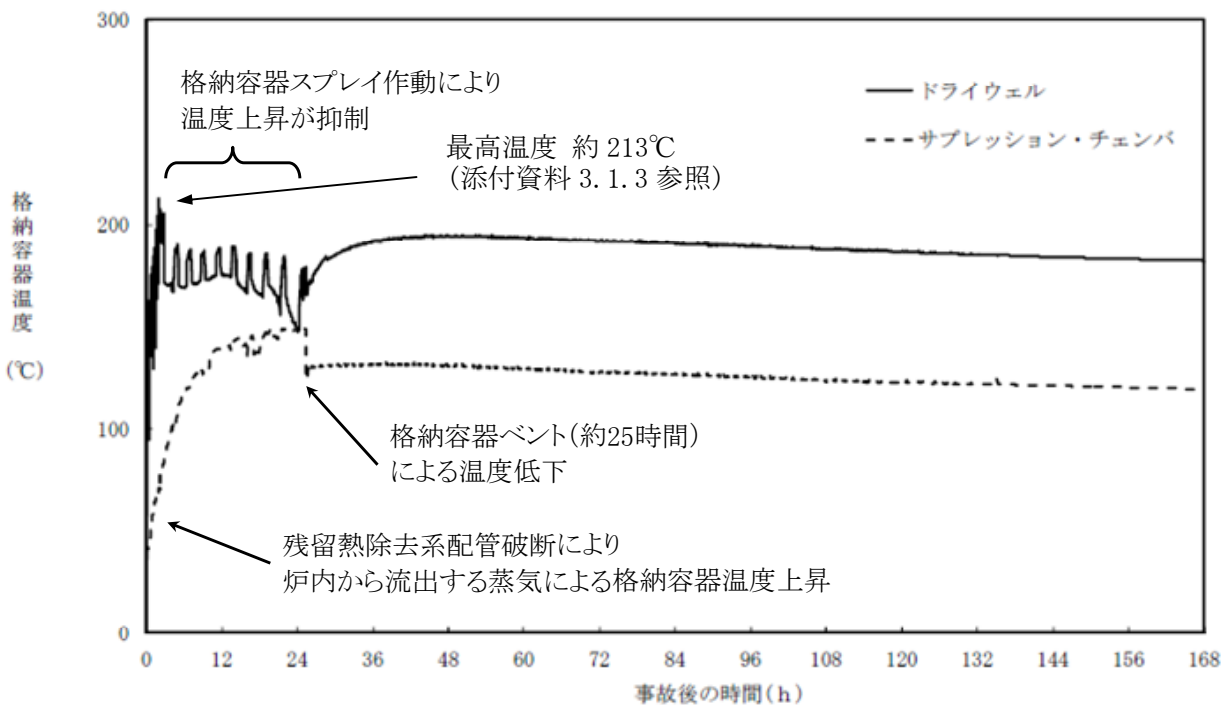


図 3.1.10 格納容器気相部の温度の推移

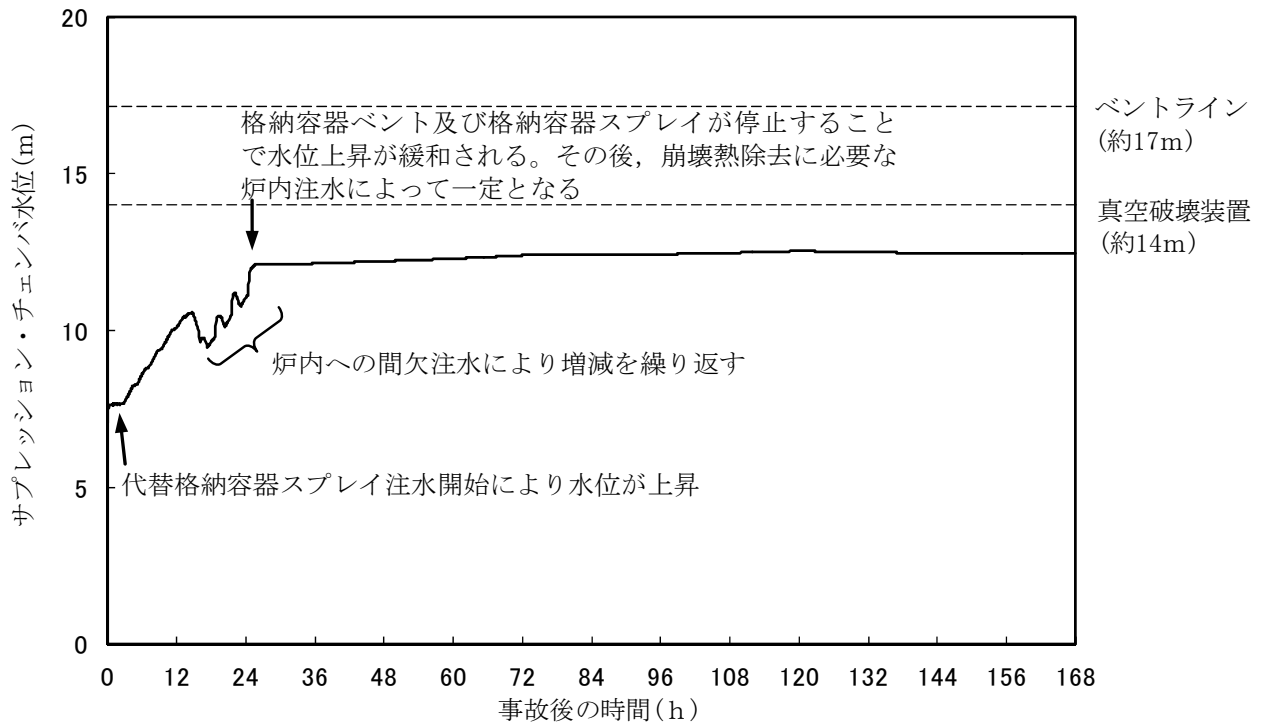


図 3.1.11 サプレッション・チェンバ水位の推移

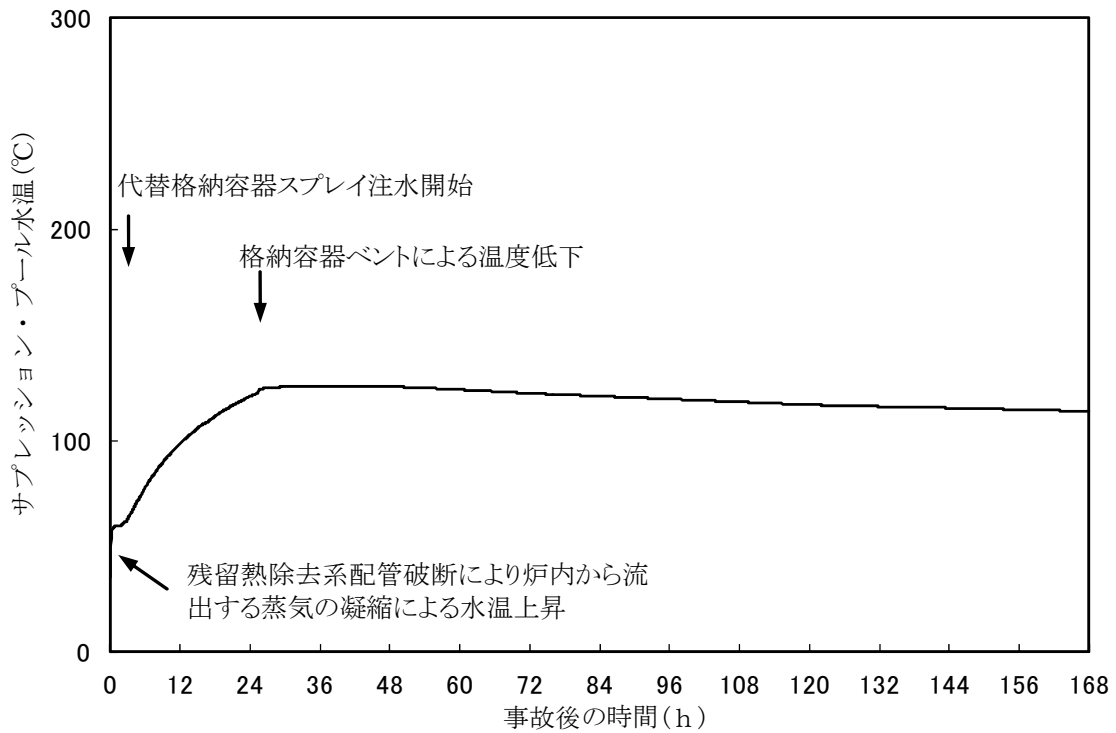


図 3.1.12 サプレッション・プール水温の推移

表 3.1.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時における重大事故等対策について

判断及び操作	操作	有効性評価上期待する重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬設備	計装設備
原子炉スクラム確認	大規模な LOCA により格納容器圧力が急激に上昇し、格納容器圧力高にて原子炉スクラムすることを確認する。	—	—	平均出力領域モニタ
非常用炉心冷却系機能喪失確認	格納容器圧力高信号により非常用炉心冷却系の起動信号が発生するが、非常用炉心冷却系が機能喪失することを確認する。	—	—	原子炉隔離時冷却系系統流量計 高圧炉心注水系統流量計 残留熱除去系系統流量計
炉心損傷確認	大破断 LOCA 時に非常用炉心冷却系の機能及び全交流動力電源が喪失するため、原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを確認する。	—	—	格納容器内雰囲気放射線レベル計
低圧代替注水系(常設)による原子炉水位回復確認	常設代替交流電源設備による交流電源供給後、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を開始する。	常設代替交流電源設備 復水移送ポンプ	—	復水補給水系流量計(原子炉圧力容器)
代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却確認	格納容器温度が「190℃」に到達した場合、原子炉冠水を確認後、代替格納容器スプレイ冷却系により格納容器冷却を実施する。 原子炉を冠水維持できる範囲で、原子炉注水と格納容器スプレイを交互に実施する。	復水移送ポンプ	—	格納容器内圧力計 復水補給水系流量計(原子炉格納容器)
格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱確認	格納容器圧力が「0.62MPa[gage]」に到達した場合、格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱を実施する。	格納容器圧力逃がし装置 耐圧強化ベント系 代替格納容器圧力逃がし装置※	—	格納容器内圧力計 格納容器圧力逃がし装置放射線レベル計 耐圧強化ベント系放射線レベル計 代替格納容器圧力逃がし装置放射線レベル計 サブプレッション・チェンバ・プール水位計

※ 更なる信頼性向上の観点から格納容器圧力逃がし装置と同等の機能を有する代替格納容器逃がし装置を設置する予定

表 3.1.2 主要解析条件(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))(1/4)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉熱出力	3,926MWt	定格原子炉熱出力として設定
	初期原子炉圧力	7.07MPa[gage]	定格原子炉圧力として設定
	初期原子炉水位	通常水位	通常運転時原子炉水位として設定
	炉心流量	52,200t/h	定格流量として設定
	炉心入口温度	約 278℃	—
	炉心入口サブクール度	約 10℃	—
	燃料	9×9 燃料(A 型)	—
	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 (燃焼度 33GWd/t)	定常偏差を考慮し、サイクル末期の燃焼度に 10%の保守性を考慮
	格納容器容積(ドライウエル)	7,350m <sup>3</sup>	内部機器, 構造物体積を除く全体積
	格納容器容積(ウェットウエル)	空間部: 5,960m <sup>3</sup> 液相部: 3,580m <sup>3</sup>	必要最小空間部体積 必要最小プール水量
	真空破壊装置	3.43kPa (ドライウエルーサブプレッション・チェンバ間差圧)	—
	サブプレッションプール水位	7.05m(NWL)	通常運転時のサブプレッションプール水位として設定
	サブプレッションプール水温	35℃	通常運転時のサブプレッションプール水温の上限値として設定
	格納容器圧力	5kPa	通常運転時の格納容器圧力として設定
	格納容器温度	57℃	通常運転時の格納容器温度として設定
外部水源の温度	32℃	通常運転時の復水貯蔵槽温度として設定	



表 3.1.2 主要解析条件(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))(2/4)

	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
事故条件	起因事象	大破断 LOCA 残留熱除去系の吸込配管の破断	原子炉内の保有水量が厳しい箇所として設定
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高圧注水機能及び低圧注水機能喪失	全ての非常用ディーゼル発電機の機能喪失を想定し、設定 高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を、低圧注水機能として低圧注水系の機能喪失を設定
	外部電源	外部電源なし	外部電源が喪失するものとして設定

表 3.1.2 主要解析条件(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))(3/4)

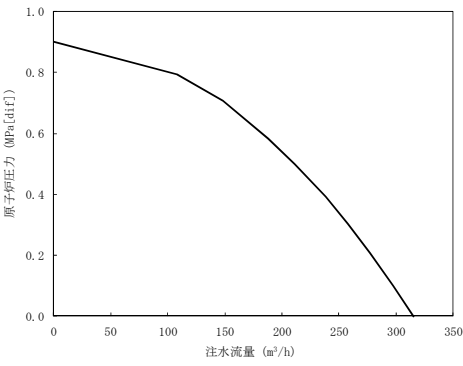
項目	主要解析条件	条件設定の考え方
原子炉スクラム信号	応答時間：0.05 秒	安全保護系の遅れ時間を考慮した応答時間を設定
重大事故等対策に関連する機器条件	最大 300m <sup>3</sup> /h で注水，その後は炉心を冠水維持するよう注水	設計値に注入配管の流路抵抗等を考慮した値として設定  
	130m <sup>3</sup> /h にてスプレイ	格納容器雰囲気温度及び圧力抑制に必要なスプレイ流量を考慮し，設定
	格納容器圧力逃がし装置等	18.6kg/s の流量にて除熱
		—

表 3.1.2 主要解析条件(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))(4/4)

	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する操作条件	常設代替交流電源設備からの受電	事象発生2時間後	運転操作手順書, 訓練実績を踏まえて設定
	低圧代替注水系(常設)起動操作	事象発生2時間後	運転操作手順書, 訓練実績を踏まえて設定
	代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却	炉心冠水後, 格納容器温度が「190℃」到達時	運転操作手順書を踏まえて設定
	格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱操作	格納容器圧力が「0.62MPa[gage]」到達時	運転操作手順書を踏まえて設定

雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時における Cs-137 放出量評価について

雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時における Cs-137 の放出量は以下の通りとなる。

なお、Cs-137 の炉内内蔵量の評価の前提条件を表 1 に示す。

(1) Cs-137 の放出量(TBq)の算出

Cs-137 の放出量は、以下の式により算出される。

$$\text{大気中への Cs-137 の放出量(Bq)} = f_{\text{Cs}} \times Bq_{\text{Cs-137}} \times (1/DF) \quad \dots \dots (1)$$

一方、格納容器からのセシウムの放出割合( $f_{\text{Cs}}$ )は、CsI 及び CsOH の放出割合より、以下の式により算出される。

$$f_{\text{Cs}} = (M_{\text{CsI}} + M_{\text{CsOH}}) / M_{\text{Cs}} \quad \dots \dots (2)$$

$$M_{\text{CsI}} = W_{\text{Cs}} \times (M_{\text{I}} / W_{\text{I}}) \times f_{\text{CsI}} \quad \dots \dots (3)$$

$$M_{\text{CsOH}} = (M_{\text{Cs}} - W_{\text{Cs}} \times (M_{\text{I}} / W_{\text{I}})) \times f_{\text{CsOH}} \quad \dots \dots (4)$$

(2)～(4)式より

$$f_{\text{Cs}} = f_{\text{CsOH}} + (M_{\text{I}} / M_{\text{Cs}}) \times (W_{\text{Cs}} / W_{\text{I}}) \times (f_{\text{CsI}} - f_{\text{CsOH}}) \quad \dots \dots (5)$$

$f_{\text{Cs}}$  : 格納容器からのセシウムの放出割合

$f_{\text{CsI}}$  : 格納容器からの CsI の放出割合 =  $5.65 \times 10^{-6}$

$f_{\text{CsOH}}$  : 格納容器からの CsOH の放出割合 =  $4.57 \times 10^{-6}$

$M_{\text{CsI}}$  : CsI に含まれる Cs 量

$M_{\text{CsOH}}$  : CsOH に含まれる Cs 量

$M_{\text{I}}$  : ヨウ素の初期重量 = 29.1 kg

$M_{\text{Cs}}$  : セシウムの初期重量 = 382.9 kg

$W_{\text{I}}$  : ヨウ素の分子量 = 131 (kg/kmol)

$W_{\text{Cs}}$  : セシウムの分子量 = 133 (kg/kmol)

$Bq_{\text{Cs137}}$  : Cs-137 の炉内内蔵量(Bq) =  $5.2 \times 10^{17}$

DF : 格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置の除染係数 = 1000

(2) 計算結果

格納容器圧力逃がし装置又は代替格納容器圧力逃がし装置を用いた場合のCs-137の放出量は(1)，(5)式より以下のとおりとなる。

$$f_{Cs} = f_{Cs0H} + (M_I / M_{Cs}) \times (W_{Cs} / W_I) \times (f_{CsI} - f_{Cs0H})$$

$$\begin{aligned} f_{Cs} &= 4.57 \times 10^{-6} + (29.1 / 382.9) \times (133 / 131) \times (5.65 \times 10^{-6} - 4.57 \times 10^{-6}) \\ &= 4.65 \times 10^{-6} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Cs-137 の放出量(Bq)} &= f_{Cs} \times Bq_{Cs-137} \times (1/DF) \\ &= 4.65 \times 10^{-6} \times 5.2 \times 10^{17} \times (1/1000) \\ &= \text{約 } 2.5 \times 10^{-3} \text{ TBq} \end{aligned}$$

一方，耐圧強化ベント系を用いた場合のCs-137の放出量は，以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned} \text{Cs-137 の放出量(Bq)} &= f_{Cs} \times Bq_{Cs-137} \\ &= 4.65 \times 10^{-6} \times 5.2 \times 10^{17} \\ &= \text{約 } 2.5 \text{ TBq} \end{aligned}$$

表1 Cs-137の炉内内蔵量の評価の前提条件

項目	値	設定根拠
運転時間(h)	1 サイクル：10000h (416日) 2 サイクル：20000h 3 サイクル：30000h 4 サイクル：40000h 5 サイクル：50000h	1 サイクル13ヶ月(395日)を考慮して，燃料の最高取出燃焼度に余裕を持たせ長めに設定
取替炉心の燃料装荷割合	1 サイクル：0.229 (200体) 2 サイクル：0.229 (200体) 3 サイクル：0.229 (200体) 4 サイクル：0.229 (200体) 5 サイクル：0.084 (72体)	取替炉心の燃料装荷割合に基づく (ABWRの値を用いて，炉心内蔵量を計算し，熱出力3926MWで規格化する。)

## 復水貯蔵槽への補給水量とウェットウェルベント実施時間について

## 1. はじめに

柏崎刈羽 6/7 号炉の有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の事故シーケンスにおいては、事象発生後約 25 時間に復水貯蔵槽の水位が復水移送ポンプトリップの水位付近に到達することから、格納容器スプレイを停止し、その後格納容器ベントを実施することとしている。

ただし、評価においては復水貯蔵槽への補給の開始時間は可搬式設備の使用を 12 時間以内にできなかった場合においても、その他設備にて対応できるよう事故後 12 時間以降としているが、実際にはより早い段階での補給が可能であること、また、補給水量を増加させることで、格納容器スプレイをさらに長期に渡って実施することが可能であり、格納容器ベントの時間は現行の評価より延長することが可能である。

ここでは、復水貯蔵槽への補給水量を増加させた場合の格納容器ベントの時間について評価を行う。

## 2. 復水貯蔵槽への補給水量を増加させた場合の格納容器ベントの時間について

図 1 に淡水貯水池から復水貯蔵槽への補給ラインの概略図を示す。図 1 の高流量ラインを用いることにより、補給水量を  $130\text{m}^3/\text{h}$  とすることができ、図 2 に示すとおり、復水貯蔵槽の水量を長期的に維持することができる。

図 3, 4, 5 に「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の事故シーケンスにおいて、復水貯蔵槽への十分な水補給がなされ、格納容器スプレイが継続された場合の格納容器圧力、温度、サプレッション・チェンバ水位の推移を示す。格納容器スプレイは、ベント後のサプレッション・チェンバ水位が「ベントライン-1m」を超えないよう停止する。格納容器スプレイ停止後、格納容器圧力は約 40 時間後に限界圧力(0.62MPa)に到達するため、格納容器ベントを実施する。

## 3. まとめ

復水貯蔵槽への補給量を増加させることで、復水貯蔵槽の水量を確保することができ、格納容器スプレイの運転を継続することが可能である。これにより、格納容器ベントの実施は、事象発生後約 40 時間まで延長できる。

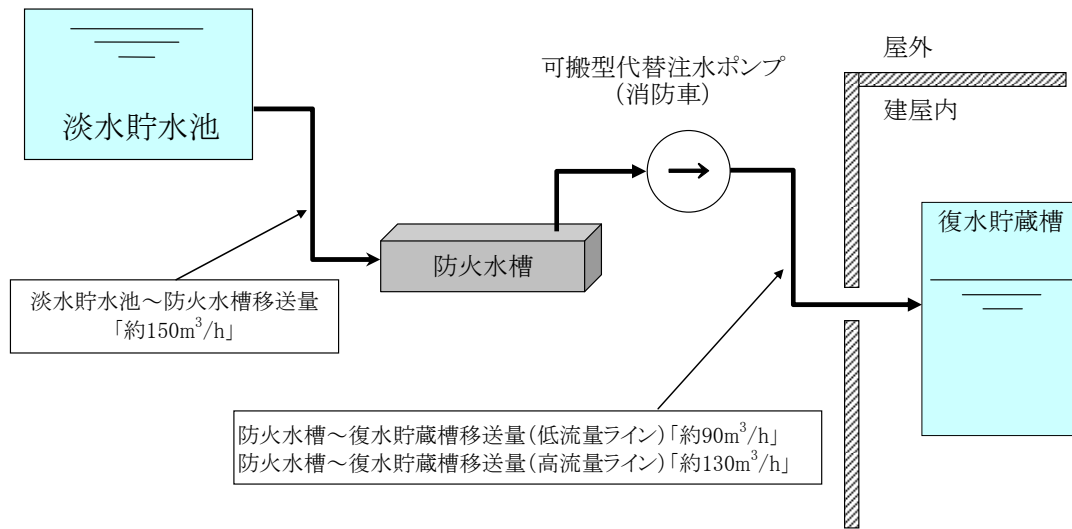


図 1 : 淡水貯水池から復水貯蔵槽への水補給ラインの概略図

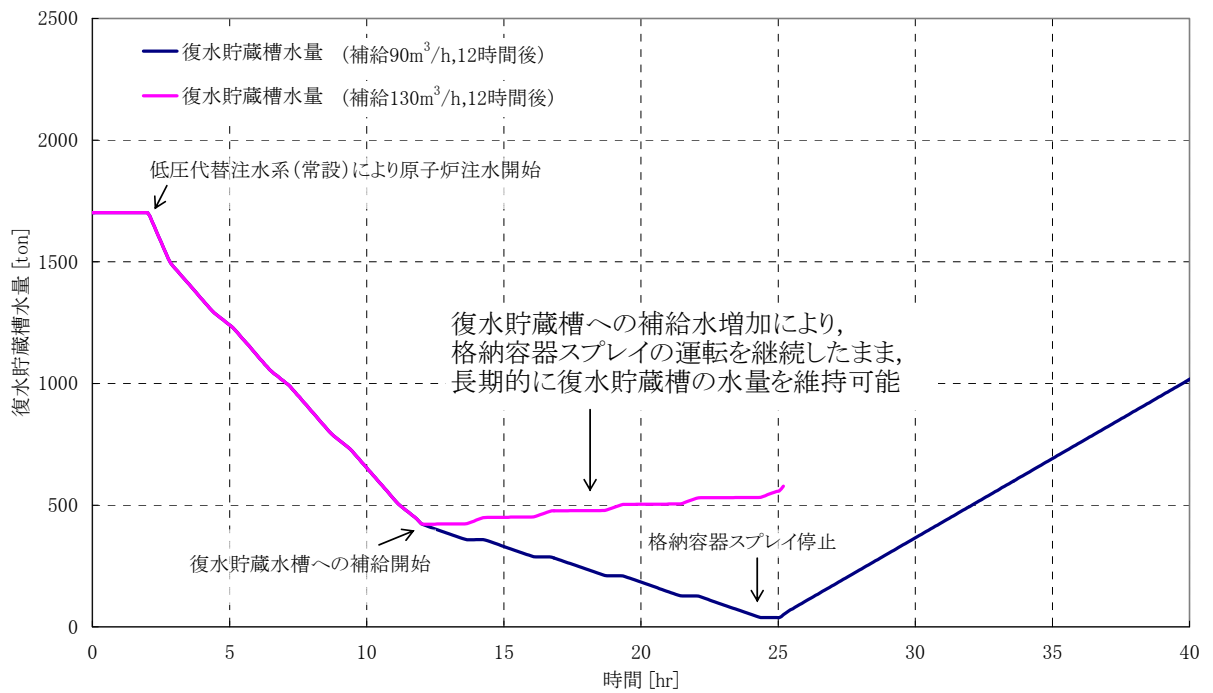


図 2 : 復水貯蔵槽の補給水量に応じた水量の変化

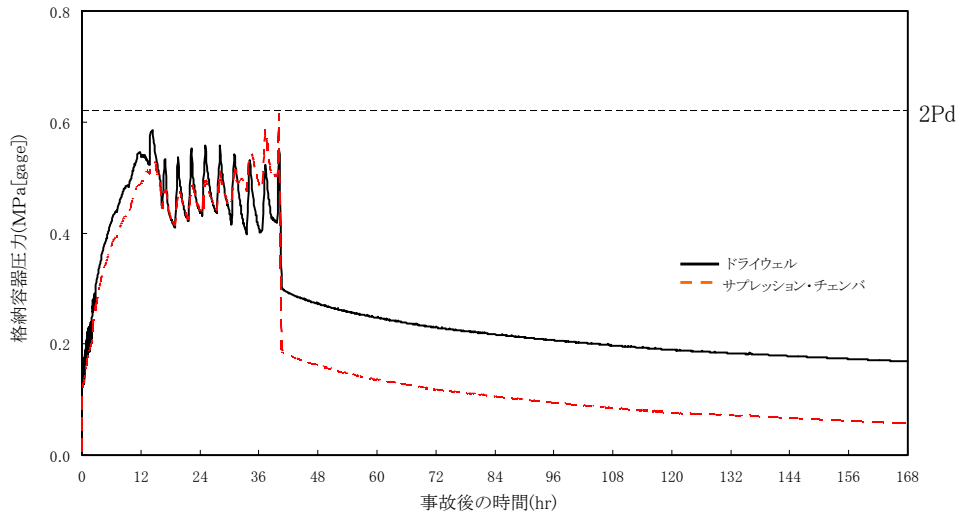


図 3 : 格納容器内圧力の時間変化

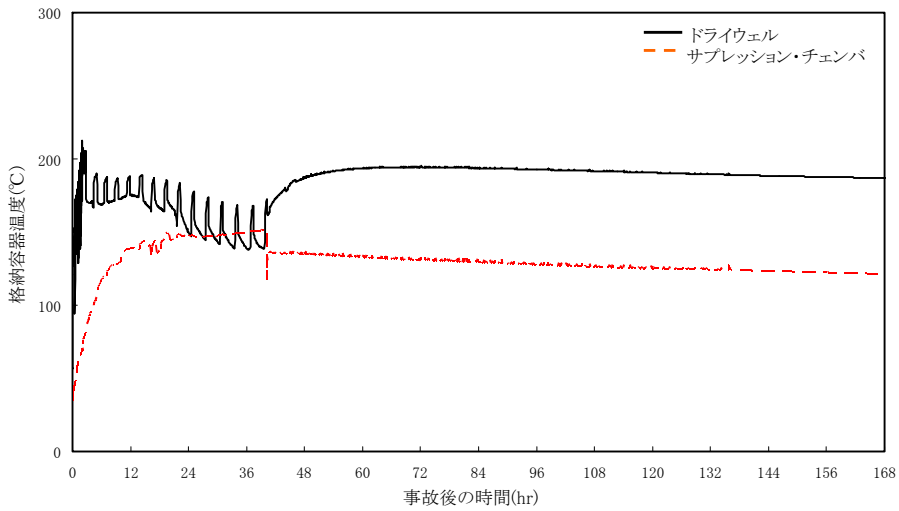


図 4 : 格納容器内温度の時間変化

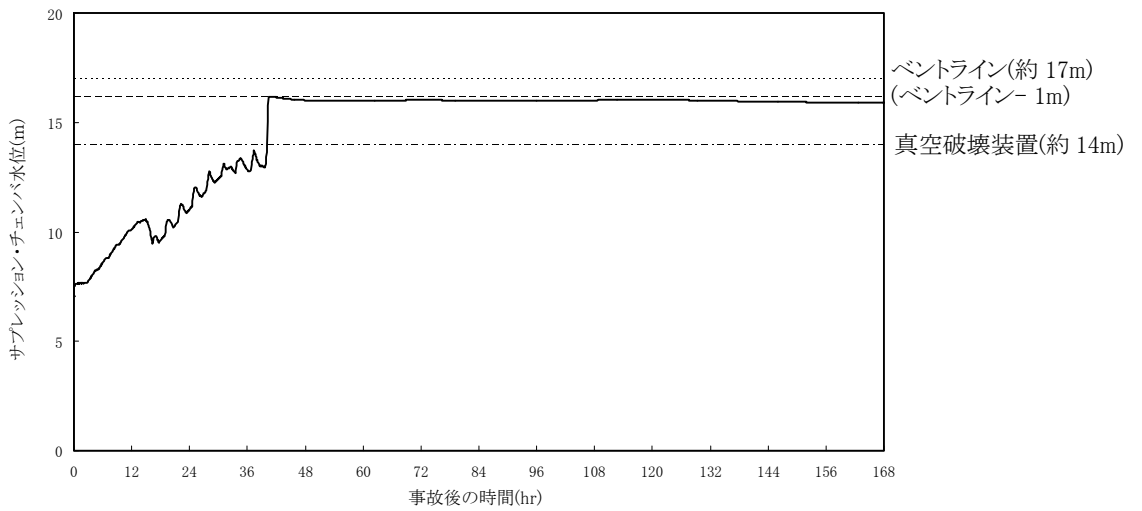


図 5 : サブプレッション・チェンバ水位の時間変化



格納容器気相部の温度が格納容器の健全性に与える影響について  
(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

## 1.はじめに

有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において、格納容器気相部の温度は、一時的に格納容器限界温度の 200℃を超える評価となっている。ここでは、これが格納容器の健全性に与える影響について考察する。

## 2.格納容器の健全性に与える影響について

「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」における、格納容器の気相部と壁面温度の時間推移を図1に示す。

事象開始後、破断口から流出する蒸気により、格納容器の気相部温度が上昇し、格納容器スプレイの間欠的な実施により、温度上昇は抑制されるものの、一時的に 200℃以上に到達する評価となる。

格納容器温度によって健全性への影響を受ける部位としては、フランジ部等に用いられているシール材であると考えられる。シール材は格納容器壁面温度に近い雰囲気に曝されるため、図1に示すとおり、気相部温度が一時的に 200℃を超えたとしてもシール材温度が 200℃に到達することはない。シール材については「柏崎刈羽原子力発電所 6号及び7号炉 格納容器限界温度・圧力に関する評価結果」によって健全性が確認されているため、格納容器の健全性に問題はない。

## 3.まとめ

格納容器気相部の温度は 200℃を若干超えるものの、壁面温度は格納容器限界温度の 200℃以上には到達しない。このため、格納容器の健全性に問題はない。

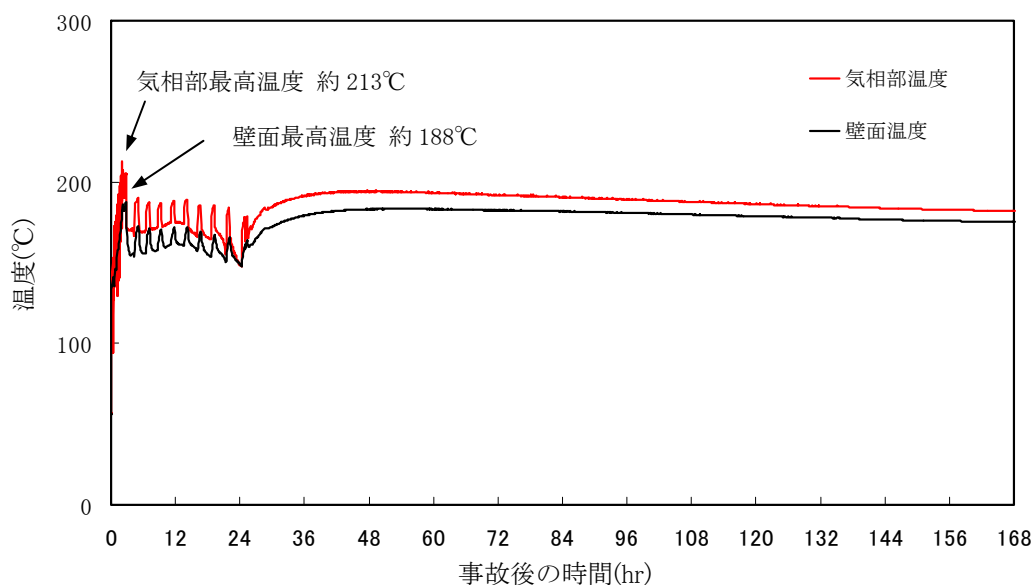


図1 格納容器気相部と壁面温度の推移

雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)における  
炉心の損傷状態及び損傷炉心の位置について

1.はじめに

有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シナリオでは、事象発生後約 0.4 時間後に炉心損傷に至り、約 2 時間後からの低圧代替注水系(常設)による注水により、炉心は再冠水される。上記により、炉心は下部プレナム部に移行することなく、原子炉圧力容器内に保持される。ここでは、本事象における炉心の損傷状態及び損傷炉心の位置について評価結果を示す。

2.評価結果

(1) 炉心の損傷状態

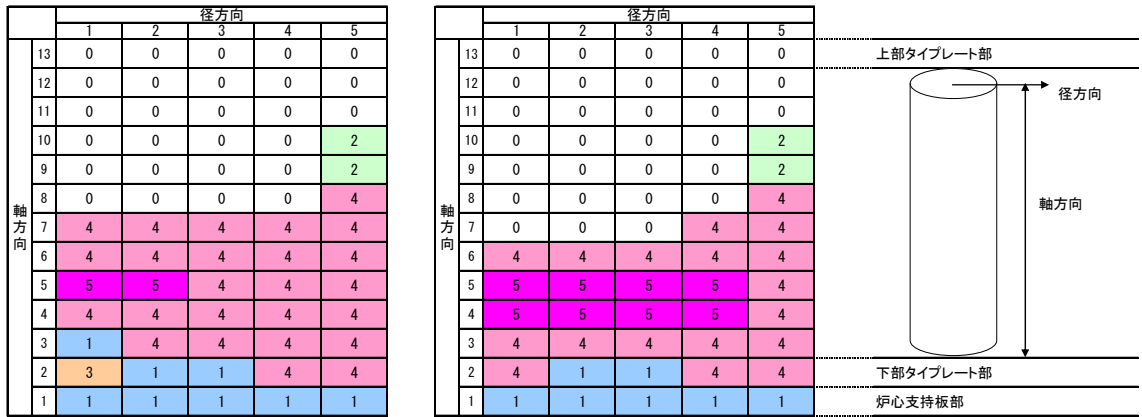
図 1 に事象開始後 2 時間及び 10 時間後の炉心損傷状態を示す。

(2) 損傷炉心の位置

図 2 に各部(炉心位置, 下部プレナム)における炉心重量の時間変化の推移を示す。図 2 に示すとおり、炉心は炉心位置に保持される。

3.まとめ

有効性評価の「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の評価事故シナリオにおいて、炉心損傷に至るものの、再冠水により炉心は下部プレナム部に移行することなく、原子炉圧力容器内に保持される。



事象開始後 2 時間

事象開始後 10 時間

損傷状態のモデル

- 0 : 燃料なし (崩落)
- 1 : 通常燃料
- 2 : 破損燃料が堆積 (燃料棒形状は維持)
- 3 : 溶融した燃料が被覆管表面を流下し, 燃料棒表面で冷えて固まり燃料棒外径が増加
- 4 : 燃料棒外径がさらに増加し, 燃料で流路が閉塞
- 5 : 溶融プール形成

図 1 炉心の損傷状態

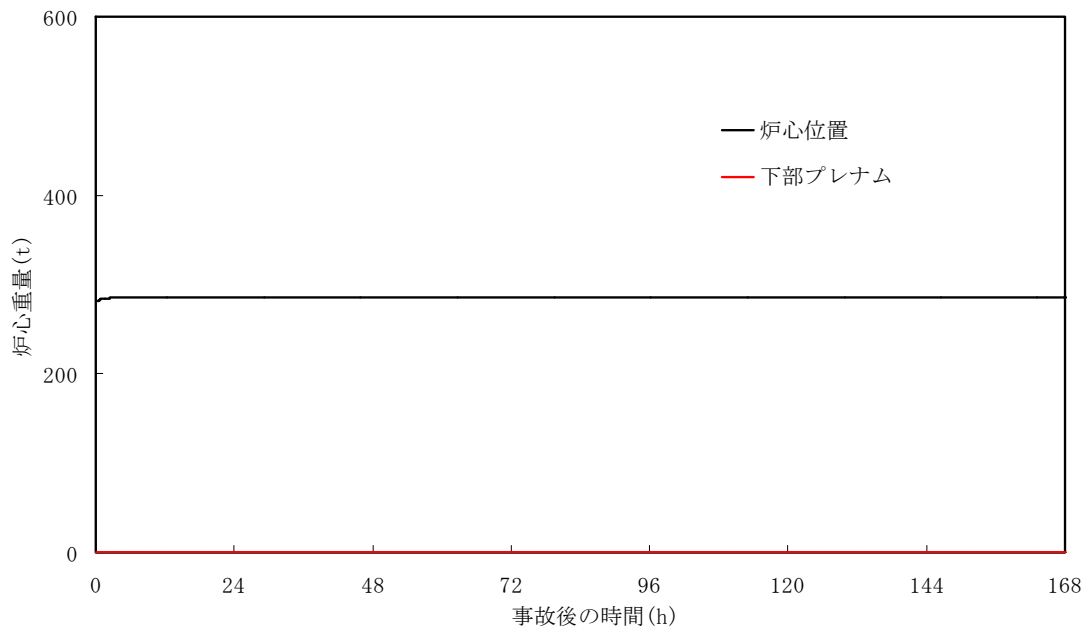


図 2 各部(炉心位置, 下部プレナム)における炉心重量の時間変化

## 安定停止状態について

雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)時の安定停止状態については以下のとおり。

安定停止状態：炉心が冠水し，炉心の冷却が維持されている及び格納容器圧力・温度が上昇傾向にない

原子炉安定停止状態の確立について

図 3.1.5 に示すとおり，低圧代替注水系(常設)による注水継続により炉心が冠水し，炉心の冷却が維持されている状態を原子炉安定停止状態とした。

格納容器圧力逃がし装置等による除熱での安定状態の維持について

図 3.1.9 及び図 3.1.10 に示すとおり，格納容器圧力 0.62MPa[gage]に到達後，格納容器圧力逃がし装置等による除熱を実施することにより，格納容器圧力・温度が限界圧力・限界温度以下で，かつ，低下に転じる状態を原子炉格納容器安定状態とした。

長期安定状態の維持について

長期安定状態の維持として挙げられる要件は以下のとおりであり，これらにより原子炉及び格納容器の安定状態を長期にわたり維持可能である。

- ・ 格納容器逃がし装置等による格納容器除熱から，残留熱除去系の復旧による格納容器除熱機能確保による冷却への移行
- ・ 格納容器逃がし装置等の閉止後の格納容器内水素・酸素濃度の制御するための可燃性ガス濃度制御系の復旧及び格納容器への窒素封入
- ・ これら安全機能の維持に必要な電源等のサポート系(外部電源)の復旧
- ・ 上記によって長期的に維持される格納容器の状態(温度・圧力)に対し，適切な地震力に対する原子炉格納容器の頑健性の確保

7日間における水源の対応について(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

○水源

復水貯蔵槽水量:約 1,700m<sup>3</sup>

淡水貯水池:約 18,000m<sup>3</sup>

○水使用パターン

① 低圧代替注水系(常設)による原子炉注水

事象発生 2 時間後から低圧代替注水系(常設)により注水する。冠水後は、破断口～原子炉水位低(レベル 1)の範囲で注水する(約 90m<sup>3</sup>/h)。

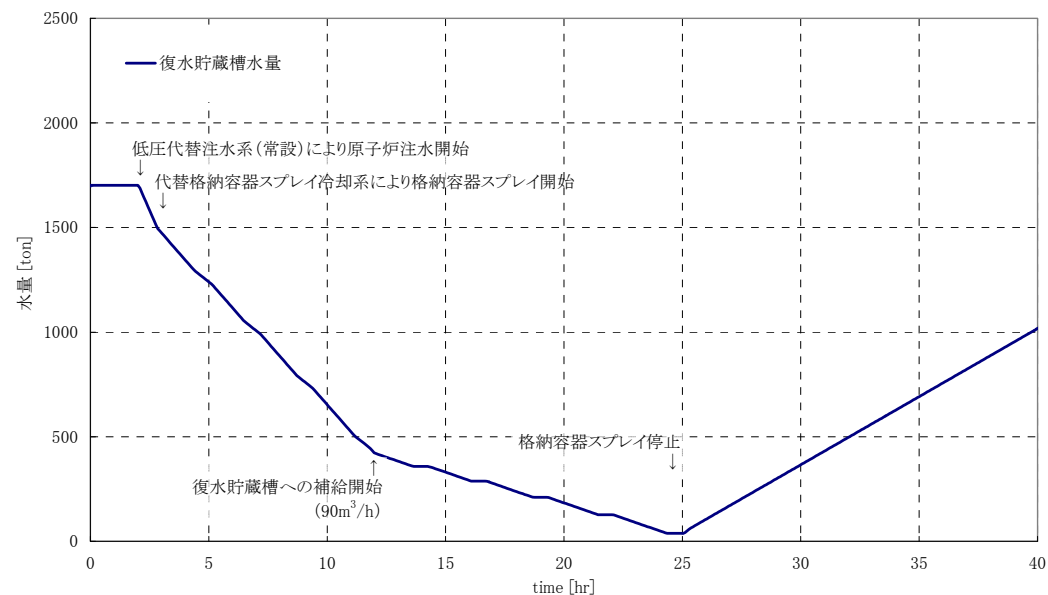
② 代替格納容器スプレ冷却系による代替原子炉格納容器スプレイ

原子炉水位が破断口～原子炉水位低(レベル 1)の範囲で、代替原子炉格納容器スプレイを実施(130m<sup>3</sup>/h)。

③ 淡水貯水池から復水貯蔵槽への移送

12 時間後から、淡水貯水池の水を防火水槽へ移送する。

防火水槽からは可搬型代替注水ポンプ 2 台を用いて 90m<sup>3</sup>/h で復水貯蔵槽へ移送する。



○時間評価(右上図)

12 時間前までは復水貯蔵槽を水源として炉注水及び代替原子炉格納容器スプレイを実施するため、復水貯蔵槽水量は減少する。12 時間後から復水貯蔵槽への補給を開始するため、水量の減少割合は低下する。スプレイ停止後にベントし、その後は崩壊熱相当で注水することから復水貯蔵槽の水位は回復し、以降安定して冷却が可能である。

○水源評価結果

時間評価の結果から復水貯蔵槽が枯渇することはない。また、7 日間の対応を考慮すると、合計約 6,100m<sup>3</sup> 必要となるが、復水貯蔵槽及び淡水貯水池、合計で約 19,700m<sup>3</sup> 保有することから必要水量を確保可能であり、安定して冷却を継続することが可能である。なお、復水貯蔵槽への補給水量を 130m<sup>3</sup>/h に増加させた場合、合計約 7,500m<sup>3</sup> 必要となるが、必要水量は確保可能である。

7 日間における燃料の対応について(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

プラント状況:6, 7 号機運転中。 1～5 号機停止中。

事象:格納容器過圧・過温破損は 6, 7 号機を想定。保守的に全ての設備が、事象発生直後から燃料を消費するものとして評価する。

なお、全プラントで外部電源喪失が発生することとし、免震棟等、プラントに関連しない設備も対象とする。

号機	時系列	合計	判定
7 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 871,416L</b>	6, 7 号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 容量(合計)は <b>約 2,184,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	復水貯蔵槽給水用 可搬型代替注水ポンプ(A-2 級) 2 台起動。 18L/h×24h×7 日×2 台=6,048L		
6 号機	空冷式ガスタービン発電機 3 台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,705L/h×24h×7 日×3 台=859,320L		
1 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	1 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
2 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	2 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
3 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	3 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
4 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	4 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
5 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	5 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
その他	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 70,896L</b>	1～7 号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 残容量(合計)は <b>約 1,315,864L</b> であり、 7 日間対応可能。
	免震棟ガスタービン発電機 1 台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 395L/h×24h×7 日=66,360L モニタリングポスト用仮設発電機 3 台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 9L/h×24h×7 日×3 台=4,536L		

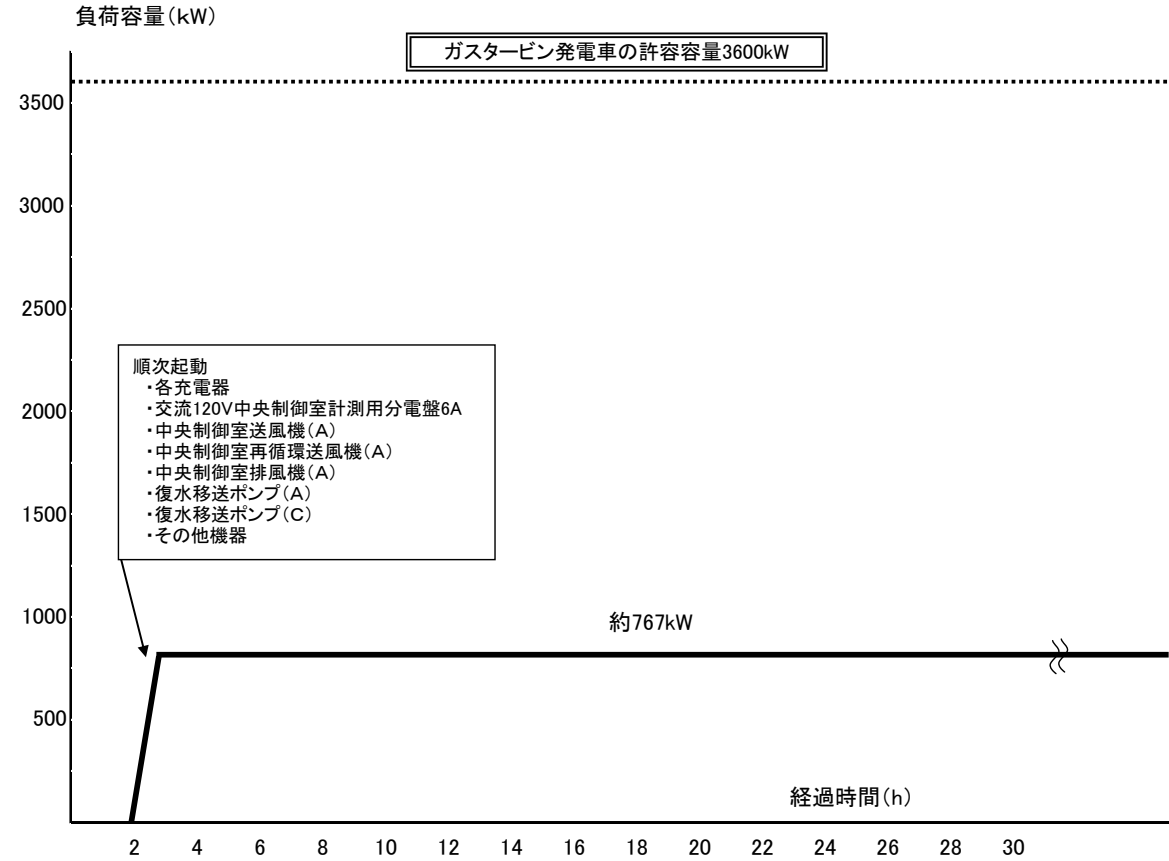
※1 事故収束に必要な空冷式ガスタービン発電機は 1 台で足りるが、保守的に空冷式ガスタービン発電機 3 台を起動させて評価した。

※2 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は 1 台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機 2 台を起動させて評価した。

常設代替交流電源設備の負荷(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

<6号機>

	主要機器名称	容量
(1)	直流125V充電器盤6A	約98kW
(2)	直流125V充電器盤6A-2	約56kW
(3)	AM用直流125V充電器盤	約41kW
(4)	直流125V充電器盤6B	約98kW
(5)	交流120V中央制御室計測用分電盤6A	約50kW
(6)	中央制御室送風機(A)	170kW
(7)	中央制御室再循環送風機(A)	11kW
(8)	中央制御室排風機(A)	3kW
(9)	復水移送ポンプ(A)	55kW
(10)	復水移送ポンプ(C)	55kW
(11)	計器類	(1)~(4)に含む
(12)	その他機器	約130kW
	合計	約767kW



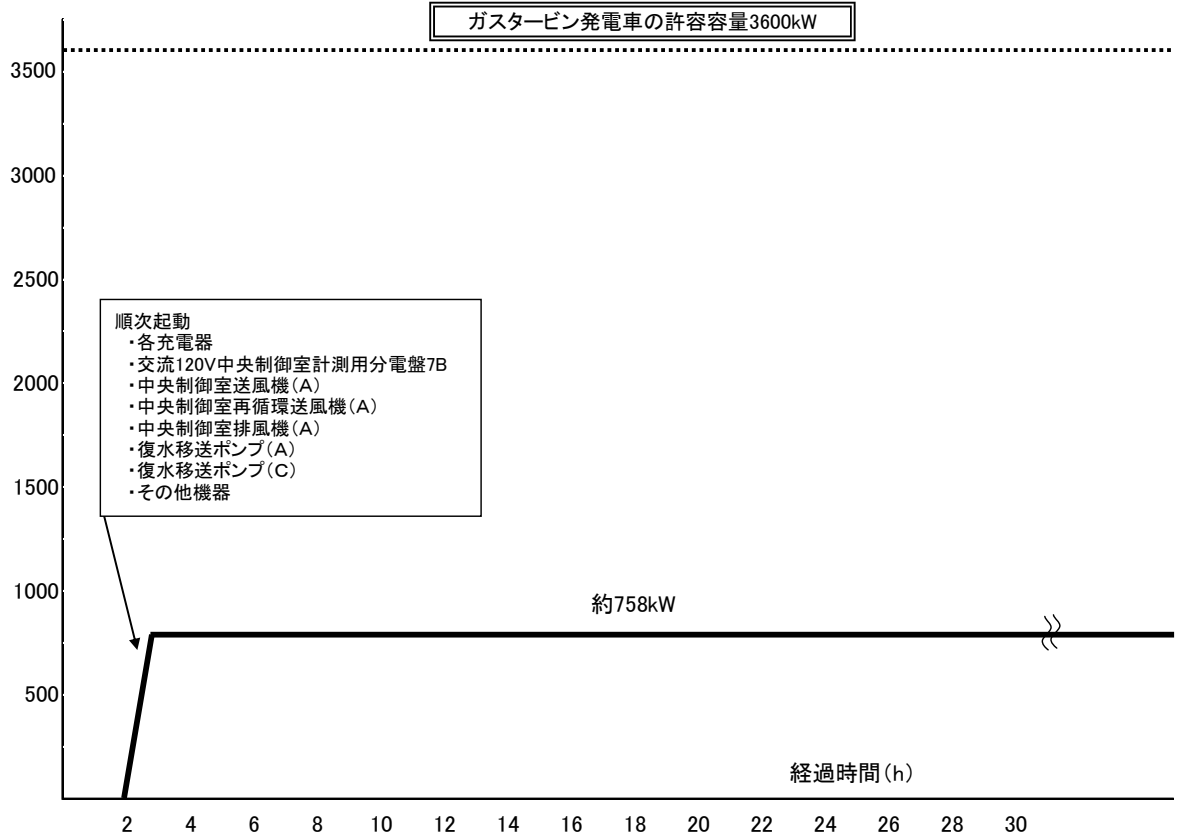
負荷積算イメージ

常設代替交流電源設備の負荷(雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損))

<7号機>

	主要機器名称	容量
(1)	直流125V充電器盤7A	約98kW
(2)	直流125V充電器盤7A-2	約56kW
(3)	AM用直流125V充電器盤	約41kW
(4)	直流125V充電器盤7B	約98kW
(5)	交流120V中央制御室計測用主母線盤7B	約75kW
(6)	中央制御室送風機(A)	132kW
(7)	中央制御室再循環送風機(A)	15kW
(8)	中央制御室排風機(A)	3kW
(9)	復水移送ポンプ(A)	55kW
(10)	復水移送ポンプ(C)	55kW
(11)	計器類	(1)~(4)に含む
(12)	その他機器	約130kW
	合計	約758kW

負荷容量(kW)



負荷積算イメージ



## 3.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

### 3.2.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

#### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり TQUX，長期 TB，TBU 及び TBD がある。

#### (2) 格納容器破損モードの特徴

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では，原子炉圧力容器が高い圧力の状態で損傷し，溶融炉心並びに水蒸気及び水素が急速に放出され，格納容器に熱的・機械的な負荷が発生して格納容器が破損に至る場合を想定する。

したがって，本格納容器破損モードに対しては，原子炉圧力容器破損までに手動操作にて原子炉を減圧することによって，格納容器破損の防止を図る。

#### (3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」で想定される事故シナリオに対して，原子炉圧力容器が高い圧力の状態で損傷し，溶融炉心並びに水蒸気及び水素が急速に放出され，格納容器に熱的・機械的な負荷が発生することを防止するため，逃がし安全弁を用いた手動操作による減圧を実施する。

本格納容器破損モードに対応する対策の概略系統図を図 3.2.1 に，手順の概要を図 3.2.2 に示すとともに，重大事故等対策の概要を以下に示す。また，重大事故等対策における設備と手順の関係を表 3.2.1 に示す。

本格納容器破損モードにおける 6/7 号炉同時の重大事故等対策に必要な要員は，中央制御室において監視・指示を行う当直長 1 名 (6/7 号炉兼任)，当直副長 2 名，運転員 4 名の合計 7 名である。必要な要員と作業項目について図 3.2.3 に示す。

##### a. 原子炉スクラム確認

過渡事象「全給水喪失」が発生するとともに，本評価では，主蒸気隔離弁の閉止が重畳し，原子炉がスクラムに至る設定とした。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は，平均出力領域モニタ等である。

##### b. 炉心損傷確認

高圧注水・減圧機能喪失により原子炉水位が急激に低下し，炉心が露出することで炉心損傷に至る。

炉心損傷を確認するために必要な計装設備は，格納容器内雰囲気放射線レベル計である。

c. 原子炉手動減圧

原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。

原子炉の手動減圧を確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力計等である。

d. 原子炉圧力容器破損

原子炉圧力容器破損を直接測定する計器はないため、複数のパラメータの変化傾向により判断する。

原子炉圧力容器破損の「徴候」として、原子炉水位の低下・制御棒位置の指示値喪失数増加・原子炉圧力容器下鏡部温度の指示値喪失数増加といったパラメータの変化が生じる。

また、原子炉圧力容器破損の「判断」として、原子炉圧力の急激な低下・上部格納容器圧力の急激な増加・下部格納容器ガス温度の急激な上昇といったパラメータの変化が生じる。

これらにより原子炉圧力容器破損を判断した後は、原子炉圧力と上部格納容器圧力の差圧が「0.10MPa」以下であること及び、下部格納容器ガス温度が飽和温度以上であることで原子炉圧力容器破損を再確認する。

### 3.2.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

#### (1) 有効性評価の方法

プラント損傷状態の選定結果については、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおりであり、事象進展緩和の厳しさ(減圧の余裕時間)に基づいて選定している。選定にあたって考慮した点は以下の通り。

- ・長期 TB は事象初期において原子炉隔離時冷却系による冷却が有効なシーケンスであり、減圧までの時間余裕の観点では TQUX, TBD, TBU の方が厳しい。
- ・高圧状態で炉心損傷に至る点では TQUX, TBD, TBU にプラント損傷状態を選定する上での有意な違いは無い。

以上より、TQUX を高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱への対策を評価する上でのプラント損傷状態とした。

このプラント損傷状態には、以下の事故シーケンスが想定される。

- ・過渡事象＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生
- ・過渡事象＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生
- ・通常停止＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生

- ・通常停止＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生
- ・サポート系喪失＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生
- ・サポート系喪失＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生

上記事故シーケンスのうち、事象進展が早く、炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。その上で、原子炉圧力容器が高圧で維持される SRV 再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH 発生」を評価事故シーケンスとした。

本評価は炉心損傷後の格納容器破損の対策の有効性を評価するためのシナリオであることから、上記のシーケンスにおいて事象を炉心損傷までは進展させる前提での評価となる。ここで、炉心損傷前の減圧機能に着目し、手動減圧も「2.2 高圧注水・減圧機能喪失」に示した重大事故等時の逃がし安全弁作動回路も動作しない状況を考慮すると、全ての低圧注水機能も失われている状況が考えられる。

手順書上、全ての低圧注水機能が失われている状況では、原子炉水位が燃料棒の有効長の底部から 10%の位置に到達した時点まで減圧しない。また、重大事故等時の逃がし安全弁作動回路は低圧注水系の起動が作動条件の 1 つであるため、低圧注水系が失われている状況では動作しない。

これを考慮し、本評価では評価事故シーケンスに加えて全ての低圧注水機能も失われている状況を想定した。

なお、この評価事故シーケンスは、「3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」及び「3.6 溶融炉心・コンクリート相互作用」と同じ事故シーケンスである。

本評価事故シーケンスでは、炉心崩壊熱、原子炉水位、原子炉圧力等が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能であるシビアアクシデント総合解析コード MAAP により原子炉圧力等の過渡応答を求める。

## (2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンスに対する主要な解析条件を表 3.2.2 に示す。また、初期条件も含めた主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

### a. 事故条件

#### (a) 起因事象

起因事象として、過渡事象「全給水喪失」が発生するものとする。

#### (b) 安全機能等の喪失に対する仮定

高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を、(1)の通

り、低圧注水機能として低圧注水系の機能喪失を想定する。更に低圧代替注水系(常設)による原子炉注水にも期待しないものとする。これは、炉心損傷前には減圧できない状況を想定するためである。

(c) 外部電源

外部電源は使用できるものと仮定する。

ただし、全ての原子炉注水機能に期待しないことから、外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。

(d) 高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏洩等による影響

高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏洩等は、原子炉圧力を厳しく評価するため、考慮しないものとする。

b. 重大事故等対策に関連する機器条件

(a) 原子炉スクラム信号

原子炉スクラム信号は事象の発生と同時に「主蒸気隔離弁閉」信号が発生し、原子炉は自動停止するものとする。

(b) 逃がし安全弁

原子炉の減圧として逃がし安全弁2個を使用するものとし、容量として、1個あたり定格主蒸気流量の約5%を処理するものとする。

c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員操作に関する条件は、「1.3.5 運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類に従って以下のとおりに設定した。

(a) 原子炉急速減圧操作は、全ての注水機能が喪失している場合の運転手順に従い、原子炉水位が燃料棒の有効長の底部から10%の位置に到達した時点で開始する。この操作時間は5分間を考慮する。

(3) 有効性評価の結果

原子炉圧力、原子炉水位の推移を図3.2.4から図3.2.5に示す。

a. 事象進展

事象発生後、高圧注水・減圧機能喪失及び低圧代替注水系(常設)にも期待しないことから、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心が露出し、事象発生から約1.0時間後に炉心損傷に至る。原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の10%高い位置に到達した時点(事象発生から約1.8時間後)で、手動操作により逃がし安全弁2弁を開き、原子炉を減圧する。原子炉減圧後の低圧代替注水系(常設)による原子炉注水は実施しないものと仮定するため、事象発生から約6.9時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

その後は、落下した熔融炉心の冷却のために格納容器下部への注水を継続し、機能喪失

している設備の復旧に努め、復旧後は原子炉への注水及び格納容器の冷却を実施する。

#### b. 評価項目等

原子炉压力容器破損時の原子炉圧力は約 0.2 MPa[gage]であり、2.0 MPa[gage]以下に低減されている。

本評価では、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 第37条 2-3のうち、(d)の評価項目について厳しいシーケンスを選定し、対策の有効性を確認した。

### 3.2.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

**追而**

### 3.2.4 要員及び資源の確保

#### (1) 必要な要員の評価

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において、6号炉及び7号炉同時の重大事故等対策時に必要な要員は、「3.2.1(3) 格納容器破損防止対策」に示すとおり7名であり、当直長、当直副長、運転員及び緊急時対策要員の51名で対処可能である。

#### (2) 必要な資源の評価

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」において、必要な水源、燃料及び電源は、「6.1(2)資源の評価条件」の条件にて評価した。この結果を以下に示す。

##### a. 水源

本格納容器破損モードを評価する上では、注水は考慮していない。

##### b. 燃料

外部電源の喪失は想定していないが、外部電源喪失を仮定し、非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。事象発生後7日間、非常用ディーゼル発電機が全出力で運転する場合、約750,960Lの軽油が必要となる。

軽油タンクで軽油約1,020,000L(発電所内で軽油約5,344,000L)の軽油が使用可能であることから、非常用ディーゼル発電機による電源供給を7日間継続可能である。

(添付資料 3.2.1)

##### c. 電源

外部電源の喪失は想定していないが、外部電源喪失を仮定し、非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。重大事故等対策時に必要な負荷は非常用ディーゼル発電機の

負荷に含まれることから、重大事故等対策設備への電源供給が可能である。

### 3.2.5 結論

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉圧力容器が高い圧力の状況で損傷し、溶融炉心並びに水蒸気及び水素が急速に放出され、格納容器に熱的・機械的な負荷が発生して格納容器が破損に至る場合を想定した。

格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、事象進展緩和の厳しさ(減圧の余裕時間)に基づいてプラント損傷状態を選定した上で、事象進展が早く、炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。その上で、原子炉圧力容器が高圧で維持されるSRV再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋原子炉減圧失敗＋炉心損傷後の原子炉減圧・損傷炉心冷却失敗＋DCH発生」を評価事故シーケンスとした。

上記の場合においても、逃がし安全弁を用いた手動操作による減圧により、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力を2.0 MPa[gage]以下に低減することができる。

重大事故等対策時に必要な要員は、当直長、当直副長、運転員にて確保可能である。

以上のことから、選定した評価事故シーケンスに対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。これを以って格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。

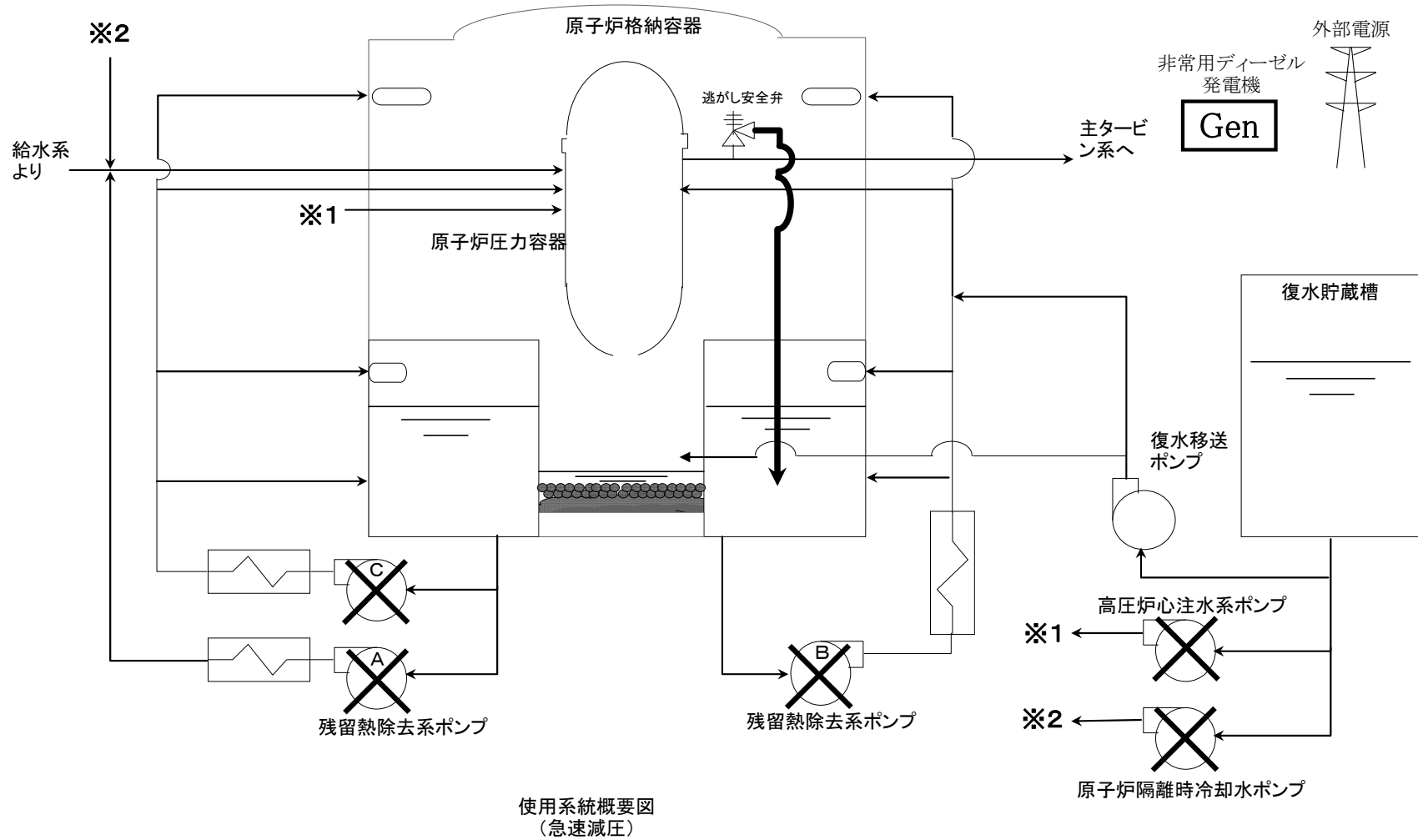


図 3.2.1 格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」時の使用系統概要

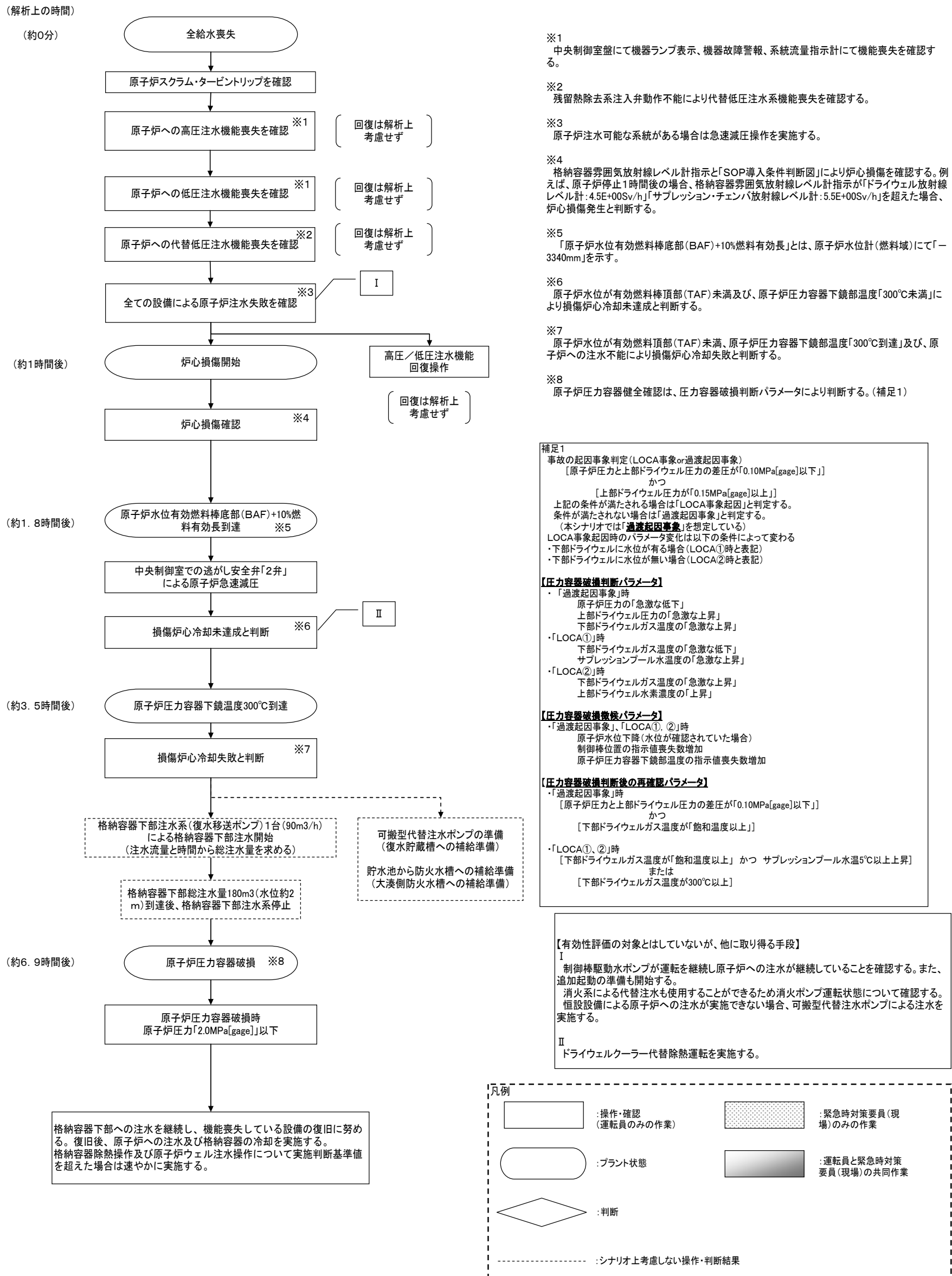


図 3.2.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の対応手順の概要



高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間 (分) / 経過時間 (時間)										備考				
	運転員 (中操)		運転員 (現場)		緊急時対策要員 (現場)			10	20	1	2	3	4	5	6	7	8		9			
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 原子炉スクラム ▽ プラント状況判断 約1時間 炉心損傷開始 ▽ 約1.8時間 原子炉水位有効燃料棒底部 (BAF) +10%燃料有効長到達 約3.5時間 原子炉压力容器下鏡温度 300℃到達 ▽ 約6.9時間 原子炉压力容器破損 ▽														
状況判断	2人 A,B	2人 a,b	-	-	-	-	・全給水喪失確認 ・原子炉スクラム・タービントリップ確認 ・全ての原子炉注水機能喪失確認	10分														
原子炉急速減圧操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・逃がし安全弁 2弁 手動開放操作															5分
必要人員数 合計	2人 A,B	2人 a,b	0人	0人	0人																	

( ) 内の数字は他の作業終了後、移動して対応する人員数。

図 3.2.3 格納容器破損モード「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」時の作業と所要時間

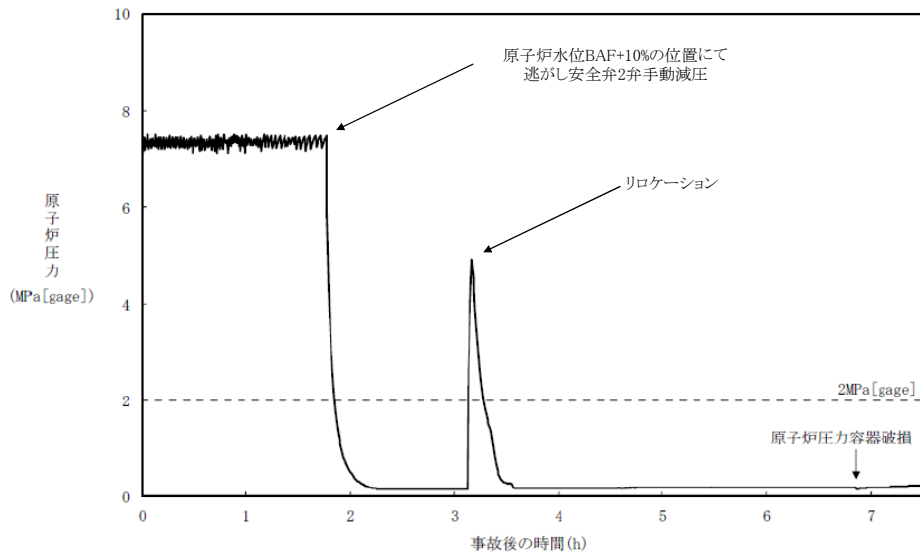


図 3.2.4 原子炉圧力の推移

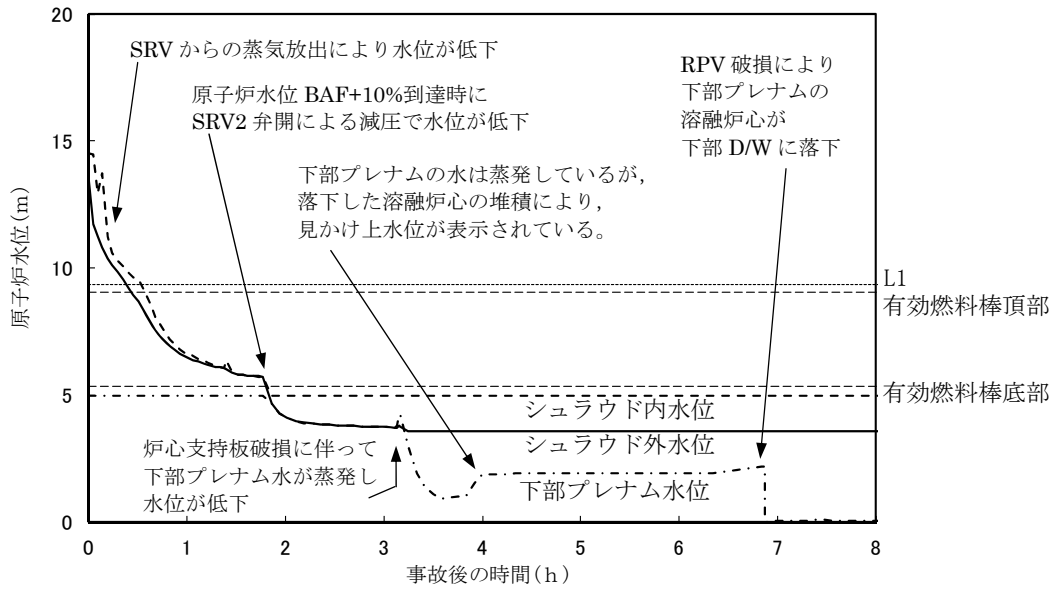


図 3.2.5 原子炉水位の推移

表 3.2.1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時における重大事故等対策について

判断及び操作	操作	有効性評価上期待する重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬設備	計装設備
原子炉スクラム確認	全給水喪失により原子炉水位が急激に低下し、原子炉水位低(レベル3)にて原子炉スクラムすることを確認する。(但し、本評価では、事象発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定としている。)	—	—	平均出力領域モニタ
炉心損傷確認	原子炉注水機能喪失により原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを確認する。	—	—	格納容器内雰囲気放射線レベル計
原子炉手動減圧	原子炉水位が有効燃料底部から燃料有効長の10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁2弁を開き、原子炉を減圧する。	逃がし安全弁	—	原子炉水位計 原子炉圧力計
原子炉圧力容器破損確認	原子炉手動減圧後も、原子炉への注水系統はないため、原子炉圧力容器破損に至ることを確認する。	—	—	原子炉水位計 原子炉圧力容器温度計 原子炉圧力計 格納容器内圧力計 格納容器内温度計

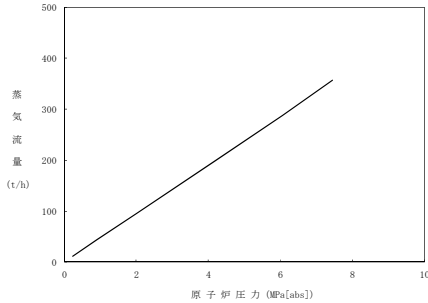
表 3.2.2 主要解析条件(高压熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)(1/3)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MWt	定格原子炉熱出力として設定
	初期原子炉圧力	7.07 MPa[gage]	定格原子炉圧力として設定
	初期原子炉水位	通常水位	通常運転時原子炉水位として設定
	炉心流量	52,200 t/h	定格流量として設定
	燃料	9×9 燃料(A型)	—
	崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979(燃焼度 33 GWd/t)	定常偏差を考慮し、サイクル末期の燃焼度に10%の保守性を考慮
	格納容器容積(ドライウエル)	7,350 m <sup>3</sup>	内部機器, 構造物体積を除く全体積
	格納容器容積(ウェットウエル)	空間部: 5,960 m <sup>3</sup> 液相部: 3,580 m <sup>3</sup>	必要最小空間部体積 必要最小プール水量
	真空破壊装置	3.43 kPa	ドライウエル-サプレッション・チェンバ間差圧
	サプレッションプール水位	7.05 m(NWL)	通常運転時のサプレッションプール水位として設定
	サプレッションプール水温	35 °C	通常運転時のサプレッションプール水温の上限値として設定
	格納容器圧力	5 kPa	通常運転時の格納容器圧力として設定
	格納容器温度	57 °C	通常運転時の格納容器温度として設定

表 3.2.2 主要解析条件(高压熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)(2/3)

	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
事故条件	起因事象	全給水喪失	全給水の喪失事象が発生するものとして設定
	安全機能等の喪失に対する仮定	高压注水機能, 低压注水機能 低压代替注水系(常設)機能喪失	高压注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高压炉心注水系の機能喪失を, 低压注水機能として低压注水系及び低压代替注水系(常設)の機能喪失を設定
	外部電源	外部電源あり	全ての原子炉注水機能に期待しないことから, 外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。
	高温ガスによる配管等のクリープ破損や漏洩等	考慮しない	原子炉圧力を厳しく評価するものとして設定

表 3.2.2 主要解析条件(高压熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱) (3/3)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する機器条件	原子炉スクラム信号	給水流量全喪失発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。
	逃がし安全弁	<p>2 個 (1 個あたり定格主蒸気流量の約 5%)</p> <p>7.51 MPa[gage]×1 個, 363 t/h/個 7.58 MPa[gage]×1 個, 367 t/h/個 7.65 MPa[gage]×4 個, 370 t/h/個 7.72 MPa[gage]×4 個, 373 t/h/個 7.79 MPa[gage]×4 個, 377 t/h/個 7.86 MPa[gage]×4 個, 380 t/h/個</p> <p>逃がし安全弁の設計値として設定 &lt;原子炉圧力と逃がし安全弁蒸気量の関係&gt;</p> 
重大事故等対策に関連する操作条件	原子炉急速減圧操作	<p>原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10% 高い位置に到達した時点で開始</p> <p>運転操作手順書を踏まえて設定</p>

### 7日間における燃料の対応について(高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱)

プラント状況:6,7号機運転中。1~5号機停止中。

事象:高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱は6,7号機を想定

なお、外部電源喪失は想定していないが、全プラントで外部電源喪失が発生することとし、免震棟等、プラントに関連しない設備も対象とする。

号機	時系列	合計	判定
7号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 750,960L</b>	7号機軽油タンク容量は <b>約 1,020,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,490L/h×24h×7日×3台=750,960L		
6号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 750,960L</b>	6号機軽油タンク容量は <b>約 1,020,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,490L/h×24h×7日×3台=750,960L		
1号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	1号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L		
2号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	2号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L		
3号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	3号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L		
4号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	4号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L		
5号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	5号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L		
その他	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 70,896L</b>	1~7号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 残容量(合計)は <b>約 685,360L</b> であり、 7日間対応可能。
	免震棟ガスタービン発電機 1台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 395L/h×24h×7日=66,360L モニタリングポスト用仮設発電機 3台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 9L/h×24h×7日×3台=4,536L		

※1 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は2台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機3台を起動させて評価した。

※2 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は1台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機2台を起動させて評価した。

### 3.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

#### 3.3.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

##### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

本格納容器破損モードにおけるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、TQUV、TQUX、LOCA、長期TB、TBU及びTBPがある。

##### (2) 格納容器破損モードの特徴

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され格納容器が破損する場合を想定する。

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用の中の水蒸気爆発事象については、これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は、溶融炉心が水中に落下した際に形成される蒸気膜が、何らかの外乱によって崩壊した際に、瞬時の圧力伝播を生じ、大きなエネルギーを発生させる事象である。但し、外部からの強制的なトリガーを与えない限り水蒸気爆発は発生しないという結果が得られている。格納容器下部に張られた水は準静的であり、外部トリガーが与えられる状況は考えにくい。また、外部トリガーを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されている。水蒸気爆発が発生した場合においても機械的エネルギーへの変換効率は小さく、大規模な水蒸気爆発には至っていない。よって、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。

上記のとおり、現実的には水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられるものの、本評価では、本原子炉施設で水蒸気爆発が発生した場合を仮定し、水蒸気爆発が生じた際の格納容器の健全性を評価した。

また、溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇(圧力スパイク)についても、その影響を評価する。

(添付資料 3.3.1)

##### (3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」で想定する事故シーケンスでは、格納容器下部への溶融炉心落下を想定するが、この状況では、格納容器下部における「溶融炉心・コンクリート相互作用」を緩和する観点から、格納容器下部注水系(常設)によって格納容器下部に水張りが行われている。格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」への対策ではないものの、格納容器下部に水が張られた状態に対して溶融炉心が落下する場合を想定する。

本格納容器破損モードに対応する対策の概略系統図を図 3.3.1 に、手順の概要を図 3.3.2 に示すとともに、重大事故等対策の概要を以下に示す。また、重大事故等対策における設



備と手順の関係を表 3.3.1 に示す。

本格納容器破損モードにおける 6/7 号炉同時の重大事故等対策に必要な要員は、中央制御室において監視・指示を行う当直長 1 名 (6/7 号炉兼任)、当直副長 2 名、運転員 8 名の合計 11 名である。必要な要員と作業項目について図 3.3.3 に示す。

a. 原子炉スクラム確認

過渡事象「全給水喪失」が発生するとともに、本評価では、主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は、平均出力領域モニタ等である。

b. 炉心損傷確認

高圧・低圧注水機能喪失により原子炉水位が急激に低下し、炉心が露出することで炉心損傷に至る。

炉心損傷を確認するために必要な計装設備は、格納容器内雰囲気放射線レベル計である。

c. 原子炉手動減圧

原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10% 高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。

原子炉の手動減圧を確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力計等である。

d. 格納容器下部への注水

原子炉への注水がないため、損傷炉心が炉心溶融物として下部プレナム内へ移行(リロケーション)する。

リロケーションを確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力容器下鏡部温度計である。

リロケーションを、原子炉圧力容器下鏡部温度 300 °C 到達により確認した場合、原子炉圧力容器破損に備えて格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部への注水を実施する。この場合の注水は、格納容器下部への水張りが目的のため、注水量で制御する。格納容器下部への総注水量が 180 m<sup>3</sup> 到達後、格納容器下部への水張りを停止する。

格納容器下部への水張りを確認するために必要な計装設備は、復水補給水流量計である。

e. 原子炉圧力容器破損確認

原子炉手動減圧後も、原子炉への注水系統がないため、リロケーションが発生し、原子炉圧力容器破損に至る。原子炉圧力容器破損を直接測定する計器はないため、複数のパラメータの変化傾向により判断する。

原子炉圧力容器破損の「徴候」として、原子炉水位の低下・制御棒位置の指示値喪失数増加・原子炉圧力容器下鏡部温度の指示値喪失数増加といったパラメータの変化が生

じる。

また、原子炉圧力容器破損の「判断」として、原子炉圧力の急激な低下・上部格納容器圧力の急激な増加・下部格納容器ガス温度の急激な上昇といったパラメータの変化が生じる。

これらにより原子炉圧力容器破損を判断した後は、原子炉圧力と上部格納容器圧力の差圧が「0.10MPa」以下であること及び、下部格納容器ガス温度が飽和温度以上であることで原子炉圧力容器破損を再確認する。

### 3.3.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

#### (1) 有効性評価の方法

プラント損傷状態の選定結果については、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、事象の厳しさ(FCIにおける発生エネルギーの大きさ)に基づいて選定している。選定にあたって考慮した点は以下の通り。

- ・ 溶融炉心落下時の発生エネルギーは、格納容器下部の水中に落下する溶融炉心の量が多く、溶融炉心の保有エネルギーが大きいほど大きくなる。この観点から、高圧の状態が維持される TQUX, TBD, TBU 及び長期 TB は選定対象から除外した。
- ・ LOCA は、炉内での蒸気の発生状況の差異から、酸化ジルコニウムの質量割合が他の低圧破損シーケンス(TQUV, TBP)より小さく<sup>\*1</sup>なり、デブリの内部エネルギーが小さくなると考えられる<sup>\*2</sup>。また、LOCA では破断口から高温の冷却材が流出し、ベント管を通じてサプレッション・チェンバに流入する一方、一部はペデスタル部にも流入するものと考えられる。FCI は低温の水に落下する場合の方が厳しい事象であることから、LOCA を選定対象から除外した。

※1 LOCA 事象は一次冷却材の流出を伴い、発生蒸気によるジルコニウム酸化割合が他の低圧破損シーケンスよりも少ないため。

※2 酸化ジルコニウムとジルコニウムの比熱を比較すると酸化ジルコニウムの方が比熱が大きいことから、酸化ジルコニウムの割合が多いほど内部エネルギーも大きくなると考えられる。

- ・ 過渡事象のうち、原子炉の水位低下が早い事象を選定することで対応が厳しいシーケンスとなる。

以上より、TQUV を原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用への対策を評価する上でのプラント損傷状態とした。

このプラント損傷状態には、以下の事故シーケンスが想定される。

- ・ 過渡事象+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI 発生
- ・ 過渡事象+SRV 再閉失敗+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI 発生
- ・ 通常停止+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI 発生
- ・ 通常停止+SRV 再閉失敗+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI 発生

- ・サポート系喪失+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI発生
- ・サポート系喪失+SRV再閉失敗+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+FCI発生

上記事故シーケンスのうち、事象進展が早く、炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。さらに、プラント損傷状態がTQUVであることから、逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+(下部D/W注水成功)+デブリ冷却失敗」を評価事故シーケンスとした。

なお、この評価事故シーケンスは、「3.2 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」及び「3.6 溶融炉心・コンクリート相互作用」と同じ事故シーケンスである。

本評価事故シーケンスでは、炉心崩壊熱、溶融燃料-冷却材相互作用によって発生するエネルギー、発生エネルギーによる圧力伝播挙動および構造応答、溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇(圧カスパイク)が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能であるシビアアクシデント総合解析コードMAAP、水蒸気爆発解析コードJASMINE、構造応答解析コードAUTODYN-2Dにより圧力伝播挙動及び構造応答、格納容器圧力等の過渡応答を求める。

## (2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンスに対する初期条件も含めた主要な解析条件表3.3.2に示す。また、主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

### a. 事故条件

#### (a) 起因事象

起因事象として、過渡事象「全給水喪失」が発生するものとする。

#### (b) 安全機能等の喪失に対する仮定

高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を、低圧注水機能として低圧注水系の機能喪失を想定する。更に原子炉圧力容器破損に至る事象を想定するため、炉心損傷後も低圧代替注水系(常設)による原子炉注水は実施しないものとする。

#### (c) 原子炉圧力容器の破損径

水蒸気爆発が発生する場合の評価において、原子炉圧力容器の破損径は、制御棒駆動機構ハウジング1本の外径約0.2mとする。

#### (d) 外部電源

外部電源は使用できるものとする。

ただし、全ての原子炉注水機能に期待しないことから、外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。

b. 重大事故等対策に関連する機器条件

(a) 原子炉スクラム信号

原子炉スクラム信号は事象の発生と同時に「主蒸気隔離弁閉」信号が発生し、原子炉は自動停止するものとする。

(b) 逃がし安全弁

原子炉の減圧として逃がし安全弁 2 個を使用するものとし、容量として、1 個あたり定格主蒸気流量の約 5 %を処理するものとする。

(c) 格納容器下部注水系(常設)による水張り

熔融炉心・コンクリート相互作用の緩和策として、原子炉圧力容器破損前に、格納容器下部注水系(常設)により、格納容器下部に水位 2 m まで水張りを実施するものとする。

c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員操作に関する条件は、「1.3.5 運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類に従って以下のとおりに設定した。

- (a) 格納容器下部への注水は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したことを確認して開始するが、注水準備として、現場操作で20分間、中央制御室操作で5分間を考慮する。

(3) 有効性評価の結果

原子炉圧力、原子炉水位、格納容器圧力、格納容器下部ドライウエルの水位、水蒸気爆発に伴うエネルギー及び格納容器下部内側鋼板の応力の推移を図3.3.4から図3.3.9に示す。

a. 事象進展

事象発生後、高圧・低圧注水機能喪失及び低圧代替注水系(常設)にも期待しないことから、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心が露出し、事象発生から約 1.0 時間後に炉心損傷に至り、事象発生から約 6.9 時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

原子炉圧力容器が破損し、熔融炉心が格納容器下部の水深 2m の水中に落下する際に、熔融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う圧力上昇(圧力スパイク)が生じる。

その後は、落下した熔融炉心の冷却のために格納容器下部への注水を継続し、機能喪失している設備の復旧に努め、復旧後は原子炉への注水及び格納容器の冷却を実施する。

b. 評価項目等

圧力スパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、格納容器の限界圧力 0.62 MPa[gage]よりも低い値であり、格納容器の健全性に影響を与えるものではない。

また、水蒸気爆発の発生を想定した場合に格納容器下部の水に伝達される運動エネルギーの最大値は、約 7 MJ である。このエネルギーを入力とし、格納容器下部内側鋼板にかか

る応力を解析した結果、格納容器下部の内側鋼板にかかる応力は約 10 MPa となった。これは降伏応力の 490 MPa 未満であり、弾性範囲内にあるため、原子炉格納容器バウンダリの機能は維持される。

本評価では、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 第 37 条 2-3 のうち、(e) の評価項目について厳しいシーケンスを選定し、対策の有効性を確認した。

### 3.3.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

**追而**

### 3.3.4 必要な要員及び資源の評価

#### (1) 必要な要員の評価

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」において、6号炉及び7号炉同時の重大事故等対策時に必要な要員は、「3.3.1(3) 格納容器破損防止対策」に示すとおり11名であり、当直長、当直副長、運転員及び緊急時対策要員の51名で対処可能である。

#### (2) 必要な資源の評価

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」において、必要な水源、燃料及び電源は、「6.1(2) 資源の評価条件」の条件にて評価した。その結果を以下に示す。

##### a. 水源

格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部への注水については、注水量は180m<sup>3</sup>であり、復水貯蔵槽に1,700m<sup>3</sup>を保有していることから注水によって復水貯蔵槽が枯渇することはない。

なお、外部電源喪失を想定した場合でも同様の対応が可能である。

##### b. 燃料

外部電源の喪失は想定していないが、外部電源喪失を仮定し、非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。事象発生後7日間、非常用ディーゼル発電機が全出力で運転する場合、約750,960Lの軽油が必要となる。

軽油タンクで軽油約 1,020,000L(発電所内で軽油約 5,344,000L)の軽油が使用可能であることから、非常用ディーゼル発電機による電源供給を7日間の継続可能である。

(添付資料 3.3.2)

### c. 電源

外部電源の喪失は想定していないが，外部電源喪失を仮定し，非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。重大事故等対策時に必要な負荷は非常用ディーゼル発電機の負荷に含まれることから，重大事故等対策設備への電源供給が可能である。

#### 3.3.5 結論

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され格納容器が破損する場合を想定した。

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，事象の厳しき(原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用に寄与する溶融炉心のエネルギーの大きさ)に基づいてプラント損傷状態を選定した上で，事象進展が早く，炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。さらに，プラント損傷状態がTQUVであることから，逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え，発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部D/W注水成功)＋デブリ冷却失敗」を評価事故シーケンスとして有効性評価を行った。

上記の場合では，水蒸気発生に伴う圧力上昇(圧カスパイク)が生じるが，圧カスパイクによって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は，格納容器の限界圧力0.62 MPa[gage]よりも低い値であり，格納容器の健全性に影響を与えるものではない。

また，水蒸気爆発の発生を想定した場合であっても，格納容器下部の内側鋼板にかかる応力は降伏応力未満であり，弾性範囲内にあるため，原子炉格納容器バウンダリの機能を維持できる。

重大事故等対策時に必要な要員は，当直長，当直副長，運転員にて確保可能である。また，必要な水源，燃料及び電源を供給可能である。

以上のことから，選定した評価事故シーケンスに対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。これを以って格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。

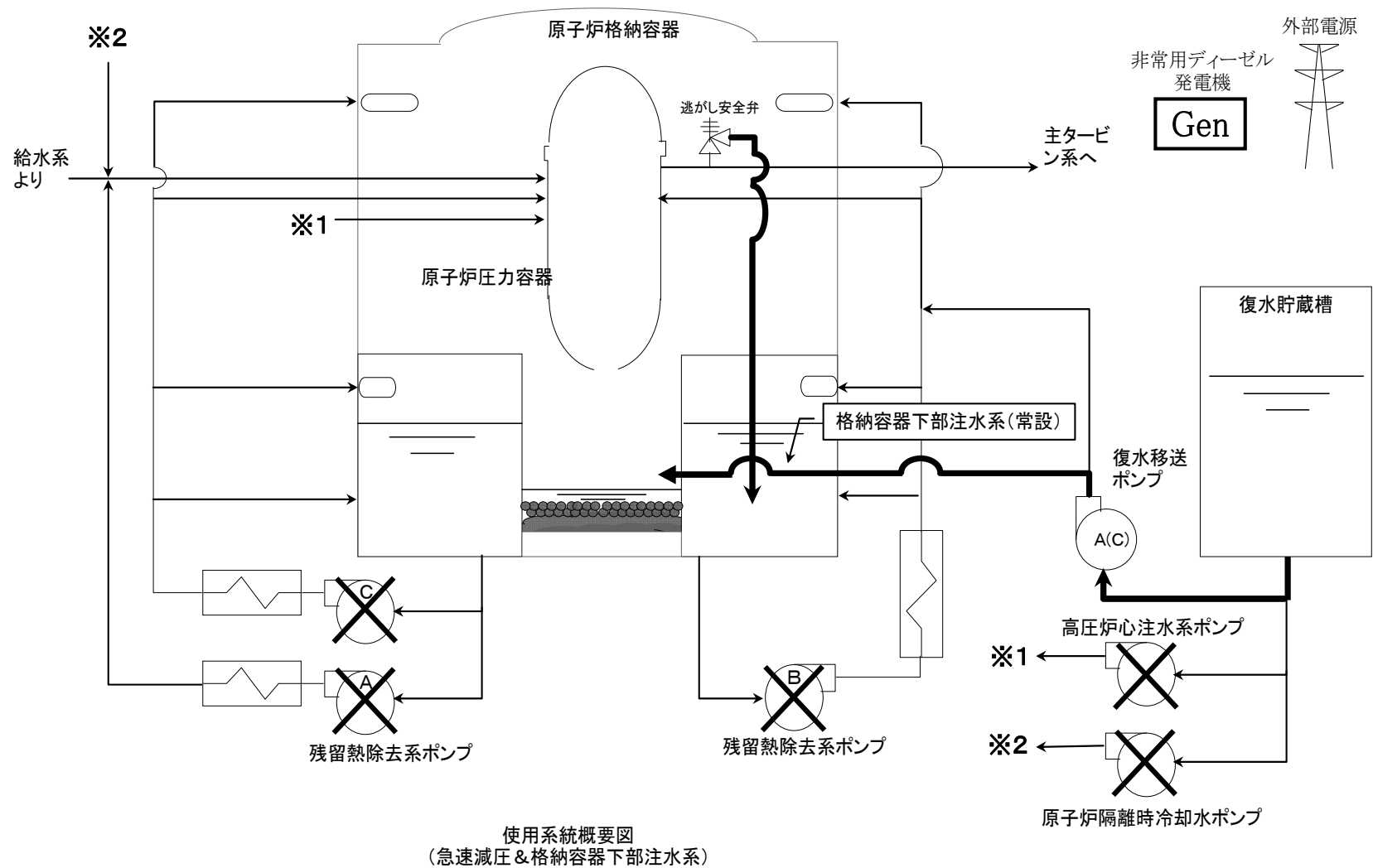


図 3.3.1 格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」時の使用系統概要

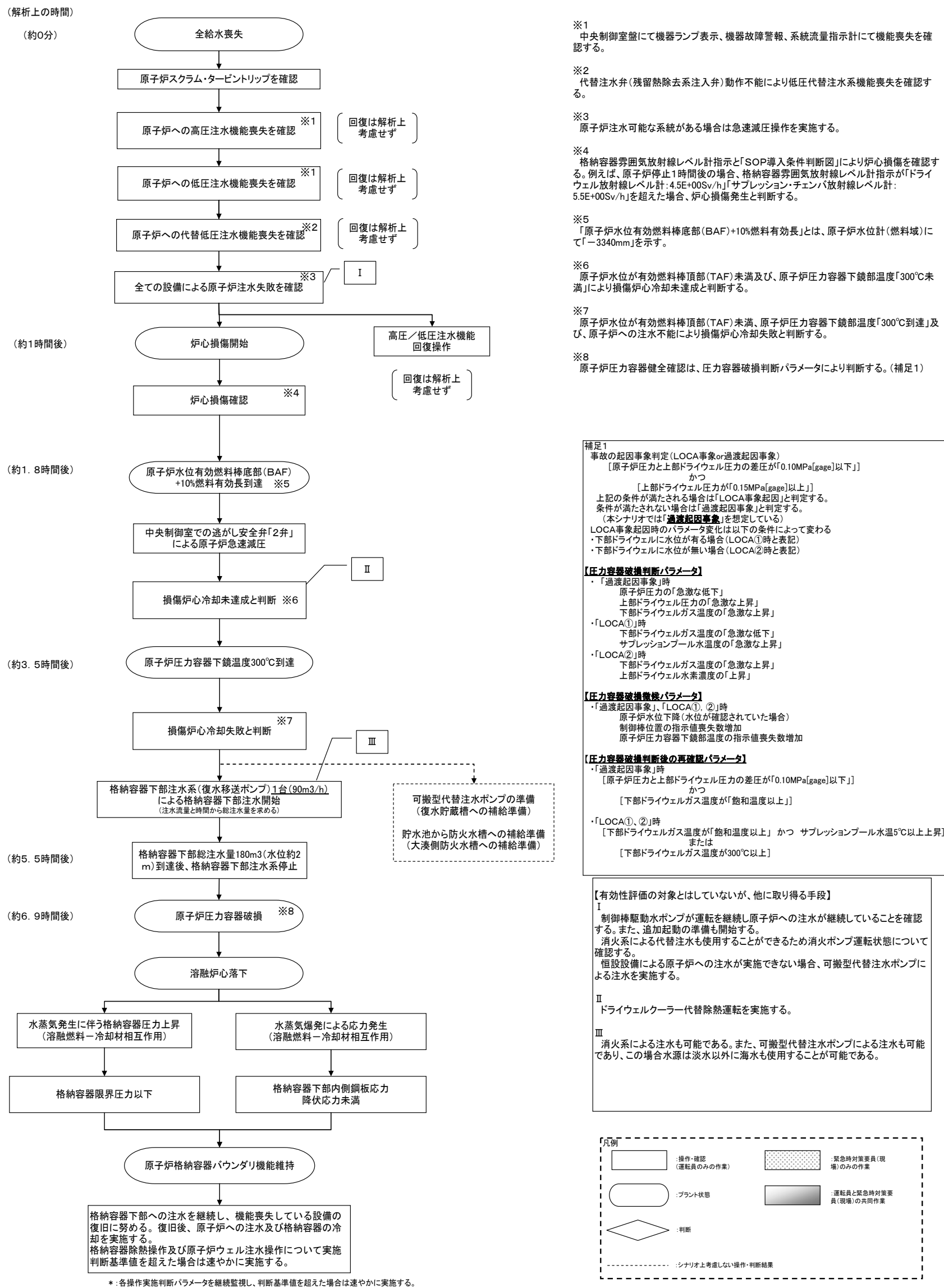


図 3.3.2 原子炉圧力容器外の溶融炉心－冷却材相互作用時の対応手順の概要



原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間（時間）												備考
	運転員 （中操）		運転員 （現場）		緊急時対策要員 （現場）			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 ▽ 原子炉スクラム ▽ プラント状況判断 ▽ 約1時間 炉心損傷開始 ▽ 約1.8時間 原子炉水位有効燃料棒底部（BAF）+10%燃料有効長到達 ▽ 約3.5時間 原子炉压力容器下鏡温度300℃到達 ▽ 約6.9時間 原子炉压力容器破損												
状況判断	2人 A,B	2人 a,b	-	-	-	-	・全給水喪失確認													
							・原子炉スクラム・タービントリップ確認	10分												
							・全ての原子炉注水機能喪失確認													
格納容器下部注水系 準備	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・格納容器下部への注水準備				5分									
	-	-	2人 C,D	2人 c,d	-	-	・現場移動 ※復水貯蔵槽吸込ライン切替		20分											
原子炉急速減圧操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・逃がし安全弁 2弁 手動開放操作		5分											
格納容器下部注水系操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・原子炉压力容器破損前の初期注水												総注水量180m3到達後停止	
必要人員数 合計	2人 A,B	2人 a,b	2人 C,D	2人 c,d	0人															

( ) 内の数字は他の作業終了後、移動して対応する人員数。

図 3.3.3 格納容器破損モード「原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」時の作業と所要時間

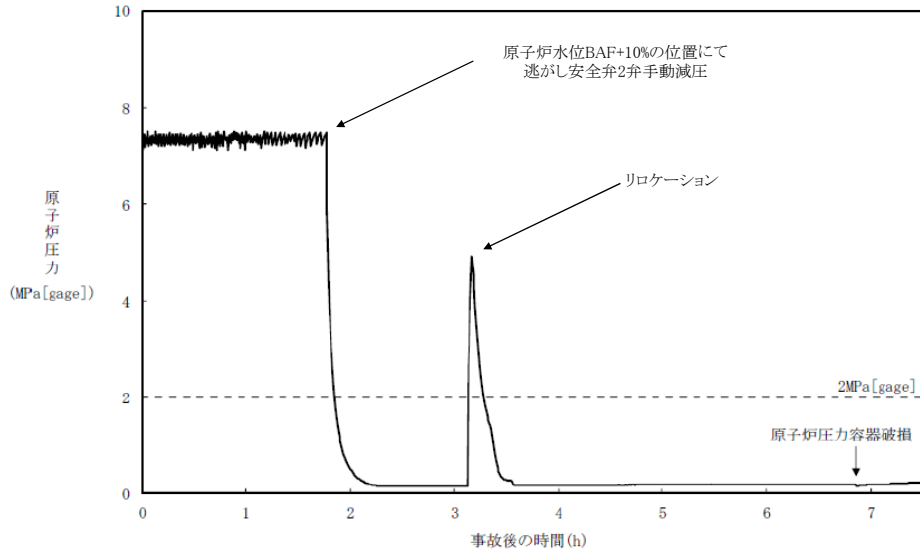


図 3.3.4 原子炉圧力の推移

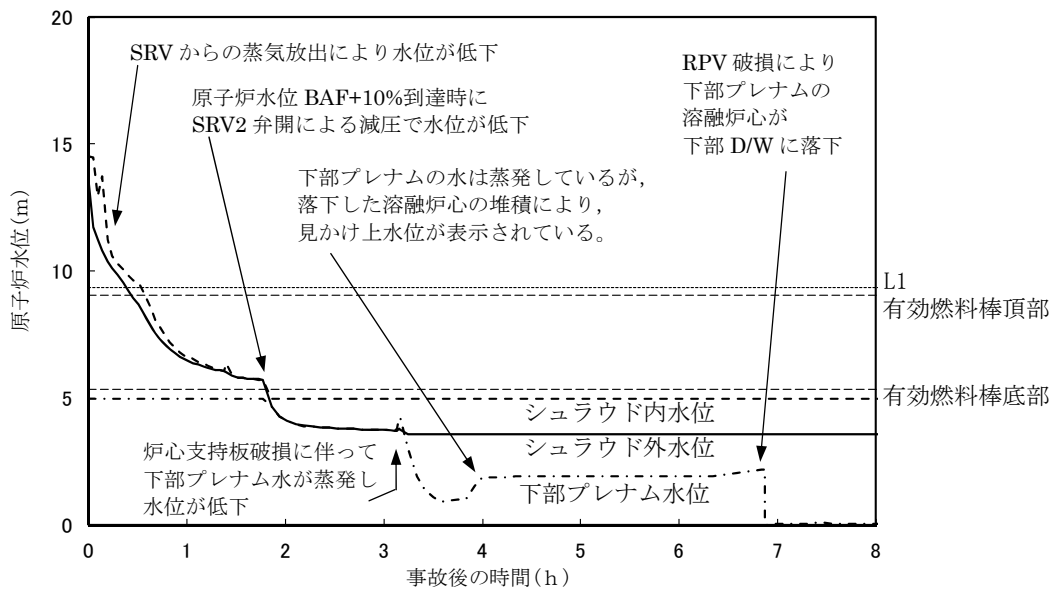


図 3.3.5 原子炉水位の推移

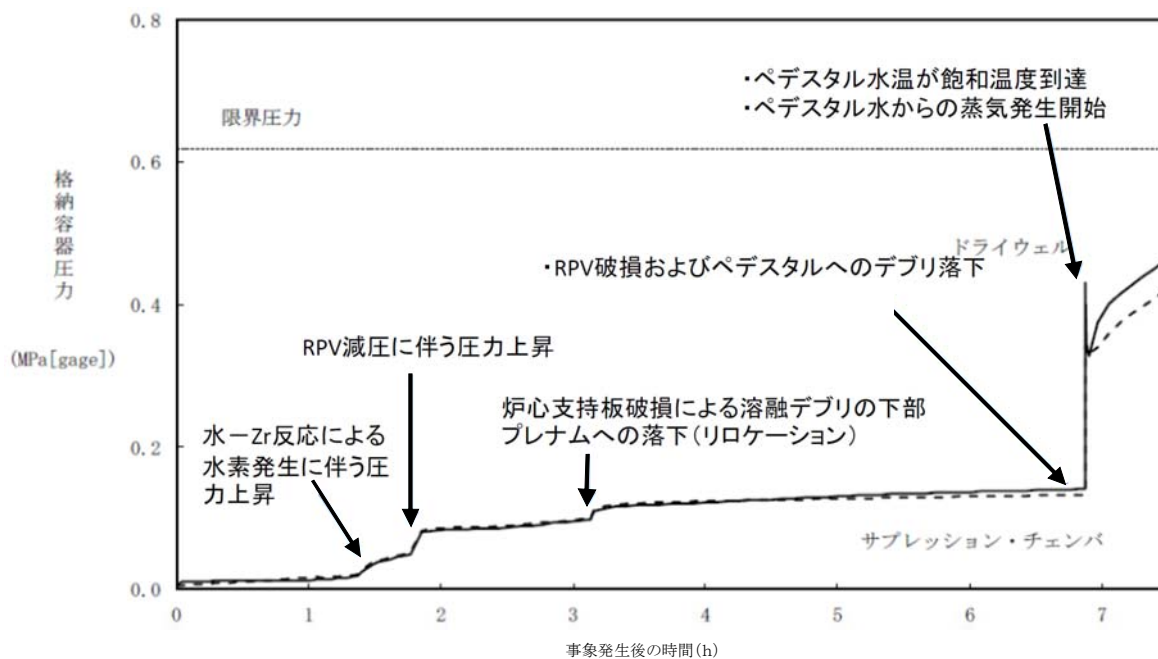


図 3.3.6 格納容器圧力の推移

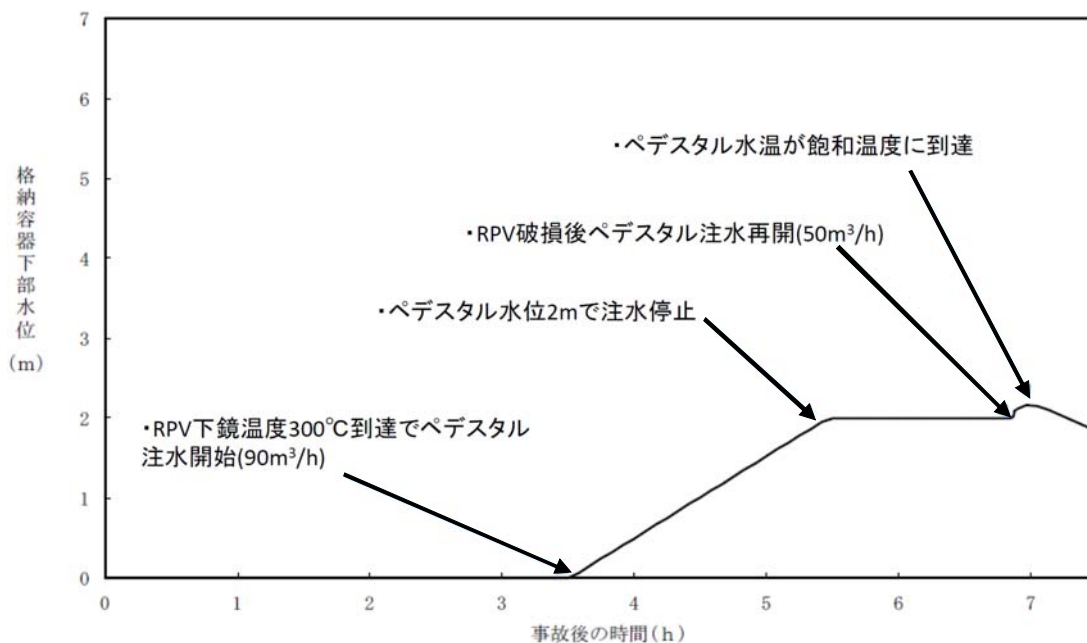


図 3.3.7 格納容器下部水位の推移

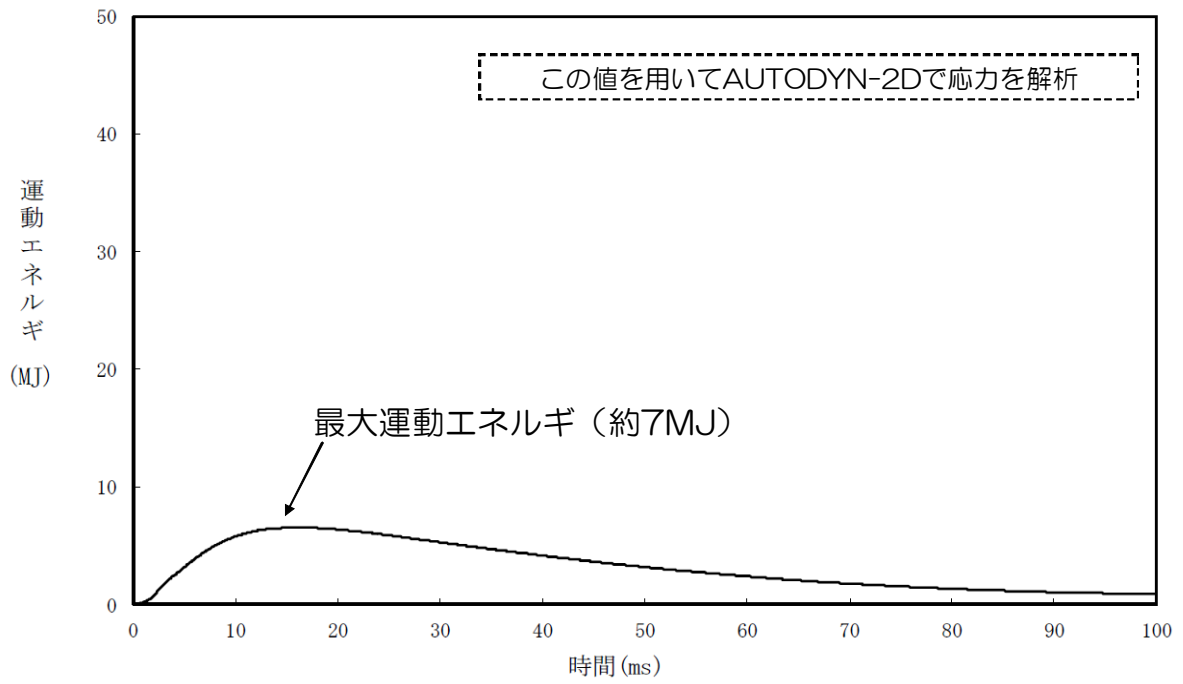


図 3.3.8 水蒸気爆発によるエネルギーの推移

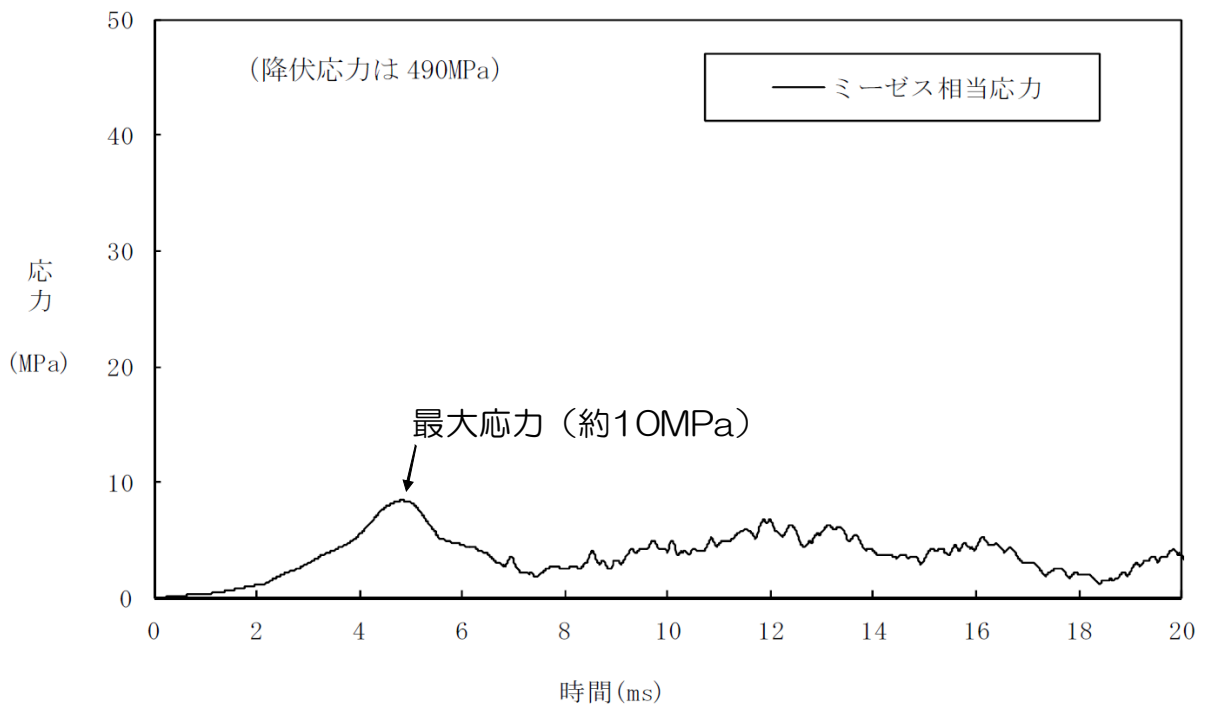


図 3.3.9 格納容器下部内側鋼板の応力の推移

表 3.3.1 原子炉圧力容器外の溶融炉心－冷却材相互作用時における重大事故等対策について

判断及び操作	操作	有効性評価上期待する重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬設備	計装設備
原子炉スクラム確認	給水流量全喪失により原子炉水位が急激に低下し、原子炉水位低(レベル 3)にて原子炉スクラムすることを確認する。(但し、本評価では、事象発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定としている。)	—	—	平均出力領域モニタ
炉心損傷確認	原子炉注水機能喪失により原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを確認する。	—	—	格納容器内雰囲気放射線レベル計
原子炉手動減圧	原子炉水位が有効燃料底部から燃料有効長の 10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。	逃がし安全弁	—	原子炉水位計 原子炉圧力計
格納容器下部への注水	原子炉への注水が無いためリロケーションする。リロケーションを原子炉圧力容器下鏡部温度計「300℃」到達により確認し、格納容器下部への注水を開始する。格納容器下部への水張りが目的のため、注水総流量が「180 m <sup>3</sup> 」到達後、格納容器下部への注水を停止する。	復水移送ポンプ	—	原子炉圧力容器温度計 復水補給水系流量計(原子炉格納容器)
原子炉圧力容器破損確認	原子炉手動減圧後も、原子炉への注水系統はないため、原子炉圧力容器破損に至ることを確認する。	—	—	原子炉水位計 原子炉圧力容器温度計 原子炉圧力計 格納容器内圧力計 格納容器内温度計

表 3.3.2 主要解析条件(原子炉压力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用) (1/3)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP JASMINE AUTODYN-2D	—	
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MWt	定格原子炉熱出力として設定
	初期原子炉圧力	7.07 MPa [gage]	定格原子炉圧力として設定
	初期原子炉水位	通常水位	通常運転時原子炉水位として設定
	炉心流量	52,200 t/h	定格流量として設定
	燃料	9×9 燃料(A型)	—
	崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979(燃焼度 33GWd/t)	定常偏差を考慮し, サイクル末期の燃焼度に 10%の保守性を考慮
	格納容器容積(ドライウエル)	7,350 m <sup>3</sup>	内部機器, 構造物体積を除く全体積
	格納容器容積(ウェットウエル)	空間部: 5,960 m <sup>3</sup> 液相部: 3,580 m <sup>3</sup>	必要最小空間部体積 必要最小プール水量
	真空破壊装置	3.43 kPa	ドライウエル-サプレッション・チェンバ間差圧
	サプレッションプール水位	7.05 m(NWL)	通常運転時のサプレッションプール水位として設定
	サプレッションプール水温	35 °C	通常運転時のサプレッションプール水温の上限値として設定
	格納容器圧力	5 kPa	通常運転時の格納容器圧力として設定
	格納容器温度	57 °C	通常運転時の格納容器温度として設定
	外部水源の温度	32 °C	通常運転時の復水貯蔵槽温度として設定

表 3.3.2 主要解析条件(原子炉压力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用) (2/3)

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
事故条件	起因事象	全給水喪失	全給水の喪失事象が発生するものとして設定
	安全機能等の喪失に対する仮定	高圧注水機能, 低圧注水機能 低圧代替注水系(常設)機能喪失	高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を, 低圧注水機能として低圧注水系及び低圧代替注水系(常設)の機能喪失を設定
	原子炉压力容器の破損径 (水蒸気爆発の評価条件)	0.2 m	制御棒駆動機構ハウジング1本の外径として設定
	外部電源	外部電源あり	全ての原子炉注水機能に期待しないことから, 外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。
重大事故等対策に関連する機器条件	原子炉スクラム信号	主蒸気隔離弁の閉止	給水流量全喪失発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し, 原子炉がスクラムに至る設定とした。
	逃がし安全弁	2 個 (1 個あたり定格主蒸気流量の約 5%) 7.51 MPa[gage]×1 個, 363 t/h/個 7.58 MPa[gage]×1 個, 367 t/h/個 7.65 MPa[gage]×4 個, 370 t/h/個 7.72 MPa[gage]×4 個, 373 t/h/個 7.79 MPa[gage]×4 個, 377 t/h/個 7.86 MPa[gage]×4 個, 380 t/h/個	逃がし安全弁の設計値として設定 〈原子炉圧力と逃がし安全弁蒸気量の関係〉 

表 3.3.2 主要解析条件(原子炉压力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用) (3/3)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に 関連する操作条件	溶融炉心落下前の格納容器下部注水系(常設)による水張り	原子炉压力容器下鏡部温度 300℃到達時点で開始。90 m <sup>3</sup> /h で 2 時間注水し、格納容器下部に 2 m の水張りを行うものとする。
		運転操作手順書を踏まえて設定



## 原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用(炉外 FCI)に関する知見の整理

## 1. 炉外 FCI の概要

炉外 FCI は、溶融炉心が原子炉压力容器の破損口から放出された際に、溶融炉心と原子炉压力容器外の冷却水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる事象である。このときに発生するエネルギーが大きいと構造物が破壊され原子炉格納容器が破損する可能性がある。この圧力上昇については激しい水蒸気生成による場合(圧カスパイク)に加えて水蒸気爆発によって衝撃波が生じる場合が考えられるが、これまでの知見から、水蒸気爆発の発生の可能性は極めて低いと考えられている。FCI に関するこれまでの知見の概要を次に整理する。

2. 過去の実験結果の整理<sup>[1]</sup>

過去に実施された比較的大規模な実験の概要及び結果を以下に示す。

## 2.1 FARO 実験

FARO 実験は、イタリアのイスプラ研究所において実施された実験で、压力容器内での FCI を調べることを主な目的とした試験である。多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されているが、压力容器外を対象とした低圧・サブクール水条件の実験も実施されている。

図 2.1 に試験装置の概要図を示す。試験装置は主にくぼと保温容器で構成されている。くぼ内で溶融させたコリウムを一度リリースベッセルに保持し、その底部にあるフラップを開放することにより溶融コリウムを水プールに落下させる。溶融物落下速度は、リリースベッセルの圧力を調整することにより調整可能である。

実験は、酸化物コリウム(80wt%  $\text{UO}_2$ +20wt%  $\text{ZrO}_2$ )または金属  $\text{Zr}$  を含むコリウム(77wt%  $\text{UO}_2$ +19wt%  $\text{ZrO}_2$ +4wt%  $\text{Zr}$ )を用いて実施された。

表 2.1 に試験条件及び試験結果を示す。

結果として、いずれの実験においても、水蒸気爆発の発生は確認されなかった。

溶融コリウムの粒子化量について、高圧条件・低サブクール水条件においては水深約 1 m の場合で溶融コリウムの約半分が粒子化し、残りはジェット状でプール底面に衝突し、パンケーキ状に堆積したとの結果が得られている。また、低圧条件・サブクール水条件では、全てのコリウムは粒子化した。

さらに、粒子の質量中央径は 3.2 mm~4.8 mm であり、試験パラメータ(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度)に依存しないことが報告されている。

## 2.2 COTELS 実験

COTELS 実験は、(財)原子力発電技術機構により実施された実験であり、圧力容器底部が溶融破損して溶融コリウムが格納容器床面上の水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生有無を調べることを目的に実施された。図 2.2 に実験装置の概要図を示す。実験は、シビアアクシデント時の溶融コリウム成分を模擬するため、比較的多くの金属成分を含む模擬コリウム(55wt%  $\text{UO}_2$ +5wt%  $\text{ZrO}_2$ +25wt%  $\text{Zr}$ +15wt% SUS)が用いられた。また、多くの実験ケースはプール水深 40 cm, 飽和水温度で実施されている

表 2.2 に実験条件及び結果を示す。

結果として、いずれの実験においても、水蒸気爆発の発生は確認されなかった。

プールに落下した溶融コリウムはほとんどが粒子化し、落下速度が大きいケースでは、全てのコリウムが粒子化するとの結果が得られている。

また、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、粒径分布に大きな差はなく、質量中央径で 6 mm 程度であり、落下速度が大きいケースでは粒子径は小さくなっている。

## 2.3 KROTOS 実験

KROTOS 実験はイスプラ研究所で実施された実験であり、FARO 実験が高圧条件を主目的として実施されたのに対して、KROTOS 実験では、低圧・サブクール水を主として実施が行われている。

図 2.3 に実験装置の概要図を示す。本実験では模擬コリウムとして  $\text{UO}_2$  混合物(80%  $\text{UO}_2$ +20%  $\text{ZrO}_2$ )またはアルミナを用いた実験を行っている。また、外部トリガ装置によりトリガを与えることで、水蒸気爆発を誘発させる実験も実施されている。

表 2.3 に実験条件及び結果を示す。

アルミナを用いた実験では、サブクール水(ケース 38, 40, 42, 43, 49)の場合、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生、低サブクール水(ケース 41, 44, 50, 51)の場合、外部トリガがある場合(ケース 44)に水蒸気爆発が発生した。一方、 $\text{UO}_2$  混合物を用いた実験では、サブクール度が 4~102 K の場合、外部トリガ無しでは水蒸気爆発が発生せず、外部トリガありの場合でも、溶融物の重量が大きい、または、水プールのサブクール度が高い場合(ケース 52)に水蒸気爆発が観測されている。

これらの差異として、粒子径はアルミナの 8~17 mm に対し  $\text{UO}_2$  混合物は 1~1.7 mm であり、 $\text{UO}_2$  混合物の方が小さく、粒子化直後の表面積が大きいため粗混合時に水プールが高ボイド率となり、トリガの伝播を阻害した可能性がある。また、アルミナは比重が小さいことから水面近傍でブレイクアップし、径方向に拡がったことによりトリガが伝搬しやすくなったと考えられている。一方、 $\text{UO}_2$  混合物は、粒子表面と水が接触した直後に表面が固化することにより蒸気膜が崩壊した際の微粒化が起こりにくく、これが一つの要因となって水蒸気爆発の発生を阻害すると考えられる。

### 3. まとめ

上記の実験結果から、 $\text{UO}_2$  を用いた実験では、外部トリガを与えた一部の場合を除いて炉外 FCI における水蒸気爆発は確認されていない。KROTOS 実験の実験 No. 52(表 2.3 参照)が、外部トリガを与えた中で水蒸気爆発が確認されている実験結果である。KROTOS 実験の実験 No. 52 の実験結果は、他の外部トリガを与えた実験結果と比較してサブクール度が高いが、FARO 実験の実験 No. L-31, L-33(表 2.1 参照)と同等のサブクール度であることから、サブクール度が高い場合であっても外部トリガが与えられない限り水蒸気爆発が発生する可能性は低いと考える。

溶融炉心が落下する際の原子炉格納容器下部は準静的な状態と考えられることから、外部トリガが与えられる可能性は考えにくく炉外 FCI が発生する可能性は小さいものと考えられる。

### 4. 参考文献

- [1] 社団法人日本原子力学会「シビアアクシデント熱流動現象評価」平成 12 年 3 月

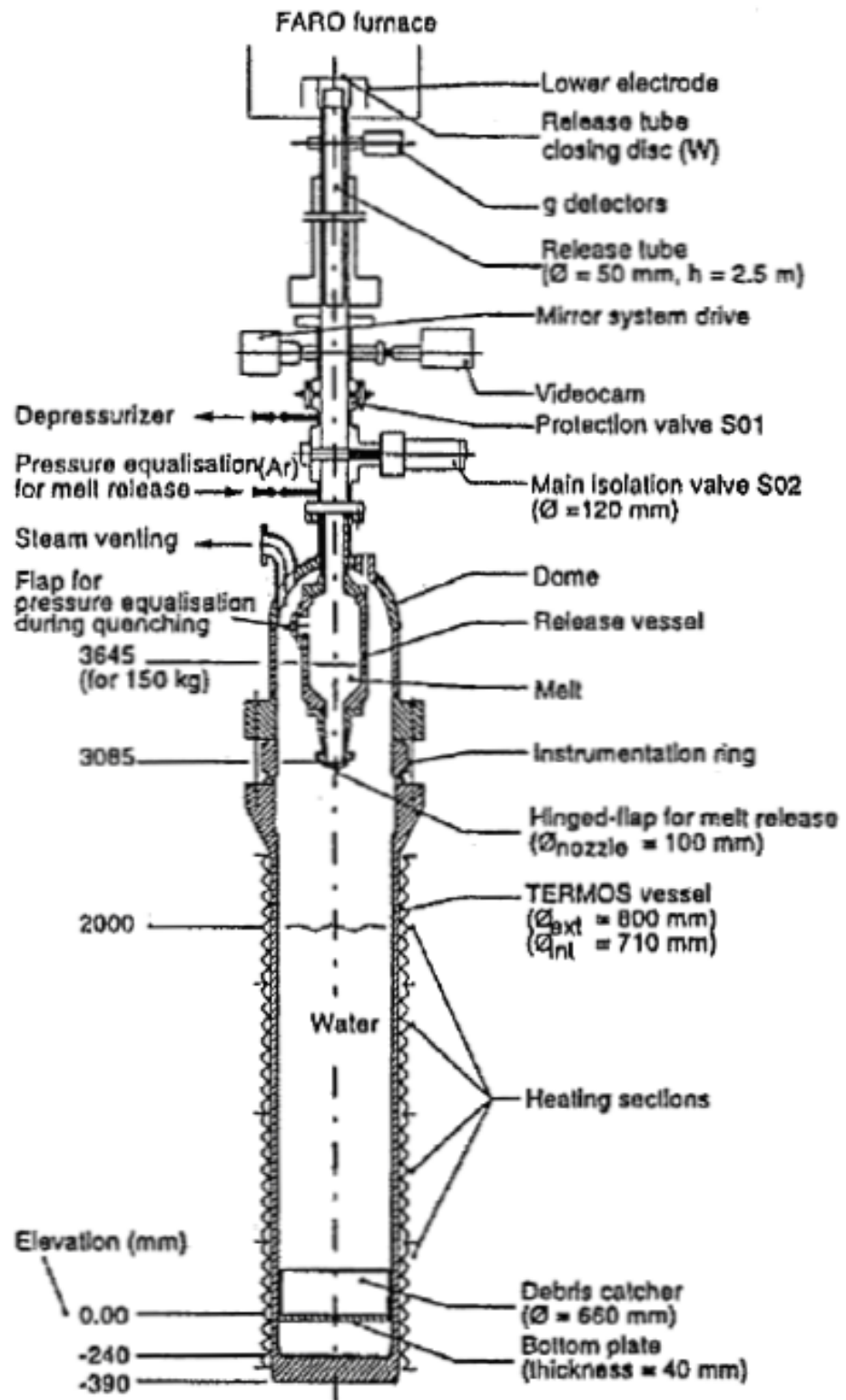
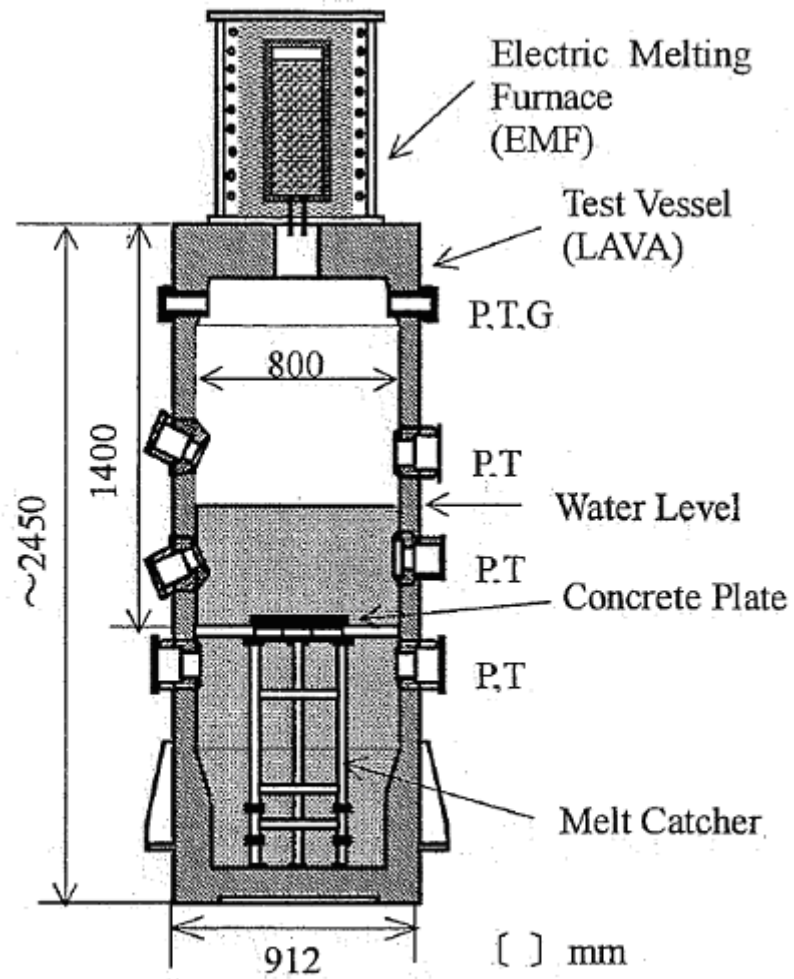


图 2.1 FARO 試驗裝置



P: Pressure, T: Temperature,  
G: Gas sampling line

図 2.2 COTELS 試験装置

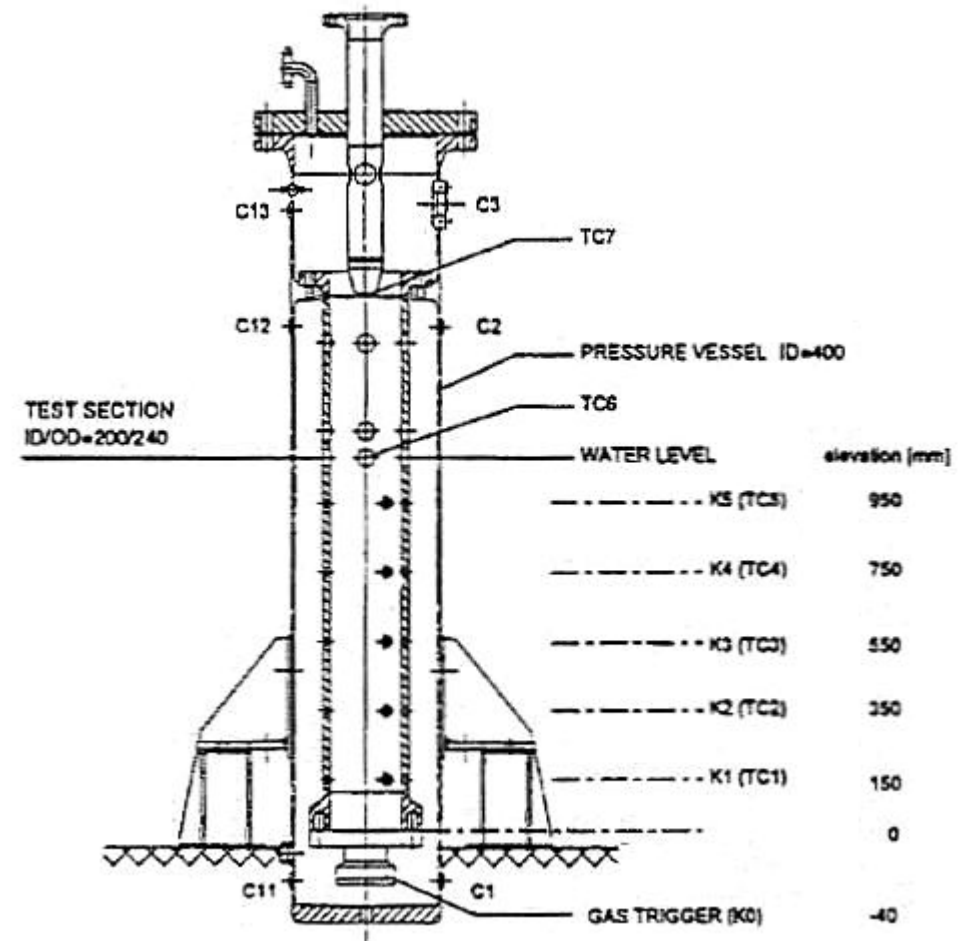


図 2.3 KROTOS 試験装置

表 2.1 FARO 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム ※	溶融物質量 [kg]	溶融物温度 [K]	溶融物落下 粒径[mm]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	FCI発生 の有無
L-06	A	18	2923	100	5.0	0.87	0	無
L-08	A	44	3023	100	5.8	1.00	12	無
L-11	B	151	2823	100	5.0	2.00	2	無
L-14	A	125	3123	100	5.0	2.05	0	無
L-19	A	157	3073	100	5.0	1.10	1	無
L-20	A	96	3173	100	2.0	1.97	0	無
L-24	A	177	3023	100	0.5	2.02	0	無
L-27	A	129	3023	100	0.5	1.47	1	無
L-28	A	175	3052	100	0.5	1.44	1	無
L-29	A	39	3070	100	0.2	1.48	97	無
L-31	A	92	2990	100	0.2	1.45	104	無
L-33	A	100	3070	100	0.4	1.60	124	無

※ A: 80wt% UO<sub>2</sub>+20wt% ZrO<sub>2</sub>

B: 77wt% UO<sub>2</sub>+19wt% ZrO<sub>2</sub>+4wt% Zr

表 2.2 COTELS 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム ※	溶融物質量 [kg]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	FCI発生 の有無
A1	C	56.3	0.20	0.4	0	無
A4	C	27.0	0.30	0.4	8	無
A5	C	55.4	0.25	0.4	12	無
A6	C	53.1	0.21	0.4	21	無
A8	C	47.7	0.45	0.4	24	無
A9	C	57.1	0.21	0.9	0	無
A10	C	55.0	0.47	0.4	21	無
A11	C	53.0	0.27	0.8	86	無

※ C: 55wt% UO<sub>2</sub>+5wt% ZrO<sub>2</sub>+25wt% Zr+15wt% SUS

表 2.3 KROTOS 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム	溶融物質 質量 [kg]	溶融物温度 [K]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	外部トリガ の有無	FCI発生の 有無
38	アルミナ	1.53	2665	0.10	1.11	79	無	有
40	アルミナ	1.47	3073	0.10	1.11	83	無	有
41	アルミナ	1.43	3073	0.10	1.11	5	無	無
42	アルミナ	1.54	2465	0.10	1.11	80	無	有
43	アルミナ	1.50	2625	0.21	1.11	100	無	有
44	アルミナ	1.50	2673	0.10	1.11	10	有	有
49	アルミナ	1.47	2688	0.37	1.11	120	無	有
50	アルミナ	1.70	2473	0.10	1.11	13	無	無
51	アルミナ	1.79	2748	0.10	1.11	5	無	無
37	コリウム※	3.22	3018	0.10	1.11	77	有	無
45	コリウム※	3.09	3106	0.10	1.14	4	有	無
47	コリウム※	5.43	3023	0.10	1.11	82	有	無
52	コリウム※	2.62	3023	0.20	1.11	102	有	有

※ コリウム : 80% UO<sub>2</sub>+20% ZrO<sub>2</sub>

## 7 日間における燃料の対応について(原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用)

プラント状況: 6, 7 号機運転中。 1~5 号機停止中。

事象: 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用は 6, 7 号機を想定。

なお、外部電源喪失は想定していないが、全プラントで外部電源喪失が発生することとし、免震棟等、プラントに関連しない設備も対象とする。

号機	時系列	合計	判定
7 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 750,960L</b>	7 号機軽油タンク容量は <b>約 1,020,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3 台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,490L/h×24h×7 日×3 台=750,960L		
6 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 750,960L</b>	6 号機軽油タンク容量は <b>約 1,020,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3 台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,490L/h×24h×7 日×3 台=750,960L		
1 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	1 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
2 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	2 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
3 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	3 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
4 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	4 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
5 号機	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	5 号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7 日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2 台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7 日×2 台=631,344L		
その他	事象発生直後～事象発生後 7 日間	7 日間の 軽油消費量 <b>約 70,896L</b>	1~7 号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 残容量(合計)は <b>約 685,360L</b> であり、 7 日間対応可能。
	免震棟ガスタービン発電機 1 台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 395L/h×24h×7 日=66,360L モニタリングポスト用仮設発電機 3 台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 9L/h×24h×7 日×3 台=4,536L		

※1 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は 2 台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機 3 台を起動させて評価した。

※2 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は 1 台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機 2 台を起動させて評価した。



### 3.4 水素燃焼

#### 3.4.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

##### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「水素燃焼」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」からは抽出されない。これは、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉では格納容器内を窒素で置換しているため、格納容器内の気体の組成が可燃限界に至るシーケンスが抽出されないためである。このため、最も可燃限界への到達が早いと考えられるシーケンスを考慮しても、7 日以内に可燃限界に至らないことを示す。

##### (2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「水素燃焼」では、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素と、水の放射線分解によって発生した酸素が格納容器内で激しく燃焼反応することによって、格納容器が破損する場合を想定する。

したがって、本格納容器破損モードに対しては、窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化によって、格納容器破損の防止を図る。

##### (3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「水素燃焼」で想定される事故シーケンスに対して、原子炉格納容器の健全性を長期的に維持するための重大事故等対策を整備する。

本格納容器破損モードに対応する対策の概略系統図を図 3.4.1 から図 3.4.2 に、手順の概要を図 3.4.3 に示すとともに、重大事故等対策の概要を以下に示す。また、重大事故等対策における設備と手順の関係を表 3.4.1 に示す。

本格納容器破損モードにおける事象発生 10 時間までの 6/7 号炉同時の重大事故等対策に必要な要員は、中央監視・指示を行う当直長 1 名(6/7 号炉兼任)、当直副長 2 名、運転員 12 名、緊急時対策要員(現場)14 名の合計 29 名である。

また、事象発生10時間以降に追加に必要な要員は、代替原子炉補機冷却系作業を行うための参集要員26名である。必要な要員と作業項目について図3.4.4に示す。

##### a. 全交流動力電源喪失及び原子炉スクラム確認

外部電源が喪失するとともに、全ての非常用ディーゼル発電機が機能喪失する。これにより所内高圧系統(6.9kV)の母線が使用不能となり、全交流動力電源喪失と判断する。本評価では、この事象発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は、平均出力領域モニタ等である。

##### b. 原子炉隔離時冷却系機能喪失確認

原子炉スクラム後、原子炉水位は低下し、原子炉水位低(レベル 2)で原子炉隔離時冷

却系の起動信号が出力されるが、原子炉隔離時冷却系の故障により起動に失敗する。原子炉水位低(レベル 1.5)での原子炉隔離時冷却系の起動についても同様に失敗する。

原子炉隔離時冷却系機能喪失を確認するために必要な計器は、原子炉隔離時冷却系系統流量等である。

c. 早期の電源回復不能及び対応準備

外部電源及び非常用ディーゼル発電機からの給電に失敗し、非常用高圧系統(6.9kV)の電源が回復できない場合、早期の電源回復不可と判断する。これにより、常設代替交流電源設備、代替原子炉補機冷却系、低圧代替注水系(常設)の準備を開始する。

d. 炉心損傷確認

全交流動力電源喪失及び原子炉隔離時冷却系機能喪失により原子炉への注水手段を失うことで原子炉水位は急激に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。

炉心損傷の確認に必要な計装設備は、格納容器内雰囲気放射線レベル計である。

e. 原子炉手動減圧

原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10 %高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。

原子炉の手動減圧を確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力計等である。

f. 常設代替交流電源設備による交流電源供給及び低圧代替注水系(常設)による原子炉注水

事象発生から 2 時間経過した時点で、常設代替交流電源設備による交流電源供給を開始し、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を開始する。これにより、原子炉圧力容器の破損に至ることなく、原子炉水位は回復する。

低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を確認するために必要な計装設備は、復水補給水流量計等である。

原子炉水位回復後は、原子炉水位を原子炉水位低(レベル 3)から原子炉水位高(レベル 8)の間で維持する。

g. 代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却

崩壊熱除去機能を喪失しているため、格納容器の圧力及び温度が上昇する。格納容器圧力が 0.18MPa[gage]到達した時点で、代替格納容器スプレイ冷却系により格納容器冷却を実施する。

代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却実施を確認するために必要な計装設備は、格納容器圧力計及び復水補給水流量計である。

代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却時に、原子炉水位が原子炉水位低(レベル 3)まで低下した場合は、代替格納容器スプレイを停止し、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を実施する。再び原子炉水位高(レベル 8)まで原子炉水位が回復した後、原子炉注水を停止し、代替格納容器スプレイを再開する。

#### h. 残留熱除去系低圧注水モード運転

事象発生から 20 時間経過した時点で、代替原子炉補機冷却系を用いた残留熱除去系による低圧注水モード運転を開始する。

低圧注水モード運転実施を確認するために必要な計装設備は、残留熱除去系流量計等である。

低圧注水モード運転開始後は、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水及び代替格納容器スプレイ冷却系は停止する。

### 3.4.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

#### (1) 有効性評価の方法

プラント損傷状態の選定結果については、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおりであり、以下の a～c の観点に基づき、TQUV, TQUX, LOCA, 長期 TB, TBU 及び TBP から選定した。

##### a. 有効性評価に関する審査ガイドの選定基準等との整合

- ・審査ガイド 3.2.3(4)b. (a)では「PRA に基づく格納容器破損シーケンスの中から水素燃焼の観点から厳しいシーケンスを選定する。」と記載されているが、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉では格納容器内を窒素で置換しているため、水素燃焼による格納容器破損シーケンスは抽出されない。このため、最も可燃限界への到達が早いと考えられるシーケンスを考慮し、有効性評価では 7 日以内に可燃限界に至らないことを示す。
- ・過圧破損の格納容器破損頻度の内訳では、プラント損傷状態の長期 TB や TBU が支配的であり、全交流動力電源喪失の寄与が高い。

##### b. 事象の厳しさ(酸素濃度の上昇の早さ)

- ・格納容器内が窒素置換され、初期酸素濃度が低く保たれていることから、水素燃焼防止の観点からは酸素濃度が重要になる。
- ・酸素濃度を厳しく見積もる観点では、過剰に水素を発生させることなく、かつ、酸素が体積の小さな領域に集中する場合は厳しい事故シナリオとなる。
- ・この観点で、炉心損傷には至るが原子炉圧力容器は破損せず、ドライウエルに比べて体積が小さく濃度が上昇しやすいサプレッション・チェンバにおいて水素・酸素の蓄積量が多くなる状況が水素燃焼の評価の観点では厳しい。
- ・炉心損傷割合を小さく見積もる水位低下事象という観点から、低圧で炉心損傷に至る場合よりも水位低下の遅い、高圧で炉心損傷に至るシーケンスを選定する。また、過剰な水素の発生を抑える観点から、炉心損傷後に炉内への注水を実施する。注水のタイミングを炉心損傷後とする観点から、全交流動力電源喪失を事象に加え、代替電源及び代替注水系によって炉内に注水し、過剰な水素の発生を抑制するシナリオとする。

c. その他の考慮事項

- ・ サプレッション・チェンバの圧力が上昇すると、真空破壊弁によってドライウエル側にサプレッション・チェンバ内の圧力(気体)が移行するが、これを考慮しても酸素の濃度上昇の観点ではサプレッション・チェンバ側の方が厳しい。

以上より、TBU を水素燃焼への対策を評価する上でのプラント損傷状態とした。

このプラント損傷状態には、以下の事故シーケンスが想定される。

- ・ 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG 喪失)+RCIC 失敗+格納容器破損回避(圧力容器破損なし)→可燃限界到達まで維持
- ・ 全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG 喪失)+RCIC 失敗+格納容器破損回避(圧力容器破損あり)→可燃限界到達まで維持

酸素濃度を厳しく見積もる観点では、酸素が体積の小さな領域に集中する場合は厳しい事故シナリオとなる。この観点で、炉心損傷には至るが原子炉圧力容器は破損せず、ドライウエルに比べて体積が小さく濃度が上昇しやすいサプレッション・チェンバにおいて水素・酸素の蓄積量が多くなるシーケンス「全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG 喪失)+RCIC 失敗+格納容器破損回避(圧力容器破損なし)→可燃限界到達まで維持」を評価事故シーケンスとした。

本評価事故シーケンスでは、原子炉水位、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水、代替格納容器スプレイ冷却系を用いた格納容器冷却、残留熱除去系低圧注水モードによる炉心及び格納容器除熱、格納容器内水素及び酸素濃度等が重要な現象となる。よって、これらの現象を適切に評価することが可能であるシビアアクシデント総合解析コードMAAPにより水素濃度、酸素濃度等の推移を求める。

(2) 有効性評価の条件

本評価事故シーケンス対する主要な解析条件を表 3.4.2 に示す。また、初期条件も含めた主要な解析条件について、本評価事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

a. 事故条件

(a) 起回事象

起回事象として、外部電源喪失が発生するものとする。

(b) 安全機能の喪失に対する仮定

高圧注水機能(原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系)の機能喪失、全交流動力電源喪失(非常用ディーゼル発電機)を想定する。

(c) 外部電源

外部電源はないものとする。

(d) 炉心内の金属-水反応による水素発生量

炉心内の金属-水反応による水素発生量は、MAAP による評価結果を用いる場合と全炉心内のジルコニウム量の 75 %が水と反応する場合を比較し、水素燃焼の観点から厳しい値を用いる。

(e) 酸素濃度

格納容器の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する水素及び酸素を考慮することとする。格納容器の初期酸素濃度は、運転上許容される上限の 3.5 vol%とする。

(f) 水素ガス及び酸素ガスの発生割合

水の放射線分解によって発生する水素及び酸素の発生量は、MAAP で得られる崩壊熱をもとに評価する。ここで、水素及び酸素の発生割合(G 値(100 eV あたりの分子発生量))は、それぞれ 0.06, 0.03 とする。

(添付資料 3.4.1)

b. 重大事故等対策に関連する機器条件

(a) 原子炉スクラム信号

原子炉スクラム信号は事象の発生と同時に「主蒸気隔離弁閉」信号が発生し、原子炉は自動停止するものとする。

(b) 主蒸気逃がし弁

原子炉の減圧として主蒸気逃がし弁 2 個を使用するものとし、容量として、1 個あたり定格主蒸気流量の約 5 %を処理するものとする。

(c) 低圧代替注水(常設)による原子炉への注水流量

事象発生から2時間経過した時点で、最大300 m<sup>3</sup>/hにて原子炉へ注水、その後は炉心を冠水維持するよう注水する。

(d) 代替格納容器スプレイ冷却系

格納容器雰囲気温度及び圧力抑制に必要なスプレイ流量を考慮し、130 m<sup>3</sup>/hにて格納容器へスプレイする。

(e) 代替原子炉補機冷却系

伝熱容量は約 23 MW とする(海水温度 30°Cにおいて)

c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員操作に関する条件として、「1.3.5 運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類にしたがって以下のとおり設定する。

(a) 代替交流電源の準備は、事象判断時間を考慮して、事象発生から10分後に開始するものとし、事象発生2時間後までにガスタービン発電機による交流電源供給を開始するものとする。

(b) 原子炉急速減圧操作は、原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の10 %高い位置に到達した時点で、開始するものとし、その操作時間は5分間とする。

- (c) 低圧代替注水系(常設)による原子炉注水操作は、現場準備作業として20分間、中央制御室での操作として5分間を考慮し、事象発生2時間後から開始するものとする。
- (d) 代替原子炉補機冷却系の現場準備時間としては、5時間を考慮するものとする。
- (e) 残留熱除去系低圧注水モードの運転については、中央制御室における5分間の操作を考慮している。

### (3) 有効性評価の結果

原子炉圧力、原子炉水位、原子炉注水量、格納容器圧力、格納容器温度、サブプレッション・チェンバの水位変化、格納容器下部ドライウエルの水位変化、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバの気相濃度(ウェット条件、ドライ条件)の変化を図3.4.5から図3.4.14に示す。

#### a. 事象進展

全交流動力電源喪失時及び高圧注水機能喪失により、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心が露出し、事象発生から約 1.0 時間後に炉心損傷に至る。事象発生から約 1.8 時間経過した時点で手動操作により原子炉を減圧し、事象発生から 2 時間経過した時点でガスタービン発電機による電源供給を開始するとともに低圧代替注水系(常設)による注水を開始することによって、原子炉圧力容器を破損させることなく、原子炉水位を回復し、炉心を再冠水させる。並行して格納容器スプレイを、低圧代替注水系(常設)と交互に実施することによって、格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制する。事象発生から 20 時間経過した時点で、代替原子炉補機冷却系を用いた残留熱除去系による除熱を開始し、格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制する。格納容器の圧力及び温度が限界圧力及び限界温度を超えることはない。

上記の事象進展に伴い、主に炉心の露出から炉心再冠水までの間に、全炉心のジルコニウムの約 19 %が水と反応して水素が発生する。発生した水素は原子炉内で発生する蒸気とともに、逃がし安全弁を通じてサブプレッション・チェンバに流入する。また、原子炉圧力容器内及びサブプレッション・チェンバにおいて核分裂生成物による水の放射線分解が起こり水素及び酸素が発生する。サブプレッション・チェンバの気体は真空破壊弁を通じてドライウエルに流入する。代替原子炉補機冷却系接続後の低圧注水モードによる除熱開始後は、サブプレッション・チェンバ内で蒸気の凝縮が進むことに伴い、サブプレッション・チェンバ内の水素濃度及び酸素濃度が相対的に上昇する。

#### b. 評価項目等

原子炉格納容器内の水素濃度は、事象発生直後から 13 vol%を上回るが、酸素濃度は、酸素の蓄積が最も進む事象発生から 7 日後においても約 2.8 vol%であり、可燃限界を下回る。また、炉心損傷を伴う事故の際には、原子炉水位の低下や損傷炉心への注水により多量の水蒸気が発生するため、格納容器内がドライ条件となることは考えにくい。仮にド

ライ条件を仮定しても事象発生から 7 日後の酸素濃度は約 4.0 vol%であり、可燃限界の 5.0 vol%以下である。

本評価では、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 第37条 2-3のうち、(f)及び(g)の評価項目について厳しいシーケンスを選定し、対策の有効性を確認した。

(添付資料 3.4.2)

### 3.4.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

**追而**

### 3.4.4 必要な要員及び資源の評価

#### (1) 必要な要員の評価

格納容器破損モード「水素燃焼」において、6号炉及び7号炉同時の重大事故等対策時に事象発生10時間までの必要要員及び事象発生10時間以降に必要な参集要員は、「3.4.1(3)格納容器破損防止対策」に示すとおり29名、26名である。「6.2 重大事故等対策時に必要な要員の評価結果」で説明している重大事故等対策要員53名で対処可能である。

#### (2) 必要な資源の評価

格納容器破損モード「水素燃焼」において、必要な水源、燃料及び電源は、「6.1(2)資源の評価条件」の条件にて評価をした。その結果を以下に示す。

##### a. 水源

低圧代替注水系(常設)による炉心注水及び代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器スプレイについて、7日間の対応を考慮すると、合計約1,600 m<sup>3</sup>必要となる。注水に利用可能な保有水量は復水貯蔵槽及び淡水貯水池で合計約19,700 m<sup>3</sup>であり、12時間以降からは可搬型代替注水ポンプによって復水貯蔵槽への給水を行うことで、復水貯蔵槽の水量を維持したまま復水貯蔵槽からの注水が維持できる。

更に20時間以降からは低圧注水モードによる代替原子炉補機冷却系を介した原子炉及びサプレッション・プールの循環冷却(除熱)を行うため、7日間の継続実施が可能である。

(添付資料 3.4.3)

##### b. 燃料

常設代替交流電源設備による電源供給では、保守的に事象発生直後からの運転を想定すると、7日間の運転継続に約859,320 Lの軽油が必要となる。復水貯蔵槽への給水に用いる可搬型代替注水ポンプの運転では、保守的に事象発生直後からの運転を想定すると、7日間の運転継続に約6,048 Lの軽油が必要となる。代替原子炉補機冷却設備に接続する電源車については、保守的に事象発生直後からの運転を想定すると、7日間の運転継続に約36,960 L

の軽油が必要となる。(合計 約902,328 L)

軽油タンク及び地下軽油タンクで軽油約 1,164,000 L(発電所内で軽油約 5,344,000 L)の軽油が使用可能であることから、常設代替交流電源設備による電源供給、可搬型代替注水ポンプによる復水貯蔵槽への給水、代替原子炉補機冷却設備の運転を 7 日間継続可能である。

(添付資料 3.4.4)

#### c. 電源

常設代替交流電源設備の電源負荷は、6号炉で約1,642 kW、7号炉で約1,694 kWが必要となるが、給電容量である3,600 kW未満であることから、必要負荷に対しての電源供給が可能である。

(添付資料 3.4.5)

#### 3.4.5 結論

格納容器破損モード「水素燃焼」では、ジルコニウム-水反応等によって水素が発生した水素と、水の放射線分解によって発生した酸素が格納容器内で反応することによって激しく燃焼し、格納容器が破損する場合を想定した。

したがって、本格納容器破損モードに対しては、窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化によって、格納容器破損の防止を図る。

格納容器破損モード「水素燃焼」では、酸素濃度を厳しく見積もる観点から、炉心損傷には至るが原子炉圧力容器は破損せず、ドライウエルに比べて体積が小さく濃度が上昇しやすいサブプレッション・チェンバにおいて水素・酸素の蓄積量が多くなるシーケンス「全交流動力電源喪失(外部電源喪失+DG喪失)+RCIC失敗+格納容器破損回避(圧力容器破損なし)→可燃限界到達まで維持」を評価事故シーケンスとして有効性評価を行った。

上記の場合においても、窒素置換による格納容器内雰囲気の不活性化により、酸素濃度が可燃限界である5 vol%以下となることから、水素燃焼に至ることはない。

重大事故等対策時に必要な要員は、重大事故等対策要員にて確保可能である。

以上のことから、選定した評価事故シーケンスに対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。これを以って格納容器破損モード「水素燃焼」に対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。



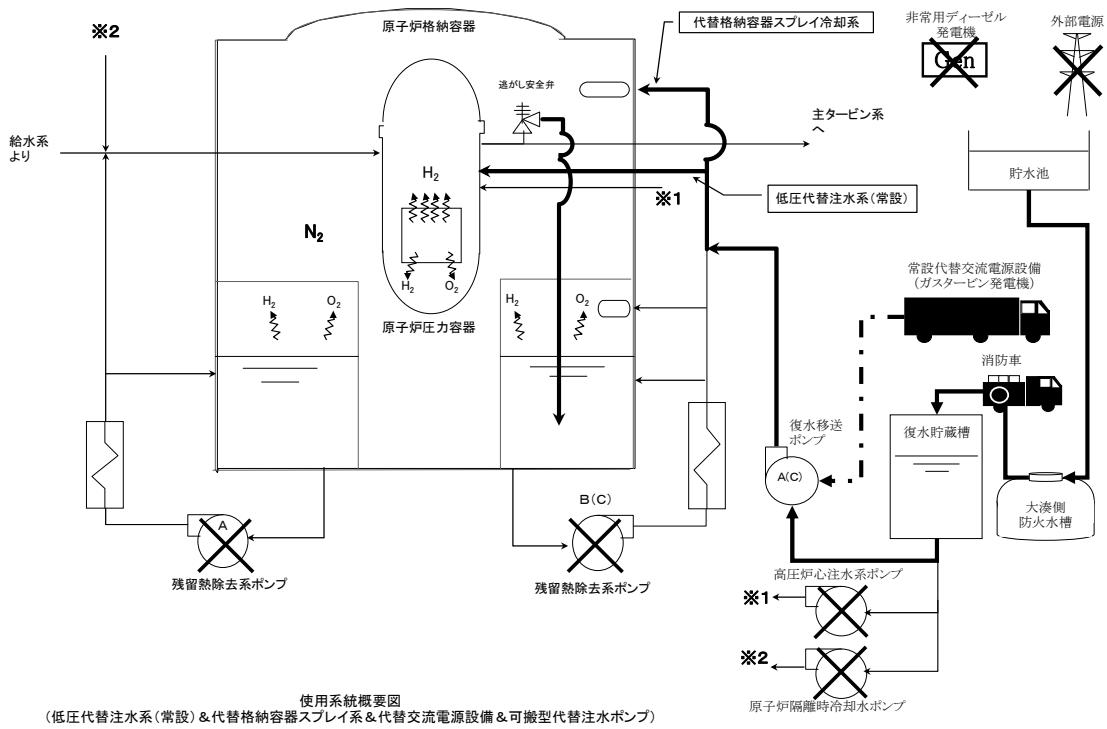


図 3. 4. 1 格納容器破損モード「水素燃焼」時の使用系統概要(1/2)

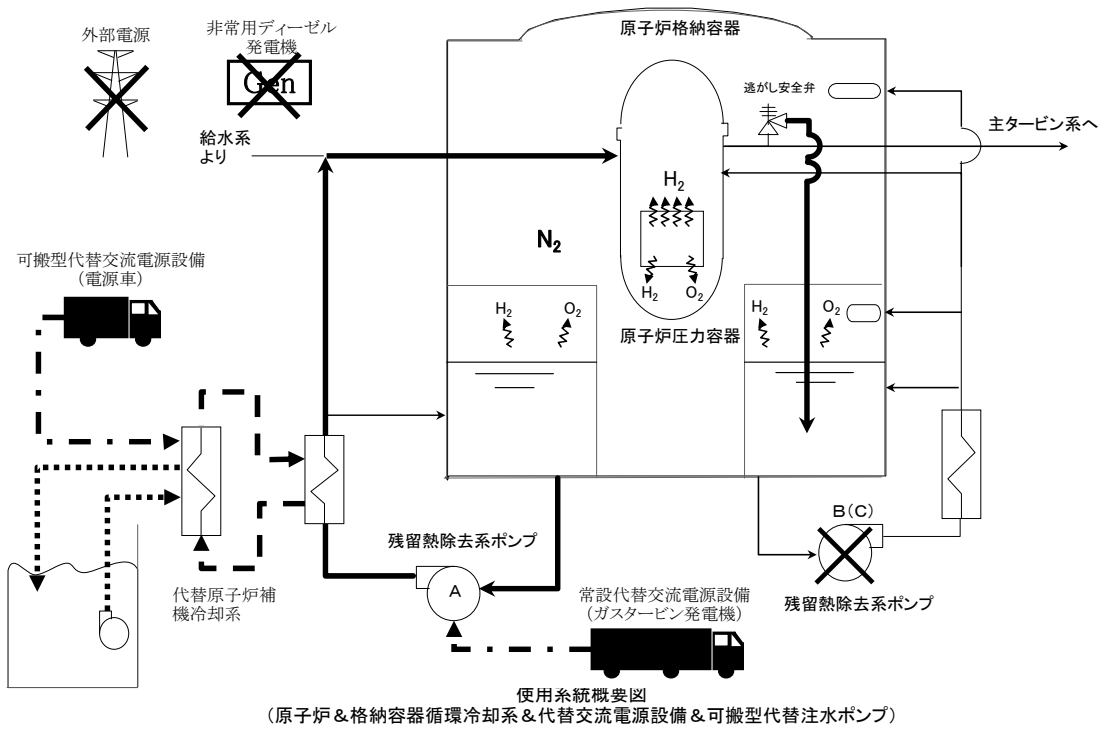


図 3. 4. 2 格納容器破損モード「水素燃焼」時の使用系統概要(2/2)

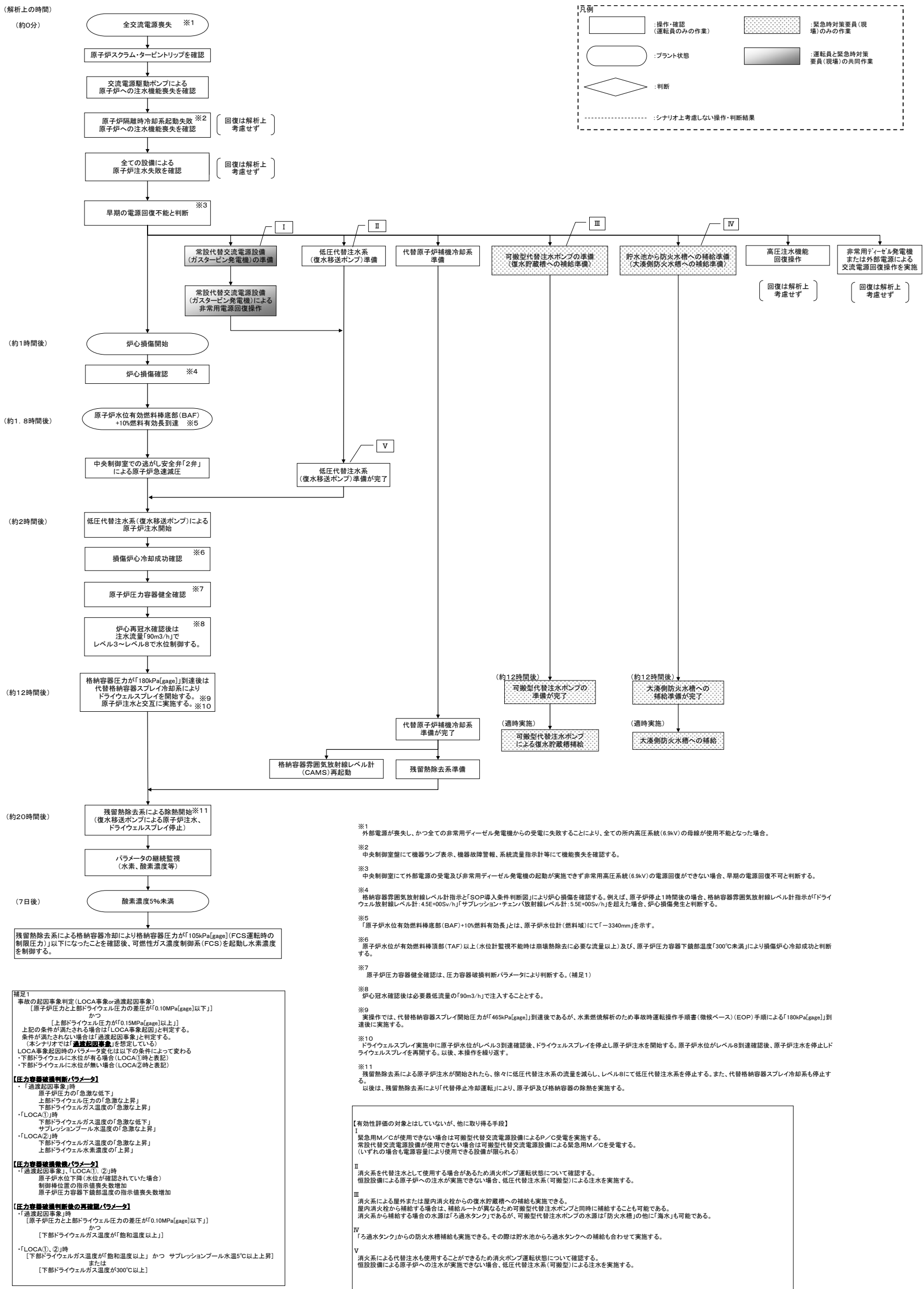


図 3.4.3 格納容器破損モード「水素燃焼」時の対応手順の概要

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間(分)												備考
	運転員(中操)		運転員(現場)		緊急時対策要員(現場)			10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 原子炉スクラム プラント状況判断 約1時間 炉心損傷開始 約1.8時間 原子炉水位有効燃料棒芯部(BAF) + 10%燃料有効長到達												
状況判断	2人 A,B	2人 a,b	-	-	-	-	・全交流電源喪失確認 ・原子炉スクラム・タービントリップ確認 ・全ての原子炉注水機能喪失確認	10分												
常設代替交流電源設備 準備操作	(2人) A,B	(2人) a,b	-	-	-	-	・受電前準備(中操)	20分												
	-	-	2人 E,F	2人 e,f	-	-	・現場移動 ・受電前準備(現場)	50分												
常設代替交流電源設備 運転	-	-	-	-	6人 ↓ (2人)		・現場移動 ・ガスタービン発電機健全性確認 ・緊急用M/C健全性確認 ・ガスタービン発電機給電準備 ・緊急用M/C給電準備 ・ガスタービン発電機起動 ・緊急用M/C遮断器投入	20分	10分	20分										
	(1人) B	(1人) b	-	-	-	-	・ガスタービン発電機 運転状態監視	適時実施												
常設代替交流電源設備による受電	(1人) B	(1人) b	-	-	-	-	・M/C 受電確認	10分												
	-	-	(2人) E,F	(2人) e,f	-	-	・M/C 受電 ・MCC 受電	10分												
低圧代替注水系(常設) 準備操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・復水移送ポンプ起動/運転確認 ・低圧代替注水系 ラインアップ	5分												
	-	-	2人 C,D	2人 c,d	-	-	・現場移動 ・低圧代替注水系 現場ラインアップ ※復水貯蔵槽吸込ライン切替	20分												
原子炉急速減圧操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・遮り安全弁 2弁 手動開放操作	5分												

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間(時間)												備考	
	運転員(中操)		運転員(現場)		緊急時対策要員(現場)			2	4	6	8	10	12	14	16	18	20	22	24		
	6号	7号	6号	7号	6号	7号		事象発生 約1時間 炉心損傷開始 約1.8時間 原子炉水位有効燃料棒芯部(BAF) + 10%燃料有効長到達 約2時間 原子炉注水開始 約12時間 格納容器圧力180kPa(gage)到達 約20時間 代替停止冷却モード開始													
低圧代替注水系(常設) 注水操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・低圧注水系 注入弁操作	格納容器スプレイ実施まで「レベル3～レベル8」維持													
代替格納容器スプレイ操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・低圧注水系 スプレイ弁操作	「レベル8」到達後格納容器スプレイ切替「レベル3」到達後原子炉注水切替 格納容器圧力180kPa(gage)到達後は、 適宜原子炉注水と格納容器スプレイの 切り替えを繰り返す実施													
消防車による復水貯蔵槽への補給	-	-	-	-	2人	2人	・消防車による復水貯蔵槽への注水準備 (消防車移動、ホース敷設(防火水槽から消防車、消防車から接続口)、ホース接続)	60分													
貯水池から大減圧防火水槽への補給	-	-	-	-	2人		・消防車による復水貯蔵槽への補給 ・現場移動 ・貯水池～防火水槽への系統構成、ホース水張り	90分													
代替原子炉補機冷却系 準備操作	-	-	(2人) C,D	(2人) c,d	-	-	・現場移動 ・代替原子炉補機冷却系 現場ラインアップ	300分													
	-	-	-	-	13人 (総集)	13人 (総集)	・現場移動 ・資機材配置及びホース布設、起動及び系統水張り	10時間													
代替原子炉補機冷却系 運転	-	-	-	-	(3人)	(3人)	・代替原子炉補機冷却系 運転状態監視	適宜実施													
残留熱除去系 起動操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・代替停止冷却モード 起動	5分													
格納容器雰囲気放射線レベル計 起動操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・格納容器雰囲気放射線レベル計 起動前確認/起動操作	適宜実施													
燃料供給準備	-	-	-	-	2人		・軽油タンクからタンクローリーへの補給	90分											タンクローリー残量に応じて適宜軽油タンクから補給		
燃料給油作業	-	-	-	-	2人		・消防車への給油 ・電源車への給油	適宜実施													
必要人員数 合計	2人 A,B	2人 a,b	4人 C,D,E,F	4人 c,d,e,f	14人 (その他参集26人)																

( ) 内の数字は他の作業終了後、移動して対応する人員数。

図 3.4.4 格納容器破損モード「水素燃焼」時の作業と所要時間

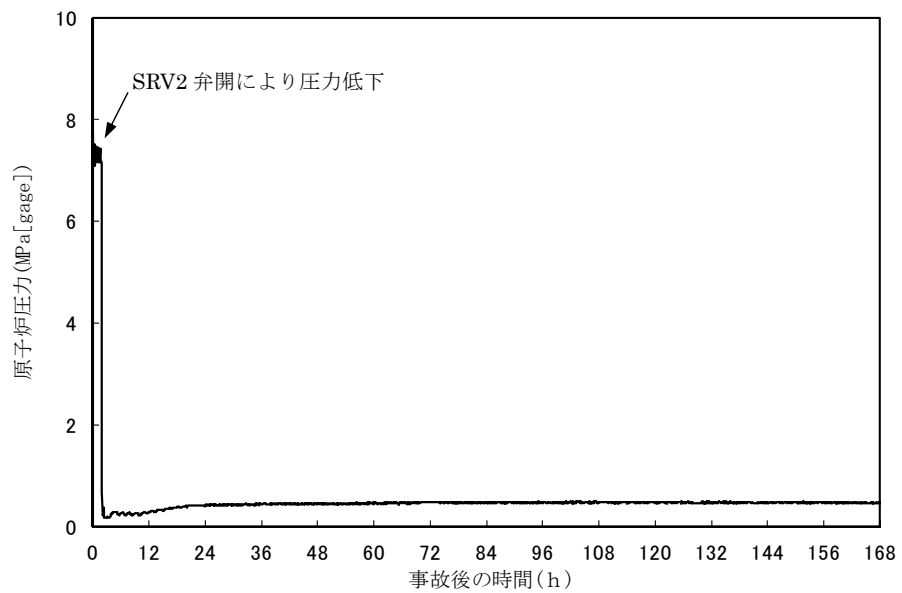
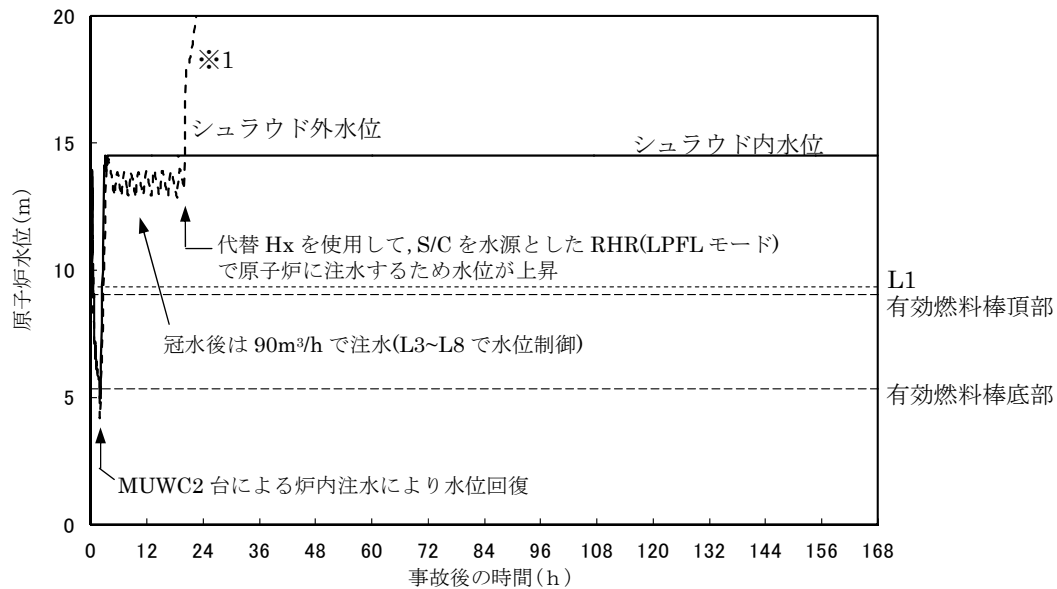


図 3.4.5 原子炉圧力の推移



※1 MAAP コード上、原子炉水位が上部ダウンシカマを超えた以降は実際の水位とは異なる表示となる。

図 3.4.6 原子炉水位の推移

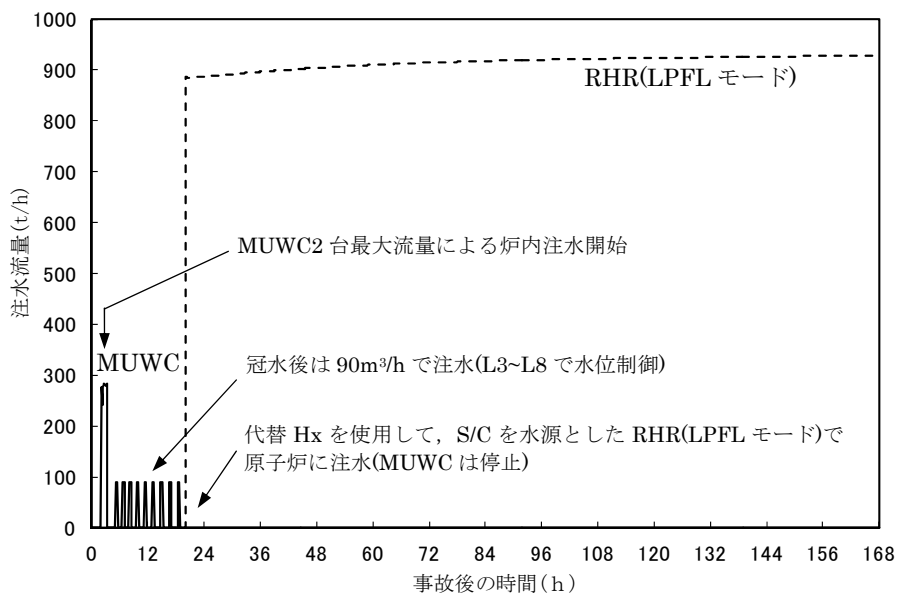


図 3.4.7 原子炉注水量の推移

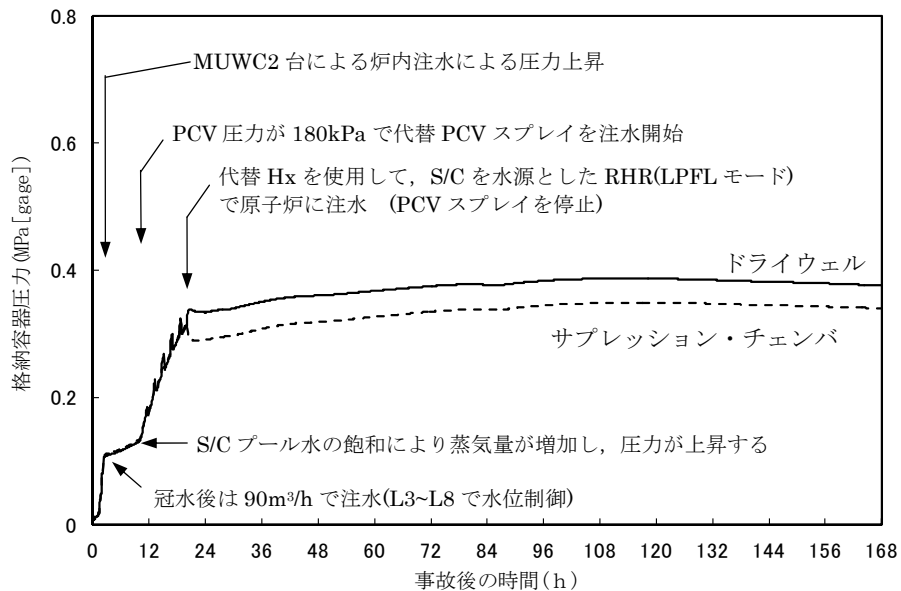


図 3.4.8 格納容器圧力の推移

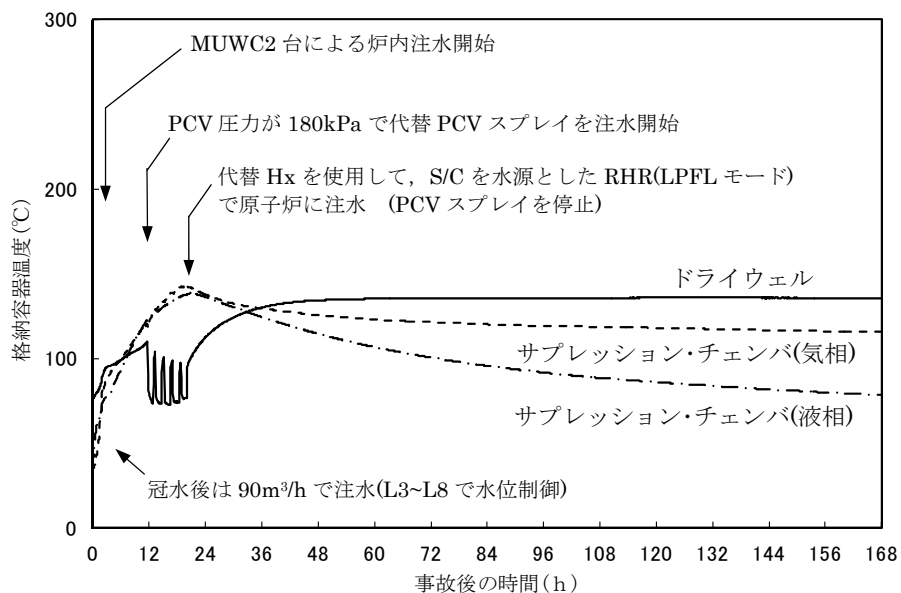


図 3.4.9 格納容器温度の推移

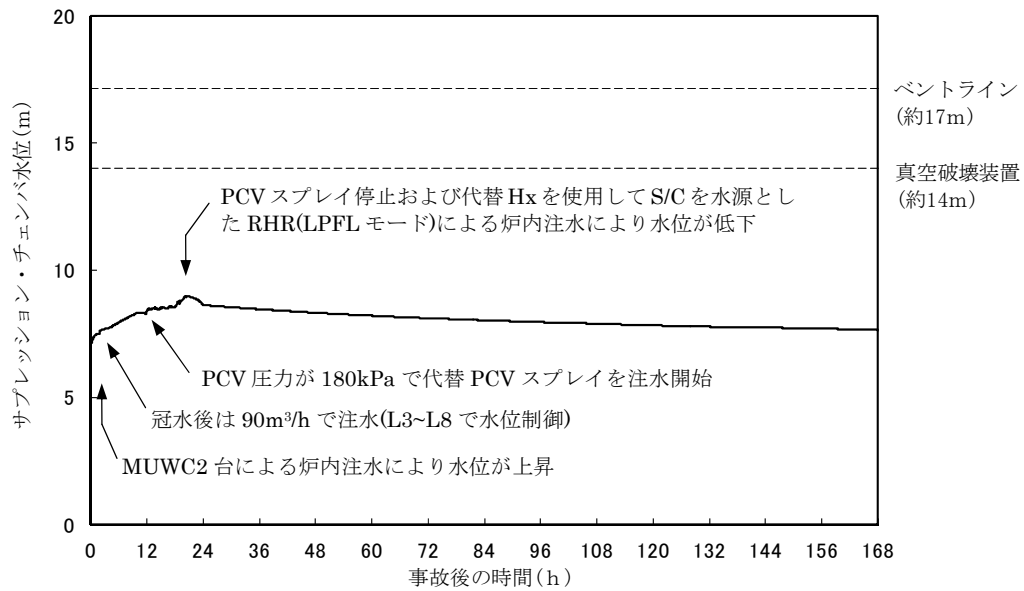


図 3.4.10 サプレッション・チェンバ水位の推移

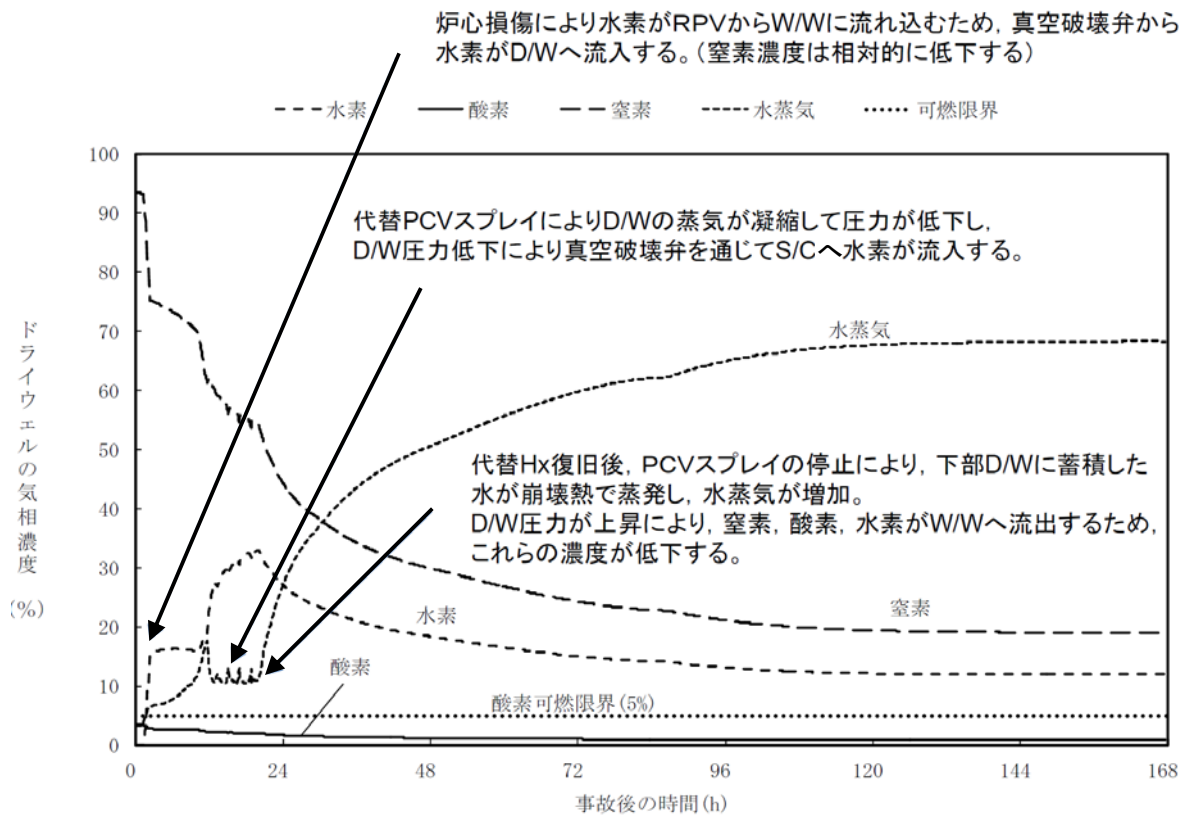


図 3.4.11 ドライウエルの気相濃度の推移(ウェット条件)

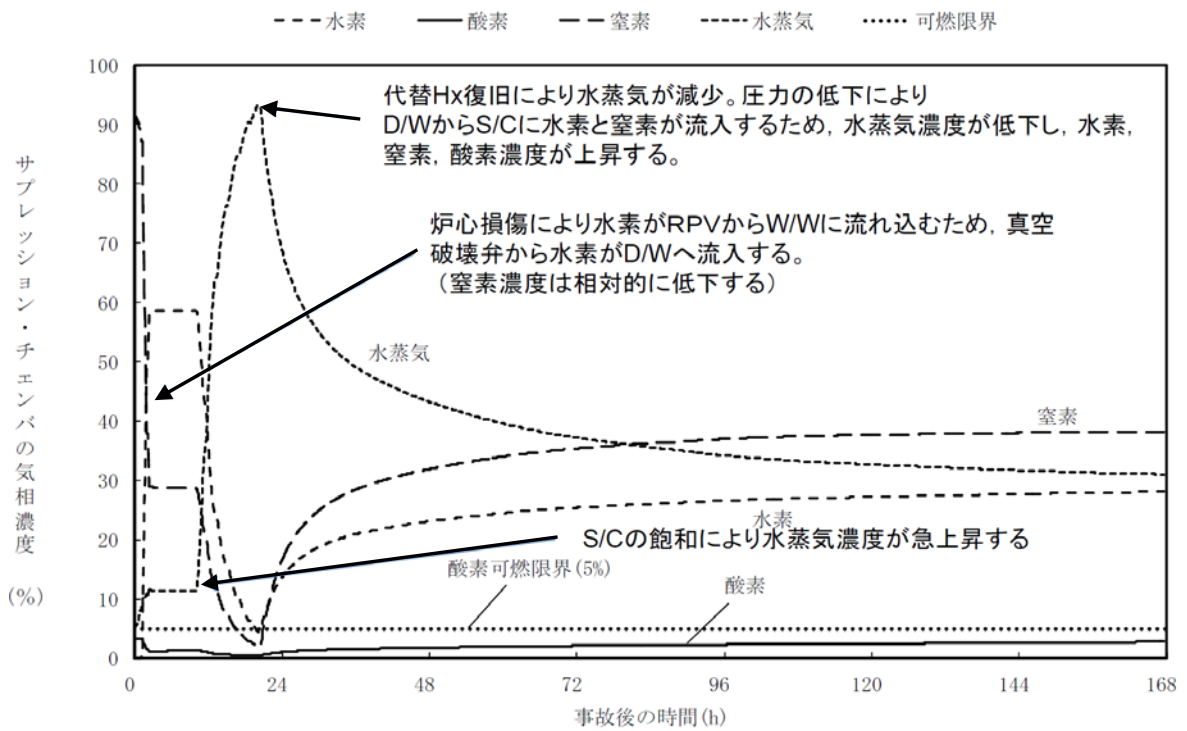


図 3.4.12 サブプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ウェット条件)



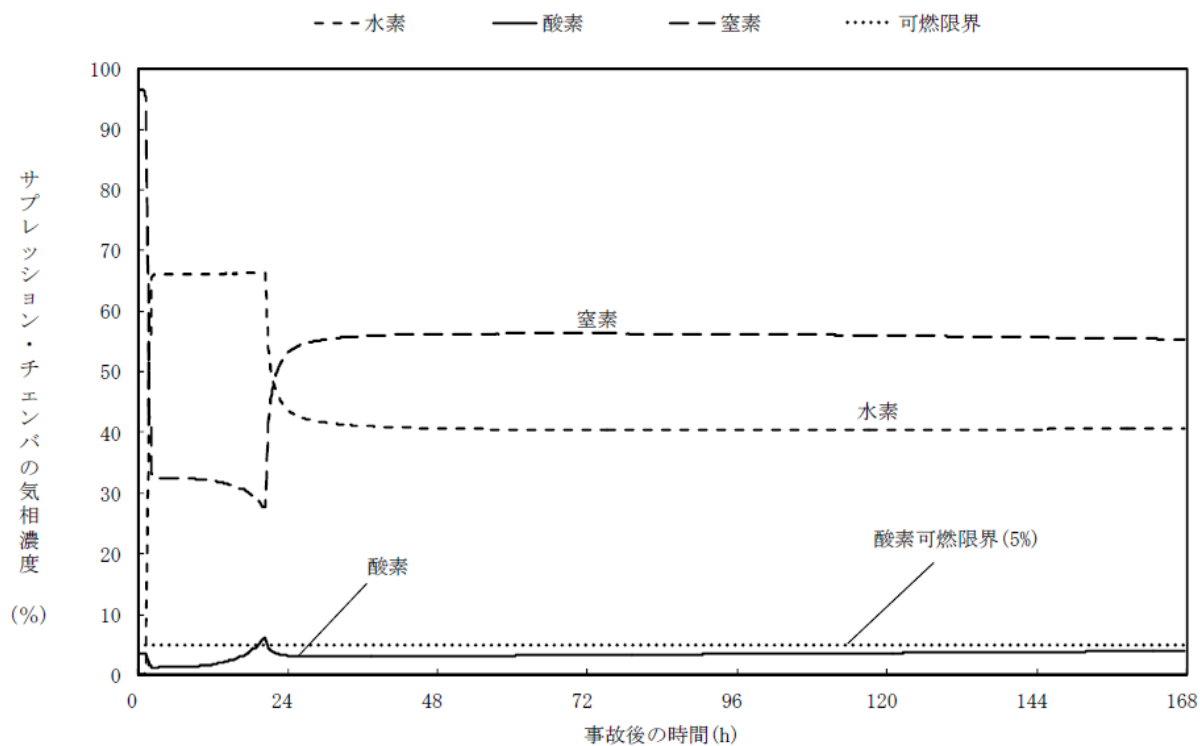


図 3.4.13 ドライウエルの気相濃度の推移(ドライ条件)

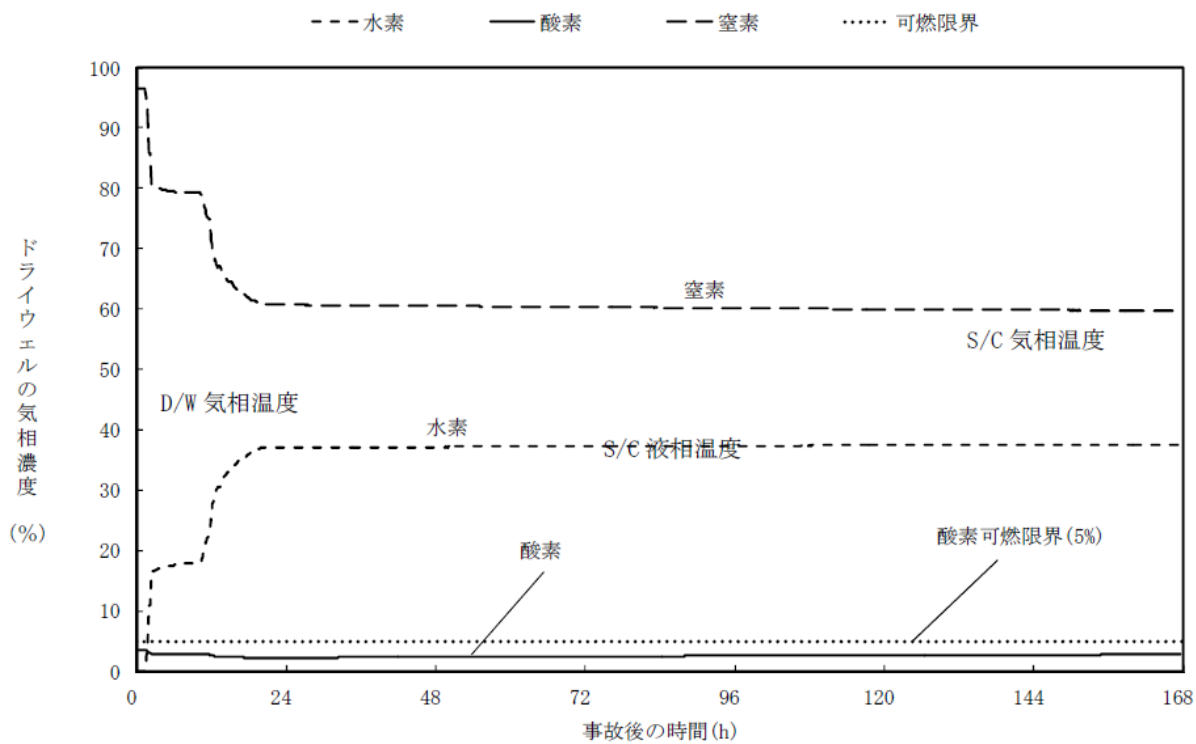


図 3.4.14 サプレッション・チェンバの気相濃度の推移(ドライ条件)

表 3.4.1 格納容器破損モード「水素燃焼」時における重大事故等対策について

判断及び操作	手順	有効性評価上期待する重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬設備	計装設備
原子炉スクラム確認	外部電源喪失と非常用ディーゼル発電機が全て機能喪失し全交流動力電源喪失となり、タービン加減弁急速閉信号が発生し、原子炉がスクラムすることを確認する。(但し、本評価では、事象発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定としている。)	—	—	平均出力領域モニタ
炉心損傷確認	全交流動力電源喪失及び原子炉隔離時冷却系機能喪失により原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを確認する。	—	—	格納容器内雰囲気放射線レベル計
原子炉手動減圧	原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。	逃がし安全弁	—	原子炉水位計 原子炉圧力計
低圧代替注水系(常設)による原子炉水位回復確認	常設代替交流電源設備による交流電源供給後、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水を開始する。原子炉水位は原子炉水位高(レベル 8)から原子炉水位低(レベル 3)の間で維持する。	常設代替交流電源設備 復水移送ポンプ	—	復水補給水系流量計(原子炉圧力容器)
代替格納容器スプレイ冷却系による格納容器冷却確認	格納容器圧力が「0.18 MPa[gage]」到達した場合、原子炉冠水を確認後、代替格納容器スプレイ冷却系により格納容器冷却を実施する。代替格納容器スプレイ中に原子炉水位が原子炉水位低(レベル 3)まで低下した場合は、代替スプレイを停止し原子炉注水を実施する。原子炉水位高(レベル 8)まで回復後、原子炉注水を停止し、代替スプレイを再開する。	復水移送ポンプ	—	格納容器内圧力計 復水補給水系流量計(原子炉格納容器)
代替停止冷却モード運転	常設代替交流電源設備による交流電源供給後、代替原子炉補機冷却系を用いた残留熱除去系による代替停止冷却モード運転を開始する。	常設代替交流電源設備 残留熱除去系ポンプ	代替原子炉補機冷却系	残留熱除去系系統流量計 残留熱除去系熱交換器入口温度計 サプレッション・チェンバ・プール水温計

表 3.4.2 主要解析条件(水素燃焼) (1/4)

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
解析コード		MAAP	—
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MWt	定格原子炉熱出力として設定
	初期原子炉圧力	7.07 MPa[gage]	定格原子炉圧力として設定
	初期原子炉水位	通常水位	通常運転時原子炉水位として設定
	崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979(燃焼度 33 GWd/t)	定常偏差を考慮し、サイクル末期の燃焼度に10%の保守性を考慮
	格納容器容積(ドライウエル)	7,350 m <sup>3</sup>	内部機器、構造物体積を除く全体積
	格納容器容積(ウェットウエル)	空間部：5,960 m <sup>3</sup> 液相部：3,580 m <sup>3</sup>	必要最小空間部体積 必要最小プール水量
	真空破壊装置	3.43 kPa	ドライウエル-サブプレッション・チェンバ間差圧
	サブプレッションプール水位	7.05 m(NWL)	通常運転時のサブプレッションプール水位として設定
	サブプレッションプール水温	35 °C	通常運転時のサブプレッションプール水温の上限値として設定
	格納容器圧力	5 kPa	通常運転時の格納容器圧力として設定
	格納容器温度	57 °C	通常運転時の格納容器温度として設定
	外部水源の温度	32 °C	通常運転時の復水貯蔵槽温度として設定

表 3.4.2 主要解析条件(水素燃焼)(2/4)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
事故条件	起因事象	外部電源喪失	外部電源の喪失が発生するものとして設定
	安全機能の喪失に対する仮定	全交流動力電源喪失 高圧注水機能喪失	全ての非常用ディーゼル発電機の機能喪失を設定 高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を設定
	外部電源	外部電源なし	外部電源の喪失を設定
	炉心内の金属-水反応による水素発生量	全炉心のジルコニウムの約 19 %が水と反応して発生する水素量	MAAP による評価結果
	初期酸素濃度	3.5 vol%	運転上許容される上限値として設定
	水の放射線分解による水素及び酸素の発生割合	水素 : 0.06 分子 / 100 eV 酸素 : 0.03 分子 / 100 eV	苛酷事故時における格納容器内の条件を考慮して設定

表 3.4.2 主要解析条件(水素燃焼) (3/4)

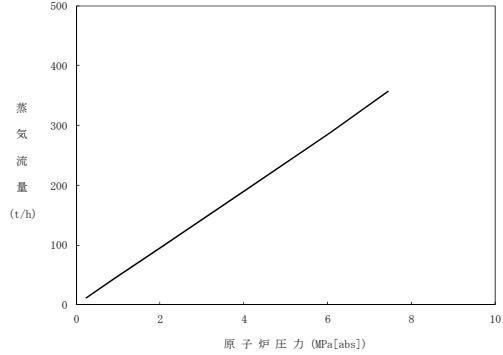
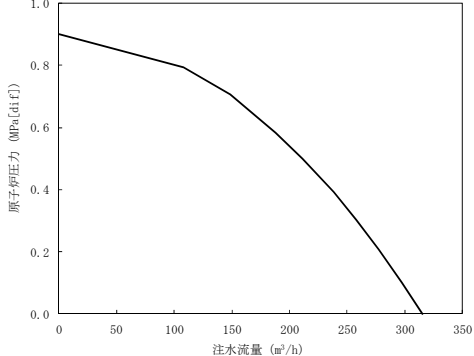
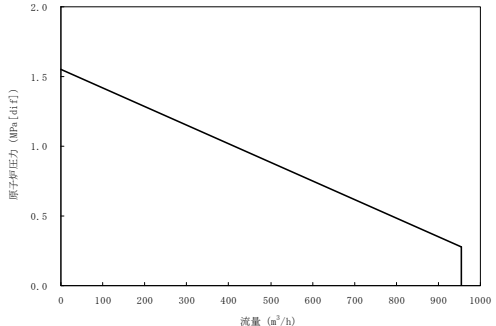
	項目	主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する機器条件	原子炉スクラム信号	主蒸気隔離弁の閉止	外部電源喪失と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。
	主蒸気逃がし弁	2 個 (1 個あたり定格主蒸気流量の約 5%) 7.51 MPa [gage] × 1 個, 363 t/h/個 7.58 MPa [gage] × 1 個, 367 t/h/個 7.65 MPa [gage] × 4 個, 370 t/h/個 7.72 MPa [gage] × 4 個, 373 t/h/個 7.79 MPa [gage] × 4 個, 377 t/h/個 7.86 MPa [gage] × 4 個, 380 t/h/個	主蒸気逃がし弁の設計値として設定 <原子炉圧力と逃がし安全弁蒸気量の関係> 
	低压代替注水系(常設)	最大 300 m <sup>3</sup> /h で注水, その後は炉心を冠水維持するよう注水	設計値に注入配管の流路抵抗等を考慮した値として設定 

表 3.4.2 主要解析条件(水素燃焼) (4/4)

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する機器条件	低圧注水系	原子炉水位低(レベル1)にて自動起動 954 m <sup>3</sup> /h(0.27 MPa[dif]において)にて注水	低圧注水系の設計値として設定  
	代替格納容器スプレィ冷却系	130 m <sup>3</sup> /hにてスプレィ	格納容器雰囲気温度及び圧力抑制に必要なスプレィ流量を考慮し、設定
	代替原子炉補機冷却系	約 23 MW(海水温度 30°Cにおいて)	代替原子炉補機冷却系の設計値として設定
重大事故等対策に関連する操作条件	ガスタービン発電機からの受電	事象発生 2 時間後	運転操作手順書, 訓練実績を踏まえて設定
	原子炉急速減圧操作	原子炉水位有効燃料棒底部から燃料有効長の 10%到達後	運転操作手順書を踏まえて設定
	代替原子炉補機冷却系を用いた残留熱除去系によるサブプレッション・チェンバ・プール水冷却モード運転	事象発生 20 時間後	運転操作手順書, 訓練実績を踏まえて設定

## 水の放射線分解の評価について

## 1. 水の放射線分解の考慮

水が  $\gamma$  線等の放射線エネルギーを吸収すると非常に短時間の間に水の放射線分解が起こり、H(水素原子)、OH ラジカル、 $e_{aq}^-$ (水和電子)、 $HO_2$  ラジカル、 $H^+$ (水素イオン)及び分子生成物の  $H_2$ 、 $H_2O_2$ (過酸化水素)を生じる。また、これら反応と並行して  $H_2$  が OH ラジカルと反応して水に戻る等の再結合反応が起こる。

格納容器破損モード「水素燃焼」における重大事故等対策の有効性評価では、水の放射線分解による水素および酸素の生成をモデル化している。

柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉は、運転中、格納容器内が窒素で置換されている。炉心損傷に至った場合及びその後の圧力容器破損後には、水-ジルコニウム反応やコア・コンクリート反応等、水素については多量に放出されるメカニズムが考えられるものの、酸素に関しては水の放射線分解が支配的な生成プロセスである。水素に関しては上記の反応によって比較的短時間で可燃限界の濃度を超えることから、格納容器内の気体の濃度を可燃限界以下に維持する観点では酸素濃度を低く維持することが重要となる。

以下では、この酸素の支配的な生成プロセスである水の放射線分解について、本評価で用いた考え方を示す。

## 2. 水の放射線分解による水素及び酸素量の計算

水の放射線分解による水素および酸素の生成量は以下の式(1)で算出している。

$$\Delta n = Q_{decay} \times \frac{E}{1.60 \times 10^{-19}} \times \frac{G}{100} \times \frac{1}{6.02 \times 10^{23}} \times \Delta t \quad (1)$$

式(1)のパラメータは以下の通り。

$\Delta n$	: 水の放射線分解による水素(酸素)発生量 [mol]
$Q_{decay}$	: 崩壊熱 [W]
$E$	: 放射線吸収割合 [-]
	— 炉内 : $\beta$ 線, $\gamma$ 線共に 10%
	— FP : $\beta$ 線, $\gamma$ 線共に 100%
$G$	: 実効 G 値 [分子/100eV]
	— 水素 : $G(H_2) = 0.06$
	— 酸素 : $G(O_2) = 0.03$
$\Delta t$	: タイムステップ [sec]

放射線吸収割合について、炉内については、炉心から放出される放射線が水に吸収され

る割合を解析によって評価した結果を保守的に考慮して 10%とした。また、FP については水中に分散していることを考慮し、保守的に放射線のエネルギーの 100%が水の放射線分解に寄与するものとした。

放射線の吸収エネルギー100eV 当りに生成する原子・分子数を G 値と呼ぶ。G 値には水の放射線による分解作用のみを考慮した初期 G 値と、これに加えて放射線分解による生成物が再結合して水分子等に戻る効果を考慮した実効 G 値があるが、格納容器内の濃度上昇というマクロな現象を評価する観点では実効 G 値を用いることが適切と考えられるため、実効 G 値を用いる。また、実効 G 値については過去の実験結果に基づく値を用いている。これについては次項に示す。

### 3. 実効 G 値の設定について

#### 3. 1 実効 G 値の設定根拠とした過去の実験結果

本評価における実効 G 値の設定根拠とした過去の実験結果を図 1 に示す。過去の実験では、非沸騰条件において、ヨウ素イオン濃度は炉心インベントリの 50%に相当する濃度とし、水-ジルコニウム反応割合は 5.5%とした。

実効 G 値は吸収線量が  $10 \times 10^3$  Gy での傾きから求めた。この吸収線量は事象発生から 2.5 時間後までのサプレッション・プールでの吸収線量に相当する。実効 G 値は吸収線量の増加とともに傾きが小さくなる傾向にあることから、事象発生から約 2.5 時間後の実効 G 値を本評価で用いることは保守的であり妥当と考える。

#### 3. 2 実効 G 値に影響を及ぼす因子

水の放射線分解によって生成した水素や過酸化水素は、OH ラジカルを介した再結合反応によって水に戻るが、このとき OH ラジカルと反応し易い物質の存在や、沸騰等による生成物の気相への移行があると、再結合反応が阻害され、水素分子及び酸素分子が生成される。このため、実効 G 値はこれらの因子によって変化する。

実効 G 値に影響を及ぼす因子としては、よう素等の不純物濃度、液相中の水素分子の濃度といった化学的因子の他に、ガスの気液移行速度(沸騰、非沸騰の違い)といった物理的因子がある。

本評価における実効 G 値の設定根拠とした過去の実験結果に対して上記の因子の影響を考慮する際に参照した過去の実験結果を次に示す。また、過去の実験結果と本評価における各因子の相違と影響をまとめた結果を表 1 に示す。

##### (1) よう素の影響

体系中によう素等の不純物が存在すると、OH ラジカルを消費するため、OH ラジカルを介した再結合反応を阻害し、水素と酸素の生成量が増加すると考えられる。

水中のヨウ素濃度を変化させた場合の酸素の発生割合を図 2 に示す。液相単相条件下に



において、ヨウ素イオン濃度は炉心インベントリの 0~100%に相当する濃度とした。図 2 の通り、水中のヨウ素イオン濃度が高いほど、吸収線量に対する酸素の発生割合が高い。

以上の結果から、ヨウ素濃度に関して本評価における条件とほぼ同等の実験の結果から求めた実効 G 値を用いることは妥当と考える。

## (2) 溶存水素濃度の影響

液相中の水素濃度が増加すると、OH ラジカルを介した再結合反応が進み、その結果、水素と酸素の生成量が減少すると考えられる。

水中の水素濃度を变化させた場合の酸素の発生割合を図 3 に示す。液相単相条件下において、初期水素濃度は水-ジルコニウム反応割合が 0~50%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図 3 の通り、水中の水素濃度が高いほど、吸収線量に対する酸素の発生割合が低い。

したがって、水の放射線分解が進行し、液相中の水素濃度が上昇すると実効 G 値は徐々に減少すると考えられる。また、水-ジルコニウム反応によって発生する水素が液相中に溶解し、液相中の水素濃度が上昇する場合にも実効 G 値は減少すると考えられる。

従って、炉心損傷事故の状況としては比較的少ないと考えられる水-ジルコニウム反応割合 5.5%に相当する溶存水素濃度の実験結果から求めた実効 G 値を用いることは妥当と考える。

## (3) 初期酸素濃度の影響

初期酸素濃度を变化させた場合の酸素の発生割合を図 4 に示す。図 4 の通り、初期酸素濃度が高いほど、吸収線量に対する酸素の発生割合が増加する傾向であるが、その変化は僅かであり、初期酸素濃度数%程度では酸素の発生割合に大きく影響するものではないと考える。

## (4) 沸騰、非沸騰状態の影響

非沸騰の場合には、水素及び酸素ガスが比較的長期間液相に滞在できるため、再結合反応が起こりやすく、水素と酸素の生成量が減少すると考えられる。一方、液相が沸騰している場合には、生成された水素及び酸素ガスがボイドに移行し短期間で気相に放出されるため、再結合反応が非沸騰状態に比べ起こりにくく、水素と酸素の生成量が増加すると考えられる。

沸騰状態における酸素濃度の変化を図 5 に示す。ヨウ素イオン濃度を炉心インベントリの 100%に相当する濃度とし、初期水素濃度は水-ジルコニウム反応割合が 10%及び 20%で生成した場合の水素濃度に相当する気相中濃度の気液平衡濃度とした。図 5 の通り、沸騰状態では、吸収線量に対する酸素の発生割合は極めて低い。

上記の結果に加え、本評価条件では、大部分の領域・期間が非沸騰状態であると考えら

れることから、非沸騰状態の実効 G 値を採用することは妥当と考える。

#### 4. 格納容器内の酸素・水素濃度の評価方法

放射線分解を考慮した格納容器内の酸素・水素濃度の評価方法は次の通り。また、格納容器内の酸素・水素濃度の評価の流れを図 6 に示す。

- ・ MAAP 解析から得られる各コンパートメントの窒素モル数から、格納容器の初期酸素濃度を 3.5%としたときの酸素モル数と窒素モル数を計算する。
- ・ 各コンパートメントにおける崩壊熱から、水の放射線分解による酸素発生量と水素発生量を計算する。
- ・ 上記を重ね合わせることで、格納容器内の気相濃度を計算する。

以 上

表 1 各種パラメータが酸素の実効 G 値に与える影響

パラメータ	過去の実験	今回申請における評価	実効 G 値への影響と保守性
線量率	～ $1 \times 10^4$ Gy	サプレッション・プールでの吸収線量は事象発生から約 2.5 時間後で $1 \times 10^4$ Gy を超える。	吸収線量が多いほど実効 G 値は小さくなる傾向がある。酸素濃度の長期(7 日間)の推移を見る観点では、事故進展を考えた上で事象発生から約 2.5 時間後の吸収線量に相当する( $1 \times 10^4$ Gy)で求めた実効 G 値を用いることは、保守的であり妥当と考える。
よう素放出割合	50%	約 54%	よう素濃度が高いほど実効 G 値は大きくなる傾向がある。よう素放出割合は過去の実験とほぼ同等であることから、過去の実験結果に基づく実効 G 値を用いることは妥当と考える。
水-ジルコニウム反応割合(溶存水素濃度)	5.5%	約 19%	水-ジルコニウム反応割合が大きいほど実効 G 値は小さくなる傾向がある。このことから、水-ジルコニウム反応割合が小さい過去の実験結果に基づく実効 G 値を用いることは妥当と考える。
初期酸素濃度	1.5%	3.5%	初期酸素濃度が高いほど実効 G 値は小さくなる傾向がある。但し、その変化は僅かであり、初期酸素濃度数%程度では酸素の発生割合に大きく影響するものではないと考える。
沸騰・非沸騰	非沸騰状態	炉内：沸騰/非沸騰状態 サプレッション・プール：非沸騰状態	沸騰状態では実効 G 値はほぼ 0 となる傾向がある。このことから、非沸騰状態での過去の実験結果に基づく実効 G 値を用いることは妥当と考える。
温度	室温	室温以上	温度が高いほど、再結合反応が促進されることため実効 G 値は小さくなる傾向がある。事故時には、温度は室温を上回るため、室温での過去の実験結果に基づく実効 G 値を用いることは保守的であり妥当と考える。



図 1 本評価における実効 G 値の設定根拠とした過去の実験結果

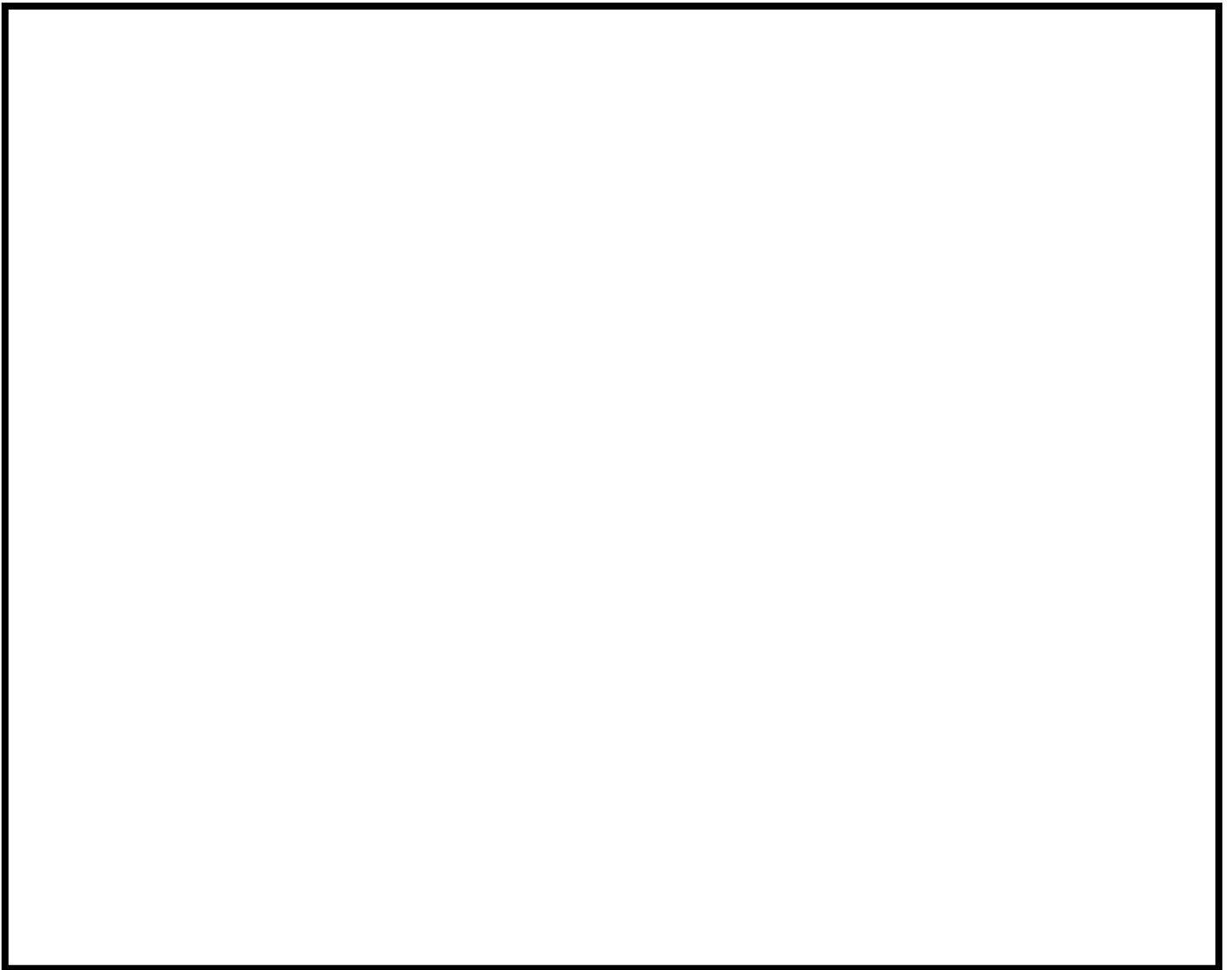


図 2 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(よう素濃度を変化させた場合)

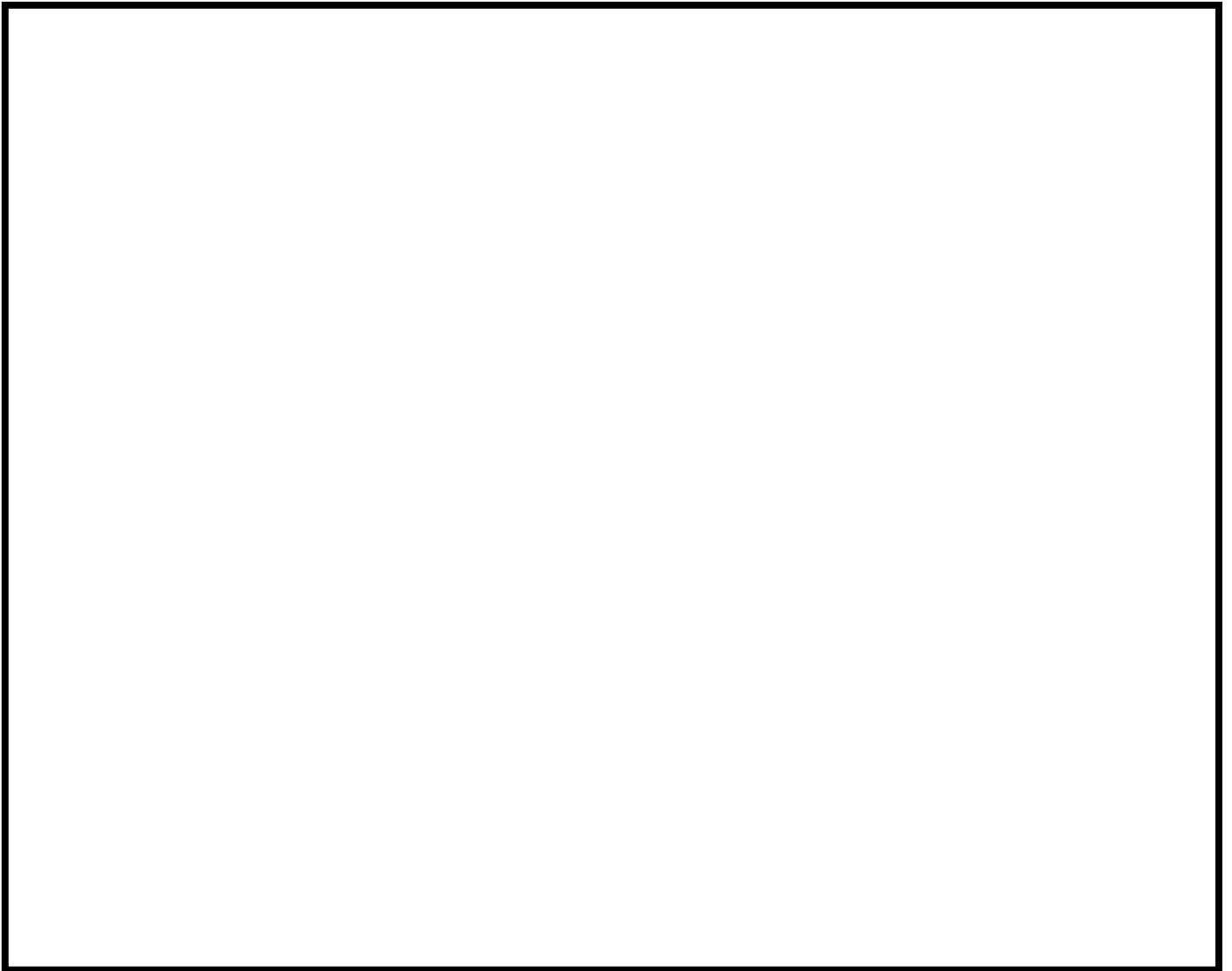


図 3 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(溶存水素濃度を変化させた場合)



図 4 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(酸素濃度を変化させた場合)

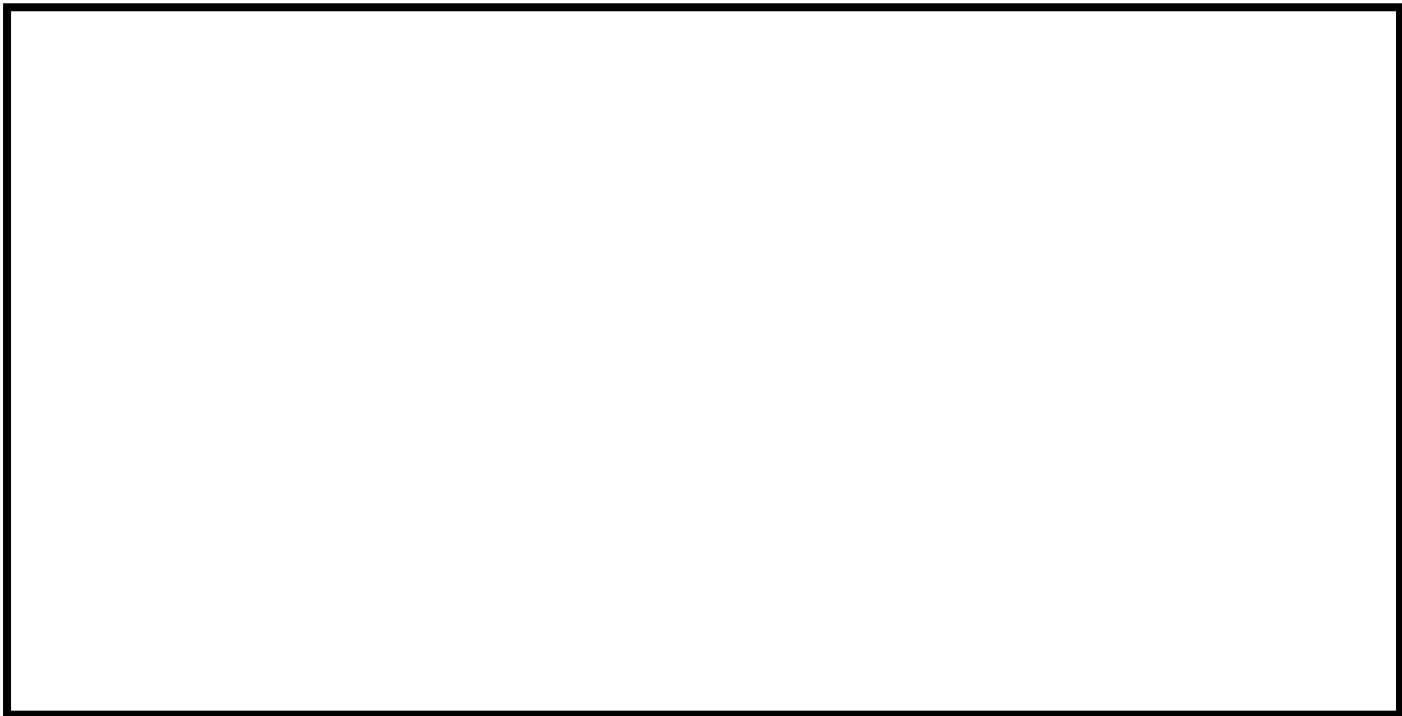


図5 溶存酸素濃度と吸収線量の関係(沸騰状態)

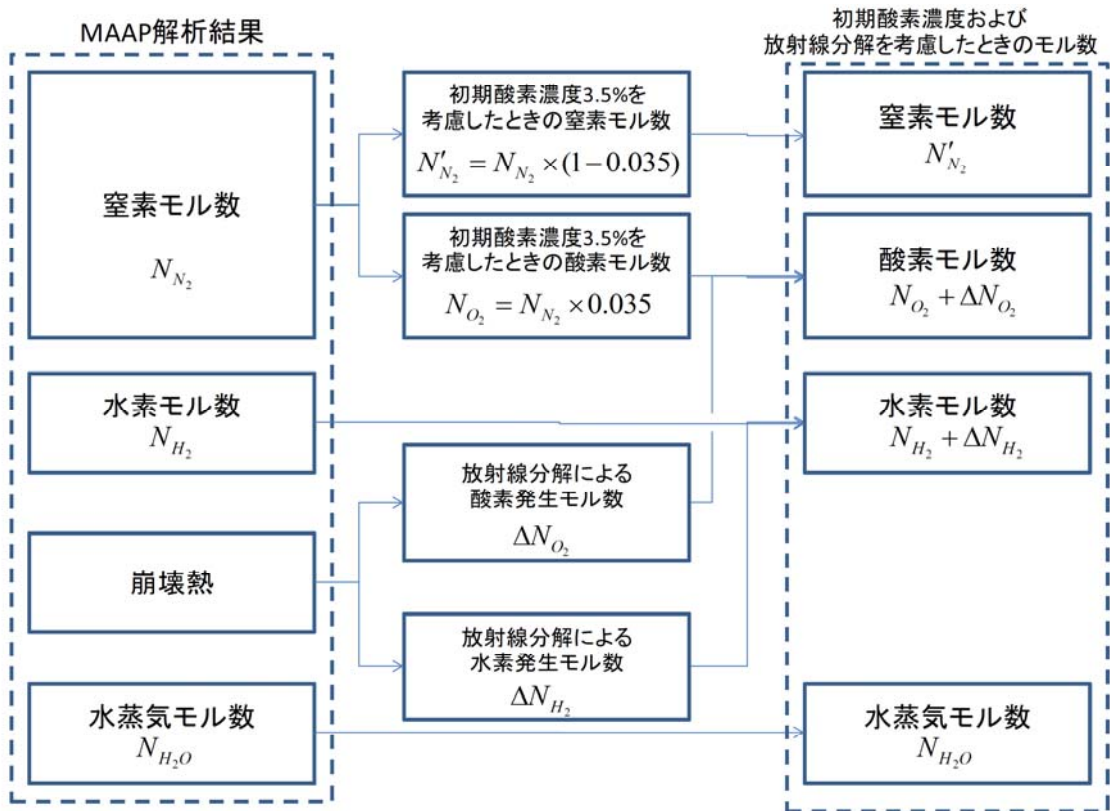


図6 水素・酸素濃度の評価フロー図

安定停止状態について

水素燃焼時の安定停止状態については以下のとおり。

安定停止状態：本シナリオにおいては、事象発生から約 20 時間で代替原子炉補機冷却系を接続し、残留熱除去系低圧注水モードによる循環冷却を実施するとともに、7 日後までの事象進展を評価しており、事象発生から 7 日間、格納容器の機能を維持できることを確認している。

7 日後以降の中長期的対応について

事象発生から 7 日間が経過した以降も水素濃度及び酸素濃度に注意するとともに、状況に応じて酸素濃度の低減(可燃性ガス濃度制御系の運転等)を行い、格納容器内が可燃限界の濃度に到達することを防止する。また、重大事故等対処設備以外の設備の機能の復旧等も考慮し、格納容器内の圧力・温度の低下操作や格納容器内の窒素置換を試みる。

## 7 日間における水源の対応について(水素燃焼)

## ○水源

復水貯蔵槽水量：約 1,700m<sup>3</sup>

淡水貯水池：約 18,000m<sup>3</sup>

## ○水使用パターン

## ① 低圧代替注水系(常設)による原子炉注水

事象発生 2 時間後から原子炉冠水までは  
定格流量で注水(約 300m<sup>3</sup>/h)

冠水後は、原子炉水位高(レベル 8)～

原子炉水位低(レベル 3)の範囲で注水する。(約 90m<sup>3</sup>/h)

## ② 代替格納容器スプレイ冷却系による代替原子炉格納容器スプレイ

原子炉水位高(レベル 8)～原子炉水位低(レベル 3)までの間、  
代替原子炉格納容器スプレイを実施(130m<sup>3</sup>/h)

## ③ 淡水貯水池から復水貯蔵槽への移送

12 時間後から、淡水貯水池の水を防火水槽へ移送する。

防火水槽からは可搬型代替注水ポンプ 2 台を用いて 90m<sup>3</sup>/h で復水貯蔵槽へ移送する。

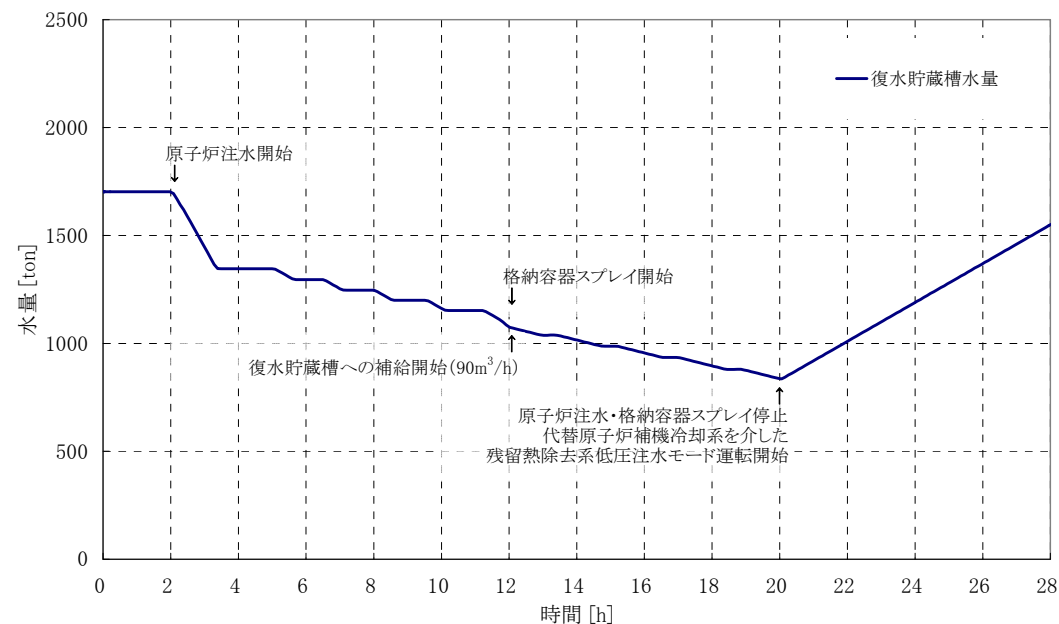
## ○時間評価(右上図)

12 時間前までは復水貯蔵槽水源を用いて炉注水を実施するため、復水貯蔵槽水量は減少する。

12 時間後から復水貯蔵槽への補給を開始するため復水貯蔵槽水量は回復する。

## ○水源評価結果

時間評価の結果から復水貯蔵槽水源が枯渇することはない。代替原子炉補機冷却系を用いて  
残留熱除去系による除熱を開始するため、冷却を継続することが可能である。





7日間における燃料の対応について(水素燃焼)

プラント状況:6,7号機運転中。1~5号機停止中。

事象:水素燃焼は6,7号機を想定。保守的に全ての設備が、事象発生直後から燃料を消費するものとして評価する。

なお、全プラントで外部電源喪失が発生することとし、免震棟等、プラントに関連しない設備も対象とする。

号機	時系列		合計	判定
7号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 945,336L</b>	6,7号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 容量(合計)は <b>約 2,184,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	空冷式ガスタービン発電機 3台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,705L/h×24h×7日×3台=859,320L	復水貯蔵槽給水用 可搬型代替注水ポンプ (A-2級) 2台起動。 18L/h×24h×7日×2台=6,048L		
6号機	事象発生直後～事象発生後7日間			
	復水貯蔵槽給水用 可搬型代替注水ポンプ (A-2級) 2台起動。 18L/h×24h×7日×2台=6,048L	代替熱交換器車用 電源車 2台起動。 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 110L/h×24h×7日×2台=36,960L		
1号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	1号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L			
2号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	2号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L			
3号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	3号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L			
4号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	4号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L			
5号機	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 631,344L</b>	5号機軽油タンク容量は <b>約 632,000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1,879L/h×24h×7日×2台=631,344L			
その他	事象発生直後～事象発生後7日間		7日間の 軽油消費量 <b>約 70,896L</b>	1~7号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 残容量(合計)は <b>約 1,241,944L</b> であり、 7日間対応可能。
	免震棟ガスタービン発電機 1台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 395L/h×24h×7日=66,360L モニタリングポスト用仮発電機 3台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 9L/h×24h×7日×3台=4,536L			

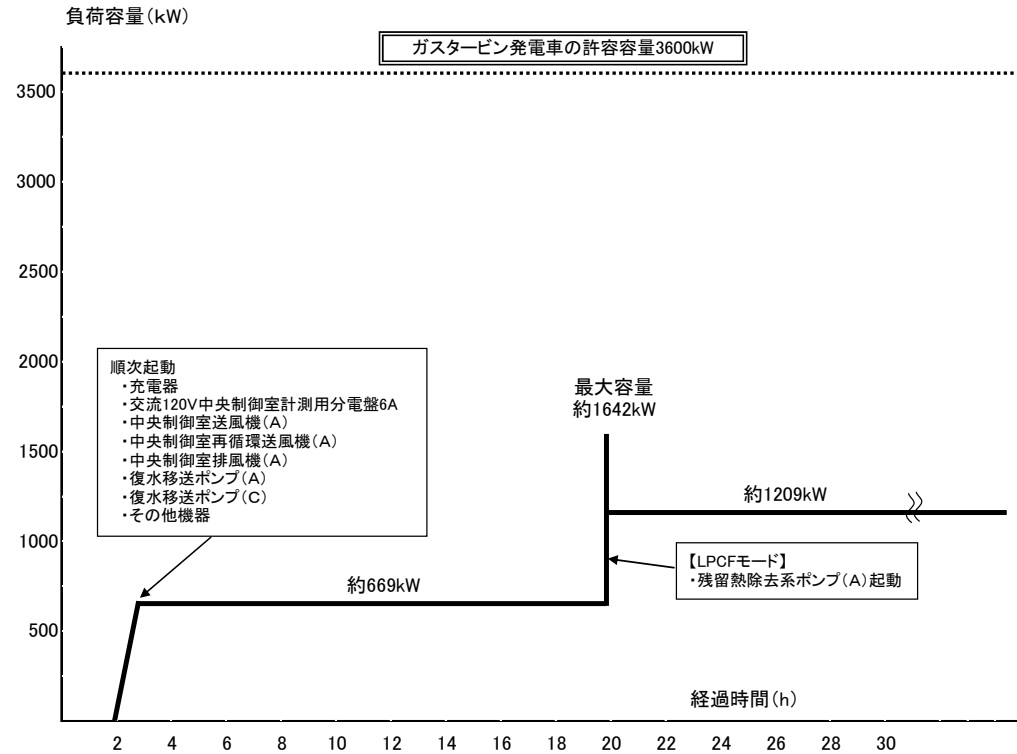
※1 事故収束に必要な空冷式ガスタービン発電機は1台で足りるが、保守的にガスタービン発電機3台を起動させて評価した。

※2 事故収束に必要なディーゼル発電機は1台で足りるが、保守的にディーゼル発電機2台を起動させて評価した。

常設代替交流電源設備の負荷(水素燃焼)

<6号機>

	主要機器名称	容量
(1)	直流125V充電器盤6A	約98kW
(2)	直流125V充電器盤6A-2	約56kW
(3)	AM用直流125V充電器盤	約41kW
(4)	交流120V中央制御室計測用分電盤6A	約50kW
(5)	中央制御室送風機(A)	170kW
(6)	中央制御室再循環送風機(A)	11kW
(7)	中央制御室排風機(A)	3kW
(8)	復水移送ポンプ(A)	55kW
(9)	復水移送ポンプ(C)	55kW
(10)	残留熱除去系ポンプ(A)	540kW
(11)	計器類, ADS 2弁	(1)~(4)に含む
(12)	その他機器	約130kW
	合計	約1209kW

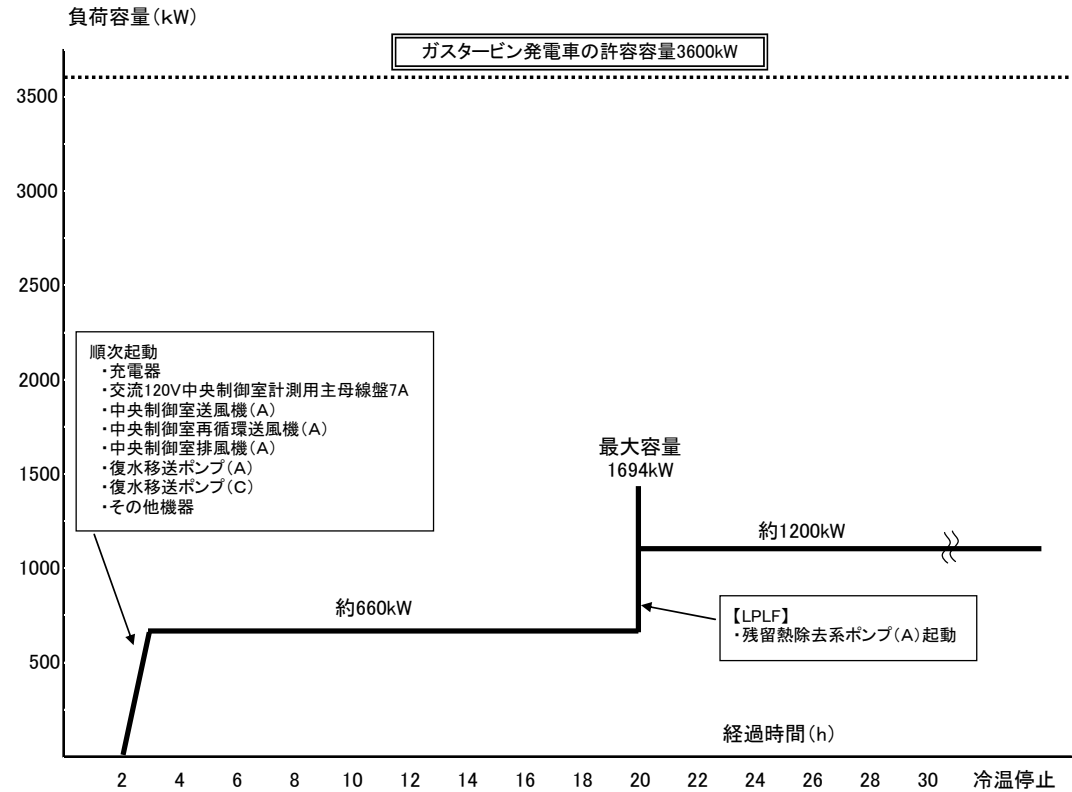


負荷積算イメージ

常設代替交流電源設備の負荷(水素燃焼)

<7号機>

	主要機器名称	容量
(1)	直流125V充電器盤7A	約98kW
(2)	直流125V充電器盤7A-2	約56kW
(3)	AM用直流125V充電器盤	約41kW
(4)	交流120V中央制御室計測用主母線盤7A	約75kW
(5)	中央制御室送風機(A)	132kW
(6)	中央制御室再循環送風機(A)	15kW
(7)	中央制御室排風機(A)	3kW
(8)	復水移送ポンプ(A)	55kW
(9)	復水移送ポンプ(C)	55kW
(10)	残留熱除去系ポンプ(A)	540kW
(11)	計器類, ADS 2弁	(1)~(4)に含む
(12)	その他機器	約130kW
	合計	約1200kW



負荷積算イメージ

### 3.5 格納容器直接接触(シェルアタック)

#### 3.5.1 格納容器破損モードの特徴, 格納容器破損防止対策

##### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

格納容器破損モード「格納容器直接接触」に至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」からは抽出されない。これは、柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉(ABWR)がRCCV型の格納容器であり、溶融炉心がペDESTAL床面に広がった場合でも、溶融炉心がペDESTAL外側に流れ出て格納容器バウンダリに直接接触するおそれは無く、格納容器直接接触が構造的に発生しない格納容器破損モードと考えられるためである。

##### (2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

3.5.1(1)の通り、格納容器破損モード「格納容器直接接触」は、柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉では格納容器の構造的に発生するおそれは無いと考えられるため、本モードによって格納容器が破損する場合は想定しない。

なお、原子炉圧力容器から落下した溶融炉心による格納容器下部壁面及び格納容器下部床面のコンクリートの浸食については、「3.6 溶融炉心・コンクリート相互作用」において格納容器破損防止対策の有効性を確認する。

本評価では、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 第37条 2-3のうち、(h)の評価項目について、格納容器の構造が有効な対策となっていることを確認した。

### 3.6 溶融炉心・コンクリート相互作用

#### 3.6.1 格納容器破損モードの特徴，格納容器破損防止対策

##### (1) 格納容器破損モード内のプラント損傷状態

本格納容器破損モードに至る可能性のあるプラント損傷状態は、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおり、TQUV、TQUX、LOCA、長期TB、TBU及びTBPがある。

##### (2) 格納容器破損モードの特徴及び格納容器破損防止対策の基本的考え方

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、原子炉圧力容器内の溶融炉心が格納容器内へ流れ出し、溶融炉心からの崩壊熱や化学反応によって、格納容器下部のコンクリートが浸食され、格納容器の構造部材の支持機能が喪失する場合を想定する。

したがって、本格納容器破損モードに対しては、原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が流れ出す時点で、溶融炉心の冷却に寄与する十分な格納容器下部の水量及び水位を確保し、かつ、溶融炉心の落下後は、格納容器下部注水系(常設)によって崩壊熱等を上回る注水を行うことによって、格納容器破損の防止を図る。

##### (3) 格納容器破損防止対策

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」で想定される事故シーケンスに対して、格納容器下部のコンクリートの浸食による原子炉圧力容器の支持機能喪失を防止するため、格納容器下部注水系(常設)を用いた格納容器下部注水を整備する。

本格納容器破損モードに対応する対策の概略系統図を図3.6.1に、手順の概要を図3.6.2に示すとともに、重大事故等対策の概要を以下に示す。また、重大事故等対策における設備と手順の関係を表3.6.1に示す。

本格納容器破損モードにおける6/7号炉同時の重大事故等対策に必要な要員は、中央監視・指示を行う当直長1名(6/7号炉兼任)、当直副長の2名、運転員8名の合計11名である。必要な要員と作業項目について図3.6.3に示す。

##### a. 原子炉スクラム確認

過渡事象「全給水喪失」が発生するとともに、本評価では、主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。

原子炉のスクラムを確認するために必要な計装設備は、平均出力領域モニタ等である。

##### b. 炉心損傷確認

高圧・低圧注水機能喪失により原子炉水位が急激に低下し、炉心が露出することで炉心損傷に至る。

炉心損傷を確認するために必要な計装設備は、格納容器内雰囲気放射線レベル計である。

c. 原子炉手動減圧

原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。

原子炉の手動減圧を確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力計等である。

d. 格納容器下部への注水

原子炉への注水がないため、損傷炉心が炉心溶融物として下部プレナム内へ移行(リロケーション)する。

リロケーションを確認するために必要な計装設備は、原子炉圧力容器下鏡部温度計である。

リロケーションを、原子炉圧力容器下鏡部温度 300 °C到達により確認した場合、原子炉圧力容器破損に備えて格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部への注水を実施する。この場合の注水は、格納容器下部への水張りが目的のため、注水量で制御する。格納容器下部への総注水量が 180 m<sup>3</sup>到達後、格納容器下部への水張りを停止する。

格納容器下部への水張りを確認するために必要な計装設備は、復水補給水系流量計である。

e. 原子炉圧力容器破損確認

原子炉手動減圧後も、原子炉への注水系統が無い場合、リロケーションが発生し、原子炉圧力容器破損に至る。原子炉圧力容器破損を直接測定する計器はないため、複数のパラメータの変化傾向により判断する。

原子炉圧力容器破損の「徴候」として、原子炉水位の低下・制御棒位置の指示値喪失数増加・原子炉圧力容器下鏡部温度の指示値喪失数増加といったパラメータの変化が生じる。

また、原子炉圧力容器破損の「判断」として、原子炉圧力の急激な低下・上部格納容器圧力の急激な増加・下部格納容器ガス温度の急激な上昇といったパラメータの変化が生じる。

これらにより原子炉圧力容器破損を判断した後は、原子炉圧力と上部格納容器圧力の差圧が「0.10MPa」以下であること及び、下部格納容器ガス温度が飽和温度以上であることで原子炉圧力容器破損を再確認する。

f. 溶融炉心への注水

原子炉圧力容器が破損し、溶融炉心が格納容器下部に落下した後は、格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部への崩壊熱相当の注水を継続して行う。

格納容器下部への注水を確認するために必要な計装設備は、復水補給水流量計である。

### 3.6.2 格納容器破損防止対策の有効性評価

#### (1) 有効性評価の方法

プラント損傷状態の選定結果については、「1.2 評価対象の整理及び評価項目の設定」に示すとおりであり、事象の厳しさ(溶融炉心・コンクリート相互作用に寄与する溶融炉心のエネルギーの大きさ)に基づいて選定している。選定にあたって考慮した点は以下の通り。

- ・溶融炉心・コンクリート相互作用の観点からは、格納容器下部に落下する溶融炉心の割合が多くなる原子炉圧力容器が低圧で破損に至るシーケンスが厳しい。この観点で、高圧の状態が維持される TQUX, TBD, TBU 及び長期 TB を選定対象から除外した。
- ・LOCA はペDESTALへの冷却材の流入の可能性があり、溶融炉心・コンクリート相互作用の観点で厳しい事象ではないと考えられるため、選定対象から除外した。
- ・過渡事象のうち、原子炉の水位低下が早い事象を選定することで対応が厳しいシーケンスとなる。

以上より、TQUV を溶融炉心・コンクリート相互作用への対策を評価する上でのプラント損傷状態とした。

このプラント損傷状態には、以下の事故シーケンスが想定される。

- ・過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗
- ・過渡事象＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗
- ・通常停止＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗
- ・通常停止＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗
- ・サポート系喪失＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗
- ・サポート系喪失＋SRV 再閉失敗＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗

上記事故シーケンスのうち、事象進展が早く、炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。さらに、プラント損傷状態が TQUV であることから、逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象＋高圧注水失敗＋低圧注水失敗＋損傷炉心冷却失敗＋(下部 D/W 注水成功)＋デブリ冷却失敗」を評価事故シーケンスとした。

本評価事故シーケンスでは、炉心崩壊熱、格納容器下部注水系(常設)による格納容器下部への注水、溶融炉心のペDESTALへの拡がり、溶融炉心と冷却水の熱伝達、溶融炉心とコンクリートの熱伝達、格納容器下部壁面及び床面の浸食量等が重要な現象となる。よっ

て、これらの現象を適切に評価することが可能であるシビアアクシデント総合解析コード MAAP により格納容器下部壁面及び床面の浸食量等の推移を求める。

## (2) 有効性評価の条件

本重要事故シーケンスに対する初期条件も含めた主要な解析条件表3.6.2に示す。また、主要な解析条件について、本重要事故シーケンス特有の解析条件を以下に示す。

(添付資料3.6.1)

### a. 事故条件

#### (a) 起因事象

起因事象として、過渡事象「全給水喪失」が発生するものとする。

#### (b) 安全機能等の喪失に対する仮定

高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を、低圧注水機能として低圧注水系の機能喪失を想定する。更に原子炉圧力容器破損に至る事象を想定するため、低圧代替注水系(常設)による原子炉注水は実施しないものとする。

#### (c) 崩壊熱

落下する熔融炉心の量は、保守的に全炉心に相当する量とする。格納容器下部に落下する時の熔融炉心の崩壊熱は、保守的に原子炉圧力容器破損時刻よりも早い原子炉停止6時間後の崩壊熱とする。

#### (d) 外部電源

外部電源は使用できるものとする。

ただし、全ての原子炉注水機能に期待しないことから、外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。

### b. 重大事故等対策に関連する機器条件

#### (a) 原子炉スクラム信号

原子炉スクラム信号は事象の発生と同時に「主蒸気隔離弁閉」信号が発生し、原子炉は自動停止するものとする。

#### (b) 逃がし安全弁

原子炉の減圧として逃がし安全弁2個を使用するものとし、容量として、1個あたり定格主蒸気流量の約5%を処理するものとする。

#### (c) 格納容器下部注水系(常設)による水張り

原子炉圧力容器破損前に、格納容器下部注水系(常設)により、格納容器下部に水位2mまで水張りを実施するものとする。

#### (d) 格納容器下部への注水量

原子炉圧力容器が破損して熔融炉心が格納容器下部に落下した後は、格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部へ崩壊熱相当の注水を行うものとする。



### c. 重大事故等対策に関連する操作条件

運転員操作に関する条件は、「1.3(5)運転員等の操作時間に対する仮定」に示す分類に従って以下のとおりに設定した。

- (a) 原子炉急速減圧操作は、原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の10%の位置に到達した時点で開始するが、操作時間として5分間を考慮する。
- (b) 格納容器下部への注水は、原子炉圧力容器下鏡部温度が300℃に到達したことを確認して開始するが、注水準備として、現場操作で20分間、中央制御室操作で5分間を考慮する。

### (3) 有効性評価の結果

原子炉圧力、原子炉水位、格納容器圧力、格納容器温度、ドライウエル及びサブプレッション・チェンバ気体組成、サブプレッション・チェンバの水位、格納容器下部ドライウエルの水位、溶融炉心・コンクリート相互作用による格納容器床面及び壁面の侵食量の推移を図3.6.4から図3.6.12に示す。

#### a. 事象進展

事象発生後、高圧注水・減圧機能喪失及び低圧代替注水系(常設)にも期待しないことから、原子炉水位は急速に低下する。水位低下により炉心が露出し、事象発生から約 1.0 時間後に炉心損傷に至る。原子炉水位が有効燃料棒底部から燃料有効長の 10%の位置に到達した時点(事象発生から約 1.8 時間後)で、手動操作により逃がし安全弁 2 弁を開き、原子炉を減圧する。原子炉減圧後の低圧代替注水系(常設)による原子炉注水は実施しないものと仮定するため、事象発生から約 6.9 時間後に原子炉圧力容器破損に至る。

原子炉圧力容器破損前の格納容器下部注水系(常設)による水張りによって、格納容器下部は 2 mの水位を確保し、格納容器下部に落下する溶融炉心を冷却する。また、溶融炉心が格納容器下部に落下した後は、格納容器下部注水系(常設)により格納容器下部へ崩壊熱相当の注水を継続的に行い、溶融炉心を適切に冷却する。

その後は、落下した溶融炉心の冷却のために格納容器下部への注水を継続し、機能喪失している設備の復旧に努め、復旧後は原子炉への注水及び格納容器の冷却を実施する。

#### b. 評価項目等

格納容器下部への溶融炉心落下前の水張りとは溶融炉心落下後の格納容器下部への注水の継続により、格納容器下部のコンクリートの侵食量は壁面、床面ともに約 0.1m以下に抑えられる。

格納容器下部壁面の侵食については、約 1.67 mの厚さの内側鋼板及びコンクリート部を貫通して、外側鋼板まで到達しない限り、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。上記のとおり、コンクリートの侵食は約 0.1 m以下に抑えられるため、原子炉圧力容器の支持

機能を維持できる。

床面の浸食については、格納容器下部の床面のコンクリート厚さが約 7.1 m であることから、浸食量は十分に小さく、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

本評価では、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 第 37 条 2-3 のうち、(i) の評価項目について厳しいシーケンスを選定し、対策の有効性を確認した。

### 3.6.3 解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価

**追而**

### 3.6.4 必要な要員及び資源の評価

#### (1) 必要な要員の評価

格納容器破損モード「熔融炉心・コンクリート相互作用」において、6号炉及び7号炉同時の重大事故等対策時に必要な要員は、「3.6.1(3) 格納容器破損防止対策」に示すとおり 11名であり、当直長、当直副長、運転員及び緊急時対策要員の51名で対処可能である。

#### (2) 必要な資源の評価

格納容器破損モード「熔融炉心・コンクリート相互作用」において、必要な水源、燃料及び電源は、「6.1(2)資源の評価条件」の条件にて評価した。その結果を以下に示す。

##### a. 水源

格納容器下部への熔融炉心落下前の格納容器下部注水系(常設)による注水量は180 m<sup>3</sup>である。その後、崩壊熱相当の注水をするが、毎時数十m<sup>3</sup>程度である。復水貯蔵槽及び淡水貯水池で合計約19,700 m<sup>3</sup>保有していることから、水源が枯渇することはない。

なお、外部電源喪失を想定した場合でも同様の対応が可能である。

##### b. 燃料

外部電源の喪失は想定していないが、外部電源喪失を仮定し、非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。事象発生後7日間、非常用ディーゼル発電機が全出力で運転する場合、約750,960Lの軽油が必要となる。

軽油タンクで軽油約 1,020,000L(発電所内で軽油約 5,344,000L)の軽油が使用可能であることから、非常用ディーゼル発電機による電源供給を 7 日間継続可能である。

(添付資料 3.6.2)

##### c. 電源

外部電源の喪失は想定していないが、外部電源喪失を仮定し、非常用ディーゼル発電機による電源供給を想定する。重大事故等対策時に必要な負荷は非常用ディーゼル発電機の

負荷に含まれることから、重大事故等対策設備への電源供給が可能である。

### 3.6.5 結論

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、原子炉圧力容器内の溶融炉心が格納容器内へ流れ出し、溶融炉心からの崩壊熱や化学反応によって、格納容器下部のコンクリートが浸食され、格納容器の構造部材の支持機能を喪失する場合を想定した。

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、事象の厳しき(溶融炉心・コンクリート相互作用に寄与する溶融炉心のエネルギーの大きさ)に基づいてプラント損傷状態を選定した上で、事象進展が早く、炉心溶融までの時間の観点で厳しい過渡事象を起因とするシーケンスを選定した。さらに、プラント損傷状態がTQUVであることから、逃がし安全弁再閉の成否の影響は小さいと考え、発生頻度の観点で大きいと考えられる逃がし安全弁再閉失敗を含まないシーケンス「過渡事象+高圧注水失敗+低圧注水失敗+損傷炉心冷却失敗+(下部D/W注水成功)+デブリ冷却失敗」を評価事故シーケンスとして有効性評価を行った。

上記の場合においても、格納容器下部注水系(常設)を用いた格納容器下部注水を実施することにより、溶融炉心の冷却が可能である。その結果、コンクリートの浸食量は壁面、床面ともに約0.1m以下に抑えられ、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

重大事故等対策時に必要な要員は、当直長、当直副長、運転員にて確保可能である。

以上のことから、選定した評価事故シーケンスに対して格納容器破損防止対策が有効であること確認した。これを以って格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」に対して格納容器破損防止対策が有効であることを確認した。

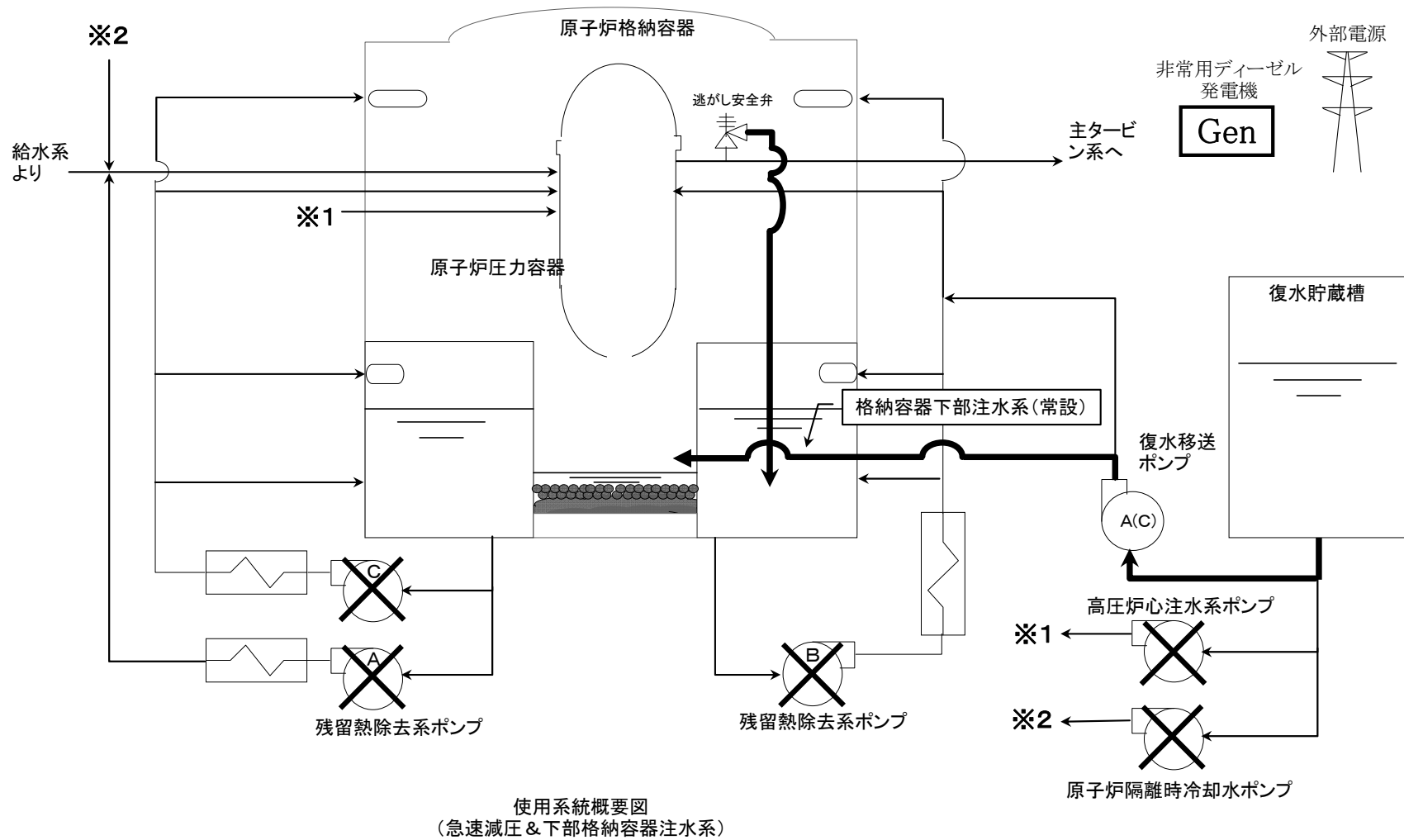
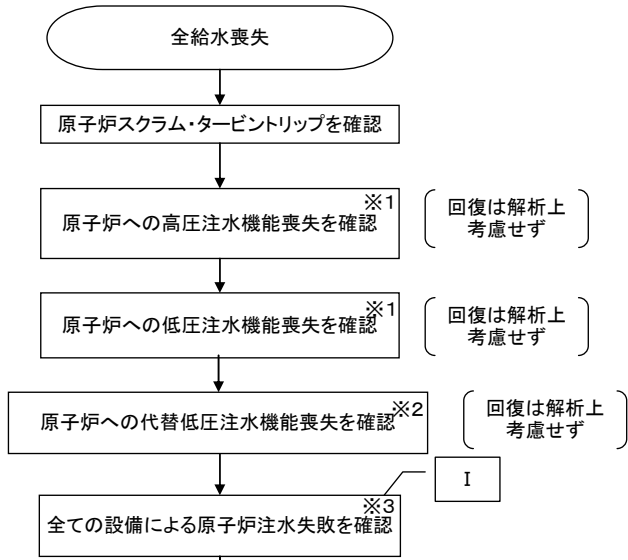


図 3.6.1 格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」時の使用系統概要

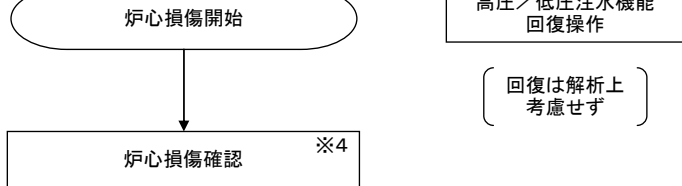
(解析上の時間)

(約0分)

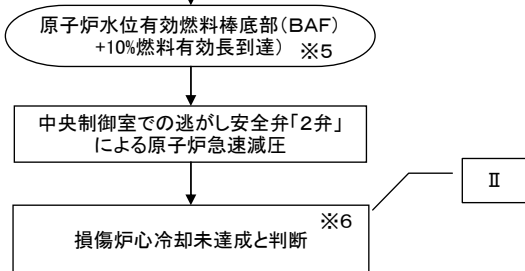


- ※1 中央制御室にて機器ランプ表示、機器故障警報、系統流量指示計にて機能喪失を確認する。
- ※2 代替注水弁(残留熱除去系注入弁)動作不能により低圧代替注水機能喪失を確認する。
- ※3 原子炉注水可能な系統がある場合は急速減圧操作を実施する。
- ※4 格納容器雰囲気放射線レベル計指示と「SOP導入条件判断図」により炉心損傷を確認する。例えば、原子炉停止1時間後の場合、格納容器雰囲気放射線レベル計指示が「ドライウェル放射線レベル計: 4.5E+00Sv/h」「サブプレッション・チェンバ放射線レベル計: 5.5E+00Sv/h」を超えた場合、炉心損傷発生と判断する。
- ※5 「原子炉水位有効燃料棒底部(BAF)+10%燃料有効長」とは、原子炉水位計(燃料域)にて「-3340mm」を示す。
- ※6 原子炉水位が有効燃料棒頂部(TAF)未満及び、原子炉圧力容器下鏡部温度「300℃未満」により損傷炉心冷却未達成と判断する。
- ※7 原子炉水位が有効燃料棒頂部(TAF)未満、原子炉圧力容器下鏡部温度「300℃到達」及び、原子炉への注水不能により損傷炉心冷却失敗と判断する。
- ※8 原子炉圧力容器健全確認は、圧力容器破損判断パラメータにより判断する。(補足1)

(約1時間後)



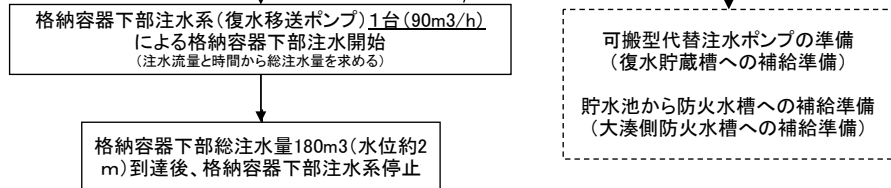
(約1.8時間後)



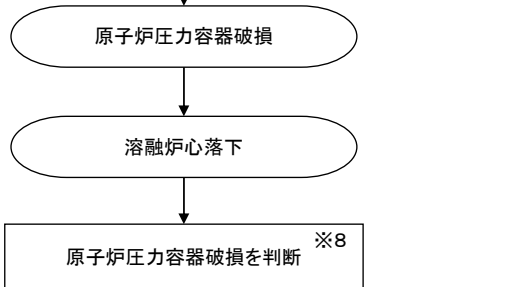
(約3.5時間後)



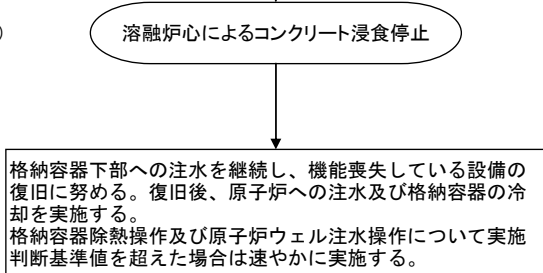
(約5.5時間後)



(約6.9時間後)



(約8.1時間後)



\*: 各操作実施判断パラメータを継続監視し、判断基準値を超えた場合は速やかに実施する。

**補足1**  
事故の起因事象判定(LOCA事象or過渡起因事象)  
[原子炉圧力と上部ドライウェル圧力の差圧が「0.10MPa[gage]以下」かつ  
[上部ドライウェル圧力が「0.15MPa[gage]以上」]  
上記の条件が満たされる場合は「LOCA事象起因」と判定する。  
条件が満たされない場合は「過渡起因事象」と判定する。  
(本シナリオでは「過渡起因事象」を想定している)  
LOCA事象起因時のパラメータ変化は以下の条件によって変わる  
・下部ドライウェルに水位がある場合(LOCA①時と表記)  
・下部ドライウェルに水位が無い場合(LOCA②時と表記)

**【圧力容器破損判断パラメータ】**  
・「過渡起因事象」時  
原子炉圧力の「急激な低下」  
上部ドライウェル圧力の「急激な上昇」  
下部ドライウェルガス温度の「急激な上昇」  
・「LOCA①」時  
下部ドライウェルガス温度の「急激な低下」  
サブプレッションプール水温の「急激な上昇」  
・「LOCA②」時  
下部ドライウェルガス温度の「急激な上昇」  
上部ドライウェル水素濃度の「上昇」

**【圧力容器破損後パラメータ】**  
・「過渡起因事象」、「LOCA①、②」時  
原子炉水位下降(水位が確認されていた場合)  
制御棒位置の指示値喪失数増加  
原子炉圧力容器下鏡部温度の指示値喪失数増加

**【圧力容器破損判断後の再確認パラメータ】**  
・「過渡起因事象」時  
[原子炉圧力と上部ドライウェル圧力の差圧が「0.10MPa[gage]以下」かつ  
[下部ドライウェルガス温度が「飽和温度以上」]  
・「LOCA①、②」時  
[下部ドライウェルガス温度が「飽和温度以上」かつ サブプレッションプール水温5℃以上上昇] または  
[下部ドライウェルガス温度が「300℃以上」]

**【有効性評価の対象とはしていないが、他に取り得る手段】**  
I  
制御棒駆動水ポンプが運転を継続し原子炉への注水が継続していることを確認する。また、追加起動の準備も開始する  
消火系による代替注水も使用することができるため消火ポンプ運転状態について確認する。  
恒設設備による原子炉への注水が実施できない場合、可搬型代替注水ポンプによる注水を実施する。  
II  
ドライウェルクーラー代替除熱運転を実施する。  
III  
消火系による注水も可能である。また、可搬型代替注水ポンプによる注水も可能であり、この場合水源は淡水以外に海水も使用することが可能である。

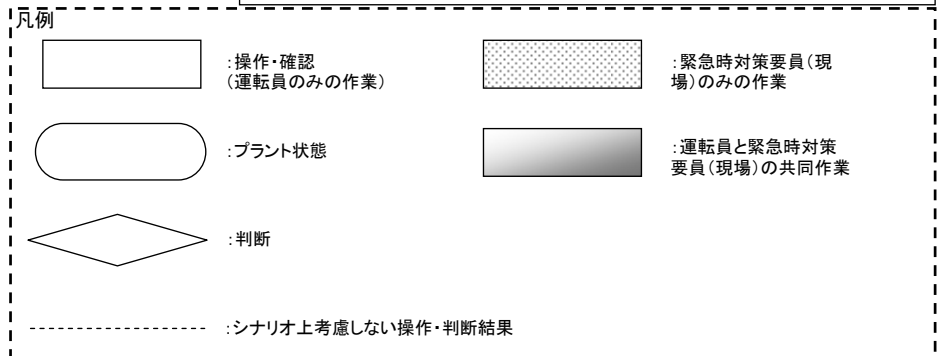


図 3.6.2 熔融炉心・コンクリート相互作用時の対応手順の概要

溶融炉心・コンクリート相互作用

操作項目	実施箇所・必要人員数						操作の内容	経過時間（時間）												備考	
	運転員 （中操）		運転員 （現場）		緊急時対策要員 （現場）			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		
	6号	7号	6号	7号	6号	7号															
状況判断	2人 A,B	2人 a,b	-	-	-	-	・全給水喪失確認														
							・原子炉スクラム・タービントリップ確認	10分													
							・全ての原子炉注水機能喪失確認														
格納容器下部注水系 準備	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・格納容器下部への注水準備						5分								
							・現場移動 ※復水貯蔵槽吸込ライン切替	20分													
原子炉急速減圧操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・逃がし安全弁 2弁 手動開放操作					5分									
格納容器下部注水系操作	(1人) A	(1人) a	-	-	-	-	・原子炉圧力容器破損前の初期注水							総注水量180m <sup>3</sup> 到達後停止							
							・原子炉圧力容器破損後の格納容器下部注水													格納容器下部に崩壊熱相当量を継続注水	
必要人員数 合計	2人 A,B	2人 a,b	2人 C,D	2人 c,d	0人																

( )内の数字は他の作業終了後、移動して対応する人員数。

図 3.6.3 格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」時の作業と所要時間

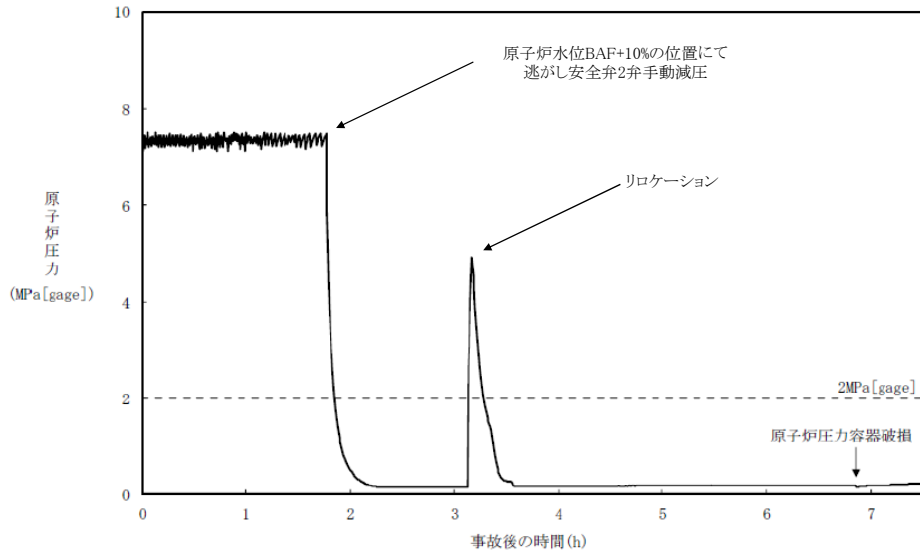


図 3.6.4 原子炉圧力の推移

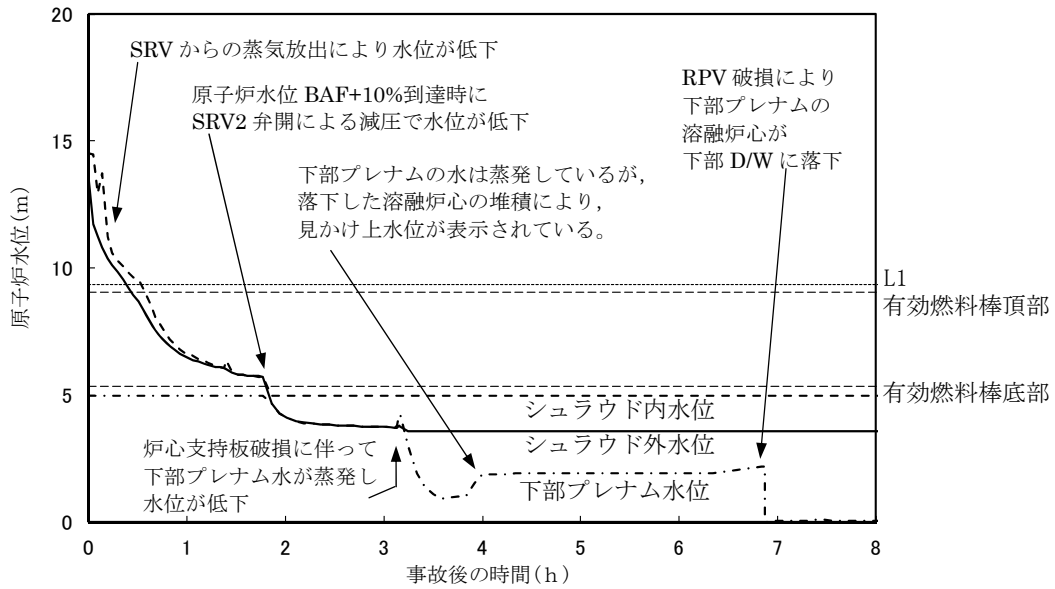


図 3.6.5 原子炉水位の推移

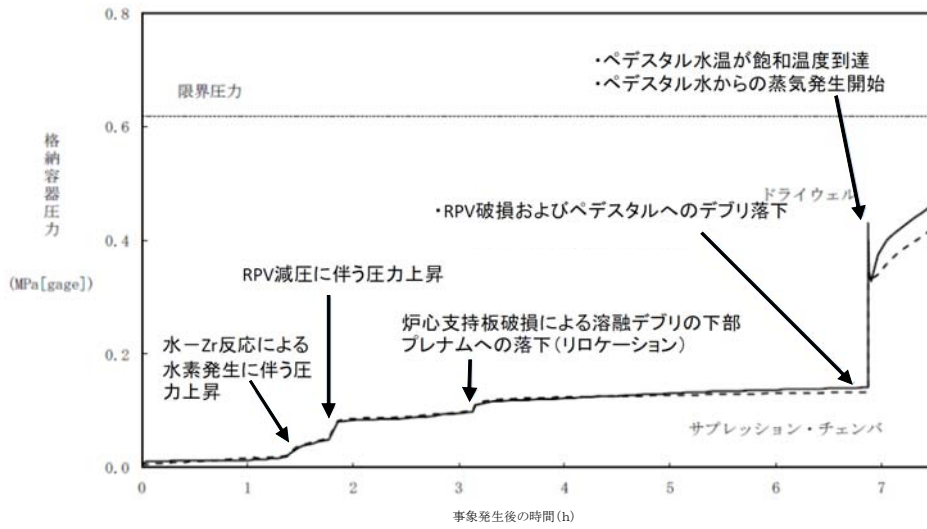


図 3.6.6 格納容器圧力の推移

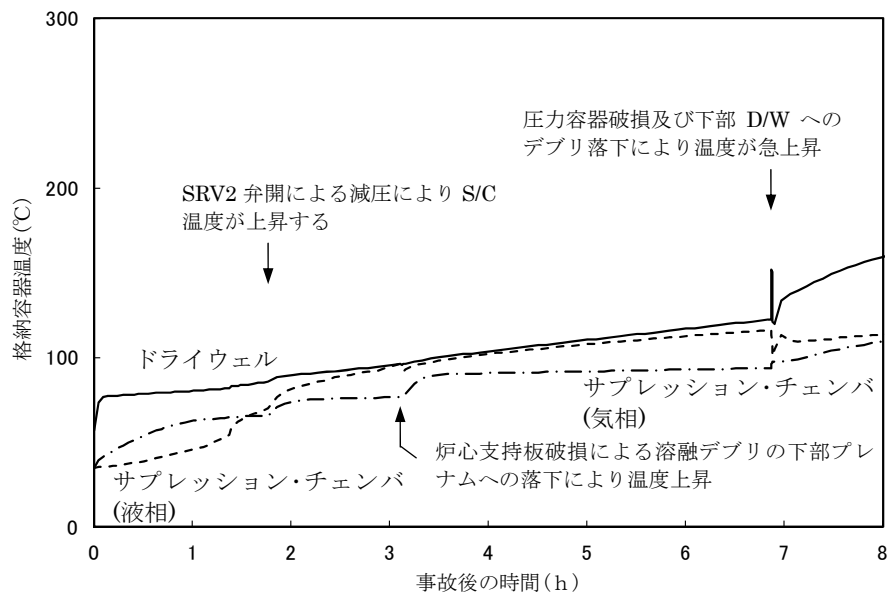


図 3.6.7 格納容器温度の推移



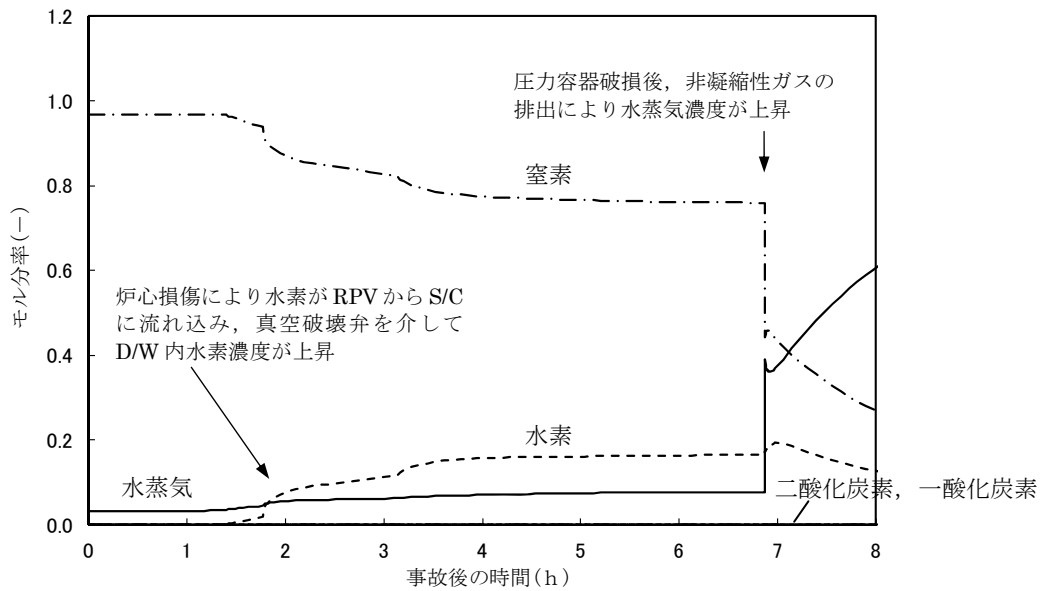


図 3.6.8 ドライウエルの気体組成の推移(ウェット条件)

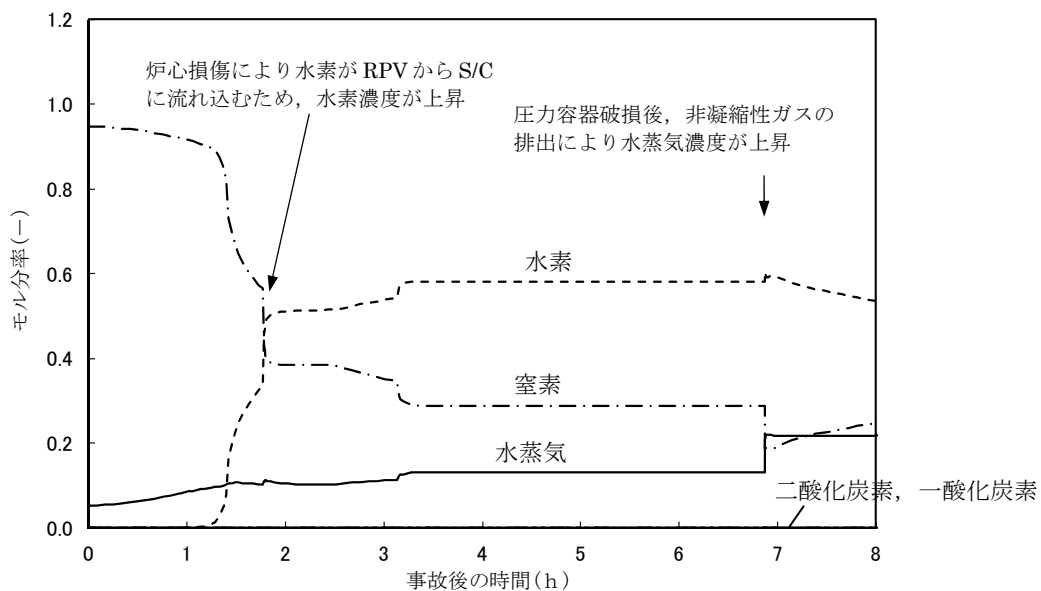


図 3.6.9 サプレッション・チェンバの気体組成の推移(ウェット条件)

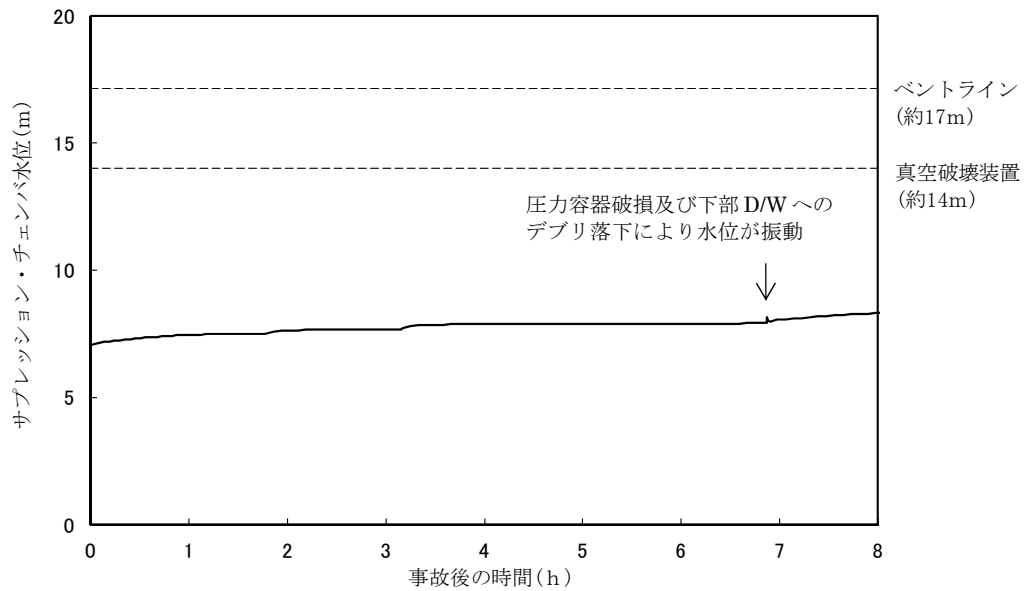


図 3. 6. 10 サプレッション・チェンバ水位の推移

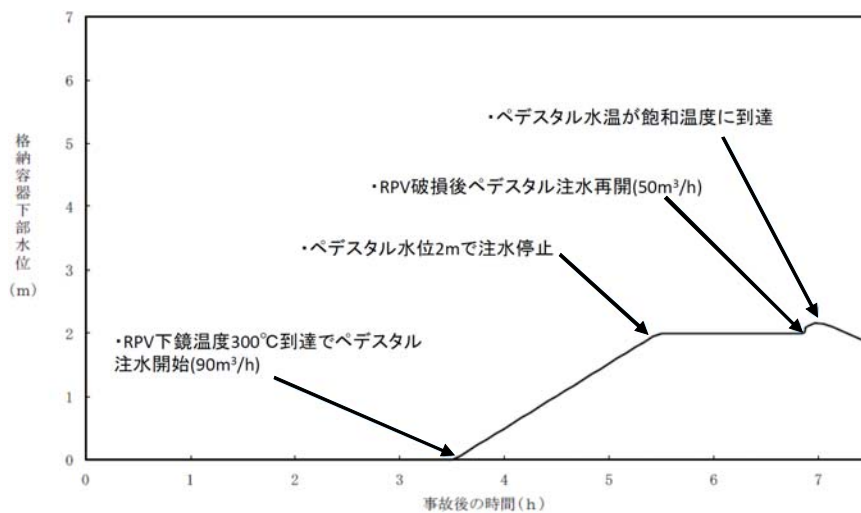


図 3. 6. 11 格納容器下部水位の推移

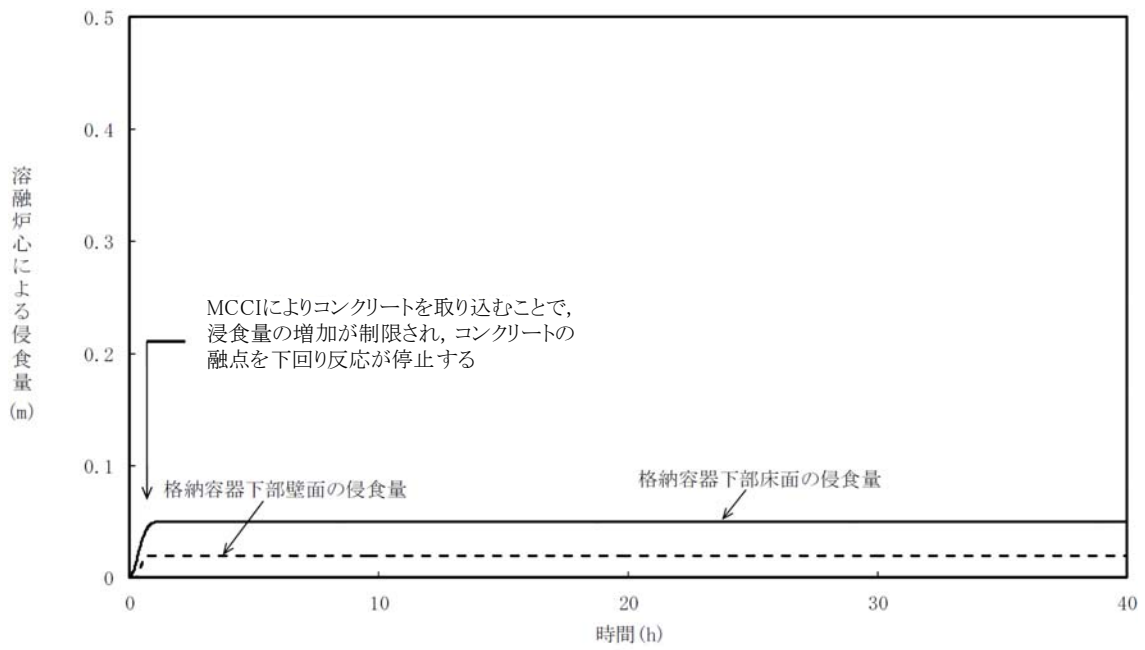


図 3.6.12 格納容器下部壁面及び床面の侵食量の推移

表 3.6.1 溶融炉心・コンクリート相互作用時における重大事故等対策について

判断及び操作	操作	有効性評価上期待する重大事故等対処設備		
		常設設備	可搬設備	計装設備
原子炉スクラム確認	全給水喪失により原子炉水位が急激に低下し、原子炉水位低(レベル3)にて原子炉スクラムすることを確認する。(但し、本評価では、事象発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定としている。)	—	—	平均出力領域モニタ
炉心損傷確認	原子炉注水機能喪失により原子炉水位は急激に低下し炉心が露出することで炉心損傷に至ることを確認する。	—	—	格納容器内雰囲気放射線レベル計
原子炉手動減圧	原子炉水位が有効燃料底部から燃料有効長の10%高い位置に到達した時点で、注水系統が全くない場合でも、手動操作により逃がし安全弁2弁を開き、原子炉を減圧する。	逃がし安全弁	—	原子炉水位計 原子炉圧力計
格納容器下部への注水	原子炉への注水が無いためリロケーションする。リロケーションを原子炉圧力容器下鏡部温度計「300℃」到達により確認し、格納容器下部への注水を開始する。格納容器下部への水張りが目的のため、注水総流量が「180m <sup>3</sup> 」到達後、格納容器下部への注水を停止する。	復水移送ポンプ	—	原子炉圧力容器温度計 復水補給水系流量計(原子炉格納容器)
原子炉圧力容器破損確認	原子炉手動減圧後も、原子炉への注水系統はないため、原子炉圧力容器破損に至ることを確認する。	—	—	原子炉水位計 原子炉圧力容器温度計 原子炉圧力計 格納容器内圧力計 格納容器温度計
溶融炉心への注水	原子炉圧力容器破損により溶融炉心が格納容器下部に落下した後は、格納容器下部へ崩壊熱相当の注水を継続して行う。	復水移送ポンプ	—	復水補給水系流量計(原子炉格納容器)

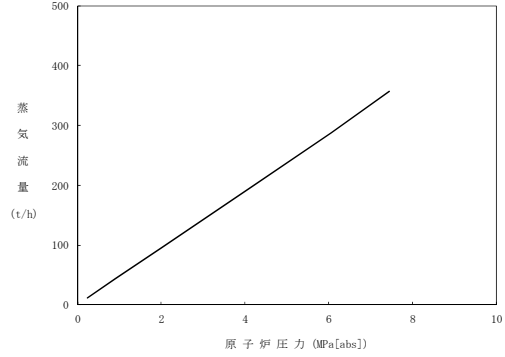
表 3.6.2 主要解析条件(熔融炉心・コンクリート相互作用) (1/3)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉熱出力	3,926 MWt	定格原子炉熱出力として設定
	初期原子炉圧力	7.07 MPa [gage]	定格原子炉圧力として設定
	初期原子炉水位	通常水位	通常運転時原子炉水位として設定
	炉心流量	52,200 t/h	定格流量として設定
	燃料	9×9 燃料(A型)	—
	崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979(燃焼度 33GWd/t)	定常偏差を考慮し、サイクル末期の燃焼度に 10%の保守性を考慮
	格納容器容積(ドライウエル)	7,350 m <sup>3</sup>	内部機器、構造物体積を除く全体積
	格納容器容積(ウェットウエル)	空間部：5,960m <sup>3</sup> 液相部：3,580m <sup>3</sup>	必要最小空間部体積 必要最小プール水量
	真空破壊装置	3.43 kPa	ドライウエルーサプレッション・チェンバ間差圧
	サプレッションプール水位	7.05 m(NWL)	通常運転時のサプレッションプール水位として設定
	サプレッションプール水温	35℃	通常運転時のサプレッションプール水温の上限値として設定
	格納容器圧力	5kPa	通常運転時の格納容器圧力として設定
	格納容器温度	57℃	通常運転時の格納容器温度として設定
	外部水源の温度	32℃	通常運転時の復水貯蔵槽温度として設定

表 3.6.2 主要解析条件(溶融炉心・コンクリート相互作用)(2/3)

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
初期条件	溶融炉心からプール水への熱流束	800kW/m <sup>2</sup> 相当	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
事故条件	起因事象	全給水喪失	全給水の喪失事象が発生するものとして設定
	安全機能等の喪失に対する仮定	高圧注水機能, 低圧注水機能 低圧代替注水系(常設)機能喪失	高圧注水機能として原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心注水系の機能喪失を, 低圧注水機能として低圧注水系及び低圧代替注水系(常設)の機能喪失を設定
	崩壊熱	落下する溶融炉心の量: 全炉心に相当する量 溶融炉心の崩壊熱: 原子炉停止 6 時間後の崩壊熱	保守的に全炉心に相当する量として設定 原子炉圧力容器破損時刻よりも早い時間として設定
	外部電源	外部電源あり	全ての原子炉注水機能に期待しないことから, 外部電源の有無が事象進展に与える影響は小さい。外部電源がある場合, 再循環ポンプは, 事象発生と同時にトリップせず, 原子炉水位低の信号でトリップするため, 原子炉水位低に至るまでの事象進展が早く, 事象への対応の観点で厳しくなる。

表 3.6.2 主要解析条件(熔融炉心・コンクリート相互作用) (3/3)

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
重大事故等対策に関連する機器条件	原子炉スクラム信号	主蒸気隔離弁の閉止	給水流量全喪失発生と同時に主蒸気隔離弁の閉止が重畳し、原子炉がスクラムに至る設定とした。
	主蒸気逃がし弁	2 個 (1 個あたり定格主蒸気流量の約 5%) 7.51 MPa[gage]×1 個, 363 t/h/個 7.58 MPa[gage]×1 個, 367 t/h/個 7.65 MPa[gage]×4 個, 370 t/h/個 7.72 MPa[gage]×4 個, 373 t/h/個 7.79 MPa[gage]×4 個, 377 t/h/個 7.86 MPa[gage]×4 個, 380 t/h/個	主蒸気逃がし弁の設計値として設定 〈原子炉圧力と逃がし安全弁蒸気量の関係〉 
重大事故等対策に関連する操作条件	原子炉急速減圧操作	原子炉水位が有効燃料底部から燃料有効長の 10%高い位置に到達した時点で開始	運転操作手順書を踏まえて設定
	熔融炉心落下前の格納容器下部注水系(常設)による水張り	原子炉圧力容器下鏡部温度 300°C到達時点で開始。90 m <sup>3</sup> /h で 2 時間注水し、格納容器下部に 2 m の水張りを行う。	運転操作手順書を踏まえて設定
	熔融炉心落下後の格納容器下部への注水量	崩壊熱相当の注水	運転操作手順書を踏まえて設定

## 溶融炉心とコンクリートの相互作用の評価に関わる条件の考え方について

### 1. まえがき

溶融炉心－コンクリート相互作用(MCCI: Molten Core Concrete Interaction、以下、「MCCI」)が継続すると、格納容器構造の侵食や非凝縮性ガス(水素等)発生による格納容器過圧により格納容器破損に至る可能性があるため重要な格納容器破損モードと考えられてきており、種々の試験や解析モデルの開発が行われてきている。

MCCI の緩和対策として、溶融炉心落下後に注水する以外に、溶融炉心落下前にペDESTALに事前水張りするマネジメントが効果的とされている。事前水張りにより、溶融炉心が落下時に水中で粒子化されて一部がクエンチするとともに、粒子状デブリベッドとして堆積するため、デブリ冷却性が向上するためである(図1 参照)。

本資料では、MCCI 評価の中で重要と考えられる溶融炉心からの除熱についての考え方を整理し、本評価でデブリ上面からプール水への熱流束  $800 \text{ kW/m}^2$  を使用する妥当性について確認した。

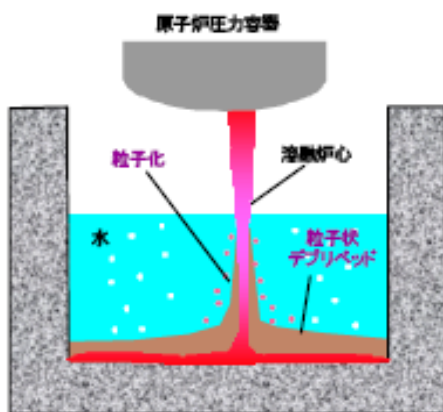


図1 ペDESTAL初期水張りによるデブリ粒子化の概念図

### 2. 現象の概要

MCCI は、溶融炉心が原子炉圧力容器下部を溶融貫通して格納容器床面に落下して床面のコンクリートと接触した場合に発生し、高温の溶融炉心によりコンクリートが熱せられ熱分解し溶融侵食される現象である。侵食が継続した場合、格納容器バウンダリの破損や格納容器内支持機能の喪失に至る可能性がある。また、コンクリートの熱分解により発生する水蒸気および二酸化炭素は、溶融炉心内を通過する間に未酸化金属成分と反応して水素や一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスを発生する。

MCCI を停止するためには、落下した溶融物(コリウム)を冷却し、コンクリート温度を侵食温度(約  $1500 \text{ K}$ )以下にすることが有効である。柏崎刈羽原子力発電所 6号炉及び7号炉では、炉心損傷後に圧力容器下部ヘッドの温度上昇を検知した後にペDESTALへ水張りを行い、圧力容器下部が破損し溶融炉心が落下した際の溶融炉心の冷却を促進することにより、MCCI を緩和する対策を採っている。ペDESTAL部に落下した溶融炉心は、水プール中を落下する際に、一部は水中にエントレイン(細粒化)され、残りはペDESTAL床面に落下して



堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は、水と膜沸騰熱伝達しながら水中を浮遊するが、やがてクエンチし溶融プール上に堆積し、粒子状ベッドを形成する。ペDESTAL床に堆積した溶融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが、溶融炉心上のプール水やコンクリートへの伝熱により徐々に冷却され、溶融炉心温度が低下するにつれて徐々に固化する。溶融炉心の冷却の過程では、中心に溶融プール(液相)、外周部にクラスト(固相)が形成される。上部クラストの上のプール水との伝熱は粒子状ベッドを介して行われ、冷却効果は、粒子状ベッドの冷却性に依存すると考えられている。ペDESTALの溶融炉心と接触しているコンクリートは、溶融炉心との熱伝達により加熱され、その温度が融点を上回ると融解し侵食される。この際には溶融炉心とコンクリートの反応により、発生したガス(水蒸気及び二酸化炭素)が発生し、溶融炉心に混入して未酸化の Zr により還元され、水素や一酸化炭素が発生する。

### 3. 知見の整理

本章では、MCCI に関する試験で得られた知見に関して整理を行う。整理の結果を表 1 に示す。表 1 に示す試験により得られた知見は以下の通り。

<初期に水張りをしている箇所に溶融炉心が落下する場合>

- ・ 粒子化割合は、ほとんどの試験でプール水深に依存している。高圧飽和水試験での水深 1 m 程度の落下コリウムは約 50%が粒子化した。またコリウムに少量の金属 Zr(4.1wt%)を含めた場合の試験及び低圧のサブクール水の試験では水深 0.4~2 m において 100%近くが粒子化した(COTELS 試験(FCI)、FARO 試験、DEFOR 試験)。
- ・ 粒子の質量中央径は比較的大きく、3.2~4.8 mm の範囲であり、試験パラメータ(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度)に依存していない(FARO 試験)。
- ・ 平均ポロシティは 0.55~0.7 程度の値が得られた(DEFOR 試験)。

<注水を伴った MCCI 条件(初期はドライ条件で溶融炉心上に注水を行う)>

- ・ 多くの場合、溶融物の上面に強固な安定クラストが形成されることで溶融物の冷却効果が阻害され、注水後もコンクリートの侵食が継続した(SWISS 試験、MACE 試験、WETCOR 試験)。
- ・ 一方、COTELS 試験(MCCI)については、他の注水を伴った MCCI 条件の試験と異なり、コンクリートの侵食が停止した。その理由として壁側の浸食部や塊状デブリに形成された流路への浸水が考えられている。また、OECD/MCCI 試験では MCCI で発生するガスの噴出により安定クラフトの形成が阻害され、熱伝達を促進すること、過渡的にクラストは破碎し、水の内部への侵入が起こることが分かった。
- ・ コリウムより上方の水プールへの熱流速は、SWISS 試験では 800 kW/m<sup>2</sup> 程度、WETCOR 試験では溶融時には 520 kW/m<sup>2</sup> 程度、凝固時には 200 kW/m<sup>2</sup> 程度、COTELS 試験では 100~650 kW/m<sup>2</sup> 程度である。これらの熱流束は限界熱流束よりも低い。この理由としては MCCI が進行することで壁等に固定化されたクラスト(安定クラスト)と溶融プールの上に空洞が発生し、クラストと溶融プールが分離された状態となることで伝熱を阻害している可能性が考えられる。なお、MACE 試験では、注水初期に限り 1000 kW/m<sup>2</sup> を超える高い熱流束も観測されている。

<ドライ条件(溶融炉心が冷却されない場合)>

- ・ 溶融炉心の熱によりコンクリートの侵食が著しく進む(ACE 試験、SURC 試験)。

表1 国内外のMCCI試験に関するまとめ

試験名	実施者	目的	試験方法	試験条件	デブリの組成	デブリの過熱	コンクリート	結果
FARO試験	イタリアJRC-ISPR	圧力容器内を対象に溶融物が水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生を調べることを目的 ただし、低圧条件でも実施	高圧条件と低圧条件UO <sub>2</sub> 混合物を溶融させ、水プールに落下させ、粒子化について確認する。	初期に水張り有り(注水有り)	UO <sub>2</sub> 混合物(ZrO <sub>2</sub> 含む)	—	—	・粒子化割合は、ほとんどの試験でプール水深に依存し、高圧飽和水試験の水深1m程度で落下コリウムの約50%が粒子化した。コリウムに少量の金属Zr(4.1wt%)の場合と低圧のサブクール水の試験では100%近くが粒子化した。 ・粒子の質量中央径は比較的大きく、3.2~4.8mmの範囲であり、試験パラメータ(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度)にあまり依存しない。
DEFOR試験	スウェーデン KTH	溶融物の粒子化に関わり、水サブクール、水深、メルト成分、過熱度等の影響を調べる目的	試験装置は誘導加熱炉、メルト容器、冷却タンクより成り、冷却タンクはガラス張りして粒子化の観察が可能となっている。 溶融物をメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下させ、状態を観察する。	初期に水張り有り(注水有り)	CaO-B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> やWO <sub>3</sub> -CaOの酸化物	誘導加熱	—	平均ボロシテリは0.55~0.7程度の値が得られた。
COTELS試験	日本(財)原子力発電技術機構(NUPEC)	プール水中に実機組成のUO <sub>2</sub> コリウムを落下させるFCIの調査	試験装置は、UO <sub>2</sub> 混合物を溶融させる電気炉とその下に溶融物と水との相互作用を調べるメルトレシーバより構成されている。 溶融コリウム/水/コンクリート間の相互作用を調べることが可能。	初期に水張り有り(注水有り)	UO <sub>2</sub> コリウム(TMI事故相当から金属量を増やしたもの)	直接通電による加熱	玄武岩系	粒子化量に関しては、水深0.4~0.9mにおいても、ほとんど(90%以上)が粒子化している。
		コンクリート上落下したUO <sub>2</sub> コリウムに注水するMCCIの調査	円筒中でコンクリートと加熱したUO <sub>2</sub> コリウムを反応させ、その後、注水・スプレイをすることでコンクリートの浸食状態や溶融物の変化を確認する。	初期はドライ(注水有り)	UO <sub>2</sub> コリウム(TMI事故相当から金属量を増やしたもの)	誘導加熱	玄武岩系	浸食深さは2cm程度であり、浸食は停止した。その要因として塊状デブリに形成された流路への浸食が考えられている。 溶融物から水プールへの熱流束は100~650kW/m <sup>2</sup> 程度であったが、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水がさらに高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。
WETCOR試験	米国サンディア研究所(SNL)	MCCI挙動に及ぼす水プールの影響を調べる	円筒中でコンクリートと加熱した溶融物(AI <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , CaO, SiO <sub>2</sub> の混合物)を反応させ、その後、注水することでコンクリートの浸食状態や溶融物の変化を確認する。	初期はドライ(注水有り)	模擬デブリ(AI <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , CaO, SiO <sub>2</sub> の混合物)	直接通電による加熱	石灰岩系	SWISS試験と同様に、溶融物の上面に強固なクラストが形成され溶融物の内部に水が浸入しにくくなっていったことにより、コンクリートの侵食は継続した。 溶融物から水プールへの熱流束は、溶融時には520kW/m <sup>2</sup> 程度、凝固時には200kW/m <sup>2</sup> 程度であったと報告されている。
MACE試験	米国電力研究所(EPRI)	MCCI挙動に及ぼす水プールの影響を調べる	円筒中でコンクリートと加熱した溶融物を反応させ、その後、注水することでコンクリートの浸食状態や溶融物の変化を確認する。	初期はドライ(注水有り)	模擬デブリ(実機相当のUO <sub>2</sub> 及びZrO <sub>2</sub> )	直接通電による加熱	石灰岩系、ケイ酸系	安定クラストが形成されデブリの冷却が阻害される結果となった。 デブリの長期的な冷却に関与し得るメカニズムとして、クラストに生じる亀裂等への浸水及びコンクリート分解ガスによるクラスト開口部からのデブリの噴出が確認されている。
OECD/MCCI試験	米国アルゴンヌ国立研究所(ANL)	個々のデブリ冷却メカニズムを定量的に解明すること	デブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。	初期はドライ(注水有り)	デブリ模擬溶融物(UO <sub>2</sub> , ZrO <sub>2</sub> ,コンクリート成分)	直接通電加熱	ケイ酸系	以下の知見が得られている。 ・ガス噴出は、安定なクラストの形成を阻害し、熱伝達を促進する。 ・クラストの亀裂により冷却水が侵入し得る。 ・溶融物の噴出により、多孔質の粒子状ベッドが形成される。 ・過渡的にクラストは破砕し、水の内部への侵入が起こる。
SWISS試験	米国サンディア研究所(SNL)	MCCI挙動に及ぼす水プールの影響を調べる	円筒中でコンクリートと加熱した溶融物(SUS)を反応させ、その後、注水することでコンクリートの浸食状態や溶融物の変化を確認する。	初期はドライ(注水有り)	模擬デブリ(SUS)	誘導加熱	石灰岩系	クラストの形成、実機の想定よりも大きな発熱量、SUSによる金属-水反応による発熱の影響もあり、注水後もコンクリートの浸食が続いた。 また、コリウムより上方水プールへの熱流束は限界熱流束の計算値よりも小さな800kW/m <sup>2</sup> 程度であった。
ACE試験	米国アルゴンヌ国立研究所(ANL)	MCCIにおける熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充すること	円筒中でコンクリートと加熱した模擬デブリを反応させ、コンクリートの浸食状態を確認する。	ドライ(注水無し)	模擬デブリ(制御棒材質と一部酸化したコリウム)	直接通電による加熱	種類(石灰岩、珪素系)を変えて試験を実施	溶融炉心の熱によりコンクリートの浸食が著しく進む
SURC試験	米国サンディア研究所(SNL)	MCCI時の伝熱、化学反応、ガスおよびエアロゾルの放出等を調べ、CORCON等の解析コードを検証・改良すること	円筒中でコンクリートと加熱した模擬デブリを反応させ、コンクリートの浸食状態を確認する。	ドライ(注水無し)	模擬デブリ(UO <sub>2</sub> , SUS, Zr)や模擬FP	誘導加熱	石灰岩系、玄武岩系	溶融炉心の熱によりコンクリートの浸食が著しく進む

#### 4. 溶融プールからプール水への熱流束

溶融炉心等で発生した熱量は壁・床面のコンクリートの温度上昇及びプール水への放熱に用いられ、コンクリートの温度上昇が進み、浸食温度に至ることで MCCI が発生する。すなわち、デブリ上面からプール水への伝熱速度が MCCI 進展の有無を決める主要な支配パラメータとなる。

MAAP の伝熱の解析は図 2 のモデルが使用されており、デブリ上面からプール水への熱流束は Kutateladze 型の平板限界熱流束相関式を用いている。この式は平板状の溶融炉心からの加熱により発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を考慮した式である。

ただし、実機においてはクラストからの直接加熱以外にクラストへの浸水、粒子状ベッドの堆積による伝熱等の様々な要因の影響が考えられるため、評価に用いる熱流束はこれらを考慮した設定にする必要がある。

##### (1) 上部クラストからプール水への伝熱

事前水張りを実施せず、落下後の溶融炉心に注水する試験では、溶融炉心に安定クラストが形成され、水の侵入を阻害するとともに、安定クラストと下部溶融炉心が分離し下部溶融炉心から水への伝熱が阻害されたという報告がある。しかし、事前水張りを行った場合の試験においては安定クラストの形成が見られない。このため本評価において、安定クラストによる冷却の阻害は考慮する必要がない(溶融プールとクラスト間是对流伝熱により熱伝達される)と考えられる。

また、MACE 試験の安定クラストが形成される前の注水直後の熱流束や SWISS 試験の安定クラストによる冷却の阻害がない状態における熱流束は、 $800 \text{ kW/m}^2$  以上の値が得られており、安定クラストが形成されない場合は、同程度の熱流束に期待できるものと考えられる。

##### (2) 粒子状ベッドからプール水への伝熱

事前水張りによりエントレインされたデブリ粒子は粒子状ベッドを形成し、発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流が形成される。崩壊熱のレベルがある値より高いと、局所的に粒子状ベッド内でドライアウトが生じ、粒子状ベッドの温度が急激に高くなる(図 3)。この時の熱流束がドライアウト熱流束となる。

粒子状ベッドのドライアウト熱流束は、種々の試験が行われており、種々の相関式が提案されている。その中でも Lipinski 0-D モデルは、小さい粒径から大きい粒径まで適用可能とされている。MAAP コード内でも圧力容器下部プレナムの粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは、ドライアウト熱流束は、主に粒子径、ポロシティ、堆積高さ、圧力に依存する。

各試験等により水プールに落下したデブリの粒子径の質量平均値は約  $3.4 \text{ mm}$  であり(表 2)、また図 4 に示すように堆積高さ  $30 \text{ cm}$  以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がないことが分かる。

Lipinski 0-D モデルを用い、粒子径  $3 \text{ mm}$ 、堆積高さ  $50 \text{ cm}$ 、圧力  $0.4 \text{ MPa( abs )}$ 、ポロシティ  $0.26$  の条件におけるドライアウト熱流束を算出するとその値は  $800 \text{ kW/m}^2$  以上となる。図 5 に示す通り、ポロシティの値が大きいほどドライアウト熱流束は大きくなり、DEFOR 試験により  $0.55 \sim 0.7$  程度の値が得られていることから、さらに大きな熱流束になると考えられる。

また、圧力の上昇とともにドライアウト熱流束も高くなる。原子炉格納容器圧力が MAAP 解析によって 0.4 MPa(abs)以上であることが評価されているため、ドライアウト熱流束は 800 kW/m<sup>2</sup>以上であると考えられる。

評価では溶融プールからプール水への熱流束 800 kW/m<sup>2</sup>を用いて評価しており、上記の各項の影響を考慮しても妥当な値であると言える。

なお、平成 23 年 11 月に当社が公表している「福島第一発電所 1～3 号機の炉心状態について」※においても福島第一原子力発電所の MCCI 反応の解析を実施している。その評価ではドレンサンプルピットに堆積した部分の MCCI 反応を解析しており、溶融プールからプール水への熱流束を 125 kW/m<sup>2</sup>に設定している。これは安定クラストの形成による溶融炉心の冷却阻害効果を考慮した値で、堆積状態の不確かさや、ペDESTAL 部への事前水張りが実施されていないこと(1 号機：ペDESTAL への蓄水はない状態を想定、2、3 号機：ドライウエル床面にサプレッション・チェンバメント管連結部下端高さまでの蓄水があることを想定)から OECD/MCCI 試験データでの値を参考に設定している。

有効性評価における溶融プールからプール水への熱流束については、先に示した通り事前水張り操作によりペDESTAL に 2 m の冷却水を確保することで溶融プールの大部分が粒子化され、安定クラストも形成されないと考えられることから、粒子状ベッドのドライアウト熱流束に依存した 800 kW/m<sup>2</sup>を設定している。

※福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心状態について(平成 23 年 11 月 30 日)  
[http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/images/handouts\\_111130\\_09-j.pdf](http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/images/handouts_111130_09-j.pdf)

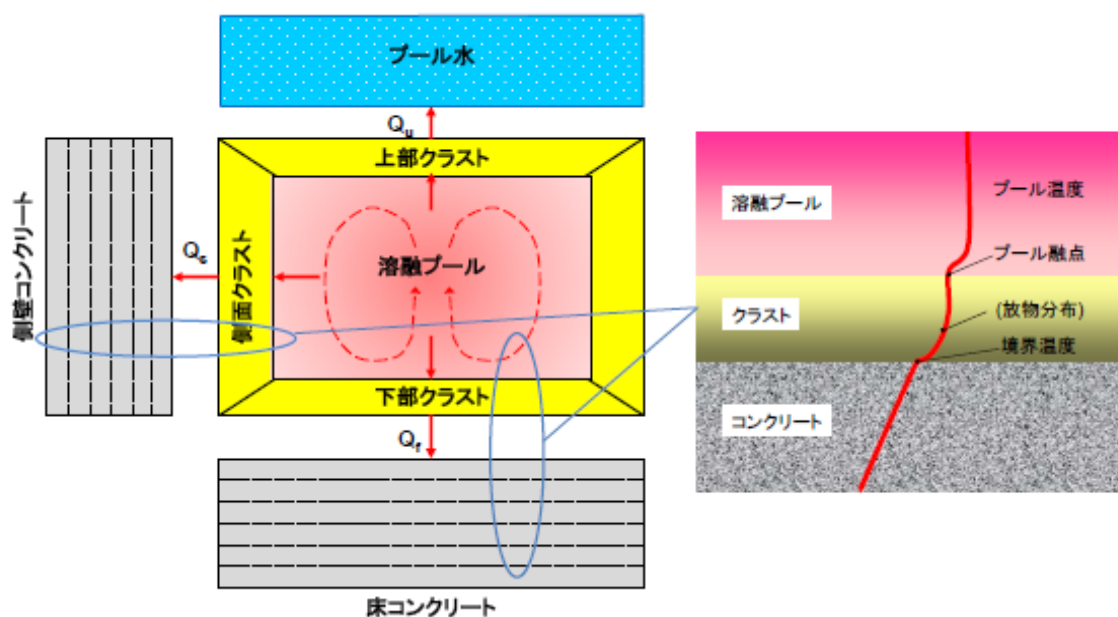


図 2 MAAP-4 コードの MCCI 伝熱モデル概要図

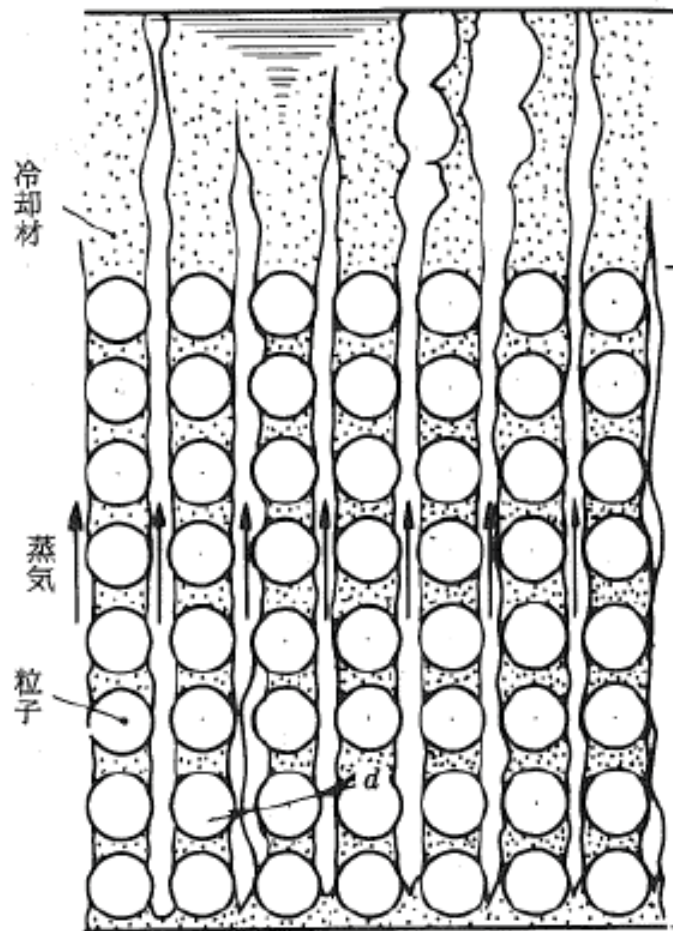


図3 粒子状粒子状ベッドの流動状態の模式図

表2 各試験におけるデブリの粒子径

実験名	CCM	FARO	KROTOS	COTELS	DEFOR
実験施設	ANL	JRC ISPRA	JRC ISPRA	NUSEC	KTH
デブリの組成	UO <sub>2</sub> , ZrO <sub>2</sub> , SUS	UO <sub>2</sub> , ZrO <sub>2</sub>	①Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ②UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub> , ZrO <sub>2</sub> , Zr, SUS	①CaO-B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ②WO <sub>3</sub> -CAO
質量[kg]	4~12	18~117	1.4~5.4	27~57	8.75~17.5
サブクール度[K]	N/A	0~124	5~124	0~86	N/A
水張り深さ[m]	N/A	0.87~2.05	N/A	0.4~0.9	40~65
粒子径[mm]	0.8~5.0	3.2~4.8	①8~17 ②1~1.7	0.38~7.2	①10~30 ②1~5

N/A は文献に記載がない項目

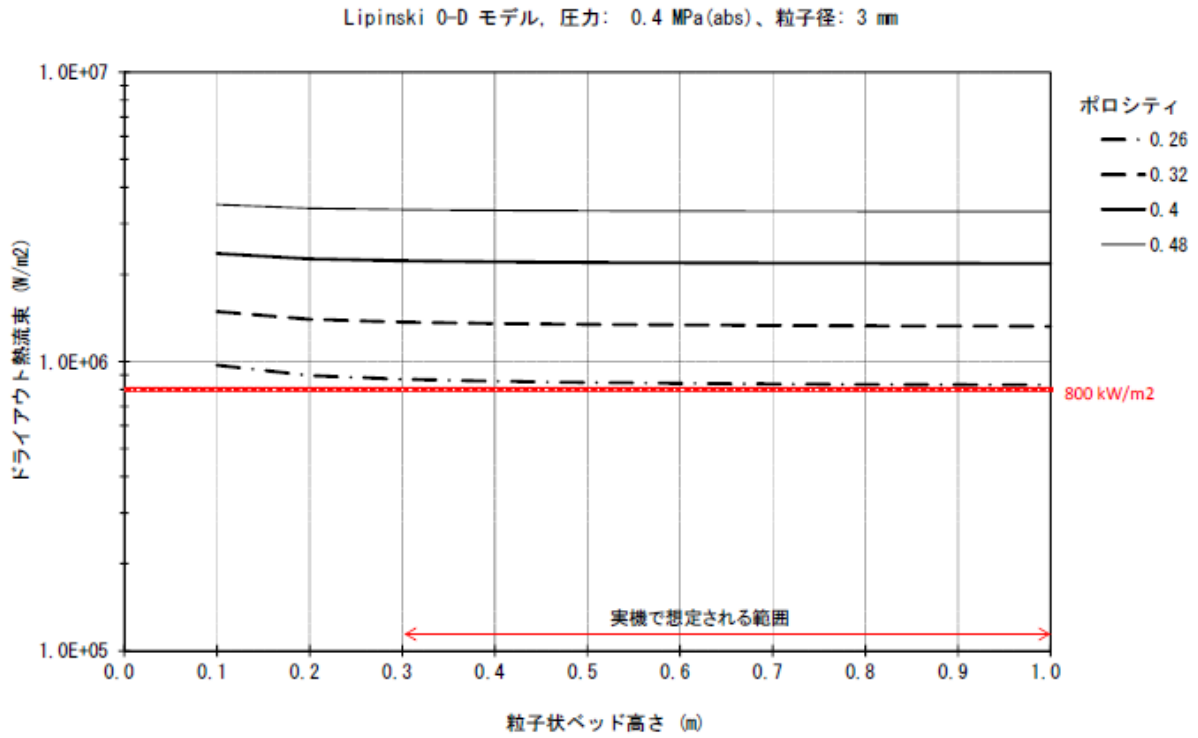


図4 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係(Lipinski 0-D モデル)

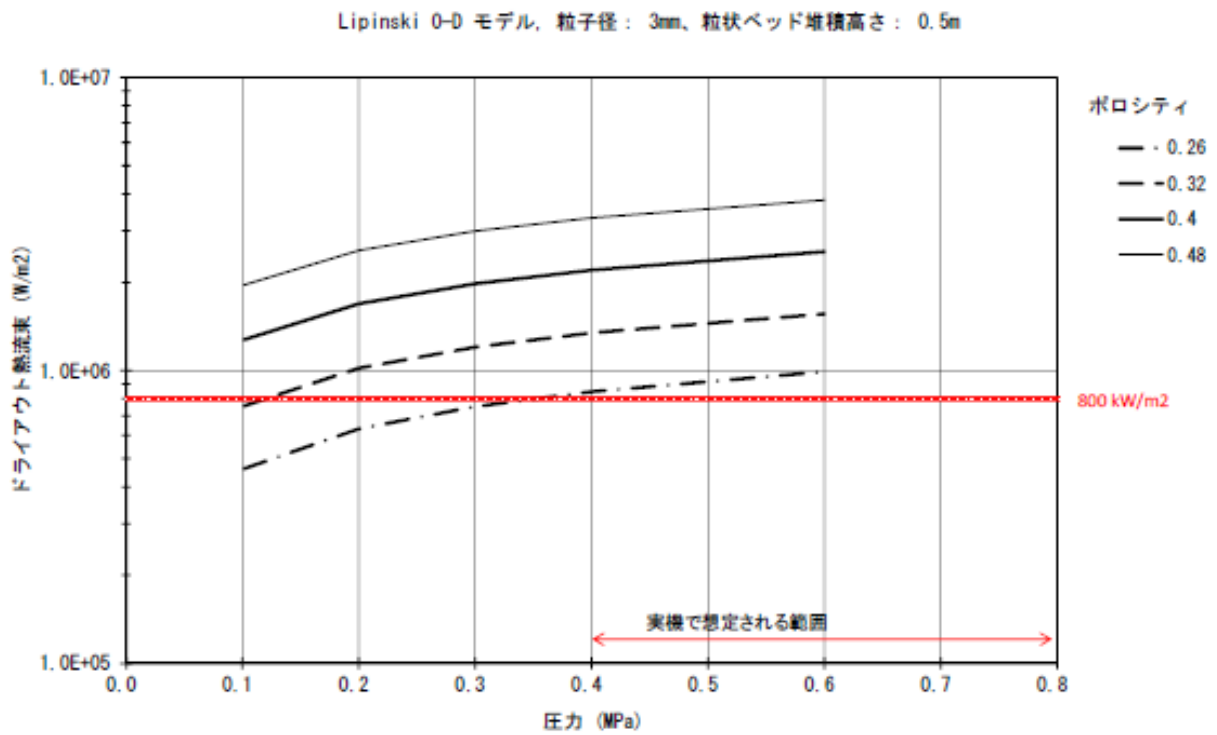


図5 圧力 とドライアウト熱流束の関係(Lipinski 0-D モデル)

### 7日間における燃料の対応について(溶融炉心・コンクリート相互作用)

プラント状況:6、7号機運転中。1～5号機停止中。

事象:溶融炉心・コンクリート相互作用は6、7号機を想定。

なお、外部電源喪失は想定していないが、全プラントで外部電源喪失が発生することとし、免震棟等、プラントに関連しない設備も対象とする。

号機	時系列	合計	判定
7号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 750、960L</b>	7号機軽油タンク容量は <b>約 1、020、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、490L/h×24h×7日×3台=750、960L		
6号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 750、960L</b>	6号機軽油タンク容量は <b>約 1、020、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 3台起動。 ※1 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、490L/h×24h×7日×3台=750、960L		
1号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631、344L</b>	1号機軽油タンク容量は <b>約 632、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、879L/h×24h×7日×2台=631、344L		
2号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631、344L</b>	2号機軽油タンク容量は <b>約 632、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、879L/h×24h×7日×2台=631、344L		
3号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631、344L</b>	3号機軽油タンク容量は <b>約 632、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、879L/h×24h×7日×2台=631、344L		
4号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631、344L</b>	4号機軽油タンク容量は <b>約 632、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、879L/h×24h×7日×2台=631、344L		
5号機	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 631、344L</b>	5号機軽油タンク容量は <b>約 632、000L</b> であり、 7日間対応可能。
	非常用ディーゼル発電機 2台起動。 ※2 (燃費は保守的に最大負荷時を想定) 1、879L/h×24h×7日×2台=631、344L		
その他	事象発生直後～事象発生後7日間	7日間の 軽油消費量 <b>約 70、896L</b>	1～7号機軽油タンク 及び地下軽油タンクの 残容量(合計)は <b>約 685、360L</b> であり、 7日間対応可能。
	免震棟ガスタービン発電機 1台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 395L/h×24h×7日=66、360L モニタリングポスト用仮設発電機 3台起動。(燃費は保守的に最大負荷時を想定) 9L/h×24h×7日×3台=4、536L		

※1 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は2台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機3台を起動させて評価した。

※2 事故収束に必要な非常用ディーゼル発電機は1台で足りるが、保守的に非常用ディーゼル発電機2台を起動させて評価した。

## 原子炉格納容器限界温度・圧力に関する評価結果



# 目 次

	頁
(本文)	
1. 評価の概要	
(1) はじめに	1
(2) 限界温度・圧力の設定	2
(3) 健全性確認	2
(4) 結論	21
(添付資料)	
1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）	
1.1 評価方針	1-1
1.2 評価	1-1
1.3 評価結果	1-3
2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）	
2.1 評価方針	2-1
2.2 評価	2-1
2.3 評価結果	2-3
3. トップヘッドフランジ	
3.1 評価方針	3-1
3.2 評価結果	3-4
(1) 本体の耐圧	3-4
(2) フランジ固定部の強度	3-11
(3) ガasketの健全性	3-16
3.3 評価まとめ	3-22
4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）	
4.1 評価方針	4-1
4.2 評価結果	4-3
(1) 本体の耐圧	4-3
(2) フランジの固定部の強度	4-21
(3) ガasketの健全性	4-24
4.3 評価まとめ	4-30

5.	エアロック	
5.1	評価方針	5-1
5.2	評価結果	5-4
	(1) 本体の耐圧	5-4
	(2) ガasketの健全性	5-20
6.	配管貫通部	
6-1	配管貫通部（貫通配管）	
6-1.1	評価方針	6-1
6-1.2	評価	6-1
6-1.3	評価結果	6-4
	添付 6-1 原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について	6-11
6-2	配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）	
6-2.1	評価方針	6-13
6-2.2	評価	6-14
	6-2.2.1 基本板厚計算	
	6-2.2.1.1 スリーブ	6-14
	6-2.2.1.2 端板	6-15
	6-2.2.1.3 閉止板	6-16
	6-2.2.2 応力評価	6-17
6-2.3	評価結果	6-23
6-3	配管貫通部（閉止フランジ）	
6-3.1	フランジ部の構造	6-24
6-3.2	評価部位	6-24
6-3.3	評価	6-24
6-3.4	評価結果	6-24
7.	電気配線貫通部	
7.1	評価方針	7-1
7.2	評価	7-7
	7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算	7-7
	7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価	7-16

8. 原子炉格納容器隔離弁	
8.1 はじめに	8-1
8.2 不活性ガス系バタフライ弁	
8.2.1 評価方針	8-2
8.2.2 評価結果	8-2
8.2.3 更なるシール機能の強化	8-3
8.3 TIP ボール弁及びパージ弁	
8.3.1 評価方針	8-4
8.3.2 評価結果	8-5
添付 8-1 原子炉格納容器隔離弁の抽出について	8-7

別紙-1 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト

別紙-2 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト

別紙-3 一次＋二次応力の評価について

# 1. 評価の概要

## (1) はじめに

柏崎刈羽原子力発電所 6、7号炉の重大事故等対策の有効性評価において、原子炉格納容器の限界温度、圧力をそれぞれ 200℃、2Pd (0.62MPa、Pd：最高使用圧力 (0.31MPa)) としていることから、以下にその根拠と妥当性を示す。

表 1 原子炉格納容器の設計条件と限界温度、圧力の比較

	設計仕様 (最高使用温度、圧力)	有効性評価で使用する 限界温度、圧力
温度	171℃*1	200℃
圧力	310kPa (1Pd) {3.16kgf/cm <sup>2</sup> }	620kPa (2Pd)

\*1：ドライウエルの最高使用温度を示す。サプレッション・チェンバの最高使用温度は 104℃である。

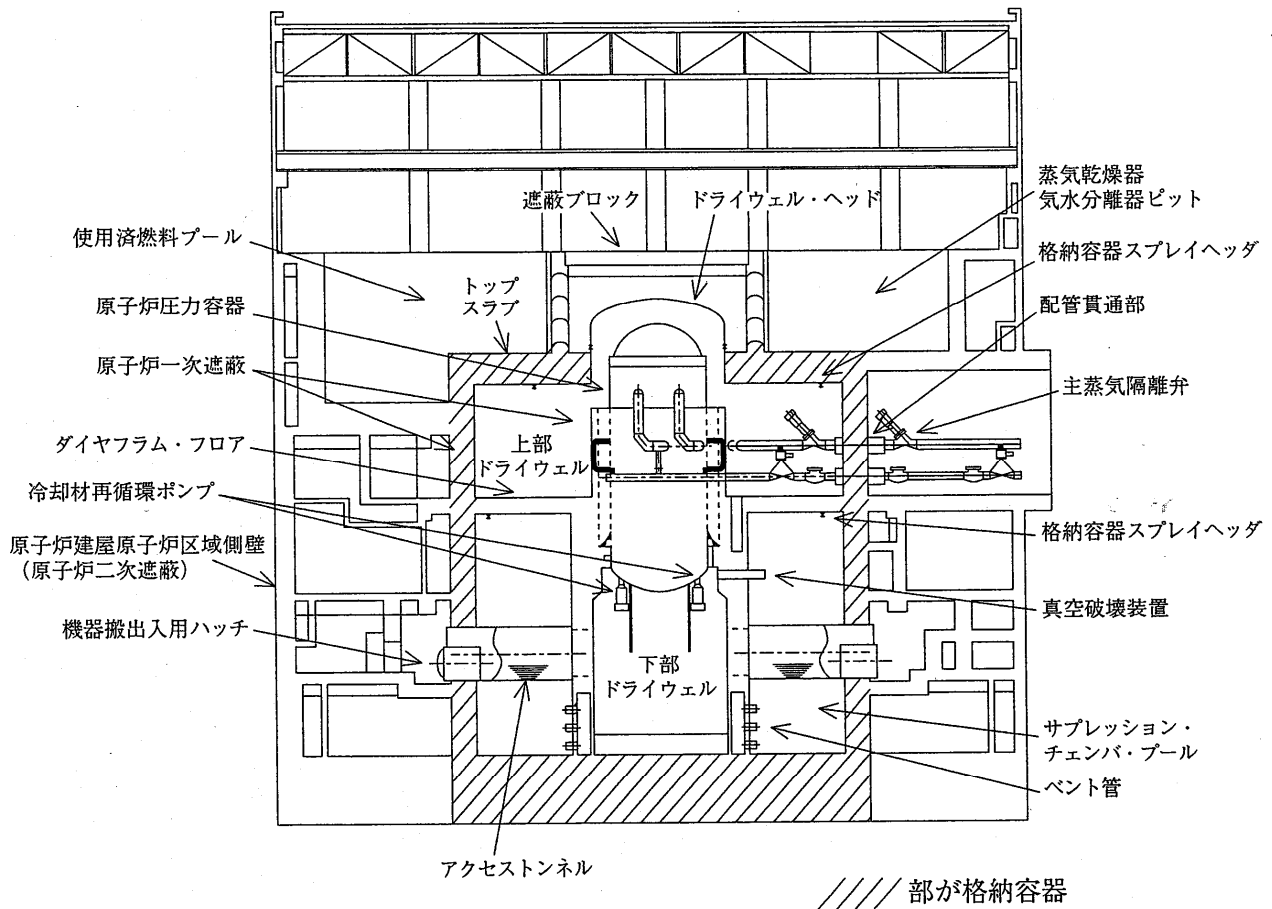


図 1 原子炉格納容器全体図

## (2) 限界温度・圧力の設定

原子炉格納容器の限界温度、圧力については、重大事故時において、原子炉格納容器の機能である放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを条件として設定する。重大事故時条件下の格納容器閉じ込め機能については、過去に電力会社等による共同研究（以下「電共研」という。）で解析、試験等を実施しており、これをもとに有効性評価の原子炉格納容器限界温度・圧力を設定している。また、当時の（財）原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）による「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）」の研究成果も取り入れて、試験または解析評価等により根拠と妥当性が確認された値である 200℃、2Pd を限界温度、圧力として設定している。

（柏崎刈羽原子力発電所 6、7号炉 原子炉格納容器 最高使用温度：171℃ 最高使用圧力：0.31MPa）

## (3) 健全性確認

### a. 評価対象

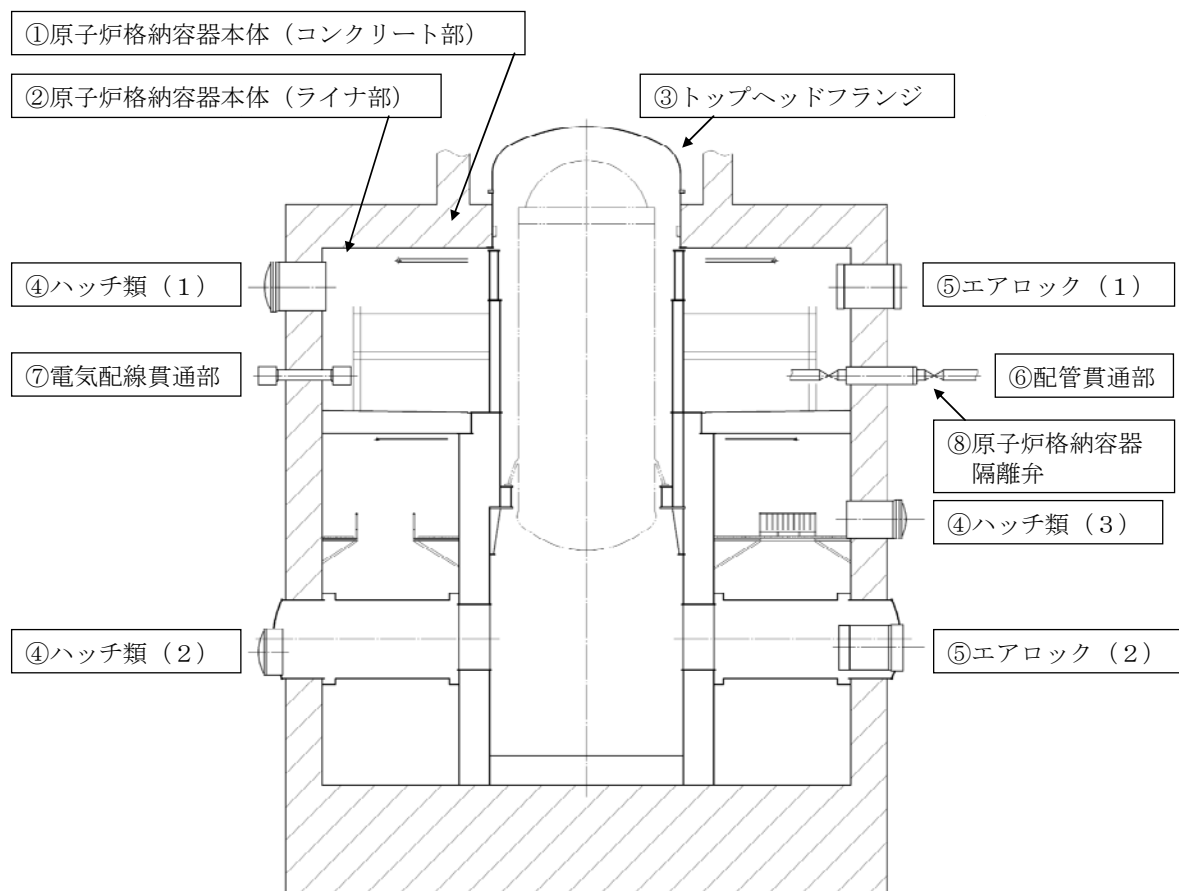
放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器本体及び開口部等の構造健全性を確認する必要がある。

さらに、福島第一原子力発電所事故において、格納容器からの漏洩要因の一つとして推定している原子炉格納容器に設置されるトップヘッドフランジ部、ハッチフランジ部、電気配線貫通部等のシール部についても、200℃、2Pd の環境下での機能維持を確認する必要がある。

このことから原子炉格納容器本体の他に、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器の変位荷重等の影響により、構造上、リークパスになる可能性がある開口部及び貫通部の構成品、また、ガスケットの劣化及びシート部の変形に伴いリークパスになる可能性があるシール部が評価対象となり、以下の原子炉格納容器バウンダリ構成部を評価する。なお、図 2 に原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要を示す。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
- ③トップヘッドフランジ
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
- ⑤エアロック
- ⑥配管貫通部
  - ・固定式配管貫通部
  - ・貫通配管

- ・スリーブ
  - ・端板
  - ・閉止フランジ
  - ・閉止板
- ⑦電気配線貫通部  
⑧原子炉格納容器隔離弁



- ハッチ類 (1) 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ  
 ハッチ類 (2) 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ  
 ハッチ類 (3) サプレッションチェンバ出入口  
 エアロック (1) 上部ドライウェル所員用エアロック  
 エアロック (2) 下部ドライウェル所員用エアロック

図 2 原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要図

b. 機能喪失要因

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備の重大事故時における放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因（以下、「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、内圧条件や原子炉格納容器本体の変形に伴い、以下に示す要因が想定される。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）  
曲げせん断破壊
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）  
延性破壊
- ③トップヘッドフランジ  
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）  
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑤エアロック  
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑥配管貫通部
  - ・ 固定式配管貫通部
    - ・ 貫通配管  
延性破壊
    - ・ スリーブ  
延性破壊
    - ・ 端板  
延性破壊
    - ・ 閉止板  
延性破壊
    - ・ 閉止フランジ  
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑦電気配線貫通部  
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑧原子炉格納容器隔離弁  
延性破壊、高温劣化（シール部）

c. 評価方法

構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し、以下のいずれかの方法により評価し、200℃、2Pd の環境下での健全性及び機能維持を確認する。

- (a) 自社研，電共研，NUPEC での試験結果等による評価
- (b) 設計・建設規格又は既工事計画認可申請書等に準拠した評価
- (c) 設計・建設規格の準用等による評価

評価方法による評価対象機器の分類は図 3 及び表 2 参照



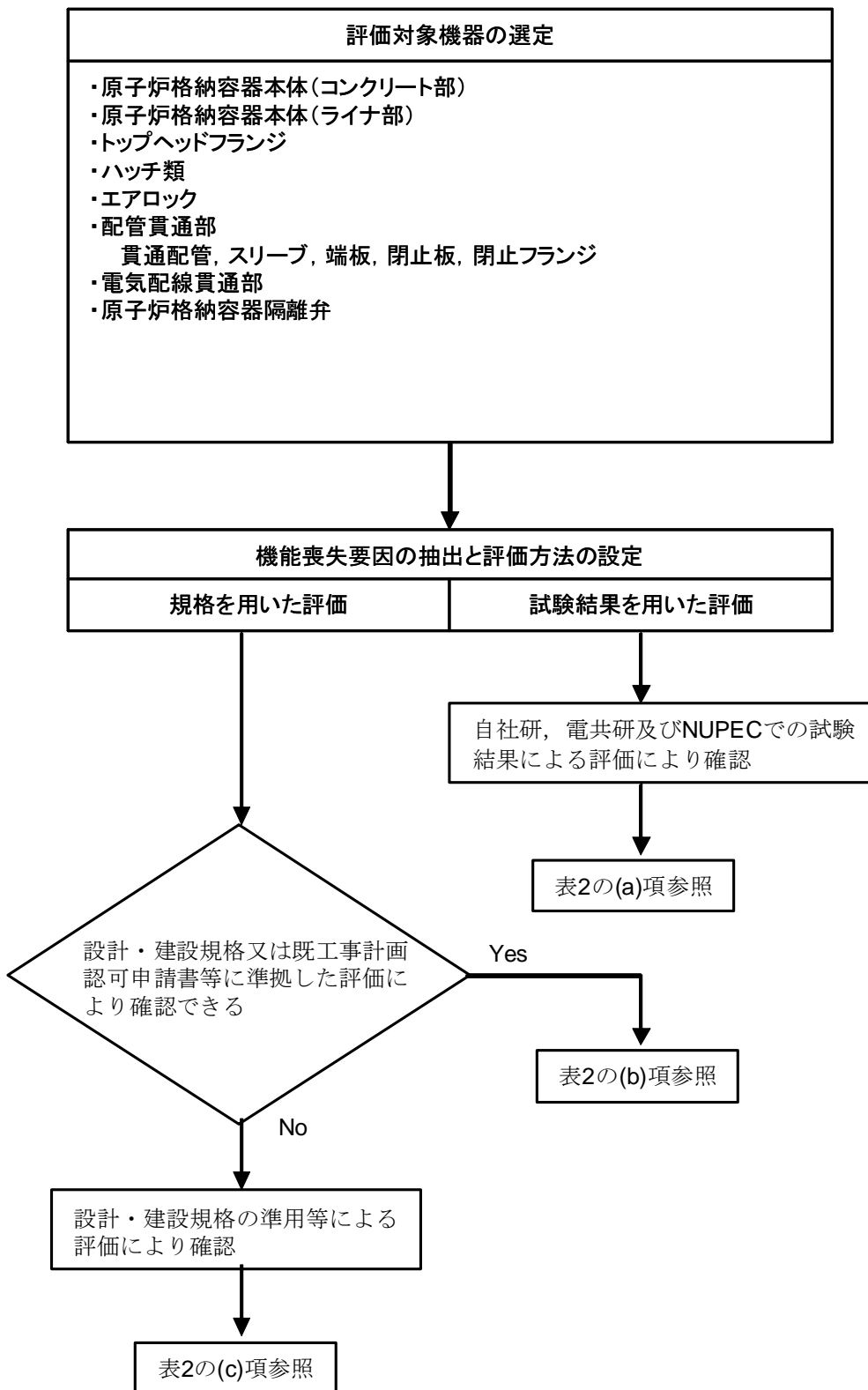


図3 評価方法による評価対象機器の分類

表 2 評価対象機器の分類及び評価内容

評価対象部位		想定される機能喪失要因	評価手法	評価方法の概要	判定基準
①	原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	曲げせん断破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた弾塑性解析により、200℃条件下で、コンクリート部の内圧に対する耐圧性状を確認	2Pd を上回ること
②	原子炉格納容器本体 (ライナ部)	延性破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた歪み評価をもとに、ライナ部破損圧力を評価	2Pd を上回ること
③	トップヘッドフランジ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施された 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットについて試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
④	ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施されたハッチモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットについて試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑤	エアロック	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットについて試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑥	配管貫通部 (貫通配管)	延性破壊	(b)	代表配管について、原子炉格納容器変位に伴う曲げ荷重の作用による強度評価を、設計・建設規格 PPC-3530 に準拠し、既工事計画認可申請書で実績ある手法で評価を実施	PPC-3530 に規定される 1 次、2 次応力の制限値を満足する
	配管貫通部 (スリーブ、端板、閉止板)	延性破壊	(b)	代表配管について、設計・建設規格 PVE-3410, 3610 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
⑦	電気配線貫通部	延性破壊	(b)	代表貫通部について、設計・建設規格 PVE-3230 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	電共研、NUPEC で実施された電気配線貫通部のモデル試験体を用いた気密性能確認結果に基づき限界圧力・温度を評価	2Pd, 200℃を上回ること
⑧	原子炉格納容器隔離弁	変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部について試験結果に基づき評価	シール部が健全であること

#### d. 評価結果の概要

##### ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで健全性を確認する。

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により限界の内圧を確認している。この結果から、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の破損は 200℃条件下において 4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられるため、限界温度、圧力である 200℃、2Pd での構造健全性を確認した。

##### ②原子炉格納容器本体（ライナ部）

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

一方、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これを用いて柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定した。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用した結果、重大事故時のライナ部の破損による原子炉格納容器本体のシール機能は 2Pd 以上あることを確認した。

### ③トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、原子炉格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器膨張によるトップスラブ部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり 200℃・2Pd の環境下での健全性を確認した。

#### ・本体

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、ドライウェル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するトップヘッドフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、トップヘッドフランジに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物

質の閉じ込め機能)を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ ,  $P_L+P_b$  の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定(原子炉冷却材喪失事故を想定)に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3S_u$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$  と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が  $S_u$  に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が  $S_u$  に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

さらに、トップヘッドフランジの構造健全性確認として、限界温度・圧力におけるトップヘッドフランジ部の基本板圧計算を設計・建設規格 PVE-3321 に基づき実施し、いずれも呼び厚さが計算上の必要厚さを上回ることを確認した。

また、ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)(平成 2 年度～平成 14 年度)において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1 / 1 0 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。この 1 / 1 0 スケールモデル試験体は Mark-II 改良型の上鏡を想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型の上鏡と RCCV の上鏡の基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、限界圧力  $2P_d$  環境下で構造健全性を有していることを確認した。

#### ・シール機能

##### ・フランジ固定部の強度

トップヘッドフランジのシール機能維持については、過去に電共研でドライウエル上鏡を模擬した上鏡モデル試験を行っており、トップヘッドフランジ部の圧力とフランジ開口量との関係を測定している。格納容器圧力  $2P_d$  の状態でフランジ面間に発生する最大の隙間を弾塑性大変形解析で評価したところ、上鏡モデル試験結果で漏洩が無いとされる隙間以下であることを確認した。なお、上鏡モデル試験体は鋼製格納容器(Mark-II 改良型)を想定して試験が行われたものであるが、RCCV の上鏡についても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡

形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

- ・シール材

シール材（ガスケット）はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシリコン製シール材を補強するために、より高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確認した。なお、シリコン製シール材については、前述の通り高温蒸気曝露で劣化が進む傾向にあるため、より耐性に優れたシール材（改良 EPDM）に変更する等のシール材強化対策を引き続き検討し、格納容器閉じ込め機能の信頼性を向上させる。

- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃・2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり 200℃・2Pd の環境下での健全性を確認した。

- ・本体

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ、サプレッションチェンバ出

入口の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する部位の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su$  (=Su) と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

さらに、ハッチ類の構造健全性確認として、限界温度・圧力における上部ドライウェル機器搬入用ハッチおよび下部ドラウエルアクセストンネル（機器搬入用ハッチ付）の基本板圧計算を設計・建設規格 PVE-3321 に基づき実施し、いずれも呼び厚さが計算上の必要厚さを上回ることを確認した。

また、ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は  $19.5\text{kg/cm}^2$ （約 6.0Pd）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良

型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7号炉とのハッチ形状の違いを考慮したとしても、限界圧力 2Pd 環境下で構造健全性を有していることを確認した。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部

- ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器内圧により発生する原子炉格納容器シェル部の歪に伴う強制変位が顕著に作用する。

- ハッチ類のシール機能維持については、過去に NUPEC でハッチ類を模擬したハッチモデル試験を行っており、ハッチフランジ部の圧力とフランジ開口量との関係を測定している。この測定結果は常温試験によるものであるが、高温環境下 (200℃) による剛性の低下を考慮しても、フランジ開口が許容開口量 (ガスケットが健全の場合) に達する圧力は約 2.5Pd であり、限界圧力 2Pd におけるシール機能の健全性を確認した。なお、ハッチモデル試験体は鋼製格納容器 (Mark-II 改良型) を想定して試験が行われたものであるが、RCCV のハッチについても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

- ・シール材

- シール材 (ガスケット) はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシリコン製シール材を補強するために、より高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確認した。なお、シリコン製シール材については、前述の通り高温蒸気曝露で劣化が進む傾向にあるため、より耐性に優れたシール材 (改良 EPDM) に変更する等のシール材強化対策を引き続き検討し、格納容器閉じ込め機能の信頼性を向上させる。



#### ⑤エアロック

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており、円筒胴の両端に平板（隔壁）を溶接し、人が出入りできる開口部を設けている。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸等が貫通しており、均圧弁及び扉開閉ハンドル貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、過度な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

##### ・本体

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴）を評価対象とすることで一次応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割り下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下でのエアロックの構造健全性を確認するものであるため、上記割り下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、エアロックに発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の  $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉

冷却材喪失事故を想定) に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり(設計・建設規格 解説 PVB-3111)、エアロックの限界温度及び限界圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に  $P_L+P_b$  の許容値として設計引張強さ(但し、限界温度における設計引張強さ)を適用することは妥当であり、許容値を設計引張強さ ( $S_u$ ) とする。

さらに、エアロックの構造健全性確認として、限界温度・圧力における上部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドラウエルアクセストンネル(所員用エアロック付)の基本板圧計算を設計・建設規格 PVE-3321 に基づき実施し、いずれも呼び厚さが計算上の必要厚さを上回ることを確認した。

- ・シール機能

- ・シール材

- 扉のシリコンガスケット以外にエアロックの扉板貫通部に使用しているシール材は以下の通りである。

- (6号炉)

- ①ハンドル軸貫通部 O リング・・・EPDM
    - ②均圧弁・・・ふっ素樹脂

- (7号炉)

- ①ハンドル軸貫通部 O リング・・・EPDM
    - ②均圧弁・・・ふっ素樹脂

- ハンドル軸貫通部 O リングに使われているシール材 (EPDM) は、基本特性試験結果により重大事故環境下における健全性を確認した。

- 均圧弁に使われているシール材 (ふっ素樹脂) は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材をもつ閉止フランジを取付け、重大事故環境下における健全性を確保する。

- なお、均圧弁については更なる安全対策向上のために、ふっ素樹脂よりも耐放射線性に優れ、耐高温性を有するシール材に適用することを検討している。今後、実機適用性のある均圧弁が開発され次第、順次取替えていくことで更なる原子炉格納容器閉じ込め機能強化を継続的に進める。

- ・扉

エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価した。このシール部に発生する最大隙間がエアロックと材質・シール方式が同一の機器搬入口のガスケットの試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認した。

### ⑥配管貫通部

- ・固定式配管貫通部

- ・貫通配管

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が貫通配管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器が変形すると考えられることから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらるる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

このため、配管に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該配管について 3 次元梁モデルを用いた弾性解析を実施し、設計・建設規格の PPC-3530 に規定される一次+二次応力の制限値を満足することを確認した。

なお、前述の一次+二次応力の制限値は既工認でも採用しているものである。

- ・スリーブ

スリーブ本体及び取付部（以下、スリーブ）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温

度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、スリーブ機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、スリーブに発生する応力が大きいと考えられる最大口径の配管貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が  $Su$  以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su (=Su)$  と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が  $Su$  に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が  $Su$  に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である  $2/3Su$  以下であることも確認した。

以上から、 $200^\circ\text{C}$ 、 $2Pd$  の環境下において、スリーブは損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

- ・ 端板

今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器が大きく変形することにより貫通配管に原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。

ここで、端板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su$  (=Su) と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態Dにおける一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

- ・ 閉止フランジ

今回の評価条件である200℃、2Pd を考慮した場合、閉止フランジに対しては脆性破壊が生じる温度ではないこと、繰返し荷重が作用しないこと、圧縮

力が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈破壊は評価対象外と考えることができる。よって閉止フランジについては延性破壊、フランジの開口量、フランジ開口によるシール機能喪失及び締付ボルトの延性破壊について評価を行い、200℃、2Pdにおいて健全であることを確認した。

- ・閉止板

閉止板の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、閉止板には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力（曲げ応力）が生じ、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。このため、閉止板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該閉止板の厚さが、200℃、2Pd 環境下において、設計・建設規格PVE-3410 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認し、閉止板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

#### ⑦電気配線貫通部

- ・電気配線貫通部本体

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッド設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過度の圧縮力がスリーブ、アダプタ、ヘッドに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、スリーブ、アダプタ、ヘッドの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッドが 200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さが JSME の設計・建設規格（PVE-3230）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。

- ・シール材

電気配線貫通部のシール材については、電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験（昭和 62 年度）」において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃、約 2.6Pd（約 0.8MPa）とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性を確認している。

また、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大 3.2Pd (1.0MPa)、約 260℃までの耐漏えい性を確認している。

したがって、電気配線貫通部については、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下でのシール機能を確認した。

以上のことより、200℃、2Pd において電気配線貫通部の気密性維持は可能と考えられる。

#### ⑧原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、移動式炉心内計装 (Traverse Incore Prove、以下 TIP) ボール弁及びパージ弁について、事故環境下でのシール材の損傷（変形）が想定されるため以下の通り健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pd の環境下では脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、TIP ボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受けることによる過渡な変形（一次応力）が想定されるため、以下の通り健全性を確認する。

- ・原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）
  - ・設計・建設規格（弁の圧力温度基準に基づく評価）に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。
  - ・隔離機能（気密性保持）は、弁体シート部ガスケット（EP ゴム）の耐環境性が支配的であるため、バタフライ弁の環境試験結果を確認し、事故環境下における放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。
- ・原子炉格納容器隔離弁（TIP ボール弁及びパージ弁）
  - ・設計・建設規格（弁の圧力温度基準に基づく評価）に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。
  - ・TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、事故時放射線量による閉じ込め機能喪失可能性がある場合については耐

環境性に優れた弁への取替を行い閉じ込め機能を確保する。なお、TIP パージ弁については改良 EPDM を採用するため、トップヘッドフランジ等で記述した通り、事故環境下におけるシール機能は問題ない。

上記以外の隔離弁については、以下の理由により 200℃、2Pd の環境下で健全性を有している。

- ・弁箱は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており（min 1.03MPa）、耐圧上問題になることはない。
- ・弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題となることはない。
- ・弁シート部は全て金属製である。

#### (4) 結論

柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器本体並びに原子炉格納容器に設置されている開口部（機器搬入口、エアロック）、原子炉格納容器貫通部（配管貫通部、電気配線貫通部）及び原子炉格納容器隔離弁について、200℃、2Pd の環境下での構造健全性を確認した。また、開口部、原子炉格納容器貫通部及び原子炉格納容器隔離弁に使用されているシール部についても、事故環境下での機能維持を確認した。

以上のことから、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉では、原子炉格納容器の限界温度、圧力として、200℃、2Pd を設定している。



## 1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）

### 1.1 評価方針

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで200℃、2Pdにおける健全性を確認する。

### 1.2 評価

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の耐圧性状を求める。評価モデルは実炉スケールのモデルとし、200℃条件下での材料物性（規格値；図1-2～図1-4 参照）に基づき、内圧に対する静的漸増解析で耐圧性状を確認する。RCCV 全体の耐圧性状の確認のため、解析モデルは図1-1 に示す格納容器本体解析モデルを用いる。

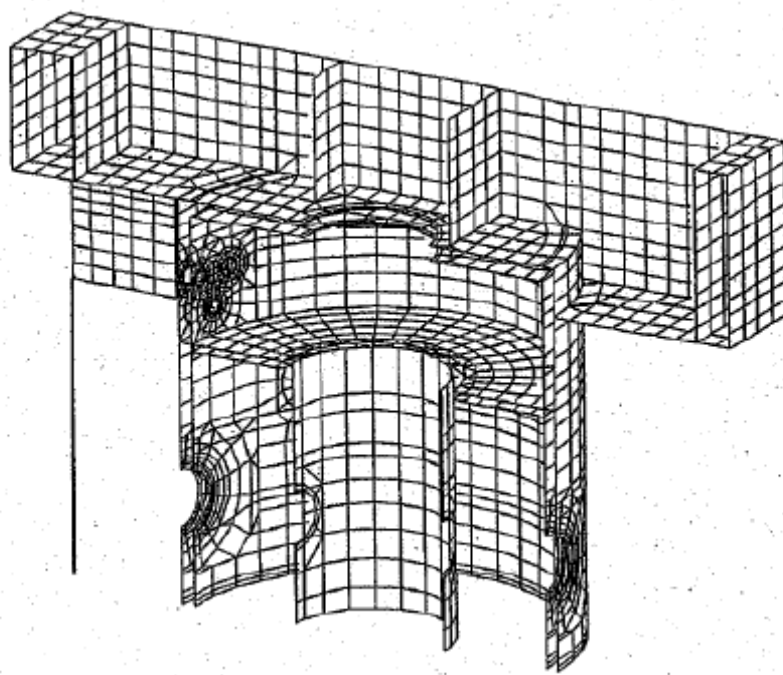


図 1-1 格納容器本体解析モデル

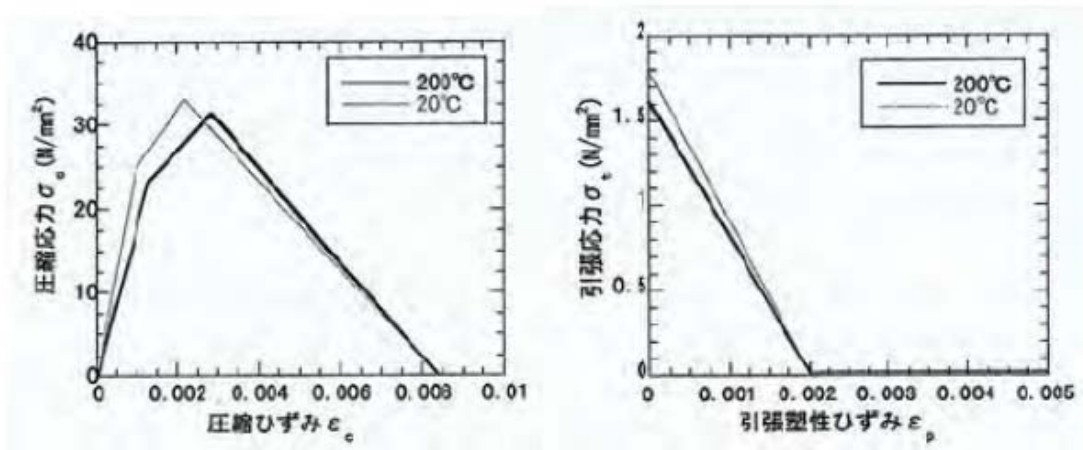


図 1-2 コンクリート物性

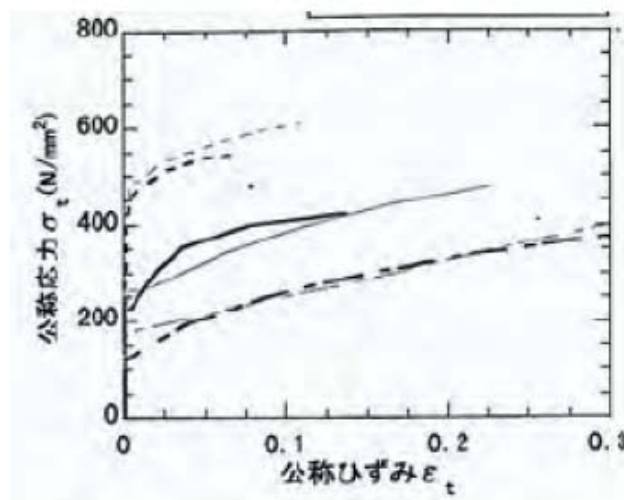


図 1-3 ライナ引張/圧縮特性

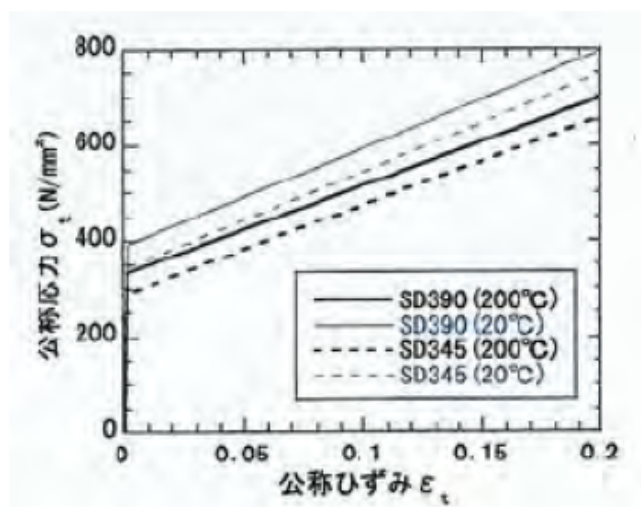


図 1-4 鉄筋引張特性

### 1.3 評価結果

解析の結果によると、格納容器の内圧を上昇させていった場合、3.0Pd 程度で格納容器（コンクリート部）のRCCV 壁の鉄筋が降伏し始め、4.0Pd ではほぼ全面で鉄筋が降伏する。4.0Pd 近傍からアクセストンネル開口部周辺・隅角部周辺のコンクリートの局所的破損が始まり、4.5Pd では開口部・隅角部全体で変形が大きく進行する。図1-5に4.0Pd における相当ひずみ分布図を示す。上記結果より、格納容器本体（コンクリート部）の破損は4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられる。したがって、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると言える。

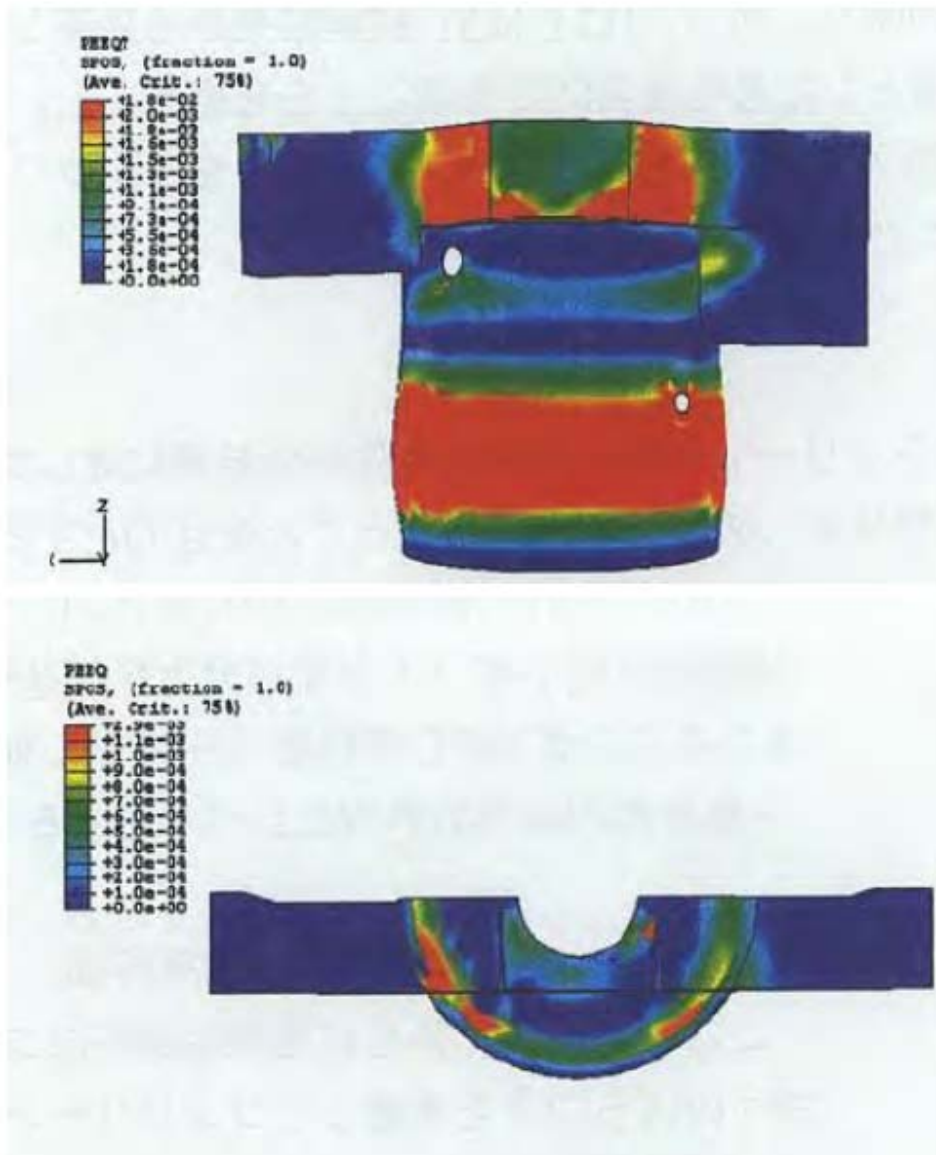


図1-5 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図（上：引張側 下：圧縮側）

出典：平成14年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
（平成15年3月 財団法人原子力発電技術機構）

## 2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）

### 2.1 評価方針

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。このため、200℃、2Pd におけるライナ延性破壊に関する評価を行い、構造健全性を確認する。

### 2.2 評価

NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鉄筋コンクリート製格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これに基づき柏崎刈羽原子力発電所 6，7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定する（図 2-1、図 2-2 参照）。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用し、ライナ部の破損評価を行う。

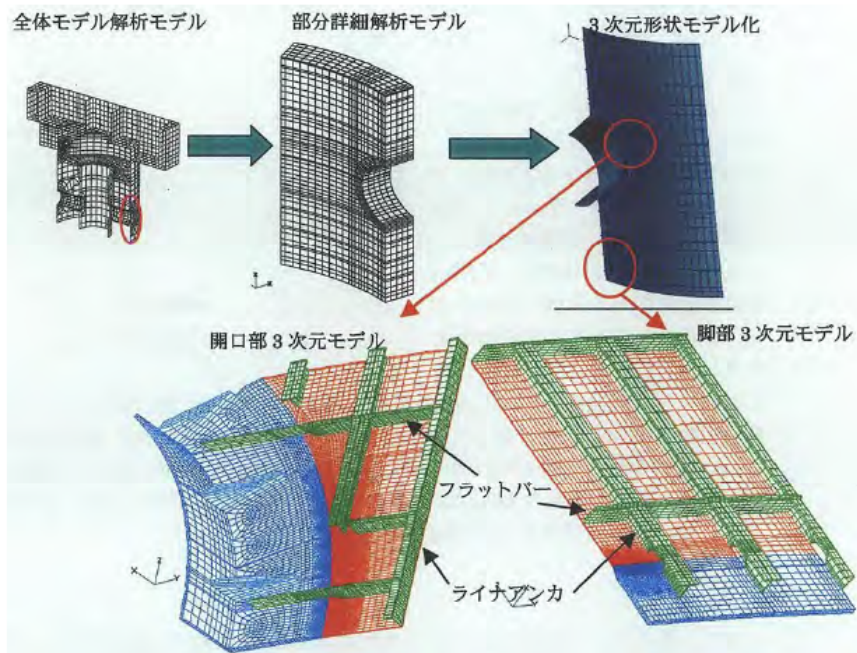


図 2-1 下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

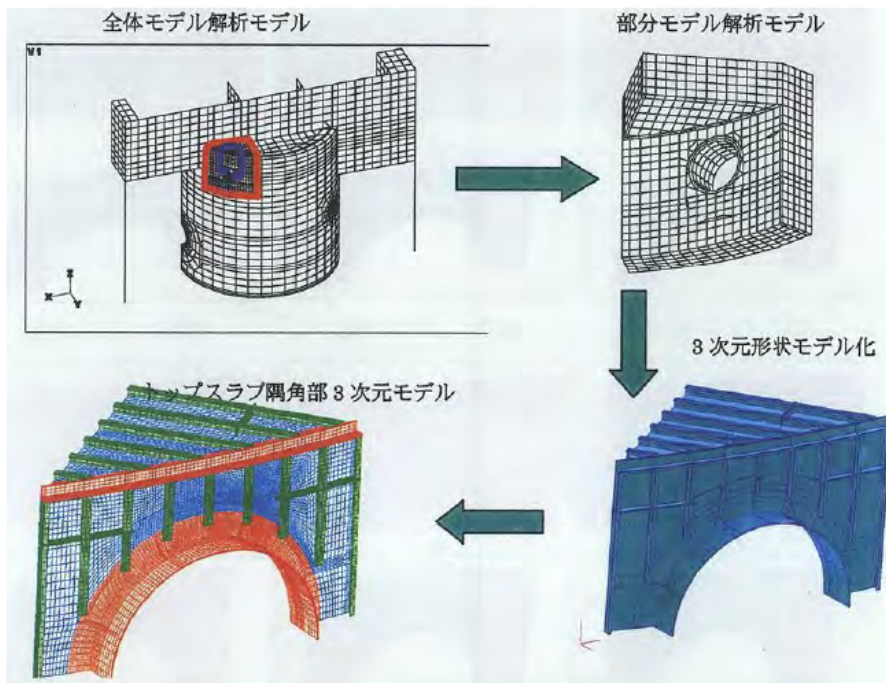


図 2-2 上部ドライウェル開口近傍隅角部 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

## 2.3 評価結果

「下部ドライウェルアクセストンネル周り」及び「トップスラブ隅角部」のライナ解析結果から、200℃において発生する各部の相当塑性ひずみが高い「トップスラブ隅角部」の評価結果をもとにライナ部の評価を行った。評価結果として、図2-3にトップスラブ隅角部における高ひずみ発生部位の相当塑性ひずみと圧力の関係を示す。ライナ部の破損評価にあたり、同様のライナ構造を有するPCCV 試験結果に基づき、多軸応力場での三軸度TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った破断評価基準を適用する。

図2-3の結果から、200℃環境下では、約3.5Pd においてトップスラブ隅角部ライナ部の相当塑性ひずみが破断ひずみの評価基準値（溶接部近傍での破断ひずみ）に到達することが確認された。上記結果により、重大事故時のライナ部の破損による原子炉格納容器本体のシール機能喪失は約3.5Pd で発生すると考えられる。

よって、限界温度・圧力（200℃・2Pd）における原子炉格納容器本体（ライナ部）の閉じ込め機能の健全性を確認した。

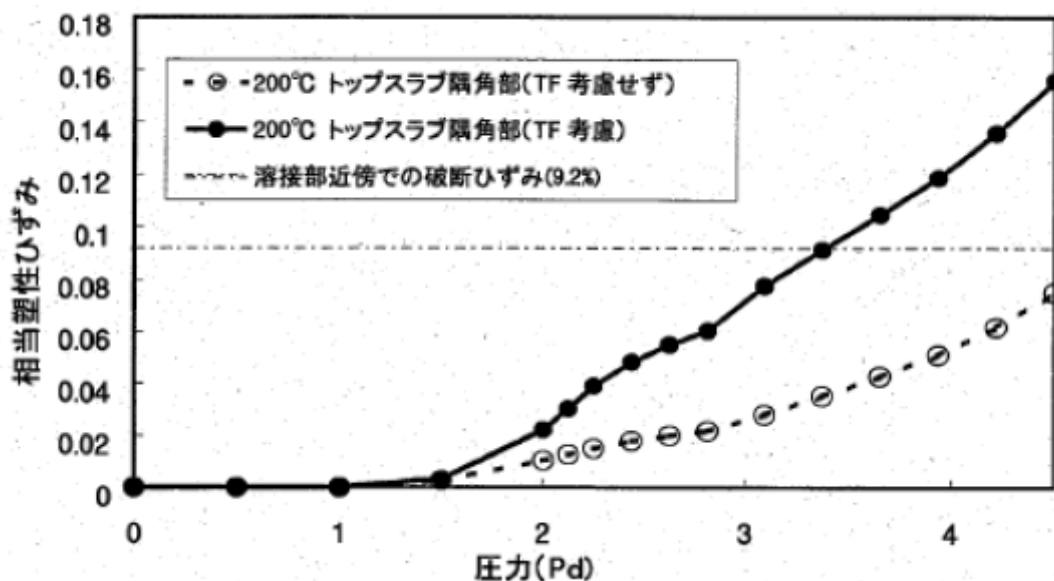


図 2-3 トップスラブ隅角部の相当塑性ひずみと圧力の関係

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）



### 3. トップヘッドフランジ

#### 3.1 評価方針

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、200℃・2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

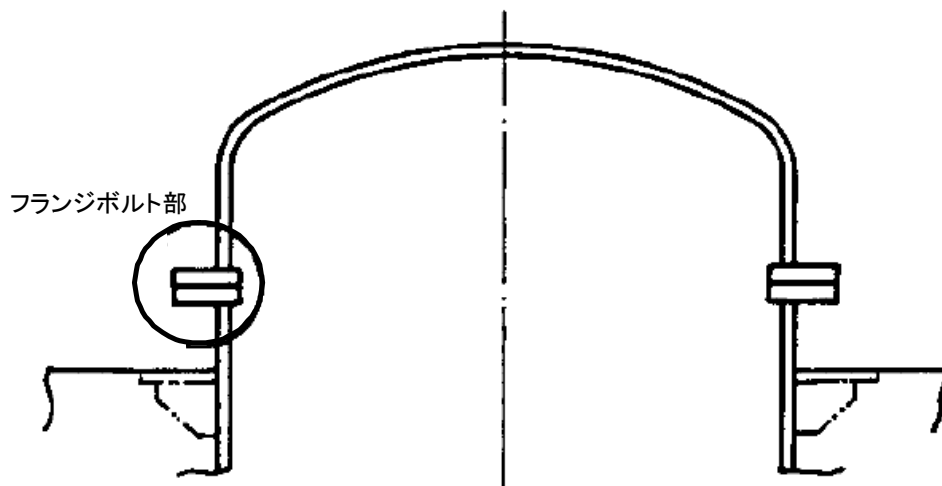


図 3-1 トップヘッドフランジ図

## (1) 本体の耐圧

### ① 応力評価

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、原子炉格納容器温度・圧力が 200℃、2Pd における強度評価を行う。この評価では、ドライウエル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、フランジ部に発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su$ （ $=Su$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 とする。

### ② 既往研究成果による評価

ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1 / 10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果から、格納容器限界温度、圧力を確認する。



## (2) フランジ固定部の強度

### ① 締付ボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力 (200℃、2Pd) における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。

### ② 既往研究の試験による評価

トップヘッドフランジのフランジ固定部に関するシール機能維持評価については、過去に電共研でドライウェル上鏡を模擬した上鏡モデル試験を行っており、トップヘッドフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を測定している。格納容器圧力 2Pd の状態でフランジ面間に発生する最大隙間を弾塑性大変形解析結果より評価し、上鏡モデル試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認する。

## (3) ガスケットの健全性

シール材 (ガスケット) はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能の評価する。また、高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシリコン製シール材を補強するために、より高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確認する。また、さらに、シリコン製シール材よりも事故環境下における性能特性に優れたシール材 (改良 EPDM) の実機適用性に向けた開発を進めていき、適用性が確認され次第、シリコン製シール材から改良 EPDM 製シール材に取替えて、格納容器閉じ込め機能の強化を図る計画でいる。その効果についても、基礎特性データを用いて有効性を評価する。

### 3.2 評価結果

#### (1) 本体の耐圧

##### ① 応力評価

トップヘッドフランジの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、ドライウェル上鏡のうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 3-1 に示す。

表 3-2～3-7 に、トップヘッドフランジの応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてトップヘッドフランジの構造健全性を確認した。

表 3-1 トップヘッドフランジの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ内径 (mm)		
上鏡厚さ (mm)		

【6号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果 (200℃, 2Pd)

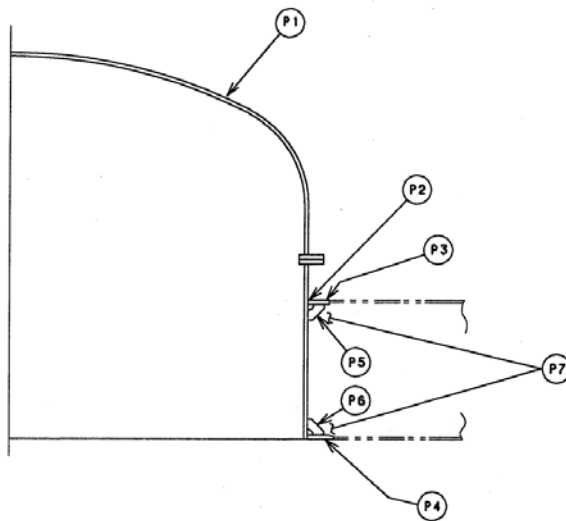


図 3-2 柏崎刈羽 6号炉 トップヘッドフランジ

表 3-2 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	上鏡球殻部とナックル部の 結合部	—	—		422	
P2	上鏡円筒胴のフランジプレ ートとの結合部	—	—		422	

表 3-3 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)		312		156		
P6	ガセットプレート(下側)	—	—		156		

表 3-4 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 6 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200°Cにおける構造健全性を確認した。

【7号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果 (200℃, 2Pd)

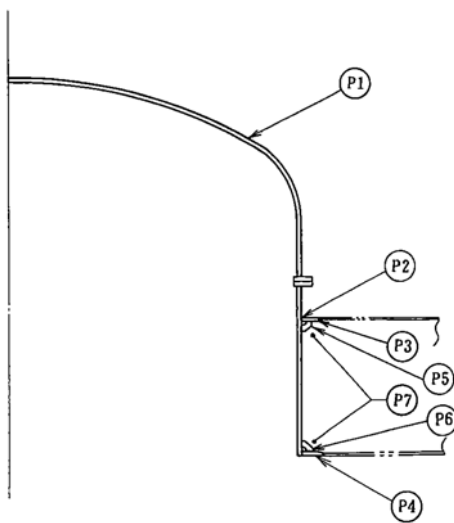


図 3-3 柏崎刈羽 7号炉 トップヘッドフランジ

表 3-5 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	

表 3-6 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)		312		156		
P6	ガセットプレート(下側)		—		156		

表 3-7 コンクリート部の応力評価まとめ

(単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200℃における構造健全性を確認した。

②既往研究成果による評価

トップヘッドフランジについては、NUPEC 評価で実施した鋼製格納容器構造挙動試験の結果に基づき、試験体との構造・寸法の差異の影響を考慮して構造健全性を確認する。NUPEC 評価において、鋼製格納容器をモデル化した 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。図 3-4 に 1/10 スケールモデル試験体の構造を示す。耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であり、それ以下では破損が生じないことが確認できている。なお、破損部位は上鏡以外の部位であった。当該試験体の上鏡の耐力は 4.6MPa 以上であるものと想定されるが、本評価においては、4.6MPa を基準に評価する。これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd における健全性を確認する。

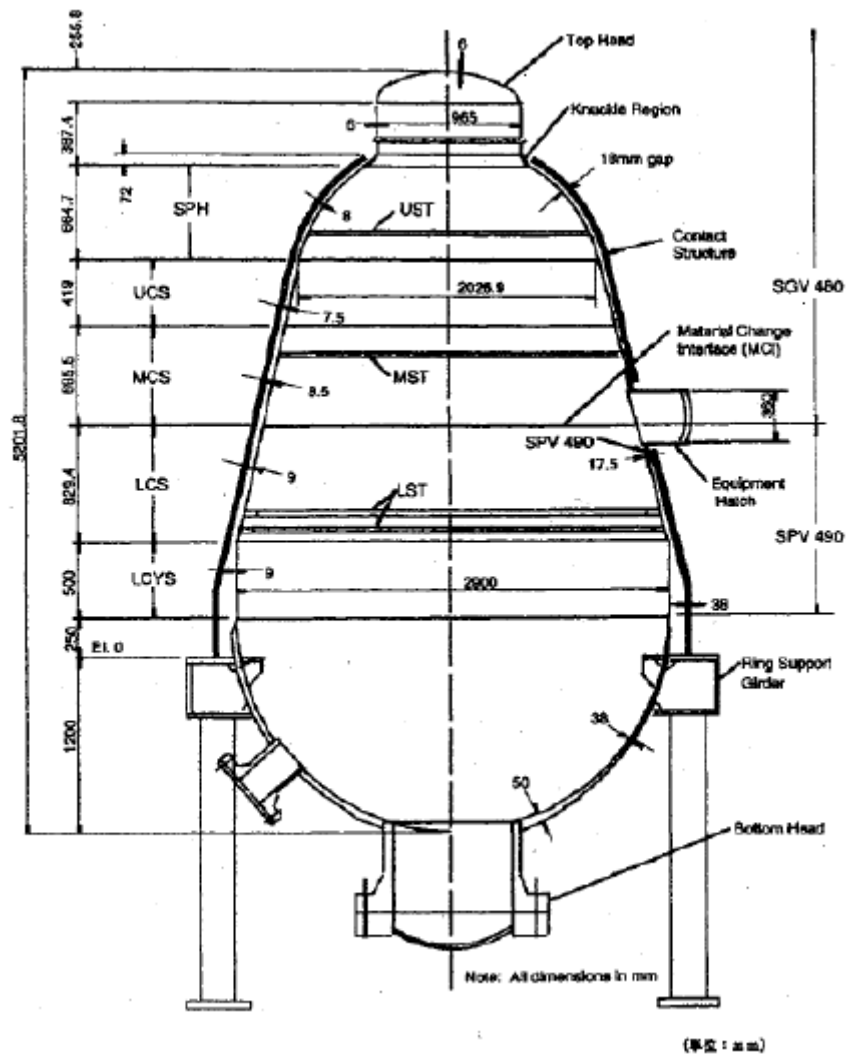


図 3-4 1/10 スケールモデル試験体

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

上鏡形状（さら形鏡板）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(3.1)で求められる。この式を変形した式(3.2)から弾性限界圧力P を算出する。

$$t = P \cdot R \cdot W / (2 \cdot S_y \cdot \eta - 0.2P) \quad \dots\dots (式3.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R \cdot W + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots (式3.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y=226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta=1$  とすると、弾性限界圧力P は表3-8 となる。

ここで、

R：内半径

r：すみ肉の丸み半径

t：板厚

W：さら形鏡板の形状に応じた係数

$$W = (1/4) \cdot \{3 + \sqrt{R/r}\}$$

表 3-8 トップヘッドフランジの弾性限界圧力

	トップヘッドフランジ(6/7号炉)	1/10 スケール試験体 上鏡	Mark-II 改上鏡 (参考)
R		873mm	
r		166.7mm	
t		6mm	
W		1.3	
P	0.895MPa	2.387MPa	0.955MPa

NUPEC 評価での1/10 スケール試験体の上鏡は、理論式(3.2)で求められる弾性限界圧力(約2.4MPa)を上回る圧力(約4.6MPa)に対して健全性が確認されている。

1/10 スケール試験体はMark-II改良型のトップヘッドフランジを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II改良型のトップヘッドフランジとRCCV のトップヘッドフランジは基本的な構造は同じである。表3-8の弾性限界圧力P からも耐圧強度が同程度であることが確認できる。

以上の結果から、トップヘッドフランジは200℃条件において、理論式(3.2)から求めた弾性限界圧力 0.895MPa (約 2.8Pd) までは、少なくとも健全性を有するものと考えられる。よって、トップヘッドフランジは 2Pd においても健全性は確保できると考えている。



(2) フランジ固定部の強度

①縮付ボルトの強度評価

フランジの縮付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。トップヘッドフランジ縮付ボルト基本仕様を表 3-9、評価結果を表 3-10 に示す。いずれも許容応力以下であることから、縮付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 3-9 トップヘッドフランジの縮付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表 3-10 縮付ボルトの評価結果（単位:MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
トップヘッドフランジ			576

①既往研究による評価

電共研「事故時の格納容器耐性評価に関する研究」で実施したトップヘッドフランジを模擬した上鏡モデル試験及び実規模模擬解析の結果に基づき、構造・寸法の差異の影響を考慮して、ドライウェル上鏡フランジ部のシール機能が維持されることを確認する。なお、当該研究は主として鋼製格納容器（Mark-II改良型）を対象としていたものであるが、トップヘッドフランジの基本構造はABWRと同じである。

図3-5に上鏡モデル試験体及び解析モデルを示す。また、試験及び解析で得られたフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を図3-6に示す。圧力2Pd（6.32kgf/cm<sup>2</sup>）において、開口量は約1.7mmである。

[2] 「共同研究報告書 事故時の格納容器耐性評価に関する研究 平成元年度下半期  
(最終報告書)」電共研、平成2年3月

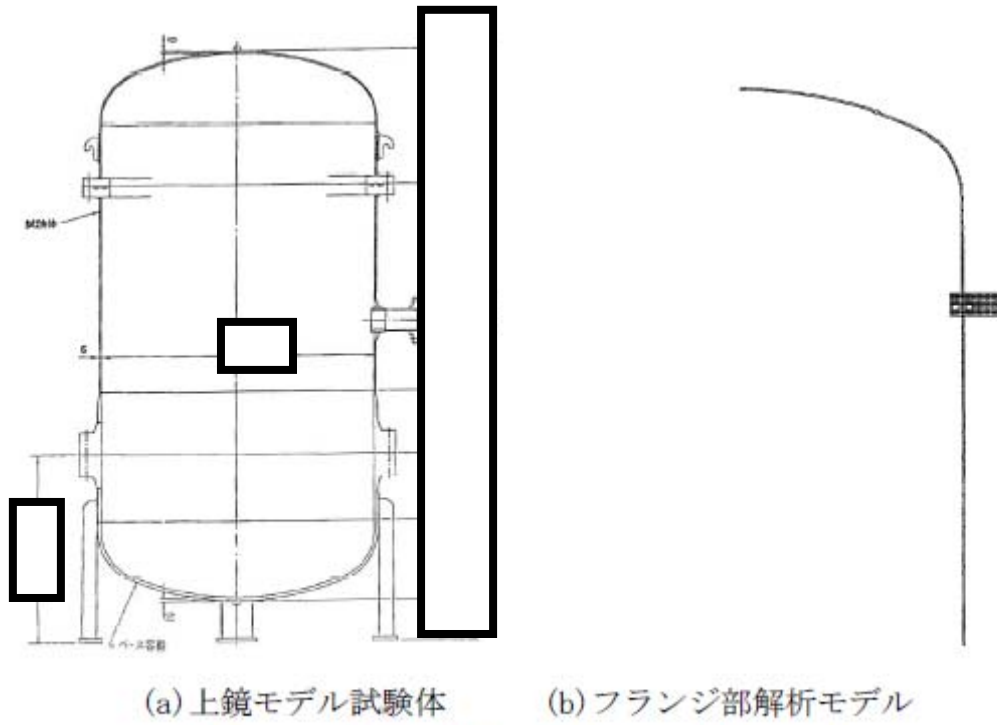


図3-5 既往研究の試験体及び解析モデル

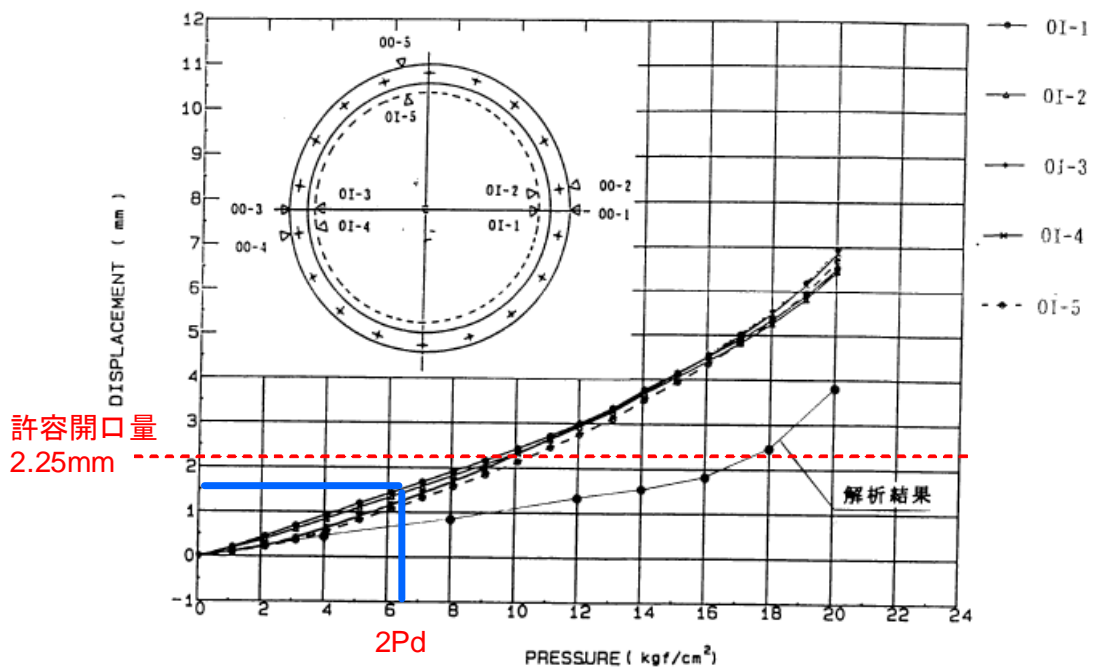


図3-6 トップヘッドフランジの圧力-開口量関係

次に、構造・寸法の差異の影響を考慮するため、フランジ開口に支配的因子となるフランジ部の剛性を比較し、既往共研の結果をRCCV 上鏡に適用する際の補正係数を算出する。

フランジ開口に支配的な因子は、

- ①鏡板部に作用する内圧と
- ②ボルトの締付力

と考え、①と②の比(=α)を下記の式で算出する。算出結果を表3-9 に示す。

$$\alpha = (\pi \cdot D_o^2 / 4) / (n \cdot \pi \cdot D_b^2 / 4) \dots\dots(式3-3)$$

表3-11 トップヘッドフランジの剛性比較

	トップヘッドフランジ (柏崎刈羽 6/7 号炉)	トップヘッドフランジ (Mark-II 改)
Do (上鏡胴内径)		
Db (ボルト呼び径)		
n (ボルト本数)		
α (剛性比)	191.2	189.5

柏崎刈羽6号炉及び7号炉のトップヘッドフランジとMark-II改のトップヘッドフランジの剛性比の割合は $189.5/191.2=0.99$ であり、フランジ部開口挙動は同等とみなせるため、既往研究における図3-6の圧力-開口量関係をそのまま適用可能と考えられる。

一方、当該既往共研において、上鏡フランジシール部の小型モデル試験結果より、温度・圧力に対するフランジガスケットの漏えい限界線図（圧力・温度の組合せ）が求められている。限界線図を図3-7に示す。この限界線図は、シール部の開口が2.25mmにおいても適用可能であることが当時の試験結果より確認されている。

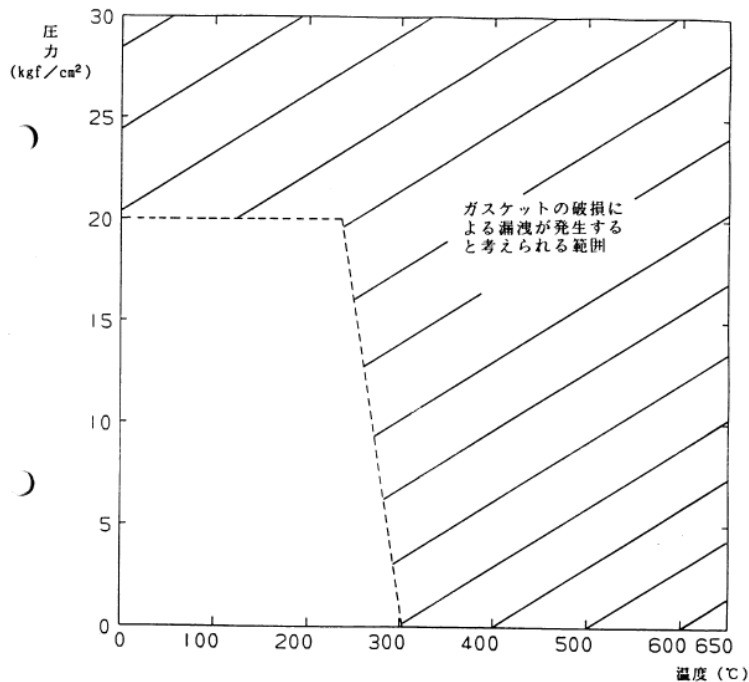


図3-7 上鏡ガスケット部の漏えい限界線図

以上の結果を踏まえ、図3-6 のフランジ部の圧力-開口量からトップヘッドフランジの限界圧力を求める。図3-7 の漏えい限界線図は、シール部の開口が2.25mmの状態においても適用可能であることが確認されていることから、フランジの許容開口量を2.25mm とすると、図3-6 の線図から、開口量2.25mmに達する限界圧力約3.0Pd が確認できる。

したがって、限界温度、圧力（200℃、2Pd）において、トップヘッドフランジのシール機能は維持され则认为される。なお、本評価にはシール材の重大事故環境下における劣化を考慮していないため、劣化を考慮した閉じ込め機能評価を次に示す。

(3) ガasketの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内雰囲気漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。

①シール材（シリコンゴム）の圧縮永久ひずみ試験結果について

シリコン製シール材は、200℃程度の高温蒸気に継続的に曝されると、一般的に劣化する傾向にあることが知られている。そこで、高温蒸気曝露の期間、放射線照射量とシール材の劣化特性を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 3-10 に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を 0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表 3-12 で示す「65%」の場合は、シール材の初期締付量が□である 7 号炉を例に取ると、□戻ることを意味する。この場合、□のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 3-12 シリコンゴムの圧縮永久ひずみ試験結果

照射	ガス性状	温度	24h	25h	48h	72h	168h
			(300kGy)	(300kGy)	(400kGy)	(500kGy)	(800kGy)
あり	飽和蒸気	200℃					
あり	乾熱	200℃					
あり	飽和蒸気	180℃					

※（ ）内の数値は、放射線照射量（単位 kGy）を示す

② トップヘッドフランジ部の開口量評価について

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントモデルとして 7 号炉のトップヘッドフランジ部における開口量を評価した。解析モデルは図 3-8 に、開口量の解析評価結果を図 3-9 に示す。

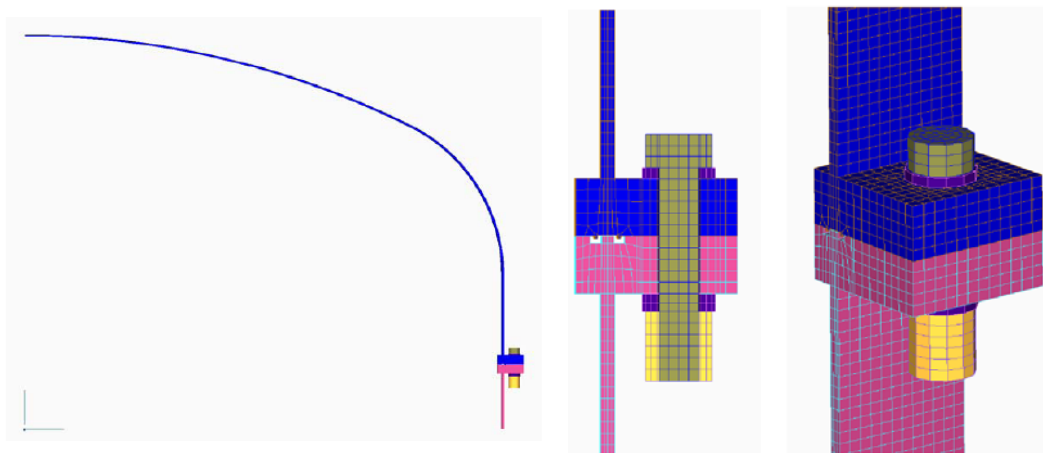


図 3-8 トップヘッドフランジ開口量評価の解析モデル



図 3-9 トップヘッドフランジの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

③事故シナリオにおけるシール材劣化と開口量を考慮した漏えい評価

前述①、②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、事故時原子炉格納容器圧力・温度によるフランジ開口量を重ね合わせて、事故シナリオにおける原子炉格納容器閉じ込め機能を評価する。評価に用いる事故シナリオとしては、最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失」を用いる。「大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失」の原子炉格納容器温度の変遷を図 3-10、原子炉格納容器圧力の変遷を図 3-11 に示す。

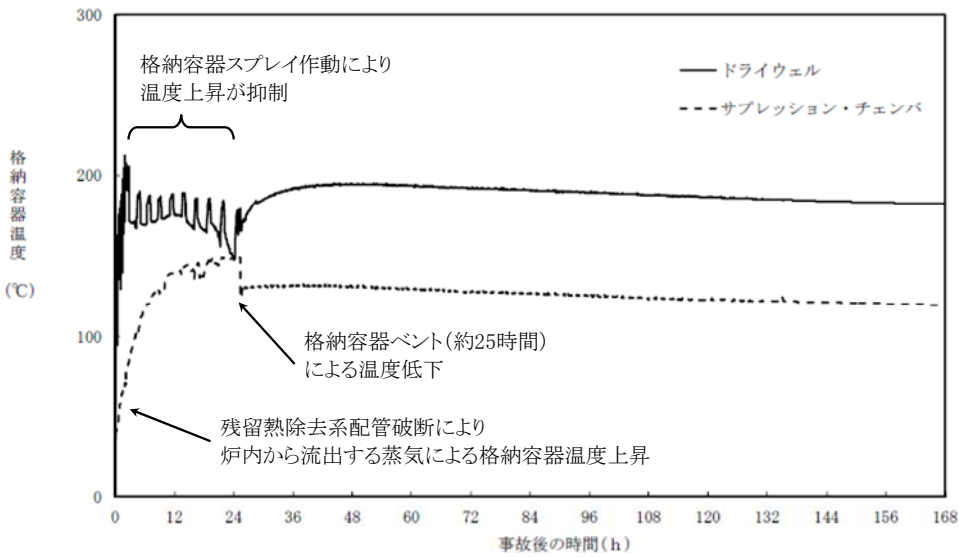


図 3-10 原子炉格納容器温度（大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失）

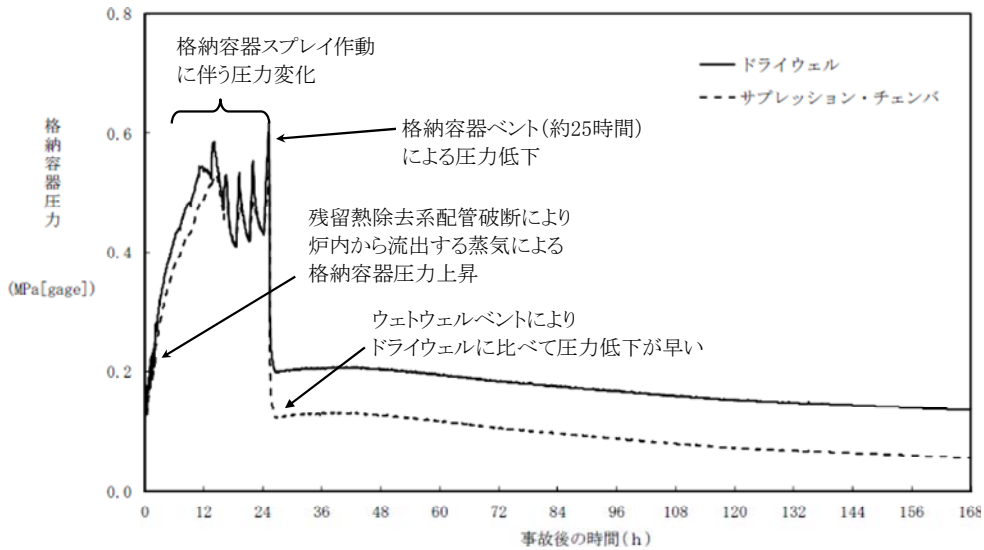


図 3-11 原子炉格納容器圧力（大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失）



図 3-10 で示す原子炉格納容器温度と圧縮永久歪み試験データにより、各時間帯におけるシリコン製シール材の追従可能範囲を示すことが出来る。また、図 3-11 で示す原子炉格納容器圧力と図 3-9 で示すフランジ部開口量評価から、各時間帯におけるトップヘッドフランジ部の開口量を示すことができる。これら各時間帯における結果を組合せ、トップヘッドフランジ部開口量に対して、シール材追従範囲が下回るときを原子炉格納容器閉じ込め機能の喪失とし、耐漏えい裕度の評価を行った。つまり、耐漏えい裕度とは、圧縮永久ひずみの変化を考慮したフランジの漏えい限界開口量とフランジ開口量の比とし、1 以下で漏えいしたと見なすものである。耐漏えい裕度評価結果を図 3-12 に示す。

評価の結果から、事故シナリオ「大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失」において、168 時間後では原子炉格納容器閉じ込め機能が確保できると考えられるものの、その後早い段階で閉じ込め機能が喪失することが予想される。これらの評価も踏まえ、重大事故時を想定すると更なる裕度向上が必要と考え、閉じ込め機能を強化するために、バックアップシール材を追加塗布する。

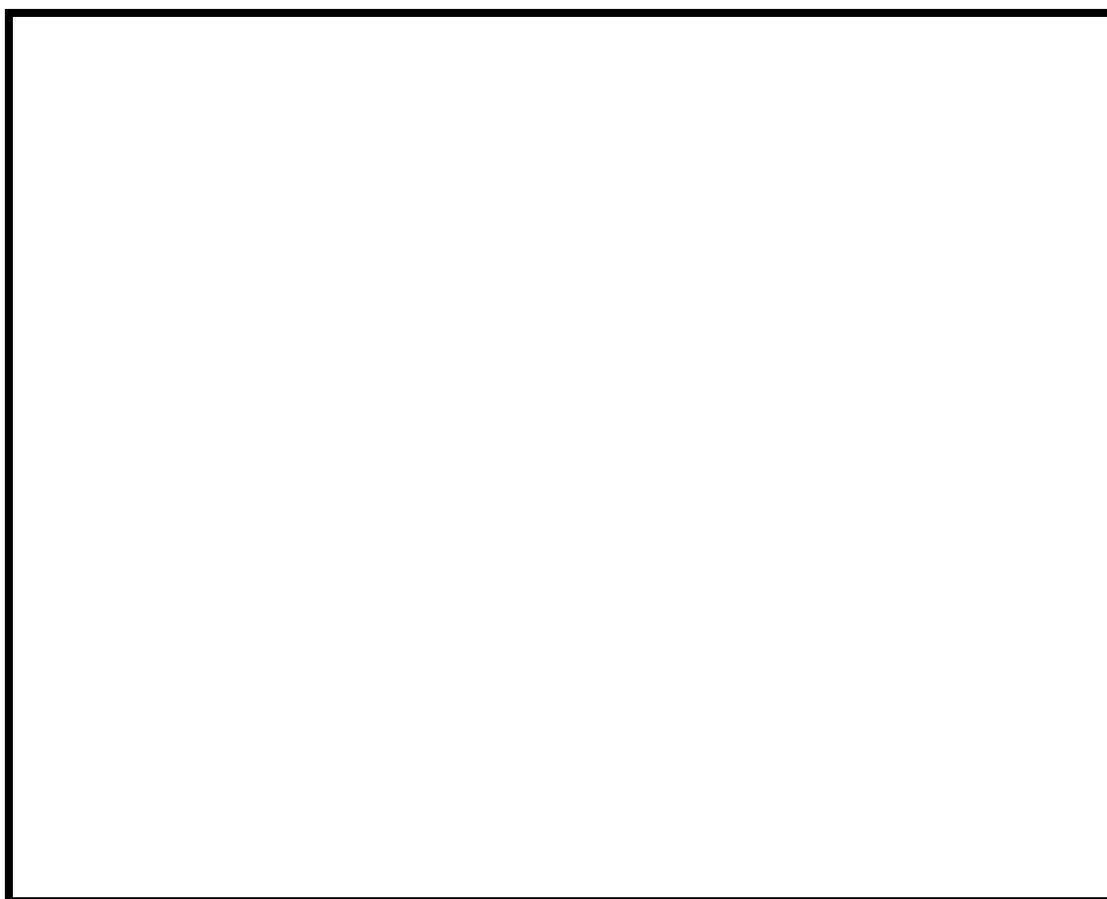


図 3-12 トップヘッドフランジの耐漏えい裕度評価結果（大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失）

④バックアップシール材のシール機能について

バックアップシール材は、図 3-13 で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材は、図 3-14 で示す気密試験で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。表 3-13 で評価結果を示すが、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることが確認できている。

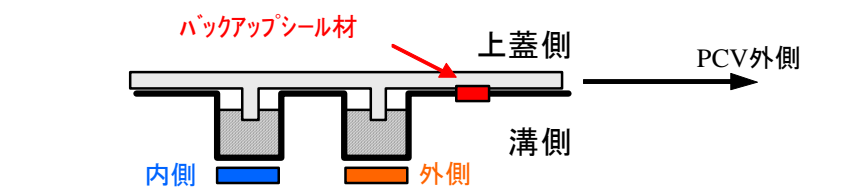
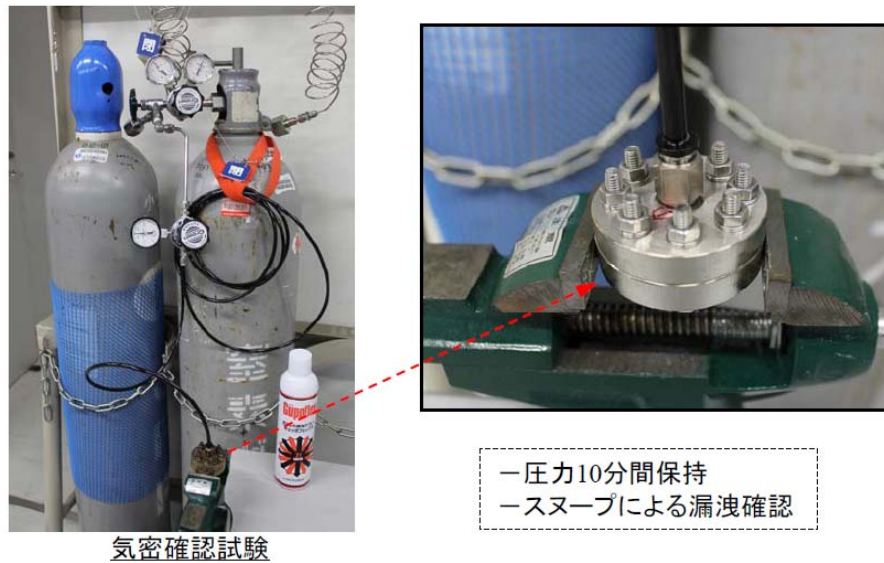


図 3-13 バックアップシール材イメージ図



気密確認試験

図 3-14 バックアップシール材の気密試験

表 3-13 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す

⑤「シリコン製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、図 3-12 の結果も踏まえて、「シリコン製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能を維持する。

①～⑤を踏まえて、バックアップシール材を従来のシール材（シリコンゴム）に加えて追加塗布することで、限界温度、限界圧力（200℃、2Pd）及び事故環境に対する格納容器閉じ込め機能が確保できる。なお、今後も継続的な安全性向上を目指すために、現行シール材（シリコンゴム）を耐熱性、耐放射線性に優れた EPDM 製シール材（以下、改良 EPDM シール材）に変更することを計画している。改良 EPDM シール材の開発検証は現在実施しているところであるが、当社として採用判断が出来次第、シール材（シリコンゴム）を改良 EPDM シール材に取り替える。改良 EPDM シール材の基本特性を⑥に示す。

⑥改良 EPDM シール材の基本特性

改良 EPDM シール材を 200℃蒸気に曝露した後（放射線照射量は 800kGy）の圧縮永久歪み試験結果を図 3-15 に示す。現行シール材（シリコン）と比較し、改良 EPDM シール材の高温蒸気曝露及び放射線照射後の圧縮永久歪み試験結果が優れている。この改良 EPDM 製シール材の実機適用性が確認できたら、直ちに現行シール材（シリコン）を改良 EPDM シール材に取替を行い、重大事故時の原子炉格納容器の閉じ込め機能を強化させる。

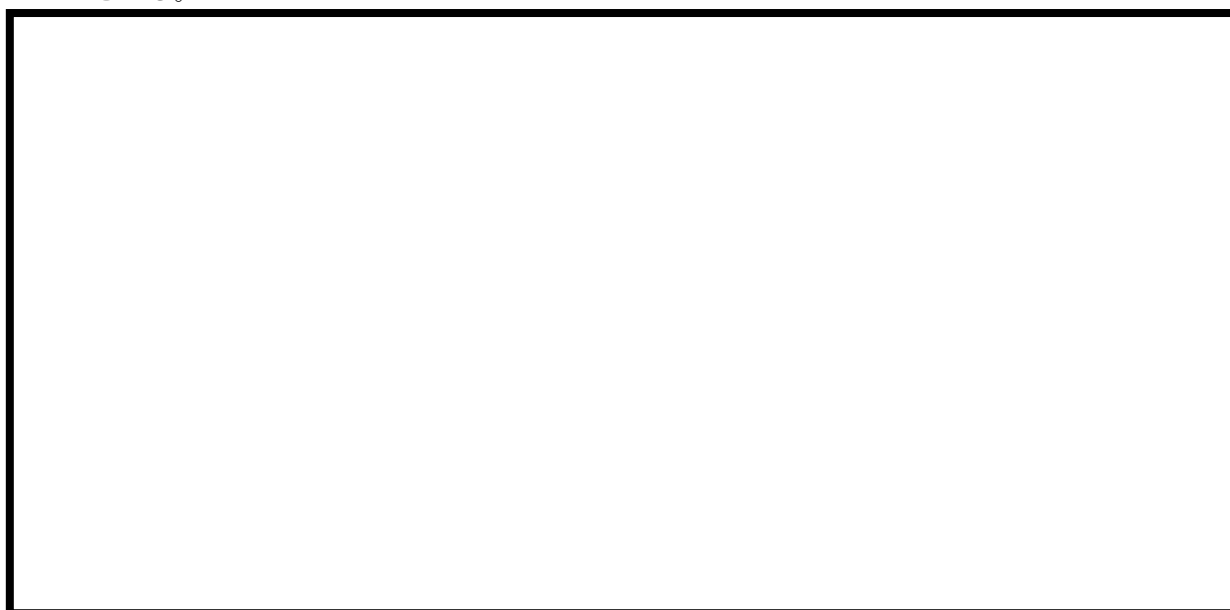


図3-15 改良EPDMシール材の圧縮永久歪み試験結果

### 3.3 評価まとめ

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表3-14に示す。

表3-14 トップヘッドフランジの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施の1/10スケール試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を、電共研成果を用いて算定して健全性を評価	○
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「シリコン製シール材+バックアップシール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価  更なる安全対策向上として改良EPDMシール材適用を検討しており、実機適用性が確認でき次第、速やかに取替を行う。	○

#### 4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

##### 4.1 評価方針

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200℃・2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

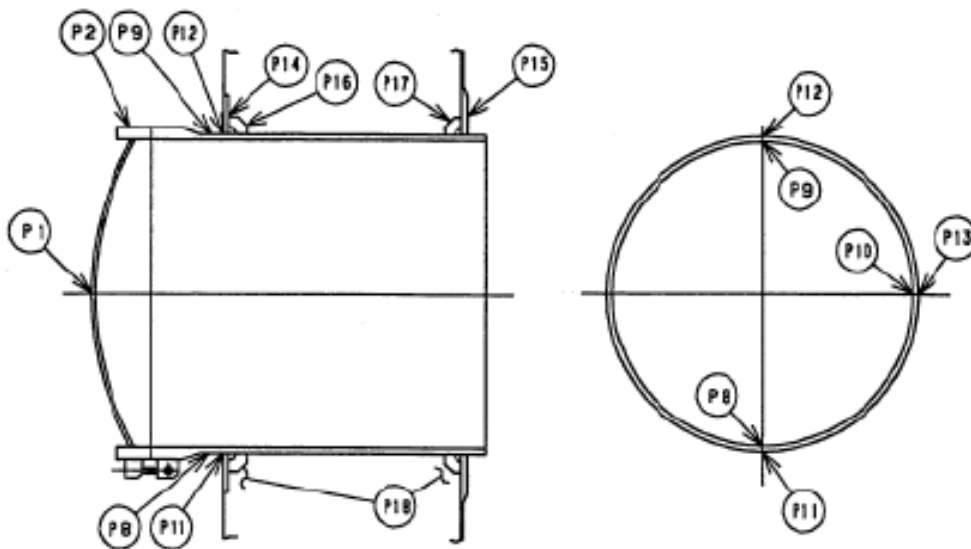


図 4-1 機器搬入用ハッチ図

## (1) 本体の耐圧

### ① 一次応力評価

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウェル機器搬入用ハッチ、下部ドライウェル機器搬入用ハッチ、サプレッションチェンバ出入口のうち内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su (=Su)$  と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

### ② 既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行っており、この結果を踏まえて限界圧力を評価する。

## (2) フランジ固定部の強度

### ① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。上部ドライウェル機器搬入用ハッチ、下部ドライウェル機器搬入用ハッチ、サブプレッションチェンバ出入口の締付ボルトを評価対象とする。

### ② 既往研究の試験による評価

ハッチ類のシール機能維持については、過去に NUPEC でハッチ類を模擬したハッチモデル試験を行っており、ハッチフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を測定している。この測定結果から、高温環境下（200℃）におけるフランジ開口が許容開口量（ガスケットが健全の場合）に達する圧力を評価し、限界圧力 2Pd におけるシール機能の健全性を確認する。

## (3) ガスケットの健全性

シール材（ガスケット）はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価する。また、高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシリコン製シール材を補強するために、より高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確認する。また、さらに、シリコン製シール材よりも事故環境下における性能特性に優れたシール材（EPDM）の実機適用性に向けた開発を進めていき、適用性が確認され次第、シリコン製シール材から EPDM 製シール材に取替えて、格納容器閉じ込め機能の強化を図る計画でいる。その効果についても、基礎特性データを用いて有効性を評価する。

## 4.2 評価結果

### (1) 本体の耐圧

#### ① 一次応力評価

ハッチ類の構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウェル機器搬入用ハッチ及び下部ドライウェル機器搬入用ハッチを選定し、各ハッチのうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 4-1～4-3 に示す。

表 4-4~4-23 に、ハッチ類の応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてハッチ類の構造健全性を確認した。

表 4-1 上部ドライウェル機器搬入用ハッチの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-2 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-3 サプレッションチェンバ出入口の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	104	104
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		



【6号炉】上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

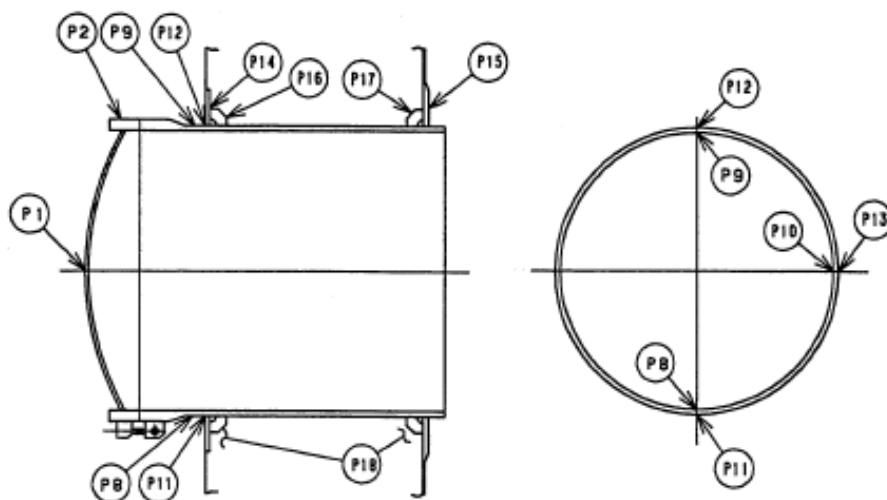


図 4-2 柏崎 6 号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-4 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	281	281	422	422	
P8	上部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴					
P9						
P10						
P11	上部ドライウェル	—	—	422	422	
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ	—	—	422		
P13	ランジプレートとの結合部	—	—	422		

表 4-5 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-6 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

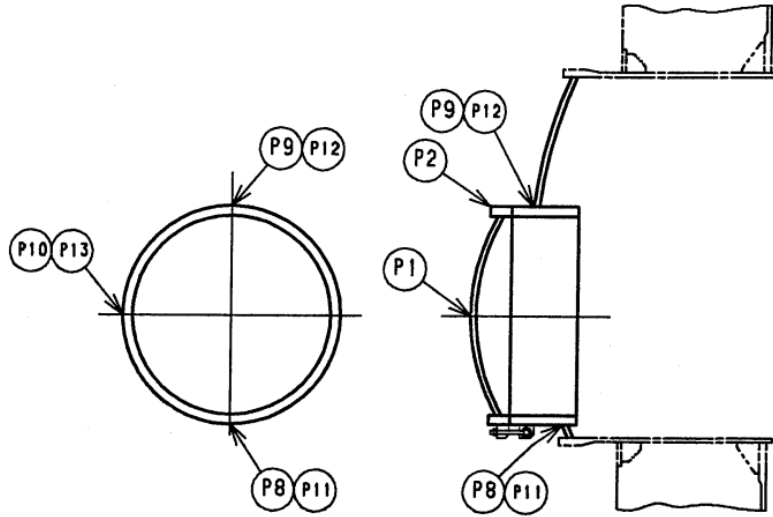


図 4-3 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-7 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	281	281	422	422	
P8	下部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴					
P9						
P10						
P11	下部ドライウェル	—	—	422	422	
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴と	—	—	422		
P13	鏡板との取付部	—	—	422		

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）  
の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

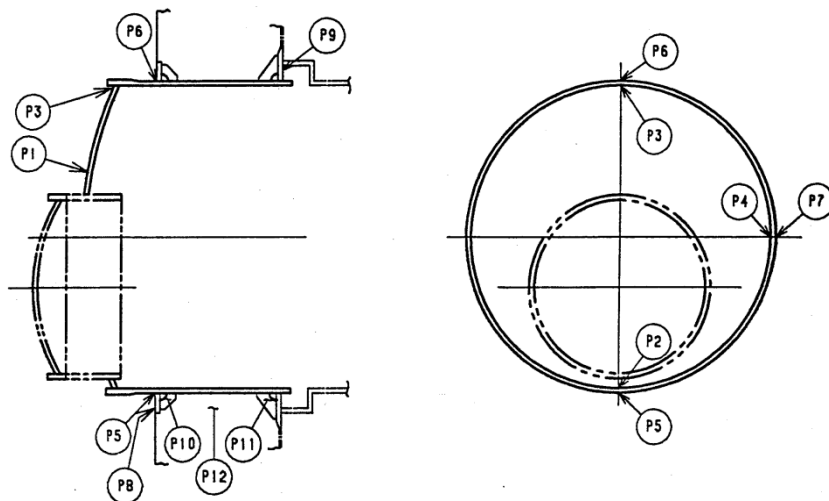


図 4-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-8 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—	422	422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—			
P3		—	—			
P4		—	—			
P5		—	—			
P6	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—			422
P7		—	—			422

表 4-9 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		一次	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん 断
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-10 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【6号炉】 サプレッションチェンバ出入口の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

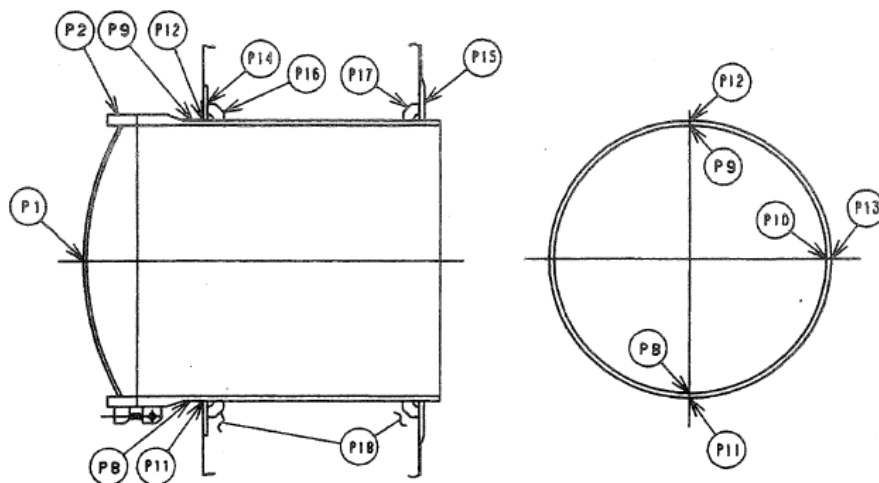


図 4-5 サプレッションチェンバ出入口

表 4-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	281	281	422	281/422	
P8	サプレッションチェンバ 出入口円筒胴		281			422
P9			281			422
P10			281			422
P11	サプレッションチェンバ出	—	—	422	281/422	
P12	入口円筒胴のフランジプレ	—	—	422		
P13	ートとの結合部	—	—	422		

表 4-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【7号炉】上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

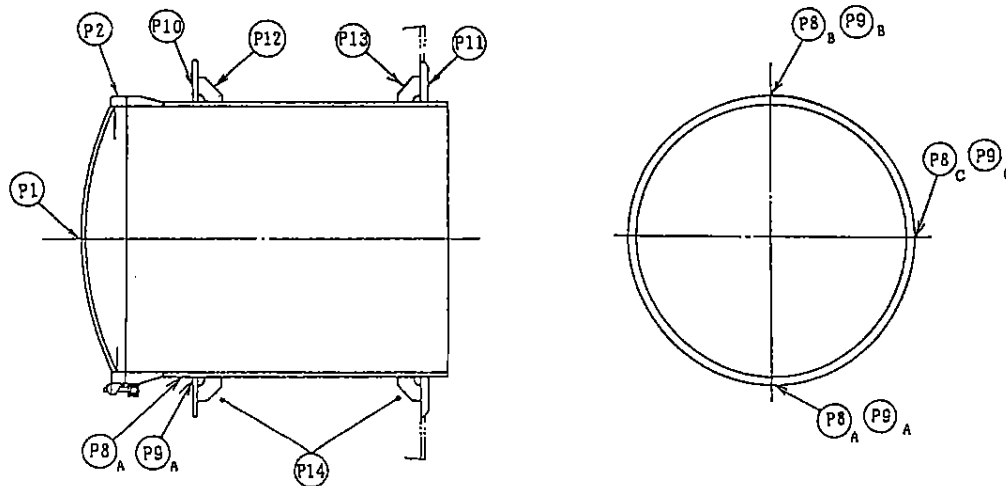


図 4-6 柏崎 7 号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-14 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P8	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P9	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ ランジプレートとの結合部	—	—		422	



表 4-15 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P11	フランジプレート (内側)		312		156		
P13	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-16 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P14	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

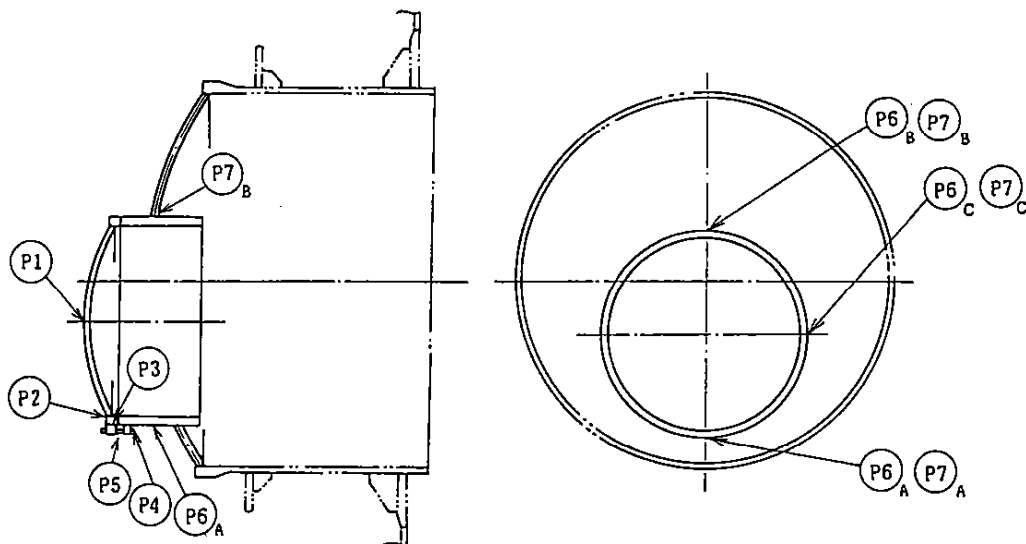


図 4-7 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-17 鋼製耐圧部の応力評価まとめ

(単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P6	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P7	機器搬入用ハッチ円筒胴と 鏡板との取付部	—	—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）  
の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

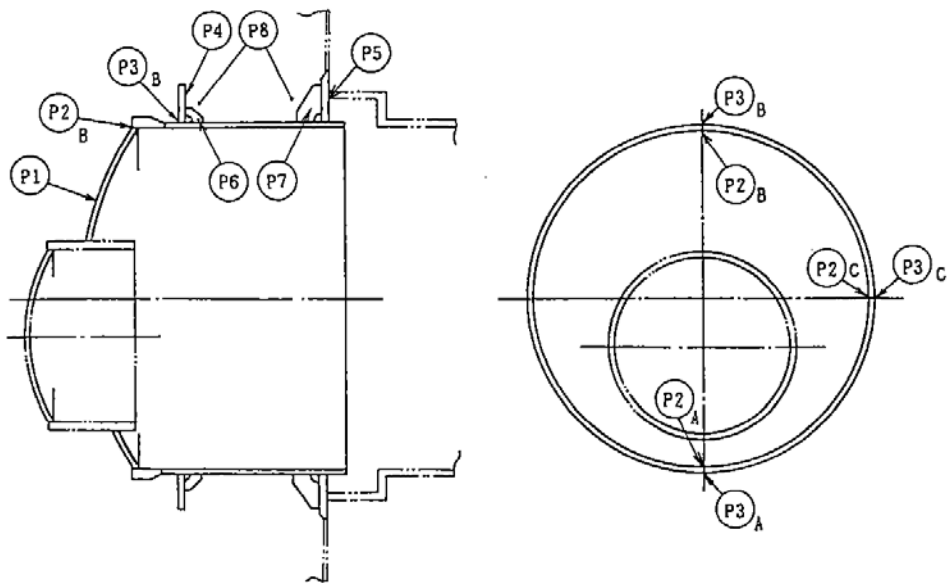


図 4-8 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-18 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 4-19 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん 断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-20 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P8	コンクリート部		27.5	

【7号炉】 サプレッションチェンバ出入口の構造健全性評価結果 (200°C、2Pd)

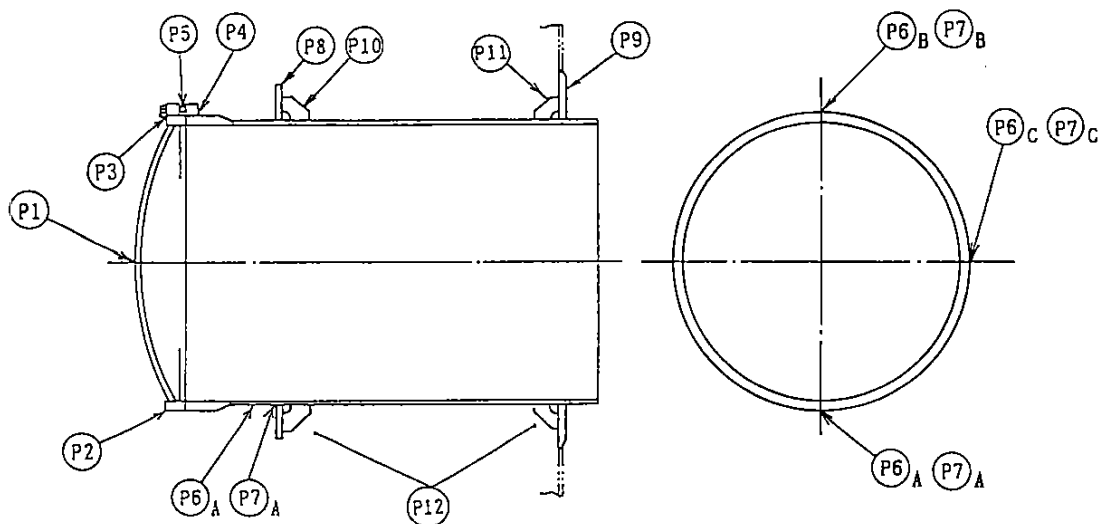


図 4-9 サプレッションチェンバ出入口

表 4-21 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P6	サプレッションチェンバ 出入口円筒胴		281		422	
P7	サプレッションチェンバ出 入口円筒胴のフランジプレ ートとの結合部	—	—		422	

表 4-22 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P9	フランジプレート (内側)		312		156		
P11	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-23 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

## ②既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は  $19.5\text{kg/cm}^2$ （約 6.0Pd）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであるため、これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉のハッチ類の 2Pd における健全性を確認する。

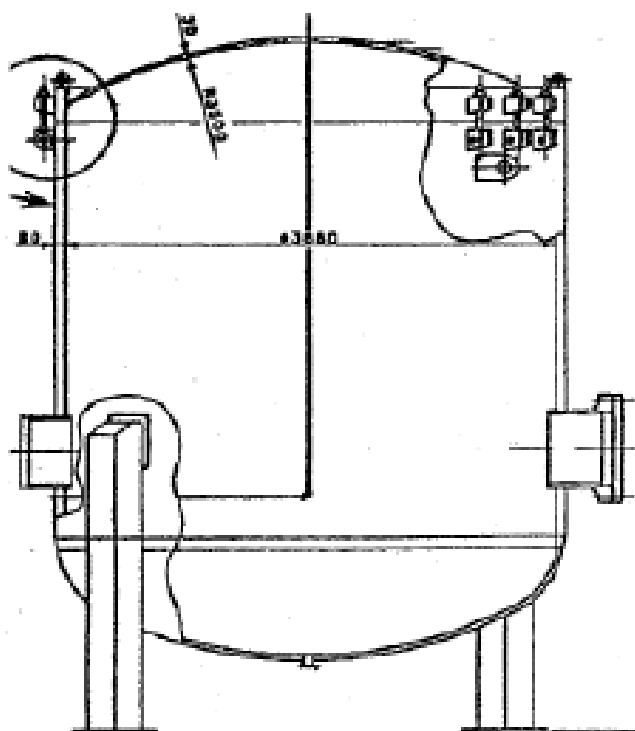


図 4-10 ハッチモデル試験

機器搬入用ハッチ形状（球形胴）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(4.1)から求められる。この式を変形し、板厚 $t$  と降伏応力 $S_y$  から弾性限界圧力 $P$ を算出する。

$$t = P \cdot D_i / (4 \cdot S_y \cdot \eta - 0.4P) \quad \dots\dots(式4.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots(式4.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y=226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta=1$  とすると、弾性限界圧力 $P$  は表4-24 の通り算出される。

表4-24 機器搬入用ハッチの弾性限界圧力

	柏崎刈羽 6/7 号炉 機器搬入用ハッチ		ハッチモデル 試験体
	上部	下部	
R (内半径)			3500mm
t (板厚)			30mm
P (弾性限界圧力)	3.47MPa	3.76MPa	3.87MPa

表4-24に示すように機器搬入用ハッチは、ハッチモデル試験体と同程度の耐圧強度を有していることから、少なくともハッチモデル試験体の限界圧力 $6.0P_d$  と同程度の圧力まで健全性を有するものと判断できる。

したがって、機器搬入用ハッチは200℃条件において、 $6.0P_d$  程度までは健全であると考えられる。よって、ハッチ類は $2P_d$ においても健全性は確保できると考えている。



(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。各ハッチ類の締付ボルト基本仕様を表 4-25～27、評価結果を表 4-28 に示す。いずれも許容応力以下であることから、締付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 4-25 上部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-26 下部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-27 サプレッションチェンバ出入口の締付ボルト基本仕様

	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-28 締付ボルトの評価結果（単位:MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
上部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
下部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
サプレッションチェンバ出入口			576

②既往研究による評価

ハッチ類のシール機能維持については、過去にNUPECでハッチ類を模擬したハッチモデル試験を行っており、ハッチフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を測定している。この測定結果は常温試験によるものであるが、高温環境下（200℃）による剛性の低下を考慮しても、フランジ開口が許容開口量（ガスケットが健全の場合）に達する圧力は約2.5Pdであり、限界圧力2Pdにおけるシール機能の健全性を確認している。

構造・寸法の差異の影響を考慮するため、フランジ部開口に支配的なフランジ部の剛性比を算出する。算出結果を表4-29に示す。表に示すようにハッチモデル試験と比較して、機器搬入用ハッチは同程度の剛性を有することが確認できる。

したがって、機器搬入用ハッチのシール機能の維持の確認においては、NUPEC 評価におけるハッチモデル試験の結果を用いる。

表4-29 機器搬入用ハッチの剛性比較

部位	柏崎刈羽 6 号炉 機器搬入用ハッチ		柏崎刈羽 7 号炉 機器搬入用ハッチ		ハッチモデル 試験
	上部	下部	上部	下部	
Do (機器ハッチ胴内径)					3660mm
Db (ボルト呼び径)					M42
n (ボルト本数)					32
$\alpha$ (剛性比)	159.7	163.3	217.3	222.2	237.3

NUPEC 評価で得られたフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を図4-11 に示す。図より、フランジ部の許容開口量に達する圧力は約2.7Pd と評価される。NUPEC 評価のハッチモデル試験は常温で行われた試験である。高温環境下（200℃）では、常温に比べ剛性が縦弾性係数E の比に応じて低下するから、許容開口量に達する圧力2.7Pd に縦弾性係数の比を掛けて、200℃の限界圧力を求める。

縦弾性係数比 =  $E_{200℃} / E_{常温} = 191000\text{MPa} / 203000\text{MPa} = 0.94$  から、限界圧力P は、

$$P = 2.7Pd \times 0.94 = \text{約}2.5Pd$$

となる。以上から、機器搬入用ハッチのシール機能は200℃、約2.5Pd まで維持されることが考えられる。

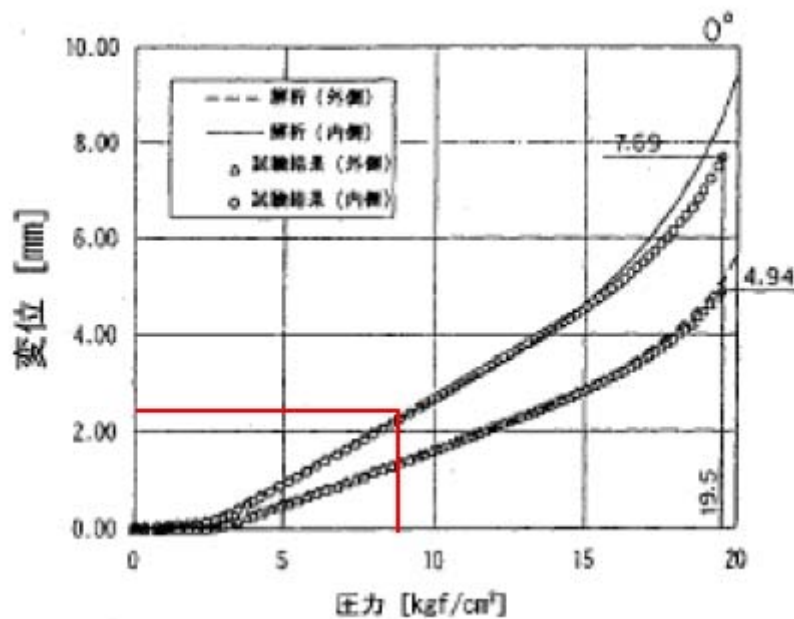


図4-11 機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量関係

(3) ガasketの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内ガスが漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなると格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がある。

そこで、KK6/7 原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。

①シール材（シリコンゴム）の圧縮永久ひずみ試験結果について

シリコン製シール材は、200℃程度の高温蒸気に継続的に曝されると、一般的に劣化する傾向にあることが知られている。そこで、高温蒸気曝露の期間、放射線照射量とシール材の劣化特性を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表4-30に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表3-10で示す「65%」の場合は、シール材の初期締付量が□である7号炉を例に取ると、□戻ることを意味する。この場合、□のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 4-30 シリコンゴムの圧縮永久ひずみ試験結果

照射	ガス性状	温度	24h	25h	48h	72h	168h
			(300kGy)	(300kGy)	(400kGy)	(500kGy)	(800kGy)
あり	飽和蒸気	200℃					
あり	乾熱	200℃					
あり	飽和蒸気	180℃					

※（ ）内の数値は、放射線照射量（単位 kGy）を示す

## ②機器搬入用ハッチの開口量評価について

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントモデルとして 7 号炉の機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルは図 4-12 に、開口量の解析評価結果を図 4-13 に示す。

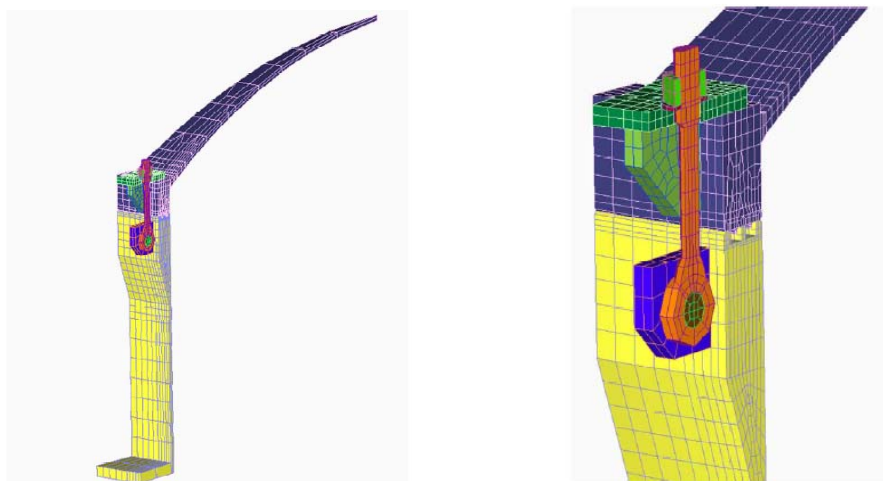


図 4-12 機器搬入用ハッチ開口量評価の解析モデル



図 4-13 機器搬入用ハッチの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

③事故シナリオにおけるシール材劣化と開口量を考慮した漏えい評価

前述①、②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、事故時原子炉格納容器圧力・温度によるフランジ開口量を重ね合わせて、事故シナリオにおける原子炉格納容器閉じ込め機能を評価する。評価に用いる事故シナリオとしては、最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失」を用いる。「大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失」の原子炉格納容器温度の変遷を図 4-14、原子炉格納容器圧力の変遷を図 4-15 に示す。

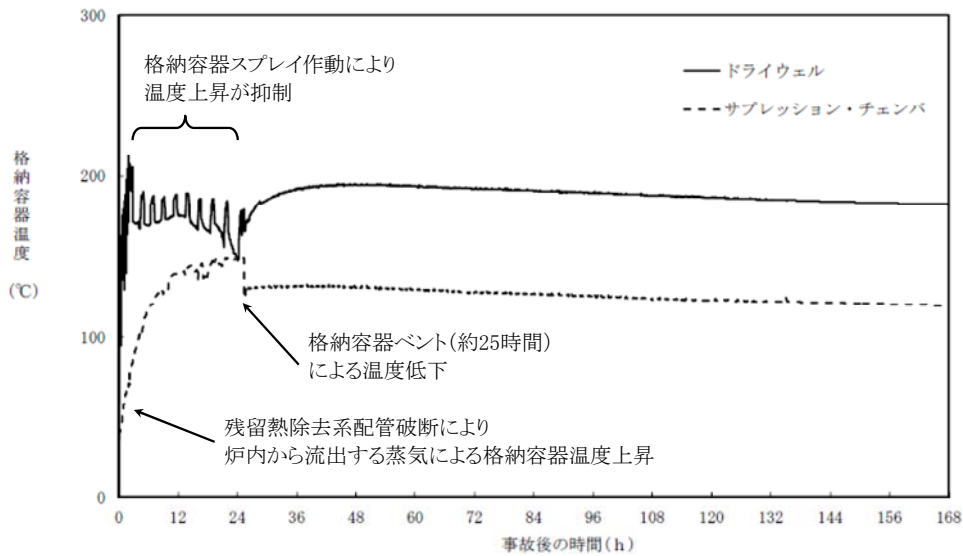


図 4-14 原子炉格納容器温度（大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失）

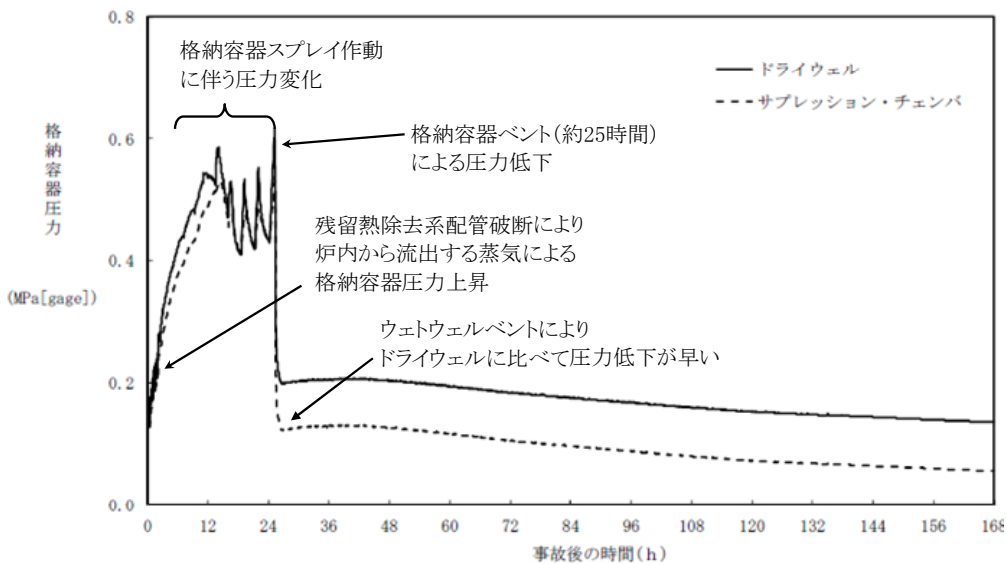


図 4-15 原子炉格納容器圧力（大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失）

図 4-14 で示す原子炉格納容器温度と圧縮永久歪み試験データにより、各時間帯におけるシリコン製シール材の追従可能範囲を示すことが出来る。また、図 4-15 で示す原子炉格納容器圧力と図 4-13 で示すフランジ部開口量評価から、各時間帯における機器搬入用ハッチ部の開口量を示すことができる。これら各時間帯における結果を組合せ、機器搬入用ハッチ部開口量に対して、シール材追従範囲が下回るときを原子炉格納容器閉じ込め機能の喪失とし、耐漏えい裕度の評価を行った。つまり、耐漏えい裕度とは、圧縮永久ひずみの変化を考慮したフランジの漏えい限界開口量とフランジ開口量の比とし、1 以下で漏えいしたと見なすものである。耐漏えい裕度評価結果を図 4-16 に示す。

評価の結果から、事故シナリオ「大 LOCA+SB0+ECCS 機能喪失」において、168 時間後では原子炉格納容器閉じ込め機能が確保できると考えられるものの、その後早い段階で閉じ込め機能が喪失することが予想される。これらの評価も踏まえ、重大事故時を想定すると更なる裕度向上が必要と考え、閉じ込め機能を強化するために、バックアップシール材を追加塗布する。

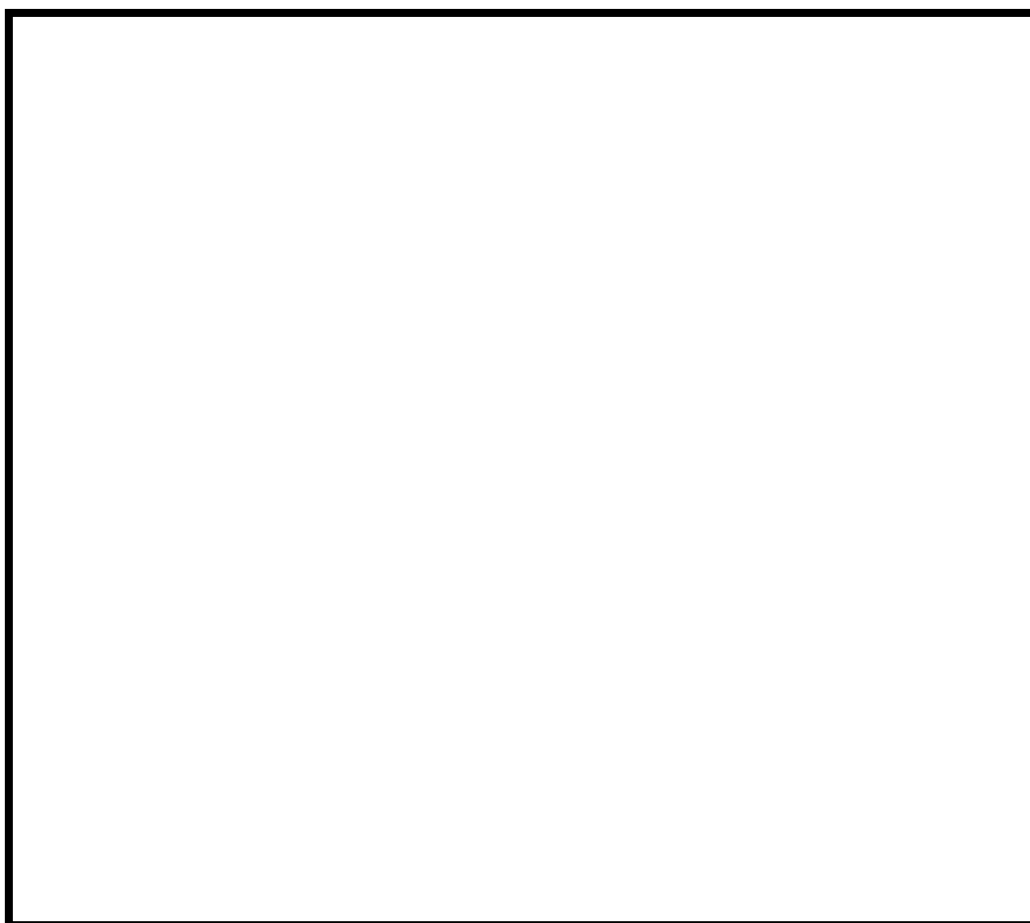


図 4-16 機器搬入用ハッチの耐漏えい裕度評価結果（大 LOCA+SB0+ECCS 機能喪失）

④バックアップシール材のシール機能について

バックアップシール材は、図 4-17 で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材は、図 4-18 で示す気密試験で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。表 4-31 で評価結果を示すが、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることが確認できている。

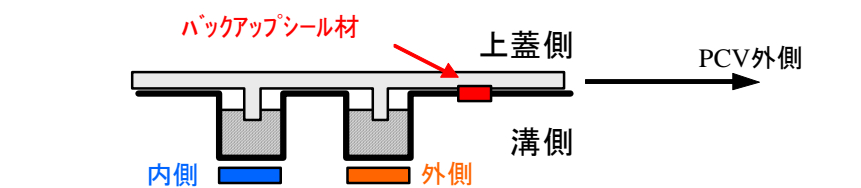
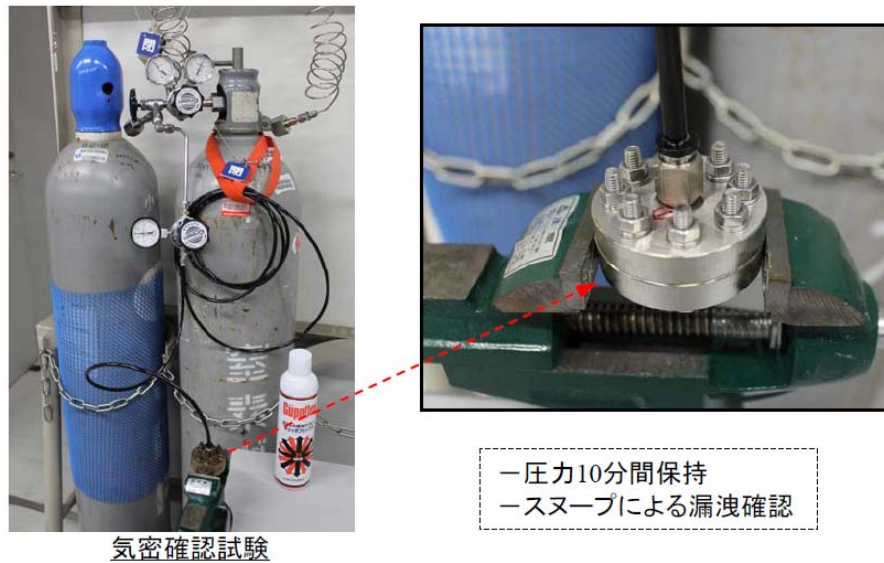


図 4-17 バックアップシール材イメージ図



気密確認試験

図 4-18 バックアップシール材の気密試験

表 4-31 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す



⑤「シリコン製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、図 4-16 の結果も踏まえて、「シリコン製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能を維持する。

①～⑤を踏まえて、バックアップシール材を従来のシール材（シリコンゴム）に加えて追加塗布することで、限界温度、限界圧力（200℃、2Pd）及び事故環境に対する格納容器閉じ込め機能が確保できる。なお、今後も継続的な安全性向上を目指すために、現行シール材（シリコンゴム）を耐熱性、耐放射線性に優れた EPDM 製シール材（以下、改良 EPDM シール材）に変更することを計画している。改良 EPDM シール材の開発検証は現在実施しているところであるが、当社として採用判断が出来次第、シール材（シリコンゴム）を改良 EPDM シール材に取り替える。改良 EPDM シール材の基本特性を⑥に示す。

⑥改良 EPDM シール材の基本特性

改良 EPDM シール材を 200℃蒸気に曝露した後（放射線照射量は 800kGy）の圧縮永久歪み試験結果を図 4-19 に示す。現行シール材（シリコン）と比較し、改良 EPDM シール材の高温蒸気曝露及び放射線照射後の圧縮永久歪み試験結果が優れている。この改良 EPDM 製シール材の実機適用性が確認できたら、直ちに現行シール材（シリコン）を改良 EPDM シール材に取替を行い、重大事故時の原子炉格納容器の閉じ込め機能を強化させる。

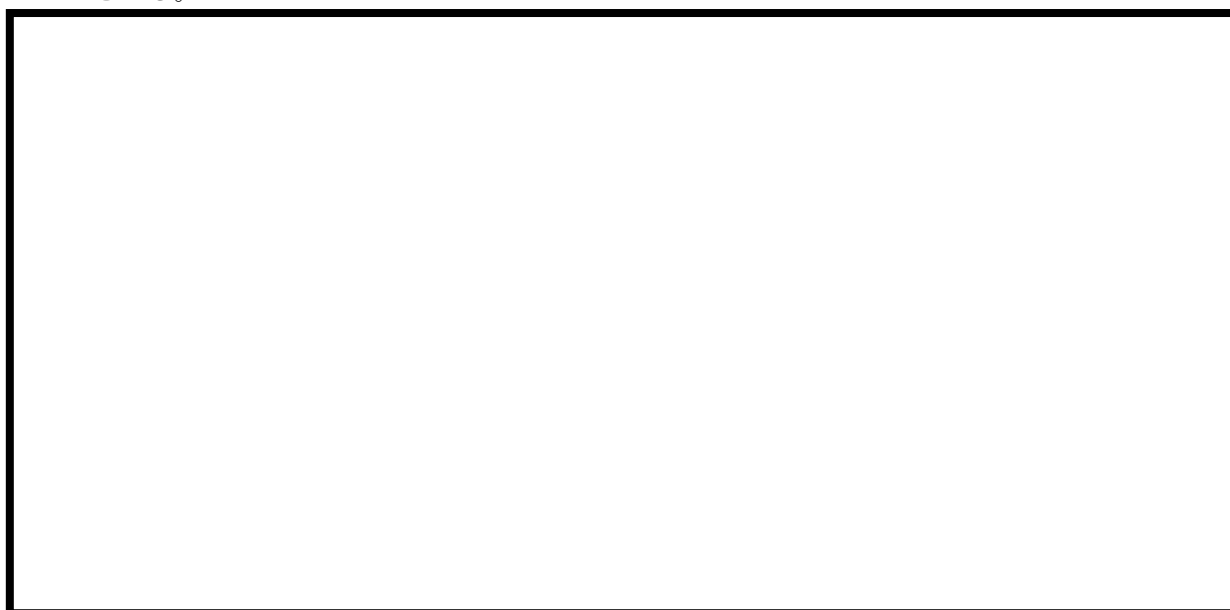


図4-19 改良EPDMシール材の圧縮永久歪み試験結果

### 4.3 評価まとめ

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を表4-32に示す。

表4-32 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施のハッチモデル試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を、NUPEC実施のハッチモデル試験を用いて算定して健全性を評価	○
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「シリコン製シール材+バックアップシール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価  更なる安全対策向上として改良EPDMシール材適用を検討しており、実機適用性が確認でき次第、速やかに取替を行う。	○

## 5. エアロック

### 5.1 評価方針

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されており、円筒胴の両端に人が出入りする開口部を設けた平板（隔壁）を溶接している。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸が貫通しており、均圧弁及び扉開閉ハンドル軸貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられ、200℃、2Pd での健全性の確認には、以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ シール部の健全性

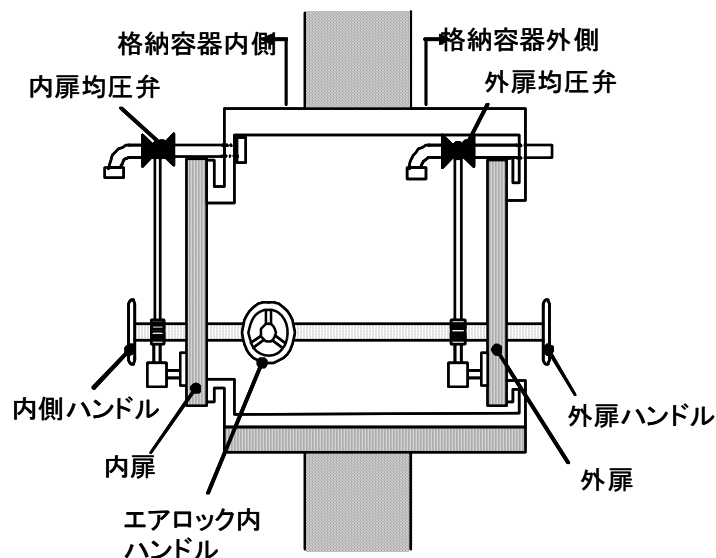


図 5-1 所員用エアロック

## (1) 本体の耐圧

### ① 一次応力評価

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位のうち、扉、隔壁、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を  $P_m$ （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 $P_L+P_b$ （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 $P_m$  が  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、許容状態 D の  $P_m$ 、 $P_L+P_b$  の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 $P_m$  は  $2/3Su$ 、 $P_L+P_b$  は  $1.5 \times 2/3Su$  ( $=Su$ ) と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

## (2) ガスケットの健全性

### ① 扉のシール材（シリコン）

エアロックの扉のシール材には、シリコンガスケットを使用している。エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価する。このシール部に発生する最大隙間がエアロックと材質・シール

方式が同一のトップヘッドフランジ及び機器搬入口のガスケットの試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認する。なお、シール材の高温劣化については、事故時の扉が押し付けられる方向にあること、及び、扉が2重に設けられることから、トップヘッドフランジ・ハッチ類と比べて原子炉格納容器閉じ込め機能への影響度は小さいと考えているため、本章では評価対象外とする。ただし、更なる安全対策向上としてトップヘッドフランジ・ハッチ類と同様に現行シール材（シリコン）を改良 EPDM シール材に取り替えることを検討しており、こちらについても実機適用が確認され次第、改良 EPDM シール材に取替える。

## ②扉以外のシール材

エアロックには、扉のシリコンガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が表 5-1～5-2 の通り使用されている。

ハンドル軸貫通部Oリングに使われているシール材（EPDM）は、基本特性試験結果により重大事故環境下における健全性を確認する。

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えるため、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材をもつ閉止フランジを取付けることとし、それらを合わせることで重大事故環境下における健全性を確認する。

表 5-1 6号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	EPDM
均圧弁	ふっ素樹脂

表 5-2 7号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	EPDM
均圧弁	ふっ素樹脂

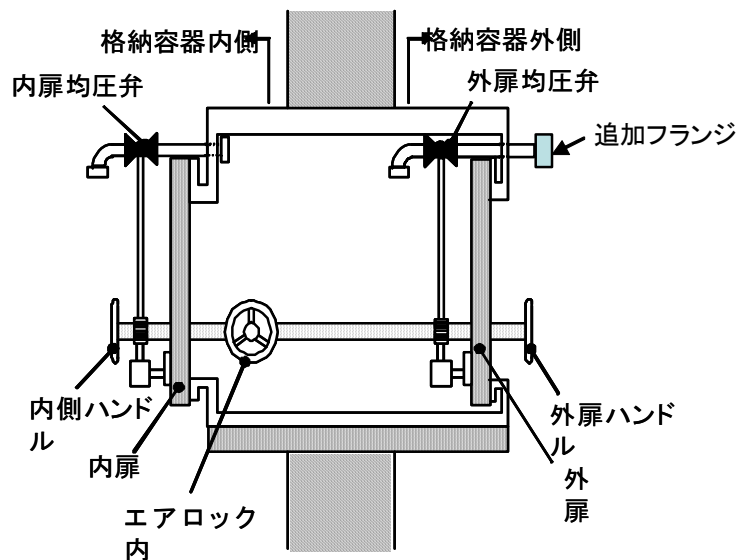


図 5-2 均圧弁及びハンドル軸貫通部

これらシール材について、単体劣化試験結果を元に、原子炉格納容器 200℃、2Pd の環境における健全性を評価する。

## 5.2 評価結果

### (1) 本体の耐圧

#### ① 一次応力評価

エアロックの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドライウェル所員用エアロックを選定し、各エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価結果のまとめを表 5-5～5-22 に示す。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてエアロックの構造健全性を確認した。

表 5-3 上部ドライウェル所員用エアロックの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
内側隔壁厚さ (mm)		
外側隔壁厚さ (mm)		
内側扉厚さ (mm)		
外側扉厚さ (mm)		

表 5-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

【6号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

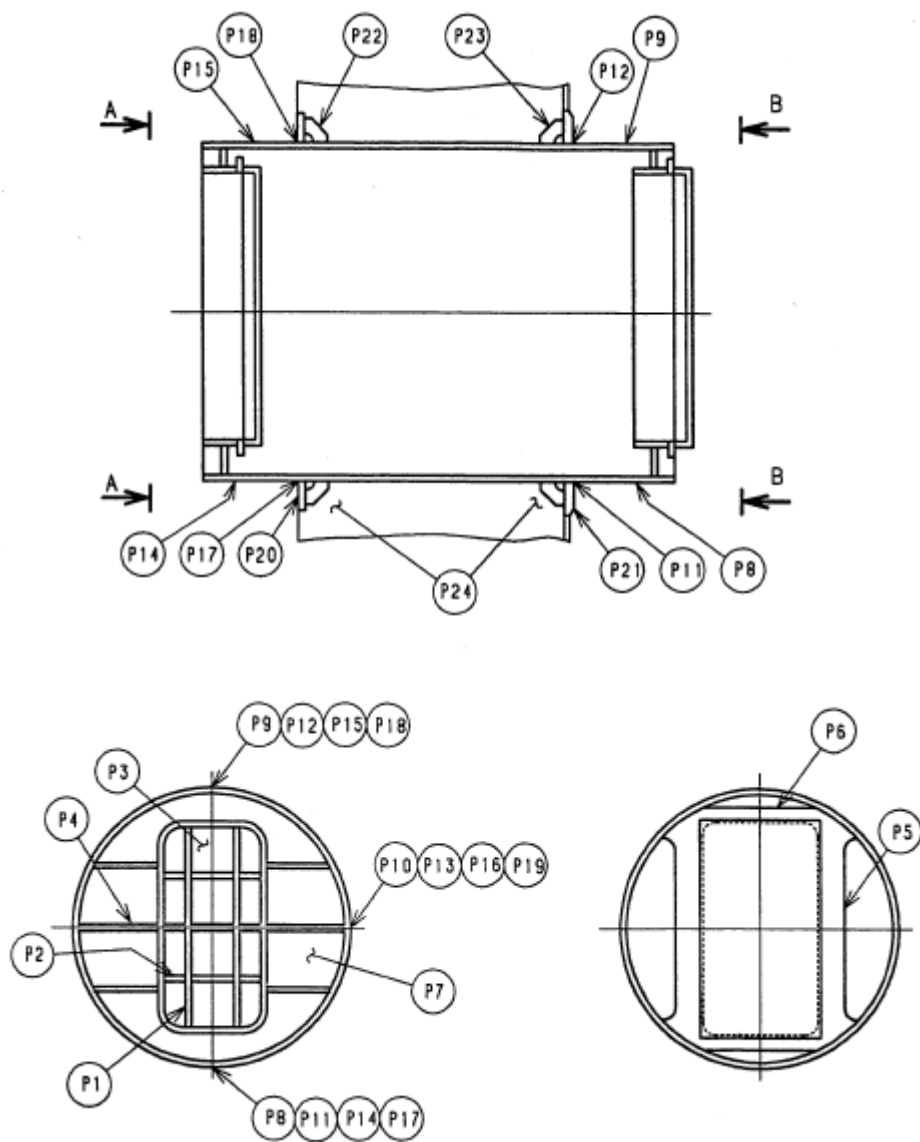


図 5-3 上部ドライウェル所員用エアロック



表 5-5 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		$P_L+P_b$		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		422	
P6	内外隔壁内側水平部材		422	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-6 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	上部ドライウエル所員		281		422	
P9	用		281		422	
P10	エアロック内側円筒胴		281		422	
P11	上部ドライウエル所員		—		422	
P12	用エアロック内側円筒		—		422	
P13	胴のフランジプレート との結合部		—		422	
P14	上部ドライウエル所員		281		422	
P15	用		281		422	
P16	エアロック外側円筒胴		281		422	
P17	上部ドライウエル所員		—		422	
P18	用エアロック外側円筒		—		422	
P19	胴のフランジプレート との結合部		—		422	

表 5-7 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P21	フランジプレート(内側)		312		156		
P23	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-8 コンクリート部の応力評価

(単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P24	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

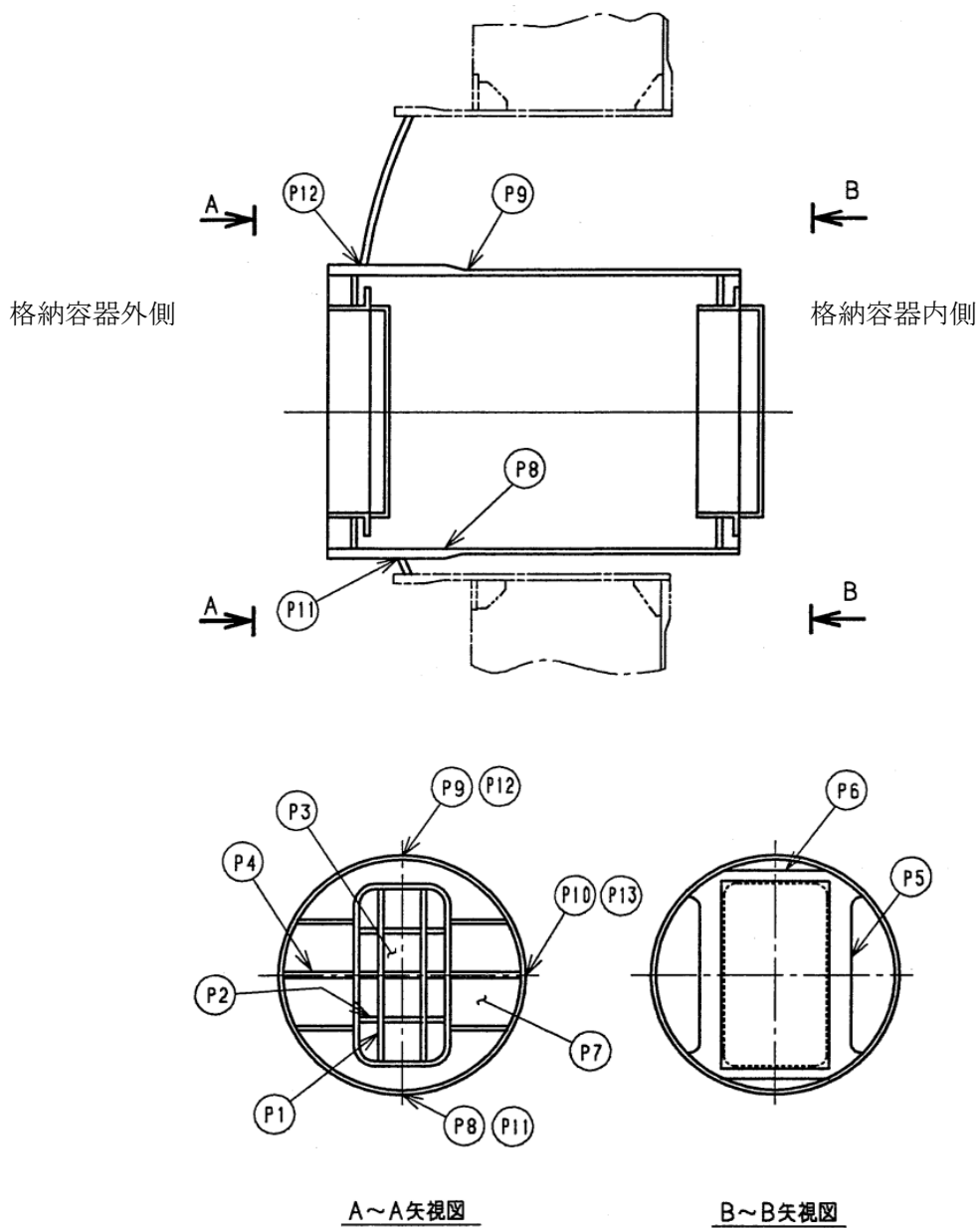


図 5-4 下部ドライウェル所員用エアロック

表 5-9 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		$P_L+P_b$		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		422	
P6	内外隔壁内側水平部材		422	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-10 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	下部ドライウェル所員用 エアロック円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	下部ドライウェル所員用	—	—		422	
P12	エアロック円筒胴と鏡板	—	—		422	
P13	との結合部	—	—		422	

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

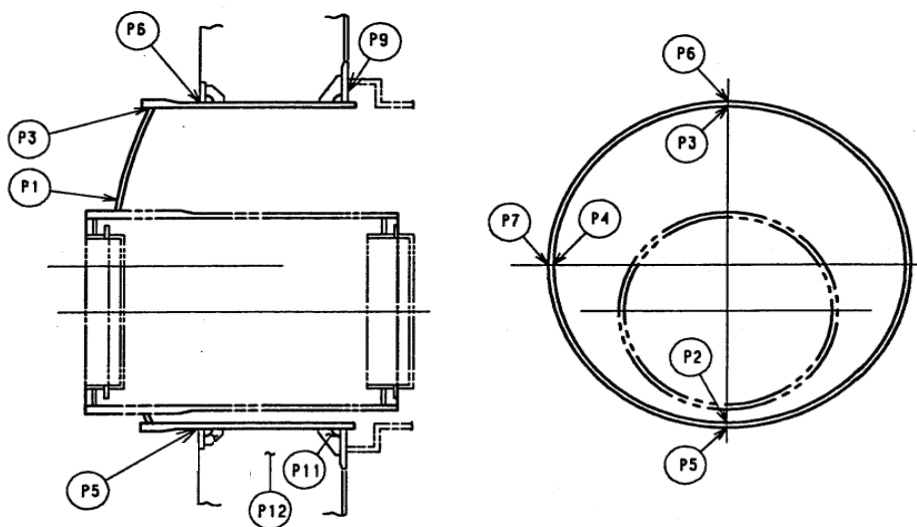


図 5-5 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）

表 5-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ（単位：MPa）

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—	422	422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—			
P3		—	—			
P4		—	—			
P5		—	—			
P6	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—			422
P7		—	—			422

表 5-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【7号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

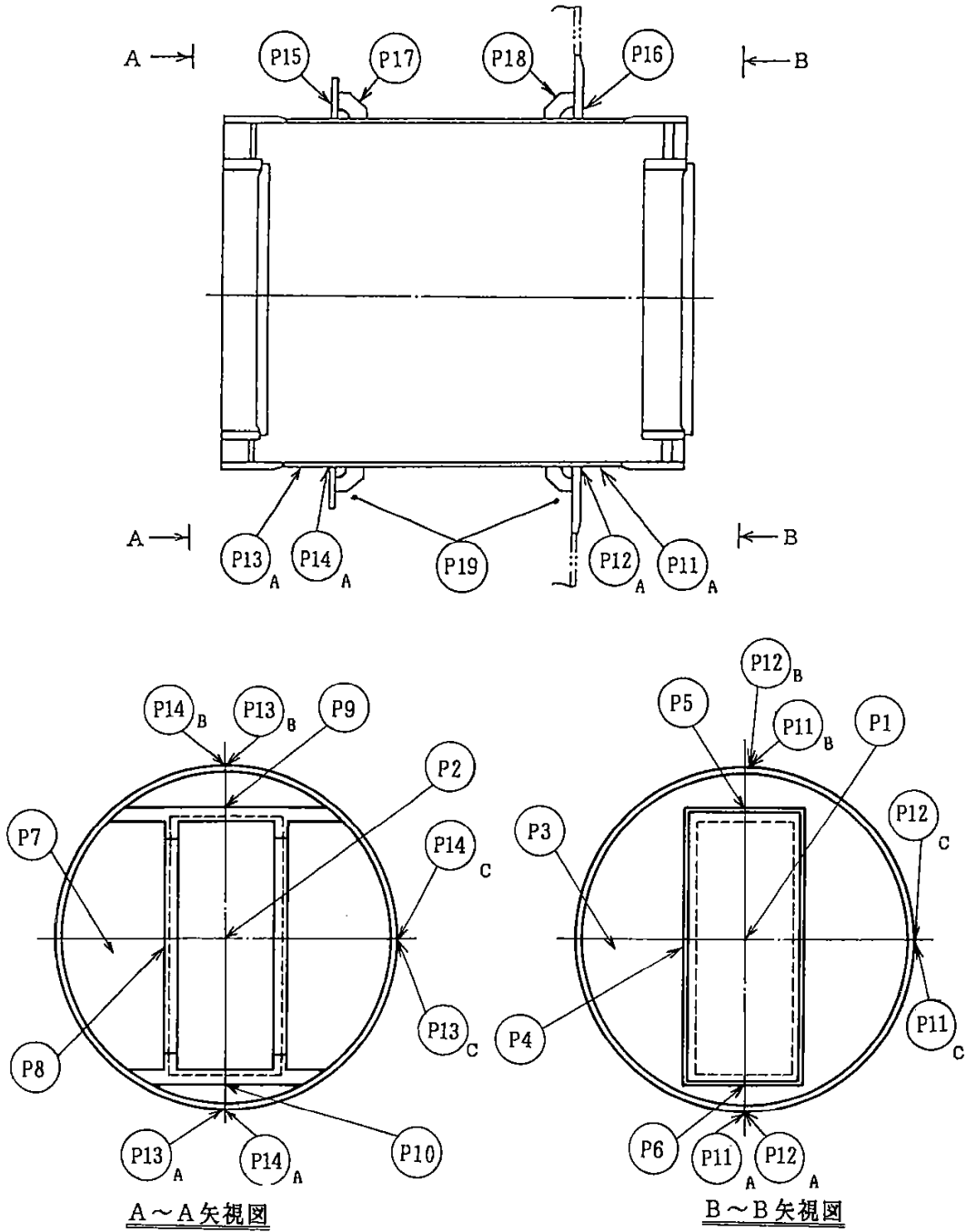


図 5-6 上部ドライウェル所員用エアロック

表 5-14 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		$P_L+P_b$		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-15 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側 円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	
P13	所員用エアロック外側 円筒胴		281		422	
P14	所員用エアロック外側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	



表 5-16 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P16	フランジプレート(内側)		312		156		
P18	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-17 コンクリート部の応力評価

(単位 : N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P19	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

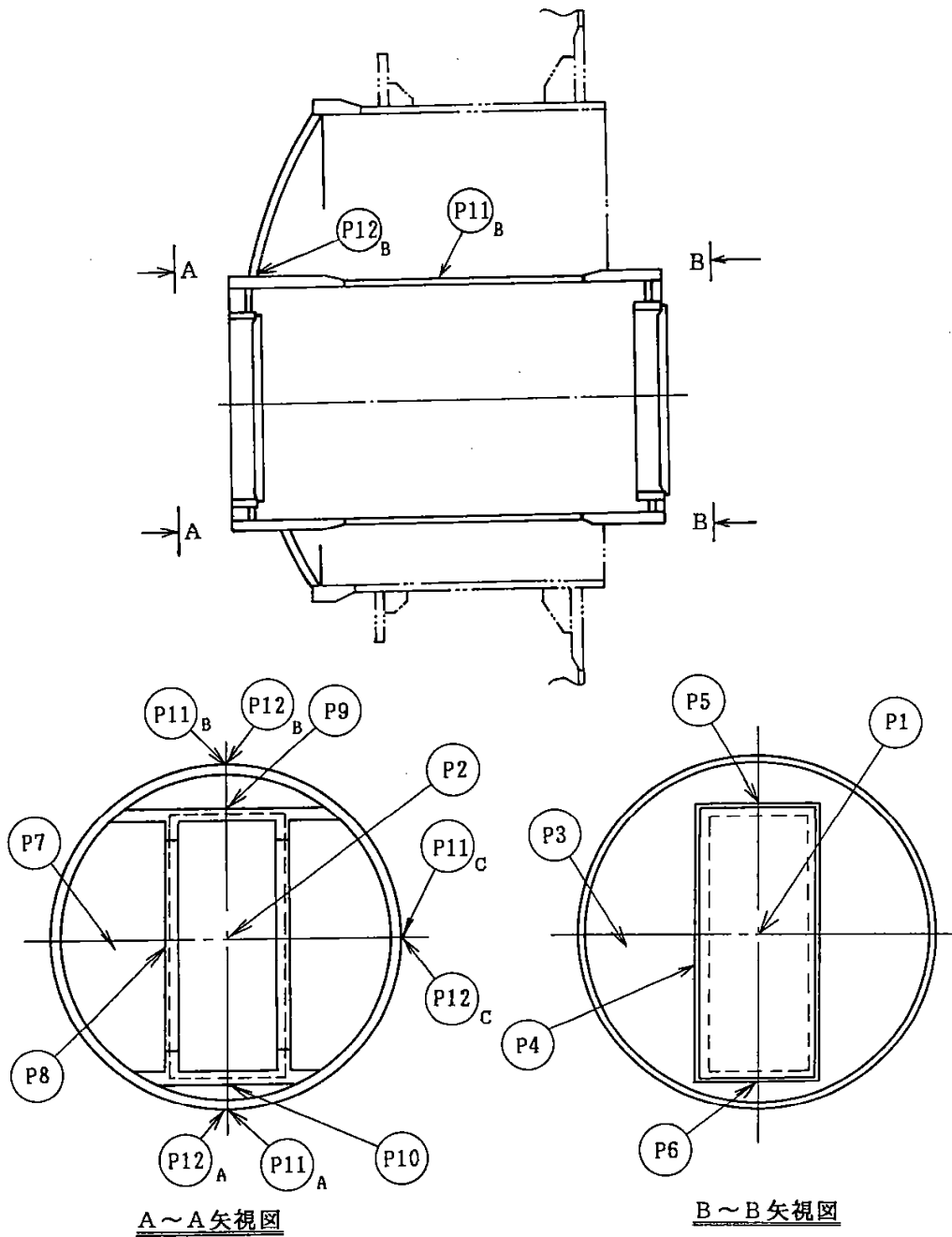


図 5-7 下部ドライウェル所員用エアロック

表 5-18 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		$P_L+P_b$		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-19 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側円筒胴の鏡板との結合部		—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

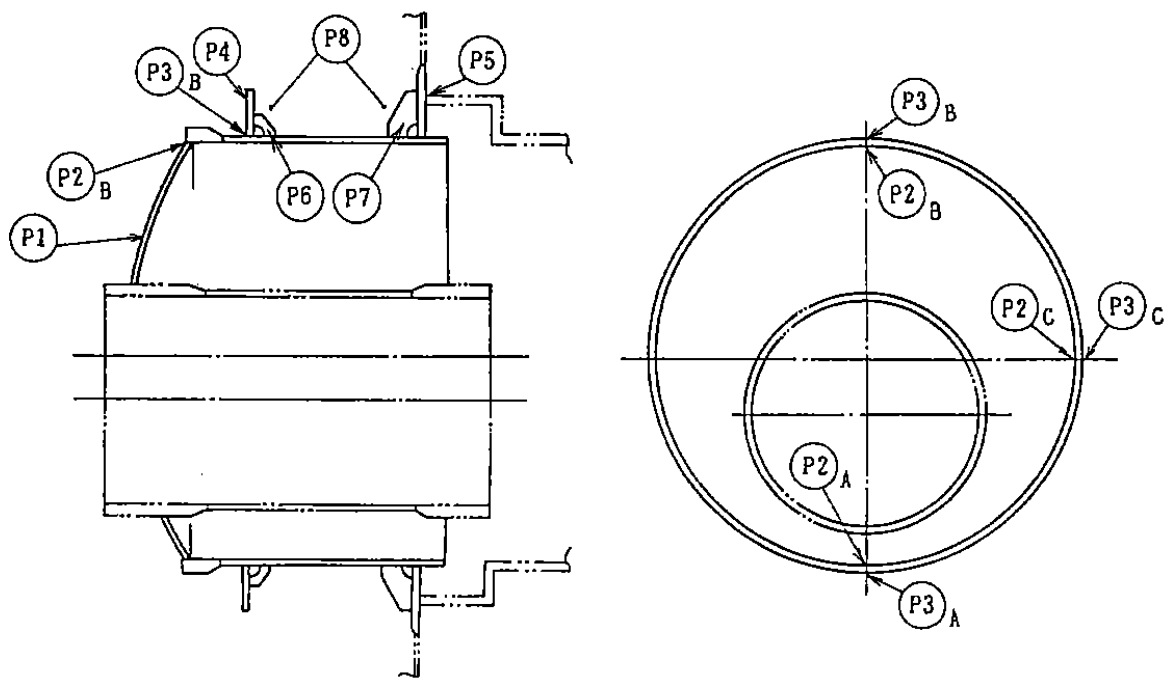


図 5-8 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）

表 5-20 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		$P_m$		$P_L+P_b$		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 5-21 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力			
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-22 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm<sup>2</sup>)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P8	コンクリート部		27.5	

(2) ガスケットの健全性

①扉のシール材（シリコン）

所員用エアロックの扉板は、内圧を受けた場合に扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価し、この開口が生じた場合でも、ガスケット部のシール機能が維持されることを確認する。6号炉と7号炉でエアロック扉構造が大きく異なるので、本件については6号炉と7号炉を別けて評価する。

①-1 6号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-9に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量  $\delta$  は、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^3 \times L2 - L2^3) = -0.25(mm)$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-23 に示す。

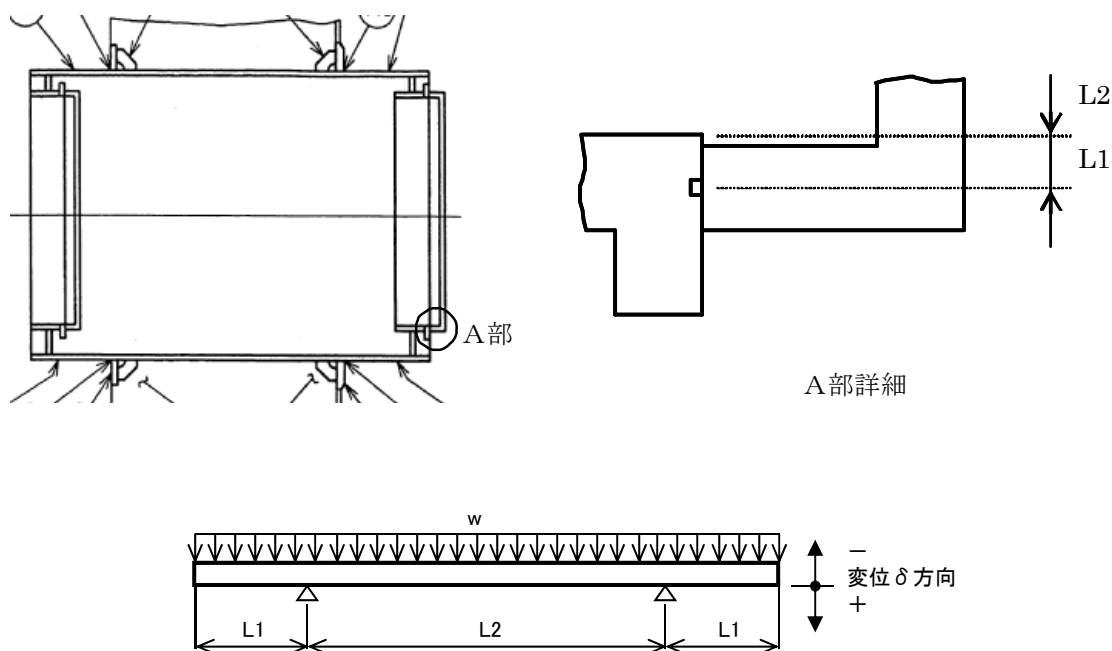


図5-9 所員用エアロック 開口量評価モデル(6号炉)

表5-23 所員用エアロックのシール機能維持(6号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅 <input type="text"/> )	
L1	長さ	
L2	長さ	
E	縦弾性係数(200℃)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	
δ	変位量	-0.25 mm

初期押し込み量は  であるから、ガスケット部の変位量 δ を差し引いた変形後の押し込み量は、  となる。これは、既往共研において確認されている押し込み量 0.75mm 以上であるから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

①-2 7号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-10に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量 δ は、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^2 \times L2 - L2^3) = -1.12(\text{mm})$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-24 に示す。

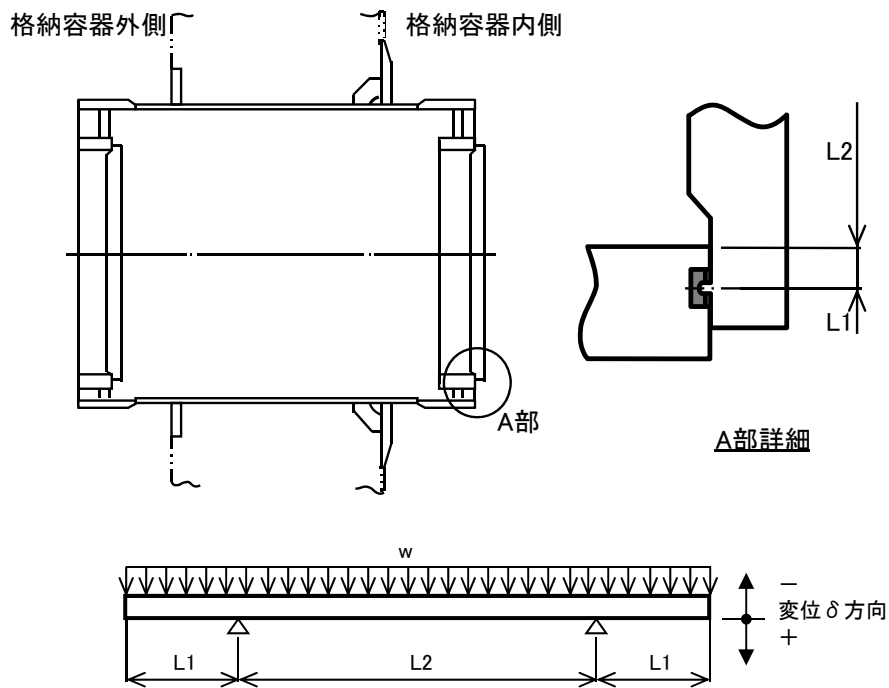


図5-10 所員用エアロック 開口量評価モデル (7号炉)

表5-24 所員用エアロックのシール機能維持(7号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅 <span style="border: 1px solid black; display: inline-block; width: 20px; height: 10px;"></span> )	
L1	長さ	
L2	長さ	
E	縦弾性係数(200℃)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	
δ	変位量	-1.12 mm



初期押込み量は [ ] であるから、ガスケット部の変位量  $\delta$  を差し引いた変形後の押込み量は、 [ ] となる。これは、既往共研において確認されている押込み量 [ ] 以上であるから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

## ②扉以外のシール材

エアロックには、扉のシリコンガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が表5-1～5-2の通り使用されている。

ハンドル軸貫通部リングに使われているシール材（改良 EPDM）については、事故環境を模擬した雰囲気曝した後の圧縮歪み試験結果が表 5-25 の通りであり、重大事故環境下における健全性を確認した。

表 5-25 改良 EPDM シール材の圧縮永久歪み試験結果

照射	ガス性状	温度	圧縮永久歪み試験結果		
			24h 後	72h 後	168h 後
800kGy	乾熱	200℃	12%	18%	24%
800kGy	蒸気	200℃	10%	16%	20%

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れた改良 EPDM シール材を使用した閉止フランジを取付ける。よって表 5-25 の結果から、重大事故環境下における健全性を確保した。

なお、均圧弁については更なる安全対策向上のために、ふっ素樹脂よりも耐放射線性に優れ、耐高温性を有するシール材を適用することを検討している。今後、実機適用性のある均圧弁が開発され次第、順次取替えていくことで更なる原子炉格納容器閉じ込め機能強化を継続的に進める。

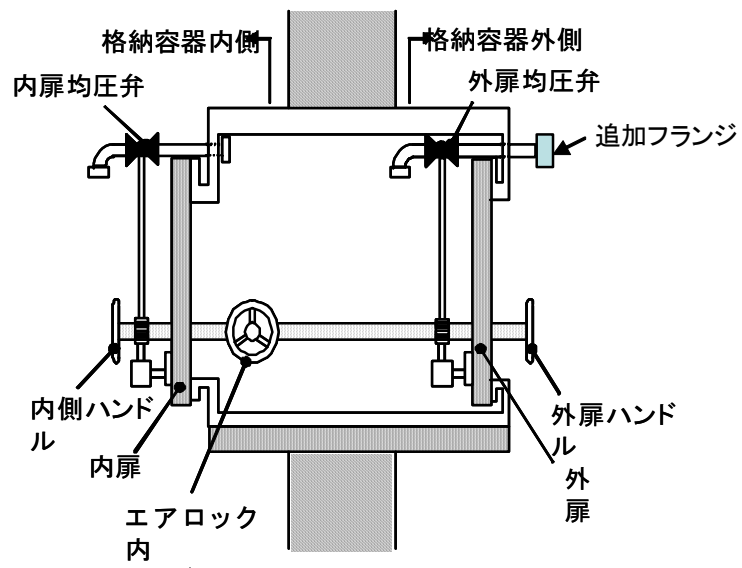


図5-11 均圧弁（追加フランジ付）及びハンドル軸貫通部

## 6. 配管貫通部

### 6-1 配管貫通部（貫通配管）

#### 6-1.1 評価方針

原子炉格納容器が 200℃、2Pd となった場合に貫通部で生じる変位に対し、貫通配管及びその接続配管が健全であることを確認する。

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力が配管貫通部に生じないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器は変形することから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらるる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

#### 6-1.2 評価

原子炉格納容器の変位による曲げ荷重に対し、配管に発生する応力が大きい貫通部として、原子炉格納容器変位が大きく、格納容器貫通配管の配管支持スパンが短い且つ、配管口径が大きい箇所を代表として選定する。その結果、6号炉、7号炉ともに不活性ガス系ラインの配管貫通部(X-81)を代表配管として選定する。

##### 6-1.2.1 解析条件

解析条件を表 6-1-1 及び表 6-1-2 に示す。また、荷重条件となる原子炉格納容器の変位を表 6-1-3 に示す。

表 6-1-1 6号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	$\times 10^5 \text{MPa}$	1.91 <sup>(注1)</sup>	1.91 <sup>(注1)</sup>
熱膨張係数	$\times 10^{-5} \text{mm/mm}^\circ\text{C}$	1.209 <sup>(注1)</sup>	1.209 <sup>(注1)</sup>
熱計算温度	℃	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200℃における値

表 6-1-2 7号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	$\times 10^5 \text{MPa}$	1.91 <sup>(注1)</sup>	1.91 <sup>(注1)</sup>
熱膨張係数	$\times 10^{-5} \text{mm/mm}^\circ\text{C}$	1.209 <sup>(注1)</sup>	1.209 <sup>(注1)</sup>
熱計算温度	$^\circ\text{C}$	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200 $^\circ\text{C}$ における値

表 6-1-3 荷重条件

貫通部 番号	温度( $^\circ\text{C}$ )	柏崎刈羽原子力発電所 6号炉及び7号炉の貫通部変位 (mm)		
		X 方向	Y 方向	Z 方向
X-81	200			
X-241				

6-1.2.2 評価方法

6-1.2.2.1 PPC-3530 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

表 6-1-4 強度計算に使用する記号の定義

	記号	単位	説明
応力計算に使用するもの	$D_0$	mm	管の外径
	$M_a$	N・mm	管の機械的荷重(自重その他の長期的荷重に限る)により生じるモーメント
	$M_c$	N・mm	管の熱による支持点の変位及び熱膨張により生じるモーメント
	$P$	MPa	最高使用圧力
	$S_a$	MPa	許容応力
	$S_c$	MPa	室温における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	$S_h$	MPa	使用温度における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	$S_n$	MPa	一次応力と二次応力を加えて求めた応力
	$Z$	mm <sup>3</sup>	管の断面係数
	$f$	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する許容応力低減係数
	$i_1, i_2$	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する応力係数
	$t$	mm	管の厚さ

(2) 材料の許容応力 [JSME S NC1 PPC-3530]

ここでは、JSME S NC1 PPC-3530 に規定される要求事項への適合性を確認する。  
 なお、応力計算に使用する管の外径及び厚さは、公称値を用いる。

(a) 一次+二次応力 ( $S_n$ ) [JSME S NC1 PPC-3530 (1)a.]

$$S_n = \frac{P \cdot D_0}{4 \cdot t} + \frac{0.75 \cdot i_1 \cdot M_a + i_2 \cdot M_c}{Z}$$

一次+二次応力の許容応力は、JSME S NC1 PPC-3530 (1)c. に基づき、次式により算出する。

$$S_a = 1.25 \cdot f \cdot S_c + (1 + 0.25 \cdot f) \cdot S_h$$

### 6-1.3 評価結果

評価対象となる解析モデルを図 6-1-5 及び図 6-1-6 に示す。また、評価結果を表 6-1-5 及び表 6-1-6 に示す。

表 6-1-5 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(6号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	14					667

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定

表 6-1-6 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(7号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	91					687

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定

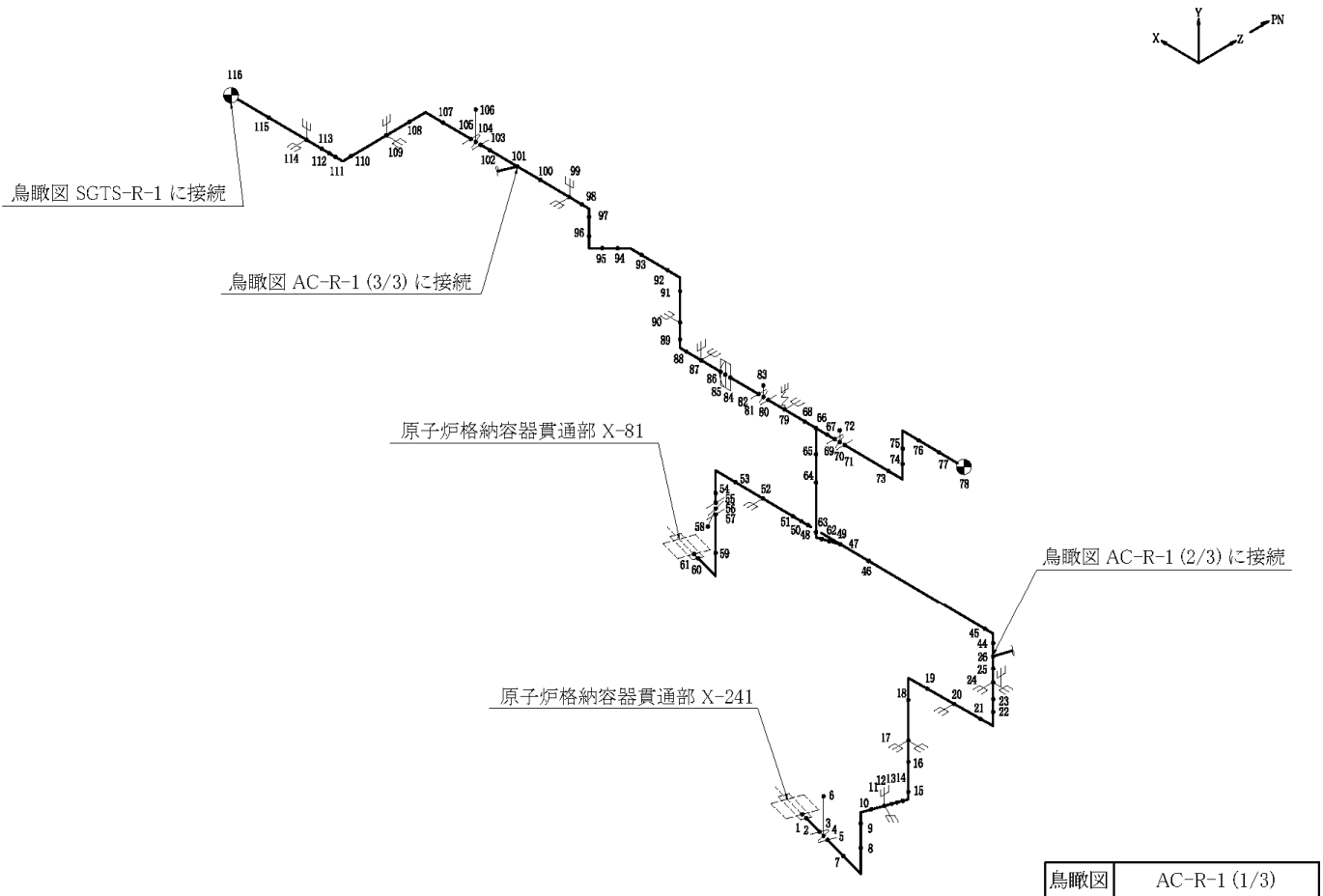


図 6-1-1 解析モデル図① (6号炉)

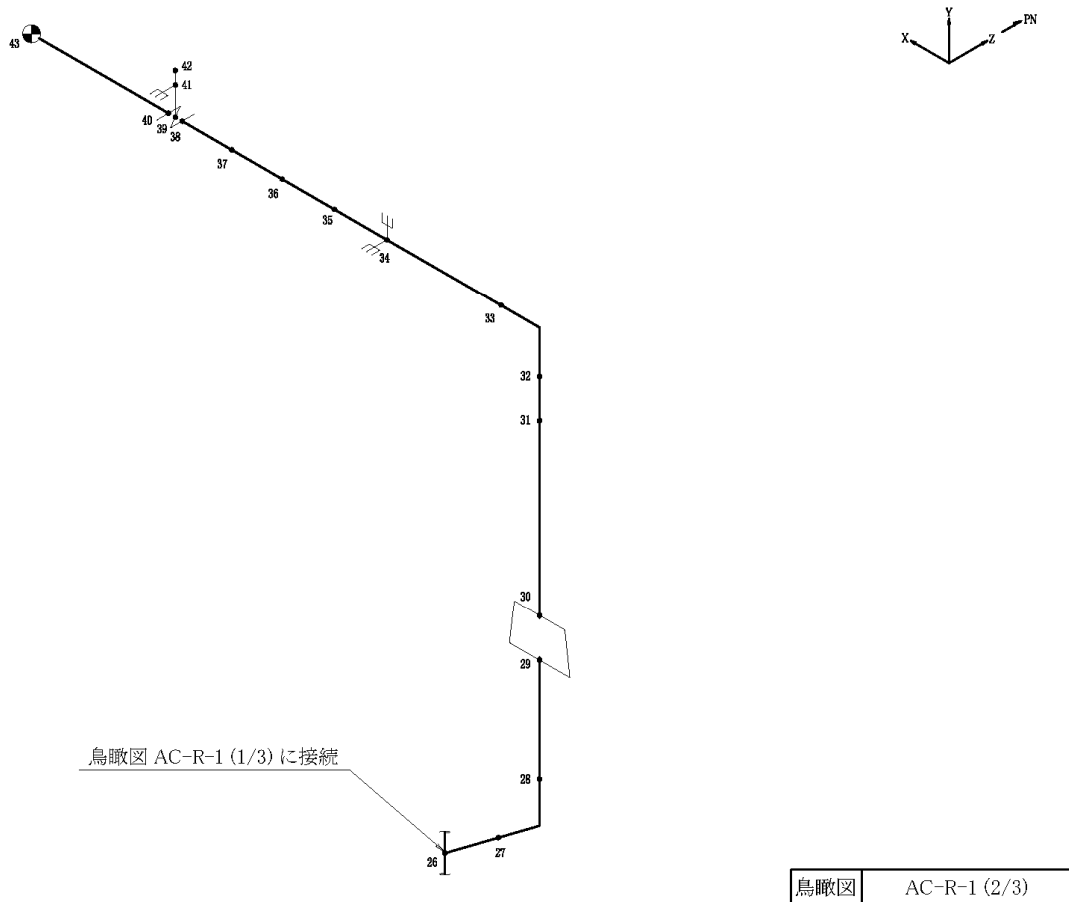
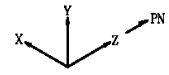
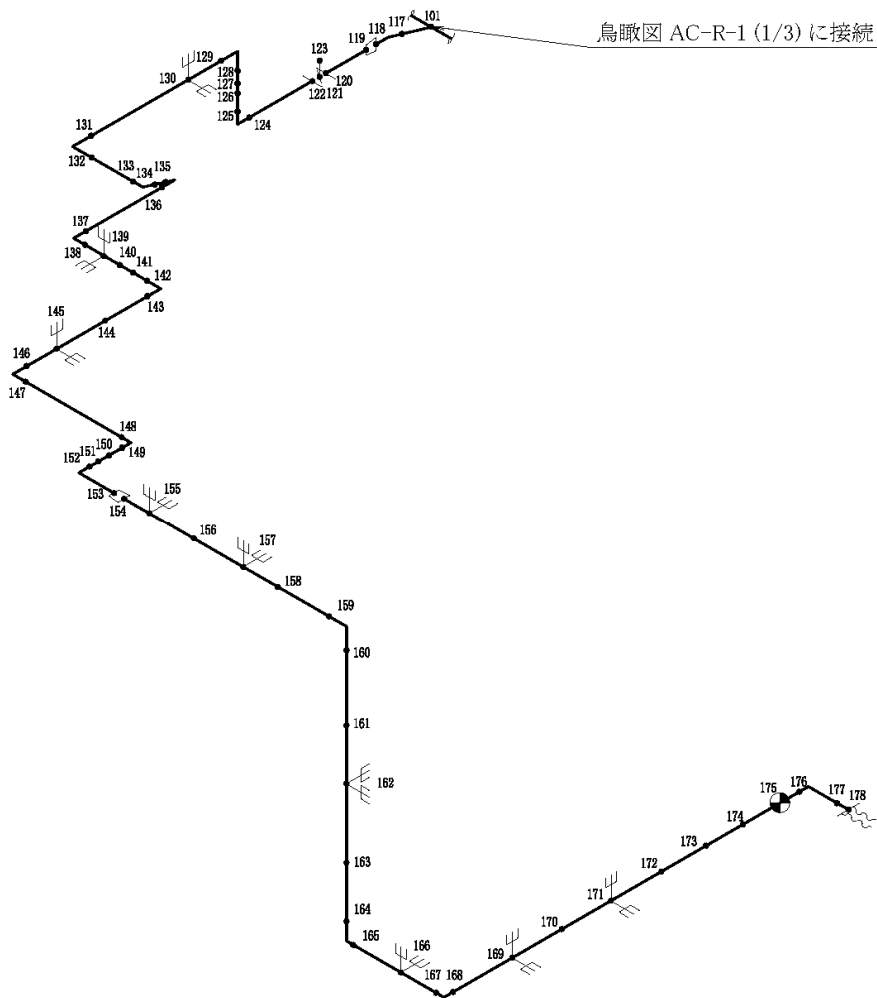


図 6-1-2 解析モデル図② (6号炉)





鳥瞰図	AC-R-1 (3/3)
-----	--------------

図 6-1-3 解析モデル図② (6号炉)



図 6-1-4 解析モデル図① (7号炉)

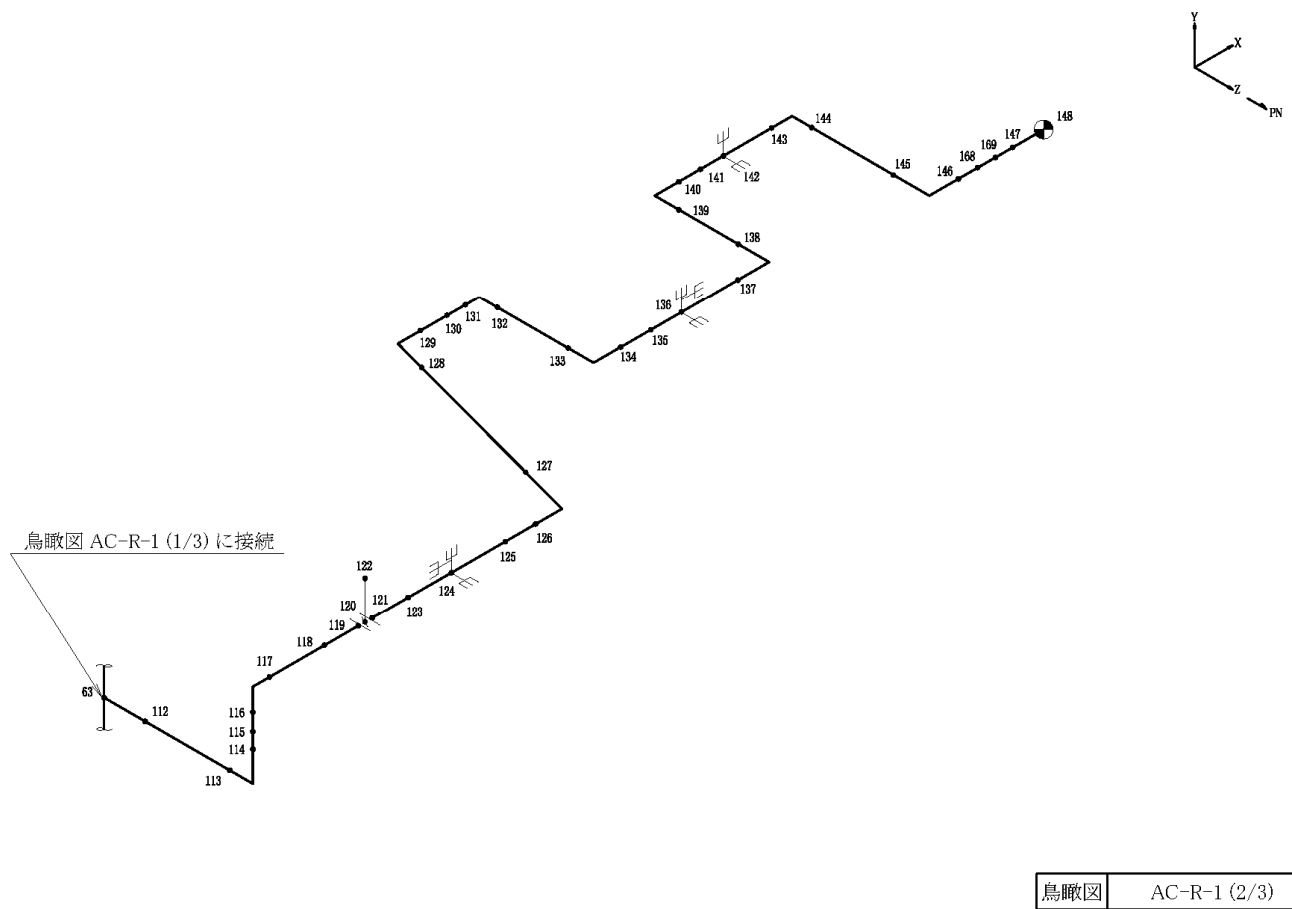
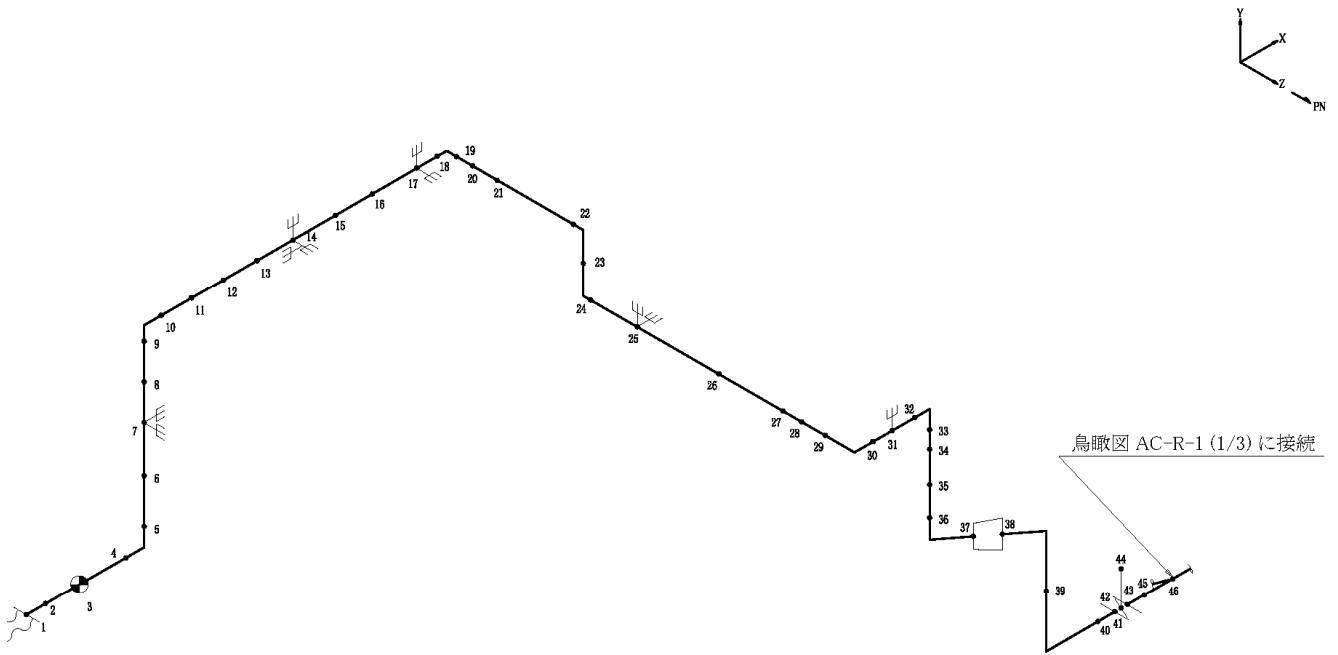


図 6-1-5 解析モデル図② (7号炉)



鳥瞰図	AC-R-1 (3/3)
-----	--------------

図 6-1-6 解析モデル図③ (7号炉)

## 原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について

## 1. はじめに

今回評価を実施した評価部位の代表性を示したものである。

## 2. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束から影響を受ける。まず、変位について原子炉格納容器が 2Pd、200°C 時における変位を算定した結果を図 6-1-7 に示す。この評価結果から T. M. S. L 15m 以上の変位が最も高くなっていることを確認した。したがって 15m 以上にある配管貫通部から、拘束条件が厳しいものを選定することとした。拘束条件の厳しさを表す参考の値として、貫通配管の第一拘束点までの距離(L)と配管口径(D)の比 (L/D) を用いる。L/D が最も小さいものが拘束条件が厳しく、配管応力を受けやすいと考えられることから、15m 以上の配管貫通部から L/D が最も小さいものを選定した結果、不活性ガス系の配管貫通部(X-81)を選定した。なお、X-81 のペネ取付高さは T. M. S. L 19m であり、L/D は約 6.4 である。表 6-1-7 に 6 号炉の T. M. S. L 15m 以上の配管貫通部を纏める。

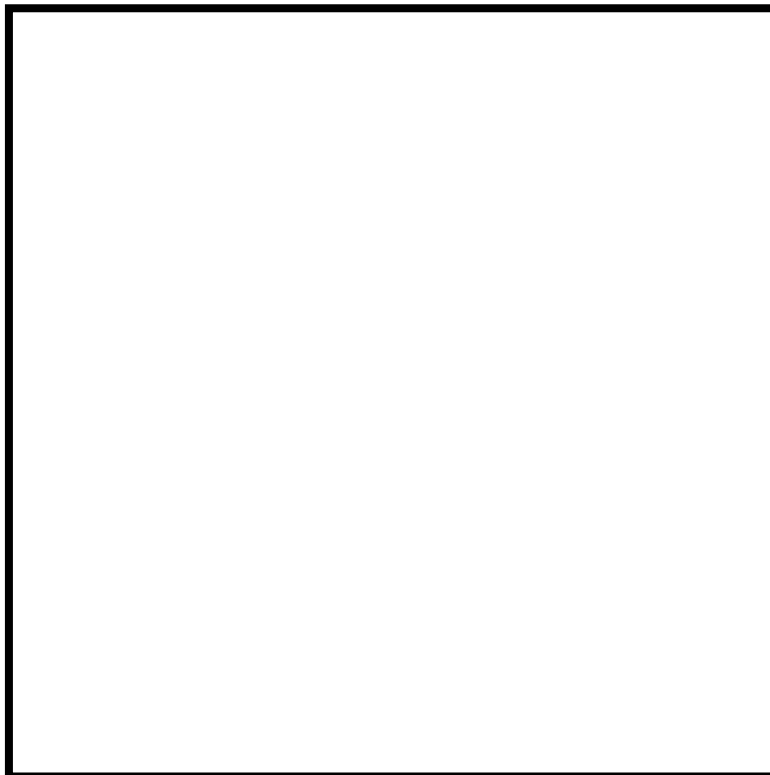


図 6-1-7 格納容器(200°C、2Pd 時)の変位

表 6-1-7 配管貫通部と口径比 (T. M. S. L 15m 以上)

ペネ番号	ペネ取付 高さ	系統	プロセス管			PCV からの第 1 サポート 距離 L [mm]	口径比 L/D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]	D/t		
X-82		FCS					
X-142A		MS					
X-142B		MS					
X-142C		MS					
X-142D		MS					
X-147		MS					
X-160		AC					
X-69		SA					
X-70		IA					
X-71A		HPIN					
X-71B		HPIN					
X-72		HPIN					
X-81		AC					
X-146A		AC					
X-146B		AC					
X-146C		AC					
X-146D		AC					
X-162A		AC					
X-162B		AC					
X-140A		CUW/AC					
X-10A		MS					
X-10B		MS					
X-10C		MS					
X-10D		MS					
X-177		PCVLT					
X-22		SLC					

※「PCV からの第 1 サポート距離」は、原子炉建屋側の配管ラインについて示す

※「-」は、小口径の配管であるため調査対象外であることを意味する

## 6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）

### 6-2.1 評価方針

配管貫通部の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、配管貫通部には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力が生じ、配管貫通部の機能喪失要因は延性破壊が想定される。

このため、柏崎刈羽原子力発電所第 6 号炉を代表として配管貫通部の鋼製耐圧部の板厚が、200℃、2Pd の環境下で、設計・建設規格に想定される必要厚さを上回ることを確認する。また、鋼製耐圧部及びアンカ部について反力に対する一次応力評価を行う。

ここで、評価対象とする配管貫通部は、内圧による発生応力が大きくなる最大径の配管貫通部とし（X-10）を代表として評価する。閉止板については、内圧による発生応力が大きくなる最大径の閉止板として（X-90）を代表として評価する。

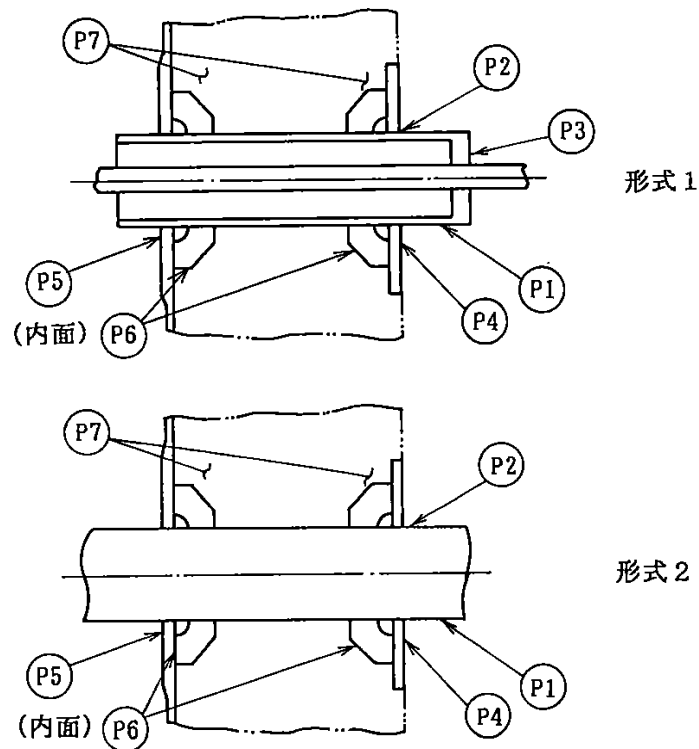


図 6-2-1 配管貫通部

## 6-2.2 評価

### 6-2.2.1 基本板厚計算

#### 6-2.2.1.1 スリーブ

スリーブの内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3610 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- D<sub>o</sub> : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t<sub>n</sub> : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

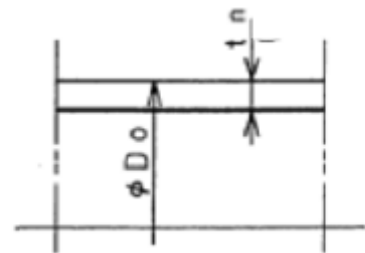


図 6-2 スリーブの形状

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-1 に示す。表 6-2-1 に示すように、スリーブの呼び厚さは必要厚さ t (  ) を上回る。

表 6-2-1 必要厚さの評価結果 (スリーブ)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
格納容器内圧力	P	0.62 (MPa)
スリーブの外径	D <sub>o</sub>	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t <sub>n</sub>	<input type="text"/>
必要厚さ (PVE-3611)	t <sub>1</sub>	
必要厚さ (PVE-3613)	t <sub>2</sub>	
t <sub>1</sub> , t <sub>2</sub> の大きい値	t	

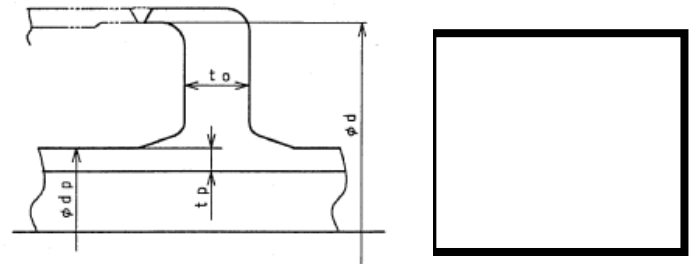


6-2.2.1.2 端板

端板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$



ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t<sub>n</sub> : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

図 6-2-3 端板の形

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2 に示す。表 6-2-2 に示すように、端板の呼び厚さは必要厚さ t (  ) を上回る。

表 6-2-2 必要厚さの評価結果 (端板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SFVC2B
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	292 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.50
呼び厚さ	t <sub>o</sub>	<input type="text"/>
必要厚さ	t	<input type="text"/>

6-2.2.1.3 閉止板

閉止板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t<sub>n</sub> : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-3 に示す。表 6-2-3 に示すように、閉止板の呼び厚さは必要厚さ t (  ) を上回る。

表 6-2-3 必要厚さの評価結果 (閉止板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t <sub>o</sub>	<input type="text"/>
必要厚さ	t	

### 6-2.2.2 応力評価

#### (1) 諸言

本計算書は原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書である。

#### (2) 記号の説明

D	: 直径	(mm)
F	: 垂直力、許容応力の基準値	(kg, MPa)
$f_c$	: コンクリートの設計基準強度	(MPa)
$f_b$	: 許容曲げ応力度	(MPa)
$f_c$	: 許容圧縮応力度	(MPa)
$f_s$	: 許容せん断応力度	(MPa)
l	: 長さ	(mm)
M	: モーメント	(kg・mm)
n	: ガセットプレートの枚数	(—)
$P_b$	: 一次曲げ応力	(MPa)
$P_L$	: 一次局部膜応力	(MPa)
$P_m$	: 一次一般膜応力	(MPa)
t	: 厚さ	(mm)

#### (3) 形状及び主要寸法

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法を図 6-2-4 及び表 6-2-4～6-2-5 に示す。

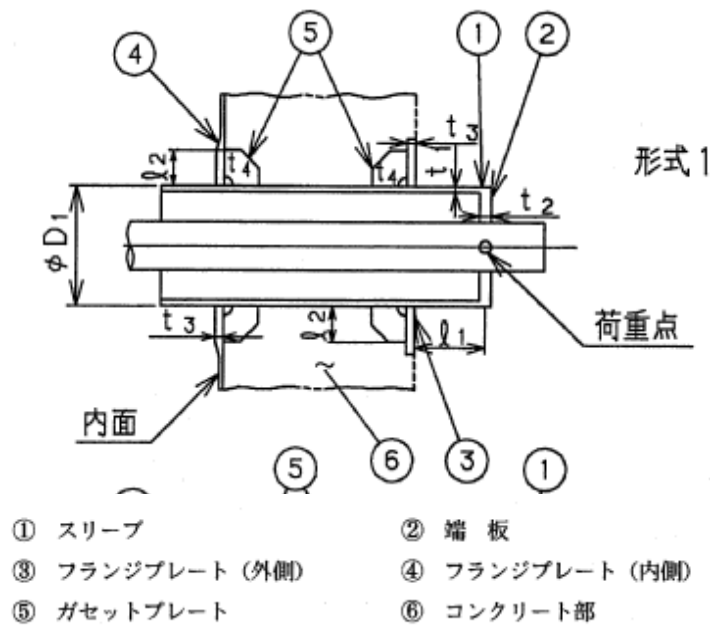


図 6-2-4 原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法 (X-10)

表 6-2-4 配管貫通部（スリーブ・端板）の仕様(X-10)

スリーブ				端板	
材質	外径 $D_1$ (mm)	厚さ $t_1$ (mm)	距離 $l_1$ (mm)	材質	厚さ $t_2$ (mm)
SGV480				SFVC2B	

表 6-2-5 配管貫通部（フランジプレート・ガセットプレート）(X-10)

フランジプレート			ガセットプレート			
材質		厚さ $t_3$ (mm)	材質	サイズ $l_2$ (mm)	厚さ $t_4$ (mm)	枚数* n
内側	外側					
SGV480	SGV480		SGV480			

注記 \* : ガセットプレートの枚数は、原子炉格納容器壁の内側又は、外側のみの枚数を示す。

(4) 設計条件

(4).1 設計荷重

(4).1.1 最高使用圧力及び最高使用温度

内圧 0.62 MPa

温度 200 °C (ドライウェル、サプレッション・チェンバ共)

(4).1.2 配管荷重

貫通部に作用する配管荷重の作用方向を図 6-5 に示し、各荷重の設定値を表 6-6 に示す。

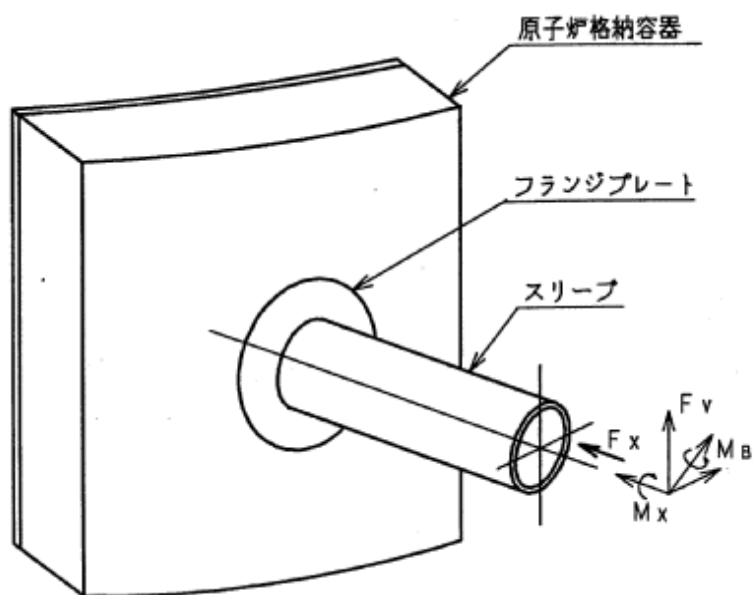


図 6-2-5 貫通部の荷重作用方向

表 6-2-6 貫通部の設計荷重

配管荷重				
成分	垂直力 ( $\times 10^3$ kg)		モーメント ( $\times 10^6$ kg・mm)	
	$F_x$	$F_v$	$M_B$	$M_x$
一次荷重				

(4).2 材料及び許容応力

(4).2.1 使用材料

スリーブ	SGV480
端板	SFVC2B
フランジプレート (外側)	SGV480
フランジプレート (内側)	SGV480
ガセットプレート	SGV480
コンクリート部	コンクリート ( $F_c = 330 \text{ kg/cm}^2 = 32.36 \text{ MPa}$ )

(4).2.2 荷重の組合せ及び許容応力

貫通部に対する荷重の組合せは「原子炉格納容器内圧力+配管荷重」とし、原子炉格納容器 200℃, 2Pd における許容応力を表 6-2-7~表 6-2-10 に示す。

表 6-2-7 スリーブの許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)	
	$P_m$	$P_L + P_b$
SGV480 (200℃)		

表 6-2-8 端板の許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)
	$P_L + P_b$
SFVC2B (200℃)	

表 6-2-9 フランジプレート及びガセットプレートの許容応力度 (単位: MPa)

材料	F	一次応力度	
		曲げ $f_b$	せん断 $f_s$
SGV480 (200℃)			

表 6-2-10 コンクリート部の許容応力度 (単位: MPa)

材料	設計基準強度	許容圧縮応力度
	$F_c$	$f_c$
コンクリート		27.5

(5) 応力計算

(5).1 応力評価点

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び応力レベルを考慮して、表 6-2-11 及び図 6-2-6 に示す応力評価点を設定する。

表 6-11 応力評価点

応力評価点番号	応力評価点
P1	スリーブ
P2	スリーブのフランジプレートとの結合部
P3	端板
P4	フランジプレート (外側)
P5	フランジプレート (内側)
P6	ガセットプレート
P7	コンクリート部

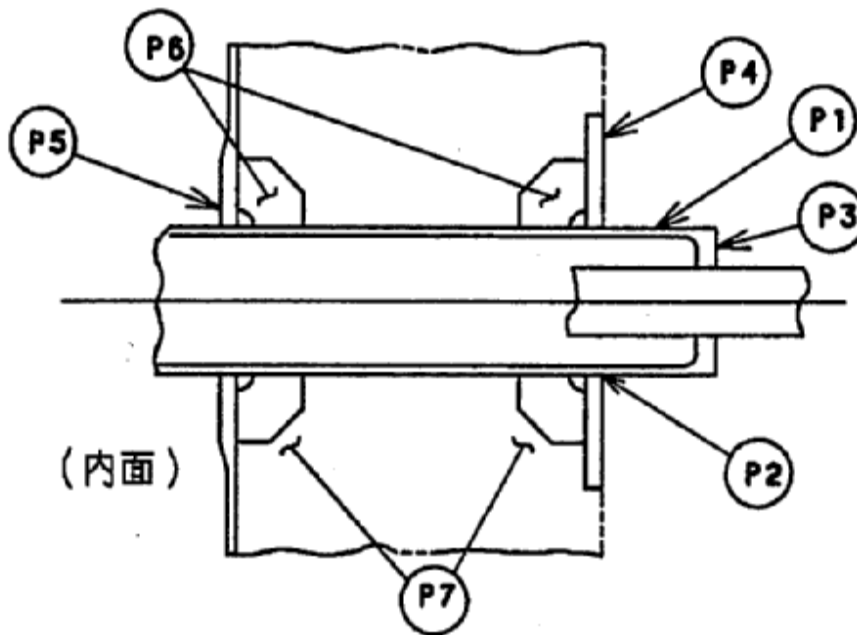


図 6-2-6 原子炉格納容器配管貫通部の応力評価点

(6) 応力評価

各応力評価点の応力評価表を以下に示す。尚、本表の応力強さ及び応力に記載の数値は、既工事認可申請書の各荷重に対する発生応力 (MK S 単位) を比例倍して適切に組合せた後に S I 単位化したものである。

表 6-2-12 スリーブの応力評価のまとめ (応力評価点 P 1)

(単位 : MPa)

一次応力			
$P_m$		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
	281		422

表 6-2-13 スリーブのフランジプレートとの結合部の応力評価のまとめ (応力評価点 P 2)

(単位 : MPa)

一次応力			
$P_m$		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		422

表 6-2-14 端板の応力評価のまとめ (応力評価点 P 3)

(単位 : MPa)

一次応力			
$P_m$		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		438

表 6-2-15 フランジプレート (外側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 4)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-16 フランジプレート (内側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 5)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156



表 6-2-17 ガセットプレートの応力評価のまとめ（応力評価点 P 6）

（単位：MPa）

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-18 コンクリート部の応力評価のまとめ（応力評価点 P 7）

（単位：MPa）

圧縮応力度			
内側フランジブ レート近傍	外側フランジブ レート近傍	ガセットプレー ト近傍	許容応力度
			27.5

(7) 結論

原子炉格納容器限界温度・圧力(200℃・2Pd)において原子炉格納容器配管貫通部に生じる応力は、すべて許容応力以下であり、健全性が確保されることを確認した。

6-2.3 評価結果

配管貫通部の板厚は、スリーブの計算上必要な厚さ以上である。また、配管貫通部に生じる応力は許容値を満足しており、200℃、2Pd の環境下での放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

### 6-3 配管貫通部（閉止フランジ）

#### 6-3.1 フランジ部の構造

配管貫通部フランジ部は、原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されたフランジと閉止フランジ（蓋）をボルトで固定しており、フランジと閉止フランジ間にはシリコンゴム製のガスケットを挟み込みシールしている。

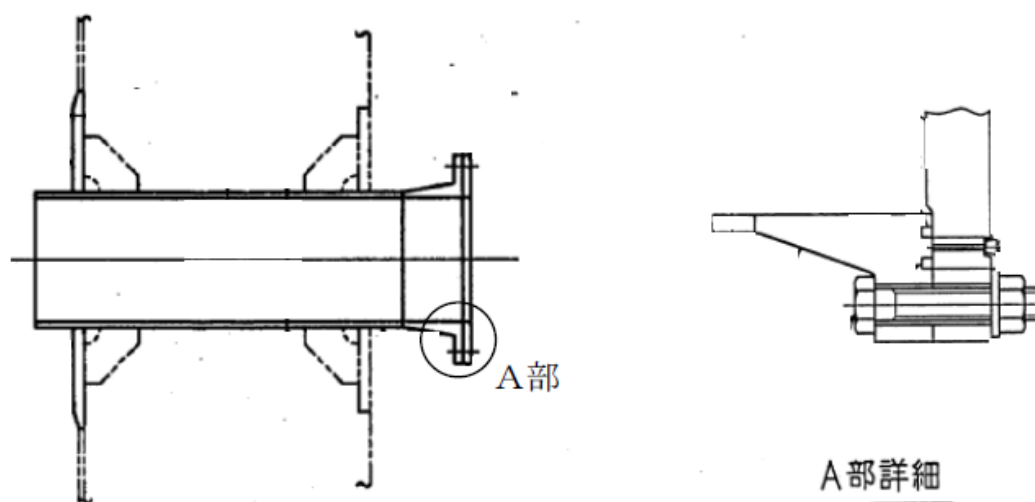


図 6-3-1 閉止フランジ

#### 6-3.2 評価部位

200°C、2Pd の環境下における、フランジ部の放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因は、高温で内圧を受ける過渡な塑性変形に伴う耐圧部材の破損、フランジ部の開口の進展による締付ボルトの破損が想定される。このため、フランジの延性破壊を評価する。なお、評価は原子炉格納容器貫通部フランジ部で最大口径の ISI 用ハッチ(X-3)を代表とする。

#### 6-3.3 評価

ISI 用ハッチ(X-3)は、トップヘッドフランジの構造と同様の形状であり、フランジ部の延性破壊、フランジの開口量、フランジ開口によるシール機能喪失及び締付ボルトの延性破壊評価は、ISI 用ハッチ(X-3)（口径  ）よりも大開口部であり内圧の受圧面積が大きく、変位量が大きくなるトップヘッドフランジの評価で包絡される。

#### 6-3.4 評価結果

配管貫通部フランジ部及び締付ボルトは 200°C、2Pd において耐圧部材の機能は維持されること、フランジ開口量は許容開口量以下であることから、配管貫通部フランジ及び閉止フランジは 200°C、2Pd において耐圧部材及びシール材の機能は維持され、放射性物質の閉じ込め機能を確保できる。

配管貫通部の評価について、「6-1 貫通配管」及び「6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）」の原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃・2Pd）における健全性評価結果を下表にまとめる。

表 6-2-19 配管貫通部の評価結果まとめ

No	評価項目	評価方法	評価	結果
①	貫通配管	応力評価	不活性ガス処理系の X-81 を代表とし、200℃・2Pd 時の原子炉格納容器変位を踏まえた貫通配管の応力評価を実施	○
②	スリーブ	基本板厚計算	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に基本板厚計算を実施し、200℃・2Pd 時の必要最小板厚を満足することを確認	○
③	端板			○
④	閉止板			○
⑤	閉止フランジ	延性破壊 フランジ開口量	ISI ハッチを代表とするが、トップヘッドフランジ評価に包絡されるために、トップヘッドフランジでの評価を参照する。	○
⑤	配管貫通部全般	応力評価	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に応力評価を実施し、200℃・2Pd で発生する各部の応力が許容応力以下であることを確認	○

## 7. 電気配線貫通部

### 7.1 評価方針

#### ①電気配線貫通部

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッダ設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過渡の圧縮力がスリーブ・アダプタ・ヘッダに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、スリーブ、アダプタ、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッダが 200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さが JSME の設計建設規格 (PVE-3230) に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認する。

#### ②シール材

電気配線貫通部のシール材については、既往の電共研において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃、約 2.6Pd (約 0.8MPa) とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性が確認されている。

また、NUPEC 重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証事業) (平成 2 年度～平成 14 年度) において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大 3.2Pd (1.0MPa)、約 260℃ までの耐漏えい性が確認されている。

これらの既往共研に加え、過去に実施したモジュール型電気配線貫通部の試験結果、並びに、200℃・2Pd 時における電気配線貫通部シール部の温度評価結果を用い、シール部の健全性を確認する。

③電気配線貫通部の基本仕様について

モジュール型電気配線貫通部には低電圧用と高電圧用の二種類があり、電気配線貫通部本体のヘッドに低電圧用または高電圧用のモジュールが設置されている。概略仕様を表 7-1、概略構造を図 7-1～7-4 に示す。

6号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴム及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。

7号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のOリング（EP ゴム）により気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴムにより気密性を維持する構造である。高電圧用モジュールはヘッドに溶接されている。

表 7-1 電気配線貫通部の仕様

種類	型式	構成	外径 (mm)	呼び 厚さ (mm)	材料	貫通部 番号
低電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-101～105, X-300
		アダプタ			STS410	
		ヘッド			SUS304	
		モジュール (ボディ, プラグ)			SUS304TP, SUS304	
高電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-100
		アダプタ			STS410	
		ヘッド			SUS304	
		モジュール (ハウジング)			SUS304TP	

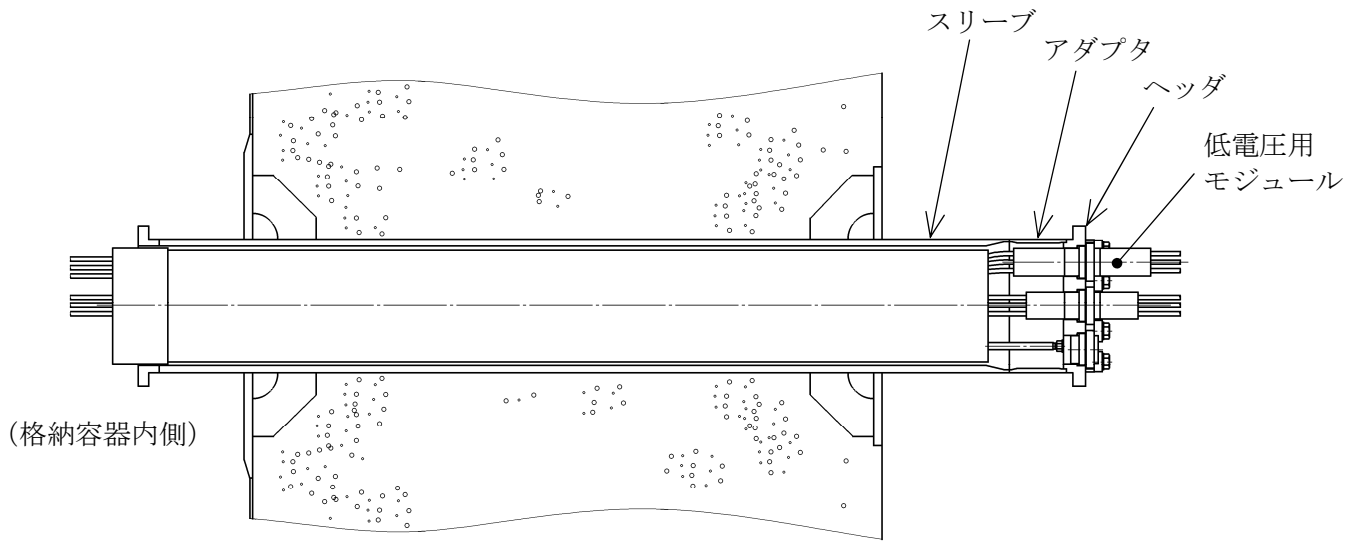


図 7-1 電気配線貫通部（低電圧用：6号炉）

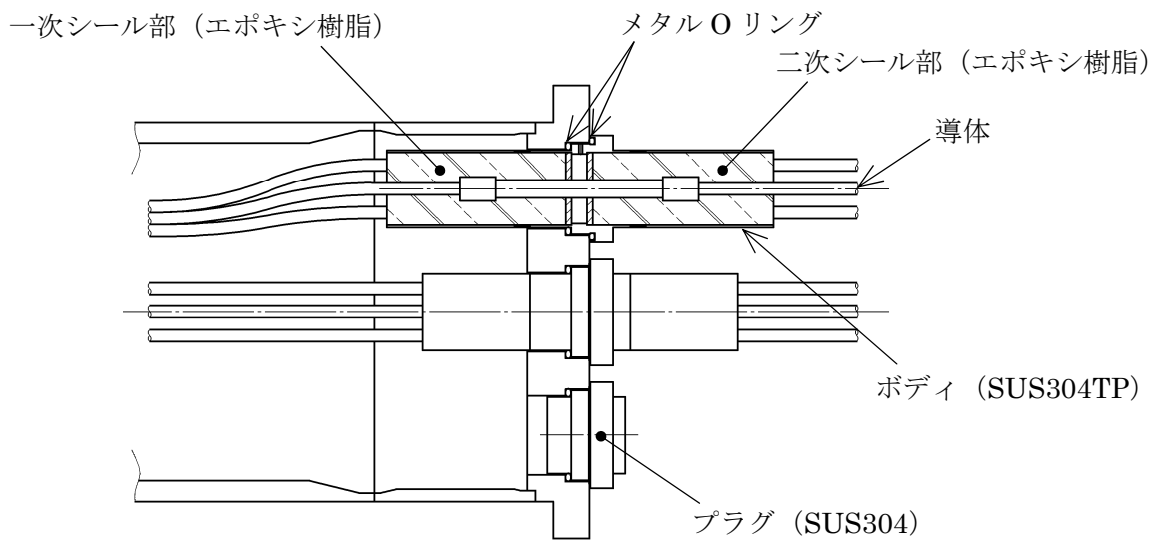


図 7-2 低電圧用モジュール詳細（6号炉）

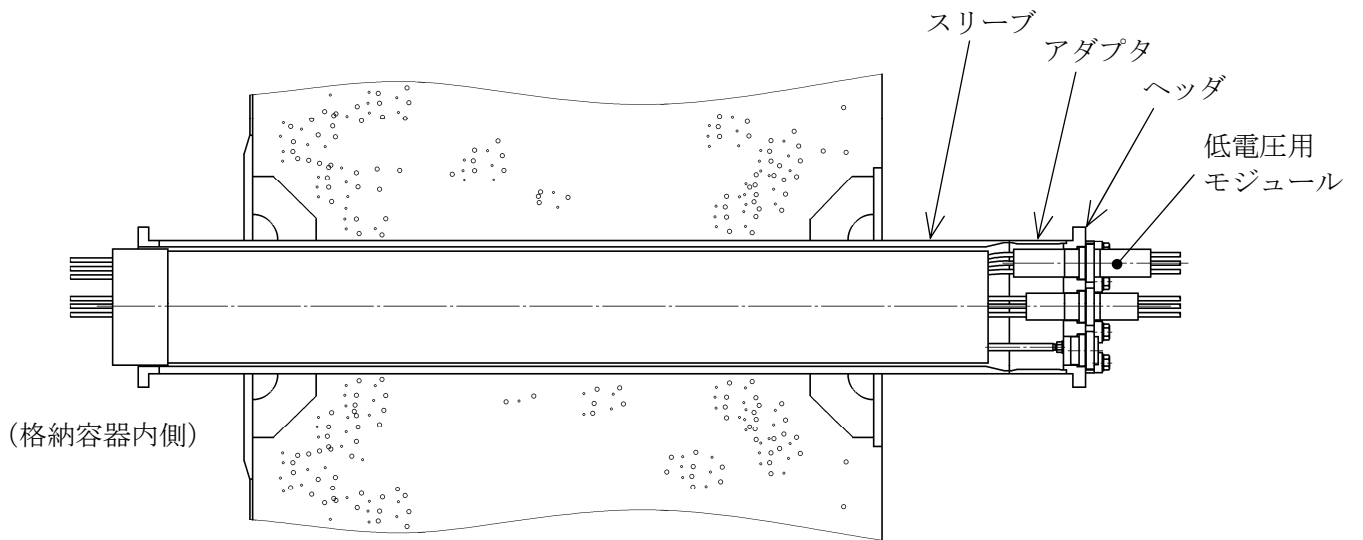


図 7-3 電気配線貫通部（低電圧用：7号炉）

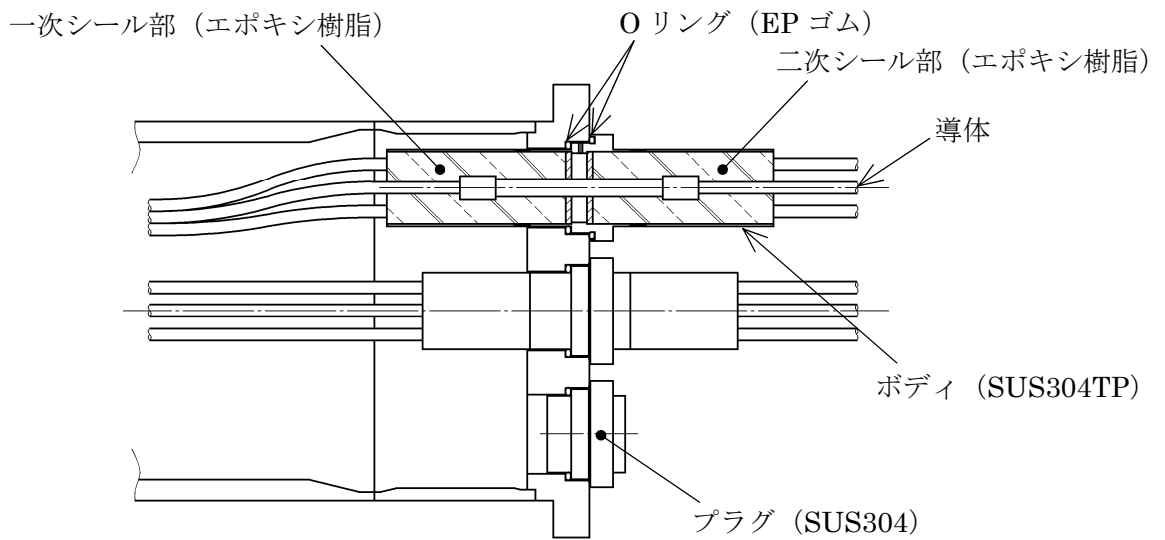


図 7-4 低電圧用モジュール詳細（7号炉）

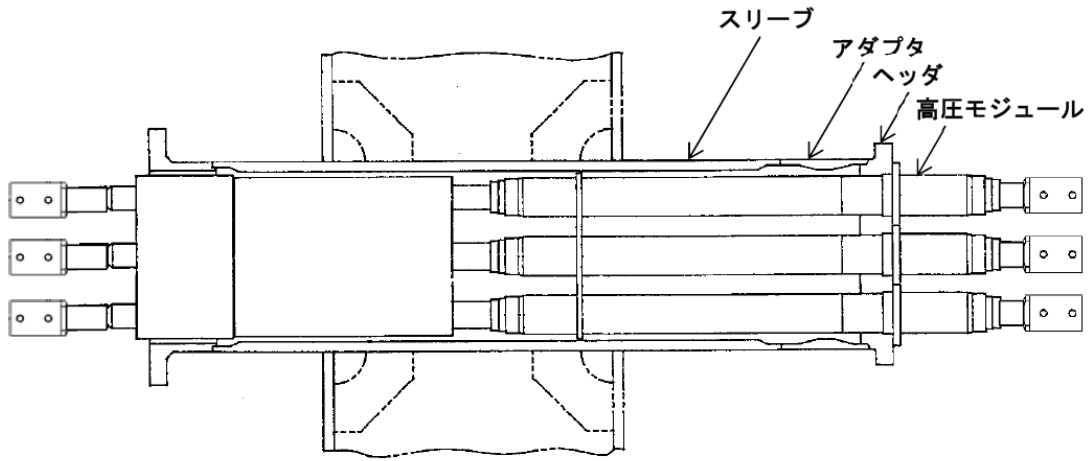


図 7-5 電気配線貫通部（高電圧用：6号炉）

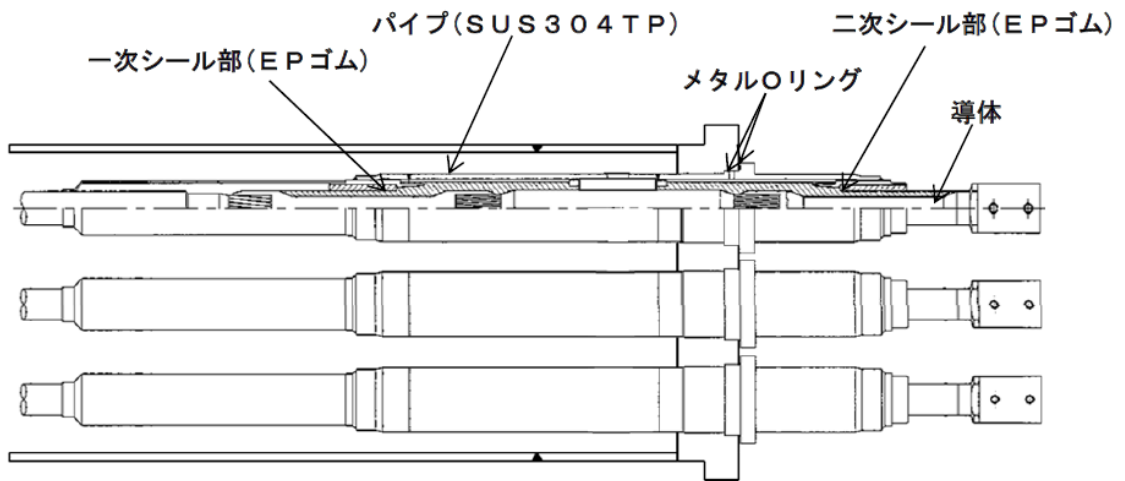


図 7-6 高電圧用モジュール詳細（6号炉）



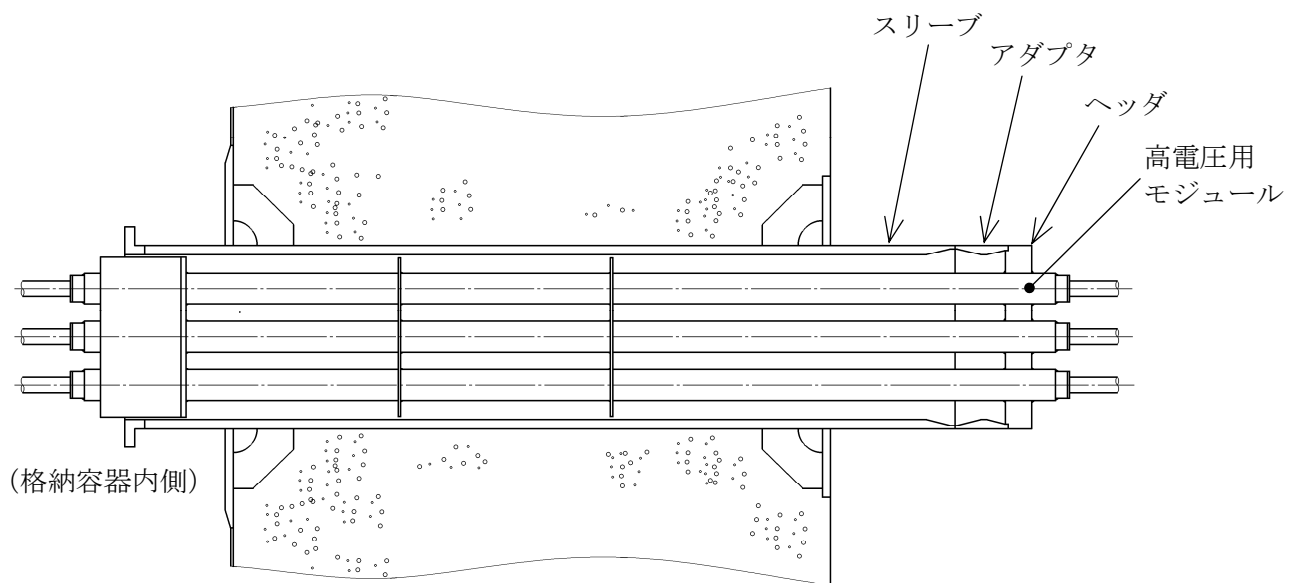


図 7-7 電気配線貫通部（高電圧用：7号炉）

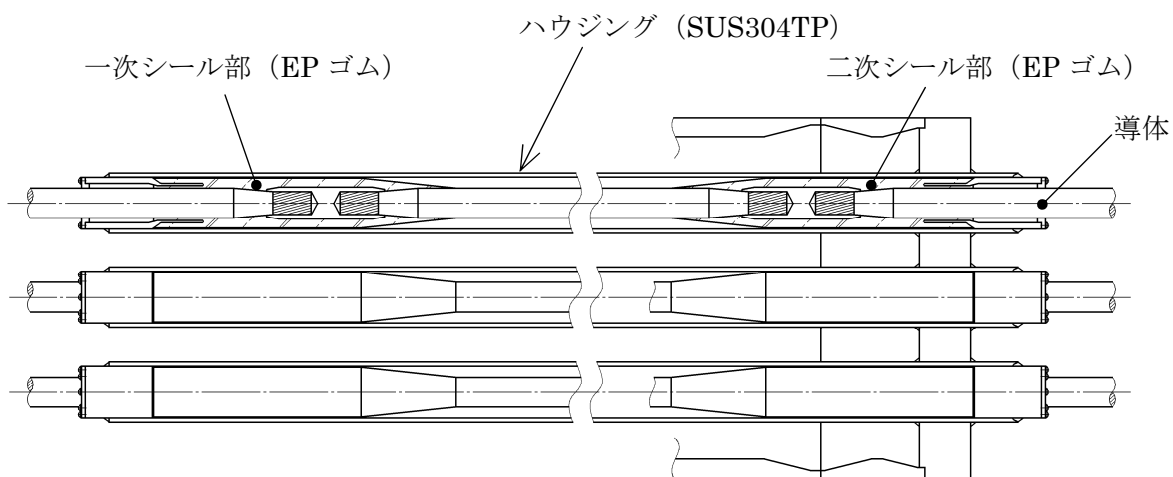


図 7-8 高電圧用モジュール詳細（7号炉）

## 7.2 評価

### 7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算

電気配線貫通部について、JSME の設計・建設規格 (PVE-3230) に基づく評価より、200℃、2Pd に対するスリーブ・アダプタ・ヘッダの健全性を評価する。評価する電気配線貫通部は表 7-1 の通りとし、代表プラントとして 7 号炉を選定して板厚計算を実施する。

#### 7.2.1.1 電気配線貫通部 (貫通部番号 : X-100)

##### (1) スリーブ

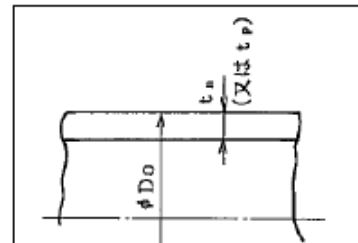
##### ①内圧に対する必要厚さの検討 (設計・建設規格 PVE-3611)

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : スリーブの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-2 に示す。表 7-2 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  ( ) を上回る。

表 7-2 必要厚さの評価結果 (電気配線貫通部のスリーブ)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	$D_o$	
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	
計算上必要な厚さ	$t$	

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : アダプタの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「 $2/3S_u$ 」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-3 に示す。表 7-3 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  (  ) を上回る。

表 7-3 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	$D_o$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッド

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $d$  : 平板の径又は最小内のり (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $K$  : 平板の取付方法による係数  
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-4 に示す。表 7-4 に示すように、ヘッドの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$ () を上回る。

表 7-4 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッド）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	$d$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	268MPa
平板の取付方法による係数	$K$	0.33
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	

7.2.1.2 電気配線貫通部（貫通部番号：X-101, X-102, X-103, X-104, X-105）

(1) スリーブ

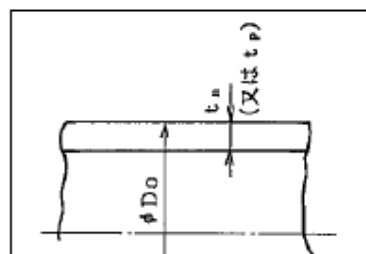
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : スリーブの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-5 に示す。表 7-5 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  (  ) を上回る。

表 7-5 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	$D_o$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : アダプタの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-6 に示す。表 7-6 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  (  ) を上回る。

表 7-6 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	$D_o$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッダ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

$P$  : 最高使用圧力 (MPa)

$d$  : 平板の径又は最小内のり (mm)

$S$  : 許容引張応力 (MPa)

(= 「 $2/3Su$ 」 値を適用)

$K$  : 平板の取付方法による係数

(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))

$t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)

$t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-7 に示す。表 7-7 に示すように、ヘッダの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$ () を上回る。

表 7-7 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッダ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	$d$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	268MPa
平板の取付方法による係数	$K$	0.33
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

7.2.1.3 電気配線貫通部（貫通部番号：X-300）

(1) スリーブ

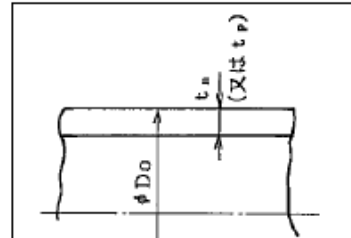
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : スリーブの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-8 に示す。表 7-8 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  ( ) を上回る。

表 7-8 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa(2Pd)
スリーブの外径	$D_o$	( )
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	( )
計算上必要な厚さ	$t$	( )

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。



(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- $P$  : 最高使用圧力 (MPa)
- $D_o$  : アダプタの外径 (mm)
- $S$  : 許容引張応力 (MPa)  
(= 「2/3Su」 値を適用)
- $\eta$  : 継手効率
- $t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)
- $t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-9 に示す。表 7-9 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  (  ) を上回る。

表 7-9 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	$D_o$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	269MPa
継手効率	$\eta$	1.00
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ( $t=3.8\text{mm}$ ) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッダ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

$P$  : 最高使用圧力 (MPa)

$d$  : 平板の径又は最小内のり (mm)

$S$  : 許容引張応力 (MPa)

(= 「 $2/3Su$ 」 値を適用)

$K$  : 平板の取付方法による係数

(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))

$t_{so}$  : 呼び厚さ (mm)

$t$  : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-10 に示す。表 7-10 に示すように、ヘッダの呼び厚さは計算上の必要厚さ  $t$  (  ) を上回る。

表 7-10 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	$P$	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	$d$	<input type="text"/>
許容引張応力	$S$	268MPa
平板の取付方法による係数	$K$	0.33
呼び厚さ	$t_{so}$	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	$t$	<input type="text"/>

## 7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価

柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉に設置されているモジュール型電気配線貫通部は、モジュール部のシール材により気密性を維持しており、過去の検証試験にて気密性が確保されていることを確認している。6 号炉及び 7 号炉について、図 7-1～8 に示す通り電気配線貫通部の構造に違いがあるが、低電圧用については Oリング部に EP ゴムが使われている 7 号炉を代表とし、高電圧用については一次シール部が原子炉格納容器内部に近い 7 号炉を代表として評価を行うこととする。すなわち、電気配線貫通部のシール材評価については 7 号炉の型式を代表として評価を行う。

### ①電共研による研究結果

昭和 62 年度に行われた電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」では、電気配線貫通部を対象として、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃とした場合における電気配線貫通部モジュールの気密性能について試験を実施している。本研究における試験結果を表 7-11 に示す。

試験結果から、原子炉格納容器が 200℃を模擬した試験においては一次シール部及び二次シール部温度はシール材の一般特性としての熱分解開始温度（400℃程度）よりも十分に下回っており、一次シール部及び二次シール部それぞれについて漏えいは無く、また、圧力についても約 2.6Pd（約 0.8MPa）時に漏えいが無いことが確認できている。

表 7-11 電力共同研究の試験結果

種類	原子炉格納容器 内側端子箱部分の環境条件			一次シール部 温度(℃)	二次シール部 温度(℃)	漏えい有無
	温度 (℃)	圧力 (MPa)	時間 (h)			
低電圧モジュール	200 (230)	(0.60～ 0.81)	62.0	137	68	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し
高電圧モジュール	200 (220)	(0.61～ 0.79)	62.0	195	44	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し

注：( )は、記録グラフからの読み取り値

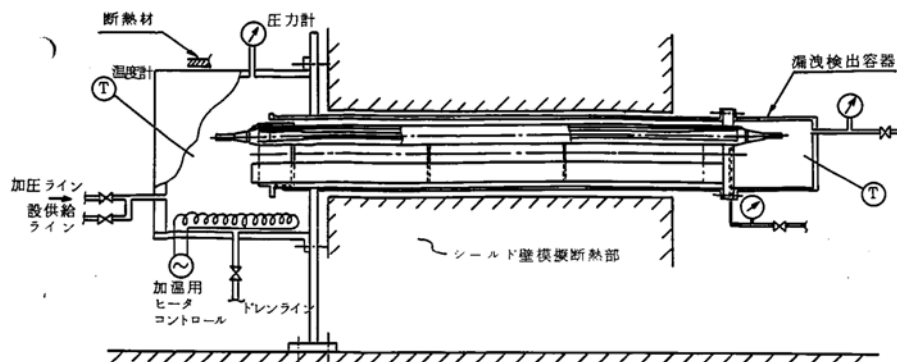
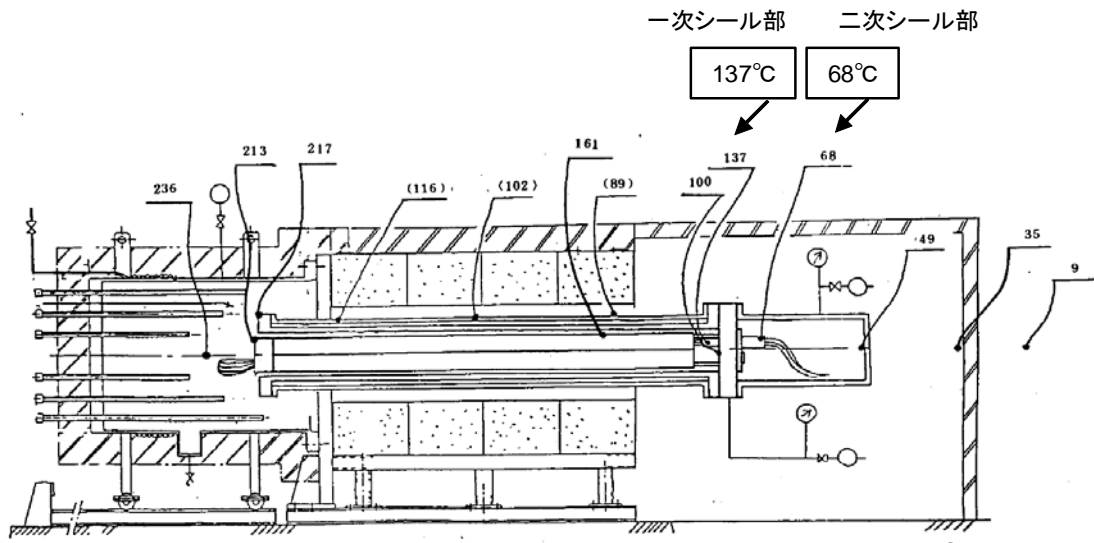


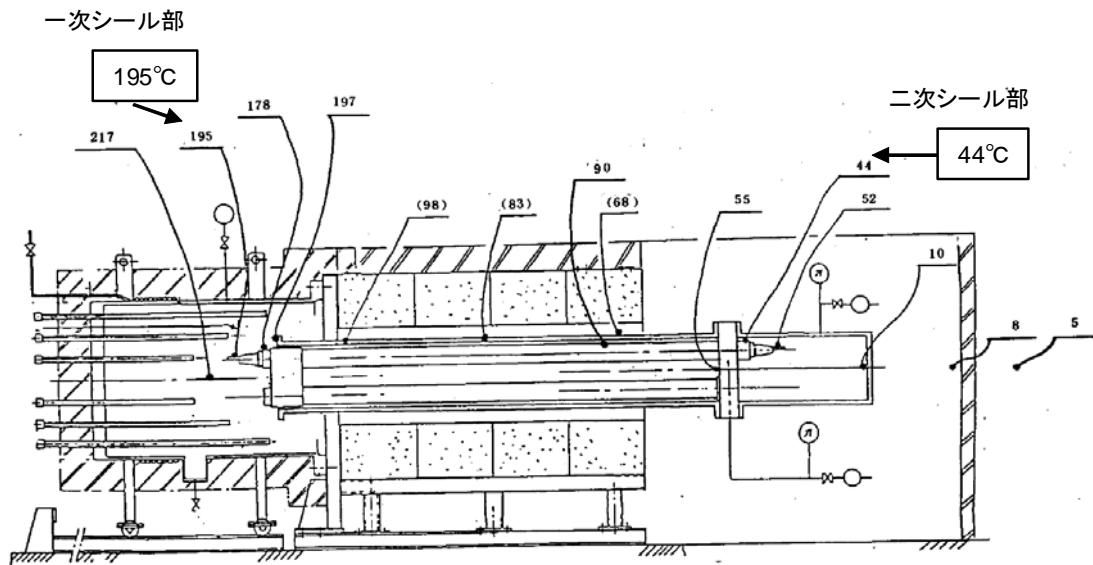
図 7-9 試験装置概要「電共研 格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」

(7 号炉高電圧モジュール試験体の例)



( )内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-10 低圧用モジュール試験体 温度分布図



( )内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-11 高圧用モジュール試験体 温度分布図

## ②過去の環境試験における評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、冷却材喪失事故模擬試験が実施されており健全性が確認されている。電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）の二次シール部の温度、環境試験温度を図 7-12 に示している。

図 7-10～11 に示すとおり、原子炉格納容器内を 200℃と模擬した試験において、二次シール部は低電圧用で 68℃、高電圧用で 44℃となっている。図 7-12 は、図 7-10～7-11 で示す二次シール部の温度と同等以上であり、試験により 13 日間の健全性が確認された結果からも、格納容器が 200℃の状況において格納容器閉じ込め機能が確保できると考えている。

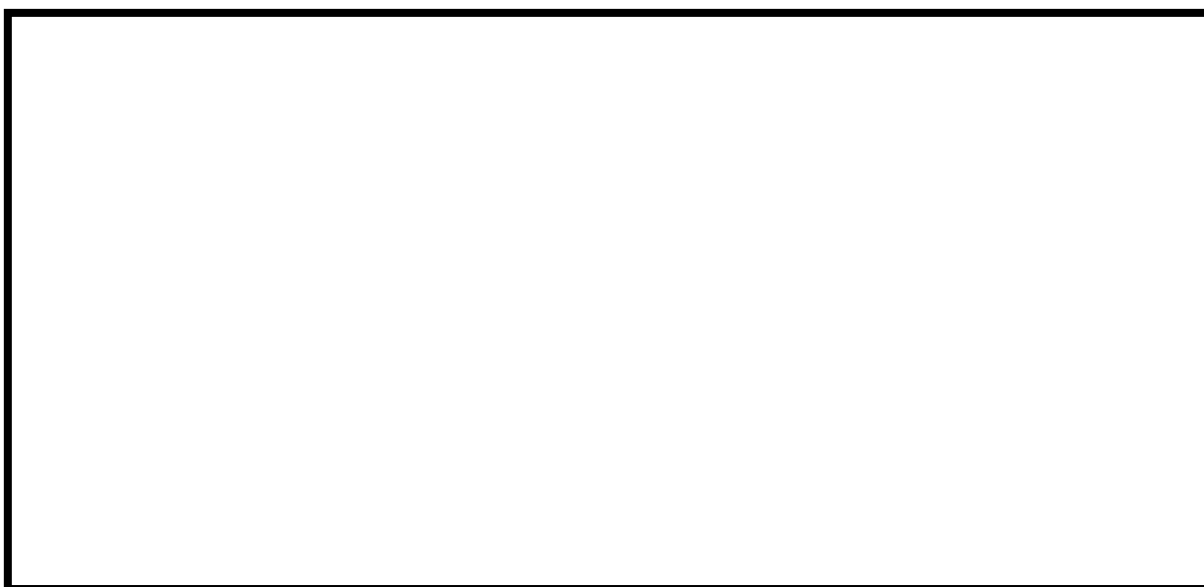


図 7-12 モジュール型電気配線貫通部の既往環境試験と簡易温度評価結果

また、重大事故環境下における耐放射線性についても健全性を確認するために、電気配線貫通部突き出しの一番短い（線量影響の大きい）X-101B 電気配線貫通部を選定して、電気配線貫通部シール部における事象発生から 7 日間積算の線量解析を実施した。その結果、7 日間の原子炉格納容器内積算線量が 1000kGy 程度と仮定した場合でも、電気配線貫通部シール部はコンクリート等による遮蔽効果により積算線量は約 1.8kGy となる。

過去に実施した健全性が確認されている電気配線貫通部の積算照射量は 800kGy であることから、重大事故環境下における電気配線貫通部シール部のシール健全性が確保されていることが確認できている。

③NUPEC による評価結果

平成 2 年度から平成 14 年度に行われた NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）では、電気配線貫通部のモジュールを対象として、200℃、2.6Pd（0.8MPa）における電気配線貫通部モジュールの気密性の確認と、漏えいが発生する温度・圧力条件の確認試験を行っている。本評価における結果を表 7-12 に示す。

表 7-12 NUPEC 研究の試験結果

種類	AM 環境下の健全性確認試験				漏えい発生条件確認試験	
	温度 (°C)	圧力 (MPa)	時間 (h)	漏洩有無	破損温度 (°C)	圧力 (MPa)
低電圧モジュール	200	0.8	20	無し	266~303	0.8~1.0
高電圧モジュール	200	0.8	20	無し	400*	0.8

\* : 400℃まで漏えい無し。400℃まで昇温後、室温降下時に微小漏えい

試験結果から、200℃、2.6Pd における漏えいは無く、約 260℃、最大 3.2Pd (1.0MPa) までの耐漏えい性が確認された。

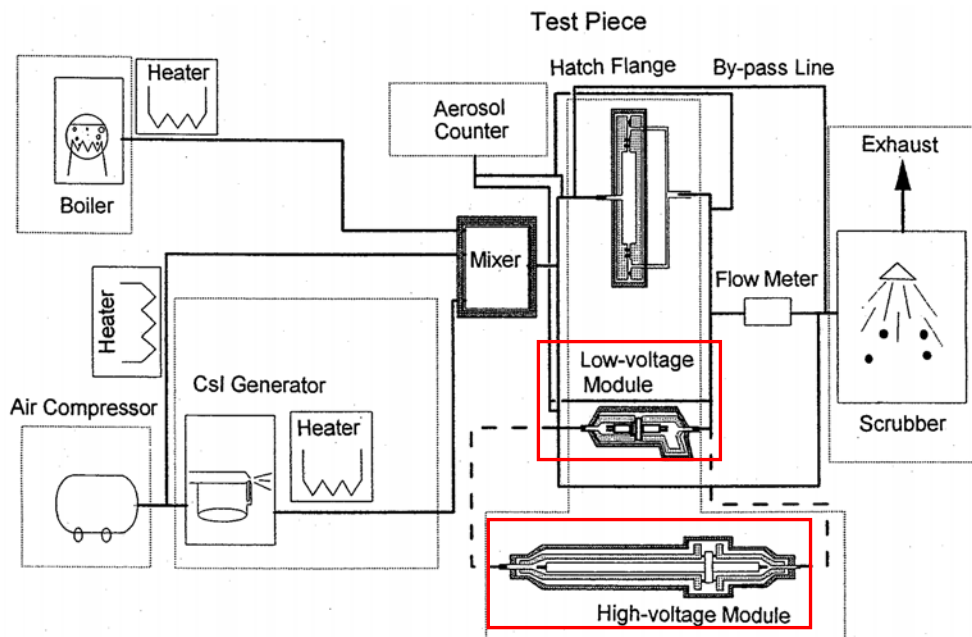


図 7-13 試験装置概要

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書  
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

①～③より、原子炉格納容器の重大事故環境下において、限界温度・圧力 200℃、2Pd における電気配線貫通部の健全性は確保可能である。

## 8. 原子炉格納容器隔離弁

### 8.1 はじめに

原子炉格納容器の貫通配管には原子炉格納容器隔離弁が設置されており、このうち不活性ガス系バタフライ弁、移動式炉心内計装(TIP)ボール弁及びパージ弁について、200℃、2Pdの環境下でゴム系シール材の損傷(劣化)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pdの環境下では、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうち不活性ガス系バタフライ弁、TIPボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な変形(一次応力)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。

これら以外の隔離弁については、以下の理由により200℃、2Pdの環境下で健全性を有している。

- 弁の呼び圧力は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており(min 1.03MPa)、耐圧上問題となることはない。
- 弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製パッキン、ガスケット等の耐熱性に優れたものを使用しており、耐熱性上問題となることはない。
- 弁シート部は金属製である。

## 8.2 不活性ガス系バタフライ弁

### 8.2.1 評価方針

#### (1) 耐圧機能

- ・ 弁箱の耐圧機能の評価を行う。

#### (2) 隔離機能

- ・ 隔離機能（気密性保持）は、弁座にある EPDM ゴムの耐環境性が支配的であるため、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

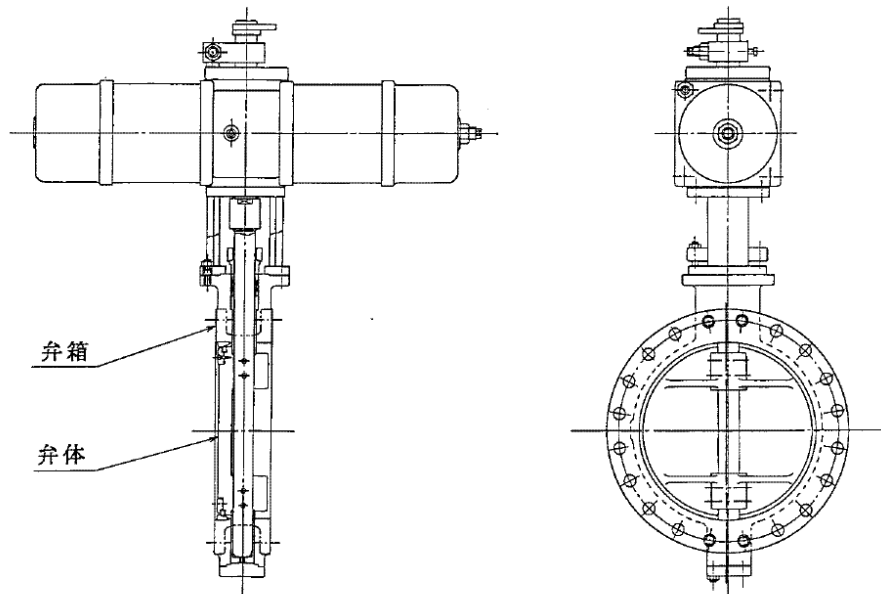


図 8-1 不活性ガス系バタフライ弁

### 8.2.2 評価結果

#### (1) 耐圧機能

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-2 で示すとおり設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、EP ゴム部を除く耐圧部は強度上問題ない。



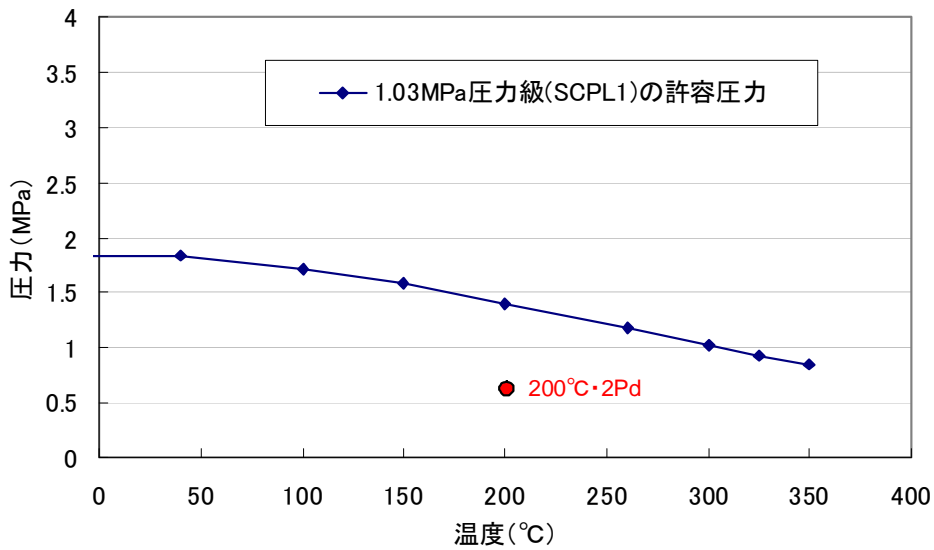


図 8-2 不活性ガス系バタフライ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果  
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

## (2) 隔離機能

以下の理由より、200°C、2Pd の環境条件下において、放射性物質の閉じ込め機能を有すると考える。

- ・不活性ガス系バタフライ弁の弁座シール材（EP ゴム）が 200°C・2Pd 環境に晒されたときの影響を確認するために、小型弁試験装置により、2Pd・200°C の蒸気暴露、0.3MGy の放射線照射の環境を 168 時間経験したときのシール機能を確認した。その結果、判定値を満足することが確認できており、閉じこめ機能は確保可能である。
- ・当該隔離弁は、原子炉格納容器外側に隔離弁が 2 弁設けられている。いずれの弁についても放熱等により 200°C 環境よりも緩和された環境下にある。

### 8.2.3 更なるシール機能の強化

当該弁のシール部について、現行シール材（EP ゴム）よりも重大事故環境下でより優れた耐性をもつシール材（改良 EPDM）の適用を検証しているところである。

### 8.3 TIP ボール弁及びパージ弁

#### 8.3.1 評価方針

##### (1) 耐圧機能

- ・ 弁箱の耐圧機能の評価を行う。

##### (2) 隔離機能

- ・ 隔離機能（気密性保持）は、弁に用いられているシール材の耐環境性が支配的であるため、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

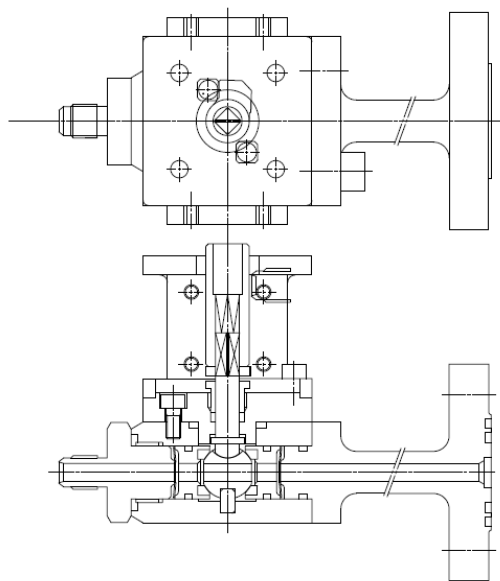


図 8-3 TIP ボール弁

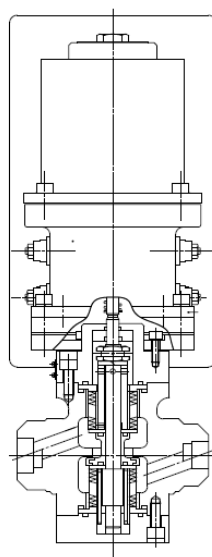


図 8-4 TIP パージ弁

### 8.3.2 評価結果

#### (1) 耐圧機能

TIP ボール弁及びパージ弁の圧力クラスは 1.03MPa であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-5 で示す通り、設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、シール材を除く耐圧部は強度上問題ない。

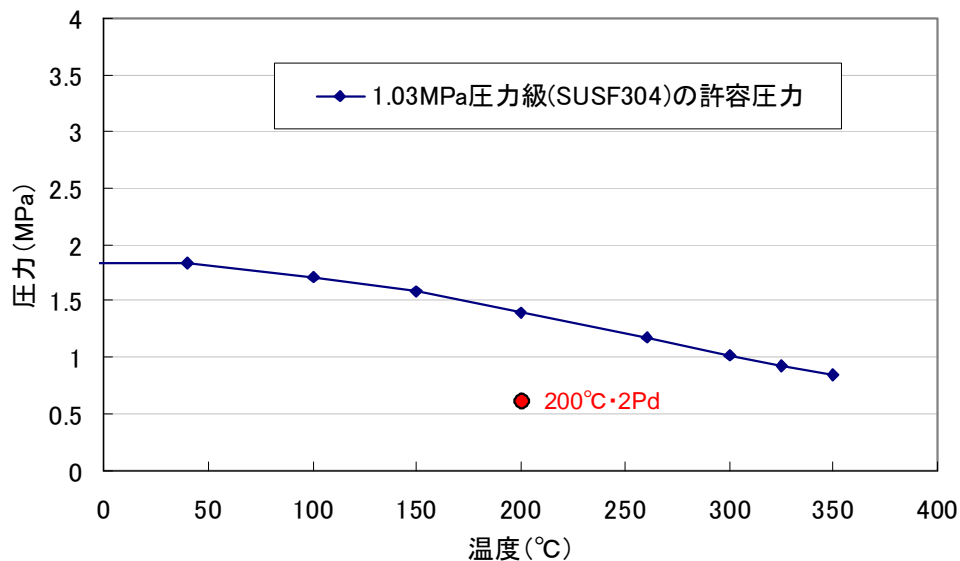


図 8-5 TIP ボール弁・パージ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果  
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

#### (2) 隔離機能

TIP 系統を図 8-6 に示しているが、TIP ボール弁は通常運転時に全閉状態であり、隔離機能を維持している。TIP ボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力領域モニタの校正のため TIP 検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入った場合には、TIP 検出器が自動引抜され、TIP ボール弁が自動閉止する。また、TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、且つ TIP ボール弁が正常に閉止しない場合、TIP 爆発弁にて閉止を行う運用としている。

TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、事故時放射線量による閉じ込め機能喪失可能性がある場合については

耐環境性に優れた弁への取替を行い閉じ込め機能を確保する。なお、TIP パージ弁については改良 EPDM を採用するため、トップヘッドフランジ等で記述した通り、事故環境下におけるシール機能は問題ない。

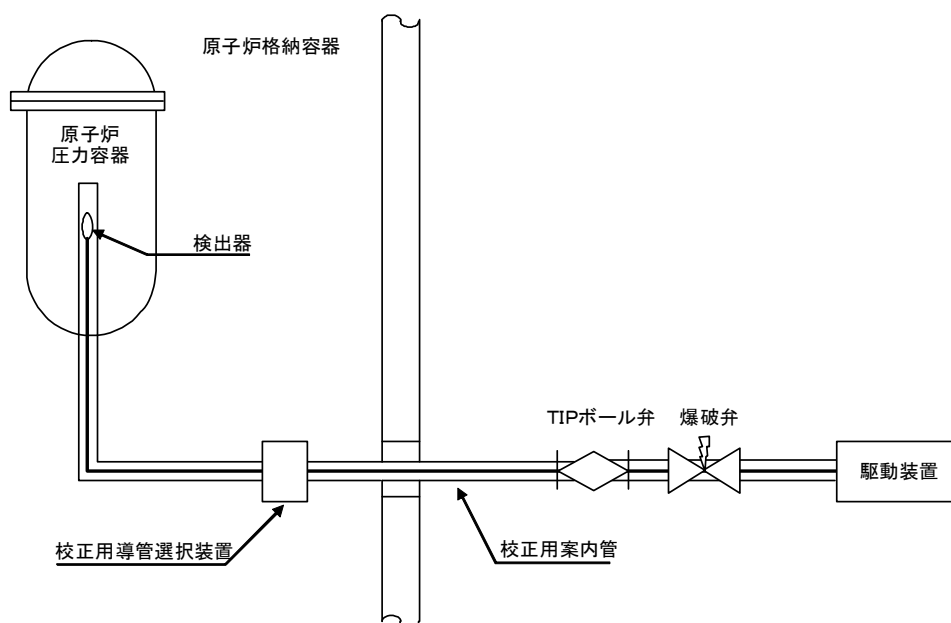


図 8-6 TIP 系統図

原子炉格納容器隔離弁の抽出について

原子炉格納容器隔離弁について、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）の健全性を確認するため、図 8-7 に従ったフローで弁を抽出した。弁設計圧力が 2Pd 以下のものは無かったため、200℃で最も影響を受けると考えられるシート部及びシール部に着目して、ゴム材が使われている弁を抽出し、「不活性ガス系バタフライ弁」と「TIP ボール弁及びパージ弁」が抽出された。

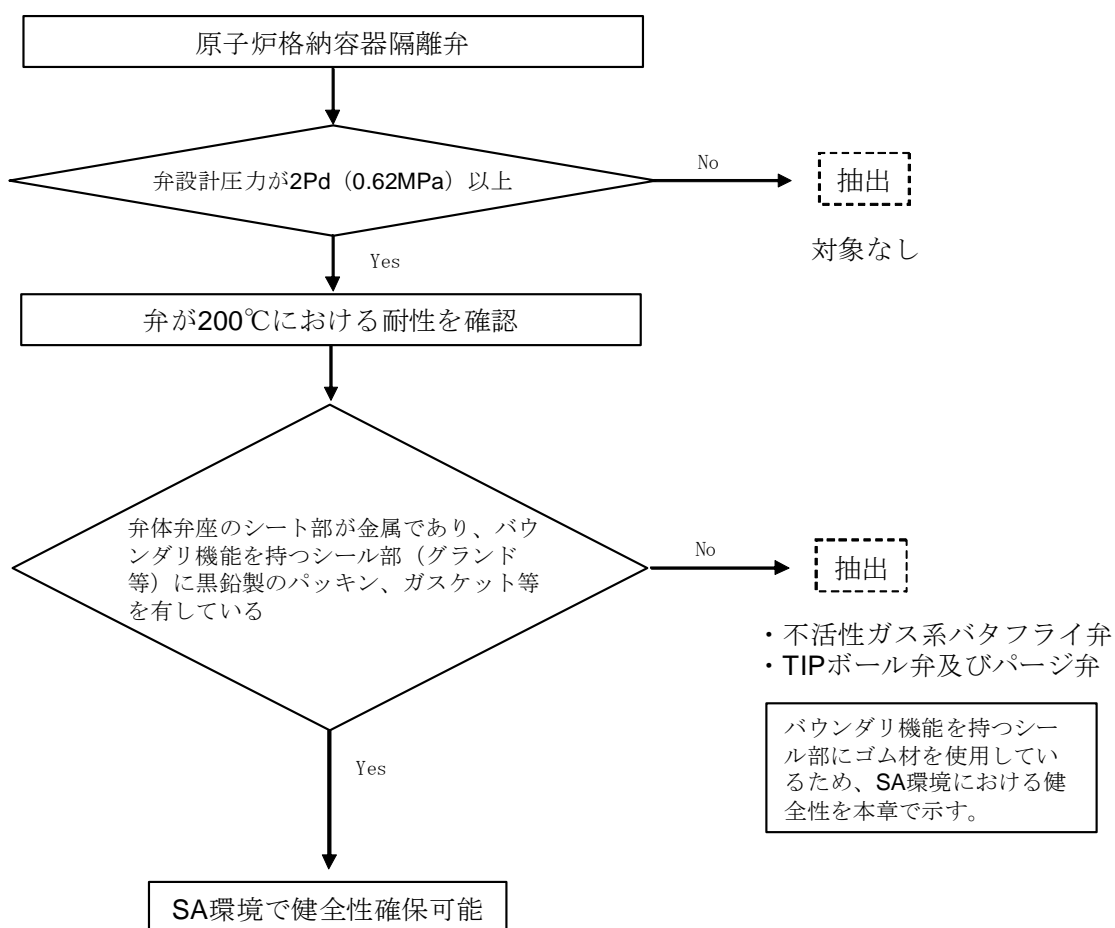


図 8-7 原子炉格納容器隔離弁の評価対象弁の抽出フロー

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
X-63	RCW(B)給水					
X-64	RCW(B)戻り					
X-65	HNCW(給水)					

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-101H	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102F	制御				
	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				



## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
X-170	炉水サンプリング					
X-171	ガスサンプリング					
X-177	PCV漏えい試験					

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
X-253	予備					
X-254	予備					
X-255	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気(S/C) ※	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブレクション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	CRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル 0° 側

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセスストンネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパージ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(A/T:180※)	X-700A	RIPパージ水				
	X-700B	RIPパージ水				
	X-700C	RIPパージ水				
	X-700D	RIPパージ水				
	X-700E	RIPパージ水				
	X-700F	RIPパージ水				
	X-700G	RIPパージ水				
	X-700H	RIPパージ水				
	X-700J	RIPパージ水				
	X-700K	RIPパージ水				
	X-710	CRD				
	X-740	下部D/W注水				

※アクセスストンネル180°側

## 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
	X-63	RCW(B)給水				
	X-64	RCW(B)戻り				
	X-65	HNCW(給水)				

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				
	X-102F	制御				

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					
X-113	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				



## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
X-170	炉水サンプリング					
X-171	ガスサンプリング					
X-177	PCV漏えい試験					

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
	X-253	予備				
X-254	予備					
X-255	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気 (S/C※)	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブレーション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	GRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル0°側

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセスンネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパージ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(アクセスンネル180°側)	X-700A	RIPパージ水				
	X-700B	RIPパージ水				
	X-700C	RIPパージ水				
	X-700D	RIPパージ水				
	X-700E	RIPパージ水				
	X-700F	RIPパージ水				
	X-700G	RIPパージ水				
	X-700H	RIPパージ水				
	X-700J	RIPパージ水				
	X-700K	RIPパージ水				
	X-710	GRD				
	X-740	下部D/W注水				

## 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

## 一次＋二次応力の評価について

## 1. 一次＋二次応力評価

添付資料 3～6 に示す格納容器の健全性評価において、トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次応力評価を記載している。これは、重大事故時の応力評価について、JSME 設計・建設規格の運転状態Ⅳにおける荷重の組合せに準じて一次応力評価を実施したものである。一方、格納容器の温度上昇に伴う構造健全性への影響についても確認する必要があるため、一次＋二次応力の評価についても実施している。本資料では、その評価結果を示す。

## 2. 評価結果

トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次＋二次応力評価を評価基準値  $2S_y$  として実施した。その結果、 $2S_y$  を超過し、塑性域に達すると見込まれる部位が確認された。これらの評価結果について、材料別で一次＋二次応力が最大となる箇所、及びそのときの弾塑性ひずみを表 1, 2 に示す。弾塑性ひずみが最大となる材料は SUS304LTP であり、弾塑性ひずみ値は約 12% となるが、JIS G 3459 配管用ステンレス鋼管で示す機械的性質によると、SUS304LTP の伸びは 22% 以上であるため、今回の評価結果から破断に至るものではない。よって、200℃、2Pd 環境下における原子炉格納容器の閉じ込め機能は確保可能と考えている。

表 1 残留ひずみ評価のまとめ (6号炉)

材質	$\sigma_n$ [MPa]	$2S_y$ [MPa]	E [MPa]	$\epsilon_p$ [-]	$\epsilon_{ep}$ [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SGV480						下部 D/W アクセステンレススリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P5)
STS480						配管貫通部 X-200B, C (P2)
SUS304L						配管貫通部 X-204～206, 222 (5)
SPV490						下部 D/W アクセステンレススリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P9)
SUSF316						配管貫通部 X-215 (P3)
SUS304LTP						配管貫通部 X-210B, C (P2)

$\sigma_n$  : 一次＋二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

$\epsilon_p$  : 塑性ひずみ

$\epsilon_{ep}$  : 弾塑性ひずみ

表2 残留ひずみ評価のまとめ (7号炉)

材質	$\sigma_n$ [MPa]	2Sy [MPa]	E [MPa]	$\epsilon_p$ [-]	$\epsilon_{ep}$ [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SFVC2B※						配管貫通部 X-310 (P3)
SGV480						配管貫通部 X-310 (P2)
STS480						配管貫通部 X-200B, C (P2)
SUS304						配管貫通部 X-70, 71A/B, 72 (P3)
SUS304L						配管貫通部 X-204 (P5)
SUS304LTP						配管貫通部 X-204 (P2)

$\sigma_n$  : 一次+二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

$\epsilon_p$  : 塑性ひずみ

$\epsilon_{ep}$  : 弾塑性ひずみ

※ : 302°C (その他は 200°C)