

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

(第 1 部 S A F E R)

平成 27 年 10 月

東北電力株式会社

東京電力株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次

— S A F E R —

1. はじめに	1-1
2. 重要現象の特定	1-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	1-2
2.2 ランクの定義	1-7
2.3 物理現象に対するランク付け	1-8
3. 解析モデルについて	1-16
3.1 コード概要	1-16
3.2 重要現象に対する解析モデル	1-17
3.3 解析モデル	1-18
3.4 入出力	1-56
4. 妥当性確認	1-58
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	1-58
4.2 T B L 実験解析	1-62
4.3 R O S A - III 実験解析	1-72
4.4 F I S T - A B W R 実験解析	1-82
4.5 実機解析への適用性	1-91
5. 有効性評価への適用性	1-97
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	1-97
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	1-99
6. 参考文献	1-103
添付 1 解析コードにおける解析条件	1-106
添付 2 相関式，モデルの適用性	1-110
添付 3 前処理コード	1-137

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、SAFER Ver.3（以下、「SAFERコード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループについて、具体的な事故シーケンス及びその事象の推移と評価指標について記述する。S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループは、出力運転中の原子炉を対象とした以下の6グループである。

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

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化または事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+R C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でR C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。

炉心損傷防止対策のうち、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は回復する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低

圧代替注水系による注水を開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるので、燃料被覆管温度が評価指標である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ、原子炉減圧機能が機能喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋R C I C及びE C C S（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でR C I C及びE C C S（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、代替自動減圧ロジックにより、S R Vが開き原子炉を減圧し、原子炉の減圧後にE C C S（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるので、燃料被覆管温度が評価指標である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により、外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、安全機能を有する系統及び機器の全交流動力電源が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機の機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉または原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低でR C I Cが自動起動して水位は維持される。しかし、

非常用ディーゼル発電機の起動失敗により全交流動力電源喪失となり、また、直流電源が枯渇し、R C I Cが機能喪失した場合には原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、交流電源設備による給電ができない一定期間直流電源を確保し、R C I Cによって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替電源設備、低圧代替注水系の準備が完了したところで、原子炉の減圧及び低圧注水系または低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は、S R Vにより手動操作にて実施する。減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系等による注水開始により原子炉水位が回復するため、事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

① 取水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、取水機能喪失により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉または原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低でR C I Cが自動起動して水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

② R H R機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、残留熱除去系の故障により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋R H R機能喪失」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子

炉水位低でR C I Cが自動起動して水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(5) L O C A時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（大破断L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断L O C A）の発生後、高圧注水機能、低圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「中小破断L O C A + E C C S（高圧注水系、低圧注水系）起動失敗」を想定する。中小破断L O C A発生後、原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、高圧注水系、低圧注水系及び自動減圧系の起動失敗により、原子炉水位が低下し、やがて炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。

炉心損傷防止対策のうち、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は回復する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系による注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

なお、大破断L O C A時は炉心の著しい損傷までの事象進展が早く、国内外の先進的な対策と同等のものを考慮しても、炉心損傷防止対策を有効に実施することはできないため、格納容器破損防止対策を講じて、その有効性を確認している。

(6) 格納容器バイパス（インターフェイスシステムL O C A）

この事故シーケンスグループは、原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で、高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち、隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破損する事象を想定する。

具体的な事故シナリオとして、「高圧炉心注水系の吸込配管（A B W R）」、「低圧注水系の注水配管（B W R）」等の破損を想定する。機器破損等の発生後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、破損口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、R C I C及びE C C S（高圧系）により炉心を冷却することによって炉心の著しい損傷の防止を図り、また、インターフェイスシステムL O C Aの発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図る。これにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し、有効性評価上要求される判断基準は、以下の5点である。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の1.2倍以下）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、判断基準に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b.を除く、a. c. d. e.を評価指標として取り上げる。このうち、c. はS R Vの作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ、S R Vの設定圧力以下に抑えられるため評価指標から除外する。また、d. と e. はS A F E Rコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち S A F E R コードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1 の定義に従って「H」, 「M」, 「L」, 及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、または重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち 2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、2.2 節のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類する事で物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

ランク付けにあたっては、燃料被覆管温度は炉心冷却、炉心水位、燃料被覆管のヒートアップから影響を受けるため、これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。また、運転操作等により原子炉を強制的に減圧し、温度・圧力を低下させるシーケンスでは、原子炉の減圧により代替注水設備を含む注水系からの冷却水の注水による炉心冷却を期待するため、原子炉の減圧に寄与する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また、減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギーのうち、減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事象発生後スクラムするまでの時間が短く、通常運転時からの出力分布変化には影響が小さい。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、制御棒反応度

及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、核熱水力不安定事象は発生しない。したがって、核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布、燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレット－燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には、二相壁面熱伝達により冷却される。また、炉心が露出した場合には、蒸気単相流、燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり、燃料棒表面熱伝達に影響する。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、給水流量の全喪失あるいは小破断 L O C A を起因事象としており、炉心流量の減少は緩やかに変化し、事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため、燃料集合体で核沸騰からの離脱 (D N B) が発生する可能性は低い。一方、事故後長期にお

いて炉心が露出する場合には、燃料被覆管温度が上昇するが、原子炉注水により炉心が再冠水することによって、最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、燃料被覆管が高温になるとジルコニウム-水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし、代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され、燃料被覆管温度はジルコニウム-水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、燃料ペレットが膨張することなく P C M I は発生しない。燃料被覆管が高温になり、燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には、燃料棒間の輻射熱伝達への影響、燃料集合体内の流路閉塞による原子炉注水時に冷却への影響がある。破裂が発生する場合には、燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが、崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が格納容器内に放出されると、格納容器雰囲気放射線モニタにより炉心損傷の判断を実施した場合、格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし、この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって、燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

本物理現象は、横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射の寄与が大きくなる。輻射伝熱に関する三次元効果は、輻射伝熱量が増加するため、燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく、重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により、原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが、事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは、原子炉減圧操作に伴う下部プレナムフラッシングが発生する事象であり、フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は、炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって、気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方、炉心上部での気液対向流制限（CCFL）、CCFLブレークダウンは、事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンカマまたは炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが、

No. 審査
-2-4
に対する
ご回答

短期間であるため影響は小さい。また、炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で、かつ、下部プレナムにも水位が形成される場合には、炉心下部でCCFLが発生する可能性があるが、原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり、下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため、炉心下部のCCFLは発生しない。したがって、対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は、上部プレナムからシュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ、熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら、気液熱非平衡の影響は、(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(16) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響は小さい。また、炉心バイパス部は、局所的な圧力損失は小さい。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

No. 審査
-2-3
に対する
ご回答

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、露出した炉心が再冠水する過程においては、炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、周辺の出力の低い燃料集合体では下降流、その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また、事故後長期において炉心が露出する場合には、原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため、自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材放出により炉心露出が発生し、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また、原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため、炉心冷却への影響が大きい。したがって、冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また、原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し、重要度は中程度と考えられる。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し、重要度が中程度と考えられる。

(22) 気液熱非平衡〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。

(23) 圧力損失〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため、重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出により原子炉が減圧され、構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし、崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって、構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(25) ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、ECCSまたは代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって、ECCS（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(26) ほう酸水による拡散〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれもほう酸水による注入を考慮していないため、ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故後長期において炉心

が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが，事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）
	物理現象		燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	L
	(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L	L
	(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I	I	I	I	I	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L	L	L	L	L	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(15)	気液熱非平衡	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(16)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
原子炉 圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	L
	(25)	E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
(26)	ほう酸水による拡散	I	I	I	I	I	I	
(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	L	

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

S A F E Rコードは、長期間の原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり、原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故、原子炉冷却材流量の喪失事故及び原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内を評価対象としているものにM A A Pコードが挙げられるが、S A F E Rコードは、M A A Pコードに比べて、C C F Lや燃料棒表面の熱伝達等、原子炉内熱水力挙動及び燃料被覆管温度挙動を詳細に評価することが可能であるため、炉心損傷防止対策の有効性評価解析には適している。

本コードは仮想的な高出力燃料集合体1体を含めて原子炉圧力容器内を9ノードに分割し、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。また、各種のE C C S及びR C I C等の性能特性を入力することにより、それらの性能を評価することができる。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等でのC C F L及び炉心上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が炉心下部プレナムに落水する現象（C C F Lブレークダウン現象）を考慮することができる。

また、本コードでは、平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックス等の温度計算を行う。燃料被覆管の温度計算においては、その冷却状態に応じた熱伝達係数を考慮でき、また、燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を、考慮することができる。

また、燃料被覆管と冷却水または水蒸気との化学反応（ジルコニウム-水反応）をBaker-Justの式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム-水反応を考慮する。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、E C C S等の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料被覆管最高温度（P C T）、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、S A F E Rコードは「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下、「E C C S性能評価指針」と称す。）で妥当性が認められているモデルを使用しており、B W Rプラントの設計基準事故のL O C A解析（E C C S性能評価解析）に適用されている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	三次元効果	
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
原子炉 压力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

S A F E Rコードの計算モデルは熱流動解析を実施する熱水力モデルと燃料棒熱解析を実施する炉心ヒートアップモデルに大別される。主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1 熱水力モデル

S A F E Rコードは熱力学的に均質、平衡を仮定した熱水力モデルを持ち、圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の炉内構造物による物理的な境界にしたがって 8 ノードに区分する。また、仮想的な高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとしてモデル化している。

原子炉圧力は、圧力容器内を 1 点で近似し、圧力容器全体の冷却材に対する質量及びエネルギーの保存式に基づき計算する。

各ノードの水位挙動や冷却材保有量の計算には、質量、運動量及びエネルギーの保存則を適用し、二相流体の流動モデルとしてドリフトフラックスモデル及び気液界面からの蒸気離脱流に対する気泡上昇流モデル、燃料上部等での C C F L モデルを用いている。なお、運動量保存式は下部プレナムが満水のときに再循環流量及び炉心入口流量を求めるために用いられ、炉心シュラウド内外の圧力損失のバランスを考慮している。

また、大破断 L O C A 時の再冠水過程に下部プレナムと炉心に水位が別々に形成されるとき炉心各チャンネルの平行流路の流動挙動を、実験に基づいて近似的にモデル化している。

なお、破断口及び S R V からの流出流量は臨界流モデルを用いて計算し、原子炉圧力が低下すると差圧流モデルに切り替わる。

(1) ノード分割

実機解析に用いるノーディングを図 3-1 に示す。ノード間の矢印は流路を表わし、その方向は通常運転状態の流れの向きを表わしている。

原子炉圧力容器内は、冷却材保有量計算のために 8 ノードに分割している。これらのノードは、BWR の典型的な領域を与えるように選んでおり、物理的な境界や流路抵抗などによって分けている。また、高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとして設ける。このノード分割を適用した BWR の L O C A 模擬実験解析結果と実験結果との比較により、原子炉圧力容器内の冷却材保有量の分布及び炉心の水位、燃料被覆管温度の変化等を適切に評価することを確認している。

ノード間の冷却材の移動は流路を介して行い、L O C A 模擬実験で C C F L が確認された燃料集合体上部と下部及び炉心バイパス下部の流路については C C F L 計算を可能としている。

No. 審査
-2-3
に対する
ご回答

LOCA模擬実験の結果によれば、露出した炉心が再冠水する過程において、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在しうることが示されている。下部プレナムに二相水位が形成されている場合、一部の出力の高い燃料集合体では蒸気と水の上昇流、大部分の燃料集合体では気液対向流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では下降流が生じる。

これは、炉心周辺部の燃料集合体はボトムエントリーオリフィス、それ以外の燃料集合体はサイドエントリーオリフィスであるため、燃料集合体入口の条件が異なることによるとともに、炉心スプレイ注水後にスパーチャが水没している場合、上部プレナムの周辺領域にサブクールが存在していることによる。

SAFERコードは、上述のノード分割と流路の設定に基づいて、次のようにその効果を取り込んでいる。

- a) 炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体で生じる気液並行上昇流については、炉心（ノード3）とは独立に設けた高出力燃料集合体（ノード9）で取り扱う。
- b) 炉心周辺の出力の低い燃料集合体で生じる下降流については、上部プレナム（ノード5）のプール水が下部プレナム（ノード1）に移動することで取り扱う。
- c) その他多くの燃料集合体で生じる気液対向流は、炉心（ノード3）及び高出力燃料集合体（ノード9）の入口と出口の流路で取り扱う。

以上のように、SAFERコードは、炉心の三次元的な流動状態を模擬している。なお、それぞれの取り扱いのモデル化の詳細については、(4) 炉心内流動に記述する。

① ノード1：下部プレナム

下部プレナムは、制御棒案内管外側の下部プレナム領域であり、ベッセル壁と炉心支持板によって仕切られている。ジェットポンプ内も下部プレナムの領域としているが、ジェットポンプ内の水位は、シュラウド内の圧損とジェットポンプを通る圧損を考慮することにより、下部プレナム内の水位とは別に計算する。

定格出力時には、再循環ポンプによりダウンコマ領域の冷却水が下部プレナムに供給され、炉心入口オリフィスを介して燃料集合体下部に配分される。

② ノード2：制御棒案内管

制御棒案内管は、制御棒案内管上部での燃料支持金具での流路抵抗により、炉心バイパスノードとは切り離している。

このノードは、上部の燃料支持金具との間隙及び下部の制御棒駆動機構との間隙を介して炉心バイパス及び下部プレナムと通じている。

③ ノード3：炉心

炉心は、炉内の全燃料集合体とし、炉心内のボイド率分布をより詳細に計算するために、軸方向に12のサブノードに再分割する。これらのサブノードは、集合体下部及び集合体上部の非加熱ノード（各1ノード）、そして10の加熱ノードからなる。炉心内の集合体下部の炉心入口オリフィスによって下部プレナムに通じており、また、燃料上部タイプレートによって上部プレナムに通じている。

④ ノード4：炉心バイパス

炉心バイパスは、燃料集合体間の領域（中心バイパス）及びシュラウド壁と炉心最外周の燃料集合体との領域（周辺バイパス）とする。このノードは、制御棒案内管の上部にあり、種々の漏えい流路を通して炉心下部と通じている。バイパス領域と下部プレナム間の小さな漏えい流路もまた考慮する。

⑤ ノード5：上部プレナム

上部プレナムは、炉心上部の二相混合プレナム領域と、プレナム上部の気水分離器を含む。炉心ノードとバイパスノードからの出口流量はこのノードで混合する。炉心スプレイスパージャ及び炉心注水スパージャからの注入水とも、このノードで混合する。

上部プレナムから溢れた水と蒸気はそれぞれダウンカマと蒸気ドームに移行する。

⑥ ノード6：下部ダウンカマ

下部ダウンカマは、給水スパージャの下方に位置し、炉心シュラウド外側のダウンカマ部の領域である。定格出力時において、このノードは未飽和領域である。この未飽和水の水位は、給水が継続する間、給水スパージャの高さに維持される。この未飽和水ノードの質量及びエネルギー変化が上部ダウンカマノードとは別に計算される。

⑦ ノード7：上部ダウンカマ

上部ダウンカマは、給水スパージャとダウンカマ水位との間の領域であり、定格出力時においては、飽和領域である。このノードの上部の境界は二相混合水位として変動し、下部はノード6によって区別されている。

⑧ ノード8：蒸気ドーム

蒸気ドームは、ダウンコマと上部プレナムそれぞれの二相混合水位上の全蒸気空間とする。このノードの空間部体積は、ダウンコマや上部プレナムの二相混合水位が変化するにつれて変わることになる。

⑨ ノード9：高出力燃料集合体

炉心の燃料集合体とは出力の異なる燃料集合体の冷却材保有量，ボイド率，水位及び燃料棒温度等を計算する目的のために高出力燃料集合体1体が独立した仮想領域としてモデル化されている。このノードの熱水力挙動は，すでに計算されている炉心の圧力損失から計算され，燃料棒温度計算に反映される。高出力燃料集合体の計算結果は，他のノードの状態に影響を与えない。

(2) 質量及びエネルギー保存式

質量及びエネルギーの流れについて，図 3-2 に示す。流出量は，負の流入量として考える。なお，対象としているノードを明記する必要がある場合には，図 3-1 で用いられているノード番号を使用する。

a. 未飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

未飽和ノード*i*の質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_{\ell})_i = (\sum W)_i \quad (3-1)$$

エネルギー保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\sum hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \quad (3-2)$$

式 (3-1) ， 式 (3-2) より，エンタルピ変化率は，次式のようにになる。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] / M_{\ell_i} \quad (3-3)$$

ここで，

- M : 冷却材質量
- \dot{Q} : 伝熱または発熱による流入エネルギー
- W : 冷却材流量
- h : エンタルピ
- α' : 変換係数
- V : ノード体積
- P : 圧力

添字 f は飽和液相， g は蒸気相， ℓ は未飽和液相を示す。

b. 飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

飽和ノード*i*の蒸気及び水の質量保存式は、それぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_l)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

ここで、

\dot{m}'_{fg_i} : フラッシング率

エネルギー保存式は、次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\sum hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g) \dot{P} \end{aligned} \quad (3-5)$$

式 (3-5) の左辺の正味エネルギー流入量は、次式で表わされる。

$$(\sum hW)_i = h_g (\sum W_g)_i + h_f (\sum W_f)_i + \sum_j h_{l_j} W_{l_{ji}} \quad (3-6)$$

さらに、飽和水及び飽和蒸気のエンタルピが圧力変化に伴い飽和限界線上にそって変化することから、

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP} \dot{P} \quad , \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP} \dot{P} \quad (3-7)$$

の関係を用い、式 (3-4) 、式 (3-5) 、式 (3-6) 及び式 (3-7) により、フラッシング率は、次式のように求まる。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{l_j} - h_f) W_{l_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg} \quad (3-8)$$

ここで、

v_g : 蒸気の比体積

v_f : 液相の比体積

このフラッシング率は、以下に述べるような補正を加えて使用される。

c. 蒸気ドーム内の質量及びエネルギー保存式

蒸気ドームには、ダウンコマ及び上部プレナムからの蒸気が全て流入する。その質量保存式は、次式で与えられる。

$$\dot{M}_{g_s} = (\sum W_g)_s \quad (3-9)$$

No. 審査
-2-5
に対する
ご回答

蒸気ドームのエネルギー保存式より過熱エネルギーは次式で表わされる。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP})M_{g_s} \quad (3-10)$$

この過熱エネルギー (\dot{E}_{sh}) は、蒸気ドームに直接接しているノード、すなわち、上部プレナムとダウンカマのフラッシング率に補正項を加える形で配分される。これは、SAFERコードは蒸気ドームの蒸気は飽和と仮定しているため、過熱エネルギーは蒸気ドームに接する水面での飽和水の蒸発に置き換え、フラッシング率を補正しているものである。

$$\dot{m}_{fg,i} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^7 \dot{m}_{fg,i}} \left| \dot{m}'_{fg,i} \right| + \dot{m}'_{fg,i} \quad (3-11)$$

ここで、

$i = 5$: 上部プレナムノード

$i = 6,7$: ダウンカマノード

上記以外の、蒸気ドームに接していない炉心及び高出力燃料集合体等のノードに関しては、過熱エネルギーによるフラッシング率の補正は行わない。

$$\dot{m}_{fg,i} = \dot{m}'_{fg,i} \quad (3-12)$$

ここで、

$i = 1 \sim 4$ 及び 9 : 上部プレナム及びダウンカマ以外のノード

d. 圧力変化率

SAFERコードでは圧力容器内の圧力がほぼ一様であることを仮定しており、その圧力変化は、全圧力容器体積が一定であることから、次のように導かれる。

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 0 \\ &= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \end{aligned} \quad (3-13)$$

ここで、圧力容器全体の質量変化率は、高出力燃料集合体を除く原子炉圧力容器内ノードの質量変化率を合計することにより計算される。これら

は蒸気ドームを含めて、以下のようになる。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \quad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \quad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \quad (3-14)$$

また、比容積の導関数は、次式で表わされる。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP} \dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell} \dot{h} \quad (3-15)$$

正味の未飽和水エンタルピー変化率は、次式で表わされる。

$$\dot{h}_\ell = \sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i} / \sum_i M_{\ell_i} \quad (3-16)$$

式 (3-14) , 式 (3-15) 及び式 (3-16) により、式 (3-13) は、以下のようになる。

$$\dot{P} = - \left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell \right] / \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right] \quad (3-17)$$

式 (3-16) を式 (3-17) に代入すると、圧力変化率の最終的な式は、次のようになる。

$$\dot{P} = X/Y \quad (3-18)$$

ここで、 X 、 Y は次式で表わされる。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_i} - h_f) W_{\ell_{ji}} \right] \right\} \\ + \sum_{sub} \left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h W_{ji}) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f \\ + \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

e. 全体的な運動方程式

SAFERコードは下部プレナムと蒸気ドームの間で3つの経路を考慮しており、各ループの運動方程式を解いている。その3つの経路とは、炉心と健全側と破断側の2つに分けた冷却材再循環系である。

図3-3は、ジェットポンプ型BWRを例にして、圧力容器内について運

動方程式を解いているループを示した図である。それぞれのループは蒸気ドームからダウンカムを通り、ジェットポンプを経て下部プレナムに至る。そして、炉心、上部プレナムを通過して蒸気ドームに戻る。図 3-3 を参照してループ “a” 回りの運動方程式は次のようになる。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \quad (3-21)$$

ここで、添字は、

- $i-j$: i から j への流路
- JP : ジェットポンプ
- s : 静圧差
- f : 摩擦または局所損失による圧損
- p : 駆動流によるジェットポンプ部の圧力上昇

同様な式がループ “b” にも書ける。S A F E R コードは長時間の冷却材保有量の分布の計算を意図したコードであり、短時間の再循環ポンプの挙動の計算を意図しているものではない。後者の機能は L A M B コードによってなされる。したがって、S A F E R コードでは再循環ポンプはジェットポンプ内の圧力上昇分として簡単にモデル化されている。

各ループの再循環流量は、コストダウン時定数を用いて指数関数的に減衰するものとして、次式で与えられる。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \quad (3-22)$$

ここで、

- W_p : 再循環流量
- W_{p_0} : 初期再循環流量
- τ : コストダウン時定数

この流量を用いて、ジェットポンプの圧力上昇分 $\Delta P_{JP,p}$ は次式で求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \quad (3-23)$$

ここで、 $\Delta P_{JP,p_0}$ は、初期のジェットポンプの圧力上昇分を表わす。

また、ジェットポンプの摩擦圧損は、それぞれのループに対して次のように計算される。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \quad (3-24)$$

ここで、

- (K/A^2) : 圧損係数
 W_{RC} : ジェットポンプ出口流量
 ρ_f : 液相密度
 ϕ_{JP}^2 : 均質二相増倍係数

トランジェントの最初の数秒後、式(3-24)の $W_p = 0$ 、 $W_{RC} - W_p \cong W_{RC}$ となり、両方のループは同一となる。炉心の摩擦圧損は3つの項の和で評価される。すなわち、炉心入口オリフィス部での局所圧損、燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損、そしてスパーサと上部タイプレートによる一つにまとめた局所圧損（出口部で一つにまとめられている）である。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi_{SEO}^2 + \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi_{\ell_0}^2 + \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi_e^2 \quad (3-25)$$

ここで、

- fL/D : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
 $\phi_{\ell_0}^2$, ϕ_{SEO}^2 , ϕ_e^2 : それぞれ、炉心平均、炉心入口オリフィス及び炉心出口の均質二相増倍係数
 A : 流路面積

添字 e は炉心出口、 ch は燃料集合体の燃料棒部分を示す。

対向流状態では、摩擦の項が非常に小さいため、 $\Delta P_{3-4,f}$ は次のように評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2} \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g} \right] \quad (3-26)$$

式(3-24)と式(3-25)を式(3-21)に代入すると、それぞれのループの運動量保存式は、次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)(W_{RC} - W_p)}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \\ - \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi_{SEO}^2 - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi_{\ell_0}^2 \\ - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi_e^2 = 0 \end{aligned} \quad (3-27)$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell} + \dot{m}_{fg} v_{fg} - \frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_\ell} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \dot{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0 \quad (3-28)$$

ここで、

- W_{L1} : 制御棒案内管から下部プレナムへの漏えい流量
- W_{LEAK} : バイパスから下部プレナムへの漏えい流量
- W_{brk} : 破断流量
- ρ_{brk} : 破断流エンタルピ

式 (3-27) と式 (3-28) より下部プレナムが満水の際の再循環流量及び炉心入口流量が決定される。インターナルポンプ型 BWR に対しても同様に計算される。

(3) 蒸気スリップ流

気液界面が存在する場合の気液界面に対する蒸気の相対速度は、Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデル⁽³⁾あるいは Wilson の気泡上昇モデル⁽⁴⁾により求める。

S A F E R コードでは蒸気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ流を両方計算し、それらのスリップ流のうち大きい方が、その領域から出る蒸気流量を決定する際に使用される。この場合、低ボイド率低流量の時は気泡上昇相関式、高ボイド率高流量の時はドリフトフラックス相関式が自動的に使用されることになる。

a. ドリフトフラックスモデル

ドリフトフラックスモデルは、分布係数 C_0 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{v}_{gj} を用いて蒸気の相対速度を求める。

水位面を通過する全体積流量 j_{out} は、ノードの体積が一定であるという条件の下に質量保存式を解くと次式で与えられる。

$$j_{out} = j_{in} + \dot{m}_{fg} v_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \quad (3-29)$$

ここで、

- j_{out} : 水位面の体積流束
- j_{in} : ノード入口の体積流束

その時、水位面での気相及び液相の速度はそれぞれ次のようになる。

$$U_g = C_o j_{out} + \bar{V}_{gj} \quad (3-30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \quad (3-31)$$

ここで、

- U_g : 気相速度
- U_f : 液相速度
- α_e : 水位面でのボイド率

水位面を離れる蒸気流量 $W_{g,sw}$ は、次式で表わされる。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \quad (3-32)$$

b. 気泡上昇モデル

水の速度に対する蒸気泡の相対上昇速度は、Wilson の関係式を用いても計算される。この関係式により、圧力、ボイド率、及び水力直径の関数としての蒸気泡の相対上昇速度 \bar{V}_R が得られる。

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.136h(P)f(P)} \right]^{1/1.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} \leq 2.840852 \quad (3-33)$$

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.75h(P)f(P)} \right]^{1/0.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} > 2.840852 \quad (3-34)$$

ここで、

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \quad (3-35)$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{H_i}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g)g}} \right]^{0.19} \quad (3-36)$$

- g : 重力加速度
- D_H : 各ノードにおける水力直径
- α_e : 各ノードにおける出口ボイド率
- σ : 表面張力

ρ_g : 蒸気の密度
 ρ_f : 飽和水の密度

各ノードからの蒸気流量 $W_{g,sw}$ は、蒸気泡上昇モデルから次式のように計算される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \quad (3-37)$$

(4) 炉心内流動

CCFLは、幾何学的に狭くなった流路において、重力による液体の下降流が、蒸気の上昇流により制限を受ける現象である。

SAFERコードでは、炉心入口オリフィス（炉心入口部）、上部タイプレート（炉心出口部）、炉心バイパス頂部及び炉心バイパス底部の4箇所CCFLを考慮している。最も重要な場所は、燃料集合体の上部タイプレート（炉心上部）と炉心入口オリフィス（炉心下部）である。炉心上部におけるCCFLは、注入された炉心スプレイ水の炉心への下降流を遅らせるが、一方、炉心下部におけるCCFLは、燃料集合体からの下部プレナムへの落下水を減少させ、炉心の冷却材保有量を維持する効果がある。SAFERコードでは、これら炉心上部、下部において水の下降流を予測するのに、Wallis型の相関式⁽⁵⁾を用いている。この関係式を、以下に示す。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \quad (3-38)$$

ここで、

$$j_g^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-39)$$

$$j_f^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-40)$$

K_1 、 K_2 は定数であり、 D は形状固有の値である。この関係式における K_1 及び $K_2 D^{1/4}$ は、実験データから得られる。

また、再冠水過程において下部プレナムに二相水位が形成されている場合、炉心中心部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では水の下降流（CCFLブレークダウン）が生じることが実験により示されている。これらの流動を次のようにモデル化している。

a. 気液並行上昇流モデル⁽⁶⁾⁽⁷⁾

炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体内では気液並行上昇流が生じる。下部プレナムの水面下で発生した蒸気は、ジェットポンプ、または、インターナルポンプを通過してダウンカマ部へ流れるものと炉心へ流れるものに分けられる。S A F E Rコードでは、多チャンネル効果を模擬するために、炉心（ノード3）と独立した高出力燃料集合体（ノード9）を設けて気液並行上昇流を考慮する。

炉心及び高出力燃料集合体内の全圧損特性をもとに気液並行上昇流の生じる燃料集合体の体数を求めるとともに、熱水力計算については、炉心と高出力燃料集合体とに対して、次式に示す差圧バランス並びに炉心入口オリフィスの蒸気量バランスを考慮し、下部プレナムからの蒸気流入量を求める。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \quad (3-41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \quad (3-42)$$

ここで、

- ΔP_{CORE}^{AVE} : 炉心領域の全圧損
- ΔP_{CORE}^{HOT} : 高出力燃料集合体の全圧損
- $W_{g,LP}$: 下部プレナムから炉心へ流入する総蒸気量
- $W_{g,SEO}^{AVE}$: 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- $W_{g,SEO}^{HOT}$: 高出力燃料集合体の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- N_T : 全燃料集合体数
- N_{HOT} : 気液並行上昇流が生じる燃料集合体の数

b. C C F Lブレークダウンモデル

C C F Lブレークダウン現象は、炉心スプレイスパージャが二相プール水で水没している場合、上部プレナムに注入されたスプレイ水により周辺燃料集合体上部にサブクール域の局在化が生じ、上部プレナムの冷却水が周辺燃料集合体を通して下部プレナムへ落下する現象である。S A F E Rコードでは、この現象をC C F Lブレークダウンモデルとして模擬しており、上部プレナムの冷却水を下部プレナムに移動する。すなわち、上部プレナムの水位がスプレイスパージャ位置より高くなり、かつ、上部プレナム内に流入したサブクール水による蒸気凝縮割合がC C F Lブレークダウン条件を満足した時にブレークダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{D_{\max}} \quad (3-43)$$

ここで、

- C_D : 凝縮係数
- W_g : 上部プレナムに流入する蒸気流量
- W_ℓ : 上部プレナムに流入する未飽和水流量
- h_ℓ : 上部プレナムに流入する未飽和水のエンタルピ
- h_f : 飽和水のエンタルピ
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- $C_{D_{\max}}$: C C F L ブレークダウン条件を定める定数

上式における C_D は、上部プレナム内に流入した冷却水が、蒸気の凝縮に寄与する割合を示している。 $C_{D_{\max}}$ は BWR プラントの炉心及び上部プレナムを実寸大で分割模擬した実験の結果に基づいて決められている。

c. 高出力燃料集合体モデル

出力の高い燃料集合体の熱水力挙動及び燃料棒ヒートアップ挙動を評価するため、高出力燃料集合体モデルを適用している。この高出力燃料集合体は、炉心（ノード3）と独立したノードとして扱う。炉心の熱水力挙動を知るための質量、エネルギー及び運動量保存式は、炉心の平均出力燃料集合体だけを用いて求める。これらの計算により、炉心の平均出力燃料集合体の水位及び被覆管温度の他に、炉内各部に分配される冷却水の質量、炉心上部・下部プレナム間の差圧、及び下部プレナムの減圧沸騰による蒸気発生量等を求めている。

高出力燃料集合体モデルは、炉心の上部・下部プレナムの差圧に基づき高出力燃料集合体への流入蒸気量を求める。これをもとに、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化及び燃料棒ヒートアップが計算される。なお、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化は、炉心の平均出力燃料集合体計算で用いられるものと同じ熱水力モデルを用いて求めている。

(5) 破断流

破断箇所は S A F E R モデルにおける任意のノードに、独立に、最大 5 箇所まで設定することができ、その破断面積は時間の関数として変化させることができる。破断流量は Moody のスリップ流モデル⁽⁸⁾または平衡均質流モデル⁽⁹⁾に基づく臨界流を適用して計算する。

破断流の計算に用いる圧力はベッセル圧力と破断口中心より上の二相流の静水圧を加えたものを用いる。

また、破断流の計算に用いるエンタルピは、破断口が接続するノードのエンタルピとなるが、2つのノードが重なる場合は、混合長さの加重平均エンタルピが用いられる。

有効性評価では、設計基準事故のLOCAと同様に、破断口及びSRVからの流出流量の計算に平衡均質流モデルを使用する。

(6) 注水系

BWRプラントには、冷却水を原子炉に直接注入できる注水系が多数ある。例えば、BWR-5のECCSは、炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系（HPCS）及び低圧炉心スプレイ系（LPCS），炉心バイパスに注水する低圧注水系（LPCI）で構成されるが、他のプラントでは再循環配管やダウンカマに注水されるようになっているものもある。これらのECCSに加えて、原子炉隔離時に崩壊熱を除去するためのRCICがある。SAFERコードは、これらの注水系を模擬することができる。

注水流量は、原子炉圧力の関数となる。SAFERコードでは、停止・再起動等の多重機能を設けている。図3-4にこのロジックを示す。

時刻 t_1 で原子炉圧力や原子炉水位、ドライウエル圧力による起動信号を受ける。ディーゼル発電機の起動時間や弁開時間等の遅れを考慮して時刻 t_2 で注水が始まる。注水流量はポンプのQ/H特性で決まる。

原子炉圧力や原子炉水位等で注水停止信号を模擬でき、時刻 t_3 で停止信号が入ると、時間遅れを考慮した t_4 で注水が停止する。

これらを用いていくつかの再起動や停止ロジックを模擬することができる。

有効性評価で考慮する原子炉代替注水設備は、運転操作を含めてこれらの注水系モデルを用いて取り扱うことができる。

3.3.2 炉心ヒートアップモデル

(1) ノード分割

SAFERコードでは、燃料や燃料被覆管の温度変化については径方向熱伝導モデルを用い、圧力容器や他の内部構造物については、ヒートスラブモデルを用いて模擬している。

a. 燃料と燃料被覆管

燃料棒は、径方向に燃料ペレットを3ノード及び燃料被覆管を2ノードに分割している。また、燃料棒発熱部の軸方向は、実験解析で妥当性を確認した10ノード分割とする。燃料棒の温度変化は、軸方向及び周方向の熱伝導を無視した円筒形モデルを用いた熱伝導方程式を解くことにより得られる。

b. 燃料集合体と燃料棒

燃料集合体は平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体に分け、それぞれに対して平均出力燃料棒と高出力燃料棒の2種類の燃料棒を考慮している。平均出力燃料棒は、燃料棒から冷却材への伝熱計算に使用し、集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は集合体上部のCCFLを厳しく評価するため燃料集合体内蒸発量計算に使われる。

PC Tは、高出力燃料集合体と平均出力燃料集合体のそれぞれの燃料棒の被覆管温度の中の最大値とする。

c. 圧力容器と炉内構造物

圧力容器は最大7つに区分されたヒートスラブで模擬しており、それぞれのヒートスラブの表面熱伝達はそのヒートスラブの面している各領域内のボイド率の関数で与えられる。

炉内構造物は7つのヒートスラブ；蒸気乾燥器，上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス，制御棒，再循環ループ（外部再循環ループ型BWRのみ）に分けて模擬する。ただし，ABWRは再循環ループを除く6つになる。

これらのヒートスラブのうち，4つ（上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス）は内壁と外壁が別の領域に面していることを模擬しているため，ヒートスラブの数は11（ABWRは10）となる。

(2) 熱伝導方程式

燃料ペレット及び燃料被覆管の温度変化は、円筒座標の熱伝導方程式を解くことにより得られる。軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \quad (3-44)$$

ここで、

ρ : 燃料ペレットまたは燃料被覆管の密度

- C_p : 燃料ペレットまたは燃料被覆管の比熱
- k : 燃料ペレットまたは燃料被覆管の熱伝導率
- T : 燃料ペレットまたは燃料被覆管の温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- Q''' : 発熱量

なお、CHASTEコードにおいても同じ式が用いられている。

圧力容器及び内部構造物のヒートスラブの温度変化は次式で表わせる。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k} \sum_i \frac{(T_k - T_i) F_i}{R_k + \frac{1}{H_i A_k}} \quad (3-45)$$

ここで、

- q_k : ヒートスラブ k の熱量
- C_k : ヒートスラブ k の熱容量
- R_k : ヒートスラブ k の熱抵抗
- A_k : ヒートスラブ k の伝熱面積
- H_i : 熱水力ノード i への熱伝達係数
- F_i : 熱水力ノード i に接するヒートスラブ k の伝熱面積のうち、
水面以下の部分に接する割合

添字 k は k 番目のヒートスラブ、添字 i は i 番目の熱水力ノードを示す。

(3) 熱源

SAFERコードでは熱源として、核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱、アクチニドの崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱を考慮している。核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱は、初期炉心出力に対する割合として時間の関数として入力する。各燃料棒での熱発生率は、炉心平均の熱発生率に各々対応するピーキング係数を乗じて決定される。

有効性評価では、核分裂による出力変化はREDY等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化、崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979⁽¹⁰⁾に基づく計算結果を使用する。

(4) 熱伝達

燃料棒から冷却材への熱伝達は、核沸騰、膜沸騰、そして遷移沸騰の適切な熱伝達事象から決定される熱伝達係数を用いて計算される。遷移沸騰は核沸騰と膜沸騰の間の円滑な遷移をモデル化したものである。また、露出部の冷却には、蒸気冷却、噴霧流冷却、落水水（スプレイ）冷却、及び輻射熱伝達を考慮している。

なお、輻射熱伝達は、高出力燃料棒から平均出力燃料棒への輻射及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射のみが考慮されている。

熱伝達の沸騰事象を決める計算ロジックを図 3-5 に示す。また、熱伝達係数計算モデルの一覧を表 3-3 に示す。

a. 核沸騰熱伝達

核沸騰熱伝達係数は、冷却材のボイド率の関数として模擬している。

No. 審査
-2-7
に対する
ご回答

このモデルは、図 3-6 に示すように 3 つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力する。図 3-6 の H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。未飽和沸騰は考慮せず、飽和沸騰が生じるまで、未飽和単相強制対流の熱伝達係数を用いることにより、燃料棒の除熱量を保守的に評価する。

核沸騰熱伝達は、膜沸騰熱伝達等の他の熱伝達に比べて熱伝達係数が非常に大きく、核沸騰熱伝達係数が継続する期間に燃料被覆管温度が上昇することはない。したがって、核沸騰熱伝達係数の変化が P C T に与える影響は小さいため、核沸騰熱伝達の単純なモデル化が可能である。

b. 膜沸騰熱伝達

膜沸騰熱伝達係数は、対流膜沸騰に関しては e. 節で述べる噴霧流冷却熱伝達式、プール及び低流量膜沸騰に関しては、修正 Bromley の式⁽¹¹⁾で計算する。

修正 Bromley の式は次式で表わされる。

$$H_{MB} = H_{FB} + H_R \quad (3-46)$$

プール膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} 及び輻射熱伝達係数 H_R は次のように計算される。

$$H_{FB} = 0.62 \left\{ \frac{K_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) h_{fg} g}{\mu_g (T_W - T_S) L_H} \right\}^{1/4} \quad (3-47)$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_S^4}{T_W - T_S} \right) \quad (3-48)$$

ここで、

K_g	: 飽和蒸気の熱伝導率
ρ_f	: 飽和水の密度
ρ_g	: 飽和蒸気の密度
h_{fg}	: 蒸発潜熱
g	: 重力加速度
μ_g	: 飽和蒸気の粘性
L_H	: 膜の長さ
T_w	: 表面温度
T_s	: 冷却材の飽和温度
σ_R	: Stefan-Boltzmann 定数
ε	: 被覆管の輻射率

膜沸騰熱伝達係数としては、噴霧流冷却熱伝達式を用いた値 H_M と修正 Bromley 相関式を用いた値 H_{MB} を両方計算し、ボイド率で以下のように重み付けをしている。

局所的なボイド率が 1 に近づいた時は、膜沸騰熱伝達係数は単相蒸気冷却モードへ連続的に移行するため、高流量時の膜沸騰に適用される H_M を使用する。一方、低ボイド率の領域では、プール膜沸騰または低流量時の膜沸騰に適用される H_{MB} がより適切である。その中間の領域の膜沸騰熱伝達係数は、ボイド率により H_{MB} と H_M の間を内挿して求める。以上の膜沸騰熱伝達係数をまとめて図 3-7 に示す。

c. 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰は、核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化されており、冷却材のクオリティが限界値以下で、かつ、燃料被覆管の過熱度が最小安定膜沸騰温度以下の時に適用される。冷却材クオリティが限界値以上になると、核沸騰から膜沸騰へ急激な変化がおこる。

遷移沸騰の熱伝達は、核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数の対数値が直線的に変化するものとし、模擬している（図 3-8）。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{\min} - \Delta T_{CHF}} (\log H_{NB} - \log H_{FB}) \quad (3-49)$$

ここで、

H_{TB}	: 遷移沸騰熱伝達係数
H_{NB}	: 限界熱流束時の温度での核沸騰熱伝達係数
H_{FB}	: 最小安定膜沸騰温度での膜沸騰熱伝達係数

- ΔT : 過熱度
- ΔT_{\min} : 最小安定膜沸騰温度
- ΔT_{CHF} : 限界熱流束温度

遷移沸騰は比較的短い過渡期間で生じ、PCTに与える影響は小さいため、このような補間モデルが可能である。

d. 蒸気冷却熱伝達

SAFERコードでは、燃料棒が露出している部分で、下部プレナム及び燃料集合体からの蒸気による冷却効果を考慮している。蒸気冷却熱伝達係数は、蒸気単相流に対するDittus-Boelterの式⁽¹²⁾を使用している。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-50)$$

ここで、

- H_v : 蒸気冷却熱伝達係数
- K_v : 蒸気の熱伝導率
- D_h : 水力直径
- Re_s : 蒸気のレイノルズ数
- Pr_s : 蒸気のプラントル数

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

e. 噴霧流冷却熱伝達

蒸気に液滴が混入した噴霧流状態の熱伝達係数は、SunのモデルとSahaのモデルを組み合わせたモデル⁽¹³⁾を適用する。

液滴による熱伝達の促進はSunのモデル⁽¹⁴⁾に基づき以下のように表わすことができる。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h} \left[2X - 1 + \frac{(Nu_s + 1)^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] = \frac{K_v}{D_h} \left[Nu_s + \frac{4X^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] \quad (3-51)$$

ここで、 Nu_s はDittus-Boelterの式による蒸気単相熱伝達のヌセルト数、 X は液滴による熱伝達向上の程度を決めるパラメータであり、次式で与えられる。

$$Nu_s = 0.023 \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-52)$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3-53)$$

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1-\alpha)}{d_d} \quad (3-54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v} \right\}^{0.55} \text{Pr}_g^{1/3} \right] \quad (3-55)$$

$H_{v,d}$ は、蒸気と液滴間の界面熱伝達率であり、 d_d は液滴の平均直径、 U_r は相対速度である。

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度は Saha の式⁽¹⁵⁾を用いて計算する。Saha によれば、単位体積あたりの液滴蒸発量 Γ_v は次式で与えられる。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s)(1-\alpha)}{D_h^2 h_{fg}} \quad (3-56)$$

$$K_1 = 6300 \left(1 - \frac{P}{P_{cr}} \right)^2 \left\{ \left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha} \right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma} \right\}^{1/2} \quad (3-57)$$

ここで、

- K_v : 蒸気の熱伝導率
- T_v : 蒸気の温度
- T_s : 飽和温度
- α : ボイド率
- D_h : 水力等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- P : 圧力
- P_{cr} : 臨界圧力
- ρ_v : 蒸気の密度
- j_v : 蒸気の流速
- σ : 表面張力

Saha のモデルでは、上式をもとにして、加熱面から蒸気への伝熱量、過熱蒸気から液滴への伝熱量、さらに、軸方向のクオリティ変化などを連立させることにより蒸気の軸方向温度分布を求める。

液滴上昇流（エントレインメント）における液滴の平均直径は，臨界ウェーバー数 We_c から次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^2} \quad (3-58)$$

液滴が落下する場合は，2種類の液滴を考慮する。1つは，上部タイププレートにおける上昇蒸気流と液体の相互作用による液体の崩壊によって形成される液滴である。もうひとつは，燃料棒及びチャンネルボックスの壁面を落下する液膜のクエンチフロントで形成される液滴であり，壁面からの急速な伝熱によりスパッタリングが起こる。液滴の平均直径は液滴の質量と液滴密度の保存式を使用して評価することができる。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\frac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^3} + \frac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^3}} \right]^{1/3} \quad (3-59)$$

ここで， W は液滴の質量流量であり，添字の UTP は上部タイププレートで発生する液滴， $SPUTTER$ はスパッタリングで発生する液滴を表わす。

S A F E Rコードでは，液滴界面の熱伝達係数は液滴の流れ方向に応じて，式(3-53)に式(3-56)あるいは式(3-57)を代入することにより計算する。

f. スペーサの効果

d. 節で述べた蒸気（単相）冷却熱伝達及び e. 節で述べた噴霧流冷却熱伝達においては，スペーサの直後で流れが乱されることにより熱伝達がよくなる現象が実験により明らかになった⁽¹⁶⁾。このスペーサの乱流促進効果を実寸大の電気加熱集合体による蒸気（単相）冷却実験装置 R R T F（Refill Reflood Test Facility）による実験データから求めた結果，次式が得られた。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \frac{1.72}{l/d} \right) \quad (3-60)$$

ここで，

- l : 各スペーサ後端からの距離
- d : 水力等価直径

スペーサの乱流促進効果による熱伝達の向上は，右辺の括弧内の係数で与えられる。

噴霧流冷却熱伝達に関しても乱流促進効果は，蒸気単相冷却熱伝達の場合

合と同様に上記括弧内の補正により与えられる。

なお、本モデルの使用はオプションで、有効性評価では保守的に使用しない。

g. 落下水（スプレー）熱伝達

落下水（スプレー）による熱伝達係数は、スプレー熱伝達実験装置 S H T F (Spray Heat Transfer Test Facility) による実験データより得られ、高出力燃料棒と平均出力燃料棒のそれぞれに対して、燃料集合体内に落下する水量とロッド表面過熱度及び圧力の関数としてモデル化している⁽¹³⁾。また、炉心スプレー開始以前でも C C F L により上部プレナムから液滴落下がある場合には落下水熱伝達を考慮する。

$$h_{SP} = \alpha W^{\beta} \cdot P^{(\gamma \Delta T_s + \delta)} \quad (3-61)$$

ここで、

h_{SP}	:	熱伝達係数
W	:	落下水量
P	:	圧力
ΔT_s	:	ロッド表面過熱度
$\alpha, \beta, \gamma, \delta$:	係数

h. 輻射熱伝達

S A F E R コードの燃料棒及び被覆管の熱伝達モデルは、ほとんど C H A S T E コードと同じであるが、C H A S T E コードではそれぞれの燃料棒と周囲のチャンネルボックス、燃料棒間の複雑な輻射熱伝達の経路をモデル化しているのに対し、S A F E R コードでは高出力燃料棒と平均出力燃料棒の2本を扱っており、それぞれの周辺温度を考慮して輻射熱伝達をモデル化している。

周辺温度は、高出力燃料棒に対しては平均出力燃料棒の温度、平均出力燃料棒に対してはチャンネルボックスの温度としている（図 3-9）。輻射による伝熱は、次式で与えられる輻射熱伝達係数を用いて計算される。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_B^4}{T_W - T_{sat}} \right) \quad (3-62)$$

ここで、

H_R	:	輻射熱伝達係数
T_W	:	燃料被覆管表面温度
T_B	:	周辺温度

- T_{sat} : 飽和温度
 ε : 輻射率
 σ_R : Stefan-Boltzmann 定数

S A F E R コードでは、周辺温度として用いる燃料棒とチャンネルの濡れも考慮している。

i. 燃料棒とチャンネルの濡れモデル

S A F E R コードにおいては、落下水による壁面濡れ効果は燃料棒及びチャンネルで考慮される。燃料棒とチャンネルでは伝熱面の数が1面か2面かの違いはあるが、濡れモデルそのものは同様の考え方を採用している。モデルの概要は図 3-10 に示すとおりであり、先端でスパッタリングをおこす液膜が順次下方に進行していく。このクエンチフロントの進行速度を U_{fr} として二次元（軸方向，半径方向）の熱伝導解析から得た Andersen による次式を用いる⁽¹⁷⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_w}{\rho_w C_w d_w} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2 \frac{3}{4} \sqrt{\pi} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} / \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \quad (3-63)$$

ここで、

- K_w : 熱伝導率
 ρ_w : 密度
 C_w : 比熱
 d_w : 水力直径

また、無次元数は次式で定義されている。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_w}{K_w} \quad (3-64)$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2} \right]^{1/2} \quad (3-65)$$

S A F E R コードにおいては、濡れに関する熱伝達係数 h_{fr} として、クエンチフロントについては、 $1.13 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ 、既に濡れた壁と流下液膜間については核沸騰の値 $3.0 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ をそれぞれ用いている。また、ライデンフロスト温度 T_0 は T_{sat} （飽和温度）+ 65°C を採用している。

(5) ジルコニウム－水反応

燃料被覆管と水との反応による反応熱及び酸化量の計算は Baker-Just の式⁽¹⁸⁾により計算し、蒸気の供給に制限がないものとする。また、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定する。この2つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。



ここで、 ΔH は反応熱であり、燃料被覆管温度の関数として次式で表わされる。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3-67)$$

ここで、

R_3, R_4 : Baker-Just に基づく定数
 T : 燃料被覆管温度

また、燃料被覆管の酸化割合は次式で表わされる。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta} \exp\left(-\frac{R_2}{T + 273}\right) \quad (3-68)$$

ここで、

δ : 燃料被覆管酸化厚さ
 R_1, R_2 : Baker-Just に基づく定数

酸化厚さは、式 (3-68) を積分し、次式で与えられる。

$$\delta_2 = \left\{ \delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1) \exp\left(-\frac{R_2}{T_{av} + 273}\right) \right\}^{1/2} \quad (3-69)$$

ここで、

δ_1 : 時刻 t_1 における酸化厚さ
 δ_2 : 時刻 t_2 における酸化厚さ
 T_{av} : 時刻 t_1 から t_2 までの間の燃料被覆管平均温度

発熱割合は、反応熱と被覆管酸化割合の積であり、被覆管酸化割合は被覆管の密度、表面積、そして酸化膜成長割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{Zr} = \Delta H \cdot \rho_{Zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \quad (3-70)$$

ここで,

- \dot{Q}_R : 発熱割合
- \dot{M}_{zr} : 燃料被覆管酸化割合
- ρ_{zr} : 燃料被覆管密度
- A : 燃料被覆管表面積
- $d\delta/dt$: 燃料被覆管酸化膜成長割合

燃料被覆管が破裂すると計算される場合には, その時点以降破裂個所近傍の内面も反応するとし, これも同様の方法で計算する。

(6) ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット-燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は, 定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ, Ross and Stoute に基づくモデル⁽¹⁹⁾を用いて計算する。

ギャップ熱伝達係数は次の3成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3-71)$$

ここで,

- h_g : ギャップ熱伝達係数
- h_s : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達成分
- h_f : ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分
- h_r : 燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお, ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は, 燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver. 1 (以下, 「PRIME」と称す。) ⁽²⁰⁾⁽²¹⁾ から引き継ぐ。

a. 固体接触による熱伝達成分

燃料と被覆管の接触による熱伝達係数 h_s は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}} \quad (3-72)$$

ここで,

- K_m : 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

- K_c : 燃料被覆管熱伝導率
- K_p : 燃料ペレット熱伝導率
- P_c : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A_0 : 定数
- H_m : 燃料被覆管メイヤール硬さ
- R_c : 燃料被覆管内表面粗さ
- R_p : 燃料ペレット外表面粗さ

b. ガスによる熱伝達成分

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数 h_f は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3-73)$$

ここで、

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット－燃料被覆管接触圧の関数
- R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ
- $(g_1 + g_2)$: 混合ガスの温度ジャンプ距離
- R_{eff} : 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

c. 輻射による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数 h_r は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\varepsilon_p} - 1 \right) + G_g \right] (T_p - T_c)} \quad (3-74)$$

ここで、

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット表面温度
- T_c : 燃料被覆管内面温度
- S_p : 燃料ペレット表面積
- S_c : 燃料被覆管内面積
- ε_c : 燃料被覆管内面の輻射率

- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率
 G_g : 形態係数

(7) 膨れ・破裂

燃料被覆管の膨れは、燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し、燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め、燃料被覆管の歪み量をこの周方向応力に基づき求めている。

また、燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力のベストフィット曲線に基づいて判定する。図 3-11 に燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係を示す。

a. 燃料棒内圧

燃料棒内圧 P_g は、燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして、温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3-75)$$

ここで、

- P_g : 燃料棒内圧
 V_F : 燃料棒ギャップ体積
 V_P : 燃料棒プレナム体積
 T_F : 燃料棒ギャップ温度
 T_P : 燃料棒プレナム温度
 N : 燃料棒内ガスのモル数
 R : 気体定数

b. 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力 σ は、燃料棒内外圧差より次式で計算する。

$$\sigma = \frac{D}{2t} (P_g - P) \quad (3-76)$$

ここで、

- σ : 周方向応力
 D : 被覆管内径
 t : 被覆管肉厚
 P : 冷却材圧力

c. 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪 ε は、弾性領域では被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3-77)$$

ここで、

ε : 燃料被覆管の歪

E : ヤング率

ν : ポアソン比

また、塑性変形は、実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。

表 3-2 S A F E R コードの計算モデル一覧

	項 目	計算モデル
ノード 分割	原子炉压力容器内	9 ノードに分割 (図 3-1)
	原子炉压力容器及び炉 内構造物	原子炉压力容器は 7 つ, 炉内構造物は 6 つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料と被覆管	径方向に燃料ペレットを 3 ノード及び燃 料被覆管を 2 ノードに分割 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に 対し, 円筒一次元熱伝導方程式を用いる 軸方向は発熱部を 10 ノードに分割
熱水力 モデル	保存則	熱力学的に均質, 平衡を仮定 各ノード: 質量保存式, エネルギー保存式 流れの経路全体: 運動量保存式
	蒸気スリップ流	気泡上昇モデルとドリフトフラックスモ デルによる蒸気スリップ速度を計算し, 大 きい方を使用
	炉心内流動	気液対向流モデル (Wallis 型の相関式) CCFL ブレークダウンモデル 気液並行上昇流モデル
	破断流	臨界流モデル及び差圧流モデル
	注水系	ECCS, RCIC 及び代替注水系を模擬 (図 3-4)
炉心 ヒート アップ モデル	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮 <ul style="list-style-type: none"> ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気单相 ・噴霧流 ・スプレー (落下水) ・濡れ ・輻射
	熱源	核分裂による発生熱, 崩壊熱及びジルコニ ウム-水反応による発生熱を考慮 炉心出力は核分裂による発生熱と核分裂 生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮し た炉心出力時間変化データを入力
	ジルコニウム-水反応	Baker-Just の式
	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデ ルを用いる なお, ギャップ熱伝達係数の初期値及び過 渡計算に用いるギャップ内のガス組成等 は燃料棒熱機械設計コード PRIME から引 き継ぐ
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計 算し, 破裂は燃料被覆管周方向応力のベス トフィット曲線により判定する (図 3-11)

表 3-3 S A F E R コードの熱伝達係数計算モデル

熱伝達モード	熱伝達係数計算モデル
核沸騰	ボイド率の関数とする相関式
膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式
遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式
蒸気単相	Dittus-Boelter の式
噴霧流	Sun-Saha の式
スプレー（落下水）	スプレー冷却実験データに基づく相関式
濡れ	濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく
輻射	高出力燃料棒と平均出力燃料棒間，平均出力燃料棒とチャンネルボックス間で考慮

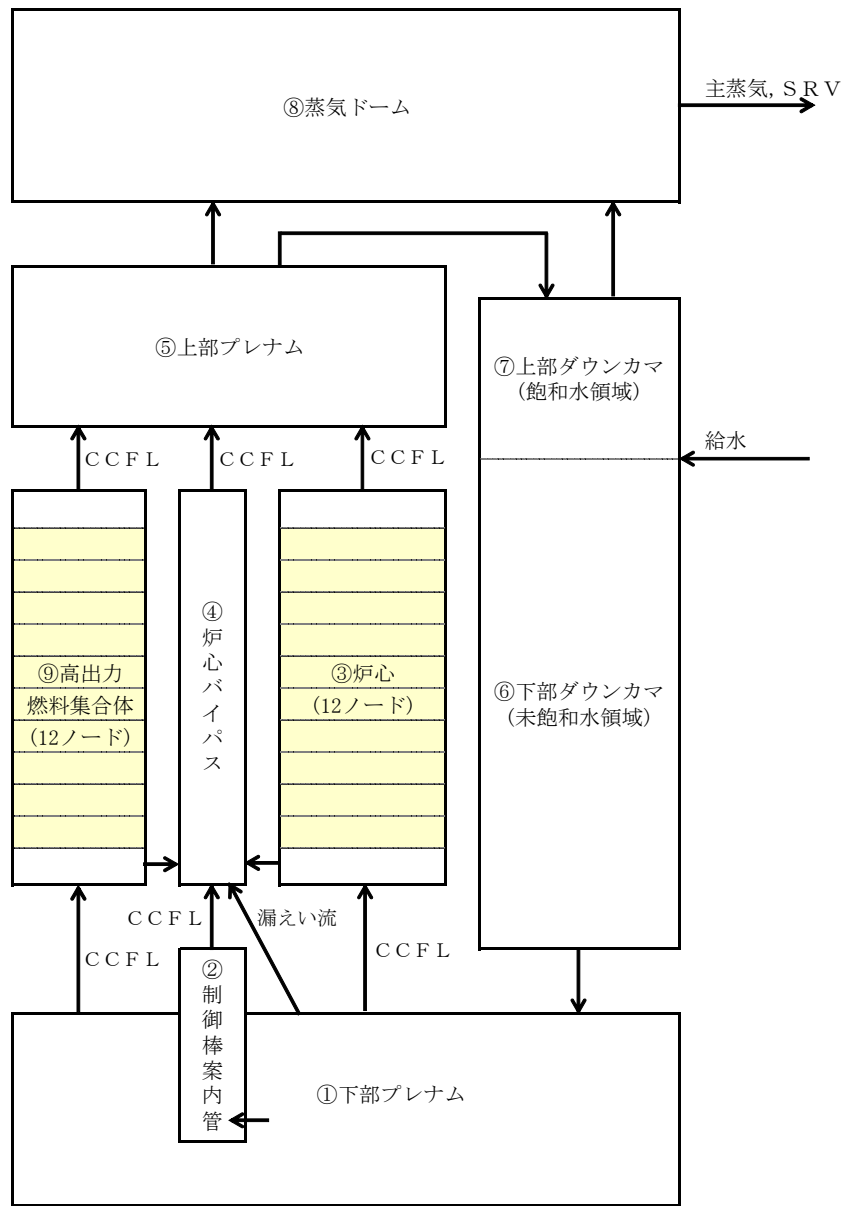


図 3-1 SAFERコードのノード分割図

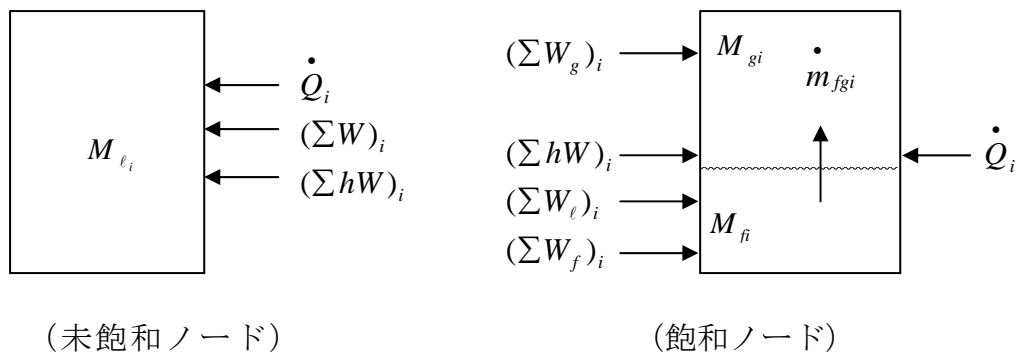


図 3-2 質量及びエネルギーバランス

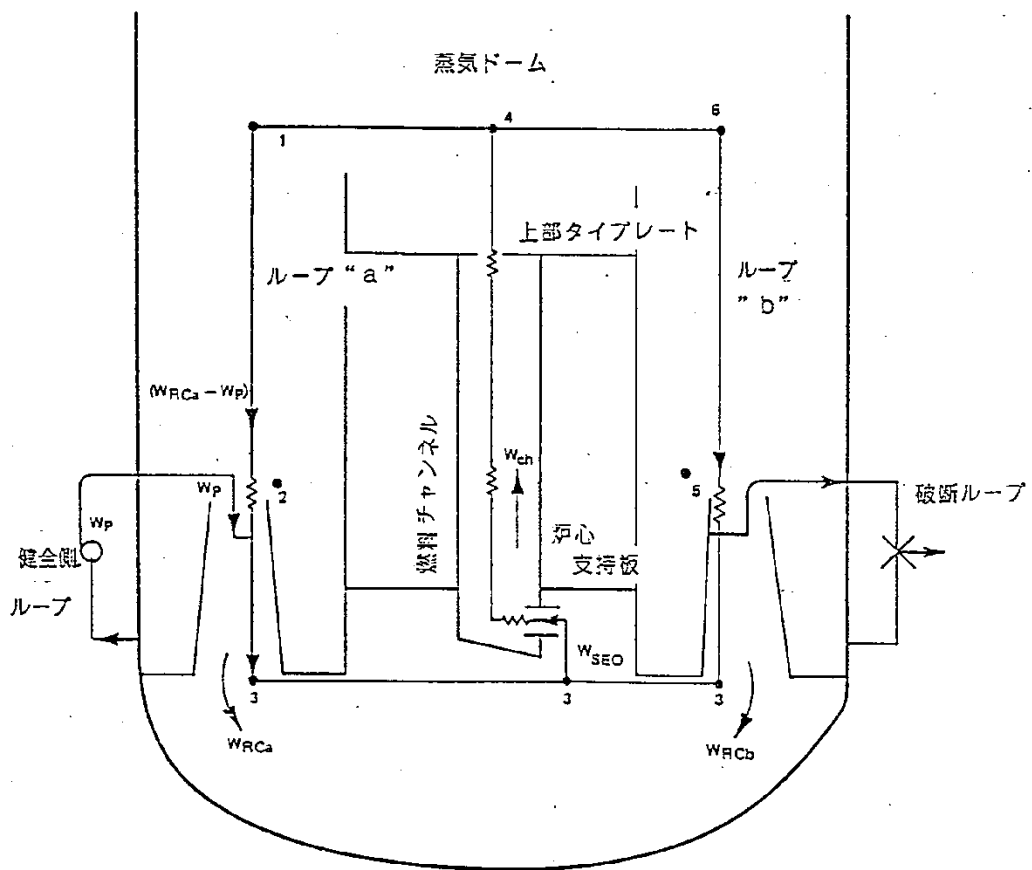


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型 BWR の例)

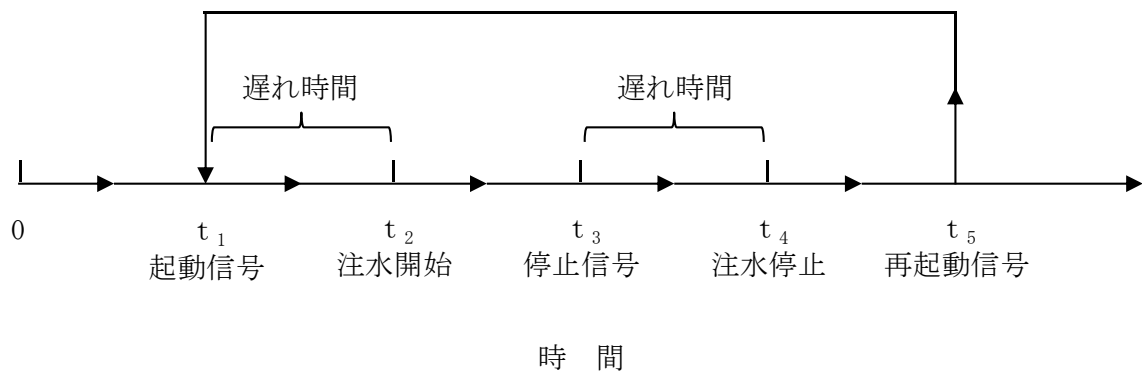
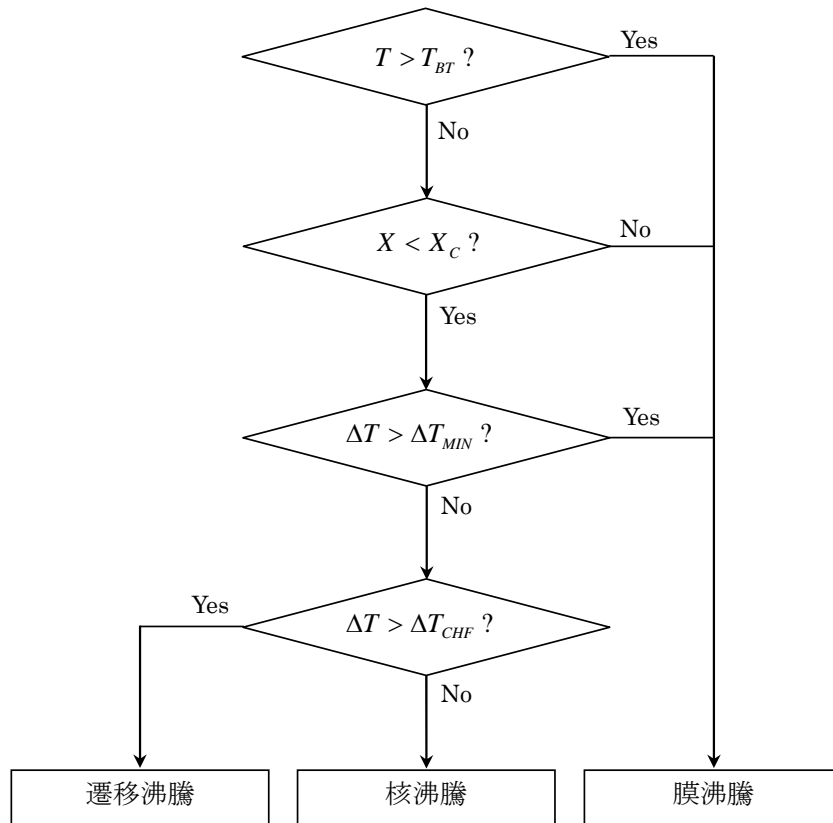


図 3-4 S A F E R コードの注水系作動ロジック



- T : 事故後の時間
- T_{BT} : 沸騰遷移時間 (入力)
- X : クオリティ
- X_C : 膜沸騰限界クオリティ (入力)
- ΔT : 被覆管過熱度
- ΔT_{MIN} : 安定膜沸騰最小過熱度
- ΔT_{CHF} : 限界熱流束過熱度 (入力)

図 3-5 SAFERコードの沸騰事象を決めるロジック

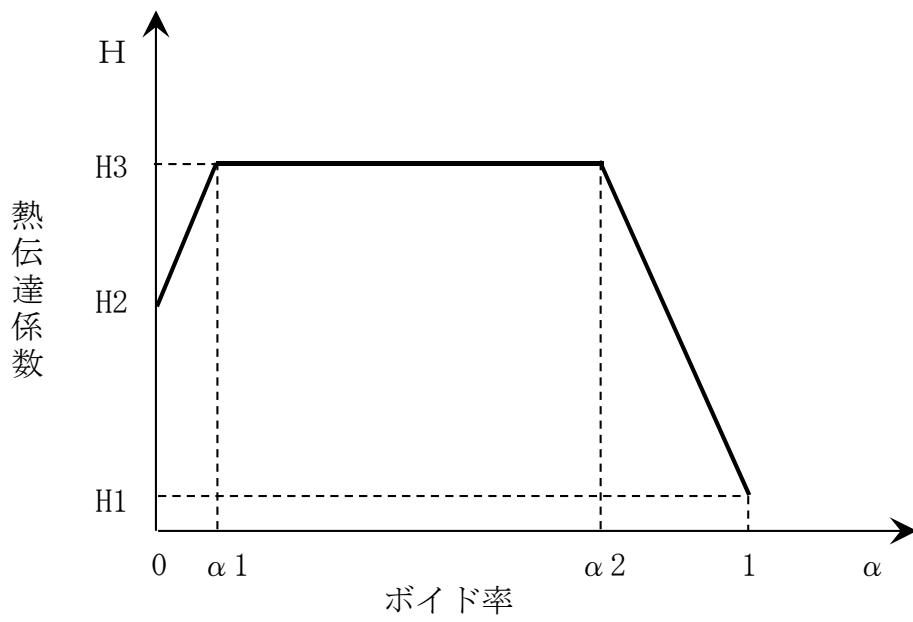


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

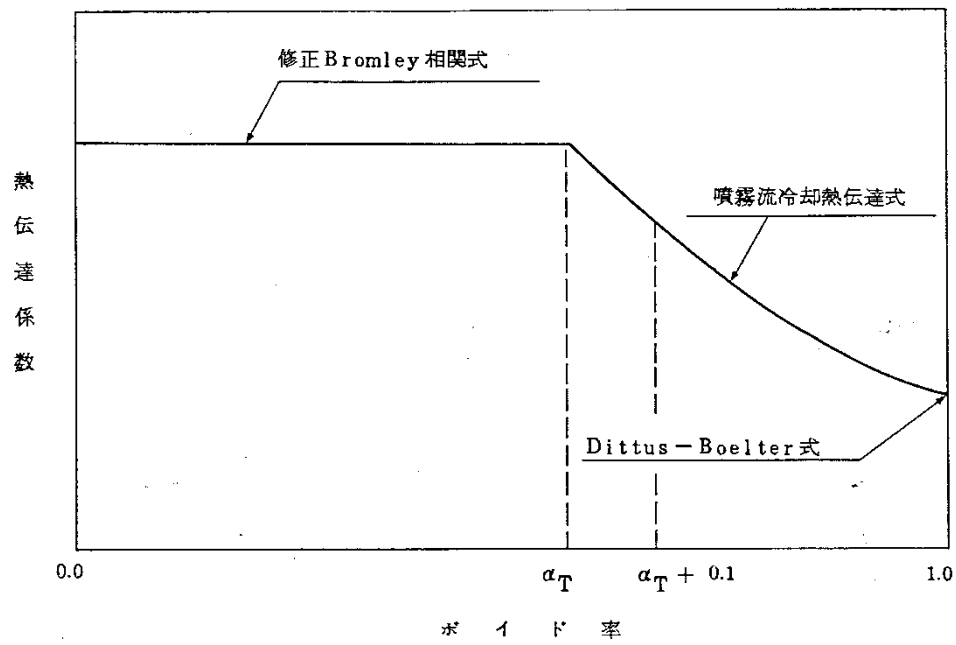


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

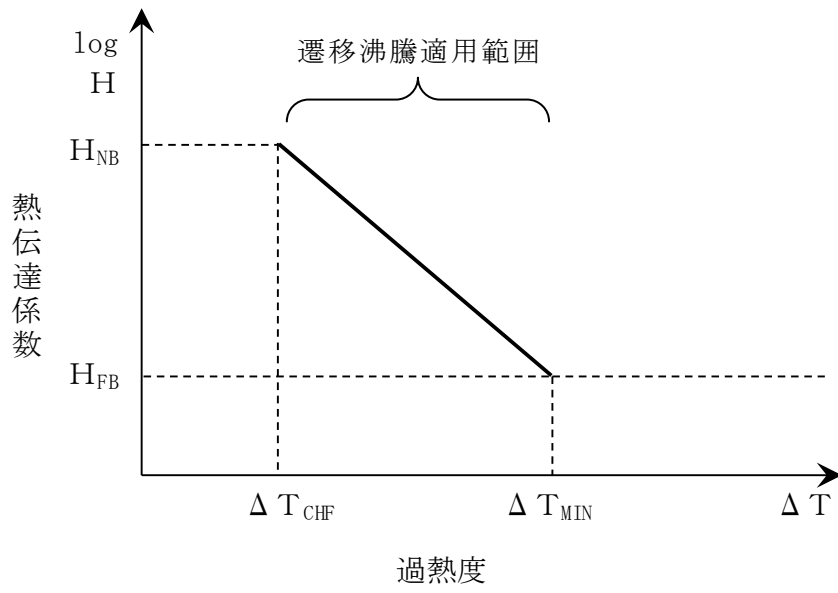


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

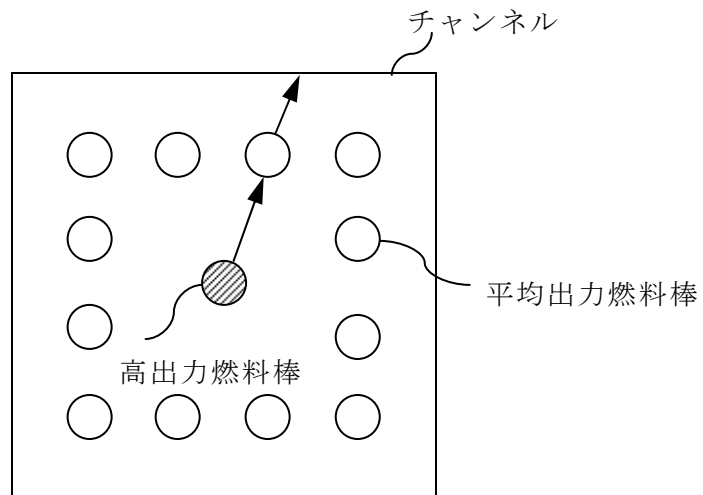


図 3-9 輻射熱伝達モデル

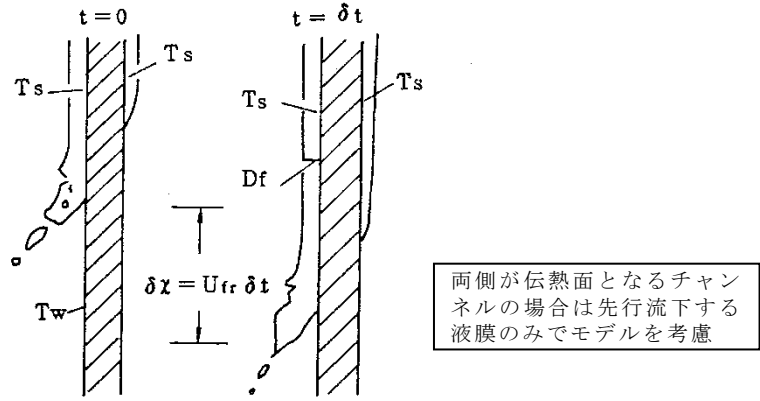


図 3-10 チャンネル濡れモデル

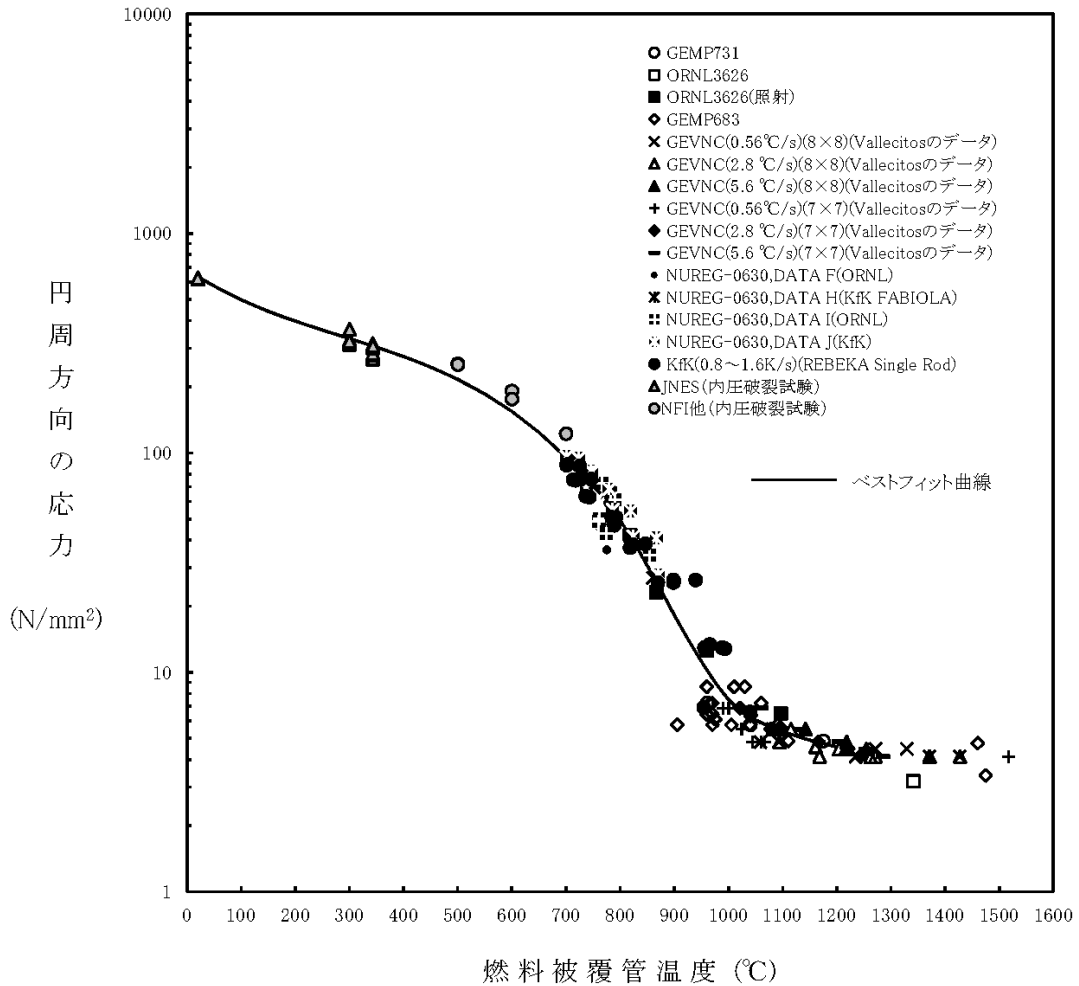


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

3.4 入出力

S A F E Rコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。S A F E Rコードのインプットデータは以下のとおり構成される。S A F E Rコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」，「事故条件」，「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉圧力容器，原子炉内部構造物の幾何形状
- ② 初期条件（原子炉出力，原子炉圧力，炉心入口流量，原子炉水位）
- ③ 炉心仕様（幾何形状，炉心圧損，原子炉出力の時間変化）
- ④ 燃料仕様（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，物性）
- ⑤ 機器，設備仕様（E C C S等の注水特性，S R V特性，M S I V閉止特性）
- ⑥ 外乱条件（破断条件等）

上記をインプットデータとして，原子炉内熱水力過渡解析及び炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉圧力及び原子炉内水位の過渡変化
- ② 燃料被覆管温度
- ③ ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。

No. 審査
-2-6
に対する
ご回答

なお，S A F E Rコードは過渡変化の計算タイムステップをインプットデータとして与え，計算時間を通して一定としている。有効性評価解析は従来の設計基準事故解析に比べて解析時間が長くなるが，想定される事象の原子炉内の熱水力的挙動及び炉心ヒートアップ挙動は設計基準事故（中小破断L O C A）と同様であることから，計算タイムステップは設計基準事故解析と同じ値を原則として適用する。

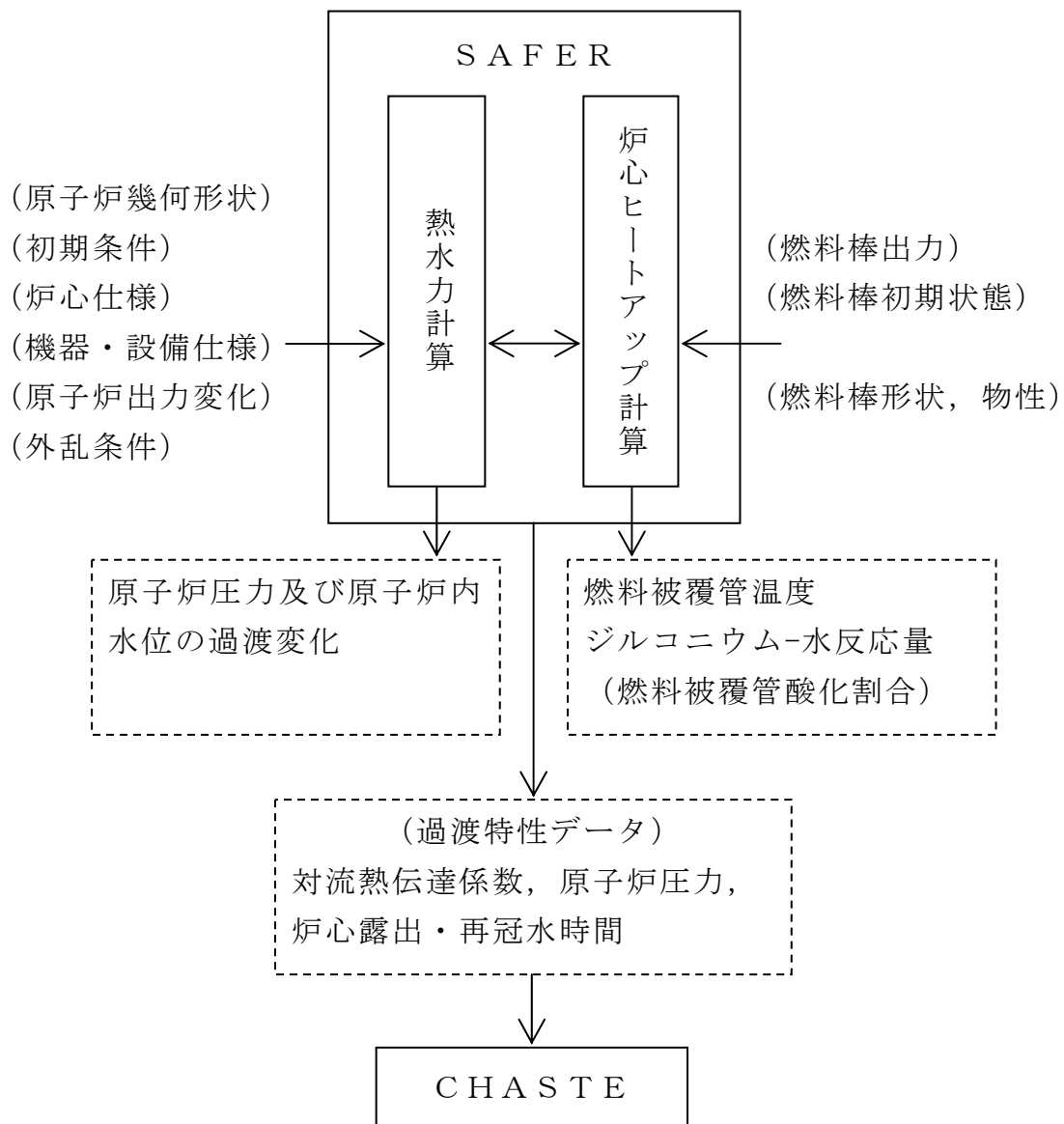


図 3-12 S A F E R コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

S A F E Rコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 節以降に示すが、それらの要約を 4.1.1 から 4.1.3 に示す。

S A F E Rコードは、BWRのLOCAを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性確認が行われており、BWRのLOCA時の燃料被覆管温度の評価に適用できることを確認している。したがって、2章で重要現象に分類された物理現象はLOCAを模擬したシステム挙動実験により、総合的に妥当性が確認されている。

ジェットポンプ型BWRに対しては、T B L (Two Bundle Loop) 及びR O S A - III (Rig of Safety Assessment) の実験解析が行われ、A B W R に対しては、F I S T (Full Integral Simulation Test) - A B W R の実験解析を行っている。S A F E Rコードによる実験解析結果は実験結果(蒸気ドーム圧力、水位)と良く一致し、模擬燃料被覆管最高温度は実験結果に比べ 10°C~150°C程度高く予測することを確認した。⁽²²⁾

なお、S A F E Rコードの妥当性は、当時の通産省原子力発電技術顧問会(基本設計)LOCA検討会及び原子炉安全基準専門部会(E C C S 性能評価小委員会)においても審議され、LOCA時の燃料被覆管温度評価への適用の妥当性が確認されている。⁽²³⁾⁽²⁴⁾

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため、S A F E Rコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移及び気液熱非平衡については、LOCAを模擬した実験結果における被覆管温度とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することにより、S A F E Rコードの熱伝達モデルの妥当性を確認できる。

燃料被覆管酸化については、3.3.2(5)に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定し、反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため、S A F E Rコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については、3.3.2(7)に記載したとおり、燃料被覆管の歪み量を計算し、燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値と良く一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用しているこ

とから、S A F E Rコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

沸騰・凝縮・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流及び三次元効果については、有効性評価解析においては炉心が露出する可能性のあるシーケンスでの炉心・原子炉水位を評価するうえで重要な物理現象として選定しており、炉心・原子炉水位を確認することでその妥当性を確認できる。

冷却材放出（臨界流・差圧流）は、L O C Aを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することによりその妥当性を確認できる。

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は、動作を期待する系統の作動圧力や流量を入力するが、有効性評価解析では、設計での不確かさを考慮し、設備設計における設計条件を仮定する。このように、設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、S A F E Rコードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

以上より、重要現象に対する妥当性確認については、B W RのL O C Aを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較において、システム圧力、炉心水位、燃料被覆管温度に着目してS A F E Rコードの妥当性を確認する。

4.1.1 T B L実験解析

T B L実験は、1100MW級B W Rプラントを2/764に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体2体、再循環系2系統及びE C C Sを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.2 R O S A - III実験解析

R O S A - III実験は、B W R体系を1/424に縮尺模擬したシステムであり、電気加熱の1/2長さの模擬燃料集合体4体と2つの再循環系、E C C Sからなる実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との

比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.3 F I S T - A B W R 実験解析

F I S T - A B W R 実験は、A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体とダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E R コードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデルの妥当性を確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	T B L 実験解析	R O S A - III 実験解析	F I S T - A B W R 実験解析
炉心 (核)	崩壊熱 *	崩壊熱モデル	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	☒ 4-32 ☒ 4-33
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム-水 反応モデル	—	—	—
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価 モデル	—	—	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流 三次元効果	二相流体の流動 モデル	☒ 4-4 ☒ 4-5 ☒ 4-8 ☒ 4-11 ☒ 4-14	☒ 4-20 ☒ 4-21 ☒ 4-22	☒ 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	—	—
原子炉 圧力 容器 (逃が し安全 弁を含 む)	冷却材放出（臨界流・差圧 流）	臨界流モデル	☒ 4-3 ☒ 4-7 ☒ 4-10 ☒ 4-13	☒ 4-19	☒ 4-26 ☒ 4-27 ☒ 4-28
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流	二相流体の流動 モデル	—	—	☒ 4-29 ☒ 4-30
	E C C S 注水（給水系・代 替注水設備含む）*	原子炉注水系 モデル	—	—	—

* 4.1 節に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

4.2 T B L 実験解析^{(25) (26) (27)}

T B L は、1100MW級 B W R プラントを 2/764 に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 2 体からなる L O C A 模擬実験装置であり、実験は L O C A 時の熱水力現象並びに炉心の冷却挙動を総合的に把握するため、配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動及び炉心冷却挙動を実時間で模擬する L O C A 総合模擬実験である。図 4-1 に T B L 実験装置の系統図を示す。

4.2.1 解析条件

表 4-2 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした T B L 実験条件を示す。解析は再循環配管の大破断 (Run No. 1) , 中小破断 (Run No. 2) , 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3) 及び高圧炉心スプレイ配管の完全破断 (Run No. 4) の 4 ケースについて実施した。

図 4-2 に実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割しているとともに、高出力バンドルを設けている。また、ノード 3 と 9 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を 9 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 11 分割とした。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。E C C S 流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.2.2 解析結果

S A F E R コードによる T B L 実験解析の各解析結果について説明する。

(1) 再循環配管大破断 (Run No. 1)

Run No. 1 は、再循環配管の完全両端破断 (2×100%) 模擬実験であり、E C C S として L P C S 及び 3 L P C I (3 台の L P C I ポンプの作動) を想定している。

図 4-3 に圧力変化を示す。また、図 4-4 にシュラウド内各部の混合水位変化を示す。S A F E R コードの解析結果は、実験結果と良く一致することがわかる。また、S A F E R コードは、下部プレナムの水位形成後の炉心入口オリフィス (S E O) での C C F L 現象並びに C C F L 現象に伴う冷却水の分配挙動を良く再現している。図 4-5 に約 50 秒時点における平均並びに高出力バンドル内のボイド率分布の比較を示す。S A F E R コードは出力差に伴って生じる流動挙動の違いを良く表現している。図 4-6 に高

出力バンドルの被覆管温度変化を示す。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 150°C 高く評価した。

後述する他ケースに比べてP C Tを高めにより予測するのは、高出力バンドルを吹上げる蒸気による冷却を過小評価しているためと考えられ、適用している蒸気及び噴霧流の熱伝達相関式に依存している。蒸気単相熱伝達相関式は、蒸気流量が増加するほど熱伝達係数を過小評価する傾向にあり、また、噴霧流熱伝達相関式も熱伝達係数を過小評価する（添付2のII．熱伝達相関式、モデルの適用性に記載の添付図 2-7 及び添付図 2-9）。再循環配管の両端破断を模擬した本ケースは、他ケースに比べて冷却材流出量が多く減圧が急激であるため下部プレナムの蒸気発生量が多い。すなわち、高出力バンドルを吹上げる蒸気流量が多く、蒸気及び噴霧流の熱伝達係数の過小評価の影響が他ケースに比べて大きいいため、実験結果に対し温度が高くなっていると考えられる。

(2) 再循環配管の中小破断 (Run No. 2)

Run No. 2 は、再循環ポンプ入口配管の 3.4%破断実験であり、E C C S としてL P C S, 3L P C I 及びA D S の作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、M S I V 閉により直ちに上昇し、S R V 開閉によって変化した後、A D S 作動によって急激な減圧過程に移行する。S A F E Rコードの解析結果は、破断開始から炉心再冠水に至る全期間を通して実験結果を良く模擬している。図 4-8 にシュラウド内各部の二相混合水位比較を示す。実験で見られる炉心露出及びL P C I 注水後の炉心再冠水の挙動について、解析は良く再現している。図 4-9 に高出力バンドルの被覆管温度変化を示す。図 4-8 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。炉心露出後の温度上昇率はほぼ同じであるが、L P C S 作動後は、実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは、S A F E Rコードのスプレイ熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、図 4-8 から約 550 秒で炉心再冠水されたことが実験、解析の両方から判断できる。しかし、図 4-9 に示したように、最終的な温度低下は、実験の約 550 秒に対して解析は約 580 秒となっている。これは、炉心再冠水後に適用されるS A F E Rコードの膜沸騰熱伝達モデルが保守的なモデルになっていることを示している。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 60°C 高く評価した。

(3) 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3)

Run No. 3 は、主蒸気配管の完全破断を模擬している。作動ECCSとしてはLPCS, 3LPCI及びADSであるが本実験は主蒸気管の完全破断であり、ADSは作動しない。

図4-10に圧力変化を示す。本実験は主蒸気配管破断であるので、破断口を通して蒸気が流出し、急激な減圧過程となる。SAFERコードの解析結果は、全般的な圧力変化を良く模擬した。図4-11にシュラウド内各部の混合水位比較を示す。解析における炉心露出並びにLPCI注入後の急激な水位回復挙動は実験結果と良い一致を示した。図4-12に高出力バンドルの被覆管温度変化を示す。図4-11に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。LPCS注水後、実測値の温度上昇率が小さくなるが、解析では実測値ほど温度変化が見られなかった。これは、SAFERコードの熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、解析結果は、LPCIによる炉心再冠水がわずかに遅いため、被覆管温度の低下開始時間も実測値に比べて約20~30秒遅くなった。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約70℃高く評価した。

(4) 高圧炉心スプレイ系配管の破断 (Run No. 4)

Run No. 4 は高圧炉心スプレイ系 (HPCS) 配管の完全破断模擬実験であり、ECCSとして2LPCI及びADS作動を想定している。

図4-13に圧力変化を示す。また、図4-14にシュラウド内各部の水位比較を示す。圧力は、ADSが約290秒で作動することにより急減圧するが、大破断で見られたSEOでの顕著なCCFLはなく、実験と同様の結果を得た。圧力、水位ともにSAFERコードの解析結果は実験結果を良く模擬した。図4-15に高出力バンドルの被覆管温度変化を示す。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約50℃高く評価した。

4.2.3 まとめ

表4-6にSAFERコードによる実験解析結果と実験結果のPCTの比較を示す。

SAFERコードによるTBL実験解析結果と実験データとの比較に基づきSAFERコードを評価した結果、SAFERコードは、BWRのLOCA時の冷却材流出開始からECCSの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を適切に評価し、炉心ヒートアップ挙動についてはPCTを安全側に評価することを確認した。

表 4-2 S A F E Rコードによる実験解析の対象とした TBL 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4
破断位置	再循環配管 吸込口	同左	主蒸気配管	HPCS 配管
破断面積 (%)	2×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI +ADS	LPCS+3LPCI +ADS	2LPCI+ADS
初期バンドル出力 (MW)	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.1	7.0	7.0	7.1

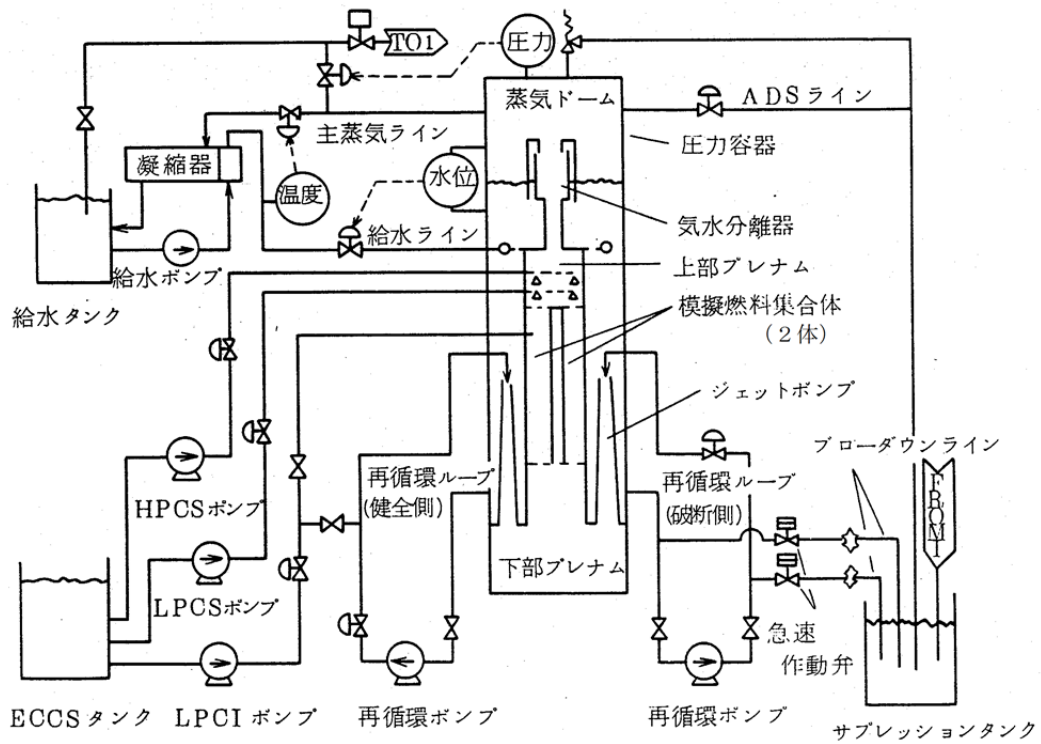


図 4-1 TBL 系統図

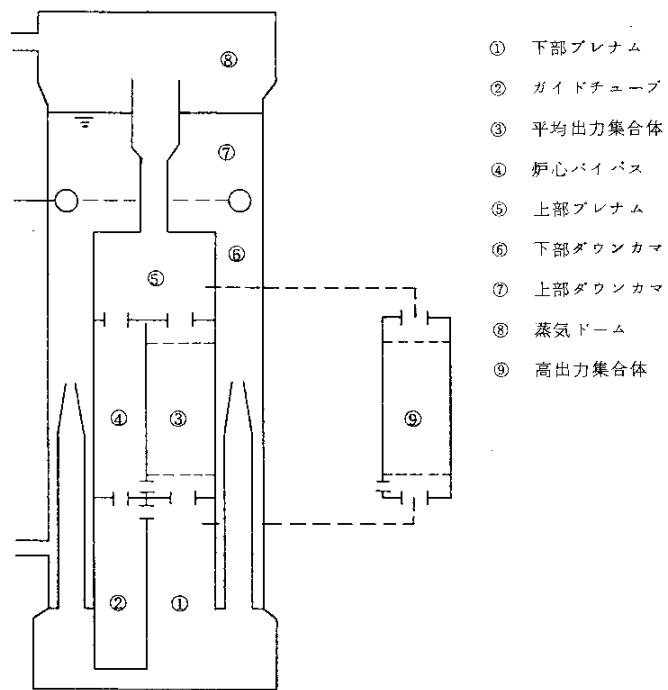


図 4-2 TBL 実験解析のノード分割図

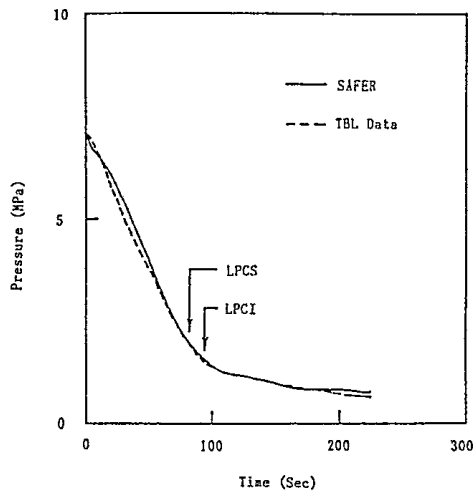


図 4-3 圧力変化 (TBL Run No.1, 再循環配管大破断)

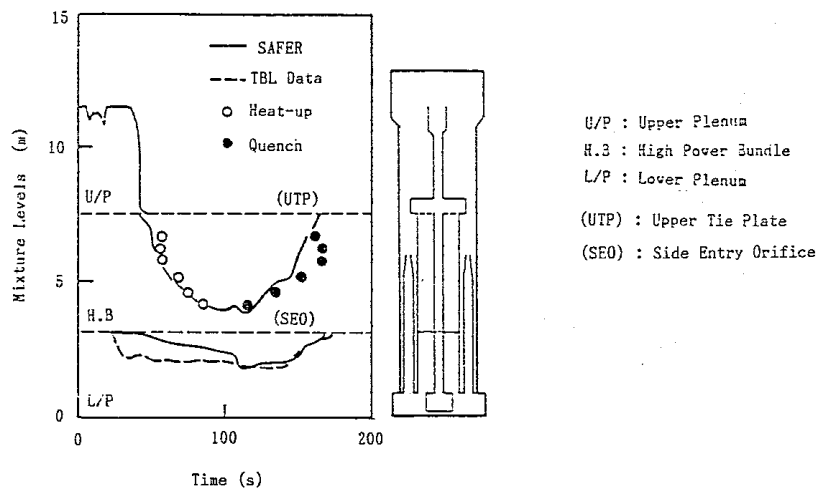


図 4-4 シュラウド内水位変化 (TBL Run No.1, 再循環配管大破断)

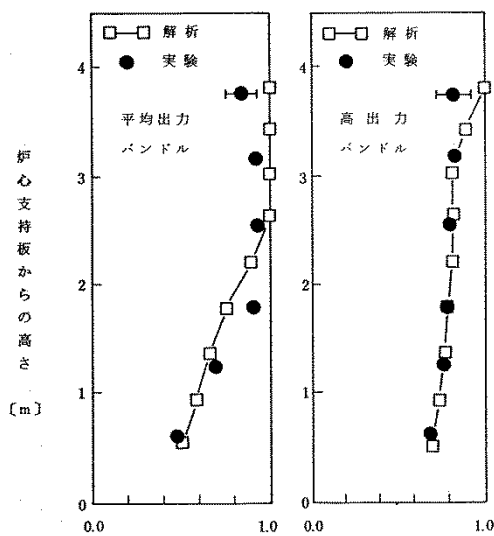


図 4-5 ボイド率の分布 (TBL Run No.1, 再循環配管大破断)

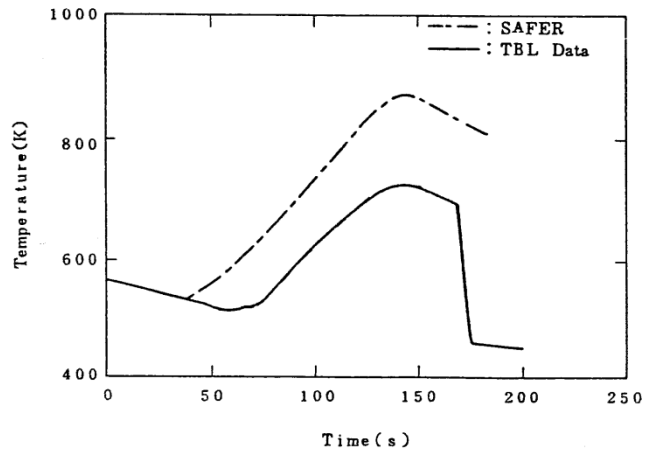


图 4-6 被覆管温度变化 (TBL Run No. 1, 再循环配管大破断)

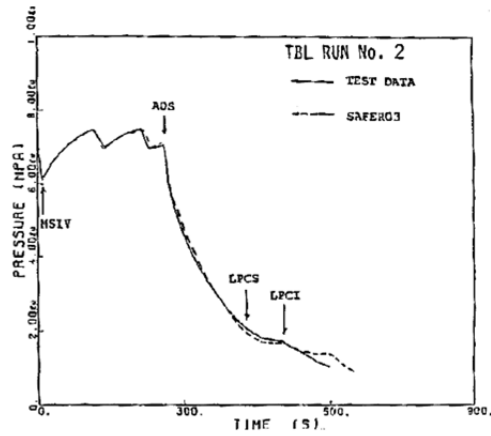


図 4-7 圧力変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

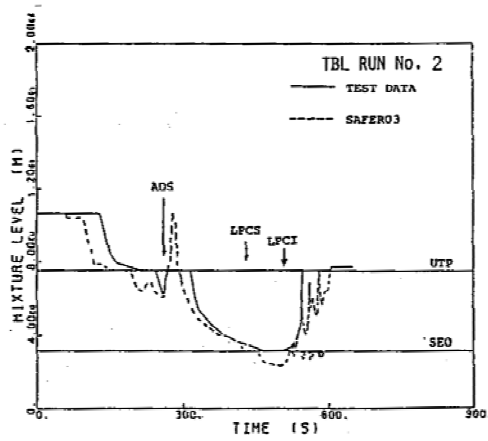


図 4-8 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

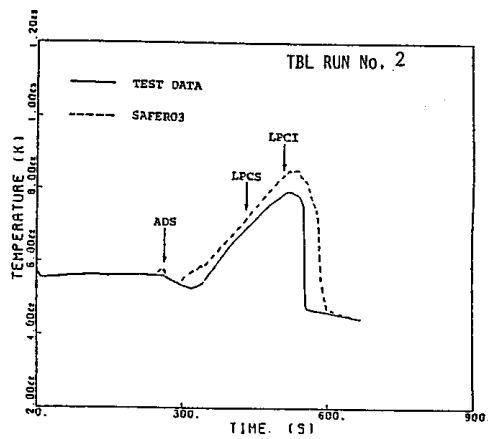


図 4-9 被覆管温度変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

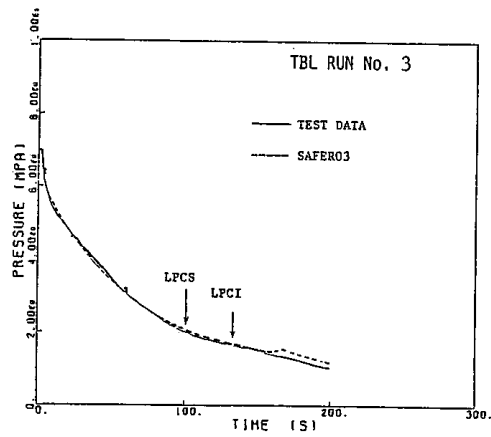


図 4-10 圧力変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

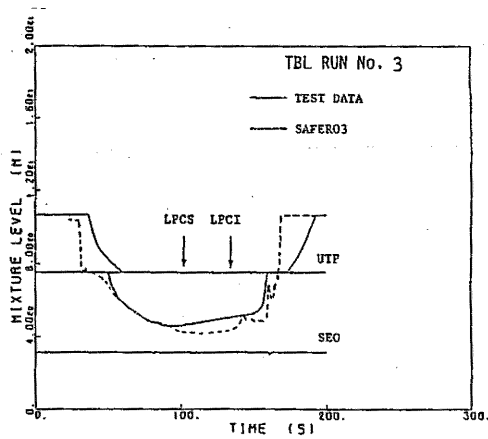


図 4-11 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

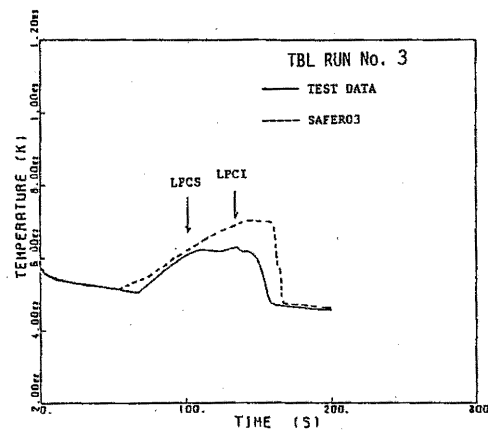


図 4-12 被覆管温度変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

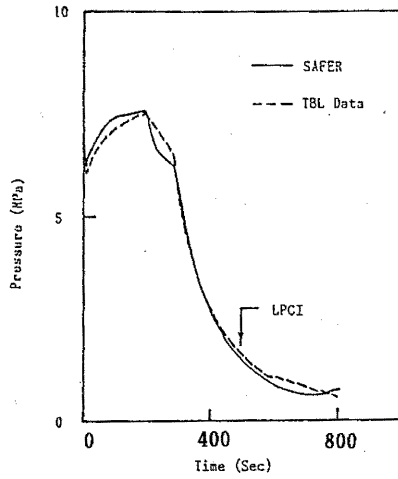


図 4-13 圧力変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

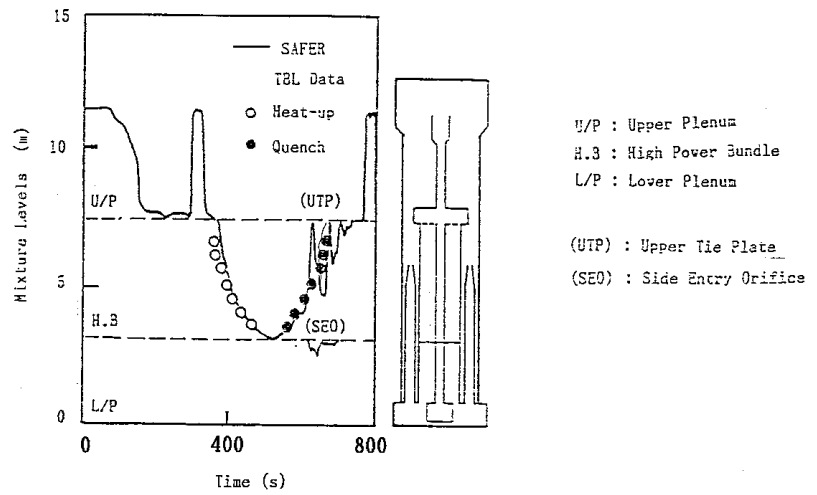


図 4-14 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

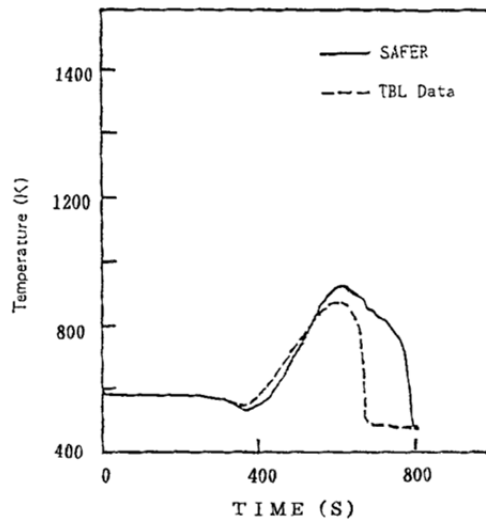


図 4-15 被覆管温度変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

4.3 ROSA-III実験解析⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾

ROSA-IIIは、BWR体系を1/424に縮約模擬したシステムであり、電気加熱の実長の1/2長さの模擬燃料集合体4体と、2つの再循環ループ、ECCS及び蒸気・給水系を備えている。ROSA-III実験は、BWRのLOCA時の熱水力挙動及びECCSの有効性に関する総合模擬実験であり、図4-16に実験装置、図4-17に系統図を示す。

4.3.1 解析条件

表4-3にSAFERコードによる実験解析の対象としたROSA-III実験ケース及び条件を示す。解析は、再循環ポンプ入口配管での2×100%両端破断実験（Run No.1）から破断なし（Run No.7）まで破断面積をパラメータとした7ケースについて実施した。

図4-18に実験解析で用いたSAFERコードのノード分割を示す。SAFERコードでは压力容器を8つの熱水力ノードに分割している。ROSA-IIIの燃料集合体は4体であり、これらをノード3で模擬した。また、炉心内ボイド分布を解析するためにノード3をさらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を7分割とし、その上下の非加熱部を含めて全9分割とした。ノード9は高出力燃料集合体であり、PCTの計算を行うためのノードである。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。ECCS流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.3.2 解析結果

SAFERコードによるROSA-III実験解析の例として大破断（Run No.1, Run No.2）、小破断（Run No.5）及び破断なし（Run No.7）の解析結果について説明する。図4-19から図4-23に、実験結果とSAFERコードによる解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、平均出力チャンネル内の水位変化、高出力チャンネル内の水位変化、被覆管最高温度変化について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図4-19に蒸気ドーム圧力変化の比較を示す。

Run No.1, Run No.2はともに大破断実験であるために、ダウンコマ内の水位低下は早く、Run No.1は13秒、Run No.2は15秒に再循環ポンプ吸込ノズルが露出し、急激な減圧が生じる。Run No.5は小破断実験であり、Run No.7は破断なしであるので、MSIV閉後の圧力は上昇し続け、SRVの

作動によって圧力がほぼ一定に保たれた後，ADSの作動により急激な減圧となる。図4-19から分かるように，SAFERコードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) シュラウド内水位

図4-20に平均出力チャンネル，図4-21及び図4-22に高出力チャンネル内の混合水位変化の比較を示す。

各実験ケースのうち特に大破断実験解析では，上部タイプレート，炉心入口部でのCCFL現象が顕著に生じており，これに伴う炉心内の水位変化はSAFERコードの解析結果と実験データで良く一致している。また，小破断実験であるRun No.5と破断なし実験であるRun No.7については，ADSの作動により急激にチャンネル内水位が低下して露出する様子を解析結果は良く表わしている。

図4-20から図4-22により，大破断，小破断及び破断なしのシュラウド内水位変化をSAFERコードは概ね良く模擬していることがわかる。

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

(3) 被覆管温度

図4-23に被覆管温度変化の比較を示す。図4-23に示した被覆管温度変化はPCT位置の被覆管温度変化を示しており，破断なし実験（Run No.7）の場合のみ実験と解析でPCTノードが異なっているため，ヒートアップ開始が実験と解析で大きな差となった。しかし，PCTは実験結果に対し約20℃高く評価している程度である。

大破断実験でのPCTは実験結果に比べ，約20℃から100℃高く評価されている。これは，SAFERコードの炉心露出時に適用される蒸気冷却及び噴霧流冷却の熱伝達モデルが保守的なモデルであり，また，炉心再冠水後に適用される膜沸騰熱伝達モデルも保守的なモデルになっているためである。

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

4.3.3 まとめ

ROSA-III実験装置で行われた再循環配管破断の実験データを用いて，SAFERコードの妥当性確認を行った。2×100%両端破断，100%，50%，15%，5%，2%のスプリット破断及び0%（破断なし）の模擬実験についての実験データとSAFERコードによる解析結果の比較により，以下のことを確認した。

- ・破断口径によらず圧力変化を良く予測した。

- ・大破断実験で見られる炉心上部，下部でのCCFL現象を予測できた。これにより，シュラウド内水位変化を良く予測した。また，小破断実験解析も同様にシュラウド内水位変化を良く予測した。
- ・燃料被覆管最高温度は実験値に比べ10～100℃程度高めに評価した。(表4-6 参照)

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

また，ROSA-IIIにおける破断なしの実験結果 (Run No.7) は，実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧，炉心の露出に伴う炉心ヒートアップ及び冷却水注水による炉心の再冠水の過程がよく類似している。このような破断のない過渡変化に対しても，SAFERコードは，表4-6に示すように炉心の再冠水時間を遅く，PCTを高めに予測できることが確認された。したがって，実機の有効性評価解析にもSAFERコードを適用できると考える。

表 4-3 S A F E Rコードによる実験解析の対象とした ROSA-III 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置	再循環配管吸込口						破断 なし
破断面積 (%)	2×100	100	50	15	5	2	0
作動 ECCS	LPCS+3L PCI+ADS	同左	同左	同左	同左	同左	同左
初期全出力 (MW)	3.967	3.972	3.963	3.964	3.969	3.962	3.962
初期ドーム 圧力 (MPa[gage])	7.37	7.29	7.3	7.3	7.35	7.35	7.3

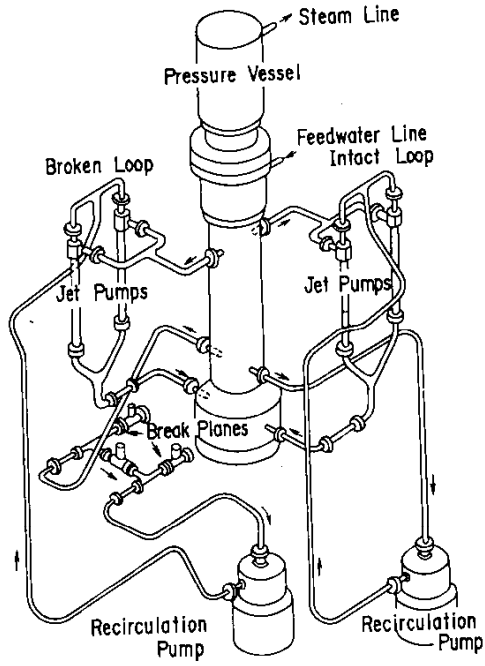


图 4-16 ROSA-III 实验装置

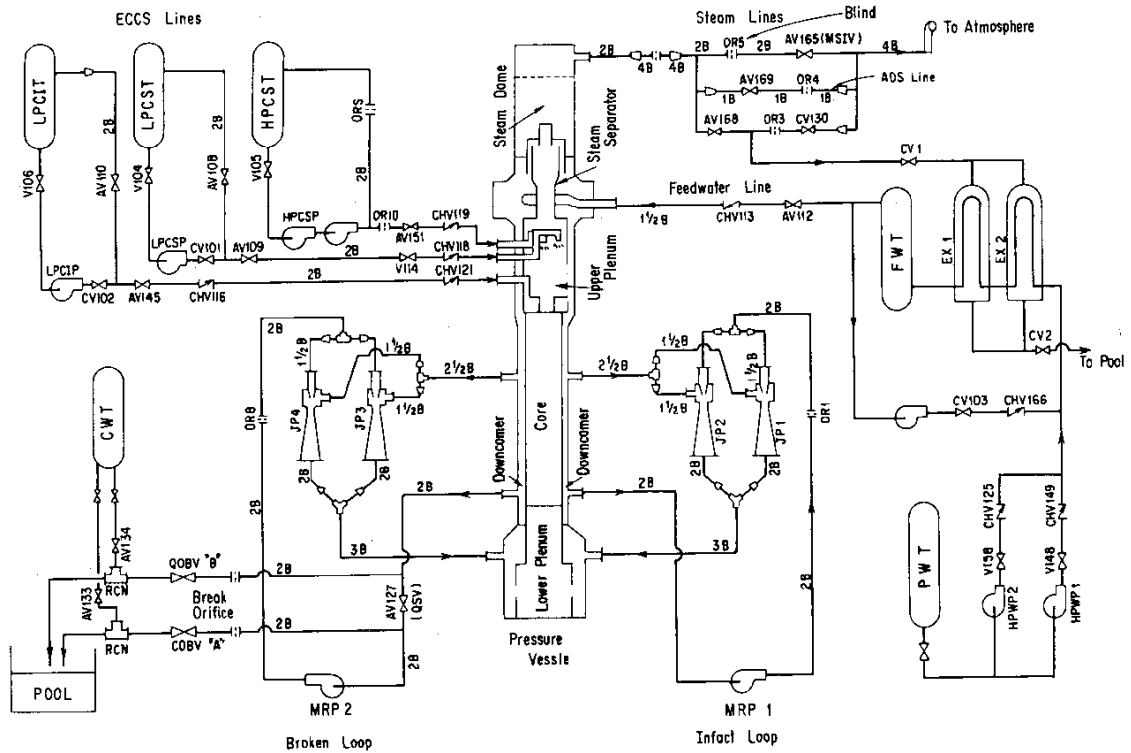


图 4-17 ROSA-III 系统图

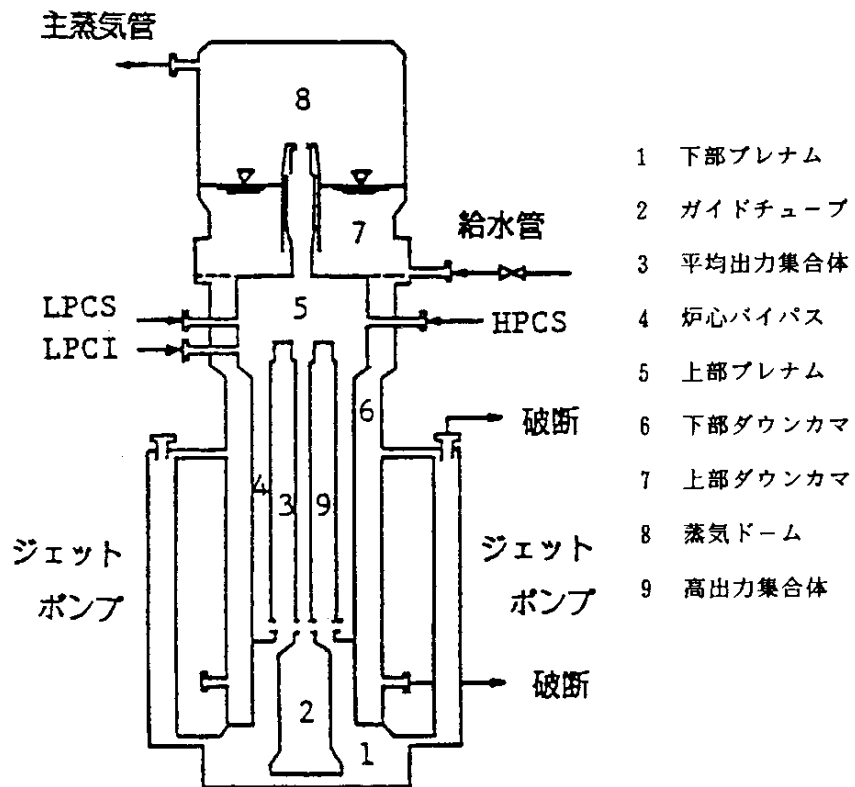


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

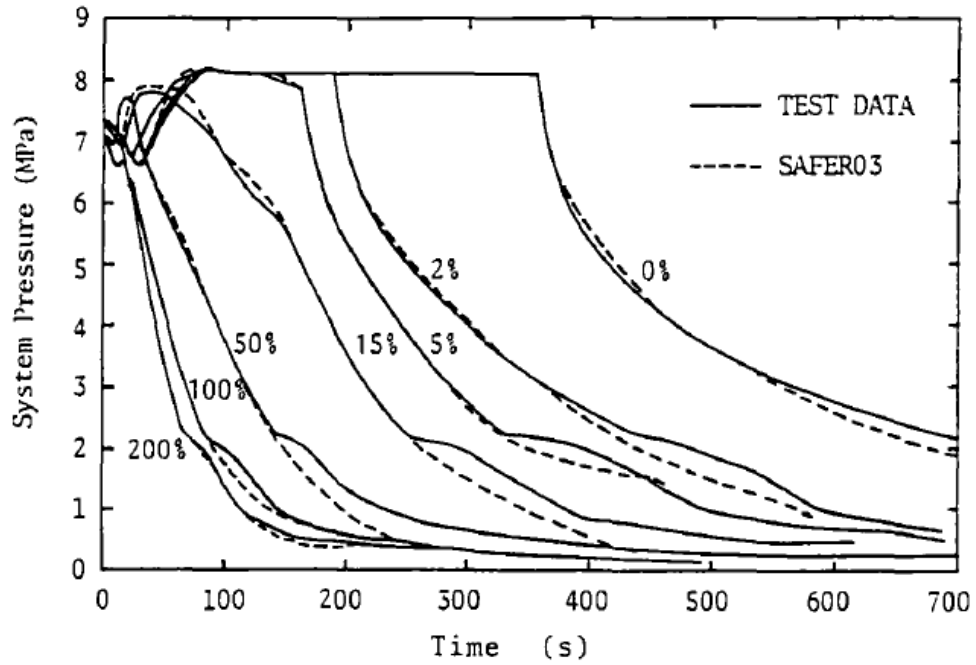


図 4-19 圧力変化 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

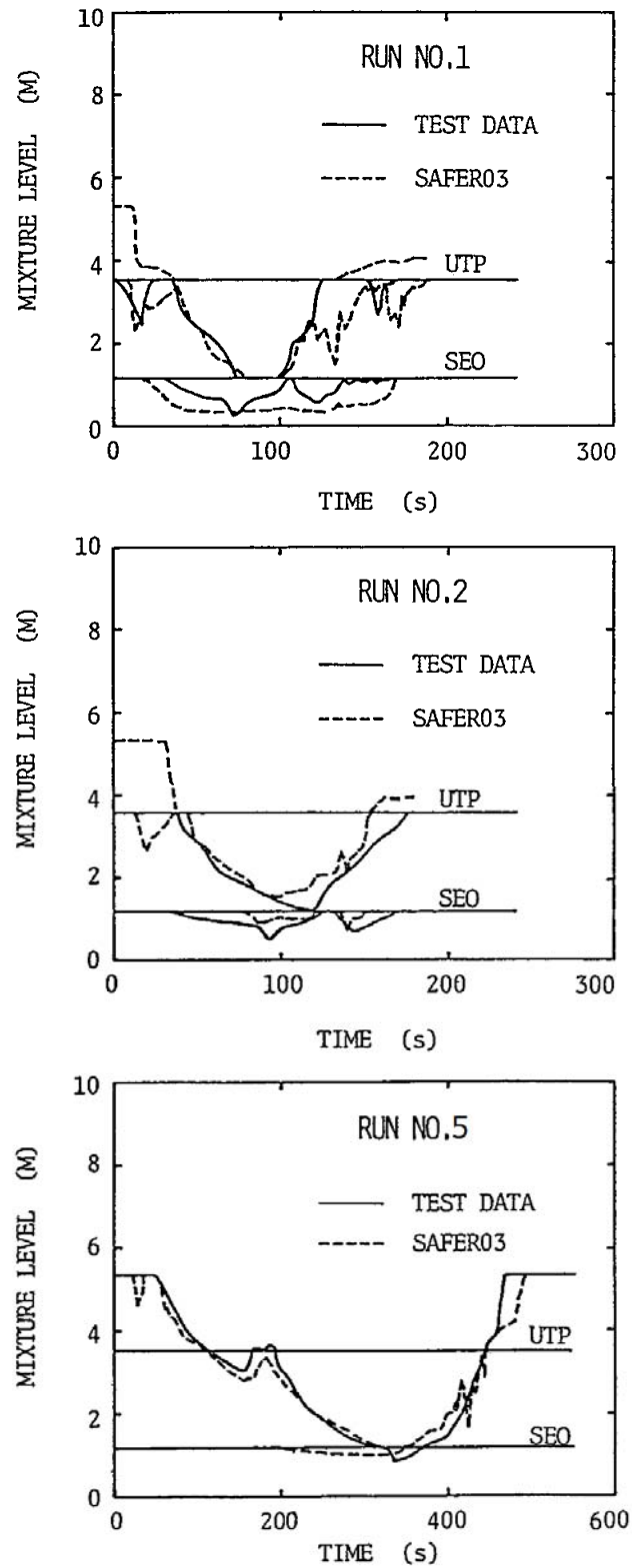


図 4-20 平均出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 中破断, 小破断)

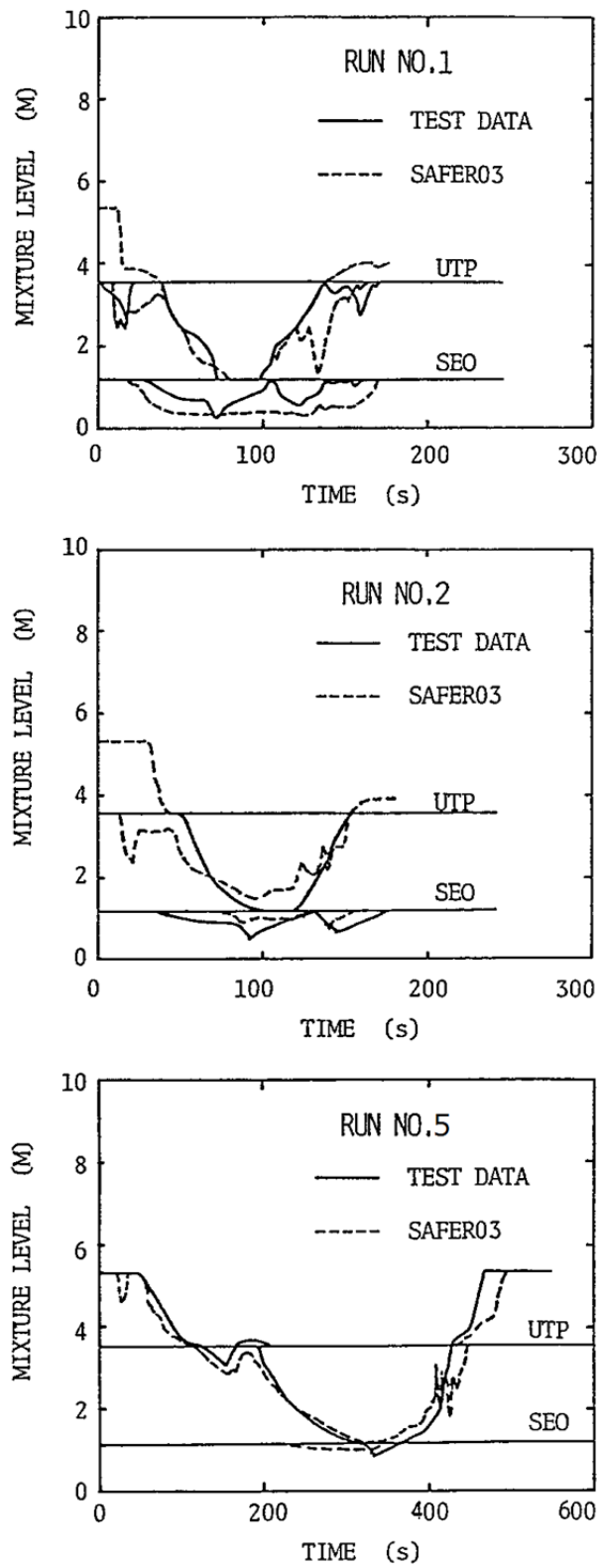


図 4-21 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 中破断, 小破断)

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

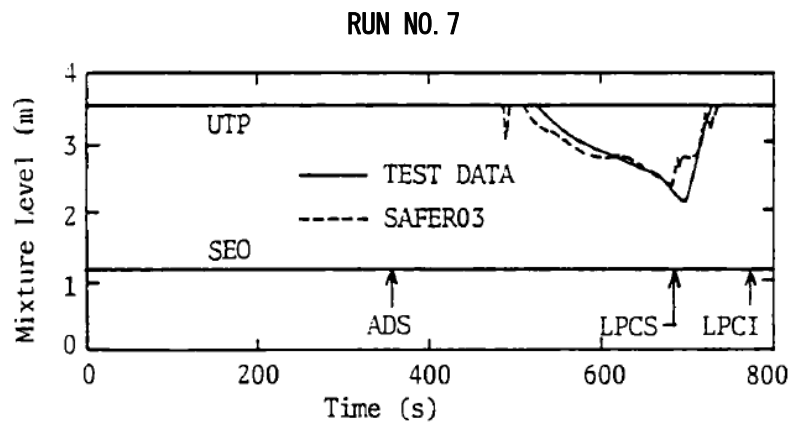


図 4-22 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 破断なし)

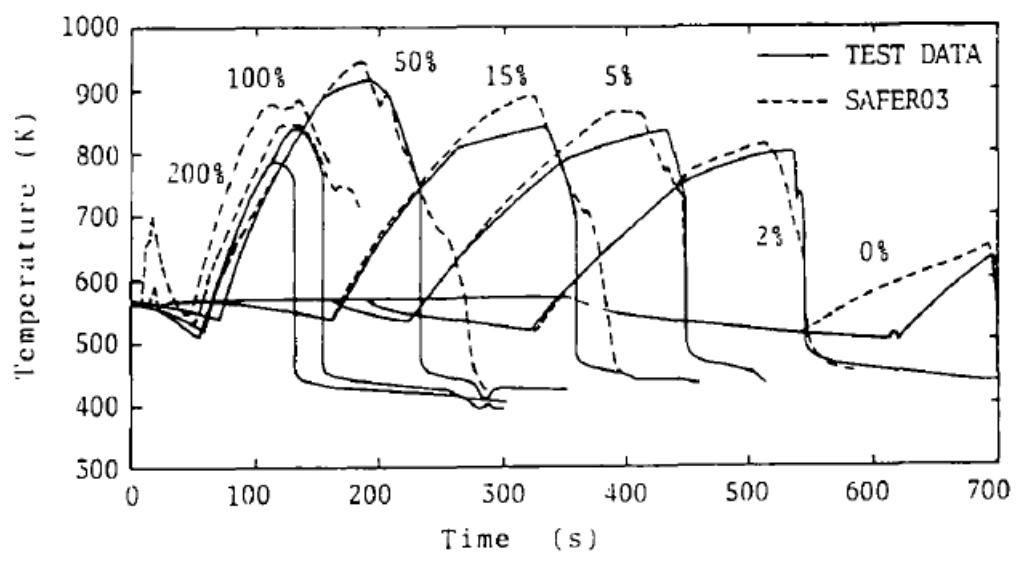


図 4-23 被覆管温度変化 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

4.4 F I S T - A B W R 実験解析⁽³⁰⁾

F I S T - A B W R は、A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬しており、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体と、ダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備している。また、主蒸気系、給水系、E C C S 及び配管等の破断を模擬している。実験は、A B W R の L O C A 時の冷却材ブローダウン現象の把握、E C C S の炉心冷却能力の確認及び S A F E R コードの妥当性確認を目的に行われた。図 4-24 に系統図を示す。

4.4.1 解析条件

表 4-4 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした F I S T - A B W R 実験ケース及び条件を示す。解析は、炉心スプレイ (C S) 配管の完全破断 (Run No. 1) , 主蒸気 (M S) 配管の完全破断 (Run No. 2) , 給水 (F W) 配管の完全破断 (Run No. 3) 及び圧力容器底部 (B B) の 80cm² 相当配管破断 (Run No. 4) を模擬した 4 ケースについて実施した。

図 4-25 に F I S T - A B W R 実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割している。ノード 3 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに、軸方向に細分化した。分割数は、有効発熱部を 5 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 7 分割とした。

破断流量及び A D S 流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また、E C C S の起動と M S I V 閉止はダウンカマ領域の水位信号を用いた (主蒸気配管の完全破断 (Run No. 2) を除く)。

4.4.2 解析結果

S A F E R コードによる F I S T - A B W R 実験解析の結果について説明する。表 4-5 には、主要な事象の発生時刻を実験データと S A F E R 解析結果を比較して示している。また、図 4-26 から図 4-33 には、実験結果と S A F E R 解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、冷却材流出流量、ダウンカマ領域水位、シュラウド内水位及び被覆管温度について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

C S 配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号により M S I V が閉止する約 80 秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。M S I V 閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒での A D S 作動により急速減圧する。

S A F E Rコードは，MS I V閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが，A D S作動による減圧過程全体を通して実験と良く一致している。

MS配管破断実験は，破断後直ちに減圧するが，MS I Vが約3秒で閉止すると，冷却材流出流量は破断配管1本のみ減少するため，圧力は上昇している。しかし，約5秒以降はバンドル出力の低下により単調に減少する。減圧過程では減圧沸騰，HPFLサブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。また，図4-28に破断流量変化を示す。S A F E R解析結果は実験結果と良く一致している。

FW配管破断実験についても，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。実験では，破断後の減圧に伴い約40秒で下部プレナムの沸騰により減圧が緩やかになり，HPFLの注入による蒸気凝縮により減圧が加速している。S A F E Rコードはこれらの挙動を再現している。

BB (80cm²相当)配管破断実験は，MS I V閉止する約52秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。MS I V閉止後に圧力が上昇するが，HPFL及びHPCSの注水により圧力上昇は抑制され，約98秒でADSが作動すると急速に減圧する。S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測しており，特に，ADS作動後の減圧過程は実験と良く一致している。

(2) ダウンカマ領域水位

図4-29及び図4-30にダウンカマ領域の水位変化を示す。

CS配管破断実験とBB (80cm²相当)配管破断実験については，ADSが作動する前の水位変化を比較して図4-28に示す。実験結果とS A F E R解析結果は非常に良く一致していることから，水位低信号によって作動しているMS I V，ECCSの起動のタイミングも良く合っている。

MS配管破断については，S A F E RコードはHPFLが注入を開始するまでは実験結果を良く再現している。実験ではダウンカマ上部でCCFL現象が発生しており，これにより注入されたHPFL水がダウンカマ上方に維持され水位を形成している。このような現象はS A F E Rコードではモデル化されていないため，実験結果と解析結果に差が生じている。しかし，ダウンカマ上部でのCCFL現象はFIST-ABWR固有の現象であり，実機においては発生しないので特に問題とはならない。

FW配管破断実験については，実験結果に対してS A F E Rコードが水位を高めに予測している。これは，実験結果はクラップス水位であるのに対して，S A F E R解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) シュラウド内水位

図 4-31 に C S 配管破断実験及び B B (80cm² 相当)配管破断実験のシュラウド内のバンドル及び上部プレナム (図 4-25 における領域 3 及び領域 5) の水位変化を示す。

C S 破断実験の上部プレナム水位は, A D S 作動前に C S 破断位置まで低下し, 破断位置が露出する。A D S 作動により急速減圧すると, 沸騰により二相水が上部プレナムに流入するため一時的に二相水位は増加するが, 水位は再び低下して約 300 秒で C S 破断位置が露出する。A D S 作動及び破断位置の露出のタイミングは S A F E R コードで良く予測している。A D S 作動後の水位変化において, S A F E R コードの解析結果が高めとなっている部分があるが, 水位変化の全体挙動は一致していると言える。なお, バンドル内は常に二相水で満たされており, S A F E R コードも同じ結果となっている。

B B (80cm² 相当) 配管破断実験の上部プレナム水位は, M S I V 閉止後のシステム圧力上昇によりボイド率が減少するため低下するが, H P C S 注水により上昇し, さらに A D S 作動による減圧沸騰により二相水が増加して満水となる。この間, バンドル内は常に二相水で満たされている。S A F E R コードはこれらの挙動を良く予測している。

M S 配管破断実験と F W 配管破断実験については, バンドル内は全期間にわたり二相水で冠水されており, また, 上部プレナム領域も二相水で満水である。このため, シュラウド内に水位は形成されない。

(4) 被覆管温度

実験では, 4 ケースのいずれもバンドル内が二相水位で冠水維持されているため被覆管温度上昇はなく, システム圧力に対する飽和温度近傍を維持している。S A F E R 解析結果も実験結果を良く再現している。図 4-32 に C S 配管破断, また, 図 4-33 に B B (80cm² 相当)配管破断の被覆管温度変化の比較を示す。

4.4.3 まとめ

以上より, A B W R プラントの L O C A 模擬実験である F I S T - A B W R の炉心スプレイ配管, 主蒸気配管, 給水配管の破断実験及び压力容器底部配管破断実験について, S A F E R コードによる実験解析を行い, S A F E R コードが A B W R プラントに対しても適用可能であることを確認した。

- ・ 4 つの異なる L O C A 実験における模擬バンドルは二相水位により冠水が維持され, 模擬燃料棒はヒートアップすることなく, 冷却材の自然循

環により冷却された。S A F E Rコードはこれらの4つの実験の挙動を予測できた。

- S A F E RコードはA B W RのL O C A事象の圧力変化の全体的な傾向を予測できることを確認した。
- S A F E Rコードはダウンカマ領域の水位変化を良く予測したことにより、M S I V閉止、E C C S注水及びA D S作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

No. 審査
-2-9
に対する
ご回答

また、F I S T-A B W RにおけるM S 配管破断の実験結果 (Run No. 2) は、実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧過程と類似している。このような過渡変化に対してS A F E Rコードの適用性が確認されたことから、実機の有効性評価解析にもS A F E Rコードを適用できると考える。

表 4-4 SAFERコードによる実験解析の対象とした FIST-ABWR 実験条件

Run No. 条件	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断位置	炉心スプレ イ(CS)配管	主蒸気(MS) 配管	給水(FW) 配管	圧力容器 底部(BB)
破断面積 (%)	100	100	100	80cm ² 相当
作動 ECCS	1HPCS+ADS	2HPFL+ADS	2HPFL+ADS	1HPCS+2HPFL +ADS
初期出力 (MW)	約 4.6	約 4.6	約 4.6	約 4.6
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.32	7.29	7.30	7.31

表 4-5 FIST-ABWR 実験における主要事象の発生時刻

(実験データ/SAFER 解析結果, 単位: s)

Run No. 事象	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断発生, 給水流量 及び再循環ポンプ停 止, バンドル出力変 化開始	0/0	0/0	0/0	0/0
破断位置露出(FWLB)	—	—	6/7	—
M S I V 閉止	80/80	3/3	10/10	52/52
HPFL-1 注入開始	不作動仮定	37/37	127/126	62/63
HPFL-2 注入開始	不作動仮定	37/37	217/217	87/89
HPCS-2 注入開始	119/113	不作動仮定	不作動仮定	87/89
破断位置露出(CSLB)	119/113	—	—	—
ADS 作動	150/157	—	—	98/102
破断位置露出(CSLB)	300/300	—	—	—

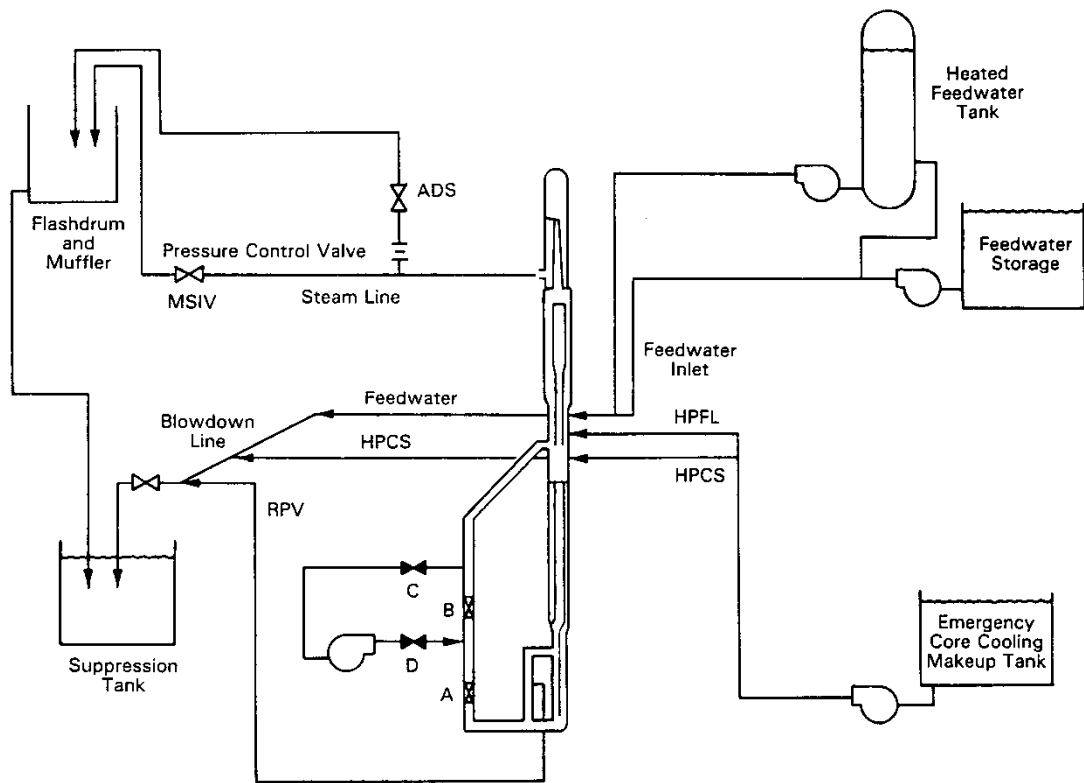


図 4-24 FIST-ABWR 系統図

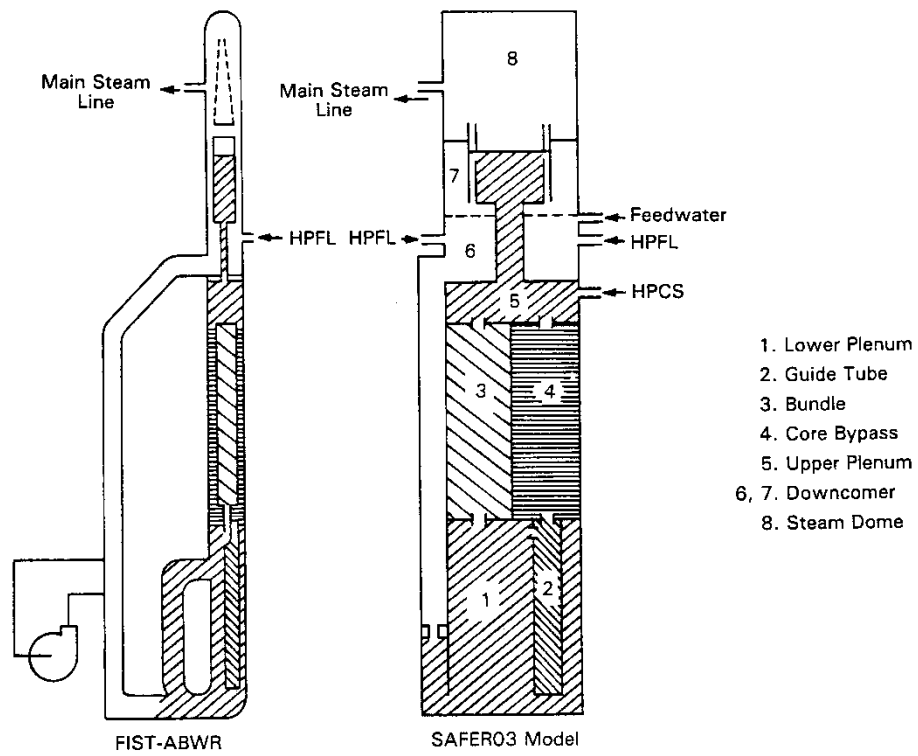


図 4-25 FIST-ABWR 実験解析ノード分割図

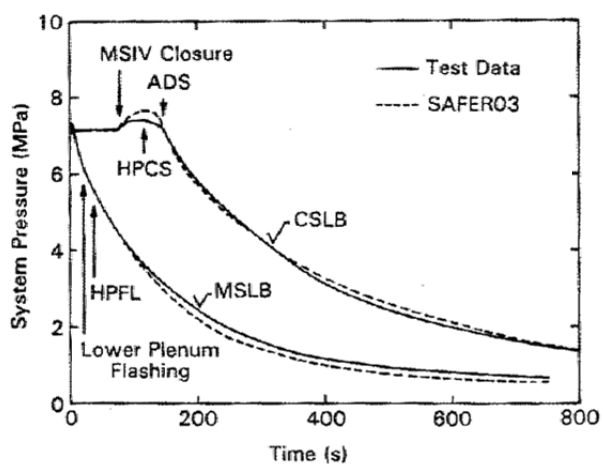


図 4-26 システム圧力変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, MS 配管破断)

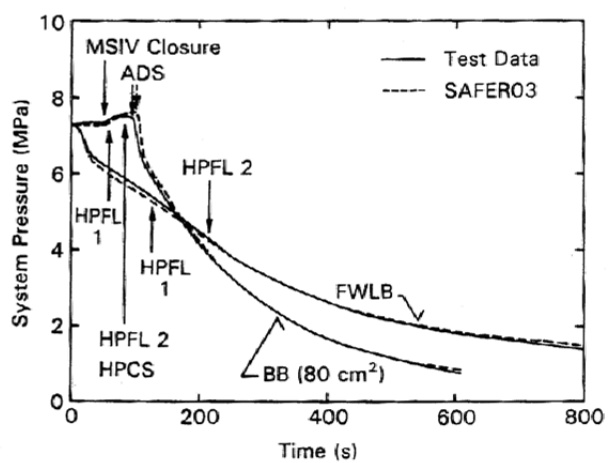


図 4-27 システム圧力変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, BB(80cm²)破断)

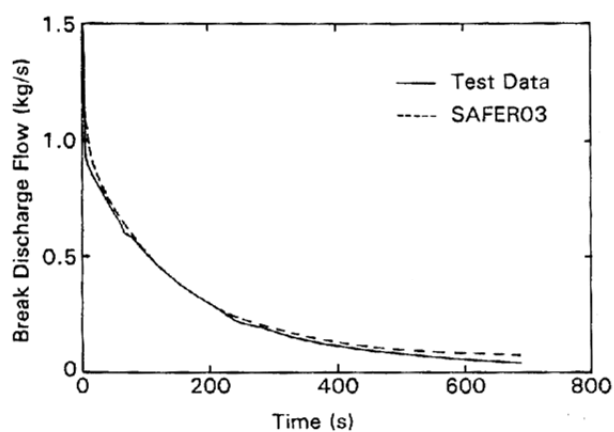


図 4-28 破断流量変化 (FIST-ABWR, MS 配管破断)

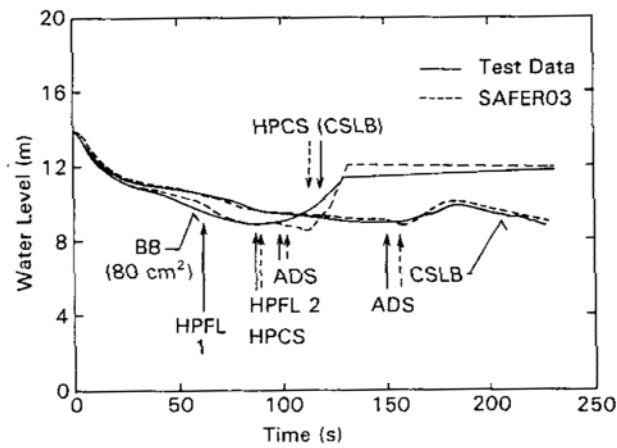


図 4-29 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

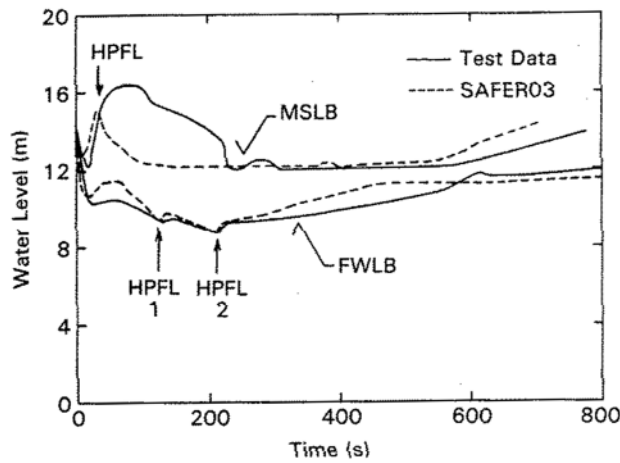


図 4-30 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, MS 配管破断)

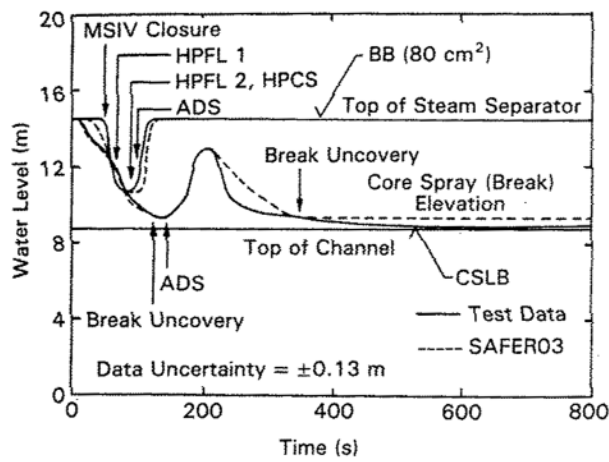


図 4-31 シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

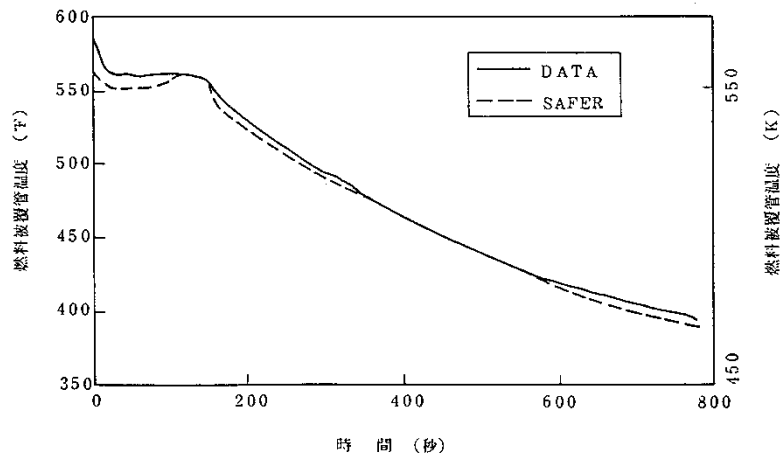


図 4-32 被覆管温度変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断)

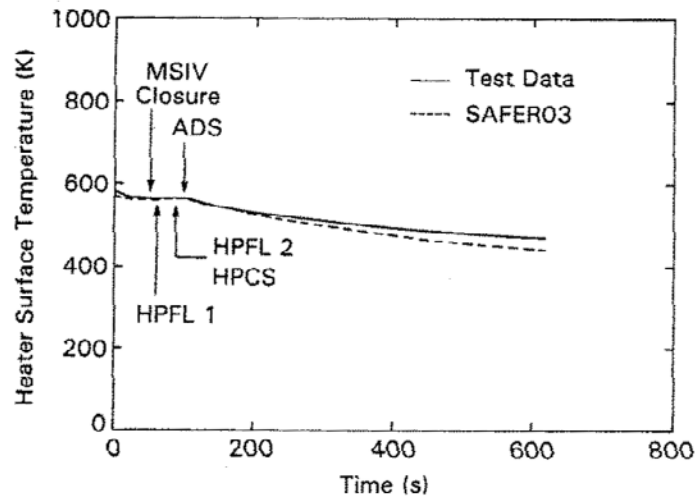


図 4-33 被覆管温度変化 (FIST-ABWR, BB(80cm²)破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

SAFERコードによる実験解析結果と主要な実験結果の比較を表4-6に示す。また、図4-34に被覆管最高温度の比較を示す。

以下に、SAFERコードの重要現象への適用性の妥当性確認について述べる。

(1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果）

TBL，ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが炉心の二相水位を良く予測することを確認した。炉心が露出する事象についての炉心再冠水時刻を遅く評価する傾向にあるが，その差は，表4-6に示すように±0～+54秒と小さい。

したがって，炉心露出及び再冠水のタイミングを良く予測し，沸騰・ボイド率変化，及び気液分離・対向流に適用できる。

(2) 燃料被覆管温度（燃料棒表面熱伝達，気液熱非平衡）

TBL及びROSA-Ⅲの実験解析により，SAFERコードが噴霧流熱伝達モデルにSun-Sahaの式を用いているため，炉心露出時の熱伝達係数を低く予測し，被覆管温度を高く予測していることを確認した。PCTは表4-6に示すように10℃～150℃程度高めに評価する。

したがって，SAFERコードは燃料棒表面熱伝達に適用できる。

(3) 原子炉圧力（冷却材放出，沸騰・凝縮・ボイド率変化）

TBL，ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが系の圧力変化及び圧力容器の水位変化を良く予測することを確認した。

したがって，冷却材放出，及び沸騰・凝縮・ボイド率変化に適用できる。

(4) 原子炉水位（沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流）

FIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが原子炉水位（ダウンコマ領域水位）の低下を良く予測し，水位低下によるMSIVの閉止，ECCSの起動のタイミングを予測できることを確認した。ECCS起動のタイミングは表4-5に示すように，-6秒～+7秒の範囲で実験結果と一致している。

したがって，沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離・対向流に適用できる。

4.5.2 実験装置のスケーリング及びECCS構成の異なるプラントへの適用性

SAFERコードの妥当性確認に使用したTBL, ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWR実験装置は, 表 4-7 に示すように, それぞれ実機を縮尺模擬し, 実機と同等のECCS構成としている。

TBL及びROSA-Ⅲは外部再循環系及びジェットポンプを有するプラントを模擬し, また, ECCSは炉心上部に注水する炉心スプレイ系(HPCS及びLPCS), 炉心バイパス部に注水するLPCIで構成するECCSを模擬しており, 実プラントの構成と相違はない。

また, ABWR実プラントは炉心上部に注水する高圧炉心注水系(HPCF), 原子炉隔離時冷却系(RCIC)及び低圧注水系(LPFL)で構成されるが, FIST-ABWRは炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系(HPCS)とダウンカマ部に注水する高圧注水系(HPFL)で構成されており, 実プラントと相違する。しかし, 原子炉内注水位置は同等であることから, HPCFとHPCSの相違, LPFLとHPFLの相違は原子炉内保有水の分布の観点からは問題にならない。したがって, 実機解析へ適用できる。

なお, ABWRの設計基準事故解析及びFIST-ABWR実験では, 炉心が冠水維持され, 炉心のヒートアップはない。しかし, 有効性評価解析では炉心が露出し, 燃料被覆管温度が上昇する。ABWRにおいて炉心が露出し, 燃料被覆管温度が上昇する事象については, 炉心の熱水力的挙動はBWRの中小LOCAの挙動と同様と考えられる。ABWRは低圧注水系が炉心シュラウド外のダウンカマ部に注水されるが, 冷却水は炉心下部に流入して炉心を再冠水冷却する。これは, 低圧注水系が炉心シュラウド内に注水されるBWRと同様である。したがって, BWRの炉心ヒートアップ挙動を模擬した実験結果により妥当性を確認されたSAFERコードは, ABWRの炉心露出及びヒートアップ解析にも適用できる。

No. 審査
-2-8
に対する
ご回答

4.5.3 実機解析(9×9燃料)への適用性

SAFERコードの妥当性確認に使用したTBL, ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWR各実験の模擬燃料集合体は, 表 4-7 に示すとおり, いずれも実機の8×8燃料集合体を模擬している。一方, 実機の有効性評価解析は, 9×9燃料を装荷した炉心について解析, 評価していることから, SAFERコードの9×9燃料への適用性について以下に述べる。

S A F E Rコードの熱水力モデル及び炉心ヒートアップモデルは、3.3節に述べたように、一般的な式を用いている。また、9×9燃料は従来燃料との共存性を考慮して、従来の炉型でも使用し得るよう燃料集合体の改良が行われており、燃料の相違による熱水力的特性の差は小さい。したがって、S A F E Rコードを9×9燃料に適用する場合は、添付1に示した解析条件のうち、燃料及び炉心に係るデータを9×9燃料及び炉心の設計に基づいて適切に入力することにより、その炉心の長期間の原子炉内熱水力過渡変化を適切に評価することができる。

なお、燃料の相違により変更する具体的な解析条件を、添付1より抜粋して表4-8に示す。9×9燃料(A型)は、燃料集合体の有効燃料長下端から約2/3の高さまで部分長燃料棒が存在するため、燃料集合体の水力等価直径と流路面積は、部分長燃料棒上端の上下で変化する。この影響として、部分長燃料棒上端より上の領域では、空間が存在するため流速が低下して熱伝達率が低下する可能性が考えられる。S A F E Rコードは、炉心(全燃料集合体)の水力等価直径と流路面積を軸方向で一様としてモデル化しているため、9×9燃料(A型)装荷炉心の解析に際しては、部分長燃料棒上端より上の領域の水力等価直径と流路面積で代表している。炉心の水力等価直径と流路面積の入力データの解析結果への影響は小さいが、部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表する場合の方が水力等価直径が大きくなり、その結果として炉心露出時の蒸気単相熱伝達係数を小さめに見積もるように取り扱っている。一方、部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表した場合、過渡時の燃料集合体の圧力損失が低減され、炉心流量が増加する傾向になると考えられるが、炉心冷却上、その影響は小さい。

4.5.4 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、E C C S構成等の異なるBWRプラント共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、実機BWRの有効性評価解析に適用できると言える。

なお、有効性評価解析における原子炉内ノード分割は、L O C Aと同様の物理現象が想定されることから、BWRのL O C A模擬実験解析と同様の分割とする。また、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、炉心露出による燃料被覆管のヒートアップの可能性があるため、炉心及び高出力燃料集合体に関しては軸方向にさらに細分化し、有効発熱部を10分割、その上下の非加熱部を含めて全12分割とする。

表 4-6 S A F E Rコードによる実験解析結果と実験結果の比較⁽²²⁾

実験		最高温度(°C)		最高温度時刻(s)		再冠水時刻(s)	
		実験	解析	実験	解析	実験	解析
TBL	(1)	446	599	135	152	162	165
	(2)	533	591	524	536	550	604
	(3)	351	421	134	143	156	167
	(4)	598	654	612	620	668	722
ROSA-III	(1)	511	612	119	136	171	182
	(2)	559	581	133	135	177	182
	(3)	644	674	190	184	210	210
	(4)	573	627	336	328	366	368
	(5)	566	594	410	383	440	447
	(6)	531	542	531	512	548	553
	(7)	364	382	696	691	734	738
FIST-ABWR	(1)	温度上昇なし	温度上昇なし	—	—	露出なし	露出なし
	(2)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(3)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(4)	同上	同上	—	—	同上	同上

No. 審査
-2-8
に対する
ご回答

表 4-7 実験装置のスケーリング及びE C C S構成

項目	TBL	ROSA-III	FIST-ABWR
模擬した プラント	BWR 熱出力 3293MW 集合体数 764 体 HPCS/LPCS/LPCI	BWR 熱出力 3800MW 集合体数 848 体 HPCS/LPCS/LPCI	ABWR 熱出力 3926MW 集合体数 872 体 HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比：2/764 熱出力：約 10MW 集合体数：8×8 燃料 2 体（実寸大） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/424 熱出力：約 4MW 集合体数：8×8 燃料 4 体（1/2 長） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/872 熱出力：約 4.6MW 集合体数：8×8 燃料 1 体（実寸大） HPCS/HPFL

表 4-8 燃料の相違により変更する S A F E R 解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	冷却材体積	炉心
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部タイププレート
	圧力損失データ	炉心
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化	
	炉心崩壊熱時間変化	
	燃料集合体数	
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚	
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット直径	
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）	
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット径方向出力分布	
	燃料棒最大線出力密度	
	燃料棒軸方向出力分布	
	局所出力ピーキング	
	燃料集合体断面平均燃焼度	

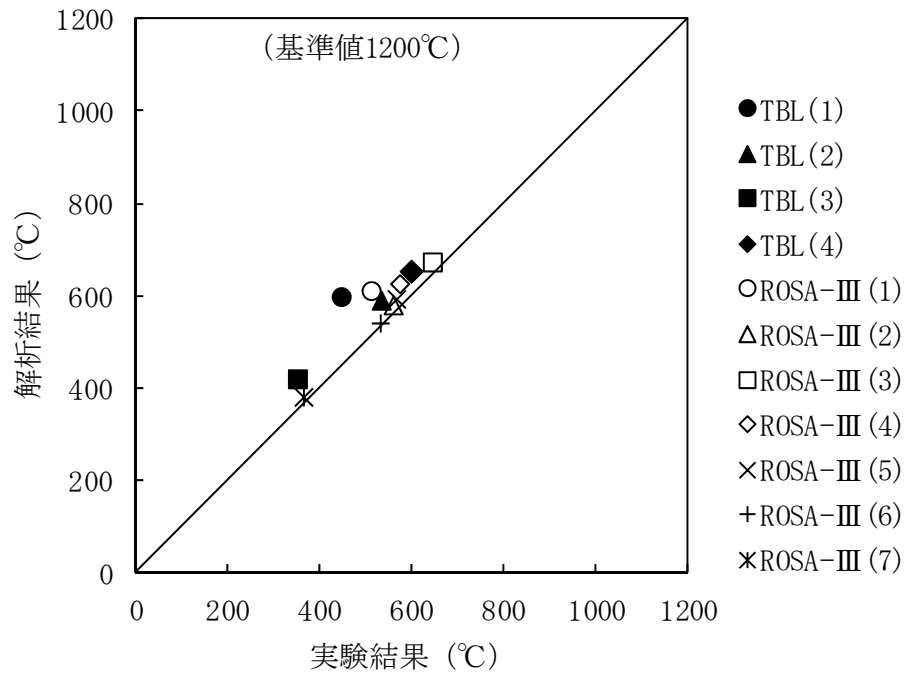


図 4-34 被覆管最高温度の比較⁽¹⁵⁾

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実験解析を踏まえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

S A F E Rコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度であるため、燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと**最確条件を包絡できる条件を使用して大きくなるように評価した値をS A F E Rコードの入力として使用しているため、有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。**

(2) 燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移，気液熱非平衡

燃料表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については，燃料被覆管温度を保守的に評価する熱伝達モデルを適用していることが実験解析により確認されていることから，有効性評価解析においても燃料被覆管温度は高めに評価される。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は，燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量，酸化反応熱を高めに評価する Baker-Just の式を適用しているため，燃料被覆管温度は高めに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から，内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には，燃料被覆管が破裂を起こすとみなし，燃料被覆管の内側にもジルコニウム-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は，図 3-10 に示したように，実験データのベストフィット曲線を仮定し，現実的な条件としている。

(5) 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果

炉心の二相水位については，燃料被覆管温度に影響する炉心露出，再冠水を適切に予測できることを実験解析により確認していることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）

S R Vからの冷却材流出については，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの冷却材流出は，実験データと良く一致する現実的な臨界流モデルを適用しており，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

冷却材圧力変化については，原子炉注水系の注水開始時間や流量に影響するが，圧力変化を適切に予測するモデルであることが実験解析により確認されていることから，注水流量変化を適切に評価し燃料被覆管温度への影響は小さい。

(7) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）の原子炉注水については，各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高め評価する。

以上より，重要現象の不確かさは，燃料被覆管温度を過大評価または過大評価する方向に寄与し，有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

S A F E Rコードで取り扱う運転操作は、S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C Sまたは代替注水系を使用した原子炉注水操作、注水停止操作である。これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S、代替注水設備を使用した原子炉注水操作は、代替電源あるいは代替注水設備の準備が完了したタイミングまたは原子炉水位低信号の発信を起点に実施する。代替電源あるいは代替注水の準備の完了のタイミングは訓練実績等に基づく時間に余裕をみて設定されるため、不確かさの影響は安全側に評価される。また、原子炉水位低信号の発信はE C C S起動用設定水位を採用しており、事象発生後の原子炉水位の低下過程で発信される。事象発生後の原子炉水位変化は崩壊熱及び臨界流モデルの不確かさの影響があるが、これらの評価モデル及び評価条件の選定には信頼性の高い評価モデル及び現実的な評価条件を採用しているため、不確かさの影響は小さい。

なお、燃料被覆管の破裂判定に対しては、ベント操作への影響が考えられるが、ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから、コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また、解析上の取り扱いとして、破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなるバンドルの値を代表として用いるが、現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると、その影響はさらに小さくなる。

(2) 運転操作後の影響

原子炉減圧操作後は、原子炉圧力変化に対応して原子炉への注水が行われ、原子炉水位の回復及び維持がなされる。その後、注水系の停止、再起動等の運転操作が考えられるが、原子炉圧力が低下し、かつ、原子炉水位が維持された状態であるため、コードの不確かさはその後の運転操作の可否に影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	TBL, ROSA-IIIの実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさとも相まってコード全体として、実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+150℃高めに評価する。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により被覆管温度を高く評価することから、有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	燃料被覆管温度が高温になる程酸化量及び発熱量を大きく評価するモデルを採用し、保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され、燃料被覆管温度は上述のように高めに評価され、円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。従って、ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は保守的となる。	破裂発生前の被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係数、破裂後の金属-水反応熱に影響を与え、燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは、前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから、保守的な結果を与えるものとする。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化, 気液分離 (水位変化)・対向流, 三次元効果	二相流体の流動モデル	TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において, 二相水位変化は実験結果と同等の解析結果が得られており, 他の解析モデルの不確かさとも相まってコード全体として, 実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃~+150℃高めに評価する。	炉心水位変化を適切に評価することから, 有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	TBL, ROSA-III の実験解析において, 熱伝達係数を低めに評価する可能性があり, 他の解析モデルの不確かさとも相まってコード全体として, 実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃~+150℃高めに評価する。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により被覆管温度を高く評価することから, 有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1 重要現象の不確かさ (3/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉 圧力 容器 (逃が し安全 弁を含 む)	冷却材放出 (臨界流・差 圧流)	臨界流モデル	TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において、圧力変化は実験結果と同等の解析結果が得られており、他の解析モデルの不確かさとも相まってコード全体として、実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+150℃高めに評価する。	SRV 流量は、設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため、不確かさの影響はない。破断口からの流出は実験結果と良い一致を示す臨界流モデルを適用している。有効性評価解析でも圧力変化を適切に評価し、原子炉への注水のタイミング及び注水流量を適切に評価するため、燃料被覆管温度への影響は小さい。
	沸騰・ボイド 率変化 気液分離(水 位変化)・対 向流	二相流体の流 動モデル	TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において、二相水位変化は実験結果と同等の解析結果が得られており、他の解析モデルの不確かさとも相まってコード全体として、実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+150℃高めに評価する。	炉心水位変化を適切に評価することから、有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	E C C S 注 水(給水系・ 代替注水含 む)	原子炉注水系 モデル	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を 使用しており、実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え、燃料被覆管温度を 高めに評価する。	注水特性は、それぞれの系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を 入力する。実機設備に対して注入流量を少なめに与えるため、有効性評価解析 では燃料被覆管温度を高めに評価する。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂3, 平成10年5月
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (SAFE R)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂4, 平成10年5月
- (3) N. Zuber and J.A. Findlay, “Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems”, Trans. ASME J. of Heat Transfer, November 1965.
- (4) J.F. Wilson et al. , “The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture”, Trans. of ANS, 5(1), May 1962.
- (5) G.B. Wallis, “One-dimensional Two-Phase Flow”, McGraw-Hill, New York, 1969.
- (6) M. Murase and H. Suzuki, “Evaluation of Countercurrent Gas / Liquid Flow in Parallel Channels with Restricted Ends”, Nucl. Technol., 68, 408, 1985.
- (7) M. Murase and S. Suzuki, “Countercurrent Gas-Liquid Flow in Parallel Channels Simulating a Boiling Water Reactor Core”, Proc. Japan-U.S. Seminar on Two-Phase Flow Dynamics, No. C3, Lake Placi., New York, 1984.
- (8) F. J. Moody, “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture”, J. of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, Vol. 87, No. 1, February 1965, PP. 134-142.
- (9) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (10) American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (11) J.E. Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis”, NEDO-20566-1-A, October 1982.
- (12) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol. 2, 1930.
- (13) H. Nagasaka, “New Japanese Correlations on Core Cooling and CCFL Characteristics during BWR LOCA”, NUREG/CP-0072, Vol. 5, 1985.
- (14) K.H. Sun, J.M. Gonzalez and C.L. Tien, “Calculation of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions”, Journal of Heat Transfer, 414, August 1976.

- (15) P. Saha, "A Post-Dryout Heat Transfer Model Based on Actual Vapor Generation Rate in Dispensed Droplet Regime", General Electric Company, NEDE-13443, May 1976.
- (16) H. Nagasaka, K. Yamada, A. Kuwako, "BWR Core Cooling in Refill / Reflood Phase", NUREG/CP-0058, Vol.3, 1984.
- (17) J. G. M. Andersen, "CORECOOL : A Model for the Temperature Distribution and Two-Phase Flow in a Fuel Element under LOCA Conditions", NEDO-21325, July 1976.
- (18) L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.
- (19) A. M. Ross and R. L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962.
- (20) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-033 訂 1, 平成 10 年 2 月
- (21) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, TLR-045 改訂 1, 平成 10 年 1 月
- (22) S. Itoya, H. Nagasaka, K. Moriya and S. Miura, "Overview of SAFER03 Assessment Studies", Journal of Nuclear Science and Technology, 25(3), Mar. 1988
- (23) 「沸騰水型原子炉の LOCA / ECCS 解析コード (SAFER) について」, 原子力発電技術顧問会 (基本設計) LOCA 検討会, 昭和 61 年 7 月
- (24) 「軽水型動力炉における LOCA 時 ECCS 性能評価コードについて」, 原子炉安全基準専門部会 ECCS 性能評価小委員会, 昭和 63 年 4 月
- (25) S. Miura, K. Moriya, and T. Sugisaki, "SAFER Qualification by TBL Test Analysis", NUREG/CP-0072, Vol. 5, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Feb. 1986
- (26) S. Itoya and N. Abe, "Analyses of TBL main steam line break test by SAFER03 and TRAC-BD1", Proceedings of Second International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Hydraulics and Operations, Apr. 1986
- (27) S. Itoya and N. Abe, "SAFER03 and TRAC-BD1 analyses of TBL experiments on a boiling water reactor loss-of-coolant accident", Nuclear Engineering and Design, 97(3), Nov. 1986
- (28) S. Itoya, J. Otonari and K. Tasaka, "SAFER03 Qualification Against ROSA-III Recirculation Line Break Spectram Tests", NUREG/CP-0072, Vol. 5, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Feb. 1986

- (29) S. Itoya, H. Nagasaka and K. Tasaka, "Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-III Break Area Spectram Tests on Boiling Water Reactor Loss-of-Coolant Accidents", Journal of Nuclear Science and Technology, 24(8), Aug. 1987
- (30) S. Itoya, F. D. Shum, J. Otonari and H. Nagasaka, "Assessment of the SAFER03 computer code using advanced boiling water reactor test data on a loss-of-coolant accident", Nuclear Technology Vol. 80, Mar. 1988

添付 1 解析コードにおける解析条件

添付表 1 (1/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件		
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力		
	炉心流量		
	主蒸気流量		
	給水流量		
	再循環ポンプ流量		
	原子炉ドーム圧力		
	原子炉水位		
	冷却材体積	炉心	
		上部プレナム	
		下部プレナム	
		炉心バイパス	
		制御棒案内管	
		ダウンカマ	
		蒸気ドーム	
		主蒸気配管	
		再循環配管	
	原子炉各部の寸法 (圧力容器下端からの高さ)	燃料有効部上端, 下端	
		シュラウドヘッド上端, 下端	
		給水スパージャノズル	
		シュラウドサポートプレート	
		ジェットポンプ上端, 下端	
		気水分離器出口	
		制御棒案内管下端	
		炉心支持板上端	
		チャンネルボックス上端	
		E C C S 注水位置	
水位計ノズル			
主蒸気出口ノズル			
圧力容器頂部			

添付表 1 (2/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		上部タイプレート
		炉心入口オリフィス
		ジェットポンプ入口
	原子炉圧力容器及び内部構造材データ（質量，熱容量，表面積）	圧力容器
		炉心シュラウド
		炉心支持板
		上部格子板
		チャンネルボックス
		制御棒案内管
		制御棒
		気水分離器
	圧力損失データ	主蒸気配管
		炉心
		気水分離器

添付表 1 (3/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化
	炉心崩壊熱時間変化
	燃料集合体数
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	燃料棒有効長
	燃料被覆管外径, 燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性 (熱伝導率, 比熱, 密度)
	燃料ペレット直径
	燃料ペレット-燃料被覆管ギャップ条件 (ガス圧力, ガス組成, ギャップ熱伝達係数)
	燃料ペレット物性 (熱伝導率, 比熱, 密度)
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力ピーキング
燃料集合体断面平均燃焼度	

添付表 1 (4/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
S R V	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
再循環ポンプ	ポンプ台数
	トリップ設定点
	慣性時定数
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器, 操作関連	E C C S 及び R C I C (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水・停止手動操作条件)
	代替注水設備 (注水・停止手動操作条件, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度)
	自動減圧系 (A D S) (弁個数, 吹き出し圧力, 吹き出し容量, 自動起動設定点, 作動遅れ時間)
	S R V (手動開操作条件, 個数)
事故条件	破断条件 (位置, 口径)
	格納容器圧力

添付 2 相関式, モデルの適用性

I. 平衡均質臨界流モデルの適用性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価に使用している平衡均質臨界流モデル⁽¹⁾は、二相流を飽和平衡の均質流とみなし、摩擦を考慮しない单相の臨界流理論を適用したモデルである。本モデルは「ECCS性能評価指針」で使用を認められているものである。

2. 平衡均質臨界流モデルの適用性

平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データとの比較によりその妥当性が確認されている。

(1) 飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-1 に、内田, Fauske, Henry, そして Sozzi らの異なる研究者による飽和水のブローダウン実験結果を示す。これらの実験における管内径は 0.4~1.31 cm (0.158~0.513 in.) である。また, Allemann は, 内径 17.3 cm (6.8 in.) までの管を介して容器からのブローダウン実験を行っている。図には、流量が均質に近くなるパイプ長さ 10 cm (4 in.) 以上のデータのみを示す。

図は管入口部が飽和水の場合の臨界流量と入口圧力の関係を示しており、臨界流量は管入口圧力とともに増加する。図には管径、管長の異なる実験データが含まれているが、管長はすべて 10cm 以上であり、管入口付近の非平衡の影響は少ないと考えられ、この場合の臨界流量は実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値と一致している。

(2) 飽和水及び未飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-2 は、Henry のブローダウン実験による流出流量であり、長さ 90cm (3 ft) , 内径 0.8 cm (0.313 in.) の管からの流出である。図は、管入口部が飽和水及び未飽和水の状態における臨界流量を管入口部エンタルピに対して示している。管入口部が飽和水及び未飽和水のいずれの状態においても、実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データと良い一致を示している。

(3) ノズル形状の影響⁽²⁾

Sozzi らの実験では、管長、管径、管入口・出口形状及び入口サブクール度など臨界流量に対する主要な影響因子の効果が系統的に調べられている。

添付図 2-3 は滑らかな管入口部をもつ直管から流出する臨界流量を管長 L に対して示したもので、臨界流量は管長の増加につれて最初急激に、その後緩やかに減少している。また、図中には各入口クオリティについて、 $fL=0$ すなわち管の摩擦がないものとし、熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルによる計算値が示されている。管長が約 5 in. (127mm) の点で計算値と実験値は良く一致し、この点よりも短い場合には管入口部での急激な状態変化により生じる気液間の非平衡のため臨界流量は平衡均質臨界流モデルによる計算値より大きく、一方、この管入口部での非平衡が緩和する約 5 in. (127mm) よりも長い場合には L すなわち管摩擦の影響により臨界流量は小さくなる。

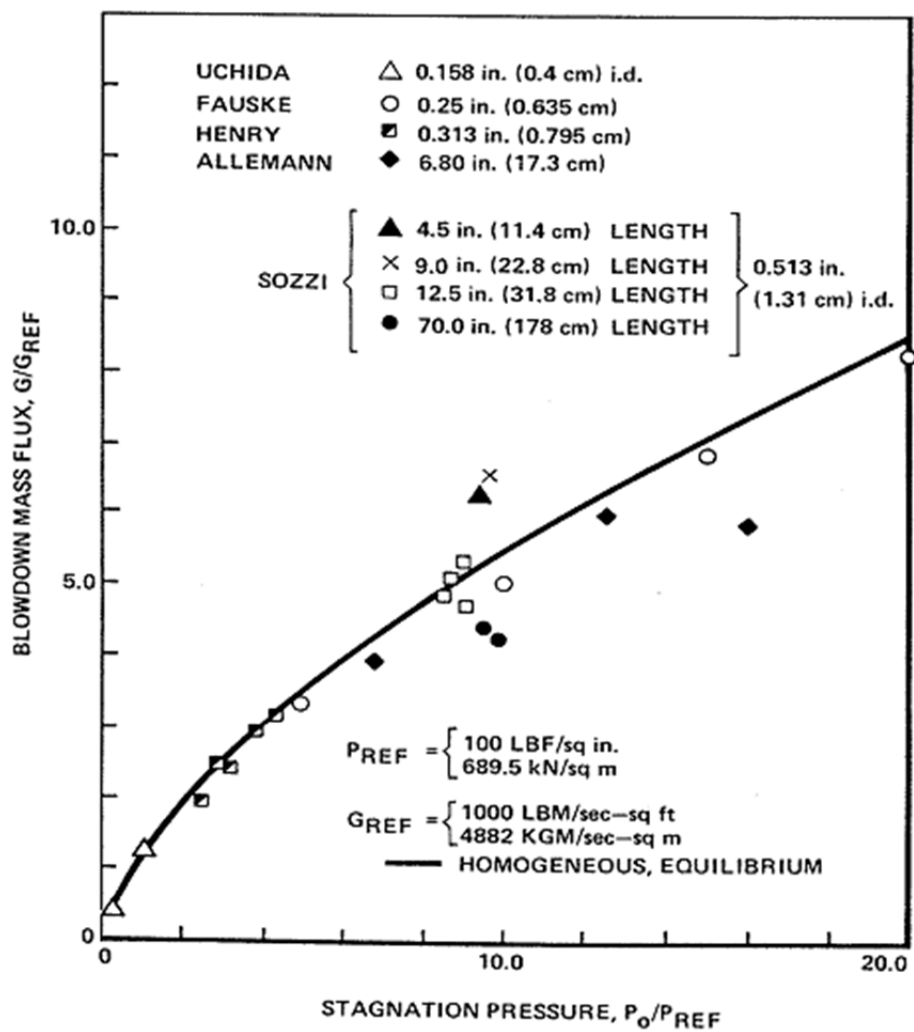
3. まとめ

熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルにより、管入口条件を適用し、容器に接続する管からの冷却材流出流量を予測した。平衡に達するのに十分な長さ（約 5 in. (127mm)）をもつ場合の流出流量は、管入口状態が飽和水及び未飽和水ともに、計算結果と実験データは良く一致しており、流出流量は管入口近傍の均質流により制限されること示している。

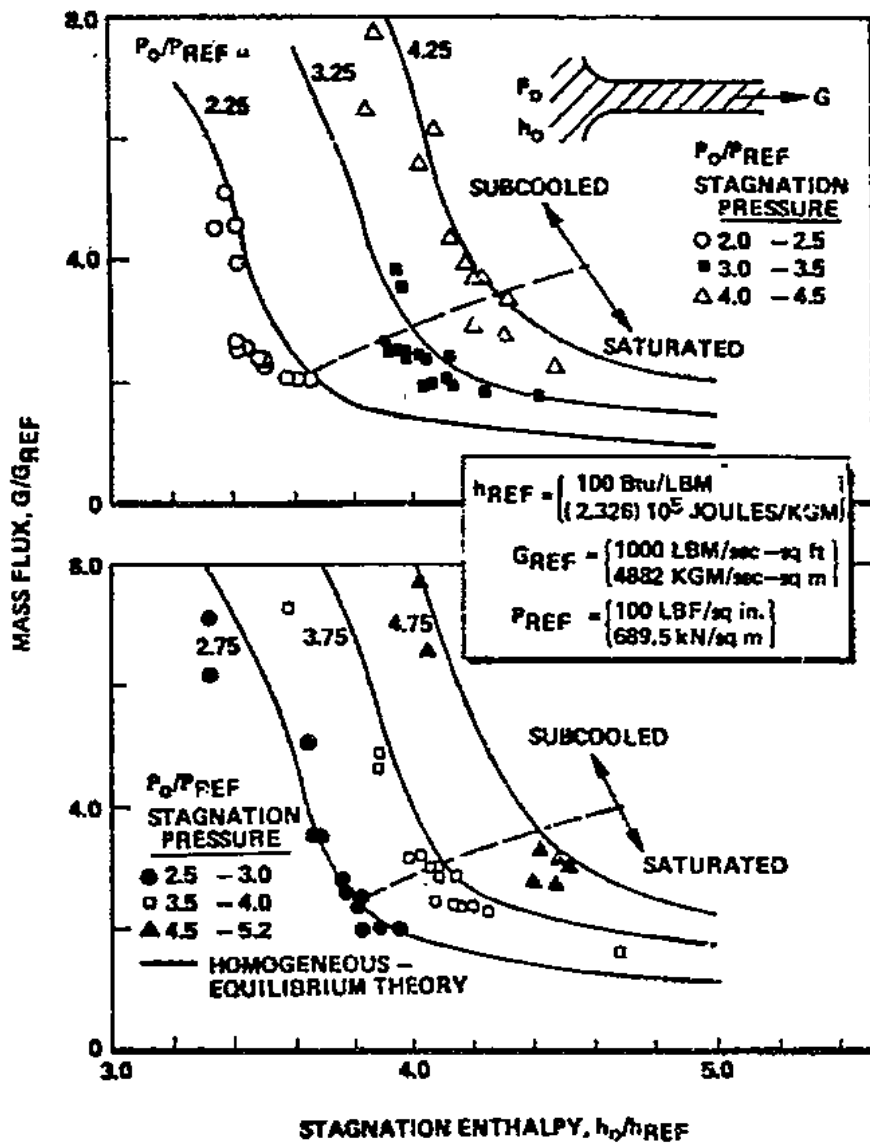
BWR プラントで仮定する破断口及び SRV からの流出流量は、圧力容器ノズルまたはノズルに接続する配管を通過し、その長さは 5 in. (127mm) より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

参考文献

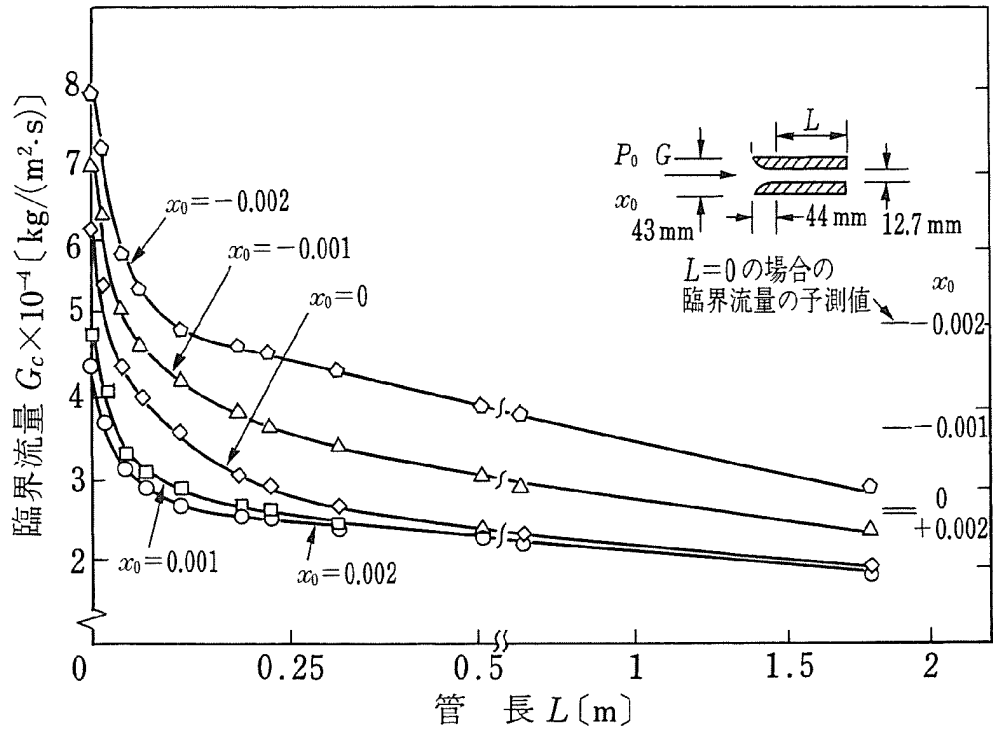
- (1) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) 日本機械学会 編, 改定 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006 年



添付図 2-1 飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-2 未飽和水及び飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-3 臨界流量の管長による変化⁽²⁾

II. 熱伝達関連式，モデルの適用性

1. 炉心損傷防止対策の有効性評価における熱伝達関連式の選定

炉心損傷防止対策の有効性評価における事故シーケンスグループのうち，高圧・低圧注水機能喪失（TQUV）を例にすると，給水流量の全喪失後，原子炉水位が急速に低下し，原子炉水位低（レベル3）信号が発生して原子炉はスクラムするが，原子炉水位低（レベル2及びレベル1）で高圧注水系及び低圧注水系の起動に失敗する。原子炉の減圧をSRVにより手動操作により実施すると，冷却材の流出により原子炉水位が低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，原子炉の減圧後に低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。原子炉水位が回復するまでの間に炉心が一時的に露出するために燃料被覆管の温度が上昇するが，再冠水により燃料棒は冷却されて燃料被覆管温度は低下する。

事故期間中の燃料棒ヒートアップ挙動は，事象発生から炉心露出するまでの冠水状態，露出状態及び水位回復後の再冠水状態を経験することから，燃料棒表面熱伝達を適切に評価するためSAFERコードでは添付表 2-1 に示す熱伝達関連式，モデルを適用している。これらのモデルは，「ECCS性能評価指針」において妥当性が認められたものである。添付表 2-1 にはこれらの関連式，モデル選定の基本的な考え方も合わせて示す。また，添付図 2-4 に，TQUV 評価における熱伝達係数の適用例を示す。

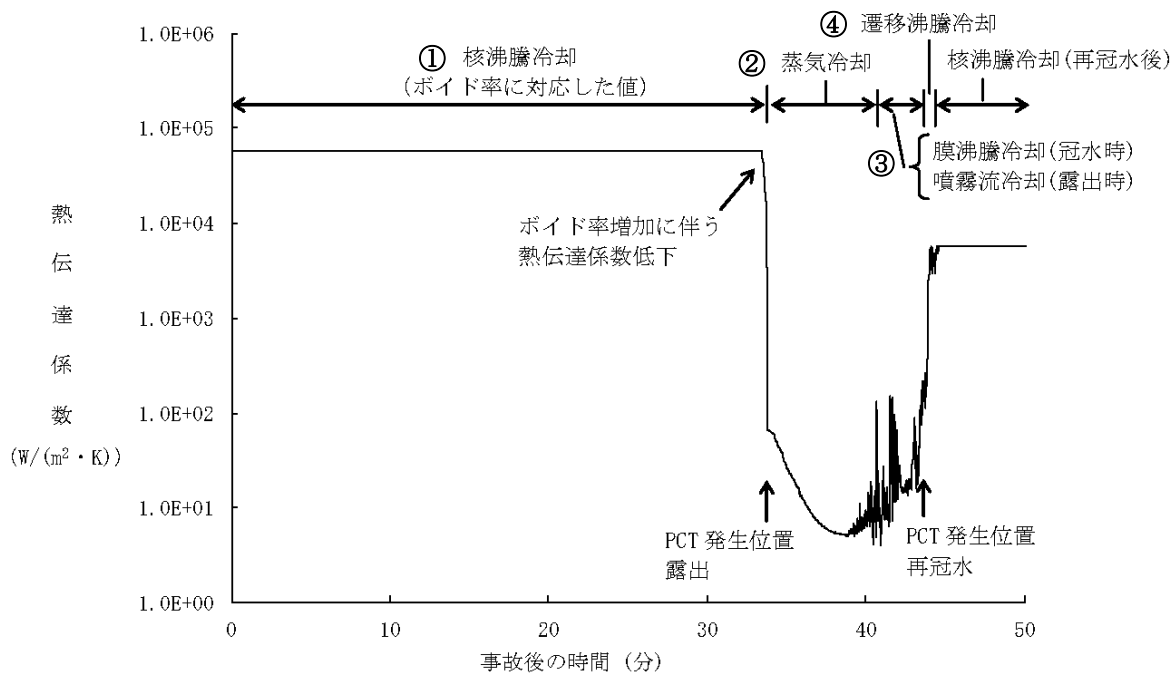
2. SAFERコードの熱伝達関連式の適用方法

SAFERコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水している時は，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図 2-5 に従っている。沸騰遷移開始時間 T_{BT} は別途SCATコードで評価された結果を入力する。また，蒸気クオリティが膜沸騰限界クオリティ X_C 以上になった場合，または，被覆管過熱度が安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} 以上になった場合には膜沸騰を適用する。燃料被覆管過熱度が ΔT_{MIN} を下回り，さらに限界熱流束過熱度 ΔT_{CHF} 以下の時はリウエットと判定し，核沸騰に復帰する。また， ΔT_{CHF} より大きい場合には遷移沸騰とし，膜沸騰と核沸騰の熱伝達係数を内挿計算する。

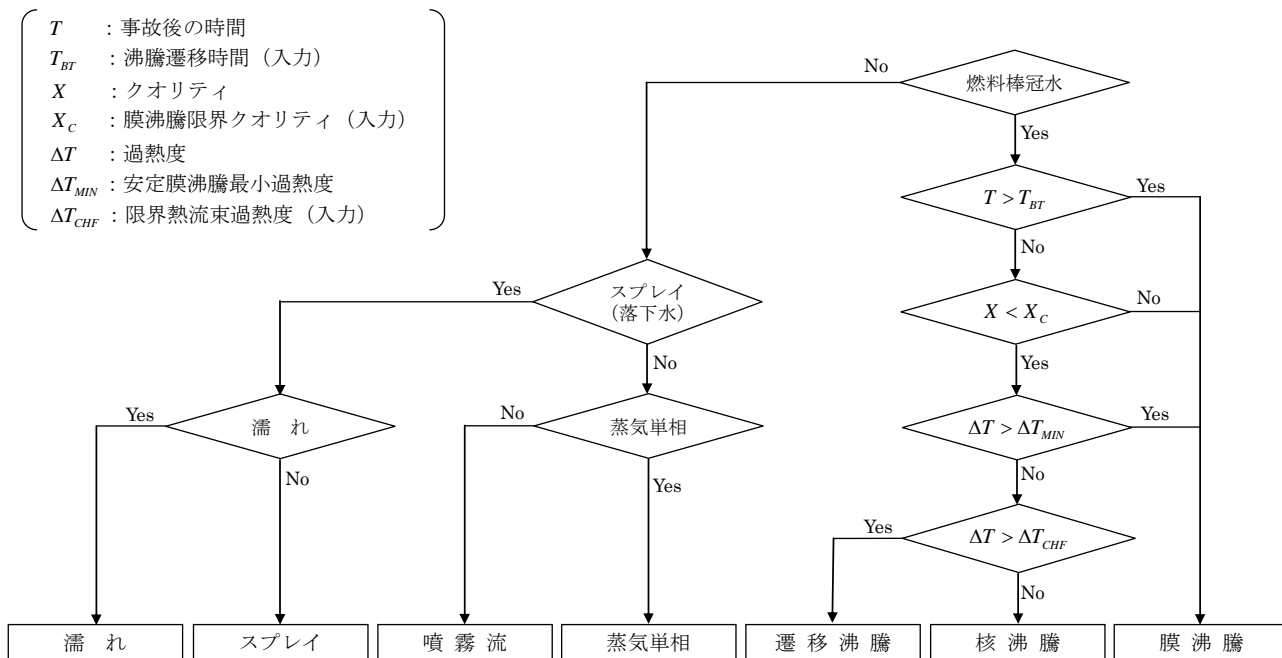
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していない時は，輻射熱伝達と蒸気冷却または噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレー）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わせられる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1 有効性評価で用いる S A F E R コードの熱伝達相関式，モデル

添付図 2-4 番号	熱伝達様式	熱伝達相関式，モデル	選定の基本的な考え方
①	核沸騰	ボイド率の関数とする相関式	核沸騰熱伝達係数は他の熱伝達係数に比べて非常に大きく，この熱伝達係数の変化に対し，燃料被覆管温度の感度が非常に小さいため簡便化したモデルとしている
②	蒸気単相	Dittus-Boelter の式	単相流の相関式として広く認められている評価式を採用している
③	膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式	過渡事象発生直後の高流量，高圧条件から ECCS 等の注水による炉心再冠水後の低流量，低圧条件まで適用可能なモデルとして採用している
		(低ボイド率；低流量) 修正 Bromley の式	低ボイド率では，管壁を薄い気相膜が覆い，チャンネルの中心を二相混合相が流れる逆環状流の形態の流れとなる。気相への熱伝達及び気相から液相への熱伝達は対流によって行われ，修正 Bromley の式により実験データを良く予測できることから採用している
		(高ボイド率；高流量) Sun-Saha の式	蒸気に液滴が混入した場合の噴霧流冷却は，上記の蒸気単相熱伝達相関式をもとに液滴を考慮した補正項及び過熱蒸気中の液滴の蒸発量を決める相関式を組み合わせたモデルであり，模擬燃料集合体冷却実験におけるロッド表面温度を実験値よりも高く評価することから採用している
④	遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式	核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化しており，燃料棒上での遷移沸騰が比較的短い過渡期間で生じるため，このような補間モデルが容認可能と考えられる



添付図 2-4 熱伝達係数の推移 (TQUV の例)



添付図 2-5 SAFERコードの熱伝達様式選択ロジック

3. 有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの妥当性

S A F E Rコードに採用した個々の熱伝達相関式は実験結果との比較により妥当性を確認し，これらの熱伝達相関式を適用した燃料被覆管温度の計算結果の妥当性は，炉心露出，原子炉注水及び炉心再冠水の一連の過程を模擬した LOCA 模擬システム実験結果との比較により確認している。

また，添付表 2-2 に熱伝達相関式のデータベースまたは妥当性確認実験のパラメータ範囲と有効性評価におけるパラメータ変化範囲を示す。

以下に，有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの妥当性を示す。

No. 審査
-2-1
に対する
ご回答

添付表 2-2 熱伝達相関式の実験範囲と有効性評価における変化範囲

熱伝達相関式	実験パラメータ範囲	有効性評価解析の パラメータ変化範囲例
Jens-Lottes の式 (核沸騰熱伝達)	圧力； 0.6～17.2MPa[abs]	圧力； 0.7～7.7 MPa[abs]
	熱流束； ～ 7.9×10^6 W/m ²	熱流束； ～ 1.3×10^6 W/m ²
Dittus-Boelter の式 (蒸気単相熱伝達)	バンドル蒸気流量； 100～1200 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 30～280 kW	バンドル出力； ～170kW
	加熱面最高温度； 400～700℃	加熱面最高温度； ～約 1100℃
修正 Bromley の式 (低流量膜沸騰熱伝達)	圧力； 8.3MPa[gage]以下	圧力； ～1.6 MPa[gage]
	加熱面温度； 1260℃以下	加熱面温度； ～約 1100℃
Sun-Saha の式 (噴霧流熱伝達)	バンドル蒸気流量； 200～1000 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 60～300 kW	バンドル出力； ～170kW

(1) 核沸騰

燃料が露出するまでの核沸騰領域については、Jens-Lottes の式⁽¹⁾ 及び単相流については Dittus-Boelter の式⁽²⁾ に基づいた熱伝達係数を、ボイド率の関数とするモデルを適用している。

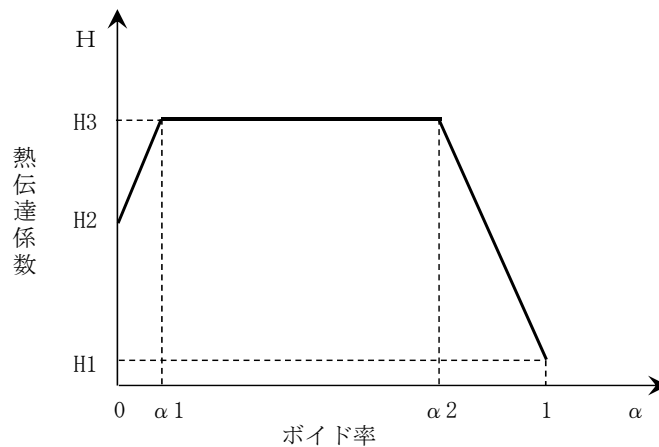
No. 審査
-2-7
に対する
ご回答

このモデルは添付図 2-6 に示すように 3つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力として与える。図の H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。

No. 審査
-2-1, 2
に対する
ご回答

Jens-Lottes の式のデータベースは単管で、圧力範囲は 85~2500 psia (約 0.6~17.2 MPa[abs]) である。有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の圧力変動範囲は、添付表 2-2 に示すように SRV 作動圧力約 7.7 MPa[abs] から原子炉減圧後の約 0.7 MPa[abs] の範囲であり、Jens-Lottes の式のデータベースの圧力範囲に含まれる。また、有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の熱流束変化範囲についても参考文献(1)に示される条件の範囲内にある。

以上より、Jens-Lottes の式に基づく熱伝達係数を適用した核沸騰熱伝達モデルは有効性評価解析にも適用可能である。



添付図 2-6 核沸騰熱伝達係数モデル

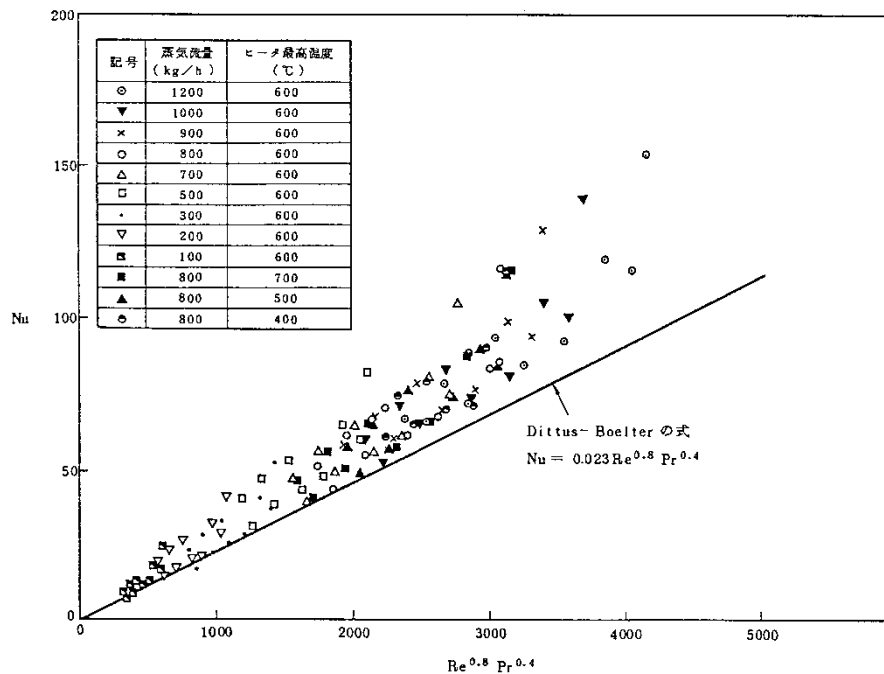
(2) 蒸気単相

燃料が露出した後の蒸気単相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

Dittus-Boelter の式は、添付図 2-7 に示すように実寸大の 8 × 8 型模擬燃料集合体 1 体を用いた蒸気単相冷却実験の実験データと比較すると保守的であることが確認されている⁽³⁾⁽⁴⁾。これは、スペーサによる乱流促進効果及び入口部の助走区間の効果である。SAFE Rコードによる有効性評価解析では、これらの熱伝達の改善効果は考慮していないため、実際の熱伝達を過小評価する。

No. 審査
-2-1
に対する
ご回答

この蒸気単相冷却実験における実験範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 100~1200kg/h, 出力 30~280kW, 加熱面最高温度 400~700℃である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は添付表 2-2 に示すように、加熱面最高温度を除いて実験条件の範囲内にある。加熱面最高温度については実験条件を上回るが、本実験において、模擬燃料棒表面温度によって熱伝達特性はほとんど変わらないことが確認されている。したがって、Dittus-Boelter の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-7 蒸気単相熱伝達係数の無次元整理⁽³⁾⁽⁴⁾

(3) 膜沸騰及び噴霧流

代替注水系による注水が開始された以降の再冠水過程では、燃料棒が二相水位以下の高流量状態においては Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達相関式⁽³⁾⁽⁴⁾、低流量状態においては修正 Bromley の式⁽⁵⁾の2つの相関式をボイド率の関数として使用するモデルを適用している。

膜沸騰熱伝達係数モデルを図示すると添付図 2-8 のようになる。遷移ボイド率 α_T は、レイノルズ数の関数として実験相関式で与えられる。ボイド率が α_T より小さい範囲では、熱伝達係数は修正 Bromley の式が成り立つ。一方、高ボイド率では流れは噴霧流になるので熱伝達係数は Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達式を用いる。熱伝達相関式は、蒸気单相熱伝達に液滴による熱伝達向上を考慮した Sun のモデルを適用する。また、噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度を Saha のモデルを用いて計算する。

Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を、実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように、計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている⁽³⁾⁽⁴⁾。このことから、噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

No. 審査
-2-1
に対する
ご回答

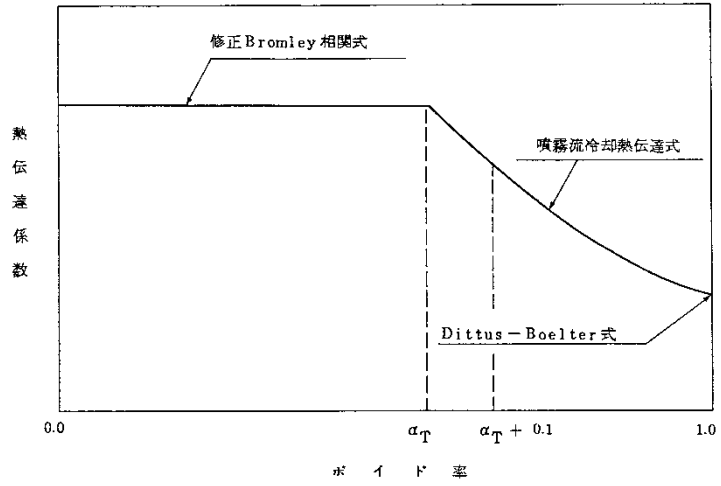
この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 200~1000kg/h、出力 60~300kW である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、実験条件の範囲内にある。

また、KWU 社の実規模大模擬燃料集合体 (340 本ロッド) を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は、過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁵⁾。

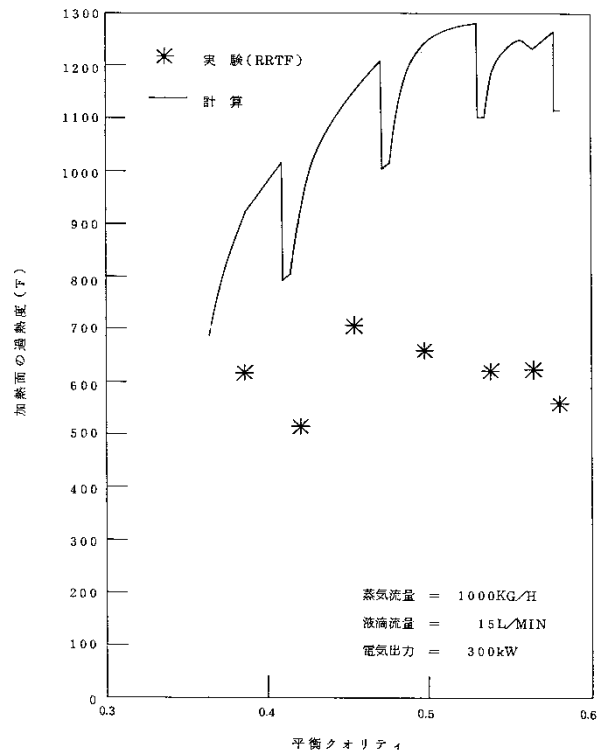
No. 審査
-2-1
に対する
ご回答

修正 Bromley の式の適用範囲は、参考文献(5)によれば、圧力 1200psig (約 8.3MPa [gage]) 以下、加熱面温度 2300° F (約 1260°C) 以下である。一方、有効性評価解析における膜沸騰熱伝達適用時のこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、修正 Bromley の式の適用範囲に含まれている。

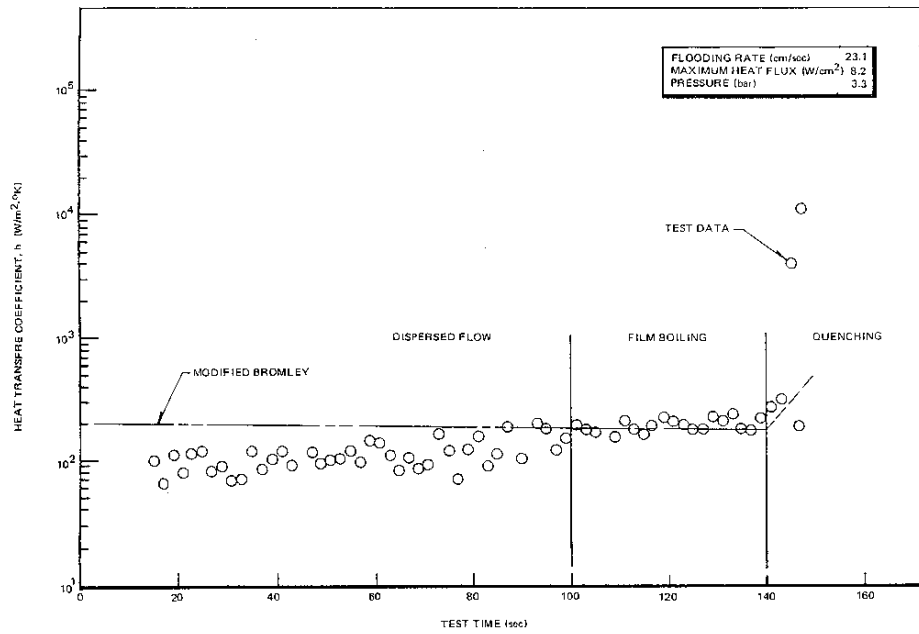
以上により、Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-8 膜沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-9 Sun-Saha の噴霧流冷却モデルと実験値の比較⁽³⁾⁽⁴⁾

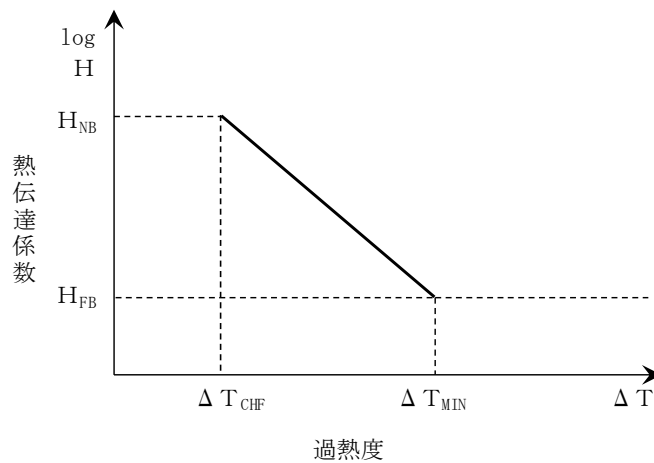


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁵⁾

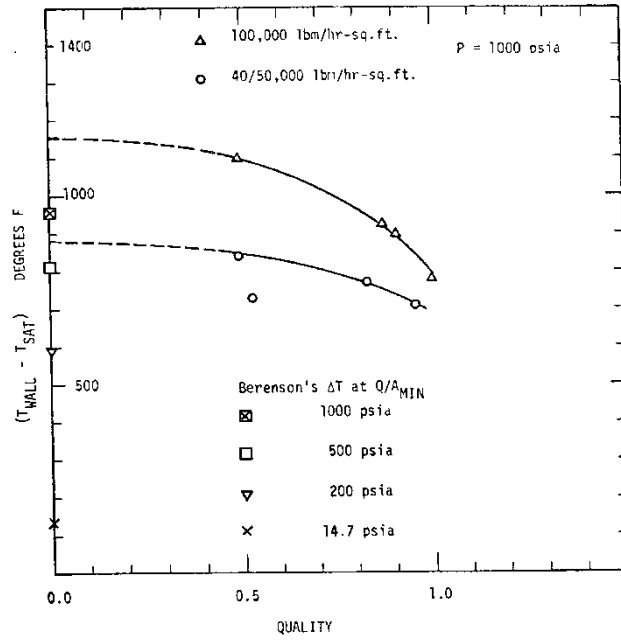
(4) 遷移沸騰

燃料が再冠水し、燃料棒表面温度が最小安定膜沸騰温度より降下した後、膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。S A F E Rコードは、安定膜沸騰状態での最小過熱度 ΔT_{MIN} における膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} と沸騰遷移点に対する被覆管過熱度 ΔT_{CHF} における核沸騰熱伝達係数 H_{NB} を内挿する相関式を適用している。添付図 2-11 に遷移沸騰熱伝達係数モデルを示す。安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} は Iloeje の式⁽⁶⁾ を使用して計算する。

Iloeje の式の実験データベースは、1000psia (6.9MPa) の単一圧力における過渡沸騰実験であるが、異なる圧力への外挿性を具備させるため Berenson の最小プール膜沸騰温度相関式に基づき、質量流束及び熱平衡クオリティの効果に対応できるように拡張している。実験データと Iloeje の式を添付図 2-12 に示すが、Iloeje の式は実験条件下において良く一致している。



添付図 2-11 遷移沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-12 最小安定膜沸騰温度に関する Iloeje の式⁽⁶⁾

4. 各解析コードによる熱伝達相関式の比較

添付表 2-3 に S A F E R コード以外の燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式を比較して示す。これらの熱伝達評価手法を比較すると、膜沸騰の熱伝達相関式にそれぞれ特徴があり、SAFER 及び RELAP4 は沸騰遷移後及び炉心再冠水後の膜沸騰も対象にしており、SCAT は沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

- ・ SAFER 沸騰遷移後及び炉心再冠水後の熱伝達の予測として噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式を採用している。沸騰遷移後の高ボイド率領域には過熱蒸気中に液滴が分散した噴霧流に対する熱伝達相関式を、炉心再冠水後の低流量膜沸騰及びプール膜沸騰に対しては修正 Bromley 式を採用している。
- ・ RELAP4 強制対流膜沸騰に対しては Groeneveld 5.9 あるいは Dougall-Rohsenow を採用している。いずれも蒸気の強制対流が主要な伝熱機構であるという仮定のもとに得られたものである。
- ・ SCAT 沸騰遷移後のドライアウト領域における熱伝達の予測式としては、本コードは修正 Dougall-Rohsenow 式を採用している。

なお、膜沸騰の熱伝達相関式 Dougall-Rohsenow 式は、蒸気単相流の乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter 式を二相流に適用した式であるが、米国 10CFR50 Appendix K においては、Dougall-Rohsenow 式の適用条件によっては熱伝達率を非保守的に評価するとされており、参考文献(9)では、添付図 2-13 に示すように高圧かつ高クオリティ条件下において熱伝達率を過大評価する傾向にあるとしている。また、日本原子力研究所 (JAERI) で行われた定常ポスト限界熱流束 (CHF) 試験⁽¹⁰⁾によると、高過熱度で Dougall-Rohsenow 式による予測値が実験値を上回るとの知見もある。S A F E R コードは、Dougall-Rohsenow 式を使用していないが、その基礎となった Dittus-Boelter 式に基づく噴霧流熱伝達率モデルを使用しているため、Dougall-Rohsenow 式の適用方法を確認することにより、S A F E R コードにおける噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用方法の妥当性を確認する。

参考文献 (9) によると、非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また、JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても、添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から、ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには、ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温度

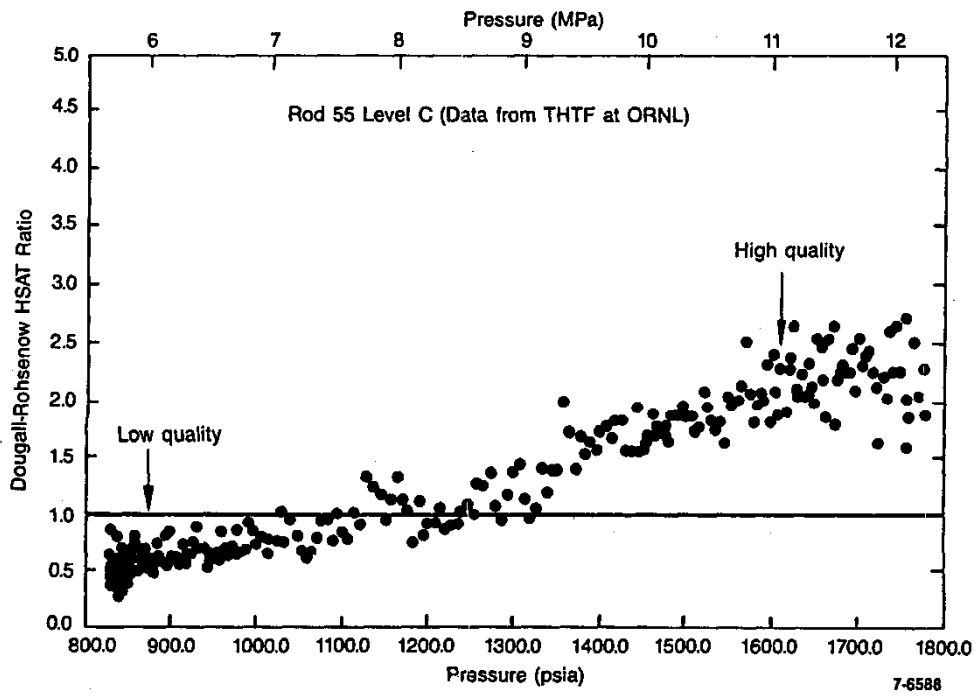
として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow式を用いるとしている⁽¹⁰⁾。

この予測法による熱伝達係数の予測値と実験データの比較を伝熱面過熱度に対して整理した結果を添付図 2-15(1)に示す。この図によれば、伝熱面過熱度が十分に大きくなれば、熱伝達係数の予測値は実験データに漸近するが、高過熱度まで結果を保守的に評価する。また、添付図 2-15(2)及び添付図 2-15(3)に示されているように、本予測法が広い条件範囲(2MPa~18MPa, 33~1100kg/(m²s))で、蒸気流のヌセルト数を十分保守的に予測することが分かる。

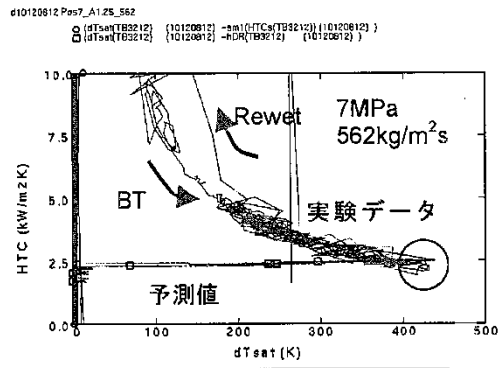
一方、SAFERコードは、単相蒸気熱伝達のDittus-Boelter式及び噴霧流熱伝達のSun-Sahaのモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9に示したように保守的であることを確認している。また、JAERIの実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になるとしている。したがって、SAFERコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

添付表 2-3 燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式

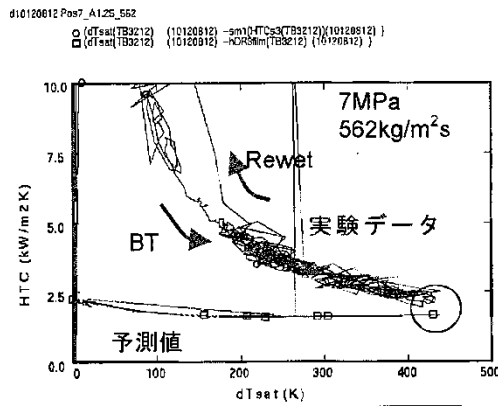
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 ⁽⁷⁾ ⁽⁸⁾ (WREM-JINS/B コー ドシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow 及び Bromley	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



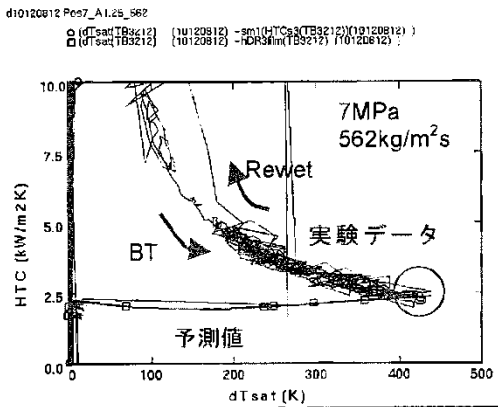
添付図 2-13 Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値 (計算値/実験値) ⁽⁹⁾



・物性値を飽和温度条件で評価



・物性値を膜温度条件で評価



・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
 ・Re 数を飽和温度条件で評価

添付図 2-14 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係⁽¹⁰⁾
 (試験 10120812 ; 7MPa, 562kg/m²s, 2.9m)

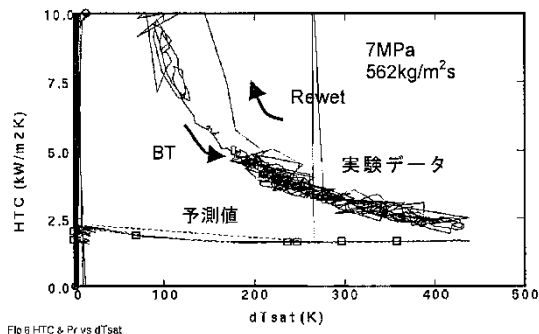
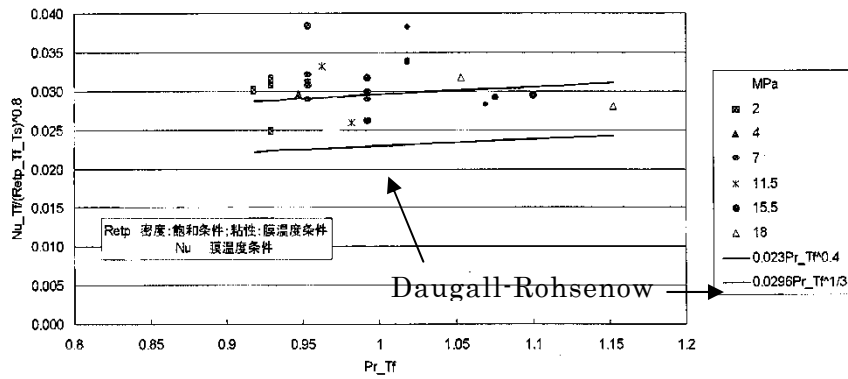


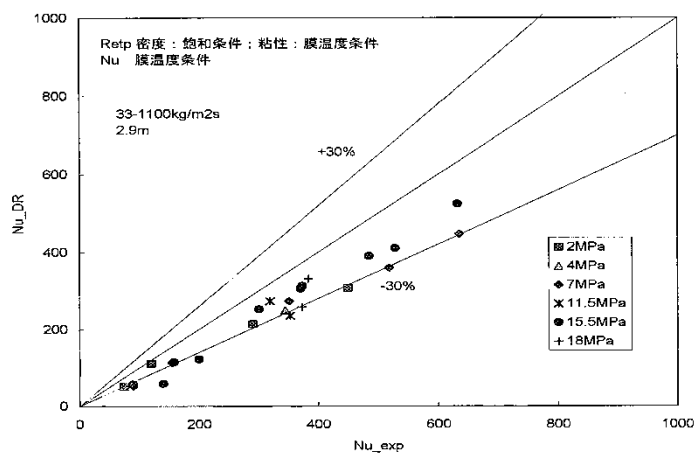
Fig.6 HTC & Pr vs dTsats

- ・ Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
- ・ Re 数：粘性係数を膜温度、密度を飽和温度で評価

添付図 2-15(1) 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 ⁽¹⁰⁾



添付図 2-15(2) $Nu/Re^{0.8}$ と Pr の関係（高過熱度データ） ⁽¹⁰⁾



添付図 2-15(3) Nu 数の実験値と予測値との比較 ⁽¹⁰⁾

参考文献

- (1) W.H. Jens and P.A. Lottes, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", Argonne National Laboratory, ANL-4627, 1951.
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publications in Engineering, Vol.2, No.13, 1930, 443-461
- (3) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系モデル (SAFER)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂 3, 平成 10 年 2 月
- (4) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂 3, 平成 10 年 5 月
- (5) J.E. Leonard et al. , "Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis", NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.
- (6) O.C. Iloeje et al. , "An Investigation of the Collapse and Surface Rewet in Film Boiling in Forced Vertical Flow", Transaction of ASME, Journal of Heat Transfer, May 1975.
- (7) 平成 8 年度 東通原子力発電所の原子炉冷却材喪失事故 (大破断) 解析に関する報告書, (財) 原子力発電技術機構 原子力安全解析所, INS/M96-40, 平成 9 年 3 月
- (8) ABWR の冷却材流量喪失事故解析及び主蒸気管破断事故解析 成果報告書, (財) 原子力工学試験センター 原子力発電総合安全センター 原子力安全解析所, JINS-0955 M87-H2-H01, 昭和 63 年 3 月
- (9) "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis", NUREG-1230, December 1988.
- (10) 井口 他, "BWR 定常ポスト CHF 試験結果—限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達—", JAERI-Research 2001-060, 2002 年 1 月

Ⅲ. 燃料棒破裂判定曲線の適用性

1. 事故時の燃料破損につながる要因分析

事故時の燃料破損につながる要因分析結果を添付表 2-3 に示す。添付表 2-3 より、有効性評価における燃料破損の要因は LOCA と同様に、炉心露出に伴う被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う内圧支配によるものであり，新たな要因はない。

添付表 2-3 事故時の燃料破損につながる要因分析結果

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失，冷却材流出による炉心露出に伴う被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内圧支配による被覆管破裂	炉心露出による被覆管温度の上昇，原子炉手動減圧により燃料棒外圧が低下することにより，燃料棒内圧支配に伴う被覆管破裂に至る可能性がある。
反応度投入事象に伴う急激な出力上昇による高温破裂破損，PCMI 破損	出力運転中の事故では，1 \$ を超える急激な反応度は投入されないため除外できる。
高熱流束下での沸騰遷移（BT）に伴う被覆管の高温酸化による脆性破壊	有効性評価で仮定している起因事象の全給水流量喪失及び外部電源喪失事象では BT は発生しない。仮に，事象初期に BT が発生した場合でも，被覆管温度評価は従来設置許可申請書添付書類十設計基準事故解析では最大でも 600℃程度であること，また，温度上昇は短期間で収まるため被覆管酸化層の増加は無視できる程度であることから，脆化による破損はないと考えられるため除外できる。

2. 破裂判定曲線の適用性

有効性評価では、従来の設計基準事故（LOCA）解析と比較して炉心露出開始時間が遅く、また、炉心露出時間が長くなる。設計基準事故評価（LOCA）及び有効性評価において、同じ燃料棒破裂判定曲線を適用することについて、被覆管の膨れ・破裂に及ぼす影響を検討した結果を以下に示す。

（1）燃料棒内圧と原子炉圧力の差圧（燃料棒内外圧差）

燃料棒内圧の計算に用いられる燃料プレナム部ガス温度は被覆管温度に依存するため、長時間露出時の温度上昇は燃料棒内圧の計算に考慮される。また、原子炉圧力は、従来 LOCA 解析も大気圧近傍にまで減圧され、有効性評価でも事故後長期は大気圧近傍まで減圧される。

したがって、有効性評価における燃料棒内外圧差は、従来の設計基準事故（LOCA）の想定範囲と同等である。

（2）被覆管最高温度（温度上昇率）

炉心露出開始時間が遅くなる場合、定性的には、崩壊熱が低いことにより被覆管の温度上昇率が小さくなる傾向になる。また、炉心露出時間が長くなると被覆管最高温度が高くなる傾向になる。BWR プラントの有効性評価における燃料被覆管温度上昇率は概ね $2^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度であり、被覆管の最高温度は $800^{\circ}\text{C}\sim 900^{\circ}\text{C}$ 程度となっている。

一方、燃料棒破裂判定曲線の策定に際しては、温度上昇率が $0^{\circ}\text{C}/\text{s}$ から $5.6^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 、また、破裂温度は 20°C から約 1500°C の実験データを使用して、破裂判定曲線を策定している。⁽¹⁾

したがって、有効性評価における被覆管温度上昇率及び被覆管最高温度は燃料棒破裂判定曲線の実験データの範囲内である。

（3）ジルコニウム-水反応による被覆管酸化

炉心露出時間が長くなるとジルコニウム-水反応が長時間継続し、被覆管の酸化により被覆管の延性が低下する可能性がある。有効性評価における PCT は、ジルコニウム-水反応が著しくなる温度（約 1000°C ）以下であり、被覆管の酸化割合も大きくはない。

したがって、有効性評価における被覆管酸化の範囲は、約 1500°C の高温まで加熱した破裂実験データの範囲内にあると考える。

以上より、有効性評価においても設計基準事故評価（LOCA）と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

[参考資料]

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系（ECCS）性能解析モデルについて」，日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社，HLR-018 訂 4，平成 26 年 6 月

添付 3 前処理コード

S A F E Rコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとS A F E Rコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図 3 に示す。

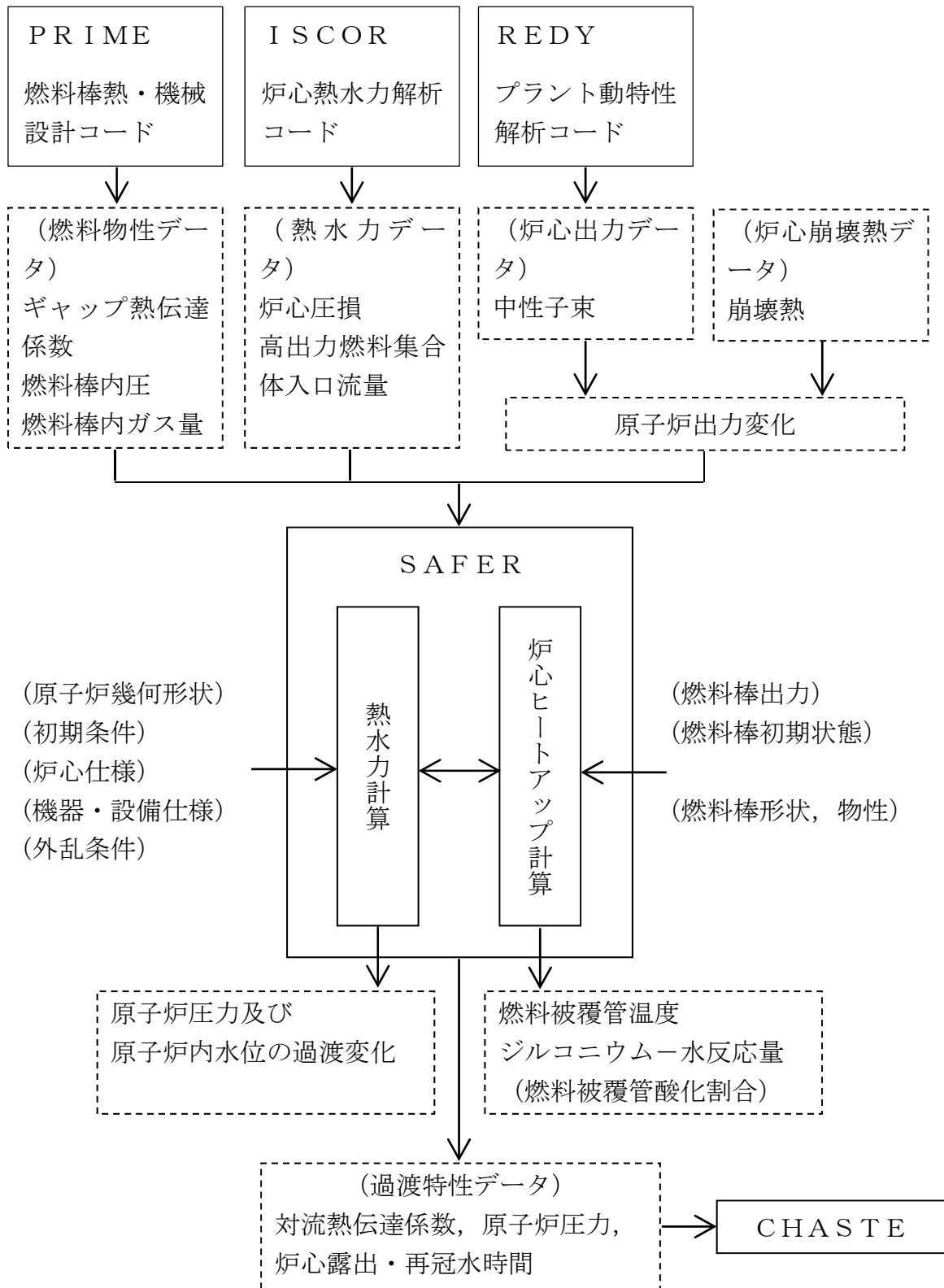
- (1) 燃料棒熱・機械設計コード (P R I M E) による燃料棒物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (2) 炉心熱水力解析コード (I S C O R) による初期条件データ
 - ① 炉心圧損
 - ② 高出力燃料集合体入口流量
- (3) プラント動特性解析コード (R E D Y) による炉心出力データ
 - ① 中性子束

P R I M Eコードにより求められた燃料棒物性データをS A F E Rコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は、燃料被覆管温度上昇を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで、燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり、炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また、燃料棒の内圧とガス量は、燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで、炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり、被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

I S C O Rコードにより求められた炉心圧損と高出力燃料集合体入口流量をS A F E Rコードにおける初期値として用いる。事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、これらのパラメータが事象進展に及ぼす影響は小さい。

R E D Yコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から、原子炉出力変化を求め、S A F E Rコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については、サイクル末期の燃焼度のばらつきを考慮し、10%の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお、S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。



添付図 3 SAFERコードの入出力