

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

改訂番号	改訂 21
提出年月日	平成 28 年 6 月 29 日

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

平成 28 年 6 月

東北電力株式会社

東京電力ホールディングス株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次

(Rev.08)

1. はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1-1

2. 有効性評価における物理現象の抽出・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-1

 2. 1 炉心損傷防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-7

 2. 2 格納容器破損防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-49

 2. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止・・・・・・・・・・・・ 2-70

3. 抽出された物理現象の確認・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3-1

 3. 1 BWR プラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認・ 3-1

 3. 2 EURSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認・・・・ 3-2

4. 適用候補とするコードについて・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 4-1

 4. 1 適用候補コードの概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 4-1

5. 有効性評価に適用するコードの選定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-1

 5. 1 炉心損傷防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-1

 5. 2 格納容器破損防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-5

 5. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止・・・・・・・・・・・・ 5-6

6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について・・・・・・・・ 6-1

添付資料 1 許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について

第 1 部 SAFER (Rev.10)
第 2 部 CHASTE (Rev.08)
第 3 部 REDY (Rev.11)
第 4 部 SCAT (Rev.11)


第 5 部 MAAP
本文 (Rev.13)

添付 1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について (Rev.10)

添付 2 溶融炉心と冷却材の相互作用について (Rev.10)

添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について (Rev.12)

第 6 部 APEX (Rev.08)

 今回ご提出箇所

第 1 部 S A F E R

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	1-100
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	1-100
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	1-102
6. 参考文献	1-106
添付 1 解析コードにおける解析条件	1-109
添付 2 相関式，モデルの適用性	1-113
添付 3 前処理コード	1-141
添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価	1-143
添付 5 代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について	1-149
添付 6 原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について	1-156

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、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した事象とする。

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あげられる。

炉心損傷を防止するために、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収束する。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設備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、低圧代替注水設備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。

(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（LOCA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＋RCIC及びECCS（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RCIC及びECCS（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRV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SRV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、代替自動減圧ロジックによりSRVが開き、原子炉を減圧し、原子炉の減圧後にECCS（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。

(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又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、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。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、低圧代替注水設備の準備が完了したところで、原子炉の減圧及びE C C S（低圧注水系）又は低圧代替注水設備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、低圧代替注水設備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又は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、原子炉水位低信号で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、R H R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。また、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。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、炉心流量急減信号又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。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あげられる。

炉心損傷を防止するために、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収束する。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設備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、低圧代替注水設備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」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、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、R C I C 及び E C C S（高圧注水系）により炉心を冷却することによって炉心損傷の防止を図り、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評価項目は、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、15%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
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, 又は重要でない現象	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」に分類すること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対する影響が小さい。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減少による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ブレイクダウンは、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コマ又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、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)]

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又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、いずれもほう酸水の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コードがあげられるが、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又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	
	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

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ド分割を図 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。

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水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、圧力容器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。炉心ノードと炉心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の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，エンタルピー変化率は，次式のようになる。

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

ここで，

- M : 冷却材質量
- \dot{Q} : 伝熱又は発熱による流入エネルギー
- W : 冷却材流量
- h : エンタルピー
- 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。

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

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。

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

さらに、飽和水及び飽和蒸気のエンタルピー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、

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

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。

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

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。

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

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。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP})M_{g8} \quad (3-10)$$

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、S A F E R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。

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

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。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = m_{fg,i}^{\bullet} \quad (3-12)$$

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

S A F E R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、以下のようなになる。

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

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。

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

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。

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

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

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つの経路を考えており，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 : 摩擦又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。

各ループの再循環ポンプ流量は、コー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 : 再循環ポンプ流量
- W_{p_0} : 初期再循環ポンプ流量
- τ : コーストダウン時定数

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^2_{JP} : 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、そしてスペ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。

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

ここで、

fL/D : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
 $\phi^2_{\ell_0}$, ϕ^2_{SEO} , ϕ^2_e : 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。

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

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} : 破断流の密度

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。

SAFER 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_o 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{v}_{gi} 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。

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

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。

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

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

ここで、

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

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

- 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ブレイクダウン）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、又は、インターナルポンプを通過してダウンコ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。

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

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 B W R 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燃料被覆管温度の他に、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⁾又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原子炉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、ドライウェ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、压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。

PCT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燃料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 : 燃料ペレット又は燃料被覆管の密度

C_p : 燃料ペレット又は燃料被覆管の比熱

- k : 燃料ペレット又は燃料被覆管の熱伝導率
- T : 燃料ペレット又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

S A F E R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R E D Y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、落下水（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。

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。

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

$$H_R = \sigma_R \mathcal{E} \left(\frac{T_w^4 - T_s^4}{T_w - T_s} \right) \quad (3-48)$$

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	: 燃料被覆管の輻射率

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单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、プール膜沸騰又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。

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

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。

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

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

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

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

$H_{v,d}$ 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1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)、式 (3-56) あるいは式 (3-57) 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。

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

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燃料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、反応熱と燃料被覆管酸化割合の積であり、燃料被覆管酸化割合は燃料被覆管の密度、表面積、及び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

燃料ペレットと燃料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。

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

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 : 燃料被覆管内径
- t : 燃料被覆管肉厚
- P : 冷却材圧力

c. 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪 ε は、弾性領域では燃料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
	燃料ペレットと燃料被覆管	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 及び代替注水設備を模擬 (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 (落水水) ・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

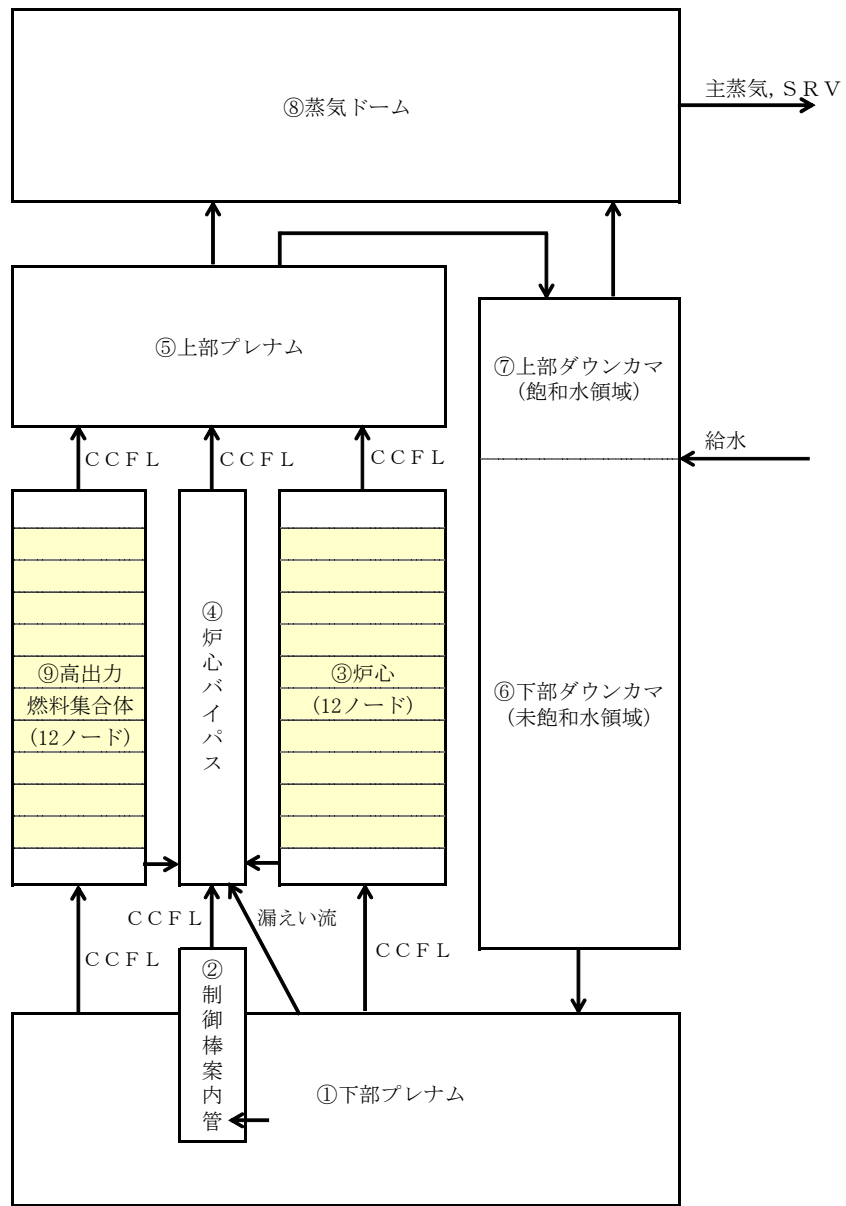


図 3-1 SAFERコードのノード分割図

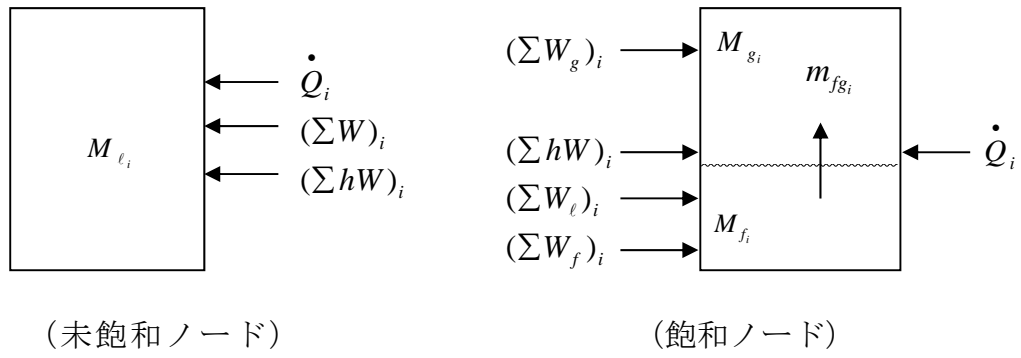


図 3-2 質量及びエネルギーバランス

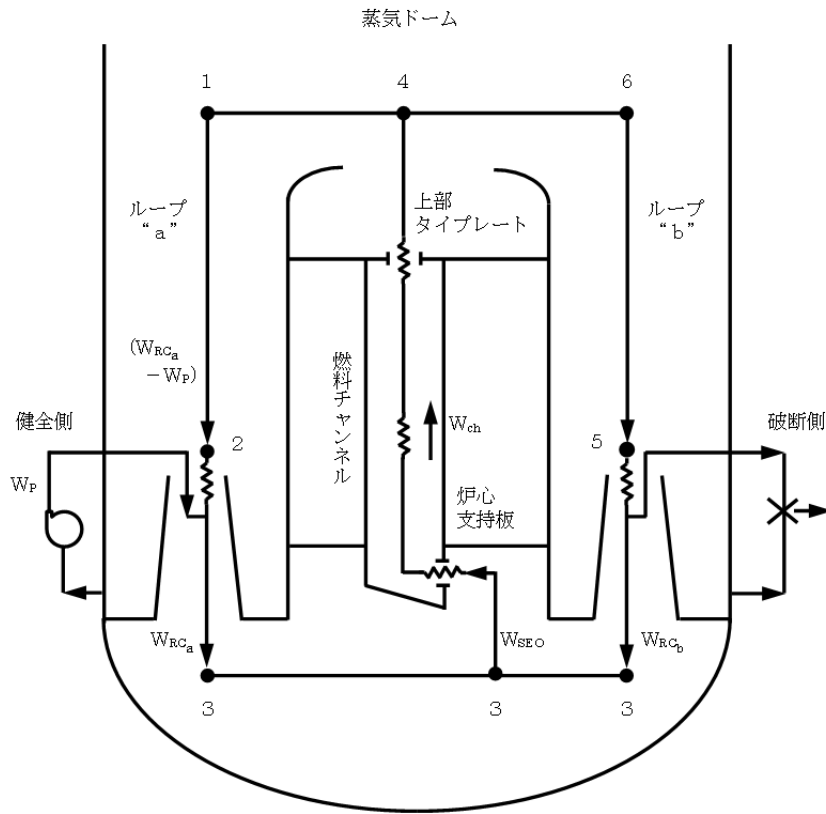


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型 BWR の例)

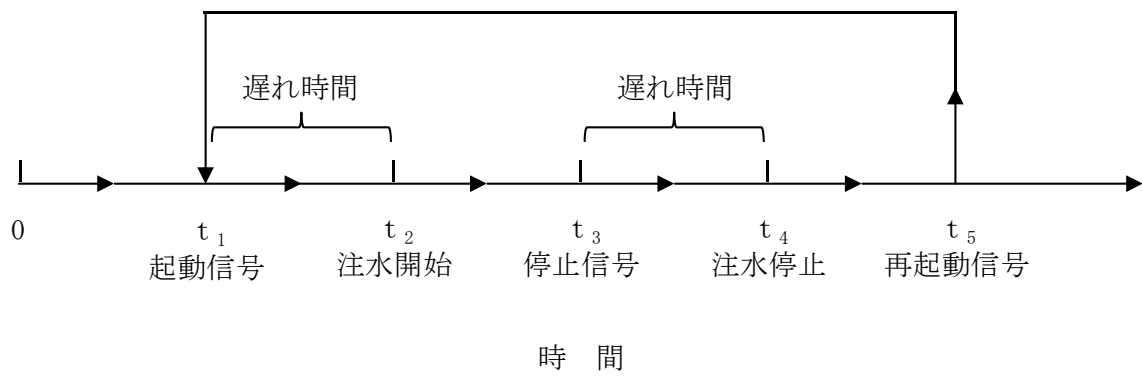
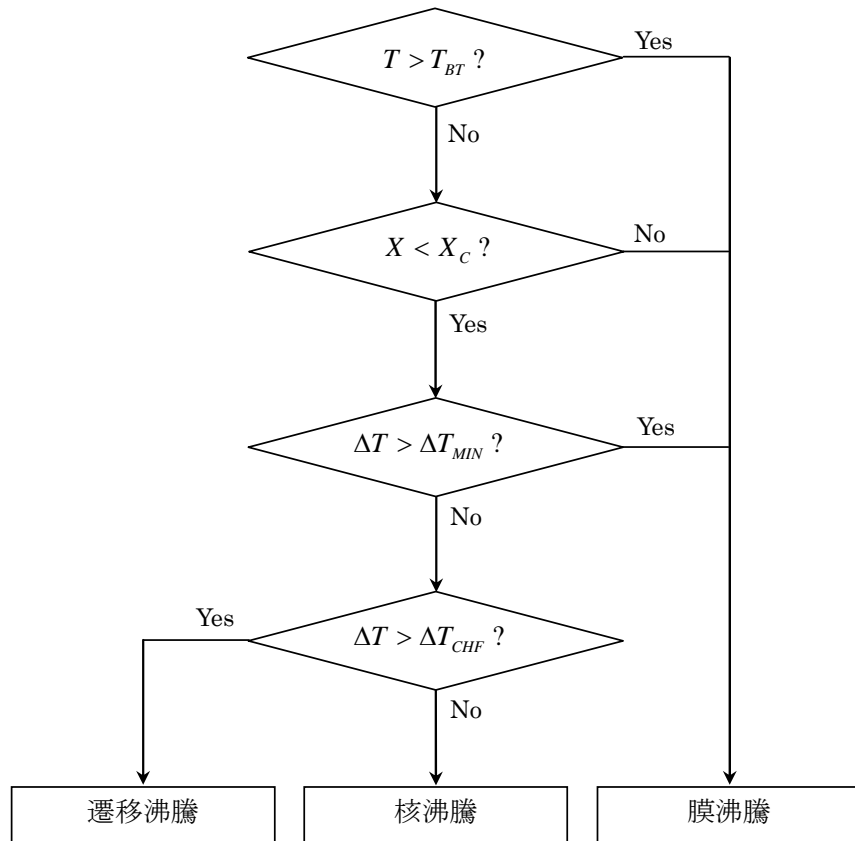


図 3-4 S A F E R コードの注水系作動ロジック



- | |
|--|
| 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 : 燃料被覆管過熱度
ΔT_{MIN} : 最小安定膜沸騰過熱度
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

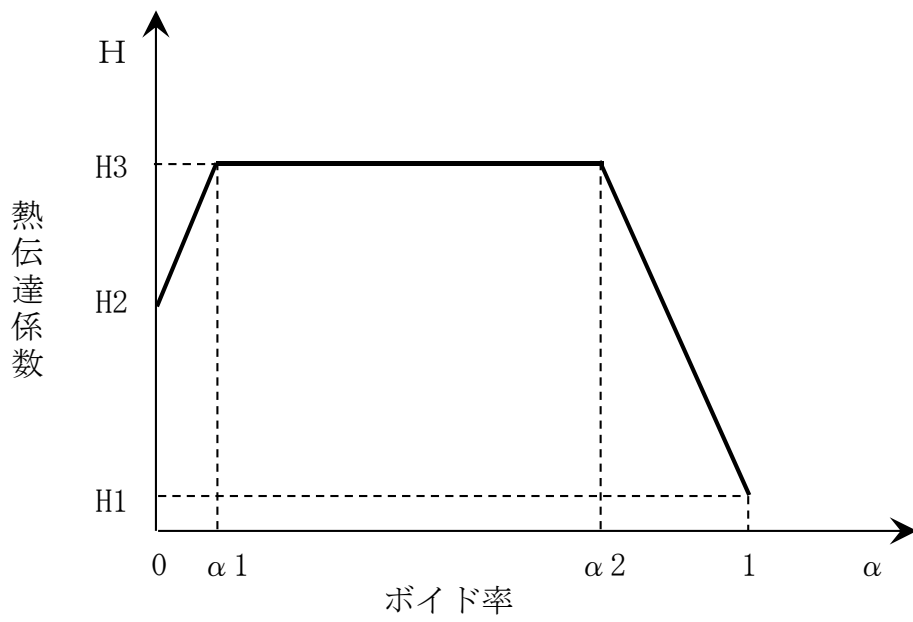


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

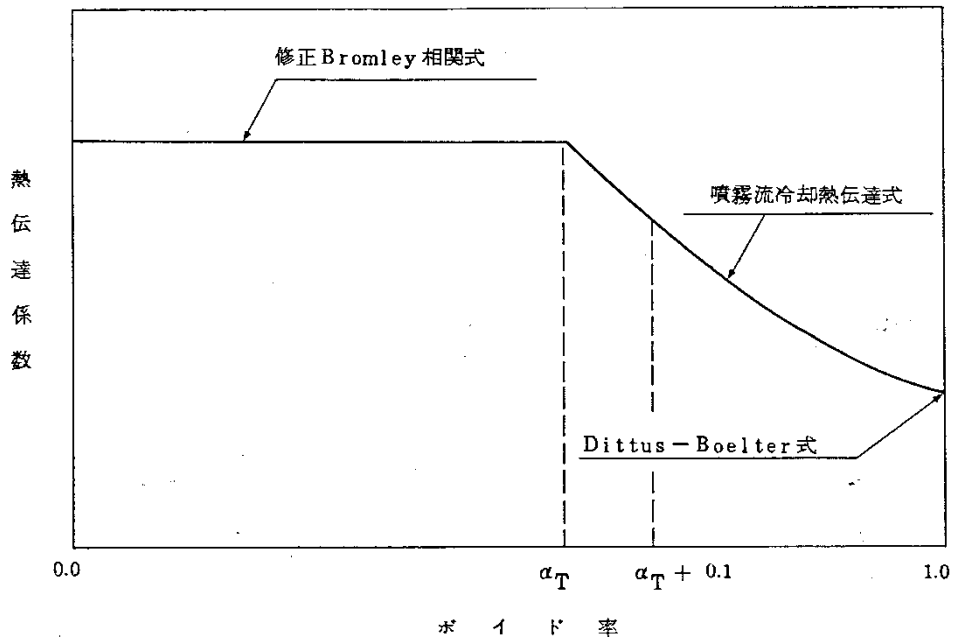


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

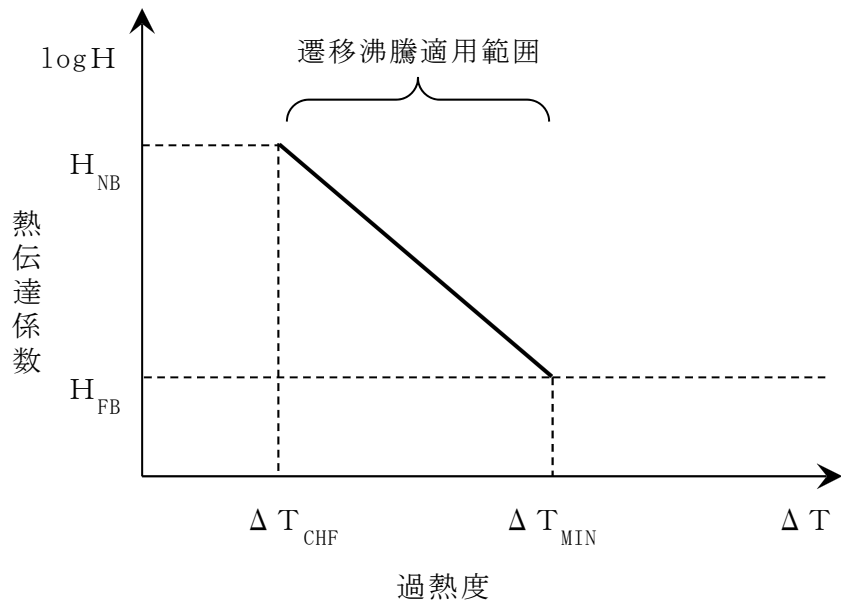


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

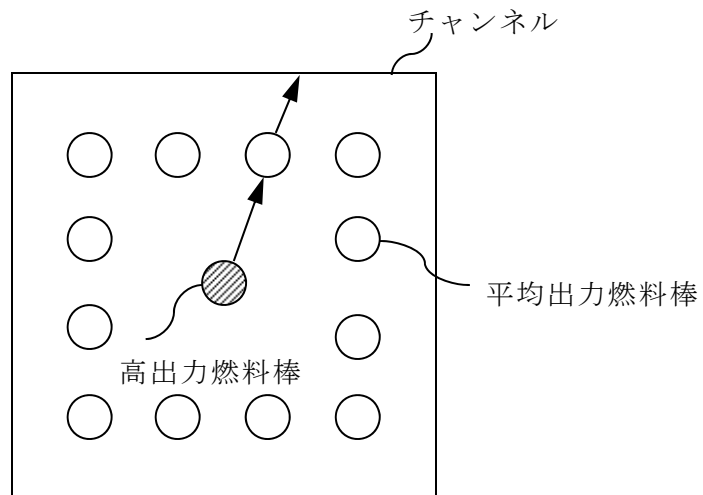


図 3-9 輻射熱伝達モデル

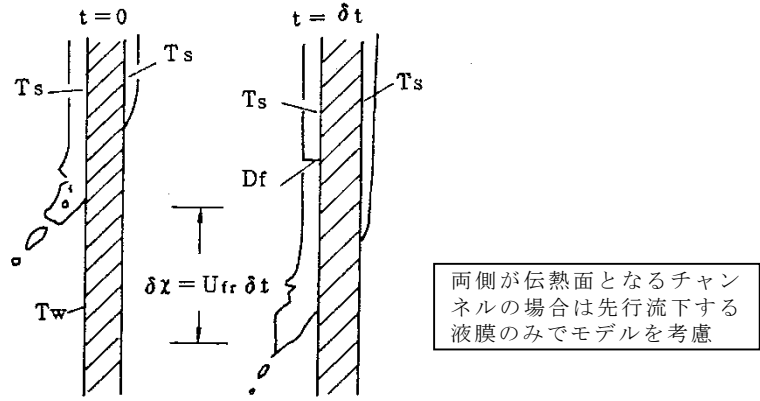


図 3-10 チャンネル濡れモデル

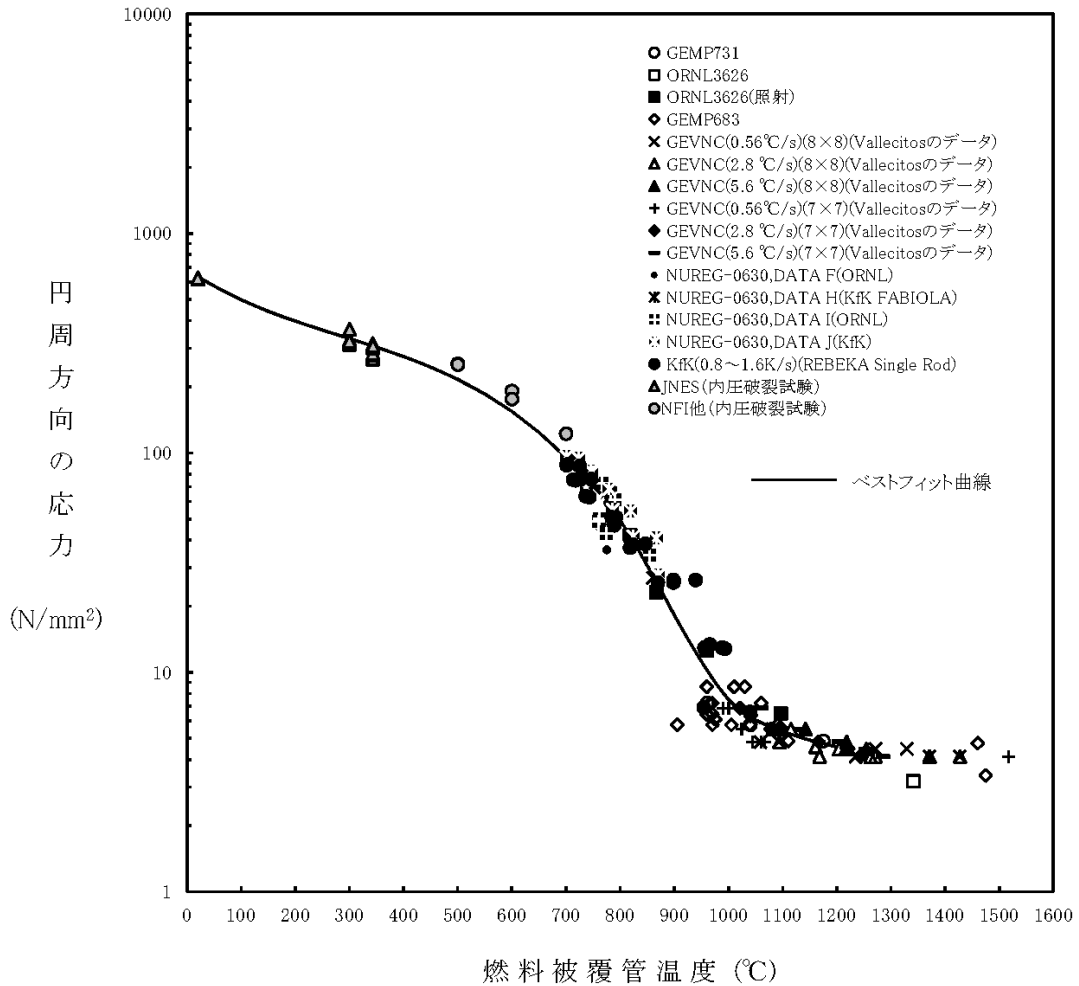


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

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。

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。

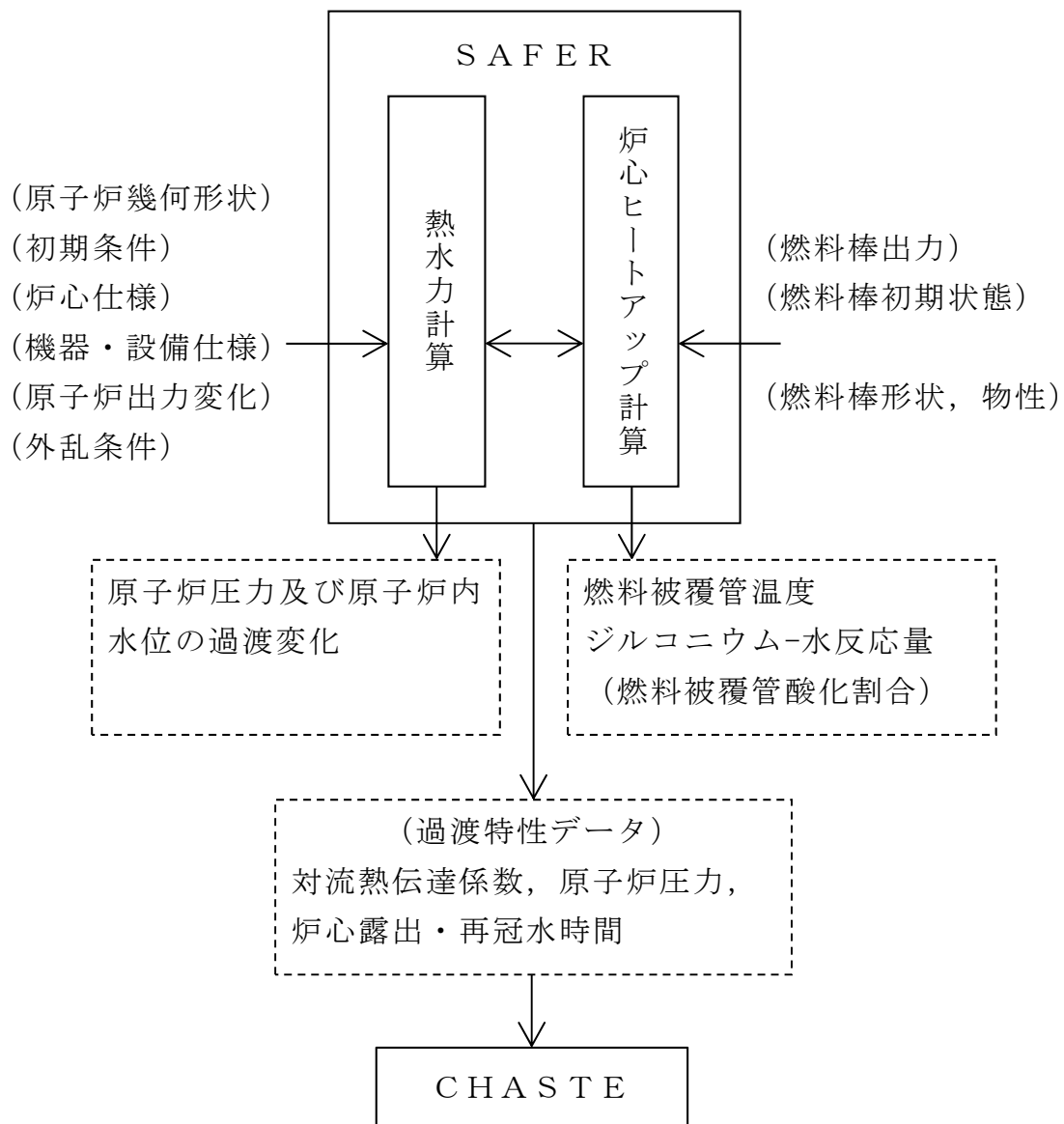


図 3-12 S A F E Rコードの入出力

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燃料被覆管温度と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、動作を期待するシステム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、電気加熱の実長の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	☒ 4-23 ☒ 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 時の熱水力現象及び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) 再循環配管の大破断 (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 現象及び 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

カバンドルの燃料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燃料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コードのスプレー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及び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燃料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、燃料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燃料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

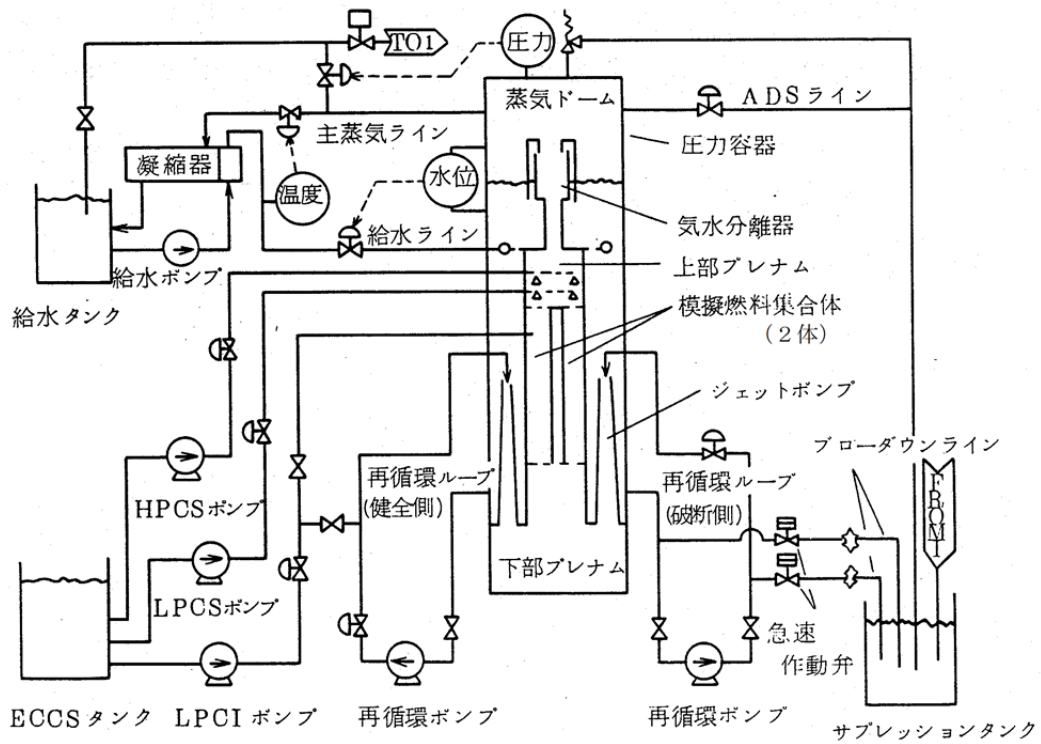


図 4-1 TBL 系統図

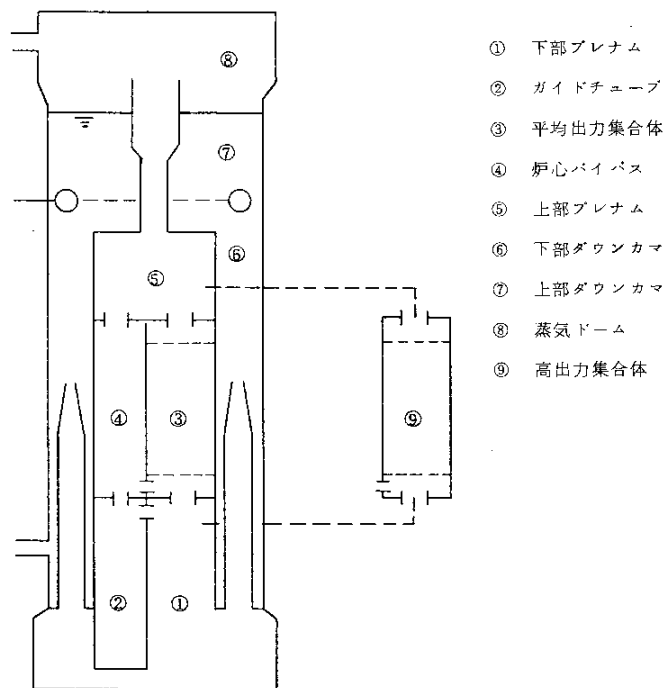


図 4-2 TBL 実験解析のノード分割図

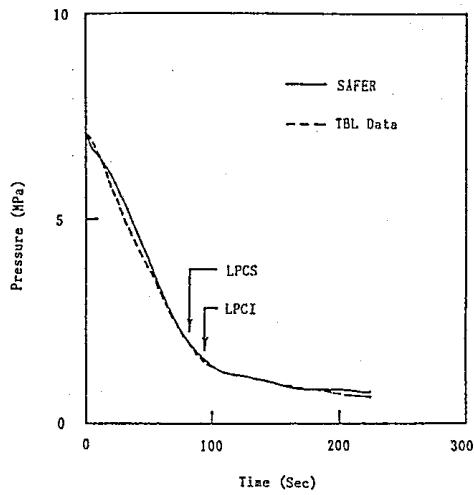


図 4-3 圧力変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

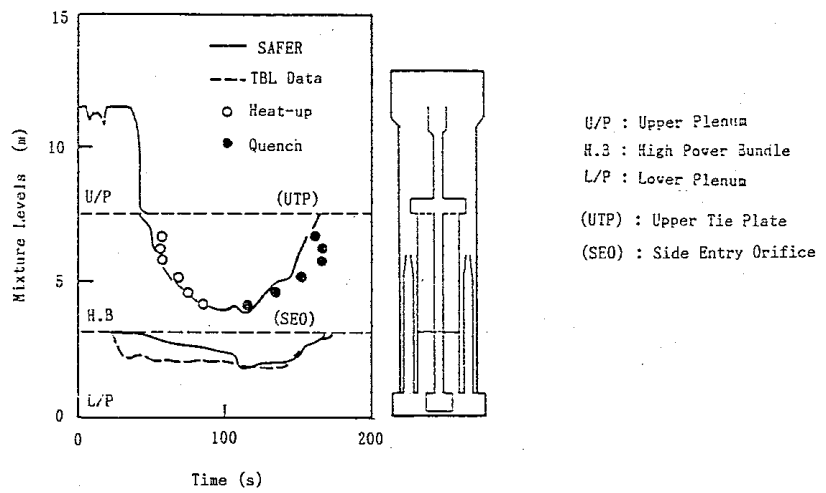


図 4-4 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

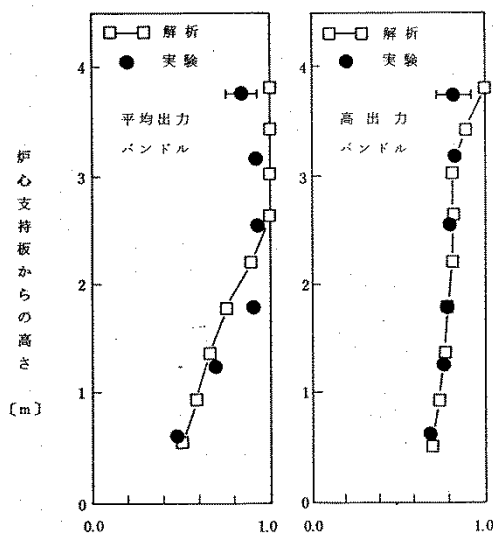


図 4-5 ボイド率の分布 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

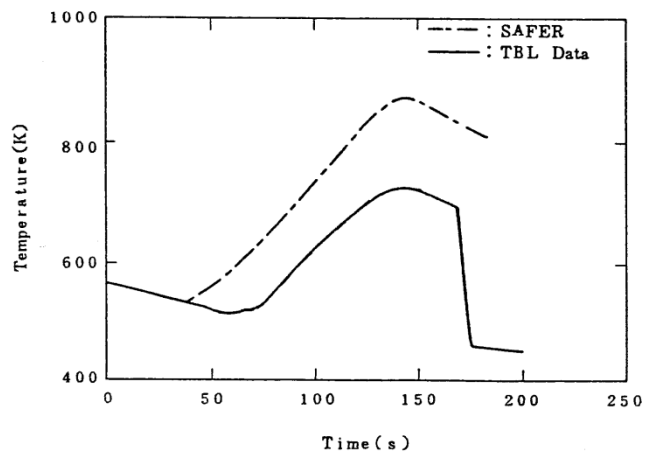


図 4-6 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

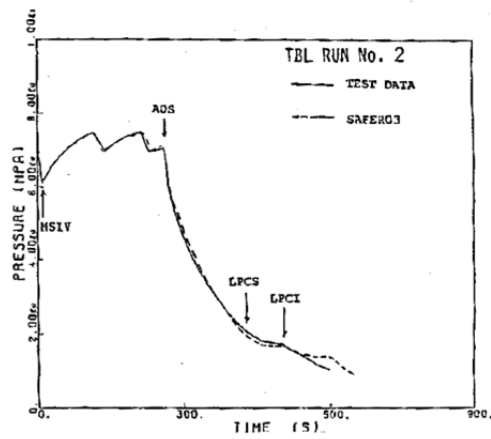


図 4-7 圧力変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

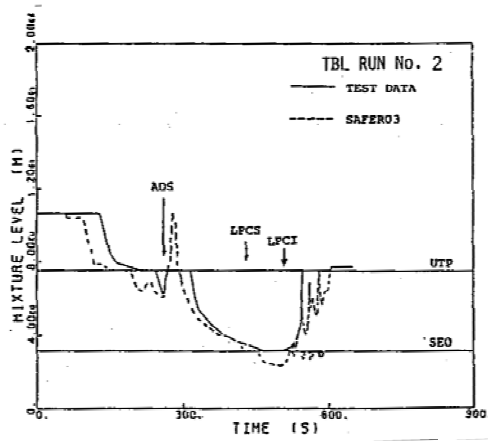


図 4-8 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

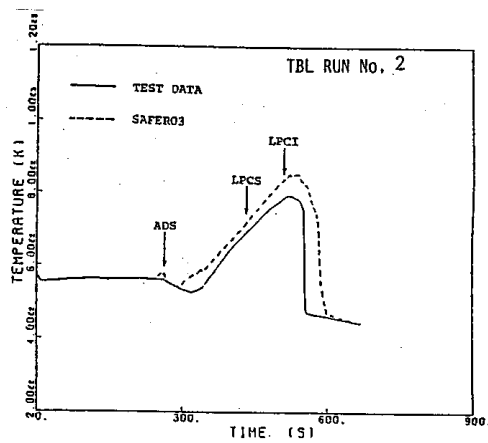


図 4-9 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

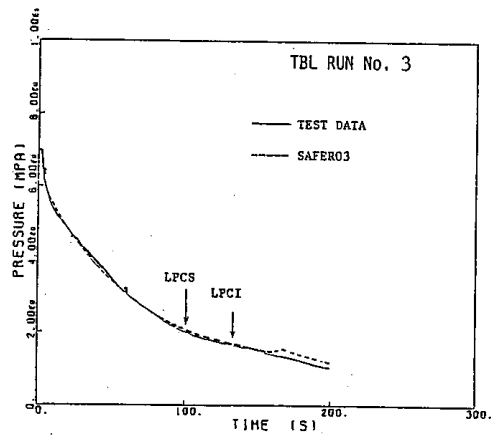


図 4-10 圧力変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

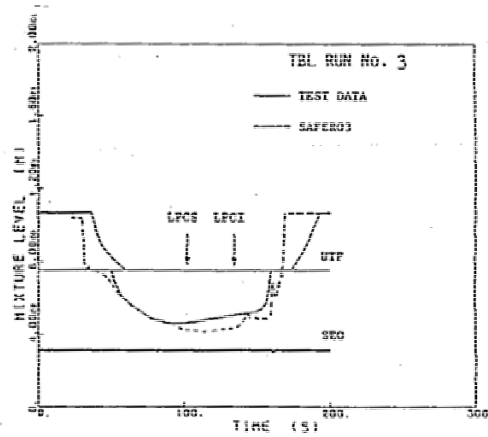


図 4-11 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

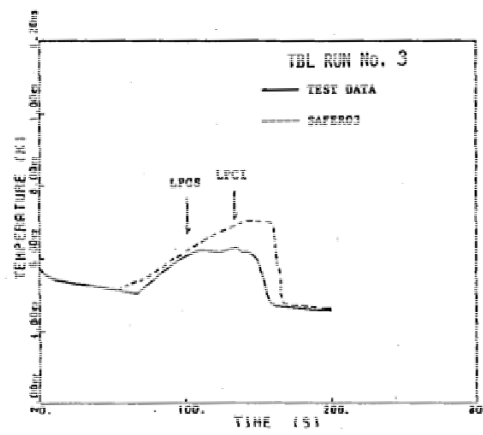


図 4-12 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

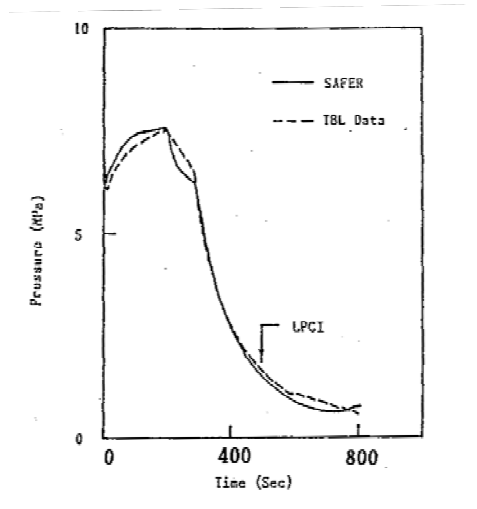


図 4-13 圧力変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

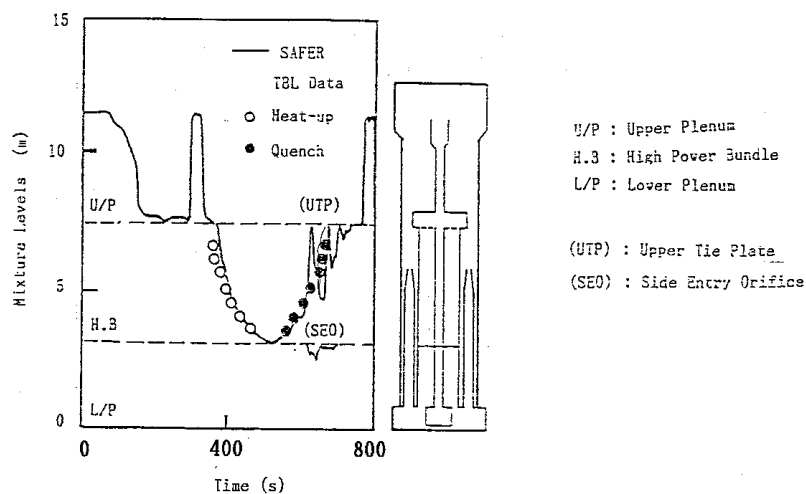


図 4-14 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

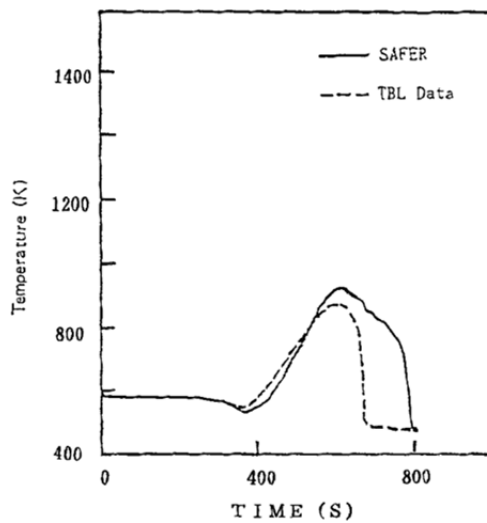


図 4-15 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

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コードでは圧力容器を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及び燃料被覆管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。

(3) 燃料被覆管温度

図 4-23 に燃料被覆管温度変化の比較を示す。図 4-23 に示した燃料被覆管温度変化はPCT位置の燃料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。

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)

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

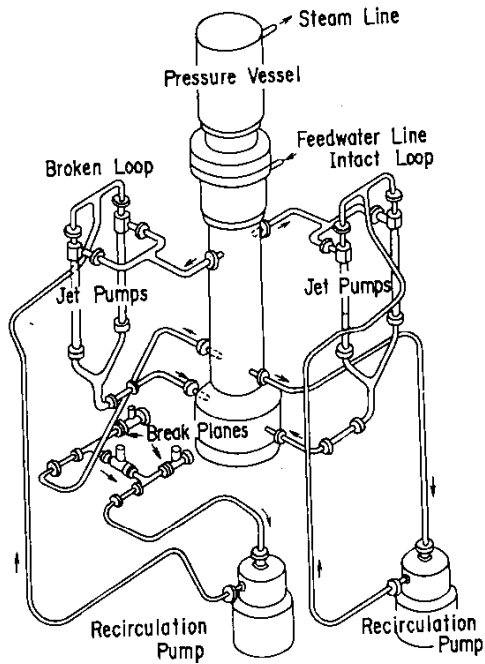


图 4-16 ROSA-III 实验装置

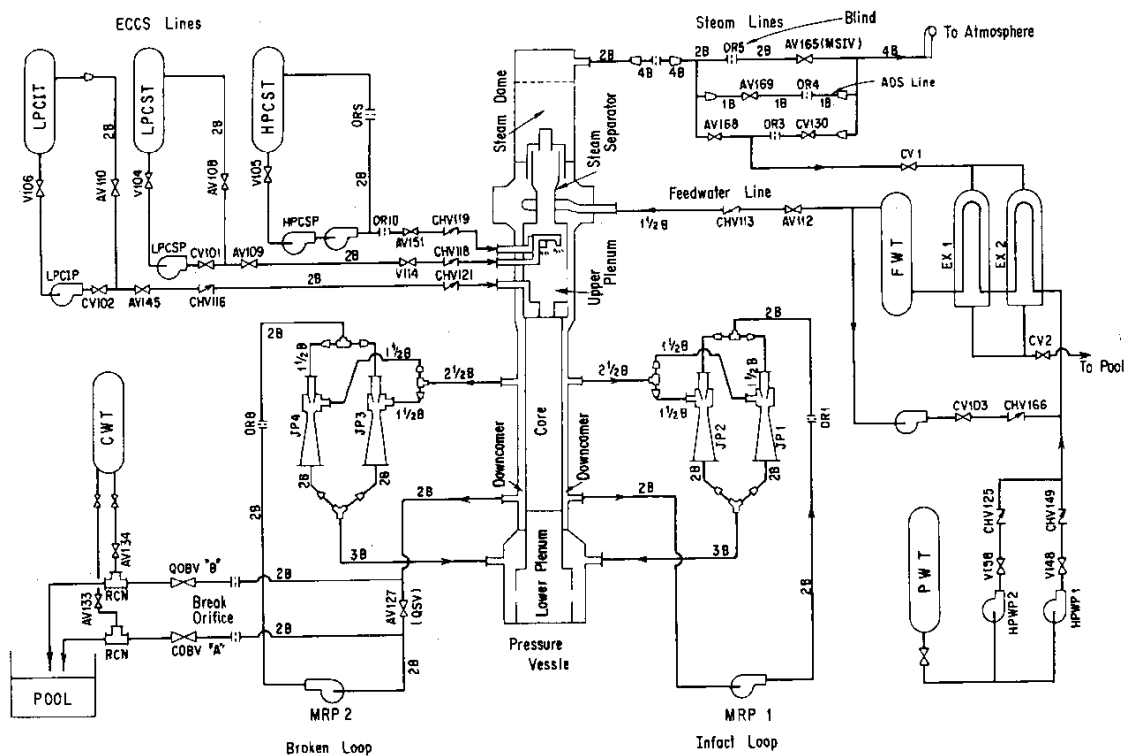


图 4-17 ROSA-III 系统图

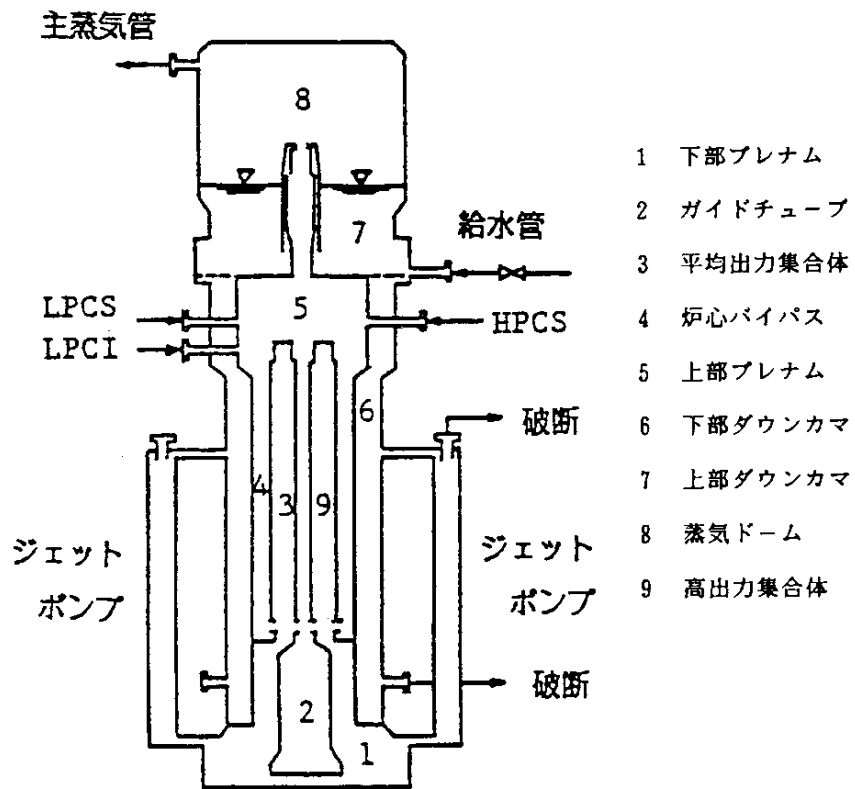


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

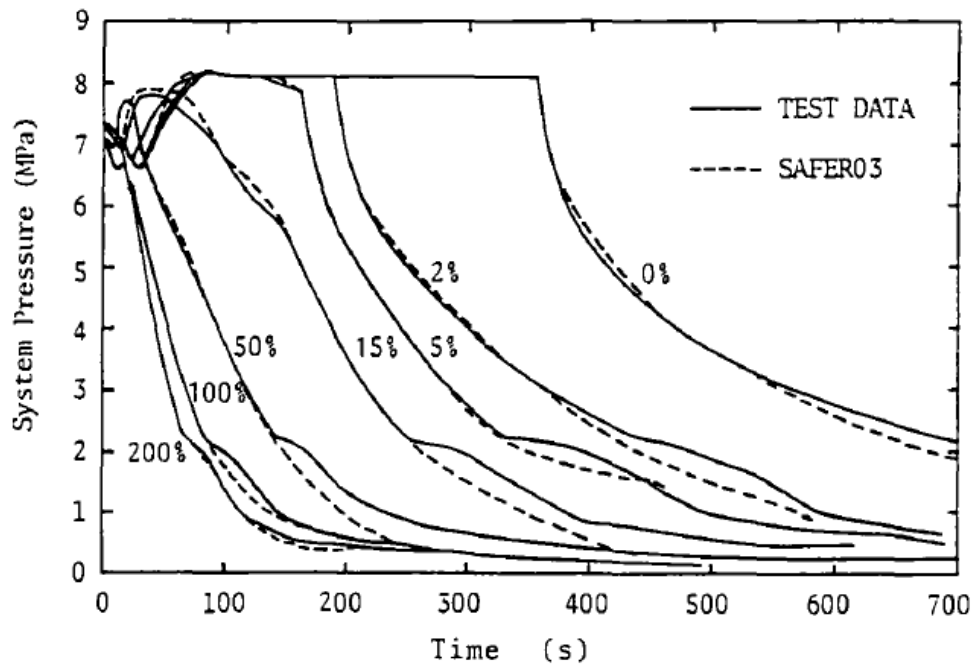


図 4-19 蒸気ドーム圧力変化
 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

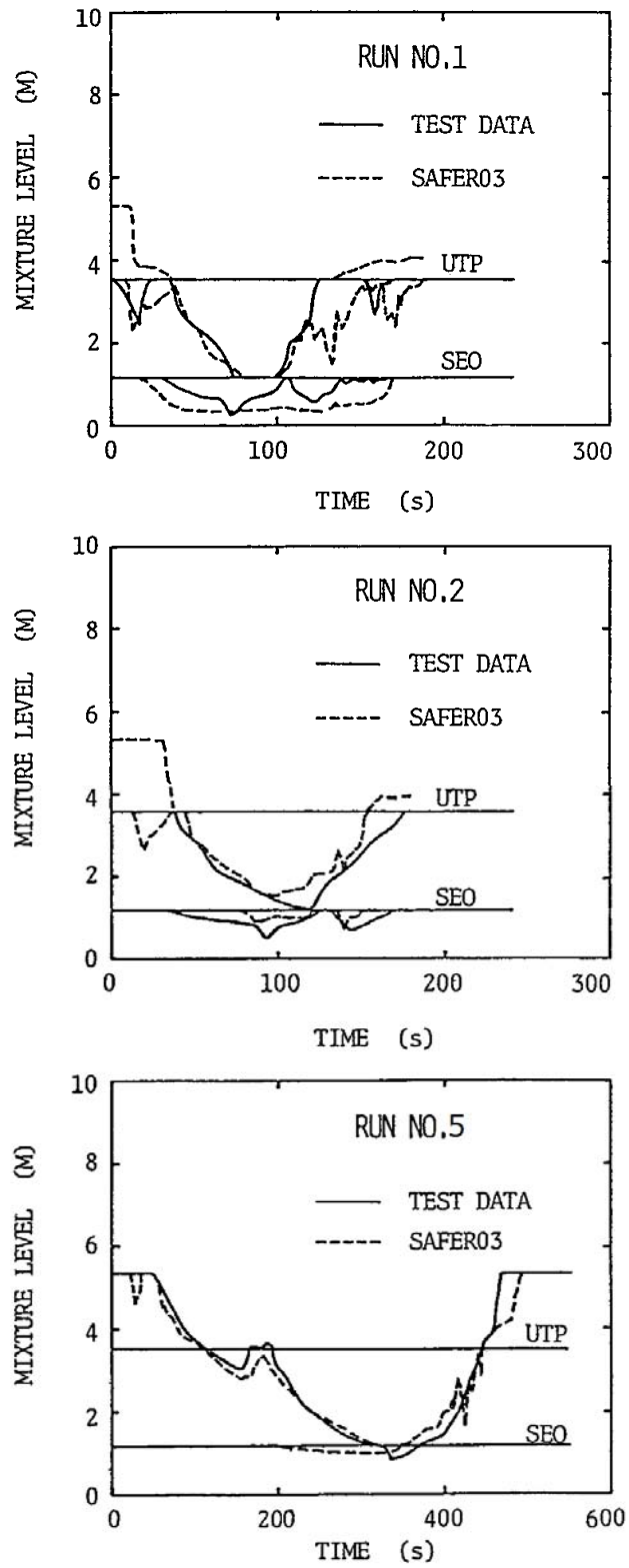


図 4-20 平均出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

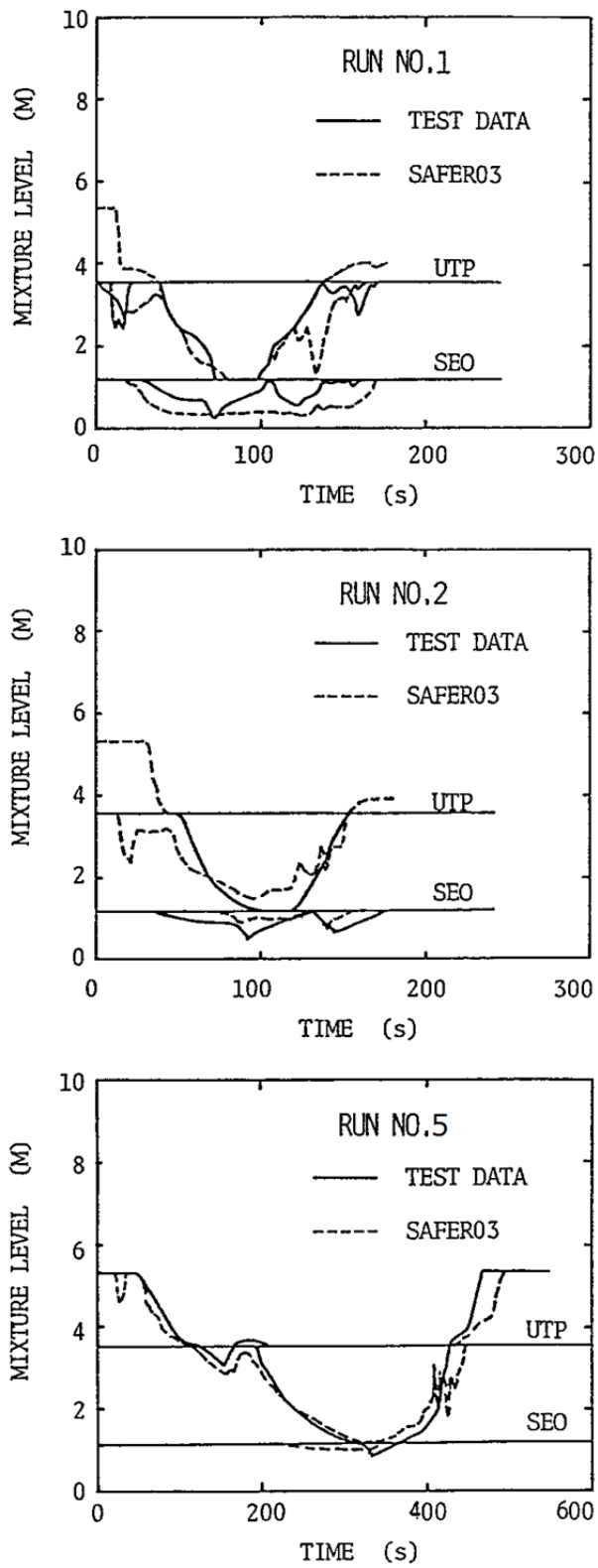


図 4-21 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

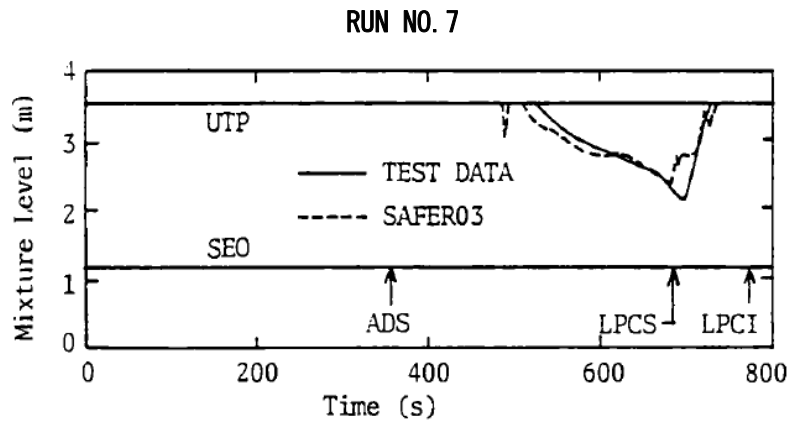


図 4-22 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 破断なし)

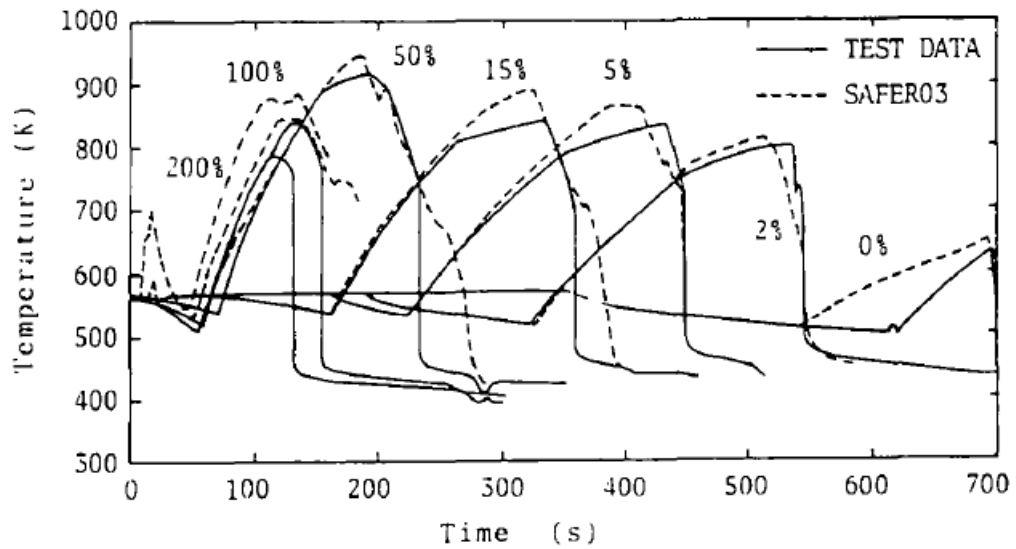


図 4-23 燃料被覆管温度変化
(ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

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、破断流量、ダウンカマ領域水位、シュラウド内水位及び燃料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4-29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するとしている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，実験結果はコラ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) 燃料被覆管温度

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燃料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)配管破断の燃料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コードはダウンコ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。

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	—	—	—

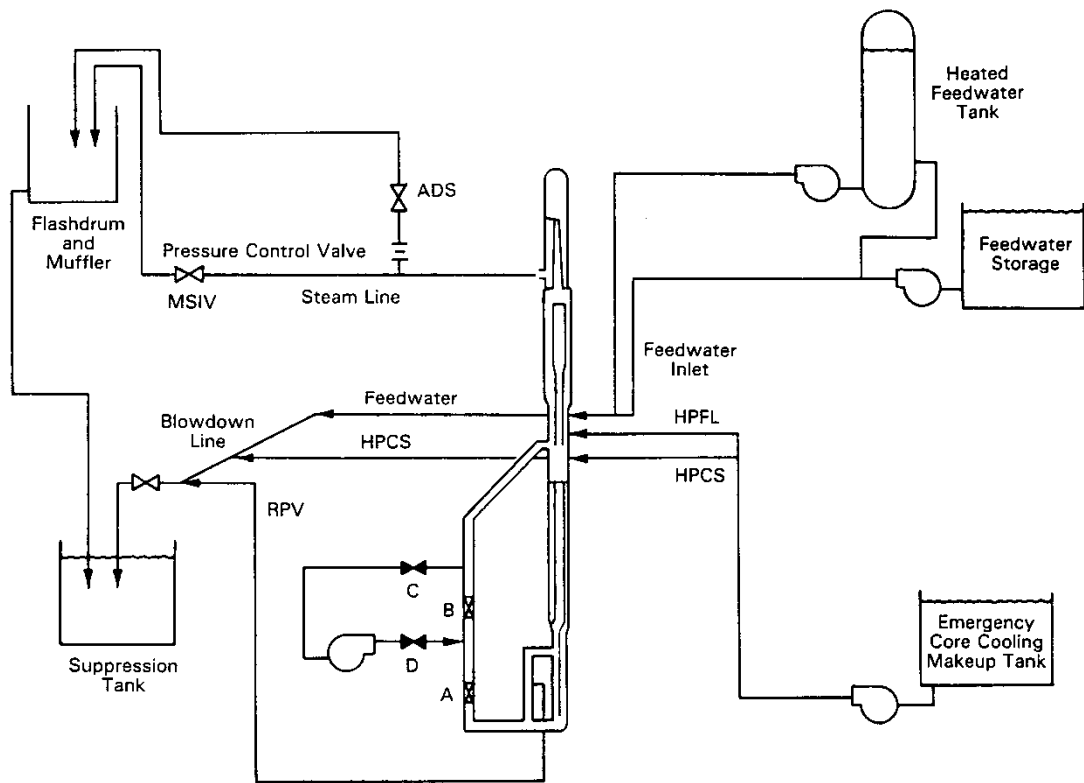


図 4-24 FIST-ABWR 系統図

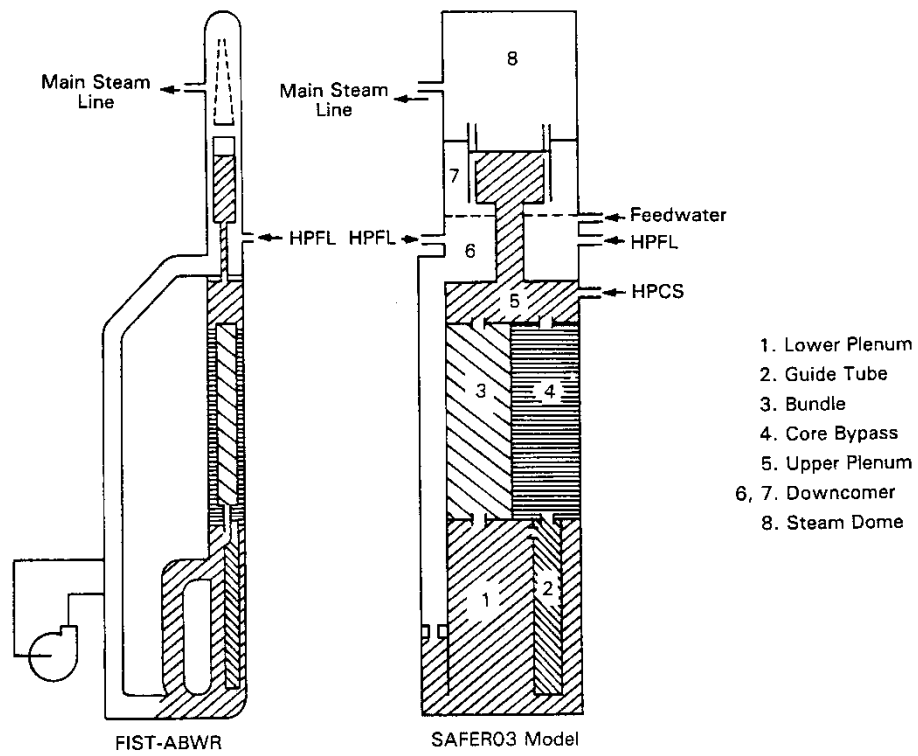


図 4-25 FIST-ABWR 実験解析ノード分割図

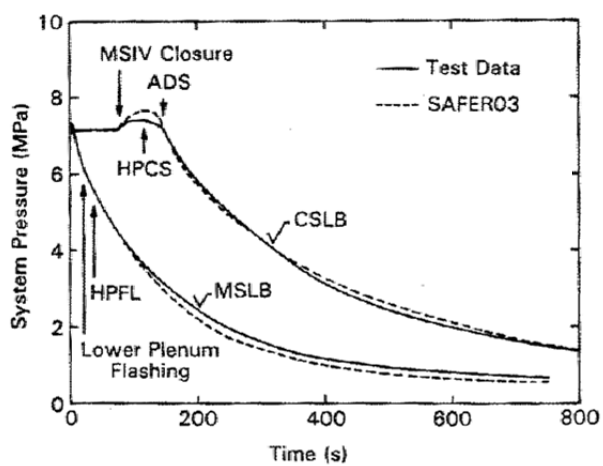


図 4-26 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, MS 配管破断)

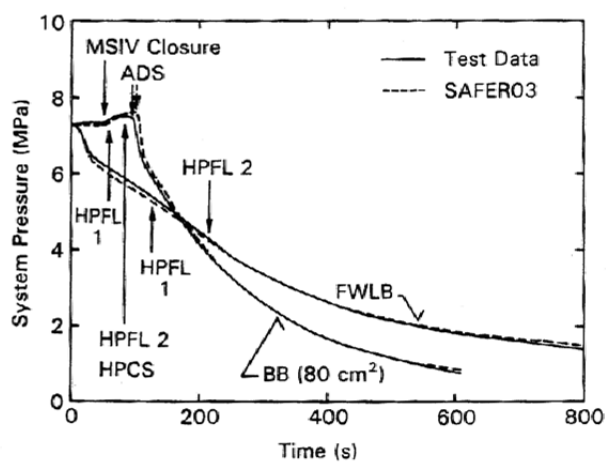


図 4-27 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, BB(80cm²)破断)

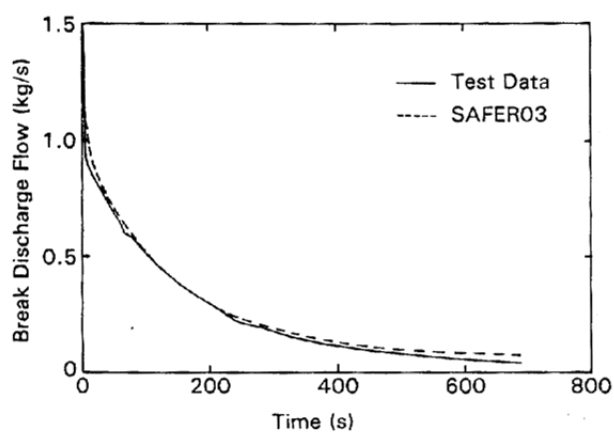


図 4-28 破断流量変化 (FIST-ABWR, MS 配管破断)

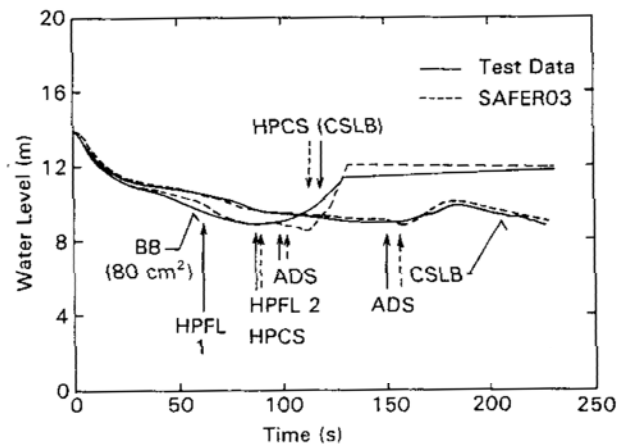


図 4-29 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

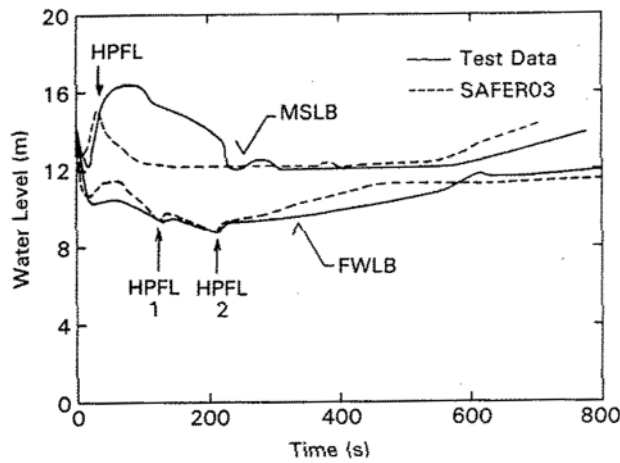


図 4-30 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, MS 配管破断)

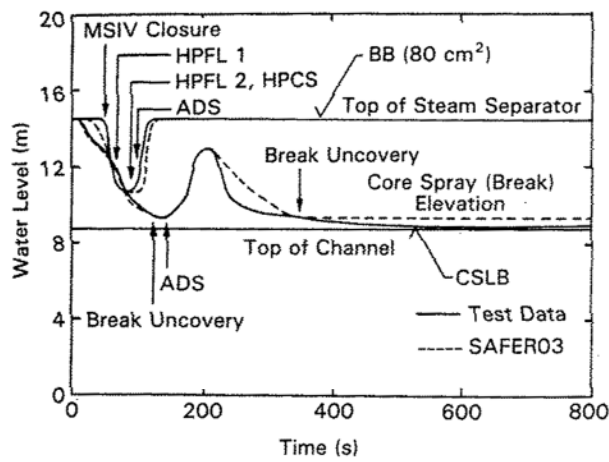


図 4-31 シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

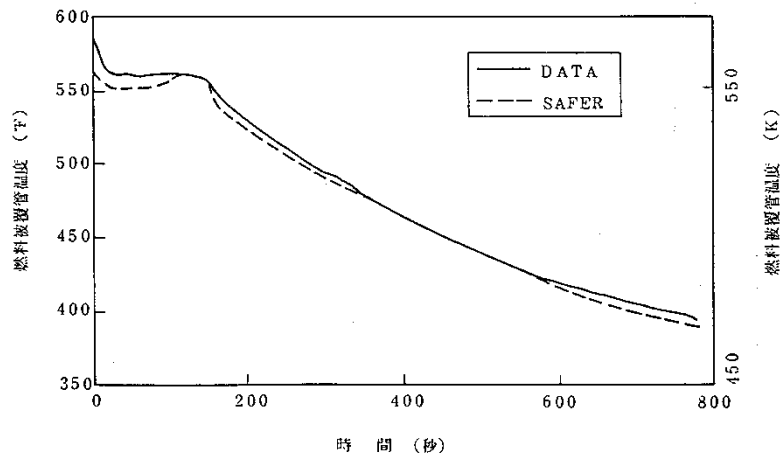


图 4-32 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, CS 配管破断)

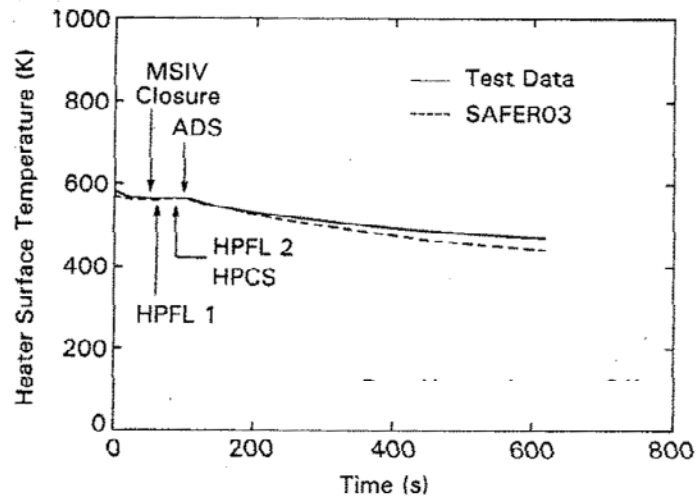


图 4-33 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, BB (80cm²) 破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

S A F E R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 に燃料被覆管最高温度の比較を示す。

以下に、S A F E R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）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E Rコードの二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて、実験結果と概ね同等の結果が得られている。なお、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 $\pm 0 \sim +54$ 秒の範囲で実験結果と一致している。これらの試験では注水手段として E C C S を想定しており、一方、有効性評価で注水系として使用するのはこれより注水能力の小さい代替注水系であるが、「5. 有効性評価への適用性」に記載する、再冠水過程における水位変動が燃料棒冷却に及ぼす影響を適切に考慮することにより、S A F E Rコードは、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）

T B L 及び R O S A - III の実験解析により、S A F E R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、燃料被覆管温度を高く予測していることを確認した。P C T は表 4-6 に示すように $+10^{\circ}\text{C} \sim +150^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。なお、スプレー冷却のない実験結果では、 $+50^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。

S A F E Rコードでは、燃料棒表面熱伝達モデルで採用している個々の熱伝達相関式は、それぞれ実験結果を保守的に予測するか、あるいは、よく一致することが確認されていることから、「5. 有効性評価への適用性」に記載する、T B L, R O S A - III 実験で想定している注水手段と有効性評価で使用している注水手段での注水能力の相違が燃料棒表面熱伝達に及ぼす影響を適切に考慮することにより、S A F E R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）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E Rコードが系の圧力変化及び压力容器の水位変化を良く予測することを確認しており、有効性評価における M S I V の閉止による圧力上昇挙動から急速減圧時の圧力低下挙動は実験解析と同等である。

したがって、圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果が得られていることから、SAFERコードは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（ダウンカマ領域水位）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。シュラウド外水位については、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても、二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要ではなく、質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。

したがって、シュラウド外のコラプス水位を適切に評価することから、SAFERコードは沸騰・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。

実験装置と実機の差異については、特に、燃料集合体の体数と軸方向長さ及びECCS構成が重要と考えられるため、これらについて、実験結果の実機適用性についての考え方を以下に述べる。

(1) 燃料集合体の体数及び軸方向長さの影響

TBLは熱出力3293MW、燃料集合体764体を装荷したBWRを対象としており、出力の異なる複数の燃料集合体が存在する系において、ECCSの作動及び炉心の温度上昇に密接に関連する原子炉圧力及び原子炉水位の変化を実時間で模擬することを目的として設計されている。このため、TBLは電気加熱の実寸大模擬燃料集合体2体を用い、原子炉圧力容器内の熱水力挙動を模擬するために各領域の容積、ECCS注水量を実機の燃料集合体数との比（2/764）で縮尺模擬している。また、原子炉圧力容器及び内部構造物の寸法は、事故後の原子炉水位変化を実時間で模擬するようジェットポンプ下端から気水分離器下端までの高さ方向の長さを実機と同一としている。

T B L 実験では低出力燃料集合体と高出力燃料集合体の熱水力挙動の差異，いわゆる多チャンネル効果が現れた。減圧過程において，高出力燃料集合体では下部プレナムより集合体内に吹上げる蒸気流量が大きく気液上昇流を生じ，低出力燃料集合体では蒸気流量が少ないため集合体上部からの落下水が多くて気液対向流になり流動分離が生じていることが差圧計測より推定された。この流動様式の差異は，別途行われた，実機の炉心シュラウド内を実寸大で分割模擬した実規模多チャンネルの再冠水システム実験⁽³¹⁾の結果でも確認されている。

したがって，T B L は B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論は B W R へ適用できると考える。

R O S A - III 及び F I S T - A B W R の基本的なスケーリングの考え方は T B L と同様であり，実機の L O C A 時の炉内熱水力挙動を実時間で模擬することを目標として設計されている。R O S A - III は燃料集合体 848 体からなる熱出力 3800MW の B W R の炉心を実機の 1/2 の軸方向長さの電気加熱の燃料集合体 4 体で模擬しており，各部の体積は実機の 1/424 となっている。R O S A - III 実験結果の実機適用性に関しては，R O S A - III 実験と B W R の L O C A の熱水力挙動との類似性が主要な R O S A - III 実験に対して確認されている⁽³²⁾。R O S A - III 実験データと計算コードによる R O S A - III 及び B W R 両体系の解析結果をもとに評価が行われ，小破断 L O C A についても，圧力挙動，流動挙動，炉心水位挙動及び燃料棒表面温度挙動について，基本的挙動を良く模擬していることが確認されている⁽³³⁾。また，炉心の軸方向長さは実機の 1/2 であるが，シュラウド内側と外側の相対的な高さと容積の関係を良く模擬していることから，全炉心露出及び再冠水に要する時間は，実機の結果と一致している。

したがって，R O S A - III は B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論は B W R へ適用できると考える。

また，F I S T - A B W R は燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MW の A B W R の炉心を電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体で模擬しており，各部の体積は実機の 1/872 となっている。したがって，実験は実寸大模擬燃料集合体 1 体を用いた炉心の平均的な挙動を示している。A B W R は設計基準事故時においては炉心が冠水維持される設計になっており，炉心が露出，再冠水する過程がないため炉心の三次元的流動様式の差異は重要ではない。なお，A B W R で炉心露出が発生する場合は，B W R と同様の炉心ヒートアップが発生するため，前述の T B L 及び R O S A - III における実験結果が適用できると考える。

したがって、F I S T - A B W R は A B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり、実験解析で得られた結論は A B W R へ適用できると考える。

(2) E C C S 構成の影響

T B L 及び R O S A - 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、E C C S は炉心上部に注水する炉心スプレイ系 (H P C S 及び L P C S) , 炉心バイパス部に注水する L P C I で構成する E C C S を模擬しており、実プラントの構成と相違はない。

また、A B W R 実プラントは炉心上部に注水する高圧炉心注水系 (H P C F) , 原子炉隔離時冷却系 (R C I C) 及び低圧注水系 (L P F L) で構成されるが、F I S T - A B W R は炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系 (H P C S) とダウンカマ部に注水する高圧注水系 (H P F L) 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、H P C F と H P C S の相違、L P F L と H P F L 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と考える。

なお、A B W R の設計基準事故解析及び F I S T - A B W R 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。A B W R 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 B W R の中小 L O C A の挙動と同様と考えられる。A B W R 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、冷却水は炉心下部プレナムに流入し、さらに燃料集合体下部より燃料集合体内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 B W R も同様であり、炉心バイパス領域の上部に注水された冷却水はバイパス部に蓄積し、燃料集合体下部より燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。したがって、B W R 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 S A F E R コードは、A B W R の炉心露出及びヒートアップ解析にも適用できると考える。

4.5.3 実機解析 (9×9 燃料) への適用性

S A F E R コードの妥当性確認に使用した T B L , R O S A - Ⅲ 及び F I S T - A B W R 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，S A F E R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

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	

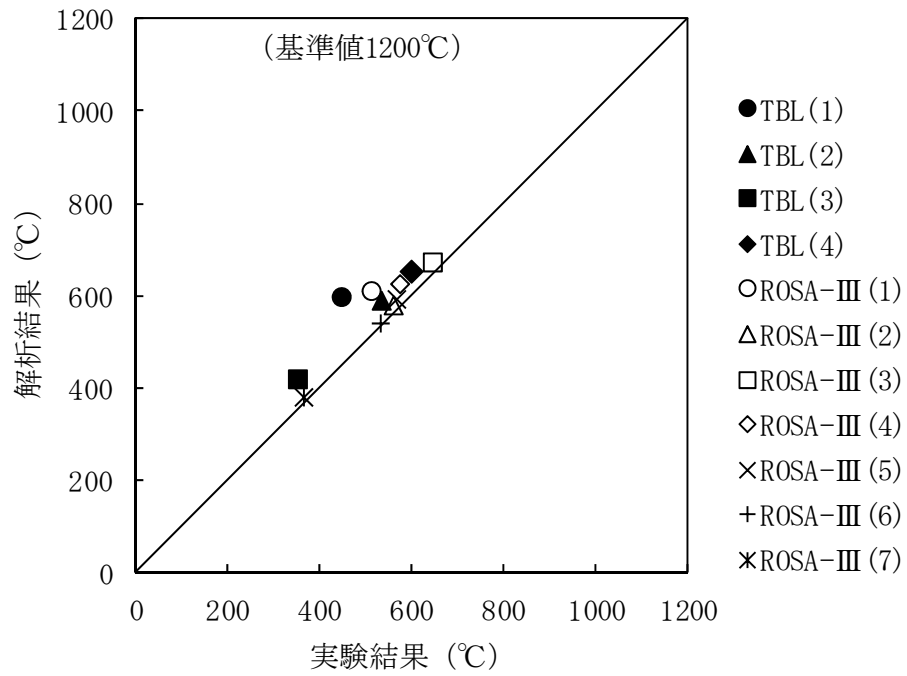


図 4-34 燃料被覆管最高温度の比較⁽²²⁾

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、大きくす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

燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については，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あいまってコード全体として，スプレー冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価することから，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

炉心の二相水位は，解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果と概ね同等の結果が得られていることから，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。また，低圧代替注水設備の注水による炉心内の二相水位変化に起因する燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは $20^{\circ}\text{C}\sim 40^{\circ}\text{C}$ 程度である（添付5参照）。

なお，原子炉圧力の評価において，炉心スプレイを用いる一部の実験解析では実験結果に比べて圧力低下を早めに予測する不確かさがあるが，有効性評価解析では炉心スプレイは使用されないため考慮する必要はない。

(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，圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果得られていることから，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。

(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。

(8) 沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流

シュラウド外水位については，二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分であることから，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。

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又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又は代替注水設備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又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、解析上の取扱いとして、破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなる燃料集合体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あいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+50℃程度高めに評価する。 また、低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料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概ね保守的となる。	破裂発生前の燃料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、破裂後のジルコニウム-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、概ね保守的な結果を与えるものと考えられる。

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、二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて、実験結果と概ね同等の結果が得られている。低圧代替注水設備の注水による燃料棒冷却(蒸気単相冷却又は噴霧流冷却)の不確かさは20℃～40℃程度である。 また、原子炉圧力の評価において、ROSA-IIIでは2MPaより低い圧力で系統的に圧力低下を早めに予測する傾向を呈しており、解析上、低圧注水系の起動タイミングを早める可能性が示される。しかし、実験で圧力低下が遅れた理由は、水面上に露出した上部支持格子等の構造材の温度が燃料被覆管からの輻射や過熱蒸気により上昇し、LPCSスプレイの液滴で冷却された際に蒸気が発生したためであり、低圧注水系を注水手段として用いる本事象シーケンスでは考慮する必要のない不確かさである。このため、燃料被覆管温度に大きな影響を及ぼす低圧代替注水設備の注水タイミングに特段の差異を生じる可能性はないと考えられる。	炉心内の二相水位変化を概ね同等に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。なお、解析に対して実機の注水量が多いため、燃料露出期間が短くなり、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。
	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あいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+50℃程度高めに評価する。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料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概ね同等の解析結果が得られており、臨界流モデルに関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	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・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	下部プレナムの二相水位を除き、ダウンカマの二相水位(シュラウド外水位)に関する不確かさを取り扱う。シュラウド外水位については、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく、質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。このため、特段の不確かさを考慮する必要はない。	シュラウド外水位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。
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	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), June 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, “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 Revision 1, 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, Feb. 1986.
- (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 Dispersed Droplet Regime", NEDE-13443, May 1976.
- (16) H. Nagasaka, K. Yamada, and 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 L O C A / E C C S 性能評価コード (S A F E R) について」, 原子力発電技術顧問会 (基本設計) L O C A 検討会, 昭和 61 年 7 月
- (24) 「軽水型動力炉における L O C A 時 E C C S 性能評価コードについて」, 原子炉安全基準専門部会 E C C S 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, 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 Thermal 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, Feb. 1986

- (29) S. Itoya, H. Nagasaka and K. Tasaka, “Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-III Break Area Spectrum 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
- (31) H. Nagasaka, M. Katoh, S. Yokobori, “ 18 Degree Sector System Test(ESTA II)” , NUREG / CP-0058, Vol. 3, 1984.
- (32) 田坂完二他, “ROSA-IIIによる BWR 冷却材喪失事故に関する総合模擬実験研究” , JAERI 1307, 1987 年 11 月
- (33) 与能本泰介他, “小破断 LOCA における ROSA-III と BWR/6 の相似性の検討”, JAERI-M 84-030, 1984 年 2 月

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
		蒸気乾燥器
	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
	停止トリップ設定点
	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「E C C S 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 Sozii 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) (3)}

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、 $L=0$ 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 0.127m (約 5 in.)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 0.127m (約 5 in.)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。

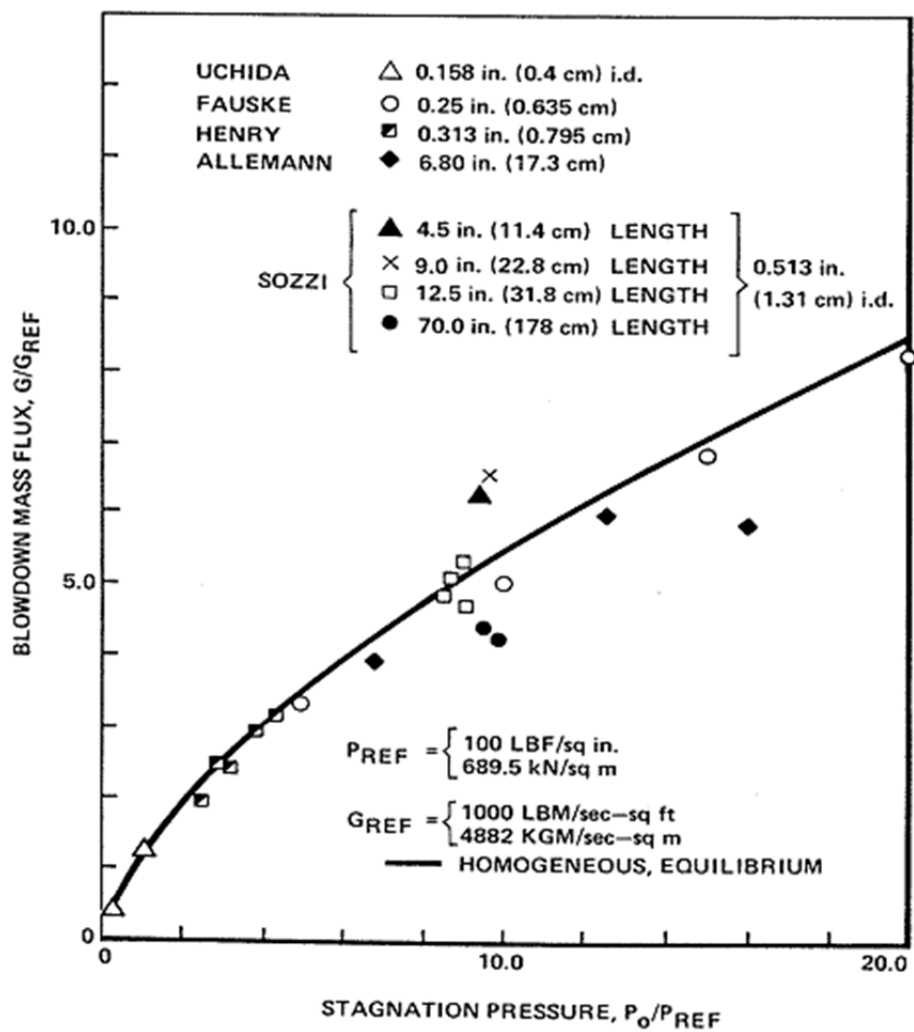
3. まとめ

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 (0.127m (約 5 in.)) 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。

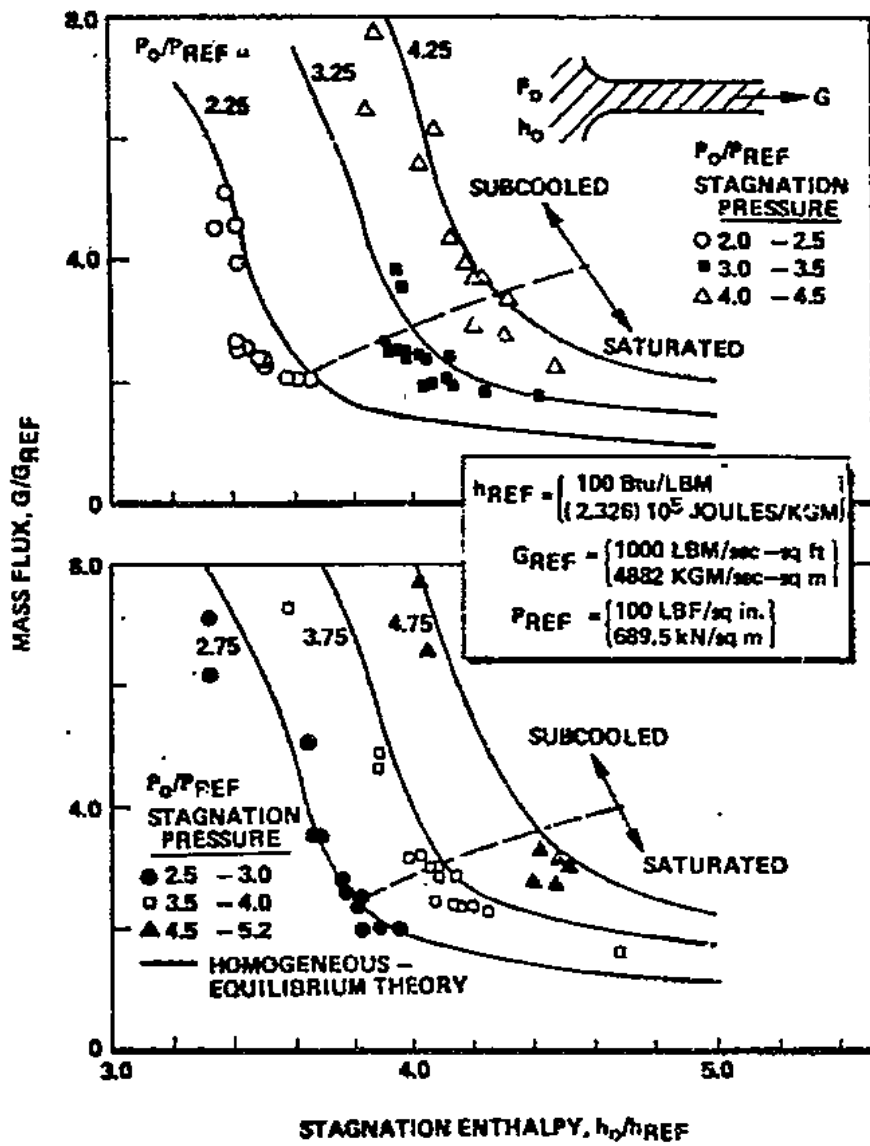
BWRプラントで仮定する破断口及びSRVからの流出流量は、圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し、その長さは 0.127m (約 5 in.) より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

参考文献

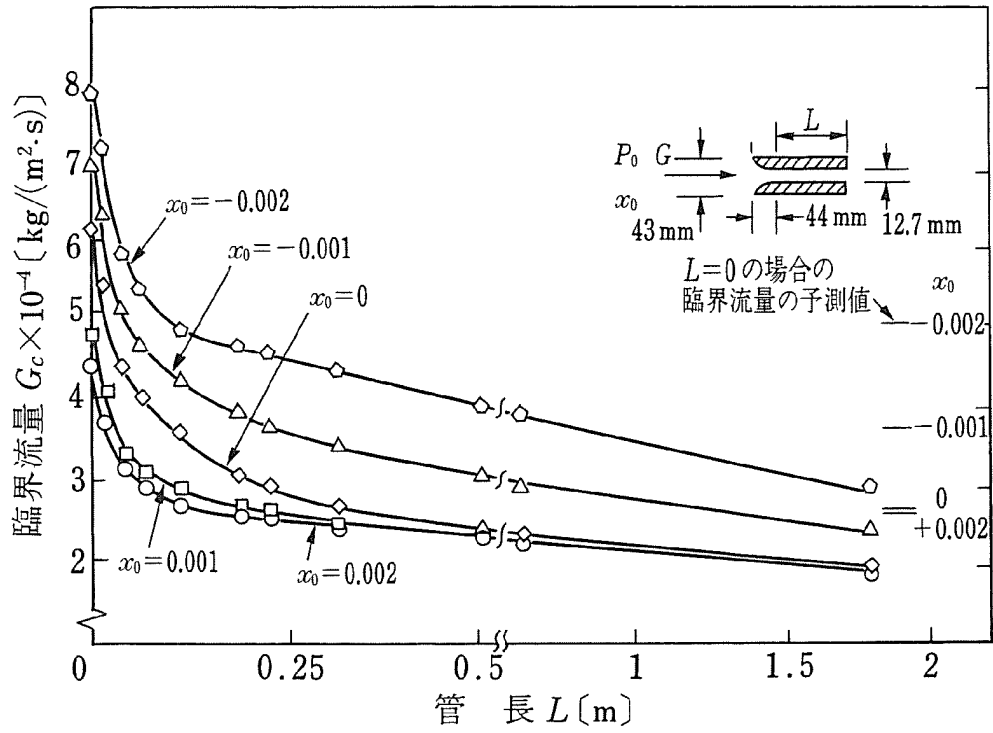
- (1) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) G. L. Sozzi and W. A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.
- (3) 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006 年



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⁽³⁾

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設備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。

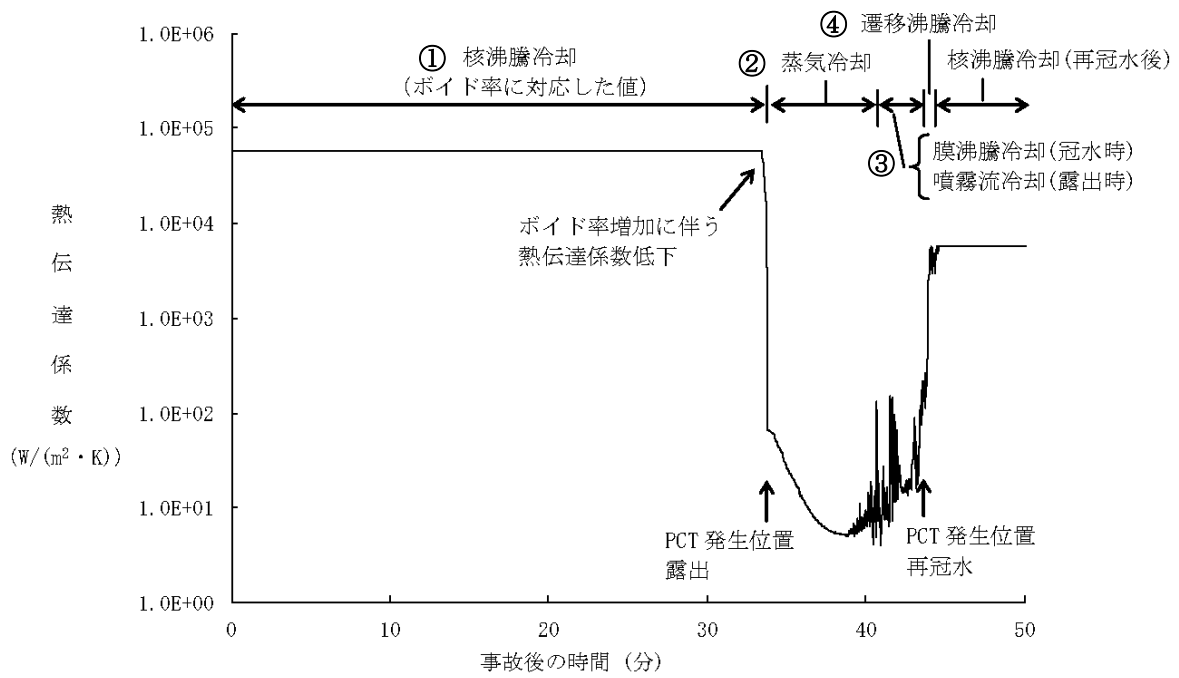
2. SAFERコードの熱伝達関連式の適用方法

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，又は，燃料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。

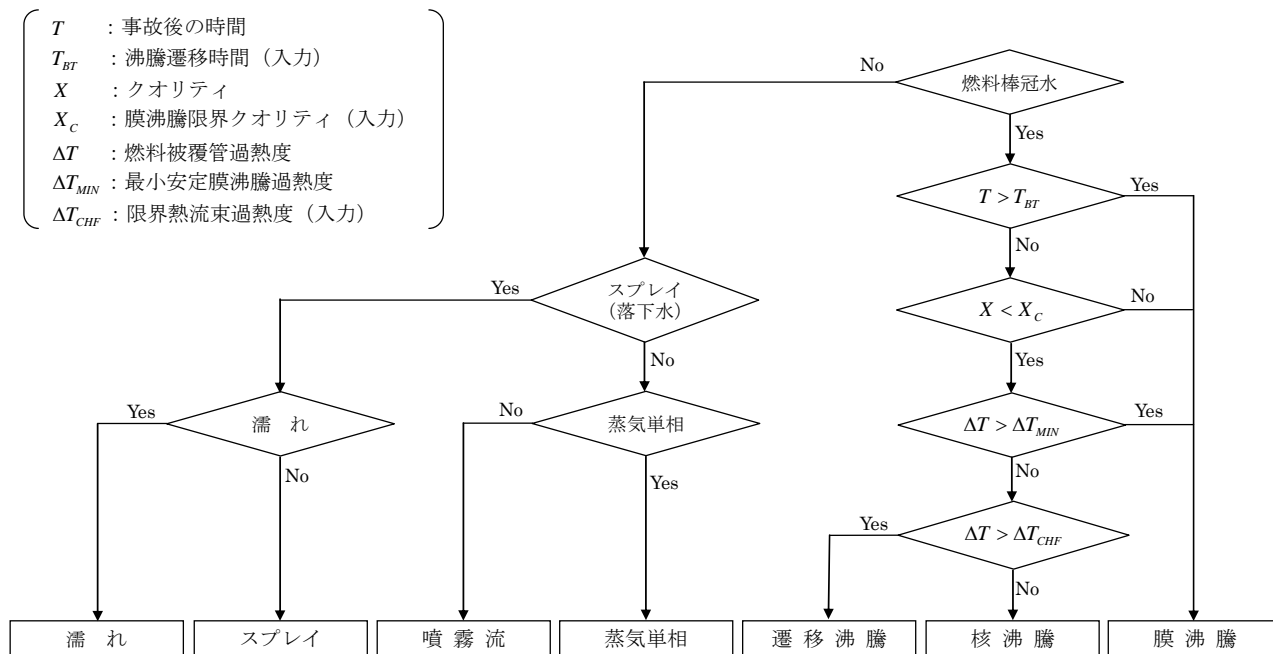
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していない時は，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

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，モデルの適用性

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又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，モデルの適用性を示す。

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

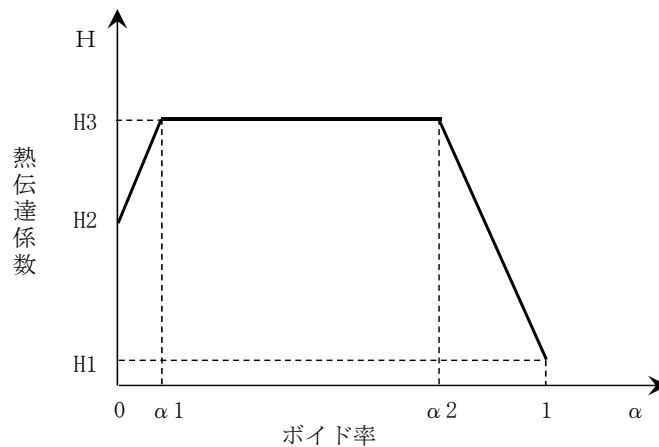
(1) 核沸騰

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。

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。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。

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 S R V 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) 蒸気单相

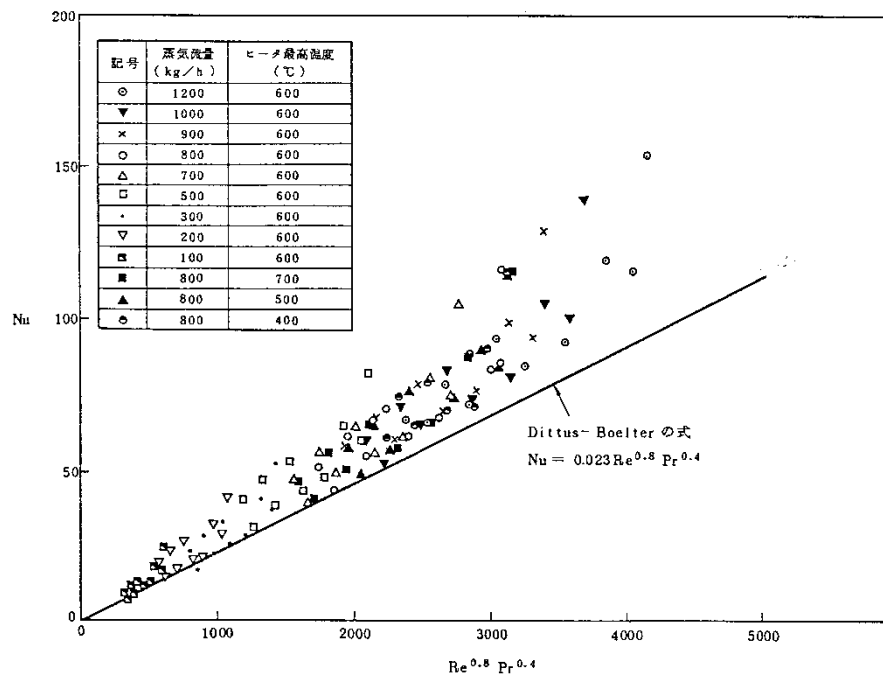
燃料が露出した後の蒸気单相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

BWR の実寸大 8 × 8 型模擬燃料集合体 1 体を用いた蒸気单相冷却実験の実験データと Dittus-Boelter の式による計算結果の比較を添付図 2-7 に示す⁽³⁾⁽⁴⁾。Dittus-Boelter の式による計算結果が燃料集合体形状を模擬した実験結果より熱伝達が小さくなるのは、Dittus-Boelter の式は滑らかな管内乱流に対し開発された式であり入口部の助走区間の効果を無視しているのに対し、燃料集合体形状を模擬した実験結果はスぺーサによる乱流促進効果及び入口部の助走区間の効果により熱伝達特性が向上するためである。S A F E R コードには、燃料集合体形状を模擬した実験結果に基づき、スぺーサによる乱流促進効果を反映した修正式を備えているが、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。

この蒸気单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。

また、PWR 模擬燃料集合体による蒸気冷却実験データ（模擬燃料棒最高温度が約 800℃程度の O R N L - T H T F (Oak Ridge National Laboratory - Thermal Hydraulic Test Facility) の蒸気冷却実験 (PWR の 17×17 型燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 8 × 8 型に 64 本配列した集合体を使用し、中小破断 LOCA 時の燃料露出を想定して圧力 2.6MPa から 8.5MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 800℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) 及び F L E C H T - S E A S E T データ (Full Length Emergency Core Cooling Heat Transfer - Separate Effects Tests And System Effects Tests) の蒸気冷却実験 (PWR 燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 161 本有する集合体と 21 本有する集合体の 2 種類を使用し、圧力 0.14MPa から 0.28MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 220℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) の約 1100 点のデータを使用して Dittus-Boelter の式による計算結果と比較, 評価されている⁽⁵⁾。この結果によると、Dittus-Boelter の式は少なくとも保守的であると結論されている。なお、Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の单相流に適用可能とされている。圧力 0.5MPa[abs]及び温度 1000℃の過熱蒸気のプラントル数を求めると 0.8 以上であることから、このような高温状態

も Dittus-Boelter の式の適用範囲にあると考える。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 蒸気单相熱伝達係数の無次元整理 (3) (4)

(3) 膜沸騰及び噴霧流

代替注水設備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⁽⁶⁾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、蒸気単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。

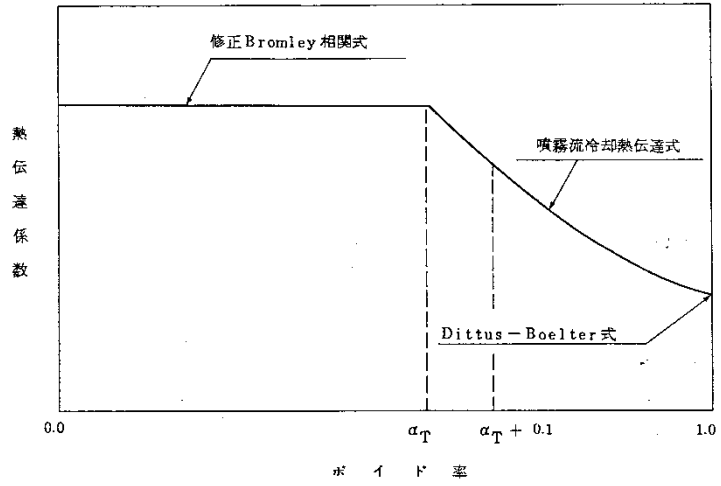
Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を、実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように、計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている⁽³⁾⁽⁴⁾。このことから、噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

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。

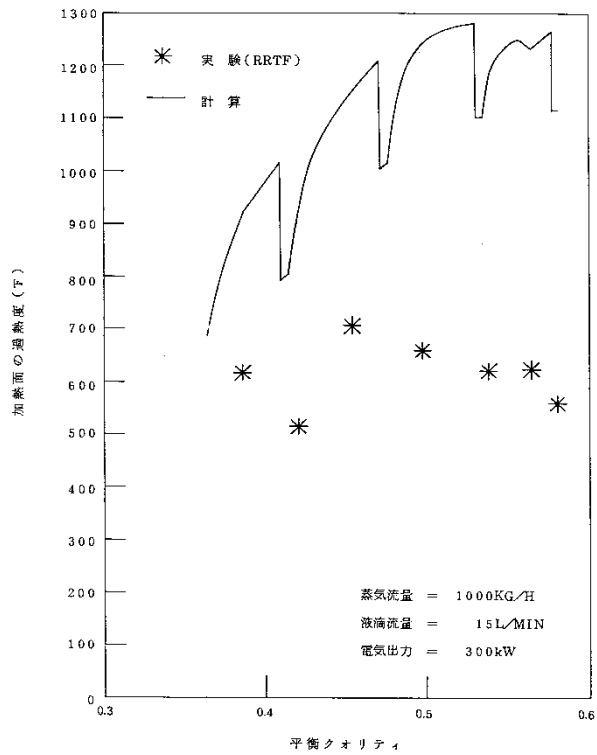
また、KWU 社の実規模大模擬燃料集合体 (340 本ロッド) を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は、過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁶⁾。

修正 Bromley の式の適用範囲は、参考文献(6)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。

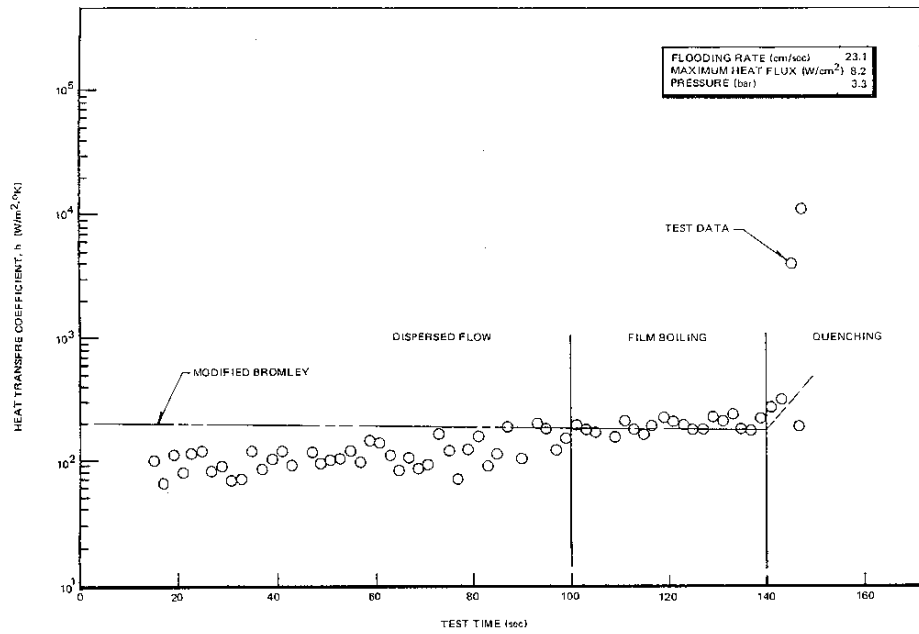
以上により、Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



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)

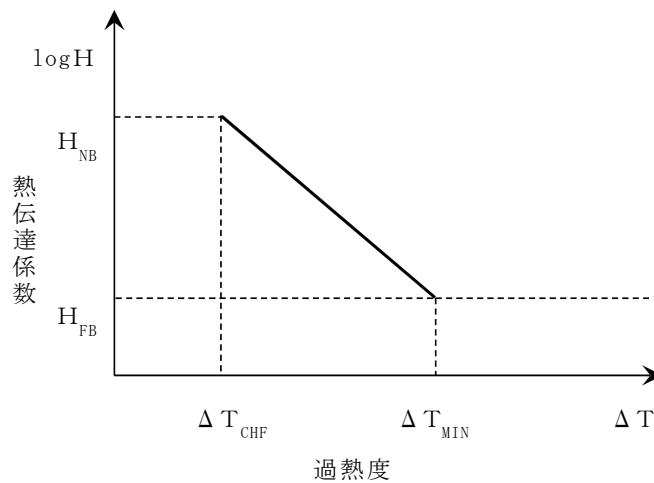


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁶⁾

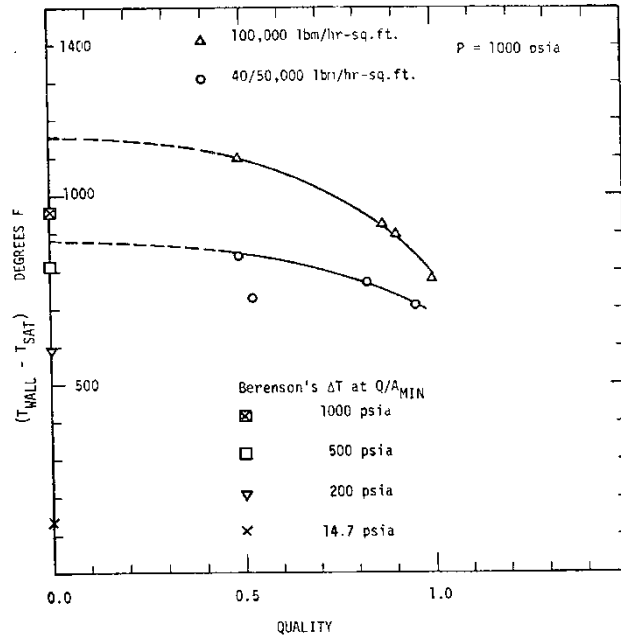
(4) 遷移沸騰

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燃料被覆管過熱度 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⁽⁷⁾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⁽⁷⁾

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(10)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⁽¹¹⁾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 (10) 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

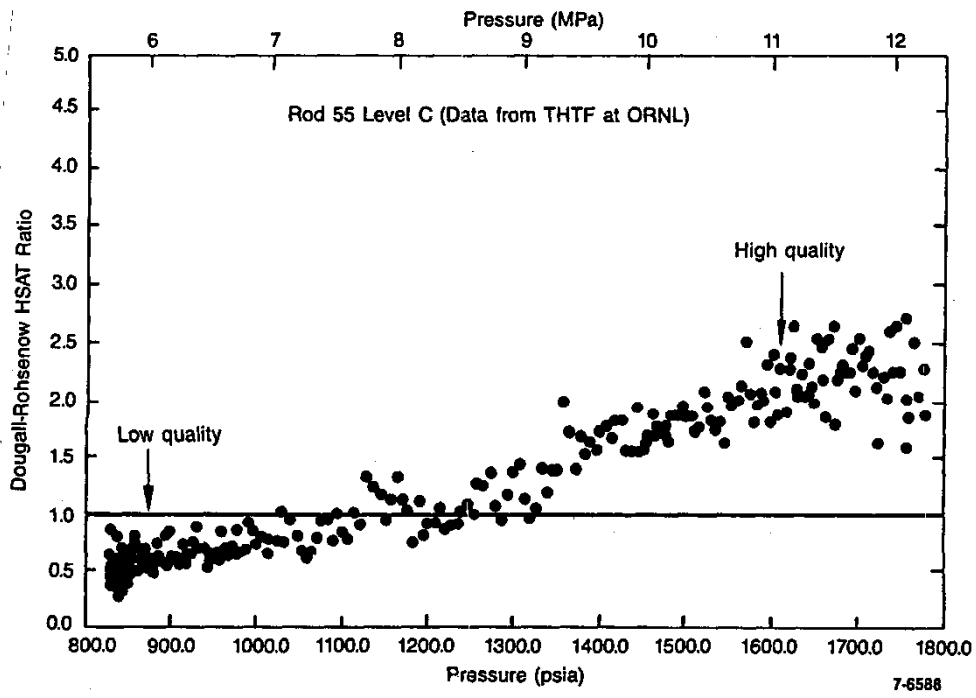
度として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow式を用いるとしている⁽¹¹⁾。

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。

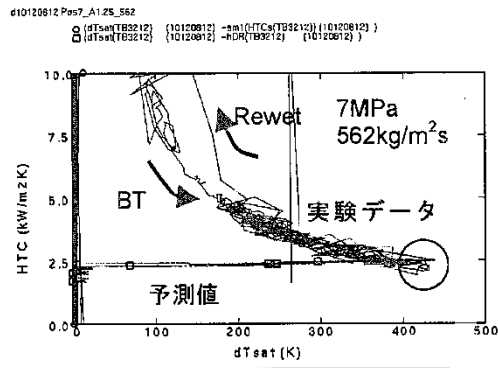
一方、SAFERコードは、単相蒸気熱伝達のDittus-Boelter式及び噴霧流熱伝達のSun-Sahaのモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9に示したように保守的であることを確認している。また、JAERIの実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になるとしている。したがって、SAFERコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

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

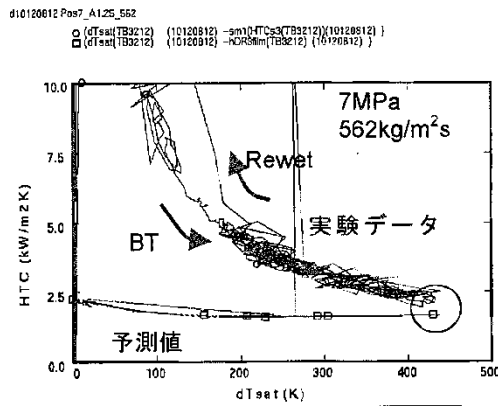
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 ⁽⁸⁾ ⁽⁹⁾ (WREM-JINS/B コー ドシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気流	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



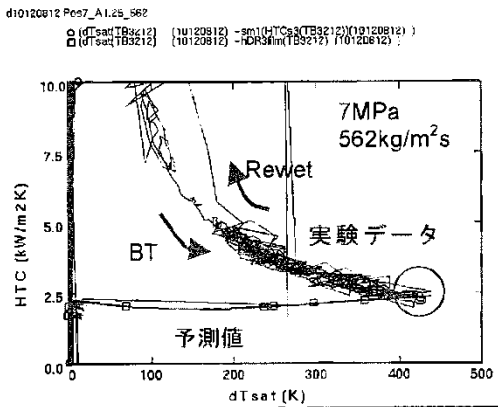
添付図 2-13 Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値 (計算値/実験値) ⁽¹⁰⁾



・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⁽¹¹⁾
 (試験 10120812 ; 7MPa, 562kg/m²s, 2.9m)

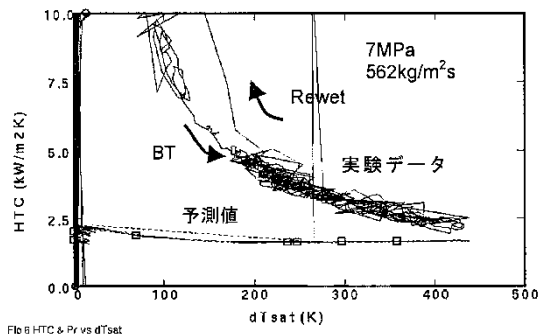
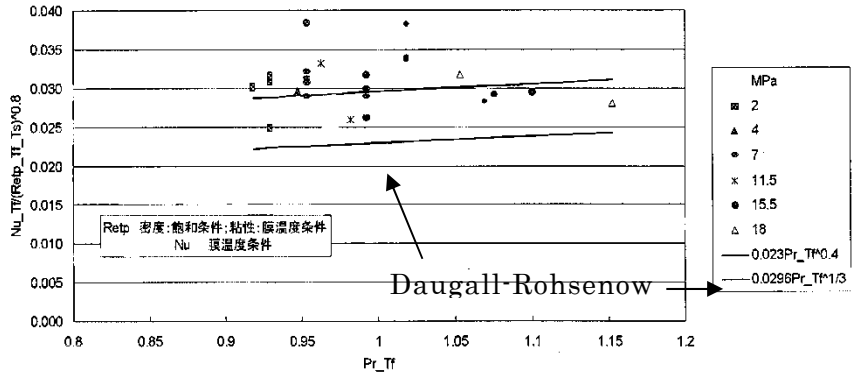


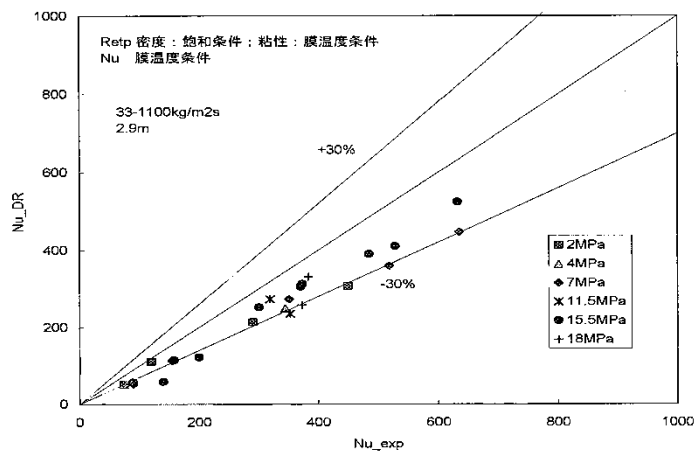
Fig.6 HTC & Pr vs dTsats

- ・ 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 ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(2) $Nu/Re^{0.8}$ と Pr の関係 (高過熱度データ) ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(3) Nu 数の実験値と予測値との比較 ⁽¹¹⁾

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 非常用炉心冷却系解析モデル (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) G.L.Yoder, “Rod bundle film boiling and steam cooling data base and correlation evaluation” , NUREG/CR-4394; ORNL/TM-9628, August 1986.
- (6) 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.
- (7) O.C.Iloeje et al. , “An Investigation of the Collapse and Surface Rewet in Film Boiling in Forced Vertical Flow” , Transaction of the ASME, Journal of Heat Transfer, May 1975.
- (8) 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
- (9) 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
- (10) “Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis” , NUREG-1230 R4, December 1988.
- (11) 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 熱伝達率－” , JAERI-Research 2001-060, 2002 年 2 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 2-4 に示す。添付表 2-4 より、有効性評価における燃料破損の要因は LOCA と同様に、炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転によるものであり，新たな要因はない。

添付表 2-4 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燃料被覆管温度上昇, 原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転による燃料被覆管破裂	炉心露出による燃料被覆管温度の上昇, 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, 燃料棒内圧が高くなることに伴う燃料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) に伴う燃料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, 燃料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, 温度上昇は短時間で収まるため燃料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，燃料被覆管の膨れ・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燃料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）燃料被覆管最高温度（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燃料被覆管の温度上昇率が小さくなる傾向になる。また，炉心露出期間が長くなると燃料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，燃料被覆管の最高温度は $1,100^{\circ}\text{C}$ 程度以下となっている。

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燃料被覆管温度上昇率及び燃料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-水反応による燃料被覆管酸化

炉心露出期間が長くなるとジルコニウム-水反応が長時間継続し，燃料被覆管の酸化により燃料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燃料被覆管の最高温度は $1,100^{\circ}\text{C}$ 程度以下であり，燃料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燃料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。

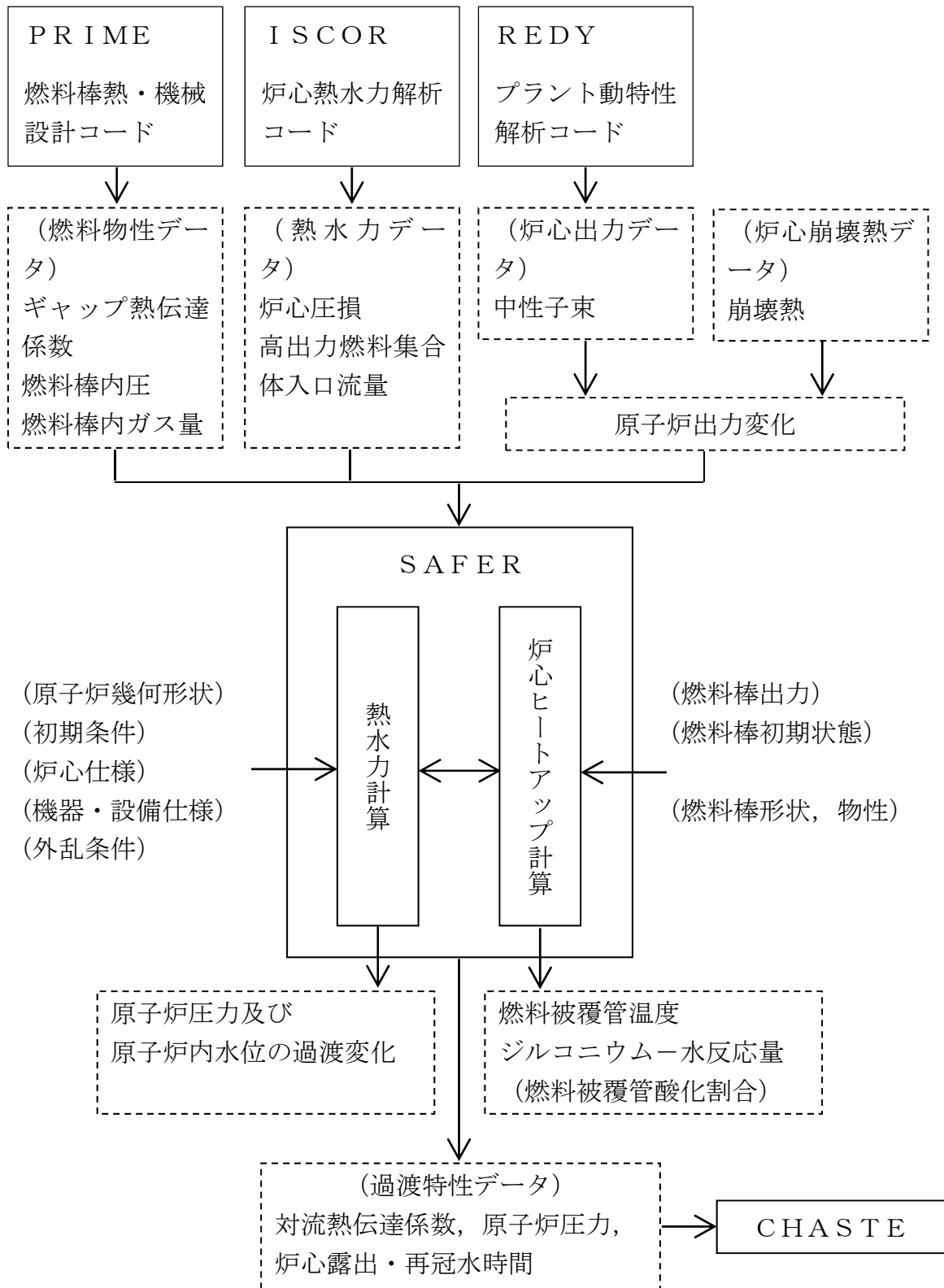
- (1) 燃料棒熱・機械設計コード (P R I M E) による燃料物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (2) 炉心熱水力解析コード (I S C O R) による熱水力データ
 - ① 炉心圧損
 - ② 高出力燃料集合体入口流量
- (3) プラント動特性解析コード (R E D Y) による炉心出力データ
 - ① 中性子束

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、燃料被覆管の膨れ・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

添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価

1. はじめに

S A F E R コードは、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱を燃料棒表面熱伝達の計算において考慮しているが、炉心及び高出力燃料集合体の流量を評価する熱流動計算では、蒸気密度は常に飽和蒸気密度としている。そこで、飽和蒸気密度を利用することの妥当性を確認するため、熱流動計算においても過熱蒸気密度を利用して炉心の圧力損失、流量配分を解析した感度解析を実施し、P C T への影響を評価した。

感度解析の結果、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による炉心及び高出力燃料集合体の流量への影響は小さく、P C T への影響は無視できることを確認した。

感度解析の方法、条件、結果及び評価について以下に述べる。

2. 解析方法及び条件

感度解析は、S A F E R コードの燃料集合体の圧力損失及び流量計算において、飽和蒸気密度に代わり、燃料棒表面熱伝達の計算において求められた過熱蒸気温度に基づき求めた密度を適用することにより、過熱蒸気の体積膨張の影響を取り込んで計算結果に対する影響を調査した。

具体的には、炉心及び高出力燃料集合体の露出部の過熱蒸気の条件として露出部の蒸気温度が最大になる燃料棒有効発熱部上端の蒸気温度に基づき過熱蒸気の密度を求め、燃料集合体出口における圧力損失及び流量計算に適用した。また、燃料集合体内の露出部の圧力損失及び流量計算には、前記の過熱蒸気の密度と飽和蒸気密度を算術平均した密度を適用した。なお、この感度解析は、一時的にプログラムを変更することにより行った。

感度解析による影響評価は、炉心及び高出力燃料集合体がともに露出し、燃料被覆管温度が高くなる B W R - 5 プラントの高圧注水・減圧機能喪失を例に実施した。

3. 解析結果

燃料集合体内の熱流動計算において過熱蒸気を考慮した感度解析結果（添付図中の凡例では、「過熱蒸気密度利用」と称する。）を、飽和蒸気を仮定した現行のモデルによる解析結果（添付図中の凡例では、「飽和蒸気密度(現行)」と称する。）と比較した。

添付図 4-1 に原子炉圧力、添付図 4-2 に原子炉水位の比較を示す。また、添付図 4-3 に炉心の水位、添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度、添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。さらに、添

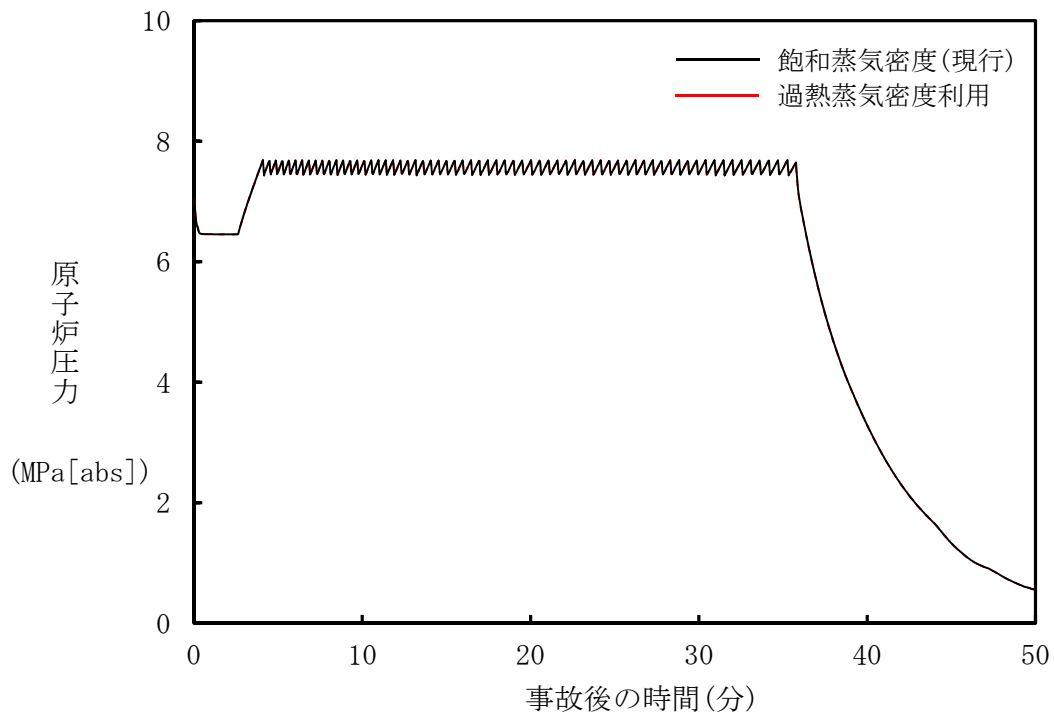
付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度，添付図 4-8 に高出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。

添付図 4-3 及び添付図 4-5 に示すように，炉心及び高出力燃料集合体の水位は有意な差はない。これは，燃料集合体内の蒸気流による圧力損失は静水頭に比べて小さいため，飽和蒸気で考えた時と過熱蒸気の密度を考慮した時で，ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

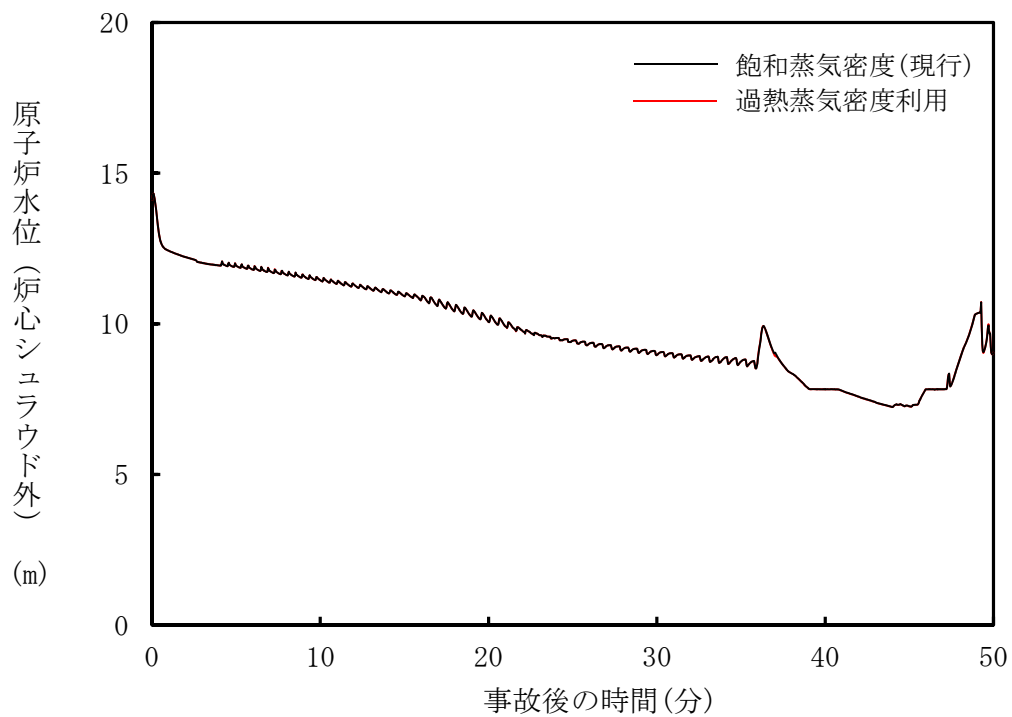
また，P C Tは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

4. まとめ

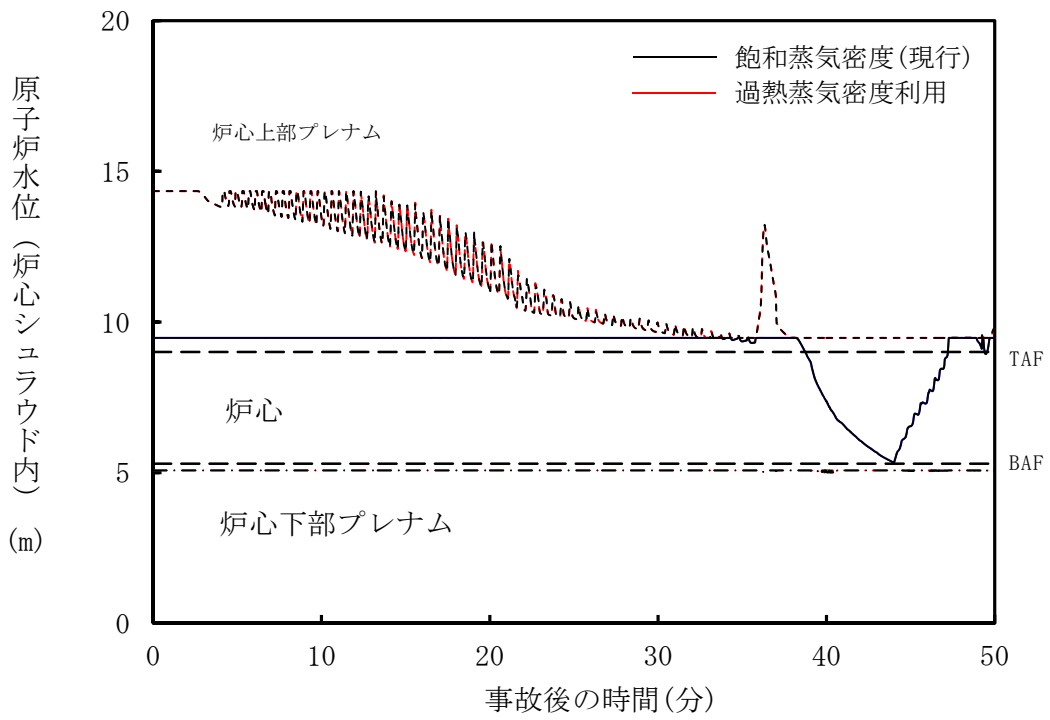
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，S A F E Rコードを適用することは問題ないと考える。



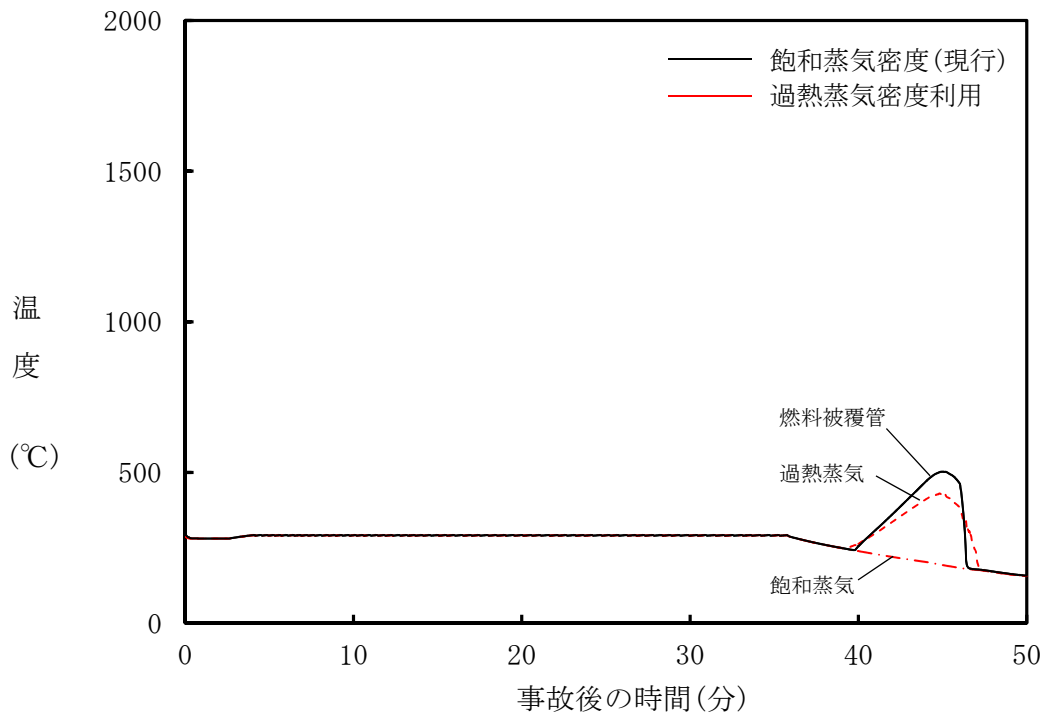
添付図 4-1 原子炉圧力変化の比較



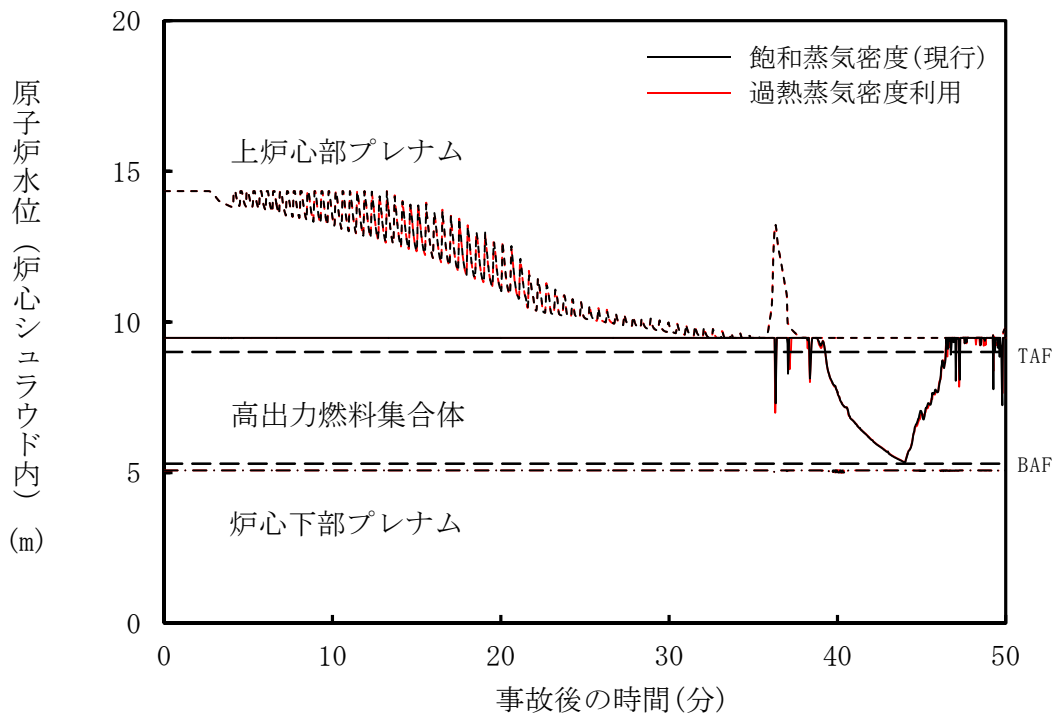
添付図 4-2 原子炉水位変化の比較



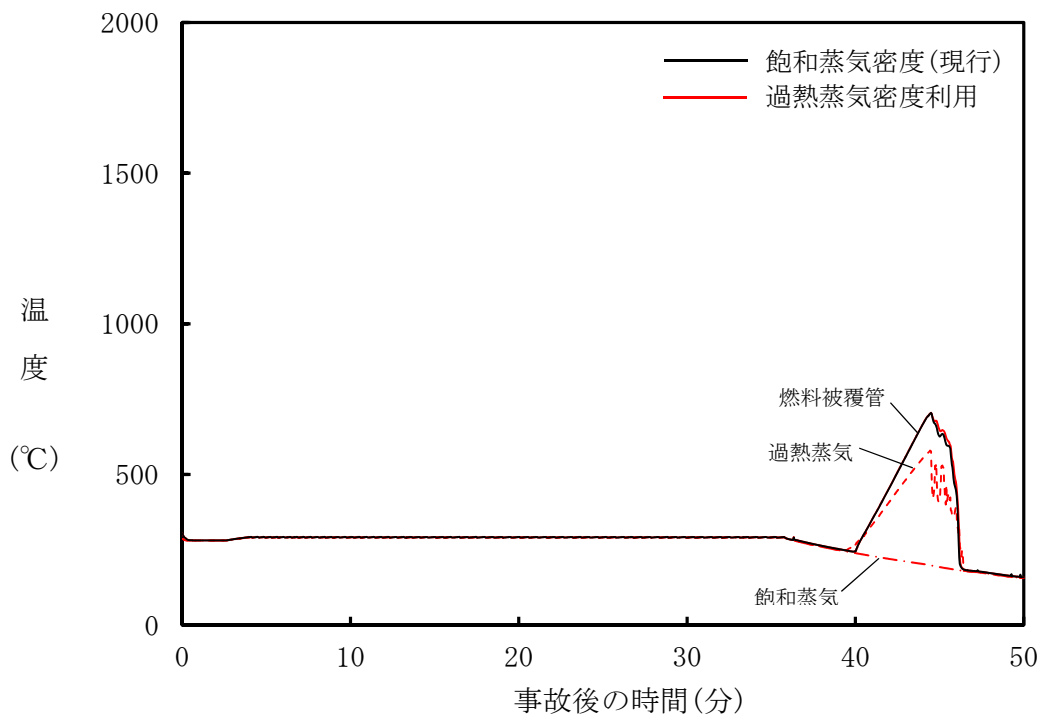
添付図 4-3 原子炉シュラウド内水位変化の比較 (炉心)



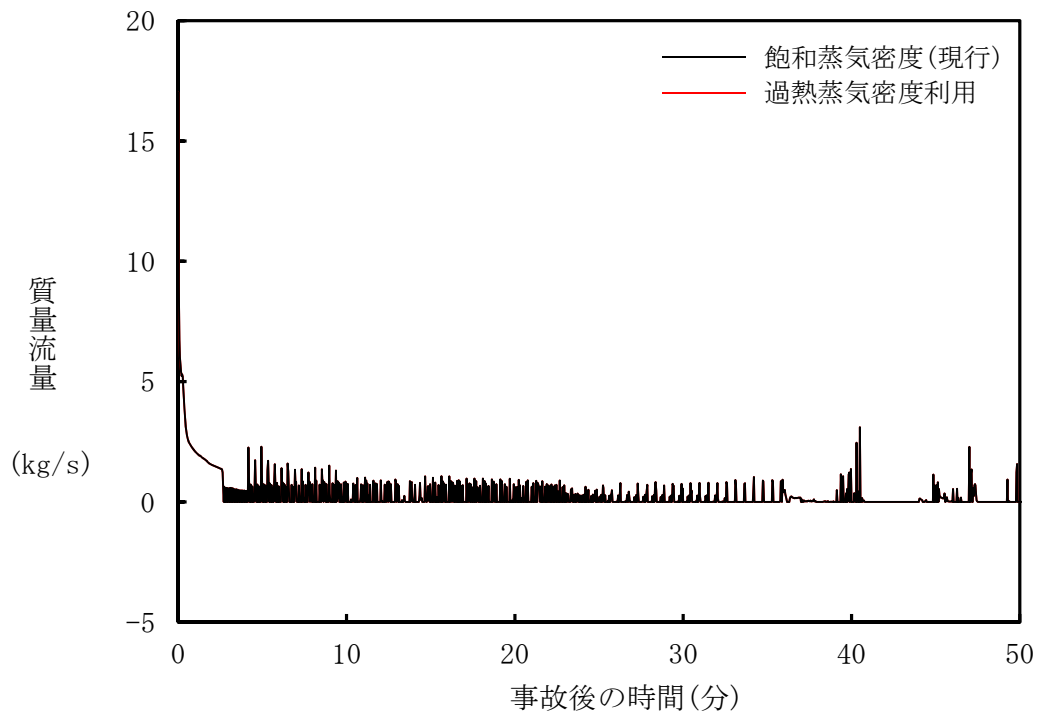
添付図 4-4 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較 (炉心)



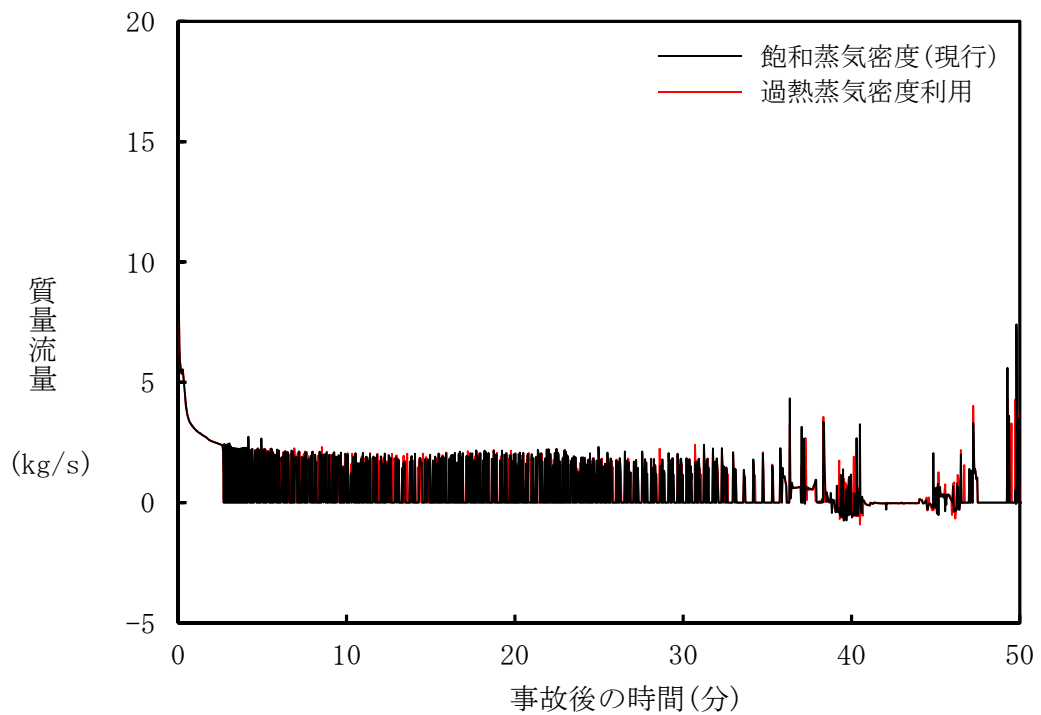
添付図 4-5 原子炉シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-6 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-7 燃料集合体入口流量変化の比較（炉心，集合体 1 体あたり）



添付図 4-8 燃料集合体入口流量変化の比較（高出力燃料集合体）

添付 5 代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について

1. はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において、高圧・低圧注水機能喪失及び L O C A 時注水機能喪失（中小 L O C A）時は、注水系として使用するものは代替注水設備であり、E C C S に比べて注水能力は小さく、炉心再冠水までには設計基準事故解析に比べて長時間を要することとなる。

代表 A B W R プラントの有効性評価における高圧・低圧注水機能喪失の解析では、原子炉減圧に伴う原子炉冷却材の流出により炉心が露出し、代替注水設備が注水を開始すると徐々に原子炉水位が上昇し始め、これに伴う冷却材の蒸発量増加等により熱伝達係数が向上するため、燃料被覆管温度は低下に転じる。

有効性評価における解析では、露出した燃料集合体内の蒸気流に液滴が混入した場合には噴霧流冷却熱伝達を適用して燃料被覆管温度を評価している。しかしながら、有効性評価では冠水速度が小さいため、噴霧流冷却熱伝達による冷却効果には不確かさが残ることから、この不確かさの程度を確認することを目的として噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を感度解析により評価した。また、高出力燃料集合体水位の振動が P C T に及ぼす影響の不確かさについても概略評価した。

2. 感度解析条件及び解析結果

噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を確認するため、噴霧流冷却熱伝達を除外して蒸気単相流熱伝達を適用した感度解析を実施した。また、炉心軸方向ノード分割数の影響を確認するため、現行申請解析（ベースケース）の 10 分割から 48 分割に増加させた場合の感度解析を合わせて実施した。主な解析結果を添付図 5-1～添付図 5-4 に示す。

本感度解析より、噴霧流冷却熱伝達を考慮した場合（ベースケース）の P C T は約 969℃であるのに対して、噴霧流冷却熱伝達を除外した場合の P C T は約 972℃となり、ベースケースに対して約 3℃上昇する結果となった。また、炉心軸方向ノード分割を 48 分割にした場合の P C T は約 982℃となり、約 13℃上昇する結果となった。

また、上記感度解析結果によると、再冠水時の熱伝達係数の改善過程において、軸方向中心位置（ノード 5）の冠水と露出の繰り返しに対応する熱伝達係数の変化がみられることから、その不確かさについても評価した。

有効性評価解析のように崩壊熱が低下した状況下での二相水位の振動的な現象に関しては、実機 B W R 燃料集合体を模擬した 5 × 5 格子配列集合体を用いた実験において現象が確認されている⁽¹⁾。実験によれば、大気圧条件下

で崩壊熱が1%程度の場合、燃料集合体部保有水の蒸発に伴う緩やかな水位低下過程における二相水位は、大きな蒸気スラグの通過により最大で約150 mmの振幅で上下動すると報告されている。有効性評価解析における炉心再冠水過程では、原子炉圧力は0.2 MPa程度と本実験条件である大気圧より高い圧力下であるため、気液密度差が減少し、水位の振動は抑制される方向となると考えられるものの、本実験結果で確認された二相水位の振動的な現象は発生する可能性はあるものと考えられる。一方で、このような二相水位の振動による影響の程度を把握することを目的として、感度解析（噴霧流冷却熱伝達除外、炉心軸方向10分割）に対して、軸方向中心位置（ノード5）が完全に冠水するまで燃料被覆管温度が低下しないと仮定し、ノード5の冠水前の蒸気冷却期間のヒートアップ過程における燃料被覆管温度変化を基に設定した近似曲線を外挿することによりPCTの概略評価を行った。

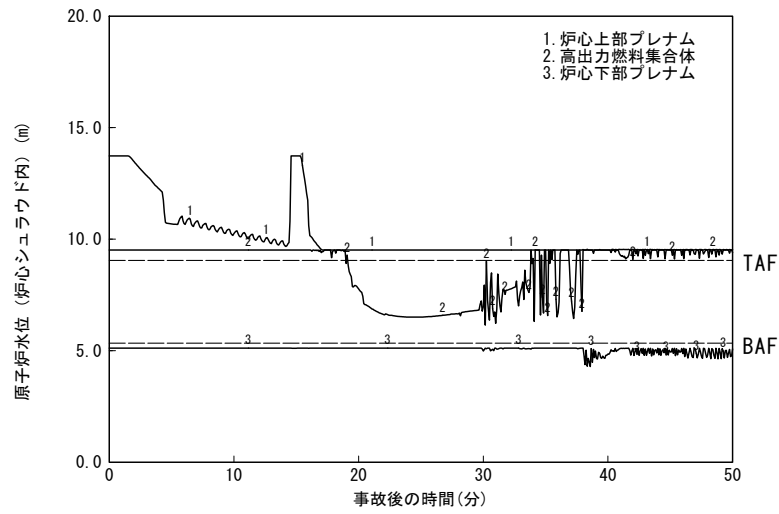
添付図5-5に原子炉水位（シュラウド内水位）変化、添付図5-6にPCT発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約1000℃となり、ベースケースの約969℃に対して約31℃上昇する結果となった。

3. まとめ

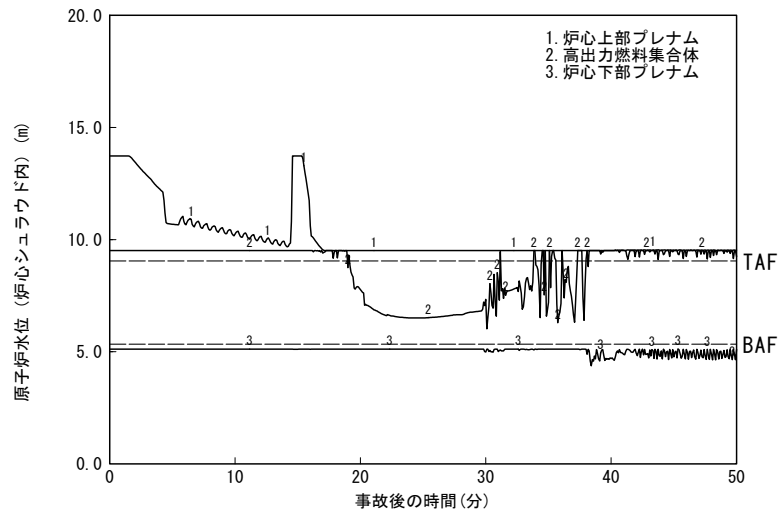
以上より、低圧代替注水設備のようなECCSと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては、噴霧流冷却熱伝達の不確かさ、また、解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると、全体として20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

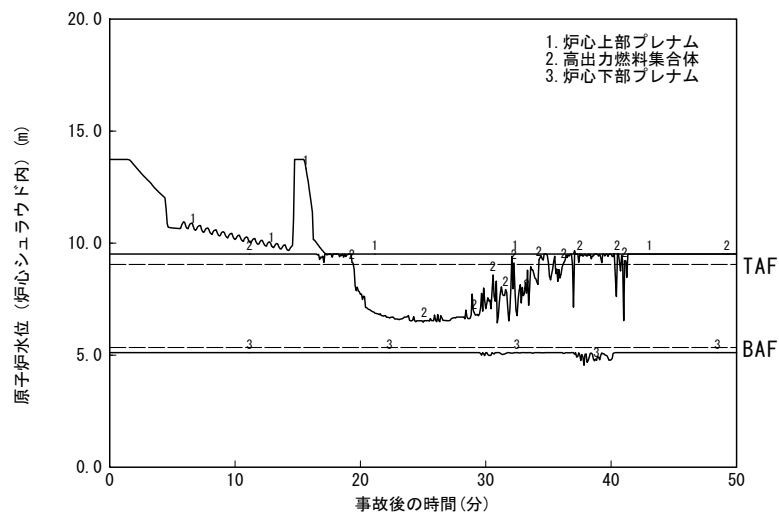
- (1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

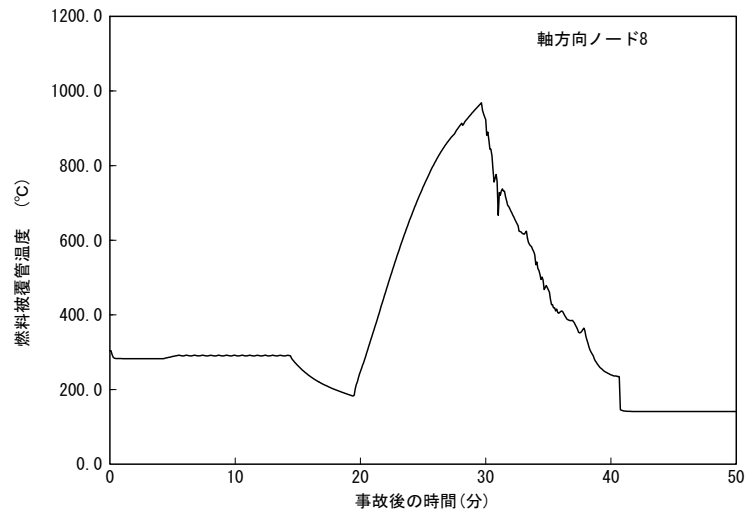


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

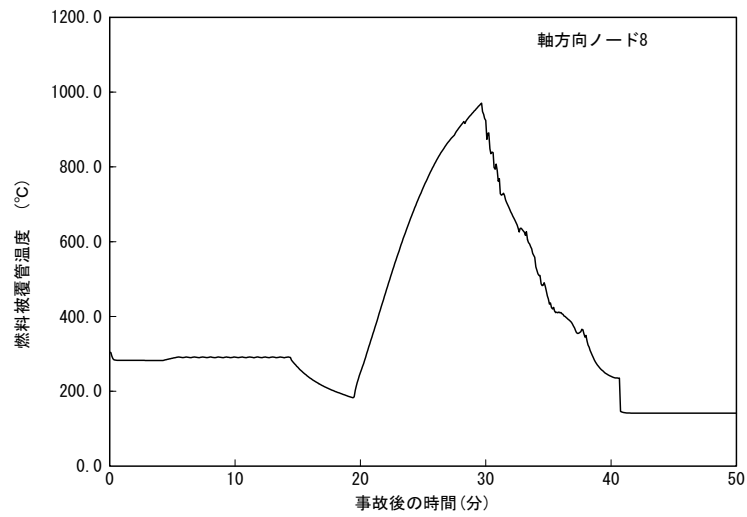


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

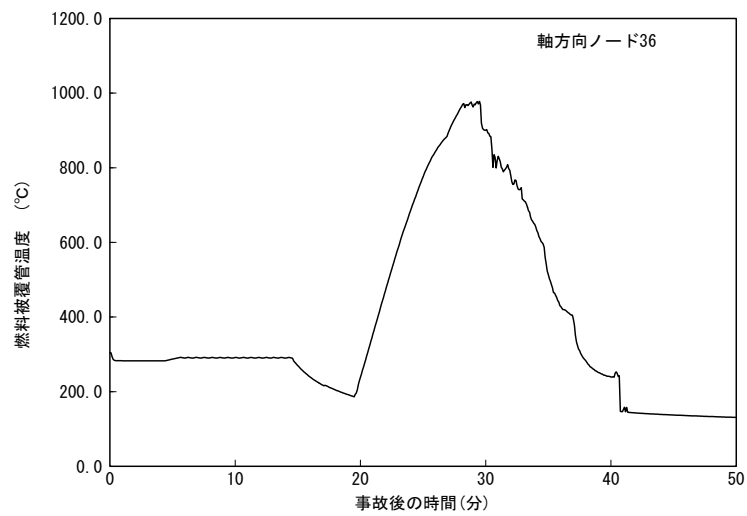
添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

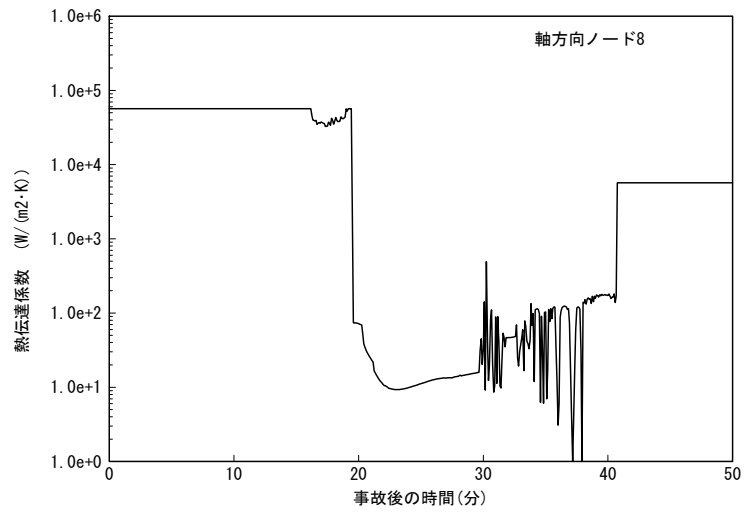


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

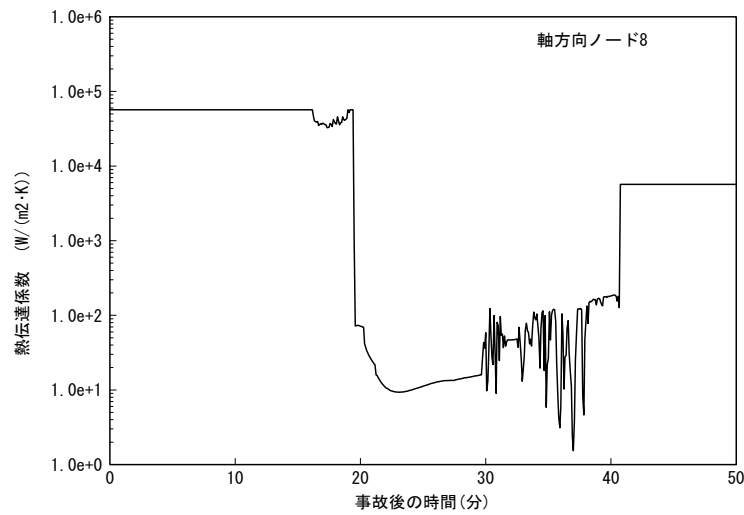


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

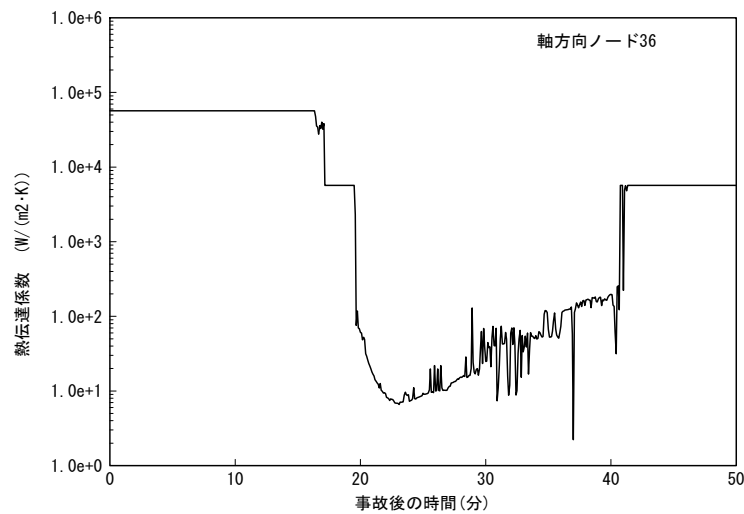
添付図 5-2 P C T 発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

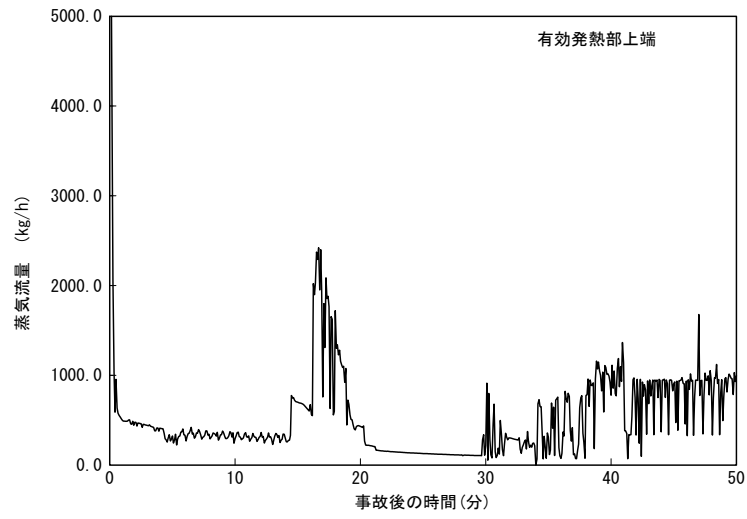


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

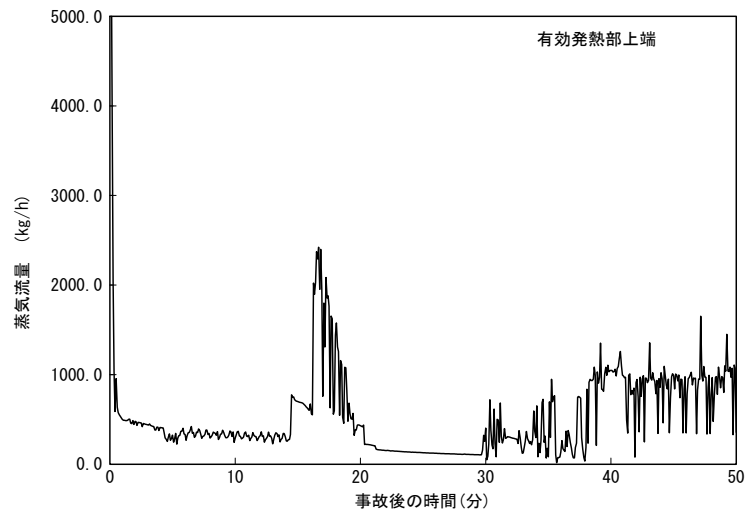


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

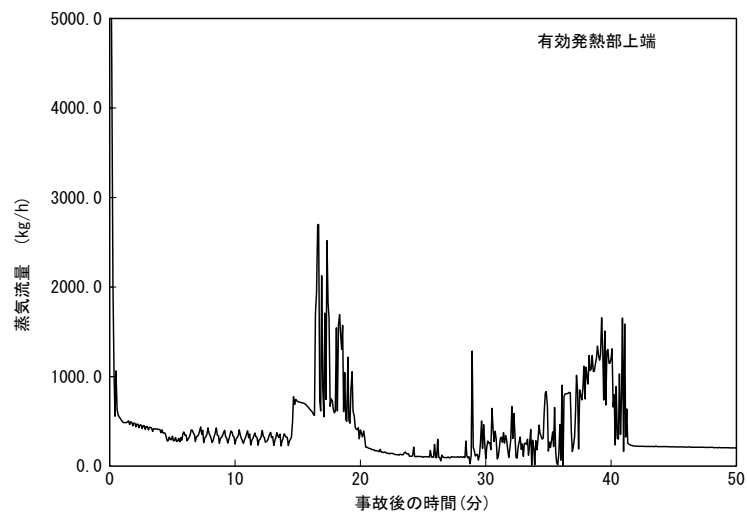
添付図 5-3 P C T 発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

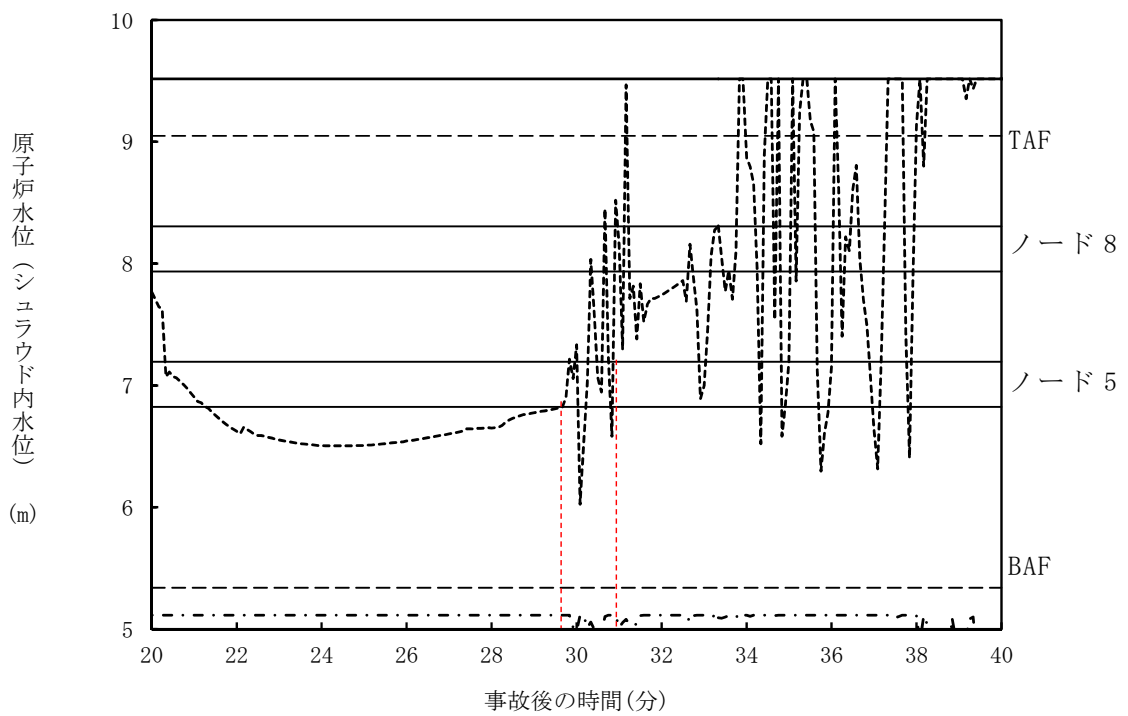


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

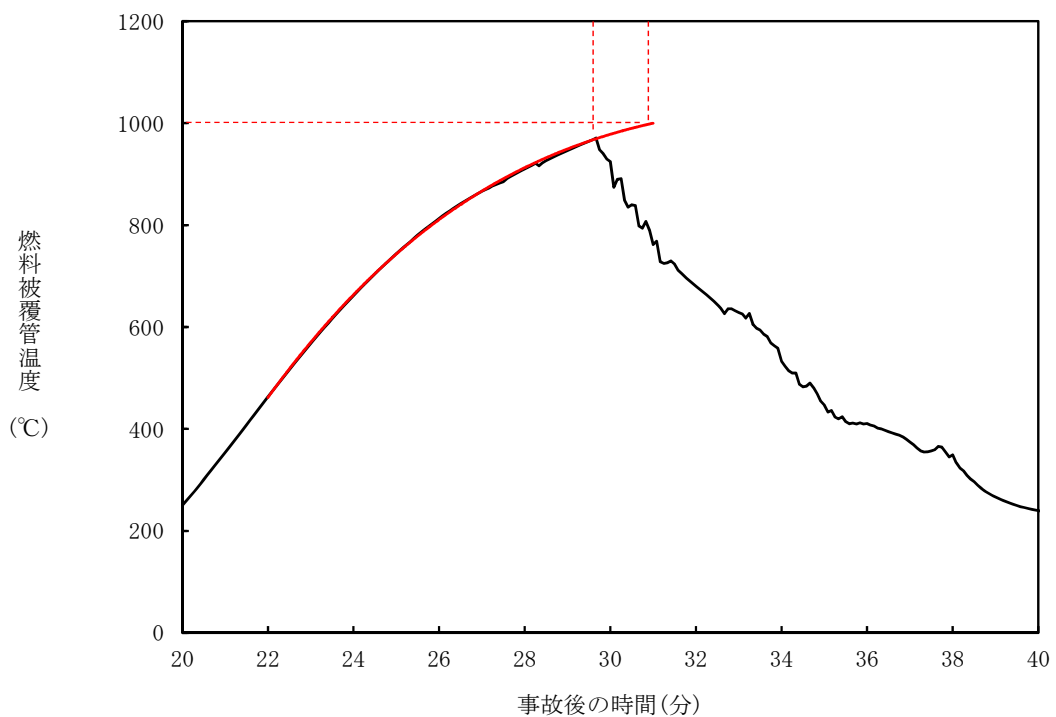


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

添付図 5-4 高出力燃料集合体の蒸気流量変化の比較



添付図 5-5 原子炉水位 (シュラウド内水位) 変化
(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)



添付図 5-6 P C T 発生位置での燃料被覆管温度変化
(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

添付6 原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について

1. はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において、全交流動力電源喪失及び崩壊熱除去機能喪失時は、事故直後に主蒸気隔離弁が閉鎖し、原子炉圧力が高压状態に維持され、原子炉水位低信号により自動起動した原子炉隔離時冷却系（R C I C）により、原子炉水位の低下を抑制し、炉心を冷却する。

BWRのR C I Cには、プラントにより、原子炉圧力容器の頂部から注水する方式と給水系から注水する方式の2種類がある。原子炉圧力容器の頂部から注水する場合の解析結果は、注水後直ちに原子炉圧力が低下するのに対して、給水系から注水する場合の解析結果は、注水後直ちに原子炉圧力が低下せず、時間遅れが生じる結果となっている。

いずれの場合も炉心は冠水維持されるため、炉心冷却の観点では問題となるものではないが、R C I Cの注水と原子炉圧力変化挙動との関係について説明する。

2. 解析モデル

R C I Cが給水系から炉心シュラウド外領域に注水される場合で、給水ノズルが水中に水没している場合は、未飽和の注入水はシュラウド外領域の冷却水と混合する。なお、給水ノズルが水面上に露出している場合は上述のR C I Cが原子炉圧力容器の頂部から注水される場合と同様の扱いになる。

したがって、R C I Cの未飽和水が蒸気中に注水される場合は、注入水の未飽和エネルギーが直接、蒸気凝縮に消費されるため、原子炉圧力が直接的な影響を受ける。しかし、R C I Cの未飽和水がシュラウド外領域の水中に注水される場合は、注入水の未飽和エネルギーはシュラウド外領域の冷却水との混合に消費され、混合水の未飽和度が增加する。混合水が炉心下部プレナムを経由して炉心に到達すると炉心の蒸気発生を抑制するが、未飽和度の増加が緩やかなため、原子炉圧力への影響も緩慢になる。

3. 解析結果の説明

代表BWRの崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）時の解析結果から、添付図－1に原子炉圧力の推移、添付図－2に炉心部蒸気発生量の推移、添付図－3にR C I Cの注水流量の推移、添付図－4に原子炉水位の推移を示す。

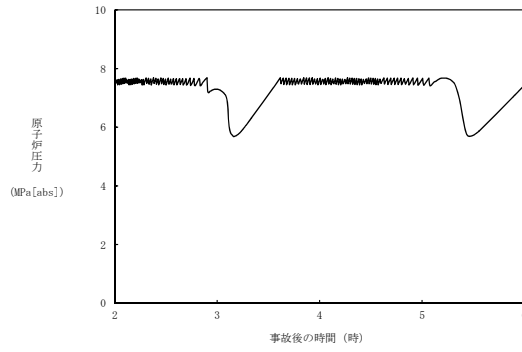
R C I Cを給水系から注水した場合、シュラウド外領域の冷却水はほぼ飽和である状態から、R C I C注入水と混合して未飽和となり、未飽和度が徐々に増加する。R C I Cの注水が継続されることによる未飽和度の増加に伴い、炉心部での蒸気発生がゼロに漸近する過程で逃がし安全弁の開閉間隔が徐々

に広がり、蒸気発生量がゼロになると原子炉圧力が低下する。

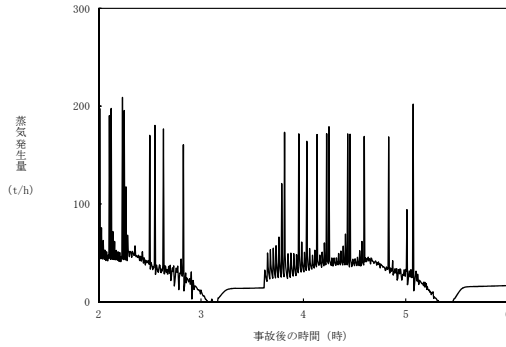
4. まとめ

以上より、R C I Cが給水系から注水される場合は、注入水はシュラウド外領域の冷却水との熱交換後、炉心部で発生する蒸気発生を抑制し、蒸気発生量がなくなると原子炉圧力は低下する。

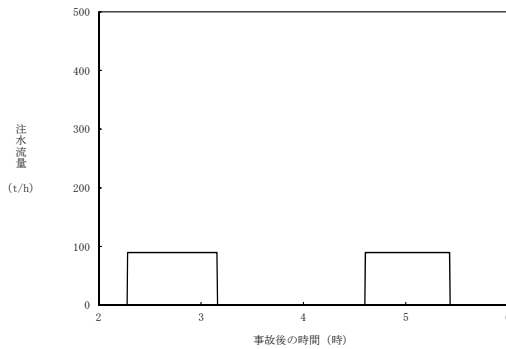
なお、解析モデルでは、R C I C注水位置の違いにより原子炉圧力挙動解析結果に差異が生じるが、R C I Cが自動起動する評価においては原子炉水位が炉心より十分高い位置で維持されるため、評価項目に対する影響は小さいものとする。



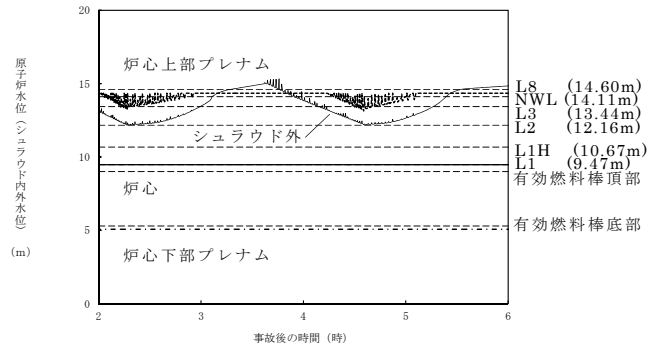
添付図－1 崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失)時の原子炉圧力の推移



添付図－2 崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失)時の炉心部蒸気量の推移



添付図－3 崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失)時のR C I C流量の推移



添付図－4 崩壊熱除去機能喪失(取水機能喪失)時の原子炉水位の推移

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

Rev. 08

第2部 CHASTE

目次

— CHASTE —

1. はじめに	2-1
2. 重要現象の特定	2-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	2-2
2.2 ランクの定義	2-3
2.3 物理現象に対するランク付け	2-4
3. 解析モデルについて	2-13
3.1 コード概要	2-13
3.2 重要現象に対する解析モデル	2-14
3.3 解析モデル	2-15
3.4 入出力	2-32
4. 妥当性確認	2-34
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	2-34
4.2 BWR-FLECHT実験解析	2-37
4.3 炉心冷却実験解析	2-44
4.4 スpray冷却特性実験解析	2-54
4.5 実機解析への適用性	2-60
5. 有効性評価への適用性	2-61
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	2-61
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	2-62
6. 参考文献	2-65
添付 1 解析コードにおける解析条件	2-66
添付 2 輻射率の妥当性について	2-67
添付 3 輻射伝熱モデルの妥当性について	2-69
添付 4 前処理コード	2-73
添付 5 有効性評価における 9×9 燃料（A 型）の代表性	2-75

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、CHASTE Ver. 7 及び CHASTE Ver. 8（以下、「CHASTE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。

なお、CHASTE Ver. 7 と CHASTE Ver. 8 との相違は、9×9 燃料格子配列の入力方法のみであり、今回の有効性評価において適用している輻射伝熱モデルは同一であるため、解析結果に影響を及ぼすものではない。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

CHASTEコードが適用される有効性評価における事故シーケンスグループは既定ではなく、SAFERコードによる炉心ヒートアップ解析結果において、燃料被覆管の温度が高温となり燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる場合にCHASTEコードが用いられる。

したがって、炉心露出・ヒートアップが発生して燃料被覆管温度が高温になる場合を評価するため、設計基準事故のLOCAの炉心冷却の判断基準と同様に、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評価項目は、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、15%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. d. e.はCHASTE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CHASTE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
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、又は重要でない現象	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 節で述べた事象を踏まえ、2.2 節記載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」に分類すること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。

なお、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は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、S A F E R コードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、S A F E R コードの説明資料で示す。

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対する影響が小さい。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。燃料被覆管温度が高温になり、燃料棒の膨れ・破裂が発生する場合は、燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる。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。なお、沸騰遷移は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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はなく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減少による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による冷却の寄与が大きくなる。有効性評価で用いるC H A S T Eコードでは、S A F E Rコー

ドの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりも燃料被覆管最高温度を高く評価する。したがって、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。なお、沸騰・ボイド率変化は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達として S A F E R コードから引き継がれる物理現象である。

(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 C C F L、C C F L 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コマ又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、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 C C F L 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 C C F L 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。なお、気液分離（水位変化）・対向流は、炉心露出開始時間及び炉心再冠水時間としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、気液熱非平衡は、原子炉冷却材と燃料被覆管表面熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、圧力損失は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(17) 三次元効果 [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、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。なお、三次元効果は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器]

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。なお、冷却材流量変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A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。なお、冷却材放出（臨界流・差圧流）は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A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。なお、沸騰・凝縮・ボイド率変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、気液分離（水位変化）・対向流は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(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。なお、気液熱非平衡は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(23) 圧力損失 [原子炉圧力容器]

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。なお、圧力損失は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(24) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A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。なお、構造材との熱伝達は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、E C C S又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、E C C S（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。なお、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(26) ほう酸水による拡散 [原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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。なお、三次元効果は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

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		燃料被覆管の温度 が高温となる事象
	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L
	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H*</u>
	(9)	沸騰遷移	H*
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	H*
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H*
	(15)	気液熱非平衡	H*
	(16)	圧力損失	L
	(17)	三次元効果	H*
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
	(19)	冷却材流出（臨界流・差圧流）	H*
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M*
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M*
	(22)	気液熱非平衡	I
	(23)	圧力損失	L
	(24)	構造材との熱伝達	L
	(25)	E C C S 注水（給水系・代替注 水設備含む）	H*
	(26)	ほう酸水による拡散	I
(27)	三次元効果	L	

* S A F E R コードから引き継ぐ物理現象についての解析モデル，妥当性確認等については S A F E R コードに記載する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

CHASTEコードは、燃料集合体軸方向の任意の一断面で燃料ペレット、燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは、燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割し、燃料集合体内燃料棒を全て 1 本ごとに取扱い、その熱的相互作用（輻射）も考慮している。また、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。

炉心のヒートアップ解析には通常 SAFERコードが用いられるが、CHASTEコードは、燃料被覆管の温度が高温となり、より詳細な温度計算が必要な場合に用いられる。SAFERコードでは燃料集合体内の燃料棒は平均出力燃料棒と高出力燃料棒の 2 種類しか取り扱わないが、CHASTEコードでは燃料棒やウォータロッドとチャンネルボックスの幾何学的配置（7×7, 8×8, 9×9 格子配列に適用可能）を考慮しているため、燃料集合体内の全ての燃料棒を 1 本ごとに取り扱う事が可能であり、燃料棒間及びチャンネルボックスとの詳細な輻射熱伝達計算を実施して、燃料棒 1 本ごとの温度評価が可能である。

本コードは燃料集合体の一断面での温度評価を行うコードのため、プラントの挙動は SAFERコードから境界条件として引き継ぐ。

本コードの入力は、燃料集合体及び炉心に関するデータ、過渡特性（原子炉出力の時間変化、原子炉圧力の時間変化、炉心露出時間及び再冠水時間、炉心スプレイ系による冷却開始時間、対流熱伝達係数変化等）がある。燃料被覆管温度は、SAFERコードから引き継がれる対流熱伝達とCHASTEコードにより計算される輻射熱伝達の合計の熱伝達係数に基づいて計算される。対流熱伝達係数変化等がSAFERコードから引き継がれて入力されることに伴い、SAFERコードでのモデル及び解析条件の保守性が境界条件として引き継がれる。出力として、燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、CHASTEコードは「ECCS性能評価指針」で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWR型プラントのECCS性能評価解析（LOCA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（表 2-2 で「H」及び「M」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	対流熱伝達モデル	S A F E R コードの解析結果を引き継ぐため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間, 燃料棒-チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル(燃料被覆管の変形も考慮) ※
	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	

※ S A F E R コードでは，高出力燃料棒から平均出力燃料棒及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射熱伝達のみを評価している。

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

CHASTEコードの主要な計算モデルを表3-2に示す。

3.3.1 計算モデル

3.3.1.1 ノード分割

ヒートアップ計算は、燃料集合体の軸方向の任意の一断面について行う。この断面はさらに、次のようにノード分割する。

(1) 燃料棒グループ

燃料棒は、1本ごとに取り扱う。燃料集合体断面における燃料棒及びウォータロッドを全て考慮し図3-1のように燃料棒グループに分けて取り扱う。9×9配列型燃料集合体の場合、対称性から45グループに分けることができる。

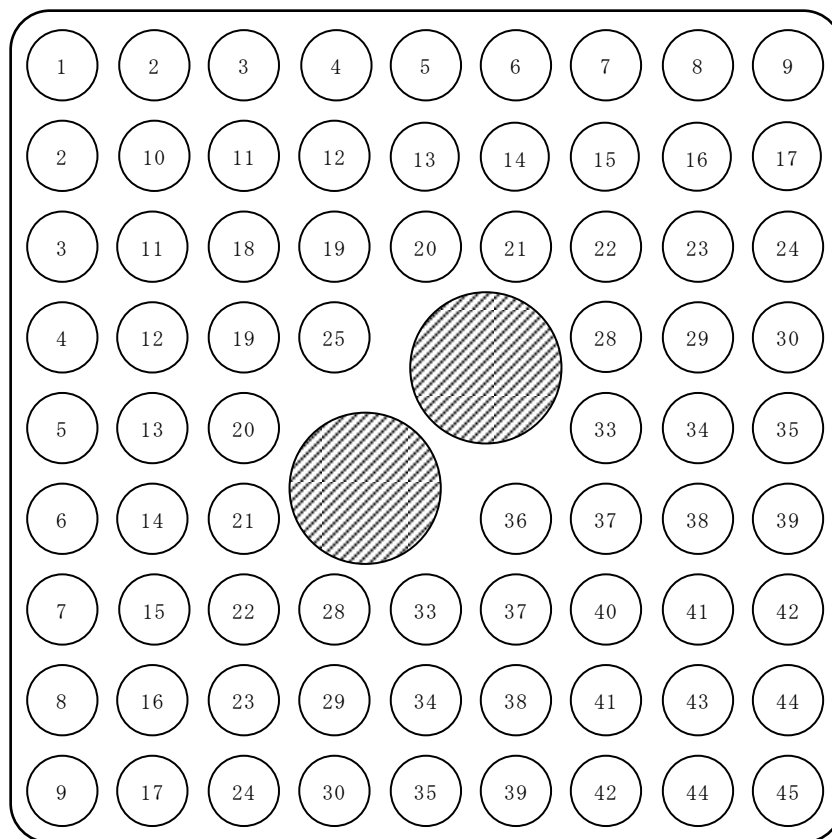


図3-1 燃料集合体の燃料棒グループ分け
(9×9燃料(A型)の例, 斜線はウォータロッド)

(2) 燃料ペレット

燃料棒は、燃料ペレットとジルカロイ製被覆管からなる。燃料ペレットは、ペレット中心とペレット表面を含め、半径方向に等間隔で最大9ノードに分け、温度分布、熱伝導を計算する。図3-2に燃料ペレットのノード分割を示す。

(3) 燃料被覆管

燃料被覆管は、図3-2のように、燃料被覆管の内表面と外表面の2つにノード分割する。燃料被覆管温度は、両表面温度の平均とする。なお、燃料被覆管は、酸化層及び非酸化層に区別して熱伝導を計算する。

(4) チャンネルボックス

チャンネルボックスは、図3-2のように、内表面と外表面の2つにノード分割する。

(5) ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料被覆管と同様に内表面と外表面の2つにノード分割する。

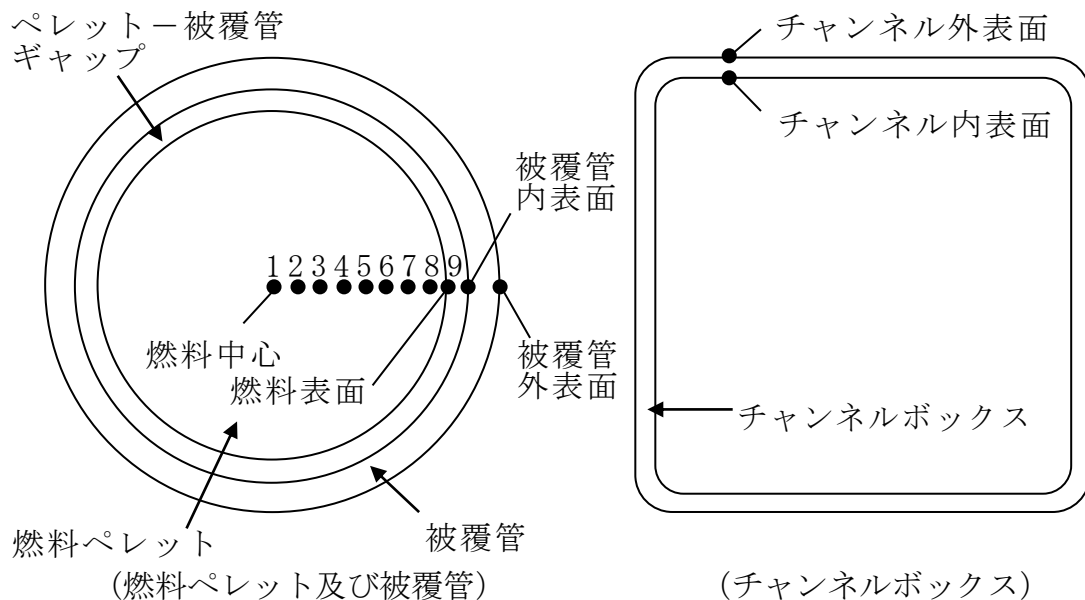


図3-2 燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2 熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は、燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし、これは径方向のみで、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。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left[k \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q \quad (3.3.1.2-1)$$

ここで、

- ρ : 密度
- C : 比熱
- T : 温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- k : 熱伝導率
- Q : 発熱量

この式はS A F E Rコードで用いられているものと同じである。

3.3.1.3 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⁽⁴⁾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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3.3.1.3-1)$$

ここで、

- h_g : ギャップ熱伝達係数
- h_s : 燃料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。)⁽⁵⁾⁽⁶⁾ から引き継ぐ。

(1) 固体接触による熱伝達成分 (h_s)

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \cdot R_4} \quad (3.3.1.3-2)$$

ここで、

- 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硬さ
- 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
- R_4 : 表面粗さ係数

$$R_4 = \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}$$

- 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

(2) ガスによる熱伝達成分 (h_f)

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3.3.1.3-3)$$

ここで、

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット-燃料被覆管接触圧に関する定数
- R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及び燃料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

(3) 輻射による熱伝達成分 (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係数は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1\right)(T_p - T_c)} \quad (3.3.1.3-4)$$

ここで、

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット外表面温度
- T_c : 燃料被覆管内表面温度
- ε_c : 燃料被覆管表面の輻射率
- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率

3.3.1.4 対流熱伝達

各燃料棒表面の対流熱伝達係数は、SAFERコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

3.3.1.5 輻射熱伝達

輻射熱伝達モデルは、以下のような仮定としている。

- ① 輻射伝熱は、水平方向二次元体系として、物体間の輻射伝熱を評価する。
- ② 全ての物体の表面は灰色として、灰色体輻射係数を物体間の輻射率と形態係数から設定する。
- ③ 各物体の表面温度は一様とする。
- ④ 物体から他の物体への輻射、及び、物体から他の物体に反射する輻射熱は、水平方向二次元体系で等方的に反射される。
- ⑤ 輻射率は、燃料棒間又は燃料棒－チャンネルボックス間に対し、ジルコニウム合金の値を設定する。
- ⑥ 形態係数は、幾何形状配置における全ての燃料棒に着目し、近接する燃料棒、ウォータロッド及びチャンネルボックスに対して設定し、燃料棒の膨れが生じた場合には、形状の変化に応じて再設定される。
- ⑦ 部分長燃料棒は、部分長燃料棒の上部にも出力燃料棒*が存在すると仮定することで、発熱体からの放射及び輻射熱の反射効果が大きくなり、除熱量が減少するため、輻射伝熱量は保守的に評価される。
- ⑧ 炉心スプレイ等の作動により、蒸気が存在する場合には、蒸気又は液滴による輻射熱の吸収は考慮しない。

※ 部分長燃料棒の上部の出力設定として、部分長燃料棒の有効発熱部上端を含む断面の出力分布を仮定する方法や、平均出力燃料棒の出力を仮定する方法がある。

(1) 輻射熱伝達係数

燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス間の輻射による熱伝達を次のように評価する。

物体*i*から系内の全ての物体*j*に対する等価輻射熱伝達係数は次式となる。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} (T_i^4 - T_j^4) \quad (3.3.1.5-1)$$

ここで、

- | | | |
|-----------|---|--|
| $h_{r,i}$ | : | 物体 <i>i</i> の等価輻射熱伝達係数 |
| $JMAX$ | : | 系内の物体 <i>j</i> の数 |
| F_{i-j} | : | 物体 <i>i</i> から物体 <i>j</i> への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる) |
| σ | : | Stefan-Boltzmann 定数 |
| T_i | : | 物体 <i>i</i> の表面温度 (絶対温度) |
| T_j | : | 物体 <i>j</i> の表面温度 (絶対温度) |
| T_{sat} | : | 飽和温度 (絶対温度) |

(2) 灰色体輻射係数

(3.3.1.5-1) 式中の灰色体輻射係数の算出法を記載する。

物体 i からの輻射に起因して、物体 j に到達する輻射熱流束割合を H_{ij} とおく。物体 j での吸収される熱流束割合は $H_{ij}\varepsilon_j$ 、物体 j で反射される熱流束割合は $H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ である。

物体 i からの輻射に起因して、物体 j の単位面積から反射される熱流束割合を ${}_iR_j$ とおくと、 ${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_iR_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-2)$$

ここで、輻射率と吸収率は同一であるため、物体 i からの輻射に起因して、物体 j で吸収される熱流束割合は (3.3.1.5-2) より以下のように表される。

$$H_{ij}\varepsilon_j = {}_iR_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-3)$$

灰色体輻射係数 F_{i-j} は、物体 i からの輻射熱流束が物体 j で吸収される割合であり、(3.3.1.5-3) 式より次式が成立する。

$$A_i F_{i-j} = {}_iR_j A_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-4)$$

ここで、

- A_i : 物体 i の表面積
- A_j : 物体 j の表面積
- ${}_iR_j$: 物体 i からの輻射に起因して、物体 j の単位面積から反射される熱流束割合
- ε_j : 物体 j の輻射率
(燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態の輻射率として 0.67、水膜で濡れた状態の輻射率として 0.96 を用いる。添付 2 に輻射率の妥当性を示す。)
- F_{i-j} : 物体 i から物体 j への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる)

${}_iR_j$ が決まれば、物体 i から物体 j への灰色体輻射係数 F_{i-j} が求まる。 ${}_iR_j$ は物体 i から直接物体 j に到達する輻射、及び、物体 i から他の物体で反射して物体 j に到達する輻射を考慮して、熱バランスから次のように求められる。

$$\{ {}_i R \} = -\varepsilon_i [K']^{-1} \{ f_i \} \quad (3.3.1.5-5)$$

N個の物体についての表面積、輻射率及びN×N個の形態係数がわかれば、N個の行列方程式を解くことにより、全ての*i*と*j*について、輻射による熱流束割合 ${}_i R_j$ が求まる。そして、灰色体輻射係数は(3.3.1.5-4)式から求めることができる。

ここで、

$$\{ {}_i R \} \equiv \begin{Bmatrix} {}_i R_1 \\ {}_i R_2 \\ {}_i R_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_i R_N \end{Bmatrix}, \quad \{ f_i \} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11} - \rho_1) & f_{12} & f_{13} & \cdots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22} - \rho_2) & f_{23} & \cdots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33} - \rho_3) & \cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots & (f_{NN} - \rho_N) \end{bmatrix}$$

$$\rho_i \equiv 1/(1 - \varepsilon_i)$$

f_{ij} : 物体*i*から物体*j*への形態係数

(3) 形態係数

形態係数の計算は、燃料集合体の燃料棒配列に基づき4つのグループに分類して行う。図3-3に形態係数計算体系を示す。

a. 第1近接(隣接)燃料棒

図3-3における燃料棒①と②の関係であり、燃料棒間に障害となる他の燃料棒はない。対象となる燃料棒は着目燃料棒の位置により異なるが、最大4本である。

b. 第2近接燃料棒

図3-3における燃料棒①と③の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が2本(第1近接燃料棒②と⑤)存在する。対象となる燃料棒は最大4本である。

c. 第3近接燃料棒

図3-3における燃料棒①と④の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が2本（第1近接燃料棒⑤と第2近接燃料棒③）存在する。対象となる燃料棒は最大8本である。

d. チャンネル

チャンネルは、4本の第1近接（隣接）燃料棒、4本の第2近接燃料棒及び8本の第3近接燃料棒が全てそろわない位置の燃料棒との関係になる。チャンネルは1ノードとして扱い、自身への形態係数も含める。

e. ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料棒と同様に形態係数を求める。太径ウォータロッドについても、その座標及び径から形態係数が求められる。

f. 部分長燃料棒

輻射伝熱の観点からは、稠密体系の方が燃料被覆管温度を高め評価するため、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定する。

着目燃料棒と第1近接燃料棒及び第2近接燃料棒間の形態係数は、円筒形のピンの形態係数を計算するVIEWPINコード⁽⁷⁾のモデルを使用して計算する。また、着目燃料棒と第3近接燃料棒あるいはチャンネル間の形態係数は、着目燃料棒の形態係数の総和が1.0となることから逆算して求められる。

以上より、CHASTEコードの輻射熱伝達モデルは、有効性評価解析で必要となる燃料集合体断面の幾何学的配置を考慮した、燃料被覆管、チャンネルボックスのより詳細な温度評価が可能であり、燃料棒の膨れによる変形も考慮することができる。したがって、有効性評価解析に適用可能なものであると考えている。

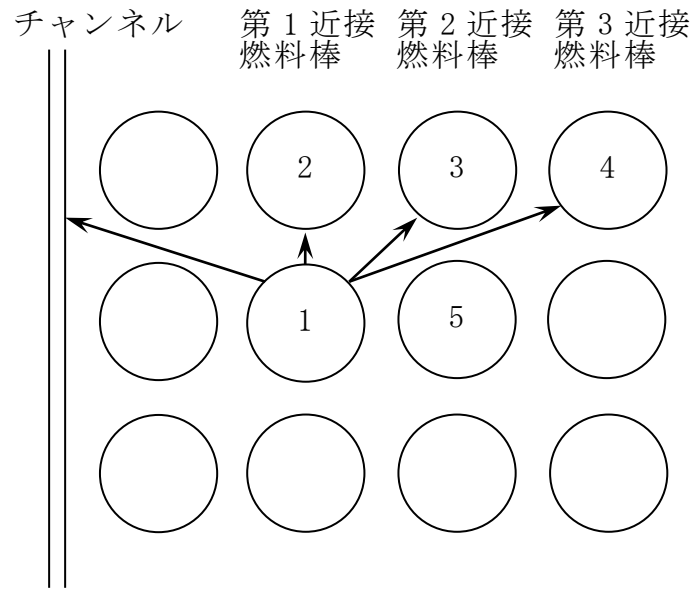


図 3-3 CHASTE コードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

3.3.1.6 熱源

燃料内での熱発生量は、崩壊熱の時間変化により変わり、次式で与えられる。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right)$$

(3.3.1.6-1)

ここで、

\dot{Q}	:	燃料の崩壊熱
V_f	:	燃料ノードの体積
P_0	:	燃料棒線出力密度
F_f	:	出力ピーキング
\dot{Q} / \dot{Q}_0	:	規格化した崩壊熱

なお、上式の規格化した崩壊熱は、核分裂による発生熱、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱を含み、初期出力に対する割合を時間の関数として入力する。

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⁽³⁾に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7 ジルコニウム-水反応

燃料被覆管温度が高くなると、ジルコニウム-水反応による発熱が顕著になるが、これによる発熱量及び酸化量は、下記の Baker-Just の式⁽⁸⁾により計算する。この場合、燃料被覆管の温度上昇に伴う膨れを計算し、燃料被覆管に破裂が発生する場合は、その時点以降、燃料被覆管の外表面だけでなく内面においてもジルコニウム-水反応が生じるものとし、Baker-Just の式を適用する。

(1) 酸化割合

ジルコニウム-水反応は、蒸気の供給不足により制限されることがないものと仮定する。燃料被覆管の酸化厚さの割合は、次式で計算する。

$$th_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right) \quad (3.3.1.7-1)$$

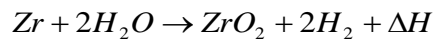
ここで、

- \dot{th}_{ox} : 酸化厚さの割合
- th_{ox} : 酸化厚さ
- T_R : 燃料被覆管温度
- R_1, R_2 : Baker-Just の式に基づく定数

(2) 発熱割合

ジルコニウム－水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。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。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3.3.1.7-2)$$

ここで、

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

発熱割合は、反応熱と燃料被覆管酸化量割合の積であり、燃料被覆管酸化量割合は燃料被覆管の密度、表面積及び酸化厚さ割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{Zr} = \Delta H \cdot \rho_{Zr} \cdot A \cdot \dot{th}_{ox} \quad (3.3.1.7-3)$$

ここで、

- \dot{Q}_R : 発熱割合
- ΔH : 反応熱
- \dot{M}_{Zr} : 燃料被覆管酸化量割合
- ρ_{Zr} : 燃料被覆管密度
- A : 燃料被覆管表面積
- \dot{th}_{ox} : 酸化厚さ割合

3.3.1.8 燃料被覆管の膨れ，破裂

CHASTEコードは，過渡時の燃料被覆管の膨れ，破裂を考慮している。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限界曲線に基づいて判定する。

(1) 燃料棒内圧計算

燃料棒内圧は，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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3.3.1.8-1)$$

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

(2) 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力は，燃料棒内外圧差より次式で計算する。ここで，冷却材圧力はSAFERコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

$$\sigma = \frac{Di}{2t} (P_g - P) \quad (3.3.1.8-2)$$

ここで，

σ	:	周方向応力
Di	:	燃料被覆管内径
t	:	燃料被覆管肉厚
P_g	:	燃料棒内圧
P	:	冷却材圧力

(3) 燃料被覆管の歪

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

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3.3.1.8-3)$$

ここで、

ε	:	燃料被覆管の歪
σ	:	燃料被覆管の周方向応力
E	:	ヤング率
ν	:	ポアソン比

また、塑性変形は、Hardy 等の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。図 3-4 に破裂前の燃料被覆管の歪を温度（破裂温度－燃料被覆管温度）の関数として示す。図中の実線より、燃料被覆管温度での歪量が求まる。

(4) 燃料被覆管の破裂

燃料被覆管の破裂は、燃料被覆管の温度が上昇して燃料被覆管の内圧による周方向応力とその温度における引張り強さを超えた時点で発生する。図 3-5 に燃料被覆管に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管周方向応力の関係を示す。燃料被覆管の破裂は、実験データのベストフィット曲線に基づいて判定する。

破裂後の最終的な変形量は、破裂以前の燃料棒内外圧差によって異なる。したがって、実験データを燃料被覆管の周方向応力で整理することにより以下の値としている。

低応力領域 ($\sigma \leq 1500 \text{psi}$) ;	$E_L = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域 ($\sigma > 1500 \text{psi}$) ;	$E_L = 0.15$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.11$	(外側燃料棒)

ここで、 σ は燃料被覆管の周方向応力、 E_L は半径方向の歪量を初期の半径で割ったものである。

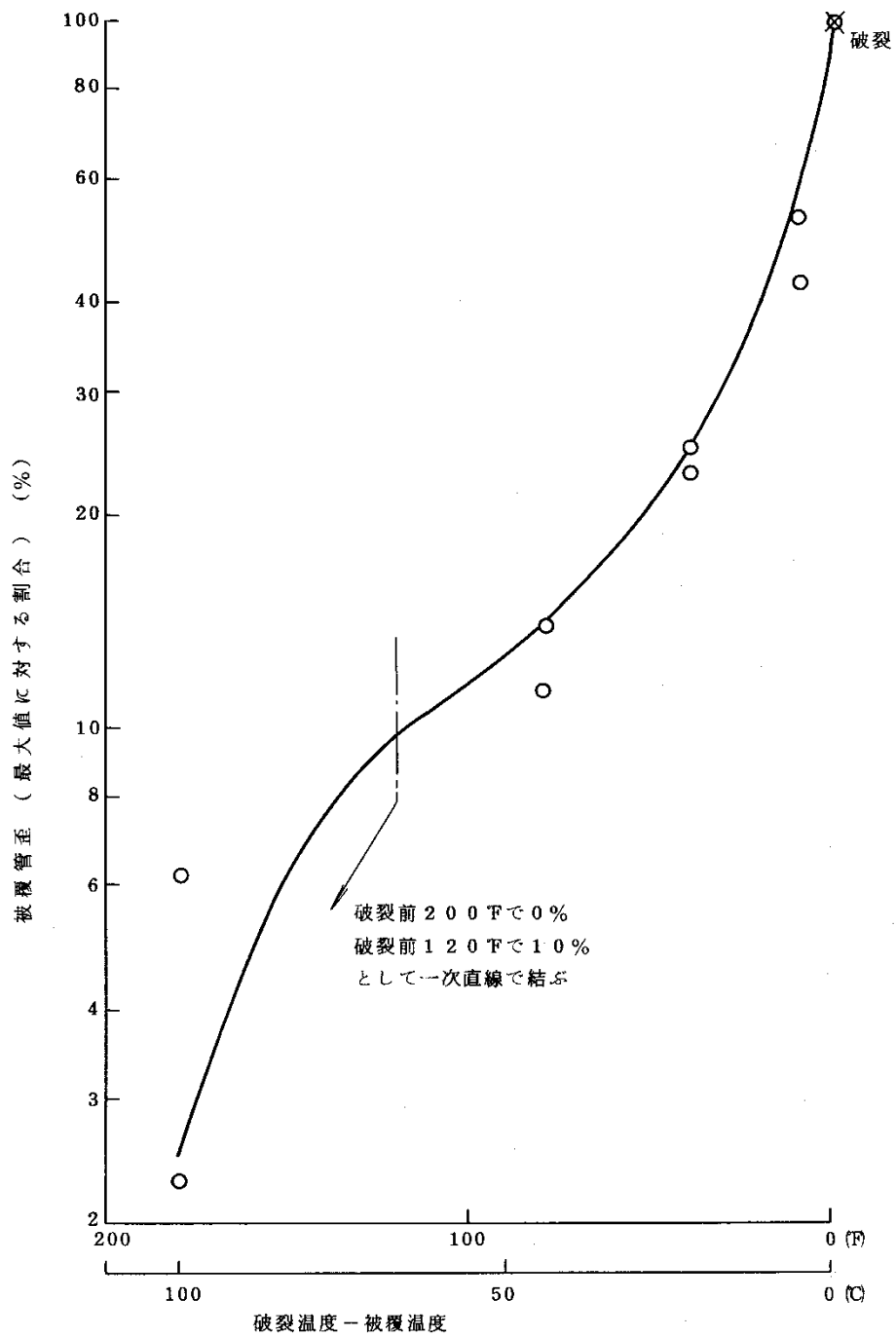


図 3-4 塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

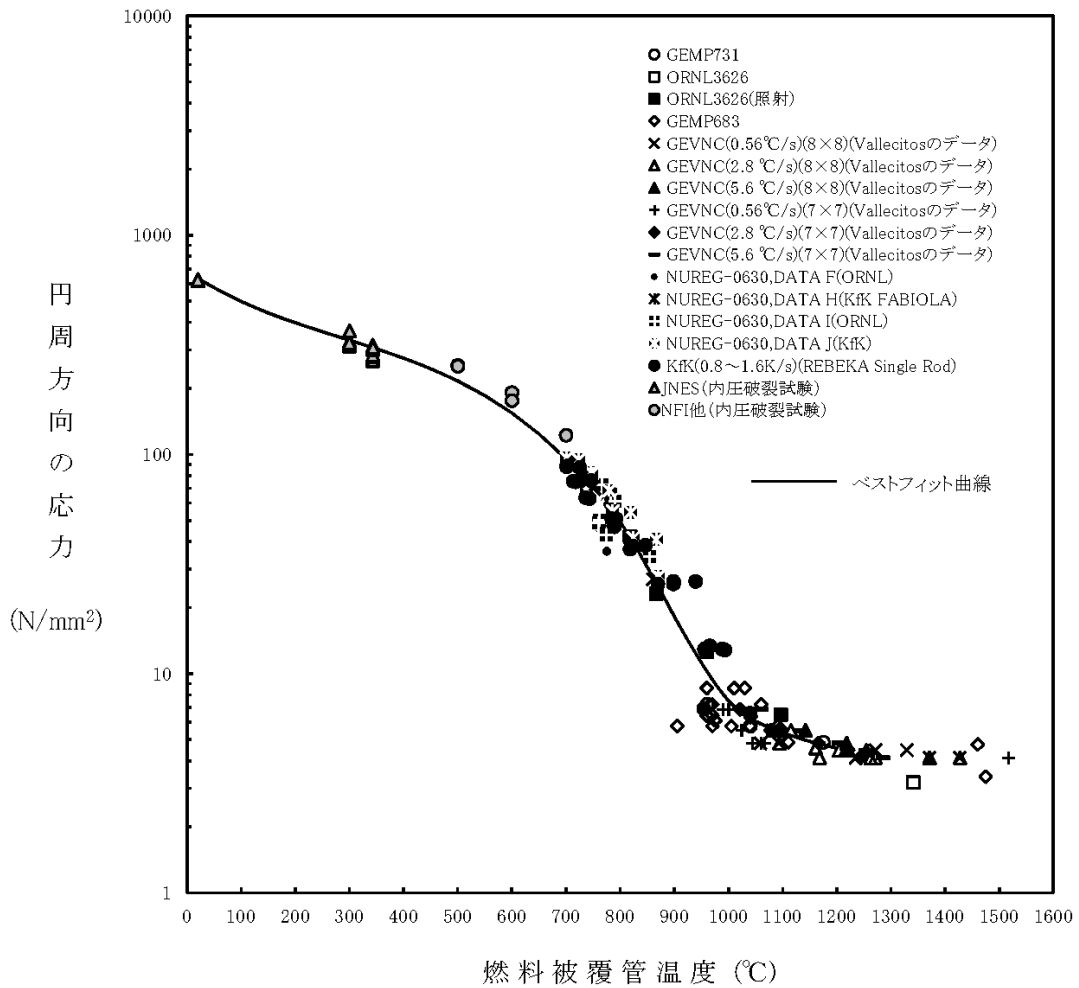


図 3-5 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

表 3-2 C H A S T E コードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て1本ごとに取扱う（図 3-1）
	燃料棒	燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割（図 3-2） 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒次元熱伝導方程式を用いる
熱伝達 モデル	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 P R I M E から引き継ぐ
	対流熱伝達	S A F E R コードの解析結果から時間の関数として引き継ぐ
	輻射熱伝達	解析対象の評価位置断面が露出した以降は，燃料棒間及び燃料棒－チャンネル壁間の輻射熱伝達を考慮
その他	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱を考慮 燃料棒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燃料棒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
	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 3-5）

3.4 入出力

CHASTEコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。CHASTEコードのインプットデータは以下のとおり構成される。CHASTEコードのインプットデータの元となる燃料データ，過渡特性を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 燃料データ（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，局所出力及び燃焼度分布，断面平均燃焼度，物性）
- ② 過渡特性（原子炉出力，原子炉圧力及び燃料被覆管表面对流熱伝達係数の時間変化，炉心露出及び再冠水時間）

上記をインプットデータとして，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 燃料被覆管温度
- ② ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

(燃料データ)

- ・ 幾何形状
- ・ 燃料棒出力
- ・ 初期状態
- ・ 局所出力及び燃焼度分布
- ・ 断面平均燃焼度
- ・ 物性

(過渡特性)

- ・ 原子炉出力時間変化
- ・ 原子炉圧力時間変化
- ・ 対流熱伝達係数時間変化
- ・ 炉心露出，再冠水時間

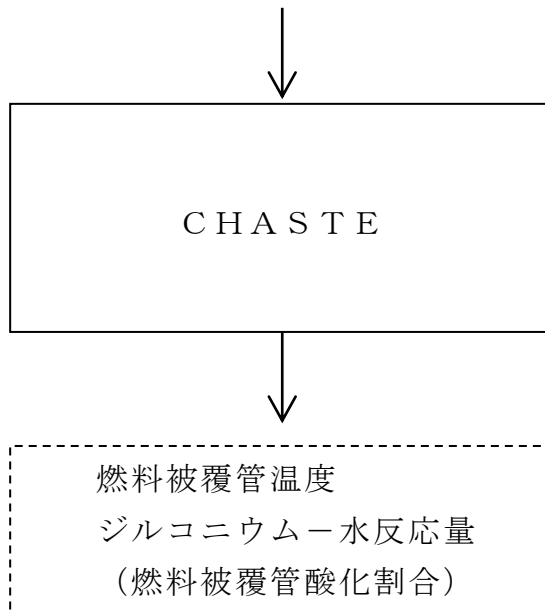


図 3-6 CHASTE コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CHASTE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 以降に示すが、それらの要約を 4.1.1, 4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

CHASTEコードは、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却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が確認されている。

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、CHASTEコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達については、対流熱伝達はSAFERコードの解析結果より引き継いでおり、LOCAを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とSAFERコードによる実験解析結果を比較することにより、SAFERコードの熱伝達モデルの妥当性を確認していることから、CHASTEコードにおける燃料棒表面熱伝達のうち対流熱伝達の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管酸化については、3.3.1.7に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、反応温度まで上げるためのエネルギーはないものと仮定し、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、CHASTE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、3.3.1.8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よ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、CHASTE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。

以上より、重要現象に対する妥当性確認については、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却実験結果と実験解析結果との比較において、燃料被覆管温度に着目してCHASTEコードの妥当性を確認する。

4.1.1 BWR－FLECHT実験解析

米国AEC（現NRC）の出資のもとに行われたBWR－FLECHT実験により，BWRのLOCA時のECCSによる炉心冷却メカニズムの解明と燃料被覆管温度を予測する炉心ヒートアップモデルの妥当性確認が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組合せによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

4.1.2 炉心冷却実験解析

GE社による炉心スプレイ冷却と炉心再冠水冷却実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行い，実験解析の大部分の結果が実験結果を上回ることが確認された。また，実験と解析結果の主要な差は，実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

4.1.3 スプレイ冷却特性実験解析

実機9×9燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体実験装置を用いたスプレイ冷却特性実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

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		BWR-FLECHT 実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性 実験解析	BWRのLOCA 模擬試験
炉心 (核)	崩壊熱*	崩壊熱モデル		—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル*	SAFERコードの解析結果を引き継ぐ	—	—	—	—**
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間、燃料棒—チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	—
	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	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	気液熱非平衡	対流熱伝達モデル*	SAFERコードの解析結果を引き継ぐ	—	—	—	—**
原子炉 圧力 容器	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 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル		—	—	—	—**

* 4.1 に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

** SAFERコードの評価範囲による物理現象であり、SAFERコードに記載する。

4.2 BWR-FLECHT 実験解析⁽⁹⁾

(1) 概要

米国AEC（現在のNRC）の出資のもとにGE社が行った実験であり、BWR実機の7×7燃料集合体1体を実寸大で模擬し、ジルカロイ被覆管を用いた5種類の集合体とステンレス製被覆管を用いた5種類の集合体を電気加熱して、BWRのLOCA時の条件を模擬した実験及び定常実験を約150ケース行った。実験は、集合体上部からのスプレイ冷却実験、集合体下部からの冷却材流入による再冠水冷却実験及び両者を模擬した実験の3種類が行われた。図4-1に実験装置を示す。

本実験より、BWRのLOCA時のECCS作動期間中の熱伝達メカニズムの解明と被覆管温度を適切に予測可能な炉心ヒートアップ計算モデルを開発した。また、モデルの妥当性確認も行われ、スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(BWR-FLECHT : The Boiling Water Reactor Full Length Emergency Cooling Heat Transfer test program)

(2) 実験条件

BWR-FLECHT実験の主要な条件を以下に示す。

- | | |
|---------------|---|
| ① 冷却モード | 上部スプレイ，再冠水，スプレイと再冠水 |
| ② 模擬燃料集合体形状 | 実機BWRの実寸大7×7型 |
| ③ 模擬燃料被覆管材質 | ステンレス鋼，ジルカロイ-2 |
| ④ 冷却材流量 | 集合体当たりスプレイ流量：2.45～5.0 gpm
冠水速度：1～6 inch/s
スプレイと冠水：3.25 gpm，6.0 inch/s |
| ⑤ 冷却開始時の被覆管温度 | 875～2250° F（約468～1232°C） |
| ⑥ 集合体出力 | 100～325 kW |
| ⑦ 被覆管最高温度 | 1300～2700° F（約704～1482°C） |
| ⑧ 模擬燃料棒内ガス圧力 | 加圧なし |
| ⑨ 系統圧力 | 15～300 psia |

なお、ジルカロイ被覆管の集合体は、4種類の集合体がスプレイ冷却の条件下で実験され、ステンレス鋼被覆管の集合体はスプレイ及び再冠水冷却の条件下で実験された。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルによる解析は、ジルカロイ被覆管を用いたスプレー冷却実験 3 ケースについて実施している。実験解析の例として、表 4-2 に集合体 (Zr2K) を使用した実験結果 (最高温度及び発生時間) と解析結果の比較を示す。炉心ヒートアップ計算モデルは、ジルコニウム-水反応量 (被覆管の酸化量) 計算として Baker-Just の式が組み込まれているが、F L E C H T 実験から、Baker-Just の式で計算される酸化量は、実験値の約 2 倍大きい値となることが分かった。したがって、実験解析では許認可解析用の計算条件 (100%MWR) の他に、ジルコニウム-水反応量を 1/2 としたケース (50%MWR) についても解析している。

なお、集合体の模擬燃料棒配置は図 4-2 に示すとおりであり、グループ 5 の 20 本及びグループ 18 の 9 本は温度計測のない模擬燃料棒である。また、グループ 19 は熱電対の故障がある。また、図 4-3 に局所出力分布を示す。

図 4-2 に示した集合体の燃料棒配置における代表的な燃料棒グループについて、スプレー冷却開始後の被覆管温度変化を図 4-4 から図 4-6 に示す。図中の○印が実験結果、破線が炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値である。

- ・図 4-4 に集合体内の最外周 (チャンネルボックスに接する、ロッド 2) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時で約 90° F (約 50°C)、50%MWR 時で約 60° F (約 33°C) 高くなる。本燃料棒は、局所出力分布では、以下のロッド 30 及び 31 よりも大きな出力ピーキングを有しているが最高温度は低くなっている。これは、本燃料棒が最外周でチャンネルボックスに隣接し、内側の燃料棒よりも冷却が促進されていることによると考えられる。(なお、時刻 5 分以降の実験結果については、ヒーター又は熱電対の不良によるとして記載されていない)
- ・図 4-5 に集合体内の最外周から 2 列目 (ロッド 30) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時は約 90° F (約 50°C)、50%MWR 時は 50° F (約 28°C) 高くなる。
- ・図 4-6 に集合体内の最外周から 3 列目 (ロッド 31) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時は約 200° F (約 111°C)、50%MWR 時は 150° F (約 83°C) 高くなる。本燃料棒はロッド 30 と同様に内側の燃料棒である。実験結果で最高温度がロッド 30 より低くなっているのは、局所出力

分布の違いによると考えられる。（なお、時刻 7 分以降の実験データの変動は、模擬燃料棒のヒーターの故障に起因するものである。しかし、すでに温度が低下した後であり最高温度の妥当性確認結果には影響ないものである）

表 4-2 BWR - F L E C H T 実験結果 (Zr2K バンドル, スプレー冷却実験)

Rod	Maximum Temperature (°F)					Time of Maximum Temperature (min)				
	Observed	Predicted		Error ¹		Observed	Predicted		Error ²	
		MWR		MWR			MWR		MWR	
		50%	100%	50%	100%		50%	100%	50%	100%
1	1780	1810	1830	+30	+50	3.5	2.8	3.0	-0.7	-0.5
2	1830	1890	1920	+60	+90	4.2	3.0	3.0	-1.2	-1.2
3	1700	1890	1930	+190	+230	0.3	3.0	3.0	+2.7	+2.7
4	1740 ³	1910	1940	+170	+200	1.2 ³	3.5	3.8	+2.3	+2.6
9	1990	2030	2060	+40	+70	3.8	3.0	3.0	-0.8	-0.8
10 (4.5) ⁴	1940	2040	2070	+100	+130	4.0	3.0	3.5	-1.0	-0.5
23	2180 ³	2070	2120	-110	-60	3.4	3.5	4.0	+0.1	+0.6
30	2010	2060	2100	+50	+90	3.4	4.0	4.0	+0.6	+0.6
17	2180 ³	2120	2180	-60	~0	7.0	4.0	4.0	-3.0	-3.0
24	2240 ³	2130 ⁵	2170 ⁵	-110	-70	5.1	4.0	4.0	-1.1	-1.1
31	1930	2080	2130	+150	+200	3.7	4.0	4.0	+0.3	+0.3
18(4.5) ⁴	2060	2120	2160	+60	+100	7.2	3.8	4.0	-3.4	-3.2
26(5.5) ⁴	1920	2060	2110	+140	+190	8.1	3.8	4.0	-4.3	-4.1
32(5.5) ⁴	1970	1950	2010	-20	+40	8.3	3.8	4.0	-4.5	-4.3

NOTES

- 1 Maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates overprediction of maximum temperature.
- 2 Time of maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates maximum predicted temperature occurred later than the data indicated.
- 3 Erratic thermocouple.
- 4 Observed temperatures are from thermocouples at elevations noted.
- 5 A current increase may have increased the local power at the midplane of rod 24.
Calculations which include such a local power increase result in maximum temperature predicting approximately 100°F higher than those shown here.

注記

1. 最高温度偏差：予測値－実験値
ここで+は最高温度の過大評価を示す。
2. 最高温度発生時間：予測値－実験値
ここで+は最高温度の発生時間予測値が実験値より遅いことを示す。
3. 熱電対異常
4. () 内は 6ft 以外の熱電対の位置を示す。
5. 電流増加によりロッド No. 24 の中間面での局所出力が増加していたと考えられる。局所的出力増加を含む計算では、最高温度でここで示す値よりも約 100° F 高く予測する。

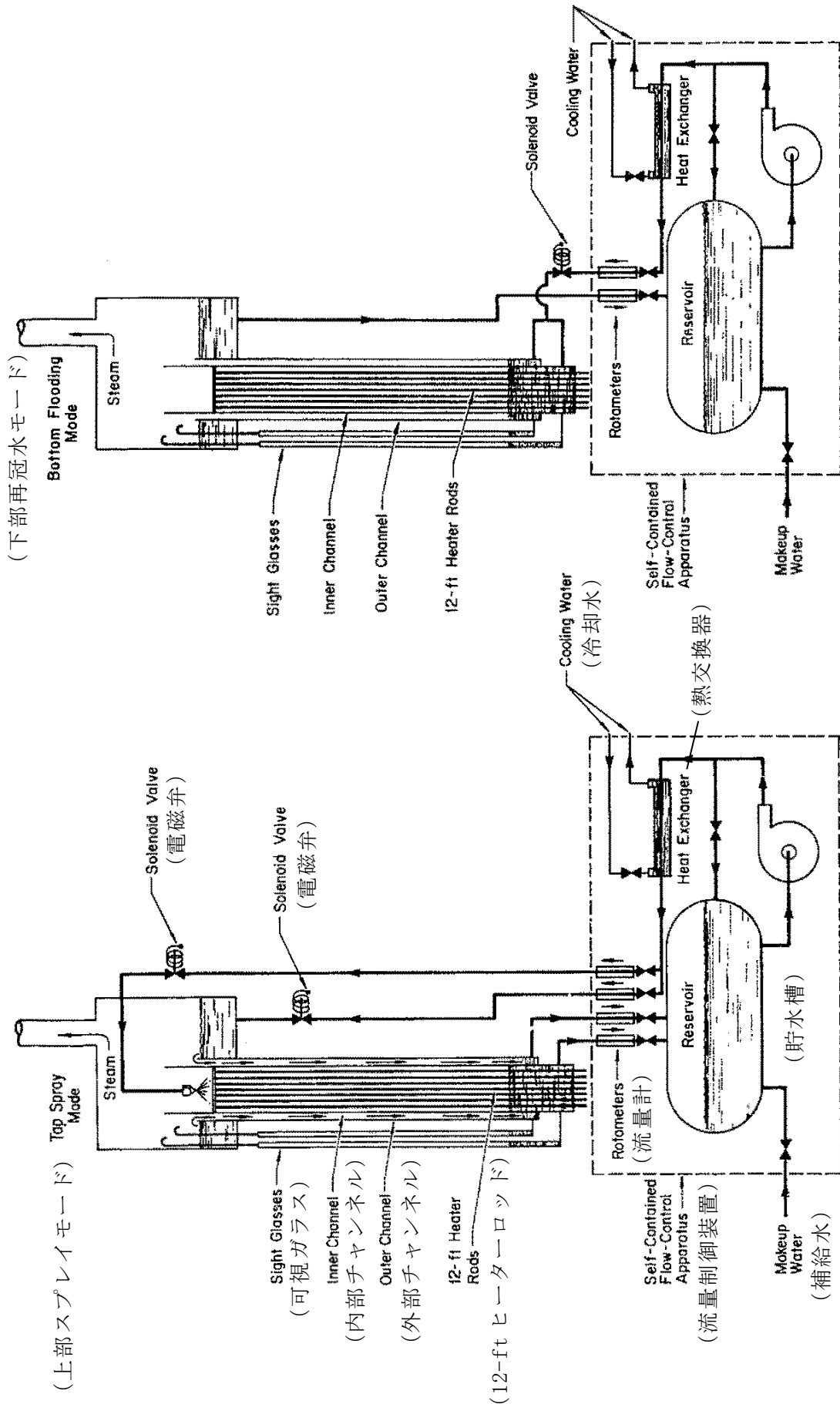


図 4-1 BWR-FLUCHT 実験装置

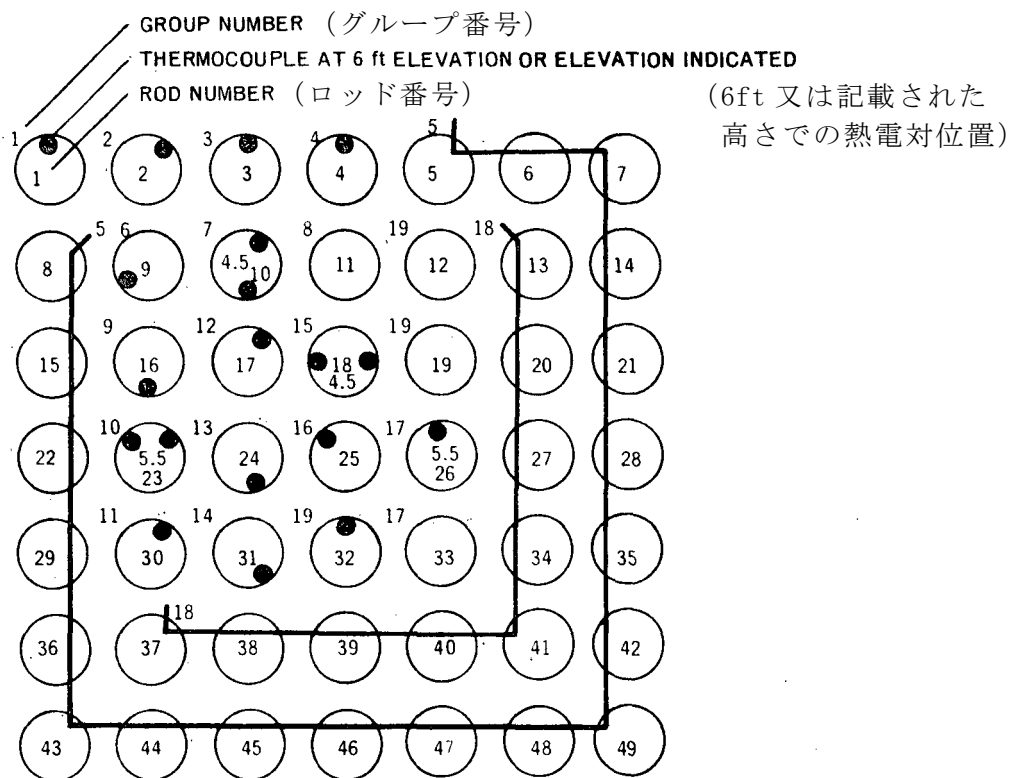


図 4-2 BWR-FLECHT 実験, Zr2K バンドル配置



図 4-3 局所出力分布

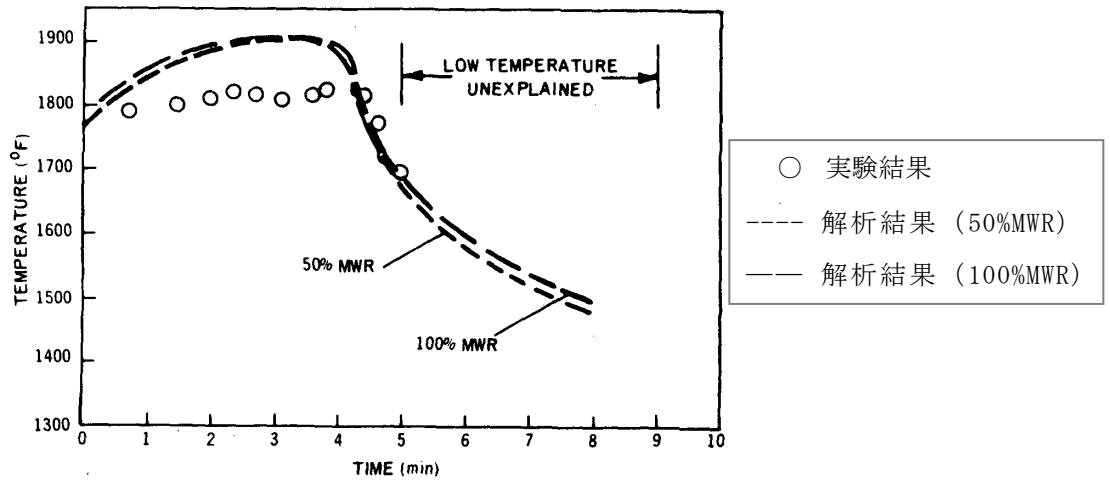


図 4-4 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 2)

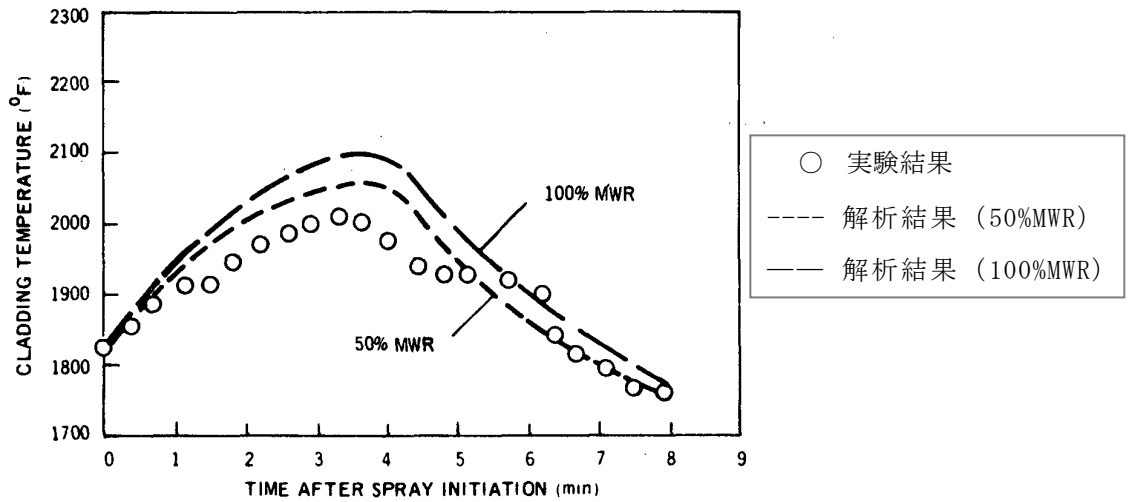


図 4-5 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 30)

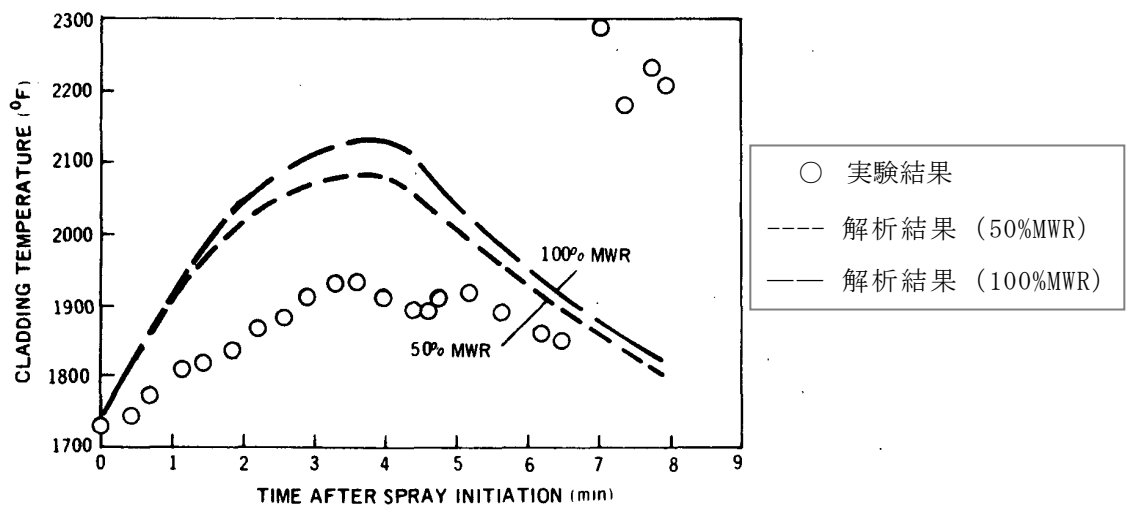


図 4-6 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 31)

4.3 炉心冷却実験解析

4.3.1 8×8 燃料集合体の炉心スプレイと冠水の冷却効果確認実験⁽¹⁰⁾

(1) 概要

8×8 燃料集合体の L O C A 時炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認するため、B W R 実機の 8×8 燃料集合体 1 体を実寸大で模擬した電気加熱、ステンレス鋼被覆管による実験装置を用いた E C C S による炉心冷却実験である。図 4-7 に実験装置を示す。

本実験では、炉心スプレイによる冷却効果及び炉心スプレイの集合体下部からの冷却材流入（再冠水）効果を確認し、スプレイ流量、冠水速度及び再冠水開始時間をパラメータとした実験を行い、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行っている。計算モデルによる実験解析の結果は、実験の被覆管最高温度と比較して、 -30°F から $+100^{\circ}\text{F}$ (-17°C から $+56^{\circ}\text{C}$) の範囲に入っていることを確認した。

(2) 実験条件

実機 B W R の燃料集合体出力及びスプレイ流量などを仮定し、炉心スプレイ作動開始から再冠水までの期間の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

① 冷却モード	上部スプレイ，スプレイと再冠水
② 模擬燃料集合体形状	実機 B W R の実寸大 8×8 型
③ 模擬燃料被覆管材質	ステンレス鋼
④ 冷却材流量	集合体当たりスプレイ流量：0.5～11.8 gpm 冠水速度：0.5～6 inch/s
⑤ スプレイ開始時間	事故後 30 秒を模擬
⑥ 再冠水開始時間 (スプレイ開始後)	45～515 秒
⑦ 冷却開始時の被覆管温度	1040～1825° F (約 560～996°C)
⑧ 集合体出力	200～300 kW
⑨ 軸方向ピーキング係数	1.4
⑩ 局所出力分布	B W R 6 プラントの代表例 (図 4-8)
⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力	加圧なし
⑫ 系統圧力	大気圧

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認は、スプレイ冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験、及びスプレイ冷却のみの実験について行われた。

スプレー冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験の結果と解析結果の比較を図 4-9 に示す。

図 4-9 は、集合体内で最高温度を示す燃料棒について、スプレー及び再冠水による冷却を模擬した実験結果と炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果を比較したものである。図中の水平線は集合体内最高温度の予測値を示している。

この結果より、実験解析の結果は実験の最高温度（1327（約 720°C）～2084° F（約 1140°C））と比較して-30° F（約 17°C）から+100° F（約 56°C）の範囲に入っており、大部分の実験結果の最高温度を上回っていることが分かる。

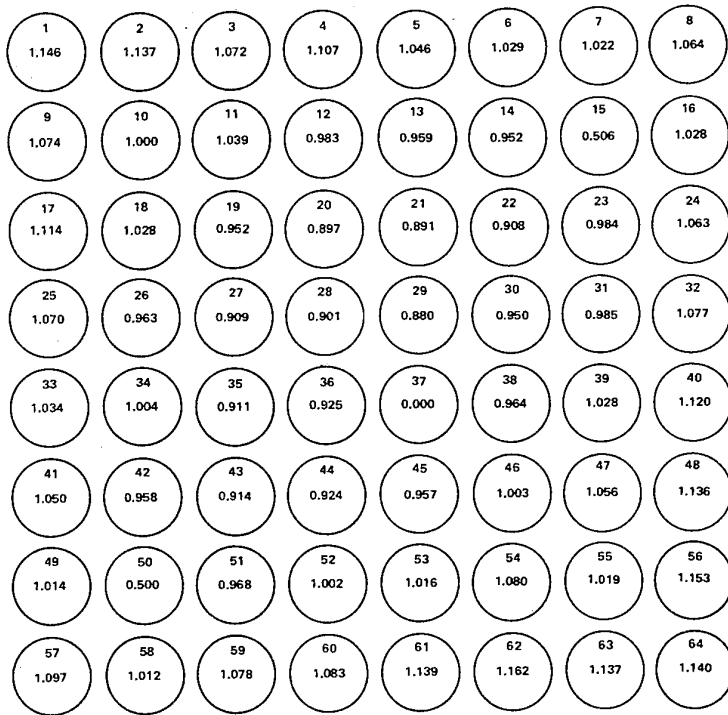


図 4-8 局所出力分布

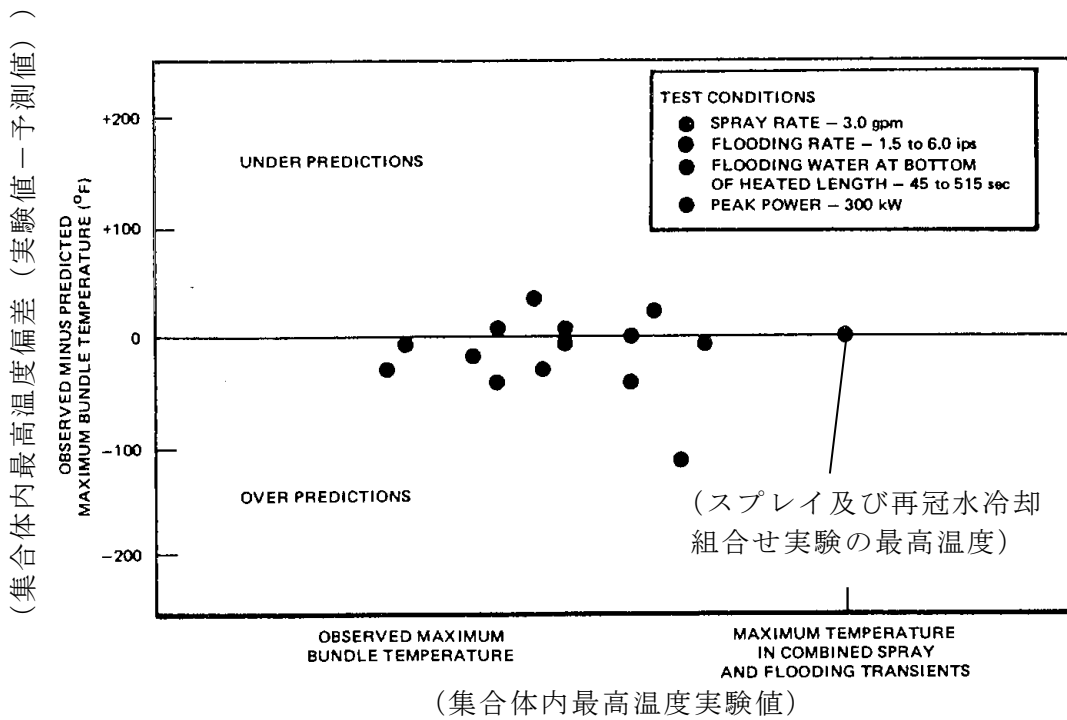


図 4-9 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験

実験条件	
・ スプレイ流量	: 3.0gpm
・ 冠水速度	: 1.5—6.0ips
・ 加熱部下端の冠水時間	: 45—515sec
・ ピーク出力	: 300kW

4.3.2 8×8 燃料集合体の内圧下ECCS冷却実験⁽¹¹⁾

(1) 概要

本実験は、8×8 燃料集合体、内圧加圧燃料棒、ジルカロイ被覆管のLOCA時冷却特性の妥当性を確認するため、BWR実機の8×8燃料集合体1体を実寸大で模擬した実験装置を用いたECCSによる炉心冷却実験である。4.3.1節に述べた実験と異なる点としては、燃料棒内のFPガスインベントリを模擬するためアルゴンガスで初期に加圧した点とジルカロイ被覆管を用いた点である。図4-10に実験装置を示す。

本実験では、BWR6プラント用8×8燃料集合体と取替用8×8燃料集合体の2種類の燃料集合体について実験が行われ、炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から、モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は、BWR6用燃料集合体では350° F (約194°C)、取替用燃料集合体では600° F (約333°C)高く、過小評価はわずかであるとの結果を得た。これより、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認した。

(2) 実験条件

本実験では、炉心スプレイ流量、集合体初期出力などプラントの違いを考慮した実験を行うため、BWR6用燃料集合体及び取替用燃料集合体の2種類について実験を行い、集合体内全燃料棒の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

	<u>BWR6用燃料集合体</u>	<u>取替用燃料集合体</u>
① 冷却モード	炉心スプレイと再冠水	同左
② 模擬燃料集合体形状	BWR6用8×8型	取替用8×8型
③ 模擬燃料被覆管材質	ジルカロイ	同左
④ 集合体当たりスプレイ流量	3.25 gpm	2.45 gpm
⑤ 再冠水速度	3.5 inch/s	2.0 inch/s
⑥ スプレイ開始時間	事故後45秒	事故後30秒
⑦ 再冠水開始時間	スプレイ開始後50秒	同174秒
⑧ 冷却開始時の被覆管温度	1183° F (約639°C)	1490° F (約810°C)
⑨ 集合体出力	367 kW	355 kW
⑩ 軸方向ピーキング係数	1.4	同左
⑪ 局所出力分布	図4-11	図4-12
⑫ 模擬燃料棒内ガス圧力	95~113 psig	90~117 psig
⑬ 系統圧力	大気圧	同左

(3) 妥当性確認結果

実験結果における被覆管最高温度に対する炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析の被覆管最高温度の差を、集合体内の代表的な燃料棒について表 4-3 及び表 4-4 に示す。なお、ロッド番号 37 はウォータロッドであるため温度評価の対象外とする。

- ・表 4-3 に示す BWR6 用燃料集合体の実験解析では、集合体内被覆管最高温度 (PCT) は実験値に対して 6°F (約 3°C) ^(注) 高くなり、良い一致を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ実験結果より低い温度 ($15\sim 20^{\circ}\text{F}$ (約 $8\sim 11^{\circ}\text{C}$)) を示しているがその差は小さく、その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 390°F (約 199°C) である。
- ・表 4-4 に示す取替用燃料集合体の実験解析では、PCT は実験値より 103°F (約 57°C) ^(注) 高い値を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ実験結果より低い温度 ($4\sim 50^{\circ}\text{F}$ (約 $2\sim 28^{\circ}\text{C}$)) を示しているがその差は小さく、その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 600°F (約 333°C) である。
- ・実験と解析結果の主要な差は、実験のスプレー冷却が解析のスプレー冷却に対して上回っていることによる。

(注) 6°F (約 3°C) 及び 103°F (約 57°C) は表に示されていない燃料棒で生じている。

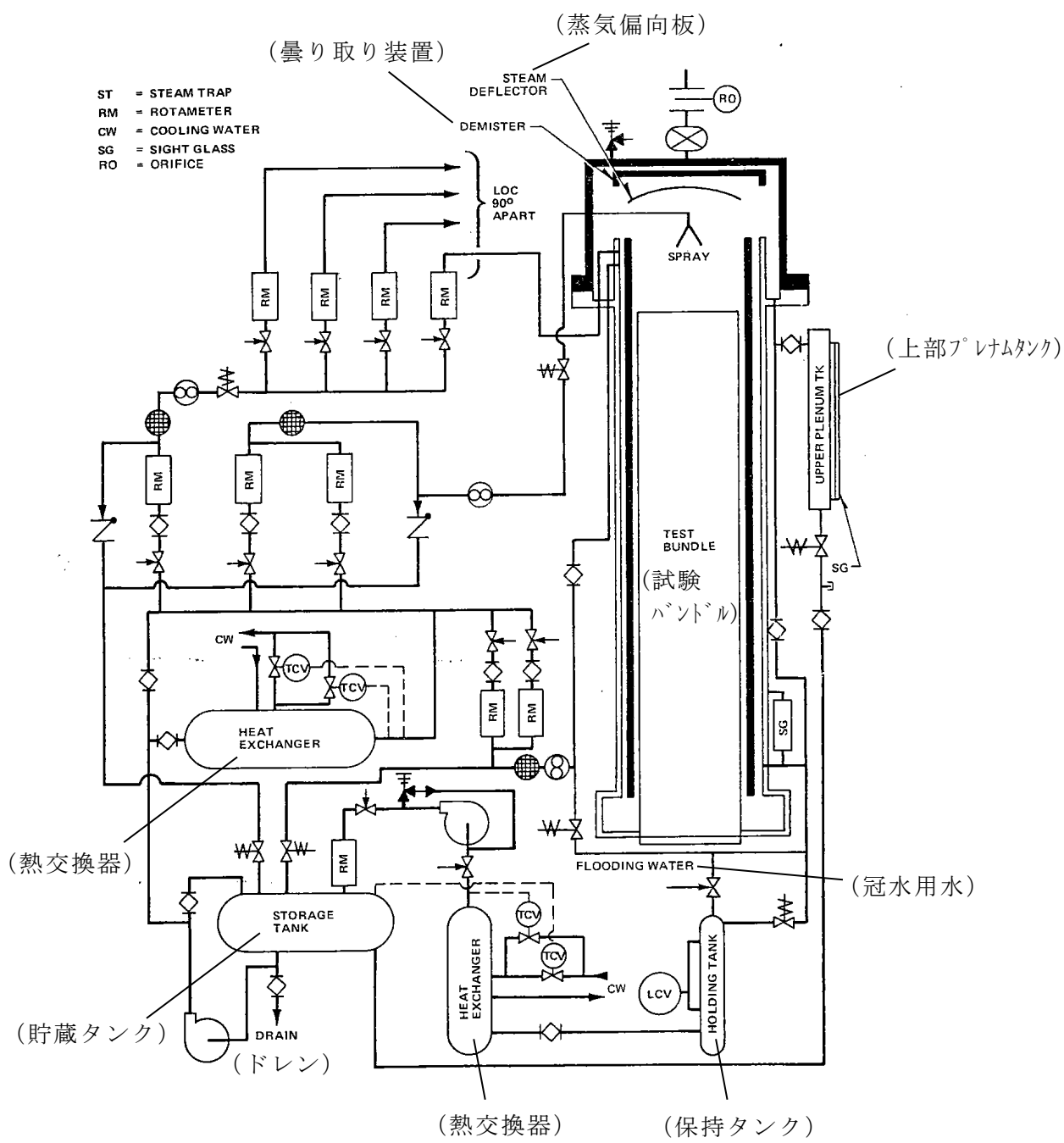


図 4-10 8×8 燃料集合体の内圧下 ECCS 冷却実験装置

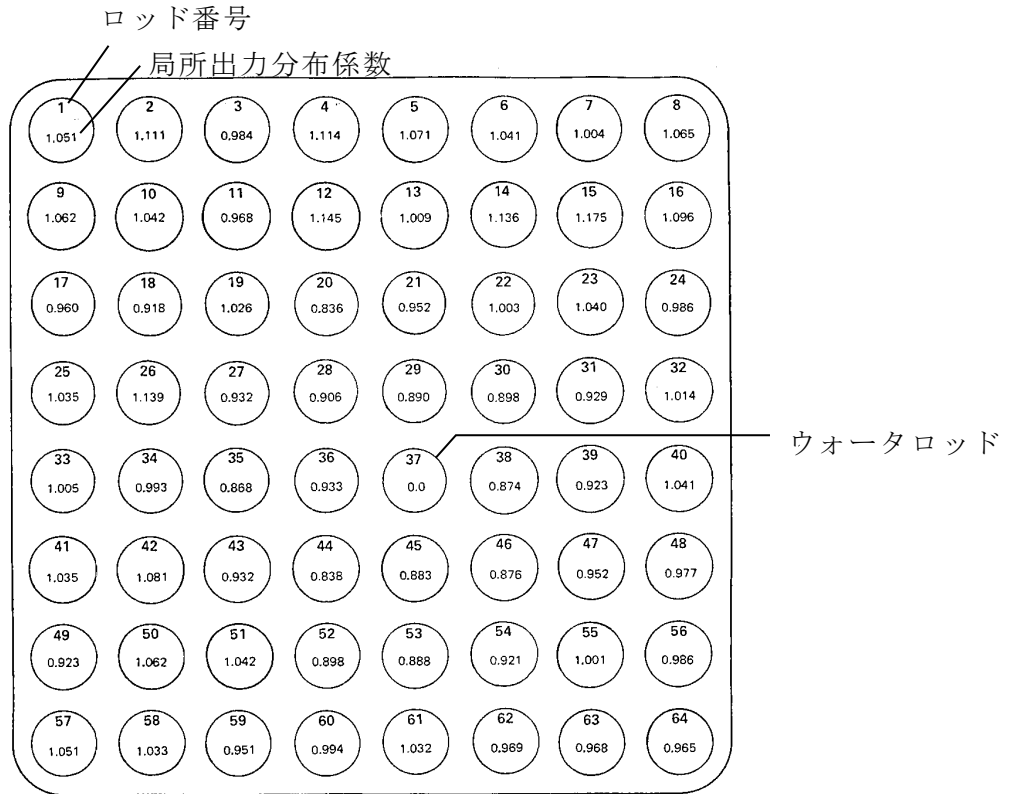


図 4-11 局所出力分布 (BWR6 用)

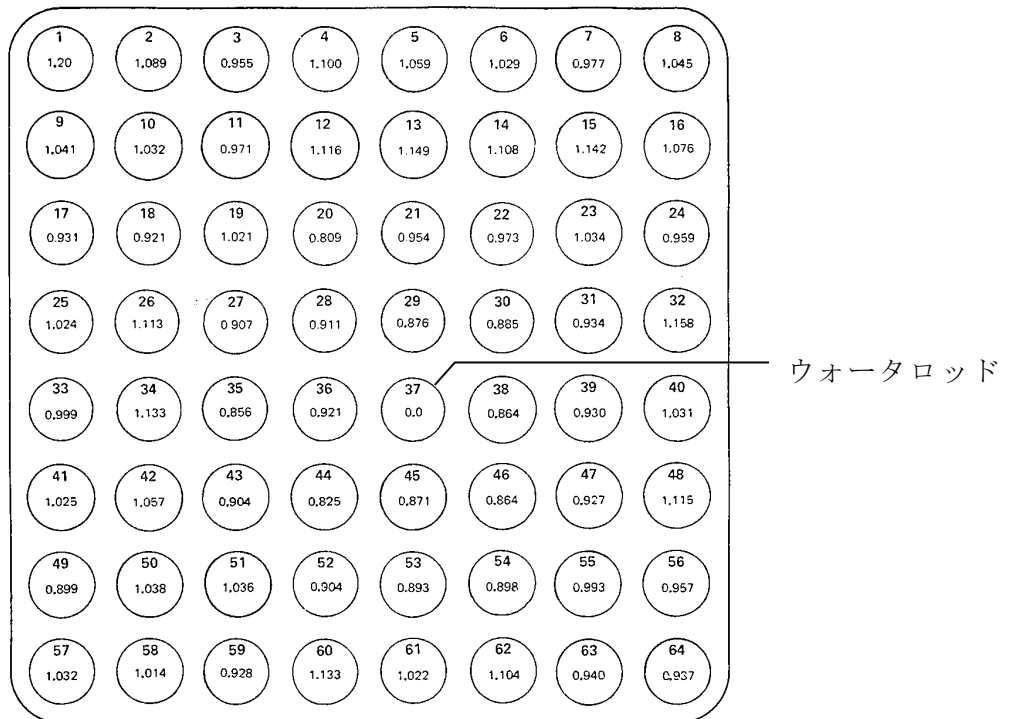


図 4-12 局所出力分布 (取替用)

表 4-3 実験結果と解析結果の比較 (BWR6 用燃料集合体)

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差 (予測値－実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1.....	920	181
3.....	975	81
5.....	1050	6
8.....	1022	287
10.....	1025	98
11.....	995	114
12.....	1120	-19
14.....	1140	370
15.....	1183	40
17.....	930	18
18.....	875	353
19.....	1022	52
20.....	1004	-15
21.....	985	21
22.....	965	82
26.....	1045	26
27.....	975	69
28.....	943	29
29.....	1004	354
30.....	950	375
31.....	985	246
32.....	935	297
33.....	905	116
34.....	960	307
35.....	900	138
36.....	880	193
37.....	440	635 (ウォータロッド)
38.....	865	118
39.....	920	383
42.....	1010	289
44.....	830	386
45.....	880	297
46.....	820	8
47.....	940	124
48.....	955	134
50.....	1095	-20
51.....	1060	271
52.....	920	54
53.....	970	79
54.....	1030	236
55.....	960	216
57.....	912	113
59.....	910	137
61.....	970	105
64.....	890	305
Channel.....	300	-58

表 4-4 実験結果と解析結果の比較（取替用燃料集合体）

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差 (予測値－実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1.....	1295	272
3.....	1240	480
5.....	1350	405
8.....	1300	261
10.....	1330	444
11.....	1340	464
12.....	1450	320
14.....	1420	564
15.....	1455	325
17.....	1210	321
18.....	1280	488
19.....	1350	268
20.....	1365	217
21.....	1400	164
22.....	1300	447
26.....	1300	101
27.....	1270	180
28.....	1250	52
29.....	1290	226
30.....	1230	443
31.....	1300	506
32.....	1340	424
33.....	1230	218
34.....	1400	151
35.....	1200	44
36.....	1148	170
37.....	815	155 (ウォータロッド)
38.....	1150	332
39.....	1250	603
42.....	1350	126
44.....	1120	89
45.....	1180	125
46.....	1115	133
47.....	1240	403
50.....	1407	-4
51.....	1360	56
52.....	1220	1
53.....	1250	-13
54.....	1330	72
55.....	1270	557
57.....	1218	43
59.....	1280	37
61.....	1310	-50
64.....	1112	354
Channel.....	500	-271

NOTE: The highest cladding temperature at spray initiation was 1490°F at the 80-inch elevation of Rod 22.

4.4 スプレー冷却特性実験解析⁽¹²⁾

(1) 概要

本実験装置は、実機 9×9 燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体（チャンネルボックス装着）、模擬燃料集合体を格納した圧力容器、圧力容器内へのスプレー水供給系、圧力容器への蒸気供給系及び圧力容器内で発生する蒸気の排出系から構成されている。模擬燃料集合体は電気加熱され、炉心スプレー系を模擬した冷却状態での冷却特性実験を行った。実験は、実機の再循環配管両端破断事故を模擬したシステム実験として、スプレー熱伝達実験及び大破断 L O C A 模擬実験を行った。図 4-13 に実験装置を示す。

大破断 L O C A 模擬実験より、実機の燃料被覆管温度を実験的に確認するとともに非発熱体となるウォータロッドの濡れ特性について評価し、C H A S T E コードの妥当性確認を行い、スプレー冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(2) 実験条件

大破断 L O C A 模擬実験では、実機大破断 L O C A において炉圧が大気圧となる事故後 40 秒以降の状態を模擬するために、実験条件を以下のように設定している。また、表 4-5 に実験条件を示す。

①スプレー流量

実機の最低スプレー流量である 3gpm/バンドルを設定した。

②バンドル出力

初期出力を実機の事故後 40 秒での値とし、その後の崩壊熱の時間変化も GE（平均）+3 σ により考慮している。また、実機燃料と模擬燃料の熱容量の違いを反映するために、出力を更に厳しく 1.2 倍した実験も行っている。

③初期燃料棒表面温度

ベースケースではスプレー熱伝達実験と同様に 500℃としたが、出力を 1.2 倍したケースでは実機で想定される 700℃の条件とした。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ解析に用いる C H A S T E コードの妥当性及び保守性を確認するため、表 4-5 の実験条件に示した T1, T2 実験の実験解析を実施した。図 4-14, 図 4-15 に最高出力断面の各燃料棒表面温度について実験値と解析結果の比較を示す。

いずれの実験においても、C H A S T E コードによる解析は実験結果を良く模擬している。また、解析値は実験値よりも高めとなっており、燃料

被覆管温度の最高値の比較ではCHASTEコードがT1実験で約34℃、T2実験で約93℃高めとなっている。

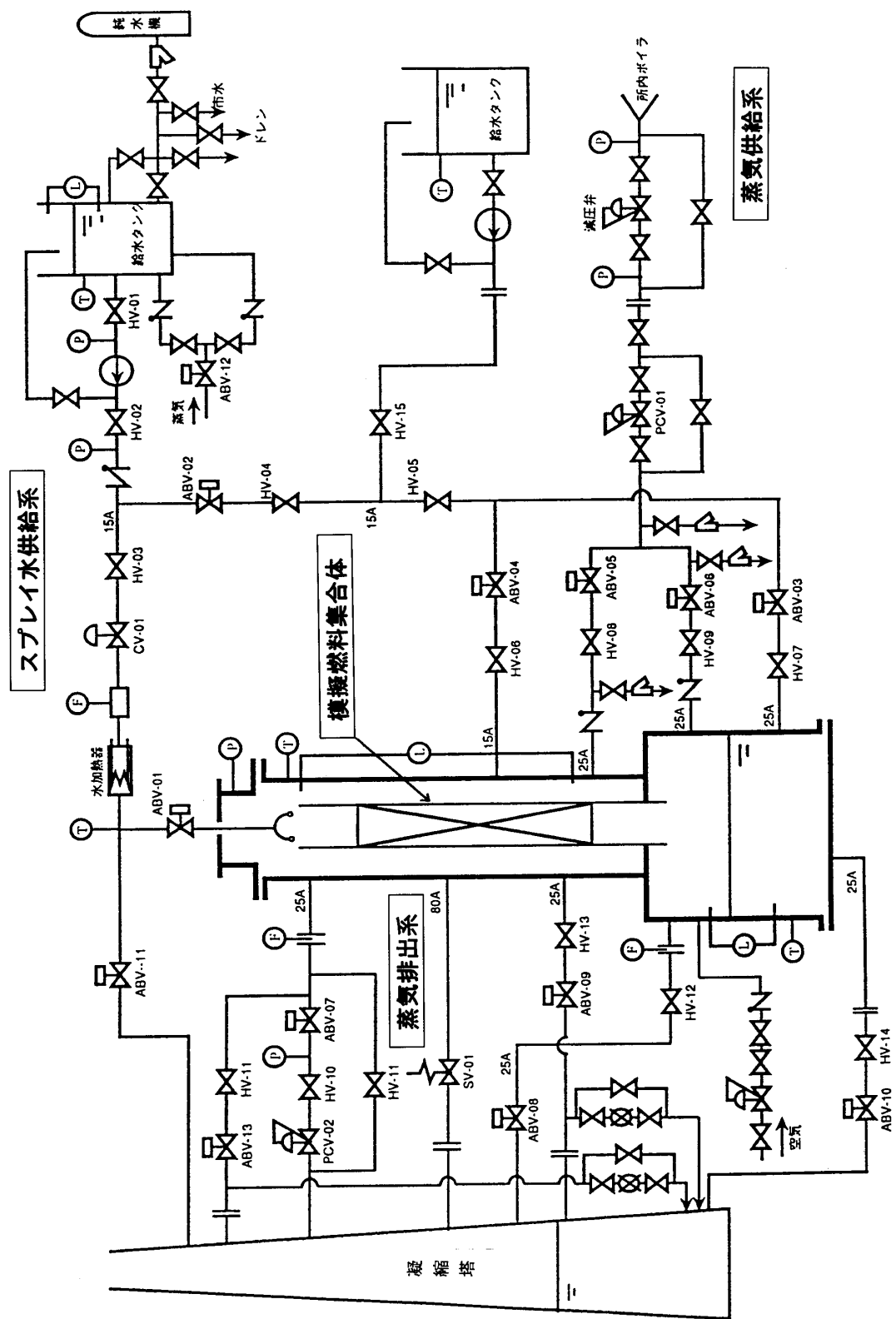


図 4-13 スプレー冷却特性実験装置

表 4-5 実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレイ流量 (gpm)	初期バンドル 出力 (kW)	初期燃料棒 表面温度 (°C)
T1	100	3.0	260	500
T2	100	3.0	310	700

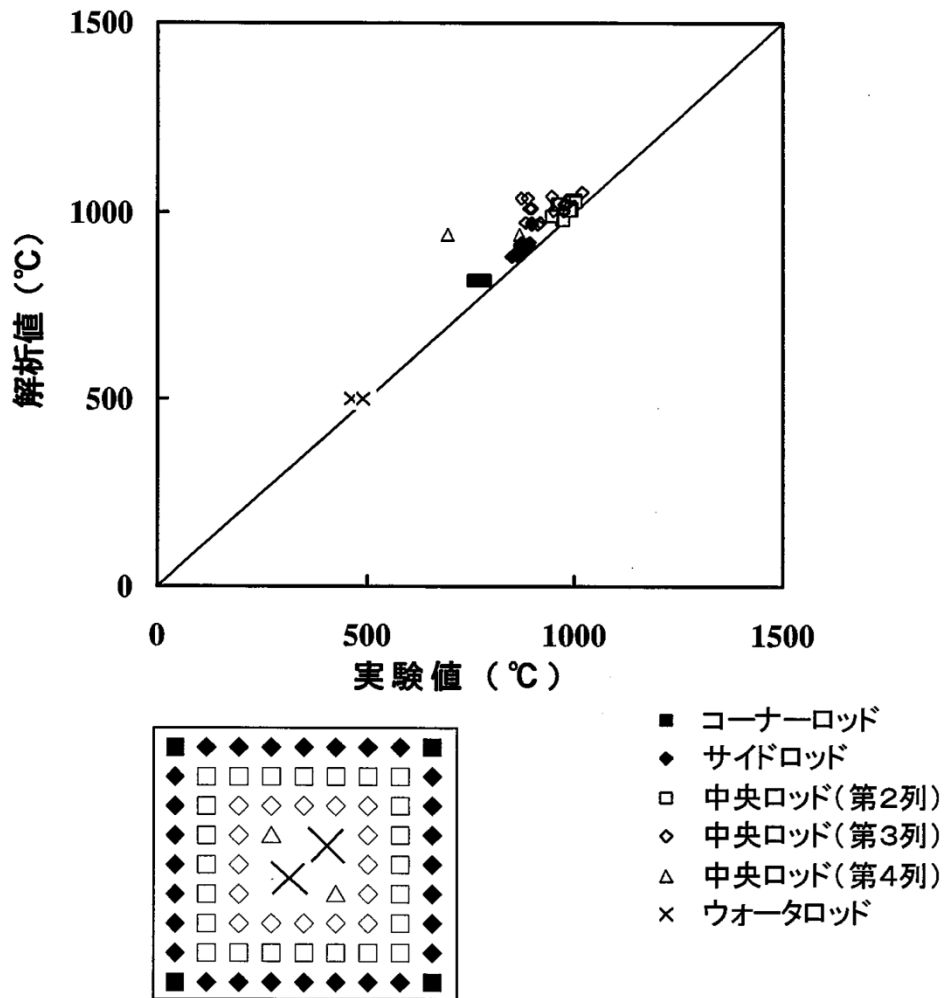
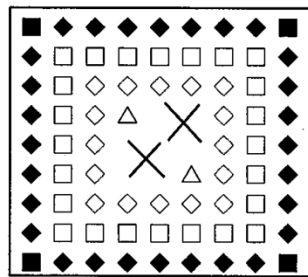
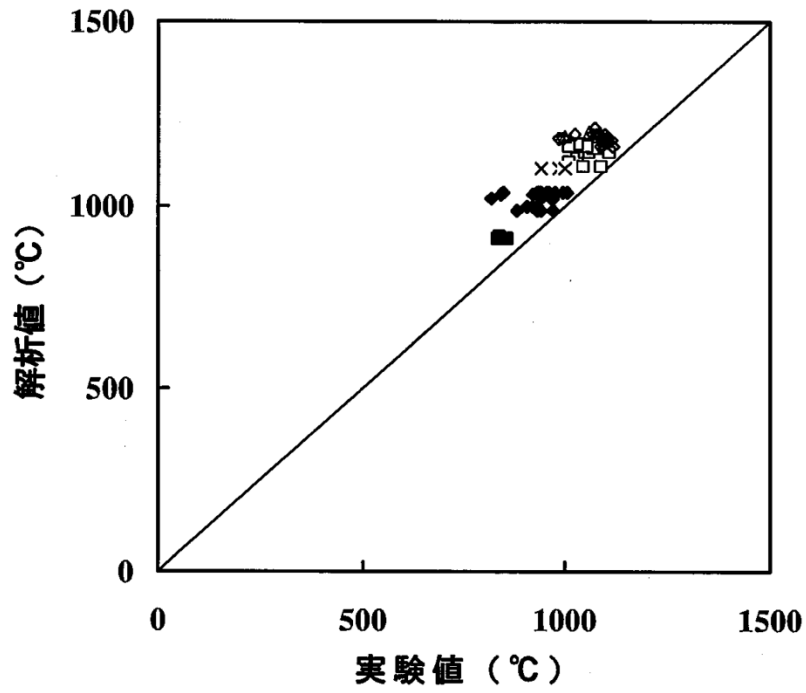


図 4-14 T1 実験と CHASTE 解析の比較



- コーナーロッド
- ◆ サイドロッド
- 中央ロッド(第2列)
- ◇ 中央ロッド(第3列)
- △ 中央ロッド(第4列)
- × ウォータロッド

図 4-15 T2 実験と CHASTE 解析の比較

4.5 実機解析への適用性

BWRのLOCAを模擬した燃料集合体冷却実験は、実機の燃料集合体1体を実寸大で模擬しており、集合体出力、出力分布、炉心スプレイ流量、炉心再冠水速度等の実験条件も実機条件に設定して実施されている。これらの実験結果と実験解析結果を比較すると、燃料被覆管最高温度は、前節に述べたように、実験解析結果の大部分が高く予測することを確認した。

有効性評価における重要現象は、2章に述べたように、設計基準事故のLOCAと同様であり、燃料被覆管温度が評価指標であることから、それを安全側に予測できるCHASTEコードは有効性評価に適用できる。

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 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

CHASTEコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に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、大きくするように評価した値をCHASTE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

対流熱伝達は、SAFERコード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あいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価する。

輻射熱伝達は、燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて、燃料被覆管、チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。高温となる場合の輻射率に比べて小さい値を用いていること、また、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするように設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。

(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 3-5 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。

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又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 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

C H A S T Eコードが適用される可能性のある有効性評価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代替注水系等を使用した原子炉注水操作である。

この操作は原子炉圧力を低下させ、低圧注水系による原子炉注水を促進させるために実施する。この運転員等操作は、代替注水系及び代替電源の準備の完了のタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施するため、燃料被覆管温度を起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作に与える影響はない。

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、その影響は更に小さくなる。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

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	対流熱伝達モデル	SAFERコードに記載	SAFERコードに記載
		輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる。 輻射率は、1,200℃付近のジルカロイ被覆管の酸化面における輻射率 (0.7~0.8) を踏まえて0.67を用いることで、輻射伝熱を小さくするよう考慮している。なお、輻射率0.67を用いた場合のPCTは、輻射率0.75を用いた場合に比べて数℃程度高くなる (添付2参照)。 また、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう考慮している。	燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて、燃料被覆管、チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。 SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、燃料の最大線出力密度などの解析条件により、全体として保守的に評価する。
	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。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

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 (燃料)	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、SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、及び燃料の最大線出力密度などの解析条件を保守的に取り扱うことにより燃料被覆管温度は高めに評価され、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。ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は概ね保守的となる。	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、破裂後のジルコニウム-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、概ね保守的な結果を与えるものと考えられる。

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) 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
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル」, 株式会社東芝, TLR-028 改訂 3, 平成 10 年 5 月
- (3) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors”, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (4) A. M. Ross and R. L. Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO_2 and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, June 1962.
- (5) 「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
- (6) 「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
- (7) G. L. Singer, “VIEWPIN A Fortran Program to Calculate View Factors For Cylindrical Pins”, Aerojet Nuclear Co., ANCR-1054, March 1972.
- (8) 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,
- (9) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Emergency Cooling in Boiling Water Reactors under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.
- (10) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.
- (11) J. E. Leonard, et. al., “Emergency Core Cooling Tests of an Internally Pressurized, Zircaloy-Clad, 8x8 Simulated BWR Fuel Bundle”, NEDO-20231, December 1973.
- (12) 「敦賀発電所 1 号炉 スプレイ冷却特性実験について」, 日本原子力発電株式会社, General Electric Company, 株式会社東芝, 平成 11 年 1 月

添付 1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
燃料データ	燃料集合体当たりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	チャンネルボックス内幅
	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
	局所出力及び燃焼度分布
	断面平均燃焼度
過渡特性	炉心核分裂出力変化
	炉心崩壊熱時間変化
	原子炉圧力変化
	燃料棒表面对流熱伝達係数変化
	炉心露出時間，再冠水時間

添付 2 輻射率の妥当性について

CHASTEコードでは、燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態での輻射率は0.67としている。

ジルカロイ被覆管を用いた物性評価試験⁽¹⁾において、1,200℃付近の酸化面における輻射率は0.7～0.8の範囲であると報告されている。解析に用いる輻射率である0.67は、約800℃の酸化膜を有するジルカロイに相当する値⁽²⁾であり、BWR-FLECHT実験等で用いられてきた実績のある値である。

輻射率の感度解析⁽³⁾として、BWR2プラントの原子炉冷却材喪失事故について、輻射率を0.67とした場合の燃料被覆管最高温度(PCT)は、輻射率を0.75とした場合より、PCTが1,400℃程度において約30℃高くなることが確認されている。この感度解析ではPCTが高く輻射率の効果が大きくなり、また燃料形状も異なることから、有効性評価解析の条件における輻射率の感度を確認するため、BWR5代表プラントについて輻射率の感度解析を行った。

1. に解析条件及び解析結果を示す。感度解析の結果、PCTが900℃程度となる有効性評価解析において、輻射率を0.67とした場合のPCTは、輻射率を0.75とした場合より約3℃高くなることを確認した。

また、有効性評価解析で用いるCHASTEコードでは、SAFERコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について、水平方向二次元体系で横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりもPCTを高く評価している。

したがって、PCTが900℃程度となっている有効性評価解析において、輻射率0.67を用いてCHASTEコードを使用して、PCTを評価することは可能と考える。

また、濡れた状態の輻射率は、水の輻射率の代表的な値として0.96を用いている。

1. 有効性評価解析における輻射率の感度について

有効性評価解析における輻射率の感度を確認するため、BWR5代表プラントについて、燃料棒及びチャンネルボックスに適用している輻射率に関する感度解析を実施し、PCTへの影響を確認した。以下に、解析条件及び解析結果を示す。

(1) 解析条件

対象プラント	: BWR5代表プラント
事故シーケンス	: 高圧・低圧注水機能喪失

解析条件 : 燃料棒及びチャンネルボックスの輻射率を 0.67 から 0.75 に変更する。

(2) 解析結果

表 1 に解析結果を示す。

表 1 輻射率感度解析結果

評価項目	ベースケース (輻射率 : 0.67)	感度解析 (輻射率 : 0.75)
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 890	約 887

(3) まとめ

BWR5 代表プラントの高圧・低圧注水機能喪失シーケンスについて、輻射率の影響を確認する感度解析を実施し、PCT が約 3°C 低下する結果であった。

[参考文献]

- (1) “AEC FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM PROGRESS REPORT NO. 76” , GEMP-1008, September 30, 1968.
- (2) “ZIRCONIUM DATA MANUAL PROPERTIES OF INTEREST IN REACTOR DESIGN” , TRG Report 108, 1962.
- (3) “LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT & EMERGENCY CORE COOLING MODELS FOR GENERAL ELECTRIC BOILING WATER REACTORS” , NEDO-10329, APRIL 1971.

添付 3 輻射伝熱モデルの妥当性について

CHASTEコードは、SAFERコードから引き継がれる対流熱伝達とCHASTEコードにより計算される輻射熱伝達とスプレイ熱伝達に基づいて燃料被覆管温度の計算を行うコードであるが、有効性評価にあたっては、スプレイ熱伝達を考慮していない9×9燃料の設計基準事故評価の評価手法を踏襲している。

この為、ここではスプレイの影響を受けない実験として、CHASTEコードの輻射伝熱モデルの妥当性確認が行われた実験を以下に示す。

(1) 概要

スプレイ熱伝達実験⁽¹⁾では、炉心スプレイによる対流熱伝達率（スプレイ熱伝達率）を評価するための実験、模擬燃料棒－模擬チャンネルボックス間の輻射伝熱量及び熱容量を評価するための実験が行われている。輻射伝熱実験は、スプレイを作動させず対流を抑えた条件下での模擬燃料集合体内の温度分布を求め、輻射伝熱量を評価している。

輻射伝熱実験では、CHASTEコードの輻射伝熱モデルにより評価した模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスの輻射率を用いて計算された被覆管温度と実測値の傾向が概ね一致していることを確認している。

図1に実験装置を示す。

(2) 実験条件

輻射伝熱実験の主要な条件を以下に示す。

① 冷却モード	輻射伝熱のみによる冷却
② 模擬燃料集合体	実機BWRの実寸大8×8型
③ 模擬燃料棒材質	インコネル600
④ 模擬チャンネルボックス材質	SUS304
⑤ 集合体出力	4.7～26.3 kW
⑥ 系統圧力	大気圧～約0.8 MPa[abs]

(3) 妥当性確認結果

実験解析では、模擬燃料棒にインコネル600を、模擬チャンネルボックスにSUS304を用いていることから、模擬燃料棒やチャンネルボックスの材質に応じて、模擬燃料棒の輻射率を0.50、模擬チャンネルボックスの輻射率を0.75と設定して計算している。

輻射伝熱実験で、燃料集合体の対角線方向にある模擬燃料棒の軸方向最高出力部で測定された被覆管表面温度分布と、CHASTEコードを用いた実

験解析の計算値との比較図を図2に示す。対角線方向の被覆管表面温度分布の計算値は実測値の傾向と概ね一致している。

上述の実験及び実験解析では、模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスで材質が異なることから、輻射率についても異なる値を設定して計算しており、被覆管表面温度分布は実機と必ずしも同じではないものの、チャンネルボックスへの輻射の寄与が大きいチャンネルボックスに隣接する燃料棒の温度は、被覆管最高温度が発生する中央領域の燃料棒に比べて低く、輻射率が異なることの影響は小さいと考えられる。

したがって、実験での実測値と計算値の傾向が概ね一致していること、また、添付2で示したとおり、有効性評価でCHASTEコードを用いている解析の状況においては、輻射が被覆管最高温度を高く評価するような保守的な設定となっていることから、有効性評価におけるCHASTEコードの輻射伝熱モデルは適用可能なものであると考える。また、CHASTEコードの妥当性確認にあたってスプレイの影響を考慮する必要はないものと考え

[参考文献]

- (1) 共同研究報告書，炉心スプレイ低流量時の熱伝達に関する研究，昭和60年度下半期（最終報告書），昭和61年3月

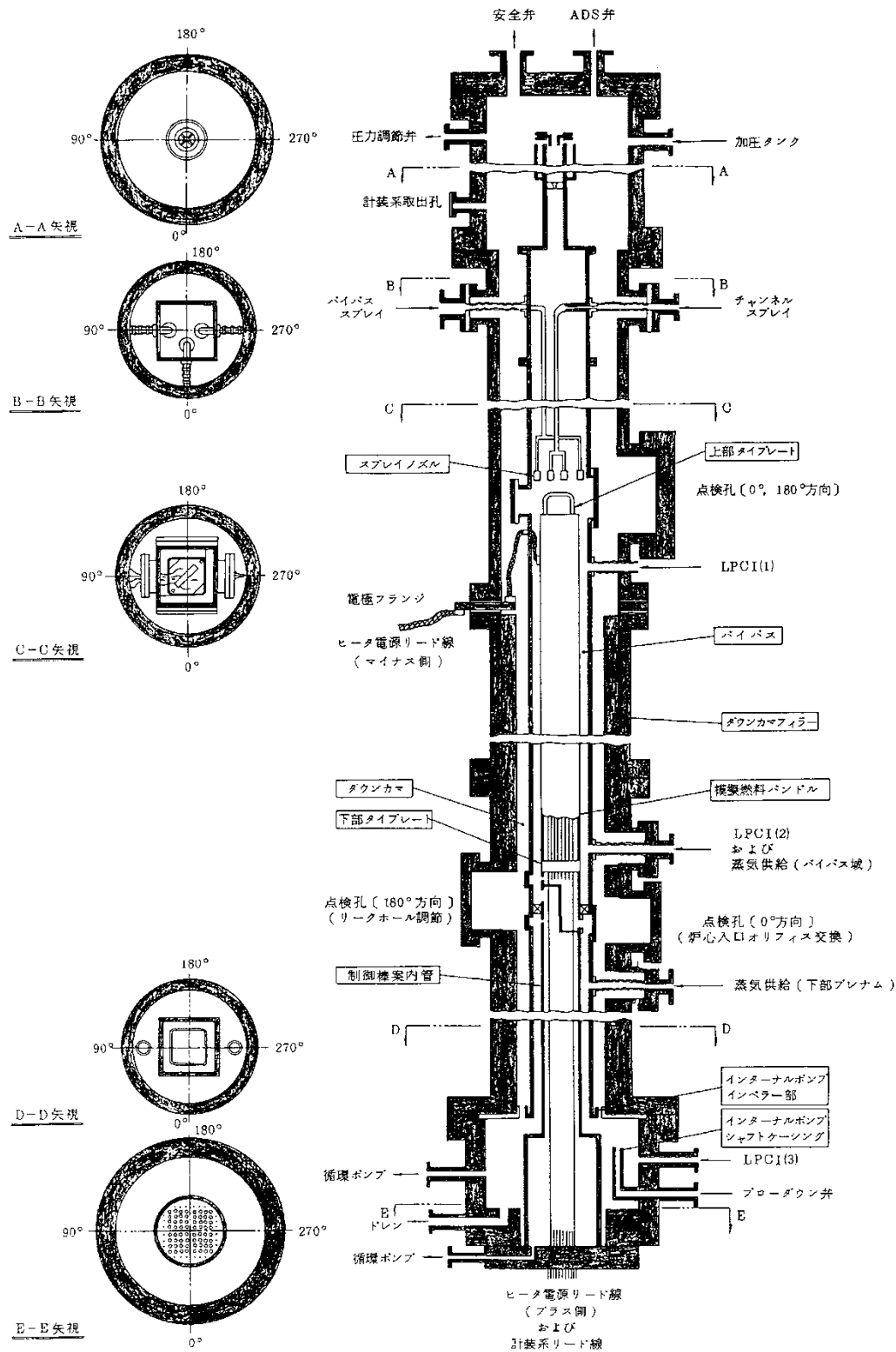


図1 スプレー熱伝達実験装置

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

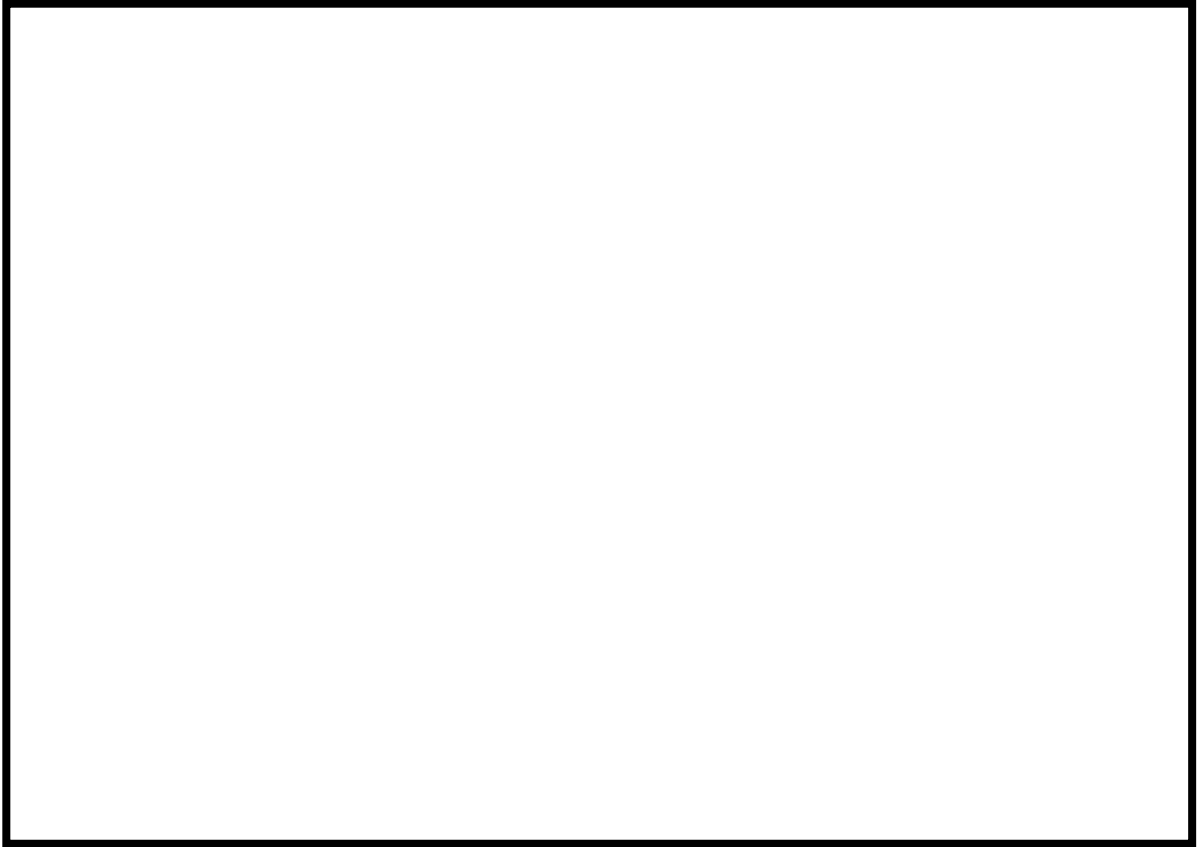


図 2 輻射伝熱実験における燃料集合体内温度分布の実測値と計算値

添付 4 前処理コード

CHASTE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CHASTEコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を図に示す。

- (1) 単位燃料集合体核特性計算コード (TGBLA) による燃料棒出力データ
 - ① 局所出力分布
 - ② 燃焼度分布
 - ③ 断面平均燃焼度
- (2) 燃料棒熱・機械設計コード (PRIME) による燃料物性データ
 - 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
- (3) 長期間熱水力過渡変化解析コード (SAFER) による過渡特性データ
 - ① 原子炉圧力
 - ② 軸方向各ノードの対流熱伝達係数
- (4) プラント動特性解析コード (REDY) による核分裂出力変化
 - ① 中性子束

TGBLAコードにより求められた各燃料棒の出力分布、燃焼度分布及び燃料集合体断面平均燃焼度をCHASTEコードに用いる。これらのデータは、次に述べるギャップ熱伝達係数の設定にあわせ、燃焼期間中の変化を考慮して設定する。

PRIMEコードにより求められた燃料物性データをCHASTE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、燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

REDY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、CHASTE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、燃焼度にサイクル末期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。

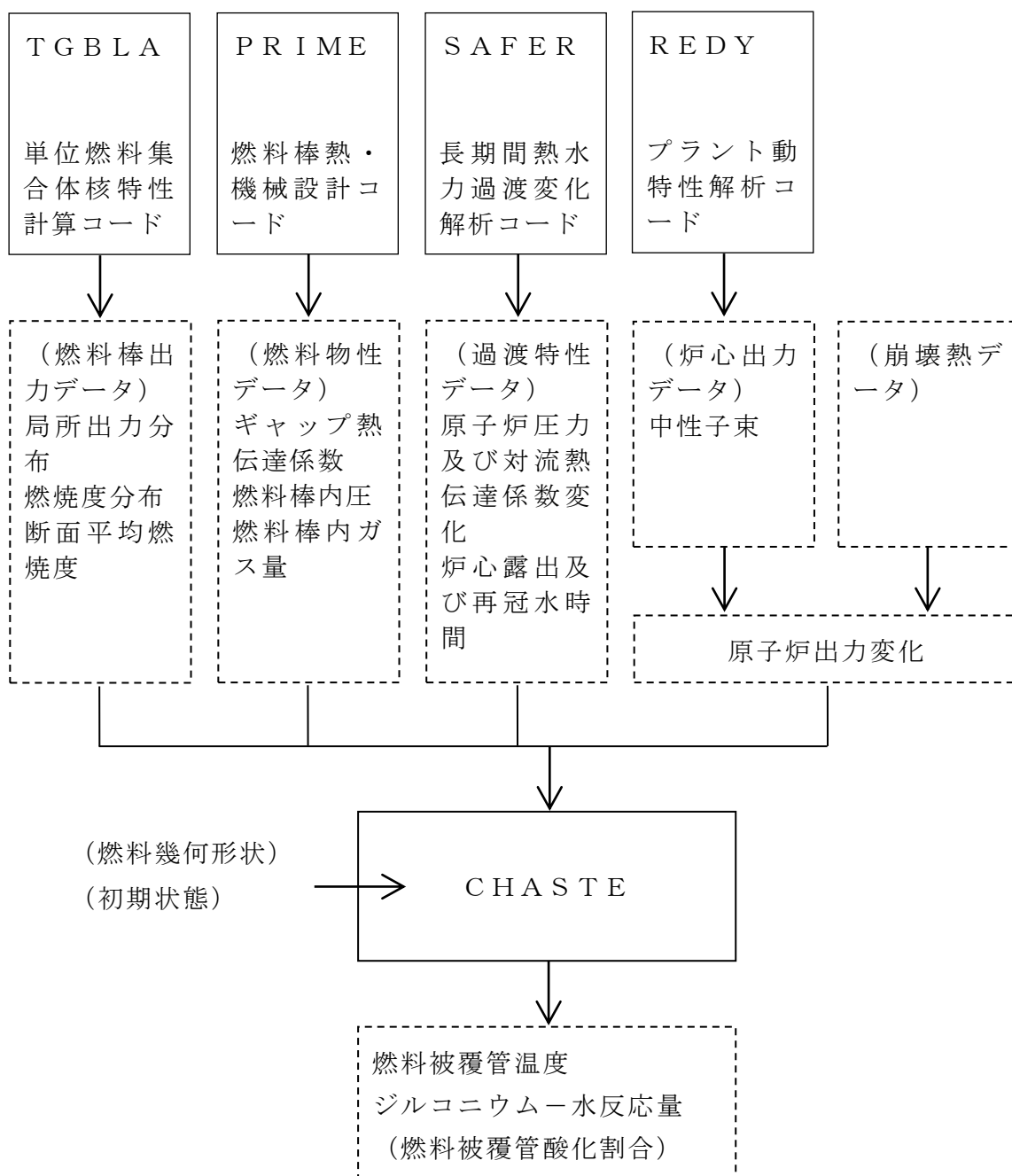


図 CHASTEコードの入出力

添付 5 有効性評価における 9×9 燃料 (A 型) の代表性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価は 9×9 燃料 (A 型) (以下, 「A 型燃料」という。) を代表燃料として評価しており, 有効性評価に用いる CHASTE コードの適用性は, 主として A 型燃料を対象に確認されている。一方, 実炉には 9×9 燃料 (B 型) (以下, 「B 型燃料」という。) も装荷されていることから, CHASTE コードに B 型燃料が適用できることを確認する。ここでは, CHASTE コードに入力される燃料データを整理した上で, 対応する解析モデルが B 型燃料の評価に適用できることを示す。

また, B 型燃料の燃料データを入力した解析を行い, その影響を確認することで, A 型燃料で代表することができることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料集合体を B 型燃料とし, A 型燃料で代表した申請解析と同様に CHASTE コードで解析評価する。CHASTE コードに入力する燃料棒, ウォータチャンネル, チャンネルボックスの幾何学的配置及び燃料特性 (ギャップ熱伝達係数, 燃料物性等) に B 型燃料の燃料データを反映し, CHASTE コードでの燃料形状の差が結果に及ぼす影響を明確にするため, SAFER コードから引き継ぐ対流熱伝達係数は A 型燃料で評価した値を用いて燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管の酸化量を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを表 1 に示す。A 型燃料と比べた B 型燃料の特徴として, ウォータチャンネルの採用, 燃料棒の径が小さい, 標準長燃料棒のみで構成される, スペーサ形状が異なるといった点があげられる。しかし, CHASTE コードを使用する上でこれらの相違は問題とはならず, B 型燃料についても CHASTE コードの解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対する B 型燃料の適用性を示す。

3.1 B 型燃料への適用性

CHASTE コードにおいては, 燃料棒, ウォータロッド, チャンネルボックスの幾何学的配置や熱容量等を入力し, 燃料棒表面熱伝達モデルの輻射熱伝達を評価するため, B 型燃料の幾何学的配置等を入力することで適切に評価できる。CHASTE コードは, 矩形のウォータチャンネルの形状を直接的に扱うことはできない。CHASTE コードと同一の輻射計算モデルを

持つCHARMコード⁽¹⁾において、B型模擬燃料のスプレイ実験解析結果（別添）のとおり、B型燃料のウォータチャンネルを複数の丸型ロッドで模擬しており、B型燃料を適切に模擬することができることを確認している。このため、CHASTEコードにおいてCHARMコードと同様に丸型ウォータロッドでウォータチャンネルを模擬することでB型燃料の輻射の評価が可能である。

3.2 燃料特性の入力

CHASTEコードでは、燃料ペレット・燃料被覆管の比熱、密度等及びギャップ熱伝達係数を入力として、燃料棒の半径方向1次元熱伝導（燃料棒熱伝導）、ギャップ熱伝達、ジルコニウム-水反応及び燃料被覆管の膨れ・破裂を評価する。これらの入力にB型燃料の特性を反映する。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント : BWR5 代表炉

対象燃料集合体 : B型燃料

事故シーケンス : 高圧・低圧注水機能喪失（MUWCによる注水ケース）

解析条件 : B型燃料の燃料データを入力する。SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数は、A型燃料で評価した値を入力する。その他の解析条件はA型燃料で代表した有効性評価のベース解析と同じとする。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を表2に示す。

燃料被覆管最高温度については、B型燃料の方が30℃程度と数%高くなっている。

5. 代表燃料評価の適切性

B型燃料の方がA型燃料に比べて燃料被覆管最高温度が30℃程度と数%高い結果（約921℃）となるものの、1,200℃に対しては余裕があり、また、SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、燃料の最大線出力密度などの解析条件が全体として保守的になっていることを考慮すれば、CHASTEコードについても有効性評価においてはA型燃料の解析結果で代表しても問題ないと考えられる。

6. まとめ

CHASTEコードにB型燃料が適用できることを確認した。また、B型燃

料の燃料データを用いて解析を行った。A型燃料とB型燃料の解析結果に大きな差はなく、有効性評価におけるCHASTEコードにおいてもA型燃料で代表することができると思う。

【参考資料】

- (1) 「BWRプラントのLOCA/ECCS性能評価コードの検討について」
平成3年12月，通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会

表 1 CHASTEコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力	解析モデル
燃料棒，ウォータロッド／ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒表面熱伝達（輻射））
燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，ジルコニウム－水反応，膨れ・破裂）

表 2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料に対する 解析結果	A型燃料に対する 解析結果
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 921	約 890
燃料被覆管の酸化量 (%)	約 3	約 1

CHARMコードによる9×9燃料（B型）ヒートアップ実験解析

1. はじめに

9×9燃料（B型）を対象に実施されたヒートアップ試験を対象に実験解析を行い、角型ウォータチャンネル（W/C）を丸型ウォータロッド（W/R）で模擬する妥当性を確認した。実験解析では、炉心ヒートアップ解析コードCHARMコードを用いた。

2. 試験の概要

試験は、9×9燃料（B型）を模擬した実規模試験体を用いたスプレイ熱伝達試験であり、ヒータロッドを電気加熱し昇温させた後に、燃料上部からスプレイを投入している。試験体の形状寸法を表1に示す。被覆管、チャンネルボックス及びウォータチャンネルの材質はステンレス鋼である。出力分布等の試験条件を表2に示す。

表1 試験体形状

項目	値（単位：cm）
発熱長さ	約 380
ヒータシース内径	約 0.95
ヒータシース外径	約 1.1
チャンネルボックス内寸	約 13.4
ウォータチャンネル外寸	約 4

表2 主要な試験条件

項目	値	
バンドル出力	216kW	325kW
軸方向出力分布	コサイン分布（ピーキング最大値約 1.4）	
出力変化	図 1	

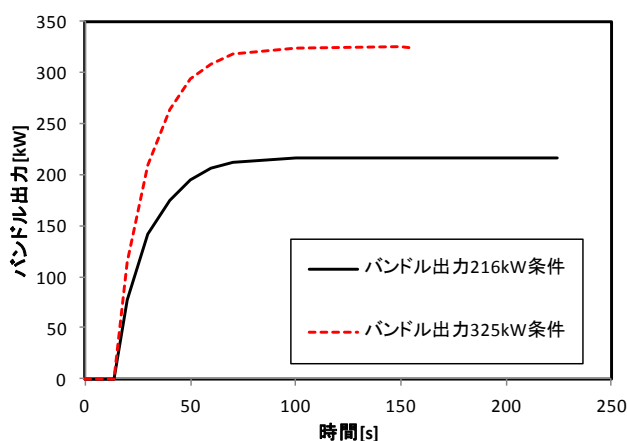


図1 バンドル出力の時間変化

3. CHARMコードによる実験解析

図 2 に 9×9 燃料 (B 型) の断面概略図を示す。実験解析では、試験体中央部の 3×3 ロッド領域における角型ウォータチャンネルを 9 本のウォータロッドで模擬した。ここで、輻射の評価で影響する 3×3 ロッド領域における外周部 8 本のウォータロッドの構造材断面積は、熱容量が同等となるように肉厚を調整し、実機の角型ウォータチャンネルの構造材断面積と合わせ、これらの 8 本のウォータロッドの外径 (中心間距離) は燃料棒ピッチと同一とした。ステンレス鋼である被覆管、チャンネルボックス及びウォータチャンネル表面の輻射における輻射率は 0.45 に設定した。ヒータロッド温度測定値との比較対象は、高さ方向については軸方向出力分布の最大位置である中央部とし、径方向は対角部 (3 箇所)、外周部、外周部より 2 層目及びウォータチャンネル隣接位置とした。

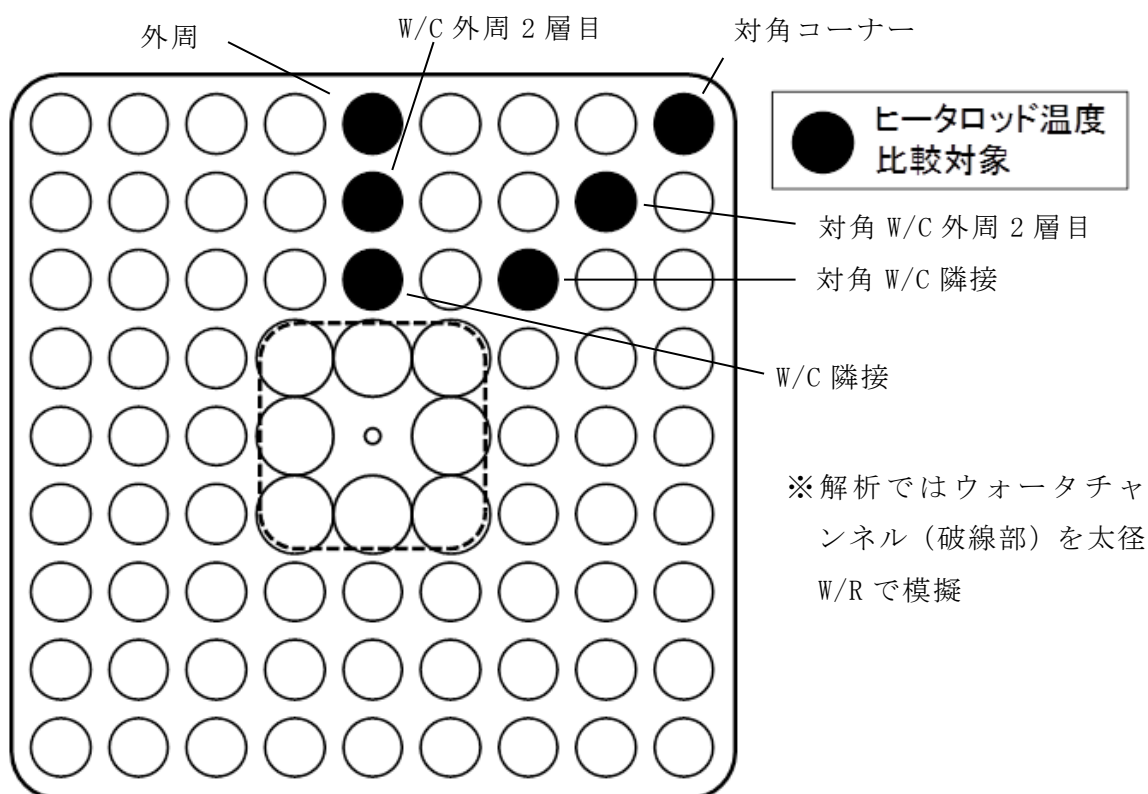


図 2 9×9 燃料 (B 型) の断面概略図

CHARMコードによるヒータロッド温度挙動の測定値との比較例を図 3 に示す。本検討では、9×9 燃料 (B 型) 体系における輻射効果を確認することから、ヒータロッド温度挙動はスプレイ投入開始時点までとした。216kW 及び 325kW 条件でのヒータロッド温度は測定値を±20℃の範囲で予測しており、角型ウォータチャンネルをウォータロッドで模擬することは妥当であると考えている。

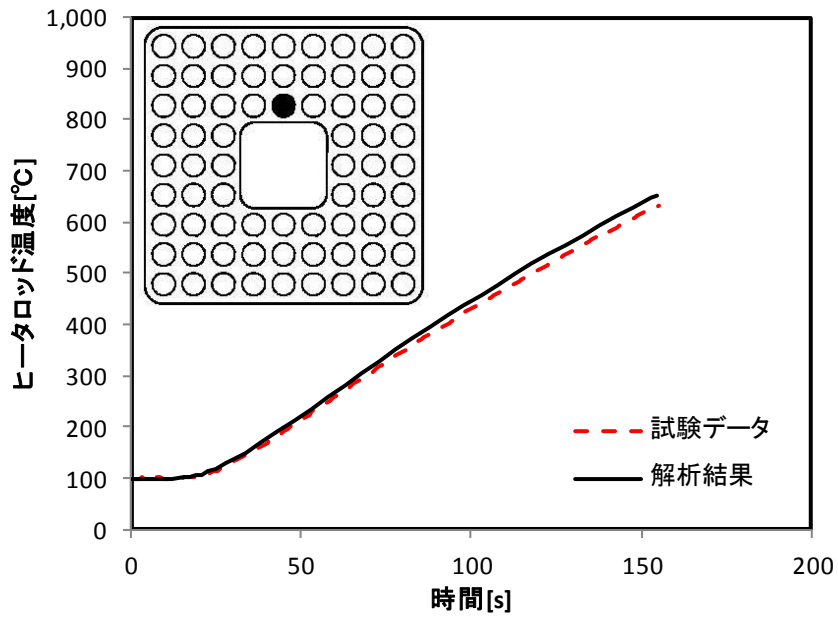


図 3 ヒータロッド温度の時間変化の例（325kW 条件，W/C 隣接ヒータロッド）

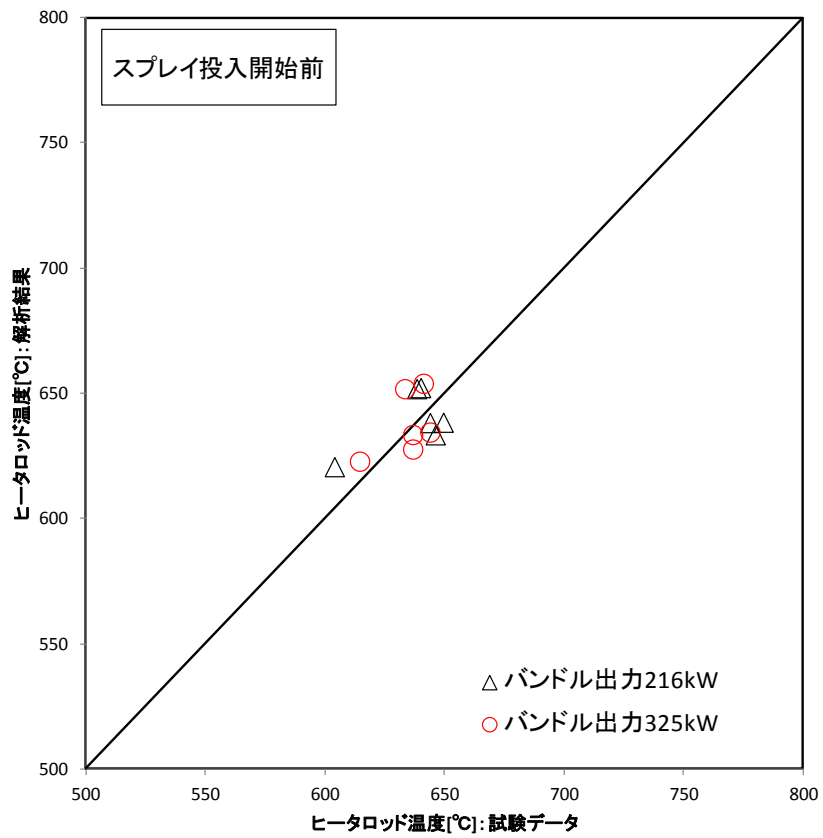


図 4 ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

(第3部 REDY)

目次

－ R E D Y －

1. はじめに	3-1
1.1 解析コード	3-2
1.2 妥当性確認の方針	3-2
2. 重要現象の特定	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	3-4
2.2 ランクの定義	3-6
2.3 物理現象に対するランク付け	3-7
3. 解析モデルについて	3-17
3.1 コード概要	3-17
3.2 重要現象に対する解析モデル	3-18
3.3 解析モデル	3-19
3.4 入出力	3-38
4. 妥当性確認	3-41
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	3-41
4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認	3-50
4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認	3-53
4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認	3-61
4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認	3-75
4.6 実機解析への適用性	3-77
5. 有効性評価への適用性	3-79
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	3-79
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	3-86
6. 参考文献	3-87
添付1 解析コードにおける解析条件	3-1-1
添付2 軸方向出力分布の変化について	3-2-1
添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について	3-3-1
添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討	3-4-1
添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の 保守因子について	3-5-1
添付6 ボロン反応度添加率について	3-6-1
添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較	3-7-1

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、REDYコードについて、

- ・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。

1.1 解析コード

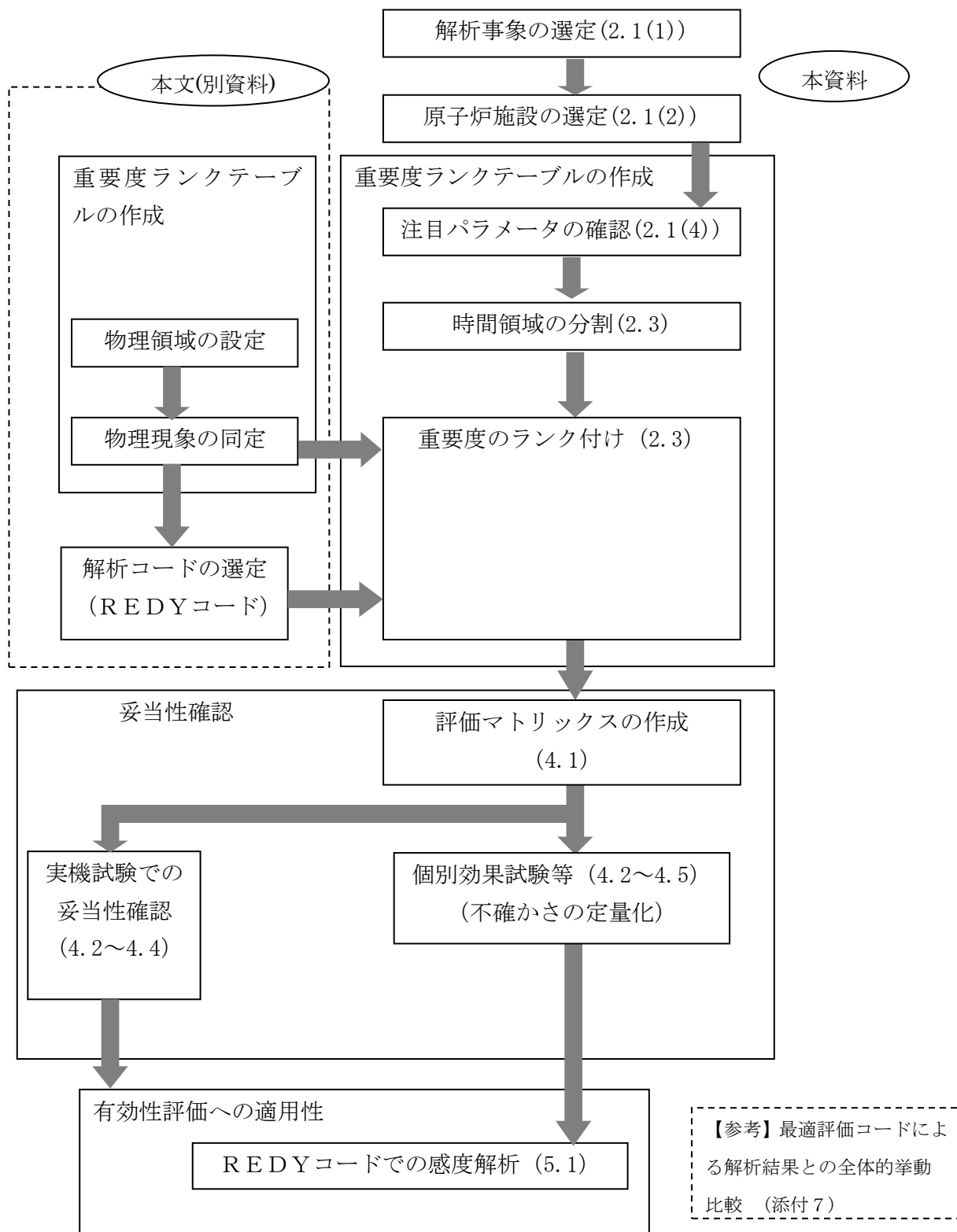
本資料で使用する解析コードは、ABWR用の“REDY Ver. 2”と従来型BWR用の“REDY Ver. 1(ATWS 用)”の2つであり、これらを以下「REDYコード」と称す。ただし、従来型BWRに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver. 1”を使用している。一部の評価でREDYコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver. 3”(以下、SCATコードと称す)を併用するが、SCATコードの説明は別資料(第4部SCAT)にて行う。

なお、本資料で引用している最適評価コードは、“TRACG Ver. 5”であり、これを以下「TRACコード」と称する。

1.2 妥当性確認の方針

重大事故等対策の有効性評価にREDYコードを適用することの妥当性確認の方針を下記に述べる。

- (1) REDYコードの妥当性確認は、原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 REDYコードにおける検討手順に従う。
- (2) REDYコードは、プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり、起動試験などの予測解析や再現解析に使用されて来た経緯を持つ。このため実機試験結果で妥当性確認が示せる範囲については、これを積極的に活用し、モデルの妥当性を示す。
- (3) 本資料は、原子炉停止機能喪失事象に対して抽出された物理現象に対してREDYコードを用いることの妥当性を示すことが目的である。なお、補足として最適評価コード(ここではTRACコードが該当)による参考解析結果を必要に応じて参照する。



(注)次章以降では、最適評価コードをTRACコードと呼ぶ。

図 1-1 REDYコードにおける検討手順

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

(1) 解析事象の選定

REDY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である原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失が選定されている。

(2) 原子炉施設の選定

本事故シーケンスが生じる可能性はBWR型式により相違はないが、ABWRと従来型BWRとの主な違いである再循環系の違い（インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか）は、本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから、ここでは原子炉施設としてABWRを選定した。ただし、有意に異なる場合は従来型BWRに関しての説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では、主蒸気隔離弁の誤閉止により、原子炉スクラム信号が発生し、全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため、原子炉圧力は上昇するものの、原子炉がスクラムされていることと、圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため、圧力上昇は抑制される。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプは停止し、さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で、モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが、運転時の異常な過渡変化の判断基準に照らして、この仮定が影響を与えるものではない。

一方、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉圧力が上昇し、炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され、原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して、原子炉圧力高信号で再循環ポンプ（インターナルポンプ4台）がトリップし、炉心流量を低下させる。このとき、同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより、原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため、原子炉から発生した蒸気は格納容器内のプール水へ放出され、プール水温及び格納容器圧力が上昇する。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプが停止するが、モータ駆動給水ポンプの自動起動は考慮する（従来型BWRでも原子炉出力が厳しくなるように起動を仮定する）。主蒸気隔離弁の閉止により、給水加熱器への加熱蒸気がなくなるため、給水温度は低下し、炉心入口サ

ブクレーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。これにより燃料は沸騰遷移状態となり燃料被覆管温度が上昇する。

一方、制御棒が挿入されないことから、原子炉を未臨界にするために手動操作により、ほう酸水注入系が起動され、負のボロン反応度が徐々に印加されると、原子炉出力は次第に低下する。

格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり、残留熱除去系起動によるサプレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束に向かうことになる。

(4) 注目パラメータの確認

原子炉停止機能喪失事象に対して適用される判断基準は、以下のとおりである。

- 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倍未満）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力未満）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度未満）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、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。したがって、本事象では燃料被覆管の温度（以下、「燃料被覆管温度」と称す）、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（以下、「原子炉圧力」と称す）、格納容器圧力バウンダリにかかる圧力及び温度（以下、「格納容器圧力」及び「格納容器のプール水温度」と称す）が注目パラメータとなる。このうち、燃料被覆管温度は、REDYコードでの計算結果を使用して、SCATコードで評価される。

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REDY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／妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	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／妥当性評価は記載しない

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 節記載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」に分類すること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。

本事故シーケンスでは、事故発生初期の約 5 分以内に原子炉圧力、燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は、手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され、また残留熱除去系による除熱が行われることから、数十分後に格納容器圧力及び格納容器のプール水温度はピークを迎え、最終的には事象は収束する。以上より、炉心内挙動を評価する短時間領域と、格納容器側挙動を評価する長時間領域の二つに時間領域を分割して考えるものとした。

原子炉圧力と燃料被覆管温度を支配する物理現象の同定とその重要度評価は、上述したように一つの短時間領域でまとめている。この理由は燃料被覆管温度が異なる時間で二度のピークを生じ、かつ一度目の燃料被覆管温度のピークは原子炉圧力のピーク時間と前後するためである。本資料では、このランク付けの妥当性を裏付けるため、短時間領域を時間経過に伴って変化するプラント挙動を考慮した 3 つのサブ時間領域に細分割し、このサブ時間領域ごとでの重要現象のランク付けを行っている（添付 4 参照）。なお、このサブ時間領域は短時間領域における反応度係数の不確かさ評価にも適用している（添付 5）。

上記において、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に係わる物理現象のランクは、SCATコードへのインプット値となる炉心入口流量、出力、炉心圧力、炉心入口エンタルピに影響を与えるものについて注目して選定している。

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)]

原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、ボロンによって原子炉が未臨界になるまで臨界状態が継続する。すなわち、事象発生後も継続した核分裂出力が原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼすため、核分裂出力はどの評価指標に対しても重要度が高いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

再循環ポンプがトリップした後の給水加熱喪失状態では、軸方向出力分布が下方ピークになることが知られており、注目パラメータに影響を与える可能性がある。ただし、この場合でも炉心平均ボイド率は増加することになるため、原子炉出力は低めに推移すると考えられ、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心流量、原子炉出力）、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、結果を厳しくするものではなく重要度は低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

本事故シーケンスでは、反応度の変化が長時間にわたって原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼす。短時間領域では、原子炉スクラム失敗を仮定した事象でも原子炉圧力の評価指標に対して（ここで選択した原子炉施設では）余裕があり、反応度フィードバック効果の重要度は低いが、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての原子炉出力）の評価指標に対しての重要度は高いと考えられる。一方、長時間領域では、低出力状態が継続するものの、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える影響は後述するボロン反応度が支配的な変化要因となり、重要度は中程度だと考えられる。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の起動は、事故発生後約 10 分以降であり、これ以降はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。したがって、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が高いと考えられる。

(その他)

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響がほとんどない状態では考慮する必要はあるが、本事故シーケンスの様な高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命といったパラメータは

上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは、原子炉スクラムに失敗する評価を実施することが目的であるため、制御棒反応度や制御棒速度の様な制御棒反応度効果は考慮不要である。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

崩壊熱はプラント停止後の事象進展では主要な熱発生源となるが、本事故シーケンスでは高い出力で臨界状態が維持される。このため、崩壊熱が全出力に占める割合が小さい短時間領域では、評価指標である原子炉圧力や燃料被覆管温度に与える影響はほとんどない。一方、核分裂出力が急速に低下した後の長時間領域では、変化の遅い崩壊熱が原子炉全出力に占める割合が大きく、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が中程度になると考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合、沸騰二相流における密度波不安定現象（熱水力的要因）とボイド反応度フィードバック効果（核的要因）が結合して中性子束振動（三次元効果）が生じ、評価指標である燃料被覆管温度に影響を与える（S C A Tコードで評価）可能性がある。

この中性子束振動現象が生じる際には、給水加熱喪失により原子炉出力が上昇するが、このときの軸方向出力分布は下方ピークになると、冷却材はより上流側から沸騰を開始し、炉心平均のボイド率の減少幅を小さめに抑制する。これにより、原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。しかしながら、原子炉出力の上昇と核熱水力不安定事象による中性子束振動が重畳した場合、評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響が大きくなる可能性も考えられる。このため、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動としての中性子束振動が、原子炉圧力や格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、逃がし安全弁開閉による圧力制御と相まって重要度は低いと考えられる。

なお、R E D Yコードでは、中性子束振動現象を模擬することが困難であるため、中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（T R A Cコード）による参考解析結果を参照する（添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内で発生した熱は、燃料棒表面から熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。燃料棒内の熱移動は、燃料ペレットや被覆管内での熱伝導度、燃料ギャップでの熱伝達率に影響されるが、燃料棒内の出力分布や物性値はこの事象を通じて大きく変わることがなく、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

燃料で発生した熱は、燃料棒表面から単相壁面熱伝達や二相壁面熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。この速さは、燃料棒表面の熱伝達率にも影響されるが、原子炉スクラム失敗を仮定した事象では平均炉心で見れば沸騰状態が継続しており、熱伝達の速さが評価指標へ与える重要度は低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

沸騰遷移が生じるのは原子炉出力が高く炉心流量が低い短時間領域である。沸騰遷移が生じるとドライアウトやリウエット現象が起こるが、これらの現象は高出力燃料バンドルが対象となる局所的な現象であり、プラント全体の挙動としては、どの評価指標に対しても主要な現象とはならない。ただし、高出力燃料バンドルにおける沸騰遷移現象は、SCATコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止による圧力上昇により原子炉出力が一時的に上昇するが、早期の再循環ポンプトリップによる出力抑制効果により、プラント全体の平均応答としてはどの評価指標に対しても影響を与えない。ただし、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に関しては、それぞれ重要度を検討する必要がある。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

燃料から冷却材に伝えられる熱により、炉心平均ボイド率が増加するが、一方、炉心入口サブクーリングの増加やECCSの炉心上部への注水等による凝縮が生じると、炉心平均ボイド率は減少する。炉心平均ボイド率は核熱水力計算に使用されるため、どの評価指標に与える重要度も高いと考えられる。なお、本事故シナリオでは、LOCAとは異なり、炉心は冠水が継続されており、炉心部の二相水位を考慮する必要はない。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

これらの物理現象は、LOCAにおける炉心内水位低下事象を想定したものであり、原子炉スクラム失敗を仮定する事象では炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されることから、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

炉心圧力損失が大きい場合、再循環ポンプトリップ時の炉心流量の低下速度が大きくなり、出力抑制効果に影響する。また、再循環ポンプトリップ後では、炉心圧力損失は自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては(17)に含まれるものとする。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

本事故シーケンスでは、制御棒挿入失敗を仮定していることから、高い出力が長期にわたって継続する。本物理現象は、炉心流量の変化、炉心入口サブクーリングの変化、ECCSによる上部プレナムへの注水等によって、炉内での径方向の燃料集合体間流量配分が時間を追って変化する現象も指している。しかしながら、プラント全体としての原子炉出力は炉心平均ボイド率の変化ではほぼ決まることが、これまでの多くのREDYコードによる実機試験結果の再現解析から確認されており、さらに、本事故シーケンスでは径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられるため、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

また、本事故シーケンスでは、出力が高く炉心流量が低い運転領域を経過する期間があり、この期間に中性子束振動現象（(6)参照）及び炉心流量の振動現象（高出力チャンネルでの流量振動現象を含む）が生じる可能性がある。この期間では炉心流量を支配するのは強制循環力又は自然循環力であり、中性子束振動が炉心流量の振動現象へ及ぼす影響は小さいと考えられるが、核と熱水力現象は相互に関連する事象であることを鑑み、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度を三次元効果 [炉心（核）] と同じ中程度とし、三次元効果 [炉心（核）] に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）]

再循環ポンプトリップにより炉心流量を低下させることで原子炉出力を抑制するが、冷却材流量変化の速さ（コーストダウン特性）は原子炉出力の抑制の速さに影響する。原子炉圧力は評価指標に対して余裕があるため重要度は低いと考えられるが、短時間領域での評価指標である燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインレットとしての炉心入口流量変化）に与える重要度は高いと考えられる。

本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に自然循環状態で高出力状態が継続する。このため、自然循環流量が原子炉出力変化に与える影響は無視できない。自然循環状態時に燃料被覆管温度が厳しくなる従来型BWRプラントの場合（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量，原子炉出力），及び長時間領域で格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると逃がし安全弁から蒸気が放出され、圧力上昇を緩和する。短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量は、原子炉圧力最大値を左右するものであり、原子炉圧力の評価指標に与える重要度は中程度と考えられるが、燃料被覆管温度の評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

一方、長時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が多いと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える重要度が高いと考えられるが、これに伴い原子炉圧力が低下し、早く逃がし安全弁が閉鎖することになることから、総合すると重要度は低いと考えられる。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

ここで取り扱うべき沸騰・凝縮・ボイド率変化の物理現象は、シュラウド外の状態である。短時間領域の注目パラメータである原子炉圧力，燃料被覆管温度は炉心内の出力変動に伴うものであり、また長時間領域の注目パラメータである格納容器圧力及び格納容器のプール水温度は、原子炉から放出される蒸気量に起因したものである。このため本事故シーケンスでは炉心以外の沸騰・凝縮・ボイド率変化は炉心内の状態変化に直接的な影響はないことから評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

(21) 気液熱非平衡〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

炉心流量変化に影響する要因は、炉心外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため、炉心外領域での気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が、原子炉出力に与える影響は小さく、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(22) 圧力損失 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

シュラウド外の圧力損失は、(15)の炉心圧力損失と同様に、再循環ポンプトリップ時の流量変化速度、トリップ後の自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては、(17)で考慮する。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

原子炉スクラム失敗を仮定しているため、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含むシュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(24) E C C S注水 (給水系・代替注水設備含む) [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

本事故シーケンスでは、給水ポンプの停止や予備給水ポンプ等も考慮しており、これらは炉心入口サブクーリングの変化に起因した炉内ボイドの変化、原子炉水位の変化に起因した炉心流量の変化となって原子炉出力に影響を及ぼす。また、原子炉水位低下等によりE C C Sの起動を想定しているため、E C C Sの注水量は原子炉水位の上昇及び炉心流量の変化に影響する。また、主蒸気隔離弁が誤閉止して給水加熱器への加熱蒸気が遮断されると、給水温度が低下して原子炉出力上昇につながる。

短時間領域での原子炉圧力の評価指標への影響はないと考えられるが、燃料被覆管温度 (主に、S C A Tコードのインプットとしての炉心入口エンタルピ) 及び、長時間領域での格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

過去のほう酸水の拡散に係わる試験により得られている知見から、上部プレナム部から注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合は一度炉心周辺部を下降した後に炉心に戻るルートを通して拡散する。炉心流量が増加してくると、上記に加え、上部プレナム部から注入されたほう酸水が炉心に直接入ることなく、一度シュラウド外を循環し混合されてから、下方から炉心に入るほう酸水の割合が増えてくる。炉心流量がさらに増加すると全量が炉心流量と共に一度上昇し、シュラウド外を循環し混合されてからダウンカムを下降し下方から炉心に入る。なお、ほう酸水が下部プレナムから注入される従来型BWRプラントの場合は、炉心流量に係らず、常に下方から炉心に入る。原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、長期的な事象収束にはほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水拡散、これによるボロン反応度による出力抑制は重要な現象である。したがって、長時間領域の格納容器圧力及

び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

なお、REDDYコードでは、三次元的な炉心挙動は模擬出来ないが、試験結果を反映したモデルにしていることで、物理現象に対応している。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

本物理現象は、炉心以外の領域における周方向流量配分を意味しているが、シュラウド外での周方向流量分布、下部プレナムでの周方向流量分布とも、原子炉内の構造物の配置や、給水スパージャ等の構造からして、重要な物理現象とはならない。

(27) 冷却材放出 [原子炉格納容器]

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気に係わる事象であり、原子炉から見た(18)と同じものである。

(28) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、格納容器各領域間の流動は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(29) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

本物理現象が短時間領域で評価指標に与える影響はないが、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に達すると、逃がし安全弁から格納容器のプール水へ蒸気が放出され、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が上昇することになる。残留熱除去系(RHR)がこの熱を除去することでこれらの上昇は抑制されるものの、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、気液界面の熱伝達は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するためには、これらの物理現象は考慮しない方が保守的である。

(32) スpray冷却 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、スpray冷却は考慮していない。

(33) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、原子炉が冠水維持されていることから放射線水分解等による水素・酸素発生は重要な物理現象とはならない。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、格納容器ベントは考慮していない。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		原子炉停止機能喪失				
			短時間領域		長時間領域		
	物理現象	評価指標	原子炉	燃料被覆管温度		格納容	格納容器のプ
圧力			REDY	SCAT*3	器圧力	ール水温度	
炉心 (核)	1	核分裂出力	H	H	(H)*4	H	
	2	出力分布変化	I	L	H	L	
	3	反応度フィードバック効果 【ボイド・ドップラ / ボロン】	L / I	H / I	(H)*4	M / H	
	4	制御棒反応度効果	I	I	I	I	
	5	崩壊熱	I	I	(I)*4	M	
	6	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
炉心 (燃料)	7	燃料棒内温度変化	L	L	H	L	
	8	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L	
	9	沸騰遷移	I	I	H	I	
	10	燃料被覆管酸化	I	I	L	I	
	11	燃料被覆管変形	I	I	I	I	
炉心 (熱流動)	12	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H	
	13	気液分離（水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	14	気液熱非平衡	I	I	M	I	
	15	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1	
	16	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁含 む)	17	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H	
	18	冷却材放出(臨界流・差圧流)	M	L	(L)*4	L	
	19	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L	
	20	気液分離(水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	21	気液熱非平衡	I	I	I	I	
	22	圧力損失	*1	*1	I	*1	
	23	構造材との熱伝達	I	I	I	I	
	24	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	I	H	(H)*4	H	
	25	ほう酸水の拡散	I	I	I	H	
	26	三次元効果	I	I	I	I	
原子炉格 納容器	27	冷却材放出	*2	*2	*2	*2	
	28	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I	
	29	サブプレッション・プール冷却	I	I	I	H	
	30	気液界面の熱伝達	I	I	I	I	
	31	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I	
	32	スプレー冷却	I	I	I	I	
	33	放射線水分解等による水素・酸素発生	I	I	I	I	
	34	格納容器ベント	I	I	I	I	

*1 No. 17 で評価 *2 No. 18 と同一物理現象 *3 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるが、SCATコードで評価する物理事象であり、ここでは参考記載。

*4 SCATコードで評価する場合に、REDYコードの結果を引き継ぐ。

*5 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードを使用し、参考的に解析して参照する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

REDYコードは、制御棒の異常な引き抜きを除く運転時の異常な過渡変化解析及び冷却材流量の喪失の事故解析を評価するコードである。炉心、原子炉压力容器、压力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、格納容器等プラント全体を模擬している。炉心核特性は6群の遅発中性子を考慮した一点近似動特性方程式を適用し、中性子エネルギーは1群としている。反応度モデルには制御棒、ボイド、ドップラ、スクラム、ボロンの各反応度を考慮している。また、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力的挙動を計算する。制御系としては、圧力制御系、給水制御系、再循環流量制御系を模擬し、また、安全保護系も模擬している。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉、主蒸気管等のデータ、核データ、燃料棒データ、格納容器データ、各種制御系データ等であり、出力として、原子炉出力、原子炉圧力、炉心流量、原子炉水位、格納容器圧力、格納容器のプール水温度等の時間変化が求められる。

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)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2)
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル(*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注1) 重要現象の欄で、(*1)をつけた現象は、2章でどの評価指標に対してもランクLとされた現象、又は他の現象に含むとした現象である。ここでは、見易さを考えて参考までに再掲している。

(注2) 必要な解析モデルの欄で、(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル、(*3)をつけたモデルは、現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデルである。

3.3 解析モデル^{(01) (02) (03)}

REDYコードは、3.2節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有しており、妥当な数値解法をもつことはこれまでの実機プラントの起動試験などでも確認され、従来の設置許可申請にも適用されている設計解析コードである。

各モデルの説明を以下に示す。なお、ここで説明している解析モデルは、表3-1に示した重要現象に分類された物理現象を評価するための解析モデルと、新適用モデルを中心に記述している。

(1) プラント動特性コード解析モデル（全体）

図3-1に、プラント動特性コード解析モデルの全体図を示す。

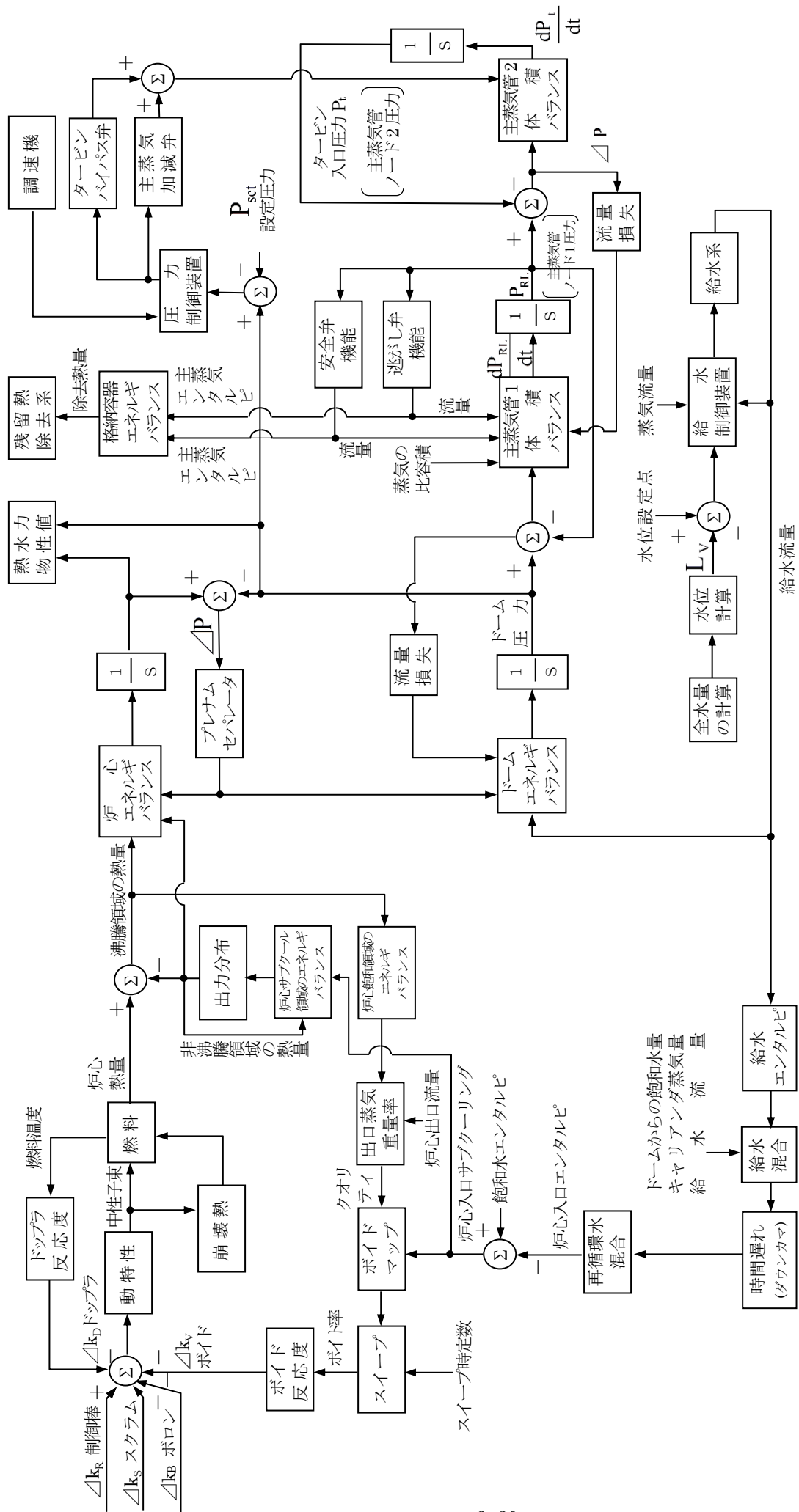


図 3-1 プラント動特性コード解析モデル (A BWR)

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて、中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

- a. 中性子エネルギーは1群とする。
- b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり、中性子束の空間分布は一定である。
- c. 反応度フィードバックは、平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*} \right) n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$$
$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- n : 中性子数
 δ_k : 反応度
 β : 全遅発中性子割合
 λ_i : 各遅発中性子先行核崩壊定数
 C_i : 各遅発中性子先行核密度
 β_i : 各遅発中性子割合
 ℓ^* : 即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \quad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \quad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \quad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき、前述の式に代入すると、REDYコードでモデル化している次式が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\Delta k_N - 1)n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- τ_0 : 即発中性子炉周期
 Δk_N : 正味の反応度 (反応度総和)
 f_i : 全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合
 y_i : 遅発中性子群

(3) 反応度モデル

5つの種類の反応度（制御棒反応度，ボイド反応度，ドップラ反応度，スクラム反応度，ボロン反応度）が、「(2) 核特性モデル」で示した動特性方程式の入力となる。

制御棒反応度，スクラム反応度は外部入力として与えられる。ボイド反応度は「(6) 炉心ボイドモデル」より得られる炉心平均ボイド率の関数として，ドップラ反応度は「(5) 燃料棒モデル」より得られる燃料平均温度の関数としてテーブルで与えられる。ボロン反応度は，「(12) ほう酸水拡散モデル」より得られる。

正味の反応度 ΔK_N は次式で表される。

$$\Delta K_N = \Delta K_R - \Delta K_V - \Delta K_D - \Delta K_S - \Delta K_B$$

ΔK_R : 制御棒反応度

ΔK_V : ボイド反応度

ΔK_D : ドップラ反応度

ΔK_S : スクラム反応度

ΔK_B : ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約 94%は核分裂から直接生じるが、残りの約 6%は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力は j 群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^j K_{di} \right) + \sum_{i=1}^j \frac{K_{di}}{T_{di}S+1} \right\} n$$

- n_f : 原子炉全出力
- K_{di} : 崩壊熱生成割合 (i 群)
- T_{di} : 崩壊熱等価時定数 (i 群)
- n : 核分裂出力, 中性子個数

図 3-2 に 11 群及び 4 群モデルの時間変化を ANSI/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

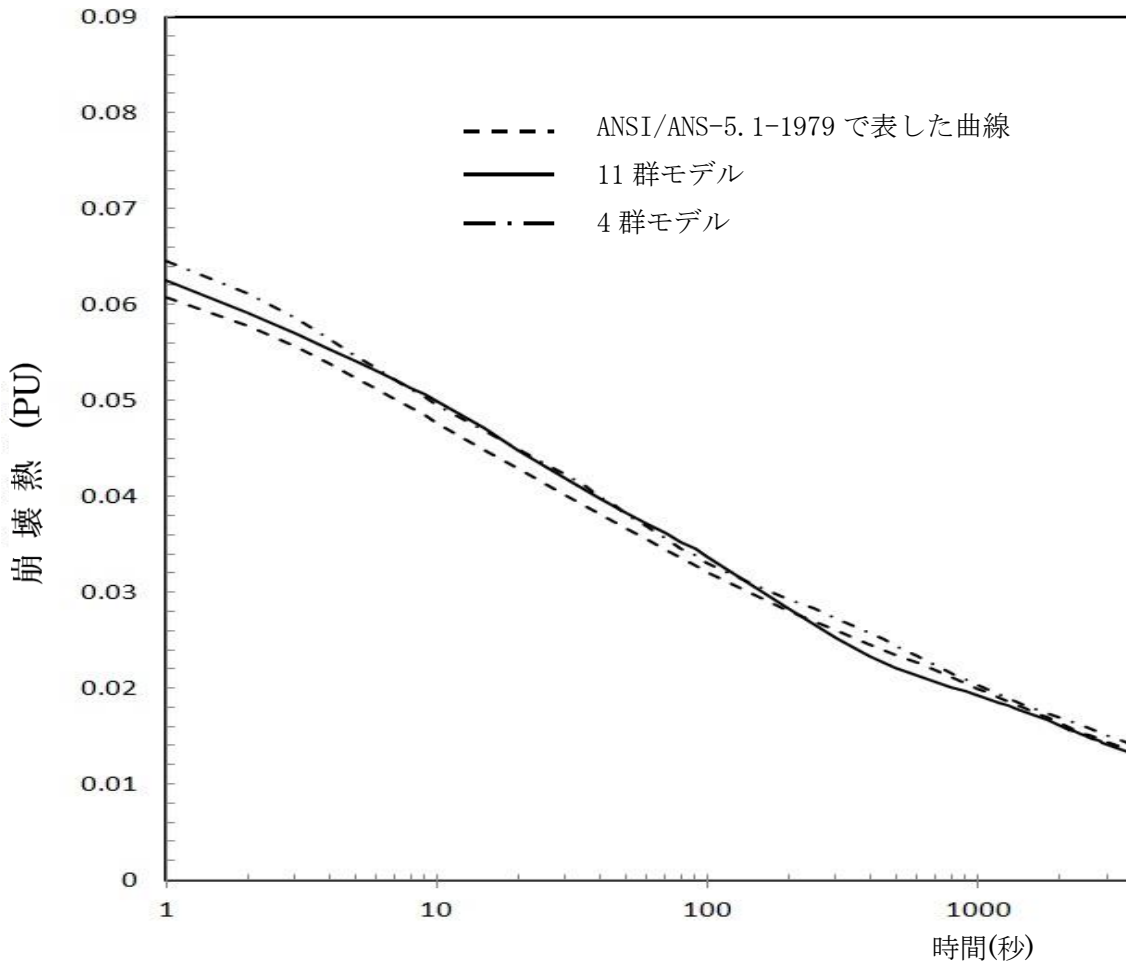


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ、図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し、それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して、燃料温度、平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は、「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と、「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

- a. 燃料ペレット 4 ノード，被覆管 1 ノード，ギャップ部 1 ノードとする。
- b. 温度分布の空間依存性は半径方向のみとする。
- c. 燃料の熱伝導度はノードの平均温度の関数とし，ノード内では一定とする。
- d. 燃料の密度及び比熱は温度によらず一定とする。
- e. 各ノードの温度はそのノードについて体積平均したものとする。
- f. 被覆管での熱発生は無視する。

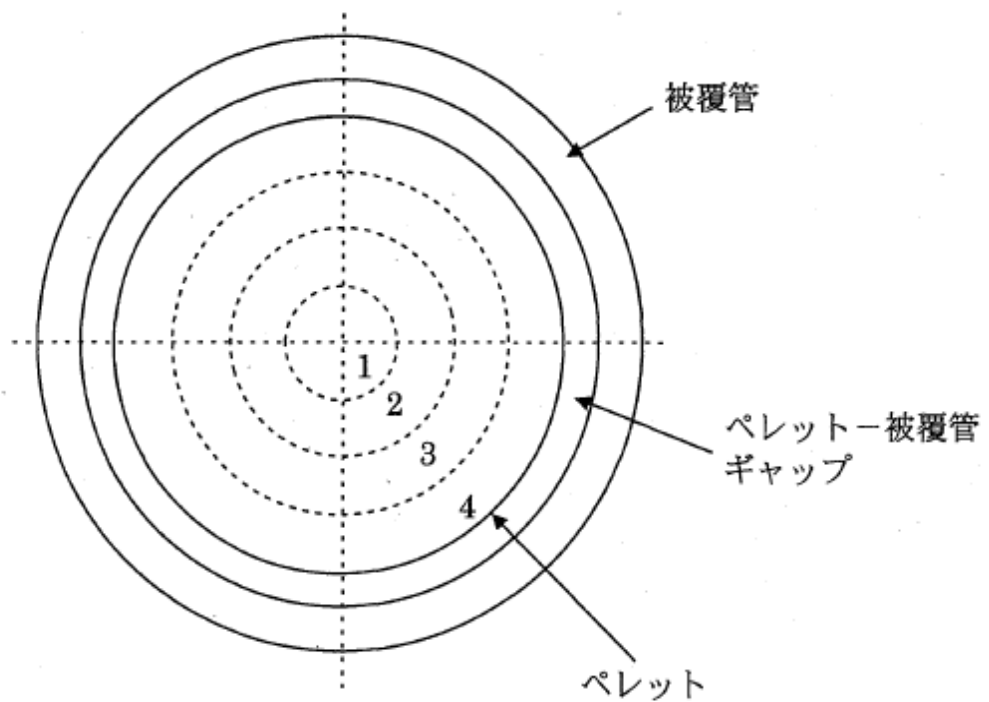


図 3-3 燃料棒モデル

ここで、燃料棒中心 $R_h (=0)$ で、径方向の温度 T の変化は、以下の式で与えられ、

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R_h} = 0$$

となる。

燃料棒と被覆管のギャップ間の熱流束 q_G は、燃料ギャップ実効面積 A_g 、燃料ギャップコンダクタンス h_g 、ペレット表面の温度 T_{f0} と被覆管内面の温度 T_{ci} の温度から、

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{ci})$$

となる。

被覆管と冷却材の境界で、燃料棒被覆管熱伝導率 K_{CL} 、燃料表面平均熱伝達率 h_B 、燃料棒被覆管外側表面温度 T_{C0} 、炉心の飽和温度 T_{B1} とすると、

$$\left(-K_{CL} \frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R_r} = h_B (T_{C0} - T_{B1})$$

となる。

なお、 i 番目のノードにおける熱収支は次のようになる。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は、熱伝導が支配的であるため、 q/A_r はフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K \frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{又は} \quad q = -KA_r \frac{\partial T}{\partial r}$$

- r : 径方向長さ
- q : 単位時間当たりの通過熱量
- K : 熱伝導率
- A_r : 燃料棒表面積
- T : 温度
- V_i : 各ノードの体積
- ρ_f : 燃料棒密度
- C_{pf} : 燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギーバランスを解き、炉心出口クオリティ、炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5) 燃料棒モデル」から得られる熱量、「(9) 再循環系モデル」等から得られる炉心流量、炉心入口エンタルピを用いる。

- 飽和水、飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。
- サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。
- 炉心バイパス流（チャンネルボックス外を流れる冷却水）は炉心入口でエンタルピを保ったまま出口に達するものとする。

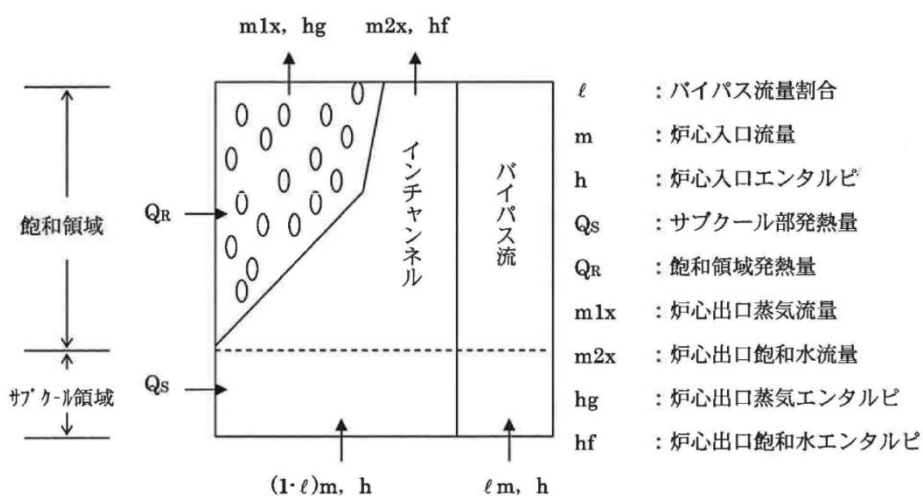


図 3-4 炉心部モデル図

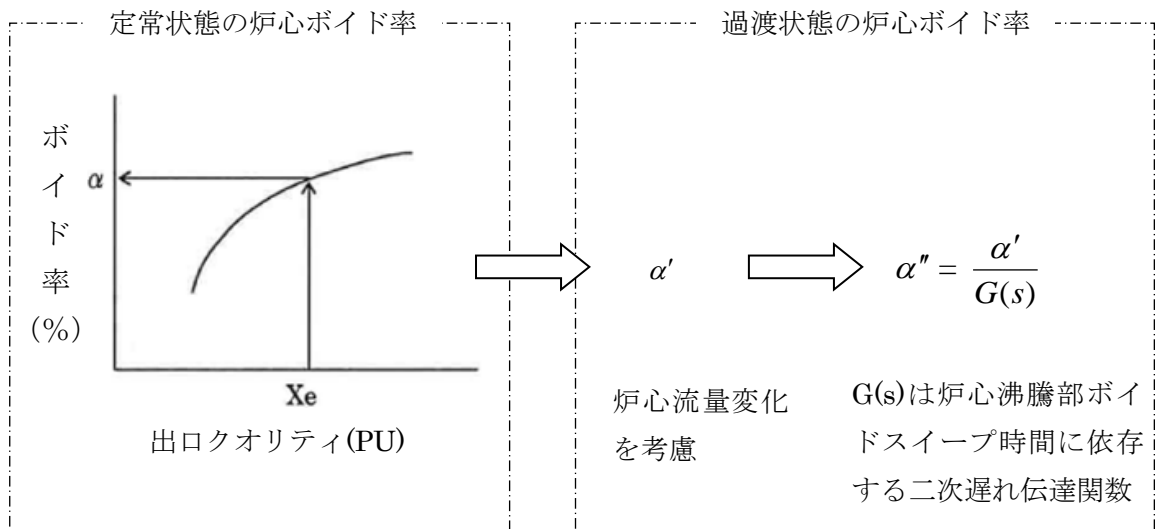
上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に、過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

- ボイドモデルは炉心を一点に近似した集中定数モデルとする。
- 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。
- 過渡変動に伴う炉心平均ボイド率は、炉心流量 m の変化を考慮した補正後のボイド率 (α') として次式で求める。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \quad (A, B, C \text{ は定数})$$

さらに、これに二次遅れ伝達関数で模擬しボイド率 (α'') とする。

- 炉心圧力変化を考慮する。



(7) 蒸気ドーム部モデル

ベッセル圧力ノードについてのセパレータ流量, キャリアンダ流量を考慮して質量及びエネルギーバランスを解いてその圧力変化を求め, ドーム部圧力と主蒸気管圧力から主蒸気流量を計算する。

入力として「(11) 給水系モデル」からの給水流量, また気水分離器モデルからセパレータ流量, キャリアンダ流量を用いる。

- 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。
- バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり, キャリアンダ質量が零のときを除いて飽和状態にあるものとする。
- 気水分離器内の液体は常に飽和状態にあるものとする。

(8) 主蒸気管モデル

主蒸気管部のベッセル出口から主蒸気隔離弁までと、主蒸気隔離弁から主蒸気加減弁までの2ノードに分割する。主蒸気管内では蒸発、凝縮のいずれも生じないと仮定して質量及び体積バランスを解き、各ノードの圧力変化を求める。入力として「(7) 蒸気ドーム部モデル」で得られる主蒸気流量、圧力制御系モデルから得られるタービンバイパス弁開度や主蒸気加減弁開度を用い、また、主蒸気隔離弁が閉止する場合は主蒸気隔離弁閉止特性を外部入力として与える。

- a. 逃がし安全弁（逃がし弁機能）は設定圧に達すると開放し始める。
- b. 主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁は圧力制御系モデルで制御される。

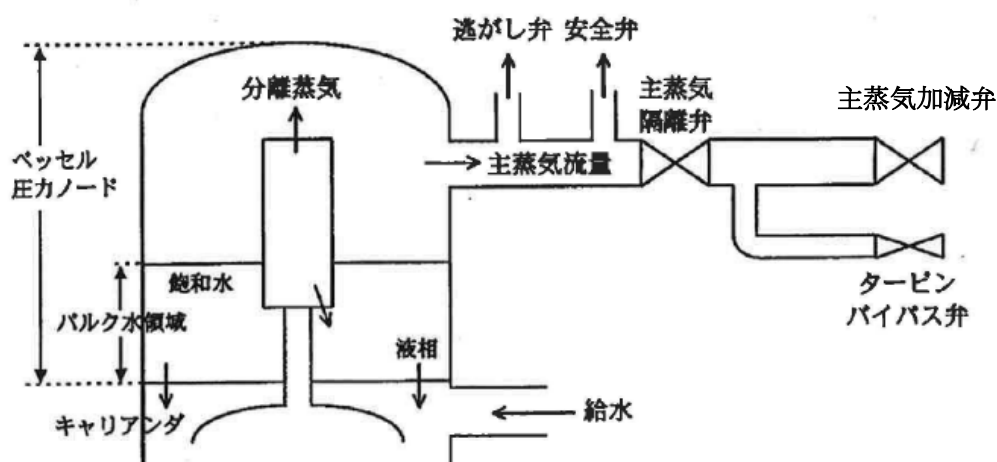


図 3-5 主蒸気管モデル

ここで、逃がし安全弁が設置されている主蒸気管部の圧力の変化率を表わす式は、主蒸気管中では凝縮も蒸発も起こらないと仮定したときの質量と体積バランスの式から得られ、主蒸気隔離弁流量は弁開度変化に伴う時間関数で与えられる。なお、逃がし安全弁流量は「(10) 逃がし安全弁(逃がし弁機能)モデル」から求められる。

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (m_{I3} - m_{RV} - m_{ISO})$$

- P_{RL} : 主蒸気管圧力
- P_2 : 原子炉ドーム圧力
- V_{LI} : 主蒸気管体積
- ρ_{gR} : 密度
- m_{I3} : 原子炉出口流量
- m_{RV} : 逃がし安全弁（逃がし弁機能）流量
- m_{ISO} : 主蒸気隔離弁流量

(9) 再循環系モデル

ダウンカマ，下部プレナム，再循環ポンプ，炉心部，セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数，再循環ポンプ吐出圧力，シュラウド内外のヘッド差及び慣性に従って再循環流量を計算する。また，ポンプ慣性とトルクよりポンプの運動方程式を解き，ポンプ回転速度を計算する。再循環流量とポンプ回転速度は，ポンプ流量に依存する吐出圧特性及び負荷トルク特性を通じて相互に関連する。また，再循環ポンプの回転速度は，再循環流量制御系モデルから得られる速度要求信号が本モデルのインプットとなる。

(10) 逃がし安全弁（逃がし弁機能）モデル

逃がし安全弁は压力容器内の圧力が設定点を超えた時に作動し、炉内圧力が高くなることを防ぐ。その位置は主蒸気隔離弁よりも原子炉側に位置する。逃がし安全弁は、開く圧力と再び閉じる圧力とは異なる。代表的な逃がし安全弁特性を図 3-6 に示す。

定格の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能動作時）の合計 m_{RC} は、初期圧における個々の逃がし安全弁容量から得られる。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL0}) \quad (\text{全ての開いている設定圧グループの総和})$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \dot{m}_{RU} &= (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV} \\ m_{RV} &= \begin{cases} m_{RU} \left(\frac{P_{RL}}{P_{RL0}} \right) & : P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、} P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & : \text{上記以外} \end{cases} \end{aligned}$$

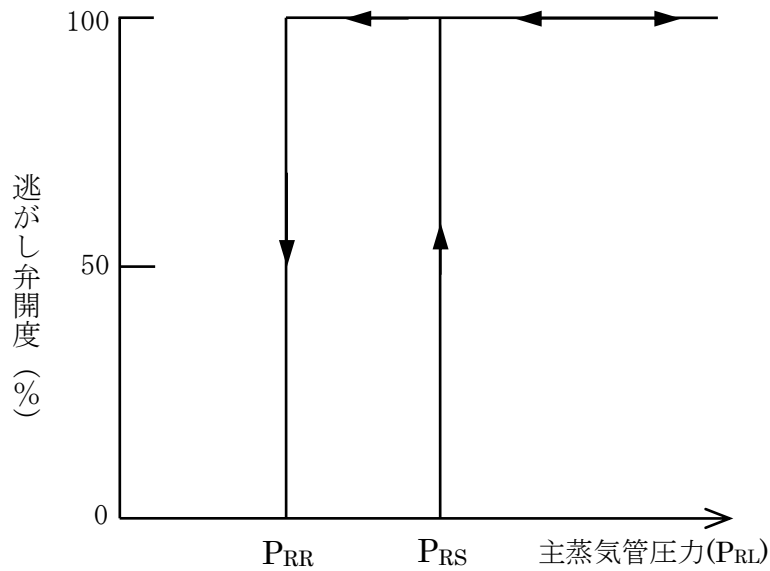


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC}	: 逃がし安全弁流量
N_{RV}	: 逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数
$C_{RV}(P_{RL,0})$: 圧力 $P_{RL,0}$ における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）
m_{RU}	: 補正前の逃がし安全弁流量
τ_{RV}	: 逃がし安全弁時定数
m_{RV}	: 補正後の逃がし安全弁流量
P_{RL}	: 主蒸気管ノード1 圧力
$P_{RL,0}$: 主蒸気管ノード1 初期圧力
P_{RSi}	: 各逃がし安全弁吹出し圧力
P_{RRi}	: 各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように、給水制御系と給水ポンプを模擬し、原子炉水位、主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは、「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と、ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し、一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には、どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが、図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し、図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点異なる。

また、ECCSはインターロックに従って設計流量が原子炉に注水され、そのエンタルピは、注入源が復水貯蔵タンクの場合は復水貯蔵タンク水温に基づくエンタルピ、格納容器のプール水の場合は「(13) 格納容器モデル」のエンタルピとなる。

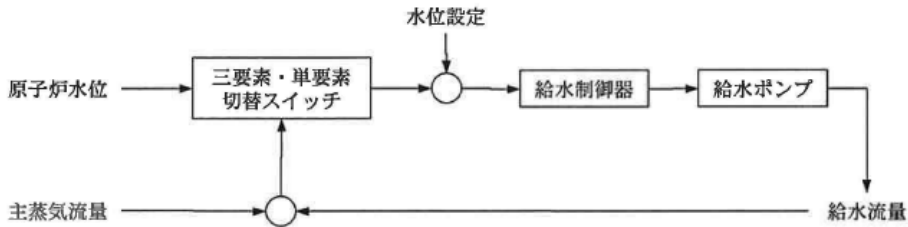


図 3-7 給水系モデル

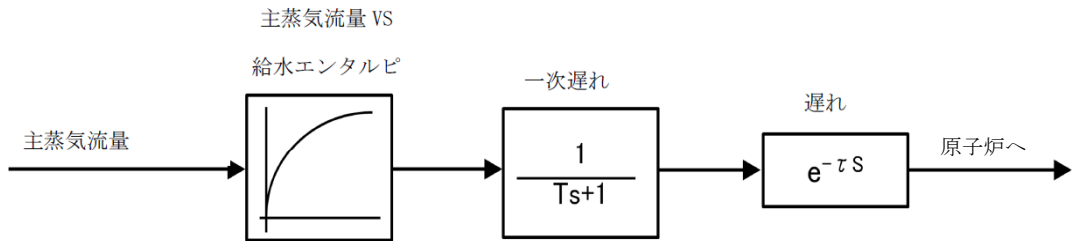


図 3-8 給水エンタルピモデル (1)

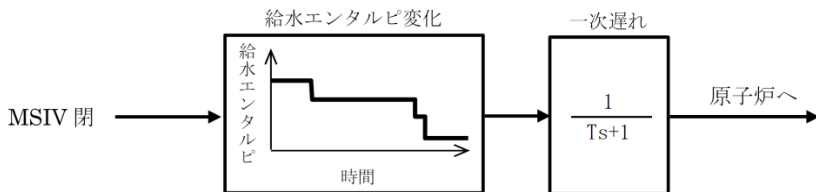


図 3-9 給水エンタルピモデル (2)

(12) ほう酸水拡散モデル

A B W R では、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクからほう酸水注入系配管と H P C F 配管を経由して、H P C F スパージャから炉心上部に注入される。一方、従来型 B W R では、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクから配管を経由してスタンドパイプから炉心下部に注入される。

これらのモデルでは次の仮定を設ける。

- a. 起動判定遅れ時間、配管でのほう酸水の輸送遅れ時間を考慮する。
- b. ボロン反応度は、有効炉心（有効燃料下端から上端まで）の単位体積あたりに存在するボロンの重量（炉心内ボロン濃度）に比例する。
- c. 炉心に到達するほう酸水は、炉心上部に注入される A B W R では炉心流量には依存せず、時間の一次関数で増加するものとする。一方炉心下部に注入される従来型 B W R では炉心流量依存（ミキシング効率）で変わるものとし、これを図 3-10 に示す。

ボロンが炉心下部に到達した後の炉心内のボロン反応度は次式で表わされる。

$$\Delta K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\Delta K_{B\text{-hot}}}{C_{B\text{-hot}}} \right)$$

なお、 $\frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6$ が炉心のボロン濃度 C_B である。



図3-10 ボロンミキシング効率（従来型 B W R）

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ΔK_B	: ボロン反応度
m_B	: 下部プレナムに注入されるボロン流量
η_B	: 下部プレナムでのボロンミキシング効率
M_0	: 初期冷却材合計量
ρ_C	: 炉心内冷却材の平均密度
ρ_{C0}	: 初期炉心内冷却材の密度
K_{mass}	: 原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比 (主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより, 初期冷却材合計量 M_0 が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり, ボロンが濃縮・希釈される影響を表す)
$\Delta K_{B\text{-hot}}$: 初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計
$C_{B\text{-hot}}$: 高温停止を達成するために必要なボロン濃度
C_B	: 炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウエル (D/W) とウェットウエル (W/W) (サプレッション・プール (S/P) 含む) は、空間的に一体と仮定する。これは、本モデルが原子炉スクラム失敗を仮定した事象の解析で使用されることを前提としており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象の場合、原子炉の圧力上昇によって開いた逃がし安全弁から、蒸気が S/P の水中に放出され W/W の圧力が D/W の圧力上昇に先行し、真空破壊装置が早期に開き、開いたままになるためである。

- a. 格納容器からの放熱による熱喪失は保守的に考慮しない。
- b. 格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする。
- c. 格納容器内の空間部は、保守的に常に水蒸気で飽和しているものとする。

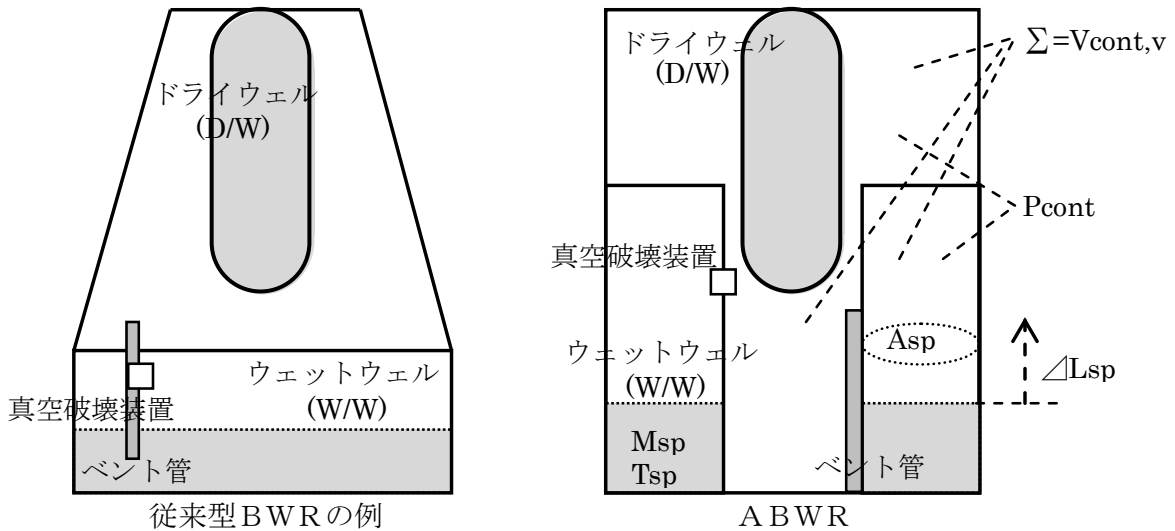


図 3-11 格納容器モデル

格納容器の質量バランスとエネルギーバランスは次の式のようにになる。

$$\begin{aligned} \dot{M}_{sp} = & m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}) \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \dot{E}_{sp} = & (m_{RV} + m_{SV})h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF})h_{pool} - Q_{ex}(T_{sp} - T_{cool}) \end{aligned} \quad (2)$$

格納容器圧力 P_{cont} は、ガスと蒸気に分圧の合計に等しいので

$$P_{\text{cont}} = P_{\text{conta}} + P_{\text{cont,s}} \quad (3)$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{\text{conta}} = n_m R (T_{\text{sp}} + 273) / V_{\text{cont,v}} \quad (4)$$

で計算できる。

$P_{\text{cont,s}}$ は、

$$T_{\text{sp}} = (E_{\text{sp}} / M_{\text{sp}}) / C \quad (5)$$

であるので、仮定b. から、 $P_{\text{cont,s}}$ は次式のように求まる。

$$P_{\text{cont,s}} = f_1(T_{\text{sp}}) \quad \text{: 蒸気表より} \quad (6)$$

よって、(3)、(4)、(6)から、格納容器圧力 P_{cont} が求まる。

なお、格納容器モデルはREDYコードの一部として組み込んでいる。この理由は次の通りである。

原子炉スクラム失敗を仮定した本事故シーケンスでは、逃がし安全弁から放出された蒸気は格納容器のプール水中に放出され、これを受けてプール水のエンタルピは次第に大きくなる。一方、残留熱除去系によるプール水の除熱はプール水のエンタルピ上昇を抑制し、ボロンの反応度抑制が支配的になってからはプール水のエンタルピを低下させる。

本事故シーケンスでは、この格納容器のプール水がECCSにより原子炉に注入され、炉内水の温度低下に寄与することから、この様な炉内保有水と格納容器のプール水とが連携して巡回する物理現象を解く必要があった。

M_{sp}	: S / P 保有水量
m_{RV}	: 逃がし弁流量
m_{SV}	: 安全弁流量
m_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気流量
m_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気流量
m_{RCIC}	: RCIC 流量
m_{HPCS}	: HPCS 流量
m_{HPCI}	: HPCI 流量
m_{HPCF}	: HPCF 流量
E_{sp}	: 格納容器内の水と蒸気の保有エネルギー
h_{g2}	: 逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピー
h_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気エンタルピー
h_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気エンタルピー
h_{pool}	: S / P 水エンタルピー
Q_{ex}	: RHR 等の熱除去割合
T_{sp}	: S / P 水温度
T_{cool}	: RHR 熱交換後の二次側温度
P_{cont}	: 格納容器圧力
$P_{cont,a}$: 格納容器圧力 空気分圧
$P_{cont,s}$: 格納容器圧力 蒸気分圧
C	: S / P 水の比熱
n_m	: モル数
R	: 気体定数
$V_{cont,v}$: 格納容器の空間体積 (S / P の水が占める部分を除く)

3.4 入出力

REDYコードの主要な入出力パラメータを図 3-12 に示す。REDYコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

- (1) 前処理コードからREDYコードへのインプット
(核データ)
 - ① ボイド反応度
 - ② ドップラ反応度
 - ③ ボロン反応度
 - ④ その他の動特性パラメータ(燃料物性データ)
 - ① 炉心平均ギャップ熱伝達係数(熱水力データ)
 - ① 炉心圧損係数
 - ② ボイドマップ

- (2) 前処理コードを用いないインプット
(原子炉幾何形状)
 - ① 原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法(炉心仕様)
 - ② 燃料棒に関するデータ（外径，内径，熱伝導度，比熱等）
 - ③ 出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ(機器・設備仕様)
 - ④ 各種の弁の特性
 - ⑤ 再循環ポンプ等のデータ
 - ⑥ ほう酸水注入系に関するデータ(制御系仕様)
 - ⑦ 各種の制御系に関するデータ(格納容器形状)
 - ⑧ S/P水温度，D/W空間容積等の格納容器に関するデータ(初期運転条件)
 - ⑨ 運転条件データ（原子炉出力，主蒸気流量，炉心流量，原子炉圧力等）(外乱条件)
 - ⑩ 外乱条件（過渡変化起因条件等）

(3) REDYコードのアウトプットその1

プラント動特性解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 中性子束
- ② 平均表面熱流束
- ③ 主蒸気流量
- ④ タービン蒸気流量
- ⑤ 給水流量
- ⑥ 炉心流量
- ⑦ 再循環ポンプ流量
- ⑧ 原子炉圧力
- ⑨ 原子炉水位
- ⑩ 逃がし安全弁流量
- ⑪ タービンバイパス弁流量
- ⑫ 炉心入口エンタルピ
- ⑬ 炉心平均ボイド率
- ⑭ 格納容器圧力
- ⑮ 格納容器のプール水温度

(4) REDYコードのアウトプットその2

SCATコードへ以下のデータを渡すことにより、燃料被覆管温度評価を実施する。

- ① 炉心入口流量
- ② 出力
- ③ 炉心圧力
- ④ 炉心入口エンタルピ

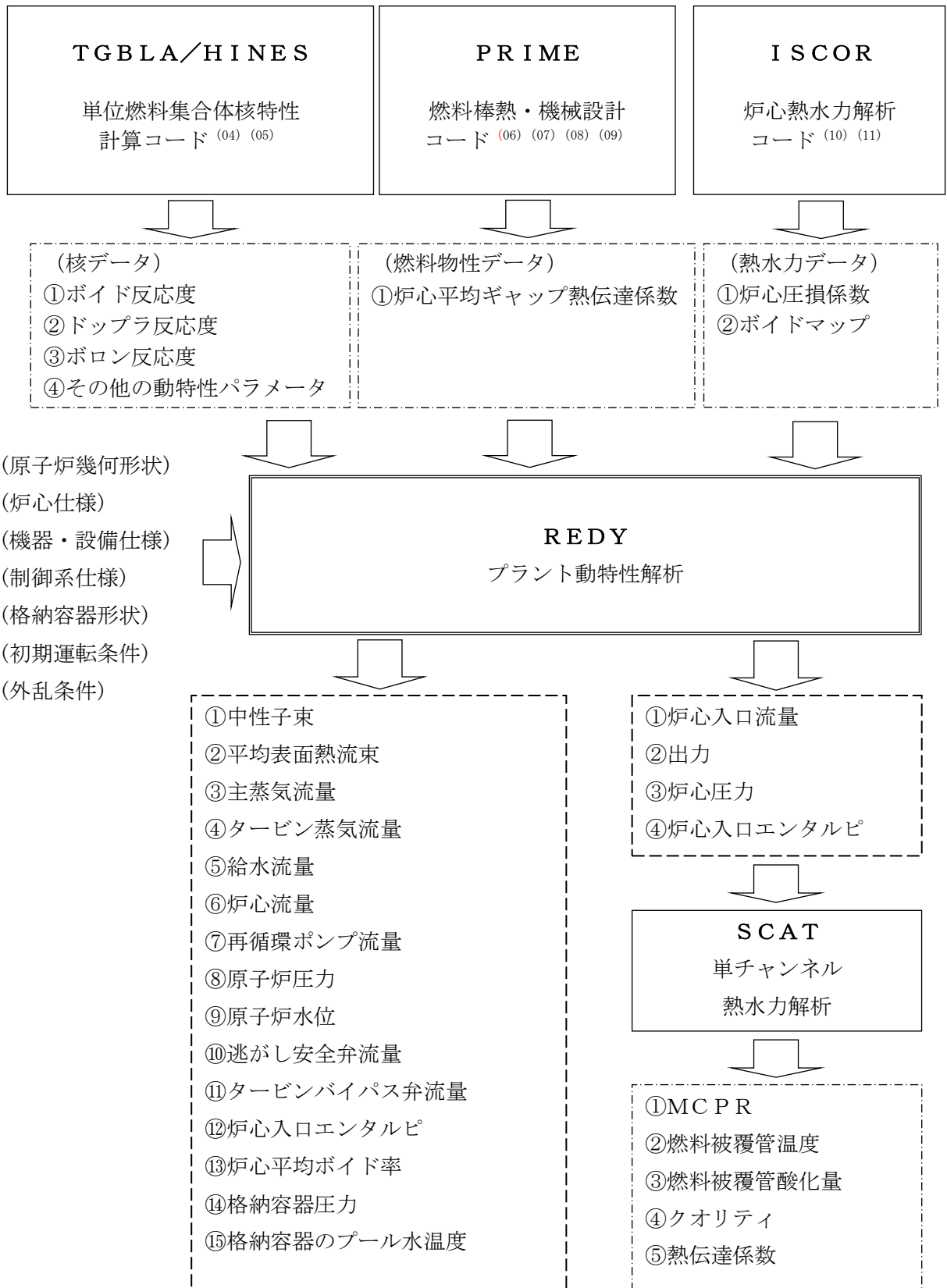


図 3-12 REDYコードの主要な入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

2章で重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表4-1の評価マトリックスに示す。RE DYコードは、運転時の異常な過渡変化におけるプラント全体の挙動を評価する解析コードであり、実機プラントの起動試験（以下、「実機試験」と称す）の結果との比較によっても妥当性確認が行われているが、本資料ではこれを含めて原子炉スクラム失敗を仮定した評価に着目して妥当性を確認する。

以下各節で適宜参照する国内ABWRに対する実機試験結果とRE DYコード（RE DY Ver. 2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし、必要に応じて従来型BWRの実機試験結果とRE DYコード（RE DY Ver. 1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では、初装荷燃料炉心（BOC-1）の核定数やボイドマップ、実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む）、制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら、これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また、主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず、給水流量制御系の動作も、本評価解析のように給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては、実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは、手動モードにすると、出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし、結果として出力が小さく評価されるためである。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

分類	重要現象		計算モデル	妥当性確認 (着目パラメータ)
炉心 (核)	核分裂出力		核特性モデル	図 4-1, 図 4-4～図 4-7 (中性子束変化)
	反応度フィードバック効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	
			反応度モデル (ボロン)	図 4-26～図 4-33
	崩壊熱		崩壊熱モデル	図 4-8
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	図 4-1, 図 4-3 図 4-5～図 4-7 (中性子束, 水位変化) 図 4-9～図 4-16
原子炉圧力 容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材 流量変 化	コーストダ ウン特性	再循環系モデル	図 4-1～図 4-2 (炉心流量変化)
		自然循環流 量		図 4-2, 図 4-17, 図 4-18 (炉心流量)
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	図 4-3 (逃がし安全弁流量)
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備 含む)		給水系モデル	図 4-4, 図 4-6 (給水流量変化時の中性子束) 図 4-19～図 4-21
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	図 4-22～図 4-33
原子炉格納 容器	サプレッション・プー ル冷却		格納容器モデル	基礎的な物理法則を適用し たモデルであるため式確認 とした。

(1) 実機インターナルポンプ 3 台トリップ試験

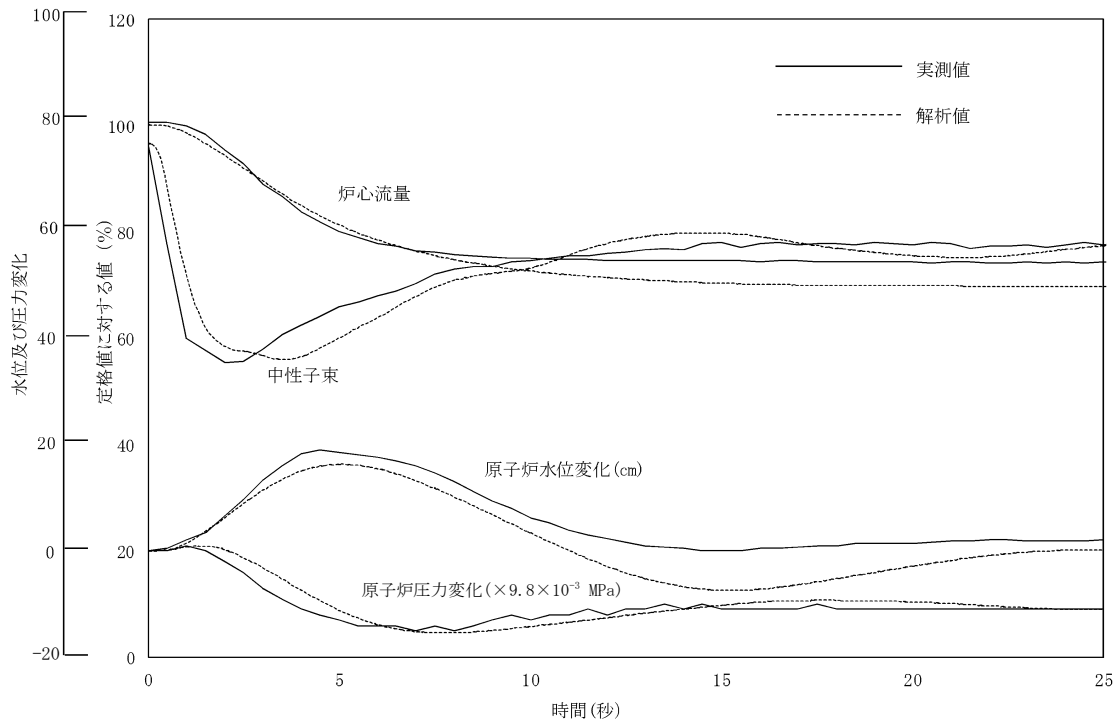


図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、常用高圧母線の故障等の発生を模擬し、常用高圧母線に接続するインターナルポンプを 3 台同時にトリップさせている。

b. 実機試験結果の挙動

インターナルポンプ 3 台トリップにより炉心流量が急減し、再循環系が手動モードであることから、流量は回復することなく、約 70%で整定する。炉心流量の低下により中性子束も低下するが、この間プラントはスクラムしないため運転は継続している。水位は一時的に約 20cm 上昇するが、給水制御系により通常水位に制御される。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、炉心流量、中性子束、原子炉圧力、原子炉水位とも実機挙動の変化傾向とはどの時点でも一致している。なお、原子炉水位は過渡的に実機との変化幅の差が大きくなっているが、プラント状態が整定しつつある 25 秒付近ではその差は小さくなってきている。

(2) 実機発電機負荷遮断試験

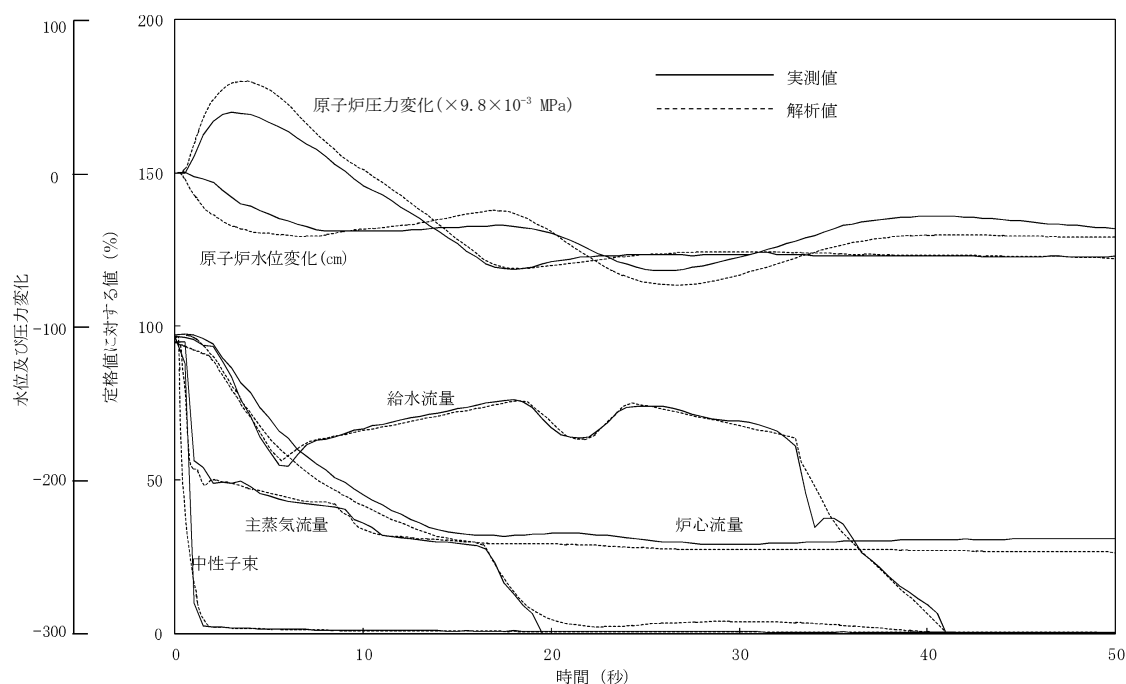


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、送電系統の故障等により、負荷が急激に遮断された場合を模擬し、発電機負荷遮断を行っている。

b. 実機試験結果の挙動

発電機負荷遮断信号により、主蒸気加減弁の急閉、タービンバイパス弁の急開が生じ、原子炉は直ちにスクラムしている。スクラムすることにより中性子束は急激に減少してほぼゼロとなる。なお、図には示していないが、バイパス弁容量が定格蒸気流量の33%であるため、圧力が上昇し逃がし安全弁が3弁開放している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力、原子炉水位とも実機試験と同様な変化となっている。原子炉圧力は解析の方がやや高めとなっており、解析結果が保守的な評価を与えている。なお、本事象においては、給水ポンプに、トリップ、予備機起動、ランアウト流量制限等が生じており、過渡的に給水制御指令信号から切り離される。こうした条件下でも実機試験の給水流量挙動を模擬するため、起動停止の流量変化がある部分では解析で得られる流量に補正をかけて再現している。

(3) 実機主蒸気隔離弁全閉試験

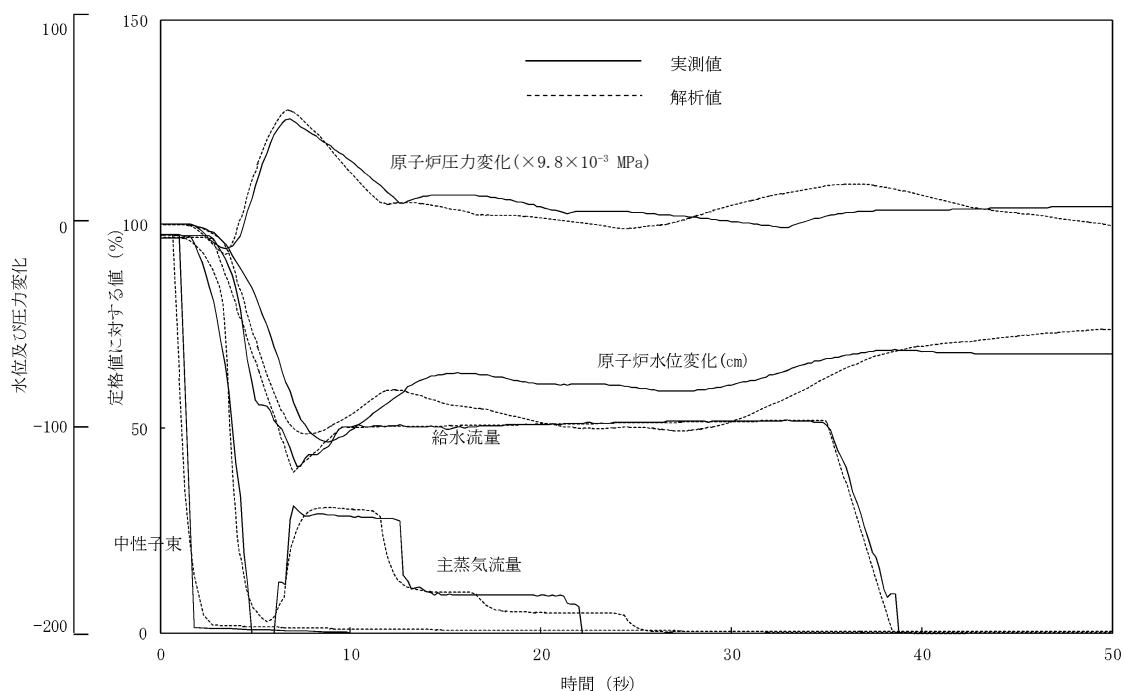


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，原子炉水位，主蒸気流量等の原子炉系の異常，あるいは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が全閉することを模擬している。

b. 実機試験結果の挙動

主蒸気隔離弁全閉により直ちに原子炉はスクラムし，主蒸気流量はゼロに，中性子束もほぼゼロになる。原子炉圧力は約 0.51MPa 上昇しているが，逃がし安全弁が 6 弁開放することにより圧力上昇が抑えられている。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量，原子炉圧力とも実機の増減方向を良く模擬しており，その変化幅の差も小さい。

なお，本事象においては，事象発生直後から給水ポンプに，トリップ，予備機起動，ランアウト流量制限等が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されている。こうした条件下で実機試験の給水流量挙動を模擬するため，解析における給水流量変化を入力としている。

(4) 実機給水ポンプトリップ予備機不起動試験

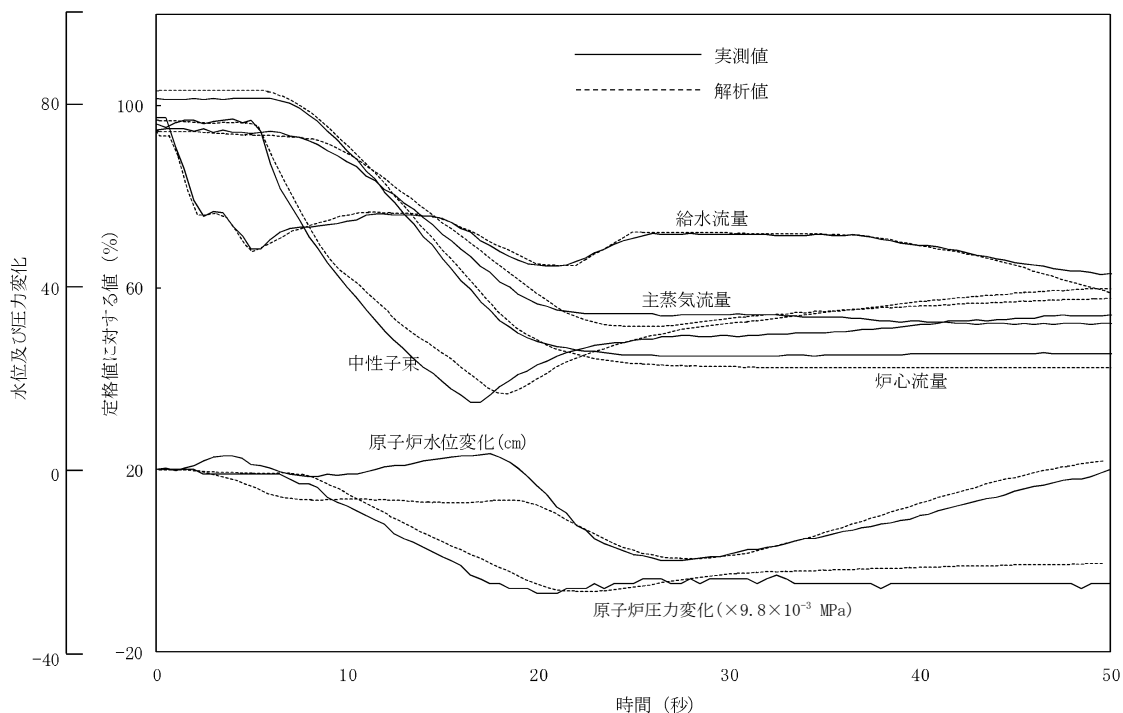


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、給復水系ポンプがトリップし、予備機が自動起動しなかった場合を模擬した。なお、水位低下を抑えるために再循環ポンプをランバックさせることで出力を低下させ、運転継続が図られている。

b. 実機試験結果の挙動

タービン駆動給水ポンプの1台がトリップし、予備のモータ駆動給水ポンプが起動しないため、給水流量が低下するが、インターナルポンプを自動ランバックさせ出力を低下させることで水位低下を抑えている。原子炉水位は約 20cm 低下した後に回復傾向となり、運転継続している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力とも良く実機と一致している。原子炉水位は、解析の方の低下が速いが、最低水位及びその後の回復傾向は良く一致している。なお、解析における給水流量変化は、給水ポンプに、トリップ、ランアウト状態が生じ、過渡的に給水制御指令信号から切り離されているため、実機に合わせた給水流量変化を入力している。

(5) 実機再循環流量制御系速度設定点変更試験

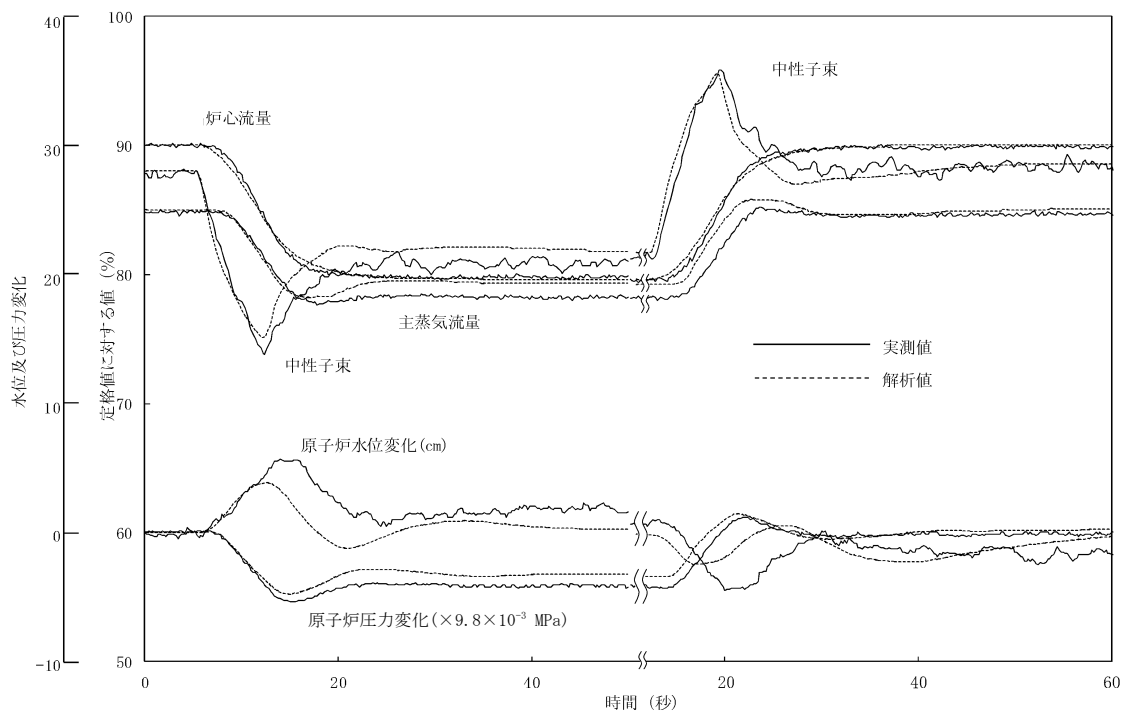


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
(定格出力： $\pm 10\%$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、再循環流量制御系の再循環ポンプ速度設定を -10% 、 $+10\%$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

炉心流量の -10% の変化に対して、中性子束は低下して過渡的にアンダーシュートした後、炉心流量の整定に伴い一定となる。原子炉水位、原子炉圧力等のパラメータも過渡的に変化するがその後安定状態となっている。炉心流量 $+10\%$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

再循環流量を $\pm 10\%$ 変化させた例である。炉心流量の増減により中性子束は急激に変化しているが、炉心流量の整定に伴い安定に整定している。REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

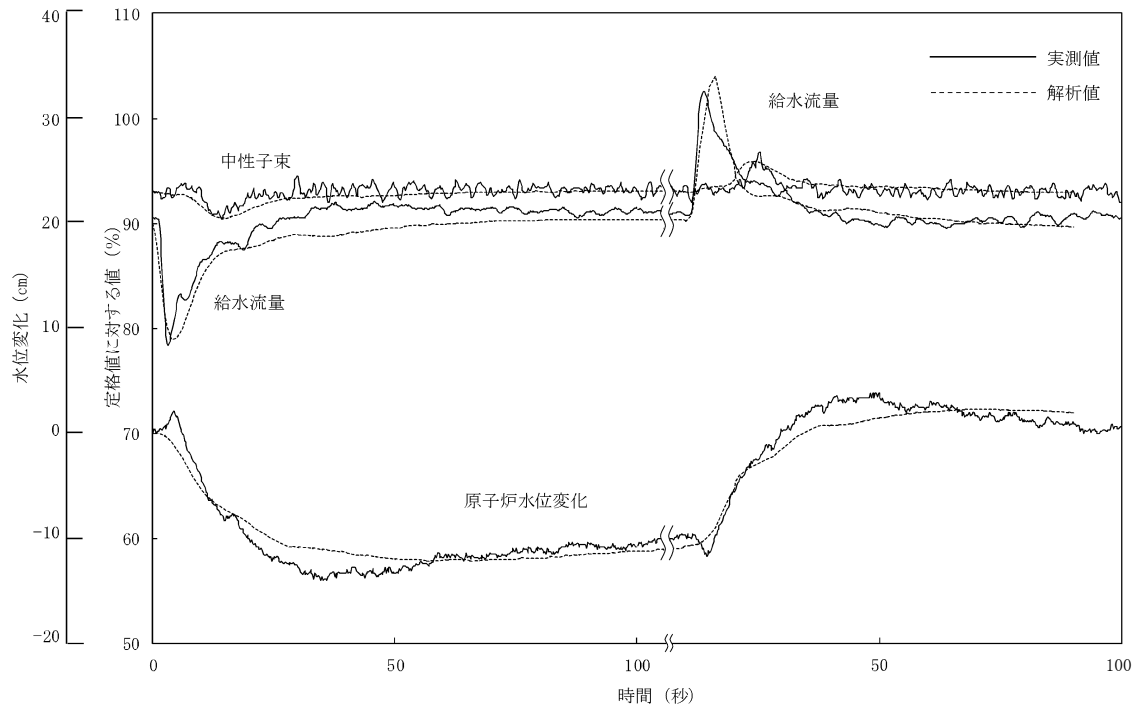


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
(定格出力：－＋10cm 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力／90%炉心流量試験点において、給水制御系の水位設定値を－10cm、＋10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の－10cm 変更に対して、給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値＋10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を－＋10cm 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(7) 実機圧力制御系圧力設定点変更試験

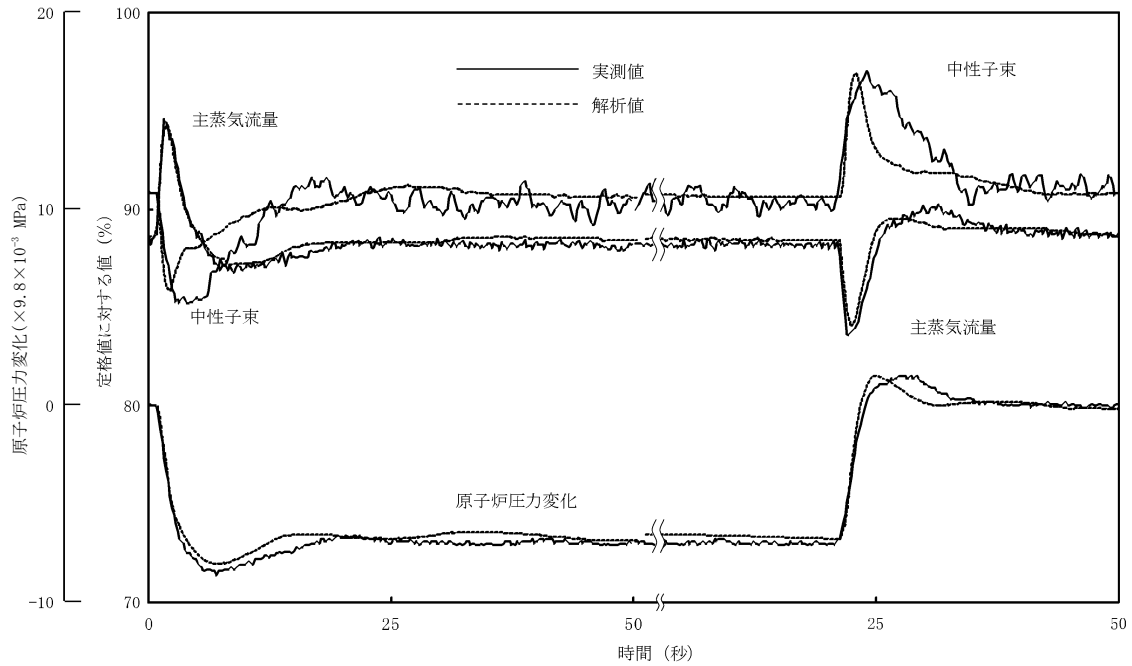


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

(定格出力： $-+0.069\text{MPa}$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、圧力制御系の圧力設定値を -0.069MPa 、 $+0.069\text{MPa}$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

原子炉圧力の -0.069MPa の変化に対して、主蒸気流量、中性子束は過渡的に変化した後、原子炉圧力の整定に伴い一定となる。原子炉圧力 $+0.069\text{MPa}$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を $-+0.069\text{MPa}$ 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認

炉心（核）に対する重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、崩壊熱であり、REDYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・核特性モデル（一点近似動特性モデル）
- ・反応度モデル（ボイド、ドップラ及びボロン）
- ・崩壊熱モデル

を採用している。

4.2.1 核特性モデルと反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

(1) 実機試験結果との比較による妥当性確認

REDYコードの核特性モデルには一点近似動特性モデルを採用しており、方程式自体は机上又は実験解析で検証されている公知のものである。実機の原子力発電プラントに、この一点近似動特性モデルを適用した場合、正しい核定数及び適切な反応度フィードバックが与えられた条件下において、実機試験の中性子束応答を良く模擬できることは、これまで国内外での多数の実機試験との比較で確認されている。この妥当性確認は核特性単独モデルでは出来ず、核特性モデル、反応度モデルに加え他の熱水力モデル等との総合効果として確認される。

核特性モデルの妥当性を確認することが目的であるため、ここで引用する実機試験結果は、原子炉がスクラムしない場合の事象が参照対象となる。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

本事故シーケンスで作動する再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減による炉心内ボイド率増加に伴う出力抑制模擬能力は図 4-1、図 4-5 により、給水流量変化（ECC注水）から生じる炉心入口サブクーリング変化に伴う炉心内ボイド率増減に伴う出力変化の模擬能力は図 4-4、図 4-6 から、圧力変更に対する出力変動模擬能力は図 4-7 からその妥当性が確認できる。

(2) 反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

申請解析におけるREDYコードの反応度フィードバックは、単位燃料集合体核特性計算コードによる評価から求められた反応度係数に不確かさ等を考慮し、本事故シーケンスにおける全ての解析時間を通して同一値の保守因子として動的ボイド係数

1.25, 動的ドップラ係数 0.9 を掛けて評価している。これは, 本事故シーケンスの初期における現象 (圧力上昇によりボイドが減少することによる出力上昇) が支配的であるためである。しかしながら, 本事故シーケンスは, 事象進展に伴ってプラント状態が大きく変化するため, 本資料でこの妥当性を確認する。手法としては, 炉内の物理現象が主な評価対象となる短時間領域をプラント挙動に従ってさらに 3 つのサブ時間領域に細分割し (添付 4 参照), それぞれの領域での反応度フィードバック (ボイド, ドップラ) の不確かさを求め, サブ時間領域ごとの不確かさを事象進展に伴って変更可能な機能を REDY コードに追加して行う。

サブ短時間領域ごとの動的ボイド係数, 動的ドップラ係数のそれぞれに求めた不確かさ (下限値・ノミナル値・上限値の組み合わせ) を添付 5 に示す。

4.2.2 反応度モデル (ボロン) の妥当性確認

実機試験からは確認出来ない反応度フィードバックモデルのうち, ボロン反応度に関しては, 後述する「4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認」でそのモデルの妥当性確認を実施している (図 4-26~図 4-33)。このモデルでは, 反応度抑制に寄与する炉心内のボロン濃度変化を計算し, この濃度にインプット定数としての, 高温停止に必要な「ボロン反応度/ボロン濃度 (ボロン反応度添加率)」を乗じてボロン反応度に換算している。なお, ボロン反応度添加率に関する妥当性確認結果を添付 6 に示す。

高温停止に必要なボロン反応度は, 三次元未臨界性評価を考慮しているため, その不確かさは, ほう酸水注入系の三次元未臨界性評価における停止余裕基準の $1.5\% \Delta k^{(12)(13)}$ とする。なお, 本評価は, 定格運転時に臨界を保った状態を起点としており, 高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため, 代表的に平衡炉心で評価しているが, ここでは, 炉心変更及び MOX 混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し, 十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の $1.5\% \Delta k$ とした。

よって, これらの合計から $3\% \Delta k$ を不確かさとした。

4.2.3 崩壊熱モデルの妥当性確認

REDY コードの崩壊熱は, 11 群又は 4 群モデルで模擬し, 両モデルは同等であることを 3.3 節で確認している。

以下, 11 群モデルについて説明する。11 群モデルは 1979 年に米国の NUREG-1335⁽¹⁴⁾ で参照され, Idaho National Engineering Laboratory が採用した 11 群モデルとデータを採用している。日本では, 1992 年 4 月 28 日の原子力安全委員会, 原子炉安全基準専門部会 原子力崩壊熱評価小委員会での論議により, AESJ 推奨値を用いることも妥当との結論が得られている。本資料の図に REDY コードで使用している崩壊熱曲線を重ね合わせたものが図 4-8 である。11 群モデルと現状のデータは

GEモデル(1973) + 3 σ ともほぼ同等であり、新ANS(1979) + 2 σ やAESJ推奨値よりは、わずかに高めに評価していることが確認できた。なお、図4-8からREDYコードで使用している崩壊熱計算の不確かさは、1秒の時点で最大+0.8%、-0.1%である。

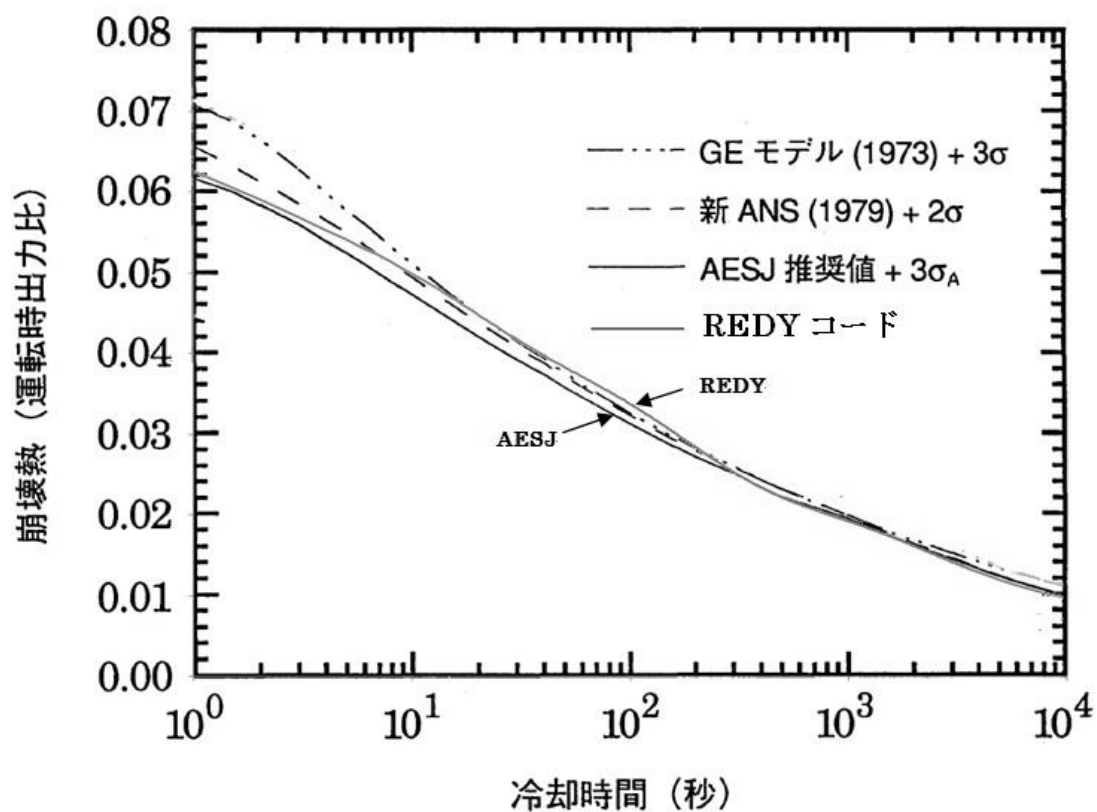


図4-8 REDYコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認

炉心（熱流動）に対する重要現象は、沸騰・ボイド率変化であり、REDYコードでは、炉心ボイドマップとそのスイープモデルのことである。

炉心ボイドマップは図4-9に示すように、定格炉心流量における炉心出口クオリティと炉心平均ボイド率との関係を、炉心入口サブクーリングをパラメータとしてまとめた関数である。過渡時の状態は、ここから得られる炉心平均ボイド率に、炉心流量補正、さらにはスイープモデルを適用して模擬している。炉心平均ボイド率へのスイープ効果は炉心入口流量の変化等を考慮した二次遅れモデル近似である。

(1) 炉心ボイドマップの妥当性

炉心ボイドマップは、定格状態において設計軸方向出力分布（平衡炉心に相当する下方ピーク）を仮定し、炉心熱水力解析コードを用いて求めている。後述の4.3.1で参照している「炉心ボイドマップ確認試験」においては、実際は軸方向出力分布を下方分布、均一分布、中央分布として試験を実施している。その結果、軸方向出力分布の違いによるボイド率に与える影響の明確な差はないと結論付けている。本事故シーケンスでは、給水加熱喪失の影響を受けている間、より下方ピークとなることが知られており、設計軸方向出力分布を仮定していることの妥当性を確認するために、仮により下方ピークとなった場合のボイドマップを作成して比較した。この結果、より下方ピークを想定した場合は、同じ炉心入口サブクーリングであれば沸騰開始が早くなり、本事故シーケンス範囲での炉心ボイドマップ全体がボイド率の大きい方に並行移動する（初期の炉心ボイド率が多少高くなる）ことを確認している。ここで、プラント全体の挙動に影響を及ぼすボイド反応度の変化は、初期運転点でのボイド率の相違による影響よりも、主にここからのボイド率の変化幅と変化速度による影響が支配的である。このことから軸方向出力分布の違いによる影響はボイド率の変化幅や変化速度に大きく影響するものではないため、結果としてプラント全体への影響に優位な差を与えることはないと言える。実際、添付3に示したように、本事故シーケンス解析で初期の軸方向出力分布をより下方ピークに変更した解析を実施した場合でも、評価結果に与える影響は小さいことを確認している(*1)。また、本事故シーケンス解析での高炉心入口サブクーリング側の炉心入口サブクーリング変動範囲は、従来の高温高圧での実バンドル体系での試験範囲外である。しかしながら、炉心入口サブクーリングが高まるにつれて、サブクール沸騰及び飽和沸騰開始点が下流側に移動するものの、サブクール沸騰開始後の下流側の流動状態は通常の高炉心入口サブクーリング時と特に変わるものではないため、平均ボイド率を対象とした炉心ボイドマップの高炉心入口サブクーリングでの不確かさに対する影響は小さいと考えられる。

(2) 炉心流量補正モデルの妥当性

過渡時の炉心平均ボイド率の変化は、上記(1)の炉心ボイドマップから得られた炉心平均ボイド率に対し、炉心流量補正を加えて求める。後述の図4-15の試験解析結

果により軸方向出力分布の影響が小さいこと、図 4-16 の試験解析結果により炉心入口サブクーリングの影響が小さいことも確認していることから、本事故シーケンスにこのモデルを適用することの妥当性が確認された。

なお、炉心流量補正モデルの妥当性は「4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認」でも示している。

(3) ボイドスイープモデルの妥当性

ボイドスイープモデルは、炉心入口流量、沸騰長等をパラメータとした、過渡時の軸方向の炉心内ボイド伝播変化を考慮したものである。ボイドスイープモデルの妥当性は、後述の 4.3.1 図 4-13 で参照している時間領域での試験結果、図 4-14 で参照している周波数特性での試験結果より確認している。さらに前述の 4.1 で示した実機試験結果（ボイドスイープのモデルのパラメータである炉心入口流量等を変えた場合）に対する模擬能力が十分高い事を、計測可能な中性子束変化を通して確認している。

ただし、本事故シーケンスで扱う評価期間は数百秒から数十分と長く、REDYコードが従来扱ってきた運転時の異常な過渡変化や事故解析（例えば負荷遮断などの場合は初期の数秒が重要な評価期間）に比べて長いことから、スイープモデル自体が及ぼす影響は小さい。なお、出力分布の変化や炉心入口サブクーリングの変化は炉心ボイドマップで考慮されている。

- (*1) REDYコードでは模擬できないが、短時間領域では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなると想定される（添付2）。これに伴いボイドマップも変わるものと推測され、この過渡時のボイドマップを初期炉心状態として作成し、その影響を参考解析してみると、短時間の評価パラメータは小さめに評価されることが確認できた（添付3）。



図 4-9 ボイドマップの例 ⁽¹⁵⁾

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験

図 4-10 及び図 4-11 に日本国内で実施された試験装置系統図，及び試験部を示す。

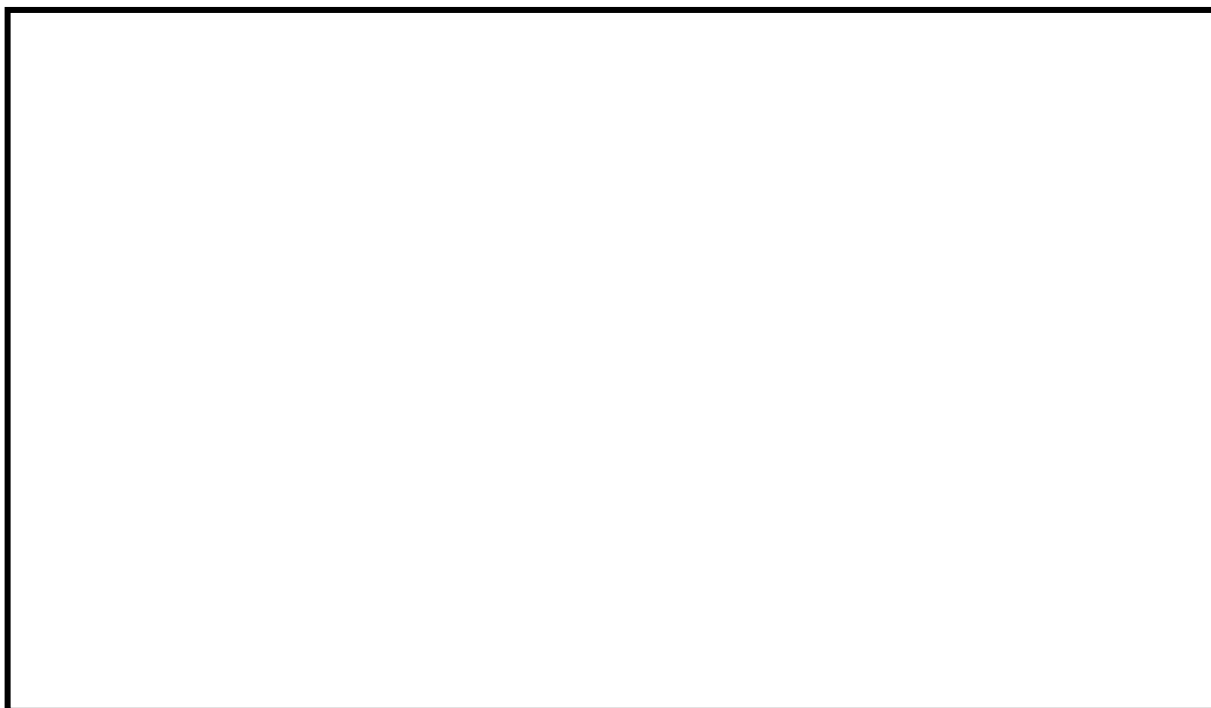




図 4-10 試験装置系統図 



図 4-11 試験部概要図と解説 

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-12 に、実機定格流量相当における定常状態のボイド試験結果について、試験結果で得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係を示す。図中、REDYコードにおける設計式の値を実線で示すが、試験結果と良く一致していることが確認されている。



図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）⁽¹⁵⁾

また、同試験装置で過渡時のスweepモデルの妥当性も確認しており、この結果を図 4-13 に示す。

REDYコードのボイドスweepモデルによる計算値についても同図に示すが、両者の時間変化挙動は良く一致している。また、この妥当性は、実機試験結果との比較でも確認されている。



図 4-13 流量減少時のボイド率変化⁽¹⁵⁾

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

GE社から報告されているボイドスweepモデルの妥当性確認結果では、試験装置は実機との相似性を考慮した設備とし、電気入力を正弦状に変化させて、出力と平均ボイド率の周波数伝達関数を求めている。この実験解析をREDYコードの可変二次遅れスweepモデルと比較した結果を図4-14に示すが、実炉で重要な0.1Hzから1Hzの周波数範囲で実験結果と解析結果とは、良く一致していることが確認されている。



図4-14 過渡時ボイド率の解析結果と実験結果との比較⁽¹⁵⁾
(出力ー平均ボイド伝達関数の周波数応答)

4.3.2 炉心平均ボイド率の炉心流量補正モデルに係わる妥当性確認

REDYコードでは定格炉心流量で定めた炉心平均ボイドマップを用いており、炉心流量が低下した場合に相対的蒸気ドリフト量が増えて炉心内の平均ボイド率が変化することを炉心流量の二次関数でマイナス補正している。本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に低炉心流量や自然循環状態で高出力状態が継続することからこのモデルの重要度が高い。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-15 は、「4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験」の中で報告している日本国内で実施された試験結果を、炉心入口流量の変化に伴うボイド補正率 (PU) の関係として整理したものである。試験装置は、8×8 燃料を模擬しており、出力分布が均一の場合 (かつ、炉心出口クオリティ 25%) と下方ピーク (かつ、炉心出口クオリティ 20%) の場合の試験結果 (それぞれ 4 点と 2 点) をプロットしている。これによると、炉心ボイド率の炉心流量補正率は、軸方向出力分布の違いに係らず、REDYモデルの二次関数とほぼ一致しており、その妥当性が確認できた。

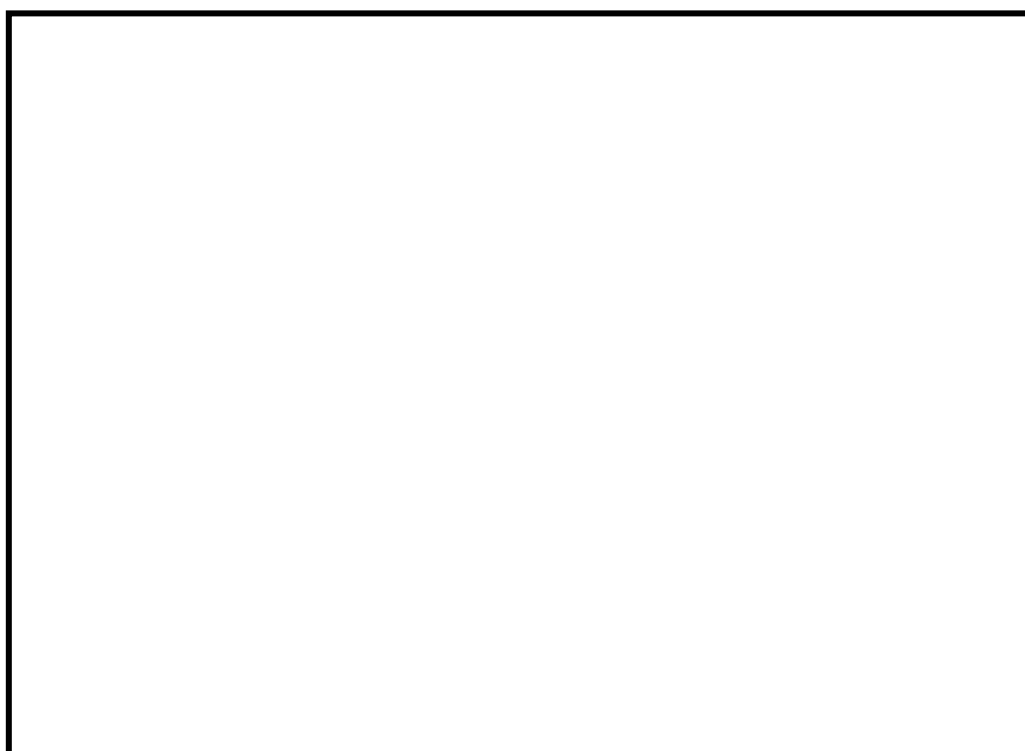


図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性 (国内試験結果との比較)

上記の試験で模擬した燃料は 8×8 燃料であること、試験点数が必ずしも十分とはいえないことから、炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として、設計データとの比較手法 (炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し、炉心流量の違いによる影響を整理する手法) を用いる。

図 4-16 は、炉心流量を 15%、40%、70%、100%とし、それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%、40%、60%、80%かつ 6 種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い、ボイド率補正率 (PU) (=定格炉心流量でのボイド率に対する補正割合) を求めて図に纏めたものである。図では試験点が重なっているが、同じ炉心流量における試験解析点数は上記より各 24 個存在する。なお、燃料は 9×9 燃料 (A型) の平衡炉心を想定している。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

同図に、REDYコードモデルで使用している二次関数を実線で併記しているが、炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず、ボイド率補正率(PU)は炉心流量の二次関数でフィッティング出来ることが示されている。なお、約40%流量付近では、試験解析点よりREDYモデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており、これは短時間領域での原子炉出力を高め評価していることを意味する。

本図から、破線で示した様な炉心流量に依存しない場合(補正なし)を不確かさ下限とし、15%炉心流量での試験解析点も包含する二次関数を不確かさ上限とする。



図 4-16 炉心ボイドマップの流量依存性 (試験解析結果との比較)

4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認

炉心ボイドの挙動は実機では直接確認することが出来ない。ただし、核分裂出力変化の妥当性を実機試験結果で確認した4.2.1節と同様に、REDYコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬出来ないと、

- これによって生じるボイドフィードバック起因の中性子束変化
- 炉心内ボイド率が変化することでのシュラウド外水位変化（検出水位）

が模擬出来ないことになる。

以上より、これらの中性子束、検出水位を着目パラメータとして実機試験結果とREDYコードの解析結果を比較した。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

図4-1のREDYコードの解析結果は、炉心流量急減に伴う実機の中性子束変化を良く模擬しており、結果的に本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う炉心ボイド率の増加現象が模擬出来ることを意味している。

図4-3のREDYコードの解析結果は、実機の原子炉水位変化を良く模擬しており、スクラム失敗を仮定した原子炉隔離に伴う圧力上昇によって（この場合はスクラムも併用）生じる炉心ボイド率の減少現象を十分模擬できることが確認できたといえる。

図4-5の再循環流量の増減変化に対する中性子束の変化は良く実機を模擬できているが、これにより、炉心流量の変化に伴うボイドスweepのモデルの妥当性が確認できる。

図4-6は、給水流量を試験で増減させたものであるが、中性子束の変化が良く実機を模擬できている。この場合、給水流量の変化は炉心入口サブクーリングを増減させるが、炉心入口サブクーリングをパラメータとしているボイドマップの妥当性が示されている。

図4-7は原子炉圧力を増減させた試験結果であるが、中性子束の変化は良く実機を模擬できている。すなわち、ボイドマップの圧力変化に対する模擬モデルの妥当性が確認できる。

4.4 原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認

原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）に対する重要現象は、冷却材流量変化（強制循環時）、冷却材流量変化（自然循環時）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）、ほう酸水の拡散であり、RE DYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・再循環系モデル
- ・逃がし安全弁モデル
- ・給水系モデル
- ・ほう酸水拡散モデル

を採用している。

4.4.1 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その1 （冷却材流量変化（強制循環時））

重要な物理現象である、冷却材流量変化（強制循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップによる炉心流量低下速度は、炉心のボイド挙動、炉心を含む過渡流れの圧力損失係数、再循環ポンプの慣性定数や初期回転速度といった多くのパラメータによって複合的に影響を受ける。

よって、ここでは再循環ポンプトリップ、又はそれ相当の炉心流量変化がどの程度RE DYコードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-1 の実機試験結果は全 10 台のインターナルポンプの内、3 台のポンプがトリップした場合であるが、RE DYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。また、図 4-2 の実機試験結果はインターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップ（+6 台のインターナルポンプランバック）が行われた事象であるが、こちらもRE DYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。

以上から、本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う再循環系モデルの妥当性が確認できた。

なお、再循環ポンプの炉心流量低下率はポンプの時定数が支配的要因となり、時定数の不確かさはポンプの設計仕様から+10%、-10%である。

4.4.2 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その2

(冷却材流量変化 (自然循環時))

重要な物理現象である、冷却材流量変化 (自然循環時) の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップにより、自然循環状態で高出力状態が継続する原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、炉心流量の整定値が高い場合に炉心内ボイド率が小さくなり出力が大きくなると想定される。よって、ここでは再循環ポンプトリップ後の自然循環流量がどの程度 R E D Y コードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

BWRプラントの起動停止の運転では、最低ポンプ速度状態を経由するも自然循環流量での運転は行わない運用としている。このため、通常運転時の自然循環状態の実機データは存在しないが、図 4-2 の過渡事象はこれに近いものとなっている。

図 4-2 に示した実機の発電機負荷遮断試験結果では、インターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップが行われ、残りの 6 台のポンプが最低ポンプ速度運転となった炉心流量状態が実現されており、低炉心流量状態を模擬したデータであると見做すことができる。

この場合は、原子炉がスクラムされていることから炉心のボイド率も次第に低下していく過程にあるが、R E D Y コードはこの過程を含めて低炉心流量状態を模擬出来ることが示されている。

4.4.3 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その3

(冷却材流量変化 (自然循環時))

上述した A B W R の実機試験結果での妥当性確認結果は、自然循環状態に近いものとして 6 台のインターナルポンプが最低ポンプ速度となった場合であるが、これを補足する目的で、従来型 B W R での試験結果との比較結果を示す。なお、解析コードは“REDY Ver. 1”を使用しているが、ここで確認している主要なモデルは REDY Ver. 1(ATWS 用)”と同等である。

図 4-17 は、460MWe の従来型 B W R プラントにおいて、二つある M/G セットを手動でトリップさせた試験結果を R E D Y コードで再現解析したものである。M/G セットトリップにより、ポンプ回転速度が徐々に低下し、これにつれて炉心流量も低下し、自然循環状態になっている。これによれば、炉心流量、中性子束及び主蒸気流量変化とも 20 秒後の整定値は約 2% 以内で一致している。

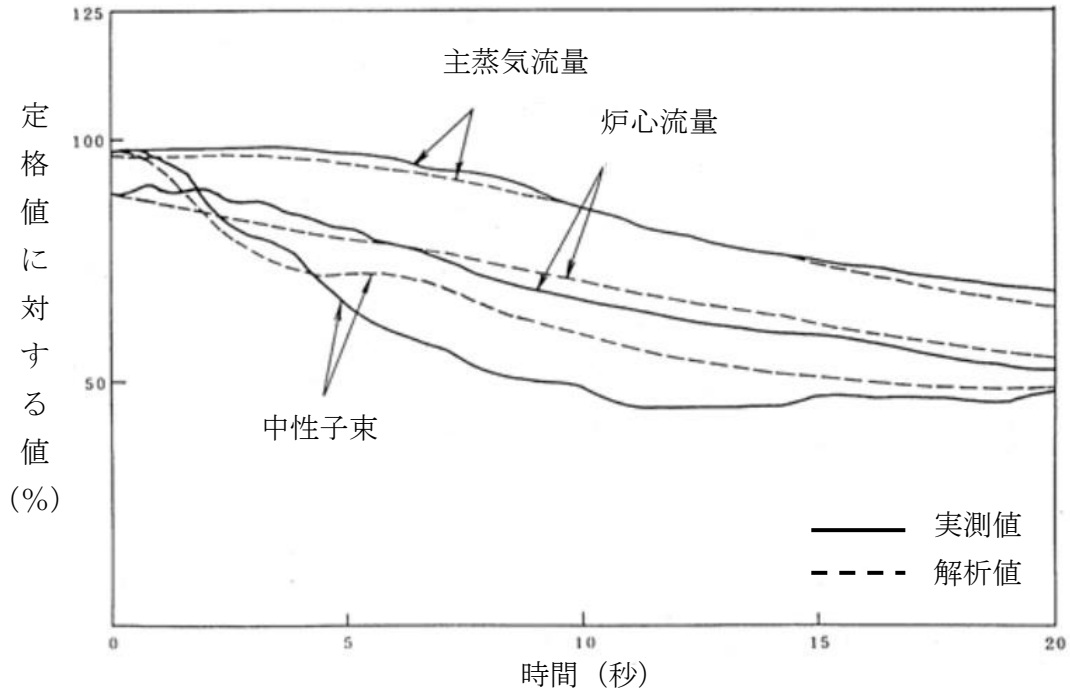


図 4-17 再循環ポンプM/Gセット2台トリップ試験⁽¹⁾

図 4-18 は、1100MWe の従来型BWRプラントにおいて、二つある再循環ポンプを手動でトリップさせた場合の試験結果をREDYコードで再現したものである。この場合も 20 秒後の自然循環状態に着目すると、原子炉水位変化、原子炉圧力変化、中性子束変化も整定値で数%以内の差で一致しており、ここで着目したい自然循環流量の値は精度良く模擬できることが確認できた。

本事故シーケンスでは、原子炉水位が大きく低下し、さらにECCSも注水されることから、上述の実機試験結果における自然循環流量の状態とは多少異なる。しかしながら、いずれにせよ自然循環状態は、インターナルポンプまたは再循環ポンプによる強制循環力が無くなった状態であり、REDYコードが採用している単純な運動量保存則(*1)において、摩擦圧損等の占める影響力は流量の二乗に比例して小さくなることから、シュラウド内外の位置ヘッド差(マスバランス)が支配的な駆動力となる。なお、炉心摩擦損失係数自体は、炉心平均ボイド率の関数として求めているが、本事故シーケンスを通してボイド率の変化が小さいことから、炉心摩擦損失係数の変化も小さい。以上から、本事故シーケンスにおける自然循環流量を模擬する場合、一次元の運動量保存則を適用することは妥当であると考えられる。

(*1) REDYコードでは、一次元流れの運動量保存則により、各圧力評価点間の圧力差、位置損失(位置ヘッド)、摩擦圧損、局所圧損、加速圧損、ポンプ昇圧(強制循環力)から過渡時の流量変化を求めている。

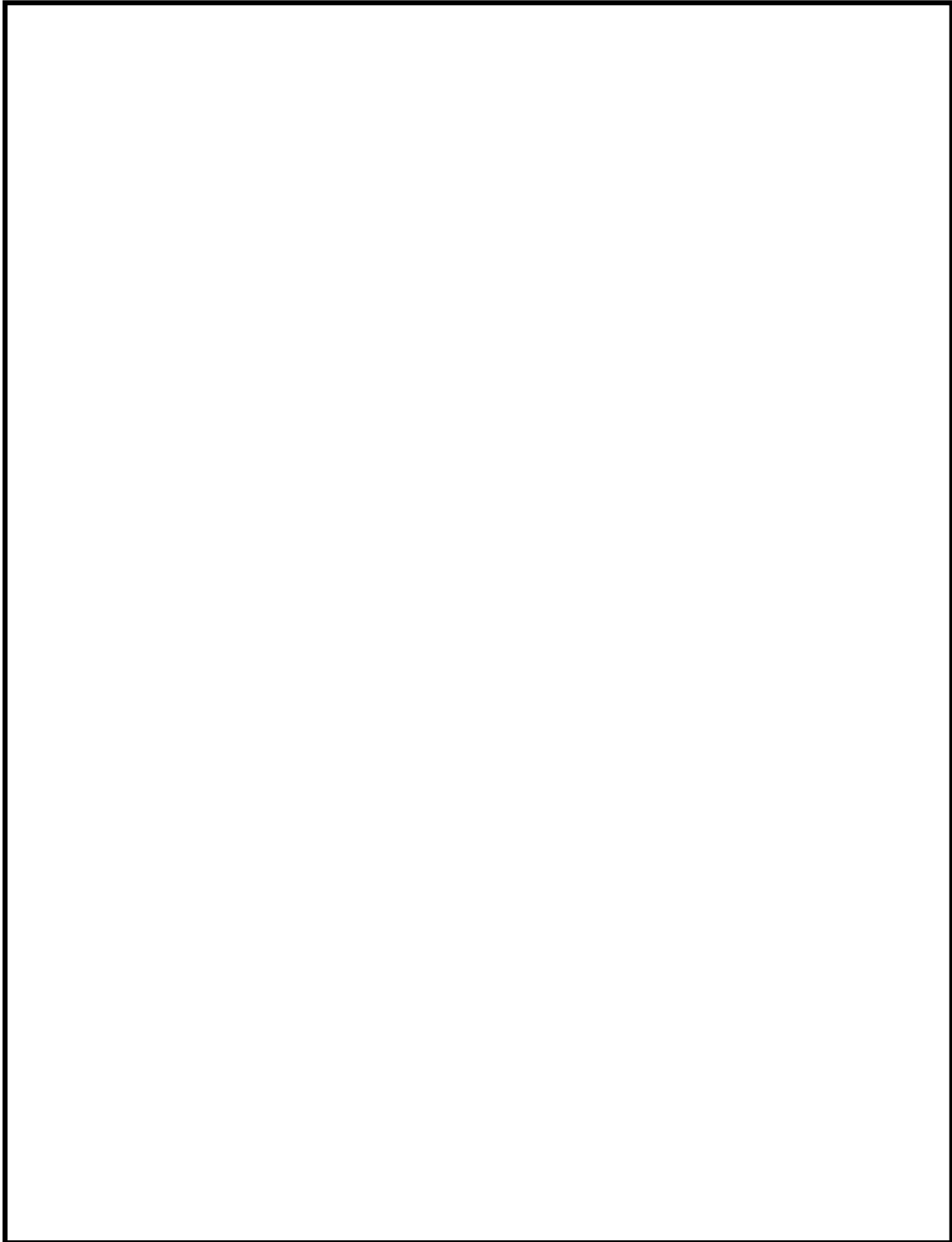


図 4-18 再循環ポンプ 2 台トリップ試験⁽¹⁵⁾

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.4.4 逃がし安全弁モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認

原子炉圧力の評価にとって重要な物理現象である冷却材放出は、本事故シーケンスでは逃がし安全弁からの蒸気放出に該当する。実機ではこれに対応した試験結果が存在することから、これをREDYコードの流量変化（自然循環時）との比較によって行う。

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-3 の主蒸気隔離弁全閉時の実機試験結果にある主蒸気流量は、原子炉が隔離した後は全て逃がし安全弁から放出される蒸気流量である。ここにおいて、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は開閉タイミングを含めてほぼ一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象に対して、逃がし安全弁モデルを使うことの妥当性が確認された。

なお、モデルにおける吹出し容量は、「日本工業規格 JISB8210」付属書記載の算出式により計算された値をインプットデータとして用いており、吹き出し容量の不確かさは-0%、+16.6%であることが分かっている。

4.4.5 給水系モデルの妥当性確認

(総合的な妥当性確認、主に給水流量)

原子炉への給水流量が変化すると、例えば増加すると、炉心入口サブクーリングが増加するために炉心のボイドが減少し、正のボイド反応度が印加されることで原子炉出力が増加する。また、給水の温度が変化すると、例えば低くなった場合には給水流量が同じでも、前述と同じ理由で出力が増加する。

実機試験結果の中から給水流量変化が主導となる下記の事象にて、REDYコードの妥当性確認を行う。なお、ECCS流量変化に伴う実機データは存在しないが、原子炉に注水された場合の炉内全体の減圧効果や炉心入口サブクーリングに与える影響は同等と考え、ここでの妥当性確認に含めるものとする。

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-4 の実機試験は給水ポンプトリップにより給水流量が急激に低下した場合のプラント挙動であり、給水流量の減少による炉心入口サブクーリング減少が炉心のボイド率増加を引き起こし、時間遅れの後に中性子束減少として表れている。実機試験では再循環ポンプランバックによる炉心流量低下も並行して炉心ボイド率増加を引き起こしているため、炉心入口サブクーリング減少のみの影響ではないが、総合してどのパラメータの挙動もREDYコードは良く模擬出来ている。

図 4-6 は、給水流量が増減した場合のプラント挙動であり、こちらの実機試験結果

では給水流量が減少した場合、増加した場合の中性子束の挙動がREDYコードにて良く模擬されている。

このように、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は良く一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象での給水流量変化に対しての模擬能力の妥当性が確認された。

(給水エンタルピモデルの妥当性確認)

給水エンタルピモデルは3.3節の解析モデルに示したように、2つのモデルから選択出来る。

図4-19は、給水エンタルピモデル(1)のREDYコードで使用している主蒸気流量と給水エンタルピとの相関テーブルを、実機試験データと比較したものである。これによると、モデルで使用しているデータの方が給水エンタルピを多少小さめに評価しており、全般的に良く一致している。ただし、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、早期に主蒸気流量が遮断され零となるが、この点での給水エンタルピはモデルの方が約60kJ/kg(約14℃)程高めであり、これを主蒸気流量が零の点での不確かさとする。



図4-19 給水エンタルピモデル(1)の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

図 4-20 は、給水エンタルピモデルにおける一次遅れ特性を確認したものである。REDYコードでは 60 秒の時定数を使用しているが、実機試験結果を良く再現できるのは 80 秒の時定数である。このことから、本事故シーケンスでは給水エンタルピの低下を早めに評価していることとなり、モデルの保守性が確認できた。

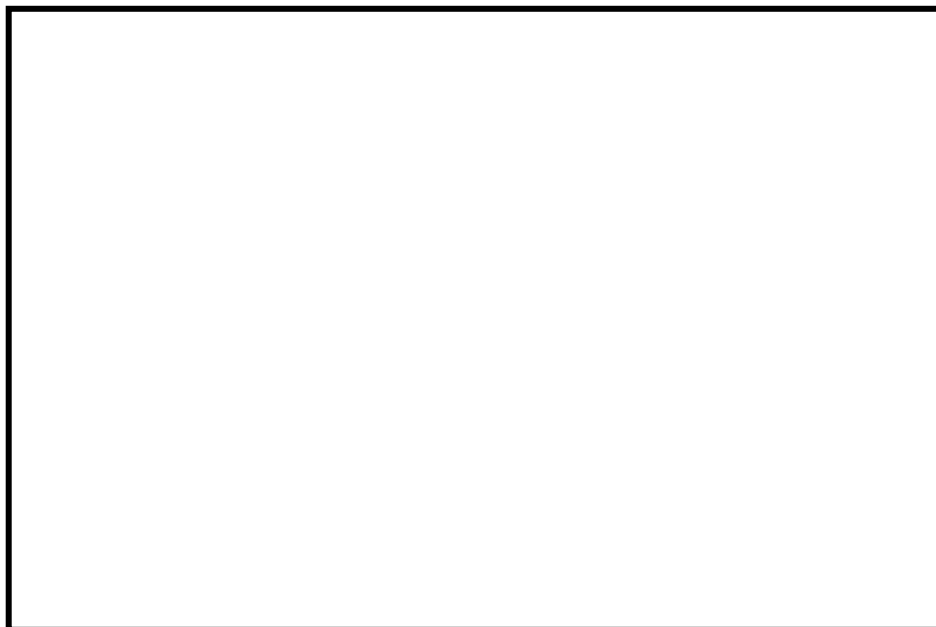


図 4-20 給水エンタルピモデル（1）における一次遅れ特性

給水エンタルピの低下は、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴って生じる給水加熱蒸気喪失に起因して生じ、エンタルピが低下した給水流量が原子炉圧力容器に到達するのには時間遅れがある。REDYコードではこの遅れ時間を考慮できるようになっているが、本事故シーケンスでは厳しめに遅れ時間を 0 秒として評価している。よって、この遅れ時間 50 秒（給水流量 68%相当で評価）を不確かさ下限とする。

図 4-21 は、給水エンタルピモデル（2）で入力する給水エンタルピ変化の保守性を確認したものである。有効性評価では、インプットデータとしての輸送遅れ時間算出の際に給水流量を上限値一定と仮定している。このため解析では、給水流量の変動を考慮した場合よりも輸送遅れ時間が短くなり、給水エンタルピの低下を速めに模擬している。

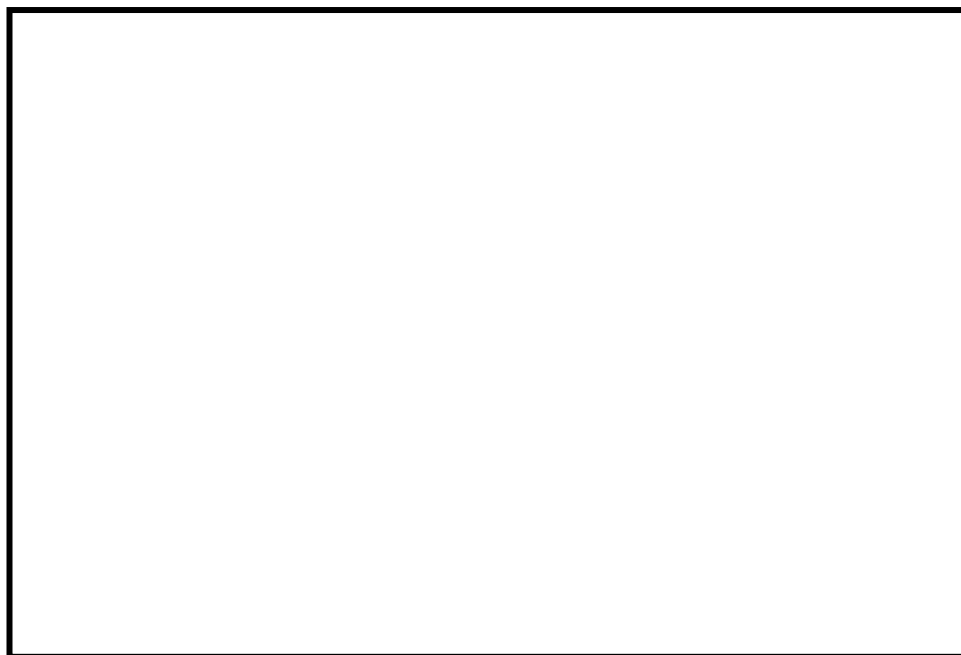


図 4-21 給水エンタルピモデル（2）に入力する給水エンタルピ変化

(ECCSエンタルピの妥当性確認)

本事故シーケンスで期待しているECCS (HPCFとRCIC) の流量は安全要求の下限値を使用し、格納容器のプール水又は復水貯蔵槽を水源としている。基本ケースでは、それぞれの設計流量 (HPCFで $182\text{m}^3/\text{h}$) を用いているが、流量制御をしているRCICは別として、HPCFの場合にはプラス側の不確かさがあり、制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。HPCFでは実力値として+137% ($250\text{m}^3/\text{h}$) の能力があり、これを不確かさとする。


また、制御棒挿入失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、長時間領域での評価指標である格納容器の圧力と格納容器のプール水温度を高め評価する目的で、格納容器のプール水温度は保安規定で定めた上限値 35°C を基本ケースとしている。しかしながら、一方で、ECCSはこの格納容器のプール水も使用しており、より冷たいプール水が結果を厳しくする可能性も考えられる。よって、ここでは設計仕様の常用温度下限である 10°C を不確かさの下限とする。

4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

ほう酸水注入系によって原子炉に注入されたほう酸水は、炉心内冷却材内に拡散されることによりボロン反応度効果として作用し、原子炉を停止させる。

ほう酸水が原子炉に到達するまでの遅れ時間は単純な移送計算で求められるが、到達後の炉内拡散は複雑であり、これを詳細に模擬することは困難である。このため、ほう酸水拡散モデルでは、その入力データを試験結果から得られた結果に基づいて厳しめに設定又は補正することで安全側の評価となっていることを確認する。

ボロンミキシングの試験設備は1/6縮尺で模擬した試験設備であり、ほう酸水流量及び炉心流量をパラメータとして炉内ボロン濃度の時間変化を計測している。

図4-22～図4-24に米国で実施された1/6スケール三次元試験装置(バレットス試験装置)系統図, 及び炉心部測定位置を示す 。試験は制御棒挿入失敗を仮定した時の炉心流量範囲でのミキシング条件を考慮し下記の試験条件で行っている。



A BWR用には, 炉心上部からの注水試験が該当し, 自然循環状態では, ボロンは主に炉心バイパス部を下降し, 燃料下部タイプレートのリーク流路から燃料チャンネル内に流入している。ボロンは上部プレナムで一様に混合されている。なお, 従来型BWRプラントでは, ボロンは下部プレナムで一様な混合が得られることが確認されている。

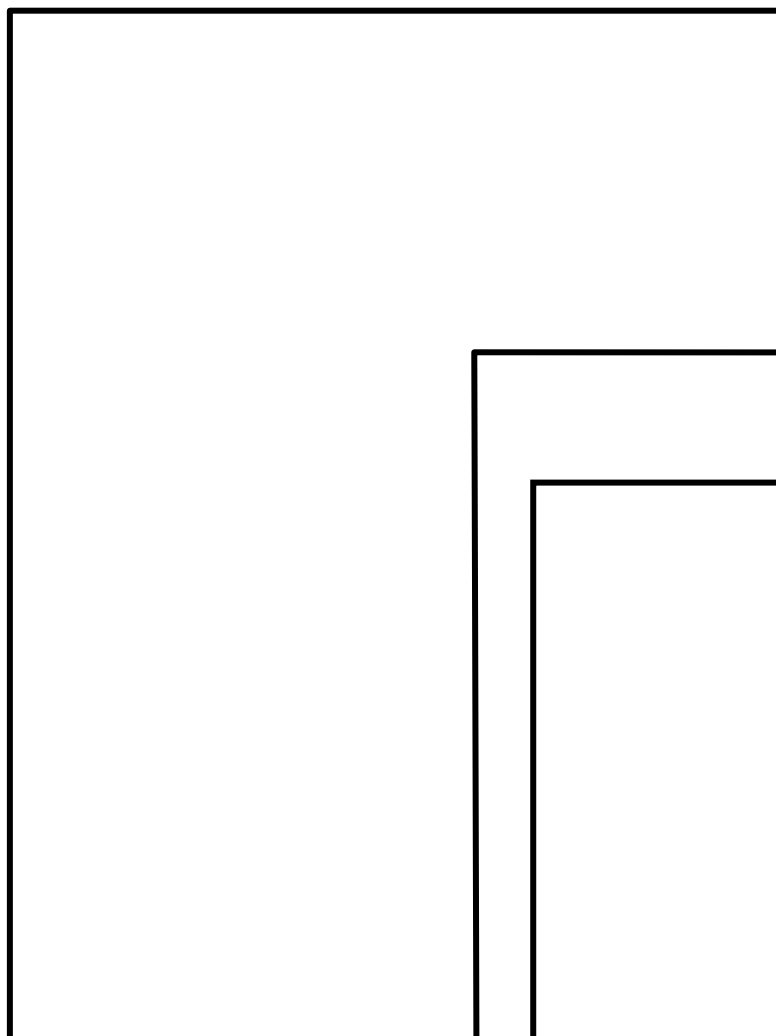


図4-23 軸方向測定位置

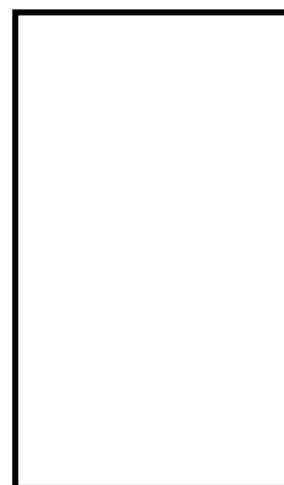


図4-22 全体構成図

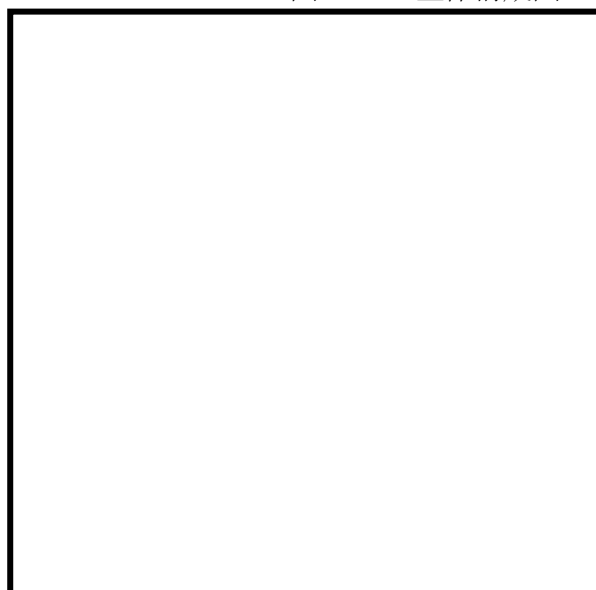


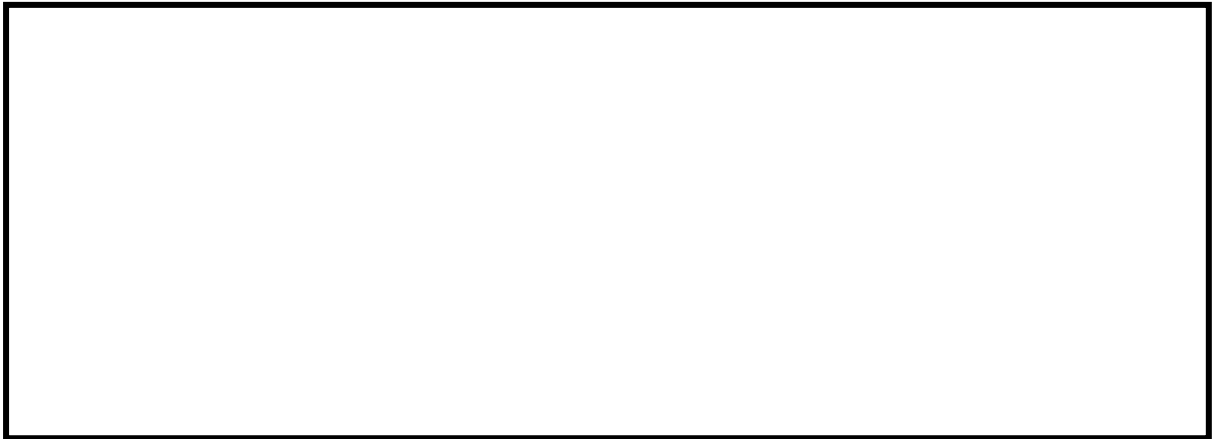
図4-24 径方向測定位置 (図の■の部分)

本資料のうち, 枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(1) ABWRの場合

炉心上部のHPCFスパーージャから注入されるABWRでは、例えば炉心流量がゼロの場合は炉内に注入されたボロンは全量が炉心内に下降し、遅れなく反応度に寄与する。このほう酸水の注入位置によって、ABWRのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率は炉心流量には依存しないものと見なされるので、炉内拡散遅れを考慮し、ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ABWR向けの試験結果を図4-26～図4-29に示す。また、モデル化の検討図を図4-30及び図4-31に示す。



最も保守側の結果を包含する値を注入速度として用いることは妥当である。

なお、個々の計測値の一例として、燃料集合体内の混合率の変化を図4-25に示す。試験結果からは時間とともに位置によるバラツキは小さくなっている。

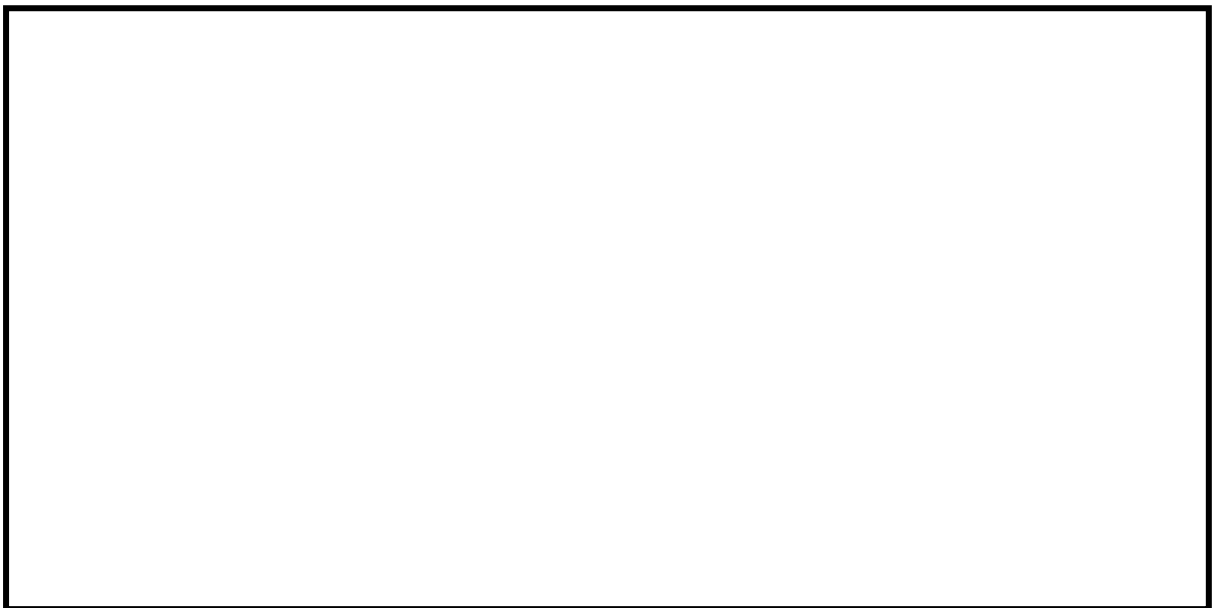


図4-25 計測点ごとのボロン軸方向測定結果

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

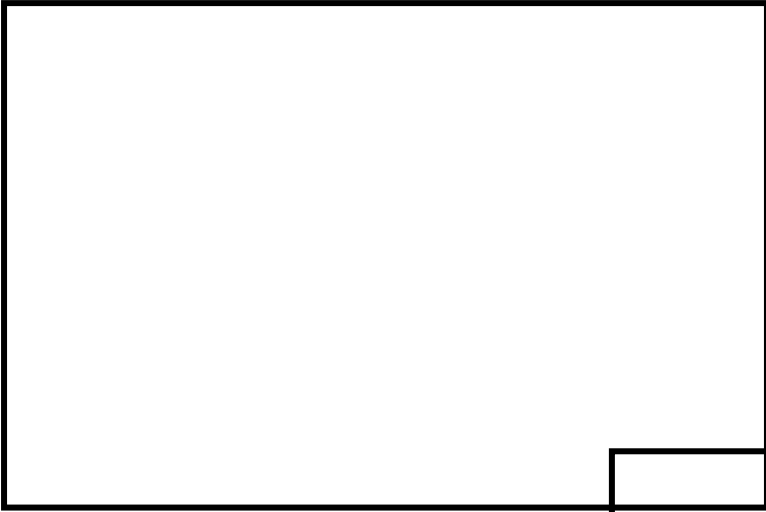


図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

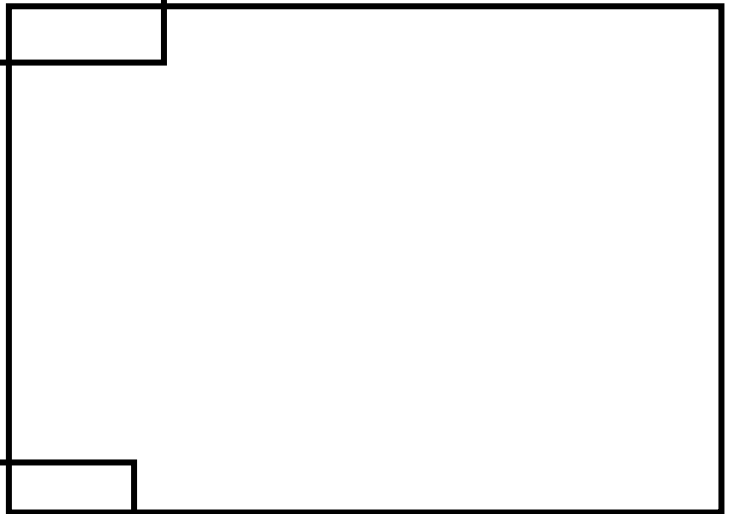


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(2)

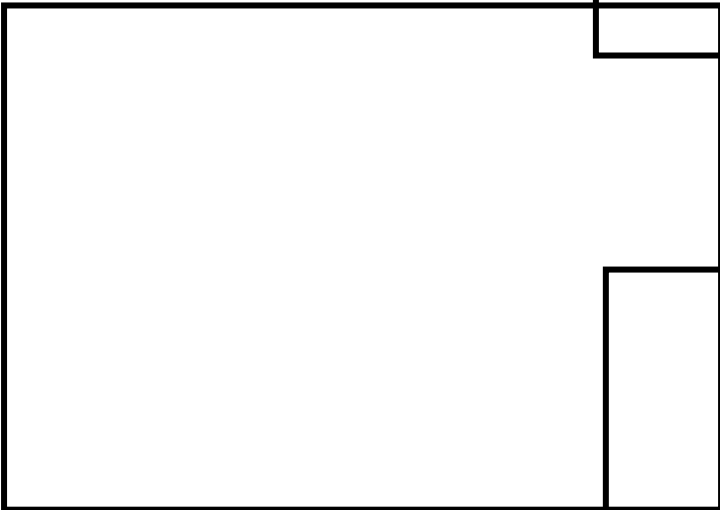


図 4-28 ボロン濃度の時間変化(3)

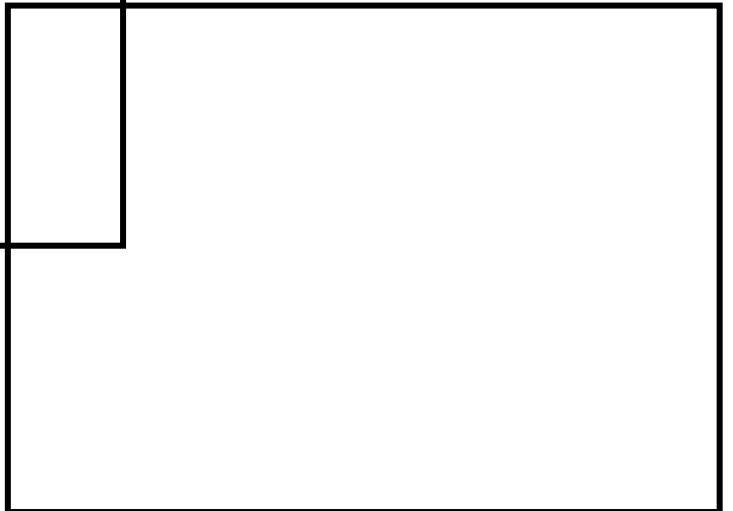


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(4)

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

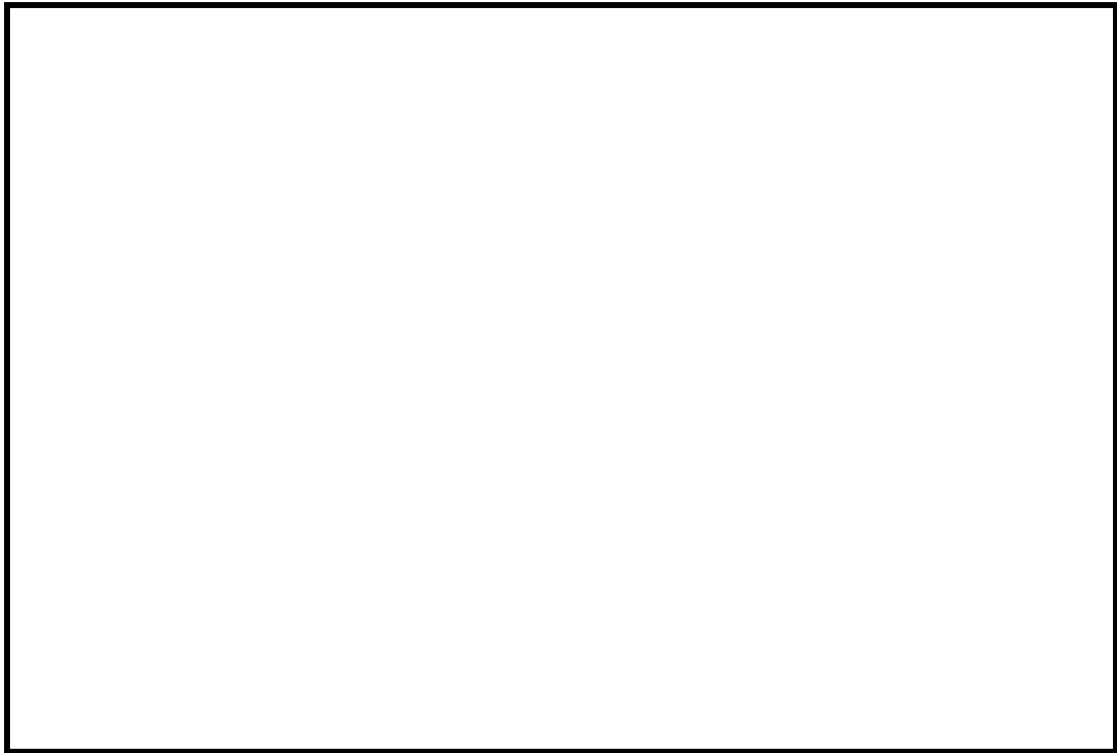


図 4-30 S L C 流量と目標濃度到達時間の関係

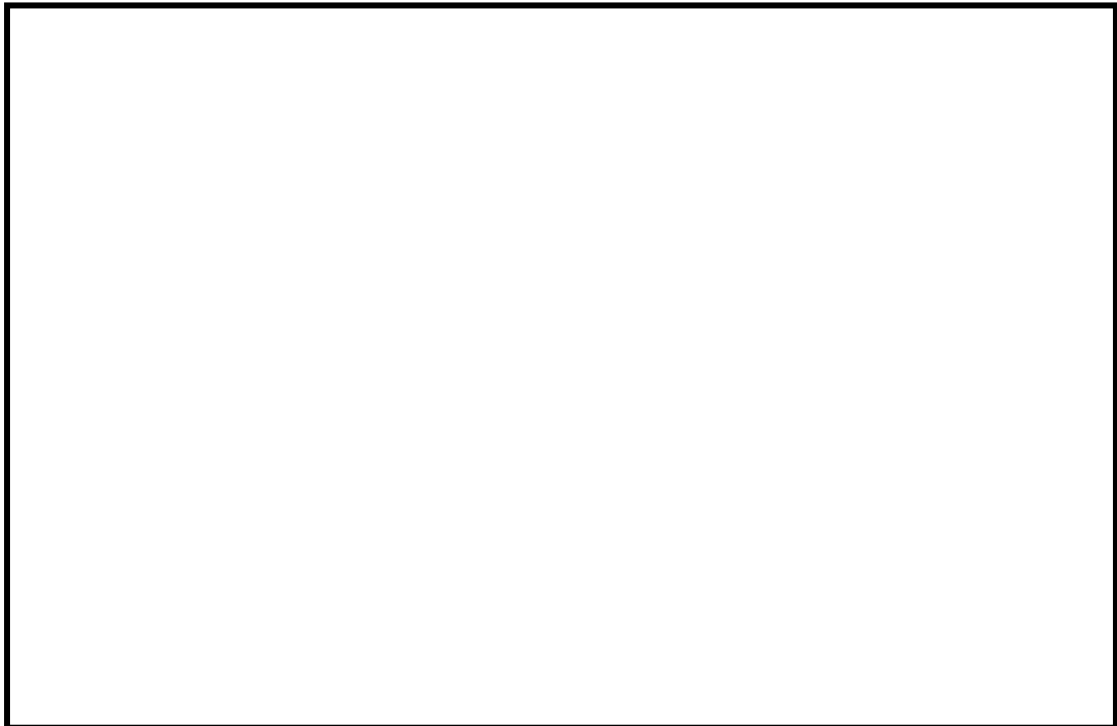


図 4-31 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 従来型BWRの場合

炉心下部の下部プレナムスタンドパイプから注入される従来型BWRでは、原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは、注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図4-32のようにモデル化されている。



図 4-32 従来型BWRのボロンミキシング効率

従来型BWR向けの試験結果を図4-33に示す。なお、ミキシング効率は「反応度に寄与する領域の濃度」を「炉内全領域で十分に混合した時の濃度」で割った無次元数で定義される。試験の結果から以下がわかる。



図 4-33 従来型BWRのボロン混合試験結果



これにより、従来型BWRにおいて、



することは妥当である。

以上より、ほう酸水拡散モデルは妥当であることが確認された。なお、拡散モデルにおけるボイドの影響を添付6に示す。

原子炉スクラム失敗を仮定した事象が発生し、ほう酸水注入系が作動する時点では、ある程度の変動は有るものの、燃料棒での中性子発生及び中性子吸収、減速材による中性子減速及び中性子吸収などがバランスしている。この状態でほう酸水注入系が作動すると、炉心が沸騰状態であっても減速材中にはボロンが含まれ、吸収効果が増加する。このため、前述の状態よりも反応度は低下する。ボロン濃度が一定であれば、上記状態よりも出力が低下したところで再びバランスするが、ボロン濃度は増加し続けるため、沸騰状態においても確実に出力は低下して原子炉停止に至ると考える。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認

3.3 節で示した格納容器モデルは、質量バランスとエネルギーバランスに、基礎的な物理法則を適用したものであり、この妥当性はこれを適用するモデル構築上の仮定確認と、インプットとしての逃がし安全弁からの蒸気流量及び熱交換係数で決まる。以下、モデルが保守的で妥当であることを確認する。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、圧力上昇によって開いた逃がし安全弁からの蒸気は排気管を經由し、格納容器のプール水中に放出され冷却される。この時、状態によっては一部の蒸気はウェットウェルの空間部に移行する。つまり、事故解析のLOCAとは異なり最初に圧力の上昇が始まるのはウェットウェルであり、真空破壊装置が開いて初めてドライウェルの圧力も上昇を開始する。格納容器を1つの圧力ノードとして評価出来るのは、このように、本事故シーケンスでは基本的に真空破壊装置は早期に開き、開いたままとなるためである。

ここで、格納容器内の空間部の温度は常にプール水温度と同じと仮定しているが、実際には、格納容器内の気体温度はプール水温度に遅れて、かつ吸熱して変化するため、気体温度を時間遅れなくプール水温度に追従させることは、格納容器圧力を高く評価することになり、この仮定は保守的である。また、格納容器内の空間部は常に水蒸気で飽和しているものとする仮定しているが、格納容器内の気体空間が水蒸気で飽和していなければ、蒸気分圧はより低い値となるためこの仮定も保守的である。

以上、モデルは空間的に格納容器を一体とし、単純な計算で保守性を確保しており、格納容器における重要現象を保守的に評価できるモデルであることが確認された。

以上、確認してきた妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさを表 4-2 にまとめる。

＝4 章関連の参考文献＝



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 4-2 解析モデルの妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさまとめ

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	核分裂出力	核特性モデル	A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド・ドブプラ)	A B W R 実機試験 設計解析での確認	添付 5 の表 2-2 参照
	崩壊熱	反応度モデル (ボロン)	設計値の確認(ほう酸水拡散モデル自体は下記)	高温停止に必要なボロン反応度: -3%/k
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	崩壊熱モデル	学会推奨曲線, モデル式確認	1 秒経過で最大+0.8%/ -0.1%
		炉心ボイドモデル	試験装置, A B W R 実機試験 設計解析での確認	反応度フィードバック効果に含める 炉心流量補正なし/最大補正二次関数
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁 含む)	冷却材流量 変化	コーストダウン 特性	A B W R 実機試験, 設計値	ポンプの時定数: +10%/ -10%
		自然循環流量	A B W R 実機試験	モデルの仮定に含まれる
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル	A B W R 実機試験, 設計値	逃がし弁流量: +16.6%
	E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル (給水エンタルピ)	A B W R 実機試験, 設計値	(1) 給水温度 (主蒸気流量零で): -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒
原子炉格納容器	ほう酸水の拡散	給水系モデル (H P C F 流量)	設計値等の確認	H P C F 流量: +137%
		給水系モデル (E C C S エンタルピ)	設計値等の確認	格納容器のプール水初期エンタルピ: -104 kJ/kg (-25°C)
	サブレーション・プール冷却	ほう酸水拡散モデル 格納容器モデル	試験装置 モデル式確認	入力値に含まれる 入力値に含まれる

4.6 実機解析への適用性

重要現象に対して実施したREDYコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.6.1 重要現象への適用性

REDYコードを用いた有効性評価における重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、沸騰・ボイド率変化、冷却材流量変化（強制循環流量）、冷却材流量変化（自然循環流量）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）、ほう酸水の拡散、サプレッション・プール冷却である。

REDYコードは元々実際に起こり得るプラント挙動（プラント安定性や運転時の異常な過渡変化）を評価する目的で開発されており、4.1節から4.5節で確認したように、重要現象を模擬した各モデルの妥当性は実在する実機試験結果との比較によりほぼ確認可能である。さらに、直接確認できない炉心ボイドモデルについては、実機を模擬した試験装置での試験によっても確認されており、また、崩壊熱については学会等で公的に認められた特性を模擬していることが確認できた。なお、ボイドマップは、炉心熱水力解析コードから得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから、多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考えられる。

実機試験で確認できない、原子炉スクラム失敗を仮定した事象として特有なほう酸水注入によるボロン反応度変化については、三次元コードから得られた実機を想定した高温停止に必要なボロン反応度とボロン濃度をデータとし、これに試験によって裏付けられた炉心内平均ボロン濃度の変化を考慮している。したがって、ほう酸水拡散モデルも、原子炉スクラム失敗を仮定した実機の適用において問題がない。

格納容器内への逃がし安全弁からの蒸気放出に伴う圧力と温度の評価に関しては、質量及びエネルギーをバランス式から計算し、保守的な結果を与える仮定の下で構築された単純な物理方程式を採用していることを4.5節で説明した。したがって、格納容器の評価においてこのモデルを実機に適用することに問題はない。

4.6.2 出力等が異なるプラントへの適用性

出力等が異なるプラントにおいて、原子炉停止機能喪失事象評価に影響する設備の相違箇所は、以下のとおりである。

- ・再循環系
- ・ほう酸水注入箇所
- ・ECCSの構成

再循環系については、ABWRはインターナルポンプ（内蔵型再循環ポンプ）を採用しているが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは外部ループとジェットポンプにより構成されている。この相違は、再循環ポンプがトリップして炉心流量が低下する際の炉心流量の低下速度に影響し、炉心からの冷却材への熱交換に影響するが、それぞれ実機試験結果で確認された異なる再循環系モデルを選択する。

ほう酸水の注入箇所については、ABWRでは炉心上部への注入となるが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは炉心下部へ注入する。この相違に対しては、それぞれ試験装置により確認された異なるデータを適用できる。

ECCSの構成については、原子炉スクラム失敗を仮定した事象時には原子炉圧力が高めに推移するため、高圧系のECCSを使用するが、炉型や定格原子炉出力によらず基本的な構成は相違ない。

以上から、出力等が異なるプラントへも適用可能である。

4.6.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、出力等が異なるプラントと共通の確認結果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考える。

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実機比較解析等を踏まえ、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）

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

REDYコードで取り扱う評価指標は、原子炉圧力、燃料被覆管温度、格納容器圧力、格納容器のプール水温度である。このうち燃料被覆管温度については、REDYコードの解析結果をSCATコードに受け渡し評価を実施する。

以下、重要現象の不確かさがこれらの評価指標に与える影響について示す。

(1) 核分裂出力

核分裂出力は 3.3 節に示す一点近似動特性の核特性モデルを解くことにより求めている。核分裂出力の不確かさは、核特性モデルで使用する反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ、ボロン）の不確かさに含まれる。核定数の不確かさに対しては原子炉スクラム失敗を仮定した事象が保守的な結果を与えるような燃焼度時点の炉心データを組み合わせて使用しており、反応度フィードバック効果については後述の(2)に示す。

(2) 反応度フィードバック効果

ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさについては、運転時の異常な過渡変化評価と同様に、ボイド反応度に保守ファクタを考慮して計算することにより、加圧事象時の出力上昇が大きくなるように評価している。しかし、本事故シーケンスは、圧力や炉心入口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから、運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため、ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。なお、感度解析のための単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさを含めた反応度フィードバック係数の不確かさ評価については、添付 5 にて説明する。また、感度解析実施のためにサブ時間領域ごと（添付 4 参照）に反応度係数を変更可能な機能を REDYコードに追加して評価を実施する。

ボロン反応度の不確かさについては、その不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は、長時間領域で評価指標に影響が有るものと想定された。崩壊熱の不確かさ幅は時間とその時点までの核分裂出力の変遷で決まるが、不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(4) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化現象の不確かさは、REDYコードでは 3.3 節に示した炉心ボイドモデルとそのデータの不確かさによる。データは炉心熱水力解析コードの解析結果を元に一点近似用で作成しており、現実的に評価していることから、ボイドマップが評価指標に与える影響は小さい。ただし、ボイドマップの炉心流量補正の不確かさについては感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(5) 冷却材流量変化（コーストダウン特性）

再循環ポンプトリップ時、ポンプ速度の低下が遅いほど原子炉出力の抑制も遅くなり、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価される。また、炉心流量の低下が速いと、燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。

この冷却材流量低下速度が燃料被覆管温度の評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(6) 冷却材流量変化（自然循環流量）

再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下し、自然循環状態となるが、その際、炉心流量が小さいと燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、炉心流量が大きいと原子炉出力が高くなり、逃がし弁の開閉により格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることから、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高くなると考えられる。

自然循環流量は、再循環ポンプの駆動力（ABWRで数台運転中の期間）、核特性と、これに起因した炉心内の熱水力学的挙動変化、シュラウド内外挙動やECCS注水（給水系を含む）などに総合的に影響される物理現象である。このためこれを単独で切り出して不確かさを感度解析することは困難である。よって、ここでは、解析モデルの異なるコード（TRACコード）により参考的に解析評価を行い、REDYコードによる解析結果とプラントの全体挙動が同様であることを参照する。
(添付7)

(7) 冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉压力容器）

短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が少ないほど、事象初期の圧力上昇が緩和されにくく、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価されるとともに、炉心出力及び炉心圧力も高くなり、燃料被覆管温度も高くなると考えられる。解析で使用している逃がし安全弁容量は安全率を考慮して決定した下限値であるが、この吹出し容量の違いが評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(8) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）

給水温度の変化やE C C Sの水源としての格納容器のプール水温度の初期値は、炉心入口サブクーリングの変化となって原子炉出力を変化させるため、燃料被覆管温度や長時間領域の格納容器圧力、格納容器のプール水温度の評価指標に影響する可能性がある。以上より、給水温度の変化や格納容器のプール水温度の初期値の不確かさについて確認する必要がある。

なお、炉心に注入されるE C C S流量が多いほど、原子炉水位が高くなり自然循環状態における炉心流量が大きくなるため、原子炉出力が高くなる効果があると考えられる。ただし、R C I Cについては流量制御しており、不確かさの考慮は不要である。また、H P C F（H P C S）流量については、安全要求値を下限値として使用しているが、プラス側の不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(9) ほう酸水の拡散

ほう酸水の拡散に係わる不確かさは、ボロン反応度の不確かさとして原子炉出力の抑制に影響することから、長時間領域の格納容器圧力や格納容器のプール水温度の評価指標に影響する。これについては、試験装置で得られたほう酸水の混合特性を考慮して保守的に設定しており、厳しい評価となっている。

(10) サプレッション・プール冷却

3.3節にて示したとおり、R E D Yコードにおける格納容器モデルでは、放熱による熱損失を考慮せず、かつ空間部が飽和状態にある等、温度及び圧力評価において保守的な仮定を置き、質量バランスとエネルギーバランスの式等により格納容器圧力や格納容器のプール水温度を計算している。これにより、格納容器圧力や格納容器のプール水温度を保守的に評価しており、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。また、残留熱除去系の除熱量については、除熱量が小さい場合はサプレッション・プールの冷却速度が遅くなり格納容器圧力や格納容器のプール水温度が高くなる可能性があるが、残留熱除去系の除熱量は最小値を用いていることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節に示した重要現象に対する不確かさについて、評価指標に与える影響が大きい、もしくは影響の大きさの確認が必要であるとした重要現象について、REDYコードを用いた感度解析を実施した。なお、対象とした重要現象は、反応度フィードバック効果（ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応度）、崩壊熱、沸騰・ボイド率変化（炉心流量補正）、冷却材流量変化、冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）及びECCS注水（給水系・代替注水設備含む）である。

各重要現象に対するREDYコードによる感度解析結果を表5-2に示す。対象プラントはABWRとし、主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし、各感度解析における評価指標の値を、ベースケースからの偏差の形で示した。

評価指標の中で、制限値に対する裕度が小さいのは燃料被覆管温度だけである。このため、以下はこの燃料被覆管温度に絞っての考察を行う。

表5-2に示した感度解析結果をみると、燃料被覆管温度にプラスの感度（結果を厳しくする感度）が見られたものはボイドマップの炉心流量補正（+60℃）だけであり、それ以外の不確かさは全てマイナス側の感度解析結果が得られている。例えば、ボイド係数とドップラ係数の保守因子に関しては、申請解析条件では代表的にボイド係数1.25とドップラ係数0.9（解析時間を通して一定）を使用しているが、事故シーケンスに沿って不確かさを評価し、これをサブ時間領域ごとに変えた感度解析結果によると、全ての組合せにおいて-10℃の感度が得られており、加圧事象時の反応度係数の保守因子を申請解析条件で用いることの代表性が確認された。また、不確かさ幅を特定できないことから、表5-2に含めずに添付2と添付3で補足している軸方向出力分布が下方ピークになる場合を想定した場合は、燃料被覆管温度をより小さく評価される傾向が見られることが確認されている。

以上、総合すると、申請解析におけるREDYコードによる解析結果は評価指標である燃料被覆管温度を保守的に評価していると考えられる。

なお、REDYコードでは模擬できない、核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動現象が燃料被覆管温度に与える影響は、参考解析のTRACコードによる解析結果を参照しても、その影響は小さくかつ判断基準に対しても十分裕度があることを別途確認している。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

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)	核分裂出力	核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド・ドップブラ) 反応度モデル (ボロン) 崩壊熱モデル	添付5の表2-2参照 高温停止に必要なボロン反応度： -3%/k 崩壊熱： 1秒後+0.8%/ -0.1%	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。 ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。 崩壊熱が大きい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率 変化	炉心ボイド モデル	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	補正量が大きい方が、炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少なめに模擬することから、原子炉出力を高めに出し、燃料被覆管温度を厳しく評価する。
原子炉圧力 容器 (逃がし安全 弁含む)	冷却材 流量変 化	再循環系モデル	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/ -10%	冷却材流量変化(強制循環時)速度が小さいと原子炉バウンダリ圧力が高く評価され、大きいと燃料被覆管温度が高く評価される。
			モデルの仮定に含まれる	冷却材流量変化(自然循環時)が大きいと燃料被覆管温度が高くなる可能性があり、小さいと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が高くなる。
	冷却材放出(臨 界流・差圧流)	逃がし安全弁 モデル	逃がし弁流量： +16.6%	冷却材放出量が小さいと、原子炉圧力及び燃料被覆管温度が高く評価されるが、下限値を使用しているため不確かさについては考慮不要。冷却材放出量が大きいと、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高く評価される可能性がある。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

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 全弁含む)	E C C S 注水 (給水系・代替注 水設備含む)	給水系モデル	給水エンタルピ (1) 給水温度 (主蒸気流量零で) -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料破 覆管温度が高くなる可能性がある。また、給水流量や E C C S 流量が多いと格納容器圧力と格納容器のプール水温度に 影響を与える可能性がある。
			H P C F 流量： +137% 格納容器のプール水初期エンタルピ： -104 kJ/kg (-25°C)	
原子炉格納 容器	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モ デル	保守的値を使用	ほう酸水の変化を保守的に設定しており、格納容器圧力と格 納容器のプール水温度も保守側の結果となる。
	サブレーション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること並びに保守的仮定により、保守的 に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対する R E D Y 感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力 (MPa)	燃料被覆管 温度(°C)	格納容器のプー ル水温度(°C)	格納容器圧力 (MPa)
反応度フィードバック効果	添付 5 の表 2-2 参照	9.08 (*)	920 (*)	113 (*)	0.19 (*)
	ポロン反応度：-3%/k	-0.38/0.20 ^{(*)1}	-10/-10 ^{(*)1}	(ポロン反応度が支配的な期間で あり詳細不確かさは評価しない)	
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で+1%/ -2% (1秒後で+0.8%/ -0.1%を包含)	0.00 (評価対象外)	0 (評価対象外)	+7	+0.04
	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	0.00/0.00	-10/-10	0/0	0.00/0.00
沸騰・ボイド率変化	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/ -10%	-0.18/0.00	-30/60	-4/2	-0.02/0.01
	逃げし弁流量：+16.6%	0.00/-0.01	-10/-10	0/0	0.00/0.00
冷却材流量変化(コースト ダウン特性)	逃がし弁流量：+16.6%	-0.39	0	0	0.00
	給水エンタルピ (1) 給水温度 (主蒸気流量零で) -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒	0.00	-30 ^{(*)2}	0	0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	H P C F 流量：+137%	0.00	0	+4	+0.03
	格納容器のプー ル水初期エンタルピ： -104kJ/kg (-25°C)	0.00	-10	-18	-0.06
E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含 む)					

(*) ベースケースでの評価結果 (*1) 本評価は、添付 5 の (動的ボイド係数、動的ドップラ係数) の保守因子から 5 つの組合せ (ノミナル値、ノミナル値) (下限値、下限値) (下限値、上限値) (上限値、上限値) (上限値、下限値) (下限値、下限値) を実施し、その結果から最大値と最小値を記載したものである。

(*)2 給水温度 (+要因) と遅れ時間 (-要因) を同時に考慮した感度。仮に遅れ時間は考慮しない (0 秒) とした場合は 100°C となる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

原子炉スクラム失敗を仮定した事象においてREDYコードで取り扱う運転操作は、ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作、ADS作動阻止操作、ECCSによる水位低下維持操作である。

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

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作は、事象発生時点から又は格納容器のプール水温度高の発信を起点に実施している。プラントの運転操作としては、制御棒が全挿入されない状態で、格納容器のプール水温度が高くなった場合、ほう酸水注入系及び残留熱除去系を起動することになるが、状態確認等の運転員操作の余裕時間を考慮しているため、不確かさの影響は保守的に評価される。

ADSは作動条件成立後時間遅れをもって作動する。手動阻止操作は原子炉水位低下を確認して、ADS作動条件成立前に阻止操作を実施している。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するとともに、条件成立後であっても時間遅れがあるため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

水位低下維持操作は、ボロン濃度上昇に伴い原子炉出力が低下し原子炉水位が上昇してくるために、原子炉水位を低めに維持する操作である。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

(2) 運転操作後の影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作後は、炉心部でのボロン濃度増加により原子炉出力が低下するため、原子炉水位が回復してくる。原子炉水位が上昇するとボロン濃度上昇割合が減少する可能性があるが、高温停止に必要なボロン濃度に至る時間の評価において定常水位を仮定しているため、コードの不確かさは水位低下維持操作に影響を与えない。

以上より、REDYコードの不確かさの運転操作への影響を考慮すると、実機運用上は時間余裕が増える方向又は影響を与えないため、有効性評価で確認できた運転操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

6. 参考文献

- (01) 「沸騰水型原子力発電所プラント動特性解析手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-014 訂 2, 昭和 63 年 3 月)
- (02) 「沸騰水型原子力発電所プラント動特性解析手法について」
(株式会社東芝, TLR-012 改訂 1, 昭和 63 年 3 月)
- (03) Linford, R. B., “Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor”, NEDO-10802, February 1973.
- (04) 「沸騰水形原子力発電所 2次元単位セル計算手法について」
(日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, HLR-005 訂 1 平成 20 年 4 月)
- (05) 「沸騰水型原子力発電所 燃料集合体核特性計算手法」
(株式会社東芝, TLR-006 改訂 1, 平成 20 年 9 月)
- (06) 「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)
- (07) 「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)
- (08) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」
(株式会社日立製作所, HLR-053 訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (09) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」
(株式会社東芝, TLR-045A 改訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (10) 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-008, 昭和 52 年 4 月)
- (11) 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」
(東京芝浦電気株式会社, TLR-008, 昭和 51 年 9 月)
- (12) 「ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について」
(TGBLA/LOGOS 版) (平成 19 年 10 月)
- (13) 「ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について」
(HINES/PANACH 版) (平成 19 年 10 月)
- (14) ANCR-NUREG-1335 “RELAP4/MOD5 A Computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems user's manual”, Volume I, September, 1976.
- (15) 「BWR プラント過渡解析コード REDY のレビュー結果について」
(昭和 60 年 2 月, 通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会)

添付1 解析コードにおける解析条件

表1 解析コードにおける主要な解析条件 (1/2)

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
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	被覆管外径
	被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量 (予備機含む)
	停止条件
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間

表 1 解析コードにおける主要な解析条件 (2/2)

分類	解析条件
事故収束に重要な機器, 操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能 (自動作動設定点, 作動遅れ時間, 台数, 再循環ポンプ慣性時定数)
	高圧注水系 (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, 注水量調整手動操作条件)
	ほう酸水注入系 (注水遅れ時間, 注水流量, 高温停止濃度, 起動手動操作条件)
	残留熱除去系 (手動起動操作条件, 台数, 容量)

添付2 軸方向出力分布の変化について

REDYコードの軸方向出力分布のデータは、固定のインプットデータであり、時間変化で変わることの模擬はできない。

一方、図1に示すTRACコードの解析結果(代表チャンネルの軸方向出力分布の変化)によると、事象発生前(初期状態)は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると、炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため、軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし、この下方ピークにシフトしている時間帯は約70秒から約200秒であり、この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

ここでは、REDYにおける“下方ピークの軸方向出力分布データ”の影響を確認するために、一貫して下方ピーク出力分布とした場合(異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核特性やボイドマップ等は変更していない単独効果)の影響を確認する。

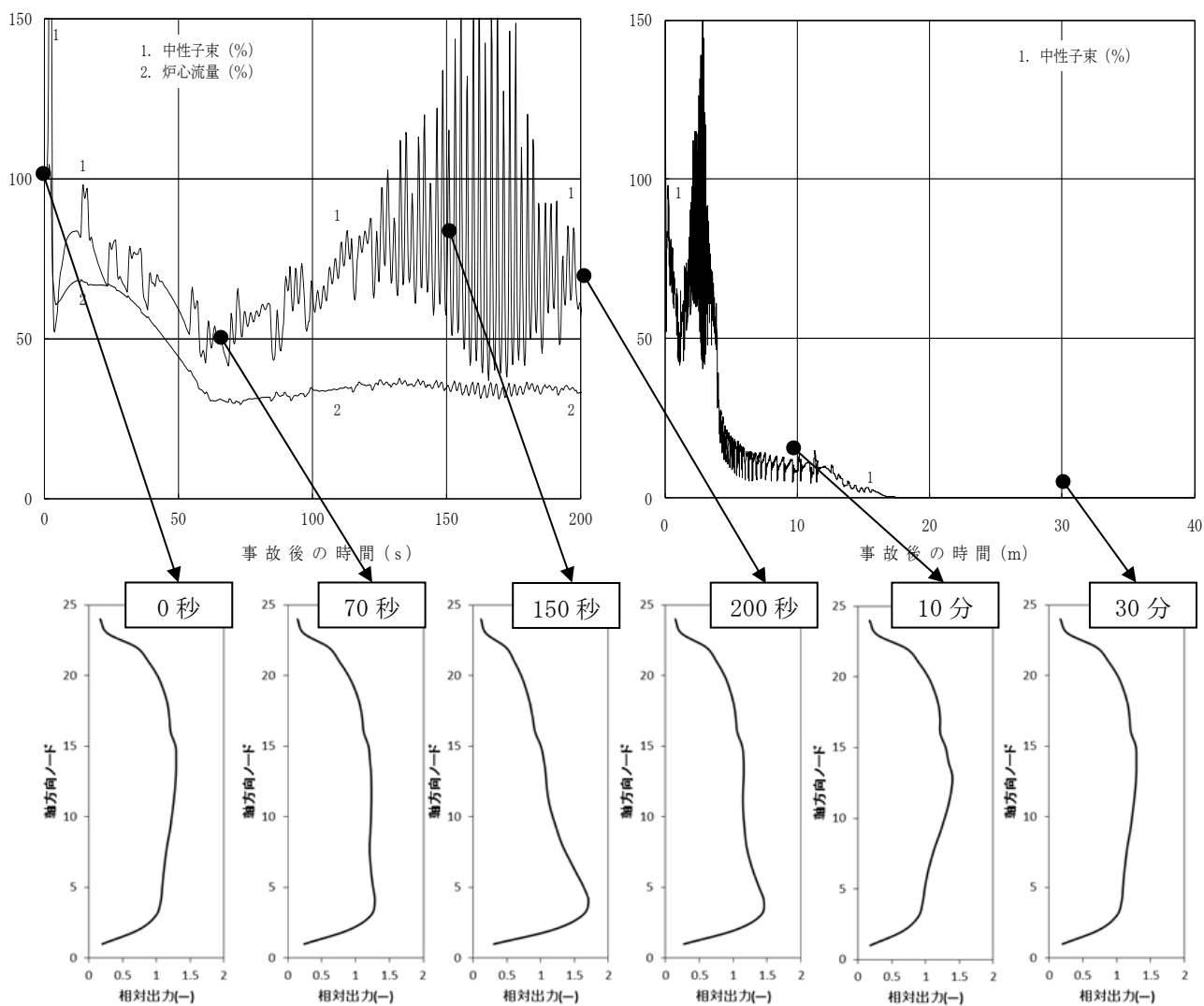


図1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

図2のように軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を図3、表1に示すが、これによ
ると本事象で一時的に生じる下方ピーク状態を仮定しても、REDYコードでは炉心全体
に及ぼす影響はほとんどないことが確認された。

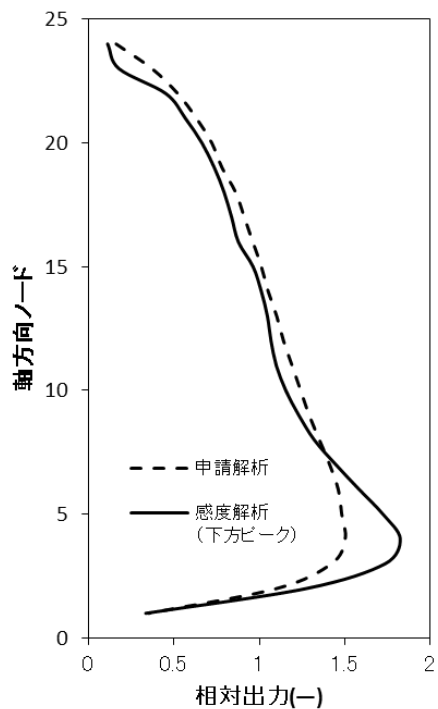


図2 REDYコードにおける
解析条件

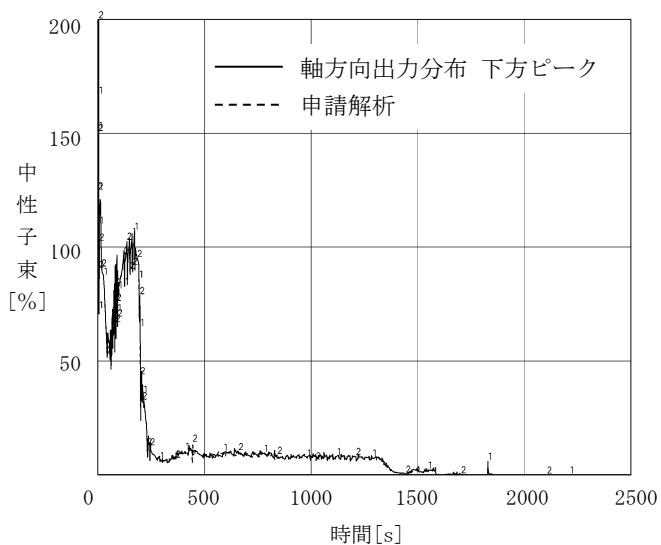


図3 REDYコード解析結果
(下方ピーク)

表1 軸方向出力分布を変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度(°C)	920	910
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	113

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

REDYコードでは、定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき、これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており、このボイドマップモデルの妥当性は、広い範囲の実機試験などで確認されている。ただし、REDYコードの定格炉心流量でのボイドマップデータ自体は、固定のインプットデータであり、REDYコードの軸方向出力分布変化と同様、時間で変わることの模擬はできない。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により、過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており、これがREDYコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認する。

ここでは、TRACコードによる解析結果から得られる下方ピークとなった時点での軸方向出力分布を用い、炉心熱水力解析コードを用いて下方ピーク時の軸方向出力分布でのボイドマップを作成し、“下方ピークを想定した場合のボイドマップデータ”の影響を確認するために、一貫して下方ピークのボイドマップとした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核や軸方向出力分布は変更していない単独効果）の影響を確認する。

今回の申請解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布を図1に、今回の感度解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布（TRACコードによる代表的な下方ピーク）を図2に示す。

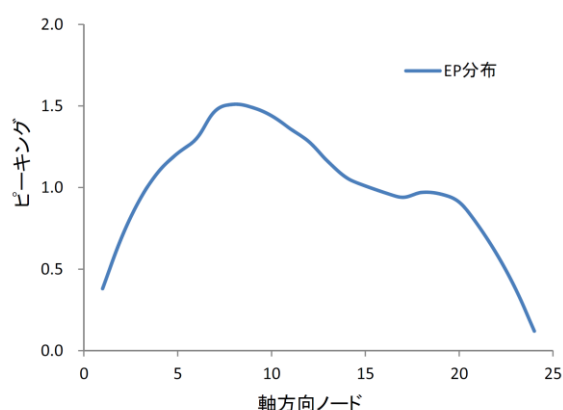


図1 申請解析に用いる設計ボイドマップ作成における軸方向出力分布

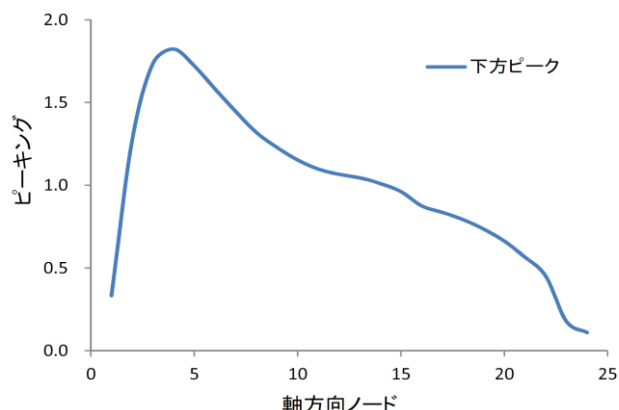


図2 TRACの「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」の軸方向出力分布

今回実施した影響解析の主な条件を以下に示す。

- ・プラント：代表ABWR
- ・評価事象：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
- ・初期条件：100%出力/100%炉心流量
- ・炉心：9×9燃料（A型）単一炉心
- ・ボイドマップ：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止時の給水加熱喪失状態における軸方向出力分布（下方ピーク）を考慮したボイドマップ

以下に、給水加熱喪失に伴う軸方向出力分布の変化を考慮したボイドマップにより解析を実施した結果、評価指標に及ぼす影響は小さいことが確認できた。

表1 ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析) (設計ボイドマップ)	REDYコード (TRACコードによる代表的な 下方ピークに対応したボイドマップ)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(°C)	920	910
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	114

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討

1. 短時間領域の細分割

短時間領域をサブ時間領域1（出力変動期）、サブ時間領域2（出力抑制期）、サブ時間領域3（出力再上昇期）の3つのサブ時間領域に細分割した場合の重要現象のランクを検討する。なお、短時間領域での評価指標は、原子炉圧力と燃料被覆管温度（PCT）である。

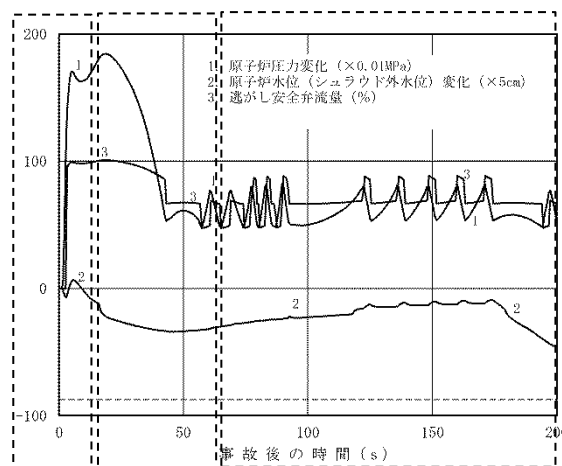
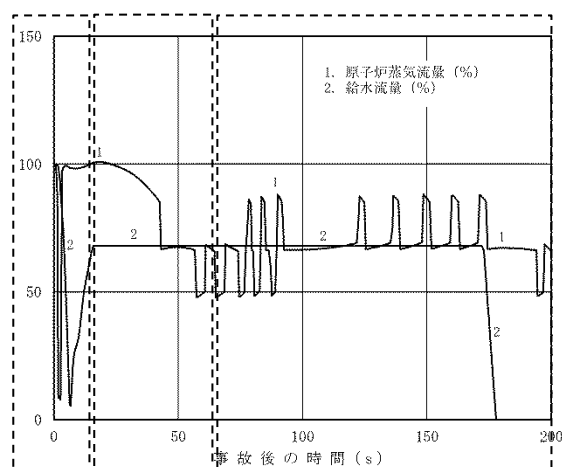
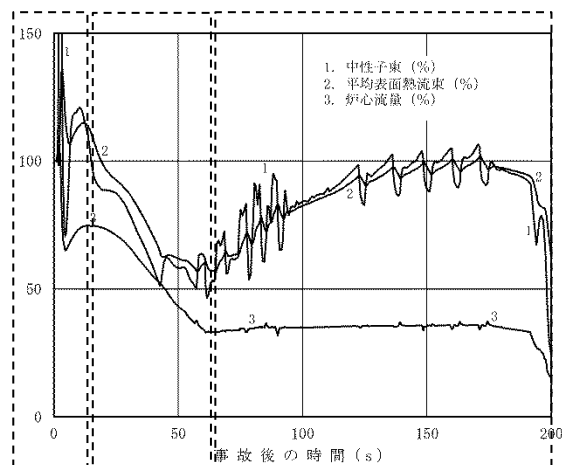
① サブ時間領域1（0秒から約10秒）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止により原子炉圧力が上昇するために、炉心平均ボイド率が減少し、これにより正のボイド反応度が印加され中性子束が上昇する。ただし、中性子束上昇に伴って燃料温度と熱出力も増加するため、負のドップラ反応度印加、発生熱に伴う炉心内ボイド率増加による負のボイド反応度印加により中性子束の過度な上昇は抑制される（BWRの自己制御性）。同時期に、原子炉圧力高のインターロック信号が2秒で作動し4台の再循環インターナルポンプ（RIP）トリップが炉心流量を急減させ負のボイド反応度を印加することにより、中性子束は2秒後に306%のピークを迎えた後、一時的に定格値以下にまで低下する。その後は継続する圧力上昇によって中性子束が再度上昇する。なお、本期間内で給水ポンプはタービン駆動給水ポンプからモータ駆動給水ポンプに切替わる。

以上に述べた時間領域は、中性子束が定格値近傍で増減する領域であり、これをサブ時間領域1（出力変動期）とした。

② サブ時間領域2（約10秒～約60秒）

この時間領域では、再循環流量制御系自動モードにより、トリップしていない6台のRIPポンプ速度が次第に最低速度まで低下し、炉心流量が一定になるまで、炉心のボイド率が増加する。このため、徐々に負のボイド反応度が投入され出力は約50%まで低下する。この時間領域の初期ではまだ出力が高く、炉心流量減少開始による冷却能力低下により、



燃料被覆管温度が15秒で770℃となり（一次ピーク）、原子炉圧力は19秒後に最大値8.92MPa[gage]となるが、その後はいずれも継続的な炉心流量低下により徐々に抑制される。これをサブ時間領域2（出力抑制期）とした。なお、図示してはいないが、格納容器圧力高により34秒後にHPCFとRCICが起動し、原子炉水位の異常な低下を抑制している。

③サブ時間領域3（約60秒～約200秒）

トリップしなかった6台のRIPは最低速度で運転を継続し、炉心流量はほぼ一定となる。この間、主蒸気隔離弁が閉鎖することに起因して給水加熱能力が喪失し、給水流量のエンタルピが次第に低下することにより、炉心入口サブクーリングが増加する。このため、炉心平均ボイド率が減少し、出力が次第に上昇し150秒前後に定格出力近傍で平衡状態となる。この間の原子炉圧力は逃がし安全弁の開閉によりほぼ一定に制御される。173秒で復水器ホットウェル水位低で給水ポンプトリップ、191秒で原子炉水位低で運転中の6台のRIPトリップが生じ、再循環流量は自然循環流量状態に移行するとともに、原子炉出力は低下し、燃料被覆管温度も175秒で920℃となった（二次ピーク）のち低下する。以上に述べた時間領域は、給水加熱喪失により中性子束が再上昇する領域であり、これをサブ時間領域3（出力再上昇期）とした。

2. 重要現象のランク付け

原子炉圧力の最大値と燃料被覆管温度（一次ピーク）の最大値はサブ時間領域2で、燃料被覆管温度（二次ピーク）は給水加熱喪失により中性子束が再上昇するサブ時間領域3で決まる。短時間領域で重要と考えられる物理現象は、核分裂出力、出力分布変化、反応度フィードバック効果、三次元効果（核）、沸騰・ボイド率変化、三次元効果（熱流動）、冷却材流量変化、冷却材流量放出、ECCS流量（給水系含む）であるが、これらの物理現象を前述の3つのサブ時間領域ごとに当てはめて、評価指標へのランクと不確かさを検討した。

(1)核分裂出力

反応度フィードバック効果との総合事象として評価するものであり、プラント挙動に関わらず、どのサブ時間領域でも評価指標に与える重要度は高いと考える。

(2)出力分布変化

サブ時間領域1とサブ時間領域2では、軸方向出力分布は形状がそれほど変わらずに一様に変化する。一方、サブ時間領域3では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなることが従来から知られている。

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力を評価する上で重要現象とはならない。燃料被覆管温度は、サブ時間領域3において軸方向出力分布が下方ピークに変化することから、炉心ボイド率の変化を通して評価指標である燃料被覆管温度へ影響を与える。本物

理現象はむしろ燃料被覆管温度を小さくする方向である。この下方ピークへの変化を考慮しない評価は厳しめの結果を与えることになることから、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は低い。ただし、これを確認するためにREDYコード説明書の添付2と3にてサブ時間領域3で軸方向出力分布が下方ピークとなることの影響を確認するための感度解析を実施している。

(3) 反応度フィードバック効果 (ボイド・ドップラ)

原子炉圧力は冷却材流量放出 (逃がし安全弁) により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力に与える重要度は低いと考えられる。

一方、本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は、サブ時間領域2及びサブ時間領域3で高い。詳細化したサブ時間領域ごとのプラント状態を見てみると、各サブ時間領域のボイド率変化、燃料温度変化、炉心入口サブクーリング変化はプラント挙動に大きく左右され、各サブ時間領域に対して実施した不確かさ評価結果 (REDYコード説明書の添付5参照) を、それぞれのサブ時間領域に別々に適用してその影響を確認することがより現実的であると考えられる。以上より、サブ時間領域ごとに反応度フィードバック効果 (ボイド・ドップラ) の不確かさを変えて、燃料被覆管温度に与える影響を評価する。

(4) 三次元効果 (核)

核熱水力不安定事象により中性子束振動が生じる可能性のある期間は、サブ時間領域3であり、本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考えられる。ただし、REDYコードでは中性子束振動 (三次元効果) を再現することはモデル上困難であり、TRACコードを参照している。

(5) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化は反応度フィードバック効果 (ボイド反応度) に直接影響を与えることから、評価指標である原子炉圧力に対しては、サブ時間領域1及びサブ時間領域2で重要度が高い。評価指標である燃料被覆管温度に対してはサブ時間領域2及びサブ時間領域3で重要度が高く、サブ時間領域1は出力変動期間ではあるが、ボイド率の炉心流量依存性やその後のサブ時間領域2や3へ与える影響の重要度を考慮すると、重要度は中程度になると考えられる。

この場合、REDYコードで使用しているボイドマップの炉心流量依存性の不確かさはどのサブ時間領域でも適用でき、REDYコード説明書にて不確かさを評価している。なお、サブ時間領域3において下方ピークに対応したボイドマップとなることの検討は前述(2)の出力分布変化に含めて検討・考察している。

(6) 三次元効果 (熱流動)

上記、(4)の三次元効果 (核) と同様、サブ時間領域3 (出力再上昇期) を対象とした核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動が、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考える。

(7) 冷却材流量変化

ポンプトリップによるコストダウン特性は、サブ時間領域1で評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度が高いと考えられ、REDYコード説明書本文にて不確かさの感度解析を実施している。

(8) 冷却材流量放出

冷却材流量放出（逃がし安全弁流量）は、炉内で発生する熱を原子炉から格納容器へ放出する上でサブ時間領域1と2において、評価指標である原子炉圧力に与える影響は中程度と考えられる。一方、本事象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度はどのサブ時間領域においても小さいと考えられる。

(9) ECCS流量（給水系含む）

時間遅れを持って炉心に影響を与える給水加熱喪失は、サブ時間領域3において炉心入口サブクール減少として出力に影響するため、燃料被覆管温度に対して重要度が高いと考えられ、REDYコード説明書本文にて感度解析を実施している。

以上、短時間領域におけるプラント挙動を考慮した上で各重要物理現象のランク付けを再検討した結果を表1に示す。ここで、太線で囲んだものが、本文の短時間領域で報告しているものであり、短時間領域でのランク（3つのサブ時間領域の中で一番高いランク）付けは妥当であることが示されている。

表1 短時間領域を細分割した場合のランク評価結果

細分割区分 (全体は短時間領域)	サブ時間領域1		サブ時間領域2		サブ時間領域3		短時間領域	
	出力変動期		出力抑制期		出力再上昇期		—	
評価指標 物理現象	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT
核分裂出力	H	H	H	H	H	H	H	H
出力分布変化	I	I	I	I	I	L	I	L
反応度フィードバック効果 (ボイド・ドブブラ)	L	M	L	H	L	H	L	H
三次元効果「炉心(核)」	L	L	L	L	L	M	L	M
沸騰・ボイド率変化 「炉心(熱流動)」	H	M	H	H	L	H	H	H
三次元効果「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	M	L	M
冷却材流量変化「原子炉压力容器」	L	H	L	L	L	L	L	H
冷却材流量放出「原子炉压力容器」	M	L	M	L	L	L	M	L
ECCS注水（給水系含む）	I	I	I	I	I	H	I	H

添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の保守因子について

原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において、REDYコードに原子炉設置変更許可申請書の添付書類八記載の平衡炉心サイクル末期の反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍、ドップラ係数は0.9倍）を掛けた反応度係数を用いている。

一方、本事象では、事象の進展に伴い、初期の運転状態から炉心流量、原子炉圧力、炉心入口エンタルピ、軸方向出力分布等が時間とともに変化し、ボイド係数、ドップラ係数が影響を受け、保守因子は一定ではない。

そこで有効性評価手法が適切であることを確認するために、前述のとおり5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を3つのサブ時間領域に細分割した上で、それぞれに反応度係数に対する保守因子を設定してREDYコードによる評価を行っている。

ここでは、①、②において5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数に対する保守因子を求め、③において5.1.2節の感度解析結果より有効性評価の一律の保守因子の手法が適用できることを確認した。

- ① 炉心一点近似縮約による反応度係数評価は、圧力変化、流量変化などの摂動による炉心状態変化及び事象進展に伴う炉心状態変化を扱うことが出来ない。原子炉停止機能喪失事象では、この炉心状態変化の変化に伴う不確かさが大きくなる可能性があるため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、各サブ時間領域に対するボイド係数、ドップラ係数を評価し、炉心一点近似手法による反応度係数（添付書類八記載の値）に対する比として各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値を評価した。
- ② ①で求めた保守因子のノミナル値に、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより評価したボイド係数、ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさ（補足参照）を加えることで、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子変動幅を求めた。
- ③ ①及び②の検討より、原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において、事象を通じた一律の保守因子として、ボイド係数は1.25及びドップラ係数は0.9が適用できることを確認した。

1. 原子炉停止機能喪失事象での各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値

(1) 評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を、以下の3つのサブ時間領域に細分割し、

- ・出力変動期（サブ時間領域1）
- ・出力抑制期（サブ時間領域2）
- ・出力再上昇期（サブ時間領域3）

各サブ時間領域の代表的な炉心状態における炉心パラメータを用い、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、ボイド係数、ドップラ係数を評価し、原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の反応度係数（保守因子1.0倍に相当）と比較した。

ボイド係数は、各解析点に応じた微小な摂動を与え実効増倍率の変化量を求め、炉心平均のボイド率の変化量で除することで求めた。各解析点での摂動は、表1-2、表1-3に示すように、サブ時間領域1では圧力摂動、サブ時間領域2では流量摂動、サブ時間領域3では入口エンタルピ摂動を与えた。

ドップラ係数は、各解析点における摂動計算により炉心平均値を求めた。

(2) 解析条件

解析は二つの代表プラントを対象として行い、この主な解析条件を以下に示す。

表 1-1 主な解析条件

プラント	代表ABWR	代表従来型BWR
評価条件	原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止	
初期条件	100%出力/100%炉心流量	100%出力/85%炉心流量
炉心	9×9燃料（A型）単一炉心	9×9（A型）+標準組成MOX燃料混在炉心
解析コード	HINES/PANACH	TGBLA/LOGOS

(注) HINES, TGBLA : 単位燃料集合体核特性計算コード

PANACH, LOGOS : 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

(3) 解析結果

各解析点における、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数と一点近似モデルの反応度係数^(*)の比（以下「三次元/炉心一点近似（保守因子1.0）」と称す）を表1-2と表1-3に示す。これによると、摂動及び事象進展に伴い軸方向の出力分布及びボイド分布が変化するためボイド係数は変化するが、ドップラ係数は主にU-238の共鳴吸収が支配的であることから変化は小さくなっている。

(*)原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の減速材ボイド係数、ドップラ係数

冒頭に述べたように、炉心一点近似縮約による反応度係数評価は、圧力変化、流量変化などの摂動及び事象進展に伴う炉心状態の変化を扱えないため、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いて炉心状態変化を取り込んで評価しているが、ボイド係数において特にその影響が大きいことが分かる。

このように三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることで、炉心状態変化を取り込むことができるものの、静的評価であることによる不確かさが含まれると考えられる。そこで、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価できることを含めて、サブ時間領域ごとに保守因子の設定について以下のとおり確認した。

サブ時間領域1では、圧力増加による正のボイド反応度印加による中性子束の上昇が支配的である。圧力摂動においては、軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は、流量摂動、エンタルピ摂動に比較して小さく、また、炉心一体型の摂動であり、特に軸方向にほぼ時間遅れなく摂動が与えられるため、事象開始時点の炉心状態に対して静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いてボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域2における支配的要因は流量摂動であり、炉心出力だけでなく、軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布もこの影響を受ける。炉心入口流量が減少すると、この流量摂動の影響が時間遅れを伴って動的に下方から上方に伝わり、上部のボイド率が変化する前に下方のボイド率が増加することとなる。このため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数評価では現実の軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布と異なった状態を評価していることになる。この流れによる時間遅れがボイド率変化に及ぼす影響を確認するため、SCATコードにより、サブ時間領域2の流量減少の時間変化を模擬した場合と定常解析に相当する準静的に流量が減少した場合について、軸方向ボイド率分布を評価したところ、両者の差はほとんどないことが確認された。以上より、サブ時間領域2における流量減少は緩やかであり、流れによる時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さく、ボイド係数への影響は小さいといえる。なお、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を3つのサブ時間領域に細分割した上で、反応度係数に対する保守因子の上限値、下限値を表1-2に基づき設定してREDYコード/SCATコードによる評価を行っており、一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くないとの結果を得ている。このようにボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、不確かさを大きめに考慮することで、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域3においては、給水温度低下に伴うエンタルピ摂動が支配的であるが、逃

がし安全弁開閉に伴う圧力摂動もボイド係数に影響を及ぼす。圧力摂動については軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は小さいが、エンタルピ摂動では影響が大きく、ボイド係数自体として絶対値が大きくなる。サブ時間領域3において給水温度が低下し、さらに逃がし安全弁が閉じられた場合は、両者ともボイド率を低下させる方向に働くため正のボイド反応度が印加されることになる。この場合、ボイド反応度変化量としては両者の効果が重畳するものの、ボイド率変化量も両者の効果が重畳するので、単位ボイド率変化量に対するボイド反応度変化量で定義されるボイド係数は、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数と圧力摂動単独で変化したボイド係数の中間的な値となる。以上より、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数を用いた方が出力を高め（保守的）に評価することにもなるため、エンタルピ摂動によるボイド係数で代表させている。

エンタルピ摂動による影響は、流量摂動と同様に時間遅れをもって炉心軸方向下方から上方に伝わるが、サブ時間領域2の炉心流量減少に比較して事象進展がゆっくりしていることから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価することは可能であると考えられる。一方、サブ時間領域3は、当該時点までの事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさがより大きくなると考えられるため、保守因子を設定する上で不確かさを大きめに見る必要がある。この不確かさの定量化は困難であるが、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」より、ボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

なお、中性子束振動状態での静的反応度係数は定義できないため、本手法の適用対象外である。中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（TRACコード）による参考解析結果を参照する。

表 1-2 代表ABWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域1	圧力摂動		
サブ時間領域2	流量摂動		
サブ時間領域3 ^(*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 1-3 代表従来型BWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比(三次元/炉心一点近似(保守因子1.0))

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域 1	圧力摂動		
サブ時間領域 2	流量摂動		
サブ時間領域 3 (*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

2. 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数の保守因子の変動範囲

前節で求めた各サブ時間領域の保守因子のノミナル値と、補足に記載した三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさを用いて、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子を求めた。

具体的には、表 1-2、表 1-3 の値に、以下の表 2-1 (補足表-9 より転載) の不確かさを加えて、表 2-2、表 2-3 のようになる。

なお、ここでは遅発中性子割合の不確かさも含めて、動的反応度係数としてまとめている。

表 2-1 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ (まとめ)

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ (合計)		

(補足表-9 より転載)

- (*) 1. で前述したような静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることによる不確かさ、事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加が考えられることから、「その他の要因に対する安全余裕」として、ボイド係数 、ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 代表 A B W R の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
事象中の動的反応度係数の保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

表 2-3 代表従来型 B W R の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
事象中の動的反応度係数の保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

(*) サブ時間領域 1 は事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加は小さいと考えられることから、表 2-2, 表 2-3 では「その他の要因に対する安全余裕」を含まず記載している。

ただし、5.1.2 の「重要現象の不確かさに対する感度解析」では、保守側評価として、サブ時間領域 1 に対してもサブ時間領域 2, 3 と同じボイド係数 、ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

表 2-3 に示した代表従来型 B W R プラントの検討結果は、標準組成 MOX 燃料混在炉心の場合を想定しているが、ここに初期 Pu 組成変動、および装荷遅れの影響を考慮すれば、表 2-3 の結果に対して、さらに動的ボイド係数で 倍、動的ドップラ係数で 倍を見込む必要がある。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3. 原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価における反応度係数の保守因子について

有効性評価において反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍，ドップラ係数は0.9倍）を用いていることについて，以下に検討した結果をまとめる。

サブ時間領域1は，1. で述べたとおり，圧力摂動が支配的な期間であり，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することが可能である。また，ボイド係数は2. に示した保守因子変動範囲よりも保守的な値（1.25）を有効性評価で用いている。ドップラ係数は保守因子変動範囲の下限値が有効性評価で用いている値よりも下回っているものの，サブ時間領域1の出力ピークに起因した燃料被覆管表面温度への影響は，表5-2の感度解析の下限値とノミナル値の比較より□程度の影響しかなく，ドップラ係数の感度は小さいことが分かった。

従って，サブ時間領域1において，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域2は，流量摂動が支配的な期間ではあるが，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価する保守因子には，流れによる時間遅れが軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布へ及ぼす影響は考慮されていない。しかしながら，流量減少は緩やかであり，SCATコードによる評価により，流れの時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さいことが確認されたため，この現象のボイド係数への影響は小さいといえる。不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価結果は，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くならず，サブ時間領域2においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域3は，給水温度低下に伴うエンタルピ摂動及び逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動が支配的な期間ではあるが，保守的にエンタルピ摂動が支配的であるとして保守因子を評価している。サブ時間領域3におけるエンタルピ摂動は事象進展が遅いため，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することは可能と考えられるが，2. に示したように保守因子変動範囲は有効性評価で用いた一律の保守因子よりも非保守的なものがある。しかしながら，不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価を行っているが，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くないとの結果を得ており，サブ時間領域3においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

以上より，反応度係数の保守因子として，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

数は0.9倍を適用できると考える。

(*) 参考文献

文献1：マイクロ炉物理学 I. 連続エネルギーモンテカルロ法によるドップラ反応度の検証 (原子力学会 2000年春の年会)

文献2：マイクロ炉物理学 1999年日本原子力学会誌 Vol. 41, No. 11 (1999) p. 37-41

文献3：熱中性子散乱カーネルを修正したMCNP5による上方散乱効果の確認 (原子力学会 2012年春の年会)

文献4：重核種の熱振動を考慮できる共鳴散乱モデルを組み込んだ改良MCNP5の妥当性確認とMonteburns2への組み込み (原子力学会 2012年秋の大会)

文献5：軽水炉燃料のDoppler反応度計算における評価モデル詳細化の検討 (原子力学会 2015年秋の大会)

文献6：Effect of Subchannel Void Fraction Distribution on Lattice Physics Parameters for Boiling Water Reactor Fuel Bundles (Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, vol. 45, No. 12, p. 1237-1251, 2008)

添付5 補足 反応度係数評価の不確かさ要因について

反応度係数の評価を以下の4つの段階に分けて、不確かさ要因を抽出し整理した。

[1]～[3]は、反応度係数計算の不確かさと取替設計段階における不確かさであり、[4]は前節で述べた炉心一点近似手法によるREDYコードの反応度係数の不確かさである。

- [1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ
- [2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ
- [3] 三次元炉心計算の不確かさ（取替炉心の詳細設計段階の不確かさも含む）
- [4] REDYコードの反応度係数の不確かさ（前節で記載）

以下に、[1]～[3]の反応度係数の主要な不確かさ要因を挙げる。なお、サブ時間領域2及びサブ時間領域3においては、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより反応度係数を評価するのにあたり有意な不確かさが生じる可能性があり、さらに補足表-2にあるように、その他の要因も幾つか考えられることから、これらを「その他の要因に対する安全余裕」として、動的ボイド係数に□□、変動量の小さい動的ドップラ係数に□□の安全余裕を加える。5.1.2で重要現象の不確かさに対する感度解析を行うのにおいては、保守側にサブ時間領域1に対しても、同じ安全余裕を加えることとする。

[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因としては、核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさが挙げられる。

補足表-1 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
1.1	核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさ	臨界試験によりライブラリまで含めて妥当性確認される。 実機の運転により実効増倍率等が確認される

現行の単位燃料集合体核特性計算コードの核データライブラリは ENDF-B4, B5 で、最新 (ENDF-B7) のものではないが、臨界試験（ボイド反応度：EPICURE, BASALA 試験, ドップラ反応度：Hellstrand の実験式, 実効遅発中性子割合 β ：TCA, MISTRAL 試験）との比較で、核データ断面積ライブラリまで含めた燃料集合体計算コードの不確かさが確認されている。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ

燃料集合体計算に由来する不確かさ要因を補足表-2に整理する。これらは、試験との比較により不確かさが確認されている。

なお、ドップラ係数に対しては、ペレット内温度分布の影響は有意だが、重核種の熱振動の影響を無視していることで相殺する方向（両者合計でやや more negative 側の評価、参考文献1～5参照）となっており、現行コードでは考慮されていない。

補足表-2 燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ ・実験又は連続群モンテカルロ計算手法との相違に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・種々の数学モデル（拡散近似，燃焼チェーン，共鳴計算等）に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認 ドップラ係数については，重核種の熱振動の影響（more negative 側）は有意(*)
2.3	入力データ，計算条件等に由来する不確かさ ・実験体系との妥当性確認時と設計計算時又は連続群モンテカルロ計算との比較計算時とで異なる種々の条件，設定，計算体系のモデル化等に由来する不確かさ ・減速材の密度及び温度の分布，燃料温度分布が実機燃料と異なることに由来する不確かさ	チャンネル曲り，製造公差の影響は炉心全体で平均化され影響は小さいと考えられる(*) 集合体内ボイド分布の影響はGdが存在する領域では有意（参考文献6）だが，平衡炉心では新燃料体数が少なく炉心全体への影響は小さいと考えられる(*) ドップラ係数については，燃料棒ペレット内温度分布の影響（less negative 側）は有意(*)
2.4	下流側コードへのデータ受け渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ	影響の大きな要因はないと考えられる(*)
2.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合（ドップラ係数）は考慮

(*)その他の要因として考えられるもの（追加の安全余裕にて考慮）

燃料集合体計算に由来する不確かさ（補足表-2 の(*)を除く要因）は，試験データとの比較により，以下のようになっている。

補足表-3 単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさ

	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
試験データを基準とした不確かさ		

- ・動的ボイド係数の不確かさは，ボイド反応度試験（EPICURE, BASALA 試験）の不確かさと β 測定試験（TCA, MISTRAL 試験）の不確かさより 程度としている。
- ・動的ドップラ係数の不確かさは，現行コードの評価値は Hellstrand の実効共鳴積分との比較で同等かやや less negative 側の評価となっているが，不確かさとしては，Hellstrand の実験式の誤差の に β の不確かさ を独立事象として加えて としている。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ

三次元炉心計算に由来する不確かさ要因を補足表-4 に整理する。これらの要因は、最終的に、三次元出力分布、三次元燃焼度分布の三次元炉心計算の不確かさに由来した反応度係数の不確かさと、取替炉心の詳細設計段階において炉心状態が異なることに由来した反応度係数の不確かさの二つに集約できる。

補足表-4 三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
3.1	概念モデルに由来する不確かさ ・無限格子を対象としたマクロ断面積評価法に由来する不確かさ ・設計想定炉心の包絡性に由来する不確かさ	三次元出力分布等に不確かさが生じるが、 γ スキャン測定結果照射後試験の燃焼度測定により影響を把握している HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している
3.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・少数群の粗メッシュ体系における定常固有値計算の解析結果と実機との相違に由来する初期炉心条件の不確かさ ・炉心燃焼計算の不確かさから生じる炉心条件の不確かさに由来する不確かさ	これらの数学的モデル、入力データ、計算条件等に由来する不確かさが原因で、初期炉心条件である三次元出力分布、三次元燃焼度分布に不確かさが生じている これらについては、 γ スキャン測定結果、照射後試験の燃焼度測定により不確かさを把握し、反応度係数への影響を評価している
3.3	入力データ、計算条件等に由来する不確かさ ・原子炉圧力、入口エンタルピ、炉心流量等のパラメータの入力データと実機との相違に由来する不確かさ	これらについては、 γ スキャン測定結果、照射後試験の燃焼度測定により不確かさを把握し、反応度係数への影響を評価している
3.4	下流側コードへのデータ受渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ ・平衡サイクル早期及び末期等の特定の炉心状態の選定に由来する設計想定炉心の代表性にかかわる不確かさ	動的ボイド係数の大きいサイクル末期を選定している HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している 起動時にキセノン蓄積が小さく制御棒密度が増加した際の動的ボイド係数への影響は有意(*)
3.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	γ スキャン測定、燃焼度測定による実験データの不確かさは小さいので無視する

(*) 起動時にキセノンの蓄積が少ない場合は、制御棒が多く挿入され、動的ボイド係数の絶対値が増加する。サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値はサイクル初期より大きく、サイクル初期の起動時に制御棒が多く挿入され動的ボイド係数の絶対値の増加を考慮しても、サイクル末期の絶対値に包含される程度となる。仮に、サイクル初期の起動時において、サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値の範囲を超えたとしても、その他の不確かさ要因として考慮できる程度である。

補足表-4 の 3.2, 3.3 において、 γ スキャン測定結果よりノード出力の平均二乗誤差 (RMS) で 程度あり、照射後試験の燃焼度測定との比較で相対偏差 (1σ) で 程度ある。これらの不確かさは大部分ばらつきの成分であるので、炉心平均のボイド係数、ドップラ係数への影響はノード間の影響が相殺され大きくないと考えられるが、ここでは軸方向の出力分布が 程度ずれた場合と、燃焼度が 一律ずれた場合の反応度係数の解析結果に基づき、以下の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表-5 三次元出力分布、三次元燃焼度分布に由来した三次元炉心計算の不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
三次元炉心計算の不確かさ	<input type="text"/>	<input type="text"/>

一方、補足表-4 の 3.4 に記載のように、取替炉心設計段階における不確かさとして、運転期間、燃料装荷位置、制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさを考慮する必要がある。

運転期間については、13 ヶ月運転の平衡炉心の反応度係数を基準に、 ± 1 ヶ月程度変動させた平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

燃料装荷位置については、炉心の熱的制限値を満足する範囲で、特定のサイクルの燃料の装荷位置の集合体燃焼度を、炉心の内側から燃焼度の大きい燃料を配置した平衡炉心と、炉心の外側から燃焼度の大きい燃料を配置した場合の平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

制御棒挿入位置については、サイクルを通じて制御棒を深めに挿入して運転した平衡炉心と、制御棒を浅めに挿入して運転した平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

これらより、以下の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表-6 取替炉心の詳細設計段階における不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
詳細設計段階の不確かさの影響	<input type="text"/>	<input type="text"/>

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[4] REDYコードの反応度係数の不確かさ

REDYコードのボイド係数の不確かさ、ドップラ係数の不確かさについては、炉心一点近似モデルに由来した不確かさが挙げられるが、個々の不確かさ要因に分解するのではなく、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数と直接比較することにより、全体の不確かさを一括して評価する。

なお、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数の評価には、事象進展に伴う炉心状態変化に起因した不確かさが含まれていると考えられる。

そこで、サブ時間領域1については出力ピークまで圧力摂動の幅を増加させ、サブ時間領域2及びサブ時間領域3については別の時刻の異なる炉心状態で、ボイド係数を評価したところ□程度の変化に留まり、表5-2の感度解析で考慮した□の不確かさに対して問題ないことを確認した。この影響は、「その他の要因に対する安全余裕」の中で考慮する。

以上をまとめると、平衡炉心末期の動的ボイド係数、動的ドップラ係数の不確かさは、以下ようになる。

補足表-7 平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

補足表-8 平衡炉心末期の動的ドップラ係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

以上より，平衡炉心末期の反応度係数の不確かさは，以下のようになる。

補足表-9 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付6 ボロン反応度添加率について

1. ほう酸水拡散モデルの妥当性確認において参照した試験について



炉心を一点近似で模擬しているREDYコードでは、下式のようにボロン反応度は有効炉心内のボロン濃度に比例し、ベッセル内にゆっくりと蓄積され一様に混合すると仮定している。

$$\Delta K_B = C_B \times \left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

ΔK_B : ボロン反応度

C_B : 炉心内ボロン濃度

ΔK_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン反応度

C_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン濃度

$\left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$: ボロン反応度添加率

制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、徐々に注入されるボロンが格納容器の評価指標に与える影響を評価することが目的であり、数十分の長時間解析であることからしても、ボイドが発生する炉心内でもボロンが一様に混合すると仮定し、ボロン濃度の変化からボロン反応度を求めていることは妥当であると考えられる。

一方、実機を考えると、原子炉の発熱によって炉心内でボイド(蒸気)が発生するが、反応度に寄与するのは、有効炉心内に存在するボロン量である。この観点から、前述の試験もREDYコードのモデルも「有効炉心内のボロン濃度変化」に着目している。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ただし、前述の試験には核的な検討は含んでいない。このため、前述のボロン反応度添加率に与えるボイドの核的影響と不確かさについては、次章で説明する。

なお、高温停止に必要なボロン反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（LOGOS）により、高温待機時の過剰反応度を打ち消すための反応度として求めている。高温停止に必要なボロン濃度は、高温停止に必要なボロン反応度を投入するのに必要なボロン濃度である。前述の仮定をもとに高温停止に必要なボロン濃度とボロン反応度を使用してREDYコードによる評価を実施している。

2. ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響評価

前節のボロン反応度添加率（ $\Delta K_{B-hot}/C_{B-hot}$ ）については、ボイド発生に伴う中性子スペクトル変化による影響を受ける可能性があるため、以下で検討する。

ここでは、ABWRの9×9（A型）ウラン燃料を対象として、ボイド率を0%、40%、70%と変え、ボロンを注入した場合の無限増倍率を評価し、ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響を調べた。

燃料集合体核特性評価の評価条件は以下のとおりである。

対象領域	: 9×9（A型）ウラン低Gd燃料の中央部領域 （軸方向9～15ノード） ただし、ノードは、燃料有効長を24分割し燃料下端から数えた値で、燃料集合体と燃料集合体間の水領域を含む領域
解析コード	: 単位燃料集合体核特性計算コード(TGBLA)
炉心状態	: 高温待機時
燃焼度	: サイクル末期相当（9×9（A型）ウラン燃料 25Gwd/st）
履歴ボイド率	: 40%（BWR炉心の代表的な値）
ボロン濃度	: 0, 300, 600ppm（水に含まれるボロン濃度）

評価の結果、対象領域の体積平均のボロン濃度と無限増倍率の関係は図1のようになった。対象領域の体積平均のボロン濃度は、ボイド率0%の場合は0, 300, 600ppmであり、ボイド率40%、70%の場合は水の量が減少しているため、対象領域の体積平均のボロン濃度が減少している。

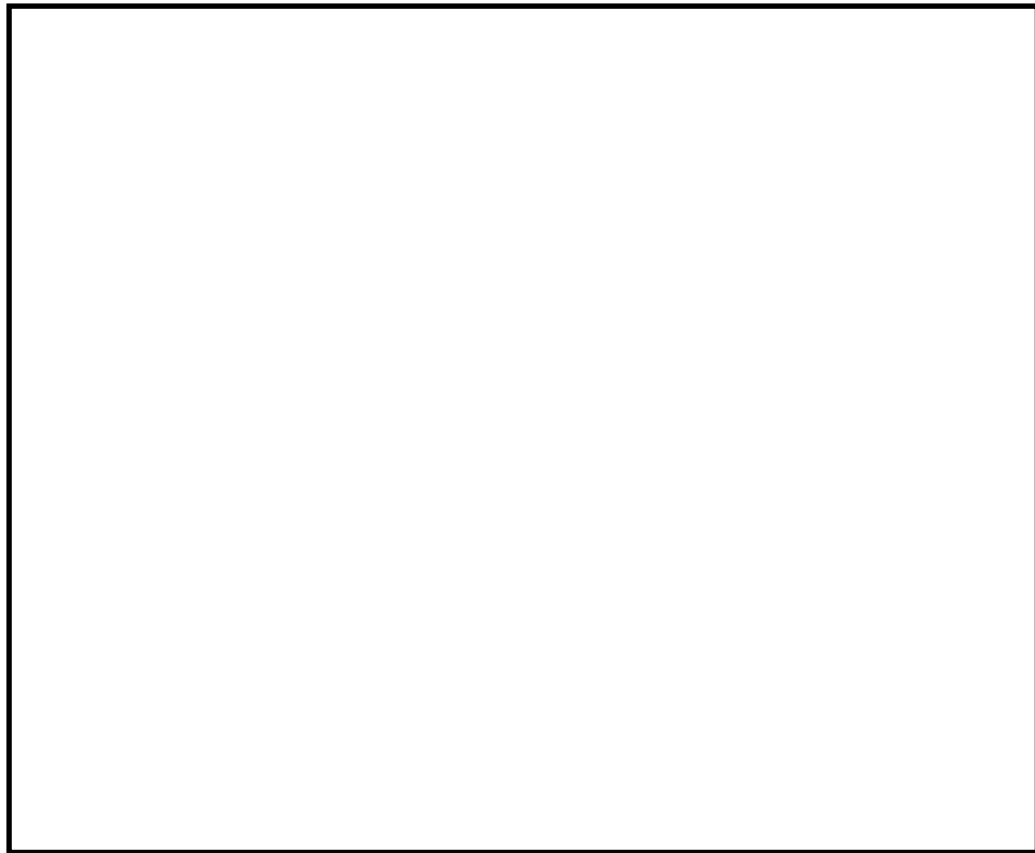


図1 無限増倍率のボロン濃度依存性

上図より、ボイド率によらず傾きはほとんど変わらない結果となった。

図1より、ボロン濃度が0と300ppm(無限増倍率の2次内挿値)の無限増倍率の差より、ボロン反応度添加率[$\Delta k/ppm$]を求めると、表1のようになる。

表1 ボロン反応度添加率のボイド率依存性

	0-300ppmの傾き	0-600ppmの傾き
ボイド率[%]		
ボロン反応度添加率[$\Delta k/ppm$]		

表1より、0-300ppmのボロン濃度のボロン反応度添加率はボイド率によらずほとんど変わらないことがわかる。

したがって、ボイドが発生した場合のボロン反応度添加率に、高温待機時のボイド率0%のボロン反応度添加率を用いるREDYのモデルには問題ないとする。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3. ボロン反応度添加率に与える不確かさ

図1と表1は代表領域の燃料集合体計算による評価結果であるが、炉心計算においても、ボロン反応度添加率はボイド率の違いにはほとんど影響されないものと考えられる。

一方、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（LOGOS）によるボロン反応度添加率（ $\Delta k/\text{ppm}$ ）は、高温待機時において、ボロンなしの場合と600ppmの場合の実効増倍率の差を600で除すことにより求めている。高温停止に必要なボロン濃度は600ppmより小さいので、ボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっている。

以上より、ボロン反応度添加率にはボイド率の違いによる影響はほとんど見られず、LOGOSによるボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっていることが確認できた。

なお、実際の炉心では、炉心流量は炉心上部に移行するに従い、炉心で発生する熱により水が蒸気になり、ボロンが濃縮され、水中のボロン濃度が高くなる効果が考えられるので、表1の評価値自体も保守性を有している。

4. その他

以上、ボロン反応度添加率について補足説明したが、ボロン反応度の不確かさに関しては、これ以外に下記のことはいえる。

- ・5.1.2の感度解析において、高温停止に必要なボロン反応度について3% Δk の不確かさを考慮した場合でも、格納容器圧力へ与える影響は+0.04MPa、格納容器のプール水温度への影響は高々+7°Cであり、影響は小さいことを確認している。

なお、ボロン反応度の不確かさに直接係わる事項ではないが、評価指標である格納容器温度圧力と格納容器プール水の温度に係わる事項として、下記事項についても留意しておく必要がある。

- ・格納容器の判断基準は、それぞれ0.62MPa[gage]と200°Cであるが、これに対して申請解析による最大値は0.19MPa[gage]と113°Cと小さく、どちらも判断基準に対して十分な裕度がある。
- ・格納容器モデルは3.3(13)に示したように、「格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする」などの非常に保守的な仮定を設けており、評価結果を厳しくしている。

添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

プラントの全体的挙動については、本資料の4章「妥当性確認」で実機試験結果との比較を実施しているが、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、より広い適用範囲（高出力かつ低炉心流量状態、スクラムが生じない給水加熱喪失状態、ほう酸水の注入による出力抑制事象等）での解析が必要とされる。さらに、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、REDYコードでは模擬されない核熱水力不安定事象（中性子束振動現象）、高出力バンドルのリウエット現象がプラントにフィードバックされる影響も生じ得る可能性がある。

以上より、他のコードでの解析結果を参照し、プラント挙動に大きな差異がないことを確認するという目的で、原子炉の熱水力挙動を評価する多次元2流体モデル及び炉心の中性子動特性を評価する三次元中性子動特性モデルを使用し、米国において運転時の異常な過渡変化評価や原子炉スクラム失敗事象評価、安定性評価での適用実績がある（各LTR（Licensing Topical Report）に対してNRCの承認が得られている）TRACコードを用い、本事故シーケンスにおける原子炉スクラム失敗事象でのプラント全体的挙動をREDYコードのものと比較する。両解析コードによる共通解析条件を表1に示す。

表1 REDYコード, TRACコードの共通解析条件
(原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ABWRの例)

項目	解析条件
原子炉熱出力	3,926 MW (定格原子炉熱出力の100%)
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
炉心流量	52.2×10^3 t/h (定格炉心流量の100%)
主蒸気流量	7.64×10^3 t/h (定格主蒸気流量の100%)
原子炉水位	通常運転水位
R C I C 流量	182 m ³ /h
H P C F 流量	182~727 m ³ /h
原子炉水位低(L3)設定点	+62 cm
原子炉水位低(L2)設定点	-58 cm
原子炉水位低(L1.5)設定点	-203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	3 秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力	逃がし弁機能 (公称値) を使用 第1段 7.51 MPa[gage] × 1 個, 363 t/h/個 第2段 7.58 MPa[gage] × 1 個, 367 t/h/個 第3段 7.65 MPa[gage] × 4 個, 370 t/h/個 第4段 7.72 MPa[gage] × 4 個, 373 t/h/個 第5段 7.79 MPa[gage] × 4 個, 377 t/h/個 第6段 7.86 MPa[gage] × 4 個, 380 t/h/個
格納容器限界圧力	0.62MPa[gage]
格納容器限界温度	200℃

TRACコードと比較するREDYコードの解析結果は、申請解析に加え、後述する理由により、“下方ピーク軸方向出力分布炉心”の場合も比較する。これらの違いを表2に示す。

表2 REDYコード解析条件の比較

	申請解析	下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定
REDYの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク (*1)
REDYのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布 (*1) に対応したボイドマップ

(*1) TRACコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の解析結果で、給水加熱喪失が生じている時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較図を図1（短時間領域）と図2（長時間領域）及び評価指標との比較結果を表3に示す。

(1) 短時間領域での考察

短時間領域では、図1に示す様に、REDYコードによる申請解析結果（左側の図）をTRACコードの解析結果（右側の図）と比較すると、全体的な挙動は良く一致している。特に、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約70秒から約200秒では、炉心流量はほぼ同一となっており、給水加熱喪失に伴って変化する中性子束の増加傾向、それが高い値で平衡する傾向なども類似の挙動を示している。ただし、平衡時の値はREDYコードの方が若干高めであり、“炉心の核熱水力モデルの相違”に起因しているものと推定される。このため、表3に示したように、燃料被覆管温度はTRACコードでの解析結果550℃に対し、REDYコードでは920℃と高めに評価されている。また、他の3つの評価パラメータ最大値も同様にREDYコードの方が大きい。

上述に推定した、REDYコード（炉心一点近似）とTRACコード（炉心三次元）の“炉心の核熱水力モデルの相違”について確認するためにREDYコードで“下方ピーク軸方向出力分布炉心”を仮定した場合の結果を図1に併記した（図2及び表3にも併せて記載）。これによると、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約150秒前後の原子炉出力は、図1(1)の中性子束変化図（中央の図）に示したように申請解析結果（左側の図）より約10%低くなっており、TRACコードの解析結果（右側の図）に近くなっている。また、この時の燃料被覆管温度は表3に示したように、910℃と小さくなる結果が得られている。以上より、“炉心の核熱水力モデル”の差がREDYコードとTRACコードとの結果に与える一要因であることがREDYコードでの解析結果から確認できる。

なお、TRACコードでは約 70 秒から約 200 秒の注目すべき期間で、物理現象のリンクをMとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し、REDYコードの解析では振動現象は見られず、REDYコードの軸方向出力分布のみ下方ピークを仮定した場合の解析（中央の図）で多少顕著に見られる中性子束振動も、逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動である。これは、REDYコードでは、炉心を一点近似の集中定数系のモデルで模擬していることから、炉心内での局所的挙動を考慮する必要のあるチャンネル安定性を含んでいる炉心安定性を模擬するのが困難なためである。

しかしながら、TRACコードの解析結果では、中性子束振動により燃料被覆管温度も振動しているものの、その最大値はむしろREDYコードの解析結果より十分小さくなっている。さらに、前述の逃がし安全弁の開閉に起因する中性子束振動現象と三次元効果による中性子束振動現象の影響で上昇する燃料被覆管温度分を、SCATコードによる核沸騰状態における燃料被覆管温度に加算したとしても、判断基準を下回る結果となっている。

(2) 長時間領域での考察

長時間領域では、図 2 に示すように、13 分以降の自然循環流量に違いが見られるが、駆動源の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから、この数パーセントの自然循環流量の差は、炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら、REDYコードでは、自然循環流量が大きいことで、中性子束が高めの値に維持され、評価指標である格納容器の圧力やプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお、格納容器圧力や格納容器のプール水温度といったパラメータの増加は類似の挙動を示している。

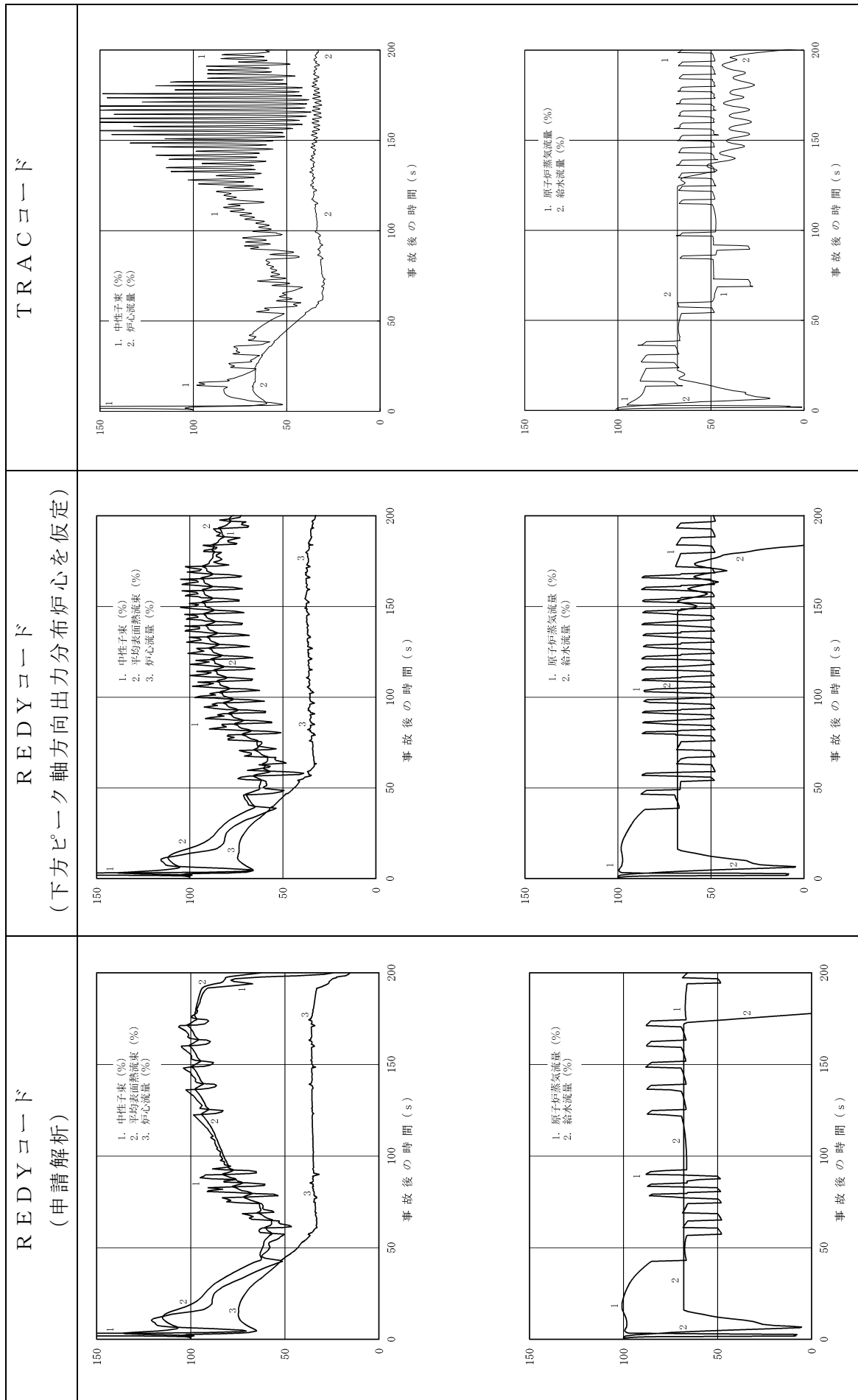


図 1 (1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

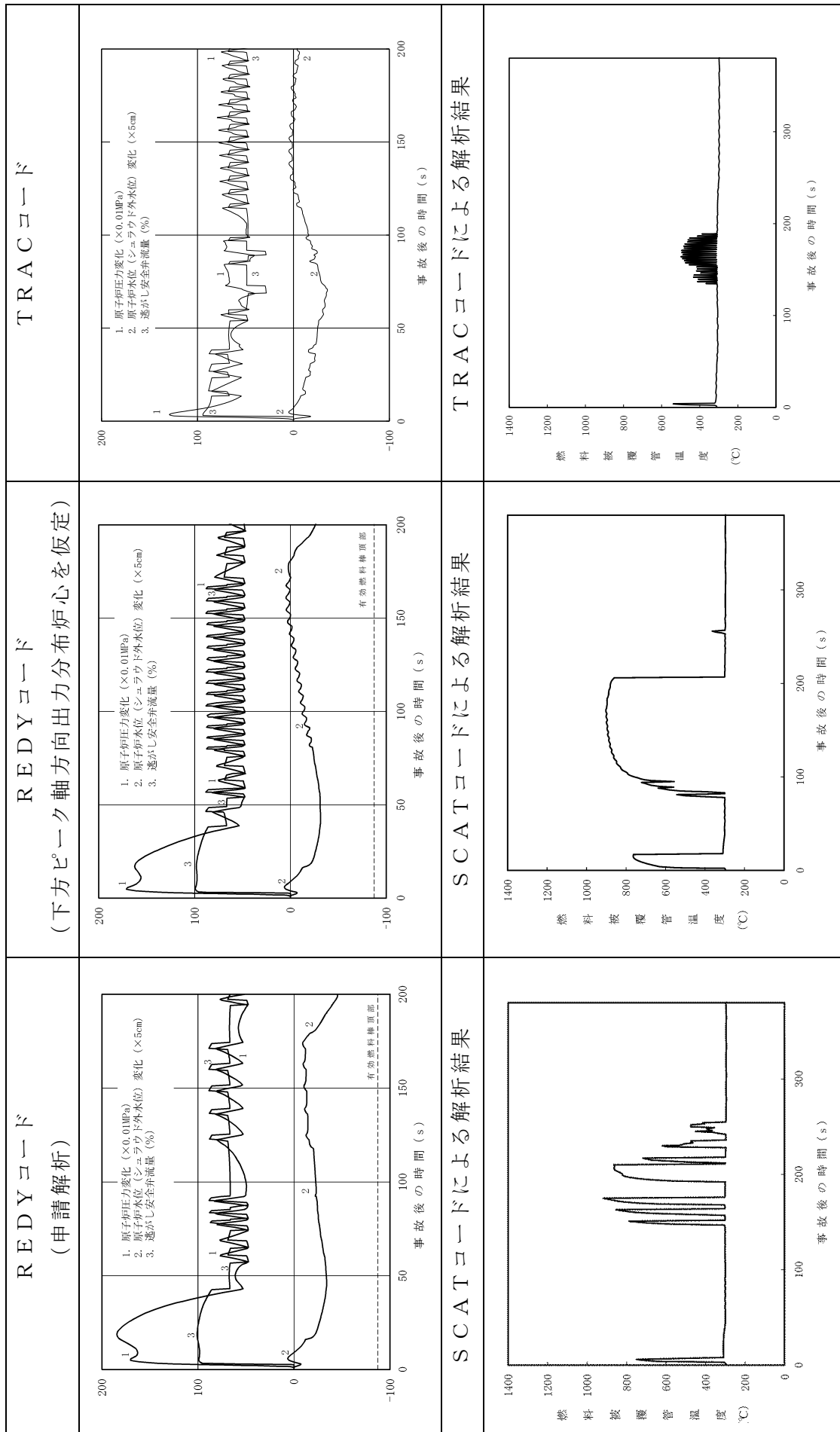


図 1 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

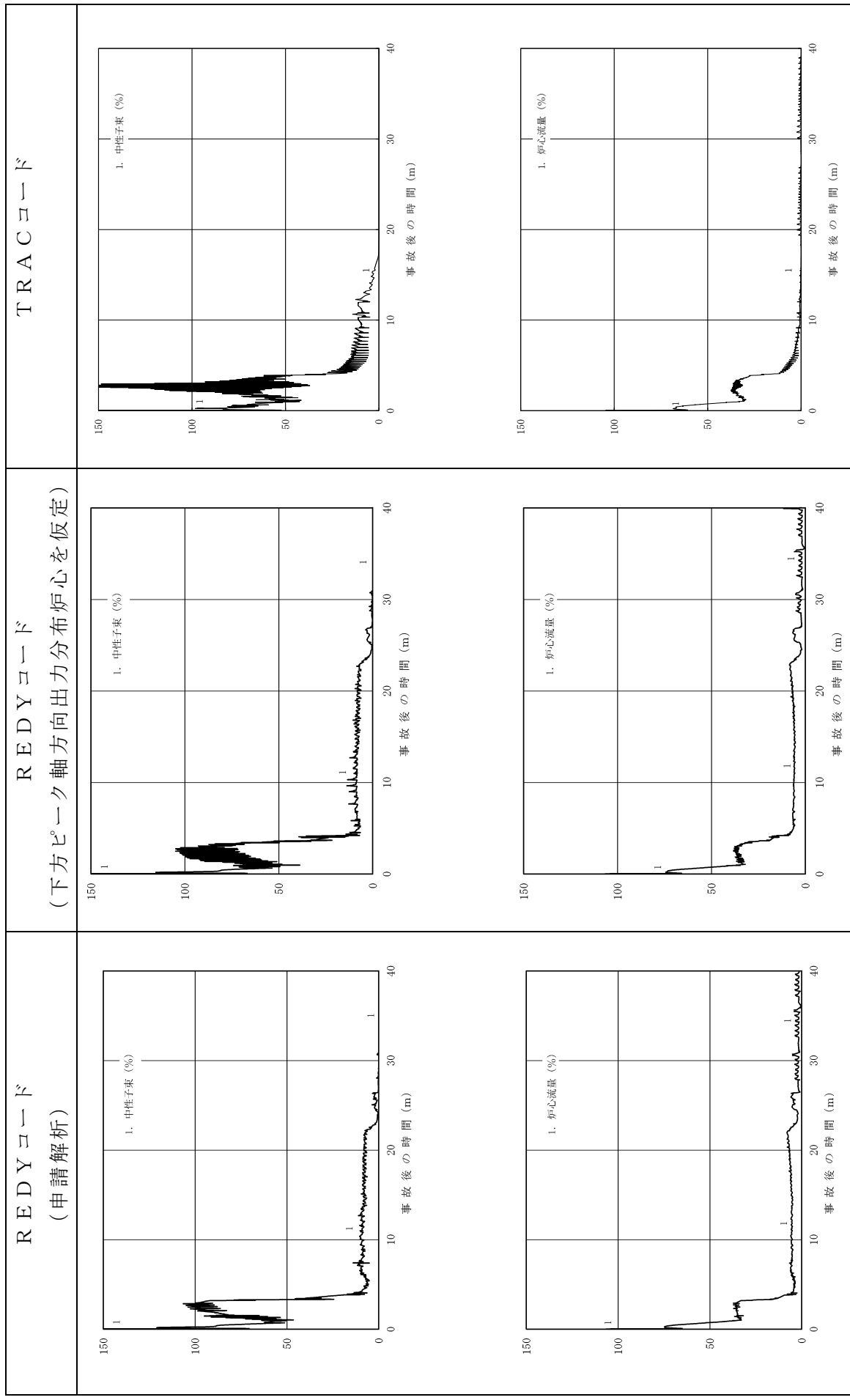


図2(1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

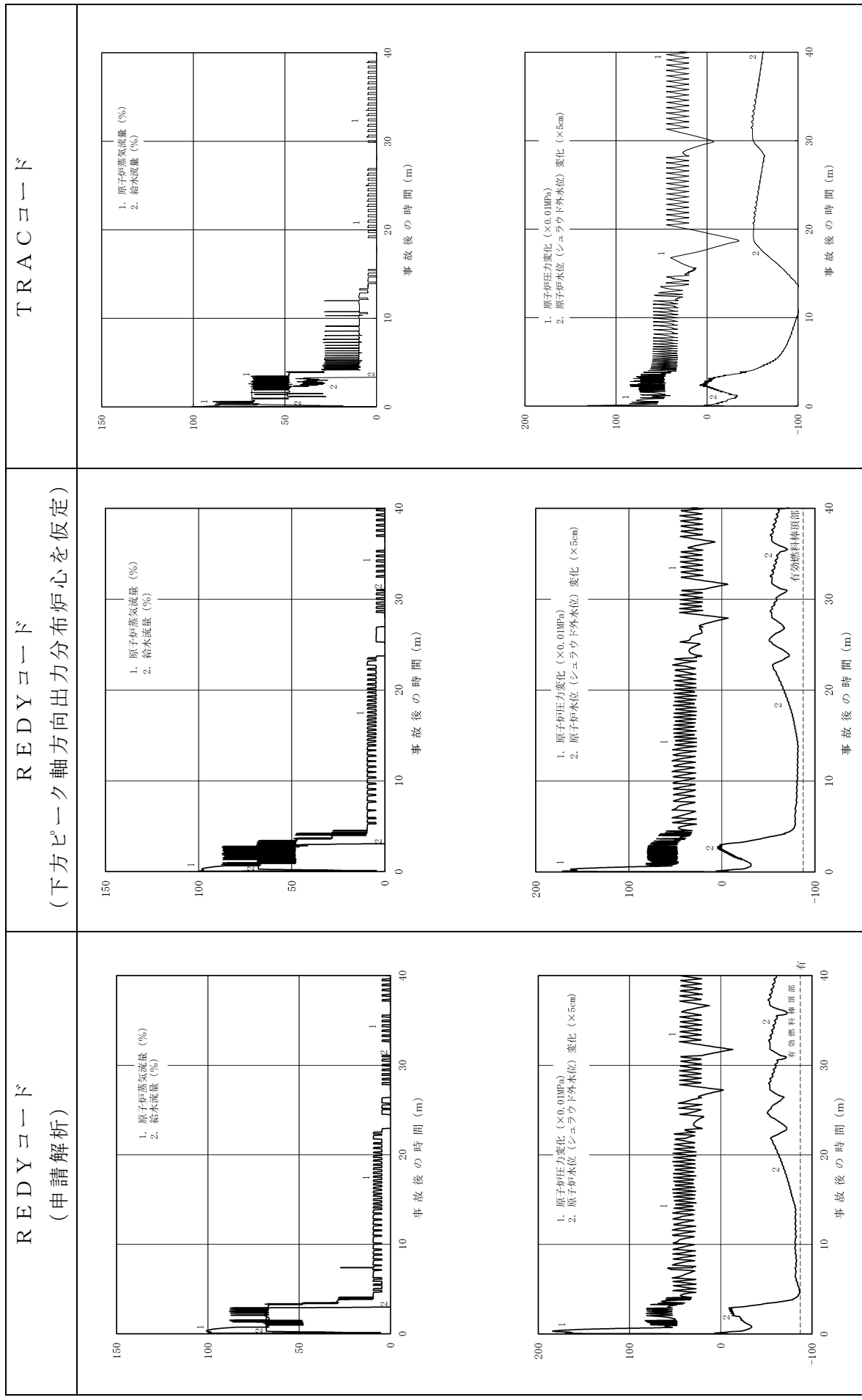


図 2 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

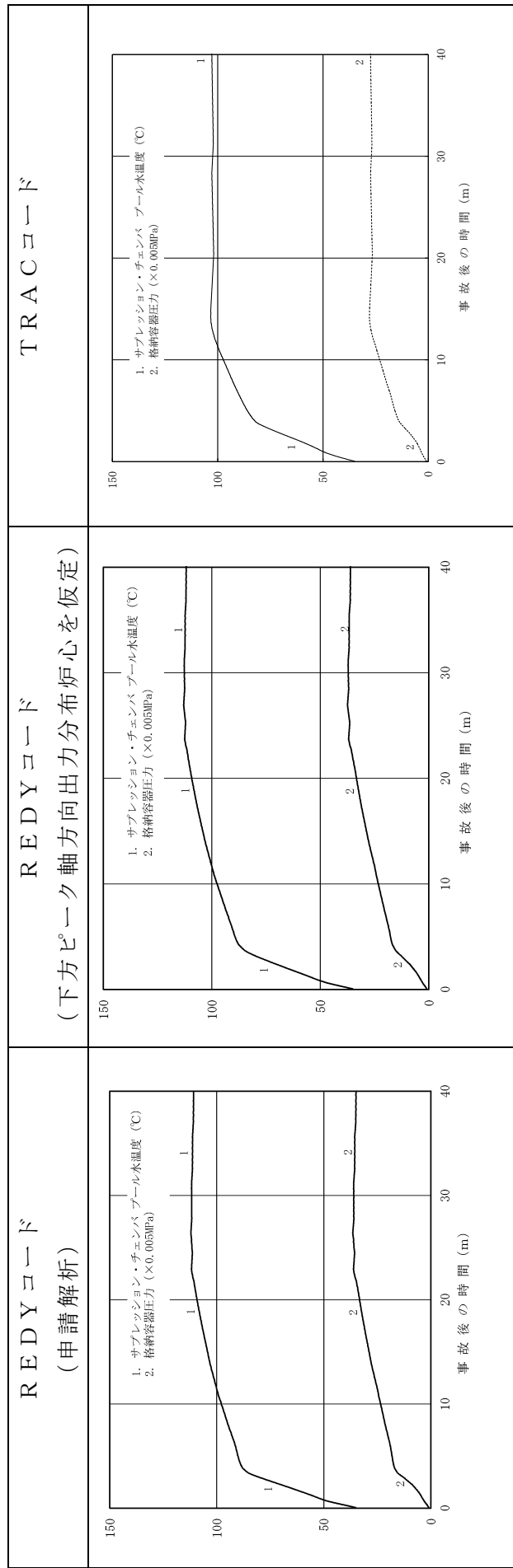


図 2 (3) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

表 3 A B W R を例とした解析結果の比較

評価指標	REDYコード		TRACコード	
	(申請解析)	(下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定)		解析結果
原子炉圧力	9.08	8.94		8.53
燃料被覆管温度	920	910		550
格納容器圧力	0.19	0.19		0.14
格納容器のプールの水温度	113	114		103

(注) 燃料被覆管温度を求める S C A T コードでは、中央ピークとしてしている。

添付 7 補足 TRACコードによる三次元核熱結合不安定の影響評価について

1. 目的

「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」事象における三次元核熱結合不安定による出力振動の影響を確認するため、TRACコードによる参考解析を実施している。しかしながら、本参考解析では、給水加熱喪失後の炉出力解析結果がREDYコードの解析結果より低めに推移している。このため、TRACコードによる参考解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように調整した感度解析を実施し、逃がし安全弁閉による出力上昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅を検討した。

2. 感度解析条件

TRACコードによる解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように解析条件を設定する方法としては以下が考えられる。

- (1) 初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせ、再循環ポンプトリップ後の出力を全体的に高めに推移させる。
- (2) ボイド／ドップラ反応度係数を調整し、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくすることにより、出力上昇量を高めにする。
- (3) 給水温度低下幅をより大きくし、給水加熱喪失後の炉心入口サブクーリングの増加量を大きくする。これにより、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくし、出力上昇量を高めにする。

上記のうち(2)の場合、整定出力をREDYコードと同程度とするため、ボイド反応度係数の絶対値をノミナルより大きめに設定することになる。このとき、三次元核熱結合不安定による出力振動発生時のボイドフィードバックの影響が過度に保守側に評価される可能性がある。

また、(3)の場合、給水加熱喪失時の給水温度低下を想定し得る温度より更に低めに設定することになる。このため、給水加熱喪失後の炉心軸方向出力分布がノミナルより更に下方ピークとなり、三次元核熱結合不安定及び燃料被覆管温度の評価に影響する可能性がある。

一方、(1)の場合、炉心反応度係数及び給水温度低下はノミナルのままとし、他の手法と同様に整定出力及び炉心ボイド率はREDYコードと同程度とすることができる。したがって、REDYコードの整定出力に合わせることで以外の要素を極力取り除くため、初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせた運転点から解析する方法を採用し、感度解析を実施した。

なお、この初期運転点は、あくまでも意図的に整定出力を高めるために設定した仮の運転点である。

3. 解析結果

表1に解析結果を、下記図に解析結果の比較を示す。

図1 REDY/SCATコード（申請解析）

図2 TRACコード（ベースケース解析）

図3 TRACコード（意図的に整定出力を高めた解析）

ここで、図1と図2の初期運転点は定格出力／定格炉心流量である。

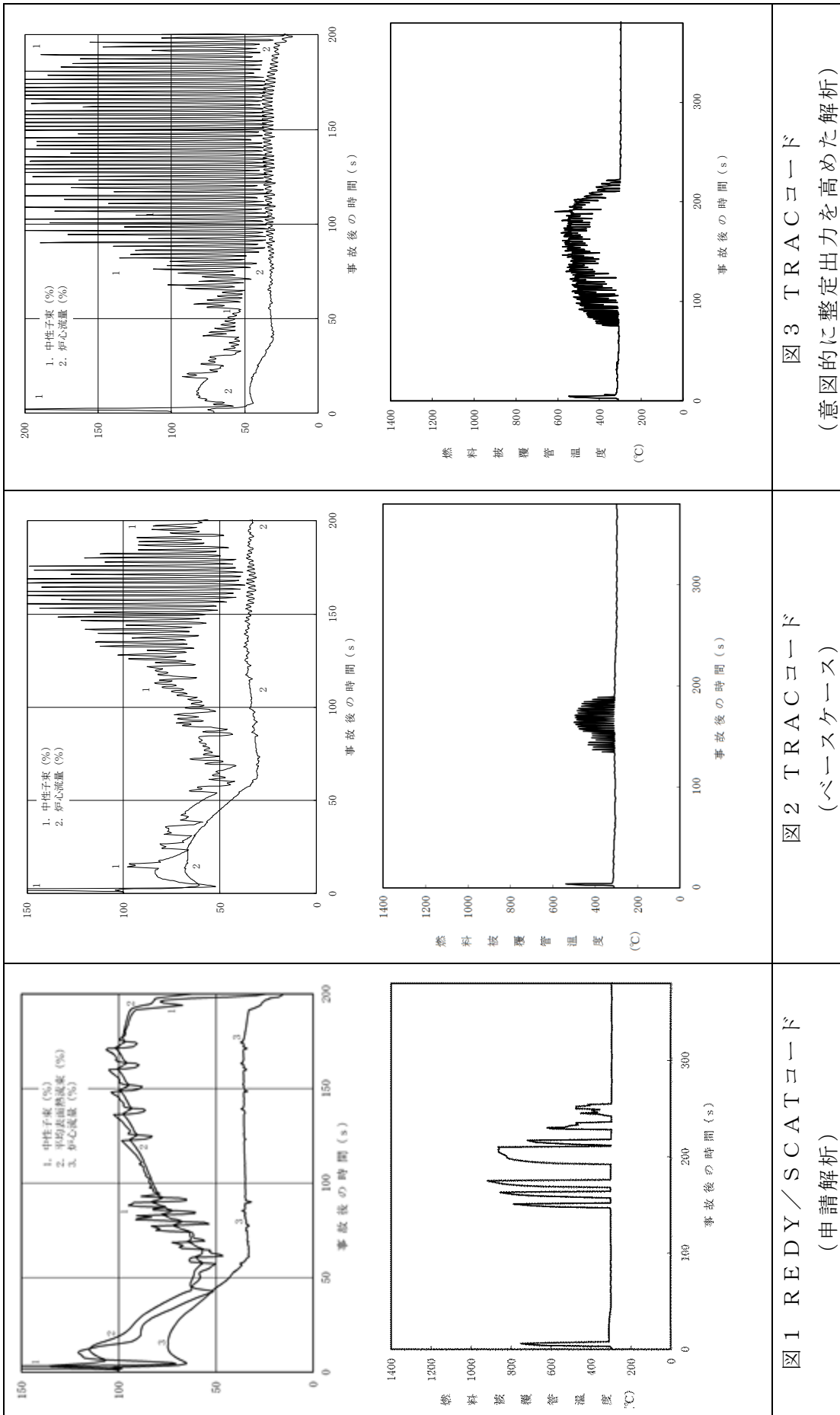
図2と図3のTRACコードによる解析結果では、図1のREDYコードの解析結果には見られない核熱不安定による出力振動が、逃がし安全弁閉による出力上昇と重畳して模擬されている。一般に低炉心流量かつ高出力運転点の方が核熱不安定に対する余裕が小さくなることが知られており、図2のTRACコードによる解析結果（ベースケース解析）に比べ、図3に示すTRACコードによる解析結果（意図的に整定出力を高めた解析）の方が出力の振動幅は大きくなっている。しかしながら、整定出力レベルをREDYコードの解析結果に合わせたTRACコードによる解析（図3）においても、燃料被覆管温度の最大値は620℃程度で、REDY/SCATコードによる燃料被覆管温度の最大値を下回る結果となっている（表1参照）。

なお、図3において約190秒付近で燃料被覆管温度が近傍のピーク値に比べ高くなっている。図4に示すように、逃がし安全弁閉による圧力上昇と核熱不安定による出力上昇のタイミングが比較的一致しているためと考えられるが、この場合においても燃料被覆管温度の更なる上昇は80℃程度に留まる。これは数百℃の燃料被覆管温度の上昇は、沸騰遷移の発生による燃料被覆管と原子炉冷却材間の熱伝達の低下によるものであり、逃がし安全弁閉に伴い沸騰遷移が発生した状態（熱伝達係数が低下した状態）から核熱不安定による出力振動により再度出力が上昇したとしても、熱伝達状態の変化はなく、熱流束の上昇も短時間で限定的であるためである。

以上より、参考解析の位置づけではあるがTRACコードを用いて逃がし安全弁閉による出力上昇と、三次元核熱結合不安定による出力振動が重畳した事象が発生した場合の影響を検討した結果、逃がし安全弁閉による出力上昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅は数十℃程度であると推定される。したがって、REDY/S CATコードによる評価において核熱不安定による出力振動の影響を考慮しても燃料被覆管温度は判断基準を満足すると考えられる。

表1 感度解析結果のサマリ

項目	REDY/SCA Tコード（申請解 析）	TRACコード （ベースケース解 析）	TRACコード （意図的に整定出 力を高めた解析）	判断基準
燃料被覆管 温度	約 920℃	約 550℃	約 620℃	1200℃



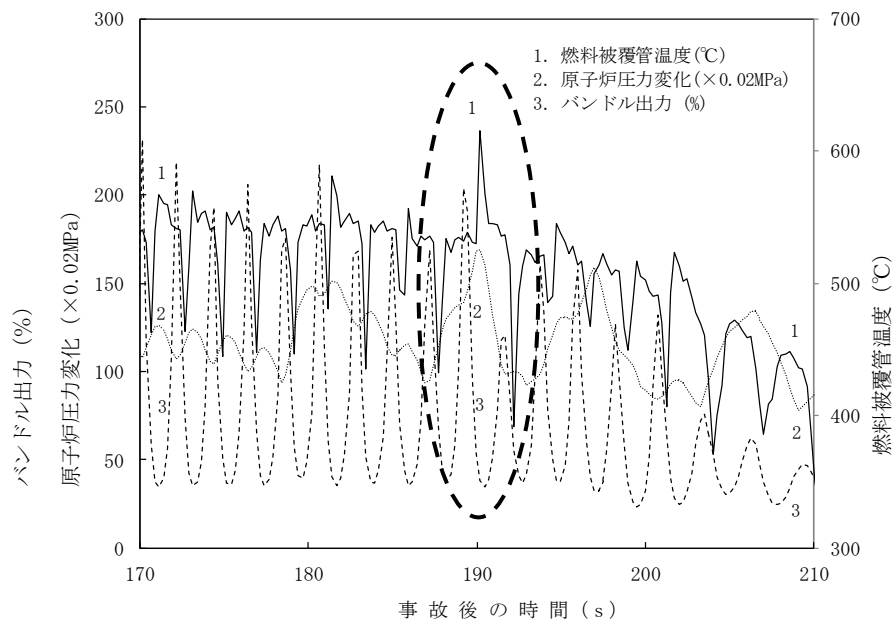
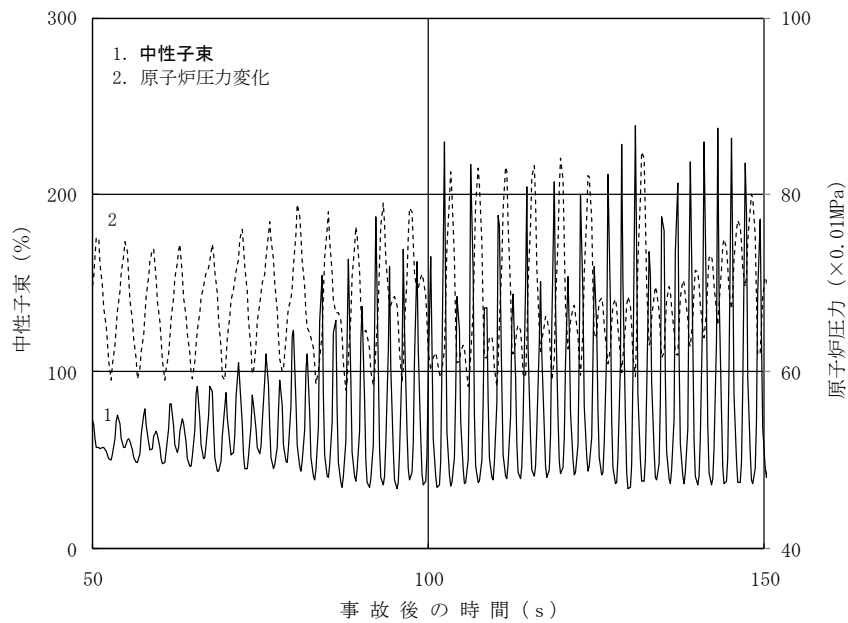


図4 バンドル出力, 原子炉圧力, 及び燃料被覆管温度の時間変化 (TRAC解析)

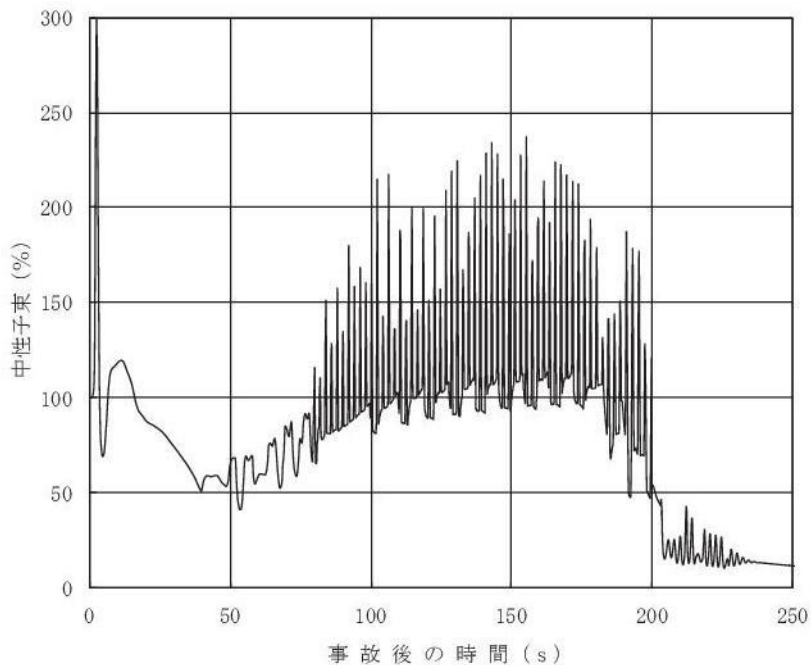
付録

参考に、TRACコードによる解析（意図的に整定出力を高めた解析）において逃がし安全弁閉のタイミングを調整し、三次元核熱不安定による出力振動に伴う出力上昇のタイミングと、逃がし安全弁閉による圧力上昇のタイミングを合わせた解析を実施し（付録図1参照）、解析結果とREDY解析の中性子束、炉心入口流量を比較し、出力振動が大きくなる時間領域についてTRACコードの挙動（中性子束及びバンドル入口流量）を、初期運転点を100%出力/90%炉心流量としたREDY解析（低流量解析）に反映してSCAT解析を実施した。低流量解析をベースにしたのは、低流量の方が三次元核熱結合不安定に対する余裕が小さくなるためである。なお、TRACコードによる出力振動はREDYコードに対して上下しているが、本解析では保守的に出力が上昇する側の変動のみを重ね合わせた（付録図2参照）。なお、TRACコードによる出力振動は、2～3秒間隔であることから、0.5秒ごとにタイミングをずらした感度解析も合わせて実施した。

付録表1、2に示すように、出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁閉による圧力上昇を重ねさせたTRACコードによる解析結果をREDYコードの解析結果に反映して作成したデータを使用したSCATコードによる解析では、REDY/SCATコードの解析結果（低流量解析）に比べ最大で30℃程度高い結果となる。



付録図1 中性子束と原子炉圧力の時間変化
 (出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇のタイミングを
 合わせたTRAC解析)



付録図2 REDYコードにTRACコードの出力振動を重畳させた中性子束
 (SCAT 感度解析用の入力として使用)

付録表 1 解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力 上昇を重畳させたTRAC解析の結果をREDYデ ータに反映した解析結果との比較：ベースケース)
燃料被覆管温度の上昇 幅の変化	約 30°C

付録表 2 感度解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (REDYデータに反映させるTRAC解析のタイミ ングをずらした感度解析結果)
燃料被覆管温度の上昇幅 の変化	約 10°C (0.5 秒ずらした解析) 約 20°C (1.0 秒ずらした解析) 約 0°C (1.5 秒ずらした解析) 約 0°C (2.0 秒ずらした解析) 約 0°C (2.5 秒ずらした解析)

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに	4-1
2. 重要現象の特定	4-2
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-2
2.2 ランクの定義	4-2
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-4
3. 解析モデルについて.....	4-14
3.1 コード概要	4-14
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-15
3.3 解析モデル	4-16
3.4 入出力	4-35
4. 妥当性確認	4-37
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	4-37
4.2 ATLAS 試験	4-39
4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験.....	4-51
4.4 実機解析への適用性.....	4-59
5. 有効性評価への適用性.....	4-60
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	4-60
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）	4-62
6. 参考文献	4-63
添付1 入力項目リスト	4-1-1
添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性	4-2-1
添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性	4-3-1
添付4 リウエットモデルの適用性	4-4-1
添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性	4-5-1
添付6 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性	4-6-1

1. はじめに

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

なお、REDYコードの計算結果をインプットとする必要があるが、このREDYコードに対する説明は別資料（第3部REDY）にて行う。

また、本資料で引用している最適評価コードはTRACコード（TRACG Ver. 5）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

SCAT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である原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁閉止時の原子炉圧力上昇によるボイド減少で炉心に正の反応度が投入されることにより生じる沸騰遷移、及び給水加熱喪失の状態で出力が増加することにより生じる沸騰遷移によって燃料被覆管の温度（以下、「燃料被覆管温度」と称す。）が上昇し高温になる。それに伴い燃料被覆管の酸化量（以下、「燃料被覆管酸化量」と称す。）も増加するが、判断基準（15%以下）に十分余裕があるため、評価指標は燃料被覆管温度で代表できると考えられる。

従って、燃料被覆管温度が評価指標である。炉心損傷防止対策の有効性を確認するその他の評価指標についてはREDYコードによる解析で確認する。

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」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について、表 2-1 の定義に従い「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／妥当性評価は記載しない。
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／妥当性評価は記載しない。

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節記載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。

なお、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は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外としてREDYコードの説明資料で示す。

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)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化によって燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

出力分布には、径方向出力分布及び軸方向出力分布がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉スクラム失敗を仮定していることから、径方向出力分布の変化は小さい。一方、給水温度の変化等から軸方向出力分布は変化する。軸方向出力分布の変化は、沸騰遷移の生じた位置の局所の出力によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度の変化に対して重要度は高いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力がボイド・ドップラ反応度フィードバック効果によって変動し、燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、ボイド・ドップラ反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、反応度フィードバック効果は原子炉出力変化としてREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑

制の効果表れる段階より早いため、ボロンの反応度フィードバック効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(その他)

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドブプラ反応度の影響が殆どない状態では考慮する必要があるが、本事故シーケンスの様な高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命と言ったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、スクラム失敗及び代替制御棒挿入機能が作動しないことを仮定しているため、制御棒反応度及び制御棒速度による効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化による燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与えるが、スクラムが失敗した状態で崩壊熱は核分裂出力に比べて小さい。したがって、崩壊熱が燃料被覆管温度変化に与える影響は殆どないと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

中性子束振動(三次元効果)が発生すると、中性子束と冷却材流量の振動によって沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。

流量振動によって沸騰遷移を発生させる試験では、流量振幅が大きくなると数秒の周期で燃料被覆管温度が鋸歯状的に上昇と降下を繰り返し、温度上昇幅は僅かであることが確認されている^[1]。これは中性子束の振動周期が数秒であることに対して熱流束の時間変化が小さいためと考えられる。しかし、スクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象のように、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生すると、燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなる可能性も考えられる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、原子炉出力変化及び炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

ここでスクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象において、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生しても燃料被覆管温度の上昇

幅が有意に大きくなることは、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する（第3部REDDY添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて燃料被覆管温度は上昇する。沸騰遷移後、冷却材への熱伝達に関わる燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度挙動に影響を与える。特に膜沸騰状態の下では、過熱蒸気により燃料棒表面熱伝達が変化すること、さらに高温に至る場合には、輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなることなどにより燃料被覆管温度挙動に大きな影響を与える。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて核沸騰から膜沸騰状態に移行し、原子炉出力の低下によってリウエットに至ることで核沸騰状態に移行する。ドライアウト領域では、燃料被覆管温度は急上昇する。その後リウエットによって核沸騰時の温度まで低下する。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管酸化はジルコニウム-水反応によって発熱量が増加するが、出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため、燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小

さく、また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にクオリティの変化に依存することから、ボイド率変化による表面熱伝達の変化は小さい。また、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、水面変動による大きなボイド率変化はない。そのため燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、気液分離（水位変化）・対向流が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されている。高出力燃料集合体の一部で高温の過熱蒸気が発生したとしても、当該蒸気流は炉心出口近傍で他の燃料集合体から流出する二相流との混合により飽和になると考えられ、炉心外の熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかし、発生した過熱蒸気の影響が当該燃料集合体内の隣接する燃料棒に波及する可能性がある。したがって、気液熱非平衡による熱流動の変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、発生した過熱蒸気による燃料被覆管温度への影響、すなわち燃料被覆管と冷却材との温度差が低下することの影響は、膜沸騰状態における燃料棒表面熱伝達係数の物性値等をモデル化することで得られる保守性によって概ね相殺されることで実効的に取り込まれており、(8)項の燃料棒表面熱伝達 [炉心（燃料）] で相応に考慮できるとしてよいと考えられる。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

チャンネル内の圧力損失は、チャンネルを流れる冷却材流量を介して表面熱伝達の変化に影響を与える。しかし、沸騰遷移後は冷却材流量の変化による表面熱伝達の変化は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

三次元効果による燃料集合体間の流量配分は、冷却材流量が変化することから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える。しかし、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられる。また、高出力燃料集合体は平均出力燃料集合体に比べてボイド率が高く

流量低下が早くなるが、冷却材流量が減少すれば二相部の圧力損失による流量配分の寄与が相対的に小さくなるので、高出力燃料集合体の流量低下は緩和されることが考えられる。したがって、三次元効果による燃料集合体間の流量配分は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

ただし、中性子束と冷却材流量の振動現象（高出力チャンネルの流量振動現象を含む）は、沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。そのため、三次元効果〔炉心（熱流動）〕は(6)項の三次元効果〔炉心（核）〕と同様に燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度とし、三次元効果〔炉心（核）〕に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化〔原子炉压力容器〕

再循環ポンプトリップにより炉心流量を減少させることで原子炉出力を抑制することから、再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性による冷却材流量変化の速さは原子炉出力の抑制の速さに影響する。また、事象発生直後に再循環ポンプトリップするため、燃料被覆管温度上昇時の冷却材流量は自然循環流量相当である。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉压力容器〕

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁の誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。逃がし安全弁から放出される蒸気流量の変化によって原子炉圧力が変化し、ボイドの生成・凝縮に影響するため反応度フィードバック効果に影響する。反応度フィードバック効果は(3)項の反応度フィードバック効果〔炉心（核）〕で考慮する。したがって、冷却材放出（臨界流・差圧流）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、原子炉圧力変化及び原子炉出力変化はR E D Yコードの解析結果を引き継がれる物理現象である。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉压力容器〕

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰・凝縮・ボイド率変化（減圧沸騰（フラッシング）、二相水位、二相流動）が炉心内の領域に与える影響は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響はないと考えられる。したがって、沸騰・凝縮・ボイド率変化が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋

原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液分離（水位変化）・対向流が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(21) 気液熱非平衡 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液熱非平衡が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(22) 圧力損失 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象での燃料被覆管温度を評価する上で、(15)項の圧力損失 [炉心（熱流動）] の物理現象を考慮する。したがって、圧力損失が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含むシュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は影響を与えないと考えられる。したがって、構造材との熱伝達が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(24) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）により冷却材を注入し、炉心入口流量及び炉心入口エンタルピの変化によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量変化及び炉心入口エンタルピ変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉压力容器]

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑制の効果が表れる段階より早いため、ほう酸水の拡散が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器]

燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑制の効果が表れ

る段階より早いため、ほう酸水の輸送・拡散における三次元効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(27) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉格納容器〕

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸气流に係る事象であり、原子炉側から見た(18)項の冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器〕と同じである。

(28) 格納容器各領域間の流動〔原子炉格納容器〕

格納容器各領域間の流動は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(29) サプレッション・プール冷却〔原子炉格納容器〕

サプレッション・プール冷却は、ECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、残留熱除去系（RHR）によるサプレッション・プール冷却の効果が表れる段階より早いため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達〔原子炉格納容器〕

気液界面の熱伝達は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導〔原子炉格納容器〕

構造材との熱伝達及び内部熱伝導は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(32) スpray冷却〔原子炉格納容器〕

Spray冷却は、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、Spray冷却の実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(33) 放射線水分解等による水素・酸素発生〔原子炉格納容器〕

放射線水分解等による水素・酸素発生は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

格納容器ベントは、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、格納容器ベントの実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（SCATコード）（1/2）

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	(H) *1
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	(H) *1
	(4)	制御棒反応度効果	I
	(5)	崩壊熱	(I) *1
	(6)	三次元効果	<u>M</u> *2
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
炉心（熱流動）	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(14)	気液熱非平衡	<u>M</u>
	(15)	圧力損失	(L) *1
	(16)	三次元効果	<u>M</u> *2
原子炉圧力容器 （逃がし安全弁 含む）	(17)	冷却材流量変化	(H) *1
	(18)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	(L) *1
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
	(20)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(21)	気液熱非平衡	I
	(22)	圧力損失	I
	(23)	構造材との熱伝達	I
	(24)	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	(H) *1
	(25)	ほう酸水の拡散	I
	(26)	三次元効果	I

*1 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象も含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外とする。

*2 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（SCATコード）（2/2）

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象		評価指標 燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出	(18) と同一物理現象
	(28)	格納容器各領域間の流動	I
	(29)	サプレッション・プール冷却	I
	(30)	気液界面の熱伝達	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I
	(32)	スプレイ冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素・酸素発生	I
	(34)	格納容器ベント	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

SCATコードは、燃料の熱的余裕及び燃料被覆管温度を解析するコードである。本コードは、単一チャンネルを模擬し、これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて、燃料棒には半径方向だけの熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し、チャンネル内冷却材には、質量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のある「運転時の異常な過渡変化の解析」及び「事故解析」における最小限界出力比（MCPR）の評価に加え、原子炉停止機能喪失の事象で生じる沸騰遷移後の燃料被覆管温度及び燃料被覆管表面の酸化量を評価する。そのため、沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達相関式とリウエット相関式を適用する。また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（以下、「ジルコニウム－水反応」と称す。）に「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下、「ECCS性能評価指針」と称す。）に示されている Baker-Just の式^[2]を適用する。

本コードの入力は、燃料集合体の幾何学的形状、軸方向出力分布等の炉心データ、燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の初期条件、REDYコードの出力から得られた燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり、出力として、GEXL相関式^{[3][4]}に基づく限界出力比（CPR）、各ノードでの冷却材流量、クオリティ、燃料被覆管温度等の時間変化が求められる。また、燃料被覆管温度から燃料被覆管酸化量の時間変化が求められる。

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（表 2-2 で「H」及び「M」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）	出力分布変化	燃料モデル	出力分布モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ 熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル (サブクール熱伝達, サブクール 沸騰熱伝達, 核沸騰熱伝達, 膜沸騰熱伝達, 輻射熱伝達*) リウエットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内 熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル
炉心(熱流動)	気液熱非平衡	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル

* 燃料被覆管温度を厳しい側に評価する観点から，輻射熱伝達の寄与を解析コード中で取り扱わない。

3.3 解析モデル^{[5][6]}

SCATコードは、REDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて、燃料のMCPR及び燃料被覆管温度を評価する。またREDYコードから求まる中性子束、炉心流量、炉心入口エンタルピ、炉心圧力の時間変化を境界条件とする。重要現象に対するSCATコードの計算モデルを表3-2に示す。

表 3-2 S C A Tコードのモデル一覧

項 目		計算モデル
チャンネル内 熱流動モデル	流動の基本式 (非平衡ドリフトフラックス モデル)	気液各相に対して質量保存式とエネ ルギ保存式, 及び気液混相の運動量保 存式を適用
	ボイドモデル	 を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	
	圧力損失モデル	
	被覆管表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 ・サブクール熱伝達 Dittus-Boelter の式 ・サブクール沸騰・核沸騰熱伝達 Jens-Lottes の式 ・膜沸騰熱伝達 修正 Dougall-Rohsenow 式 ^(注2)
	沸騰遷移評価モデル	G E X L 相関式を適用
	リウエットモデル	リウエットクオリティをモデル化し た相関式を適用 ^(注2)
燃料モデル	出力分布モデル	初期値で固定した軸方向出力分布を 適用
	熱伝導モデル	燃料棒径方向に一次元熱伝導方程式 を適用
	燃料ペレット-被覆管ギャッ プ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱 伝達係数を適用

(注 1) 現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデル

(注 2) 原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

S C A Tコードは、燃料棒、ウォータロッド、チャンネルボックスで構成される燃料集合体の冷却材挙動を評価するモデルである。燃料集合体の冷却材流路は軸方向に複数のノードに分割して冷却材の熱水力挙動を計算する。

(1) 保存則

冷却材流路の軸方向各ノードについて保存則を適用して熱水力状態を計算する。二相流モデルには、気液各相の質量保存式とエネルギー保存式、及び気液混相の運動量保存式の5つの保存式を適用し、ドリフトフラックスモデルに基づく気液各相の速度差を考慮する。

目的のノードの冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）を判定し、それに対して与えられる質量保存式とエネルギー保存式を解くことでクォリティ、エンタルピ等を求める。ボイド率を求めるために、ボイド率とクォリティの相関式を用いる。

ノードの熱水力状態が求められると、燃料棒から冷却材に伝わる熱を計算する。

保存式は下式である。

(a) 質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) + \frac{\partial G_v}{\partial z} = \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] + \frac{\partial G_l}{\partial z} = -\Gamma_g$$

(b) エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) = Q_v + \alpha \frac{\partial P}{\partial t} + h_g \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) = Q_l + (1-\alpha) \frac{\partial P}{\partial t} - h_f \Gamma_g$$

なお、質量保存式及びエネルギー保存式から求められた全ノードの熱水力状態を用いて、運動量保存式を解くことでチャンネル内の圧力損失を求めることができる。

運動量保存式は下式である。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z}(G_v u_v + G_l u_l) + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで,

$$G = G_l + G_v$$
$$\bar{\rho} = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g \alpha$$

記号は以下の通りである。

- α : ボイド率
- ρ : 密度
- G : 質量流束
- u : 相速度
- Γ_g : 蒸気生成率
- h : エンタルピー
- Q : 熱伝達量
- P : 冷却材圧力
- g : 重力加速度
- f : 摩擦抵抗係数
- D_H : 水力等価直径
- (添字) v : 蒸気相
- l : 液相
- g : 飽和蒸気
- f : 飽和水

(2) 構成式

① ボイドモデル, サブクールボイドモデル



② 圧力損失モデル



上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付2に示す。

③ 被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図 3-1 に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち、単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また、核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については、限界クォリティと沸騰長さの関係等に基づき整理されたG

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

E X L 相関式を用いて判定する。リウエットによる膜沸騰状態から核沸騰状態への移行については、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」^[8]で推奨される相関式を用いて判定する。G E X L 相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で、リウエット判定については⑤に示す。

各流動状態に対して設定される熱伝達モデルの一覧を表 3-2 に示す。サブクール領域の单相流には Dittus-Boelter の式^[9]を、サブクール沸騰及び核沸騰領域には Jens-Lottes の式^[10]を、膜沸騰領域には修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}を適用する。

なお、過渡的な沸騰遷移後の熱伝達相関式について、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では、その適用範囲内において修正 Dougall-Rohsenow 式を使用することが妥当であるとしている。また、燃料被覆管温度が 800°C 程度を超える高温範囲では、輻射熱伝達が温度の増加とともに増大して燃料集合体内の燃料被覆管温度を平坦化するように作用するが、S C A T コードにおいては輻射熱伝達の影響を考慮せず、出力の大きな燃料棒の燃料被覆管温度を高め評価する方法を採っている。

相関式は下式である。ただし、飽和核沸騰時及び沸騰遷移後においては、冷却材の温度を飽和温度として冷却材への熱流束を評価する。

(a) Dittus-Boelter の式^[9]

$$h = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式^[10]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60 e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6} \right]^{1/4}$$

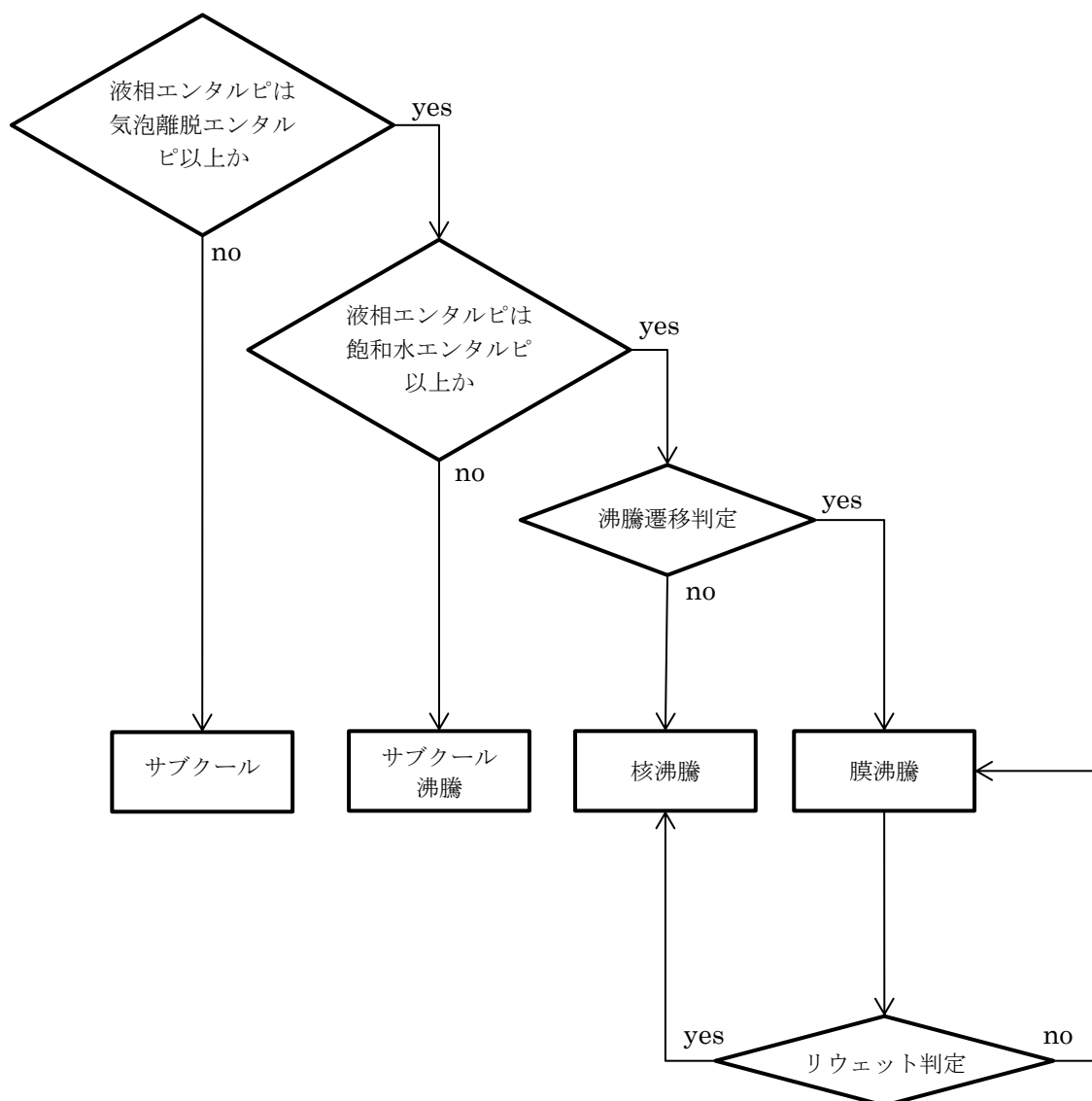
(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_H}{\mu_{g,f}} \left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_e) \right] \right\}^{0.8} \text{Pr}_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_H}$$

各物性値に用いる過熱蒸気の温度は、蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いる。

記号は以下の通りである。

- h : 熱伝達率
- Q : 熱伝達量
- ΔT_{JL} : 燃料被覆管表面温度と冷却材温度（飽和温度）との差
- x_e : 断面平均熱平衡クォリテイ
- D_H : 水力等価直径
- G : 冷却材の質量流束
- P : 冷却材圧力
- A : 伝熱面積
- k : 冷却材の熱伝導率
- ρ : 冷却材の密度
- μ : 冷却材の粘性係数
- Re : 冷却材のレイノルズ数
- Pr : 冷却材のプラントル数
- (添字) g,s : 飽和蒸気
- l,s : 飽和水
- g,f : 過熱蒸気



沸騰遷移判定：GEXL 相関式による沸騰遷移判定

リウエット判定：相関式 2 によるリウエット判定

図 3-1 流動状態の選択ロジック

④沸騰遷移評価モデル

燃料集合体が沸騰遷移に至る状況はGEXL相関式を用いて計算する。有効性評価解析における沸騰遷移の判定は、GEXL相関式から得られるMCPRがMCPRに関する燃料の許容設計限界（SLMCPR）を下回った時点とする。

GEXL相関式は、沸騰遷移の開始を予測する式で、BWR炉心で出現することが予想される種々の軸方向出力分布を条件とした豊富な試験データに基づいて作成されており、以下の特徴を有する。

- ・出力分布依存性を考慮する手段として、「限界クオリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」の関係を導入している。
- ・局所出力分布の関数を取り込んでいる。
- ・実形状の模擬燃料集合体により得られたデータをベストフィットしていることが大きな特徴として挙げられる。

GEXL相関式は次式で表現される。

$$X_C = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

記号は以下の通りである。

- X_C : 断面平均の限界クオリティ
- L_B : 沸騰長さ
- D_Q : 熱的等価直径
- G : 質量流束
- L : 加熱長さ
- P : 圧力
- R : 局所出力分布に関する係数

以下に、GEXL相関式から得られるMCPRの計算と、沸騰遷移の生じる位置を判定する計算について述べる。

(a) MCPRの計算方法

GEXL相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は、次に述べる手法によって行う。

- 注目するバンドルの質量速度、圧力、局所出力関数等を求める。
- (i)の条件下でGEXL相関式を用いて「限界クオリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- 注目するバンドルの出力を上昇させ、(i)の条件下で「運転クオリティ（ X ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- (ii)と(iii)で得られた曲線を比較し、(ii)の曲線に(iii)の曲線がある点で接する場合の出力を求める。これが求める限界出力である。
もし(ii)(iii)で得られた曲線が接しない場合、出力を変えて(iii)の計算を反復し、接す

る場合のバンドル出力を求める。この関係を図 3-2 に示す。

運転出力に対し GEXL 相関式から得られる限界出力の比が MCPR となる。有効性評価解析では、MCPR が SLMCPR を下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断する。SLMCPR は、GEXL 相関式が持つ不確かさなどを考慮して保守的に設定する。

過渡時の MCPR については、主に限界クォリティと運転クォリティの比に基づく値で評価する。

(b) 沸騰遷移位置判定の計算方法

沸騰遷移の判定後、沸騰遷移の生じる位置を判定する。有効性評価解析における沸騰遷移の生じる位置を判定する計算は、次に述べる手法によって行う。

- (i) GEXL 相関式を用いて限界クォリティ (X_c) を計算する。
- (ii) (i) での限界クォリティを用いて SLMCPR に相当する限界クォリティを求める。
- (iii) 軸方向沸騰遷移位置を表すために、(ii) での SLMCPR に相当する限界クォリティを補正する。
- (iv) この補正した限界クォリティと運転クォリティとを比較し、交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では、沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

燃料集合体断面平均クォリティ (X)

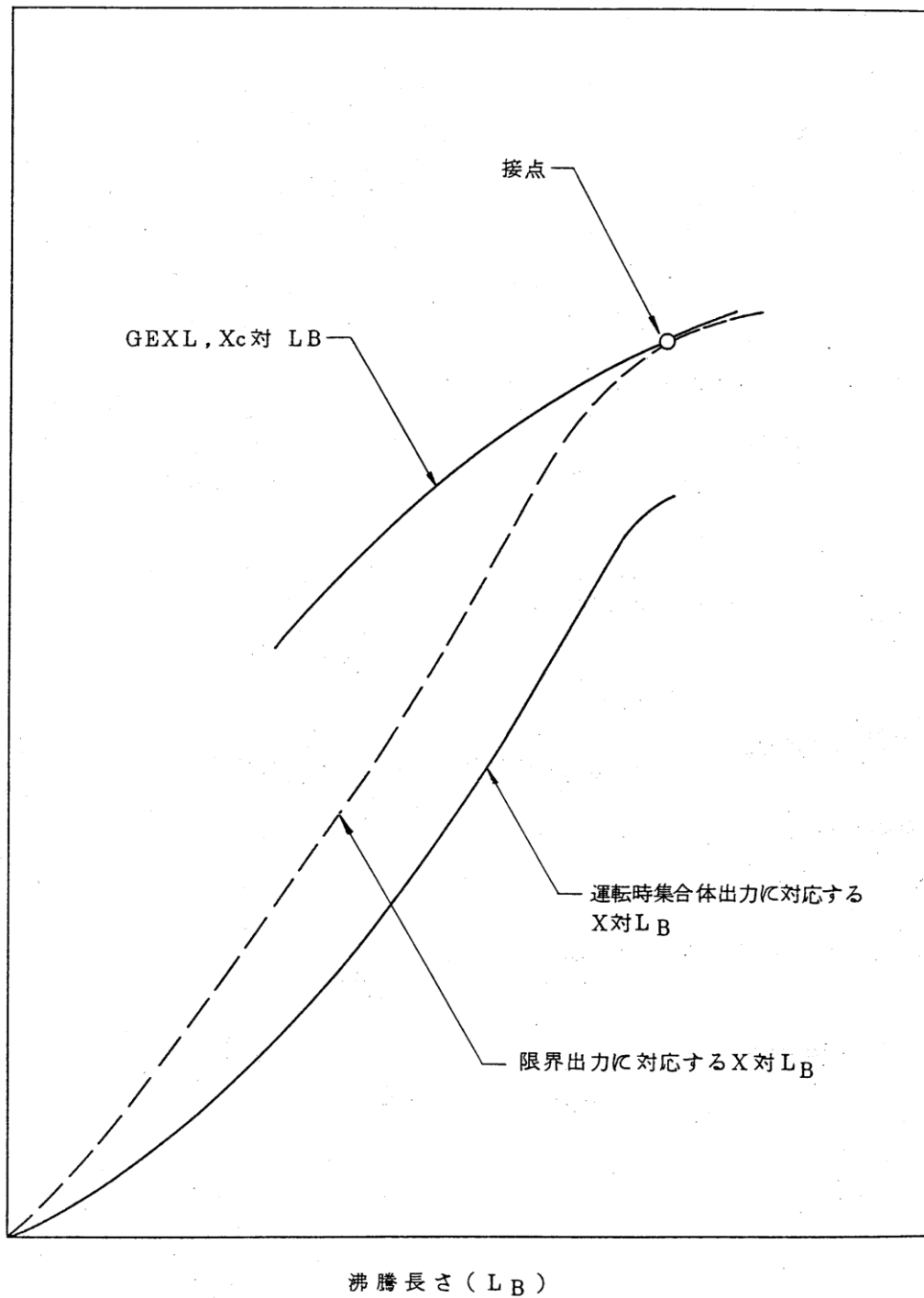


図 3-2 限界出力の評価手法^{[3][4]}

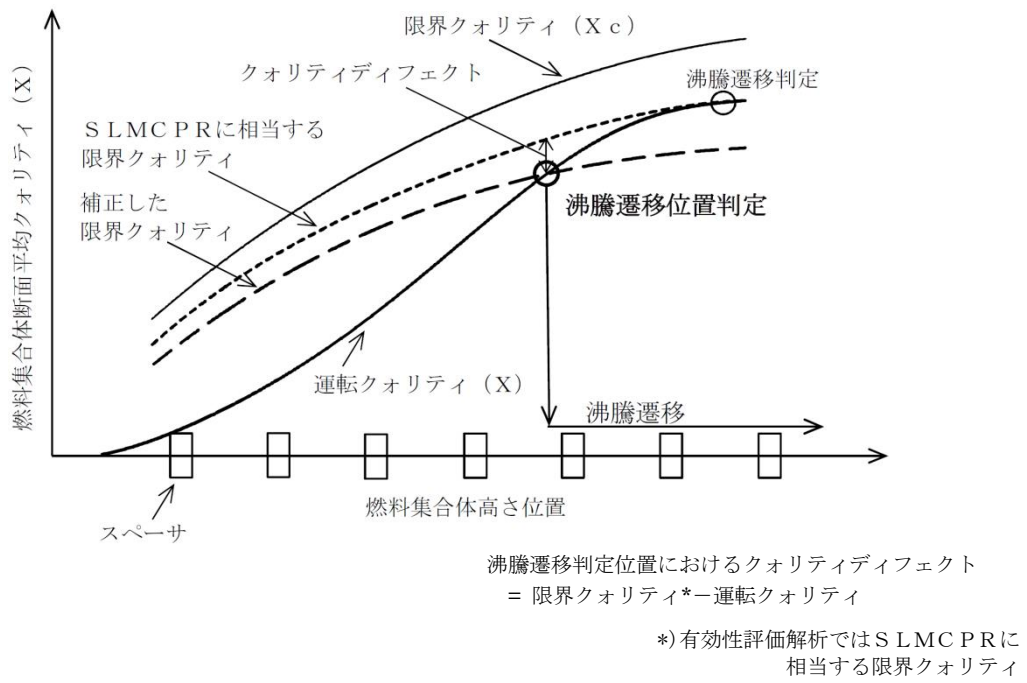


図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウエットモデル

沸騰遷移後のリウエット時刻の予測方法について、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では、相関式1^{[8][12]}と相関式2^{[8][13]}のリウエット相関式のいずれかを使用することが妥当であるとしている。相関式1は単管試験データに基づいて作成した相関式で、相関式2は管群試験データに基づいて現象論的に作成した相関式である。

相関式2は、相関式1よりもドライアウト持続時間を長く評価する傾向があるため、燃料被覆管温度を高く評価する。そのため、相関式2をリウエット時刻の予測方法に適用する。

なお、相関式2は、燃料集合体内の軸方向着目位置の流路断面平均クオリティがリウエットクオリティを下回ったときにリウエットが発生するという考えに基づいている。実機的设计及び運転条件を対象とした熱水力試験によれば、準定常状態におけるリウエットクオリティは沸騰遷移を生じる限界クオリティに一致するが、過渡状態におけるリウエットクオリティは限界クオリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウエット時点における流路断面平均クオリティと限界クオリティの偏差をモデル化したものである。

相関式は下式である^{[8][13]}。

$$x_{\text{rewet}} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{lf}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} - \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \overline{\frac{dx}{dt}}$$

記号は以下の通りである。

- x_{rewet} : 燃料集合体内の流路で断面平均したリウエットクオリティ
- x_c : 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クオリティ
- x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクオリティ
- Δx : 過渡時におけるリウエットクオリティの限界クオリティからの偏差
- ΔT_w : 壁面過熱度
- ΔT_0 : 液膜先端固気液三相界面の過熱度
- q'' : ドライアウト部の熱流束
- F : 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数
- G : 冷却材の質量流束
- D_w : 熱的等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- t_m : $x - x_c$ が最大となる時刻
- Δt_0 : $x - x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間

- $\overline{\frac{dx}{dt}}$: x が x_c まで復帰した時刻からリウエット時刻までの x の
平均変化率
- G_0 : 質量流束規格化基準値
- u_{lf}^0 : 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

S C A Tコードの燃料モデルは、燃料集合体（燃料棒、ウォータロッド等）やチャンネルボックスで構成される。燃料棒熱伝達計算は、最大5グループに分けることができ、各々の燃料棒毎に行うことができる。

実機解析に用いるグルーピング及びノーディングを図 3-4 と図 3-5 に、考え方を表 3-3 に示す。9×9燃料（A型）の場合は、図 3-4 に示すようにホットロッド（標準長）、平均出力ロッド（標準長）、部分長ロッド、ウォータロッドの4つのグループに分けて模擬している。

(1)出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布の初期状態一定値として入力している。

(2)熱伝導モデル

燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、図 3-5 に示すように軸方向に複数のノードに分割し、それぞれのノードに径方向に熱伝導方程式を適用して、冷却材への熱伝達を計算する。

- ①燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し、被覆管は通常内側と外側の2つのノードに分割して取り扱う。
- ②燃料ペレットでは、ペレット中心部よりペレット周辺部が相対的に局所出力が大きくなる傾向があり、この特性を取り込めるように径方向出力分布を考慮することができる。
- ③ペレットと被覆管のギャップ部の熱の授受には、ギャップ熱伝達係数を用い、一般に軸方向中央部のギャップ熱伝達係数が大きくなる傾向があり、このため、ギャップ熱伝達係数は軸方向分布を考慮できる。

ギャップ熱伝達については時間変化をしない一定値とする場合と、出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

- ④熱伝導率、熱容量など燃料ペレット及び被覆管の物性については、関係式もしくはテーブル形式で温度依存を考慮する。

(3)燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル

燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達係数は、熱放出率を考慮した輻射伝導係数、燃料ペレットと被覆管相互の接触圧力を考慮した熱伝達係数、熱膨張の影響を考慮した気相部の熱伝導係数から求められる。

MCPRを計算する解析では、燃料棒機械設計コードPRIME^{[14][15][16][17]}で計算された結果に基づき、軸方向ギャップ熱伝達係数は一定値を用いている。

燃料棒の温度分布を示す方程式は下式である^{[5][6]}。

(a) 燃料ペレット

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F \frac{\partial T}{\partial t} - Q_g$$

(b) 燃料ペレット－被覆管ギャップ部

$$\left[K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = H_g \Delta T_{\text{gap}}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- T : 温度
- ΔT_{gap} : 燃料ペレット－燃料被覆管ギャップの温度差
- K_F : 燃料ペレットの熱伝導率
- K_c : 燃料被覆管の熱伝導率
- H_g : 燃料ペレット－燃料被覆管の熱伝達率
- ρ_F : 燃料ペレット密度
- ρ_c : 燃料被覆管密度
- C_F : 燃料ペレット比熱
- C_c : 燃料被覆管比熱
- Q_g : 燃料ペレットの発熱量

表 3-3 S C A Tコードのノーディングの考え方（9×9燃料（A型）の例）

領域	考え方
燃料棒グループ	燃料集合体の燃料棒及びウォータロッドを考慮するため、ホットテスト出力標準長燃料棒，平均出力標準長燃料棒，部分長燃料棒，ウォータロッドのグループに分ける。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算に合わせて燃料部を24ノードに分割している。また燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	燃料ペレット内の熱挙動を詳細に計算するために燃料ペレット部は12ノード，燃料ペレットと被覆管の間のギャップ部を1ノード，また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた2ノードに分割している。

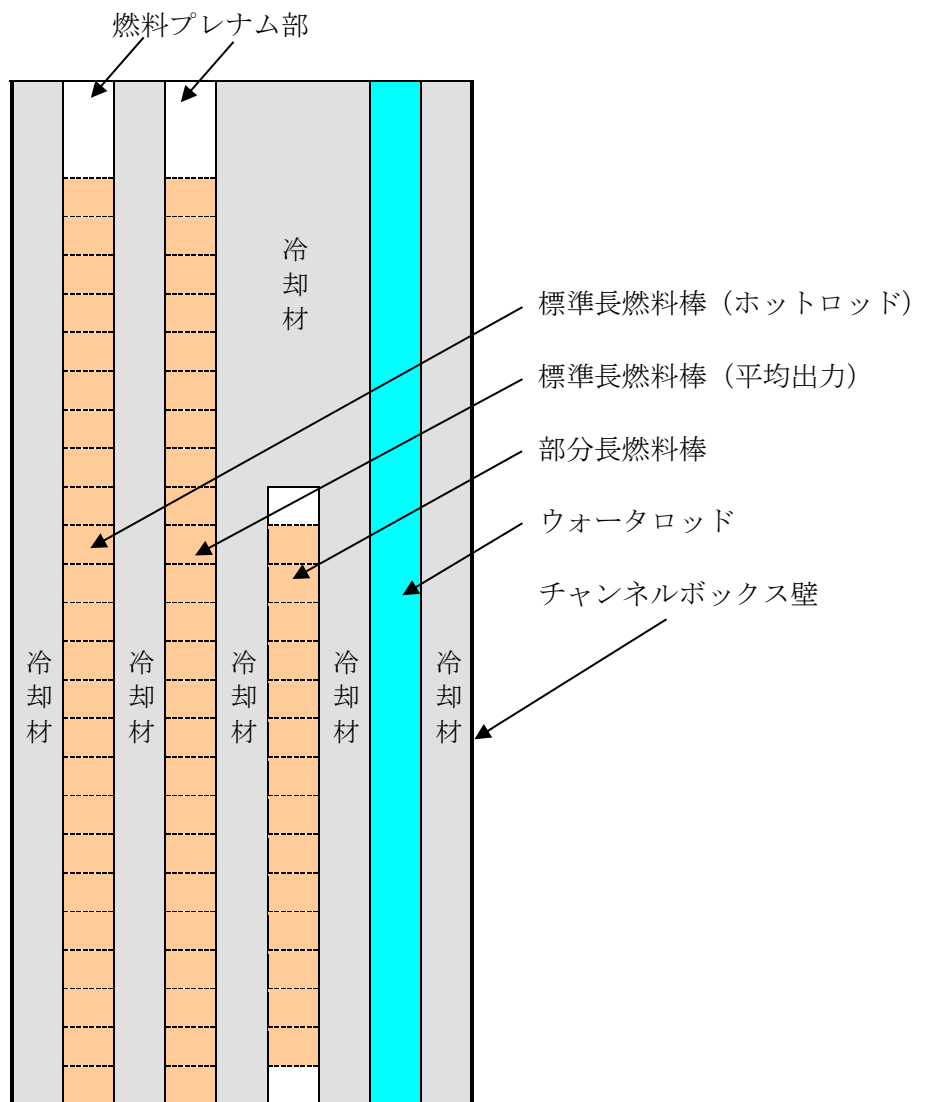


図 3-4 燃料集合体モデル (9×9燃料 (A型) の例)

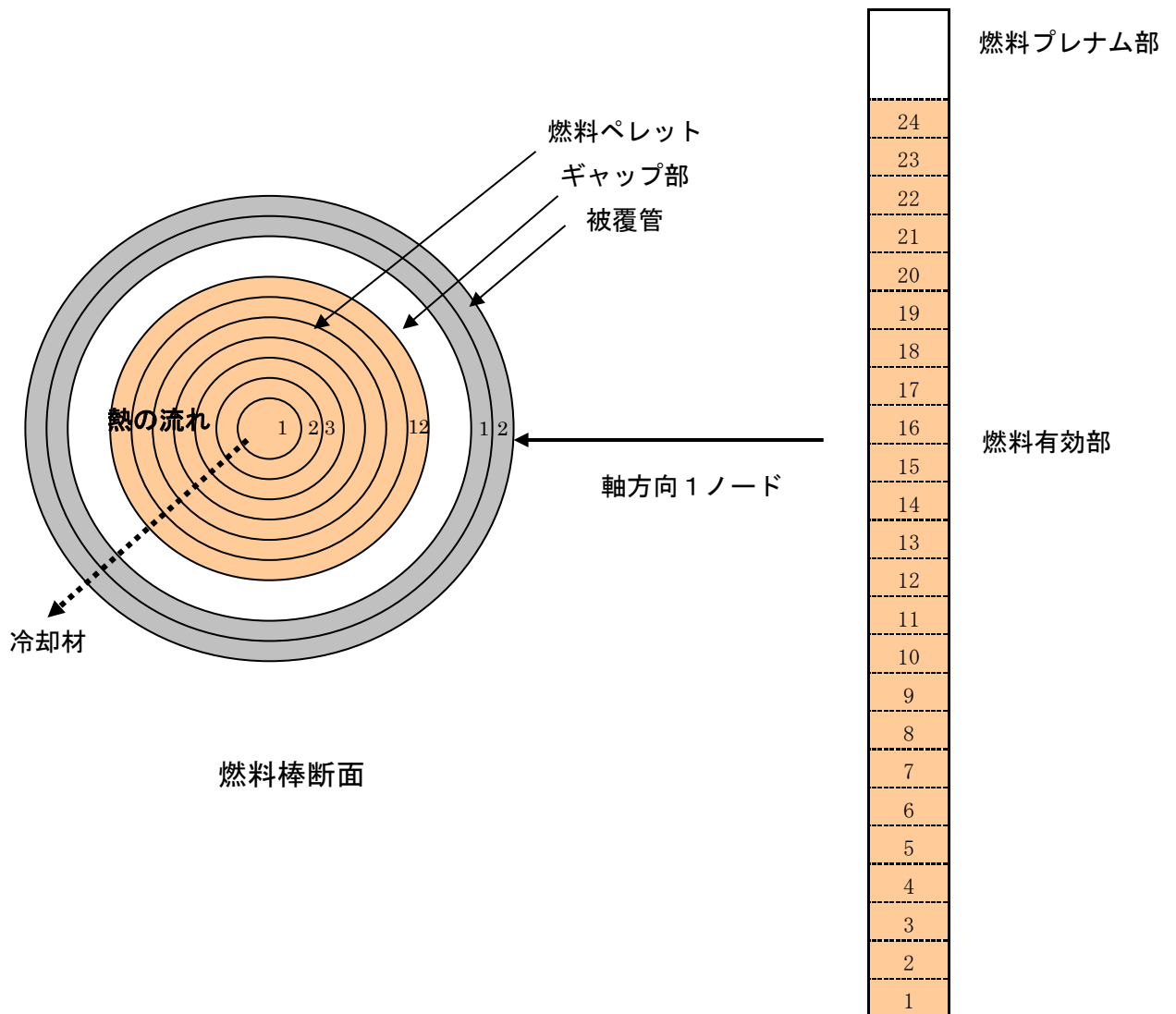


図 3-5 燃料棒モデル（9×9燃料（A型）の例）

3.4 入出力

SCATコードはREDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて評価する。SCATコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。各インプットデータの詳細な入力情報については添付 1 に示す。

- ①炉心データ
- ②燃料データ

なお、SCATコードの入口流量及びバンドル出力の時間変化は、REDYコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は、初期MCPRに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は、炉心熱水力解析コードISCOR^{[18][19]}を用いて、MCPRの初期値が通常運転時の制限値(OLMCPR)になるように初期バンドル出力と共に求められる。具体的には、高出力燃料集合体及び平均出力燃料集合体の入口流量は全燃料集合体の入口と出口間の圧力差が等しくなるように計算され、また、計算された入口流量を用いて求められた高出力燃料集合体のMCPRがOLMCPRとなるように、入口流量とバンドル出力の繰り返し計算が行われることで、初期バンドル出力と初期入口流量が得られる。

OLMCPRに相当する高出力燃料集合体は、平均出力燃料集合体よりも出力が高く、ボイド率が大きいため、高出力燃料集合体の初期入口流量は炉心平均の初期入口流量よりも小さい。

上記をインプットデータとして、単チャンネル熱水力解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ①MCPR
- ②燃料被覆管温度
- ③燃料被覆管酸化量(ジルコニウム-水反応量)
- ④クオリティ
- ⑤熱伝達係数

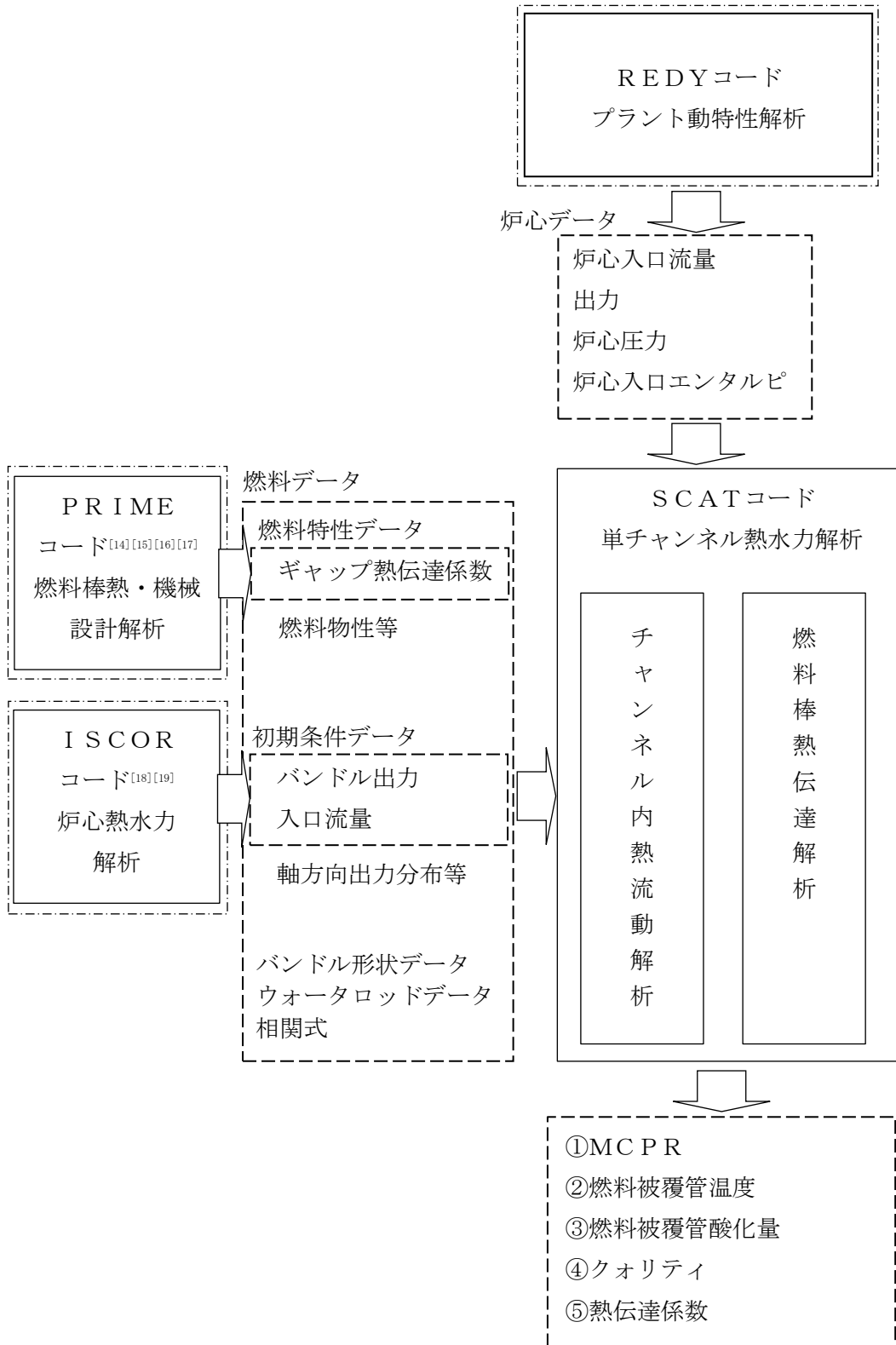


図 3-6 SCATコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

SCAT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おり、出力分布変化，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡である。

出力分布変化については，中央ピークに基づく軸方向出力分布を代表として設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，再循環ポンプトリップや主蒸気遮断による給水加熱喪失の状態では軸方向出力分布は下部ピークに変化する。下部ピークでは，沸騰遷移が発生する燃料集合体上部において局所の出力が小さいため燃料被覆管温度上昇が小さくなる。そのため，軸方向出力分布を中央ピークに設定することで，燃料被覆管温度は高めに評価される。よって，出力分布変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。なお，沸騰遷移位置については下記の沸騰遷移の重要現象で取り扱う。

燃料棒内温度変化については，燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，燃料ペレットから冷却材へ伝達される熱量が大きいほどMCPRが小さくなって，沸騰遷移位置が深く予測される。そのため，燃料ペレット熱伝導率及びギャップ熱伝達係数によって表面熱流束の過渡応答を速くすることで燃料被覆管温度は高めに評価される。よって，燃料棒内温度変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。

燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡については，BWR燃料の沸騰遷移を模擬したNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験^{[20][21][22]}の燃料被覆管温度測定値との比較により，燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡の解析モデルの妥当性を確認する。

沸騰遷移については，GEXL相関式がATLAS試験データ^{[3][4]}を基に作成されていることを確認することに加え，上述のNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験においてドライアウト持続時間の測定値と比較することにより，沸騰遷移の解析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	ATLAS試験	NUPEC BWR燃料 集熱体熱水力試験
炉心 (核)	出力分布変化*	出力分布モデル	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ熱 伝達モデル	—	—
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3 図 4-5 図 4-6	図 4-12 図 4-13 図 4-14
炉心 (熱流動)	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16

*4.1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 ATLAS試験

(1) ATLAS試験設備の概要^{[3][4]}

米国GE社ATLAS試験設備の仕様を表4-2に、系統構成図を図4-1に示す。

実験は循環ポンプにより流体を循環させ、混合器で温度差のある水（循環ポンプからの水と空冷熱交からの水）を混合し、目的のサブクール水を得る。サブクール水の一部は凝縮器に流されるが、残りは流量制御弁を通り、オリフィス流量計、タービン流量計を経て試験部に入る。試験部で発生した蒸気は凝縮器で凝縮され、循環ポンプに戻る。蒸気ドラムの圧力は、冷水をドラム中にスプレイして蒸気を凝縮させることにより制御される。

試験部容器の模式図を図4-2に示す。試験部は高温高压流水中において実寸大規模燃料集合体に直接通電し、原子炉内の発熱状態を模擬して沸騰二相流の伝熱流動特性を測定するためのもので、模擬燃料集合体、圧力容器、接続電極などから構成される。

また、試験条件を表4-3に、試験パラメータの範囲を表4-4に示す。試験条件はBWRの通常運転時の値に対応し、出力の上昇、流量の減少は沸騰遷移を生ずる範囲までを含んでいる。

(2) 妥当性確認結果

①定常状態における予測能力

9×9燃料集合体のGEXL相関式で予測した限界出力と測定された限界出力の比較を図4-3に示す。これらの比較によれば90%以上のデータについて、予測値が測定値の±6%以内に入る。GEXL相関式の予測能力を統計的に評価するため、実験限界出力比（ECPR）なる量を次のように定義する。

$$ECPR = \frac{\text{予測限界出力（GEXL相関式による）}}{\text{測定限界出力（ATLAS試験による）}}$$

ATLAS試験で得られた9×9燃料のヒストグラムを作ると図4-4のようになり、GEXL相関式はBWR運転範囲を含む広範囲の運転条件で優れた一致を示していると考えられる。

②過渡状態における予測能力

過渡状態の沸騰遷移について、沸騰遷移予測時間の比較を図4-5に示す。沸騰遷移発生時間の計算値の多くは、±0.35秒以内に入っていた。また、この範囲に入らなかったものについては、予測時間は実測より早くなっており、保守的な結果を与えている。

次に7×7燃料における沸騰遷移予測位置の比較を図4-6に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深くなっており、保守的な結果を与えている。

(3) 入口サブクーリングに対するGEXL相関式の適用性

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、給水加熱喪失の状態が継続するため入口サブクーリングが大きくなる。代表的なABWR及びBWR5における入口サブクーリングは320 kJ/kg以下の範囲で変化し、ATLAS試験の範囲以上となることから、この範囲の入口サブクーリングに対するGEXL相関式の適用性を確認する必要がある。

図4-7に9×9燃料（A型）における入口サブクーリングとGEXL相関式による限界出力計算値との関係を示す。限界出力計算値は入口サブクーリングが増加するにつれて直線的に上昇している。

ATLAS試験4×4格子における入口サブクーリングと限界出力測定値との関係を図4-8に、9×9燃料（A型）における関係を図4-9に示す。いずれも限界出力測定値は入口サブクーリングが増加するにつれてほぼ直線的に上昇することが示されている。この傾向は、環状噴霧流で発生するドライアウトに起因するCHF（Critical heat flux）発生機構において、入口サブクーリング増加によって下流側に移動する飽和沸騰開始高さとの相関関係であると考えられる。飽和沸騰開始高さが下流側に移動することで、沸騰遷移を生じさせるための冷却材への熱伝達量がより多く必要となるため、限界出力値が上昇している。7×7燃料を模擬した4×4格子に比べて、9×9燃料（A型）は細径燃料棒を採用しながら燃料棒本数を増やすことで伝熱面積を増加させ、限界出力を向上させている。さらに、9×9燃料（A型）の丸セル型スペーサは、4×4格子で採用された格子型スペーサに比べてドライアウトの抑制効果が高いことが知られている。図4-8、図4-9に示した試験結果は、飽和沸騰開始高さより下流側に十分な沸騰長さを有することを示しており、燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼすものの、燃料有効長に比べて飽和沸騰開始高さの差は小さく、9×9燃料（A型）では限界出力性能も改善されていることから、9×9燃料（A型）において4×4格子と同等の入口サブクーリングまで安定した直線傾向となることが予測される。GEXL相関式は沸騰長さをパラメータに含み、図4-7のように直線的な上昇傾向は保持されることを示しており、9×9燃料（A型）の試験範囲以上の入口サブクーリングにおいても直線性が確保されることが考えられる。

なお、直線性が確保されて限界出力値が上昇しても、上流側のサブクール領域において熱水力的に不安定な状態に至らないと考えられる。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における条件において、広い範囲の試験データを整理した甲藤のCHF特性領域線図^[25]ではドライアウト領域に相当している。さらに、提唱されている気泡充満モデルや蒸気ブランケットモデルが対象とする現象はいずれも加熱面近傍にボイド率が集中する状況下でのCHF発生機構であるが、解析上では、4.1節のように中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定していることとあいまって、中央ピークから下流側で発生するドライアウトに起因するCHF発生機構であるため、入口サブクーリングにおける直線性は確保され、上流側で熱水力的に不安定な状態に至る可能性は十分低いと考え

られる。また、スぺーサによる冷却材の攪拌効果が期待されることも考えられる。

したがって、 9×9 燃料（A型）のATLAS試験の範囲以上の入口サブクーリングにおいてもGEXL相関式は適用できると考えられる。

以上の検討から、SCATコードを用いて沸騰遷移の状態を評価することは妥当な方法であるといえる。

(4) GEXL相関式における重要現象（沸騰遷移）の不確かさ

ATLAS試験の測定限界出力とGEXL相関式の予測限界出力とから求められる標準偏差は3.6%以下であり、これが沸騰遷移におけるGEXL相関式の不確かさに相当する。しかし、3.3.1(2)④に記載した通り、MCP RがSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

表 4-2 ATLAS 試験ループの仕様^{[3][4]}

項目	仕様
試験部最大熱入力	17.2 MW
ループ最大圧力	158 kg/cm ² a (15.5 MPa[abs])
ループ最高温度	346 °C
試験部最大流量	3,790 l/min (6.31×10 ⁻² m ³ /s)
試験部容器	BWR 実寸大模擬燃料集合体収納可

表 4-3 ATLAS 試験条件^{[5][6]}

項目	出力上昇事象	流量減少事象
圧力	1,000 psia (6.9 MPa[abs])	
流量	1.0×10 ⁶ lb/h-ft ² (1,356 kg/m ² -s)	
入口温度	510~525 °F (266~274 °C)	500~530 °F (260~277 °C)
出力	1.34~5.40 MW	1.00~6.65 MW

表 4-4 試験パラメータ範囲^{[3][4]}

項目	範囲
圧力	800~1,400 psia (5.5~9.7 MPa[abs])
質量速度	0.10~1.35 Mlb/h-ft ² (140~1,830 kg/m ² -s)
入口サブクーリング	0~100 Btu/lb (0~223 kJ/kg)

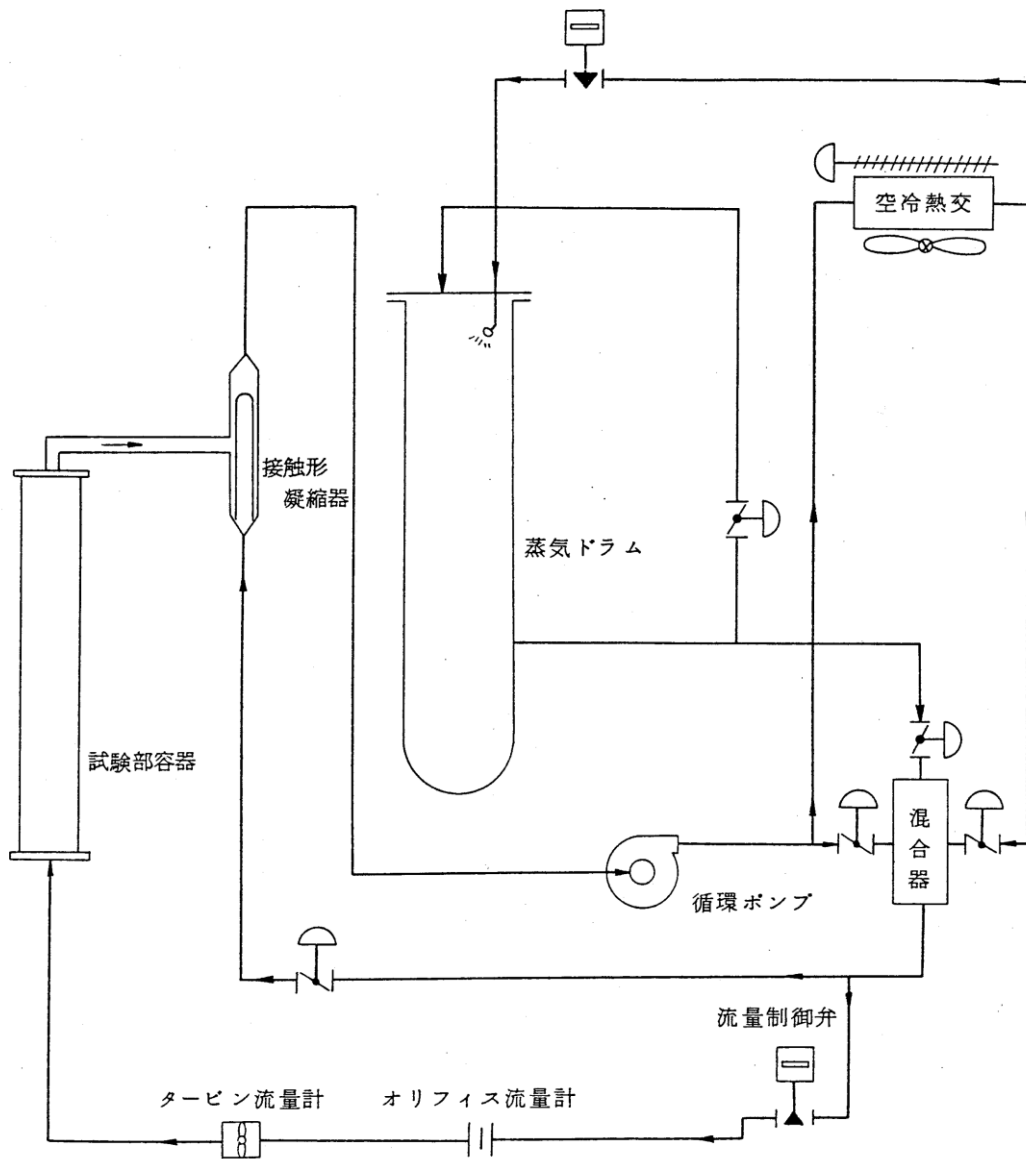


図 4-1 ATLASループ系統構成図^{[3][4]}

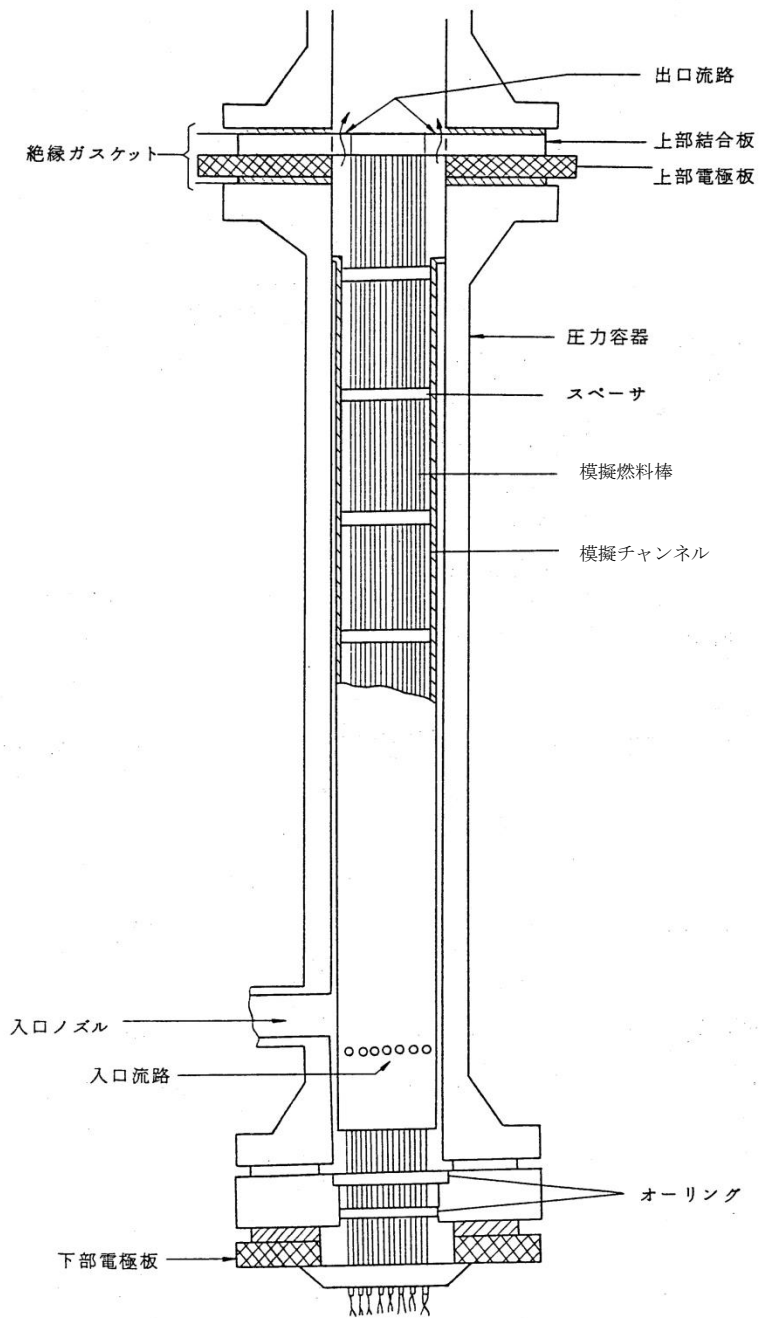


図 4-2 試験部^{[3][4]}

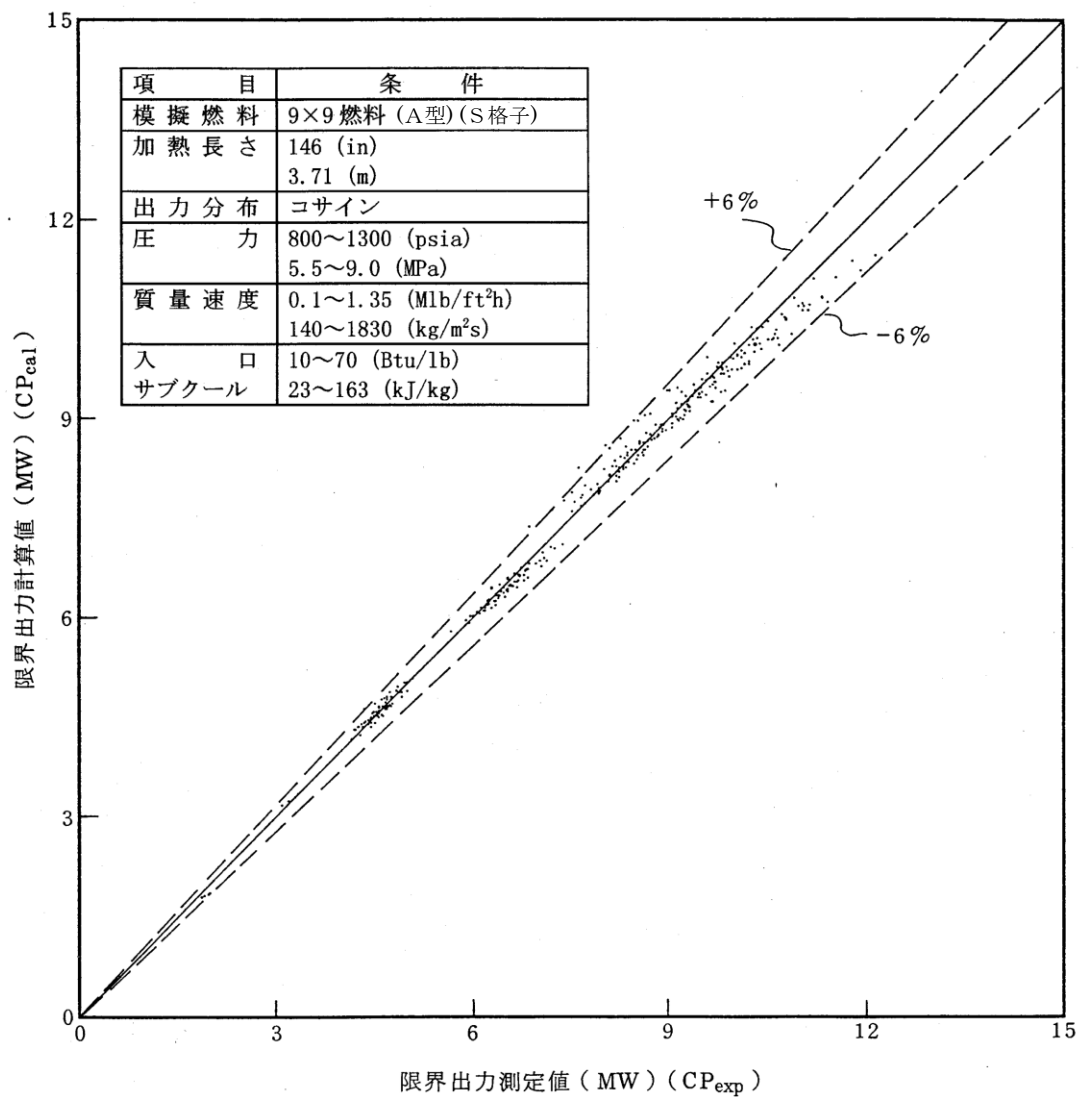


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係^{[3][4]}

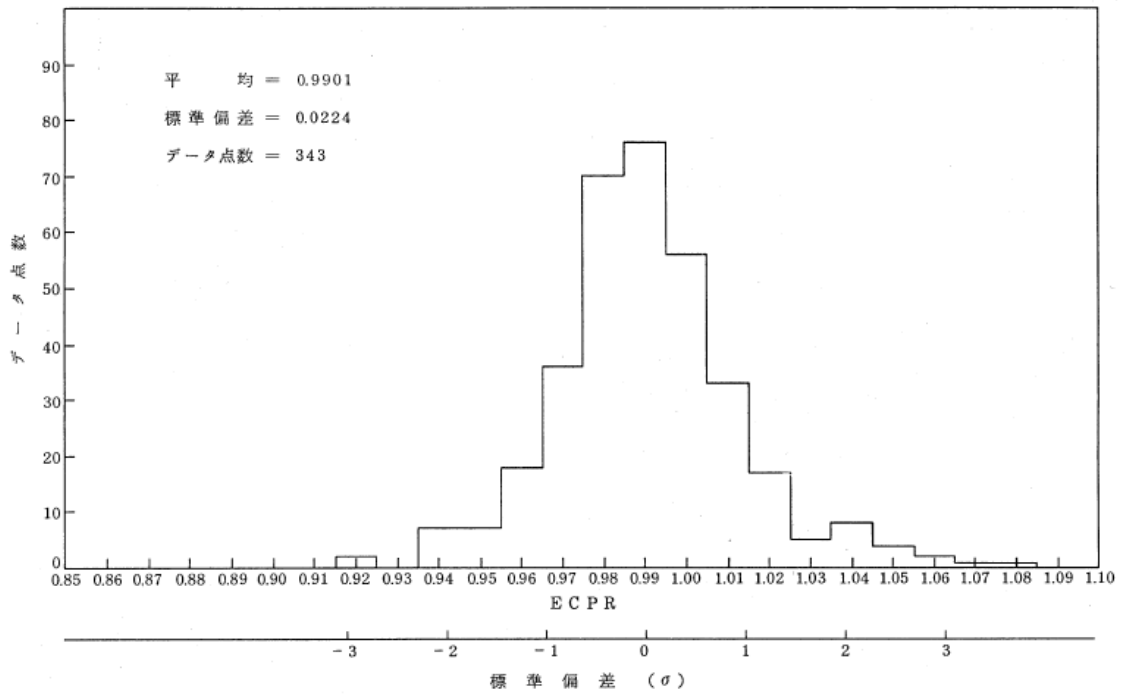


図 4-4 ECPRヒストグラム^{[3][4]}

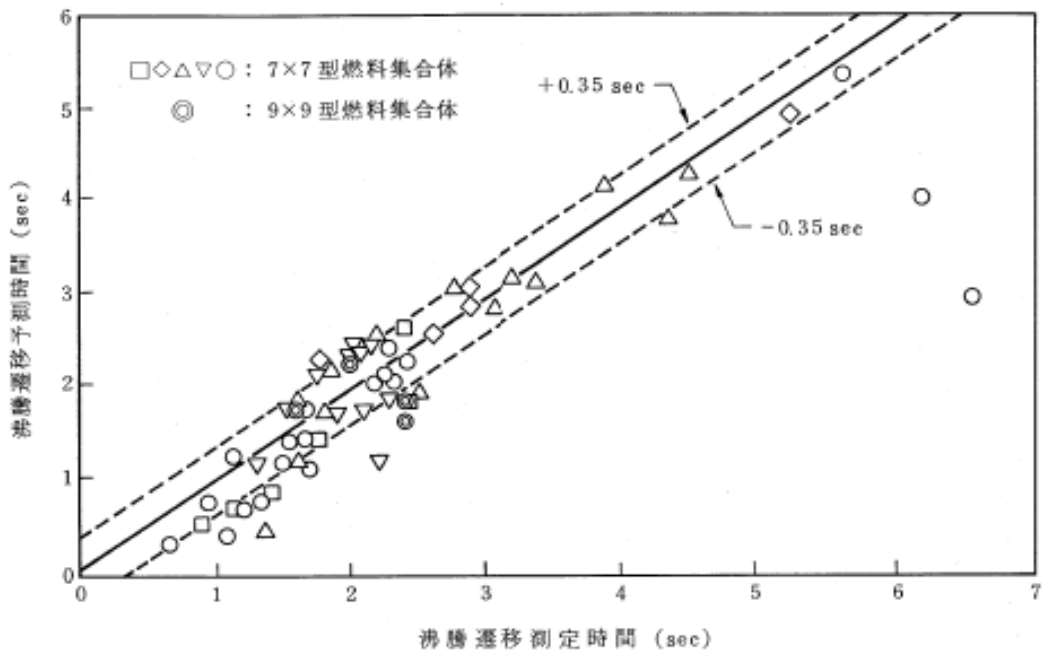


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間^{[3][4]}

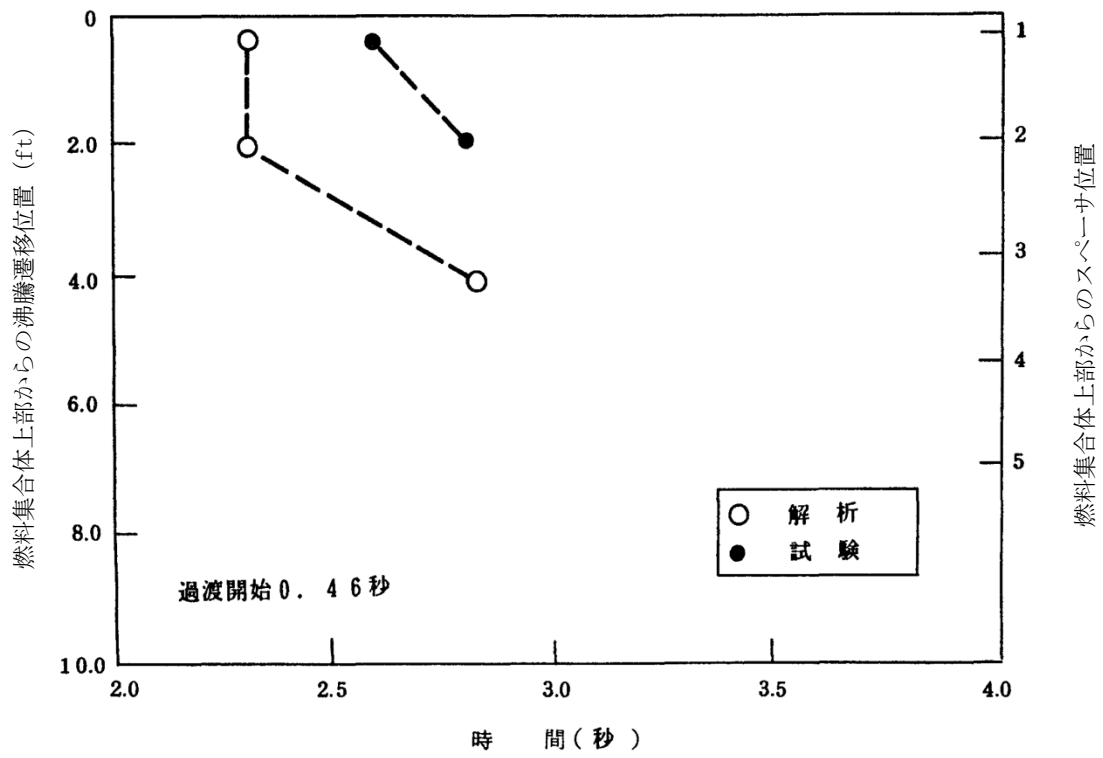


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) [6]

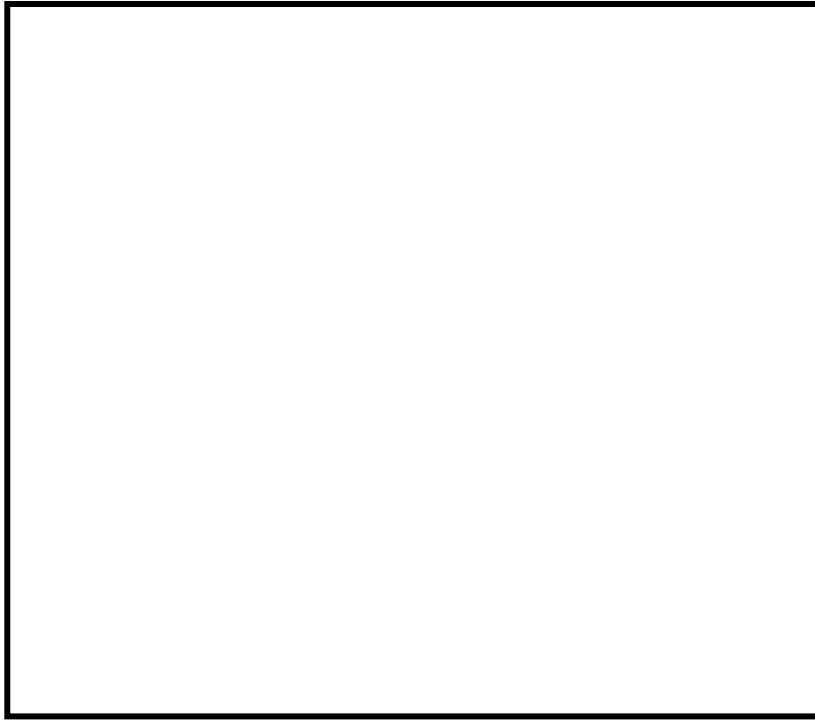


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

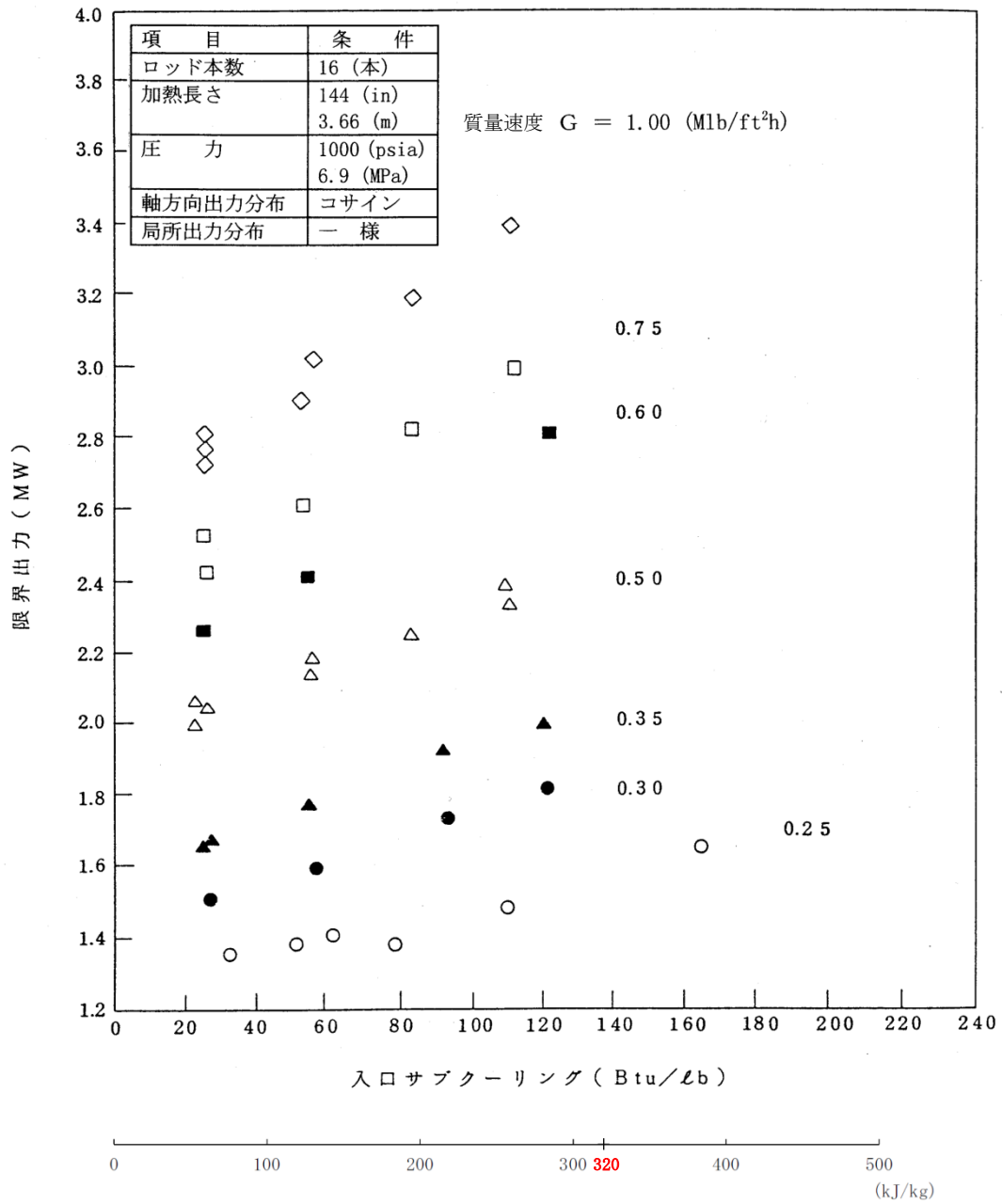


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) [3][4]

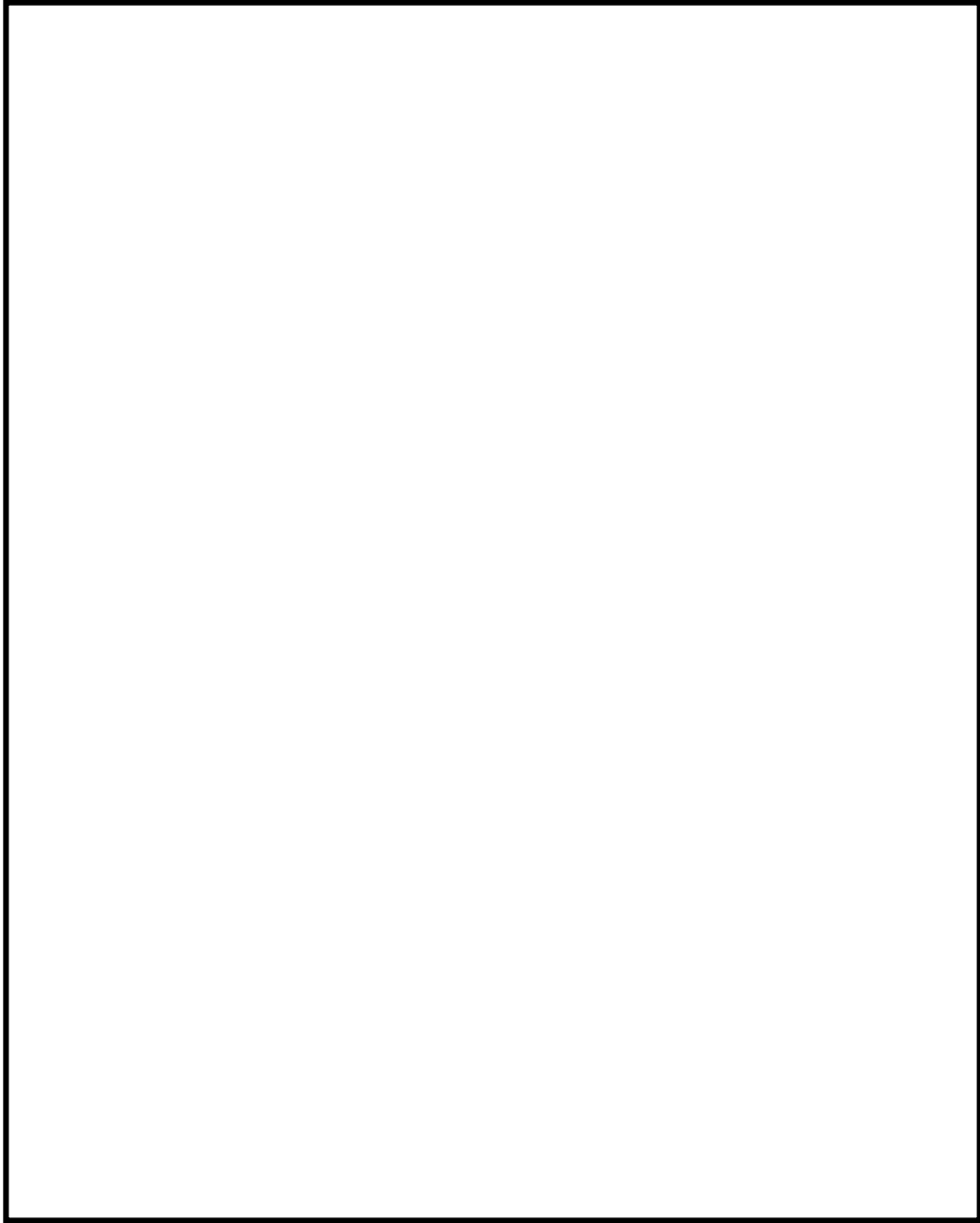


図 4-9 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（9×9燃料（A型））

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験

(1) NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の概要^{[20][21][22]}

(財)原子力発電技術機構（NUPEC）において過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は実寸大の9×9燃料（A型）模擬燃料集合体であり、表4-5に燃料集合体の仕様を、表4-6に試験条件を、図4-10に試験体を、図4-11に試験体の径方向出力分布を示す。模擬燃料棒表面温度は、模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの直上流である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

沸騰遷移発生時間について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-12に示す。4.2項のATLAS試験の妥当性確認と同様に、GEXL相関式による沸騰遷移発生時間の計算値は±0.35秒以内に入っていて、良好に予測できる。

沸騰遷移位置について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-13及び図4-14に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深く予測する傾向となっており、保守的な予測結果を与えている。

また、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正Dougall-Rohsenow式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の結果として、図4-15に燃料被覆管温度の最大値の比較を、図4-16にドライアウト持続時間の比較を示す。修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えていて、燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

SCATコードは沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2を適用することにより、燃料被覆管温度を高め評価する傾向がある。

そのため、重要現象（燃料棒表面熱伝達）の不確かさの影響は修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2に含まれる。

(3) 重要現象（気液熱非平衡）の不確かさ

図4-11に示す試験体の径方向出力分布から、熱的に最も厳しい燃料棒（以下、ホットピン）に着目すると、ホットピンが3本直線状に配置、3本をL字型に配置されており、ホットピンに隣接して同様なホットピンが2本配置された体系とみなせる。この体系において、上記のように修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えている。3.3.1(2)項のように、修正Dougall-Rohsenow式では過熱蒸気の温度を蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）とした物性値を用いている。これを踏まえると、燃料被覆管温度を高く評価していることは、バルク温度が飽和又は少なくとも飽和温度から有意に上昇しないことを意味することが分かる。これは、沸騰遷移にお

いても、隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在することを示すため、ホットピンの影響が隣接した燃料棒に波及しないことを示唆していると考えられる。

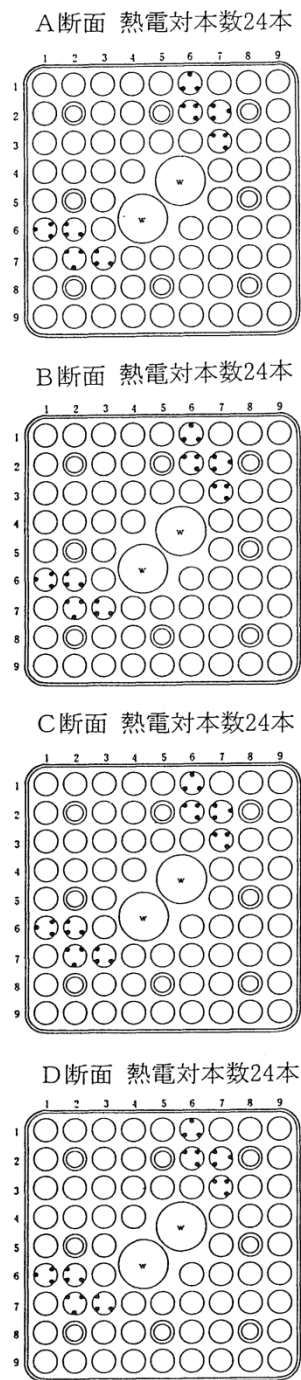
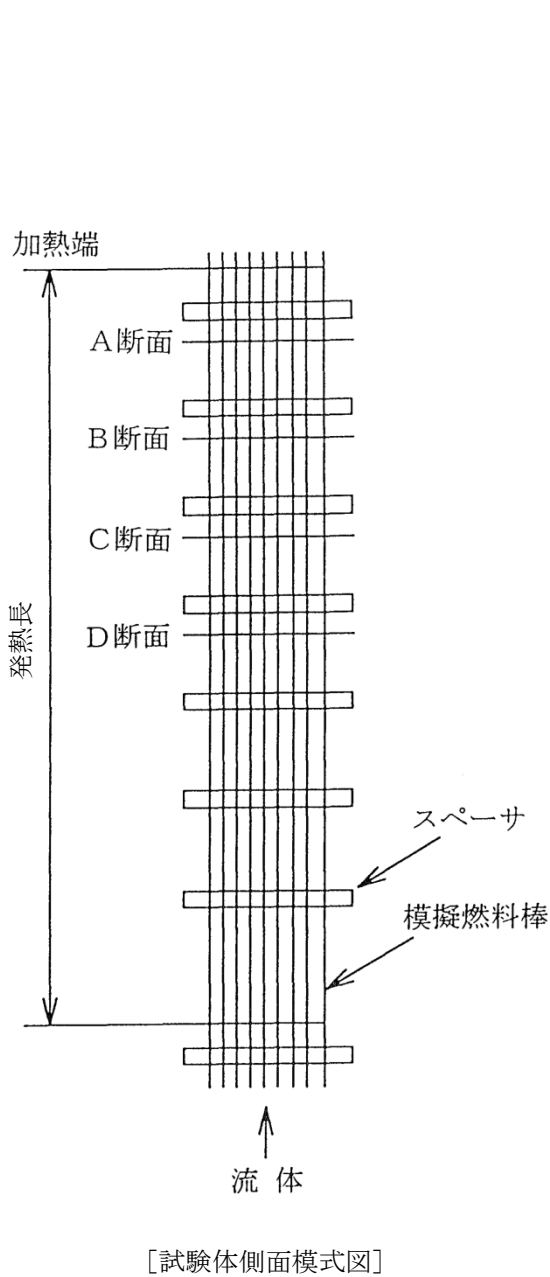
したがって、重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

表 4-5 模擬燃料集合体の仕様^[8]

項目	仕様
燃料タイプ	9 × 9 燃料 (A型)
燃料棒本数 (ヒータロッド)	74
・標準燃料棒	66
・部分長燃料棒	8
加熱長	
・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ 11.2mm
ウォータロッド本数	2
燃料棒ピッチ	14.3mm
チャンネルボックス内幅	132.5mm
スペーサ個数	7 (丸セル型)
軸方向出力分布	コサイン

表 4-6 試験条件^[8]

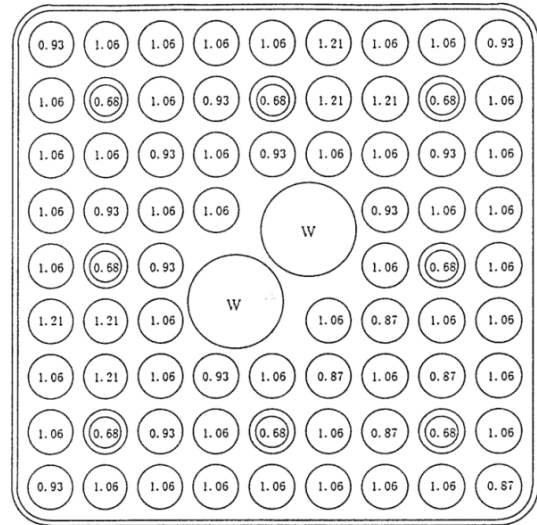
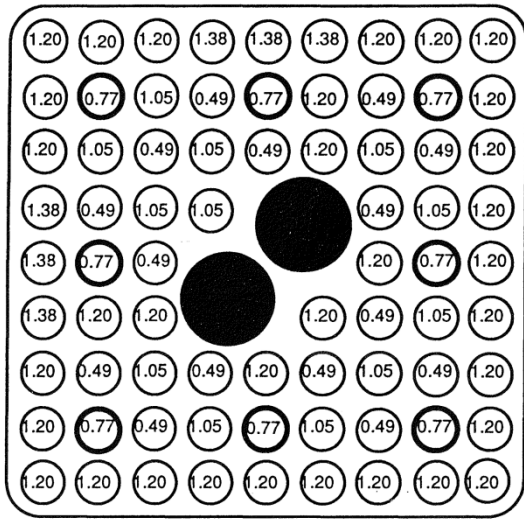
項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 6~8 MW	



- : 標準燃料棒
- ⊙ : 部分長燃料棒
- : 熱電対位置

[熱電対取付け位置]

図 4-10 試験体の例^[21]



○ 発熱ロッド ● 水ロッド ◎ 部分長ロッド
 ○ 内の数字は径方向出力比率を示す。

○内の数字は、(ロッド全出力での) 相対出力を示す。
 ◎は部分長を示す。
 Wは模擬ウォータロッドを示す。

試験体 (燃焼初期)

試験体 (燃焼の進んだ分布)

図 4-11 試験体の径方向出力分布^[21]

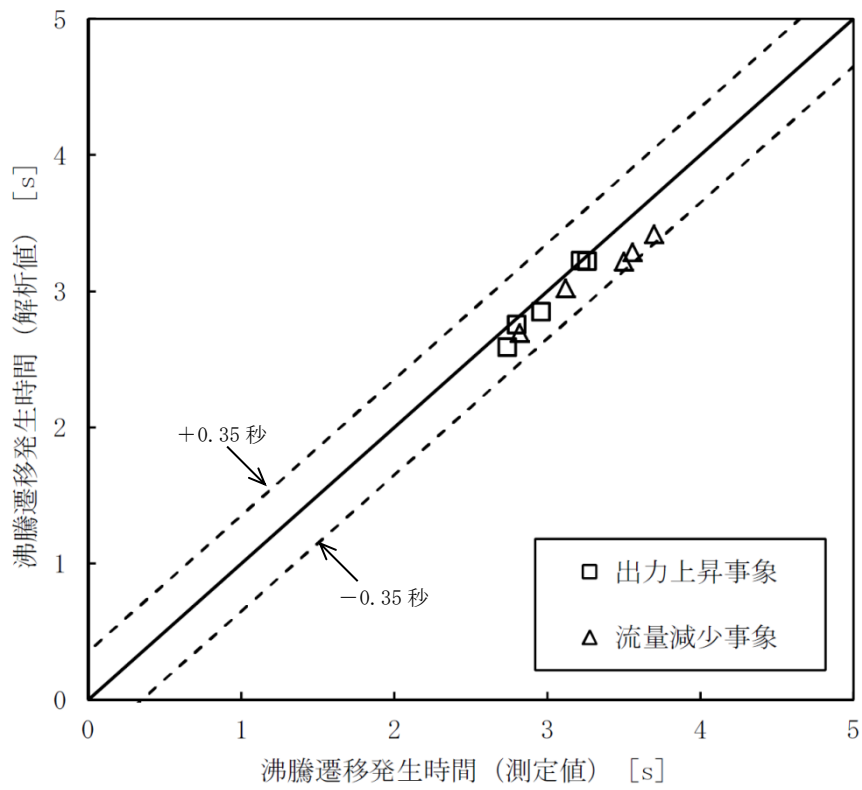


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

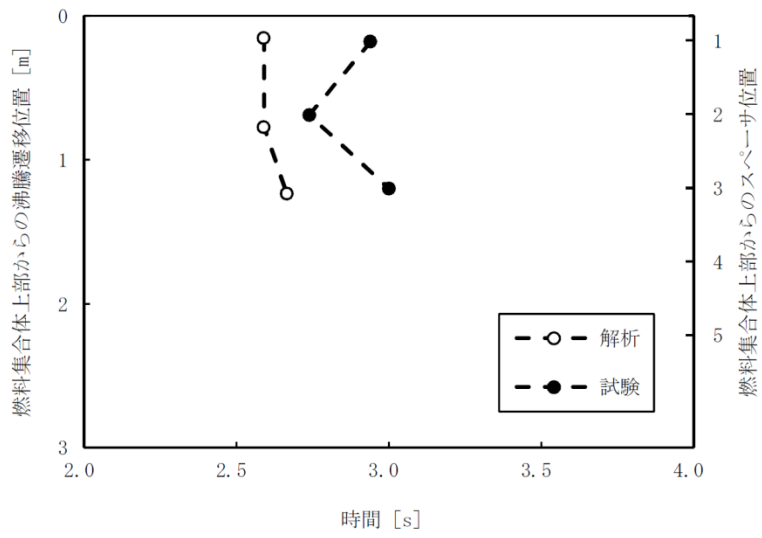


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

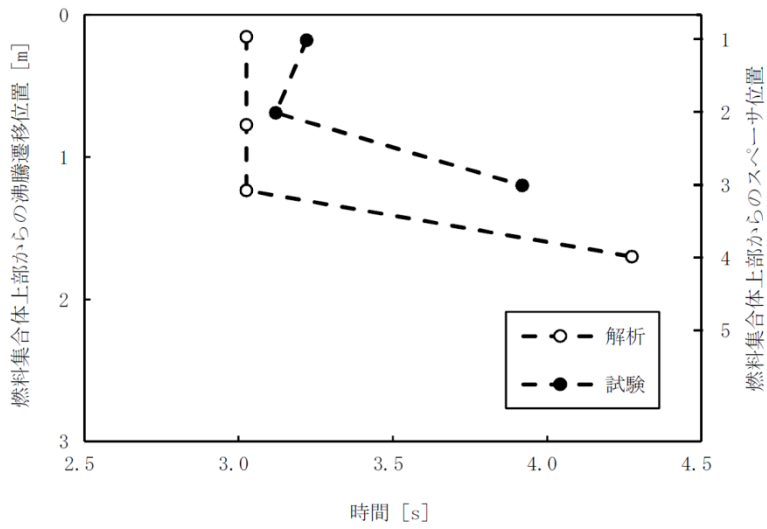


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

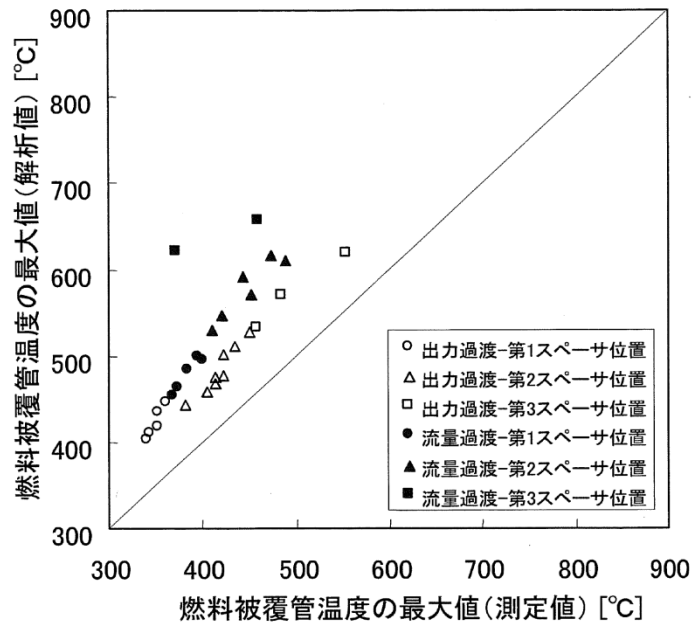


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較^[8]

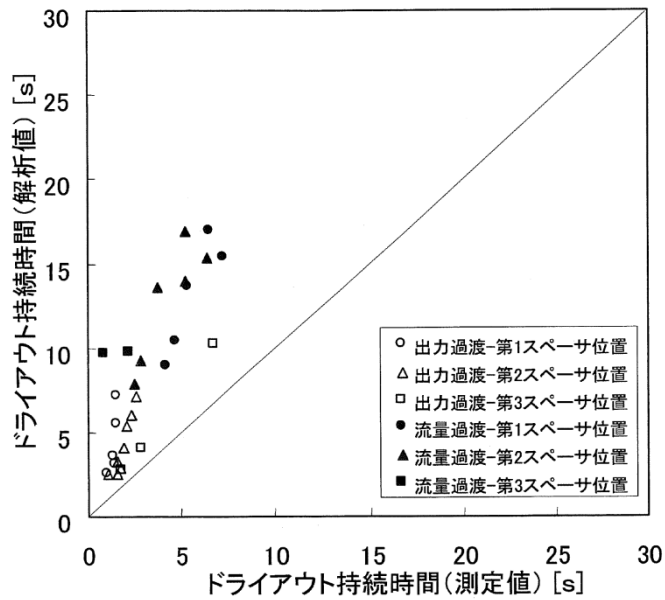


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較^[8]

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 重要現象への適用性

原子炉停止機能喪失の重要現象に対して実施したSCATコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを本節で述べる。

燃料棒表面熱伝達については、沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2を適用することにより、燃料被覆管温度を高く評価していることを4.3節に示す実寸大の模擬燃料を用いたNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析で確認した。

沸騰遷移については、4.2節に示す実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験の解析と、4.3節に示すNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、沸騰遷移の状態を精度良く予測することを確認した。

従って、SCATコードは重要現象の燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移評価に適用できる。

4.4.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノーディングは、3.3節で述べた考え方に基づき設定したものである。

燃料棒グループ、燃料棒の軸方向のノード分割は、実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験とNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、重要現象を適切に評価でき、評価指標である燃料被覆管温度は高めに評価されることを確認した。なお、軸方向24ノードの分割は、従来からBWRプラントに幅広く用いられている三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード^{[23][24]}の分割と同じである。

また、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料ペレット部の径方向ノード分割数は、約10ノード以上の分割とすれば燃料被覆管温度はほぼ一定であると考えられる。一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、2, 3ノード変化させても燃料被覆管最高温度の変化は1°C以内であることから、12ノードの径方向ノード分割数は妥当である。

従って、ノード分割による不確かさは、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

4.4.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、BWRプラント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いえる。

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認をふまえ、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視点と運転員操作の視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）

SCATコードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度である。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) 出力分布変化

中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定することで、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象で起こる下部ピークの軸方向出力分布よりも燃料被覆管温度上昇が大きくなる。また、GEXL相関式で計算することにより保守的に沸騰遷移予測時間を早く、沸騰遷移予測位置を深く予測できる傾向であることを4.2節及び4.3節で確認している。そのため、中央ピークに基づく軸方向出力分布及び深く予測する沸騰遷移位置によって、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。

(2) 燃料棒内温度変化

燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定することで、原子炉出力が上昇する時の表面熱流束の過渡応答が速くなり上昇量が大きくなる。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。

(3) 燃料棒表面熱伝達

沸騰遷移後の膜沸騰状態では修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することにより、保守的に燃料被覆管温度を高めに評価することを4.3節で確認しているため、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、有効性評価解析による燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の適用性について、添付 3、添付 4 及び添付 5 で述べる。

(4) 沸騰遷移

沸騰遷移に至る状況を4.2節の結果から作成したGEXL相関式で計算することにより沸騰遷移の状態を予測できることを4.3節で確認している。4.2節で不確かさを3.6%としているが、MCPRがSLMCPRを下回った時点で沸騰遷移が発生するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

なお一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、沸騰遷移が発生するMCPRの設定をSLMCPRとした解析の燃料被覆管最高温度は、1.0とした解析よりも50℃程度高めに評価される。

(5) 気液熱非平衡

上記(4)項のように、沸騰遷移後の膜沸騰状態において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。また、発生した過熱蒸気の影響が隣接する燃料棒に波及しないことを4.3節で確認しており、不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる。

なお、図 3-6 のように S C A T コードの入力設定に前処理コードを用いているが、燃料被覆管温度が高めに評価されるように設定しているため、前処理コードの不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

以上から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。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）

SCATコードで取り扱う運転操作はない。また、有効性評価解析で考慮する運転操作は解析結果となる燃料被覆管温度の影響を受けない。従って、SCATコードの不確かさが運転操作に影響を与えることはない。

表 5-1 重要現象の不確かさ

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)	出力分布 変化	出力分布モデル	入力値に含ま れる	燃料被覆管温度を高め に評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒内温 度変化	熱伝導モデル, 燃料ペレット- 被覆管ギャップ 熱伝達モデル	入力値に含ま れる	燃料被覆管温度を高め に評価する。
	燃料棒表面 熱伝達	被覆管表面熱伝 達モデル, リウエットモデ ル	相関式に含ま れる	保守的に評価する相関 式を適用するため、燃 料被覆管温度を高め に評価する。
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モ デル	3.6%	沸騰遷移をSLMCP Rで発生するように保 守的に設定しているた め、不確かさの影響 は含まれる。
炉心 (熱流動)	気液熱非平 衡	被覆管表面熱伝 達モデル, リウエットモデ ル	相関式に含ま れる	保守的に評価する相関 式を適用するため、燃 料被覆管温度を高め に評価する。

6. 参考文献

- [1] 「BWR核熱水力安定性評価の現状と課題」, (社)日本原子力学会, 2001年12月
- [2] 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.
- [3] 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱特性評価法 (GETAB) について」, 株式会社日立製作所, HLR-007 訂4, 平成9年12月
- [4] 「沸騰水型原子力発電所 GETABの概要」, 株式会社東芝, TLR-009 改訂4, 平成10年1月
- [5] 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-014 訂2, 昭和63年3月
- [6] 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社東芝, TLR-012 改訂1, 昭和63年3月
- [7] N. Zuber and J. A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", J. Heat Transfer, November 1965.
- [8] 「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003年6月
- [9] Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.
- [10] Jens, W. H. and Lottes, P. A., "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", ANL-4627, May 1951.
- [11] 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 熱伝達率—」, JAERI-Research 2001-060, 2002年2月
- [12] Sakae MUTO et al., "An Experimental Study on Rewetting Phenomena in Transient Conditions of BWRs", Nuclear Engineering and Design 120, 311-321 (1990)
- [13] 工藤, 原, 「BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発」, 日本原子力学会論文誌, Vol.2-No.2, 121-129, 2003年6月
- [14] 「沸騰水形原子力発電所 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
- [15] 「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
- [16] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX燃料への適用)」, 株式会社日立製作所, HLR-053 訂2, 平成11年2月
- [17] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX燃料への適用)」, 株式会社東芝, TLR-045A 改訂2, 平成11年2月

- [18] 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」, 株式会社日立製作所, H L R-008, 昭和 52 年 4 月
- [19] 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」, 東京芝浦電気株式会社, T L R-008, 昭和 51 年 9 月
- [20] 「平成 8 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 9 年 3 月
- [21] 「平成 9 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 10 年 3 月
- [22] 「平成 10 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年 3 月
- [23] 「沸騰水型原子力発電所 3次元核熱水力計算手法について」, 日立 GE ニュークリア・エネルギー株式会社, H L R-006 訂 3, 平成 22 年 10 月
- [24] 「沸騰水形原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」, 株式会社東芝, T L R-007 改訂 1, 平成 20 年 9 月
- [25] 甲藤, 「一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束 (高圧領域の研究と CHF 特性領域線図)」, 日本機械学会論文集 B 編, 47-413 (昭 56-1), 139

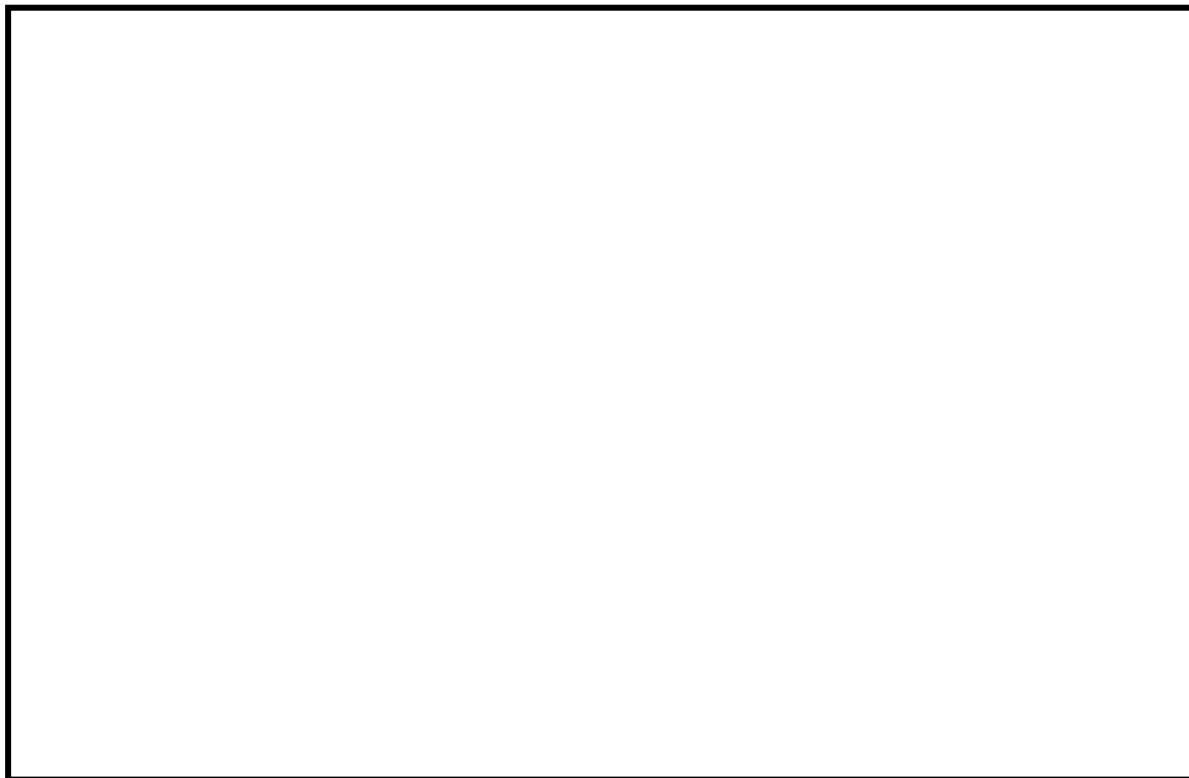
添付1 入力項目リスト

分類	入力項目
炉心データ*	出力時間変化
	炉心入口流量時間変化
	炉心入口エンタルピ時間変化
	炉心圧力時間変化
燃料データ	バンドル形状データ（標準長/部分長燃料棒本数，流路面積等）
	ウォータロッドデータ（本数，外径等）
	燃料特性データ（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）
	相関式（GEXL相関式，熱伝達相関式，リウエット相関式等）
	初期条件データ（バンドル出力，入口流量，軸方向出力分布等）

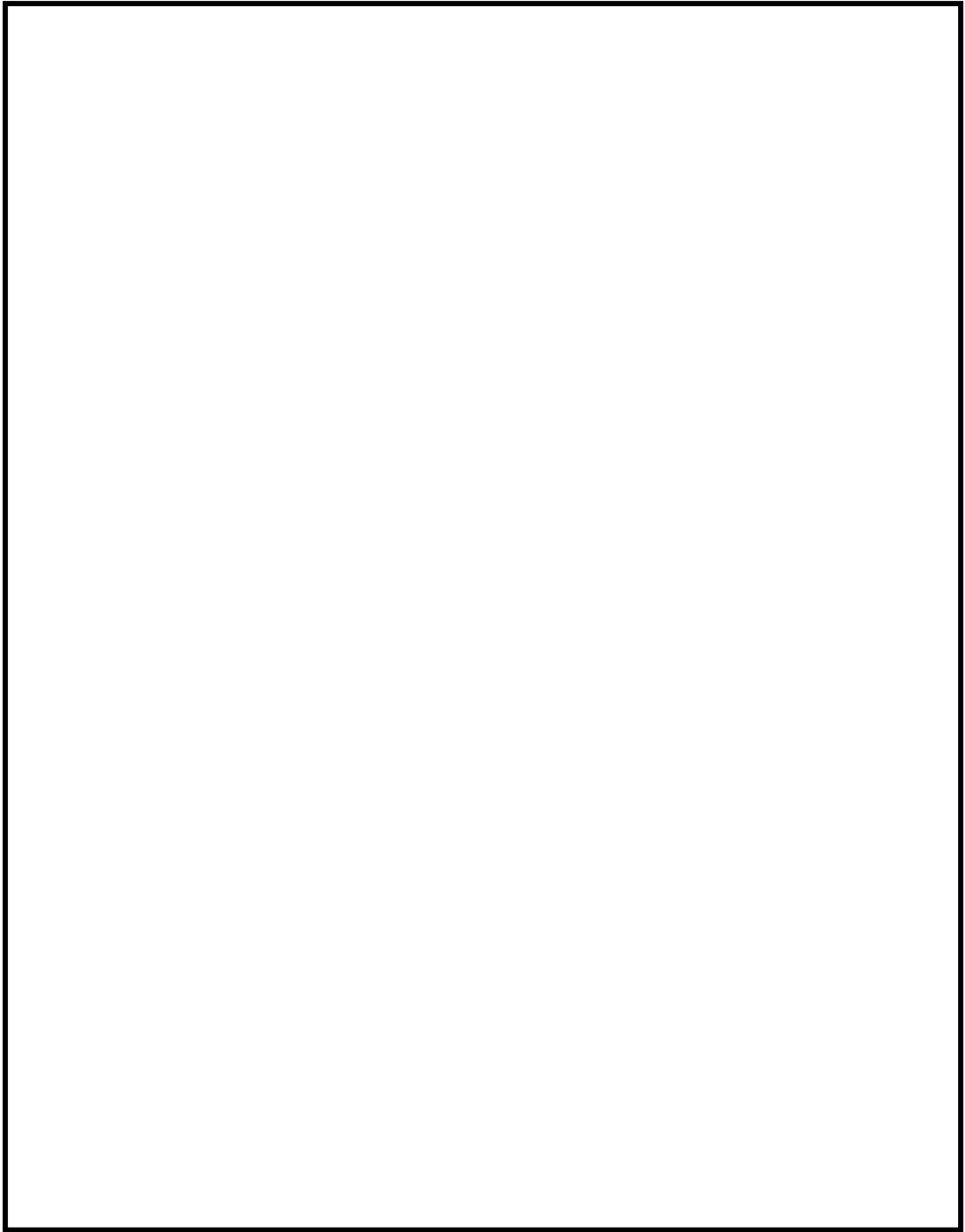
*REDYコードにより求められたデータを引き継いで用いる

添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性

本添付では，3.3.1項に示したボイドモデル，サブクールボイドモデル及び圧力損失モデルの適切性について述べる。



本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-2-2

添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。

4.3節に示したように、燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価の妥当性を確認している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価において、4.3節の妥当性確認に加えて、BWR燃料の沸騰遷移を模擬した5×5高温ポストBT試験の燃料被覆管温度測定値との比較により、修正 Dougall-Rohsenow 式の妥当性を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 5×5高温ポストBT試験を用いた妥当性確認

(1) 5×5高温ポストBT試験の概要^[1]

(株) グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は10×10燃料模擬の5×5部分バンドルであり、添付表 3-1 に燃料集合体の仕様を、添付表 3-2 に試験条件を、添付図 3-1 に試験体を示す。模擬燃料棒表面温度は、高出力ロッド及び低出力ロッドの模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの直上流とスペーサ中間である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

試験と解析の比較結果について、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式を用いた燃料被覆管温度の最大値の比較を添付図 3-2 に示す。



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

なお、いずれの比較点についても、燃料被覆管温度が急激に上昇し、測定値は燃料被覆管温度が低下に転じたのちにリウエットする挙動となっており、解析値は測定値と同様、または上昇が緩やかになったところでリウエットしていることから、燃料被覆管温度の最大値の比較結果は修正 Dougall-Rohsenow 式の影響していると考えられる。解析値と測定値の比較は、上流側で燃料被覆管温度は高く評価されて保守的な解析結果を与えていることに対し、クォリティが 90%程度となる下流側ではその保守性は小さくなることを示している。

これは、沸騰遷移後において蒸気中の液滴が燃料被覆管表面に付着して蒸発すると伝熱が良好になるが、修正 Dougall-Rohsenow 式は液滴蒸発の影響を無視しており、燃料被覆管温度を高めめに評価する傾向^{[2][3]}が影響しているものと考えられ、蒸気中の液滴の割合が大きいほど燃料被覆管温度を高めめに評価する傾向があると考えられる。

したがって、クォリティが大きくなると修正 Dougall-Rohsenow 式の評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるが、上流側位置の燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においては、修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えていて、燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高めめに評価すると考えられる。

3. 高温範囲における修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性

上記 2. (2)によって、修正 Dougall-Rohsenow 式はクォリティが大きくなると保守性が小さくなる傾向であると考えられるが、燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても燃料被覆管温度を高めめに評価することを確認した。

また、燃料被覆管温度を高めめに評価する保守性は、4.3 節に示した燃料被覆管温度 500℃程度までの試験と解析の比較結果と大きく変わらないと考えられる。

代表的な A BWR 及び BWR 5 において、主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析による燃料被覆管温度の最大値は 800℃を上回る。一方、燃料被覆管温度が最大となる時間帯における高さ位置のクォリティは、上記 2. (2)で述べた燃料被覆管温度の評価の保守性が小さくなったクォリティには至らない。

なお、燃料被覆管温度が 800℃を大きく超えると蒸気流の過熱度が増加し、燃料棒表面熱流束の低下が影響を及ぼすようになると考えられる。修正 Dougall-Rohsenow 式では蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており、また、伝熱面と蒸気流の温度差の評価には、蒸気流の温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いているため、過熱蒸気が発生した場合、同式を用いた熱流束の予測精度が低下する可能性がある。そこで、過熱蒸気の影響を厳しい側に考慮した蒸気単相状態を想定^(注1)して Dittus-Boelter の式^[4]と比較した。蒸気単相状態において Dittus-Boelter の式は熱伝達を低く評価する^{[5][6]}。また、Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の単相状態について適用可能とされており、圧力 7MPa[abs]及び 800℃の蒸気単相流にも適用可能と考えられる。比較の結果、

燃料被覆管温度が最大となる領域を含む第 3-第 4 スペーサ付近において、修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を Dittus-Boelter の式より高めに評価することを確認した。

したがって、燃料被覆管温度 800°Cを上回り評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるものの、保守性が小さくなることを確認したクオリティに至っていないこと、並びに 1,000°Cを超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高めに評価することを確認したことから、修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

(注 1)

第 4 スペーサ位置についてはクオリティが比較的低いことから、蒸気相はほぼ飽和と考えられる。ここでの修正 Dougall-Rohsenow 式による評価結果は、燃料被覆管温度 1,200°Cまでのどのような温度条件であっても、蒸気流のみを考慮した Dittus-Boelter の式を適用することで得られる保守的な評価結果よりも小さく、より保守的な評価結果となることを確認した。

第 3 スペーサ位置以降（上部）について、比較対象となる Dittus-Boelter の式で得られる熱流束をより厳しい側に評価することを目的として、以下のように過度に厳しい熱水力条件を設定して評価し、第 3 スペーサ位置について燃料被覆管温度 1,000°Cまでのどのような温度条件であっても修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な評価結果を与えることを確認した。

- ・第 3-第 4 スペーサ間に厳しいクオリティ、流量、液滴蒸発条件を与え、燃料集合体の低い位置で蒸気単相となるように想定
- ・高温燃料棒 4 本に囲まれたサブチャンネル流路を想定し、その燃料被覆管温度には、集合体出口までスペーサ毎に有効性評価で評価された燃料被覆管温度を包絡する温度（最大 1,000°C）を設定して過熱蒸気温度を評価
- ・隣接するサブチャンネルからの蒸気及び液滴の流入を考慮せず、評価対象のサブチャンネルの燃料被覆管からの熱は全て蒸気の加熱に使用

また、SCATコードの特徴として、燃料被覆管温度 800°C程度を超える状態で有意となり、1,000°Cを超えると重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達を無視していることも、保守的な評価を与える一因となると考えられる。

4. 高温範囲における隣接燃料棒の影響

3.3.1 項に示したように、修正 Dougall-Rohsenow 式では、物性値に用いる過熱蒸気の温

度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いている。そのため、燃料被覆管温度が高温となり、隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在しない場合、修正 Dougall-Rohsenow 式による予測精度は悪化する可能性がある。

燃料被覆管温度 700～800℃程度の試験結果である上記 2. 5×5 高温ポスト B T 試験において、添付図 3-1 の試験体の平面模式図から、ホットピンが 2 本直線状に配置されており、ホットピンに隣接して同様なホットピンが配置された体系とみなせる。この体系において試験と解析の比較結果とでは、修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えており、隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式の保守性に含まれると考えられる。これは、燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても、当該位置における隣接燃料棒との間には飽和蒸気が介在することによるものと考えられる。また、800℃を上回る範囲においても、上記 3. のように修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられ、隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる傾向と考えられる。そのため、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

5. 過熱蒸気の違いに対する影響

修正 Dougall-Rohsenow 式では、3.3.1 項に示したように、物性値に用いる過熱蒸気の温度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており、また、伝熱面と蒸気流の温度差の評価には、蒸気流の温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いていることから、高温範囲における過熱蒸気の影響を確認する必要がある。

過熱蒸気を考慮した熱伝達相関式に Groeneveld 5.9 式^{[3][7]}があり、物性値に用いる過熱蒸気の温度は燃料被覆管表面温度としている。同式は単管及び二重管の試験データに基づいて開発され、米国で実績がある。

燃料被覆管温度 500℃以上における両式による熱伝達率の低下幅は、燃料被覆管温度 500℃の熱伝達率に対して Groeneveld 5.9 式の方が 5%以上低く予測する。そのため、Groeneveld 5.9 式の方が燃料被覆管温度を高く評価する。

一方、添付図 3-2 のように、700～800℃程度の試験結果において修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えている。これは、高温範囲において過熱蒸気の影響は考えられるものの、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価に及ぼす影響は小さくなく、保守性は維持されて燃料被覆管温度を高く評価する傾向を示していると考えられる。

さらに、1,000℃を超える燃料被覆管温度においても、上記 3. で示したように、このような温度領域が第 3 スペーサより上流側から燃料集合体出口まで一様に続く厳しい側の条件を設定し、その上で過熱蒸気の温度を厳しい側に評価する手法を用いて検討した結果、このような温度領域に至った時に重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達を S C A T コードが無視していることと相まって、燃料被覆管温度を概ね保守的に評価できることが確認されて

いる。

6. まとめ

燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲において、試験との比較結果から修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を高く評価することを確認し、また、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象にて燃料被覆管温度が 800℃を上回る範囲においても適用可能と考えられる。

以上より、修正 Dougall-Rohsenow 式は主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

7. 参考文献

- [1] 工藤, 秋葉他, 「過渡的な沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動の実験的研究 (2) -5×5 管群体系における高温時のポスト BT 特性-」, 日本原子力学会 2009 年秋の大会予稿集, C36, 2009 年
- [2] 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 熱伝達率-」, JAERI-Research 2001-060, 2002 年 2 月
- [3] 「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003 年 6 月
- [4] Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.
- [5] 「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
- [6] 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (SAFER)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂 4, 平成 10 年 5 月
- [7] D. C. Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions", Proc. Topl. Mtg. Water-Reactor Safety, CONF-730304, U. S. Atomic Energy Commission (1973)

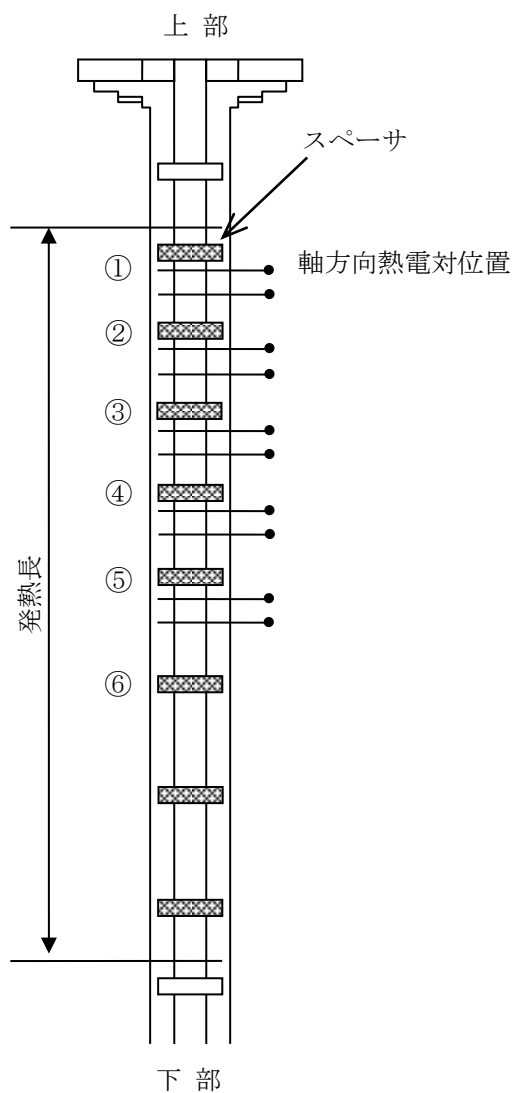
添付表 3-1 模擬燃料集合体の仕様

項目	仕様
燃料タイプ	5 × 5 燃料
燃料棒本数 (ヒータロッド)	25
加熱長	約 3710mm
燃料棒外径	
燃料棒ピッチ	
スペーサ個数	8 (丸セル型)

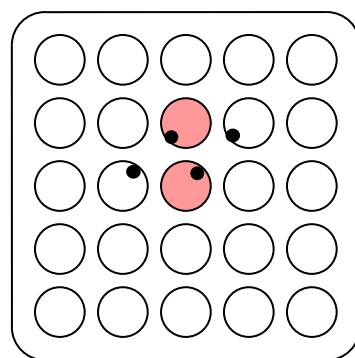
添付表 3-2 試験条件

項目		流量減少事象
初期条件	圧力	約 7 MPa[abs]
	質量流束	約 5×10^6 kg/m ² /h
	入口サブクール	約 60 kJ/kg
	出力	約 2.5 MW

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



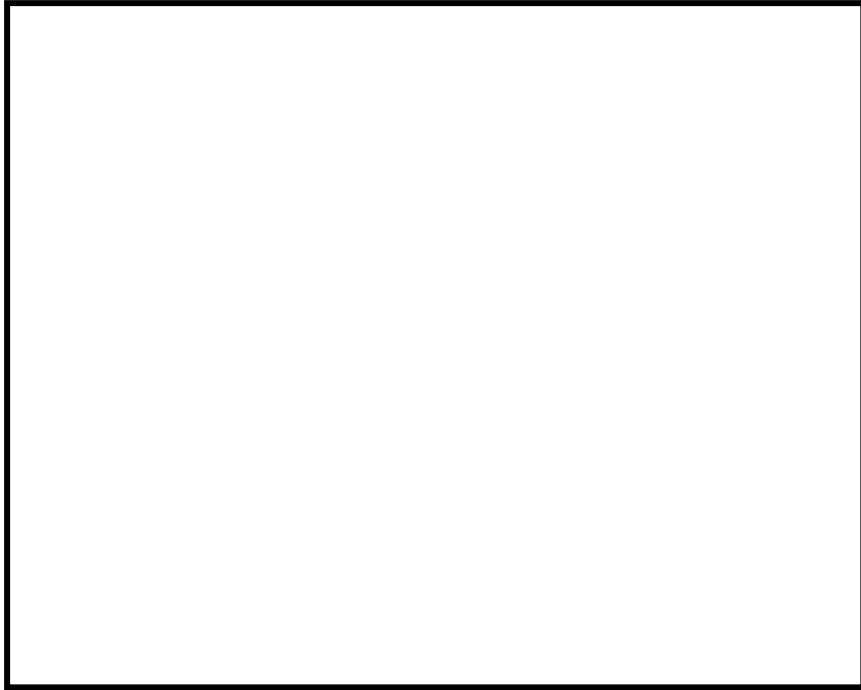
[試験体側面模式図]



- 高出力ロッド
- 低出力ロッド
- 熱電対位置

[試験体平面模式図]

添付図 3-1 試験体の例



添付図 3-2 燃料被覆管温度の最大値の比較

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-3-8

添付4 リウエットモデルの適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めにより評価している。

一方、4.3節に示したように、燃料被覆管温度 500°C程度までの試験結果を用いて、相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

本添付では、相関式2によるリウエット時刻の予測において、4.3節の妥当性確認に加えて原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 相関式2適用性の考え方

相関式2によって予測するリウエット時刻は燃料被覆管温度に依存する。リウエット時刻を早めに予測すると、温度上昇の過程でリウエットする場合、燃料被覆管温度を低く評価する可能性がある。

原子炉停止機能喪失の有効性評価解析では、燃料被覆管温度を高めにより評価することから、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。そのため、温度上昇の過程でリウエット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高めにより評価する傾向となる。

したがって、有効性評価の解析手法によって、燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも相関式2の保守性は維持されると考えられる。

3. リウエット時刻の感度解析

燃料被覆管温度が高温の範囲でも相関式2の保守性は維持されると考えられるが、相関式2によるリウエット時刻の予測が及ぼす影響を確認しておくことは重要と考えられる。

そこで、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象における燃料被覆管温度の時間変化について、相関式2を用いた解析例を添付図 4-1 に、リウエット時刻を遅らせた解析例を添付図 4-2 に示す。

沸騰遷移発生直後、熱伝達係数が低下して燃料被覆管温度が急激に上昇する。その後、原子炉出力の低下に合わせて燃料被覆管温度の上昇は徐々に緩やかになり、さらに原子炉出力が低下すると緩やかな上昇から減少に転じる。このように、燃料被覆管温度がいずれ減少に転じることから、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相

関式2によるリウエット時刻の予測精度が燃料被覆管温度へ及ぼす影響は大きくないことを確認できる。

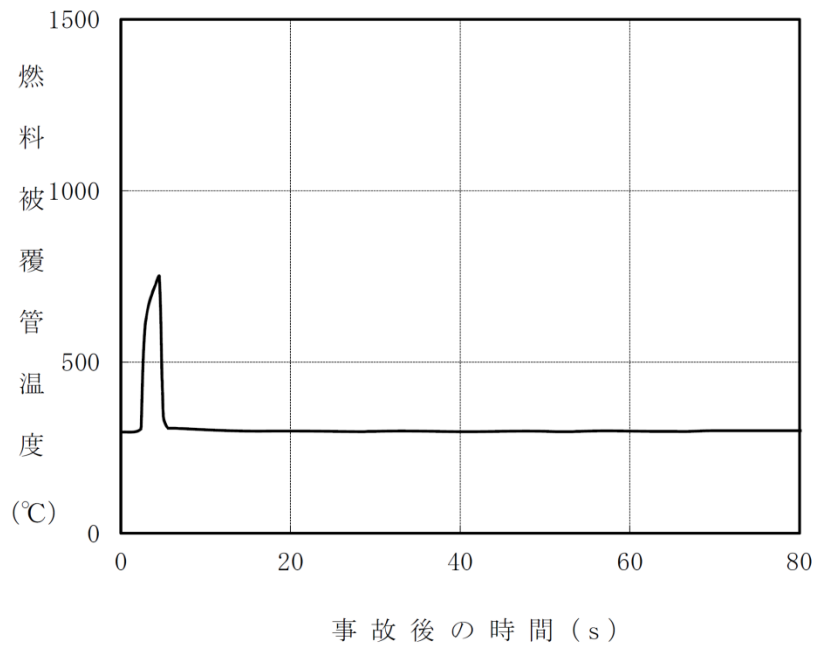
主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象における原子炉出力は、再循環ポンプトリップや、復水器水位低下による給水流量喪失に伴う炉心ボイド率の増加によって低下する。そのため、燃料被覆管温度の上昇は抑制されていずれ減少に転じる。

4. まとめ

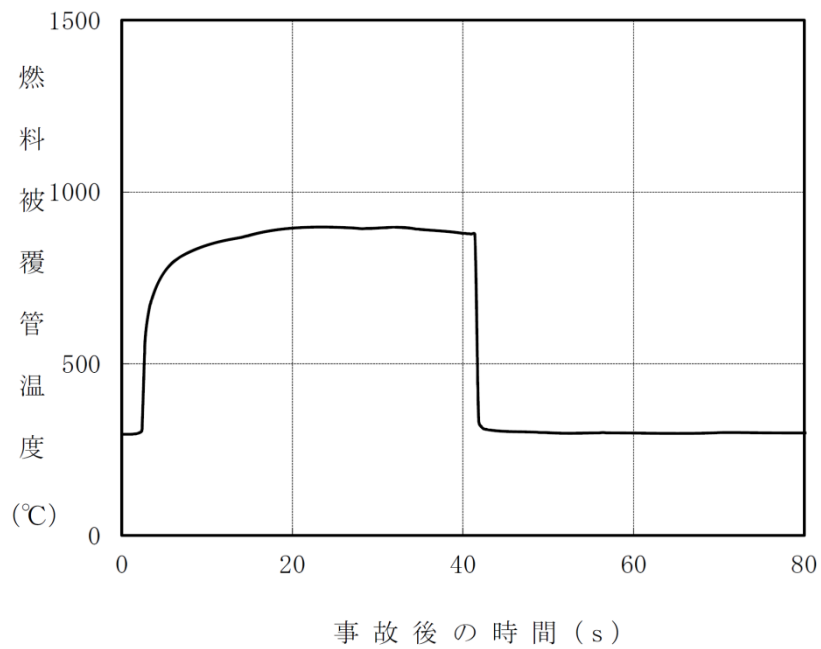
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価するため、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。

また、リウエット時刻を遅らせた感度解析から、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式2によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないことを確認した。

以上より、相関式2は原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。



添付図 4-1 燃料被覆管温度の変化例



添付図 4-2 リウエット時刻を遅らせた場合の燃料被覆管温度の変化例

添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めにより評価している。

一方、4.3節に示したように、9×9燃料（A型）模擬燃料集合体を用いた燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

また、添付3及び添付4では、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲における沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデル及びリウエットモデルの適用性を示している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測において、9×9燃料（A型）の部分長燃料棒（以下、「PLR」と称す。）の影響を考慮した試験との比較により、PLRが与える影響を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. PLRの影響を考慮したポストBT試験を用いた適用性の確認

(1) 試験の概要と試験結果^[1]

9×9燃料（A型）を模擬した4×4バンドル試験を対象として、PLRの影響を考慮した沸騰遷移後の特性に関する試験が実施されている。

添付図5-1に試験体の概略図と試験結果の例を示す。試験結果の全般的な傾向として、沸騰遷移開始時刻と沸騰遷移後の燃料被覆管温度の最大値に関しては、PLRからの遠近の影響は小さいものの、リウエット時刻に関しては影響があることを示唆しており、これはPLRによる局所的な気相流速の変化が影響しているものと考えられる。

(2) 解析結果

試験と解析の比較結果について、添付図5-2に燃料被覆管温度の最大値の比較を、添付図5-3にドライアウト持続時間の比較を示す。修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組合せは総じて保守的な解析結果を与えていて、PLRからの遠近によらず燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

PLRによる局所的な気相流速の変化は、温度によらず同様に生じると考えられること

から、高温範囲においても、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することで、燃料被覆管温度は高めに評価されることが考えられる。また、PLR の存在により相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度に影響があったとしても、添付 4 に示すように、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、リウエット時刻の予測精度が燃料被覆管温度に与える影響は大きくない。

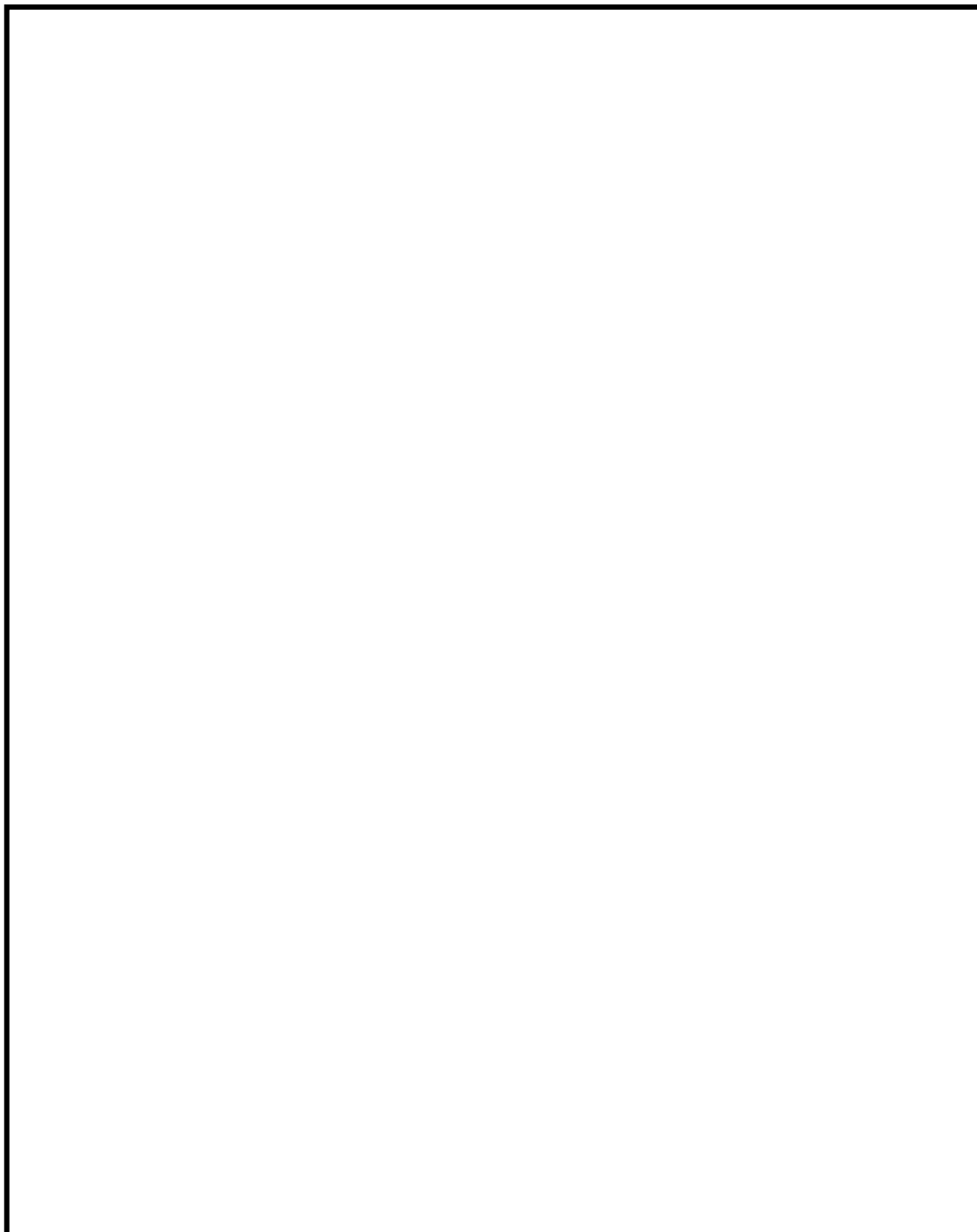
3. まとめ

PLR の影響を考慮した試験との比較結果から、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の組合せは保守的な解析結果を与えることを確認し、また、高温範囲においても適用可能と考えられる。

以上より、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式 2 によるリウエット時刻の予測は、 9×9 燃料 (A 型) の PLR 有無に関わらず、主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

4. 参考文献

- [1] 共同研究報告書「高性能 9×9 燃料 (A 型) のポスト B T 特性に関する研究 平成 17 年度報告書 (最終報告書)」, 東京電力株式会社他, 2006 年 3 月



添付図 5-1 試験体の概略図および試験結果の例^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-5-3



添付図 5-2 燃料被覆管温度の最大値の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-5-4



添付図 5-3 ドライアウト持続時間の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-5-5

添付 6 有効性評価における 9 × 9 燃料 (A型) の代表性

1. はじめに

有効性評価は 9 × 9 燃料 (A型) (以下, 「A型燃料」と称す。) を代表燃料として評価しており, 原子炉停止機能喪失事象に対する REDY / SCAT コードの適用性は, 主として A型燃料を対象に確認されている。一方, 実炉には 9 × 9 燃料 (B型) (以下, 「B型燃料」と称す。) も装荷されていることから, REDY / SCAT コードに B型燃料が適用できることを確認することが重要である。本添付では, REDY / SCAT コードに入力される燃料データを整理した上で, 対応する解析モデルが B型燃料で評価できることを示す。また B型燃料のデータを入力した解析を行い, その影響を確認することで, A型燃料で代表できることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料を B型燃料とし, A型燃料で代表した申請解析と同様に REDY / SCAT コードで解析評価を行う。REDY コードに入力する核特性や炉心の燃料データ, また SCAT コードに入力する燃料集合体の燃料データ, 沸騰遷移相関式等に B型燃料のデータを反映し, 判断基準パラメータである原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力, 燃料被覆管温度, 格納容器圧力, サプレッションチェンバプール水温度を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 6-1 に示す。A型と比べた B型燃料の特徴として, 燃料棒の径が小さい, 標準長燃料棒のみで構成される, ウォータチャンネルを採用している, スペーサ形状が異なるといった点が挙げられる。しかし, REDY / SCAT コードを使用する上でこれらの相違は問題とならず, B型燃料についても解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対する B型燃料の適用性を示す。

3.1 核特性

REDY コードへは, ボイド係数やドップラ係数, ボロン反応度, 遅発中性子割合等のパラメータを入力する。REDY コードは一点近似モデルを採用していることから, B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.2 バンドル形状, ウォータロッド / ウォータチャンネル

SCAT コードでは, 軸方向一次元の流れを断面で平均化し等価直径および流路面積と

して取り扱っている。したがって、B型燃料の形状データに基づき入力を作成することで適切に評価できる。水力等価直径は熱伝達係数の相関式に、熱的等価直径は沸騰遷移相関式やリウエット相関式に用いる。また、沸騰遷移後の熱伝達相関式やリウエット相関式は、A型とB型燃料の試験結果に基づくものであり、B型燃料にも適用可能である^[1]。

3.3 燃料特性

REDY/SCATコードでは、ペレットおよび被覆管の比熱や密度、ギャップ部の熱伝達係数を入力し、燃料棒の径方向の熱伝達を計算する。この計算はA型とB型の違いが無く、B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.4 熱水力特性

REDYコードへは、ボイドマップ（出口クオリティとボイド率の関係）や圧損係数の形で入力する。これら入力をB型燃料の形状データに基づき作成することで適切に評価できる。SCATコードにおける、ボイドモデル、サブクールボイドモデル、圧力損失モデルについては、A型燃料と同じモデルを適用する。

3.5 沸騰遷移後の熱伝達相関式及びリウエット相関式の予測特性

4.3節と同様に、B型燃料を対象にNUPECにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている^{[2][3]}。沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の解析値と測定値との比較結果では、ドライアウト持続時間は一部非保守的な予測結果が見られるが、燃料被覆管温度は総じて保守的な解析結果を与えていることが確認されている^[1]。

この相関式2によるリウエット時刻の予測の非保守性は、試験の初期出力が過度に厳しいデータや試験の出力挙動（出力持続時間）が過度に長いデータにおいて確認されており、A型とB型燃料の試験条件の相違が主な原因と考えられる^{[1][4]}。

よって、A型とB型燃料の形状の相違による影響はあると考えられるが、燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組合せは燃料被覆管温度を高め評価することを確認しており、B型燃料に基づくデータを入力することで同様に評価できる。

3.6 燃料被覆管温度の高温範囲におけるB型燃料評価の適用性

原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲において、添付3で修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性の考えを示しており、1,000℃を超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高め評価することを確認している。A型とB型燃料の

相違によって異なる修正 Dougall-Rohsenow 式の変数は、燃料の形状データに関する変数で水力等価直径であるが、A型とB型燃料の水力等価直径の差はわずかであり、燃料被覆管温度挙動を評価する上で有意な差異はないと考えられる。そのため、高温となる範囲においてB型燃料にも修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

また、添付 4 で高温となる範囲における相関式 2 の適用性の考えを示している。A型とB型燃料の形状の相違によってリウエット時刻の予測に影響を与える可能性が考えられるが、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないと考えられる。

以上より、高温となる範囲においてSCATコードはB型燃料に適用できると考えられる。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント	: BWR 5 代表炉
対象炉心燃料	: 9 × 9 燃料 (B型) 平衡炉心サイクル末期
事故シーケンス	: 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
解析コード	: REDY Ver. 1 (ATWS 用), SCAT Ver. 3
解析条件:	

添付表 6-1 で示した核特性、バンドル形状・ウォータチャンネル、燃料棒特性、熱水力特性にB型燃料のデータを入力する。沸騰遷移相関式にはB型燃料の限界出力特性に基づきフィッティングした係数を入力する。その他の相関式はA型燃料で代表した有効性評価の申請解析と同じである。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を添付表 6-2 に示す。B型燃料においても判断基準を十分満足することが確認できる。以下に、A型燃料と比較したB型燃料の評価結果を示す。

(1) 原子炉挙動

B型燃料の方が中性子束と原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力の最大値が小さくなっている。これは、B型燃料の平衡炉心サイクル末期での動的ボイド係数の値が、A型燃料の値に比べて負の絶対値が小さく、原子炉圧力上昇に伴う正の反応度印加量が小さいためと考えられる。

(2) 燃料挙動

燃料被覆管温度の最大値 (PCT) は、主蒸気隔離弁全閉直後の出力上昇時 (第 1 ピーク) で、B型燃料の方が約 90°C低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示した通り、中性子束

の最大値が小さいためと考えられる。また、給水加熱喪失後の出力上昇時（第 2 ピーク）についても、B型燃料の方が約 40°C低くなっている。これは給水加熱喪失時では自然循環状態にあり、限界出力の流量依存性の小さいB型燃料の方が相対的に限界出力は高くなりMCPRは大きめに維持される傾向となるためと考えられる。

(3) 格納容器挙動

格納容器圧力及びサプレッションチェンバプール水温度の最大値については、B型燃料の解析結果はA型燃料とほぼ同等である。両燃料のボロン値に大きな違いがないためと考えられる。

5. 代表燃料評価の適切性

上記 4. B型燃料による解析評価で示すとおり、B型燃料の方が原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力及び燃料被覆管温度の最大値は小さく、また格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度の最大値は同等の結果が得られた。B型燃料の評価結果はA型燃料の場合と同程度であり、判断基準に対する余裕も十分あることから、A型燃料で代表できると言える。

6. まとめ

REDY/SCATコードにB型燃料が適用できることを確認し、B型燃料で解析評価を行った。A型燃料とB型燃料の解析結果を比較し、A型燃料で代表できることを確認した。

7. 参考文献

- [1] 「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003年6月
- [2] 「平成10年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成11年3月
- [3] 「平成11年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成12年3月
- [4] 「沸騰遷移後燃料健全性評価報告書」, 基指専第2-5-1号, 原子力安全委員会 原子力安全基準・指針専門部会 沸騰遷移後燃料健全性評価分科会, 平成18年5月

添付表 6-1 REDY/SCATコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力		解析モデル
炉心データ	核特性（ボイド，ドップラ，ボロン反応度等）	<ul style="list-style-type: none"> ・核特性モデル（REDY） ・反応度モデル（REDY）
燃料データ	バンドル形状（標準長/部分長燃料棒本数，燃料棒径，流路面積等），ウォータロッド/ウォータチャンネル（本数，外径等）	<ul style="list-style-type: none"> ・チャンネル内熱流動モデル（流動の基本式，沸騰遷移評価モデル，被覆管表面熱伝達モデル，リウエットモデル）（SCAT）
	燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料棒モデル（熱伝導モデル，ギャップ熱伝達モデル）（REDY/SCAT）
	熱水力特性（ボイド率，圧損）	<ul style="list-style-type: none"> ・炉心ボイドモデル（REDY） ・チャンネル内熱流動モデル（ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデル）（SCAT）

添付表 6-2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料平衡炉心の解析結果	A型燃料平衡炉心の解析結果 (申請解析)	判断基準
中性子束 (%)	約 565	約 754	—
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 9.35	約 9.43	10.34
格納容器圧力 (kPa[gage])	約 269	約 274	854
サプレッションチェンバプール水温度 (°C)	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度 (第1ピーク) (PCT) (°C)	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度 (第2ピーク) (°C)	約 766	約 806	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

Rev.13

(第5部 M A A P)

目次

－ 第5部 MAAP －

1. はじめに.....	5-1
2. 重要現象の特定.....	5-2
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	5-2
2.2 ランクの定義.....	5-9
2.3 物理現象に対するランク付け.....	5-12
3. 解析モデルについて.....	5-37
3.1 コード概要.....	5-37
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	5-38
3.3 解析モデル.....	5-41
3.4 ノード分割.....	5-83
3.5 入出力.....	5-85
4. 妥当性確認.....	5-88
4.1 妥当性確認方法.....	5-88
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	5-95
4.3 妥当性確認（感度解析）.....	5-168
4.4 実機解析への適用性.....	5-205
5. 有効性評価への適用性.....	5-219
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）.....	5-219
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）.....	5-224
6. 参考文献.....	5-236
参考1 MAAP と NUREG-1465 のソースタームについて.....	5-238
別紙1 入力項目リスト.....	5-243
別添1 新知見への対応について.....	5-別 1-1
別添2 実験知見を踏まえた MAAP コードの有効性評価への適用性について.....	5-別 2-1
添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について.....	5-1-1
添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について.....	5-2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	5-3-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損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」という。）に適用するコードのうち、MAAP (MAAP4) コードについて、

- ・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

MAAP コードが適用される炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて、具体的な事故シーケンス並びにその事象推移、運転操作及び評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は事故（LOCA 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。重要事故シーケンスとして、例えば「給水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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がスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（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主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が逃がし安全弁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逃がし安全弁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圧力容器内の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、手動操作により逃がし安全弁を開き、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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」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では、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は事故（LOCA 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。重要事故シーケンスとして、例えば「給

水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧の失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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し、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が逃がし安全弁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逃がし安全弁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、原子炉圧力容器内の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、原子炉代替減圧系（原子炉自動減圧インターロック）により原子炉を減圧し、原子炉の減圧後に非常用炉心冷却系（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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、残留熱除去系による除熱を行うことで、抑制する。本事象の場合、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」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では、原子炉の出力運転時において、全交流動力電源喪失の発生後、安全機能を有する系統及び機器が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機等の機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、全交流動力電源喪失後、原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系が自動起動して水位は維持される。しかし、直流電源が枯渇すると長時間の注水が期待できないため、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、原子炉隔離時冷却系による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替交流動力電源設備及び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、逃がし安全弁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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、残留熱除去系又は格納容器圧力逃がし装置による除熱を行うことで抑制する。本事象の場合、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、炉心冷却には成功するが、崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「給水流量の全喪失+取水機能喪失」及び「給水流量の全喪失+残留熱除去系の故障」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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し、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系等が自動起動して水位は維持されるが、外部電源の喪失を想定すると、取水機能喪失時には非常用ディーゼル発電機等の機能喪失による全交流動力電源喪失により、長時間の注水継続は期待できないために、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。また、残留熱除去系故障時には非常用炉心冷却系等によって炉心の冷却は維持されるものの、原子炉格納容器からの除熱機能喪失によって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度が限界圧力及び限界温度を超過する。

取水機能喪失時に炉心損傷を防止するために、原子炉隔離時冷却系等による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替交流動力電源により給電を開始し、低圧又は高圧代替注水系による原子炉への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。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、最終ヒートシンクへの代替熱移送系を用いた除熱によって抑制する。

また、残留熱除去系故障時には、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度の上昇を抑制するため、格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。

上記のとおり、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(5) LOCA 時注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、LOCA 発生後、「高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失する場合」又は「高圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失する場合」に、炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「中小破断 LOCA+非常用炉心冷却系（高圧注水及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、LOCA 発生後、原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。しかし、非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）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。

炉心損傷を防止するために、手動操作により逃がし安全弁を開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系等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、低圧代替注水系等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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は、LOCA 破断口から放出される冷却材及び逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、格納容器代替スプレー系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

2.1.2 格納容器破損防止対策

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

この格納容器破損モードは、原子炉格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材のフラッシング、溶融炉心の崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウム-水反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって、原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、例えば「大破断 LOCA 時注水機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため、原子炉水位が急速に低下して炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やが

て下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、熔融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。熔融炉心が高温状態となると、原子炉压力容器下部ヘッ드의構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉压力容器の破損により、熔融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉压力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、熔融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による熔融炉心からの除熱が十分でない場合には、熔融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート熔融温度以上となり、コンクリートからの脱水及びコンクリートの熔融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、格納容器の過圧に寄与するほか、熔融炉心内部の金属と反応して水素発生に寄与する場合もある。これらの水蒸気、発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって、原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が緩慢に上昇し、やがて格納容器過圧・過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、低圧代替注水系等による原子炉注水、格納容器代替スプレイ系による格納容器冷却及び格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱がある。原子炉压力容器内の熔融炉心の冷却を低圧代替注水系等によって行うが、熔融炉心の崩壊熱によって原子炉格納容器内に放出される蒸気により、格納容器の圧力及び雰囲気温度は徐々に上昇する。格納容器スプレイを実施することによって、格納容器の圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制するが、外部水源からの総注水量が制限値に達した時点で、格納容器スプレイを停止する。その後、格納容器の圧力及び雰囲気温度は再び上昇するものの、格納容器圧力逃がし装置等による除熱により、格納容器破損を防止する。

本事象の場合、格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(2) 高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは、原子炉圧力が高い状況で原子炉压力容器が破損し、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、熔融炉心が液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し、格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、例えば「高圧注水・減圧機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧注水・減圧機能が喪失することを想定するため原子炉水位が徐々に低下し、いずれは炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が

固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉压力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉压力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力が高圧状態で原子炉压力容器破損に至るため、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し、格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉压力容器破損までに手動操作にて、原子炉を速やかに減圧させることで、溶融炉心の分散放出を抑制する。

本事象の場合、原子炉の減圧により原子炉圧力が高い状況での溶融物の噴出を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉圧力」である。

(3) 原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、溶融炉心と格納容器下部のプール水が接触して一時的な圧力の急上昇が発生し、このときに発生するエネルギーにより構造物が破壊され格納容器破損に至る事象である。水蒸気爆発については、これまでの知見により、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられるが、溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の可能性があることから、ここでは、圧力スパイクによる格納容器破損を取り扱う。重要事故シーケンスとして、例えば「高圧・低圧注水機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧・低圧注水機能が喪失しているため、原子炉水位が徐々に低下して炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉压力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が

高温状態となると、原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発し、圧力スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では、圧力スパイクにより、瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し、原子炉格納容器の破損に至る可能性があることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

(4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素の燃焼により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、例えば「高圧・低圧注水機能喪失+全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧・低圧注水機能が喪失しているため、原子炉水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱していくと燃料被覆管のジルコニウム-水反応によって多量の水素が発生するとともに、水の放射線分解によって水素及び酸素が発生する。発生した水素及び酸素は、原子炉内で発生する蒸気とともに、逃がし安全弁を通じてウェットウェルに流入し、サプレッション・プール水中にとりこまれた核分裂生成物による水の放射線分解に伴って発生する水素及び酸素とともに空間部に蓄積し、一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入する。格納容器スプレイにより格納容器内で蒸気の凝縮が進むと、格納容器内の水素及び酸素濃度は上昇する。なお、水素及び酸素の可燃限界は、水素濃度 4 vol%以上、かつ、酸素濃度 5 vol%以上が指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、格納容器内雰囲気窒素置換することによる不活性化及び格納容器圧力逃がし装置による可燃性ガスの排出によって、水素燃焼の発生を抑制する。

本事象の場合、格納容器内において水素爆轟が発生しないことを確認することが目的であり、BWR では、格納容器内雰囲気窒素封入により不活性化されており、また炉心損傷後はジルコニウム-水反応に伴い多量の水素が発生するため、水素燃焼の発生に対しては酸素濃度の上昇が律速となる。そのため、「酸素濃度」を評価指標として選定する。なお、水素濃度の上昇に伴い格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、酸素濃度を保守的に評価する観点で、水素濃度については実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド指定の全炉心内のジルコニウム量の 75%が水と反応する想定ではなく、MAAP の評価値を用いる。

(5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは、格納容器下部床上へ落下した溶融炉心によりコンクリート侵食が継続し、格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、例えば「大破断 LOCA 時注水機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、非常用炉心冷却系の注入に失敗しているため、原子炉水位は急速に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉圧力容器下部ヘッ드의構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力容器の破損により、溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心からの除熱が十分でない場合には、溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート溶融温度以上となり、コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続すると、格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、格納容器破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が流れ出す時点で、格納容器下部において溶融炉心の冷却に寄与する十分な水量及び水位を確保し、かつ、溶融炉心の落下後に崩壊熱を十分に上回る原子炉注水及び格納容器下部注水系による注水を行うことによって、溶融炉心の冷却を行う。

本事象の場合、コンクリート侵食を抑制することが評価目的であることから、評価指標は「コンクリート侵食量」である。

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 MAAP 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 2.2-1 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。

なお、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は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであり、具体的な重要事故シーケンスでは生じない場合もあり、その場合は「I」に分類する。

表 2.2-1 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、評価指標に対する影響が「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、又は重要でない現象	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 MAAP で評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、2.1 で述べた事象進展を踏まえ、表 2.2-1 の定義に従って、評価指標及び運転操作への影響に応じて表 2.3-1 及び表 2.3-2 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、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が支配的となる。したがって、核分裂出力は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、核分裂出力は熔融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、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が支配的となる。したがって、出力分布変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、出力分布変化は熔融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、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が支配的となる。したがって、反応度フィードバック効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、反応度フィードバック効果は熔融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、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が支配的となる。したがって、制御棒反応度効果は炉心損傷防止における

評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、制御棒反応度効果は溶融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、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が支配的となり、主な熱源として事象進展の速さに影響する。したがって、崩壊熱は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって、燃料棒内温度変化は、燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては重要度が高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、表面熱伝達の影響が大きくなり、重要度が高いと考えられる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては、一時的に炉心が露出しても早期に再冠水し、冠水状態では熱伝達が十分大きくなることから、燃料棒表面の熱伝達変

化による影響は小さく、崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となる。したがって、燃料棒表面熱伝達は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。燃料棒表面において核沸騰から膜沸騰へ沸騰遷移が生じた場合には、熱伝達の低下によって燃料被覆管温度が上昇するものの、事象初期の短期間における燃料被覆管温度に影響する現象であり、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さい。したがって、沸騰遷移は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、沸騰遷移は熔融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって、燃料被覆管酸化は、燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の変形及び酸化反応による発熱や水素の発生、燃料被覆管の破損によるペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP の原子炉圧力容器内への放出を考慮する必要があり、格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、燃料被覆管の変形により炉心冷却性への影響が考えられるものの、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、水位が低下して炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合には、円周方向及び軸方向からの三次元的な燃料棒間

の輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては、一時的に炉心が露出しても再冠水することから、三次元効果の影響は小さく、崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となるため、重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は熔融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な重要事故シーケンスは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する沸騰・ボイド率変化は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、燃料被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、炉心冷却状態への影響が大きく、熔融炉心の挙動への影響が考えられるため、重要度が高いと考えられる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な重要事故シーケンスは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する気液分離（水位変化）・対向流は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動へ着目した場合に影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、炉心冷却状態への影響が大きく、熔融炉心の挙動への影響が考えられるため、重要度が高いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて炉心領域に強制循環は無いため、冷却材の注水による気液熱非平衡状態が考えられるが、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、熔融炉心の挙動への影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(16) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンコマ部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、ダウンコマに注水された冷却材が下部プレナムを経由して、又は、炉心バイパス部から燃料集合体の漏えい経路を経由して炉心部へ流入する際、圧力損失が均一となるように熱出力に応じて燃料集合体間で流量配分される三次元効果が発生する。ただし、長期的な挙動へ着目した場合に三次元効果の影響は小さく、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は溶融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(18) 冷却材流量変化 [圧力容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし、原子炉圧力容器内における冷却材流量変化は長期間に亘り自然循環が支配的となる。長期的な挙動に着目した場合、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、原子炉圧力容器内の自然循環による冷却材の流量変化の影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、溶融炉心の挙動への影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [圧力容器]

炉心損傷防止において評価する具体的な重要事故シーケンスでは、逃がし安全弁や LOCA 破断口からの冷却材放出によって、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり、冷却材放出 (臨界流・差圧流) は、評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止における高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、逃がし安全弁からの冷却材放出による原子炉圧力への影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止のその他の評価指標に対しては、炉心損傷後において、原子炉圧力容器からの流れの駆動力となる水蒸気の発生による影響は小さいため、評価指標に対する影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [圧力容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、逃がし安全弁を用いた原子炉の急速減圧あるいは LOCA 発生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によって二相水位が変化する。また、原子炉への注水によって蒸気が凝縮する。しかしながら、炉心以外の領域の沸騰、凝縮及びボイド率変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(21) 気液分離・対向流 [圧力容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出する。しかしながら、炉心以外の領域の気液分離・対向流は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(22) 気液熱非平衡 [圧力容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、炉心が露出した場合に、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が考えられるものの、原子炉圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材の熱伝達によって、ほぼ飽和状態となるため、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は無い。また、熔融炉心の挙動への影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、重要度が低いと考えられる。

(23) 圧力損失 [圧力容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンカマ部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達 [圧力容器]

炉心損傷以前において、原子炉圧力容器等の構造材の保有熱は、原子炉冷却材との熱伝達（構造材との熱伝達）を通じて原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与えるものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的である。したがって、構造材との熱伝達は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納

容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

なお、溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達は、物理現象「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」において考慮する。

(25) ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）〔圧力容器〕

炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損及び水素燃焼において評価する具体的な重要事故シーケンスでは、非常用炉心冷却系（ECCS）及び代替注水設備を使用して炉心の冷却を行う。原子炉圧力容器への注水は、原子炉格納容器への放出エネルギーに影響を与え、格納容器圧力変化に影響を及ぼすため、ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止における水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、注水による水蒸気や水素の発生量への影響が考えられ、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については、注水された水が原子炉圧力容器破損口から流れ出ることによる溶融炉心の冷却が考えられるため、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の事故シーケンスにおいては、ECCS（給水系・代替注水設備含む）の作動は考慮しておらず、評価指標に対する影響は無い。

(26) ほう酸水の拡散〔圧力容器〕

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、いずれもほう酸水の注入を考慮していない。したがって、ほう酸水の拡散は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(27) 三次元効果〔圧力容器〕

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、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可能性があるが、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、三次元効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は溶融炉心の挙動への影響は無く、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(28) 冷却材放出 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、逃がし安全弁や LOCA 破断口からの冷却材放出によって、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり、冷却材放出は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(29) 格納容器各領域間の流動 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウム-水反応によって発生した非凝縮性ガス（含む水素）は、LOCA 破断口からドライウェルを經由し、又は逃がし安全弁を介してウェットウェルへ流入し、サブプレッション・プール水温度を上昇させる。ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって、格納容器各領域間の流動は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標については、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、現象の発生防止として、原子炉圧力の低下が評価の主体となっており、重要度は低いと考えられる。溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対しては、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇が評価指標となっており、重要度は高いと考えられる。ウェットウェル空間部に蓄積された水素及び酸素の一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入するため、格納容器内における非凝縮性ガスの濃度分布に影響があり、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。また、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については、溶融炉心から上面水プール及びコンクリートへの熱伝達が支配的であり、格納容器各領域間の流動の影響は小さいため、重要度は低いと考えられる。

(30) サプレッション・プール冷却 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、残留熱除去系等を用いて格納容器からの除熱が可能であり、サブプレッション・プール冷却は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧・低圧注水機能喪失及び LOCA 時注水機能喪失の事故シーケンスにおいては、サブプレッション・プール冷却は考慮しておらず、評価指標に対する影響は無い。また、サブプレッション・プールの冷却によって水蒸気が凝縮し、非凝縮性ガスの濃度が上昇

するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(31) 気液界面の熱伝達 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって、気液界面の熱伝達は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく、重要度が低いと考えられる。

(32) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉格納容器内温度の上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達が生じる。構造材との伝熱は、その熱容量により原子炉格納容器内温度の変化を抑制する方向に作用し、短期的には影響が大きい。また、材料により伝熱特性が異なり、熱伝導率の高い金属では表面熱伝達の影響が大きいのに対し、熱伝導率の低いコンクリートでは、コンクリート内部の熱伝導の影響が大きくなる。したがって、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく、重要度が低いと考えられる。

なお、溶融炉心と構造材間の熱伝達は、物理現象「溶融炉心とコンクリートの伝熱」において考慮する。

(33) スpray冷却 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、格納容器スプレイにて、原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能である。したがって、スプレイ冷却は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、スプレイ冷却は考慮しておらず、評価指標に対する影響は無い。また、スプレイの作動によって水蒸気が凝縮し、非凝縮性ガスの濃度が上昇するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する重要度は高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(34) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、炉心損傷後、放射線水分解、ジルコニウム-水反応等によって水素・酸素が発生し、原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性があり、格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。ただし、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、炉心損傷に至ることは無いため、影響は無い。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(35) 格納容器ベント [格納容器]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、格納容器圧力逃がし装置にて、原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能であり、格納容器ベントは、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、格納容器ベントは考慮しておらず、評価指標に対する影響は無い。また、格納容器ベントによって、格納容器内の雰囲気組成が変化するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(36) リロケーション [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。炉心のリロケーションは、溶融炉心の冷却性、原子炉圧力容器の破損挙動等、炉心溶融後の事象進展に与える影響が大きい。リロケーションの過程における、炉心の流路閉塞挙動によって、水素の発生量への影響が考えられ、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が高いと考えられる。さらに、水素濃度の上昇に伴って格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が高いと考えられる。また、リロケーションは溶融炉心の下部プレナムへの移行挙動に関係し、原子炉圧力容器の破損タイミングにおいて溶融炉心の持つ崩壊熱や格納容器下部へ落下する溶融炉心の量への影響が考えられるため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンク

リート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。

なお、本物理現象以降の物理現象については、炉心損傷後の物理現象であり、炉心損傷以前の現象を扱う炉心損傷防止における評価指標に対する影響は無い。

(37) 原子炉圧力容器内 FCI(熔融炉心細粒化) [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心熔融を伴い徐々にリロケーションする。熔融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に、原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化し、水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって、原子炉圧力容器内 FCI(熔融炉心細粒化)は、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(38) 原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達) [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心熔融を伴い徐々にリロケーションする。熔融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に、原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化し、水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって、原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)は、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(39) 熔融炉心の再臨界 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、制御棒熔融開始から炉心熔融に至る間に原子炉圧力容器内に注水される可能性があるが、事象進展に伴い流路が閉塞し、熔融プールが形成されるため、熔融炉心が再臨界する可能性は十分小さい。したがって、熔融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(40) 構造材との熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。この過程において、制御棒等の炉内構造物も、溶融燃料からの輻射熱伝達等により溶融し、炉心下部に移行する。構造材との熱伝達によって、溶融炉心の移行挙動、溶融炉心の量や組成等の炉心溶融後の事象進展に与える影響が考えられる。溶融炉心の移行挙動については、炉心の流路閉塞挙動による水素の発生量への影響から、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が高いと考えられる。また、水素濃度の上昇に伴って格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が高いと考えられる。構造材の溶融による溶融炉心の量や組成への影響からは、原子力圧力容器の破損タイミング、破損後の溶融炉心の放出量や放出された溶融炉心と水蒸気の反応による発熱等の影響が考えられるため、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力、溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。

(41) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、炉心のリロケーションによって下部プレナムに溶融炉心が堆積し、原子炉圧力容器へ熱的負荷を与える。したがって、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、原子炉圧力容器壁を介した格納容器雰囲気への伝熱の影響が考えられ、重要度が中程度であると考えられる。また、原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合には、溶融炉心と冷却材との熱伝達による水蒸気発生によって原子炉圧力が上昇するため、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が高いと考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては、格納容器下部への注水開始の判断基準を原子炉圧力容器下鏡温度とした場合に、運転操作に対する影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対する直接的な影響は無く、重要度が低いと考えられる。

(42) 原子炉圧力容器破損 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器は、下部プレナムに堆積した溶融炉心との熱伝達による熱的負荷によって破損に至る。原子炉圧力容器破損の破損時期と破損形態（破損口の口径）は、原子炉圧力容器内及び原子炉格納

容器内での熔融炉心の挙動に影響を与える。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、原子炉圧力容器の破損時期における核分裂生成物の移行挙動への影響や、放出された熔融炉心の反応による非凝縮性ガスの発生による影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、原子炉圧力容器破損までに低減することが目的であり、重要度が高いと考えられる。格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度、熔融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び熔融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては、原子炉圧力容器の破損形態による熔融炉心落下時の冷却による蒸気の発生挙動や熔融炉心の拡がり挙動への影響、破損時期による放出された熔融炉心の崩壊熱による影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。

(43) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い、ジルコニウム－水反応によって水素が発生し、水蒸気と共に原子炉格納容器内に移動した後、原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性がある。したがって、放射線水分解等による水素・酸素発生は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(44) 原子炉圧力容器内 FP 挙動 [圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、燃料被覆管の破損や炉心の熔融によって、核分裂生成物（FP）が原子炉圧力容器内に放出される。放出された FP は、原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、炉心あるいは熔融炉心の中に残存した FP は、熔融炉心の移動に伴って輸送される。気相中に浮遊するエアロゾル状の FP は、原子炉圧力容器壁面や内部構造物等の構造材表面へ付着し、崩壊熱によって構造材の温度上昇に寄与する。原子炉圧力容器の外面が非常に高温となった場合には、自然対流及び輻射熱伝達により格納容器内雰囲気温度に影響を与える可能性があるが、原子炉圧力容器からの輻射は保温材を介していることから影響は小さく、自然対流による影響が支配的となる。FP の移行挙動による影響として、FP による水の放射線分解に伴う水素及び酸素発生、熔融炉心の持つ崩壊熱を始めとした各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響が考えられる。したがって、原子炉圧力容器内 FP 挙動は、格納容器過圧・過温度破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度、水素燃焼の評価指標である酸素濃度及び熔融炉心・コンク

リート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(45) 原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており、現象モデルとしては考慮しない。

(46) 格納容器雰囲気直接加熱 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており、現象モデルとしては考慮しない。

(47) 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが分解し、非凝縮性ガスが発生する可能性がある。溶融炉心の堆積状態は、落下後の溶融炉心の堆積高さ、水プールへの伝熱面積に影響を与える。したがって、格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は小さく、重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(48) 内部構造物の溶融、破損 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に溶融炉心が落下し、格納容器下部区画内に存在する制御棒駆動装置等の構造物を溶融、破損させる可能性がある。しかしながら、溶融炉心の落下時に溶融炉心との接触によって溶融、破損する構造物は限定的であり、影響は小さく、内部構造物の溶融、破損は溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(49) 原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化) [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下

部に水プールが存在する場合、落下する熔融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、熔融炉心が細粒化して水中に分散し、分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり、圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって、原子炉圧力容器外 FCI(熔融炉心細粒化)は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器下部における熔融炉心から水への熱伝達及び熔融炉心の形態は格納容器下部における熔融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、熔融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、熔融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(50) 原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達) [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に水プールが存在する場合、落下する熔融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、熔融炉心が細粒化して水中に分散し、分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり、圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって、原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器下部における熔融炉心から水への熱伝達及び熔融炉心の形態は格納容器下部における熔融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、熔融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、熔融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(51) 格納容器直接接触 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器の破損によって、下部プレナムに蓄積していた熔融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが、格納容器バウンダリは、熔融炉心と直接接触することが無い構造となっており、格納容器直接接触は、格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(52) 熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した熔融炉心が床面に堆積し、プール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが分解し、非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがって、熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱は、格納容器破損防止における熔融

炉心・コンクリート相互作用に対する評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(53) 溶融炉心とコンクリートの伝熱 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが分解し、非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがって、溶融炉心とコンクリートの伝熱は、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(54) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが分解し、非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがって、コンクリートの分解及び非凝縮性ガスの発生は、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(55) 溶融炉心の再臨界 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、原子炉圧力容器の破損によって、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが、この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材も溶融炉心内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界

は発生しないと考えられる。したがって、溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(56) 原子炉格納容器内 FP 挙動 [格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な重要事故シーケンスでは、燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると、核分裂生成物 (FP) が原子炉圧力容器内に放出される。放出された FP は、原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、LOCA 破断口や逃がし安全弁を経由して原子炉格納容器内に移動し、各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響する。したがって、原子炉格納容器内 FP 挙動は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が中程度であると考えられる。また、ウェットウェルに放出された一部の FP による水の放射線分解に伴って水素及び酸素が発生し、ウェットウェル空間部の非凝縮性ガスの濃度分布に影響を与えるため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が中程度であると考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用における評価指標であるコンクリート侵食量については、溶融炉心の持つ崩壊熱に影響があるものの、評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (炉心損傷防止) (1/3)

分類		事故シーケンス 物理現象		炉心損傷防止				
				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
		評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	
炉心	核	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L
		(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L
		(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L
		(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L
		(5)	崩壊熱	<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
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L
		(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	L	L	L
		(9)	沸騰遷移	L	L	L	L	L
		(10)	燃料被覆管酸化	L	L	L	L	L
		(11)	燃料被覆管変形	L	L	L	L	L
		(12)	三次元効果	L	L	L	L	L
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化	L	L	L	L	L
		(14)	気液分離 (水位変化) ・対向流	L	L	L	L	L
		(15)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失	L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (炉心損傷防止) (2/3)

分類	事故シーケンス		炉心損傷防止				
	物理現象	評価指標	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
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	L	L	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L
	(25)	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備含む)	M	M	M	M	M
	(26)	ほう酸水の拡散	I	I	I	I	I
	(27)	三次元効果	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (炉心損傷防止) (3/3)

分類	事故シーケンス		炉心損傷防止				
			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
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(30)	サプレッション・プール冷却	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	I
	(31)	気液界面の熱伝達	M	M	M	M	M
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	M	M	M	M	M
	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(34)	放射線水分解等による水素・酸素発生	I	I	I	I	I
	(35)	格納容器ベント	<u>H</u>	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（1/5）

分類		事故シーケンス		格納容器破損防止				
				格納容器過圧・過温破損	高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
		物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
炉心	核	(1)	核分裂出力	I	I	I	I	I
		(2)	出力分布変化	I	I	I	I	I
		(3)	反応度フィードバック効果	I	I	I	I	I
		(4)	制御棒反応度効果	I	I	I	I	I
		(5)	崩壊熱	<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
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(9)	沸騰遷移	I	I	I	I	I
		(10)	燃料被覆管酸化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(11)	燃料被覆管変形	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(12)	三次元効果	I	I	I	I	I
	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>
		(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>
		(15)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失	L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果	I	I	I	I	I

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（2/5）

分類	事故シーケンス		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	L	M	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L
	(25)	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	M	I	I	M	<u>H</u>
	(26)	ほう酸水の拡散	I	I	I	I	I
(27)	三次元効果	I	I	I	I	I	

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（3/5）

分類	事故シーケンス		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動	<u>H</u>	L	<u>H</u>	<u>H</u>	L
	(30)	サブプレッション・プール冷却	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I
	(31)	気液界面の熱伝達	M	L	L	L	L
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	M	L	L	L	L
	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I
	(34)	放射線水分解等による水素・酸素発生	M	L	L	<u>H</u>	L
	(35)	格納容器ベント	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（4/5）

分類	事故シーケンス		格納容器破損防止				
	物理現象	評価指標	格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	(36)	リロケーション	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(37)	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	L	M	L	I	L
	(38)	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	L	M	L	I	L
	(39)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I
	(40)	構造材との熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(41)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	M	<u>H</u>	L	I	<u>H</u>
	(42)	原子炉圧力容器破損	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(43)	放射線水分解等による水素・酸素発生	M	L	L	<u>H</u>	L
	(44)	原子炉圧力容器内 FP 挙動	M	I	I	M	M

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（5/5）

分類	事故シーケンス		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	(45)	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	—	—	—	—	—
	(46)	格納容器雰囲気直接加熱	—	—	—	—	—
	(47)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	L	I	I	I	<u>H</u>
	(48)	内部構造物の溶融, 破損	I	I	L	I	L
	(49)	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	M	I	<u>H</u>	I	<u>H</u>
	(50)	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	M	I	<u>H</u>	I	<u>H</u>
	(51)	格納容器直接接触	I	I	I	I	I
	(52)	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	M	I	I	I	<u>H</u>
	(53)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	M	I	I	I	<u>H</u>
	(54)	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	M	I	I	M	<u>H</u>
	(55)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I
	(56)	原子炉格納容器内 FP 挙動	M	I	I	M	L

「—」：現象の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮していないため，ランクの分類の対象としない。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

MAAP (Modular Accident Analysis Program) コードは、米国産業界が実施した IDCOR (Industry Degraded Core Rulemaking) プログラムにおいて、1980 年代の初めに米国 FAI 社 (Fauske & Associates, LLC.) によって開発されたコードであり、プログラムの完了に伴い、所有権が米国 EPRI (Electric Power Research Institute) に移管され、EPRI を中心とした MUG (MAAP User's Group) のもとで保守及び改良が進められている。MAAP コードは、軽水炉のシビアアクシデント時の原子炉圧力容器、原子炉格納容器及び原子炉建屋内の熱水力／核分裂生成物 (FP) の放出・移行挙動を同時に一貫して解析できることに特徴があり、PRA やシビアアクシデントマネジメントの策定等において、米国を始め、世界的に広く利用されている。

MAAP は、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、炉心、原子炉圧力容器、原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル化するとともに、工学的安全施設や炉心損傷防止対策あるいは格納容器破損防止対策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また、FP に関する物理現象をモデル化しており、事故時に炉心溶融に伴って原子炉圧力容器や原子炉格納容器内に放出される FP の挙動についても取り扱うことが可能である。このように、広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり、シビアアクシデントで想定される種々の事故シーケンスについて、起因事象から安定した状態、あるいは過圧・過温により格納容器健全性が失われる状態まで計算が可能であることが特徴である。

また、MAAP の BWR プラント用解析モデルは、原子炉型式及び格納容器型式の違いを考慮してプラントタイプごとに適用可能なように開発されたものであり、プラント設計や運転状態に基づいて設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

MAAP の熱水力モデルでは、質量・エネルギー保存則を解く一方、運動量方程式を準静的な取扱いとしているが、系内の質量・エネルギーの収支を適切に取り扱っており、長期的な原子炉及び格納容器の応答の評価に対し、適用性を有する。

なお、事故シーケンスの解析においては、溶融炉心とコンクリートの相互作用のようなシビアアクシデント特有の現象等、現時点でも研究段階のものがあり、実機規模での現象が必ずしも解明しきれていない現象も含まれている。

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（表 2.3-1 及び表 2.3-2 における各事故シーケンスグループに対して、1 つでも「H」又は「M」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 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

分類	重要現象	解析モデル
炉心 (核)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2)) 核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (FP の移動に伴う崩壊熱分配モデル) (3.3.7(3))
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3)) 溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))
	燃料棒表面熱伝達	
	燃料被覆管酸化	
	燃料被覆管変形	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2(4))
	気液分離 (水位変化)・対向流	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル (破断流モデル) (3.3.3(3))
	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備含む)	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3.3.5(1)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3.3.5(1))
	気液界面の熱伝達	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレイ冷却	安全系モデル (格納容器スプレイ) (3.3.5(2)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))
	放射線水分解等による水素・酸素発生	格納容器モデル (水素発生) (3.3.4(3))
	格納容器ベント	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

分類	重要現象	解析モデル
原子炉圧力容器 (炉心損傷後) (逃がし安全弁含む)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3.3.6(3))
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	
	構造材との熱伝達	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル) (3.3.6(4))
	放射線水分解等による水素・酸素発生	格納容器モデル (水素発生) (3.3.4(3))
原子炉圧力容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル(3.3.7)	
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶融炉心の挙動) (3.3.6(5))
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル(3.3.7)

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

MAAP の炉心，原子炉压力容器，格納容器モデルは，ノードとジャンクションにより構成されており，各ノードにおいて，水，水蒸気，非凝縮性ガスの質量とエネルギーから状態方程式により圧力及び温度を計算し，ジャンクションにおいては流量を計算する。運動量バランスは準定常として扱われ，代数方程式で表されるため，運動量に関する微分方程式は無い。

質量とエネルギーの変化率は，各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギーバランスより求められる。図 3.3-1 に概念図を示す。領域 i における物質 j の質量変化率 $(\dot{M}_i)_j$ は，

$$(\dot{M}_i)_j = (W_{in})_j - (W_{out})_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{相変化による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{化学反応による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j \quad (3.3.1-1)$$

により求める。ここで，質量変化率 $(W_{in})_j$ は物質 j の対象領域 i への流入量， $(W_{out})_j$ は物質 j の領域 i からの流出量である。

領域 i のエネルギー変化率 $(\dot{U}_i)_j$ は，各物質の入出熱の合計であり，

$$(\dot{U}_i)_j = (W_{in}h_{in})_j - (W_{out}h_i)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{相変化} \\ \text{割合} \end{array} \times \text{潜熱} \right)_j \\ \pm \left(\begin{array}{c} \text{化学} \\ \text{反応熱} \end{array} \right)_j - \left(\begin{array}{c} \text{機器・壁への} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{物質間} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j + (\text{崩壊熱})_j \quad (3.3.1-2)$$

により求める。 $(h_{in})_j$ は対象領域 i の上流側領域の物質 j の比エンタルピ， $(h_i)_j$ は対象領域 i の物質 j の比エンタルピである。上式の化学反応熱とは，ジルコニウムの酸化反応熱等である。崩壊熱については，FP の気体中での浮遊，水中での沈着，ヒートシンクへの沈着，熔融炉心での沈着などの状態も含み，各ノードでの熱源として取り扱う。

領域間はジャンクションで結合されるが，ジャンクション j の流量 W_j は運動量の定常のバランス式から評価される。

MAAP コードは，事故直後の原子炉压力容器から格納容器へのブローダウン過程については，そのダイナミックな挙動の模擬には不確かさが大きいものの，冷却材流出を臨界流モデルで評価し，原子炉压力容器や格納容器内の質量・エネルギー保存則を適切に考慮しており，冷却材流出に伴う炉心ヒートアップや格納容器内熱水力挙動を模擬できる。また，冷却材の流出が減少し，格納容器内の流動が緩やかにな

り、崩壊熱による静的な加圧・加熱が支配的となった以降は、諸現象を適切にモデル化しているため、長期間の格納容器圧力・温度応答評価に適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

炉心モデルは、あらゆる事故フェーズにおける熱水力的な挙動、炉内構造物の応答を考慮したモデルである。以下、炉心モデルに関して述べる。

(1) ノード分割

炉心モデルは、径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルである。ノード分割の例を図3.3-2に示す。ノードごとに燃料、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックス、冷却材を模擬し、それぞれの間の熱伝達、冷却材の減少と回復、水素発生、自然対流、燃料被覆管の変形・膨れ、溶融プールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

入力条件としては、燃料（FP組成含む）、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックスの質量や形状、流体の流路として炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え、これらに基づき熱水力挙動、炉内構造物応答を計算する。なお、FP組成については、元素ごとに質量を入力値で与える。

ノードの分割数は、入力値により与え、例えば、径方向に \square 、高さ方向に \square としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく、分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上としている。なお、径方向の分割は任意であるが、各ノードの体積割合はノードに含まれる燃料集合体を考慮して設定し、解析の安定性のため、各分割要素の差があまり大きくならないように設定している。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力値として与える。R-Z体系にノード分割された炉心に対して、個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向・軸方向の炉心出力分布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合（熱出力割合）として表現され、炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の溶融により炉心内の物質が移動しても、移動した質量に応じて崩壊熱割合も移動するため炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

事象初期から原子炉スクラムに至るまでの期間、原子炉出力は初期出力を維持し、原子炉がスクラムすると出力は崩壊熱レベルまで低下するとしている。この出力変化の模擬については、MAAPが適用される事故シーケンスでは原子炉出力及び出力分布の時間変化が顕著では無い、又は早期に原子炉スクラムに至るため、評価結果に与える影響は小さい。

崩壊熱については、コード内蔵の ANSI/ANS 5.1-1979^[1]モデルによって評価する。炉心溶融後に炉心領域から移動した FP と溶融炉心については表 3.3-2 に示す核種グループごとに崩壊熱の割合を与えることで、崩壊熱の移動量を評価する。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心に特有な熱水力モデルとして、炉心が露出する場合の挙動がある。

炉心露出の判定は、(4)に示す炉心水位計算モデルにより行う。冠水領域では、沸騰挙動に応じて燃料棒から液相への熱伝達と蒸気発生量を計算し、露出領域では、炉心がヒートアップすると、炉心域で気体の密度差が生じ、炉心と上部プレナム間で自然循環による流れが発生するため、この自然循環を考慮した対流伝熱等による燃料棒の冷却を計算する。炉心露出部と冷却材の熱伝達については、Dittus-Boelter の相関式を用いた計算を行う。なお、これら炉心の領域ごとに計算された流体側への伝熱量と蒸気発生量等は炉心全体で合計され、3.3.1 に示した質量とエネルギーの保存則の右辺ソース項に反映される。

炉心がヒートアップするにつれて燃料被覆管が酸化し、酸化ジルコニウムと水素が発生するとともに、酸化反応により発熱し、炉心の露出部分をさらに加熱する。この酸化反応計算には $T > 1875K$ において Baker-Just の相関式 (3.3.2-1)、 $T \leq 1850K$ において Cathcart の相関式 (3.3.2-2) を用い、 $1850K \leq T < 1875K$ の間は内挿によって求める。

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.9046 \times 10^8 / RT} \quad T > 1875K \quad (3.3.2-1)$$

$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.671 \times 10^8 / RT} \quad T \leq 1850K \quad (3.3.2-2)$$

ここで、 $T[K]$ は燃料被覆管温度、 $x [m]$ は酸化厚さ、 $\rho_{Zr} [kg/m^3]$ はジルコニウムの密度、 $R [J/kg \cdot mole \cdot K]$ は気体定数である。この反応による物質変化と反応熱は、質量とエネルギーの保存則で考慮される。

炉心の熱伝達に関しては、炉心の冠水・露出、炉心形状に応じて熱伝達の計算を行っており、炉心の損傷・溶融状態も含めると、以下のとおり整理される。

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
燃料自立状態	冠水時	円柱形状から計算	水への対流・輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達
損傷・溶融状態	冠水時	炉心損傷状態に応じて段階的に定義された炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達

(4) 炉心水位計算モデル

原子炉圧力容器内の水位及び二相水位の概要を図 3.3-3 に示す。

ダウンコマ及び炉心内の二相水位は、炉心露出前には二相混合体積から求めるが、炉心露出後には炉心径方向ノード（以下「チャンネル」という。）ごとの出力分布に応じた二相水位をもつと仮定する。このとき、一つ前のタイムステップにおける炉心での蒸発量を径方向出力ピーキングに基づいて全チャンネルに振り分け、各チャンネルの二相水位を求める。

まず、チャンネル J のガス流量 $W_{st}(J)$ を以下の式から求める。

$$W_{st}(J) = F_A(J) \left((F_{PR}(J) W_{st,CORE} + W_{st,LP}) \right) \quad (3.3.2-3)$$

ここで、 $F_A(J)$ はチャンネル J の面積割合、 $F_{PR}(J)$ はチャンネル J の径方向ピーキング、 $W_{st,CORE}$ は一つ前のタイムステップでの炉心領域の蒸発量、 $W_{st,LP}$ は一つ前のタイムステップにおける下部プレナム領域の蒸発量である。

次に、チャンネル J の二相水位 $x_{2\phi}(J)$ （圧力容器底部からの水位）を以下の式で与える。

$$x_{2\phi}(J) = \left[M_{w,sub} v_{w,ps} + \frac{M_{w,sup} v_{w,sup}}{1 - \alpha(J)} \right] / A_{fl} + (Z_{cpl} - Z_{bv}) \quad (3.3.2-4)$$

ここで、 $M_{w,sub}$ はサブクール領域の水の全質量、 $v_{w,ps}$ は炉心部の水の平均比容積、 $M_{w,sup}$ は沸騰領域の水の全質量、 $v_{w,sup}$ は沸騰領域の水の比容積、 A_{fl} はチャンネル内部全流路面積、 Z_{cpl} は炉心支持板高さ、 Z_{bv} はベッセル底部高さであり、平均ボイド率 $\alpha(J)$ はドリフトフラックスモデルにより以下の式で評価する。

$$\alpha(J) = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi} \quad (3.3.2-5)$$

ここで、 C_0 は比例定数、 φ は気相の見かけ流速とドリフト速度 U_∞ の比であり、 U_∞ は以下の式によって評価する。

$$U_{\infty} = 1.53 \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{1/4} \quad (3.3.2-6)$$

ここで、 σ は液相の表面張力、 g は重力加速度、 ρ_l は液相密度、 ρ_g は気相密度である。

3.3.3 原子炉圧力容器モデル

原子炉圧力容器モデルは原子炉圧力容器内をモデル化し、炉心、上部プレナム、スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部プレナム、再循環ループから構成され、この領域における水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。図 3.3-4 に BWR-5 を例として原子炉圧力容器モデルの概要を示す。以下、原子炉圧力容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉圧力容器内は水と気体で占められており、水領域として、炉心領域、ダウンカマ、下部プレナム、CRD チューブの 4 つの領域を考慮する。有効燃料上端以上の上部プレナム及びスタンドパイプまでの領域にある水は炉心領域の水の一部とし、炉心領域ではサブクール領域と沸騰領域、炉心上部のスプレイ水の質量とエネルギーを分けて計算する。ジェットポンプを有するプラントの場合、ジェットポンプ及び再循環ループ内の水はダウンカマ領域の水の一部として扱う。ダウンカマ領域では、ジェットポンプの内側と外側のサブノードに分けて水の質量を扱い、再循環ループ内の水はジェットポンプの外側の水に含まれ、ダウンカマ領域の水位が再循環ポンプ吸込位置高さ以上になると再循環ループが最初に満たされる。

残りの空間部は単一の気体領域として扱い、気体の全エネルギー及び各気体成分はこの中にあるものとする。気体の成分として、蒸気、水素、酸素、窒素、一酸化炭素、二酸化炭素を考慮し、二相領域内の蒸気も気体の一部とする。気体の体積、エネルギー及び質量に基づき原子炉圧力容器の圧力及び温度が計算され、水の圧力は気体の圧力と等しいとしている。

気体領域は、図 3.3-5 に示すように、原子炉圧力容器内を炉心、上部プレナム、スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部プレナム、再循環ループの 8 つのサブノードに分割している。各サブノードに対して、気体温度、水素質量割合、FP グループごとの質量を計算し、その他の非凝縮性ガスの質量分布や圧力は全サブノードで同一とするため、蒸気の質量割合はサブノードごとに一意に定まる。

このノード分割は、国内外の典型的な BWR プラントの原子炉圧力容器を模擬した

もので、コード内に設定されたプリセットとなっており、各炉型に対して適用性を有する。

(2) 原子炉圧力容器の熱水力モデル

原子炉圧力容器の熱水力応答は 3.3.1 に示した基礎方程式により計算するが、気相部の流動に関しては、ジャンクション j の流量 W_j に対する次のバランス式で評価する。

$$\sum_j K_j W_j |W_j| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i \quad (3.3.3-1)$$

ここで、 K_j は流路の抵抗係数、 Δz_i はノード高さ、 ρ_i はノード密度、 g は重力加速度である。上式両辺の和は原子炉圧力容器内の閉ループに沿って和をとるものとし、左辺は流動抵抗の合計、右辺は密度差による駆動力の合計となり、これがバランスすると仮定してジャンクションの流量 W_j を計算する。閉ループとして、i) 炉心→上部プレナム→スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカム→下部ダウンカム→下部プレナム、ii) スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカム、iii) 下部ダウンカム→再循環ループ→下部プレナムの 3 つの経路に対して考慮する。

原子炉圧力容器では図 3.3-5 に示すヒートシンク（原子炉圧力容器、炉内構造物）がモデル化されており、原子炉圧力容器内においては、これらのヒートシンクと図中にヒートシンク表面番号で示したノード内の水、蒸気との熱伝達が計算される。また、水と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達係数は、強制対流時、自然循環時を個別に取り扱っている。蒸気と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達は、輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について、自然循環時及び強制対流時に分けて取り扱い、熱伝達係数を求める。

再循環ポンプ流量は入力値として与え、その流量が再循環ポンプのトリップまで維持される。再循環ポンプのトリップに伴い、入力値として与えたコストダウン曲線にしたがって自然循環へと移行する。

逃がし安全弁が開放される場合、逃がし安全弁から放出された冷却材は、サプレッション・プールに導かれる。各弁の流量については、入力として与えた各弁の実効的な流路面積を元に計算している。

給水ライン及び主蒸気ラインについては、境界条件として取り扱っている。主蒸気流量は、内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され、主蒸気隔離弁の閉止による隔離を模擬している。給水流量は、入力値を与えており、原子炉水位高等の信号による給水ポンプトリップを模擬している。

(3) 破断流モデル

原子炉圧力容器と格納容器との間の流れについては、差圧流又は臨界流にて計算する。

差圧流の場合は、流動の式 (3.3.3-1) に、原子炉圧力容器と格納容器の差圧を考慮して流量を計算する。

臨界流については、Henry-Fauske のモデル^[2]を採用している。気液の流速が同じであると仮定して、気液それぞれの流量を計算している。参考文献^[3]より、Henry-Fauske のモデルは Marviken 試験装置^{[4][5]}による実験に対して臨界流量を過大評価する傾向にあり、破断流量に関して保守的なモデルである。

3.3.4 格納容器モデル

格納容器モデルは、原子炉格納容器内の熱流動として、水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下、格納容器モデルについて述べる

(1) ノード分割

原子炉格納容器のノード分割として、壁などで囲まれた領域を模擬したノード（区画）と吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化を行う。格納容器のノード分割は、原子炉圧力容器モデルのようなプリセットではなく、入力値によって分割数を与え、各区画に対しては自由体積、形状、高さ等を、各ジャンクションに対しては等価直径、長さ、ノードに対する接続位置等を与える。

ヒートシンクは、格納容器の壁面及び床、区画内部の金属機器等を模擬し、区画の境界に位置する壁面及び床については、ヒートシンクを介した両区画間での熱移動を考慮できる。

格納容器のノードと同一のモデルを用いて原子炉建屋をモデル化することができ、格納容器壁面を介した格納容器内外の熱移動を考慮することができる。格納容器内雰囲気から格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生体遮へい壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルでは、生体遮へい壁のコンクリートは熱伝導率が低いために内部の温度勾配が大きく、原子炉建屋への放熱量そのものが小さいことから、格納容器温度・圧力への影響は小さい。また、原子炉建屋をモデル化することにより、ISLOCA を想定した原子炉建屋内の区画の環境評価を行うことも可能である。

格納容器のノード分割例を図 3.3-6 に示す。同じ特徴を有する空間を集約することを基本として、壁や床によって囲われた領域をノードとしてモデル化する。同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため、緩やか又は長期的な応答を模擬することができ、各ノード間の接続条件を適切に与えることによって、格納容

器の型式によらず適用性を有する。標準的には、格納容器下部（下部ドライウエル、ペDESTAL）、ドライウエル、ベント管、ウェットウエルに分割される。

3.3.3 に示した原子炉圧力容器のノード分割との関係では、原子炉圧力容器はドライウエル区画に存在し、図 3.3-5 に示したヒートシンクのうち、上部ヘッド、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部ヘッド、さらに、再循環ループを有するプラントの場合は再循環ループの外表面と格納容器間の熱伝達が考慮される。

LOCA 事象では、破断流はドライウエルに放出される。炉心溶融後に原子炉圧力容器が破損する場合、下部プレナムからのデブリジェットは格納容器下部に放出される。

(2) 格納容器の熱水力モデル

MAAP コードの格納容器内モデルは、区画内の代表する状態量を 1 点で模擬し、区画間の流動を解析する集中定数モデルである。格納容器の熱水力応答は 3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。また、気相の流動に関しては、

$$K|W|^{n-1}W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1) \quad (3.3.4-1)$$

を用いる。ここで、 K はジャンクションの流動抵抗、 W はジャンクションの流量、 P はノード圧力、 ρ はノード内の気相密度、 n は流動状態に依存した乗数であり、 Z と L はそれぞれジャンクションの接続高さ位置とジャンクション長さである（図 3.3-7）。

各ノードでは、区画間の気体・水の移動に伴う質量及びエネルギーの変化、気体と水の間での熱伝達、ヒートシンク（格納容器壁及び床、機器）の状態に基づき、質量とエネルギーの保存式を計算する。このとき、気液界面での水の蒸発と水蒸気の凝縮、破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシング、スプレイ水の蒸発、スプレイ水による凝縮及び格納容器内のヒートシンク表面での凝縮を模擬する。

MAAP コードでは、原子炉格納容器破損や格納容器ベント等による、原子炉格納容器内から建屋や環境等への水・気体の放出流量も区画間と同様に計算される。

LOCA(液相破断)の場合、破断口からドライウエルに放出された水は格納容器圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり、破断口から放出された蒸気(水素ガスを含む)とあいまってドライウエル内の圧力を上昇させる。このため、ドライウエル内の気体の大部分はサプレッション・チェンバに押し出され、気体中の蒸気はサプレッション・チェンバ内の水により凝縮される一方で、非凝縮性ガスはサプレッション・チェンバの空間部に移行する。また、炉心溶融後に原子炉圧力容器が破損する場合、格納容器下部に放出(落下)したデブリジェットにより発生した多量の蒸気(水素ガスを含む)は、ドライウエルからサプレッション・チェンバへと流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールは、水位が開口部に到達すると他の区画に流出する。例えば、格納容器スプレイによりドライウェルに注入された水は、ベント管を經由して、サブプレッション・プールに流入する。

原子炉格納容器内には、1次元ヒートシンクモデルとランプトヒートシンクを配置できる。1次元ヒートシンクは、熱伝導率が小さく、内部の温度勾配が重要となるコンクリート壁等に適用し、片面又は両面において区画内の流体との熱伝達を行う。1次元ヒートシンクの分割は比較的溫度勾配の大きな表面近傍は細かいメッシュで、それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプトヒートシンクは主に熱伝導率が大きく、内部の温度分布が一様と仮定できる金属ヒートシンクに適用し、温度を1点で代表する。

これらのヒートシンクの表面積及び材質の物性に加えて、高さ等の位置情報を与えることで、ヒートシンクの冠水／露出を判断する。冠水部分では水との対流熱伝達を考慮したモデルを、露出部分では気相との対流熱伝達、凝縮熱伝達及び輻射熱伝達を考慮したモデルを用いて熱伝達を評価する。

(3) 水素発生

原子炉圧力容器内及び格納容器内の水素発生源として、以下を考慮する。

- ・ 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム-水反応による水素発生 (3.3.6(1)参照)
- ・ 溶融炉心によるコンクリート分解等に伴う水素発生 (3.3.6(5)参照)

発生した水素のノード間の移動は、原子炉圧力容器及び格納容器の各熱水力モデルにより計算される。

なお、水の放射線分解による水素及び酸素の発生は、コード内にモデルを備えていないため、有効性評価では崩壊熱を用いた評価としている。

(4) 格納容器破損モデル

格納容器内圧と限界圧力あるいは格納容器雰囲気温度と限界温度との比較により格納容器の破損を判定する。

3.3.5 安全系モデル

(1) 非常用炉心冷却系

炉心注水系（高圧・低圧）、炉心スプレイ系（高圧・低圧）、原子炉隔離時冷却系等、原子炉の型式の特徴を考慮し、実プラントに即した各系統がモデル化されている。それぞれについて注入特性、作動設定圧、作動遅れ時間を入力値として与え、原子炉圧力に応じて注入流量が計算され、ダウンコマあるいは炉心領域へ注入する。

また、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却モード運転もモデル化さ

れており、サブプレッション・プールから取水し、熱交換器を通じて冷却した後に、再びサブプレッション・プールへ戻される。

(2) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは、入力として、台数、作動遅れ時間、注入特性等を与え、格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(3) 逃がし安全弁

逃がし安全弁については、入力として、それぞれの弁個数、流路面積、作動設定圧力を与える。弁が作動する場合、その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(4) 代替注水設備

上記に加え、原子炉圧力容器内への注水が可能な代替注水系がモデル化されており、入力として、注入特性等を与え、原子炉圧力に応じて注入流量が計算される。また、原子炉格納容器内の各区画へスプレイが可能な代替スプレイもモデル化されており、注入特性等を入力値として与える。

3.3.6 溶融炉心の挙動モデル

溶融炉心の状態としてデブリベッド（粒子状堆積物）、溶融プール（液体状物質）、クラスト（固化状物質）を模擬し、溶融炉心の挙動モデルとして、炉心溶融及びリロケーション、下部プレナムでの挙動、原子炉格納容器下部での挙動を評価する。これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお、有効性評価では高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱は、その発生防止を評価するため、現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心は R-Z の 2 次元モデルで構成しており、炉心のヒートアップに伴って燃料、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックス等の構造材の溶融の計算を行い、ノード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。なお、炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては、3.3.2(3)に記載している。

炉心ヒートアップ・燃料の溶融の模式図を図 3.3-8 に示す。過熱した燃料棒は燃料棒内と原子炉圧力容器内の圧力差で膨れによる破損が開始する。露出し、過熱された燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応を行い酸化ジルコニウムの層が形成されるとともに水素が発生する。この酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱さ

れる。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率は Baker-Just の相関式（高温時）及び Cathcart の相関式（低温時）により評価される。ウォータロッド、チャンネルボックスにおけるジルコニウムの酸化反応も同様に評価される。

ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層が形成される。この溶け込み深さの変化率も取り扱っており、ペレット及びペレットにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると熔融し、リロケーションを開始する。この際、混合物の組成に応じて共晶、偏晶反応を考慮して融点が計算される。

CORA 実験における共晶反応による熔融の知見を考慮して、制御棒の温度が 1,500K を超えた場合に制御棒中の B_4C の共晶反応が考慮される。まず、制御棒中の B_4C とステンレスの共晶反応が発生し、次に、この反応物とチャンネルボックスとの共晶反応が考慮される。チャンネルボックスは、Zr の融点到達、炉心ノードの流路閉塞及び制御棒の熔融物との反応によって破損が判定される。

(2) リロケーション

熔融炉心のリロケーションは軸方向及び径方向における質量及びエネルギーの移動を考慮している。質量の移動には UO_2 の他に炉内の構成物（Zr, ZrO_2 , ステンレスなど）が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応してエネルギーや FP の崩壊熱割合（初期炉心出力分布から評価）も移動する。これら質量、エネルギー及び崩壊熱割合の移動をもとに、リロケーション後の各ノード内の炉心熔融物のエネルギー保存式を計算する。

軸方向のリロケーションは燃料の熔融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動する。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ熔融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動する。この際、チャンネルボックスが健全な場合には、熔融燃料の径方向のリロケーションが起らないものとする。

MAAP では、炉心支持板から上部タイプレートまでを炉心領域としてモデル化し、炉心領域を軸方向及び径方向にユーザーがノード分割を行う（図 3.3-2 参照）。分割されたノードには、ユーザーが設定する軸方向及び径方向の出力分布にしたがった出力が設定される。これによって、各ノードにおける燃料のヒートアップ計算を行う。

ヒートアップ計算においては、燃料の温度上昇や、ジルコニウム-水反応による発熱及び水素ガスの発生が計算される。燃料の温度上昇に伴い、燃料被覆管の破損やチャンネルボックス、制御棒等の構造物の損傷やこれらを含めた、炉心を構成する物質の熔融が計算され、炉心ノードは、空隙率と熔融度に応じて、以下に示すような 6 つのタイプに分類される。

- タイプ 1 : 燃料が自立した状態
- タイプ 2 : 燃料が崩壊した状態
- タイプ 3 : 流路が減少した状態
- タイプ 4 : 流路が閉塞した状態
- タイプ 5 : 熔融プール状態
- (タイプ 0 : 空洞)

燃料の冷却形状変化について示す。一般には、炉心が露出し始めると燃料がヒートアップし、各炉心ノードでは、温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる。燃料崩壊が判定されると、当該ノードはタイプ 2 へと遷移し、燃料崩壊位置から上の全ての燃料は下方へ落下し、一部空洞状態（炉心を構成する物質が無い状態: タイプ 0）となる。また、炉心熔融進展に従い、冷却水の流路が減少し(タイプ 1 又は 2 → タイプ 3 又は 4)、やがて炉心ノード内の燃料のほぼ全量が熔融した場合、熔融プールを形成する(タイプ 5)。

- ・ 燃料の崩壊(タイプ 1 → タイプ 2)
 - ヒートアップ開始から、各炉心ノードの状態（周辺ノードで崩壊発生なし、下部ノードが崩壊、隣接ノードが空洞、周辺全ノードが空洞）に応じて、燃料崩壊の有無の判定が行われる。MAAP のモデルでは Larson-Miller パラメータ手法（温度と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用して燃料崩壊を予測する手法）により、各炉心ノードの累積損傷割合を計算する。累積損傷割合が 1 となれば、当該炉心ノードが崩壊し、タイプ 2 となる。
- ・ 流路の減少・閉塞(タイプ 1 又は 2 → タイプ 3 又は 4)
 - 流路の減少は、キャンドリングにより流下した熔融燃料及び崩壊により落下してくる固形物により、それを受け取るノードの空隙が減少することによって発生する。この時、炉心ノードの空隙率によってタイプ 3（流路が減少した状態）かタイプ 4（流路が閉塞した状態）が判定される。
- ・ 熔融プール(タイプ 5)
 - 炉心ノード内が熔融プールを形成しているかどうかは、炉心ノード内の熔融度で判定される。炉心ノード内のほぼ全量が熔融した場合は、当該ノードは熔融プール(タイプ 5)とみなす。

TMI 事故では、炉心熔融物が燃料被覆管表面に沿って流下し、炉心下部で閉塞領域が形成された後、熔融が径方向に進展して、側面のクラストを崩壊させて、下部

プレナムに落下したと推定されている。タイプ 3 及び 4 はこうした TMI 事故の分析に基づいて炉心閉塞挙動を考慮するために導入された概念である。

また、一つもしくは複数の流路が閉塞した炉心ノード(タイプ 4)が発生すると、



この判定により、固体層が破損すると、その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として、直下のノードが閉塞すれば、同様の判定が行われることになり、次第に溶融物が下方へと移動していく。

炉心支持板の破損もしくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへ移行した溶融物は、下部プレナム内で堆積し、制御棒案内管等の構造物を溶融させる。構造物の大半が溶融すると、炉心を保持できなくなり、炉心領域の燃料が下部プレナムへ一気に移行する(炉心スランプ)。

図 3.3-9 に炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化の例を示す。

(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動

炉心支持板の破損もしくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。落下する溶融炉心の量は、デブリジェット径(開口部の面積)、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算する。

溶融炉心が下部プレナム内の水と接触すると、一部がエントレインされて粒子状となって水中に拡散し、水により冷却されつつ重力落下し、下部プレナムに堆積する。このとき、粒子状デブリが周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、過渡的な圧力変化(圧カスパイク)が生じる(原子炉圧力容器内 FCI)。粒子化しないものは、下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお、エントレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては、原子炉格納容器下部と共通のモデルを使用しており、(5) a)において後述する。また、エントレインされたデブリ粒子の酸化も考慮されており、その際に水素が発生する。

下部プレナムでの溶融炉心の堆積状態については、初期にエントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積した後、崩壊熱により再溶融する過程において、酸化物との密度差により、上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し、溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また、TMI-2 の調査やその後の実験から、堆積した溶融炉心と下部ヘッドの間には 100 μ m 程度のギャップが存在することが確認されている。このギャップが溶融物からのクラストを介した加熱

による原子炉圧力容器のクリープと共に大きくなり、このギャップに冷却材が浸入するとギャップの大きさに応じた熱除去が生じ、クラストから原子炉圧力容器壁への熱伝達が抑制される。MAAP では、原子炉圧力容器のクリープ変形量に基づきギャップ幅を計算し、冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの溶融炉心の挙動モデルの概念を図 3.3-10 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化したデブリベッドのそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水への除熱量は Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。デブリベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した限界熱流束相関式を用いる。また、下部ヘッドと溶融炉心周りのクラスト間への水の浸入によるギャップ冷却については、門出らの相関式により、クラスト外面及び原子炉圧力容器壁からの熱除去を考慮している⁶⁾。

(4) 原子炉圧力容器破損モデル

下部プレナムに溶融炉心が堆積し、溶融炉心を冷却できない状態が継続すると、原子炉圧力容器が破損し、原子炉格納容器下部への落下を開始する。その落下量は、破損口の口径、原子炉圧力容器内外の圧力差、溶融炉心の水頭及び重力加速度により計算する。原子炉圧力容器の破損判定は、圧力、原子炉圧力容器壁・溶融炉心温度、材料物性及び形状から計算されるが、MAAP では、原子炉圧力容器の破損について、原子炉圧力容器の貫通部（計装管又は制御棒駆動機構ハウジング溶接部）の破損、原子炉圧力容器下部ヘッドのクリープ破損等、複数の破損形態を模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており、これにより破損位置を模擬している。なお、MAAP では、原子炉圧力容器の最初の破損後、原子炉圧力容器内に残存した溶融炉心による 2 度目の破損も考慮可能である。

以下、MAAP においてモデル化されている破損モードの評価モデルについて述べる。

a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損

溶融炉心が下部プレナムへ移行した後、計装管等を溶融させ、内部に溶融炉心が流入すると仮定する。このとき、内部に溶融炉心が流入し、構造物との熱伝達によって固化した場合には流路を塞ぐことになり、それ以上溶融炉心が流入できなくなる。このため、原子炉圧力容器外へ流出するためには溶融炉心が十分な過熱度を有している必要がある。溶融炉心が過熱度を持っている場合には、溶融炉心の固化によって流路が閉塞するまでの移動距離が求められる。溶融炉心の移動距離が入力によって与えるしきい値を超えた場合に原子炉圧力容器が破損したと判定される。この計算では、貫通部内部は空洞であると仮定している。また、ドレ

ン配管は通常原子炉圧力容器へ再接続されているので、溶融炉心の駆動圧力としては、溶融炉心の重量のみとなる。

b) 下部ヘッド貫通部の逸出

原子炉圧力容器の貫通部（制御棒駆動機構ハウジング等）の溶接部が溶融炉心により加熱されることで機械的強度が低下し、貫通部逸出により破損するモードである。MAAP では、この破損モードについて以下の 2 種類の判定を行っている。

第一は、せん断応力による判定である。原子炉圧力容器と格納容器間の圧力差によって貫通部にかかるせん断応力が、限界せん断応力を超える場合に、破損が発生したと判定している。溶融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の低下は、限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

第二は、ひずみによる判定である。溶融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉圧力容器の壁にひずみを生じ、溶接部にも同様にひずみが発生し、溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。

c) デブリジェットの影響による下部ヘッドの局所破損

本破損モードは、炉心溶融物が下部ヘッドへ最初に移行する際にのみ考慮される。これは、2 回目以降では、下部ヘッド表面にクラストが形成されると考えられるためである。

最初にジェットの自由落下速度と水面に到達した際の直径を求める。続いて、水中を通過する際のジェット表面でのエントレインメント速度を求め、エントレインされたデブリは粒子状デブリとなってデブリベッドに沈降する。残りのジェットはある直径、過熱度、速度を持って下部ヘッドに衝突し、最終的にこのジェットによる下部ヘッドの侵食割合を評価する。この割合は、下部ヘッドの破損が起こるかどうかを評価するため、ジェットが消滅するまで積分される。

d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損

下部ヘッド内において溶融炉心上部に形成される金属層からの原子炉圧力容器壁への熱流束の集中は、金属層内で自然対流が起こり、溶融炉心の崩壊熱を上方へ移行させることにより、金属層と原子炉圧力容器壁面境界領域への側面方向に伝熱が生じる現象を考慮したものである。これによって金属層から側壁への熱流束が計算される。この熱流束は、金属層に接する原子炉圧力容器壁に伝えられる。この時の原子炉圧力容器壁の温度分布によって、壁面の応力分布の影響やクリープ破損の有無について評価している。

e) 原子炉圧力容器のクリープ破損

原子炉圧力容器が、加熱により不可逆のひずみが生じ、そのひずみが拡大することにより破損に至る、いわゆるクリープ破損を模擬している。MAAP では、このクリープ現象を、Larson-Miller パラメータ手法により評価している。

溶融炉心が炉心部から下部プレナムに落下し、下部ヘッド上に堆積する場合における主要な過程は、これまで、(2) リロケーション、(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動及び(4) 原子炉圧力容器破損モデルにおいて述べたとおり、以下のように分けられる。

- a) 下部プレナムへの溶融物移行
- b) 水中へ落下する溶融物の分散及び冷却
- c) 落下・堆積した溶融炉心と下部プレナム内構造物との熱的相互作用
- d) 堆積した溶融炉心上面からのプール水による冷却
- e) 溶融プール周囲のクラスト形成と溶融プール内での自然対流熱伝達
- f) 下部ヘッドと溶融炉心のギャップ形成及びギャップ冷却
- g) 原子炉圧力容器の破損

上記の一連の現象は、いわゆる原子炉圧力容器内容融物保持(IVR: In-Vessel Retention)^{*}として MAAP コード内においてモデル化されている。

※: 炉心損傷後に溶融炉心が下部プレナム部に落下し、堆積した場合においても、原子炉圧力容器下部が早期に破損することはなく、原子炉注水系の手動操作等により、溶融炉心が原子炉圧力容器内に保持・冷却される現象。TMI-2 事故の分析・評価を契機として、国際的に実験・解析的研究が進められてきた。

下部ヘッドの破損後は、破損口を溶融炉心が通過する際に、溶融炉心により破損口の側面が溶かされ、破損口が拡大する現象（アブレーション）も模擬している。アブレーション量に基づき格納容器下部へのデブリジェット径が決定され、これにより、格納容器下部への溶融炉心の落下量が変化し、原子炉圧力容器外 FCI による細粒化量に影響する。なお、格納容器下部には制御棒駆動装置等の構造物が存在するが、デブリジェットとの干渉は模擬していない。

なお、日本原子力学会や EURSAFE^[7]等のシビアアクシデント研究において、実際に起こり得る原子炉圧力容器破損について、想定される破損モードは概ね把握されているが、その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり、現象の不確かさが大きく、破損後の事象進展への影響もあることから、知見の拡充とともに、破損条

件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

(5) 格納容器下部での溶融炉心の挙動

下部プレナムに溶融炉心が堆積し、溶融炉心を冷却できない状態が継続し、原子炉圧力容器が破損すると、溶融炉心は、原子炉圧力容器と格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で格納容器下部への落下を開始する(「デブリジェット」を形成する)。これら一連の現象の流れを図 3.3-11 に示す。

この溶融炉心の格納容器下部への落下過程及び落下後における床への堆積状態の挙動に関して、以下に示す現象がある。

- ・溶融炉心と冷却水の相互作用 (FCI)
- ・溶融炉心とコンクリートの相互作用 (MCCI)

溶融炉心と冷却水の相互作用 (FCI) は、デブリジェットと格納容器下部の冷却水が接触してエンタレインされて形成される粒子状デブリが、周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、格納容器圧力の上昇(圧カスパイク)をもたらす現象である。このため、本現象は格納容器圧力挙動に影響し、細粒化量が多い場合に圧カスパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方、格納容器下部床面に堆積する溶融炉心の冷却の観点からは、細粒化することで水により冷却されやすくなることから、細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。なお、FCIに伴う水蒸気爆発については、MAAPではモデル化されていないが、国内外の知見から、発生可能性は小さいと判断されている。

溶融炉心とコンクリートの相互作用は、格納容器下部の底に堆積した溶融炉心の熱が床面のコンクリートを加熱し、コンクリートの温度がコンクリートの融点を上回る場合に、コンクリートが分解され侵食されるとともに、非凝縮性ガス(水素、一酸化炭素、二酸化炭素)が発生する現象である。このため、本モデルはコンクリート侵食挙動や水素発生挙動に影響する。

これらの現象に関する MAAP モデルについて以下に示す。

a) 溶融炉心と冷却水の相互作用モデル

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムあるいは、格納容器下部へ溶融物のジェットとして落下した時、溶融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエンタレインメントにより急速に細粒化し、水プールに大きな伝熱量を与える。これらの挙動は MAAP では以下のモデルから構成され、急速な水蒸気発生とそれに伴う圧力上昇の評価が可能である。本モデルの概念を図 3.3-12 に示す。

① デブリジェットの細粒化モデル

Ricou-Spalding モデル(式 3.3.5-1)をベースにしたモデルである。本モデル

により細粒化速度並びにジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が評価される。細粒化径はウェーバー数（慣性力と表面張力の比を表す無次元数）に基づき決定される。

② 細粒化粒子と水との伝熱モデル

細粒化した粒子群と水との伝熱は、膜沸騰状態での対流及び輻射熱伝達を考慮したモデルが使用されている。細粒化した粒子群と水が相互作用する領域は発生水蒸気による二相状態を仮定する。この領域の伝熱は急速な水蒸気発生及びそれに伴う圧力上昇に影響する。

Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント速度（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}} \quad (3.3.5-1)$$

で表され、 m_{ent} はエントレインメント速度、 E_0 はエントレインメント係数、 u_{jet} はジェット速度、 ρ_w は静止側（格納容器下部）の流体密度、 ρ_{jet} は噴出側の流体（デブリジェット）の密度である。エントレインメント係数 E_0 は、海外での大規模 FCI 実験に基づき設定している。ジェット速度 u_{jet} は、破損口の差圧（原子炉圧力容器内圧と格納容器内圧の差）と熔融炉心の水頭により計算する。デブリジェットの径は、粒子化速度に基づいて深さ方向に減少していき、その減少を積分することで、全細粒化量が得られる。

細粒化したデブリ粒子の径は、デブリ粒子及び水の密度及び表面張力、重力加速度、ジェット速度並びにウェーバー数により計算する。

デブリ粒子から格納容器下部の水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径（表面積）に影響される。落下した熔融炉心の温度は 3,000 K 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数十℃と小さいため、水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし、次に述べるように、伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温に影響される。

デブリ粒子は格納容器下部の水が飽和水になるまでエネルギーを与え、残りが水蒸気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝縮が考慮され、残りが気相に放出されるといった、水蒸気の気泡が周囲の水を巻き込むことによる、水蒸気の凝縮を模擬している。

b) 熔融炉心とコンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を図 3.3-13 及び図 3.3-14 に示す。本モデルは大きく次の 3 つのモデルから構成される

① 溶融プールモデル

- ・ 格納容器下部床上に落下した溶融炉心の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- ・ 平坦な溶融プールを仮定(図 3.3-13)
- ・ 上部・下部・側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮
- ・ 内部の溶融プールの温度は1点で模擬
- ・ クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して放物分布で近似 (図 3.3-13)
- ・ 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価 (図 3.3-14)
- ・ 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス(水素, 一酸化炭素, 二酸化炭素)の発生を評価
- ・ 溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

② 溶融プール伝熱モデル

- ・ 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式(式 3.3.5-2)を考慮
- ・ 水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
- ・ 内部の溶融物から上部・下部・側部クラストは対流熱伝達を考慮

③ コンクリート侵食モデル

- ・ コンクリートへは熱伝導で伝熱し、コンクリートの分解エネルギーを考慮
- ・ コンクリート内部の温度分布を考慮

ア) 溶融プールモデル

格納容器下部水中に落下した溶融炉心は、粒子化せず格納容器下部の床に達し、溶融プールを形成するものと、粒子状となって水中に拡散するものがある。MAAP のモデルでは、前者は、格納容器下部床面に達した時点で、床全面に均一に広がると仮定としている。後者は、水により冷却されつつ、格納容器下部床面に重力落下し、格納容器下部床面上の溶融プールに達するが、MAAP のモデルでは、溶融プールと一体化する仮定としている。

格納容器下部床面上の溶融プールは、組成が均質の平板として模擬しており、落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は、その温度に応じて、液相と固相の割合が計算され、液相は内部の溶融プール、固相は外側のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図 3.3-14 に示す。縦軸は温度であり、液化温度 T_L と固化温度 T_S は、各物質の物性値及び混合割合から計算される。溶融炉心温度が液化温度 T_L よりも高い場合は全て液体となり、固

化温度 T_s よりも低い場合は固化した固体となり、その中間が二相の状態、すなわち、熔融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は、(酸化ウランウム、酸化ジルコニウム)とコンクリートスラグの混合割合である。

このように、熔融プールのクラスト量の変化は、熔融プール温度(及び組成)により計算されるが、言い換えれば、熔融プールからクラストに伝熱されるエネルギー、クラスト内で発生するエネルギー、クラストからコンクリートに伝達するエネルギーのエネルギーバランスにより計算される。

上述のとおり、MAAPの熔融プールモデルでは、床全面に均一に広がる均質平板となっているが、水張りによって熔融炉心の拡がりが増加することが考えられる。しかしながら、有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWRで床上に水がある場合でも、床全面に熔融物が広がることを示されており⁸⁾、ABWR以外のBWRではペデスタル床面積がABWRより小さいことを考慮すると、水張りを行っている場合でも熔融炉心は、床全面に広がる可能性が高いと考えられる。これは、熔融物の拡がりに影響する因子のうち、主に想定しているデブリ落下流量が大きいことによるものと考えられる。また、均一に広がった方が、側壁に接する熔融炉心の堆積高さが高くなるため、側壁侵食を評価する観点から保守的な扱いとなっている。

以上より、MAAPコードの均一堆積の扱いは妥当と考えられ、不確かさも小さいと考えられる。

イ) 熔融プールの伝熱モデル

熔融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しつつ、クラストを介して周囲の物質(コンクリート、水、空気)に伝熱する過程で冷却されるが、ここでは伝熱について述べる。

熔融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図3.3-13に示す。熔融炉心は単一ノードとしているが、クラストは上面、下面、側面に分割して、それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず、コンクリートと熔融炉心の伝熱について述べる。熔融プールとクラストの界面は対流熱伝達を仮定し、クラスト内部は2次関数の温度勾配を持つ熱伝導を仮定し、クラストとコンクリートの界面がコンクリート表面温度となる。コンクリート内では、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。したがって、クラストからコンクリートへの熱流束が、コンクリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。

次に熔融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合は、輻射と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触している場合は、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。

Kutateladze 相関式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束の整理式であり、溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は、

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g (\rho_l - \rho_g) \right\}^{0.25} \quad (3.3.5-2)$$

で表される。 q_{chf} は熱流束、 h_{fg} は蒸発潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_l 及び ρ_g は液体及び蒸気の密度である。ここで、 F_{chf} は係数であり、Kutateladze は 0.16 を、Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24 (=0.131)$ を与えている。係数 F_{chf} については、経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国国立サンディア研究所（SNL）で実施された溶融炉心とコンクリートの相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m^2 であることに基づき $F_{chf} = 0.1$ としている。

前項で述べたように、水プール中の溶融炉心の挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題であり、溶融プールの伝熱についても、格納容器下部床面での拡がり挙動、溶融プールの成層化の状態、水プールやコンクリートとの界面の状態等に影響を受け、不確かさが大きい現象のひとつである。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏まえ、感度解析等による影響評価を行う。

ウ) コンクリート侵食

溶融炉心からコンクリートへの伝熱により、コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食が開始する。その際、コンクリートの融解熱及び化学反応熱の発生を取り扱っている。

コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに混入し、溶融プール中の金属との化学反応として炉内構造物や燃料を構成する金属（Zr, Cr, Fe など）の酸化反応が発生する。その結果発生する非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素及び二酸化炭素）は、格納容器内に放出される。これらのガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また、ガスによる影響として、コンクリートと溶融炉心の間にはクラックや空隙が形成され、溶融炉心の冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが、解析モデルでは考慮しない。

コンクリートスラグも溶融プールに混入し、ウラン・ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより、溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

3.3.7 核分裂生成物 (FP) 挙動モデル

FP は過熱された炉心からガス状として原子炉压力容器内に放出される。なお、希ガス以外のほとんどのFP は単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出されたFP のうち希ガス以外のFP は揮発性の高いCsI においても沸点は1,277°Cであり、原子炉压力容器あるいは原子炉格納容器内ではガス状態を維持できず、気相中で凝縮しエアロゾル (微粒子) 化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は遅く、ガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下したFP エアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状FP は後述するよう素を除いて気相へ出てくることは無い。FP エアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動 (熱泳動・拡散泳動) で構造物表面に付着し、また、サプレッション・プール水中のスクラビングやスプレーによっても気相から除去される。以上はMAAP のFP 挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI 等よう素化学種のエアロゾルでは、原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素I₂ (沸点184.3°C) や水中に溶けた有機物 (塗装材等) と反応し、有機よう素が生成され、一部が気相に時間をかけて移動する。なお、水中のよう素の反応はプール水のpH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことがよう素反応のOECD 国際標準問題等で示されている。このためMAAP ではよう素反応モデルが試験的にオプションとして組み込まれているものの、よう素反応の結果は参照用としてFP 計算にフィードバックされない。

本FP 挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

炉心燃料からのFP 放出モデル

- ・ペレットが高温になり内部のFP が温度に依存してガス化し、ペレット外へ放出される。

FP の状態変化・輸送モデル

- ・FP が気相温度に依存して、気相中で凝固しエアロゾル化する。そのエアロゾルは気相と共に移動し、また各種のメカニズムで構造物表面やプール水に移動する。

FP の移動に伴う崩壊熱分配モデル

- ・FP は崩壊熱を有するので、FP の移動先でFP 量に依存した崩壊熱を発生し流体や構造物の熱源になる。

また、本FPモデルにおける概要を以下に示す。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

- ・ FPは炉心温度に対する放出速度の相違に基づき12グループに分類され、各FPグループの質量保存が考慮される。
- ・ 原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のFP形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮する（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び熔融炉心内のFPを考慮する。
- ・ 熔融炉心内に残存するFPは熔融炉心と共に移動する。
- ・ 水中のFPは区画間の水の流れと共に移動する。
- ・ 崩壊熱は各位置のFP量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮される。
- ・ FPの崩壊による発生エネルギーは崩壊熱データで考慮する。
- ・ FPの崩壊による各FPグループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からのFP放出モデル

炉心燃料からのFP放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表3.3-2のように12グループに分類される。MAAPはモデルの選択が可能であり、希ガス、CsI、CsOHに対しては \square 、他の核種グループについては \square のFP放出速度モデルを使用する。本モデルにより炉心各ノードの温度に対応した各FPの放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積したFPは、被覆管が破損すると原子炉圧力容器内に放出され、また、原子炉圧力容器破損後の熔融炉心・コンクリート相互作用に伴ってFPが原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出されたFPグループの内、希ガス以外は、雰囲気温度に依存してガス状からエアロゾル状へ遷移する。ガス状及びエアロゾル状のFPは原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のガス流動と共に移動する。これらFPの状態変化・移動挙動については後述する。

(2) FPの状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のFPは雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のFPの輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量からFP輸送量を計算する。FPがガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したFPの場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは熔融炉心中のFPの場合は、熔融炉心の移動量に基づいて輸送される。

FPの輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたFPは、原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧

力容器破損口もしくは格納容器下部に落下した熔融炉心から FP が原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出された FP はスクラビングによってサブレーション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出された FP は、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内の気体、エアロゾル及び構造物表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内の FP 輸送モデル概要を図 3.3-15 に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は、Stokes の重力沈降式と Smoluchowski 方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski 方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用した MAAP のモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じる Stefan 流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epstein のモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

FP ガスの凝縮は、FP ガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状 FP 圧力が FP 飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

FP ガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状 FP の圧力が FP の飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては、スクラビングによる除染係数(DF)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。DF の値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの 3 つの種類スクラビング機器に対し、詳細コード SUPRA[®]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。

また、格納容器スプレーによる FP 除去も模擬しており、スプレー液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレーの液滴径、流量及び落下高さから計算する。

(3) FP の移動に伴う崩壊熱分配モデル

FP の崩壊に伴いエネルギーが発生する。ANSI/ANS 5.1-1979 モデルによって評価された崩壊熱はそれぞれの FP グループに分配され、気相、液相及び構造物に FP 量に応じたエネルギーを与える。

揮発性 FP (希ガス, CsI, RbI, CsO₂, TeO₂, Te₂ など) が炉心から放出されると、炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇して FP が放出されると、それらの崩壊熱は移動先の原子炉圧力容器又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギー計算に用いられる。溶融炉心に含まれる FP もまた崩壊熱を持ち、溶融炉心のエネルギー計算において考慮される。原子炉格納容器内気相部の FP も崩壊熱を生成し、原子炉格納容器内の気相部のエネルギーに加えられ、原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

ガス状及びエアロゾル状の FP は、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着が考慮され、FP から発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加えられる。水プールが存在する場合、その温度が FP の再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着した FP はその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギーに付与する。その際、ヒートシンクの表面温度が再蒸発の判断に使用される。原子炉圧力容器内では図 3.3-5 に示すヒートシンクがモデル化されており、これらについて FP から発生した崩壊熱による温度変化が考慮される。

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	<ul style="list-style-type: none"> ・ 径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・ 原子炉スクラムまで初期値を維持
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ 径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・ リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・ FP は 12 の核種グループを設定
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 燃料自立状態 (冠水時) : 水への対流・輻射熱伝達 ・ 燃料自立状態 (露出時) : ガスへの対流・輻射熱伝達 ・ 損傷・溶融状態 (冠水時) : 限界熱流束 ・ 損傷・溶融状態 (露出時) : ガスへの対流・輻射熱伝達 ・ 被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart 相関式 (低温時) ・ ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮
	水位計算モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 二相混合体積よりダウンコマ部と炉心内の二相水位を計算 ・ 各チャンネル内の二相水位はドリフトフラックスモデルに基づき計算
原子炉圧力容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧損, 静水頭バランスにより計算 ・ 各ノードの水位はボイド率を考慮した液相体積から計算
	破断流モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 差圧流 ・ 臨界流 (Henry-Fauske モデル)

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (2/5)

項目		計算モデル
原子炉格納容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧損，静水頭バランス及び圧力差により計算 ・ 原子炉圧力容器破断口からの水と蒸気の放出，放出された水のフラッシングを考慮 ・ 気液界面の水のフラッシング，蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器ヒートシンクとして，格納容器壁及び床，金属機器を考慮 ・ 水と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・ 水蒸気と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達，自然対流熱伝達，凝縮熱伝達及び輻射熱伝達
	水素発生	<p>水素発生源として以下を考慮：</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム－水反応 (Baker-Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart 相関式 (低温)) ・ 溶融炉心によるコンクリート分解
	格納容器破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器内圧と限界圧力あるいは格納容器雰囲気温度と限界温度との比較等により格納容器の破損を判定
安全系モデル	非常用炉心冷却系	<ul style="list-style-type: none"> ・ 注入特性を入力し，原子炉圧力に応じて注入流量を計算
	格納容器スプレイ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 注入特性を入力し格納容器圧力に応じて注入流量を計算 ・ スプレイ水による凝縮熱伝達により気相部冷却を計算
	逃がし安全弁	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計値に基づいて流量を計算

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (3/5)

項目	計算モデル
溶融炉心の挙動モデル	(炉心モデル (熱水力モデル (伝熱)) に記載)
ヒートアップ	
リロケーション	<ul style="list-style-type: none"> ・ 軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮 ・ 炉心ノード内の状態として、「燃料が自立した状態」、「燃料が崩壊した状態」、「流路が減少した状態」、「流路が閉塞した状態」及び「溶融プール状態」を考慮 ・ 軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・ 径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・ 流路減少の進展、流路閉塞及び溶融プールの各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・ クラストのクリーブ破損を考慮
下部プレナムでの溶融炉心の挙動	<ul style="list-style-type: none"> ・ 下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、デブリジェットの密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算 ・ デブリジェットと水のエントレインを計算 ・ エントレイン量：Ricou-Spalding モデル ・ 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・ 成層化したデブリベッドを模擬 ・ 上部の水による熱除去は Henry-Epstein-Fauske 相関式 ・ デブリベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・ 下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、門出らの相関式
原子炉圧力容器破損	<ul style="list-style-type: none"> ・ 制御棒駆動機構ハウジング溶接部等の貫通部の破損として、せん断応力あるいはひずみがしきい値を超える場合に破損を判定 ・ 原子炉圧力容器下部ヘッドの破損として、Larson-Miller パラメータ手法によるクリーブ破損を考慮 ・ 破損後、溶融炉心からの加熱による破損口拡大を模擬

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (4/5)

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル (つづき)	原子炉圧力容器破損後の 高圧溶融物放出	<ul style="list-style-type: none"> 高圧溶融物放出の防止が評価目的であり、高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。
	格納容器雰囲気 直接加熱	<ul style="list-style-type: none"> 高圧溶融物放出の防止が評価目的であり、高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。
	格納容器下部での溶融 炉心の挙動 (落下及び 溶融プール)	<ul style="list-style-type: none"> デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：Ricou-Spalding モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 格納容器下部床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定 格納容器下部床全面に均一に広がると仮定 溶融プールは厚さ均一の平板を仮定、内部温度は1点で模擬 上部・下部・側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮 クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）の発生を評価
	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動（溶融プールの伝熱）	<ul style="list-style-type: none"> 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮 内部の溶融物から上部・下部・側部クラストは対流熱伝達を考慮

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (5/5)

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル (つづき)	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動 (コンクリート侵食)	<ul style="list-style-type: none"> ・コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート融解熱及び化学反応熱の発生を考慮。 ・コンクリートから放出されるガス (水蒸気及び二酸化炭素) は直ちに溶融プールに侵入すると仮定し、溶融プール中の金属との酸化反応を考慮 ・コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン・ジルコニウム等と混合すると仮定
FP 挙動モデル	FP 放出	<ul style="list-style-type: none"> ・FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類し、各 FP グループの質量保存を考慮 ・溶融炉心・コンクリート相互作用に伴う FP 放出を模擬
	遷移・輸送	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉圧力容器及び格納容器内の FP 形態は各グループに対し、ガス状、エアロゾル状、沈着を考慮 (希ガスはガス状のみ)。また、水中及び溶融炉心内の FP を考慮 ・気相及び液相中の FP の輸送は、熱水力計算から求められる体積流量から FP 輸送量を計算 ・FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って移動 ・溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動 ・水中の FP は区画間の水の流れと共に移動 ・格納容器及び原子炉圧力容器内での気体、エアロゾル及び構造表面上 (沈着) の状態間の遷移を模擬 ・エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮 ・FP 崩壊による発生エネルギーは崩壊熱データで考慮

表 3.3-2 MAAP コードの FP の核種グループ

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス (Xe, Kr)
2	CsI	CsI 及び RbI。よう素は全てアルカリ FP と結合すると仮定。また、セシウムがほとんどであるため、CsI の物性を用いる。
3	TeO ₂	酸化テルル (TeO ₂)。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO ₂ となると仮定。原子炉圧力容器外で放出されたテルルは元素状態にあると仮定するが、蒸気や酸素が存在する場合には酸化されて TeO ₂ になるものと仮定。
4	SrO	ストロンチウムは主として原子炉圧力容器外から元素状態で放出されるが、格納容器内で酸化されて SrO になるものと仮定。圧力容器内放出についても、酸化されて SrO になると仮定。
5	MoO ₂	二酸化モリブデン (MoO ₂)。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、よう素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	BaO	酸化バリウム (BaO) を表す。Ba は化学的周期性から、Sr と同じような挙動を示す。
8	La ₂ O ₃	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、原子炉圧力容器内放出が許容されている。主として一酸化物の状態で原子炉圧力容器外に放出されるが、原子炉格納容器内で更に酸化する。
9	CeO ₂	Ce の挙動は La と同様であるが、化学量及びガス分圧が異なるため、違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま原子炉圧力容器内及び原子炉圧力容器外へ放出される。
11	Te ₂	原子炉圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te ₂ のままとする。
12	UO ₂	ウラン及び超ウラン元素は特性が異なるため他の FP とは区別してグループ化する。これらは原子炉圧力容器外のみには放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

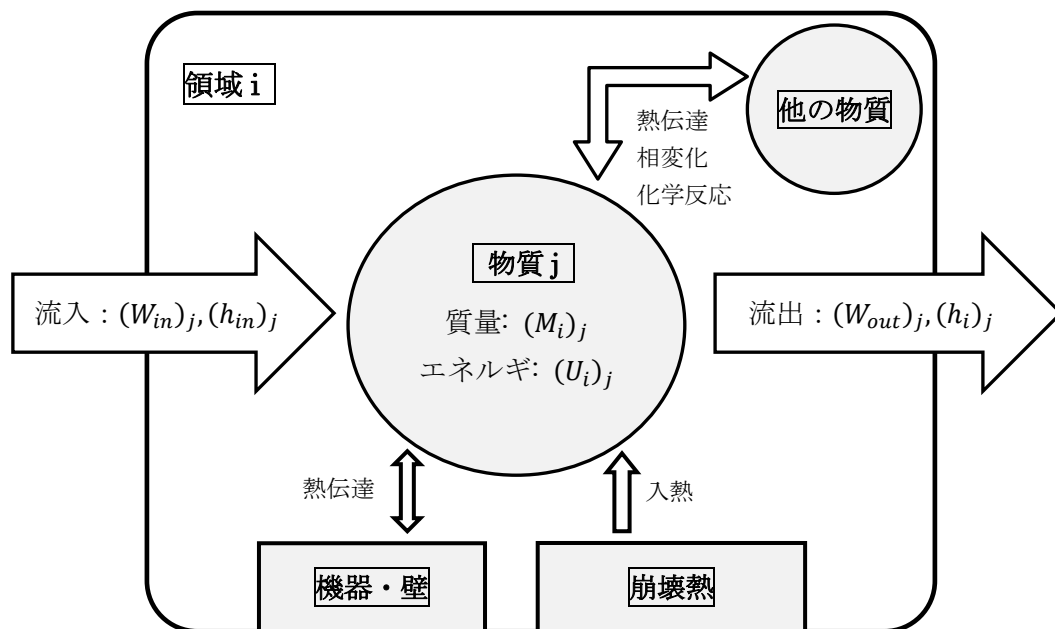


図 3.3-1 各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギーバランス

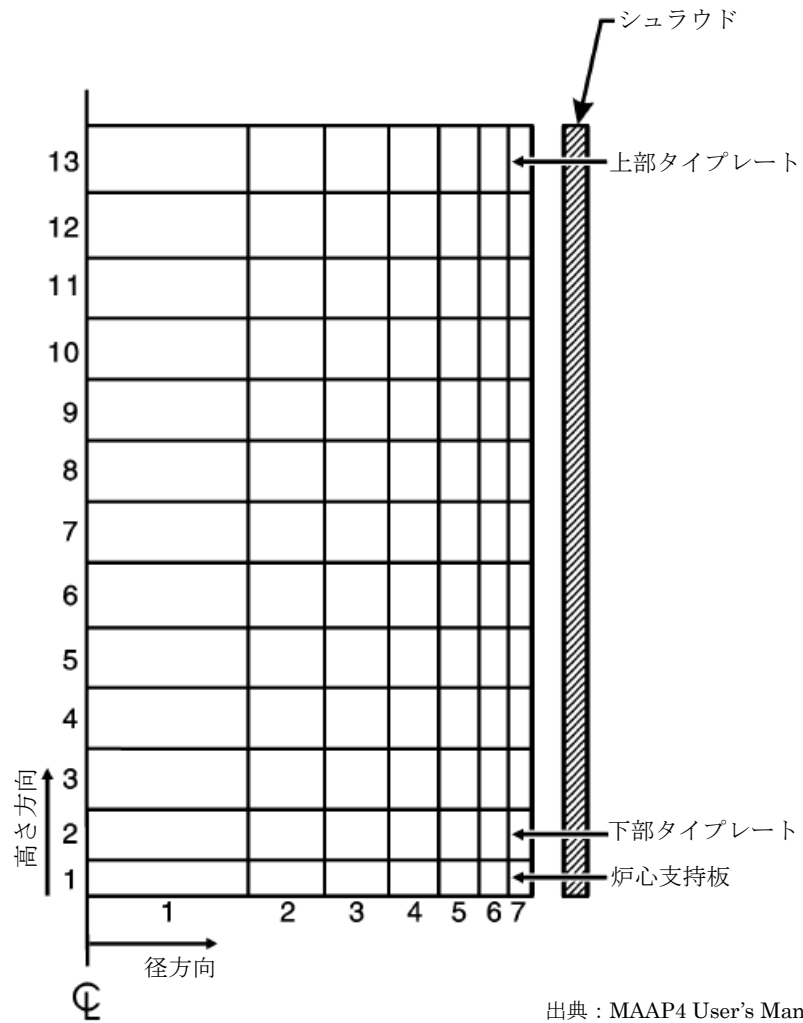
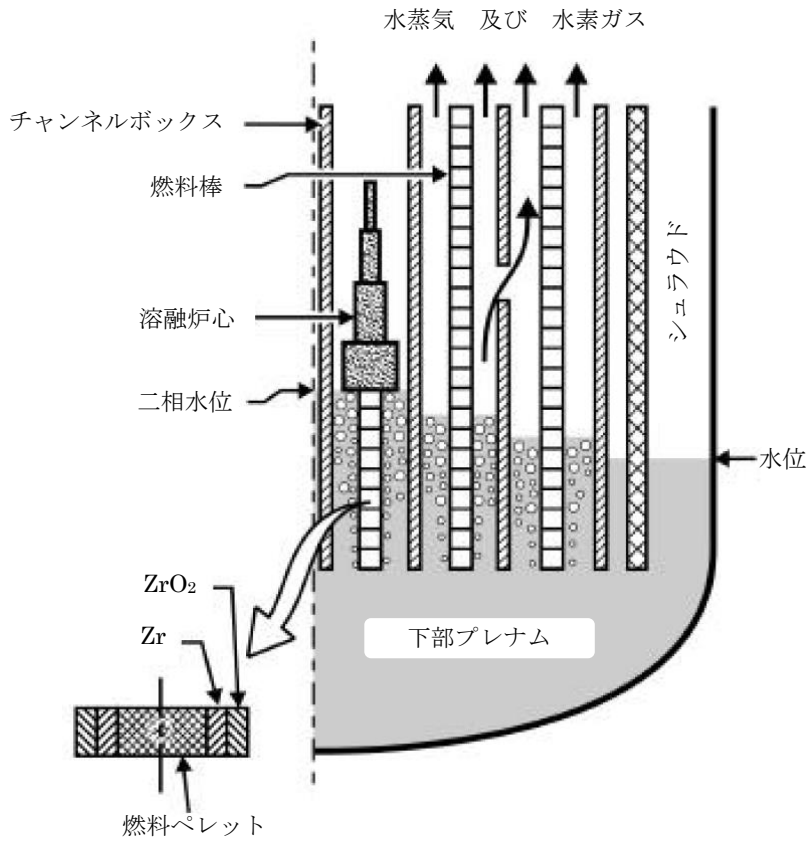


図 3.3-2 MAAP ノード分割例 (炉心モデル)



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 炉心水位モデル

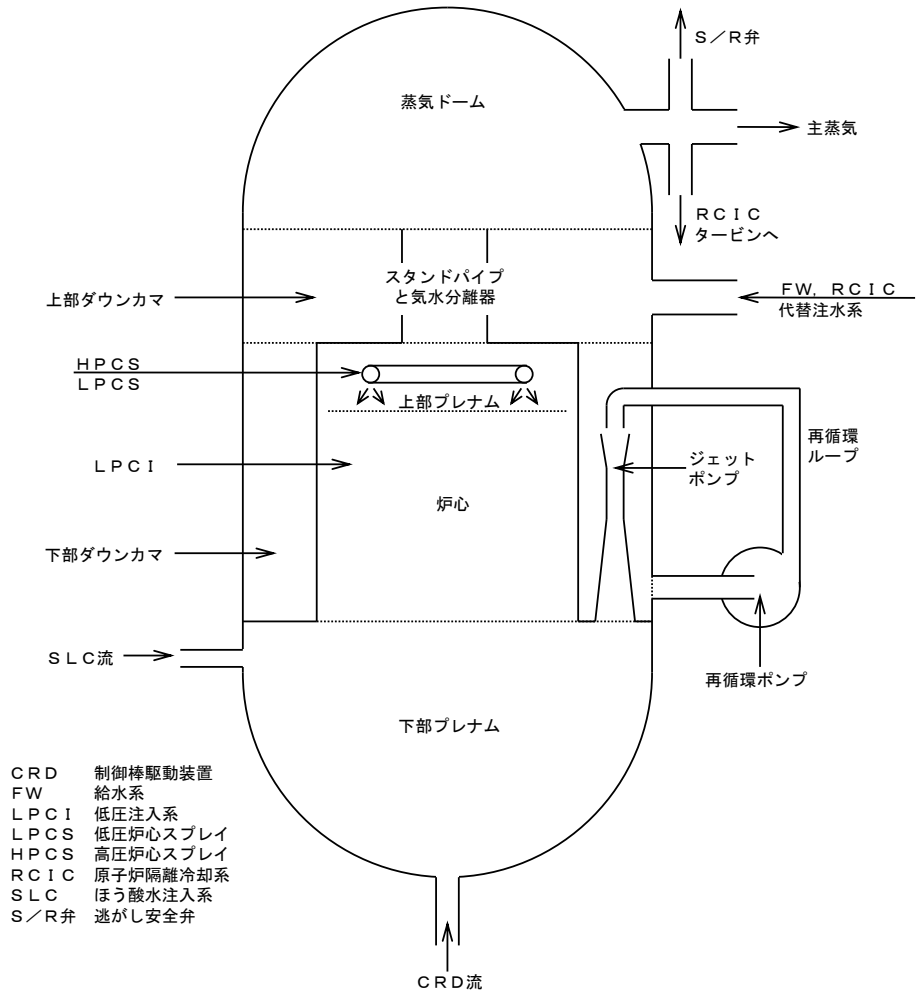
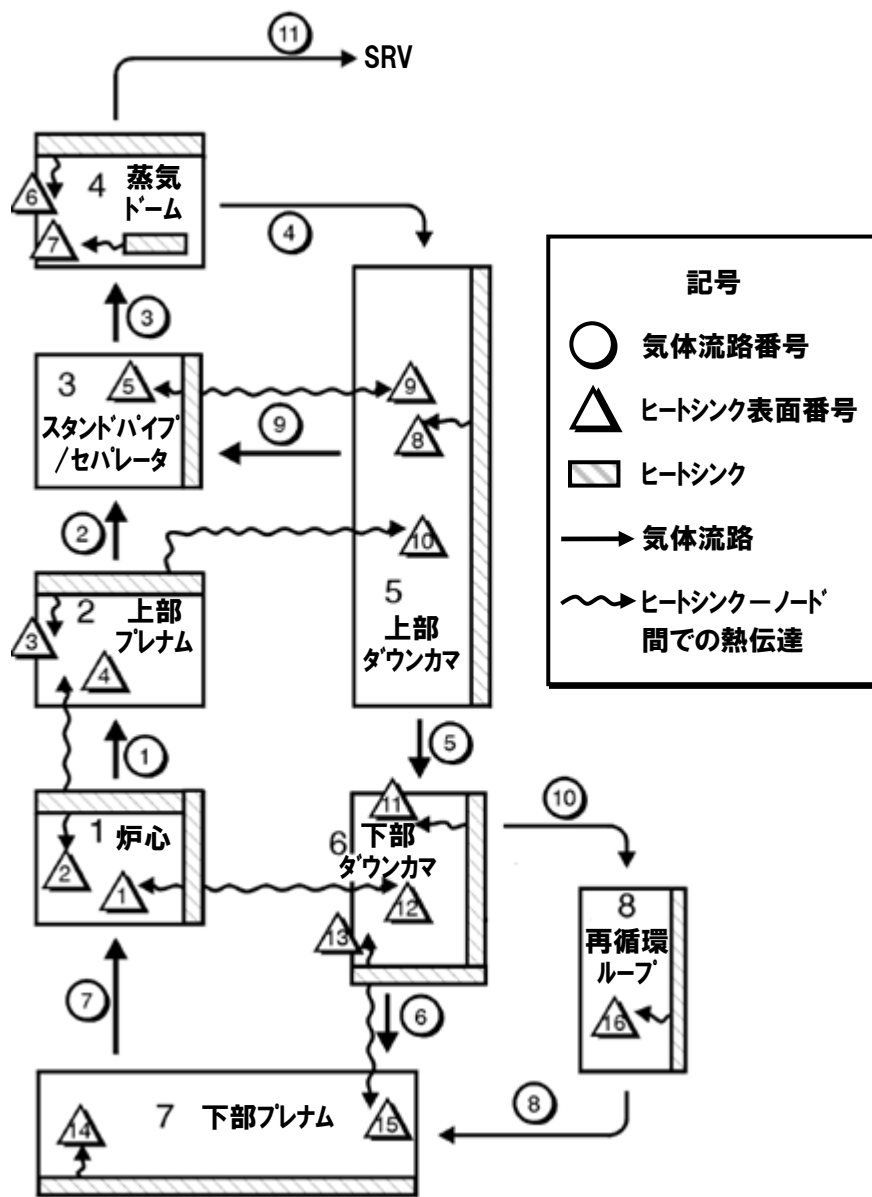


図 3.3-4 MAAP 原子炉压力容器モデルの概要 (BWR-5 の例)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP 原子炉圧力容器ノード分割図

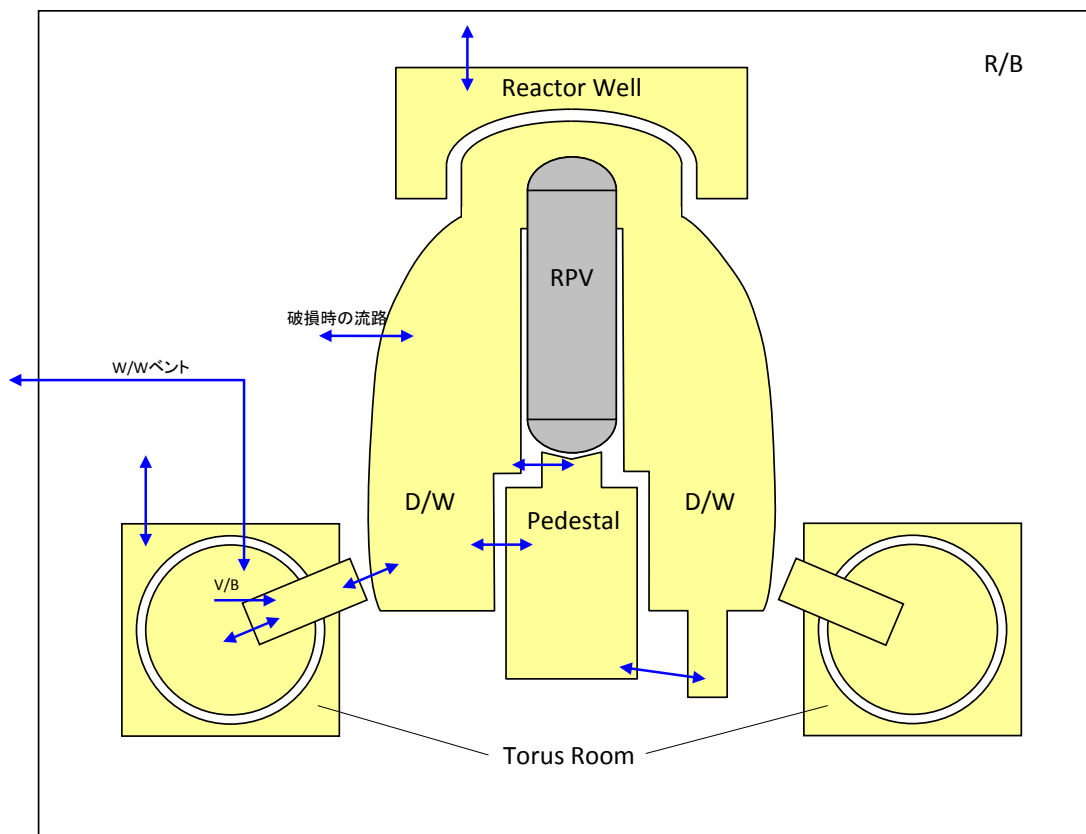


図 3.3-6 MAAP ノード分割図（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

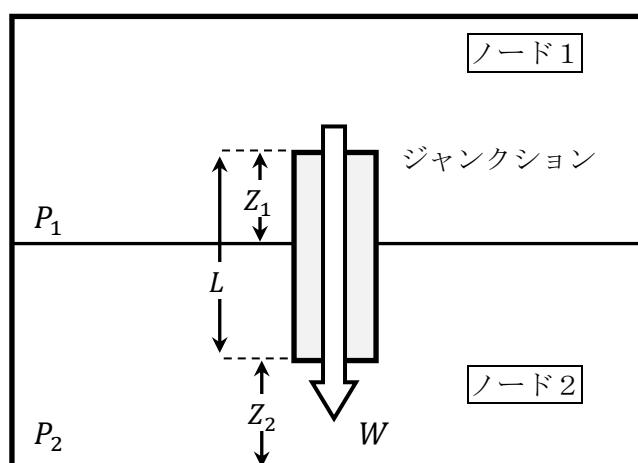


図 3.3-7 ジャンクションの接続関係

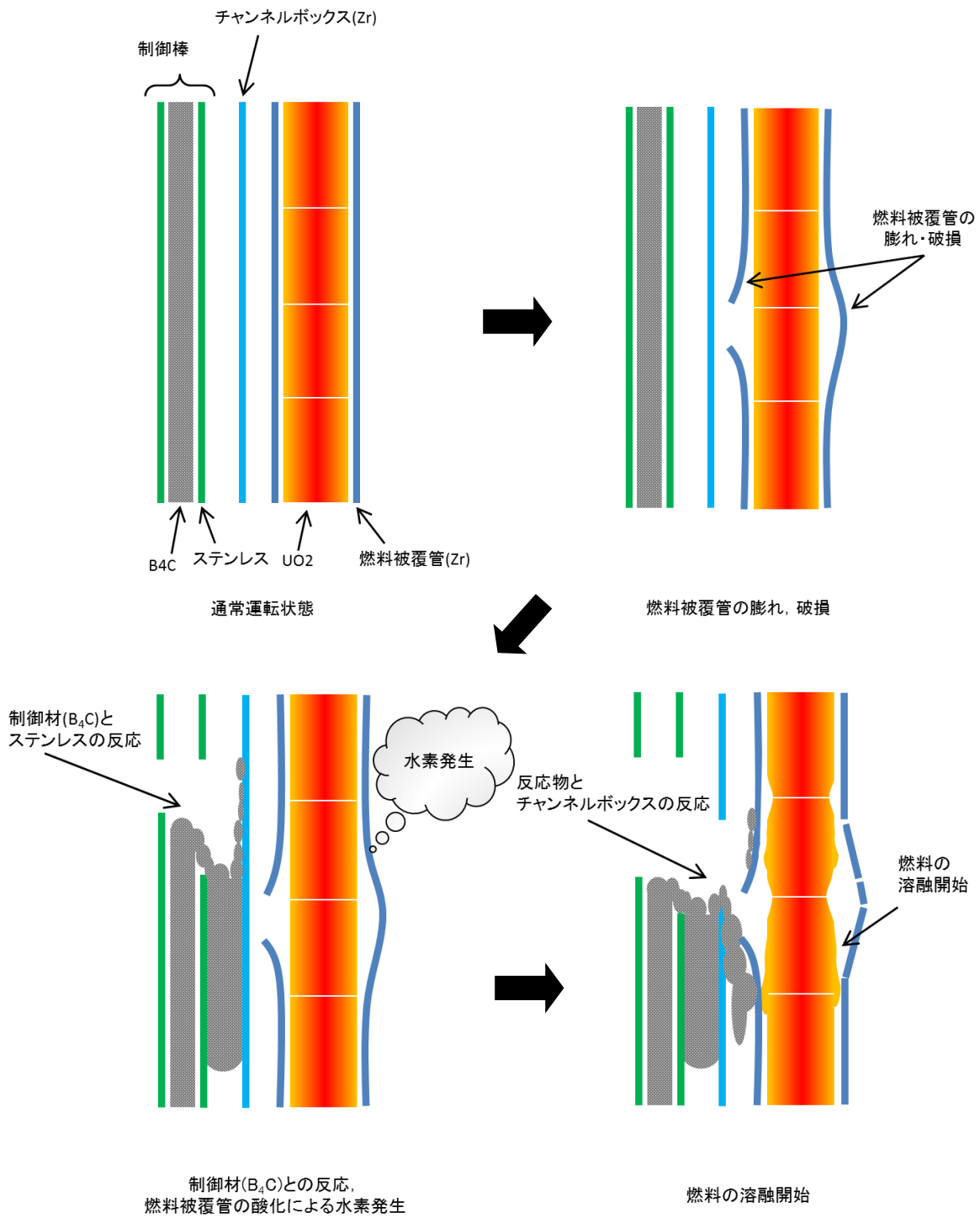
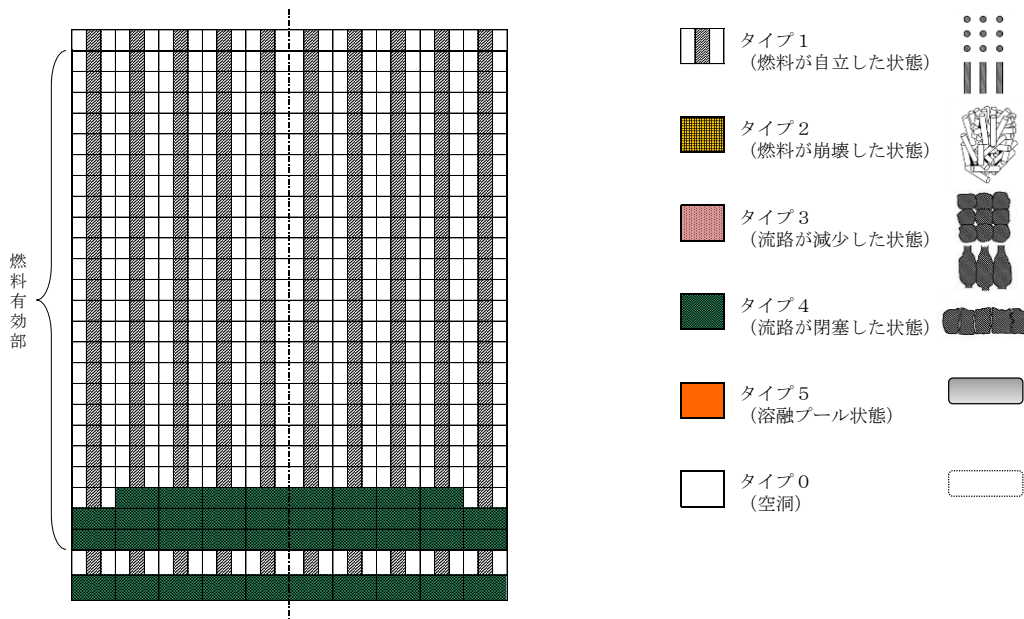
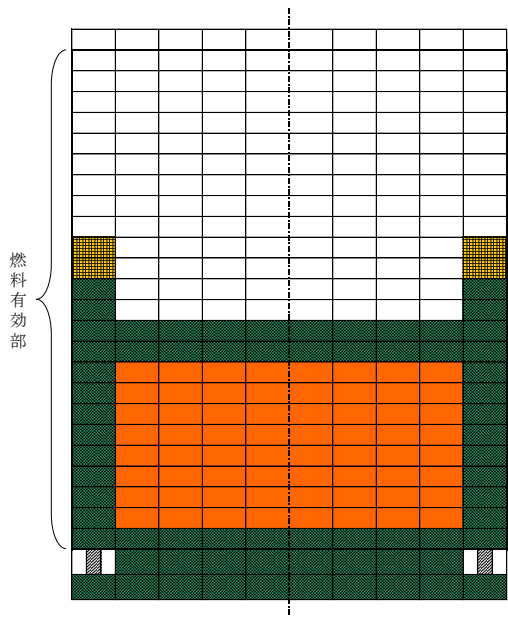


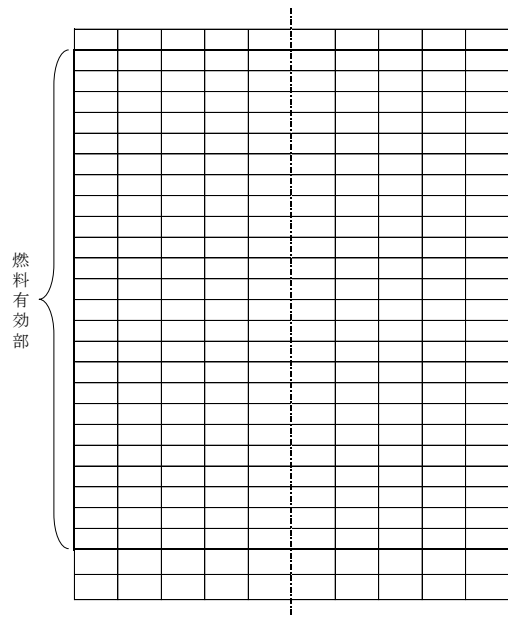
図 3.3-8 炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



炉心溶融開始直後の状態。炉心溶融は炉心径方向中心から開始し、シュラウド側（径方向外側）の溶融は炉心中央に比べて進展が遅い。

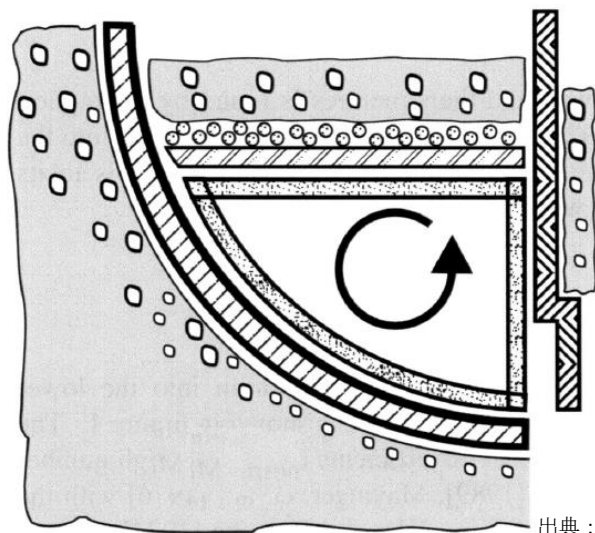
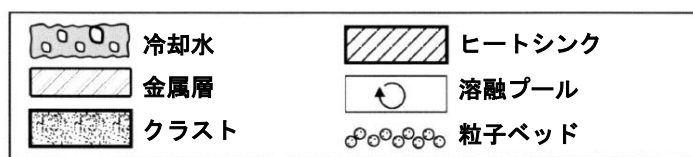


代替注水系による損傷炉心冷却後の状態。損傷炉心の冷却が行われているため、溶融プール状態のノードの周囲に流路が閉塞した状態のノードが形成され、シュラウド側（径方向外側）においても冷却されている。



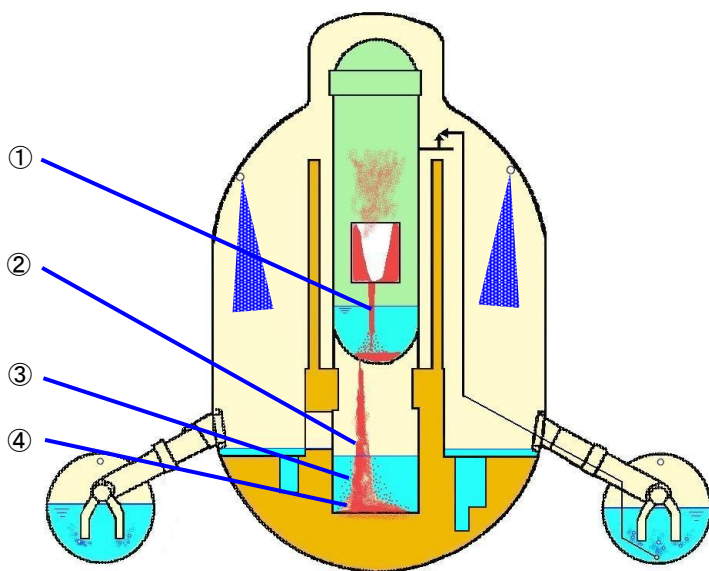
原子炉圧力容器破損後の状態。炉心支持板より上部に燃料は存在せず、空洞となっている。

図 3.3-9 炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化（例）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の概念



- ① 炉心からのリロケーションにより下部プレナムに移行。冷却水との接触により、エントレイン及び冷却水の蒸発
- ② 制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損により、格納容器下部への落下を開始。破損口はアブレーションにより拡大
- ③ 格納容器下部プール水との接触によりエントレイン
- ④ 溶融炉心は格納容器下部へ落下

図 3.3-11 格納容器下部への溶融炉心の落下の例（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

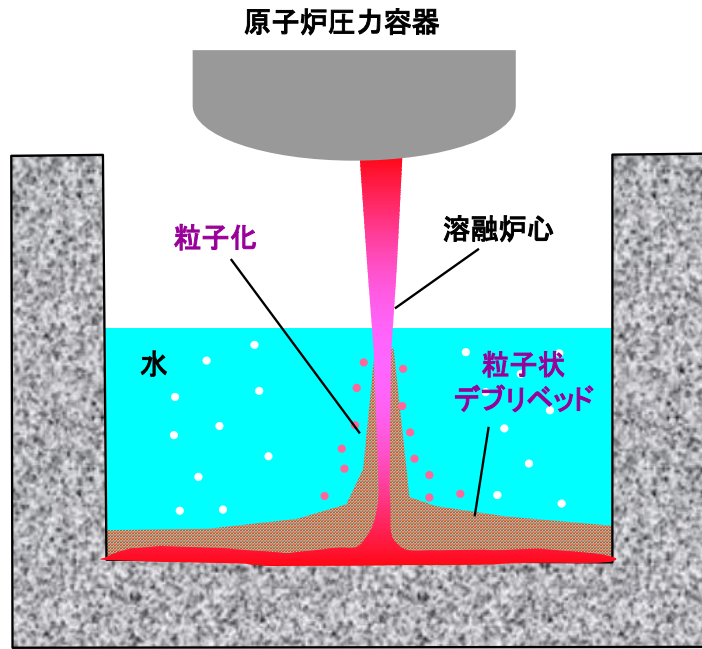
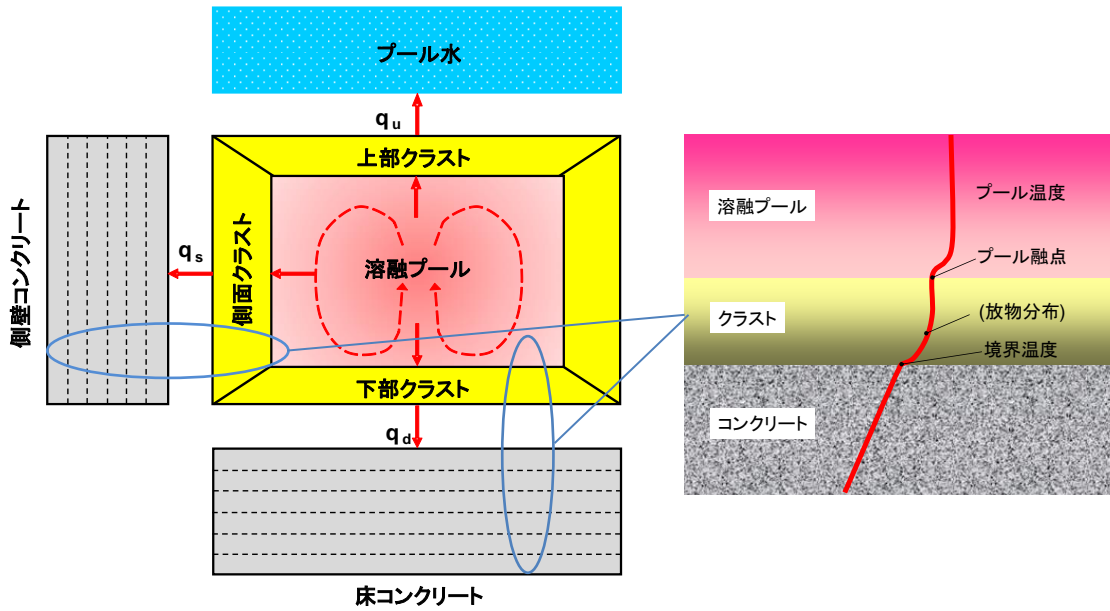
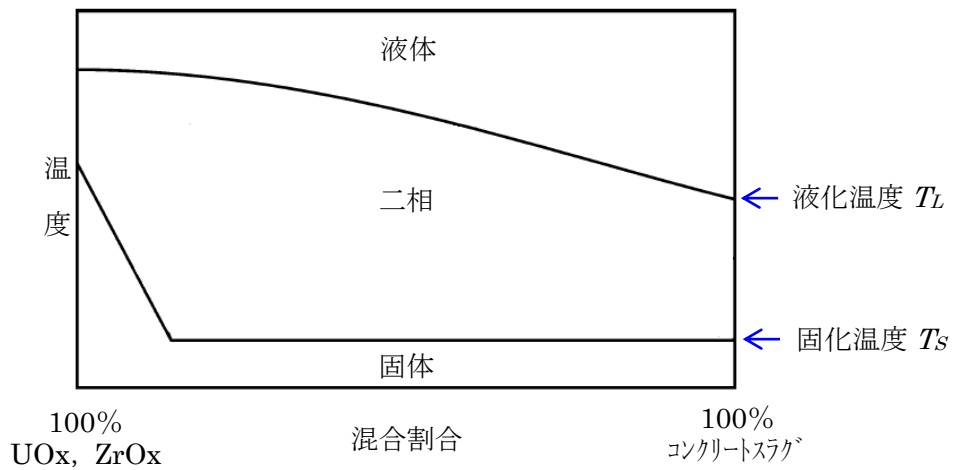


図 3.3-12 原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



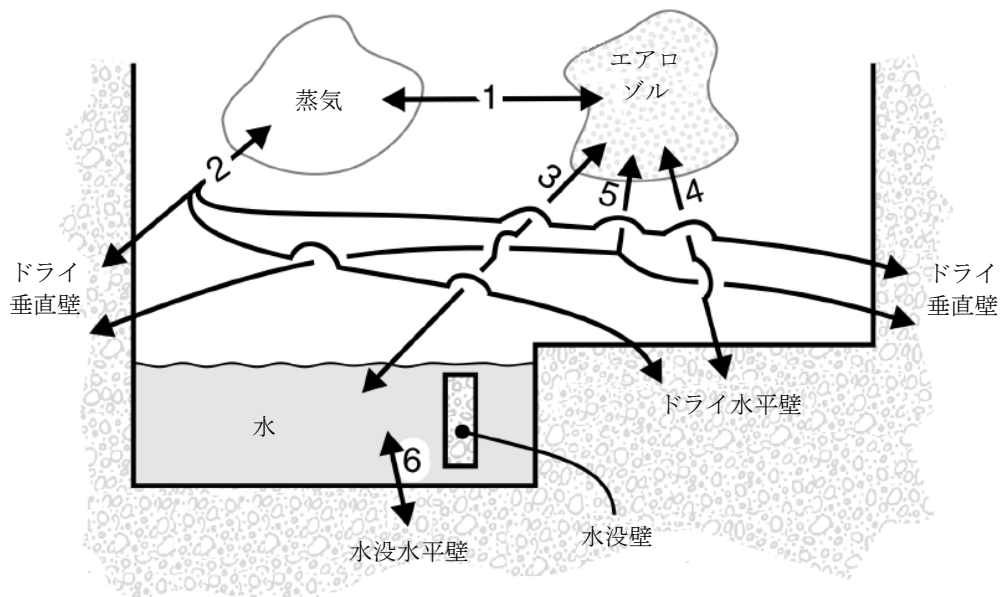
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-13 溶融炉心の伝熱の概念



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-14 溶融プールの相変化の概念



FP 輸送パス：

1. 蒸気-エアロゾル (蒸発/凝縮)
2. 蒸気-ドライ壁 (蒸発/凝縮)
3. エアロゾル-水 (拡散泳動, 重力沈降, 熱泳動)
4. エアロゾル-ドライ水平壁 (重力沈降, 熱泳動)
5. エアロゾル-ドライ垂直壁 (慣性衝突, 熱泳動)
6. 水-水没水平壁 (溶解/沈着)

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-15 格納容器内 FP 遷移モデル

3.4 ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

炉心モデルは、**R-Z** の 2 次元モデルであり、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定している。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、解析の安定性のため、各分割要素が断面積（体積）の差があまり大きくならないよう考慮している。軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上としている。

原子炉压力容器のノードは、蒸気ドーム、スタンドパイプと気水分離器、上部プレナム、ダウンカマ、下部プレナム等の原子炉压力容器の構成要素ごとに分割された、コードプリセットの分割を用いている。

原子炉格納容器は、壁などの物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせでモデル化し、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。

ノード分割の考え方は、**BWR** プラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1 MAAP コードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	<p>径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルである。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が断面積（体積）の差があまり大きくならないように設定することが推奨されている。</p>
原子炉圧力容器	<p>蒸気ドーム、スタンドパイプと気水分離器、上部プレナム、ダウンカム、下部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとにノード分割される（コードのプリセット）。このノード分割は、国内外の典型的なBWRプラントの原子炉圧力容器を模擬したもので、コード内に設定されたプリセットのものとなっており、各炉型に対して適用性を有する。</p>
原子炉格納容器	<p>壁などの物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ、標準的には、格納容器内部を格納容器下部（下部ドライウェル、ペDESTAL）、ドライウェル、ベント管、ウェットウェルに分割される。</p> <p>このノード分割は、同じ特徴を有する空間を集約することを基本として、壁や床によって囲われた領域をノード（区画）として設定し、同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため、緩やか又は長期的な応答を模擬することができ、各ノード間の接続条件を適切に与えることによって、格納容器の型式によらず適用性を有する。</p>

3.5 入出力

MAAP コードへの入力情報は、別紙1に示すとおりである。

主要な入出力は、図 3.5-1 に示すとおりであり、入力は、

- ① 燃料質量，被覆管質量等
- ② 核分裂生成物質量等
- ③ 原子炉压力容器圧力・温度，格納容器圧力・温度等の初期条件
- ④ 原子炉压力容器内の形状等
- ⑤ 工学的安全設備，格納容器スプレイの特性等
- ⑥ 格納容器内の区画形状，格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 格納容器内のヒートシンクの材質・形状等
- ⑧ 起因事象，緩和設備等の情報等

を与え，これらに基づきプラント全体の過渡解析を実施し，以下の出力を得る。

- ① 原子炉压力容器圧力
- ② 原子炉压力容器水位
- ③ 格納容器内圧力
- ④ 格納容器雰囲気温度
- ⑤ 格納容器内水素濃度
- ⑥ 格納容器内水量
- ⑦ コンクリート侵食深さ等

なお，上に示した入力情報のうち，核分裂生成物質量については核種生成崩壊計算コードにより求められたデータを初期値として用いる。この値は，炉心内蔵量を保守的に与えるため，1 サイクル 13 ヶ月(395 日)に余裕をみて 1 サイクル 1 万時間(416 日)の燃焼期間を仮定し、平衡炉心の燃料装荷体数の割合に基づいた条件で評価されたものである。

これらの入力作成の流れを図 3.5-2 に示す。

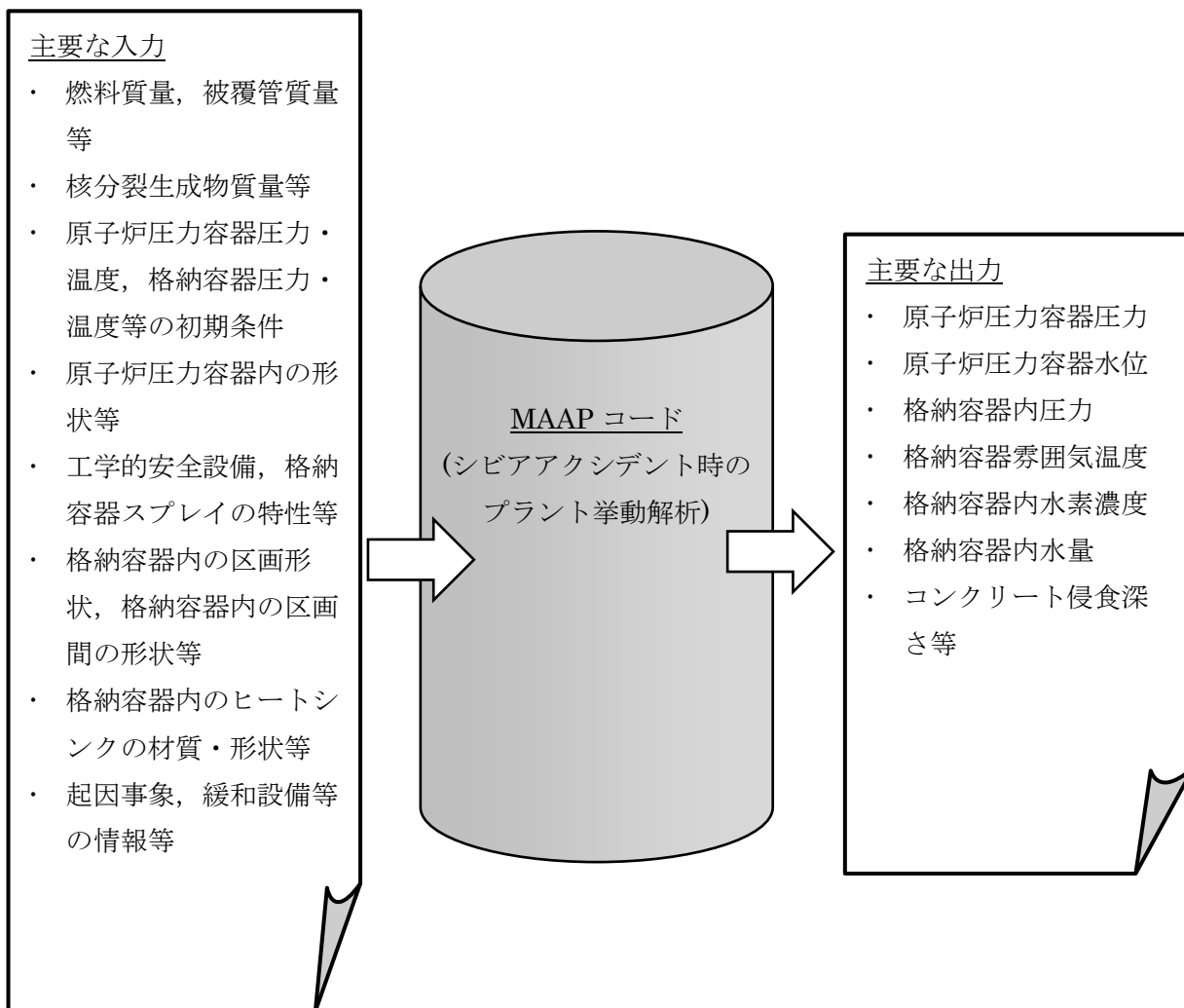


図 3.5-1 MAAP の入出力

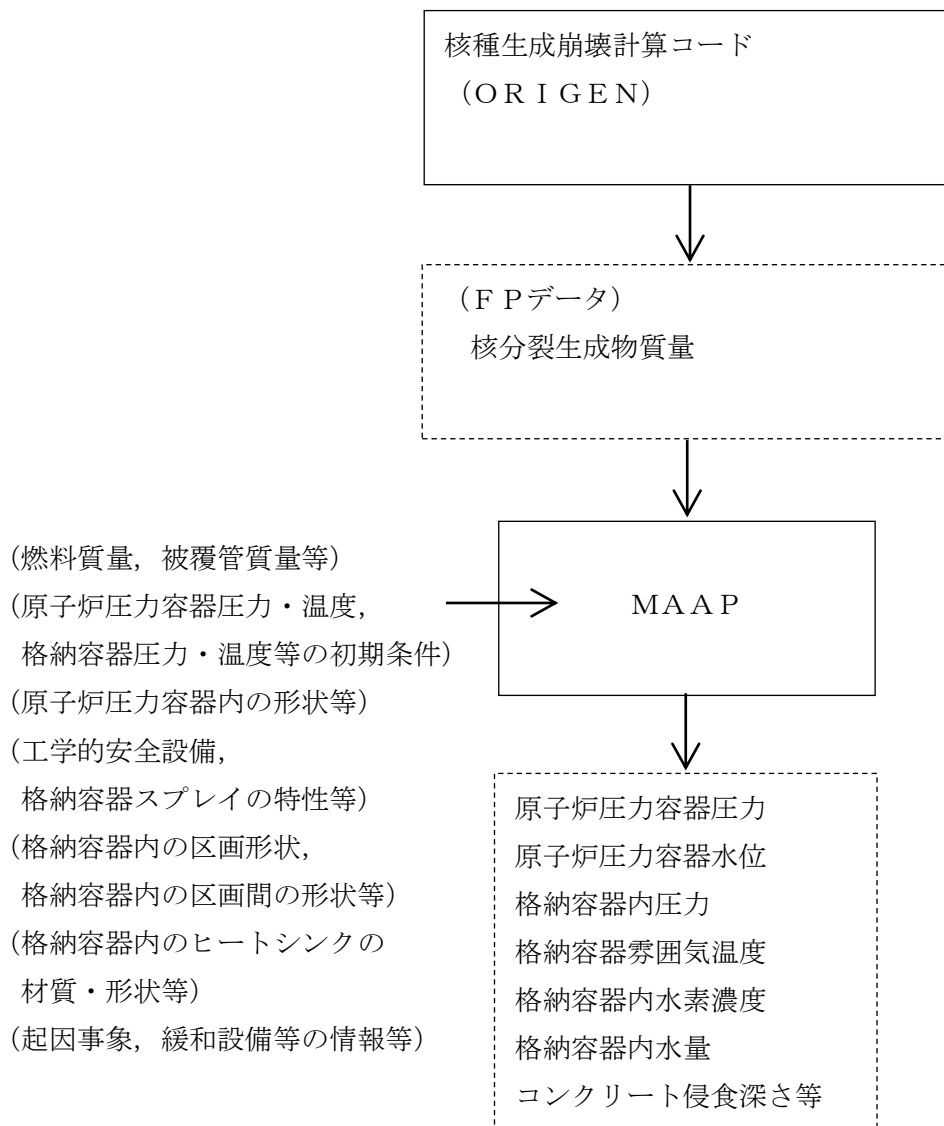


図 3.5-2 前処理コードによる MAAP 入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3 において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。各重要現象の妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが、機器や設備の性能に基づいて物理現象の特性を与えているため、妥当性確認が不要となるものがある。

2章では「原子炉压力容器破損後の高压溶融物放出」及び「格納容器雰囲気直接加熱」を重要現象として抽出していないものの、その発生を防止するという観点からは、事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なことから、添付1において不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

また、「原子炉压力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI)」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)」については、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、不確かさが大きい現象であると言えることから、添付2及び添付3において、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

4.1.1 崩壊熱 [炉心 (核)]

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高いモデルと現実的な条件を用いて評価された最確値をもとに、事象発生後の原子炉出力変化として計算される。このため、MAAPコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化, 気液分離 (水位変化)・対向流 [炉心 (熱流動)]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離 (水位変化)・対向流」については、原子炉压力容器内水位に関係する現象である。MAAPコードの炉心水位 (二相水位) は、3.3.2(4)で述べたモデルによって計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から二相水位が計算され、炉心水位と合わせて原子炉压力容器内水位として計算される。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては、対象とする原子炉水位といった原子炉压力容器内挙動は SAFER コードによって評価されており、MAAPコードは格納容器内挙動の評価のみに用いられているが、格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては、MAAPコードによって、原子炉压力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため、原子炉水位について SAFER コードと比較を行い、不確かさを確認する (4.3.1 参照)。

4.1.3 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔圧力容器〕

原子炉圧力容器と格納容器との間の流れとなる、LOCA 破断口からの臨界流による流量については、3.3.3(3)で述べたとおり、保守的なモデルを用いている。逃がし安全弁からの流量については、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づいて流量が計算される。差圧流については一般的なモデルが用いられていることから解析モデルとしての不確かさは小さく、MAAP コードにおける「冷却材放出（臨界流・差圧流）」の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.4 格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、気液界面の熱伝達、格納容器ベント〔格納容器〕

「格納容器各領域間の流動」、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」、「気液界面の熱伝達」は、HDR実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。あわせて、「格納容器各領域間の流動」、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」は、CSTF実験に対するベンチマーク解析によって妥当性の確認を行う。「格納容器ベント」に関しては、3.3.4(2)で述べたとおり、「格納容器各領域間の流動」と同様の計算方法が用いられており、「格納容器各領域間の流動」の妥当性の確認に含まれる。なお、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」に関しては、直接的なデータが得られていないため、格納容器圧力や温度の過渡挙動を模擬した実験との比較から、所定の入熱があった場合の構造材への熱伝達及び内部熱伝導による放熱計算に関する考察を行うものとする（4.2.3及び4.2.4参照）。

4.1.5 ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）〔圧力容器〕、スプレイ冷却、サプレッション・プール冷却〔格納容器〕

ECCS及びスプレイ注入特性は、設計値に基づいて、作動圧力及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えている。スプレイによる格納容器気相部の冷却に関しては、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより、スプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレイの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり、伝熱モデルの不確かさによる結果への影響は無いと考えられる。よって、「ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）」、「スプレイ冷却」の妥当性確認は不要であると考えられる。「サプレッション・プール冷却」においても、設計値に基づいて、ポンプ流量及び除熱量を入力値として与えており、妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.6 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)] , 放射線水分解等による水素・酸素発生 [格納容器] [圧力容器(炉心損傷後)]

炉心内の金属-水反応による水素発生量は、TMI事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。水の放射線分解による水素及び酸素の発生量は、コード内にモデルを備えていないため、崩壊熱を用いた評価としており、妥当性確認は不要である。

4.1.7 炉心ヒートアップ (燃料棒内温度変化, 燃料棒表面熱伝達, 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]) , リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

MAAP コードの炉心ヒートアップモデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析及び CORA 実験に対するベンチマーク解析により、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心伝熱モデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI 事故では炉心ヒートアップ (燃料棒内温度変化, 燃料棒表面熱伝達, 燃料被覆管酸化, 燃料被覆管変形), 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達を直接示す測定値は無いものの、それらの挙動が間接的に影響する 1 次系及び 2 次系の挙動や、事故後の調査研究で各時刻の熔融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる (4.2.1 参照)。

TMI 事故は原子炉容器破損前に事象終息していること、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさが大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う (4.3.2, 4.3.3, 4.3.5 参照)。

4.1.8 原子炉圧力容器破損 [圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損挙動を熔融炉心挙動と合わせて実験した例は無いため、実験解析により直接的に妥当性評価を行うことは出来ない。以下のように、MAAPコードの原子炉圧力容器破損モデルはTMI事故の知見に基づき開発されており、妥当性評価は不要と考えられる。

TMI事故では、熔融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉圧力容器と熔融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉圧力容器壁を冷却できたと推定されている。MAAPではTMI事故の調査研究や熔融炉心から原子炉圧力容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて、原子炉圧力容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉圧力容器の破損形態として、原子炉圧力容器のクリープ破損及び制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損等が考慮されている。原子炉圧力容器破損

モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるLarson-Millerパラメータ手法に基づくものであり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う。(4.3.6参照)

4.1.9 原子炉压力容器内FP挙動 [压力容器(炉心損傷後)], 原子炉格納容器内FP挙動 [格納容器(炉心損傷後)]

炉心からのFP放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、MAAPではその知見に基づくFP放出モデルが採用されている。燃料から原子炉压力容器及び原子炉压力容器から原子炉格納容器へ放出されるFP挙動についてPHEBUS-FP実験のベンチマーク解析によって妥当性を確認する(4.2.7参照)。また、格納容器内に放出されたエアロゾル挙動についてABCOVE実験のベンチマークによって妥当性を確認する(4.2.8参照)。

4.1.10 原子炉压力容器内FCI (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [压力容器(炉心損傷後)]

熔融炉心の細粒化及び粒子状デブリから水への熱伝達については、熔融物の粘性や冷却材条件に違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見をもとにMAAPのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。また、原子炉压力容器内FCIにより生じる圧力スパイクについては、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

ただし、高圧熔融物放出を防止する観点から、原子炉压力容器内FCIによる原子炉圧力上昇は原子炉压力容器破損とあいまって、有効性の確認に影響するものと考えられることから、原子炉压力容器内FCIに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を添付2にまとめており、概要を4.3.4に示す。

4.1.11 原子炉压力容器外FCI (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [格納容器(炉心損傷後)]

原子炉压力容器外FCIに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付2にまとめており、概要を4.3.7に示す。

4.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生
[格納容器(炉心損傷後)]

「格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり」，「溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱」，「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」を含めたMCCIに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付3にまとめており，概要を4.3.8に示す。また，「溶融炉心とコンクリートの伝熱」，「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については，ACE実験及びSURC-4実験に対するベンチマーク解析によっても妥当性の確認を行う（4.2.5及び4.2.6参照）。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

物理現象	重要現象	妥当性確認方法										
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他*	
炉心(核)	崩壊熱	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.1
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	☒ 4.2-1 ☒ 4.2-2 ☒ 4.2-4	☒ 4.2-9 ~ ☒ 4.2-16	—	—	—	—	—	—	4.3.2	—	
	燃料棒表面熱伝達			—	—	—	—	—	—			
	燃料被覆管変形			—	—	—	—	—	—			
	燃料被覆管酸化			—	—	—	—	—	—			
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.1	—	
	気液分離（水位変化）・対向流	—	—	—	—	—	—	—	—		—	
原子炉 圧力 容器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.3	
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	
原子炉	格納容器各領域間の流動	—	—	☒ 4.2-19 ☒ 4.2-26 ☒ 4.2-27	☒ 4.2-31	—	—	—	—	—	—	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	—	—		☒ 4.2-32	—	—	—	—	—	—	
	気液界面の熱伝達	—	—		☒ 4.2-33	—	—	—	—	—	—	
格納 容器	スプレイ冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	
	放射線水分解等による水素・酸素発生	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.6	
	格納容器ベント	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.4	
	サプレッション・プール冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

物理現象	重要現象	妥当性確認方法									
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他*
原子炉 圧力 容器 (炉心 損傷後)	リロケーション	図 4.2-2	—	—	—	—	—	—	—	4.3.3	—
	構造材との熱伝達	図 4.2-4	—	—	—	—	—	—	—		—
	原子炉圧力容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.4	—
	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-3	—	—	—	—	—	—	—	4.3.5	—
	原子炉圧力容器破損	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—
	放射線水分解等による水素・酸素発生	図 4.2-1	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.6
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	図 4.2-53 図 4.2-54	—	—	—
原子炉格納容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	図 4.2-58		—	—	
原子炉 格納 容器 (炉心 損傷後)	原子炉格納容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.7	—
	原子炉格納容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	原子炉格納容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.8	—
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	—	—	—	—	—	図 4.2-36 図 4.2-37 図 4.2-38	—	—		—
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	—	—	—	—	—		図 4.2-40	—		—

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

4.2.1 TMI 事故解析

(1) 事故の概要

TMI 事故は、大きく 4 つのフェーズに分けることができる^[10]。フェーズ 1 は、事故発生から全ての 1 次冷却材ポンプが停止するまでの過程であり、事故発生 0～100 分後に相当する。フェーズ 2 は、全ての 1 次冷却材ポンプが停止し、その後最初の 1 次冷却材ポンプ 2B が起動するまでの過程であり、事故発生 100～174 分後に相当する。このフェーズでは、1 次冷却材のボイルオフによって、炉心露出、ヒートアップ、さらには炉心損傷が生じた。フェーズ 3 は、1 次冷却材ポンプ 2B の起動から、高圧注入系が作動するまでの過程であり、事故発生 174～200 分後に相当する。1 次冷却材ポンプ 2B の起動によって炉心は一時的に冷却されるが、その後ヒートアップ及び炉心損傷は継続したと考えられる。フェーズ 4 は、高圧注入系が作動した事故発生 200 分後以降であり、炉心が再冠水するとともに熔融炉心が下部プレナムに落下することで冷却可能形状に至ったと考えられる。

(2) 解析条件

解析では、TMI-2 のプラント形状、システム挙動及び初期状態を入力として与える。ノード分割については、炉心を R-Z 系の 2 次元でモデル化し、径方向には 4 分割、軸方向には 16 分割する。1 次系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。

境界条件としては、2 次系のデータとして蒸気発生器水位、高圧注入系からの注入流量に加え、運転員の操作に関する入力として加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに 1 次冷却材ポンプの運転の時刻を与える。

(3) 解析結果

水素発生量の解析結果を図 4.2-1 に示す。MAAP による解析では、水素発生が事故発生約 145 分後に開始し、事故発生約 185 分後まで急激に増加する。その後、水素発生は事故発生約 230 分後まで継続し、この間に発生する水素量は合計で約 510kg（約 1,125lb）である。

事故発生約 220 分後における炉心状態の解析結果を図 4.2-2 に示す。炉心の外周部は下から 8 番目のノードにおいて固体クラストが形成され、この 6 分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し、熔融炉心が下部プレナムへ流出する。解析では下部プレナムに流出した熔融炉心は約 25,000kg である。

原子炉容器壁温の解析結果を図 4.2-3 に示す。熔融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した熔融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に約 1,200°C（約 2,200° F）まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形すること

で溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

a) 燃料被覆管酸化，放射線水分解等による水素・酸素発生

TMI事故の分析では、約139分で水素の発生が開始し、ジルコニウム-水反応による水素発生率が約175分の時点で最大となった。約203分で炉心が冠水した以降は再露出することは無いが、クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており、約224分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素が発生したと分析されている。全水素発生量は499～544kg (1,100～1,200lb)であったと分析されている。TMI事故の分析とMAAPコード解析の水素挙動の比較を表4.2-1に示す。

このように、MAAPによる解析で得られた水素発生期間及び水素発生量は、ともにTMI事故の分析結果と良く一致している。したがって、MAAPは放射線水分解等による水素・酸素発生及び燃料被覆管酸化に関して適切なモデルを有していると判断できる。なお、酸素生成については、MAAPによる解析において直接的に考慮されないが、格納容器の水素・酸素濃度を評価するにあたっては、MAAPによる事象進展解析に加えて、格納容器の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する酸素を適切に考慮している。

b) 燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構造物材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

TMI事故の分析より得られた事故発生約220分後の炉心状態を図4.2-4に示す。図4.2-2に示したMAAPによる解析結果と比較すると、軸方向位置に若干の相違はあるものの、炉心上部の空隙、デブリベッド、クラスト、溶融プール及び非破損領域の状態は良く一致している。

TMI事故で観察された下部プレナムへ流出した溶融炉心は、約19,000kgであり、MAAPによる解析結果と比較すると、MAAPの解析結果（約25,000kg）はやや多めの評価となっているが同等である。

また、原子炉容器壁温について考察すると、TMI-2 vessel inspection project^[11]の分析では、炉心出口温度の急上昇による警報発信及び中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から、事故発生約224分後に溶融炉心の下部プレナムへの流入が開始し、ECCSによる注入水等で約20分以内に冷却されたとされている。図4.2-3に示したMAAPによる原子炉容器壁温の解析結果は、事故発生約224分後で急上昇

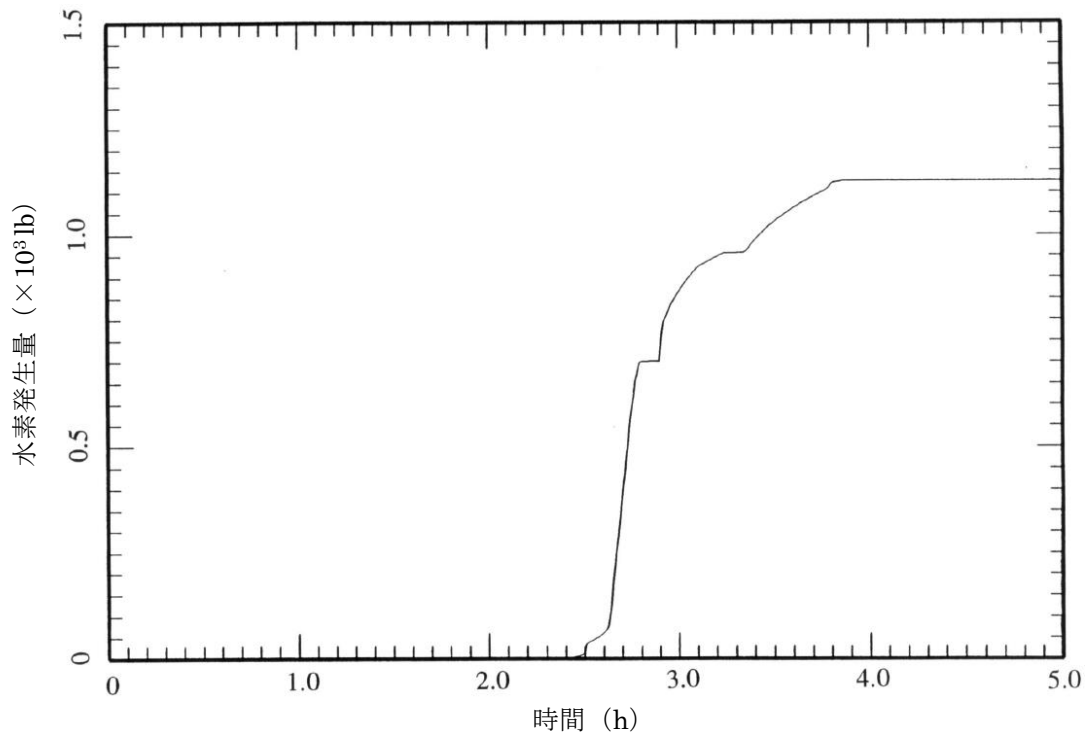
し、事故発生約240分後に低下することから、TMI事故の分析結果と一致している。また、原子炉容器壁温の最大値は、ステンレス鋼の融点（約1,350℃）より低い約1,200℃であり、原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合している。

このように、MAAPによる解析で得られた炉心状態及び原子炉容器壁温は、TMI事故の分析結果との比較から、妥当であると考えられる。したがって、MAAPは炉心ヒートアップに関連する燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-1 水素挙動の比較

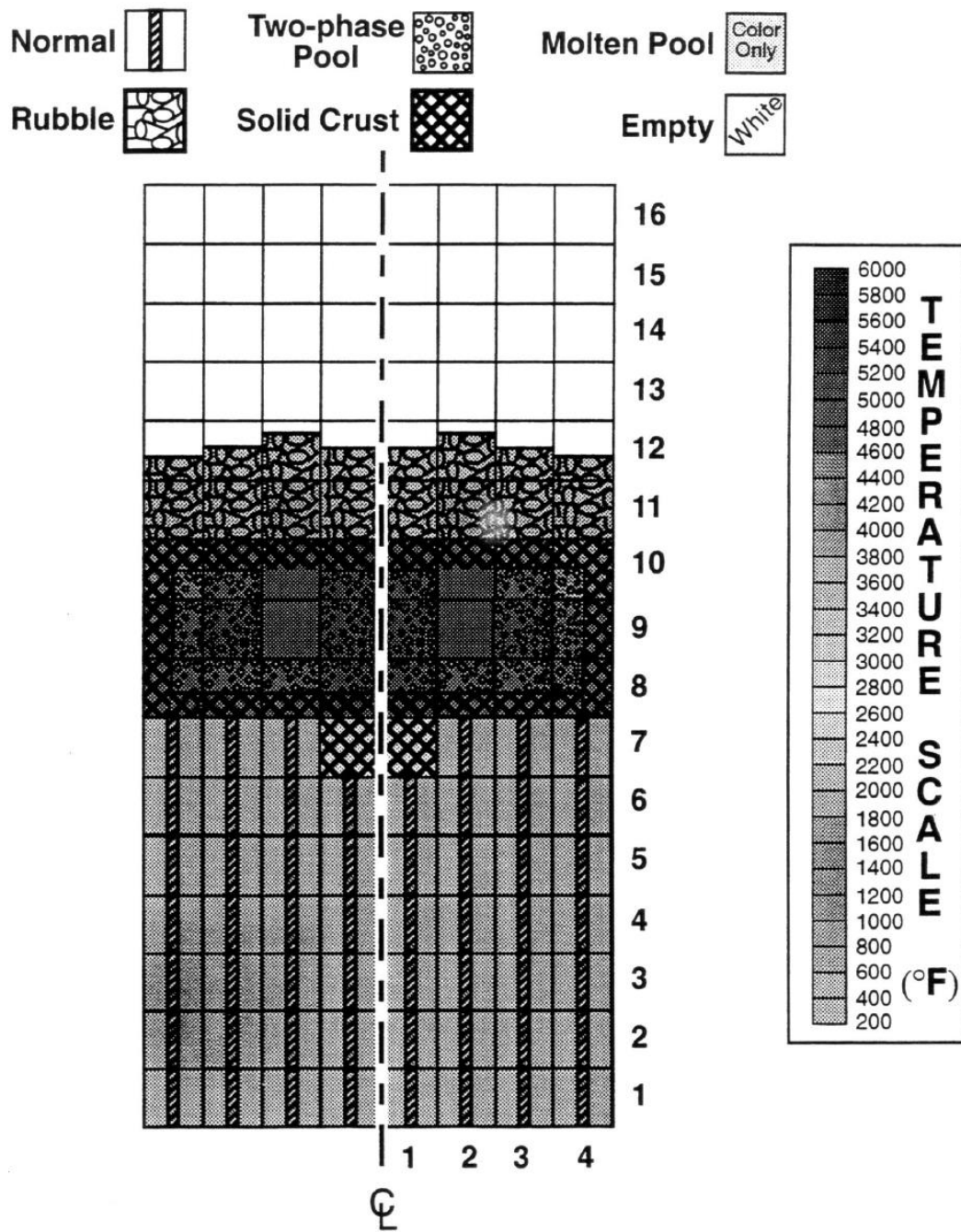
水素挙動の比較項目	TMI 事故の分析	MAAP コード解析
水素発生開始時刻	139 分	145 分
水素発生期間	139～224*分	145～230 分
全水素発生量	1,100～1,200lb. 499～544kg	1,125lb. 510kg

※ 推定時間。224 分まで溶融固化領域は温度上昇しているため。



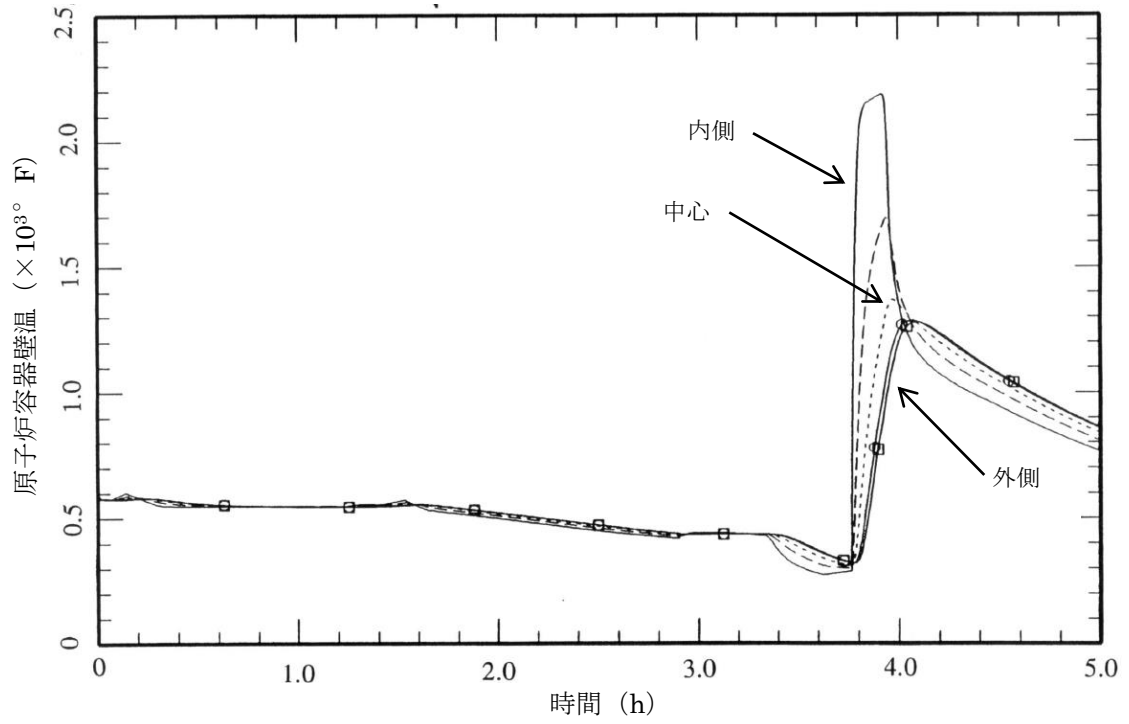
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-1 TMI 事故の解析結果 (水素発生量)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-2 TMI 事故の解析結果（事故発生約 220 分後の炉心状態）



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-3 TMI 事故の解析結果 (原子炉容器壁温)

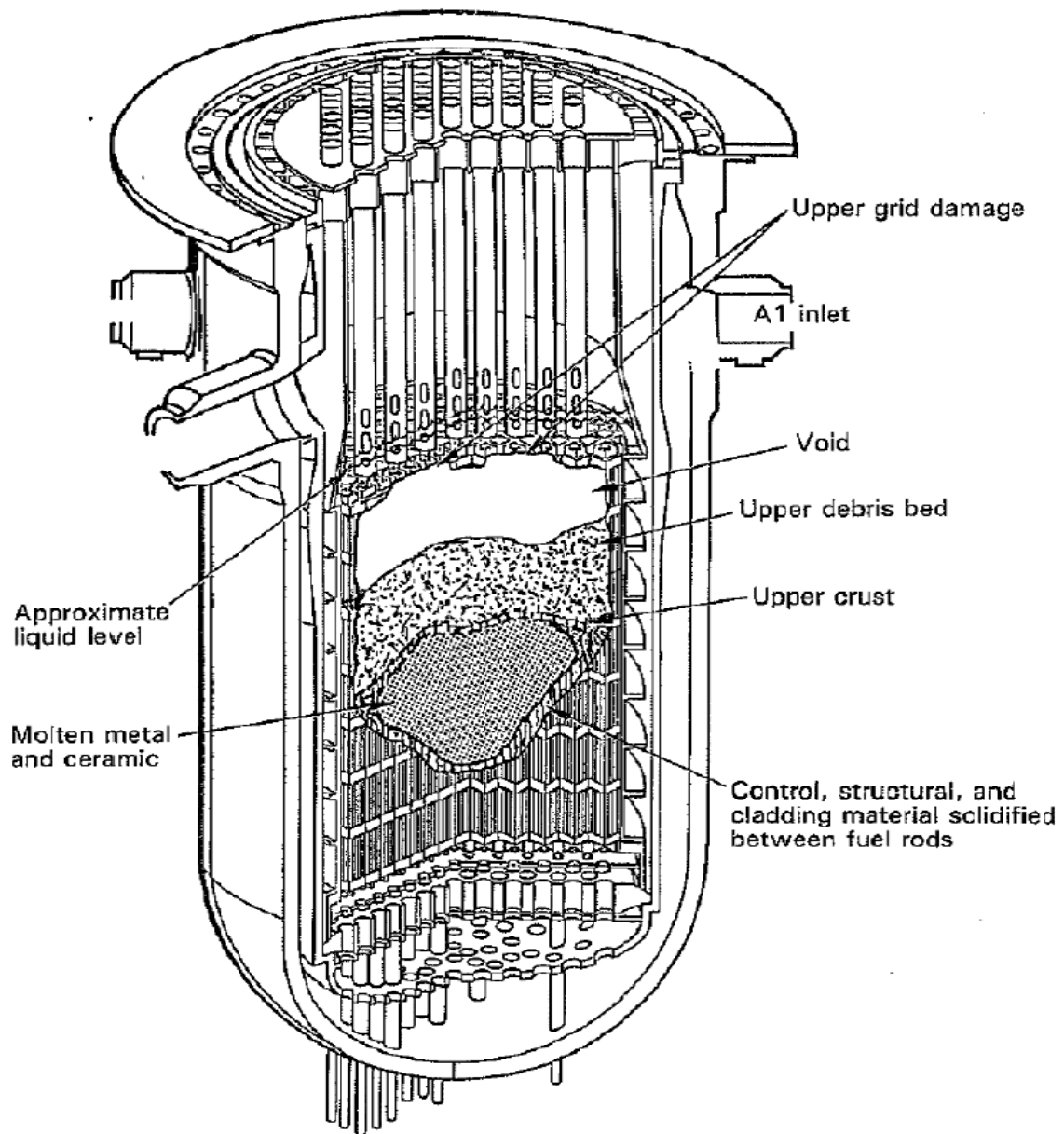


図 4.2-4 TMI 事故の炉心溶融状況の分析結果（事故発生約 220 分後）^[12]

4.2.2 CORA 実験解析

(1) 実験の概要

CORA 実験^[3]は、シビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・熔融進展を把握するために、国際的な協力の枠組みの中で、独カールスルーエ研究センター(KIT, 旧 FZK)にて実施された。

図 4.2-5 に CORA 実験装置の概要を示す。CORA 実験では、軽水炉の燃料バンドルを模擬し、燃料をヒーターによって電気加熱し、水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することによって、燃料の熔融進展挙動を模擬することができる。CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 では、BWR の燃料集合体を模擬した試験が行われており、バンドルの材質と主要な形状を表 4.2-2 に示す。CORA-16 実験は、燃料、燃料被覆管、制御棒(B₄C)及びチャンネルボックスを配置し、BWR の炉心を模擬している。CORA-17 実験は、CORA-16 実験をベースケースとしてクエンチさせたケース、CORA-18 実験は、バンドルサイズを大きくしたケースである。

(2) 解析条件

CORA 実験装置に対応するベンチマーク解析のノード分割を図 4.2-6 に示す。炉心は、燃料、燃料被覆管、チャンネルボックス、制御棒及び流体(アルゴン、水蒸気及び水素)によって構成される。炉心は 2 つの径方向リングに分割され、各々のリングは軸方向に分割され、下から下部非燃料域、10 ノードの燃料有効部及び 2 ノードの上部非燃料域となっている。ノード間においては、軸方向の熱伝導、対流、リロケーション及び輻射が考慮され、最外周のリングでは、シュラウドへの輻射が考慮される。燃料バンドルの底部からアルゴンと水蒸気の混合ガスを注入し、燃料バンドルがヒートアップによって、燃料棒が急速に酸化し 2,100K から 2,300K になるまで、燃料棒ヒーターへの出力を直線的に増加させる。

(3) 解析結果

CORA 実験のケース CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

CORA-16 実験

CORA-16 実験のバンドルの配置を図 4.2-7 に示す。この実験は制御棒中の B₄C とステンレス及び制御棒のステンレスとチャンネルボックスの Zr の反応を確認する目的で実施された。バンドル中には 12 本の加熱燃料棒及び 6 本の非加熱燃料棒、ステンレス中の B₄C 及び燃料棒を取り囲むチャンネルボックスで構成される。

図 4.2-9 から図 4.2-12 に燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。

燃料被覆管の温度は、約 1,800K における Zr の酸化によって 1,100 秒付近において急上昇する。加熱が停止されるまでの間、測定値に比べて、800K 程度高い解析結果となっているが、測定温度が低くなっている理由として、短い予熱時間や測定誤差による可能性が考えられる。加熱燃料棒、非加熱燃料棒共に同様の傾向を示している。

近接する制御棒と反応しているチャンネルボックスの温度の比較は、概ね一致している。制御棒の温度は、1,100 秒付近において熔融し、リロケーションするまで、解析結果は高い値を示しているが、これは、比較的低温な上部プレナム構造物への輻射熱伝達と、のぞき窓を介した対流熱伝達が模擬されていないためであると考えられる。

CORA-17 実験

CORA-17 実験は、CORA-16 の実験条件と同様であるが、損傷炉心のクエンチの効果を確認する目的で実施された。実験開始後、2,000 秒から 2,125 秒まで、燃料棒をクエンチタンク内で水没させている。

図 4.2-13 に燃料被覆管の温度変化を示す。解析結果では、Zr の酸化反応によって温度は急上昇している。解析結果のピークは高温の U-Zr-O 共晶物が上方のノードからリロケーションしてきたことによる。1,500 秒から 1,800 秒において、解析結果は測定結果よりも高い温度を示しているが、この期間においては、上のノードからのリロケーションしてきた熔融物が熱電対に接触し、測定値に影響が出ているものと考えられる。なお、解析結果では、Zr は熔融し、バンドル底部にリロケーションしており、クエンチに付随した酸化による発熱は予測されていない。

CORA-18 実験

CORA-18 実験のバンドルの配置を図 4.2-8 に示す。バンドル中には 48 本の燃料棒が配置されており、この実験は炉心熔融の進展過程におけるバンドルサイズの影響を確認する目的で実施された。

図 4.2-14 から図 4.2-16 に燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示すが、全体的な温度挙動は、実験期間全体において測定値とよく一致している。なお、実験ではバンドルの加熱割合や冷却材の流量といった境界条件に違いがあったものの、バンドルサイズの影響は直接的には確認できなかった。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化については、図 4.2-9～図 4.2-16 に示すとおり、CORA-16 及び CORA-17 実験において、Zr の急激な酸化の開始

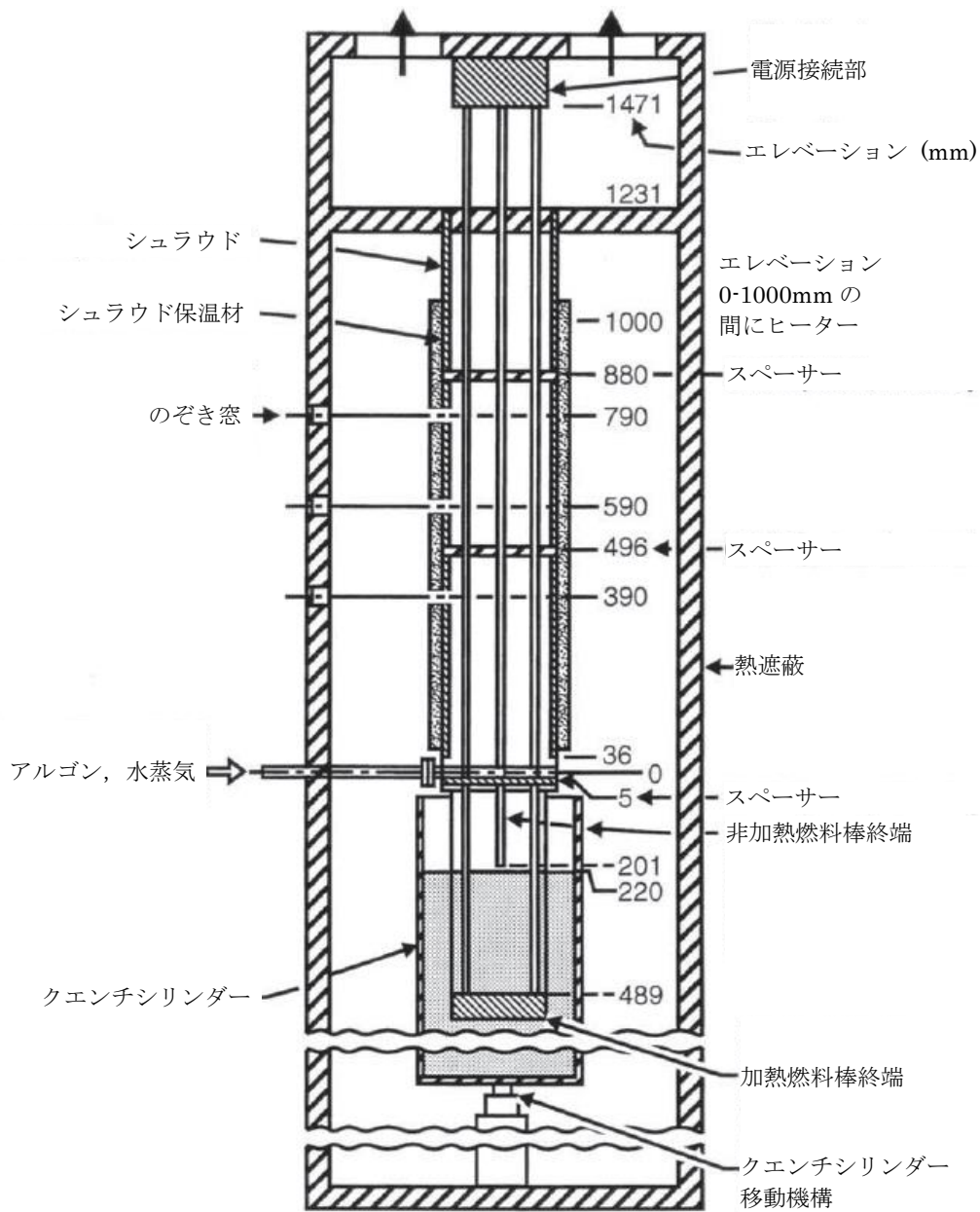
から加熱を停止するまでの間、温度を高く評価しているものの、実機の体系により近い CORA-18 実験においては、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAP による解析で得られた燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化は、CORA 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-2 試験バンドルの材質と主要な形状

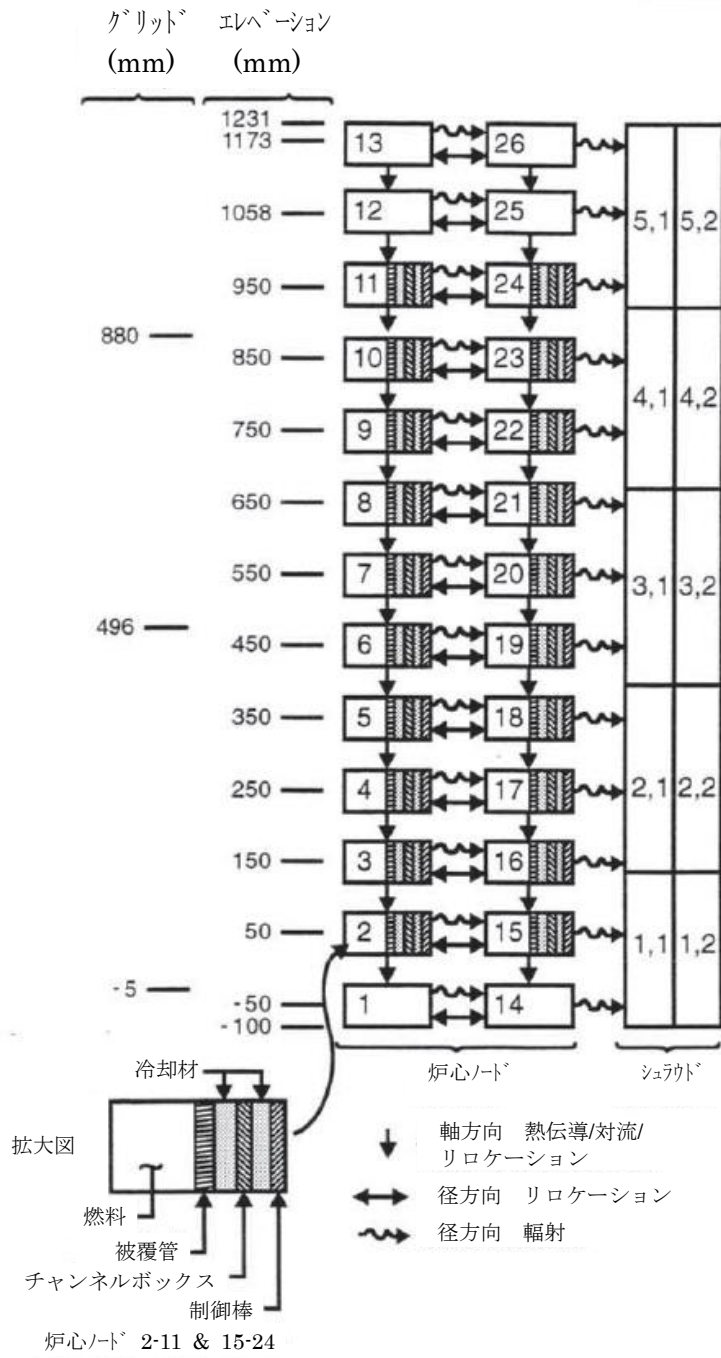
バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO ₂ 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO ₂ 質量	kg	3.50	5.38
制御棒 B ₄ C 質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m ²	0.423	0.599
バンドル流路面積	m ²	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル 1 燃料棒数	-	8	18
チャンネル 2 燃料棒数	-	10	30

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



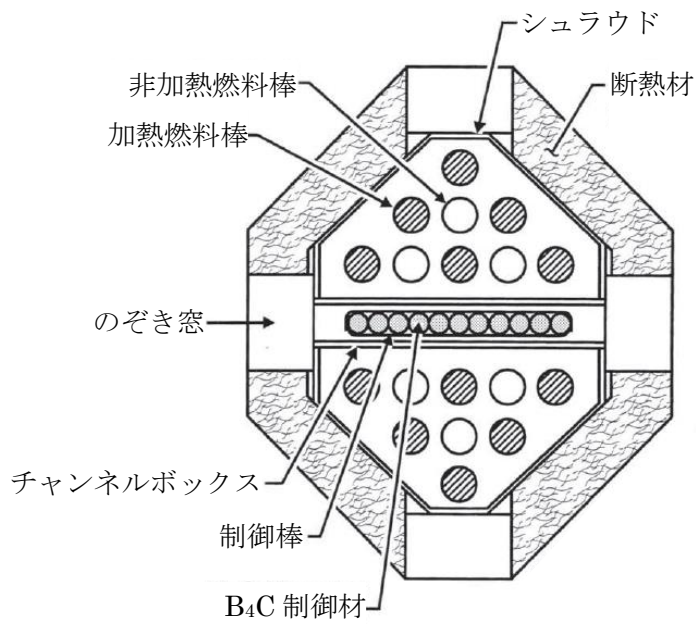
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 CORA 実験装置概要



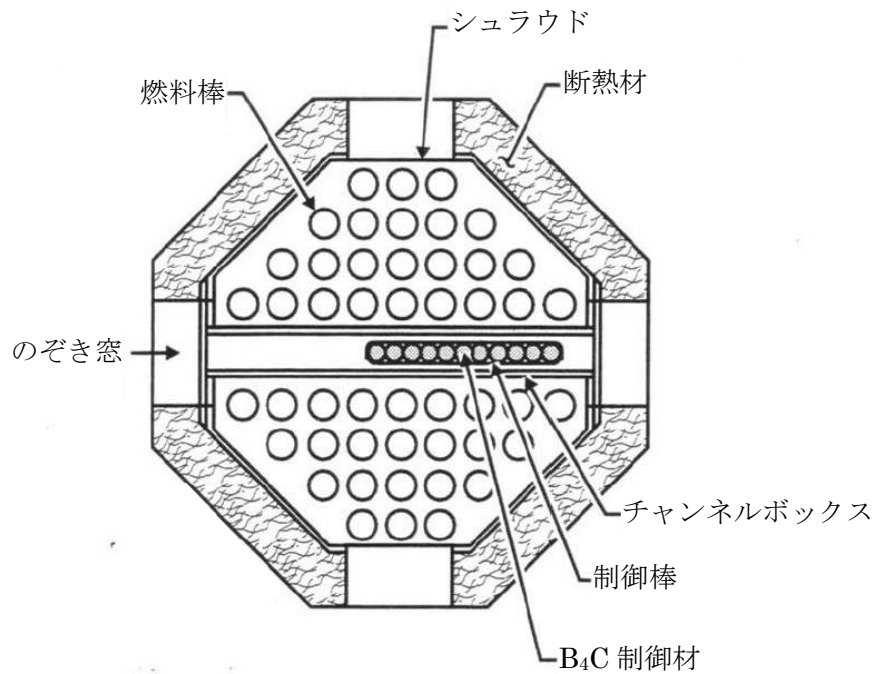
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-6 CORA 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



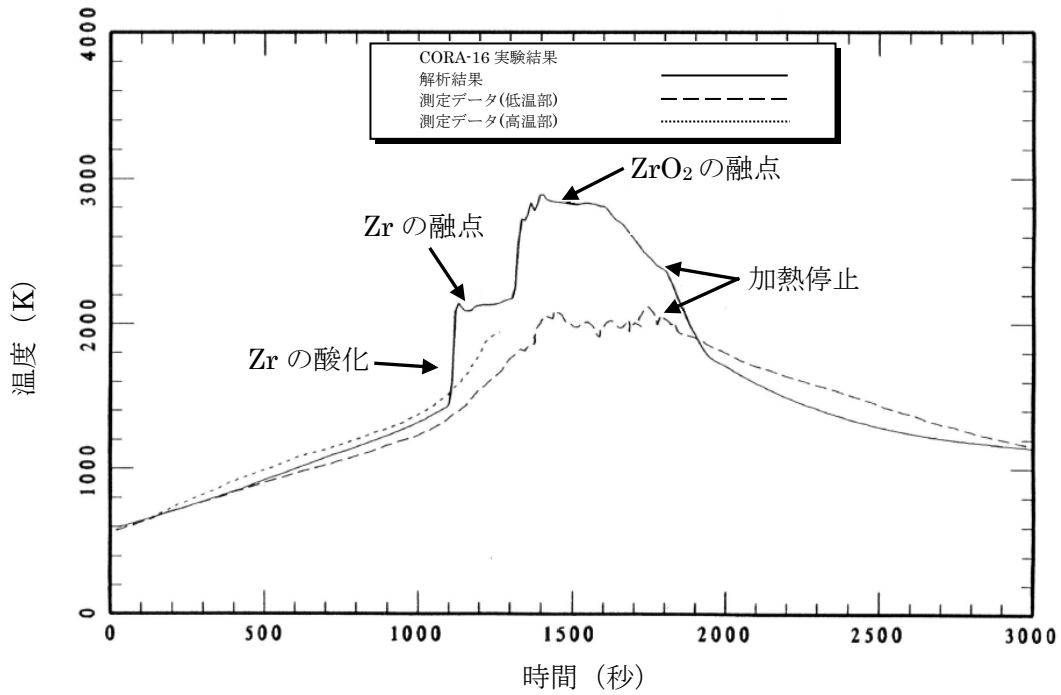
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-7 CORA-16 実験 試験バンドル形状



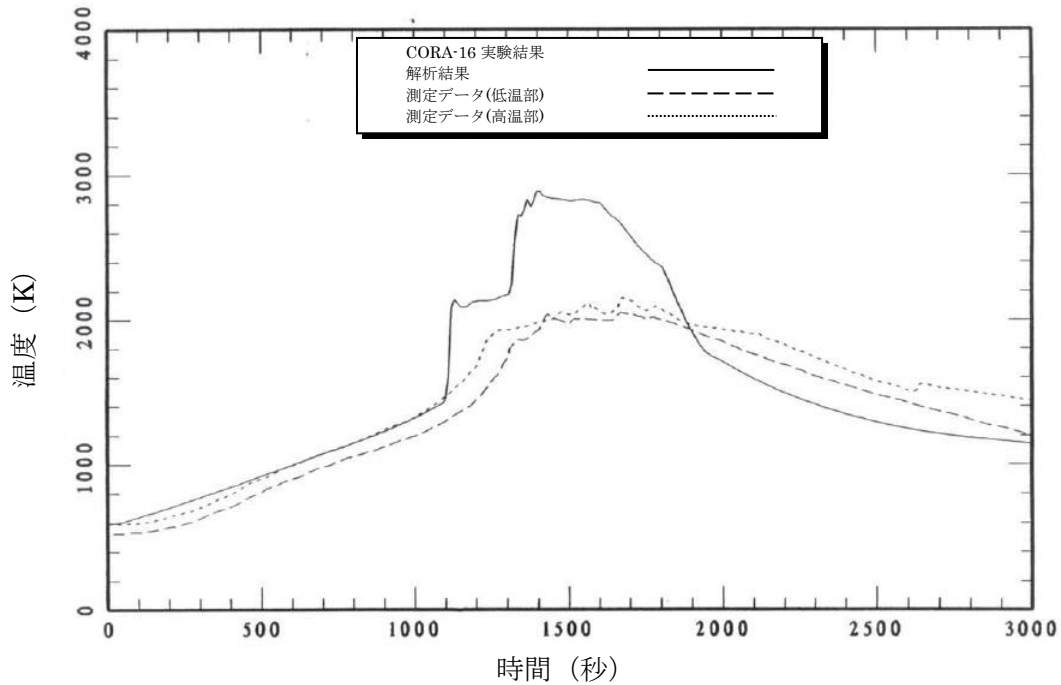
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-8 CORA-18 実験 試験バンドル形状



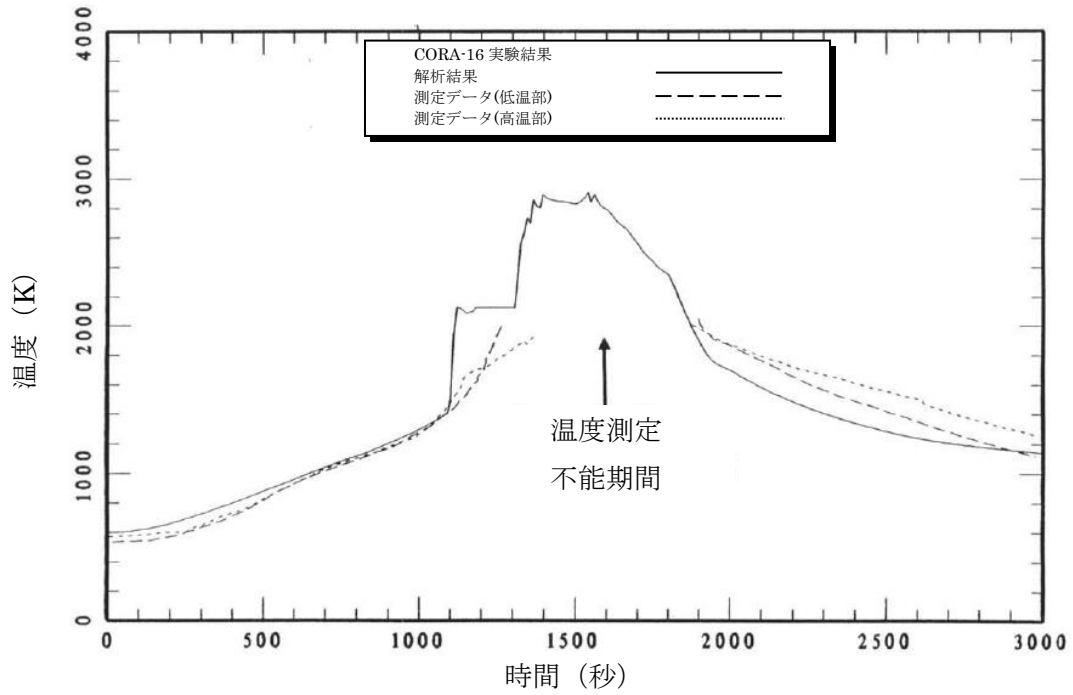
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-9 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化 (加熱燃料棒：エレベーション 550mm)



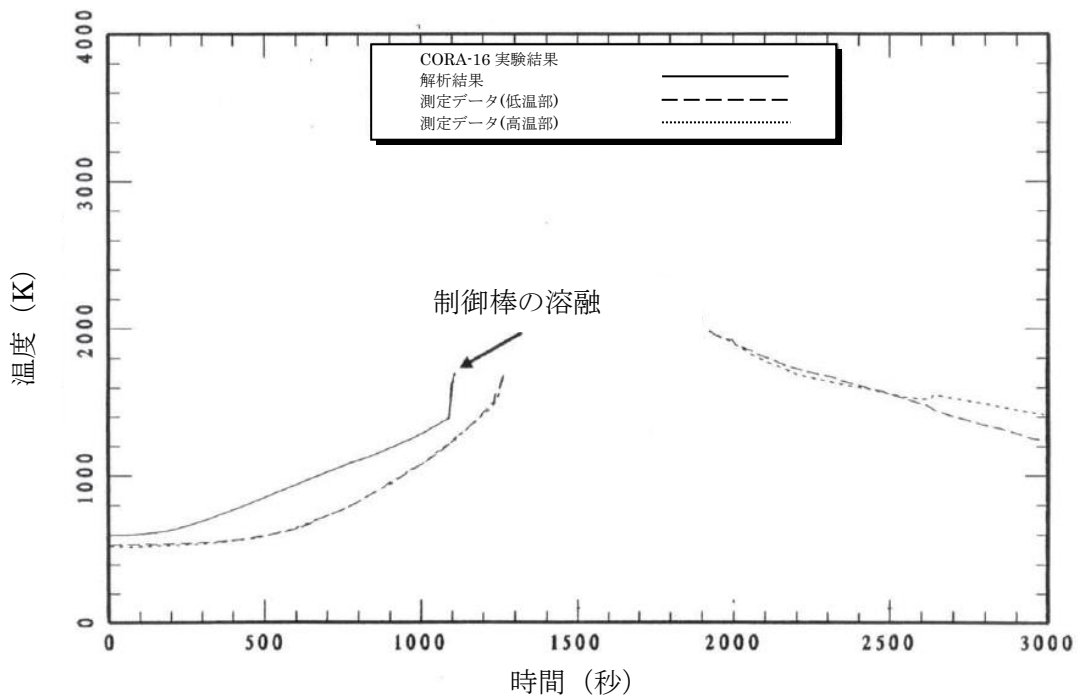
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-10 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化 (非加熱燃料棒：エレベーション 550mm)



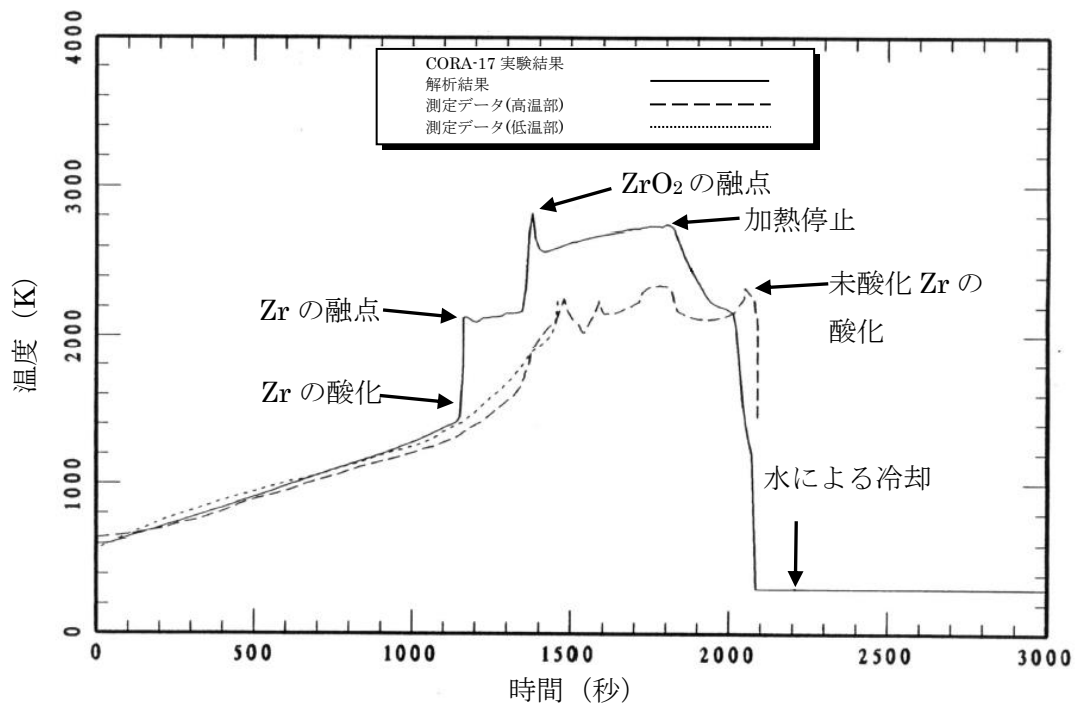
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-11 CORA-16 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



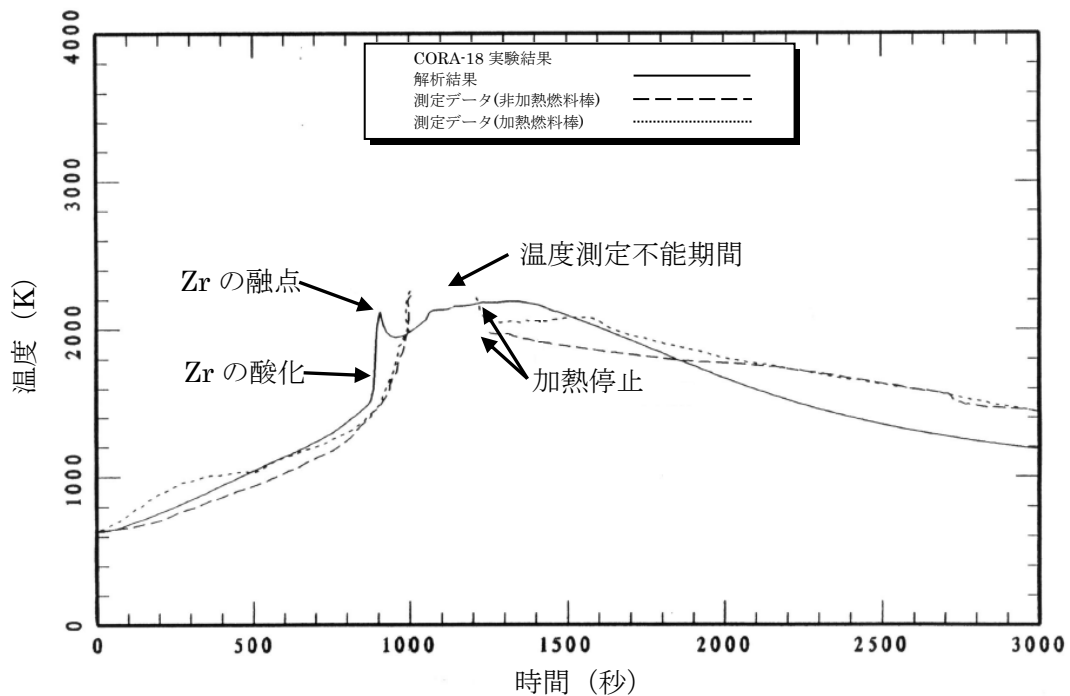
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-12 CORA-16 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)



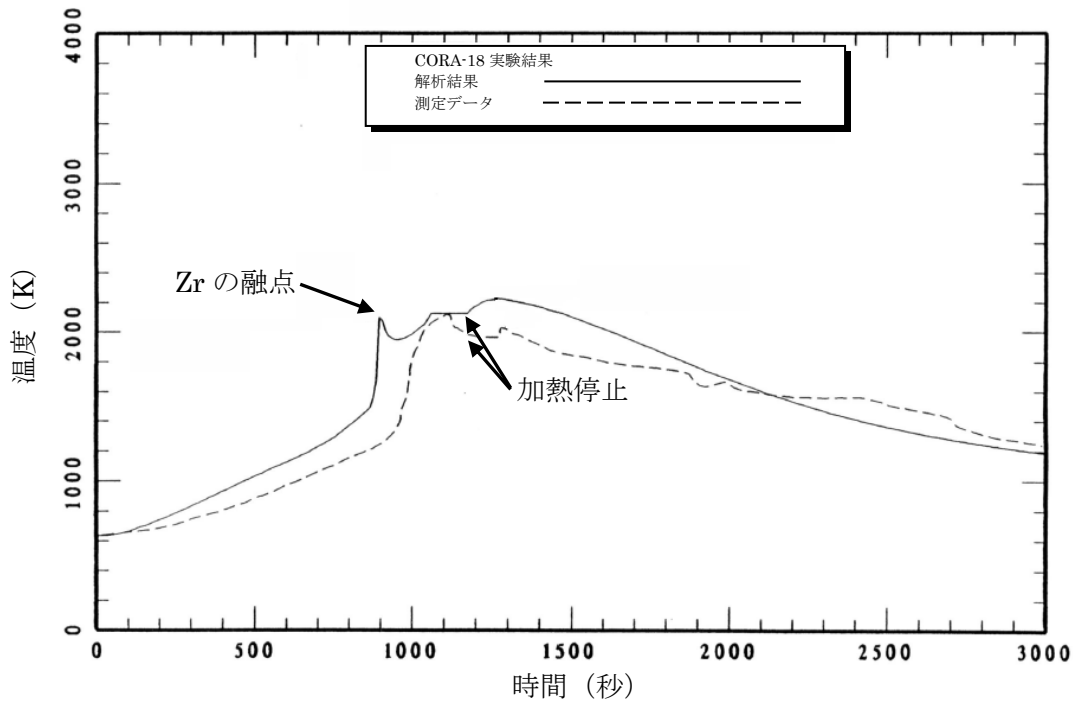
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-13 CORA-17 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)



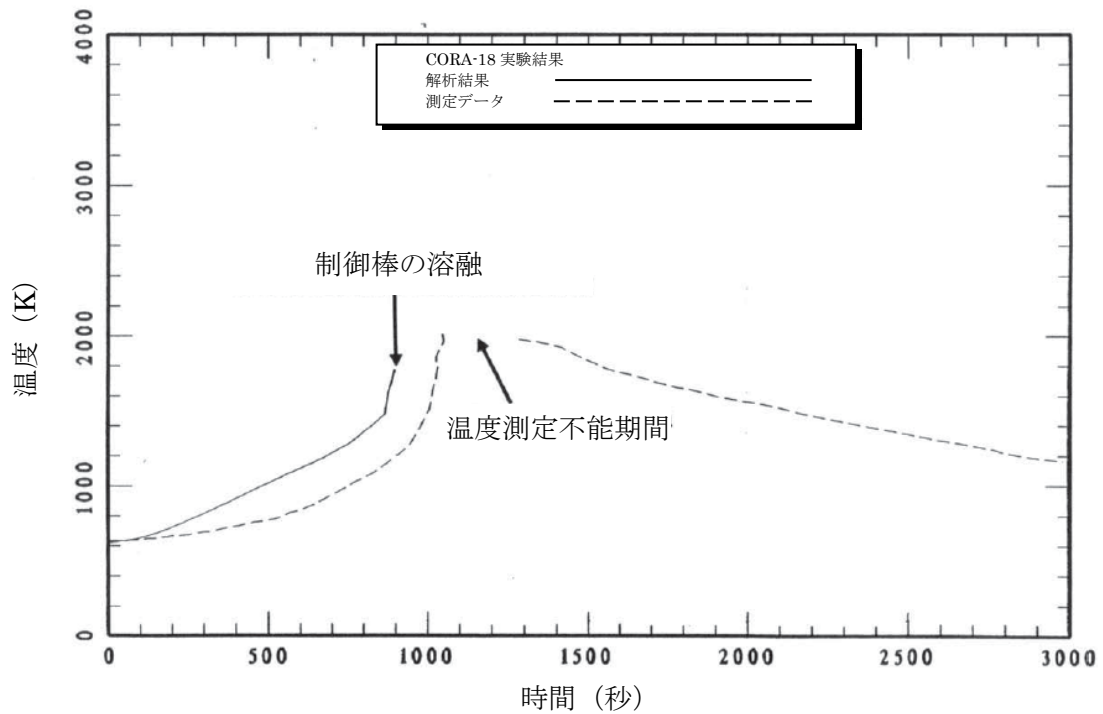
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-14 CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-15 CORA-18 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-16 CORA-18 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)

4.2.3 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{[14][15]}は、廃炉となったドイツの HDR で行われた実験であり、モデルの妥当性確認に利用できる大規模実験データが取得されている。代表的な実験ケースの一つである E11.2 実験では、小破断 LOCA による格納容器中への蒸気放出、それに続く水素及びヘリウムの放出並びに外部スプレイによる格納容器の冷却が模擬されている。

図 4.2-17 には HDR の格納容器の概略を示すが、格納容器は高さ 60m、直径 20m の円筒型である。また、比較的大きい自由空間を有するドーム部と、細かく区画化された空間を特徴としている。ドーム部の自由空間は、全自由体積 11,400 m³のうち 5,000 m³を占める。また、格納容器内には、多数の流路で繋がった約 70 の区画が存在するが、支配的な流路は格納容器下層からドームへ向かう 1 対の階段と設備シャフトと同定できる。また、格納容器圧力バウンダリは厚さ 17 mm のスチール・シェルであり、シェルとコンクリート外壁には約 0.6 m の間隙がある。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-18 に示すとおり、29 ノード及び 44 ジャンクションを設定しており、破断想定位置から近い区画は個別に、離れた区画はまとめてモデル化している。ドーム部は 2 ノードで、またシェルとコンクリート外壁の間隙は 3 ノードに分割している。

実験では、開始から約 750 分の間、23.5m 位置にある 1805 室に約 2.1kg/s（最後の約 1 時間は 1.1kg/s）の流量で水蒸気が注入される。水蒸気の注入終了の約 10 分前から、水素及びヘリウムの混合ガスが同じ位置に約 30 分間注入される。さらに、混合ガス注入後には、下方に位置する 1405 室に水蒸気が約 3 時間注入される。格納容器は約 15 分間自然冷却された後、外部スプレイにより冷却される。解析では、これら一連の操作を境界条件として与える。

(3) 解析結果

格納容器圧力の解析結果を測定データと比較して図 4.2-19 に示す。最初の水蒸気注入期間（試験開始 0～41,400 秒後）において、解析結果は測定データよりも速く上昇し、また最大値は 228kPa と測定データの 203kPa に比べて高い。その後、水蒸気流量を減少させガスを注入する期間（試験開始 41,400～46,200 秒後）においては、解析結果は測定データよりも速く減少する。2 度目の水蒸気注入期間（試験開始 46,200～57,600 秒後）では、期間を通じて MAAP は緩やかな圧力低下を正確に予測している。外部スプレイ冷却期間（試験開始 58,500～71,400 秒後）においては、解析結果は測定データよりも速く減少する傾向を示している。

格納容器の圧力上昇速度は、図 4.2-20 に示すようなエネルギー配分に依存する。表 4.2-3 には最初の水蒸気注入が終了した時点（試験開始 41,400 秒後）におけるエネルギー配分の主な内訳を示すが、圧力上昇に寄与する雰囲気への配分は、注入された水蒸気が保有するエネルギーのわずかに約 7%であり、残りの大部分はヒートシンクに吸収される。したがって、圧力上昇を計算する上で、ヒートシンクへの熱伝達の観点から温度成層の予測性が重要となる。

図 4.2-21～図 4.2-23 に、それぞれ 10m 位置、階段横及び 0m 位置における雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。図 4.2-21 及び図 4.2-22 より、測定データでは、10m より低い位置においては最初の水蒸気注入の影響はほぼ認められないが、MAAP では 10m 位置における水蒸気注入の影響を大きく評価している。図 4.2-23 より、0m 位置においては、二度目の水蒸気注入までは雰囲気温度の上昇は見られない。図 4.2-22 における 16.5m 位置においては、解析結果が測定データを下回っており、測定データに比べて水蒸気注入の影響が及ぶ範囲をやや小さく評価しているものの、全体としては温度成層の様子を良く再現できている。図 4.2-24 及び図 4.2-25 に、それぞれドーム部及び蒸気発生器室の雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。ドーム部の雰囲気温度はやや高めに評価されており、測定データは水蒸気の飽和を示唆しているのに対し、解析結果は水蒸気の過熱を予測している。これは、MAAP において雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性を示唆している。蒸気発生器室については、解析結果は総じて測定データを良く再現できている。

これらの解析結果より、圧力上昇を大きめに予測する原因として、系内のヒートシンクを正確に模擬できていないことが考えられる。ヒートシンクの不確かさとしてコンクリートの物性が考えられるが、図 4.2-19 に示すとおり、コンクリートの熱伝導率を 2 倍にした解析結果は、測定データと良い一致を示している。

図 4.2-26 及び図 4.2-27 には、それぞれドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度の解析結果を示す。二度目の水蒸気注入の期間では、空気を多く含むガスが格納容器下方から上方に向かい流れるが、ドーム部上部の混合ガス濃度は高い状態を維持する。その後、外部スプレーが開始されると、ドーム部上部において水蒸気の凝縮が顕著になり、ドーム部下部から空気を多く含むガスが流入する。同時に、スプレー冷却によってドーム部上部のガス密度が増加し、下方の区画との間で循環が生じる。このため、約 65,000 秒で変化の傾向が反転し、上部ドームの混合ガス濃度は低下を、ドーム部下部の混合ガス濃度は上昇を開始する。MAAP による解析結果は、これら一連の変化挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づい

て MAAP の不確かさを評価する。

HDR実験 (E11.2実験) では、格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し、外部スプレーを実施している。このため格納容器内のガスの移流挙動、外部スプレーによる効果を含めたヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動等の効果が現れる実験である。

格納容器圧力及び温度については、図4.2-19及び図4.2-21～図4.2-25に示すとおり、雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性が示唆されており、それに起因して格納容器雰囲気温度を十数°C程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ、主要な傾向は再現できている。

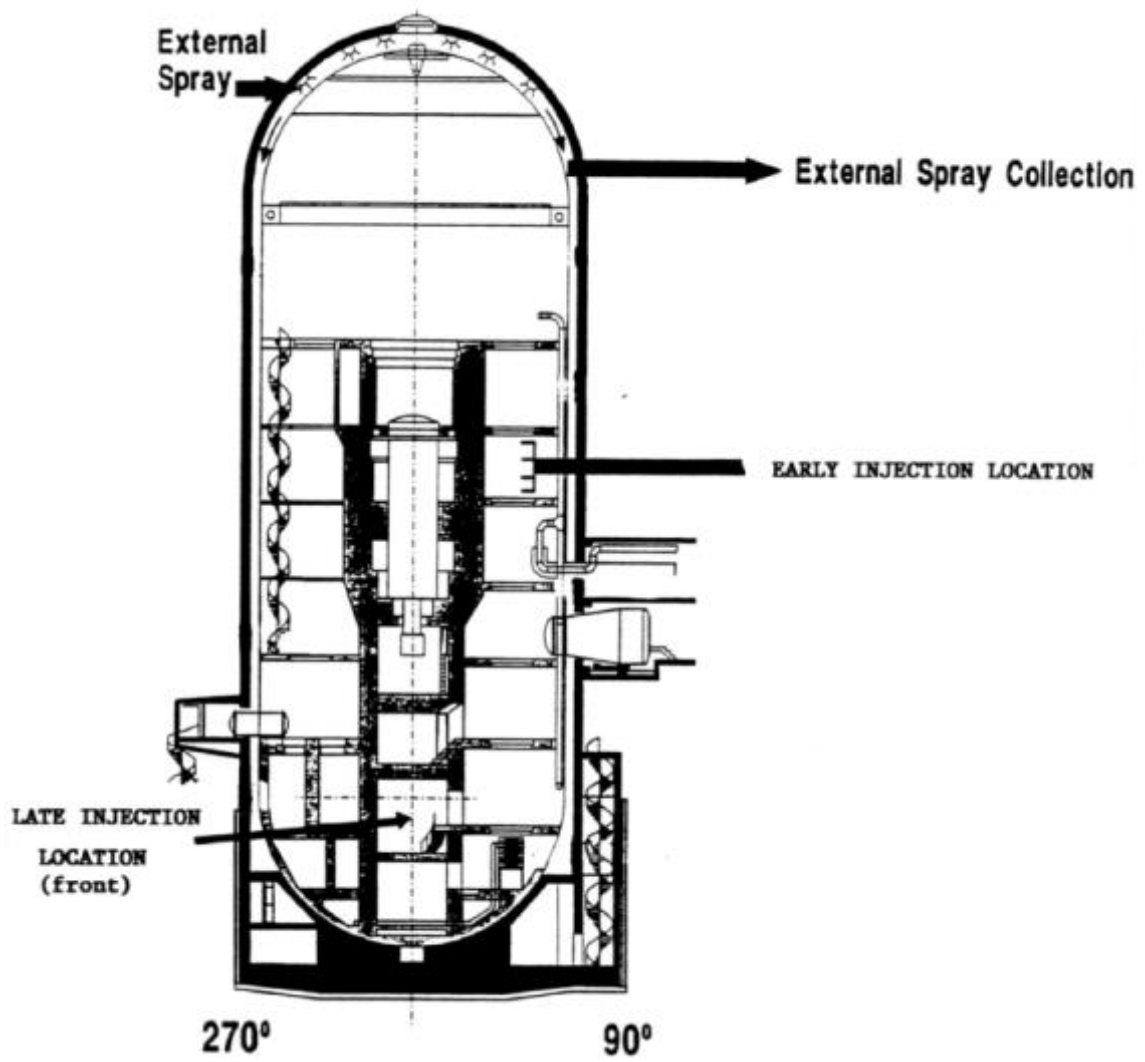
また、図4.2-26及び図4.2-27に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度については、水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス濃度の変化挙動、外部スプレー冷却後における循環流による混合挙動等、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAPによる解析で得られた格納容器圧力及び温度並びに格納容器内のガス濃度変化は、HDR実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAPは格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導及び気液界面の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-3 HDR 実験解析における主なエネルギー配分の内訳

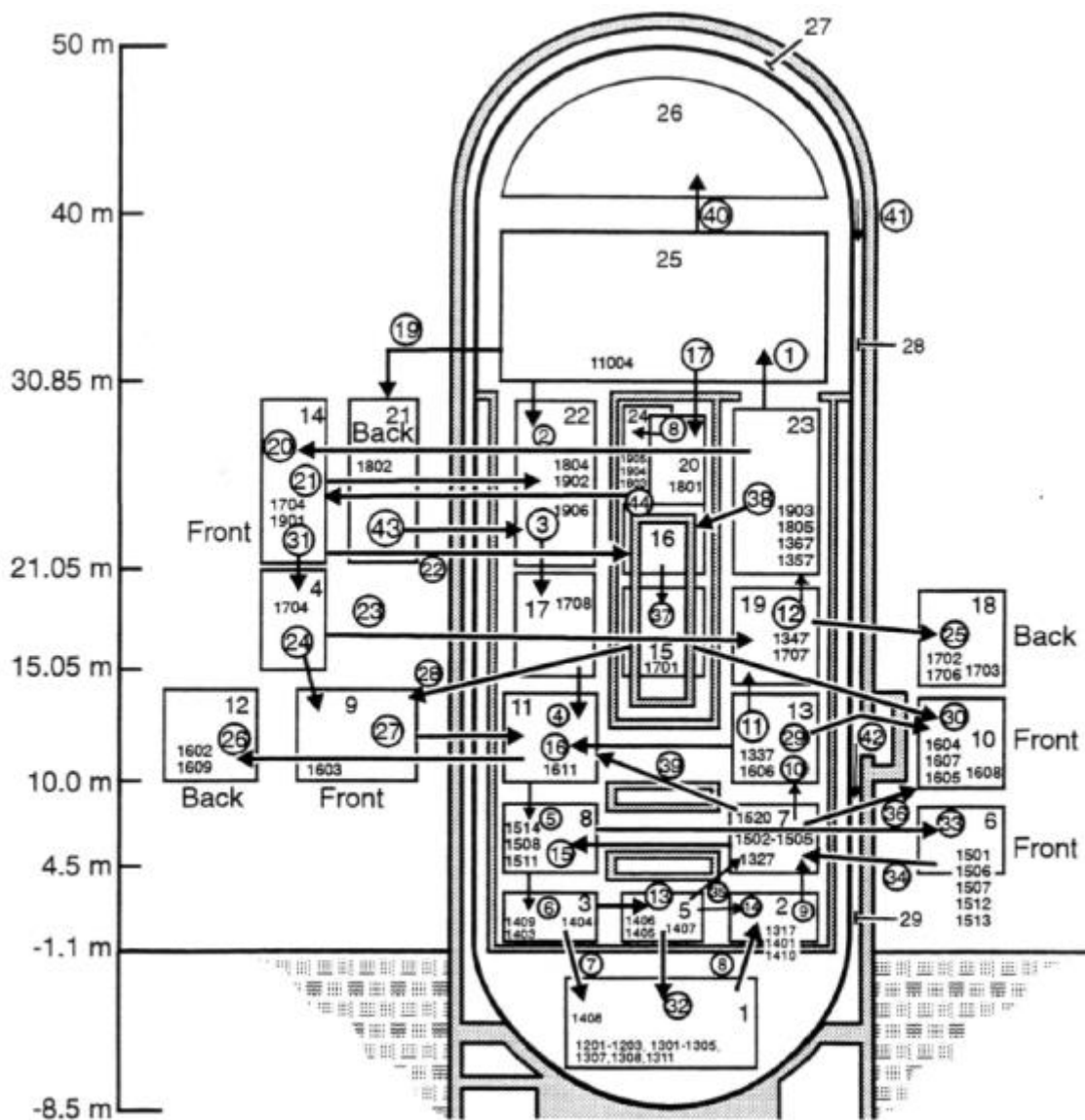
コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 HDR の概略図



Total Containment Volume 11.400 m³

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 HDR 実験解析におけるノード分割

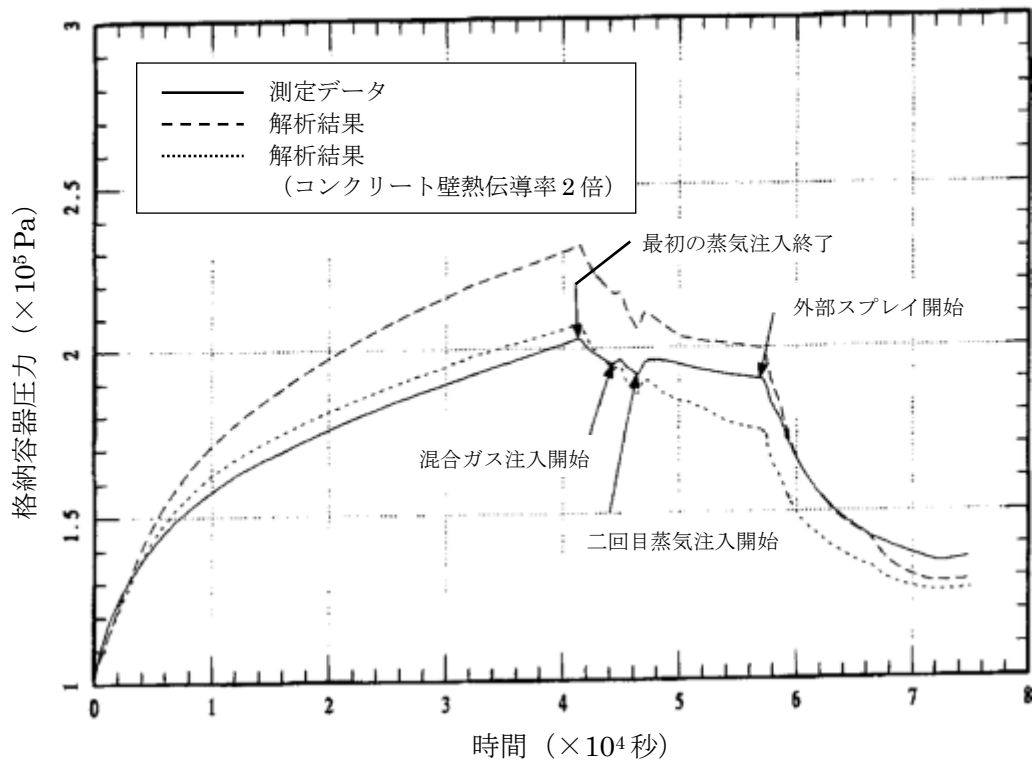
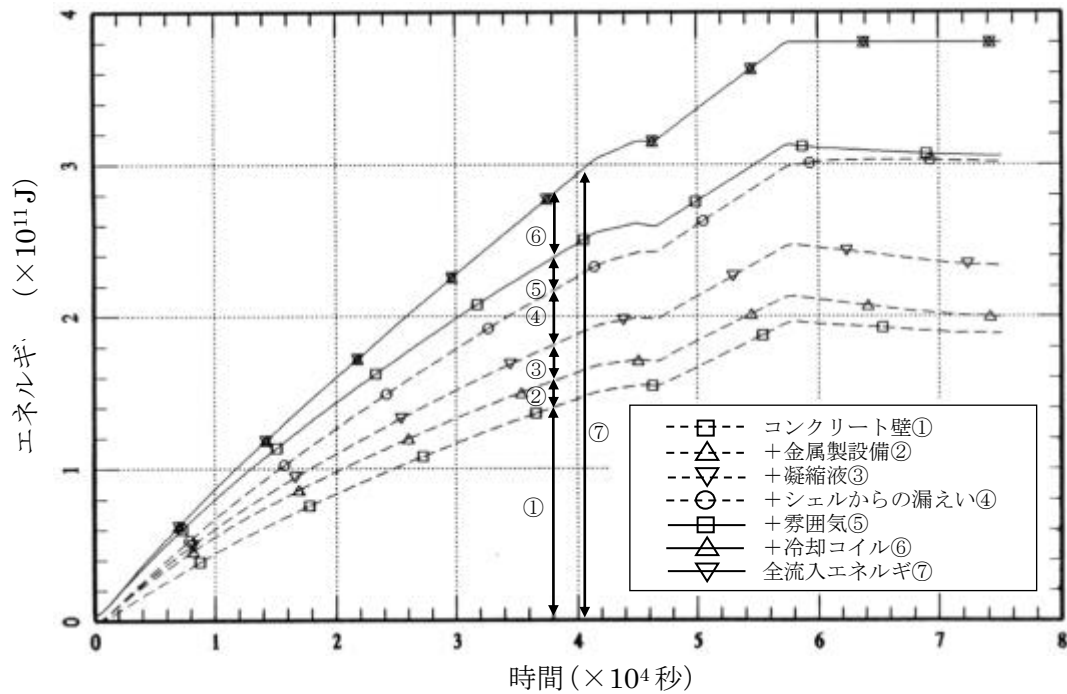
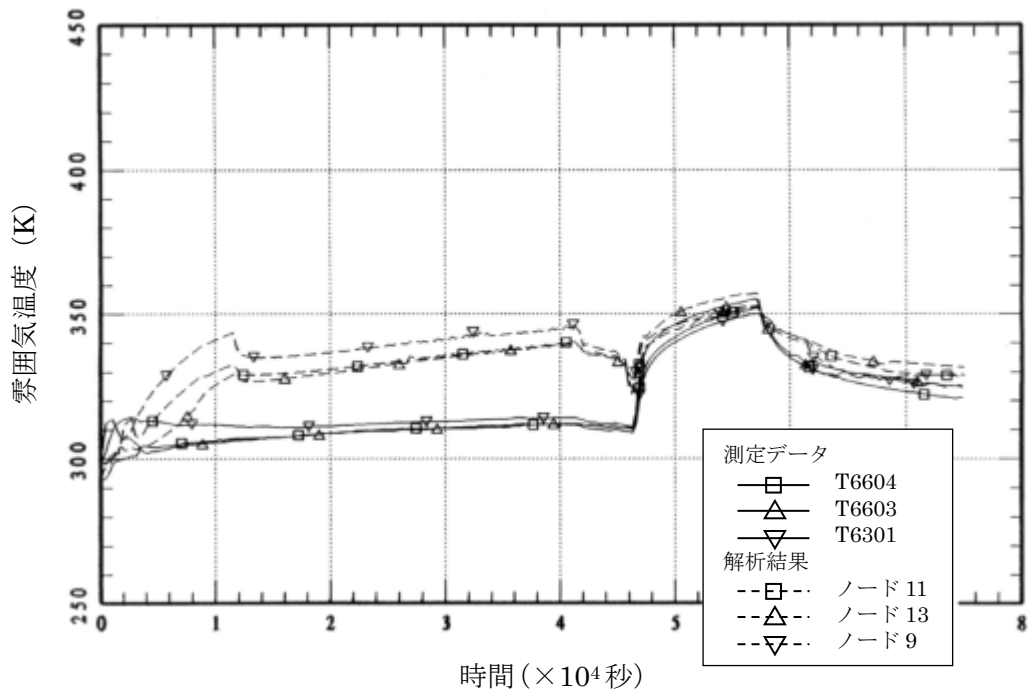


図 4.2-19 HDR 実験の解析結果 (格納容器圧力) [15]



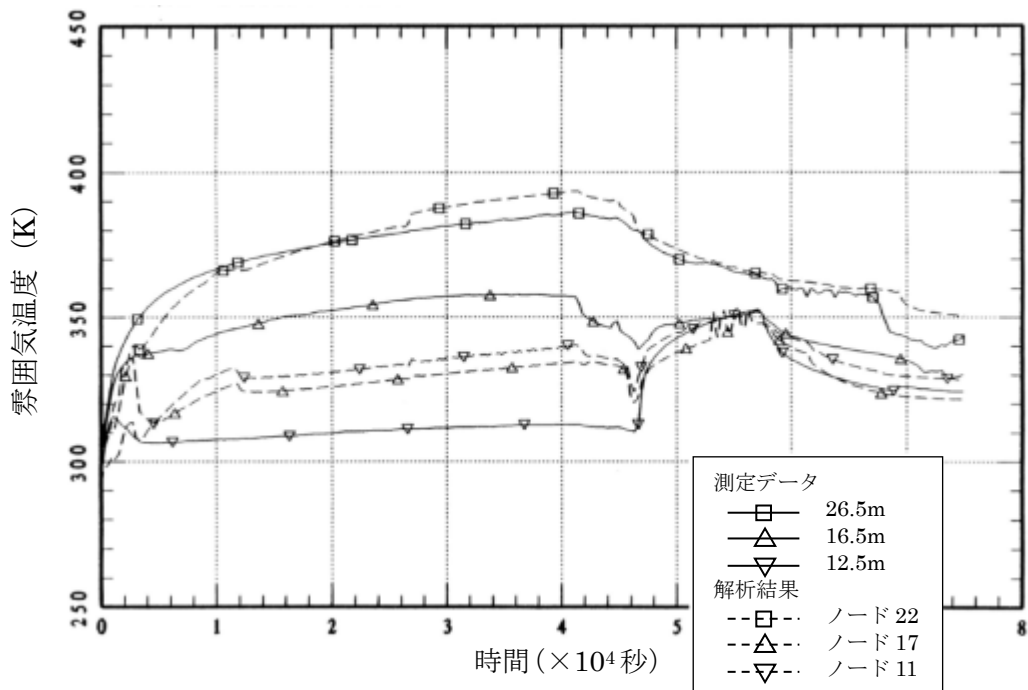
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-20 HDR 実験の解析結果 (エネルギー配分)



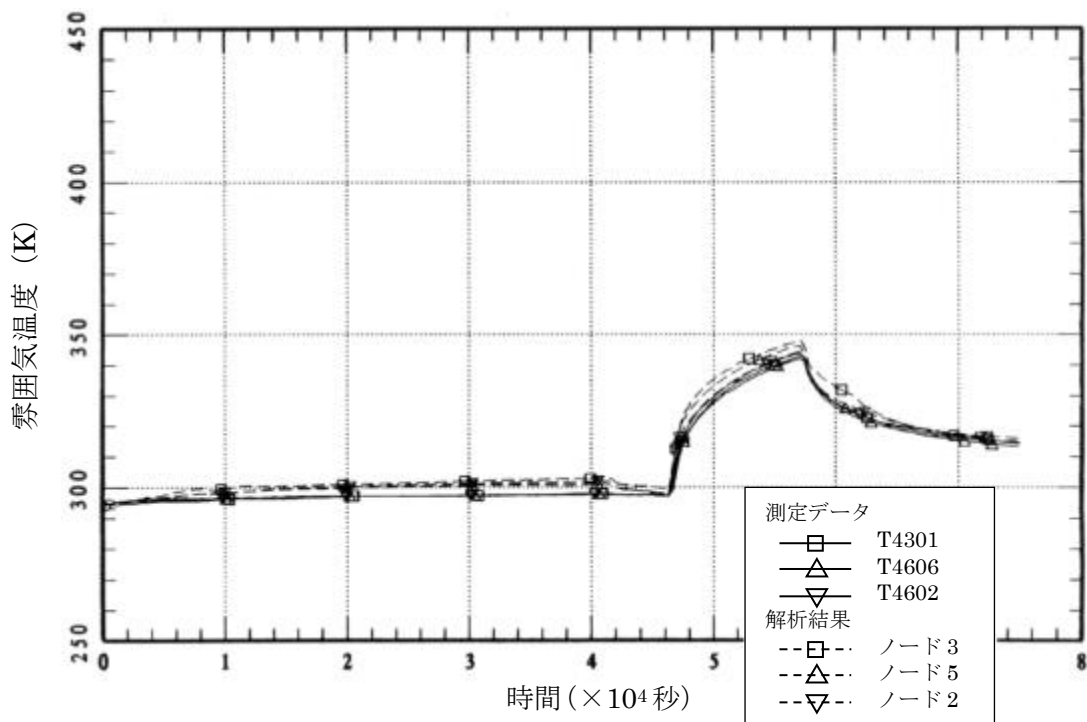
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-21 HDR 実験の解析結果 (10m 位置の雰囲気温度)



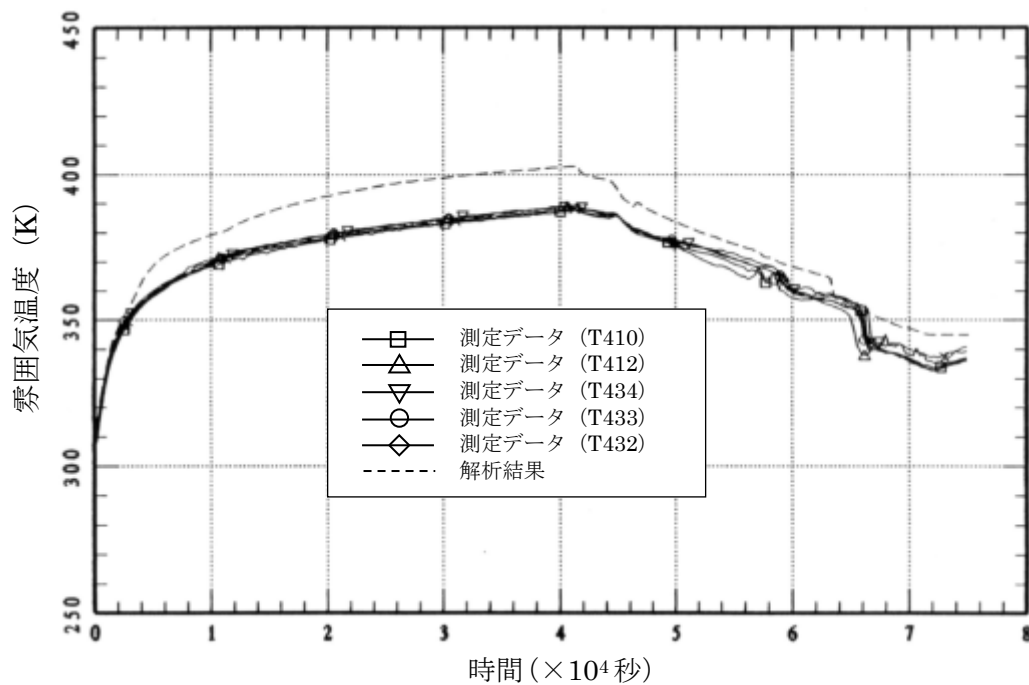
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-22 HDR 実験の解析結果 (階段横の雰囲気温度)



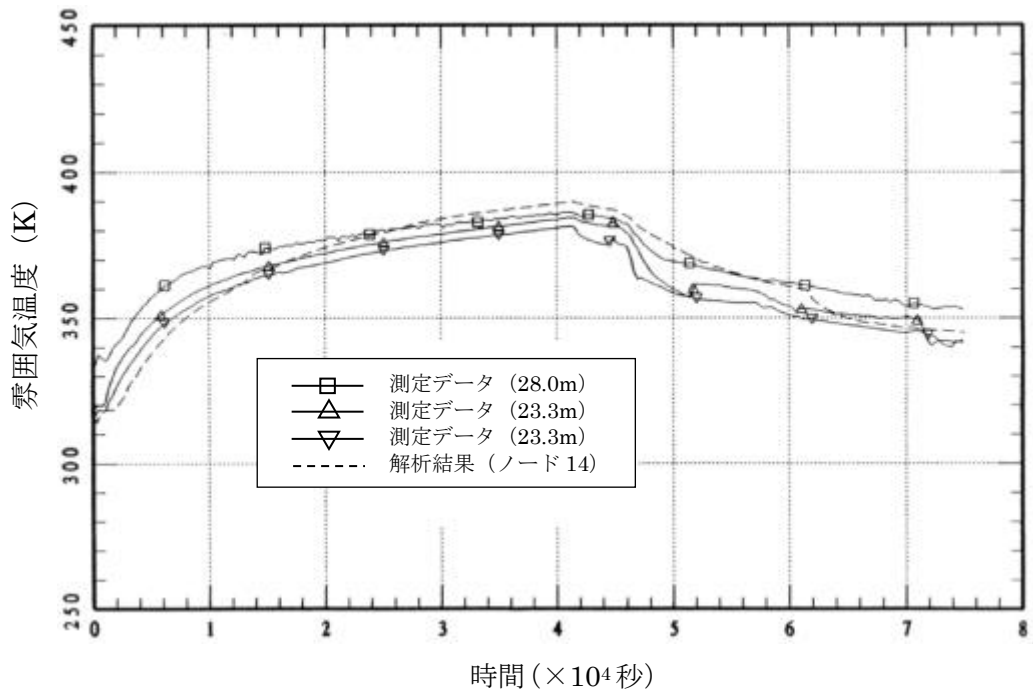
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 HDR 実験の解析結果 (0m 位置の雰囲気温度)



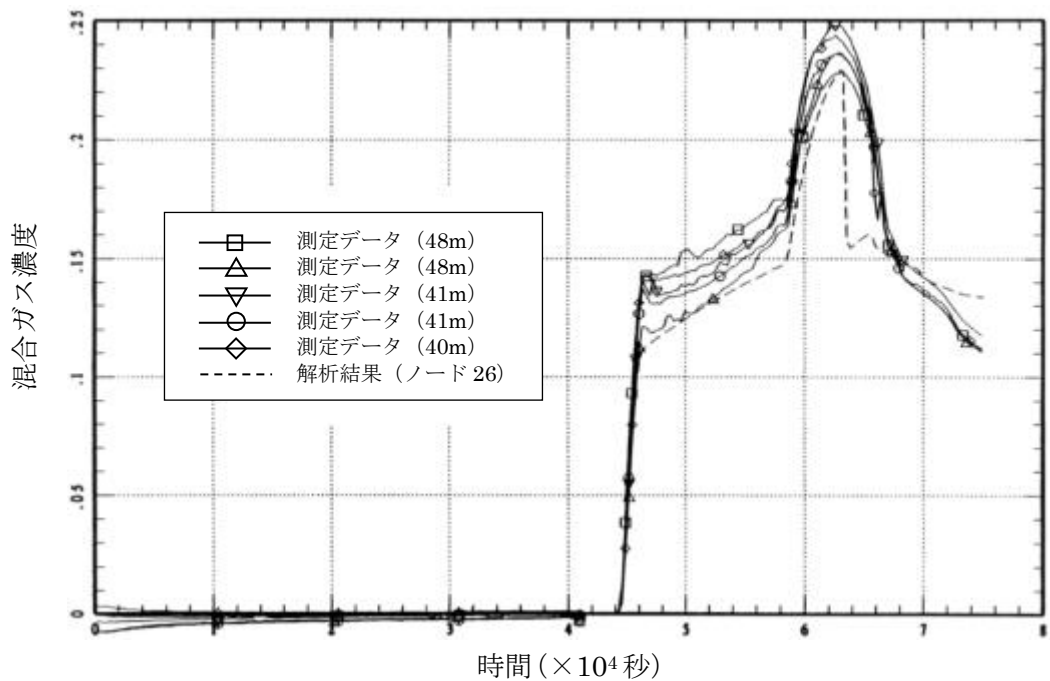
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 HDR 実験の解析結果 (ドーム部の雰囲気温度)



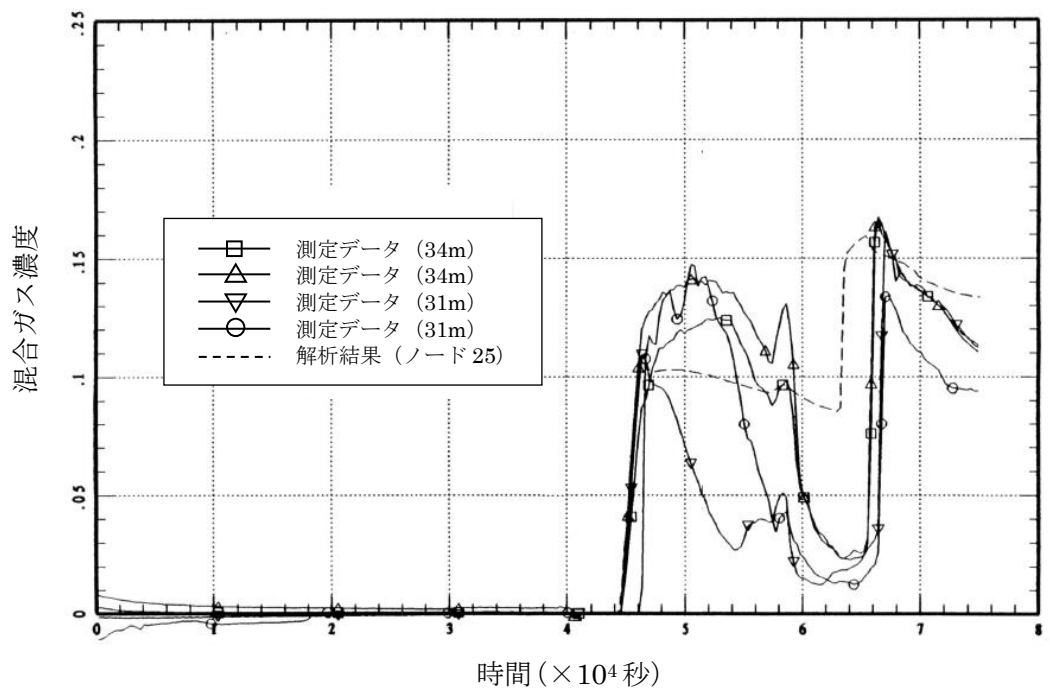
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 HDR 実験の解析結果 (蒸気発生器室の雰囲気温度)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-26 HDR 実験の解析結果（ドーム部上部混合ガス濃度）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 HDR 実験の解析結果（ドーム部下部混合ガス濃度）

4.2.4 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[16]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型格納容器を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) 実験装置を用いて、原子力発電所におけるシビアアクシデント時の水素制御に関する研究を行ったものである。この実験では、水素混合挙動や水素ポケット又は水素リッチな混合ガスの成層化の可能性を調査している。CSTF 実験では、小破断 LOCA 時の破断口及び破損した加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク経由の冷却材放出を想定して、水素と水蒸気又はヘリウムと水蒸気の混合ガス放出を模擬している。窒素雰囲気において水素が用いられた 1 つの実験を除いて水素の代わりにヘリウムが用いられた。

CSTF 実験装置の概要を図 4.2-28 及び図 4.2-29 に示す。高さ約 20.4m、外径約 7.6m、体積は約 850m³、160°Cにおいて 0.52MPa の設計圧力の圧力容器であり、CSTF 容器は下部と上部に分かれ、アイスコンデンサ下部扉と再循環ファンを模擬している。また、異なった事故シナリオにおける水素の蓄積の可能性を調査するために、強制対流が有る場合と無い場合の実験が実施された。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いた MAAP のノード分割を図 4.2-30 に示す。V3 は上部区画全体を模擬しており、遮へい壁と燃料取替キャビティより外側の下部区画を V1 と V2 に分けている。V4 は燃料交換キャビティである。

ジャンクション J2 は、物理的な壁は無いが、ノード V1 とノード V2 を均等に分割する流路である。ドアを持った 2 つの異なるジャンクション J3 と J1 をノード V1 と V3 の間、ノード V2 と V3 の間にそれぞれ配置することによってアイスコンデンサ下部扉を模擬する。ジャンクション J4 及び J7 は、それぞれノード V4 とノード V2、V1 間の漏えいパスを模擬している。ジャンクション J5 及び J6 は、それぞれノード V3 とノード V1、V2 間の強制対流のための再循環ファンの流路を模擬している。また、各区画におけるヒートシンクは、構造材の厚さ、伝熱面積、構造物ごとの物性値を考慮している。

表 4.2-4 に実験ケースの一覧を示す。HM-P1～P4 は自然対流及び強制対流における混合挙動を確認するための予備実験である。HM-1～5 は小破断 LOCA による水蒸気と水素の放出を模擬し、HM-6～7 は、加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損による水蒸気と水素の放出を模擬している。HM-1～2 は再循環ファンの作動無しを想定しており、HM-3～7 は再循環ファンの作動有りを想定している。ベンチマーク解析として、再循環ファンの作動の無い HM-1、HM-2 及び窒素雰囲気の水素を注入した HM-5 の解析を示す。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1, HM-2 及び HM-5 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

HM-1 実験

この実験は、水平方向ジェットノズルによって小破断 LOCA を模擬しているが、再循環ファンは考慮していないため、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-31 に示す。

実験開始後の緩やかな温度の低下は、ヒートシンクの影響による。約 14 分後に急激な温度低下があるが、これは、アイスコンデンサ下部扉の開放によって、比較的温度的の高い下部区画と比較的温度的の低い上部区画での自然対流によるものと考えられる。混合ガスの注入の開始から注入完了までの温度上昇傾向はよく一致している。

注入完了からの約 10 分間においては、解析結果のほうが急峻な低下を示しているが、これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量を大きく評価しているためと考えられる。全体としては、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下、注入開始による温度上昇、注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等、解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また、下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-2 実験

この実験は、HM-1 実験と同様に、水平方向ジェットノズルによって小破断 LOCA を模擬し、再循環ファンは考慮しておらず、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。HM-1 実験との違いは、ジェットノズルからの注入流量であり、ガス流量及び水蒸気流量共に約 2 倍の質量流量となっている。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-32 に示す。

HM-1 実験と同様に、混合ガス注入完了後の温度低下は、解析の方が実験より若干急峻であるものの、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下、注入開始による温度上昇、注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等、解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また、下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-5 実験

この実験では、水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA を想定して、実験開始前に CSTF 容器に空気の代わりに窒素を封入し、水素が注入されている。再循環ファンが模擬されており、HM-1 や HM-2 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混

合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画の水素濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-33 に示す。

HM-1 実験及び HM-2 実験と同様に、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下、注入開始による温度上昇、注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等、解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また、下部区画の水素濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

CSTF 実験は、上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ格納容器の下部区画に水平あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び水素又はヘリウムを注入し、再循環ファンあるいはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。HM-1 実験及び HM-2 実験は空気雰囲気に対し、ヘリウム及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し、HM-5 実験は窒素雰囲気に対し、水素及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流、アイスコンデンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

格納容器内のガス温度や非凝縮性ガスの濃度については、図 4.2-31～図 4.2-33 に示すとおり、すべての実験条件において、自然循環及び強制対流下で、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

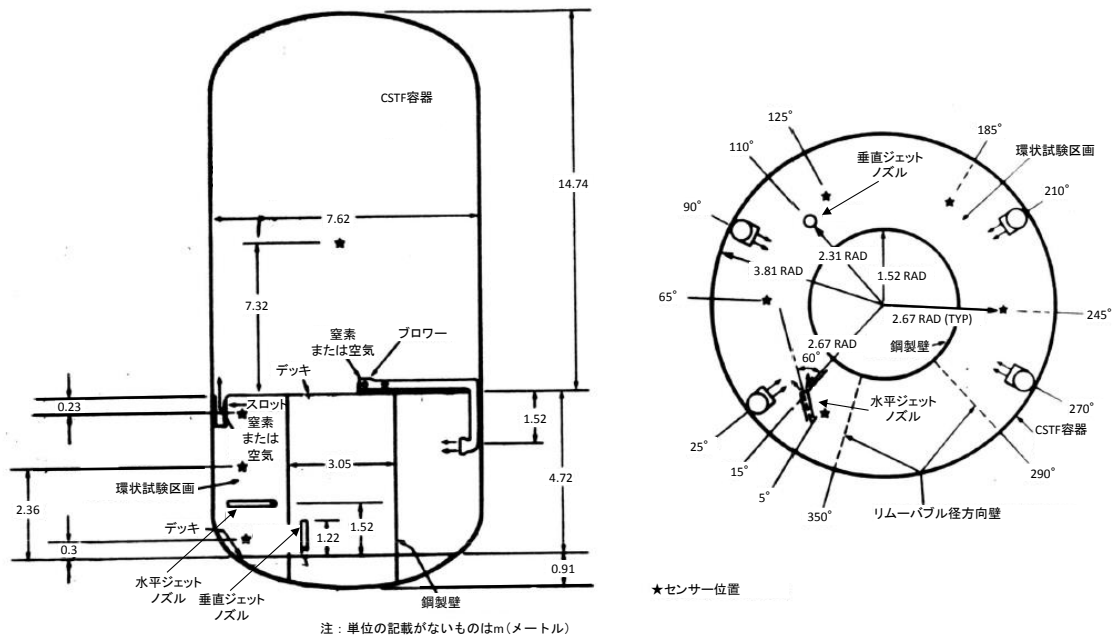
このように、MAAP による解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は、CSTF 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-4 CSTF 水素混合実験 実験ケース一覧

実験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス 組成	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガス初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験 (水平方向)										
<u>HM-1</u>	Air	0	0	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
<u>HM-2</u>	Air	0	0	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-3	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-4	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
<u>HM-5</u>	N ₂	104	3700	H ₂ -Steam	0.41	0.9	24.5	54	66	150
高速ジェット試験 (垂直方向)										
HM-6	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-7	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150

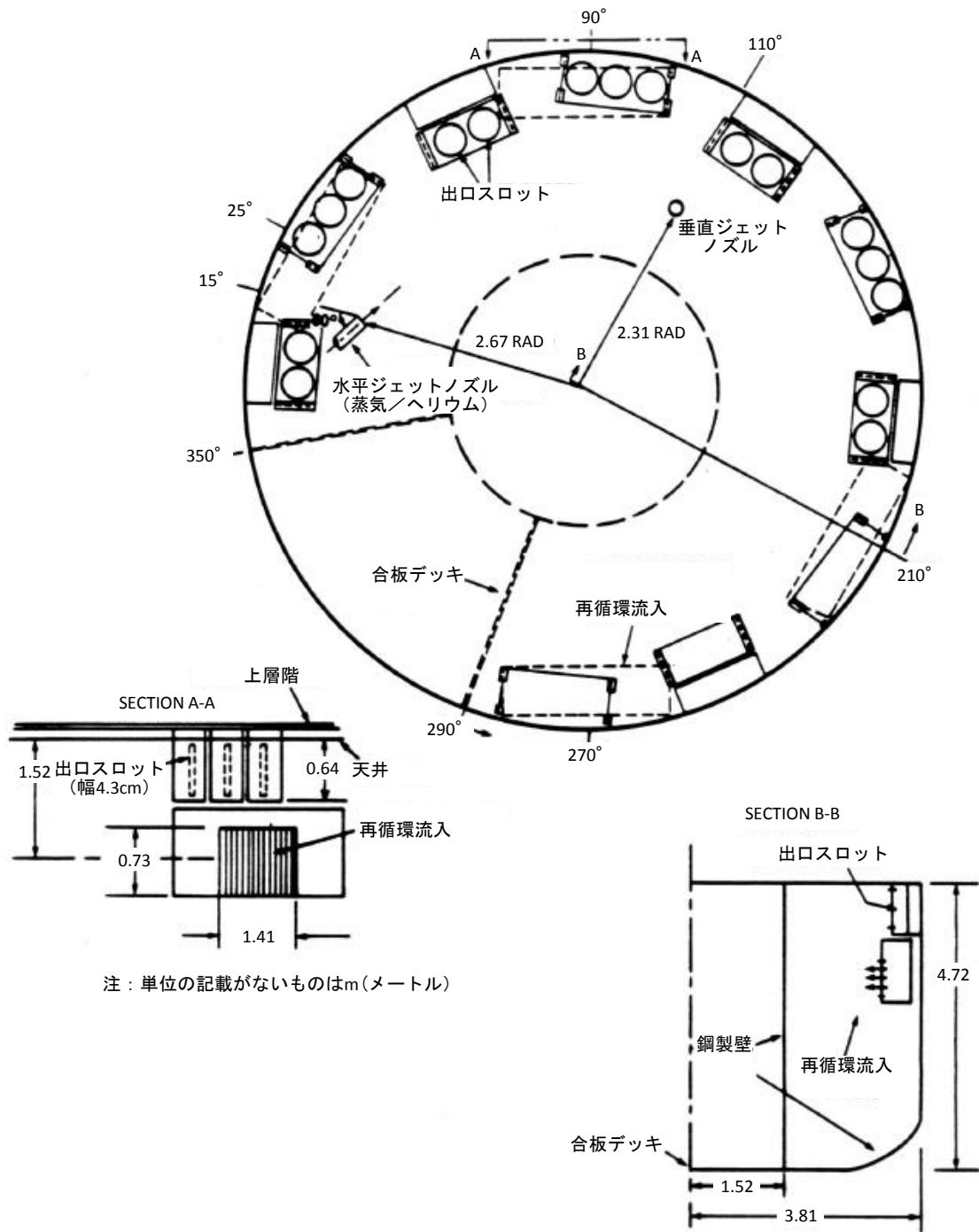
※下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4User'sManual,EPRI



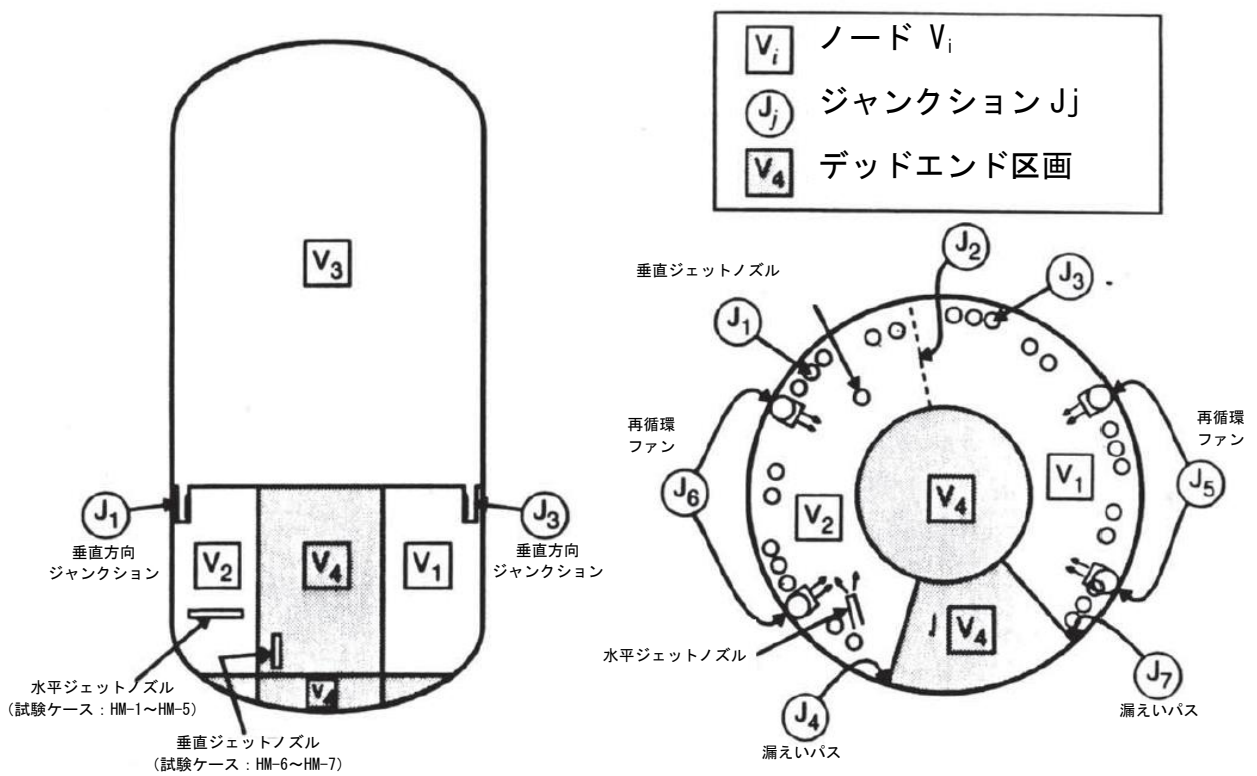
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 CSTF 実験装置



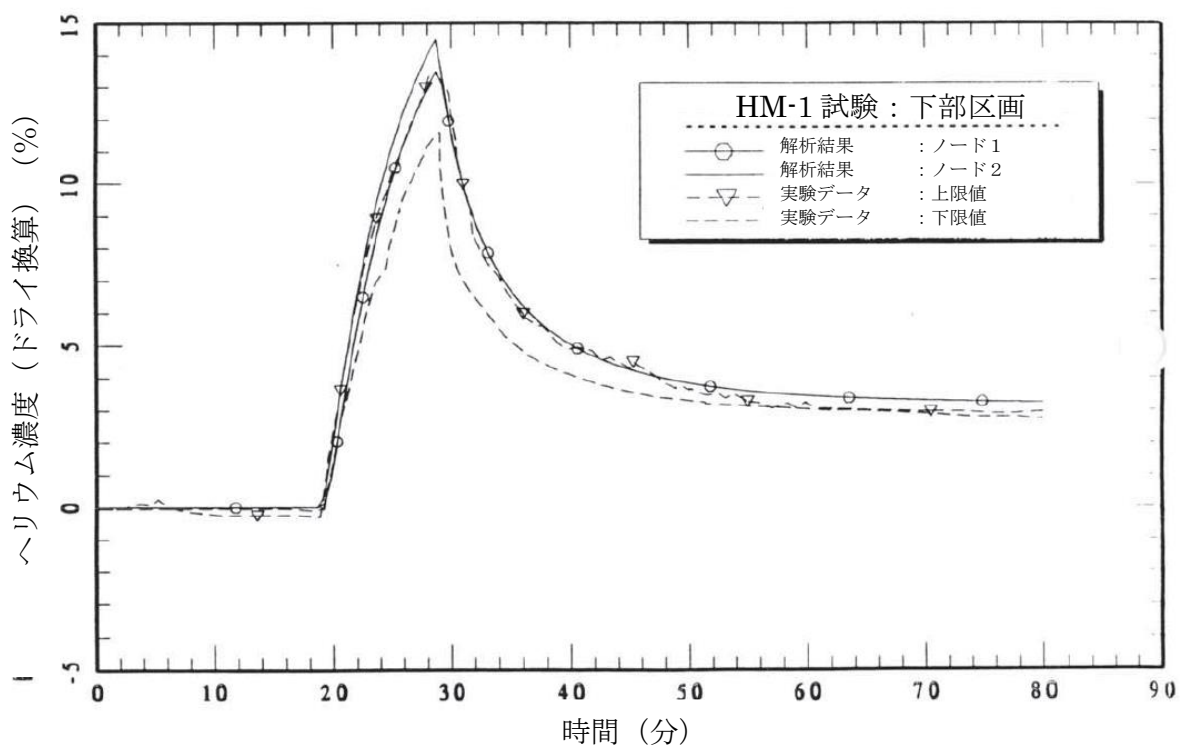
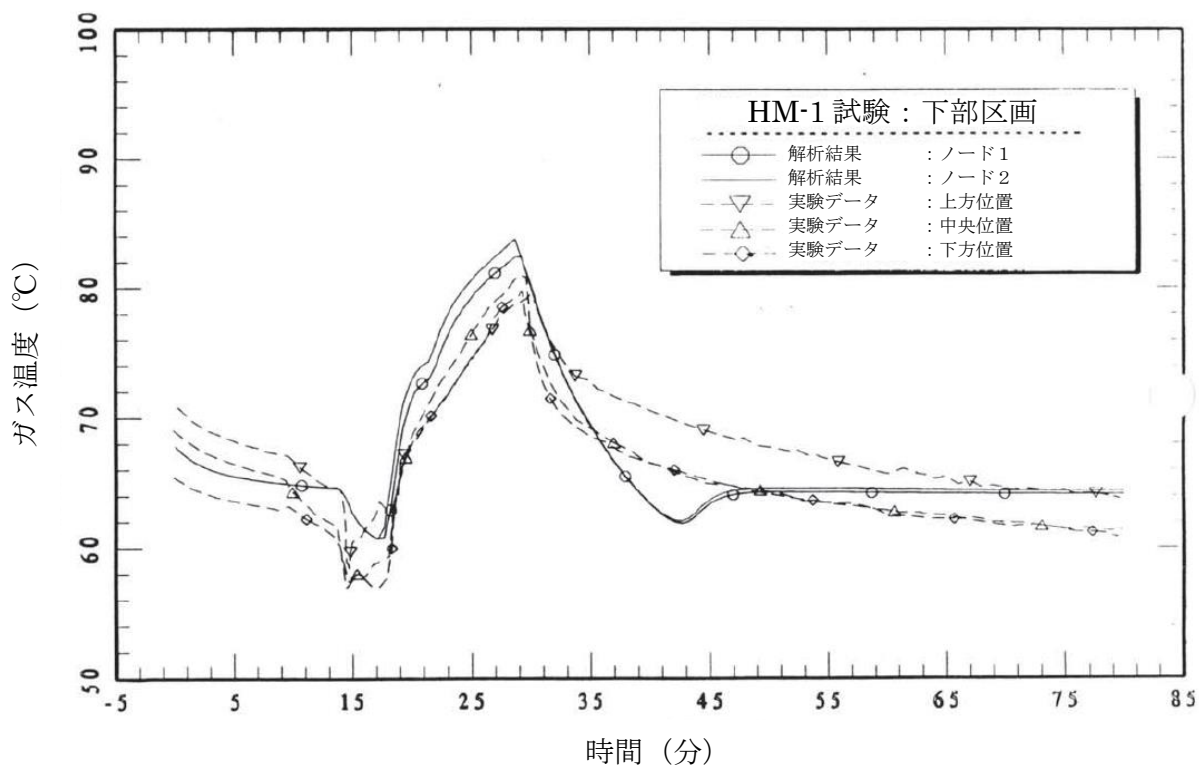
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



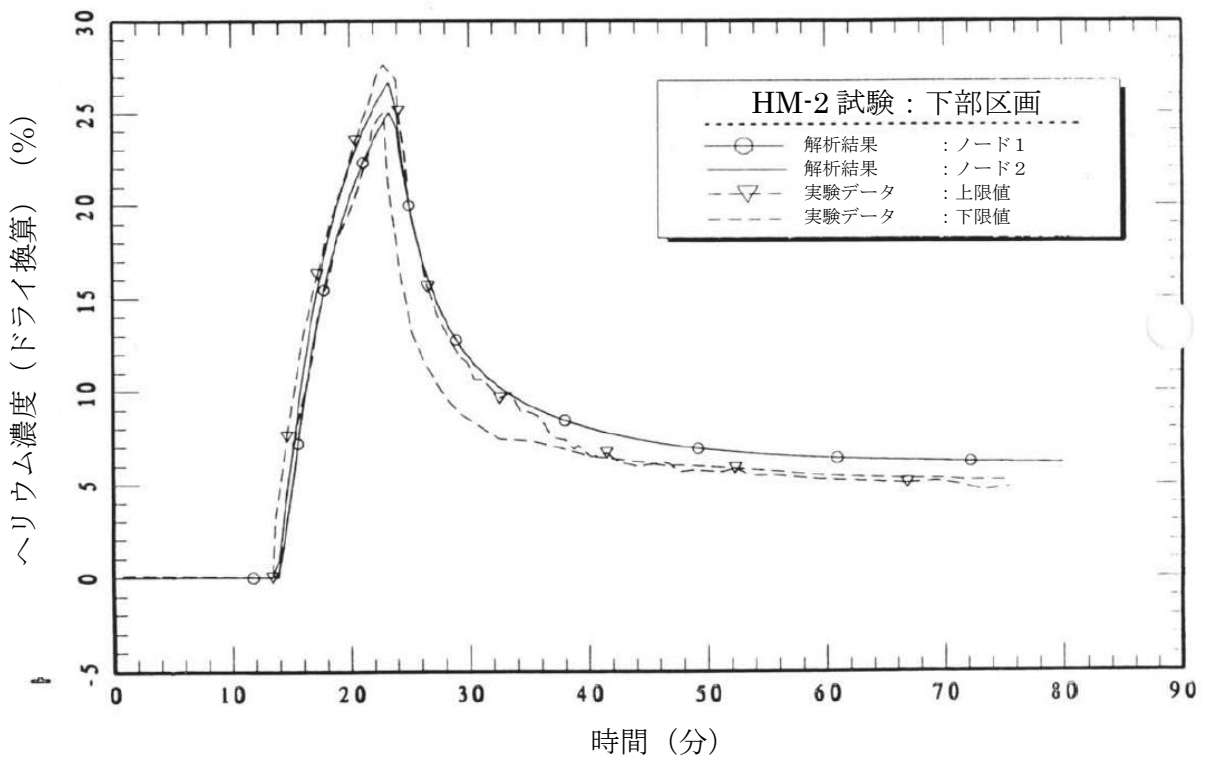
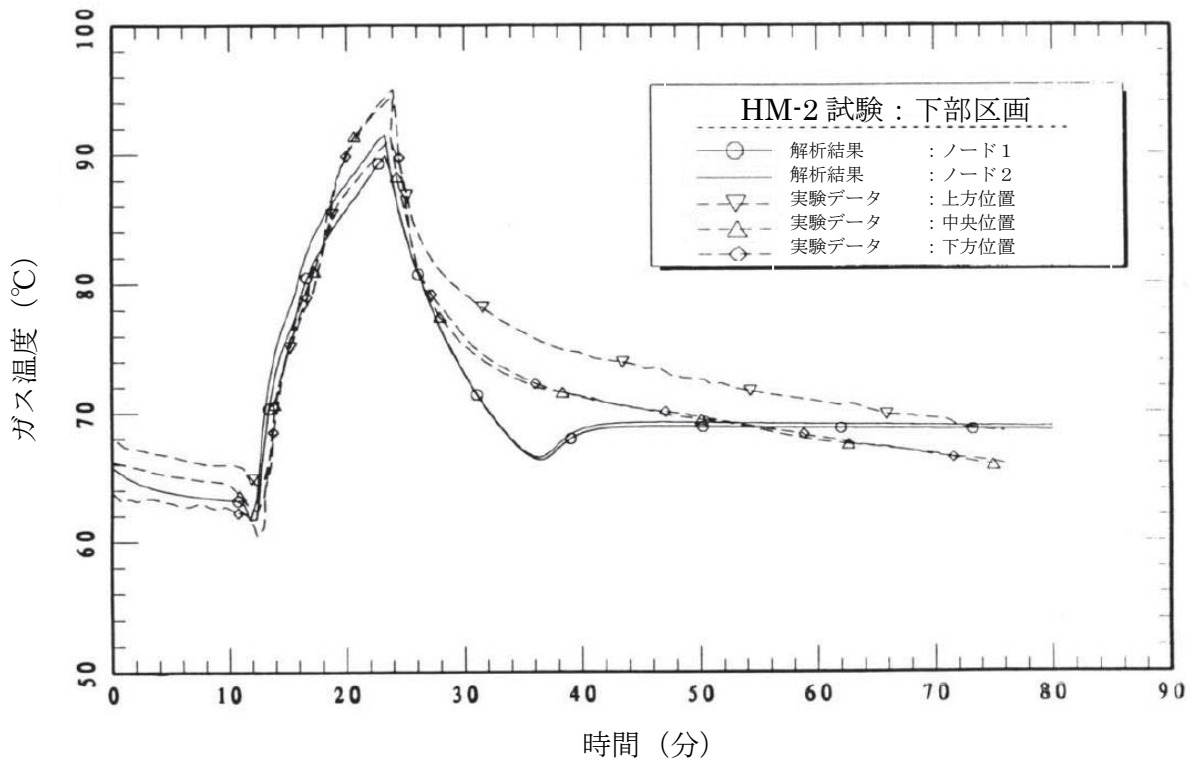
出典: MAAP4User'sManual, EPRI

図 4.2-30 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



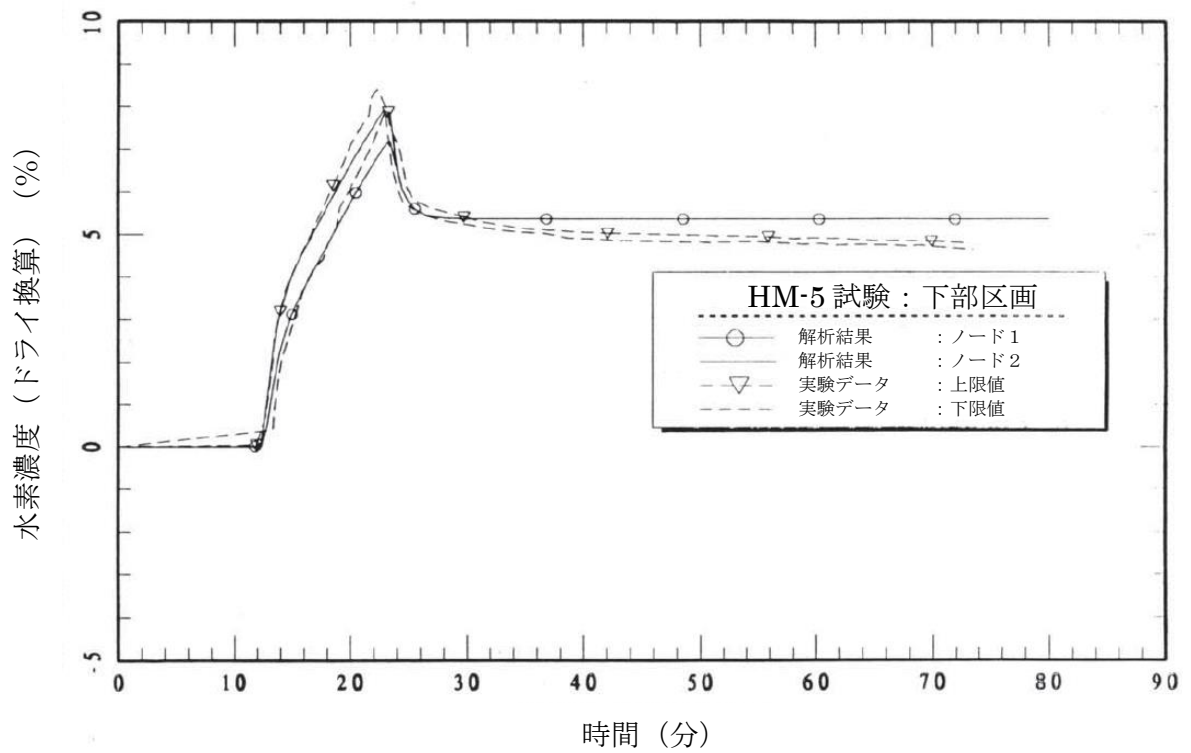
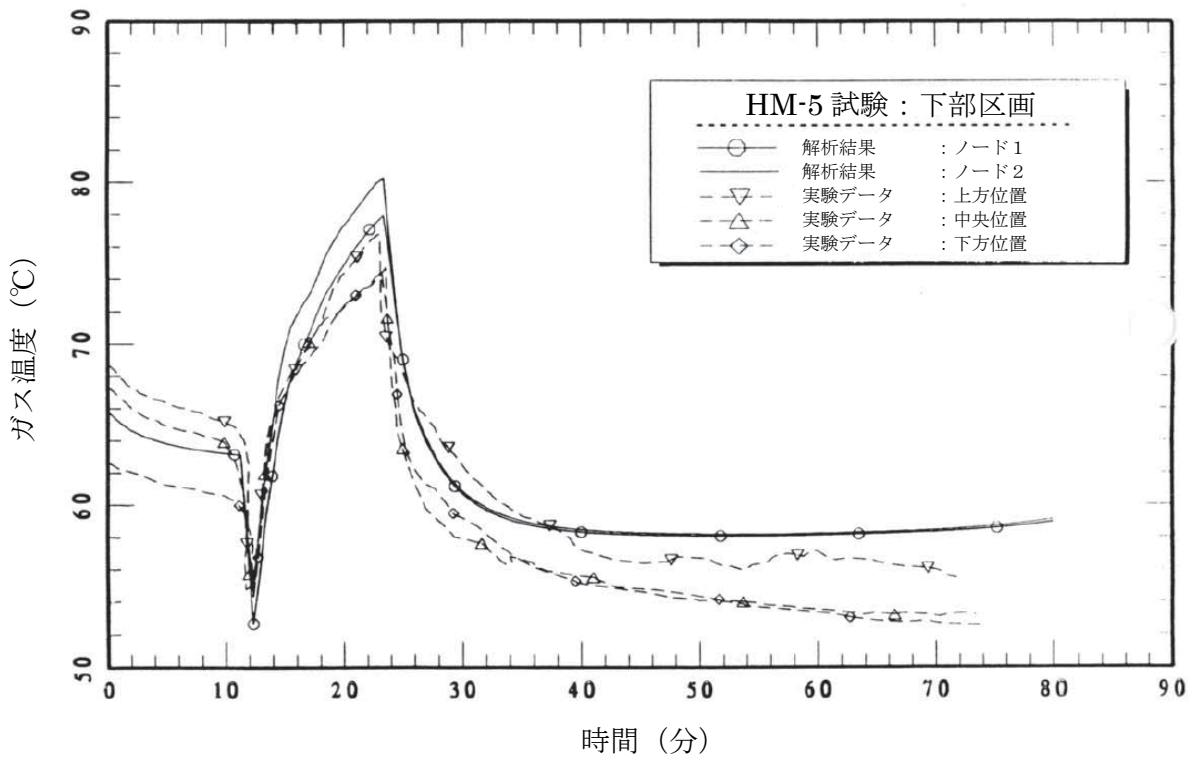
出典：MAAP4User'sManual,EPRI

図 4.2-31 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-1)



出典：MAAP4User'sManual,EPRI

図 4.2-32 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-2)



出典：MAAP4User'sManual,EPRI

図 4.2-33 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-5)

4.2.5 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

米国アルゴンヌ国立研究所で実施された ACE 実験^[17]では、MCCI の大規模な実験が行われている。この試験の目的は、MCCI の熱水力学的及び化学的プロセスの調査と、計算コードの開発及び妥当性確認に向けたデータベース拡充である。試験装置の概要を図 4.2-34 に示す。試験装置は、8 枚の水冷式パネルを対にして四方の壁を構成しており、その中にコンクリート床、コンクリート/金属製の内挿物、コリウムを内蔵している。2 つの壁の内面には、25 本のタングステン電極棒集合体が設置されており、それらはタングステンコイルによりコリウム頂部付近に接続され、コリウムが熔融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。試験装置の大きさは 53.0 cm×50.2 cm である。また、試験装置は二枚式の蓋で覆われており、蓋を通じて主ガス管と接続されている。蓋には 4 つの窓が設置されており、1 つはエアロゾルの収集、ガスのサンプリング及び排出に、残りの 3 つは光学温度計及びビデオカメラによるコリウムの観察に用いられる。

UO₂ を含む全てのコリウム成分は粉末状であり、均一に混合されている。また、コリウム及びコンクリート成分は、複数の条件について実験が行われている。表 4.2-5 及び表 4.2-6 に、L2 実験、L6 実験及び L7 実験におけるコリウム及びコンクリートの成分を示す。実験中、コリウムはタングステン電極で加熱され熔融プールを形成する。コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-35 に示すとおり、試験部を 1 つのノードとしてモデル化している。水冷式パネルで構成される側壁、コンクリート床及び蓋はヒートシンクとしてモデル化し、試験部と外部環境の間にジャンクションを設定している。

実験ではコリウムを室温から加熱するが、解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し、その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は、L2 実験で 2,400K、L6 実験及び L7 実験で 2,500K である。また、コンクリート床の初期温度は、コリウムとの界面ではコンクリート融点、底面では室温としている。

(3) 解析結果

L2 実験

L2 実験では、部分的に酸化した PWR 燃料のコリウム熔融物とケイ土系コンクリートとの相互作用が調査されている。電気加熱の出力は平均で約 220kW、水冷式パネルでの熱損失は平均で約 120kW であり、解析ではこれらを境界条件として与えている。熔融プール温度は侵食開始時において約 2,400K であり、その後もその温度を

維持している。垂直方向へのコンクリート侵食量は2,000秒において約10cmである。侵食深さとコリウム温度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-36 に示すが、いずれも良い一致を示している。

L6 実験

L6 実験では、部分的に酸化した PWR 燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートの相互作用を調査している。この実験ではコンクリート製ベースマットの上に7cmのコンクリート／金属製の内挿物が設置されているが、解析では侵食開始時にコリウム成分と合わせて考慮することで実験を模擬している。電気加熱出力は約200kW、水冷式パネルでの熱損失は約125kWである。侵食率は試験開始時には低く、試験終了時には高い値となり、最終的な侵食深さは約13cmであった。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図 4.2-37 に示すが、コリウム温度については良い一致を示している。侵食率については、侵食開始時において解析結果が実測データをやや上回っているが、これはコンクリート床への熱損失をわずかに大きく評価しているためである。

L7 実験

L7 実験では、部分的に酸化した BWR 燃料のコリウム溶融物（70%の Zr が酸化）と石灰岩／砂系コンクリートが用いられており、電気加熱出力は約130kWである。L6 実験と同様に、コンクリート床上に5.7cmのコンクリート／金属製内挿物を設置しており、解析では侵食開始時にコリウム成分と合わせて考慮することで実験を模擬している。実験では、1,500秒で約2.5cmの侵食が観測されている。BWR 燃料のコリウム溶融物における低い出力密度と、石灰岩／砂系コンクリートが有する高い分解エンタルピに起因して、侵食深さが小さくなっている。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図 4.2-38 に示すが、いずれも良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

ACE 実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、溶融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

MAAP 解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果と

なっており、MAAPによる解析で得られたコリウム温度及び侵食速度は、ACE実験における測定データとの比較から妥当である。また、非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの、コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって、MAAPは溶融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-5 ACE 実験におけるコリウム成分

成分(kg)	L2	L6	L7
UO ₂	216	219	188.5
ZrO ₂	42.5	18.5	59.4
Zr	13.4	21.1	17.7
Zirc-4		1.8	1.1
Fe ₂ O ₃	-	-	-
NiO	-	-	-
Cr ₂ O ₃	-	-	-
SS-304	-	9.1	0.6
CaO	3.0	7.3	11.5
SiO ₂	20.9	16.9	12.5
BaO	0.8	0.79	1.4
La ₂ O ₃	0.6	0.6	1.14
SrO	0.5	0.5	0.96
CeO ₂	1.3	1.3	2.32
MoO ₂	0.9	0.94	1.7
SnTe	0.2	-	-
ZrTe ₂	-	0.2	0.18
Ru	-	0.38	-
B ₄ C	-	-	1.0
Ag	-	1.19	-
In	-	0.22	-

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

表 4.2-6 ACE 実験におけるコンクリート成分

成分(kg)	L2	L6	L7
SiO ₂	69	69	28.3
CaO	13.5	13.5	26.0
Al ₂ O ₃	4	4	3.5
K ₂ O	1.4	1.4	0.6
Fe ₂ O ₃	1	1	1.6
TiO ₂	0.8	0.8	0.14
MgO	0.7	0.7	9.6
Na ₂ O	0.7	0.7	1.1
MnO	0.03	0.03	0.05
BaO	0.02	0.02	0.03
SrO	0.02	0.02	0.03
Cr ₂ O ₃	0.01	0.01	0.009
H ₂ O+CO ₂	7.9	7.9	27.5
コンクリートの種類※	S	S	L/S
合計	99.1	99.08	98.459

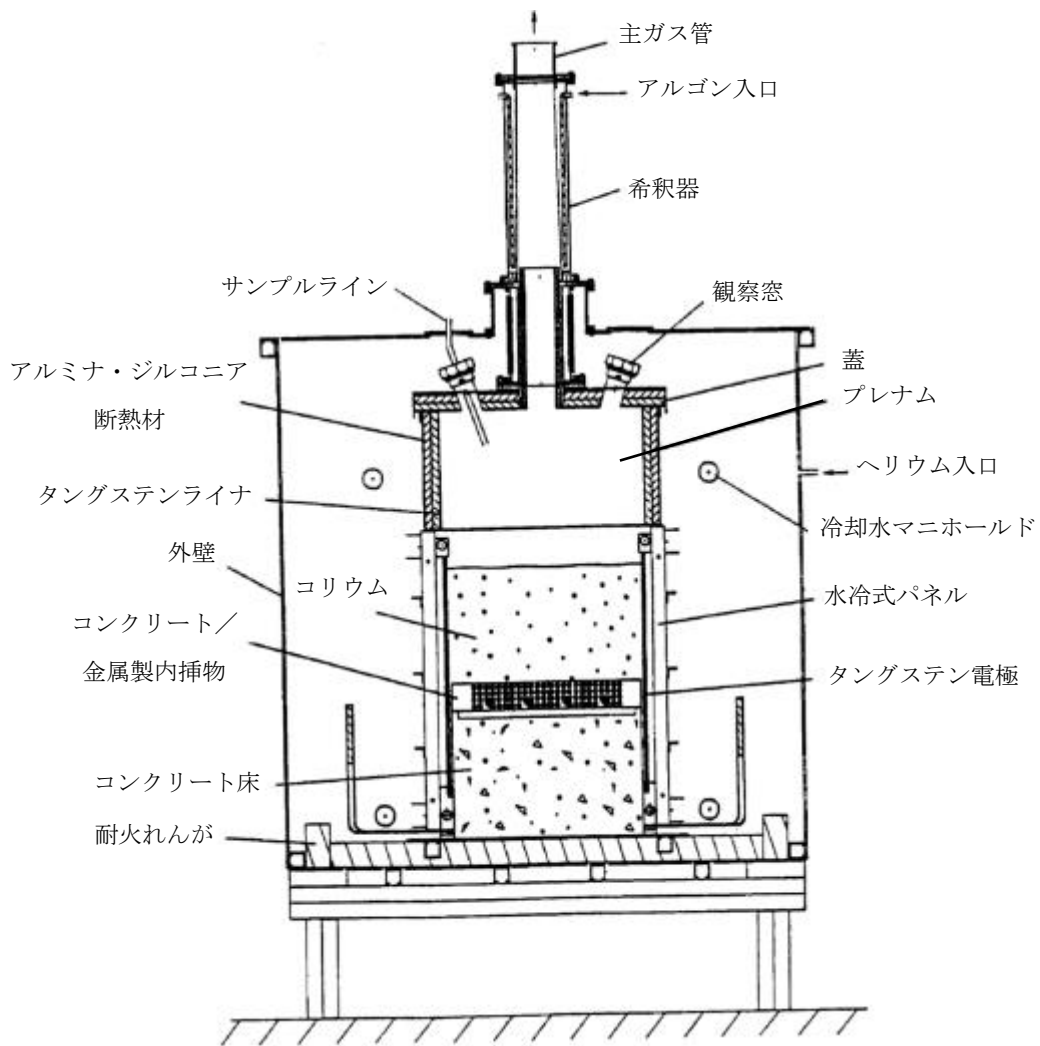
※ コンクリートの種類

S : ケイ土系

L/S : 石灰岩・砂系

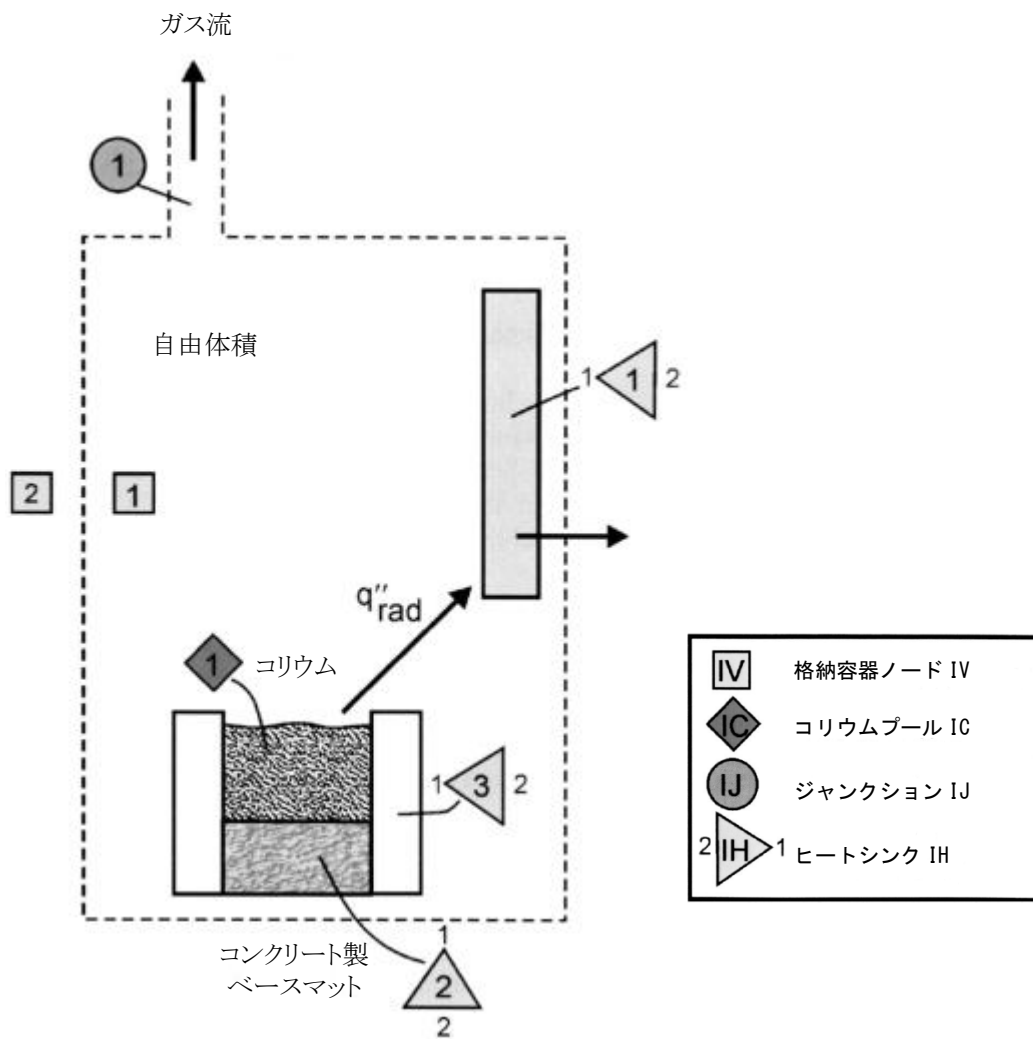
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

エアロゾル収集
ガスサンプリング



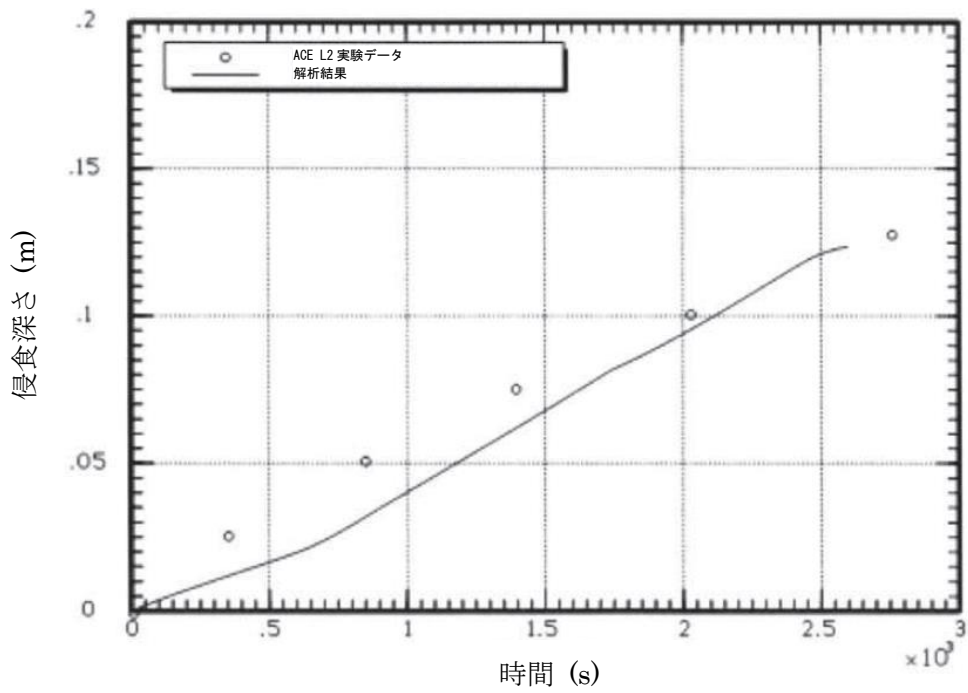
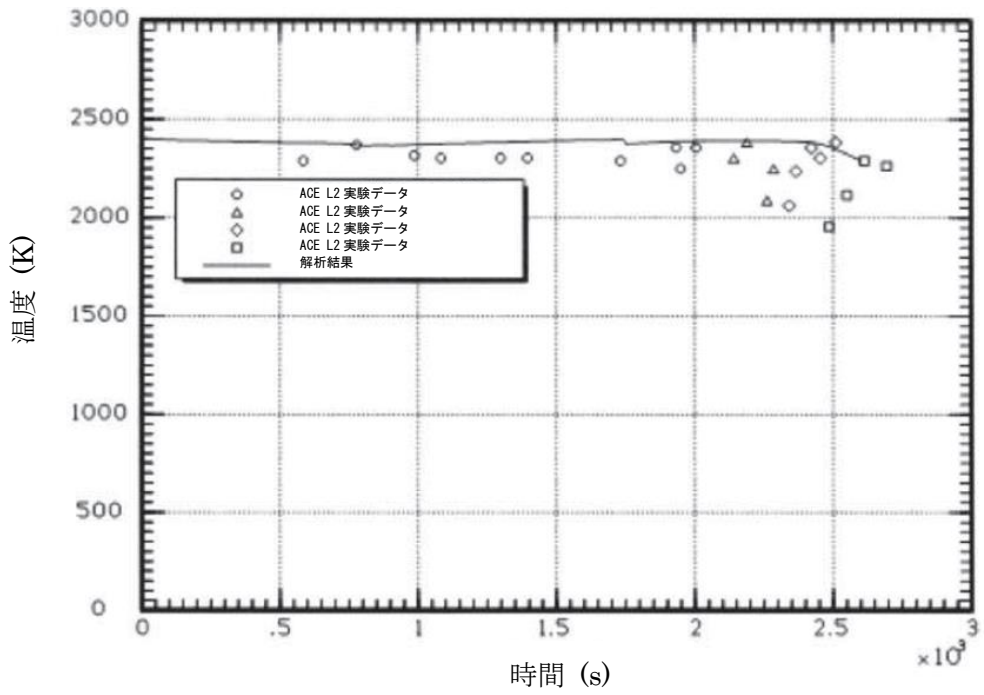
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-34 ACE 実験装置の概要



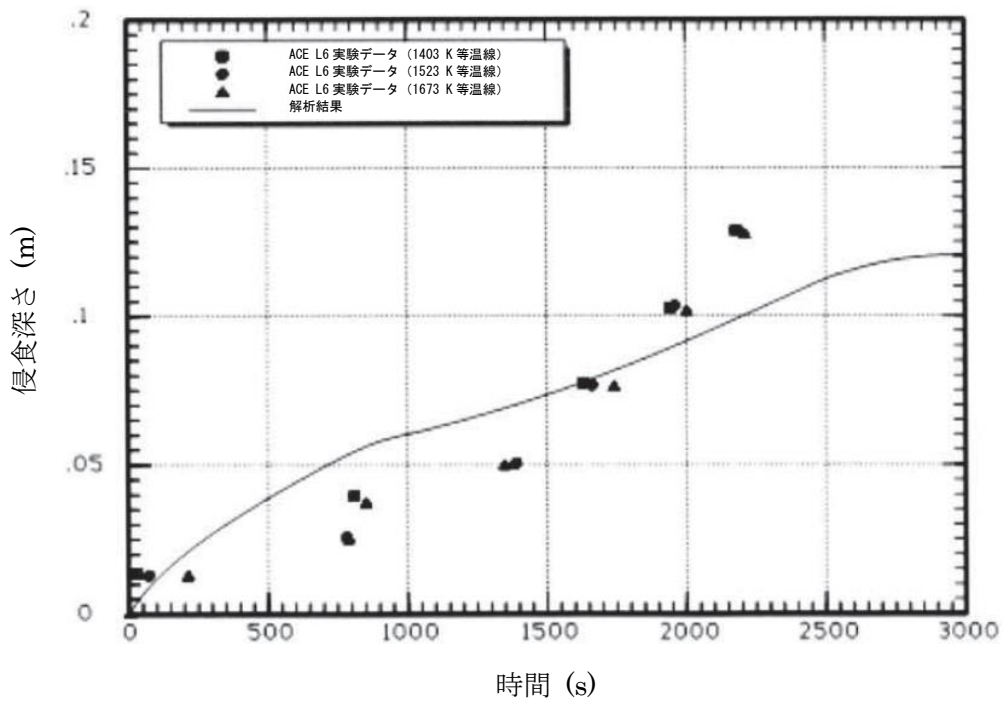
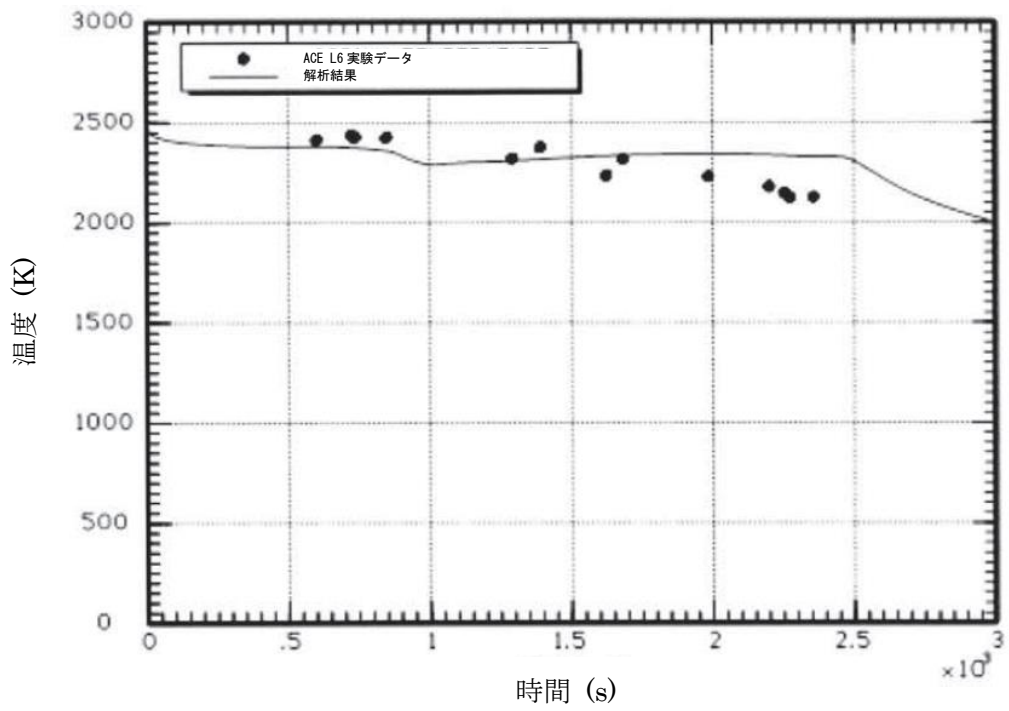
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-35 ACE 実験解析におけるノード分割



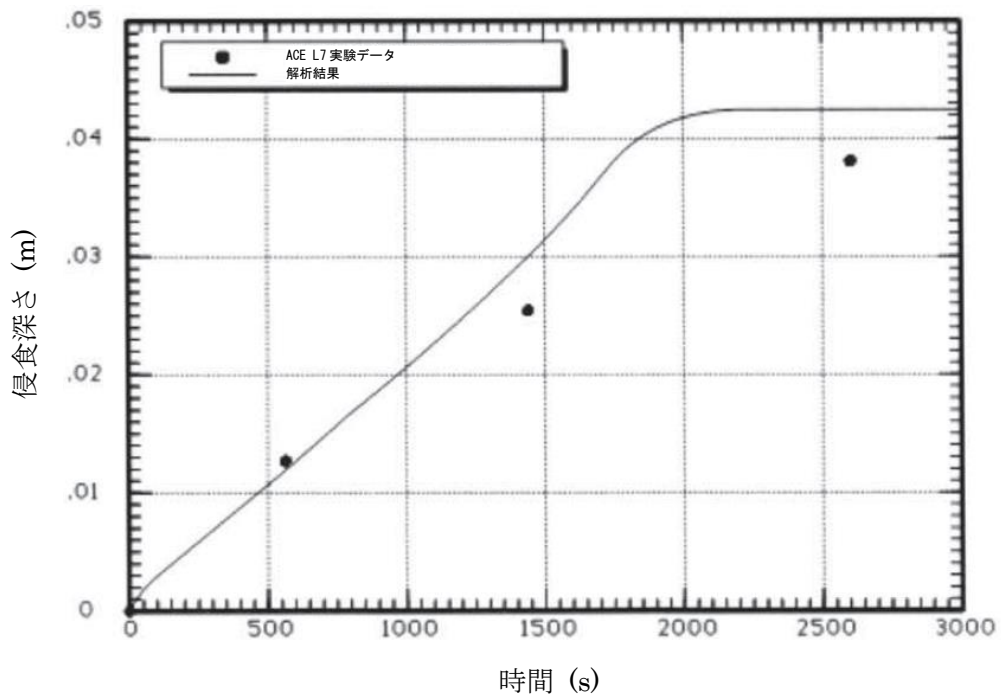
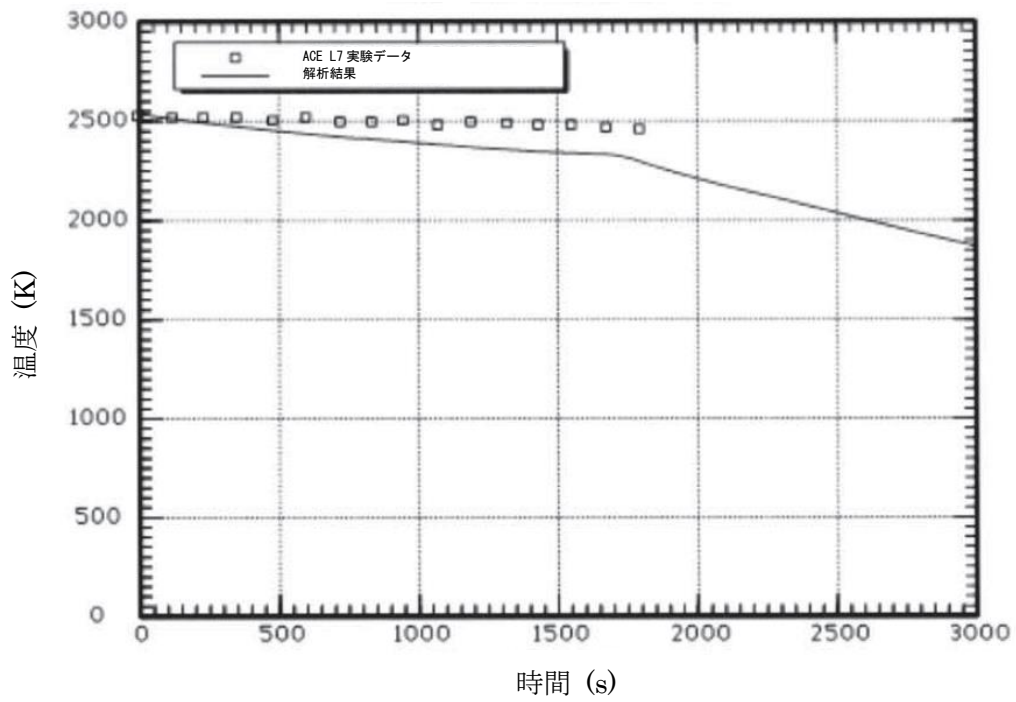
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-36 ACE 実験の解析結果 (L2 実験)



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-37 ACE 実験の解析結果 (L6 実験)



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-38 ACE 実験の解析結果 (L7 実験)

4.2.6 SURC-4 実験解析

(1) 実験の概要

SURC-4 実験^[8]は米国サンディア国立研究所で行われた MCCI 実験であり、OECD/NEA の国際標準問題 (ISP-24) にも選定されている。

実験装置の概要を図 4.2-39 に示す。試験装置は、アルミニウム製格納容器とその内部に設置された円筒状のるつぼから構成される。るつぼの側壁及び蓋は厚さ約 10cm の MgO 製铸造物であり、るつぼ全体の大きさは直径約 60cm、高さ約 100cm である。るつぼの下部には、厚さ約 40cm の玄武岩系コンクリート床が設置され、コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

実験では、コンクリート侵食が開始するまで、約 200kg のステンレス鋼と模擬 FP から成るコリウムを約 60kW の電気出力で誘導加熱し、それによるコンクリート侵食及びコリウム温度が測定されている。また、化学反応とガス放出への影響を調査するため、コンクリート侵食開始から約 14 分後に約 20kg のジルコニウムをコリウムに投入している。最終的な侵食深さは約 24.5～27.5cm であった。

(2) 解析条件

SURC-4 実験は、ACE 実験と同様のモデルで模擬できることから、図 4.2-35 に示したモデルを用いている。

解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し、その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は 1,750K であり、コンクリート床の初期温度は、コリウムとの界面ではコンクリート融点、底面では室温としている。

(3) 解析結果

図 4.2-40 に侵食深さの解析結果を測定データと比較して示す。解析による侵食率は、測定データとの良好な一致を得ている。なお、SURC-4 実験では外周部のコンクリート侵食深さが大きくなっており、解析結果と相違が見られるが、これは、実験では外周部からの誘導加熱によって溶融物を加熱しているため、外周部への入熱量が大きくなる試験体系によるものと考えられる。

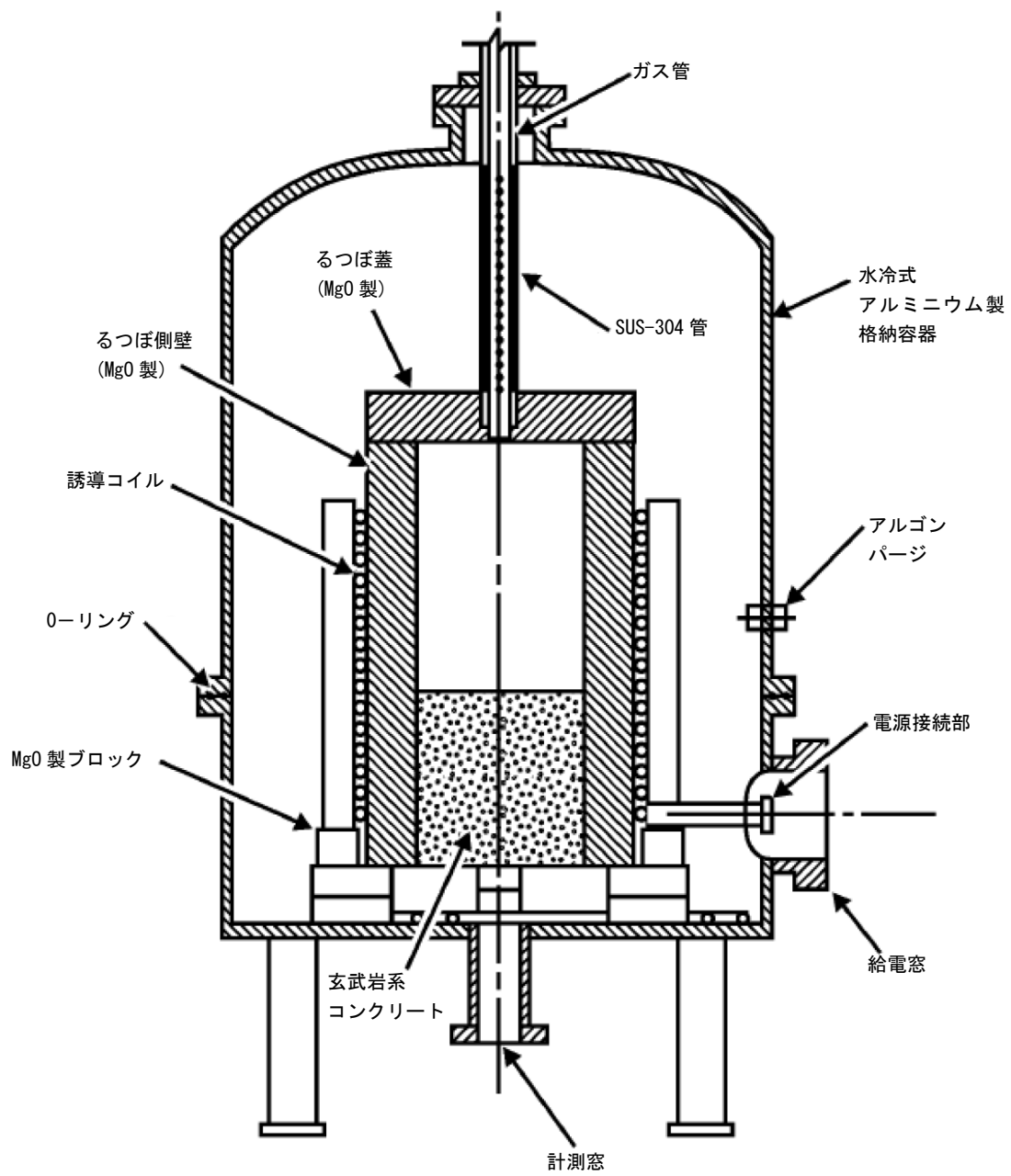
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

SURC-4 実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、溶融炉心とコンク

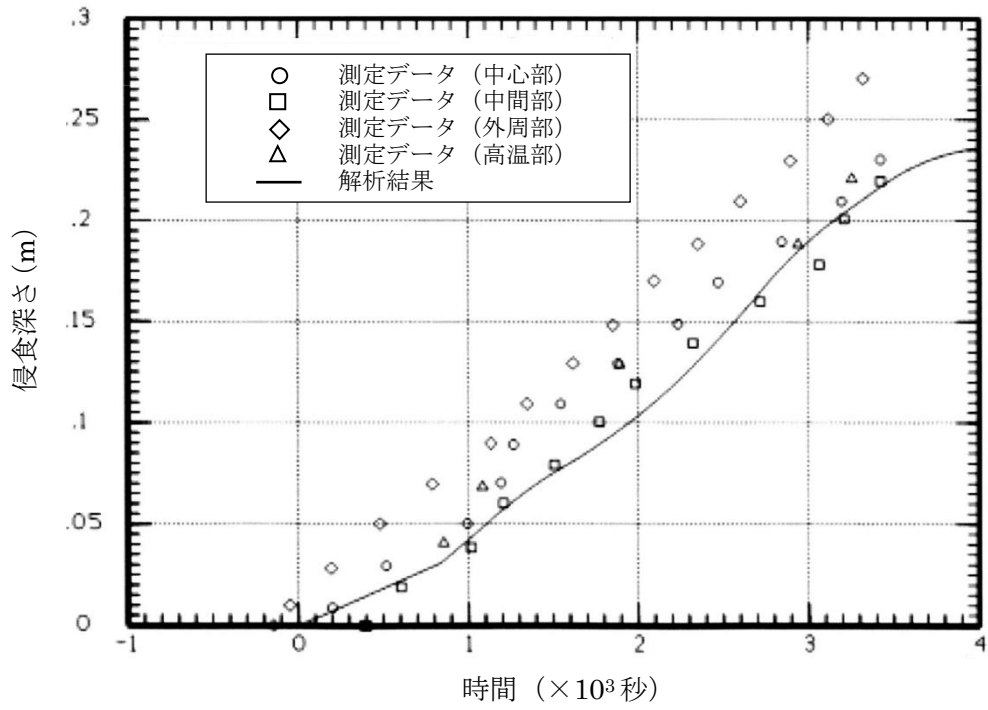
リークの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

MAAP 解析では，実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果となっており，MAAP による解析で得られた侵食速度は，SURC-4 実験における測定データとの比較から妥当である。また，非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの，コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって，MAAP は溶融炉心とコンクリートの伝熱及びコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関して，適切なモデルを有していると判断できる。



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-39 SURC-4 実験装置図



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-40 SURC-4 実験の解析結果

4.2.7 PHEBUS-FP 実験解析

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP 計画^{[19][20]}は、フランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN)、フランス電力庁及び EU を中核とする国際協力プログラムであり、燃料から放出される FP の種類、量、1 次系及び格納容器内への移行と除去挙動に関する知見を取得し、シビアアクシデント解析コードの改良及び検証に資することを目的として実施されている。

PHEBUS-FP 計画は、FPT0, 1, 2, 3 及び 4 の計 5 つの実験から構成されており、各実験では実燃料 (酸化ウラン燃料) を炉心内で熔融させ、放出される FP などの挙動を調査している。FPT0 実験は未照射燃料を対象とし、FPT4 実験は燃料デブリを対象としていること、FPT2 実験及び FPT3 実験はいずれも水蒸気枯渇状態で実施されていることを考慮し、ここでは水蒸気雰囲気下で照射済燃料を対象に実施された FPT1 実験を取り上げる。なお、同実験は、OECD/NEA の国際標準問題 (ISP-46) にも選定されている。

図 4.2-41 には実験設備の概要を示すが、装置は大きく 3 領域に分かれており、それぞれ炉心、1 次系及び格納容器を模擬している。炉心には長さ約 1m の実燃料 20 本と制御棒で構成される試験体が設置され、中性子束によって加熱される。炉心部には図 4.2-42 に示す軸方向位置に熱電対が配置されており、温度が測定される。また、放出された FP は燃料を取り囲むシュラウド内に試験体下部より供給される水蒸気によって上部垂直ラインに導かれる。FPT1 実験における水蒸気流量及び炉心の加熱出力を図 4.2-43 に示す。

1 次系はホットレグ及びコールドレグを模擬する内径 3cm、長さ約 13.3m の水平配管と、SG 伝熱管を模擬する内径約 2cm、長さ約 10m の U 字管で構成される。

模擬格納容器は約 10m³ の容積を有しており、内部に備えられたコンデンサは、実機の格納容器壁面における水蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着を模擬するように、雰囲気温度より低い温度に設定されている。また、下部にはエアロゾルを含んだ洗浄水を溜めるサンプルが設けられている。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-44 に示すとおり、炉心部を径方向に 2 領域、軸方向に 11 ノードでモデル化している。径方向中心領域は、8 本の燃料棒と 1 本の制御棒を含んでおり、径方向外周領域は 12 本の燃料棒を含んでいる。1 次系は図 4.2-45 の破線で囲んだ領域、すなわち炉心、上部プレナム、ホットレグ、SG 伝熱管 (ホットレグ管及びコールドレグ管)、中間レグでモデル化している。格納容器は、図 4.2-46 に示すように、上部区画と下部区画に分割してモデル化している。解析では図 4.2-43 に示した水蒸気流量及び炉心の加熱出力の時間変化を境界条件として与えている。

(3) 実験及び解析の考察

被覆管温度、水素流量及び水素発生量、希ガス及びよう素の格納容器への放出割合について、測定データと解析結果の比較を図 4.2-47～図 4.2-54 に示す。

A) 実験結果の考察

FPT1 実験では、実験開始後約 8,000 秒から、水蒸気流量及び炉心の加熱出力を増加させ、炉心崩壊や FP 放出のデータを取得している。図 4.2-47～図 4.2-50 には下端からそれぞれ 700mm, 600mm, 400mm 及び 300mm の高さにおける外周部燃料の被覆管温度を示している。被覆管温度は、実験開始後約 8,000 秒から炉心の加熱の増加にしたがって大きく上昇し、実験開始後約 11,000 秒には急上昇が見られる。その後も炉心の加熱出力が増加することにより被覆管温度は高温を維持し、加熱出力がなくなる実験開始後約 17,000 秒で減少に転じる。

図 4.2-51 には水素流量を示すが、実験開始後約 8,000 秒から徐々に上昇し、被覆管温度と同じく実験開始後約 11,000 秒に急上昇が生じている。したがって、同時刻における被覆管温度の急上昇は、ジルコニウム酸化反応による発熱が原因と考えられる。被覆管温度及び水素発生量はピークを過ぎるとすぐに減少する。これは、熔融燃料のキャンドリングが開始することで被覆管と水蒸気の接触面積が減少し、酸化反応も減少したためと推測される。高さ 300mm の場合に、約 1,500°C に到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも、上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。ジルコニウム酸化反応の進展により被覆管外面には酸化ジルコニウム層が形成されるが、被覆管内面の金属部は 1,800°C 程度で熔融するため、それ以上の温度になると酸化ジルコニウム層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約 2,200°C を超えると熔融した被覆管による二酸化ウランの溶解現象が進み、被覆管内部は熔融物割合が高まる。そのような状況では酸化ジルコニウム層では被覆管形状を維持できずに破損し、熔融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。図 4.2-52 には水素発生量の積算値を示しているが、最終的に発生した水素量は $96 \pm 13\text{g}$ と推定されており、これは初期ジルカロイの 64% が酸化したことに相当する。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 には、一次系及び格納容器内に放出された希ガス及びよう素の割合を示す。オンライン計測によると、実験開始後約 6,000 秒には被覆管破損にともなう少量の FP 放出が確認されているが、希ガス及びよう素の放出が顕著になるのは、ジルコニウム酸化反応にともなう発熱により燃料温度が急上昇する実験開始後約 11,000 秒である。その後、燃料温度は高温を維持するため、希ガス及びよう素の放出は継続されるが、実験開始後約 17,000 秒で加熱がなくなると、積算放出割合はほぼ一定となる。図 4.2-55 に実験結果の分析から得られたよう素

の回路内マスバランスを示す。よう素のバンドル内残存割合は約 13%であり、したがって最終的にはバンドル外へ約 87%が放出された。一方、1次系（コールドレグ）内質量流量の測定値からは、1次系を通過して格納容器内に放出された希ガスの割合は約 77%となるが、PHEBUS-FPT1 実験最終報告書^[20]においては、燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から、この値はやや過小評価であり、実際はよう素と同等の 80～85 %程度であったと推定されている。

B) 解析結果の考察

被覆管温度の解析結果を図 4.2-47～図 4.2-50 に示すが、炉心の加熱出力が増加する実験開始後約 8,000 秒まで、解析結果と測定データは良く一致している。その後、解析結果は測定データをやや上回る傾向を示しており、急上昇が生じる時刻は測定データに比べて 500 秒程度早くなっている。図 4.2-51 には水素流量の解析結果を示しているが、実験開始後約 8,000 秒から水素流量はやや大きく予測されており、このためジルコニウム水反応による発熱量が実験に比べて大きくなったと考えられる。この結果は、被覆管温度の解析結果が測定データを上回り、また被覆管温度の急上昇を早く予測した結果と整合する。図 4.2-52 には、積算水素量を示すが、最終的な水素発生量の解析結果は測定データに比べて 3 割程度多くなっている。

MAAP の解析では被覆管温度が約 1,600°C 以上で Baker-Just モデル、それより低温では Cathcart モデルを使用しているが、被覆管温度が 1,500°C 程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから、Cathcart モデルによる酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。解析結果と測定データの差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。すなわち、図 4.2-44 に示すとおり実験のバンドル形状は 5×5 配列であり、燃料棒間及び外周構造体との輻射熱伝達や、水蒸気による対流熱伝達による影響を考慮すると、半径方向には比較的大きな温度分布が生じると考えられる。実際に図 4.2-56 に示す実験後の燃料バンドルの X 線トモグラフィでは、半径方向にかなり強い非均質性が見られている。一方、解析においては、バンドルを内側 12 本、外側 8 本の 2 領域で模擬しているため、半径方向の温度分布が実験に比べて均質化されることにより、被覆管温度の予測性に影響を与えている可能性がある。

約 11,000 秒付近の被覆管温度のピーク値については、解析結果が実験結果より数十°C 高めになっている。また、高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング開始タイミングは、燃料棒内で溶融した被覆管による二酸化ウランの溶解速度と、酸化ジルコニウム層による形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の酸化ジルコニウム層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では

2,500K (約 2,227°C) にて溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに酸化ジルコニウム層の破損による CANDU ドリング開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定となっており、CANDU ドリング開始タイミングが遅れたため、CANDU ドリングによって酸化反応が阻害されていないことになるが、二酸化ウランの融点 (約 2,800°C) より低い温度で液化するという観点からは妥当であるといえる。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 に FP 積算放出割合の解析結果を示す。FP 放出が開始される時間は、解析結果と測定データで良く一致している。これは、被覆管破損が生じる実験開始後約 6,000 秒まで、被覆管温度を良く再現できていることから妥当な結果と考えられる。一方、FP 放出が顕著になる実験開始後約 11,000 秒以降は、測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し、解析結果は約 0.5 まで急激に増加した後、緩やかな増加を示す。この原因は、解析において燃料温度が測定データに比べて高く予測され、FP の放出が促進されたためと考えられる。

実験終了時の積算放出割合については、解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが、図 4.2-53 に示した希ガスの積算放出割合については、解析結果が実験結果を若干上回り、図 4.2-54 に示したよう素の積算放出割合については解析結果が実験結果を若干下回っている。MAAP の解析においては、径方向を 2 チャンネル、軸方向を 11 ノードに分割した各セルでは温度や溶融状況は均一であり、温度分布及び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で、実験後の燃料の X 線トモグラフィ (図 4.2-56) では、温度分布及び空洞化部分は左右非対称である。MAAP の炉心モデルは、1 つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象としており、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射熱伝達の計算などに誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定される。

PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心と比較すると小規模な体系を扱っているため、解析における炉心のチャンネル分割方法が結果に影響を及ぼしたと考えられる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

PHEBUS-FP 実験においては、燃料バンドルの加熱にともなう被覆管温度の上昇、ジルコニウム酸化反応による被覆管温度の急上昇及び炉心溶融といった事象進展の中で、FP 放出の挙動が確認されている。

FP 放出割合の解析結果と測定データの比較から、FP 放出の開始時間を良く再現

できることを確認している。

解析結果と測定データの差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心に比較して小規模な体系を扱っており、個々の燃料棒の形態が大きく影響するが、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

以上のことから、MAAP による解析で得られた FP 放出割合は、PHEBUS-FP 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は原子炉圧力容器内 FP 挙動及び原子炉格納容器内 FP 挙動に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

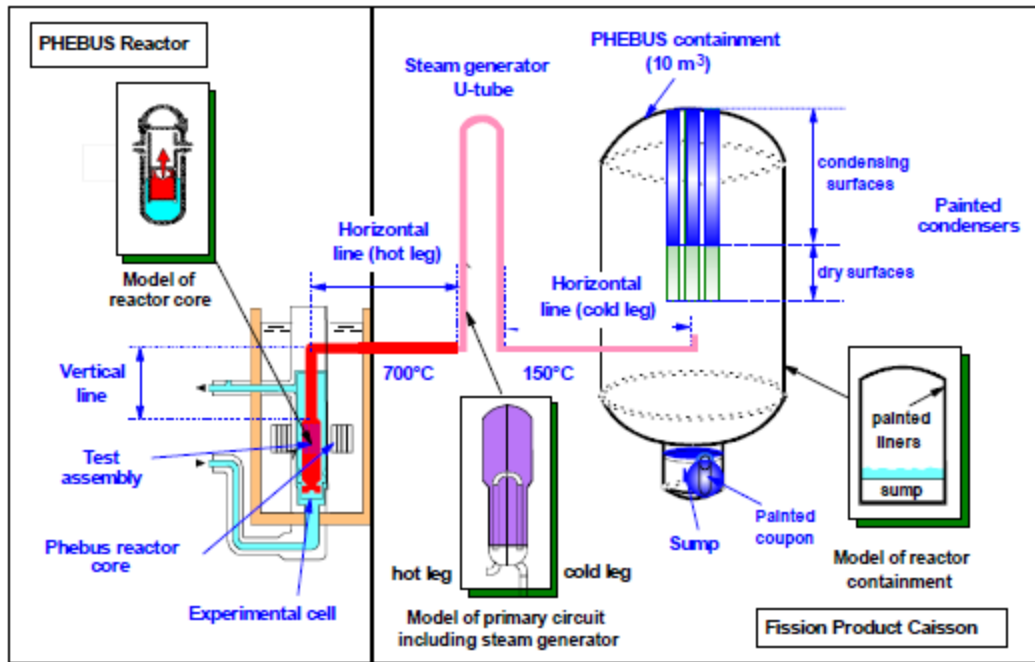


図 4.2-41 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における設備概要^[21]

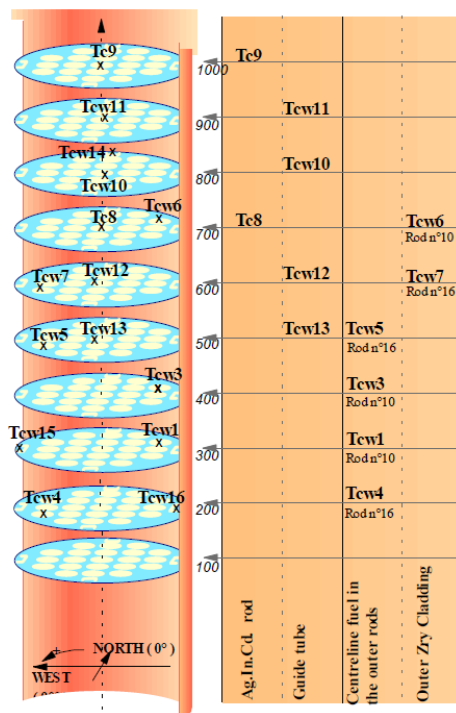


図 4.2-42 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における炉心部の熱電対位置^[21]

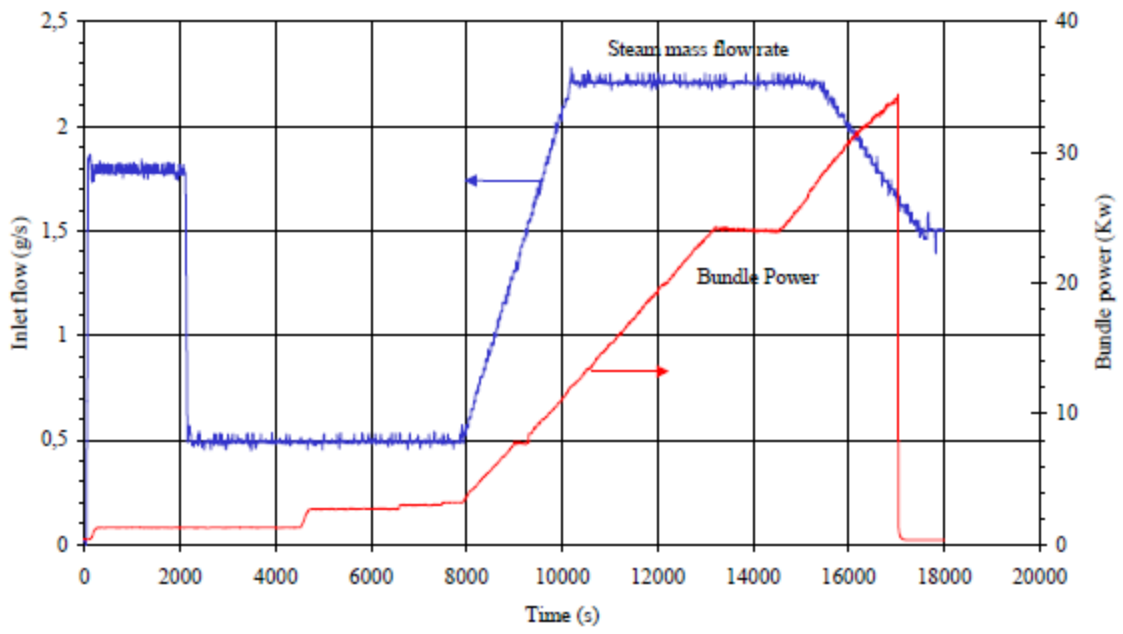


図 4.2-43 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるバンドル出力と蒸気流量^[21]

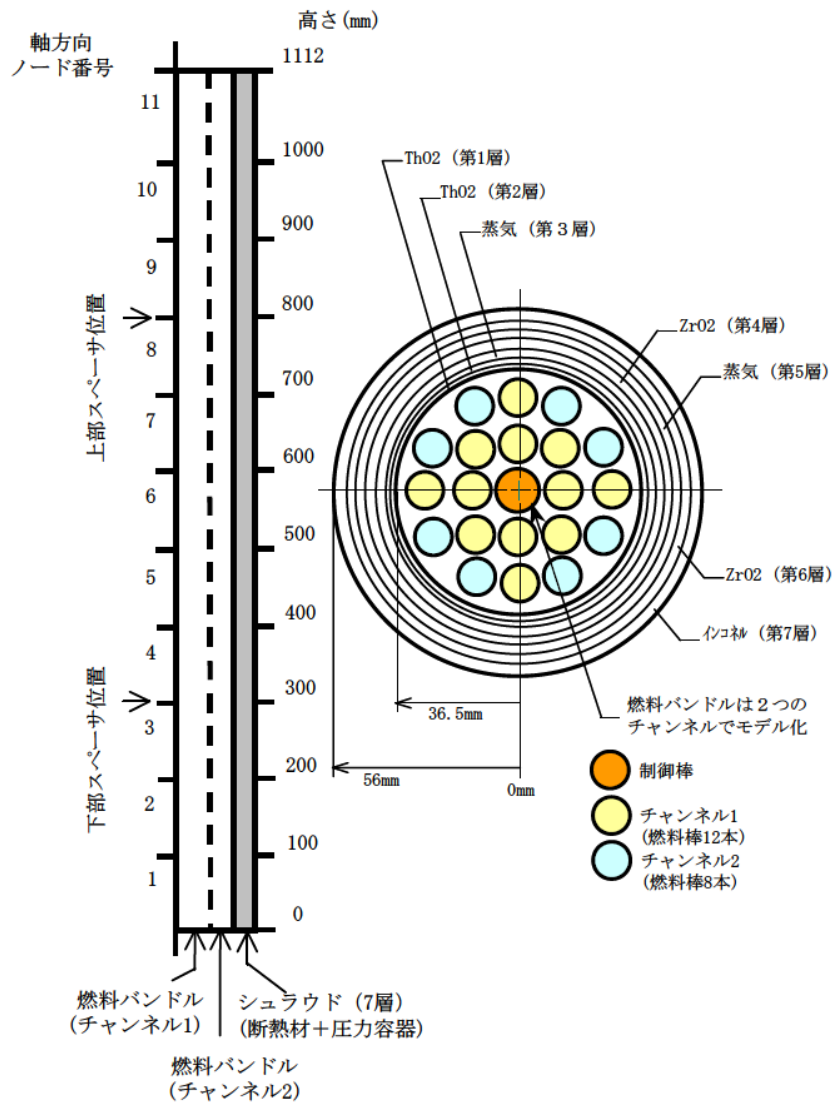


図 4.2-44 PHEBUS-FP 実験解析における炉心 (燃料バンドル) モデル^[21]

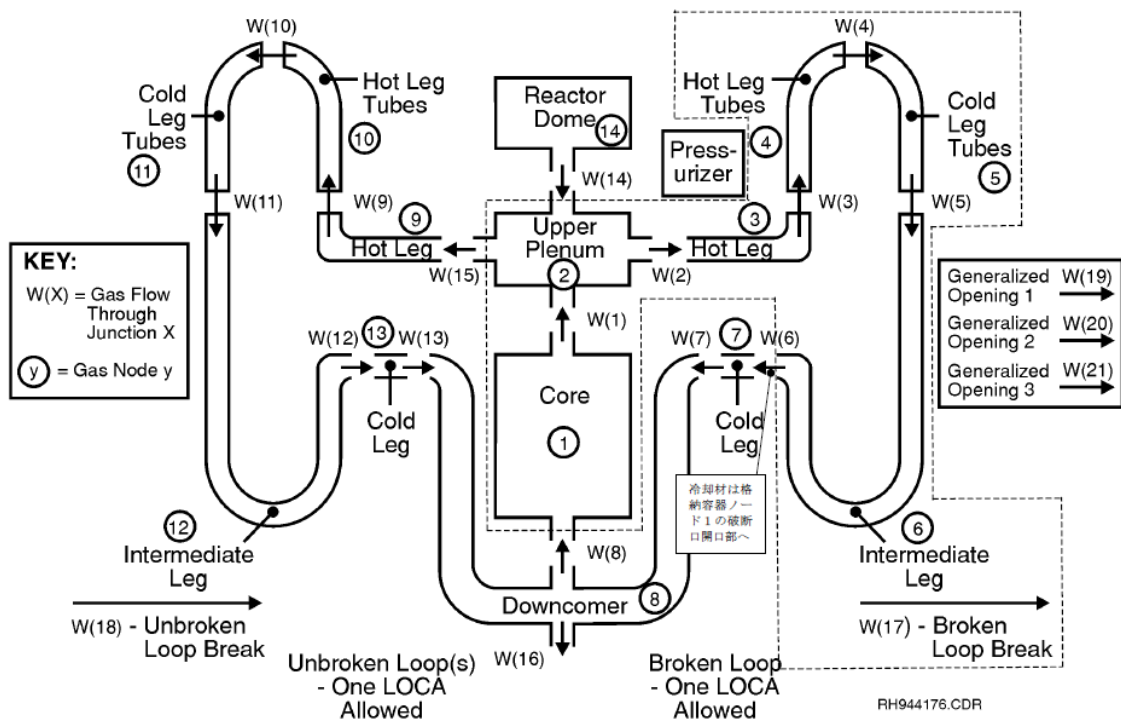


図 4.2-45 PHEBUS-FP 実験解析における 1 次系モデル^[21]

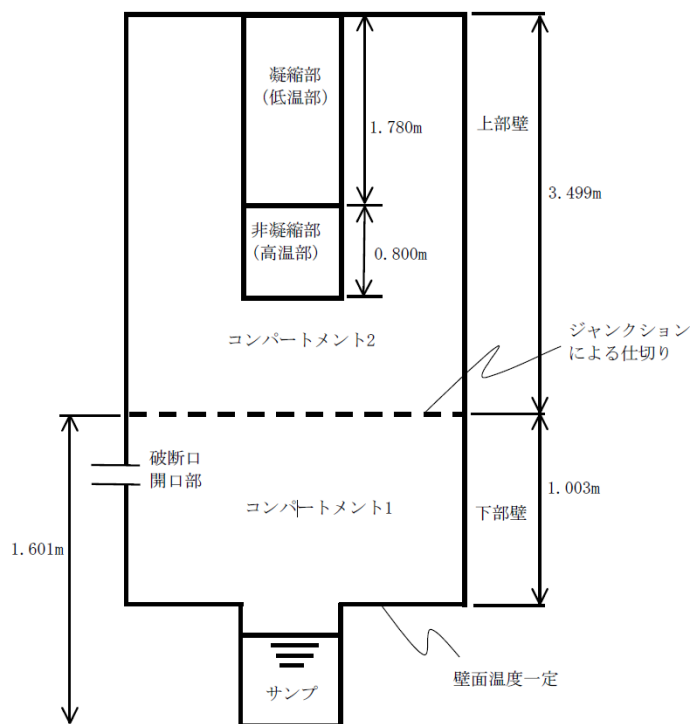


図 4.2-46 PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル^[21]

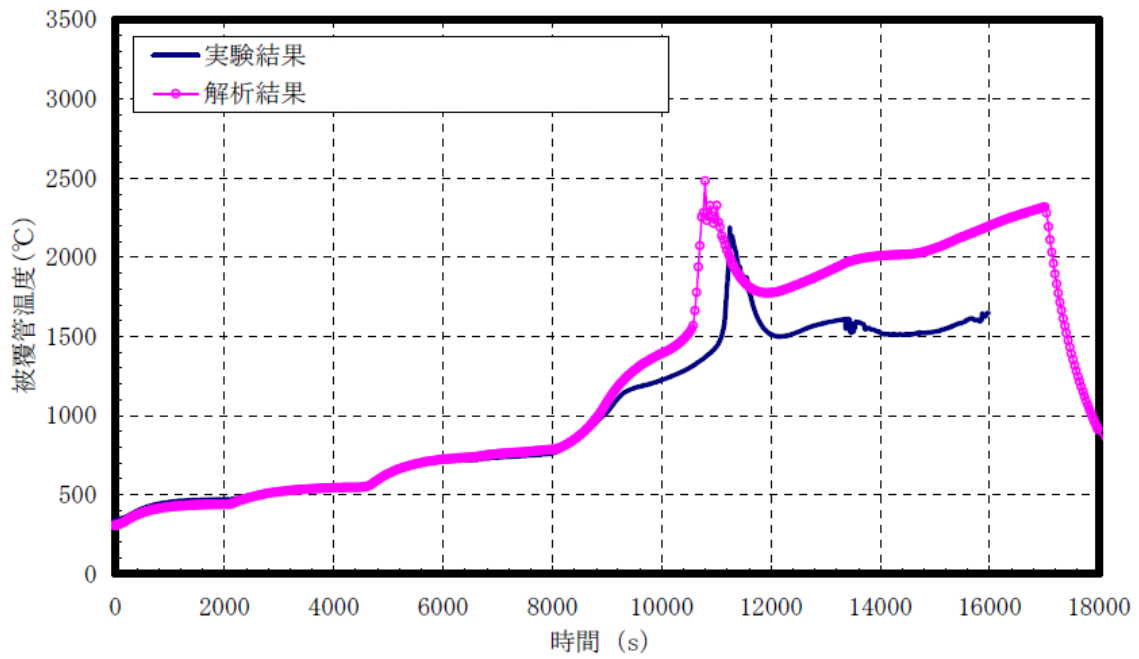


図 4.2-47 PHEBUS-FP 実験の解析結果（被覆管温度，下端から 700mm）^[21]

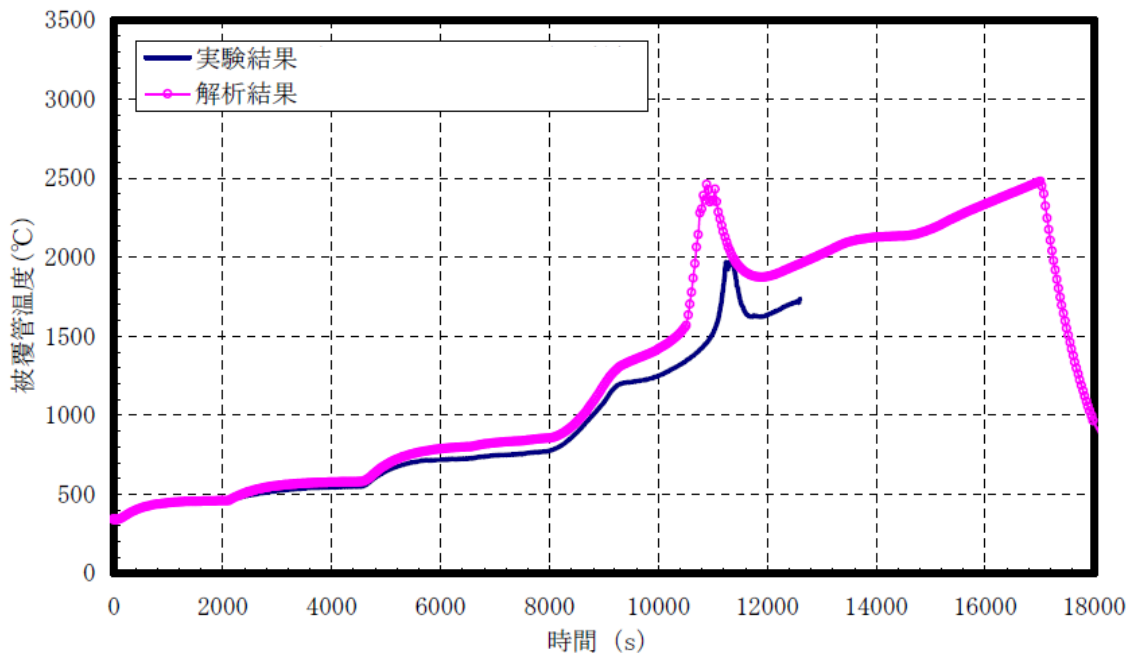


図 4.2-48 PHEBUS-FP 実験の解析結果（被覆管温度，下端から 600mm）^[21]

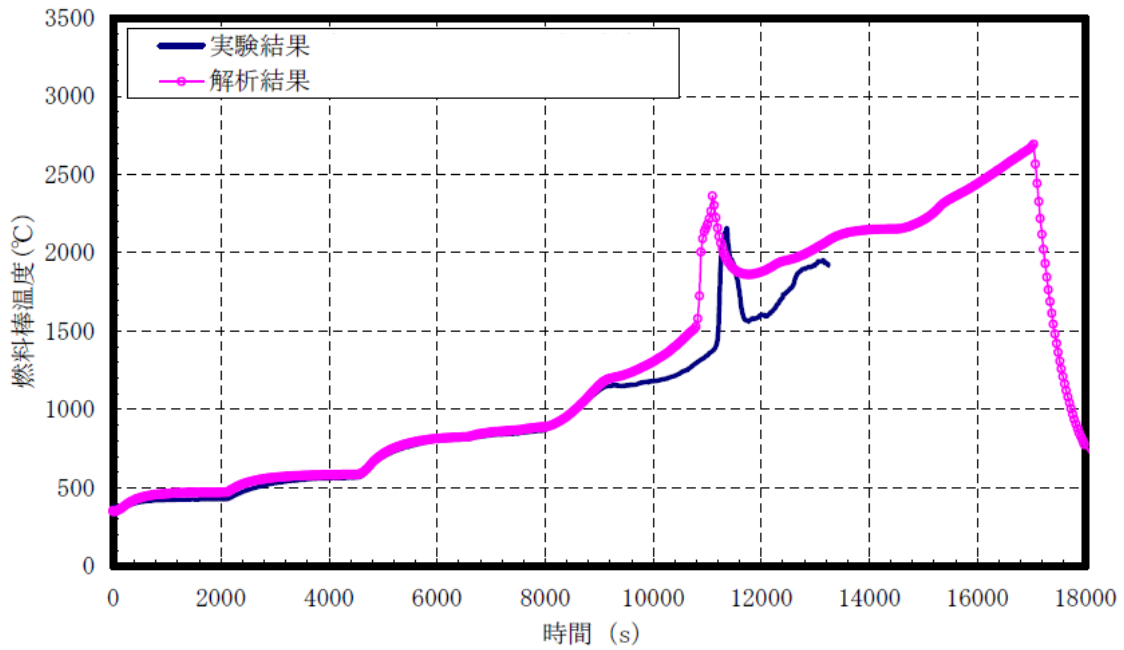


図 4.2-49 PHEBUS-FP 実験の解析結果 (被覆管温度, 下端から 400mm) [21]

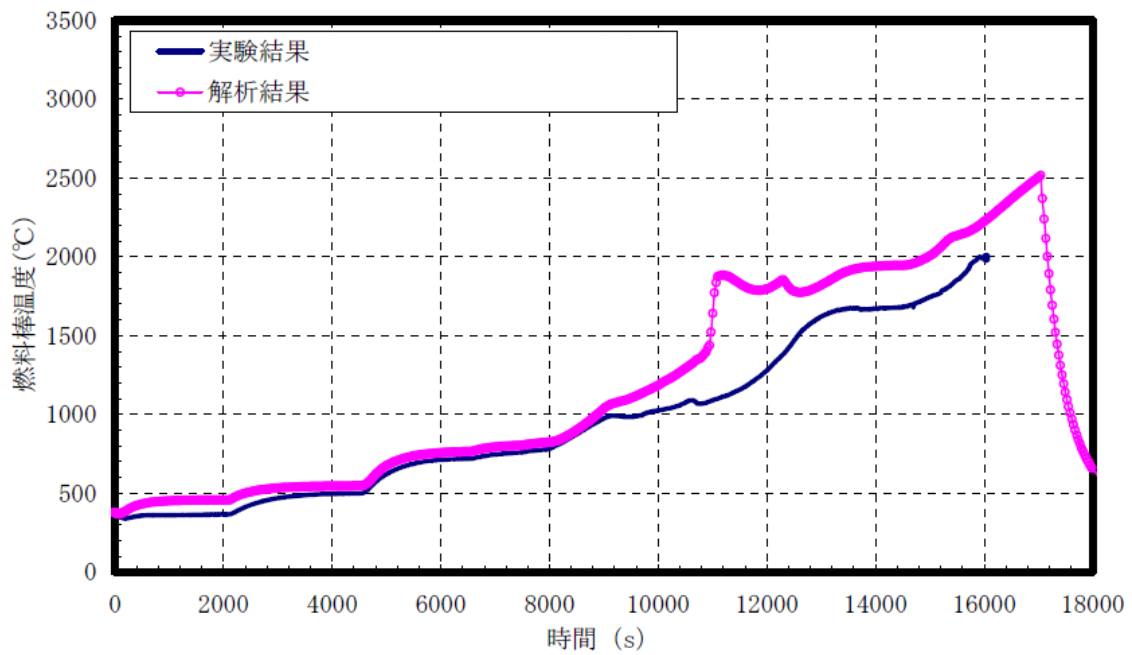


図 4.2-50 PHEBUS-FP 実験の解析結果 (被覆管温度, 下端から 300mm) [21]

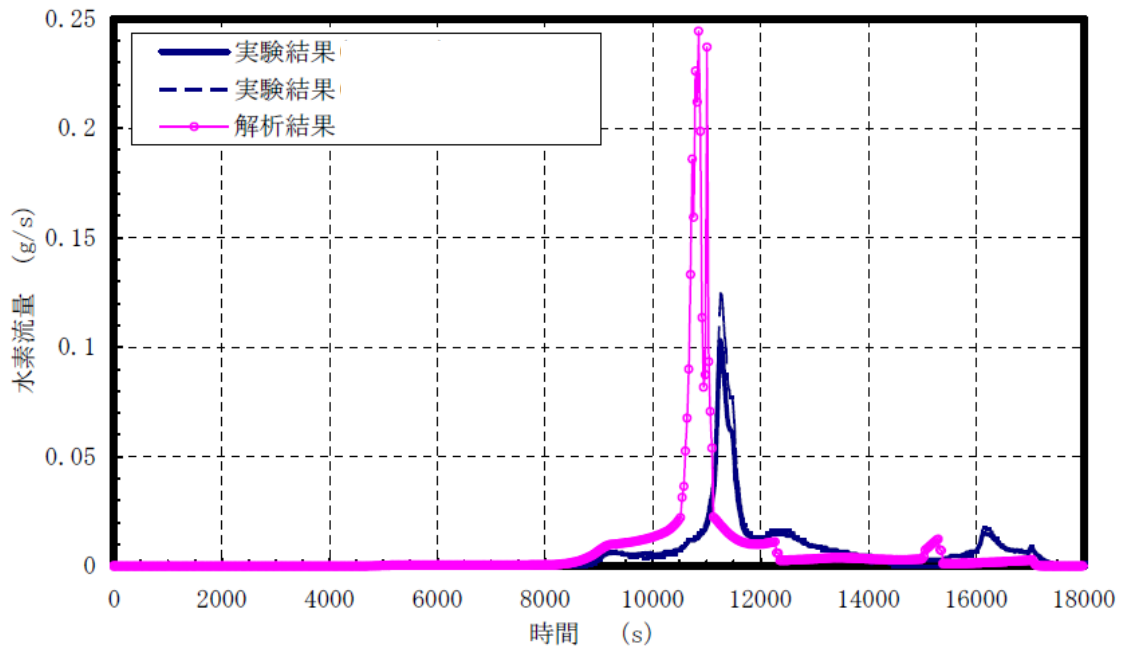


図 4.2-51 PHEBUS-FP 実験の解析結果（水素流量）^[21]

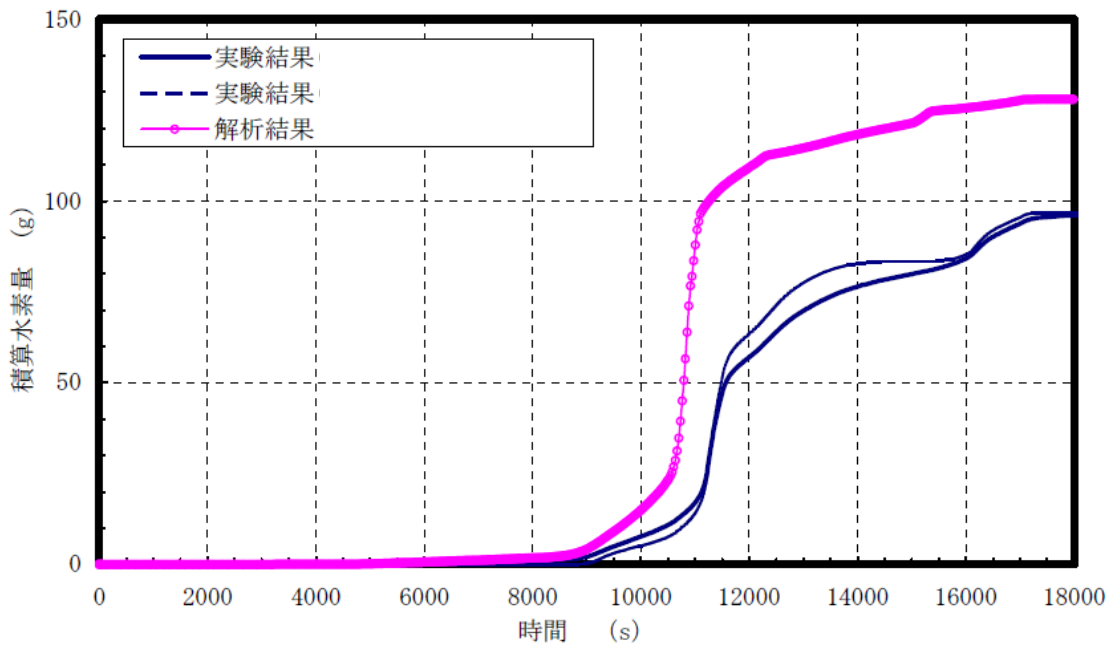


図 4.2-52 PHEBUS-FP 実験の解析結果（積算水素量）^[21]

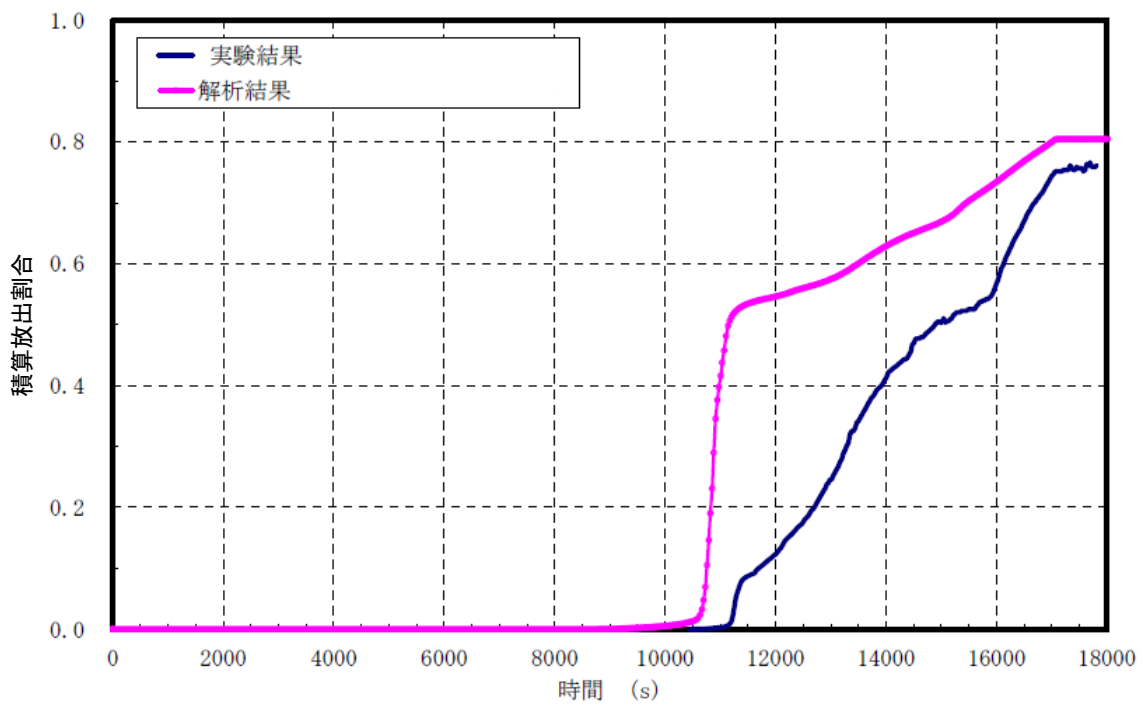


図 4.2-53 PHEBUS-FP 実験の解析結果（希ガス積算放出割合）^[21]

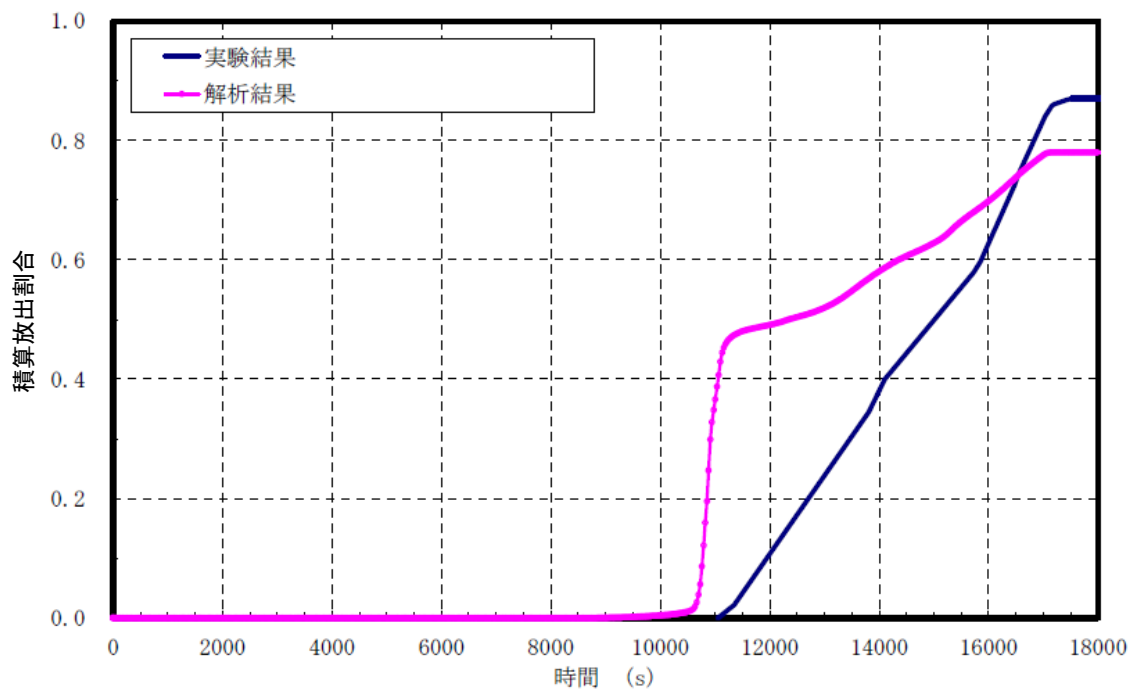


図 4.2-54 PHEBUS-FP 実験の解析結果（よう素積算放出割合）^[21]

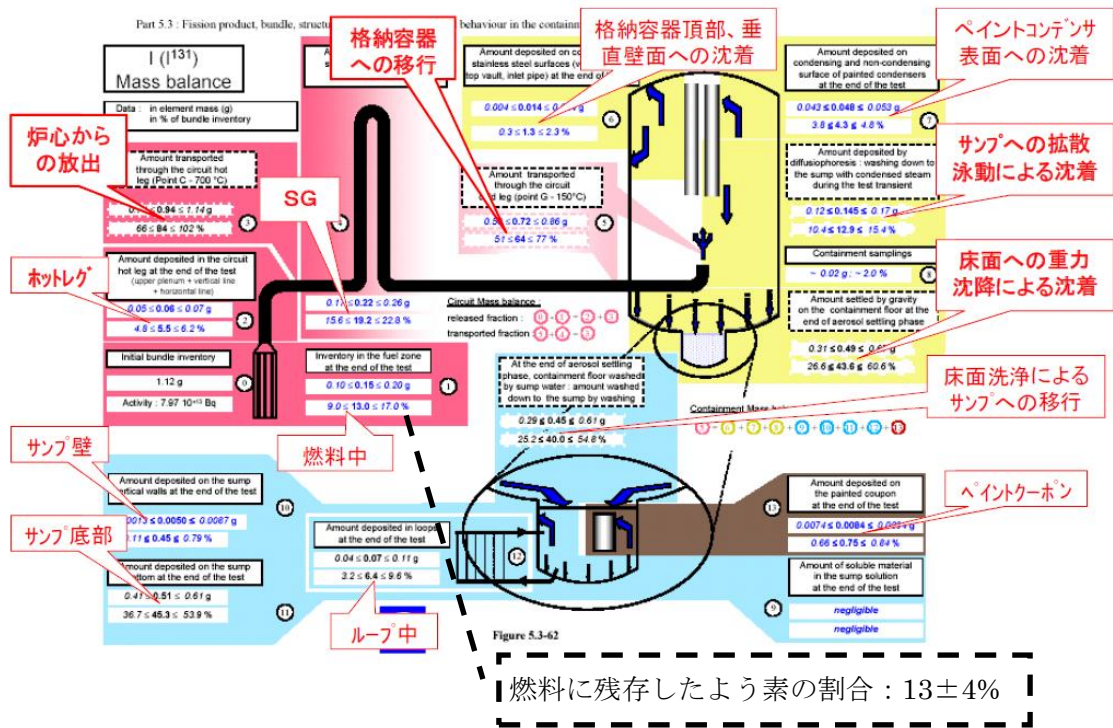


図 4.2-55 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるよう素の回路内マスバランス^[21]

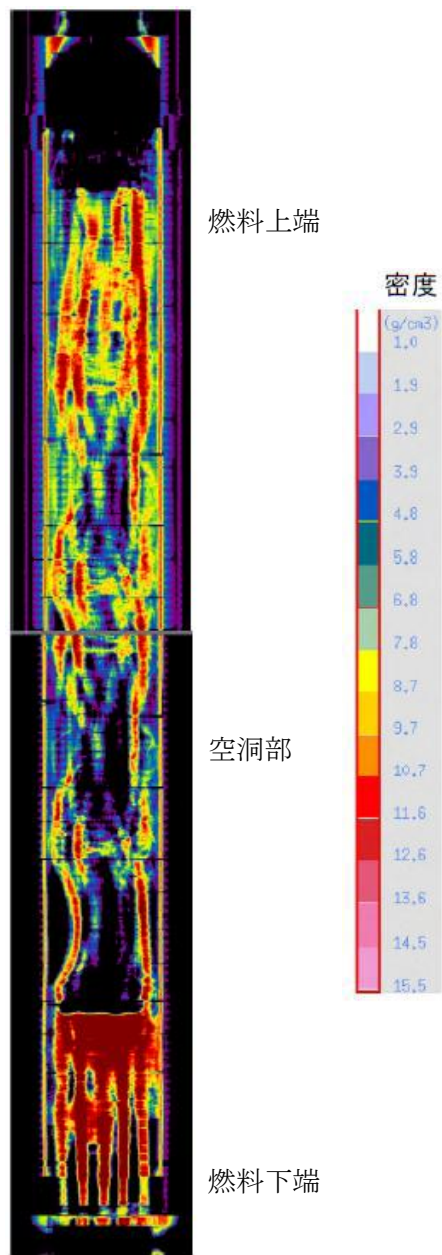


図 4.2-56 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における燃料バンドルの X 線トモグラフィ^[21]

4.2.8 ABCOVE 実験解析

(1) 実験の概要

米国 Hanford Engineering Developing Laboratory で実施された ABCOVE (AB5) 実験^[22]では、計算コードの妥当性確認を目的に、エアロゾル挙動に関するデータが取得されている。実験では、図 4.2-57 に示すようにコンクリートピットに設置された容積約 852m³の格納容器内にエアロゾルを発生させ、凝集及び沈着にともなう気相中のエアロゾル濃度の減少挙動が調査された。

主な試験条件を表 4.2-7 に示す。エアロゾルは、スプレイノズルから格納容器内に噴出させたナトリウムを燃焼させることにより生成される。実験では、約 223kg のナトリウムが約 872 秒間スプレイされ、全てのナトリウムが酸化ナトリウム約 60%、水酸化ナトリウム約 40% から成るエアロゾルに変化している。エアロゾルの濃度はエアロゾルの生成にともなって増大し、スプレイ開始後約 383 秒で最大となり、約 1.7×10^{-4} g/cc (約 170g/m³) に到達した。エアロゾル生成が継続する約 900 秒後まで高い濃度が維持され、その後は凝集及び重力沈降によって約 10⁵ 秒後には約 5×10^{-9} g/cc 程度にまで減少している。

(2) 解析条件

AB-5 実験におけるエアロゾル特性及び実験体系を考慮し、エアロゾル濃度の推移を解析している。なお、MAAP の解析手法とは異なる数値解についてもあわせて評価している。

(3) 解析結果

MAAP によるエアロゾル濃度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-58 に示す。MAAP による解析結果は測定データの挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの検討

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

高温の炉心から格納容器にガス状で放出された揮発性 FP は、気相中で冷却されエアロゾルを形成する。エアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると、重力沈降等によって気相中から格納容器内の構造材表面へ移動することにより、気相中の FP 濃度が低下する。MAAP ではこれらの格納容器内エアロゾル挙動を良く模擬できている。

MAAP による解析で得られたエアロゾル濃度は、ABCOVE (AB5) 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は原子炉格納容器内 FP 挙動に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-7 ABCOVE 実験 (AB5) の主要な条件^[23]

格納容器直径	7.62 m
格納容器高さ	20.3 m
格納容器体積	852 m ³
初期酸素濃度	23.3 %
初期温度	302.25 K
初期圧力	0.122 MPa
Na スプレー流量	256 g/s
スプレー期間	試験開始後 13~885 秒
エアロゾル生成速度	445 g/s
生成粒子の平均半径	0.25 μm

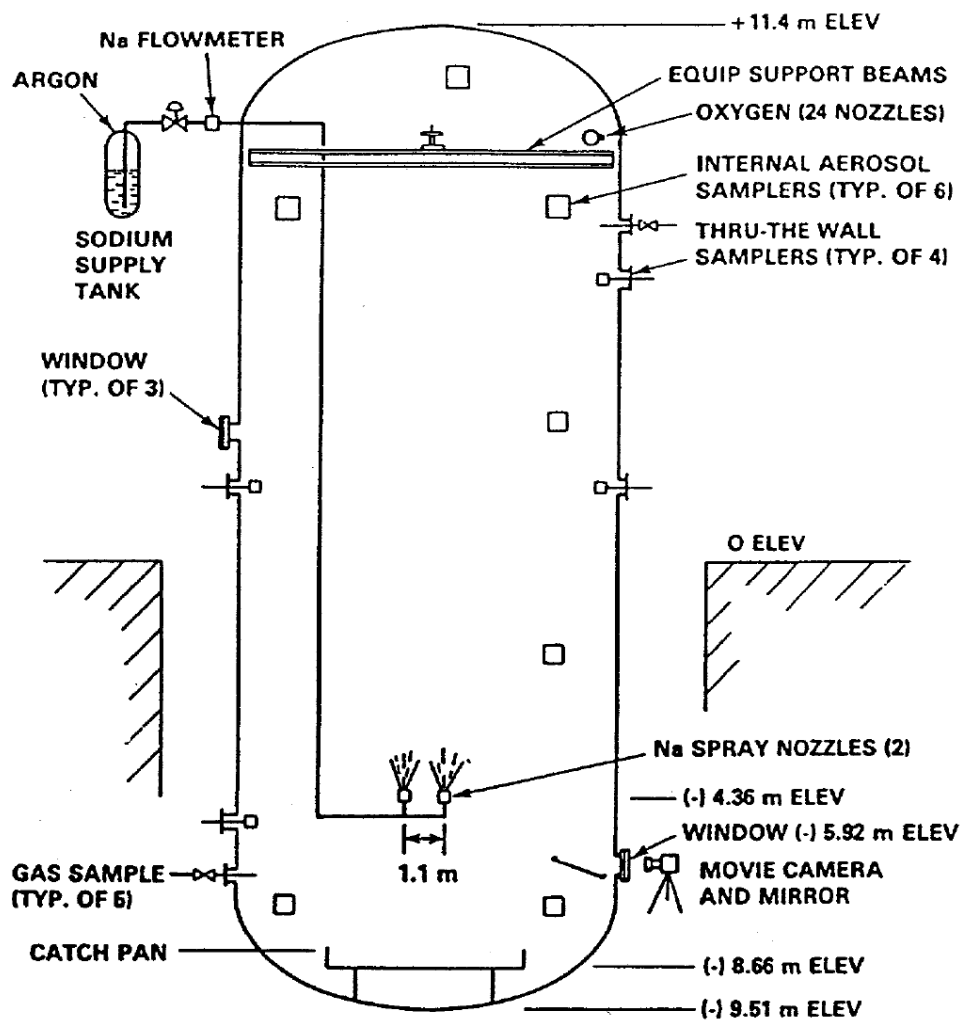
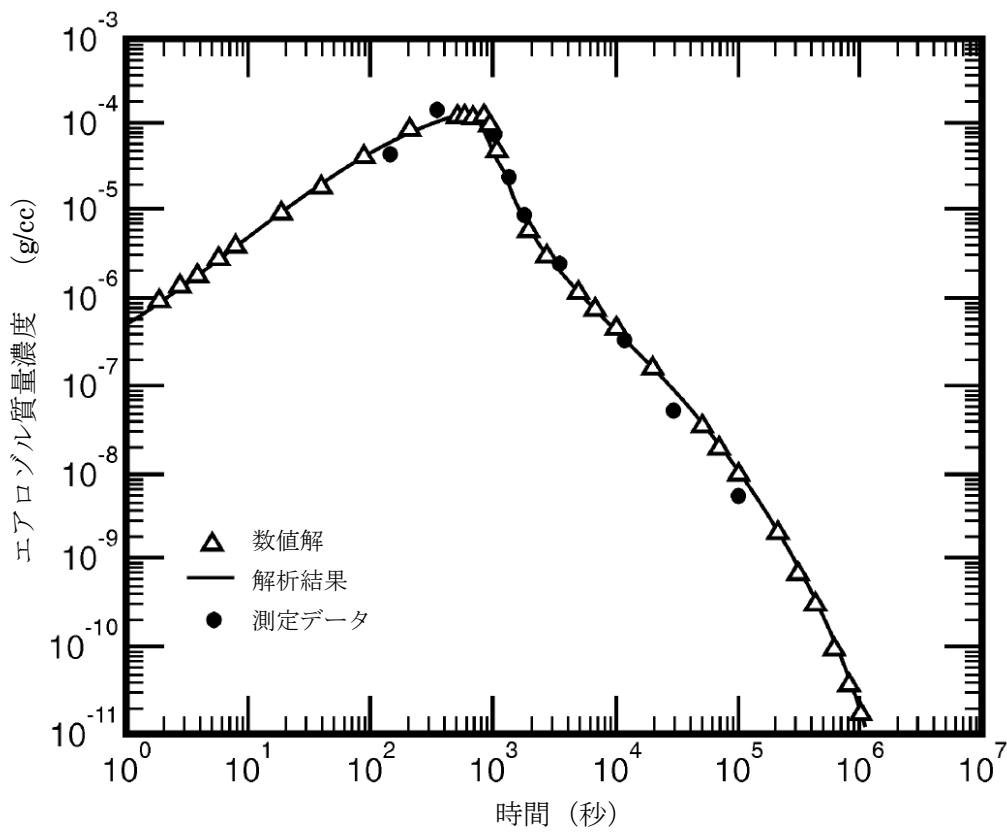


図 4.2-57 ABCOVE 実験 (AB5) における装置概要^[23]



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-58 ABCOVE 実験解析結果 (エアロゾル質量濃度)

4.3 妥当性確認（感度解析）

4.3.1 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（水位変化）・対向流」については，原子炉圧力容器内水位に関係する現象である。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては，対象とする原子炉水位といった原子炉圧力容器内挙動は SAFER コードによって評価されており，MAAP コードは格納容器内挙動の評価のみに用いられているが，格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては，MAAP コードによって，原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため，原子炉水位について SAFER コードと比較を行い，不確かさを確認する。

(1) 解析条件

SAFER コードは，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，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。また，SAFER コードは，MAAP コードと比較し原子炉圧力容器内のモデルが精緻であり，上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象（CCFL 現象）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（CCFL ブレークダウン現象）などを考慮することができる。

SAFER コードは炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループのうち以下の 6 グループで使用され，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管温度等の評価に使用されている。

- ・ 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
- ・ LOCA 時注水機能喪失（中小破断 LOCA）
- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）

そこで，これらのシーケンスグループのうち，原子炉水位の低下が比較的緩慢な「高圧注水・減圧機能喪失」（以下，TQUX シーケンス）及び比較的速い「LOCA 時注水機能喪失（中小破断 LOCA）」（以下，中小破断 LOCA シーケンス）の 2 グループを対象として比較評価を行った。

(2) 解析結果

原子炉水位について，原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能な SAFER コード

との比較を通じて確認した。BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントを例とし、炉心損傷防止対策の有効性評価で評価している TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスを対象とした。

A) TQUX シーケンス

解析結果を図 4.3-1 に示す。SAFER コード, MAAP コードとも給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。初期値が異なるのは、上部プレナムノードの定義の違いによる。すなわち、SAFER コードは気水分離器第一段上端までとしているのに対し、MAAP コードでは気水分離器の上端までとしているためである。原子炉水位低（レベル 1）に到達して 10 分後に作動する原子炉代替減圧系による急速減圧開始時刻は、約 4 分の差異が生じている。また、SAFER コードでは急速減圧後の水位上昇が大きく評価され、その後の蒸気流出の継続による水位低下が顕著に確認される。また、急速減圧後、SAFER コードでは炉心入口での CCFL の発生により炉心から下部プレナムへの落下水量が抑えられるため、炉心水位は MAAP コードよりも高めとなる。MAAP コードでは、有効燃料棒底部まで低下しており、その後の低圧注入による注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約 4 分 MAAP コードの方が遅くなる。

B) 中小破断 LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-2 に示す。5cm²の破損を想定するとともに、給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。TQUX シーケンスと同様、上部プレナム内の水位の初期値は異なる。25 分後の急速減圧と注水開始以降は、TQUX シーケンスと同様な傾向を示す。MAAP コードでは、炉心入口の CCFL を考慮していないために水位低下幅は SAFER コードよりも大きく、その後の補給水系の注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約 2 分早い。

(3) まとめ

原子炉水位変化について、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能な SAFER コードと比較を行った。CCFL の取り扱い等により水位変化に差異が生じたが、水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻に関しては、TQUX シーケンス、中小破断 LOCA シーケンスとも SAFER コードとの差異は小さく、短期的な挙動をよく模擬できており、崩壊熱の影響が支配的となる長期的な挙動を評価対象とした、有効性評価における格納容器挙動評価への適用性に問題は無いと判断した。

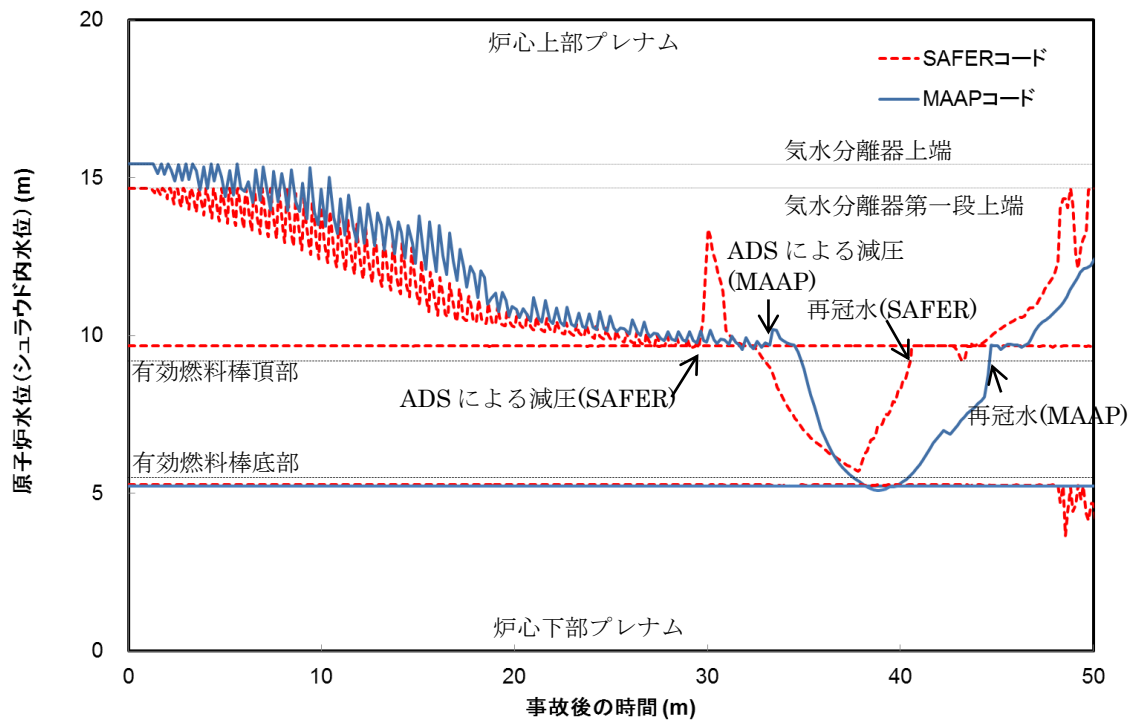


図4.3-1 原子炉水位に関するコード間比較 (TQUXシーケンス)

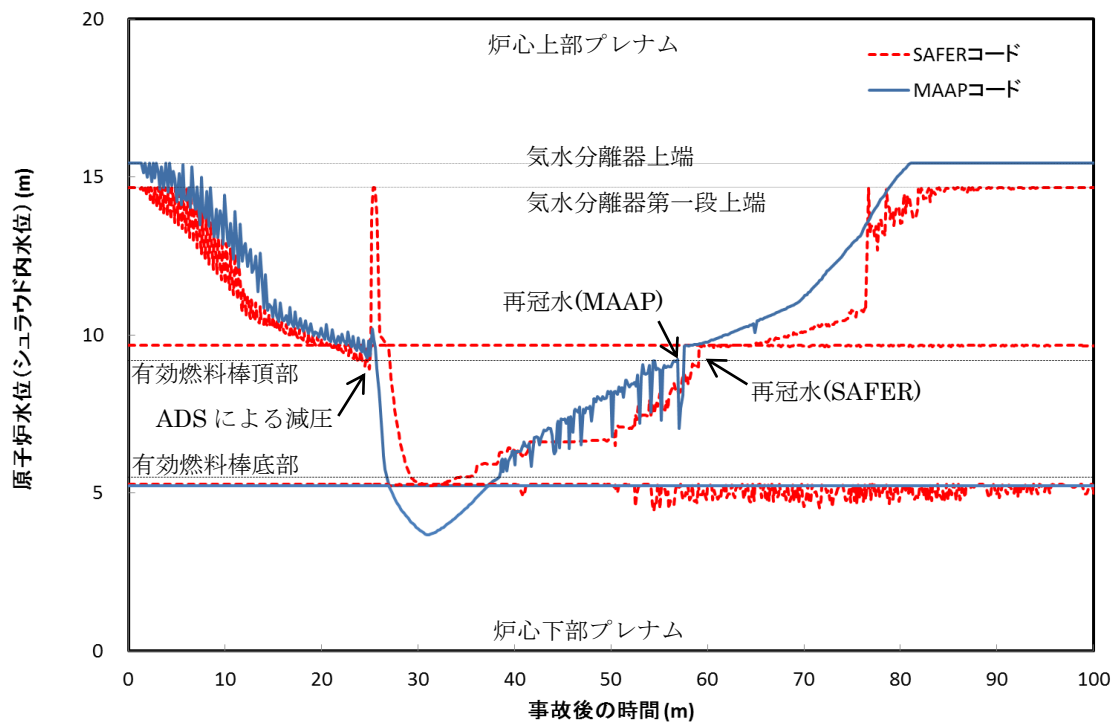


図4.3-2 原子炉水位に関するコード間比較 (中小破断LOCAシーケンス)

4.3.2 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，被覆管変形 [炉心（燃料）]

炉心ヒートアップに関する解析モデル（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，被覆管酸化，被覆管変形）については，4.2.1 に示したように，TMI 事故の分析結果と比較し，妥当な結果が得られている。また，MAAP コードの解析モデルが TMI 事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると，MAAP コードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響程度を把握する。

(1) 解析条件

原子炉水位が低下すると，燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際，被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウム-水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また，炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され被覆管破裂が発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒートアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから，BWR-5，Mark-I 改良型格納容器プラントを例として，炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施して，その影響程度を確認する。

この感度解析では，ジルコニウム-水反応が一旦開始すると，この反応熱は崩壊熱よりも大きく，ヒートアップに最も寄与することから，ジルコニウム-水反応の速度に着目する。ジルコニウム-水反応速度の感度をみるため，ジルコニウム-水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウム-水反応速度の係数）はジルコニウム-水反応の計算のみに使用され，熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径，長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより，酸化反応熱の発生速度，水素発生速度，酸化ジルコニウム生成速度が速くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が速くなる方向へ作用する。この係数は，ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき 1 倍を与えている。これは，ヒートアップ時には燃料被覆管破裂が発生する場合に破裂部の燃料被覆管内面の酸化もあるが，燃料被覆管内面の酸化は，限定された破裂部のみで生じること，炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから，炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し，感度解析のパラメータの振り幅としては，炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として，仮想的な厳しい想定ではあるが，2 倍とする。

項目	ジルコニウム-水 反応速度の係数	設定根拠
ベースケース	1 倍	燃料被覆管表面積に基づく値
感度解析ケース	2 倍	燃料被覆管表面積に基づく値の 2 倍

(2) 解析結果

炉心ヒートアップの進展は、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、格納容器破損防止対策の有効性評価のうち、「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」（以下、TQUV シーケンス）及び「大破断 LOCA 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」（以下、大破断 LOCA シーケンス）について、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) TQUV シーケンス（添付 1 に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-3 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、金属-水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心溶融は感度解析ケースにおいて約 5 分早くなっている。原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力はわずかに高くなるが 2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力・格納容器雰囲気温度に対しては、酸化反応熱が増加することから、格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが、その差はわずかである。

B) 大破断 LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-4 に示す。大破断 LOCA シーケンスでは、原子炉圧力容器内の冷却材インベントリが急激に減少し除熱が悪化することから、TQUV シーケンスと比較してより早い時間からヒートアップが進展する。感度解析ケースにおいてはヒートアップ時の被覆管表面積を 2 倍にしたが、大破断 LOCA 事象と同時に原子炉冷却材が喪失するため、炉内の限られたインベントリに対する酸化反応は限定的であり、反応表面積を増加した場合の方が炉心溶融までの時間を遅くする。炉心溶融は、感度解析ケースにおいて約 4 分遅くなっている。TQUV シーケンスでは、原子炉圧力容器内の冷却材インベントリの減少がより緩やかであることから、炉心部への蒸気供給が継続される。このため、ヒートアップ時の被覆管表面積の感度は TQUV シーケンスの方が大きくなったものである。

(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム-水反応が促進される場合の影響を確認するため、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍とし

た感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、TQUV、大破断 LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、両シーケンスともベースケースとほとんど同時であり、炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは 3~4 時間程度の時間があることから、原子炉圧力容器破損時点で原子炉格納容器下部に十分な注水がなされており、実機解析への影響は無い。さらに、TQUV シーケンスでは、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、格納容器圧力への影響もわずかとなることから、実機解析への影響は無い。水素発生観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積（ジルコニウム-水反応速度の係数）を大きくしているものであり、実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。また、原子炉圧力容器破損時刻への感度は大きくなく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

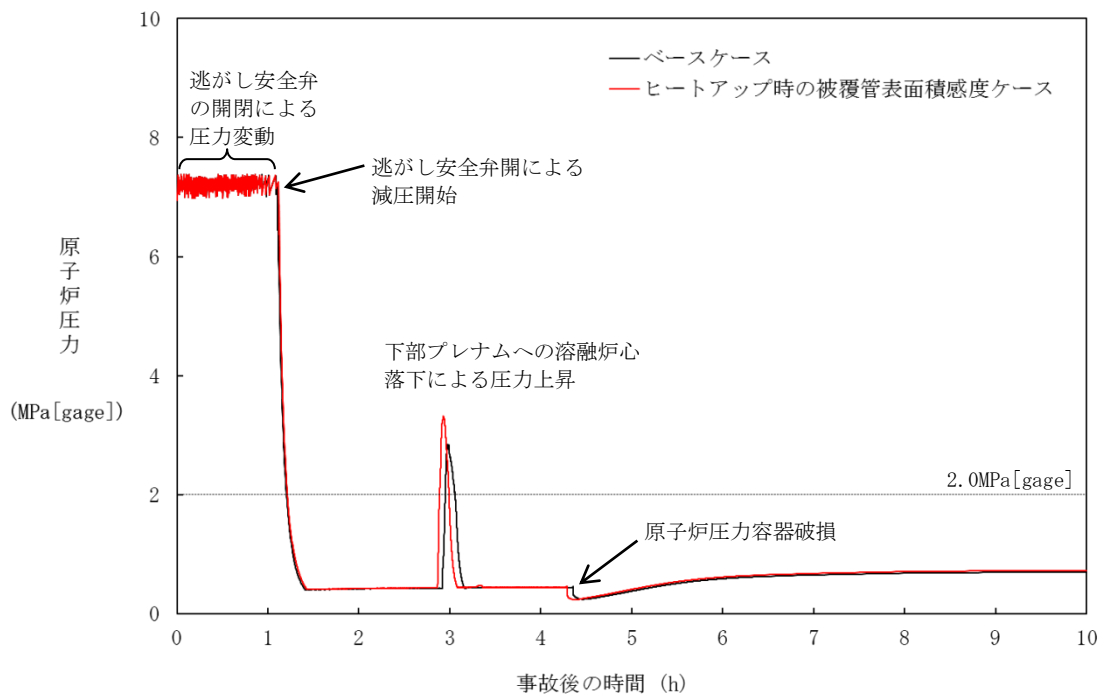
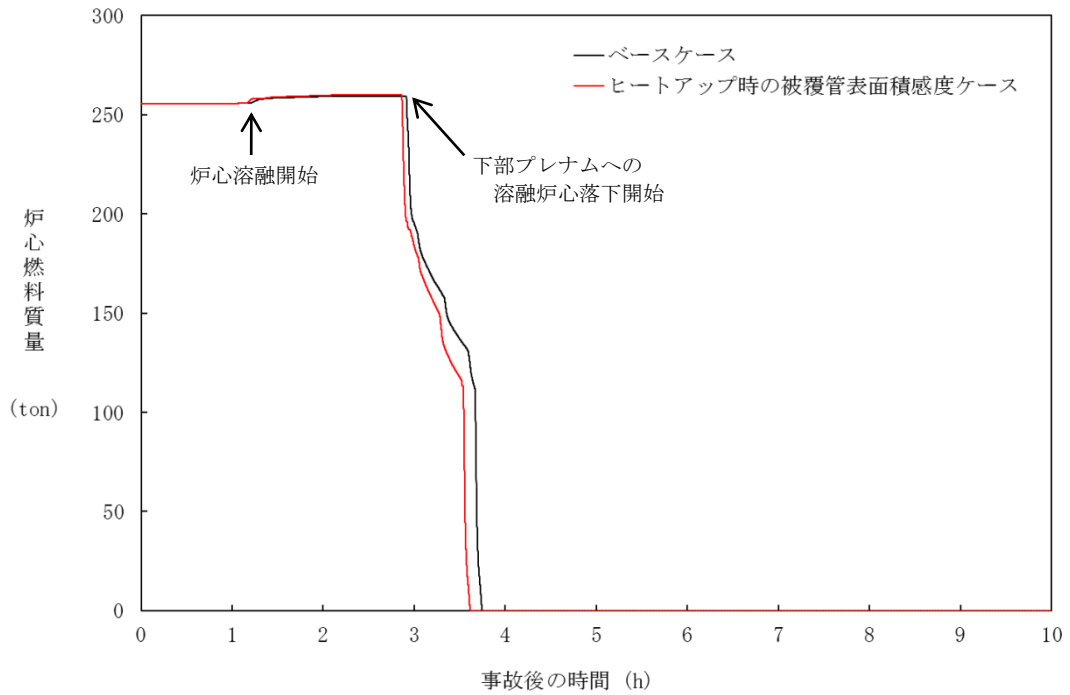


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (1/2)

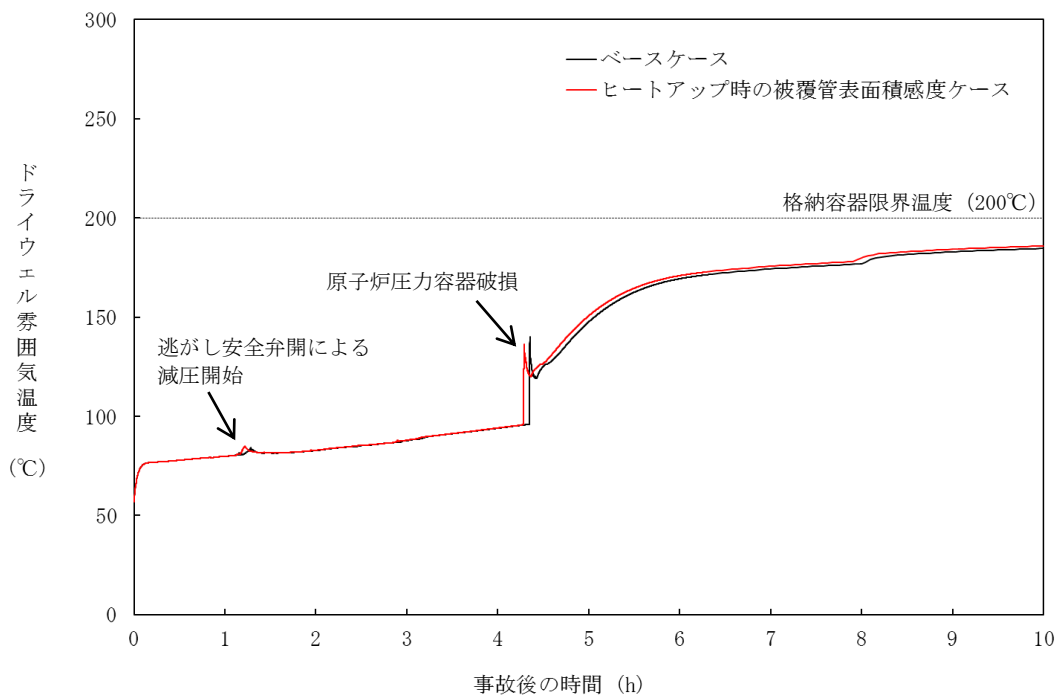
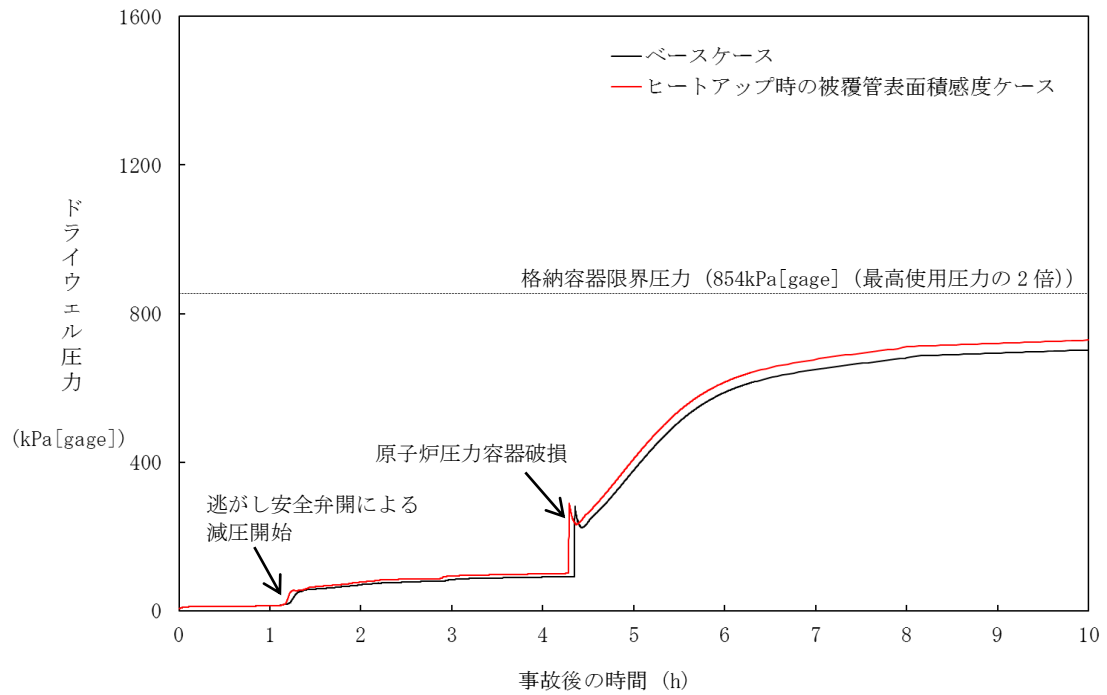


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (2/2)

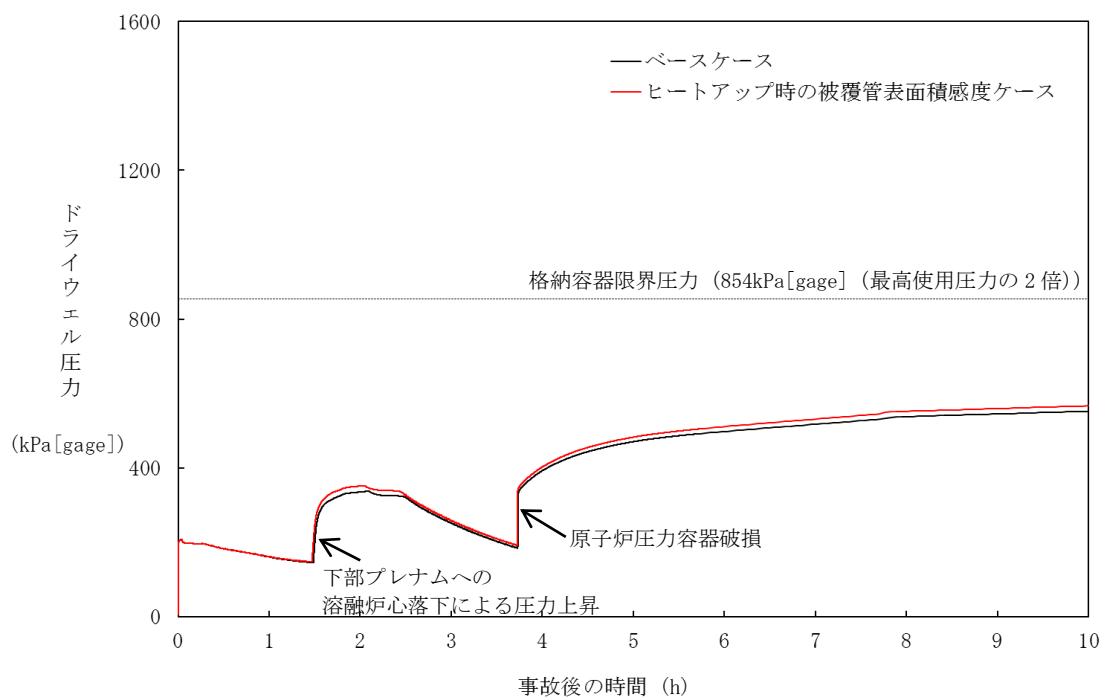
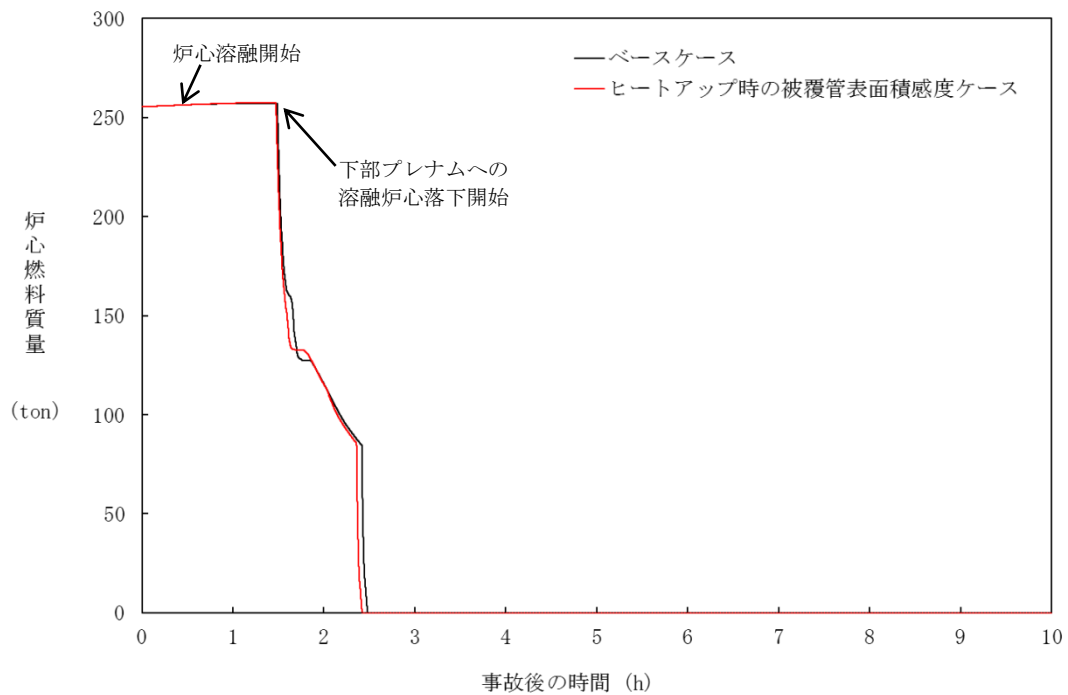


図4.3-4 炉心ヒートアップに関する感度解析結果（大破断LOCAシーケンス）

4.3.3 リロケーション [圧力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心がヒートアップすると、燃料が自立した状態から、燃料が崩壊した状態となる。燃料が崩壊すると、燃料が自立した状態に比べて水蒸気による冷却が困難となり、熔融状態へ至る事象進展が早くなる。MAAPコードでは、炉心温度と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用して、炉心ノード崩壊の判定を行っており、この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていないことから、BWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントを例として、燃料崩壊によるリロケーションに関する感度解析を実施して、その影響程度を確認する。

ベースケースでは、炉心ノードの崩壊について、炉心ノード温度 [] K と [] 時間の関係からLarson-Millerパラメータを設定しているが、感度解析では、さらに炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し、炉心ノード温度 [] K と [] 時間（あるいは [] K で [] 秒）からLarson-Millerパラメータを設定した場合の影響を確認する。これは、炉心ノード崩壊のパラメータを [] K 低くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び被覆管の融点は精度よく予測できるため、 [] K 低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には炉心ノードの温度履歴に応じて、炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

項目	炉心ノード崩壊のパラメータ (炉心温度)	設定根拠
ベースケース	[] K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	[] K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

(2) 解析結果

炉心のリロケーションは、炉心領域の冷却材が失われ、崩壊熱及び被覆管酸化反応により燃料温度が上昇して発生するが、TQUV シーケンスと大破断 LOCA シーケンスについて、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) TQUV シーケンス（添付 1 に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-5 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、その影響は限定的であり、事象全体の進展に大きな影響は無い。原子炉压力容器破損時刻に関してもほぼ同時刻である。このときの原子炉圧力は、ベースケースとほぼ同じであり、2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度の差はわずかである。

B) 大破断 LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-6 に示す。大破断 LOCA シーケンスでは、原子炉压力容器内のインベントリが減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され、TQUV シーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。感度解析ケースにおいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、TQUV シーケンスと同様、事象全体の進展に大きな影響は無い。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度の差はわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心ノード崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、TQUV、大破断 LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。なお、原子炉压力容器破損の時点についても両シーケンスで感度はなく、実機解析への影響は無い。さらに、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、実機解析への影響は無い。コンクリート侵食量については、原子炉压力容器破損時刻への感度は大きくなり、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

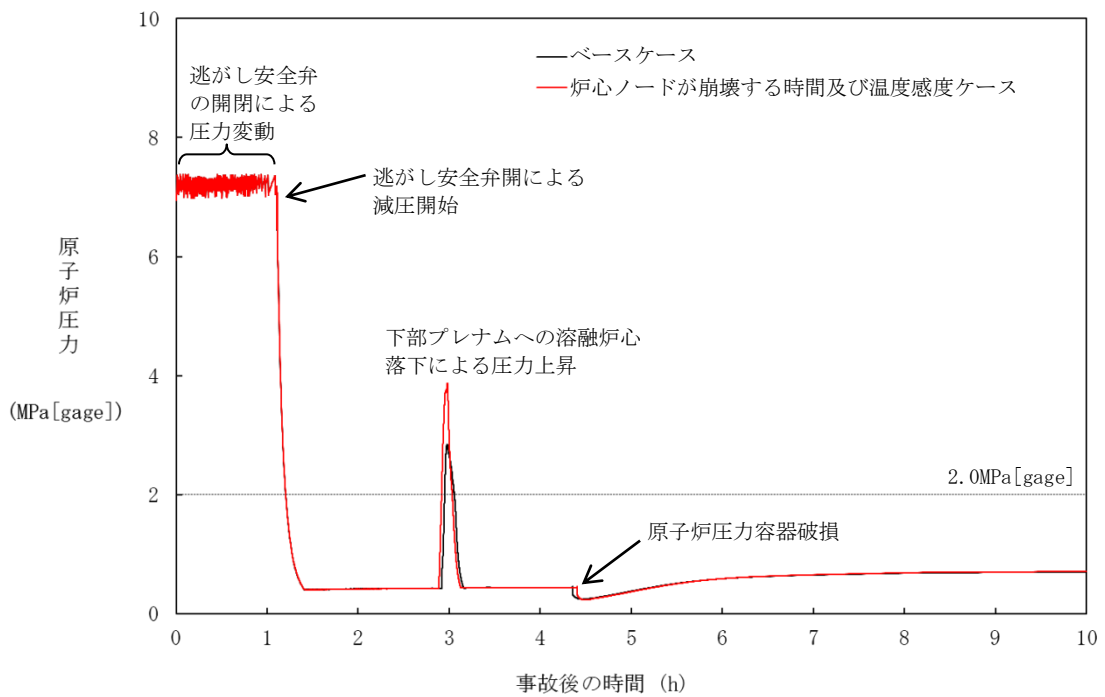
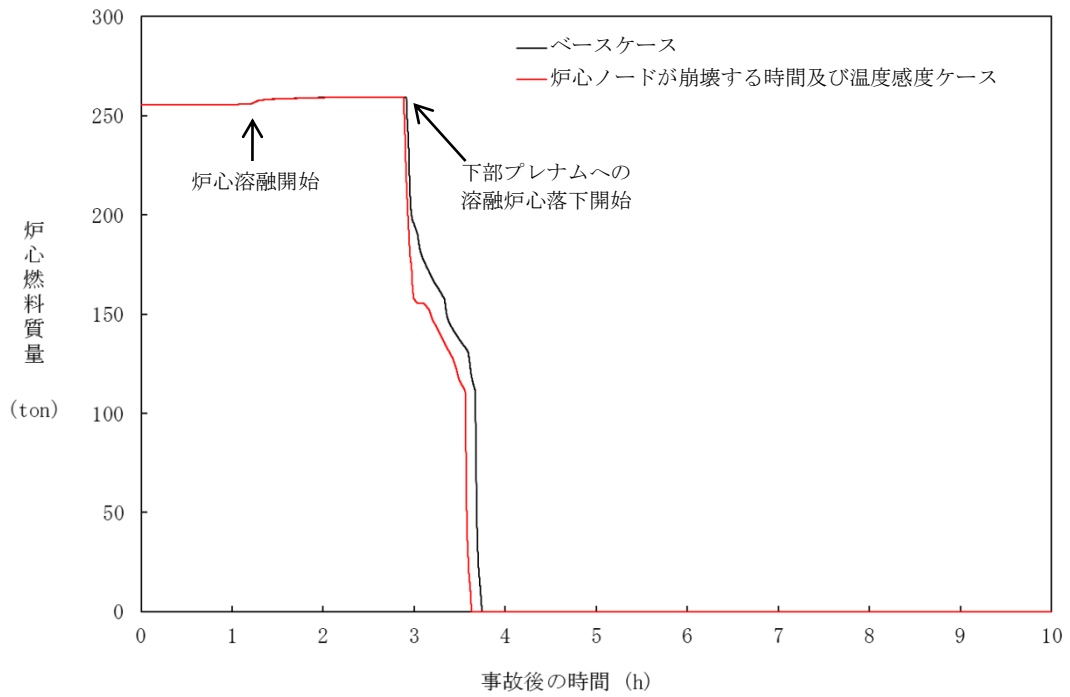


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (1/2)

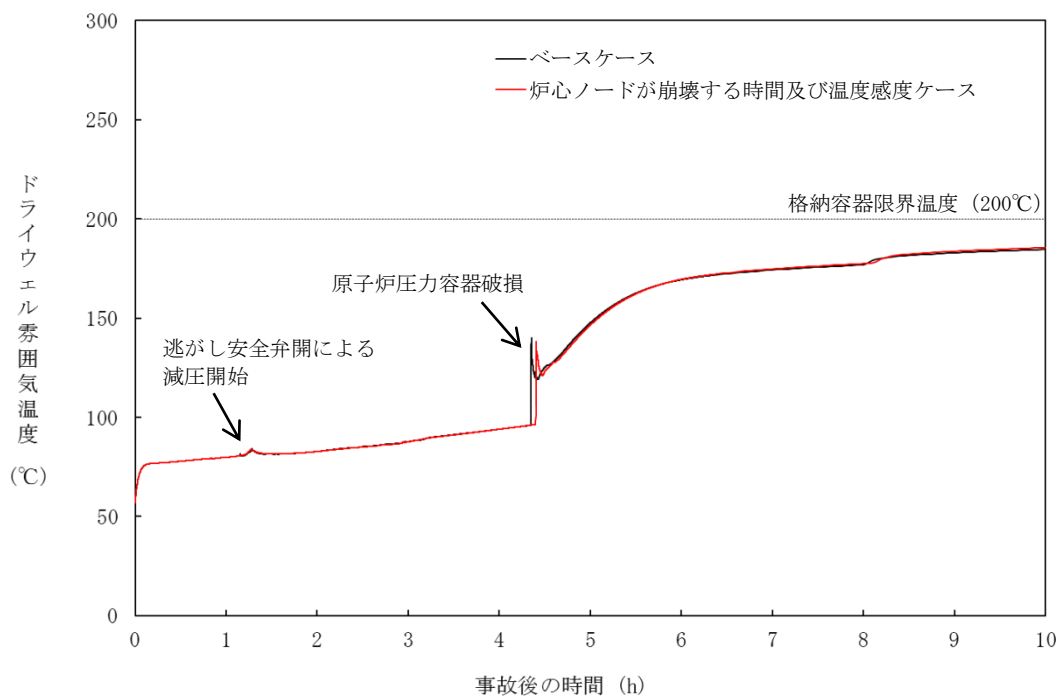
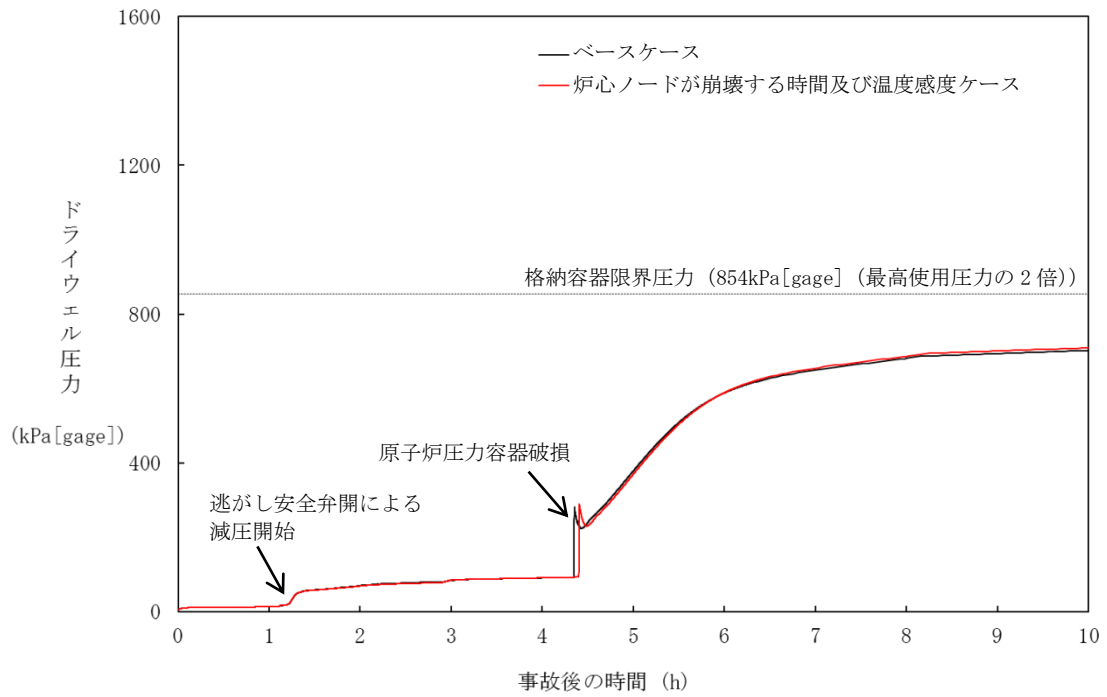


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (2/2)

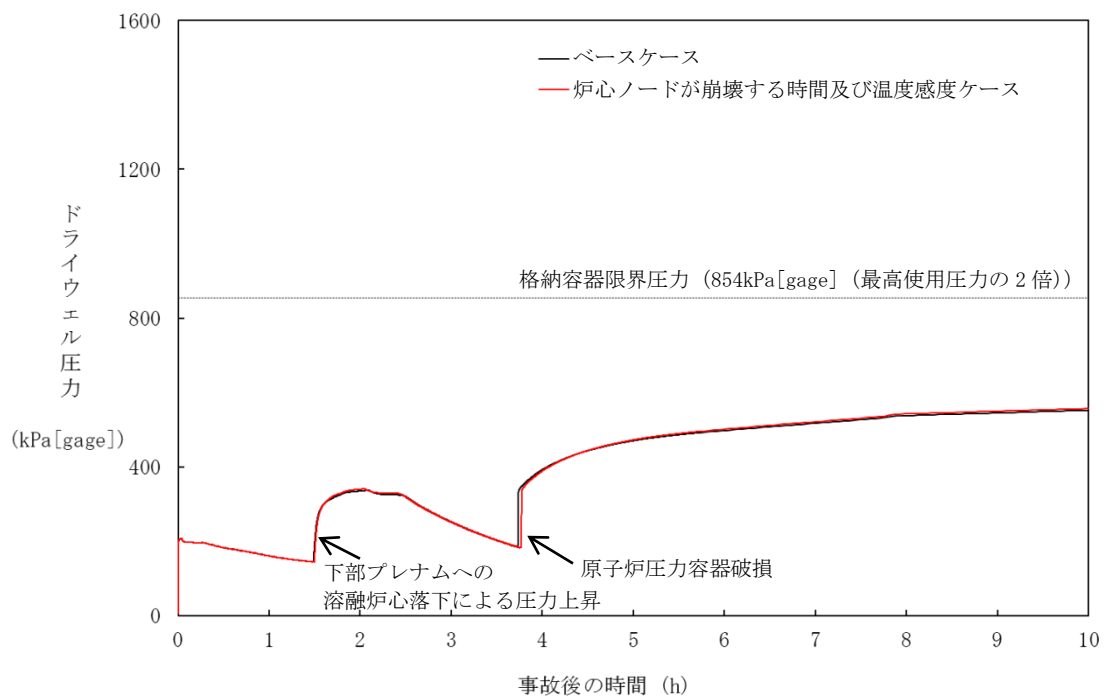
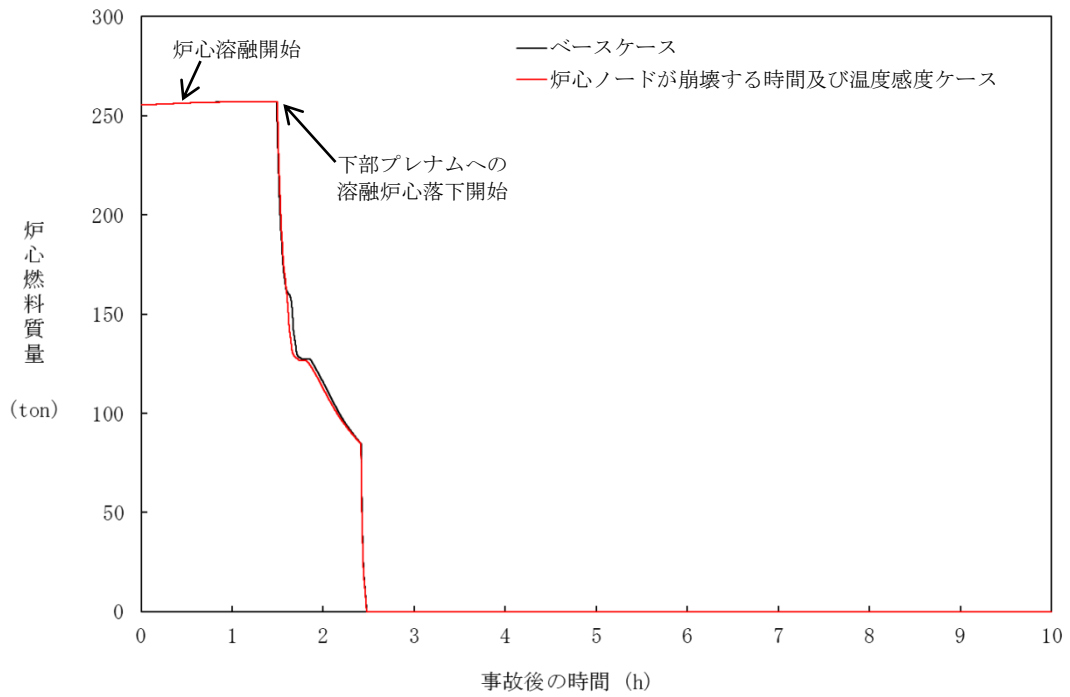


図 4.3-6 リロケーションに関する感度解析結果 (大破断 LOCA シーケンス)

4.3.4 原子炉圧力容器内FCI（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）〔圧力容器（炉心損傷後）〕

原子炉圧力容器内 FCI により生じる圧力スパイクは、冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高圧溶融物放出を防止する観点で、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与えるものと考えられることから、添付 1「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

以下に概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

原子炉圧力容器内 FCI は、溶融炉心が炉心から下部プレナムに落下する際に、溶融炉心と冷却材の伝熱により、短期間に水蒸気が発生し、原子炉圧力が急上昇する現象である。したがって、現象に影響する要因として、①下部プレナムの冷却水の状態（温度）、②溶融ジェット径、③エントレイン量、④冷却水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。このうち、①については、崩壊熱と減圧沸騰により決まり、一般的な質量・エネルギー保存則に基づき計算されることから、現象としての不確かさは小さいものと考えられる。よって、②～④について感度解析を行う。

(2) 感度解析及び結果

A) 溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は、物理現象としては、炉心支持板上に堆積した溶融炉心によって炉心支持板が破損するか、又は炉心領域最外周境界のクラストが破損することにより、溶融炉心が下部プレナムへ落下する過程である。これに対し、解析モデルでは、溶融ジェット径は、炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を入力条件として与えたものから計算される。したがって、実現象では解析よりも溶融ジェット径が小さい場合が考えられるため、感度解析としては、その 1/10 倍を設定した。

解析結果を図 4.3-7 に示す。感度解析ケースでは、溶融ジェット径を小さくしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかながら大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度は無いことが確認された。

なお、感度解析ケースでは溶融ジェットのほぼ全量が細粒化することから、これ以上ジェット径が小さくなくても、細粒化量はほとんど変化しない。

B) エントレイン量

原子炉圧力容器内 FCI により生じる圧力スパイクは、エントレインされたデブリ粒

子と冷却水との伝熱により生じることから、エントレイン量による感度を確認する。

エントレイン量は Ricou-Spalding モデルにより計算しており、その比例係数（エントレインメント係数）を変化させる。エントレインメント係数は、大規模実験（FARO 実験）に対するベンチマーク解析により検討された設定範囲があり、有効性評価の解析ではその最確値を設定している。よって、感度解析としては、エントレイン量が最大となるよう、設定範囲の最大値とする。また、参考として最小値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-8 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧カスパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度は無いことが確認された。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は、膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが、その伝熱量は、デブリ粒子の表面積、すなわち、粒子径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO₂/ZrO₂) を用いた大規模実験に基づき、その平均的な値を使用しているが、実験ケースによってばらつきが存在していることから、この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって、感度解析ケースでは、大規模実験（FARO 試験）に基づき検討された設定範囲の最小値とする。また、参考として最大値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-9 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧カスパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度は無いことが確認された。

(3) まとめ

以上、熔融ジェット径、エントレイン量及び冷却水とデブリ粒子の伝熱に関して感度解析を行った結果、圧カスパイクのピーク値及び原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力への影響はわずかであることが確認された。

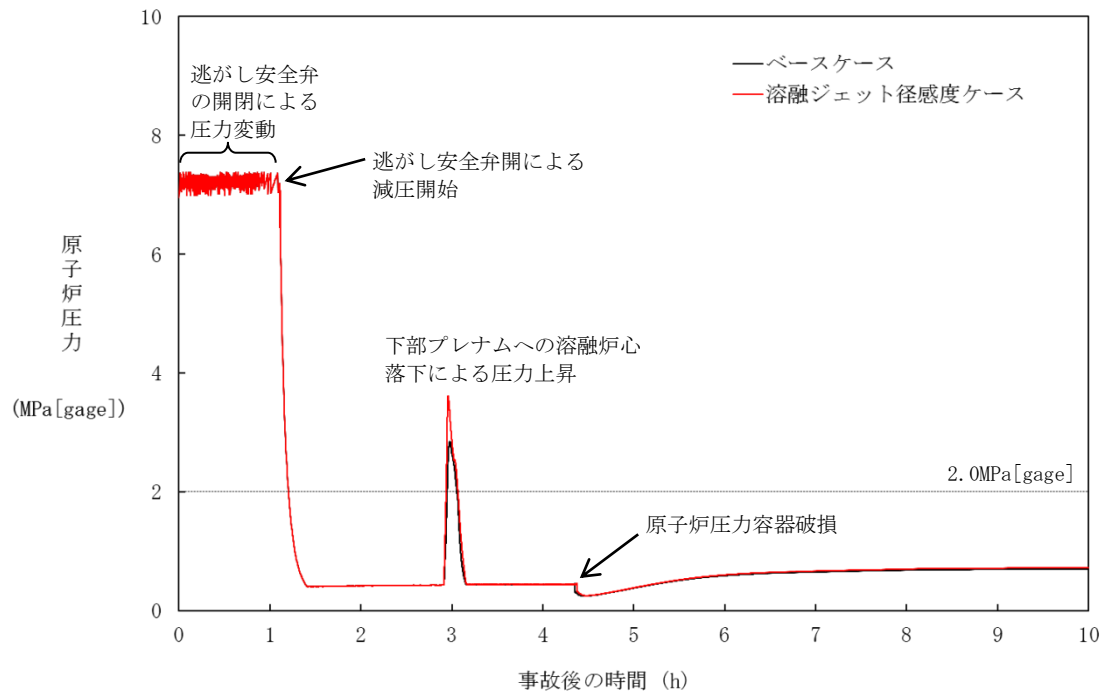


図4.3-7 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果（溶融ジェット径）

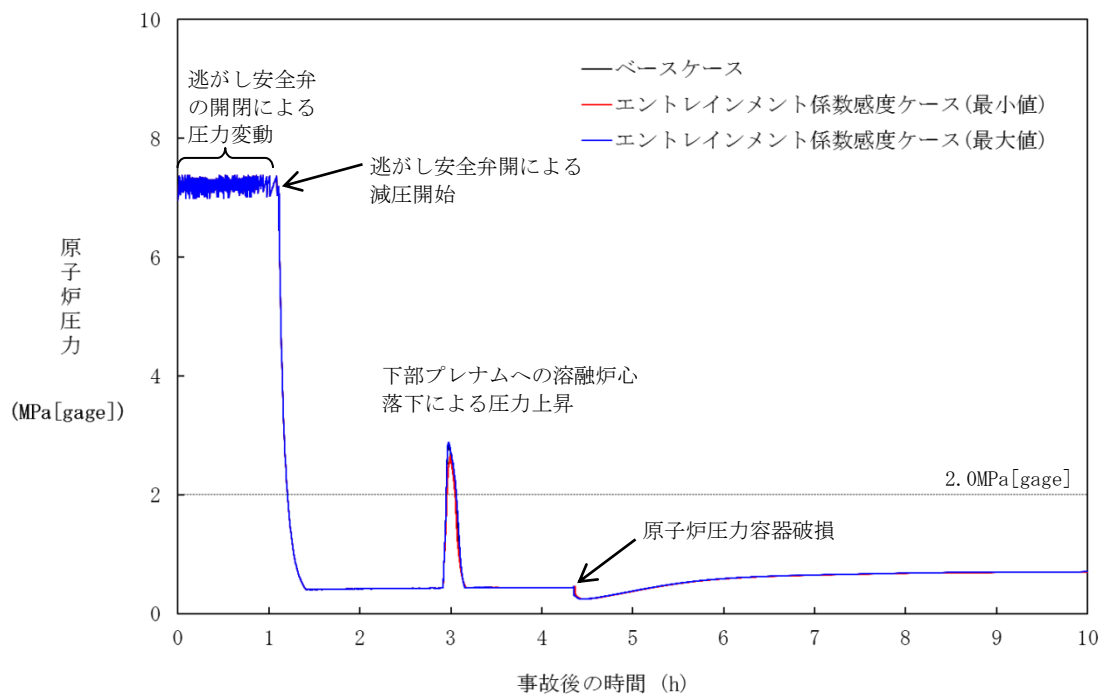


図4.3-8 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果（エントレイン量）

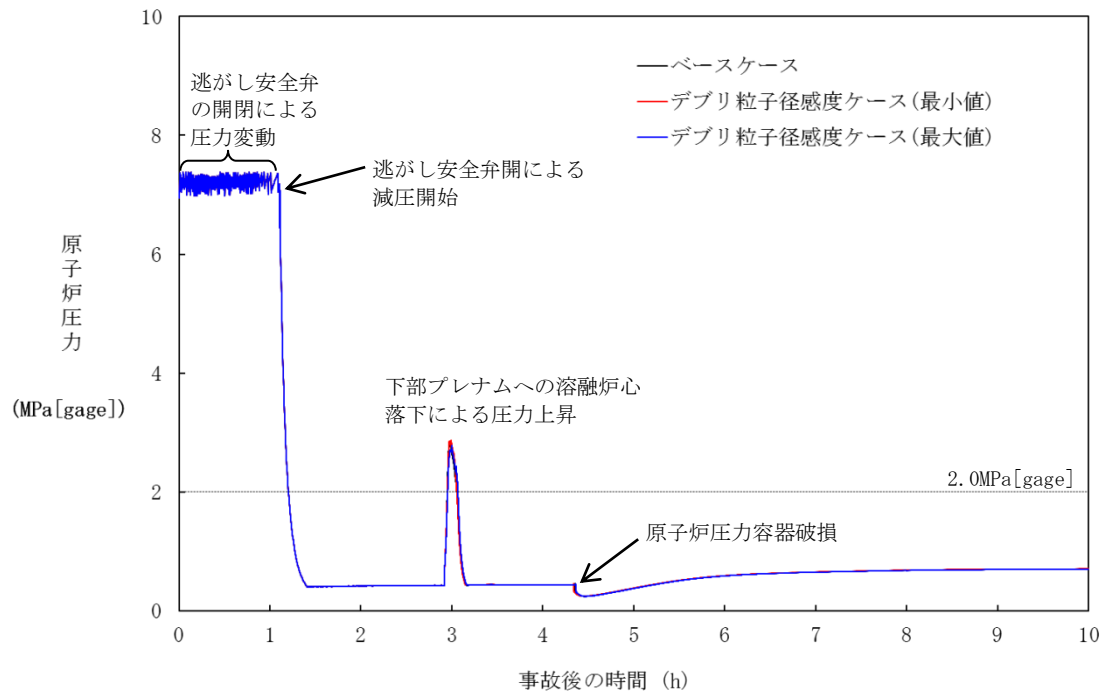


図4.3-9 原子炉压力容器内FCIに関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

4.3.5 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、添付1「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要をまとめる。

(1) 解析条件及び解析結果

A) 溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し、上面が水プールで覆われる状況では、溶融炉心は冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。上部クラスト形態には不確かさがあり、クラストのひび割れが無い場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

ベースケースでは、限界熱流束に係る係数として最確値を与え、感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値を設定する。

図 4.3-10 に、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は、感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少する事になる。その結果、感度解析ケースにおいて原子炉圧力容器破損時間はわずかに早くなっている。ただし、原子炉圧力容器破損割合及び破損時刻のいずれについても、感度の大きさとしてはわずかである。

B) 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

原子炉圧力容器がクリープすることで、溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器の間にギャップが生じ、そのギャップに水が浸入して冷却される。MAAP の解析モデルでは、ギャップに浸入した水と溶融炉心の熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの、溶融炉心重量が大きい場合にはギャップ幅が小さくなり、気液対向流制限現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも報告されている^[24]。また、制御棒駆動機構ハウジング等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように、ギャップによる冷却には不確かさがあり、これが小さい場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉圧力容

器破損へ至る事象進展も早くなる。

したがって、下部プレナム内の溶融炉心とギャップに浸入した水との間の限界熱流束に関する感度解析を行い、その影響を把握する。溶融炉心と下部プレナムのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり、ベースケースではギャップへの熱流束に係る係数として最確値を与えている。この係数は、下部プレナムギャップの水による除熱量に係る係数として定義され、ベースケースではギャップによる除熱量の評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。一方、係数を小さくすることは、ギャップに十分な水が流れ込まないことによる、ギャップに存在する水による除熱量の低下を模擬するものである。また、有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損が生じているが、貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく、ギャップ水による除熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。

以上より、感度解析ケースでは、溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定とした評価を実施する。

図 4.3-11 に、下部プレナムギャップの除熱量に係る係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後は、感度解析ケースにおいて下部プレナムギャップの水による除熱が無いため、下部プレナムの温度がより早く上昇するが、下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさないことから、原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻に対する感度としては非常に小さい。また、いずれのケースも原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度は無いことが確認された。

(2) まとめ

以上、溶融炉心と上面水プールとの伝熱、溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達に関して感度解析を行った結果、原子炉圧力容器破損時刻への影響はわずかであることが確認された。

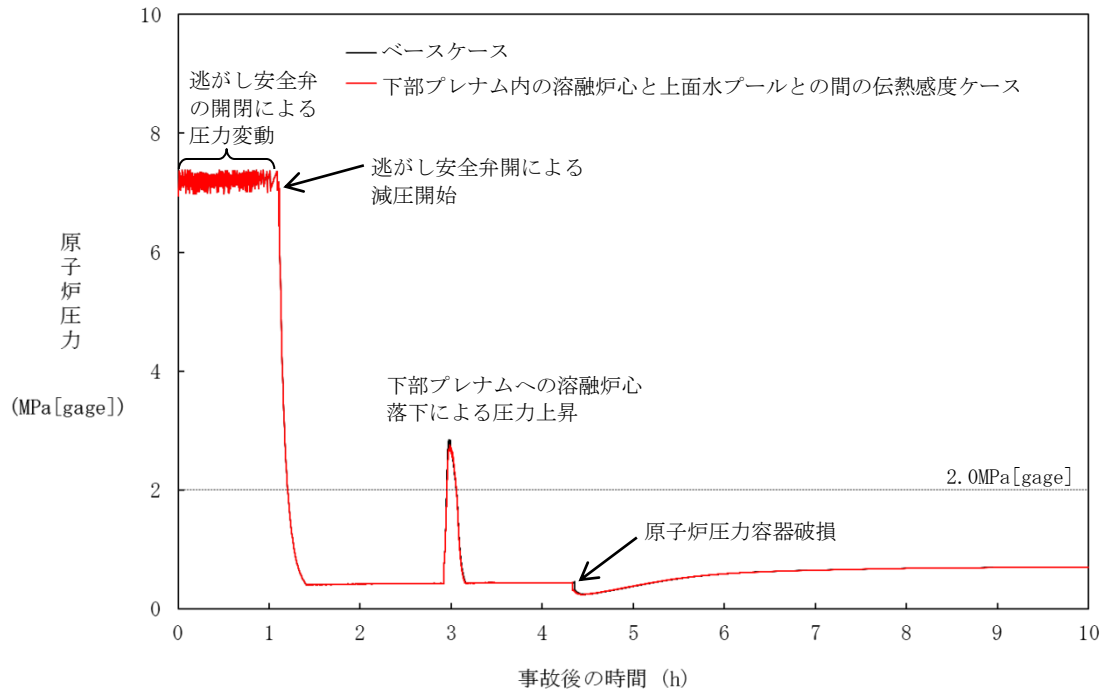


図4.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と上面水プールとの伝熱)

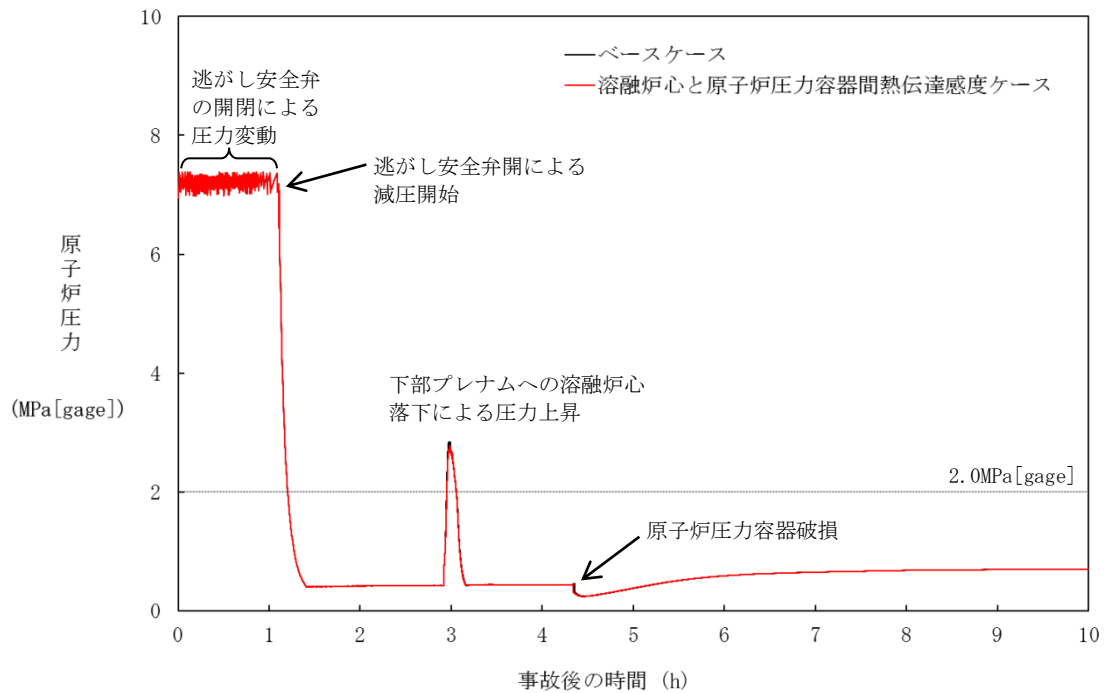


図4.3-11 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達)

4.3.6 原子炉圧力容器破損 [圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損及びそれに伴う熔融炉心の流出挙動に関しては、体系的な実験等による研究がなく、特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難であるが、海外での考察等による知見に基づいて MAAP コードの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できる。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、原子炉圧力容器破損に関わる一連の現象を取り扱っている添付 1「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 原子炉圧力容器破損

A) 原子炉圧力容器破損について

下部プレナムに熔融炉心が堆積し、熔融炉心が冷却されない状態が継続すると、原子炉圧力容器の破損に至る。原子炉圧力容器は、原子炉圧力、原子炉圧力容器壁・熔融炉心温度、材料物性及び形状等に応じて様々なモードで破損すると考えられる。

B) 解析モデルに関する考察

MAAP コードでは、原子炉圧力容器の破損について、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、原子炉圧力容器のクリープ破損等、複数の破損モードを模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。以下に、有効性評価における原子炉圧力容器破損の主要因である制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、クリープ破損への影響因子について、MAAP コードの解析モデルの妥当性を考察する。

a) 限界せん断応力 (制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損)

貫通部の溶接部が熔融炉心によって加熱されることで強度を失い、貫通部が飛び出すことによって原子炉圧力容器が破損する。具体的には、貫通部の溶接部のせん断応力は、原子炉圧力容器と格納容器の圧力差とつり合った状態になっているが、せん断応力が限界せん断応力を超えると貫通部が飛び出し、原子炉圧力容器が破損する。この限界せん断応力は温度に依存しており、MAAP コードでもこの温度依存性がデータとして考慮されているため、MAAP コードのモデルは妥当と判断できる。

b) ひずみ (制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損)

熔融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉圧力容器の壁にひずみを生じ、溶接部にも同様にひずみが発生し、溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。このしきい値は実験によって妥当性が確認されたものであるが、実験結果のばらつきも考慮し、ひずみの

しきい値に関する感度を確認する。

c) Larson-Miller パラメータ（クリープ破損）

Larson-Miller パラメータ手法は、応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する一般的な手法である。MAAP コードでは、応力として圧力、温度、熔融炉心の荷重を考慮し、Larson-Miller パラメータを使用してクリープ破損寿命を予測しており、そのモデル化は妥当と判断できる。

C) 原子炉圧力容器破損に関する感度解析

溶接部破損時のひずみのしきい値に関する感度解析を実施した。図 4.3-12 に溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

感度解析では、ひずみのしきい値の有意な感度を確認する目的で、早期に破損に至る条件として、溶接部破損時のひずみのしきい値を 1/10 に低下させ、その場合、原子炉圧力容器破損が 13 分程度早くなる結果を得た。したがって、ひずみのしきい値が原子炉圧力容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。

D) 原子炉圧力容器破損に関するまとめ

熔融炉心の格納容器下部への落下時期は原子炉圧力容器破損モデルに依存する。原子炉圧力容器破損モデルには、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、原子炉圧力容器のクリープ破損等があり、これらは原子炉圧力容器内外圧力差、熔融炉心の水頭、原子炉圧力容器壁温度等の評価パラメータによって計算される。原子炉圧力容器破損モデルについては、「限界せん断応力」、「ひずみ」及び「Larson-Miller パラメータ」に関して、MAAP コードの解析モデルにおいて、実現象に即した模擬を行っているため、いずれも構造強度の一般的な評価式を用いており、不確かさは小さい。

また、評価パラメータについては、同じ事故シーケンスであれば大きくは変わらないことから、不確かさは小さい。以上から、原子炉圧力容器破損に関するモデルは有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

(2) 熔融炉心流出

A) 熔融炉心流出について

原子炉圧力容器が破損すると、その破損口から熔融炉心（熔融プール、粒子状熔融炉心、熔融スチール）が格納容器下部へ流出する。熔融炉心が流出する際、原子炉圧力容器破損口は侵食によって拡大する。

なお、MAAP コードでは制御棒駆動機構貫通部破損や原子炉圧力容器下部のクリープ破損等の種々の原子炉圧力容器下部破損モードがモデル化されており、最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じるが、有効性評価においては制御棒駆

動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が原子炉圧力容器下部に開き、下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に落下することになる。他の原子炉圧力容器下部貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから、制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。

B) 解析モデルに関する考察

MAAP コードでは前述した原子炉圧力容器破損後の溶融炉心流出挙動をモデル化しており、原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の流出挙動への影響因子について、MAAP コードのモデルの妥当性を考察する。

a) 開口部の閉塞

溶融炉心が流出する際、粒子状溶融炉心も一緒に原子炉圧力容器外に流出するモデルとなっているが、実現象では開口部が粒子状溶融炉心によって閉塞し、溶融炉心が格納容器下部へ流出しない可能性がある。しかしながら、MAAP コードでは粒子状溶融炉心の溶融も同時にモデル化しており、また、実現象においても、冷却ができずに原子炉圧力容器が破損する状況では粒子状溶融炉心は崩壊熱によって再溶融するため、開口部での閉塞の可能性は小さく、したがって、破損口より上部に堆積している溶融炉心が流出する MAAP コードのモデルは妥当と判断できる。

b) 破損口の侵食による拡大

破損口を溶融炉心が通過する際に、破損口の側面が溶融炉心により溶かされ、破損口が拡大する現象も考えられ、MAAP コードの原子炉圧力容器の破損モデルにおいては、溶融炉心と破損口側面の伝熱計算に基づき、破損口が溶融し拡大するモデルを備えていることから、実現象に即しており、妥当と判断出来る。

c) 原子炉圧力容器 2 次破損

最初の原子炉圧力容器破損が発生した後、溶融炉心は水頭圧により流れることから、破損口よりも高い部分の溶融炉心のみが格納容器下部に落下し、残りの溶融炉心は残存する。また、冷却がなければ、残存した溶融炉心が原子炉圧力容器を加熱し、溶融炉心の自重も加わることによって、原子炉圧力容器がクリープ破損することが、実機において考えられ、MAAP コードのモデルはこの挙動を模擬できるものであり、妥当と判断できる。

C) 溶融炉心流出に関するまとめ

溶融炉心の落下量は原子炉圧力容器破損位置に依存する。原子炉圧力容器破損位置

は、原子炉压力容器下部のノードの代表点を基準にそれよりも上に存在する溶融炉心が落下するモデルとなっている。ノード内の破損位置には不確かさがあるが、破損口は溶融炉心によって拡大し、原子炉压力容器の底部の方向に開口部が広がることから、開口部の下端の高さの不確かさは小さくなる。以上から、溶融炉心の流出に関するモデルを有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

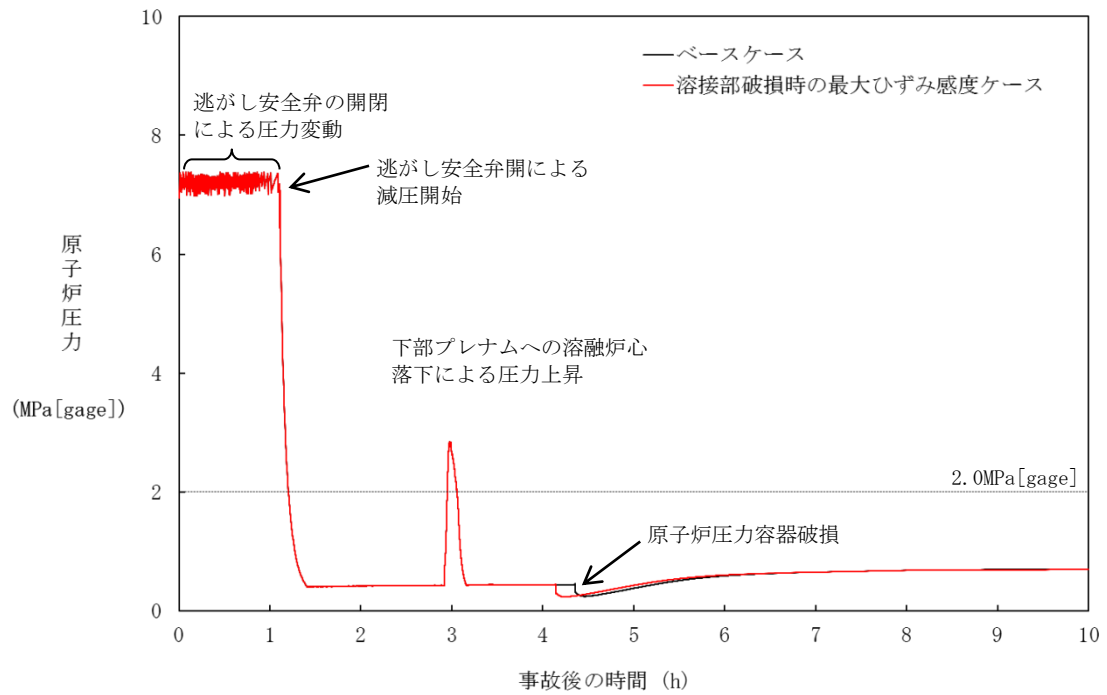


図4.3-12 制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

4.3.7 原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）〔格納容器（炉心損傷後）〕

FCI 現象に関しては，国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが，現在においても研究段階にあり，また，実機規模での現象についてほとんど経験がなく，有効なデータが得られていないのが現状であり，不確かさが大きい現象であると言える。

そこで，添付 2「溶融炉心と冷却材の相互作用について」では，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) FCI 実験

国内外の FCI 実験として，

- ・ ALPHA 実験(旧原子力研究所 JAERI)
- ・ KROTOS 実験(欧州 JRC(Joint Research Center)，イスプラ研究所)
- ・ FARO 実験(欧州 JRC(Joint Research Center)，イスプラ研究所)
- ・ COTELS 実験(カザフスタン国立原子力センター(NNC : National Nuclear Center))
- ・ TROI 実験(韓国原子力研究所(KAERI))

について調査を行い，知見を整理した。

B) 原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性

UO₂を用いた大規模 FCI 実験である KROTOS 実験，FARO 実験，COTELS 実験及び TROI 実験の結果から，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。

また，参考文献^[25]に示す JASMINE コードを用いて水蒸気爆発が発生したという条件における格納容器破損確率の評価について考察した。同文献での評価で想定した条件（トリガリング及び融体ジェット直径）が，実機解析に比べて厳しくなるよう選定し，水蒸気爆発時のエネルギーが大きくなるように評価され，かつ，保守的なフラジリティ分布を用いた場合の条件付確率であるのに対し，実機条件において水蒸気爆発のトリガとなる特段の要因は考えられないこと，水蒸気爆発が発生した場合でも流体の運動エネルギーはフラジリティカーブと重ならず，格納容器破損確率は十分小さくなることから格納容器への脅威にはならないと結論付けた。

(2) 不確かさの整理

原子炉圧力容器外 FCI について，実現象と解析モデルの差に着目しつつ，不確かさの整理を行い，原子炉圧力容器外 FCI による格納容器圧力に影響する要因として，

- ・ 格納容器下部（ペDESTAL）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

- ・ 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）
- ・ プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）
- ・ 格納容器内での水蒸気の流動

を抽出し，それぞれについて不確かさ及びその取り扱いを以下のとおり整理した。

A) 格納容器下部（ペDESTAL）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

ペDESTAL領域の水温が高い場合には，水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳しくなる。なお，MAAP では，蒸気の上昇速度がフラッティング臨界速度よりも大きい場合には，周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ，巻き込まれた水による蒸気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペDESTAL領域の水は，ペDESTALへの注水によって形成されるので，その水温はペDESTAL注水温度に影響される。有効性評価では，ペDESTAL注水は外部水源から注水され，その水温は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって，圧力スパイクを厳しくする保守的な水温を設定しているが，本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

ペDESTAL領域の水位に関しては，水深が深い方が溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。この場合，細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので，圧力スパイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため，ここでは感度解析による確認は行わない。

B) 溶融燃料の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

溶融炉心の落下量は，原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破損は，原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し，制御棒駆動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお，MAAP では溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して，MAAP コードでは Ricou-Spalding 式で評価される。Ricou-Spalding 式では，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径，圧力（わずかではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融ジェット径は保守的に設定しており，また，プール水深は解析モデルパラメータでは無い。

エントレインメント係数については，MAAP では代表的な FCI の大規模実験である FARO 試験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は，～となっている。以上より，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。

溶融炉心の落下速度は、原子炉圧力容器内外の圧力差、溶融炉心の高さ（水頭）及び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が十分小さくなることから、圧力差の不確かさの影響は小さい。また、有効性評価では原子炉圧力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており、原子炉圧力容器の破損位置も原子炉圧力容器底部中心となっているため、溶融炉心の水頭が高い状態となっている。この場合、溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため、圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって、溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必要ない。一方、落下距離については、プール水深に不確かさがある。

BWR-5,Mark-I 改良型格納容器プラントの例では、落下距離の不確かさをプール水位の最大変動幅（3.4m）と仮定すると、ペDESTAL底部から原子炉圧力容器底部までの距離（約 9.5m）の 4 割程度である。溶融炉心の落下速度が、落下距離の平方根に比例すると考えると、落下速度の不確かさは 2 割程度である。溶融炉心の落下速度（ジェット速度）の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。また、落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。したがって、溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は、エントレインメント係数の不確かさ評価で確認できるため、落下速度の不確かさ評価は行わない。

C) プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は、その周囲を蒸気膜が覆う状態となり、デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と放射熱伝達に支配される。MAAP ではエントレインしたデブリ粒子の温度を、これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また、デブリ粒子から水への伝熱は、デブリ粒子の径に直接依存する。MAAP では、デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には、粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。MAAP では代表的な FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しているため、デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。FARO のベンチマーク解析でのデブリの粒子径ファクタの不確かさ範囲は、～となっている。

D) 格納容器内での水蒸気の流動

FCI による圧力スパイクの評価の観点では、ペDESTAL領域の開口部からドライウェル側への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。MAAP では、格納容器内の流動は、ノード・ジャンクションモデルを適用しており、格納容器下部領域からドライウェル領域への流れは、ノードの圧力、ジャンクションの圧力損失により、差圧流や臨界流として扱われる。ジャンクションの圧力損失は、一般的な流動モデルを扱っていることから、不確かさは小さいと考えられる。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により、原子炉圧力容器外 FCI における圧力スパイクに関して、解析モデルでの不確かさは、

- ・ Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数
- ・ デブリ粒子径

に代表され、それぞれの不確かさ幅を考慮した感度解析を実施した（解析条件及び結果は添付 2 参照）。

その結果、いずれのパラメータにおいても、原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さく、有効性評価の結果に影響を与えないことを確認した。

4.3.8 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガスの発生 [格納容器(炉心損傷後)]

これらは，MCCIに関する物理現象である。MCCIは重要な格納容器破損モードと考えられ，これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。そこで，添付3「溶融炉心とコンクリートの相互作用について」では，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) MCCI 実験

国内外での MCCI に関する実験及び研究として，

- ・ ACE 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SURC-4 実験 (サンディア国立研究所 (SNL)) (国際標準問題 ISP-24)
- ・ BETA 実験 (カールスルーエ研究所 (KfK))
- ・ SWISS 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ WETCOR 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ MACE 実験 (米国電力研究所 (EPRI))
- ・ COTELS 実験 (テスト B/C 及び A) (原子力発電技術機構 (NUPEC))
- ・ MCCI 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ KROTOS 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・ FARO 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・ DEFOR 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ SPREAD 実験 (国内 BWR 産業界)
- ・ PULiMS 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ KATS 実験 (カールスルーエ研究センター (KIT, 旧 FZK))
- ・ セルフレベリング実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SSWICS 実験 (OECD-MCCI プロジェクト)
- ・ MET 実験 (OECD-MCCI プロジェクト)
- ・ CCI 実験 (OECD-MCCI プロジェクト)
- ・ クラスト破損実験 (OECD-MCCI プロジェクト)

について調査し，知見を整理した。

B) 得られた知見

- ・ ドライ条件でのコンクリート侵食

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は，ACE 実験や SURC-4 実験で確認されている。また，MAAP コードによる SURC-4 実験解析が行われており，解析で得ら

れた侵食速度は実験結果と良く一致している（1時間あたり 20cm 程度）。

- ・ ウェット条件（Top Flooding）でのコンクリート侵食

SWISS 実験，WETCOR 実験及び MACE 実験では，熔融炉心上面へ注水をした場合（Top Flooding）のコンクリート侵食実験が行われたが，結果として，熔融炉心上面に安定なハードクラストが形成されて熔融炉心内への水の浸入を妨げ，コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は，熔融炉心模擬物上面に形成されたクラストが側壁（側壁に耐火物を採用した次元侵食実験）あるいは電極と側壁の両者に固着し，クラストとその下の熔融炉心模擬物とが分離したことにより，熔融炉心模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS 実験では，熔融物の落下過程を含めて模擬した MCCI 実験が実施され，結果として，側壁侵食部に水が浸入し，コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機規模で安定化クラストが形成されるか否かを解明するため，OECD/MCCI プロジェクトが行われ，クラスト強度，クラスト浸水，二次元コンクリート侵食挙動等を分離効果的に調べる実験が実施された。その結果，実炉スケールでは，安定クラストは形成されず，ハードクラストは割れて水が内部に浸入し，MCCI により発生したガスにより熔融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成されるとの結果が得られている。また，CCI 試験の結果から玄武岩系コンクリートに侵食の異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は，MCCI 評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

- ・ 水張りによる熔融物の粒子化

熔融物ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については，FCI 実験等により確認されている。粒子化割合は，主に水深やジェット径に依存する。粒径（質量中央径）は，比較的大きく，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各 UO₂ 混合物実験の平均的な粒子径は，熔融物量の多い FARO 実験では 2.6～4.8mm，COTELS 実験では 6mm 程度である。また，粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている。（Ricou-Spalding 式や Saito 式等）

- ・ 熔融物の拡がり

Mark-I のシェルアタックに関わる実験や評価により，初期水張りによるシェルアタック防止の有効性が確認されるとともに，熔融物の拡がりを実験コードが作成されている。熔融物の拡がりには，デブリ落下流量，デブリ成分，デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では，水中での熔融物の拡がり挙動と固化性状を調べ

る PULiMS 実験が実施され、溶融物の拡がる過程は、流体力学と固化の 2 つの競合プロセスに支配されるとして、流体力学には重力、慣性力、粘性力及び表面張力が影響し、固化には溶融物から周囲への熱伝達、崩壊熱発生及び溶融物の相変化が影響するとしている。また、独カールスルーエ研究センター (KIT, 旧 FZK) において KATS 実験が実施され、溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の解析コードが提案されており、実験データをもとに検証が行われている。

また、ANL でのセルフレベリング実験により、水プール中に不均質に堆積させた粒子状ベッドにおいて、内部沸騰によって短時間にベッドの厚さが均一化されることが示されている。

・粒子状ベッドの冷却性

粒子状ベッドの冷却性については、ドライアウト熱流束が種々の実験で確認されており、主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また、ドライアウト熱流束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが、Lipinski 0-D モデル^[26]が広く使われている。

(2) 不確かさの整理

MCCI の過程ごとに不確かさ要因を整理する。MCCI は以下の過程で段階的に進展する。

- ・ 原子炉压力容器下部ヘッド破損過程
- ・ 溶融物の落下・堆積過程
- ・ MCCI 進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさ要因を整理し、感度解析が必要なパラメータを確認する。

A) 原子炉压力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて、評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッドの破損面積は、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損や下部ヘッドクリープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており、最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は、溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

MAAP コードによる有効性評価の解析結果から、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング配管逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破損口が下部ヘッドに開き、下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に流

出することになる。他の下部ヘッド貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから、制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には、制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため、この扱いは保守的である。

溶融炉心流出流量は駆動差圧として圧力容器内とペDESTALとの圧力差に水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。MAAP コードによる解析結果から、最終的な流出総量は、全炉心相当と評価されており、厳しい条件となっている。

以上に示したように、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について、いずれも厳しい条件が使用されているため、感度解析を行う必要は無い。

B) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では、原子炉圧力容器下部ヘッドが破損し、溶融炉心が事前水張りされたペDESTALへ落下するため、溶融物が水中で粒子化することが想定され、粒子化されない溶融炉心はペDESTAL床に溶融プールとして堆積する。この過程では、溶融炉心の水中での粒子化に不確かさが想定される。

MAAP コードでは、粒子化割合は、Ricou-Spalding モデルで計算される。Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、液-液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突入することを想定し、円柱ジェット外周部の浸食として粒子化割合を評価している。

溶融炉心粒子化割合に影響するパラメータは、エントレインメント係数、溶融ジェット径及びプール水深であり、このうちモデルパラメータとしてエントレインメント係数と溶融物ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については、MAAP コードでは代表的な FCI の大規模実験である FARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO 実験のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は、～となっている。MAAP 解析ではエントレインメント係数としてが使用されており、実験解析により、実験結果の粒子化割合をよく再現するか、又は小さめに評価する入力となっている。溶融ジェット径は、下部ヘッド破損口径により決まることから、前述のように大きい値としている。これは、粒子化割合を小さめにする扱いをしていることになる。

ちなみに、Ricou-Spalding モデルを使用して、実機で想定される水張り水深 2m、溶融物ジェット径 0.15m の条件の場合で約 63%程度が粒子化される。

以上のことから、エントレインメント係数については、不確かさ幅が設定されており、溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子

の酸化による水素発生に影響することから、不確かさ幅の範囲で感度解析を実施する。

C) MCCI 進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では、熔融炉心の拡がり、デブリベッドの冷却性、コンクリート侵食に不確かさが想定される。

熔融炉心の拡がり、MAAP コードでは落下した熔融炉心はペDESTAL 床上に均一に広がると仮定している。

Mark-I 型格納容器のライナーアタックに関する研究によれば、水張りが無いと熔融炉心は格納容器シェル壁（拡がり距離 7m 程度）まで到達するが、水張りがあれば熔融炉心の拡がりは抑えられ、拡がり距離は落下量等にも依存するが 5m 程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWR（ペDESTAL 直径約 11m）で床上に水がある場合でも、床全面に熔融物が拡がること示されており、ABWR 以外の BWR ではペDESTAL 床面積が ABWR より小さいこと（Mark-I 改良型格納容器の場合、ペDESTAL 直径は約 6.4m）を考慮すると、水張りをしていても熔融炉心は、床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、熔融物の拡がりに影響する因子のうち、主に想定しているデブリ落下流量が大きい（全炉心相当の熔融炉心が 1 分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。また、均一に拡がった方が、側壁に接する熔融炉心の堆積高さが高くなるため、側壁侵食を評価する観点から保守的な扱いとなっている。

以上より、MAAP コードの均一堆積の扱いは妥当と考えられる。

熔融ベッドから水への熱流束は、熔融炉心上面の性状により大きく影響されるため、大きな不確かさが想定される。

熔融炉心上面から水への熱流束は、上部クラストー水プール間の熱伝達モデルである Kutateladze 型の平板限界熱流束相関式の係数を調整することにより評価可能である。

前述のように事前水張り対策により熔融炉心の一部は粒子化して、熔融炉心上部に粒子状ベッドを形成し、下部には粒子化しなかった熔融炉心が熔融プールを形成すると想定される。これは、水中に熔融炉心を落下させた実験的知見から、安定クラストは形成されず、粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。熔融炉心上面は粒子状ベッドが形成されることを想定し、MAAP コードの熔融炉心上面から水への熱伝達のモデルパラメータである Kutateladze 係数を変えることにより、粒子状ベッドの冷却性の不確かさ評価を行う。ここでは、Lipinski 0-D モデルを使用して粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。主なパラメータは、粒子径、ポロシティ、堆積高さ、圧力であり、以下のように想定する。

- ・ 粒子径は、これまでの実験等の知見により 3~7mm と報告されているため^[27]、この範囲を不確かさの範囲と想定する。

- ・ ポロシティは、概ね 0.3 以上が報告されているが、粒子の充填状態の幅を考慮して、0.26（面心立方格子，最稠密），0.32（体心立方格子），0.4（MAAP 標準値），0.48（単純立方格子）の範囲を想定する。
- ・ 粒子状ベッドの堆積高さは、全炉心相当が落下した場合 1m 以上となるが、破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため、30cm 以上とする。
- ・ 圧力は、MCCI が発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa[abs]以上となっているため、0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-D モデルによる評価結果を以下に示す。

- ・ 圧力が 0.4MPa[abs]以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m² 以上のドライアウト熱流束となる。この場合、大気圧状態では 400 kW/m²程度となっている。また、ポロシティの最も大きい 0.48 のケースでは、大気圧状態では 2000 kW/m²程度となっている。
- ・ 粒子径が 3mm 以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。
- ・ 粒子ベッド高さが 30cm 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。

以上の評価結果より、デブリ上面熱流束として 800 kW/m²を想定することは、粒子状ベッドの熱伝達の不確かさを考慮しても妥当と考えられる。ただし、粒子径やポロシティ等の不確かさによる粒子状ベッドから水への熱伝達の不確かさの影響を確認するため、感度解析を実施する。

コンクリートの種類（玄武岩系や石灰岩系）により、侵食挙動やガス発生挙動が異なる。また、玄武岩系コンクリートに関しては、壁方向と床方向の侵食量に相違が見られる知見が出ている。この侵食の異方性は、未だ十分な理解が得られておらず、現状モデルでも扱われていないが、モデルパラメータの感度解析により、この侵食異方性の影響を検討する。

評価モデルは以下のとおりである。

- ・ コンクリート表面から深さ方向に 1 次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- ・ クラスト-コンクリート界面の温度がコンクリート融点以上である場合にコンクリート侵食が計算される。
- ・ コリウムからの伝熱量と分解／熔融潜熱により侵食量が評価される。
- ・ コンクリート分解による自由水・結合水・CO₂の発生を考慮し、熔融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応により H₂及び CO 発生が計算される。反応熱は、熔融炉心の崩壊熱に加算される。

コンクリートの種類は、国内プラントでは玄武岩系コンクリートが主流であるが、一部のプラントでは石灰岩系コンクリートが使用されている。コンクリートの種類により物性値を使い分けている。これらのコンクリートの侵食モデルは、ACE 実験、SURC-4 実験等のドライ実験に対する MAAP モデルの実験解析により妥当性確認が行われている。

OECD/MCCI プロジェクトの CCI 実験で確認された玄武岩系コンクリートの侵食の異方性について、この原因について明確な理解は得られていないが、溶融炉心から壁方向と床方向への熱伝達に関してコンクリート種類により相違があることを示唆している。この侵食の異方性の影響を確認するため、MAAP コードでは、溶融プールから横方向と下方向の対流熱伝達係数を調整して熱伝達の配分を変更することにより感度解析を実施する。対流熱伝達係数の幅は、CCI-3 の試験結果を考慮し、底部を側壁のモデルパラメータの推奨値の 1/4 とした場合、側壁を底部のモデルパラメータの推奨値の 1/4 とした場合を想定する。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により、MCCI に関して、解析モデルでの不確かさは、

- ・ エントレインメント係数
- ・ 上面熱流束係数
- ・ 溶融プールのクラスト間の熱伝達係数

に代表され、これらをパラメータとした感度解析を実施した。また、参考としてコンクリートの種類の違いについても解析を実施した（解析条件及び結果は添付 3 参照）。

評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は、22.5cm 程度に収まることが確認された。また、実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については、MAAP モデルのベンチマーク解析結果から、実験の侵食面における侵食のばらつきが、MAAP コードの予測侵食量の 20% の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお、この分野は複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとは言えず、また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例がほとんどないことから、今後も継続して検討を進め、新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要であると考えられる。

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

4.3において実施した各種の事故解析及び実験解析に基づき、各解析モデルの実機への適用性について評価する。

- (1) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [圧力容器(炉心損傷後)], 燃料被覆管酸化, 燃料棒内温度変化, 燃料棒表面熱伝達, 燃料被覆管変形 [炉心(燃料)], リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

炉心ヒートアップの解析において重要な燃料被覆管酸化, 放射線水分解等による水素・酸素発生, 燃料棒内温度変化, 燃料棒表面熱伝達, 燃料被覆管変形, リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達に関するモデルの妥当性は, TMI 事故解析及び CORA 実験解析を通じて確認した。

解析により得られた炉心ヒートアップ時の水素発生量及びその発生期間は, TMI 事故の分析結果と概ね一致することを確認した。また, 事故発生後 220 分における炉心状態について, 解析結果が TMI 事故の分析結果と良く一致することを確認した。さらに, 原子炉容器壁面温度についても, 解析において TMI 事故の分析結果と同等な結果が得られていることを確認した。また, CORA 実験解析における, 燃料被覆管, 制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について, 測定データと良く一致することを確認した。

TMI及びCORA実験とBWR実機において, 燃料被覆管酸化, 放射線水分解等による水素・酸素発生, 燃料棒内温度変化, 燃料棒表面熱伝達, 燃料被覆管変形, リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達に関する基本的な現象に有意な差はなく, したがってこれらの現象に関するモデルについて, 実機解析への適用性を有すると判断できる。

- (2) 格納容器各領域間の流動, 構造材との熱伝達及び内部熱伝導, 気液界面の熱伝達 [格納容器]

格納容器各領域間の流動並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関するモデルの妥当性は, HDR実験解析及びCSTF実験解析を通じて確認した。また, 気液界面の熱伝達に関するモデルの妥当性は, HDR実験解析を通じて確認した。

HDR実験解析(E11.2実験)では, 格納容器圧力及び温度について解析結果と測定データの比較を行った。評価の結果, 雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されており, それに起因して格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めに, 格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが, 縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ, 主

要な傾向を再現できることを確認した。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられ、より適切に模擬する方向になると考えられる。また、非凝縮性ガス濃度変化の解析結果が測定データと良く一致することを確認した。CSTF実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度変化について解析結果と測定データの比較を行った。解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

HDR及びCSTFの格納容器はBWR実機と異なるものの、実験解析を通じて格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導並びに気液界面の熱伝達に関する基本的な妥当性確認しており、これらのモデルは実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) 熔融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 [格納容器(炉心損傷後)]

熔融炉心とコンクリートの伝熱並びにコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関するモデルの妥当性は、ACE実験解析及びSURC-4実験解析を通じて確認した。

ACE実験解析及びSURC-4実験解析では、コリウム温度及びコンクリート侵食深さについて、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

ACE実験及びSURC-4実験は、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置があらかじめ決められている。したがって、熔融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関するモデルの妥当性確認の上で、冷却水の挙動や幾何形状といった要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認できる。さらに、ACE実験のうちL7実験では、部分的に酸化したBWR燃料を模擬したコリウム熔融物が用いられており、コリウムの熱的物性もBWR実機と同等である。したがって、ACE実験解析及びSURC-4実験解析による妥当性確認に基づき、実機解析への適用性を有すると判断できる。

なお、実機におけるコンクリート侵食挙動に関しては、格納容器下部におけるFCI現象も含めた熔融炉心の堆積の仕方や水による冷却などがコンクリートへの伝熱挙動にも影響する複合的な現象であることから、添付3において知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

(4) 原子炉压力容器内FP挙動 [压力容器(炉心損傷後)]，原子炉格納容器内FP挙動 [格納容器(炉心損傷後)]

原子炉压力容器内FP挙動及び原子炉格納容器内FP挙動に関するモデルの妥当性は、PHEBUS-FP実験解析及びABCOVE実験解析を通じて確認した。

PHEBUS-FP実験解析では、FP放出割合の解析結果と測定データの比較から、FP放出の開始時刻を良く再現できることを確認している。炉心の加熱出力が増加した後は、測定データに比べて被覆管温度を高めに評価するとともに、より急激なFP放

出を予測している。FP放出が顕著になる実験開始後、約11,000秒以降は、測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し、解析結果は約0.5まで急激に増加した後、緩やかな増加を示している。解析結果と測定データの差異は、実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられるが、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなると考えられ、実機解析への適用性を有すると判断できる。

ABCOVE実験解析では、格納容器中に発生させたエアロゾルについて気相中の濃度変化を評価した。解析結果は、エアロゾルの生成にともなう濃度の増加、その後の凝集及び沈着による濃度の減衰を良く模擬していることを確認した。エアロゾルの凝集に伴い沈降速度が増大する挙動は区画の大きさに依存しないので、スケールの観点においても実機解析への適用性を有すると判断できる。

4.4.2 感度解析による検討の整理

重要現象に関連したパラメータの不確かさを分析し、その不確かさが重要現象に与える影響を感度解析に基づき評価することで、実機解析への適用性を確認する。

(1) 沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

これらは原子炉压力容器内の炉心水位挙動に関連する現象であり、原子炉压力容器内水位の低下が比較的緩慢な TQUX シーケンス及び比較的速い中小破断 LOCA シーケンスを対象として SAFER コードとの比較評価を行った。

比較評価においては、CCFL の取り扱い等により、水位変化に差異が生じるものの、水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。なお、感度解析は BWR-5、Mark-I 改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他の BWR プラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAP コードのこれらの現象に対する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(2) 燃料被覆管酸化 [炉心（燃料）]

炉心ヒートアップに関する解析モデルについては、4.2.1に示したTMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

炉心ヒートアップは、崩壊熱及びジルコニウム-水反応の酸化反応熱により進展することから、酸化反応が促進されることを模擬してジルコニウム-水反応速度の係数を変化させた場合の感度解析を行った。感度解析においては、仮想的な厳しい想定ではあるが、ベースケースの2倍とした。感度解析は代表的にBWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし、炉心部への蒸気供給の差が生じることから、TQUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンスについて実施した。

その結果、炉心溶融時刻については、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度が小さいことを確認した。また、炉心溶融後の事象進展として、下部プレナムへのリロケーション開始時刻は、両シーケンスともベースケースとほぼ同時であり、炉心溶融開始から原子炉压力容器破損までは3～4時間程度の時間を要することから、原子炉压力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており、実機解析への影響は無い。さらに、TQUVシーケンスでは、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa [gage] 以下であり、格納容器圧力への影響もわずかとなることから、実機解析への影響は無い。水素発生の観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしているものであり、実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。

以上、酸化反応が促進されることを模擬し、仮想的な条件としてジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした場合の影響を評価した。なお、感度解析はBWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。また、コンクリート侵食量については、原子炉压力容器破損時刻への感度は小さく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。したがって、MAAPコードの炉心ヒートアップに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) リロケーション [压力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

MAAPコードでは、燃料の温度履歴に応じて炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算しており、炉心ノード崩壊のパラメータをベースケースから K引き下げるこ

とで、リロケーションが早く進展する状態を模擬した。感度解析は代表的にBWR-5, Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、TQUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンスについて実施した。

炉心熔融時刻については、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度は小さい。なお、原子炉压力容器破損時刻についても、両シーケンスで感度は小さく、実機解析への影響は無い。さらに、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa [gage]以下であり、実機解析への影響は無い。コンクリート侵食量については、原子炉压力容器破損時刻への感度は小さく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上、炉心ノード崩壊のパラメータを、大幅ながら \square K引き下げることでリロケーションが早く進展する状態を模擬した感度解析を行い、TQUV及び大破断LOCAシーケンスのいずれについても感度が小さいことを確認した。また、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa [gage]以下であり、かつ格納容器下部には十分な注水があることから、実機解析での評価に影響を与えるものではない。なお、感度解析はBWR-5, Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードのリロケーションに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(4) 原子炉压力容器内 FCI (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [压力容器(炉心損傷後)]

原子炉压力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは、冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高圧熔融物放出を防止する観点で、原子炉压力容器破損時刻とあいまって影響することが考えられる。圧力スパイクの大きさは熔融炉心の細粒化割合及び粒子径の影響が大きいため、ここでは熔融ジェット径、細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を実施した。

いずれのパラメータに対する感度解析においても、圧力スパイクは原子炉压力容器破損までに終息する結果となっており、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さい。このことは、原子炉压力容器内FCIは下部プレナムの冷却材がすべて蒸発すると終息するが、その後、冷却材による熔融炉心からの除熱量の減少によって下部ヘッドへの伝熱量が大きくなることで原子炉压力容器破損が発生するため、両者が重畳しにくいことを示している。なお、感度解析はBWR-5, Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても炉心質量と冷却材体積の比は大きく変わらないため、同様の傾向が得られ

る。したがって、MAAPコードの原子炉圧力容器内FCIに関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(5) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見を基に開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱は限界熱流束により制限されるが、この制限を低下させた条件で感度解析を実施した。その結果、原子炉圧力容器破損時刻にほとんど感度が無いことが確認された。

一方、溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達については、ギャップにおける限界熱流束で制限される。この制限を低下させた条件で感度解析を実施した結果についても、原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻にほとんど感度が無いことが確認された。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱及び溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達ともに感度が小さい結果となっているが、この理由はこれらの現象による影響が下部プレナムにおいてドライアウトが生じるまでの期間に限定されることによる。

なお、感度解析はBWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードにおける下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(6) 原子炉圧力容器破損 [圧力容器(炉心損傷後)]

有効性評価の解析において、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は、溶接部のひずみ量としきい値の比較により判定される。そこで、このしきい値をベースケースの1/10に低下させた解析を実施し、原子炉圧力容器破損時刻の感度を評価した。評価の結果、原子炉圧力容器破損時刻は約13分早まることを確認した。また、評価では有意な影響を検知する目的から、しきい値を仮想的にベースケースの1/10まで低下させたが、実機において破断ひずみがここまで大幅に低下することは考えにくい。ため、溶接部のひずみ量しきい値の影響は十分に小さいと判断される。

なお、感度解析はBWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものの

であるが、その他のBWRプラントにおいても制御棒駆動機構ハウジングの構造は大きく変わらないため同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードの原子炉圧力容器破損に関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(7) 原子炉圧力容器外 FCI (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [格納容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器外FCIについては、添付2において国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに、解析モデルに関する不確かさの整理を行い、感度解析により有効性評価への影響を確認した。

原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては、 UO_2 を用いた大規模FCI実験であるFARO実験、KROTOS実験、COTELS実験及びTROI実験の結果から、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。

また、参考文献^[25]に示すJASMINEコードを用いて水蒸気爆発が発生したという条件における格納容器破損確率の評価について考察した。評価で想定した条件(トリガリング及び熔融ジェット径)が実機解析に比べて厳しくなるよう選定され、水蒸気爆発時のエネルギーが大きくなるように評価されたものであることから、実機において発生エネルギーは格納容器への脅威にはならないと結論付けた。以上より、有効性評価において、原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては発生可能性が低く、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須とはならない。

原子炉圧力容器外FCIにおける圧カスパイクに関しては、解析モデルでの不確かさはRicou-Spaldingモデルのエントレインメント係数及び熔融粒子の径に代表され、それぞれをパラメータとした感度解析を実施した。その結果、いずれのパラメータについても、原子炉圧力容器外FCIにより生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認した。

なお、感度解析はBWR-5、Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであり、原子炉圧力容器外FCIによる圧カスパイクは、格納容器下部に落下する熔融炉心の量や格納容器下部プール水位等の条件に依存して変化し得るものの、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPにおける原子炉圧力容器外FCIに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(8) 格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり, 熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱, 熔融炉心とコンクリートの伝熱 [格納容器(炉心損傷後)]

MCCIに関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い、エントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝

達係数をパラメータとした感度解析を行い、コンクリート侵食への影響を評価した。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は、22.5cm程度に収まることが確認された。また、実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については、MAAPモデルのベンチマーク解析結果から、実験の侵食面における侵食のばらつきが、MAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお、感度解析はBWR-5, Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。しかしながら、熔融炉心・コンクリート相互作用については、複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が不十分であること、また直接的な実験例が少ないことから、今後も継続して検討を進め、知見の拡充に努めることが重要であると考えられる。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (1/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2))	不要	○ 入力値に含まれる。
炉心 (燃料)	燃料棒内 温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3)) 溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))	TMI 事故解析(4.2.1) CORA 実験解析(4.2.2) 感度解析 (4.3.2 及び 添付 1)	○ TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生, 炉心領域での溶融進展状態について, TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ CORA 実験解析における, 燃料被覆管, 制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について, 測定データと良く一致することを確認した。 ○ 炉心ヒートアップ速度の増加 (被覆管酸化の促進) を想定し, 仮想的な厳しい振り幅ではあるが, ジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍とした感度解析により影響を確認した (BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとともに, 炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・ 下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は, ほぼ変化しない。
	燃料棒表面 熱伝達			
	燃料被覆管 酸化			
	燃料被覆管 変形			
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド 率変化	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2(4))	感度解析 (4.3.1)	○ TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して, MAAP コードと SAFER コードの比較を行い, 以下の傾向を確認した。 ・ MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から, 水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり, その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。
	気液分離 (水位変化) ・ 対向流			

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (2/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出 (臨界流・差 圧流)	原子炉圧力容器モデル(破 断流モデル) (3.3.3(3))	不要		○ 逃がし安全弁からの流量は、設計値に基づいて計算される。
	ECCS 注水 (給水系・代 替注水設備 含む)	安全系モデル(非常用炉心 冷却系) (3.3.5(1)) 安全系モデル(代替注水設 備) (3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。
原子炉格納容器	格納容器 各領域間 の流動	格納容器モデル(格納容器 の熱水力モデル) (3.3.4(2))	HDR 実験解 析 (4.2.3)	CSTF 実 験 解 析 (4.2.4)	○ HDR 実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 ○ CSTF 実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。
	構造材との 熱伝達及び 内部熱伝導			—	
	気液界面の 熱伝達		—		
	スプレイ冷 却	安全系モデル(格納容器ス プレイ) (3.3.5(2)) 安全系モデル(代替注水設 備) (3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。 ○ スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさは無い。
	放射線水分 解等による 水素・酸素発 生	—	不要		○ 窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており、酸素発生は水の放射線分解に起因する。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (3/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器	格納容器ベント	格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	不要	<ul style="list-style-type: none"> ○ 入力値に含まれる。 ○ MAAP コードでは格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル(非常用炉心冷却系) (3.3.5(1))	不要	<ul style="list-style-type: none"> ○ 入力値に含まれる。
原子炉圧力容器(炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル(リロケーション) (3.3.6(2))	TMI 事故解析(4.2.1) 感度解析(4.3.3 及び添付 1)	<ul style="list-style-type: none"> ○ TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した(BWR-5, Mark-I改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV, 大破断LOCAシーケンスとともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル(下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3.3.6(3))	感度解析(4.3.4 及び添付 1)	<ul style="list-style-type: none"> ○ 原子炉圧力容器内FCIに影響する項目として、溶融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。
原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)				

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (4/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器 (炉心損傷後)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル(下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3.3.6(3))	TMI事故解析(4.2.1) 感度解析(4.3.5及び添付1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ TMI事故解析における下部プレナムの温度挙動について、TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した(BWR-5, Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル(原子炉圧力容器破損モデル) (3.3.6(4))	感度解析(4.3.6及び添付1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ 原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータとした感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果でありであり、実機における影響は十分小さいと判断される。
	放射線水分解等による水素・酸素発生	格納容器モデル(水素発生) (3.3.4(3))	TMI事故解析(4.2.1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ 炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は、TMI事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。
	原子炉圧力容器内FP挙動	核分裂生成物(FP)挙動モデル(3.3.7)	PHEBUS	—	<ul style="list-style-type: none"> ○ PHEBUS-FP実験解析により、FP放出の開始時刻を良く再現できているものの、燃料棒被覆管温度を高めに評価することにより、急激なFP放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験における小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。 ○ ABCOVE実験解析により、格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。
原子炉格納容器内FP挙動	-FP実験解析(4.2.7)		ABCOVE実験解析(4.2.8)		

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (5/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器(炉心損傷後)	原子炉压力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル(格納容器下部での溶融炉心の挙動) (3.3.6(5))	感度解析 (4.3.7, 4.3.8, 添付2及び添付3)	○ 原子炉压力容器外FCI現象に関する項目としてエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い, 原子炉压力容器外FCIによって生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認した。
	原子炉压力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (6/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部 床面での熔融 炉心の拡がり	熔融炉心の挙動モデル(格 納容器下部での熔融炉心 挙動) (3.3.6(5))	感度解析 (4.3.8及び 添付3)	○ MAAPコードでは熔融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき、落下した熔融炉心は床上全体に均一に拡がると仮定し、それを入力で与えている。
	○ MCCI現象への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また、上面熱流束を下限値とした場合でも、コンクリート侵食量が22.5cm程度に収まることを確認した。			
	○ 上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えるものであり、実機でのコンクリート侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられ、これを不確かさとして設定する。			
	○ ACE実験解析及びSURC-4実験解析より、熔融炉心堆積状態が既知である場合の熔融炉心とコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。			
熔融炉心とコ ンクリートの 伝熱	ACE実験解 析 (4.2.5) SURC-4実験 解析 (4.2.6)	○ 実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばらつきがMAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。		
コンクリート 分解及び非凝 縮性ガス発生	感度解析 (4.3.8及び 添付3)			

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと、その不確かさが有効性評価に与える影響を表 5-1 に示す。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 崩壊熱 [炉心（核）]

有効性評価で用いている崩壊熱として、ANSI/ANS-5.1-1979 を用いている。ANSI/ANS-5.1-1979 は ANS の軽水炉向け標準規格として発行されたものであり、設計値等に基づく信頼性の高い評価モデルである。有効性評価においては、平衡炉心のサイクル末期燃焼度に対し 1.1 倍したものを使用しており、崩壊熱を大きくするよう考慮している。

炉心損傷防止の観点では、大きめの崩壊熱を与えることで、原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。

格納容器破損防止の観点でも、大きめの崩壊熱を与えることで、いずれの格納容器破損モードでも、炉心ヒートアップ、溶融進展を早める傾向となる。「格納容器過圧・過温破損」の場合、原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気気直接加熱」の場合、原子炉圧力容器破損までの事象進展を早める傾向となり、高圧溶融物放出防止に対して厳しい結果を与える。「溶融燃料－冷却材相互作用」の場合、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクを大きめに評価する結果を与える。「水素燃焼」の場合、酸素の発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、酸素濃度に対して厳しい結果を与える。「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合、溶融炉心の冷却がされにくくなり、コンクリート侵食に対して厳しい結果を与える。

以上、いずれについても、厳しい結果を与えるものの、炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性の判断には影響しない。

5.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関する現象であり、原子炉圧力容器内水位の低下が比較的緩慢な TQUX シーケンス及び比較的速い中小破断 LOCA シーケンスを対象として SAFER コードとの比較評価を行った。

MAAP コードは SAFER コードで考慮している CCFL 現象を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの、水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等であることから、原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。

5.1.3 冷却材放出（臨界流・差圧流） [圧力容器]

逃がし安全弁からの冷却材放出については、設計値に基づき流量が適正に計算されている。

5.1.4 格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、気液界面の熱伝達、格納容器ベント [格納容器]

格納容器各領域間の流動及び気液界面の熱伝達については、挙動が適正に評価され、不確かさは小さい。構造材との熱伝達及び内部熱伝導については、HDRの縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられが、短期的な応答として格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めに、原子炉格納容器圧力を1割程度高めに評価する結果となった。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられるが、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する可能性がある。なお、格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。

5.1.5 ECCS注水（給水系・代替注水設備含む） [圧力容器]，スプレイ冷却，サブプレッション・プール冷却 [格納容器]

ECCS注水及びスプレイ冷却については、設計値に基づき注入特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定している。スプレイによる混合挙動については、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルであるが、液滴の伝熱面積が大きいことにより、スプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する結果となる。したがって、モデルの不確かさによる影響は無いと考えられる。

サブプレッション・プール冷却については、ポンプ流量及び除熱量を設計値に基づき与えており、適正に評価される。

5.1.6 放射線水分解等による水素・酸素発生 [格納容器] [圧力容器（炉心損傷後）]

炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は Baker-Just の相関式（高温）又は Cathcart の相関式（低温）を用いて計算され、これらのモデルは TMI 事故解析により妥当性が確認されている。なお、BWR では窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われることにより、酸素濃度が低いため、短期的に爆轟が生じることは無い。長期的には水の放射線分解により酸素が発生するが、電力共通研究の実験結果^[28]に基づいた G 値を用いて酸素発生量を評価している。BWR では格納容器内がウェット環境にあるが、酸素濃度の判定基準への適合性について、水蒸気濃度を除いたドライ条件下で行うことにより、保守的に評価している。これらのことから、有効性評価の結果に与える影響は無い。

5.1.7 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形 [炉心（燃料）]），リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達 [圧力容器（炉心損傷後）]

炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）に関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、

MAAP コードの解析モデルは、TMI 事故や CORA 実験等のその後の実験の知見に基づいて開発され、そのモデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析及び CORA 実験解析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。

また、炉心ヒートアップ現象に関し、ジルコニウム-水反応速度に対する感度解析を実施し、影響を確認した。TQUV、大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融開始時刻及び下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さく、「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。また、「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響は無い。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」については、酸素の発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響は無い。

リロケーションに関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、MAAP コードの解析モデルは、TMI 事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、その解析モデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。

また、リロケーションに関する感度を確認するために、炉心ノード崩壊のパラメータに対し、感度解析を行った。TQUV、大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融やリロケーション後の原子炉圧力容器の破損時刻に与える感度は小さく、事象進展への影響は限定的であり、「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は無い。「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を上回ることなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響は無い。「水素燃焼」については、酸素の発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響は無い。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する現象に関しては、実機スケールで確認された例が少なく、現象自体に不確かさが大きいと考えられる。しかしながら、MAAP コードの解析モデルは、TMI 事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、その解析モデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、MAAP コードによる解析結果は一定の妥当性を有するものと考えられる。

また、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギ

ギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を実施し、影響を確認した。原子炉压力容器破損時刻等の事象進展に大きな相違は無いため、不確かさによる原子炉压力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.8 原子炉压力容器破損 [压力容器 (炉心損傷後)]

原子炉压力容器破損に影響する項目として「制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ (しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉压力容器破損時刻が約 13 分早まることを確認した。ただし、この結果は仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機における影響は十分小さいと判断され、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.9 原子炉压力容器内 FP 挙動 [压力容器 (炉心損傷後)], 原子炉格納容器内 FP 挙動 [格納容器 (炉心損傷後)]

PHEBUS-FP 実験解析において、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されることを確認している。その後の実験解析における燃料破損後の FP 放出開始のタイミング及び放出挙動については、被覆管酸化反応熱を大きく、燃料棒被覆管温度が高めに推移することにより早めに評価する傾向があったが、実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられ、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなる考えられる。なお、最終的な FP 放出割合は実験と同程度となっている。

ABCOVE 実験解析により、格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について、ほぼ適正に評価できることを確認しており、各事故シーケンスの評価への影響は小さい。

5.1.10 原子炉压力容器内 FCI (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [压力容器 (炉心損傷後)]

原子炉压力容器内 FCI に影響する項目として、熔融ジェット径, エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。

「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧熔融物放出を防止する観点で、原子炉压力容器破損時刻とあいまって、原子炉压力容器内 FCI による原子炉圧力変化が原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に影響すると考えられるが、上記のとおり、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]を上回ることは無い。

5.1.11 原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [格納容器 (炉心損傷後)]

原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては, 実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さく, 有効性評価においては, 水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく, 各事故シーケンスの評価に対して影響するものではない。

原子炉圧力容器外 FCI における圧力スパイクに関しては, 解析モデルでの不確かさがエントレインメント係数及びデブリ粒子径に代表され, 感度解析により原子炉圧力容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認しており, 「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

また, MCCI 現象への影響の観点で, エントレインメント係数に関して感度解析を実施し, MCCI によるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

5.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり, 溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱, 溶融炉心とコンクリートの伝熱, コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 [格納容器 (炉心損傷後)]

MCCI に関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い, MCCI 現象への影響の観点で感度解析を行った。評価の結果, コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも, コンクリート侵食量は 22.5cm 程度に収まることが確認された。

溶融炉心とコンクリートの伝熱, コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生はコンクリート侵食量に影響のある重要現象として抽出されるが, コンクリート侵食モデルは ACE 実験解析や SURC-4 実験解析により妥当性が確認されており, 不確かさは限定されているため適用性を有するものと考えられる。また, 実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については, MAAP モデルのベンチマーク解析結果から, 実験における侵食のばらつきが, MAAP コードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから, 上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

有効性評価において、MAAP を適用する事象で仮定する運転操作は、

- ① 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧
- ② 低圧代替注水系による原子炉への注水
- ③ 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ
- ④ 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱
- ⑤ 残留熱除去系による格納容器除熱
- ⑥ サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止
- ⑦ 高圧代替注水系による原子炉への注水
- ⑧ 格納容器下部注水系による格納容器下部注水
- ⑨ 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

である。以下、各運転操作に対する MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさの影響を整理する。

5.2.1 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧

各事故シーケンスに対して、原子炉を減圧するために、時間・原子炉水位・サプレッション・プール水温等のパラメータに応じて逃がし安全弁の手動開弁操作を適宜実施する。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流（炉心（熱流動））」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動・サプレッション・プール水温挙動の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.2 低圧代替注水系による原子炉への注水

各事故シーケンスに対して、炉心を冷却するために、時間・原子炉水位等のパラメータに応じて低圧代替注水系による注水を適宜実施する。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流（炉心（熱流動））」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動等の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.3 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ

各事故シーケンスに対して、格納容器雰囲気温度を冷却するために、格納容器圧力あるいは格納容器雰囲気温度が設定値に到達した時点で格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイを適宜実施する。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，被覆管酸化，被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する格納容器圧力あるいは格納容器雰囲気温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.4 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

各事故シーケンスに対して、格納容器から除熱するために、格納容器圧力が限界圧力等の設定値に到達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを適宜実施する。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」等の不確かさに起因する格納容器圧力の設定値到達時間の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.5 残留熱除去系による格納容器除熱

「高圧注水・減圧機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）」シーケンスに対して、時間・原子炉水位等のパラメータに応じて残留熱除去系等による格納容器除熱を実施する。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流（炉心（熱流動））」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.6 サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止

各事故シーケンスに対して、サプレッション・プール水位が制限値まで到達した場合に格納容器スプレイを停止させる。

MAAP コードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響とし

て、「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因するサプレッション・プール水位の設定値到達時間の違いが挙げられるが，4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.7 高圧代替注水系による原子炉への注水

「高圧・低圧注水機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失」「LOCA時注水機能喪失」に対して，高圧代替注水系による原子炉への注水を適宜実施する。

本運転操作は水位・温度・圧力等の物理パラメータを検知して実施するものではないため，MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響は無い。

5.2.8 格納容器下部注水系による格納容器下部注水

熔融炉心・コンクリート相互作用を緩和するために，熔融炉心の下部プレナムへのリロケーション後，原子炉圧力容器下鏡温度が設定値に到達した場合に格納容器下部注水系による格納容器下部注水を実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」「下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達」等の不確かさに起因する原子炉圧力容器下鏡温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが，4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.9 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

「格納容器過圧・過温破損」では，外部水源からの総注水量制限到達により格納容器スプレイを停止させる。格納容器スプレイ停止後には，格納容器圧力が限界圧力等の設定値に達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する外部水源からの注水開始時間・総注水量制限到達時間の違いが挙げられる。総注水制限に到達する時間が早ければ（遅ければ），格納容器スプレイの停止が早く（遅く）なると考えられるが，格納容器除熱に寄与する注水量の総量に変化はなく，長期的な格納容器圧力挙動の観点では影響が小さいと考えられる。したがって，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (1/9)

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	炉心モデル(原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2))	○入力値に含まれる。	○有効性評価では、大きめの崩壊熱を使用することから、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	炉心モデル(炉心熱水力モデル) (3.3.2(3)) 溶融炉心の挙動モデル(炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))	○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○CORA 実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。 ○炉心ヒートアップ速度の増加(被覆管酸化の促進)を想定し、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した(BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとともに、炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーション開始時刻は、ほぼ変化しない。	○TMI 事故の再現性を確認しており、炉心ヒートアップに係る基本的なモデルについては妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。 ○感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉压力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。 ○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力が2.0MPa[gage]を上回ることなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響は無い。 ○「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉压力容器破損時間への影響が小さく、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については、酸素の発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響は無い。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (2/9)

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	炉心モデル(炉心水位計算モデル)(3.3.2(4))	<p>○TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して、MAAP コードと SAFER コードの比較を行い、以下の傾向を確認した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。 	<p>○原子炉水位に関し、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能な SAFER コードとの比較において、その挙動の差異は小さく、MAAP コードでは原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。</p>
	気液分離(水位変化)・対向流			
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル(破断流モデル)(3.3.3(3))	○逃がし安全弁からの流量は、設計値に基づいて計算される。	○設計値に基づき流量が適正に計算されており、有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	安全系モデル(非常用炉心冷却系)(3.3.5(1)) 安全系モデル(代替注水設備)(3.3.5(4))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて注入特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (3/9)

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
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	○HDR 実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器雰囲気温度を十数℃程度高めめに、格納容器圧力を1割程度高めめに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○CSTF 実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○短期的な応答として雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されていることから、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する可能性があるが、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられる。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導			—	
	気液界面の熱伝達		—	—	
	スプレー冷却		安全系モデル(格納容器スプレー) (3.3.5(2)) 安全系モデル(代替注水設備) (3.3.5(4))	○入力値に含まれる。 ○スプレーの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさは無い。	

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (4/9)

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
原子炉格納容器	放射線水分解等による水素・酸素発生	—	○窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており、酸素発生は水の放射線分解に起因する。	○窒素置換により酸素発生は水の放射線分解に起因するが、電力共通研究の実験結果 ^[28] に基づいた G 値を用いている。 ○酸素濃度の判断基準として水蒸気濃度を除くドライ条件において確認することにより保守性を与えている。 ○「水素燃焼」に対する有効性評価では、これらの保守的な設定により、不確かさが与える影響は無い。
	格納容器ベント	格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	○入力値に含まれる。 ○MAAP コードでは格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。	○格納容器の熱水力モデルについて、適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	サブプレッション・プール冷却	安全系モデル(非常用炉心冷却系) (3.3.5(1))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて冷却特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (5/9)

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 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	熔融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))	<ul style="list-style-type: none"> ○TMI 事故解析における炉心領域での熔融進展状態について、事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した (BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとともに、炉心熔融時刻, 原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> ○炉心損傷挙動について、実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題は無い。 ○感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の熔融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は無い。 ○「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることではなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響は無い。 ○「熔融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については、酸素の発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響は無い。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(熔融炉心細粒化)	熔融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの熔融炉心の挙動) (3.3.6(3))	<ul style="list-style-type: none"> ○原子炉圧力容器内 FCI に影響する項目として、熔融ジェット径, エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> ○「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧熔融物放出を防止する観点で、原子炉圧力容器破損の時期とあいまって、原子炉圧力容器内 FCI による原子炉圧力変化が影響すると考えられるが、感度解析の結果、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]を上回ることが無く、重大事故等対策の有効性の判断に影響しない。
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (6/9)

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 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動) (3.3.6(3))	<ul style="list-style-type: none"> ○TMI 事故解析における下部プレナムの温度挙動について、TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した (BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 	○感度解析の結果、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル) (3.3.6(4))	○原子炉圧力容器破損に影響するパラメータとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損が約 13 分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における解析への影響は十分小さいと判断される。	○原子炉圧力容器破損モデルに関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時刻に大きな感度はなく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	放射線水分解等による水素・酸素発生	格納容器モデル(水素発生) (3.3.4(3))	○炉心内のジルコニウム-水反応による水素発生量は、TMI 事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。	○炉心内の水素発生量は実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題は無い。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (7/9)

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 (逃がし安全弁含む)	原子炉圧力容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.7)	<p>○ PHEBUS-FP 実験解析により、FP 放出の開始時間を良く再現できているものの、燃料被覆管温度を高めにより、急激な FP 放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験における小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。</p>	<p>○ FP 放出の開始時間に関する基本的なモデルについては実験体系により妥当性が確認されている。燃料破損後の FP 放出挙動に関しては小規模体系の模擬性が原因と推測され、実機規模の体系の適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。</p> <p>○ 格納容器内エアロゾル沈着挙動は適正に評価され、有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。</p>
	原子炉格納容器 (炉心損傷後)		原子炉格納容器内 FP 挙動	

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (8/9)

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
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶融炉心の挙動) (3.3.6(5))	○原子炉圧力容器外 FCI に影響する項目として、エンTRAINメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。	○原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さく、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須では無く、各事故シーケンスの評価指標に対して影響するものではない。 ○感度解析の結果、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことから、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (9/9)

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
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	熔融炉心の挙動モデル (格納容器下部での熔融炉心の挙動) (3.3.6(5))	○MAAP コードでは熔融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき、落下した熔融炉心は床上全体に均一に拡がると仮定し、それを入力で与えている。	○「熔融炉心・コンクリート相互作用」では、上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与える不確かさがあり、MAAP で得られた結果に対し、不確かさを考慮することで、格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱		○MCCI 現象への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また、上面熱流束を下限値とした場合でも、コンクリート侵食量が 22.5cm 程度に収まることを確認した。 ○上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えるものであり、実機でのコンクリート侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられ、これを不確かさとして設定する。	
	熔融炉心とコンクリートの伝熱		○ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析により、炉心デブリ堆積状態が既知である場合の炉心デブリとコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生		○実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばらつきが MAAP コードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。	

6. 参考文献

- [1] 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.
- [2] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971
- [3] "Critical Flow Data Review and Analysis" EPRI NP-2192, 1982.
- [4] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility," MXC-101, December 1979.
- [5] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility," MXC-102, December 1979.
- [6] Kwang-hahn(KAERI) et al., "A State-of-art review of the reactor lower head models employed in three representative U.S. Severe Accident Codes," Progress in Nuclear Energy, Vol. 42, No.3, p361-382, 2003.
- [7] D. Magallon et al., "European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)", Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309–346.
- [8] 中島 他, 「SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの 3 次元拡がり評価」, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」, H12, 2013 年 9 月
- [9] A.T.Wassel, J.L.Farr, and M.S.Hoseyni, "SUPRA: A Code for Simulating Removal of Radionuclides by Water Pools Under Severe Accident Conditions," EPRI/NP-3886-CCMP, February 1985.
- [10] "TMI-2 Analysis Exercise Final Report", NEA/CSNI/R(91)8,1992
- [11] TMI-2 vessel inspection project Integration Report, NUREG/CR-6197
- [12] "A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident, "Nuclear Technology Vol.87, 1989.
- [13] Peter Hofmann, Siegfried J. L. Hagen, Volker Noack, Gerhard Schanz, Leo K. Sepold, "Chemical-Physical Behavior of Light Water Reactor Core Components Tested Under Severe Reactor Accident Conditions in the CORA Facility," Nucl. Technol., 118, 200 (1997),
- [14] "International standard problem 29: distribution of hydrogen within the HDR containment under severe accident conditions: final comparison report," NEA/CSNI/R(93)4, 1993.
- [15] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E. Epstein, and M. G. Plys, "Benchmark of

- the Heiss Dampf Reaktor E11.2 Containment hydrogen-Mixing Experiment using the MAAP4 Code”, Nucl. Technol., 125, 182 (1999).
- [16] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen mixing and distribution in containment atmospheres,” EPRI Report NP-2669, 1983.
 - [17] OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions,” NEA/CSNI/R(92)10.
 - [18] “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions,” NEA/CSNI-155, 1988.
 - [19] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem,” OECD/NEA, July 2003.
 - [20] D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version,” December 2000.
 - [21] 社団法人 日本原子力学会 「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」 (平成 22 年 4 月)
 - [22] R.K. Hilliard et al. “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5,” HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.
 - [23] Francisco J. Souto, F. Eric Haskin, Lubomyra N. Kmetyk, “MELCOR 1.8.2 Assessment: Aerosol Experiments ABCOVE AB5, AB6, AB7, and LACE LA2,” SAND-94-2166
 - [24] K. Kang, et, al. “Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms,” Journal of Nuclear Science and Technology, 2006
 - [25] JAEA-Research 2007-072 「軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価」 2007 年 8 月
 - [26] Lipinski, “A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed,” NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).
 - [27] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
 - [28] 「事故時放射線分解に関する研究」 BWR 電力共通研究 昭和 63 年 3 月

参考 1

MAAP と NUREG-1465 のソースタームについて

1. まえがき

MAAP では、炉心溶融に伴う燃料からの核分裂生成物(FP)の放出及び FP の状態変化・輸送モデル等がモデル化されており、炉心溶融時の格納容器内への FP の放出及び格納容器内の FP の移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。

一方で、炉心溶融を考慮した場合の格納容器内への FP の放出及び FP の状態変化・輸送モデルとしては、米国 NRC で整備された NUREG-1465^[A-1]のソースタームがあり、海外での規制等に活用されている。

本参考資料は、MAAP のソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行うことで、MAAP による格納容器内ソースターム評価の特徴について考察したものである。

2. NUREG-1465 の代替ソースターム

NUREG-1465 では、格納容器への放出過程を以下の 4 つのフェーズごとに分けて評価している。これらの放出フェーズには継続時間が設定され、各放出フェーズにおける放出率は一定としている。

ギャップ放出（被覆管破損から 0.5 時間）

燃料被覆管の破損が生じ、燃料ペレットと燃料被覆管との間のギャップに存在する FP が放出される。

早期原子炉圧力容器内放出（炉心損傷から 1.5 時間）

炉心損傷開始から、溶融炉心が原子炉圧力容器底部へ落下して原子炉圧力容器底部が破損するまでの期間に燃料から FP が放出される。

原子炉圧力容器外放出（原子炉圧力容器破損から 3.0 時間）

原子炉圧力容器底部の破損後、格納容器下部区画に落下した溶融炉心がコンクリートと反応し、FP が放出される。この放出は溶融炉心が十分冷却されたときに終了する。

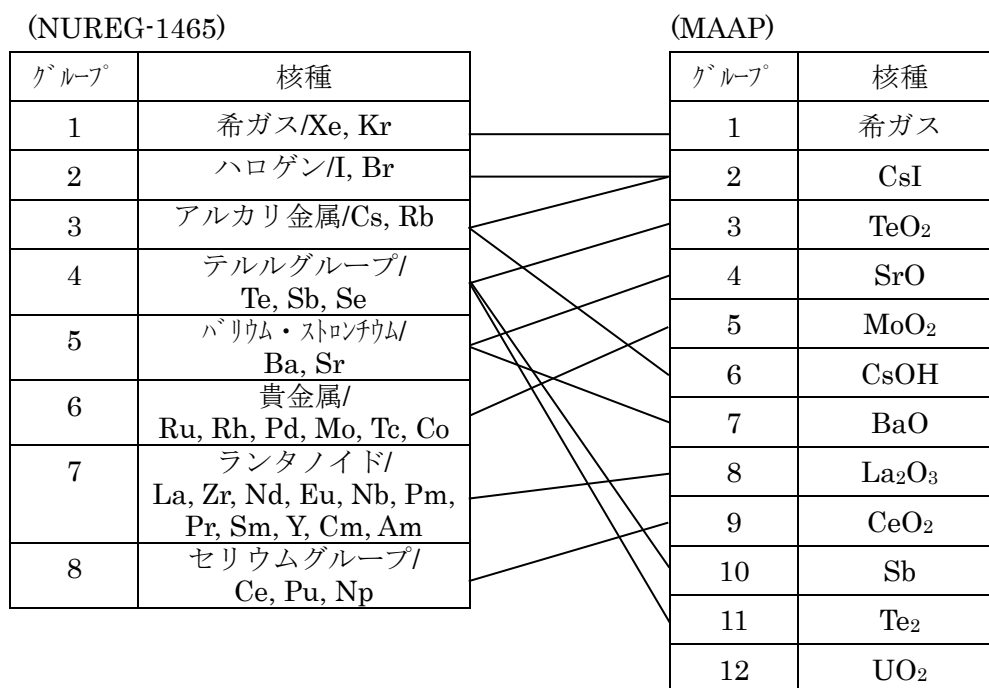
後期原子炉圧力容器内放出（原子炉圧力容器破損から 10 時間）

早期原子炉圧力容器内放出期間に原子炉圧力容器内に沈着していた揮発性核種

(ハロゲン, アルカリ金属, テルルグループ) が再蒸発し, 格納容器へ放出される。

FP 組成については, 物理・化学的挙動の類似性や放射線学的影響の重要度等に基づき, 各核種の放射エネルギーを求める用途に用いることから, 以下の 8 つの元素ごとのグループに分類している。一方, MAAP では化学的形態を考慮して, FP を 12 のグループに分類し, 炉心からの放出速度と原子炉圧力容器内及び格納容器内での移行挙動を評価している。NUREG-1465 における FP グループの分類は, WASH-1400^(A-2)における FP グループ分けをもとに, その後の検討を反映したものであり, MAAP における分類と直接的な関連は無い。しかしながら, 以下の図に示すように, MAAP で分類されている放射性物質のうち, 放出に寄与するものは NUREG-1465 のソースタームにおいても網羅されており, 格納容器内ソースタームの評価を行うにあたって, 取り扱われている核種は同等となっている。

[FP の核種グループ]



NUREG-1465 の FP の放出割合については, 上述の FP 核種グループごとに平均的な放出割合を「代替ソースターム」としてまとめている。代替ソースタームでは, 炉型 (BWR プラントと PWR プラント) ごとのソースタームが設定されているが, これは, BWR と PWR では炉心出力密度や Zr 酸化量の違いにより, FP 放出量や放出タイミン

グに相違が生じると評価されたためである。

なお、ソースタームの放出割合は、保守的に設定された損傷燃料からの初期 FP 放出（ギャップ放出）を除き、原子炉圧力容器が低圧で破損する事故について、保守的あるいは限界的な値というより、代表的又は典型的な値を示しており、全てのシビアアクシデントの事故シーケンスを包絡しているわけではなく、ある単一の事故シーケンスを表しているものでもない。NUREG-1465 で提案された BWR プラントに対する代替ソースタームを以下に示す。

[代替ソースターム (BWR プラント)]

(初期炉内インベントリに対する割合)

グループ	名称	ギャップ放出	早期原子炉圧力容器内放出	原子炉圧力容器外放出	後期原子炉圧力容器内放出
1	希ガス	0.05	0.95	0	0
2	ハロゲン	0.05	0.25	0.30	0.01
3	アルカリ金属	0.05	0.20	0.35	0.01
4	Te グループ	0	0.05	0.35	0.005
5	Ba, Sr	0	0.02	0.1	0
6	貴金属	0	0.0025	0.0025	0
7	ランタノイド	0	0.0005	0.005	0
8	Ce グループ	0	0.0002	0.005	0

3. MAAP と NUREG-1465 のソースタームの比較

参考文献^[A-3]において、米国 Peach Bottom プラント(Mark-I 型格納容器/BWR-4)を対象に、下記に示した 3つの事故シーケンスに対して、MAAP によるシビアアクシデント解析結果から得られた格納容器内ソースタームと NUREG-1465 で示されている BWR プラントの格納容器内のソースタームが比較されており、以下に概要を示す。

[事故シーケンス]

- ・ TB1 シーケンス (全交流電源喪失) +10 時間でバッテリー枯渇
- ・ TC2 シーケンス (ATWS) +圧力容器減圧なし
- ・ S2E1 シーケンス (2 インチ破断)

図 1 に、NUREG-1465, MAAP 及び従来の立地評価における仮想事故相当について、原子炉圧力容器破損後 1 時間時点における格納容器内ソースターム放出割合の比較を示す。希ガスについては、すべてのシーケンスにおいてほぼ全量を放出しきっており、

NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっている。高揮発性の核種であるよう素については、TB1 シーケンスを除いて NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっており、Cs, Te 共に同様の傾向を示している。TB1 シーケンスにおいて放出割合が少なくなっている理由としては、原子炉圧力容器の破損時刻が他の事象に比べて遅く、原子炉圧力容器内への FP 沈着量が多くなっているためと考えられる。また、低揮発性の核種である Sr については、NUREG-1465 に比べて MAAP の方が 1 桁程度少ない結果となっているものの、核種ごとの全体的な放出割合は同様の傾向を示している。

図 2 に、NUREG-1465, MAAP 及び従来の立地評価における仮想事故相当について、事故収束後における格納容器内ソースターム放出割合の比較を示す。図 1 に示した原子炉圧力容器破損後 1 時間の時点において、格納容器側へ FP をほぼ放出しきっており、原子炉圧力容器破損後 1 時間時点の放出割合と同様となっている。なお、仮想事故では、瞬時放出の扱いとなっており、放出割合の時間変化は考慮されていない。

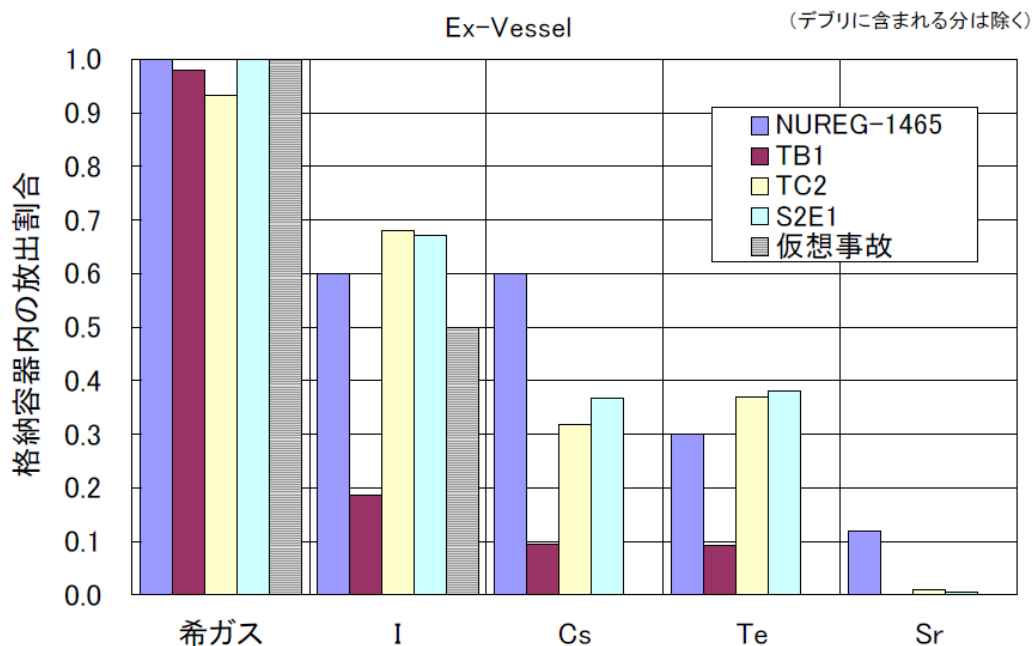


図 1 格納容器ソースターム比較 (圧力容器破損後 1 時間) [A-3]

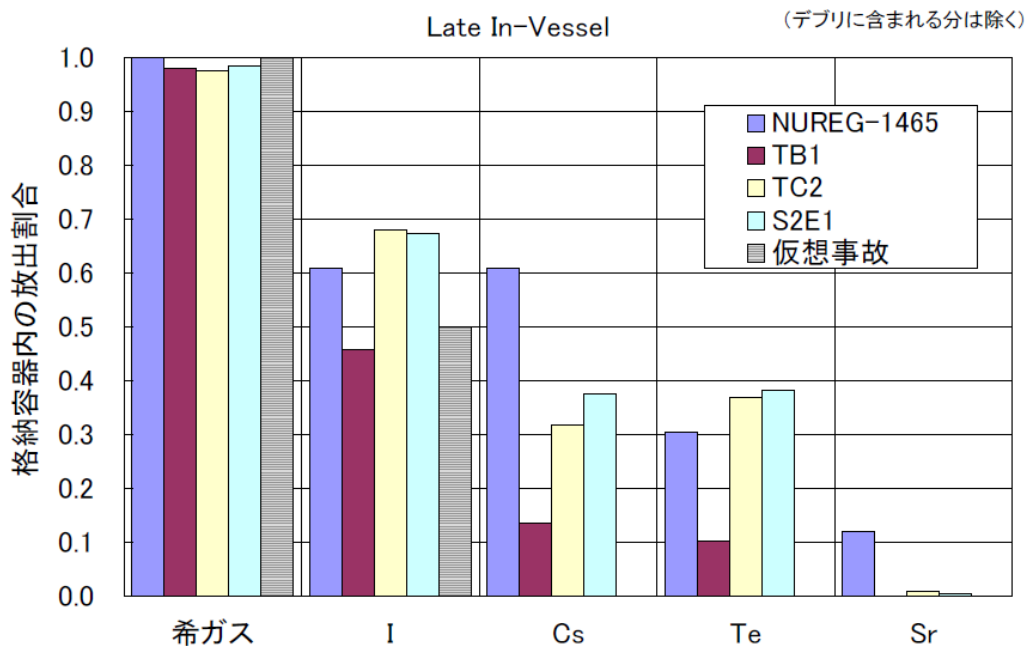


図2 格納容器ソースターム比較 (事故収束後) [A-3]

4. まとめ

MAAP のソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行った。NUREG-1465 では、物理・化学的挙動の類似性等から 8 つの核種グループに分類されているのに対し、MAAP では炉心からの放出速度の相違に基づき 12 グループに分類されているが、両者の比較から、放出に寄与するものは網羅されており、格納容器ソースタームの評価にあたって、取り扱われている核種は同等であることを確認した。また、NUREG-1465 における格納容器内ソースタームと MAAP における解析結果の比較を行い、MAAP における格納容器内ソースタームは、シーケンスによって違いがあるものの、NUREG-1465 のソースタームとほぼ同等であることを確認した。

5. 参考文献

- [A-1] "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants," NUREG-1465, 1995.
- [A-2] "Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, NRC, WASH-1400(NUREG-75/014)
- [A-3] 社団法人 日本原子力学会「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」(平成 22 年 4 月)

入力項目リスト (1/3)

分 類	入力項目		
定格出力運転条件 パラメータ及び幾 何形状データ	炉心熱出力		
	炉心流量		
	原子炉圧力		
	原子炉冷却材温度		
	原子炉水位		
	給水流量 (初期), エンタルピ		
	原子炉冷却材容積	炉心	
		シュラウドヘッド	
		スタンドパイプ及び気水分離器	
		上部ヘッド	
		上部ダウンカマ	
		下部ダウンカマ	
		下部ヘッド	
		再循環ループ	
	流路形状データ (流 路断面積, 流路長さ, 流路高さ)	下部ヘッド下端から炉心支持板まで	
		炉心支持板から上部格子板まで	
		上部格子板からシュラウドヘッド上端まで	
		シュラウドヘッド上端から気水分離器上端 まで	
		下部ダウンカマ	
		上部ダウンカマ	
		上部ヘッド	
		原子炉圧力容器内径	
		シュラウド内径	
	原子炉圧力容器本体肉厚		
熱構造材データ (材 質, 体積, 表面積)	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉圧力容器内 シュラウド, シュラウドヘッド, シュラウ ドサポート, 上部格子板, 気水分離器, ス タンドパイプ, 蒸気乾燥器, 上部ヘッド, ダウンカマ, 制御棒案内管及びハウジング, 下部ヘッド, 再循環ループ 		

入力項目リスト (2/3)

分類	入力項目		
炉心データ	炉心流路面積	炉心流路面積	
		バイパス流路面積	
	炉心崩壊熱		
燃料データ	燃料集合体数		
	集合体あたりの燃料棒数		
	燃料棒配列		
	燃料棒有効長		
	燃料被覆管外径		
	燃料被覆管肉厚		
	ペレット直径		
	ペレット-被覆管ギャップ条件 (ガス圧力, ガス組成, 熱伝達係数)		
	スペーサ位置		
チャンネルボックス (質量, 厚さ)			
再循環ポンプ関連データ	コーストダウン特性		
	再循環ポンプ定格流量		
	ジェットポンプ台数		
原子炉格納容器関連データ	区画データ	自由体積	
		底部高さ	
		区画高さ	
		初期圧力	
		初期温度	
		初期湿度	
	区画間データ	底部高さ	
		流路幅	
		流路高さ	
		流路長さ	
		流路面積	
	ヒートシンク (伝熱面, 表面積, 厚さ, 材質の物性及び初期温度)	格納容器各区画壁面 (側壁, 床, 天井等)	
		格納容器内構造物	

入力項目リスト (3/3)

分類	入力項目
デブリ挙動関連	デブリ初期条件 (燃料, 構造材, FP の材質別質量)
	原子炉圧力容器破損判定条件
	FCI 現象におけるデブリジェットの落下条件
	FCI 現象における細粒化条件
	FCI 現象における細粒化デブリと水の伝熱条件
	MCCI 現象におけるデブリのキャビティ床面での拡がり条件
	MCCI 現象におけるデブリと水の伝熱条件
	MCCI 現象におけるデブリとコンクリートの伝熱条件
原子炉保護設備	原子炉スクラム (設定点, 応答遅れ)
事象収束に重要な 機器・操作関連	ECCS 作動設定点
	ECCS 注入ポンプ (注入開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 停止条件)
	崩壊熱除去系 (台数, 容量)
	格納容器スプレイポンプ (操作タイミング, 台数, 容量)
	逃がし安全弁 (開操作開始条件 (原子炉圧力), 個数, 容量)
	代替注水系 (注入開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 停止条件)
	格納容器ベント (操作タイミング, 面積)
復水貯蔵タンク (保有水量, 温度)	
事故条件	配管破断条件 (位置, 面積)

別添 1 新知見への対応について

1. はじめに

MAAP コードは、福島第一原子力発電所 1～3 号機の事故進展解析に適用されている¹⁾。これらの解析では、システムの応答や外部注水流量等の不確かさの大きな境界条件については、当時の記録に基づいた分析や一部推定を行った上で設定されており、解析結果と実測データとの比較が行われている。この比較結果から、相違点があるプラント挙動や物理現象については検討課題として抽出し、個別に評価・検討が行われている。

以下では、この検討を通じて得られた課題や知見のうち、MAAP コードで対象とする現象評価に関連する内容と有効性評価への影響について検討する。また、MAAP コードの改良は米国 EPRI を中心とした MAAP User's Group のもとで継続的に進められており、改良の動向と有効性評価への影響について検討する。

2. 福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項と有効性評価への影響

2.1 未確認・未解明事項について

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項²⁾のうち、有効性評価に対して影響し得る項目を抽出し、MAAP コードによる有効性評価で留意すべき事項を以下の 4 項目に大別した。

(1) 原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について

原子炉圧力容器の水位が低下し炉心が露出すると、過熱した炉心から発生する高温ガスや過熱蒸気により、圧力容器バウンダリが通常よりも高い温度となる。1 号機の MAAP 解析においては、この炉内温度の上昇によって炉内核計装のドライチューブや主蒸気管フランジ等の原子炉圧力容器上部からドライウェル (D/W) への気相漏えいが発生したと仮定している。この現象によって、原子炉圧力容器破損タイミングや格納容器圧力・温度の上昇などの事象進展に影響を及ぼす可能性がある。

(2) 溶融炉心の下部プレナム落下挙動

1 号機の MAAP 解析において、原子炉圧力は 3 月 11 日 22 時頃に急峻なピークを示している。MAAP コードでは、炉心損傷の進展に伴って、固化クラストによって閉塞領域が形成されると溶融炉心は一旦保持されるものの、クラストの破損に伴って、溶融炉心が下部プレナムへの落下を開始するというモデルを採用していることに起因すると考えられる。一方、複雑な下部構造を持つ BWR では、燃料支持金具の冷却水の通過口から溶融した炉心が降下し、下部プレナムに流れ落ちる経路や、溶融プールが炉心の径方向に拡大し、外周部のバイパス領域へ流出し、下部プレナムへ流れ落ちる経路、さらにシュラウドと接触・破損させることによってダウンカマへ流出する経路等、流出経路に

は様々な形態が考えられる。溶融炉心の下部プレナムへの落下挙動は、それ以降の原子炉压力容器破損などの事故進展に影響を与える可能性がある。

(3) 圧力抑制プールの温度成層化について

3号機では、RCICによる注水期間において、原子炉格納容器圧力のMAAP解析結果と実測値に差があり、圧力抑制プールにおいて温度成層化が起きた可能性が指摘されている³⁾。MAAPコードによる有効性評価では、圧力抑制プールのプール水を単一ノードで模擬し、プール水温は均一に上昇する仮定としているのに対し、温度成層化を考慮した場合、格納容器の圧力及び温度上昇が速くなる可能性がある。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

1号機及び2号機のMAAP解析では、格納容器圧力等の実測値を再現するために格納容器の気相部からの漏えいを仮定しているものの、計測されたパラメータや観測事実からは、漏えい箇所やその規模については直接的な推定が得られていない。一つの要因として格納容器内部で生じた局所的な過温状態による損傷が挙げられている。一方、MAAPコードによる有効性評価では、格納容器内を代表的な区画にノード分割し、ノード内温度は均一と仮定し、温度分布を評価することはできない。

2.2 有効性評価に対する影響について

2.1で挙げられた留意すべき事項に対して、有効性評価に対する影響について以下に考察する。これらの考察より、有効性評価で対象とする事象進展に対しては、MAAPコードによる解析への影響は小さく適用性に問題は無いと判断される。

(1) 原子炉压力容器からの気相漏えいの発生について

炉心損傷に伴って発生する高温ガスにより、原子炉压力容器からの漏えいが生じた場合、原子炉圧力の減圧を促進する。しかしながら、有効性評価において、大破断LOCAを起因事象とするシーケンスについては、起因事象発生の時点で大規模な一次冷却材圧力バウンダリの喪失を仮定していることから、これらの事象による格納容器内事故進展への影響は無い。別図1-2.2-1及び別図1-2.2-2に、炉心損傷に伴う計装用案内管破損を模擬した場合の原子炉圧力及び格納容器温度の比較を示す。これらの図から明らかなように、事象進展への影響は小さい。

また、過渡事象(TQUV)起因のシーケンスでは、原子炉压力容器からの気相漏えいは、原子炉減圧挙動と水位低下挙動に影響する。

高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の防止に係る評価においては、高温ガス発生による気相部漏えいが生じる場合には、原子炉の減圧が促進されるため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の回避に対して有効に寄与する。さらに、原子炉圧力容

器破損前に運転員による減圧操作が必須となるが、破損までには十分な時間余裕があり、気相漏えいを想定しても破損時間への影響は小さい。別図 1-2.2-3 に、炉心損傷に伴う計装用案内管破損を模擬した場合の原子炉圧力の比較を示す。計装用案内管温度が融点に到達した時点で損傷するとした本感度解析では、その損傷は原子炉減圧後に発生しており、減圧操作への影響は無い。

熔融炉心と冷却材の相互作用及び熔融炉心とコンクリートの相互作用においては、原子炉減圧後の現象を評価するため、原子炉圧力容器破損前のペDESTAL注水操作完了が必須となる。しかしながら、上述のように十分な時間余裕があり、かつ、評価においては、原子炉水位が有効燃料棒底部まで低下する以前に減圧操作を実施しており、炉心損傷初期の段階であることから、原子炉圧力容器の気相漏えいを仮定しても破損時間に対する影響は小さく、運転操作に対する影響は無い。

(2) 熔融炉心の下部プレナム落下挙動

有効性評価のうち、「格納容器過圧・過温破損」の評価において、原子炉圧力容器が破損しないシーケンスを想定するシナリオでは、熔融炉心の下部プレナム落下前に冷却される状態を対象としているため、本現象の影響は無い。

下部プレナムへの熔融炉心落下が発生するシーケンスについては、本文「3.3.6 熔融炉心の挙動モデル」で述べたように、MAAP コードでは、熔融炉心の下部プレナムへの落下は、炉心支持板が破損するか、クラストが破損して熔融炉心を保持できなくなった場合に開始され、落下する熔融炉心の量は、仮想的なデブリジェット径等により計算されている。一方、燃料支持金具等の炉心下部構造物を介した熔融炉心の移行は、別図 1-2.2-4 に示す経路が想定され、熔融炉心が下部プレナムへ移行する場合、これらの構造物との熱的な相互作用によって、その経路で一部が固化し、落下流量が低減されるなどの影響が想定される。従って、これらを考慮していない現行評価は、原子炉圧力容器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で、保守的な扱いと言える。

また、同じく「3.3.6 熔融炉心の挙動モデル」で述べたように、MAAP コードでは、熔融炉心の径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞した以降に発生し、熔融領域は炉心シュラウドまで到達しない想定としている。熔融炉心が炉心シュラウドと接触した場合、シュラウドを熔融貫通する可能性はあるものの、その径方向への進展は下部ノードの閉塞挙動等に依存した極めて不確かさの大きな現象と考えられる。さらに、熔融炉心がシュラウドを熔融貫通した場合の下部プレナムへの移行は、ジェットポンプ等の貫通後に発生するが、ジェットポンプ内部に冷却材が存在している場合には、熔融炉心が一時的に冷却されるなどの効果も期待される。このようなことから、炉心下部構造物を介した移行に比べて、主要なリロケーション経路となり得るとは考えにくく、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(3)圧力抑制プールの温度成層化について（別添1（補足）参照）

原子炉隔離時冷却系の運転方法として、3号機と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合、圧力抑制プールの温度成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら、原子炉隔離時冷却系が間欠運転（L-2とL-8の自動制御）の場合、原子炉隔離時冷却系が停止している間に原子炉圧力が上昇し、逃がし安全弁が動作することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また、原子炉隔離時冷却系の注水流量調整のみによる制御とした場合においても、消費される駆動蒸気量の減少により逃がし安全弁の動作回数が増え、温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

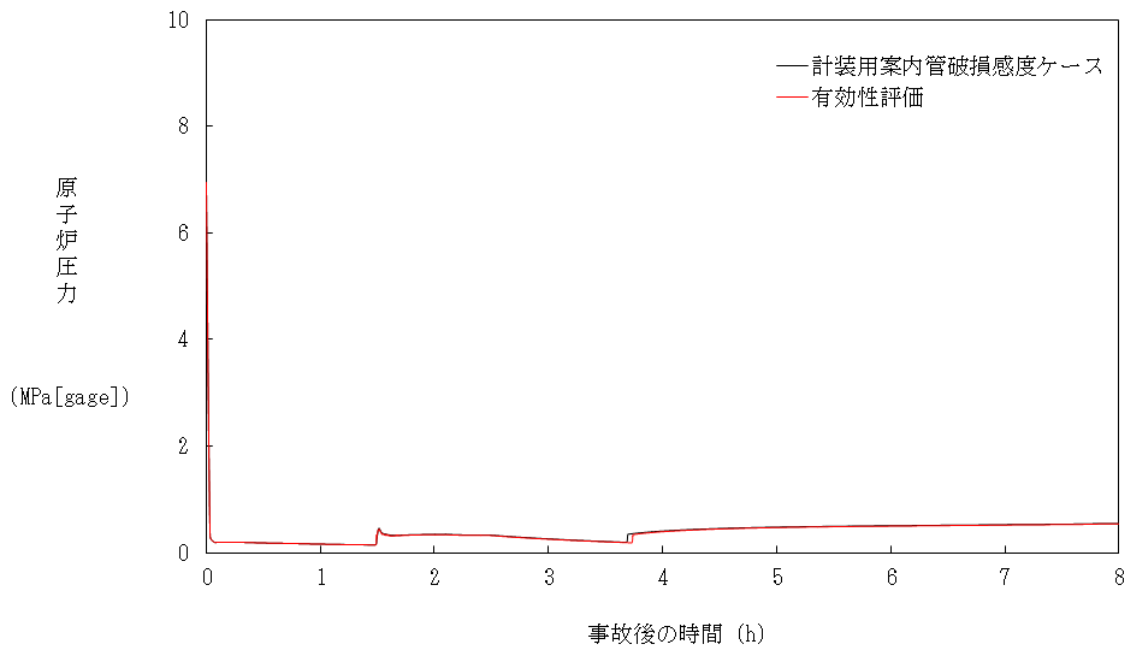
一方、代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

(4)原子炉格納容器の気相漏えいについて

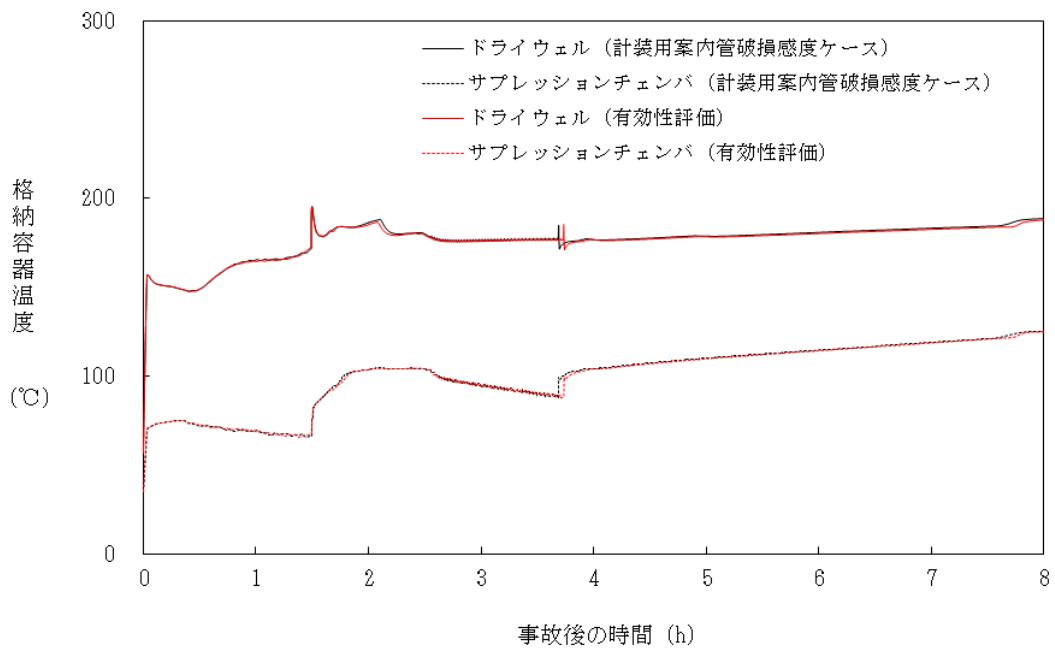
福島第一原子力発電所事故においては、原子炉格納容器内で局所的な過温状態となつて、気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内温度分布は、損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態、また、格納容器への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから、MAAPの評価体系で格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

一方、福島第一原子力発電所事故で推定されている局所的な過温状態の発生を回避するため、重大事故等対策として、原子炉及び格納容器への代替注水等を整備し、その有効性を確認することが有効性評価の目的となっている。すなわち、これらの対策によって、原子炉圧力容器内損傷炉心の非冷却状態長期化を防止でき、また、格納容器への注水によって、雰囲気をも十分に攪拌させて高温気体の局所的な滞留を防止できるため、局所的な過温は回避可能と考えられる。

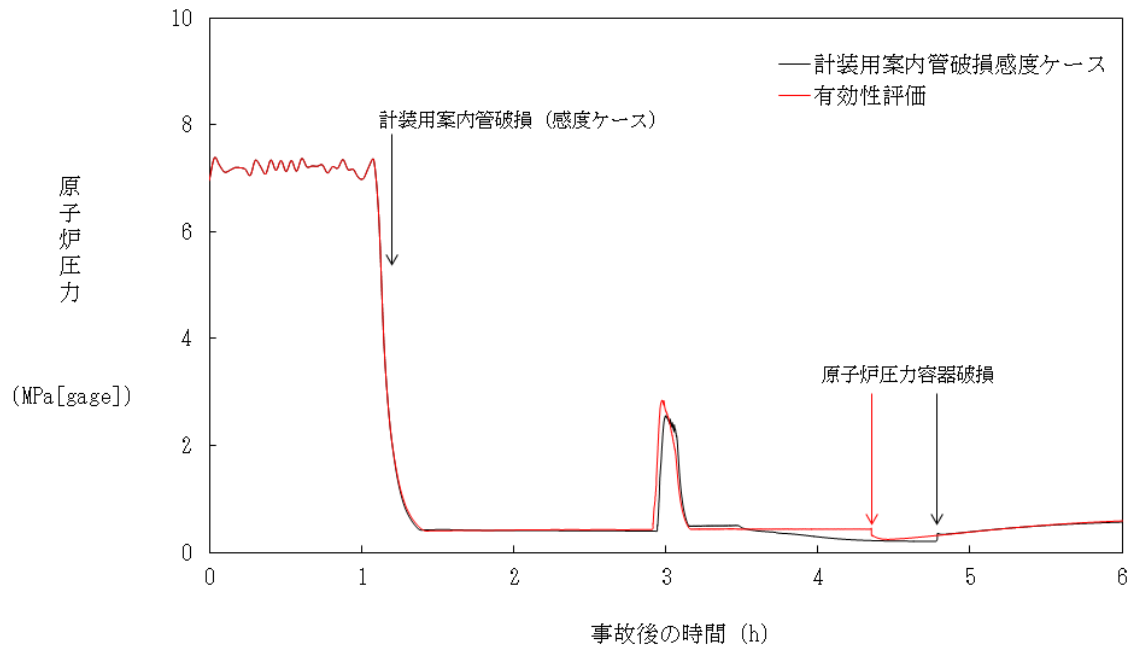
このような観点から、本文「3.3.4 格納容器モデル」の図3.3-6に例示した原子炉格納容器のノード分割方法は、格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可能である。



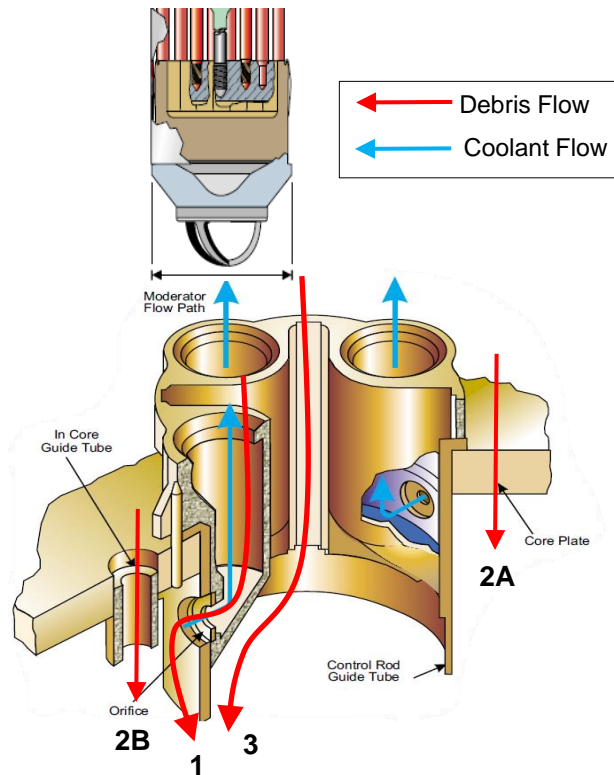
別図 1-2.2-1 大破断 LOCA 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における原子炉圧力変化の比較



別図 1-2.2-2 大破断 LOCA 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における格納容器温度変化の比較



別図 1-2.2-3 高圧注水・低圧注水機能喪失における原子炉圧力変化の比較



別図 1-2.2-4 炉心下部構造物を介した溶融炉心の移行経路^[4]

3. MAAP コード改良の動向について

3.1 MAAP コードの改良⁶⁾

MAAP コード最新バージョンで追加された物理現象モデル⁶⁾のうち、有効性評価に関連すると考えられる主要なモデルについて、推定される影響を整理する。

(1) 炉心モデル

MAAP コード最新バージョンでは、制御材である B₄C の酸化モデルが追加されている。B₄C 酸化については、QUENCH 実験において、B₄C 酸化による H₂ 発生量全体に寄与する割合は QUENCH-07 で 2.4%、QUENCH-09 で 2.2% と小さいことが確認されている。すなわち、炉心損傷進展に伴う不確かさに比べればその影響は小さく、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(2) 一次系モデル

(a) 主蒸気管ノードの追加

MAAP コード最新バージョンでは、主蒸気管ノードが一次系ノードに追加され、高温ガスによるクリープ損傷がモデル化されている。本現象は、炉心損傷後に原子炉圧力容器内が長時間高温・高圧状態に維持される場合に生じ得るが、有効性評価では、運転員操作による炉心損傷の初期段階での原子炉減圧を想定しているため、主蒸気管のクリープ損傷が発生する可能性は小さいと考えられる。

また、仮にクリープ損傷が生じた場合にも、2.2 における原子炉圧力容器からの気相漏えいと同様に事象進展への影響は小さいと推定される。

(b) 計装管損傷モデルの追加

MAAP コード最新バージョンでは、炉内核計装等の計装管の損傷がモデル化されており、損傷した計装管への熔融炉心の侵入と固化挙動が評価可能となっている。計装管損傷の影響は、2.1 及び 2.2 で述べたように原子炉圧力容器からの気相漏えいとして現れるが、上述のように有効性評価で対象とする事故シーケンスへの影響は小さいと考えられる。

(3) 下部プレナム内デブリモデル

MAAP コード最新バージョンでは、OECD/NEA 国際プロジェクト RASPLAV⁶⁾及び MASCA⁷⁾計画の知見を反映し、下部プレナム内で重金属層（金属ウラン）が酸化物層（二酸化ウラン、酸化ジルコニウム）の下方に成層化するモデルが追加されている。しかしながら、本現象は、原子炉圧力容器を外部から冠水させて熔融炉心を下部プレナム内に長期間保持する対策をとる際に重要となるものであり、有効性評価では下部プレナム内に熔融炉心を保持して事故終息させるシーケンスを対象としていないため、影響は無い。

(4)格納容器モデル

(a)圧力抑制プールの多ノード化

MAAP コード最新バージョンでは、圧力抑制プールの多ノードモデルが追加されており、逃がし安全弁排気管からの入熱等による温度分布を評価することが可能となっている。これにより、圧力抑制プール水の温度成層化の模擬が可能である。

本モデルについては、2.2 で述べたように、圧力抑制プールの温度成層化は、逃がし安全弁の動作状況に依存するものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいと考えられる。

(b)溶融炉心とコンクリート相互作用モデルの改良

MAAP コード最新バージョンでは、OECD/NEA 国際プロジェクト MCCI 計画^{[8][9][10]}の知見を反映して、溶融炉心の上部クラストに形成された亀裂への水浸入による冷却効果、コンクリート分解気体がクラスト開口部を通過する際に気体に随伴されて溶融物が噴出することによって形成される粒子状デブリの堆積とその冷却効果及び連続層の減少、溶融炉心のコンクリート含有に伴う上面水プールへのドライアウト熱流束低下等がモデル化されており、MCCI 試験結果との比較による妥当性確認が行われている^[11]。これらの物理現象モデルの根拠となった試験では、溶融物落下後にドライ条件である程度コンクリート侵食が進んだ後に上部から注水 (Top Flooding) する条件で行われており、有効性評価で対象としている、溶融炉心が水中へ落下し、粒子化した後、床面に粒子状ベッドとして堆積する場合の伝熱挙動とは異なるため、このモデル改良が、有効性評価にそのまま適用されるわけではない。しかしながら、溶融炉心の挙動に係る知見の拡充については継続的に進め、有効性評価に影響するような新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要と考える。

3.2 福島第一原子力発電所事故を踏まえた MAAP コードの改良

福島第一原子力発電所の事故進展解明や燃料デブリ位置推定・炉内状況把握を目的とした MAAP コード高度化が推進されている^[4]。主要な項目としては、下記のとおり、溶融炉心の挙動に重点を置いたものとなっている。

- ・下部プレナムへの溶融炉心リロケーション経路の追加
- ・下部プレナム内構造物と溶融炉心との相互作用
- ・格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

(1)下部プレナムへの溶融炉心リロケーション経路の追加

BWR の炉心下部構造を模擬した溶融炉心の下部プレナムへの落下経路が追加された。2.1 及び 2.2 にて示したように、本モデルによって、下部プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉圧力容器破損時間も遅延されると推

定される。従って、有効性評価に適用している現行 MAAP は保守的な扱いとなっていると考えられる。

(2)下部プレナム内構造物と溶融炉心との相互作用

BWR 下部プレナムは制御棒 (CR) 案内管・制御棒駆動機構 (CRD) ハウジング等の構造物を有している。有効性評価に適用している現行 MAAP では、これらを 1 個のヒートシンクとしてモデル化しているが、径方向に複数のグループに分類して、下部プレナム内溶融炉心との接触面積の相違を考慮し、CR 案内管・CRD ハウジング内冷却水保有量とそれらの溶融をグループごとに評価するモデルが追加された。これによって、炉心部から下部プレナムへの溶融炉心の落下が段階的に発生する。すなわち、(1)と同様に、下部プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉圧力容器破損時間も遅延されると推定される。

(3)格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

有効性評価に適用している現行 MAAP では、原子炉圧力容器破損後に格納容器床に落下する溶融炉心は、ユーザーが指定する床面積まで直ちに拡がるモデルとなっている。この拡がり挙動を現実的に評価することを目的として、拡がり速度を指定可能とするデブリ拡がりモデルが追加されている。本モデルは、原子炉圧力容器から段階的に溶融炉心が落下する場合に拡がり制限される可能性があるが、BWR で支配的な CRD ハウジング逸出による破損モードの場合、瞬時に大量の溶融物が落下するため、拡がり挙動の影響は小さいと考えられる。

[参考文献]

- [1] 東京電力株式会社, “MAAP コードによる炉心・格納容器の状態の推定,” 平成 24 年 3 月 12 日
- [2] 東京電力株式会社, “福島第一原子力発電所 1~3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 3 回進捗報告,” 平成 27 年 5 月 20 日
- [3] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討,” 平成 24 年 2 月 1 日
- [4] Y. Kojima, et al., “MAAP Enhancements for Ascertaining and Analyzing Reactor Core Status in Fukushima Daiichi NPP,” Proceedings of ICAPP 2014, Charlotte, USA, April 6-9, 2014, Paper 14209.
- [5] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program 5 (MAAP5) Applications Guidance,” May 2015.
- [6] “IN-VESSEL CORE DEBRIS RETENTION AND COOLABILITY Workshop Proceedings,” 3-6 March 1998, Garching, Germany (NEA/CSNI/R(98)18)
- [7] D. F. Tsurikov, et al., "Main Results of the MASCA 1 and 2 Projects", Russian Research Centre “KURCHATOV INSTITUTE” OECD MASCA Project (2007).
- [8] M. T. Farmer, et al., “Corium Coolability under Ex-Vessel Debris Cooling Tests,” Proc. Of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [9] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).
- [10] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [11] Q. Zhou, et al., “Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series,” Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA, (2014).

圧力抑制プール (S/C) の温度成層化の影響について

1. はじめに

福島第一原子力発電所 3 号機 (1F-3) は津波到達後の原子炉隔離時冷却系 (RCIC) 運転期間中、RCIC 及び主蒸気逃がし安全弁 (SRV) からの排気蒸気により、ドライウェル (D/W) 圧力が上昇傾向にあった。この D/W 圧力の変化 (実測値) を MAAP 解析の結果と比較すると実測値の上昇の方が大きく、MAAP 解析では 3 月 12 日の 12 時頃までに観察されている D/W 圧力の変化を再現できていない (図 1) *¹。この理由として、「圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討」(独立行政法人原子力安全基盤機構, 平成 24 年 2 月 1 日)によれば、RCIC のタービン排気蒸気により排出管近傍におけるサプレッションチェンバ (S/C) のプール水温が上昇し、高温水が水面近傍を周方向に広がることでプール上部が高温になり、温度成層化が発生した可能性が示唆されている。

また、福島第二原子力発電所 4 号機においても事故調査・検証委員会最終報告で圧力抑制プール (S/P) の上部と下部で温度差が発生していたことが報告されている*²。

これらのプラント状況等を比較し、温度成層化の発生する可能性及び発生した際の影響について考察した。

なお、福島第一原子力発電所 2 号機 (1F-2) も長期間、RCIC が動作していたが、S/C が収められているトラス室が浸水し、格納容器圧力の上昇を抑制するのに十分な除熱ができていた可能性があること、また、原子炉水位が制御されずに、RCIC タービンの抽気レベル (主蒸気管) 付近まで水位が上昇し、蒸気と水の二相流が RCIC タービンへ流入した可能性等あることから、本検討対象には含めないこととした。

2. 福島第二原子力発電所 2,4 号機圧力抑制プール水の温度

福島第二原子力発電所 2,4 号機 (2F-2,4) では、津波による浸水の影響により全台又は一部の非常用 D/G が喪失し、RCIC によって原子炉水位を維持しつつ、SRV で原子炉圧力の制御 (減圧操作) を実施した。そのときの S/P 水の温度のチャートを図 2~9 に示す (A 系と B 系で同様の挙動を示すため、A 系を例示)。

なお、福島第二原子力発電所の 1 号機については 2F-2,4 と同様 RCIC による水位維持を実施していたが計器用電源喪失に伴い対象の記録計が停止していた等の理由により対象外とした。また、福島第二原子力発電所の 3 号機については B 系の交流電源母線が機能を維持しており、事象初期から RHR による S/C クーリングを実施しているため、2F-2,4 を対象とした。

これらのチャートから、RCIC によって原子炉水位を維持しつつ、SRV で原子炉圧力の制御 (減圧操作) を行う事象初期では、S/P の上部と下部の水温の差はほとんどなく、ほぼ一様に温度上昇していることが確認されている。

また、事象後半（2F-2 3/12 2 時頃、2F-4 3/12 1 時頃）では S/P の上部と下部において温度差が発生しているが、S/C クーリングや HPCS, LPCI の起動により温度差は減少した（図 7、図 9）。

3. MAAP による福島第二原子力発電所 4 号機のトレース解析

2F-4 を対象に MAAP により事象進展解析（トレース解析）を実施した。図 10 及び図 11 に格納容器圧力及び S/P 水温の実測値（S/P 上部温度）と MAAP 解析結果の比較を示す。解析結果と実測値との比較により以下の傾向が確認された。

- －RCIC 運転期間中は実測値（S/P 上部温度）に対して MAAP 解析結果はこれを良く再現している（この間、S/P 上部と下部の温度差は観測されていない）
- －RCIC 注水停止以降の MUWC による注水期間中は、実測値（S/P 上部温度）に対して解析結果は僅かに低い値となったが概ね実測値は再現されている（この間、上部と下部で温度差が観測されている）

4. 福島第一原子力発電所 3 号機と福島第二原子力発電所 2,4 号機の差異

1F-3 の S/C 圧力の MAAP4 による解析結果と実測値との差異が温度成層化の影響によるものとした場合、RCIC 運転時の比較的初期（差異が大きくなる 3/11 20 時頃より以前）から発生していたと考えられる。一方、2F-2,4 においては RCIC 運転時の後半又は RCIC 隔離後（2F-2 3/12 2 時頃、2F-4 3/12 1 時頃）まで大きな温度差は発生しておらず、また MAAP でのトレース解析を実施したところ、S/P 水温や格納容器圧力の評価結果と計測値の間に大きな差異は生じていない。

格納容器の型式の差異（1F-3：MARK-I，2F-2,4：MARK-II 改良型）、SRV 排気管のクエンチャのアーム部は異なるものの、RCIC 排気スパージャ、SRV 排気管のクエンチャの寸法や配置の高さに大きな差異は無いことから各々の原子炉圧力、RCIC や SRV の運転状況と、それらの排気ラインからの蒸気の流入量が大きく関与しているものと推定される。

1F-3 は RCIC が自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、原子炉水位を緩やかな変化となるように流量を設定しており、これにより RCIC 排気スパージャから継続的に S/P へ蒸気が流入していたものと推定される。一方、2F-2,4 では原子炉圧力を SRV により減圧させながら RCIC 運転を行っており、逃がし安全弁排気管からの S/P への蒸気流入が比較的多かったものと推定される。これらについて整理し、表 1,2 及び図 12,13,14 にまとめた。

以上の関連について整理すると以下の可能性が示唆される。

- ・原子炉が高圧の状態では SRV より多くの蒸気が S/P に流入している状態では温度成層化は発生しない（2F-2,4 事象初期より）。
- ・原子炉が低圧の状態では SRV から S/P への蒸気の流入が少なく、温度成層化が発生する（2F-2,4 事象後半より）。
- ・原子炉の圧力状態にかかわらず、SRV をほとんど使用せず、RCIC による連続運転を

実施した場合は温度成層化が発生する（1F-3 より）。

5. 想定される温度成層化の状況

1F-3 では RCIC 運転中に解析結果に対して比較的大きな温度差が発生している一方で、2F-4 の RCIC 注水停止以降の MUWC による注水期間中はトレース解析と測定値との差異は大きくない。これは以下の理由によるものと推定される。

- ・2F-4 の MUWC による注水期間中は、原子炉で発生する蒸気は SRV を通じて S/P へ流入するが、SRV クエンチャの排気孔は S/P の底部から約 m 程度の下部の位置にあることから、この付近を境に上下の温度差が発生したと考えられ、S/P 水の多くを上部の温度が高い層が占めるため、S/P 水温を一律の温度としている MAAP 評価と差異が大きくなかったと考えられる。これは図 9 の温度差が解消された後の温度にも現れている*。
- ・1F-3 の S/C 圧力は事象の早くから解析結果と測定値との差異が大きいが、主な蒸気の排出口として考えられる RCIC スパーチャは図 15 に示すように S/P 水面近くに排気孔が設置されており、蒸気凝縮した高温水が水面近傍を周方向に拡がることでプール上部が高温になり、S/C 圧力を大きく上昇させる要因となったと考えられる。

*発生した S/P 水の上部と下部の温度差は、S/C クーリングや HPCS, LPCI の起動により 2F-2 : 3/14 7 時頃、2F-4 : 3/12 11 時頃に減少している。このときの上部と下部の温度のそれぞれの変化を確認すると下部の温度計の上昇に比べて上部の温度計の下降が小さいことが確認される。よって、温度差の境は上部と下部の中心ではなく比較的下部の位置にある可能性があることを示している。

6. まとめ

RCIC の運転方法として、1F-3 と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合、S/P の温度成層化による格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら、RCIC が間欠運転（L2 と L8 の自動制御）の場合、RCIC が停止している間に SRV が動作することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また、RCIC の注水流量調整のみによる制御とした場合においても、RCIC で消費される駆動蒸気量の減少により SRV の動作回数が増え、温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

一方、代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの、格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

表 1. 1F-3, 2F-2,4 のプラントの状態と運転
(RCIC 運転時の初期 (3/12 0:00 迄))

	原子炉圧力 (図 12,13,14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温計の上 部と下 部の温度差	解析結果との 差異(S/C 圧力)
1F-3	高压維持 (7MPa 程度)	連続運転 (16:03~)*2	大	逃がし弁機 能 (推定)	小*3	—	3/11 20 時頃よ り発生
2F-2	原子炉減圧 (7MPa→1M Pa 程度)	間欠運転 (15:43~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異無し	—
2F-4	原子炉減圧 (7MPa→1M Pa 程度)	間欠及び 連続運転 (15:54~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異無し	大きな差異無 し

*1 原子炉圧力や RCIC, SRV の動作状況から推定

*2 RCIC が自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、
原子炉水位を緩やかな変化となるように流量を設定

*3 原子炉圧力の推移及び RCIC の連続運転により SRV の動作や排気される蒸気量は少なかつたと推定

表 2. 1F-3, 2F-2,4 のプラントの状態と運転
(RCIC 運転時の後半 (3/12 0:00~))

	原子炉圧力 (図 12,13,14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温計の上 部と下 部の温度差	解析結果との 差異(S/C 圧力)
1F-3	—*2						
2F-2	低压維持 1MPa 以下	RCIC が隔 離するま で間欠運 転	小	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 2 時頃より 温度差発生*4	—
2F-4	低压維持 1MPa 以下	RCIC が隔 離	無	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 1 時頃より 温度差発生*4	大きな差異無 し

*1 原子炉圧力や RCIC, SRV の動作状況から推定

*2 3/12 12:00 以降については S/C スプレィや HPCI への切り替えを実施しているため、対象外とする

*3 原子炉圧力が低いことから SRV 排気管クエンチャからの蒸気量は少量であつたと推定

*4 2F-4 は RCIC 隔離とほぼ同じ時期に S/P 上部・下部の温度差が発生し始めているが、2F-2 は RCIC 隔離より前(2~3 時間前)に S/P 上部・下部の温度差が発生している。これは各々のプラントの原子炉減圧過程が影響しているものと推定され (図 13, 図 14), 2F-2 では比較的早い段階で減圧が開始され、温度差が発生する時点では原子炉圧力は 0.5MPa 程度となっている。一方、2F-4 は RCIC 隔離と同じ時期に原子炉圧力が 0.5MPa 程度となっており、この程度の原子炉圧力下では SRV からの蒸気量が少なく、S/P の流況を変化させる程度の攪拌力は得られないものと推定される

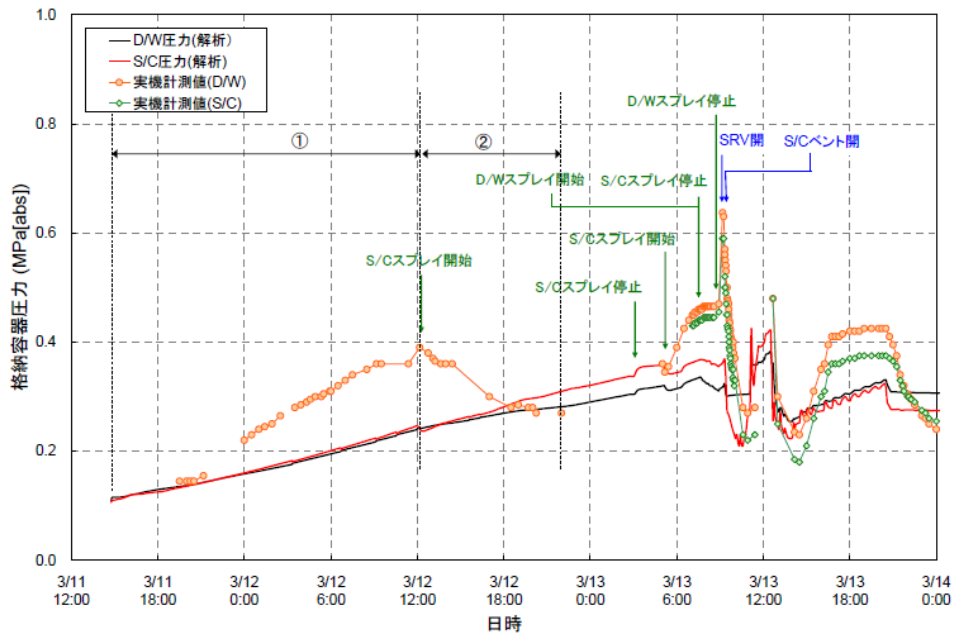


図 1. 福島第一原子力発電所 3 号機の格納容器圧力の実測値と MAAP 評価結果※1

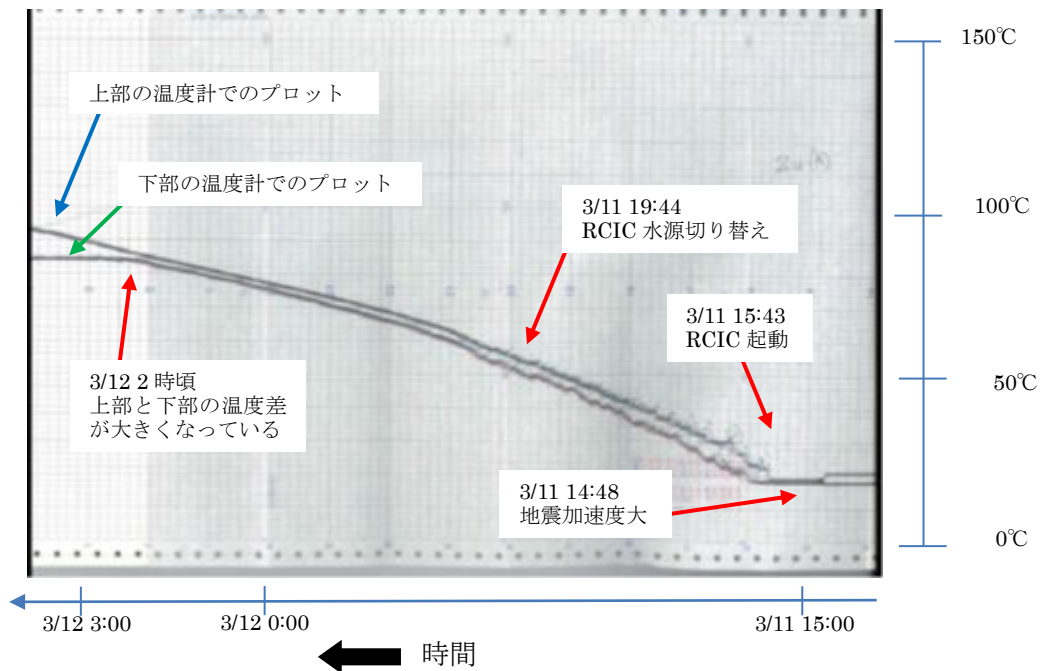


図 2. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (1 / 6)

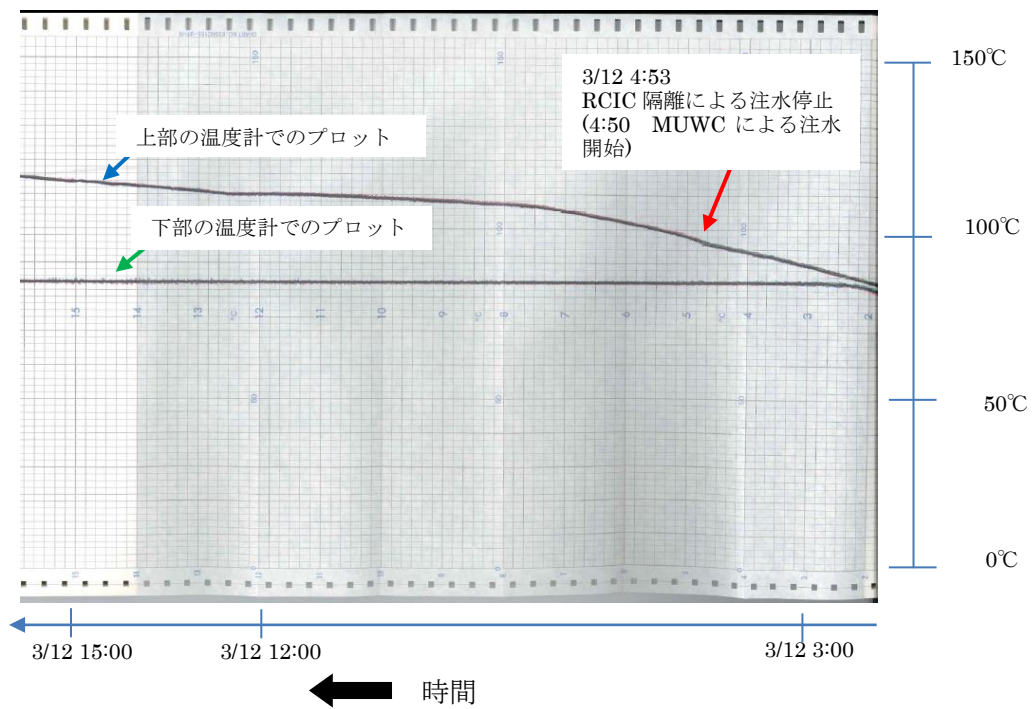


図 3. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (2 / 6)

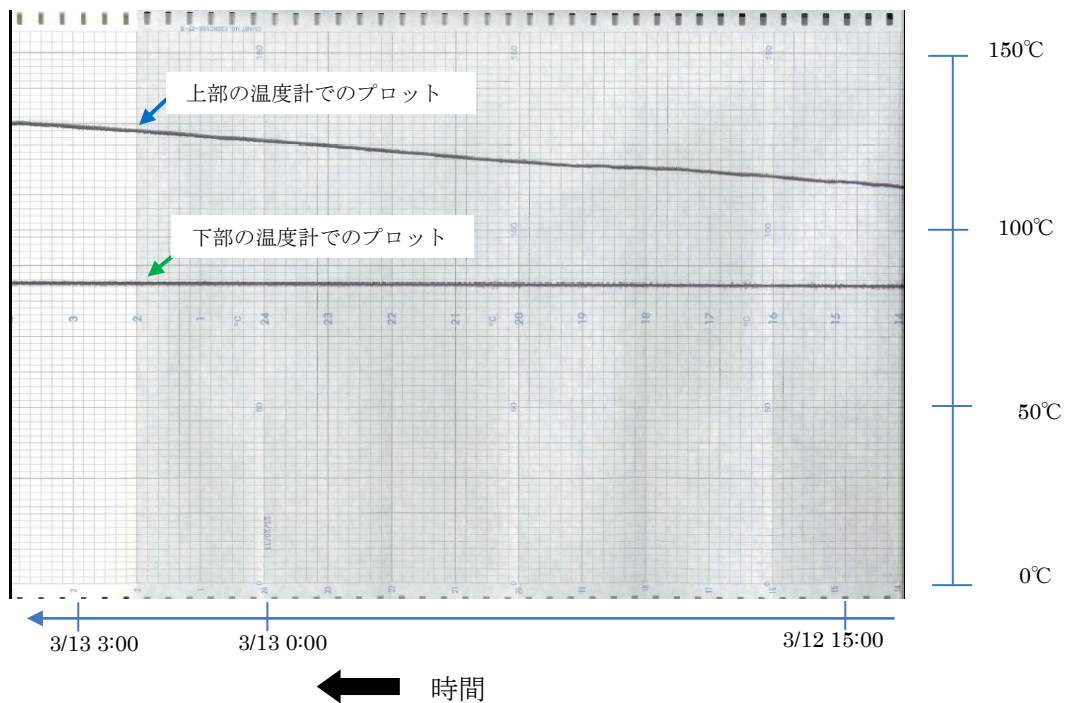


図 4. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (3 / 6)

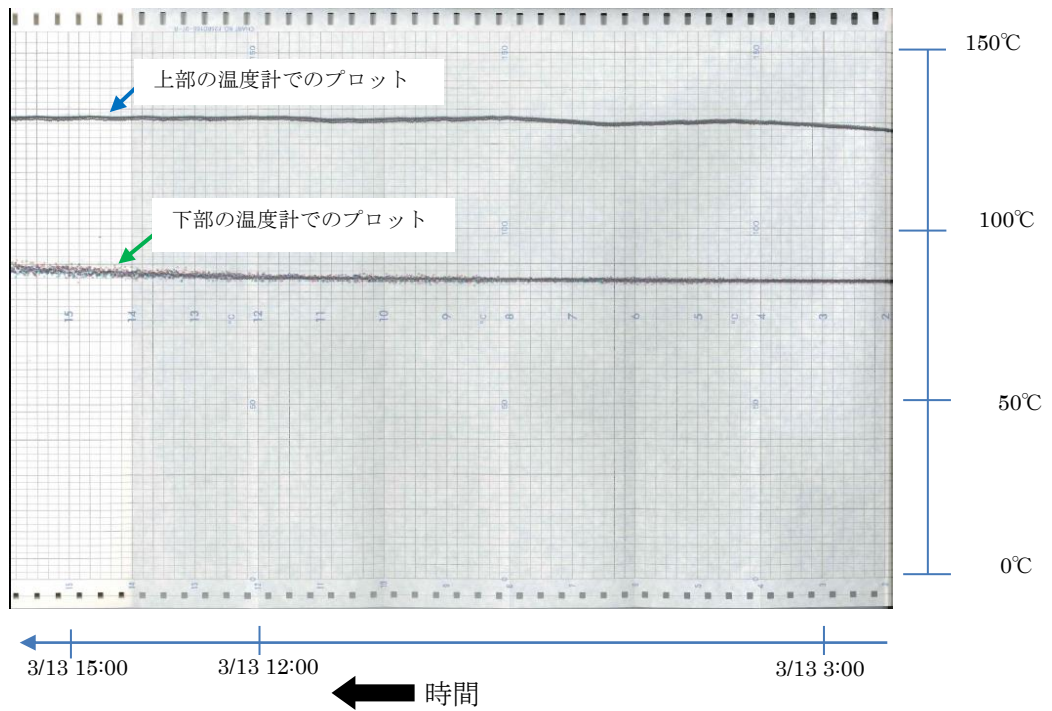


図 5. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (4 / 6)

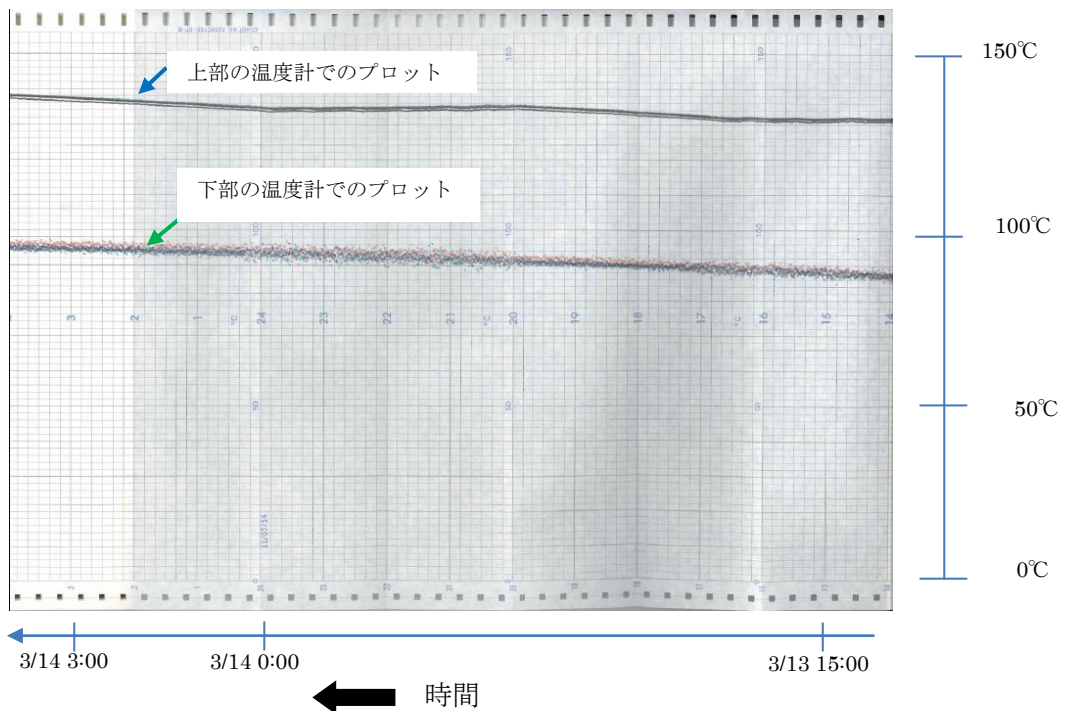


図 6. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (5 / 6)

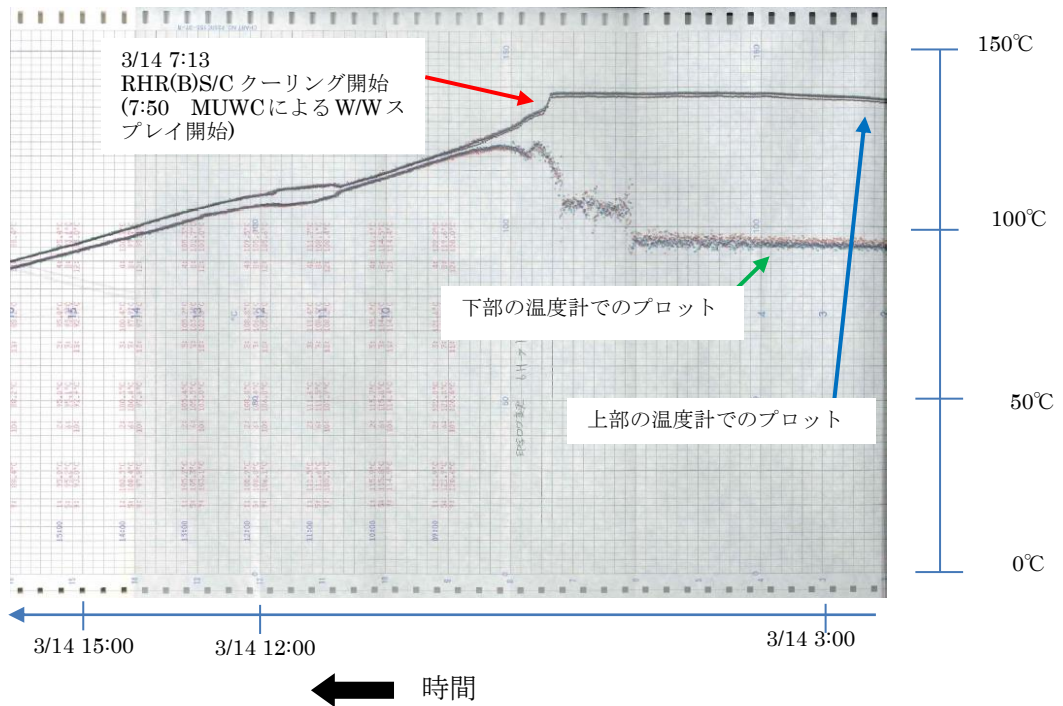


図 7. 福島第二原子力発電所 2号 S/P 温度計 A 系 (6 / 6)

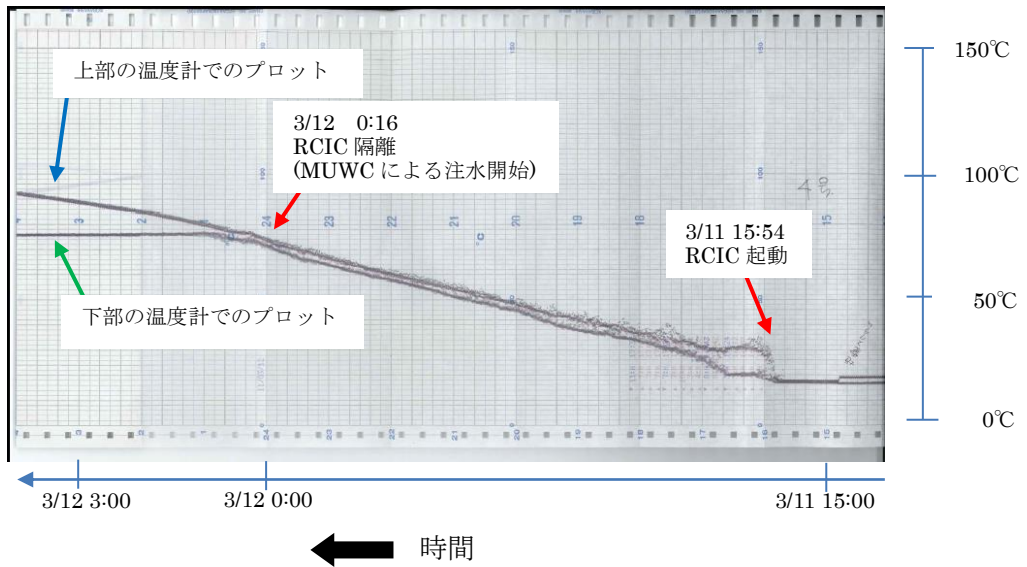


図 8. 福島第二原子力発電所 4号 S/P 温度計 A 系 (1 / 2)

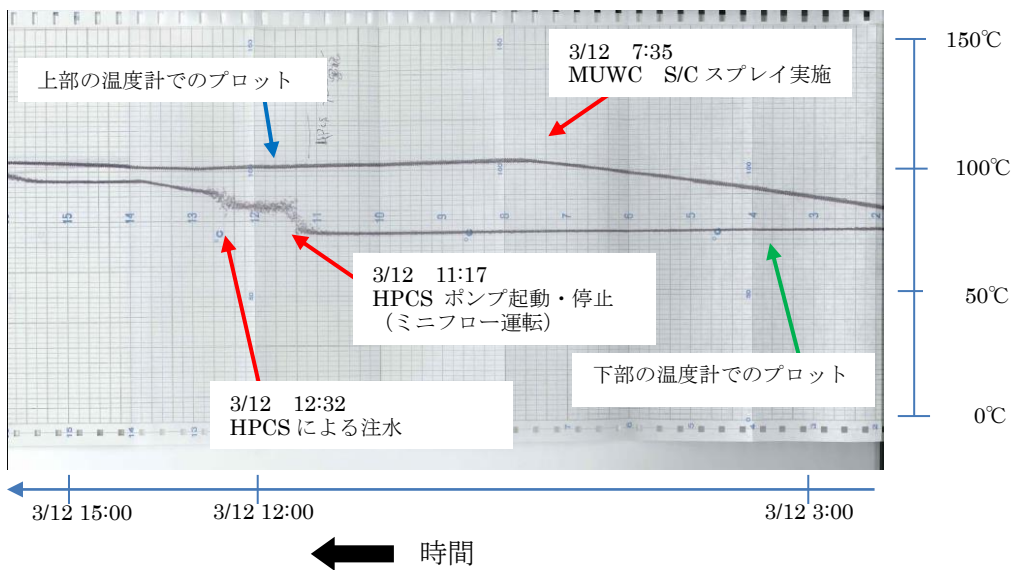


図 9. 福島第二原子力発電所 4号 S/P 温度計 A 系 (2 / 2)

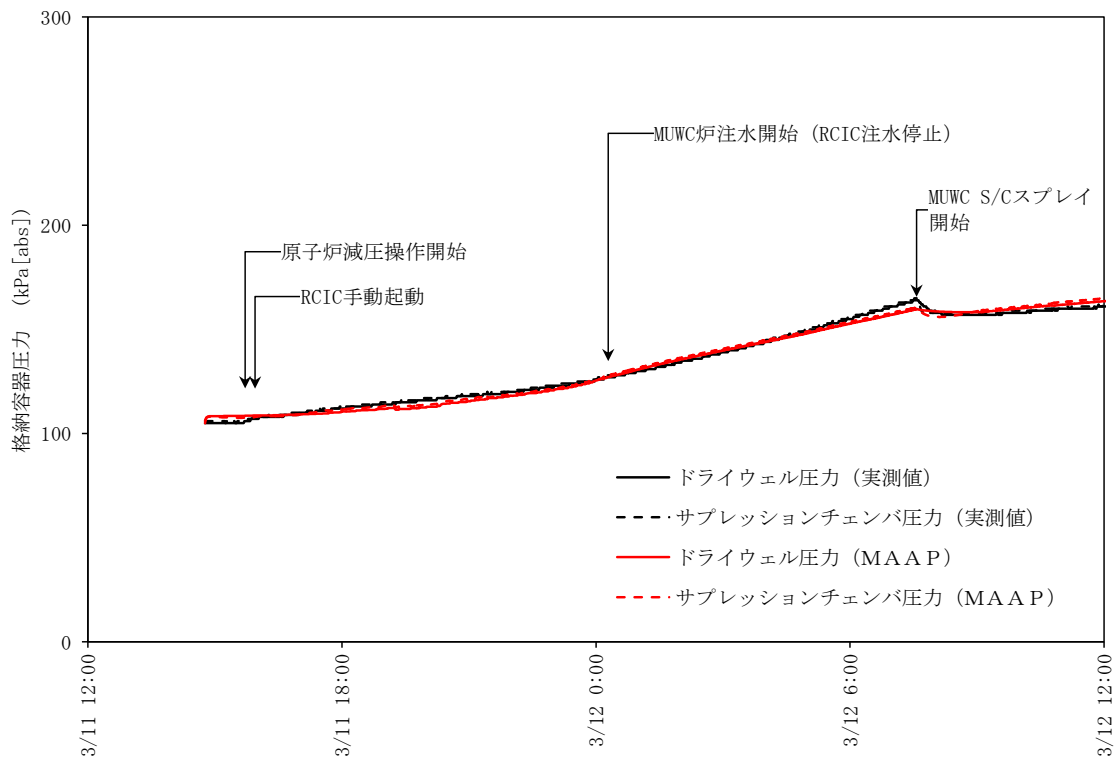


図 10. 福島第二原子力発電所 4 号機 格納容器圧力変化

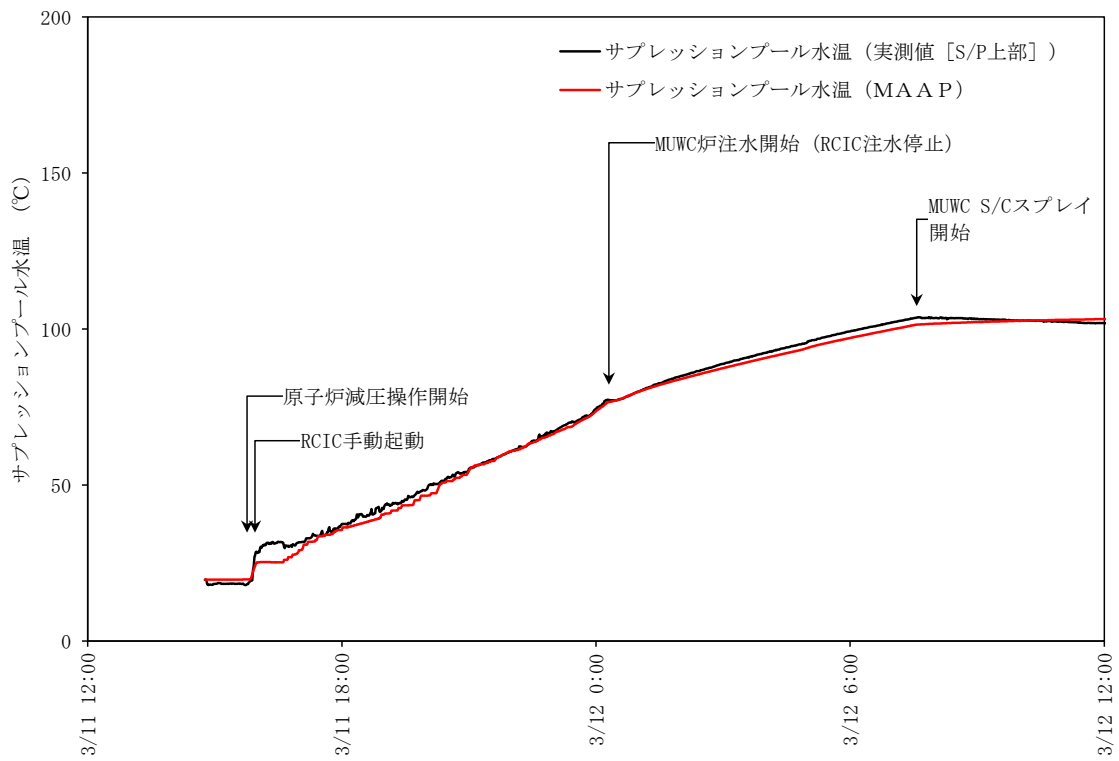


図 11. 福島第二原子力発電所 4 号機 圧力抑制プール水温変化

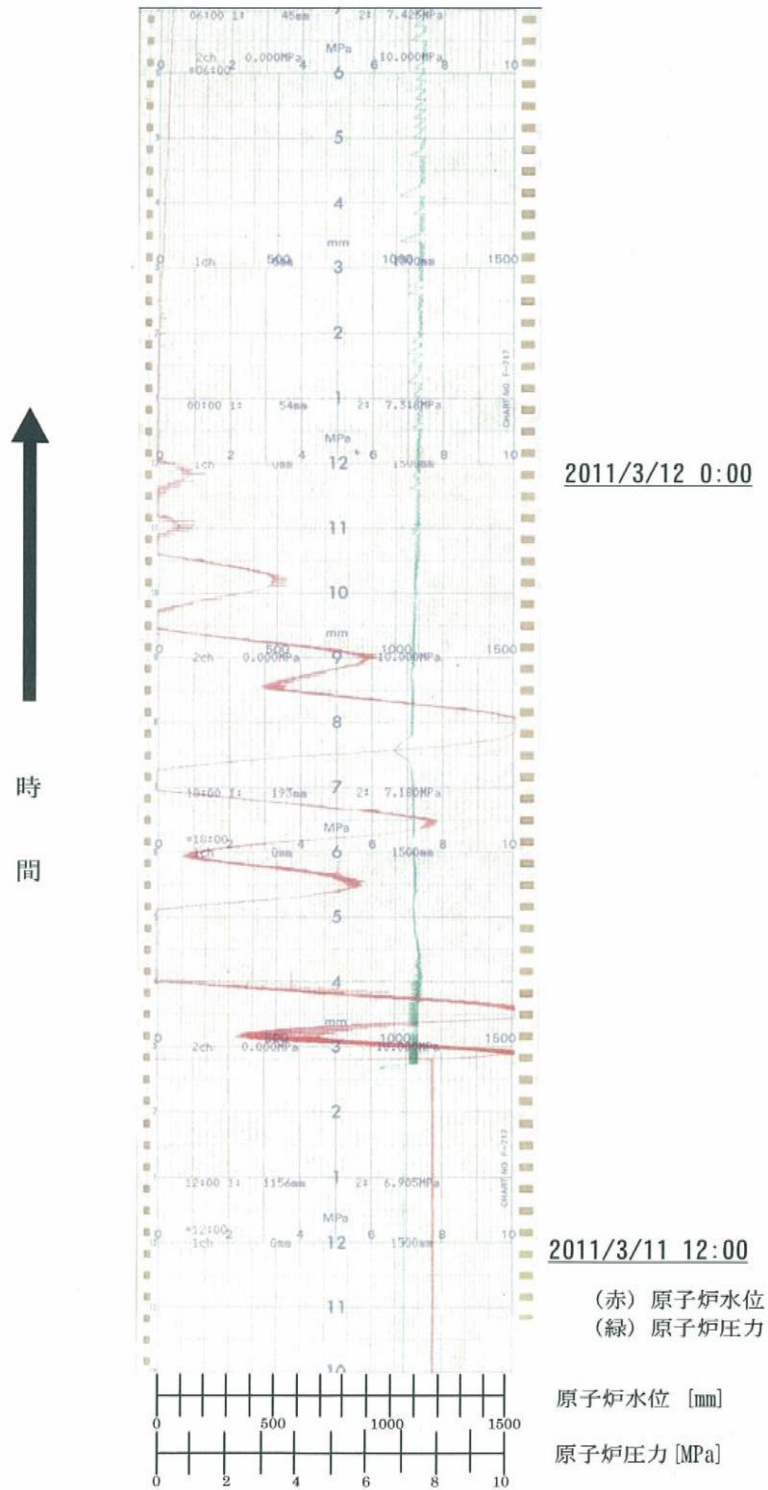


図 12. 福島第一原子力発電所 3 号機 原子炉水位と原子炉圧力の変化^{*3}

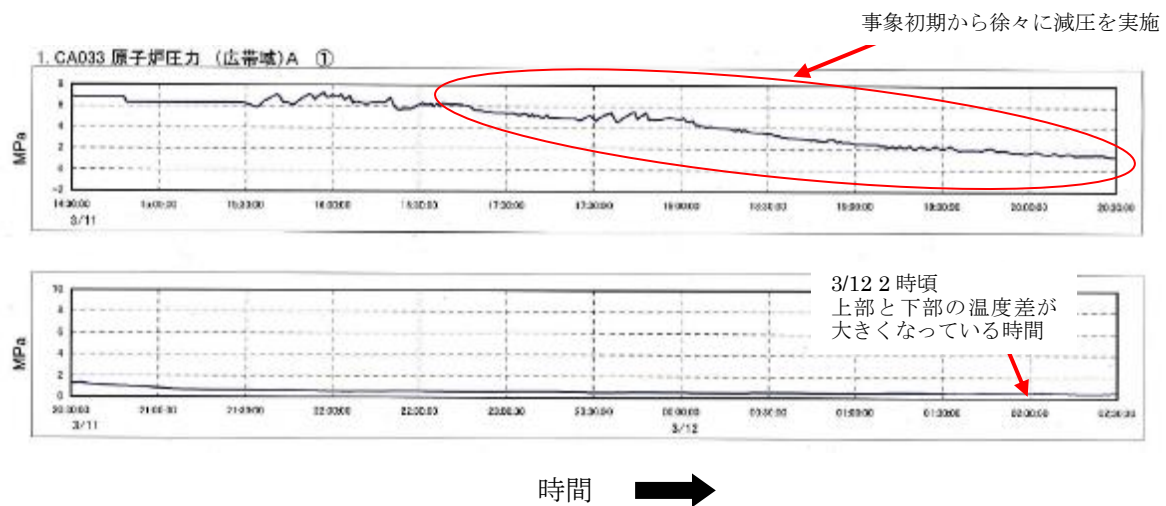


図 13. 福島第二原子力発電所 2 号 原子炉圧力の変化(プロセス計算機データ) ※3

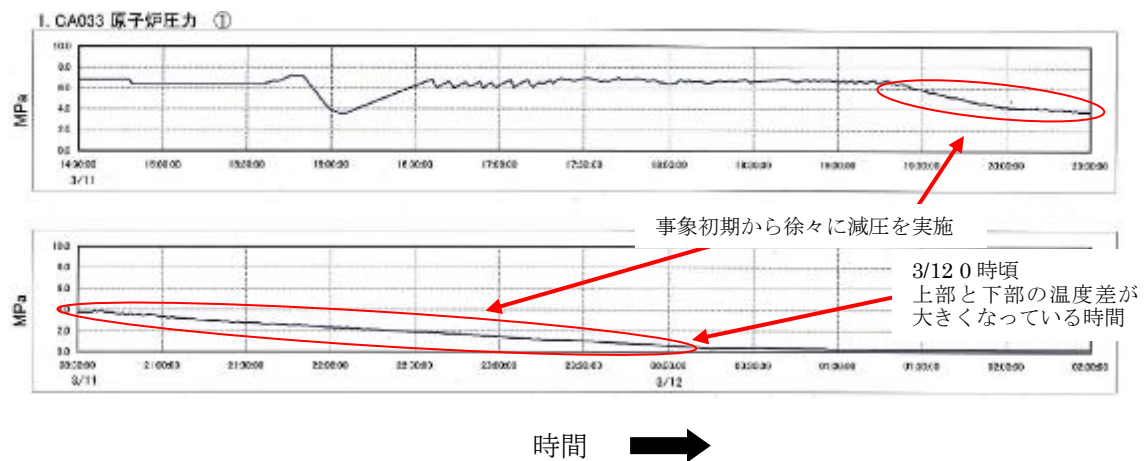


図 14. 福島第二原子力発電所 4 号 原子炉圧力の変化(プロセス計算機データ) ※3

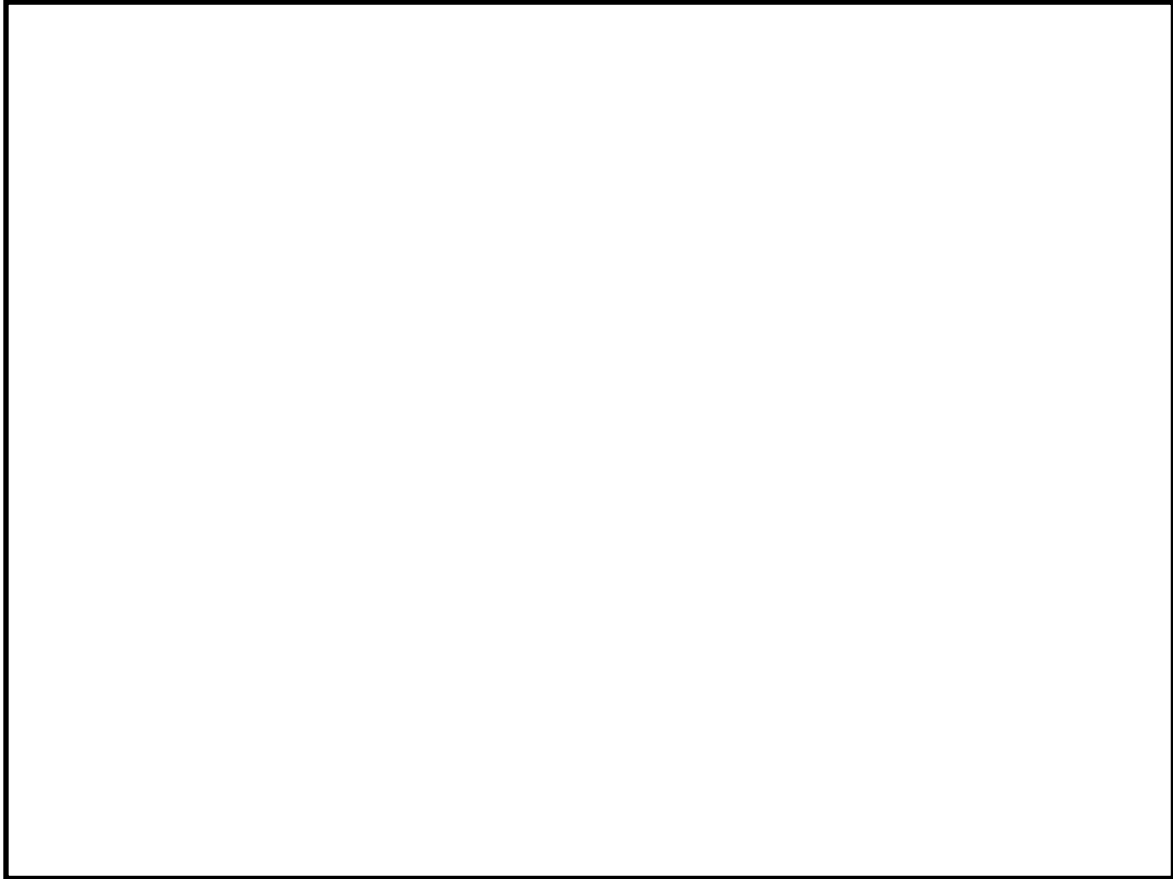


図 15. S/P 温度計各検出器（熱電対）等の概要図（例：2F-4）

※1：福島原子力事故調査報告書（平成 24 年 6 月 20 日）

8. 4 福島第一 3 号機の対応とプラントの動き

http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628_1834.html

※2：東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会最終報告
（平成 24 年 7 月 23 日）II .5 福島第二原子力発電所における事故対処

<http://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/>

※3：福島第一・第二原子力発電所の状況

<http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/index-j.html>

別添 2 実験知見を踏まえた MAAP コードの有効性評価への適用性について

1. はじめに

MAAP コードのモデルは国内外で実施されたシビアアクシデントに関わる実験に対するベンチマーク解析によって妥当性が確認されているが、MAAP コードの BWR への適用性を確認するため、BWR 特有の現象に関連した実験について調査し、得られた知見を整理する。

BWR の炉心は以下の特徴を有している。

- ・ 燃料チャンネルや十字型制御棒を含む構成である。
- ・ 制御棒駆動機構の存在により炉心下部構造が複雑である。
- ・ 制御棒の制御材として B₄C が採用されている。

これらの特徴がシビアアクシデント時の事象進展に及ぼす影響について調べるため、これまでに実施されたシビアアクシデント関連の実験の中で、炉心損傷過程に関わるものに着目し、BWR 体系を模擬した実験や B₄C 制御棒を用いた実験について概要をまとめるとともに、MAAP コードの有効性評価への適用性を確認する。

2. BWR 関連実験

BWR の B₄C 制御棒ブレードや燃料チャンネルを模擬した体系による実験としては、米国サンディア研究所 (SNL) の DF-4 実験と XR 実験やドイツのカールスルーエ原子力研究センター (KIT, 旧 FZK) の CORA 実験などの炉心溶融挙動実験がある。この中で XR 実験では BWR 炉心の下部構造を模擬した体系での実験が行われている。

また、B₄C ペレット制御棒を用いた試験としては、ドイツのカールスルーエ原子力研究センター (KIT, 旧 FZK) の QUENCH-07, -09 実験やフランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN) の PHEBUS-FPT3 実験、BECARRE 実験がある。これらの実験は EPR で採用される B₄C ペレット制御棒を対象とした実験であるが、B₄C の影響評価の観点からここに含めることとする。

以下で各実験について概要をまとめる。

(1) DF-4 実験

DF-4 実験は 1986 年に SNL の ACRR (Annular Core Research Reactor) で実施された BWR に対する最初の炉心損傷実験であり、炉心損傷過程についての情報全般を得ることを目的として行われた。

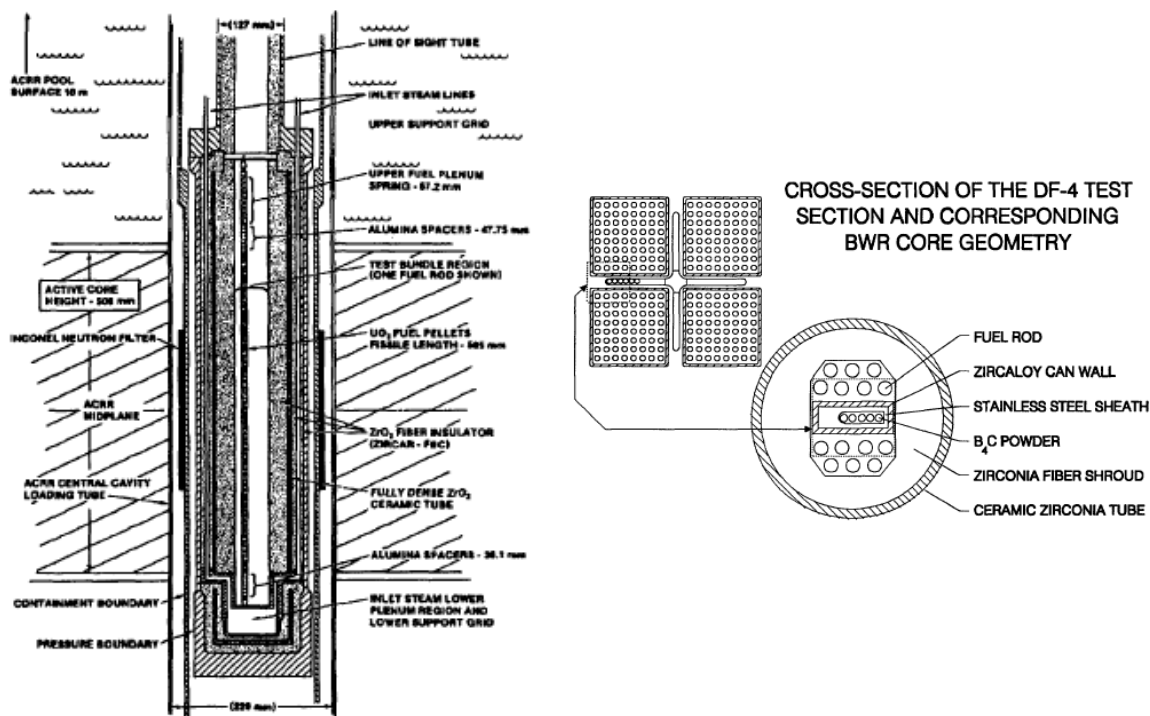
①実験の内容

DF-4 実験装置とテストセクションの断面を別図 2-1 に示す。

テストバンドルは長さ 0.5m の燃料棒 14 本、 B_4C 制御棒、チャンネルボックスで構成され、ACRR の円筒状のテスト部に設置された後に下部から供給される水蒸気雰囲気下で核加熱することにより炉心損傷を模擬する。

②実験結果の概要

制御棒は B_4C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で早期に溶融した。燃料棒に関しては、温度上昇に伴いほとんどの被覆管は融点を越えた温度で溶融し下方に流下したが一部は酸化されて溶融せずに炉心に残った。また、燃料はほとんどが炉心に残った。制御棒とチャンネルボックス壁の 90% が溶融して下方にリロケーションした。



別図 2-1 DF-4 実験装置とテストセクション断面の概要

(2) XR 実験

XR 実験は SNL の Ex-Reactor(XR)プログラムにおいて実施された炉心熔融実験で XR1-1, -2 と XR2-1 の 3 つの実験が行われた。XR1-1, -2 は燃料棒を含まないシンプルチャンネル実験であり、XR2-1 は燃料棒も含んだフルジオメトリ実験である。これらの実験は BWR の炉心下部構造を模擬した体系で炉心上部が熔融した場合の炉心下部の損傷進展を調べることを目的として行われた。ここでは XR2-1 実験について概要をまとめる。

①実験の内容

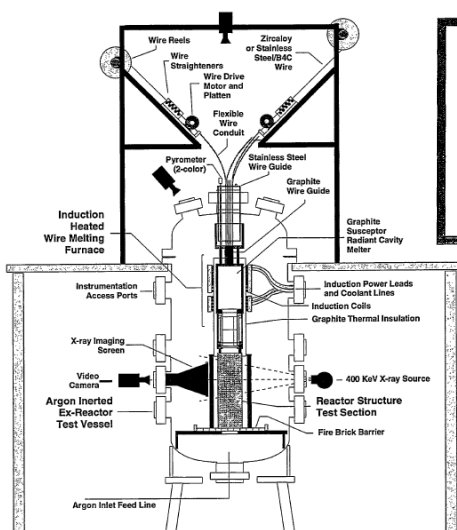
XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要を別図 2-2-1 に示す。

テストセクションは、長さ 0.5m の燃料棒 64 本、B₄C 制御棒、チャンネル壁で構成される炉心模擬部とその下部に配置された BWR 炉心下部構造模擬部とで構成されている。

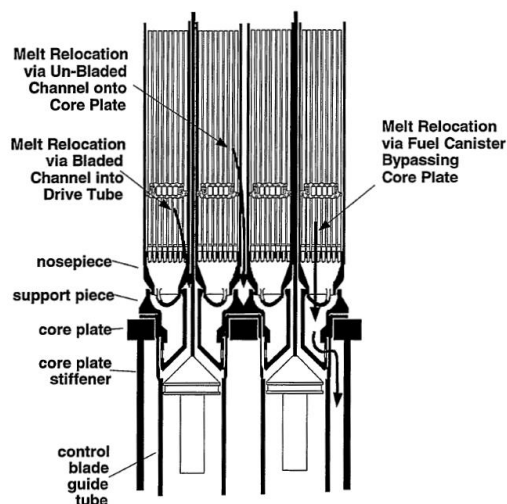
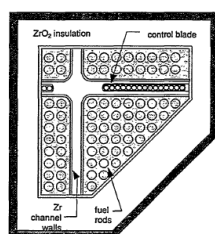
実験は、Ar ガスで不活性化された状態でテストセクション上部から誘導加熱により生成された模擬熔融物 (B₄C, ステンレス, Zr) を流入させることにより炉心上部が熔融した場合の熔融物の下部へのリロケーションとその後の炉心下部の損傷進展を模擬している。

②実験結果の概要

制御棒成分との共晶反応によりチャンネル壁が損傷し、炉心熔融早期に燃料やバイパス部の形状が崩壊した。炉心下部構造には大規模な破損は発生せず、また、小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったので熔融物 (流入熔融物と一部テストセクションの熔融物) の 70%以上は構造物の隙間の流出経路 (別図 2-2-2) を通って継続的に下部プレナムに落下した。



別図 2-2-1 XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要



別図 2-2-2 炉心熔融物の流出経路の概要

(3) CORA 実験

CORA 実験はシビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・熔融進展を把握するために国際的な協力の枠組みの中で KIT にて実施された。19 の実験のうちの 6 つの実験が B₄C 制御棒を用いて BWR の炉心を模擬したテストバンドルを用いて実施された。

①実験の内容

CORA 実験装置と BWR 模擬実験のベースとなる CORA-16 実験のテストバンドルの概要を別図 2-3 に示す。テストバンドル下部には水で満たされたクエンチシリンダーが設置されており、このシリンダーの上部挿入によりテストバンドルを冠水させることができる。

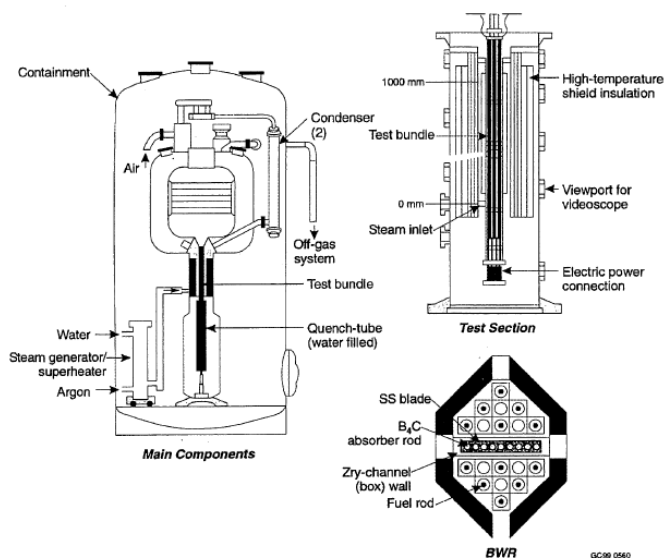
実験では燃料棒を内蔵ヒーターによって電気加熱すると共に下部から水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することにより炉心の熔融進展挙動を模擬する。

他の 5 つの実験は CORA-16 実験をベースケースとしてパラメータを変化させたもので、クエンチさせたケース (CORA-17)、バンドルサイズを大きくしたケース (CORA-18)、事前にジルカロイ表面を酸化させておいたケース (CORA-28)、スローヒートアップケース (CORA-31)、スローヒートアップで水蒸気量を減少させたケース (CORA-33) である。

②実験結果の概要

CORA-16 実験では、最初に加熱領域の頂部で B₄C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒が熔融した。この熔融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し、引き続いて熔融したジルカロイが UO₂ 燃料を液化するとの事象進展が見られた。テストバンドルの上半分ではチャンネルボックスが残っておらず、これらの熔融物が下部でリロケーションし径方向に広がって冷却材流路をブロックした。なお、テストバンドル下部では制御棒は焼結状態で残った。この事象進展プロセスは他のケースでも基本的に同様であった。CORA-17 実験ではクエンチ時に水素が発生しているが、これはクエンチ時に表面の酸化された Zr が剥がれ落ちることによって、未酸化の Zr が水蒸気と反応したためと考えられる。

CORA-18 実験ではバンドルサイズの影響は小さいことが示された。CORA-28 実験では酸化膜が共晶反応を抑制すること、CORA-31 実験では温度上昇が遅いこととその間の酸化膜の形成により共に事象進展が抑制された。CORA-33 実験では CORA-31 実験よりも温度や水素発生量が小さい結果が得られた。



別図 2-3 CORA 実験装置とテストセクション (CORA-16 実験) 断面の概要

(4) QUENCH-07/09 実験

QUENCH 実験は独カールスルーエ原子力研究センター（KIT, 旧 FZK）によって燃料棒再冠水時の水素発生挙動を調べるために実施された一連の実験である。ここでは B_4C 制御棒が用いられた QUENCH-07/09 実験についてまとめる。

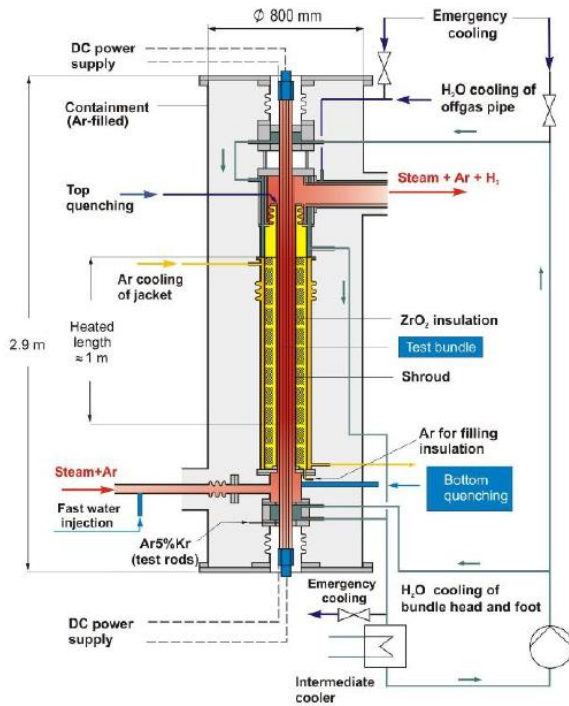
①実験の内容

QUENCH-07/09 実験装置の概要とテストセクションの断面図を別図 2-4-1, 別図 2-4-2 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する 1 本の B_4C 制御棒により構成される。

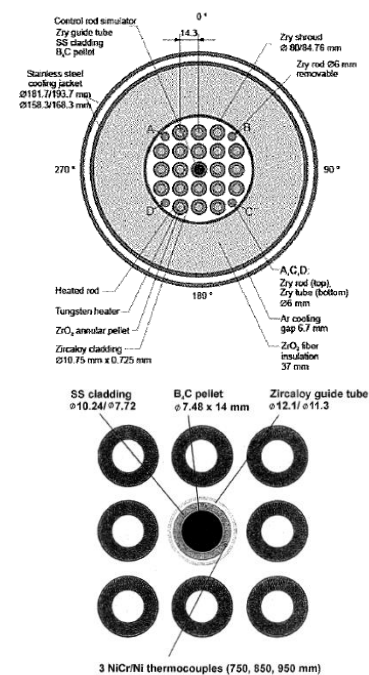
実験では事前に燃料棒を $\sim 2,000K$ に昇温した後に底部から水又は水蒸気を注入して再冠水状態を模擬している。なお、QUENCH-09 実験は再冠水前に 11 分間水蒸気流量を減少させて水蒸気枯渇状態を模擬している。

②実験結果の概要

B_4C はステンレスやジルカロイとの共晶反応によりジルカロイの融点より低い温度で $B/C/Zr$ を含んだ溶融物が生成され、 B_4C を用いない実験に比べて溶融が促進すること、及び、溶融物の酸化に起因すると考えられる H_2 , CO , CO_2 , CH_4 の生成が確認された。 B_4C 酸化割合は QUENCH-07 実験で 20%, QUENCH-09 実験で 50%であり、 B_4C 酸化が H_2 発生量全体に寄与した割合は各々 2.4%, 2.2%であった。また、再冠水時の H_2 発生量は各々 0.12kg, 0.4kg であった。両実験での H_2 発生量の差は、酸化した燃料棒が水蒸気枯渇状態に置かれると被覆管表面の ZrO_2 相が減少して酸素を取り込みやすい状態となったため再冠水時に H_2 発生量が増加したと考えられている。



別図 2-4-1 QUENCH 実験装置の概要



別図 2-4-2 QUENCH-07/09 実験のテストセクション断面の概要

(5) PHEBUS-FPT3 実験

PHEBUS-FPT3 実験はフランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN), フランス電力庁及び EU を中核とする国際協力プログラムである PHEBUS-FP 計画の中でシビアアクシデント時の燃料溶融, FP の放出, 移行挙動を調べる目的で実施された 5 つの実験の中の 1 つであり, B₄C 制御棒を用いて行われた。

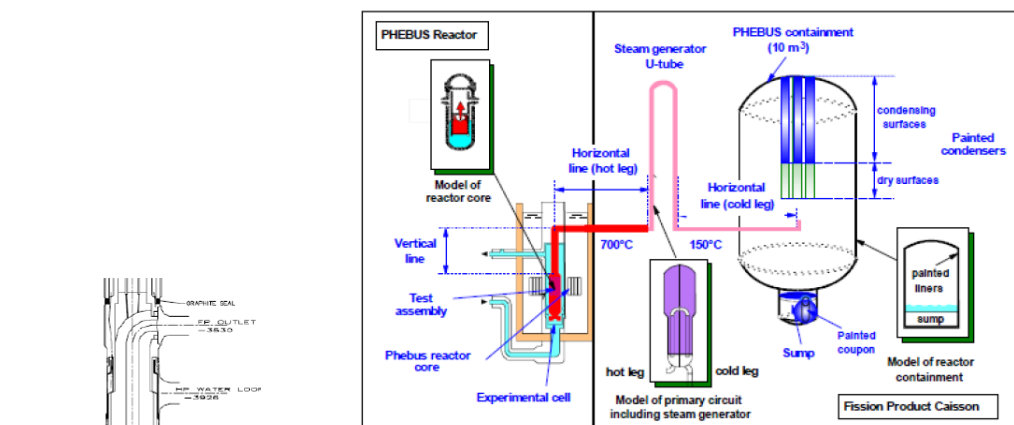
①実験の内容

PHEBUS-FP 実験設備全体の概要を別図 2-5-1 に示す。また, 実験用セルの概要とテストセクション断面図を各々別図 2-5-2, 別図 2-5-3 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する 1 本の制御棒で構成される。

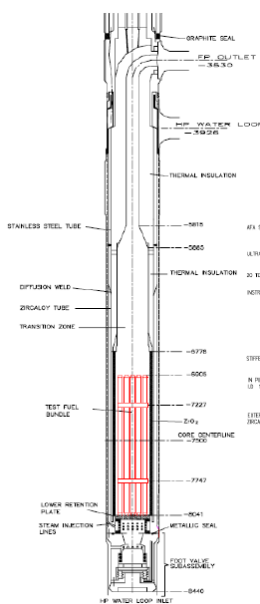
FPT3 では B₄C 制御棒が用いられた。実験では実験用セル内に設置したテストセクションを PHEBUS 炉で核加熱し, 放出された放射性物質を蒸気発生器や格納容器で捕集する。

②実験結果の概要

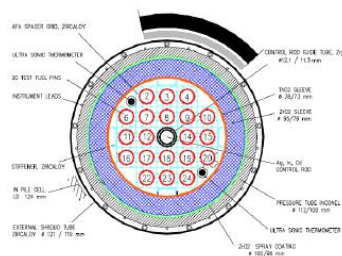
FPT-3 実験では他の Ag-In-Cd 制御棒を用いた実験に比べて格納容器中における有機よう素割合が大幅に増加することが確認された。格納容器内のガス状よう素中の有機よう素の割合は燃料損傷時期が約 5%で, その後最大 30%となった後も長期にわたって約 10~20%に保たれた。



別図 2-5-1 PHEBUS-FP 実験設備の概要



別図 2-5-2 PHEBUS-FP の実験用セルの概要



別図 2-5-3 PHEBUS-FP の
テストセクション断面の概要

(6) BECARRE 実験

BECCARRE 実験はフランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN) の国際ソースターム計画 (ISTP) の中で、シビアアクシデント時の B_4C 制御棒の崩壊過程や PHEBUS-FPT3 実験の課題であった B_4C の酸化による有機炭素の生成挙動を調べることを目的として行われた。

①実験の内容

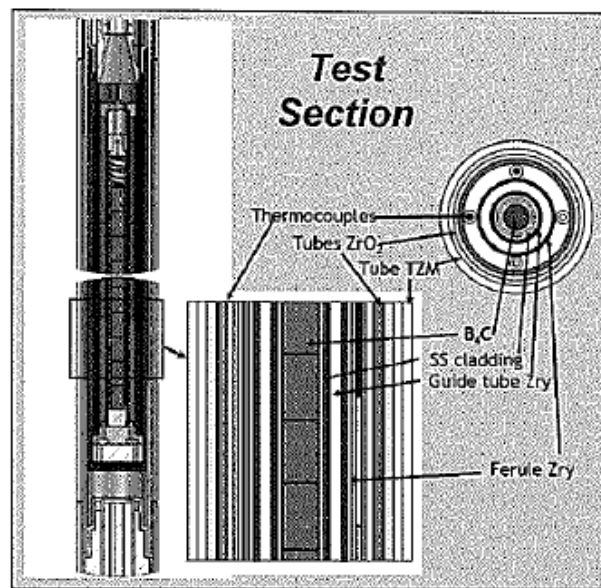
BECCARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面を別図 2-6 に示す。

テストセクションは長さ 0.6m の B_4C 制御棒のみで構成されており、実験では下部から水蒸気を供給する条件下でテストセクションを加熱し制御棒の崩壊過程を模擬する。

②実験結果の概要

B_4C の酸化により CO_2 や CO の発生量は増加した。これにより水蒸気中の酸素が消費された結果ステンレスの酸化による H_2 発生量は減少した。また、PHEBUS-FPT3 で観測された B_4C の酸化による CH_4 の生成はほとんど観測されなかった。

その後の原因検討により、BECCARRE 実験のような低圧条件 (~2bar) においては B_4C の酸化によって CH_4 は生成しにくく、高圧条件 (100bar 以上) で CH_4 が生成しやすくなることが確認されている。



別図 2-6 BECCARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面

3. 得られた知見のまとめ

BWR 特有の現象に関連したシビアアクシデント関連実験として、BWR 体系を模擬した実験や B₄C 制御棒を用いた実験について調査した結果から得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 炉心溶融は最初に B₄C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒が溶融し、この溶融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し、引き続いて溶融したジルカロイが UO₂ 燃料を液化するとの順で事象進展する。
- 2) XR2-1 実験では炉心下部構造には大規模な破損は発生せず、また、小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったが、溶融物の流出経路については今後の福島第一原子力発電所事故の検証評価を待つ必要があると考えられる。
- 3) B₄C や B/C/Zr を含んだ溶融物の酸化により H₂, CO, CO₂, CH₄ が生成される。
- 4) CH₄ は低圧条件(~2bar)においては生成しにくく、高圧条件(100bar 以上)で生成しやすい。

4. 有効性評価への適用性

1)に示した、制御材(B₄C)との共晶反応によるステンレスやジルカロイの融点低下については、本文「3.3.6 溶融炉心の挙動モデル」において述べたとおり、MAAP コードではこれらの実験の知見に基づいてモデル化がなされている。また、CORA 実験におけるベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断できる。

2)における溶融物の流出経路については、MAAP コードでは、溶融炉心の下部プレナムへの落下は、炉心支持板が破損するか、クラストが破損して溶融炉心を保持できなくなった場合に開始する。一方、燃料支持金具等の炉心下部構造物を介して溶融炉心が下部プレナムへ移行する場合、これらの構造物との熱的な相互作用によって、その経路で一部が固化するなどの現象が想定される。したがって、これらの現象を考慮していない現状の評価は、原子炉压力容器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で、保守的な扱いと言える。

3)及び4)における、制御材(B₄C)の反応による非凝縮性ガスの発生については、QUENCH 実験では EPR(PWR)における体系を模擬し、ステンレスの被覆管に入れられた B₄C が Zr 製の案内管中に収まる構造となっているのに対し、BWR 実機の炉心では、制御棒は十字型をしており、B₄C に対するステンレスの割合が多い。このため、B₄C がステンレスとの共晶反応によって溶融して混ざり合い、水蒸気との接触による酸化反応が阻害され、非凝縮性ガスの発生量はさらに少なくなると考えられる。また、BECARRE 実験において確認されているように、減圧されている場合には B₄C の酸化によって CH₄ は生成しにくいと考えられ、PHEBUS-FPT3 実験で観測されたような有機よう素の大量発生は起きない可能性が高い。

以上より、BWR 特有の現象に関連した実験から得られた知見を踏まえた場合にも、評価結果に与える影響は小さく、有効性評価への適用性を有するものと考えられる。