

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. 07

(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。

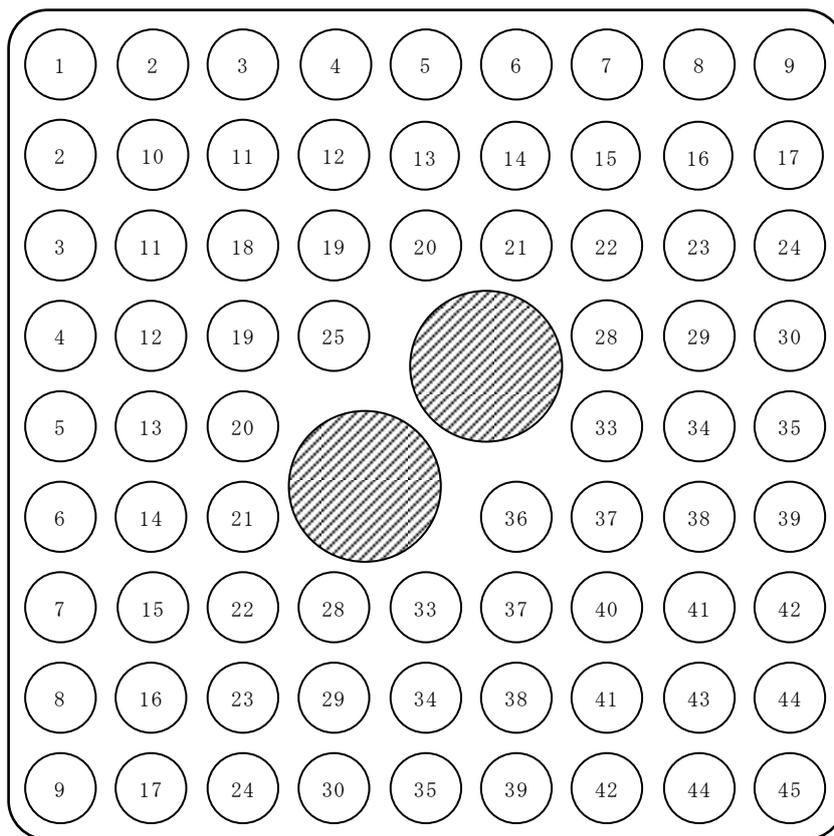


図3-1 燃料集合体の燃料棒グループ分け
(9×9燃料(A型)の例, 斜線はウォータロッド)

(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。

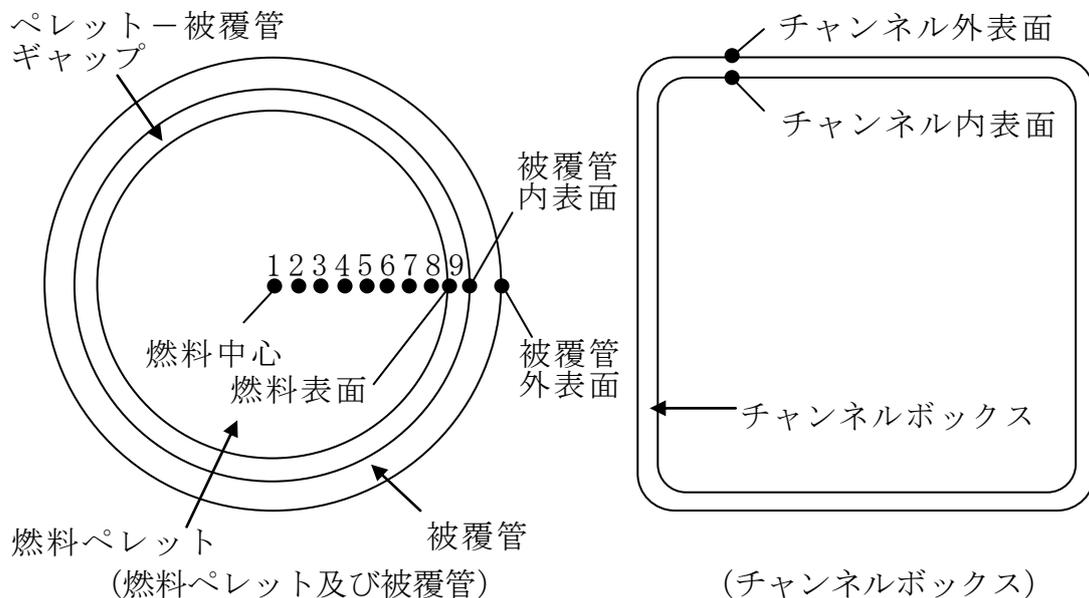


図3-2 燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

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*の等価輻射熱伝達係数
- $JMAX$: 系内の物体*j*の数
- 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)
- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_i : 物体*i*の表面温度 (絶対温度)
- T_j : 物体*j*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 $H_{ij}\epsilon_j$ 、物体 j での反射される熱流束割合は $H_{ij}(1-\epsilon_j)$ 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、 ${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\epsilon_j)$ より以下のように表される。

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

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。

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

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。

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

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。

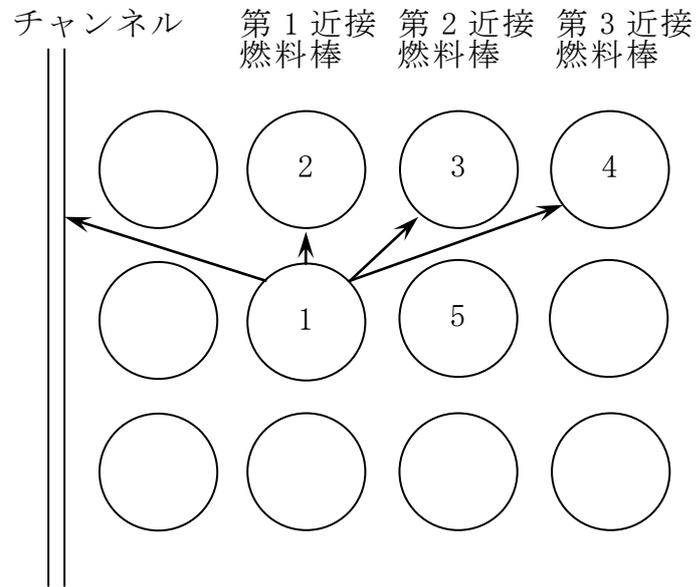


図 3-3 CHASTE コードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

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。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\frac{\dot{Q}}{\dot{Q}_0} \right) \quad (3.3.1.6-1)$$

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。

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

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

C H A S T E 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 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 ($\sigma \leq 150 \text{psi}$) ;	$E_L = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域 ($\sigma > 150 \text{psi}$) ;	$E_L = 0.15$	(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。

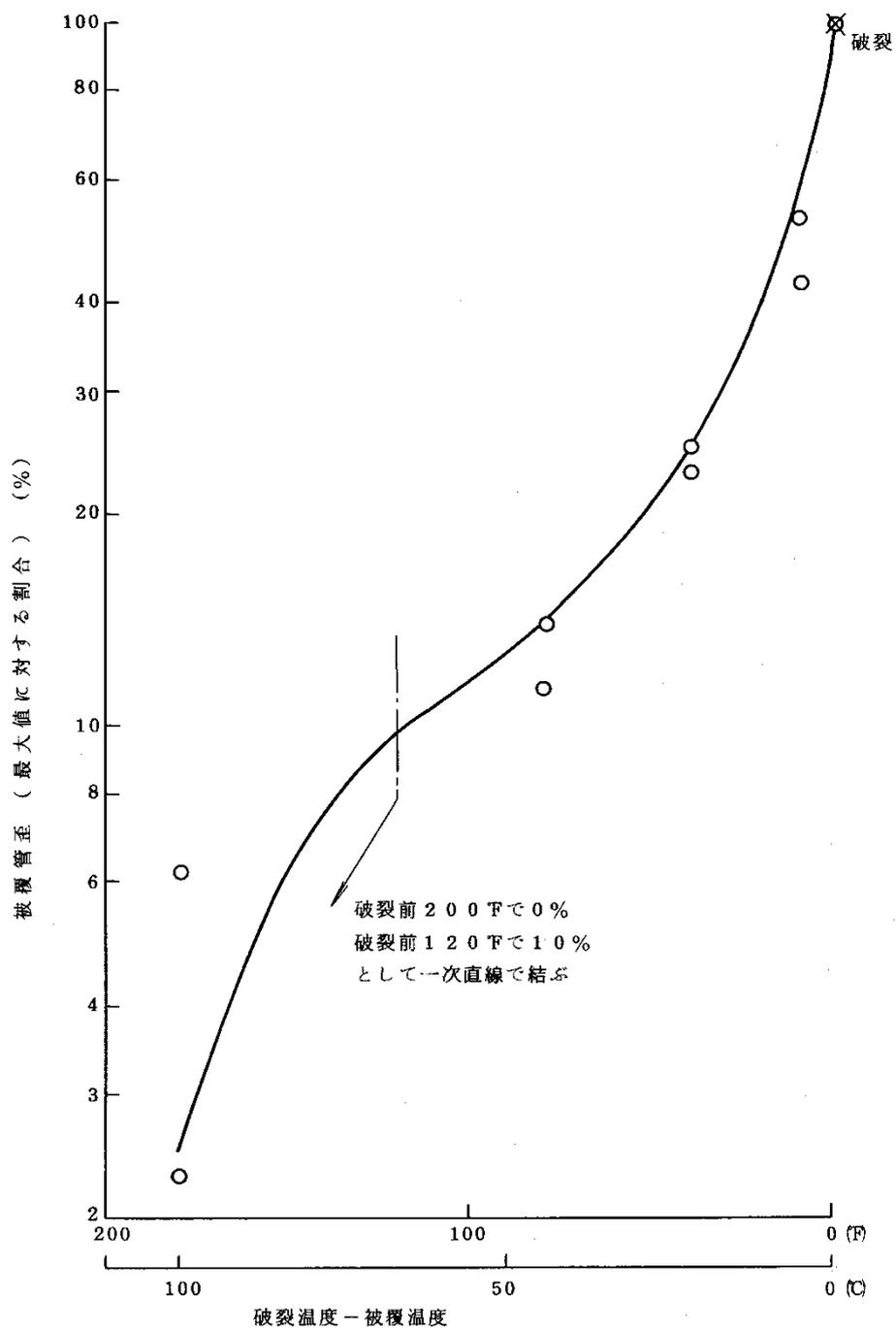


図 3-4 塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

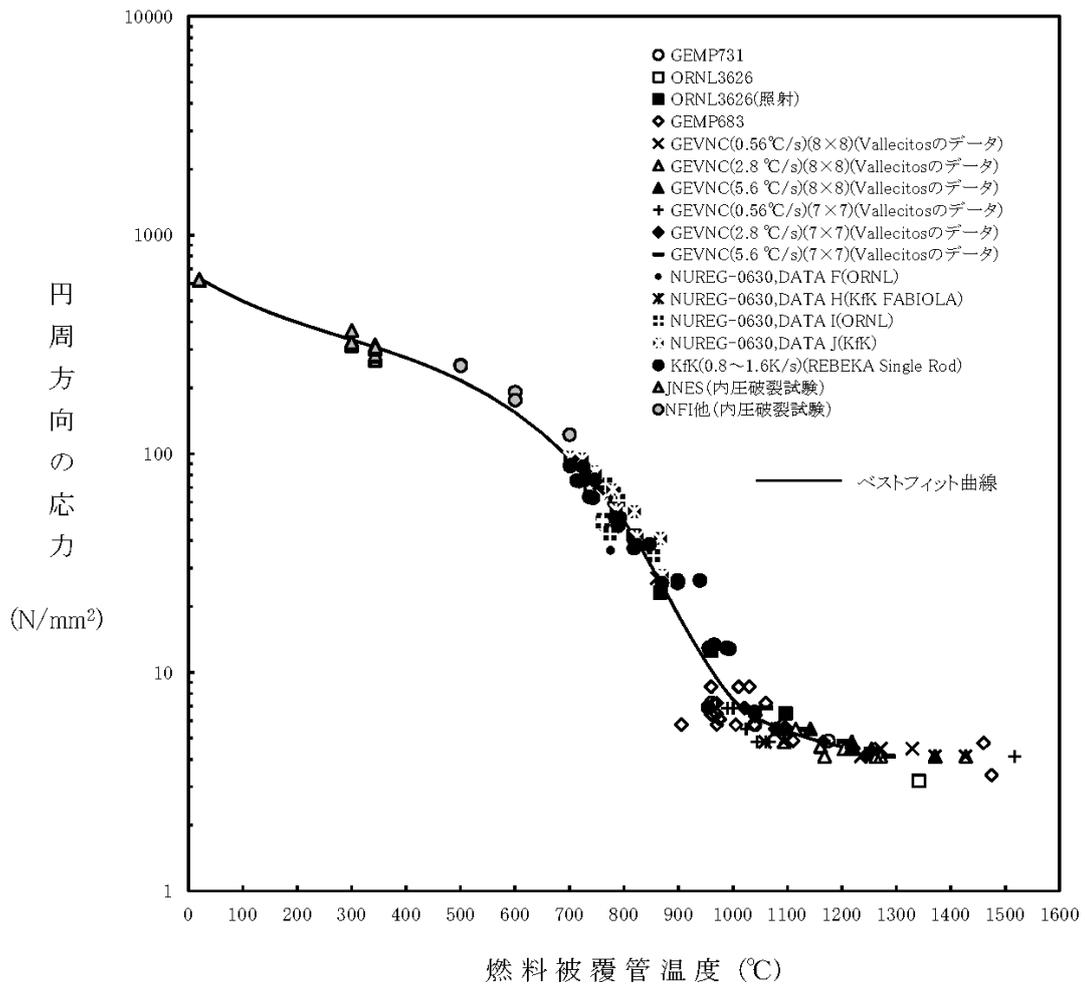


図 3-5 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

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

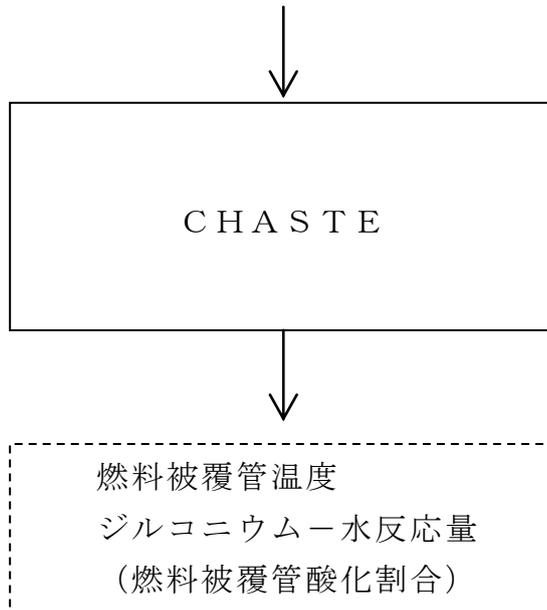


図 3-6 CHASTE コードの入出力

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。

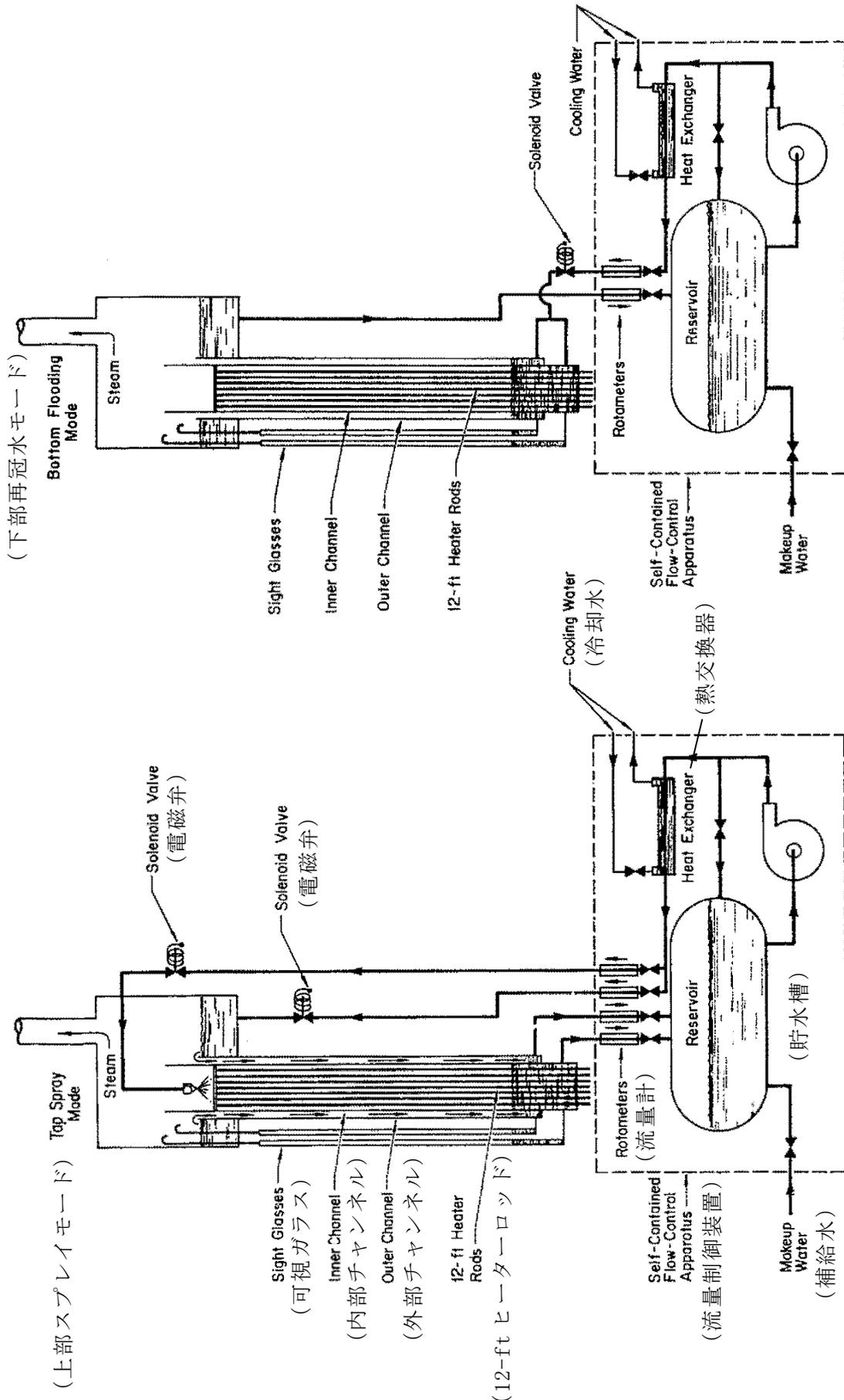


図 4-1 BWR-FLIGHT 実験装置

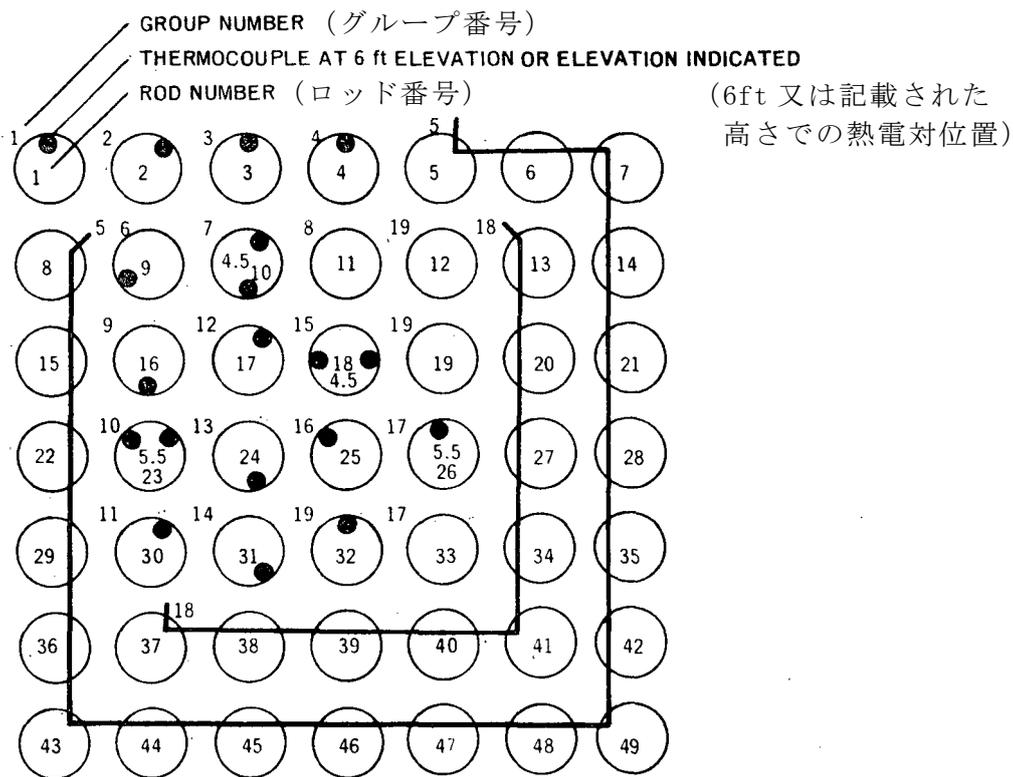


図 4-2 BWR-FLECHT 実験, Zr2K バンドル配置

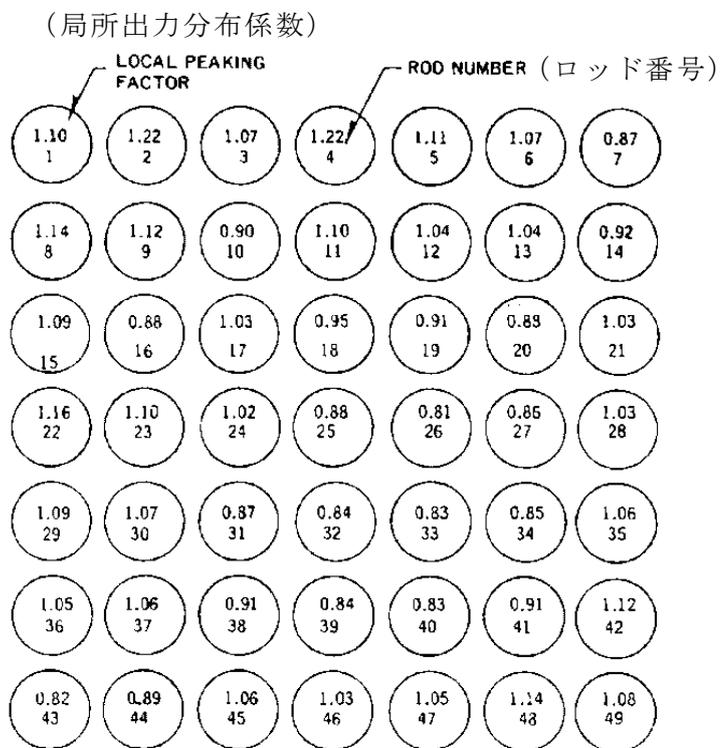


図 4-3 局所出力分布

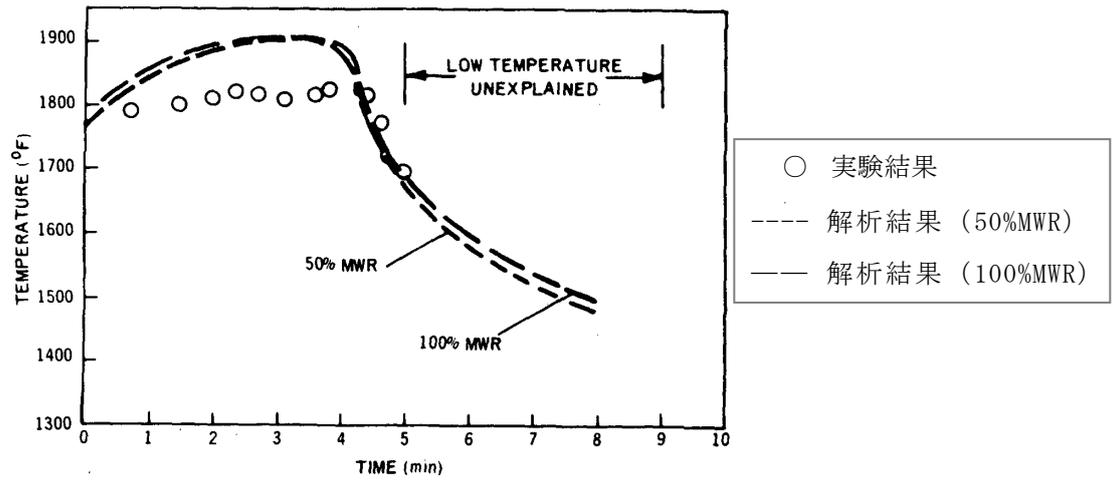


図 4-4 BWR - FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 2)

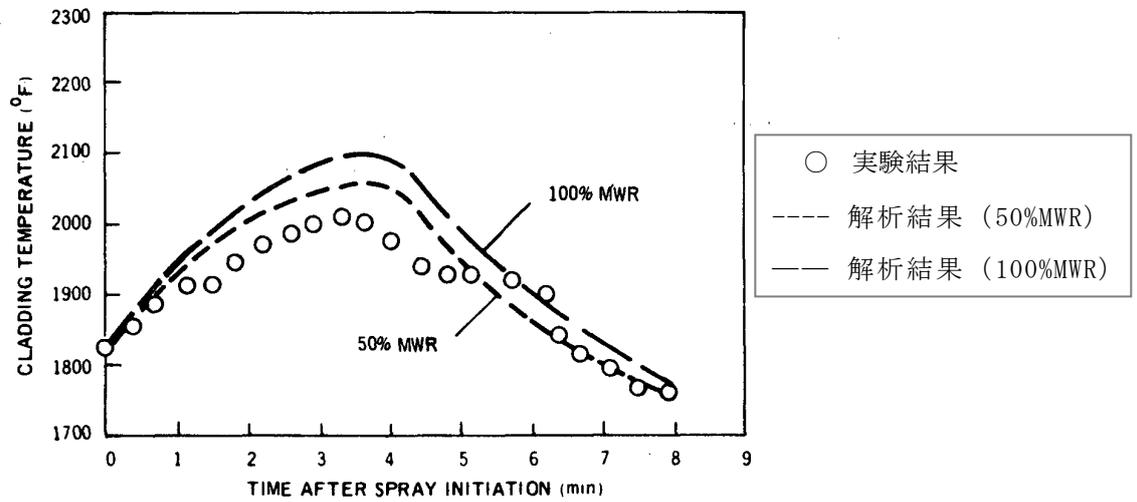


図 4-5 BWR - FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 30)

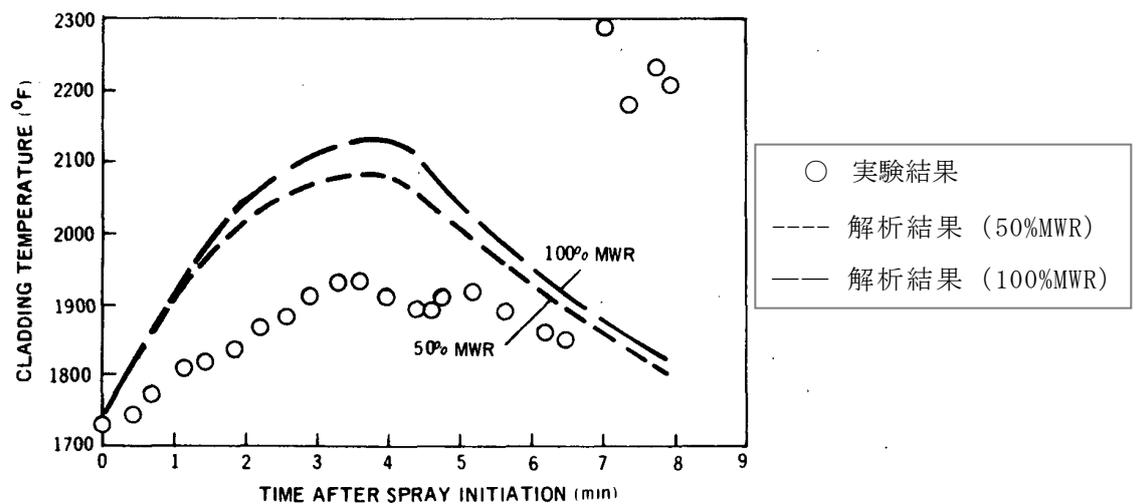


図 4-6 BWR - FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 31)

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。

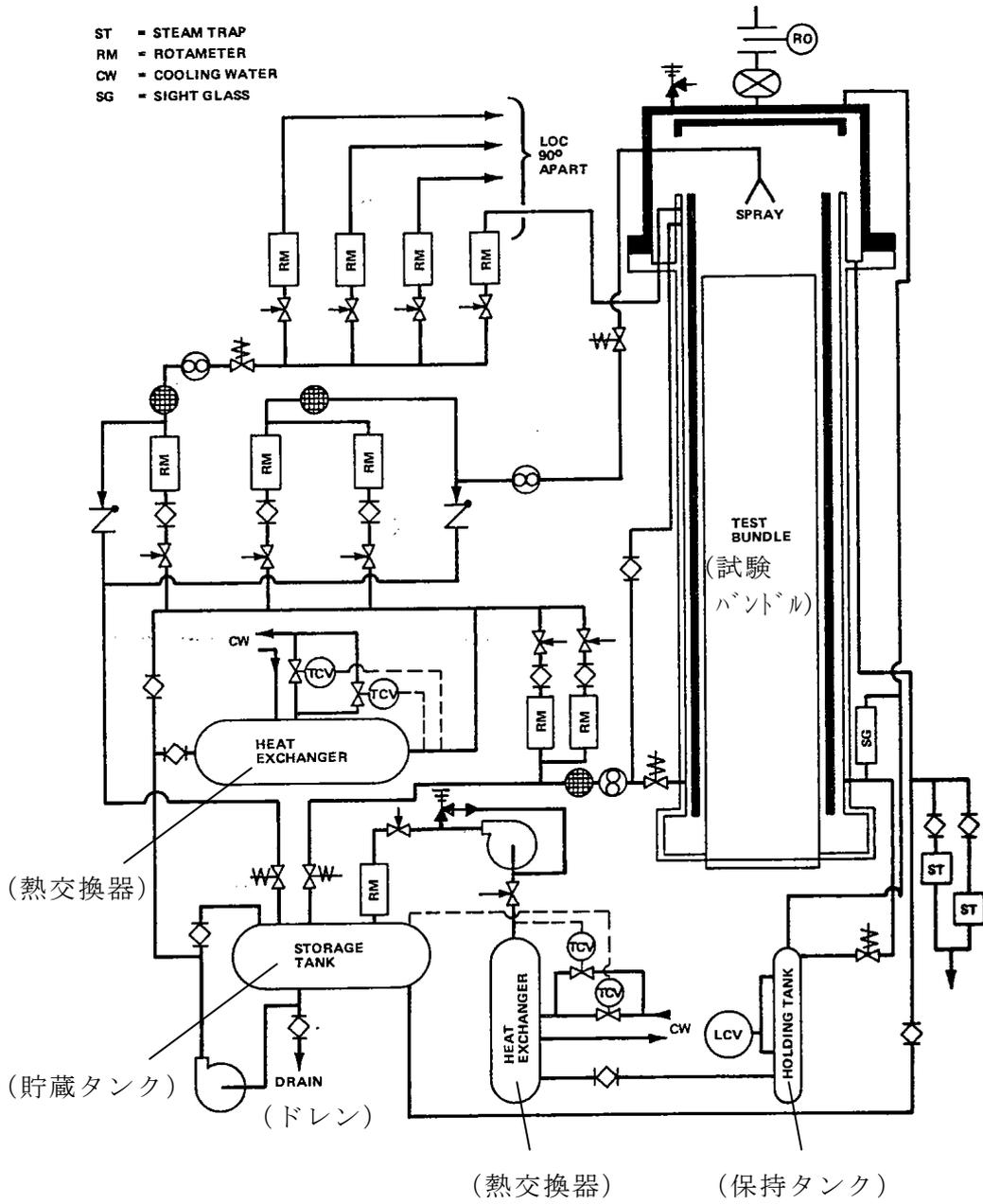


図 4-7 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験装置

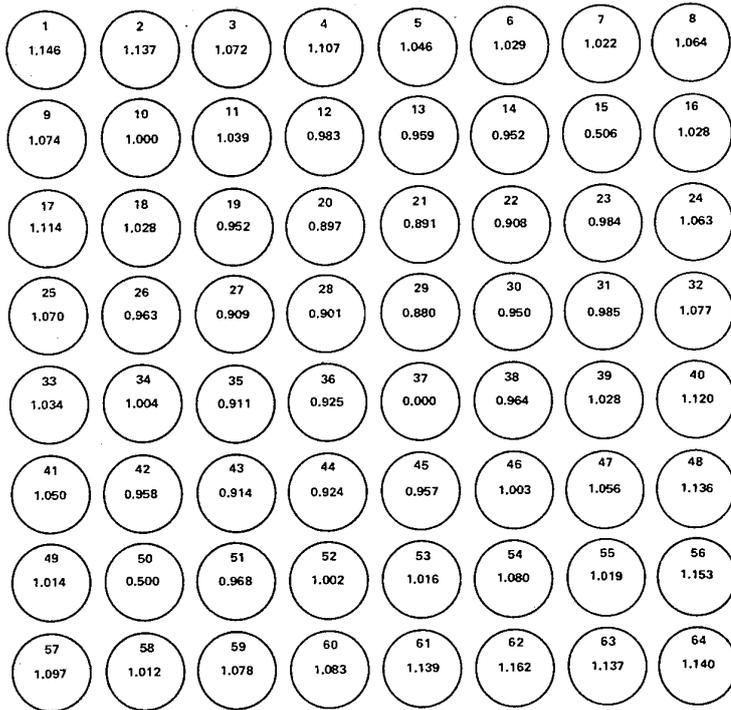


図 4-8 局所出力分布

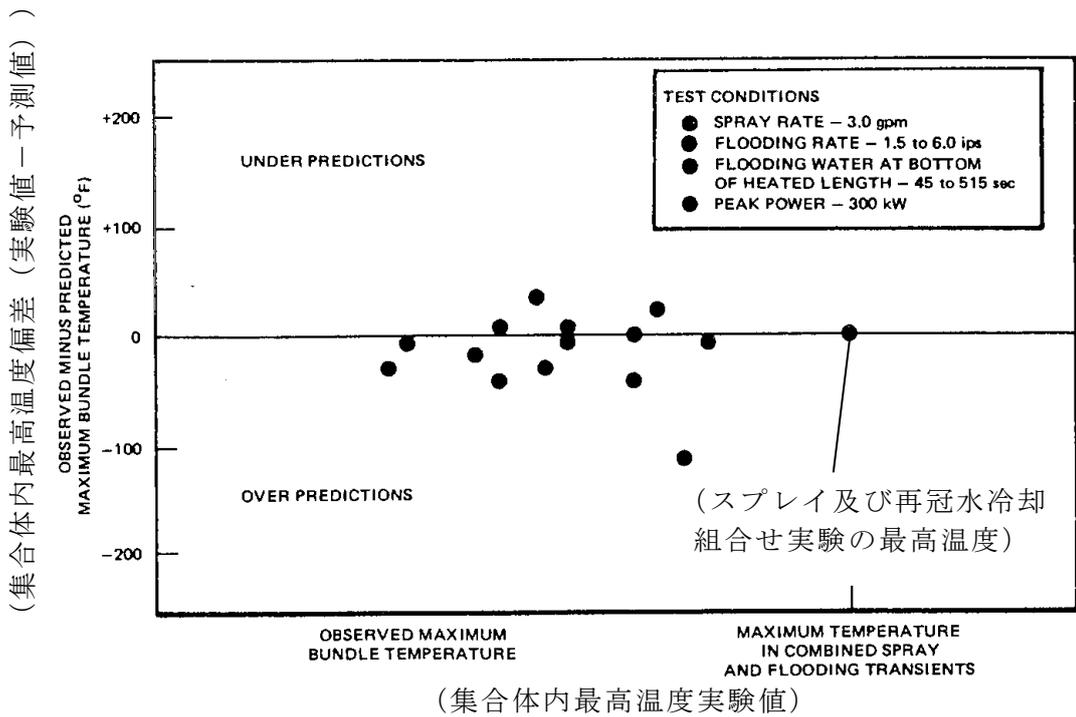


図 4-9 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験

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 E C C S 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 L O C A 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 E C C S 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 F P 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。

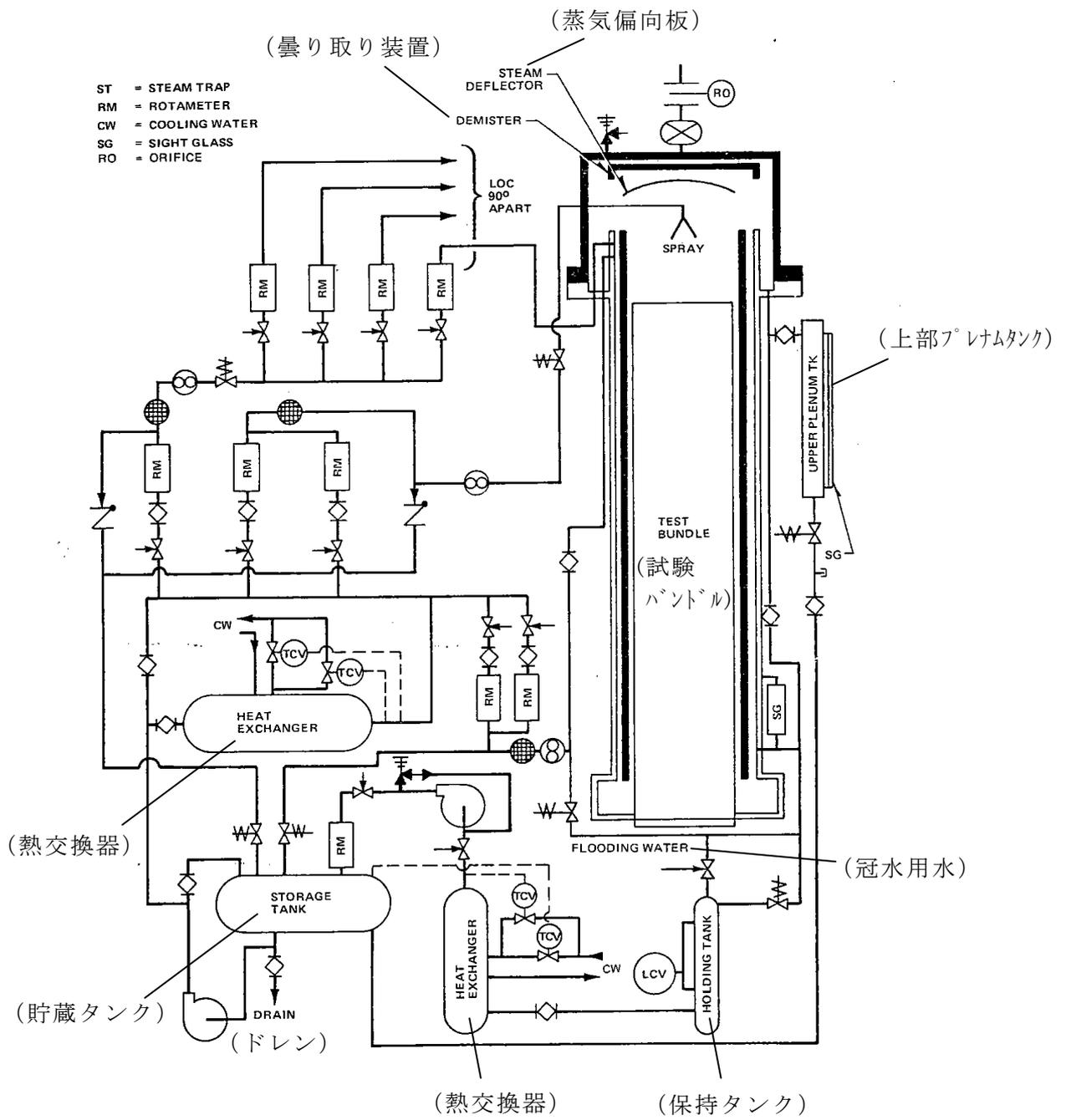


図 4-10 8×8 燃料集合体の内圧下 ECCS 冷却実験装置

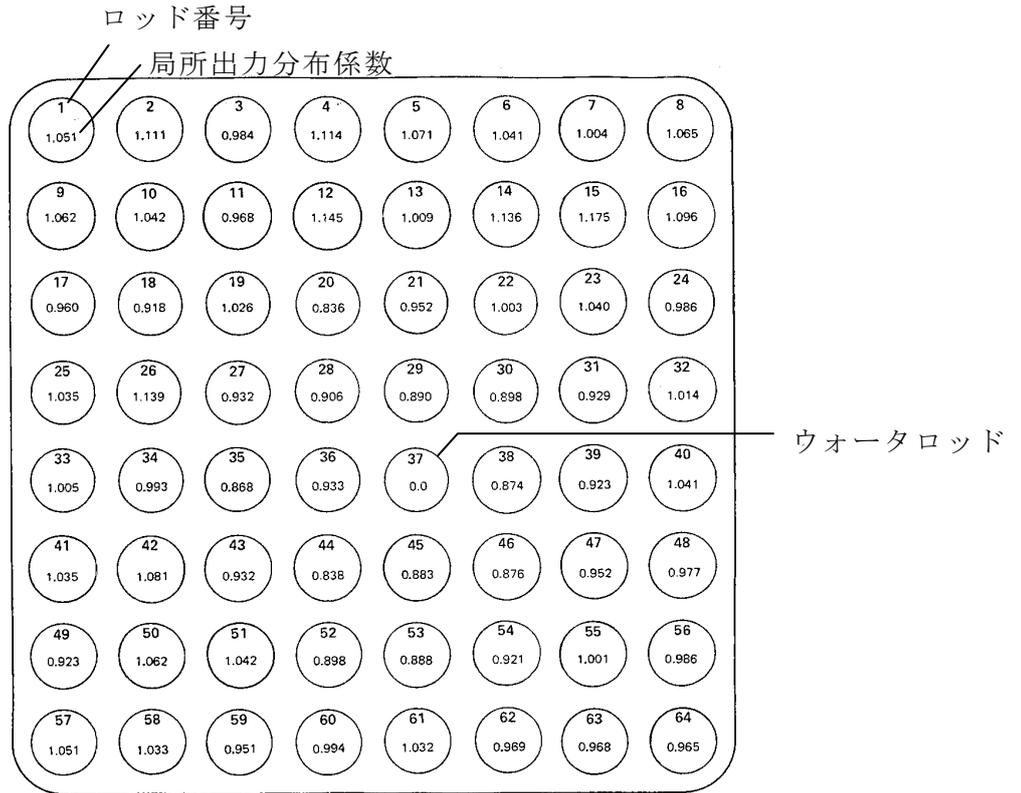


図 4-11 局所出力分布 (BWR6 用)

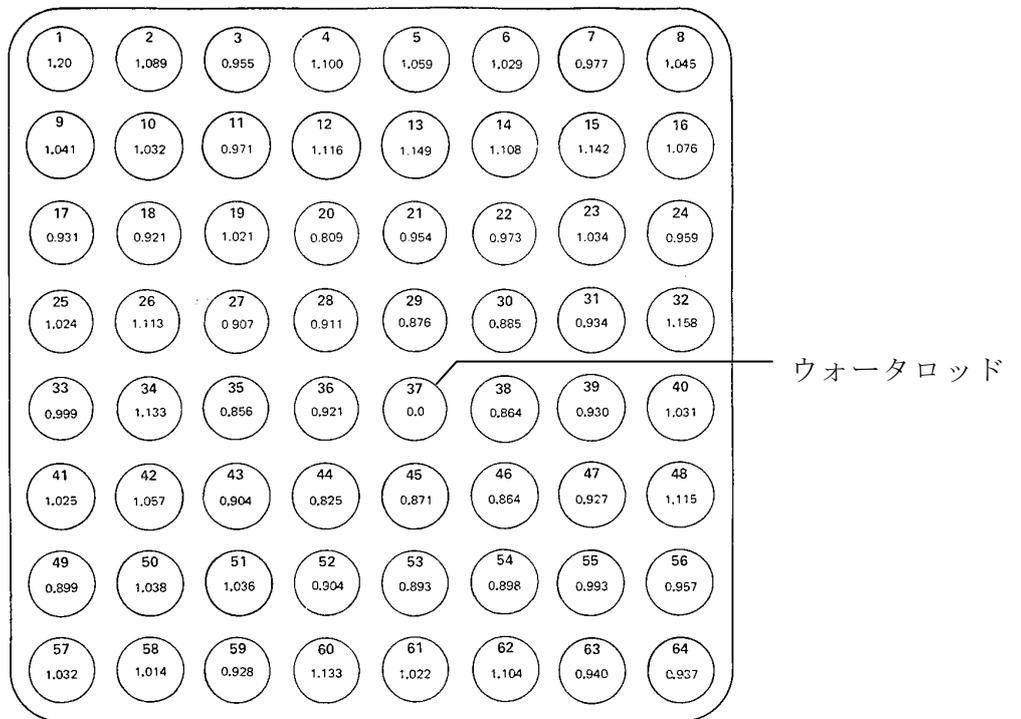


図 4-12 局所出力分布 (取替用)

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 (ウォーターロッド)
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。

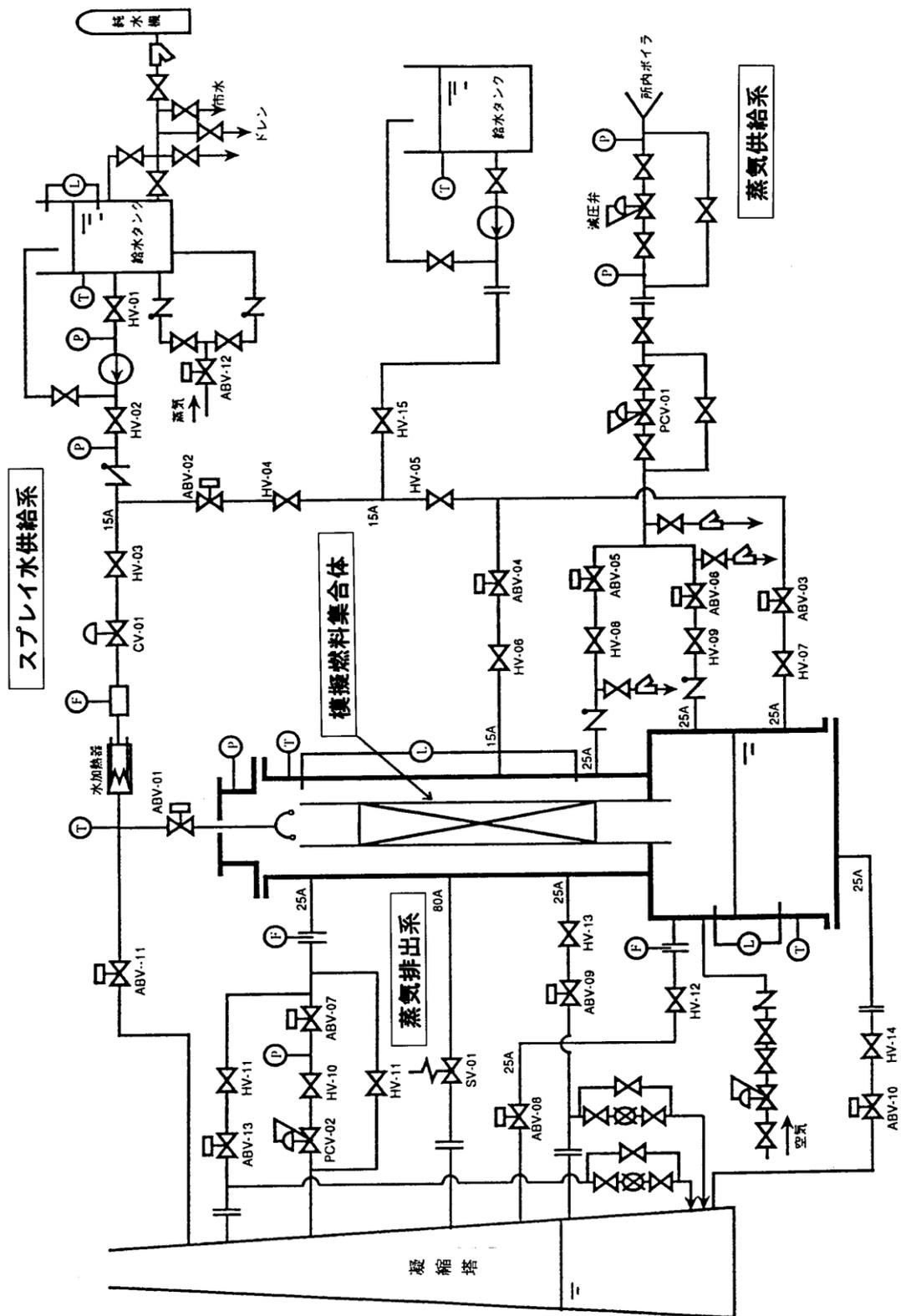


図 4-13 スプレー冷却特性実験装置

表 4-5 実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレー流量 (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

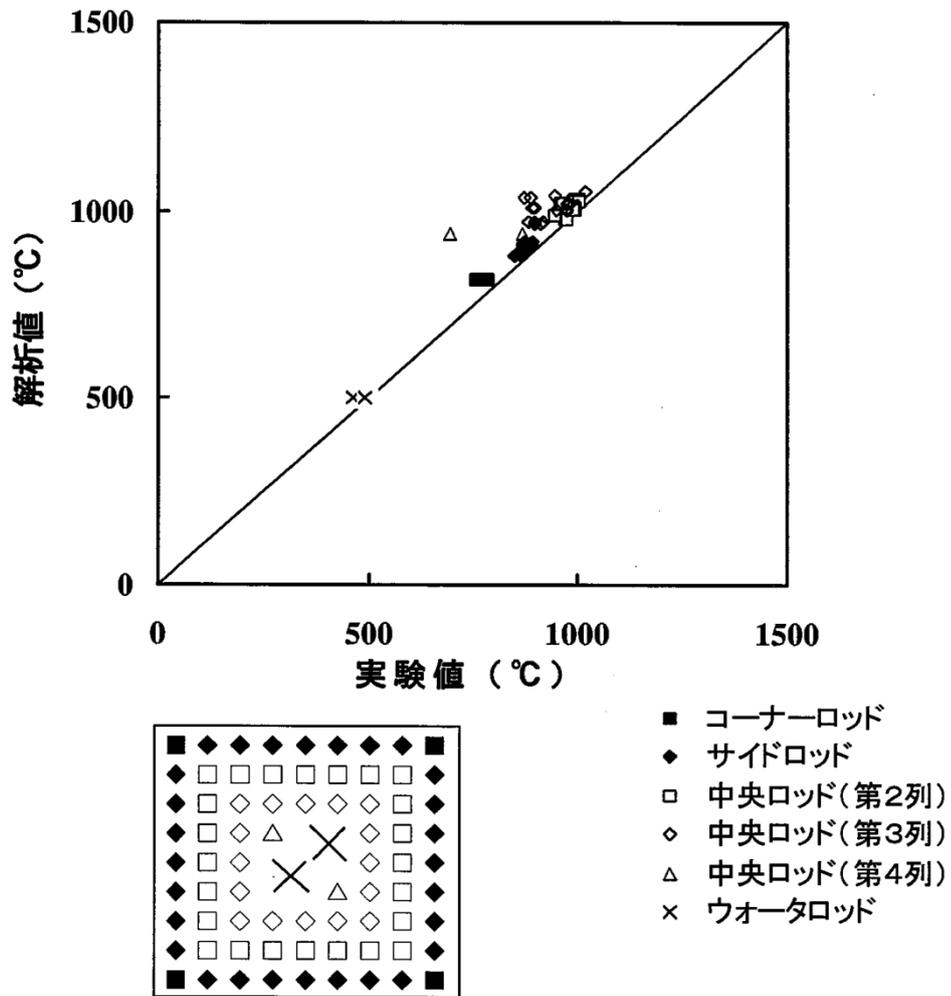
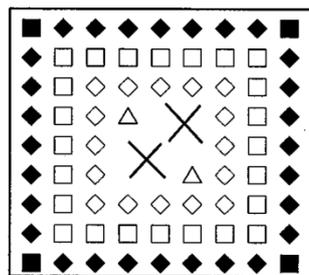
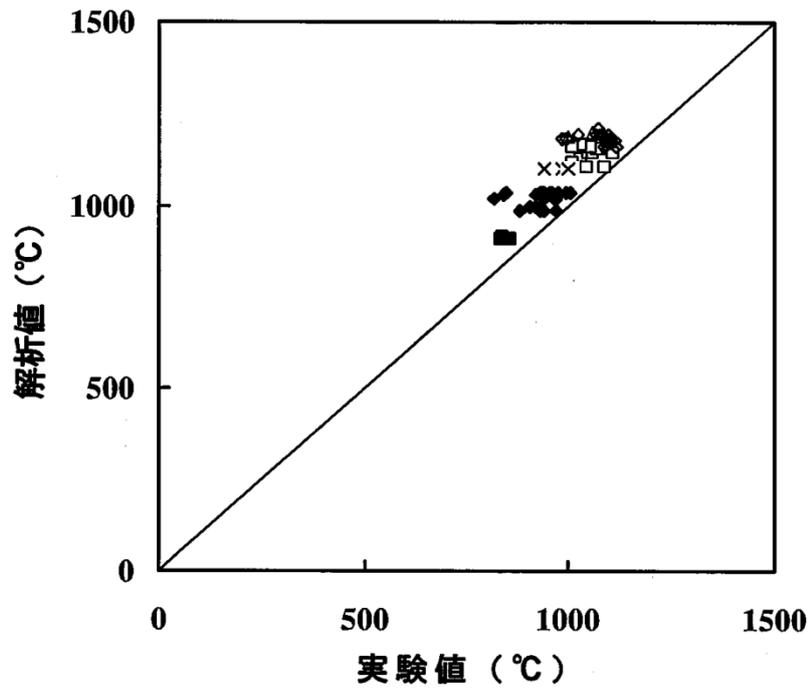


図 4-14 T1 実験と CHASTE 解析の比較



- 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より評価する Baker-Just の式を適用しているため、燃料被覆管温度は高めにより評価される。

(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、S A F E R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 (E C C S) 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, H L R - 018 訂 4, 平成 26 年 9 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, T L R - 028 改訂 3, 平成 10 年 5 月
- (3) 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.
- (4) A.M.Ross and R.L.Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, 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, 1962.
- (9) Duncan, J. D and Leonard, J. E., “Emergency Cooling in BWRs under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.
- (10) Duncan, J. D. and Leonard, J. E., “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.
- (11) Leonard, J. E., 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 スプレー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コードの輻射伝熱モデルの妥当性確認が行われた実験について以下に示す。

(1) 概要

スプレー熱伝達実験⁽¹⁾では、炉心スプレーによる対流熱伝達率（スプレー熱伝達率）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、スプレー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。

[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

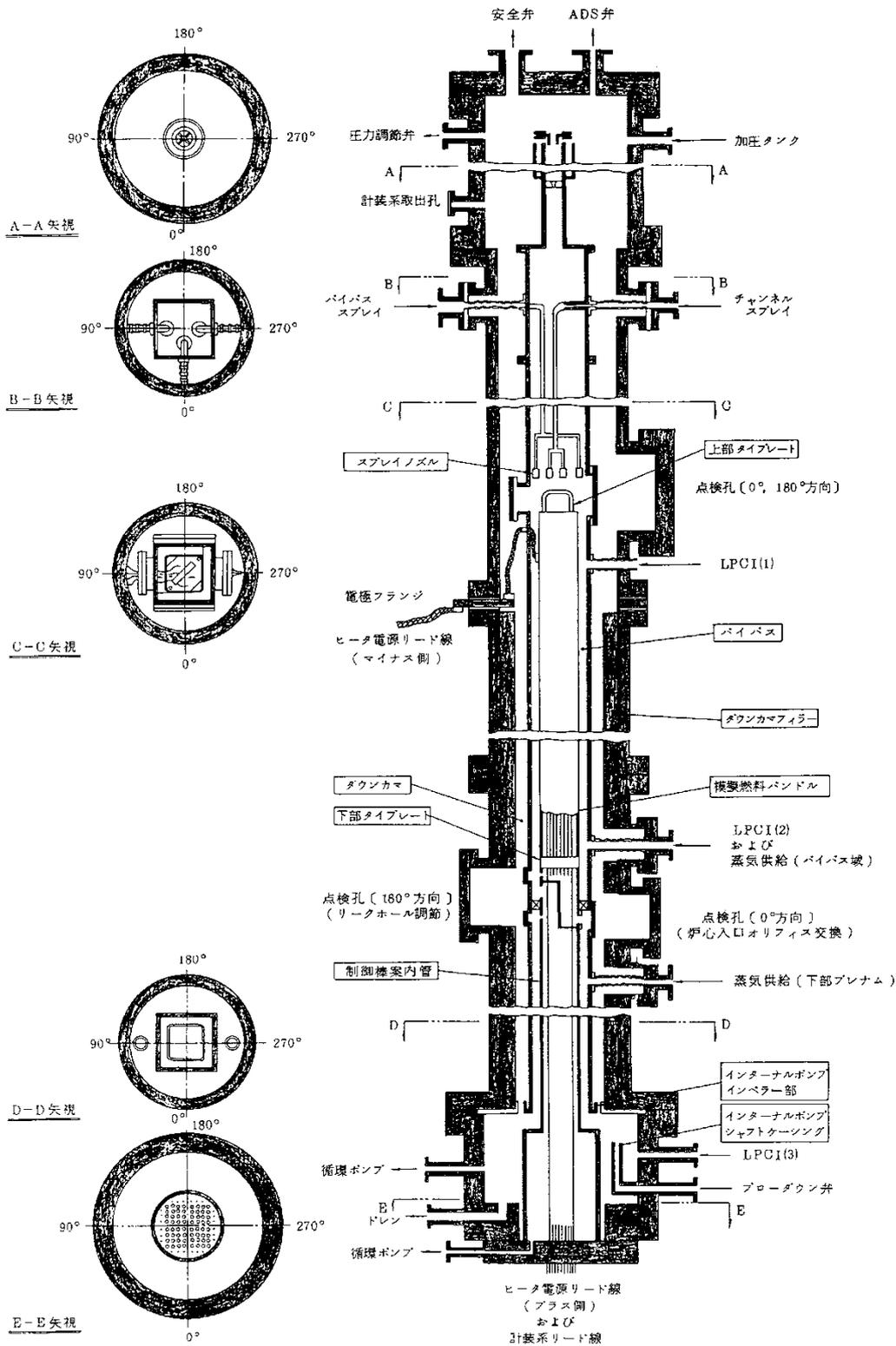


図1 スプレー熱伝達実験装置

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。

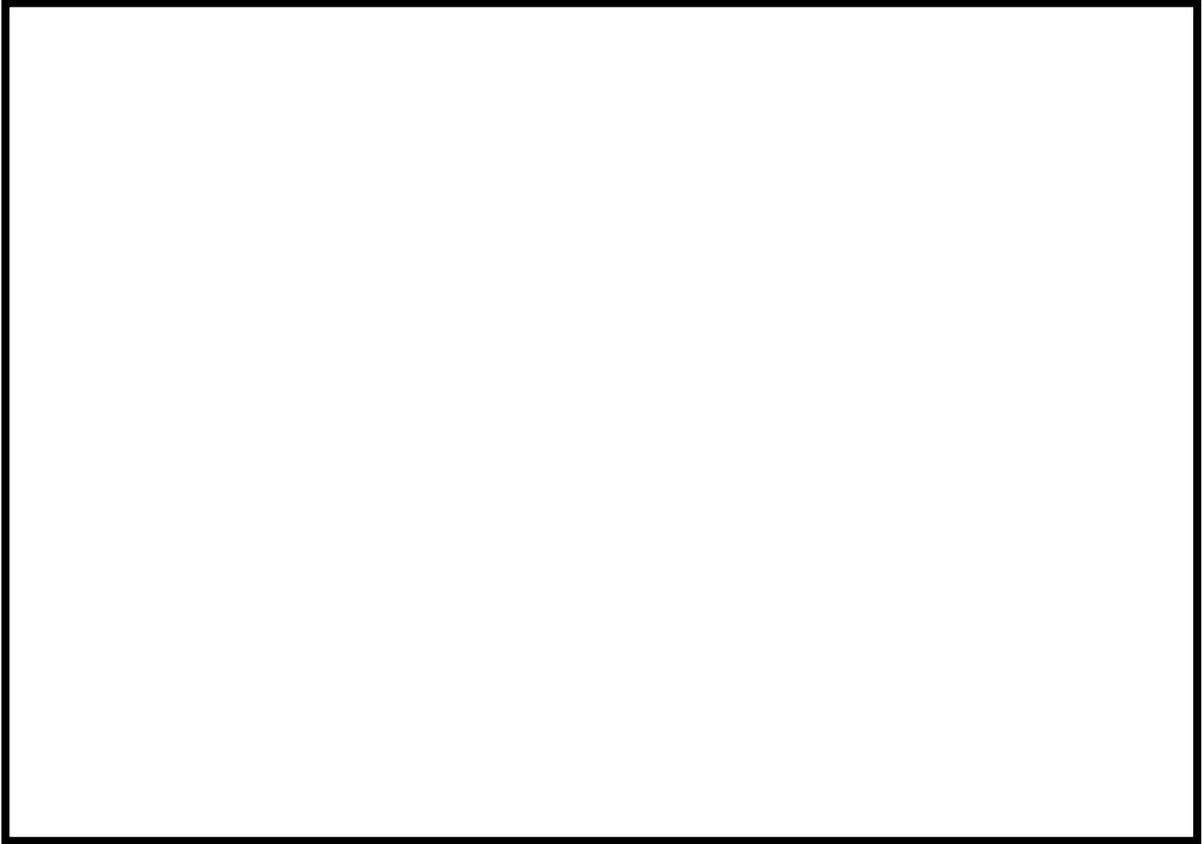


図 2 輻射伝熱実験における燃料集合体内温度分布の実測値と計算値

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棒物性データを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。

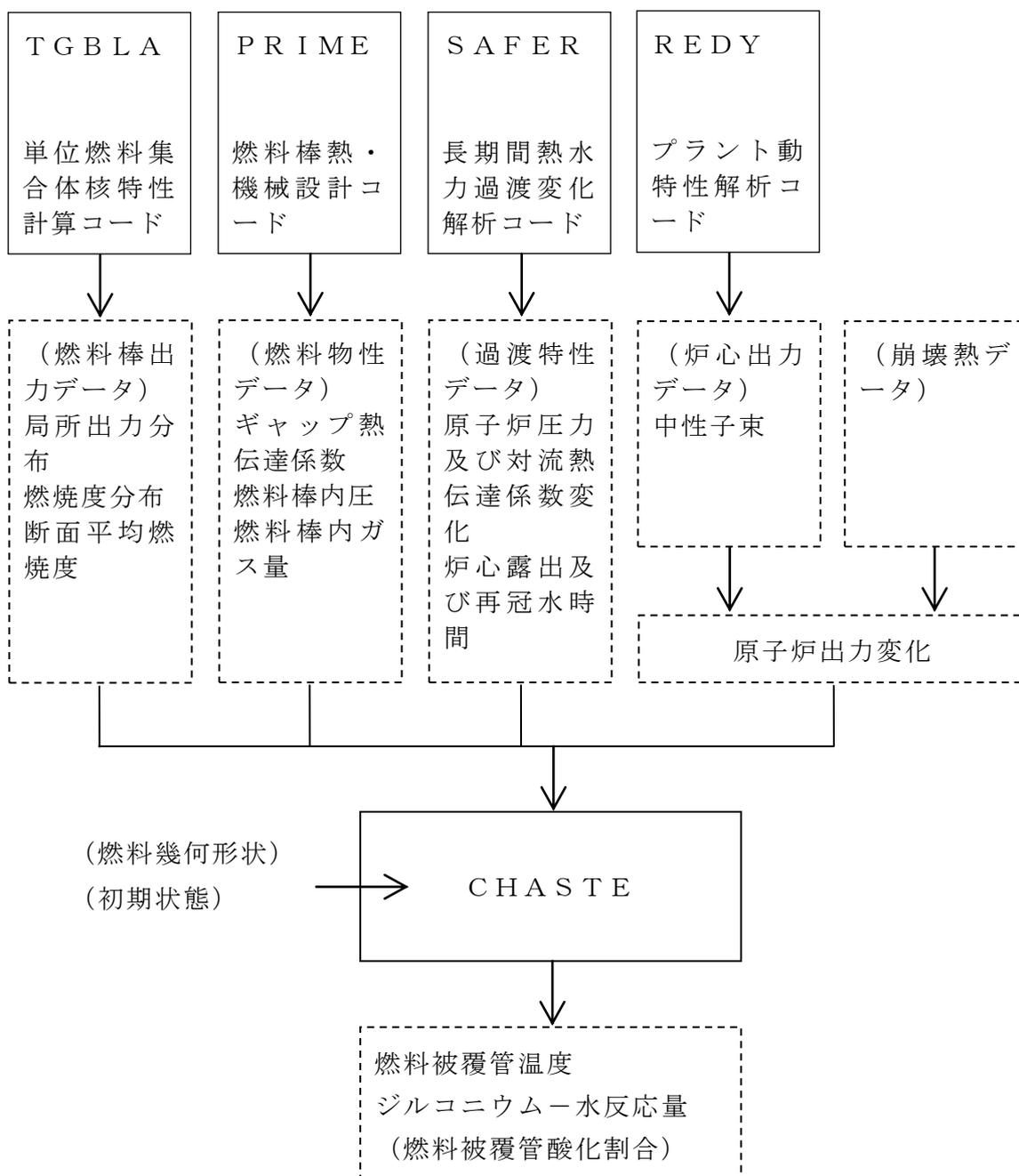


図 CHASTEコードの入出力

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	

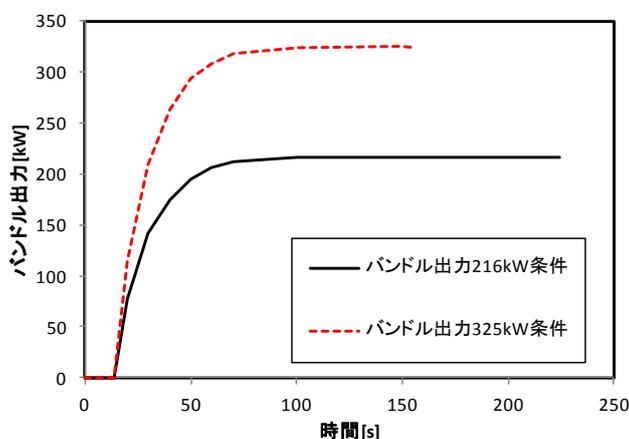


図1 バンドル出力の時間変化

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。

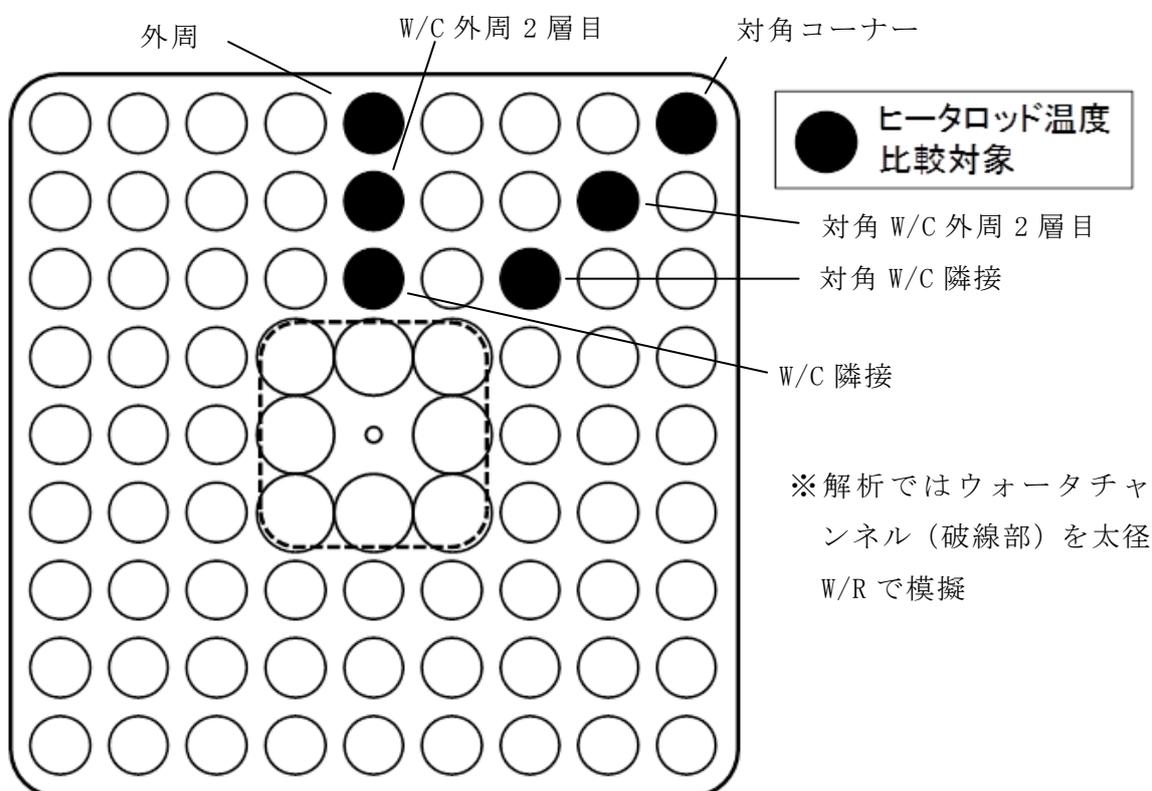


図 2 9×9 燃料 (B 型) の断面概略図

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。

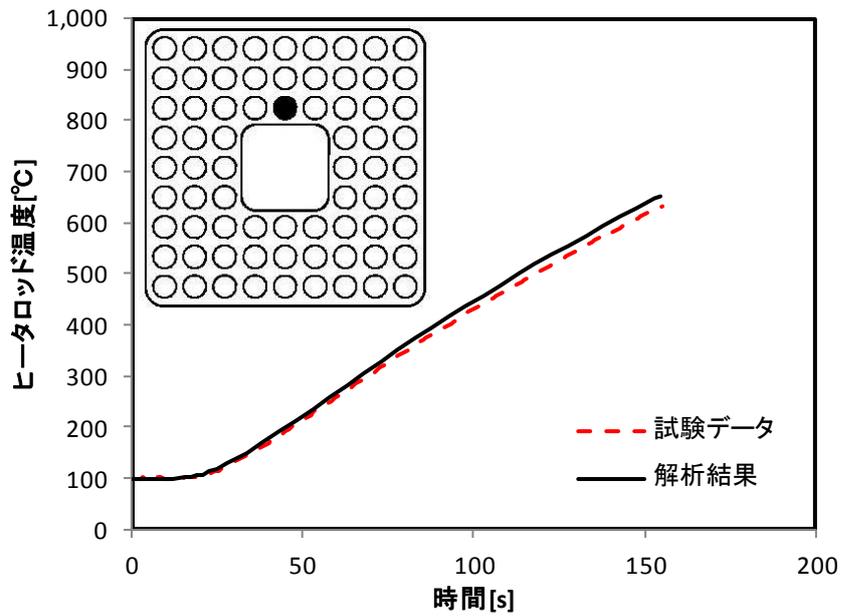


図 3 ヒータロッド温度の時間変化の例（325kW 条件，W/C 隣接ヒータロッド）

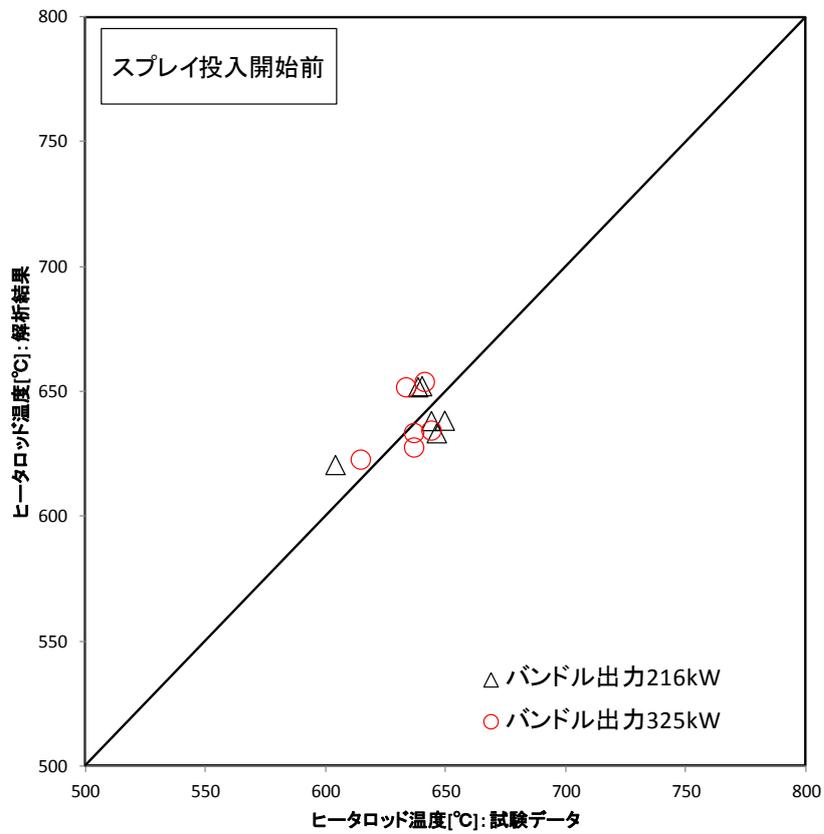


図 4 ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

(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	3-60
4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認	3-74
4.6 実機解析への適用性	3-76
5. 有効性評価への適用性	3-78
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	3-78
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	3-85
6. 参考文献	3-86
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

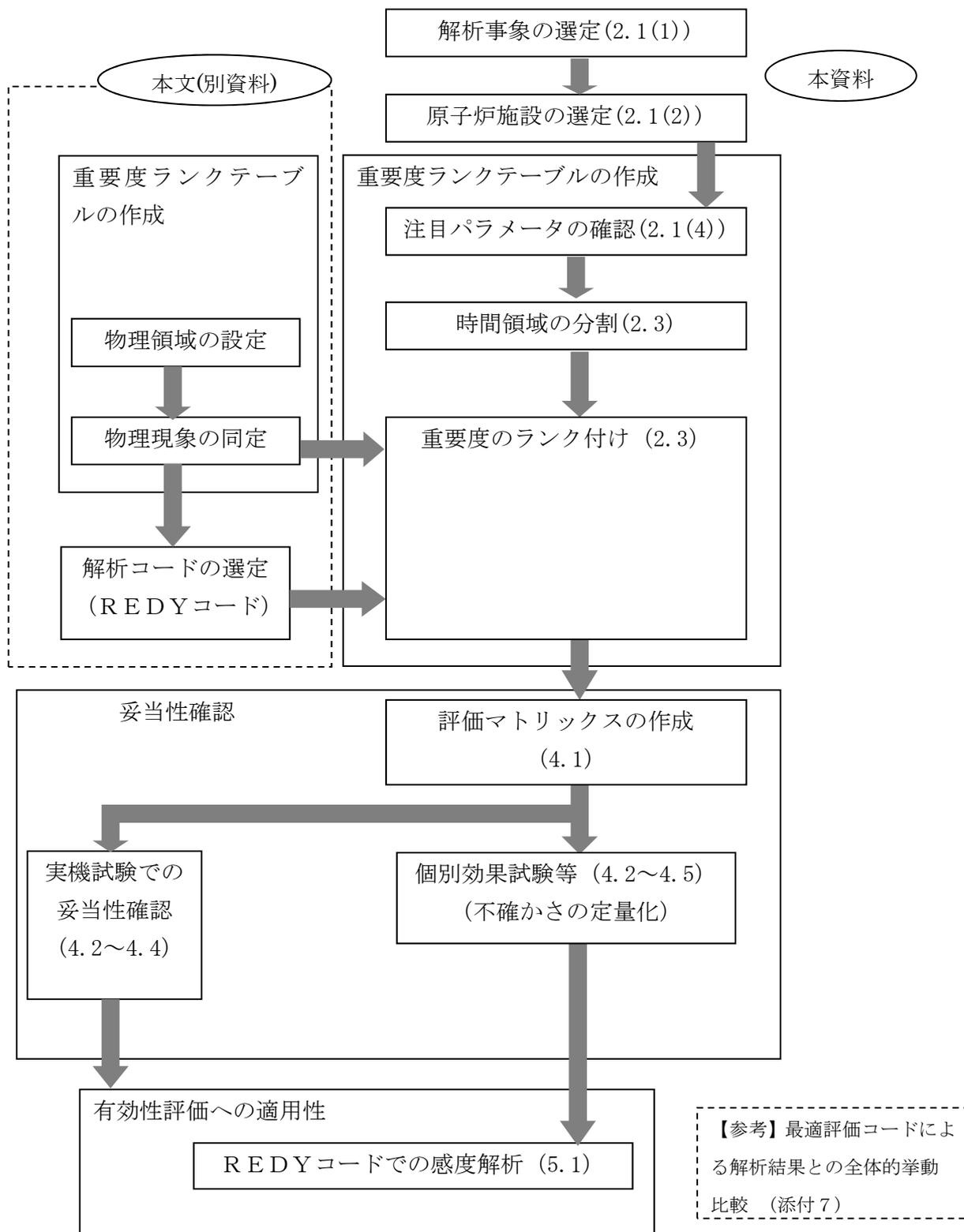
本資料で使用する解析コードは、ABWR用の“REDY Ver. 2”と従来型BWR用の“REDY Ver. 1(ATWS 用)”の2つであり、これらを以下「REDYコード」と称す。ただし、従来型BWRに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver. 1”を使用している。一部の評価でREDYコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver. 3”(以下、SCATコードと称す)を併用するが、SCATコードの説明は別資料(第4部SCAT)にて行う。

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

REDDY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コードのインプ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]

本事故シナシスでは、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]

本事故シナシスでは、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]

本事故シナシスでは、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)	
	E C C S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。

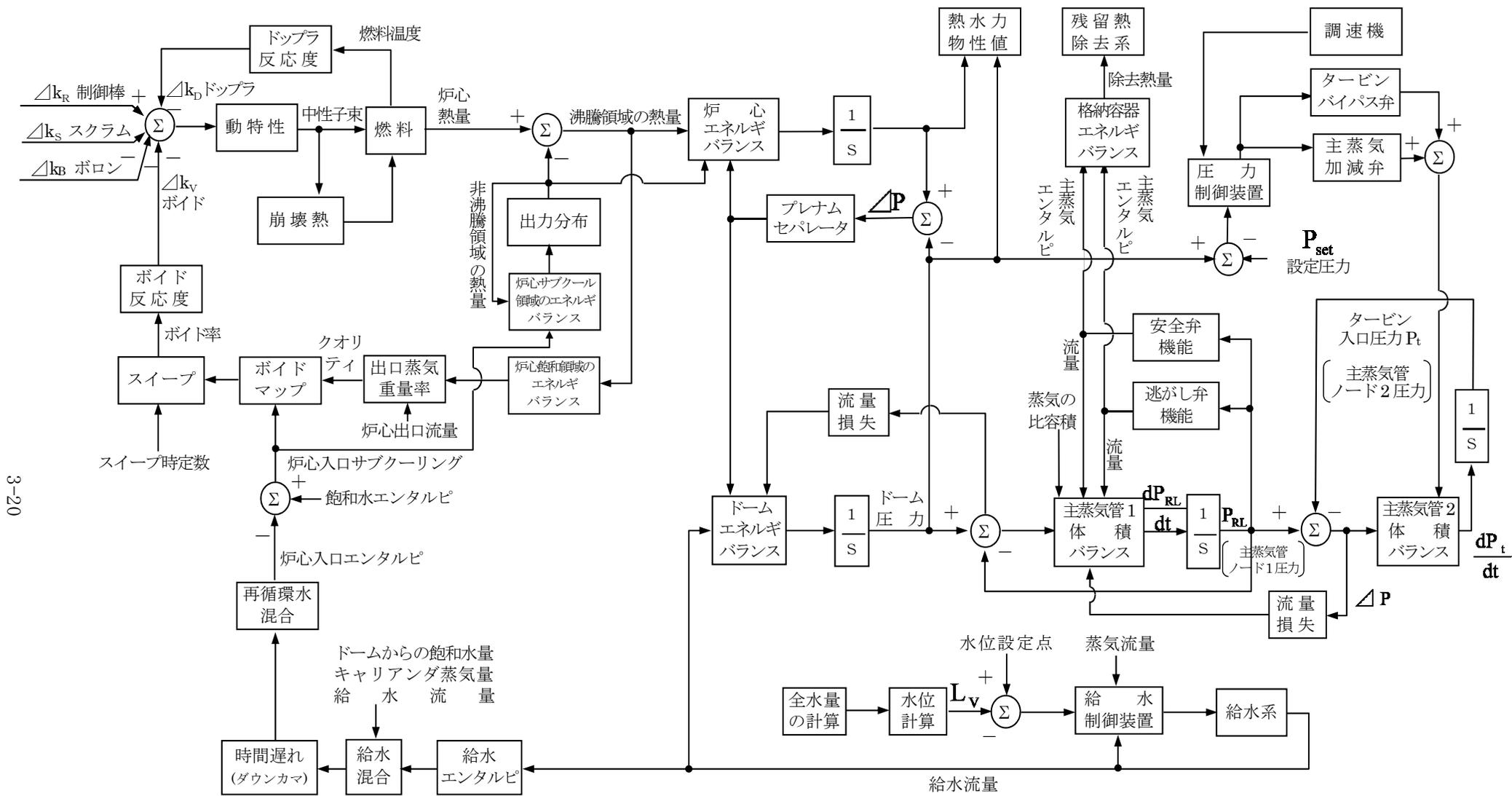
3.3 解析モデル ⁽⁰¹⁾ ⁽⁰²⁾ ⁽⁰³⁾

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。



3-20

図 3-1 プラント動特性コード解析モデル (ABWR)

(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。

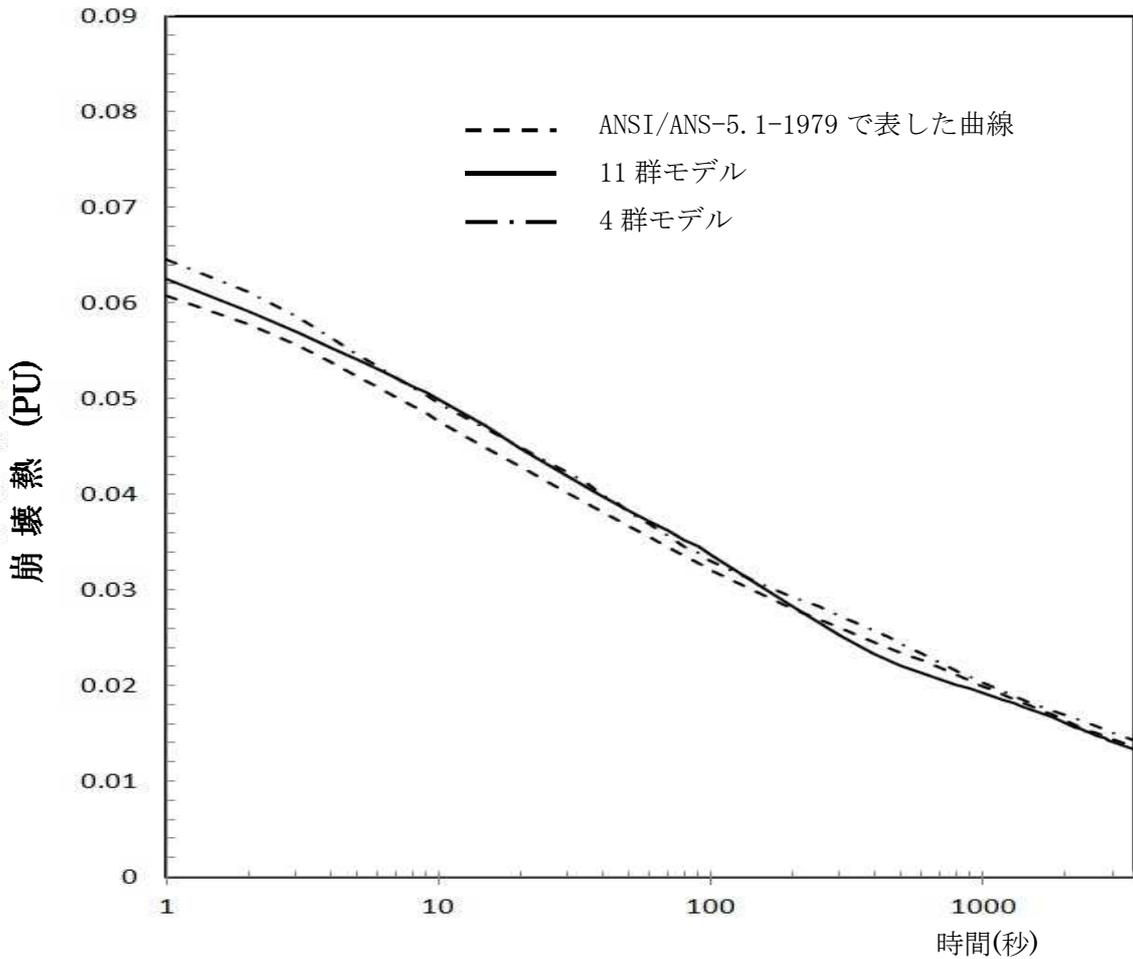


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(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。

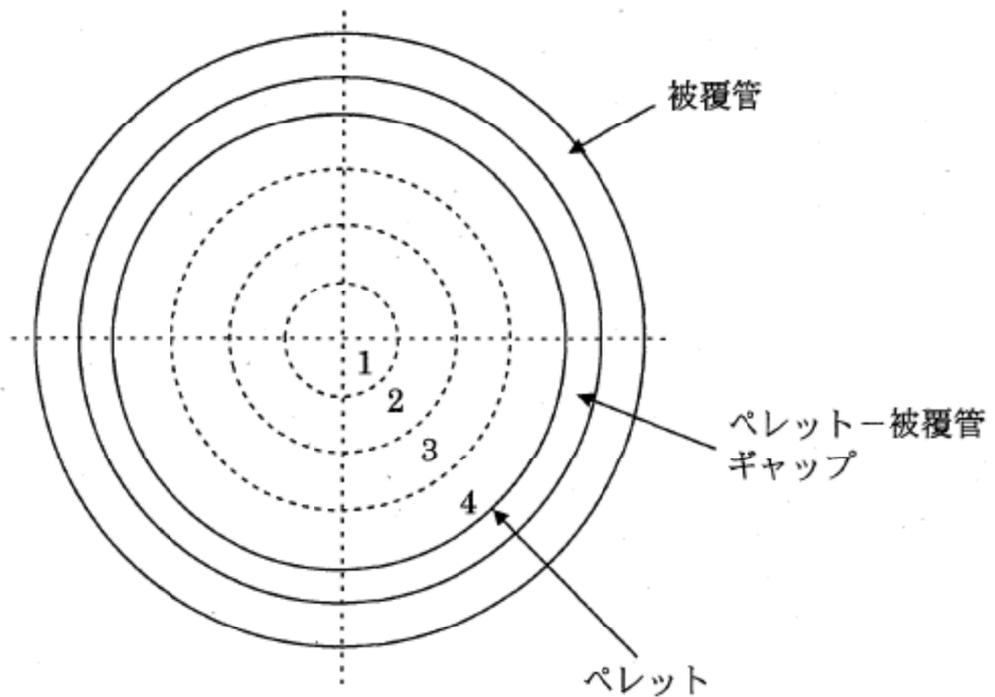


図 3-3 燃料棒モデル

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。

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

- 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。

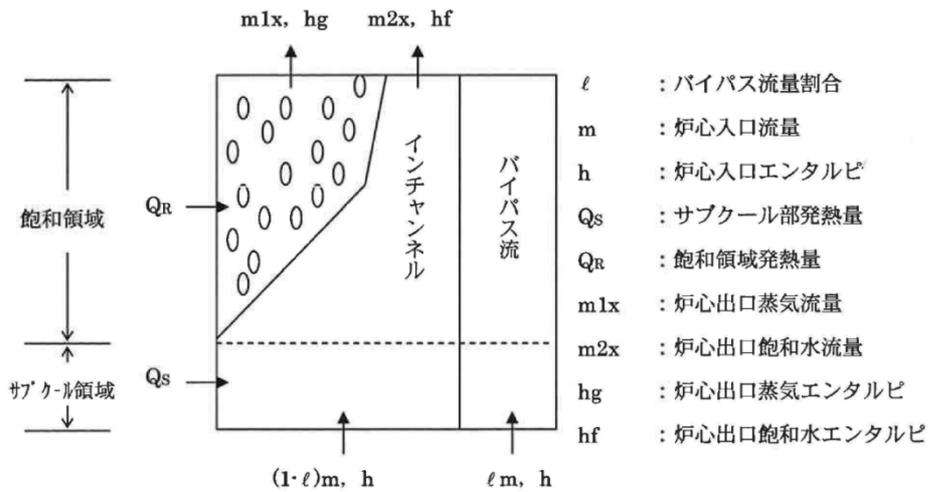


図 3-4 炉心部モデル図

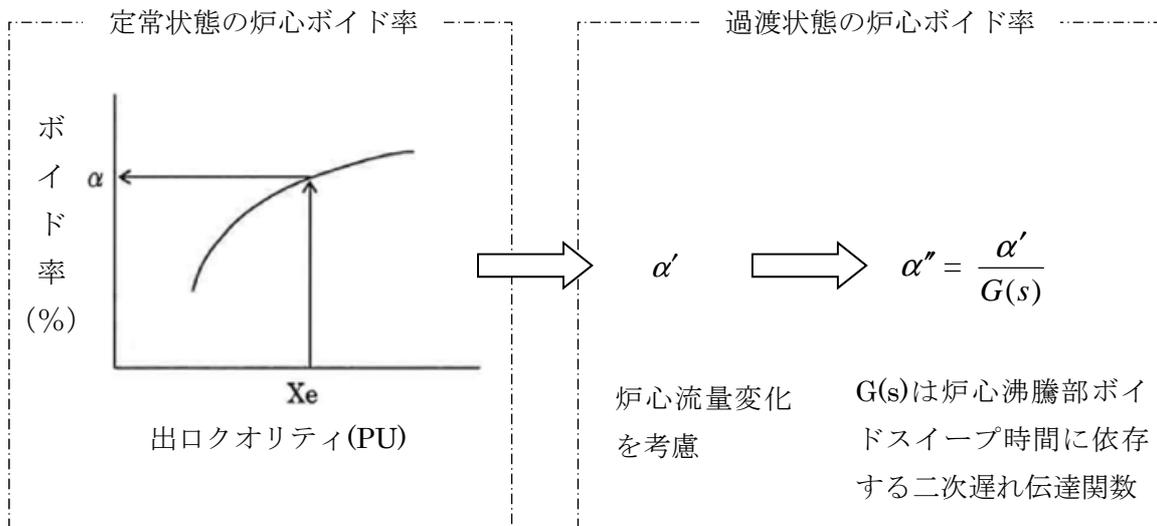
上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に、過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

- 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。

- a. 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。
- b. 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。
- c. 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。

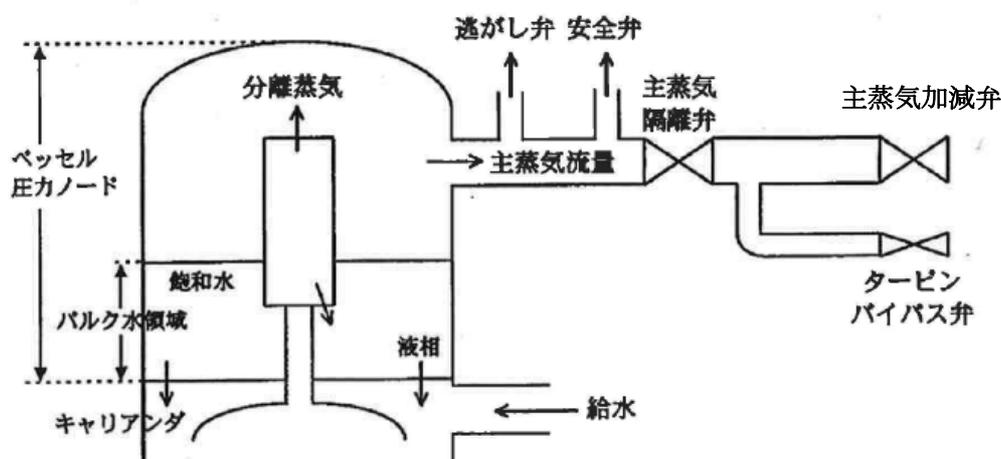


図 3-5 主蒸気管モデル

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越えた時に作動し、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。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL,0}) \quad (\text{全ての開いている設定圧グループの総和})$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

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

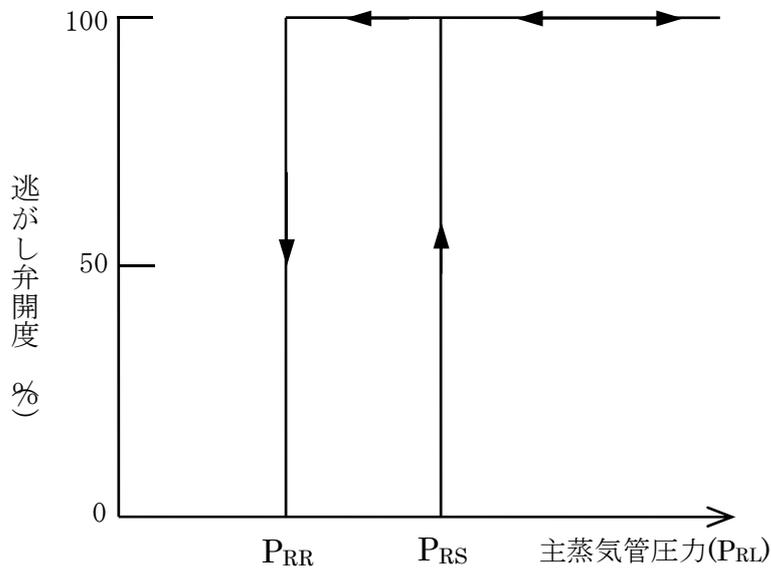


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

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。

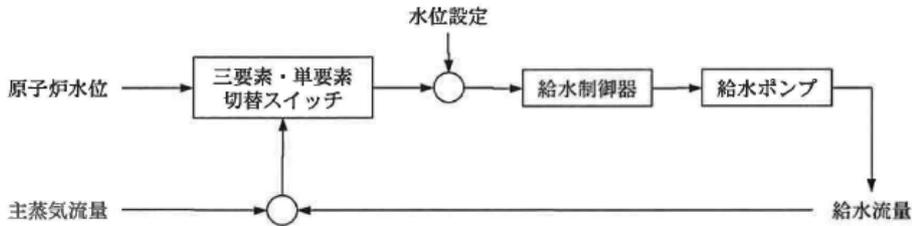


図 3-7 給水系モデル

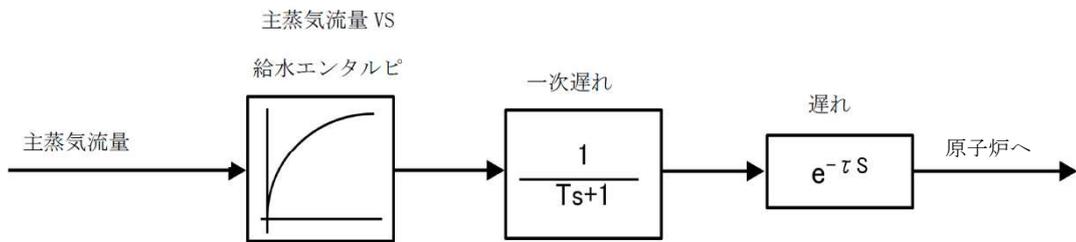


図 3-8 給水エンタルピモデル (1)

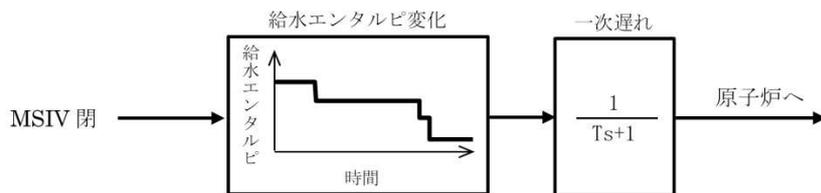


図 3-9 給水エンタルピモデル (2)

(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 配管を經由して、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經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。

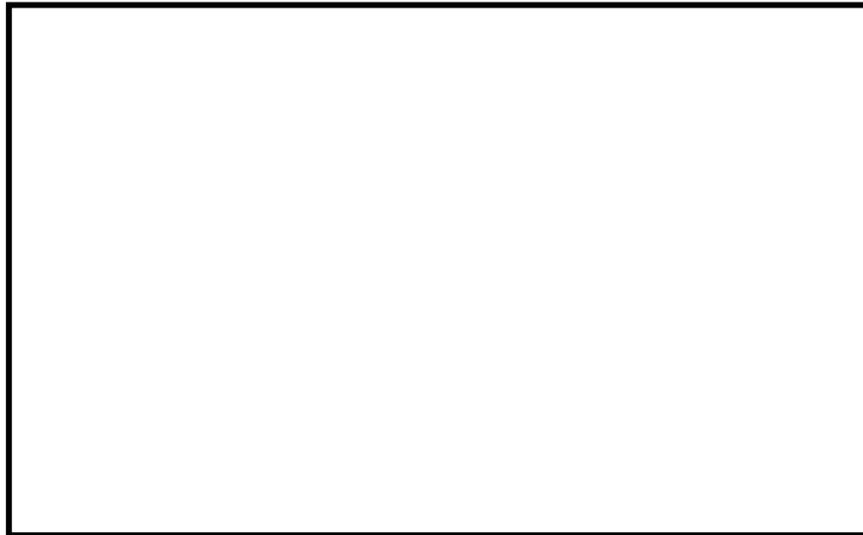


図3-10 ボロンミキシング効率（従来型 B W R）

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。

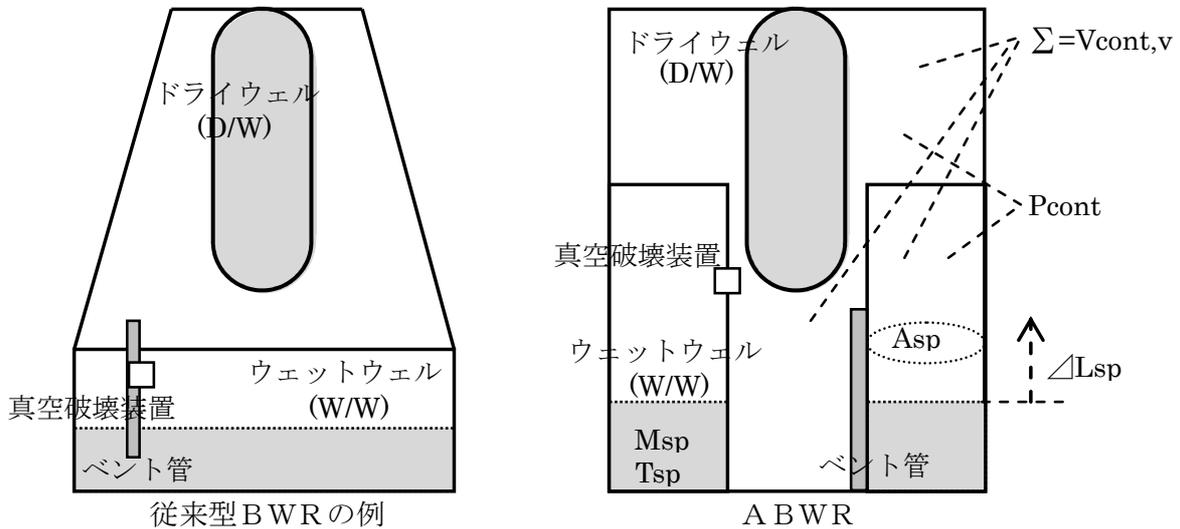


図 3-11 格納容器モデル

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

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

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

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

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、このよう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

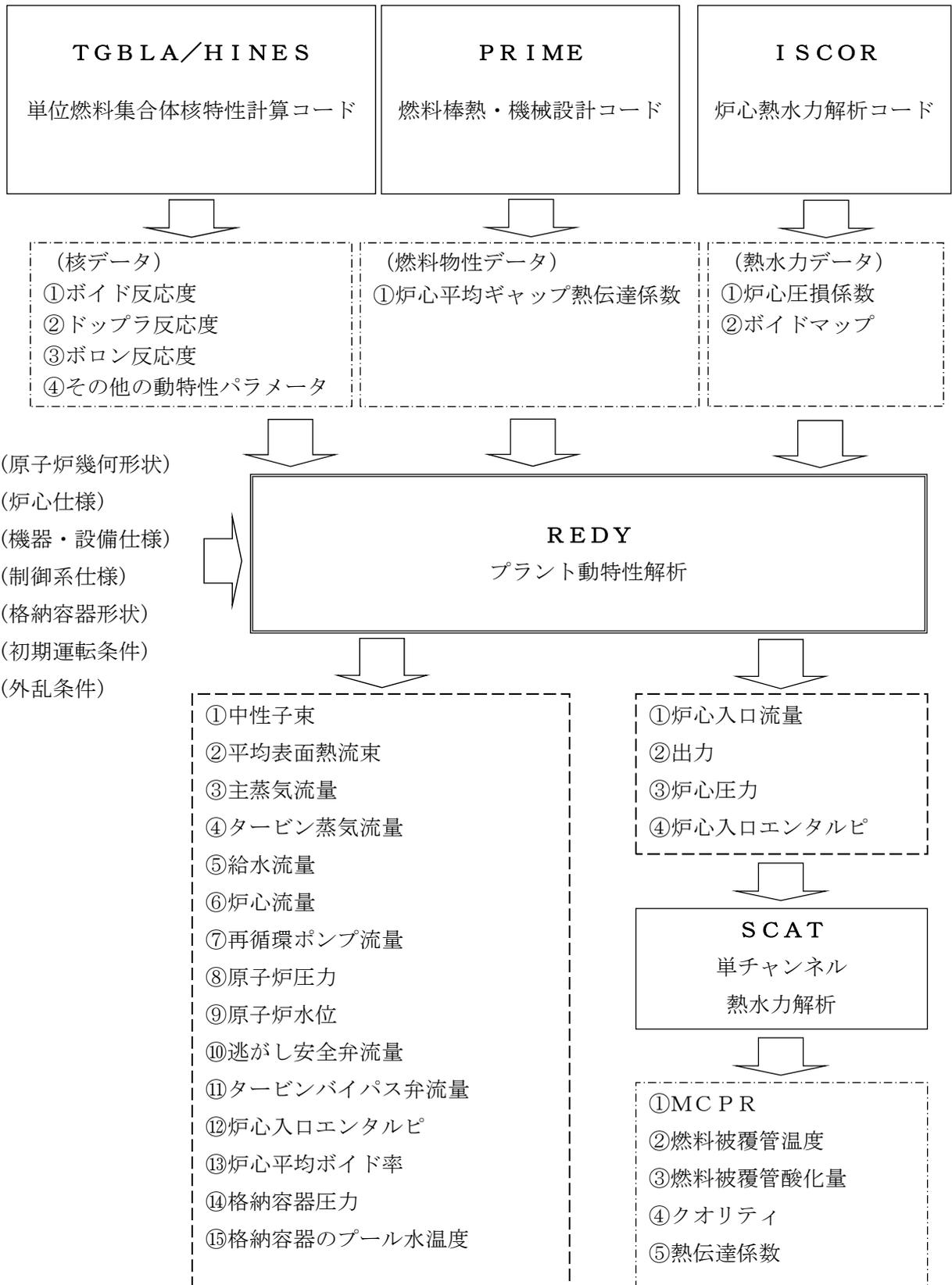


図 3-12 REDYコードの主要な入出力

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A B W R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B W R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（B O C-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 4-31
	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 4-31
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

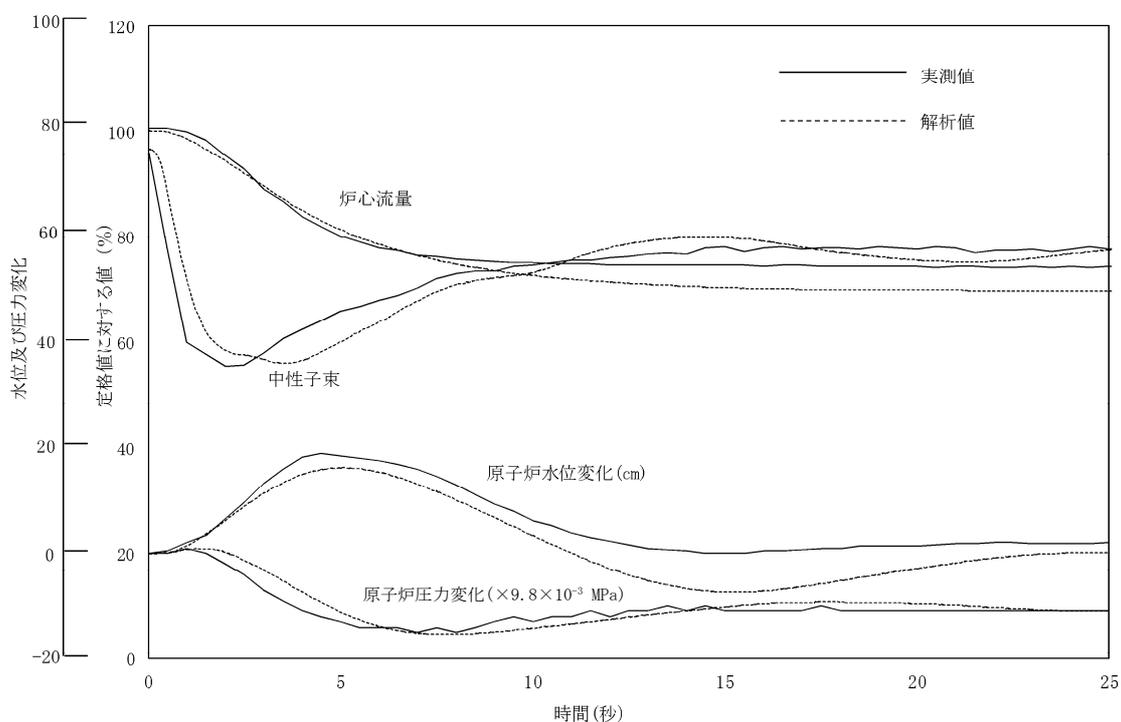


図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

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

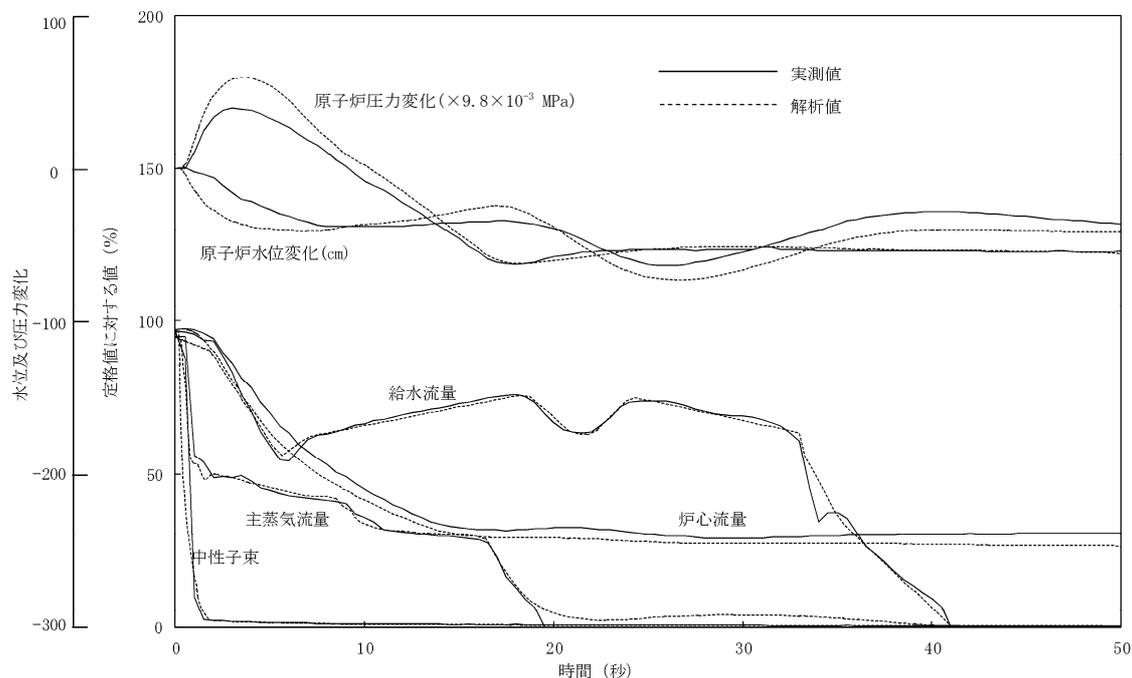


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

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

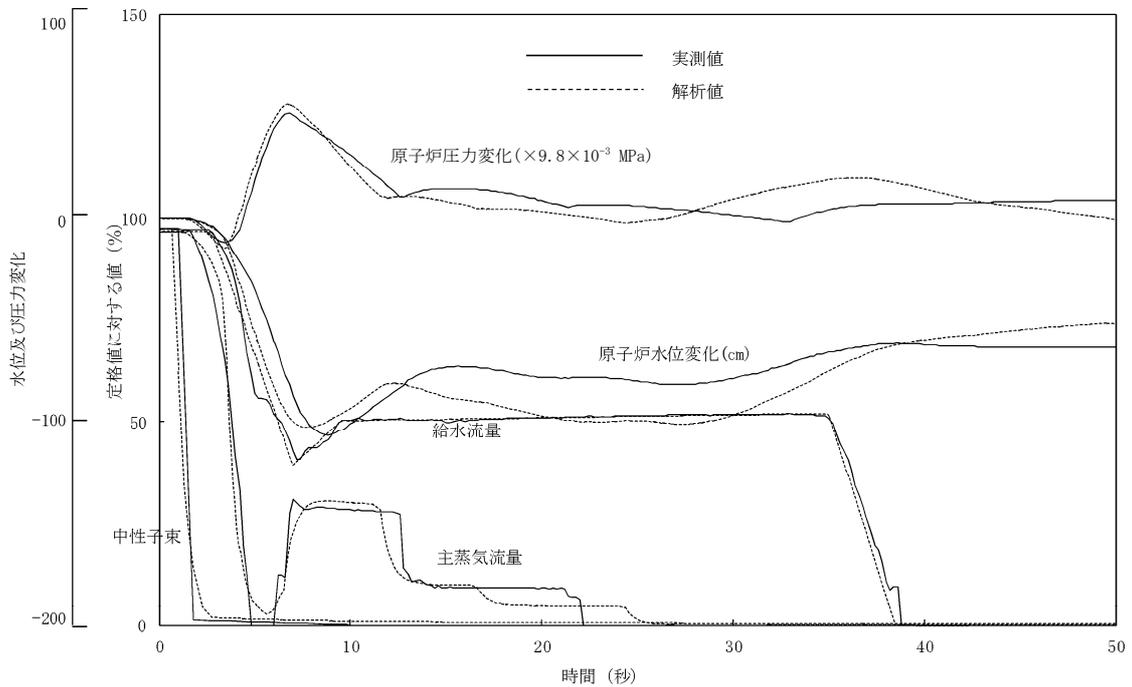


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

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

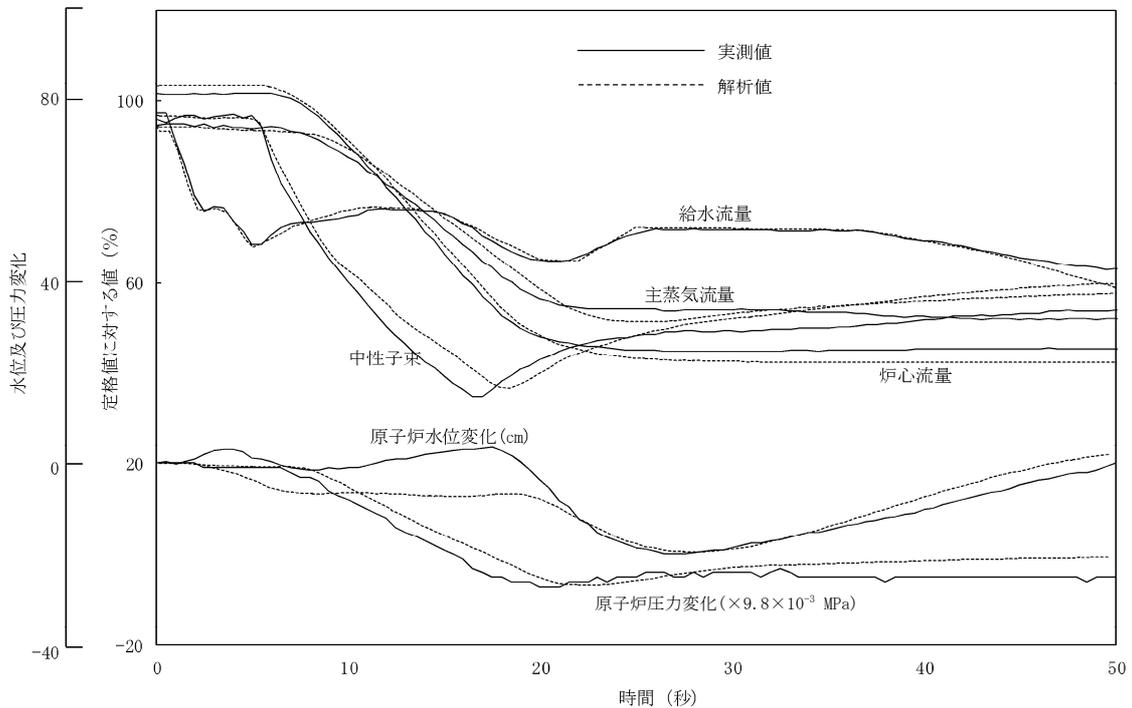


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

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

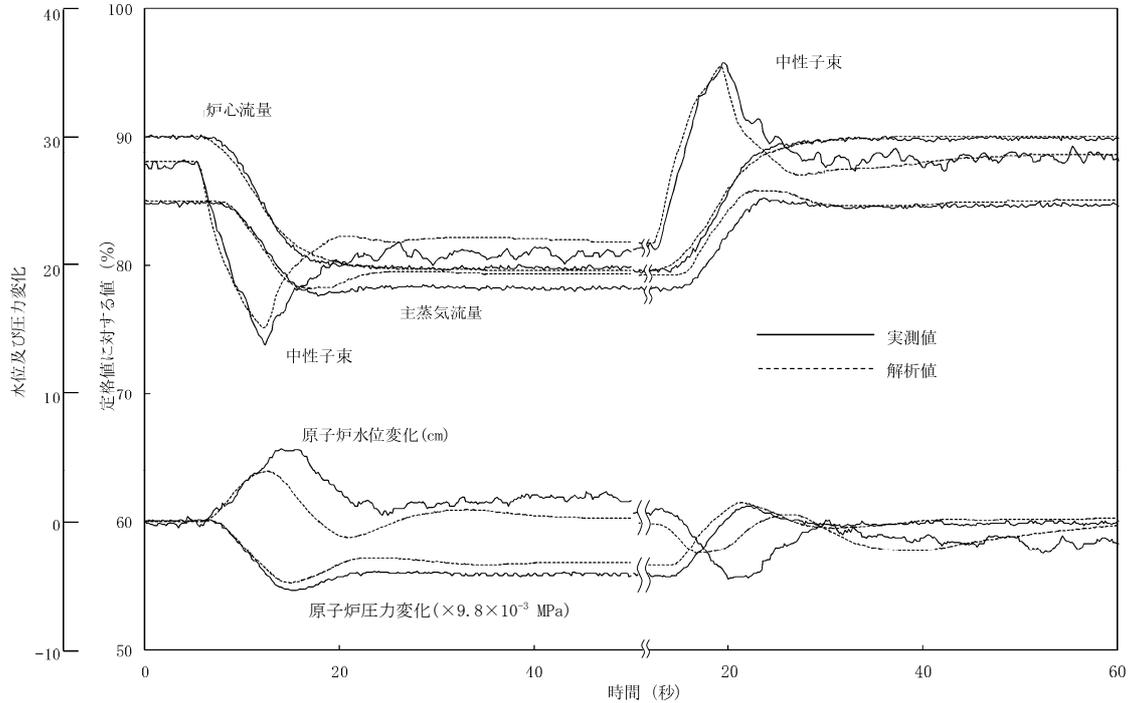


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
(定格出力：-+10%設定点変更)

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-+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

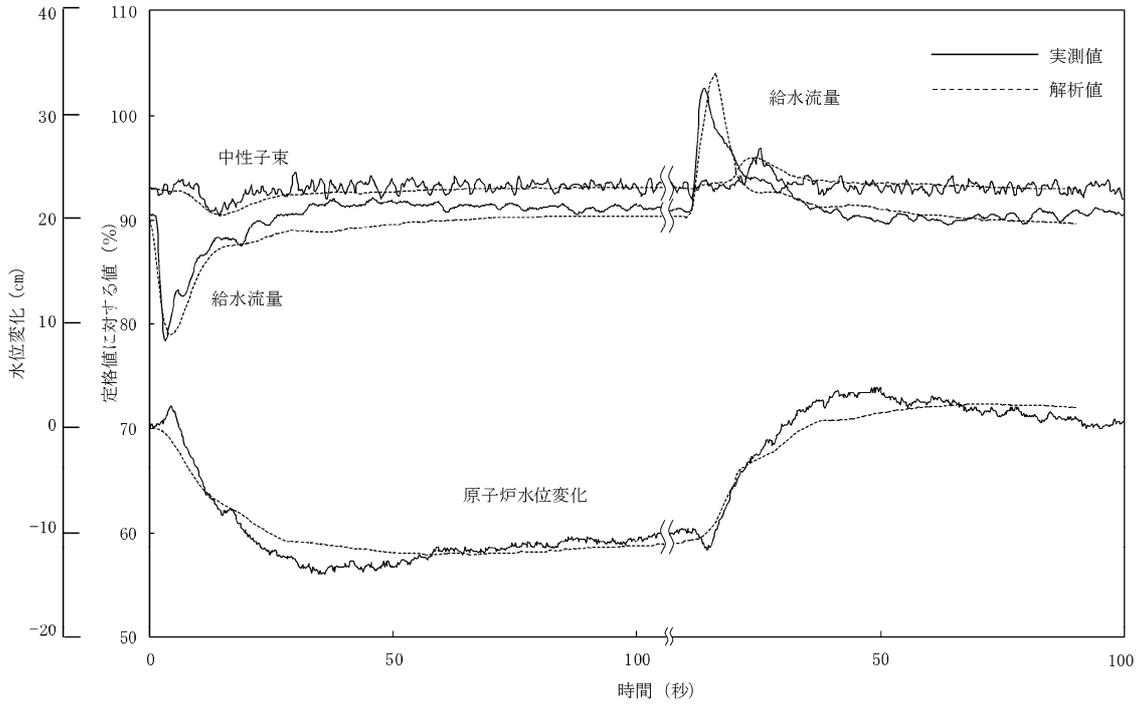


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
(定格出力：-+10cm 設定点変更)

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

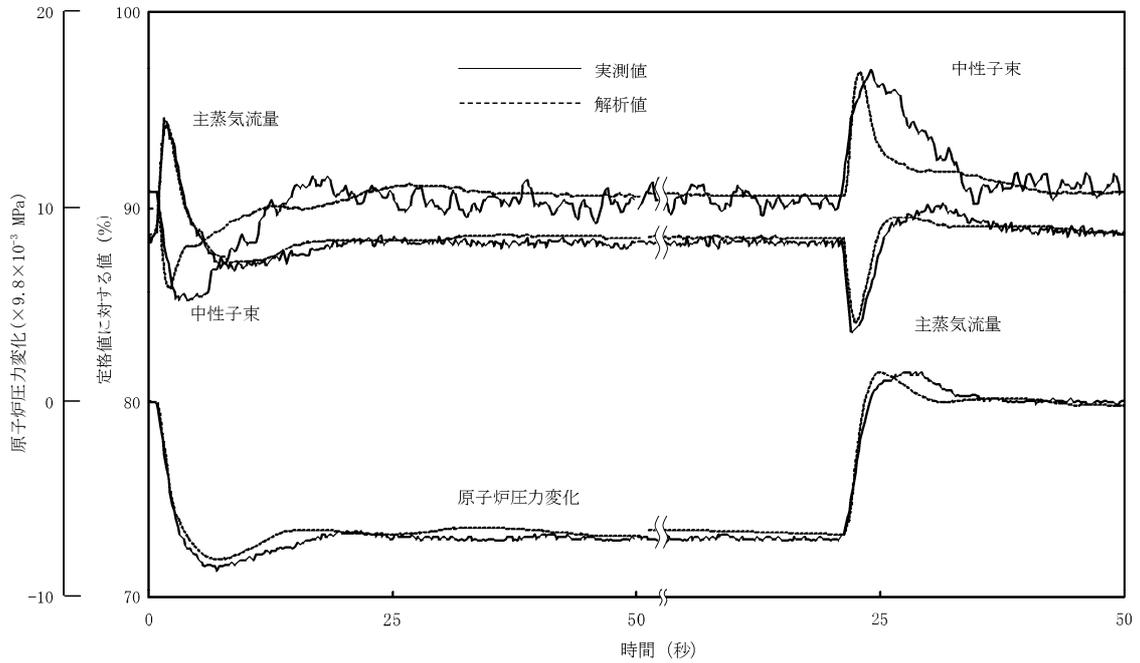


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

(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（ECS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 4-31)。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 $1.5\% \Delta k^{(06)(07)}$ 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⁽⁰⁵⁾ 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。

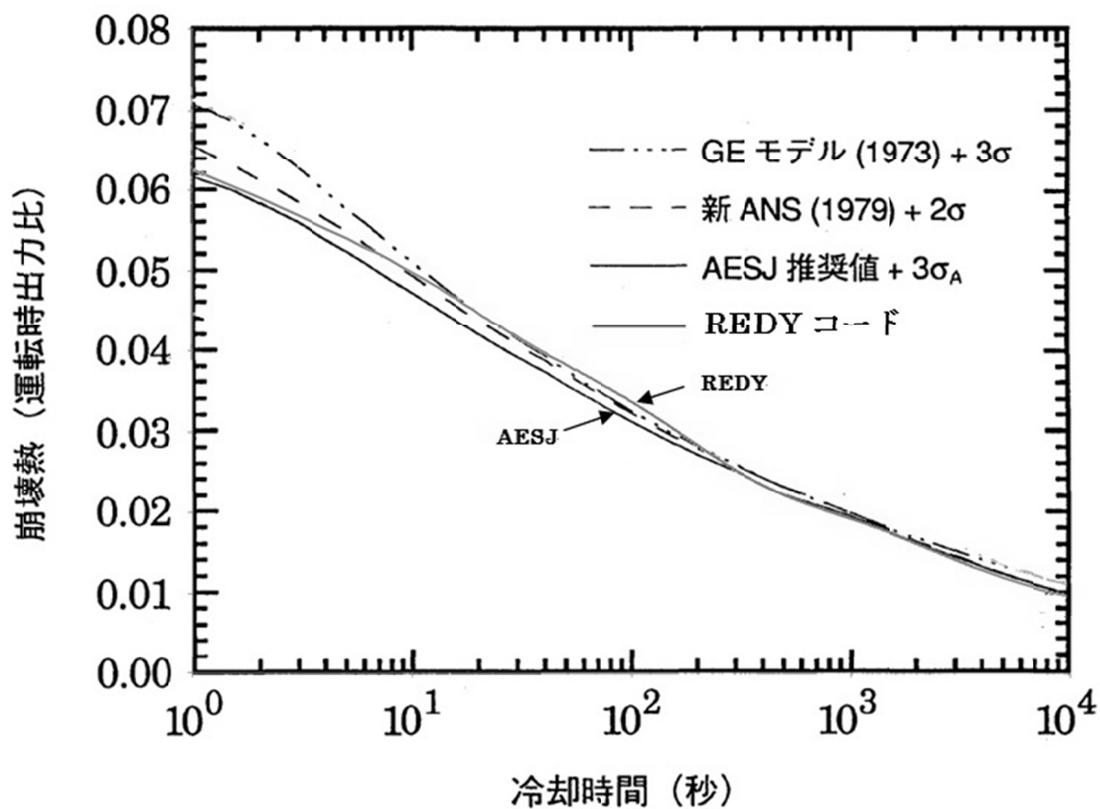


図4-8 REDYコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認⁽⁰⁴⁾

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weepモデルのことである。

炉心ボイドマップは、定格炉心流量における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してまとめた関数である。

関数は定常状態に対して求められたものであるが、炉心流量補正、さらにスweepモデルを用いて、過渡状態に対しても成立させている。炉心ボイド率へのスweep効果は炉心流量の変化を考慮した二次遅れモデル近似である。

具体的には、REDYコードでは、図4-9に示すようなボイドマップを用いて、炉心入口サブクーリングと炉心出口クオリティから炉心平均ボイドを求める。これに炉心流量補正やボイドスweepの効果 considering 過渡時のボイド率を計算している。

運転時の異常な過渡変化では最大ボイド率が約60%となっている。一方、実機試験でのボイド率計測は出来ないが、事象自体は同等の試験が多数存在し、REDYコードではプラント全体の挙動を良く再現している。つまり、間接的に、実機試験でボイドマップの妥当性が確認されている。これに対し、本事故シーケンス解析での最大ボイド率は約65%であり運転時の異常な過渡変化と大きな差はない。さらに、ボイドマップ自体は炉心熱水力解析コードの計算結果に基づき作成された関数であり、本事故シーケンスにおける炉心出口クオリティ、ボイド率、炉心入口サブクーリングの変化はこの設計範囲内にあることが確認できている。

なお、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）。

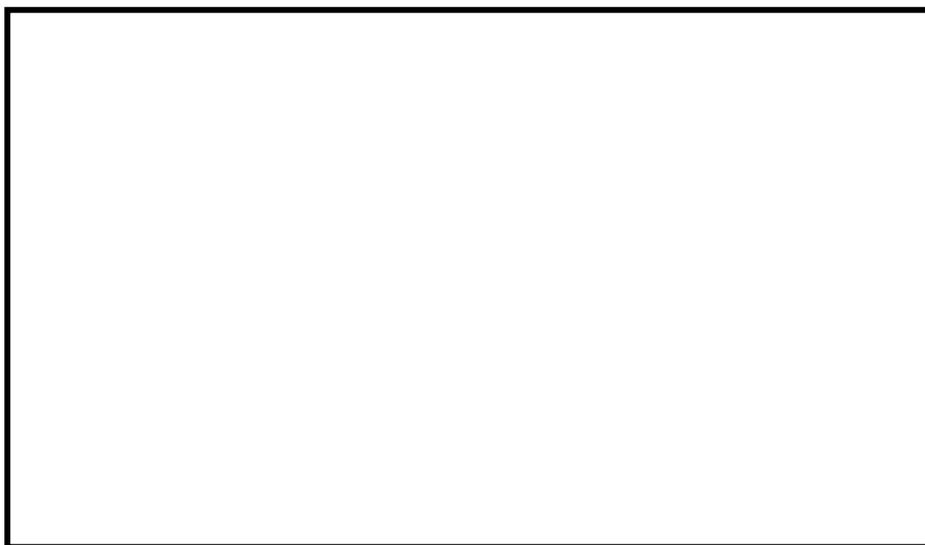


図4-9 ボイドマップの例

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

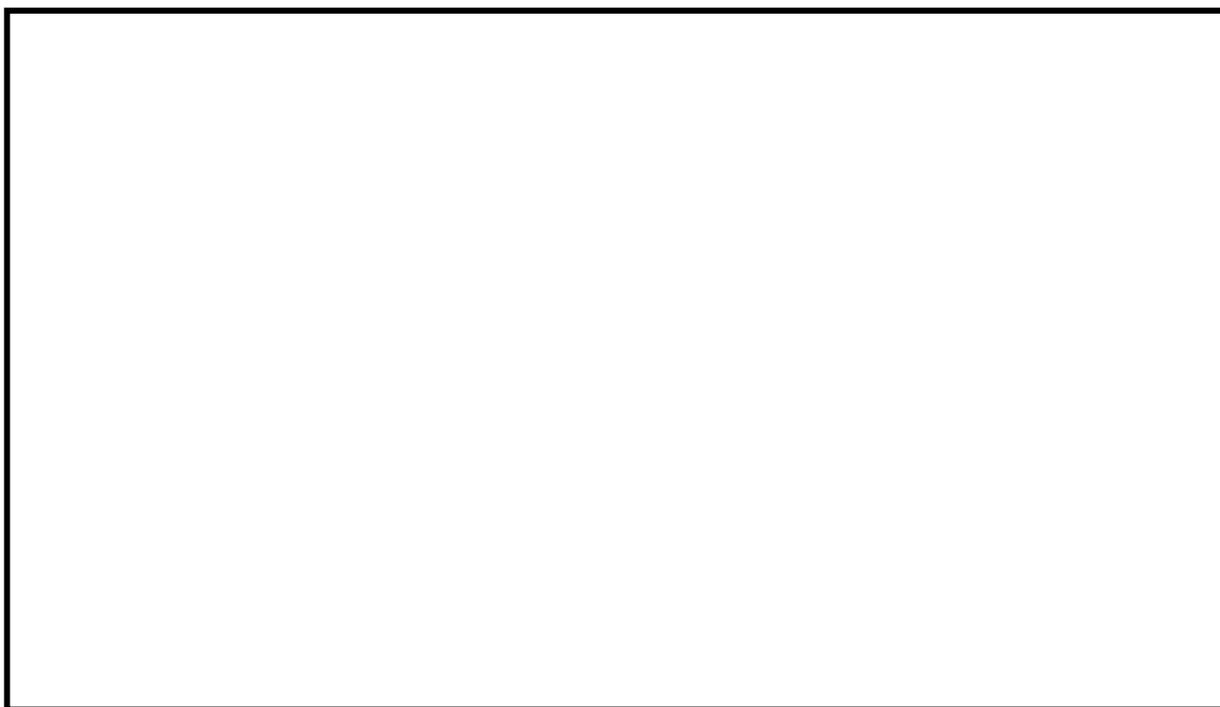


図 4-11 試験部概要図と解説

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）

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

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
(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。

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。

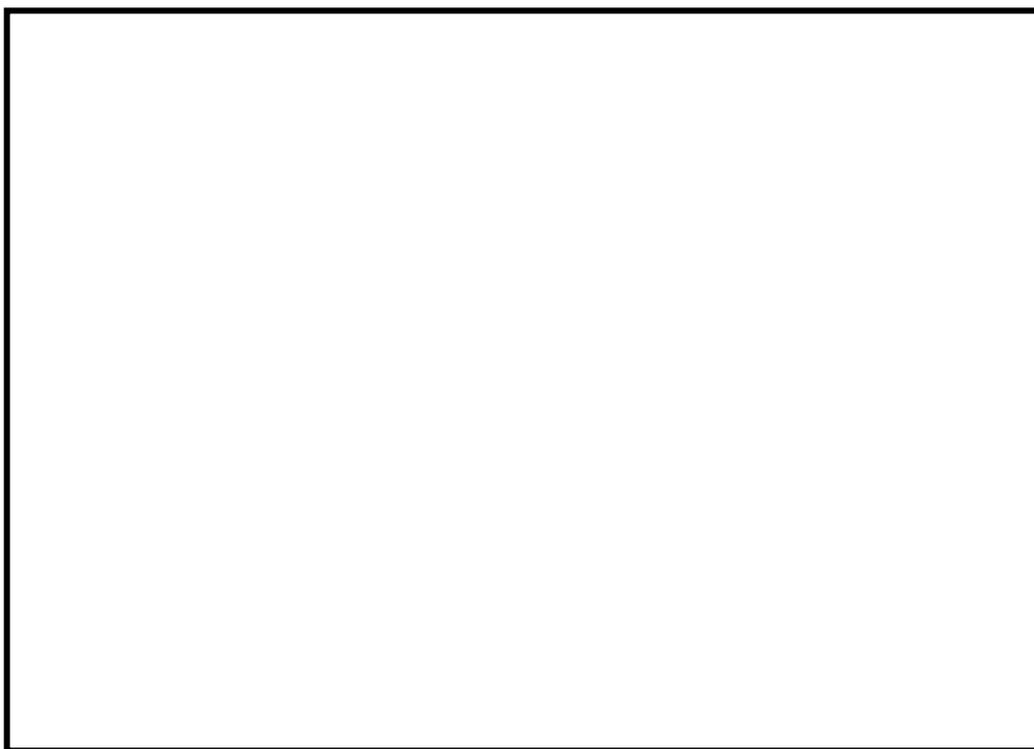


図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性 (国内試験結果との比較)

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。

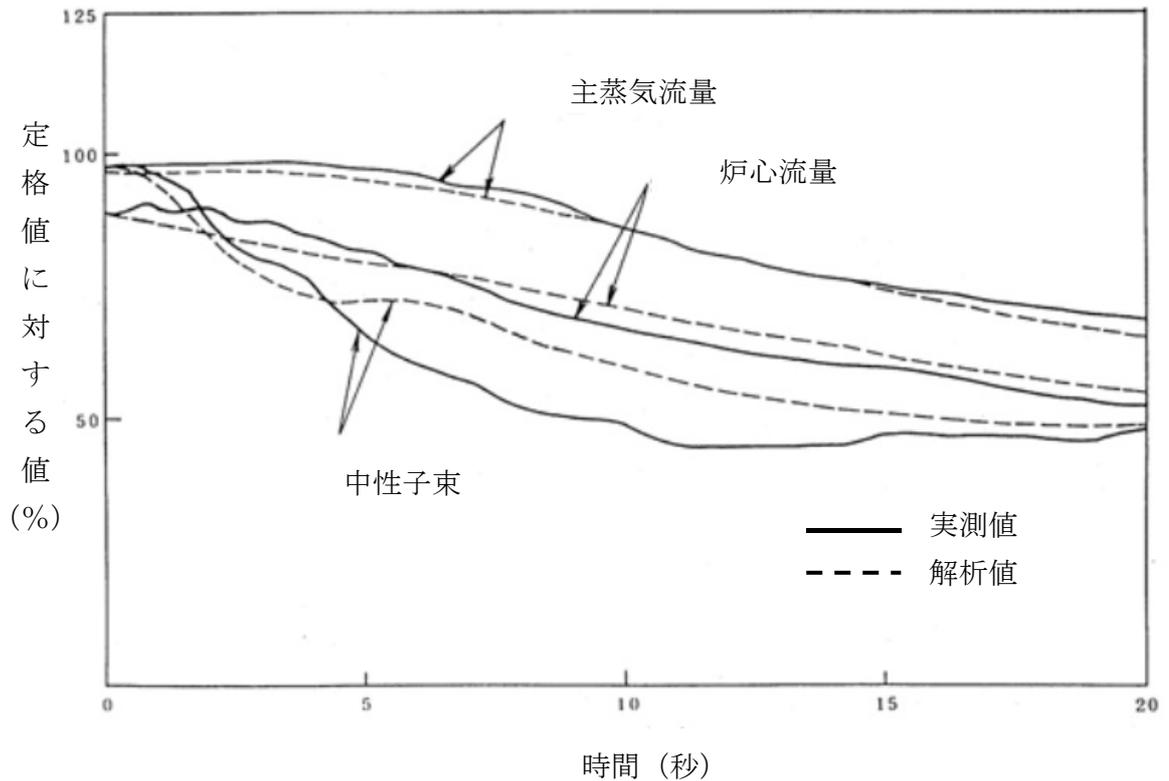


図 4-17 再循環ポンプM/Gセット 2 台トリップ試験

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 R E D Y 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 E C C S 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異なる。しかしながら、自然循環流量はシュラウド内外のマスバランスによって決定される単純な物理現象であることから、これらの結果を踏まえて推定するに、本事故シーケンスにおける自然循環流量の模擬は妥当であると考えられる。

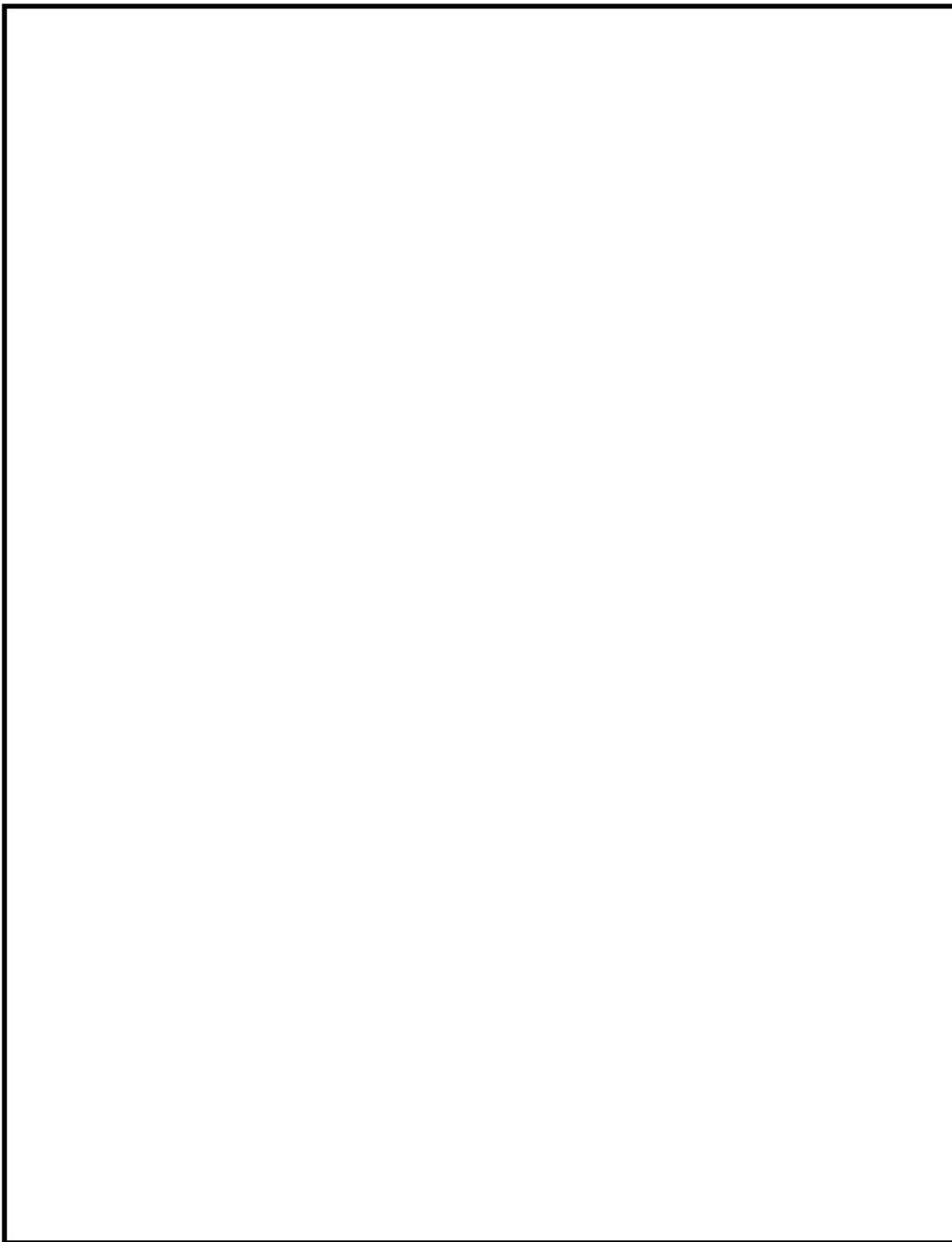


図 4-18 再循環ポンプ 2 台トリップ試験

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。

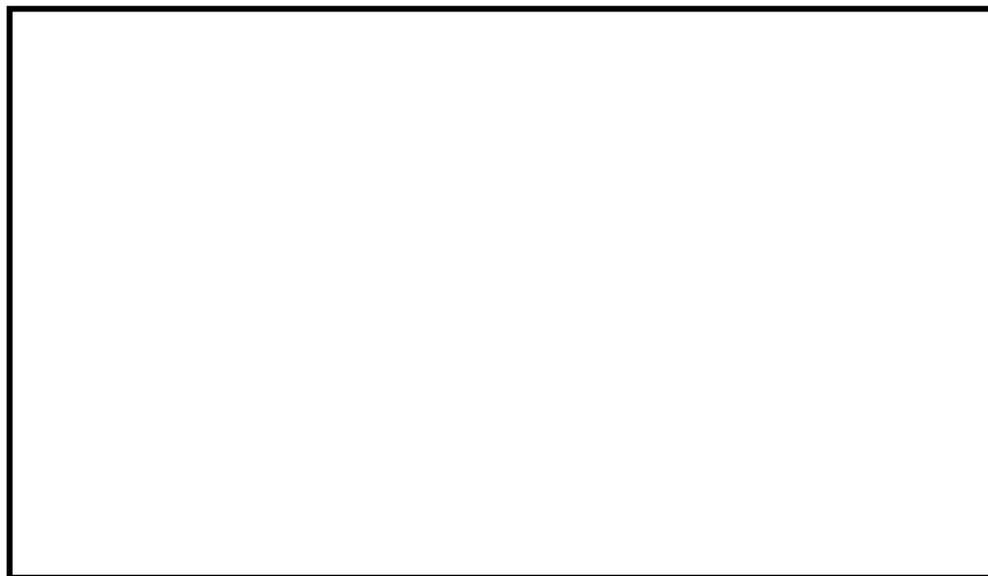


図4-19 給水エンタルピモデル(1)の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

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。

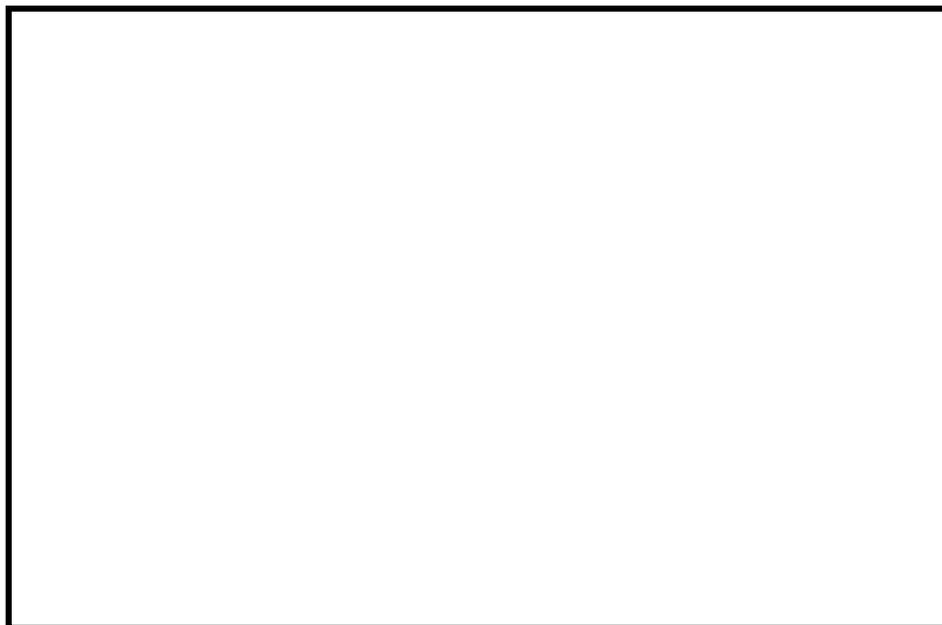


図 4-20 給水エンタルピモデル（1）における一次遅れ特性

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。

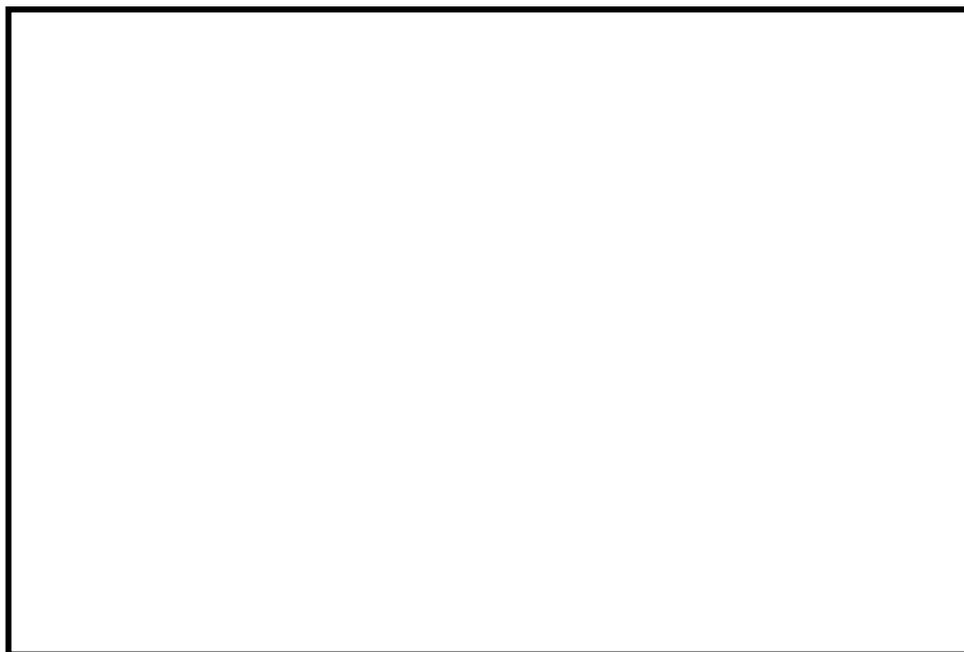


図 4-21 給水エンタルピモデル（2）に入力する給水エンタルピ変化

(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182m³/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% (250m³/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℃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℃を不確かさの下限とする。

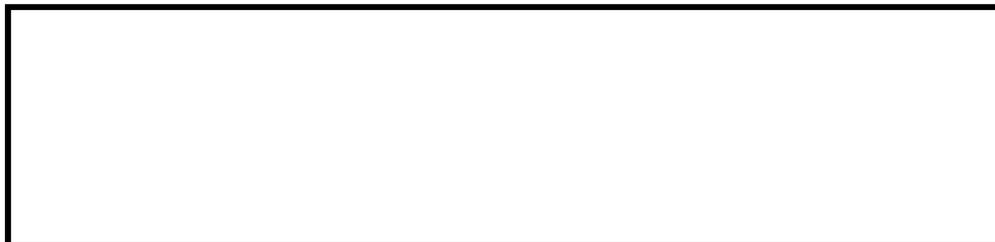
4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

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。

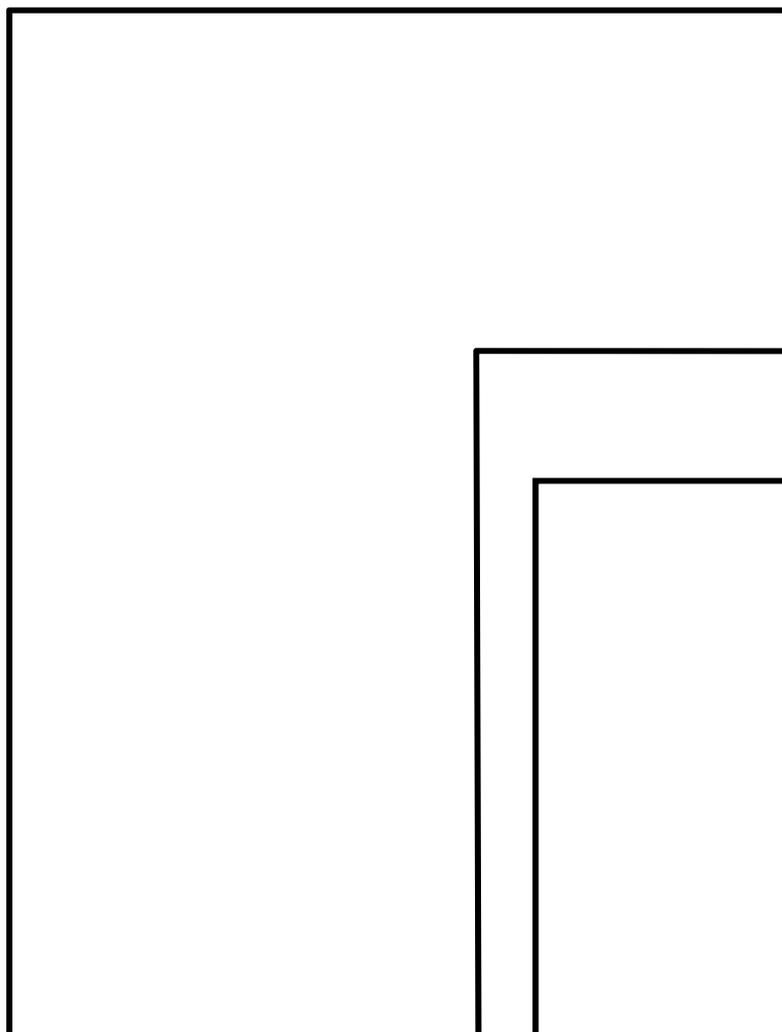


図 4-23 軸方向測定位置



図 4-22 全体構成図

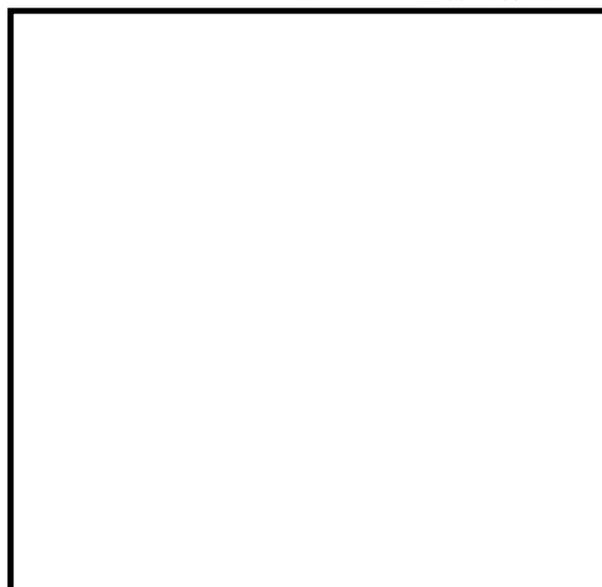


図 4-24 径方向測定位置 (図の■の部分)

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4-28及び図4-29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。

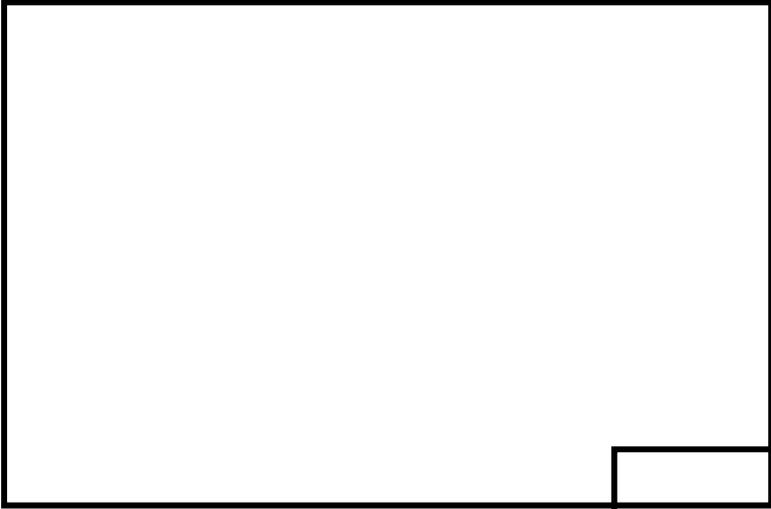


図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

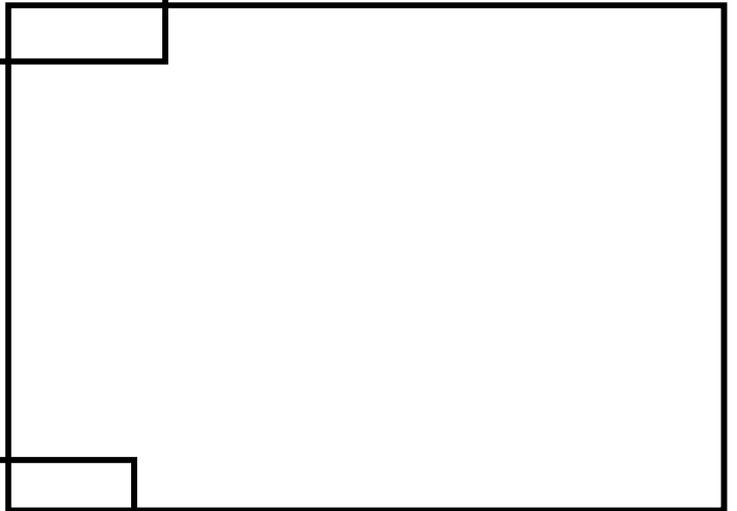


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(2)

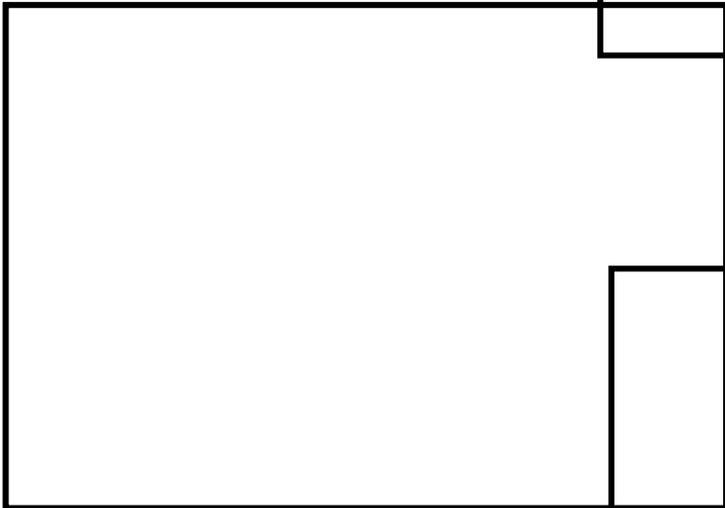


図 4-28 ボロン濃度の時間変化(3)

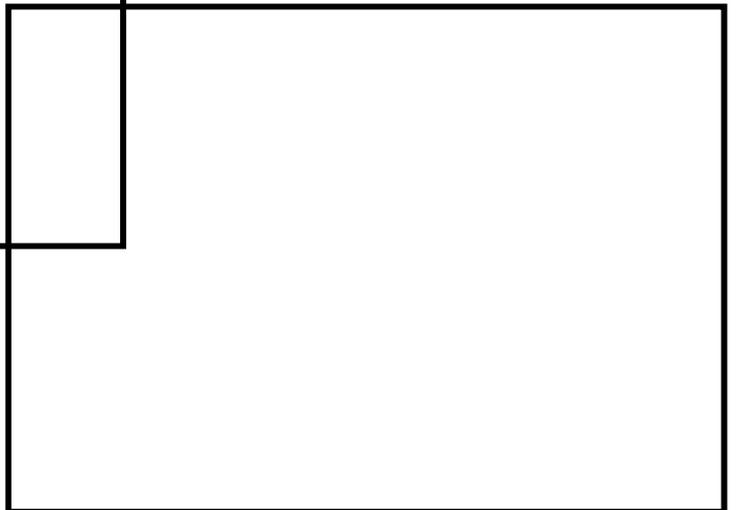


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(4)

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。

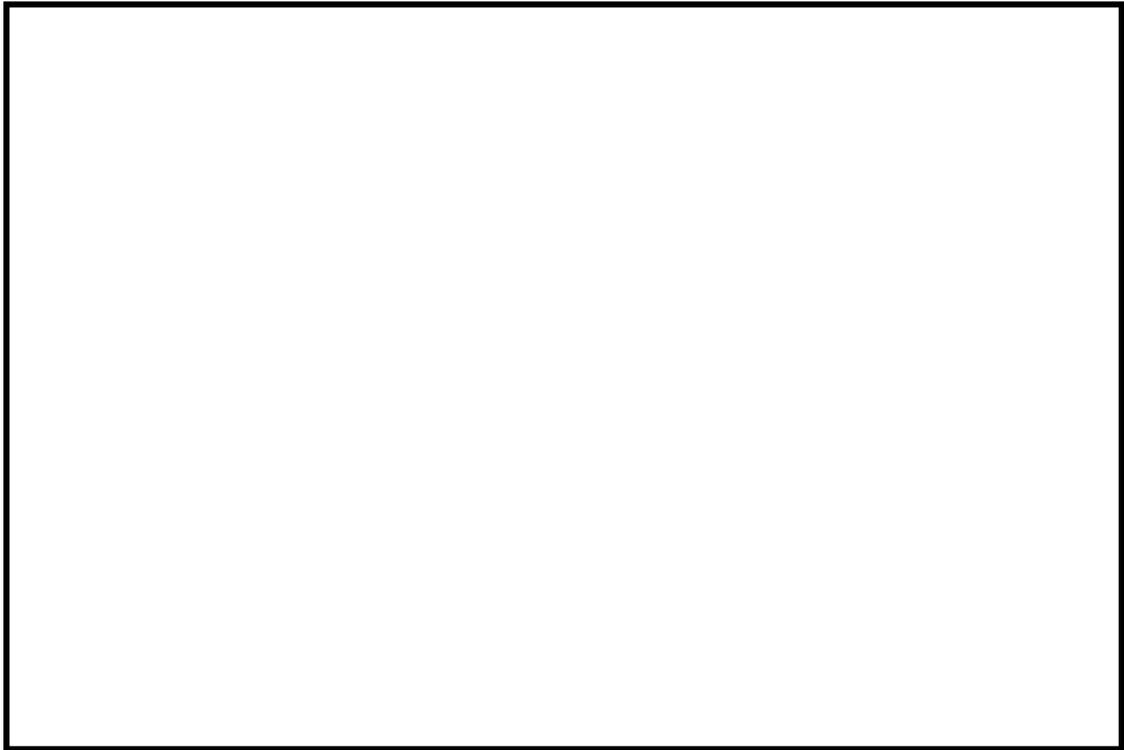


図 4-28 S L C 流量と目標濃度到達時間の関係

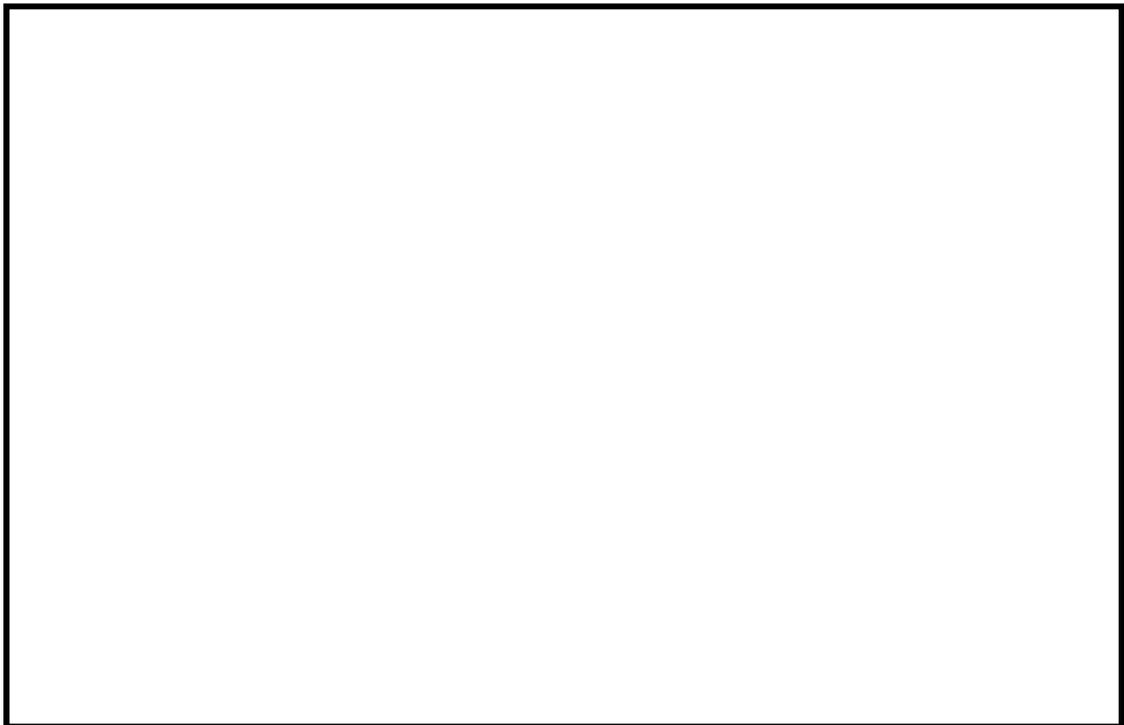


図 4-29 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

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4-30のようにモデル化されている。



図 4-30 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4-31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 4-31 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随させることは、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・ドップラ)	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
			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
	崩壊熱		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(熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	試験装置, A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
				設計解析での確認	炉心流量補正なし/最大補正二次関数
原子炉压力容器 (逃がし安全弁 含む)	冷却材流量 変化	コストダウン特性	再循環系モデル	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
			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)
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	試験装置	入力値に含まれる
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	モデル式確認	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に作成しており、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力学的挙動変化、シュラウド内外挙動やECC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・ドップラ)		添付5の表2-2参照	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。
		反応度モデル (ボロン)		高温停止に必要なボロン反応度： -3%△k	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		崩壊熱モデル	崩壊熱： 1秒後+0.8%/-0.1%	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	コース トダウ ン特性	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。
		自然循 環流量		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	給水エンタルピー (1)給水温度 (主蒸気流量零で) -60 kJ/kg (-14℃) (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被 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ー： -104 kJ/kg (-25℃)				
	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。
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	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)
		9.08 ^(*)	920 ^(*)	113 ^(*)	0.19 ^(*)
反応度フィードバック効果	添付 5 の表 2-2 参照	-0.38/0.20 ^(*1)	-10/-10 ^(*1)	(ボ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)	
	ボロン反応度：-3%Δk	0.00 (評価対象外)	0 (評価対象外)	+7	+0.04
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)	0.00/0.00	-10/-10	0/0	0.00/0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	-0.18/0.00	-30/60	-4/2	-0.02/0.01
冷却材流量変化(コースト ダウン特性)	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/-10%	0.00/-0.01	-10/-10	0/0	0.00/0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：+16.6%	-0.39	0	0	0.00
E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含 む)	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
	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

(*) 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, 下限値)(上限値, 上限値)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 R E D Y 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、A D S 作動阻止操作、E C C S 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。

A D S 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、A D S 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、R E D Y 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) BWR プラント過渡解析コード R E D Y 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)
- (05) 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.
- (06) 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)
- (07) 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)

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)
	高压注水系 (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。

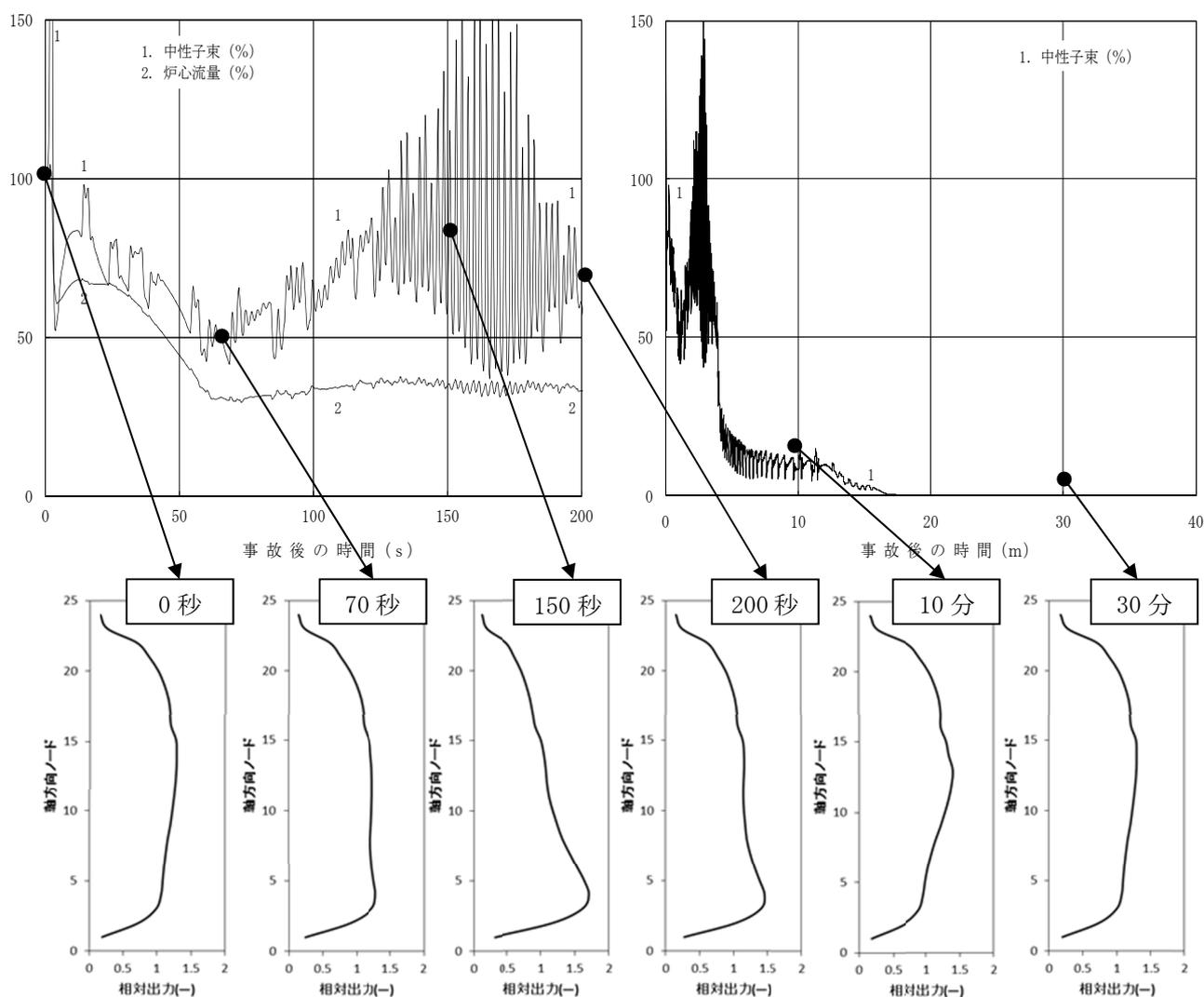


図1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

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。

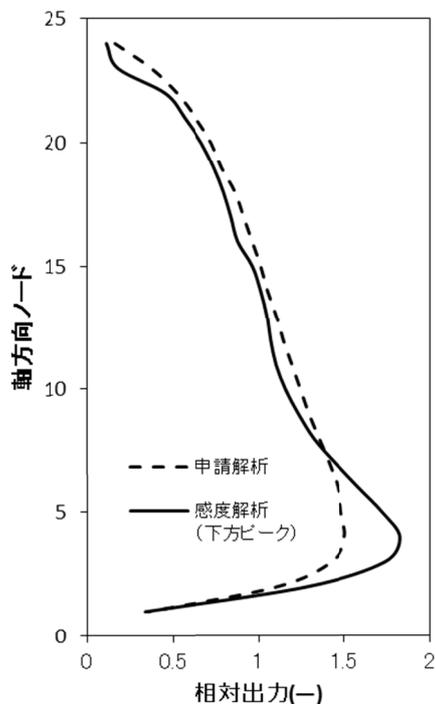


図2 REDYコードにおける
解析条件

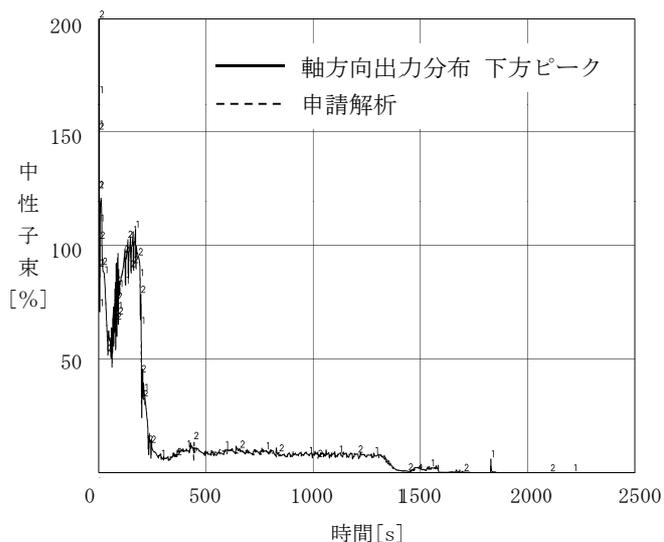


図3 REDYコード解析結果
(下方ピーク)

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。

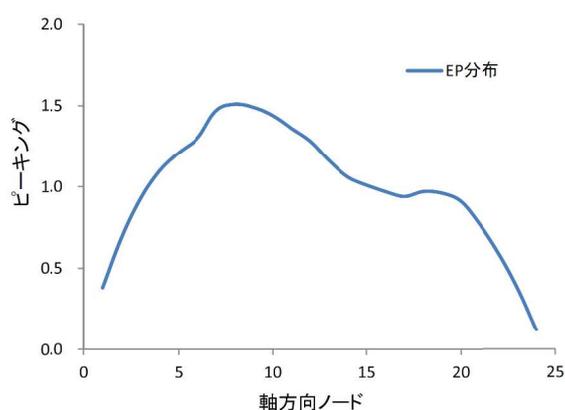


図1 申請解析に用いる設計ボイドマップ作成における軸方向出力分布

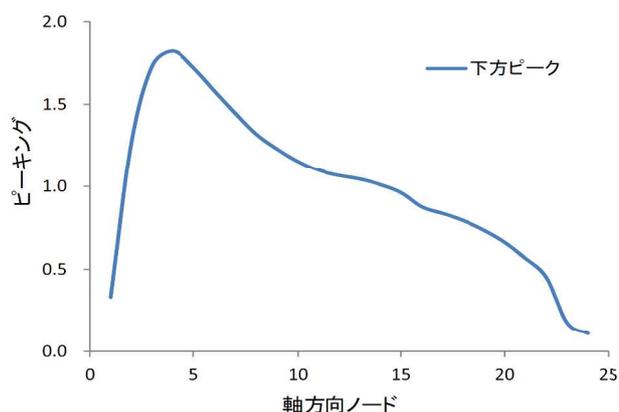


図2 TRACの『原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止』の軸方向出力分布

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A BWR
- ・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。

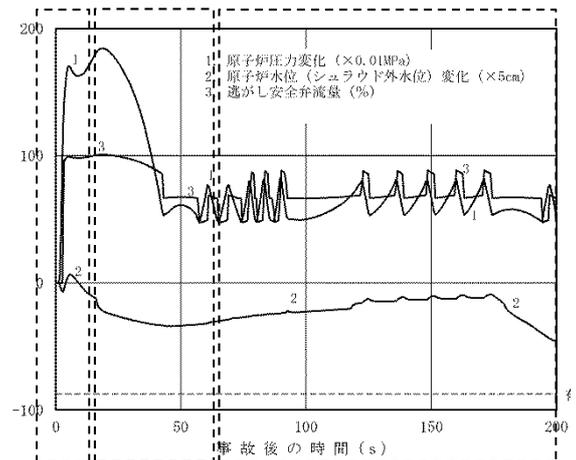
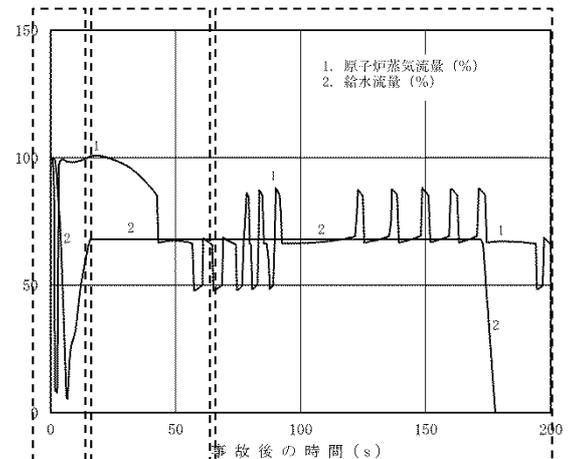
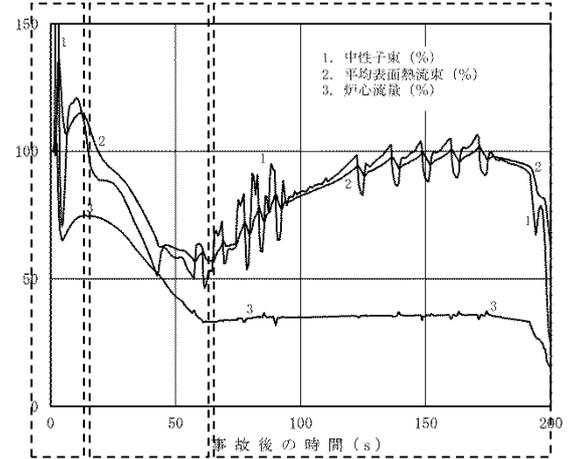
① サブ時間領域1（0秒から約10秒）

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 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 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 BWR 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

現行の燃料集合体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、以下のようにになっている。

補足表-3 燃料集合体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	<p>概念モデルに由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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 	<p>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</p> <p>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</p>
3.2	<p>数学的モデルに由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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 	<p>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</p> <p>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</p>
3.3	<p>入力データ、計算条件等に由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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 	<p>動的ボイド係数の大きいサイクル末期を選定している</p> <p>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</p>
3.4	<p>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</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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 	<p>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</p>
3.5	<p>その他の不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ 	

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		

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		

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、三次元静的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。

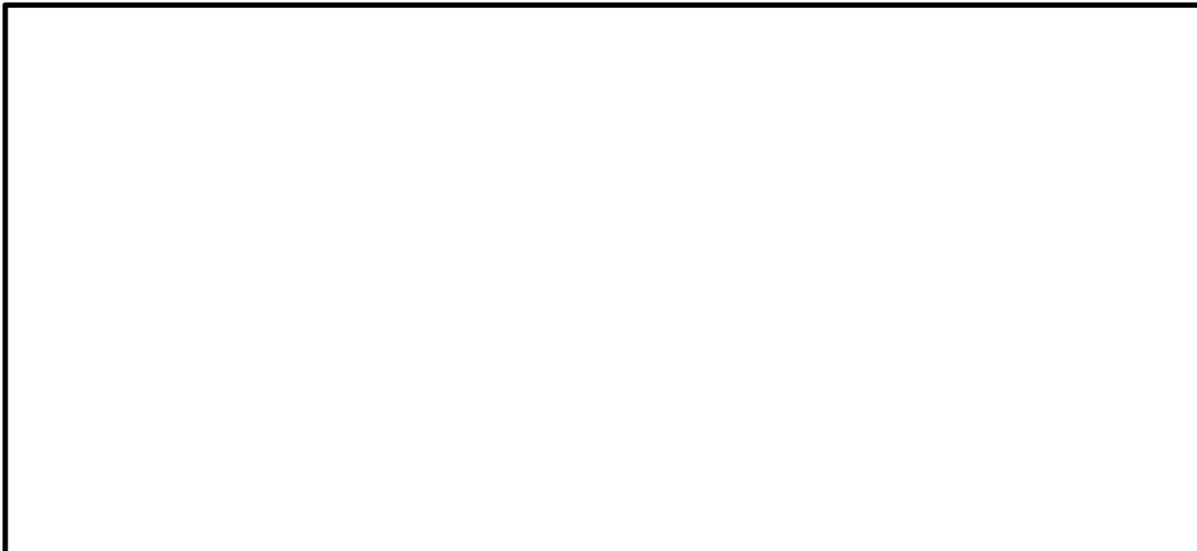
補足表-9 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

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。

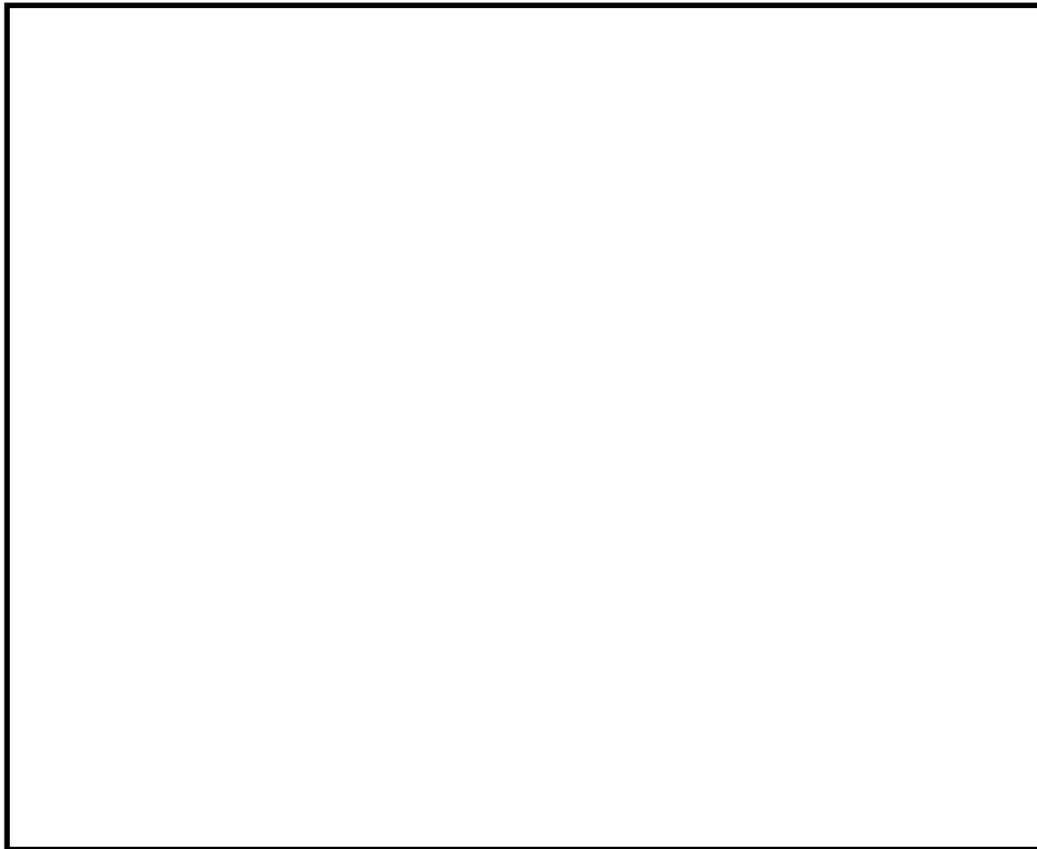


図1 無限増倍率のボロン濃度依存性

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 $[\Delta k/\text{ppm}]$ 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 $[\Delta k/\text{ppm}]$		

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-A BWR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。

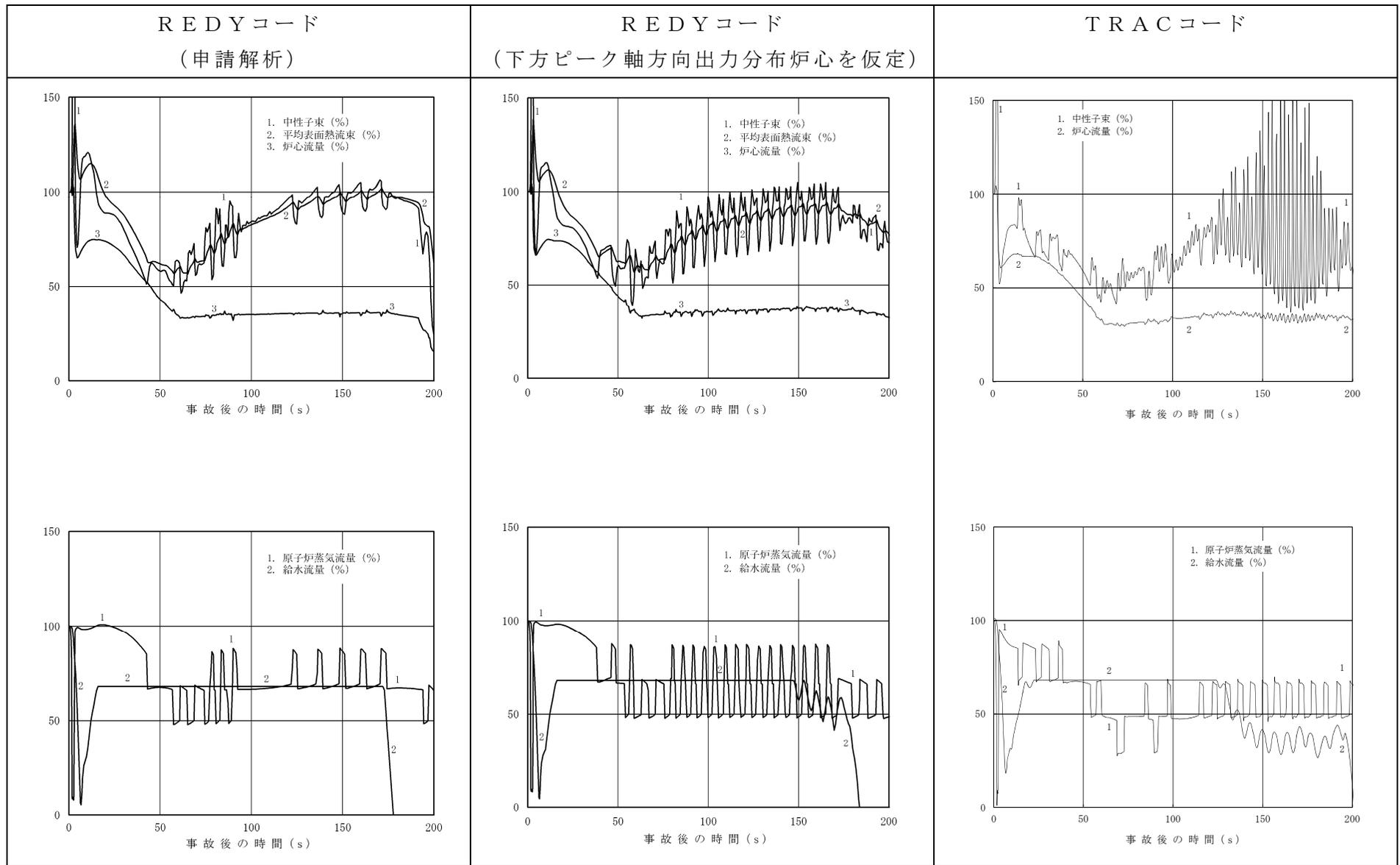


図 1 (1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

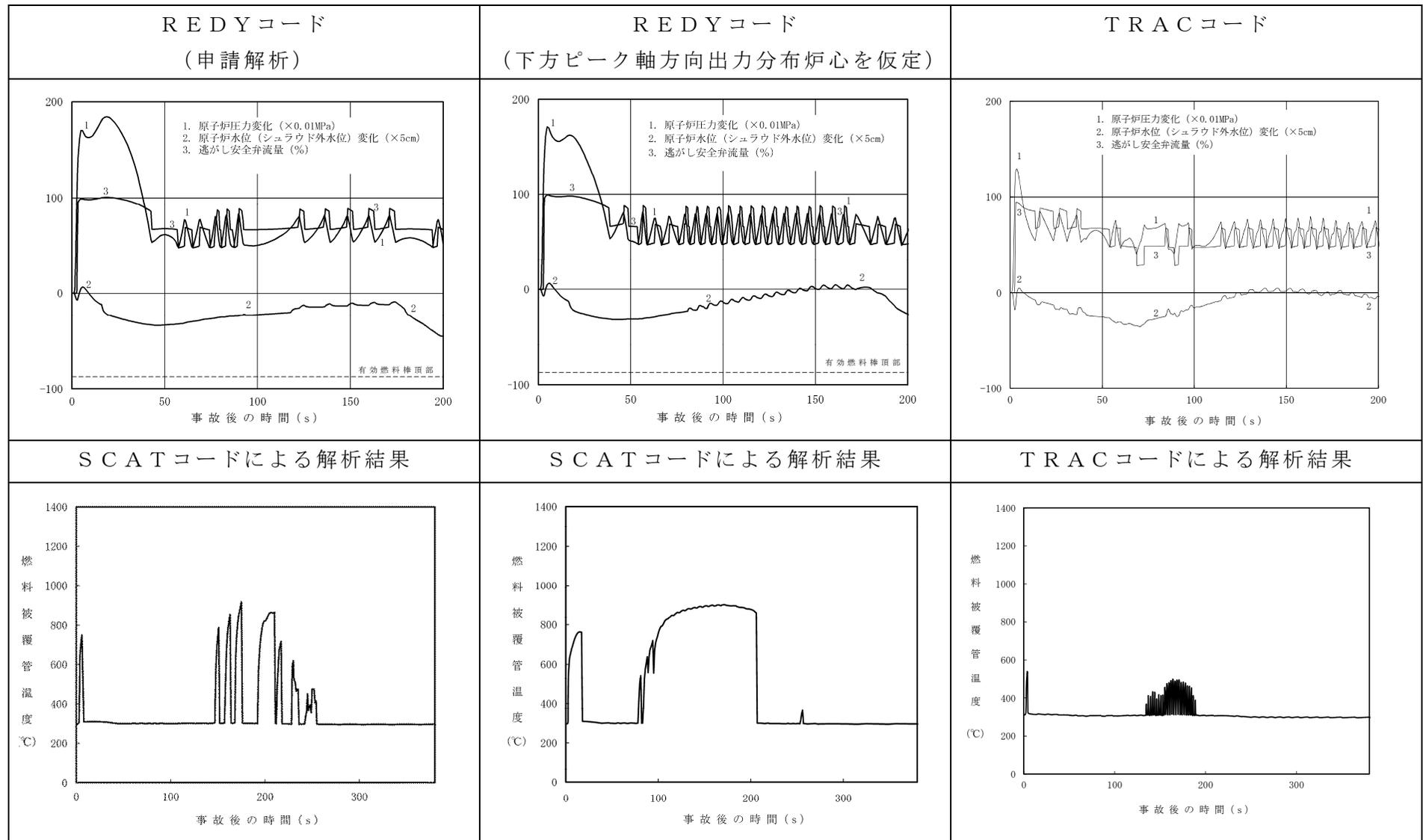


図 1 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

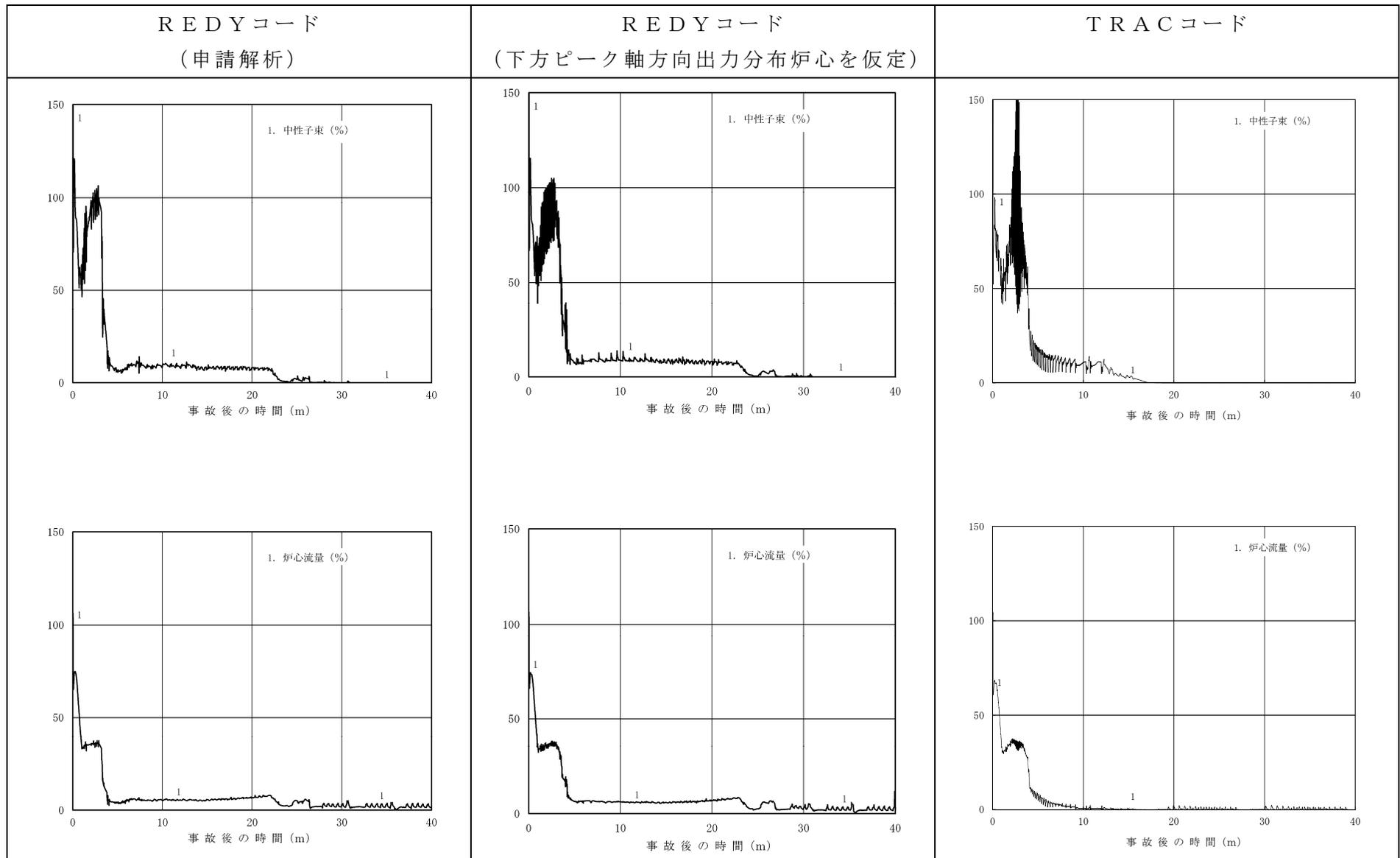


図 2 (1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

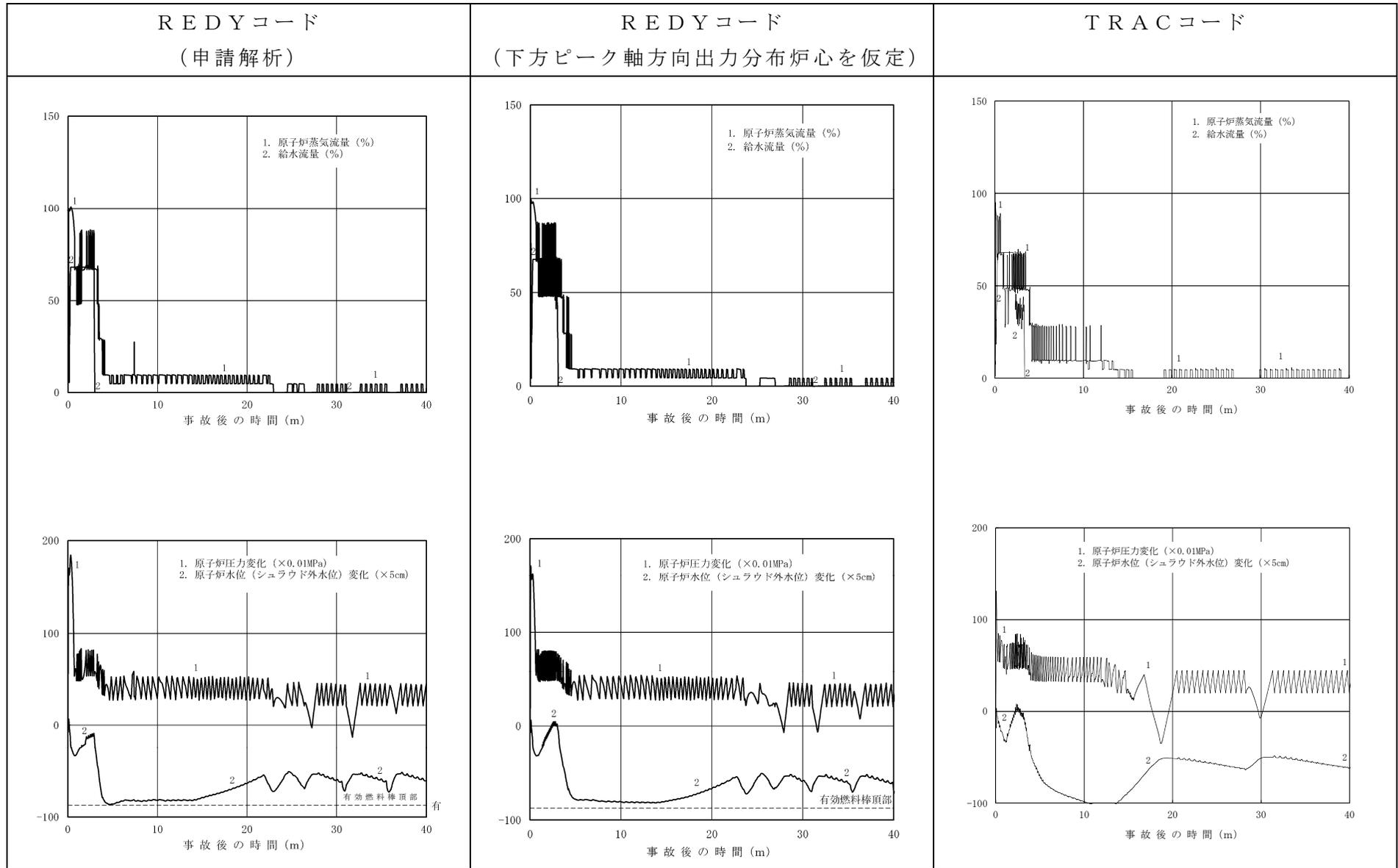


図 2 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

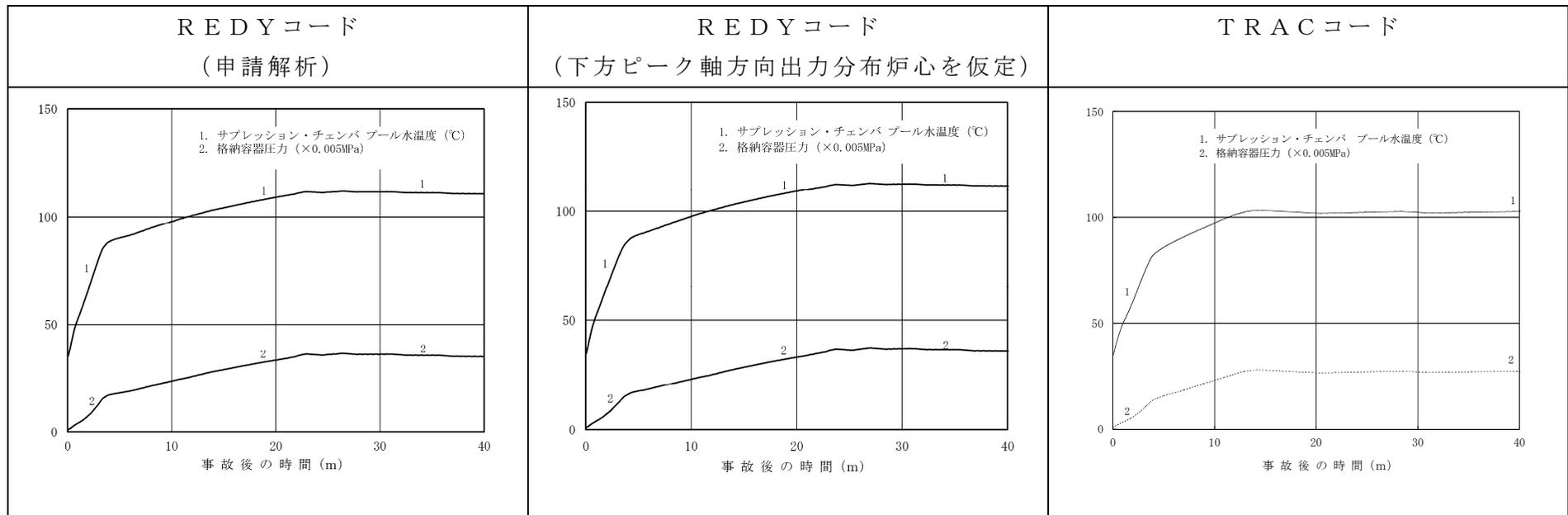


図 2 (3)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）

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 (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布 炉心を仮定)	TRACコード 解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200°C	920	910	550
格納容器圧力	0.62MPa[gage]	0.19	0.19	0.14
格納容器のプール水温度	200°C	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／ドブ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/SCAT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℃

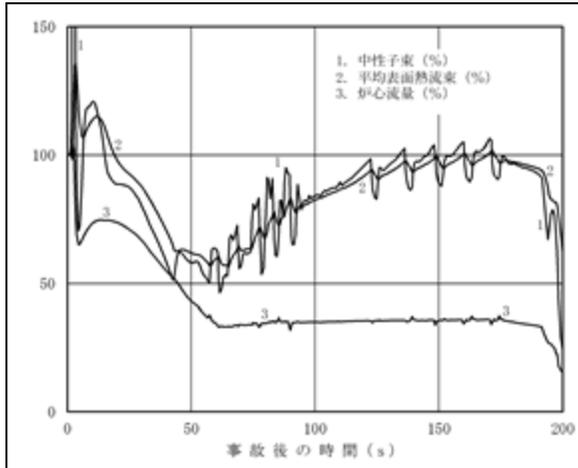


図1 REDY/SCATコード
(申請解析)

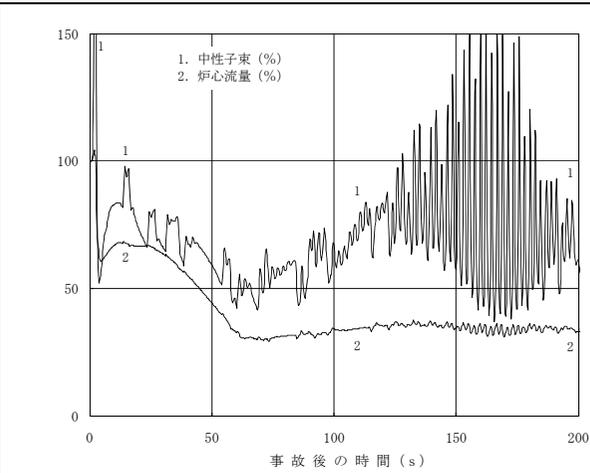


図2 TRACコード
(ベースケース)

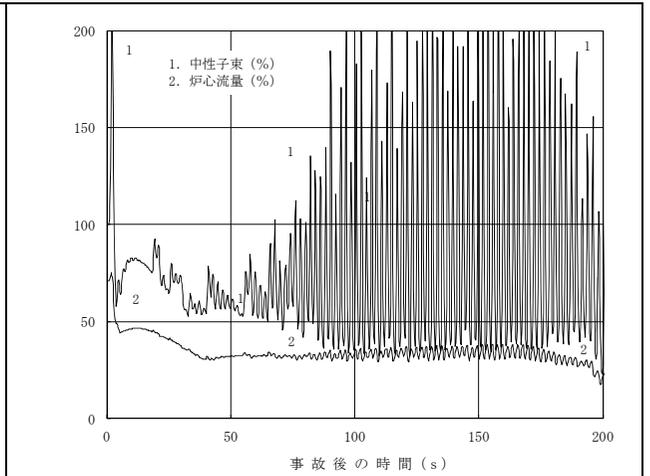


図3 TRACコード
(意図的に整定出力を高めた解析)

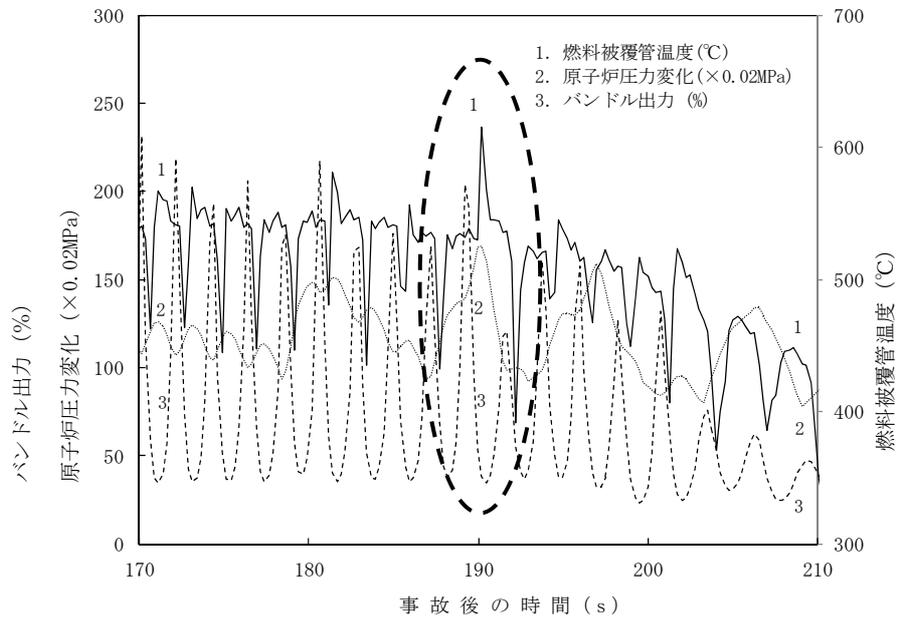
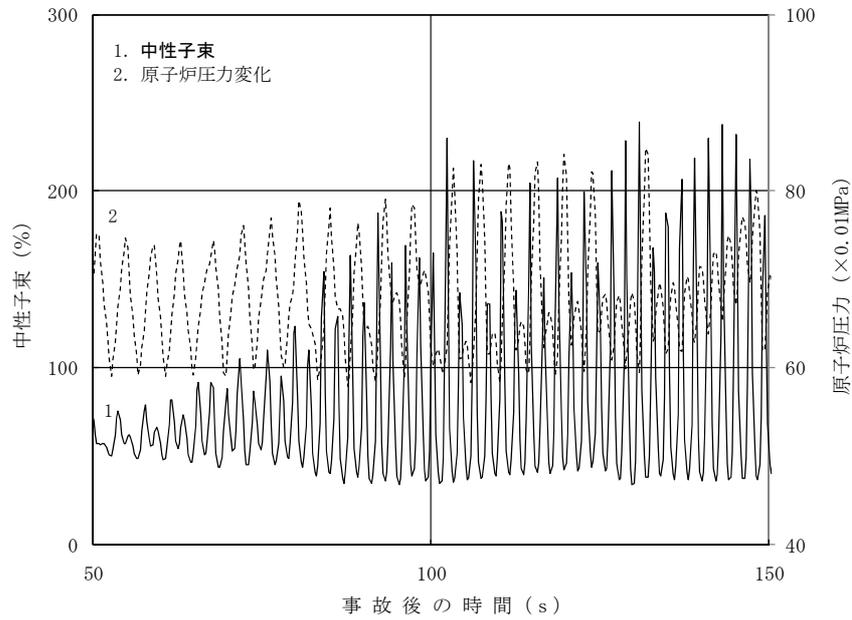


図4 バンドル出力, 原子炉圧力, 及び燃料被覆管温度の時間変化 (TRAC解析)

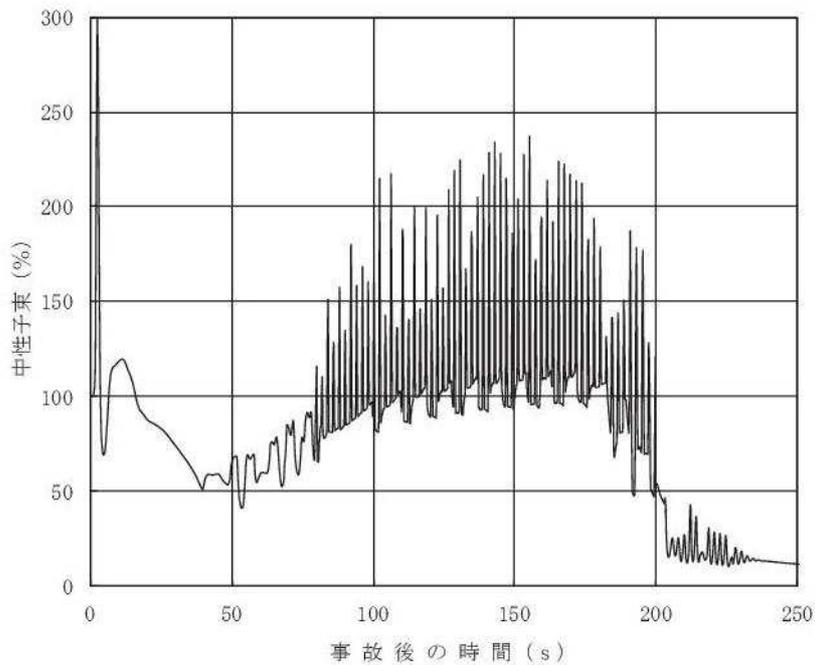
付録

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)

Rev.10

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 A T L A S 試験.....	4-39
4.3 N U P E C BWR燃料集合体熱水力試験.....	4-50
4.4 実機解析への適用性.....	4-58
5. 有効性評価への適用性.....	4-59
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	4-59
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）	4-61
6. 参考文献	4-62
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

S C A T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R E D Y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

制の効果が表示さ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 <ul style="list-style-type: none"> ・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
	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
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

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オリティ、エンタルピー等を求める。ボイド率を求めるために、ボイド率とクオ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。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z}(G_v u_v + G_l u_l) + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \rho g = 0$$

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。

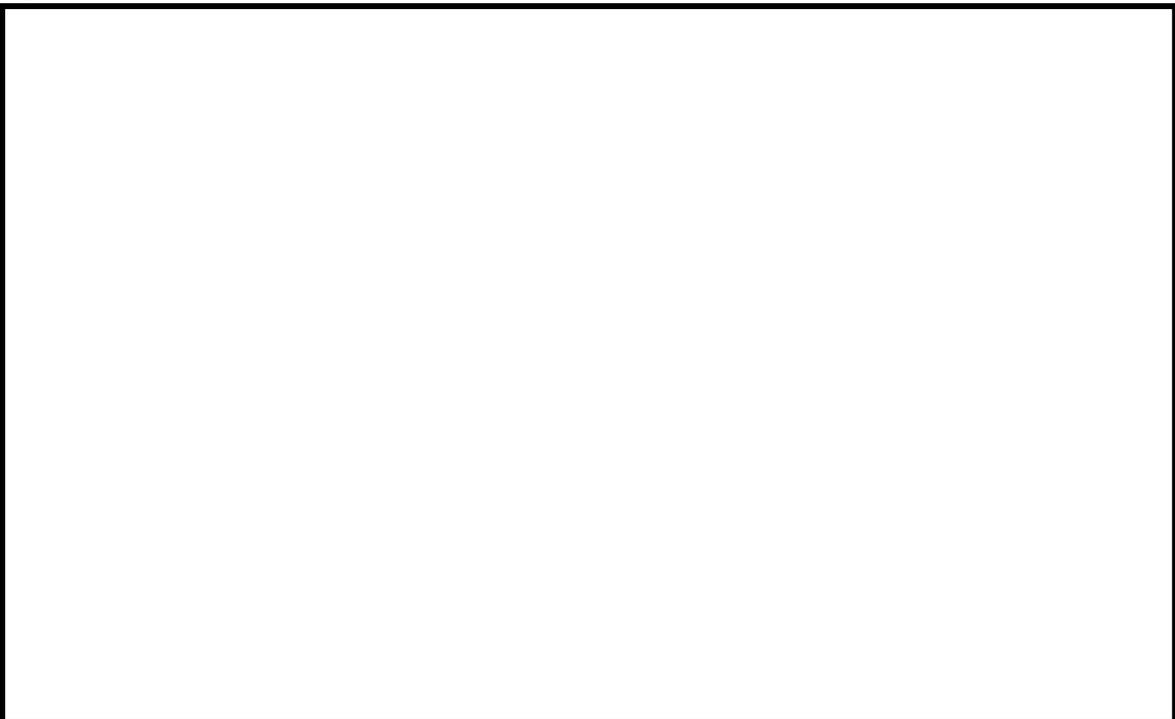
- α : ボイド率
- ρ : 密度
- G : 質量流束
- u : 相速度
- Γ_g : 蒸気生成率
- h : エンタルピー
- Q : 熱伝達量
- P : 冷却材圧力
- g : 重力加速度
- f : 摩擦抵抗係数
- D_H : 水力等価直径
- (添字) v : 蒸気相
- l : 液相
- g : 飽和蒸気
- f : 飽和水

(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、限界クオ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℃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]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60 e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6} \right]^{1/4}$$

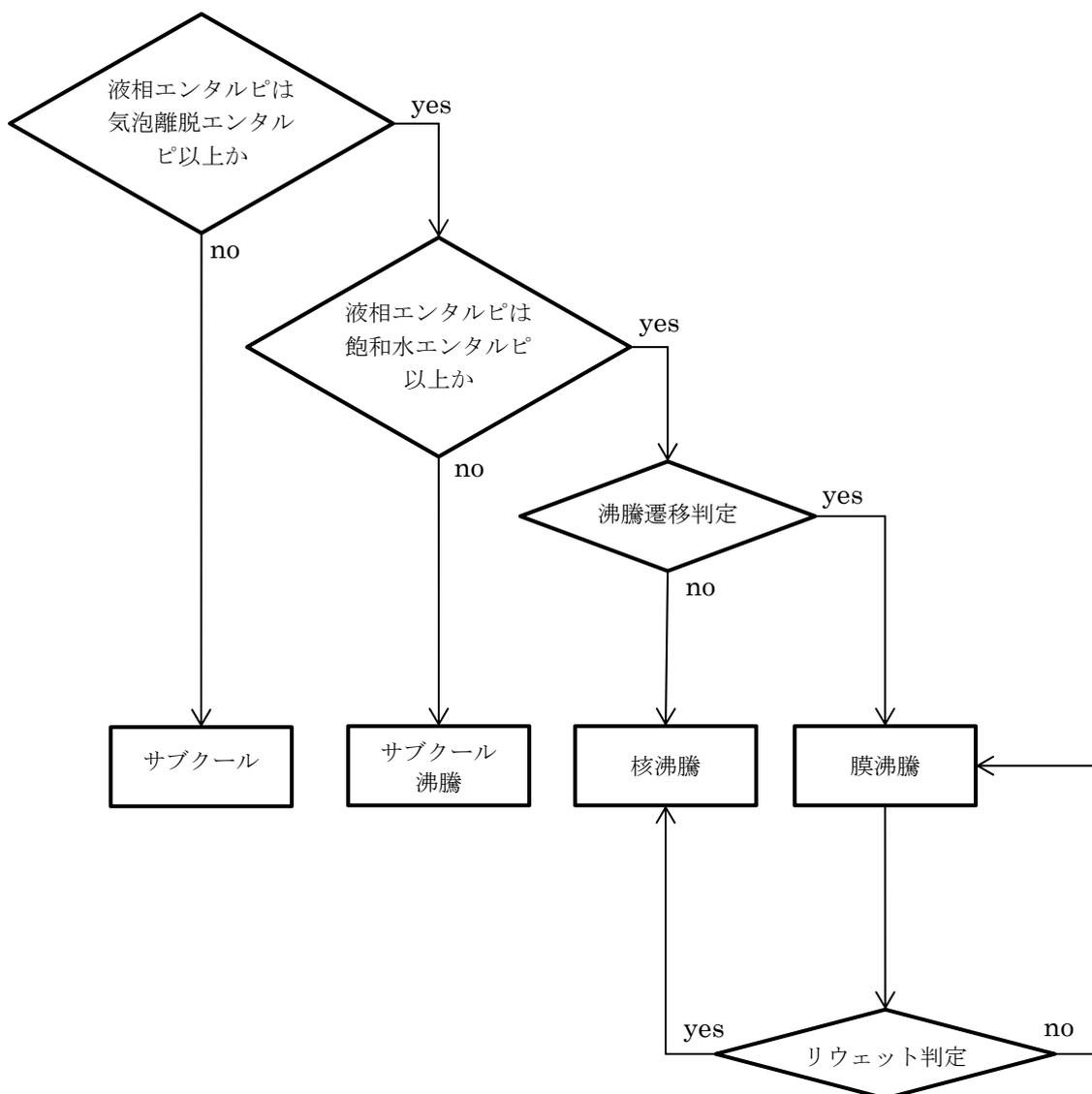
(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_H}{\mu_{g,f}} \left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_e) \right] \right\}^{0.8} \text{Pr}_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_H}$$

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、「限界クォリティ（ 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 : 断面平均の限界クォリティ

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「限界クォリティ（ 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「運転クォリティ（ 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)

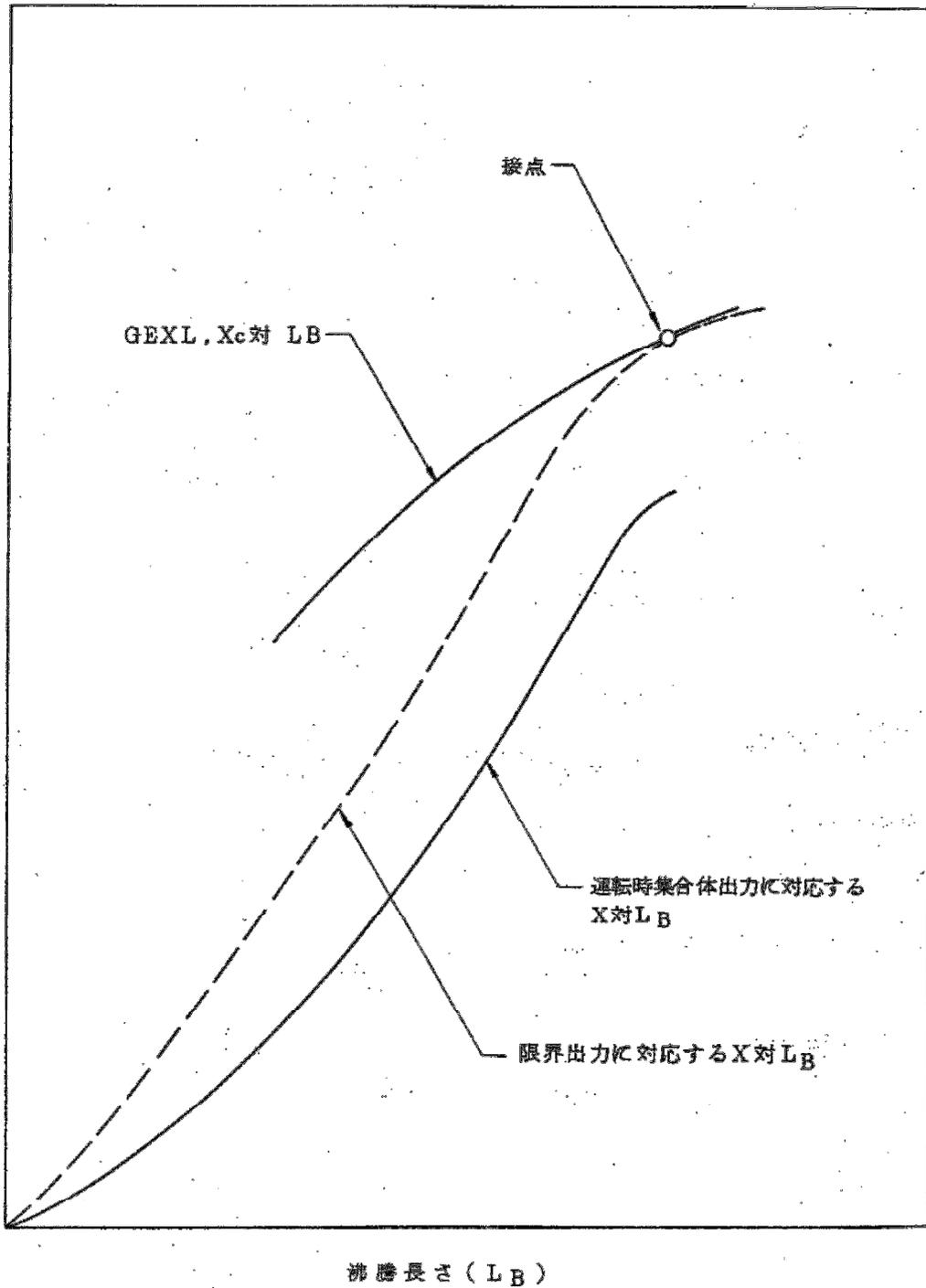


図 3-2 限界出力の評価手法^{[3][4]}

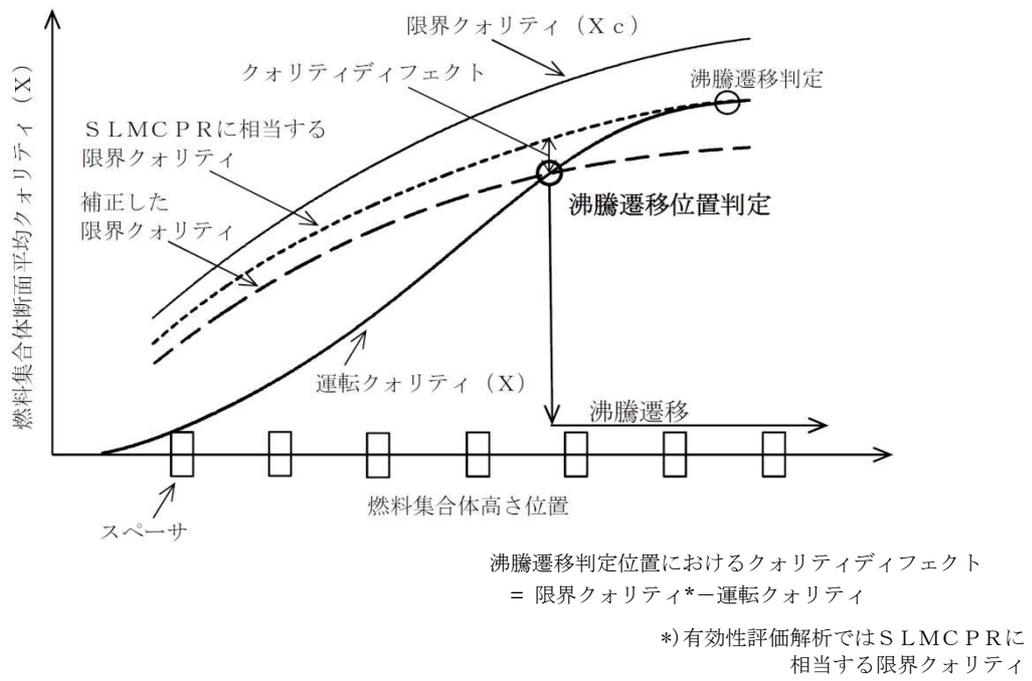


図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

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]}。

$$x_{\text{rewet}} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{if}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} - \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \frac{dx}{dt}$$

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。

M C P R を計算する解析では、燃料棒機械設計コード P R I M E ^{[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。

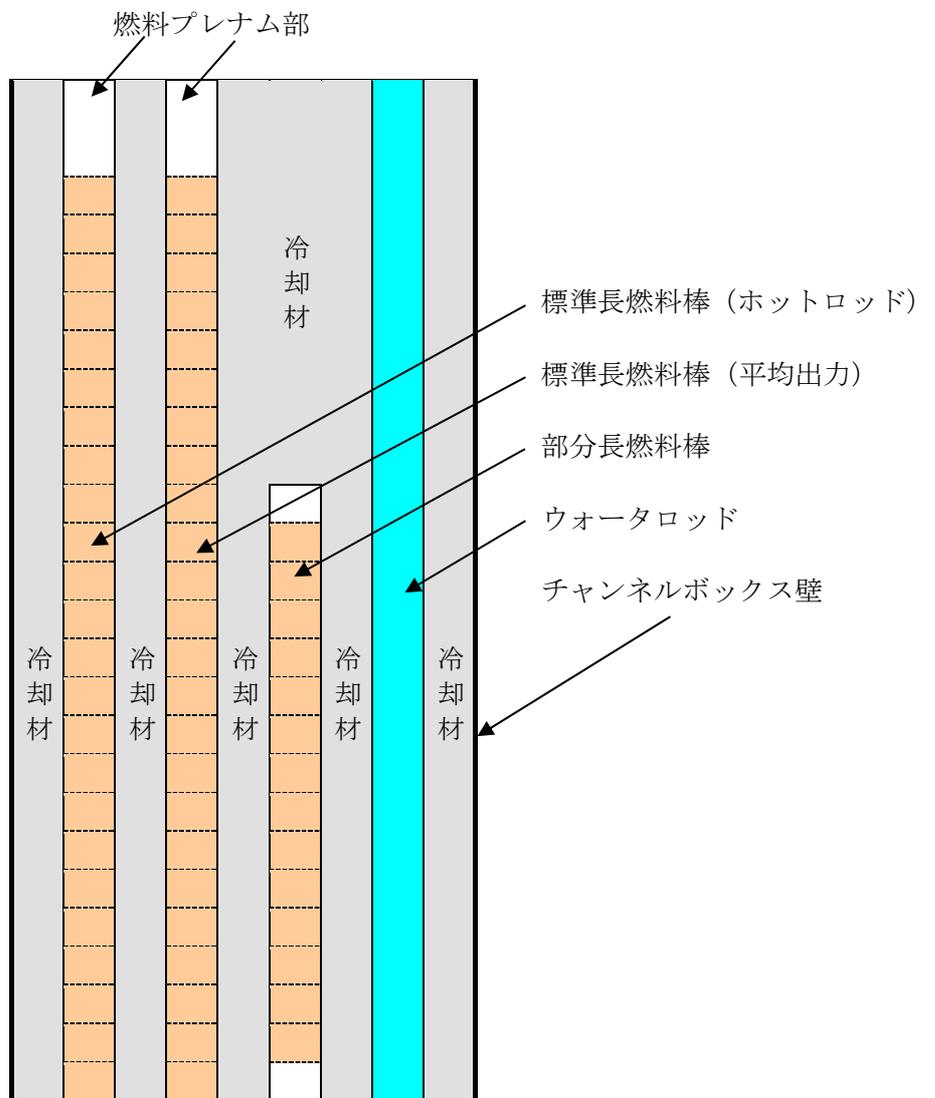


図 3-4 燃料集合体モデル (9 × 9 燃料 (A型) の例)

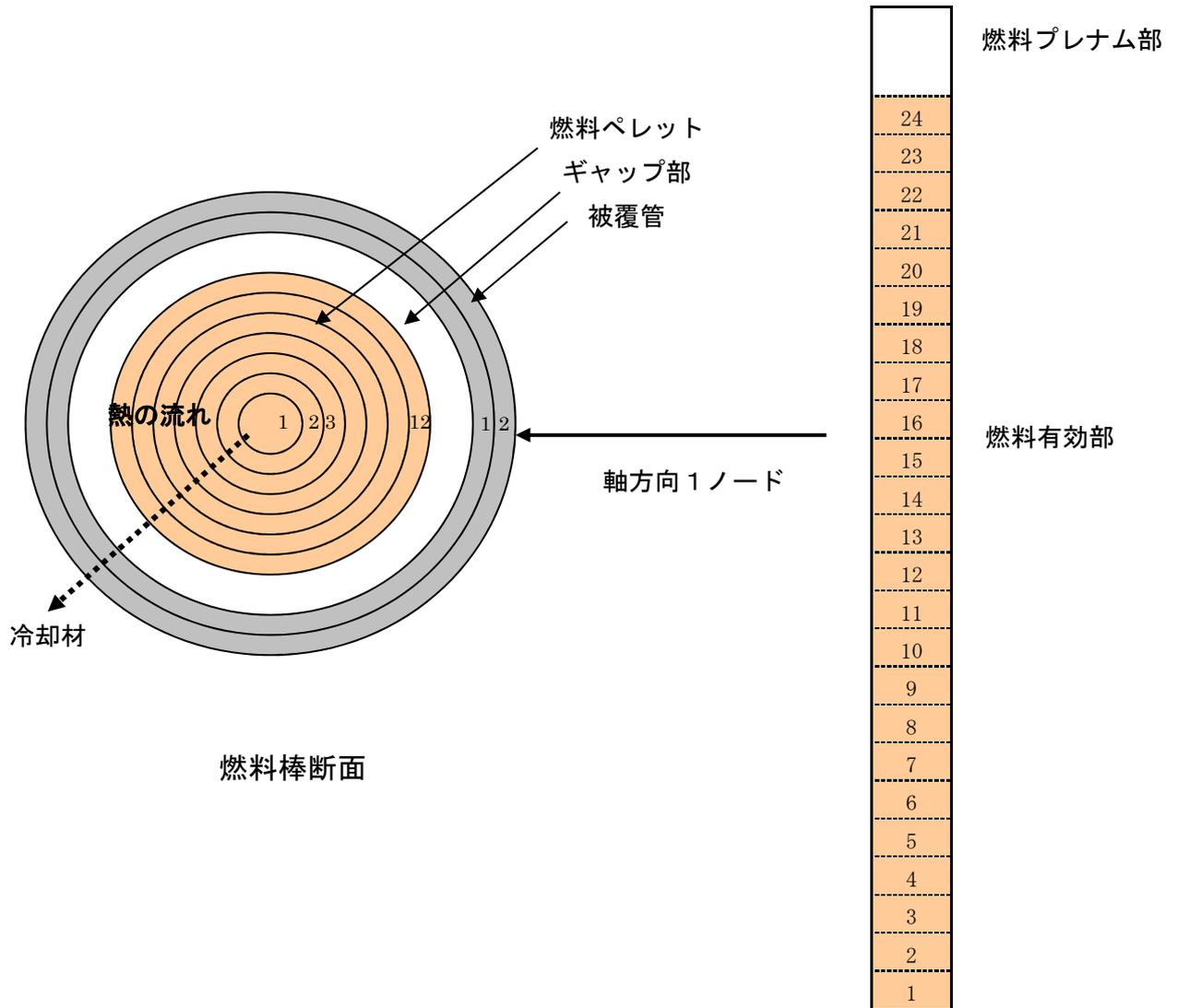


図 3-5 燃料棒モデル（9×9燃料（A型）の例）

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

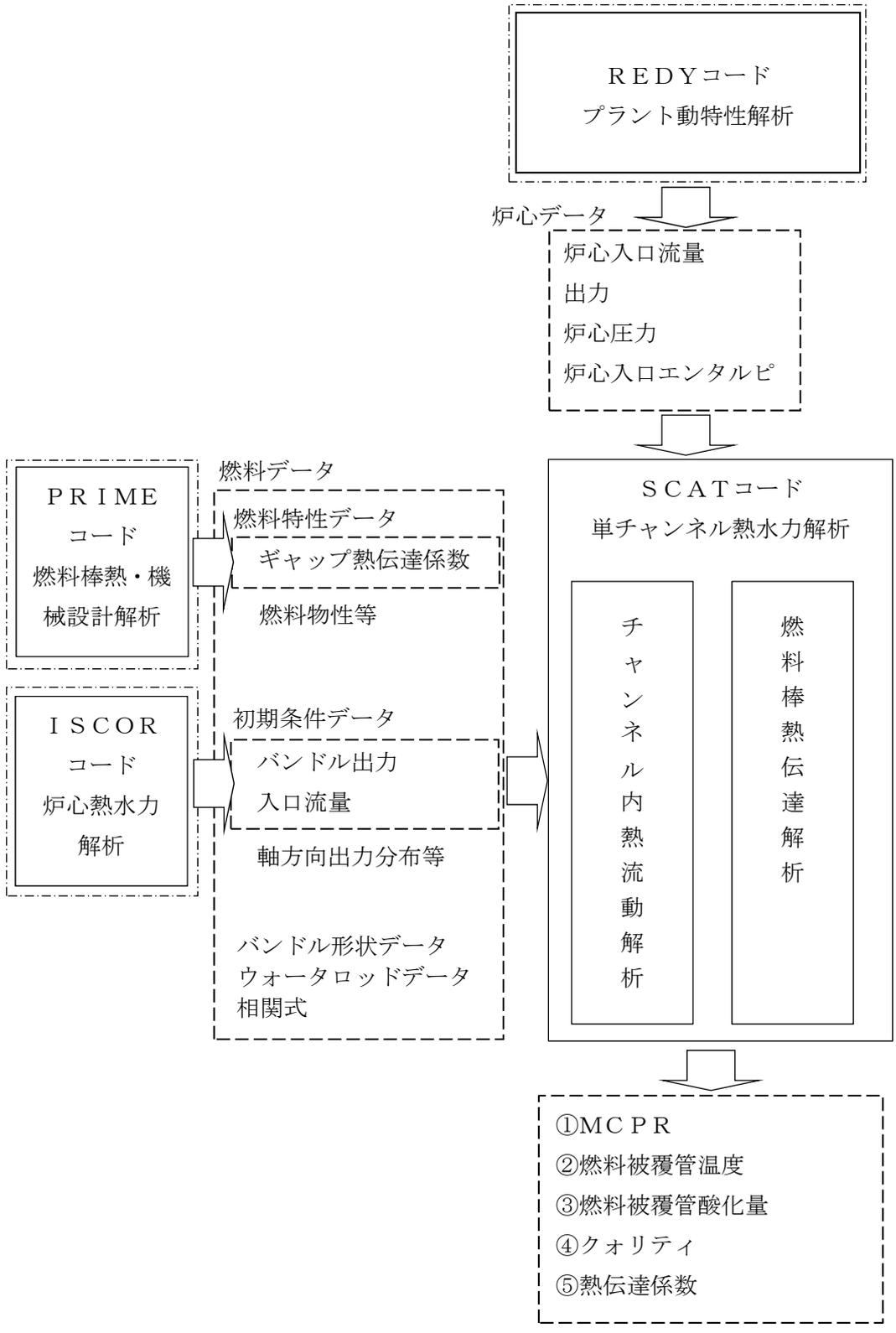


図 3-6 SCATコードの入出力

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、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。図4-8、図4-9に示した試験結果は、燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼすものの、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同様の挙動となることが考えられる。

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、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)

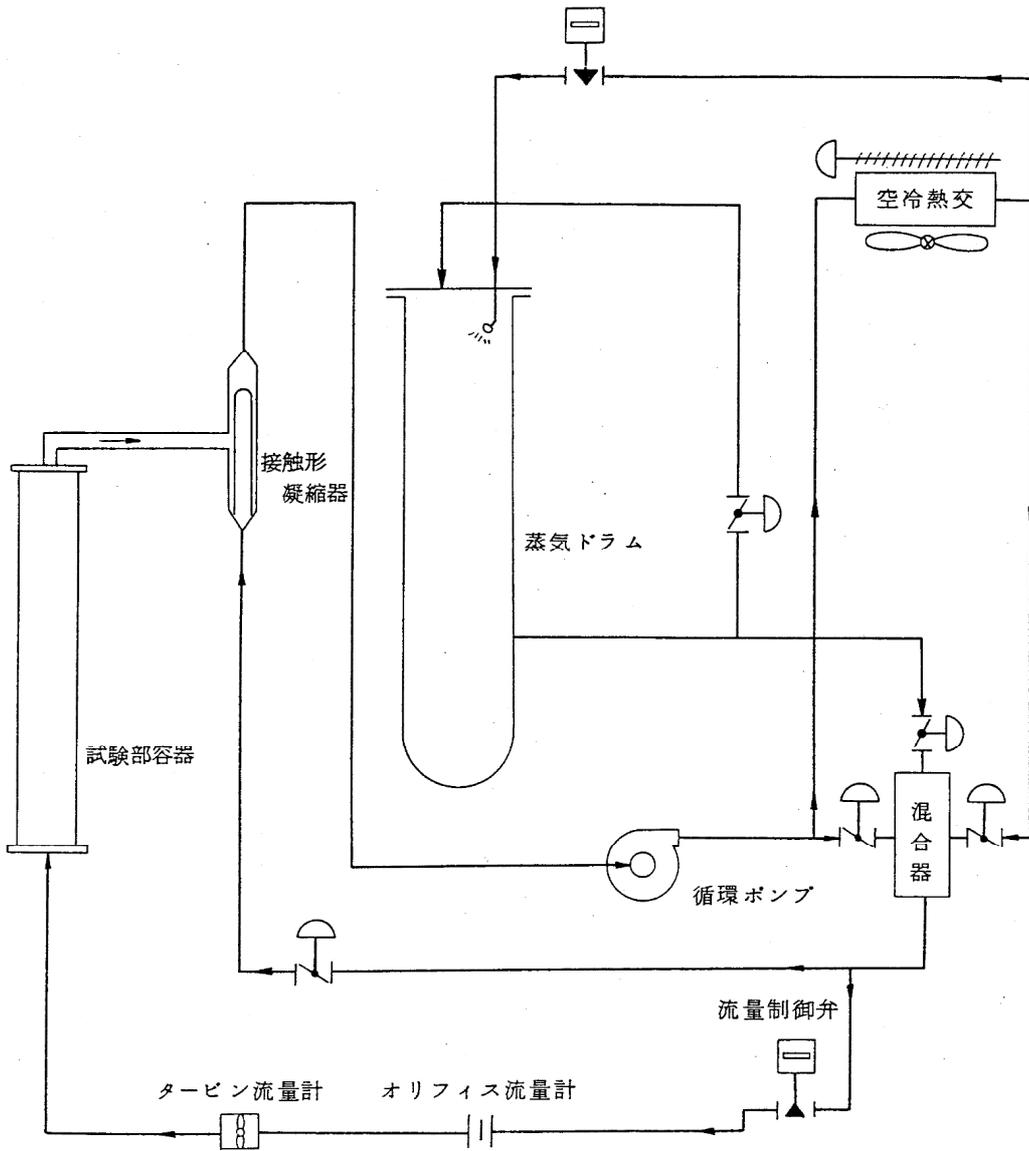


図 4-1 ATLASループ系統構成図^{[3][4]}

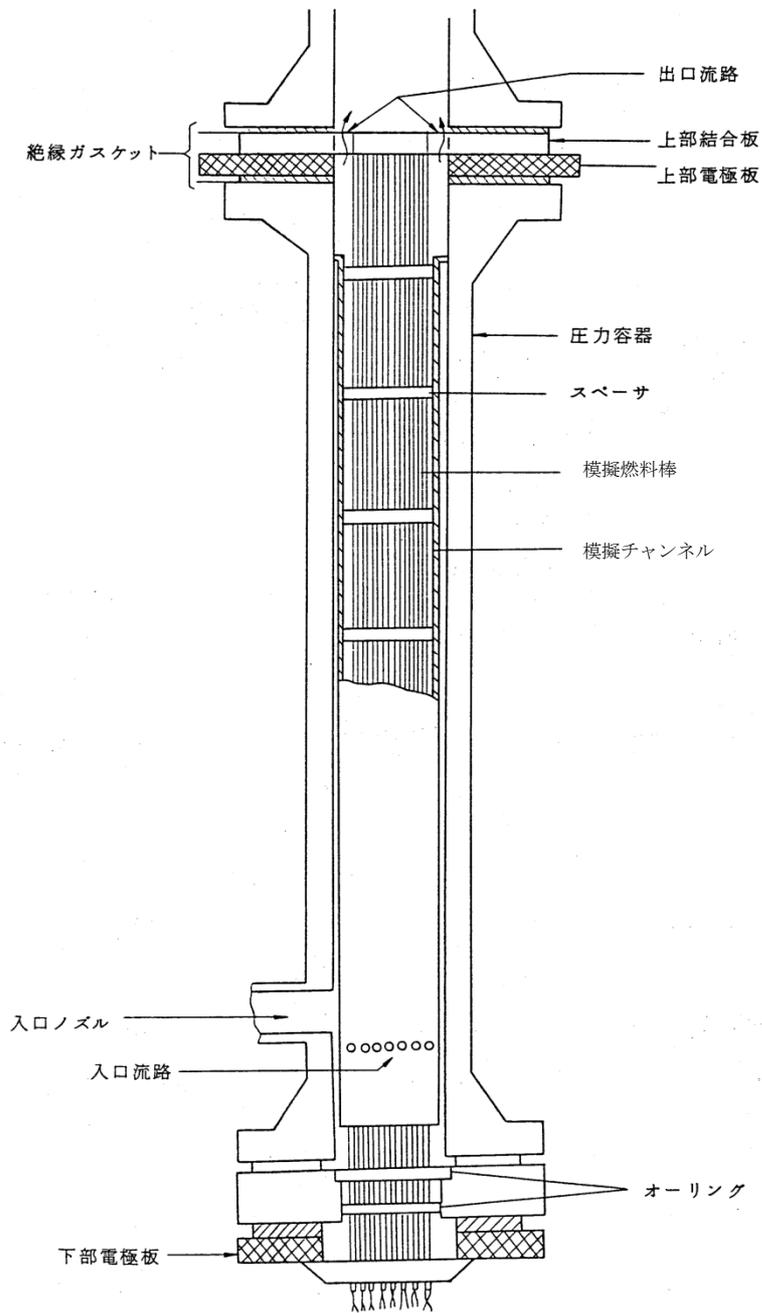


図 4-2 試験部^{[3][4]}

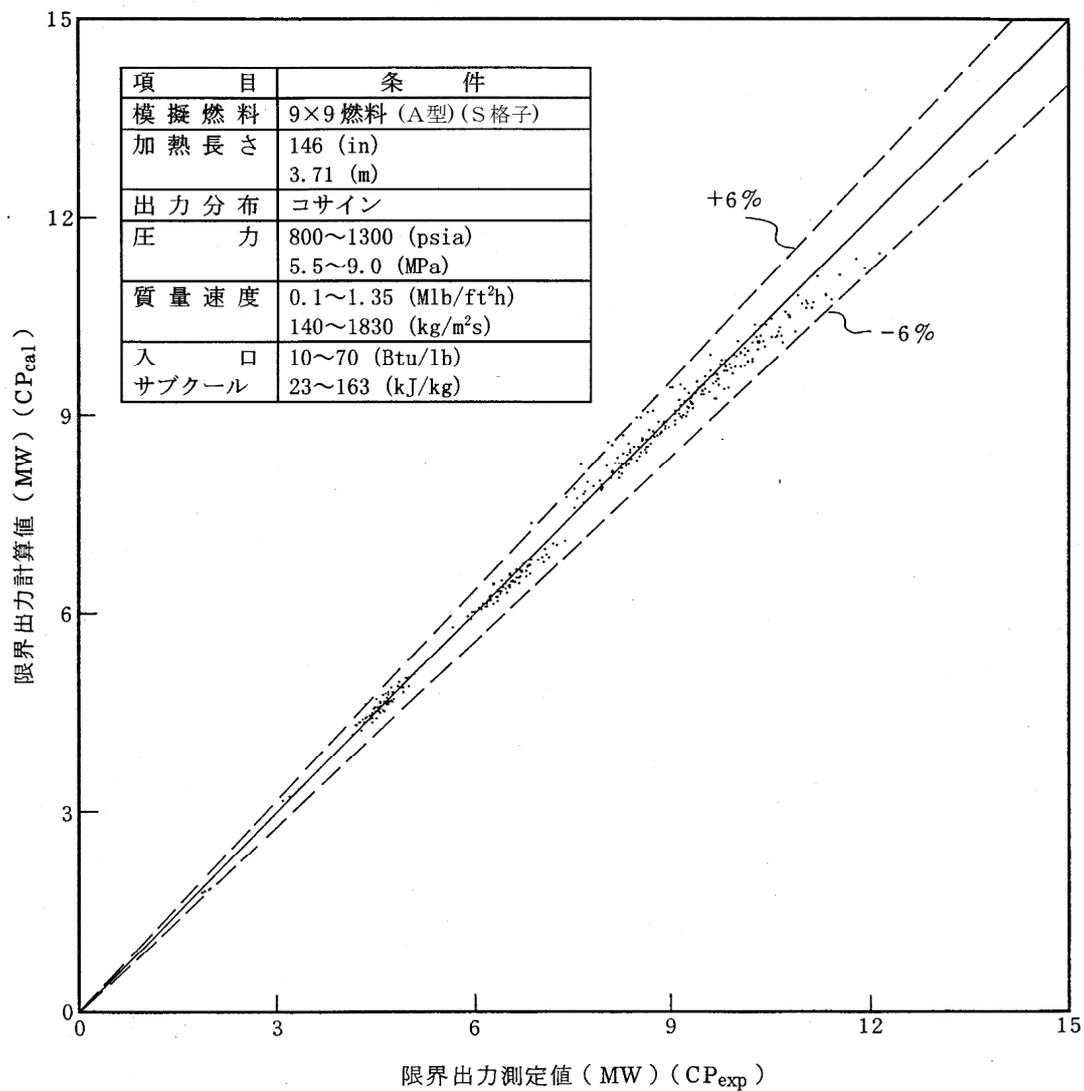


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係^{[3][4]}

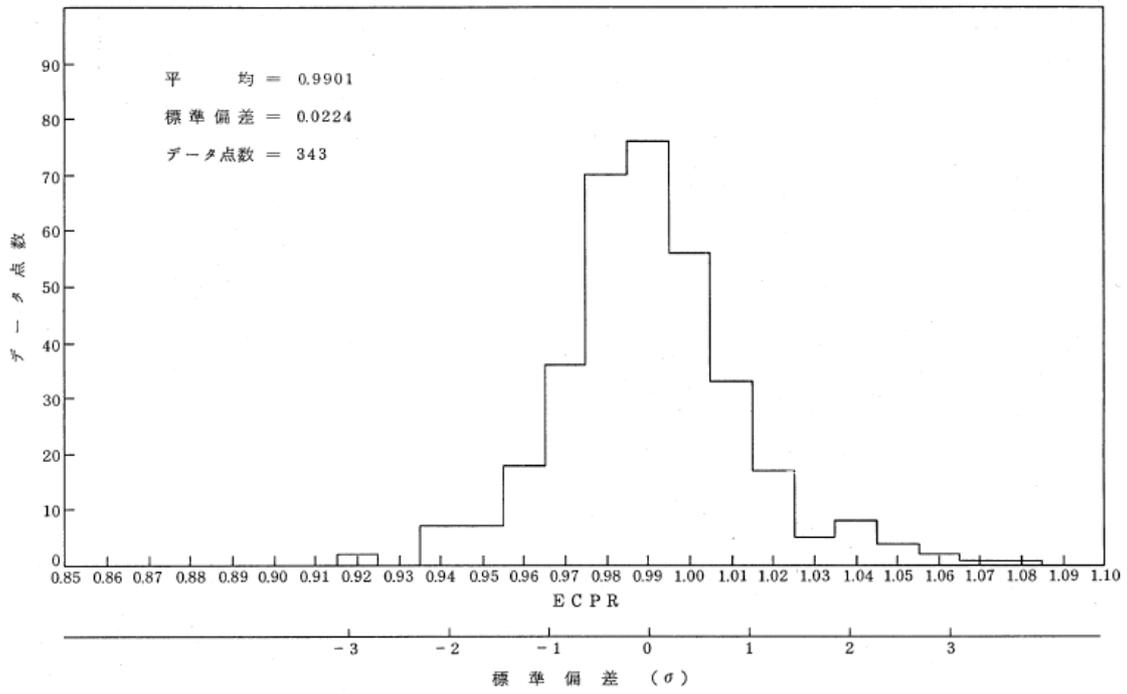


図 4-4 ECPRヒストグラム^{[3][4]}

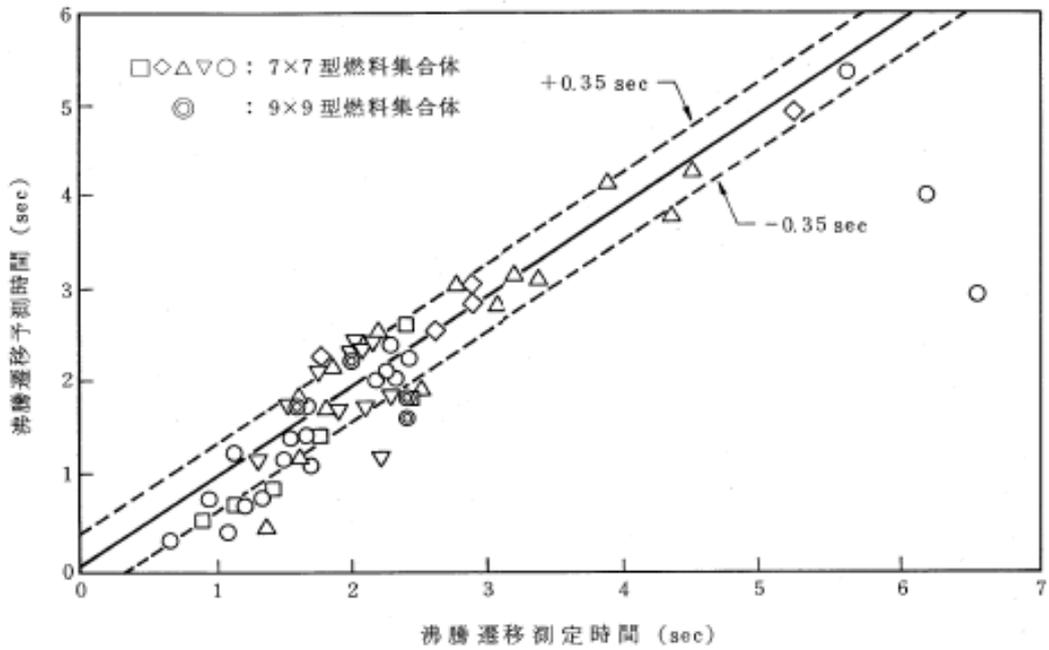


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間^{[3][4]}

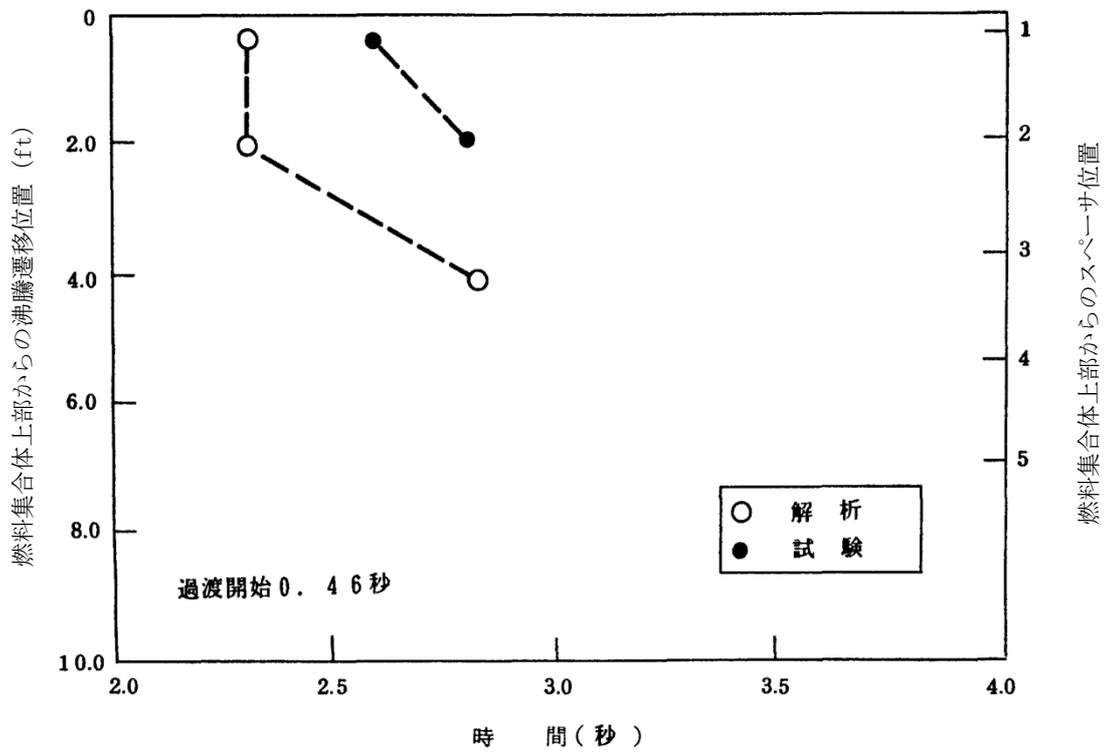


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) [6]

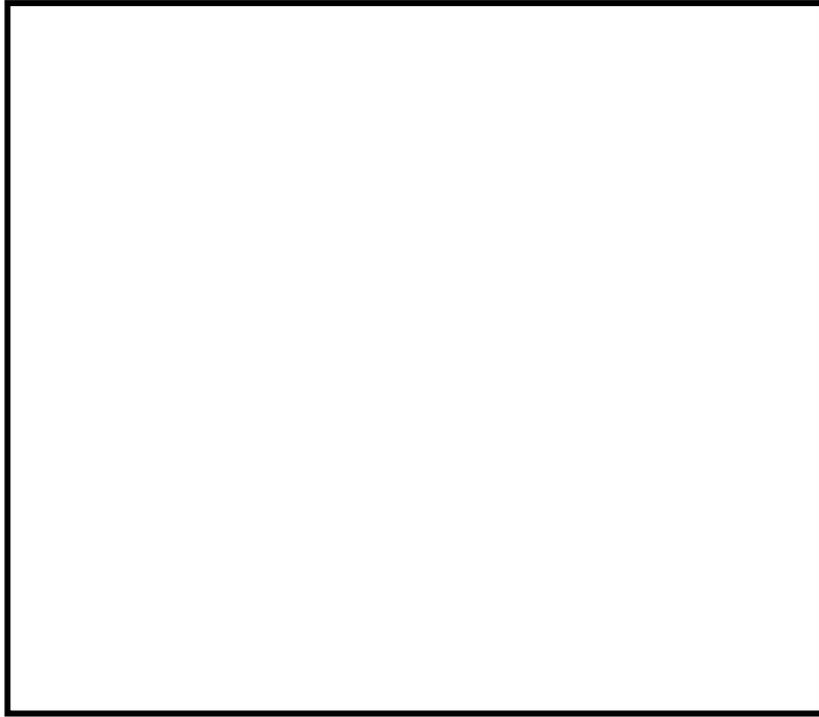


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

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。

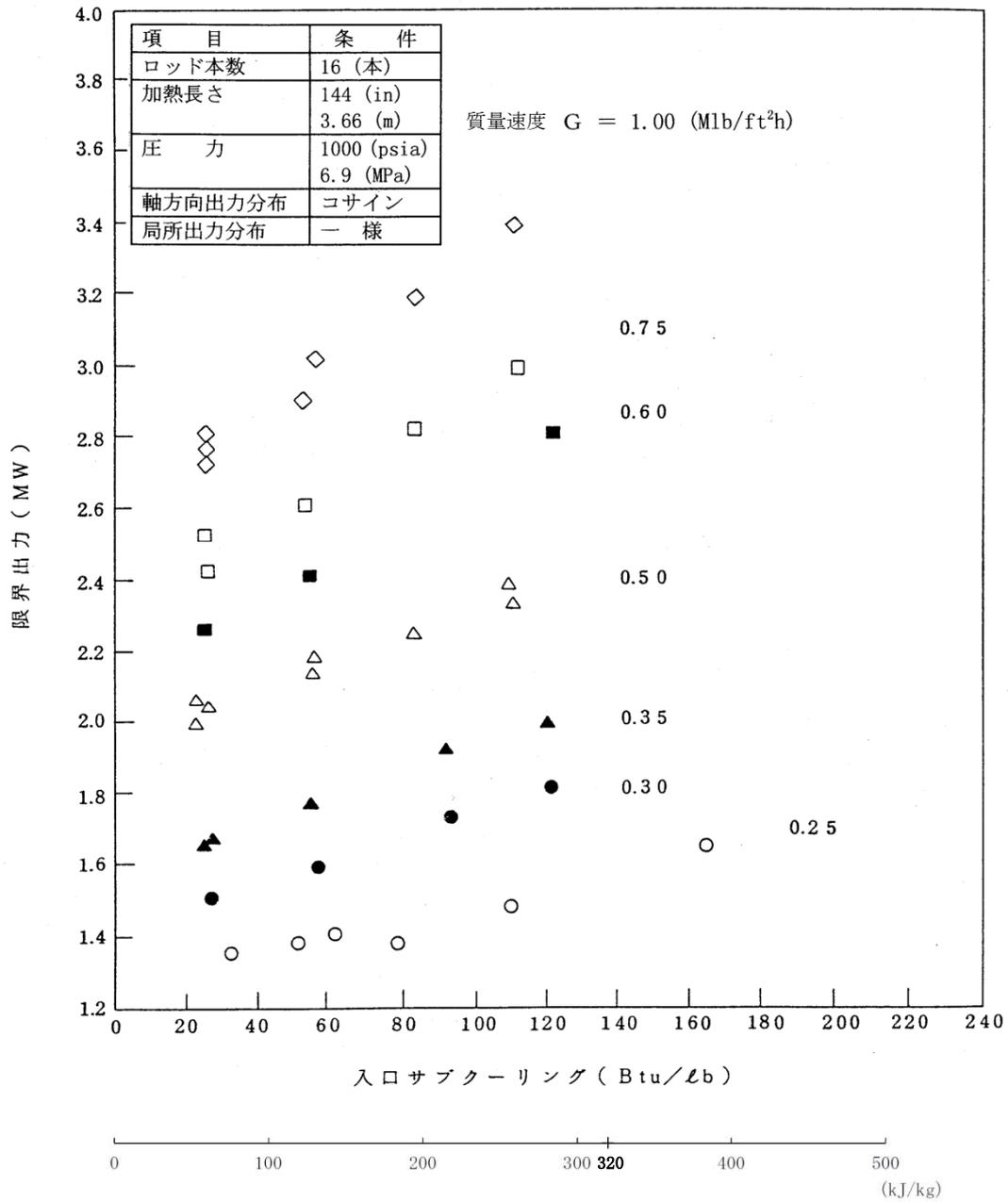


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) [3][4]

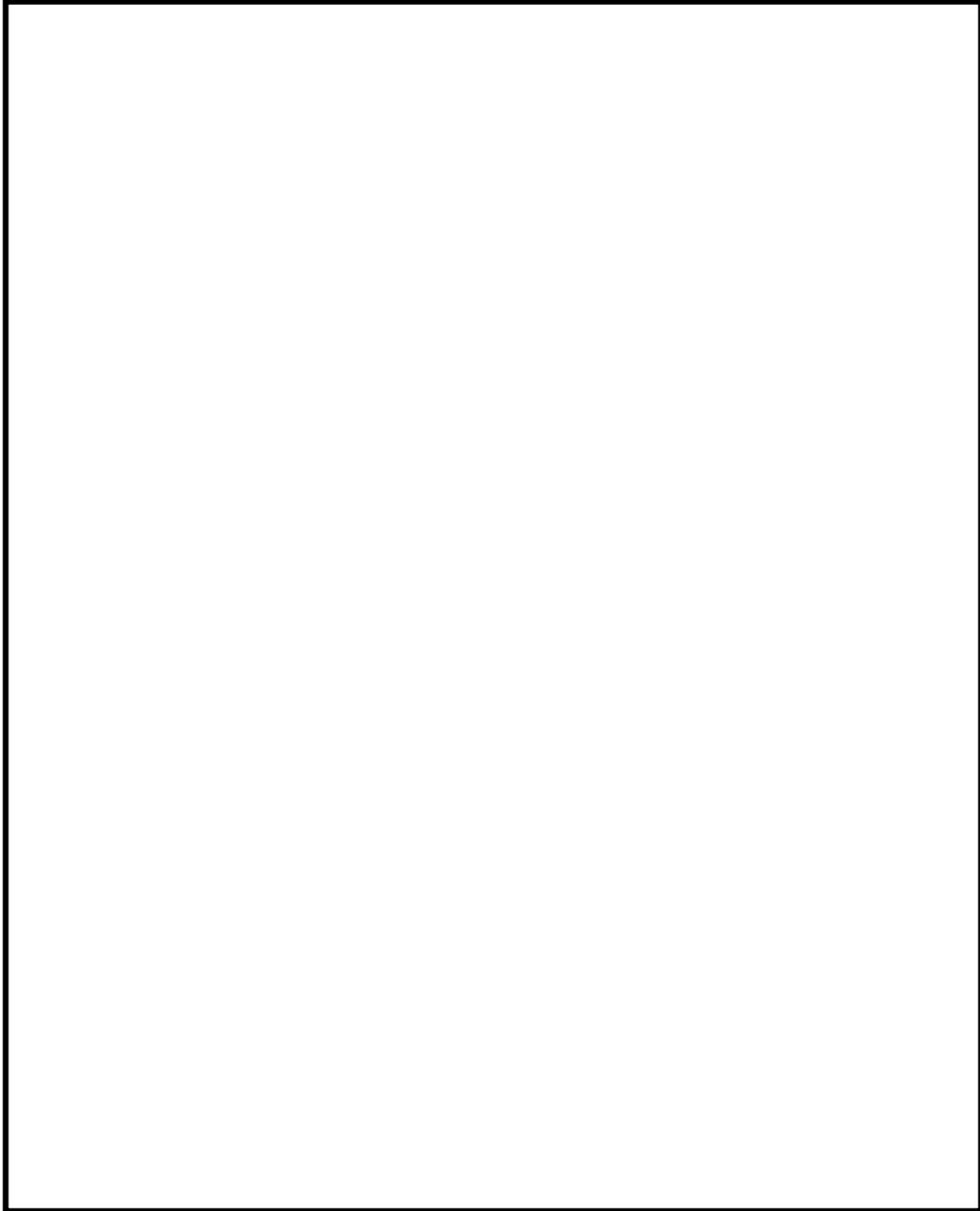


図 4-9 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（9×9燃料（A型））

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。

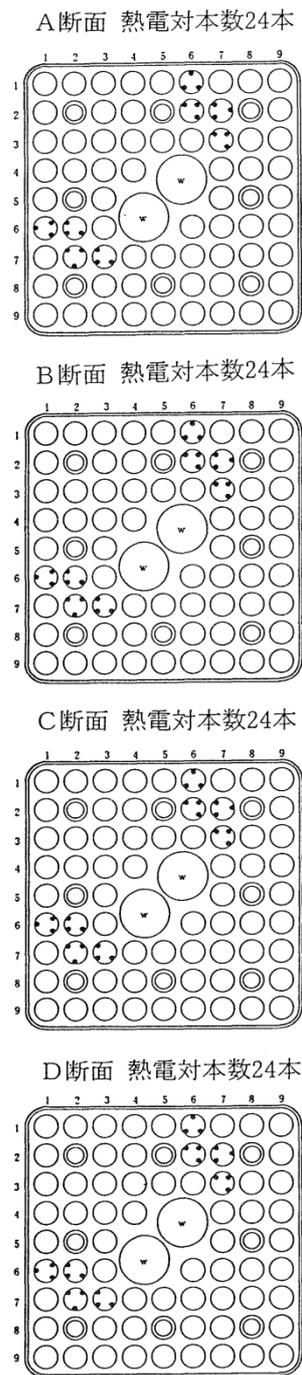
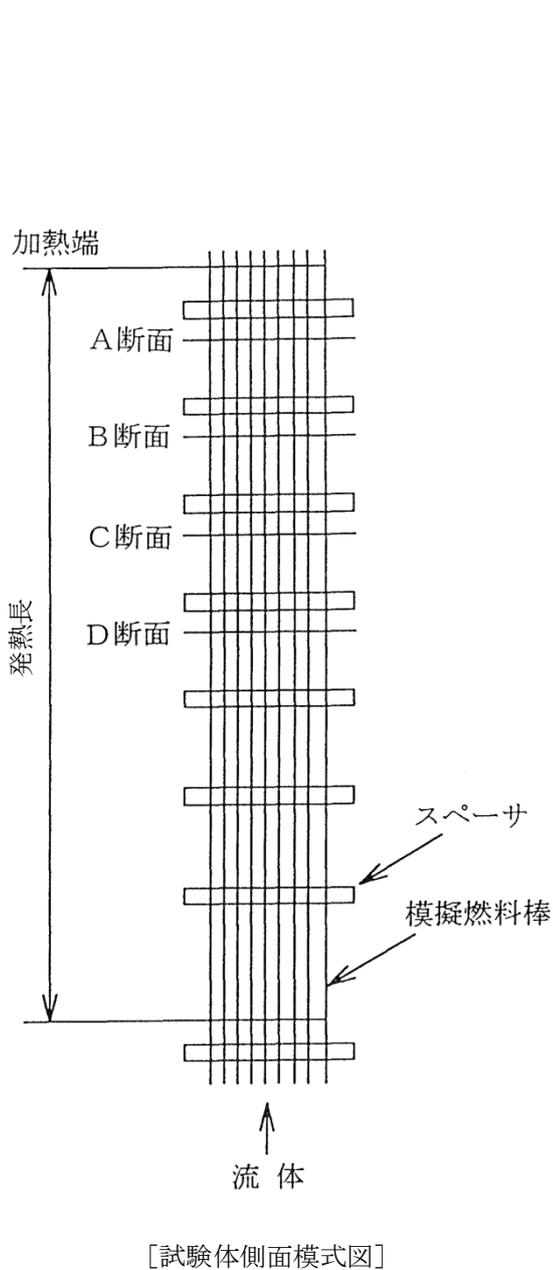
したがって、重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

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]

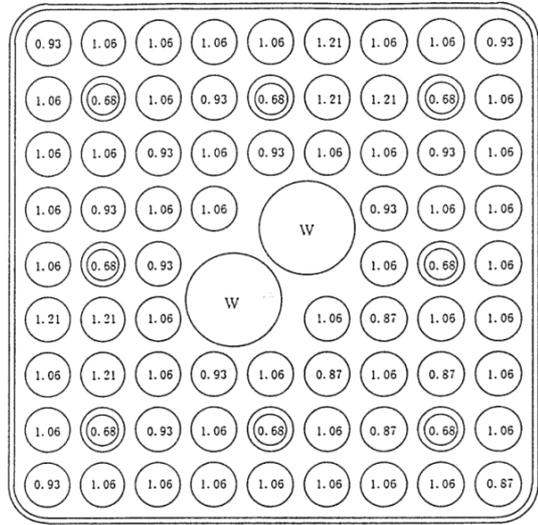
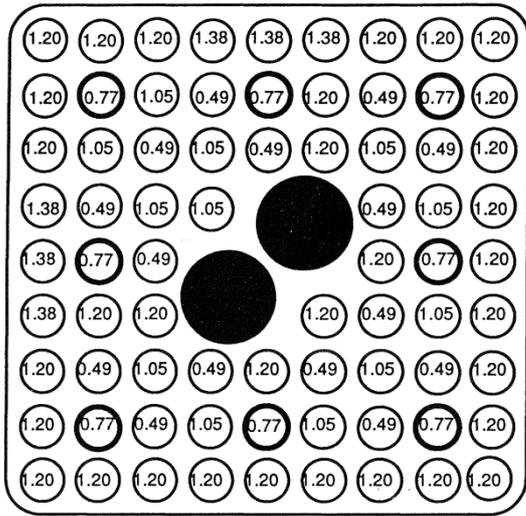
項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 6~8 MW	



- : 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]

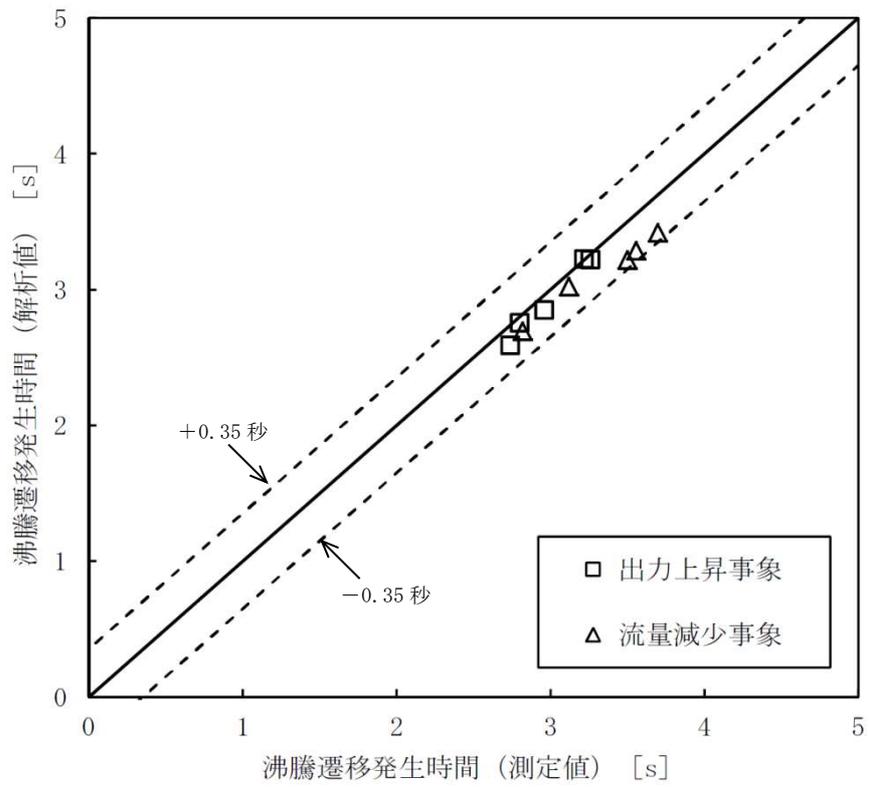


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

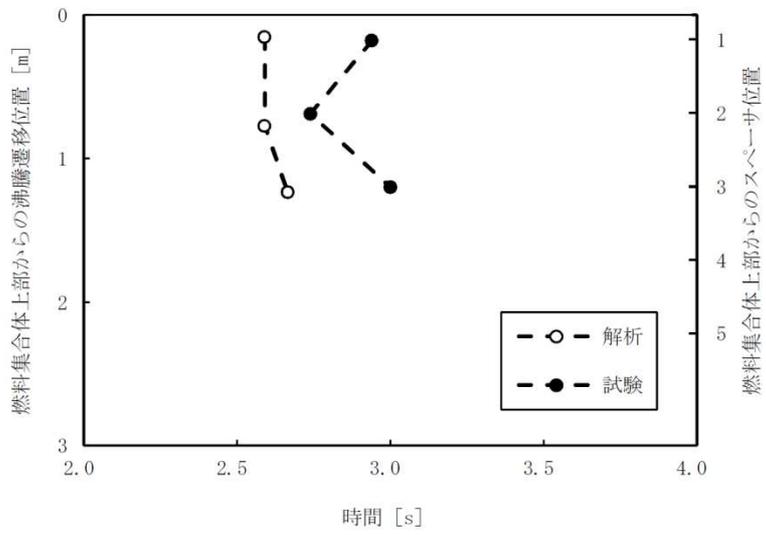


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

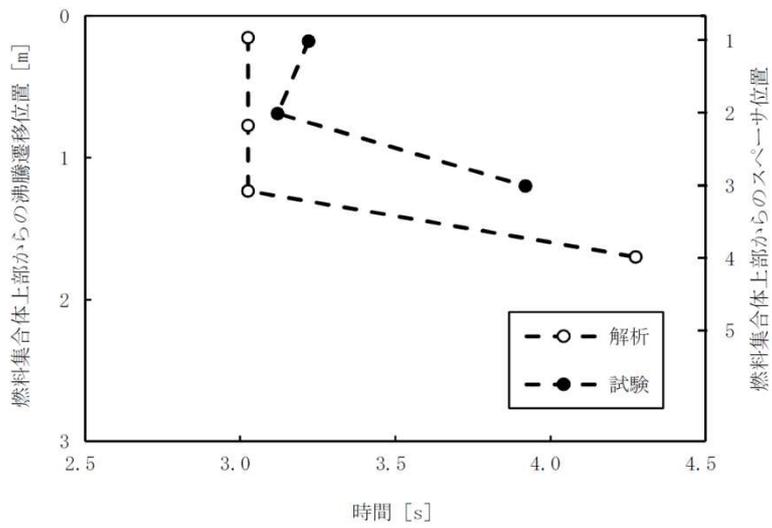


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

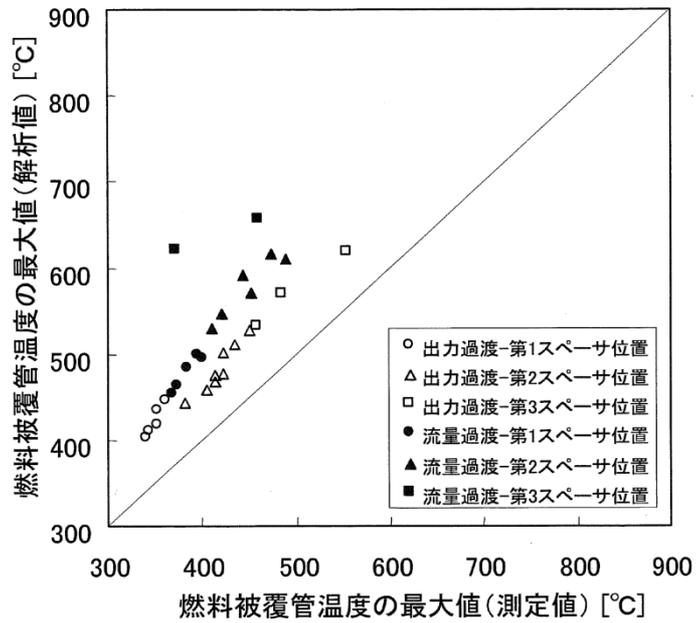


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較^[8]

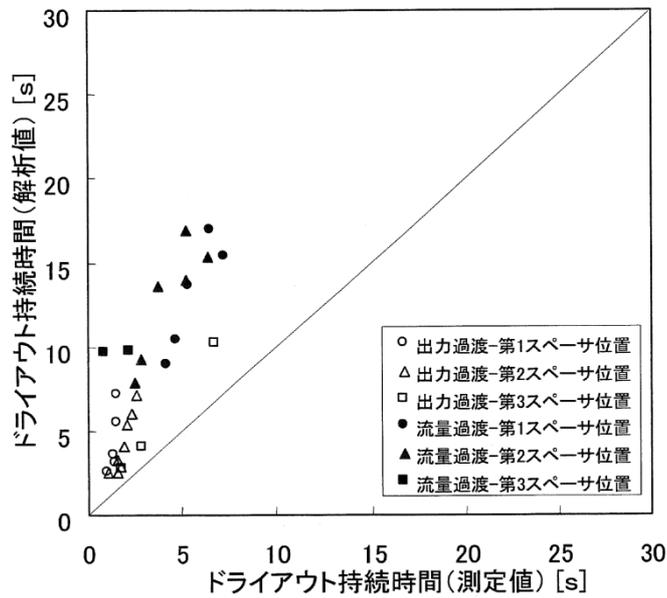


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較^[8]

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）

S C A T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、G E X L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G E X L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、M C P RがS L M C P R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M C P Rの設定をS L M C P R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・エナジー株式会社, 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

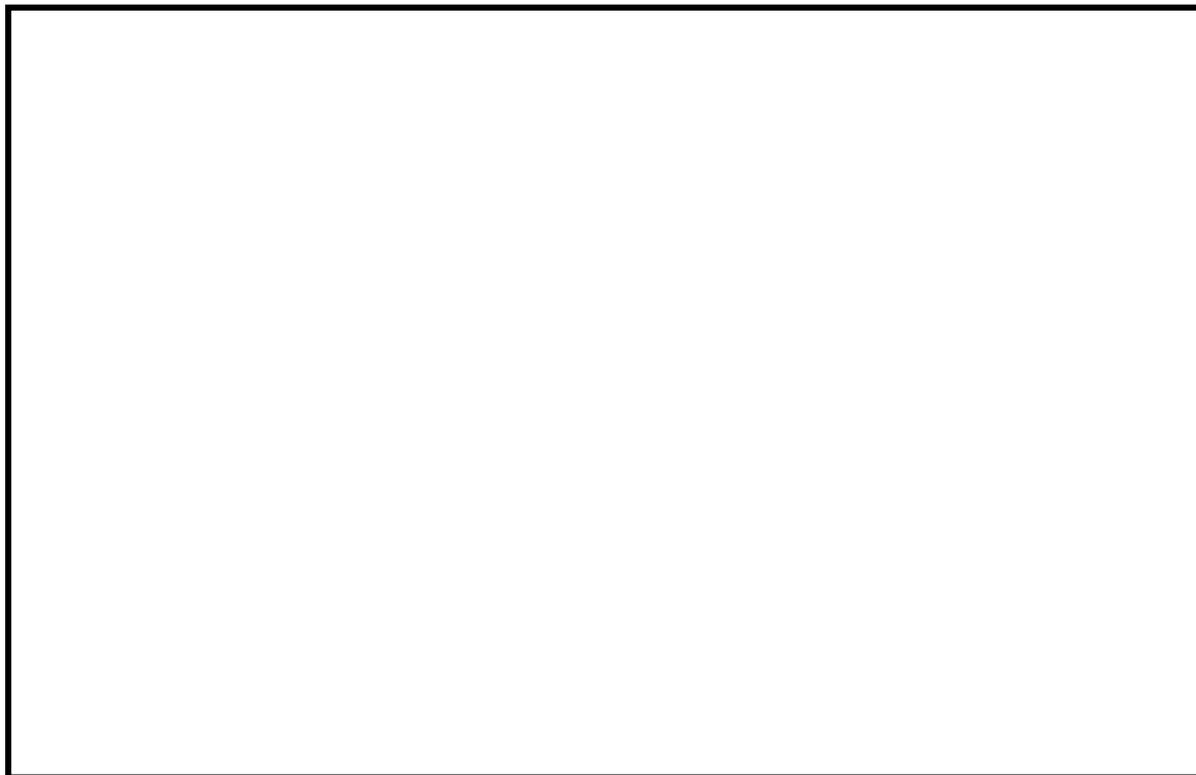
添付1 入力項目リスト

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）

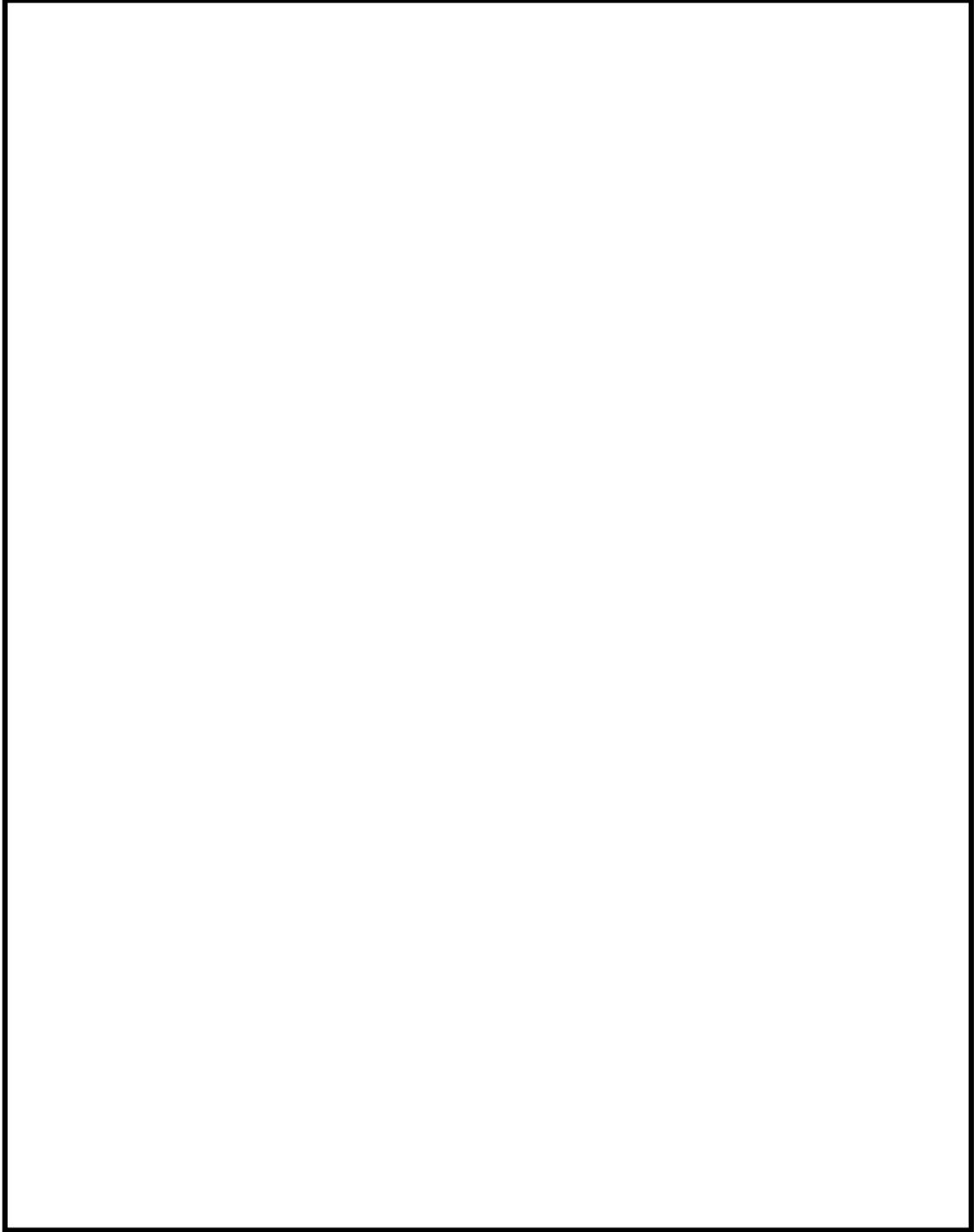
*R E D Yコードにより求められたデータを引き継いで用いる

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。

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めに評価する修正 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]

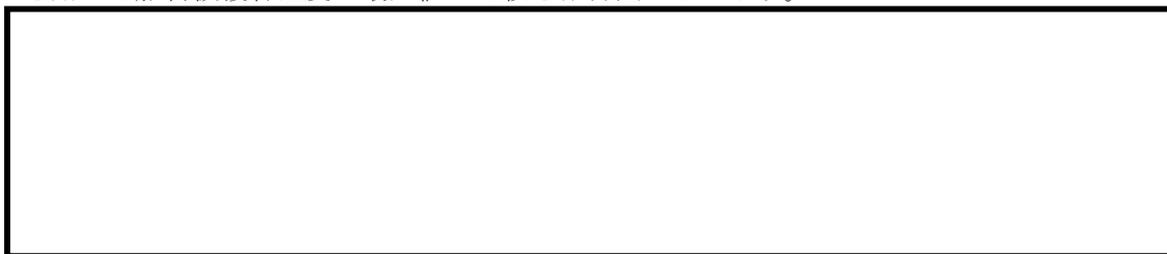
(株) グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている。

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ェ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ェ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評価することを確認した。

また、燃料被覆管温度を高め評価する保守性は、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)

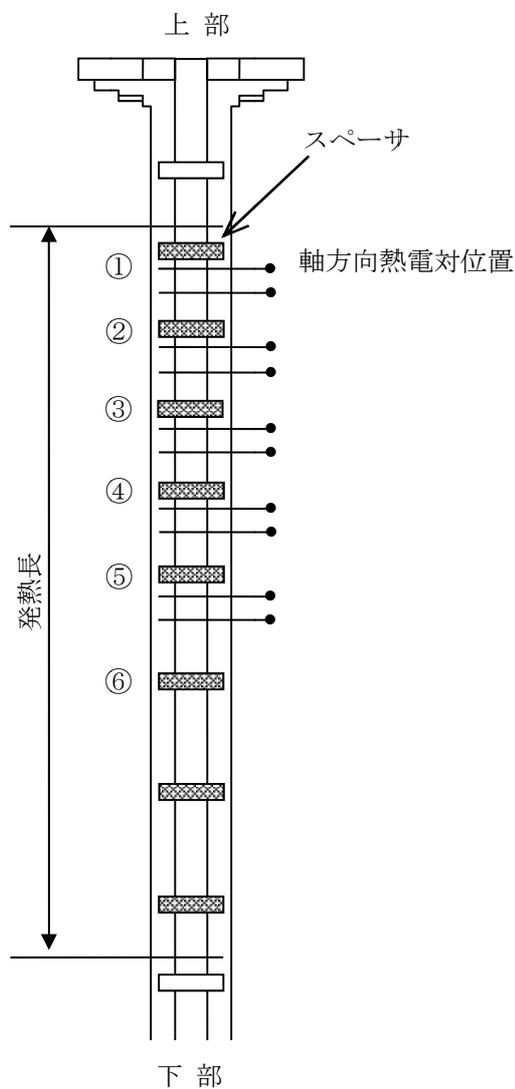
添付表 3-1 模擬燃料集合体の仕様

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)

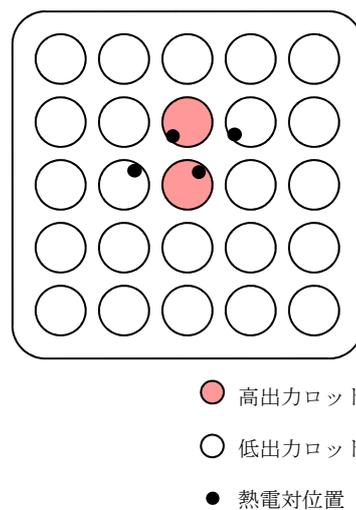
添付表 3-2 試験条件

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。

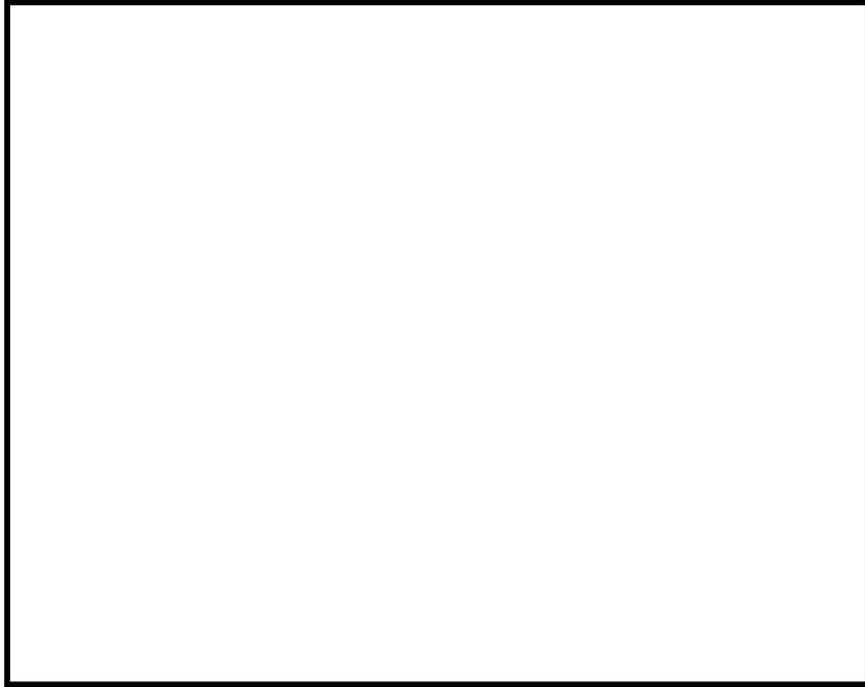


[試験体側面模式図]



[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。

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ことが考えられる。

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ことが考えられるが、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。

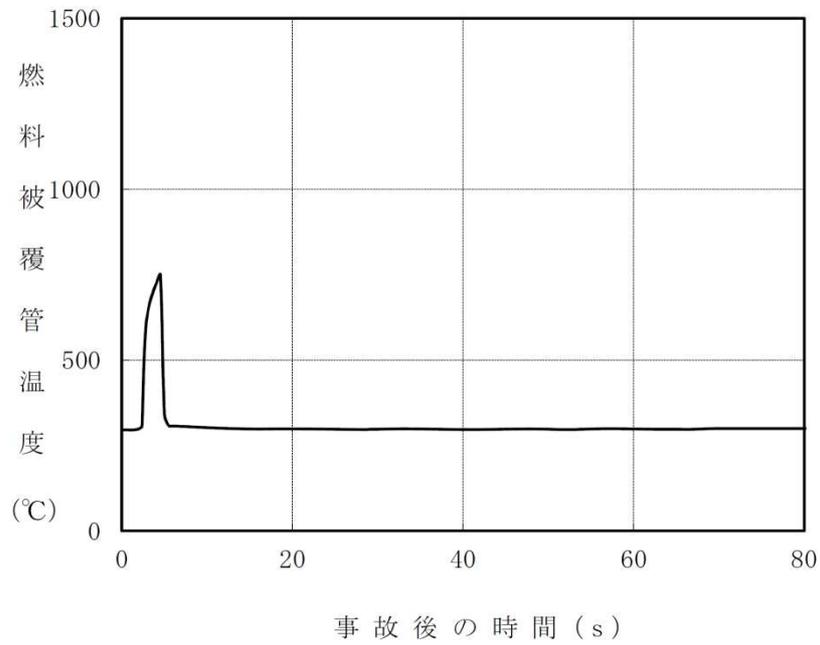
主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象における原子炉出力は、再循環ポンプトリップや、復水器水位低下による給水流量喪失に伴う炉心ボイド率の増加によって低下する。そのため、燃料被覆管温度の上昇は抑制されていずれ減少に転じる。

4. まとめ

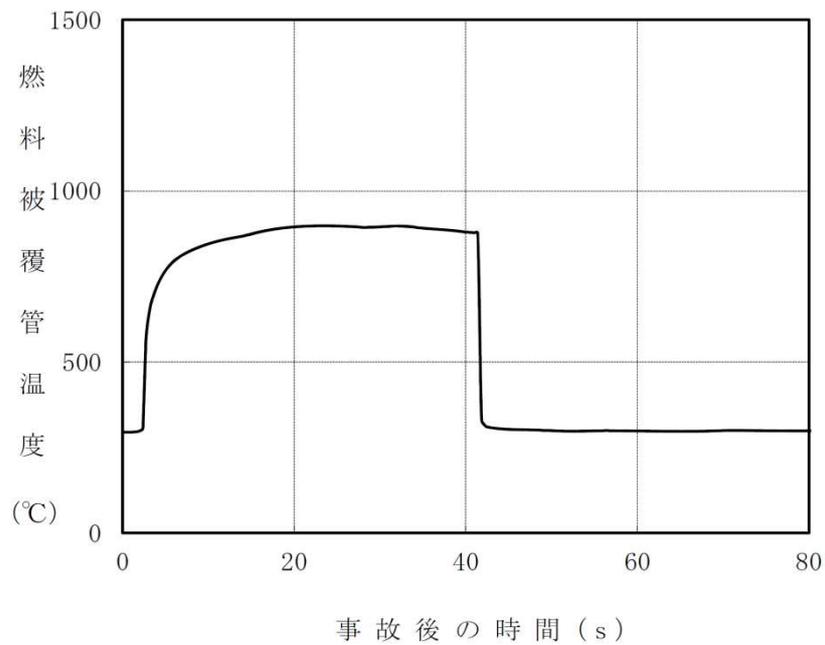
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価するため、相関式 2 はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。

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。

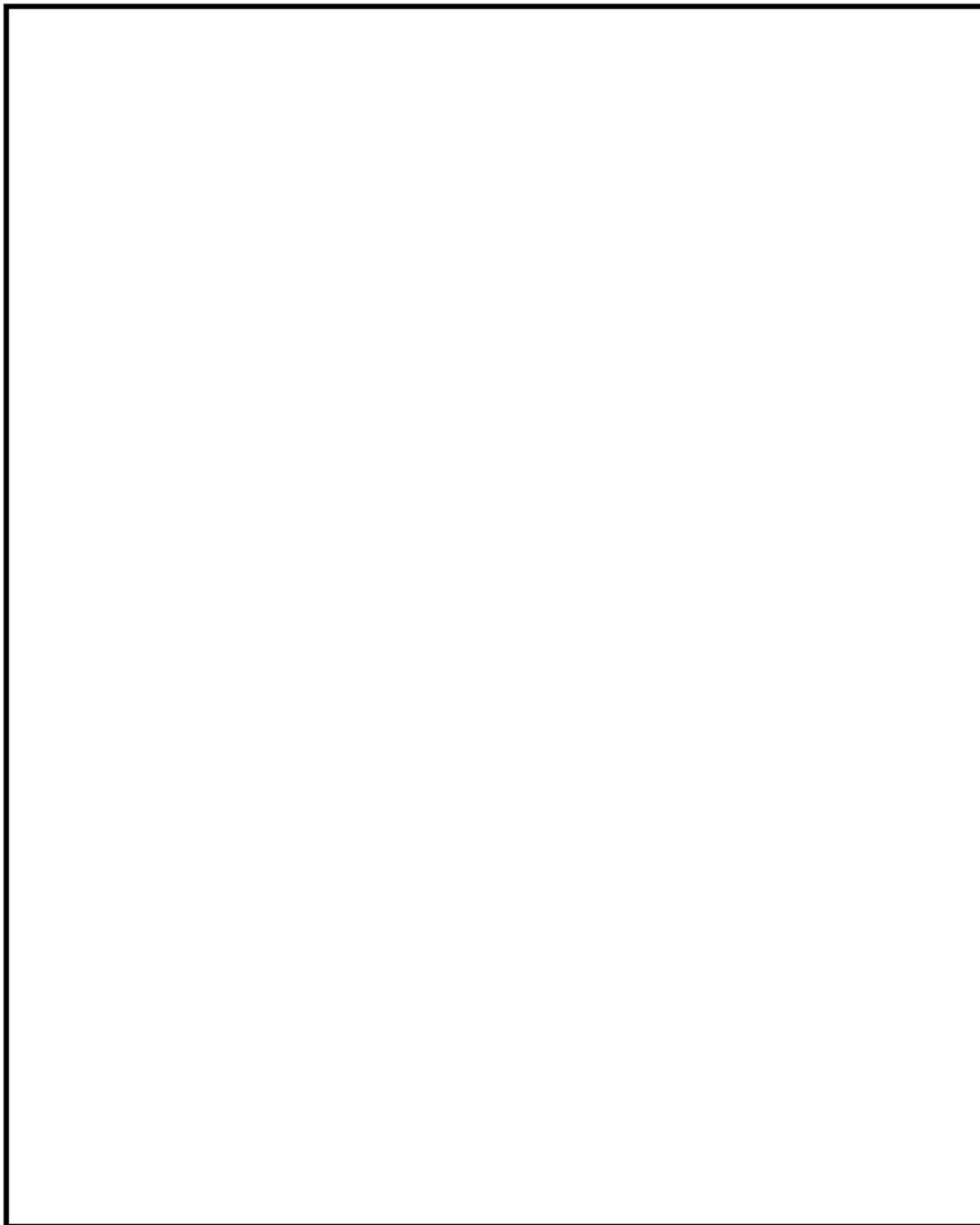
3. まとめ

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。

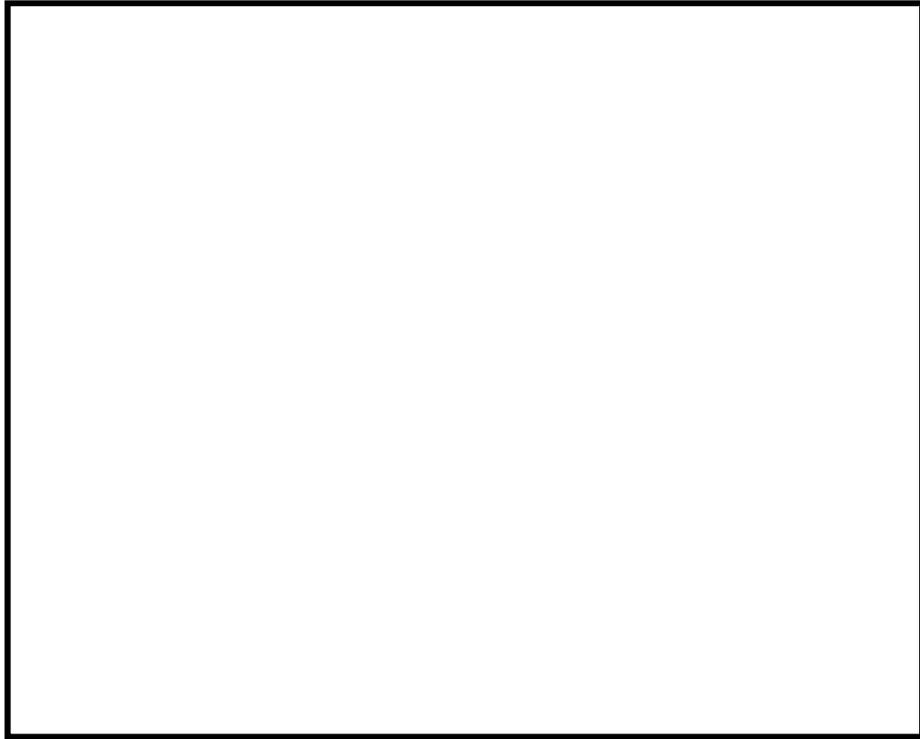
4. 参考文献

- [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。



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。



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。

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℃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の水温度 (°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.12

(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。

2.1.2 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、格納容器内雰囲気を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、格納容器内雰囲気が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早さに影響する。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、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。

(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、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、高压溶融物放出／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压・低压注水機能喪失及び 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附着し、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、自然対流及び輻射伝熱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 (HPME) 及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) 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 (HPME) 及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱 (DCH) 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、落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、溶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(溶融炉心細粒化)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溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、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、落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、溶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溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、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溶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、溶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) 溶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溶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、溶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溶融炉心・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		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
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				
			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) (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
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压溶融炉心放出	—	—	—	—	—
	(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	
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	原子炉压力容器モデル (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
原子炉压力容器 (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))
	原子炉压力容器内 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))
	原子炉压力容器内 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	
	原子炉压力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉压力容器破損モデル) (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))
原子炉压力容器内 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))
	原子炉压力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	
	原子炉压力容器外 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。

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.9046 \times 10^8 / RT} \quad T > 1875K \quad (3.3.2-1)$$

$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.67 \times 10^8 / RT} \quad T \leq 1850K \quad (3.3.2-2)$$

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・熔融状態	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、ベント管を経由して、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（HPME）及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱（DCH）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こらないものとする。

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ト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ト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抑制され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DESTAL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等のような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 MAAP 、他の核種グループについては MAAP 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。熔融炉心に含まれる FP もまた崩壊熱を持ち、熔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、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・熔融状態 (冠水時) : 限界熱流束 ・ 損傷・熔融状態 (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	水素発生源として以下を考慮: <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	ヒートアップ	(炉心モデル (熱水力モデル (伝熱)) に記載)
	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で放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

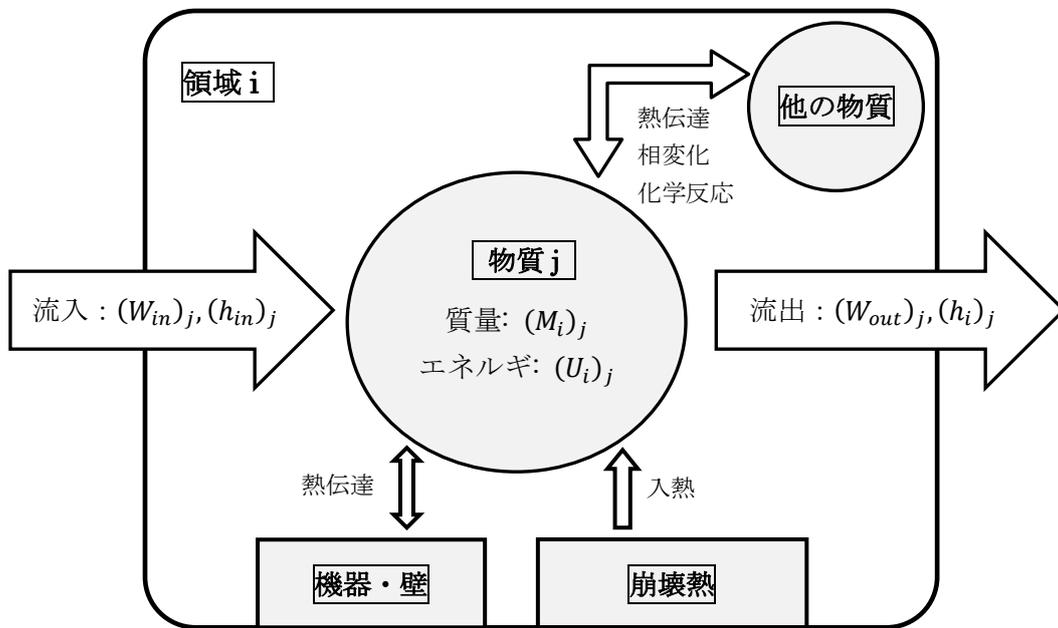


図 3.3-1 各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギーバランス

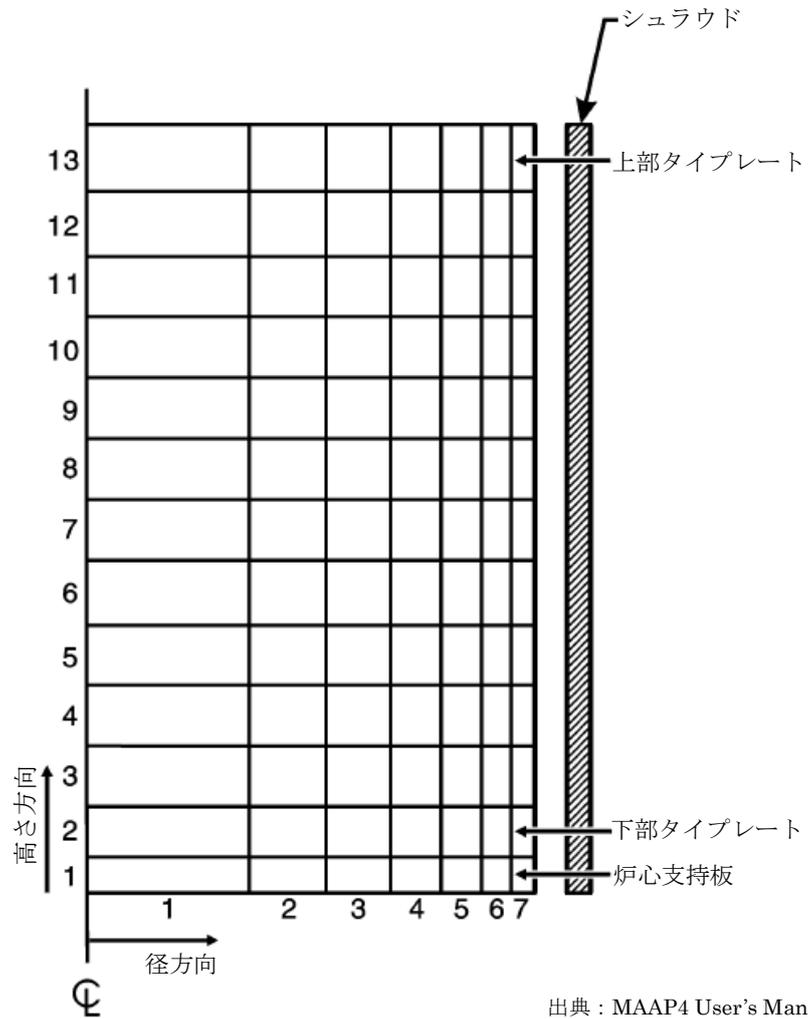
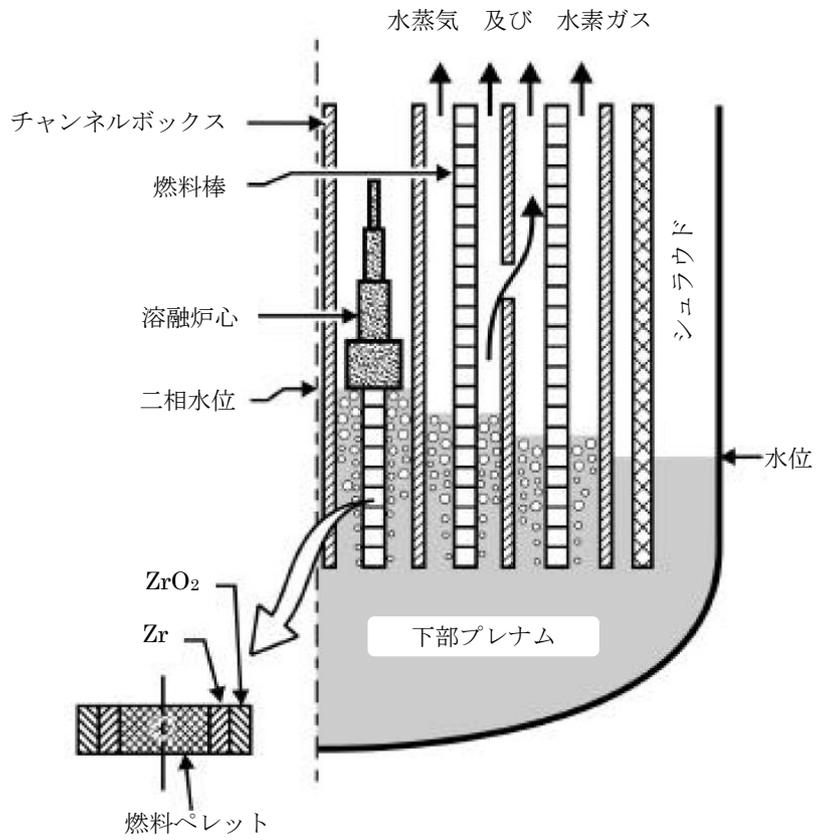


図 3.3-2 MAAP ノード分割例 (炉心モデル)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 炉心水位モデル

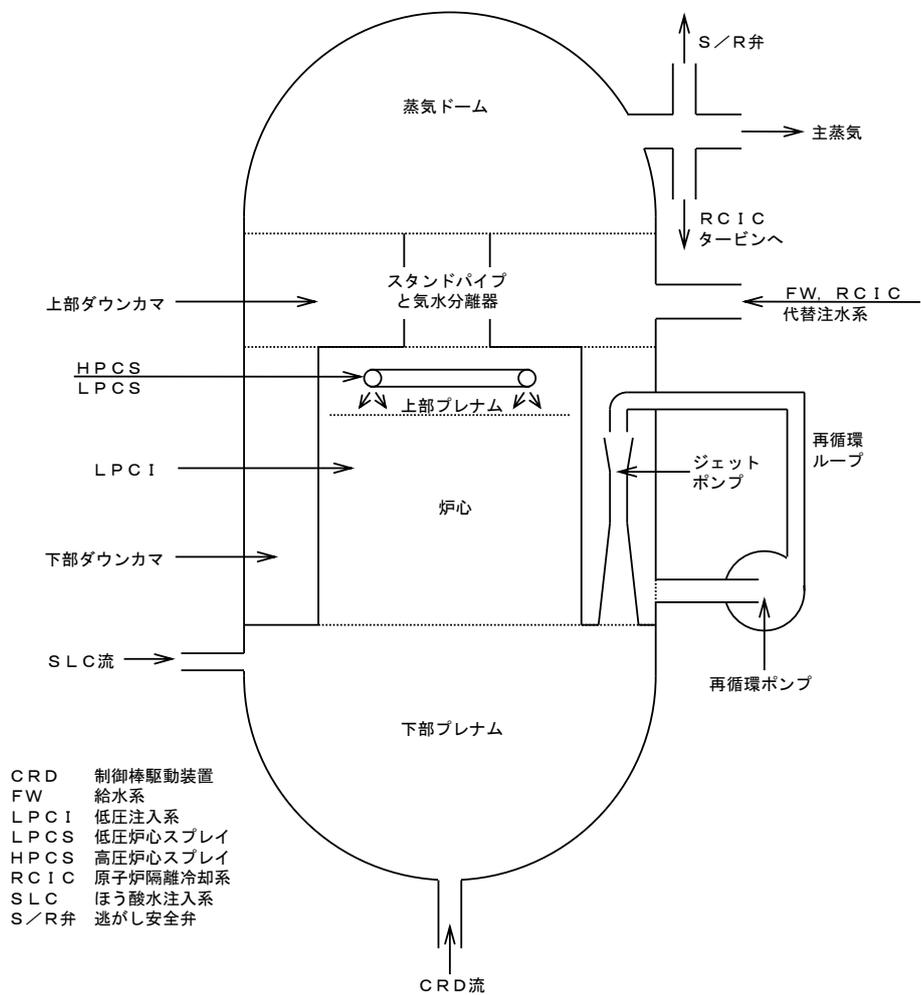
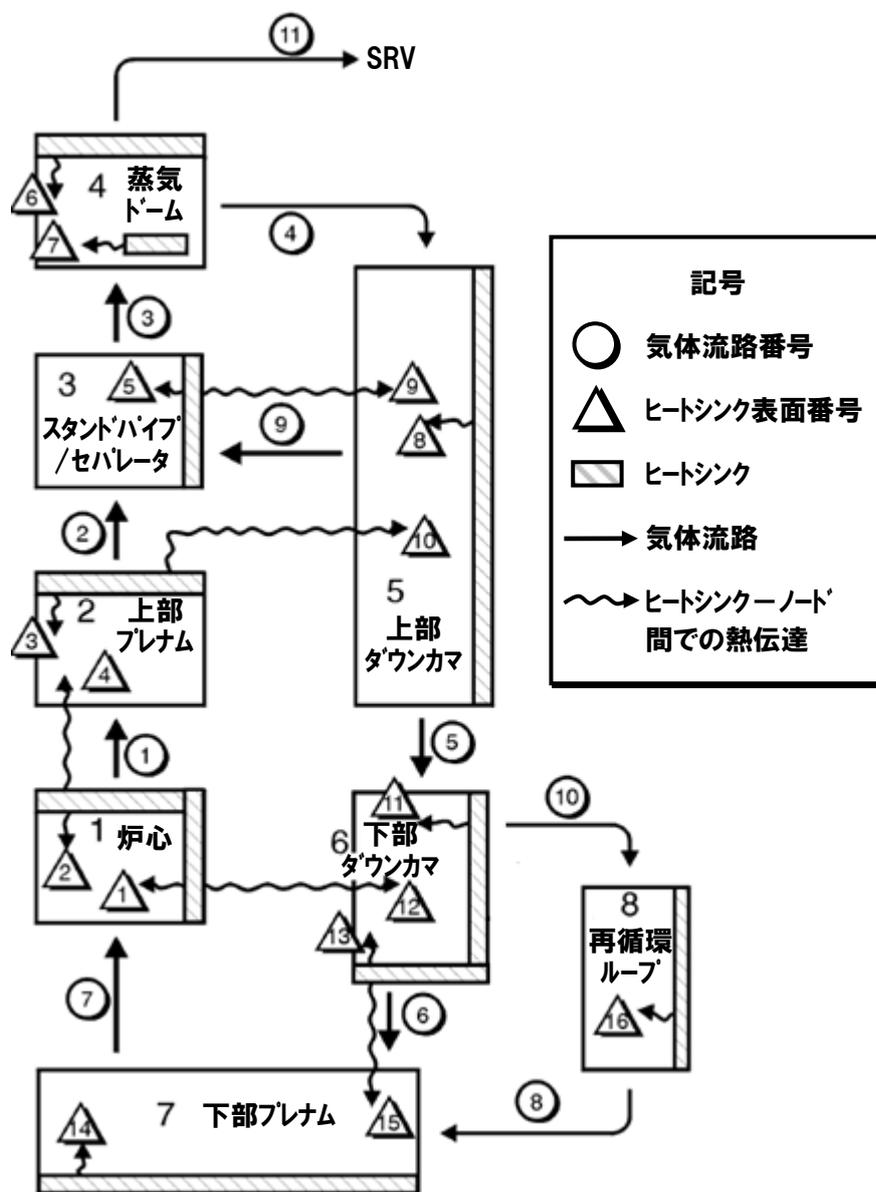


図 3.3-4 MAAP 原子炉压力容器モデルの概要 (BWR-5 の例)



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

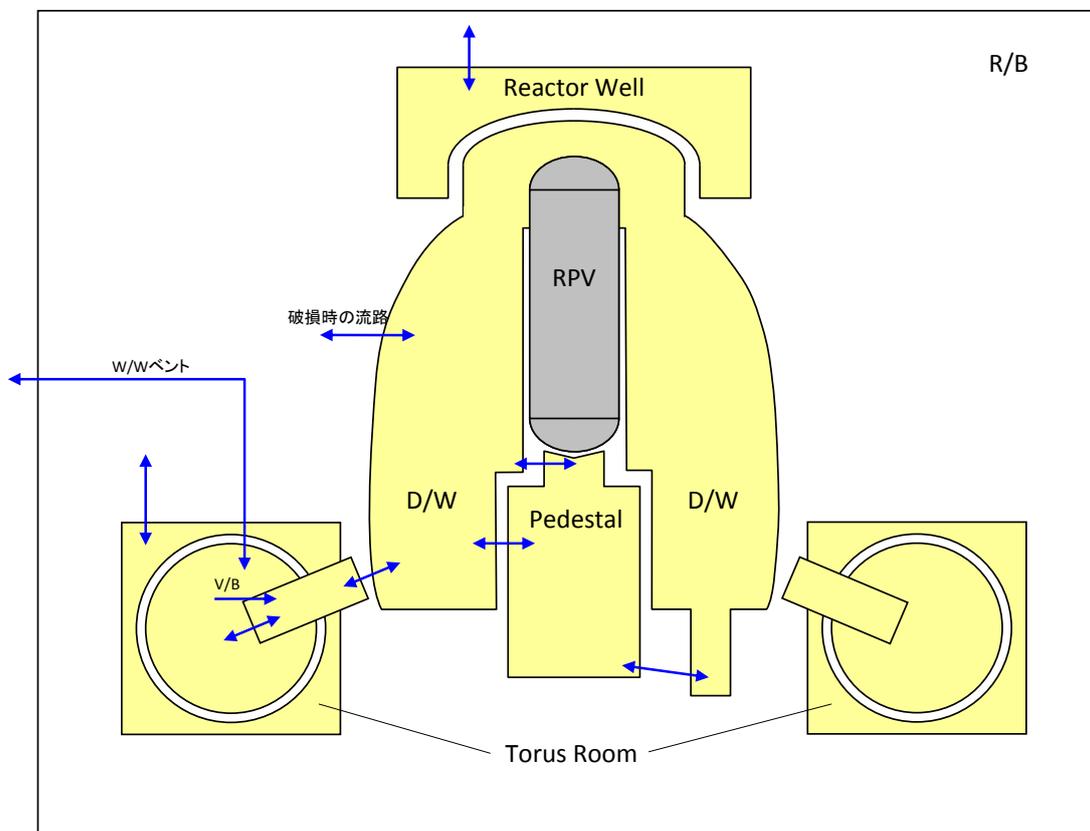


図 3.3-6 MAAP ノード分割図（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

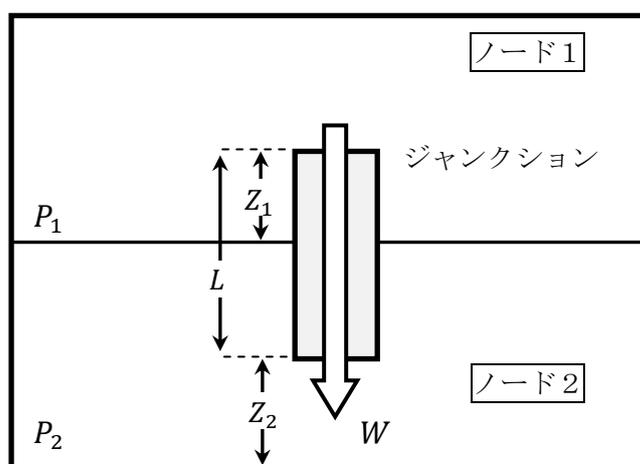


図 3.3-7 ジャンクションの接続関係

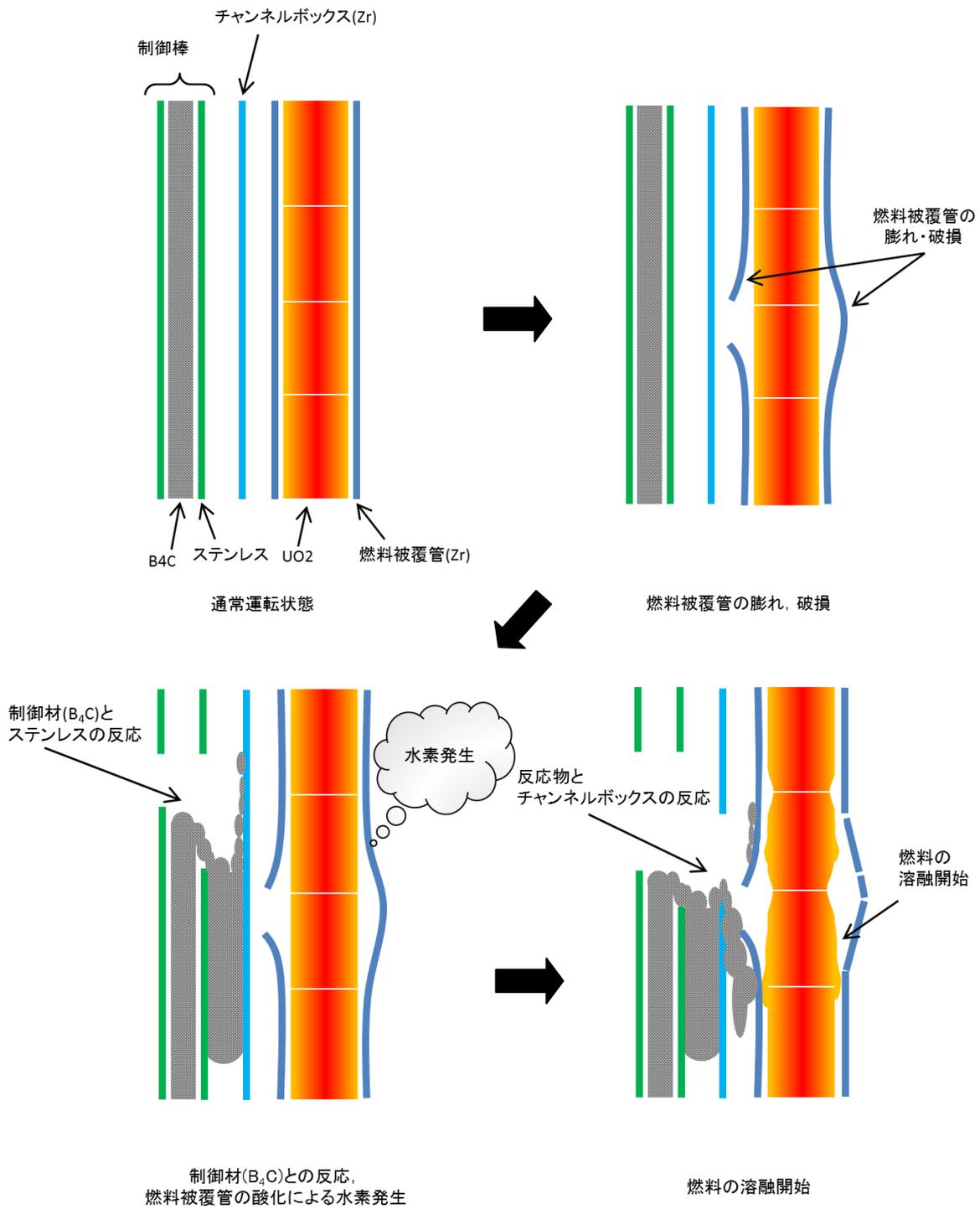
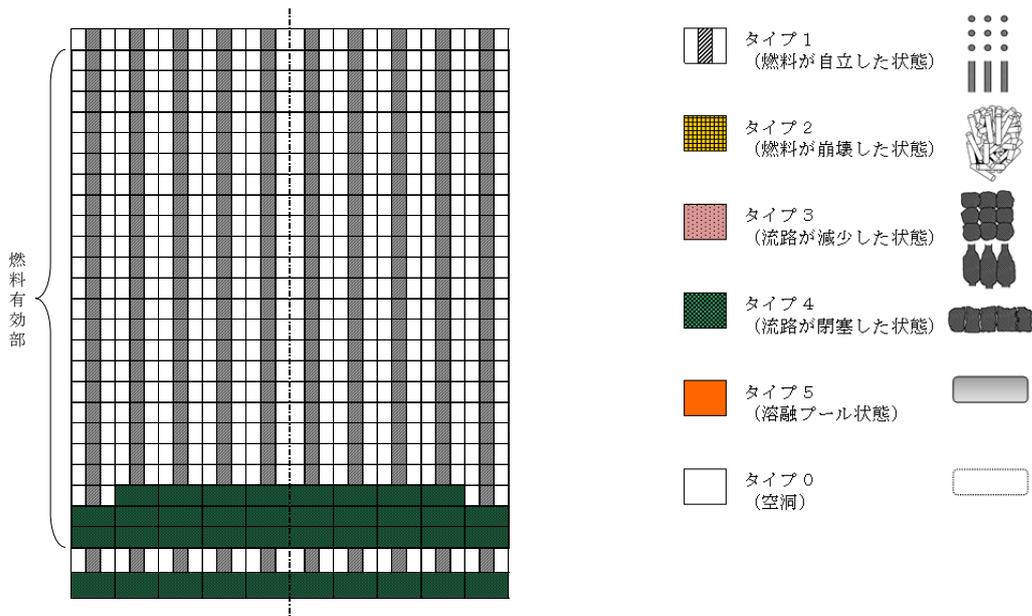
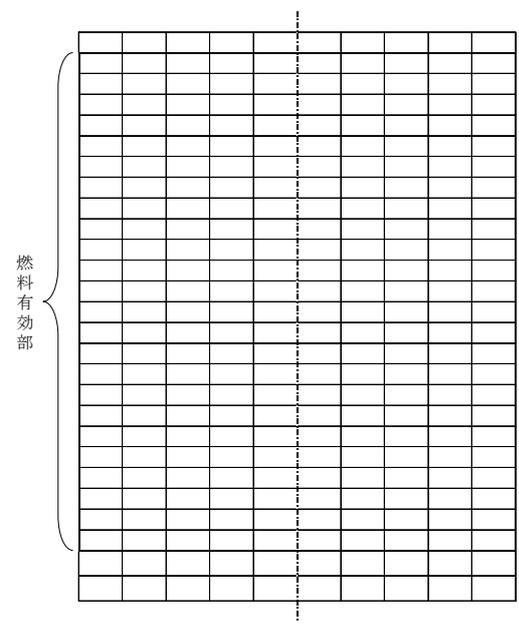
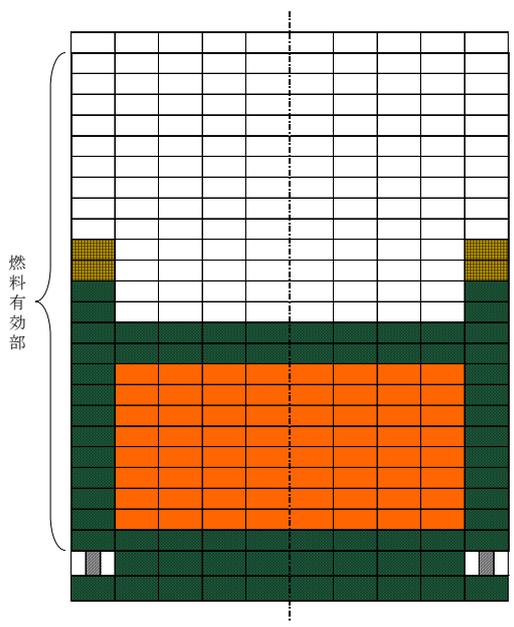


図 3.3-8 炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



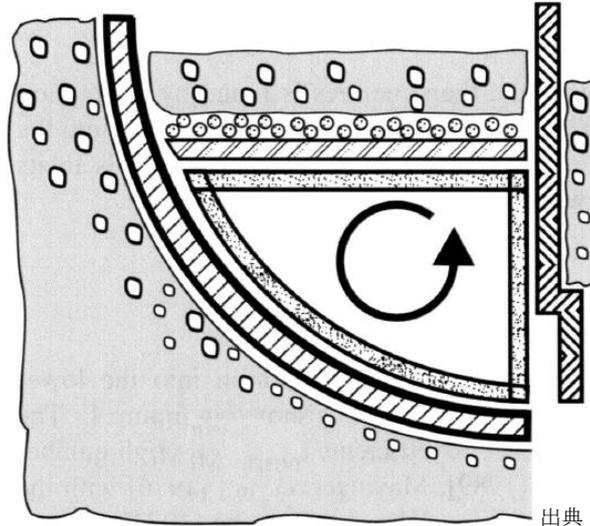
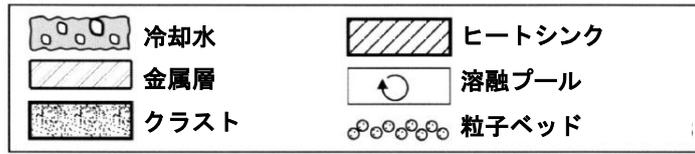
炉心溶融開始直後の状態。炉心溶融は炉心径方向中心から開始し、シュラウド側（径方向外側）の溶融は炉心中央に比べて進展が遅い。



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。

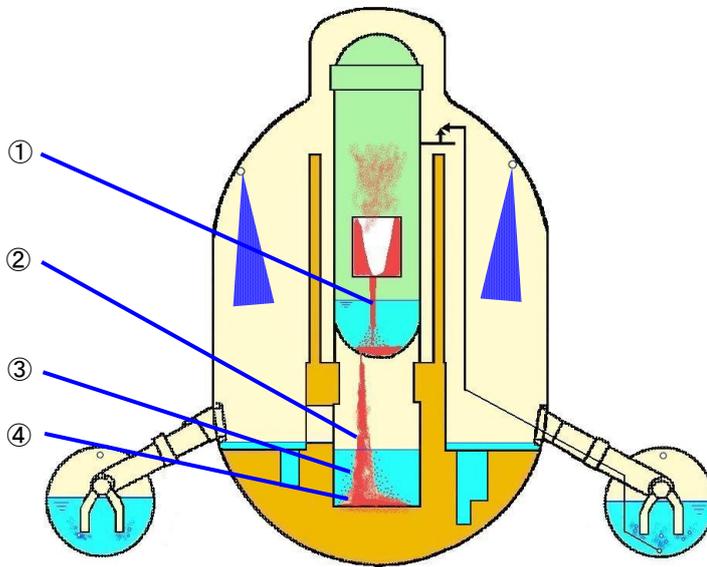
原子炉圧力容器破損後の状態。炉心支持板より上部に燃料は存在せず、空洞となっている。

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）

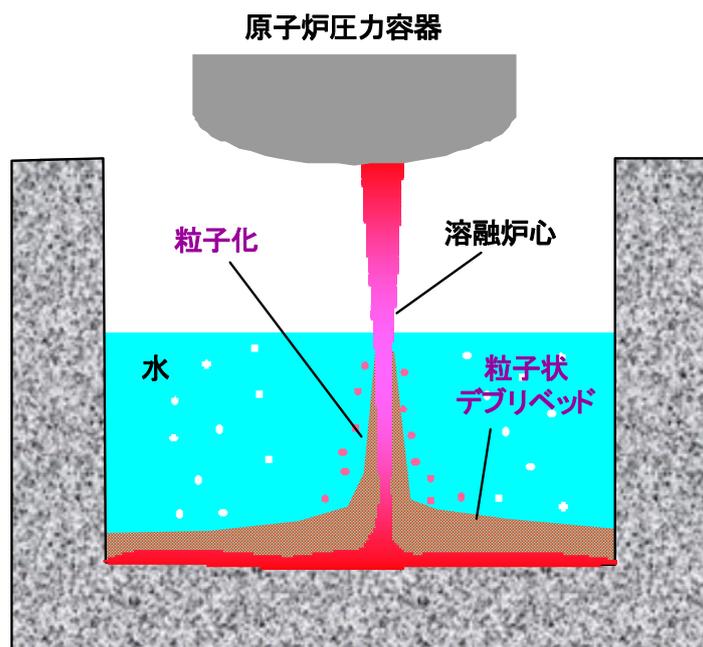
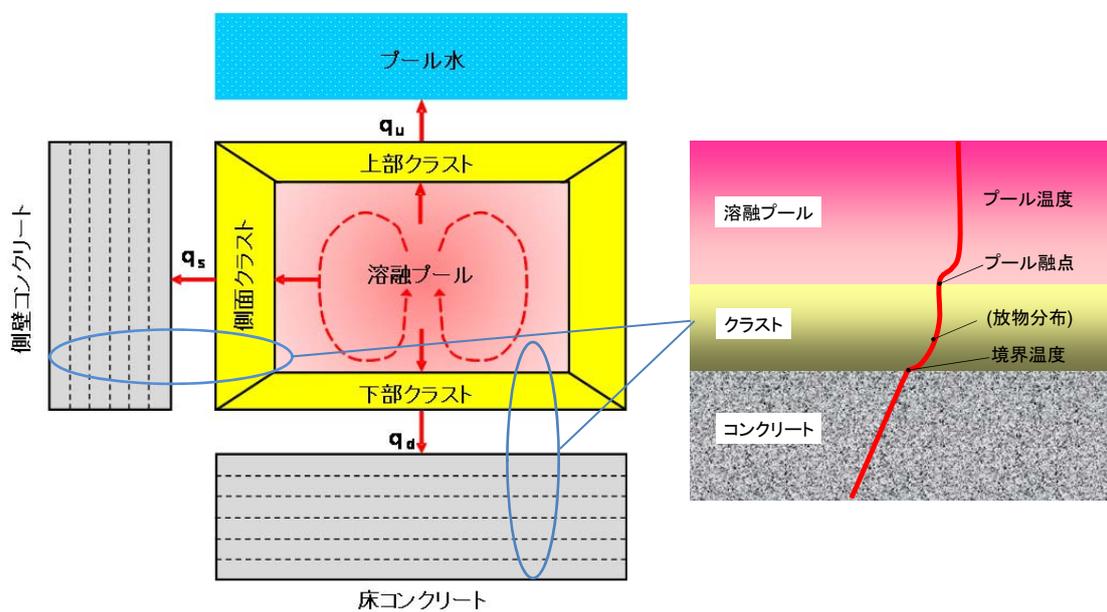
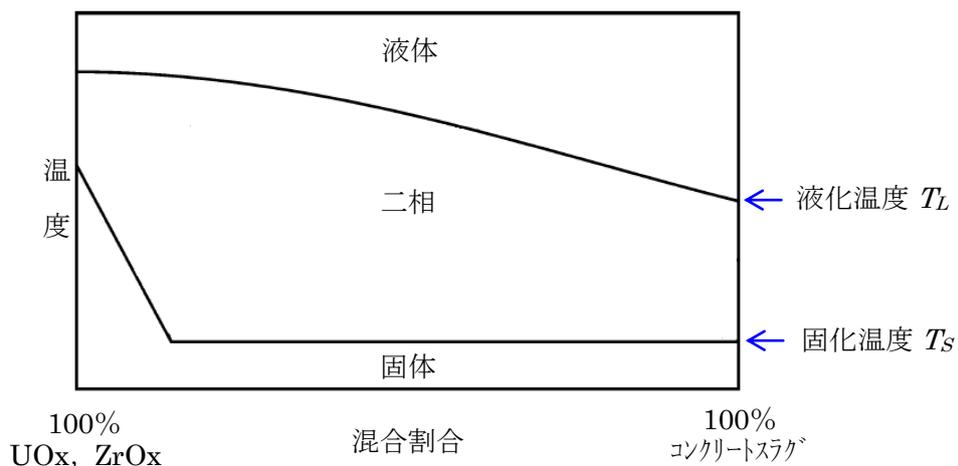


図 3.3-12 原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



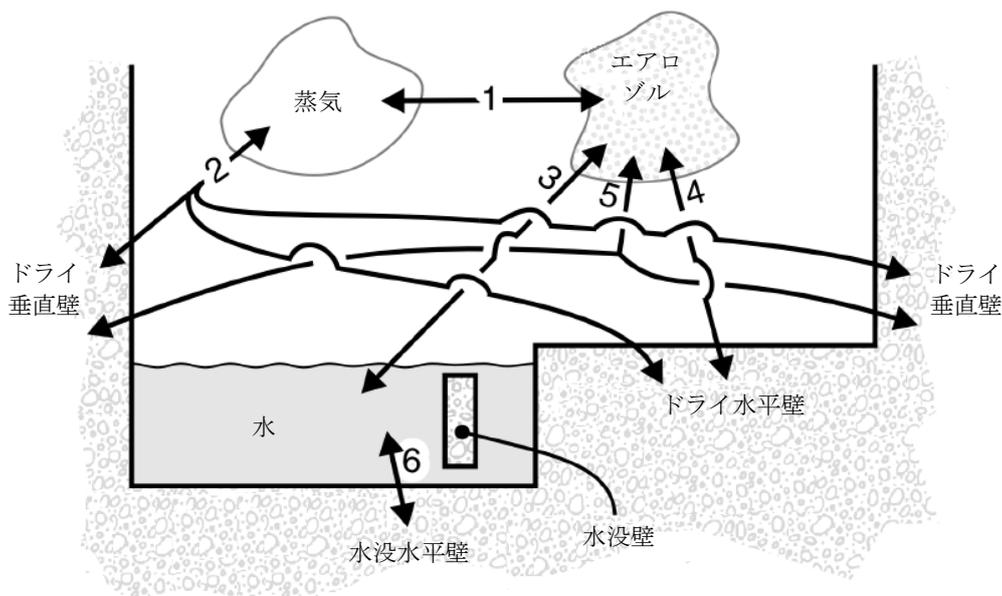
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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、ダウンカマ、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。

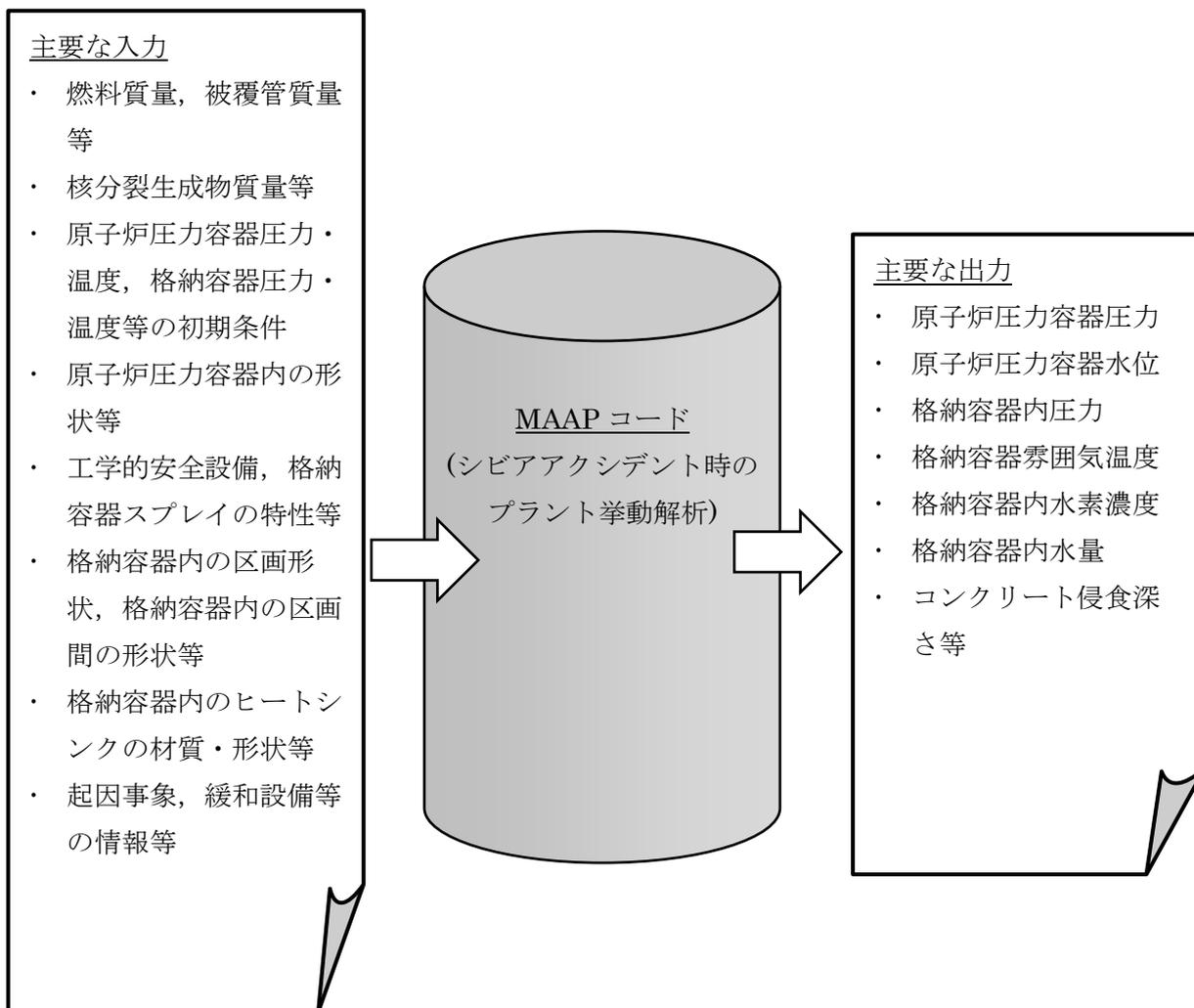


図 3.5-1 MAAP の入出力

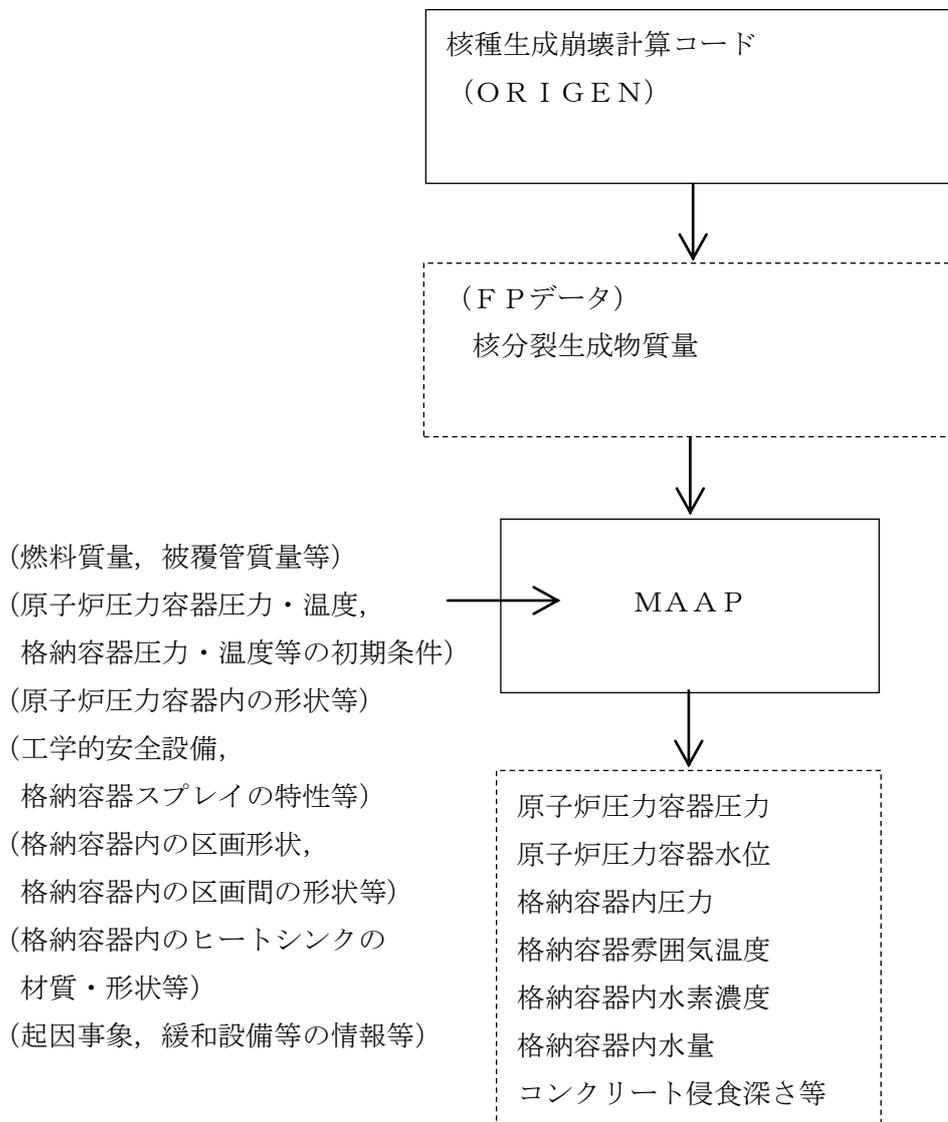


図 3.5-2 前処理コードによる MAAP 入力作成の流れ

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「原子炉圧力容器破損後の高圧溶融物放出」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、「原子炉圧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、原子炉圧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圧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 (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ブ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	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	—	—	—	—	—	—	
	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	—	—	—	—	—	—	—		—	—	
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	—	—	—	—	—		—	—		—

* 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

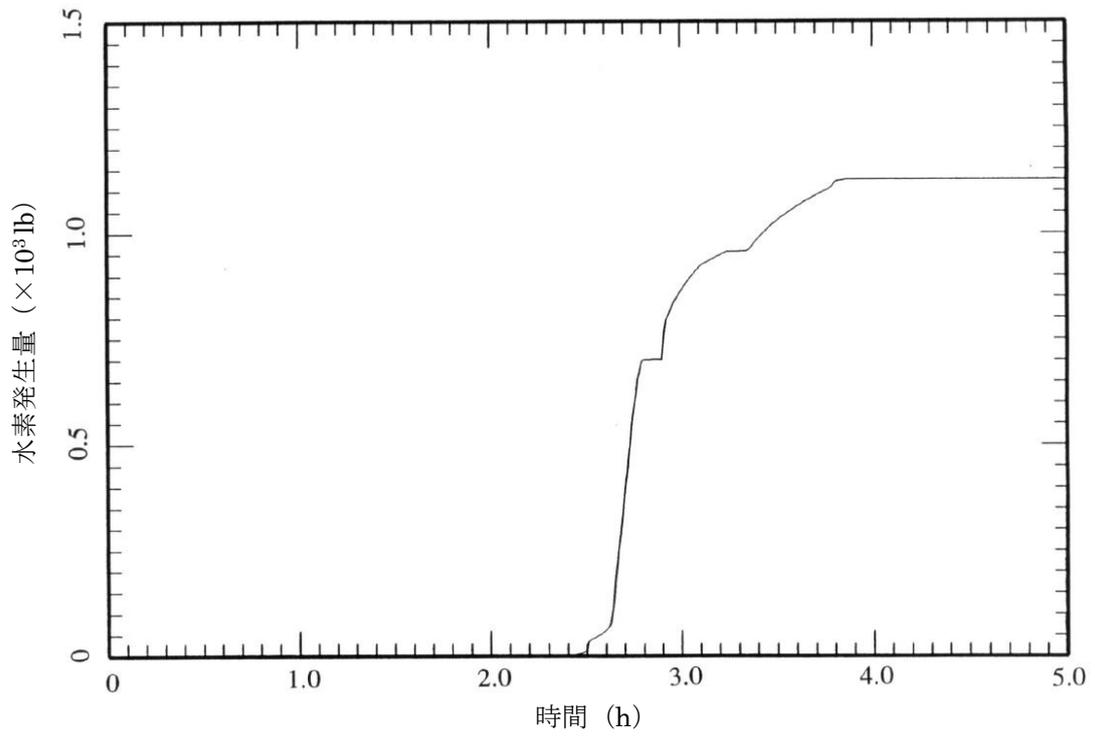
し、事故発生約240分後に低下することから、TMI事故の分析結果と一致している。また、原子炉容器壁温の最大値は、ステンレス鋼の融点（約1,350℃）より低い約1,200℃であり、原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合している。

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熔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

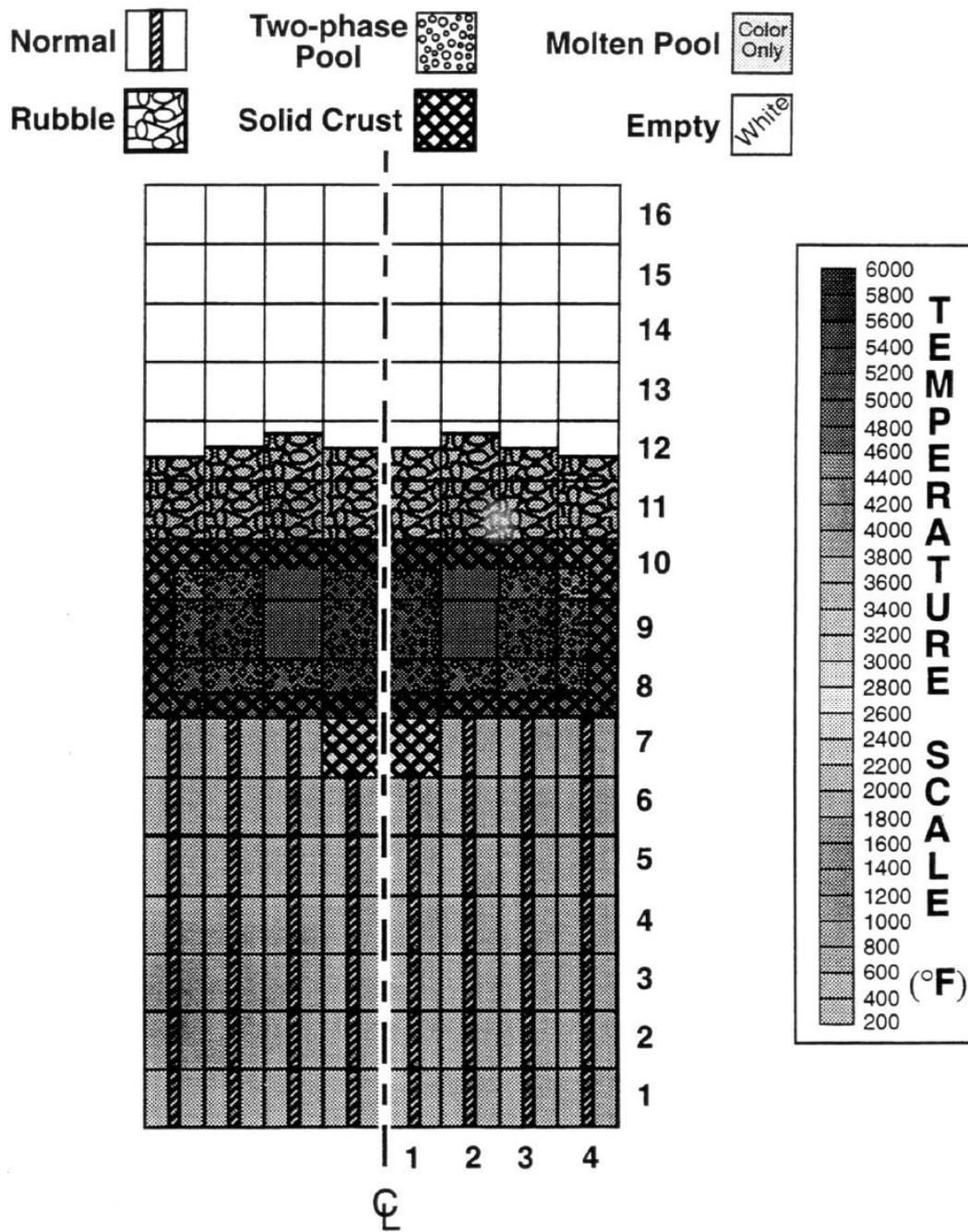
水素挙動の比較項目	TMI 事故の分析	MAAP コード解析
水素発生開始時刻	139 分	145 分
水素発生期間	139～224*分	145～230 分
全水素発生量	1,100～1,200lb. 499～544kg	1,125lb. 510kg

※ 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。



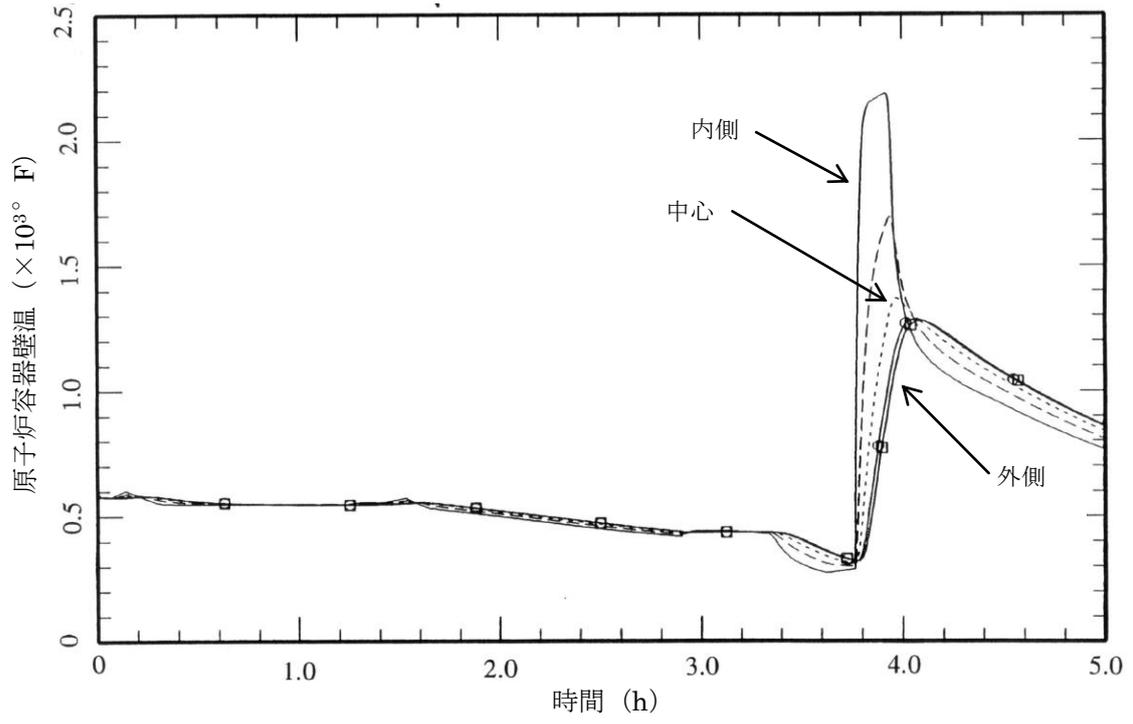
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)

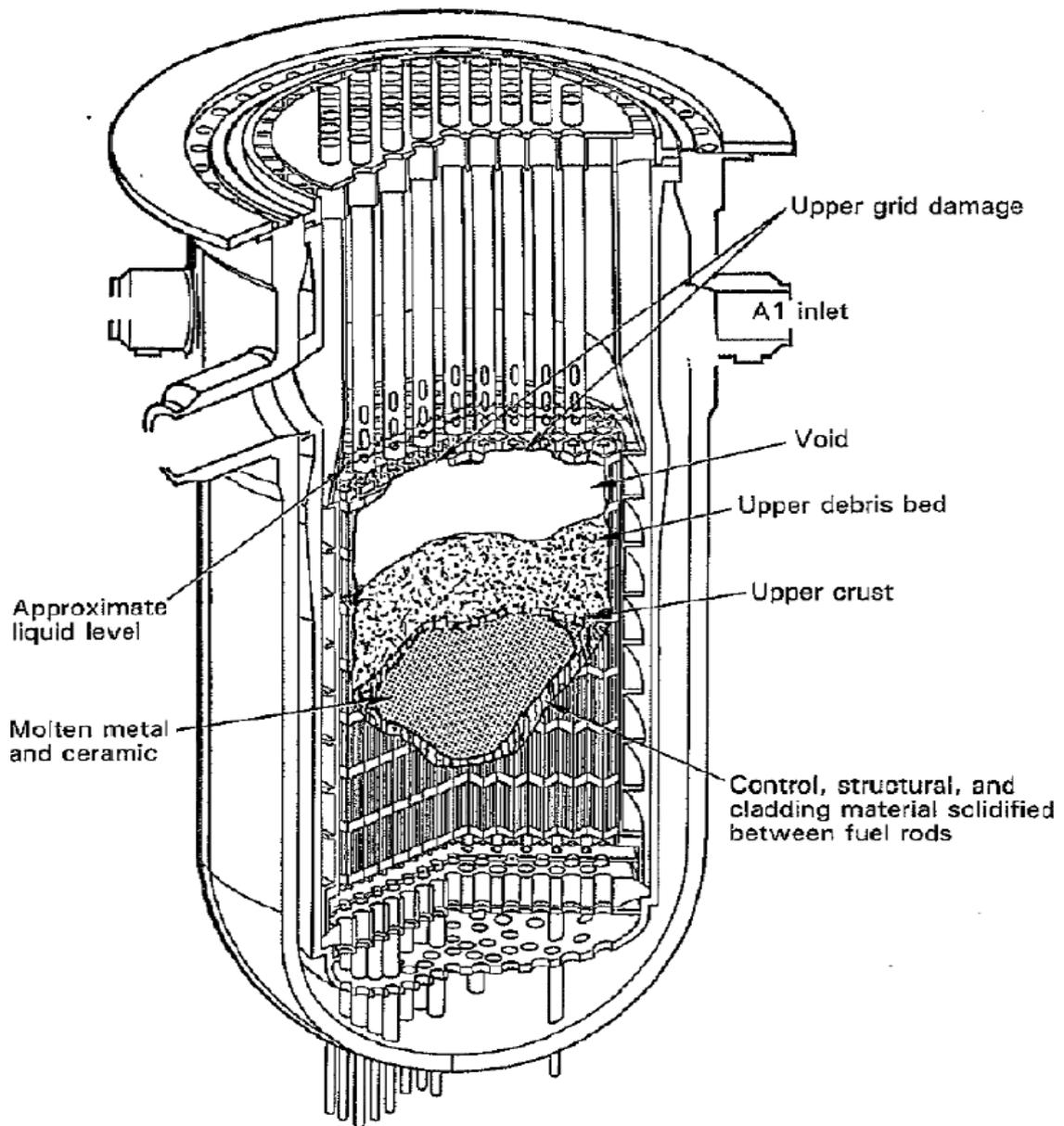


図 4.2-4 TMI 事故の炉心溶融状況の分析結果（事故発生約 220 分後）^[12]

4.2.2 CORA 実験解析

(1) 実験の概要

CORA 実験^[13]は、シビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・溶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、燃料の溶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 秒付近において溶融し、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溶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 は溶融し、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、この実験は炉心溶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

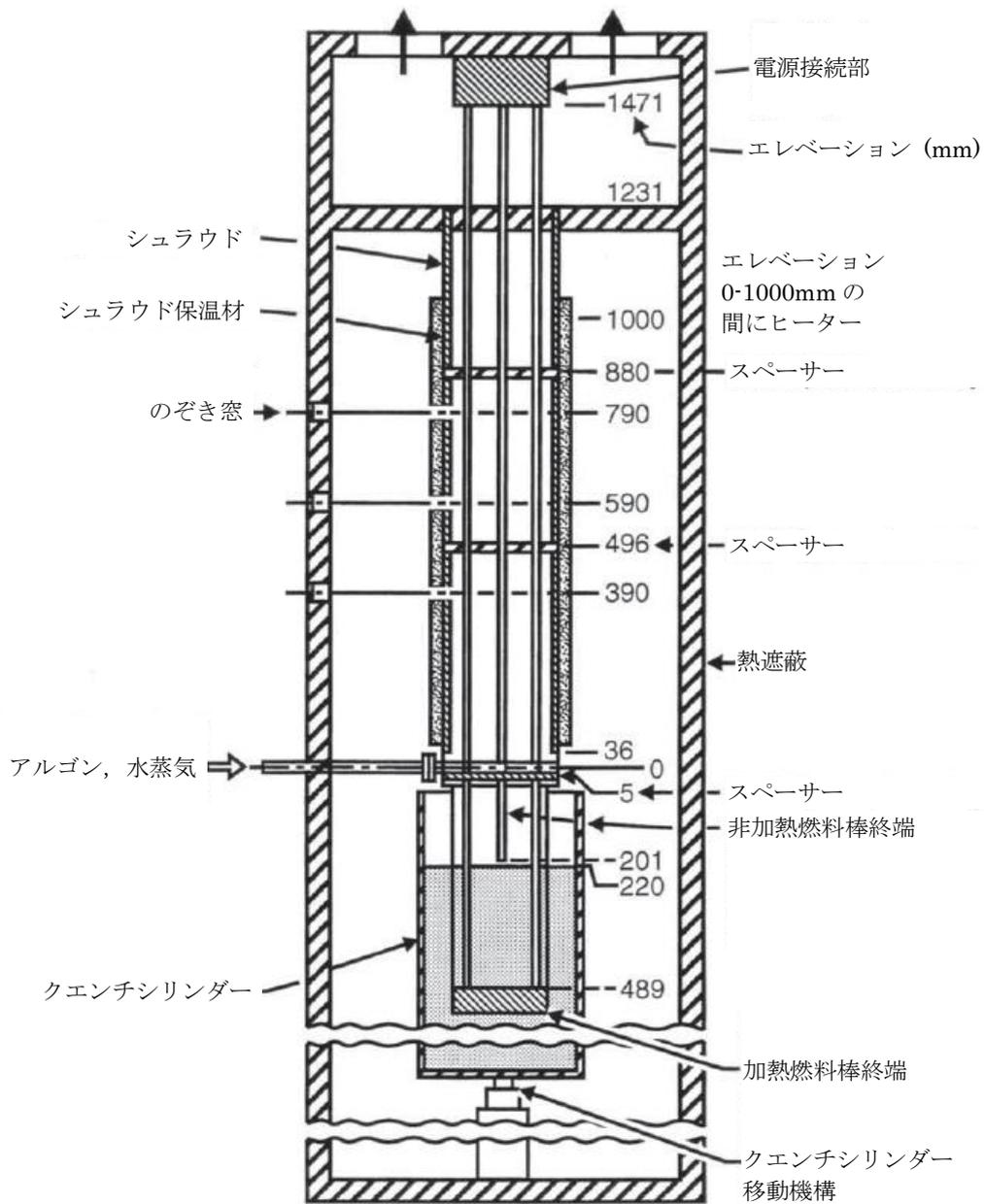
から加熱を停止するまでの間、温度を高く評価しているものの、実機の体系により近い CORA-18 実験においては、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

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

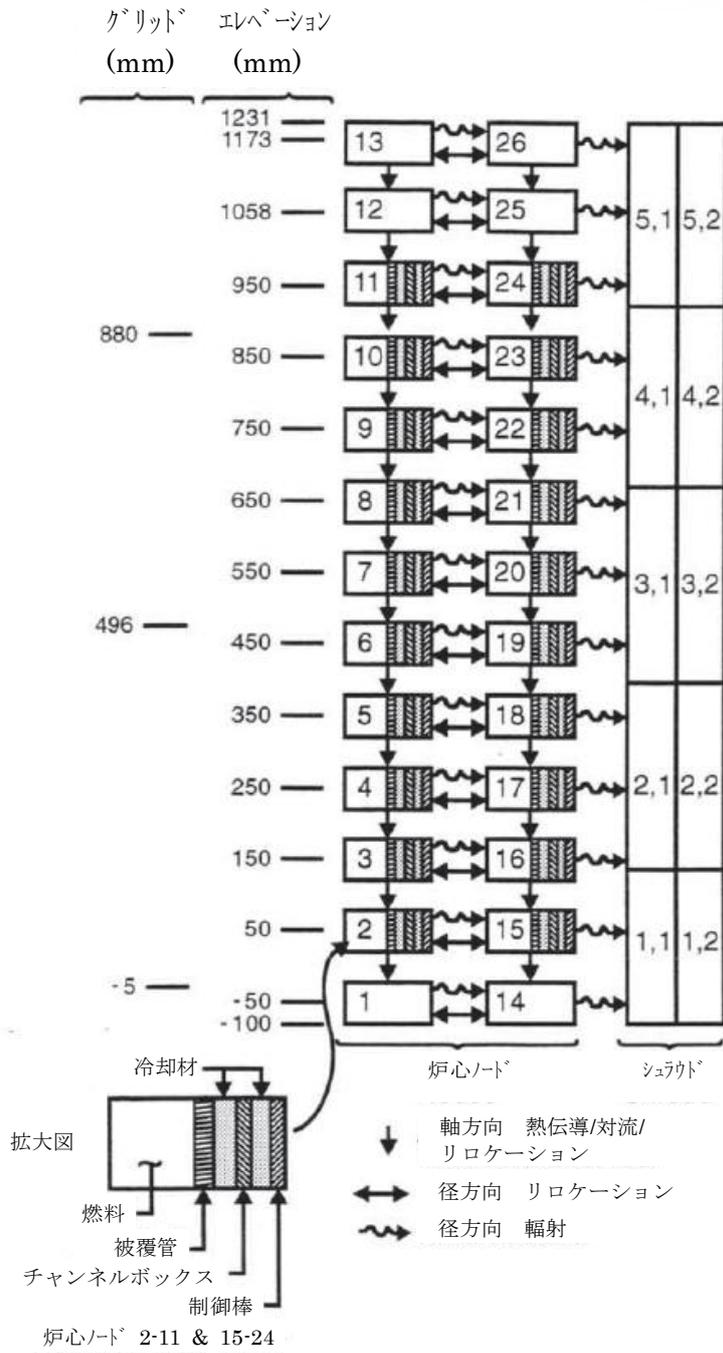
バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO ₂ 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO ₂ 質量	kg	3.50	5.38
制御棒 B ₄ C 質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m ²	0.423	0.599
バンドル流路面積	m ²	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル1 燃料棒数	-	8	18
チャンネル2 燃料棒数	-	10	30

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



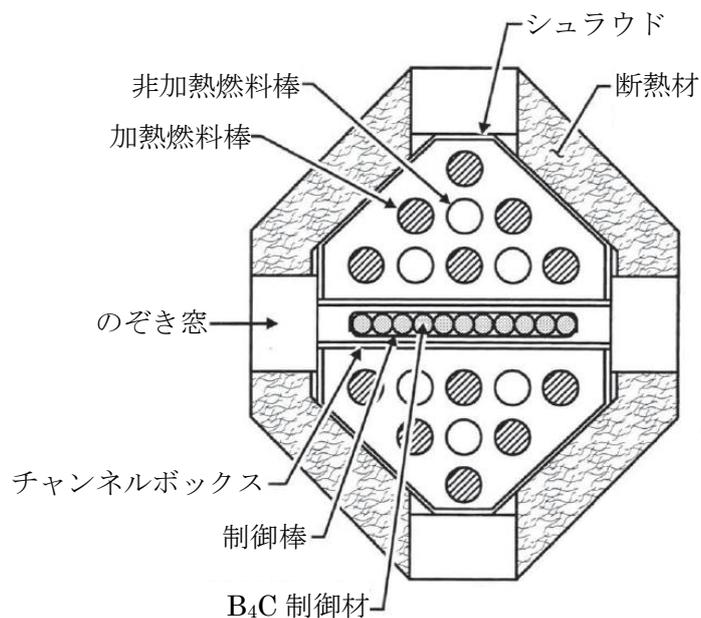
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 CORA 実験装置概要



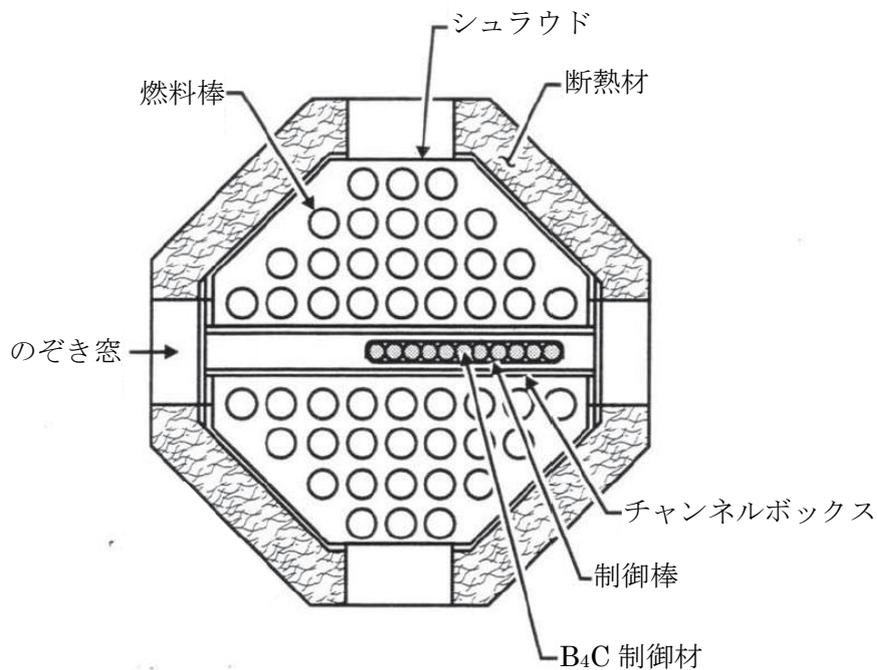
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-6 CORA 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



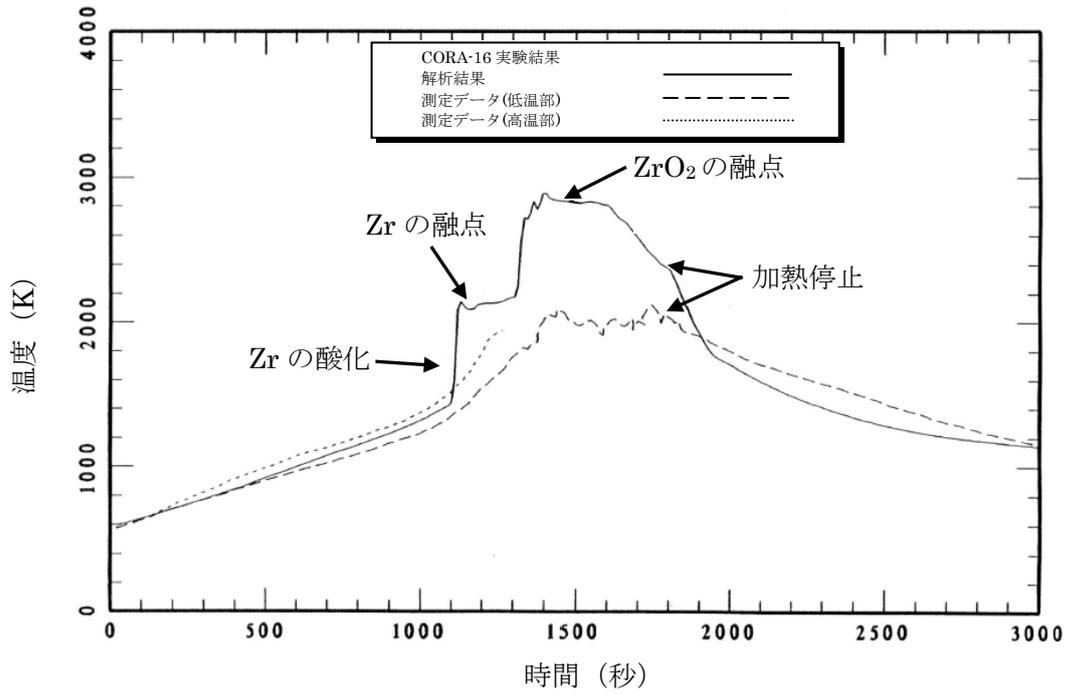
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-7 CORA-16 実験 試験バンドル形状



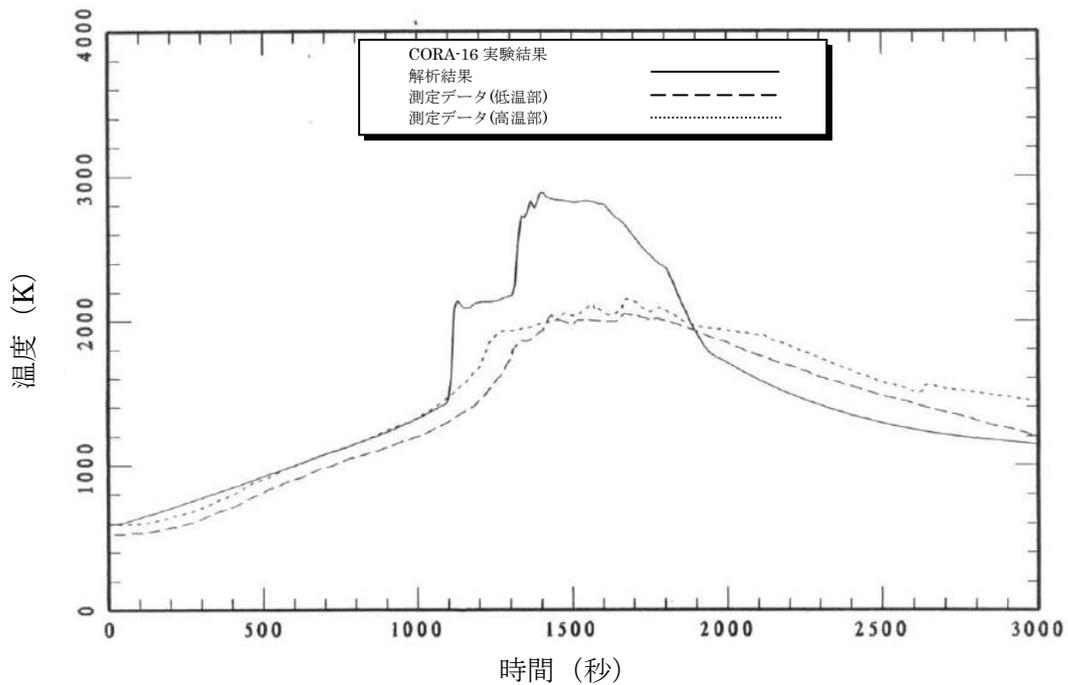
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-8 CORA-18 実験 試験バンドル形状



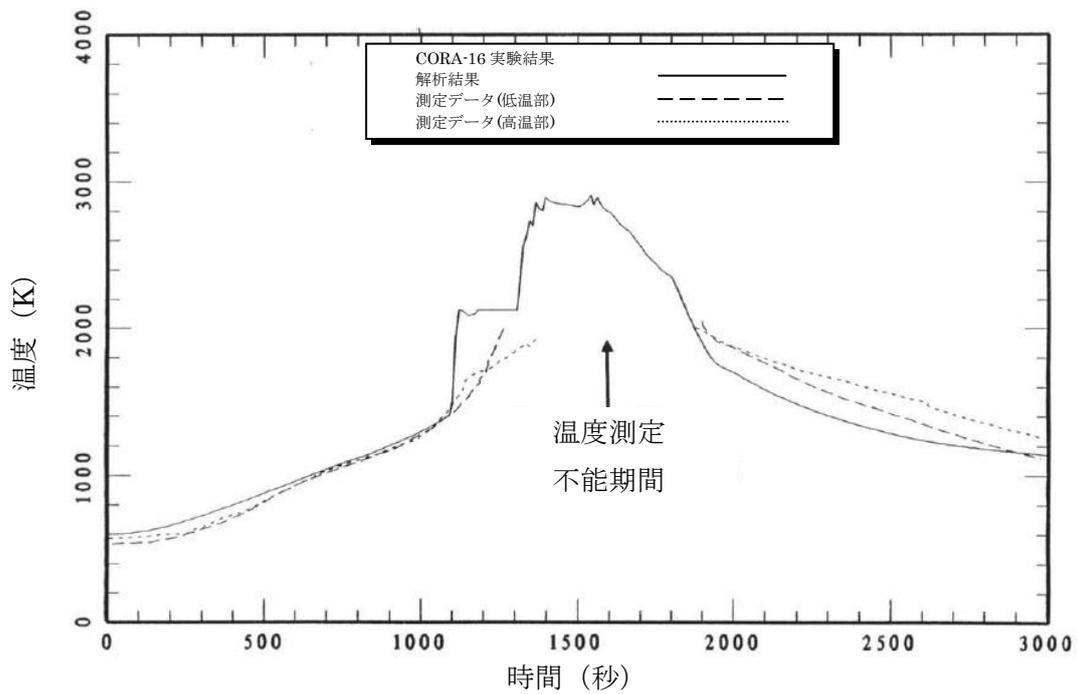
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



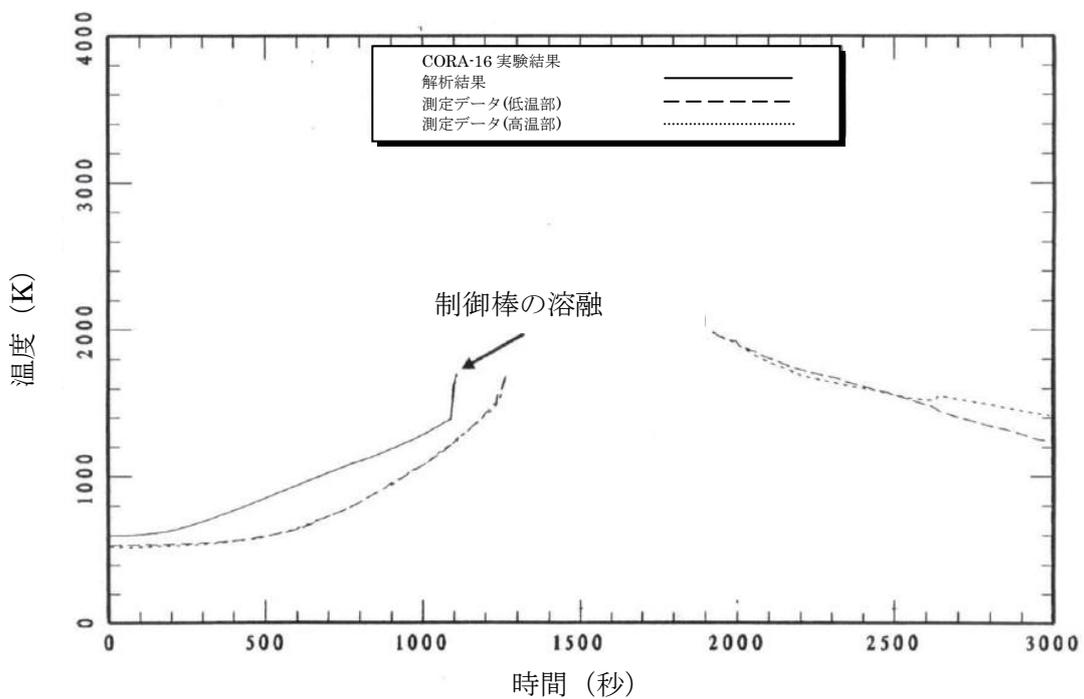
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



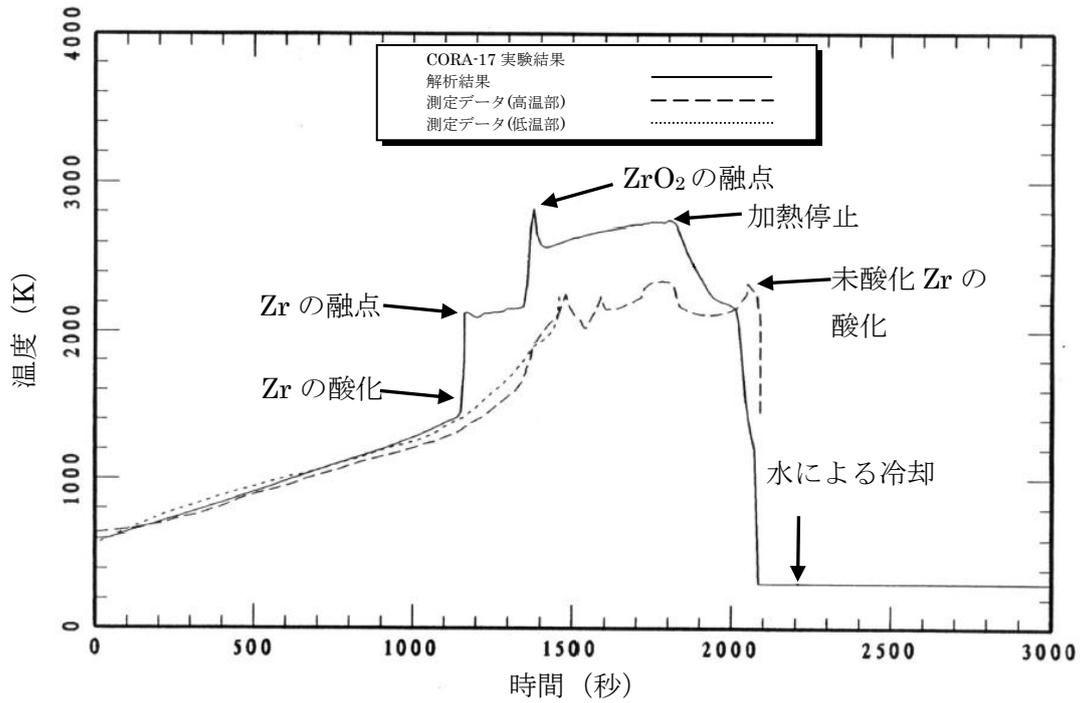
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



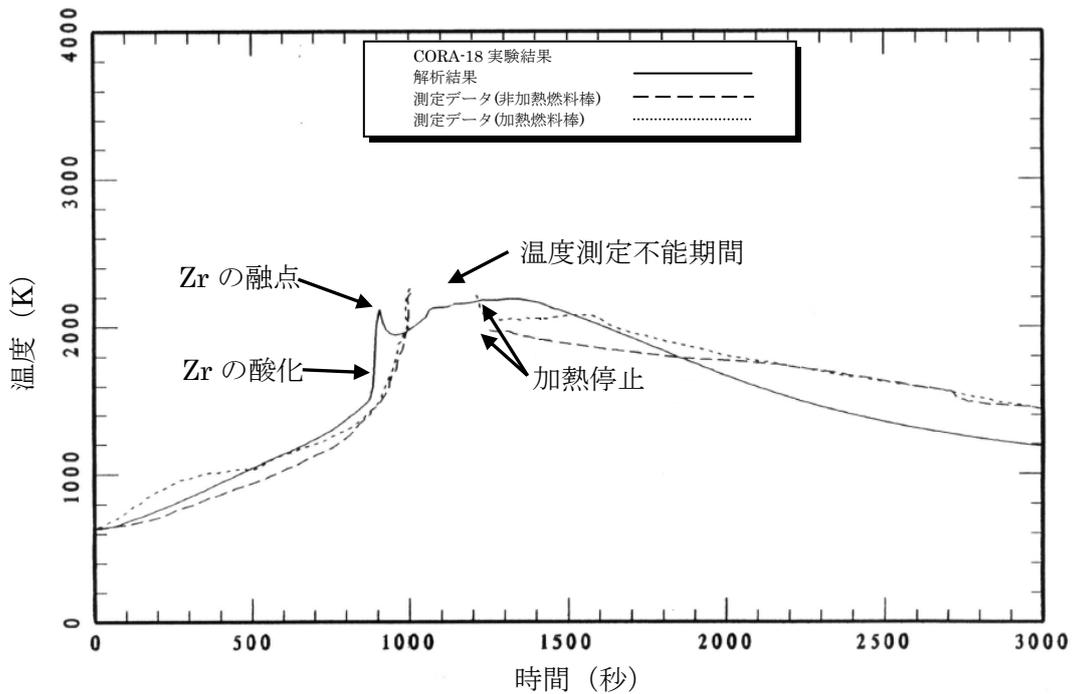
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-12 CORA-16 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)



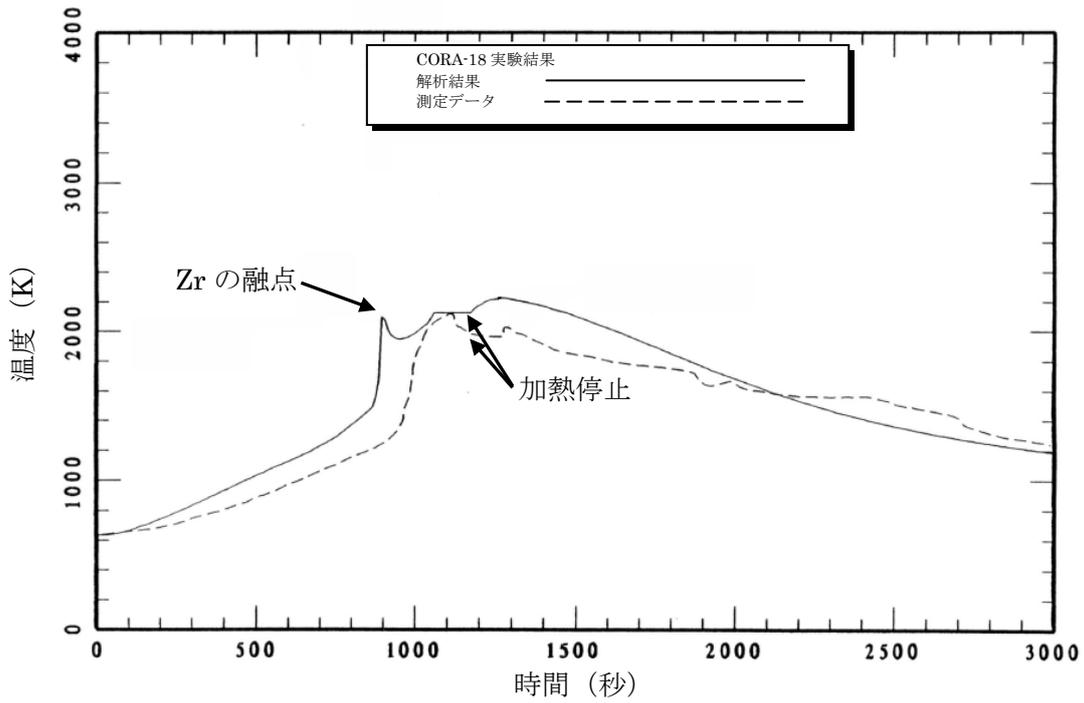
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



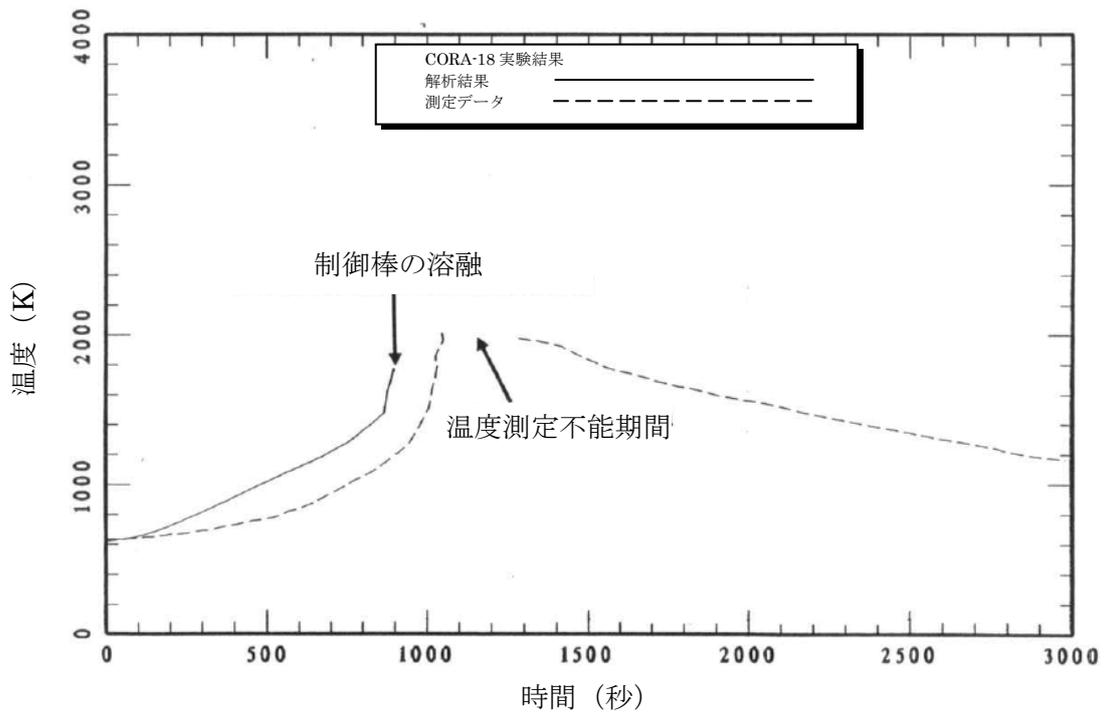
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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、外部スプレイが開始されると、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、スプレイ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℃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。

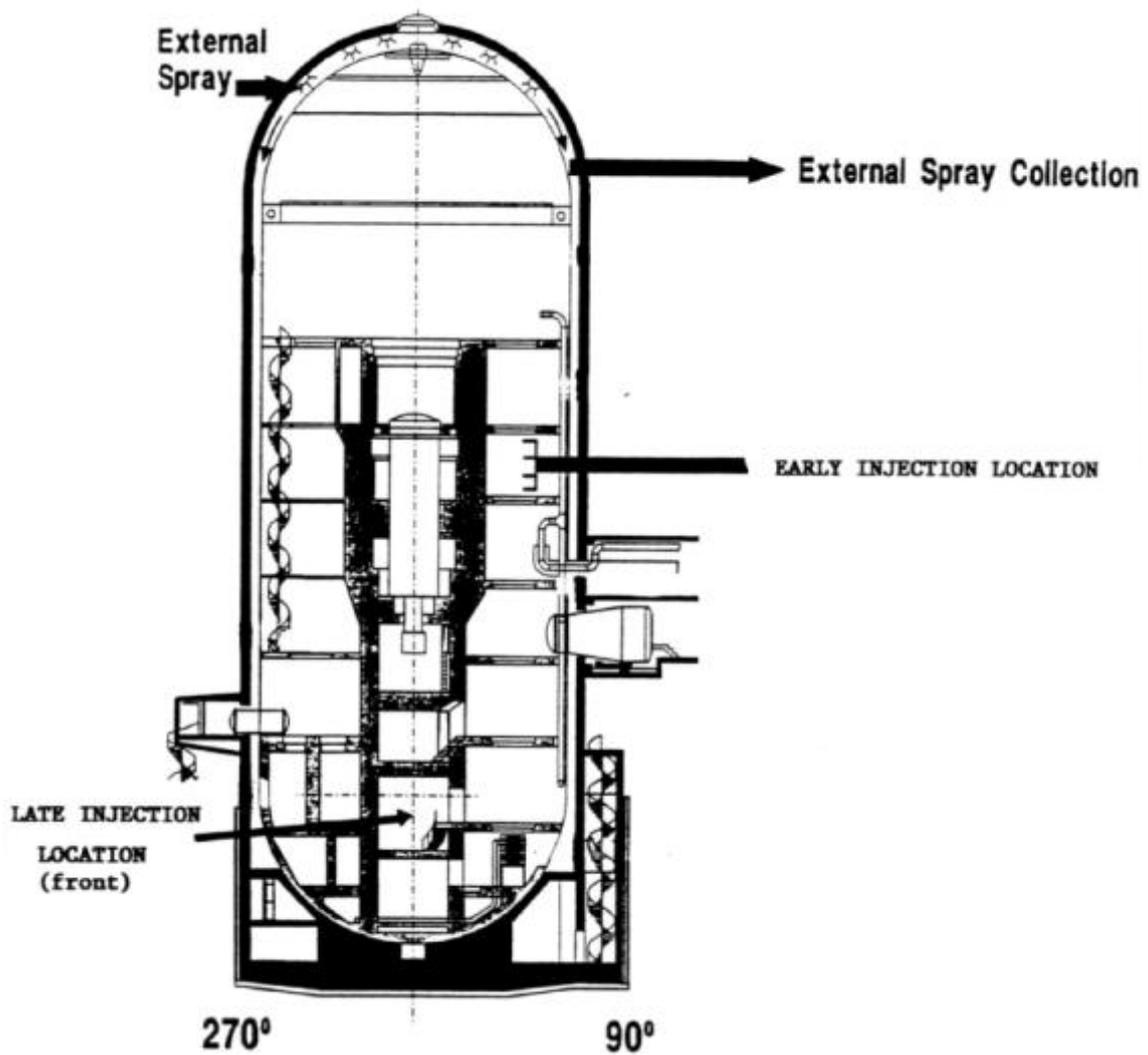
また、図4.2-26及び図4.2-27に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度については、水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス濃度の変化挙動、外部スプレー冷却後における循環流による混合挙動等、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

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

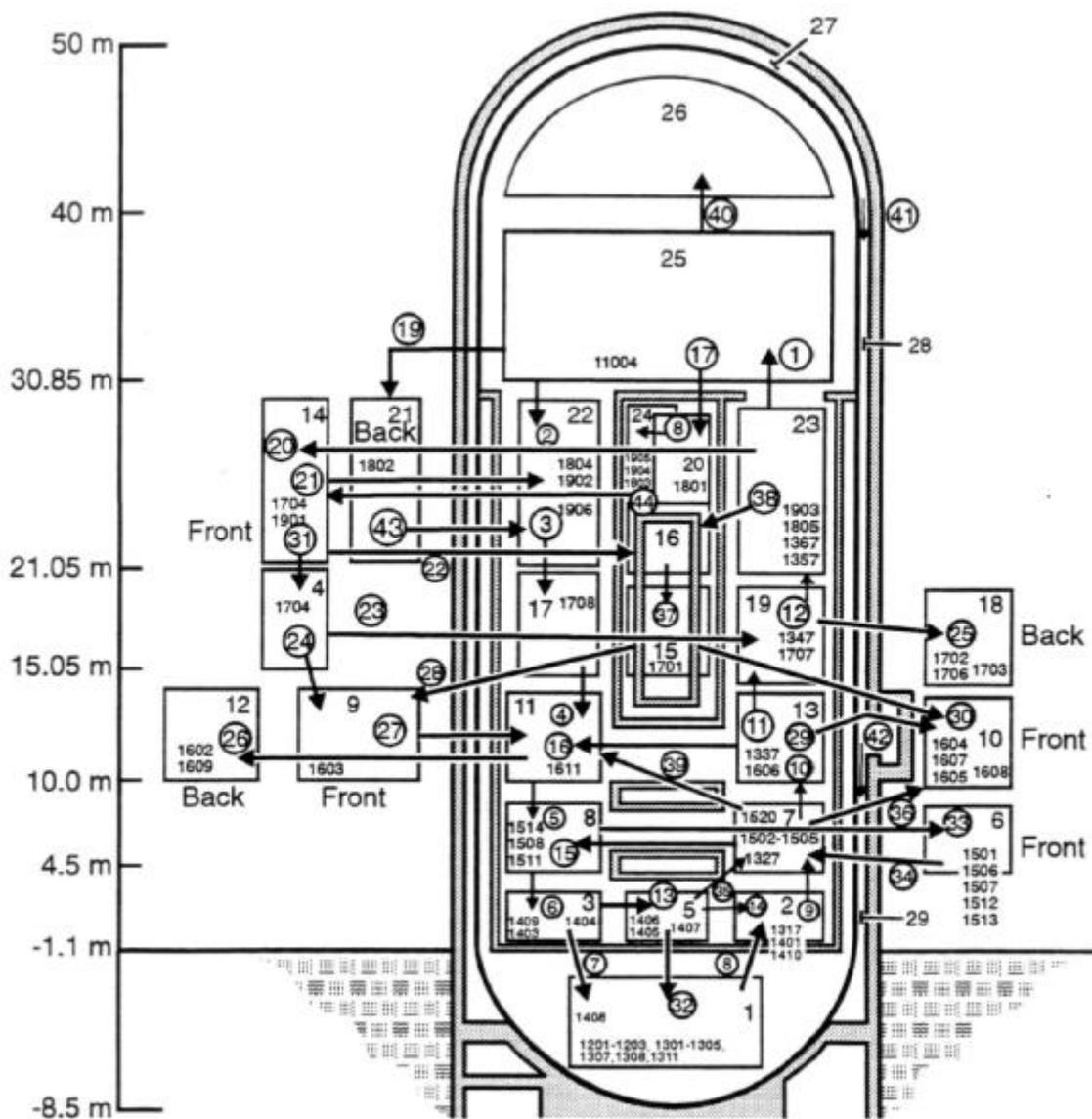
コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

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

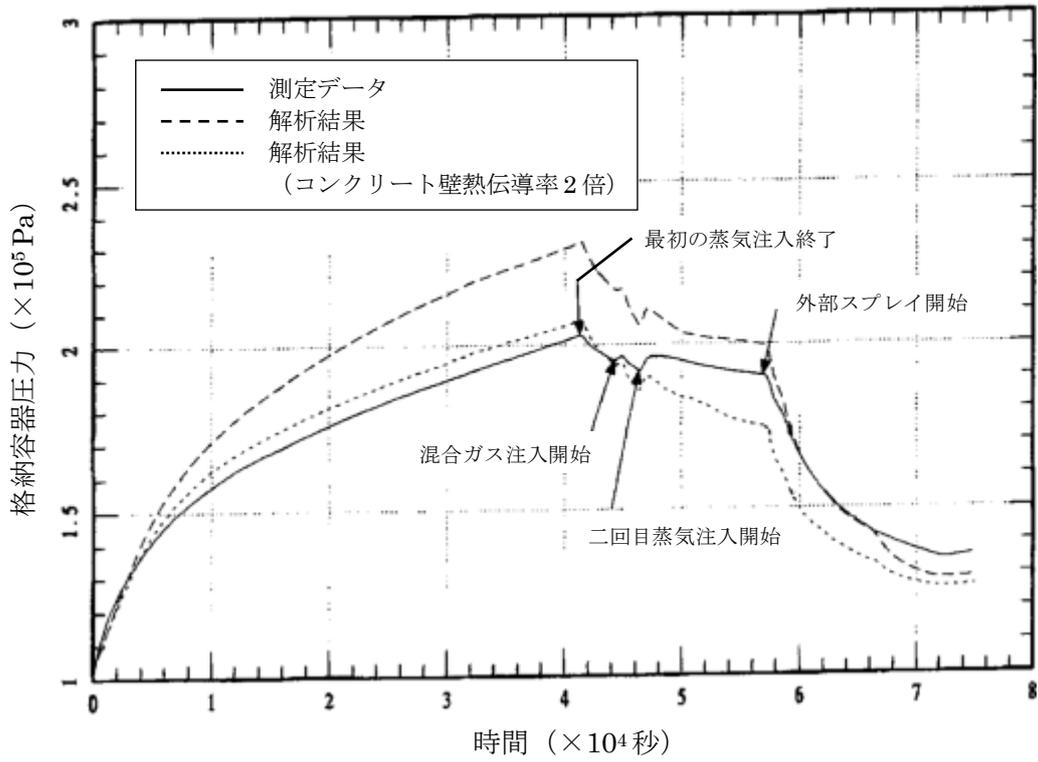
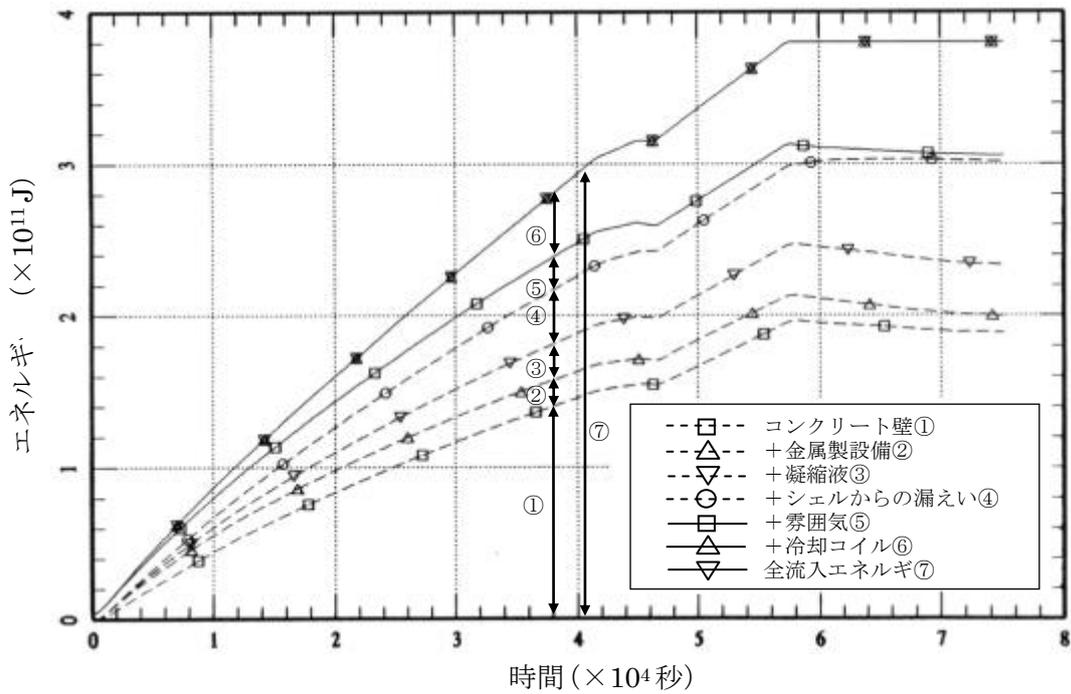
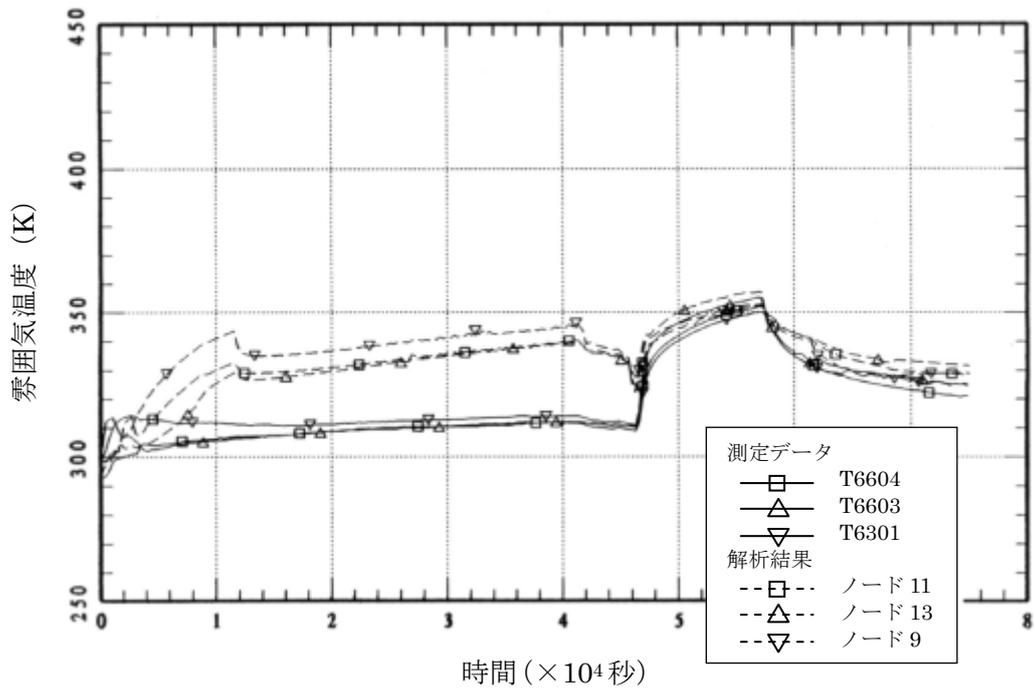


図 4.2-19 HDR 実験の解析結果 (格納容器圧力) [15]



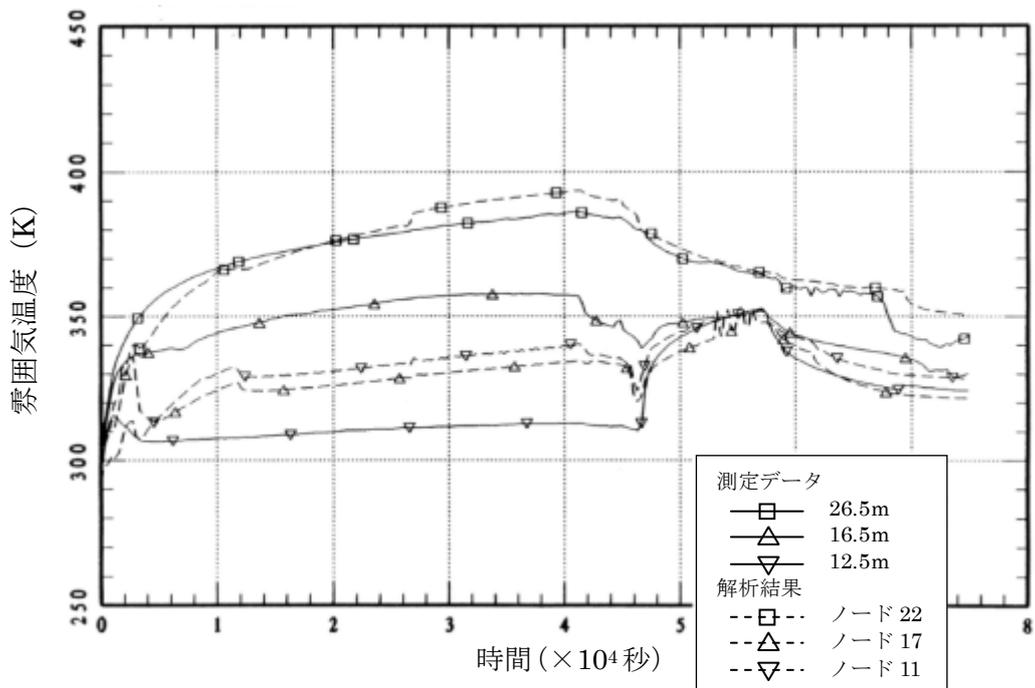
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-20 HDR 実験の解析結果 (エネルギー配分)



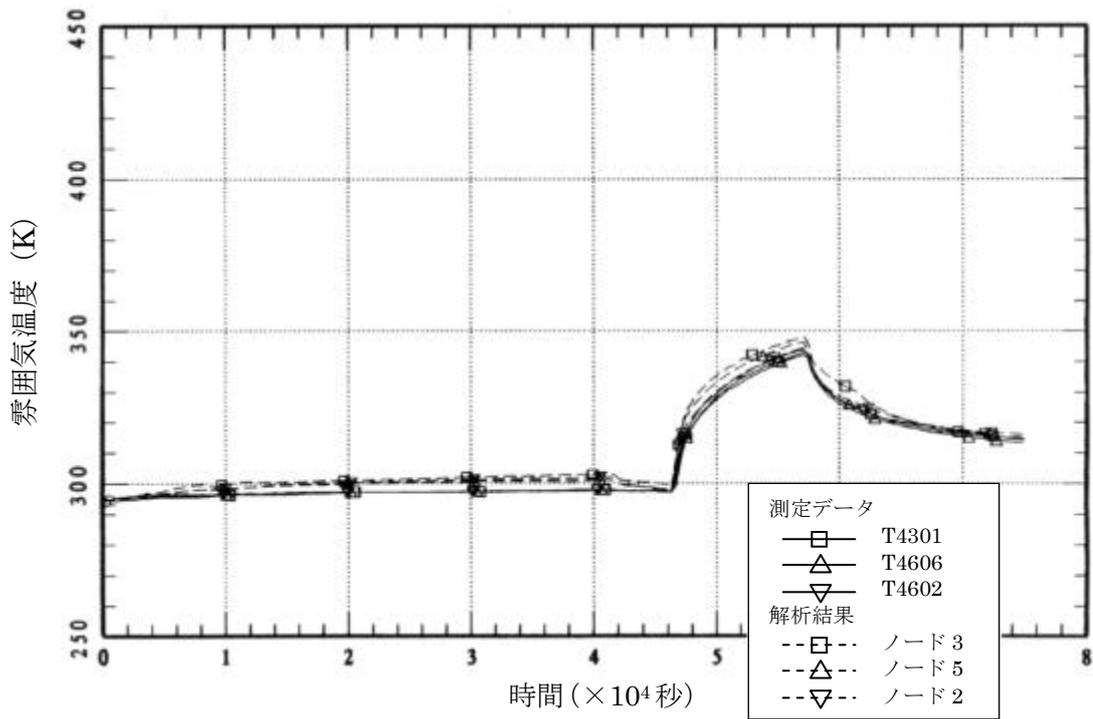
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-21 HDR 実験の解析結果 (10m 位置の雰囲気温度)



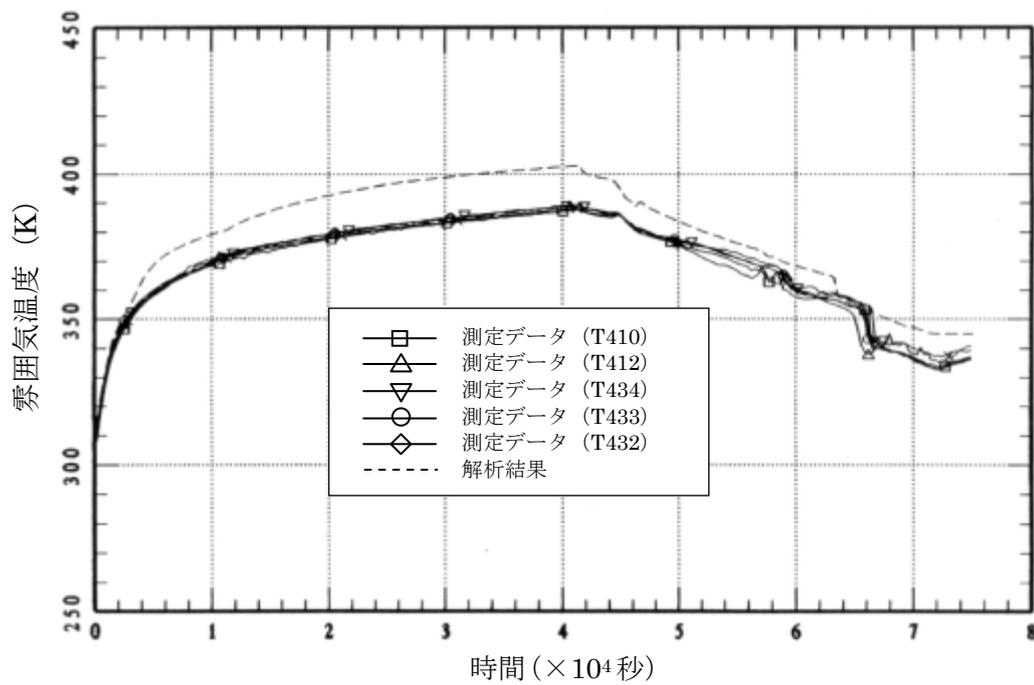
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-22 HDR 実験の解析結果 (階段横の雰囲気温度)



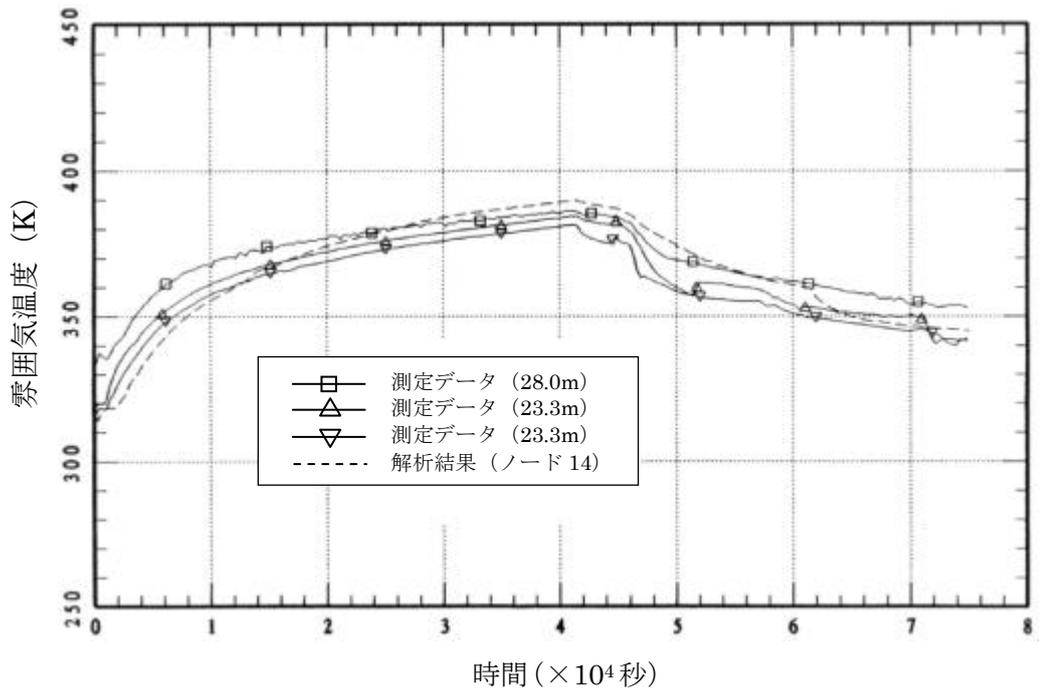
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 HDR 実験の解析結果 (0m 位置の雰囲気温度)



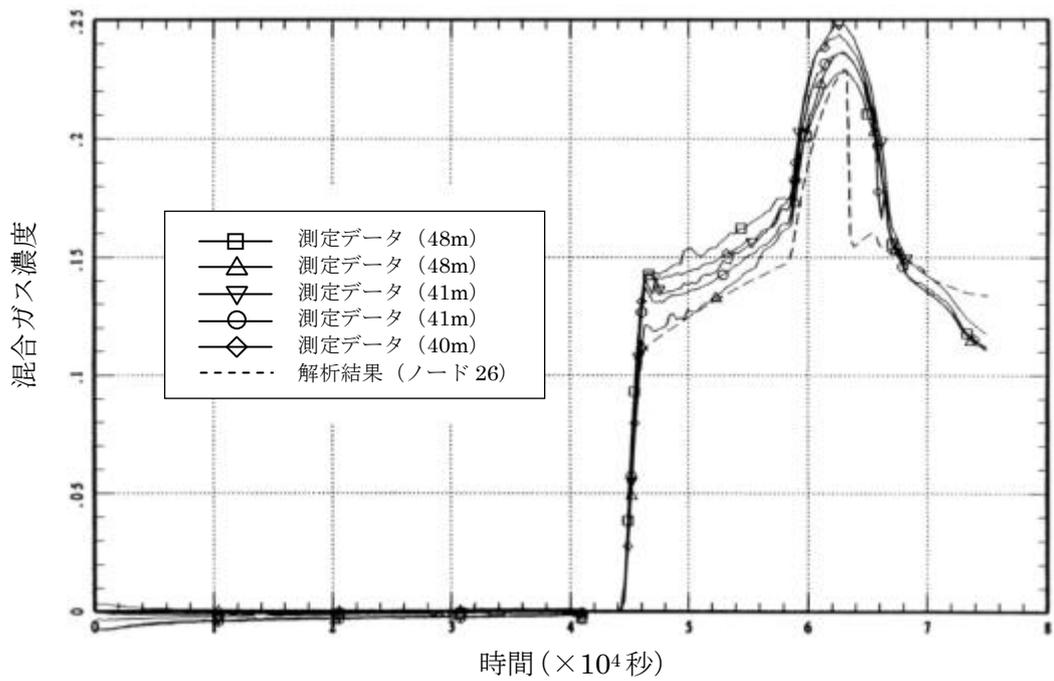
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 HDR 実験の解析結果 (ドーム部の雰囲気温度)



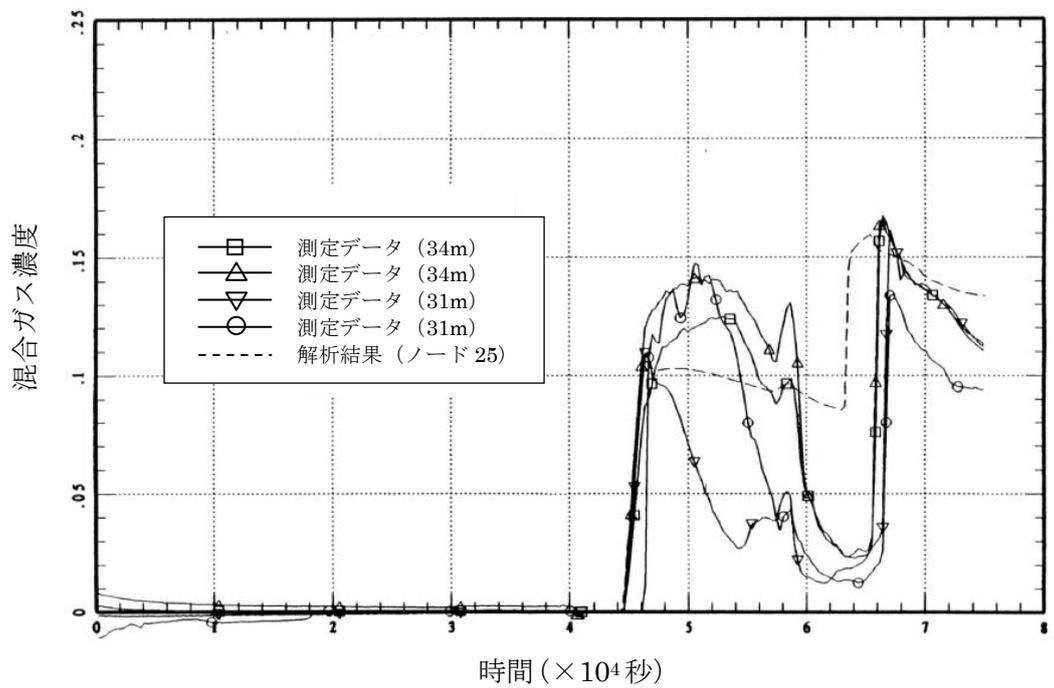
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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^[6]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 temperature の高い下部区画と比較的 temperature 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つい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。

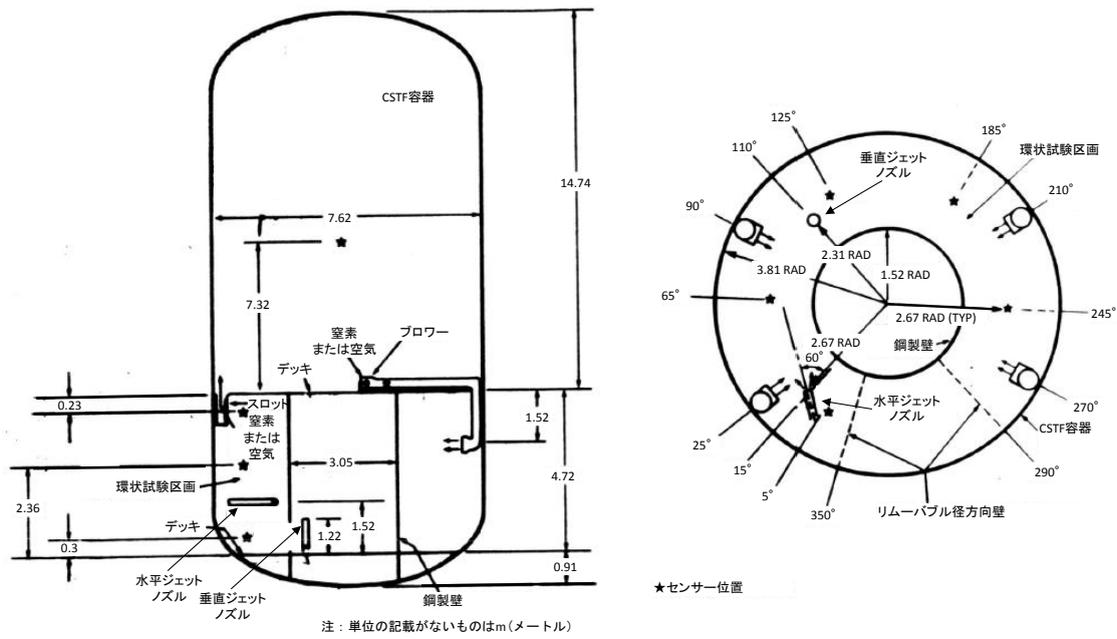
このように、MAAP による解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は、CSTF 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

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

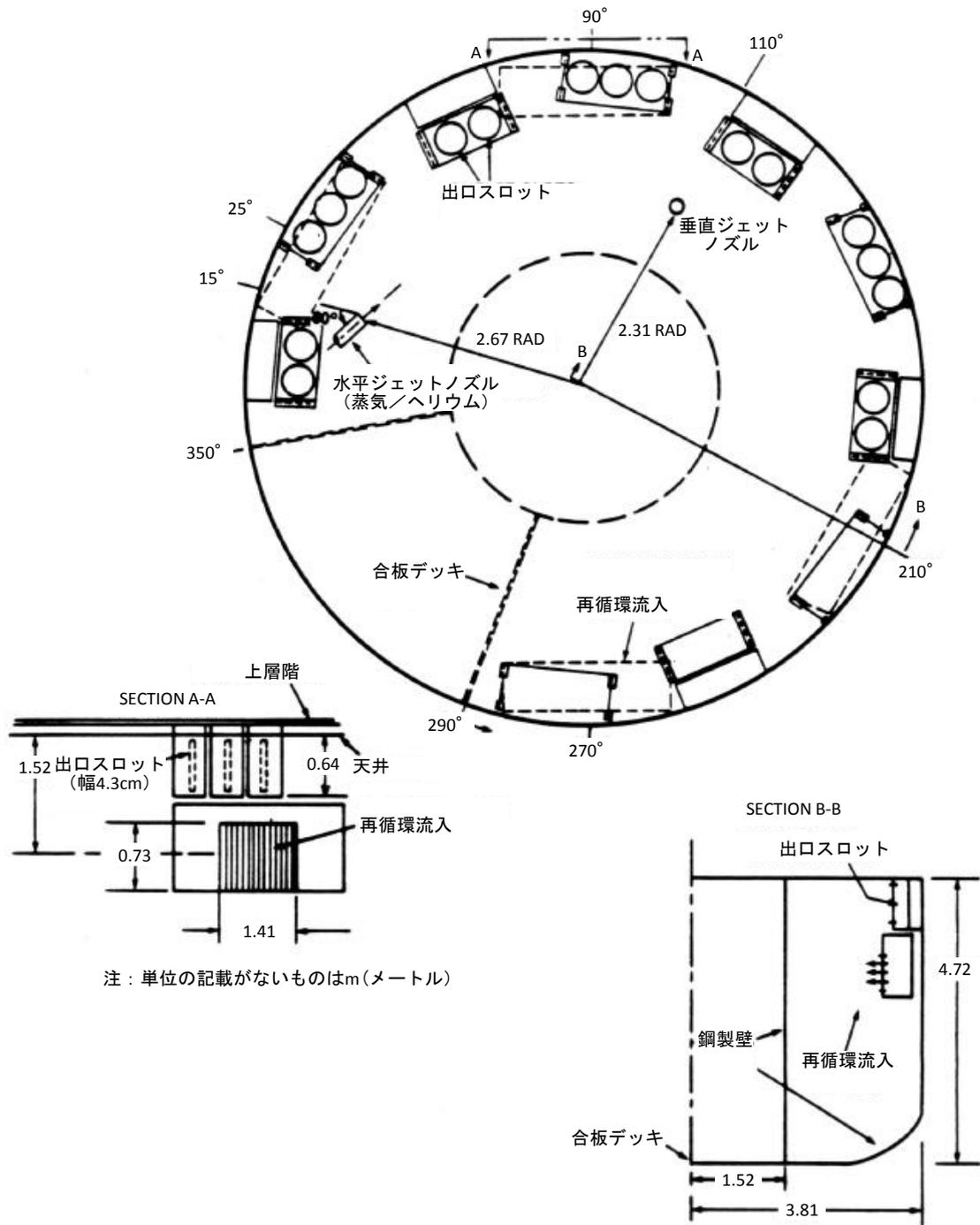
※下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4User'sManual,EPRI



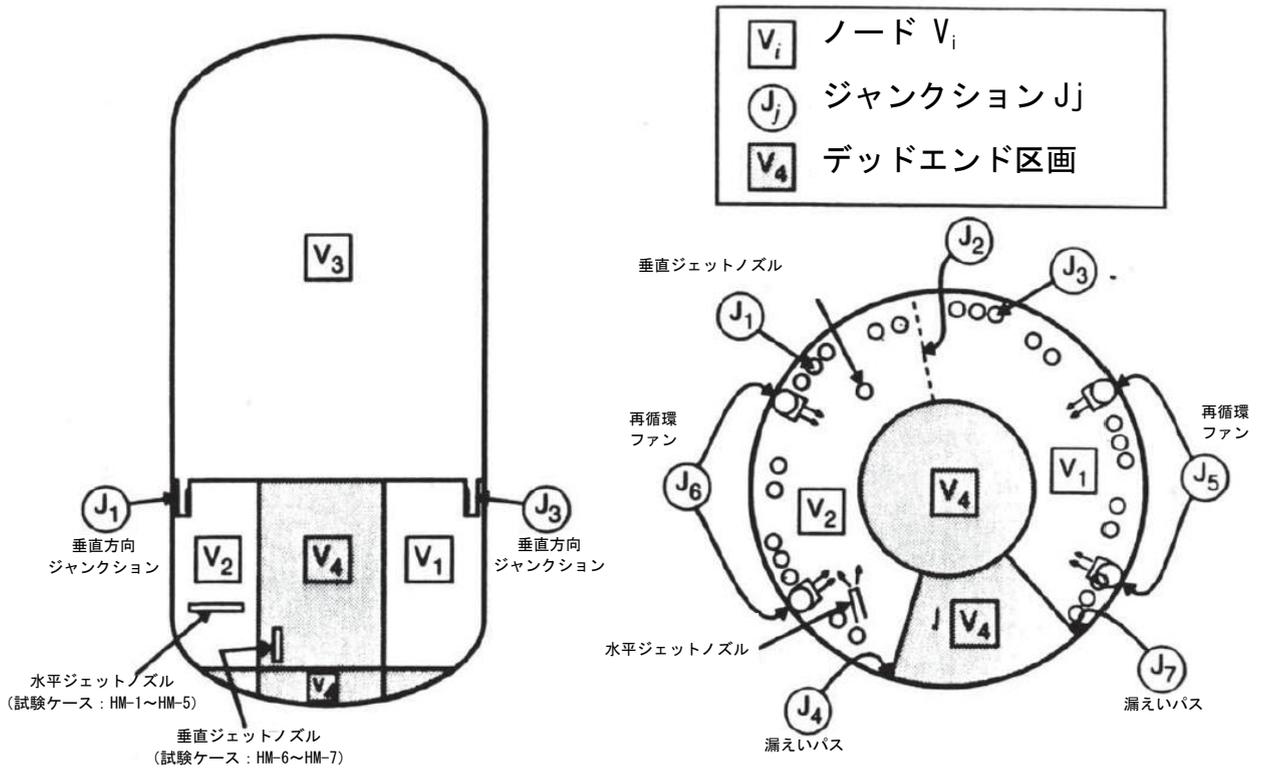
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 CSTF 実験装置



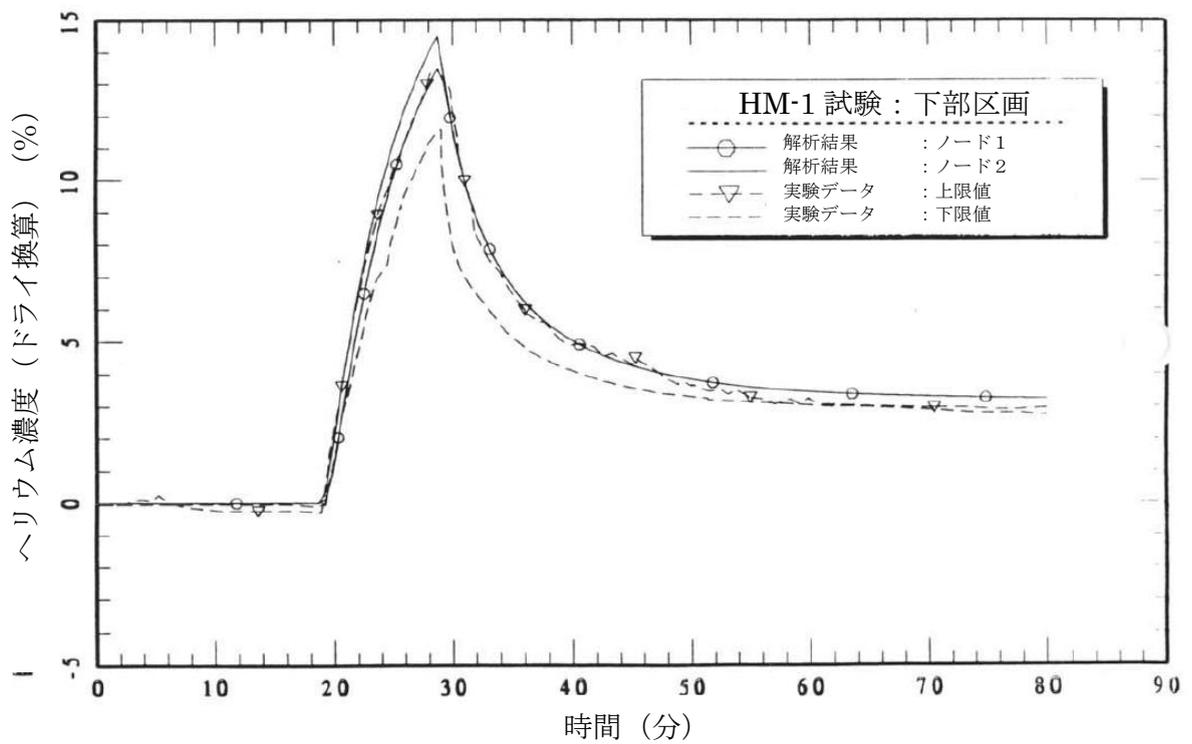
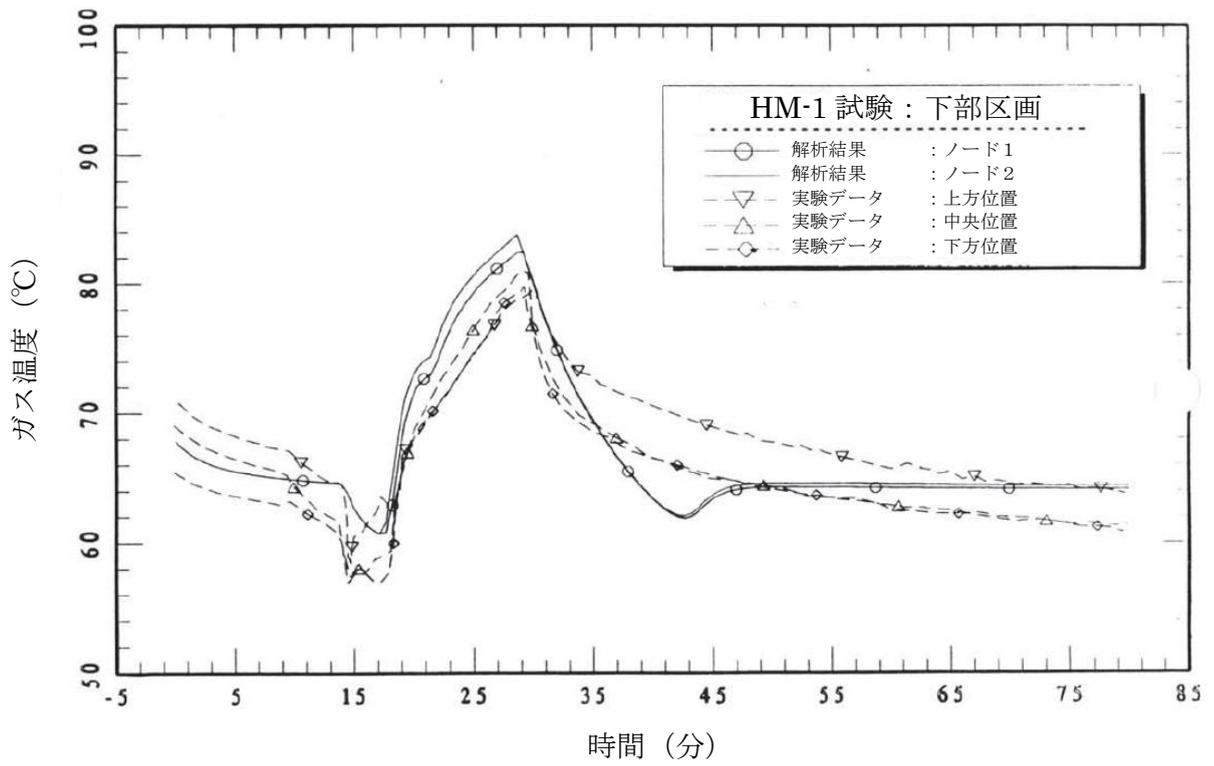
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



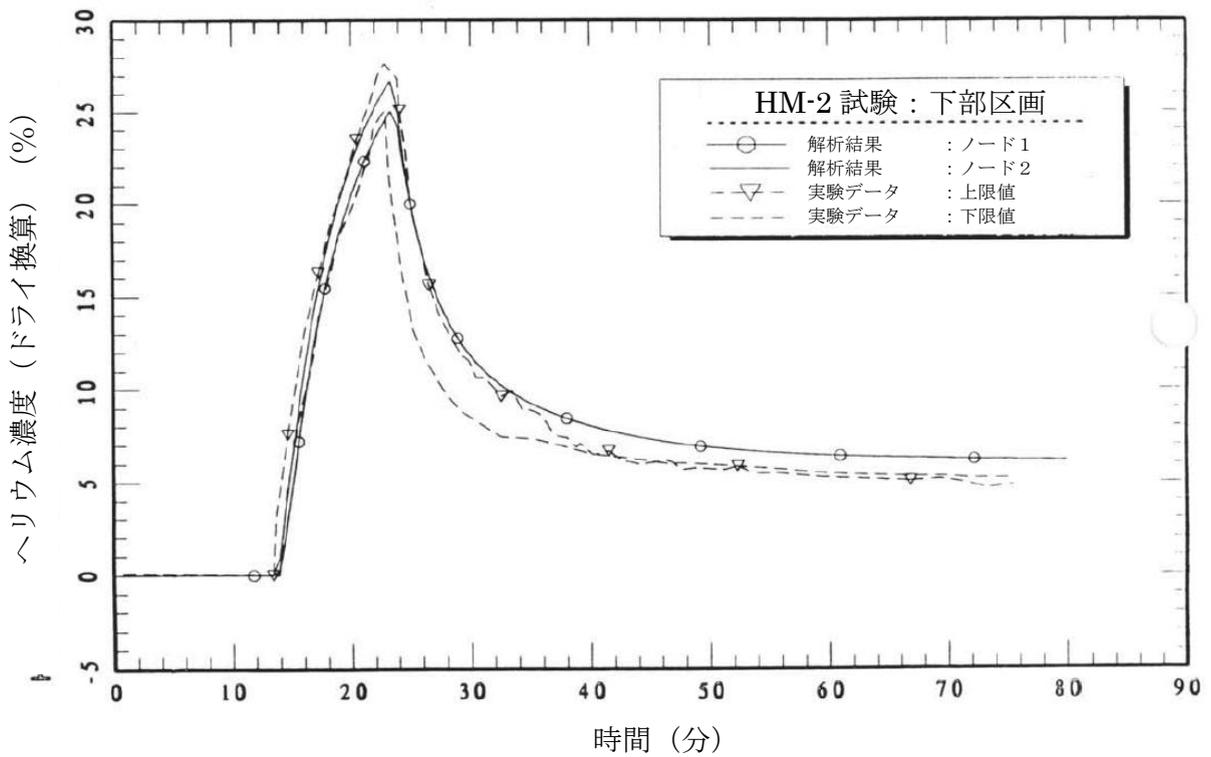
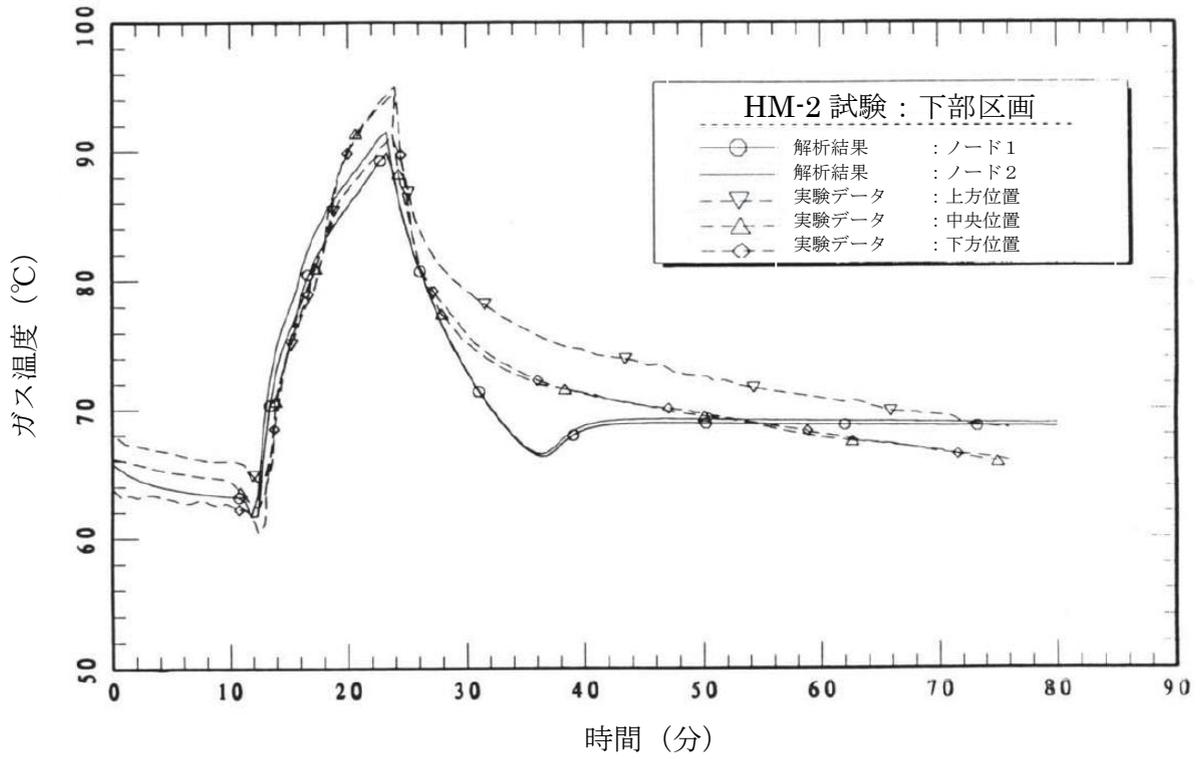
出典: MAAP4User'sManual, EPRI

図 4.2-30 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



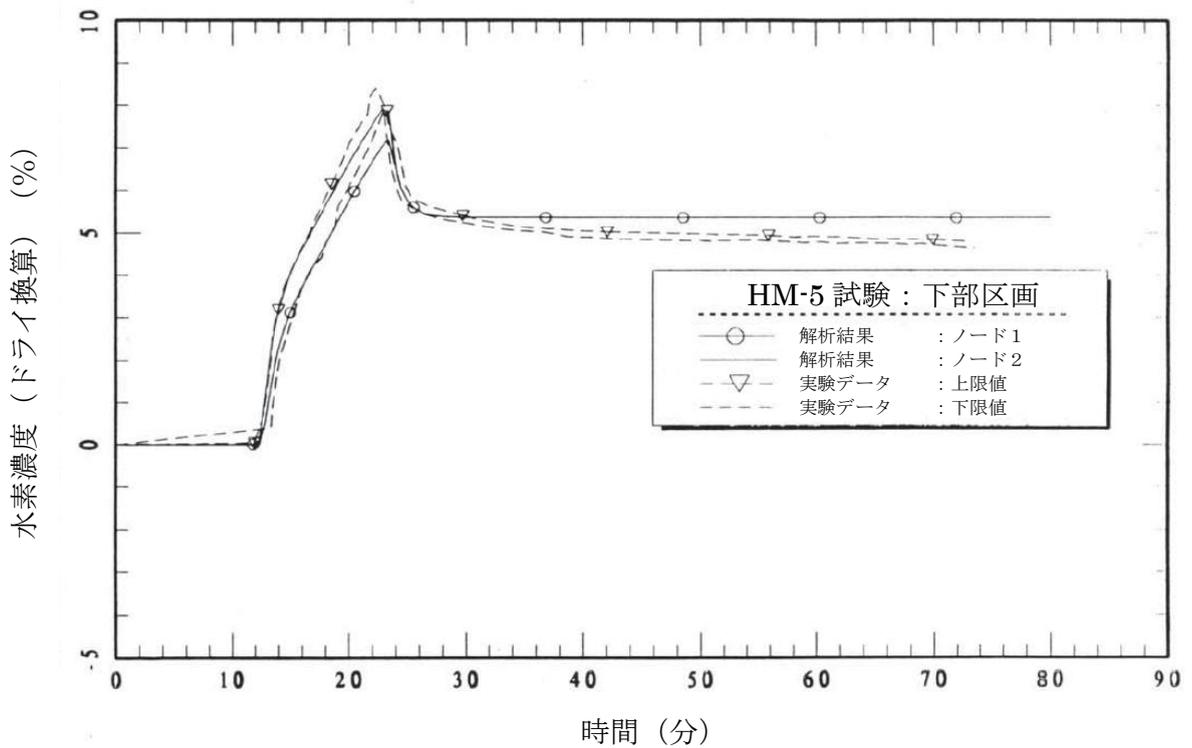
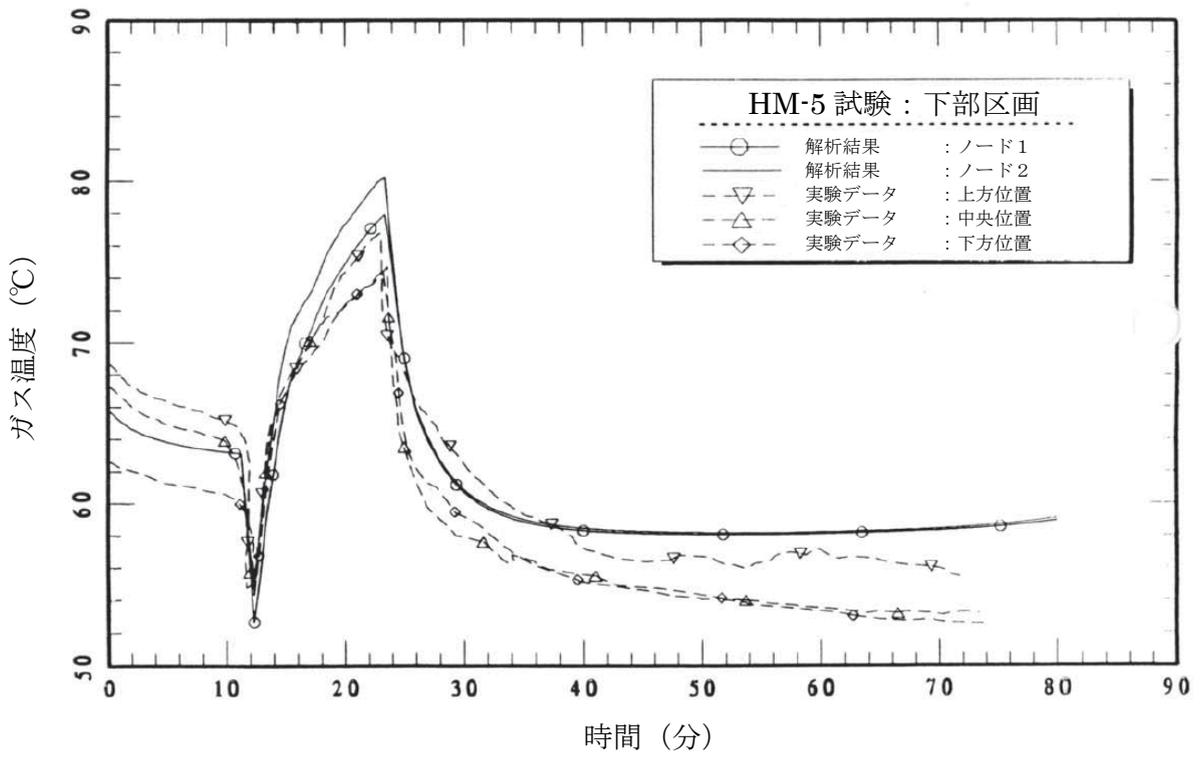
出典：MAAP4User'sManual,EPRI

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、コリウムが溶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溶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ゼロと定義し、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 燃料のコリウム溶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。溶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

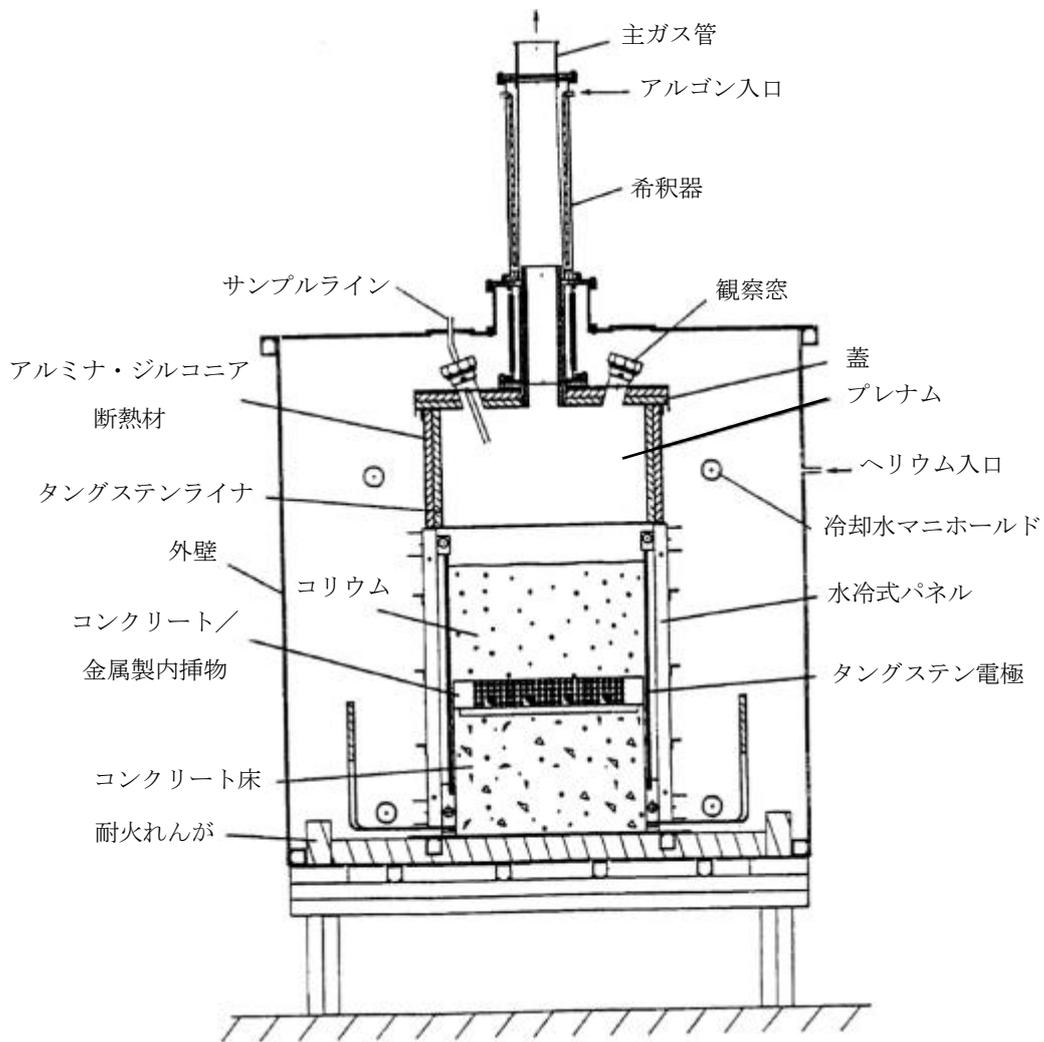
※ コンクリートの種類

S : ケイ土系

L/S : 石灰岩・砂系

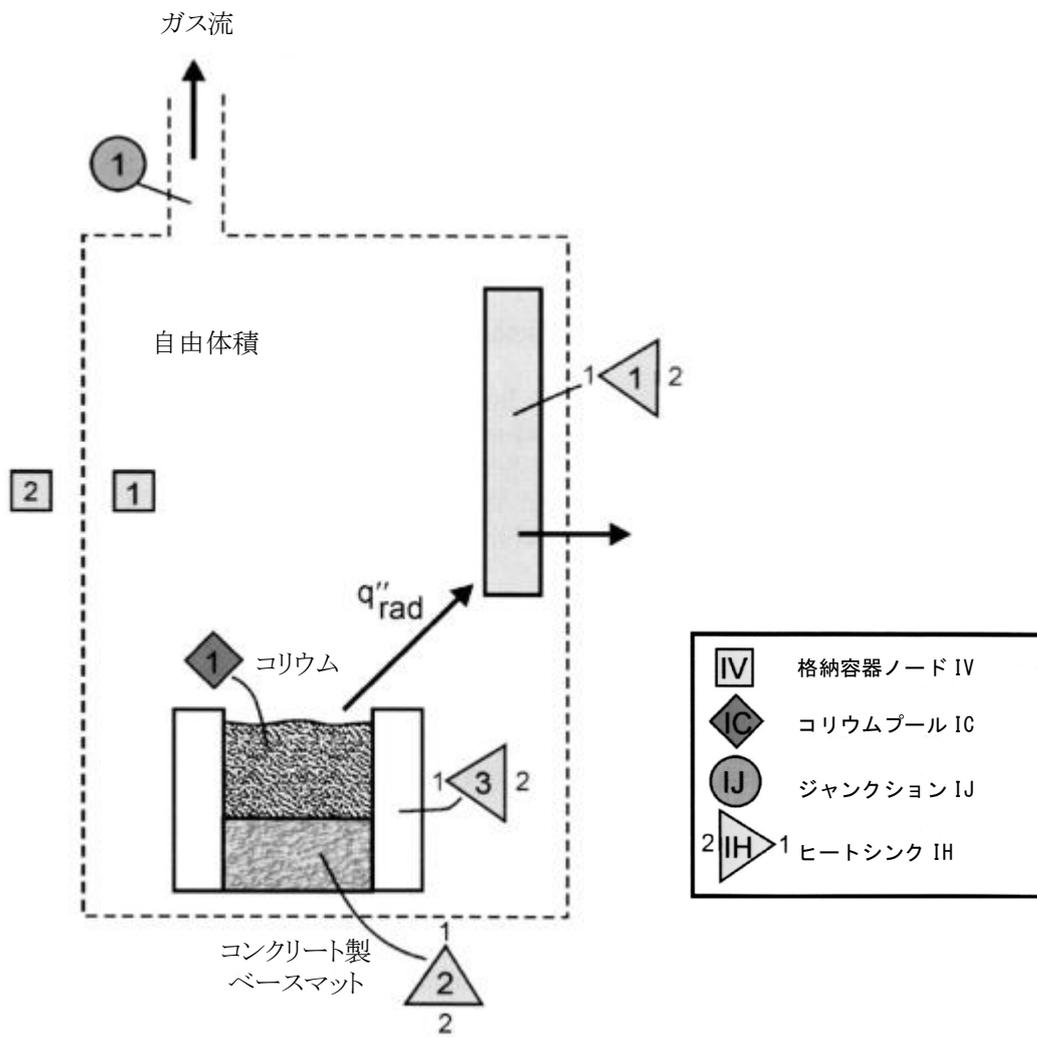
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

エアロゾル収集
ガスサンプリング



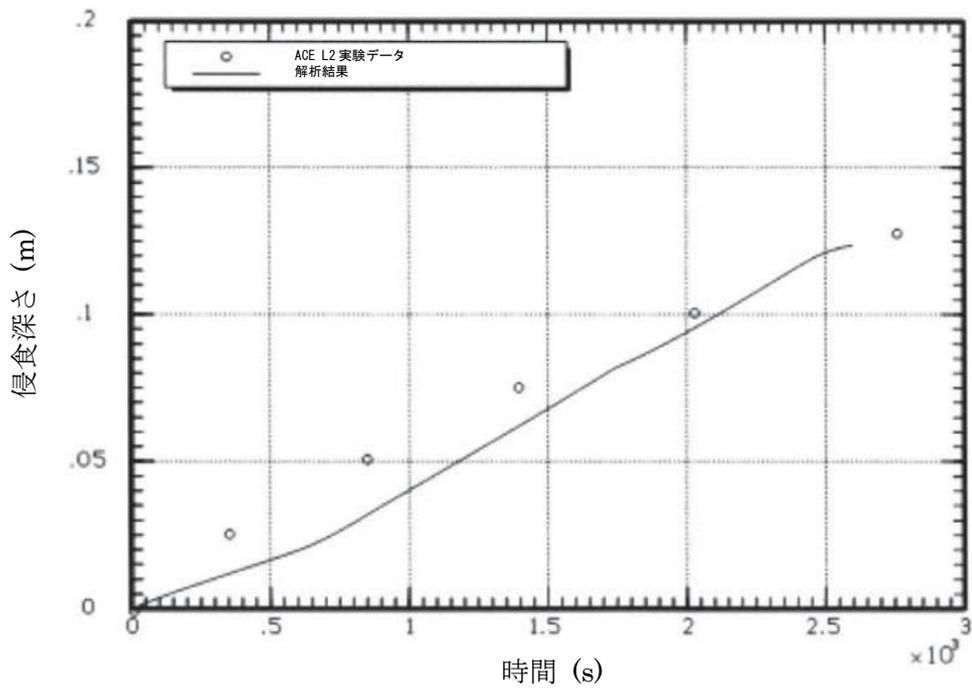
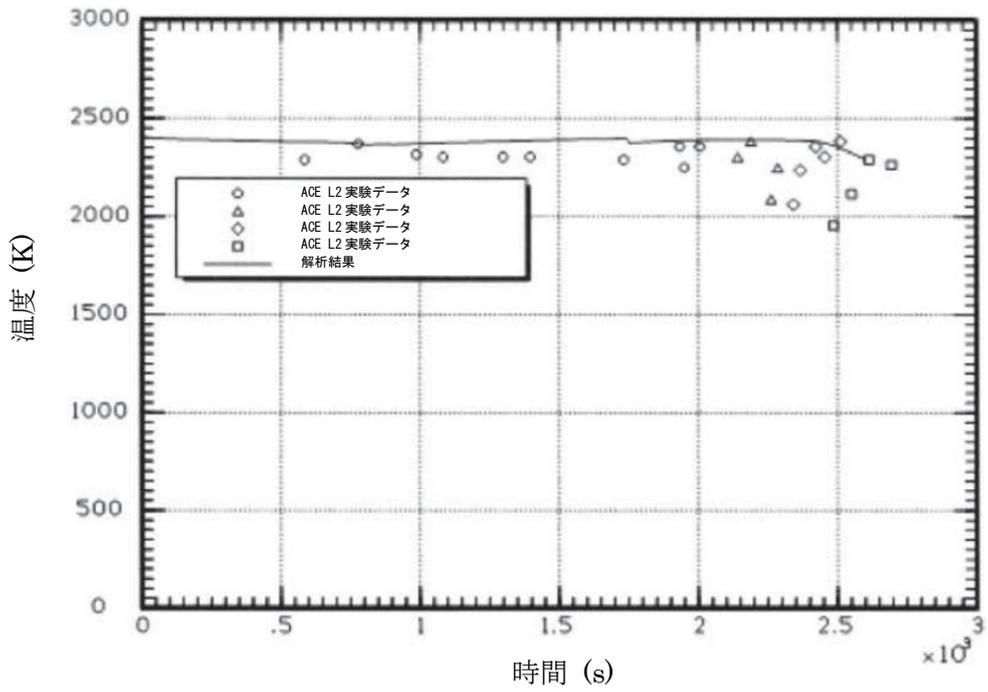
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-34 ACE 実験装置の概要



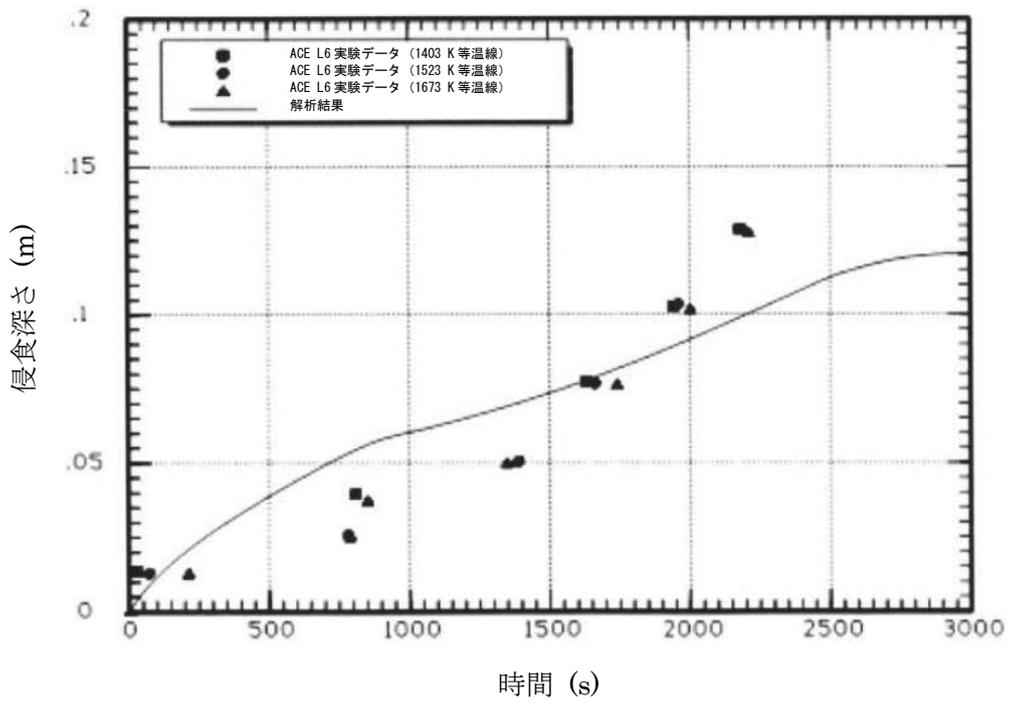
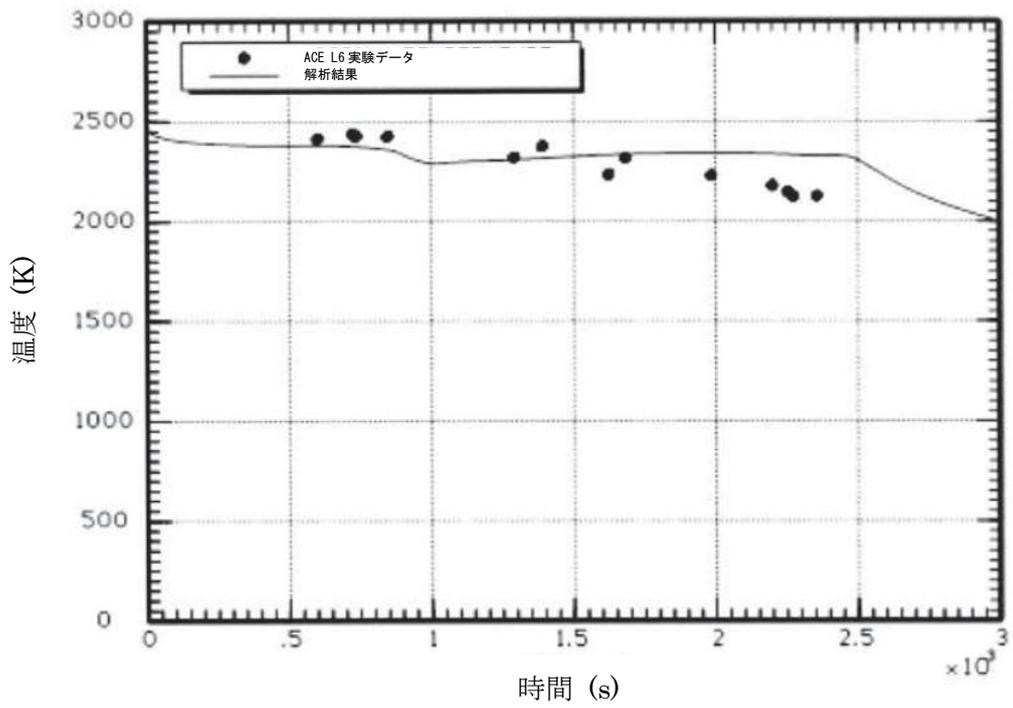
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-35 ACE 実験解析におけるノード分割



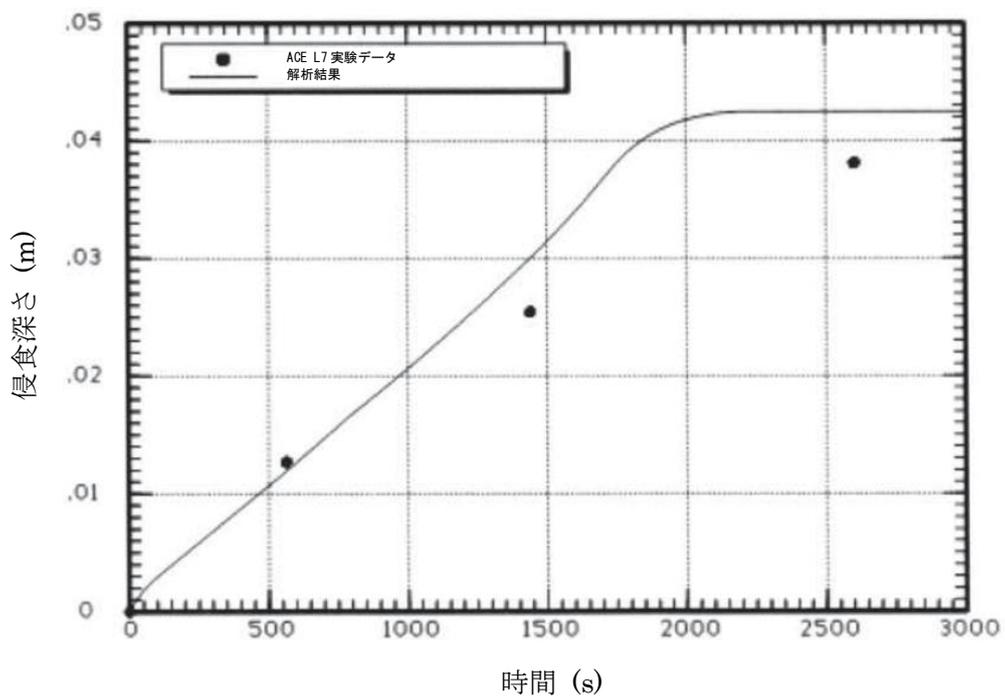
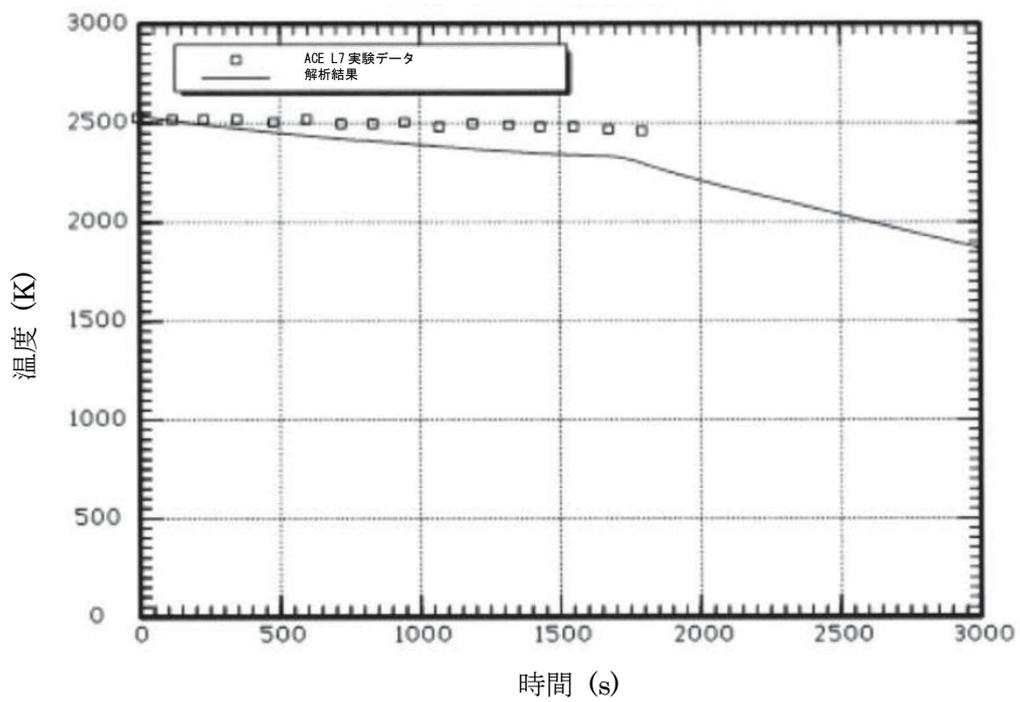
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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^[18]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ゼロと定義し、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。

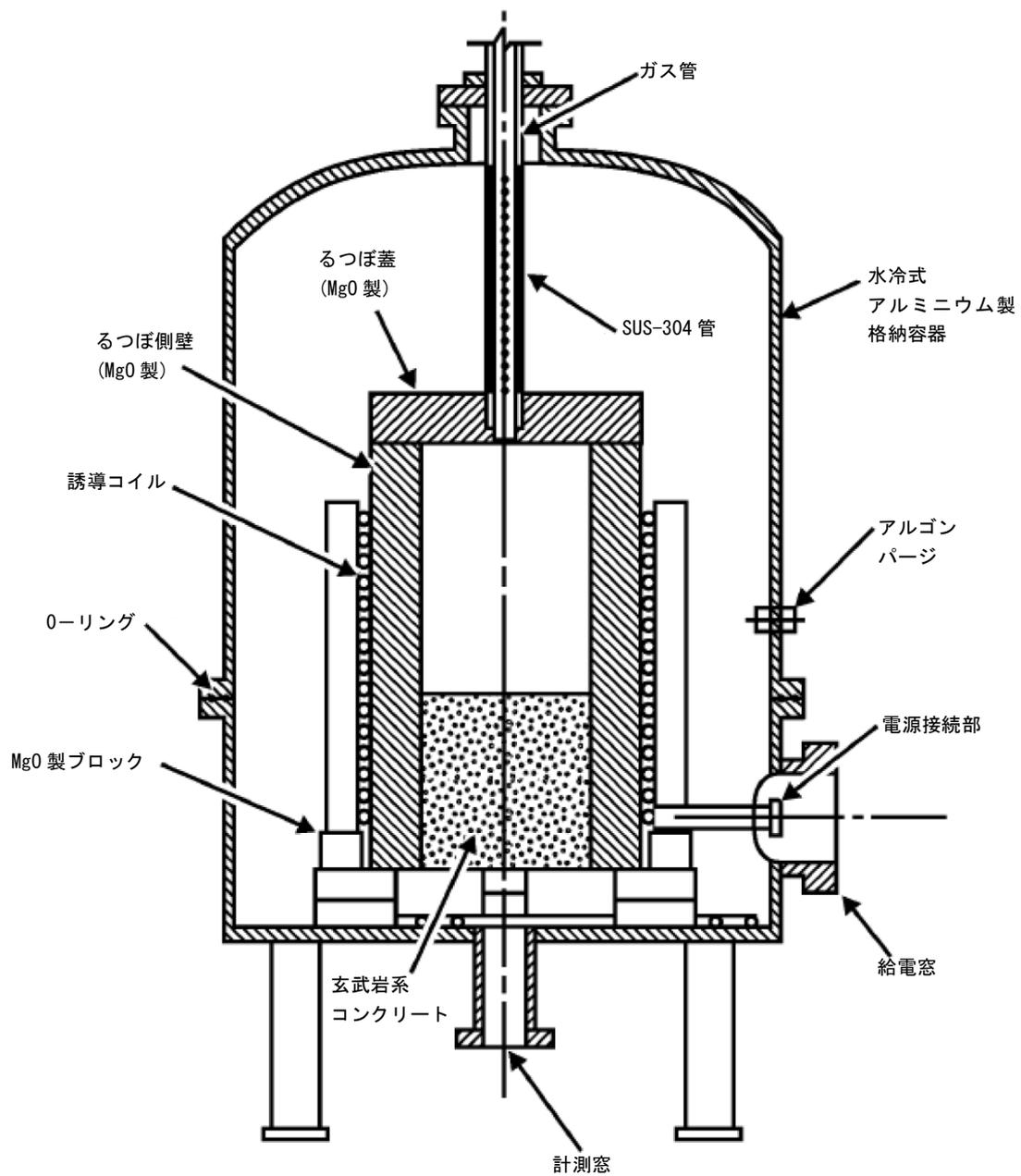
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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

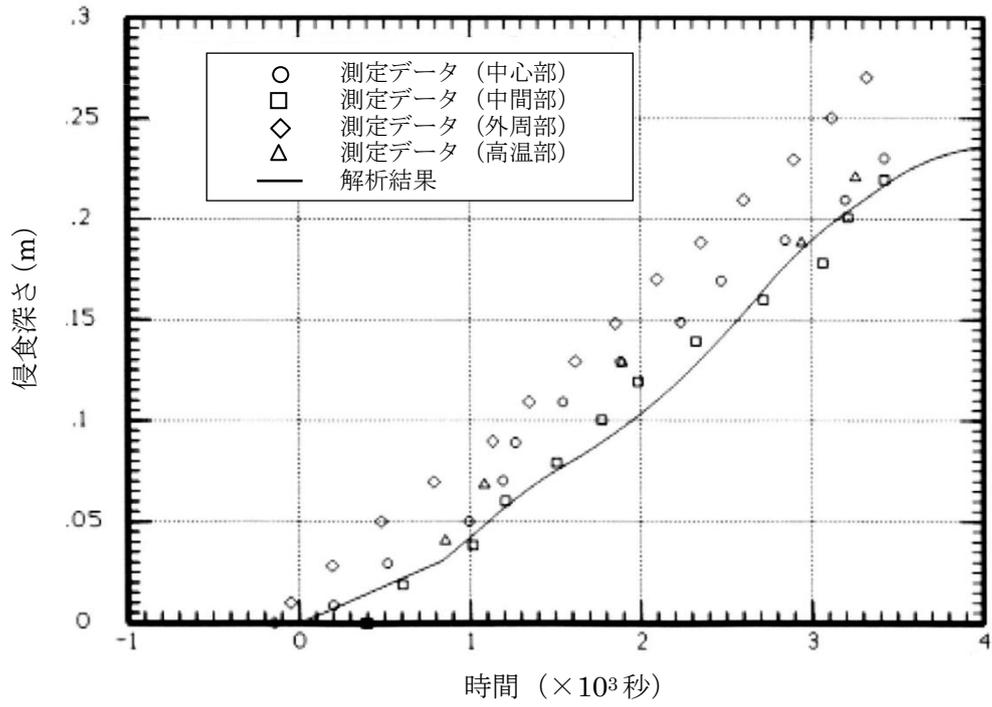
リークの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

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 は熔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、燃料棒内で熔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キャン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、キャンドリング開始タイミングが遅れたため、キャン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伝熱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。

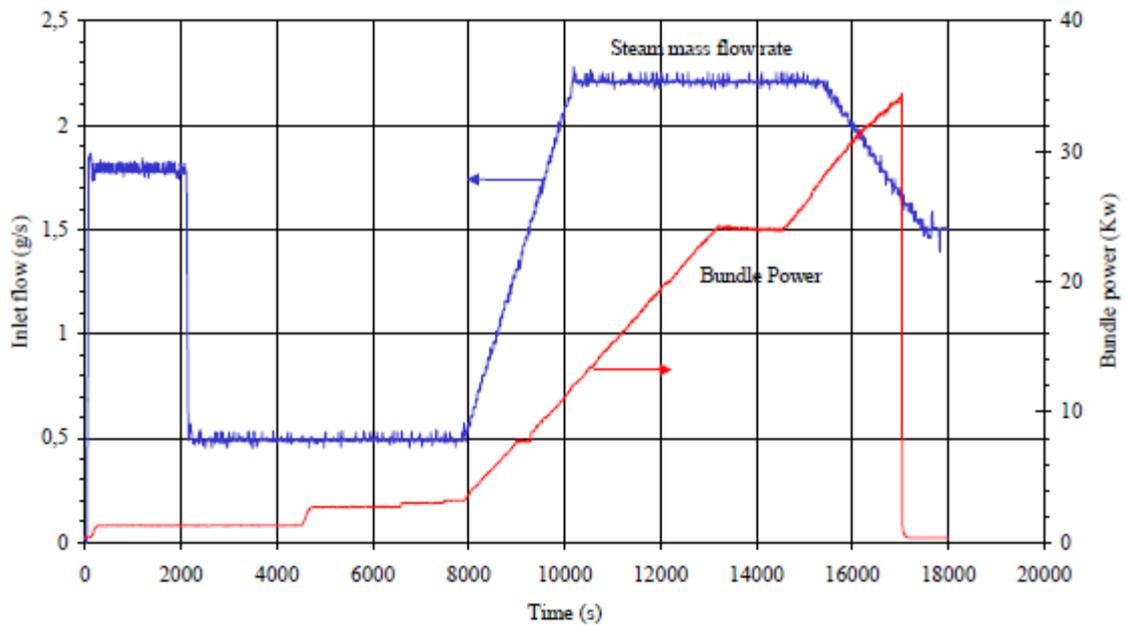


図 4.2-43 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるバンドル出力と蒸気流量^[21]

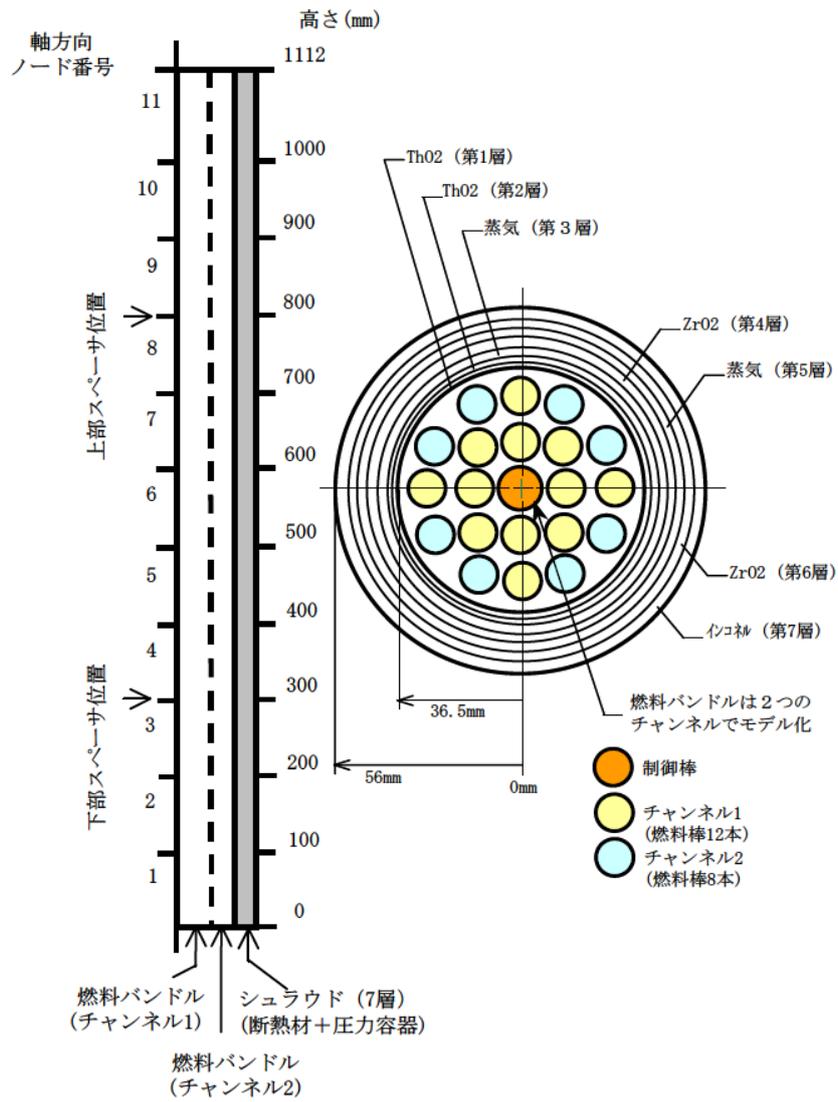


図 4.2-44 PHEBUS-FP 実験解析における炉心 (燃料バンドル) モデル^[21]

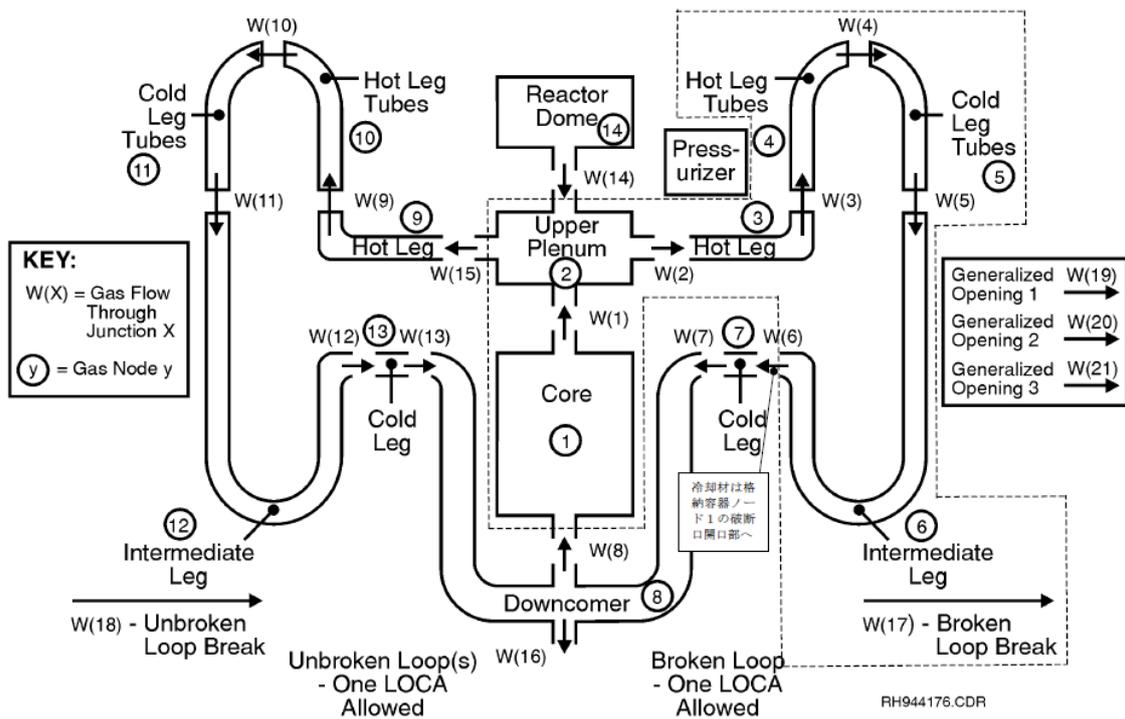


図 4.2-45 PHEBUS-FP 実験解析における 1 次系モデル[21]

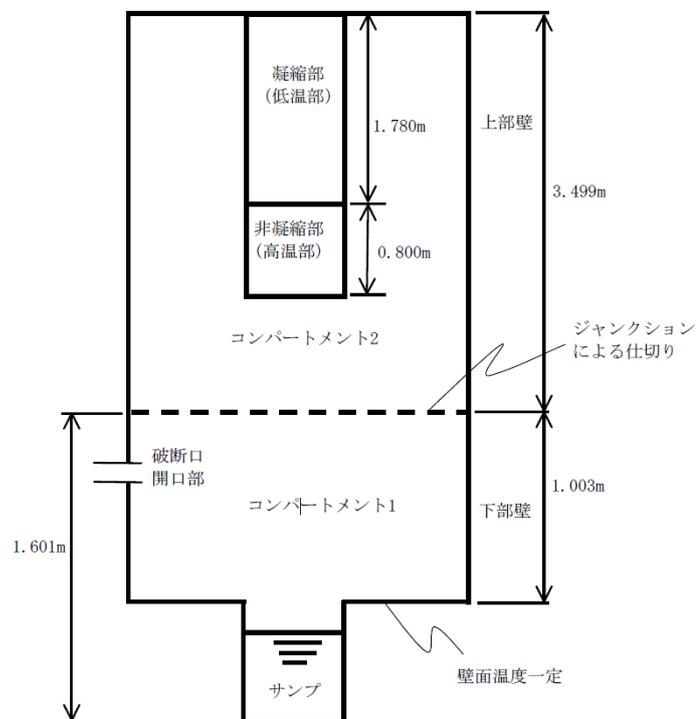


図 4.2-46 PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル[21]

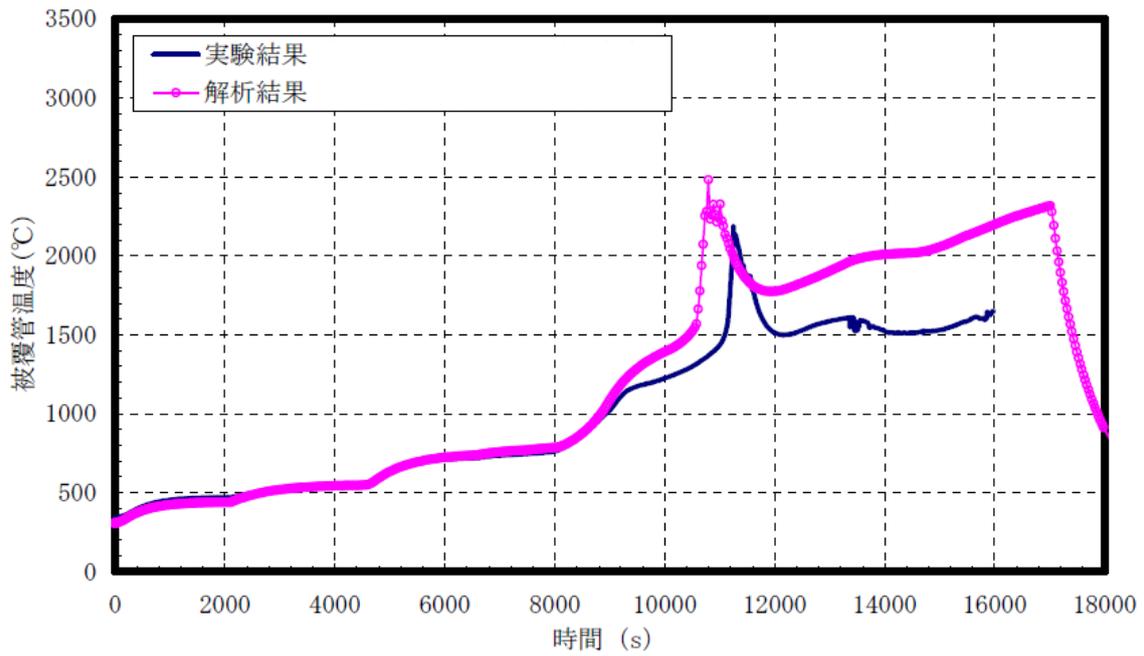


図 4.2-47 PHEBUS-FP 実験の解析結果（被覆管温度，下端から 700mm）^[21]

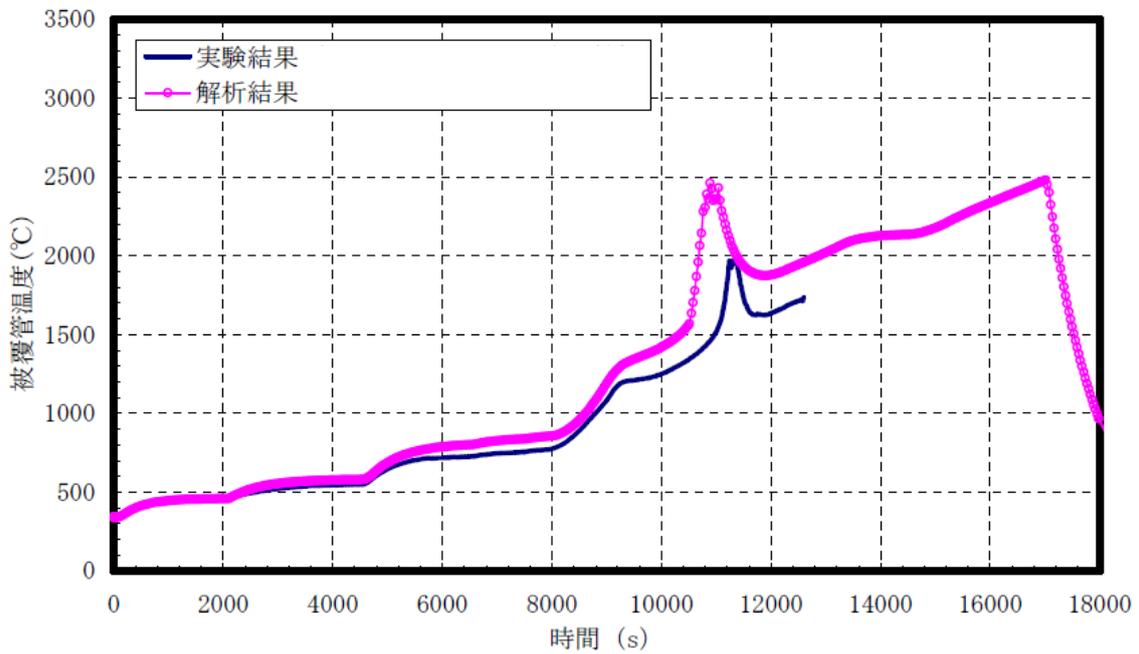


図 4.2-48 PHEBUS-FP 実験の解析結果（被覆管温度，下端から 600mm）^[21]

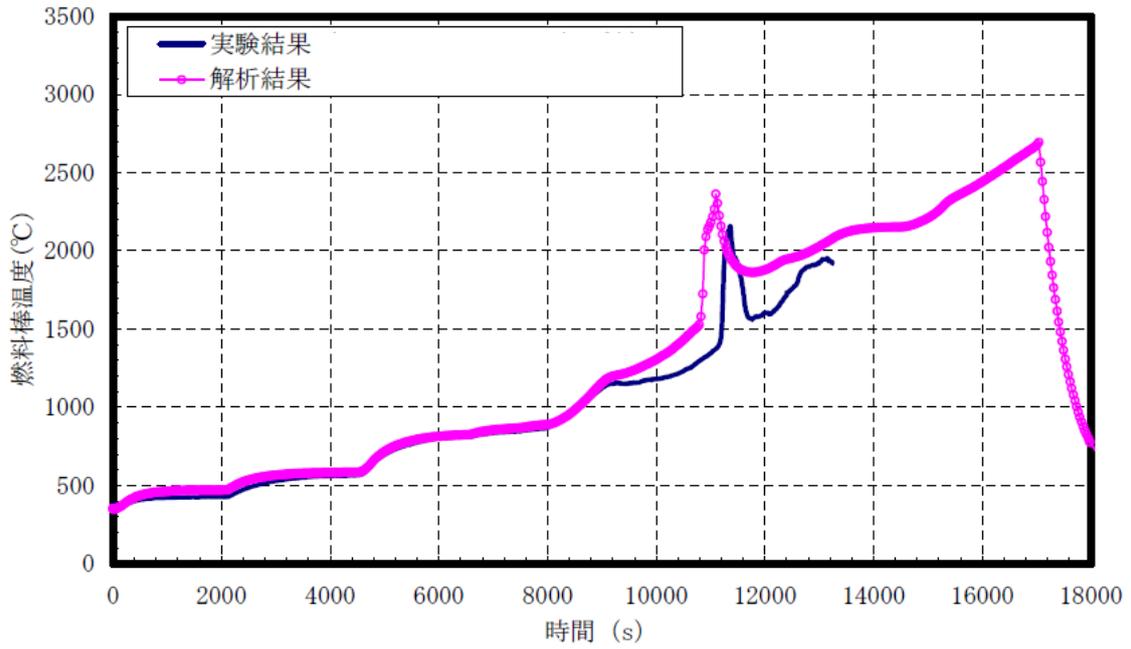


図 4.2-49 PHEBUS-FP 実験の解析結果 (被覆管温度, 下端から 400mm) [21]

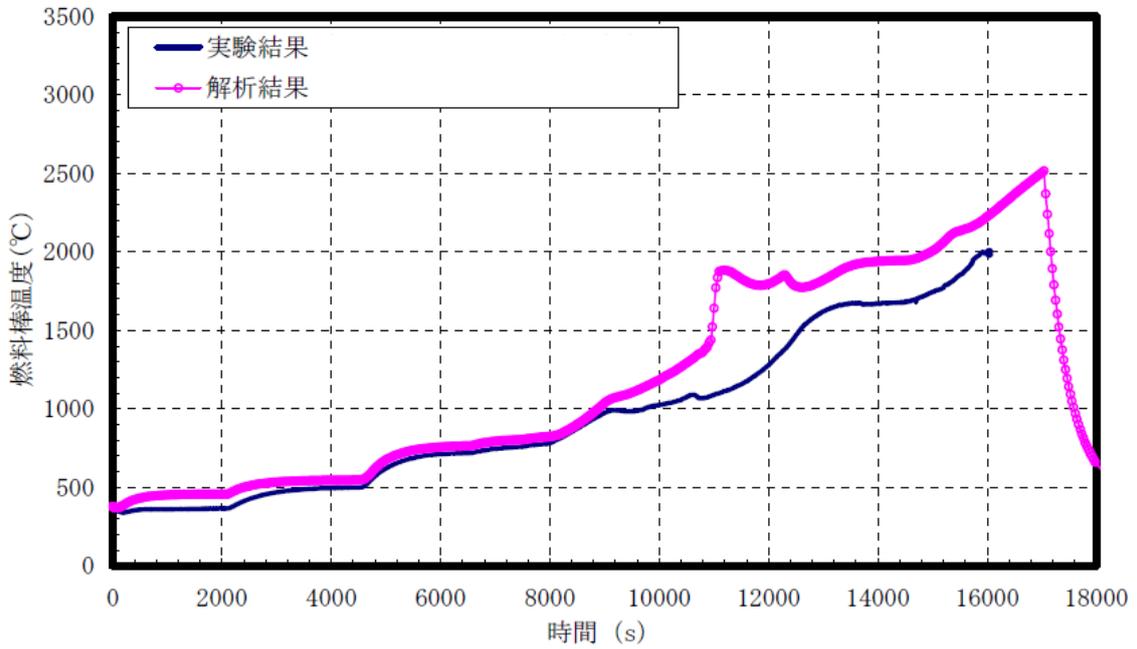


図 4.2-50 PHEBUS-FP 実験の解析結果 (被覆管温度, 下端から 300mm) [21]

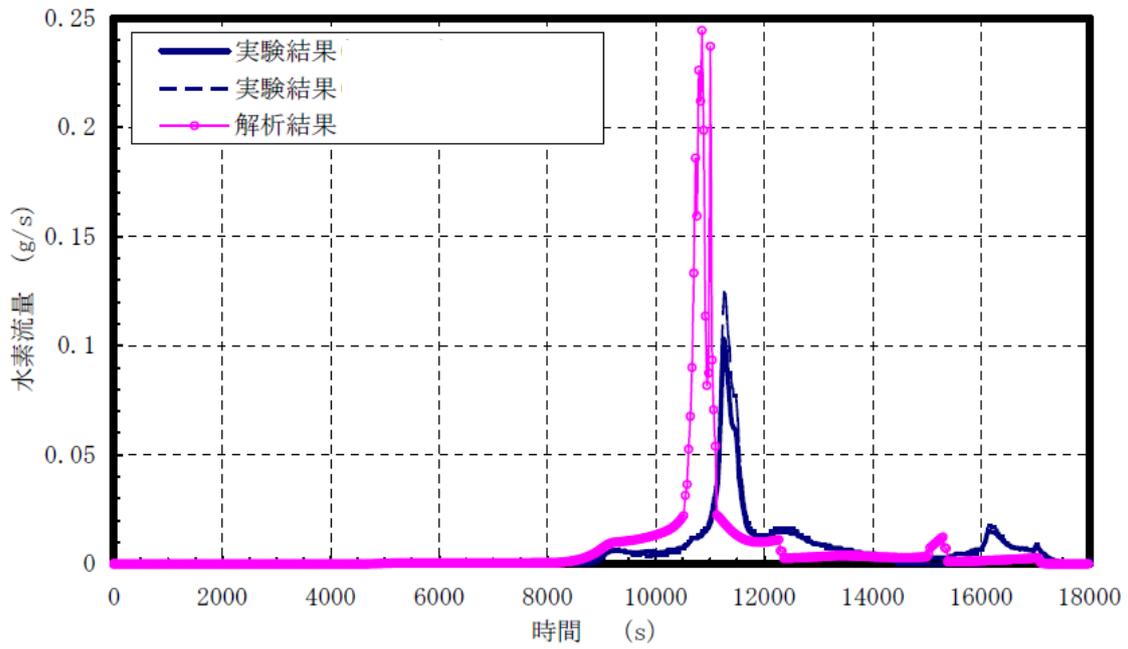


図 4.2-51 PHEBUS-FP 実験の解析結果（水素流量） [21]

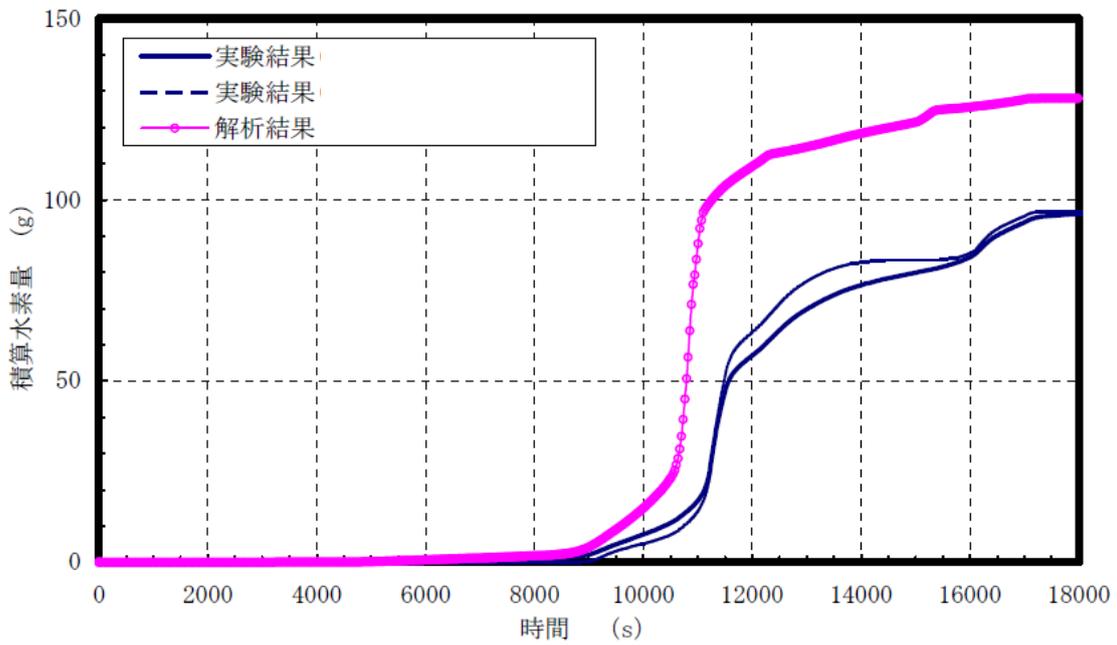


図 4.2-52 PHEBUS-FP 実験の解析結果（積算水素量） [21]

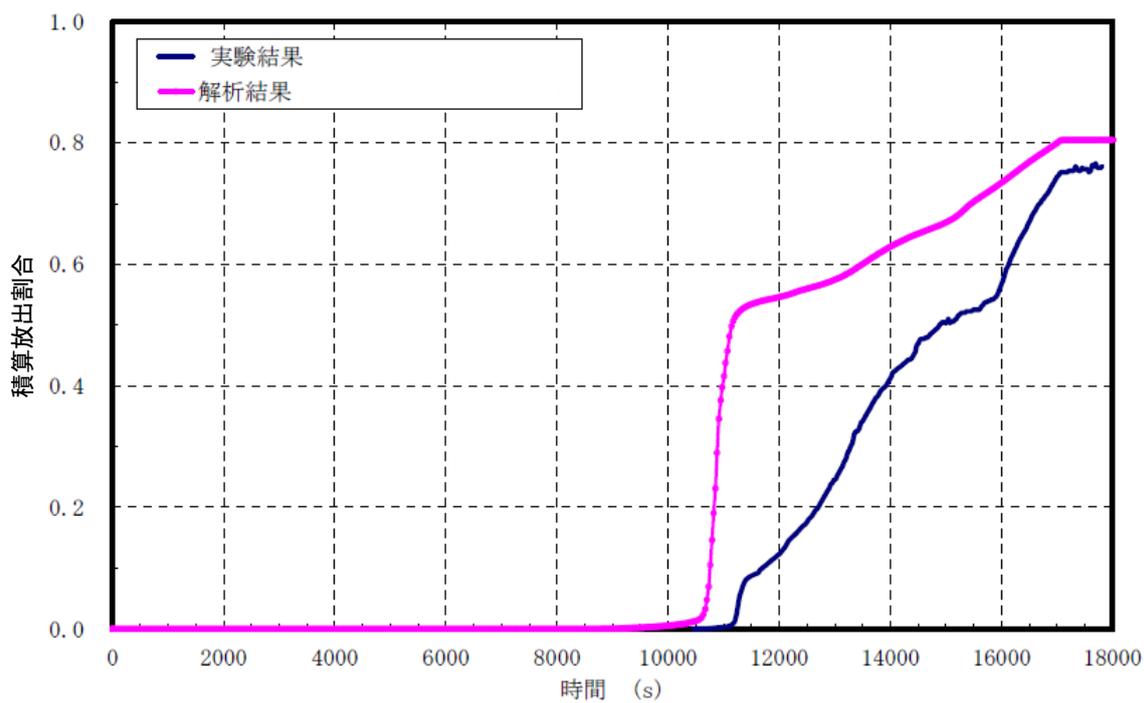


図 4.2-53 PHEBUS-FP 実験の解析結果（希ガス積算放出割合）^[21]

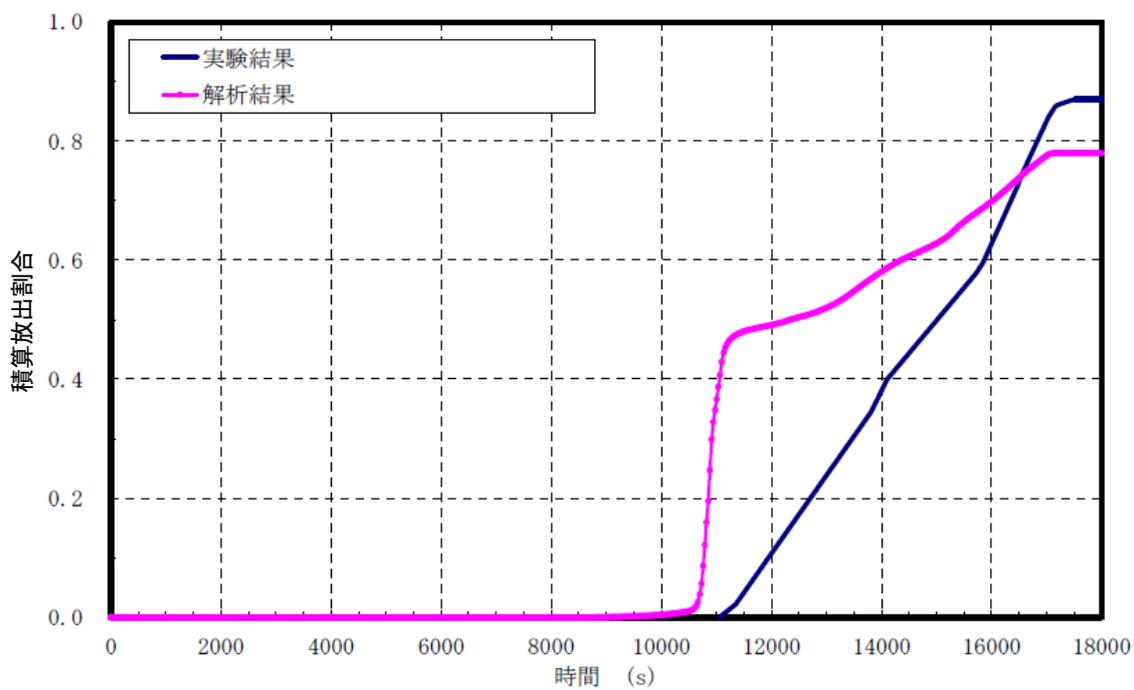


図 4.2-54 PHEBUS-FP 実験の解析結果（よう素積算放出割合）^[21]

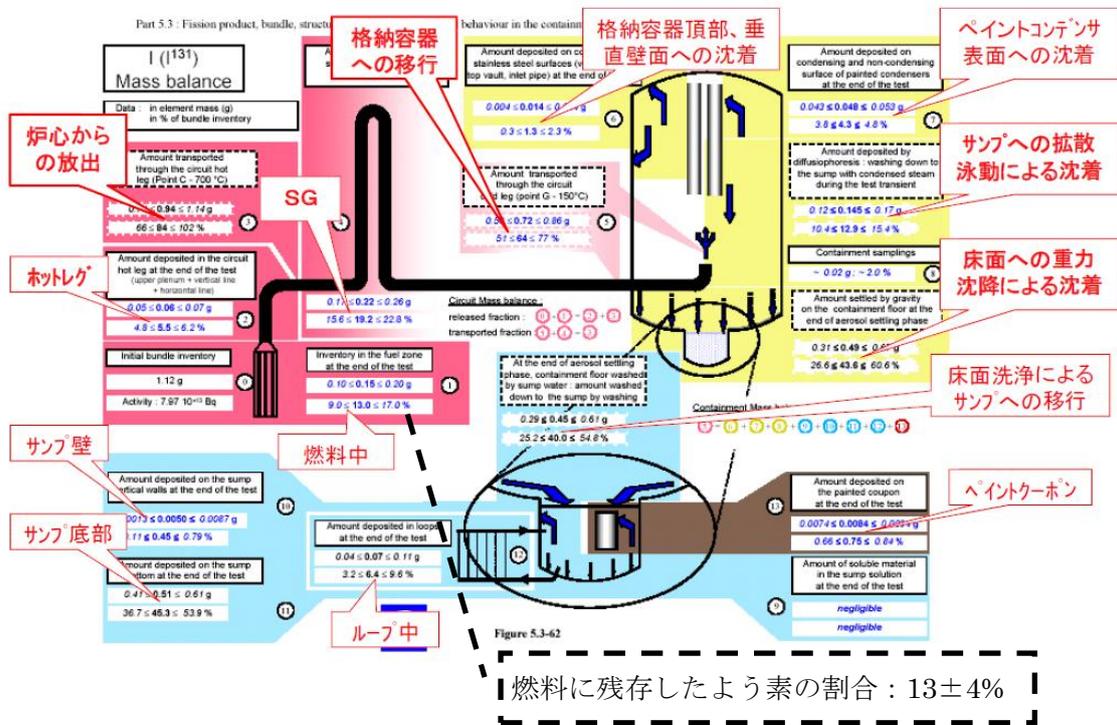


図 4.2-55 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるよう素の回路内マスバランス[21]

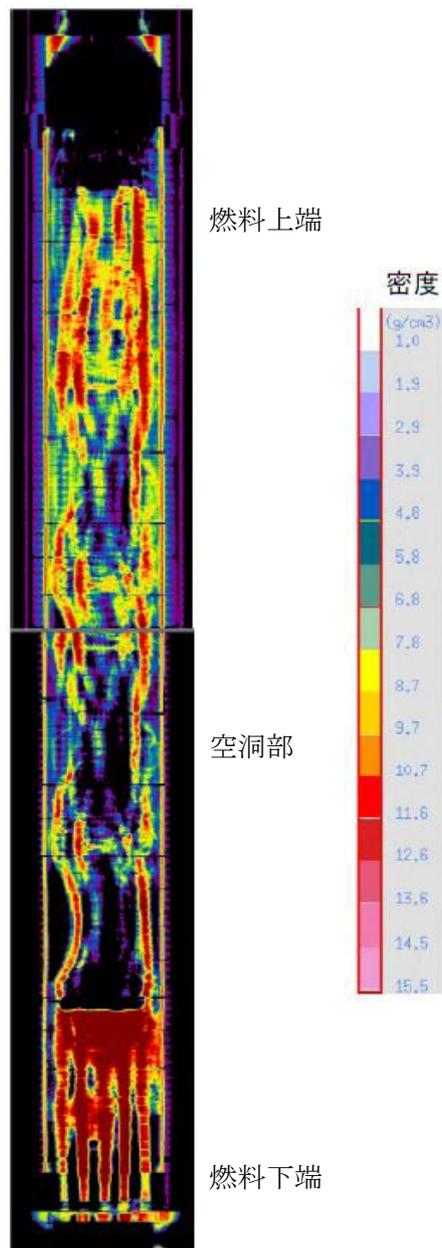


図 4.2-56 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における燃料バンドルの X 線トモグラフィ^[21]

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

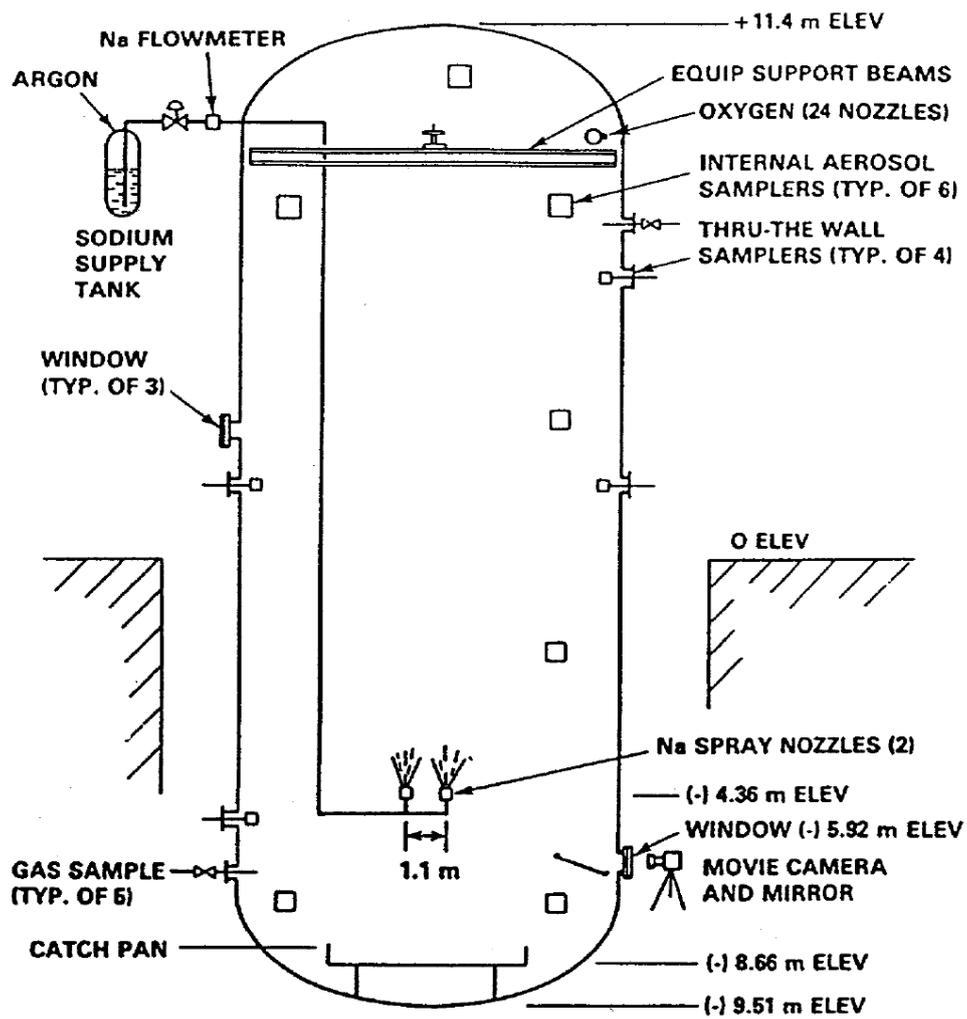
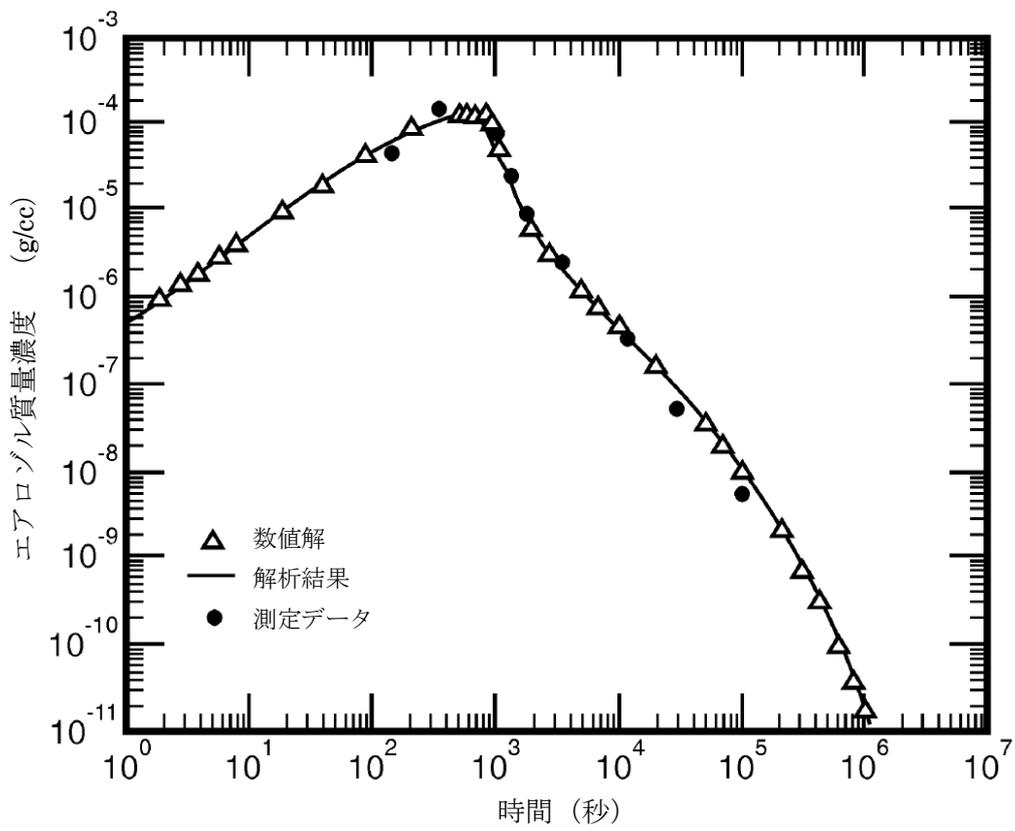


図 4.2-57 ABCOVE 実験 (AB5) における装置概要^[23]



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。

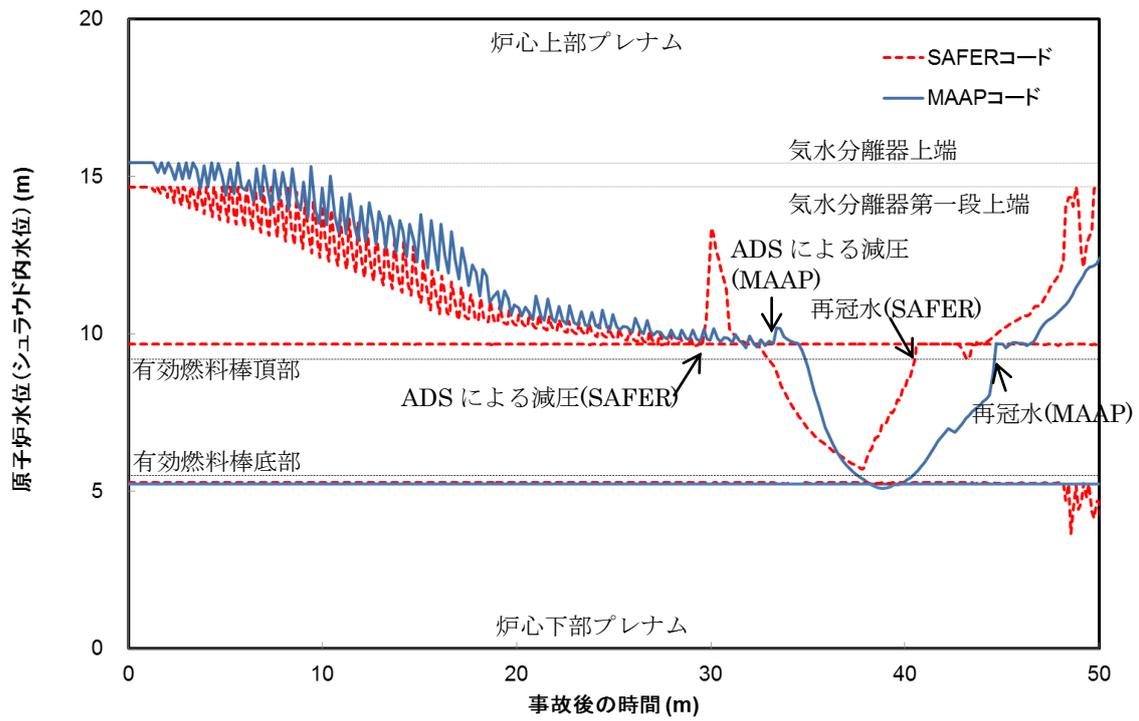


図4.3-1 原子炉水位に関するコード間比較 (TQUXシーケンス)

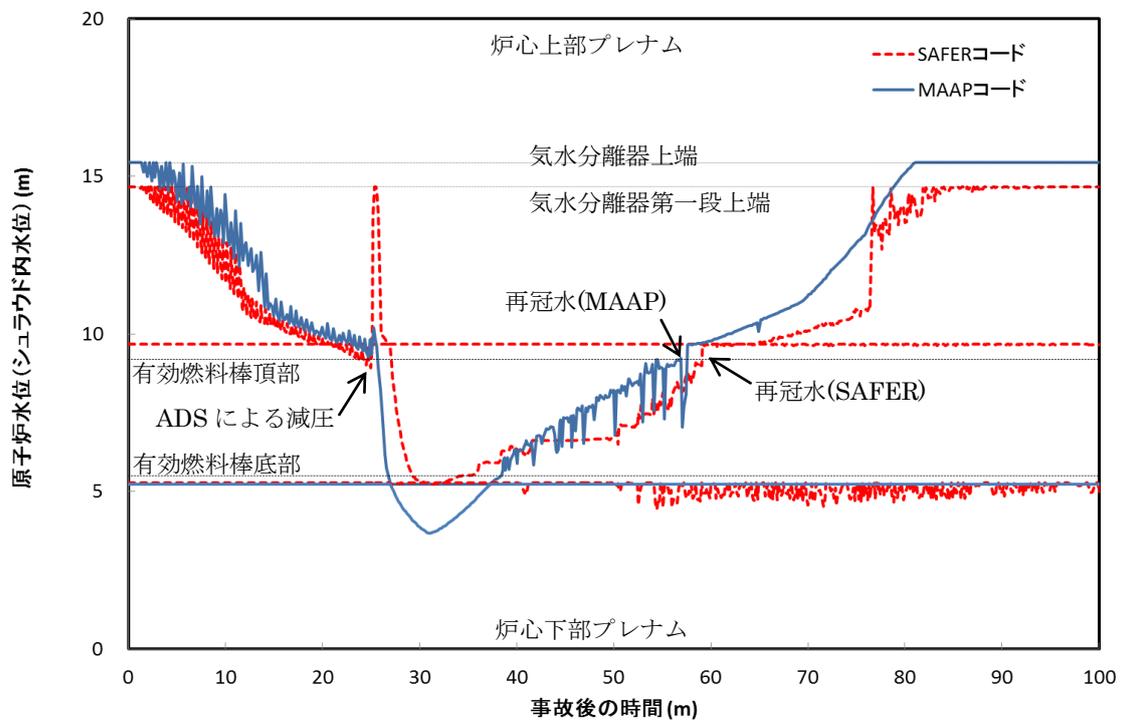


図4.3-2 原子炉水位に関するコード間比較 (中小破断LOCAシーケンス)

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小さくなく、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。

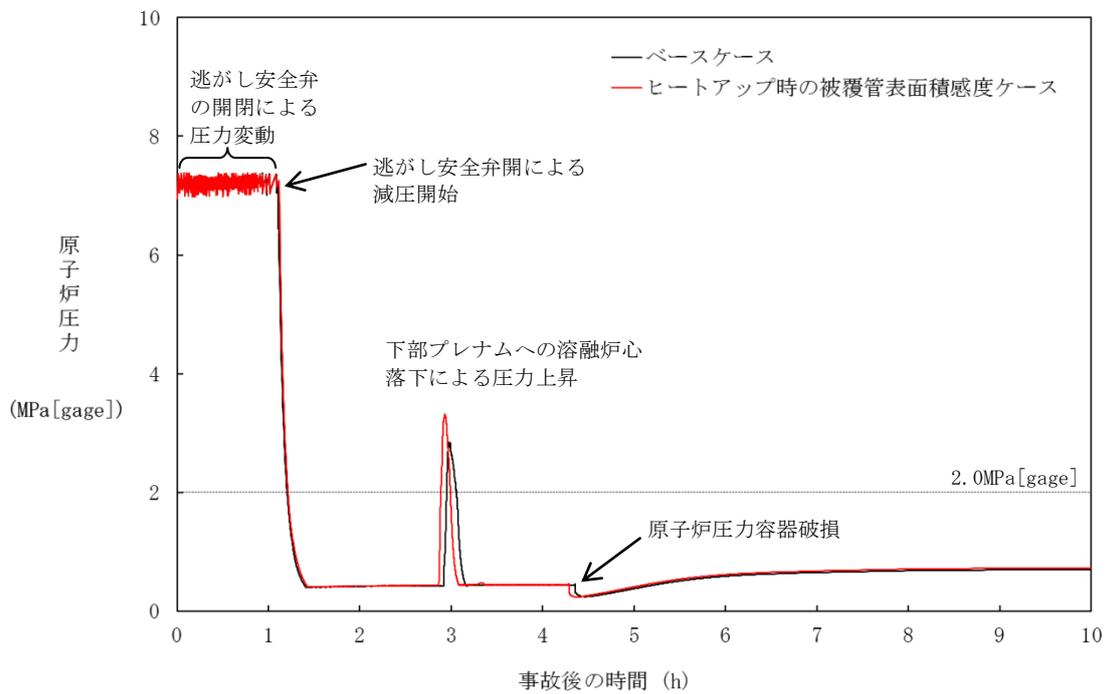
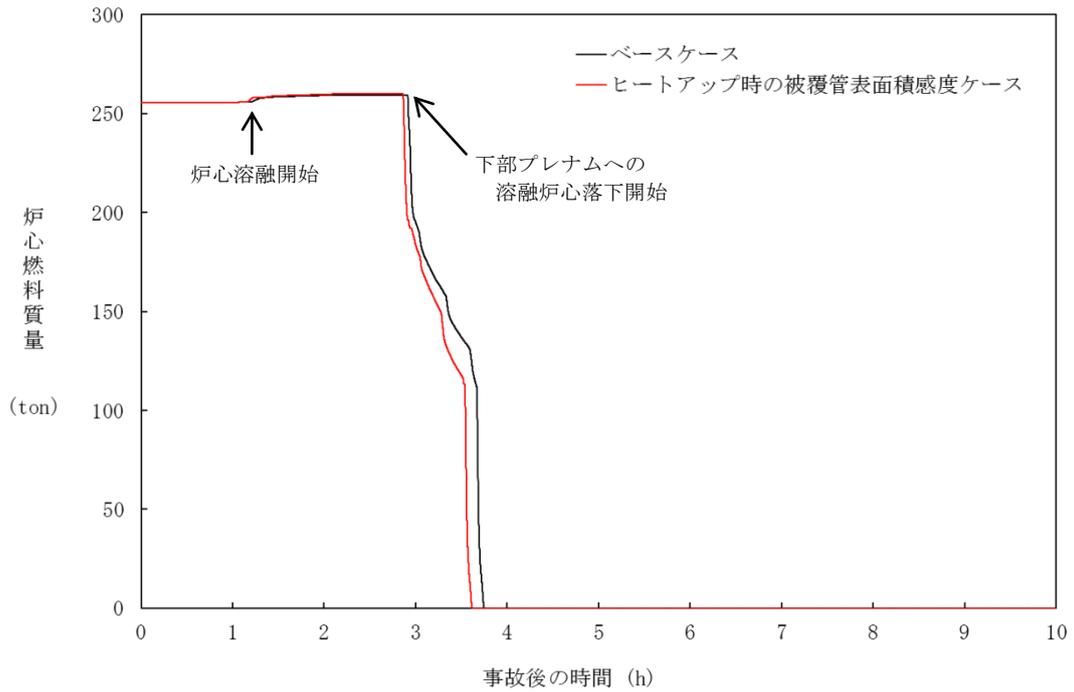


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (1/2)

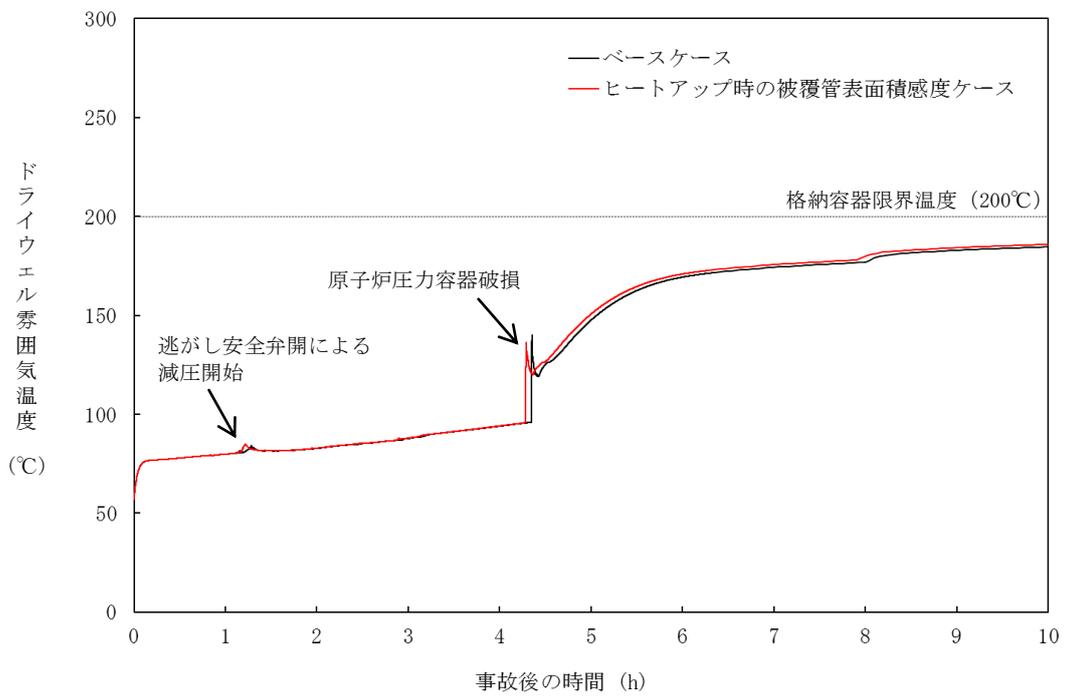
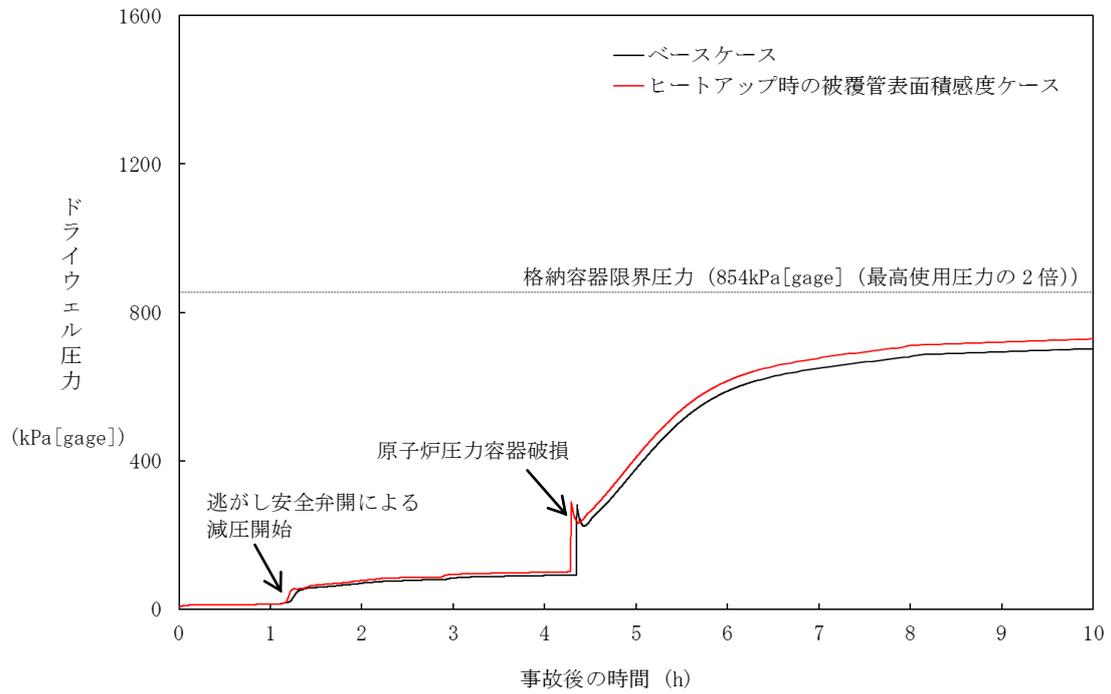


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (2/2)

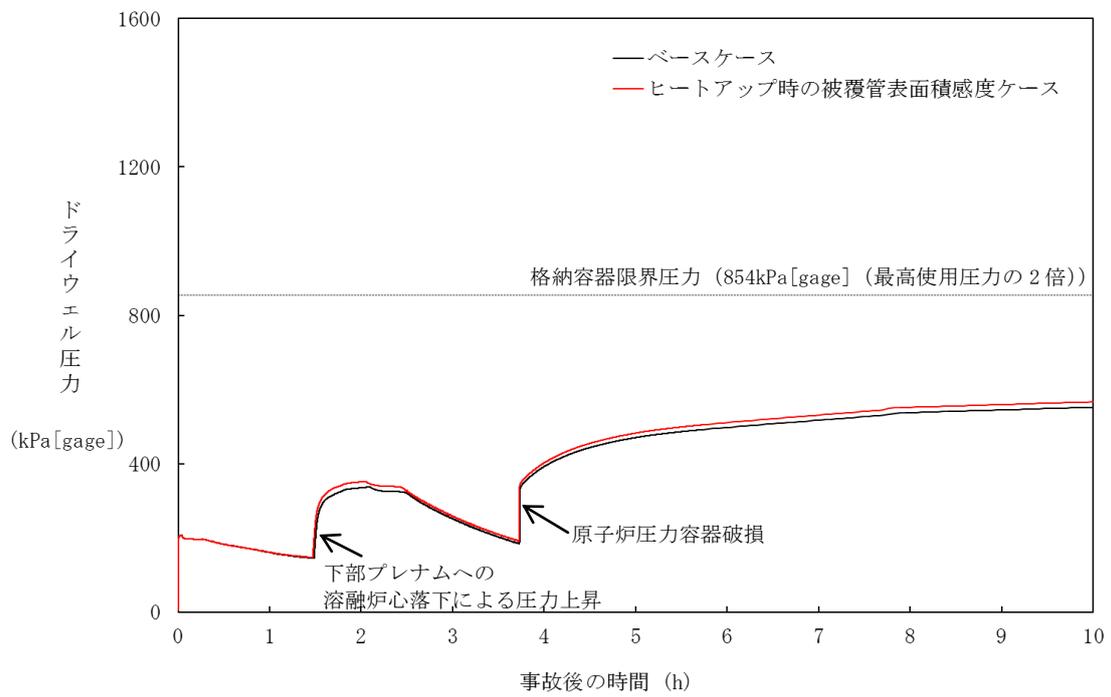
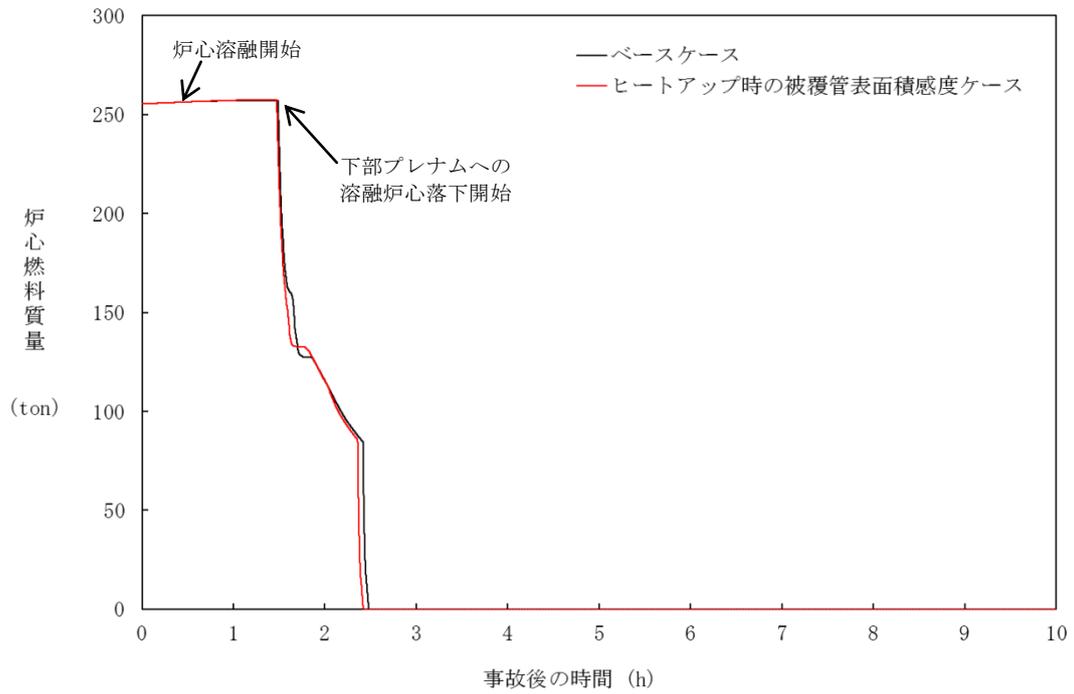


図4.3-4 炉心ヒートアップに関する感度解析結果（大破断LOCAシーケンス）

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 \square Kと \square 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 \square Kと \square 時間（あるいは \square Kで \square 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 \square 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、 \square 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	\square K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	\square 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。

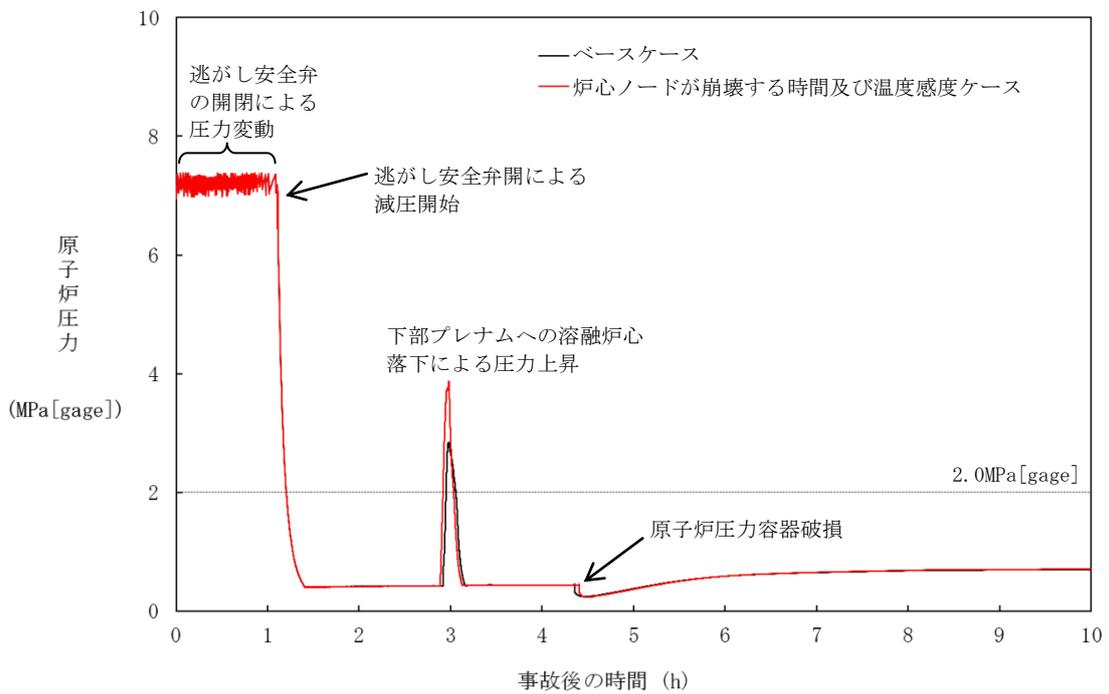
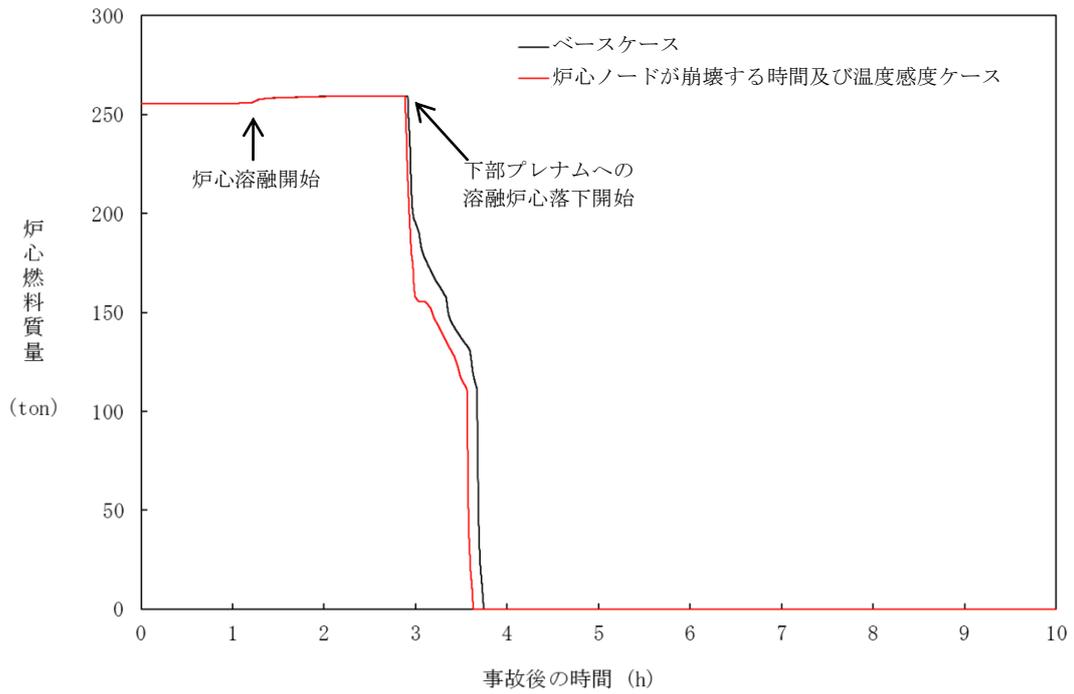


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (1/2)

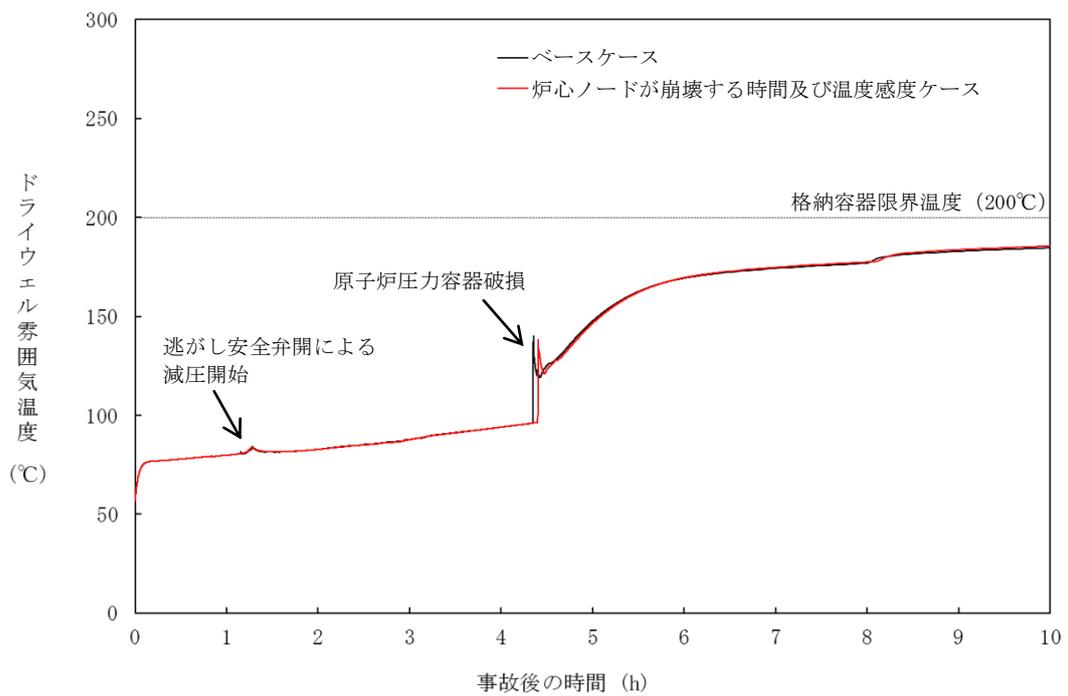
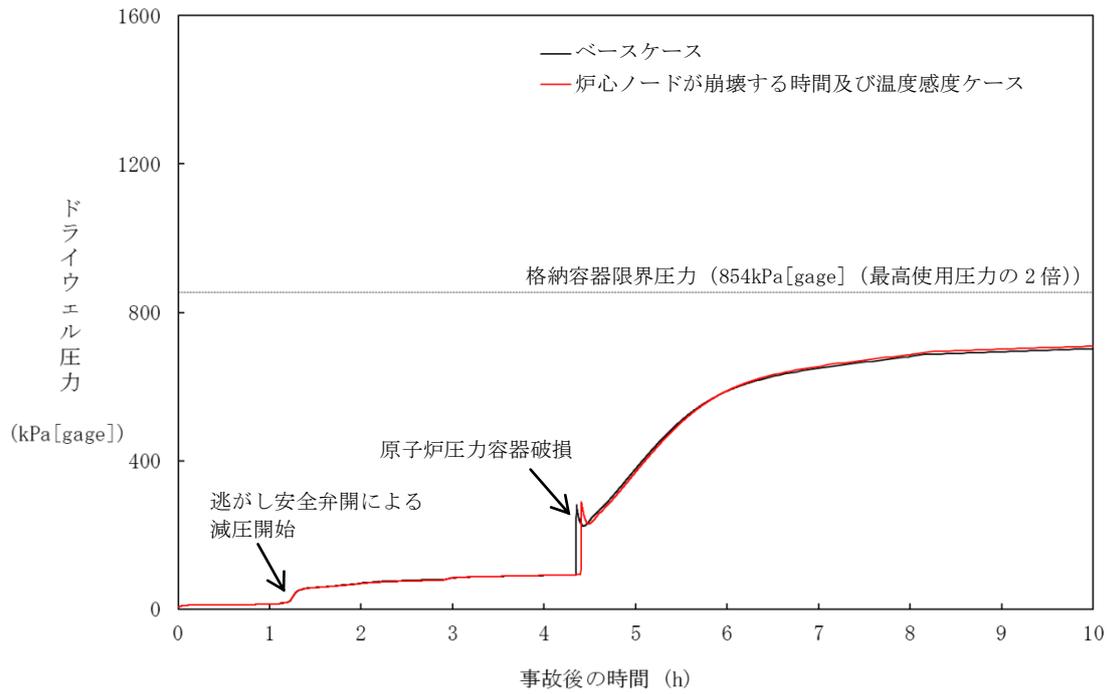


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUV シーケンス) (2/2)

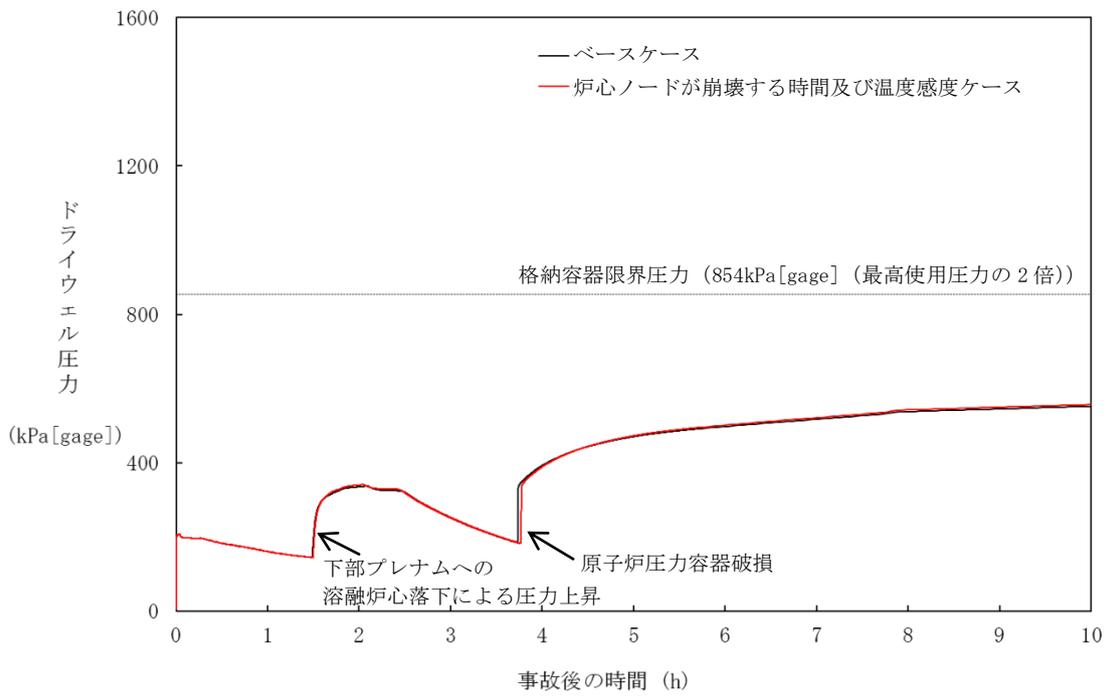
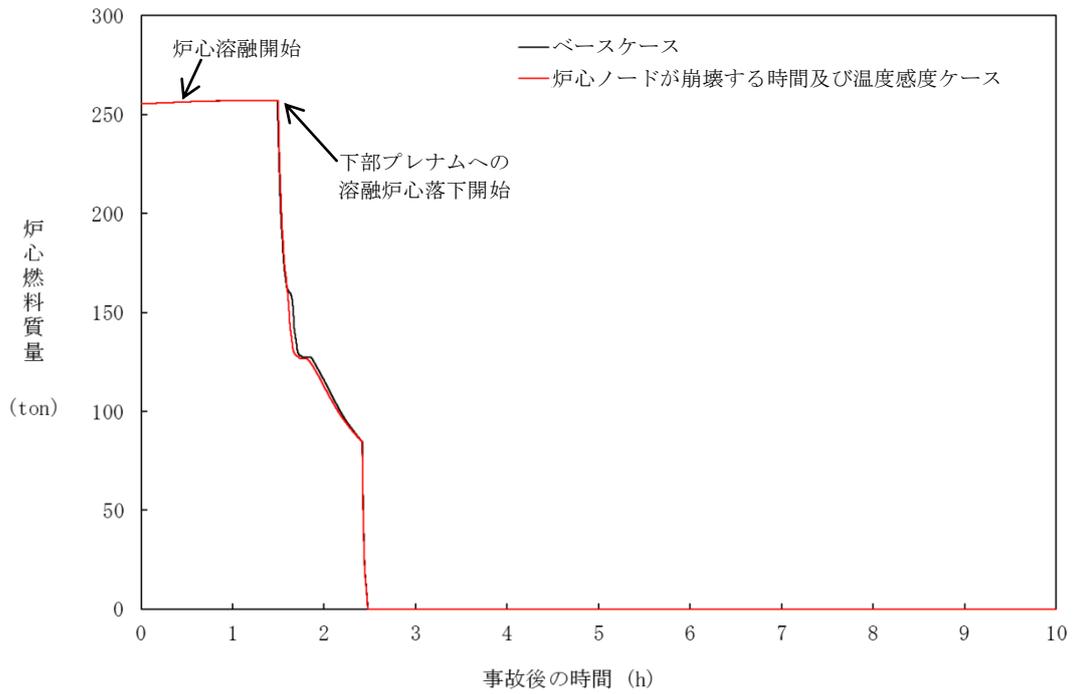


図 4.3-6 リロケーションに関する感度解析結果 (大破断 LOCA シーケンス)

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。

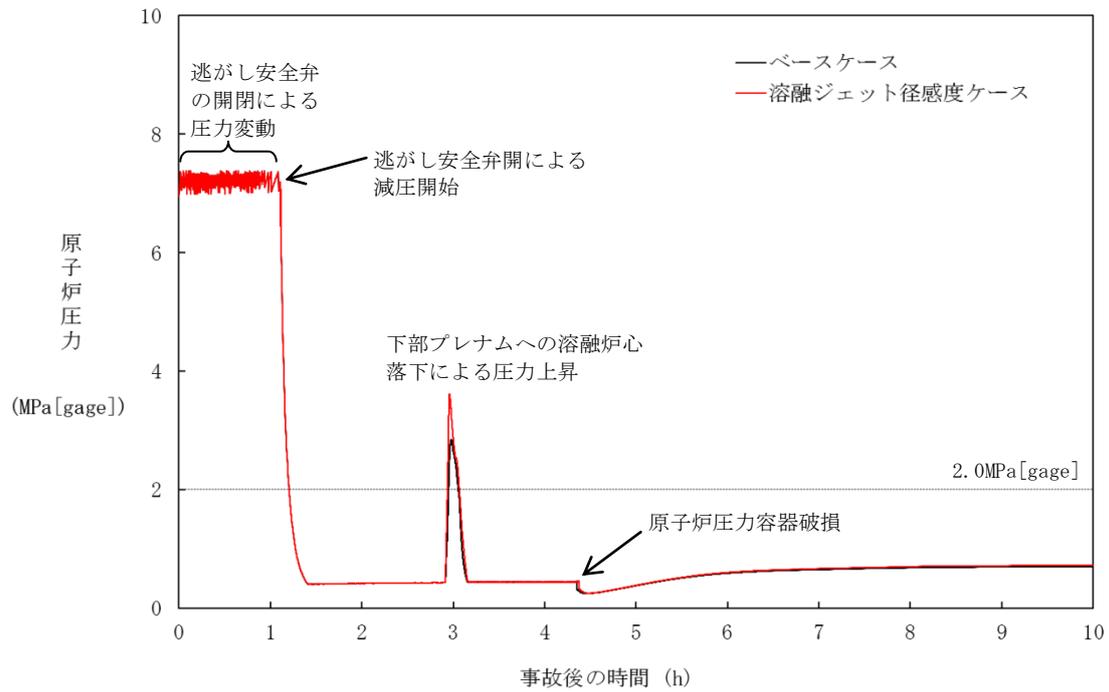


図4.3-7 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果（溶融ジェット径）

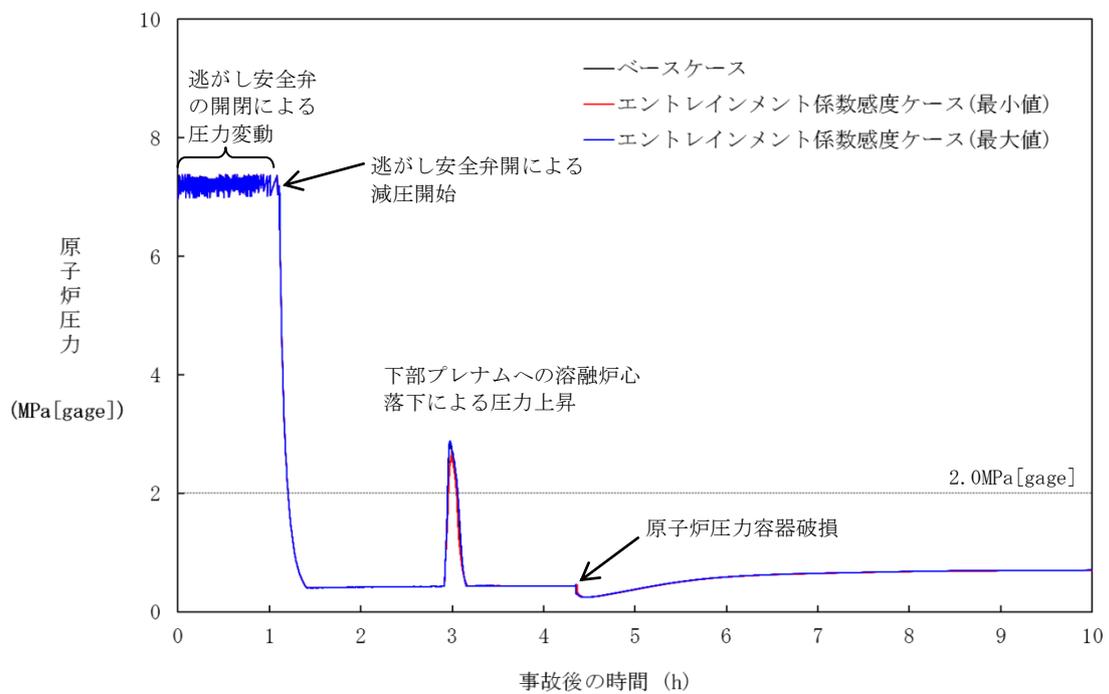


図4.3-8 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果（エントレイン量）

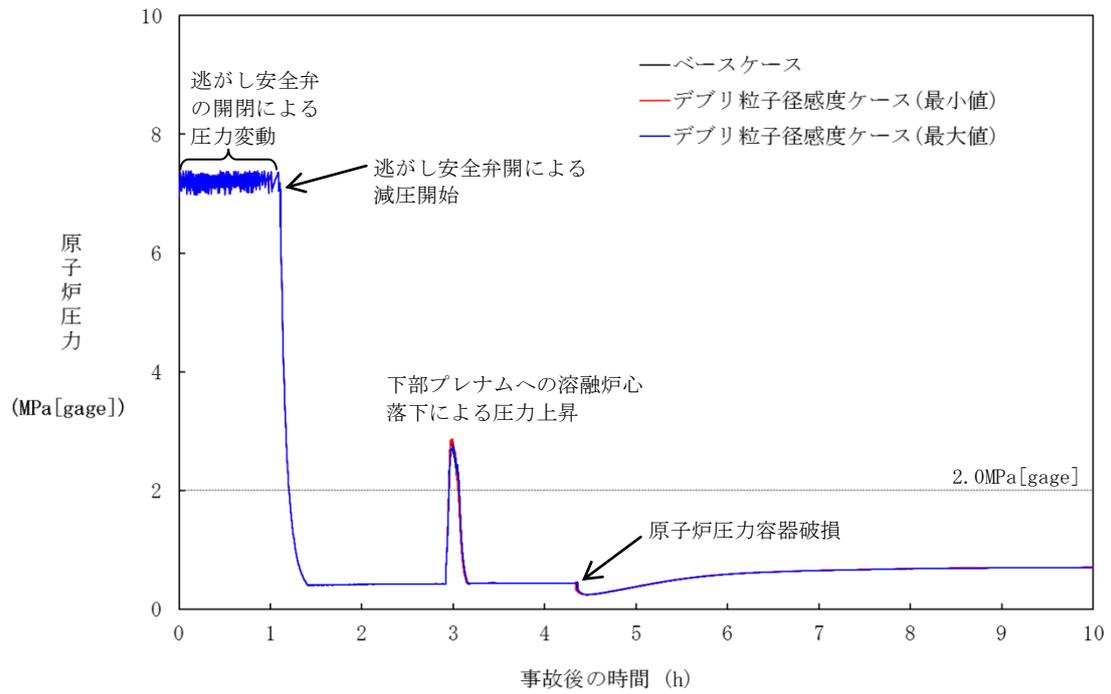


図4.3-9 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

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「高压溶融物放出／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。以下に概要を纏める。

(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。

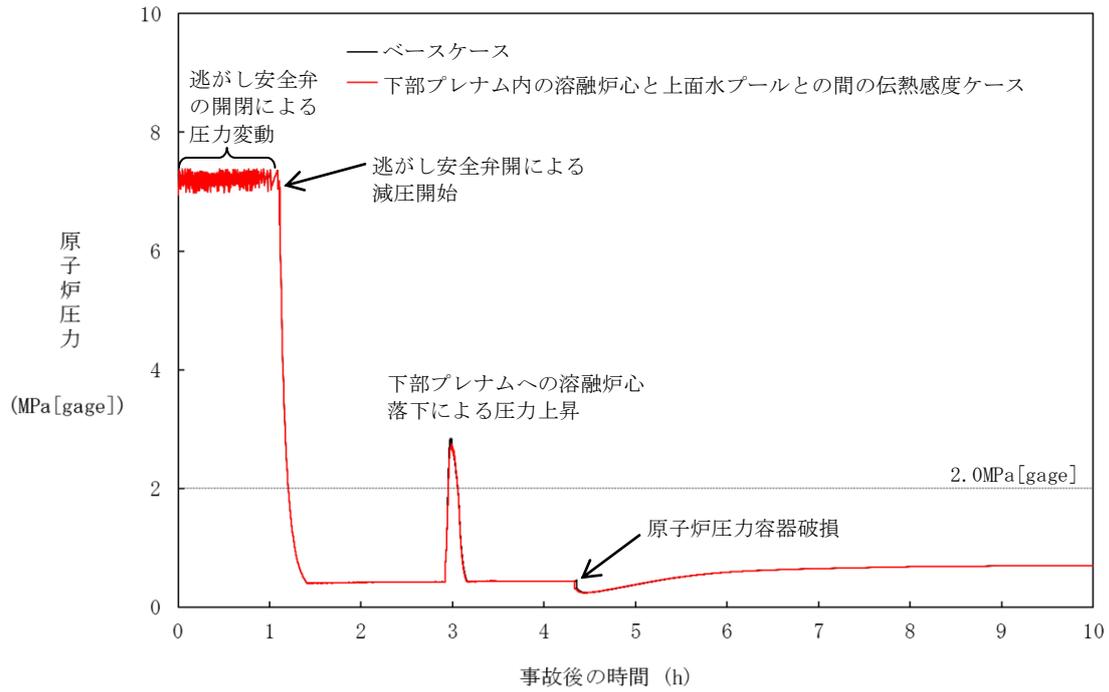


図4.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と上面水プールとの伝熱)

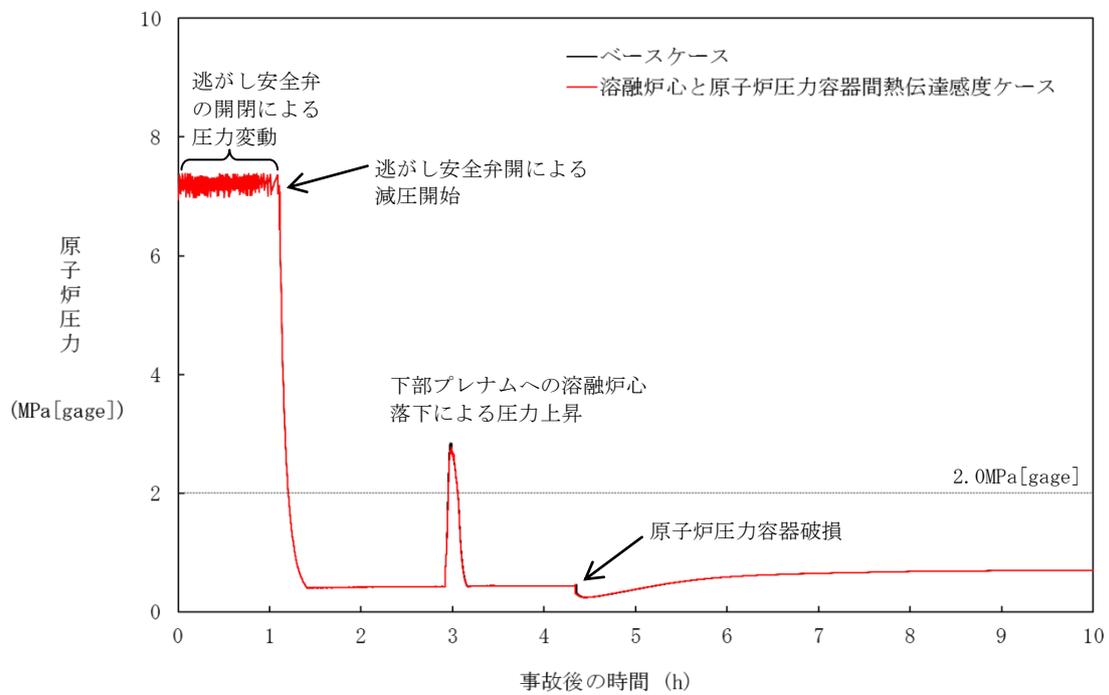


図4.3-11 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達)

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、原子炉圧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、原子炉圧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。

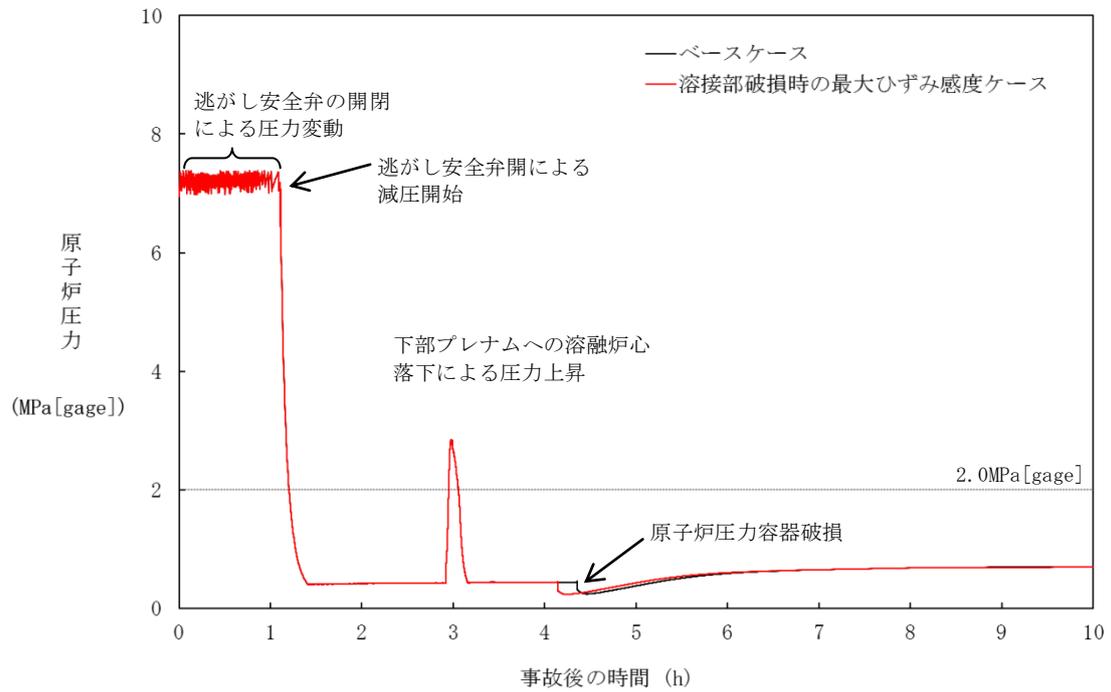


図4.3-12 制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

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輻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エ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エル領域への流れは、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 UO_2 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する解析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。

- ・ 原子炉圧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) 原子炉圧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ブ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、水張りをしている場合でも熔融炉心は、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-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 [压力容器(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 [压力容器(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°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溶解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、原子炉圧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、原子炉圧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、原子炉圧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、原子炉圧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) 原子炉圧力容器内 FCI (熔融炉心細粒化, 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により生じる圧カスパイクは、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、高压熔融物放出を防止する観点で、原子炉圧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。圧カ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、圧カスパイクは原子炉圧力容器破損までに終息する結果となっており、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い。このことは、原子炉圧力容器内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圧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 (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(トリガリング及び溶融ジェット径)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溶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溶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 [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、上面熱流束及び溶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)		ABC OVE 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によって生じる圧力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 (4.2.5) SURC-4実験解析 (4.2.6)		○ 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	感度解析 (4.3.8及び 添付3)	○ 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				

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。原子炉圧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。

5.1.8 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、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 原子炉圧力容器内 FP 挙動 [圧力容器 (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と考えられる。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。

「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧溶融物放出を防止する観点で、原子炉圧力容器破損時刻とあいまって、原子炉圧力容器内 FCI による原子炉圧力変化が原子炉圧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))	<p>○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。</p> <p>○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。</p> <p>○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)。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・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。 	<p>○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。</p> <p>○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。</p> <p>○「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。</p> <p>○「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。</p> <p>○「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、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。</p> <p>○「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。</p>
	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、原子炉压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 コードでは原子炉压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			
(逃がし安全弁含む) 原子炉压力容器	冷却材放出(臨界流・差圧流)	原子炉压力容器モデル(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。		○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 (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	溶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溶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。 	<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が 2.0MPa[gage]を上回ることとはなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響は無い。 ○「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、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(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))	<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。 	<ul style="list-style-type: none"> ○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、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) (炉心損傷後)	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。</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))	○原子炉压力容器外 FCI に影響する項目として、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 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から、「原子炉压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。
	原子炉压力容器外 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^{IA-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)		(MAAP)	
グループ	核種	グループ	核種
1	希ガス/Xe, Kr	1	希ガス
2	ハロゲン/I, Br	2	CsI
3	アルカリ金属/Cs, Rb	3	TeO ₂
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se	4	SrO
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr	5	MoO ₂
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co	6	CsOH
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am	7	BaO
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np	8	La ₂ O ₃
		9	CeO ₂
		10	Sb
		11	Te ₂
		12	UO ₂

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

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。

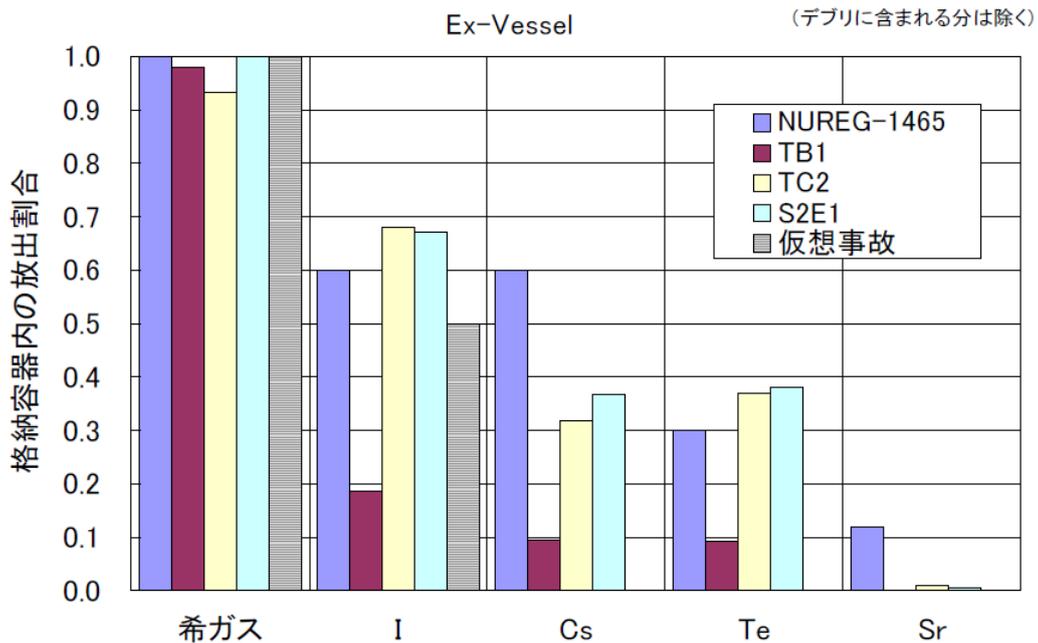


図 1 格納容器ソースターム比較 (圧力容器破損後 1 時間) [A-3]

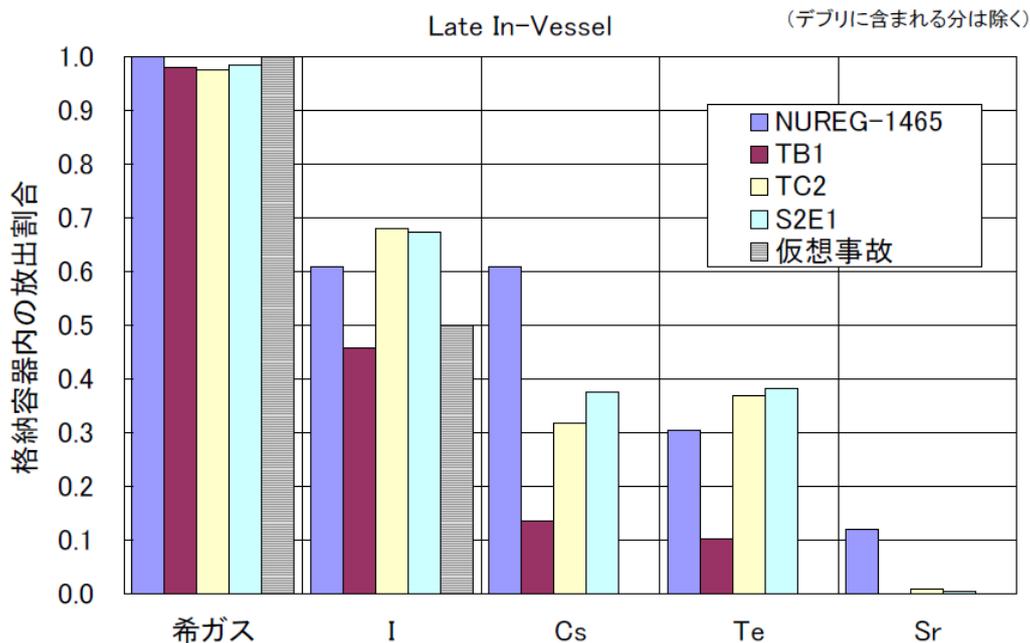


図2 格納容器ソースターム比較 (事故収束後) [A-3]

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)	・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		
	ペレット一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		
再循環ポンプ関連データ	コストダウン特性		
	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、それ以降の原子炉圧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早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) 原子炉圧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、原子炉圧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、原子炉圧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デスタル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。

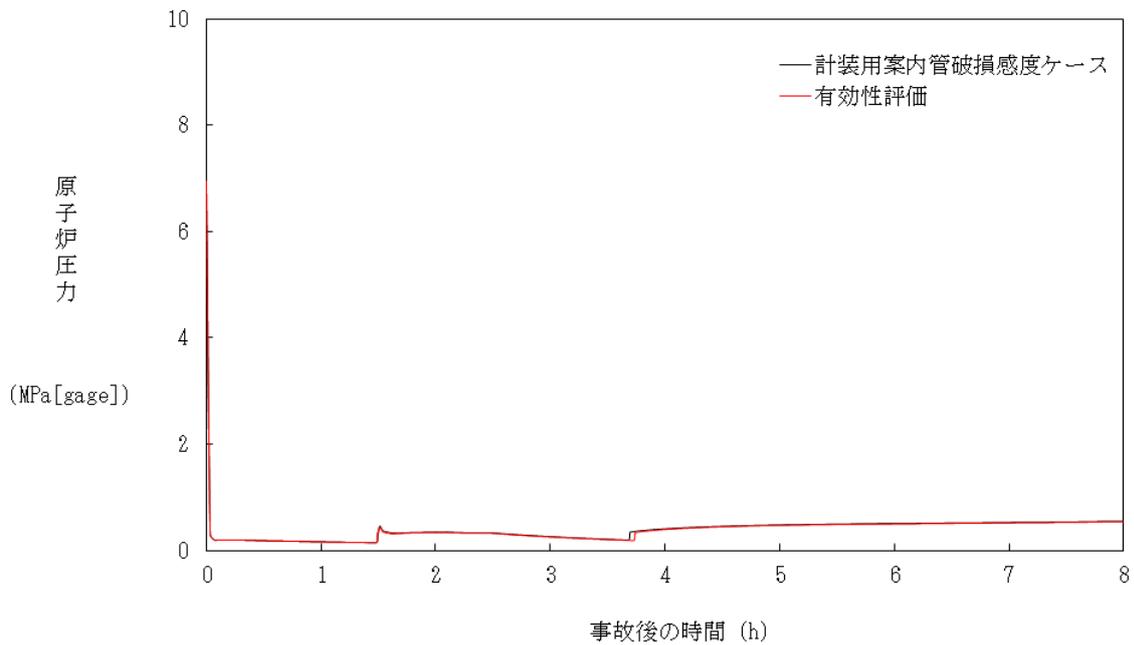
一方、代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

(4)原子炉格納容器の気相漏えいについて

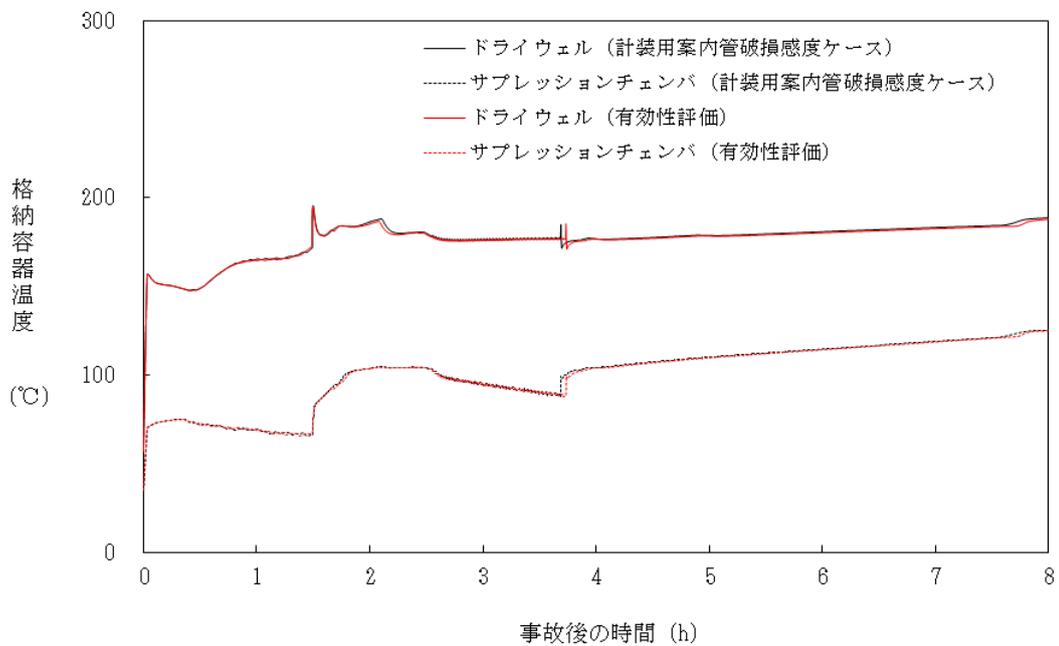
福島第一原子力発電所事故においては、原子炉格納容器内で局所的な過温状態となつて、気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内温度分布は、損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態、また、格納容器への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから、MAAPの評価体系で格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

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。

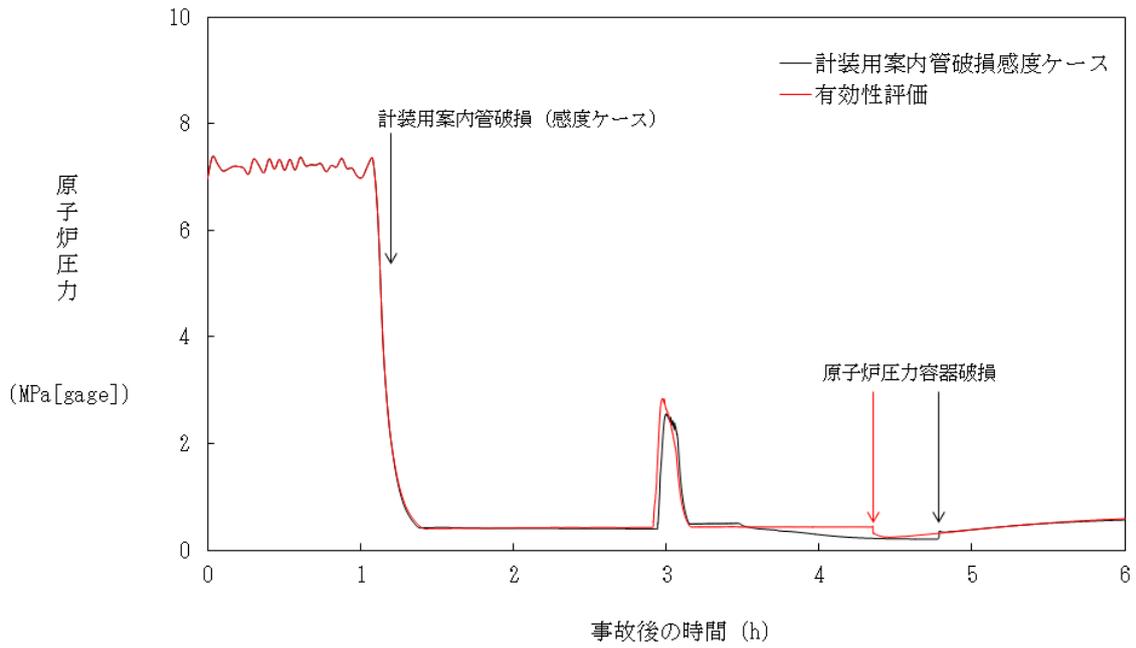
このような観点から、本文「3.3.4 格納容器モデル」の図3.3-6に例示した原子炉格納容器のノード分割方法は、格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可能である。



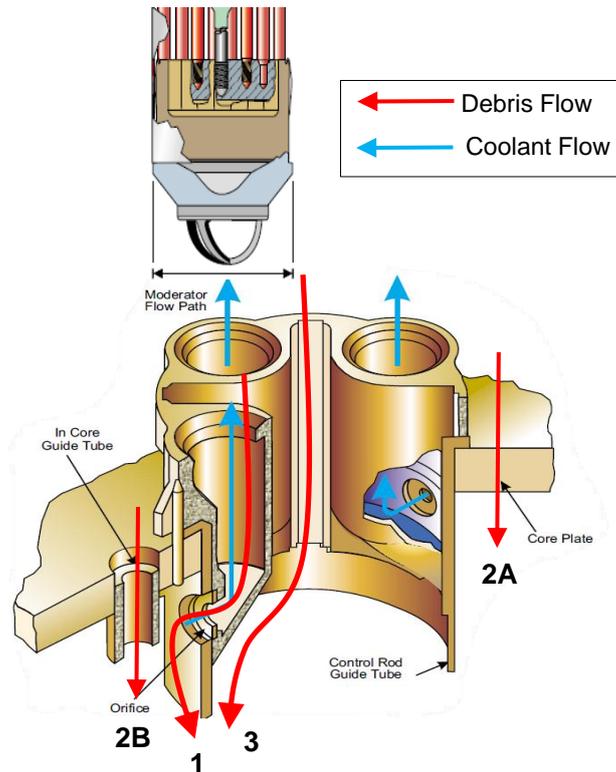
別図 1-2.2-1 大破断 LOCA 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における原子炉圧力変化の比較



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 の酸化モデルで追加されている。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

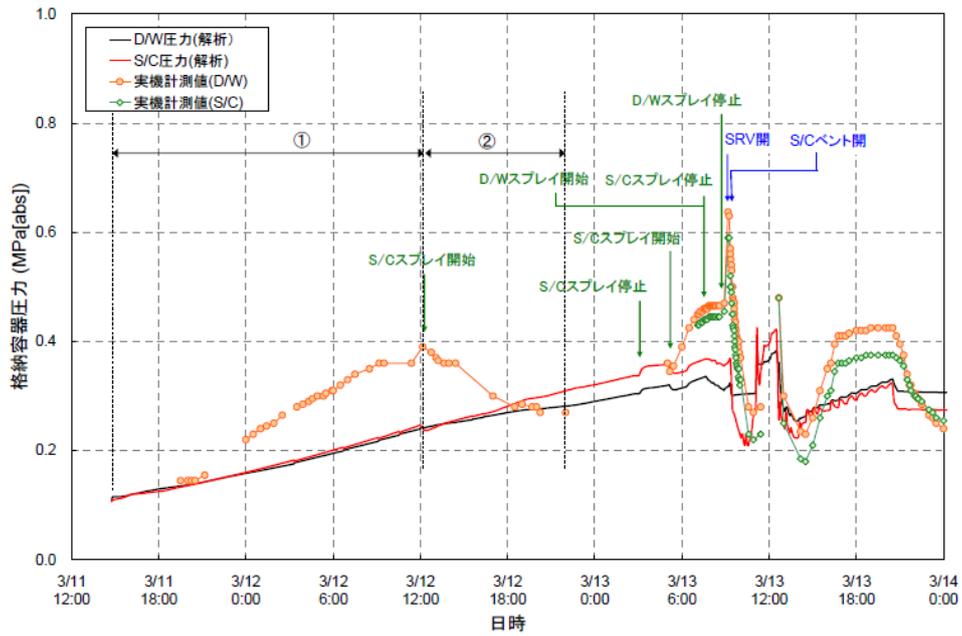


図 1. 福島第一原子力発電所 3 号機の格納容器圧力の実測値と MAAP 評価結果※1

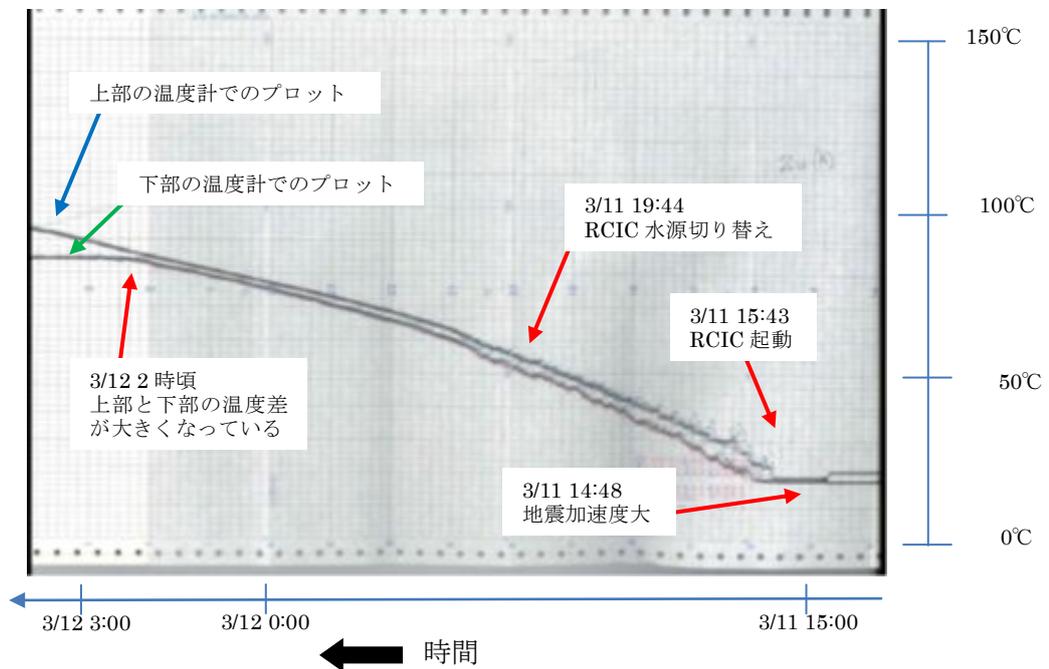


図 2. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (1 / 6)

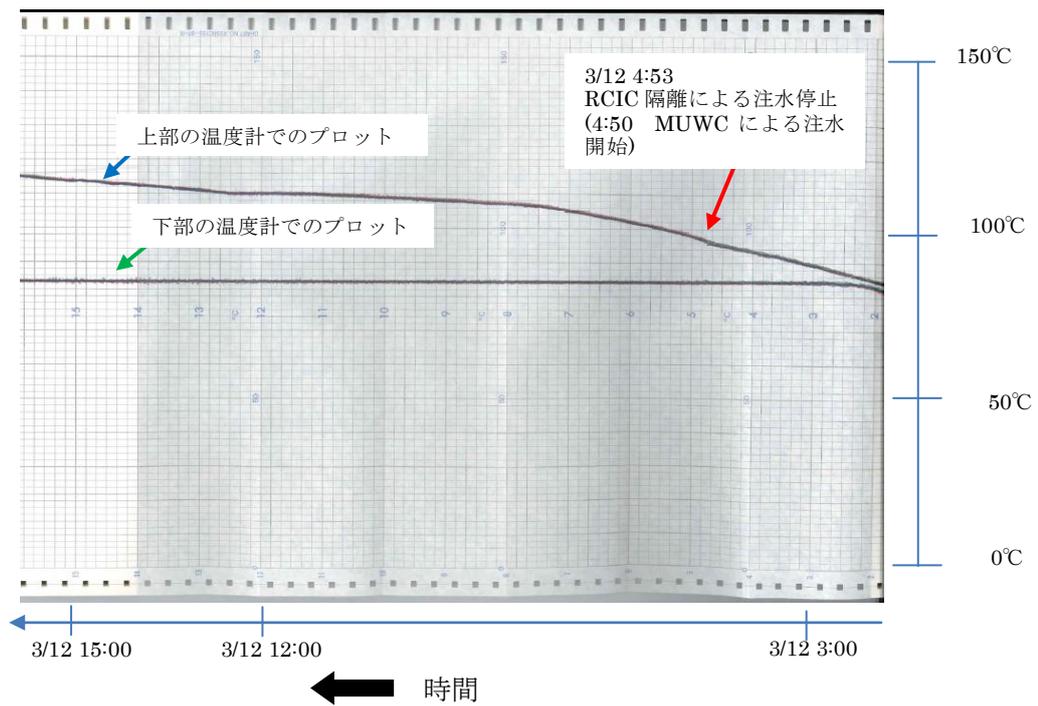


図 3. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (2 / 6)

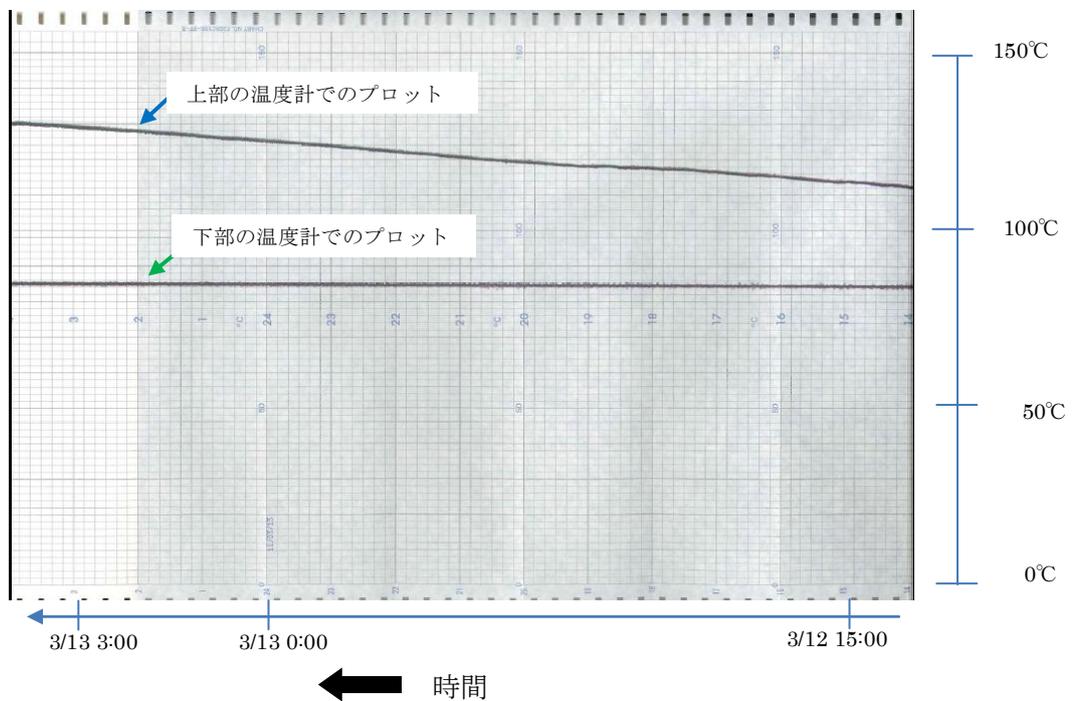


図 4. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (3 / 6)

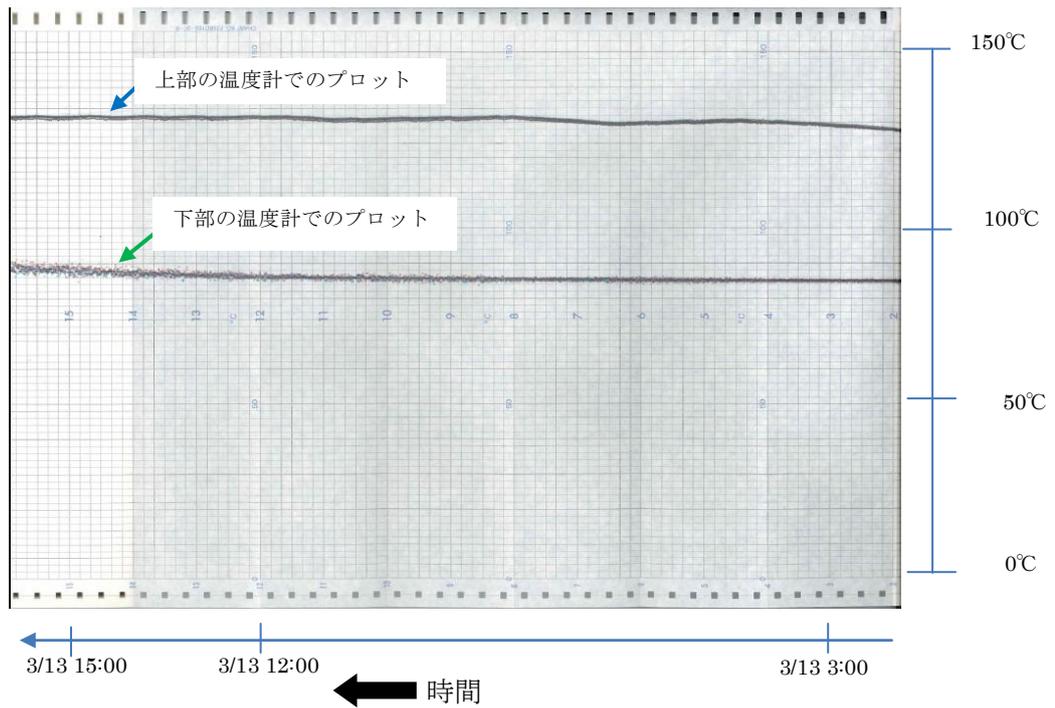


図 5. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (4 / 6)

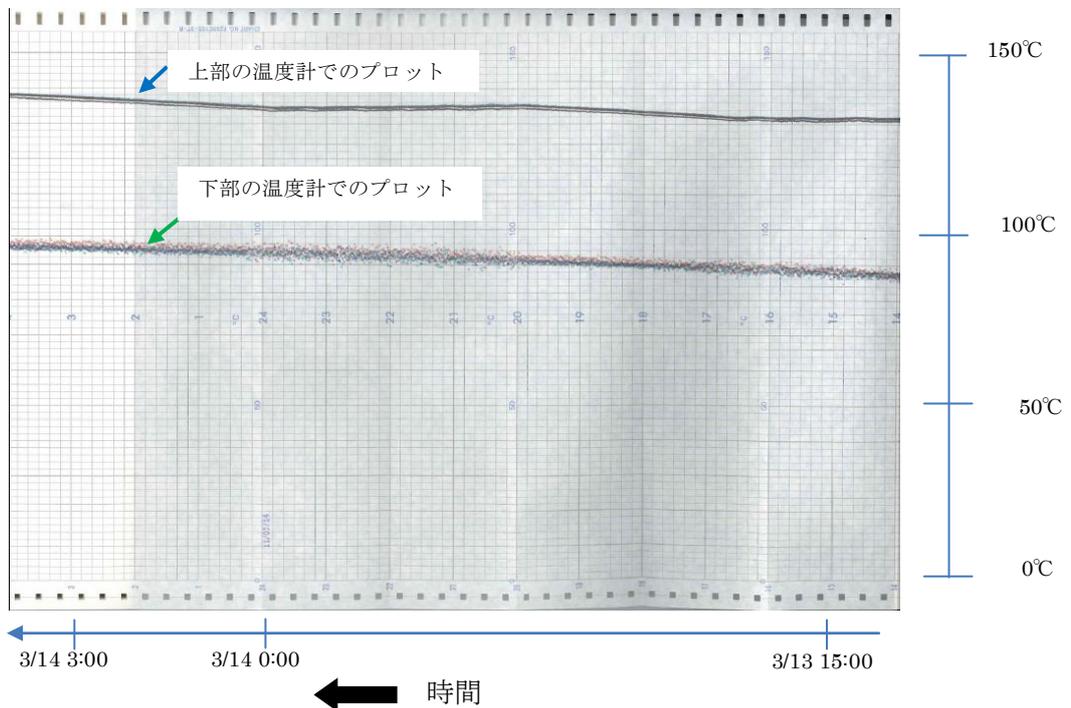


図 6. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (5 / 6)

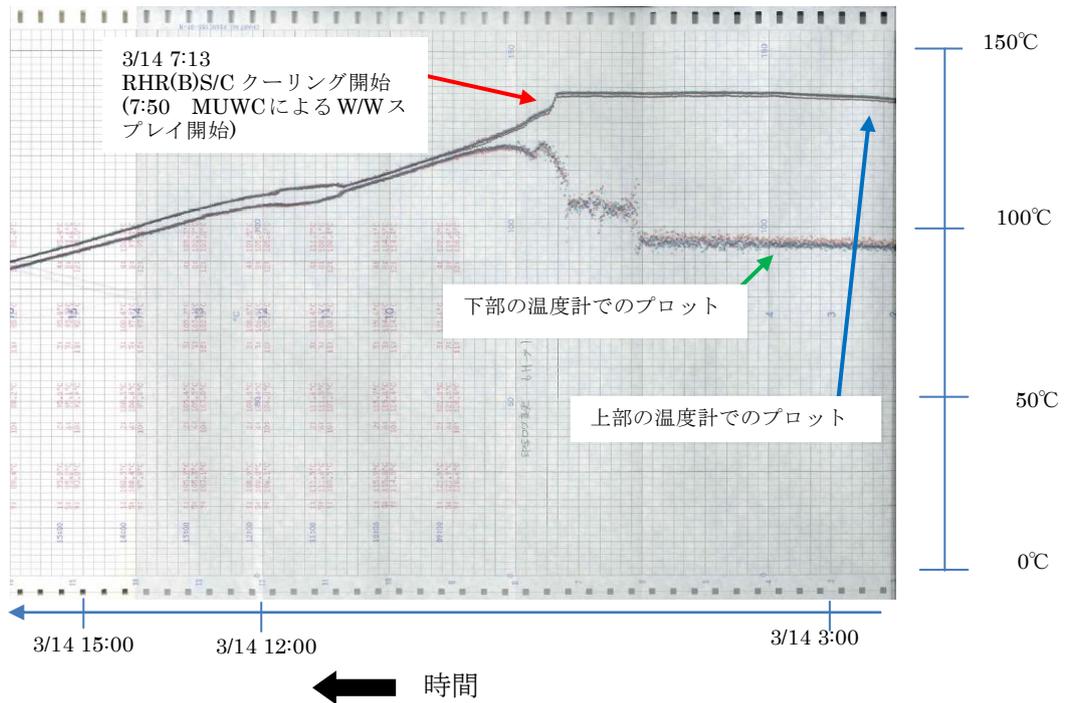


図 7. 福島第二原子力発電所 2 号 S/P 温度計 A 系 (6 / 6)

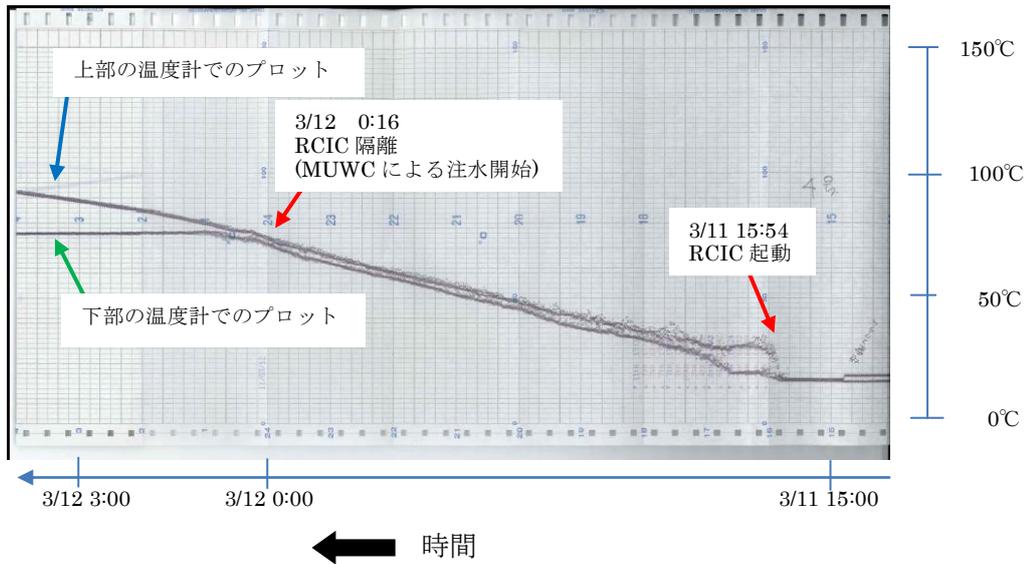


図 8. 福島第二原子力発電所 4 号 S/P 温度計 A 系 (1 / 2)

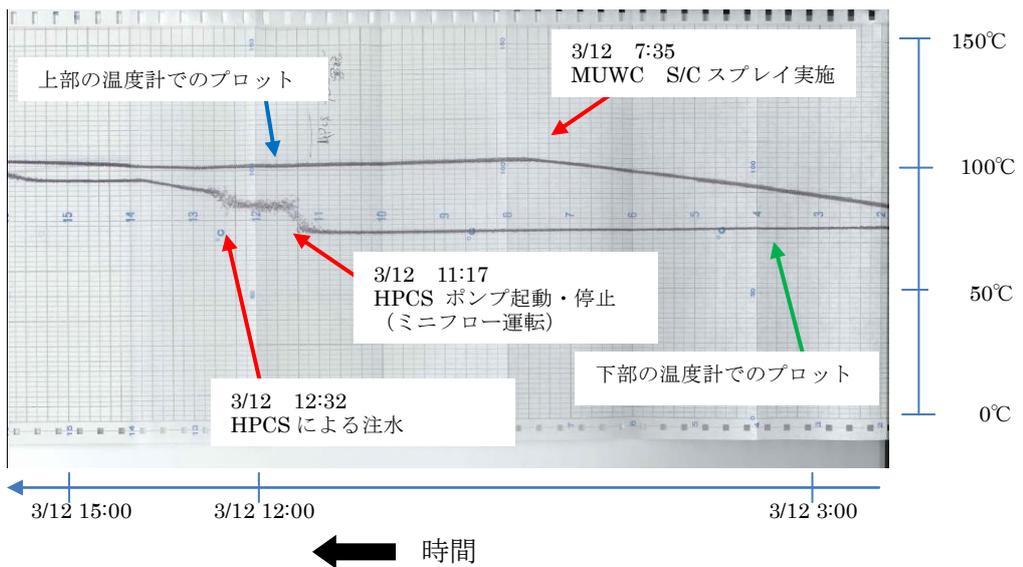


図 9. 福島第二原子力発電所 4 号 S/P 温度計 A 系 (2 / 2)

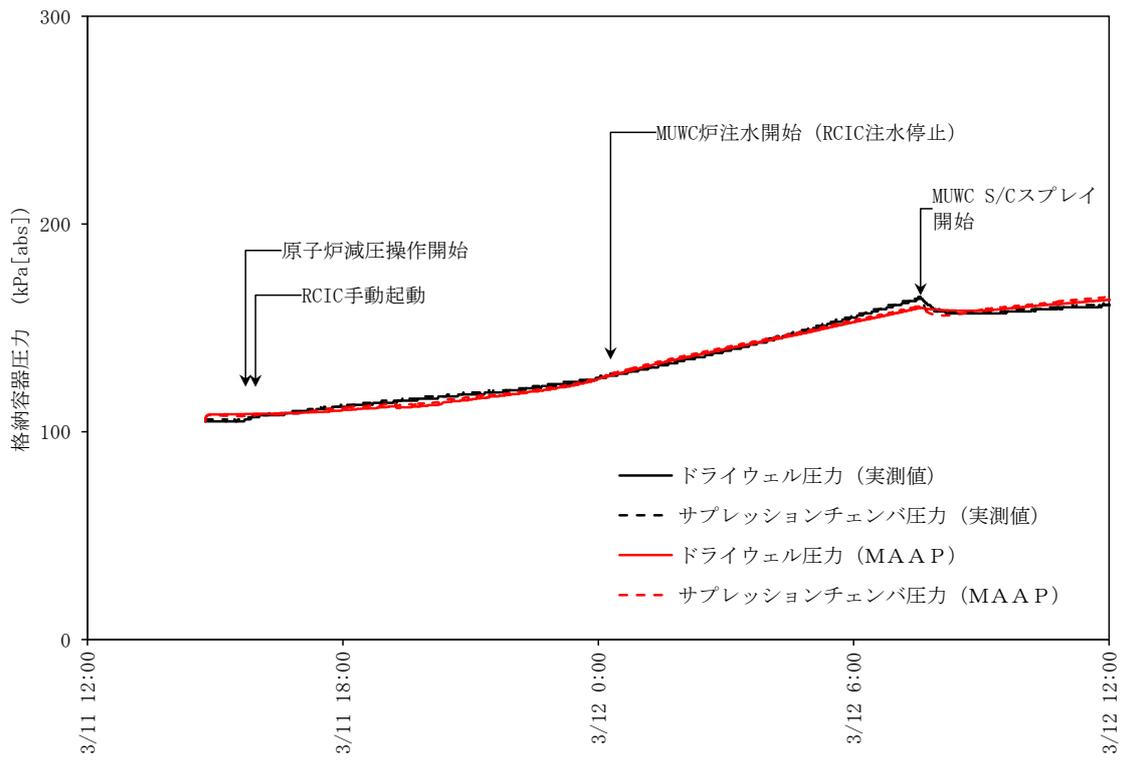


図 10. 福島第二原子力発電所 4 号機 格納容器圧力変化

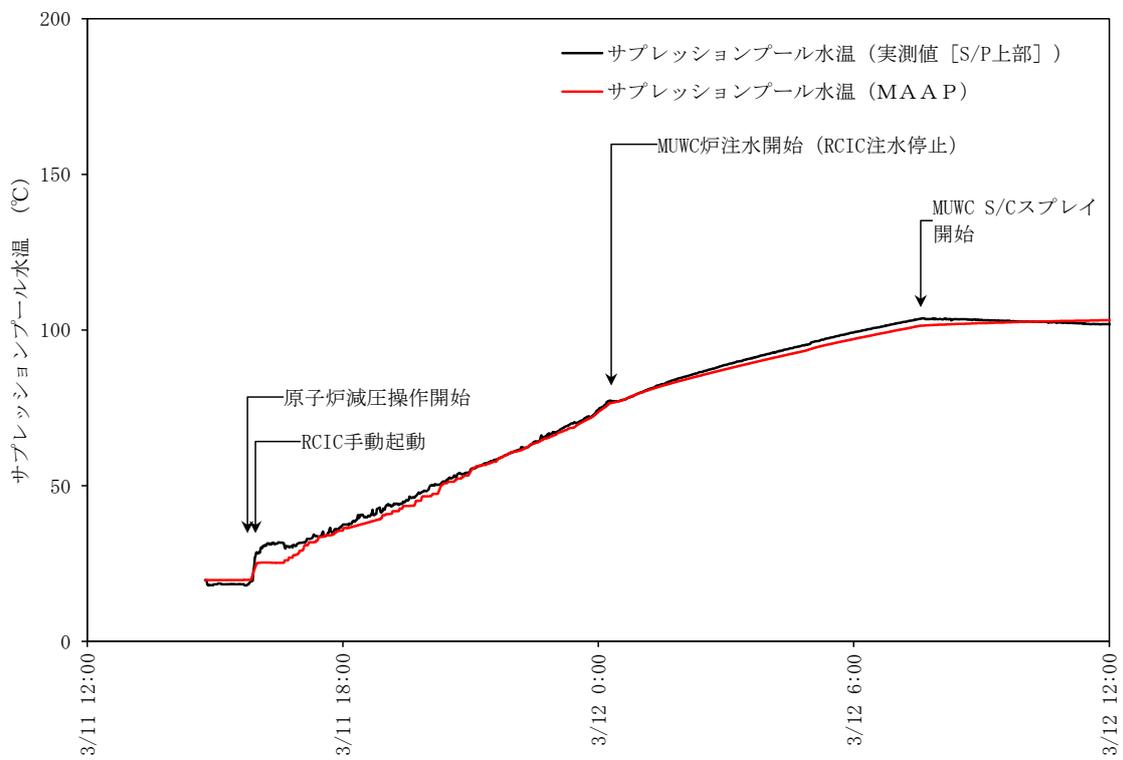


図 11. 福島第二原子力発電所 4 号機 圧力抑制プール水温変化

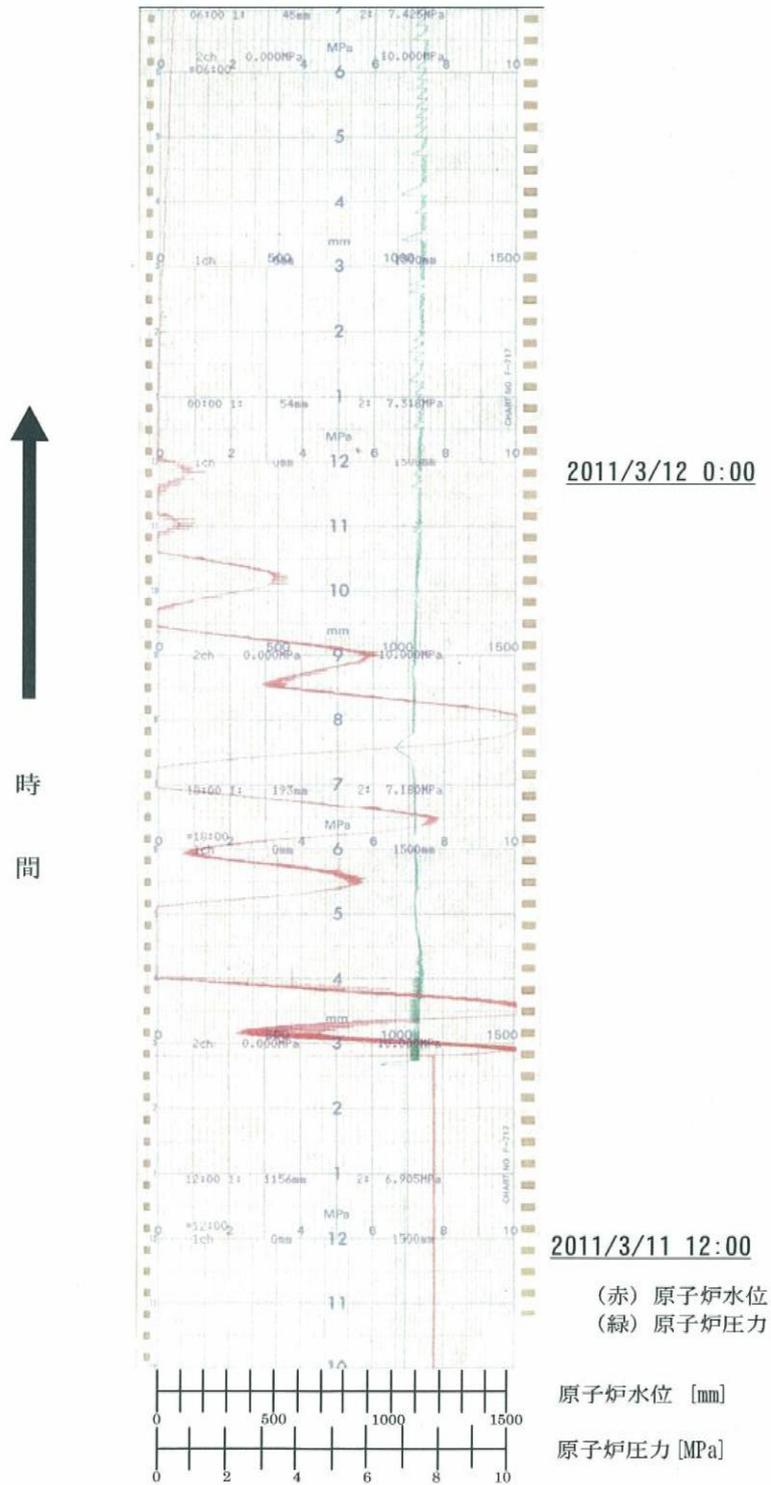


図 12. 福島第一原子力発電所 3号機 原子炉水位と原子炉圧力の変化^{*3}

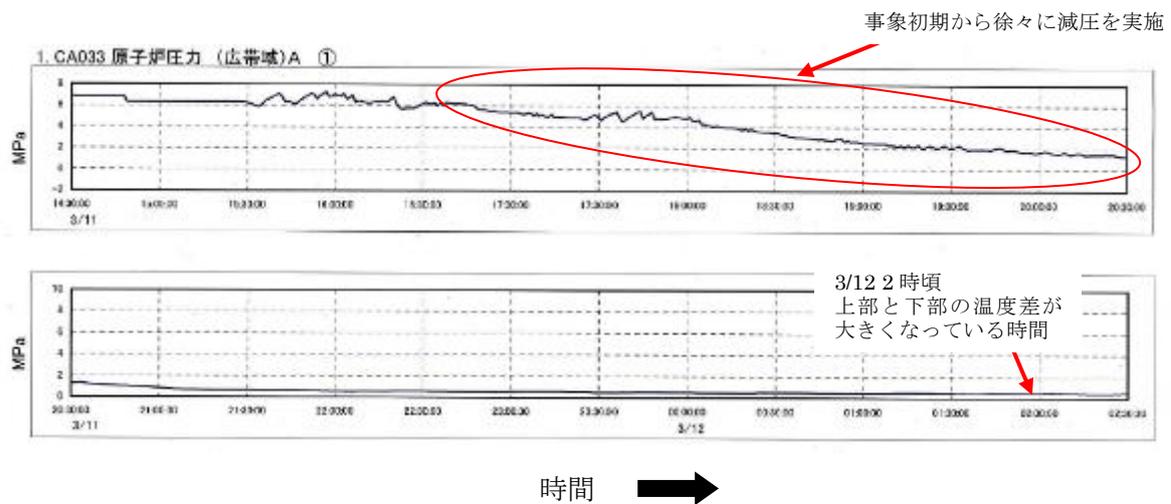


図 13. 福島第二原子力発電所 2 号 原子炉圧力の変化(プロセス計算機データ) ※3

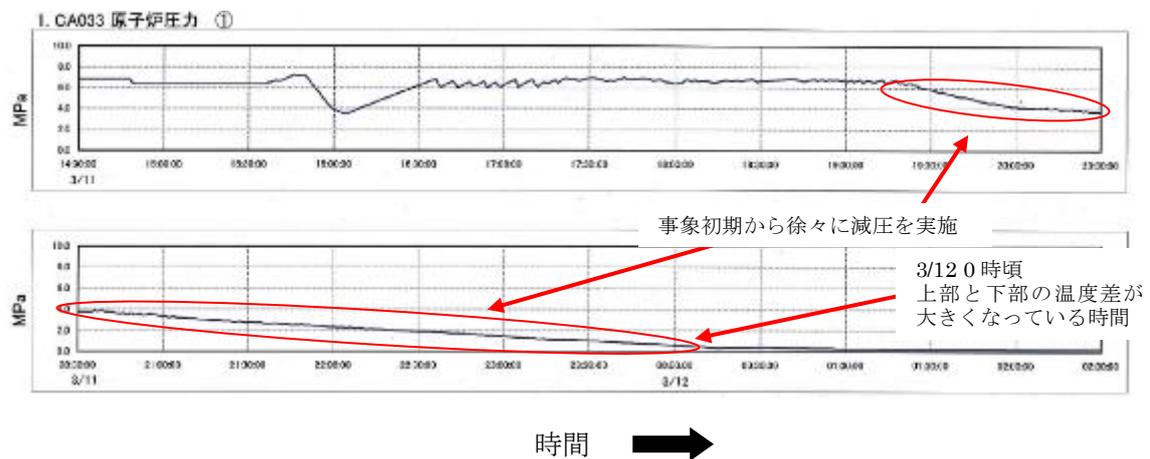


図 14. 福島第二原子力発電所 4 号 原子炉圧力の変化(プロセス計算機データ) ※3

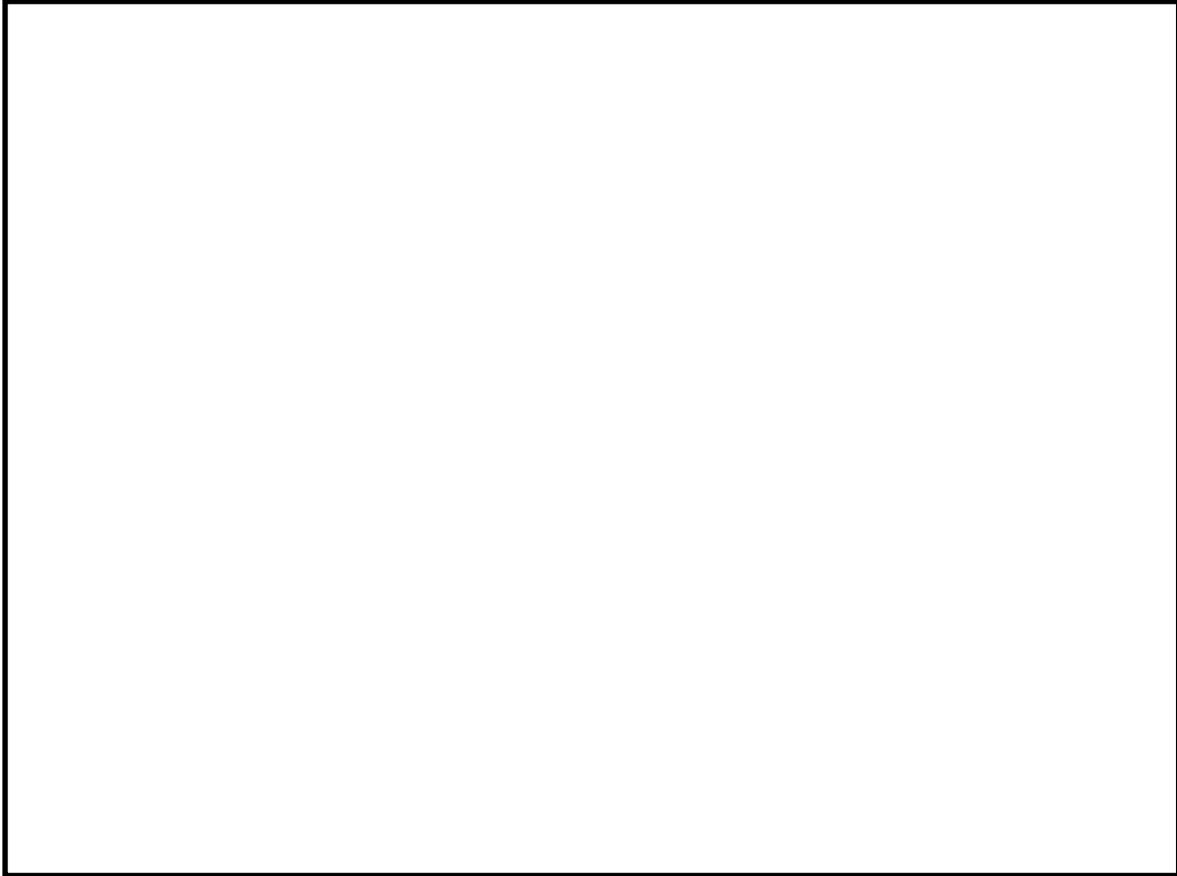


図 15. S/P 温度計各検出器（熱電対）等の概要図（例：2F-4）

※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 号機へ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。

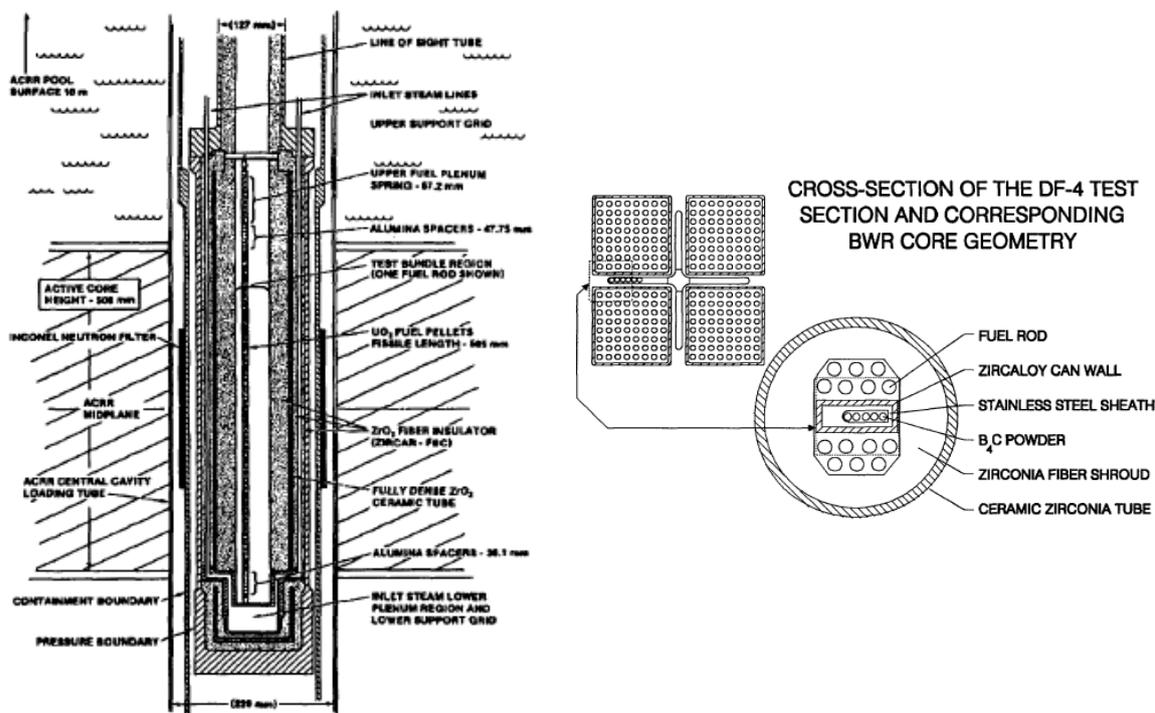
①実験の内容

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

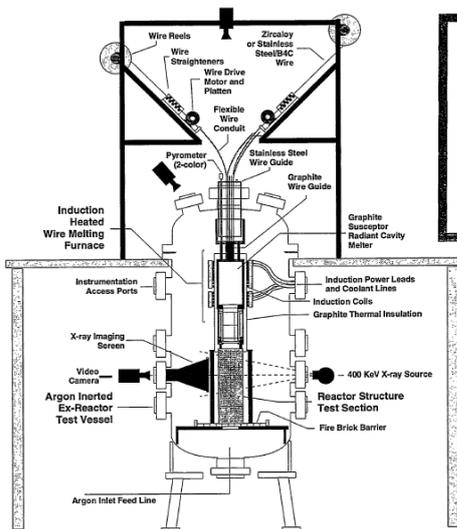
XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要を別図 2-2-1 に示す。

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。

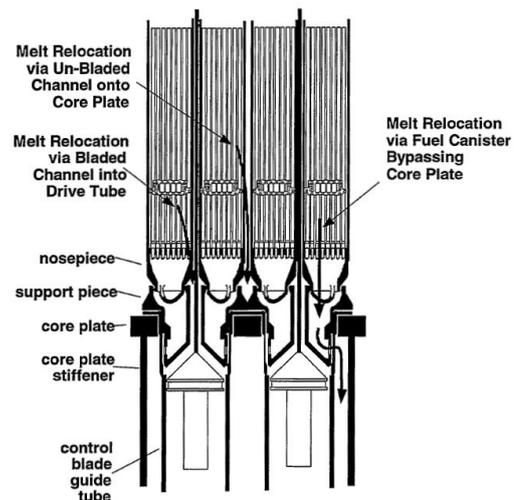
実験は, Ar ガスで不活性化された状態でテストセクション上部から誘導加熱により生成された模擬熔融物 (B₄C, ステンレス, Zr) を流入させることにより炉心上部が熔融した場合の熔融物の下部へのリロケーションとその後の炉心下部の損傷進展を模擬している。

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・溶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。

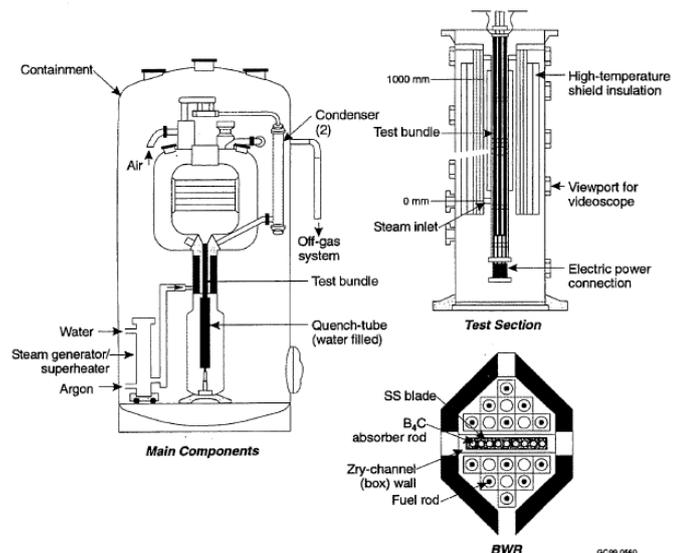
実験では燃料棒を内蔵ヒーターによって電気加熱すると共に下部から水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することにより炉心の溶融進展挙動を模擬する。

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溶融した。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、これらの溶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 B₄C 制御棒が用いられた QUENCH-07/09 実験についてまとめる。

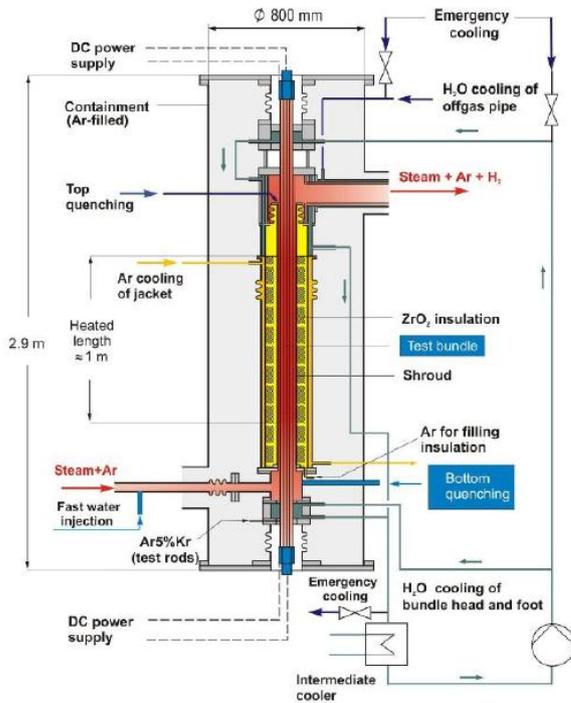
①実験の内容

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 B₄C 制御棒により構成される。

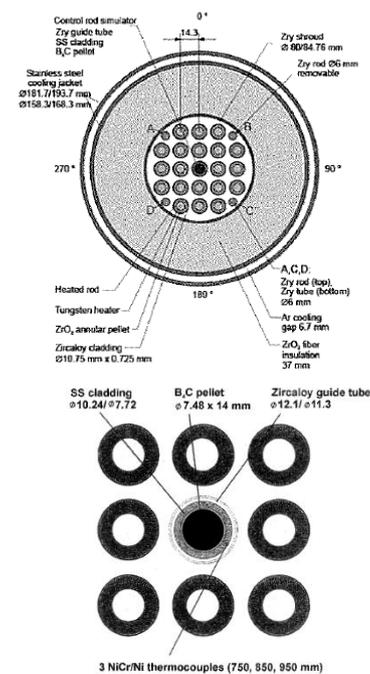
実験では事前に燃料棒を～2,000K に昇温した後に底部から水又は水蒸気を注入して再冠水状態を模擬している。なお、QUENCH-09 実験は再冠水前に 11 分間水蒸気流量を減少させて水蒸気枯渇状態を模擬している。

②実験結果の概要

B₄C 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、B₄C 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 H₂, CO, CO₂, CH₄ の生成が確認された。B₄C 酸化割合は QUENCH-07 実験で 20%, QUENCH-09 実験で 50%であり、B₄C 酸化が H₂ 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 H₂ 発生量は各々 0.12kg, 0.4kg であった。両実験での H₂ 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 ZrO₂ 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 H₂ 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。

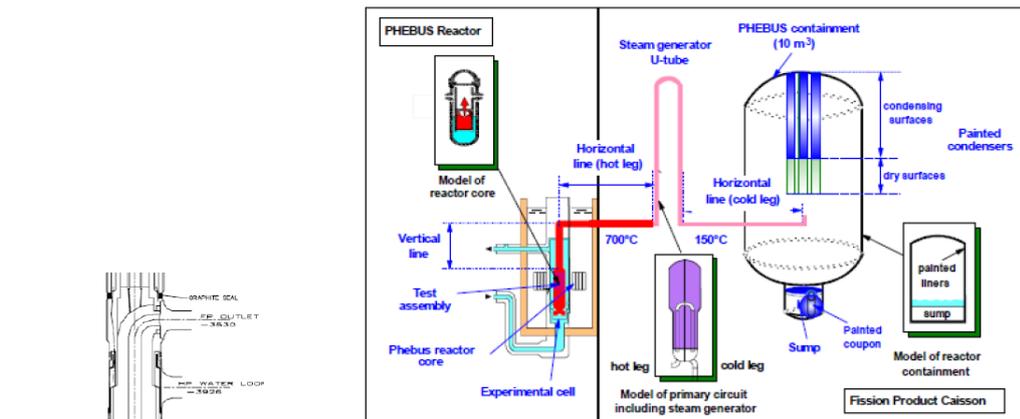
①実験の内容

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。

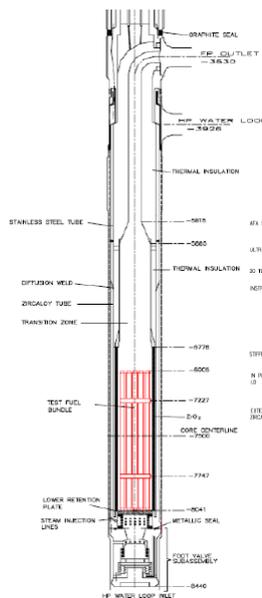
FPT3 では B₄C 制御棒が用いられた。実験では実験用セル内に設置したテストセクションを PHEBUS 炉で核加熱し, 放出された放射性物質を蒸気発生器や格納容器で捕集する。

②実験結果の概要

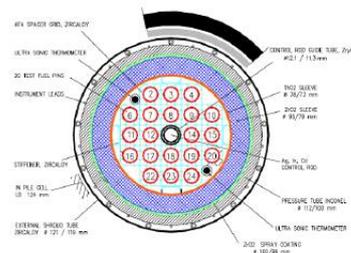
FPT-3 実験では他の Ag-In-Cd 制御棒を用いた実験に比べて格納容器中における有機よう素割合が大幅に増加することが確認された。格納容器内のガス状よう素中の有機よう素の割合は燃料損傷時期が約 5%で, その後最大 30%となった後も長期にわたって約 10~20%に保たれた。



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

BECARRE 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 の酸化による有機よう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

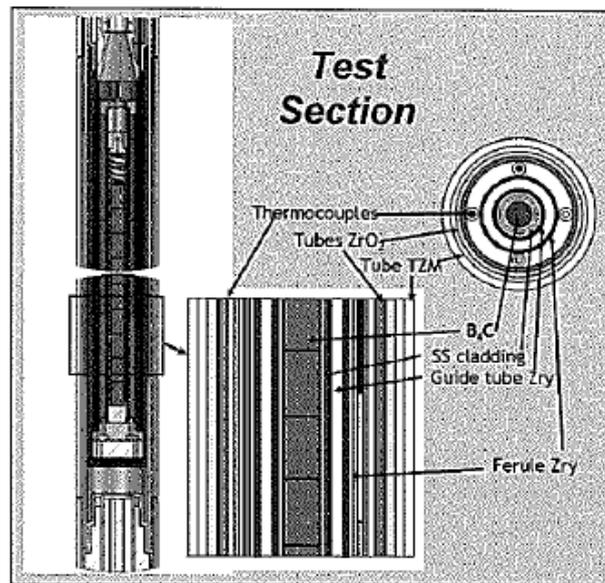
BECARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面を別図 2-6 に示す。

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、BECARRE 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 BECARRE 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、CORAN 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。

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 4
提出年月日	平成 28 年 1 月 15 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

審査会合における指摘事項の回答

(第 5 部 M A A P)

平成 28 年 1 月
東北電力株式会社
東京電力株式会社
中部電力株式会社
中国電力株式会社

ISLOCA の有効性評価において、原子炉建屋の作業環境評価で考慮している物理事象を説明するとともに、どのようにモデル化しているか説明すること。また、原子炉建屋のモデル化の格納容器温度・圧力の評価への影響を説明すること。

【回答】

(1) ISLOCA の評価について

ISLOCA を想定して、原子炉建屋の作業環境評価を行う場合には、冷却材の流出とそれに伴う原子炉建屋内の圧力・温度の上昇、並びに蒸気等の気体の建屋内の移動を評価する。この評価に対しては、例えば下記の方法が適用できる。

- ・対象とする原子炉建屋内の各作業区画をノードとしてモデル化
- ・漏えいを想定する区画に対して、冷却材の流出を考慮
- ・空調ダクトやハッチ等によって他区画への開口部がある場合にはジャンクションで接続し、気体・水の移動を考慮

上記の方法に基づいた MAAP による原子炉建屋モデル化の概要（例）を図に示す。原子炉建屋及び建屋内の各作業区画をモデル化し、余熱除去系(B)熱交換器室における漏えいを考慮している。また、図中の赤及び青の矢印は、それぞれドレン配管及びダクト、ハッチによる他区画への開口部を示している。

原子炉建屋内各区画間のジャンクションを介した気体・水の移動とそれに伴う質量及びエネルギーの変化、気体と水の間熱伝達等の熱水力挙動は、MAAP コードでは、原子炉格納容器に適用されるモデル (3.3.4 格納容器モデル (2) 格納容器の熱水力モデル) と同じ計算モデルによって評価している。

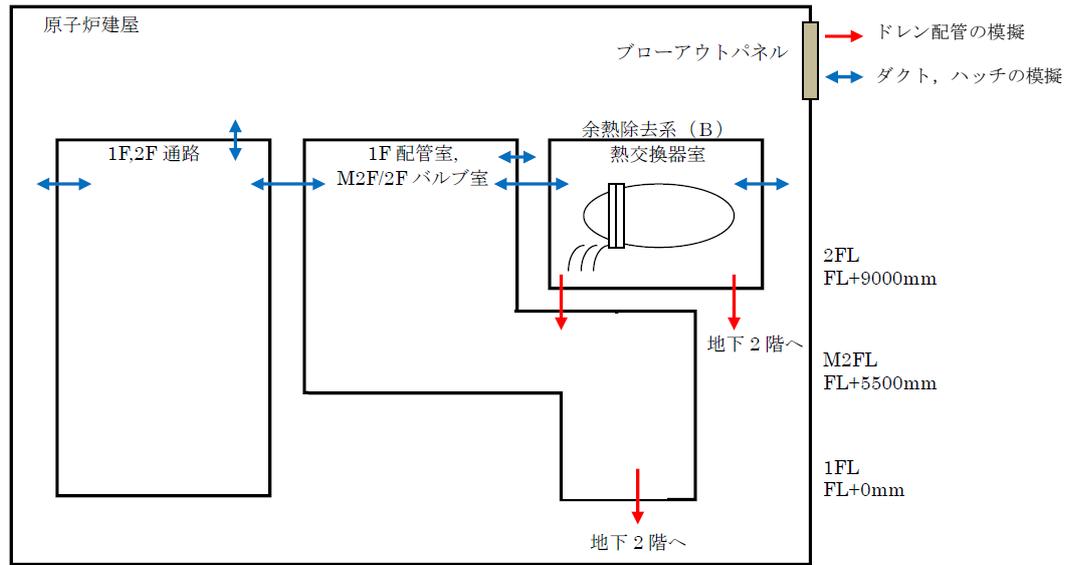


図 MAAP による原子炉建屋モデル化の概要 (例)

(2) 原子炉建屋のモデル化について

原子炉建屋のモデル化により，原子炉格納容器から原子炉建屋への放熱評価が可能となり，放熱に伴う原子炉格納容器内の熱水力挙動の現実的評価が可能となる。この際，格納容器内雰囲気から原子炉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としているが，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，厚さが約 2m あるため，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。

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。

資料 No.MAAP-2

解析モデルのエネルギー方程式について、非線形性の強い式の場合にどのように解決
されているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、状態変数とその時間変化率を用いた時間積分にて算出しており、この過程で使用するタイムステップは、誤差を抑えるため、状態変化が急激となる場合には短くなるように、変化率が大きい状態変数によって調整される。非線形性が強い式に対しても、その式による状態変化が急激となる場合にタイムステップを短くすることにより対応している。



同様の考え方で設定した許容変化率を用いている「4.2.1 TMI 事故解析」及び「4.2.2 CORA 実験解析」にて、燃料被覆管酸化モデルの妥当性を確認しており、MAAPによる解析で得られた水素発生量、燃料被覆管の温度変化は、それぞれ TMI 事故の分析結果、CORA 実験における測定データと良く一致している。以上より、非線形性が強くなる化学反応の評価においても現状のタイムステップの設定で評価可能と考えられる。

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。

格納容器スプレイの効果について、代替設備における注水量を到達する距離等による局所的な差異を考慮した上で1ノードで評価することの妥当性を説明すること。

【回答】

1. NUPEC で実施された低流量スプレイ試験について

シビアアクシデント時を想定した低流量での格納容器代替スプレイによる FP 除去について、(財)原子力発電技術機構による検討「重要構造物安全評価に関する総括報告書」(2003年3月)において、BWRの格納容器を模擬した試験が行われている。

試験装置はスプレイ落下高さが実機相当となる大型容器にて実施し、一般的なスプレイ試験の模擬方法と同様に試験容器と実機との体積比に応じた低流量スプレイを試験条件としている。この試験条件は、スプレイによる熱交換効率が極めて高いためノズル近傍で急速に凝縮が進み、試験容器内に十分なミキシングの駆動力が生ずるとの考え^[1]に基づいている。なお、凝縮に影響を及ぼす液滴径も適切に模擬するため試験装置のスプレイノズルは実機のものを使用し、ノズル個数は実機と同様のスプレイ流量を模擬できるように実機との体積比に応じた個数としている。

試験では、このような体系下において試験容器底部からエアロゾル (CsI) が連続的に供給され、試験容器頂部から連続的にスプレイされる状況において、試験容器内のエアロゾルの濃度変化の測定を行っている。図1に示されるように実験結果から、スプレイ流量が低流量であっても、試験容器頂部・胴部・底部いずれのエアロゾル濃度も速やかに低下することが確認されている。スプレイが直接カバーする範囲の狭い頂部においても短時間でエアロゾル濃度が低下するのは、慣性衝突だけでなく、蒸気凝縮に伴う拡散泳動によりエアロゾル除去効果が促進されるためとされている。

[1] Kitani, S., "Containment Spray Experiments for Pressure Suppression," ICLAS '78 (the 1st International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems)

2. 実験解析による比較について

MAAP コードで見込まれるスプレーによるエアロゾルの除去効果を実験結果の図にプロットしたものを図 2 示す。実験結果との比較により、MAAP コードでも実験結果と同様の除去効果が見込むことが出来る。

また、上述の比較は試験容器全体に対して行ったものであるが、スプレーによる直接のエアロゾルの除去効果を見込みにくい（非スプレー領域の多い）試験容器頂部（直径 1.8m）部分のみに着目した場合の MAAP コードとの比較を図 3 に示す。この場合、MAAP コードで見込まれるスプレーによるエアロゾルの除去効果は保守側の結果を与えている。

これらのことから、低流量での格納容器代替スプレー時においても、格納容器（ドライウェル）内を 1 ノードとして扱い、MAAP コードで用いているスプレー効果を見込むことは妥当と考える。

【補足：実験体系と実機の比較について】

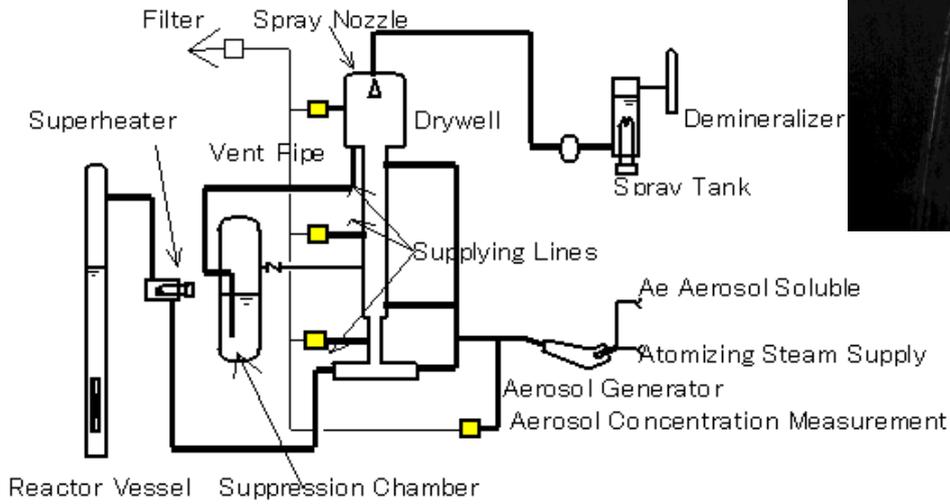
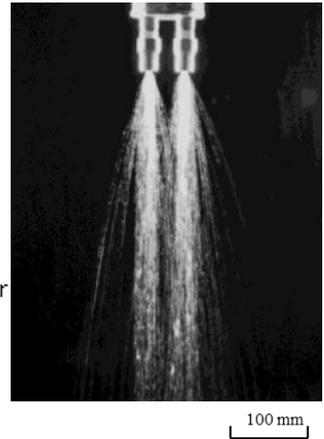
低流量時のスプレーは図 1（右上写真）に示すようにスプレーの拡がり小さく、流下液滴は試験容器壁には衝突することなく落下する状態となっている。この観測結果から、スプレーノズルからのスプレーの拡がり範囲を試験容器壁に到達しない程度である 0.3m と仮定すると、全断面積に対するスプレーがカバーする断面積の比は、試験容器頂部において約 3% となる。一方、実機において同様にスプレーの広がり 0.3m と仮定すると、全断面積に対するスプレーがカバーする断面積の比は約 6% と見積もられる（スプレーヘッドの大直径が最も大きい Mark-I 改良型格納容器の場合。図 4 参照）。さらに、実機におけるスプレーはノズルの各吹出口が相互に角度をもって設けられているため下方向だけでなく斜め方向にもスプレーされ、低流量時の拡がり径は約 \square m^[2] との知見も得られている（図 5 参照）。

また、実験体系では試験容器の中心部にまとめたスプレー体系となっているのに対して、実機では容器外側壁近傍から分散させたスプレーを行う体系となっており、スプレーにより不均一さが生じにくい体系になっていると考えられる。

これらのことから、実機の方がスプレーによるエアロゾル除去効果が得られる体系と
なっていると考ええる。

[2] 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(Phase 2)、
平成4年度下半期(最終報告書), 平成5年3月

スプレイは試験容器（胴部直径 0.5 m）の
内壁にかからない状態



試験容器

- 高さ : 18 m
- 頂部直径 : 1.8 m
- 胴部直径 : 0.5 m
- 底部直径 : 2 m

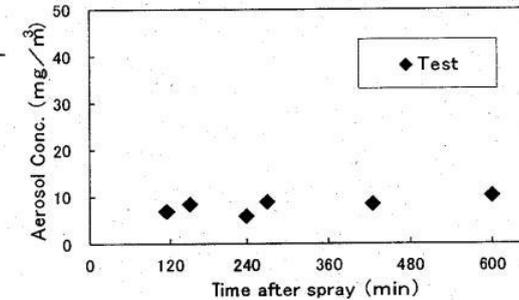
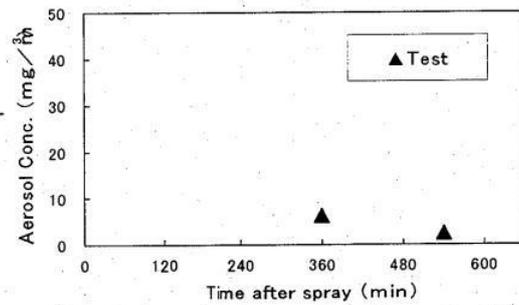
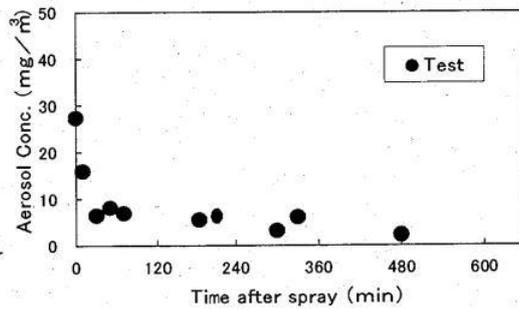
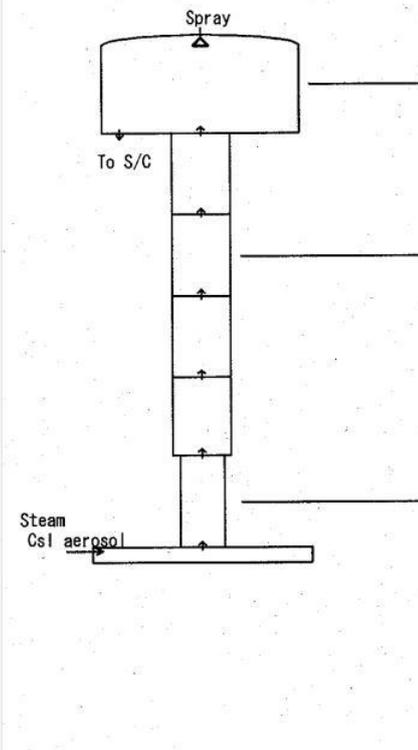


図 1 格納容器代替スプレイによるエアロゾル除去効果の例

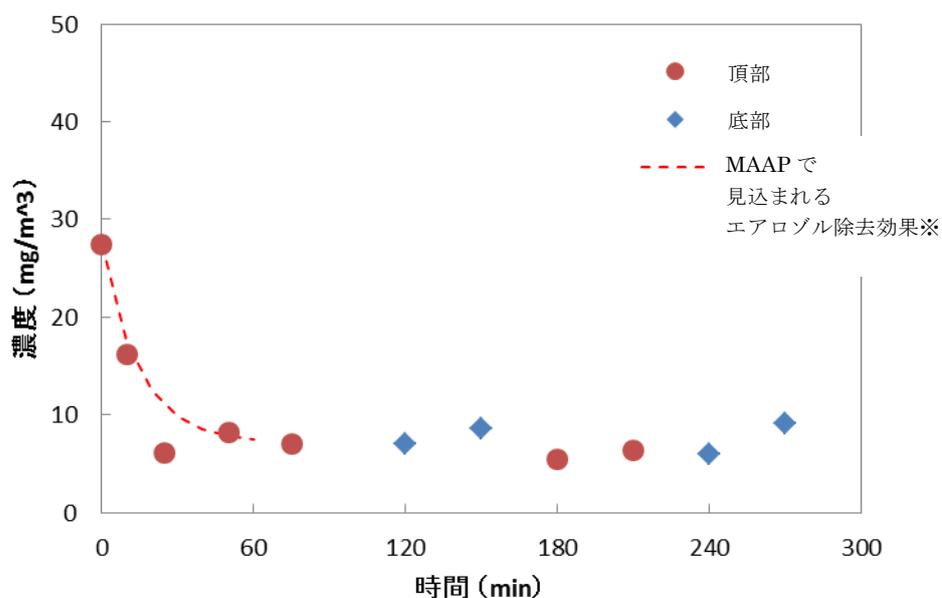


図2 実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較

※：エアロゾルが連続供給される実験体系であることから、
 スprayにより、エアロゾル濃度は静定時エアロゾル濃度
 (60分から300分の平均値)に漸近すると仮定

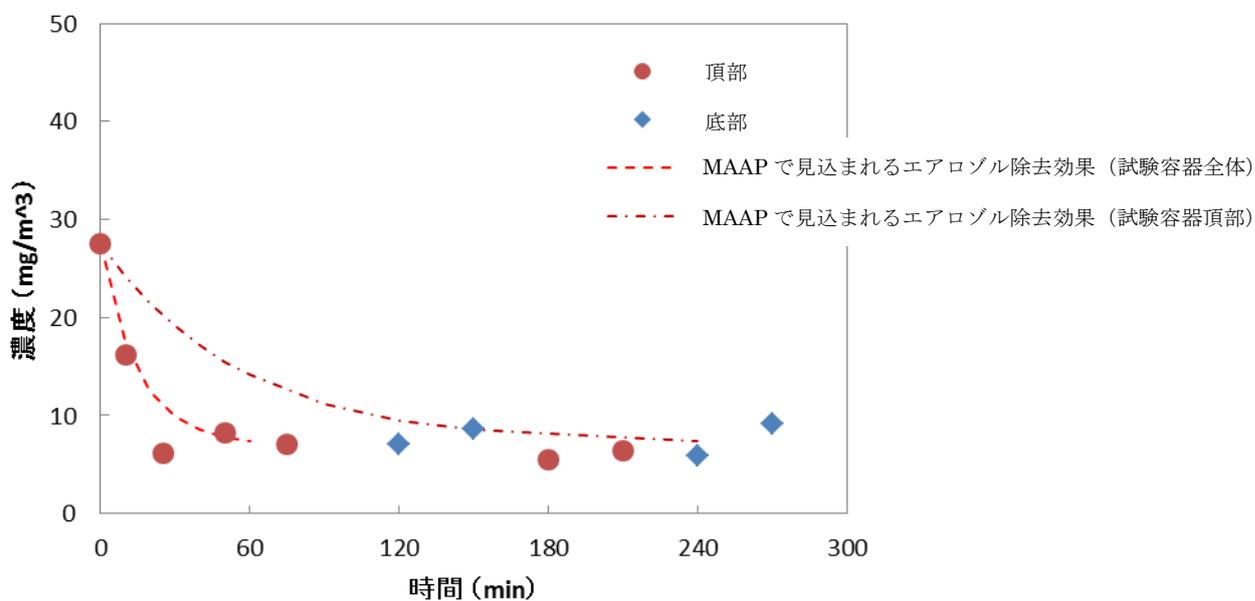


図3 実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較
 (試験容器頂部に着目した場合)

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。

散布距離

■ : 0.3m

■ : 実機における
拡がりを考慮

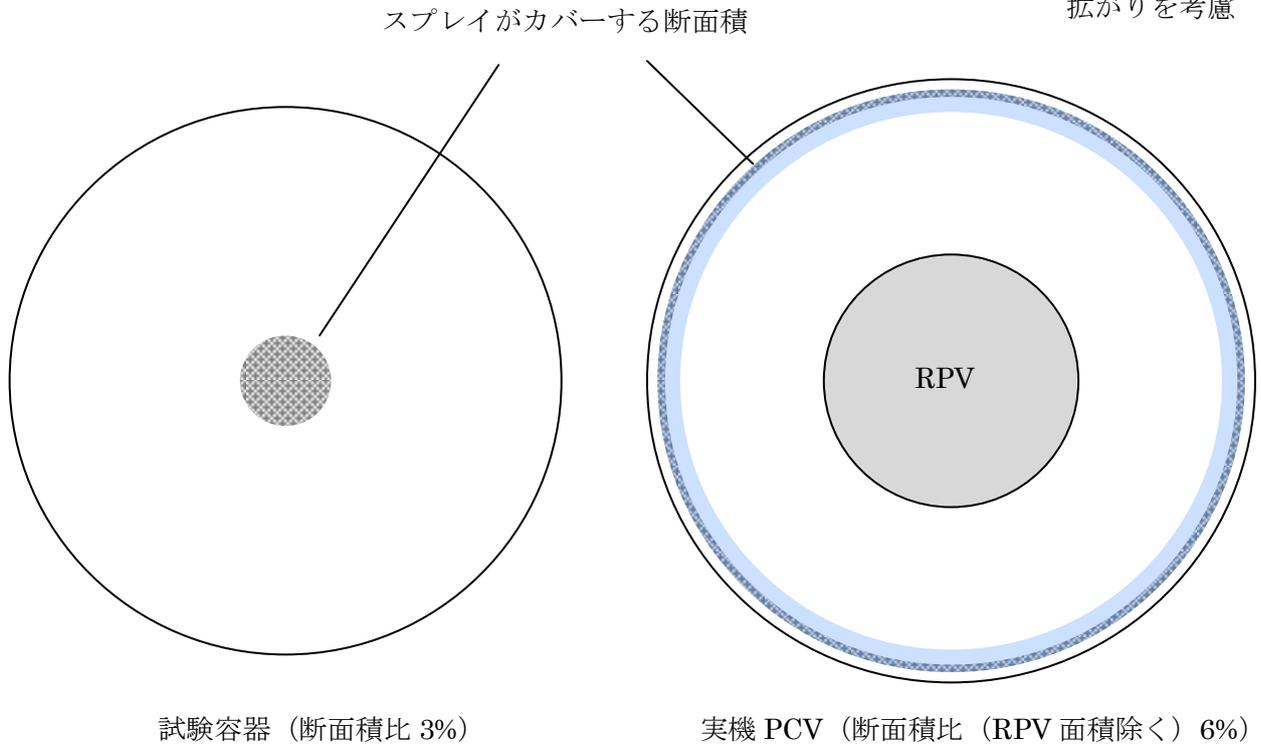


図4 実験体系と実機のスプレーカバー範囲 (断面積) の比較 (概念図)

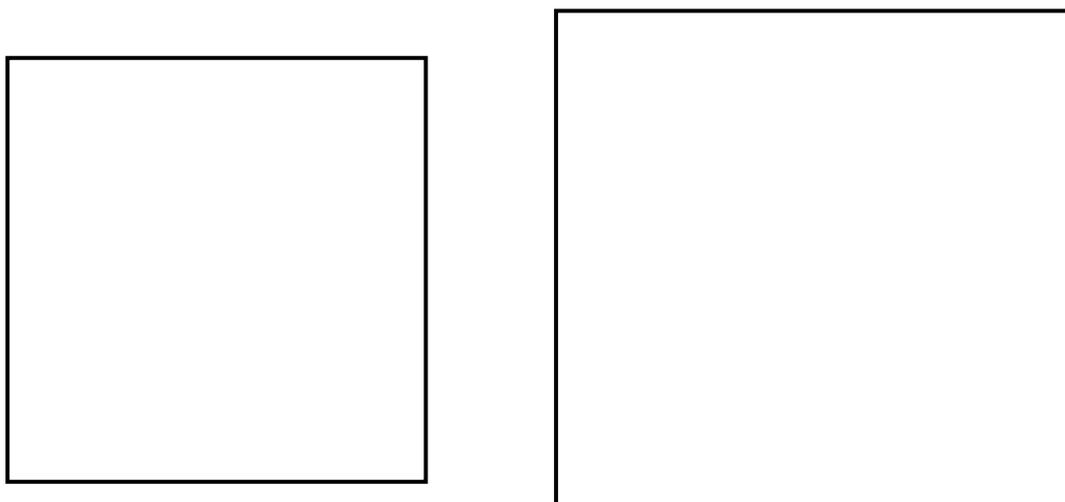


図5 実機格納容器スプレーノズルと低流量スプレー散水状態^[2]

リロケーションモデルにおいて炉心溶融の過程（溶融，崩落等）における力学的なバランスをどのように扱っているか温度別に整理して説明すること。

【回答】

MAAP コードでは，炉心部を多数のノードに分割し，燃料崩壊や溶融といった状態変化，およびそれらに伴うノード間の質量・エネルギー移動がモデル化されている。基本的には隣接するノード間の質量・エネルギーバランスに基づくモデルとなっている。

以下に，MAAP コードが想定するリロケーションモデルを示すとともに，力学的なバランスについても説明する。

a. MAAP コードが想定する炉心ノード状態

MAAP コードでは，空隙率と炉心ノード内の溶融度に応じ，図 1 に示す 6 つの炉心ノード状態（タイプ）が考慮されている。燃料破損，燃料溶融，溶融物の流下（チャンネルリング），固化による燃料径の増加により，空隙率は次第に小さくなる。また，ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合，溶融プールが形成される。

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。

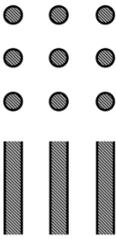
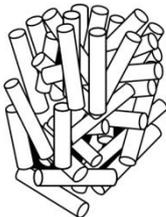
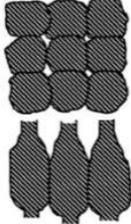
空隙率	溶融度	
	溶融無し又は部分溶融状態	全量溶融状態
1	 空洞 (タイプ0)	
1 未満 ~ 	 燃料が自立 (タイプ1)	 燃料が崩壊 (タイプ2)
 ~ 0.1 以上	 流路減少状態 (タイプ3)	
0.1 未満	 流路閉塞状態 (タイプ4)	 溶融プール状態 (タイプ5)

図1 MAAP コードにおける炉心ノード状態

b. 炉心ノード状態の変化と燃料の移動について

MAAP コードでは、各炉心ノードの損傷の段階（崩壊、溶融等）を以下により判定し、各ノードは各タイプへ変化し、下部または径方向に移動する。

・キャンドリングの発生

炉心温度上昇により、燃料被覆管表面で溶融が発生すると、溶融物は液膜となって燃料に沿って流下し、下部ノードへと移動する。この様子は、蝋燭が融けていくプロセスに類似していることから、キャンドリングと呼ばれている。

溶融物は、重力と粘性力を考慮した速度で流下し、温度の低い燃料被覆管表面で完全に固化するか、閉塞ノード（タイプ4）に達するまで流れる。

・燃料崩壊

ヒートアップ開始から、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（ K と 時間から Larson-Miller パラメータを設定）。燃料崩壊が判定されると、その位置より上方のノードに存在する燃料は支えがなくなり、本来の形状を維持できなくなることから瓦礫状となり、燃料崩壊位置から下の各ノードの空隙を埋めるような形で落下する（タイプ2）。その際、燃料崩壊位置から上のノードは全て燃料が落下し空洞状態となる（タイプ0）。

なお、燃料崩壊の判定は、温度と時間を変数とした関数であらわされており、位置による荷重は考慮されていない。

・閉塞ノードの形成

キャンドリングにより流下した溶融燃料および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（タイプ3）。

さらにノード内が詰まる（空隙率 0.1）と、閉塞した状態が発生する（タイプ4）。この状態になったノードは、蒸気やガス流を通さなくなる（閉塞ノードの形成）。

ただし、タイプ3だけでなく、 溶融は発生し、直下のノードに空隙が存在する限り、その溶融物は下方へ流下する（キャンドリング）。

なお、タイプ3やタイプ4は空隙率で分類されているもので、いずれも固形物と溶融物が混在している状態にある。

更なる温度上昇により、ノード内燃料がすべて溶融すると、溶融プール状態（タイ

プ5)となる。タイプ5は、溶融した燃料が完全にノードを満たしている状態であるため、上方から溶融物、固形物がタイプ5のノードに入り込んでくることはない。

- ・閉塞ノードの破損

一つもしくは複数の閉塞したノード（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。

なお、炉心最下端ノードである炉心支持板位置については、後述の炉心支持板破損判定が行われる。

- c. 半径方向への溶融物移動

MAAP コードでは、直下のノードに空隙がないなど、軸方向へ流ることができない場合で、かつ径方向の隣接ノードに空隙が存在する場合にのみ径方向への溶融物の移動が発生する。溶融物は水頭差と径方向流動に対する摩擦抵抗がバランスする速度で流れる。

- d. 炉心境界の破損と溶融物の流出

炉心境界（下方向：炉心支持板、横方向：炉心最外周境界）の MAAP における取り扱いを以下に示す。

- ・炉心支持板の破損

炉心支持板の破損は、温度と破損時間の関係式から判定される。

- ・炉心領域最外周境界の破損

TMI において、溶融プールが側面クラストの破損により、下部プレナムへ落下したとする分析に基づき、炉心側面の破損がモデル化されている。

- ・下部プレナムへのリロケーション

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。下部プレナムへのリロケーションが発生すると、炉心支持板が CRDハウジング/CR案内管によって支えられるモデルとなっ

ていることから、下部プレナムに落下した溶融炉心によって CRDハウジング/CR 案内管が溶融すると、炉心支持板の保持機能喪失により、炉心領域の燃料がその損傷形状にかかわらず下部プレナムへ移動する。

e. 事故進展挙動

以下、MAAP コードで、時間経過に伴って、こういった物理現象に伴い、状態変化が生じるかについての BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントの TQUV シーケンスにおける解析例を示す。

<炉心損傷初期>

炉心損傷初期の状態変化について、炉心中央部の軸方向への移動に着目して説明する。図 2 は事故後約 1.3 時間において、上部からのキャンドリングによる溶融物を受け、いくつかのノードで流路が狭まった状態（タイプ 3）を示している。流路が狭くなると、下からの蒸気流・ガス流が制限されることで、その上部のノードの温度が上昇し、燃料崩壊を起こす（タイプ 2）。これにより、それより上方の炉心が瓦礫状となり下方に移動しながら堆積している。その結果、最上段ノードでは空洞（タイプ 0）が発生している。この状態が図 3 に示す状態である。

更なる溶融物の降下および崩壊燃料が下方の空隙を埋めていくことで、流路が閉塞したノード（タイプ 4）が複数発生する。この状態が図 4 である。

図 5 は、炉心全体において、閉塞領域が下方方向に更に進展した状態を表している。

<炉心損傷後期>

図 6 は炉心損傷が更に進展した状態を表している（事故後約 2.7 時間）。炉心損傷後期になると、固体物の落下およびキャンドリングによる更なる溶融炉心の下方方向への移動が進展し、空隙を更に埋めることで、燃料が存在するすべてのノードで閉塞した状態（タイプ 4）となっている。その結果、上半分のノードはほぼ空洞状態（タイプ 0）となっている。

図 6 に示す状態では中心部分で温度が上昇することにより、中心部分で完全に溶融した状態（タイプ 5）が発生する。図 7 がこの状態を表している。

f. まとめ

MAAP コードにおけるリロケーションモデルは以上のとおりである。MAAP コードでは、炉心ノード状態をタイプ別に分け、それぞれのタイプの変化を空隙率、溶融度、燃料崩壊判定などにより模擬している。TMI の知見を適宜取り込むことにより、必要に応じて力学的バランスを考慮したモデルとしている。

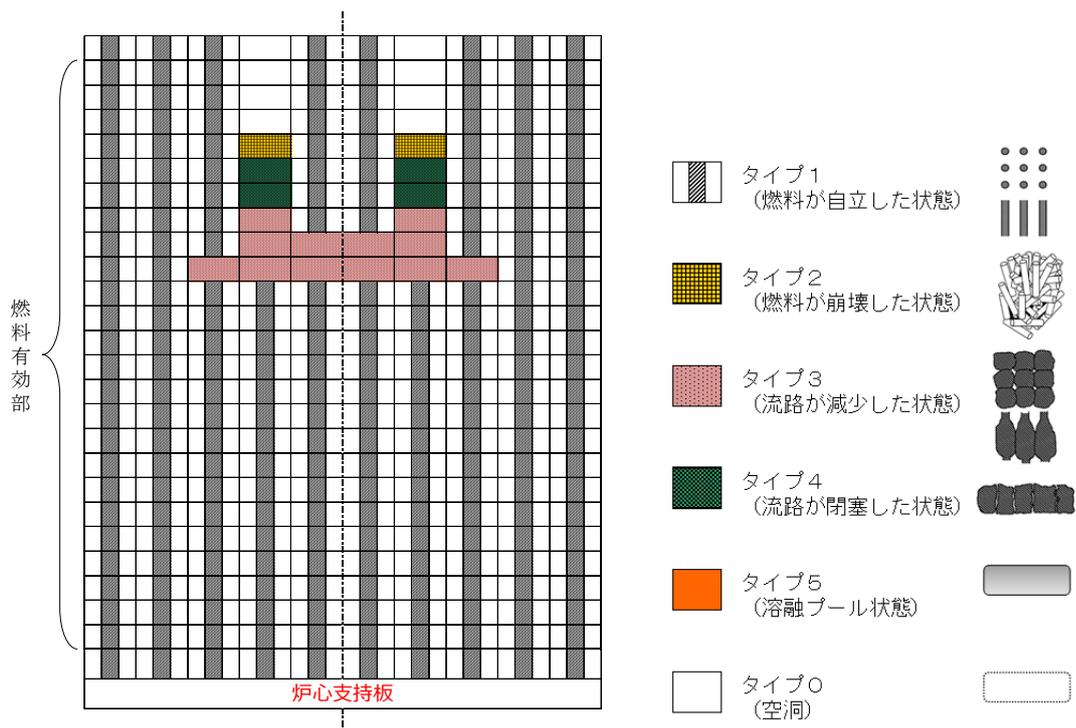


図2 炉心損傷状態 (事故後約 1.3 時間)
(キャンドリングにより流路が減少した状態)

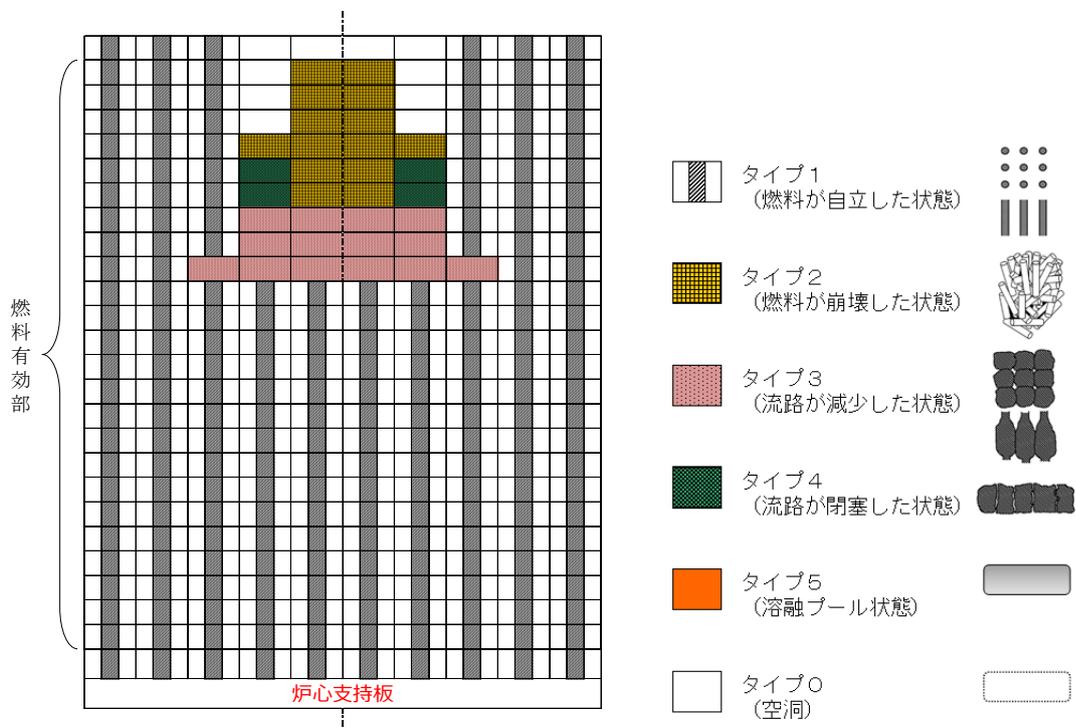


図3 炉心損傷状態 (図2の状態から 2 秒経過後)
(燃料崩壊が生じた状態)

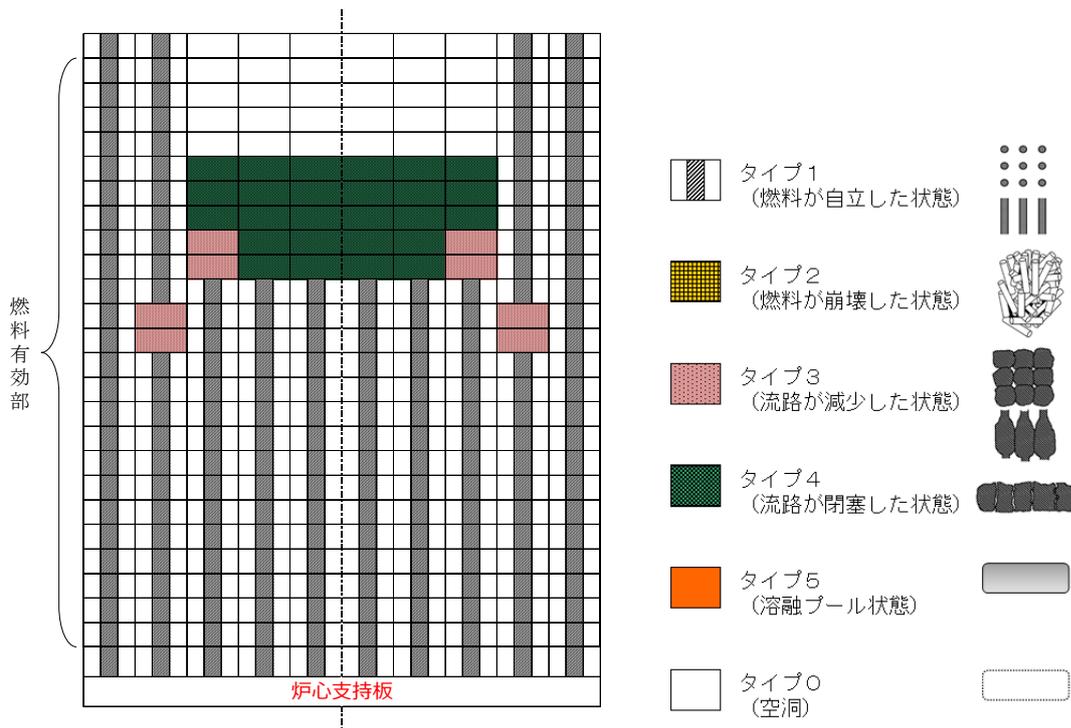


図4 炉心損傷状態 (図3から約200秒経過後)
(崩壊した燃料によりノードが閉塞した状態)

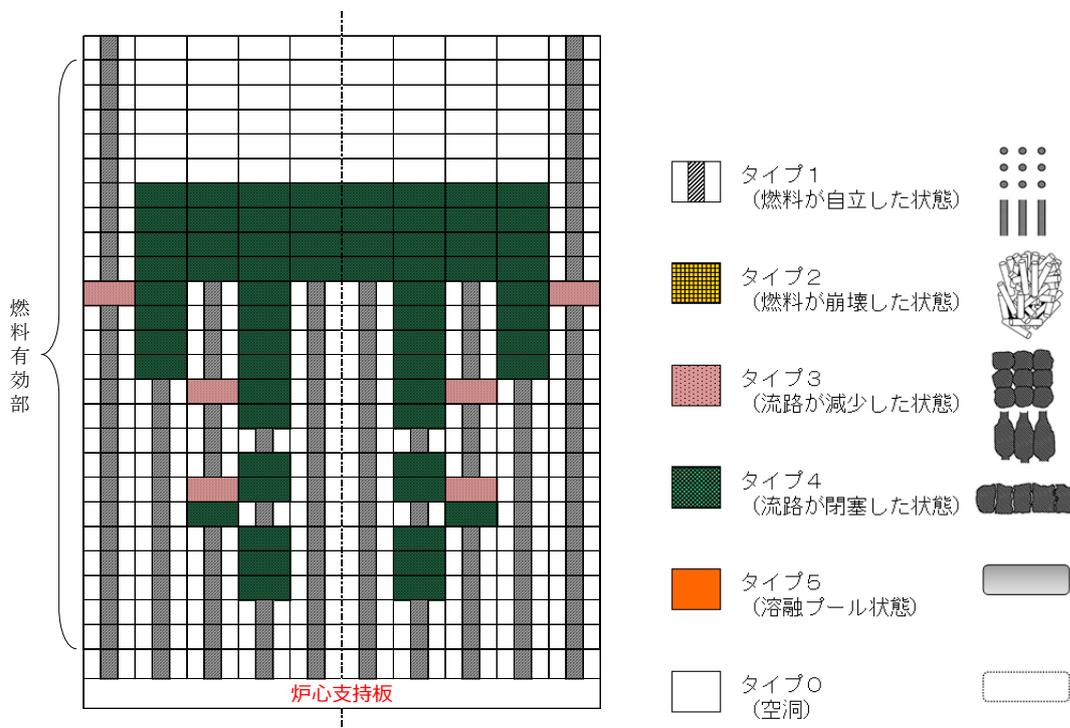


図5 炉心損傷状態 (事故後約1.6時間)
(流路閉塞が進展した状態)

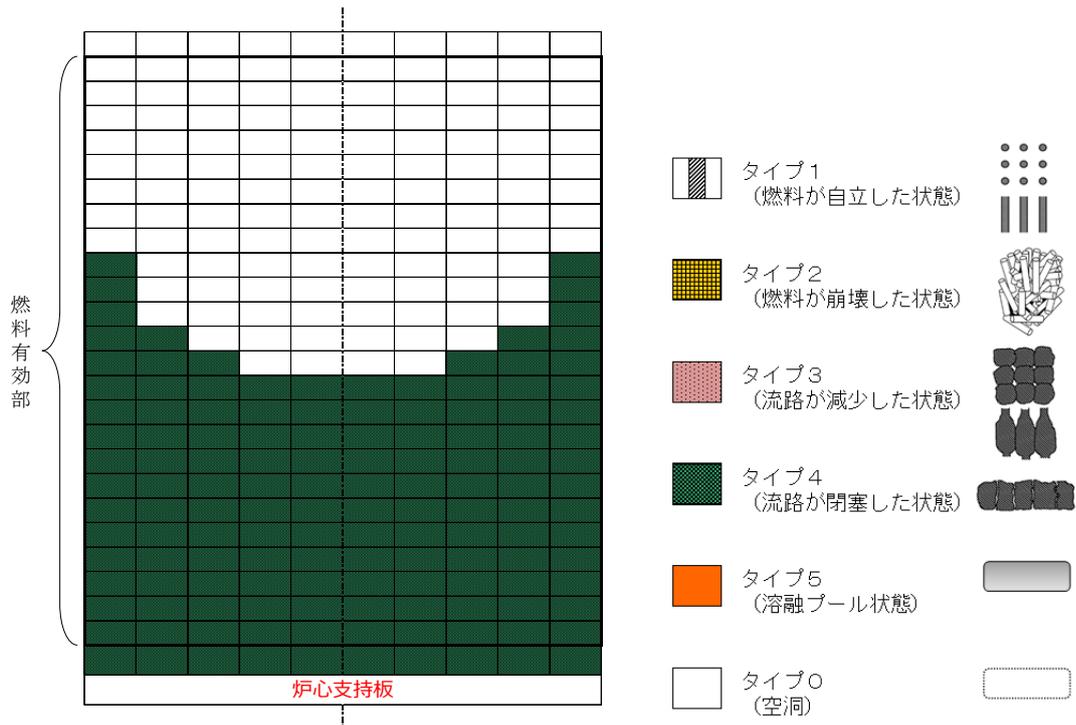


図6 炉心損傷状態（事故後約 2.7 時間）
（炉心全体の流路が閉塞した状態）

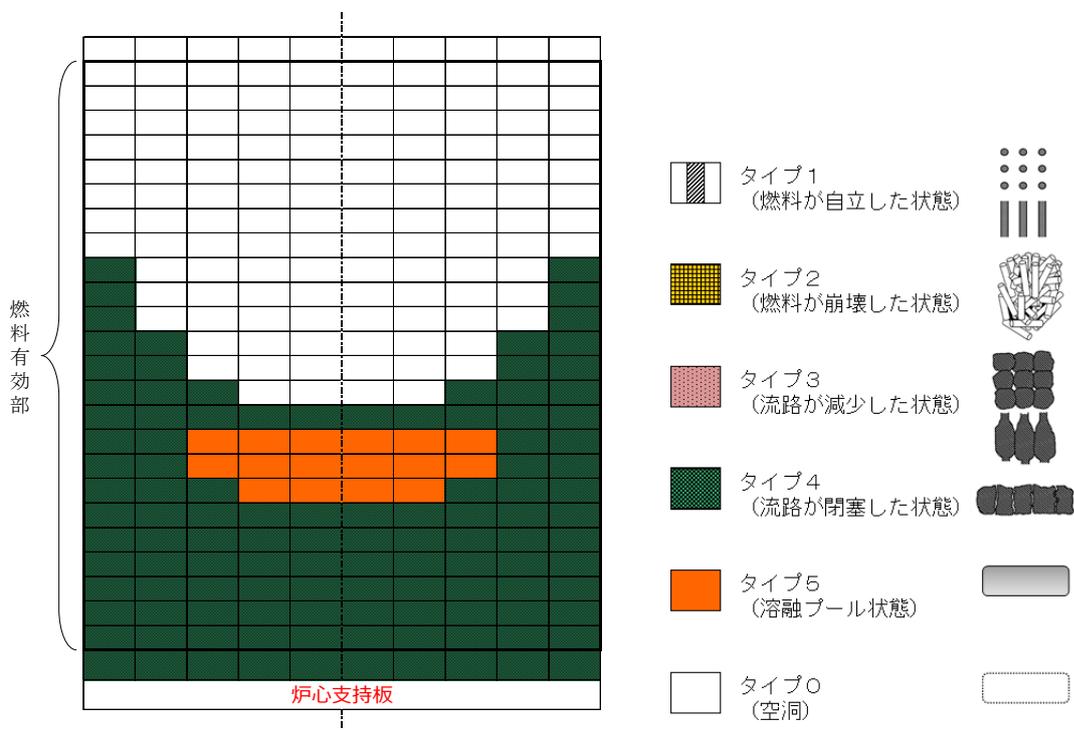


図7 炉心損傷状態後期（事故後約 2.9 時間）
（溶融プールが形成された状態）

ハフニウム CR の影響をどのように扱っているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、制御棒において用いられるハフニウム (Hf) の制御材はモデル中で取り扱っていない。Hf は周期表において第 4 族元素に属し、核的特性を除いた、化学的性質は同じ族に属し、燃料被覆管やチャンネルボックスに用いられているジルコニウム (Zr) と非常によく似かよったものとなっている。表に Hf と Zr の物理特性を示す。

密度、比熱及び融点は Zr に比べて高いことから、炉心の溶融進展挙動への影響が考えられるものの、化学的には高温でのハロゲンとの反応を含め、Zr と非常によく似ていることや、Hf 制御棒を採用しているプラントにおいても、その本数の割合は 1/8 程度であることから、寄与としての影響は小さいと考えられる。

表 1 ハフニウム(Hf)とジルコニウム(Zr)の物理特性^[2]

	Hf	Zr
密度	13.28 g/cm ³ (25°C)	6.51 g/cm ³ (20°C)
熱伝導率	23 W/(m·K)	22.7 W/(m·K)
比熱	155.4 J/(mol·K) (25 °C)	25.2 J/(mol·K) (25 °C)
融点	2222 °C	1857 °C

[参考文献]

- [1] TLR-046 Rev.2, “沸騰水型原子力発電所 ハフニウム型制御棒について(改良炉心用)”,
平成 18 年 11 月,株式会社 東芝
- [2] 村上 雅人, “元素を知る事典” 第 1 版, 株式会社 海鳴社, 2004 年
- [3] 馬淵 久夫, “元素の事典” 第 1 版, 株式会社 朝倉書店, 1994 年

事業者自身が行った実験解析の結果の例をどこかで説明すること。

【回答】

MAAP コードの妥当性確認のための実験解析は、MAAP コードの保守・改良を行う米国 EPRI が実施し、MAAP ユーザーズマニュアルにその結果を記載して、ユーザーに提供している。また、実験解析、ベンチマーク解析等については MAAP ユーザーズグループ会議にて議論を行う機会が設けられている。

新規バージョンが配布された際に事業者側では、付属のインプットデータを用いて解析を実施し、付属のアウトプットデータとの一致を確認するとともに、一部の代表的なケースについて、確認解析も実施している。これらに加えて、MAAP ユーザーズグループを通じて、コードに係る最新情報を入手している。

事業者側での確認解析においては、入手可能な入力データを用いた代表的なベンチマーク解析を実施し、MAAP ユーザーズマニュアルの実験解析結果や公開されている実験結果との比較を実施しているが、ここでは、4.2 章に示した実験解析のうち、BWR において特徴的な炉心構成を模擬した実験である CORA 実験の中から、試験バンドルのサイズが大きく、より実機の体系に近い CORA-18 実験を対象として解析結果を示す。

図 1 から図 3 に CORA-18 実験でのエレベーション 550mm における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。温度挙動は実験結果に比べて高い温度で推移するものの、全体的な温度挙動は、実験期間全体において測定値の温度挙動をよく再現している。

【参考文献】

- [1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, “Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results”, April 1980
- [2] MAAP4 User’s Manual

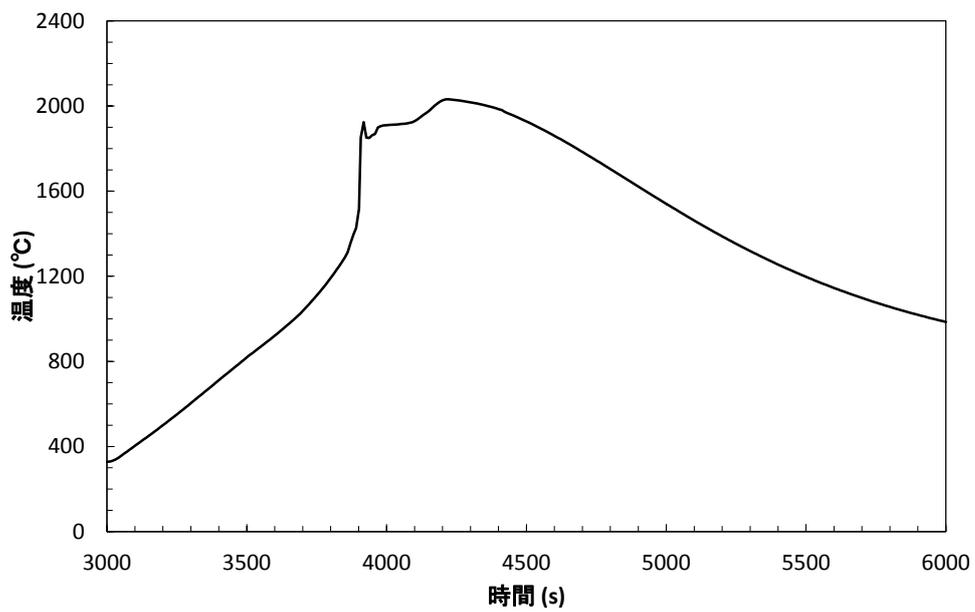
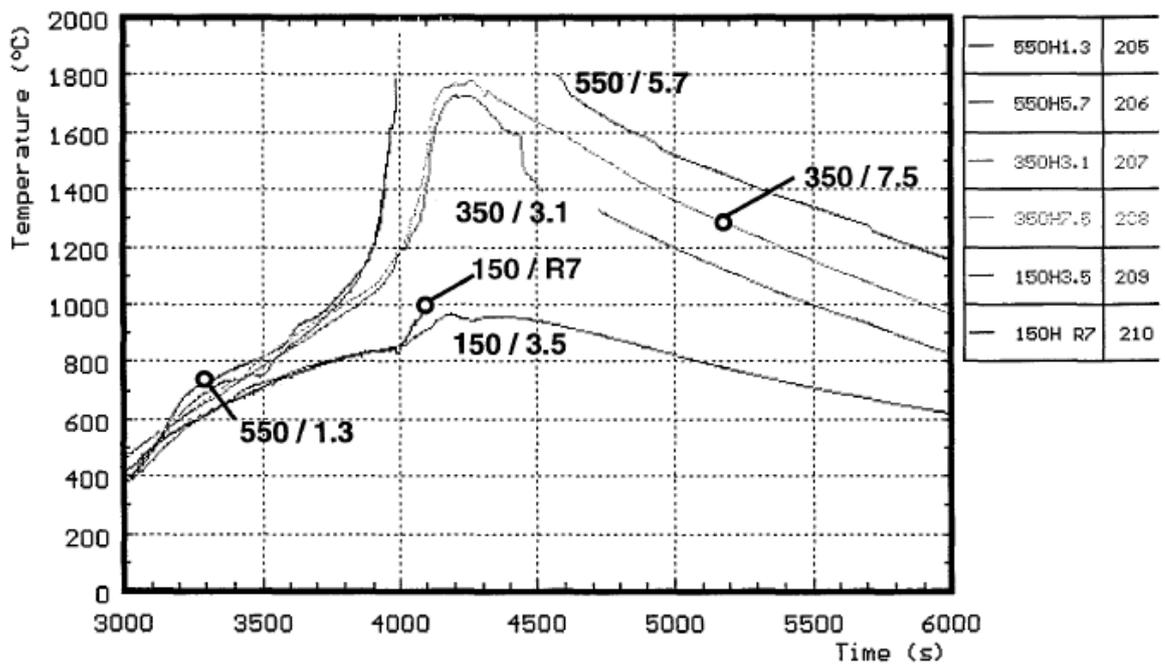


図1 CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)

(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)

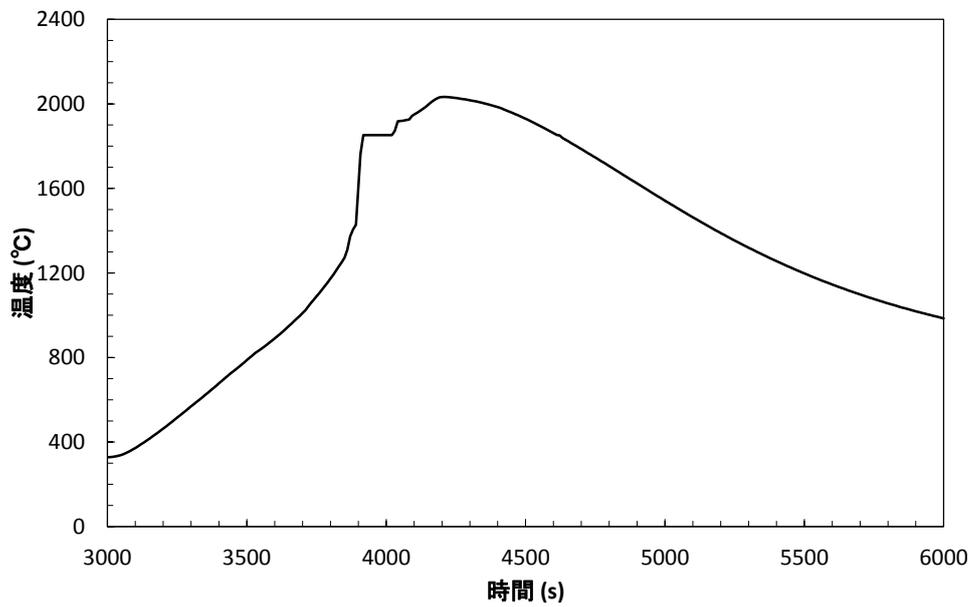
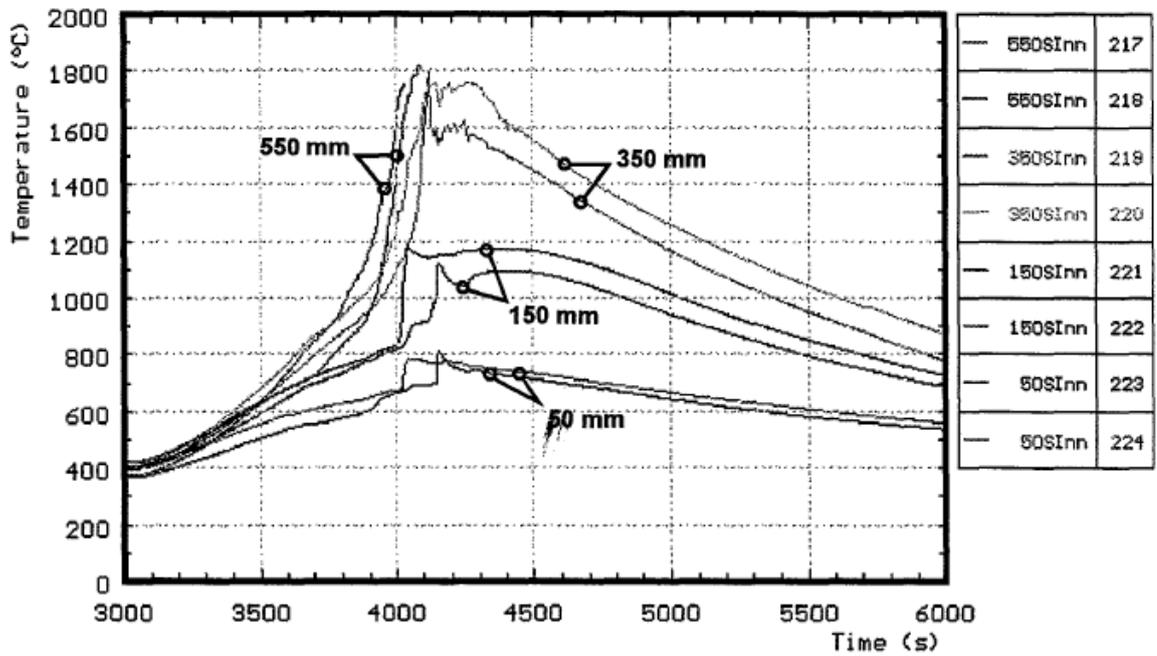


図2 CORA-18実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)

(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)

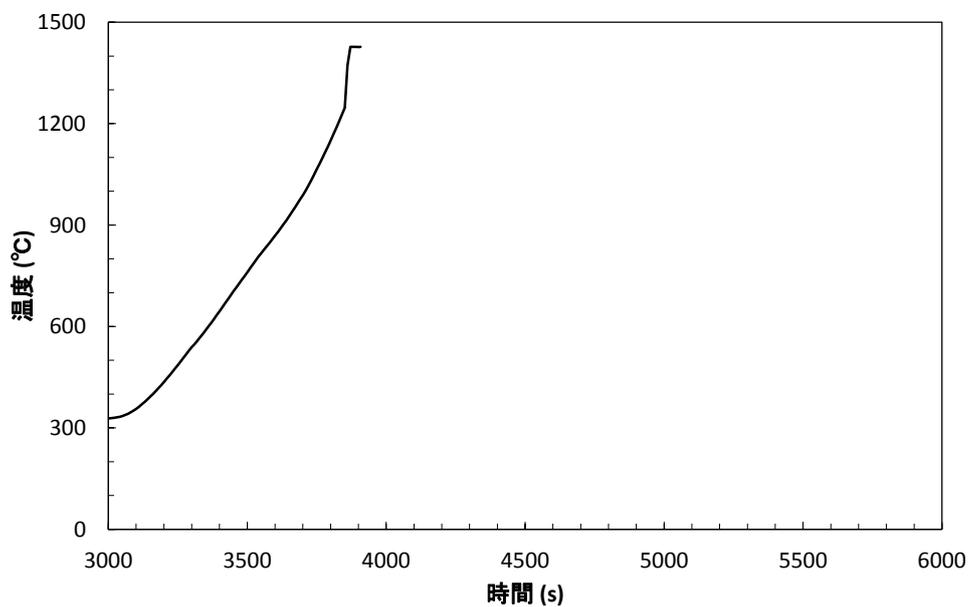
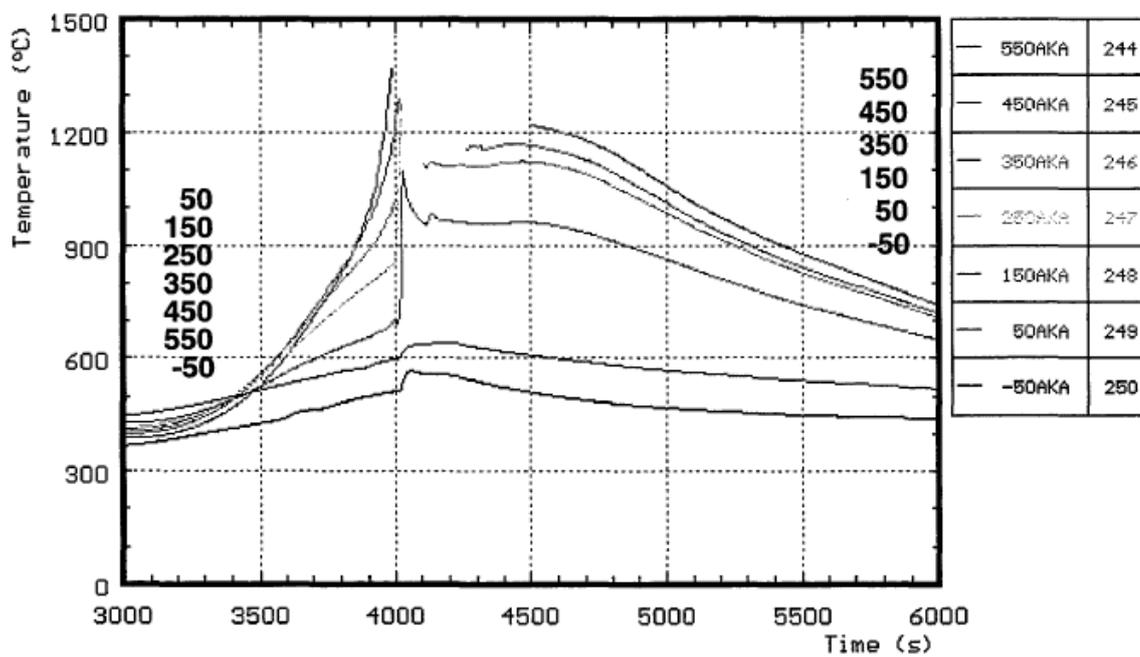


図3 CORA-18 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)

(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)

CORA 実験解析の条件と有効性評価の条件の違いを説明すること。

【回答】

CORA-18 実験を対象として、有効性評価の条件との比較を示す。

表に有効性評価と CORA-18 実験に用いられた燃料集合体の主要諸元を示す。解析条件はこれらの主要諸元に基づいて与えており、燃料棒の形状や材質に関しては同様の条件となっている。

表 燃料集合体の主要諸元

	有効性評価 9×9 燃料(A型)	CORA-18
ペレット直径(cm)	約 0.96	約 0.91
ペレット材	UO ₂	UO ₂
被覆管外径(cm)	約 1.12	約 1.075
被覆管厚さ(mm)	約 0.71	約 0.725
被覆管材料	Zr(ジルカロイ-2)	Zr(ジルカロイ-4)
燃料棒有効長さ(m)	約 3.71	約 1.0

[参考文献]

- [1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, “Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results”, April 1980

「4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）」において各重要現象の妥当性確認で示した実験解析における主要実験条件と有効性評価における条件の比較を別表に示す。

別表 主要実験条件と有効性評価における条件の比較

実験	主要実験条件		有効性評価における条件 (BWR-5/Mark-I改良型)	備考
CORA (4.2.2)	燃料集合体	表 4.2-2	9×9 燃料(A)型	BWR の燃料体系を模擬しており、バンドルサイズがより実機体系に近い CORA-18 実験では、測定データと良く一致。
	温度条件	図 4.2-9 ～ 図 4.2-16	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度、熔融温度は物質によって決まるが、実機相当の物質を使用。
HDR (4.2.3)	格納容器内自由体積(m ³)	約 11,400	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	実機スケール相当。
CSTF (4.2.4) ABCOVE (4.2.8)	格納容器内自由体積(m ³)	約 850	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	体積は 1/10 程度と小規模であるが、高さに大きな相違はない。(ABCOVE 実験では、CSTF 実験の格納容器体系試験装置を使用)
	格納容器高さ(m)	約 20	D/W 約 38 S/C 円管部断面直径 約 10	
ACE (4.2.5)	温度条件	図 4.2-36, 37, 38	添付 3 図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	表 4.2-6	添付 3 表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって、組成や物性値を指定。
	熔融物組成	表 4.2-5	UO ₂ , Zr, ZrO ₂ , SUS 等全炉心相当の構造物が熔融	L7 実験では、BWR 相当の熔融炉心を模擬。
SURC-4 (4.2.6)	温度条件	図 4.2-40	添付 3 図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	玄武岩系	添付 3 表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって、組成や物性値を指定。
	熔融物組成	ステンレス、 模擬 FP,Zr	UO ₂ , Zr, ZrO ₂ , SUS 等全炉心相当の構造物が熔融	実機の組成と異なるが、熱的に実機に近い条件となっており、コンクリートへの熱移動、侵食挙動は同様。
PHEBUS-FP (4.2.7)	被覆管温度	図 4.2-47 ～ 図 4.2-50	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度、熔融温度は物質によって決まるが、実機相当の物質を使用。

TMI の結果から考えられた溶融炉心ブロッキングなど、MAAP 固有モデルについて説明すること。

【回答】

TMI 事故後の分析・評価によれば、以下のような推定がなされている¹⁴⁾。

- ・ 一次冷却材ポンプ停止後、一次冷却材のボイルオフによって炉心損傷が生じ、炉心の約 50%が溶融した。溶融物は下方向に流れ、炉心底部付近で閉塞領域を形成した。
- ・ 一次冷却材ポンプの再起動による原子炉への注水によって、溶融物は急冷によって微細化し、デブリベッドが形成された。このデブリベッドのうち、20ton が再溶融した後、側面のクラストを崩壊させて、下部プレナムへ落下した。

MAAP コードでは、このような分析に基づいた以下のような物理現象モデルを採用している。

(1) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞

TMI において、炉心底部付近で閉塞領域を形成したとする分析に基づき、炉心溶融物の流下による燃料外径の増加や燃料棒の膨れによる炉心流路の減少をタイプ 3 (冷却材流路が減少した状態) とタイプ 4 (冷却材流路が閉塞した状態) でモデル化し、タイプ 4 となった炉心ノードでは、炉心流路が閉塞され、蒸気及び非凝縮性ガスが通過しない状態を模擬している。

(2) 側面クラストの崩壊

TMI において、溶融プールが側面クラストの破損により、下部プレナムへ落下したとする分析に基づき、炉心側面の破損がモデル化されている。

また、側面の破損が発生した場合、溶融物は下部プレナムへ移行する。

また、上記の物理現象モデルを採用した上で、TMI 事故とのベンチマーク結果に基づいたモデルとしては以下が挙げられる¹⁵⁾。

(a) 炉心崩壊挙動

MAAP コードでは、炉心ノードがある温度に達してから崩壊（タイプ 1（燃料自立）からタイプ 2（燃料崩壊）への遷移）するまでの時間を Larson-Miller パラメータ手法による累積損傷割合の計算に基づいて判定している。TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき、炉心ノードの崩壊について、炉心ノード温度□□K と□時間から Larson-Miller パラメータを設定している。

(b) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞挙動

上述のタイプ 3（冷却材流路が減少した状態）から炉心流路が閉塞するタイプ 4（冷却材流路が閉塞した状態）への遷移には、TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき、炉心ノードの空隙率 0.1 で判定している。一方、MELCOR コードでは、炉心ノードの空隙率の最小値を 0.05 とした上で全閉塞しないモデルとしており、炉心閉塞モデルは MAAP コードの特徴である。

[参考文献]

- [1] B. R. Sehgal, “NUCLEAR SAFETY IN LIGHT WATER REACTORS”
- [2] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program (MAAP) –MELCOR Crosswalk Phase 1 Study,” November 2014
- [3] 電力中央研究所, MAAP5.01 及び MELCOR2.1 を用いた軽水炉代表プラントの過酷事故解析 平成 26 年 6 月

複雑かつ表面積の大きいセパレータ、ドライヤにおける FP 沈着の考え方(知見・検証・モデル化) およびミラーインシュレイターによる断熱効果の扱いについて説明すること。

【回答】

(1) セパレータ，ドライヤにおける FP 沈着について

MAAP コードでは，原子炉圧力容器 (RPV) 内 FP の RPV 内構造物 (ヒートシンク) への沈着は「(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮」「(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降」としてモデル化されている。これらの沈着率は，沈着面の等価沈着長さ (=FP の存在する RPV 内ノード体積/沈着面積) から求められ，この等価沈着長さが短くなると沈着率が大きくなる。

(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮

構造物の形状を考慮できるように，構造物の全表面積を沈着面積として等価沈着長さを算出するようモデル化されている。これにより，セパレータ，ドライヤといった複雑形状の構造物では，単純形状の構造物と比べて等価沈着長さが短くなる (沈着率が大きくなる)。

(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降

RPV 内構造物 (ヒートシンク) の水平面の面積から等価沈着長さが算出されるようモデル化されている。

MAAP コードの FP エアロゾルの沈着モデルの妥当性は ABCOVE 実験 (4.2.8 参照) との比較により妥当性確認が行われており，FP 蒸気の沈着モデルは CSE 実験^[1]の知見に基づいている。

(2) ミラーインシュレイターによる断熱効果について

RPV 廻りのミラーインシュレイター (保温材) は，複数枚の層状の金属プレートによってモデル化されており，それぞれの金属プレートの表面温度から輻射熱伝達を計算し，最終的に RPV 外面から格納容器雰囲気への輻射熱伝達係数が求められる。また，RPV 本体と保温材のギャップ部等からの対流による格納容器雰囲気への熱伝達も考慮されており，ヒートシンクに沈着した FP の崩壊熱から格納容器雰囲気への伝熱は，RPV 外面温度及び格納容器雰囲気温度をもとに，これらの輻射及び対流の熱伝達を考慮して計算される。

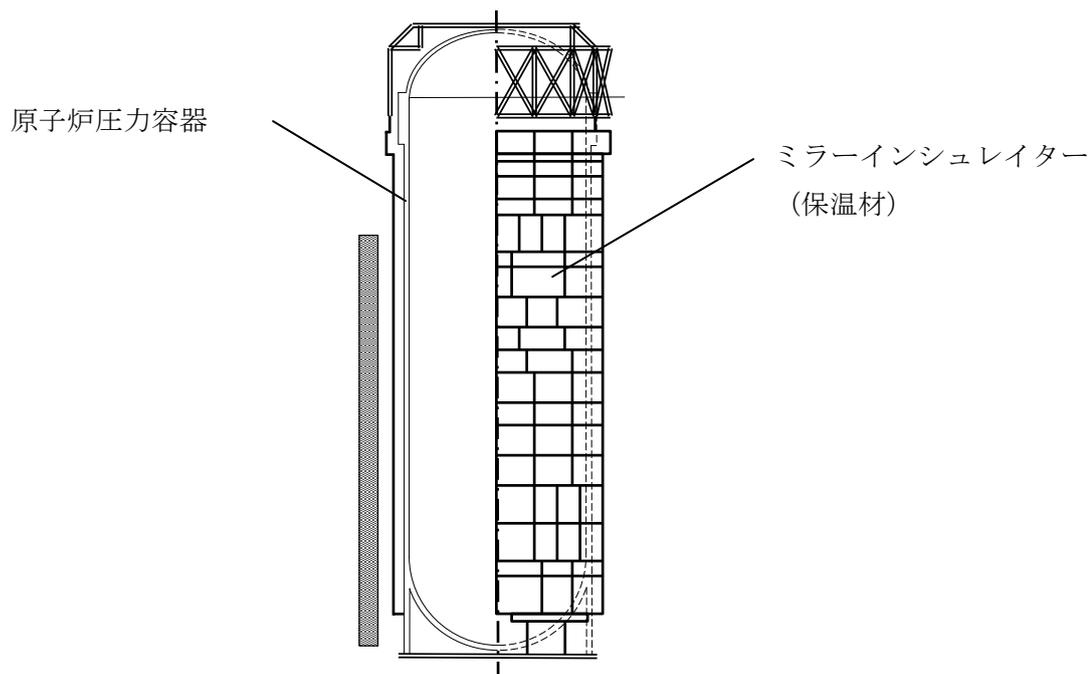


図 ミラーインシュレーター (保温材) の概要図

[参考文献]

- [1] R. K. Hilliard and L. F. Coleman. "Natural Transport Effects on Fission Product Behavior in the Containment Systems Experiments". BNWL-1457, December, 1970.

実験解析におけるジャンクションの設定値の決め方について説明するとともに、実機における設定値の決め方について考え方を説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、原子炉压力容器、原子炉格納容器及び原子炉建屋をノードと呼ばれる領域で分割しており、これら各領域間を結合するために、ジャンクションと呼ばれる流体の流れを評価できるモデルを用いて評価している。このうち、原子炉压力容器内や逃がし安全弁による原子炉压力容器から原子炉格納容器への流路などは、MAAP コードにて個別にモデル化されている。ここでは、原子炉格納容器及び原子炉建屋におけるジャンクションについて説明を行う

(1)ジャンクションの設定値について

ジャンクションは、原子炉格納容器や原子炉建屋のノード間の流体の移動を考慮する場合に設定し、気体及び液体の流れを評価する。これらジャンクションを介した流量は、気体では圧力差及び密度差、液体では圧力差及び密度差に加えて水頭差による駆動力と流動抵抗が釣り合うように求められる。ジャンクション内に水位が形成されると、気相、液相それぞれで流体の流れを評価する。ここでは代表して、気体の流れについて説明する。気体の流れについては、以下の式(1)によって流量を計算する。

$$K|W^{n-1}|W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1) \quad (1)$$

K : ジャンクションの流動抵抗

($n = 2$ のとき $(1/m \cdot kg)$, $n = 1$ のとき $(1/m \cdot s)$)

W : ジャンクションの流量 (kg/s)

n : 流動状態に依存した乗数 (-)

P : ノード圧力 (Pa)

ρ : ノード内の気相密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

Z : ジャンクションの接続高さ (m)

L : ジャンクション長さ (m)

ジャンクションに関連する入力として以下を与えることとなる。

- ・ 流れ方向（「水平」, 「垂直」）
- ・ 接続位置（接続高さ Z ）
- ・ 開口部形状（幅 X_W , 高さ X_H ）
- ・ 長さ L
- ・ 流路面積 A

なお、流れ方向を「水平」と選択した場合は、接続位置がノード間で同じとなり、また、ジャンクション長さは評価に使用されないため、右辺第三項は0となる。

実機におけるノード分割では、壁などに囲まれた物理区画を模擬したノード（区画）として設定し、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、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。図1に実機におけるジャンクションの設定例を示す。

入力については、実機的设计情報に基づいて与えている。ジャンクションの入力の与え方の一例として、図1に○で示した、ペDESTALからドライウエルへの開口部を模擬したジャンクションの入力の設定方法について以下に述べる。

この開口部はペDESTALからドライウエルに繋がる水平の流路となっているため、流れ方向を水平とする。ペDESTALの床から、開口部下端までの高さを接続高さとして入力するが、水平ジャンクションの場合は、先述した通り式(1)で使用している項は0となる。開口部は矩形であり、実際の形状からジャンクションの幅、高さを与える。この開口部が貫通するペDESTAL壁の厚みをジャンクションの長さとして与えるが、水平ジャンクションの場合は、先述した通り評価には使用されない。さらに、開口部の面積をジャンクションの流路面積として与え、これらの入力に基づき、式(1)によってジャンクションの流量が評価される。

なお、ジャンクションの流動抵抗 K については、MAAPの実験解析から導出されたものではなく、一般的な知見^[4]に従っているものである。通常の流れにおいては、流動状態に依存した乗数 n は2となり、この場合の流動抵抗は以下の式から算出される。



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。



ここで、 w は理想気体を仮定したモデルによる流量であり、以下の式(4)によって求められる。



(4)

ここで、である。

また、対向置換流*が発生するような場合には n を 1 とし、このときの流動抵抗 K は以下の式(5)で与えられる。



(5)

※：密度差のある場合の流れの現象を考慮したもの。差圧の小さな2つの区画の間に大きな開口部があるような状況において、重い相が流路の下方から軽い相側に流れ、軽い相を押すと、圧力のバランスをとるために、軽い相の一部が重い相の上部から逆に流れ込むような状態を想定している。

(2)実験解析によるジャンクションの模擬について

CSTF 実験解析 (4.2.4 章) においても実機と同様の考え方にに基づき、上部区画全体、遮へい壁と燃料取替キャビティより外側となる下部区画、及び燃料交換キャビティにノード分割し、アイスコンデンサ下部扉、漏えいパス及び再循環ファン流路等をジャンクションとして設定している。これらのジャンクションの入力についても実験装置の形状に従って

入力を与えている。本実験解析に用いたノード分割数やジャンクションの数は有効性評価における実機解析と同等であるが、実験解析結果は実験結果をよく再現している。

なお、HDR 実験解析（4.2.3 章）では、壁に囲まれた複数の区画を有する格納容器を模擬するためにノード分割数が多くなっているが、ノード分割やジャンクションの設定は基本的に実機と同様の考え方に基づいており、このような複雑な体系においても、実験結果はよく再現されている。

[参考文献]

[1]機械工学便覧基礎編 流体工学（日本機械学会）

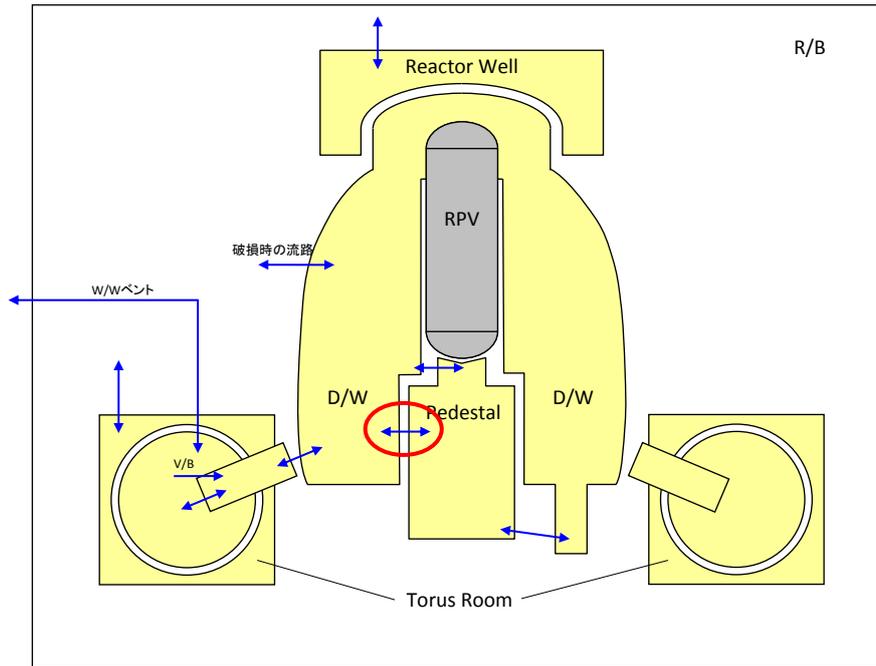
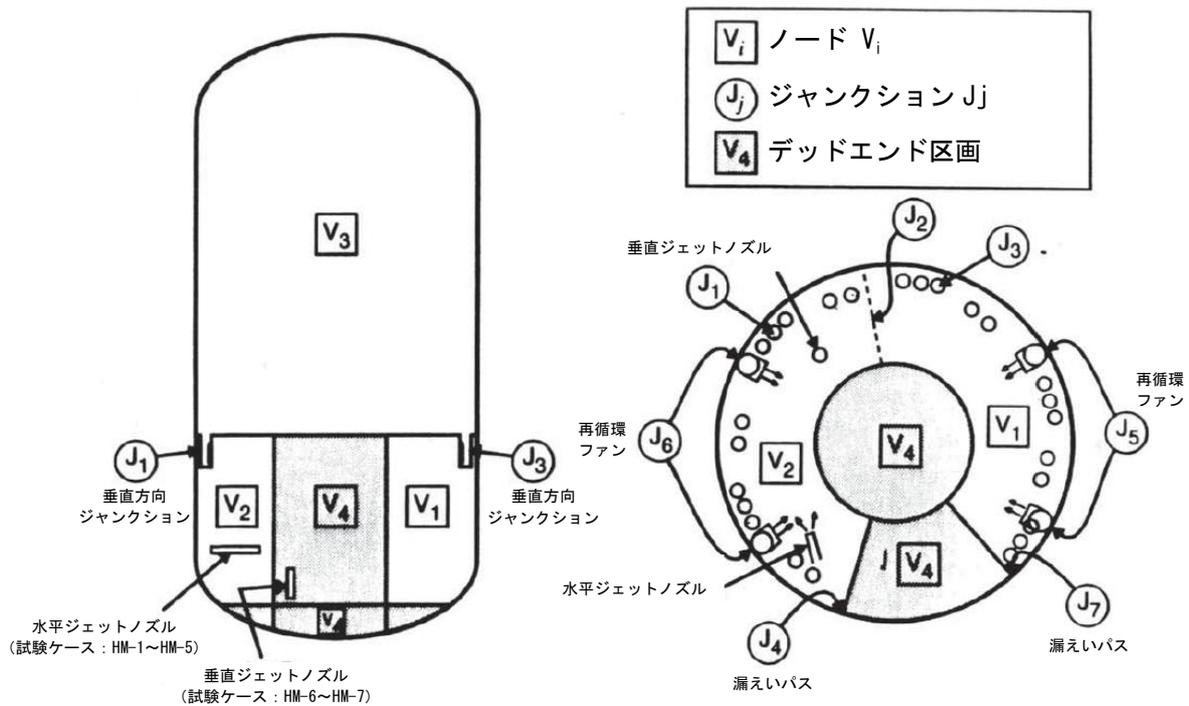
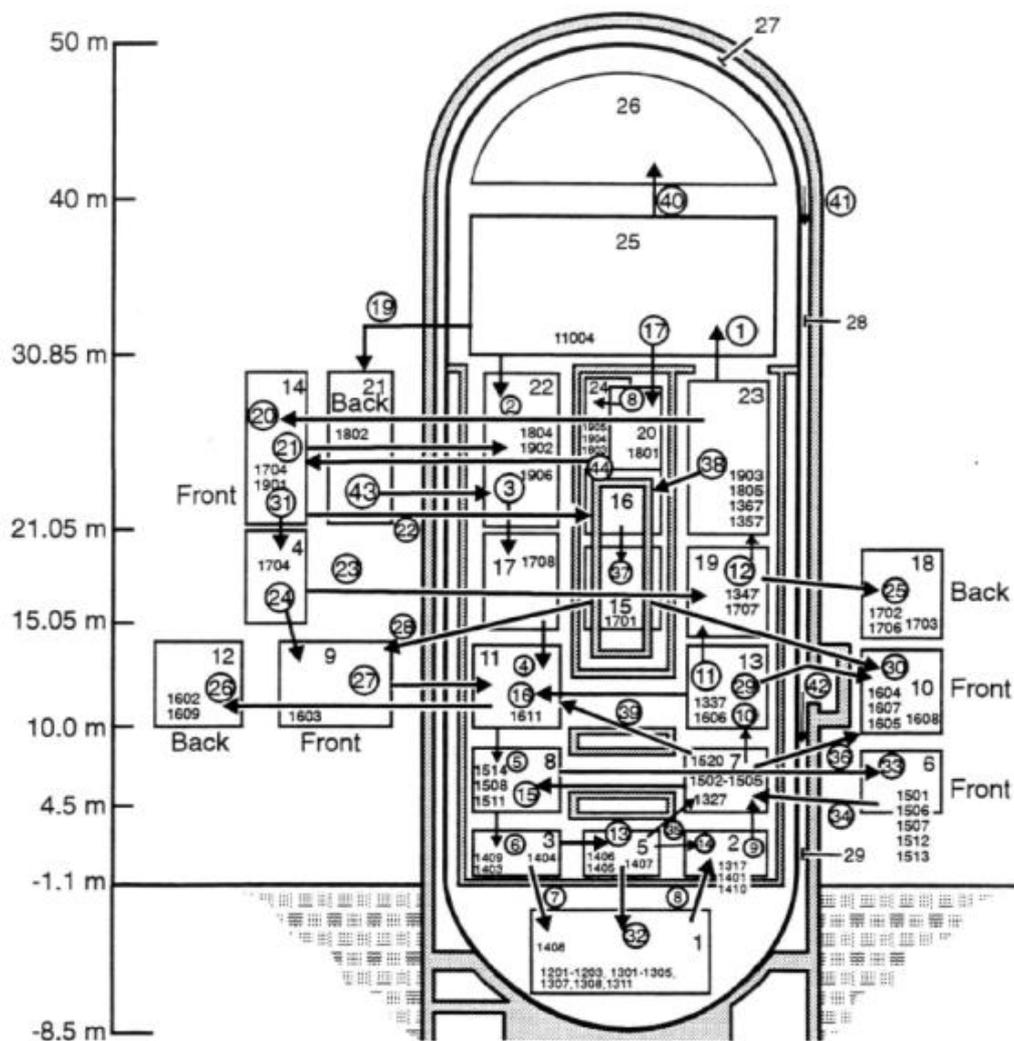


図 1 MAAP ノード分割図の例 (図 3.3-6)



出典: MAAP4User'sManual, EPRI

図 2 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割 (図 4.2-30)



Total Containment Volume 11.400 m³

出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図3 HDR 実験解析におけるノード分割 (図 4.2-18)

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.10

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

目次

1. まえがき.....	5-1-1
2. 現象の概要.....	5-1-1
3. 不確かさに関する整理.....	5-1-1
4. 感度解析と評価.....	5-1-14
5. まとめ.....	5-1-64
付録1 Surry 型原子炉下部キャビティの 1/ 42 スケール実験.....	5-1-65
付録2 熔融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性...	5-1-67
付録3 熔融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達におけるギャップ冷却について ...	5-1-69
参考文献	5-1-70

1. まえがき

高压熔融物放出 (HPME : High Pressure Melt Ejection, 以下「HPME」と称す。) / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH : Direct Containment Heating, 以下「DCH」と称す。) の防止に関して、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。

2. 現象の概要

熔融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムに落下し、原子炉が高压の状態、原子炉圧力容器下部ヘッドが破損すると、熔融炉心が破損口から噴出し、その後、高速のガス流によって、熔融炉心が微粒子化して原子炉格納容器内に飛散放出されるため、原子炉格納容器内雰囲気を直接加熱し、原子炉格納容器圧力及び温度が急上昇する。

熔融炉心の飛散は、高压条件下で熔融炉心が原子炉圧力容器外に噴出される場合に発生するが、その圧力にはしきい値があり、原子炉を減圧させることにより、熔融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている (付録 1 参照)。そこで、BWR プラントでは、HPME/DCH 発生の防止のための対策として、逃がし安全弁を手動で開放することにより原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下まで減圧させることとしており、その効果が重大事故等対策の有効性評価において確認できる。

3. 不確かさに関する整理

格納容器破損防止対策の有効性評価においては、HPME/DCH 発生防止策の有効性を評価するために原子炉圧力が高く維持されるシーケンスを選定し、逃がし安全弁による手動開放により、熔融炉心の飛散が生じないとされている原子炉圧力約 2.0MPa[gage]以下まで減圧できることを示している。

本事故シーケンスにて想定する事象進展を図 3-1 に示す。また、本シーケンスにおける BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントの原子炉圧力の応答例を図 3-2 に示す。事象発生時には炉心は冠水状態にあるが、給水喪失、逃がし安全弁からの冷却材流出により炉水位が低下し、事象発生から約 1.1 時間後に逃がし安全弁 2 弁により原子炉の減圧を行う。炉心燃料や構造材は熔融を開始し、熔融プールを形成しつつ、熔融炉心は炉心部下方へ落下する。約 2.9 時間後に熔融炉心が炉心支持板から下部プレナムへ落下し始め、熔融炉心と冷却材の相互作用 (原子炉圧力容器内 FCI) により発生した水蒸気により原子炉圧力容器内は加圧されるが、逃がし安全弁は 2 弁開維持されているため、速やかに減圧する。約 4.3 時間後に原子炉圧力容器が破損に至るが、この時原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]であり、2.0MPa[gage]を大きく下回っている。原子炉圧力容器破損後は、格納容器圧力と均圧する。

なお、炉内構造材は共晶体を形成し、燃料ペレットより低い融点で溶融することから、溶融炉心に先行して炉心下部にリロケーションする可能性が考えられるが^[1]、下部プレナムには冷却材が存在することから、早期に溶融した金属成分は炉心下部で固化すると考えられる。しかし、事象が進展し、溶融炉心が下部プレナムにリロケーションする場合には、金属成分は下部プレナムでの溶融プール形成過程で再溶融して取り込まれると考えられることから、炉内構造物が先行溶融したとしても、原子炉压力容器破損のタイミングが大きく変わることはないと言える。

上記の事象進展において、原子炉压力容器破損の時点での原子炉圧力に影響する要因としては、①原子炉の減圧挙動、②原子炉圧力の上昇に係る物理挙動、③原子炉压力容器の破損時期が挙げられる。原子炉の減圧挙動については、逃がし安全弁による原子炉の減圧操作を実施することから、逃がし安全弁による圧力変化の不確かさの影響を受ける可能性がある。原子炉圧力の上昇に係る物理挙動としては、炉内での蒸気及び非凝縮性ガスの発生による加圧が考えられる。原子炉压力容器破損前に、これらの物理挙動の影響が顕著に現れる下部プレナムでの溶融炉心と冷却材の相互作用について、不確かさの影響を確認する。原子炉压力容器の破損時期に関しては、原子炉压力容器の破損時期が早まることで、破損時の原子炉圧力が高くなる可能性があるため、その不確かさの影響を確認する。

以上を踏まえて、次の項目について不確かさを整理する。

- ・逃がし安全弁による圧力変化
- ・下部プレナム部での溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉压力容器内 FCI）
- ・原子炉压力容器の破損時期

HPME/DCH の不確かさを確認するために、上記項目に係る影響因子を図 3-3 及び表 3-1 にまとめる。

(1) 逃がし安全弁による圧力変化

逃がし安全弁による原子炉の減圧挙動は、逃がし安全弁の容量、開放時の質量流量により決まる。弁容量は、プラント設計として設計圧力及び質量流量（気相）が定まっているため、設計圧力に近い高圧での弁質量流量の不確かさは小さい。

原子炉圧力 2.0MPa [gage] 以上では、逃がし安全弁から放出されるガス単相流は臨界流になることから、低圧での弁質量流量の不確かさについては、臨界流に着目し、以下のとおり整理する。

原子炉減圧時、逃がし安全弁からはガス単相が放出される。ガス単相流の臨界流現象は、次のように説明できる。

原子炉压力容器の圧力 P_1 と逃がし安全弁からの放出先の圧力 P_2 に対して、質量流量 G は以下のように表すことができる。ここで、 ρ_1 は圧力 P_1 での流体の密度、 κ は比熱比を示す。

$$G = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} P_1 \rho_1} \sqrt{\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{2/\kappa} - \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{(\kappa+1)/\kappa}}$$

臨界状態では、背圧 P_2 が低下しても質量流量が一定であることから、 $\delta G / \delta P_2 = 0$ より、

$$\frac{P_c}{P_1} = \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\kappa/(\kappa-1)}$$

となり、臨界流量 G_c と臨界流速 U_c は以下となる^[2]。

$$G_c = \sqrt{\kappa P_c \rho_c}$$

$$U_c = \sqrt{\frac{\partial P}{\partial \rho}}$$

MAAP に組み込まれている臨界流モデル（Henry-Fauske モデル）においても、蒸気単相の場合は上式が使用されている。

図 3-4 に Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量の計算結果を実験と比較した結果を示す。図 3-4 に示すとおり、この式で計算された臨界流量は実験と良く一致しており^[3]、不確かさは小さい。

したがって、蒸気単相流の弁質量流量の不確かさは小さいと言える。

(2) 下部プレナム部での熔融炉心と冷却材の相互作用（原子炉压力容器内 FCI）

下部プレナム部での原子炉压力容器内 FCI は、細粒化した熔融炉心（デブリ粒子）により下部プレナム部に存在する冷却材が加熱され、急速な水蒸気発生により、原子炉压力容器内の圧力上昇（圧カスパイク）を引き起こす現象である。冷却材の状態、熔融炉心の状態及びこれらの相互作用として分けて考えることができることから、不確かさの要因は以下に分けて考える。

- ・ 下部プレナム部の冷却材の状態
- ・ 熔融炉心の落下量及び粒子化
- ・ 冷却材とデブリ粒子との伝熱

a. 下部プレナム部の冷却材の状態（サブクール度，水位）

原子炉圧力容器内 FCI による水蒸気発生のは易さは冷却材のサブクール度に依存するが、逃がし安全弁開放により原子炉は減圧沸騰するため、下部プレナム部の冷却材は飽和水である。したがって、水蒸気発生のは易さの観点では、不確かさは小さいと言える。

また、炉内の冷却材の量に関しては、評価事故シーケンスでは原子炉注水に失敗するため、冷却材の変動要因は、崩壊熱と減圧に伴う減少のみであり、解析モデルは、一般的な質量及びエネルギー保存則に基づいているため、不確かさは小さいと言える。

b. 溶融炉心の落下量及び粒子化（溶融落下流量，溶融ジェット径，溶融炉心粒子化割合）

溶融炉心が下部プレナムに落下する際の急激な水蒸気発生は、溶融炉心と水の接触面積に依存するため、その要因となる以下について、それぞれの観点で検討する。

- ・溶融落下流量
- ・溶融ジェット径
- ・溶融炉心粒子化割合

なお、上記に加えて「デブリ粒子径」についても接触面積に影響する要因であるが、冷却材とデブリ粒子の伝熱の観点で検討する。

(a) 溶融落下流量

溶融炉心の下部プレナムへの落下は、溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し、溶融炉心が炉心支持板の開口部を通過して下部プレナムへ落下していく過程であり、粒子化割合が一定で落下流量が大きい場合には、落下時の水蒸気発生量が増加し、圧力スパイクが大きくなる。下部プレナムへの溶融落下流量は、炉心部溶融デブリの下方への落下流量を最大として、炉心支持板の開口面積が小さい場合には開口面積に応じた落下流量に制限される。これに対し、解析モデルでは、溶融落下流量は、炉心支持板の開口面積には依存せず、炉心部の溶融デブリの下方ノードへの落下流量により計算される。リロケーション時の落下流量は、炉心部のデブリの溶融挙動に依存し、不確かさが存在する。MAAP では溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため、溶融落下流量に影響のあるパラメータとして、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定して、感度解析を実施する。

(b) 溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は、溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し、溶融炉心が炉心支持板

の開口部を通過して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、ノード単位でクラストの融解を取り扱い、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。この観点で不確かさが存在し、溶融ジェット径により、溶融炉心と水の接触面積が左右され、水蒸気発生観点で影響があることから、溶融ジェット径の感度を確認する。

(c) 溶融炉心粒子化割合

溶融炉心が冷却材に落下する際に、エントレインメントにより溶融炉心の一部が細粒化する。細粒化量に関して、MAAPでは、Ricou-Spalding式で評価される。Ricou-Spalding式は、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。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し、円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）は、次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \quad (1)$$

ここで、 E_o : エントレインメント係数

u_{dj} : ジェット速度 [m/s]

ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

水中でのジェット速度を一定と仮定し、水面から垂直方向に積分すると、プール底部（水深； ΔH_{pool} ）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \quad (2)$$

(2)式を用いて、溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため、粒子化割合 Φ_{ent} は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,o}^2} \quad (3)$$

以上の評価式において、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

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。

うち溶融ジェット径については前項により感度を確認する。また、下部プレナム水位（水量）は、不確かさが小さいと考えられる。

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 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おり、推奨範囲は、～となっているため、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。FARO 実験条件は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa（高压条件）、0.2～0.5MPa（低压条件）の範囲で行われており、一方、実機条件では、下部プレナムの水位は 2～3m 程度、原子炉压力容器内の冷却材は飽和温度、雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であることを考慮すると、実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件を概ね包絡しており、ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

c. 冷却材とデブリ粒子との伝熱

水中に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輻射熱伝達に支配される。MAAP では、エントレインメントしたデブリ粒子の温度を、これら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。

デブリ粒子ファクタについては、MAAP 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おり、推奨範囲は ～となっているため、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 実験条件は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa（高压条件）、0.2～0.5MPa（低压条件）の範囲で行われており、一方、実機条件では、下部プレナムの水位は 2～3m 程度、原子炉压力容器内の冷却材は飽和温度、雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を概ね包絡しており、ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

(3) 原子炉压力容器の破損時期

HPME/DCH 防止の観点では、原子炉压力容器が破損する時点で、逃がし安全弁の開放により原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を下回っていれば達成されると言える。減圧挙動については、(1) で考察済みであり、ここでは原子炉压力容器が破損する時間について考える。原子炉压力容器の破損が早まる場合には、その時点での原子炉圧力が 2.0MPa[gage] を超えた状態となる可能性がある。

原子炉圧力容器が破損する時期に係る物理現象としては、炉心溶融進展や溶融炉心のリロケーションがある。炉心水位の低下及びジルコニウム-水反応により炉心上部からヒートアップして燃料被覆管や燃料が溶融して下部へ移動し、そこで冷却されてクラストを形成する。あるいは、燃料被覆管が損傷すると燃料ペレットが崩壊して堆積する。その後、クラストや堆積した燃料ペレットが溶融し、溶融領域が拡大する。その際、炉内構造材の一部が溶融プールの中に溶け込む。さらに、溶融プールのクラストが破損し、溶融炉心が下部プレナムへ移行する。MAAPではこれらの物理現象を詳細に模擬しているが、現象自体に不確かさが存在する。原子炉圧力容器破損時期に間接的に影響を与える要因としては、炉心ヒートアップ、炉心崩壊挙動、溶融炉心の伝熱が挙げられる。MAAPでは原子炉圧力容器の破損モードとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、計装配管、クリーブ破損等の複数の破損形態を模擬している。有効性評価では制御棒駆動機構ハウジングの溶接部の破損が最初に発生するため、それ以外の破損形態を仮定することは原子炉圧力容器破損を遅らせる方向となる。ここでは制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損に関する不確かさに着目し、感度解析を実施する。これらの不確かさ要因について以下のとおり検討する。

a. 炉心ヒートアップ

炉心水位が低下すると、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、燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウム-水反応による酸化反応熱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燃料被覆管バーストが発生し、さらに酸化反応を促進させる可能性がある。これらの挙動は原子炉圧力容器破損時期に影響を与えるため、炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施する。しかしながら、MAAPでは炉心ヒートアップ速度に対して直接感度を与えることができないため、炉心ヒートアップ速度に直接影響のあるパラメータとして、ジルコニウム-水反応速度を選定した。

b. 炉心崩壊挙動

炉心がヒートアップすると、燃料棒の体系から、燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると、燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり、溶融状態へ至る事象進展が早くなる。燃料棒の体系から燃料ペレットが崩壊した状態に移行する時間や温度には不確かさが存在することから、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度に関する感度解析を実施する。本感度解析は、溶融落下流量の感度解析の感度パラメータと同じであることから、溶融落下流量の感度解析とともに実施する。

c. 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。

MAAP では、下部プレナムに落下した溶融炉心について、上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し、また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。金属層は上面水プールが透過しにくいと考えられることから、金属層の下部に位置する溶融炉心の冷却における伝熱には不確かさがあり、MAAP ではこの不確かさを示すパラメータとして限界熱流束に乗じられた感度係数を設定することができる。

感度係数については、MAAP では不確かさ解析等の知見^[4]から ～ の範囲での設定が想定されており、その範囲の中間値がデフォルトとして設定されている（付録2参照）。感度係数が小さい場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉压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伝熱に関する感度解析を実施する。

d. 溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達

溶融炉心が下部プレナムに堆積し原子炉压力容器との間にギャップが生じている状況では、そのギャップに水が浸入するため溶融炉心が冷却され、そのとき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、溶融炉心重量が多い場合にはギャップ幅が小さくなり、気液対向流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^[5]。また、制御棒駆動機構ガイドチューブ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、原子炉压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のギャップでの除熱量に関する感度解析を実施する。

e. 原子炉压力容器破損判定

制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損については、せん断応力による判定とひずみによる判定を併用している。せん断応力による判定では、データに基づく温度依存の限界せん断応力との比較によって破損判定を行っており、不確かさは小さいと判断している。一方、ひずみによる判定では、破損時の最大ひずみをインプットとして与え、これとの比較によって破損判定を行っている。したがって、溶接部破損時の最大ひずみに関する感度解析を実施する。

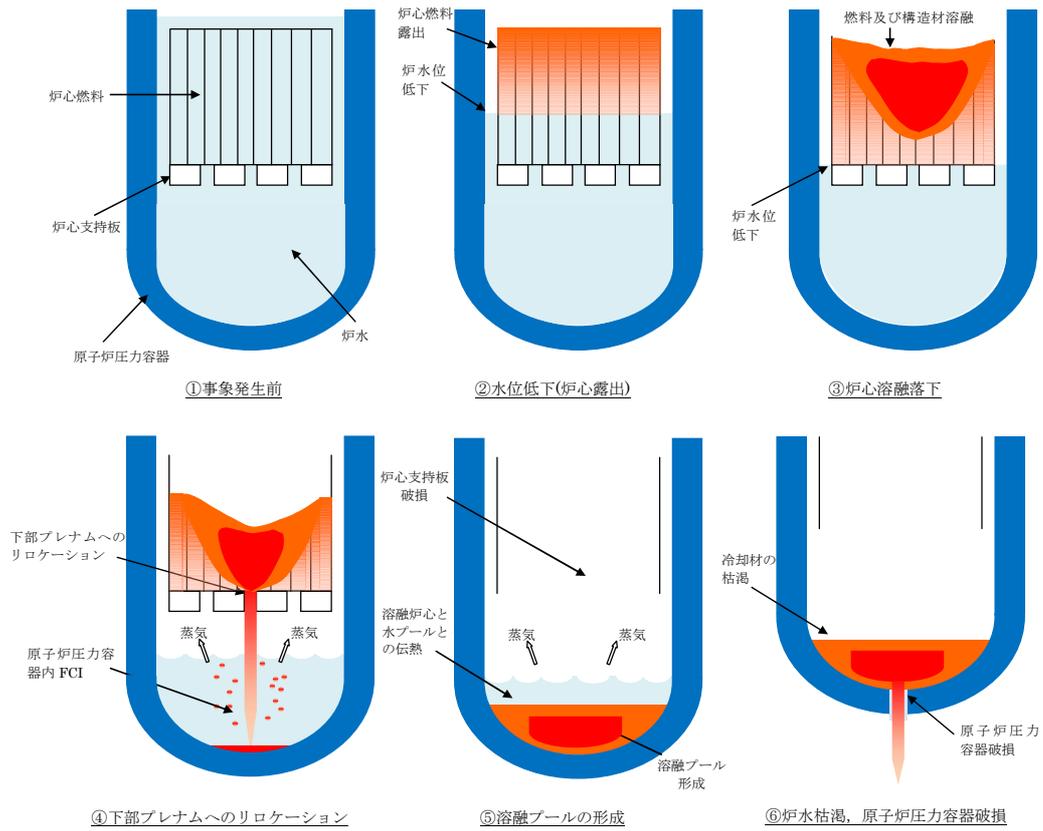


図 3-1 HPME/DCH 防止の有効性評価において想定する事象

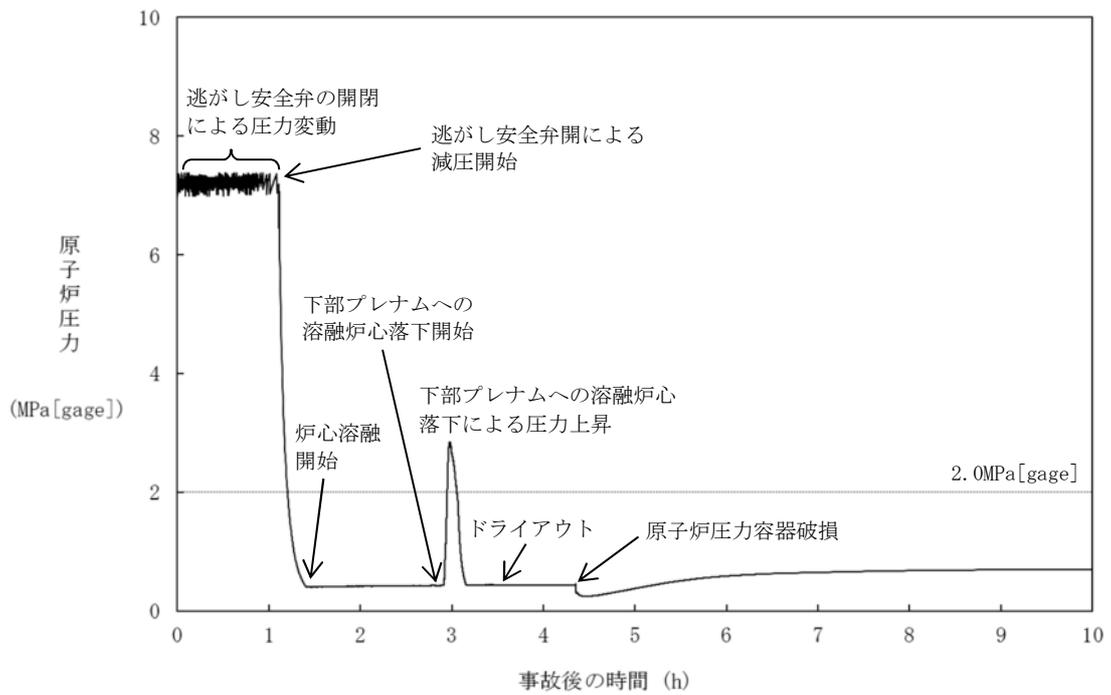


図 3-2 原子炉圧力の挙動

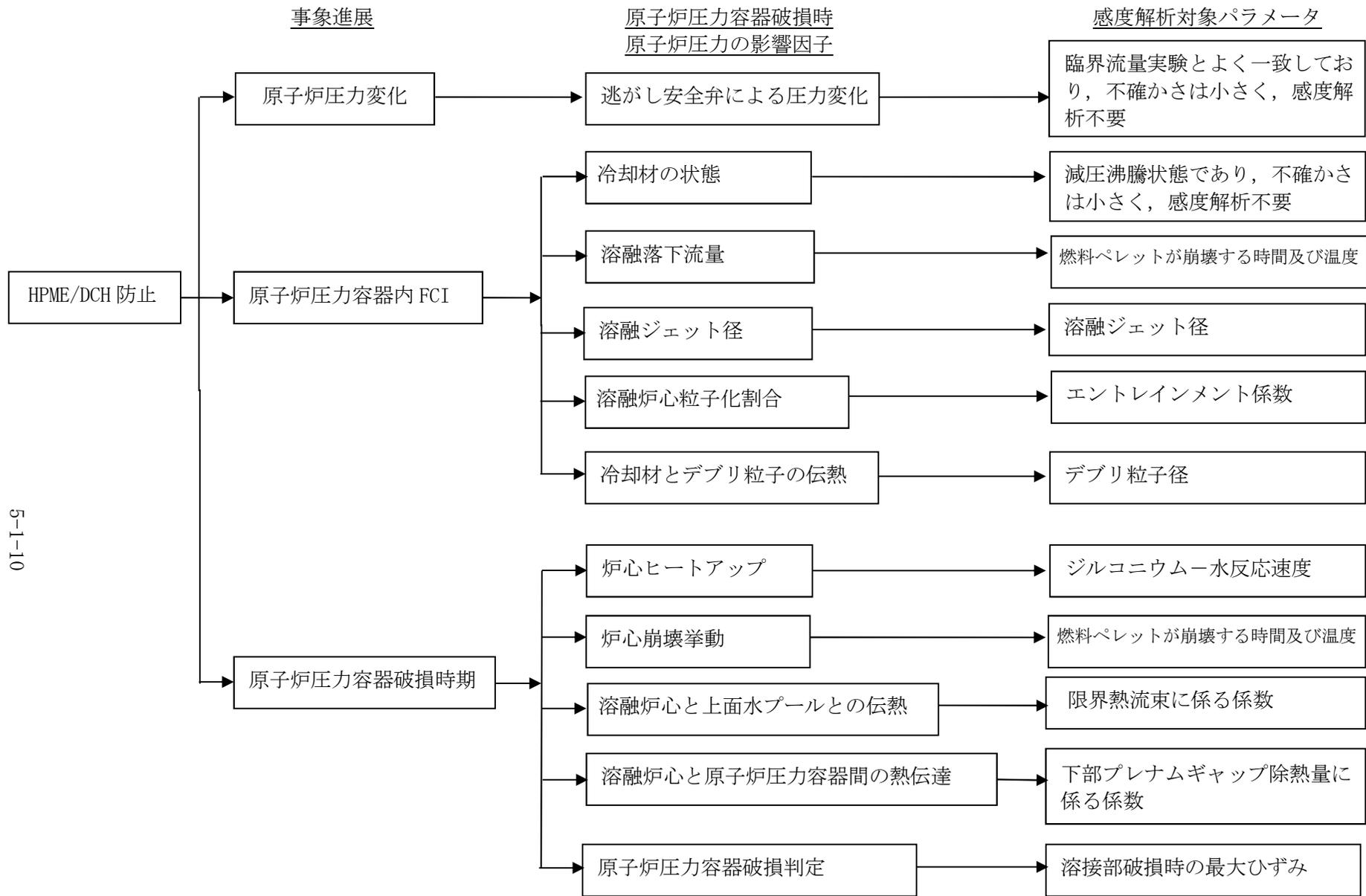


図 3-3 HPME/ DCH 防止における不確かさに関する流れ図

表 3-1 HPME/DCH 防止の不確かさに関する整理結果 (1/2)

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
逃がし安全弁による 圧力変化	逃がし安全弁開によって、炉内冷却材が放出され、その過程において、原子炉压力容器内で減圧沸騰が発生すると想定される。	サブクールから二相状態まで適用可能な臨界流モデル及び臨界流にならない場合は差圧に基づく質量流量を計算するモデルを使用して評価される。	臨界流量実験とよく一致しており、不確かさは小さく、感度解析不要
下部プレナム部の冷却材の状態	原子炉圧力の手動減圧によって、原子炉は減圧沸騰し、下部プレナム部の冷却材は飽和状態を維持すると想定される。	一般的な質量及びエネルギー保存則に基づいて評価される。	減圧沸騰状態であり、不確かさは小さく、感度解析不要
溶融落下流量	下部プレナムへの溶融落下流量は、炉心部溶融デブリの下方への落下流量により決まると想定される。	炉心部溶融デブリの下方への落下流量により評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
溶融ジェット径	溶融プールのクラストが破損し、炉心支持板の開口部に沿って、溶融炉心が下部プレナムに落下すると想定される。	溶融ジェット径は炉心支持板の開口部面積の等価直径相当として入力。	溶融ジェット径
溶融炉心粒子化割合	溶融ジェット径が大きいため、水中に落下する溶融炉心の内、エントレインされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型の溶融ジェットに対して、Ricou-Spalding の式によって評価される。	エントレインメント係数
冷却材とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から水への膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達による熱流束によって評価される。	デブリ粒子径

表 3-1 HPME/DCH 防止の不確かさに関する整理結果 (2/2)

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
炉心ヒートアップ	炉心露出状態において、崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度が上昇すると想定される。	炉心露出状態において、崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度上昇が評価される。	ジルコニウム-水反応速度
炉心崩壊挙動	燃料被覆管が酸化反応によって脆化し、燃料ペレットが崩壊して流路に堆積すると想定される。	炉心の温度履歴に応じて、燃料ペレットが崩壊した状態として評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
熔融炉心と上面水プールとの伝熱	熔融プール、クラスト、金属層の上に粒子ベッドが堆積するが、炉内への注水に失敗することから、粒子ベッドはいずれ熔融すると想定される。	熔融炉心と上面水プールとの伝熱によって評価される。	限界熱流束に係る係数
熔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しているため、熔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が、浸入量は限られるため、原子炉圧力容器はいずれ破損すると想定される。	熔融炉心と原子炉圧力容器の間のギャップでの除熱量に係る係数を入力。	下部プレナムギャップ除熱量に係る係数
原子炉圧力容器破損判定	貫通部のせん断応力、貫通部のひずみ、原子炉圧力容器本体のクリープ等によって原子炉圧力容器が破損すると想定される。	貫通部のせん断応力、貫通部のひずみ、原子炉圧力容器本体のクリープ破損判定基準に対する割合等から原子炉圧力容器破損が評価される。	溶接部破損時の最大ひずみ

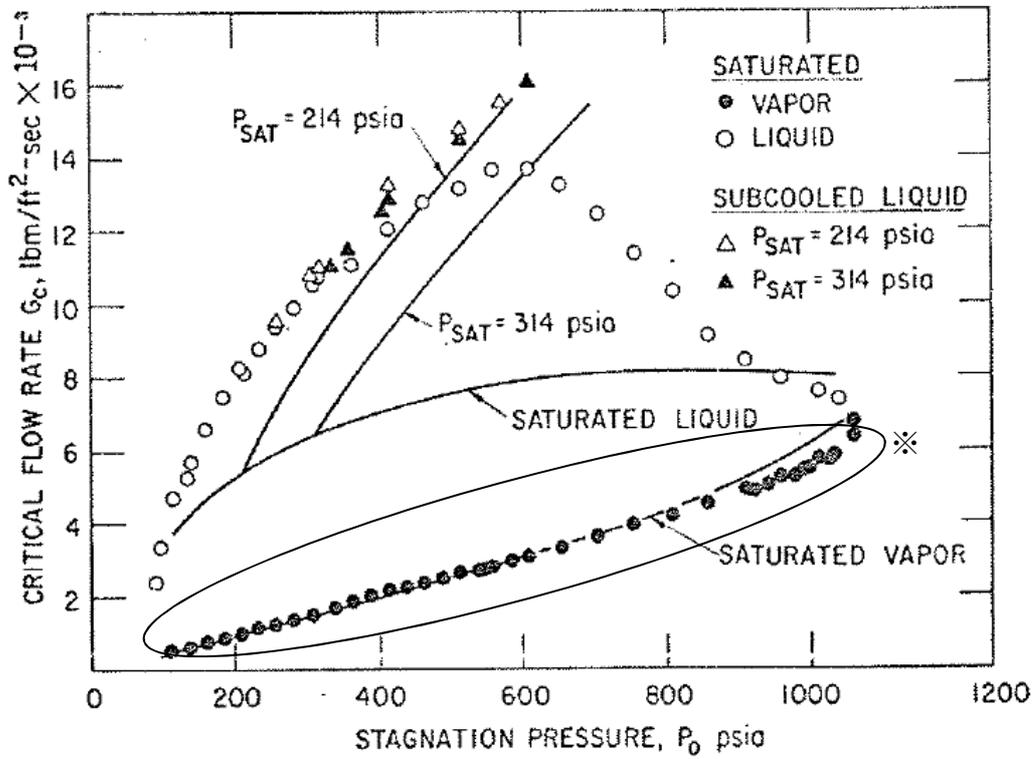


図 3-4 Henry-Fauske モデルと実験の圧力対臨界流量の比較^[3]

※：囲み部分は蒸気単相の実験結果との比較を示す。

4. 感度解析と評価

4.1 パラメータ感度解析

3章では、原子炉圧力容器破損の時点での原子炉圧力に影響する因子を表3-1にまとめた。これらの影響因子に係る不確かさは、主に溶融炉心の落下挙動及び他の物質との相互作用に起因するものであり、プラント型式には依存しないと考えられる。ここでは、代表プラントをBWR-5, Mark-I改良型格納容器プラントとして、不確かさを評価するためのパラメータ感度解析を実施する。対象シーケンスは「高圧注水・減圧機能喪失(TQUX)」とする。

(1) 溶融落下流量（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a. 解析条件

下部プレナムへの溶融落下流量は、炉心部溶融デブリの下方への落下流量に影響を受ける。下部プレナムへの落下時の開口面積も、落下流量に影響するが、開口面積としては、炉心支持板に存在する開口部の水力等価直径相当である□mが与えられている。実際には溶融進展は炉心領域によって相違があり、炉心全体からのデブリの溶融落下が同時には発生しないことを考えると、□mより小さくなる可能性はあるものの、さらに大きな漏えいが発生する可能性は低いと考えられる。なお、開口直径□mとした場合、開口面積と堆積デブリ圧力から決まる溶融落下流量は約600kg/s程度と推定されるが、この値はベースケースの溶融落下流量と同等である。

炉心部溶融デブリの下方への落下流量については、炉心崩壊挙動に伴う不確かさがあると考えられる。MAAPでは溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため、溶融落下流量に影響のあるパラメータとして、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定する。

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と□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（表4-1参照）。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。

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 4-1 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

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	MAAP 推奨範囲のノミナル値
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

b. 解析結果

図 4-1-1～4-1-8 に、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。感度解析ケースでは、リロケーション時の溶融落下流量が大きくなるのに伴い下部プレナムに落下する溶融炉心量の増加率も大きくなる（図 4-1-6 参照）ため、圧力スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。なお、溶融落下流量は、ベースケースではピーク値約 850kg/s であるのに対して、感度解析ケースではピーク値約 1160kg/s となった。

このように、溶融落下流量（炉心崩壊挙動）は圧力スパイクに感度があるものの、感度解析ケースにおいても、圧力スパイクにより原子炉压力容器破損に至ることはなく、また、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力についても 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

c. 評価

燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の圧力スパイクに対する感度はわずかであり、原子炉压力容器破損の時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(2) 溶融ジェット径

a. 解析条件

下部プレナムでの水深が一定で、溶融ジェット径が小さくなる場合には、粒子化割合が増加し、粒子化デブリと冷却材との伝熱速度が増加することから、圧力スパイクが大きくなると考えられる。溶融ジェット初期径として、ベースケースでは炉心支持板の水力等価直径相当である □ m を与えているが、感度解析としてクラスト破損面積が小さ

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。

くなる場合を想定し、その1/10倍の m を設定する（表 4-2 参照）。感度を確認する上ではベースケースの1/10倍のジェット径を確認すれば十分と言える。

表 4-2 溶融ジェット径の感度解析条件

項目	破損口の初期径	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/> m	炉心支持板の水力等価直径相当
感度解析ケース	<input type="text"/> m	クラスト破損面積が小さい場合を想定

b. 解析結果

図 4-2-1～4-2-8 に、溶融ジェット径の感度解析結果を示す。

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へ移行するのは、溶融プールに形成されたクラストが破損し、炉心支持板の流路から溶融炉心が下部プレナムへ流れ落ちるためである。溶融ジェット径の最大値は炉心支持板の水力等価直径となる。溶融炉心の下部プレナムへの移行後は、溶融ジェット径を小さくしたケースにおいて、細粒化割合が大きくなる。粒子化割合が増加した結果圧カスパイクも大きくなり、圧力上昇幅は感度解析ケースの方がわずかながら高くなっているが、差は小さい。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どちらも約 0.4MPa [gage] であり感度は無い。

また、原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は、下部プレナムへの溶融炉心落下後、制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリーブ破損の割合がともに増加していくが、ベースケース及び感度解析ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリーブ破損の割合よりも先に1に到達し、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c. 評価

溶融ジェット径の圧カスパイクに対する感度はわずかであり、原子炉圧力容器破損の時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(3) エントレインメント係数

a. 解析条件

細粒化割合には不確かさがあり、細粒化割合が大きい場合に圧カスパイクが大きくな

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。

と考えられる。エントレインメント係数は、ベースケースでは MAAP 推奨範囲 (~) のうちおよそ中間となる を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP の当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値 , を設定する (表 4-3 参照)。

表 4-3 エントレインメント係数の感度解析条件

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最小値
	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最大値

b. 解析結果

図 4-3-1~4-3-8 に、エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

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。溶融炉心の下部プレナムへの移行時、原子炉圧力の上昇は、感度解析ケース (最大値) の方がわずかながら高い結果となっているが、差は小さい。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の時点では原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]と同程度の値となっている。また、原子炉圧力容器破損の時期はほぼ同等である。

また、原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は、下部プレナムへの溶融炉心落下後、制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリーブ破損の割合がともに増加していくが、ベースケース及び感度解析ケースの 2 ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリーブ破損の割合よりも先に 1 に到達し、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c. 評価

エントレインメント係数の圧カスパイクに対する感度はわずかであり、原子炉圧力容器破損の時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(4) デブリ粒子径

a. 解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり、デブリ粒子径が小さい場合に圧カスパイクが大き

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。

くなると考えられる。デブリ粒子径に係る係数は、ベースケースでは MAAP 推奨範囲 (□~□) のうちおよそ中間となる □ を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP の当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値 □, □ を設定する (表 4-4 参照)。

表 4-4 デブリ粒子径の感度解析条件

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	MAAP 推奨範囲の最小値
	□	MAAP 推奨範囲の最大値

b. 解析結果

図 4-4-1~4-4-8 に、デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

本パラメータは、熔融炉心の下部プレナムへの落下時 (約 2.9 時間後) に挙動に影響する。感度解析ケース (最小値) においては粒子径が小さくなっていることから、圧力スパイクによる上昇幅はベースケースに比較してわずかに大きくなっているものの、感度としてはわずかである。また、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力についても、ほぼ感度は無くどちらのケースも約 0.4MPa[gage] である。また、ベースケースと感度解析ケースの 2 ケースでは原子炉圧力容器破損の時期はほぼ同じ結果となっている。これは、熔融炉心が下部プレナムへ移行した時の圧力上昇挙動が同等であるためである。

また、原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は、下部プレナムへの熔融炉心落下後、制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが、ベースケース及び感度解析ケースの 2 ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1 に到達し、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c. 評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(5) ジルコニウム-水反応速度

a. 解析条件

炉心のヒートアップ速度には不確かさがあるため、ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度を選定した。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大きくなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。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（表4-5参照）。

表 4-5 ジルコニウム-水反応速度の感度解析条件

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

b. 解析結果

図4-5-1～4-5-8に、ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料ヒートアップ時に現れる。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、ジルコニウム-水反応による酸化反応熱が増加することから、下部プレナムへのリロケーションはわずかに早くなっている。以上のように、感度解析ケースにおいては事象の進展がわずかに早くなるものの、原子炉圧力容器破損の時点での原子炉圧力は2.0MPa[gage]を下回っている。

なお、燃料被覆管酸化反応の特徴についてJAERI文献^[6]によると、雰囲気の変化が燃料被覆管酸化反応に与える影響として、ジルコニウム-水反応によって生じた水素濃度が

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。

高くなると、燃料被覆管酸化反応速度が著しく低下することが報告されている。これは水素濃度が増大することによって水蒸気濃度が低下することで、燃料被覆管酸化反応が遅くなるという負のフィードバックが働くためである。MAAPでもこの挙動は模擬されており、水蒸気の金属表面への拡散速度は、雰囲気中の水蒸気質量割合に依存する取扱いとなっている。水素が発生し、水素質量割合が大きくなることにより、相対的に水蒸気質量割合が小さくなり、金属表面への水蒸気の拡散速度も小さくなることから、ジルコニウム-水反応速度が抑制される取扱いとなっている。

以上から、炉心ヒートアップ速度が速くなると、初期には水素生成が進むが、水素濃度が高くなると、燃料被覆管酸化反応は抑制される方向になる。

c. 評価

ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度は、2 倍の振り幅でも事象進展の速さに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(6) 炉心崩壊挙動（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a. 解析条件

炉心がある温度に達してから、燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは、一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）には、不確かさがあると考えられるため、その感度を確認する。

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、炉心ノード温度が K と 時間（あるいは K と 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（表 4-6 参照）。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。

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 4-6 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

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	MAAP 推奨範囲のノミナル値
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

b. 解析結果

図 4-1-1~4-1-8 に、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展することから、下部プレナムへのリロケーション開始時刻が早く、初期に落下するデブリ量も多くなるため、圧スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。また、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は、ほぼ感度はなくどちらのケースも約 0.4MPa[gage]である。

このように、燃料ペレットの崩壊の判定は圧スパイクにわずかに感度があるものの、感度解析ケースにおいても原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

(7) 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱

a. 解析条件

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の熱伝達には不確かさがあり、ベースケースでは、限界熱流束にかかる係数として、パラメータの取りうる推奨範囲である □~□ の中間値 □ を与えている。感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値としてベースケースの 1/2 倍である □ を設定する (表 4-7 参照)。

表 4-7 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件

項目	限界熱流束にかかる 係数	設定根拠
ベースケース	□	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	水への熱伝達が制限される値

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。

b. 解析結果

図 4-6-1～4-6-8 に、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析結果を示す。

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ことになる。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が、感度は小さい。

c. 評価

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の原子炉圧力容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(8) 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

a. 解析条件

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かかる係数として□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かかるファクタとして定義され、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。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て係数を□とした評価を実施する（表 4-8 参照）。

表 4-8 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の感度解析条件

項目	下部プレナムギャップの除熱量にかかる係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数のノミナル値
感度解析ケース	□	溶融炉心と下部プレナムが接触

b. 解析結果

図 4-7-1～4-7-8 に、下部プレナムギャップの除熱量にかかる係数の感度解析結果を

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。

示す。

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、感度解析ケースにおいては、下部プレナムギャップによる除熱が無い場合、下部ヘッドの温度が若干早く上昇し、クリープ破損割合や貫通部破損割合は感度解析ケースの方がわずかだが上昇が早い傾向となる。

ただし、このパラメータは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ず、ドライアウト前においても、下部プレナムギャップからの除熱量はクラストからの伝熱量と比較して十分小さいことから（付録3参照）、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小さい。また、いずれのケースも原子炉圧力容器破損時点において、原子炉圧力は2.0MPa[gage]を下回っている。

c. 評価

溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の原子炉圧力容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(9) 溶接部破損時の最大ひずみ

a. 解析条件

溶接部破損は、事象進展に伴う溶接部のひずみ量と最大ひずみを比較することで、その発生を判定している。ここで、溶接部破損時の最大ひずみとして、ベースケースでは□を与えているが、不確かさがあると考えられることから、感度を確認するためにその1/10倍の□を設定する（表4-9参照）。

表 4-9 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析条件

項目	溶接部破損時の最大ひずみ	設定根拠
ベースケース	□	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として1/10倍

b. 解析結果

図4-8-1～4-8-8に、溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

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。感度解析ケー

スは、原子炉圧力容器破損に至る判定の基準を変更したものであるため、溶接部が破損する時点までの原子炉圧力の挙動は同等である。溶接部破損割合は、貫通部溶接部にかかるせん断応力とそれに対する最大引張強度の関係、および溶融炉心からの伝熱による溶接部ひずみと許容できる最大ひずみの関係から計算される。リロケーション時には原子炉圧力が過渡的に上昇することから、内外圧差によるせん断応力が大きくなり、溶接部破損割合が増加している。原子炉圧力が低下した後は、せん断応力は低下するが、溶接サポート部の最大引張強度が、溶融炉心からの伝熱により低下するため、溶接部破損割合はゼロにはならない。その後、下部プレナムの溶融炉心からの伝熱により、下部ヘッドにひずみが生じ始めた時点でベースケースと感度解析ケースでは差異が生じる。感度解析ケースにおいては、溶接部破損時の最大ひずみを 1/10 倍としたことで、溶接部破損割合がベースケースよりも早く上昇し、原子炉圧力容器破損の時刻が早まっている。ただし、原子炉圧力容器破損時間の変化としては約 13 分と小さく、感度解析ケースにおいても溶接部破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

c. 評価

溶接部破損時の最大ひずみの原子炉圧力容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(10) 感度解析パラメータの組み合わせ

a. 解析条件

これまで解析したケースでは、原子炉圧力容器下部プレナムに溶融炉心が落下した過程で大量の水蒸気が生成され、原子炉圧力は短時間に高いピークが発生した。これは、溶融炉心が水中に落下した過程で粒子化が進み、水への伝熱面積が増大したことが支配的な要因である。この過程で溶融炉心の冷却は進み、下部プレナムに堆積した溶融炉心の温度は低下する。その後、下部プレナムに溜まっていた水がドライアウトすることで蒸気発生が収まる。組み合わせケースでは、炉内 FCI に係る影響因子については、下部プレナムへの溶融炉心落下後の原子炉圧力上昇が大きくなるように、原子炉圧力容器破損時期に係る影響因子については原子炉圧力容器破損時期が早くなるように、これまでに実施した感度解析パラメータを組み合わせる条件とした。表 4-10 に組み合わせケースの条件の一覧を示す。

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。

表 4-10 感度解析パラメータの組み合わせ条件

項目	ベースケース	組み合わせケース	設定根拠
炉心ノード崩壊のパラメータ (炉心温度)	<input type="checkbox"/> K	<input type="checkbox"/> K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定
溶融ジェット径	<input type="checkbox"/> m	<input type="checkbox"/> m	クラスト破損面積が小さい場合を想定
エントレインメント係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	MAAP 推奨範囲の最大値
デブリ粒子径ファクタ	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	MAAP 推奨範囲の最小値
ジルコニウム-水反応速度の係数	1 倍	2 倍	燃料被覆管表面積に基づく値の 2 倍
限界熱流束にかかる係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	水への熱伝達が制限される値
溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	溶融炉心と下部プレナムが接触する場合を想定
溶接部破損時の最大ひずみ	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	実験の不確かさを大幅に上回る設定として 1/10 倍

b. 解析結果

図 4-9-1 にこれまでの感度解析と感度解析パラメータの組み合わせケースについて主要な事象進展を示す。図 4-9-2～4-9-9 に、感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析結果を示す。

図 4-9-1 より、組み合わせケースでは、原子炉圧力容器破損時刻は、ベースケースに比べて約 19 分早くなっており、他の感度解析結果と比較しても、最も早く原子炉圧力容器破損に至っているが、原子炉圧力容器破損時の圧力は、逃がし安全弁の開放により減圧されていることにより 2.0MPa[gage]を十分下回る約 0.5MPa[gage]となっている。これらの挙動について以下のとおり考察する。

①原子炉の加圧事象

下部プレナムへのリロケーション時の原子炉の加圧挙動は、溶融炉心と水の接触

による急激な水蒸気生成により支配され、これらに影響するパラメータとして、熔融ジェット径、エントレインメント係数、デブリ粒子径などがある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果、原子炉圧力のピーク圧は、ベースケースよりわずかに上昇しているが、リロケーション時の圧力上昇は一時的なものであり、原子炉圧力容器破損時には原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を大きく下回っている点でベースケースと同等である。

②原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）

原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）については、熔融炉心からの熱負荷、破損形態などにより支配され、これらに影響するパラメータとして、ジルコニウム-水反応速度、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度、下部プレナム内の熔融炉心と上面水プールとの間の伝熱、溶接部破損時の最大ひずみがある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果、原子炉圧力容器破損のタイミングは、ベースケースよりも約 19 分早く原子炉圧力容器破損に至る結果となったが、原子炉圧力は原子炉圧力容器破損時間に対して十分早い段階で 2.0MPa[gage]を下回っている結果には変わりはない。

以上の通り、パラメータの組み合わせを考慮した感度解析ケースでは、圧力スパイクが大きく現れ、原子炉圧力容器破損タイミングが早くなるが、原子炉圧力容器破損の前に原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分下回る結果となった。

c. 評価

下部プレナムへの熔融炉心落下挙動の不確かさにより、原子炉の圧力挙動にも不確かさがある。加圧現象が短時間に大きく現れる場合についても、原子炉圧力容器破損前には原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分に下回ることを確認した。

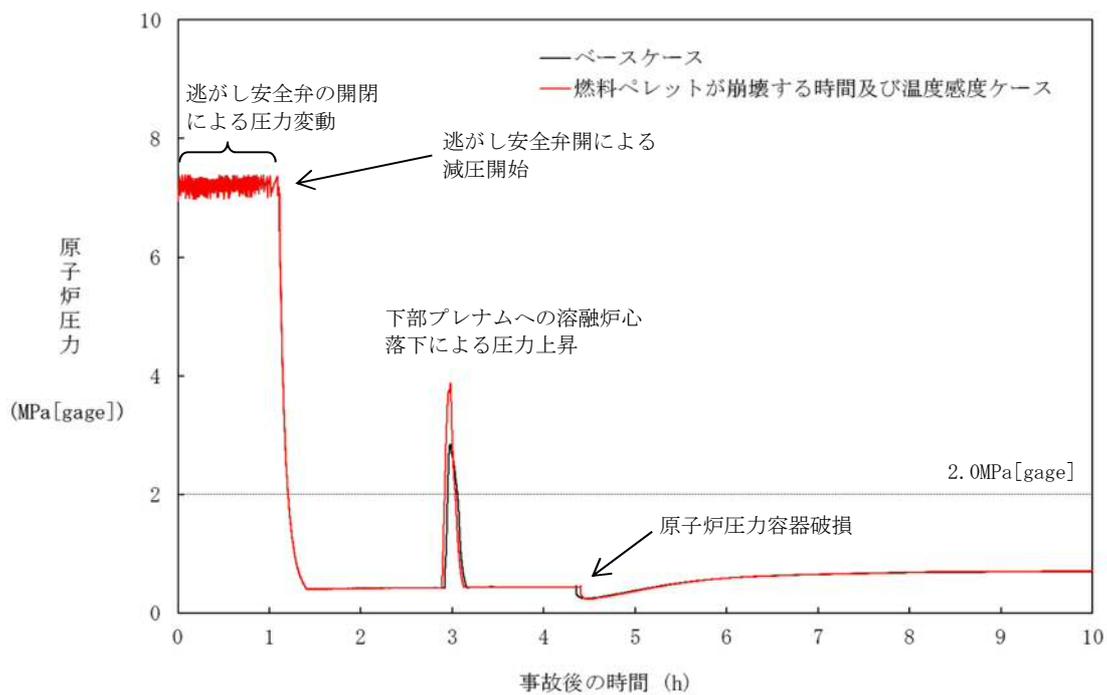


図4-1-1 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（1）

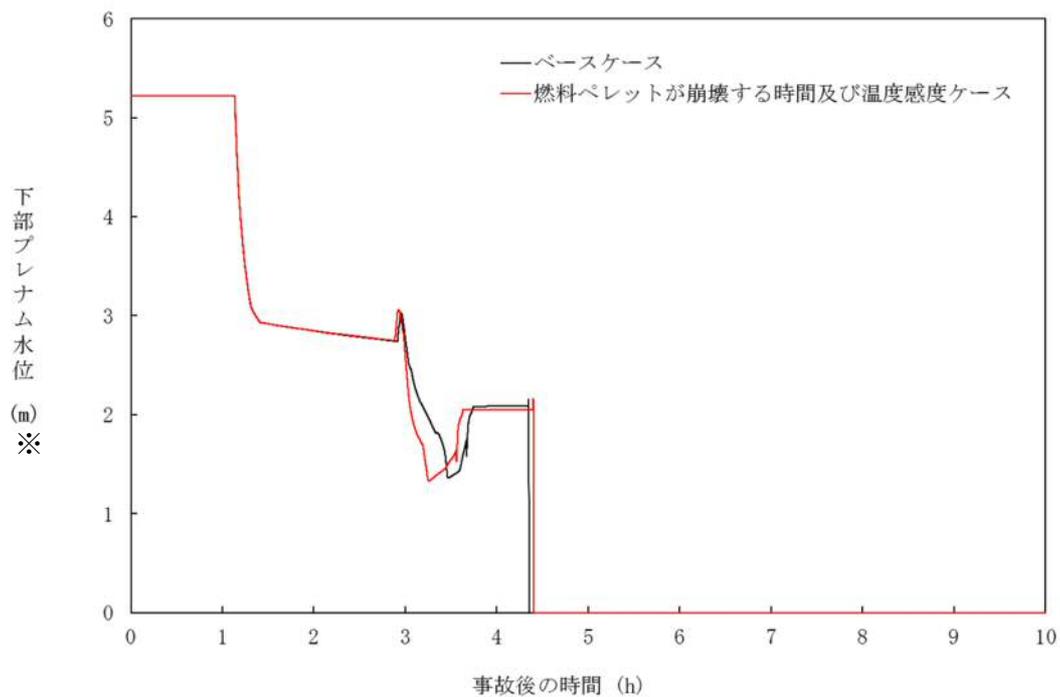


図4-1-2 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（2）

※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

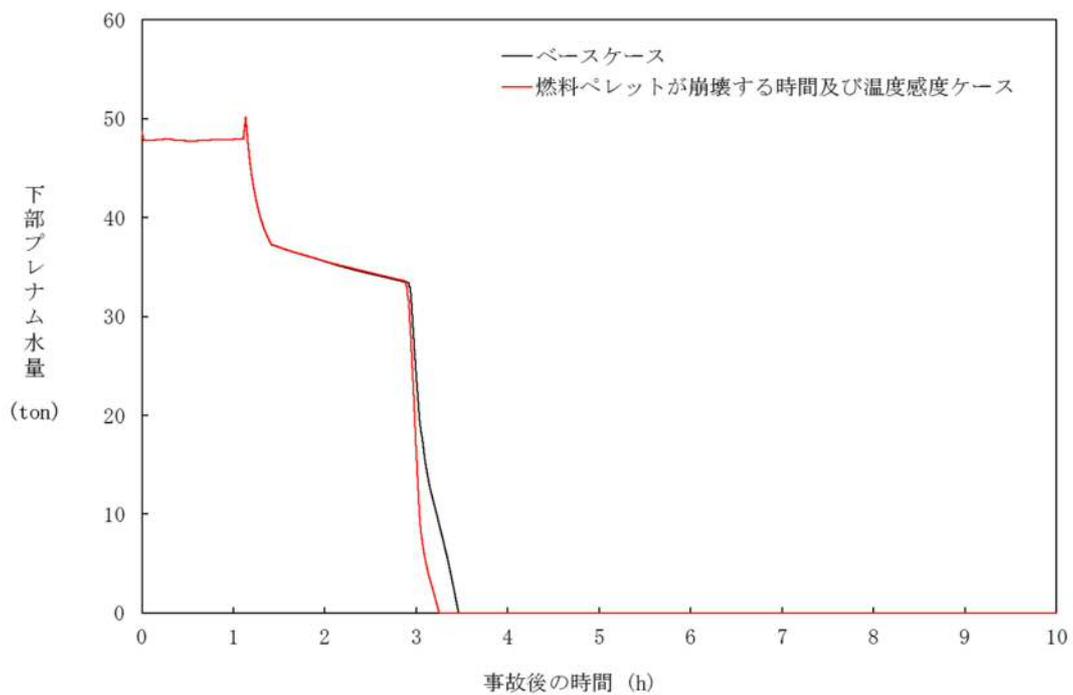


図 4-1-3 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (3)

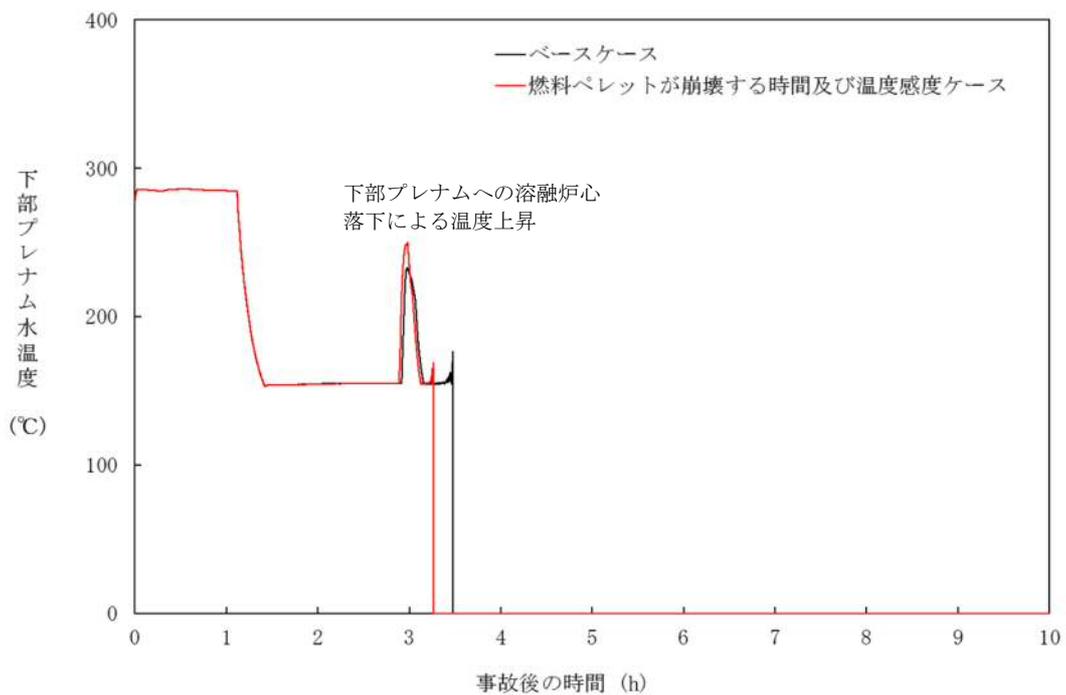


図 4-1-4 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (4)

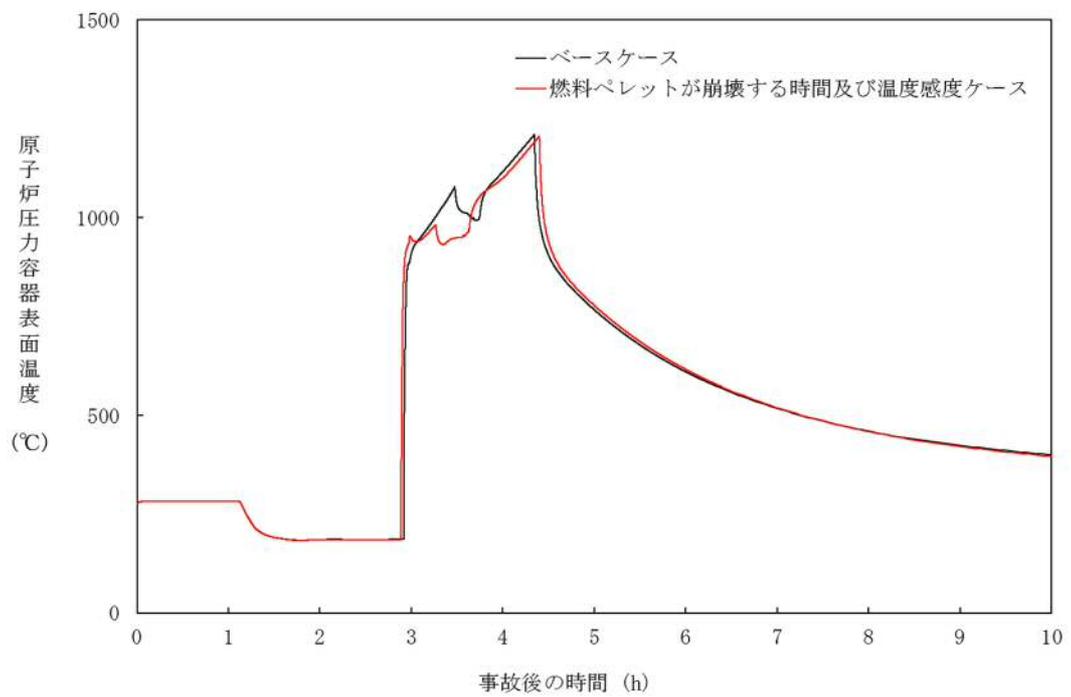


図4-1-5 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (5)

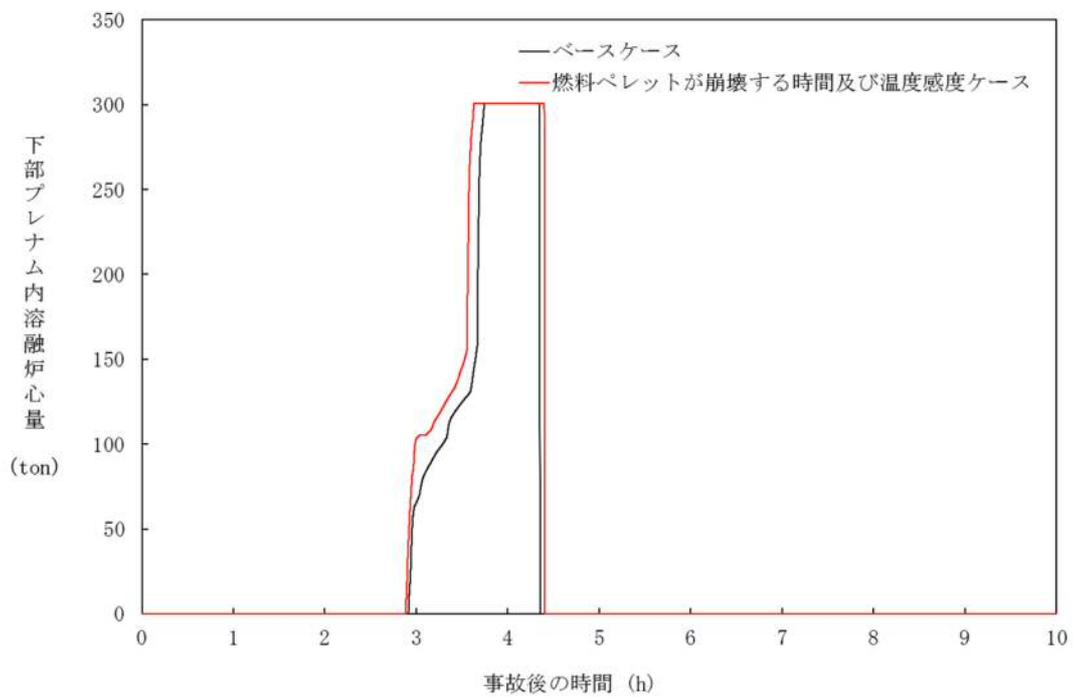


図4-1-6 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (6)

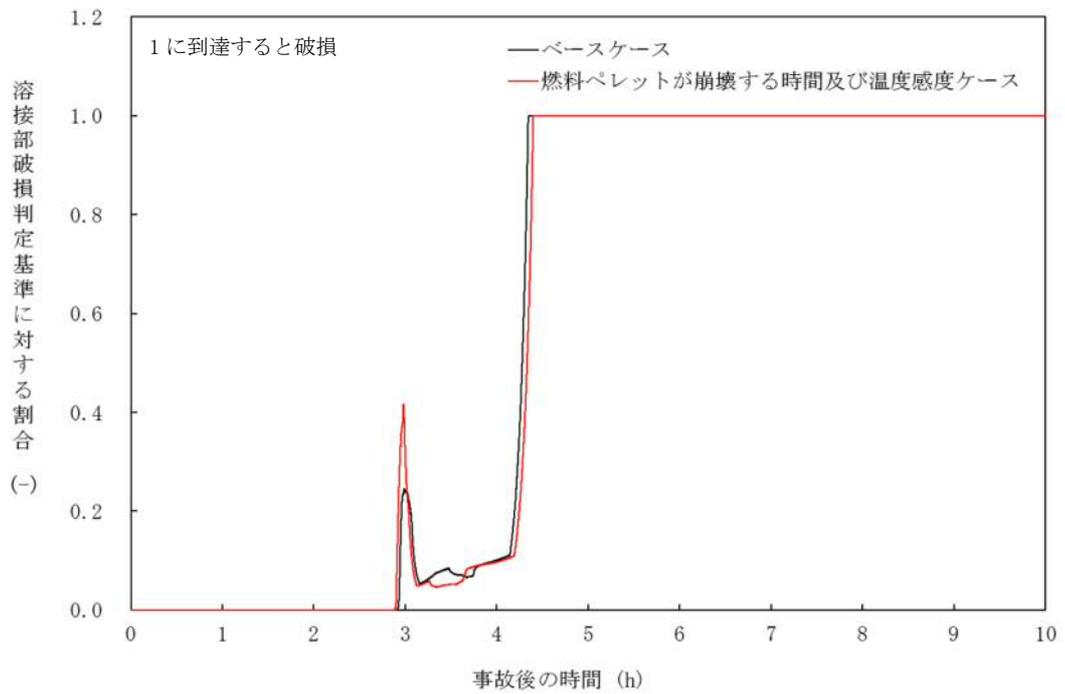


図 4-1-7 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (7)

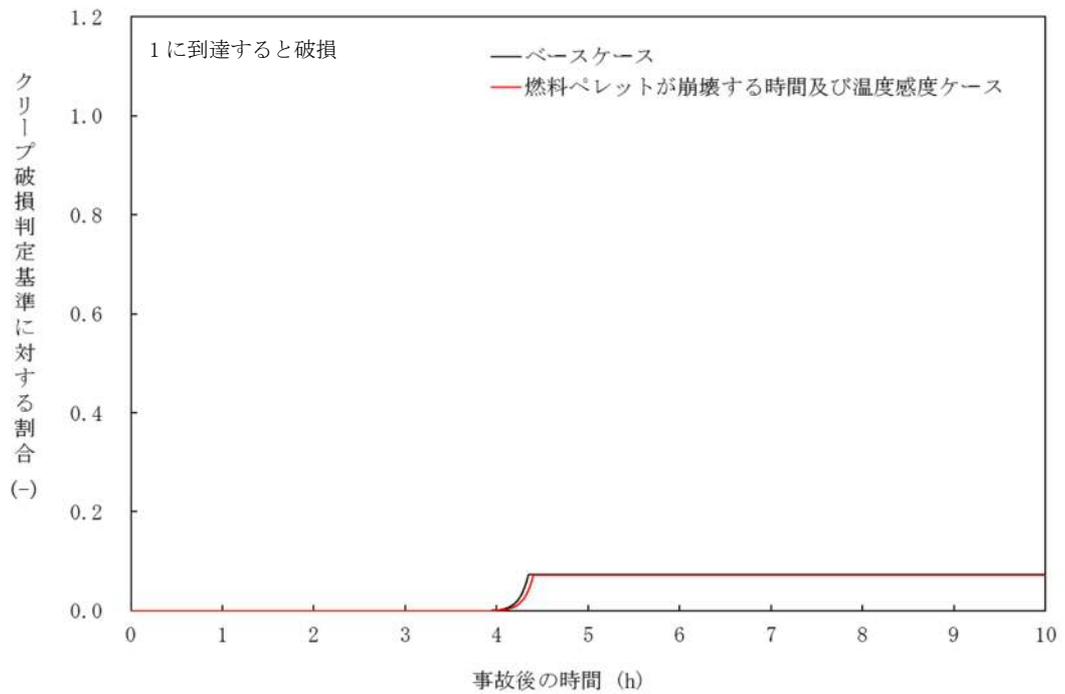


図 4-1-8 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析 (8)

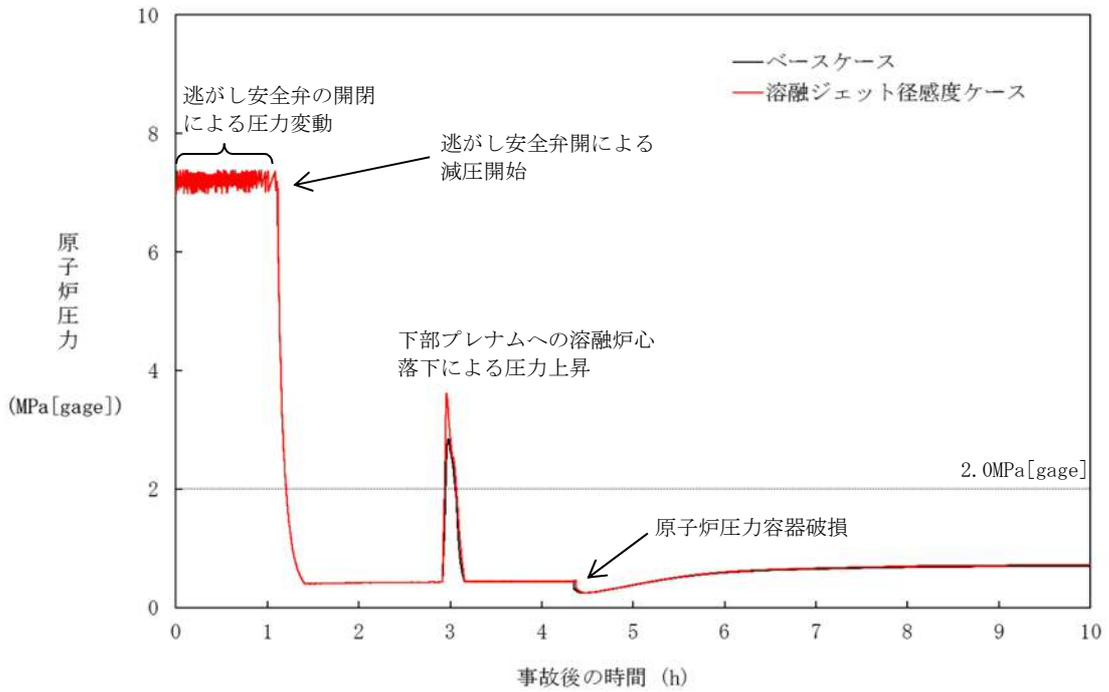


図 4-2-1 熔融ジェット径の感度解析 (1)

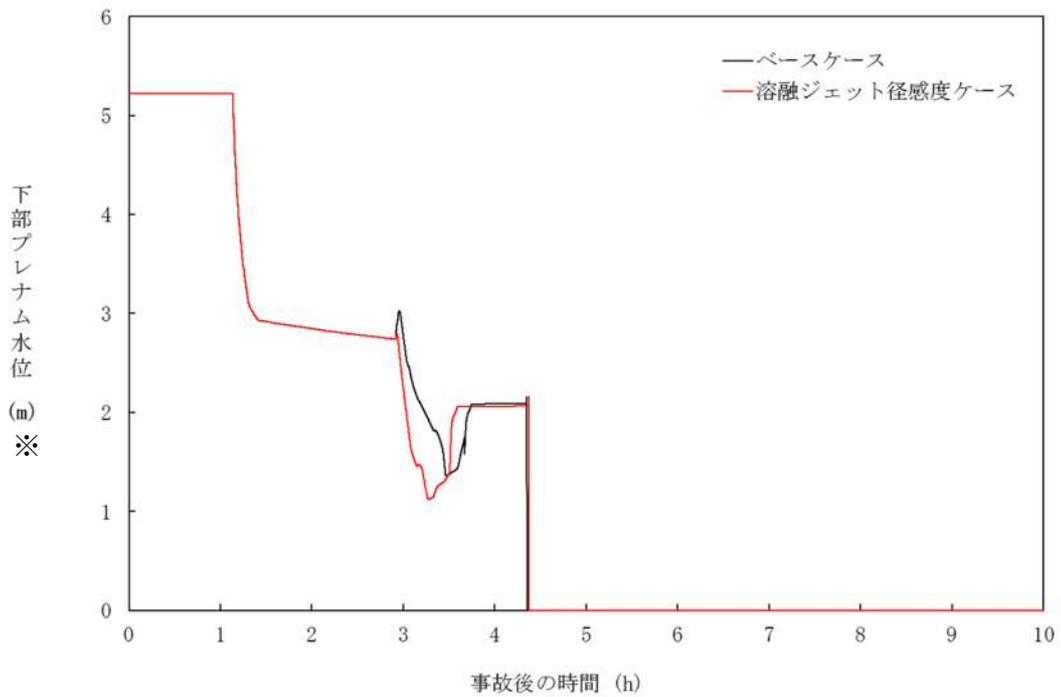


図 4-2-2 熔融ジェット径の感度解析 (2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に熔融デブリ高さを含む。

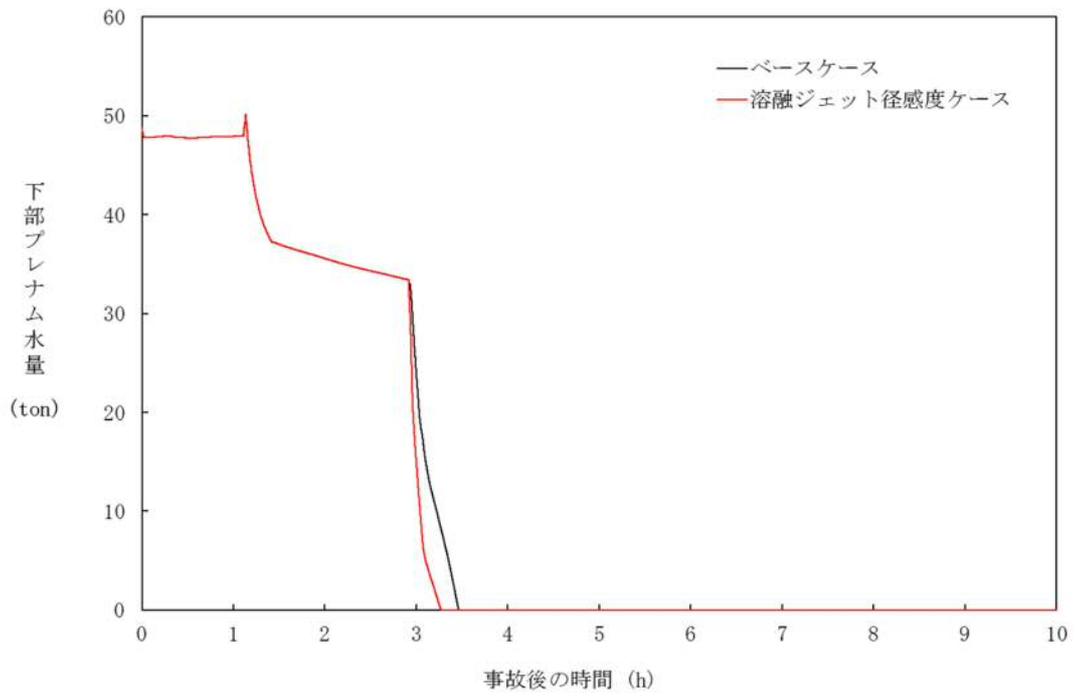


図 4-2-3 溶融ジェット径の感度解析 (3)

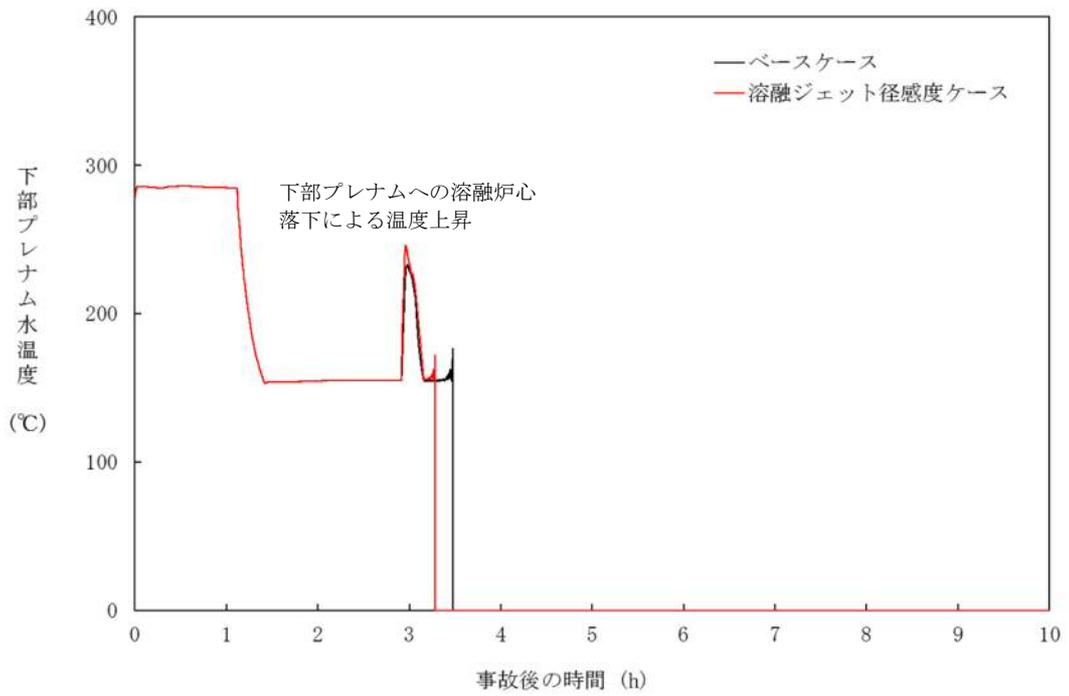


図 4-2-4 溶融ジェット径の感度解析 (4)

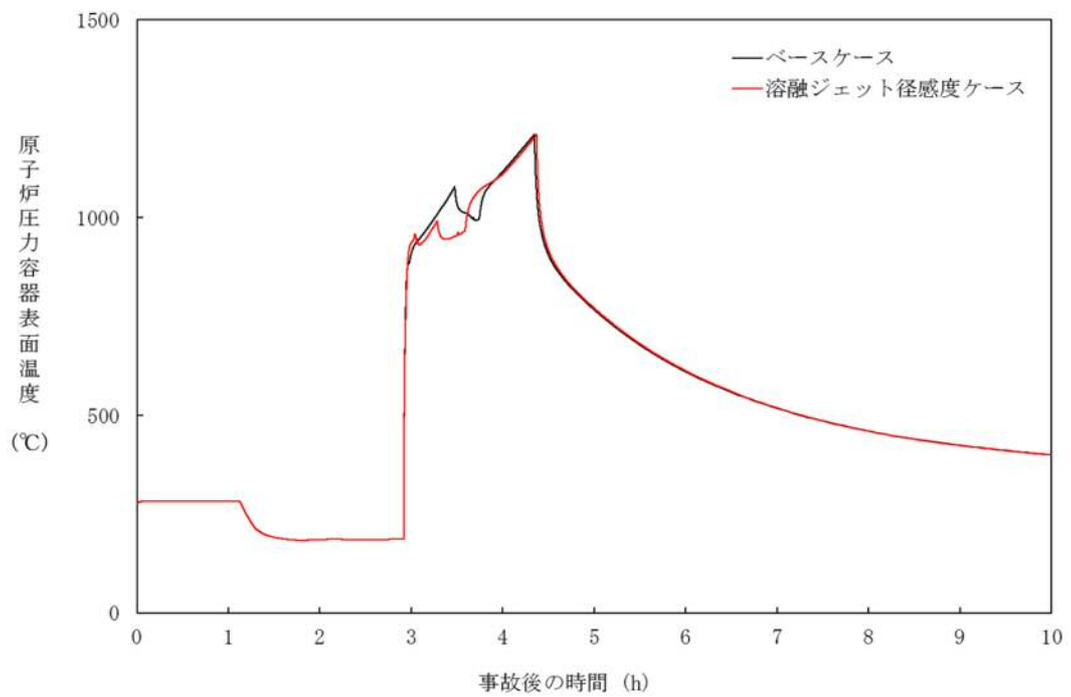


図 4-2-5 溶融ジェット径の感度解析 (5)

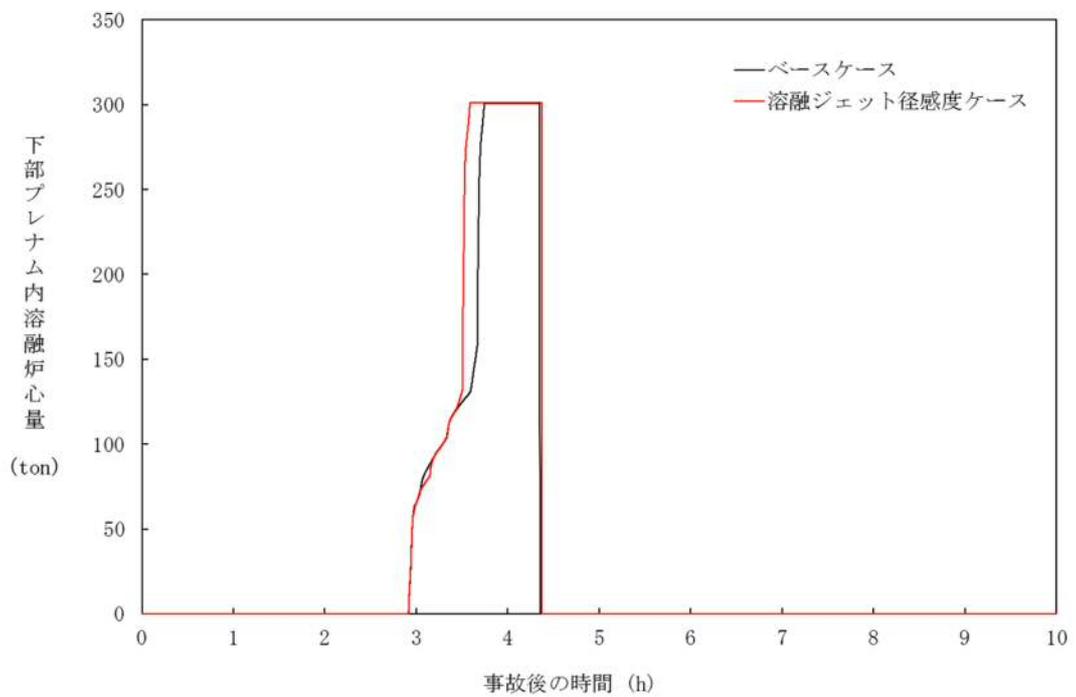


図 4-2-6 溶融ジェット径の感度解析 (6)

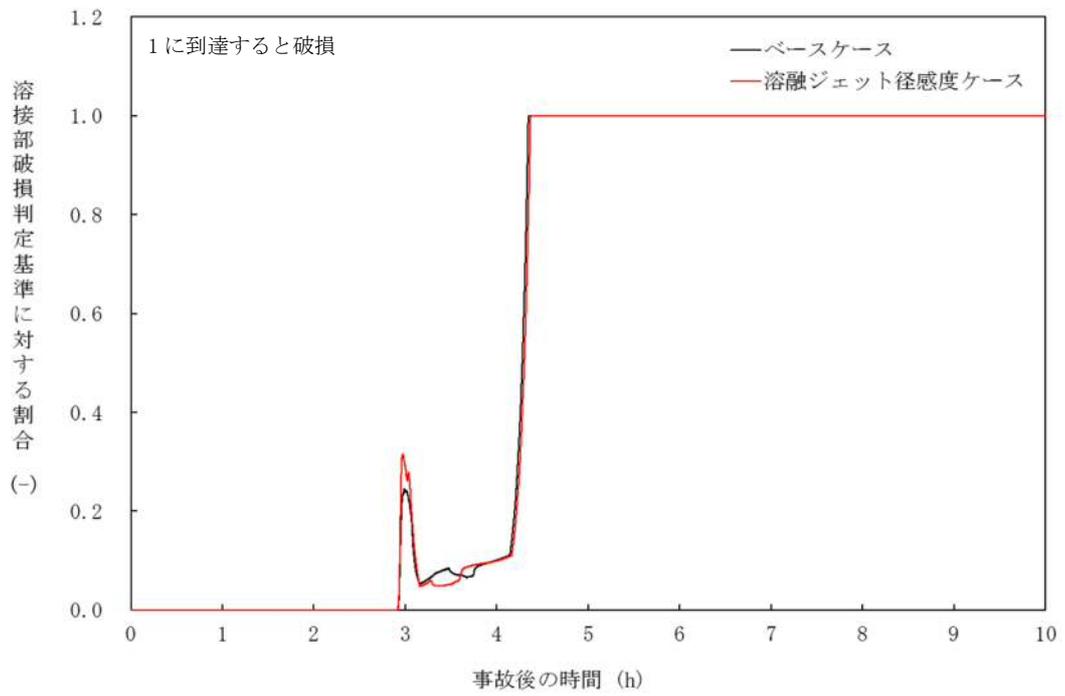


図 4-2-7 溶融ジェット径の感度解析 (7)

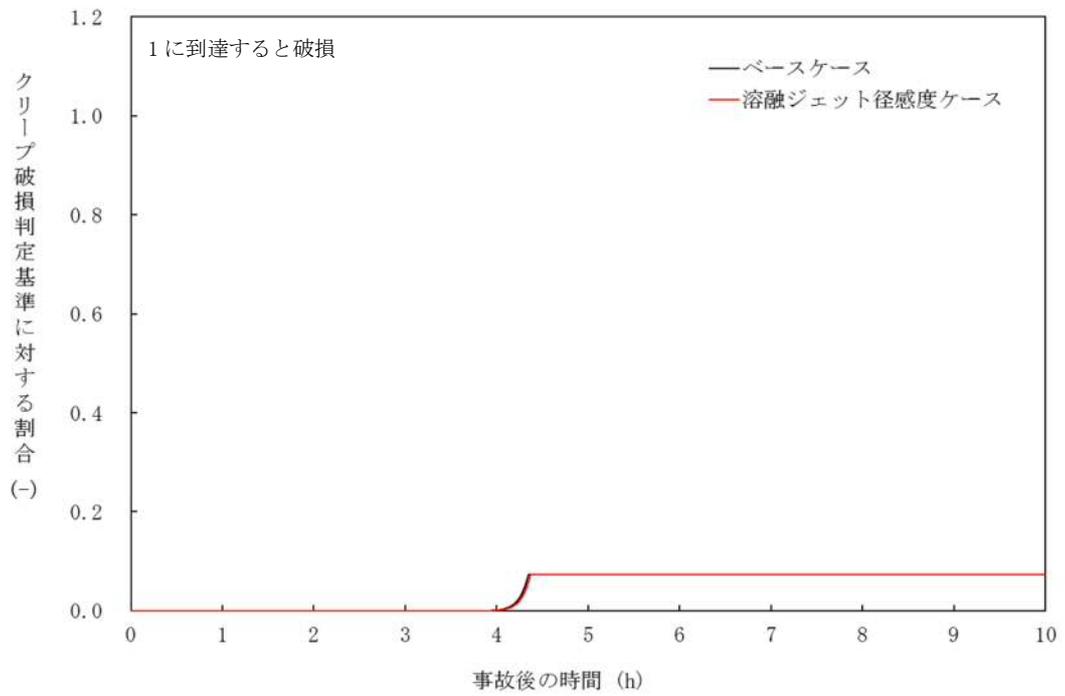


図 4-2-8 溶融ジェット径の感度解析 (8)

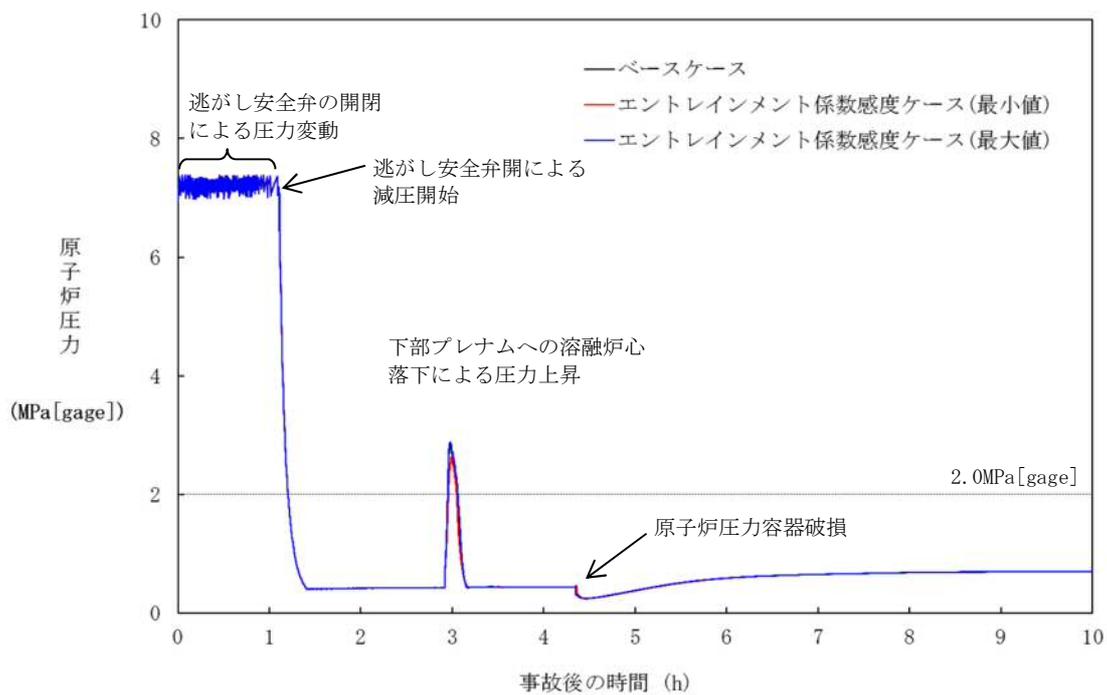


図4-3-1 エントレインメント係数の感度解析(1)

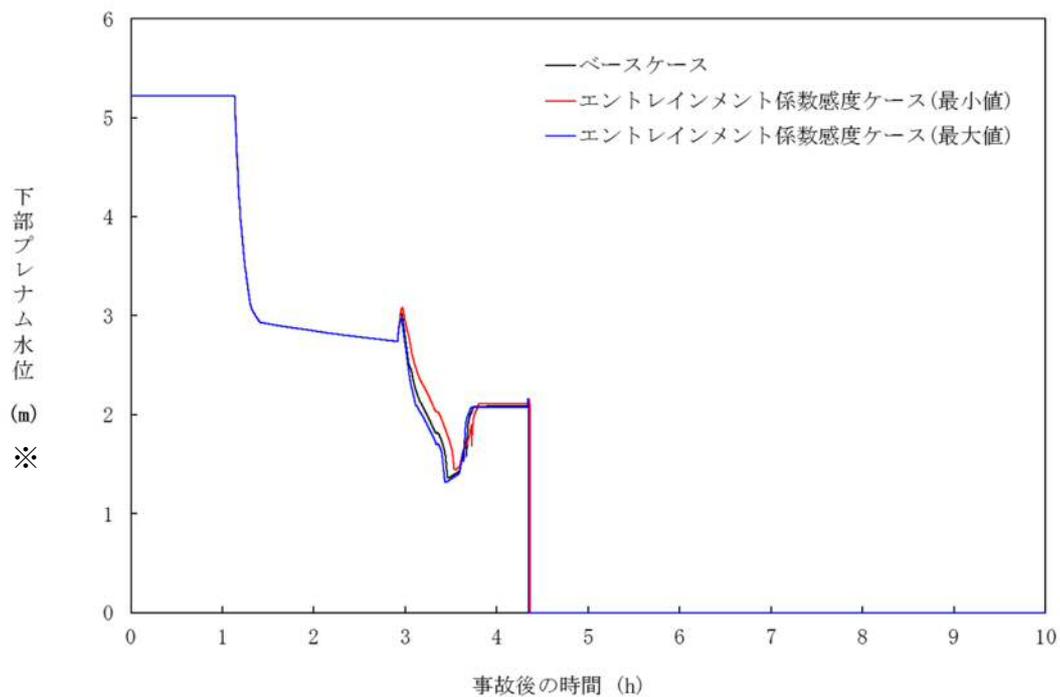


図4-3-2 エントレインメント係数の感度解析(2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に熔融デブリ高さを含む。

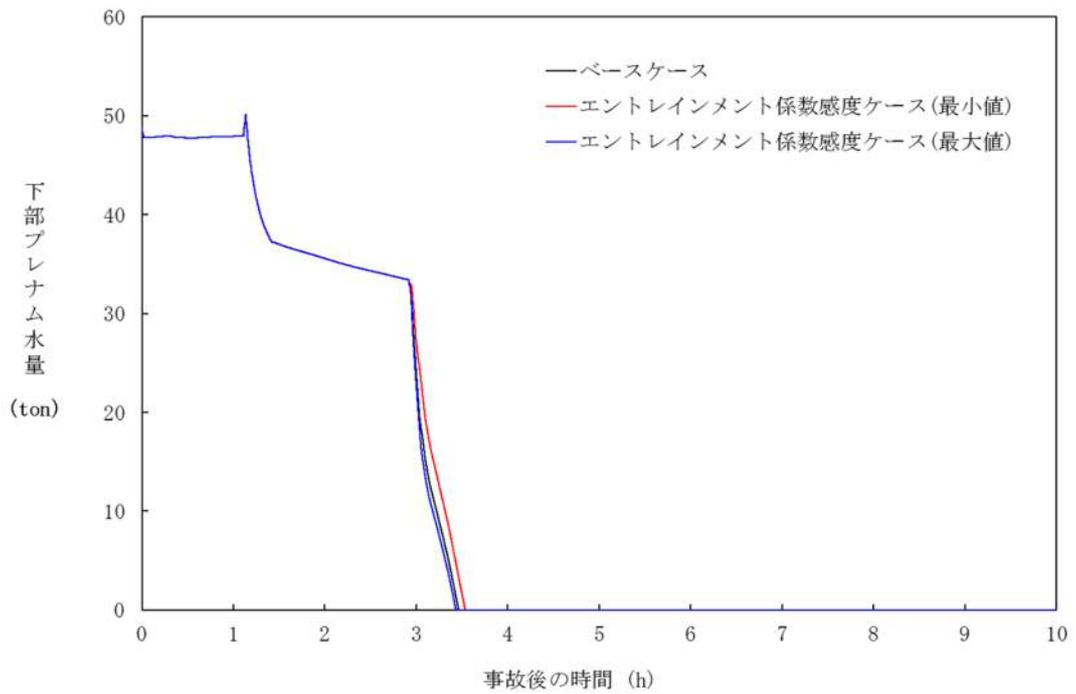


図4-3-3 エントレインメント係数の感度解析 (3)

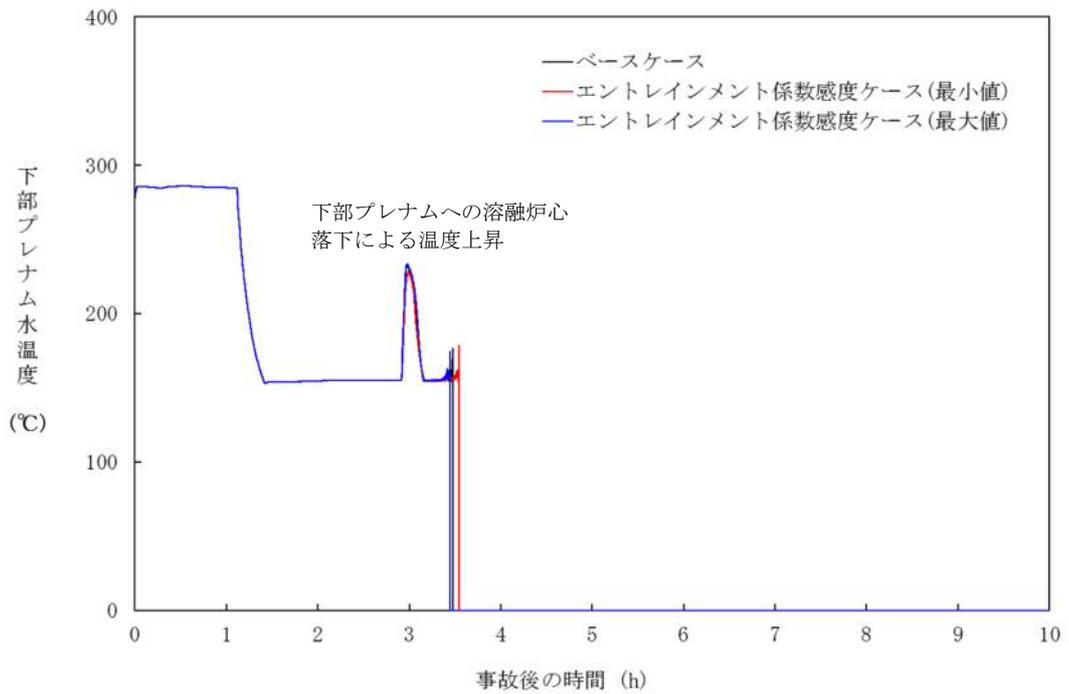


図4-3-4 エントレインメント係数の感度解析 (4)

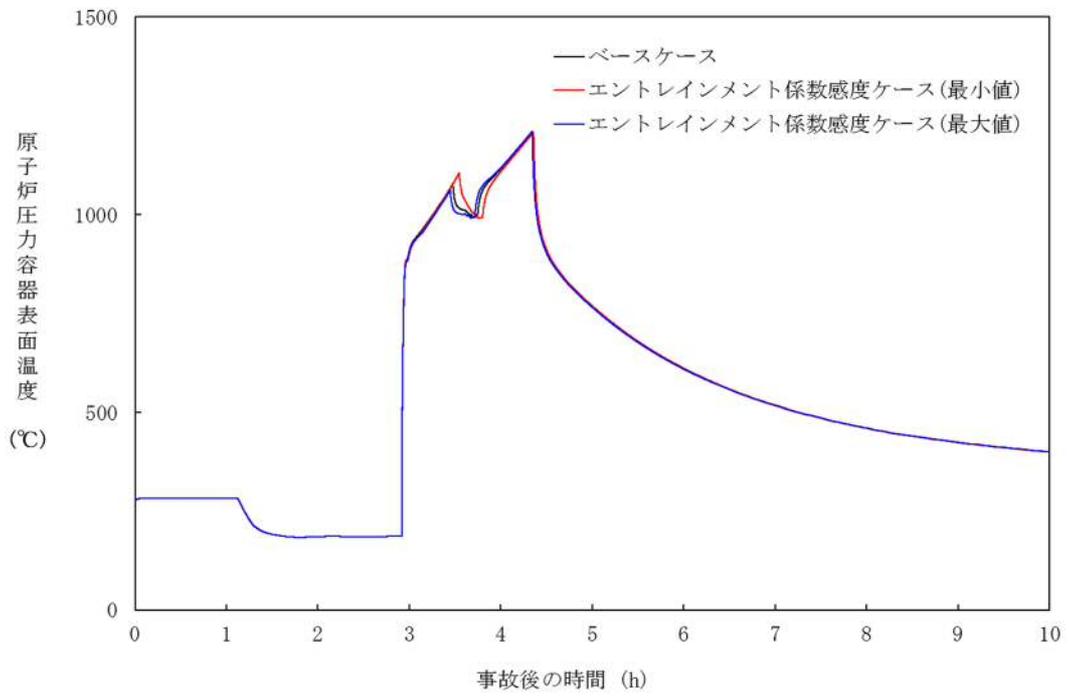


図 4-3-5 エントレインメント係数の感度解析 (5)

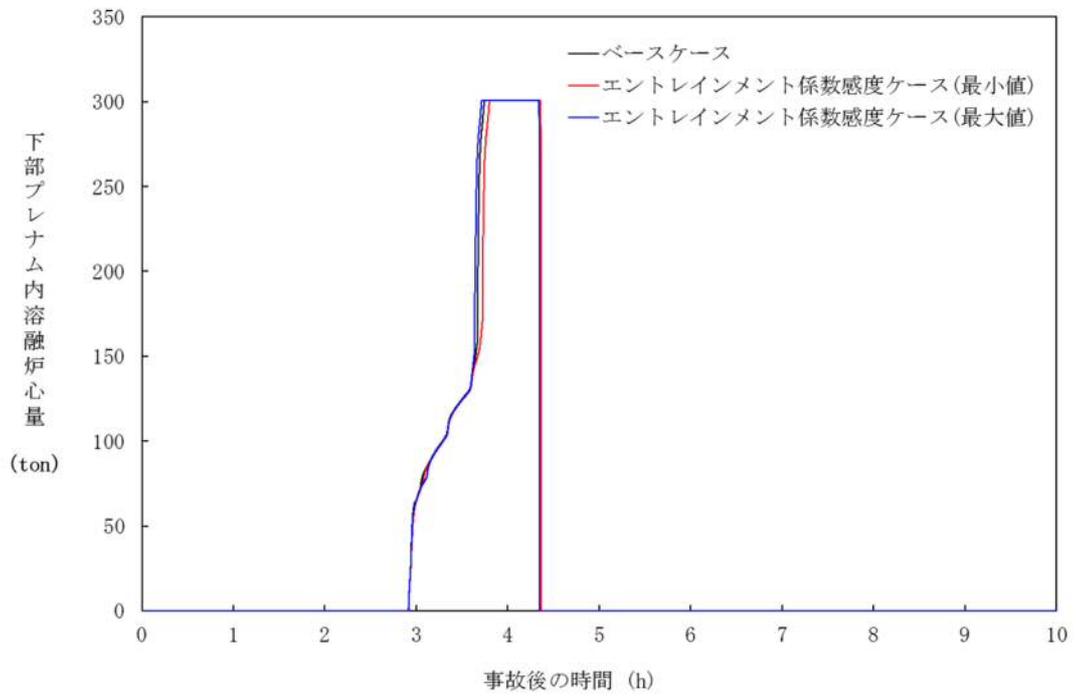


図 4-3-6 エントレインメント係数の感度解析 (6)

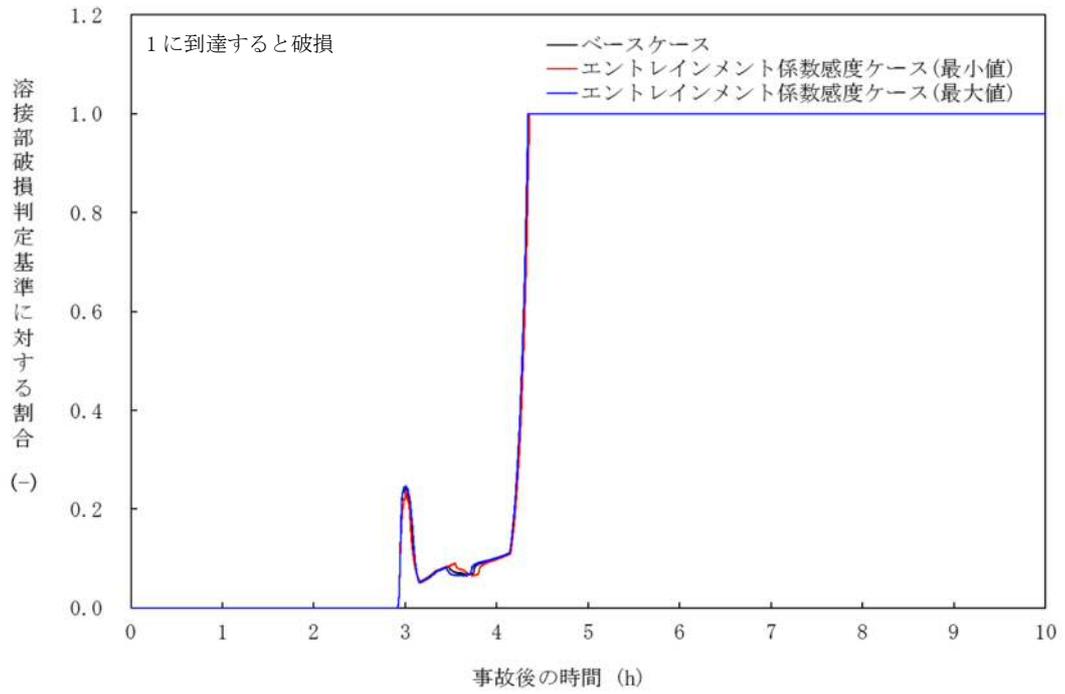


図4-3-7 エントレインメント係数の感度解析(7)

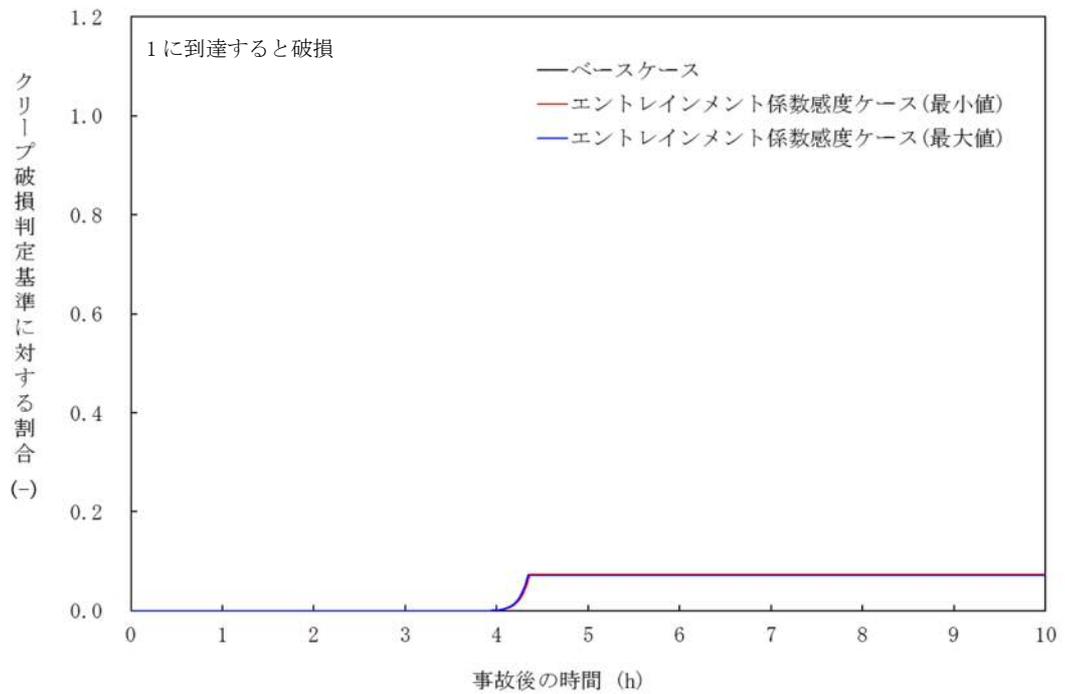


図4-3-8 エントレインメント係数の感度解析(8)

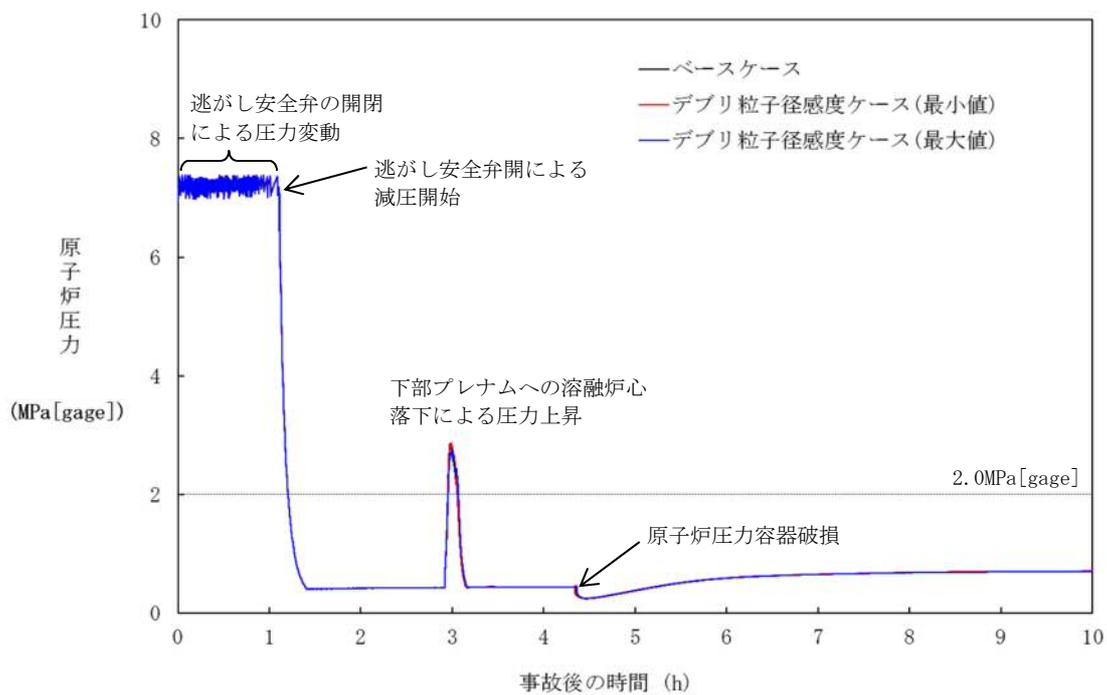


図 4-4-1 デブリ粒子径の感度解析 (1)

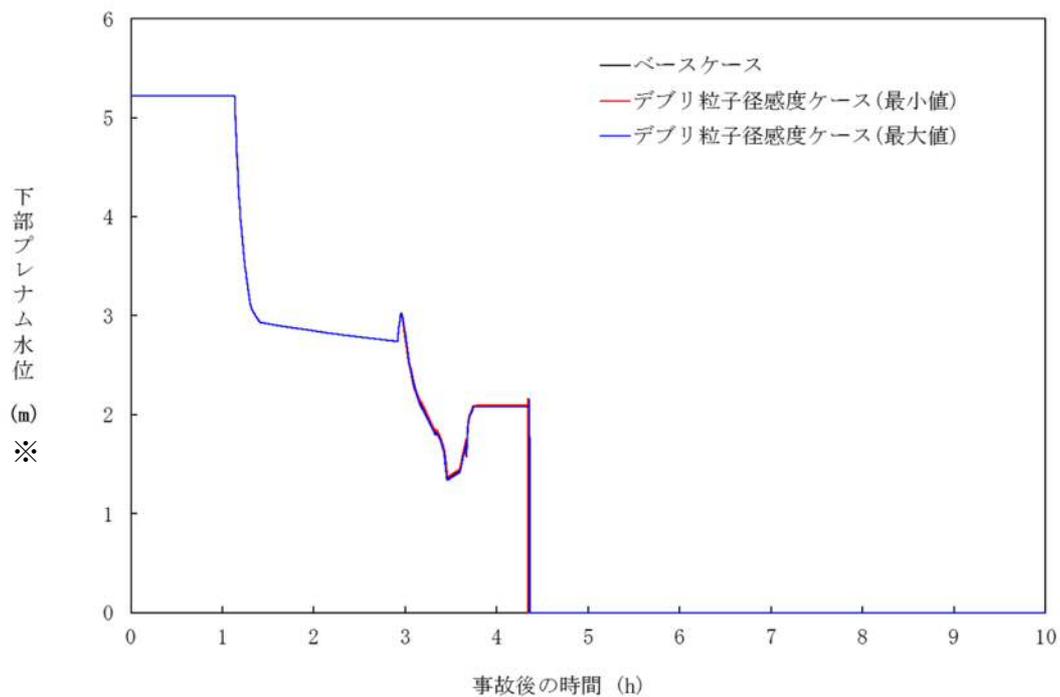


図 4-4-2 デブリ粒子径の感度解析 (2)

※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

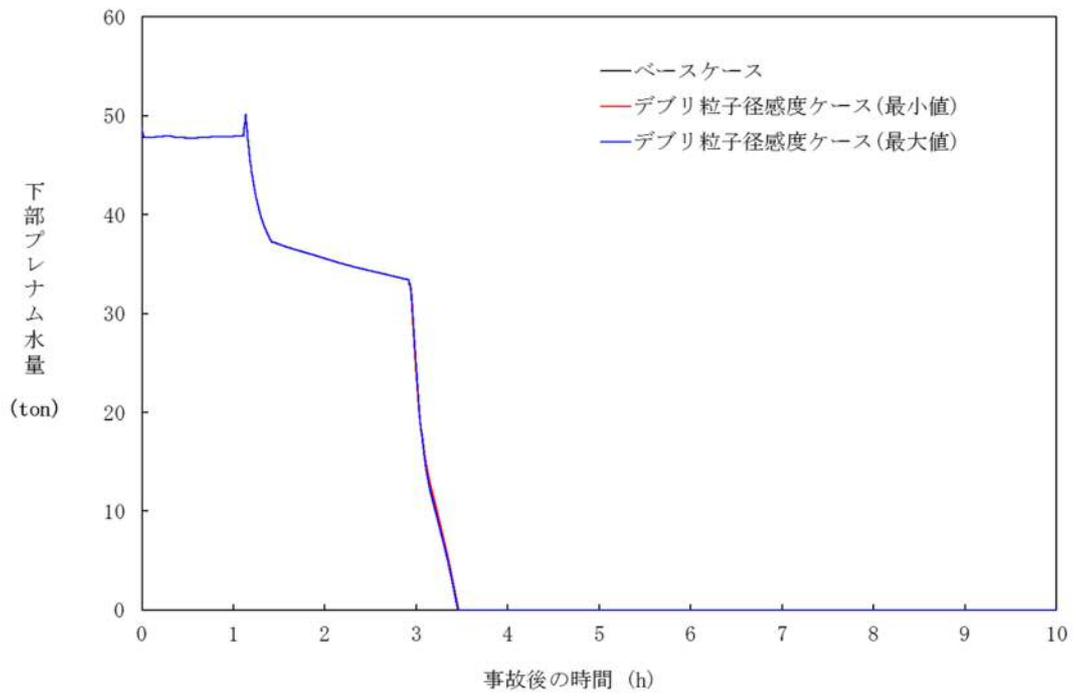


図 4-4-3 デブリ粒子径の感度解析 (3)

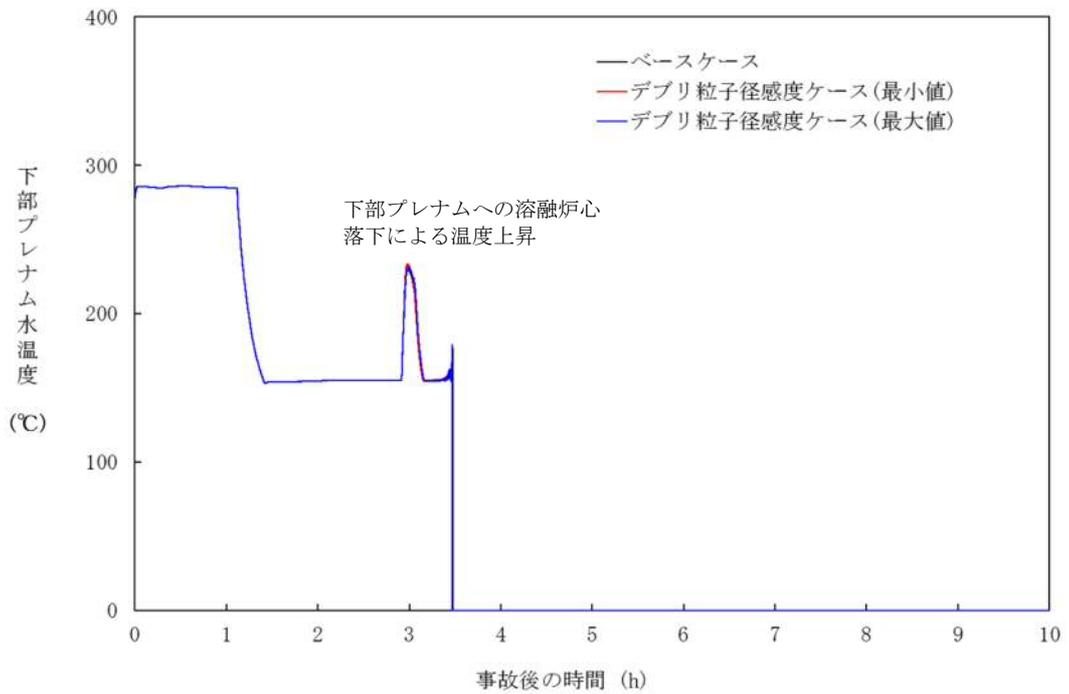


図 4-4-4 デブリ粒子径の感度解析 (4)

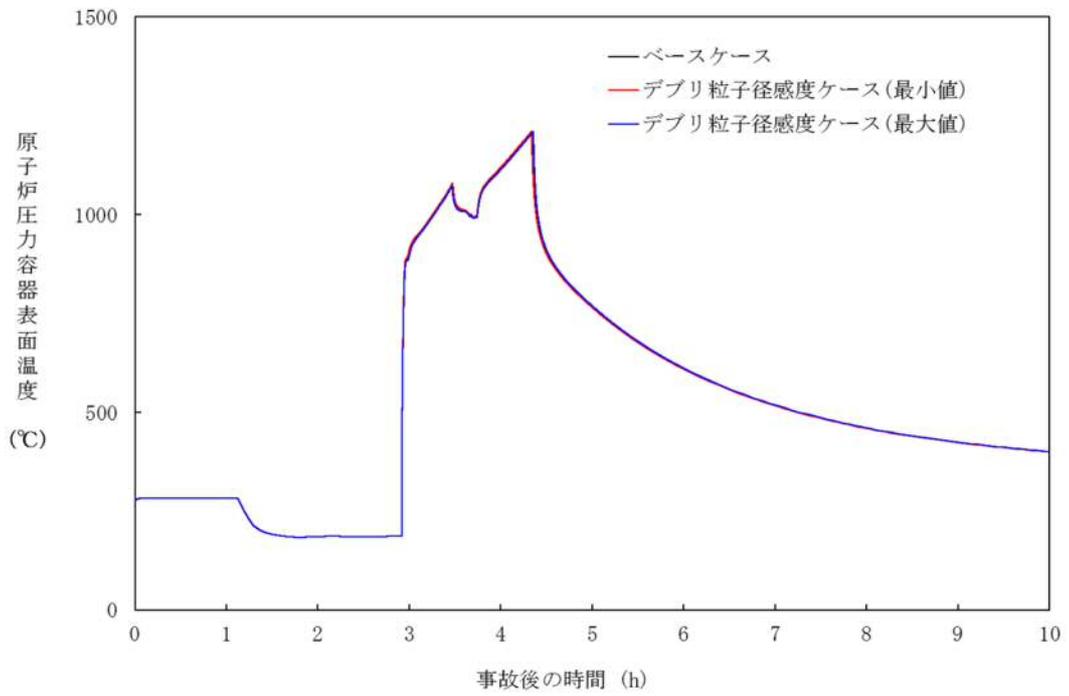


図 4-4-5 デブリ粒子径の感度解析 (5)

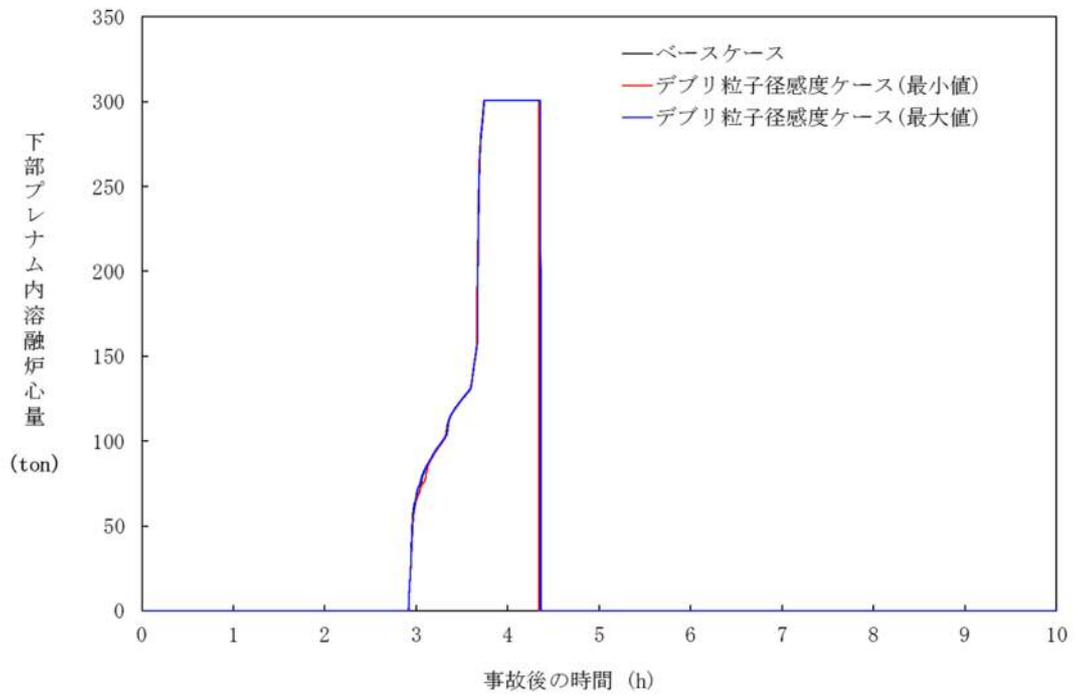


図 4-4-6 デブリ粒子径の感度解析 (6)

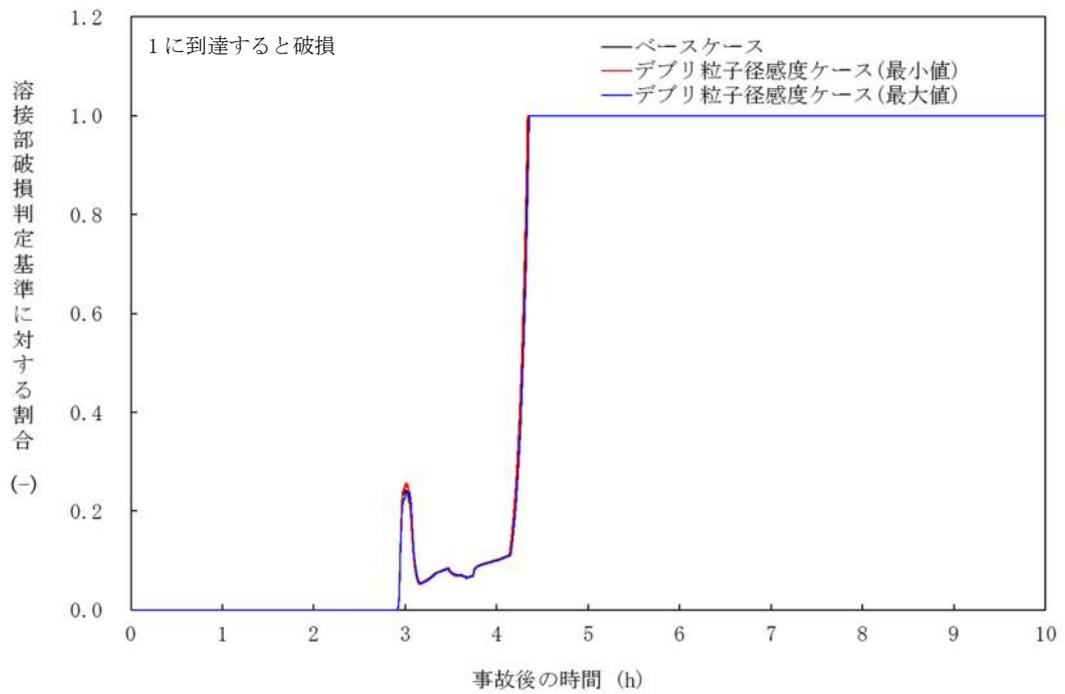


図 4-4-7 デブリ粒子径の感度解析 (7)

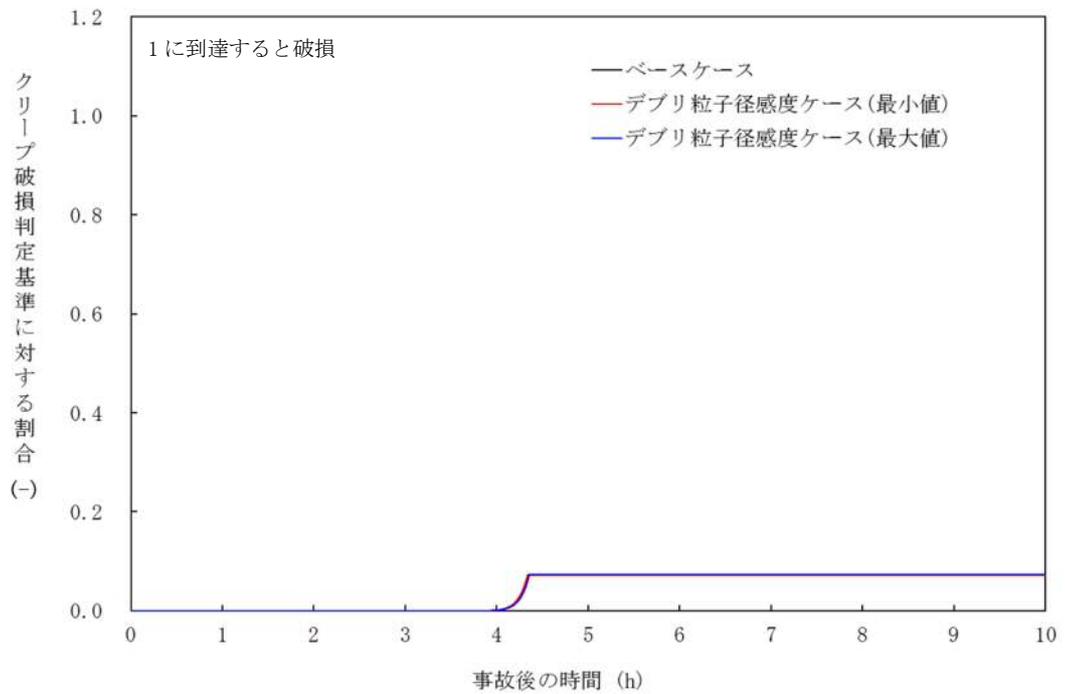


図 4-4-8 デブリ粒子径の感度解析 (8)

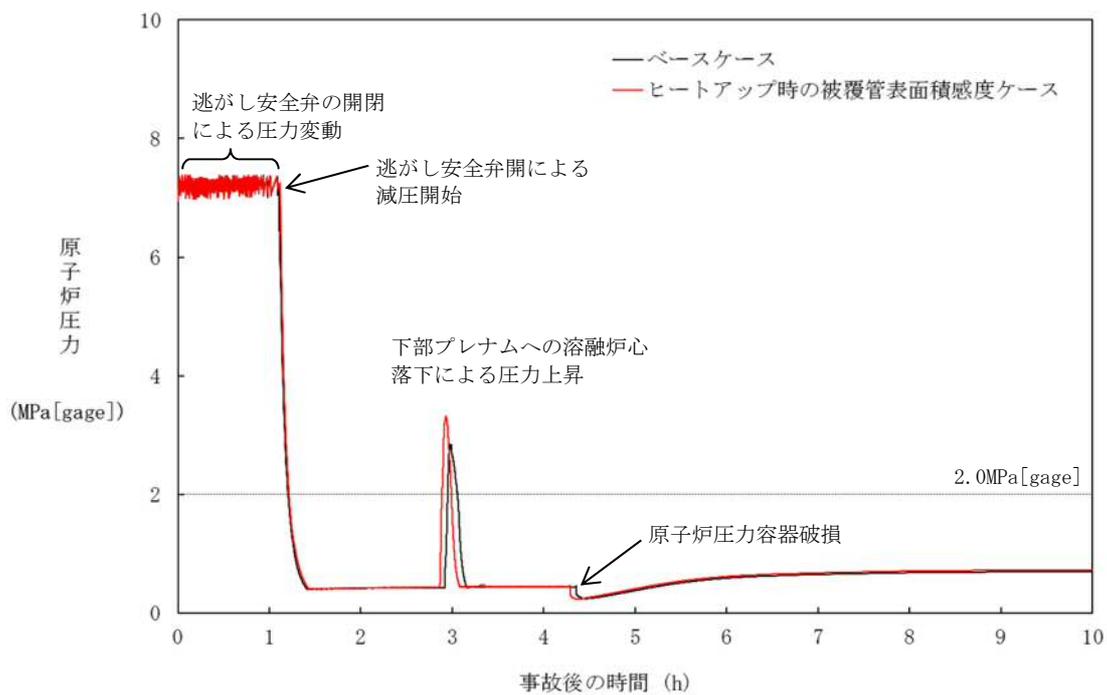


図 4-5-1 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (1)

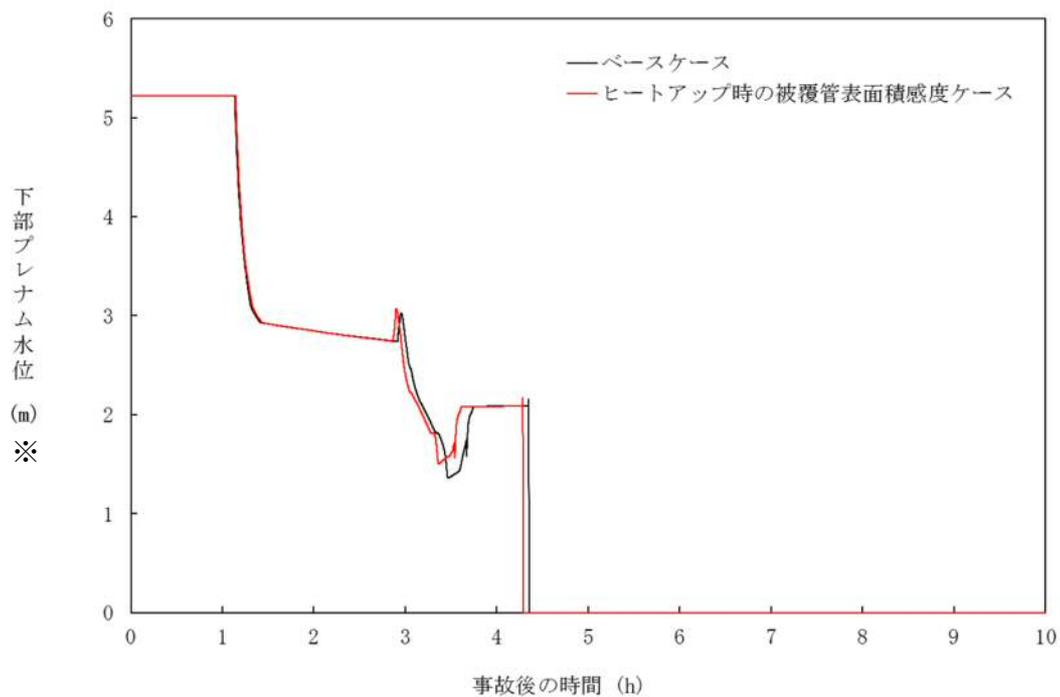


図 4-5-2 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

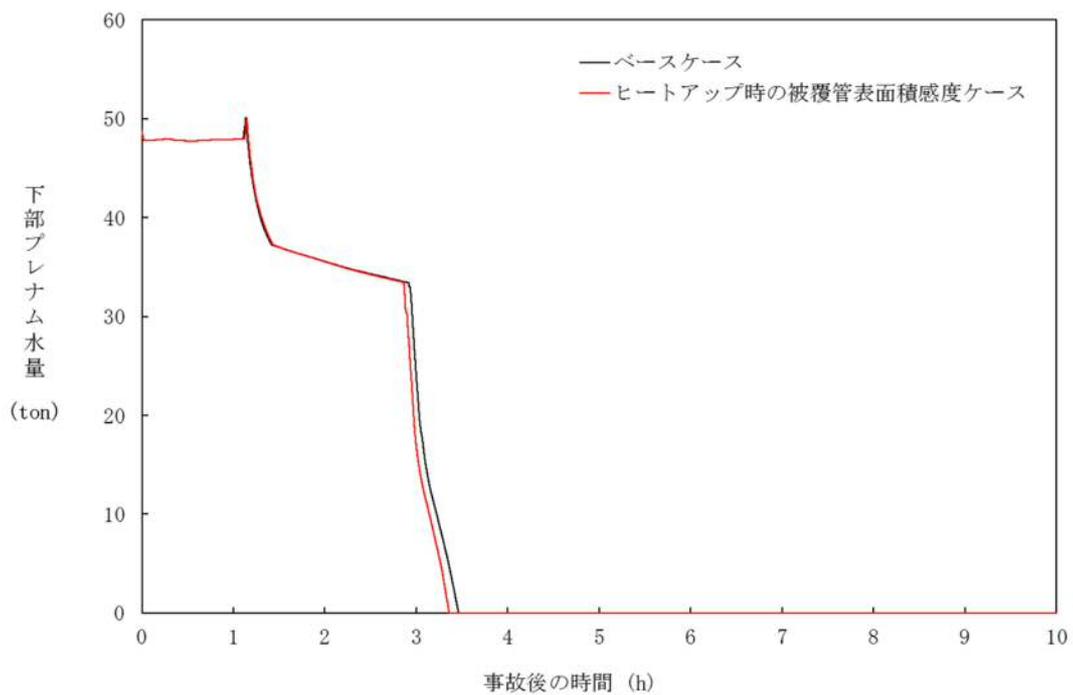


図 4-5-3 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (3)

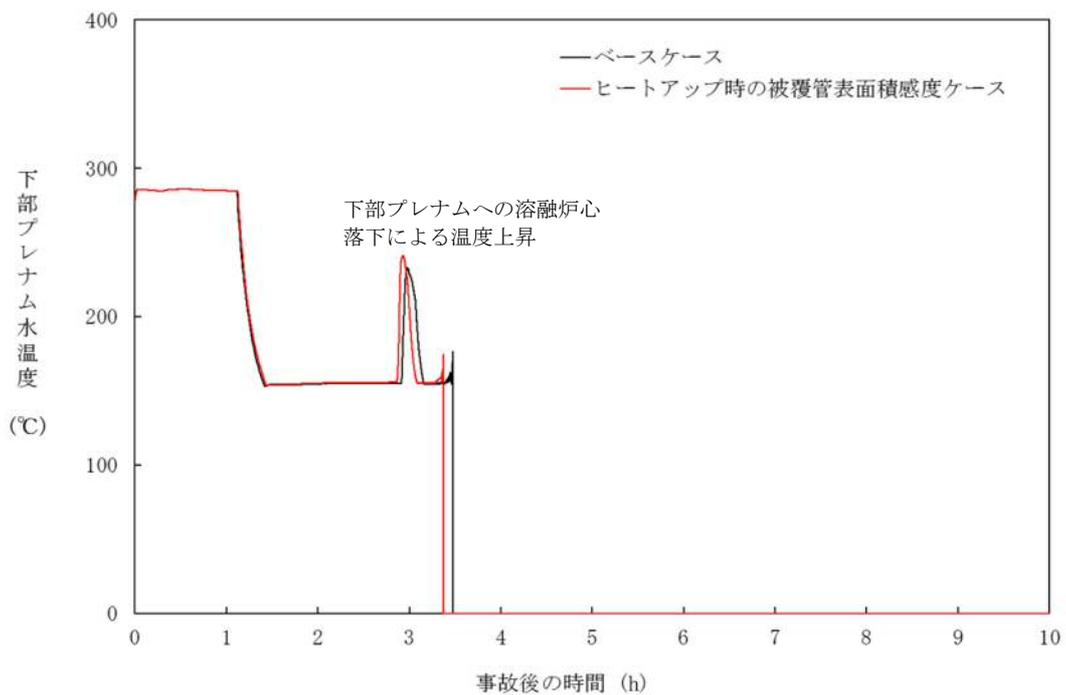


図 4-5-4 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (4)

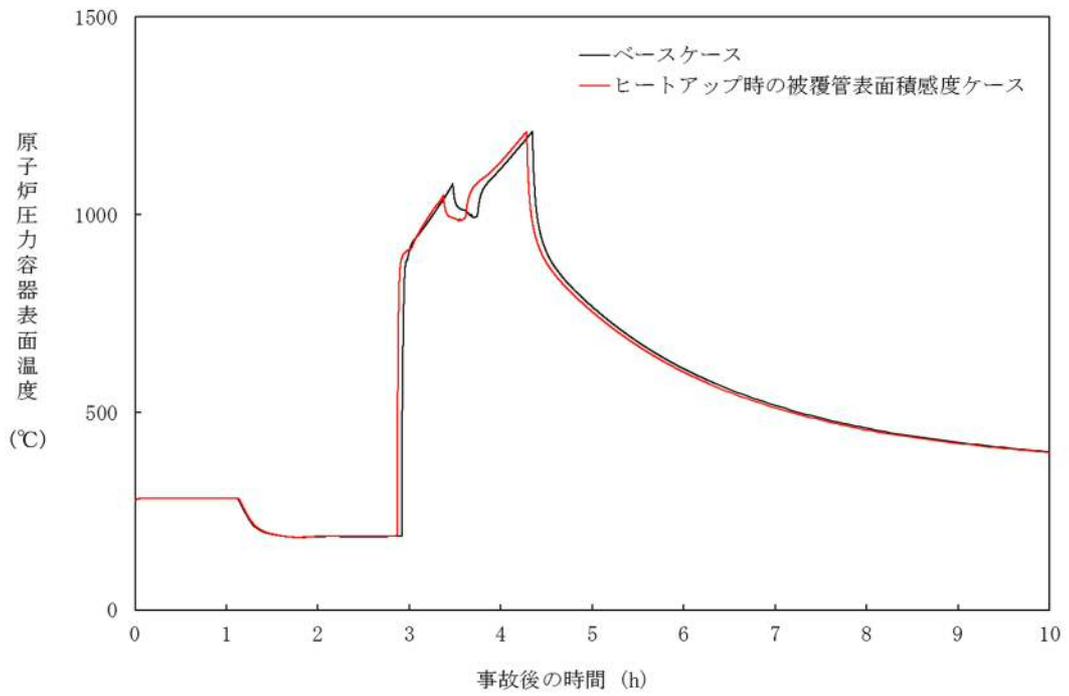


図 4-5-5 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (5)

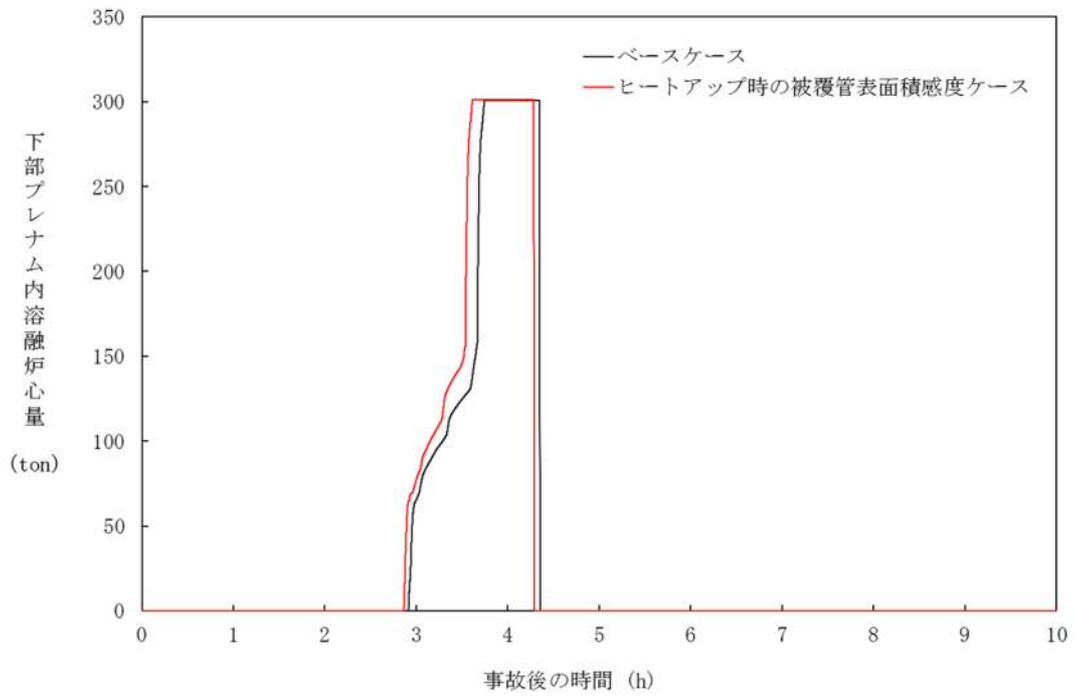


図 4-5-6 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (6)

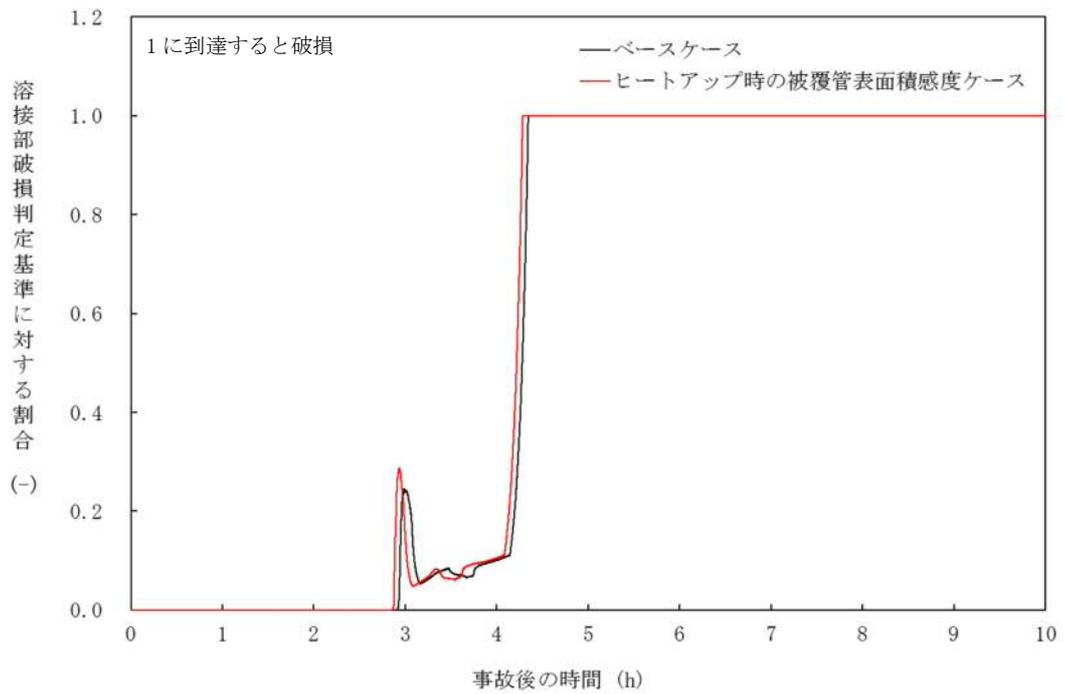


図 4-5-7 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (7)

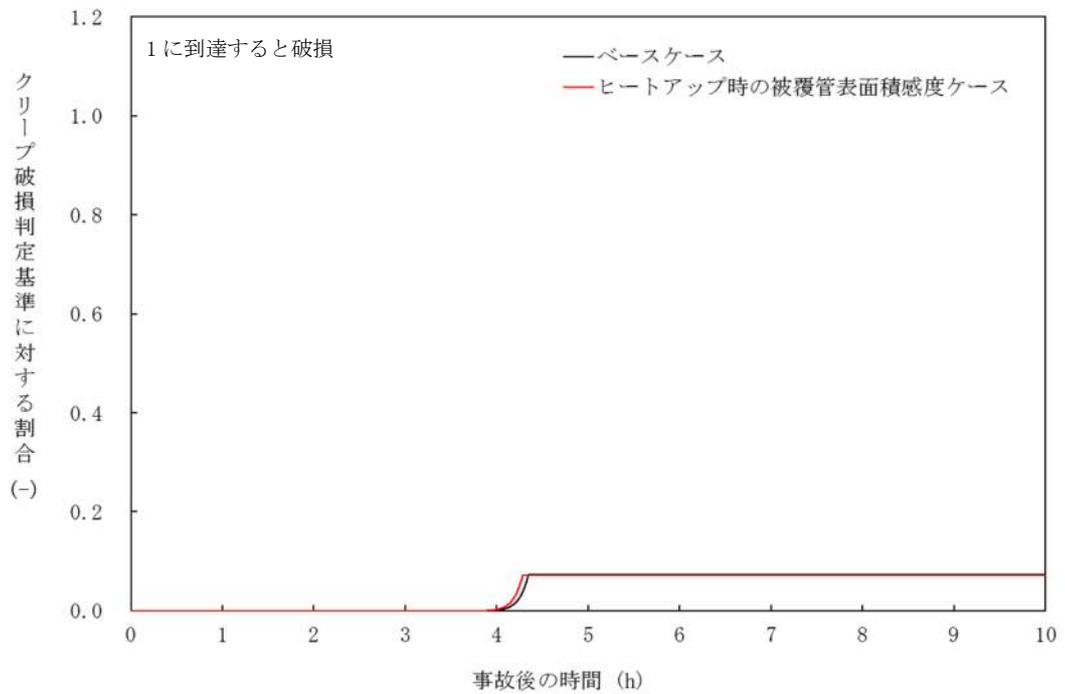


図 4-5-8 ヒートアップ時の被覆管表面積の感度解析 (8)

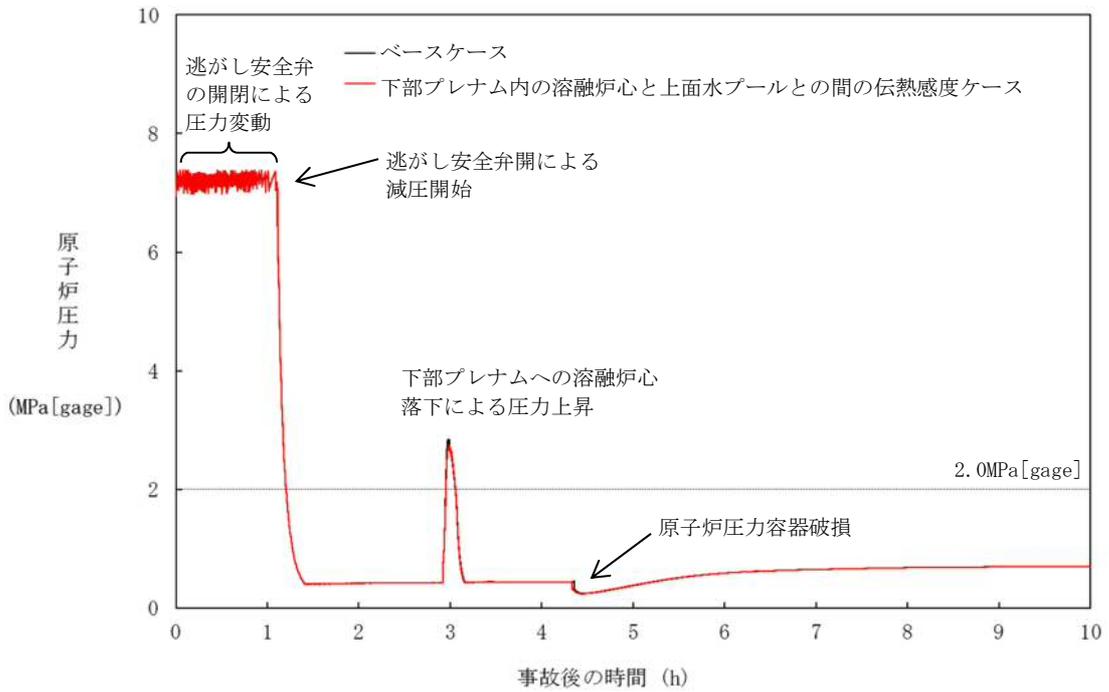


図 4-6-1 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (1)

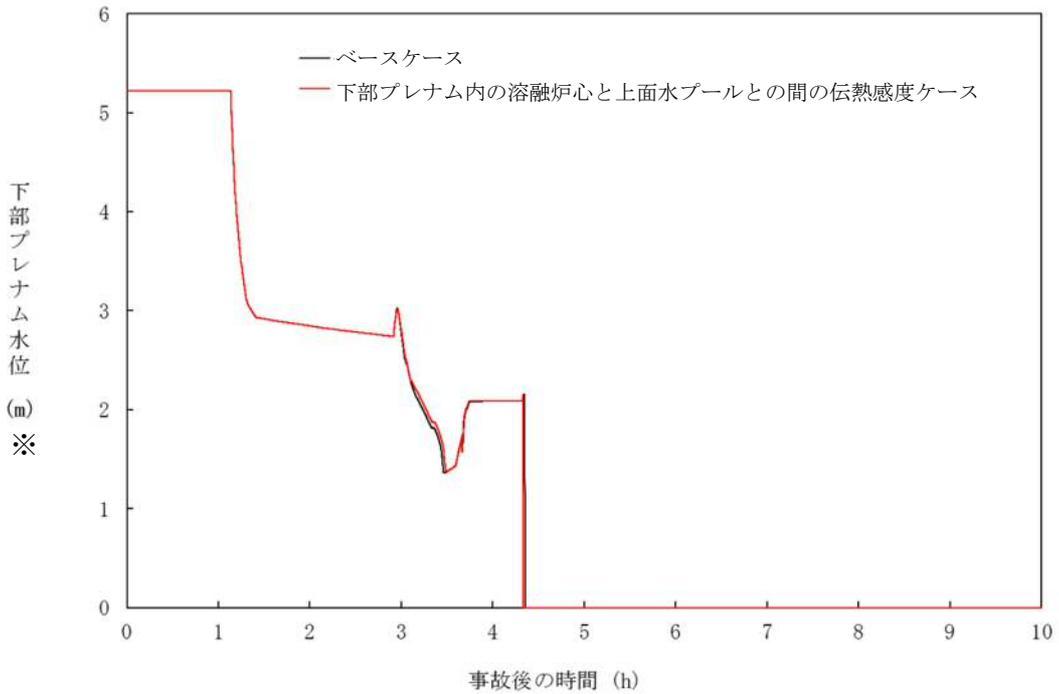


図 4-6-2 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

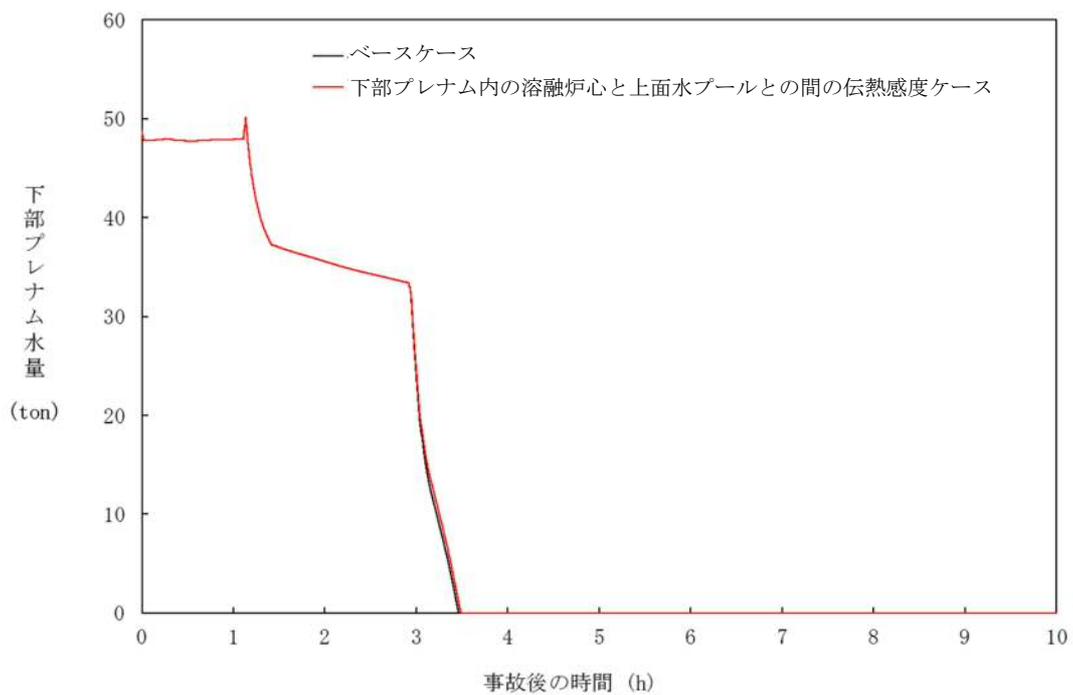


図 4-6-3 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (3)

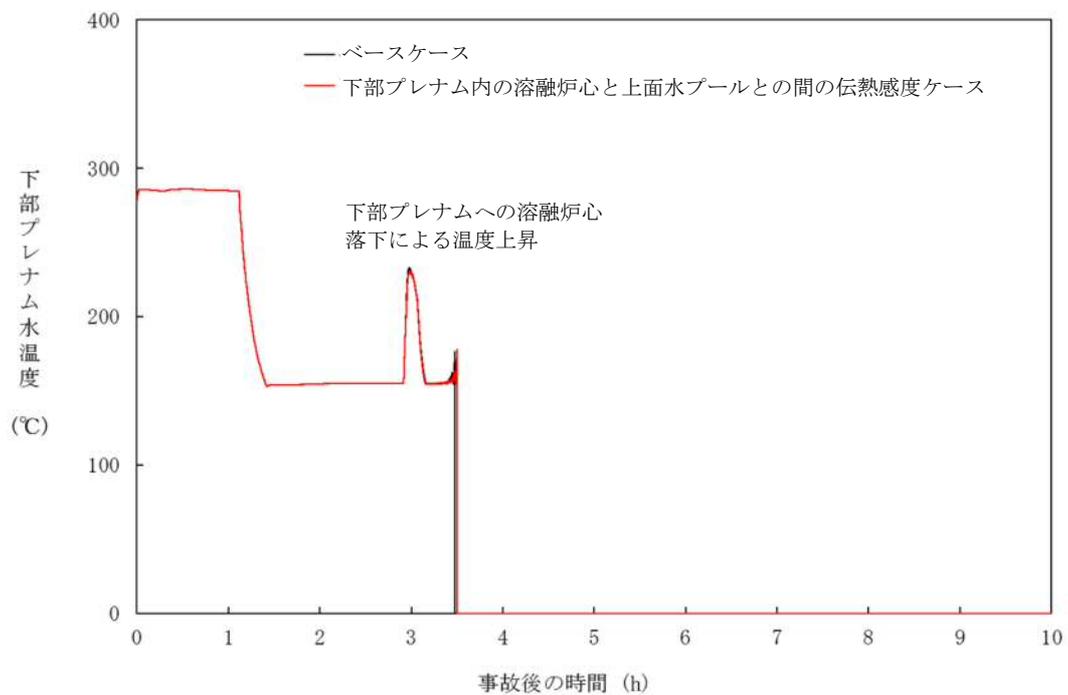


図 4-6-4 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (4)

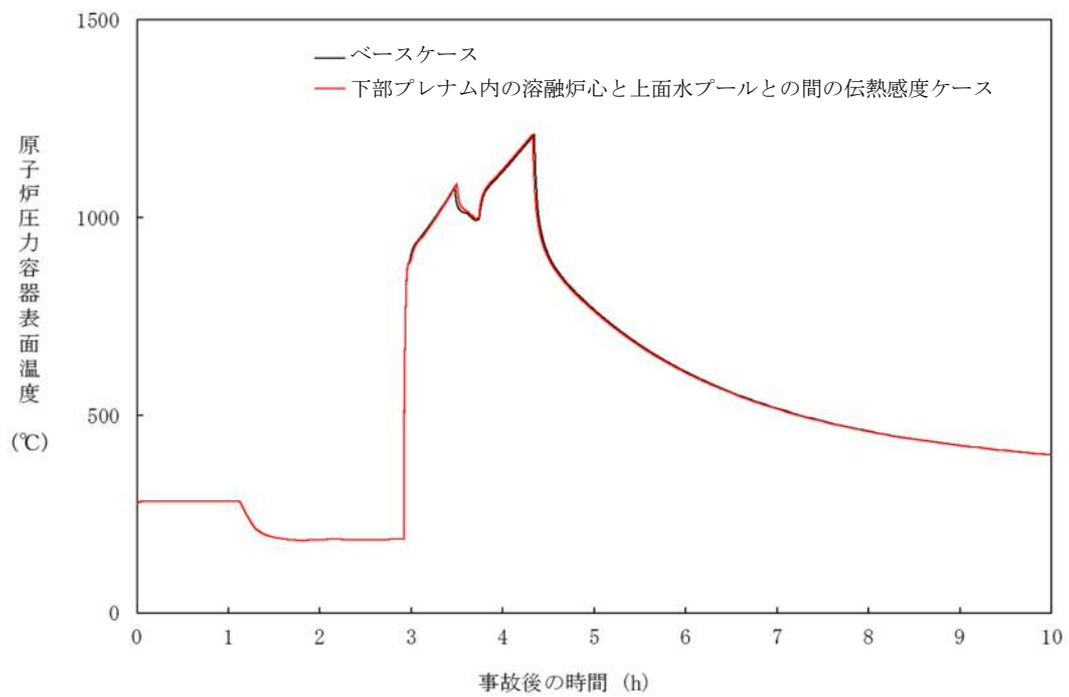


図 4-6-5 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (5)

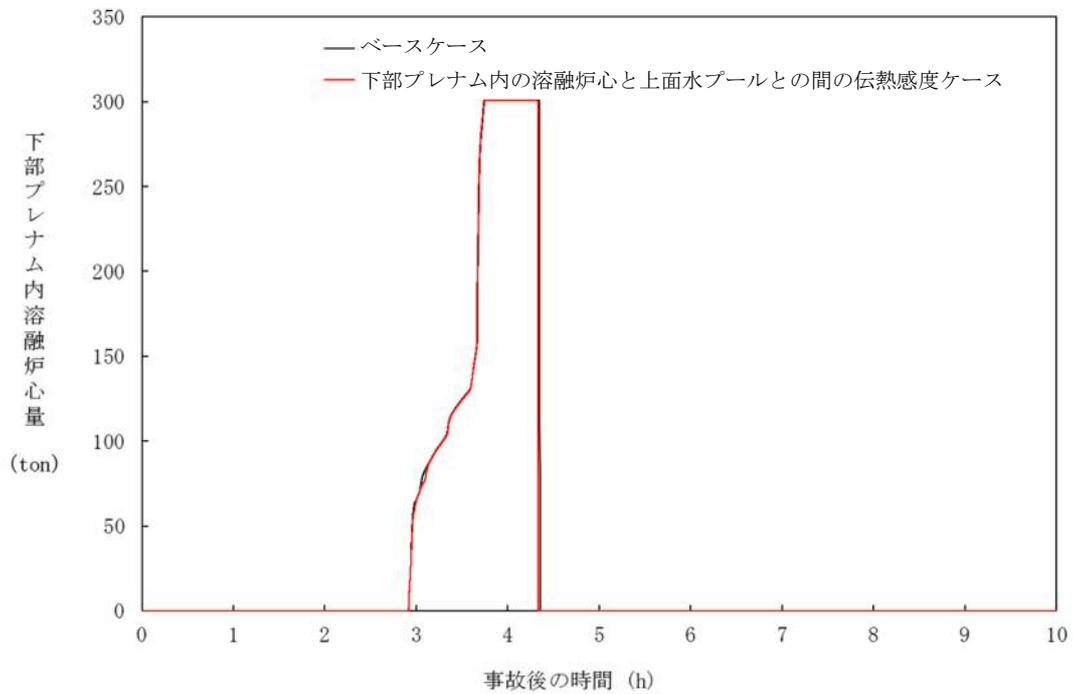


図 4-6-6 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (6)

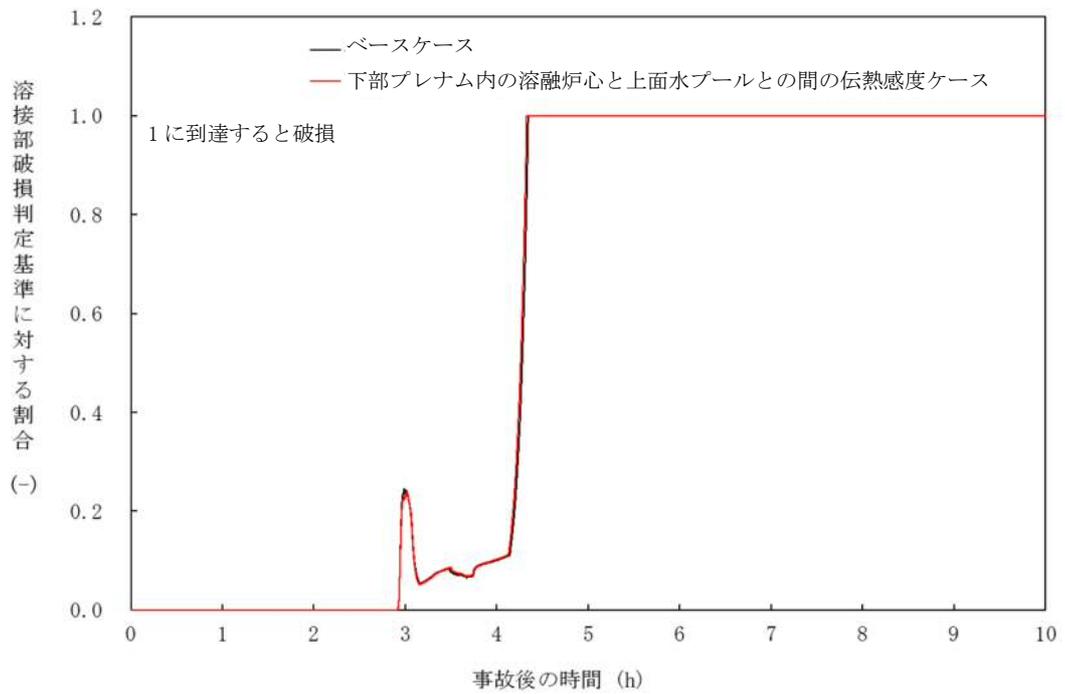


図 4-6-7 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (7)

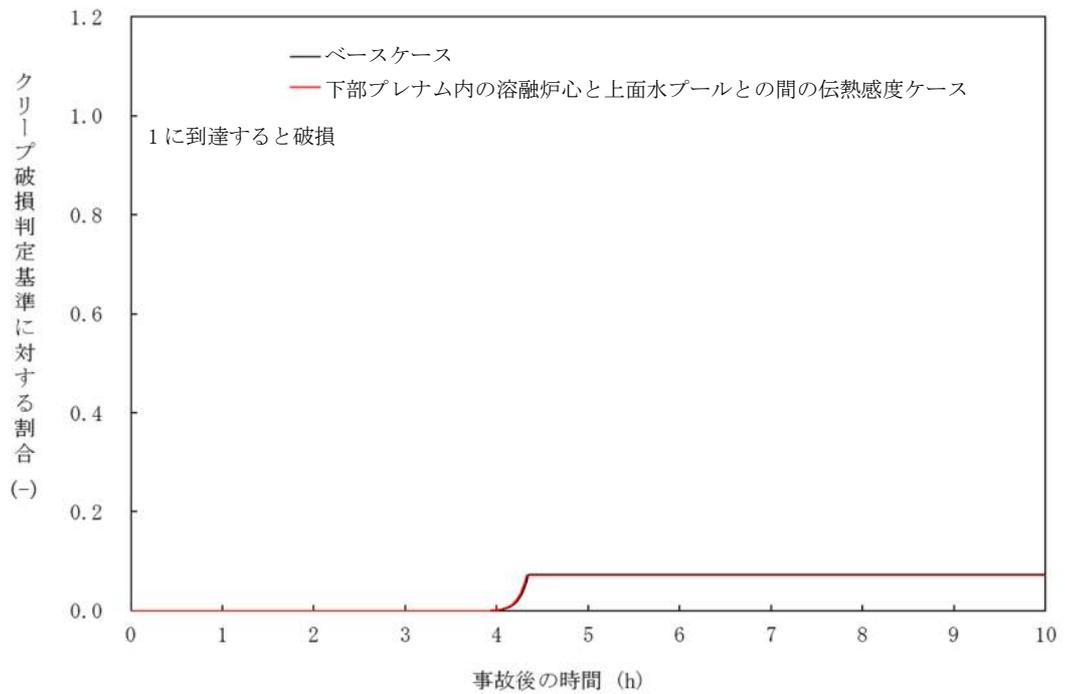


図 4-6-8 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析 (8)

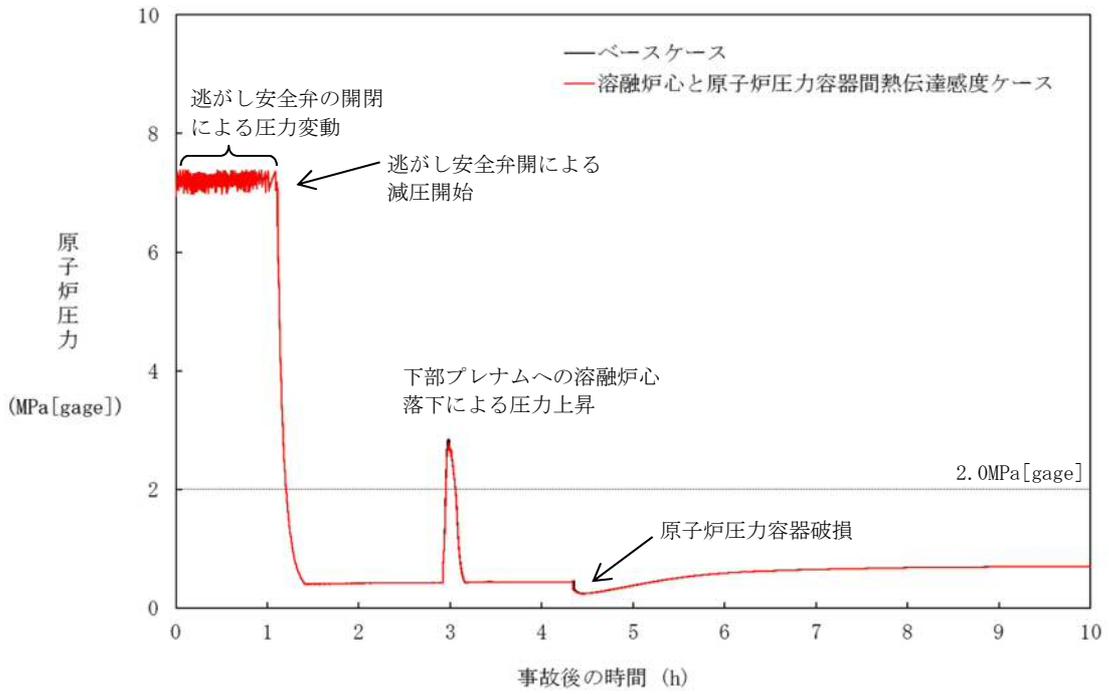


図 4-7-1 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (1)

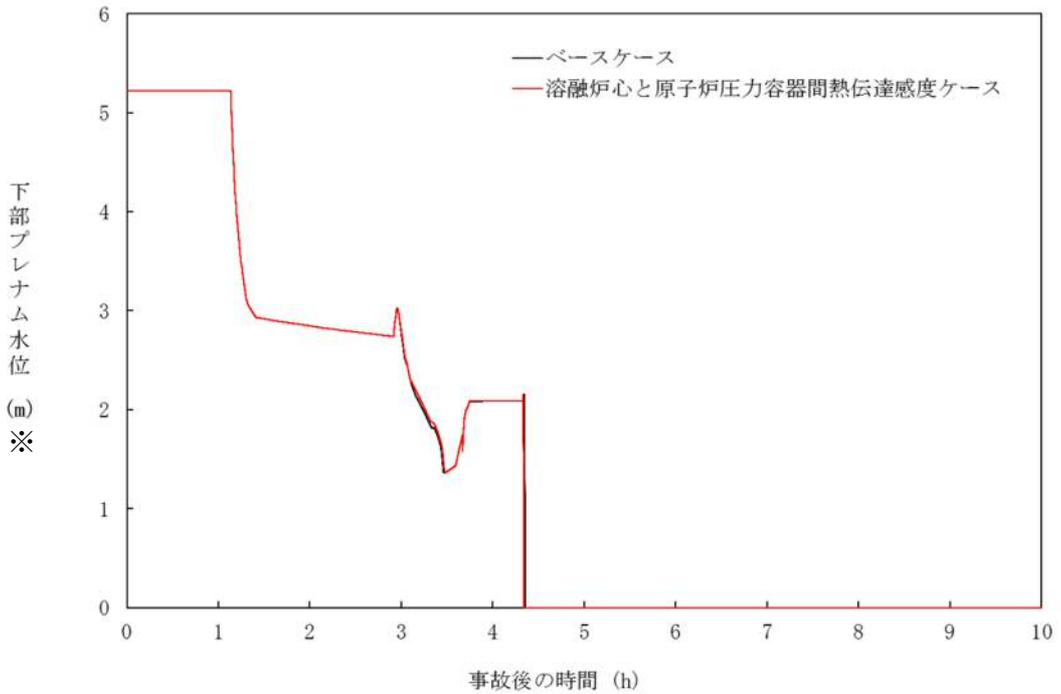


図 4-7-2 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (2)

※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

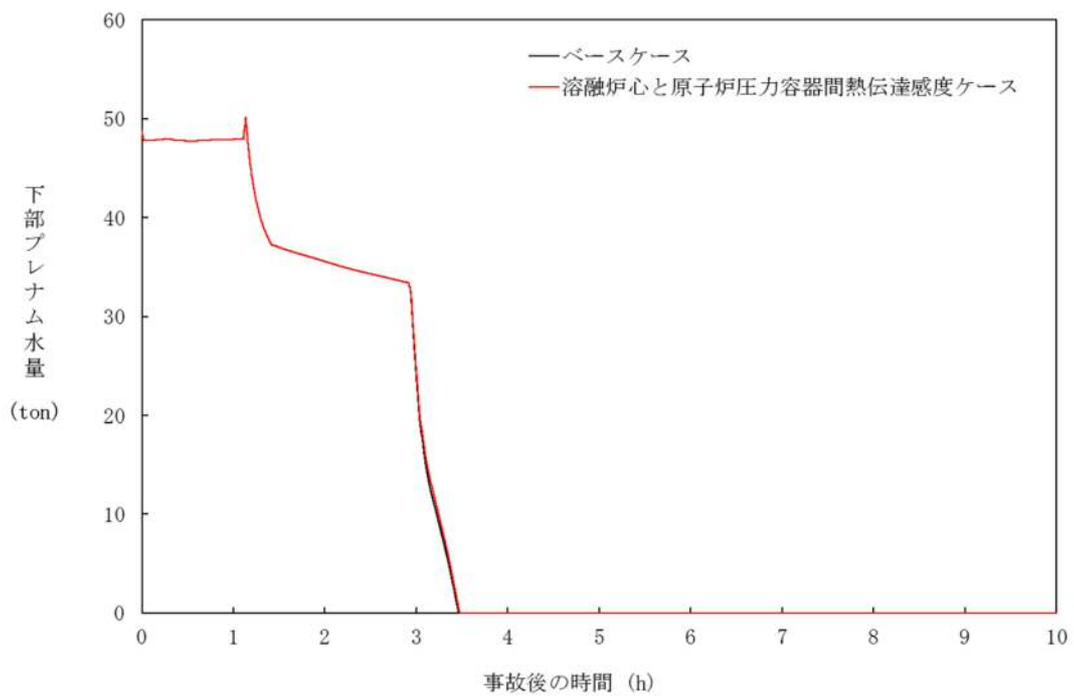


図 4-7-3 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (3)

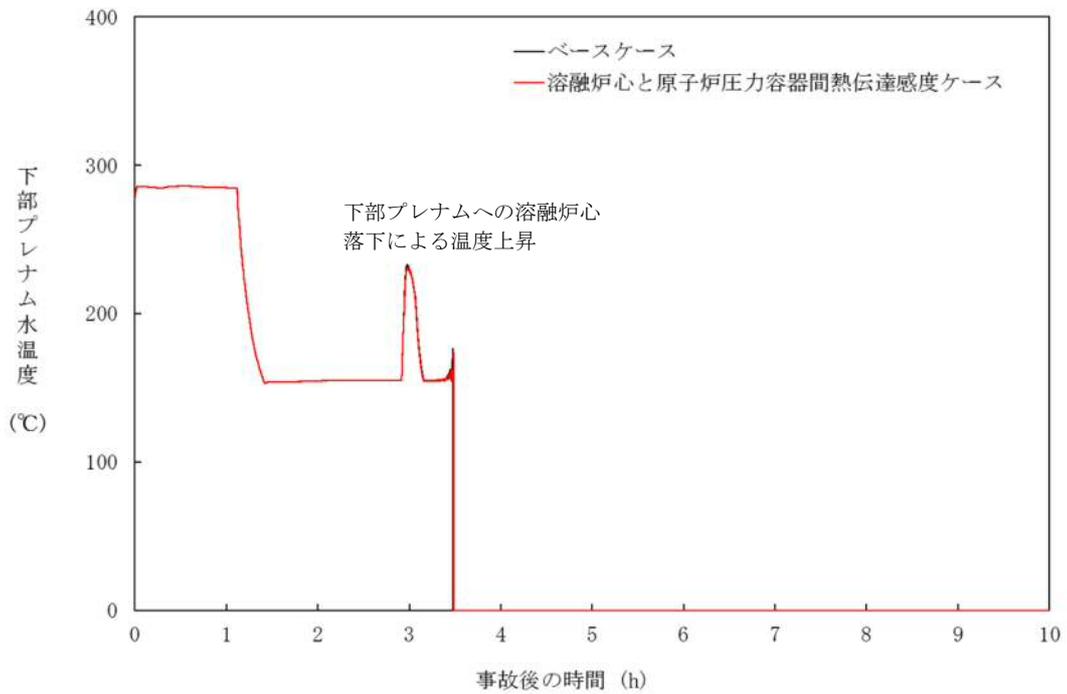


図 4-7-4 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (4)

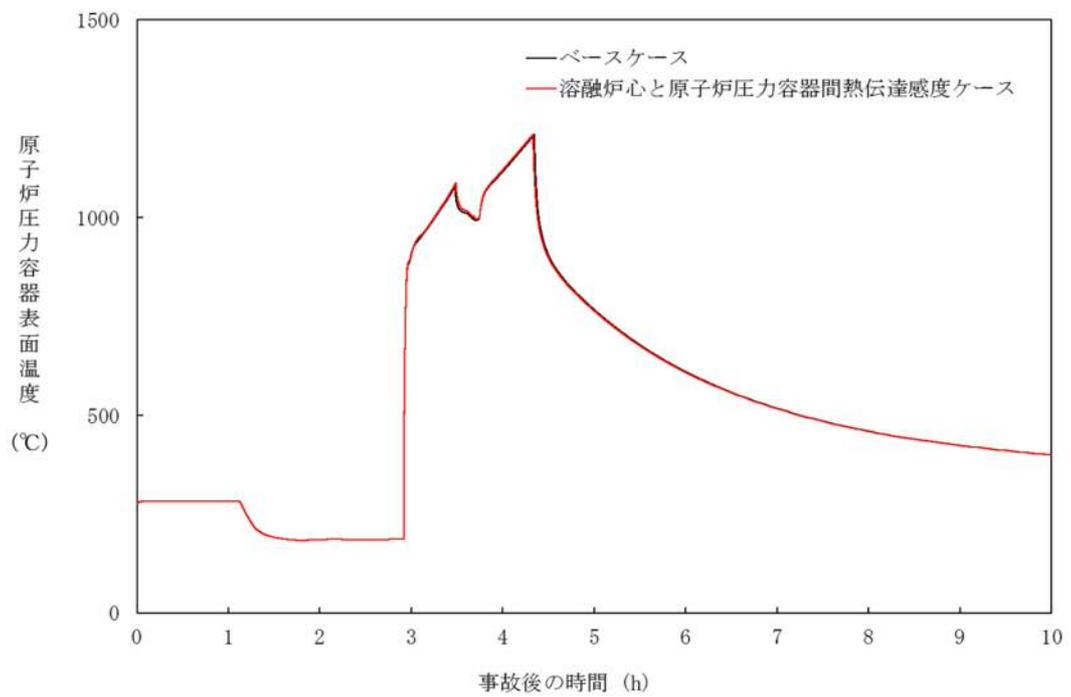


図 4-7-5 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (5)

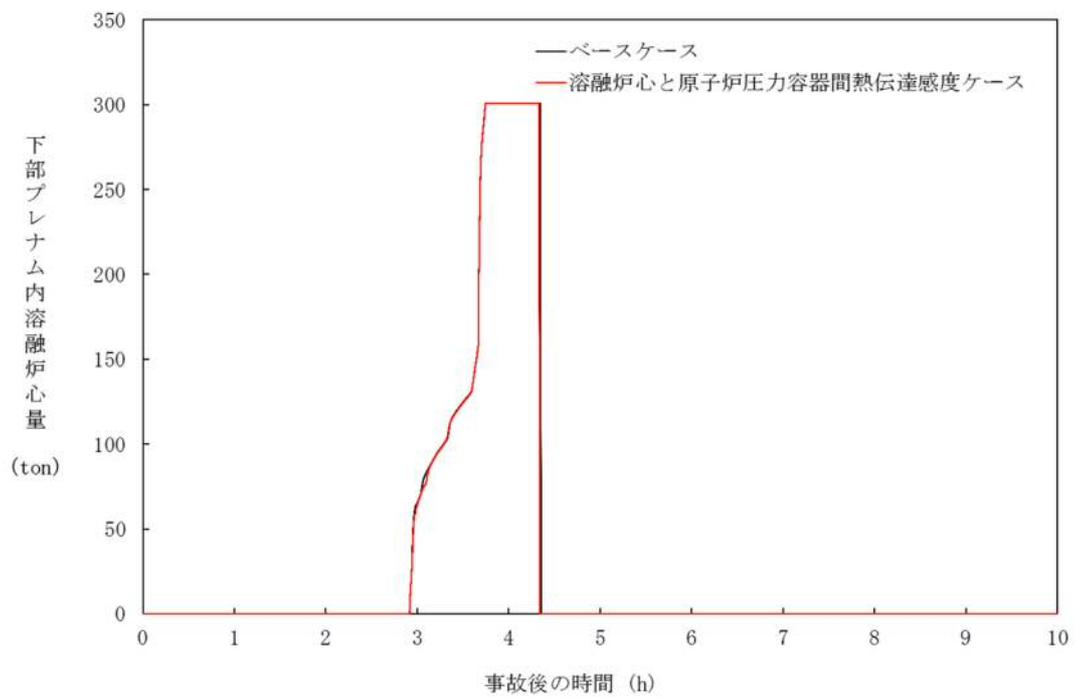


図 4-7-6 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (6)

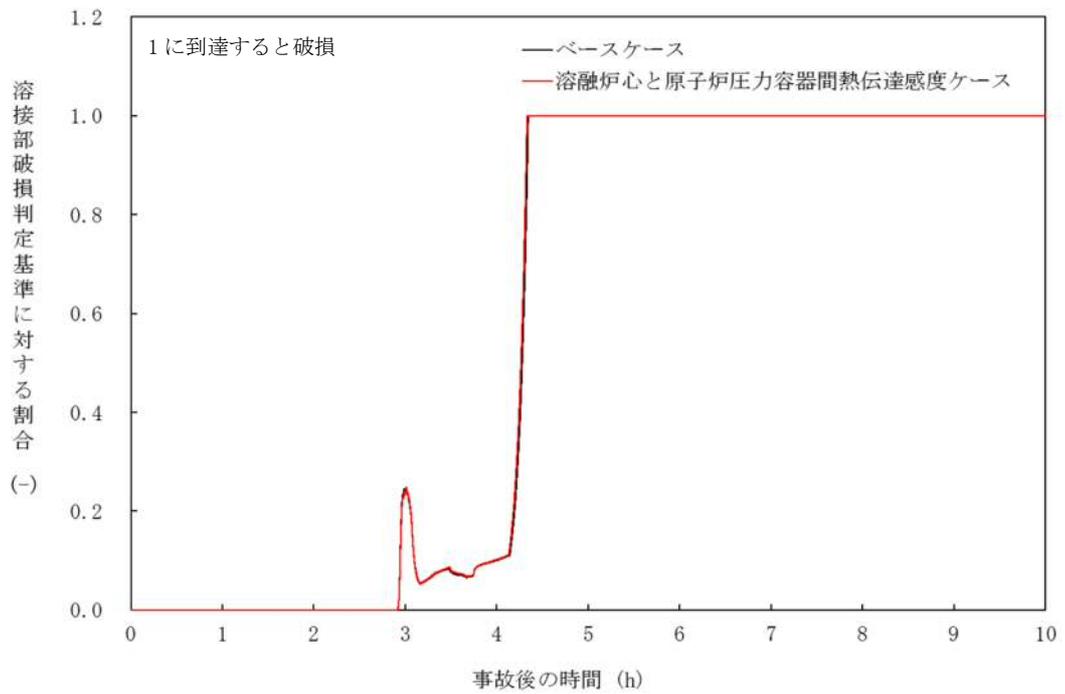


図 4-7-7 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (7)

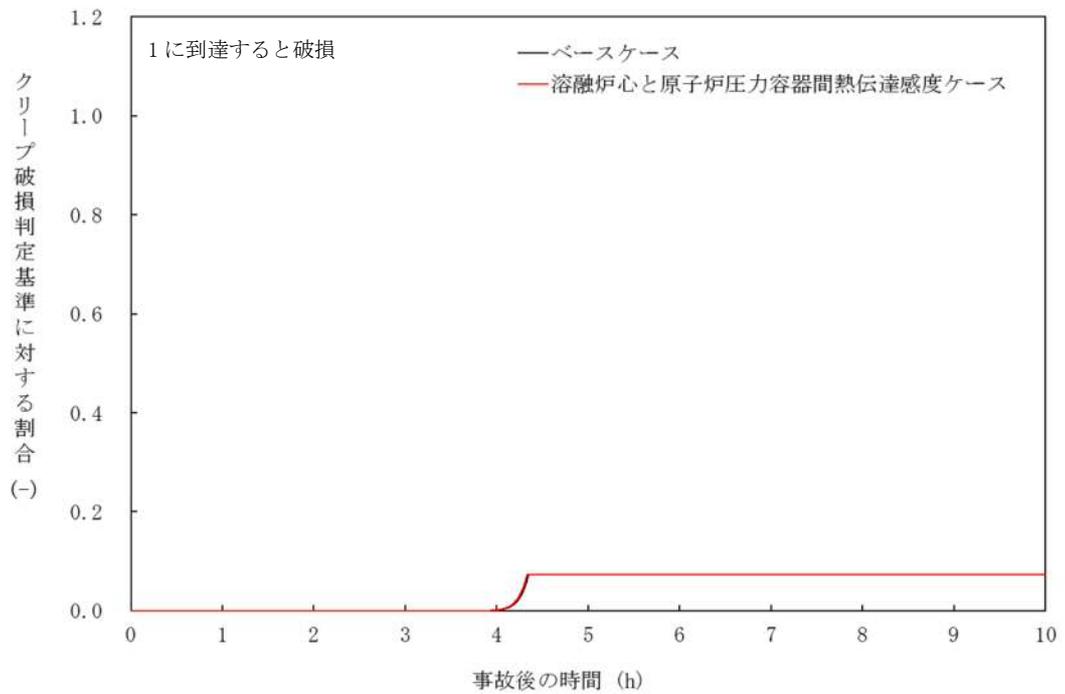


図 4-7-8 溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析 (8)

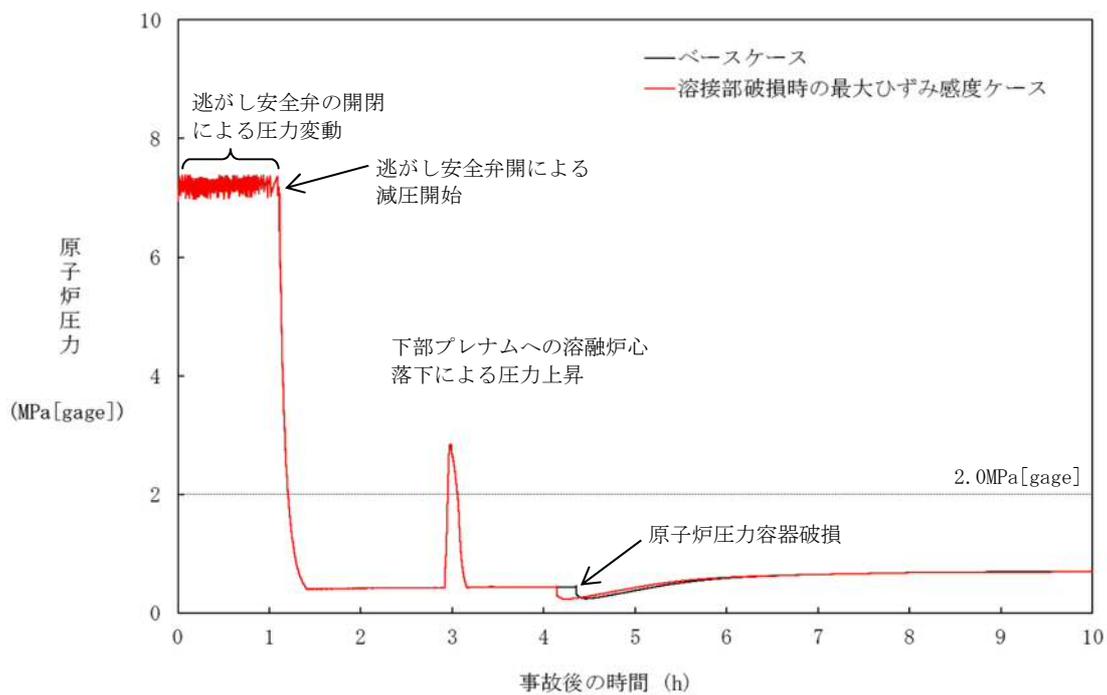


図 4-8-1 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (1)

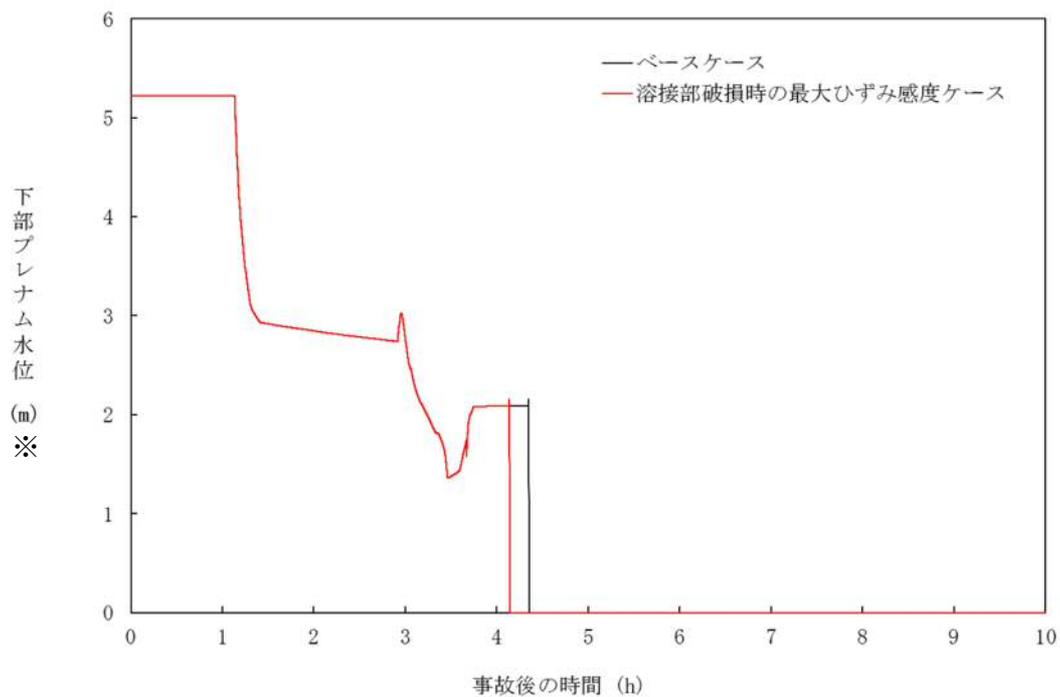


図 4-8-2 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

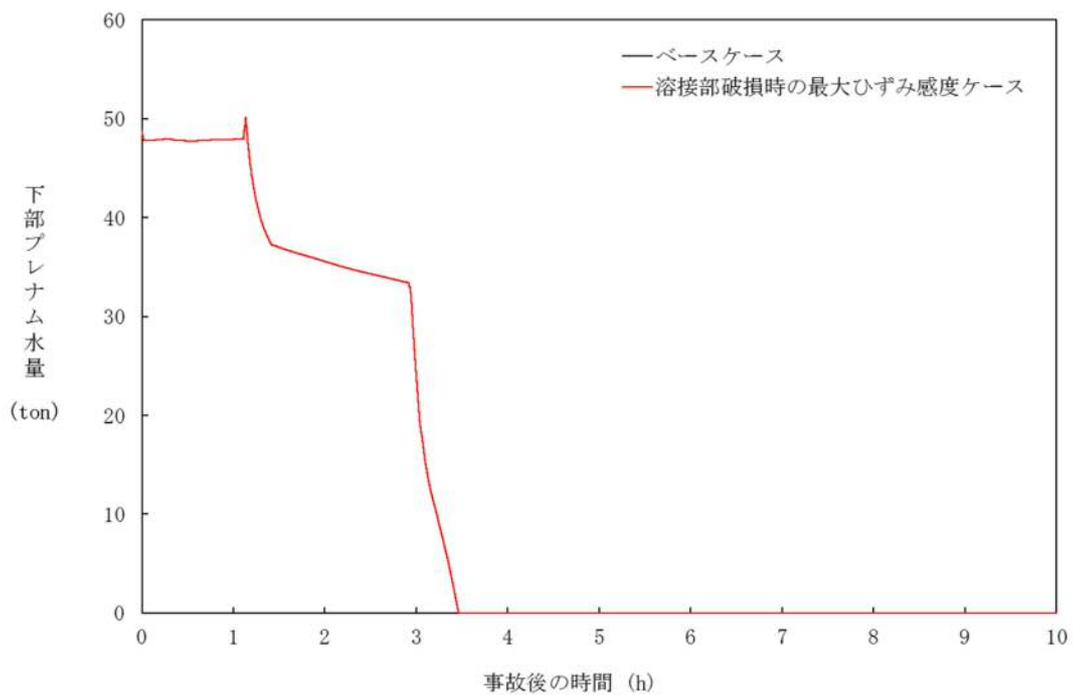


図 4-8-3 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (3)

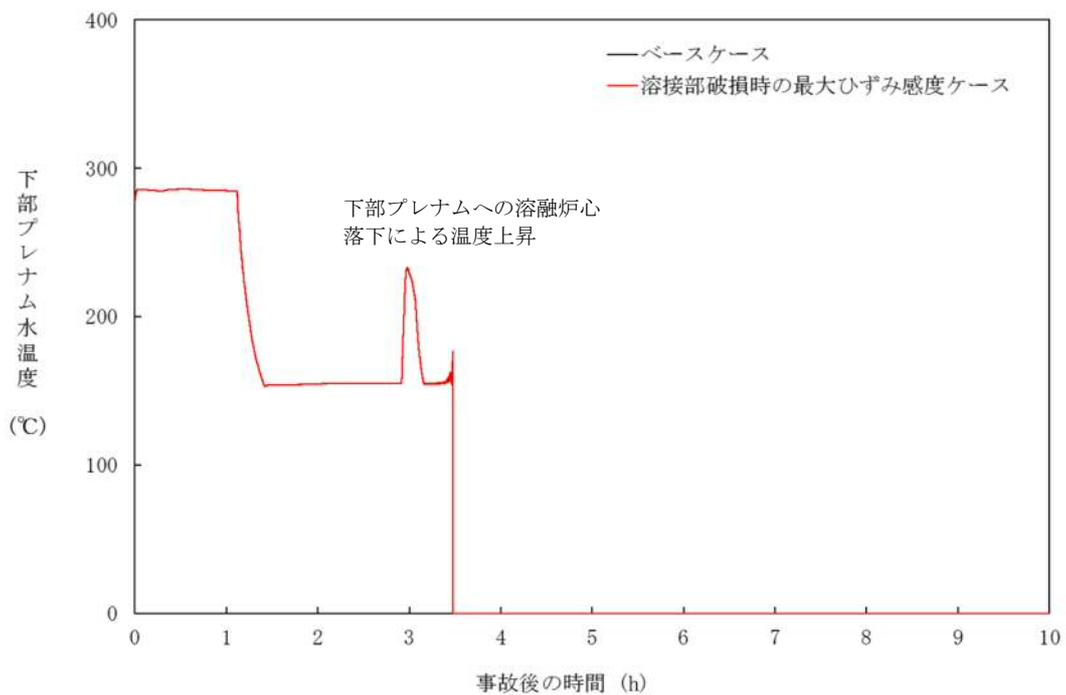


図 4-8-4 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (4)

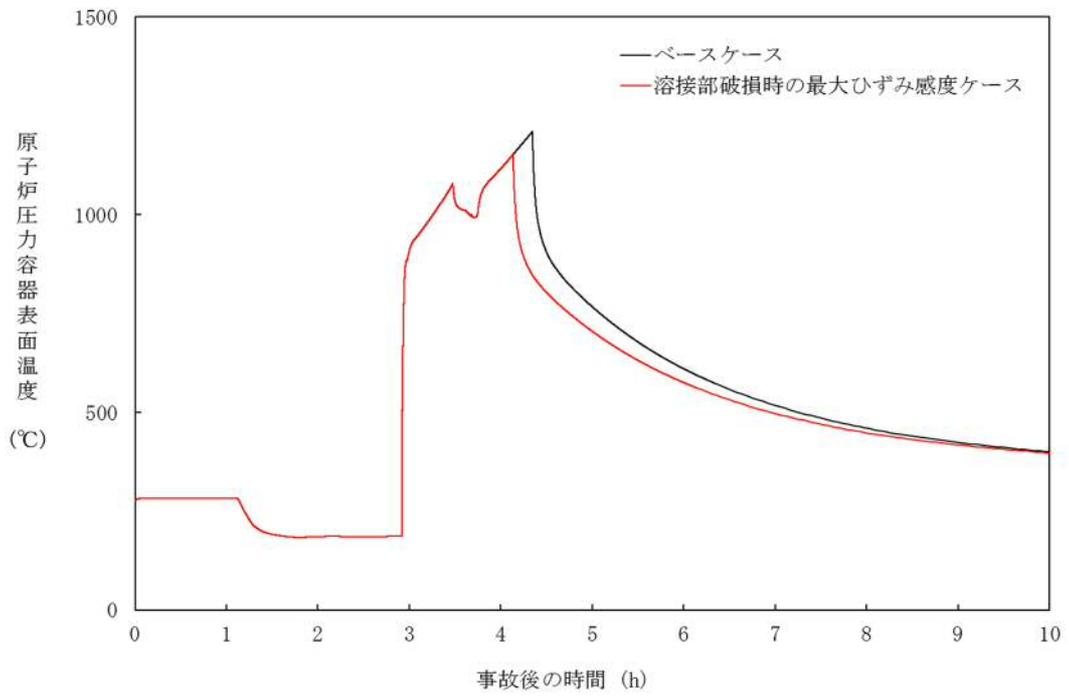


図 4-8-5 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (5)

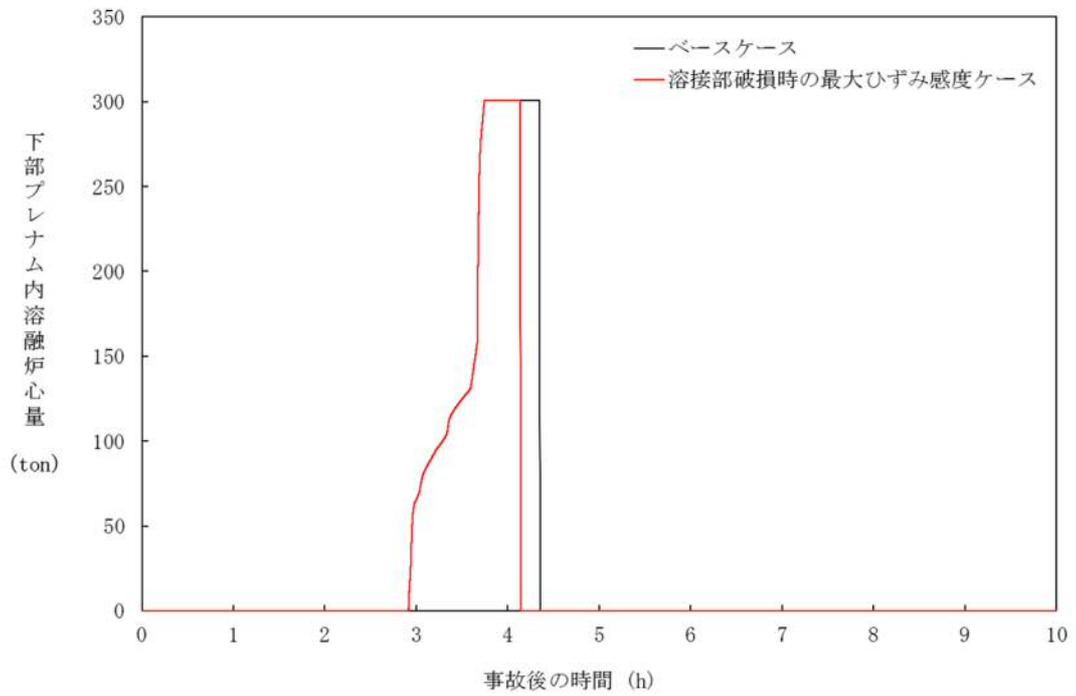


図 4-8-6 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析 (6)

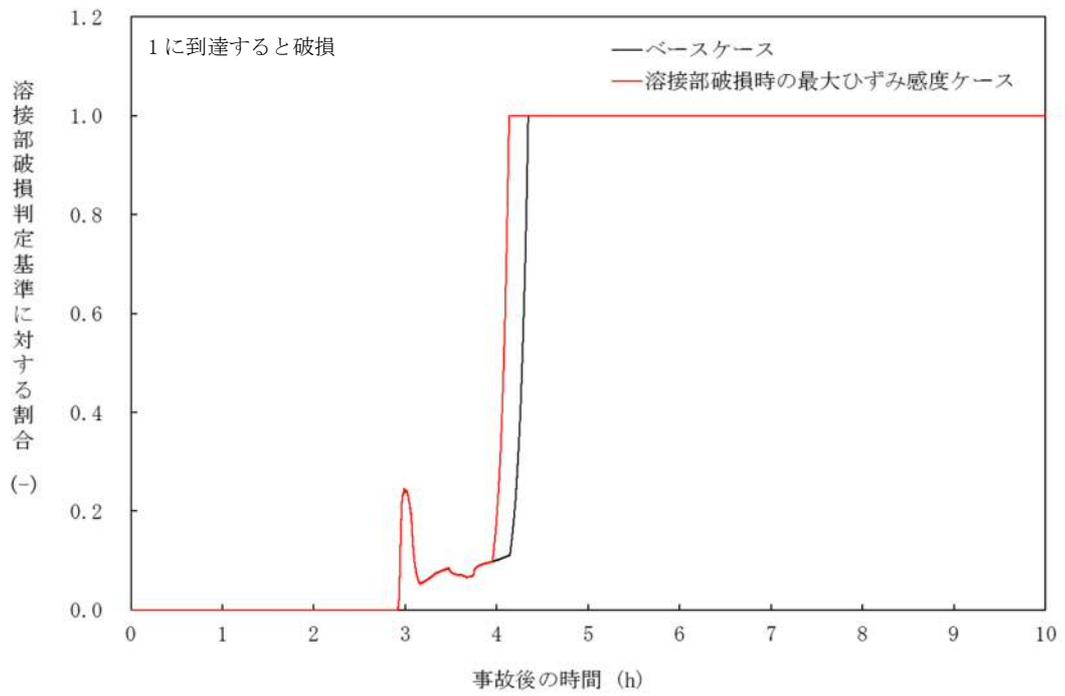


図4-8-7 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析(7)

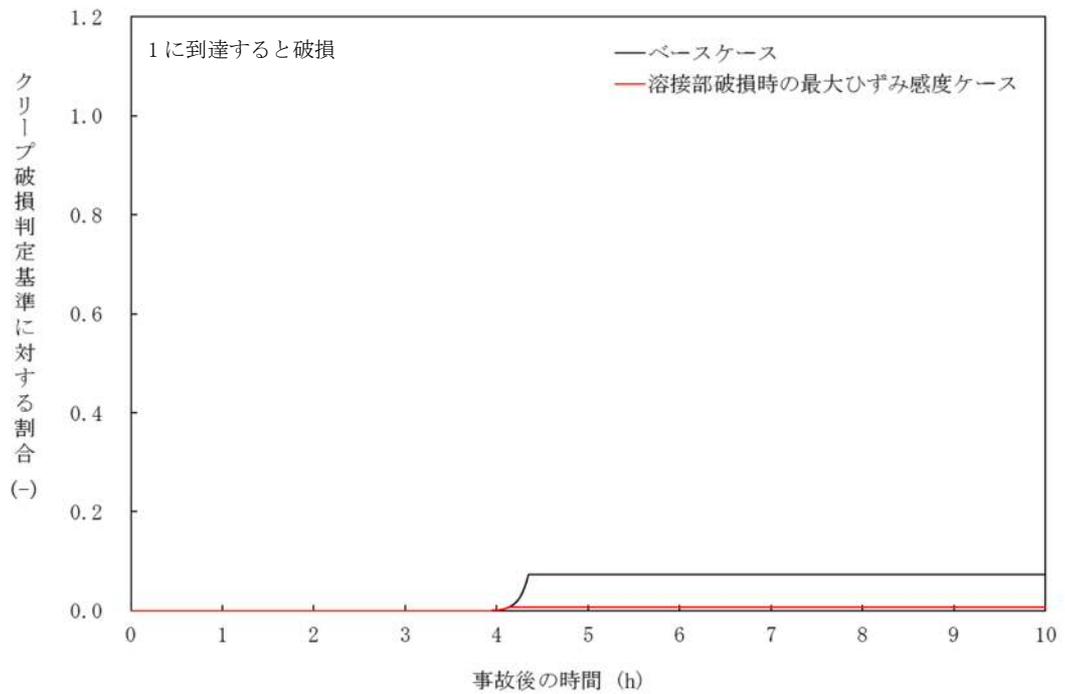


図4-8-8 溶接部破損時の最大ひずみの感度解析(8)

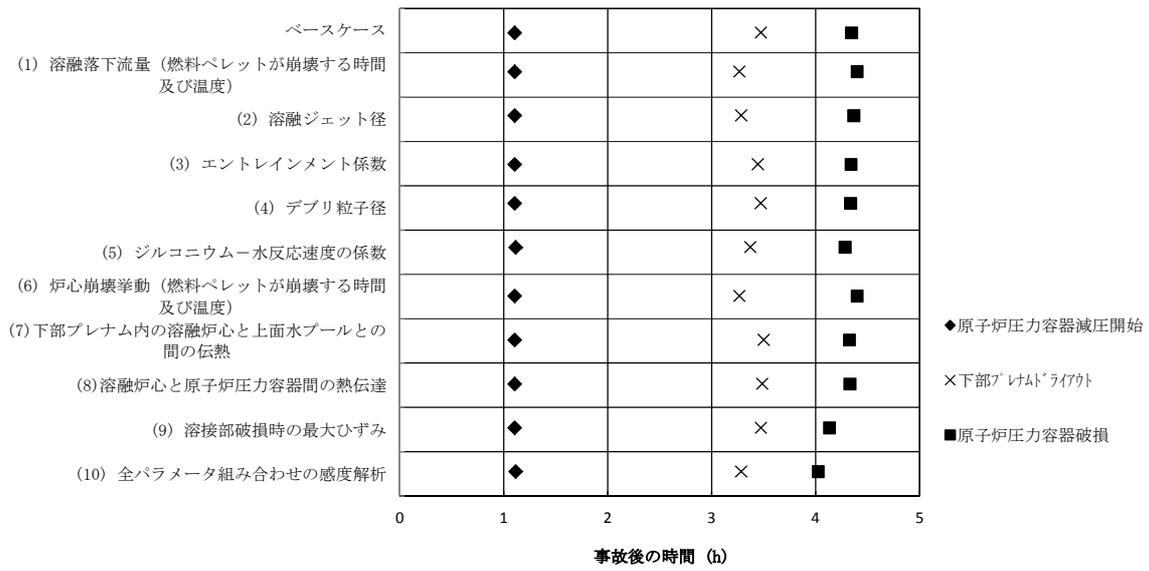


図 4-9-1 感度解析における原子炉压力容器破損等の整理

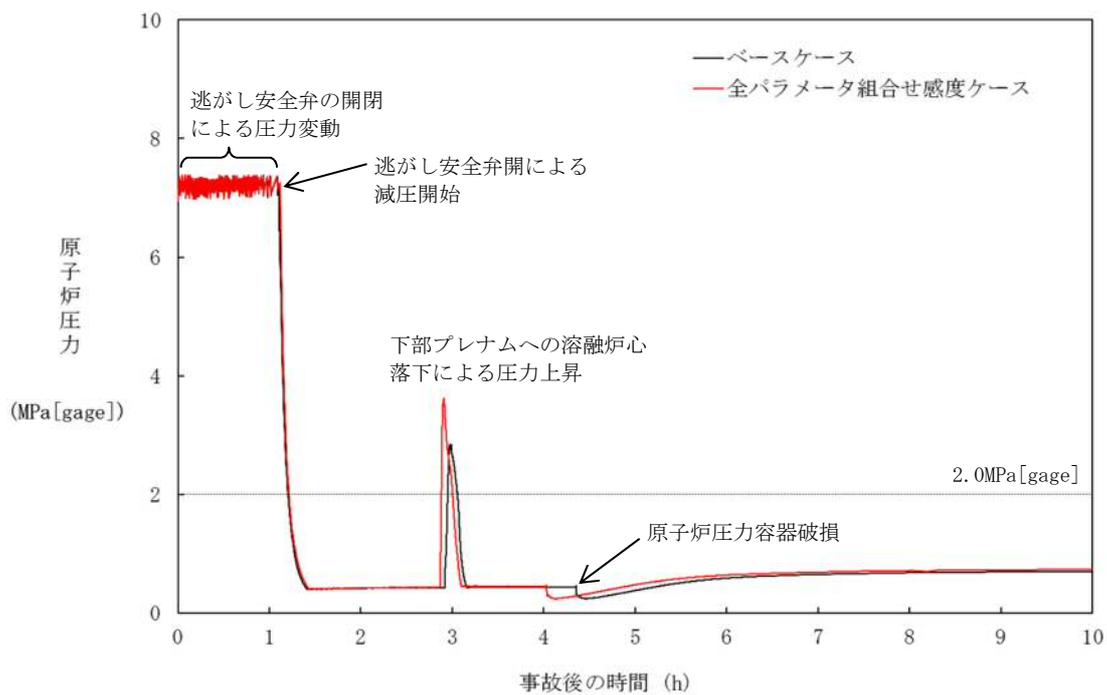


図4-9-2 全パラメータ組み合わせの感度解析 (1)

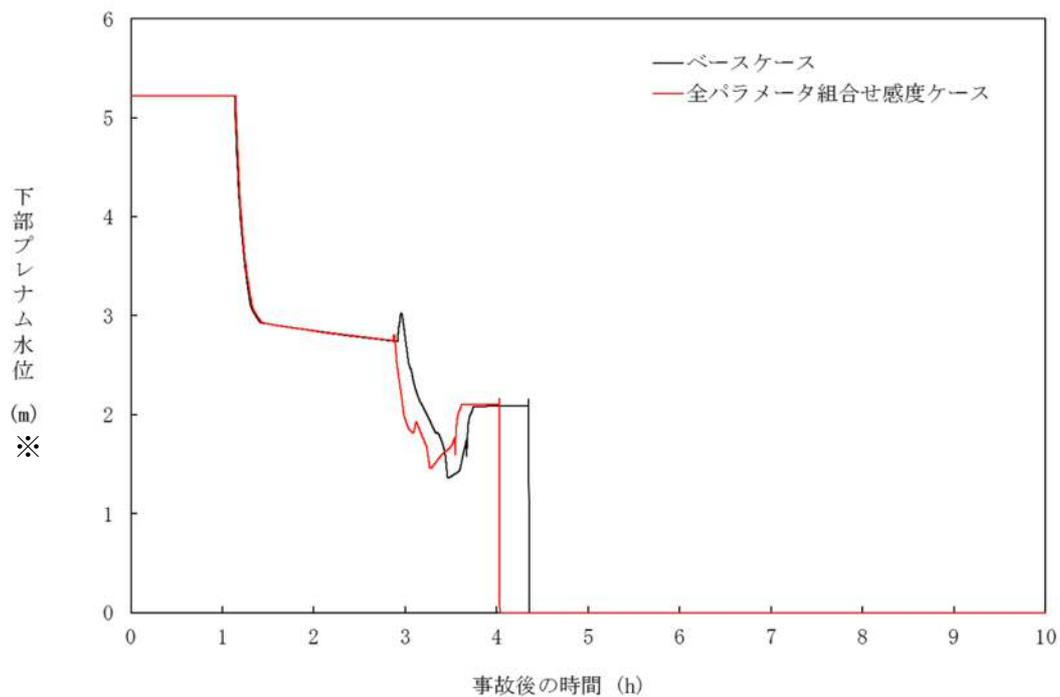


図4-9-3 全パラメータ組み合わせの感度解析 (2)
 ※リロケーション後は、下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

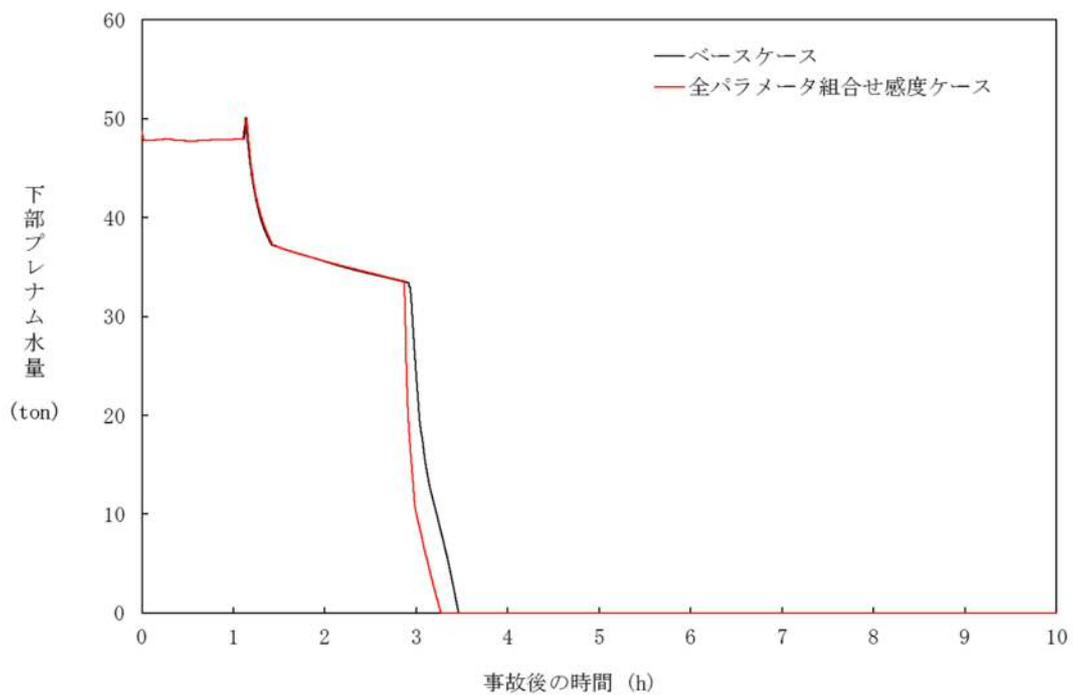


図4-9-4 全パラメータ組み合わせの感度解析 (3)

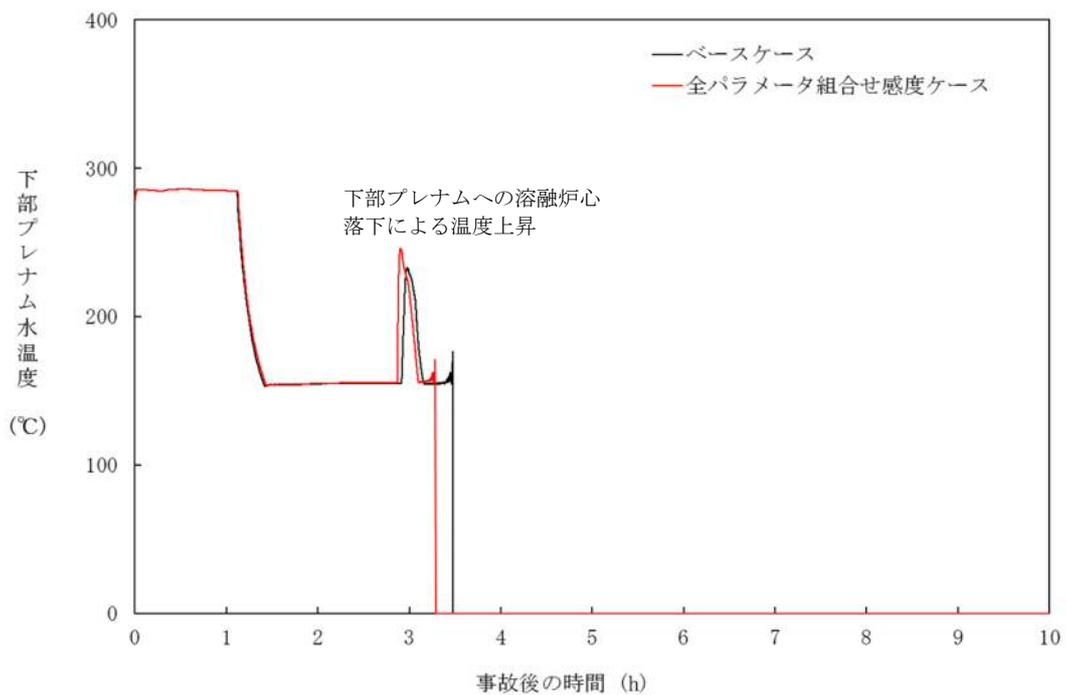


図4-9-5 全パラメータ組み合わせの感度解析 (4)

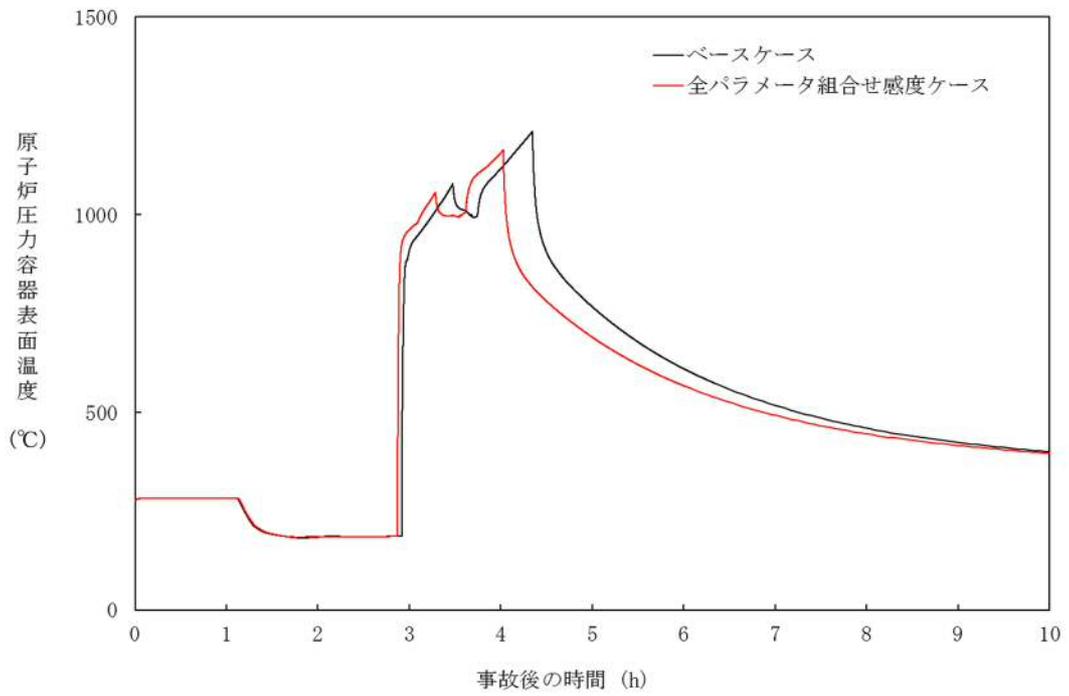


図4-9-6 全パラメータ組み合わせの感度解析 (5)

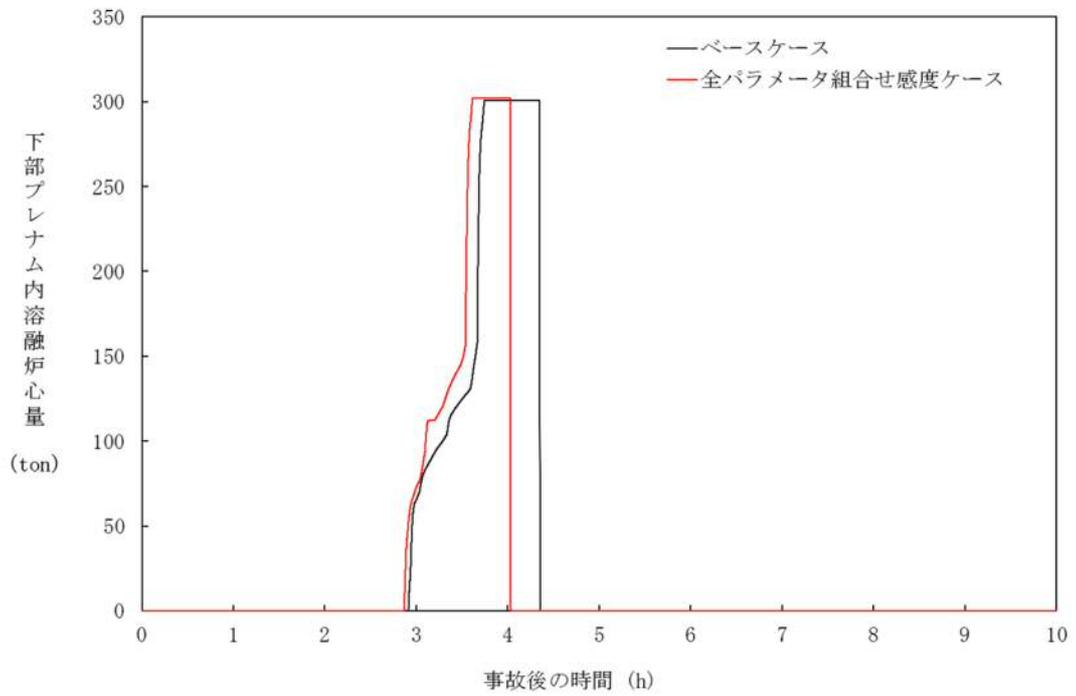


図4-9-7 全パラメータ組み合わせの感度解析 (6)

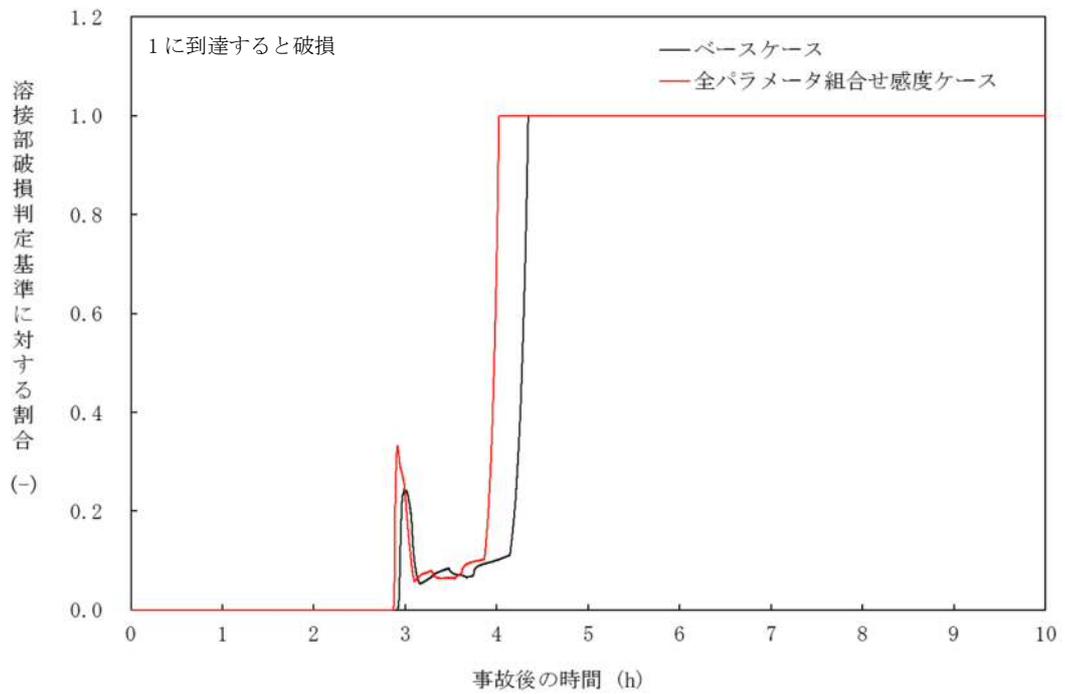


図4-9-8 全パラメータ組み合わせの感度解析 (7)

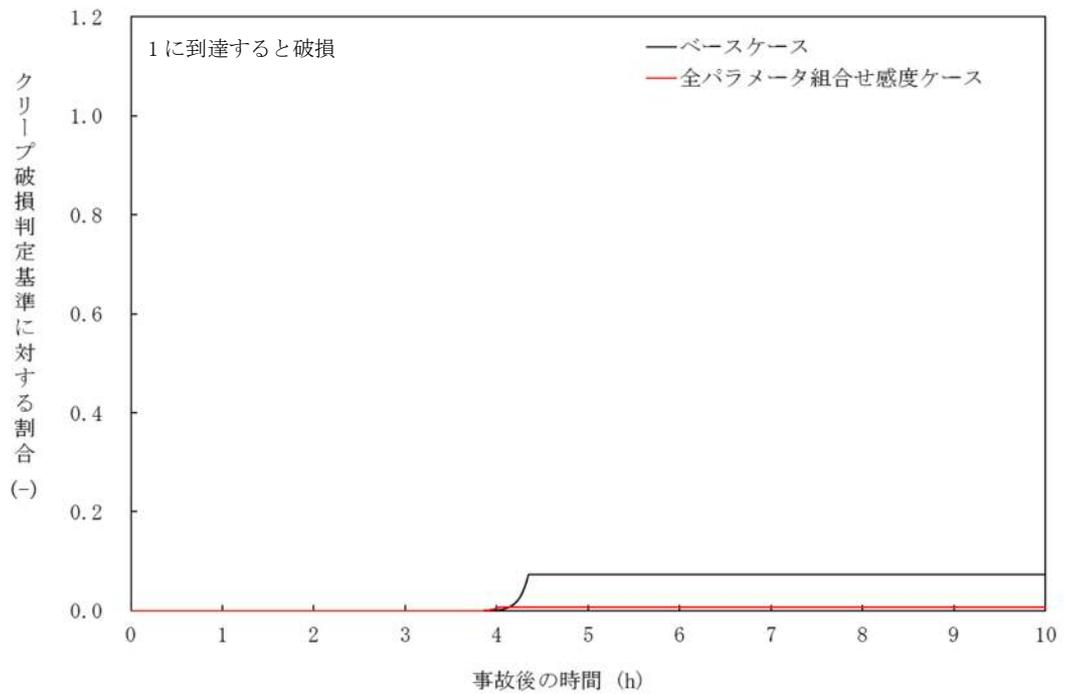


図4-9-9 全パラメータ組み合わせの感度解析 (8)

5. まとめ

HPME/DCH 防止に関する不確かさの要因として抽出した以下の項目について、感度解析を実施し、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力への感度を確認した。

- ・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
- ・溶融ジェット径
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・デブリ粒子径
- ・ジルコニウム-水反応速度の係数
- ・下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱
- ・溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達
- ・溶接部破損時の最大ひずみ

その結果、いずれの項目についても、圧カスパイクに対する感度は限定的であり、原子炉圧力容器破損時期の観点でも、原子炉圧力減圧時からの時間余裕が十分大きい結果となった。これらのパラメータの組み合わせた感度解析ケースにおいても、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa[gage]を十分下回っている。

以上のことから、HPME/DCH の防止に関して、MAAP の解析モデルに関する不確かさは小さいと言える。

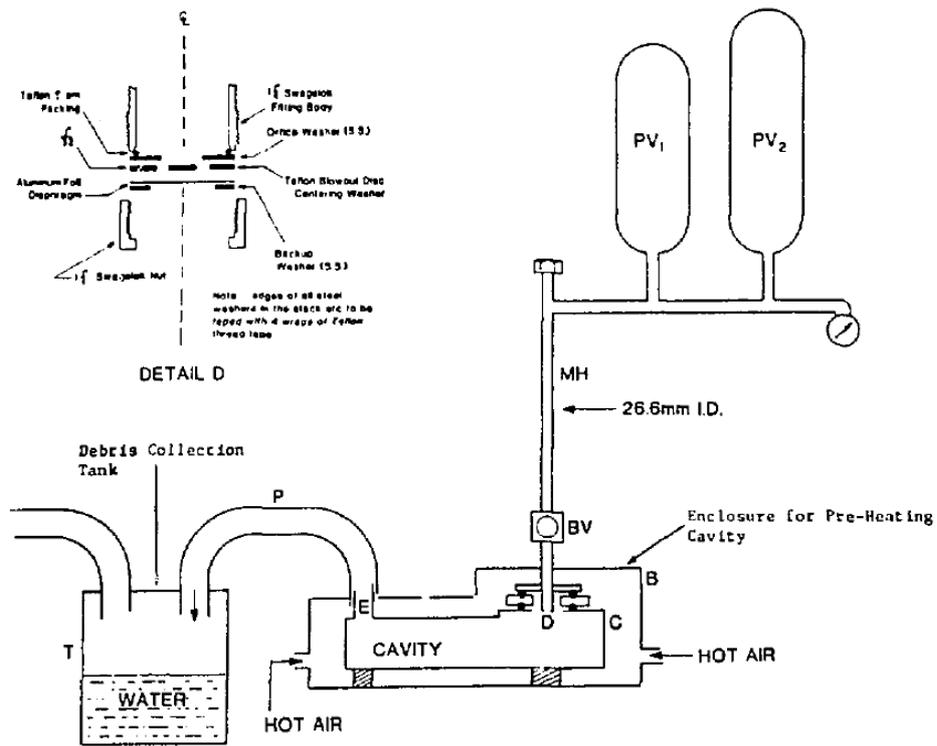
付録1 Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験

BNL では、Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケールモデルを用いた模擬物質の分散放出実験^[7]を実施し、原子炉下部キャビティ内に残存する物質の測定結果を整理して、実機において分散放出が生じない圧力を評価している。

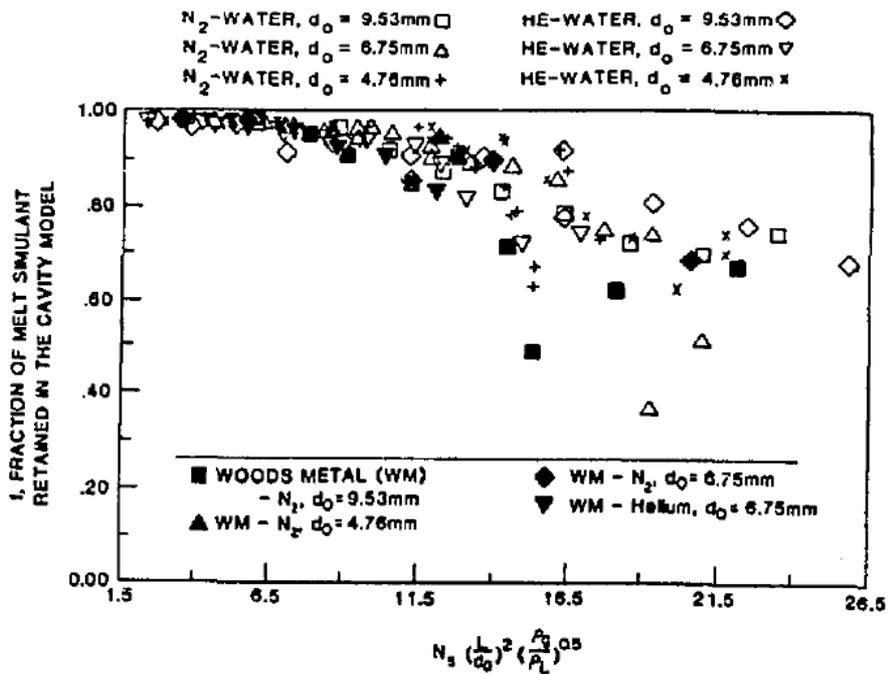
実験装置の概要を付図 1-1 に示す。模擬物質は弁の上のメタルホルダに保持され、弁を開放すると、模擬気体の圧力によって、模擬物質が原子炉下部キャビティに噴出する。その後、模擬気体のブローダウンによって模擬物質の一部が配管やタンクにエントレインされ、原子炉下部キャビティに残った模擬物質を測定する。

模擬物質を用いた分散放出実験では、様々な初期圧力、様々な開口径に対して、原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合を測定している。模擬物質としては水とウッド合金を使用し、模擬気体としては窒素とヘリウムを使用している。付図 1-2 に測定結果を示す。原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合の測定結果 (f) は Kutateladze 数に關係する無次元数 (G) の関数として整理されており、 $f \sim 1/(1+0.001G^2)$ でよく近似できる。

この関係式を用いて、分散放出が無視できる 1 次系圧力を評価することができる。具体的には、Kutateladze 数に關係する無次元数が 7 以下の場合に熔融炉心の分散放出が無視できるとしている。このとき、原子炉下部キャビティに残存する模擬物質の割合は、すべてのデータについて 0.9 以上、平均値では約 0.95 である。実機条件（水蒸気温度 500K、原子炉圧力容器破損口径 0.4m）に対しては、熔融炉心の分散放出が無視できる 1 次系圧力は 2.38MPa と評価される。



付図 1-1 Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験装置



付図 1-2 Kutateladze 数に関する無次元数と原子炉下部キャビティに残存する模擬物質との関係

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。

付録 2 溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性

(1) 感度係数の位置づけ

本感度解析に使用した係数は、下部プレナムに落下した溶融デブリ表面の金属層と上面水プールへの限界熱流束の乗数である。

付図 2-1 に、MAAP におけるデブリベッドへの冷却材浸入による冷却の状態図を示す。MAAP パラメータ内で本係数の適用する下限値「0」は、金属層が水に対して不透過性であり、熱は金属層表面で対流または熱伝導のみで水に伝わることを意味し、上限値「1」は水が金属層に浸入し、限界熱流束によって制限された速度で冷却され、かつ表面からも対流または熱伝導で除熱されることを意味する。本係数を調整することにより、金属層への水の浸入に伴う熱伝達の不確かさの影響を確認することができる。

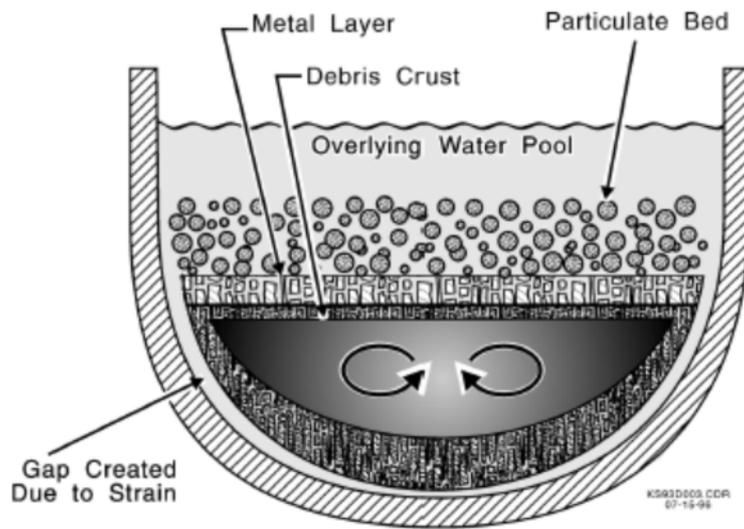
MAAP パラメータでデフォルト値として使用している値は、金属層への水の浸入が少ない場合を想定して、下限としてグリムスヴォトン溶岩での実験^{[4]※1} で得られた除熱量を参考にした設定値(□)，上限として MAAP の感度解析によりサーベイした、代表的な崩壊熱レベルの溶融デブリが冷却できる最小の除熱量に対応する設定値(□) を考慮し、その中間値(□) をデフォルト値としている。このとおり本係数は、不確かさを有するパラメータであるが、下記の感度解析にて示すとおり、デブリ冷却への影響は限定的であることから、推奨範囲の中間値をベースケース解析に用いることは妥当と考える。

※1：グリムスヴォトン溶岩 (Grimsvotn lava field) での実験

グリムスヴォトン溶岩に広範囲にスプレイ散布することで、熱伝達のみを除熱よりも早く溶岩が固化する現象が確認された。この実験ではスプレイ水の溶岩への浸入による除熱量(約 40kW/m²) が評価されている。

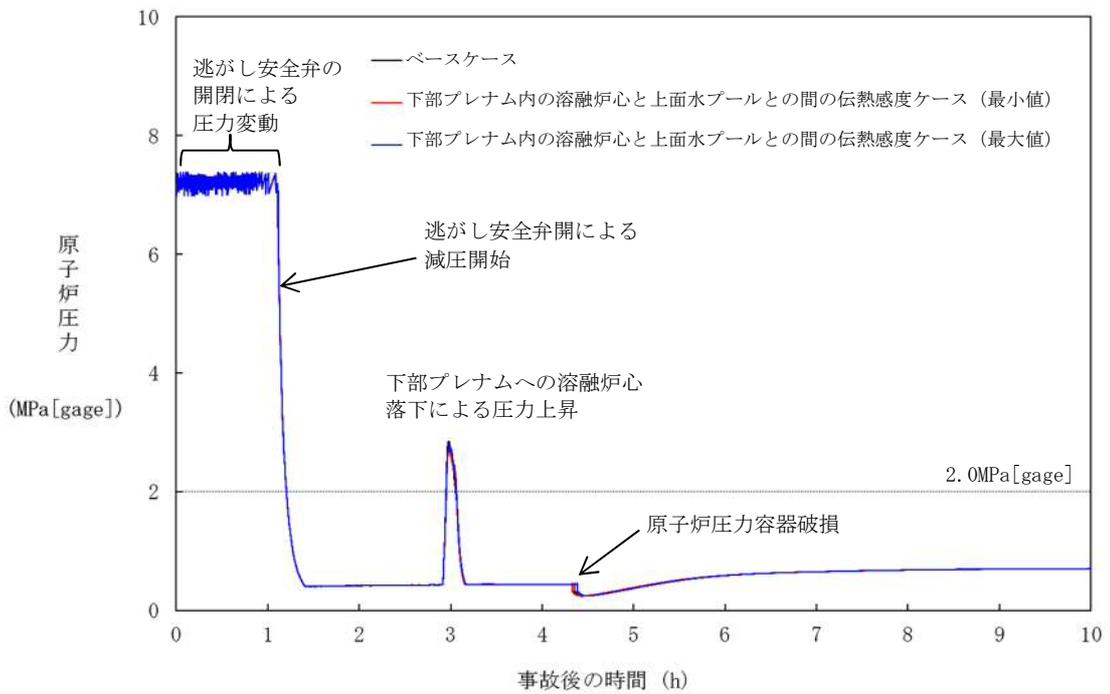
(2) 感度係数の影響

付図 2-2 に、係数を □～□ の範囲で変化させた解析結果を示す。溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱は、原子炉圧力容器破損時間にほとんど影響を与えない結果となっている。このことから、推奨範囲の中間値(□) をベースケース解析において使用することは妥当と考える。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

付図 2-1 デブリベッドへの冷却材浸入による冷却



付図 2-2 原子炉圧力の時間変化

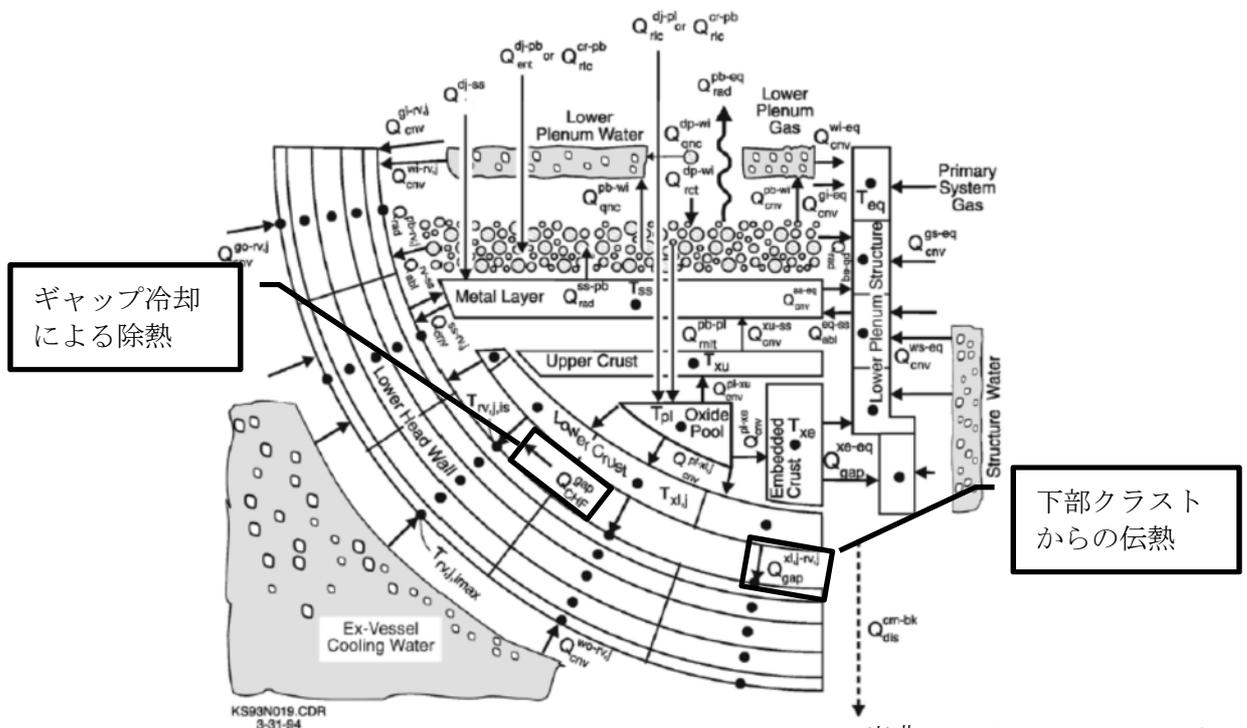
付録3 溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達におけるギャップ冷却について

付図3-1に下部プレナムでのエネルギー移行図を示す。

MAAPでは、下部プレナムに落下した溶融デブリは溶融プールの外側にクラストが形成される。この時、下部クラストと原子炉圧力容器内面に歪みが生じ、下部クラストと容器内面に生じたギャップに冷却材が流入することでクラスト表面および原子炉圧力容器内面から除熱される「ギャップ冷却」が生じるというモデルになっている。

付図3-1に示すとおり、MAAPでは、上述のギャップ冷却による除熱量と下部クラストから隣接流体への伝熱量を評価している。下部クラストから移行し、ギャップ冷却で取り除かれない伝熱量は、原子炉圧力容器内面への伝熱量として評価される。ギャップ冷却は、ギャップに浸入した水の沸騰時の限界熱流束により評価される。溶融デブリと原子炉圧力容器間のギャップに存在する水による除熱量と溶融デブリから原子炉圧力容器への伝熱量を比較すると、下部プレナムギャップの除熱量は、溶融デブリから原子炉容器への伝熱量に比べて非常に小さいことから、原子炉圧力容器温度の上昇が発生する。ドライアウト後、ギャップ冷却効果はゼロとなる。

以上のことから、下部プレナムギャップの除熱量が溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達に与える感度は小さく、4.1(8)の感度解析にて示すとおり下部プレナムギャップの除熱量にかかる係数が原子炉圧力容器表面の温度に与える影響は小さいといえる。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

付図3-1 下部プレナムでのエネルギー移行図

参考文献

- [1] R. O. Gauntt and L. L. Humphries, “Final Results of the XR2-1 BWR Metallic Melt Relocation Experiment”, NUREG/CR-6527, Aug. 1997
- [2] 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値解析, 朝倉書店, 1993 年
- [3] 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.
- [4] Uncertainty Working Group of the MAAP User’ s Group, “MAAP4 UNCERTAINTY AND SENSITIVITY ANALYSES”
- [5] K. Kang, et, al,. Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006
- [6] JAERI-M 84-055 「炉心損傷事故解析及び研究の現状 -炉心損傷事故調査解析タスクフォース報告書-」 1984 年 3 月
- [7] N. K. Tutu, et al., “Low Pressure Cutoff for Melt Dispersal from Reactor Cavities”, Fourth Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics, ANS Meeting, October 30 . November 4, 1988.

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.10

添付 2

溶融炉心と冷却材の相互作用について

目次

1. まえがき	5-2-1
2. 現象の概要	5-2-1
3. これまでの知見の整理.....	5-2-2
4. 不確かさに関する整理.....	5-2-25
5. 感度解析と評価	5-2-32
6. まとめ	5-2-37
付録1 FARO 実験による MAAP の圧カスパイクモデル妥当性確認	5-2-38
参考文献	5-2-47

1. まえがき

熔融炉心と冷却材の相互作用（FCI：Fuel-Coolant Interaction，以下「FCI」と称す。）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。しかしながら，現在においてもその現象の解明は研究段階にあり，現象全体の十分な理解には至っていない。また，多くの FCI 実験が行われているものの，実機規模での現象については，有効なデータが十分には得られていないといえる。このようなことから，国内外で実施された実験結果の知見から解析モデルに関する不確かさを検討し，これを基にした感度解析により有効性評価への影響を確認する。

2. 現象の概要

熔融燃料と冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる可能性がある。このときに発生するエネルギーが大きいと構造物が破壊され格納容器が破損する場合がある。熔融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを”熔融炉心と冷却材の相互作用（FCI）”と呼ぶ。また，FCI のうち衝撃波を伴うものを”水蒸気爆発”と呼び，冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う圧力変化を”圧力スパイク”と呼ぶ。さらに，原子炉圧力容器の下部プレナムで発生する FCI を原子炉圧力容器内 FCI と呼び，格納容器下部で発生する FCI を原子炉圧力容器外 FCI と呼ぶ。

これまでの研究では，水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。

- ① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する熔融炉心（デブリジェット）が冷却材中に落下する。水と接触した熔融炉心は，その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する（エントレイン）。細粒化した熔融炉心（以下，「デブリ粒子」と称す。）は，蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる（粗混合）。
- ② さらに，自発的もしくは外部からの圧力パルス等の外乱により，膜沸騰が不安定化し（トリガリング），デブリ粒子と冷却材が直接接触する。
- ③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により，急速な熱の移動が発生し，急速な蒸気発生・熔融炉心の微細化により，さらにデブリ粒子と冷却材の接触を促進し（伝播），蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。
- ④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域（元々は粗混合領域）の膨張により運動エネルギーが発生し，構造材を破壊する要因となる。

水蒸気爆発が発生するためには，トリガリングが働く必要があり，さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。水蒸気爆発に至らない場合でも，急速な蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）が発生する。

3. これまでの知見の整理

原子炉压力容器内水蒸気爆発による格納容器破損は α モード破損と呼ばれ、WASH-1400^[1]でそのリスクが提起されたことを機に多くの調査、研究が続けられてきた。この現象は、溶融炉心が原子炉压力容器下部の水中に落下して水蒸気爆発が発生し、それによる水塊がミサイルとなって炉内構造物を破壊し、原子炉压力容器上蓋に衝突することで上蓋がミサイルとなって格納容器に衝突し破損に至るものである。水蒸気爆発については、国際的な専門家会議による結論がまとめられており、特に BWR の原子炉压力容器内水蒸気爆発による α モード破損については、格納容器破損の脅威とはならないとされている。表 3-1 に BWR の原子炉压力容器内水蒸気爆発に関する専門家会議の見解をまとめる。また、原子炉压力容器内 FCI の圧力スパイクについても、原子炉压力容器内での圧力上昇のため、格納容器破損の直接的な脅威とはならない。

一方、原子炉压力容器外 FCI については、緩和策による注水によって形成された格納容器下部の水中に溶融炉心が落下するため、原子炉压力容器内の下部プレナム水に比較して、サブクール度が大きくなり、水蒸気爆発が発生し易い可能性がある。また、原子炉压力容器外 FCI の圧力スパイクは、格納容器内の圧力を直接上昇させるため、格納容器破損の評価対象となる。

以上より、原子炉压力容器内 FCI は格納容器破損の脅威とは考えられないため、原子炉压力容器外 FCI の観点から、国内外で実施された FCI 実験の知見を以下にまとめる。

3.1 FCI 実験の概要

過去に実施された代表的な FCI の実験研究として、JRC イスプラ研究所で実施された FARO 実験、KROTOS 実験、(旧) 日本原子力研究所で実施された ALPHA 実験、(旧) 原子力発電技術機構で実施された COTELS 実験、韓国原子力研究所 (KAERI) で実施された TROI 実験及び SERENA 実験がある。これらの実験では模擬溶融物として UO_2 混合物を用いた実験とアルミナ等を用いた実験がある。以下では、各実験の概要とそこで得られた知見について整理する。

(1) ALPHA 実験

ALPHA 実験^[2]では、テルミット反応による酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA 実験装置を図 3-1 に示す。実験容器は、内径 3.9m、高さ 5.7m、容積 50m³である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ、水蒸気爆発に関する特性データを計測する実験装置である。表 3-2 に ALPHA 実験の実験結果のまとめを示す。高雰囲気圧力 (STX008, STX012, STX015)、サブクール度が小さい場合 (STX014) は、水蒸気爆発の発生が抑制される実験結果が知見として得られている。溶融物を半減させた 3 ケース (STX001, STX010, STX013) のうち、2 ケース (STX001, STX013) では、水蒸気爆発が発生していない。また、水蒸気爆発のエネルギー変換効率は 1~6%程度となっている。ALPHA 実験の代表的実験 (STX016) の圧力変化の例を図 3-2 に示す。

(2) KROTOS 実験

KROTOS 実験^{[3][4][5]}では、FARO 実験が大型実験装置であるのに対して小型の実験装置であるが、低圧・サブクール水を主として実験を実施している (図 3-3)。KROTOS 実験の代表的実験 (K37, K42) の圧力変化の例を図 3-4 に示す。KROTOS 実験では模擬コリウムとして UO_2 混合物を用いた実験とアルミナを用いた実験を実施している。表 3-3 に KROTOS 実験の実験結果のまとめを示す。アルミナ実験では、サブクール度が大きい実験ケース (K38, K40, K42, K43, K49) では、外部トリガー無しで水蒸気爆発が発生しているが、サブクール度が小さい実験ケース (K41, K44, K50, K51) では、外部トリガー無しでは水蒸気爆発は発生していない。一方、 UO_2 混合物実験では、外部トリガー無しでは水蒸気爆発は発生していない。また、 UO_2 混合物実験でも外部トリガー有りでは水蒸気爆発が発生している (K52, K53, K46) が、これらのケースはサブクール度が大きい実験ケースである。また、 UO_2 混合物実験の水蒸気爆発のエネルギー変換効率は、アルミナ実験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ実験と UO_2 混合物の相違については以下のように考察されている。

- ・ アルミナはプール水面近傍でブレイクアップし、粗混合時に粒子が半径方向に広がり、水蒸気爆発の伝播がし易くなった可能性がある。
- ・ UO_2 混合物実験では、外部トリガー無しでは水蒸気爆発は発生していない。 UO_2 混合物の方が一般的に過熱度は小さく、 UO_2 混合物粒子表面が水と接触した直後に表面が固化し易く、これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。 UO_2 混合物実験では水素が発生し、これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。

(3) FARO 実験

FARO 実験^{[4][6]}では、酸化物コリウム及び金属 Zr を含むコリウムが用いられ、多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されているが、低圧・サブクール水条件の実験も実施されている。FARO 実験装置の概要を図 3-5 に示す。表 3-4 に FARO 実験の実験結果のまとめを示す。また、圧力変化の例として L-14 と L-19 圧力挙動を図 3-6 に示す。FARO 実験のいずれの実験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。FARO 実験で得られた主な知見は以下である。

- ・ 高圧・飽和水実験、低圧・サブクール実験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していない。
- ・ 高圧・飽和水の酸化物コリウム実験の場合は一部が粒子化し、一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属 Zr 成分を含んだ実験及び低圧・サブクール実験では全てのコリウムは粒子化した。
- ・ 粒子の質量中央径は比較的大きかったが、実験条件 (初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度) に依存していない。
- ・ Zr 金属を含めた実験ケース (L-11) では、Zr 金属の酸化により、Zr 金属を含めない実験ケース (L-14) よりも圧力上昇が大きくなる。

(4) COTELS 実験

COTELS 実験^[7]では、模擬溶融物として UO_2 -Zr-ZrO₂-SS 混合物を用いており、コリウムに金属成分が含まれている。COTELS 実験装置の概要を図 3-7 に示す。表 3-5 に COTELS 実験の実験結果のまとめを示す。COTELS 実験の代表的な実験ケース (A1) の圧力挙動を図 3-8、各実験ケースの圧力変化を図 3-9 に示す。溶融混合物がプール水に接触した直後 (Region 1) は急激な圧力上昇となる。その後、サブクール水では蒸気凝縮が発生し、一時的に圧力が減少する (Region 2) が、溶融混合物からの熱伝達による蒸気発生により、準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する (Region 3)。COTELS 実験で得られた主な知見は以下である。

- ・ サブクール度が大きいケースも含め、全ての実験で水蒸気爆発は発生していない。
- ・ プールに落下した溶融コリウムは、ほとんどがプール水中で粒子化した。
- ・ 粒子径は、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、質量中央径で 6mm 程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。
- ・ コリウム落下速度の大きいケースで、粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また、準定常的な状態での圧力は、溶融物量が多く、サブクール度が小さく、プール水量が少ない程高くなる傾向である。

(5) TROI 実験

TROI 実験^[8]は、韓国原子力研究所 (KAERI) で実施されている実験であり、2007 年から 2012 年までは、KROTOS 実験とともに OECD/NEA の SERENA プロジェクトとして実施された実験である。実験装置の概要図を図 3-10 に示す。また、実験条件及び実験結果を表 3-6 に示す。

ZrO₂ を用いた実験では外部トリガリングを与えていないが、圧力スパイクや水蒸気爆発が発生した実験がある。一方、 UO_2 /ZrO₂ の混合物を用いた実験では、異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギーを変えるため、混合物の割合、水深及び混合物量等の様々な条件により実験を実施し、数ケースでは水蒸気爆発が発生している。TROI 実験で得られた主な知見は以下のとおりである。

- ・ 自発的な水蒸気爆発が生じた実験は、融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり、その他の実験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。
- ・ 水深が深い場合 (130cm) には、内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある^[9]。

(6) SERENA 実験

SERENA 実験は、OECD/NEA 主導のもと実施されている実験であり、2001 年から 2006 年にかけて実施されたフェーズ 1 と、2007 年から 2012 年にかけて実施されたフェーズ 2 に分かれている。フェーズ 1 では既存の実験に対する再現解析が行われた。また、フェーズ 2 では KROTOS 及び TROI 装置を使用した実験と、その再現解析が行われた。さらに、両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ 2 で行われた実験の実験条件及び実験結果を表 3-7 に示す。

フェーズ 1、フェーズ 2 においてそれぞれ得られた知見は以下の通りである。

フェーズ 1

- ・ (解析) 解析コードはアルミナを用いた実験によって調整されており、 $UO_2 \cdot ZrO_2$ コリウムの爆発による機械的エネルギー変換効率を過大評価する傾向にある。
- ・ (解析) 予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉圧力容器の破損強度と比べて十分小さい。
- ・ (解析) 予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は原子炉格納容器に影響を与える可能性があるが、解析コードの不確かさとばらつきが大きく、その程度を推定することは難しい。

フェーズ 2

- ・ (実験) $80\%UO_2 \cdot 20\%ZrO_2$ コリウムは、 $70\%UO_2 \cdot 30\%ZrO_2$ コリウムに比べて、やや爆発のエネルギーが大きい。これはフェーズ 1 の結果と逆の傾向であり、さらに考察が必要。
- ・ (実験) $UO_2 \cdot ZrO_2$ のみで構成されるコリウムは、アルミナと比べて爆発のエネルギーは小さい。
- ・ (実験) コリウムの組成に酸化物以外(金属の単体など)が含まれる場合について、酸化と水素生成による影響は定量化できなかった。
- ・ (実験) 全ての観測された爆発の機械的エネルギー変換率は、従来観測されていたエネルギー変換率と同様に、比較的小さい。これは、 UO_2 の密度が高いために溶融コリウムの粒子径が小さくなり、固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと、粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギーを低減したことによると推測されている。

3.2 FCI 実験の知見の整理

前項で示した FCI 実験の知見を整理し、原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性及び原子炉圧力容器外 FCI の圧カスパイクの影響因子について考察する。

(1) 原子炉圧力容器外 FCI の水蒸気爆発の可能性

酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた ALPHA 実験及びアルミナを用いた

KROTOS 実験では、外部トリガーなしで水蒸気爆発が発生しているが、 UO_2 を用いた KROTOS, FARO, COTELS 実験では外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。 UO_2 混合物では一般的に過熱度が小さいため、粗混合粒子表面が早期に固化し、蒸気膜が崩壊しても溶融物の微細化が起きにくく、水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。

TROI 実験では UO_2 混合物を用いた場合でもトリガーなしで水蒸気爆発が発生している例 (TROI-10, 12, 13, 14) が報告されている。TROI-10, 12 は、溶融物温度が 3800K 程度の高い温度での実験条件である。また、TROI-13, 14 の溶融物温度は、それぞれ 2600K, 3000K であるが、TROI-13 では、温度計測に問題があり実際には 3500K 以上と推測されている。また、TROI-14 では、二つの温度計が異なる最高温度 (4000K, 3200K) を示しており、温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると、TROI 実験の溶融物温度はかなり高い実験条件と考えられ、他の実験で想定しているような実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。

TROI 実験と実機条件の比較を検討するために、模擬溶融物にコリウム (UO_2/ZrO_2) を用いた TROI-10, 12, 23, 25 と実機条件の比較を表 3-8 に示す。この表では、図 3-11 に示す Ricou-Spalding 式による粒子化割合^[10]の概算値を示している。溶融物温度が高く過熱度が大きい TROI-10, 12 では、自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して、溶融物温度が高く過熱度が大きい水深が 1.3m と深い TROI-23 では、水蒸気爆発は発生していない。これは、水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすいため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる^[9]。

水蒸気爆発が発生した TROI-10, 12 の粒子化割合は約 60%であるが、水深がより深い TROI-23 では、粒子化割合が約 80%と比較的大きい値となっており、底部に到達する前に固化する溶融物粒子が比較的多いと考えられる。一方、水深及び粒子化割合は TROI-10, 12 と同程度であるが、溶融物温度がやや低い TROI-25 では、蒸気発生による圧力上昇 (Steam Spike) は生じているが、水蒸気爆発は発生していない。溶融物温度が低い場合、過熱度が小さく粒子が固化しやすいため、水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。

実機条件では、溶融ジェットの初期直径は計装配管口径 (5cm) ~ 制御棒駆動機構ハウジングの直径 (15cm) 程度と想定されるが、ペDESTAL 注水対策により水深は 2.0m 以上となる。これより、粒子化割合は約 60%~100%となるが、溶融物温度が 2600K 以下と水蒸気爆発が発生した TROI 実験よりも十分低いと考えられ、大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

また、いくつかの TROI 実験では水蒸気爆発が発生したときの機械的エネルギー変換効率が報告されている (表 3-6)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギー変換効率は 0.4%である。これは、ALPHA 実験 (表 3-2) や KROTOS 実験 (表 3-3) で観測されているように、アルミナによる金属模擬溶融物実験の値に対して比較的小さい値となっている。

また、KROTOS 実験 (K52, K53, K46) では、 UO_2 混合物を用いた実験でも外部トリガーを

与えた場合は水蒸気爆発が観測されているが、これらの実験ケースはサブクール度が大きい実験ケースである(K52のサブクール度：102K, K53のサブクール度：122K, K46のサブクール度：83K)。したがって、サブクール度が大きい場合には、UO₂混合物を用いた場合でも、水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは、サブクール度が大きい場合には、粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し、蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。

しかし、KROTOS実験のK52, K53と同程度の高サブクール度の条件であるFARO実験のL-31(サブクール度：104K), L-33(サブクール度：124K)では、水蒸気爆発が発生していない。これらの実験のUO₂混合物量は、KROTOS実験が数kgであるのに対して100kg程度であり、より実機条件に近い。

また、COTELS実験の高サブクール実験(A11)でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS実験は、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬した実験であり、熔融物に圧力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また、熔融物量も50kg程度であり、KROTOS実験よりも実機条件に近い。

以上より、UO₂混合物の熔融物量が少ないKROTOS実験では、水蒸気爆発が発生しているが、熔融物量が多くより実機体系に近い大規模実験であるFARO実験、COTELS実験では、水蒸気爆発は発生していない。

FCI実験では、水蒸気爆発のトリガーを発生させるために、高圧ガスを封入した装置(KROTOS実験では最大20MPaのガスを封入可能な装置)を用いている。水蒸気爆発のトリガーは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており、トリガー装置により圧力パルスを発生させ蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられる。実機条件では、このようなトリガー装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられない。また、熔融物がプール底部に接触することでトリガー要因となることが考えられるが、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬したCOTELS実験の実験装置では、BWRのペダスタル底部と同様に平板コンクリートを模擬した実験装置としており、実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。

また、実機条件では、水深が実験条件よりも深くなる可能性があるが、水深が深いことにより、熔融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、熔融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、熔融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

以上より、BWRの実機条件において水蒸気爆発のトリガーとなる特段の要因は考えられないため、実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。

上記の実験条件と実機条件の検討より、実機においては、格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。

(2) 水蒸気爆発の影響評価例

原子炉圧力容器外水蒸気爆発が発生した場合の影響について、JASMINE コード（水蒸気爆発解析）及び AUTODYN-2D（構造物応答解析）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が評価されている^[11]。以下では、本資料の評価内容について考察する。最初に、本評価における水蒸気爆発の発生確率の扱いについて整理する。この評価の JASMINE コードによる水蒸気爆発解析では、水蒸気爆発に影響する粗混合融体質量が最大となる時点で強いトリガリング（圧力外乱）を与えることで、水蒸気爆発の発生を模擬している。即ち、水蒸気爆発のトリガーを恣意的に解析的条件として与えることで水蒸気爆発を発生させている。したがって、本評価で示される格納容器破損確率は、水蒸気爆発の発生（トリガー発生）確率を 1 と仮定した場合の格納容器破損確率の評価といえる。これに対して実機では、前述のとおり、圧力外乱となるトリガー波が発生する要素はないと考えられる。

次に水蒸気爆発が発生した場合の影響評価について整理する。本資料で示されている BWR ペDESTAL 領域の評価における格納容器破損のフラジリティカーブでは、流体の運動エネルギーが 1000MJ 以下の範囲の破損確率はほぼゼロとなっている。これに対して、本資料で示されている JASMINE コードによる水蒸気爆発の不確かさ解析結果では、流体の運動エネルギーは最大でも 200MJ 程度となっている。したがって、BWR ペDESTAL 領域における格納容器破損確率は極めて小さいと考えられる。

(3) 原子炉圧力容器外 FCI の圧カスパイクの影響因子

水蒸気爆発が発生しない場合でも、燃料炉心の冷却材への伝熱による水蒸気発生により圧カスパイクが生じる。ここでは、原子炉圧力容器外 FCI の圧カスパイク影響因子について、BWR の原子炉圧力容器外 FCI を模擬した COTELS 実験の実験結果を中心に検討する。各ケースの圧力変化を図 3-9 に示す。COTELS 実験では、基本実験ケース (A1) に比較してコリウム量が少ない実験ケース (A4) では、デブリ保有熱量が少なく圧力上昇も低くなる傾向がある。また、COTELS 実験では、サブクール度が大きいケース (A5, A6)、プール水深が大きいケース (A9) では、蒸気凝縮により圧力上昇が低くなる傾向がある。

粒子化割合については、COTELS 実験では水深は 0.4m であるが、ほとんどがプール水中で粒子化した。また、FARO 実験では、水深が 1~2m であるが、高圧・飽和水の酸化コリウム実験では一部が粒子化し、高圧・飽和水のコリウムに金属成分を含んだ実験では全てコリウムが粒子化している。粒子化割合が大きいほうがプール水への伝熱量が多くなるため、圧力上昇は高くなると考えられる。

粒子径については、COTELS 実験結果ではコリウム落下速度の大きいケース (A8, A10) では、基本実験ケース (A1) に比較して、粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。一方、FARO 実験では、粒子の質量中央径は比較的大きかったが、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^[4]、COTELS 実験では 6mm 程度^[7]である。

以上の影響因子を BWR プラント体系で考えた場合、以下に分類できる。

- ・ 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）
- ・ 熔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）

（4） FCI と MCCI を考慮した格納容器下部水張りの考え方

炉心熔融が進展し炉外に熔融燃料が流出する場合、FCI と MCCI の影響緩和において、格納容器下部への初期水張りが重要なマネジメントとなる。以下では格納容器下部への注水による初期水張りの考え方について示す。

FCI の観点では、これまでの FCI 実験結果の知見から、BWR の実機条件では水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。しかし、万が一水蒸気爆発が発生したと想定すると、水深が深いと粗混合が促進され、水蒸気爆発の規模が大きくなる可能性がある。

MCCI の観点では、種々の実験結果から、デブリ上面から除熱を向上させるため、原子炉格納容器下部への水張り水深を深くすることにより、熔融炉心が落下時に粒子化され、粒子状ベッドとして堆積することにより、デブリ冷却性を向上させることが影響緩和のために重要である。

以上より、水深が深い場合は、万が一水蒸気爆発が発生した場合の影響が大きくなる可能性があるが、MCCI の影響を緩和する観点からは有利である。したがって、水蒸気爆発の評価により格納容器の健全性に影響を与えないことを十分確認できる範囲で初期水張りの水深を深くし、熔融炉心の粒子化を促進し、MCCI を緩和する運用とすることが得策と考えられる。

表 3-1 BWR 体系における原子炉圧力容器内水蒸気爆発の発生確率に関する見解

原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する国際会議，文献	BWR の原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する議論
OECD/CSNI FCI 専門家会議 (1993) ^[1 2]	BWR の圧力容器下部プレナムは，制御棒案内管で密に占められている。そして，炉心の広範囲でのコヒーレントなリロケーションは，炉心支持板の存在により起こりにくいと考えられる。このような特徴によって，燃料-冷却材の粗混合のポテンシャルが制限され，水蒸気爆発に起因する水-溶融物スラグの運動エネルギーを消失させる可能性がある。従って，スラグにより破壊された圧力容器ヘッドのミサイルに伴う格納容器破損は，PWR よりも BWR の方が起こりにくいと評価される。(T. Okkonen 等)
NUREG/CR-5960 (1994) ^[1 3]	BWR の下部プレナムには，密に詰められた制御棒案内管があるため，炉内水蒸気爆発問題の対象とならない。(T. G. Theofanous 等)
SERG-2 ワークショップ (1996) ^[1 4]	物理的なジオメトリは爆発的事象の発生に寄与しないため，BWR の α モード格納容器破損確率は，おそらく PWR より小さい。(M. Corradini)
OECD/CSNI FCI 専門家会議 (1997) ^[1 5]	下部プレナム構造物の存在により，水蒸気爆発の影響を緩和する。 現在の知見は，一般に BWR では炉内水蒸気爆発は格納容器への脅威とならない。 (O. Zuchuat 等)

表 3-2 ALPHA 実験の主要な実験条件及び実験結果^[2]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力(MPa)	水温度(K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率(%)
ALPHA	STX002	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX003	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	292	1.0	No	Yes	-
	STX005	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	300	1.0	No	Yes	-
	STX009	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX016	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	293	1.0	No	No	-
	STX010	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	297	1.0	No	Yes	-
	STX013	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	284	1.0	No	No	-
	STX014	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	372	1.0	No	No	-
	STX008	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	288	1.0	No	No	-
	STX012	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	290	1.0	No	No	-
	STX015	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.00	282	1.0	No	No	-
	STX006	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	298	1.0	No	No	-
	STX011	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	290	1.0	No	Yes	-
	STX019	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
STX020	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	1.0	No	No	-	
STX021	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05	

表 3-3 KROTOS 実験の主要な実験条件及び実験結果^{[3][4][5]}

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率(%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3073	0.1	5	1.11	No	No	-
	K42	Alumina	1.5	2465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2473	0.1	13	1.11	No	No	-
	K51	Alumina	1.7	2748	0.1	5	1.11	No	No	-
	K32	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.0	3063	0.1	22	1.08	No	No	-
	K33	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.2	3063	0.1	75	1.08	No	No	-
	K35	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.1	3023	0.1	10	1.08	Yes	No	-
	K36	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.0	3025	0.1	79	1.08	Yes	No	-
	K37	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.2	3018	0.1	77	1.11	Yes	No	-
	K45	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.1	3106	0.1	4	1.14	Yes	No	-
	K46	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	5.4	3086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	-
	K47	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	5.4	3023	0.1	82	1.11	Yes	No	-
	K52	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	2.6	3133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
K53	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	3.6	3129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05	

表 3-4 FARO 実験の主要な実験条件及び実験結果^[4]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
FARO	L-06	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	18	2923	5	0	0.87	No	No	-
	L-08	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	44	3023	5.8	12	1.00	No	No	-
	L-11	77wt.%UO ₂ -19wt.%ZrO ₂ -4wt.%Zr	151	2823	5	2	2.00	No	No	-
	L-14	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	125	3123	5	0	2.05	No	No	-
	L-19	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	157	3073	5	1	1.10	No	No	-
	L-20	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	96	3173	2	0	1.97	No	No	-
	L-24	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	177	3023	0.5	0	2.02	No	No	-
	L-27	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	117	3023	0.5	1	1.47	No	No	-
	L-28	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	175	3052	0.5	1	1.44	No	No	-
	L-29	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	39	3070	0.2	97	1.48	No	No	-
L-31	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	92	2990	0.2	104	1.45	No	No	-	
L-33	80wt.%UO ₂ -20wt.%ZrO ₂	100	3070	0.4	124	1.60	Yes	No	-	

表 3-5 COTELS 実験の主要な実験条件及び実験結果^[7]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
COTELS	A1	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	-
	A4	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	-
	A5	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	-
	A6	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	-
	A8	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	-
	A9	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	-
	A10	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	-
	A11	55wt.%UO ₂ -25wt.%Zr-5wt.%ZrO ₂ -15wt.%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	-

表 3-6 TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(1/2) [8] [9][16][17]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率(%)
TROI	1	ZrO ₂ /Zr (99/1)	5	>3373	0.1	365	0.67	-	Steam Spike	-
	2	ZrO ₂ /Zr (99/1)	5.5	>3373	0.1	365	0.67	-	No	-
	3	ZrO ₂ /Zr (99/1)	4.88	>3373	0.1	323	0.67	-	No	-
	4	ZrO ₂ /Zr (99/1)	4.2	>3373	0.1	292	0.67	-	Yes	-
	5	ZrO ₂ /Zr (98.5/1.5)	2.9	3373	0.1	337	0.67	-	Yes	-
	9	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	4.3	3200	0.1	296	0.90	-	No	-
	10	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	8.7	3800	0.117	298	0.67	-	Yes	-
	11	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	9.2	>3800	0.111	296	0.67	-	No	-
	12	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	8.4	3800	0.11	293	0.67	-	Yes	-
	13	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	7.7	2600 ^(注1)	0.108	292	0.67	-	Yes	0.40%
	14	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	6.5	3000 ^(注2)	0.105	285	0.67	-	Yes	-
	17	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)						-	No	-
	18	UO ₂ /ZrO ₂ (78/22)	9.1					-	-	-
	21	UO ₂ /ZrO ₂ (80/20)	17.0	3000	0.110	298	1.30	No	No	-
	22	UO ₂ /ZrO ₂ (80/20)	17.0	2900	0.110	297	1.30	No	No	-
	23	UO ₂ /ZrO ₂ (80/20)	17.0	3600	0.110	293	1.30	No	No	-
24	ZrO ₂	9.5	3600	0.110	288	0.67	No	Yes	-	
25	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	15.0	3500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	-	
26	UO ₂ /ZrO ₂ (80/20)	17.0	3300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	-	

(注1) 参考文献[16]によれば温度計測に問題があり、実際には3500K程度以上と推測されている。

(注2) 参考文献[16]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-6 TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(2/2)^{[8] [9] [16] [17]}

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率(%)	
TROI	29	UO ₂ /ZrO ₂ (50/50)	11.5					-	No	-	
	32	UO ₂ /ZrO ₂ (87/13)						-	No	-	
	34	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	10.5	~3000		341	0.67	Yes	Yes	0.63	
	35	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	8	~3000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21	
	36	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	5.3	~3000		305	0.95	Yes	Yes	0.50	
	37	UO ₂ /ZrO ₂ (78/22)	8.1	~3000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01	
	38	UO ₂ /ZrO ₂ (78/22)	5.3	~3000	0.105	288	1.30	-	No	-	
	39	UO ₂ /ZrO ₂ (78/22)	3.4	~3000	0.106	285	1.30	-	No	-	
	40	UO ₂ /ZrO ₂ (70/30)	11.1	~3000	0.312	287	1.30	-	No	-	
	49	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr/Fe (62.3/15/11.7/11)	15.96	2730(3360)					-	-	-
	50	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr/Fe (59.5/18/11.9/10.6)	14.46						-	-	-
	51	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr/Fe (60.5/16.7/12.1/10.7)	6.3 (14.2 load)	2695(3420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	-	
52	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr/Fe (61/16/12/11)	8.6 (14.1 load)	2650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	-		

(注1) 参考文献[16]によれば温度計測に問題があり、実際には3500K程度以上と推測されている。

(注2) 参考文献[16]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-7 SERENA 実験（フェーズ2）の主要な実験条件及び実験結果^[19]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (wt%)	溶融物質 量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー 変換効率(%)
SERENA (TROI/ KROTOS)	TS-1	UO ₂ /ZrO ₂ (73.4/26.6)	15.4	~3000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	UO ₂ /ZrO ₂ (68.0/32.0)	12.5	3063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	UO ₂ /ZrO ₂ (71.0/29.0)	15.9	3107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	UO ₂ /ZrO ₂ (81.0/19.0)	14.3	3011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr/U (76.0/18.3/5.0/0.7)	17.9	2940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	UO ₂ /ZrO ₂ /Fe ₂ O ₃ /FP (73.3/18.5/4.9/3.3)	9.3	2910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	UO ₂ /ZrO ₂ (70.0/30.0)	2.4	2969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	UO ₂ /ZrO ₂ (70.0/30.0)	3.9	3049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	UO ₂ /ZrO ₂ (70.0/30.0)	0.8	2850	-	332	1.1	Yes	_(注1)	_(注1)
	KS-4	UO ₂ /ZrO ₂ (80.0/20.0)	2.3	2958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	UO ₂ /ZrO ₂ /Zr (80.1/11.4/8.5)	1.7	2864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event ^(注2)	_(注2)
	KS-6	UO ₂ /ZrO ₂ /Fe ₂ O ₃ /FP (73.0/20.4/4.1/2.5)	1.7	2853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	~0

(注 1) 実験失敗

(注 2) 計測失敗

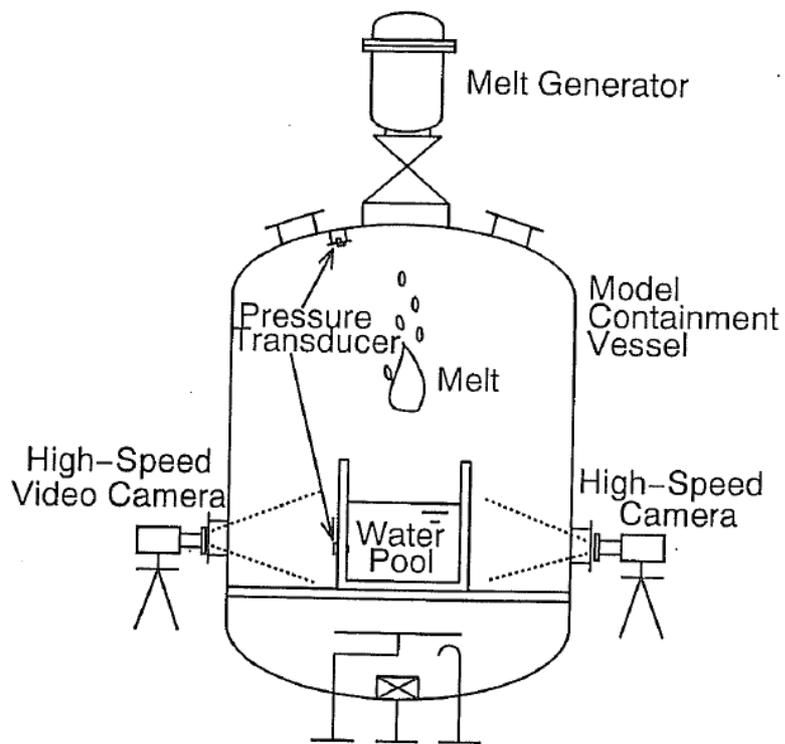
表 3-8 TROI 実験と実機条件の比較

実験ケース	溶融物温度 (過熱度) ^(注1)	溶融 ジェット径	水深	粒子化割合 ^(注2)	水蒸気爆発
TROI-10	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-12	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-23	3600K (700K)	7.4cm	1.30m	約 80%	No
TROI-25	3500K (600K)	8.0cm	0.67m	約 50%	Steam Spike
実機条件	~2600K (~300K)	5~15cm	2.0m~	約 60~100%	-

(注1) 実験条件の過熱度は UO_2/ZrO_2 の相図^[18]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値

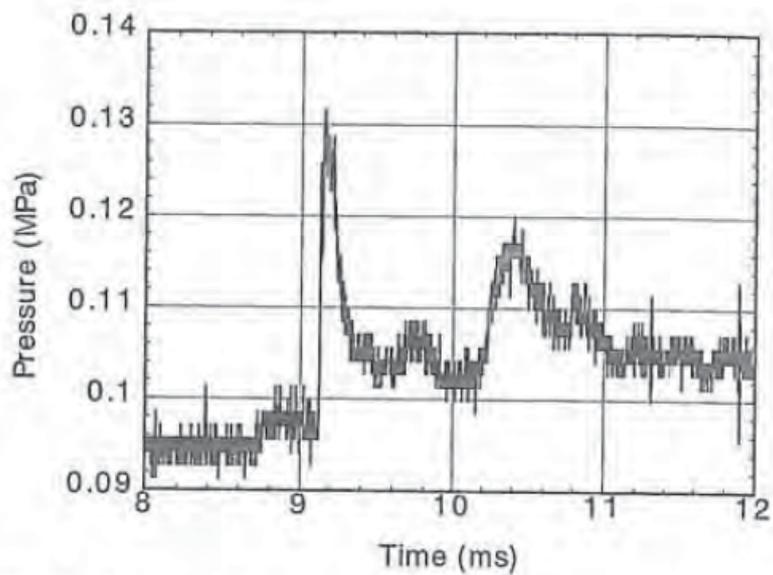
実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の溶融物（酸化物層）の過熱度の概算値

(注2) Ricou-Spalding 相関式 (図 3-11) による概算評価値



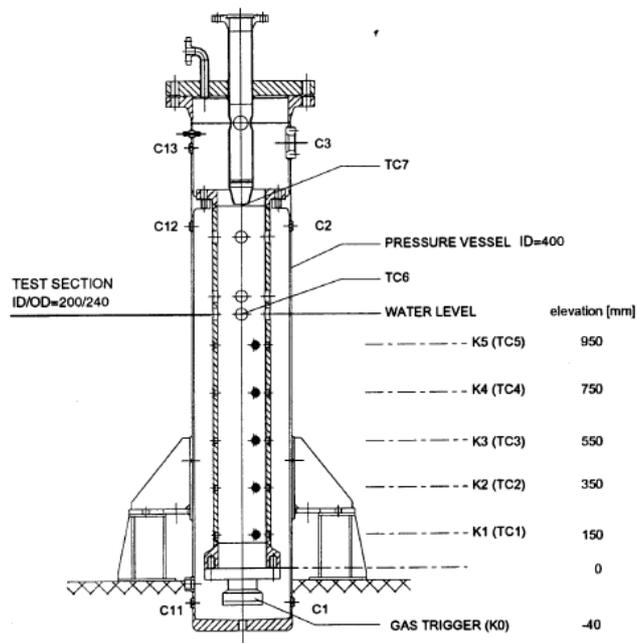
出典：参考文献^[2] p. 371 Fig. 1

図 3-1 ALPHA 実験装置の概要



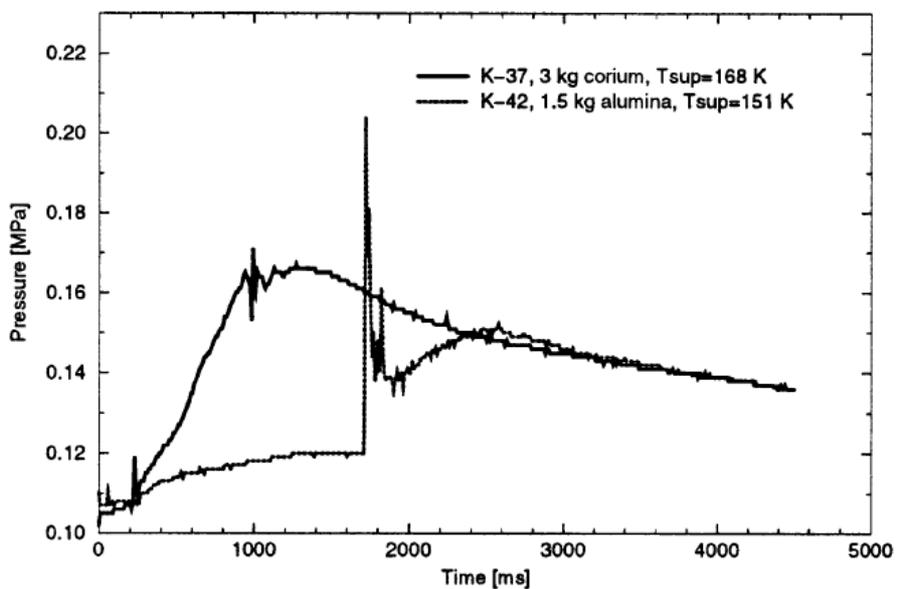
出典：参考文献^[2] p. 380 Fig. 8

図 3-2 ALPHA 実験の圧力評価の例 (STX016)



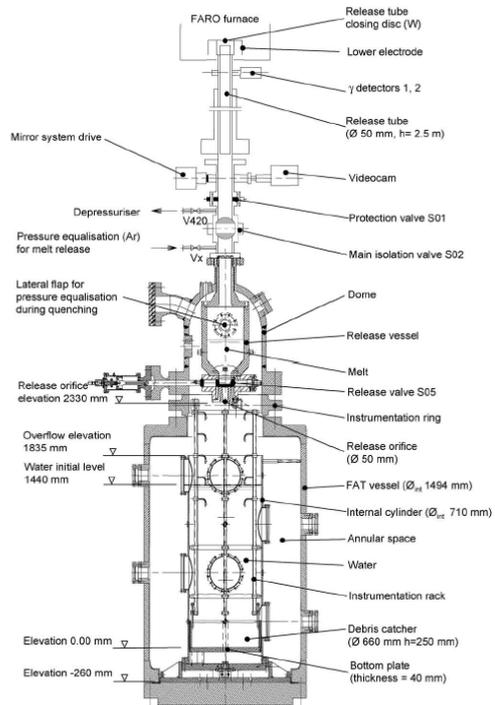
出典：参考文献^[3] p. 380 Fig. 1

図 3-3 KROTOS 実験装置の概要



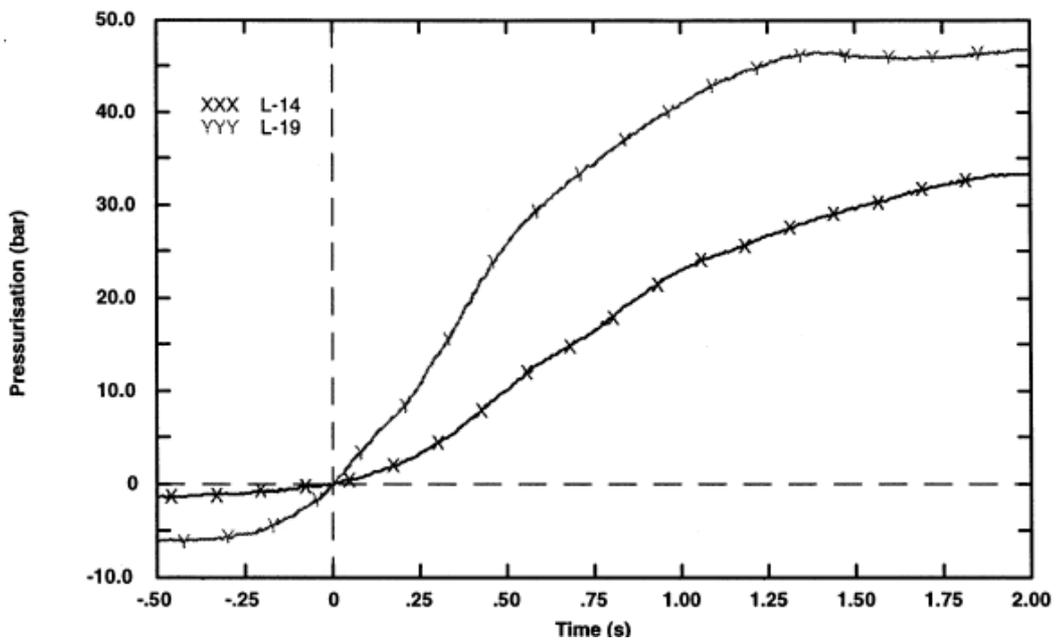
出典：参考文献^[3] p. 385 Fig. 3

図 3-4 KROTOS 実験の代表的圧力変化の例 (K-37, K-42)



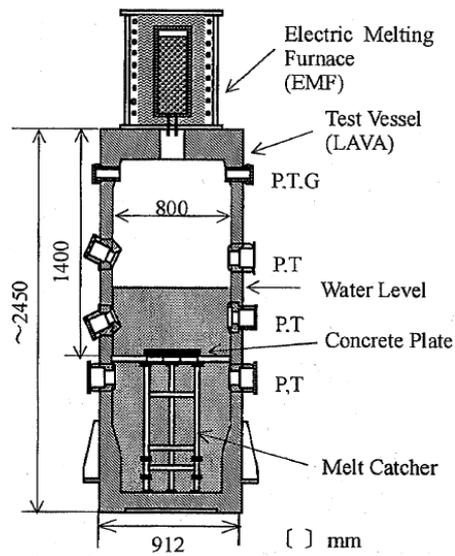
出典：参考文献^[4] p.1999 Fig.1

図 3-5 FARO 実験装置の概要



出典：参考文献^[6] p.229 Fig.6

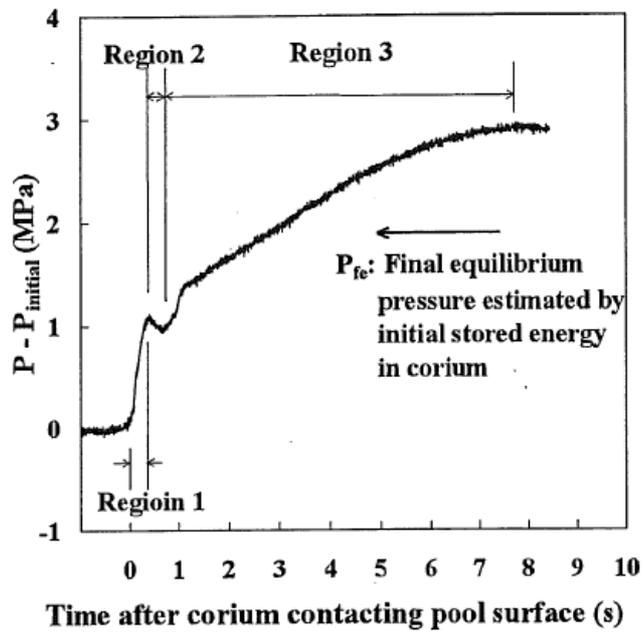
図 3-6 FARO 実験の圧力変化の例 (L-14, L-19)



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

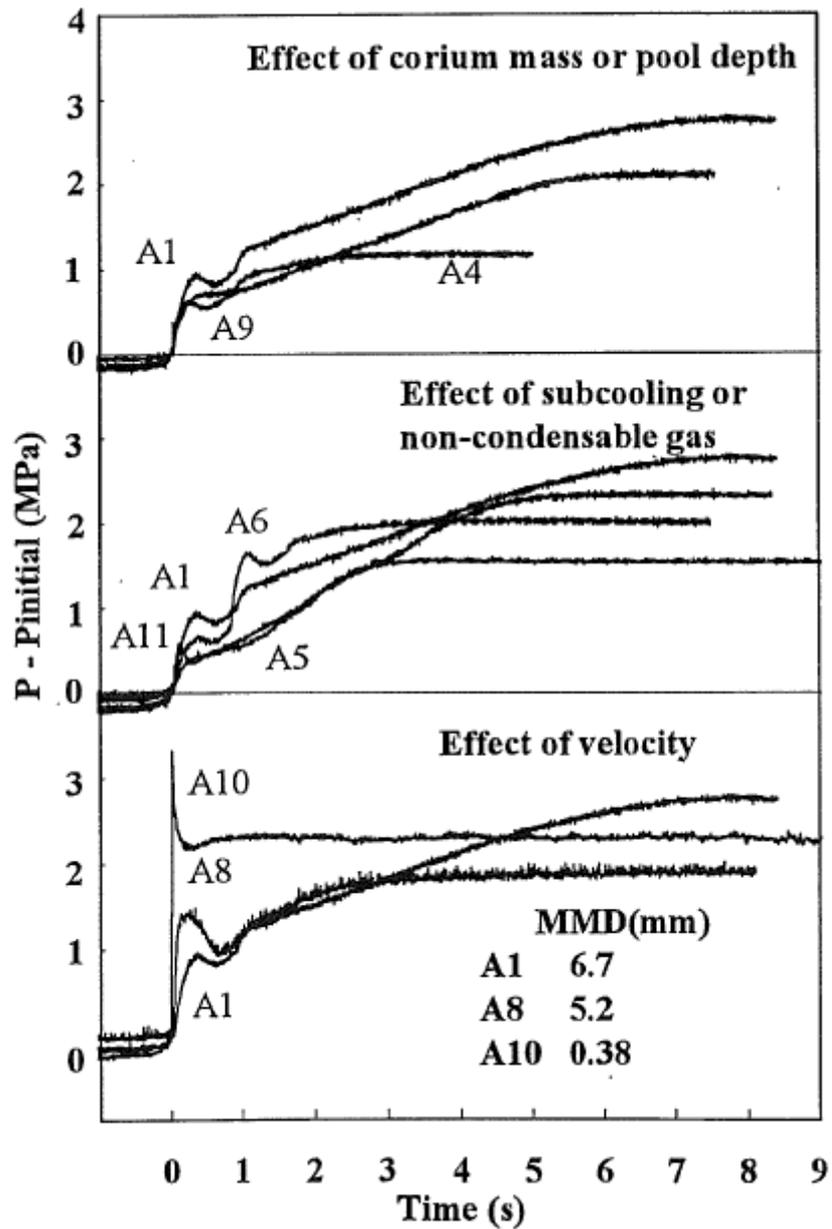
出典：参考文献^[7] p. 37 Fig. 1

図 3-7 COTELS 実験装置の概要



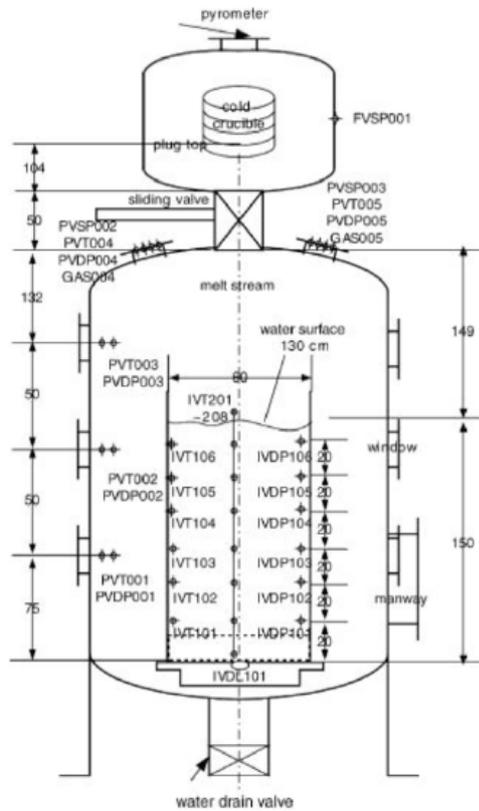
出典：参考文献^[7] p. 38 Fig. 2

図 3-8 COTELS 実験の圧力変化の例 (A1)



出典：参考文献^[7] p. 38 Fig. 3

図 3-9 COTELS 実験の各実験ケースの圧力変化



Expl.:
 IVDP - water dynamic pressure
 PVT - pressure vessel temperature
 PVDP - pressure vessel dyn. pressure
 PVSP - pressure vessel static press.
 IVDL - bottom dynamic load
 IVT - water temperature

2. set up
 (surely from TROI-50
 experiment)

出典：参考文献^[8] Appendix B. p.202

図 3-10 TROI 実験装置の概要

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。

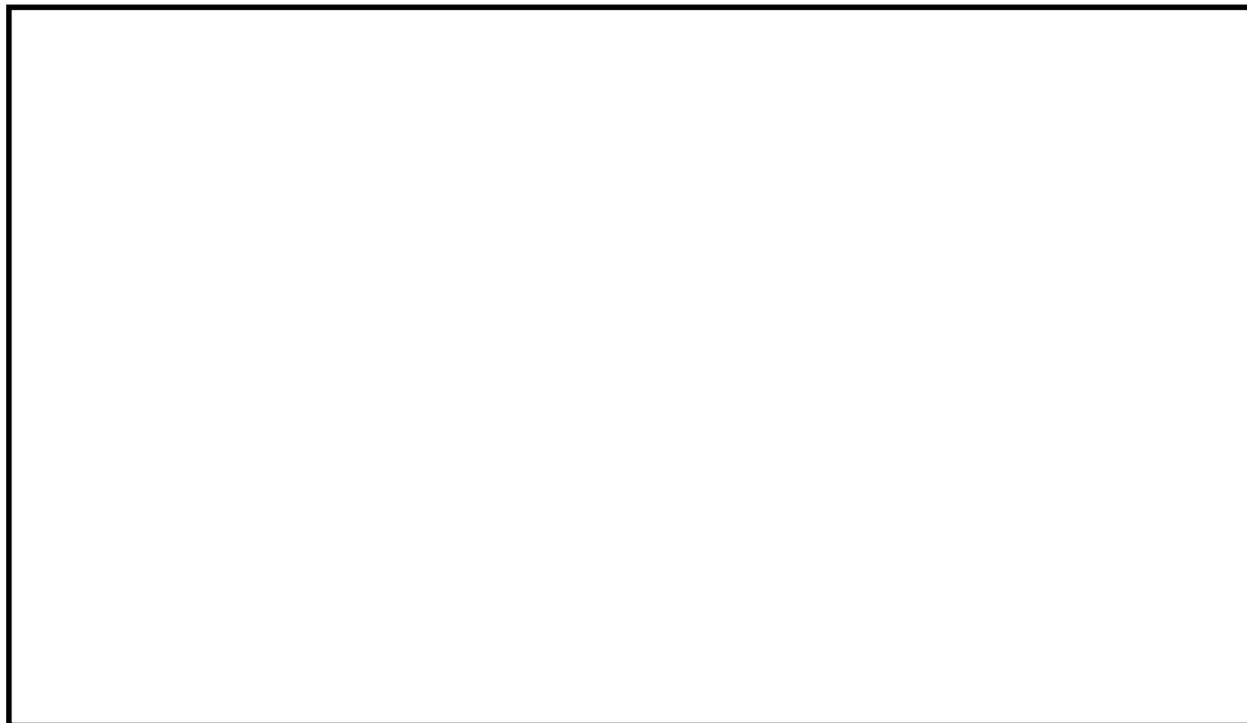


図 3-11 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

4. 不確かさに関する整理

ここでは原子炉圧力容器外 FCI について、有効性評価の不確かさ評価を行う。なお、前項で述べたように、原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性は低いことから、ここでは圧カスパイクの評価について検討する。

前項で示した既存 FCI 実験の知見の整理より、原子炉圧力容器外 FCI の圧カスパイクに影響する因子の分類として以下が考えられる。

- ・ 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）
- ・ 熔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）

また、実機体系では原子炉圧力容器下部領域の圧力変化が格納容器のドライウェル空間に伝播される現象を伴うことから、影響因子として以下を追加する。

- ・ 格納容器内での水蒸気の流動

上記の影響因子の不確かさに対する感度解析を行うために、各影響因子の不確かさを解析モデルで考慮する方法について以下に示す。

(1) 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）

圧力容器下部のペ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カ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デ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、圧カ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領域の水位に対しては、水深が深いほうが熔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、圧カ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、不確かさ評価は行わない。

(2) 熔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）

熔融炉心の落下量は、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 では熔融物流出に伴う破損口の径

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。

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 では Ricou-Spalding 式で評価される。Ricou-Spalding 式では、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。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し、円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレインメント速度 (m/s) は、次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \quad (1)$$

ここで、 E_o : エントレインメント係数

u_{dj} : ジェット速度 [m/s]

ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

水中でのジェット速度を一定と仮定し、水面から垂直方向に積分すると、プール底部（水深； ΔH_{pool} ）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \quad (2)$$

(2)式を用いて、溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため、粒子化割合 Φ_{ent} は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,o}^2} \quad (3)$$

以上の評価式において、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、初期デブリ直径、圧力（僅かではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融物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ない。

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 実験に対するベンチマーク解析によって範囲を設定しており、推奨範囲は ～ となっているため、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。FARO 実験条件は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気気圧条件は 2～5.8MPa（高圧条件）、0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており、一方、実機条件では、格納容器下部の水位は 2～4m 程度、格納容器下部内の冷却材のサブク

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。

ール度は、飽和～90K 程度、雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると、実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件を概ね包絡しており、ベンチマーク解析で検討されたエントレインメント係数の範囲で感度を確認すれば十分といえる。

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、プール水位に不確かさがある。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。式（1）より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。

（3） 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輻射熱伝達に支配される。MAAP ではエントレインメント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。

デブリの粒子径ファクタについては、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範囲を設定しており、推奨範囲は ～となっているため、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 実験条件は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa（高圧条件）、0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており、一方、実機条件では、格納容器下部の水位は 2～4m 程度、格納容器下部内の冷却材のサブクール度は、飽和～90K 程度、雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると、実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件を概ね包絡しており、ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分といえる。

（4） 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、ペDESTAL領域からドライウエル領域への流れは、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。

以上のFCIの不確かさに関する整理結果を表4-1に示す。また、FCIにおける不確かさに関するフローを図4-1に示す。

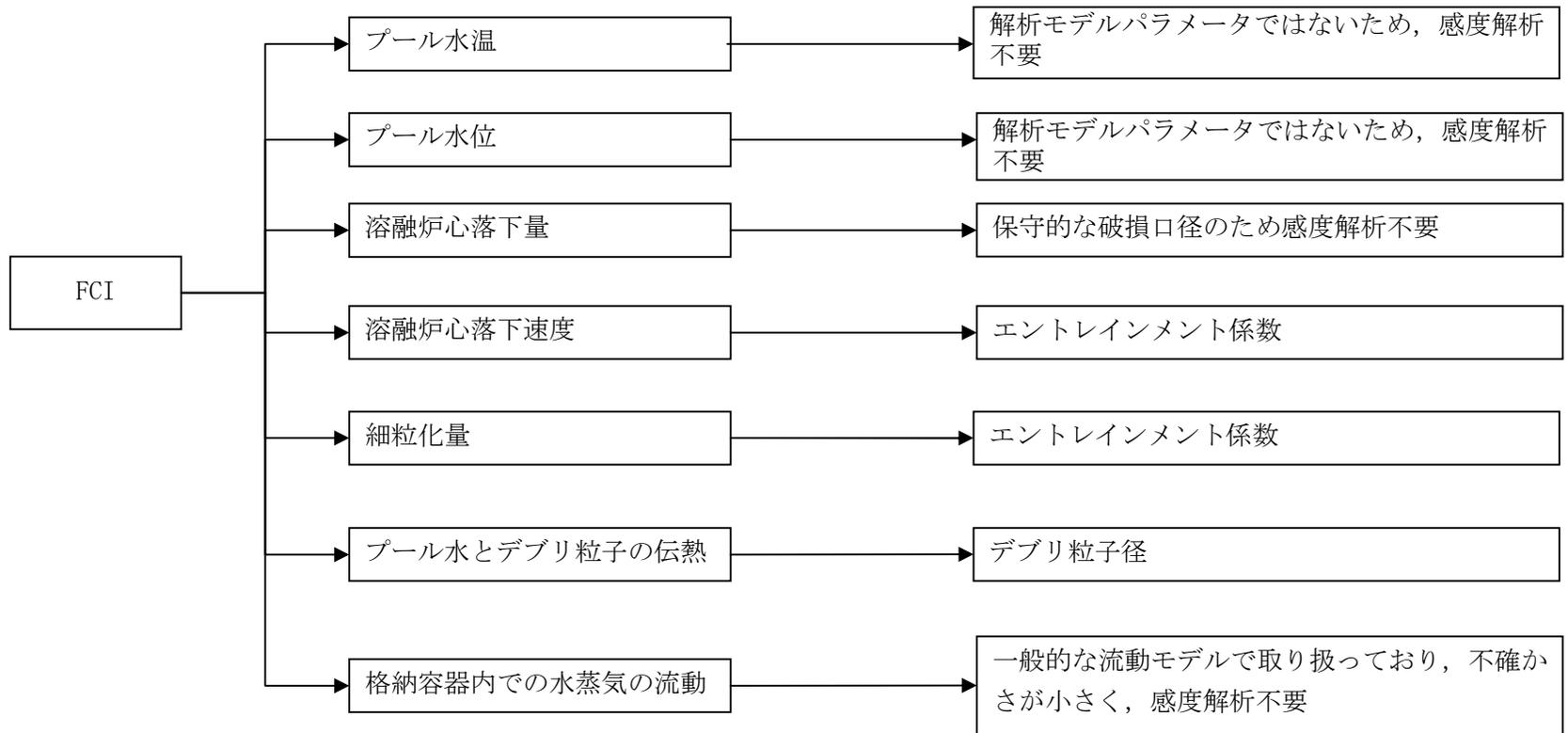


図 4-1 FCI における不確かさに関する流れ図

表 4-1 FCI の不確かさに関する整理結果(1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
プール水温	ペDESTAL注水の水温によりペDESTAL領域のプール水温が決まる。	ペDESTAL注水の水温は、水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。	解析モデルパラメータではないため、感度解析は行わない。
プール水位	ペDESTAL部の注水により水位が上昇するが、水位がペDESTAL部からドライウェル部への開口部に到達すると、プール水はドライウェル側に流出するため水位はこれ以上上昇しない。	有効性評価では、保守的に高めの水位としてペDESTAL部の開口部下端まで水位があるとしている（BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントの例）。	解析モデルパラメータではないため、感度解析は行わない。
溶融炉心落下量	破損口径と同じ径の大きさで炉心デブリが流出し、破損口も侵食すると想定される。	破損口径と同じ径で炉心デブリが流出する。破損口の侵食も考慮される。	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ハウジングを想定しているため感度解析は不要。
溶融炉心落下速度	原子炉圧力容器内外圧力差、溶融炉心の水頭、落下距離によって落下速度が決まる。	原子炉圧力容器内外圧力差、溶融炉心の水頭、落下距離によって落下速度が決まる。	エントレインメント係数

表 4-1 FCI の不確かさに関する整理結果(2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
細粒化量	デブリジェット径が大きい ため、水中に落下する炉心デブリの内、 エントレインメントされる部分 はジェットの表面近傍に限られ ると想定される。	デブリジェットに対して、 Ricou-Spalding 式によって評価 される。	エントレインメント係数
プール水とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱 及び輻射熱伝達から伝熱量が決 まる。	デブリ粒子から膜沸騰伝熱及び 輻射熱伝達を考慮したモデルに よって評価される。	デブリ粒子径
格納容器内での水蒸気の流動	ペDESTAL領域で発生した水蒸 気が圧力差と流動抵抗によりド ライウェル領域へ移行すると想 定される。	ノード・ジャンクションモデルに 従い、格納容器内を流れる水蒸気 量が評価される。	一般的な流動モデルで取り扱って おり、不確かさが小さく、感度解 析不要。

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。

5. 感度解析と評価

4章において抽出したパラメータに関し、感度解析を実施し、有効性評価に対する影響度合いを確認する。

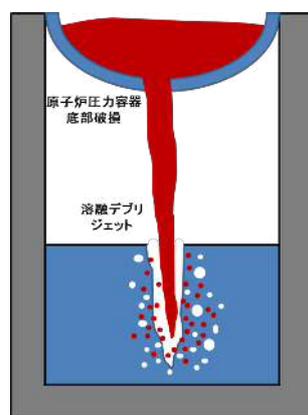
感度解析のベースケースは、BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントにおける「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」である。

(1) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

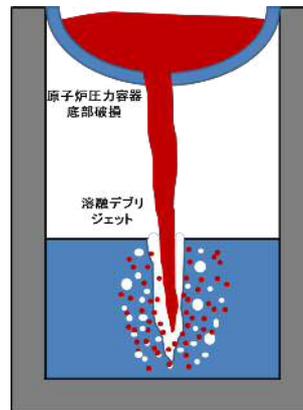
a. 解析条件

Ricou-Spalding のエントレインメント係数は、ベースケースでは MAAP 推奨範囲（～）のうちおよそ中間となる を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP の当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値 , を設定する。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最小値
	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最大値



ベースケース



感度解析ケース

エントレインメント係数を大きく（小さく）して細粒化割合が大きく（小さく）なるように設定

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。

b. 解析結果

図 5-1-1～5-1-2 にエントレインメント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原子炉圧力容器破損以降に現れる。約 4.3 時間の時点で原子炉圧力容器の破損が発生しており、そのときの格納容器圧力の上昇は、感度解析ケース（最大値）の方が僅かに大きい結果となっている。また、格納容器下部水温については、原子炉圧力容器の破損に伴う熔融炉心の落下時点での温度上昇は感度解析ケース（最大値）の方が僅かに高い結果となっている。これは、エントレインメント係数を大きくすることで細粒化が進み、水との接触面積が大きくなり、水蒸気を短期間に発生させる効果があるためである。

c. 評価

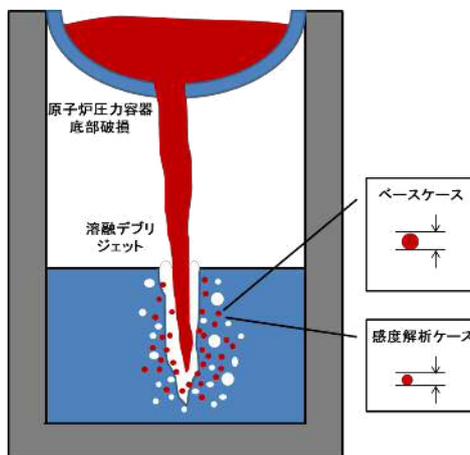
エントレインメント係数の圧カスパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

(2) デブリ粒子径

a. 解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり、粒子径が小さい場合に圧カスパイクが大きくなると考えられる。粒子径ファクタは、ベースケースでは MAAP 推奨範囲 (~) のうちおよそ中間となる を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP の当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値 , を設定する。

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最小値
	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最大値



b. 解析結果

図 5-2-1～5-2-2 に、デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

粒子径ファクタは、原子炉压力容器下部プレナム部の細粒化にも適用されていることから、本解析には、原子炉压力容器下部プレナム部の細粒化効果も含まれる。原子炉压力容器下部プレナム部に関する考察は添付 1 にて行っており、原子炉圧力への影響は僅かであることが確認されている。原子炉压力容器の破損時刻は、感度解析ケース（最小値）の方が僅かに早い結果となっている。これは、デブリ粒子の径が小さくなることで下部プレナムに残留している冷却材の蒸発が早くなり、結果として原子炉压力容器の破損が早まっている。約 4.3 時間で原子炉压力容器の破損に至り、熔融炉心が格納容器下部に落下し、水蒸気発生に伴う圧力上昇となり、感度解析ケース（最小値）の方が早く上昇する結果となっている。これは、前述のとおり、感度解析ケース（最小値）の方が原子炉压力容器の破損が早くなるためであり、この時の圧力上昇幅を比較すると、ベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。また、格納容器下部水温についても、原子炉压力容器の破損後の温度上昇幅はベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。

c. 評価

デブリ粒子径の圧カスパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

(3) 感度解析パラメータの組み合わせ

(2) で示したようにデブリ粒子径の圧カスパイクへの感度はほとんどない。このため、エントレインメント係数とデブリ粒子径の感度解析パラメータを組み合わせた解析は、エントレインメント係数の保守側のパラメータの感度解析とほぼ同じとなる。

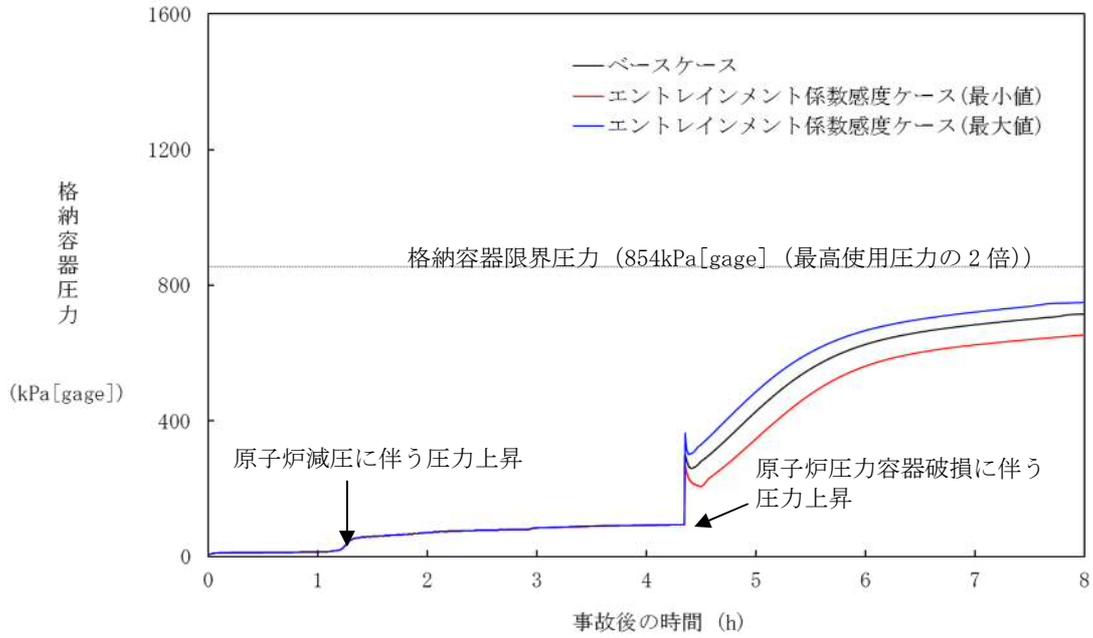


図 5-1-1 エントレインメント係数の感度解析（ドライウェル圧力）

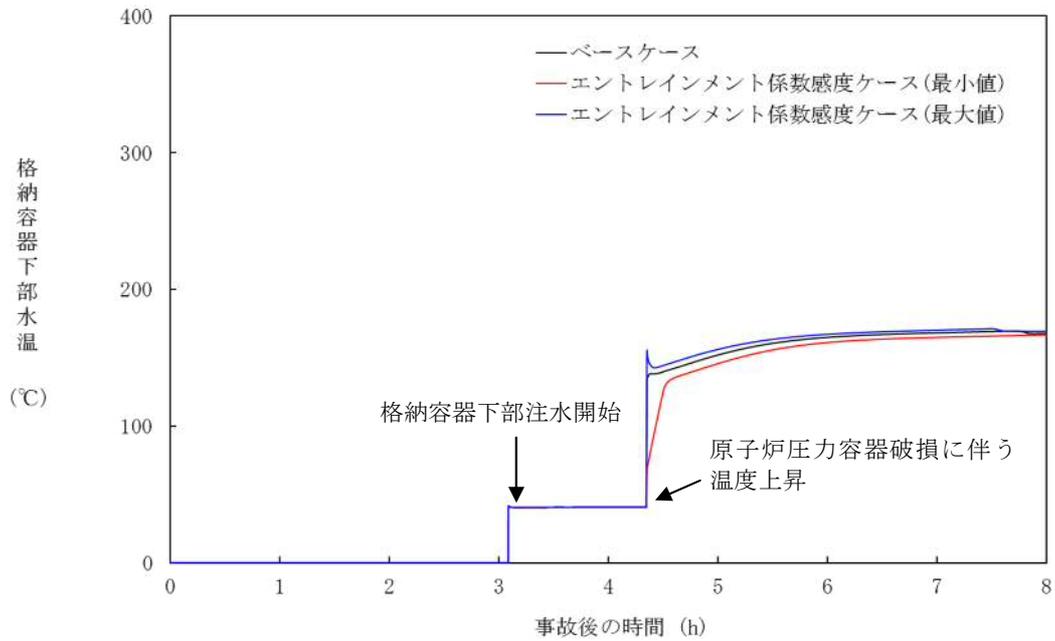


図 5-1-2 エントレインメント係数の感度解析（格納容器下部水温）

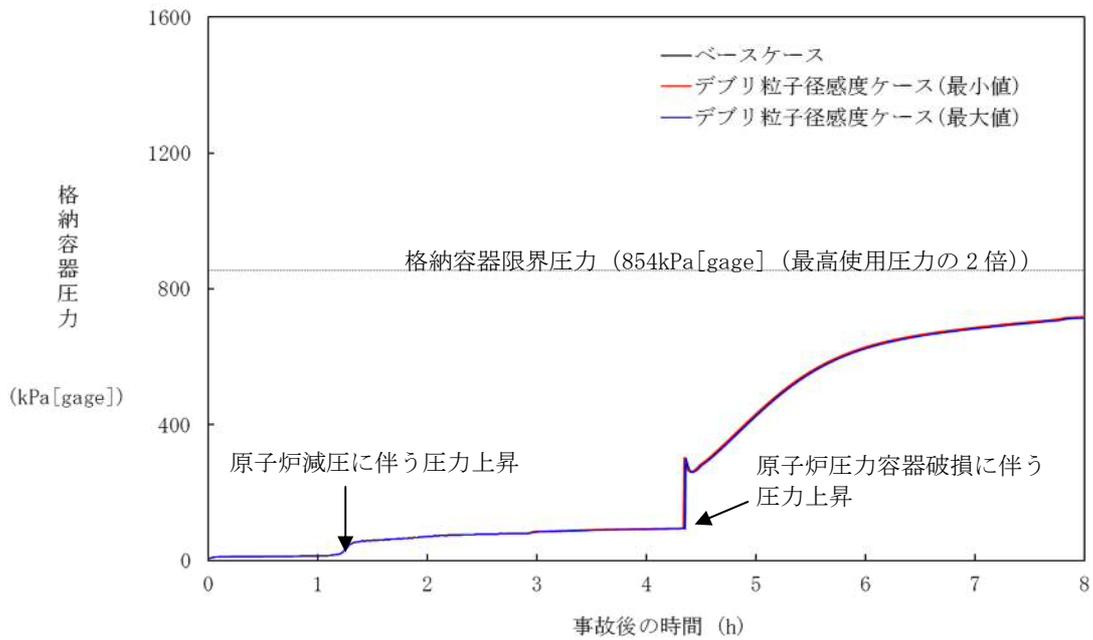


図 5-2-1 デブリ粒子径の感度解析 (ドライウェル圧力)

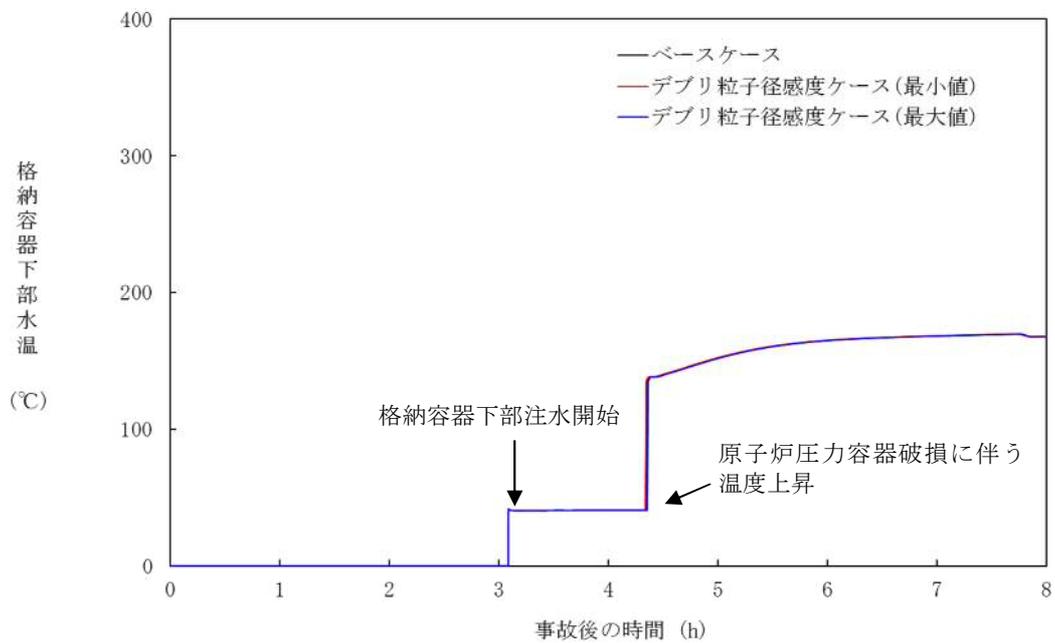


図 5-2-2 デブリ粒子径の感度解析 (格納容器下部水温)

6. まとめ

原子炉圧力容器外における溶融燃料－冷却材相互作用については、これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われているが、外部からの強制的なトリガーを与えない場合には水蒸気爆発は発生しないという結果が得られている。外部トリガーを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されており、また、水蒸気爆発が発生した場合においても機械的エネルギーへの変換効率は小さく、大規模な水蒸気爆発には至っていない。したがって、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。

原子炉容器外 FCI のうち、圧カスパイクへの影響因子について、実現象と解析モデルにおける取り扱いに着目し、以下に挙げるものを抽出した。

- ・ 格納容器下部（ペDESTアル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
- ・ 溶融燃料の落下量及び粒子化（破損口径，落下速度，粒子化割合）
- ・ 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

これらの項目について、不確かさの幅を考慮した感度解析を実施し、圧カスパイクに対する影響を評価した結果、いずれの項目においても圧カスパイクに対する感度は小さく、重大事故等対策の有効性評価に影響を与えないことを確認した。

付録1 FARO 実験による MAAP の圧力スパイクモデル妥当性確認

1. FARO 実験の概要

FCI の代表的実験である FARO 実験は、 $UO_2/ZrO_2/Zr$ 熔融混合物を噴出させ、装置下部の冷却材との相互作用を検証する実験である。実験装置、実験条件及び実験結果の概要は 3.1 章 (3) FARO 実験に記載している。

2. MAAP コードによる FARO 実験の検証解析

MAAP コードでは、熔融炉心と冷却材の相互作用を計算し、圧力スパイクを取り扱うモデルに関するパラメータのうち、3 つのモデルパラメータが FARO 実験のベンチマーク解析によって妥当性を評価されている。熔融炉心のエントレインメント係数 [] 及び粒子径ファクタである。

エントレインメント係数は、ジェット速度と密度比から熔融炉心のエントレインメント量を計算する際の係数であり、細粒化モデル (Ricou-Spalding モデル) に使用される。エントレインメント量はプール水への伝熱量に寄与する。また、エントレインメント速度 (m/s) を求める下式からは、プール底部におけるジェット直径、ジェットの粒子化割合が求められる。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

E_o : エントレインメント係数

u_{dj} : ジェット速度 [m/s]

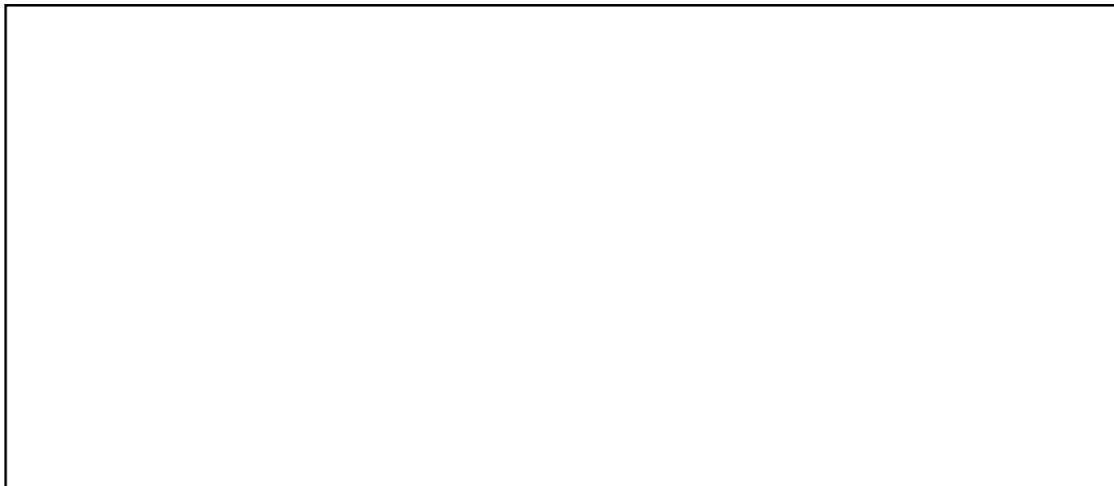
ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

粒子径ファクタは、ジェット表面からエントレインメントを受けた粒子の直径を計算する際の係数である。計算された粒子径は、粒子の沈降速度やデブリ温度の計算に用いられる。

圧力スパイクモデルのベンチマーク解析における仮定を以下に示す。

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。



上記の仮定によって、解析結果と実験結果の比較には制限があるが、ピーク圧力の上昇（すなわち、圧カスパイク挙動）と圧力の上昇速度については、比較が可能である。

付図 1～付図 12 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の圧力及びデブリ粒子径及び堆積デブリ質量の実験結果と、MAAP 解析結果の比較図を示す。MAAP 解析結果は、3つのパラメータに対して、最適値、最大値、最小値の組み合わせを用いて評価されている。また、付表 1 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の過熱度を示す。

付表 1 FARO 実験における過熱度^[21]

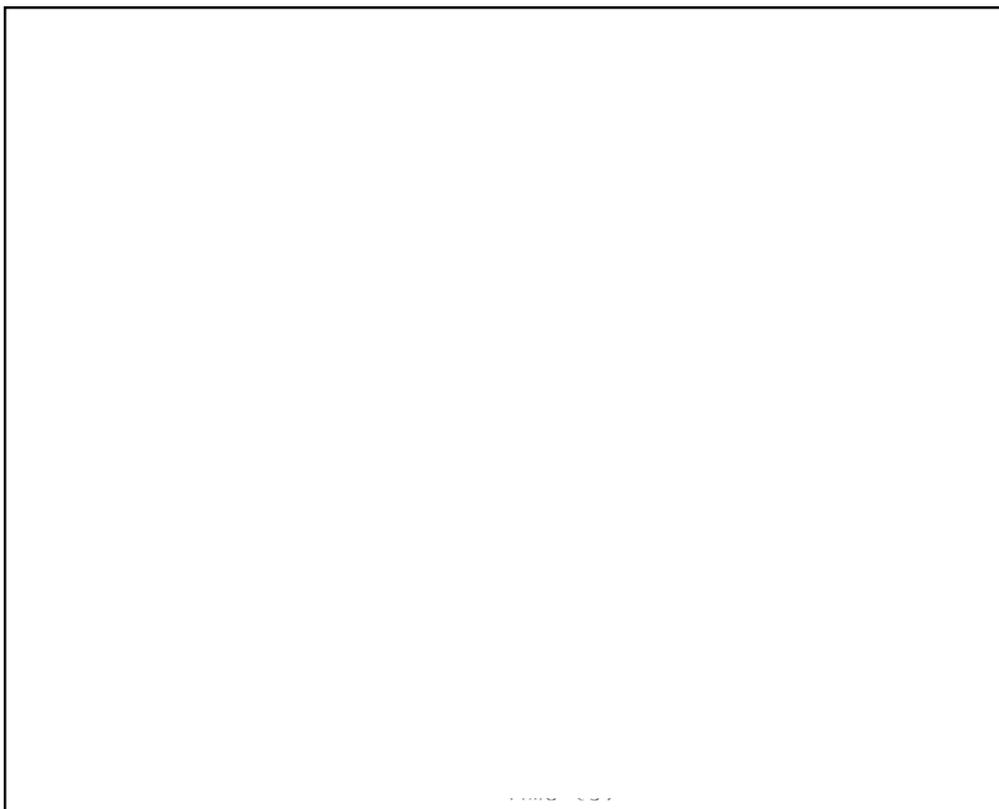
実験ケース	L-06	L-08	L-14	L-11
過熱度[K]	63	163	263	100

いずれの実験の圧力挙動も、MAAP解析結果では再現をみた。

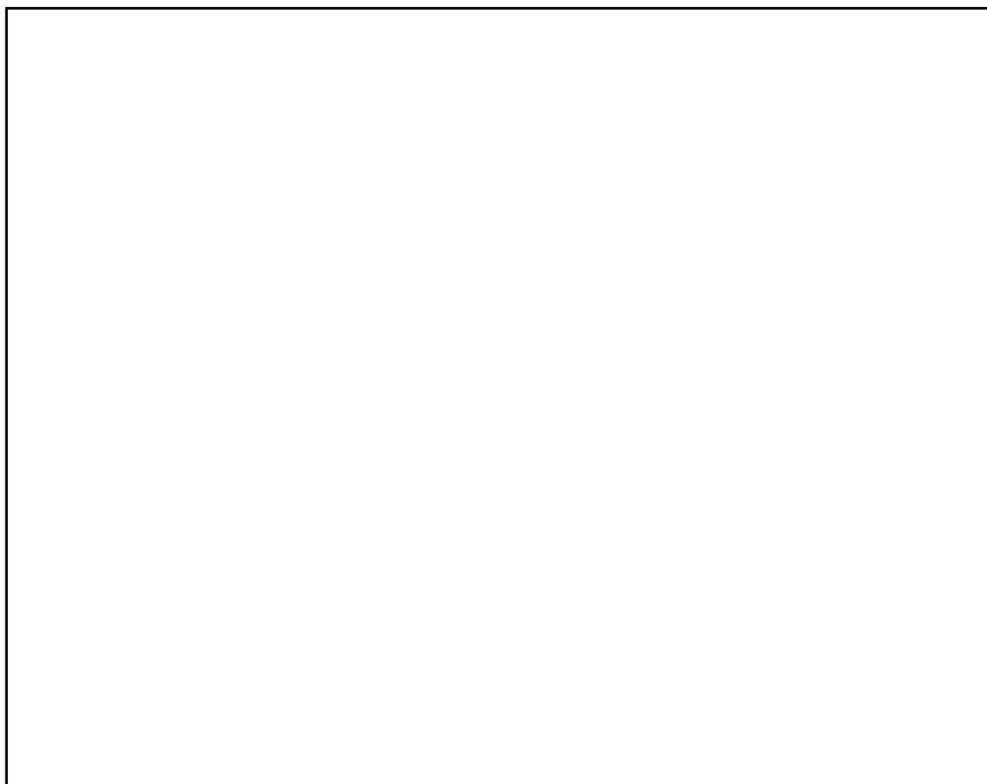


また、デブリ粒子径及び堆積デブリ質量についても、実験結果のデータは、エントレインメント係数及び粒子径ファクタを変化させた場合の MAAP 解析結果の範囲内によく再現されている。

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。

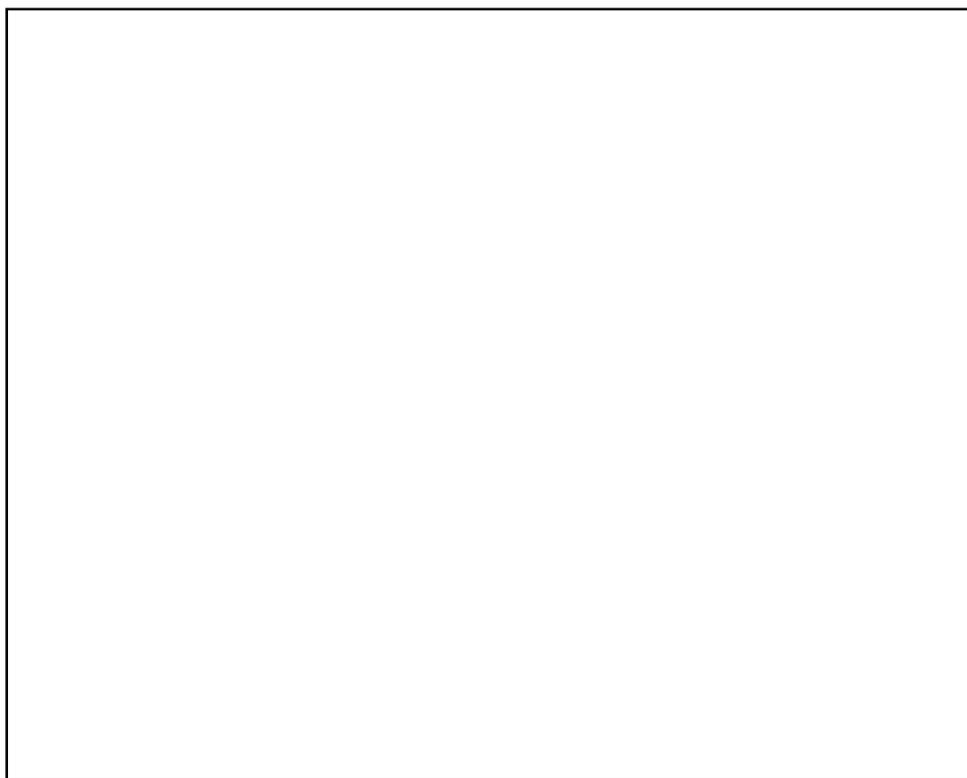


付図 1 L-06 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [20]

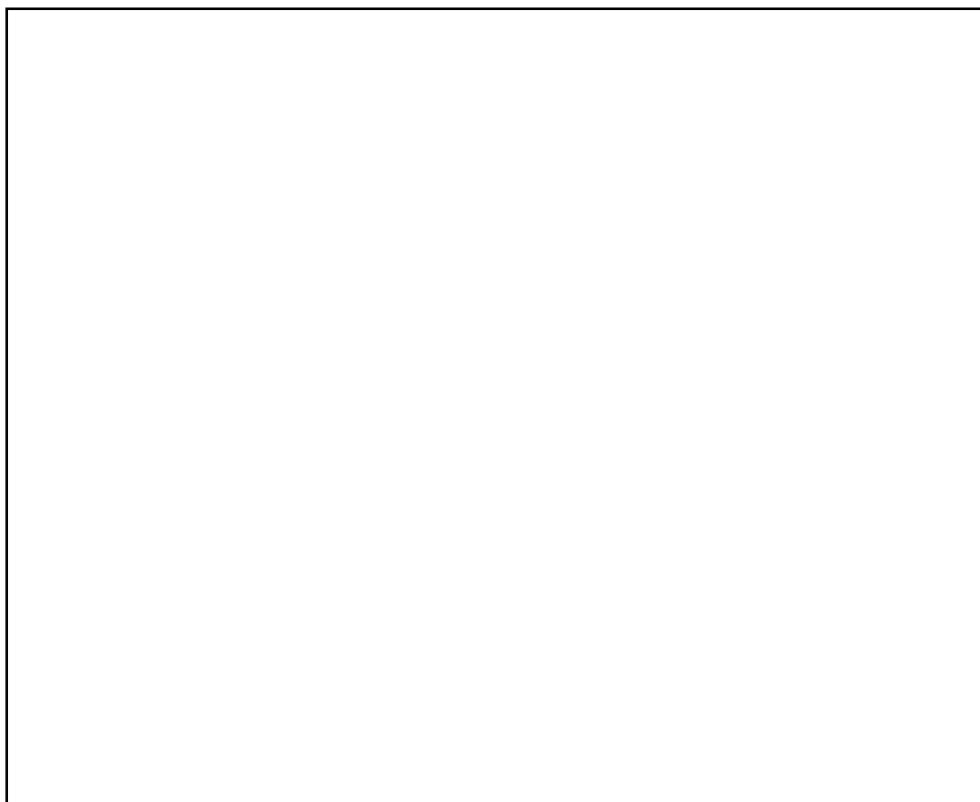


付図 2 L-08 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [20]

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。

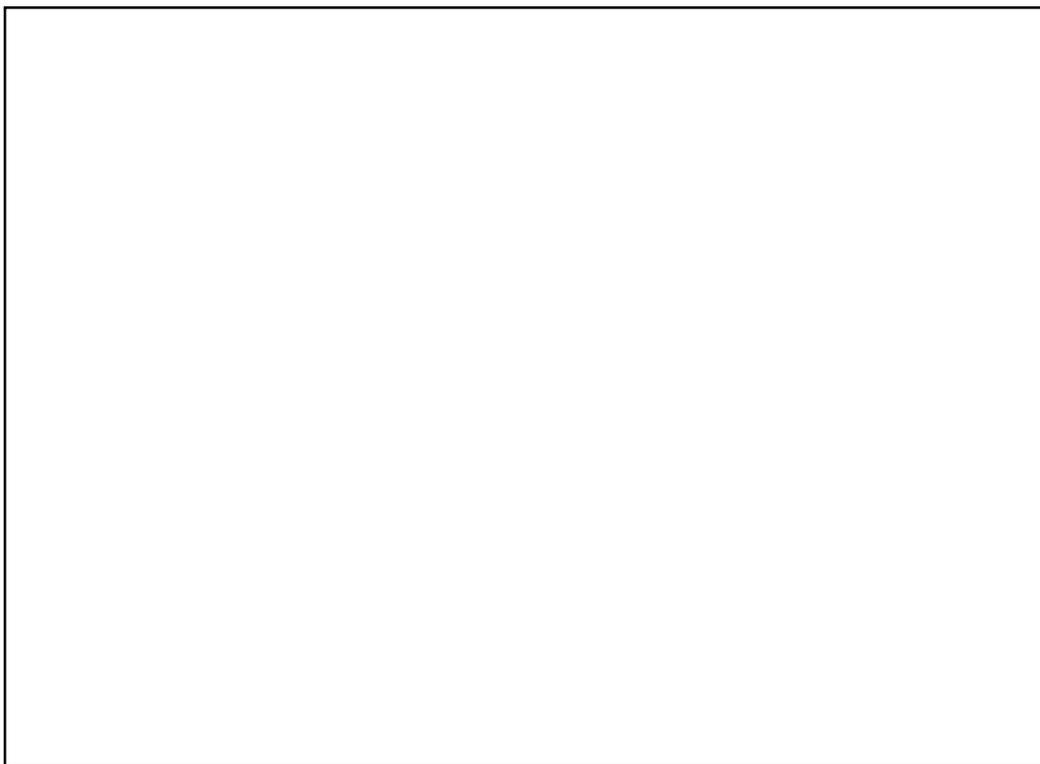


付図 3 L-14 実験結果/解析結果比較 (圧力スパイク) [20]

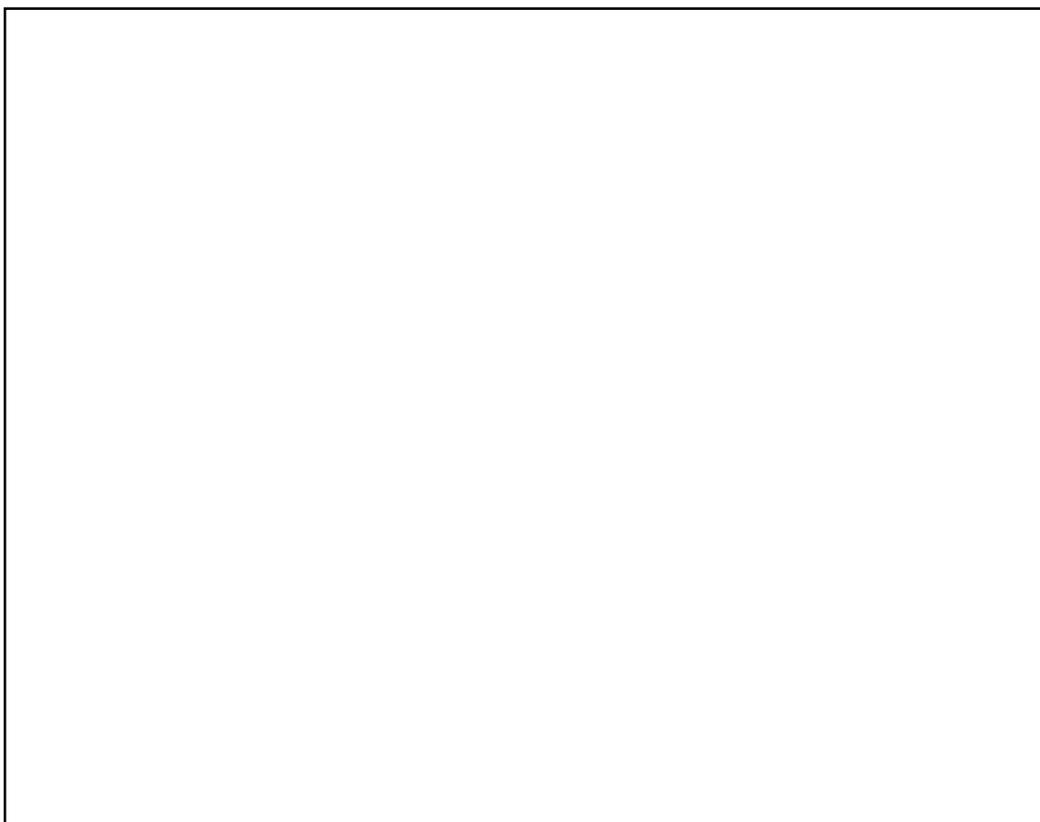


付図 4 L-11 実験結果/解析結果比較 (圧力スパイク) [20]

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。

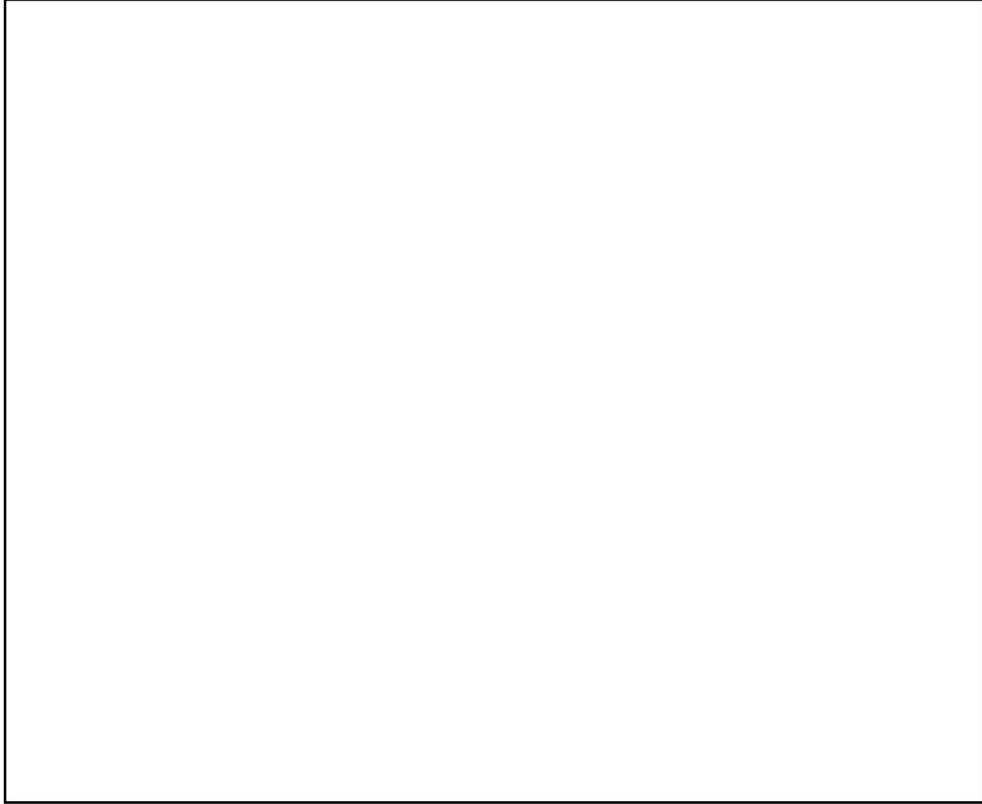


付図 5 L-06 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) [20]

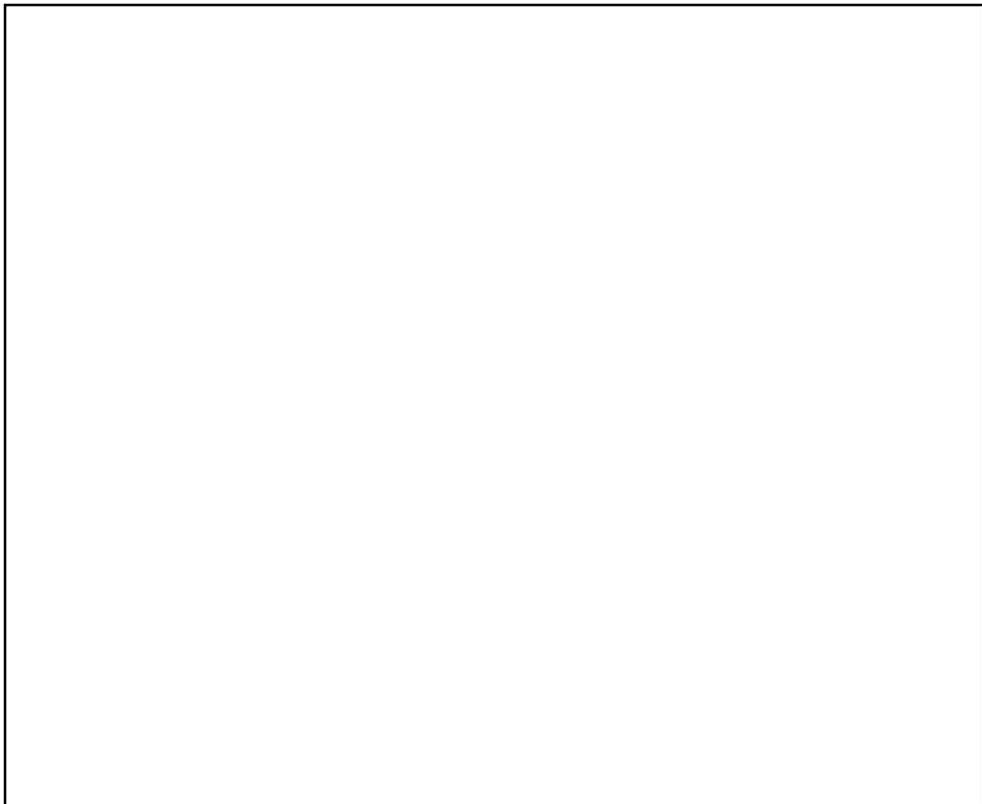


付図 6 L-08 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) [20]

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。



付図7 L-14 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) ^[20]

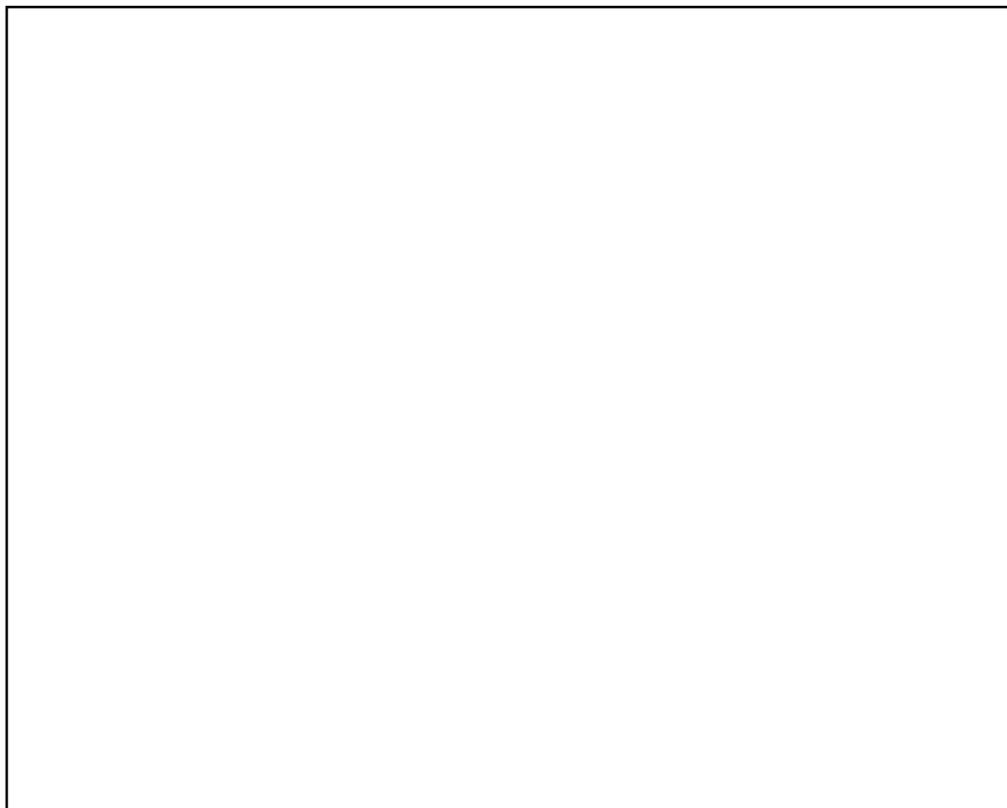


付図8 L-11 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) ^[20]

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。

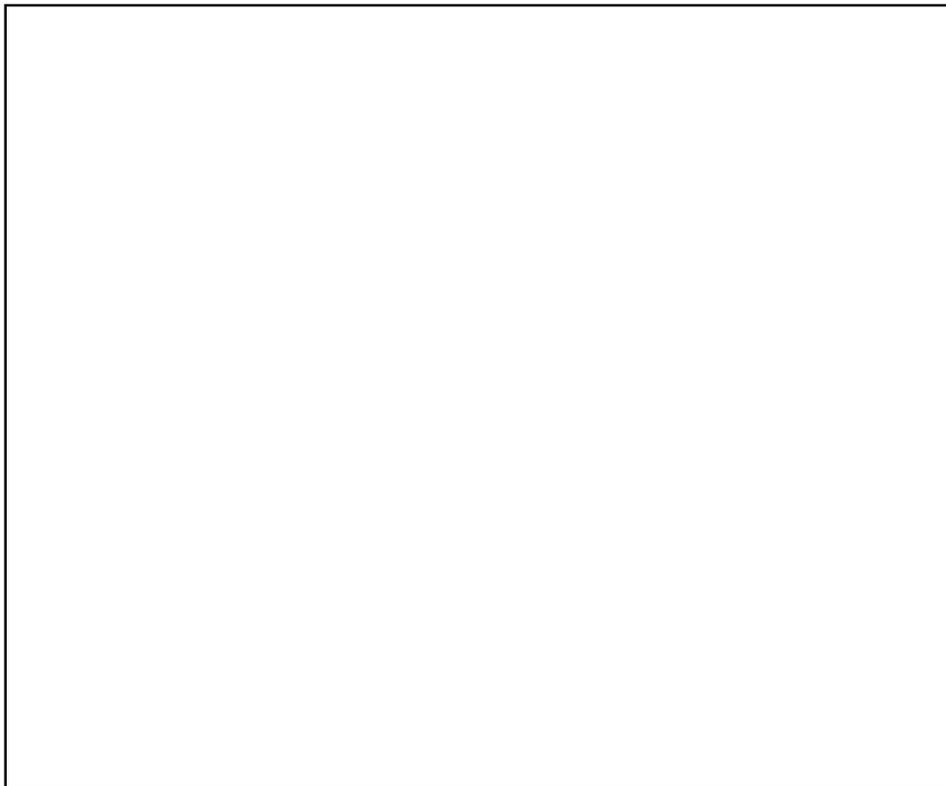


付図9 L-06 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) ^[20]



付図10 L-08 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) ^[20]

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。



付図 11 L-14 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) [20]



付図 12 L-11 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) [20]

3. 結論

MAAP コードでは、FCI に関わる圧カスパイク挙動はデブリジェットモデルで制御されており、その妥当性確認は FARO 実験結果とのベンチマーク解析によって行われている。FARO 実験結果の示す圧カスパイク挙動のピーク圧力、圧力上昇及びデブリ粒子径について、MAAP コードはよく再現されており、その妥当性が確認されている。

参考文献

- [1] U. S. NRC, Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U. S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014, Oct. 1975
- [2] N. Yamano, Y. Maruyama, T. Kudo, A. Hidaka, J. Sugimoto, Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the ALPHA program, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995
- [3] I. Huhtiniemi, D. Magallon, H. Hohmann, Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts, Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999
- [4] D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006
- [5] H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts, NUREG/CR-6623, 1999
- [6] D. Magallon, et al, Lessons learnt from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999
- [7] M. Kato, H. Nagasaka, COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions, JAERI-Conf 2000-015, 2000
- [8] V. Tyrpekl, Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism, 2012
- [9] J.H.Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04
- [1 0] (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
- [1 1] 森山他, 「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」, JAEA-Research 2007-072, 2007
- [1 2] T. Okkonen, et al, Safety Issues Related to Fuel-Coolant Interactions in BWR' S, NUREG/CP-0127, 1994
- [1 3] T.G. Theofanous, et al, Steam Explosions: Fundamentals and Energetic Behavior, NUREG/CR-5960, 1994
- [1 4] S. Basu, T. Ginsberg, A Reassessment of the Potential for an Alpha-Mode Containment Failure and a Review of the Current understanding of Broader Fuel-Coolant Interaction (FCI) issues, Report of the Second Steam Explosion Review Group Workshop (SERG-2), NUREG-1524, 1996
- [1 5] O. Zuchuat, et al, Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for Swiss Nuclear Power Plants, JAERI-Conf 97-011, 1998
- [1 6] J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO₂/ZrO₂ mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003

-
- [1 7] J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007
- [1 8] NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01
- [1 9] NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015
- [2 0] Electric Power Research Institute (EPRI), MAAP4, Modular Accident Analysis Program User' s Manual, EPRI Report prepared by Fauske & Associates, Inc
- [2 1] D. Magallon, Experimental investigation of 150-kg-scale corium melt jet quenching in water, Nucl. Eng. Des. 177 321-337, 1997

Rev.12

添付 3

溶融炉心とコンクリートの相互作用について

目次

1. まえがき	5-3-1
2. 現象の概要	5-3-2
3. これまでの知見の整理.....	5-3-3
4. 評価モデルと不確かさに関する整理.....	5-3-6
5. 感度解析と評価	5-3-27
6. まとめ	5-3-39
付録	5-3-40
付録1 ドライ条件での MCCI 実験	5-3-40
付録2 注水を伴った MCCI 実験	5-3-47
付録3 溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル	5-3-72
付録4 溶融物の拡がり実験	5-3-89
付録5 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル	5-3-103
参考文献	5-3-105

1. まえがき

溶融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI) は、炉心溶融が進展し、溶融炉心が原子炉圧力容器底部を溶融貫通し、格納容器下部のペDESTAL床に落下した場合に発生する現象である。MCCI が継続すると、格納容器構造の侵食や非凝縮性ガス（水素等）発生による格納容器過圧により格納容器破損に至る可能性があり、重要な格納容器破損モードと考えられてきており、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。これまでは、注水が無いドライ条件での MCCI 挙動や溶融炉心上に注水した場合 (Top Flooding) の MCCI 抑制効果を調べる研究が主に行われてきた。

MCCI の緩和対策として、溶融炉心落下後に注水する以外に、溶融炉心落下前にペDESTALに事前水張りするマネジメントが効果的とされており^[1]、本有効性評価ではこの対策を前提としている。事前水張りにより、溶融炉心が落下時に水中で粒子化され、溶融炉心が粒子状ベッドとして堆積し、デブリ冷却性の向上が期待されるためである (図 1-1 参照)。

本資料では、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。

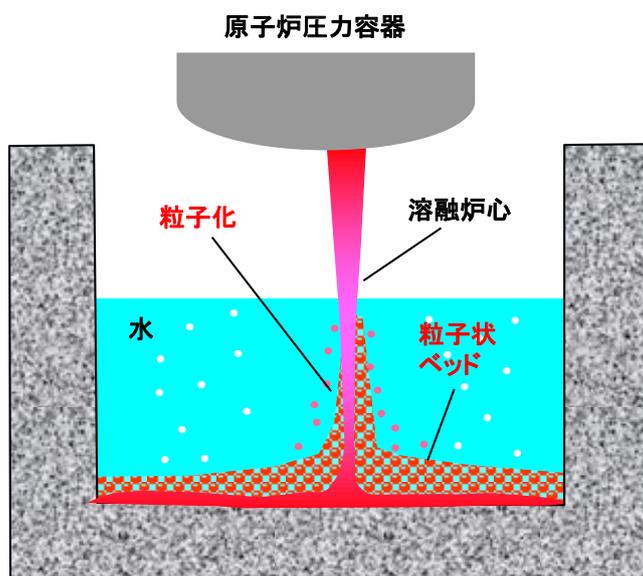


図1-1 ペDESTAL事前水張りによるデブリ粒子化の概念

2. 現象の概要

MCCI は、溶融炉心が原子炉圧力容器下部を溶融貫通して格納容器床面に落下し、床面のコンクリートと接触した場合に発生し、高温の溶融炉心によりコンクリートが加熱され熱分解し溶融侵食される現象である。侵食が継続した場合、格納容器バウンダリの破損や格納容器内支持構造の強度低下に至る可能性がある。また、コンクリートの熱分解により発生する水蒸気及び二酸化炭素が溶融炉心内を通過する間に未酸化金属成分と反応して水素や一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生し、格納容器内の過圧や燃焼に至る可能性がある。このような要因により格納容器破損に至る可能性があり、MCCI は重要な格納容器破損モードと考えられている。MCCI を停止するためには、落下した溶融物（コリウム）を冷却することにより、侵食限界に至る前にコリウムと接しているコンクリート温度を溶融温度(約 1500 K)以下にすることが必要となる。

国内 BWR では、原子炉圧力容器破損前にペDESTALへ水張りをを行い、下部ヘッドが破損し溶融炉心が落下した際の溶融炉心の冷却を促進することにより、MCCI を緩和する対策を採っている。ペDESTALに落下した溶融炉心は、水プール中を落下する際に、一部は粒子化して水中にエントレインされ、残りは床面に落下して堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は、水中を浮遊しながら水へ膜沸騰による熱伝達が行われて冷却され、クエンチし、溶融プール上に堆積し、粒子状ベッドを形成する。

ペDESTAL床に堆積した溶融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが、水やコンクリートへの伝熱により徐々に冷却され、溶融炉心温度が固化温度を下回ると固化する。溶融炉心の冷却の過程では、中心に溶融プール(液相)、外周部にクラスト(固相)が形成される。溶融炉心上のプール水との伝熱は粒子状ベッドを介して行われるため、冷却効果は、粒子状ベッドの冷却性に依存する。

ペDESTALの溶融炉心と接触しているコンクリートは、溶融炉心からの熱伝達により加熱され、その温度が融点を上回ると溶融し侵食される。この際にガス(水蒸気及び二酸化炭素)及びコンクリートスラグが発生し、溶融炉心に混入されて化学反応(未酸化 Zr による還元反応)により、反応熱とともに水素や一酸化炭素が発生する。

MCCI によるコンクリート侵食量は、溶融炉心から上部水プール、壁方向及び床方向のコンクリートへの熱分配に支配される。国内 BWR の MCCI 対策としている事前水張りをしている場合には、溶融炉心上面からの除熱が支配的となるため、相対的にコンクリートへの熱移行は抑えられ、コンクリート侵食量は抑えられる。この場合には、上面熱流束が重要となる。また、万一事前水張りできず、溶融炉心上面からの除熱が十分でない場合は、コンクリートへの熱移行量が増え、コンクリート侵食量は大きくなる。この場合には、コンクリートへの熱伝達が重要となる。

3. これまでの知見の整理

本章では、MCCI に関する実験の概要及びそこで得られた知見に関して整理を行う。

MCCI に関する実験としては、水による冷却を伴わない実験として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) で実施された ACE 実験^{[2][3]}, 米国サンディア国立研究所 (SNL) で実施された SURC 実験^[4] (国際標準問題 ISP-24^[5]) 及び独カールスルーエ研究所 (KfK) で実施された BETA 実験^[6]がある (付録 1 参照)。水による冷却を伴う実験 (熔融物上に冷却水を注水した実験) としては, SNL で実施された SWISS 実験^[7]及び WETCOR 実験^[8], 米国電力研究所 (EPRI) の主催で実施された MACE 実験^{[3][9][10]}, 我が国の原子力発電技術機構 (NUPEC) により実施された COTELS 実験^{[1][11]}, OECD プロジェクトとして ANL にて行われた MCCI 実験^{[10][12][13][41]}がある (付録 2 参照)。

また, 水中に熔融デブリを落下させ熔融物の粒子化を調べた実験としては, JRC-ISPRA にて実施した KROTOS 実験^[14]や FARO 実験^[14], NUPEC にて実施した COTELS-FCI 実験^{[1][15]}, スウェーデン王立工科大学 (KTH) で実施された DEFOR 実験^[16]がある (付録 3 参照)。

ペDESTAL での熔融物の拡がり実験としては, 水による冷却を伴わないドライ条件での実験として, 国内 BWR を対象に BWR 産業界が実施した SPREAD 実験^{[19][20]}や, EPR を対象とした実験が複数実施されており, ウェット条件での実験については実施例が少ないが, 前述の SPREAD 実験や KTH の PULiMS 実験^[21], ANL にて不均質に堆積させたデブリベッドの拡がりを確認したセルフレベリング実験^[22]が行われている。

各実験の詳細は付録資料にて示す。以下に, 実機評価に関連する知見の概要を纏める。

・ドライ条件でのコンクリート侵食 (付録 1 参照)

熔融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は, ACE 実験, SURC 実験及び BETA 実験で確認されている。また, MAAP コードによる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)^{[23][34]}。

・ウェット条件 (Top Flooding) でのコンクリート侵食 (付録 2 参照)

SWISS 実験, WETCOR 実験, MACE 実験では, 熔融デブリ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, デブリ上面に安定なハードクラストが形成されてデブリ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, デブリ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 1 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デブリ模擬物とが分離したことにより, デブリ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。

実機スケールで安定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、2次元コンクリート侵食挙動等を分離し、効果的に調べる実験が実施された。その結果、実機スケールでは、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溶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 実験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。

- ・水張りによる溶融物の粒子化 (付録3 参照)

溶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し、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、溶融物量の多い FARO 実験では 2.6~4.8mm^[14]、COTELS 実験では 6mm 程度^[15]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 相関式^[25]や Saito の相関式^[26]等)。

- ・溶融物の拡がり (付録4 参照)

Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究^{[17][18][19][20]}により、事前水張りが、溶融物の拡がりを抑制し、シェルアタック防止に有効であることが確認されるとともに、溶融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。溶融物の拡がりには、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、水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験^[21]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、実験と実機条件とを関連づけるスケールリング則の提案^{[20][27][28]}が行われている。また、独カールスルーエ研究センター(FZK)において KATS 実験^{[23][29][30]}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、実験データを元に検証が行われている。3次元の拡がり評価も行われており、比較的広いペDESTALをもつ ABWR(ペDESTAL半径約 5.3m)の溶融物拡がり評価が実施され、床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がること示されている^[40]。

また、ANL でのセルフレベリング実験^[22]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で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 (付録5 参照)

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、Lipinski0-D モデル^{[24][31][32][33]}が広く使われている。

4. 評価モデルと不確かさに関する整理

本章では、MCCI 評価に使用している解析モデルと想定される不確かさについて整理する。

4.1 MCCI 評価モデル

MCCI 評価には、MCCI 現象を扱え、熔融炉心落下や注水によるデブリ冷却効果を評価できる MAAP コード^[34]を使用している。以下に、MCCI 伝熱モデルの概要を示す（図 4-1 参照）。

コリウムの構成

- ・ 均質に熔融したプールを形成すると仮定。
- ・ 上部、下部及び側面にクラスト層を仮定。

クラストの生成

- ・ クラストのエネルギーバランス（熔融プールからの伝熱、水プール・コンクリートへの伝熱）によりクラスト厚さの変化率を計算。

コンクリートの侵食

- ・ コンクリート表面から侵食深さ方向に 1 次元熱伝導を解き温度分布を計算。
- ・ コンクリート熔融温度（入力値：1500K）以上で侵食開始。
- ・ 熔融炉心からの伝熱量と分解／熔融潜熱により侵食量を評価。
- ・ 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り金属との反応、H₂およびCO発生を評価。反応熱は、熔融炉心の崩壊熱に加算される。

伝熱モデル

- ・ 熔融炉心ーコンクリート間の熱伝達； 熔融プールからクラスト層への対流熱伝達量とクラスト内崩壊熱の和で熱流束が与えられる。熔融プールからクラスト層への対流熱伝達は、粘性に影響されるため、固化割合に応じて補正されている。熔融炉心から床方向及び側面方向のコンクリートへの熱流束を以下に示す。

$$\text{床方向の熱流束} \quad q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

$$\text{壁方向の熱流束} \quad q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_d, h_s : 熔融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²·K]

h_{d0}, h_{s0} : 熔融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²·K]

f_s : 固化割合 [-]

n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 熔融プールの温度 [K]

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。

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd} , X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

対流熱伝達係数 h_{d0} 及び h_{s0} は、BETA実験(2次元侵食実験)のベンチマーク解析^{[23][34]}を元に、それぞれ [] と [] が、固化効果項の指数 n は、 [] が推奨されている。

- ・ クラストの伝熱と厚さ； クラストのエネルギーバランス(溶融プールからの伝熱、水プール・コンクリートへの伝熱)によりクラスト厚さの変化率が計算されている。側面方向及び床方向の溶融プールからの対流熱伝達係数が異なるため、下部クラストと側面クラストの厚さも異なる。内部発熱を考慮し、下部クラスト、側面クラスト、上部クラストは放物線状の温度分布が仮定されている。クラスト成長の結果、溶融プールからの熱とクラスト内発生熱をコンクリートへ伝達できなくなると、クラスト内側で溶融が生じ、クラストは薄くなる。逆に、クラストが十分に薄く、溶融プールからの熱とクラスト内発生熱以上を伝達できれば、凝固が生じ、クラストは厚くなる。
- ・ 上部クラストー水プール間の熱伝達； デブリが冠水されて表面温度が十分低下すると、上部クラストはクエンチ層として扱われ、以下の Kutateladze型の水平平板限界熱流束相関式が適用される。このクエンチ熱流束は、デブリ平均温度が水の飽和温度以上である場合に適用される。

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \{ \sigma g (\rho_l - \rho_g) \}^{0.25}$$

ここで、

q_{chf} : 熱流束 [W/m²]

F_{chf} : 係数 [-] (ユーザー入力)

h_{fg} : 蒸発潜熱 [J/kg]

ρ_g : 蒸気の密度 [kg/m³]

ρ_l : 水の密度 [kg/m³]

σ : 表面張力 [N/m]

g : 重力加速度 [m/s²]

係数 F_{chf} と熱流束 q_{chf} の関係を図4-2に示す。係数 F_{chf} のデフォルトは0.1が使われており、この場合熱流束 q_{chf} は大気圧状態で800kW/m²程度となる。

デブリ平均温度が水の飽和温度と等しくなると(デブリクエンチ)、水プールへの熱流束は、デブリの崩壊熱が全て水プールへ伝達されるとして計算され、上記限界熱流束相関式は適用されない。デブリクエンチ後は、デブリからコンクリートへの熱伝達は発生しなくなるため、デブリと接しているコンクリート温度が侵食温度以

下となり、コンクリートの侵食は停止する。

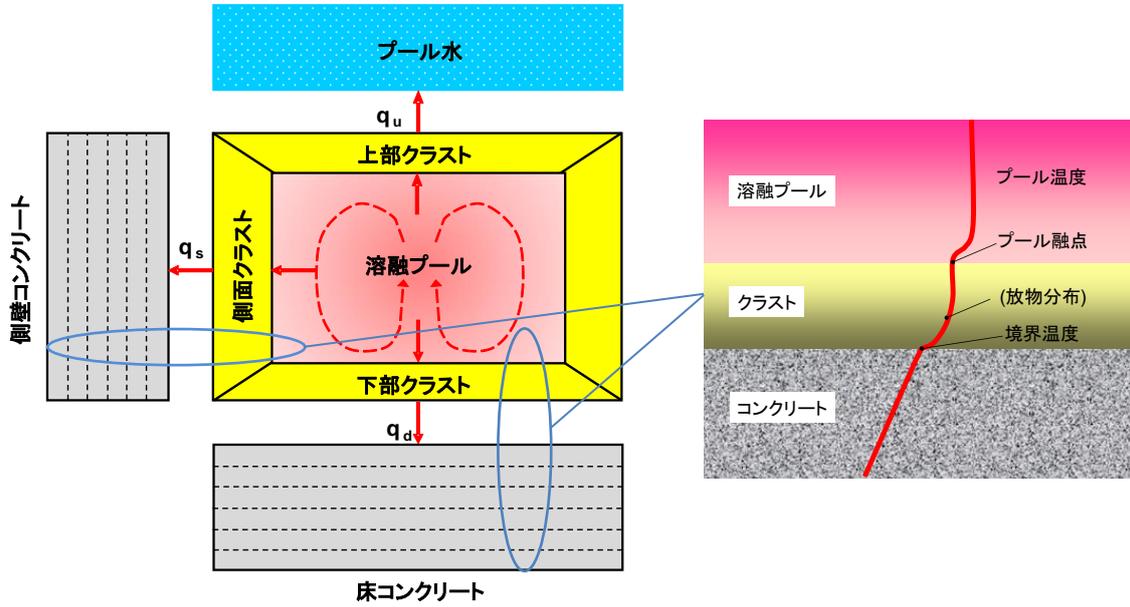


図 4-1 MAAP コードの MCCI 伝熱モデル概要

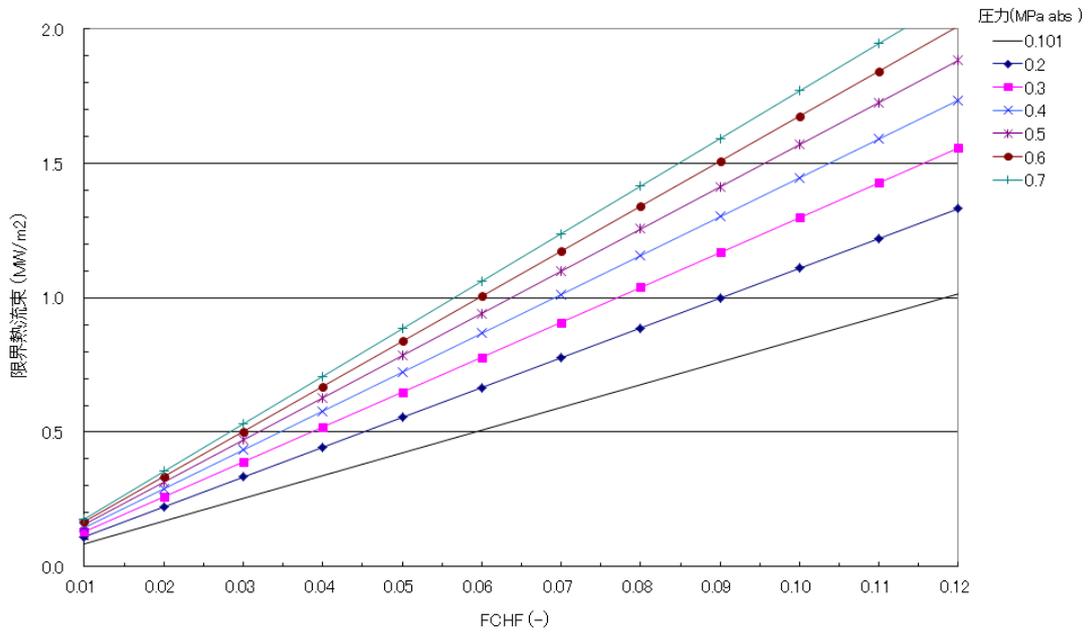


図 4-2 MAAP コードのデブリ上面の熱流束を与える F_{chf} 入力と限界熱流束の関係

4.2 MCCI評価における不確かさの整理

MCCI の過程毎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。

- ① 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ② 熔融物の落下・堆積過程
- ③ 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。

(1) 原子炉圧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熔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。

下部ヘッド破損面積

評価モデル： MAAP コードでは、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ブ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、熔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。

評価条件： MAAP 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の逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が下部ヘッドに開き、下部プレナム内の熔融炉心がペデスタルに落下することになる。他の下部ヘッド貫通部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。

熔融炉心の落下量

評価モデル： 熔融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に水および熔融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。

評価条件： MAAP 解析結果から、下部ヘッド破損前には全炉心相当の熔融炉心が下部プレナム内に堆積した状態になっている。この状態に至る前には、以下の過程が起こる。即ち、熔融炉心が下部プレナムへ落下を開始すると、下部プレナム水により熔融炉心が冷却される。また、制御棒案内管内にも水が溜まっており、熔融炉心の冷却のヒートシンクになる（図 4-3 参照）。下部プレナムや制御棒案内管内の水が蒸発して喪失すると、制御棒案内管の温度が上昇し熔融に至る。制御棒案内管は炉心重量を支持しているために、制御棒案内管の熔融が起こると、炉心の支持機能が喪失し、全炉心が下部プレナムへ落下する。その後、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損が起こり、熔融炉心の放出が開始する。

以上のような過程の結果、下部ヘッド破損時に、下部プレナム内に堆積している全炉心相当の溶融炉心が流出することになり、溶融炉心の落下流量としては、最も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、いずれも最も厳しい条件が使用されているため、特に感度解析を行う必要はない。

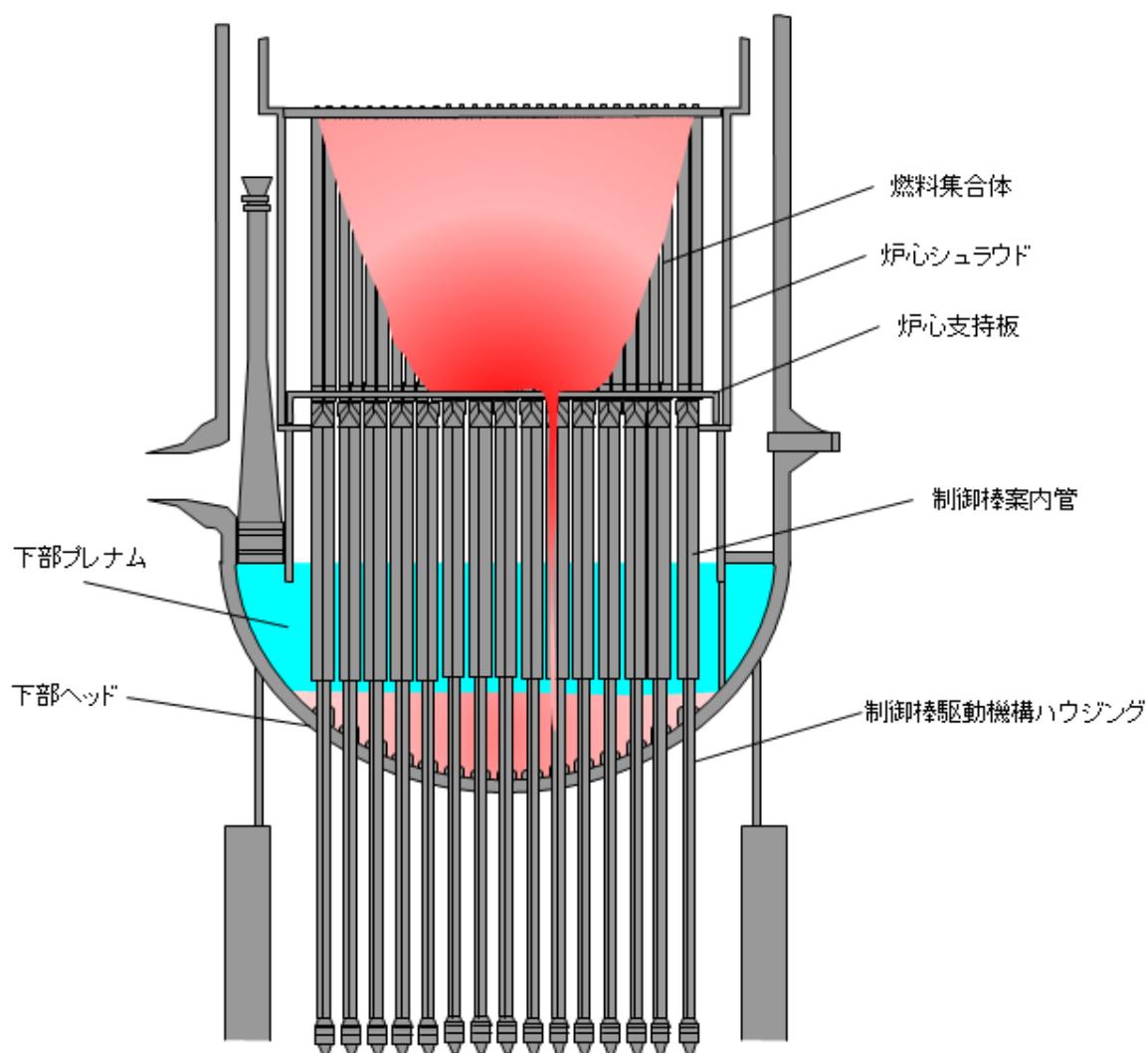


図 4-3 炉心部から下部プレナム内への溶融炉心の移行状態を示す模式図

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) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では、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、溶融炉心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。

溶融炉心の粒子化

評価モデル： MAAP コードでは、粒子化割合は、Ricou-Spalding モデル^[25]で計算される。Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント量（粒子化量）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侵食として粒子化割合を評価している。

円柱ジェットのエントレインメント速度 m_{ent} (m/s) は、次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \quad (1)$$

ここで、 E_o : エントレインメント係数

u_{dj} : ジェット速度 [m/s]

ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

水中でのジェット速度を一定と仮定し、水面から垂直方向に積分すると、プール底部（水深： ΔH_{pool} ）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \quad (2)$$

(2)式を用いて、溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため、次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,o}^2} \quad (3)$$

ここで、 d_{dj} : プール底部におけるジェット径 [m]

$d_{dj,o}$: プール水面におけるジェット径 [m]

Φ_{ent} : 水中における粒子化割合 [-]

以上の評価式において、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 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^[34]によって範囲を設定しており、不確かさ範囲は、 ～ となっている。FARO 実験条件^[14]は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は 0（飽和）～124K、雰囲気気圧条件は 2～5.8MPa（高圧条件）、0.2～0.5MPa（低

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。

圧条件) の範囲で行われており、一方、実機条件では、水深は 2~4m 程度、水プールサブ
クール度は飽和~90K 程度、雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると、実験
条件は有効性評価の特徴的な条件を包絡しており、ベンチマーク解析で検討されたエント
レインメント係数の範囲内で感度を確認すれば十分といえる。

評価条件： MAAP 解析ではエントレインメント係数のデフォルト値として が使用
されており、これは実験解析により確認された不確かさ範囲の代表値となっている。

溶融物ジェット径は、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。

因みに、Ricou-Spalding 相関式を使用して、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 63%程度が粒子化される (図 4-4 参照)。^[33]

以上のことから、エントレインメント係数については、不確かさ範囲が設定されており、
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、不確かさ範囲内で感度解析を実施する。

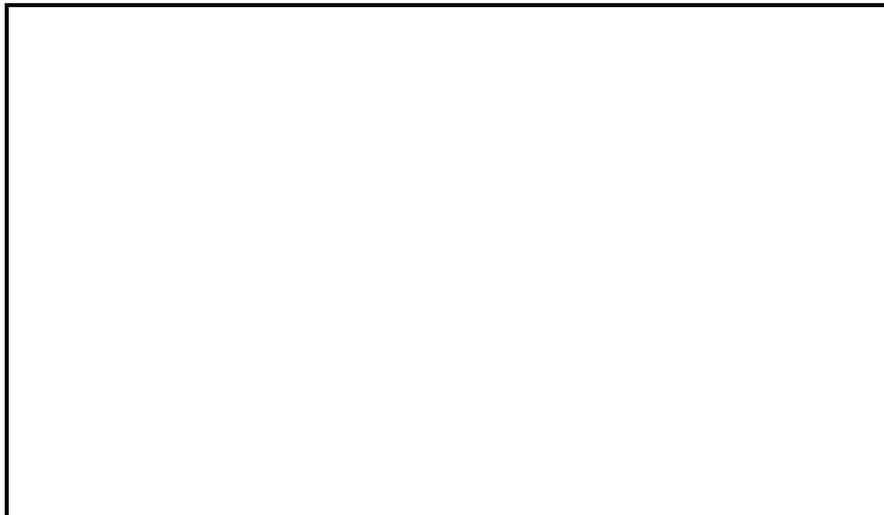


図 4-4 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ^[33]

(3) MCCI 進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では、溶融炉心の拡がり、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。

溶融炉心の拡がり

評価モデル： MAAP コードでは、落下した溶融炉心はペDESTAL 床上に均一に拡がると仮定している。

評価条件： Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究^{[17][18][19][20]}によれば、水張りが無いと溶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、水張りがあれば溶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 半径約 5.3m）で床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がること示されている^[40]（付録 4 (5)a 参照）。また、PULiMS 実験より妥当性が確認されているスケーリング則に BWR の溶融炉心落下条件を適用して、水中での溶融物の拡がり距離を評価すると、約 18m となる（付録 4 (5)b 参照）。ペDESTAL 半径が、ABWR が約 5.3m、Mark-I 改良型格納容器が約 3.2m であることを考慮すると、水張りをしている場合でも溶融炉心は、床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が 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、側壁に接する溶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ため、感度解析は行わない。

デブリから水への熱伝達

デブリベッドから水への熱流束は、溶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。

評価モデル： 溶融炉心上面から水への熱流束は、上部クラスト-水プール間の熱伝達モデルである Kutateladze 型の水平平板限界熱流束相関式の係数 F_{CHF} を調整することにより評価可能である。

評価条件： 事前水張り対策により溶融炉心の一部は粒子化して、デブリ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溶融炉心が溶融プールを形成すると想定される。これは、水中に溶融炉心を落下させた実験的知見^{[14][15][16]}（付録3参照）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。なお、SSWICS 実験では、コンクリートがデブリに含有されると上面熱流束が低下する結果が得られているが、これは火山型クラストが形成された場合の知見であり、粒子状ベッドに対する知見ではないと判断される。

デブリ上面に粒子状ベッドが形成されることを想定し、MAAP コードのデブリ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 F_{CHF} を変えることにより、粒子状ベッドの冷却性の不確かさの評価を行う。ここでは、Lipinski 0-D モデル^[24]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^[33]、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^[33]、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（図 4-5 参照）。
- ・ 粒子状ベッドの堆積高さは、全炉心相当が落下した場合の堆積高さは 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、0.3m 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（図 4-6a, 図 4-6b 参照）、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。

- ・ 図 4-7a にドライアウト熱流束の圧力依存性を示す。上記のパラメータの範囲から、粒子径 3mm、ポロシティ 0.32 の熱流束特性が、現実的な範囲内で保守側の特性と想定され、そのときの熱流束は、大気圧状態で 800 kW/m² 程度となる。また、圧力が 0.4MPa[abs]以上での下限値としては、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800 kW/m² 程度のドライアウト熱流束となっている。
- ・ 図 4-7b にドライアウト熱流束の粒子径依存性を示す。粒子径が 3mm 以上での下限値としては、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800 kW/m² 程度のドライアウト

熱流束となっている。

- ・ 図 4-7c にドライアウト熱流束の粒子ベッド高さ依存性を示す。粒子ベッド高さが、0.3m 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく、下限値としては、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800 kW/m² 程度のドライアウト熱流束となっている。

以上の評価結果より、有効性評価条件として、大気圧状態で 800 kW/m² で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用することは、妥当と判断される。また、デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は、800 kW/m² 程度と考えられるため、粒子径やポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため、800 kW/m² 一定を仮定した感度解析を実施する。

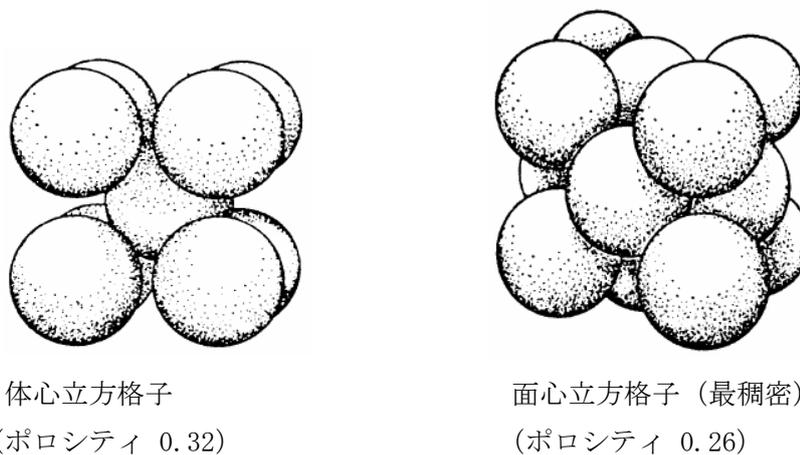


図 4-5 粒子の格子配列とポロシティ

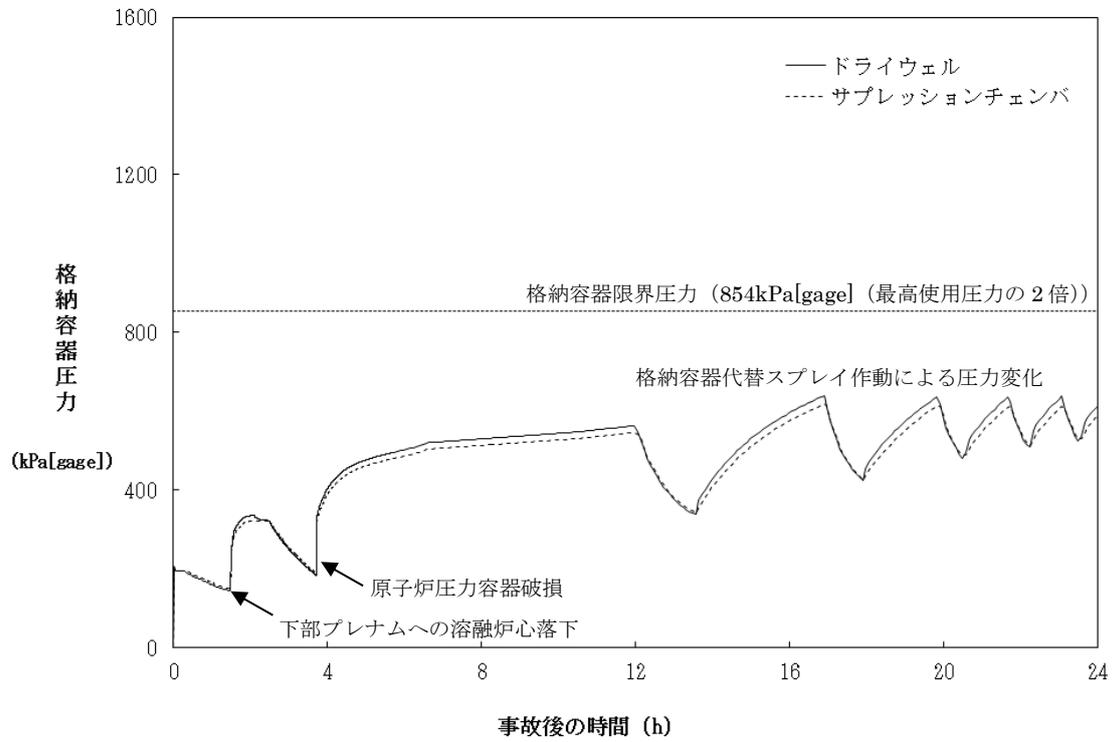


図 4-6a MCCI 評価時の格納容器圧力

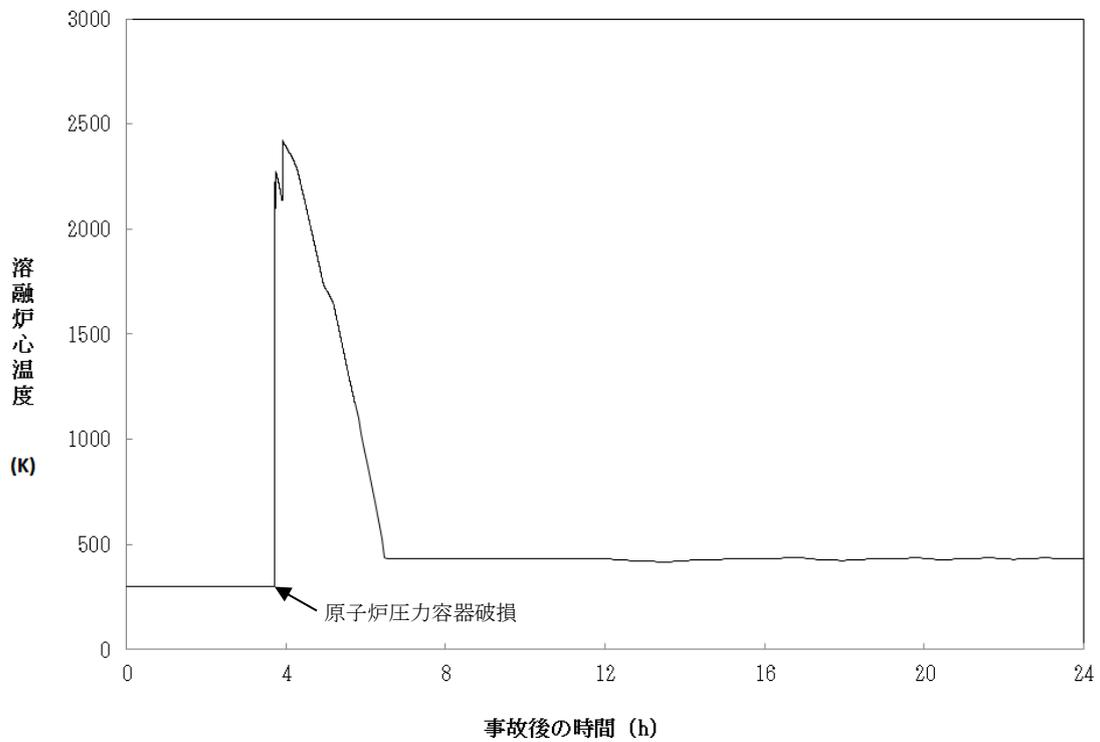


図 4-6b MCCI 評価時の溶融炉心温度

Lipinski 0-D モデル, 粒子径: 3mm, 粒子状ベッド高さ: 0.5m

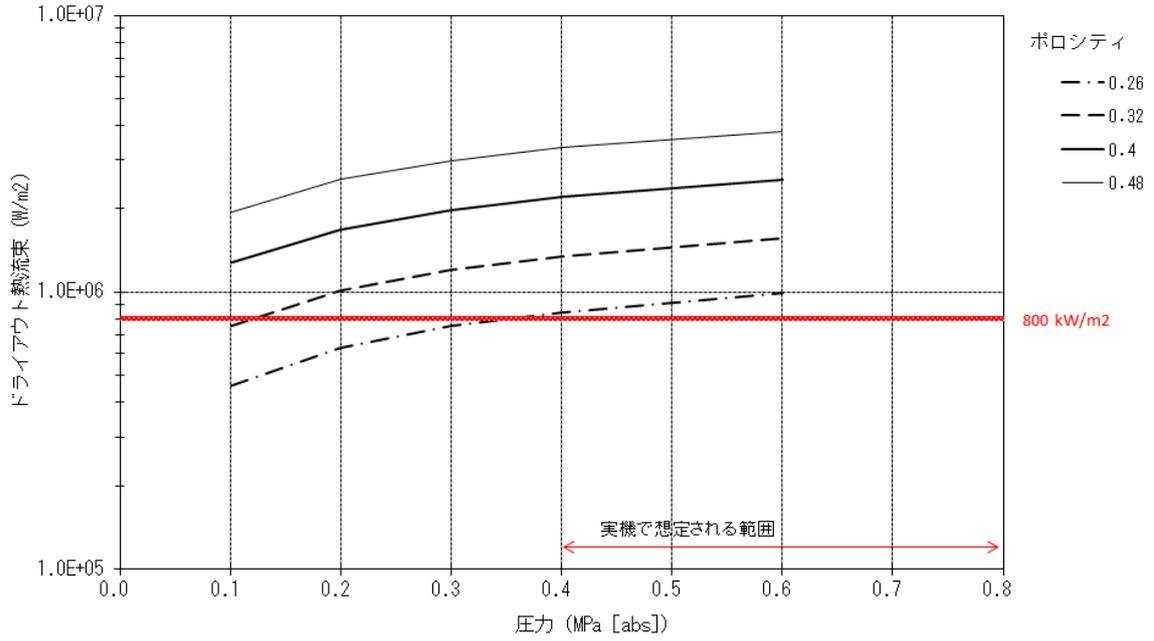


図 4-7a 圧力とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

Lipinski 0-D モデル, 圧力: 0.4 MPa(abs), 粒子状ベッド高さ: 0.5m

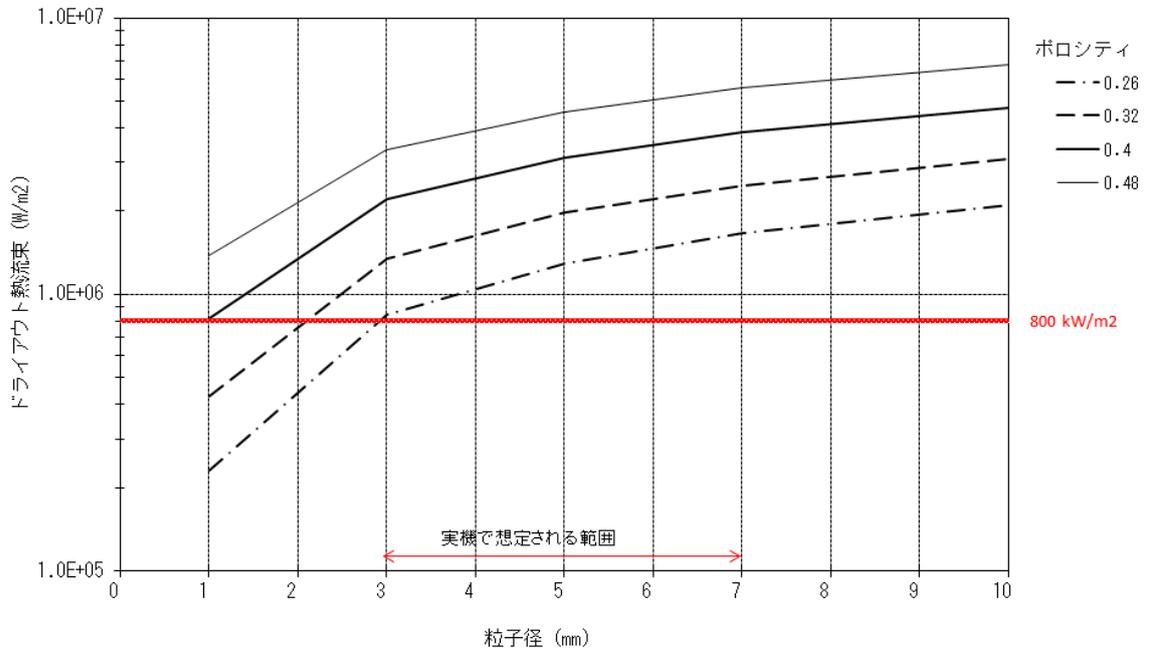


図 4-7b 粒子径とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

Lipinski 0-D モデル, 圧力: 0.4 MPa(abs)、粒子径: 3 mm

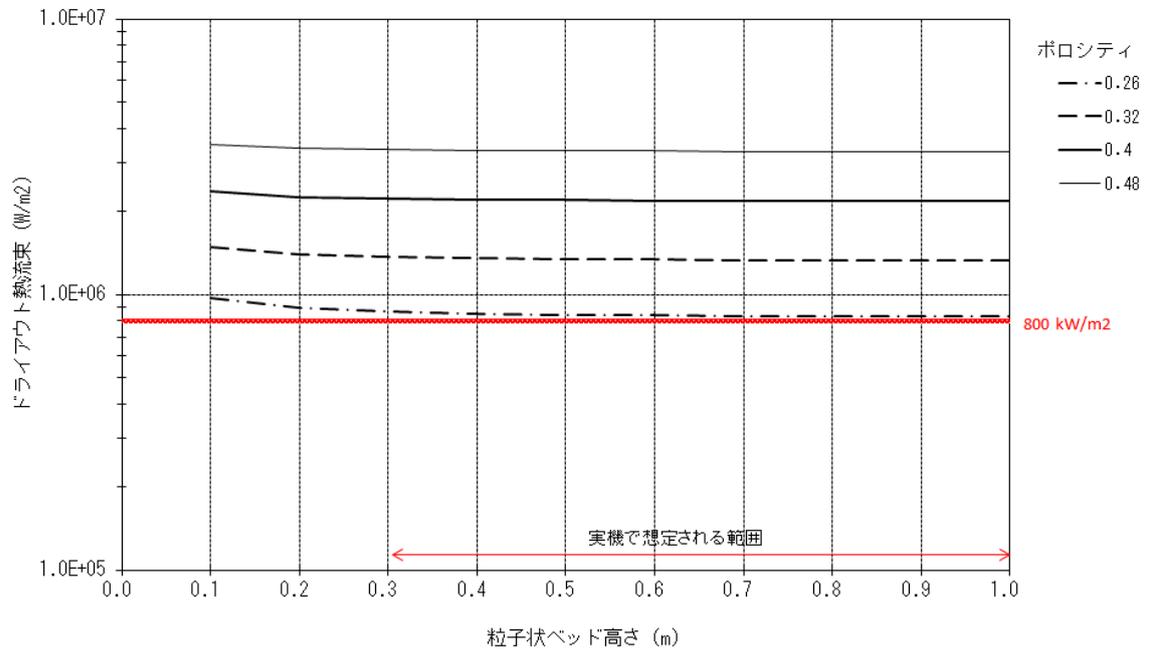


図 4-7c 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

コンクリート侵食

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。床方向に大きく侵食する結果（付録1(3) BETA 実験参照）と壁方向に大きく侵食する結果（付録2(5) OECD/MCCI 実験の CCI-1/3 実験参照）があり，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。また，実験ではドライ条件において侵食の異方性が確認されており（CCI-1/3 実験では，最初ドライ条件で侵食させている），実機のウェット条件でもこの侵食の異方性が発生するかは不明であるが，念のため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：

- ・ 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/溶融潜熱により侵食量を評価する。
- ・ 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，溶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およびCO発生が計算される。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

評価条件：

コンクリートの種類には，玄武岩系や石灰岩系があり，プラントに使用されているコンクリートの種類により組成や物性値を使い分けている。表 4-1 にコンクリートの物性値，表 4-2 にコンクリートの組成例を示しており，これらを MAAP の入力としている。融点は石灰岩系コンクリートの方が高いが，比熱は石灰岩系コンクリートの方が小さい。コンクリート成分は骨材（aggregate）の種類に影響され，玄武岩系コンクリート（Basaltic）の成分はSiO₂が主体であるが，石灰岩系コンクリート（Limestone）では，CaCO₃が主体である。

コンクリートの侵食モデルは，主に SURC 実験や ACE/MCCI 実験の1次元侵食の実験や，BETA 実験の2次元侵食のドライ実験に対して検証されている（付録1参照）。なお，コンクリート侵食モデルは，コンクリート表面から侵食深さ方向に一様に侵食する扱いをしているのに対し，実験で得られた侵食深さは，一般的に侵食面で一様ではない。このため，コンクリート侵食モデルの検証では，実験の平均的な侵食深さと比較して侵食速度が良く一致していることが確認されている。

侵食面での侵食の不均一性と MAAP コードの一様侵食との関係を見るため，SURC-4 実験（1次元侵食）に対する MAAP コードのベンチマーク解析で得られた侵食深さに対して，実験で得られた侵食深さがどの程度の幅にあるかを確認した結果を図 4-8 に示すが，実験で得られた侵食深さは，MAAP コードによる予測侵食量に対して概ね±20%程度の範囲にある。同様に BETA-V5.1 実験（2次元侵食）に対して確認した結果を同図に示すが，この場合も概ね±20%程度の範囲にある。従って，実験における侵食面での侵食深さは，MAAP コードによる予

測侵食量の概ね±20%程度の範囲にあると考えられる。

また、壁方向と床方向の2次元侵食を調べる OECD/MCCI プロジェクトの CCI 実験では、石灰岩系コンクリート (CCI-2 実験) と玄武岩系コンクリート (CCI-1 実験, CCI-3 実験) の侵食挙動が調べられている。

石灰岩系コンクリート (CCI-2 実験) では、壁方向と床方向に等方的に侵食している。一方、玄武岩系コンクリート (CCI-3 実験) では、壁方向と床方向の侵食の異方性が確認されており (付録2 参照), 玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食速度の相違から、壁方向の熱流束が、床方向の熱流束の約 4 倍程度大きいと推定されている。なお、同様に玄武岩系コンクリートが使われた CCI-1 実験では、加熱条件が他の実験と異なり高く設定されていたため、代表性があるとは見なされず、侵食挙動の分析やベンチマーク解析には、CCI-3 実験の結果の方が使われている。玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性のメカニズムに関しては、明確な理解は得られていないが、CCI-3 実験に対する MAAP コードのベンチマーク解析^[35]において、壁方向への熱流束が床方向の 4 倍程度大きくなるように溶融プールからの対流熱伝達係数を設定することにより、実験の侵食挙動と良く一致する解析結果が得られている (図 4-9 参照)。この場合も、実験の侵食深さは、MAAP コードの予測侵食量に対して、上記の SURC-4 実験及び BETA-V5.1 実験のベンチマーク解析で設定した 20%以内の侵食深さに収まっている。

以上の MAAP コードのベンチマーク解析の分析から、コンクリート侵食の不確かさについて、以下のことが言える。

- ・ 侵食面における侵食深さのばらつきの範囲は、MAAP コードの予測侵食量の 20%以内に入っている。
- ・ 玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性は、MAAP コードにおいて溶融プールからの対流熱伝達係数を変更することにより予測可能である。その場合も侵食のばらつきの範囲は、MAAP コードの予測侵食量の 20%以内に入っている。

以上のことから、コンクリート侵食の不確かさに関して、侵食面における侵食深さの不均一性については、概ね MAAP コードによる予測侵食量の 20%の範囲内であることがわかった。一方、玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性については、実機における影響の確認のため感度解析が必要と考えられ、CCI-3 実験のベンチマーク解析を参考にして、溶融プールから壁方向と床方向の対流熱伝達係数を調整して感度解析を実施する。壁方向の熱配分の最大ケースとして、床方向の 4 倍として感度解析を行い、コンクリート侵食の壁方向と床方向の異方性の影響を確認する。

以上の各過程での、MCCI 現象の影響因子と感度解析パラメータの関係を図 4-10 に示し、不確かさ要因、有効性評価の扱い及び感度解析の要否を表 4-3 に整理する。

また、溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取扱いの比較を図 4-11 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。

表 4-1 コンクリートの物性比較 (MAAP 入力)

項目	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
コンクリート組成	SiO ₂ が主体	CaCO ₃ が主体
液相線温度 (K)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
固相線温度 (K)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
比熱 (J/kg-K)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
熔融潜熱 (J/kg)	<input type="text"/>	<input type="text"/>

表 4-2 代表的なコンクリートの組成例(重量%) [37]

成分	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
SiO ₂	54.84	3.60
TiO ₂ , MnO, MgO	7.21	5.80
CaO	8.82	45.40
Na ₂ O	1.80	0.0078
K ₂ O	5.39	0.68
Fe ₂ O ₃	6.26	1.20
Al ₂ O ₃	8.32	1.60
Cr ₂ O ₃	0.00	0.004
CO ₂	1.50	35.698
H ₂ O (自由水, 結合水)	5.86	5.94

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。

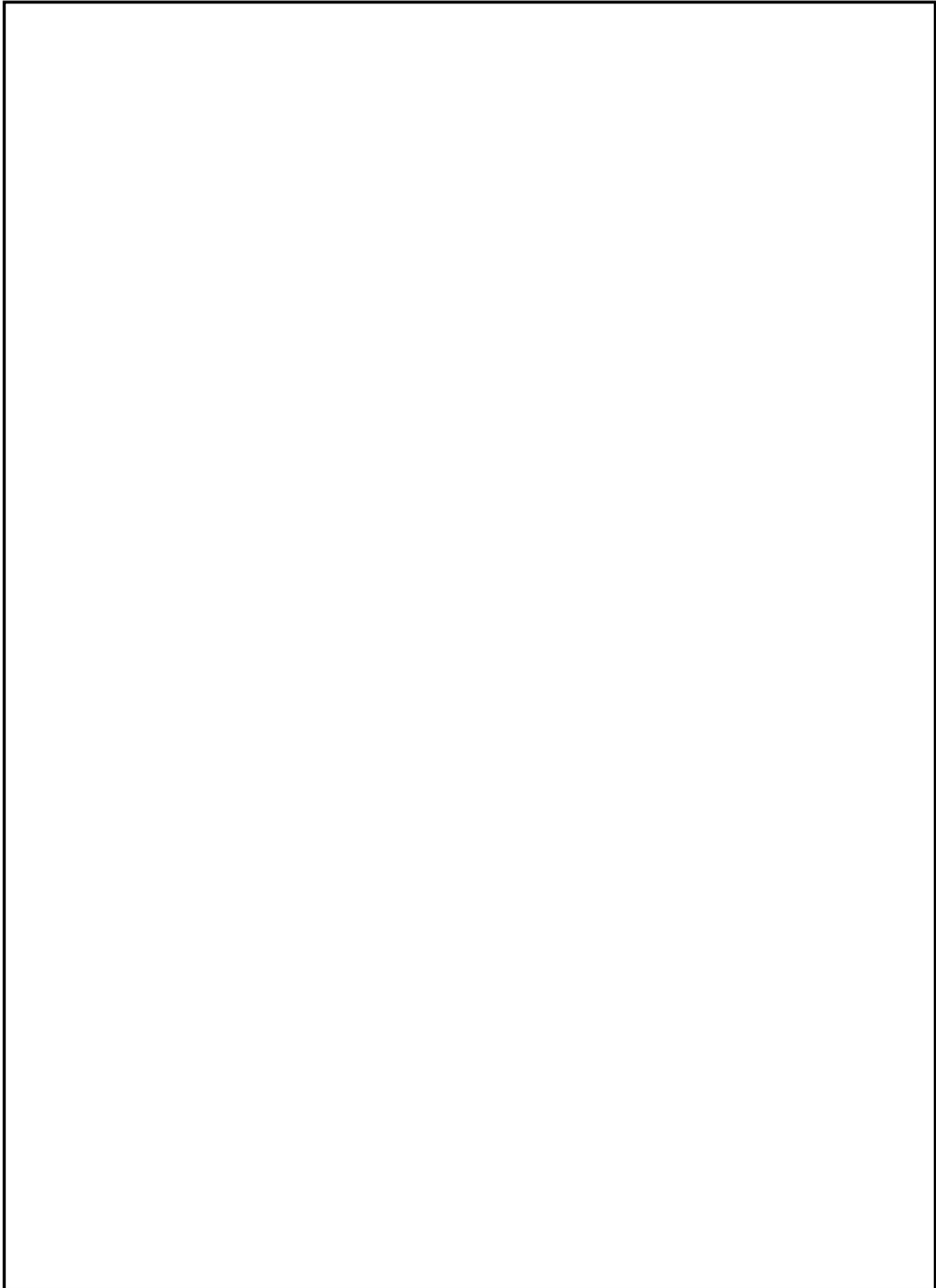


図 4-8 SURC-4 と BETA-V5.1 実験と MAAP4 コード予測の侵食量の比較^[23]

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。

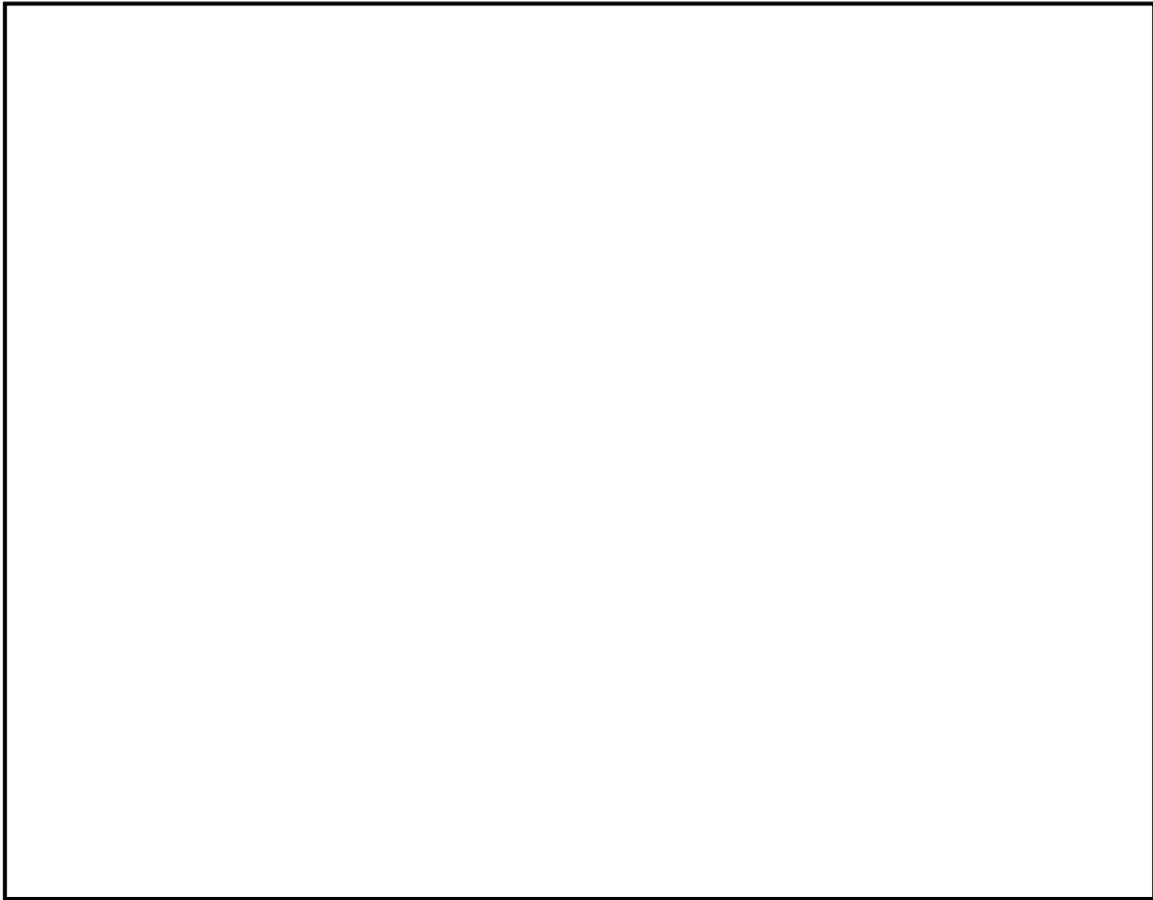


図 4-9 CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の MAAP ベンチマーク解析の結果^[35]

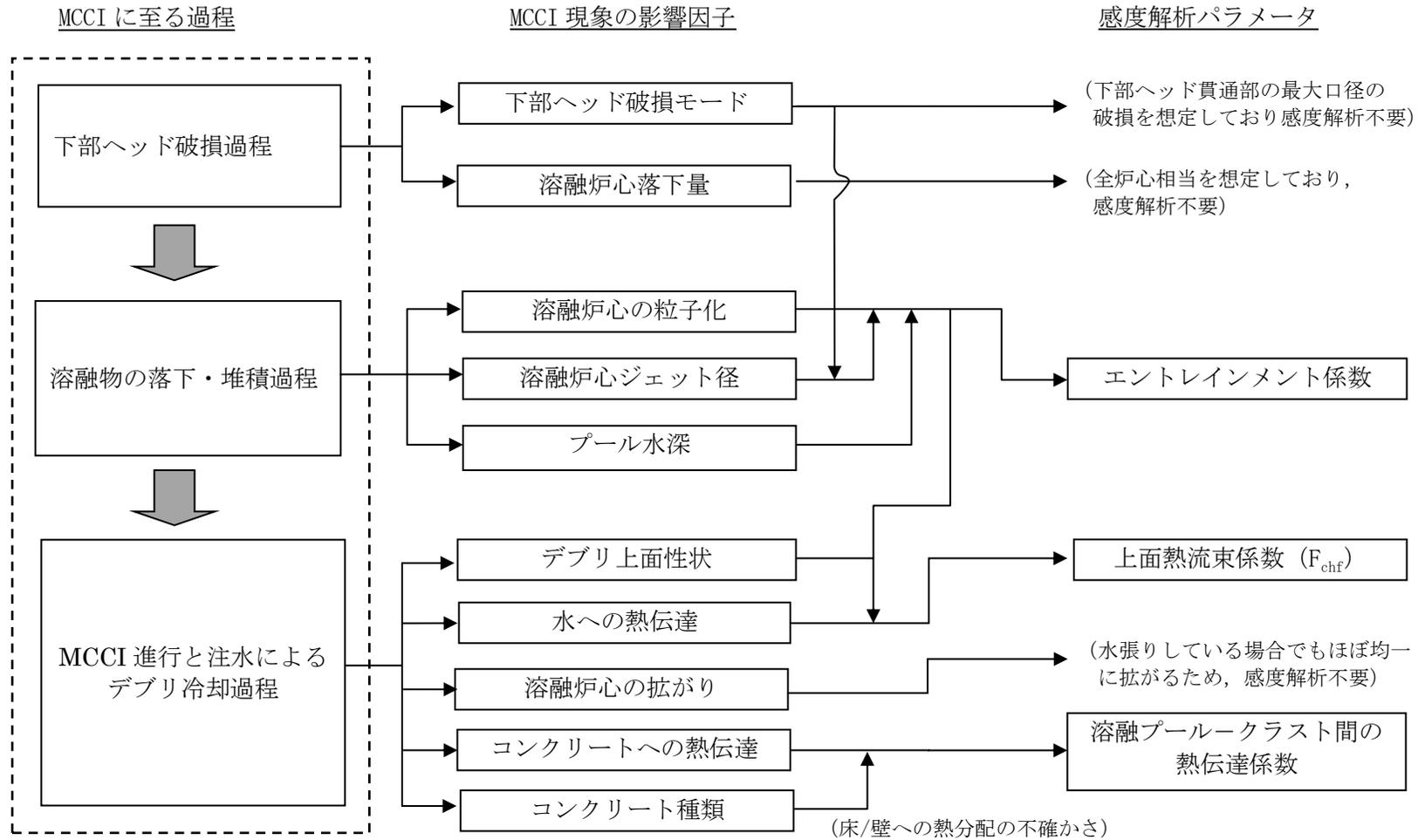


図 4-10 MCCI における不確かさに関する流れ図

実機で想定される現象

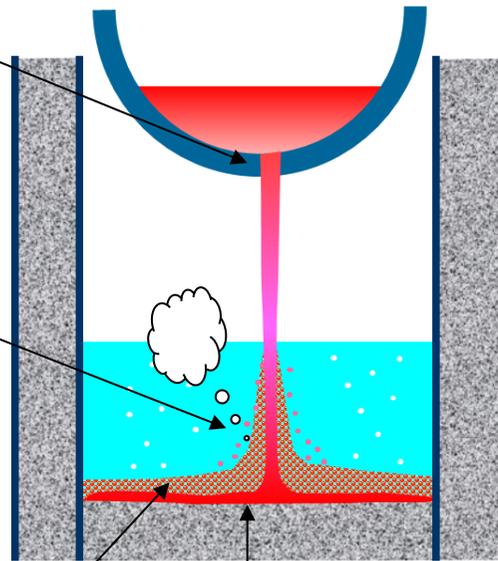
解析上の取扱い

下部ヘッド破損口を熔融炉心が通過する際に破損口側面が溶かされ、破損口が拡大する。

熔融物が水中を落下する過程で粒子化する。この際デブリ粒子のクエンチにより水蒸気が発生し、デブリ粒子の酸化により水素が発生する。

水深が浅い場合は、熔融物は完全には粒子化せず、床上に熔融炉心が拡がり、その上に粒子状ベッドが堆積する。水により拡がり抑制され、不均一に堆積する。上面の性状により水への熱伝達が大きく影響される。

コンクリートの種類により、侵食挙動やガスの発生挙動が異なる。



下部ヘッド破損口を熔融炉心が通過する際の破損口側面の熔融による破損口拡大を模擬。

熔融物が水中を落下する過程での粒子化を模擬。粒子化割合は Ricou-Spalding モデルにより評価。この際デブリ粒子のクエンチによる水蒸気発生と、デブリ粒子の酸化による水素発生を模擬。

コンクリート種類に応じて玄武岩系や石灰岩系を模擬可能。熔融プールからクラストへの対流熱伝達係数を変更することにより熱移行の異方性を評価可能。

熔融炉心は、床上で均一に堆積し、均一に混合して外周部のクラスト層と中心部の熔融プールから構成される平板の発熱体として模擬。上面熱流束は Kutateladze の水平平板限界熱流束相関式で与えているが、入力により変更可能。

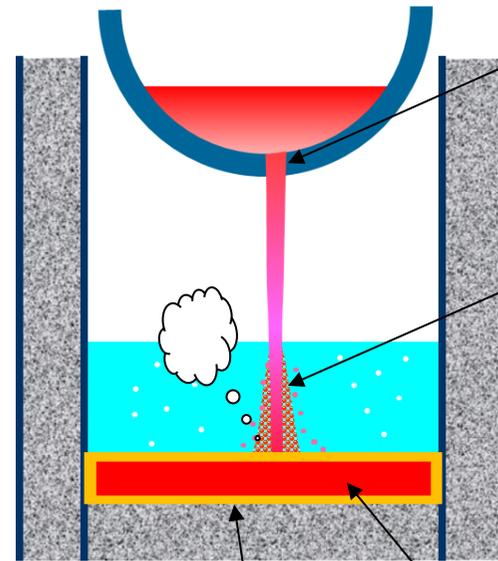


図 4-11 熔融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取扱いの比較

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。

表 4-3 MCCI 評価の不確かさに関する整理結果

MCCI 現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の扱い	感度解析の要否				
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要。				
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要。				
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペDESTALの注水開始条件及び注水流量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要。				
	エントレインメント係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、MAAP コードの不確かさ範囲内 (FARO 実験解析に基づく) で感度解析を実施。				
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため、感度解析不要。				
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融物の拡がり挙動評価例 (ABWR) を参考に、水張りをしている場合でも想定している溶融炉心落下流量では、ほぼ全面に拡がる結果を得ているため、拡がりの不確かさは小さいと判断し、感度解析は行わない。				
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベッドの熱流束として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で 800kW/m^2 として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、下限の熱流束に対して感度解析を実施。				
コンクリート種類 (玄武岩系コンクリートの侵食の異方性)	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として、床方向クラストへは <table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td> </td></tr><tr><td> </td></tr></table> 、壁方向クラストへは <table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td> </td></tr><tr><td> </td></tr></table> を使用					床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3 実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施。

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。

5. 感度解析と評価

ペDESTAL床上の溶融炉心の堆積高さが高い方が、溶融炉心の冷却性が悪くなり、MCCIの影響が厳しくなる。国内BWRでは、全炉心が落下した場合には、溶融炉心の堆積高さはMark-I改やMark-IIで約1m程度であり、ABWRでは約0.5m程度である。このため、ここでは、溶融炉心の堆積高さの高いBWR-5、Mark-I改プラントを対象に感度解析を行う。前節の検討を踏まえ、BWR-5、Mark-I改プラントの大LOCAシーケンスを対象に抽出されたパラメータの感度解析を実施した。

また、ガスの発生の影響を見るために参考解析として石灰岩系コンクリートを想定した解析も実施した。

(1) エントレインメント係数の感度解析

エントレインメント係数は、ベースケースでは \square を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAPコードのFARO実験解析を元に設定されている当該変数の不確かさ範囲のうち、最小値である \square と最大値である \square の感度解析を実施する。感度解析ケースを表5-1に示す。解析結果を図5-1-1a～図5-1-2b及び表5-5に示す。

エントレインメント係数が小さいと粒子化割合が減り、落下時のクエンチによる除熱量が減るため、床に堆積する溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し、コンクリートへの伝熱量も増加するため、侵食量は若干増えている。エントレインメント係数が大きいと粒子化割合が増えて逆のことが起こり、侵食量は若干減少している。

エントレインメント係数の不確かさ幅の範囲では、コンクリート侵食量への影響は小さい。

表 5-1 エントレインメント係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
① エントレインメント係数	\square	(1) \square (小) (2) \square (大)	(1)MAAP 不確かさ範囲*の最小値 (2)MAAP 不確かさ範囲*の最大値 *FARO 実験解析を元に設定

(2) 上面熱流束の感度解析

感度解析ケースを表 5-2 に示す。上面熱流束の不確かさを考慮した下限値として、Lipinski 0-D モデルにより評価される粒子状ベッドのドライアウト熱流束において、想定される範囲でドライアウト熱流束を小さくする条件の値を選定することとし、圧力 0.4MPa[abs]、粒子径 3mm、及びポロシティ 0.26 を条件とした場合の熱流束である 800kW/m²（一定）を選定した。解析結果を図 5-2a～図 5-2b 及び表 5-5 に示す。

上面熱流束が小さいと水への熱伝達量が減少するため、熔融炉心の温度はベースケースより高めに推移し、コンクリートへの伝熱量も増加するため、侵食量は増えている。

上面熱流束の不確かさ幅の範囲では、コンクリート侵食量への影響は大きい。

表 5-2 上面熱流束係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
② 上面熱流束 係数 (F_{CHF})	$F_{\text{CHF}}=0.1$ (default) 圧力依存性あり (大気圧状態で約 800kW/m ²)	800kW/m ² 一定	Lipinski 0-D モデルによる 評価において、圧力 0.4MPa[abs]、粒子径 3mm、 ポロシティ 0.26 のドライア ウト熱流束

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) 溶融プールークラスト間の熱伝達係数の感度解析

感度解析ケースを表 5-3 に示す。熱伝達係数の不確かさ幅の中で、床方向への熱伝達を大きくしたケースと壁方向への熱伝達を大きくしたケースの解析結果を図 5-3-1a～図 5-3-2b 及び表 5-5 に示す。

床方向への熱伝達を大きくすると、床方向へ侵食量は増えており、壁方向の侵食は若干減少している。壁方向への熱伝達を大きくすると、壁方向へ侵食量は増えており、床方向の侵食はあまり変わらない。

溶融プールの熱伝達係数の不確かさ幅の範囲では、コンクリート侵食量への影響は小さい。

表 5-3 溶融プールークラスト間の熱伝達係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
③ 溶融プールークラスト間の熱伝達係数	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として; 床方向 <input type="text"/> 壁方向 <input type="text"/>	(1) 床 : <input type="text"/> 壁 : <input type="text"/> (2) 床 : <input type="text"/> 壁 : <input type="text"/>	(1) 床 : 壁の 1/4 (CCI-3 実験反映) 壁 : 推奨入力値 (2) 床 : 推奨入力値 壁 : 床の 1/4 ((1) の逆とした。)

(4) 石灰岩系コンクリートを想定した参考解析

解析条件を表 5-4 に示す。コンクリートの組成や物性は、表 4-1 及び表 4-2 に示す値を使用している。石灰岩系コンクリートを想定した場合の解析結果を図 5-4a～図 5-4d 及び表 5-5 に示す。石灰岩系コンクリートの場合の、床方向及び壁方向の侵食量は若干増加しているが、感度は小さい。また、格納容器内のガスモル分率もベースケースと同様な結果となる。このケースのようにコンクリート侵食量が小さい場合は、石灰岩系コンクリートの影響は小さい。

表 5-4 コンクリート種類を変えた参考解析条件

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	参考解析ケース	根拠
コンクリート種類	玄武岩系	石灰岩系	ガス発生の影響を確認する。

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。

表 5-5 MCCI 感度解析結果の一覧

ケース	パラメータ設定	コンクリート侵食量
有効性評価 (ベースケース)	<ul style="list-style-type: none"> ・エントレインメント係数: <input type="text"/> ・上面熱流束: 約 800kW/m² @ 1ata (F_{CHF}=0.1 デフォルト) 圧力依存性考慮 ・溶融プールからクラストへの熱伝達 係数 床 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/> ・コンクリート組成及び物性値: 玄武岩系 	床面: 2.4cm 壁面: 2.3cm
①-1 エントレインメン ト係数 小	エントレインメント係数: <input type="text"/>	床面: 3.6cm 壁面: 3.5cm
①-2 エントレインメン ト係数 大	エントレインメント係数: <input type="text"/>	床面: 1.7cm 壁面: 1.7cm
② 上面熱流束 下限	800kW/m ² 一定	床面: 22.5cm 壁面: 21.6cm
③-1 溶融プール熱伝達 床方向大	溶融プール熱伝達係数: 床 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/>	床面: 2.4cm 壁面: 2.2cm
③-2 溶融プール熱伝達 壁方向大	溶融プール熱伝達係数: 床 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/>	床面: 2.1cm 壁面: 2.4cm
(参考解析) 石灰岩系コンクリート	コンクリート組成及び物性値: 石灰岩系	床面: 2.8cm 壁面: 2.8cm

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。

「本製品（又はサービス）には、米国電力研究所（The Electric Power Research Institute）の出資により電力産業用に開発された技術が取り入れられています。」

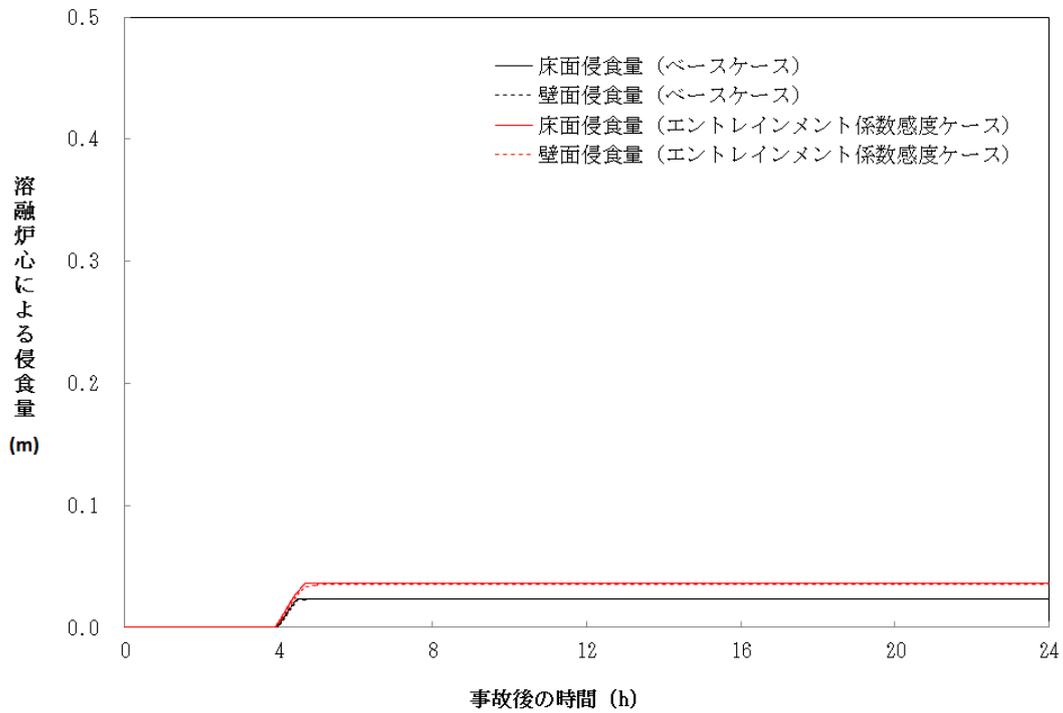


図 5-1-1a コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 ）

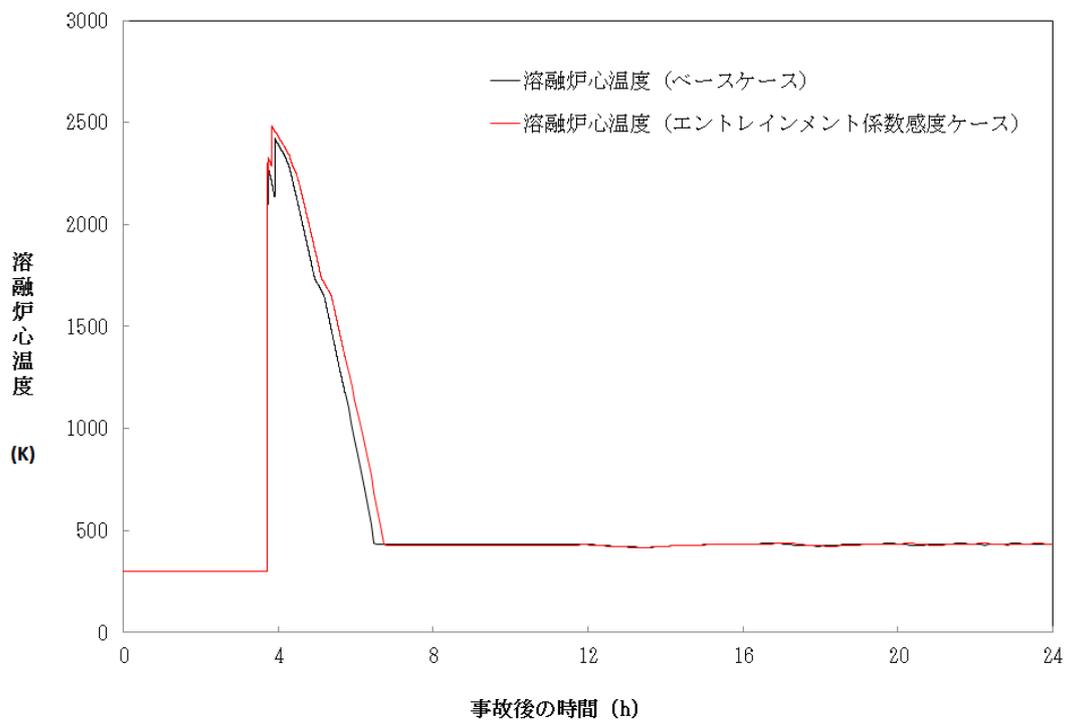


図 5-1-1b 溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 ）

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。

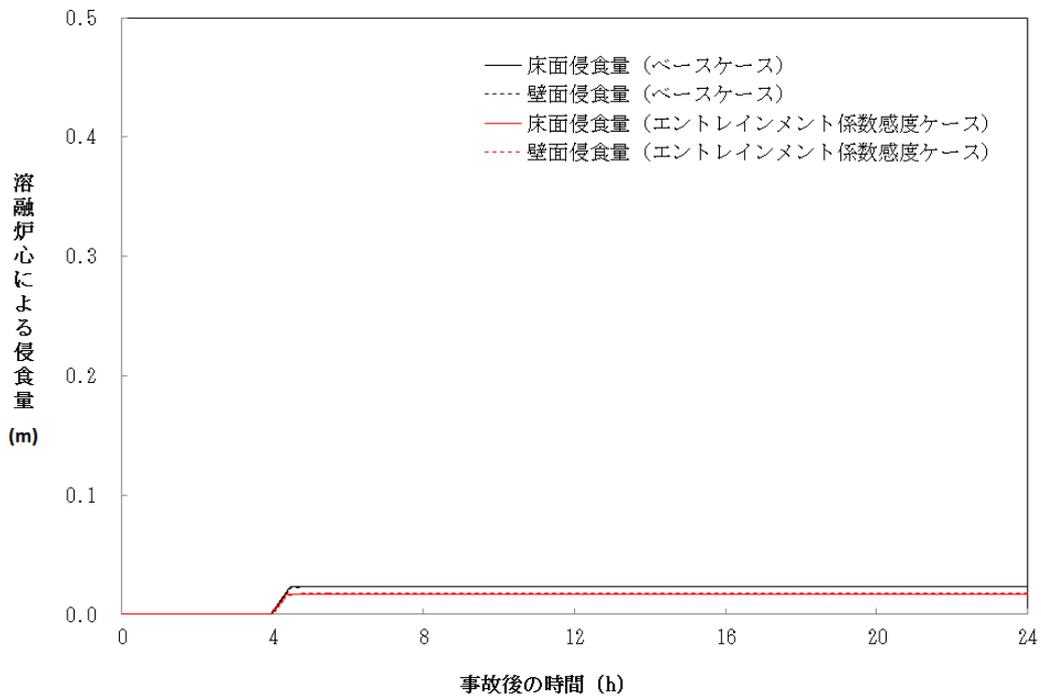


図 5-1-2a コンクリート侵食量の比較 (エントレインメント係数)

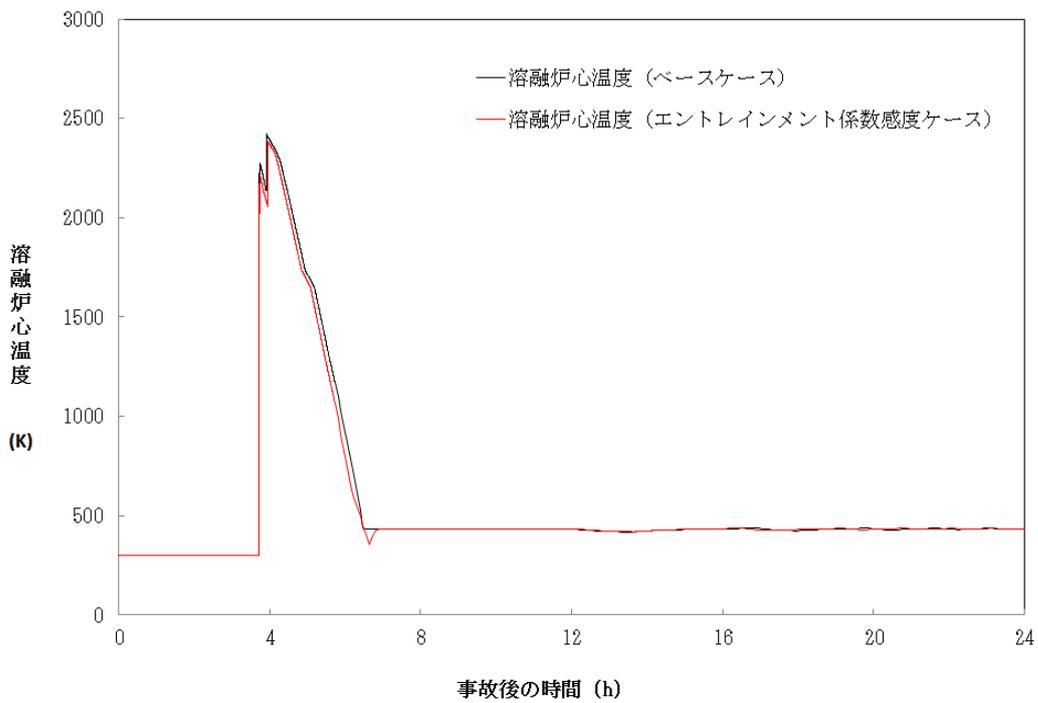


図 5-1-2b 溶融炉心温度の比較 (エントレインメント係数)

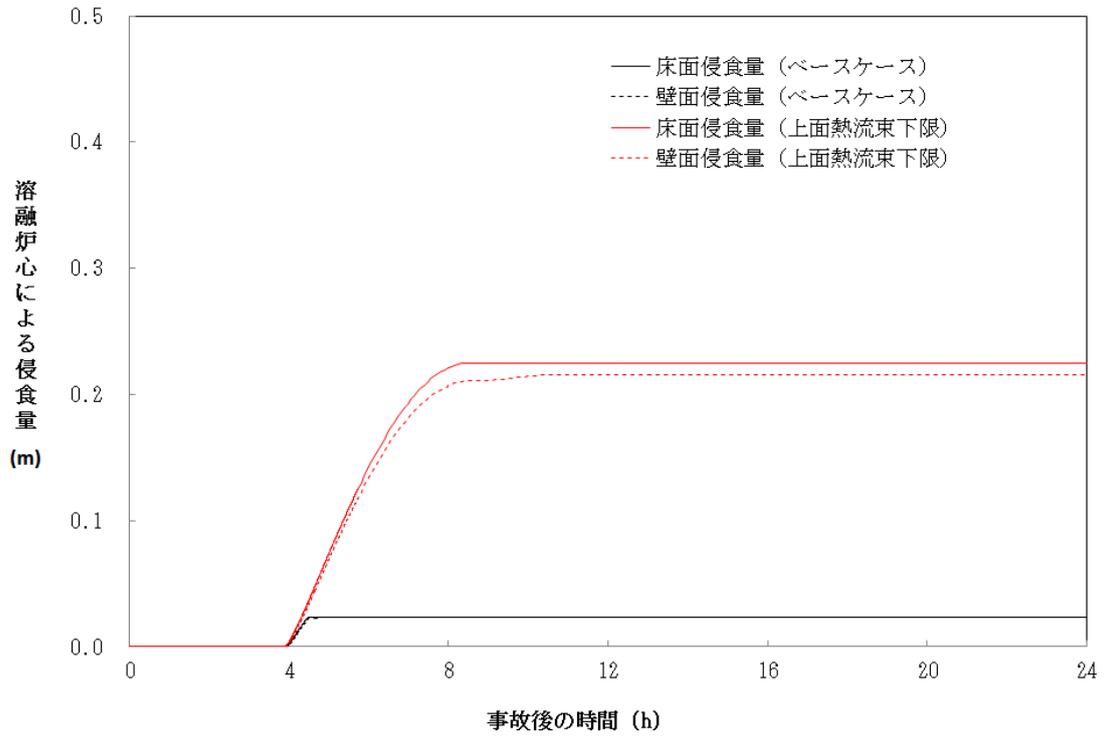


図 5-2a コンクリート侵食量の比較 (上面熱流束 800kW/m^2 一定)

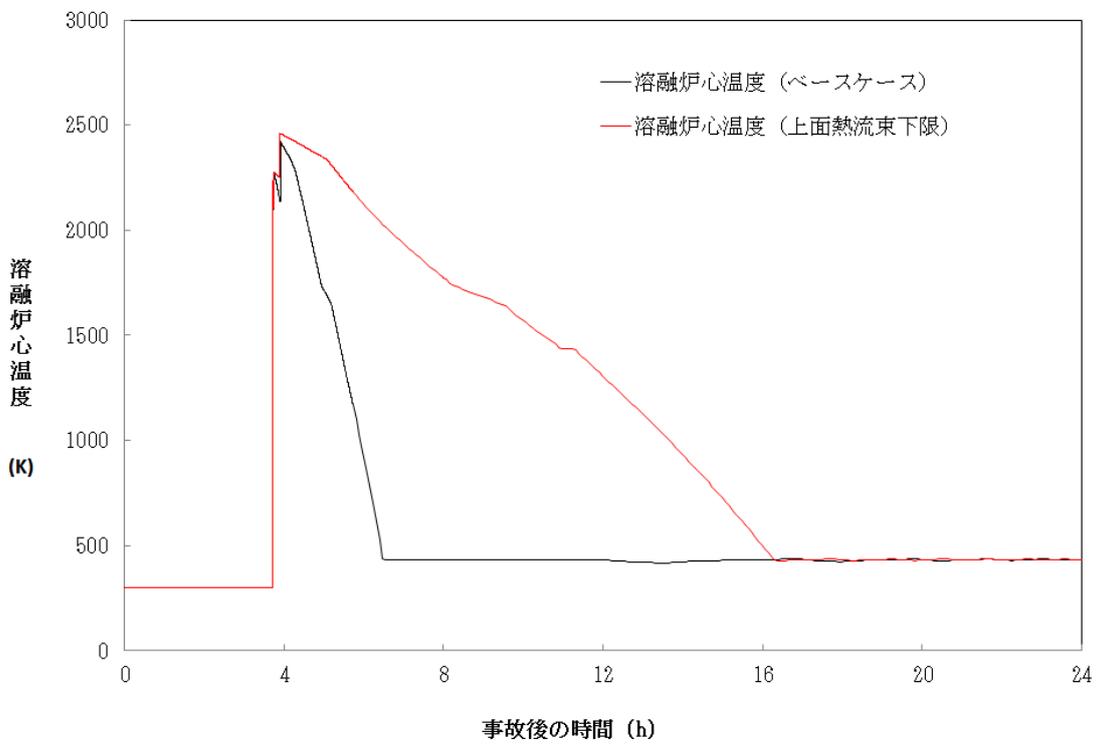


図 5-2b 溶融炉心温度の比較 (上面熱流束 800kW/m^2 一定)

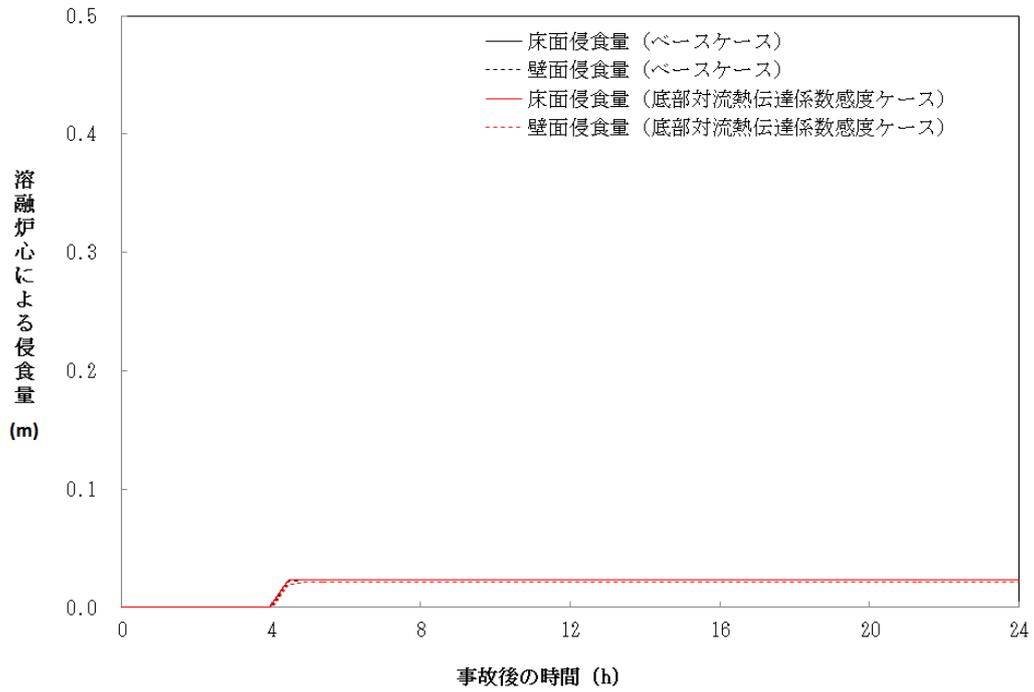


図 5-3-1a コンクリート侵食量の比較 (床方向対流熱伝達係数大)

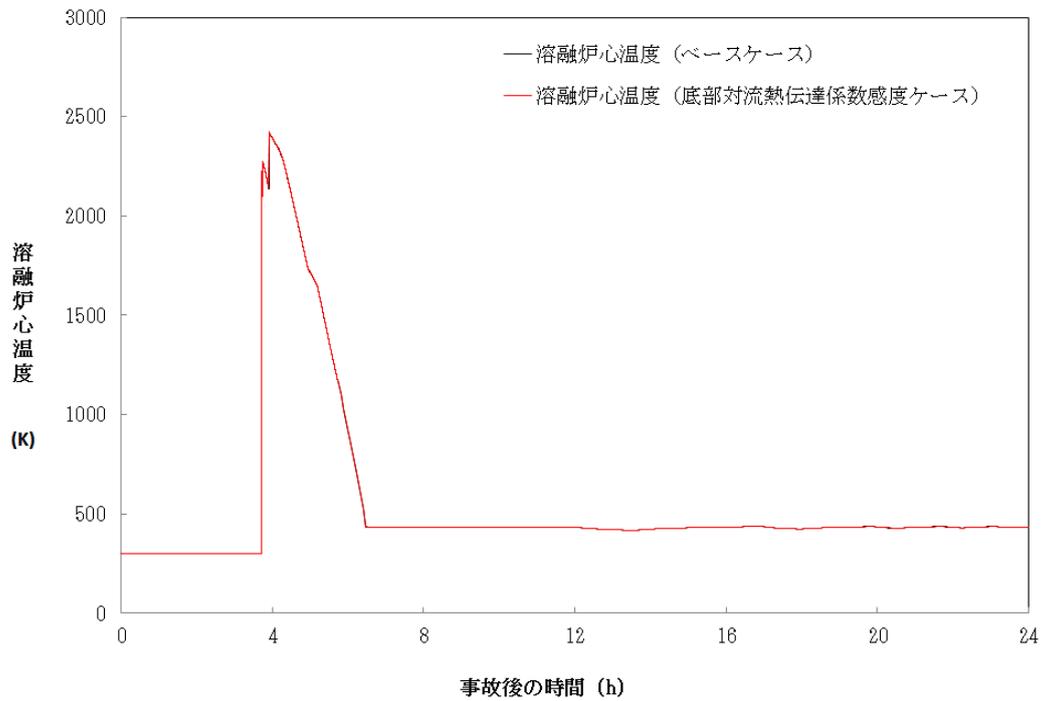


図 5-3-1b 溶融炉心温度の比較 (床方向対流熱伝達係数大)

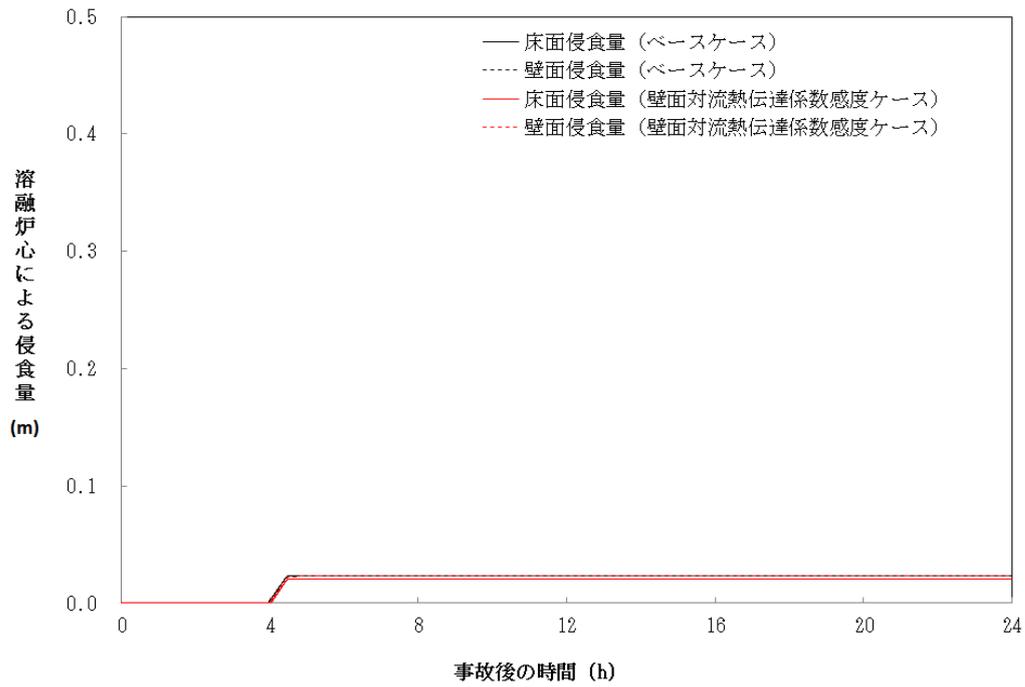


図 5-3-2a コンクリート侵食量の比較 (壁方向対流熱伝達係数大)

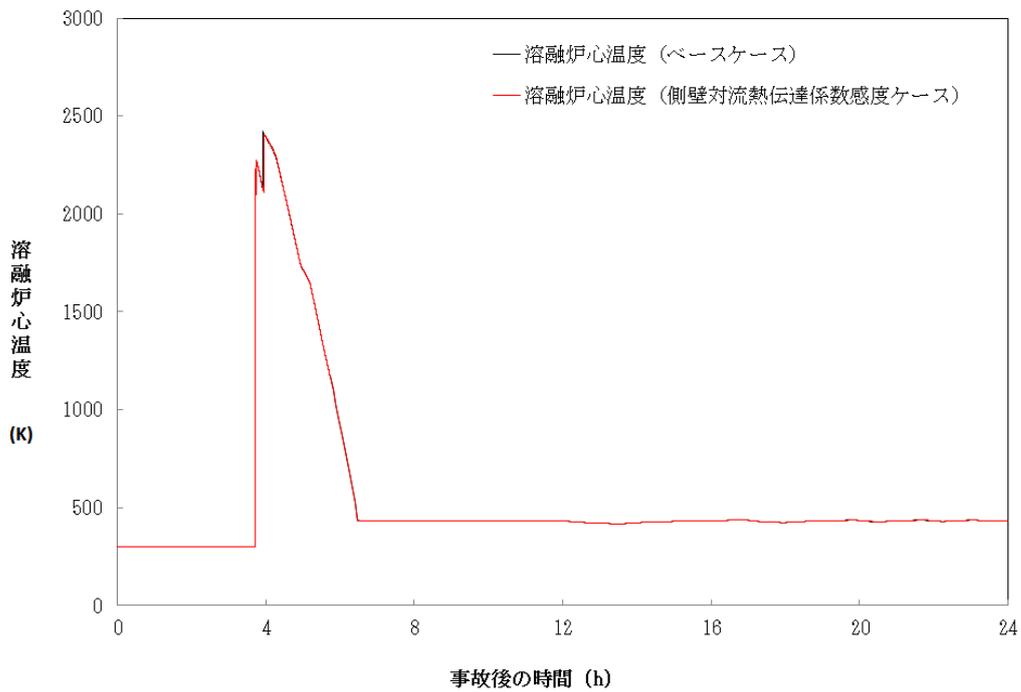


図 5-3-2b 溶融炉心温度の比較 (壁方向対流熱伝達係数大)

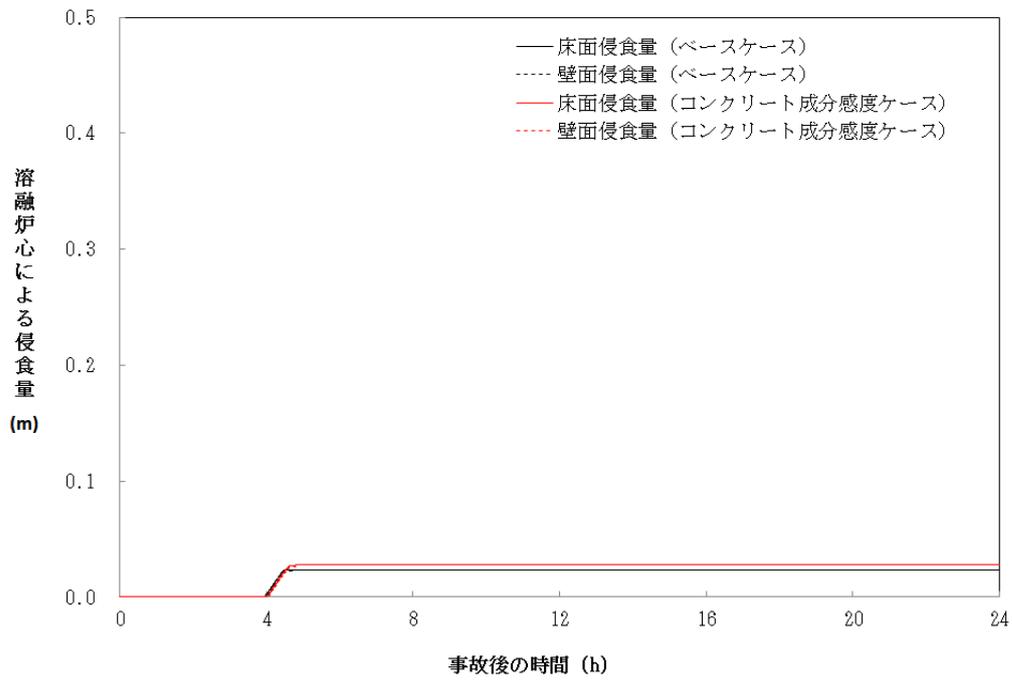


図 5-4a コンクリート侵食量の比較 (石灰岩系コンクリート)

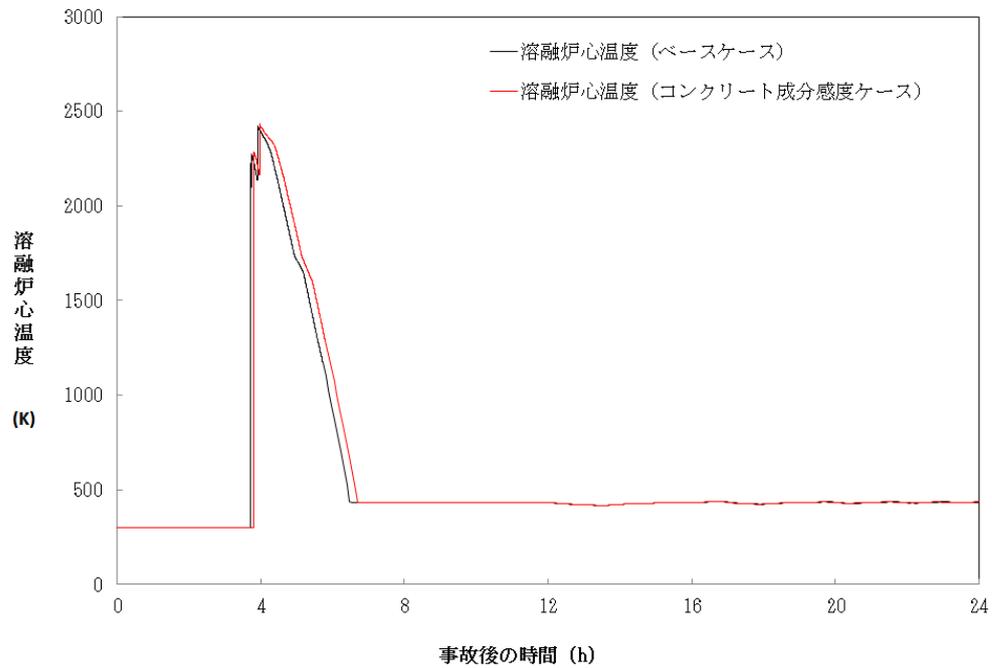


図 5-4b 溶融炉心温度の比較 (石灰岩系コンクリート)

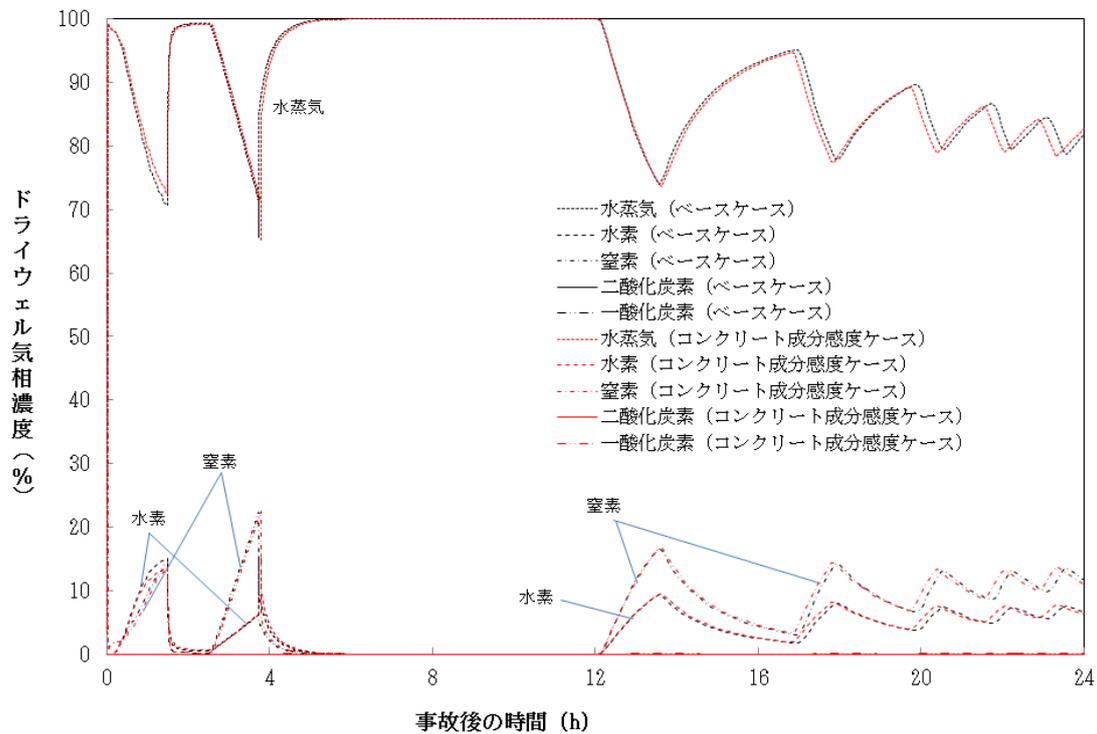


図 5-4c ドライウェルガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

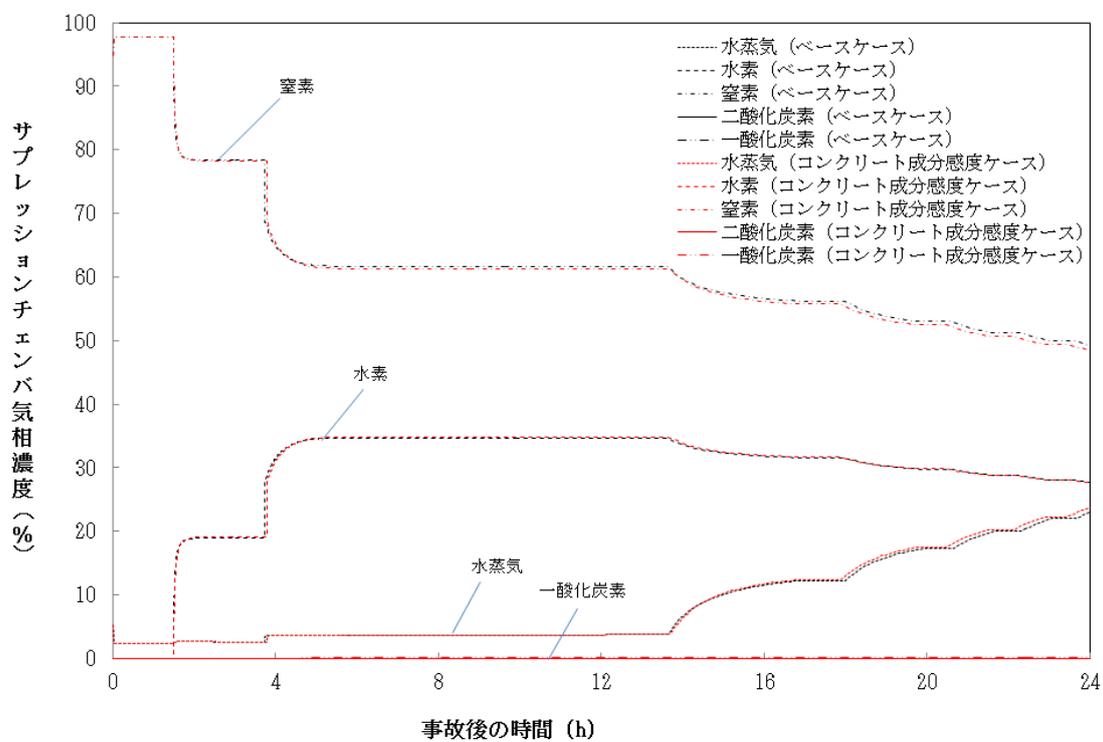


図 5-4d サプレッションチェンバガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

6. まとめ

MCCIに関する種々の実験から得られた知見等に基づきMCCIの各過程における不確かさの分析を行い、不確かさがあり、評価結果に影響するモデルパラメータとして、エントレインメント係数、上面熱流束を抽出した。また、2次元侵食実験結果で確認されている侵食の異方性については、未だ十分な解明が行われておらず、実機のウェット条件でも起こるのかは不明であるが、念のために異方性の影響をみるために、溶融プールから床方向と壁方向への熱伝達係数の感度解析を行った。これらのパラメータの感度解析以外に、コンクリート種類を玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した場合の解析も参考に実施し、コンクリート侵食量への影響を確認した。

BWR-5, Mark-I 改プラントの有効性評価に使用しているノミナル条件を設定したベースケースでは、コンクリート侵食量は2.4cmであった。

エントレインメント係数の感度解析結果より、水中での粒子化によるクエンチ効果に差が出て、床上に堆積した溶融炉心温度に影響し、コンクリート侵食量に影響するが、その影響は小さかった。

上面熱流束の感度解析結果より、上面熱流束は、床上に堆積した溶融炉心温度に大きく影響し、コンクリート侵食量に大きく影響する結果となった。

玄武岩系コンクリートに見られる床方向と壁方向のコンクリート侵食の異方性の影響を確認するため、溶融プールから床方向と壁方向への熱分配の異方性として扱い、溶融プールのクラスト間の熱伝達係数を変えて、床方向への熱伝達が大きい場合と壁方向への熱伝達が大きい場合の感度を調べた。その結果、熱伝達の大きい方向の侵食量が大きくなり、侵食の異方性が確認された。但し、ノミナル条件の場合のように侵食量が小さい場合は、侵食量に大きな感度がないことがわかった。

感度解析の結果、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モデルの検証解析結果から、実験の侵食面における侵食のばらつきが、MAAPコードによる予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることが確認され、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認された。

また参考として、他の条件を同一として玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した解析も実施したところ、侵食量に大きな感度は無かった。また、ガス発生の影響も顕著には見られなかった。

最後に、MCCIに関係する現象は、複雑な多成分・多相熱伝達現象であり、現状でも知見が十分であるとは言えない。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殆どないことから、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。

付録

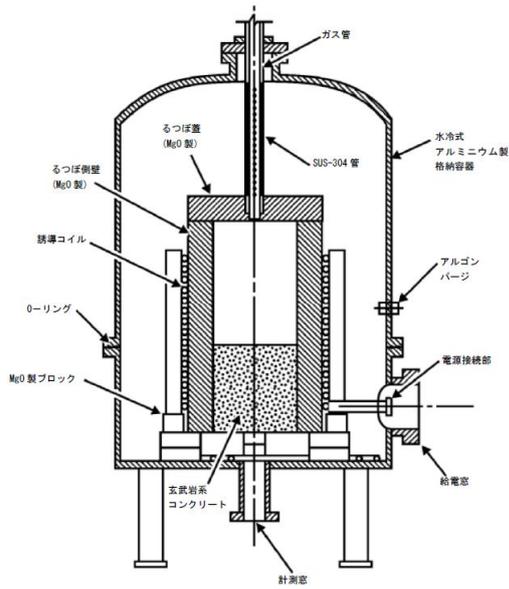
付録1 ドライ条件での MCCI 実験

デブリとして UO_2 コリウムを用い、崩壊熱を模擬し、注水を行っていないドライ条件の実験として、米国サンディア国立研究所 (SNL) の SURC 実験、米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) の ACE 実験及び独カールスルーエ研究所 (KfK) で実施された BETA 実験がある。以下にそれぞれの実験について説明する。これらの実験は、実機における MCCI 継続の影響の検討に参考となる。

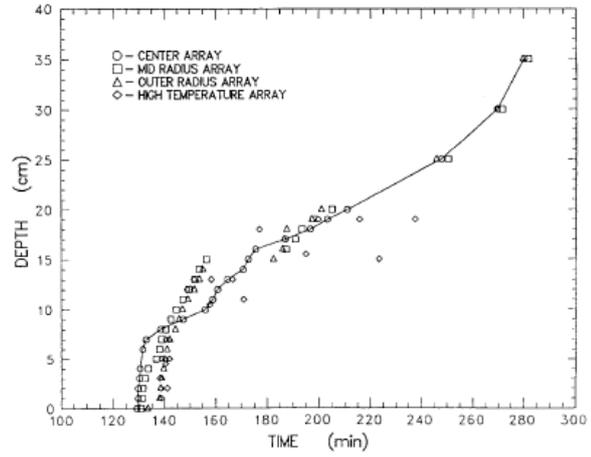
(1) SURC 実験 (米国 SNL) ^{[4][23][34]}

MCCI 時の伝熱、化学反応、ガスおよびエアロゾルの放出等を調べ、CORCON 等の解析コードを検証・改良することを目的に SNL にて 4 回実験が実施された。そのうち実機と同様の組成の UO_2 デブリを使用した実験は 2 回実施された (SURC-1, 2。他の 2 回の実験は模擬デブリとして SUS304 が使用された)。実験装置の概要を図付 1-1 に示すが、直径 40cm のコンクリート試験体 (SURC-1 実験では石灰岩系 (米国で使用されている)、SURC-2 実験では玄武岩系のコンクリートを使用) を入れた MgO 製の円筒容器に約 250kg の模擬デブリ (組成: UO_2 69%, ZrO_2 22%, Zr 9%) を誘導加熱して熔融させてコンクリートとの反応を継続させた。SURC-2 のコンクリートの侵食深さの変化を図付 1-2 に示すが、侵食速度は 1 時間に 20cm 程度となっている。

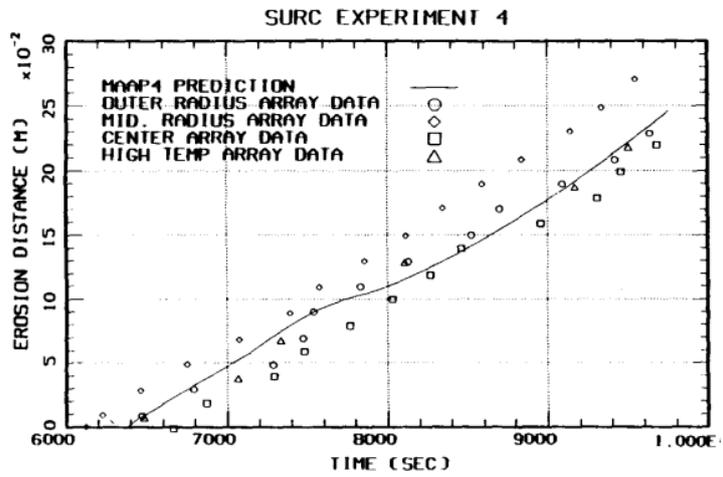
また、SURC-4 は、コード比較のための国際標準問題 (ISP-24) ^[5] に選定され、実験データと種々の解析の比較が行われている。200kg のステンレス鋼と模擬 FP (Te: 0.5 kg, La_2O_3 : 1.17 kg, CeO_2 : 1.23 kg, BaO : 1.1 kg) が、コンクリート侵食が開始するまで加熱され、侵食開始後 14 分経ってから約 0.5 秒間に追加的に 20kg のジルコニウムが溶融物に添加されている。SURC-4 のコンクリートの侵食深さの変化を図付 1-3 に示すが、侵食速度は約 55 分の時点で 24.5~27.5cm で、MAAP 解析結果とよい一致を示している。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、MAAP 解析結果と若干相違が見られるが、これは実験では外周部から誘導加熱して溶融物を加熱しているため、外周部の溶融物への入熱量が大きくなることが原因と考えられる。従って、MAAP との相違は、実験固有の原因と考えられるため、ベンチマーク解析の観点からは問題とはならないと考えられる。



図付 1-1 SURC 実験装置^[23]



図付 1-2 SURC-2 実験の侵食深さ^[23]



図付 1-3 SURC-4 実験の侵食深さと MAAP 解析との比較^[23]

(2) ACE 実験 (米国 ANL) [3][23][34]

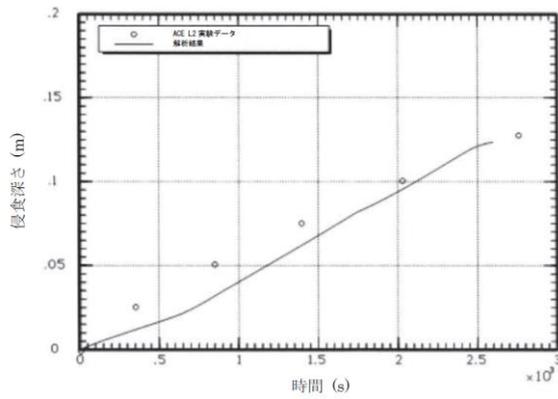
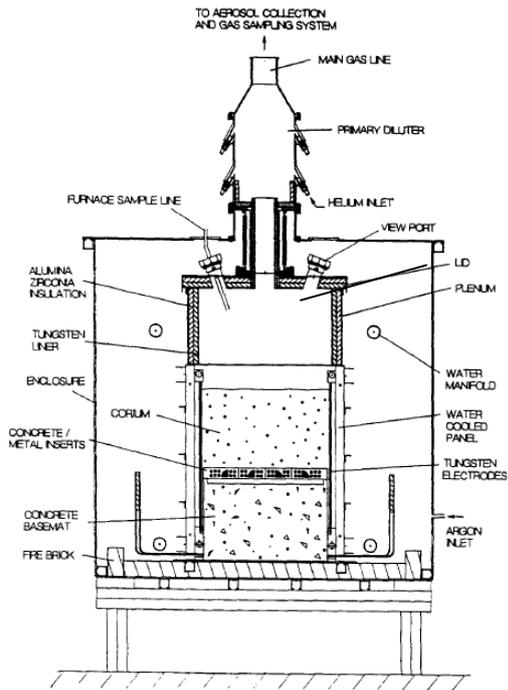
MCCI における熱水学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的に、国際プログラムとして ACE (Advanced Containment Experiments) 計画の一部として実施された。Phase-C で MCCI 時の FP エアロゾル放出の定量化の目的で実験が実施された。実験装置の概要を図付 1-4 に示す。実炉組成の約 300kg の模擬デブリを使用し、タングステン電極により直接通電により加熱し熔融させている。コンクリート侵食はベースマット中にある熱電対によりモニターされている。実験マトリックスを表付 1-1 に示すが、実験はコンクリートの種類やデブリの組成を替えて実施された。

L2 実験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較を図付 1-5 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。

表付 1-1 ACE/MCCI 実験マトリックス^[23]

Test	Concrete Type ^a	Decay Heat Generation W/kg of UO ₂	Corium Mixture	Initial Zr Oxidation %	Absorber Material
L5	L/S	325	PWR	100	none
L2	S	450	PWR	70	none
L1	L/S	350	PWR	70	none
L6	S	350	PWR	30	Ag, In
L4	Serp/S ^b	250	BWR	50	B ₄ C
L7	L/S	250	BWR	70	B ₄ C
L8	L/L	350/150 ^c	PWR	70	Ag, In

a. Concrete type: L/S: limestone/common sand
 S: siliceous
 L/L: limestone/limestone



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

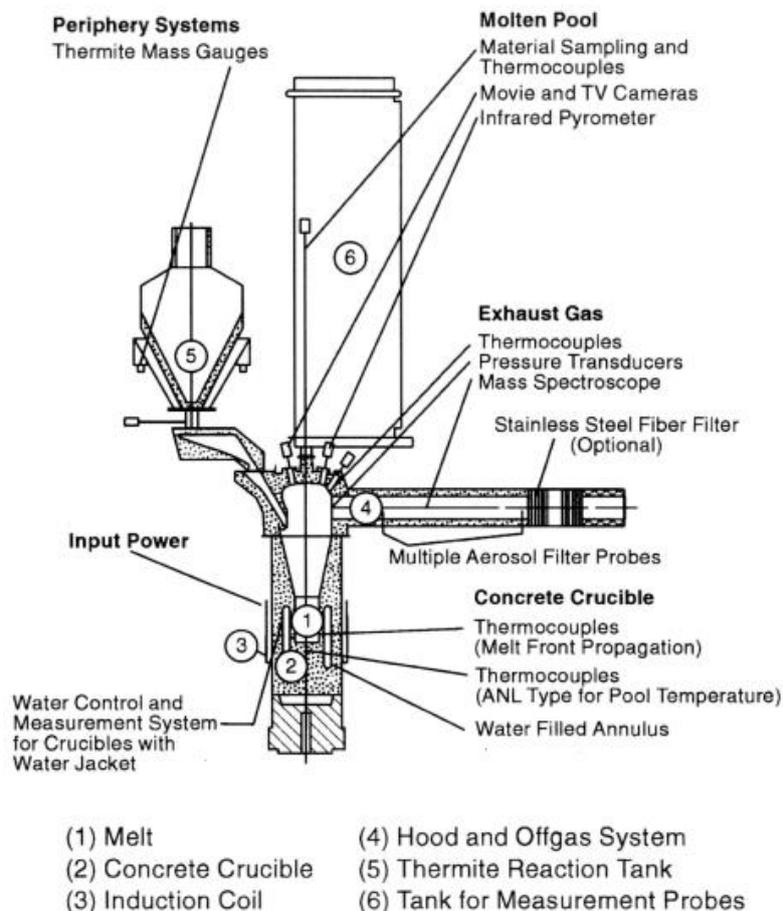
図付 1-4 ACE/MCCI 実験装置^[3]

図付 1-5 ACE-L2 実験と MAAP 解析の
 侵食深さの比較^[34]

(3) BETA 実験 (独 KfK) [6][34]

MCCI 解析コードの侵食挙動やエアロゾル生成挙動の検証用のデータベースを拡充することを目的として、独 KfK で実施された。実験装置の概要を図付 1-6 に示す。テルミット反応により金属溶融物(Fe, Cr, Ni, Zr)と酸化物溶融物(Al_2O_3 , SiO_2 , CaO) を生成させて、玄武岩系コンクリート製のるつぼに落下させて、るつぼ内の溶融物は、誘導加熱により加熱している。ベースマット中にある熱電対により 2次元のコンクリート侵食挙動が確認できるようになっている。溶融物として Zr を多く含む溶融物を用いた実験シリーズの実験マトリックス (V5.1~V5.3) を表付 1-2 に示す。

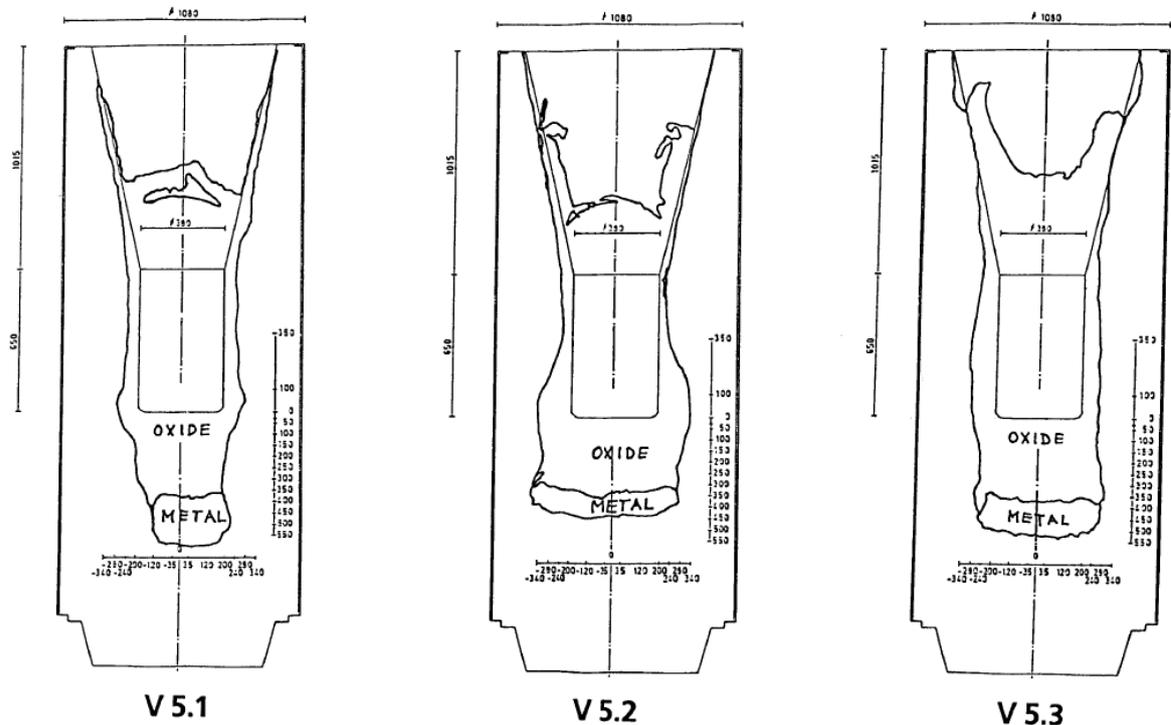
実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を、図付 1-7 に示す。壁方向よりは、床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され、Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較^[34]を図付 1-8 及び図付 1-9 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。この MAAP のベンチマーク解析により、2次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている。



図付 1-6 BETA 実験装置 [34]

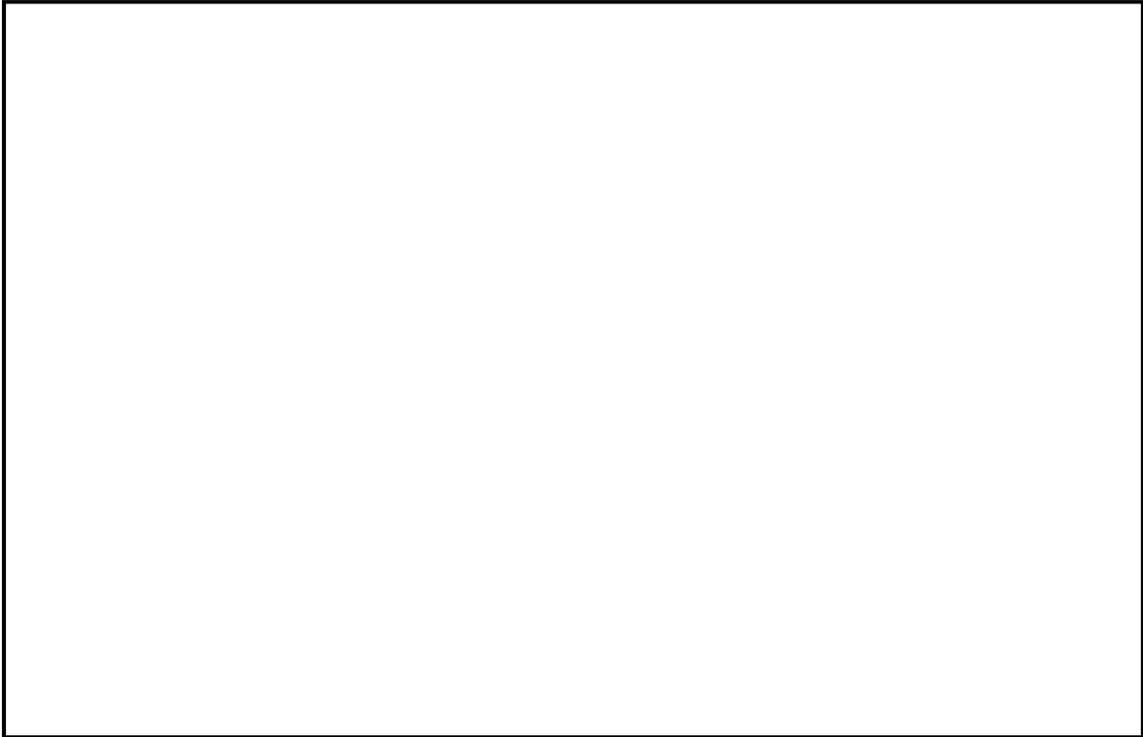
表付 1-2 BETA 実験マトリックス^[6]

BETA Test	Initial Melt, ~ 2200 K	Fission Product Mock-ups and Additives	Planned Heating Power	Main Objectives
V 5.1	300 kg Fe+Cr+Ni 80 kg Zry-4 50 kg Al ₂ O ₃ + SiO ₂ + CaO	none	400 kW	PWR: Zr chemistry, consequences on erosion and aerosol release
V 5.2	as V 5.1	1 kg Mo, 0.5 kg ZrTe ₂ , 1.5 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	200 kW	BWR with B ₄ C absorber, low power: Zr chemistry and related processes
V 5.3	as V 5.1	1 kg Mo, 1 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	800 kW	BWR with B ₄ C absorber, high power: Zr chemistry and related processes

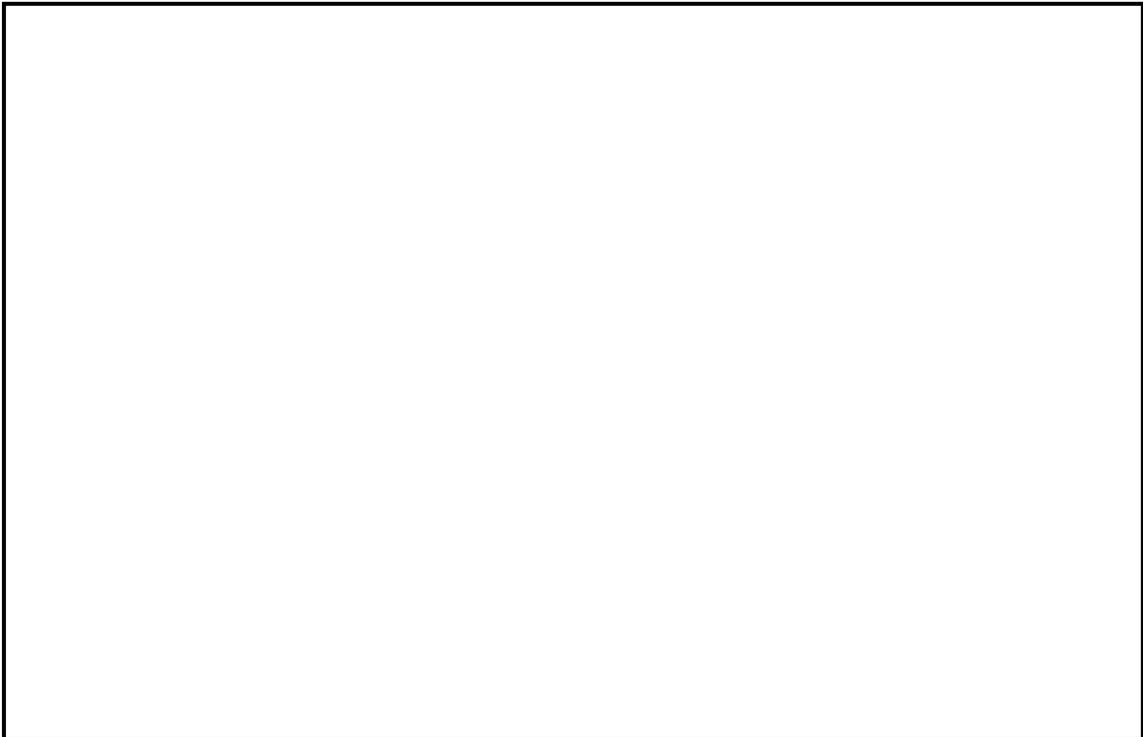


図付 1-7 BETA 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図^[6]

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。



図付 1-8 BETA-V5.1 実験と MAAP 解析の侵食深さの比較 ^[34]



図付 1-9 BETA-V5.2 実験と MAAP 解析の侵食深さの比較 ^[34]

付録2 注水を伴った MCCI 実験

注水を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては、SNL で実施された SWISS 実験及び WETCOR 実験、ANL (EPRI) の主催で実施された MACE 実験及び OECD/MCCI 実験、原子力発電技術機構 (NUPEC) により実施された COTELS 実験がある。

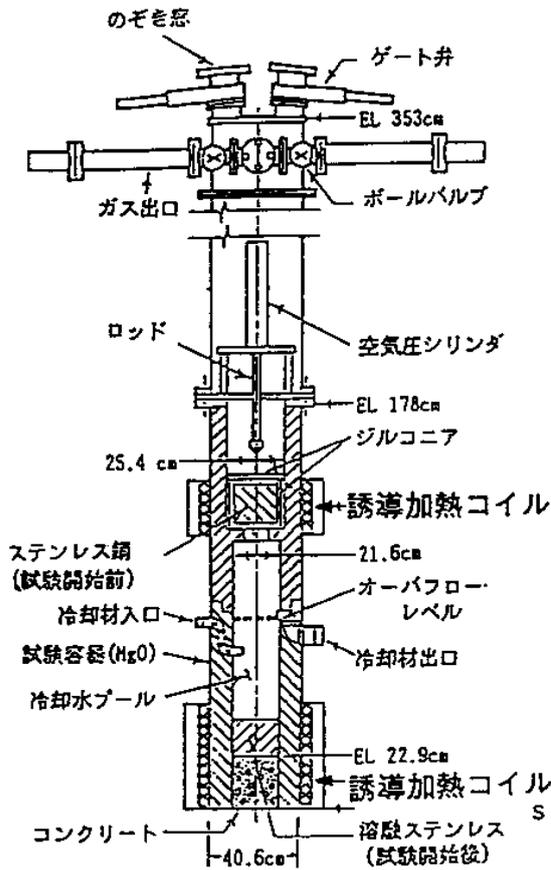
以下の実験の知見を示す。

- ① SWISS 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
- ② WETCOR 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
- ③ MACE 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）
- ④ COTELS 実験（日本 原子力発電技術機構 (NUPEC)）
- ⑤ OECD/MCCI 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）

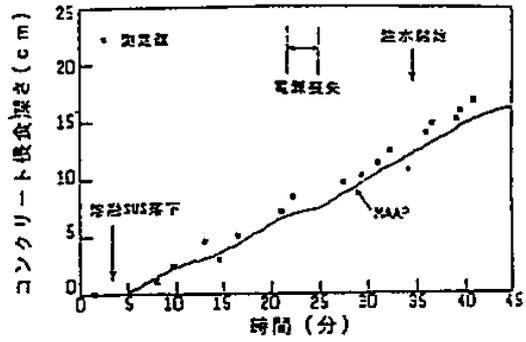
(1) SWISS 実験（米国 SNL）^[7]

高周波加熱によりステンレスを溶融させ、溶融したステンレスとコンクリートとの反応中に注水し、溶融物の冷却性を調べる実験が 2 回行われた。実験結果 2 回とも同様の結果となっており、メルト上面に安定なクラストが形成されてメルト内部に冷却水が浸入しにくくなり、メルトによりコンクリートの侵食が継続した（図付 2-1 参照）。但し、本実験はメルトの発熱が実機で想定される値より 1 桁程度大きいことや 100%ステンレスであるため模擬崩壊熱に加え、水-金属反応の発熱が加わったことも一因と分析されている。またコリウムより上方水プールへの熱流束は約 800kW/m²程度であった（図付 2-2 参照）。

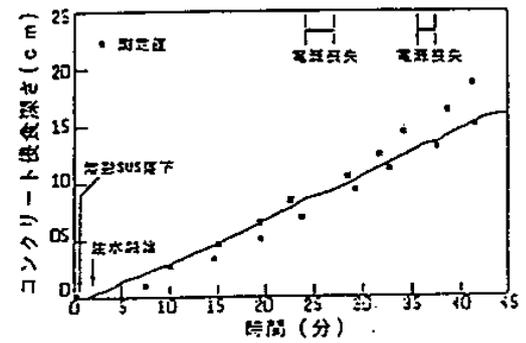
実験条件：45kgのSUSを内径21.6cmのコンクリート上に溶融させた状態で落下して注水を実施。比出力1.6kW/kg SUS



実験装置の概要 (SWISS実験)



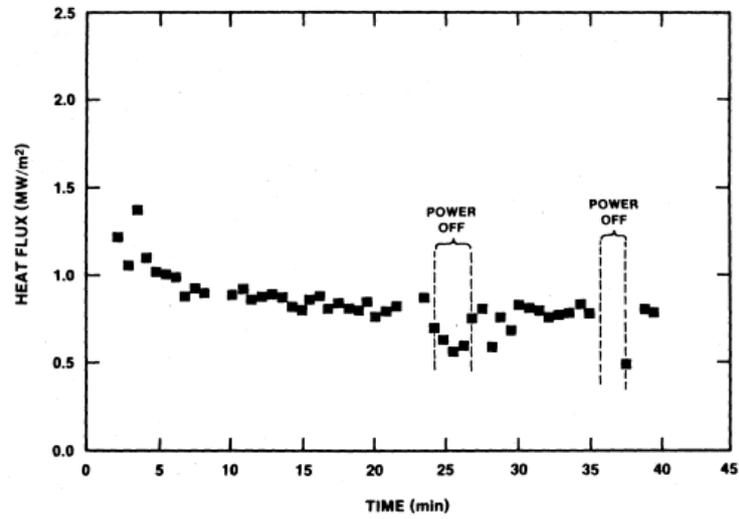
SWISS-1 実験におけるコンクリート侵食深さの比較



SWISS-2 実験におけるコンクリート侵食深さの比較

実験結果および解析結果の比較 (SWISS実験)

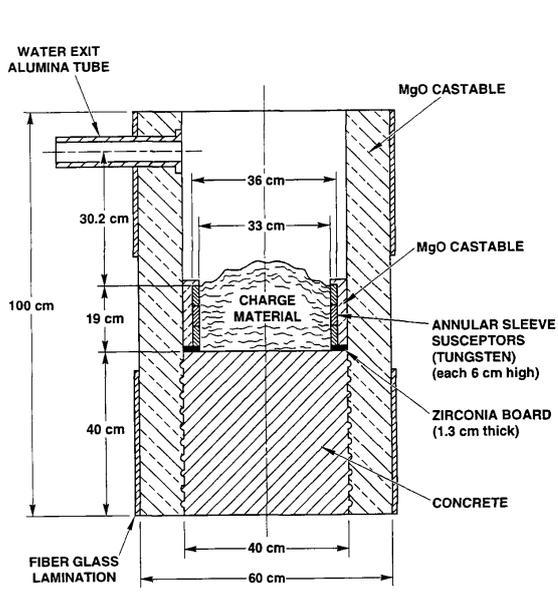
図付 2-1 SWISS 実験の実験装置とコンクリート侵食深さの実験と解析 (MAAP) の比較^[7]



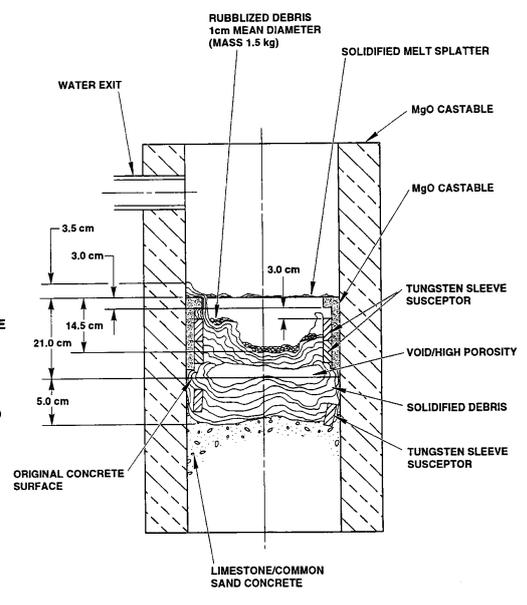
図付 2-2 SWISS-2 実験の水プールへの熱流束^[7]

(2) WETCOR 実験 (米国 SNL) ^[8]

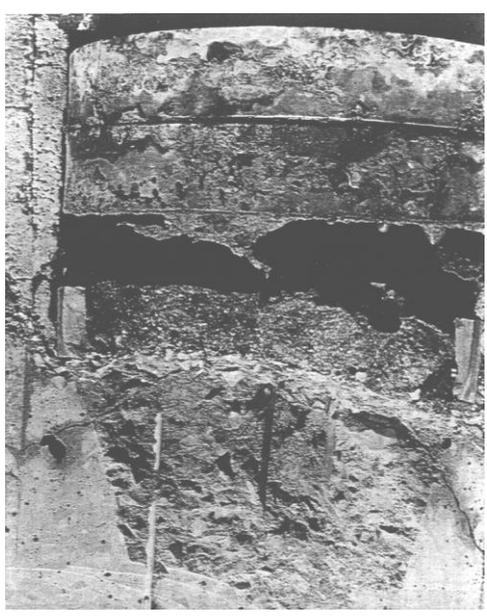
Al_2O_3 と CaO の酸化物混合溶融物 34 kg を用いてコンクリートとの反応中に注水し溶融物の冷却性を調べる実験が行われた (図付 2-3 参照)。SWISS 実験と同様の理由によりコンクリートの侵食が継続した。コンクリート侵食速度は SWISS 実験と比べて約 1/3 に低下している。水プールへの熱流束は溶融時に $520kW/m^2$ 程度、凝固時に $200kW/m^2$ 程度であった。



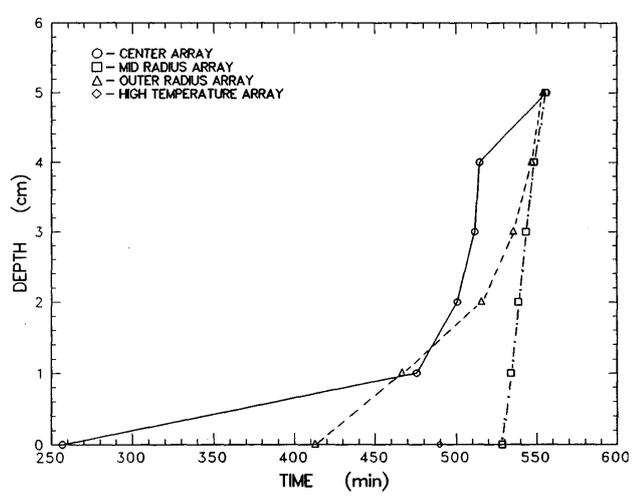
(実験装置の概要)



(実験後の状態の模式図)



(上部クラストの様子)



(コンクリート侵食の時間変化)

図付 2-3 WETCOR 実験結果^[8]

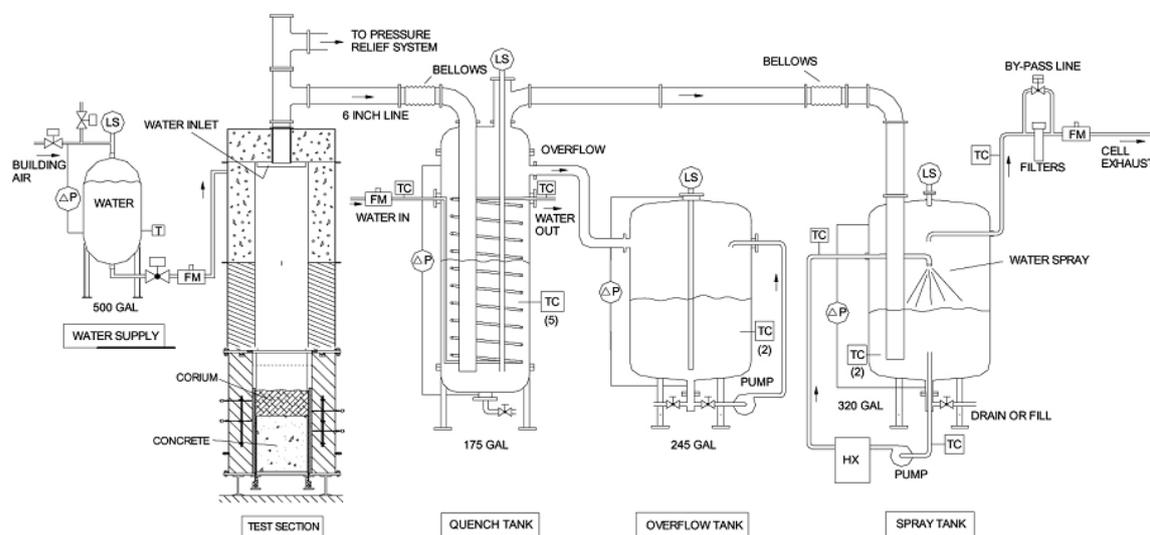
(3) MACE 実験 (米国 ANL) ^{[3][9][10][20]}

MACE 実験 (Melt Attack and Coolability Experiment) は、米国電力研究所 (EPRI) が主催する格納容器内溶融炉心冷却性に関する国際協力計画である。この実験では、溶融炉心がコンクリート床に落下した後に、溶融炉心の上に注水する状況を模擬しており、大規模実験が含まれていることと、実機相当の UO_2 及び ZrO_2 を主成分とする溶融炉心模擬物を用いて、さらに、直接通電加熱により崩壊熱の発生を模擬していることが特徴である。実験装置の概要を図付 2-4 に示す。MACE 実験では規模の異なる M0, M1b, M3b, M4 の 4 回の実験が実施されており、その主要条件を表付 2-1 に示す。M0 実験のみコンクリートの側壁で、その他は MgO が用いられている。

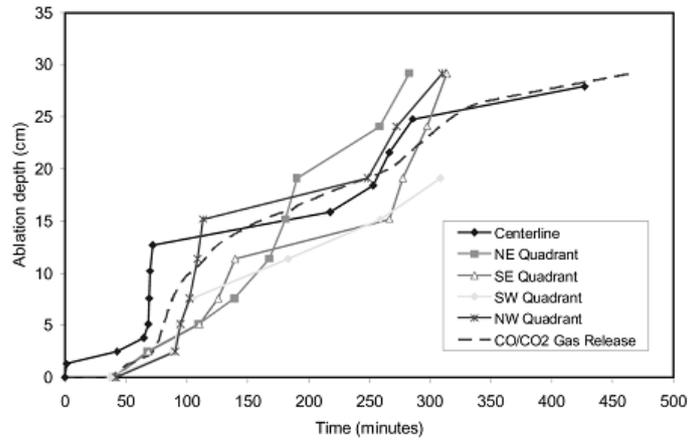
M3b と M4 の実験結果を図付 2-5 及び図付 2-6 に示す。いずれのケースもコンクリート侵食が継続する結果となっている。実験後の溶融炉心模擬物の固化状況を見ると、メルト上部に安定クラストが形成され側壁に固定化されており、クラスト下部に空洞が見られ、クラストと溶融物とが分離した状態になっている。メルトから冷却水への熱流束を見ると、注水直後の短期間は、大きい熱流束となっているが、安定クラストが形成されクラストと溶融物が分離したと想定される状況では、熱流束は低下している。安定クラストの形成とメルトとの分離によりクラストの下にあるデブリの冷却が阻害される結果となったと分析されている。しかしながら、デブリの長期的な冷却に関与し得るメカニズムとして、クラストに生じる亀裂等への浸水及びコンクリート分解ガスによるクラスト開口部からのデブリの噴出が確認されている。

表付 2-1 MACE 実験の主要条件^[20]

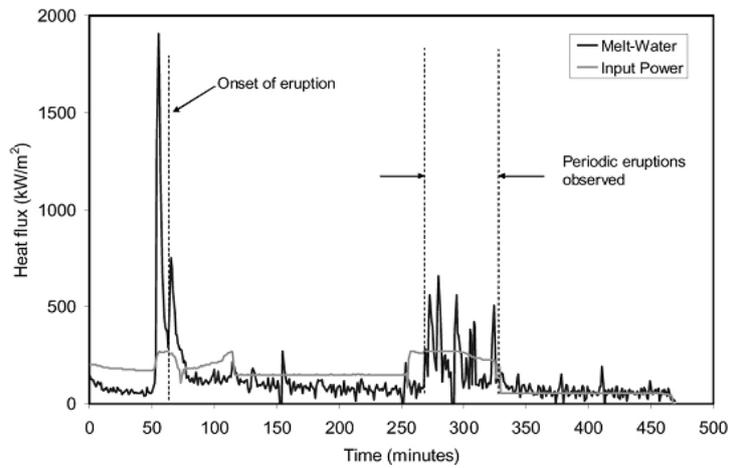
	M0	M1b	M3	M4
熔融炉心模擬物重量 (kg)	130	480	1800	480
コンクリート床 浸食開始時熔融炉心 模擬物組成(%)	UO ₂	56	65	57
	ZrO ₂	11	13	29
	Zr	4	3	-
	その他 (コンクリート 成分等)	29	19	14
熔融炉心模擬物深さ (m)	0.15	0.25	0.2	0.3
熔融炉心模擬物初期温度 (K)	2000	2350	2250	2280
熔融炉心模擬物初期発熱量 (kW)	100	130	300	130
コンクリートの種類	石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系
コンクリート床面積 (m ²)	0.3×0.3	0.5×0.5	1.2×1.2	0.5×0.5
コンクリート床の深さ (m)	0.35	0.55	0.55	0.55
水位 (m)	0.5	0.5	0.5	0.5



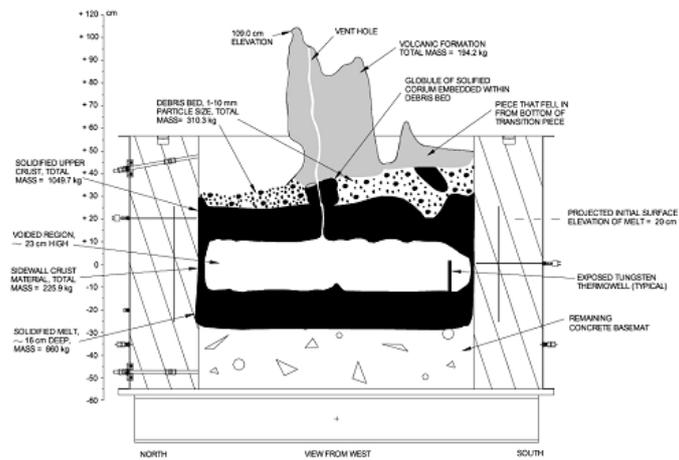
図付 2-4 MACE 及び OECD/MCCI 実験装置^[9]



(軸方向侵食データ)

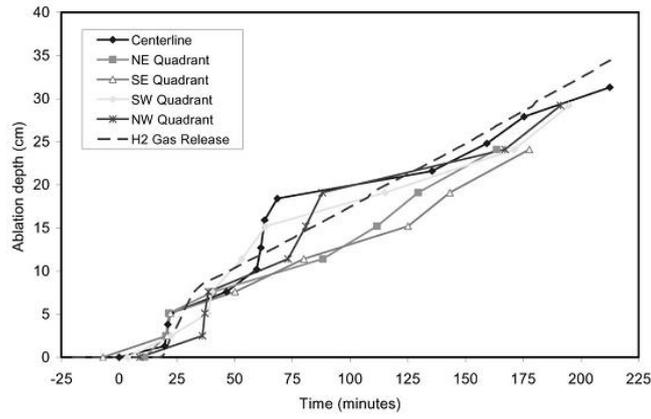


(メルトから水への熱流束)

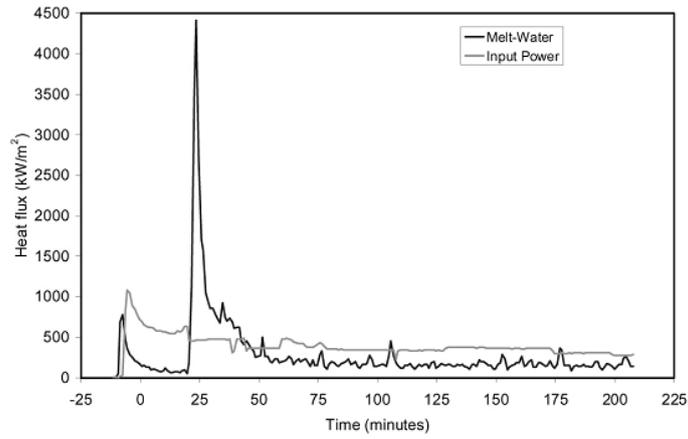


(実験後状態の模式)

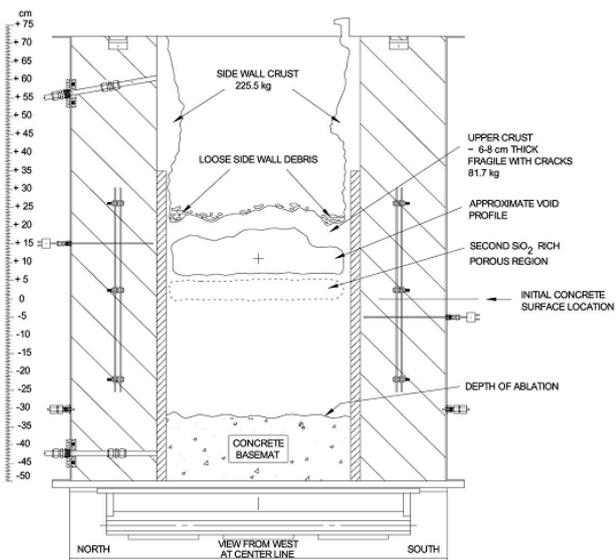
図付 2-5 MACE-M3b 実験結果^[10]



(軸方向侵食データ)



(メルトから水への熱流束)



(実験後状態の模式)

図付 2-6 MACE-M4 実験結果^[10]

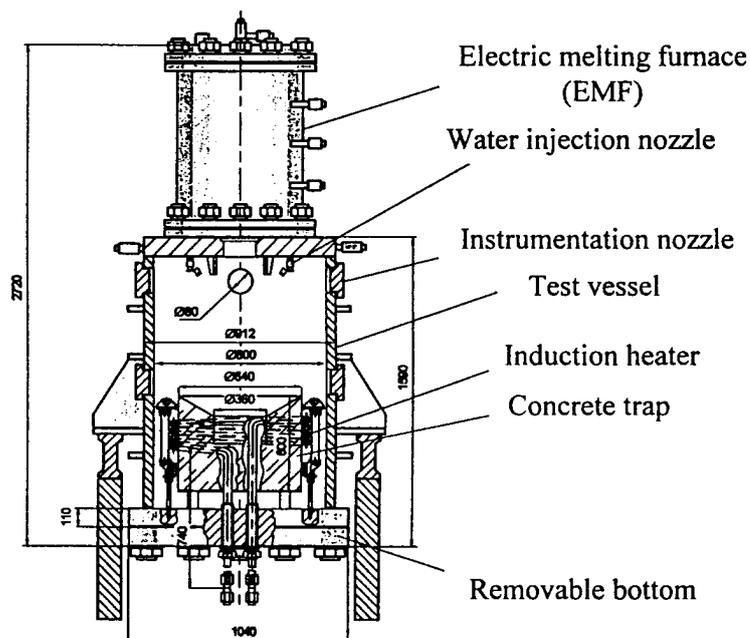
(4) COTELS 実験 (日本 NUPEC) [1][11]

プール水中に実機組成の UO_2 コリウムを落下させる実験 (FCI) とコンクリート上に落下した UO_2 コリウムに注水する実験 (MCCI) を実施している。図付 2-7 にコンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験の実験装置を示す。約 60kg の実機組成の UO_2 コリウムを電気炉で加熱溶解させ、玄武岩系のコンクリート床上に落下させ、その後高周波誘導加熱によりコンクリート上のコリウムを加熱して崩壊熱を模擬している。側壁と床面の両方の侵食を考慮しており、コリウムの高さや直径の比を実験パラメータとしている。注水後にコンクリート温度は低下している。また、侵食深さは 2cm 程度であった。また、図付 2-8 に実験後に固化したコリウムの断面を観察した結果を示すが、上部は粒子状になっており、下部はインゴット状になっているのが観察されている。また、インゴット状の部分にはひび割れや流路が見られる。

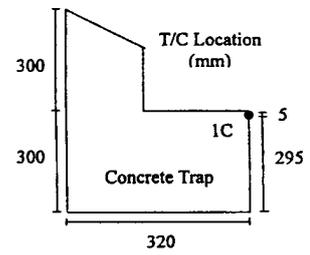
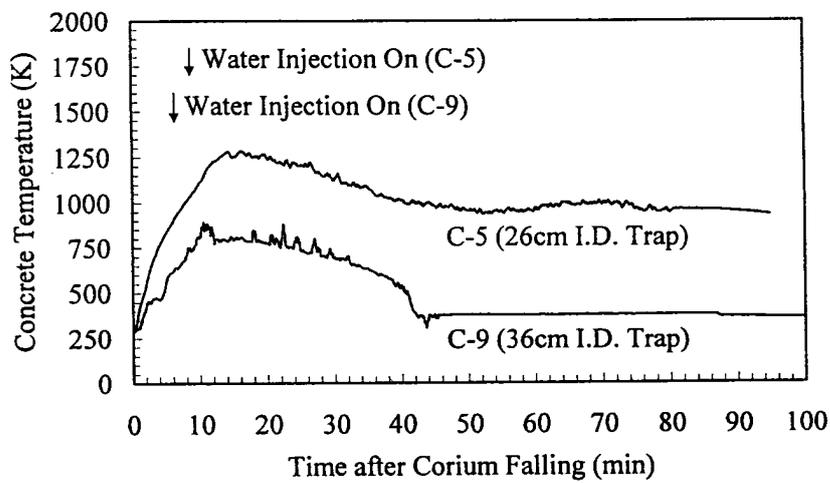
COTELS 実験では、いずれもデブリによるコンクリート侵食が生じているが、先行の SWISS, WETCOR, MACE とは異なり、コンクリート侵食は停止している。これは、以下の理由と分析されている。

- ・デブリの粒子化と塊状デブリ上への粒子化デブリの堆積
- ・デブリとコンクリートとの境界における粗骨材を主体とする多孔質層の形成
- ・粗骨材層及び塊状デブリに形成された流路への浸水

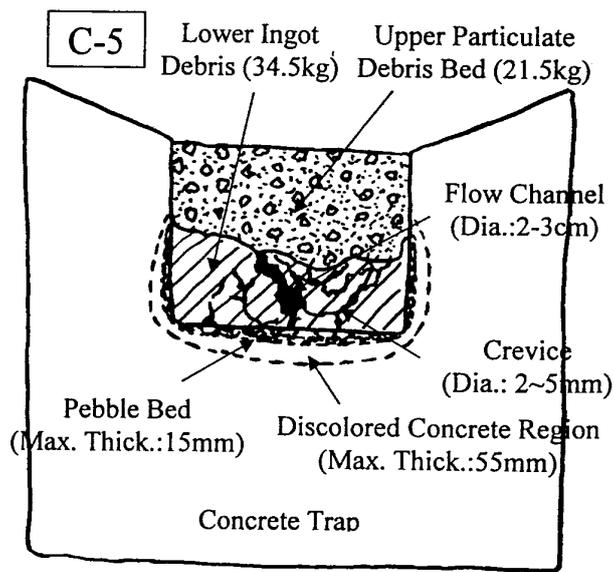
溶融物から水プールへの熱流束は水プールへの熱流束は $100\sim 650\text{kW/m}^2$ 程度であったが、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水がさらに高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。



図付 2-7 COTELS 実験装置 (コンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験) [11]



(コンクリート床温度変化)



(実験後のコリウム断面の模式図)

図付 2-8 COTELS C-5 実験の結果^[11]

(5) OECD/MCCI 実験 (米国 ANL)^{[10][12][13][35][38][41]}

OECD/MCCI 実験は、MACE 実験や COTELS 実験の注水を伴う MCCI 実験で同定された個々のデブリ冷却メカニズムや火山型クラストの冷却性 (図付 2-9 及び図付 2-10 参照) を定量的に解明することを目的として、以下の実験が実施された。

① クラスト浸水・強度実験 (SSWICS 実験)

SSWICS 実験は、クラスト内への浸水メカニズムと浸水による除熱量、さらにクラスト強度を調べるために実施された。実験装置の構造を図付 2-11 に示し、実験条件一覧を表付 2-2 に示す。テスト部内の非侵食性の床面上で、テルミット反応により UO_2 、 ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。崩壊熱とコンクリート分解気体の発生は模擬しない過渡クエンチ実験である。最大除熱量はクラスト上面におけるドライアウト熱流束により評価される。実験結果より、安定なクラストは形成されず、クラスト内に冷却材が浸入することにより、熱伝導律速以上の熱流束を期待することができるとしている。更に、SSWICS 実験で得られたドライアウト熱流束を実機の事故シーケンス解析において直接的に適用できるよう、Lister/Epstein のドライアウト熱流束モデルへの適応が行われた。実験結果とこれに基づいた Lister/Epstein モデルによる予測の比較を図付 2-12 に示す。この実験結果およびこれらに基づいた予測値によれば、コンクリートを全く含有しないデブリに対する上面水プールへのドライアウト熱流束は、約 400kW/m^2 であり、コンクリート含有とともに熱流束は低下し、含有率 15%程度以上では約 100kW/m^2 となっている。

② 溶融物噴出実験 (MET 実験)

コンクリート分解気体がクラストの開口部を通過する際に、気体に随伴されてクラスト上に噴出するデブリ量の定量化を目的としている。クラスト浸水実験と同様に、テスト部内の非侵食性の床面上で、テルミット反応により UO_2 、 ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。クラスト浸水実験との違いは、本実験においては直接通電加熱により崩壊熱を模擬すること及び非侵食性床面に設けた多数の細孔からコンクリート分解気体を模擬する非凝縮性気体を供給している。テスト部で発生する水蒸気量の変化と実験後分析から得られるデブリ噴出量に基づいて、供給気体流量と噴出量の関係性を評価している。

③ 長期 2 次元コンクリート侵食実験 (CCI 実験)

デブリによる長期的な床部及び側壁の侵食挙動を明らかにすることを目的に実施された。実験装置のテスト部の構造を図付 2-13 に示し、実験条件一覧を表付 2-3 に示す。テルミット反応により生成した UO_2 、 ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を直接通電により加熱している。電極がある 2 面は非侵食性の側壁を採用し、残りの 2 面をコンクリートにより製作している。使用するコンクリートは実験により種類が変えられている。注水なしの条件で、側壁のコンクリートの最大侵食深さが 30cm に達するまで侵食を継続した後注水を行い、注水後、最大侵食深さが 35cm

に到達した時点で実験を終了している。実験装置に荷重負荷装置を設置し、注水後に形成されるクラストに荷重を与えて、クラストの機械的強度に関するデータを得ている（図付 2-14 参照）。コンクリート種類を変えて 3 回実験が行われている。CCI 実験のコンクリート組成を表付 2-4 に示す。CCI 実験のデブリ-水間の熱流束を図付 2-15 に示し、溶融物の平均温度を図付 2-16 に示す。また、実験後の侵食状態の模式図を図付 2-17 に示す。石灰岩系コンクリートの場合、床方向と側壁方向の侵食は同程度となっているのに対し、玄武岩系コンクリートの場合、側壁方向の侵食が床方向より大きくなっており、侵食に異方性があることが示されている。表付 2-5 に示すように、侵食率から側壁方向と床方向の熱流束が推定されている。CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）の場合、側壁方向と床方向は同程度と推定されているのに対し、CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の場合、側壁方向の熱流束は、床方向より 4 倍程度大きいと推定されている。

④ クラスト破損実験

本実験は上記①③の実験に付随して実施されており、①の SSWICS 実験で形成されたクラストの冷却後破損強度を調べる実験と、③の 2 次元侵食実験の間に高温状態で破損させる実験の 2 種の実験が行われている。

前者の実験では、クラスト浸水実験で形成された直径約 30cm のクラストに荷重を加えて、クラストの強度を測定している。低温クラスト破損実験装置の概要を図付 2-18 に示す。クラスト上面の中央部に集中荷重を与え、クラスト破損時の荷重からクラストの機械的強度（破損時にクラストに発生する最大の応力）を評価している。クラスト上に堆積する冷却水層及び噴出デブリの荷重に起因してクラスト内に発生する応力と、本実験から得られるクラストの機械的強度を比較することにより、実機規模においては、クラストは破損し下部の溶融物と接触する可能性が高いことが示されている。

後者の 2 次元侵食実験では、注水前の高温状態で突き棒 (lance) によりクラストが破損する荷重を測定し、注水後も再度突き棒によりクラストが破損する荷重を測定している。これにより、現実に近い状態でのクエンチ前後のクラスト強度が確認され、クエンチ後は、クラスト強度が大きく低下することが確認された。

OECD/MCCI 実験結果から以下の知見が得られている。

- ・ガス噴出は、安定なクラストの形成を阻害し、熱伝達を促進する。
- ・クラストが冷却されると、亀裂が生じクラスト強度は大幅に低下する。
- ・クラストの亀裂により冷却水が内部に浸入し得る。
- ・溶融物の噴出により、多孔質の粒子状ベッドが形成される。
- ・コンクリートタイプにより侵食異方性がみられる。

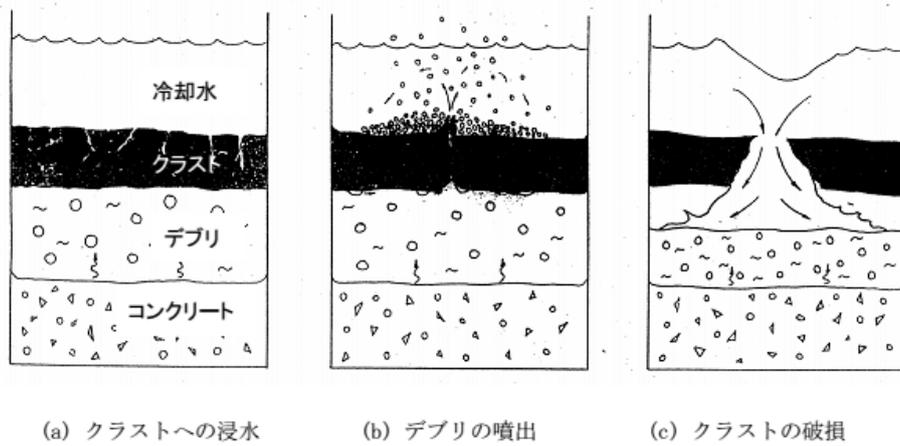
これらの知見は、CORQUENCH コード等に反映される予定である。

また、CCI 実験について、MAAP コードによりベンチマーク解析が行われている^[35]。

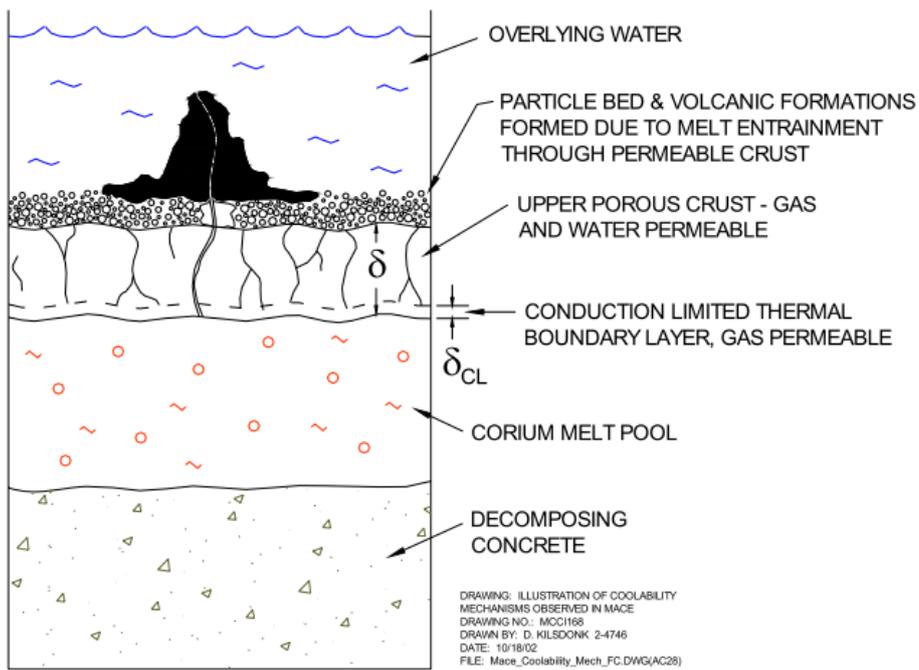
CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能のように、対流熱伝達係数として床方向と側壁方向ともに $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、固化効果項の指数 n に 0 が設定されている。ここで $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ は、実際の MCCI 時の対流熱伝達係数は、固化割合を考慮すると、完全液相状態の値よりも 1 桁程度小さい値（図付 2-19 において固化割合が 60%程度値）になることを考慮して設定されている。また、CCI-2 実験では、床方向と側壁方向の熱流束が同程度と推定されていることから、対流熱伝達係数も同じ値が設定されている。この設定を用いた解析により、コリウム温度の変化（図付 2-20 参照）は、実験データと良く合っている。また、床方向の侵食量は（図付 2-21 参照）、実験では注水前には 25cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 33cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（図付 2-22 参照）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 33cm 程度の侵食量となっている。

CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、対流熱伝達係数として床方向に $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、側壁方向に $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、 n に 0 が設定されている。ここで、 $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ は、CCI-3 実験では、床方向の熱流束が側壁方向の 1/4 程度と推定されていることから、床方向の対流熱伝達係数を側壁方向の 1/4 程度として設定されている。この設定により、コリウム温度の変化（図付 2-23 参照）は、より実験データに近くなっている。また、床方向の侵食量は（図付 2-24 参照）、実験では注水前には 5cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 5.7cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（図付 2-25 参照）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 27cm 程度の侵食量となっている。

CCI 実験を対象にした MAAP ベンチマーク解析により、対流熱伝達係数を適切に設定することにより侵食量が概ね合うことが確認されている。また、侵食の異方性を扱うためには、床方向と側壁方向の対流熱伝達係数の比率の設定が重要であることが示されている。



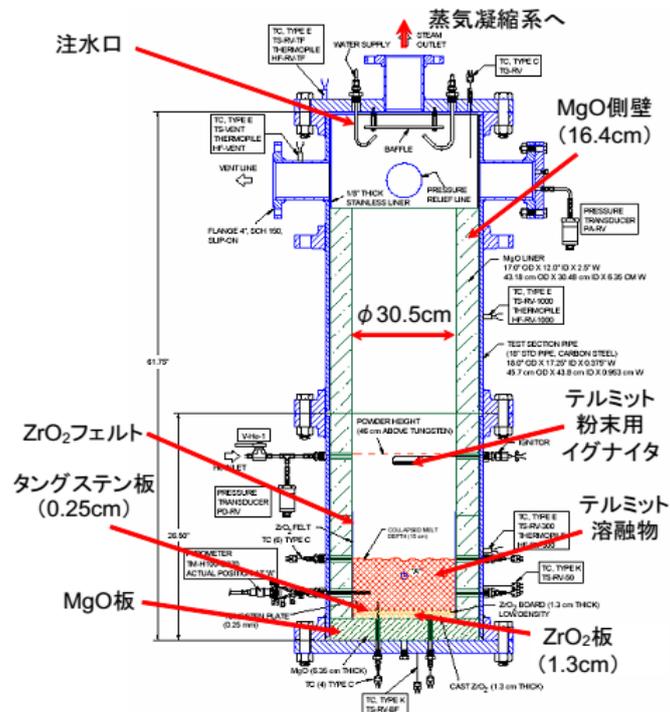
図付 2-9 想定されているデブリ冷却メカニズム^[38]



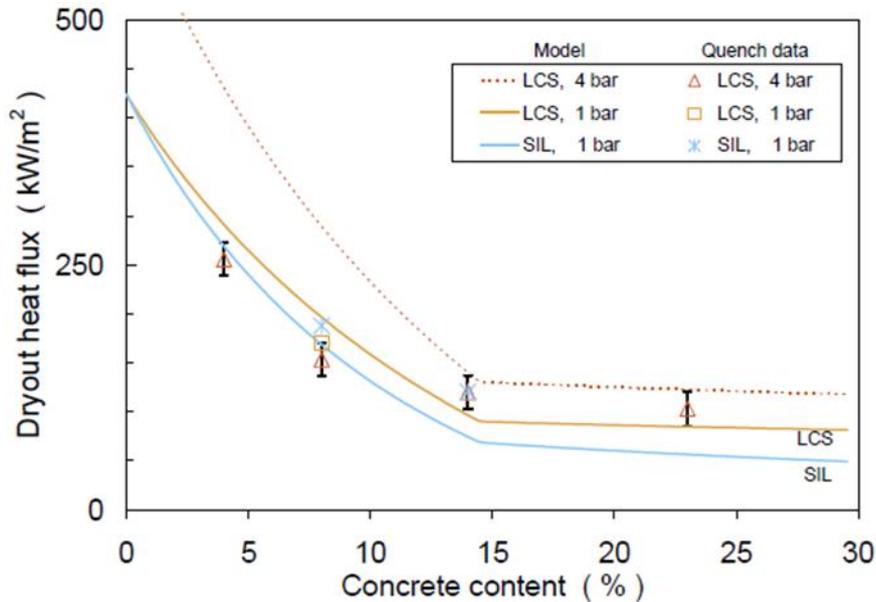
図付 2-10 想定されている火山型クラストの模式図^[12]

表付 2-2 SSWICS 実験 (デブリ冷却実験) 条件一覧^[12]

Parameter	Test Number						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt composition (wt % UO ₂ /ZrO ₂ /Cr/concrete)	61/25/6/8	61/25/6/8	61/25/6/8	48/20/9/23	56/23/7/14	56/23/6/14	64/26/6/4
Concrete type	LCS	SIL	LCS	LCS	LCS	SIL	LCS
Melt mass (kg)	75	75	75	60	68	68	80
Melt diameter / depth (cm)	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15
Basemat type	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert
Initial melt temperature (°C)	~2300	~2100	~2100	~2100	~2100	~1950	~2100
Initial vessel and coolant temperature (°C)	20	20	100	100	100	100	100
System pressure (bar)	1	1	4	4	4	1	4
Water injection period (sec)	665	760	183	195	622	215	194
Water injection flowrate (lpm)	4	4	12	13	6	14	13
Water injected (liters)	33	39	34	40	61	47	40
Condensate collected over course of test (kg)	24.7	16.1	28.9	21.9	22.7	27.6	31.4
Test duration (hours)	2.2	1.2	1.8	2.4	2.6	3.9	1.4



図付 2-11 小規模浸水・クラスト強度実験 (SSWICS) 装置^[12]



図付 2-12 SSWICS 実験データと Lister/Epstein モデルのドライアウト熱流束の比較^[12]

表付 2-3 CCI 実験 (2次元コンクリート侵食実験) 条件一覧^[12]

Parameter	Specification for Test:		
	CCI-1	CCI-2	CCI-3
Corium	PWR + 8 wt% SIL	PWR + 8 wt% LCS	PWR + 15 wt% SIL
Concrete type ^a	SIL (US-type)	LCS	SIL (EU-type)
Basemat cross-section	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm
Initial melt mass (depth)	400 kg (25 cm)	400 kg (25 cm)	375 kg (25 cm)
Test section sidewall construction	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert
Lateral/Axial ablation limit	35/35 cm	35/35 cm	35/35 cm
System pressure	Atmospheric	Atmospheric	Atmospheric
Melt formation tech.	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)
Initial melt temperature	1950 °C	1880 °C	1950 °C
Melt heating technique	DEH	DEH	DEH
Power supply operation prior to water addition	Constant @ 150 kW	Constant @ 120 kW	Constant @ 120 kW
Criteria for water addition	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm
Inlet water flowrate/temp.	2 lps/20 °C	2 lps/20 °C	2 lps/20 °C
Water depth over melt	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm
Power supply operation after water addition	Constant voltage	Constant voltage	Constant voltage
Test termination criteria	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.
Operational Summary	Successful: non-symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior

^aSIL denotes siliceous concrete, LCS denotes Limestone/Common Sand concrete.

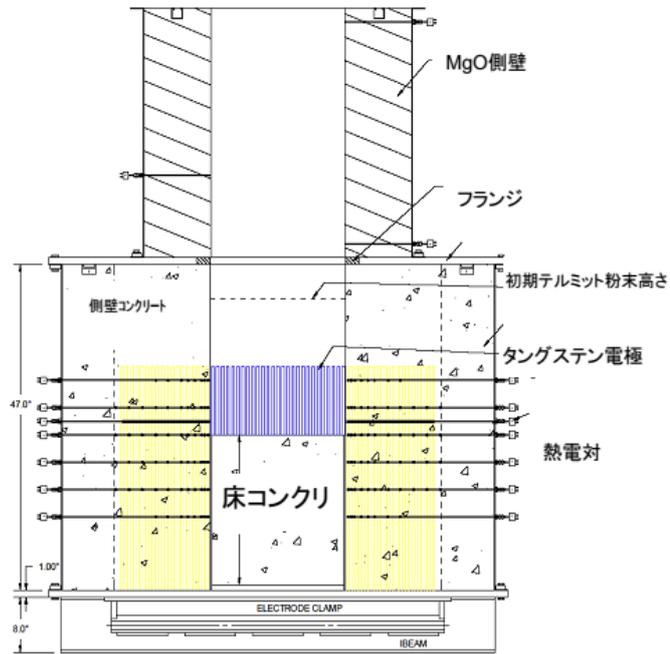
表付 2-4 CCI 実験に使用されたコンクリートの組成 [12]

Oxide	CCI-1 Wt%	CCI-2 Wt%	CCI-3 Wt%
Al ₂ O ₃	0.77	2.49	3.53
CaO	8.54	25.88	16.79
Fe ₂ O ₃	0.79	1.39	1.49
MgO	0.60	11.47	0.85
MnO	0.00	0.03	0.04
K ₂ O	0.12	0.55	0.81
SiO ₂	82.48	21.61	59.91
Na ₂ O	0.00	0.31	0.66
SrO	0.00	0.00	0.04
TiO ₂	0.051	0.135	0.155
SO ₃	0.514	0.505	0.434
CO ₂	0.901	29.71	9.80
H ₂ O, Free	1.808	3.255	2.293
H ₂ O, Bound	1.92	1.11	1.40
Total	98.48	98.47	98.19

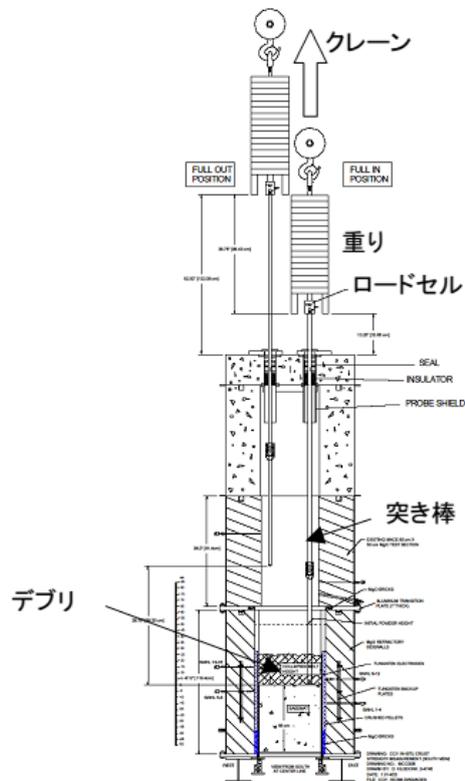
表付 2-5 CCI 実験の側壁方向／床方向の侵食率と熱流束の推定値 [12]

Test	Concr. Type	Lateral Ablation		Axial Ablation		Lateral -Axial Heat Flux Ratio	Data Points Utilized for Ablation Rate Estimates
		Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m ²)	Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m ²)		
CCI-1	SIL (US)	N: 39.1	395	26.1	265	- ^a	N Lateral: (19.1 cm, 51 min) (29.2 cm, 66 min) S Lateral: (7.6 cm, 54 min) (5.1 cm, 35 min) Axial: (7.6 cm, 53 min) (1.3 cm, 39 min)
		S: 8.4	86				
CCI-2	LCS	4.0	58	4.0	59	1.0	Lateral: (19.1 cm, 148 min) (29.2 cm, 302 min) Axial: (15.2 cm, 107 min) (24.1 cm, 240 min)
CCI-3	SIL (EU)	10.0	97	2.5	25	4.0	Lateral: (19.1 cm, 47 min) (29.2 cm, 107 min) Axial: (2.5 cm, 117 min) (5.1 cm, 178 min)

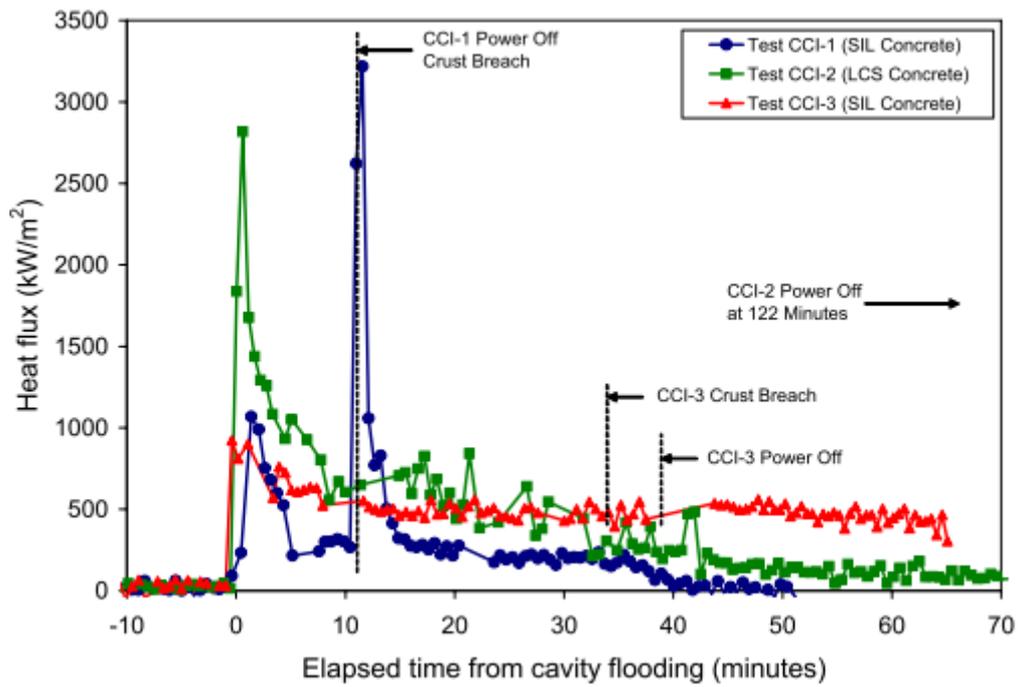
^aHeat flux ratio not evaluated for this test due to large asymmetry in lateral cavity erosion.



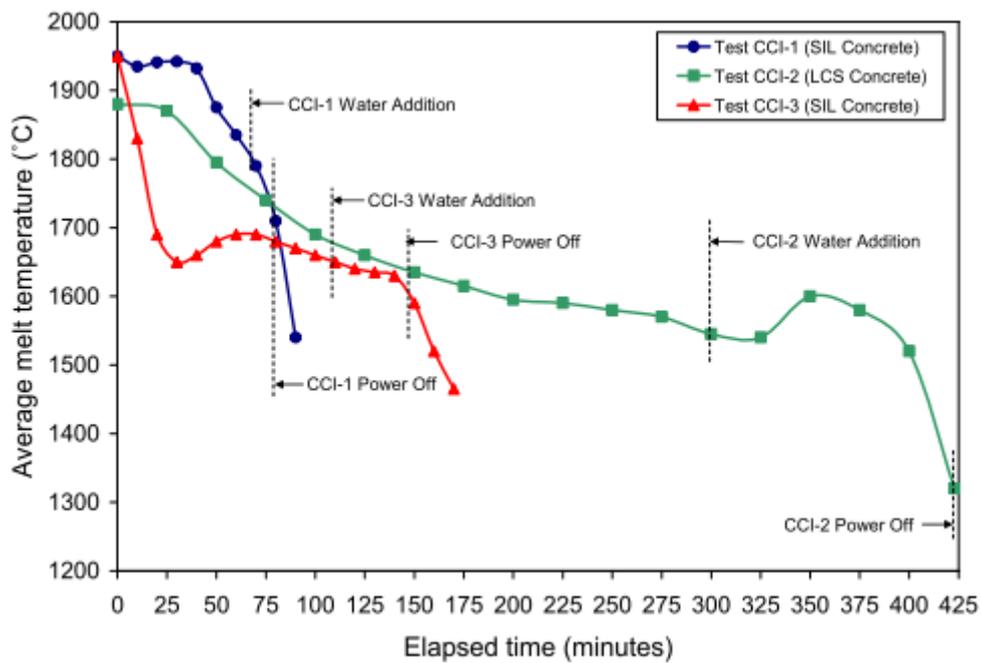
図付 2-13 CCI 実験のテスト部^[12]



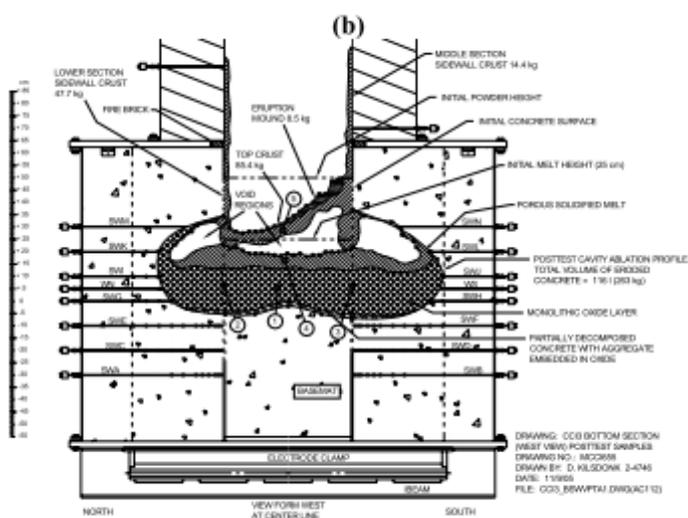
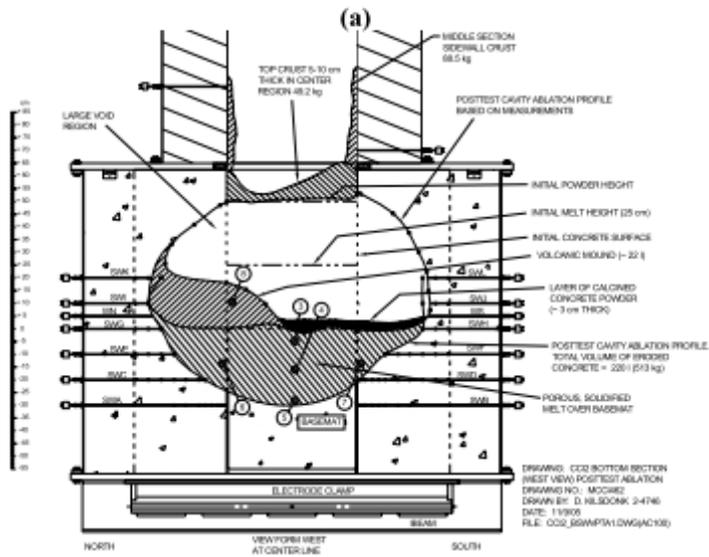
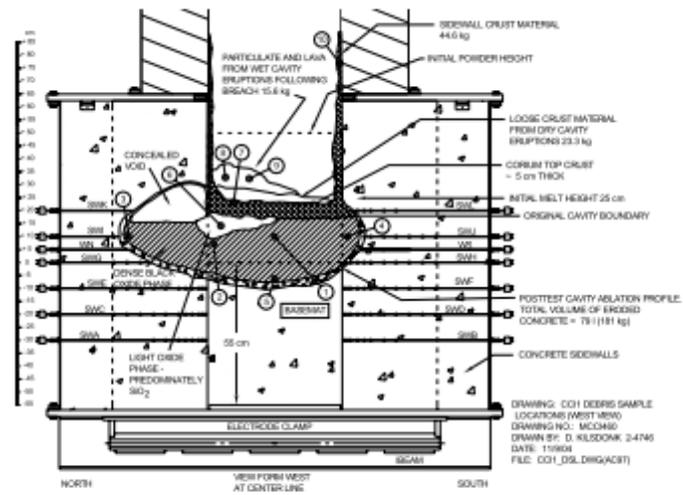
図付 2-14 長期 2次元侵食実験におけるクラスト破壊/強度測定装置^[41]



図付 2-15 CCI 実験におけるデブリ-水間の熱流束 [12]



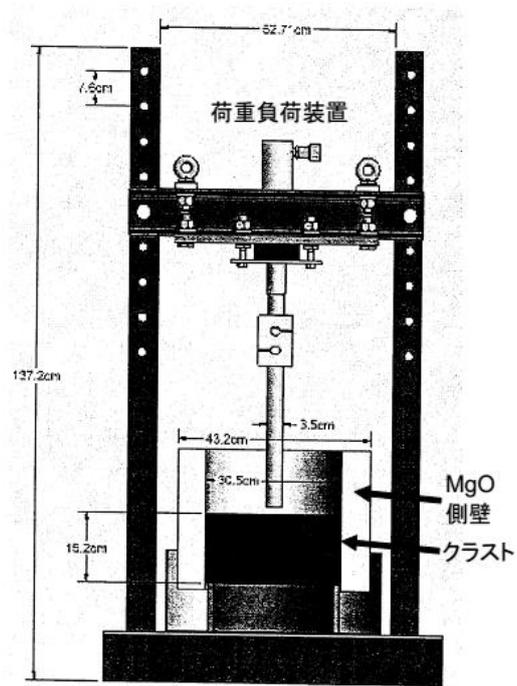
図付 2-16 CCI 実験における溶融物平均温度 [12]



(c)

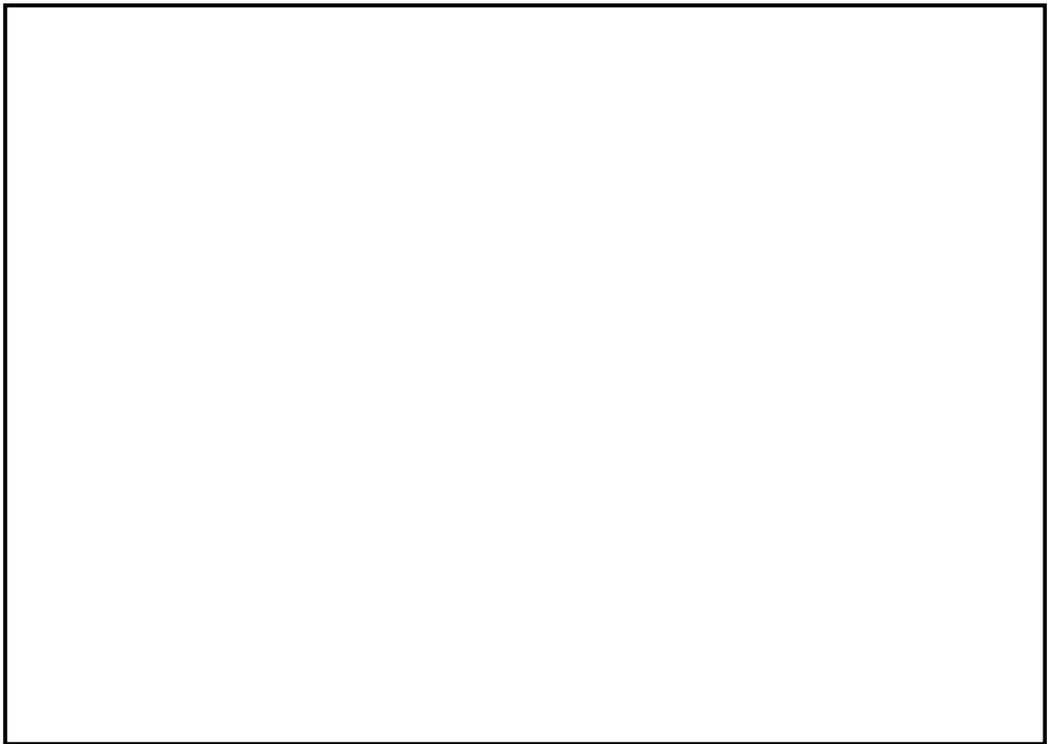
図付 2-17 CCI 実験における侵食状態の模式図 [12]

(a) CCI-1, (b) CCI-2, (c) CCI-3

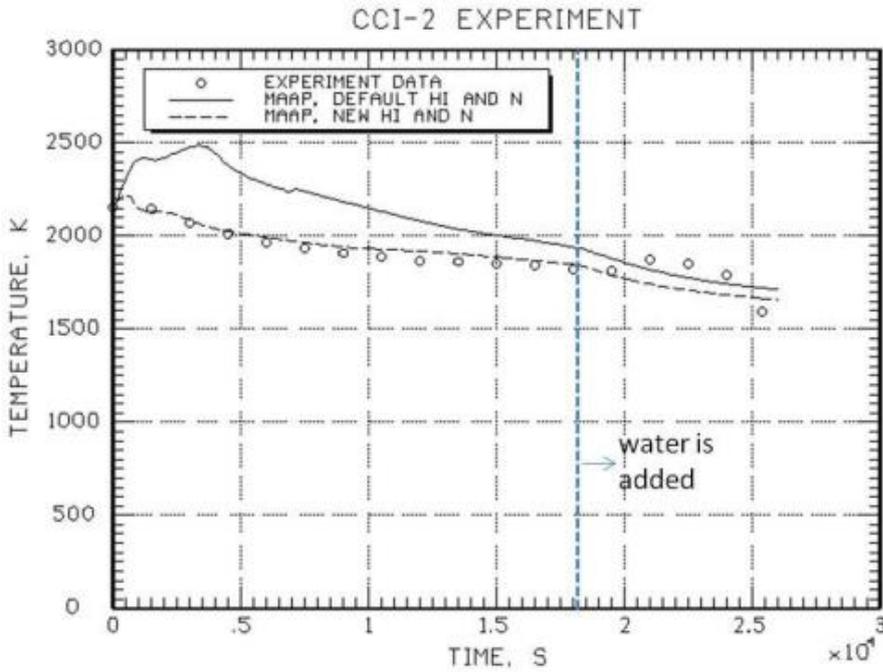


図付 2-18 クラスト浸水実験の実験後の低温クラスト強度測定装置^[38]

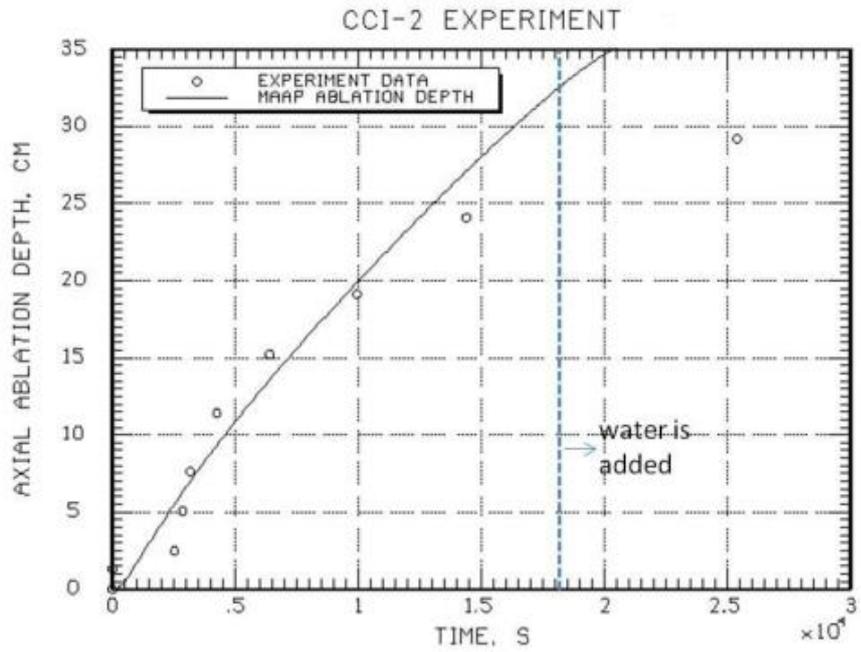
本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



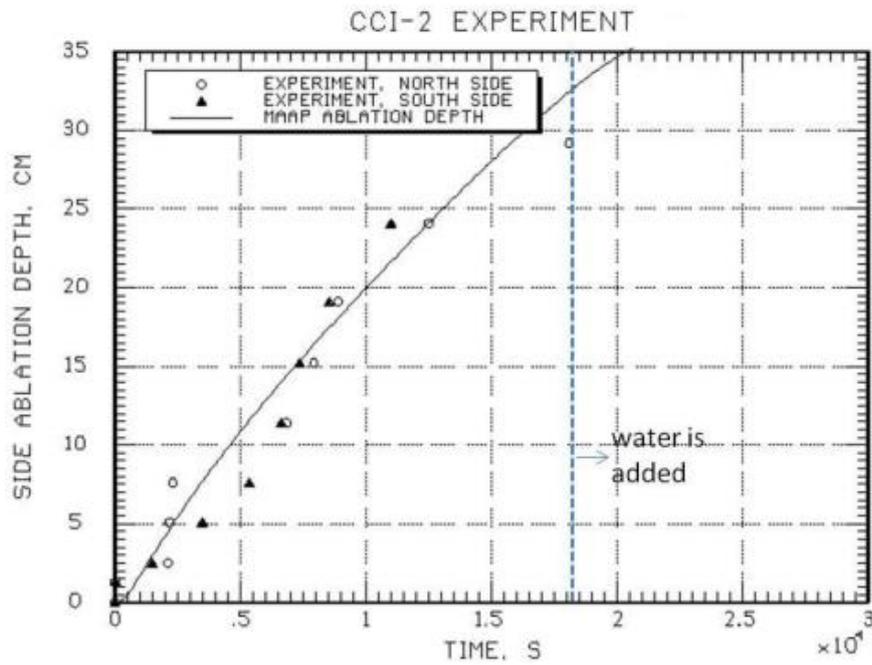
図付 2-19 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数



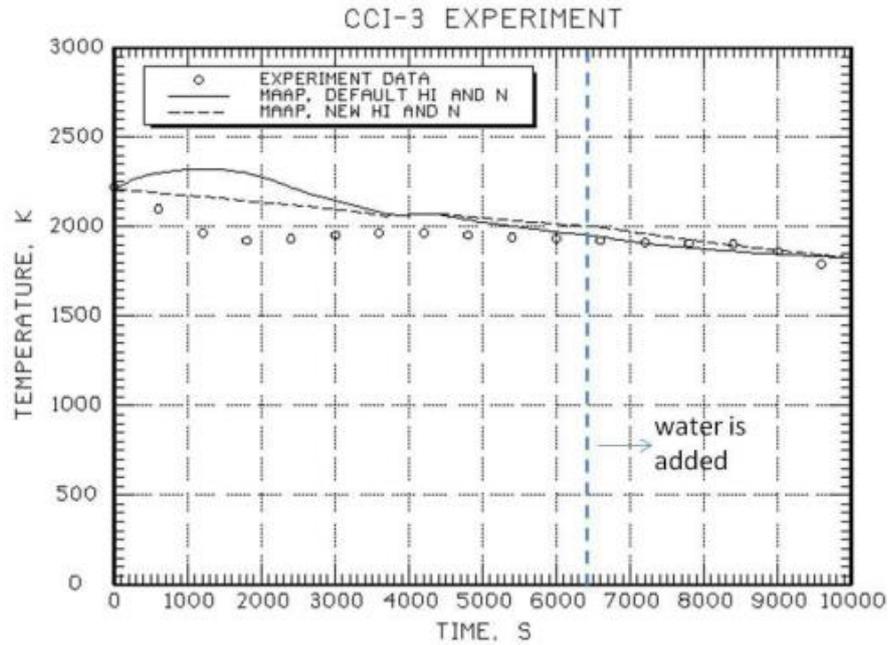
図付 2-20 CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]
(MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床方向 300W/m²-K, 側壁方向 300W/m²-K, n=0)



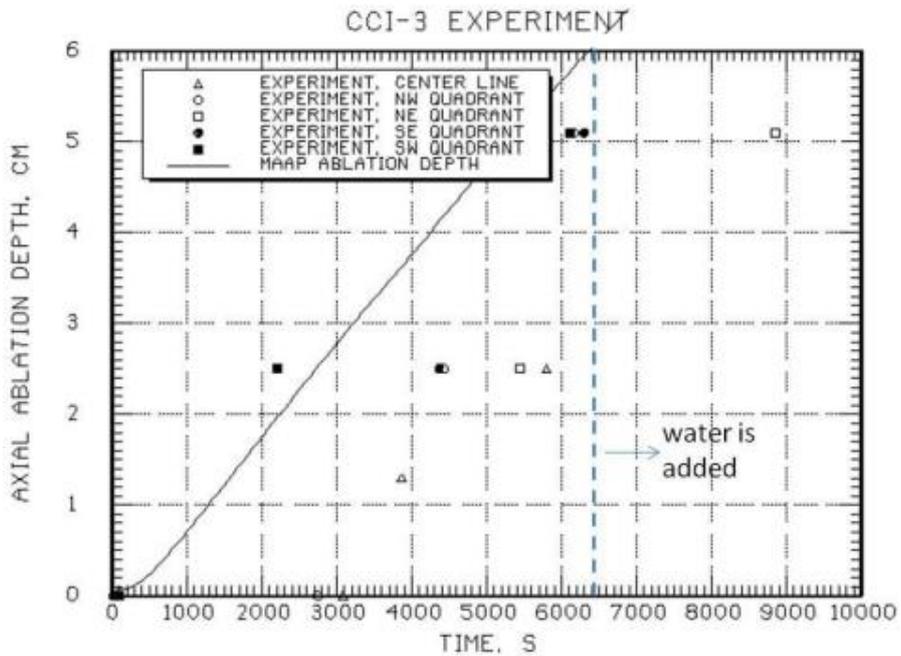
図付 2-21 CCI-2 実験の床方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



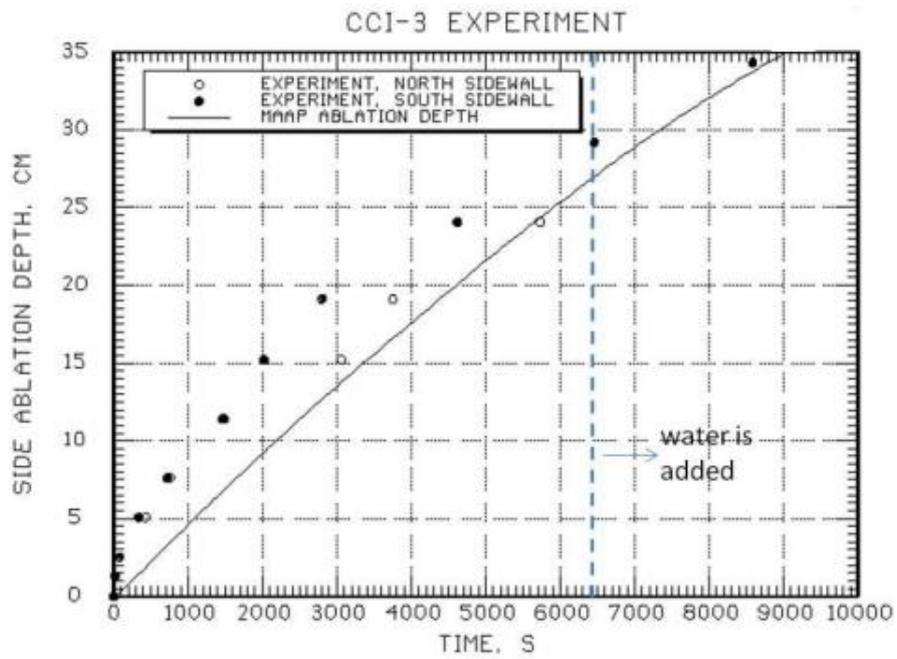
図付 2-22 CCI-2 実験の側壁方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



図付 2-23 CCI-3 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]
 (MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床方向 $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, 側壁方向 $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, $n=0$)



図付 2-24 CCI-3 実験の床方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



図付 2-25 CCI-3 実験の側壁向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]

付録3 溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル

溶融物が水中に落下した場合の粒子化現象については、主に溶融燃料-冷却材相互作用 (FCI) を調べるために行われてきた。ここでは、以下の実験についての知見を述べる。

- ① FARO 実験 (イタリア JRC-ISPRA)
- ② COTELS-FCI 実験 (日本 NUPEC)
- ③ DEFOR 実験 (スウェーデン KTH)

また、MAAP コードでは、溶融炉心が圧力容器下部プレナム水等に落下する場合の粒子化割合を評価しており、Ricou-Spalding 相関式または Saito の相関式が用いられている。ここではこれらの相関式の元になった実験についても説明する。

(1) FARO 実験 (イタリア JRC-ISPRA) [1][14]

主に圧力容器内で溶融物が炉心から下部プレナムの水プールに落下した場合の水蒸気爆発発生の可能性を調べることを目的とした実験で、当初は高圧での実験を対象としてきたが、後に低圧での実験が3ケース実施された。高圧実験装置の構成は、FARO るつぼと実験容器 TERMOS (内径 ; 710mm, 体積 ; 1.5m³) である (図付 3-1 参照)。低圧実験装置では FAT と呼ばれる実験容器の中に TERMOS と同一内径の円筒容器が置かれ、観測窓が設置された。実験手順は原則的に高圧実験も低圧実験も同様で、FARO るつぼで生成された溶融コリウムは一度リリースベッセルに保持し、その底部にあるフラップ又は弁を開放して溶融物を水プールに落下させる。高圧実験ではリリースベッセルは溶融物落下速度を調整するために加圧可能である。ほとんどの実験は酸化物コリウム (80wt%UO₂+20wt%ZrO₂) で実施され、テスト L11 のみが金属 Zr を含むコリウム (77wt%UO₂+19wt%ZrO₂+4wt%Zr) が用いられた。また、多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されたが、近年は低圧・サブクール水条件でも3ケース実施されてきている。主な実験パラメータは、初期圧力 (0.2~6MPa)、コリウム質量 (18~177kg)、水深 (87cm~2.05m)、サブクール度 (飽和~124K)、コリウム組成 (1ケースのみ金属 Zr を 4.1wt%追加) である (表付 3-1 参照)。

実験からの主な知見は以下のとおりである。

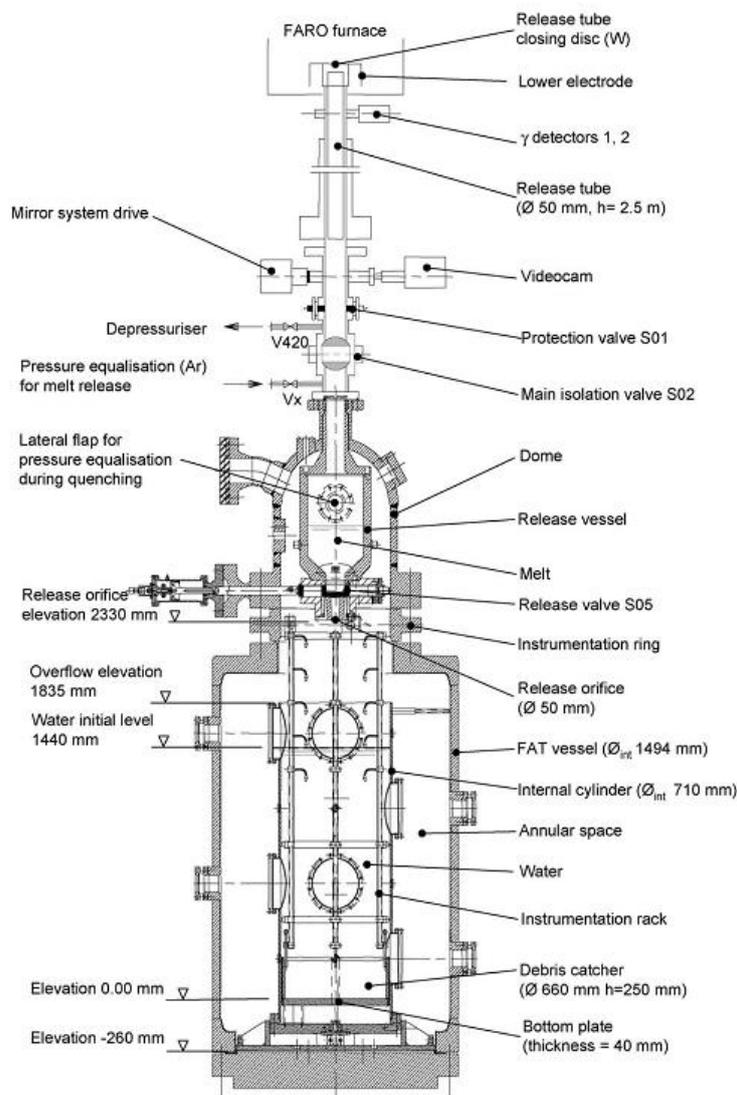
- ・ 高圧・飽和水実験、低圧・サブクール実験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していなかった。
- ・ いずれの実験においても、コリウムの一部が粒子化し、一部はパンケーキ状としてプール底部に堆積した。プール水中に設置した熱電対の測定結果より、一部のコリウムはジェット状でプール底面に衝突したと推定されている (図付 3-2 参照)。
- ・ 粒子化割合は、ほとんどの実験でプール水深に依存し、高圧飽和水実験の水深 1m 程度で落下コリウムの約 50%が粒子化したが、コリウムに少量の金属 Zr (4.1wt%) を添加した場合と低圧のサブクール水の実験では 100%近くが粒子化した (図付 3-3 参照)。
- ・ 粒子の質量中央径は比較的大きく、3.2~4.8mm の範囲であり、実験パラメータ (初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度) に依存していない。

表付 3-1 FARO 実験マトリックス^[14]

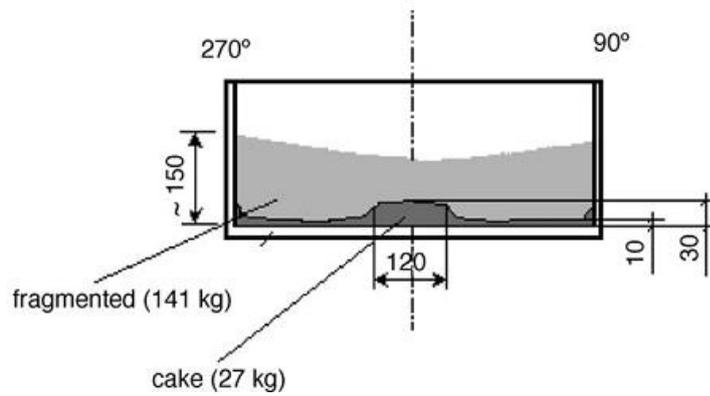
FARO LWR test series—main experimental conditions and debris data

Test	L-06	L-08	L-11	L-14	L-19	L-20	L-24	L-27	L-28	L-29	L-31	L-33
Experimental conditions												
Corium composition ^a	A	A	B	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Melt mass ^b (kg)	18	44	151	125	157	96	177	117	175	39	92	100 ^c
Melt temperature (K)	2923	3023	2823	3123	3073	3173	3023	3023	3052	3070	2990	3070
Melt release diameter ^d (mm)	100	100	100	100	100	100	100	100	50	50	50	50
Melt fall height in gas (m)	1.83	1.53	1.09	1.04	1.99	1.12	1.07	0.73	0.89	0.74	0.77	0.77
System pressure (MPa)	5	5.8	5	5	5	2	0.5	0.5	0.5	0.2	0.2	0.4
Gas phase	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam ^e	Argon	Argon	Argon				
Water depth (m)	0.87	1.00	2.00	2.05	1.10	1.97	2.02	1.47	1.44	1.48	1.45	1.60
Water temperature (K)	539	536	535	537	536	486	425	424	424	297	291	293
Water subcooling (K)	0	12	2	0	1	0	0	1	1	97	104	124
Water Mass (kg)	120	255	608	623	330	660	719	536	517	492	481	625
Debris bed data ^f												
Hard debris, cake (kg, %)	6, 33	14, 32	0, 0	20, 16	77, 49	21, 22	27, 16	26, 23	77, 48	39, 100	0, 0	8, 8
Loose debris (kg, %)	12, 67	30, 68	146, 100	105, 84	80, 51	73, 78	141, 84	70, 77	84, 52	0, 0	83, 100	89, 92
Mean loose debris size (mm)	4.5	3.8	3.5	4.8	3.7	4.4	2.6	Na ^g	3.0	—	3.4	2.6 ^h

^a A: 80 wt.% UO₂-20 wt.% ZrO₂; B: 77 wt.% UO₂-19 wt.% ZrO₂-4 wt.% Zr.



図付 3-1 FARO 実験装置 (L-27 実験) ^[14]



図付 3-2 FARO L-24 実験後のデブリの堆積状態 (数値単位 mm) [14]



(a) View of the debris as found



(b) View of the cake after partial removal of loose debris



(c) View of blocks after breaking the cake

図付 3-3 FARO/ L-33 実験後のデブリ取り出し段階毎のデブリ状態 [14]
(低圧, サブクール水)

(2) COTELS-FCI 実験 (日本 NUPEC) [1][15]

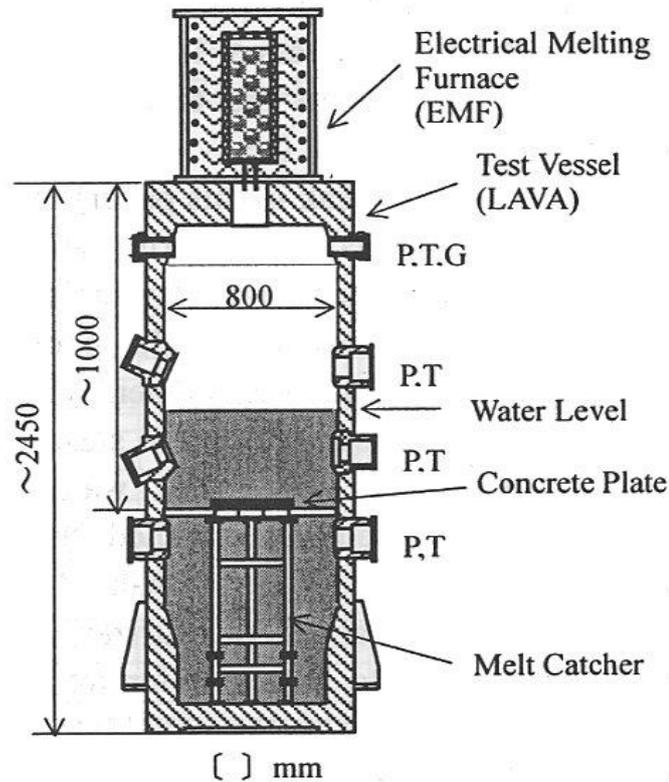
本実験は、圧力容器外での FCI 挙動を調べるために実施された。UO₂ 混合物を溶融物として用い、その成分は炉内構造物のみならず、圧力容器下部ヘッド内の下部構造物も考慮して設定されている。図付 3-4 に COTELS-FCI 実験装置の概要を示す。実験装置は、UO₂ 混合物を溶融させる電気炉とその下に溶融物と水との相互作用を調べるメルトレシーバより構成されている。電気炉は、グラファイト製のつぼと高周波誘導加熱コイルにより構成されている。グラファイト製のつぼは最高温度 3200K で、60kg の UO₂ 混合物を加熱溶融可能である。つぼ下部には、溶融物を落下させるための穴を設けるプラグ破壊装置が設置され、UO₂ 混合物が溶融後、瞬時に直径 5 cm の穴が作ることが可能である。メルトレシーバは、高さ約 2.5m、外径約 90cm で円筒状をしており、メルトレシーバの中には、高さ可変のメルトキャッチャーが設置されており、メルトキャッチャーの高さを変化させることによりプール水深を変化させる実験を実施しており、雰囲気体積は変化させないように考慮されている。メルトキャッチャーの中心部は、実炉の格納容器床面を模擬するために厚さ 3 cm のコンクリートが設置され、溶融コリウム/水/コンクリート間の相互作用を調べることが可能となっている。なお、コンクリートの成分は日本と同じ玄武岩系である。実験マトリックスと主な結果を表付 3-2 に示す。

表付 3-2 COTELS-FCI 実験マトリックス^[1]

Run No.	A1	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11
コリウム組成(*1)	B	B	B	B	B	B	B	B	B
落下コリウム量, kg	56.3	27.0	55.4	53.1	24.9	47.7	57.1	55.0	53
プール水深, m	0.4	0.4	0.4	0.4	1.0	0.4	0.9	0.4	0.8
水サブクール度, K	0	8	12	21	0	21	0	21	86
初気圧, MPa	0.20	0.30	0.25	0.21	0.18	0.45	0.21	0.47	0.27
雰囲気ガス組成	Steam	Steam	Steam N ₂ 20%	Steam	Steam	Steam	Steam	Steam	Ar
差圧, MPa (*2)	0.03	0.03	0.01	~0	~0	0.67(*3)	0.02	0.14	0.13
ピーク圧力, MPa	1.34	1.04	0.62	0.88	(*4)	1.83	0.92	3.85	1.08
インゴットコリウム, kg	5	2.5	4.2	6.5	0	0	3.8	0	4
質量中央径, mm	6.7	6.2	7.5	7.2	8.2	5.2	7.0	0.38	4.8

*1)コリウム組成

B; UO₂:55wt%+Zr:25%+ZrO₂:5%+SS:15%



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

図付 3-4 COTELS-FCI 実験装置^[15]

(3) DEFOR 実験 (スウェーデン KTH) ^[16]

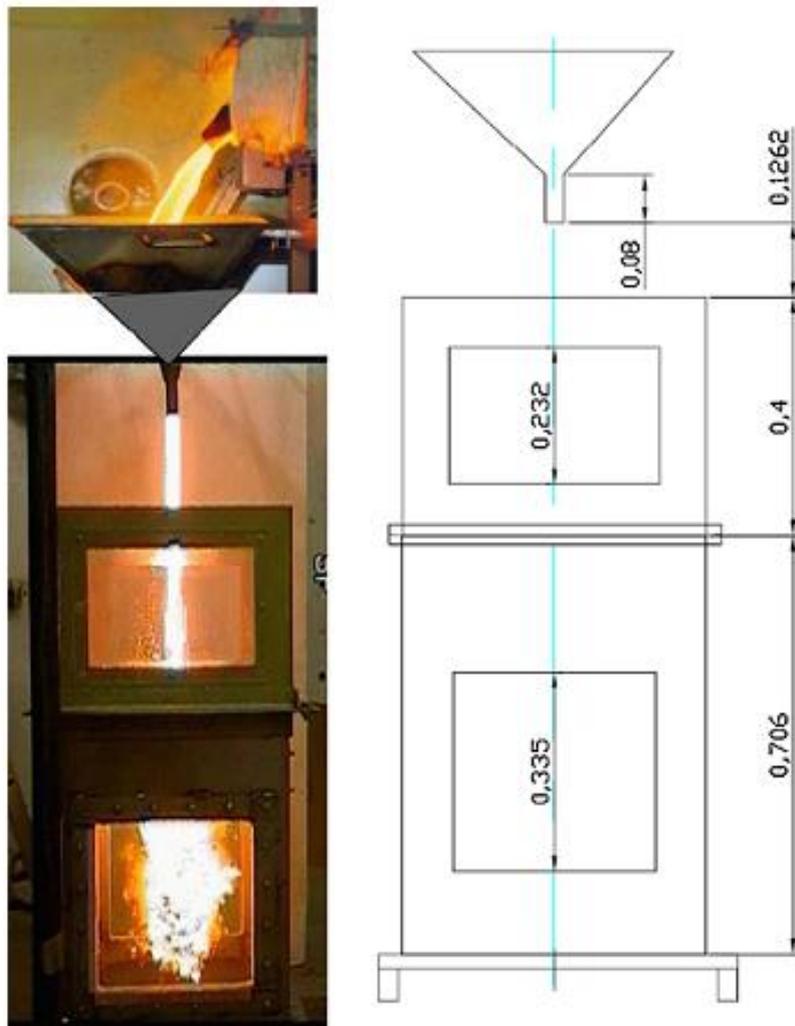
水張り時のデブリ冷却性を調べる目的で実施されている。熔融物の粒子化について、水サブクール、水深、メルト成分、過熱度等の影響を調べるために、熔融物の落下実験が実施されている。実験装置を図付 3-5 に示すが、上から、誘導加熱炉、メルト容器、冷却タンクより成り、冷却タンクはガラス張りで粒子化の観察が可能となっている。熔融物はメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下する。DEFOR-E 実験の実験マトリックスを表付 3-3 に示すが、6 ケースの熔融物は $\text{CaO-B}_2\text{O}_3$ (密度 2500kg/m^3) の酸化物が使用されており、1 ケースはより重量の大きい $\text{WO}_3\text{-CaO}$ (密度 $5000\sim 8000\text{kg/m}^3$) が使用されている。

実験結果より、粒子化挙動は、水サブクールと水深の影響が大きいとしている。実験後のデブリ状態例を図付 3-6 に示すが、平均ポロシティは $0.55\sim 0.7$ 程度と大きい値が得られている。主な結果を表付 3-3 に併せて示す。

表付 3-3 DEFOR-E 実験マトリックス^[16]

Experimental conditions and the measured porosity in the DEFOR-E tests.

Parameter/property	No.						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt volume, l	3.5	7.0	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5
Melt initial temp., °C	1200	1300	1350	1350	1200	1250	1280
Coolant volume, l	163	163	163	100	100	163	163
Coolant initial temp., °C	13	11	85	15	83	88	7
Water pool depth, cm	65	65	65	40	40	65	65
Measured porosity, %	60	77	74	56	50	68	65



図付 3-5 DEFOR-E 実験装置^[16]



DEFOR- E1



DEFOR- E4



DEFOR- E7

図付 3-6 DEFOR-E 実験後のデブリ状態^[16]

(4) 溶融物落下時の水中での粒子化割合の解析モデル

水中落下時の溶融物の粒子化現象について、これまで種々の実験的研究が行われており、また粒子化割合については相関式も提案されている。ここでは、粒子化現象に関する相関式を用いて、溶融炉心ジェットのパデスタル水プールの条件に対する粒子化割合を評価した。相関式として、MAAP コードで使用されている以下の2つの式を用いて計算を行った。

- ・ Ricou-Spalding の相関式
- ・ Saito の相関式

a) Ricou-Spalding の粒子化相関式^{[25][34]}

Ricou-Spalding の相関式は、空気中へガスジェットを噴出させたエントレインメント実験から得られたもので（実験装置は図付 3-7 参照）、周囲の流体（空気）がガスジェットによってエントレインされ（巻き込まれ）、ジェット質量流量が距離とともに増加することを相関づけた整理式である。式の検証例を図付 3-8 に示す。

これをメルトジェットのブレイクアップに適用するため、周囲の流体（水）がメルトジェットにエントレインされると考え、そのエントレインされた分だけメルトジェットが侵食され粒子化するとして、円柱ジェットのエントレインメント速度 (m/s) を、次式で与えている（図付 3-9 参照）。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

ここで、 E_o : エントレインメント係数

u_{dj} : ジェット速度 [m/s]

ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

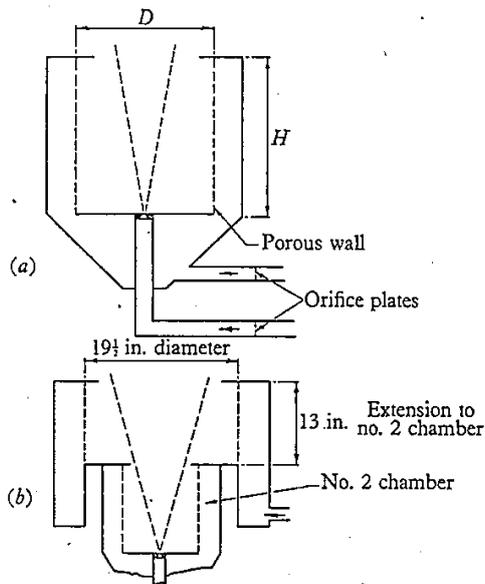


FIGURE 1. (a) Leading dimensions of three chambers.
(b) Dimensions of extension to no. 2 chamber.

	Entrainment chamber		
No.	1	2	3
H in.	8.7	13	3
D in.	5.8	8.9	8.9

図付 3-7 Ricou-Spalding のエントレイメント実験装置^[25]

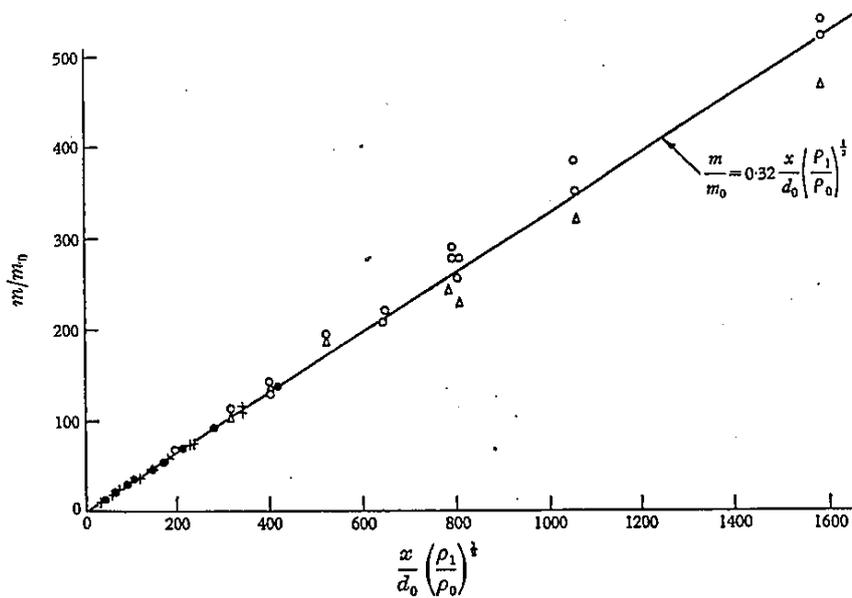


FIGURE 5. Entrainment rate for isothermal jets. Experimental results: (a) ●, air into air; (b) +, propane and carbon dioxide into air; (c), ○, hydrogen into air; (Δ, entrainment chamber inverted).

図付 3-8 Ricou-Spalding の相関式の検証例^[25]

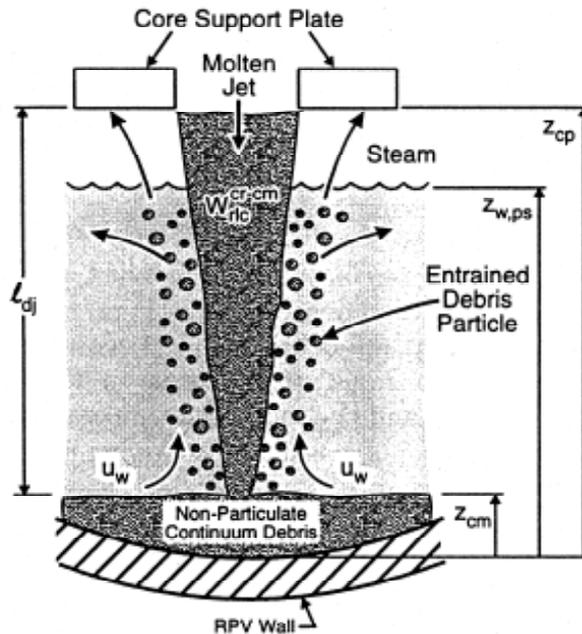


Fig. 3. Molten debris jet breakup and quenching.

図付 3-9 溶融デブリのジェットブレイクアップとクエンチの概念^[34]

b) Saito の相関式^[26]

フロン 11 あるいは液体窒素の中に高温水ジェットを吹き込む実験により、ジェットのブレイクアップ長さに関する相関式を導出している。実験装置を図付 3-10 に示す。実験条件は、ノズル直径 5~40mm, ジェット速度 2.5~15m/s である。実験結果は、図付 3-11 に纏められ、それに基づき下記相関式が導かれた。

$$\frac{L}{D_j} = 2.1 \times \left(\frac{\rho_j}{\rho_c}\right)^{0.5} \times F_r^{0.5}$$

ここで, F_r : フルード数 $= \frac{V_j^2}{(g \times D_j)}$

L : ジェットのブレイクアップ長さ [m]

D_j : ジェット直径 [m]

ρ_j : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_c : 冷却材密度 [kg/m³]

V_j : ジェット速度 [m/s]

g : 重力加速度 [m/s²]

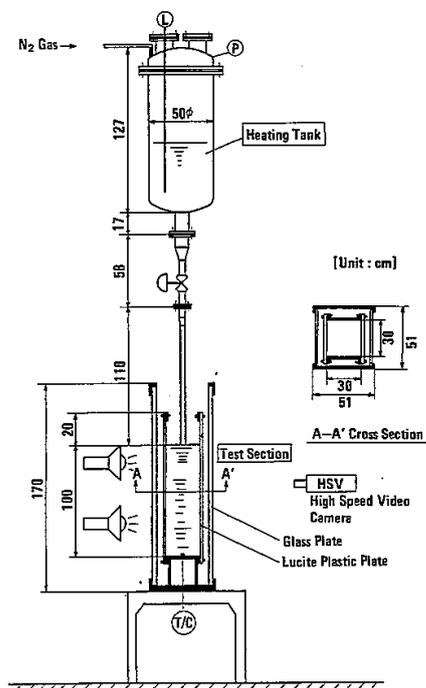


Fig. 1 JET-I experimental facility

図付 3-10 Saito らの実験装置^[33]

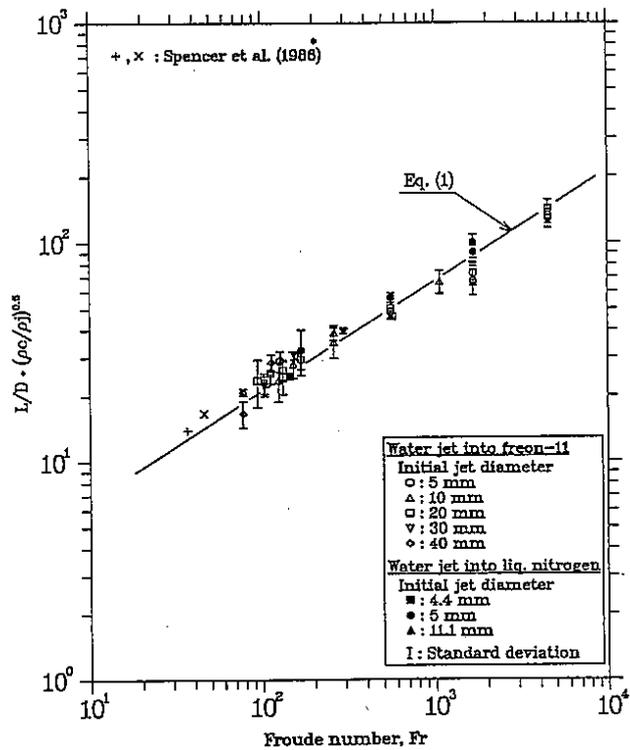


Fig. 8 Experimental correlation for jet mean penetration length

図付 3-11 Saito らの実験結果^[33]

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。

c) 相関式の適用性に関する検討^[33]

Ricou-Spalding の相関式は、ガスジェットの大気中でのガス巻き込み現象に基づき作成された相関式であるため、溶融炉心物質ジェットの水中での粒子化現象への適用性の確認のため、ALPHA-MJB 実験、FARO-TERMOS 実験を対象に比較計算された結果を示す。

合わせて Saito の相関式との比較も示す。Saito の相関式ではジェットのブレイクアップ長さが与えられるので、ジェットの突入から消滅までジェット径が直線的に減少すると仮定して粒子化割合が求められている。

(a) ALPHA-MJB 実験

水中に鉛-ビスマスの溶融物を落下させた実験であり、密度や速度といった計算条件は表付 3-4 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を図付 3-12, 13 に示す。実験結果は、ジェットブレイクアップ長さとして記載されている水深を、粒子化割合 100%として記す。

Ricou-Spalding 相関式における係数 C の値は、MAAP 推奨値 を使用することで、実験結果および Saito の相関式とよく一致する結果が得られている。

表付 3-4 ALPHA-MJB 実験の検証解析条件^[33]

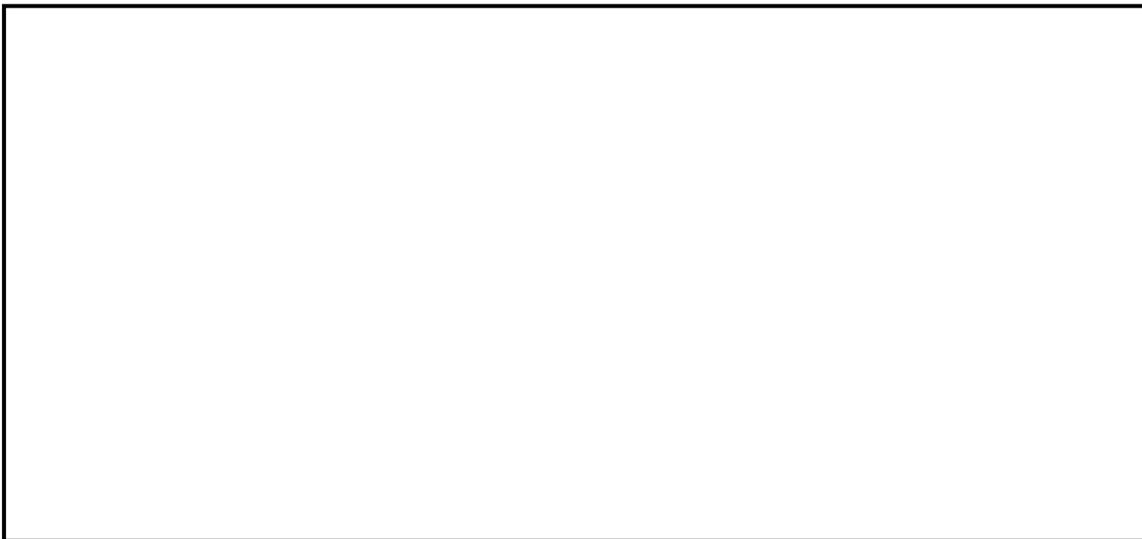
ケース	溶融物密度 (kg/m ³)	水密度 (kg/m ³)	ジェット径 (m)	ジェット速度 (m/s)
MJB01	10453	958	0.03	3.05
MJB02	↑	↑	0.021	2.86

(補足) 溶融物密度は鉛-ビスマス 500K での値を使用



図付 3-12 ALPHA-MJB01 実験結果との比較^[33]

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。



図付 3-13 ALPHA-MJB02 実験結果との比較^[33]

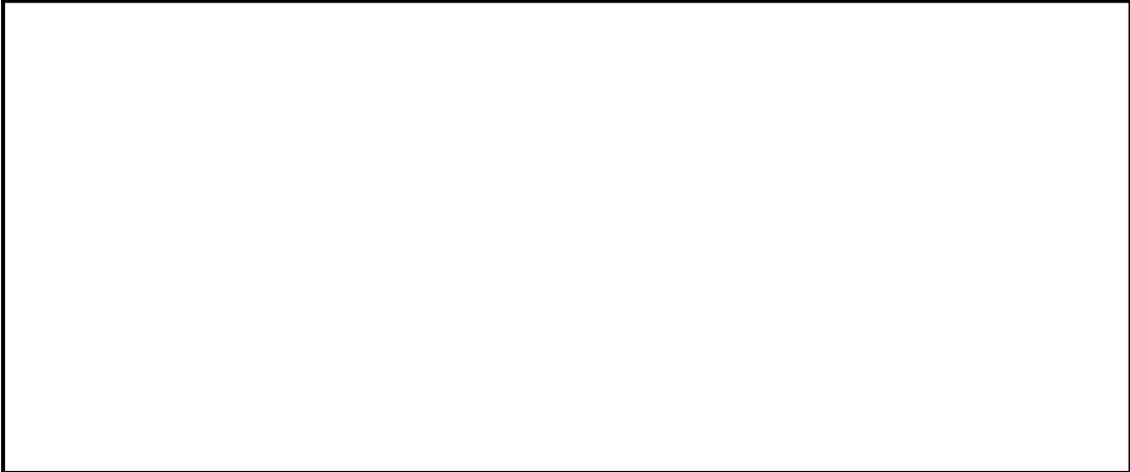
(b) FARO-TERMOS 実験

水中に実機燃料組成を模擬した溶融物を落下させた実験であり、密度や速度等の条件は表付 3-5 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を図付 3-14～19 に示す。実験結果は水プール水深に対する粒子化割合として示されている。計算結果は、実験結果とよく合っているか粒子化割合を小さく評価している。なお、Ricou-Spalding 相関式における係数 C の値は が使用されている。

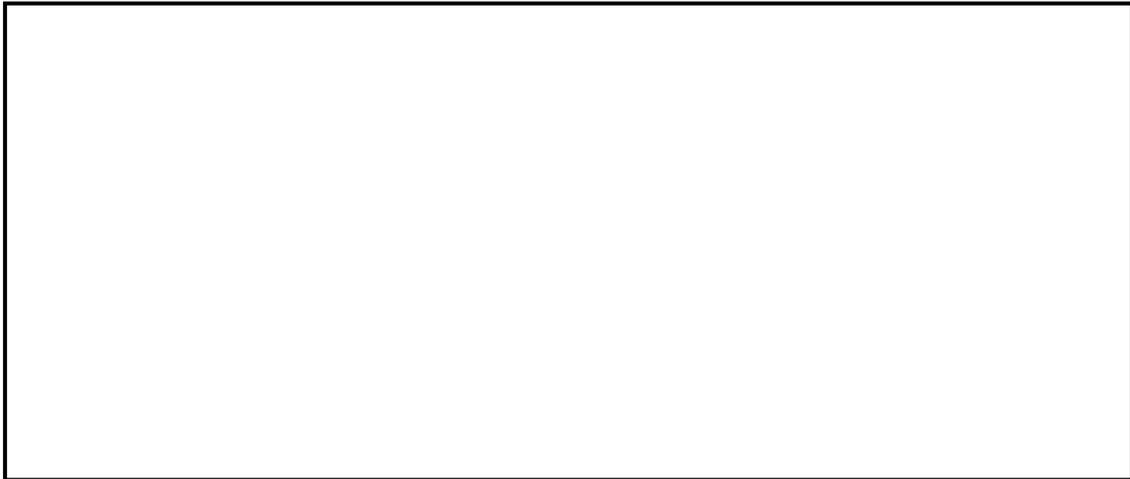
表付 3-5 FARO-TERMOS 実験の検証解析条件^[33]

--

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。



図付 3-14 FARO-L06 実験結果との比較^[33]

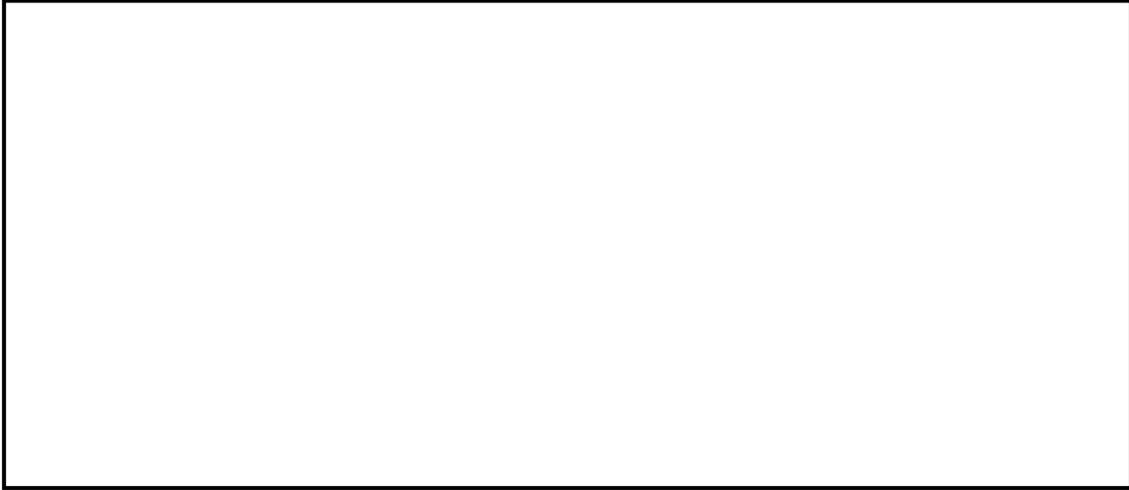


図付 3-15 FARO-L08 実験結果との比較^[33]

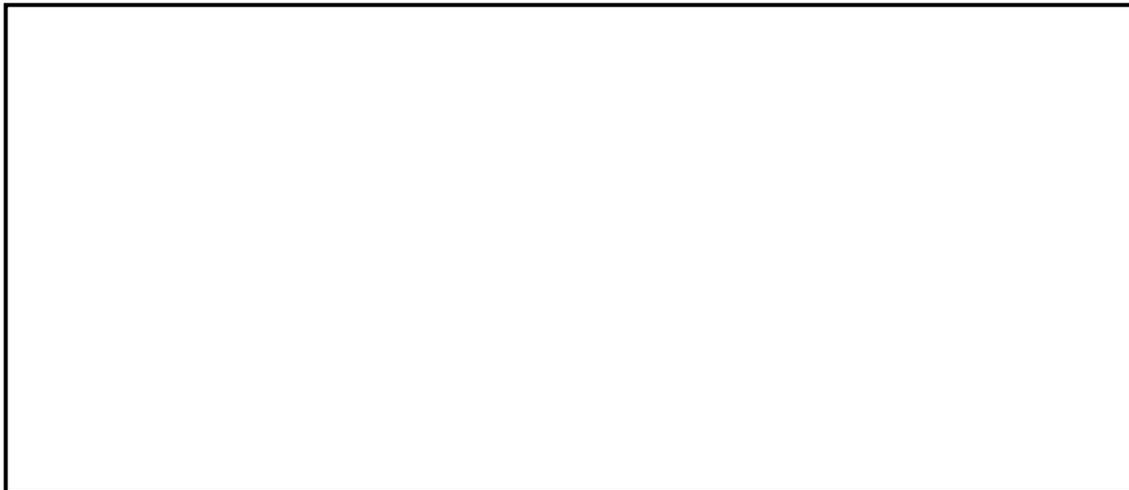


図付 3-16 FARO-L11 実験結果との比較^[33]

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。



図付 3-17 FARO-L14 実験結果との比較^[33]



図付 3-18 FARO-L19 実験結果との比較^[33]

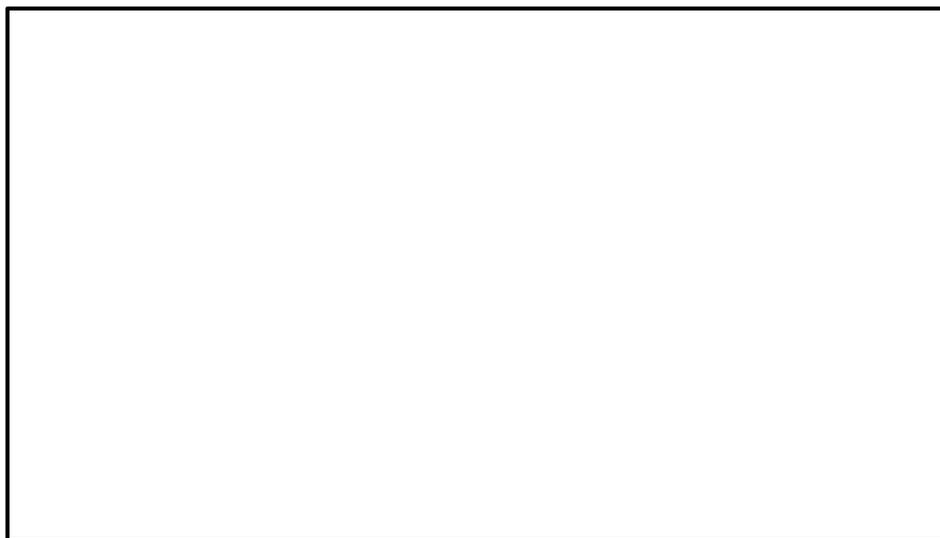


図付 3-19 FARO-L20 実験結果との比較^[33]

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。

d) 格納容器ペデスタル水張り水深に対する粒子化割合の評価^[33]

Ricou-Spalding の相関式ならびに Saito の相関式に基づき、大気圧飽和状態の水プールを想定し、水深とジェット直径ならびにジェット速度をパラメータとして粒子化割合を整理されたものを図付 3-20～22 に示す。

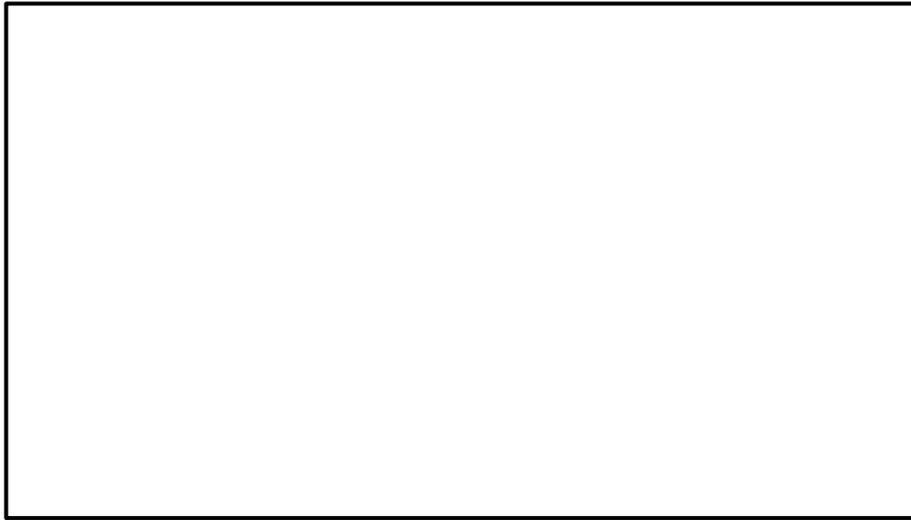


図付 3-20 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ^[33]



図付 3-21 Saito の相関式による粒子化割合のマップ ($V_j=5.0\text{m/s}$)^[33]

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。



図付 3-22 Saito の相関式による粒子化割合のマップ ($V_j=10.0\text{m/s}$) [33]

付録4 溶融物の拡がり実験

溶融物の拡がり挙動に関して、表付 4-1 に示す実験的研究が実施されている。この中で水が存在する場合の溶融物の拡がりに関する主要な知見について以下に整理する。

表付 4-1 溶融物拡がりに関する主な実験^[27]

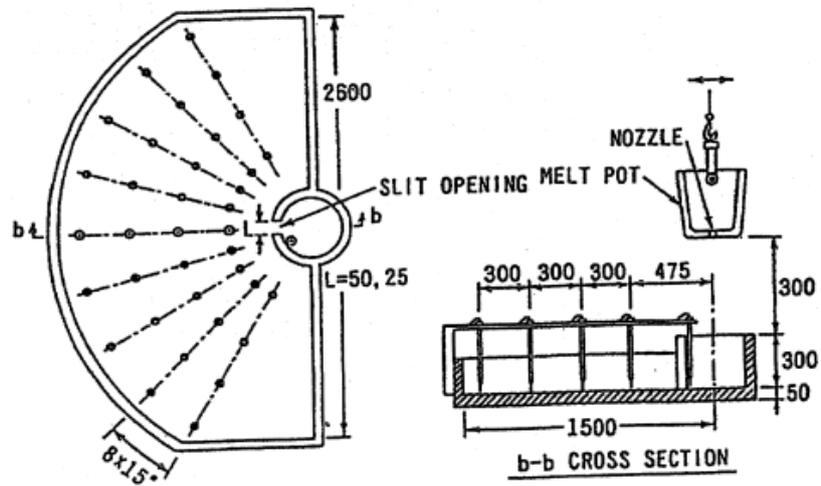
実験名	実施国	拡がり形状	溶融物	その他
BNL ^[18]	米国	2D	Pb	ドライ, ウエット
SPREAD ^[19]	日本	1D, 2D	ステンレススチール	ドライ, ウエット
CORINE ^[36]	フランス	2D	グリセロール他	ドライ, ウエット
VULCANO	フランス	2D	コリウム	ドライ
KATS ^[23]	ドイツ	1D, 2D	テルミット	ドライ, ウエット
COMAS	ドイツ	1D, 2D	コリウム	ドライ
ISPRA	EU JRAC	2D	コリウム	ドライ
S3E ^[27] PULiMS ^[21]	スウェーデン	1D, 2D 2D	模擬物(ウッズメタル等) 模擬物(B ₂ O ₃ -WO ₃ 等)	ドライ, ウエット ウエット

(1) Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究^{[17][18][19][20]}

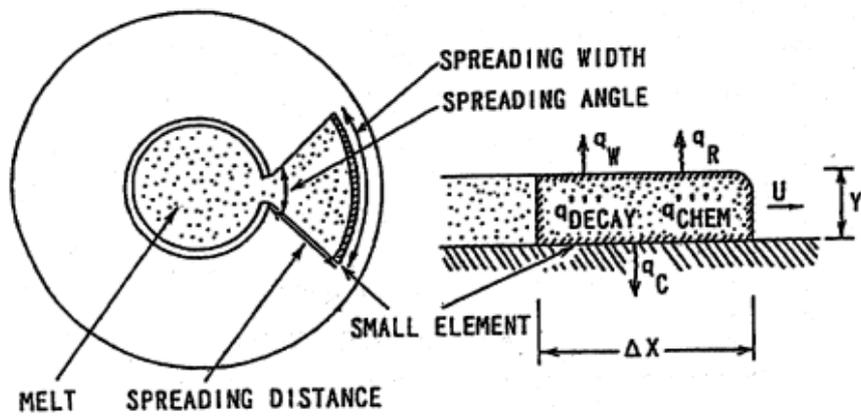
Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関して ROAAM 手法による確率論的評価^[17]が行われており、その中で水張り時のデブリの拡がりの評価が行われている。溶融物拡がり挙動解析には、MELTS SPREAD コードが使用されている。溶融物の拡がり挙動には、溶融物落下流量、溶融物成分、溶融物過熱度が主に影響するとされている。

米国 BNL では、溶融物として鉛を使用した小規模な拡がり実験を、ドライ条件とウエット条件で行っている^[18]。溶融物の過熱度と水深が、デブリ拡がり挙動において重要であること、溶融物の拡がりは、水への熱伝達による溶融物の温度挙動と、溶融物の流体力学的挙動により制限されることが示されている。

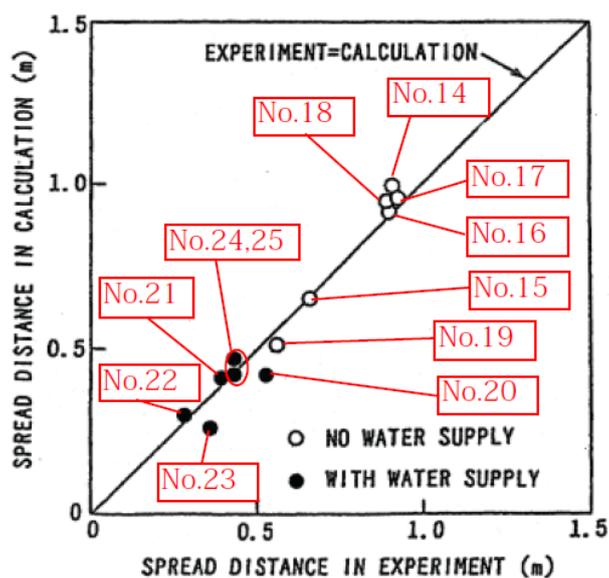
国内 BWR 産業界では、SPREAD 実験^{[19][20]}が実施されている。溶融物として約 2000K に加熱したステンレススチールを用い、溶融物落下流量、水深、溶融物過熱度等を変化させて、格納容器模擬試験体 (1 次元形状と 2 次元形状の 2 種類、2 次元形状は図付 4-1 を参照) に放出し、溶融物の拡がり挙動に関する基礎的なデータを収集した。実験条件を表付 4-2 に示す。また、溶融物の拡がりを解析する SPREAD コードが開発されている。溶融物が重力で拡がると仮定し、熱源として崩壊熱及び化学反応を考慮し、床コンクリートや上面の水プールへの伝熱を考慮し、質量、運動量及びエネルギーのバランスを解くことにより、溶融物の移動速度と溶融物厚さを求めている。(図付 4-2 参照) このモデルでは、流動限界固相率を超えた時点で流動が停止すると仮定されており、実験データを再現する流動限界固相率として 55%が使用されている。2 次元体系に対する実験結果と解析結果の比較を図付 4-3 に示すが、よい一致が示されている。



図付 4-1 溶融物拡がり実験の試験体 (2次元形状) [20]



図付 4-2 SPREAD コードの概念図 [20]



図付 4-3 溶融物拡がり距離の実験値と解析値の比較 [20]

表付 4-2 SPREAD 実験条件 [19]

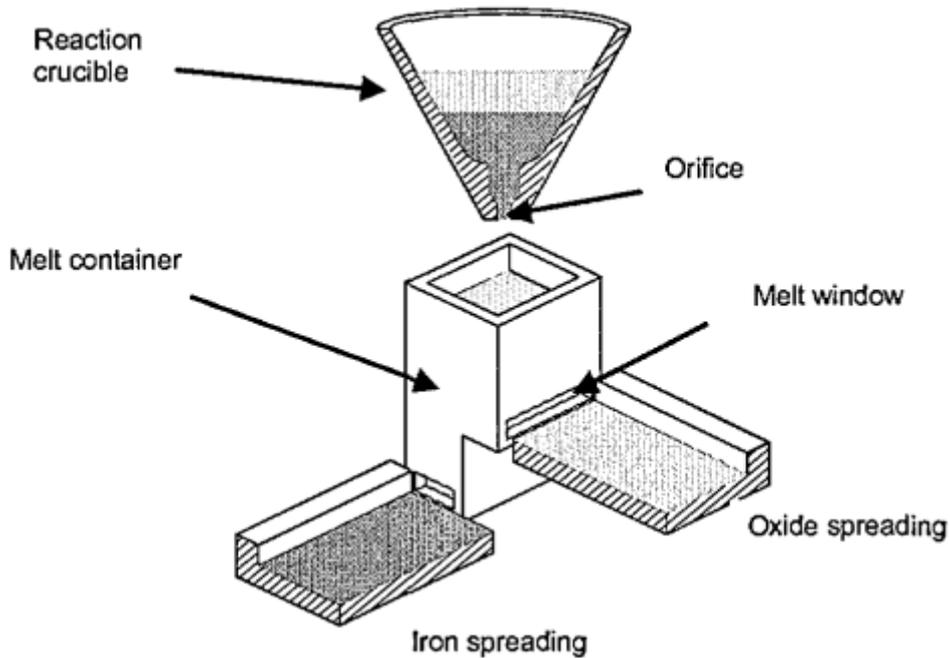
Test No.	Melt Mass (kg)	Super Heat (K)	Slit Width (m)	Floor Material	Nozzle Diam. (mm)	Water Depth (mm)	Water Added Position *
1	95.0	133	0.15	Concrete	70	0	-
2	7.5	77	↑	↑	↑	0	-
3	24.0	149	↑	↑	30	0	-
4	43.0	115	0.05	↑	↑	0	-
5	19.0	110	↑	↑	↑	0	-
6	66.0	107	↑	↑	↑	40	O/C
7	115.0	135	↑	↑	↑	0	-
8	66.0	112	↑	↑	↑	0	-
9	94.2	110	0.025	↑	↑	0	-
10	60.2	86	0.05	MgO	↑	0	-
11	93.4	122	↑	Concrete	↑	40	O/C
12	67.0	115	↑	↑	↑	40	O/C
13	93.1	116	0.025	↑	↑	40	O/C
14	68.1	130	0.05	↑	70	0	-
15	63.6	133	↑	↑	30	0	-
16	116.0	131	↑	↑	↑	0	-
17	106.2	171	↑	↑	↑	0	-
18	108.8	158	↑	↑	↑	0	-
19	61.9	108	0.025	↑	↑	0	-
20	64.0	91	0.05	↑	↑	10	O/C
21	69.1	107	↑	↑	↑	40	O/C
22	65.0	90	↑	↑	↑	70	O/C
23	60.0	94	0.025	↑	↑	40	O/C
24	65.0	125	0.05	↑	↑	40	O/C,I/C
25	63.8	94	↑	↑	↑	Spray	O/C

* O/C: Outside of Cylindrical Region I/C: Inside of Cylindrical Region

(2) EPR コアキャッチャの溶融物拡がりに関わる実験^{[23][29][30][36]}

CEA/DRN/DTP で行われた CORINE 実験^[36]では、低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して、水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され、拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（FZK）で実施された KATS 実験^{[23][29][30]}では、溶融物としてテルミット（ Al_2O_3 約 150kg, Fe 約 150kg）が使用され、溶融物の放出速度や温度、拡がり形状（1D, 2D）、床の材質（コンクリート、セラミック、コーティング）、水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を図付 4-4 及び図付 4-5 に示す。 Al_2O_3 と Fe では密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を 2 箇所設け、最初に Al_2O_3 が放出し、最後に Fe を放出することにより酸化物溶融物の拡がり と 金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を表付 4-3 に示す。KATS-10 と KATS-11 の実験条件はほぼ同様であるが、KATS-10 の方は 1mm の水張りをしてあり、KATS-11 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を図付 4-6 に示すが、両ケースのように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結果となっている。



図付 4-4 KATS 実験装置の概要図^[29]



(1D)



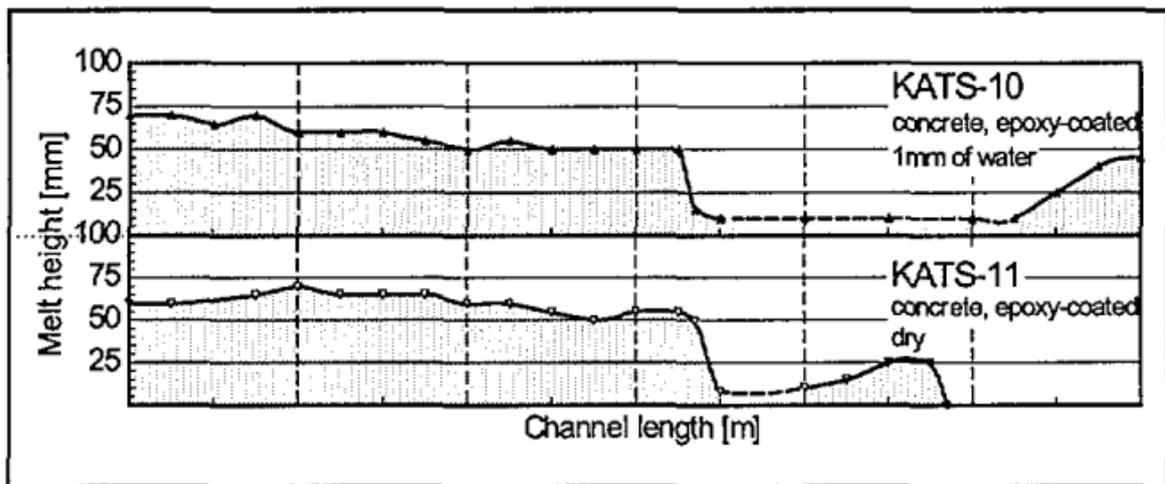
(2D)

図付 4-5 KATS 実験の 1D と 2D の拵り形状の写真^[30]

表付 4-3 KATS 実験条件と拡がり距離 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [29]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Temperature Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 - 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2 → 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

*) Cordierite (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



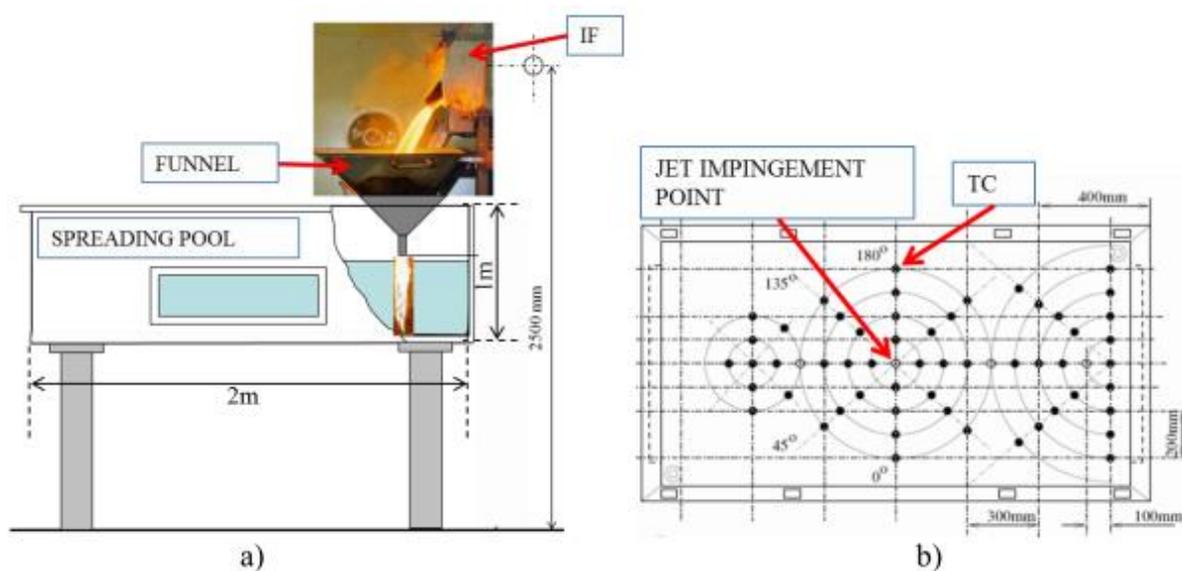
図付 4-6 KATS 実験の水の有無の影響 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [29]

(3) KTH の溶融物拡がり研究 [21][27]

スウェーデン KTH では、溶融物拡がりの小規模実験として、S3E 実験 [27] が行われている。種々の溶融物と冷却材の組合せ (例 ウッズメタル-水, 塩 (NaNO₃-KNO₃) -パラフィン) で溶融物温度や溶融物流量等をパラメータに、溶融物の拡がり挙動に関するデータが取られている。溶融物が冷却される過程において、低密度の多孔質の層が形成される結果が得られており、溶融物の流れにより、この多孔質層が持ち上げられ、流量 (慣性力) によって決定される距離まで拡がる挙動を示した。

また、水中での溶融物拡がり挙動を調べる PULiMS 実験 [21] が実施されている。この実験では、浅い水プール (水深 20cm) へ溶融した Bi₂O₃-W₂O₃ 合金を流入させ、その拡がり挙動が観察された。実験装置を図付 4-7 に示し、実験条件を表付 4-4 に示す。水中へ流入した溶融

物の拡がりの様子を図付 4-8 に示す。また、固化したデブリ層の性状を図付 4-9 に示す。固化したデブリ層は3層を形成し、デブリ層下面とコンクリートは密着せずギャップが存在しており、水または蒸気が存在していた可能性がある。3層の最下層は薄い 1.5-2mm のケーキ（クラスト）層で空隙は無く、中間層は割れ目や細長い孔が含まれている。最上部は不規則な構造で高多孔性である。



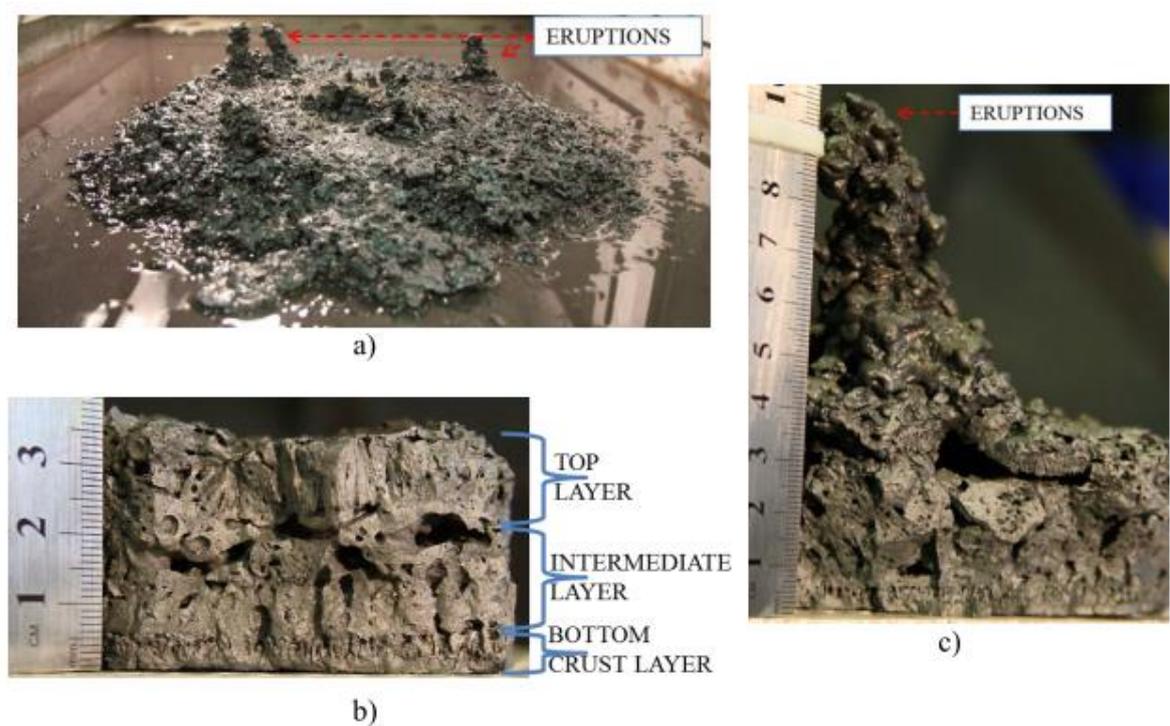
図付 4-7 PULiMS 実験装置の概要図^[21]

表付 4-4 PULiMS 実験条件^[21]

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sol} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{liq} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72



図付 4-8 PULiMS 実験 E4 ケースの溶融物拡がり挙動のスナップ写真 [21]

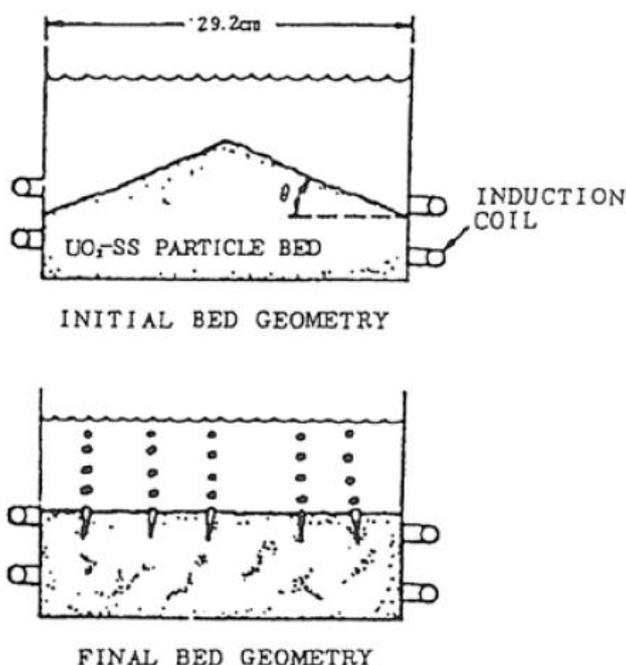


図付 4-9 PULiMS-E4 実験の固化デブリの性状写真 [21]

(4) 粒子状ベッドの拡がり [22]

ANL では、水プール中に不均質に堆積させたデブリベッドが、内部の沸騰により均一化する様子を確認するため、水プール中に UO_2 、SUS、Cu の 0.2~1mm 程度の粒子ベッドを非均一の厚さに堆積させ、誘導加熱により崩壊熱発生を模擬させた実験 [22] を行っている。図付 4-10 に粒子ベッド厚さの均一化の概念図を示す。非均一の厚さに堆積した粒子ベッドは、

誘導加熱により粒子ベッド内に沸騰が生じ、粒子が吹き上げられて再堆積する過程で厚さが均一化し、均一化に要した時間は2~3分程度であると報告されている。



図付 4-10 セルフレベリング実験におけるデブリベッドの均一化の概念図 [22]

(5) 溶融物の拡がり解析^{[20][27][28][39][40]}

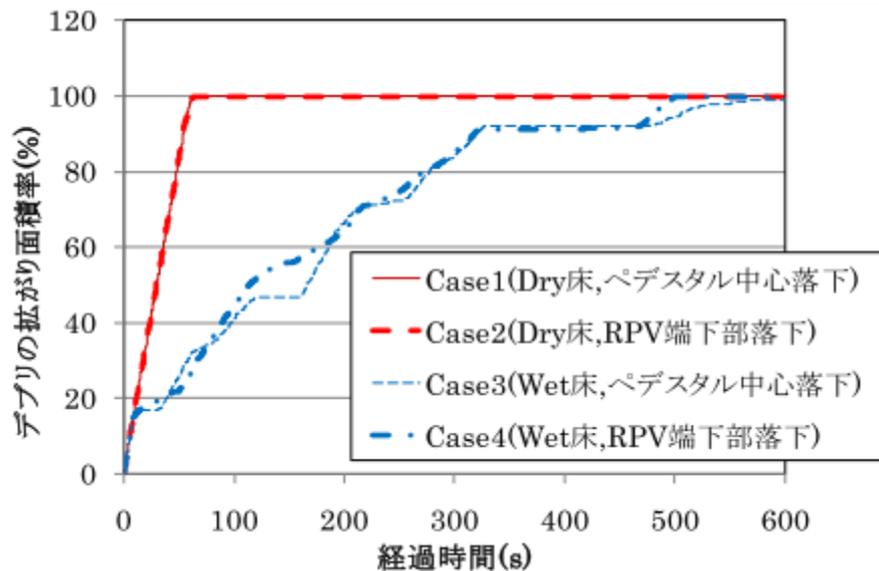
溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の解析コードが提案されている。主要なものを表付 4-5 に示す。これらの解析コードは、実験データを元に検証が行われている。また、実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案も行われている。^{[20][27][28]}

表付 4-5 溶融物拡がり挙動の主な解析コード^[27]

Code	Country	Model characteristics
CORFLOW *	Germany	2D - mechanistic
CROCO	France	Simplified (ISPN)
LAVA *	Japan	2D - Bingham fluid
MELTSREAD *	USA	1D - complex physics and chemistry
MECO	Germany	Mechanistic (Ruhr Univ.)
RASPLAV / SPREAD	Russia	2D - hydrodynamic
SPREAD	Japan	simplified
THEMA *	France	phenomenological (CEA/DRN)
Footnote	* Code receiving International recognition	

a) 3次元溶融物拡がり解析例

溶融物の拡がり挙動を3次元で評価した例もある。図付4-11に示すとおり過酷事故解析コードSAMPSONのデブリ拡がりモジュール(DSA)^[39]を使用して、ABWRの格納容器ペデスタル上におけるデブリ拡がり評価を実施している。^[40]床面に200mmの水位がある条件(Wet床条件)で、制御棒駆動機構ハウジング1本の破損を想定して、全炉心相当の溶融炉心がペデスタル(半径約5.3m)へ落下する場合の溶融炉心の床上の拡がり面積を評価している。床面に水が存在する場合でも、溶融炉心は落下位置に依らずペデスタルのほぼ全面に拡がり、最終的な堆積高さは400~500mm程度となる結果を得ている。



図付4-11 ABWRを対象にした3次元溶融炉心拡がり評価結果例(SAMPSONコード)^[40]

b) スケーリング則を用いた溶融物拡がり相関式

(3)に示したPULiMS実験の結果を元に、水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている^[28]。これは、障害物の無い水平な床面に落下した溶融物の拡がり停止後の平均厚さや拡がり距離を求める相関式である。一般的に、溶融物の拡がり挙動は、溶融物の堆積高さに対応した重力による拡がり、溶融物冷却に伴う粘性増加による流動性低下の競合する2つのプロセスにより支配される。(図付4-12参照)

スケーリング則では、競合する2つのプロセスの時間スケールとして、流体力学的拡がり時間 τ_{conv} を、拡がり停止後の平均厚さ δ_v に達するまでの時間と定義し、固化時

間 τ_{solid} を、溶融物が冷却され固化するまでの時間と定義し、これらの時間の比を、拡がりの無次元時間スケール $T (= \tau_{conv}/\tau_{solid})$ と定義している。また、拡がり停止後の平均厚さ δ_v と表面張力とのバランスで決まる厚さ δ_{cap} の比を、無次元長さスケール $L (= \delta_v/\delta_{cap})$ と定義している。

障害物の無い水平な床を想定し、落下した溶融物が軸対称に拡がると仮定すると、無次元長さスケール L は、無次元時間スケール T を用いて(1)式で表されるとしている。添え字の i は 慣性力支配流れの値を示し、 v は粘性力支配流れの値を示している。

$$L_v = C_v \cdot T^{1/2} \cdot N^{1/2} \quad (1)$$

また、拡がり距離 $r(t)$ と拡がり時間 t の関係は、以下のように表されるとしている。

$$\text{慣性力支配流れの場合} \quad r_i(t) = \beta_i \cdot t^{3/4} \quad (2)$$

$$\text{粘性力支配流れの場合} \quad r_v(t) = \beta_v \cdot t^{1/2} \quad (3)$$

ここで、

$$\delta_{cap} : \text{表面張力とバランスする厚さ} \quad (= 2\sqrt{\sigma/\rho_m g'})$$

C_v : 比例定数。PULiMS 実験より、 $C_v=1.30$ が得られている。

$$N : \text{粘性因子} \quad (= \frac{\tau_{conv,v}}{\tau_{conv,i}} \cdot \frac{\delta_v}{\delta_{cap}})$$

$$\beta : \text{拡がり係数} \quad \beta_i = 0.84(g' G)^{1/4}, \quad \beta_v = 0.67\left(\frac{g' G^3}{v}\right)^{1/8}$$

$$\tau_{solid} : \text{デブリ固化特性時間(s)} \quad (= \delta_{cap} \cdot \rho_m \cdot \frac{C_{p,m} \cdot \Delta T_{sup} + \eta \cdot H_f}{q''_{up} + q''_{dn} - q_v \cdot \delta_{cap}})$$

ΔT_{sup} : デブリ過熱度(K) , $C_{p,m}$: デブリ比熱(J/kg/K)

q''_{up} : デブリ上面の熱流束(放射および対流熱伝達) (W/m²)

q''_{dn} : デブリ下面の熱流束(対流熱伝達) (W/m²)

q_v : 単位体積当たりの崩壊熱(W/m³)

H_f : デブリの溶融潜熱(J/kg) , η : 流動停止までの有効潜熱割合(-)

σ : デブリ表面張力(N/m) , ρ_m : デブリ密度(kg/m³) , ρ_w : 水の密度(kg/m³)

g : 重力加速度(m/s²) , v : デブリの動粘性係数(m²/s)

g' : 水中における重力加速度の補正 $(= g(\rho_m - \rho_w)/\rho_m)$ (m/s²)

$$V_{tot} : \text{デブリ体積(m}^3) \quad (= \frac{m(1-f_m)}{\rho_m}), \quad m : \text{デブリ質量(kg)}$$

$$G : \text{エントレインされなかった連続体デブリの体積流量(m}^3/\text{s)} \quad (= \frac{V_{tot}}{t_{rel}})$$

t_{rel} : 原子炉圧力容器からの溶融炉心放出時間(s)

f_m : デブリ落下時のエントレイン割合(-)

ρ'_m : 有効デブリ密度 (kg/m³) ($= \rho_m(1 - \varepsilon_m)$), ε_m : デブリポイド分率(-)

(1)式は、拡がり停止時のデブリ平均厚さが、無次元時間スケール (=溶融物の拡がり時間/固化時間) の平方根に比例することを意味しており、溶融物の拡がりが遅いほど、固化するまでの時間が短いほど、無次元時間は大きくなり、結果として、拡がり停止時の平均厚さが大きく、拡がり面積は小さくなる傾向を示している。逆に、溶融物の拡がり早いほど、固化までの時間が長いほど、無次元時間は小さくなり、平均厚さが薄くなり、拡がり距離は大きくなる。このスケーリング則について、PULiMS 実験との比較が行われており、図付 4-13 に、実験結果とスケーリング則による評価との比較を示すが、概ね一致している結果が得られている。

上記のスケーリング則の式より、 $\tau_{conv,v}$ 及び N は次式のように得られる。

$$\tau_{conv,v} = \left(\frac{V_{tot} \cdot \tau_{solid}^{1/2}}{\pi \cdot \beta_v^2 \cdot \delta_{cap} \cdot C_v \cdot N^{1/2}} \right)^{2/3} \quad (4)$$

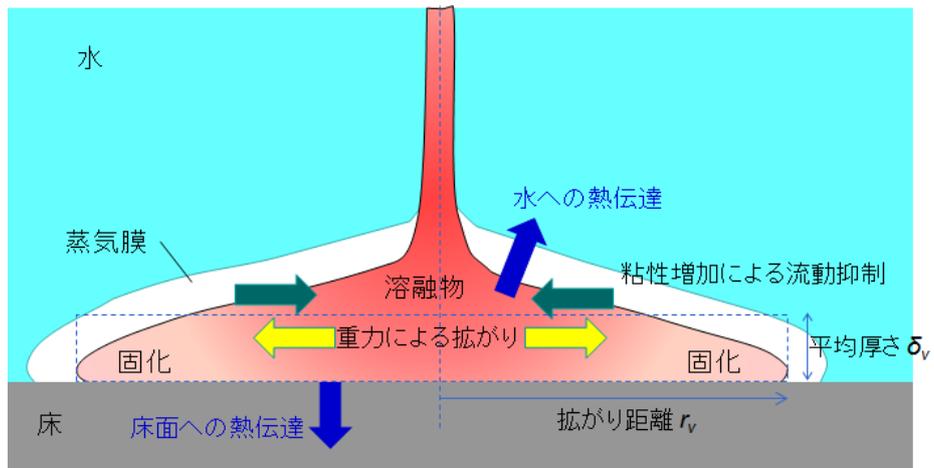
$$N = \left(\frac{V_{tot}}{\pi \delta_{cap}} \right)^{1/3} \frac{\beta_i^{4/3}}{\beta_v^2} \quad (5)$$

(4)式及び(5)式により $\tau_{conv,v}$ が求まり、次式で拡がり距離が得られる。

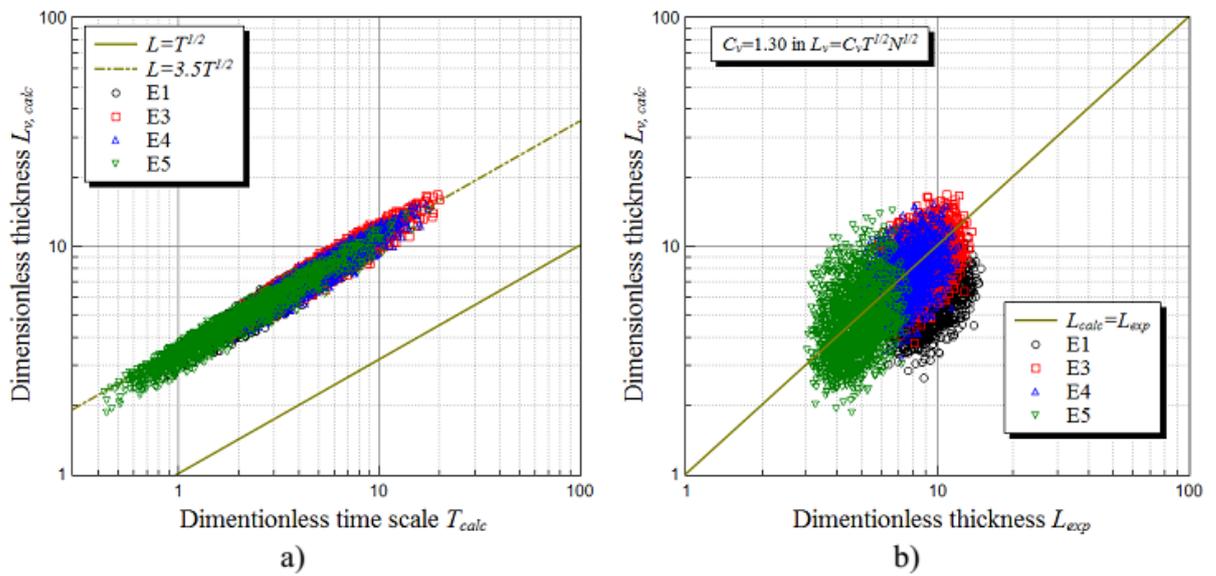
$$r_v(\tau_{conv,v}) = \beta_v \cdot \tau_{conv,v}^{1/2} \quad (6)$$

BWR の溶融物条件 (表付 4-6 参照) を用いて、上記の PULiMS スケーリング則を適用し、(6)式により溶融物の拡がり半径を評価した。図付 4-14 に評価結果を示す。制御棒駆動機構ハウジング破損時の溶融物落下質量速度である約 8500 kg/s の場合、約 18m の拡がり半径を得る。溶融物質量を減らして落下質量速度を減らすと、拡がり距離は減少するが、BWR 条件の落下質量速度の 1/10 にしても、まだ、ペDESTAL半径 (Mark-I 改の場合約 3.2m) を超えた拡がり半径を得る。

従って、PULiMS スケーリング則を適用しても、BWR の溶融物条件では、溶融物はペDESTAL床全面に拡がる結果となる。



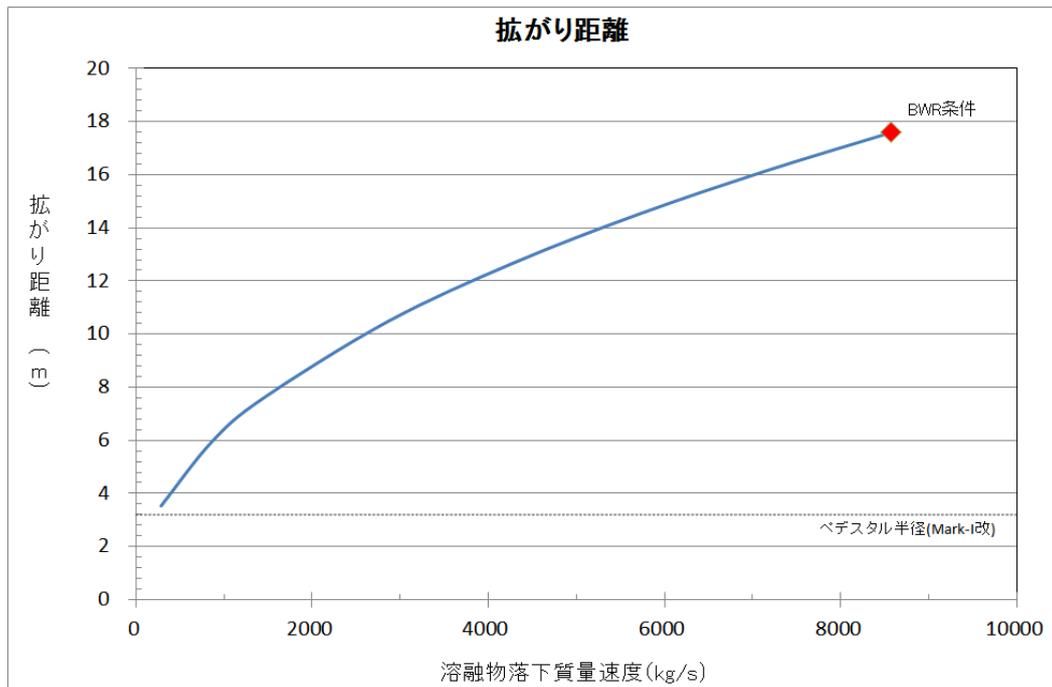
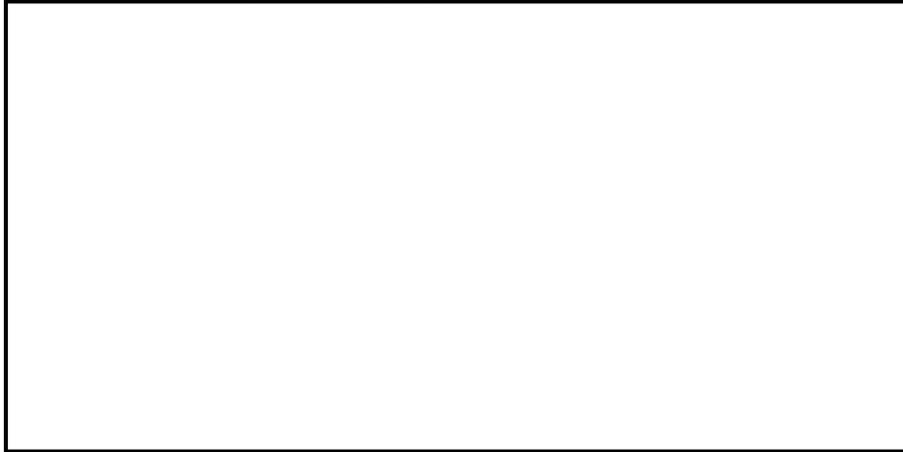
図付 4-12 溶融炉心の拡がりに関わる熱伝達及び流体力学的な力を示す模式図



図付 4-13 PULiMS 実験を対象にしたスケーリング則による評価と実験結果の比較^[28]

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。

表付 4-6 BWR 溶融物条件 (BWR-5, Mark-I 改)

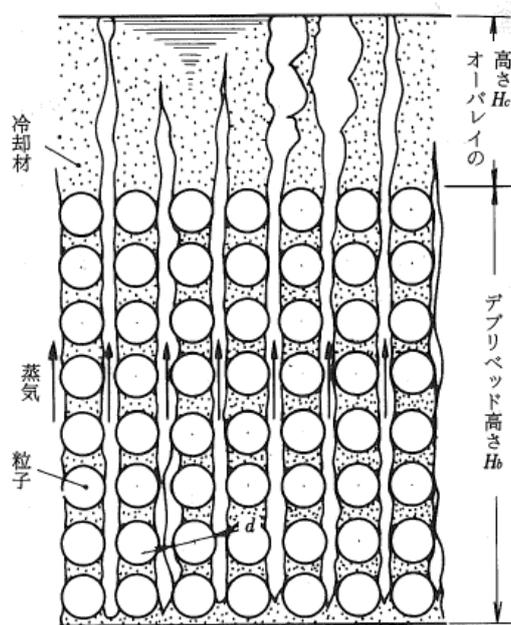


図付 4-14 溶融物落下質量速度と拡がり距離の関係 (PULiMS スケーリング則適用)

付録5 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル

粒子状ベッドの冷却性については、高速増殖炉の炉心損傷事故の評価において重要な評価となることから、従来から多くの実験的及び解析的研究が行われてきている^[32]。また、TMI-2 事故以降は、軽水炉を対象とした研究も進められている。

デブリベッド冷却に関する研究の主要な焦点の一つは、デブリベッドの冷却限界が、崩壊熱を上回るかどうかであり、判断基準のパラメータはデブリベッドのドライアウト熱流束と考えられている。発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流がデブリベッド内で形成される。粒子状デブリベッドの流動状態の模式図を図付 5-1 に示す。崩壊熱が高いと、局所的にデブリベッド内でドライアウトが生じ、デブリベッドの温度が急激に高くなる。この時の熱流束がドライアウト熱流束となる。粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束は、種々の実験が行われ、種々の相関式が提案されている。その中でも Lipinski 0-D モデル^[24]（次頁参照）は、小さい粒径から大きい粒径まで適用可能とされており、広く使われている。MAAP コード内でも圧力容器下部プレナムの粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは、ドライアウト熱流束は、主に粒径、ポロシティ、堆積高さ、圧力に依存する。



図付 5-1 粒子状デブリベッドの流動状態の模式図^[32]

c. Lipinskiの0-Dモデル⁽¹¹⁾

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で、層流及び乱流に適用できる運動量の式を、連続の式、エネルギーの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$$

運動量の式 (気相)

$$\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$$

運動量の式 (液相)

$$-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$$

エネルギー式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$$

圧力の釣合⁽¹⁵⁾

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma (\epsilon / 5 \kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$$

ここで、

U : 見掛け流速

κ : 層流での浸透率

η : 乱流での浸透率

$\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$: 各々層流及び乱流での気液の比浸透率 (無次元)

でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で、以下のように表わしている⁽¹⁵⁾。

$$\kappa = (d^2 / 180) \epsilon^3 / (1 - \epsilon)^2$$

$$\eta = (d / 1.75) \epsilon^3 / (1 - \epsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1 - s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると、式(8.14)~式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q ($= \dot{Q} H_b$) は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \{ 1 + (u_2 / u_1)^2 \}^{1/2} - 1 \} \quad \dots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は、式(8.19)が s ($0 \leq s \leq 1$) に関して極大値をとる条件として求まる。

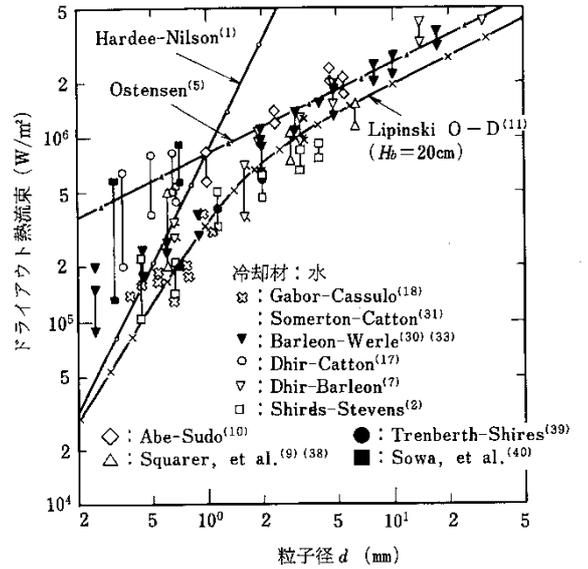


図8.6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

参考文献:

- [1] (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC), 「重要構造物安全評価 (原子炉格納容器信頼性実証事業) に関する 総括報告書」 (2003).
- [2] EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety, Revision 1, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, 1022186 (2010).
- [3] B. R. Sehgal, et al., “ACE Project Phases C & D : ACE/MCCI and MACE Tests,” Proceedings of the U.S. Nuclear Regulatory Commission, 19th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0119, Vol. 2 (1991).
- [4] E. R. Copus, et al., “Sustained Uranium-Concrete Interactions (SURC)” , Reactor Safety Research Semiannual Report, NUREG/CR-4805 (1986).
- [5] G. A. Greene, R. A. Bari, ” ISP-24 International Standard Problem No 24, SURC-4 Experiment On Core-Concrete Interactions, Final Workshop Summary Report,” CSNI Report No 155, Volume 2 (1989).
- [6] H. Alsmeyer, et al., ” BETA experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete interaction,” Proceedings of the Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).
- [7] R. E. Blose, et al., “SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727 (1987).
- [8] R. E. Blose, et al., “Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test,” NUREG/CR-5907 (1993).
- [9] M. T. Farmer, et al., ”Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [10] M. T. Farmer, et al., ” Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs,” Nuc. Eng. and Technol., 41, 5 (2009).
- [11] H. Nagasaka, et al., “COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [12] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).
- [13] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [14] D. Magallon, ” Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments,” Nucl. Eng. Design, 236 1998-2009 (2006).
- [15] M. Kato, H. Nagasaka, et al., “COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions,” JAERI-Conf 2000-015 (2000).
- [16] A. Karbojian, et al., ” A scoping study of debris bed formation in the DEFOR

- test facility,” Nucl. Eng. Design 239 1653-1659, (2009).
- [17] T.G.Theofanous, et al.,” The Probability of Liner Failure in a Mark-I Containment,” NUREG/CR-5423, (1991).
- [18] G.A.Greene, et al., ”Experimental Studies on Melt Spreading, Bubbling Heat Transfer and Coolant Layer Boiling,” Proceedings of 16th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0096, pp. 341-358 (1988).
- [19] H.Suzuki, et al., ” Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor,” Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference, Vol. 1, pp. 403-407 (1993).
- [20] (社) 日本原子力学会, シビアアクシデント熱流動現象評価 (2001)
- [21] A.Konovalenko, et al.,” Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction,” Proceedings of NUTHOS-9, N9P0303, Taiwan (2012).
- [22] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), “Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris,” SAND76-9008 (1976).
- [23] Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).
- [24] R. J. Lipinski,” A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds, “ NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).
- [25] F. P. Ricou, D. B. Spalding, “Measurements of Entrainment by Axisymmetrical Turbulent Jets,” Journal of Fluid Mechanics, Vol. 11, pp. 21-32 (1961).
- [26] M. Saito, K. Sato, S. Imahori,” Experimental Study on Penetration Behaviors of Water Jet into Freon-11 and Liquid Nitrogen,” ANS Proc. of National Heat Transfer Conference, Houston, Texas, USA, (1988).
- [27] T. N. Dinh, et al.,” Core Melt Spreading on a Reactor Containment Floor,” Progress in Nuclear Energy, Vol. 36, No. 4, pp. 405-468 (2000).
- [28] A. Konovalenko, P. Kudinov,” Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water,” Proceedings of NUTHOS-9, N9P0302, Taiwan (2012).
- [29] B. Eppinger, et al., ” KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept,” FzK, Karlsruhe, Germany.
- [30] B. Eppinger, et al., ” Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17,” FZKA 6589 (2001).
- [31] I. Lindholm, “A Review of Dryout Heat Fluxes and Coolability of Particle Beds,” SKI Report 02:17 (2002).

- [32] 日本機械学会編, 「沸騰熱伝達と冷却: 第 8 章 デブリベッドの冷却」, 日本工業出版, 平成元年
- [33] (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
付録 7-4 熔融炉心の粒子化割合, 付録 7-5 粒子状物質ベッドの冷却性
付録 7-6 粒子状物質の粒子径
- [34] EPRI/FAI, MAAP4 Computer Code Manual (2007).
- [35] 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).
- [36] J. M. Veteau and R. Wittmaack., "CORINE Experiments and Theoretical Modeling," Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp.271-285 (1996).
- [37] R. K. Cole, et al., "CORCON-Mod2: A Computer Program for Analysis of Molten Core-Concrete Interactions," NUREG/CR-3920, SAND84-1246, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM (1984).
- [38] 独立行政法人原子力安全基盤機構, 「平成 17 年度 原子炉施設のアクシデントマネージメントに係る知識ベースの整備に関する報告書 = 環境への影響緩和 (デブリ冷却) =」, 06 基シ報-0003, 平成 18 年 7 月
- [39] M. Hidaka, et al., "Verification for Flow Analysis Capability in the Model of Three-Dimensional Natural Convection with Simultaneous Spreading, Melting and Solidification for the Debris Coolability Analysis Module in the Severe Accident Analysis Code 'SAMPSON', (II)," Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 39, No. 5, p. 520-530 (2002).
- [40] 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
- [41] M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report," OECD/MCCI-2005-TR05 (2006).

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6部 A P E X

目次
— A P E X —

1. はじめに	6-1
2. 重要現象の特定	6-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	6-2
2.2 ランクの定義	6-3
2.3 物理現象に対するランク付け	6-4
3. 解析モデルについて	6-10
3.1 コード概要	6-10
3.2 重要現象に対する解析モデル	6-12
3.3 解析モデル	6-13
3.4 入出力	6-36
4. 妥当性確認	6-39
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	6-39
4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較	6-43
4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較	6-48
4.4 MISTRAL 臨界試験との比較	6-52
4.5 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較	6-57
4.6 実機解析への適用性	6-60
5. 有効性評価への適用性	6-61
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）	6-61
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	6-69
6. 参考文献	6-72
添付 1 入力項目リスト	6-73
添付 2 二次元 (RZ) モデルの適用性	6-74
添付 3 検出器モデル	6-76
添付 4 二次元 (RZ) 体系への縮約に伴う不確かさの影響評価	6-85

1. はじめに

本資料は、運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策に関する有効性評価(以下、「有効性評価」と称す。)に適用するコードのうち、APEX コードについて、下記に関してまとめたものである。なお、ここでいう APEX コードは、炉心動特性解析を行う APEX Ver. 1(以下、「APEX」と称す。)と、単チャンネル熱水力解析を行う SCAT (RIA 用) Ver. 2 (以下、「SCAT」と称す。)からなる。以下では APEX、及び SCAT について示す。

- ・ 有効性評価において重要となる現象の特定
- ・ APEX-SCAT コードの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

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

APEX-SCAT コードが適用される，運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象に対する燃料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。

(1) 反応度の誤投入

本シナリオは，原子炉が運転停止中に，制御棒1本が全引き抜きされている状態から，他の1本の制御棒が操作量の上限を超える誤った操作によって引き抜かれ，臨界超過に至る事象を想定する。事象発生後，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇するが，起動領域モニタ或いは中間領域モニタによる状態監視を行うことで，出力の過度な上昇を防止する。また，更に中性子束が上昇スクラム設定点に至った場合には原子炉がスクラムすることにより炉心は未臨界となる。

本事象では反応度投入事象に伴う急激な出力上昇の可能性があるため，燃料エンタルピが評価指標になる。なお，有効性評価解析においては，燃料破損の判定を，燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（以下，「反応度投入事象評価指針」と称す。）に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か，及び，「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に示されたペレット-被覆管機械的相互作用によるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値を超えているか否かをもって確認する。

なお，ABWR では起動領域モニタによるペリオドトリップ機能と，FMCRD の遅い制御棒引き抜き速度により引抜制御棒投入反応度が従来型 BWR より小さいことから，燃料エンタルピの評価は実施せず，投入反応度が 1 \$ に至らないことをもって，燃料健全性に影響が無い事を確認する。

本事象は，局所的な出力上昇事象であり，原子炉の水位に有意な変動は生じないことから，燃料エンタルピが破損しきい値を超えていないことを確認することをもって，以下の有効性評価項目を満足することを確認する。

- a. 燃料有効長頂部が冠水していること。
- b. 放射線の遮蔽が維持される水位を確保すること。
- c. 未臨界を確保すること(ただし，通常の運転操作における臨界，

又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く。)

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 APEX-SCAT 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 2.2-1 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 2.2-1 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

燃料エンタルピを評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2.3-1 に示し、以下に説明する。表 2.2-1 の定義に従い、物理現象に対してランク付けを行い、「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。

ランク付けに当たっては、燃料エンタルピは核分裂出力、反応度フィードバック効果、制御棒反応度効果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。

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)]

制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより、核分裂出力が増加する。燃料エンタルピは発生熱量の蓄積量として定義されるため、核分裂出力は重要な物理現象であり、重要度は高いと考えられる。

(2) 出力分布変化[炉心(核)]

炉心の出力分布変化は、制御棒引き抜きに伴う中性子束分布変化により支配され、燃料エンタルピの分布に影響を与える。また、出力分布変化は動特性方程式で重要なフィードバック因子となるドップラ反応度にも影響を与え、中性子束レベルにも影響を与える。したがって、出力分布変化は、直接的・間接的に、燃料エンタルピの最大値に影響を与える。このため、出力分布変化の重要度は、高いと考えられる。

また、本事象では炉心外周部の制御棒が一本引き抜かれることによる局所的に出力が上昇することから、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。

(3) 反応度フィードバック効果[炉心(核)]

炉心の動特性解析においては、反応度フィードバック効果が事象の進展に大きな影響を与えることから、反応度フィードバック効果は重要な現象である。反応度フィードバック効果は、原子炉出力変化後、燃料領域の温度変化による反応度フィードバック効果（ドップラ反応度）と、減速材領域の温度・ボイド率変化による反応度フィードバック効果（減速材温度反応度、減速材ボイド反応度）に分類される。

本事故シーケンスでは原子炉スクラムによる負の反応度印加により原子炉出力が低下する効果が支配的であり、ドップラ反応度フィードバック効果・減速材温度反応度フィードバック効果・減速材ボイド反応度フィードバック効果の重要度は中程度と考えられる。

また、反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

(4) 制御棒反応度効果[炉心(核)]

本事故シーケンスでは、制御棒誤引き抜きによる正の反応度印加が主要な外乱であり、引抜制御棒反応度は燃料エンタルピに大きな影響を与える。また、スクラムによる負の反応度印加により原子炉は未臨界となることから、スクラム反応度は燃料エンタルピに影響する。こ

のため、制御棒反応度効果の重要度は高いと考えられる。また、本事象では引き抜かれる制御棒の位置は炉心中央とは限らないことから、制御棒反応度は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

また、制御棒反応度効果は動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

(5) 崩壊熱[炉心(核)]

崩壊熱は、出力運転中における核分裂生成物、アクチニドの蓄積に伴う物理現象であり、本事故シーケンスのように停止時からの制御棒引き抜きに伴う短時間の出力上昇において、燃料エンタルピに与える影響はないと考えられる。

(6) 三次元効果[炉心(核)]

本事象は、局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため、炉心の核熱不安定事象は生じないと考えられる。

(7) 燃料棒内温度変化[炉心(燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響する。また、燃料温度の上昇を通じて、ドップラ反応度フィードバック効果に影響を与える。

本事故シーケンスのように燃料温度の上昇量が小さい事象においては、除熱及びドップラ反応度フィードバック効果への影響の観点から燃料棒内温度変化の重要度は中程度であると考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達）は、表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響することから、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスのように表面熱流束の上昇量が小さい事象においては、除熱の観点から燃料棒表面熱伝達の重要度は中程度であると考えられる。

(9) 沸騰遷移[炉心(燃料)]

表面熱流束が限界熱流束に達すると、沸騰遷移状態を経て膜沸騰状態となるため、熱伝達は悪化し、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰遷移には至らないが、仮に沸騰遷移が発生した場合、熱伝達の悪化により、燃料エンタルピは上昇する。本事故シーケンスでは、燃料エンタルピがピークに至るまでの除熱量は数～十数 kJ/kg 程度であり、沸騰遷移発生時に熱伝達が悪化することによる燃料エンタルピの上昇量も、数～十数 kJ/kg の範囲内に留まると推測されることから、沸騰遷移の重要度は中程度と考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化[炉心(燃料)]

出力が上昇し燃料被覆管温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料被覆管の酸化反応による被覆管表面温度の上昇に伴う表面熱伝達の悪化を介して、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度が水-ジルコニウム反応が発生する程度(約 900°C)までは至らないことから、燃料被覆管酸化の重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形[炉心(燃料)]

燃料被覆管温度が急激に上昇した場合には、燃料被覆管の変形が生じる可能性があり、ギャップ熱伝達の変化や流路閉塞による冷却挙動の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管変形には至らないと考えられることから、燃料被覆管変形による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(12) 三次元効果[炉心(燃料)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、炉心露出に伴う燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(13) 沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(14) 気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、気液分離(水位変化)・対向流は生じないと考えられる。

(15) 気液熱非平衡[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、蒸気の過熱による気液熱非平衡の効果は生じないと考えられる。

(16) 三次元効果[炉心(熱流動)]

炉心の出力が局所的に上昇する場合、ボイドも局所的に発生するため、ボイド発生による流量配分の三次元効果が生じ、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、燃料集合体間の流量配分等による炉心(熱流動)の三次元効果の重要度は低いと考えられる。

(17) 圧力損失[炉心(熱流動)]

炉心又はチャンネルの圧力損失は、原子炉再循環流量、並びにチャンネル流量及びその配分に影響する。チャンネル内流量は、燃料の除熱を通じて燃料エンタルピに影響を与えるが、本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、ボイド発生による流量配分に与える影響は無視でき、圧力損失の影響はないと考えられる。

(18) 原子炉圧力容器に係る物理現象

本事故シーケンスは、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」による炉心内の局所的かつ一時的な出力上昇事象であり、原子炉圧力容器に係る物理現象による燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

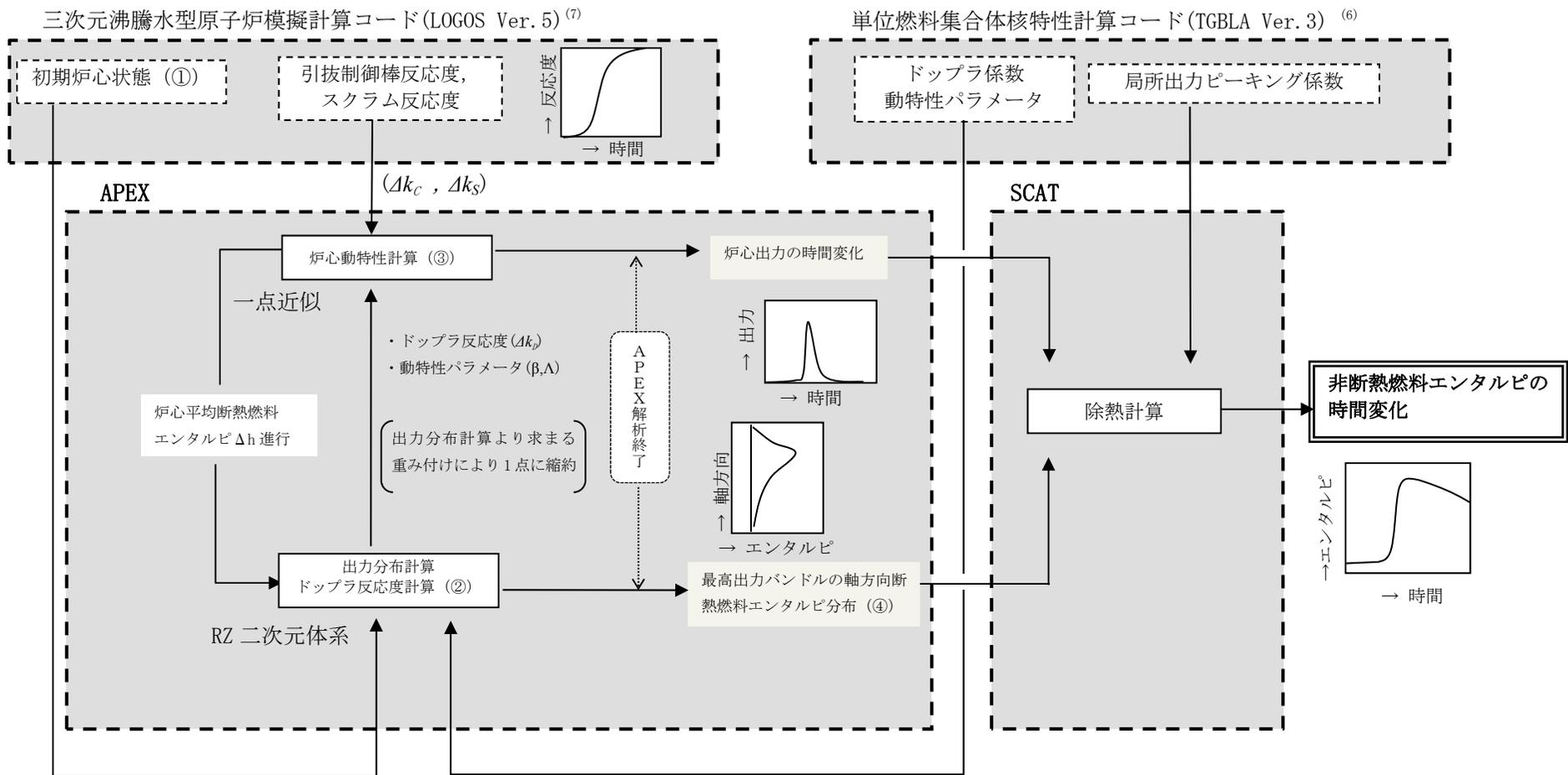
表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク

分類	評価事象		反応度の誤投入
	物理現象	評価指標	燃料エンタルピ°
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	<u>H</u>
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	<u>M</u>
	(4)	制御棒反応度効果	<u>H</u>
	(5)	崩壊熱	I
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	<u>M</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>M</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>M</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
	(12)	三次元効果	I
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	L
	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	I
	(15)	気液熱非平衡	I
	(16)	三次元効果	L
	(17)	圧力損失	I
原子炉圧力容器 (逃し安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	I
		冷却材放出(臨界流・差圧流)	I
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
		気液分離(水位変化)・対向流	I
		気液熱非平衡	I
		圧力損失	I
		構造材との熱伝達	I
		ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	I
		ほう酸水の拡散	I
		三次元効果	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

APEX-SCAT コードは、反応度投入時の炉心の出力変化等を解析する炉心動特性解析と、その解析結果を入力として燃料集合体内における冷却材による除熱計算を行い、燃料エンタルピを評価する燃料挙動解析に分けられる。炉心動特性解析には反応度投入事象解析コード APEX を、燃料挙動解析には単チャンネル熱水力解析コード SCAT を用いて解析を行っている。この解析の流れを、図 3.1-1 に示す。



※：図中の丸数字は、3.3.1 炉心動特性解析 (APEX コード) [解析の流れ]に対応している。

図 3.1-1 APEX-SCAT の結合計算の流れ

3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3 節において重要現象に分類された物理現象(表 2.3-1 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 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 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	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	出力分布変化	炉心出力分布モデル	二次元(RZ)拡散モデル
	制御棒反応度効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	反応度フィードバック効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル 二次元(RZ)拡散モデル
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 燃料棒表面熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	燃料棒表面熱伝達モデル
	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

3.3 解析モデル

APEX-SCAT コードを構成する APEX コード， SCAT コードの解析モデルを表 3.3-1 に示す。また計算の内容を以下に示す。

表 3.3-1 APEX-SCAT コードの解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

分類	重要現象	計算モデル
炉心(核)	核分裂出力	一点近似動特性方程式，二次元(RZ)拡散方程式を適用。 また，反応度フィードバックとしては，断熱モデルに基づくドップラ反応度フィードバックモデルを採用し，減速材温度フィードバック及び減速材ボイドフィードバックは考慮しない。
	出力分布変化	
	制御棒反応度効果	
	反応度フィードバック効果	
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	ギャップ熱伝達：Ross & Stoute の式を用いて非定常熱伝導方程式を適用。 燃料棒表面熱伝達：(燃料棒表面熱伝達モデルに記載)
	燃料棒表面熱伝達	以下の伝熱モードを考慮 ・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を適用して判定

3.3.1 炉心動特性解析 (APEX コード) ⁽¹⁾⁽²⁾

APEX コードは、熱的現象を断熱としており、炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し、出力の炉心空間分布を二次元 (RZ) 拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は、出力分布に比例するものとし、炉心平均断熱燃料エンタルピがある程度上昇する間 (エンタルピステップ) は、出力分布は一定としている。また、投入反応度としては、引抜制御棒反応度、スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが、このドップラ反応度は、二次元 (RZ) 拡散計算による出力分布変化を考慮して求められる。

解析にあたっては、次のような前提を設けている。

- i). 炉心平均出力の過渡変化は、炉心一点近似による動特性方程式により表される。
- ii). 熱的現象は断熱とする。
- iii). 出力分布は、中性子エネルギー三群・二次元 (RZ) 拡散方程式によって表わされる。
- iv). 炉心各部分のエンタルピの上昇は出力分布に比例するものとする。
- v). 炉心平均エンタルピがある程度上昇する間 (以下、「エンタルピステップ」と称す。) は出力分布は一定と仮定する。

[解析の流れ]

① 初期炉心状態の作成

- a. 対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求める。当該炉心について、③a. の炉心動特性計算で用いる引抜制御棒反応度、スクラム反応度を求める。ここでは、各領域の組成 (燃料タイプ、ガドリニア分布等) 及び燃焼度分布の空間的効果は全て計算に含まれている。
- b. a. で求めた炉心を RZ 二次元体系に変換するため、炉心径方向の集合体核定数が同心円状となるよう、領域毎に核定数を均質化するとともに、誤引抜制御棒周りの核定数を炉心中心へ移動する。通常、領域分けは、図 3.3.1-1 に示すように径方向を 9 領域とし、それぞれを軸方向に 24 領域分割 (三次元体系と同じ) し、さらに反射体領域として 1 領域を加え、図 3.3.1-2 に示すように 217 領域とする。APEX コードでは引抜制御棒は体系の中心に位置するものとしており、炉心計算結果で設定した引抜制御棒が APEX コードにおける体系の中心に位置するように、以下に示すような手法を行っている。

- i). 炉心の全燃料集合体を対象に、初期制御棒パターン状態の炉心計算結果の核定数を同心円状の燃料集合体領域ごとに均質化した後、RZ 体系に縮約する。
- ii). 制御棒が引き抜かれた領域で出力ピーキングが大きくなることを考慮し、引抜制御棒周囲の燃料集合体核定数を 3 領域の同心円状に均質化した後、制御棒の引抜状態を考慮して RZ 体系に縮約する。
- iii). ii). で作成した核定数が、i). で作成した炉心の中心になるように上書きする。上書きにおいては、出力スパイク発生時のドップラ反応度フィードバック量を適切に評価するように、制御棒引抜による投入反応度が、実効遅発中性子割合と等しくなった即発臨界状態となる位置まで制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにする。

i). ~iii). に示した核定数を RZ 体系に縮約する流れを、図 3. 3. 1-3 に示す。また、炉心最外周の制御棒が引き抜かれる場合の ii). における核定数の縮約方法について、図 3. 3. 1-4 に示す。燃料集合体が存在しない領域は縮約対象に含めず、燃料集合体が存在する領域のみの核定数を縮約することで、炉心最外周の制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにしている。

本手法による RZ 体系への縮約に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を、縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver. 5 を用いて評価した結果を添付 4 に示す。

- c. b. で作成した領域毎の核定数を RZ 二次元体系に振り分け、次式の中性子エネルギー三群拡散計算により二次元 (RZ) の相対出力分布を計算する。なお、拡散計算は、二次元領域を更に細分化して行い、出力分布及び断熱燃料エンタルピ分布は、細分化された各ノード (以下、「メッシュ」と称す。) について計算する。

$$\begin{aligned}
 -D_1 \nabla^2 \phi_1 + (\Sigma_R \phi)_1 &= \frac{1}{\lambda} \{ (\nu \Sigma_f \phi)_1 + (\nu \Sigma_f \phi)_2 + (\nu \Sigma_f \phi)_3 \} \\
 -D_2 \nabla^2 \phi_2 + (\Sigma_R \phi)_2 &= (\Sigma_{sl} \phi)_1 \\
 -D_3 \nabla^2 \phi_3 + (\Sigma_R \phi)_3 &= (\Sigma_{sl} \phi)_2
 \end{aligned}$$

記号は以下の通りである。

ϕ	: 中性子束
D	: 拡散定数
λ	: 固有値
ν	: 単位核分裂あたりに放出される中性子数
Σ_R	: 除去断面積 (= $\Sigma_a + \Sigma_{sl}$)
Σ_f	: 核分裂断面積
Σ_a	: 吸収断面積
Σ_{sl}	: 減速断面積
添字 1~3	: 中性子エネルギー群

② エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布及びドップラ反応度の計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピを、僅かに増加させる。増加した後の各メッシュにおける断熱燃料エンタルピは、以下の式により計算される。

$$h_m^{n+1} = h_m^n + P_m^{n+1} \cdot \overline{\Delta h}^n$$

記号は以下の通りである。

h_m	: メッシュ m の断熱燃料エンタルピ
P_m	: エンタルピステップ進行時のメッシュ m の相対出力予測値
$\overline{\Delta h}$: 炉心平均断熱燃料エンタルピの上昇幅 (エンタルピステップ)
n	: エンタルピステップの番号

また、各メッシュの断熱燃料エンタルピの計算結果をもとに、各メッシュの温度を計算する。なお、エンタルピステップ $\overline{\Delta h}^n$ は、制御棒が引

き抜かれ炉心出力が上昇する時間領域で細かく設定する。

- b. a. で計算された各メッシュの温度をもとに、各メッシュのドップラ反応度を計算する。

その後、各メッシュのドップラ反応度の計算結果をもとに、各メッシュの第2群(共鳴領域)の中性子吸収断面積の増加量($\Delta\Sigma_a$)を計算する。

$$\begin{aligned}\Delta\Sigma_a(T) &= \Sigma_{R_2}(T) - \Sigma_{R_2}(T_0) \\ &= \frac{-\Sigma_{R_2}(T_0) \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)}{1 + \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) - \frac{\nu\Sigma_{f1}}{\Sigma_{R1} k_\infty}(T_0)}\end{aligned}$$

$$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) = C_{dop} \times (\sqrt{T} - \sqrt{T_0})$$

記号は以下の通りである。

$$\begin{array}{lll}\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) & : & \text{ドップラ反応度} \\ \Sigma_{R_2}(T) & : & \text{第2群除去断面積} \\ C_{dop} & : & \text{ドップラ反応度係数}\end{array}$$

- c. $\Delta\Sigma_a$ の変化を反映し、二次元(RZ)の相対出力分布を再計算する。拡散方程式は、①c.に基づく。

c. で計算された各メッシュの相対出力を、a. の各メッシュの相対出力予測値(P_m)に適用し、収束するまで繰り返し計算を行う。最終的なc.の計算結果をもとに、炉心平均断熱燃料エンタルピを僅かに増加させた際の、各メッシュの相対出力分布(P_m^{n+1})を計算する。

③ 炉心動特性計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピが $\bar{\Delta h}^n$ 進む間の炉心出力の時間変化を一点近似動特性方程式により計算する。

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \left(\frac{k-1}{k} - \beta \right) N(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t)$$

$$\frac{dC_i}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t)$$

また、中性子密度と炉心平均出力は、換算係数 A により、

$$P(t) = A \times N(t)$$

と示され、炉心出力変化に伴う炉心平均エンタルピの変化は以下により求まる。

$$\frac{d\bar{h}}{dt}(t) = B(P(t) - P(0))$$

記号は以下の通りである。

$N(t)$:	中性子密度
$P(t)$:	炉心平均出力
A	:	中性子密度と炉心平均出力の換算係数
$k(t)$:	実効増倍率
$C_i(t)$:	遅発中性子グループ i の先行核密度
$\bar{h}(t)$:	炉心平均エンタルピ
Λ	:	即発中性子寿命
β_i	:	遅発中性子グループ i の割合
β	:	全遅発中性子の割合 $\left(= \sum_{i=1}^6 \beta_i \right)$
λ_i	:	遅発中性子グループ i の先行核崩壊定数
B	:	平均出力を平均エンタルピに換算する係数
i	:	遅発中性子グループ ($i = 1 \sim 6$)

一点近似動特性計算に用いる実効増倍率 k は次式により，前記①a. で求めた引抜制御棒反応度及びスクラム反応度を外部入力として与え，ドップラ反応度は前記②c. の拡散計算における固有値の差を，炉心平均断熱燃料エンタルピ \bar{h}^n と $\bar{h}^n + \Delta h^n$ 間で直線内挿して与える。ここで Δk_c , Δk_s は外部入力のため，解析中は制御棒は固定とし，ドップラフィードバックによる影響を考慮して中性子束分布を評価する。

$$k(t) = k(0) + \Delta k_c(t) + \Delta k_s(t - t_s) + \Delta k_D(t)$$

記号は以下の通りである。(各反応度は， Δk 単位)

- $k(t)$: 実効増倍率 ($k(0) = 1.0$)
- $\Delta k_c(t)$: 引抜制御棒反応度
- $\Delta k_s(t - t_s)$: スクラム反応度 (t_s はスクラム開始時間)
- $\Delta k_D(t)$: ドップラ反応度

ここで，ドップラ反応度 $\Delta k_D(t)$ は，前記②c. の二次元拡散計算結果から得られた固有値 λ と，前記③a. の炉心動特性計算から得られた炉心平均燃料エンタルピ $\bar{h}(t)$ から，以下の式で計算される。

$$\Delta k_D(t) = \frac{\left\{ \lambda^n + \frac{(\lambda^{n+1} - \lambda^n)(\bar{h}(t) - \bar{h}^n)}{\Delta \bar{h}^n} \right\}}{\lambda^0} - 1.0$$

記号は以下の通りである。

- λ^0 : ステップ①c. の二次元拡散計算における初期固有値
- λ^n : ステップ②c. の二次元拡散計算における固有値

④ 次のエンタルピステップの計算

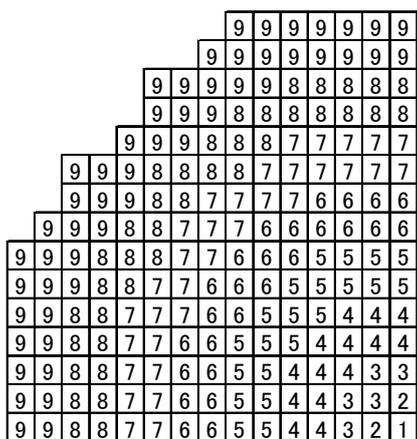
前記②及び③の計算を，断熱燃料エンタルピ変化が安定するまで繰り返し，最終エンタルピ分布を求める。

$$h_m^f = h_m^n + \left\{ P_m^n + \frac{(P_m^{n+1} - P_m^n) \overline{\Delta h}^f}{\overline{\Delta h}^n} \right\} \overline{\Delta h}^f$$

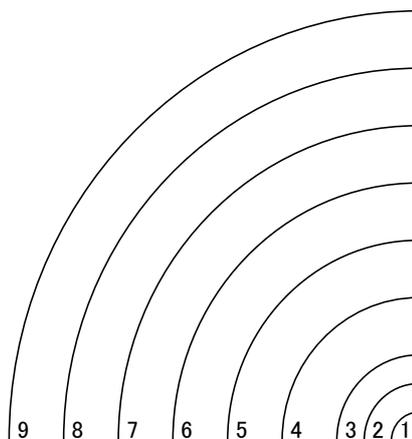
記号は以下の通りである。

- f : 最終値を示す指標
- n : 前回までのステップ番号
- $\overline{\Delta h}^f$: 最終エンタルピまでのエンタルピ幅 ($= \bar{h}^f - \bar{h}^n$)
- m : メッシュ番号

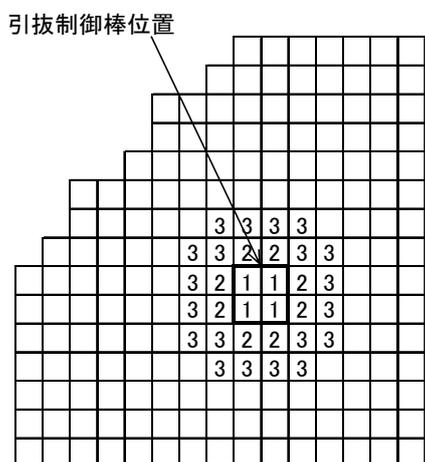
炉心計算結果
X-Y-Z体系



APEX入力
R-Z体系



炉心計算結果
X-Y-Z体系



APEX入力
R-Z体系

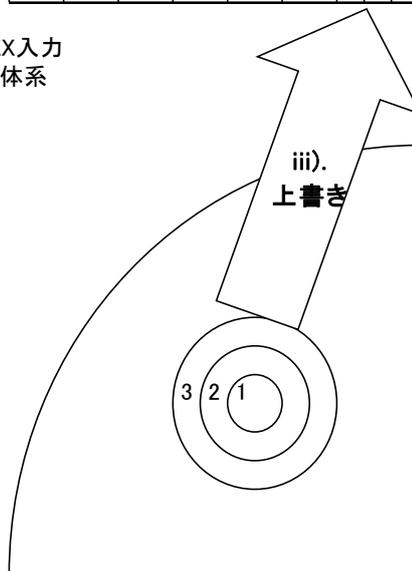


図 3. 3. 1-3 APEX コードによる核定数縮約の模式図

3.3.2 燃料挙動解析 (SCAT コード) ⁽¹⁾⁽²⁾

3.3.1 で述べた炉心動特性解析で求めた最高出力燃料集合体の出力の時間変化を入力として、SCAT コードを用いた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行い、燃料エンタルピの時間的变化を求める。

SCAT コードでは、燃料棒軸方向のノード分割数を APEX コードと同等とする。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、ノード毎に径方向の熱伝達を計算する。

燃料ペレット及び被覆管には、径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し、チャンネル内冷却材には、質量、運動量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより、燃料棒の除熱量を求める。

以下に解析モデルを説明する。なお、ここで用いる SCAT (SCAT (RIA 用) Ver. 2) は、プラント動特性解析用の SCAT コードにおいて、ギャップ部熱伝達係数として Ross & Stoute の式を基本に用い、低温時の膜沸騰熱伝達係数及び限界熱流束条件を追加している。また、被覆材の高温化に伴う水-ジルコニウム反応による発熱の効果を考慮している。

3.3.2.1 チャンネル内熱流動モデル

以下に、単一チャンネル熱水力解析モデルを示す。

(1) 保存則

冷却材の温度、冷却材エンタルピ、圧力損失等の熱水力パラメータは、均質流モデルに基づく二相流の連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式から求められる。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく、燃料エンタルピは判断基準に対して十分な余裕があることから、冷却材の流動を均質流で扱うことによる不確かさは、判断基準に対する余裕に含まれると考えられる。

以下に基礎式を示す⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 連続の式

$$\frac{\partial G}{\partial z} + \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} = 0$$

(b) 流体のエネルギー保存式

$$\rho'' \frac{\partial H}{\partial t} + G \frac{\partial H}{\partial z} = Q(z, t)$$

さらに、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。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (G^2 v') + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで、気液の平均密度 $\bar{\rho}$ 及び ρ'' と平均比容積 v' は以下で表される。

$$\bar{\rho} = \rho_f(1 - R) + \rho_g \cdot R$$

$$\rho'' = [\rho_f x + \rho_g(1 - x)] \frac{dR}{dx}$$

$$v' = v_f \frac{(1 - x)^2}{1 - R} + v_g \frac{x^2}{R}$$

記号は以下の通りである。

G	: チャンネル質量流束
ρ	: 密度
H	: 冷却材エンタルピー
$Q(z, t)$: 熱伝達量
P	: 炉心圧力
g	: 重力加速度
v	: 比容積
f	: 摩擦圧損係数
D_H	: チャンネルの水力等価直径
R	: ボイド体積率
x	: 蒸気重量率

(添字)

l	: 液相
-----	------

- f : 飽和水
 g : 飽和蒸気

(2) 構成式

i. 燃料棒表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態(液単相, 核沸騰, 膜沸騰)に基づいた熱伝達の相関式を適用する。SCAT では, サブクール沸騰を考慮せずに, 飽和沸騰が生じるまで, 液単相流の熱伝達係数を用いることにより, 液単相領域における燃料棒の除熱量を保守的条件にて計算している。

冷却材の沸騰状態の選択ロジック(低温時)を図 3.3.2-1 に示す。低温時における核沸騰から膜沸騰への移行については, Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を用いて判定する。限界熱流束の判定については「ii. 沸騰遷移評価モデル」に示す。

各沸騰状態に対して設定される熱伝達モデルは, サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式を, 核沸騰領域には Jens-Lottes の式を, 膜沸騰領域には低温時は NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式を用いる⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 液単相

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで h_w は Dittus-Boelter の式を用いる。

$$h_w = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k_l}{D_H}$$

(b) 核沸騰状態(Jens - Lottes の式)

$$T_c = T_{sat} + 0.79 e^{-\frac{P}{6.2 \times 10^6}} (q)^{1/4}$$

(c) 膜沸騰状態

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで h_w は、NSRRの実測データに基づいて導出された以下の熱伝達相関式で与えられる。

$$h_w = h_{con}(1 + 0.025\Delta T_{sub}) + f\sigma(T_C + T_{sat})(T_C^2 + T_{sat}^2)$$

$$h_{con} = 0.943 \left[\frac{k_v^3 \cdot \rho_v \cdot (\rho_f - \rho_v) \cdot h_{fv} \cdot g}{L \cdot \mu_v \cdot (T_C - T_{sat})} \right]^{0.25}$$

ここで

$$h_{fv} = h_{fg} + 0.34C_{pv}(T_C - T_{sat})$$

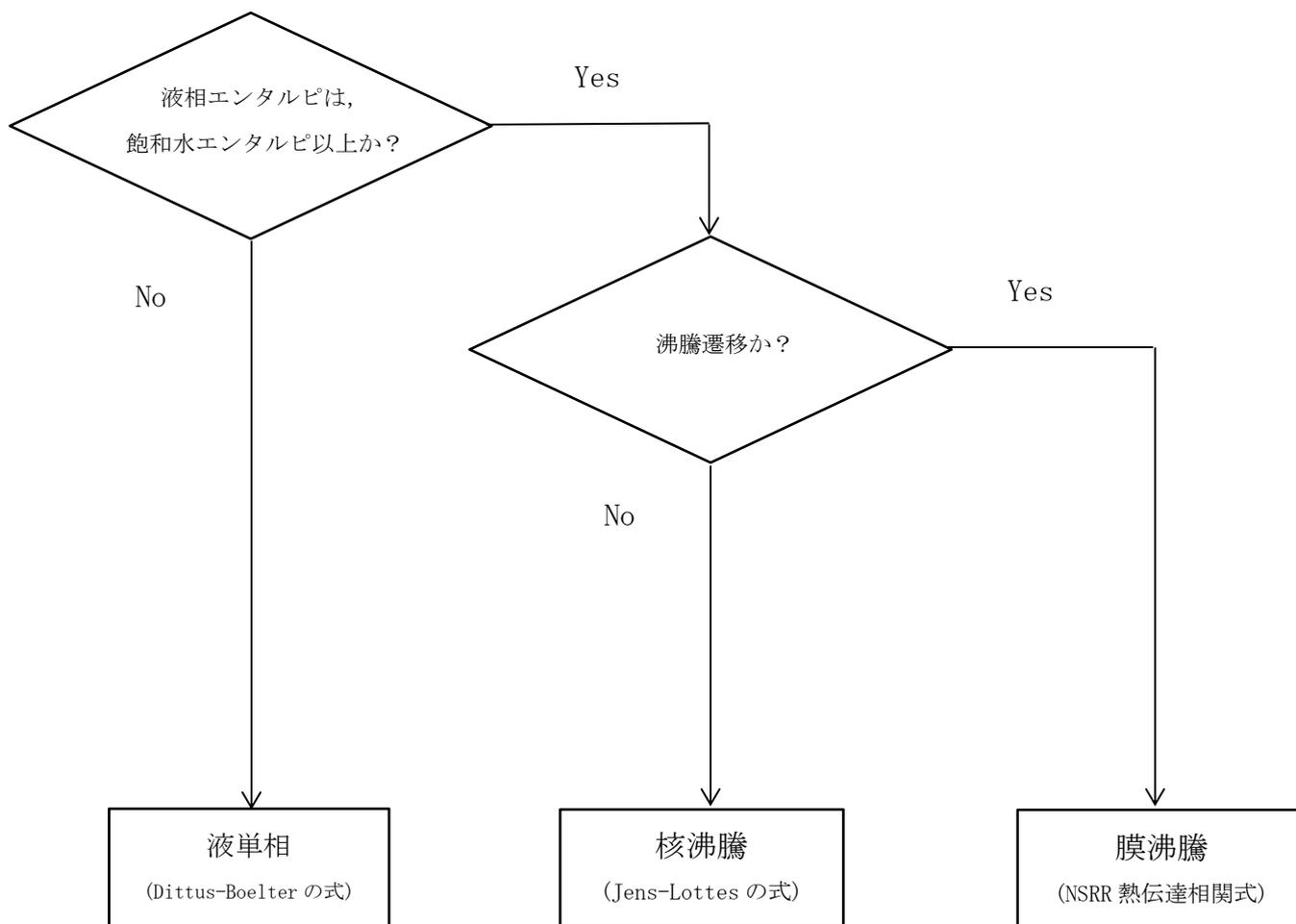
記号は以下のとおりである。

- T_C : 被覆管表面温度
- T_w : 冷却材温度
- T_{sat} : 飽和温度
- ΔT_{sub} : サブクール度 ($=T_{sat} - T_l$)
- h_w : 被覆管-冷却材間の熱伝達係数
- h_{con} : 層流膜沸騰の平均熱伝達係数
- D_H : 水力等価直径
- P : 冷却材圧力
- k : 冷却材の熱伝導率
- ρ : 冷却材の密度
- μ_v : 冷却材の粘性係数
- C_{pv} : 定圧比熱
- g : 重力加速度
- q : 被覆管表面熱流束
- h_{fg} : 飽和圧力で定義した蒸発潜熱
- h_{fv} : 過熱を考慮した蒸発潜熱
- f : 放射率
- σ : ステファンボルツマン定数
- L : NSRR 試験体系の代表長さ
- Re : レイノルズ数
- Pr : プラントル数

(添字)

- l : 液相

v : 蒸氣
 f : 飽和水
 g : 飽和蒸氣



沸騰遷移判定

低温時： Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式

(膜沸騰移行後は膜沸騰状態を維持)

図 3.3.2-1 沸騰状態の選択ロジック (低温時)

ii. 沸騰遷移評価モデル

(a) 低温時 (Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式)

低温時における限界熱流束条件の判定は以下の式を用いて行われる⁽¹⁾⁽²⁾。

$$q_{BO} = q_{BOO} \cdot \left[1 + 0.065 \times (\rho_l / \rho_g)^{0.8} \cdot C_{pl} \cdot \Delta T_{sub} / h_{fg} \right]$$

ここで

$$q_{BOO} = 0.012 \cdot \rho_g \cdot h_{fg} \cdot [(\rho_l - \rho_g) / \rho_g]^{0.6}$$

記号は以下の通りである。

- q_{BO} : サブクールプール沸騰における限界熱流束
- q_{BOO} : 飽和プール沸騰における限界熱流束
- ρ_l : 水密度
- ρ_g : 蒸気密度
- C_{pl} : 水の定圧比熱
- ΔT_{sub} : サブクール度
- h_{fg} : 蒸発潜熱

3.3.2.2 燃料モデル

SCAT コードの燃料モデルでは、次のような前提を設けている。

- 1) 軸方向相対出力分布は過渡中一定である。
- 2) 燃料棒半径方向発熱分布は過渡中一定である。
- 3) 燃料・被覆材中の熱の流れは半径方向で起こる。
- 4) 燃料・被覆材の比熱・熱伝導率等の物性値は温度の関数として計算する。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布は、初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒を軸方向にノード分割し、各ノード毎に径方向一次元の定常及び非定常の熱伝導方程式を解き、温度分布及び熱流束分布等を求める。燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、表 3.3.2-1 及び図 3.3.2-2 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ついて径方向に熱伝導方程式を適用して、燃料棒内の熱伝導を計算する。

以下に基礎式を示す⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 燃料ペレット内の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F(T) \frac{\partial T}{\partial t} - Q_F(t)$$

(b) 燃料ペレット-被覆管ギャップの熱伝達

$$\left[K_F \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = h_g \cdot \Delta T_{gap}$$

ギャップ熱伝達モデルは(3)にて詳述する。

(c) 燃料被覆管の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c \cdot C_c(T) \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- $K_F(T)$: 温度 T での燃料熱伝導率
- $K_c(T)$: 温度 T での被覆管熱伝導率
- ρ_F : 温度 T での燃料密度
- ρ_c : 温度 T での被覆管密度
- $C_F(T)$: 温度 T での燃料比熱
- $C_c(T)$: 温度 T での被覆管比熱
- $Q_F(t)$: 単位体積当たりの燃料の発熱量
- h_g : 燃料-被覆管ギャップの熱伝達係数
- ΔT_{gap} : 燃料表面と被覆管内面の温度差

(3) ギャップ熱伝達モデル

ギャップ熱伝達係数 h_g は、Ross & Stoute の式を基本に用いて、以下に示す3項の和で表される⁽¹⁾⁽²⁾。

$$h_g = h_s + h_f + h_r$$

h_s : 固体接触部熱伝達係数

h_f : ガス境界層熱伝達係数

h_r : 輻射熱伝達係数

h_s, h_f, h_r は各々次式で表される。

$$h_s = \frac{K_m P_c}{A \cdot H \cdot R^2}$$

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D}$$

$$h_r = \frac{\sigma_B(T_s^4 - T_c^4)}{G_{fact}(T_s - T_c)}$$

ここで

$$K_m = 2 \cdot K_{UO_2} \cdot K_{Zr} / (K_{UO_2} + K_{Zr})$$

$$R = [(R_1^2 + R_2^2)/2]^{1/2}$$

記号は以下のとおりである。

K_m : 被覆管・ペレット平均熱伝導度

K_{UO_2} : ペレット熱伝導度

K_{Zr} : 被覆管熱伝導度

K_f : ガス熱伝導率

P_c : 被覆管・ペレット接触圧力

R_1, R_2 : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ

R : 表面粗さ

H : 被覆管硬さ

A : 定数

C : 定数(ただし、接触圧力 P_c に依存)

$g_1 + g_2$: ペレット表面・被覆管内面での温度ジャンプ距離

D : ギャップ幅

σ_B : ステファン・ボルツマン定数

G_{fact} : 修正形態係数

T_s, T_c : 燃料ペレット表面温度及び燃料被覆管内面温度

表 3.3.2-1 SCAT コードのノーディングの考え方

領域	考え方
燃料棒グループ	最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行う。
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）	ペレット内温度計算メッシュ点数は 20 点とし、ペレット径を内側より 5:3:2 に 3 分割し、内側領域に 4 点、中間領域に 5 点、外側領域に 11 点を取り、外側領域を細かくメッシュを切って解析する。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。

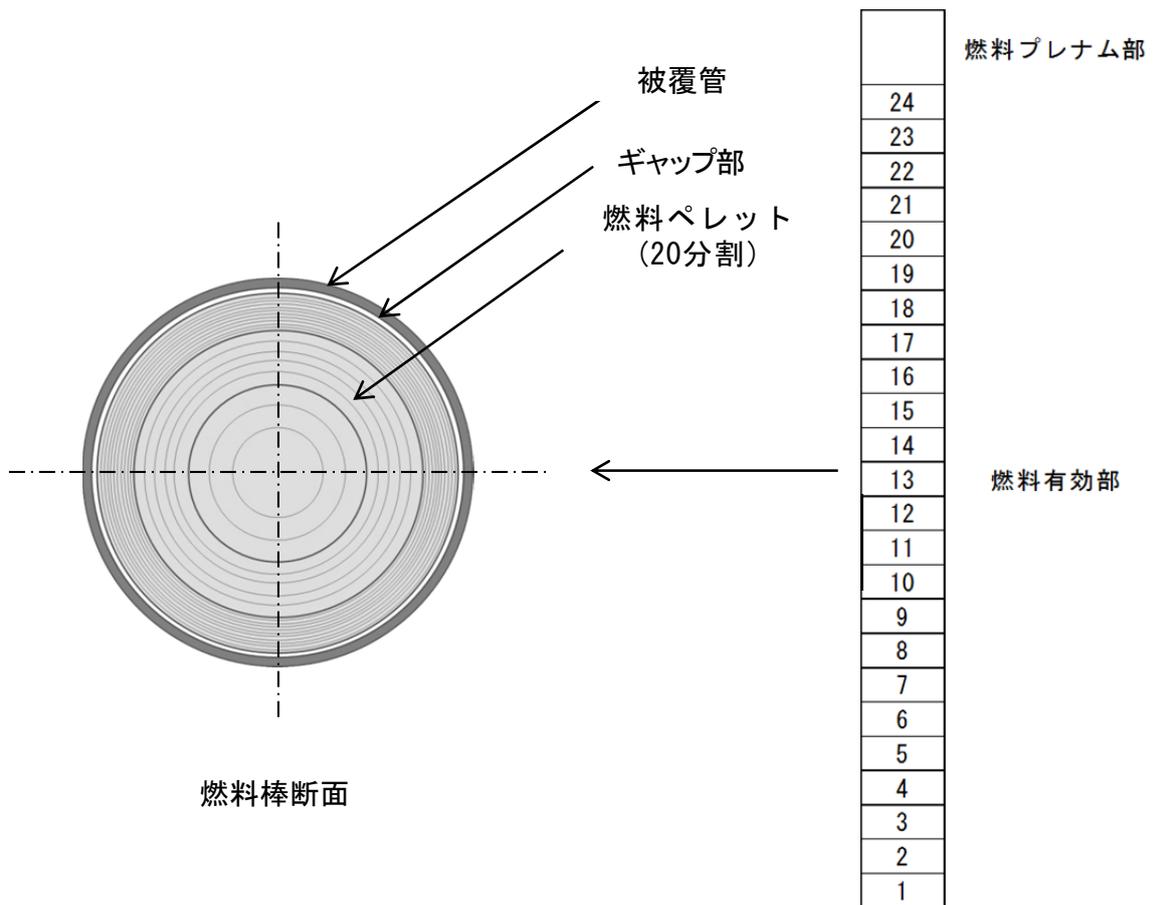


図 3.3.2-2 SCAT コードによる燃料棒のノード分割(例)

3.4 入出力

APEX-SCAT コードの入出力を図 3.4-1 に示す。APEX-SCAT コードのインプットデータは、以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。

また、図 3.4-2 に、前処理コードによる APEX 入力作成の流れを示し、前処理コードの不確かさについては 5.1 章にて説明する。

APEX コード

初期条件(燃料温度, 原子炉出力等)

炉心データ (引抜制御棒反応度, スクラム反応度等)

燃料データ (動特性パラメータ, 核定数等)

SCAT コード

初期条件(圧力, 流量等)

炉心データ (炉心平均出力変化, 炉心出力分布)

燃料データ (幾何形状, 熱水力データ, 物性データ等)

上記をインプットデータとして、解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

APEX コード

炉心反応度の時間変化

炉心平均出力の時間変化

断熱燃料エンタルピ分布の時間変化

炉心内燃料出力分布の時間変化等

SCAT コード

非断熱燃料エンタルピの時間変化等

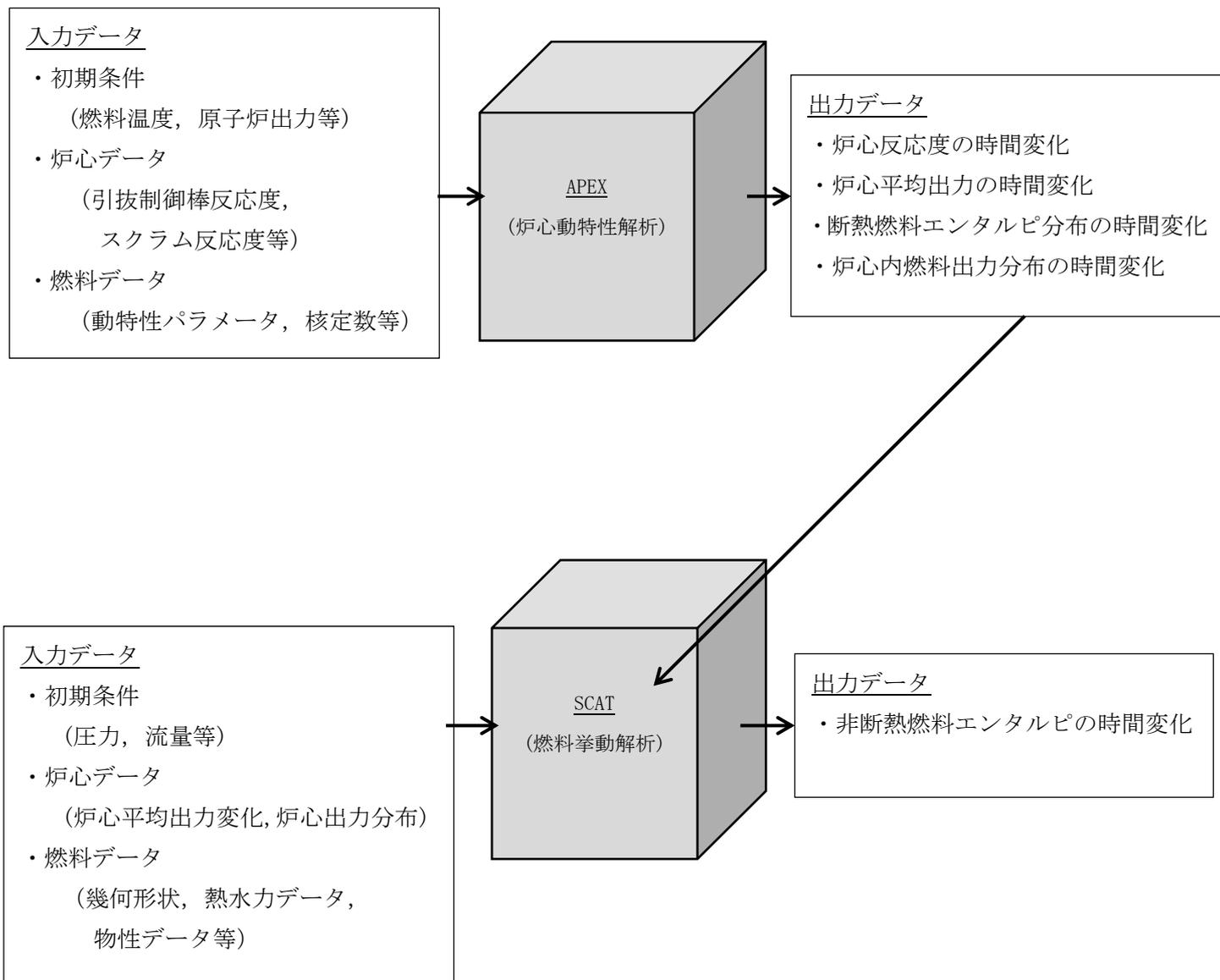


図 3.4-1 APEX-SCAT コードの入出力

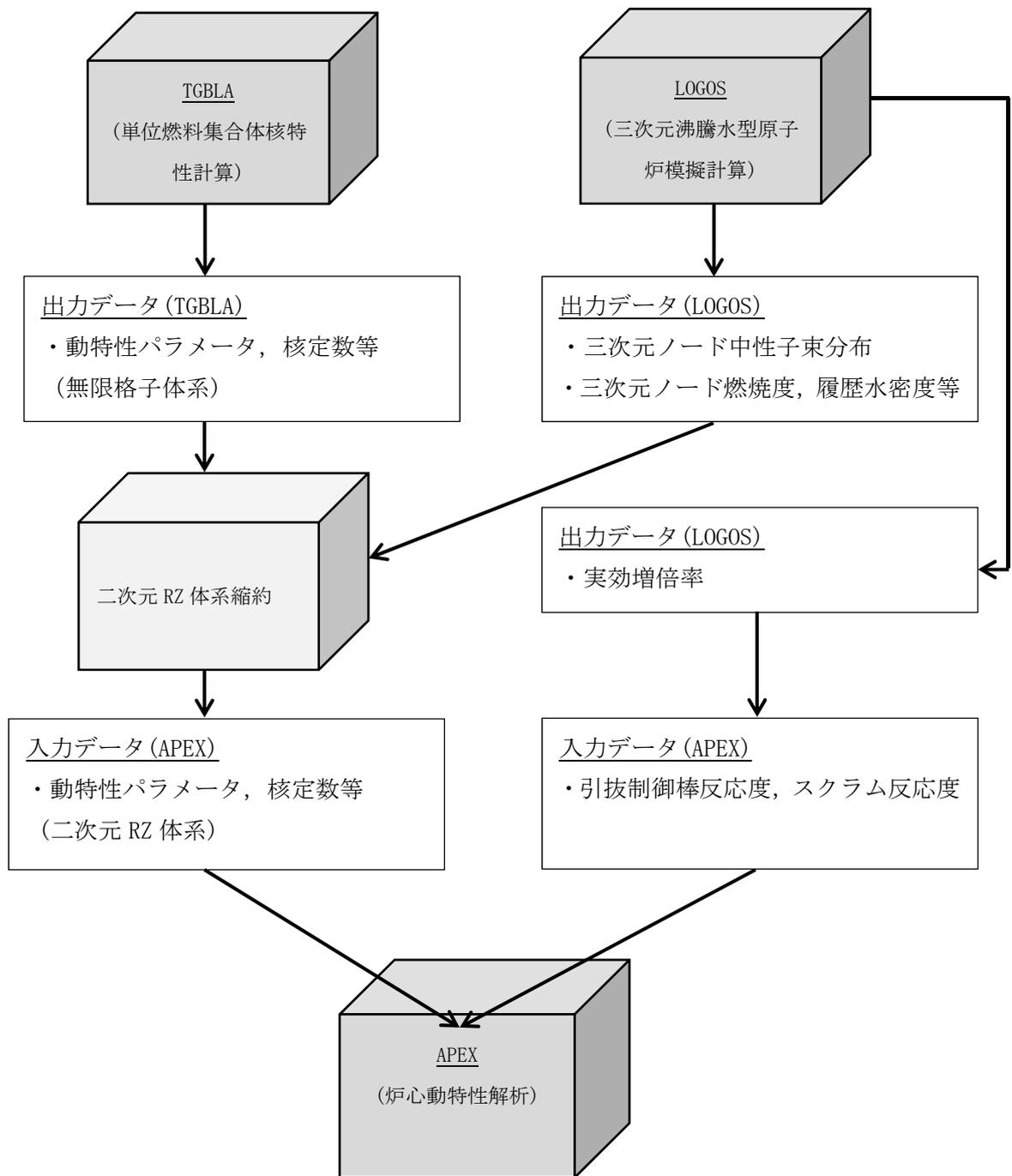


図 3.4-2 前処理コードによる APEX 入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象で使用している解析コードは、「運転時の異常な過渡変化」解析及び「設計基準事故」解析で使用されているものと同一である。「反応度の誤投入」事象が、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」と基本的に同一の物理現象を扱うことから、本コードは「反応度の誤投入」事象に対して適用性がある。2.3 節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4.1-1 に示す。

4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は、核分裂出力(炉心出力の中性子動特性)、反応度フィードバック効果(ドップラ反応度効果、ボイド反応度効果)、制御棒反応度効果、及び出力分布変化であり、APEX コードでは、中性子拡散計算と一点近似動特性計算とを出力分布に依存する反応度のフィードバックを通じて結びつけた計算体系で評価している。具体的な解析モデルとしては、

- ・炉心出力は一点近似動特性モデル
- ・出力分布は二次元(RZ)拡散モデル
- ・出力分布計算用の核定数は、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元(RZ)体系に縮約
- ・ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮
- ・熱的現象は断熱とし、ボイドフィードバック効果は考慮しない
- ・制御棒反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、一点近似動特性解析ではこれを外部入力として扱う

を採用している。

一点近似動特性モデルは動特性解析において従来から広く一般的に用いられているものであり、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。

また、出力分布モデルは二次元(RZ)拡散モデルとし、出力分布計算用の核定数を、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる三次元出力分布を再現するように、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元(RZ)体系に縮約していることから、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。なお、参考として、添付資料 2

に、二次元(RZ)体系の適用性について記載している。

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数と一点近似動特性モデルの両者が適切であることが確認できれば、その結果として得られるドップラ反応度フィードバック効果の妥当性が確認できる。

制御棒反応度は三次元中性子拡散モデルに基づく三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる実効増倍率計算により求められるため、制御棒引き抜き前後の状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認できれば、制御棒反応度効果の妥当性が確認できる。

この考え方にに基づき、炉心(核)における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認している。

(1) ドップラ反応度フィードバックモデル

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数としてのドップラ係数及び実効遅発中性子割合の試験結果との比較と、反応度投入事象を模擬した試験結果との比較から、総合的に妥当性を確認している。

核定数としての確認は、ドップラ係数は実効共鳴積分とその温度依存係数の積として表すことができることから、Hellstrandらの温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式⁽⁴⁾と比較することにより実施している。

また、動的反応度に影響する実効遅発中性子割合は、MISTRAL 臨界試験⁽⁵⁾にて測定されており、その試験結果と比較する。

反応度投入事象を模擬した試験結果との比較としては、米国のSPERT-III 炉心実験⁽³⁾と比較する。

(2) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果については、実機炉心において、制御棒価値測定試験が実施されており、その試験結果と比較することにより妥当性確認を実施している。

4.1.2 炉心(燃料)における重要現象の確認方法

炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布、燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移は、燃料エンタルピを求める際に必要となる。

SCATにおける燃料挙動解析モデルは、熱伝導モデル、熱水力学モデル、圧力損失モデルからなっている。熱伝導モデルは、軸方向を一次元に分割しノード毎に径方向一次元の基本的な定常及び非定常の熱伝導方程式に基づいている。熱水力学モデルは、冷却材の扱いに関し基本的な軸方向の連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式に基づいている。

これらの方程式は従来から広く一般に使用されているものであり、「反応度の誤投入」解析に使用することは妥当である。

一方、SCATにおける燃料の表面熱伝達のモデルは、単相強制対流、核沸騰、膜沸騰状態に対し、核沸騰から膜沸騰への判定条件も含めて「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている相関式を用いている。

また、ペレットと被覆管ギャップ熱伝達係数は、Ross & Stoute の関係式を使用している。本関係式については、従来より、原子炉設置許可申請において、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」や「制御棒落下事故」解析に用いられ、また、燃料棒の熱機械特性コードPRIMEやFEMAXIでも広く使用されているものであり、豊富な使用実績がある。また、比熱等の物性値も「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされているMATPRO-VERSION 11(REVISION 2)に基づいている。

以上より、炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布及び沸騰状態変化の評価方法は妥当であり、よって、それに基づく燃料エンタルピの評価方法は適切であると言えることから、個々のモデルを対象とした妥当性確認は行わないこととする。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	SPERT-III 炉心実験	実効共鳴積分測定に関わる Helistrandの実験式	MISTRAL 臨界試験	実機での制御棒価値 測定試験
炉心 (核)	核分裂出力*	<ul style="list-style-type: none"> 一点近似動特性モデル(炉出力) 出力分布は二次元拡散モデル 核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約 	-	-	-	-
	出力分布変化*	<ul style="list-style-type: none"> 二次元(RZ)拡散モデル エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮 	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮 熱的現象は断熱, ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない 	図 4.2-2	図 4.3-2	図 4.4-2	-
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> 三次元拡散モデル 動特性計算では外部入力 	-	-	-	表 4.5-1 表 4.5-2
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	<ul style="list-style-type: none"> 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*	<ul style="list-style-type: none"> 単相強制対流: Dittus-Boelter の式 核沸騰状態: Jens-Lottes の式 膜沸騰状態(低温時): NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 	-	-	-	-
	沸騰遷移*	低温時: Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	-	-	-	-

* : 4.1 節に記載の理由により, 妥当性確認を行わない重要現象

4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較⁽³⁾

ここでは、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性確認として、SPERT-III E 炉心の実験解析を実施した。SPERT-III E 炉心実験は、1950 年代に実施された反応度投入実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ反応度フィードバック効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。今回、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、ピーク時の出力の試験結果と解析結果を比較した。

(1) SPERT-III E 炉心実験概要

SPERT-III E 炉心は、小型の軽水炉を模擬した炉心であり、燃料は焼結 UO_2 、濃縮度 4.8wt% のウラン燃料集合体が装荷され、炉心中央部には反応度投入用の十字型制御棒（トランジェントロッド）が配置されている。燃料集合体は 5×5 と 4×4 に燃料棒が格子配列されている。SPERT-III では、低温零出力から高温出力状態までの様々な初期状態から制御棒の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度投入実験を行っている。SPERT-III E 炉心の燃料集合体及び制御棒配置図を図 4.2-1 に示す。また、SPERT-III E 炉心の設計仕様を表 4.2-1 に示す。

これより、BWR での低温状態からの反応度投入事象評価の妥当性確認として、SPERT-III E 炉心実験の低温零出力状態からの実験の解析を APEX コードで実施することにより行っている。

低温零出力状態からの試験条件を下記に示す。ここでは、ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、投入反応度が 1.21\$ と最も大きい TEST43 を試験解析の対象とした。

- ・ 初期炉心状態 : 低温時
- ・ 初期出力 : 5×10^{-5} MW
- ・ 原子炉圧力 : 大気圧
- ・ 炉心流量 : 0%
- ・ 冷却材温度 : 25°C 以下
- ・ 投入反応度 : 1.21 \$

(2) SPERT-III E 炉心解析条件

解析では、図 4.2-1 に示す炉心を 5 つのリング領域に分割した。最外周は減速材反射体、第 4 周は 25-rod bundle 領域、内部の 3 周は standard 25-rod bundle, shim control bundle, 16-rod bundle, transient rod の混合領域である。二次元 (RZ) 体系は 20 領域からなり、燃料は 13 領域、反射体は 7 領域である。

(3) SPERT-III E 炉心試験解析結果

APEX コードによる出力の時間変化と試験結果の比較を図 4.2-2 に示す。ピーク時の出力は、試験結果が $280 \pm 42 \text{MW}$ に対し計算結果は 292MW と測定誤差以内で一致しているとともに、全体の時間変化も概ね一致している。これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、反応度投入事象を模擬した試験との比較の観点から確認した。

表 4.2-1 SPERT-III E 炉心の設計仕様

コンポーネント	仕様
圧力容器及び一次系	
圧力容器タイプ	全溶接多層圧力容器
圧力容器材質	304Lステンレス鋼
圧力容器サイズ	内径1.3 m, 高さ7.24 m
設計圧力	16.8 MPa
設計温度	955 K
流量特性	1260kg/sで炉心内を上昇
熱除去性能	1/2時間で最大60 MW
炉心	
形状	ほぼ円筒状, 直径0.66m
燃料集合体の数及びタイプ	25ロッド集合体48体及び16ロッド集合体12体
減速材 - 反射材	軽水
減速材に対する非減速材の比	1.03
燃料	
タイプ	UO ₂ ペレット
燃料棒長さ	1.04 m
有効長	973mm
ピッチ	正方格子, 14.9mm
燃料棒外径	11.8mm
被覆管肉厚	0.5mm
濃縮度	4.8%
UO ₂ 密度	10.5g/cm ³
各燃料棒のUO ₂ 質量	913.5 g
各燃料棒の ²³⁸ U質量	766.4 g
各燃料棒の ²³⁵ U質量	38.5 g
被覆管	タイプ348ステンレス鋼
シムコントロールバンドル	
数	計8本, 各象限で2本
構成	燃料フォロワー及び1.35wt%のB-10を含む18-8ステンレス鋼
ポイズン部の寸法	1辺63.4 mmの正方形, 高さ1.17 m
燃料フォロワーの寸法	1辺63.4 mmの正方形, 高さ1.16 m
トランジェントロッド	
タイプ	十字型
構成	上部: 18-8ステンレス鋼, ポイズン部: 1.35wt% B-10ステンレス鋼
長さ	ポイズン部: 970 mm

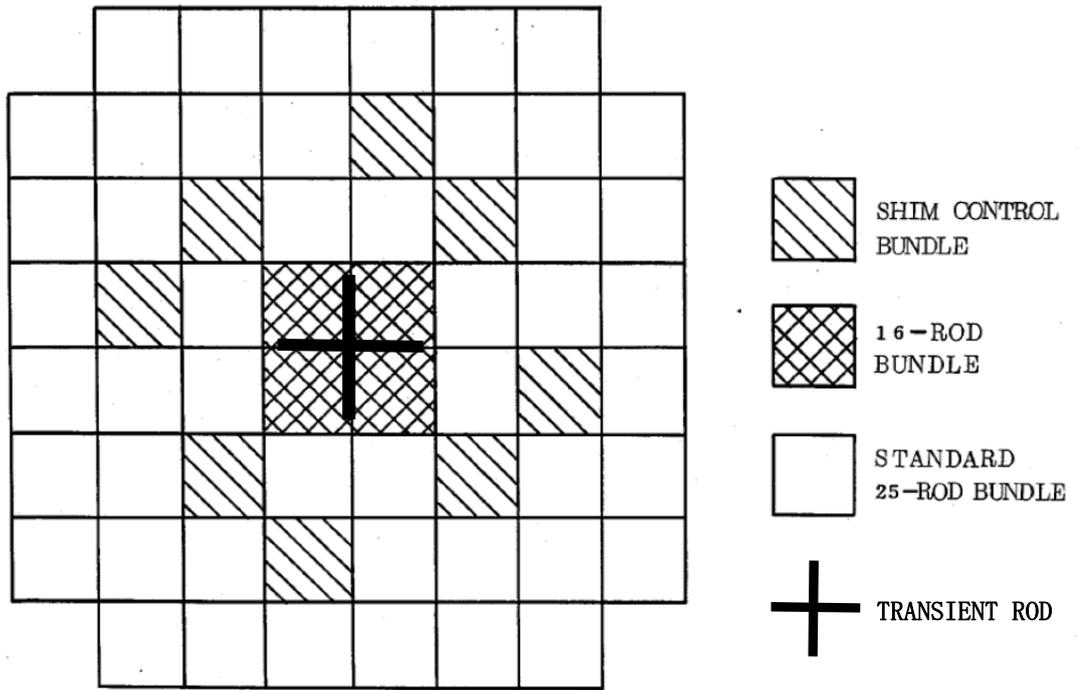


图 4.2-1 SPERT-III E 炉心 燃料集合体及び制御棒配置图⁽³⁾

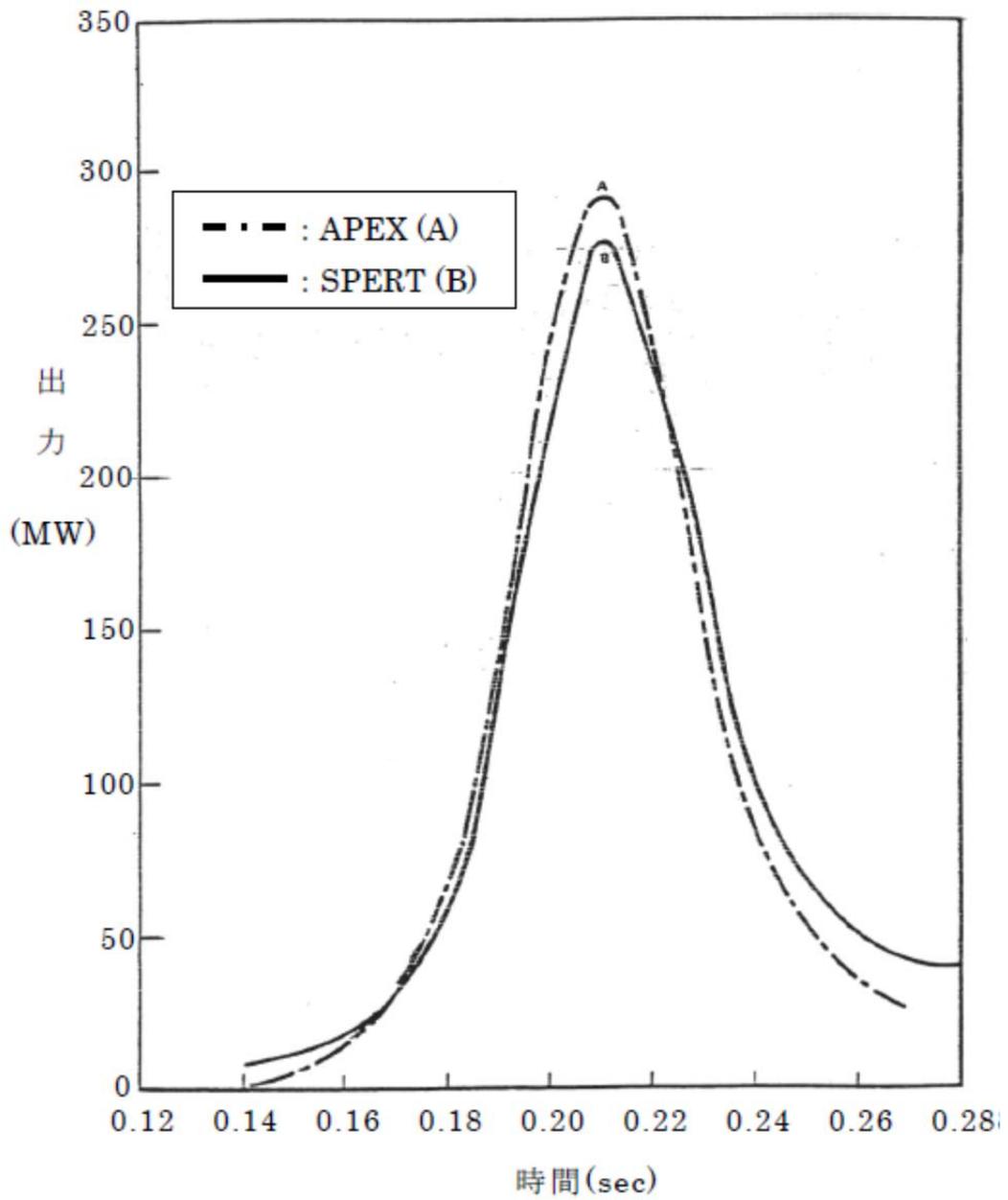


図 4.2-2 SPERT-III E 炉心実験 (低温時零出力) と APEX コードによる出力の時間変化の比⁽³⁾

4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較⁽⁶⁾

ドップラ反応度効果の妥当性確認として、4.2 節で示した SPERT-III E 炉心実験との比較に加えて、ドップラ反応度効果を計算する際に使用される核定数としてのドップラ反応度係数について、実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較を行い、妥当性を確認した。

ドップラ反応度効果は、主に ^{238}U による中性子の共鳴吸収によっておこる現象であり、ウラン燃料を装荷した炉心でも MOX 燃料を装荷した炉心でも核種全体の約 8 割を占めている。ドップラ反応度を評価する際に使用されるドップラ反応度係数は、 ^{238}U 実効共鳴積分 (I^{238}) の温度依存性によるものである。 ^{238}U に対して、実効共鳴積分及びその温度依存係数 (β) について Hellstrand らによってウラン酸化物棒での実験が行われており、実効共鳴積分の温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式がまとめられている⁽⁴⁾。この実験は、図 4.3-1 に示すように、寸法を変えた照射サンプル (^{238}U) を加熱容器に入れた上で重水炉にて照射した後、その放射化量を測定することによって行われている。

$$I^{238}(T) = (I^{238}(T_0) - \delta) \{1 + \beta(\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\} + \delta$$

$$I^{238}(T_0) = \left(4.15 + 26.6 \sqrt{\frac{S_F}{M_F}} \right) + \delta$$

$$\beta = 10^{-2} \left(0.58 + 0.5 \cdot \frac{S_F}{M_F} \right)$$

$I^{238}(T)$: ^{238}U の実効共鳴積分 (barn)

T : 燃料温度 (K)

T_0 : 基準燃料温度 (K), ここでは $T_0 = 293(\text{K})$

δ : 共鳴積分の内の $1/v$ 吸収の寄与 (1.2 (barn))

S_F : 格子効果を考慮した燃料表面積 (cm^2)

M_F : 燃料質量 (g)

β : 温度依存係数

この Hellstrand の実験式とドップラ反応度係数を算出する単位燃料集合体核計算コードの計算値と比較することにより、核定数としてのドップラ反応度係数の妥当性が確認できる。図 4.3-2 に Hellstrand の式の実効共鳴積分の温度依存性と単位燃料集合体核計算コードによる実効共鳴積分の温度依存性の比較を示す。ドップラ反応度係数は、 ^{238}U 実効共鳴積分 $I^{238}(T)$ の燃料温度に対する微分係数に比例する。前記の式よ

り、この微分係数は、基準温度の実効共鳴積分 $I^{238}(T_0)$ ($1/v$ 吸収の寄与を除く)と、温度依存係数 β により $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ として表すことができる。

双方の $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ は Hellstrand の実験式の誤差(7~9%)の範囲内で一致している⁽⁶⁾。このことから、ドップラ反応度フィードバック効果の不確かさは7~9%程度であると推定できる。

これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としてのドップラ係数の観点から確認した。

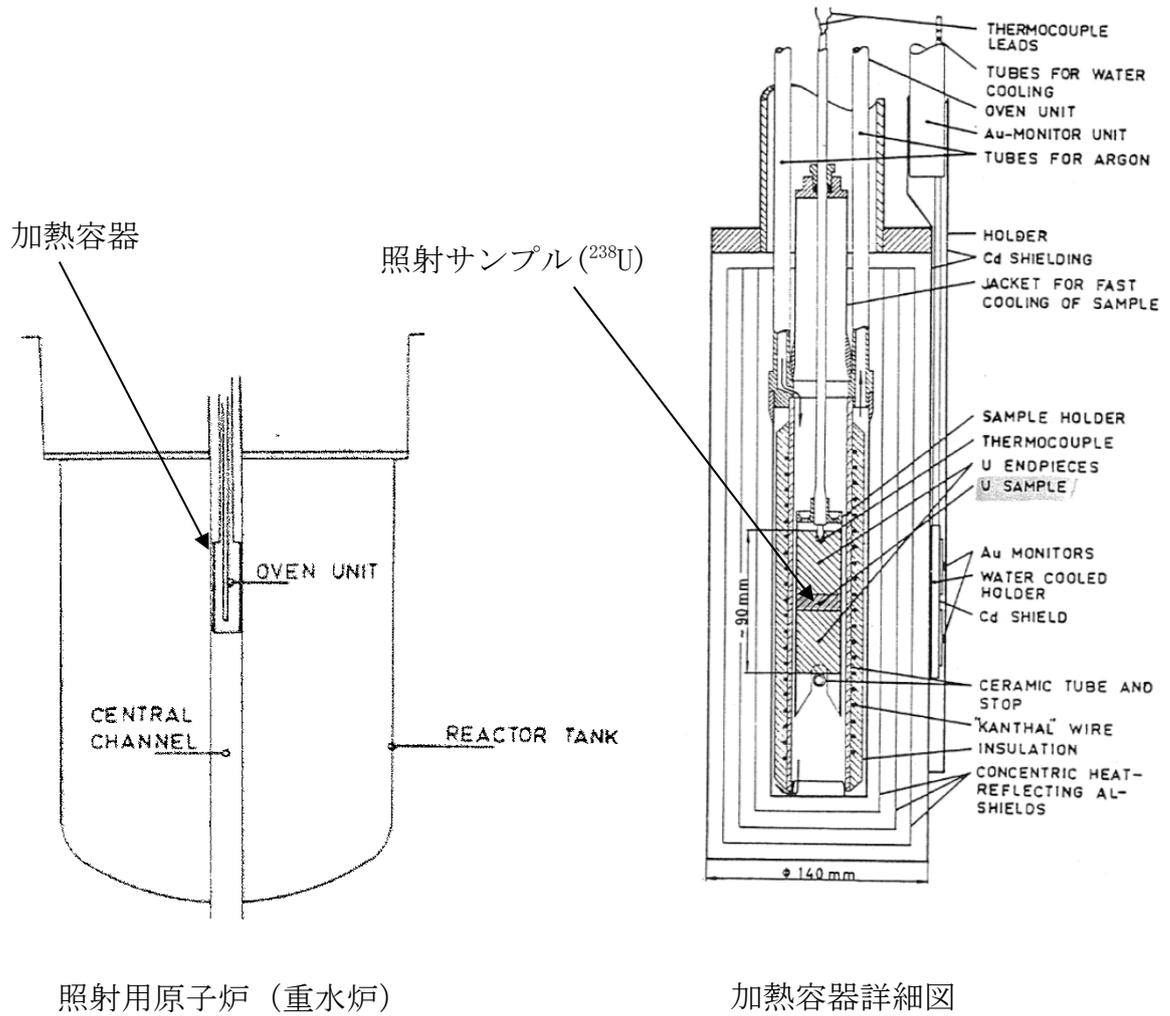


図 4.3-1 Hellstrand の実験体系⁽⁴⁾



図 4.3-2 ^{238}U の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較⁽⁶⁾

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 MISTRAL 臨界試験との比較⁽⁵⁾

MISTRAL 臨界試験は、フランス原子力庁カダラッシュ研究所の臨界試験装置 EOLE 炉で行われた MOX 燃料及びウラン燃料装荷炉心に関する炉物理試験である。

MISTRAL 臨界試験における、ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.4-1 に、炉心構成を図 4.4-1 に示す。ウラン燃料棒の ²³⁵U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%（一部約 8.7wt%），母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では、図に示すとおり、各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

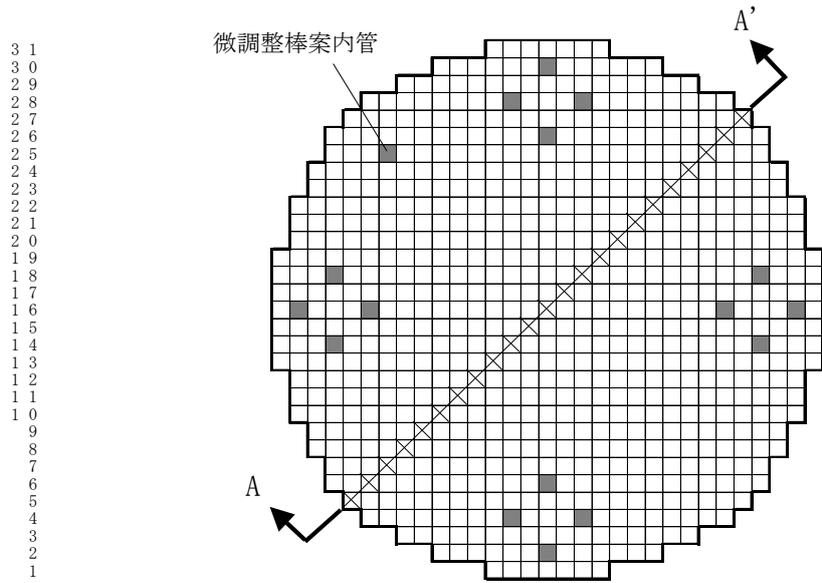
ウラン燃料体系（炉心 1）及び MOX 燃料体系（炉心 2）における実効遅発中性子割合の測定値と単位燃料集合体核計算コードによる解析値の比較を図 4.4-2 に示す。ウラン燃料体系，MOX 燃料体系ともに解析値の測定値に対する誤差は約 4%程度⁽⁶⁾である。

これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としての実効遅発中性子割合の観点から確認した。

表 4. 4-1 MISTRAL 臨界試験解析ケース一覧⁽⁵⁾

体系	基準炉心試験						
	燃料種類	²³⁵ U 濃縮度 (wt%)	Pu 含有率 (wt%)	H/HM*	格子ピッチ (cm)	燃料棒配列	減速材温度 (°C)
ウラン 燃料体系 (炉心 1)	ウラン	約 3.7	—	5.1	1.32	図 4. 4-1(1)	常温
MOX 燃料体系 (炉心 2)	MOX	劣化ウラン (約 0.2)	約 7.0 (一部約 8.7)	5.2	1.32	図 4. 4-1(2)	常温

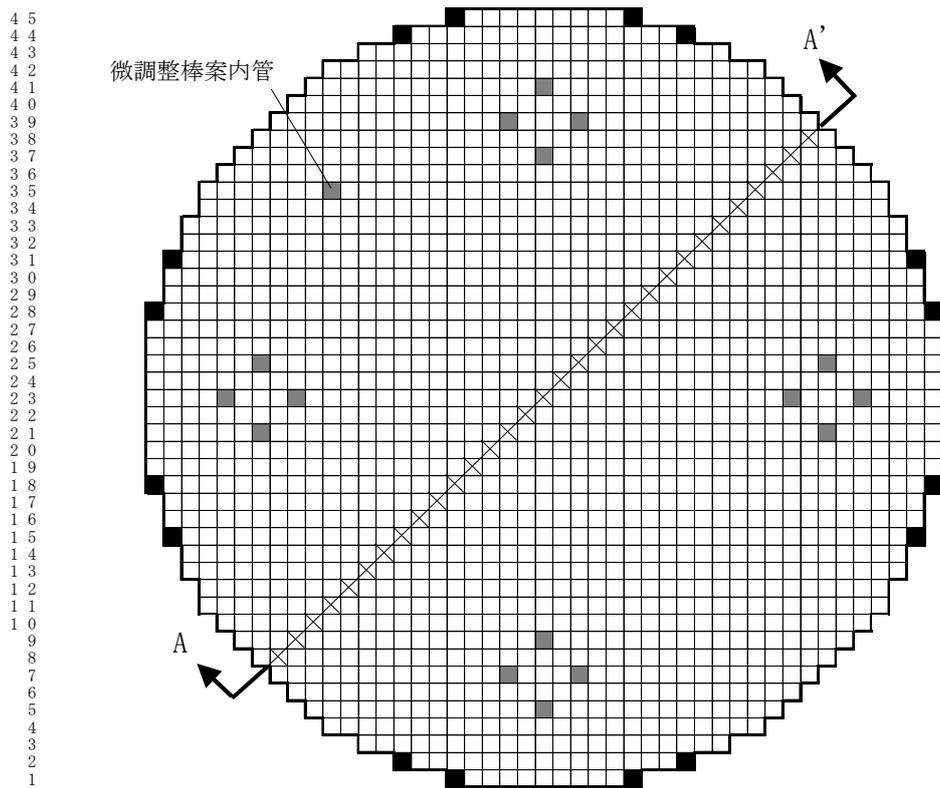
* : 水素対重金属原子数比



1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1

- 燃料棒 □ UO_2 3.7wt%
- 安全棒案内管 : 16
- 微調整棒案内管 : 1
- :安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × :出力分布測定位置

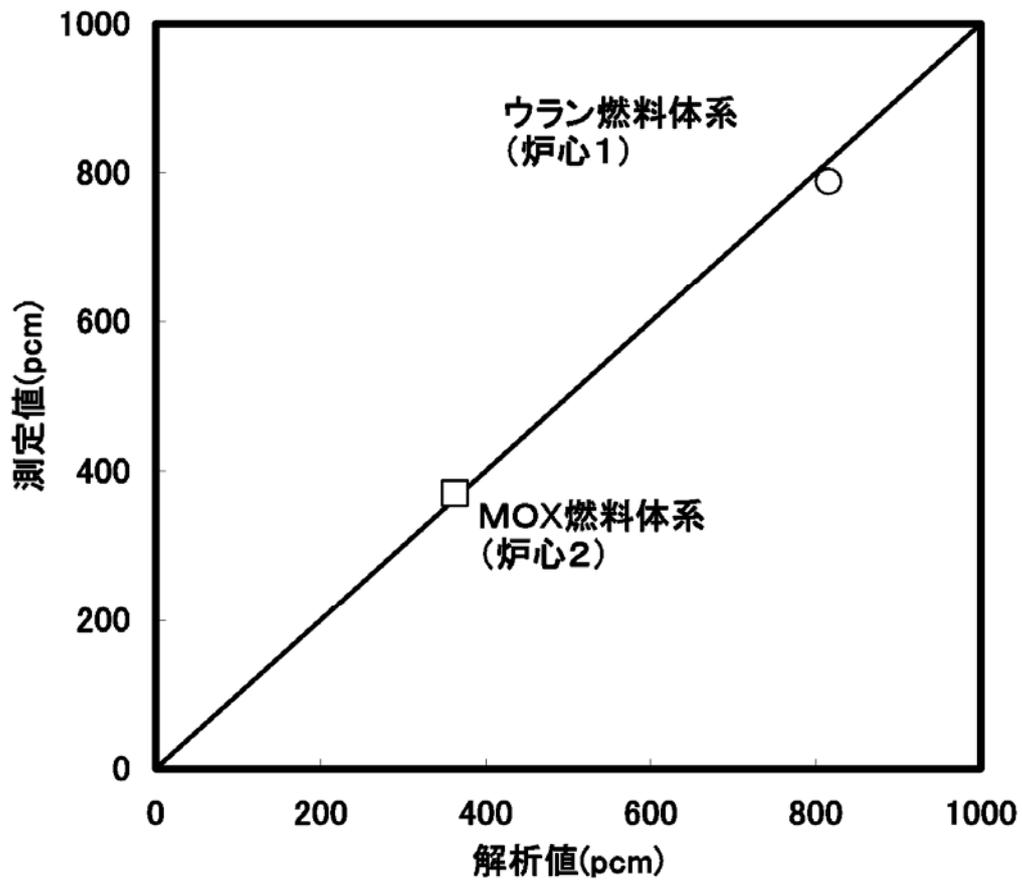
図 4. 4-1(1) MISTRAL 臨界試験におけるウラン燃料体系(炉心 1)の炉心構成⁽⁵⁾



1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 4 4 4 4 4 4
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5

- 燃料棒 □ MOX7.0wt%
- MOX8.7wt%
- 安全棒案内管 : 16
- 微調整棒案内管 : 1
- :安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × :出力分布測定位置

図 4. 4-1(2) MISTRAL 臨界試験における MOX 燃料体系(炉心 2)の炉心構成⁽⁵⁾



注： pcm：反応度(1pcm = $10^{-5}\Delta k/k$)

図 4.4-2 MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較⁽⁶⁾

4.5 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較⁽⁷⁾

動特性解析においては、制御棒引き抜きによる反応度及びスクラムによる反応度はあらかじめ三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求められた反応度特性を外部入力としている。よって、制御棒反応度効果の妥当性確認は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの制御棒引き抜き前後の炉心状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認することにより可能である。

BWR では、実機の起動試験や炉物理試験において、制御棒反応度価値測定試験を実施している。ここでは、TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 コードについて、制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を行うことで、制御棒反応度効果の妥当性確認を行った結果を示す。

表 4.5-1 に代表的な 110 万 kWe 級 BWR-5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-1 に試験時の制御棒パターンを示す。これらのデータは、「原子炉安全基準専門部会高燃焼度燃料反応度投入事象検討小委員会(平成9年3月)」で報告されたもので、制御棒パターンは起動途中のパターンで、試験開始時は 40 本程度の制御棒が炉心全体に平均的に引き抜かれている。

また、表 4.5-2 に、代表的な 80 万 kWe 級 BWR-4 での炉物理試験における制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-2 に試験時の制御棒パターンを示す。ここでは、本事故シーケンスの制御棒パターンにより近い、炉心の一部領域で制御棒が局所的に引き抜かれている 4 ケースを妥当性確認対象として選定した。なお、ケース 3 とケース 4 は炉心に MOX 燃料が装荷されている場合で、ケース 3 は測定対象制御棒周囲に 1 体の MOX 燃料が装荷されている。

起動試験では、新燃料のみが炉心に装荷され、多数の制御棒が引き抜かれているのに対して、炉物理試験では、新燃料及び燃焼後燃料が装荷され、また、制御棒の引抜パターンが局所的な領域に偏っており、外周制御棒の制御棒価値が測定できている。

表 4.5-1 及び表 4.5-2 より、制御棒価値計算の偏差は最大でも絶対値で 0.04% Δk 、相対値では約 9%程度となっている。

表 4.5-1 110 万 kWe 級 BWR-5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較⁽⁷⁾
 (単位：%Δk)

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1	0.24	0.25	-0.01	-4.0
ケース 2	0.19	0.18	0.01	5.6
ケース 3	0.49	0.45	0.04	8.9

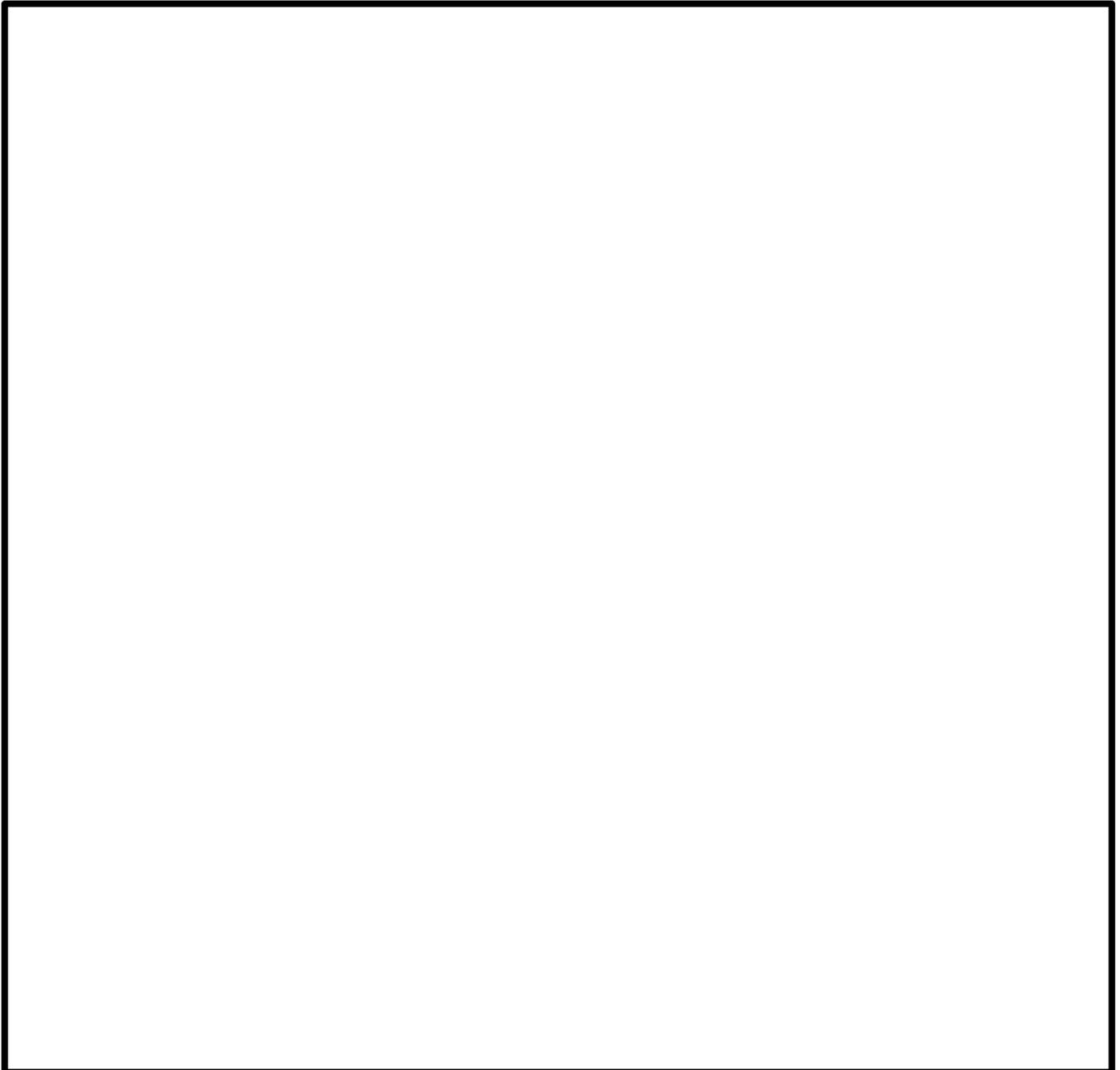


図 4.5-1 起動試験時の制御棒パターン

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 4.5-2 80 万 kWe 級 BWR-4 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較
(単位：%Δk/kk')

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1				
ケース 2				
ケース 3(MOX 有)				
ケース 4(MOX 無)				

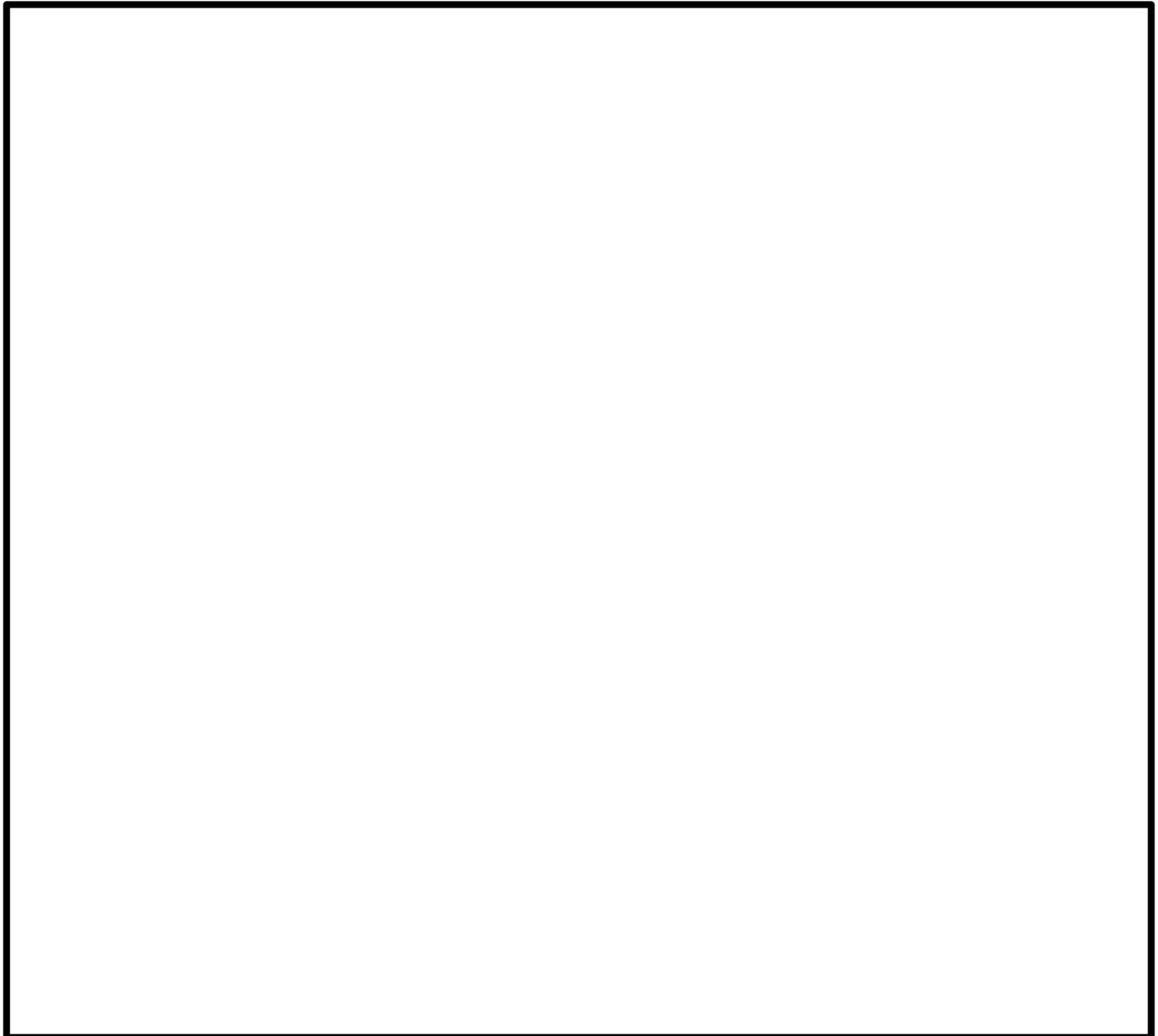


図 4.5-2 炉物理試験時の制御棒パターン

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。

4.6 実機解析への適用性

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」の重要現象に対して実施した APEX-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述べる。

制御棒の反応度効果については，実機炉心での測定試験との比較により確認されていることから実機への適用において問題はない。

ドップラ反応度フィードバック効果については，軽水炉を模擬した SPERT-III E 炉心での試験により確認している。加えて，ドップラ反応度係数を算出する際に使用されるドップラ係数についても Hellstrand によって実施された BWR 燃料と同じウラン酸化物棒での試験による結果と比較していることから，実機の適用において問題はない。

以上より，本章に記載している妥当性確認結果は，BWR プラントへの適用性を有するとともに，実機 BWR の「反応度の誤投入」に関する有効性評価解析への適用性を有することを確認した。

5. 有効性評価への適用性

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

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、その不確かさが運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の燃料エンタルピー最大値へ与える影響を表 5.1-1 に示す。

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

(1) 核分裂出力

核分裂出力は、空間領域は誤引抜制御棒を炉心中心とした二次元 (RZ) 解析、時間領域は一点近似の中性子動特性方程式を解くことにより求めている。三次元から二次元 (RZ) への縮約にあたっては三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる炉心内中性子束分布を重み付けとして用い、二次元領域内の三群核定数、動特性パラメータを求めている。ドップラ反応度については時間依存の出力分布変化を取り込んだ上で炉心一点に縮約し、一点近似中性子動特性方程式に使用している。なお、制御棒引き抜きによる投入反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、上記の一点近似動特性解析へ入力する。

核分裂出力の不確かさは、事象過程での核分裂出力変化の支配要因である動特性パラメータを含む核定数と同核定数に基づく反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ）、及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれることから、ここでは考慮しない。反応度フィードバック効果のうち、ボイド反応度は、保守側に考慮しないこととしているため、影響があるのはドップラ反応度である。これらを含めたドップラ反応度の不確かさについては、SPERT-III 炉心実験との比較において、APEX は試験値と測定誤差範囲内で同程度となっている。

(2) 出力分布変化

APEX コードでは、制御棒引き抜きに伴う径方向及び軸方向の出力分布の変化を、二次元 (RZ) 計算により評価している。二次元 (RZ) 各領域の核定数は、三次元の中性子束分布を重みとした領域平均の縮約値を用いている。

この縮約過程において、径方向出力分布及び軸方向出力分布に基づく不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒価値を厳しく設定し、さらに局所ピーキング係数は炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度 0GWd/t での値）を用いており、このような保守的な解析条件によって、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の燃料

エンタルピを評価することから、出力分布変化の不確かさは考慮しない。なお、二次元(RZ)体系の本事故シーケンスへの適用性については、添付資料2で説明する。

(3) 制御棒反応度効果

引抜制御棒反応度及びスクラム反応度による制御棒反応度効果は、図3.4-2に示すように、三次元核熱水力拡散計算コードによる実効増倍率計算により求めているため、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの不確かさに依存する。

制御棒反応度の不確かさについては、起動試験時及び炉物理試験時に行われた制御棒価値の測定結果と解析結果の比較例より、TGBLA Ver. 3-LOGOS Ver. 5の制御棒価値の不確かさが約9%以下であることが示されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、実効遅発中性子割合の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver. 3では、実効遅発中性子割合の不確かさはMISTRAL 臨界試験の比較から、約4%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

(4) 反応度フィードバック

反応度フィードバックのうち、ドップラ係数の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver. 3では、ドップラ係数の不確かさはHellstrandの試験等との比較から、約7~9%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、実効遅発中性子割合の不確かさは(3)にて述べたとおり、約4%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

なお、ボイド反応度フィードバック効果については、「3.3 解析モデル」にて説明したとおり、APEX コードでは考慮しないモデルとしている。

(5) 燃料棒内温度変化

「反応度投入事象評価指針」において、燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、「制御棒落下」より事象が緩やかな本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じないと考えられることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(6) 燃料棒表面熱伝達

燃料棒表面熱伝達の不確かさは、除熱量の評価に影響を与えるが、「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく、膜沸騰に至ることなく事象は収束する。また、サブクール沸騰に伴う熱伝達係数の向上は考慮せずに、液相エンタルピが飽和状態に達するまでは単相液相状態であるという保守的条件にて熱伝達を計算している。このため、燃料棒表面熱伝達は、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(7) 沸騰遷移

本事故シーケンスにおける事象を通じての表面熱流束は、限界熱流束に対して充分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピ解析結果に影響することはないため、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

表 5.1-1(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	<ul style="list-style-type: none"> 一点近似動特性モデル(炉出力) 出力分布は二次元拡散モデル 核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約 	考慮しない	ドップラ反応度フィードバック及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれる。
	出力分布変化	<ul style="list-style-type: none"> 二次元(RZ)拡散モデル エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮 	考慮しない	解析では制御棒引抜に伴う反応度印加曲線を厳しく設定し、さらに局所出力ピーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を考慮した最大値(燃焼度0GWd/tでの値)を用いるといった保守的なモデルを適用していることから、出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバック効果は出力分布依存で考慮 熱的現象は断熱、ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない 	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバック効果：7～9% 実効遅発中性子割合：4% 	実験によるとドップラ反応度フィードバックの不確かさは7～9%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。 また、臨界試験との比較により、実効遅発中性子割合の不確かさは約4%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> 三次元拡散モデル 動特性計算では外部入力 	<ul style="list-style-type: none"> 制御棒反応度：9% 実効遅発中性子割合：4% 	制御棒反応度の不確かさは約9%程度あることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。 また、臨界試験との比較により、実効遅発中性子割合の不確かさは約4%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。

表 5.1-1(2) 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)	燃料棒内温度 変化	<ul style="list-style-type: none"> ・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 	考慮しない	「反応度投入事象評価指針」において燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、類似の事象である本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じない。
	燃料棒表面熱 伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 	考慮しない	「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるため出力上昇も小さく、事象発生後はスクラム反応度印加により速やかに収束するため、除熱量に不確かさがあるとしても、燃料エンタルピの最大値に対する影響はほとんどない。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	考慮しない	事象を通じての表面熱流束は限界熱流束に対して充分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピの最大値に与える影響はほとんどない。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節で示した重要現象の不確かさのうち、ドップラフィードバック効果、制御棒反応度効果については、不確かさにより評価指標である燃料エンタルピの最大値が大きくなる可能性があることから、不確かさが印加反応度時の燃料エンタルピ最大値に与える影響の程度を確認するため、135 万 kWe 級 ABWR と 110 万 kWe 級 BWR-5 の代表 2 プラントについて、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の感度解析を実施した。

感度解析におけるふり幅は以下とする。

- ・ ドップラ反応度 ($\pm 10\%$)
- ・ 引抜制御棒反応度曲線 (1.1 倍, 0.9 倍)
- ・ スクラム反応度曲線 (1.1 倍, 0.9 倍)
- ・ β (実効遅発中性子割合) (1.1 倍, 0.9 倍)

表 5.1.2-1, 表 5.1.2-2 に、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た、感度解析結果を示す。

(1) ABWR

ABWR における投入反応度の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-1 に示した。

- ・ ベースケース
投入反応度は 0.55\$ である。
- ・ ドップラ効果, スクラム反応度価値の感度 (ケース 1, 3)
投入反応度は 0.55\$ でベースケースからの感度はほとんどなかった。
- ・ 引抜制御棒反応度価値の感度 (ケース 2)
投入反応度は下記となった。
反応度価値+10%で 0.56\$
反応度価値-10%で 0.53\$
- ・ β (実効遅発中性子割合)の感度 (ケース 4)
投入反応度は下記となった。
実効遅発中性子割合+10%で 0.53\$
実効遅発中性子割合-10%で 0.56\$

以上より、ABWR では、ドップラ反応度、スクラム反応度の不確かさの

影響はほとんどなく、また、引抜制御棒反応度価値、 β （実効遅発中性子割合）の不確かさの影響はわずかである。

上記にて、重要物理現象の不確かさが投入反応度に与える影響を確認した。

(2) BWR-5

BWR-5 における燃料エンタルピ最大値の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-2 に示した。

- ・ ベースケース

燃料エンタルピ最大値は 35kJ/kg UO_2 (増分：27kJ/kg UO_2) である。

- ・ ドップラ効果の感度（ケース 1）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

ドップラ効果+10%で 34kJ/kg UO_2 (増分：26kJ/kg UO_2)

ドップラ効果-10%で 36kJ/kg UO_2 (増分：28kJ/kg UO_2)

- ・ 引抜制御棒反応度価値の感度（ケース 2）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

反応度価値+10%で 48 kJ/kg UO_2 (増分：40kJ/kg UO_2)

反応度価値-10%で 25 kJ/kg UO_2 (増分：17kJ/kg UO_2)

- ・ スクラム反応度価値の感度（ケース 3）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

反応度価値+10%で 33 kJ/kg UO_2 (増分：25kJ/kg UO_2)

反応度価値-10%で 37 kJ/kg UO_2 (増分：29kJ/kg UO_2)

- ・ β （実効遅発中性子割合）の感度（ケース 4）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

実効遅発中性子割合+10%で 31 kJ/kg UO_2 (増分：23kJ/kg UO_2)

実効遅発中性子割合-10%で 40 kJ/kg UO_2 (増分：32kJ/kg UO_2)

以上より、BWR-5 では、ドップラ反応度、スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく、また、引抜制御棒反応度価値及び β （実効遅発中性子割合）の不確かさの影響はわずかである。

上記にて、重要物理現象の不確かさが燃料エンタルピに与える影響を確認した。

なお、解析条件の不確かさではあるが、事象開始からスクラムまでの制御棒引抜量は、事象発生時の初期出力に依存することから、初期出力をベースケース（定格の 10^{-8} ）の 10 倍、1/10 倍とした感度解析を行った。初期出力のふり幅は、「反応度投入事象評価指針」の「Ⅲ. BWR に関する感度解析」にて評価された条件と同一とした。また、初期燃料温度の不確かさは燃料エンタルピ初期値に影響を与えることから、初期燃料温度（ベースケース：20℃）を制御棒引抜操作時に取り得る減速材温度を考慮して 60℃とした感度解析を行った。

その結果、ABWR における初期出力による投入反応度の感度解析結果では、初期出力 10 倍で 0.55\$, 初期出力 1/10 倍で 0.54\$, 初期燃料温度 60℃で 0.57\$となった。また、BWR-5 における初期出力による燃料エンタルピ最大値の解析結果では、初期出力 10 倍で 14kJ/kgUO₂ (増分: 6kJ/kgUO₂)、初期出力 1/10 倍で 74kJ/kgUO₂ (増分: 66kJ/kgUO₂)、初期燃料温度 60℃で 46kJ/kgUO₂ (増分: 31kJ/kgUO₂) となった。

これより、初期出力、初期燃料温度の初期解析条件の不確かさにより、投入反応度、燃料エンタルピへの影響が生じるが、「反応度投入事象評価指針」に示された燃料の許容設計限界値等を超えることはなく、燃料の健全性は維持されることを確認した。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

停止時の制御棒の誤引き抜きは，起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号の発生により，自動的にスクラムされ，事象は未臨界となり収束することから，運転員の操作を介さない。

したがって，APEX-SCAT コードの不確かさは，運転操作に影響を与えない。

表 5.1.2-1 ABWR 代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒 反応度価値	スクラム 反応度価値	β (実効遅発中性 子割合)	投入反応度[\$]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	0.55
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	0.55
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	0.55
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	0.56
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	0.53
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	0.55
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	0.55
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	0.53
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	0.56

表 5.1.2-2 BWR-5 代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒反応度値	スクラム反応度値	β (実効遅発中性子割合)	燃料エンタルピー最大値		燃料エンタルピー増分の最大値	
					解析値 [kJ/kgUO ₂]	判断基準 [kJ/kgUO ₂]	解析値 [kJ/kgUO ₂]	判断基準 [kJ/kgUO ₂]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	35	272	27	167
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	34		26	
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	36		28	
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	48		40	
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	25		17	
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	33		25	
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	37		29	
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	31		23	
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	40		32	

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社東芝, TLR-017 改訂3 平成11年2月)
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社日立製作所, HLR-012 訂3 平成11年2月)
- (3) "SPERT Reactivity Tests", NEDO-20315, February 1974
- (4) "The Temperature Coefficient of the Resonance Integral for Uranium Metal and Oxide", Nucl. Sci. Eng., 8, 497(1960), E. Hellstrand, et. al.
- (5) MOX 燃料炉物理試験 MISTRAL の解析, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 2, No. 1(2003) 380., 石井(他)
- (6) 「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)
- (7) 「沸騰水型原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」(株式会社東芝, TLR-007 改訂1 平成20年9月)

添付1 入力項目リスト

解析コード	分類	入 力 項 目
APEX	初期条件	初期炉心条件(燃料温度, 原子炉出力等)
	炉心データ	炉心幾何形状
		制御棒価値
		スクラム反応度
	燃料データ	ドップラ反応度係数
		動特性パラメータ
		拡散計算用核定数
燃料物性データ		
SCAT	初期条件	初期条件(圧力, 流量等)
	炉心データ	APEX の出力(炉心平均出力変化, 炉心出力分布)
	燃料データ	燃料集合体幾何形状
		燃料集合体熱水力データ
		燃料物性データ
		ギャップ熱伝達係数
		ペレット径方向出力分布
局所出力ピーキング係数		

添付2 二次元(RZ)モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 節で示したように、「反応度の誤投入」事象の解析に適用するコードのうち、炉心動特性挙動を解析する APEX コードでは、二次元(RZ)モデルを適用しており、4 章に示したように、APEX コードの妥当性確認を行っている。本添付においては、二次元(RZ)モデルの適用性について補足的説明を行う。

2. 二次元(RZ)モデルの適用の考え方

APEX コードでは、制御棒引き抜き時の炉心動特性挙動について炉心平均出力の過渡変化を一点近似動特性モデルで、また出力の炉心空間分布を二次元(RZ)モデルにて扱っている。この際の各物理的項目のモデリングに基づいて、以下にその適用性を示す。

- ① 一点近似動特性モデルにおける反応度のうち、制御棒引き抜きに伴う反応度印加、スクラム制御棒挿入に伴う反応度印加については、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによって評価した結果を適用している。
- ② 解析対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにて評価した結果得られる各ノード毎の核定数(組成及び燃焼度の三次元的空間分布)を、同評価結果により得られる三次元中性子束分布にて加重平均して二次元(RZ)領域へ配分する。また、誤引抜制御棒廻りの挙動が正確に評価できるように、別途、同制御棒周りの領域を選択の上で縮約する。
- ③ ②の縮約過程では引抜制御棒位置及びその周辺領域を複数に分けて縮約すること、また、三次元計算の反応率を保存して複数の領域の核定数を作成することで、領域平均の出力分布を評価している。
- ④ ②にて設定された二次元(RZ)体系において、エネルギー三群拡散方程式を適用して、中性子空間分布を求める。この中性子空間分布に基づいて各ノード毎のドップラ反応度を算出し、中性子空間分布とドップラ反応度分布双方の収束計算を実施する。
- ⑤ ①にて求められた反応度変化を外部入力として、一点近似動特性モデルを適用して炉心平均出力の過渡変化を求める。この際に用いてい

る反応度変化のうち、今回の事象で支配的な引抜制御棒反応度、スクラム反応度については、引き抜かれる制御棒の三次元的な位置に依存する影響を考慮している。

- ⑥ 燃料エンタルピーの最大値は、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力変化を評価することから、局所ピーキング係数も重要となるが、APEX コードでは解析結果における保守性を担保するために、炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度 0GWd/t での値）を固定入力として設定している。

- ⑦ ②及び③の縮約過程では、径方向出力分布及び軸方向出力分布に不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒値を解析結果が厳しくなる側に設定し、さらに⑥により局所ピーキング係数を炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値を用いていることから、本事故シーケンスでの燃料エンタルピー評価において二次元(RZ)モデルは適用性を有している。

添付3 検出器モデル

1. はじめに

本事故シーケンスでは、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、中間領域計装(IRM)の中性子束高信号、または、起動領域計装(SRNM)の原子炉周期短信号が発生して原子炉スクラムし、事象が収束する。

ここでは、IRM 及び SRNM によるスクラム信号発生を APEX コードで模擬するモデルについて説明する。

2. IRM モデル

IRM プラントにおいては、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、IRM のレンジ1の中性子束高スクラム設定点(フルスケールの120/125)でスクラム信号が発生するとしている。また、IRM 応答はA系とB系の2系統に配分され、A系とB系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

今回の有効性評価では、IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束は、と設定した。定格出力時の炉心平均熱中性子束は約 $3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$ (9×9燃料(A型)の代表的な値)であることから、IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する出力は以下と設定した。

- ① IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束設定値：
- ② 定格出力時の炉心平均熱中性子束(9×9燃料(A型)の代表的な値)：
 $3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$
- ③ IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する出力(ピーキング1.0の場合)：

(定格に対する比)

IRM は炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、IRM の応答も局所的な影響を受ける。一方、APEX コードは一点近似動特性モデルを用いており、IRM 応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、IRM 応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点でスクラム信号が発生するとしている。

添付図3.2-1に、80万kWe級BWR-5を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態にお

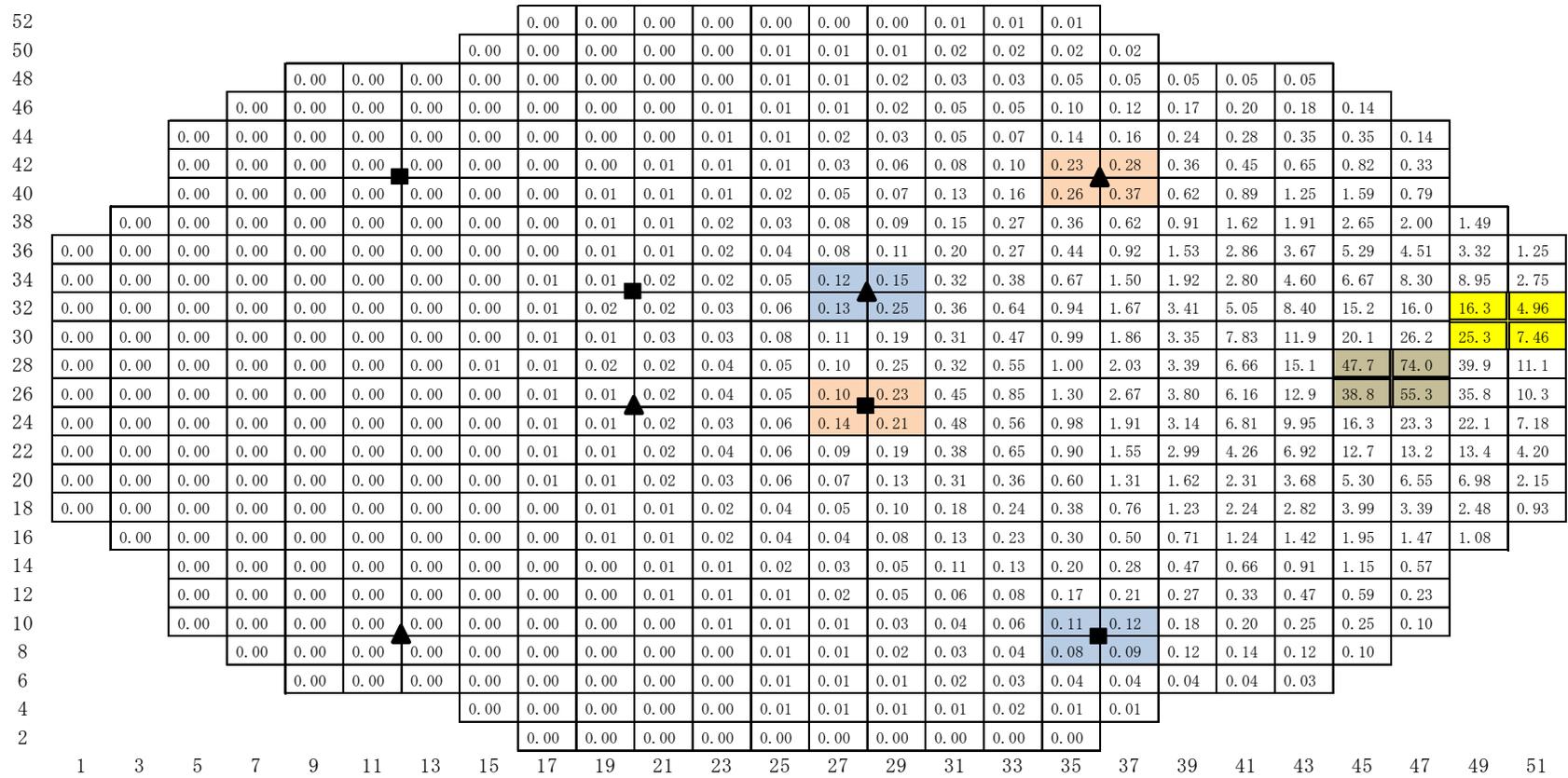
ける，IRM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

A 系及び B 系ともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件における，IRM 検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は，A 系で約 0.10，B 系で約 0.16 となる。今回の有効性評価では，出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

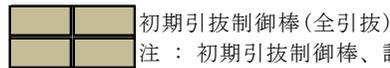
また，IRM 検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく，添付図 3.2-2 に示すとおり，低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対する IRM 検出器位置の熱中性子束比は約 3 である。

以上の検討より，反応度誤投入有効性評価における IRM プラントのスクラム設定点に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

- ① IRM のレンジ 1 下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)： (定格に対する比)
- ② IRM 検出器周囲の出力ピーキング係数： 0.01
- ③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数： 3
- ④ IRM のレンジ 1 下限に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：
 (定格に対する比)
- ⑤ IRM のレンジ 1 中性子束高スクラム設定点に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：
④ × $\frac{120/125}{5/125}$ = (定格に対する比)



誤引抜制御棒



初期引抜制御棒(全引抜)

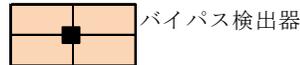
注：初期引抜制御棒、誤引抜制御棒以外の制御棒は全挿入状態



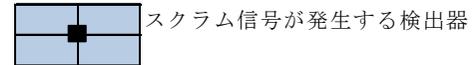
IRM検出器(A系)



IRM検出器(B系)

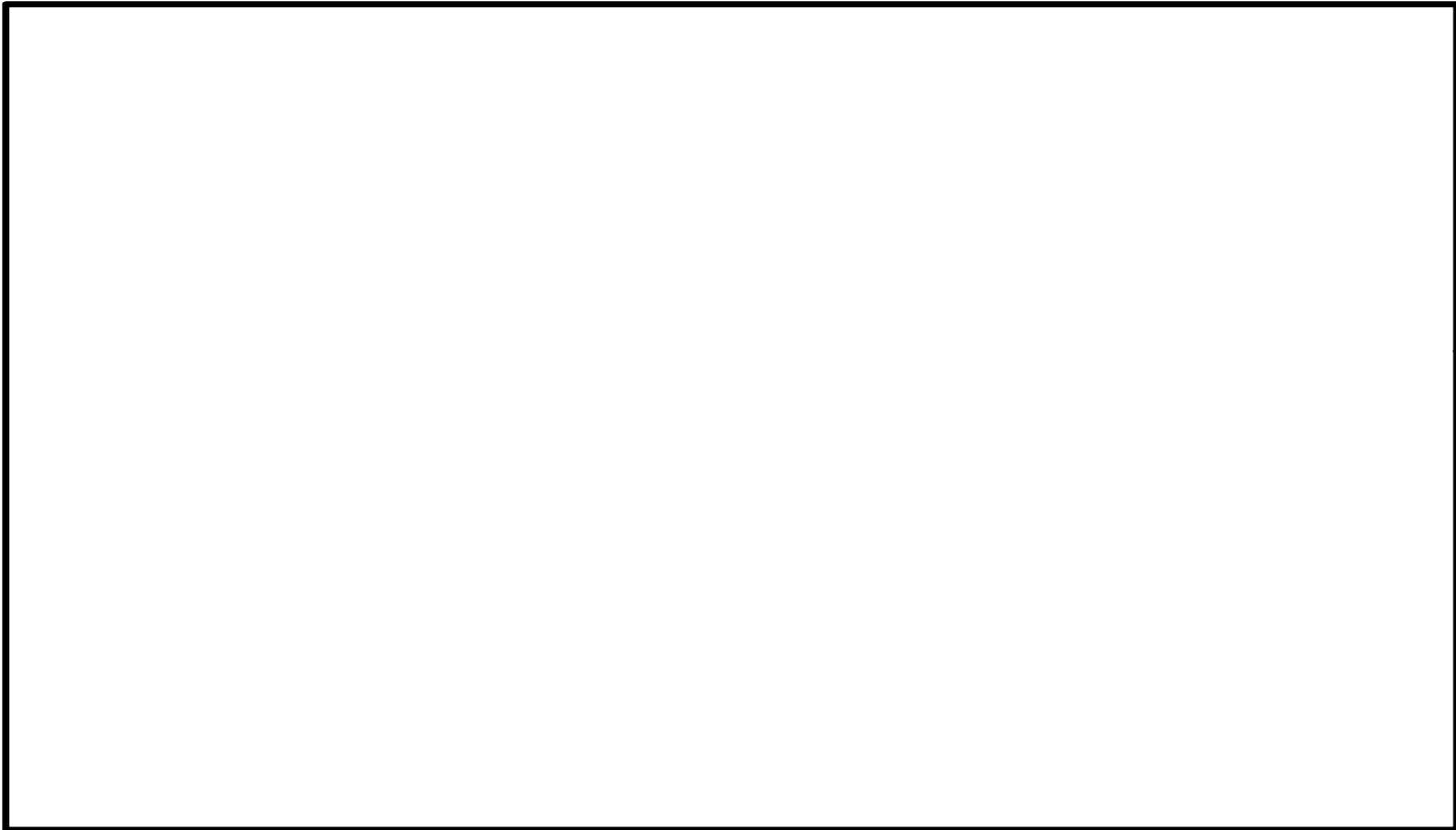


バイパス検出器



スクラム信号が発生する検出器

添付図 3.2-1 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における IRM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布 (80 万 kWe 級 BWR-5)



添付図 3.2-2 格子平均中性子束に対する IRM 位置の熱中性子束比
(9×9 燃料(A 型), 低温時, 制御棒挿入状態)

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. SRNM モデル

SRNM プラントにおいては、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、SRNM の原子炉周期短(中間領域においてペリオド 10 秒)でスクラム信号が発生するとしている。また、BWR-5 では SRNM 応答は A 系と B 系の 2 系統に区分され、A 系と B 系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。ABWR では SRNM 応答は区分 I, II, III, IV の 4 系統に区分され、4 系統のうち 2 系統でスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

反応度誤投入有効性評価においては、BWR-5 では A 系と B 系それぞれで誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件を仮定している。また、ABWR では以下の添付表 3.3-1 に示す SRNM 区分、及び、添付表 3.3-2 に示すバイパスグループ区分に従い、各バイパスグループで誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件を仮定している。

添付表 3.3-1 ABWR の SRNM 区分

区分	I	II	III	IV
SRNM チャンネル	A, E, J	B, F	C, G, L	D, H

添付表 3.3-2 ABWR の SRNM バイパスグループ区分

バイパスグループ	A	B	C
SRNM チャンネル	A, B, F, G	C, E, H	D, J, L

中間領域下限に対応する熱中性子束は、IRM 検出器の動作領域下限と同等の と設定し、2. と同様に、中間領域下限に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)は (定格に対する比) と設定した。

また、IRM と同様に、SRNM も炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、SRNM の応答も局所的な影響を受ける。一方、APEX コードは一点近似動特性モデルを用いており、SRNM 応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、SRNM 応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点で中間領域に到達するとしている。

添付図 3.3-1 及び添付図 3.3-2 に、110 万 kWe 級 BWR-5 及び ABWR を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における、SRNM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

110 万 kWe 級 BWR-5 において、A 系及び B 系ともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件における、SRNM 検出器周囲の出

力ピーキング係数(炉心平均値 : 1.0)は、A系で約 0.01、B系で約 0.07 となる。

また、ABWRにおいて、各バイパスグループともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件における、SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数は、4区分のうち先に中間領域に到達する区分Ⅲで約 0.04、区分Ⅳで約 0.01 となる。

以上より、SRNMプラントを対象とした反応度誤投入有効性評価では出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また、IRM検出器と同様、SRNM検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく、添付図 3.2-2 に示したとおり、低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対する SRNM 検出器位置の熱中性子束比は約 3 である。

以上の検討より、反応度誤投入有効性評価における SRNM プラントの中間領域下限に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

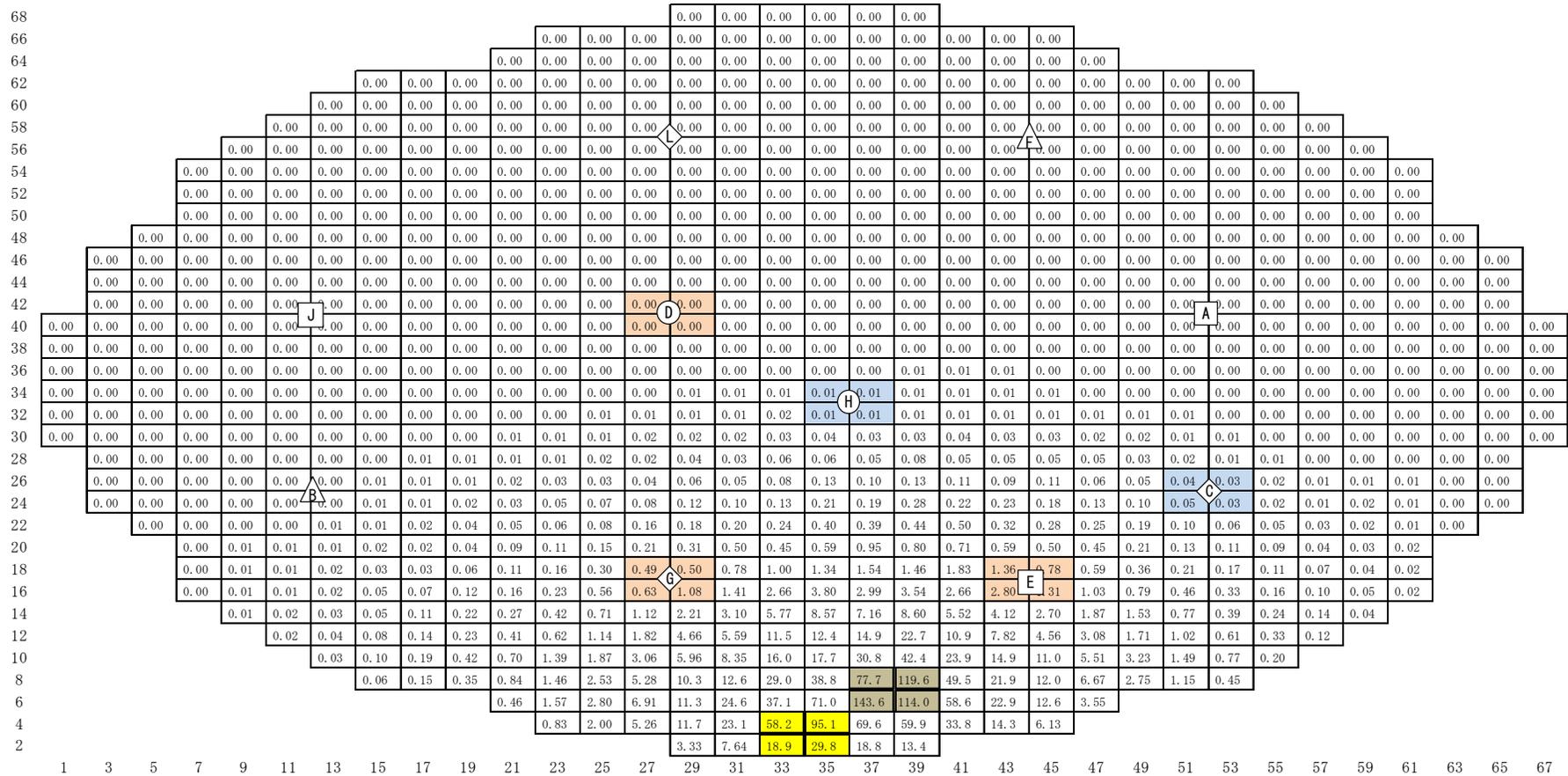
- ① 中間領域に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合) : (定格に対する比)
- ② SRNM 検出器周囲の出力ピーキング係数 : 0.01
- ③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数 : 3
- ④ 中間領域に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

(定格に対する比)

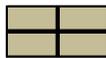
SRNM プラントでは炉心平均出力が中間領域下限(定格の) より大きく、かつ、原子炉周期短(ペリオド 10 秒)となる時点でスクラムするとしている。APEX コードでは、SRNM 検出器配置の局所性を考慮し、炉心平均出力の増加率に を掛けることで、誤引抜制御棒と SRNM が離れている場合の空間的效果を考慮している。

添付図 3.3-3 に、ABWR プラントを対象に、反応度誤投入発生時の SRNM 検出器応答の増加率を三次元動特性解析コード TRACG Ver. 5 で評価した結果を示す。過渡事象を通じた炉心平均出力の増加率に を掛けた値は、各 SRNM 検出器位置の中性子束増加率より小さくなっており、炉心平均出力の増加率に を掛ける APEX コードの解析方法はスクラム時刻を保守側に評価している。

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。

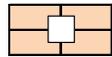


誤引抜制御棒

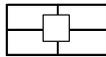


初期引抜制御棒(全引抜)

注：初期引抜制御棒、誤引抜制御棒以外の制御棒は全挿入状態



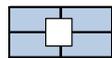
バイパス検出器



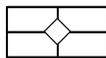
区分Ⅰに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



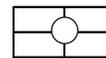
区分Ⅱに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



スクラム信号が発生する検出器

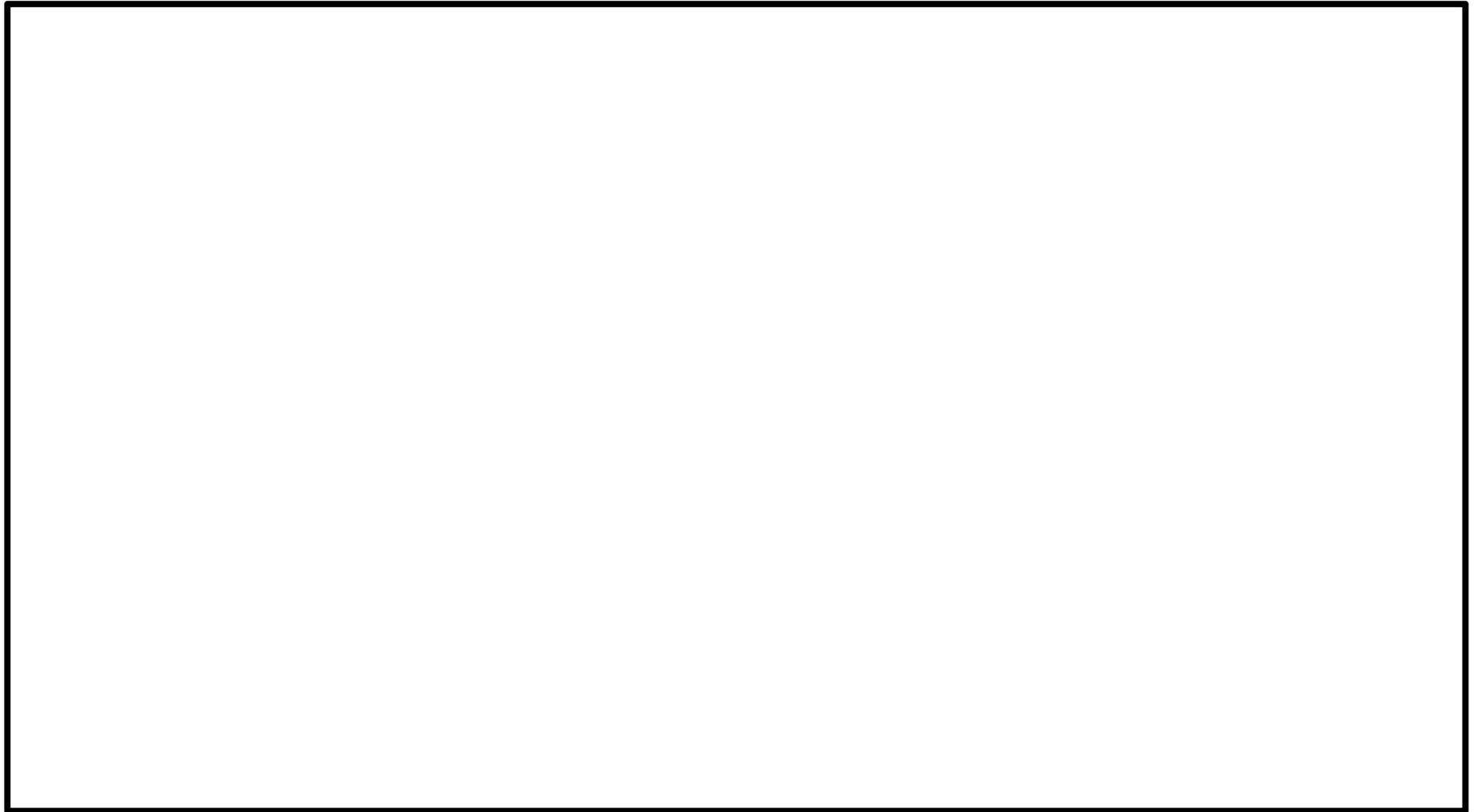


区分Ⅲに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



区分Ⅳに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)

添付図 3.3-2 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における SRNM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布 (ABWR)



添付図 3.3-3 反応度誤投入発生時の SRNM 応答 (ABWR)

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 4 二次元(RZ)体系への縮約に伴う不確かさの影響評価

1. はじめに

3.3.1 節にて説明した，APEX コードによる炉心動特性解析において，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで求めた炉心を二次元(RZ)体系に縮約する操作に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver. 5 を用いて影響評価を実施した。

2. 評価条件

80 万 kWe 級 BWR-5 を対象に，TRACG コードを用いて以下の 3 炉心における反応度誤投入解析を実施し，燃料エンタルピへの影響を評価した。その他の主要な解析条件は，申請解析と同等とした。

- ベース ： 反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心
- 感度解析 1 ： ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，APEX コードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬した炉心
- 感度解析 2 ： 感度解析 1 を基に，APEX コードの二次元(RZ)体系への縮約操作を模擬した炉心

添付図 4.2-1 及び添付図 4.2-2 に，ベース炉心及び感度解析用炉心の燃料集合体燃焼度分布を示す。感度解析 1 用炉心は，ベース炉心から，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，APEX コードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬している。また，感度解析 2 用炉心は，感度解析 1 用炉心を基に，添付図 4.2-3 に示す炉心領域分けに従って，インポートランスを考慮する上で 3 次元出力分布重みとして，ノード単位で領域毎の燃焼度及び履歴水密度を平均化することで，APEX コードの二次元(RZ)体系への断面積縮約操作を模擬している。

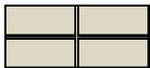
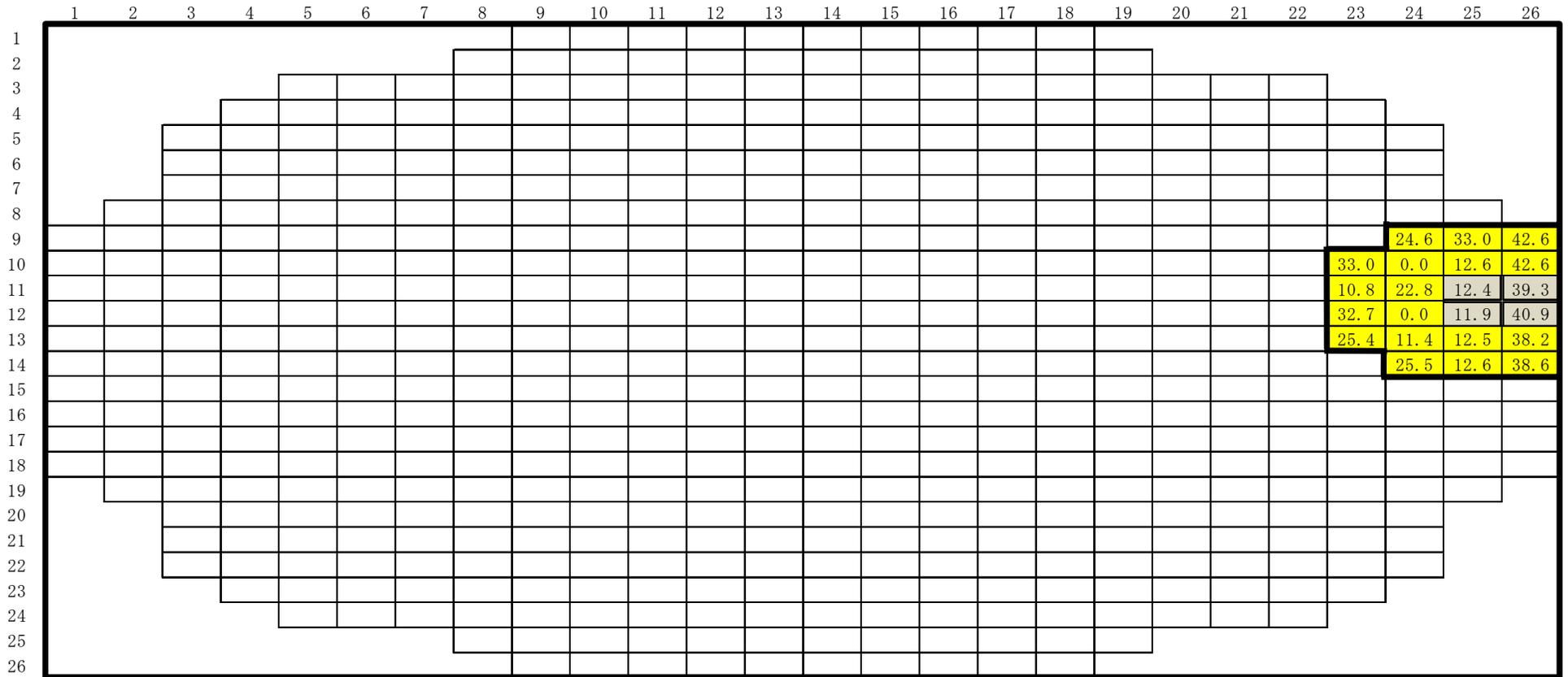
3. 評価結果

添付表 4.3-1 及び添付図 4.3-1 に、反応度誤投入の解析結果を示す。申請解析相当のベース炉心と、APEX コードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作を模擬した感度解析用炉心で、反応度誤投入の過渡変化挙動はほぼ同等であり、燃料エンタルピへの影響も約 1kJ/kgU₂O₃ 程度に留まることから、APEX コードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作に伴う不確かさが、判断指標に対する結論に影響を与えるものでないことを確認した。

添付表 4.3-1 解析結果のまとめ

ケース	全反応度の最大値 [%Δk]	全反応度の最大値 [\$]	実効遅発中性子割合	炉心平均中性子束の最大値 [%定格]	ピーク出力部燃料エンタルピ増分 [kJ/kgU ₂ O ₃]	燃料エンタルピの最大値 [kJ/kgU ₂ O ₃]
申請解析*1	0.69	1.13	0.0061	約 12	約 35	約 49
TRACG (ベース)	0.64	1.10	0.0058	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 1)	0.63	1.12	0.0057	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 2)	0.63	1.12	0.0056	約 12	約 32	約 45

*1 : APEX コードによる当該炉心の申請解析結果に相当する。



誤引抜制御棒位置



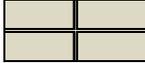
移動対象とした燃料集合体 (APEXコードの引抜制御棒周囲の縮約対象燃料集合体に相当)

添付図 4.2-1 ベース炉心(反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心)の燃焼度分布

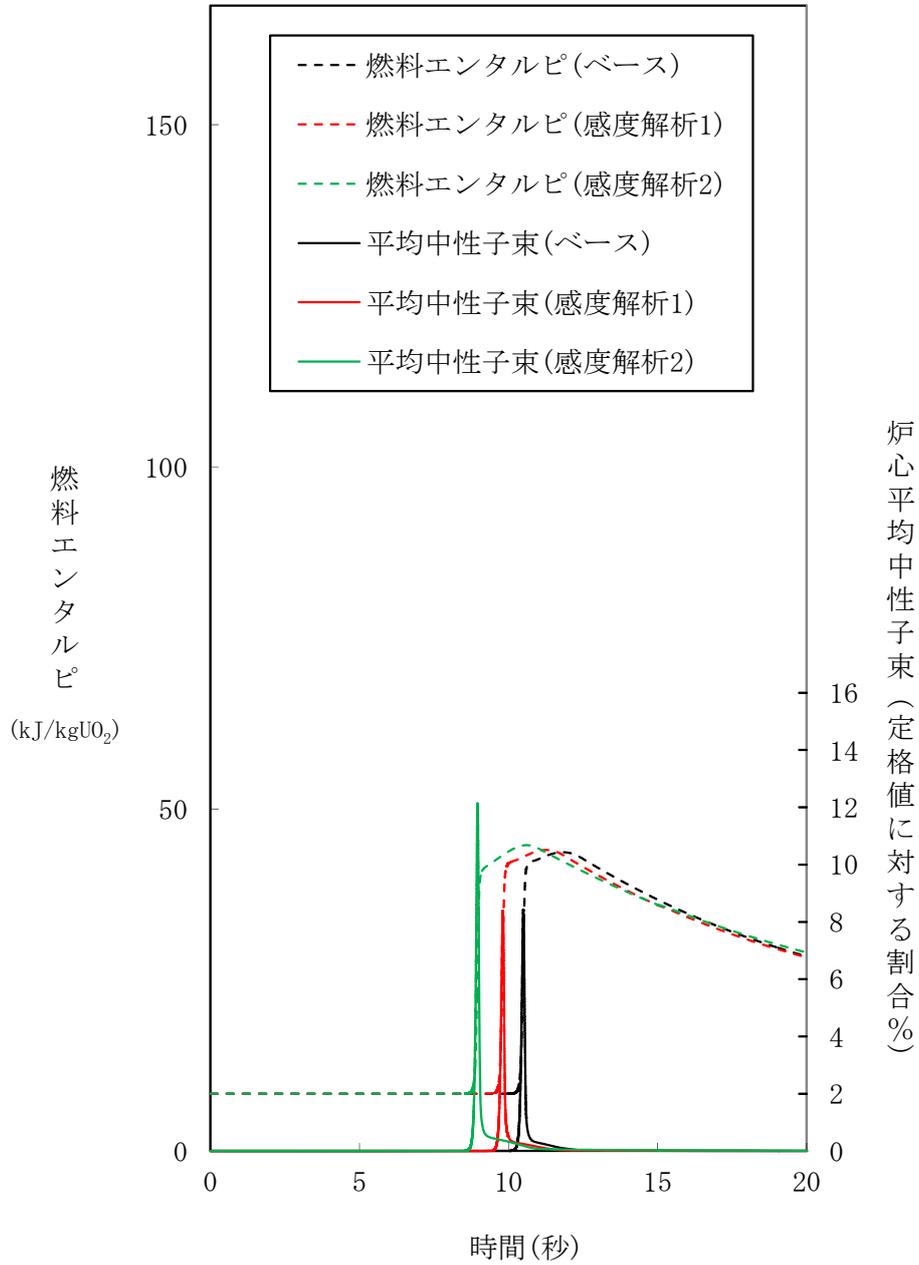
(単位 : GWd/t)

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	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
1									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								
2								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
3				9	9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
4				9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
5			9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9		
6			9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9			
7			9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
8		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9	
9	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
10	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9
11	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
12	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
13	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
14	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
15	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
16	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
17	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9
18	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
19		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
20			9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
21			9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9			
22			9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9			
23				9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
24					9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
25						9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
26									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								

 誤引抜制御棒位置

添付図 4.2-3 感度解析 2 用炉心の作成において設定した炉心領域分け



添付図 4.3-1 反応度誤投入における過渡変化

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。

(参考資料 TRACG)

目次

1	はじめに	1-1
2	使用実績及び解析モデルについて	2-1
2.1	使用実績.....	2-2
2.2	解析モデル.....	2-11
3	解析結果の例示	3-1
3.1	PEACH BOTTOM タービントリップ試験.....	3-2
3.2	LASALLE 不安定事象.....	3-10
3.3	福島第二原子力発電所 2号炉 起動試験.....	3-22
3.4	柏崎刈羽原子力発電所 7号炉 起動試験.....	3-29
3.5	SLC 試験.....	3-36
4	ATWS 解析への適用例	4-1
4.1	ABWR 平衡炉心の MSIV 誤閉止.....	4-1

添付 1 TRACGコードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について… 付 1-1

表一覧

表 2.1-1	TRACG コードの米国における使用実績	2-7
表 2.1-2	TRACG コードの妥当性確認実績(個別効果試験, 機器性能評価試験)	2-9
表 2.1-3	TRACG コードの妥当性確認実績(総合効果試験, BWR プラント試験)	2-10
表 3.1-1	Peach Bottom タービントリップ試験の条件	3-2
表 3.1-2	Peach Bottom タービントリップ試験 TRACG 解析用燃料集合体グループ分割	3-5
表 3.1-3	Peach Bottom タービントリップ試験における中性子束の比較	3-5
表 3.2-1	LaSalle2 不安定事象の初期条件	3-13
表 3.2-2	APRM の比較	3-13
表 3.3-1	福島第二原子力発電所 2 号炉の諸元表	3-24
表 3.4-1	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の諸元表	3-30

図一覧

図 2.2-1	TRACG による BWR5 の模擬	2-12
図 2.2-2	TRACG のモデル間でのデータの流れ	2-18
図 3.1-1	Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対する核分裂出力応答	3-6
図 3.1-2	Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対する核分裂出力応答	3-6
図 3.1-3	Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対する核分裂出力応答	3-7
図 3.1-4	Peach Bottom タービントリップ試験 1, 2 及び 3 に対する核分裂出力の積分量の応答	3-7
図 3.1-5	Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対するドーム圧変化	3-8
図 3.1-6	Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対するドーム圧変化	3-9
図 3.1-7	Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対するドーム圧変化	3-9
図 3.2-1	LaSalle-2 不安定事象模擬のための TRACG によるチャンネルグルーピング	3-14
図 3.2-2	TRACG による炉心出力の時間変化	3-15
図 3.2-3	TRACG による APRM の時間変化	3-15
図 3.2-4	TRACG による炉心流量時間変化とプラントデータとの比較	3-16
図 3.2-5	TRACG によるドーム圧力時間変化とプラントデータとの比較	3-16
図 3.2-6	TRACG による給水温度時間変化とプラントデータとの比較	3-17
図 3.2-7	TRACG による給水流量時間変化とプラントデータとの比較	3-17
図 3.2-8	TRACG による主蒸気管流量時間変化とプラントデータとの比較	3-18
図 3.2-9	TRACG による炉水位時間変化とプラントデータとの比較	3-18
図 3.2-10	TRACG による APRM とプラントデータとの詳細比較	3-19
図 3.2-11	TRACG による給水流量とプラントデータとの詳細比較	3-19
図 3.2-12	TRACG による炉心流量とプラントデータとの詳細比較	3-20
図 3.2-13	TRACG による炉水位とプラントデータとの詳細比較	3-20
図 3.2-14	TRACG による炉心入口温度の時間変化	3-21

図 3.3-1	福島第二原子力発電所 2 号炉における LRWB 事象進展図.....	3-24
図 3.3-2	福島第二原子力発電所 2 号炉における 1RPT 事象進展図.....	3-24
図 3.3-3	福島第二原子力発電所 2 号炉の原子炉圧力容器ノーディング図.....	3-25
図 3.3-4	福島第二原子力発電所 2 号炉の燃料チャンネルノーディング図.....	3-25
図 3.3-5	福島第二原子力発電所 2 号炉の主蒸気管ノーディング図.....	3-26
図 3.3-6	福島第二原子力発電所 2 号炉の LRWB と解析結果の比較.....	3-27
図 3.3-7	福島第二原子力発電所 2 号炉の 1RPT と解析結果の比較.....	3-28
図 3.4-1	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉における LRWB 事象進展図.....	3-30
図 3.4-2	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉における 3RPT 事象進展図.....	3-31
図 3.4-3	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の原子炉圧力容器ノーディング図.....	3-32
図 3.4-4	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の燃料チャンネルノーディング図.....	3-32
図 3.4-5	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の主蒸気管ノーディング図.....	3-33
図 3.4-6	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の LRWB と解析結果の比較.....	3-34
図 3.4-7	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の 3RPT と解析結果の比較.....	3-35
図 3.5-1	Vallecitos 試験 125 における下部プレナムのほう酸混合係数 (5%炉心流量)	3-38
図 3.5-2	Vallecitos 試験 125 における炉心のほう酸混合係数 (5%炉心流量)	3-38
図 3.5-3	Vallecitos 試験 122 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)	3-39
図 3.5-4	Vallecitos 試験 122 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)	3-39
図 3.5-5	Vallecitos 試験 327 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)	3-40
図 3.5-6	Vallecitos 試験 327 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)	3-40
図 4.1-1	ATWS 時の中性子束の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-2
図 4.1-2	ATWS 時の炉心流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-3
図 4.1-3	ATWS 時の原子炉蒸気流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-4
図 4.1-4	ATWS 時の給水流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-5
図 4.1-5	ATWS 時の原子炉圧力変化の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-6
図 4.1-6	ATWS 時の逃がし安全弁流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-7
図 4.1-7	ATWS 時の原子炉水位変化の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-8
図 4.1-8	ATWS 時の燃料被覆管最高温度の時間推移 (ABWR, 平衡炉心)	4-9
図 4.1-9	ATWS 時の中性子束の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-10
図 4.1-10	ATWS 時の炉心流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-11
図 4.1-11	ATWS 時の原子炉蒸気流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-12
図 4.1-12	ATWS 時の給水流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-13
図 4.1-13	ATWS 時の原子炉圧力変化の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-14
図 4.1-14	ATWS 時の逃がし安全弁流量の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-15
図 4.1-15	ATWS 時の原子炉水位変化の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-16
図 4.1-16	ATWS 時の燃料被覆管最高温度の時間推移 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)	4-17

1 はじめに

現行の過渡解析（主蒸気隔離弁の誤閉止等）では，事象発生後短時間で原子炉スクラムするため中性子束振動現象は生じることがないが，今回の重大事故等対策の有効性評価のうち原子炉停止機能喪失では，原子炉がスクラムせず，高出力・低流量の状態に至るために中性子束振動が生じる可能性がある。この中性子束振動現象については，REDY コード及び SCAT コードでは取り扱うことができないことから，この取り扱いが可能な解析コードとして米国の設計認証申請においても適用例を有する TRACG コードによる解析を参照する（添付 1）。

以上を踏まえ，本資料では，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 REDY コード（REDY Ver.1（ATWS 用），REDY Ver.2）及び SCAT コード（SCAT Ver.3）に対する参考として使用する TRACG コード（TRACG Ver.5）について

- ・ 使用実績及び解析モデル
- ・ 解析結果の例示
- ・ ATWS 解析への適用例

に関してまとめる。

2 使用実績及び解析モデルについて

TRACG は、オリジナルの原子炉過渡解析コード (TRAC) ^[1]の GE Hitachi Nuclear Energy 社 (GEH 社) が所有権をもつバージョンである。この解析コードは、単純な運転時の異常な過渡変化 (AOO) 及び設計基準事故である冷却材喪失事故 (LOCA) から過渡時のスクラム失敗事象 (ATWS) に至るまでの沸騰水型原子炉 (BWR) の過渡変化を解析するための最適評価コードである。この章では、TRACG コードの使用実績及び解析モデルについて記述する。

なお、以降での TRACG に関する記述は、米国での適用実績については旧バージョンに関するものであるが、それ以外の記述については最新バージョンである TRACG Ver.5 に関するものである。

最新バージョンである TRACG Ver.5 と前バージョンの TRACG Ver.4 との相違点は、核動特性モデルがエネルギー修正 1 群からエネルギー 3 群解析的多項式ノード法モデルに改良された点であり、熱水力モデルは同じである。

2.1 使用実績

この節では TRACG コードの開発の経緯，全体のスコープ及び評価性能，米国での適用例について説明する。

2.1.1 背景

TRAC は，元々加圧水型原子炉 (PWR) の解析のため，ロスアラモス国立研究所 (LANL) で開発されたものである。TRAC の最初の PWR バージョンは，TRAC-P1A^[2]と呼ばれた。TRAC の BWR バージョンの開発は，GEH とアイダホ国立工学研究所 (INEL) の協同的取り組みとして 1979 年に開始された。この取り組みの目的は，BWR の 冷却材喪失事故 (LOCA) を模擬できる TRAC のバージョンを開発することにあった。主な作業として，BWR への適用のため，TRAC の基本モデルの改良及び BWR 固有のコンポーネントのためのモデル開発がなされた。GEH でのこの作業には，GEH，原子力規制委員会 (NRC) 及び電力研究所 (EPRI) が，リフィル/再冠水及び FIST プログラムの下で共同出資した。作業は，1980 年代半ばに頂点に達し，INEL^[3]での TRAC-BD1/MOD1 の開発，及び GEH^{[4]~[10]}での TRACB04 の開発に結実した。これらは BWR の LOCA 解析能力を有する TRAC の最初の主要バージョンであった。共同開発したことから，二つの BWR 用 TRAC バージョンの基本構造及びコンポーネントモデルは，実質的に同一であった。この開発期間中，TRACG は，BWR の LOCA 及び過渡を模擬した個別効果試験データ，機器性能評価データ及び総合効果試験に対し，広範に妥当性が確認された。妥当性確認の詳細文書は，参考文献[4]，[5]，[10]に含まれる。

TRAC の BWR バージョンの開発に関する次の段階では，1985 年に始まり，過渡及び ATWS への適用を含むようにコードの解析能力を向上させる目的に注力した。この期間中の主な成果は，3次元核動特性モデルの実装，熱水力モデルのための陰解法を用いた数値積分法の開発及び BWR 燃料模擬法の改良であった。1990 年代を通して進展した開発活動の結果，コードバージョンを TRACG と改名した。この期間中，試験装置及び BWR プラント^[11]，のみならず制御棒落下試験も含めた過渡及び安定性データに対し，TRACG の妥当性が広範に確認された。参考文献[12]に，これらの妥当性確認を包括的に記述した。TRACG は，ESBWR^{[13],[14]}の開発を支援するため実施した広範囲のシステム効果，機器性能評価及び総合効果試験に対し，さらなる妥当性が確認されている。

2.1.2 コード全体のスコープ及び評価性能

TRACG は，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 3次元中性子動特性モデルに基づいている。

熱水力挙動を取り扱うために TRACG で用いる 2 流体モデルは，TRAC-PF1 及び TRAC-BF1^[1]に使用されている 2 流体モデルと基本的に同じである。この 2 流体モデルは，気相及び液相に対し，質量，運動量及びエネルギーの保存式を基礎式として解く。TRACG の基礎式では，二相間の熱的及び力学的な平衡について，いかなる仮定も含めていない。ま

た、気相は蒸気及び非凝縮性ガスの混合気体から構成することが可能であり、液相には水溶性ほう素を含めてもよい。熱水力モデルは、ベッセルコンポーネントを多次元、その他すべてのコンポーネントを1次元で定式化している。

質量、運動量及びエネルギーの保存式は、気液界面及び壁面におけるせん断応力及び熱伝達に対する構成式からなる付加的なモデルを用いることで閉じることができる。構成式は流動様式に依存しており、コード全体で首尾一貫して使用する単一の流動様式マップに基づいて選定する。

基本的な熱水力モデルに加えて、TRACG では再循環ポンプ、ジェットポンプ、燃料チャンネル、気水分離器及び蒸気乾燥器のような BWR 機器のための一連のコンポーネントモデルも備えている。TRACG では、さらに、圧力、水位及び再循環流量制御系のような主要な BWR 制御系を模擬することのできる制御系モデルを備えている。

3次元核動特性モデルは3次元沸騰水型原子炉模擬計算コード AETNA^{[15],[17]}と同一のモデルであり、エネルギー3群の時間依存拡散方程式、及び6群の遅発中性子先行核濃度の動特性方程式を解く。制御棒位置及び熱水力モデルから求められた減速材密度、燃料温度、ほう素濃度に基づき反応度フィードバックが求められる。

TRACG の構成はモジュール化手法に基づいている。TRACG の熱水力モデルは、パイプ、ポンプ、弁、T字配管、チャンネル、ジェットポンプ、気水分離器、熱交換器及びベッセルコンポーネントのような一連の基本コンポーネントをモジュールとして含んでいる。これらのコンポーネントを構成要素として使用し組み立てることで解析対象を模擬する。解析に際しては、任意の数のコンポーネントを組み合わせていることが可能である。コンポーネントの数、それらの相互関係及び各コンポーネントの詳細は、入力データを通して特定される。TRACG は、このようにして、単純な個別効果試験から完全な BWR プラントまでの広い範囲の設備を模擬できる能力を有している^{[18],[41]}。

TRACG では、個別効果試験、機器性能データ、総合効果試験及び実規模の BWR プラントデータに対し、広範にその妥当性を確認してきている。個別効果試験に対する基本モデルの妥当性確認、総合効果試験に対する妥当性確認及び実プラントデータに対する妥当性確認の中で実施した代表的な結果を本資料で説明する。この妥当性確認の目的は、TRACG の基本モデルの適用性を実証すること及びモデルの不確かさを定量化することにある。

2.1.3 米国での適用実績

TRACG の旧バージョンである Ver.2 及び Ver.4 について、米国の NRC(Nuclear Regulatory Commission)に承認された LTR(Licensing Topical Report)をもとに AOO, ATWS, 安定性, LOCA に関する使用実績を説明する。

表 2.1-1 に米国の NRC に承認された AOO, ATWS, 安定性, LOCA に関する主な LTR を示す。No.1 から No.5 は AOO または ATWS に関する LTR を、No.6 から No.9 は安定性に関する LTR を、No.10 は LOCA に関する LTR を示しており、それぞれに NRC の SER(Safety

Evaluation Report : 安全評価報告書)が添付されている。No.11 は TRACG で使用されている解析モデルについて記述されており, No.12 は試験データとの比較による TRACG の妥当性確認結果について記述されている。No.11 及び No.12 は, 各プラントタイプ, 各適用事象に対して TRACG の適用性を示した No.1 から No.10 の LTR を審査するときに参照され, その妥当性が評価されている。

2.1.3.1 AOO への適用実績

AOO については, No.1, No.3, No.4 に解析例が提示されている。No.1 では, 代表的な BWR4 プラントを対象として, 圧力増加過渡事象についてはタービントリップ(バイパス弁不作動), 給水制御系の故障, 主蒸気隔離弁の誤閉止を, 圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障を, 流量増加/減少過渡事象については再循環ポンプトリップ, 再循環流量制御系の故障を, サブクール過渡事象については給水加熱喪失を, 水位減少過渡事象については給水流量の全喪失を, TRACG Ver.2 を用いて炉心出力, 炉心流量, ドーム圧力, 圧力容器入口及び出口の流量, CPR(Critical Power Ratio : 限界出力比)の時間変化等について評価した結果を示している。No.3 では, No.1 とは異なる BWR4 プラントを対象として, 圧力増加過渡事象についてはタービントリップ(バイパス弁不作動), 給水制御系の故障, 主蒸気隔離弁の誤閉止を, 流量増加/減少過渡事象については再循環流量制御系の故障を, サブクール過渡事象については給水加熱喪失を選択し, TRACG Ver.4 及び Ver.2 の結果を炉心出力, 炉心流量, 給水流量, 入口サブクール度, ドーム圧力変化, Δ CPR/ICPR の時間変化等について比較して示している。TRACG Ver.4 の結果は Ver.2 の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No.4 では, ESBWR を対象として, 圧力増加過渡事象については負荷遮断(バイパス弁不作動), タービントリップ(バイパス弁不作動), 主蒸気隔離弁の誤閉止を, サブクール過渡事象については給水加熱喪失を, 水位減少過渡については給水流量の全喪失を, TRACG Ver.4 を用いて炉心出力, 炉心流量, ドーム圧力, 圧力容器入口及び出口の流量, CPR の時間変化等について評価した結果を示している。

2.1.3.2 ATWS への適用実績

ATWS については, No.2, No.3, No.5 に解析例が提示されている。No.2 では, 代表的な BWR プラントを対象として, 圧力増加過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を, 圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障に対するスクラム失敗を, TRACG Ver.2 を用いて炉心出力, 炉心流量, ドーム圧力, 圧力容器入口及び出口の流量の時間変化等について評価した結果を示している。No.3 では, BWR4 プラントを対象として圧力増加過渡事象である主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を選択し, TRACG Ver.4 及び Ver.2 の結果を炉心出力, 炉心流量, 給水流量, 入口サブクール度, ドーム圧力変化, Δ CPR/ICPR の時間変化等について比較して示している。TRACG Ver.4 の結果は Ver.2 の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No.5 では, ESBWR を対象として, 圧力増加

過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止，復水器真空度の喪失(LCV : Loss of Condenser Vacuum)に対するスクラム失敗を，サブクール過渡事象については給水加熱喪失に対するスクラム失敗を TRACG Ver.4 を用いて，中性子束，炉心流量，給水流量，蒸気流量，ドーム圧力，ダウンカマの水位，ボロン濃度の時間変化等について評価した結果を示している。また，No.5 ではタービントリップ(バイパス弁作動)に対するスクラム失敗において，核及び熱水力の相互作用による不安定性から生じる出力振動の時間変化について評価した結果を示している。

2.1.3.3 安定性への適用実績

安定性については，No.6 から No.9 に解析例が示されている。No.6 では，代表的な BWR プラントを対象として，TRACG Ver.4 を用いた不安定事象を解析し MCPR(Minimum CPR : 最小限界出力比)の時間変化及び SLMCPR(Safety Limit MCPR)に対する裕度を評価している。No.7 では，炉心サイズの異なる 2 つの BWR4 プラント並びに BWR5 及び BWR6 プラントを対象として，高出力/低流量における炉心出力の振動を TRACG Ver.2 を用いて解析し，DIVOM(Delta CPR over Initial MCPR Versus Oscillation Magnitude)の評価を行った結果が示されている。No.8 では，代表的な BWR を対象として，TRACG Ver.4 及び Ver.2 を用いて不安定事象を解析し，チャンネルの出力，流量，及び MCPR の時間変化，DIVOM について両コードの比較結果が示されている。DIVOM の評価において TRACG Ver.4 の結果は，Ver.2 の結果に対して本質的に同等であるか，より保守的な結果となるとしている。No.9 では，ESBWR を対象として，チャンネル安定性，炉心安定性，領域安定性に関する TRACG Ver.4 の解析結果が示されている。

2.1.3.4 LOCA への適用実績

LOCA については，No.10 に解析例が示されている。No.10 では，ESBWR を対象として，ECCS/LOCA，格納容器/LOCA 及び主蒸気管破断 LOCA に関する TRACG Ver.4 の解析結果が示されている。

2.1.3.5 審査で参照・評価された LTR

NRC の審査では，上記で説明した各事象評価への TRACG の適用を申請した No.1 から No.10 の LTR の審査に No.11 及び No.12 の LTR が参照されて適用範囲に応じた内容が評価されている。No.11 は TRACG のモデル解説書の最新版であり，中性子動特性及び熱水力挙動を解析するために必要な基礎方程式，物理モデル又は構成式，機器・コンポーネントモデル，数値解法について記載されている。No.12 は TRACG の妥当性確認結果の最新版であり，試験データとの比較により TRACG モデルの妥当性を示している。表 2.1-2 及び表 2.1-3 に TRACG の妥当性確認に関する実績を示す。

TRACG の妥当性確認では，下記の主要な妥当性確認カテゴリで構成される系統的な方

法に従い、個別効果試験及び機器性能評価試験にて解析モデルの不確かさを評価し、総合効果試験にて解析コードの適用性及び解析モデルの総合的な妥当性が確認されている。また、BWR プラント試験にて、解析コードの BWR 実規模体系への適用性が確認されている^{[12],[16]}。

- **個別効果試験** 基本モデル及び現象の妥当性確認を特別に指向した十分に制御された試験である。ここに含まれるのは、(1) 界面せん断力及びサブクール沸騰モデルを評価するボイド率データ^{[19]-[23]}、(2) 熱伝達データ^{[24],[25]}、(3) 対向流制限 (CCFL) 及び臨界流などの流れ制限データ^{[26]-[28]}、(4) 壁面摩擦モデルを評価する圧力損失データ^{[29],[30]}、(5) 限界出力データ^[31]、(6) 核動特性モデル化手法を評価する制御棒落下試験データ^[32]、(7) 密度波伝搬などの現象のモデル化手法を評価する熱水力安定性データである。
- **機器性能評価試験** 特定の BWR 機器の性能を予測するために、TRACG の能力を評価する根拠を提供する試験である。ここに含まれるのは、(1) 順流及び逆流に対するジェットポンプデータ、(2) 気液分離及び圧力損失に関する気水分離器データ、(3) BWR 上部プレナムの緊急炉心冷却注水及びその分布に関するデータ、(4) 炉心スプレイ分布データである。
- **総合効果試験** BWR の縮小模擬結果で構成される試験である。これらの試験の主目的は、システム全体の性能及びシステム中の異なる機器間の相互作用を評価することである。これらの試験には、ジェットポンプ付き BWR に対する TLTA^{[34]-[36]}、FIST、SSTF 及び ROSA 試験装置、ジェットポンプなしの外部ポンププラントに対する FIX 試験装置、並びに ESBWR に対する GIST 試験装置で実施された LOCA 模擬試験を含む。
- **BWR プラント試験** このカテゴリには、BWR プラントの過渡試験及び安定性試験が含まれる。

表 2.1-1 TRACG コードの米国における使用実績

No.	NRC から承認された LTR (Licensing Topical Report)	適用範囲	解析コード
1	GE Nuclear Energy, “TRACG Application for Anticipated Operational Occurrences (AOO) Transient Analyses,” NEDO-32906-A, Revision 3, September 2006.	BWR2～6, AOO	TRACG Ver.2
2	GE Nuclear Energy, “TRACG Application for Anticipated Transient Without Scram Overpressure Transient Analyses,” NEDO-32906 Supplement 1-A, November 2003.	BWR2～6, ATWS	TRACG Ver.2
3	GE Hitachi Nuclear Energy, “Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for TRACG AOO and ATWS Overpressure Transients,” NEDO-32906 Supplement 3-A, Revision 1, April 2010.	BWR2～6 , AOO 及び ATWS 圧力増加過渡	TRACG Ver.4
4	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Transient Analysis,” NEDO-33083 Supplement 3-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR , AOO	TRACG Ver.4
5	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Anticipated Transient Without Scram Analyses,” NEDO-33083 Supplement 2-A, Revision 2, October 2010.	ESBWR, ATWS	TRACG Ver.4
6	GE Hitachi Nuclear Energy, “DSS-CD TRACG APPLICATION,” NEDO-33147-A, Revision 4, August 2013.	BWR3～6, 安定性	TRACG Ver.4
7	GE Nuclear Energy, “Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications,” NEDO-32465-A, August 1996.	安定性解決策オ プション I-D, II, III を使用する BWR, 安定性	TRACG Ver.2
8	GE Hitachi Nuclear Energy, “Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications,” NEDO-32465 Supplement 1-A, Revision 1, October 2014.	安定性解決策オ プション I-D, II, III を使用する BWR, 安定性	TRACG Ver.4
9	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Stability Analysis,” NEDO-33083 Supplement 1-A, Revision 2, September 2010.	ESBWR, 安定性	TRACG Ver.4
10	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR,” NEDO-33083-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR, LOCA	TRACG Ver.4
	上記 LTR の審査で参照・評価された LTR		
11	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG MODEL DESCRIPTION,” NEDO-32176, Revision 4, January 2008.		TRACG Ver.4
12	GE Nuclear Energy, “TRACG Qualification,” NEDO-32177, Revision 3, August 2007.		TRACG Ver.4

表 2.1-2 TRACG コードの妥当性確認実績(個別効果試験, 機器性能評価試験)

試験項目		
個別効果試験	ボイド率	Frigg of -64 試験
		Christensen サブクールボイド試験
		Wilson 及び Bartolomei 気泡上昇試験
		EBWR 試験
		PSTF レベルスウェル試験
		東芝低圧ボイド試験
		OntarioHydro ボイド試験
		CISE 水密度試験
	熱伝達	THTF 膜沸騰試験
		炉心スプレイ熱伝達(CSHT)
対向流制限	CSHT 試験	
臨界流	Marviken 臨界流試験	
	PSTF 臨界流試験	
	Edwards ブローダウン	
圧力降下	ATLAS での圧力降下試験	
限界出力	流動振動試験	
	加圧事象及び ABWR 再循環ポンプ全台トリップ試験	
自然循環及び安定性	FRIGG 試験	
反応度投入	SPERTIII 試験	
機器性能評価試験	ジェットポンプ性能	INEL 1/6 スケールのジェットポンプデータ BWR4 実規模 1 本ノズルジェットポンプデータ BWR5 実規模 5 本ノズルジェットポンプデータ
	気水分離器	実規模 2 段/3 段気水分離器データ
	上部プレナム効果	SSTF 試験
	炉心スプレイ分布	SSTF 試験

表 2.1-3 TRACG コードの妥当性確認実績(総合効果試験, BWR プラント試験)

	試 験 項 目
総合効果試験	TLTA 試験
	FIST 試験
	SSTF 試験
	ROSA-III 試験
	FIX-II 試験
	GIST 試験
BWR プラント 試験	PEACH BOTTOM タービントリップ試験
	HATCH 2台ポンプトリップ試験
	HATCH 主蒸気隔離弁の閉止試験
	LASALLE 不安定事象
	LEIBSTADT 安定性試験
	NINE MILE POINT 不安定事象
	PEACH BOTTOM 安定性試験
	NINE MILE POINT ポンプ流量増加試験
LEIBSTADT 給水流量喪失試験	

2.2 解析モデル

この章では、BWR の原子炉内で生じる過渡変化において、過渡時のスクラム失敗事象 (ATWS) を対象とした重要な物理現象の評価に必要な基礎方程式及び解析モデルについて説明する。

2.2.1 モジュール構造

TRACG は物理領域を主な単位としたモジュール構造を有し、モジュールを組み合わせることによる柔軟な形状模擬能力を持っている。このために、TRACG には、モジュール化した基本的な熱水力コンポーネント、例えばベッセル、チャンネル、パイプ、T 字管及び弁などがある。また、これらのコンポーネントを活用した気水分離器、ジェットポンプ及びポンプなどの炉内機器用のコンポーネントも用意されている。これらのコンポーネントは、システム模擬に当たっての構成要素として使用され、互いを組み合わせて接続する。これにより、BWR プラント又は試験体系のように、物理領域の内部で種々の熱流動現象が生起し、領域間の接続を通してそれらが輸送されるシステムを構成する。また、炉心においては、3次元中性子動特性モデルによる解析機能も有しており、BWR プラントの現実的な解析が可能となっている。

一例を図 2.2-1 に示す。この図では、BWR5 の圧力容器を TRACG コンポーネントで模擬している。コンポーネント群は流路又は熱伝達経路を通して互いに結合することができる。また、TRACG には、複数の制御ブロックから構成されるモジュール化された制御系システムがある。制御ブロックは、互い同士又は熱水力コンポーネントと結合して BWR の水位制御系のような複雑な制御系を構成できる。

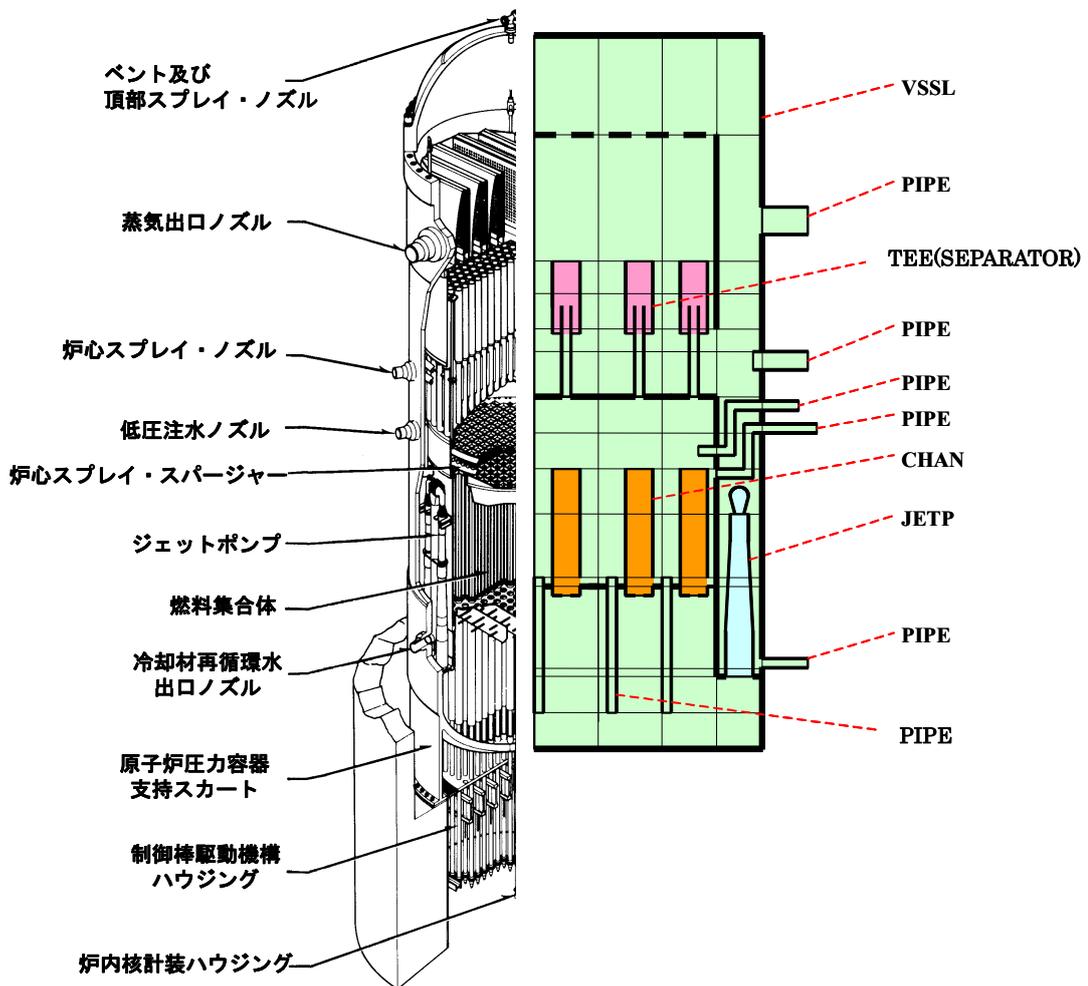


図 2.2-1 TRACG による BWR5 の模擬

TRACG は次に示すような熱水力コンポーネントを内蔵している。

- PIPE** パイプ (PIPE) コンポーネントは、TRACG 中で最も簡単なコンポーネントであり、管路中の流れに対する 1 次元熱水力モデル、及び管路壁における径方向熱伝導モデルを有している。
- PUMP** ポンプ (PUMP) コンポーネントは、コンポーネント中のセル境界の一つにポンプモデルが含まれる点を除けば、パイプコンポーネントに類似している。ポンプモデルは、ポンプ速度及び流れに対しポンプが与える揚程を計算する。
- VLVE** バルブ (VLVE) コンポーネントは、セル境界の一つの流路面積が弁の開閉を模擬するよう変化できる点を除けば、パイプコンポーネントに類似している。

TEE T字配管 (TEE) コンポーネントは、T字配管又はY字配管を構成するため、互いに連結した二つのパイプコンポーネントからなる。

気水分離器は、T字配管コンポーネントのオプションの一つである。1次分岐部はBWR気水分離器のスタンドパイプ及び胴部を構成する。一方、2次分岐部は液の排水流路を模擬する。気水分離器オプションが選択された場合、当該コンポーネント中の蒸気と液との分離を模擬するための特別なモデルが使用される。

JETP ジェットポンプ (JETP) コンポーネントは、駆動流と吸込み流との相互作用及び混合を模擬するための特別なモデルを含む点を除けば、T字配管コンポーネントに類似している。

CHAN チャンネル (CHAN) コンポーネントは、T字配管コンポーネントに基づき、燃料棒の模擬機能を有する。1次分岐部は加熱チャンネルを模擬し、燃料棒を含む。2次分岐部は、BWR燃料チャンネル下部からの漏洩流路を模擬する。また、オプションの一つとして、内部分岐部で当該チャンネル内のウォータロッドを模擬できる。さらに、燃料棒内径方向熱伝導を解くための1次元モデルを有する。当該チャンネル中の発熱及び熱伝達に関する特別なモデルも有している。

HEAT 熱交換器 (HEAT) は給水加熱器などを対象とする合成コンポーネントであり、その1次系側を構成するT字配管コンポーネントを基本要素とする。2次系側はパイプコンポーネントにより模擬される。熱交換器の1次側と2次側との間の熱伝達を模擬する特別なモデルを有する。熱交換器コンポーネントは、入力データ作成を容易にするために設けたものである。なお、熱交換器は、1次側及び2次側を模擬するよう入力データにより二つのコンポーネントを定義すれば、両者のセル間の熱伝達結合を用いて構成することもできる。

VSSL ベッセル (VSSL) コンポーネントは、TRACGにおける唯一の多次元コンポーネントである。2次元直交座標系、並びに2次元及び3次元の円柱座標系にてノード分割を行うことができる。ベッセルコンポーネント中の多次元流れを取り扱うため、多次元熱水力モデルが使用される。また、構造物を模擬する熱平板をベッセルコンポーネント中の種々の位置に組み込むことができる。例えば、集中定数化熱平板モデルについてはベッセルコンポーネント中のすべてのセル内に、1次元熱平板モデルについては軸方向又は半径方向に隣接するセル間境界面上に設置することができる。

TRACG中のすべてのコンポーネントは、同一の基本モデルを利用する。すなわち、すべての1次元コンポーネントが使用する共通の1次元熱水力モデルがある。多次元熱水力モデルはベッセルコンポーネントのみで使用されるが、このモデルは、1次元に縮約すると1次

元モデルと同一になる。また、すべての1次元コンポーネント中の壁面熱伝達、及びベッセルコンポーネント中の径方向ヒートスラブモデルで、一つの共通な熱伝導モデルを使用する。ベッセルコンポーネント内で軸方向ヒートスラブに対し使用する1次元熱伝導モデルも、離散化方法を除けば同様である。最後になるが、TRACG中には、ただ一組のせん断力及び熱伝達に対する構成式群があり、すべてのコンポーネントでこれを使用している。

2.2.2 基礎方程式とモデルの概要

ここでは、重要現象を評価するために必要となる解析モデルで、特に重要である基礎方程式、物理モデル又は構成式について説明する。

2.2.2.1 流体場の方程式

BWRの原子炉内で生じる過渡変化は、冷却水及び蒸気を流体成分とする二相流の下で生じる現象であるため、気液二相流からなる流体場を解く必要がある。また、運転時の異常な過渡変化及びスクラム失敗事象(ATWS)では、特に炉心中での重要現象がサブクール状態を含む熱的非平衡及び沸騰系であるため、主に界面せん断力に規定される気液間相対速度が位置によって大きく変化する非均質系を対象とし、さらに過渡変化の時定数に沿って状態が変化して行くため、これに追従できる流体場の方程式が必要とされる。

このような適用対象に対して適合する流体場の方程式には、2流体場に対する保存式が適切であることが知られており、対象とする質量、エネルギー及び運動量にかかわる物理量の輸送量を決定するに際し、二相流2流体場の6個の方程式を解くことになる。TRACGは、このような場の保存式に基づいて作成された解析コードである。

TRACGでは、このような定式化により非平衡、非均質な二相流を直接取り扱うことができ、熱的平衡性及び相速度に先験的な仮定を導入しない定式化が可能となる。ただし、BWRの過渡及び事故に適用するに当たって問題とならない範囲で、場の保存式を簡略化する。例えば運動量保存式において、圧力に関し気相及び液相の圧力を等しく置く1圧力モデルを導入し、また、気液間の質量輸送に伴って生じる気液界面力を界面せん断力に対して無視する。さらにエネルギー保存式において、位置エネルギー、及び変動速度の平均化の過程で生じる変動エネルギー項を無視する。

空間次元に関しては、原子炉圧力容器を除くと1次元的な取扱いで十分であり、原子炉圧力容器のみ唯一3次元的な取扱いが必要となる。時間解法については完全陰解法の使用を推奨しているが、数値粘性による解析解の忠実度低下を抑制する観点から、オプションとして半陰解法を用いることもできる。

気相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha \rho_v) = -\nabla \cdot (\alpha \rho_v \vec{v}_v) + \Gamma_g \quad (2.2-1)$$

液相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] = -\nabla \cdot [(1-\alpha)\rho_l \vec{v}_l] - \Gamma_g \quad (2.2-2)$$

気相運動量保存式：

$$\alpha\rho_v \frac{\partial \vec{v}_v}{\partial t} + \alpha\rho_v \vec{v}_v \cdot \nabla \vec{v}_v = -\alpha\nabla P - \vec{F}_{wv} + \alpha\rho_v \vec{g} - \vec{f}_{lv} - \vec{f}_{VM} \quad (2.2-3)$$

液相運動量保存式：

$$(1-\alpha)\rho_l \frac{\partial \vec{v}_l}{\partial t} + (1-\alpha)\rho_l \vec{v}_l \cdot \nabla \vec{v}_l = -(1-\alpha)\nabla P - F_{wl} \\ + (1-\alpha)\rho_l \vec{g} + \vec{f}_{lv} + \vec{f}_{VM} \quad (2.2-4)$$

気相エネルギー保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\alpha\rho_v \left(e_v + \frac{v_v^2}{2} \right) \right] + P \frac{\partial \alpha}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[\alpha\rho_v \vec{v}_v \left(e_v + \frac{v_v^2}{2} \right) \right] \\ - \nabla \cdot (P\alpha \vec{v}_v) + q_{wv}''' + q_{iv}''' + \Gamma_g h_g \quad (2.2-5)$$

液相エネルギー保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[(1-\alpha)\rho_l \left(e_l + \frac{v_l^2}{2} \right) \right] - P \frac{\partial \alpha}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[(1-\alpha)\rho_l \vec{v}_l \left(e_l + \frac{v_l^2}{2} \right) \right] \\ - \nabla \cdot [P(1-\alpha)\vec{v}_l] + q_{wl}''' + q_{il}''' - \Gamma_g h_f \quad (2.2-6)$$

ここで

- α : ボイド率
- ρ_v, ρ_l : 気相密度, 液相密度
- v_v, v_l : 気相速度, 液相速度
- Γ_g : 界面を通じた質量生成率
- P : 圧力
- F_{wv}, F_{wl} : 気相及び液相へ作用する壁面摩擦力の成分
- g : 重力加速度
- f_{lv} : 界面せん断力
- f_{VM} : 仮想質量
- e_v, e_l : 気相の内部エネルギー, 液相の内部エネルギー
- q_{wv}, q_{wl} : 壁面から気相及び液相への熱流量

q_{iv} , q_{il} : 界面から気相及び液相への熱流量
 h_g , h_f : 飽和蒸気の比エンタルピ, 飽和水の比エンタルピ
 t : 時間

2.2.2.2 構造物についての場の方程式

TRACG では、体系中の燃料棒及び他の構造物に対する場の方程式として、熱伝導方程式を解く。構造物には、1次元コンポーネントに対するパイプコンポーネント壁、並びにベッセルコンポーネントの外壁及びベッセルコンポーネント中の内部熱平板が含まれる。1次元コンポーネントの壁において、内壁からの熱伝達は当該コンポーネント中の流体に向かう。一方、外壁からの熱輸送は、他の任意コンポーネント中の流体に向かうことができる。ベッセルコンポーネント中の内部熱平板は、ベッセル中の一つのセル内部に完全に含まれるか、軸方向又は径方向に位置する二つのセル間でその境界上に配置される。

TRACG は直交座標系及び円柱座標系の1次元熱伝導モデルを用いており、燃料棒、二つのベッセル内径方向リングに接する二つの境界面をもつ2面ヒートスラブ、1次元コンポーネントの壁には円柱座標系を用いている。

直交座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \quad (2.2-7)$$

円柱座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q''' \quad (2.2-8)$$

ここで

ρ : 密度

C_p : 定圧比熱

T : 温度

r , z : 径方向位置, 軸方向位置

k : 熱伝導率

q''' : 体積熱生成率

2.2.2.3 物理モデル又は構成式

二相流流動様式, サブクール沸騰, 界面せん断力, 界面熱伝達, 界面積濃度, 壁面摩擦, 壁面熱伝達, 臨界流, 局所圧力損失, 限界出力及びリウエットの物理モデル又は構成式については、旧バージョンである TRACG Ver.4 と同じであるため、ここでの説明は省略する^[41]。物理モデル又は構成式は、米国において AOO, 安定性及び ATWS 等へ適用されており、十分な実績を有している。

2.2.2.4 中性子動特性方程式

TRACG は、中性子エネルギー3 群、遅発中性子先行核 6 群の 3 次元の時間依存中性子拡散方程式を解く。中性子束及び遅発中性子先行核濃度は、減速材密度、燃料温度、ほう素濃度及び/又は制御棒の変化に応じて、あらゆる (i, j, k) ノードで時間について求められる。ただし、燃焼度及びキセノン濃度分布は、過渡期間中で一定を仮定する。

TRACG で使用する 3 次元中性子動特性モデルは、3 次元沸騰水型原子炉模擬計算コード AETNA^{[15],[17]} と同一のモデルを組み込んでおり、炉心の過渡解析を目的として時間依存の多群拡散方程式を解く。空間解法には静特性解析と同じ解析的多項式拡散ノード法を用い、時間解法には完全陰解法後退差分スキームを標準解法として周波数変換法とともに用いている。この時間解法は、無条件安定で大きな時間ステップを可能とする。過渡時の拡散方程式を解く際に時間ステップを比較的大きく取れるようにするため、遅発中性子先行核濃度は時間ステップ内で核分裂源が線形的に変化することを仮定して解析的に解かれる。非線形反復におけるノード法結合補正係数の更新ステップを大きくとることで更なる計算時間短縮が実現できる。

3 次元時間依存中性子拡散方程式を以下に示す。

$$\begin{aligned} \frac{1}{v_g^i} \frac{\partial}{\partial t} \phi_g^i(x, y, z, t) = & \nabla \cdot D_g^i(x, y, z, t) \nabla \phi_g^i(x, y, z, t) - \Sigma_{rg}^i(x, y, z, t) \phi_g^i(x, y, z, t) \\ & + \frac{\chi_g^p}{k_{eff}^p} (1 - \beta^i) \sum_{g'} \nu \Sigma_{fg'}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) + \sum_{g' < g} \Sigma_{sg' \rightarrow g}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) \quad (2.2-9) \\ & + \sum_{m=1}^6 \chi_g^m \lambda_m^i C_m^i(x, y, z, t) + \chi_g^{ext} q_{ext}^i(x, y, z, t) \end{aligned}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} C_m^i(x, y, z, t) = \frac{\beta_m^i}{k_{eff}^i} \sum_{g'} \nu \Sigma_{fg'}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) - \lambda_m^i C_m^i(x, y, z, t) \quad (2.2-10)$$

ここで

- $D_g^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群拡散係数
- $\Sigma_{rg}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群除去断面積
- $\Sigma_{fg}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群核分裂断面積
- ν : 核分裂当たりの発生中性子数
- $\Sigma_{sg' \rightarrow g}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g' 群から g 群への散乱断面積
- $C_m^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 m 群遅発中性子先行核濃度
- $\phi_g^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子束
- $q_{ext}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群外部中性子源
- v_g^i : 時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子速度
- χ_g^p : 第 g 群即発中性子核分裂スペクトル
- k_{eff} : 初期定常時の実効増倍率

- β_m^i : ノード i の第 m 群遅発中性子生成率 ($\beta^i = \sum_{m=1}^6 \beta_m^i$)
 λ_g^m : 第 m 群遅発中性子核分裂スペクトル
 λ_m^i : ノード i の第 m 群遅発中性子先行核崩壊定数
 λ_g^{ext} : 第 g 群外部中性子源核分裂スペクトル

中性子動特性モデルでは、炉心中の出力分布を直交 3 次元(x-y-z)系で計算するが、その際に燃料温度及び冷却材密度の変化、並びに制御棒移動を考慮する。チャンネル熱水力及び燃料熱伝達にかかわるモデルでは、炉心を並行多チャンネルとして模擬し、それぞれのチャンネルが複数の燃料集合体をもつように関係付ける。また、状態量は各チャンネルの各軸方向ノードで解く。チャンネル群の水力的な境界条件は、解析コード中の炉心外モデルにて定める。各コンポーネントは、図 2.2-2 に示したデータを通じて結合される。

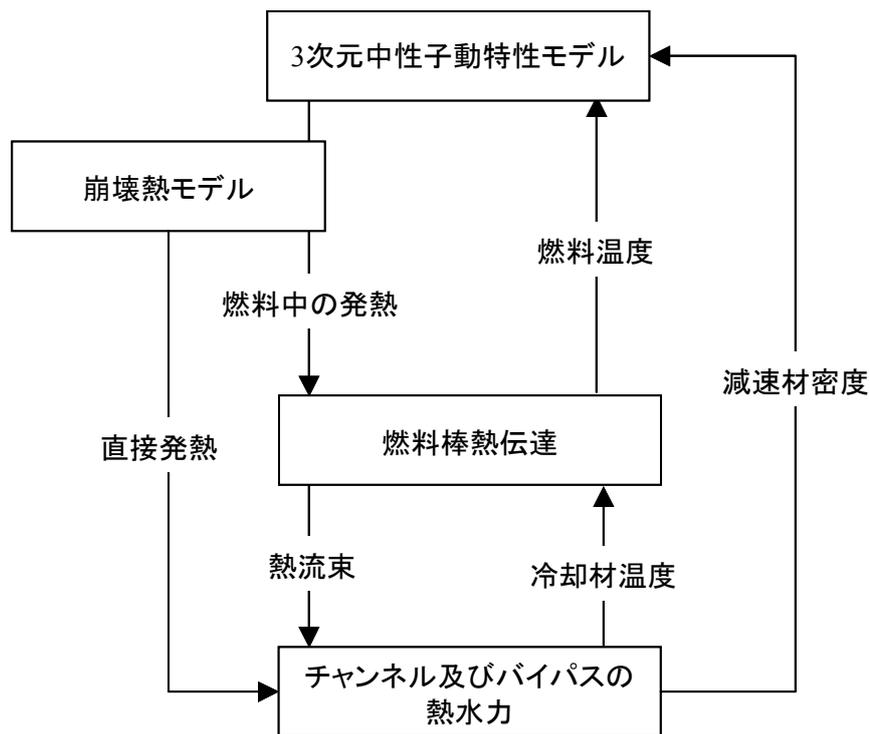


図 2.2-2 TRACG のモデル間でのデータの流れ

中性子動特性モデルにおけるノード分割は、径方向には1燃料集合体当たり1ノード、軸方向には24又は25ノードをとる。しかし、熱水力及び熱伝達に対するチャンネル、つまりTRACG中のチャンネルコンポーネントに対するノード分割は、水平の(x-y)方向で、中性子動特性モデルのそれと比較して粗い。すなわち、熱水力的及び幾何形状的に類似した状態量をグループにまとめ平均化して一つのコンポーネントとしている。このため、チャンネルコンポーネント数は燃料集合体数より少なくなる。中性子動特性モデルからチャンネルモデルへのデータの流れは平均化を通じてなされる。また、熱水力から中性子動特性モデルへのデータの流れは図 2.2-2 に示したように減速材密度及び燃料温度である。

TRACGの3次元中性子動特性モデルにおける計算では、減速材密度及び燃料温度の変化をチャンネルモデルが与える。バイパス水密度はベッセルコンポーネントから得られるが、チャンネル及びウォータロッドの水密度を体積で重み付けして組み合わせ、ノード平均の相対水密度を与える。

TRACGのほう素モデルでは、ほう素の微視的断面積及び数密度を用いて吸収断面積を補正することによりボロン反応度を考慮し、ほう素の混合については質量保存式を取り扱うことにより、液相の流れ場とともに移動する溶質として考慮している。

TRACGでは、核モデル及び熱水力モデルで原子炉压力容器内を3次元的に取り扱い、熱水力モデルでは二相流2流体場の6個の方程式により、質量、運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので、核熱結合による密度波振動から生じる中性子束振動を評価することが可能である。

3 解析結果の例示

この章では、ATWS を対象とした評価で重要な物理現象を考慮に入れて、TRACG Ver.5 が前バージョンの TRACG Ver.4 から改良された核動特性モデルの確認、REDY/SCAT で取り扱うことができない振動現象の評価、国内の BWR 及び ABWR の評価、並びに ATWS において特徴的な事象である SLC の評価に関する観点で、参考解析結果を例示する。

3.1 PEACH BOTTOM タービントリップ試験

1977年4月、Peach Bottom 原子力発電所2号機において、特別に計装された3件のタービントリップバイパス弁作動試験が、低出力レベルで実施された^[37]。試験は、過渡解析コードのための妥当性確認データを取得するために設計されており、米国電力中央研究所が後援する中で、GEH 及びフィラデルフィア電力会社により実施された。試験条件は、モデルの妥当性確認用データの量を最大化しつつ、許容可能な設計値の範囲内の燃料の運転を確実にするように選定された。試験の主目的は、急速加圧事象時における主蒸気配管の動力学的效果についての高品質の試験データを取得することにあった。試験は、中性子束高でスクラムが開始するよう直接スクラム(タービン止め弁開度スイッチにより開始されることになるスクラム)を無効化して実施された。原子炉の通常運転と異なるこの条件は、モデルと試験データとの間で有意な比較が行えるよう、中性子束を十分に大きく増加させるために必要であった。

3.1.1 試験の説明

表 3.1-1 に、3件のタービントリップ試験の初期条件及びスクラム設定点を示す。試験の初期条件は、定格炉心流量近傍で一連の出力を増加させる形で選定された。2回目の試験に先立ってキセノン過渡現象のため、計画出力レベルの1%以内に出力を保持するのに、炉心流量を減少させることが必要となった。各々のタービントリップ試験はタービン止め弁(TSV)の急閉で開始され、TSV 閉によるスクラム信号をバイパスして中性子束スパイクが得られた。再循環ポンプのトリップは TT3 を除いて防止された。中性子束が中性子束高スクラムのセットポイントに到達したとき、スクラムが生じ中性子束の減少が起こった。TSV 閉後すぐにタービンバイパス弁が開き始め、圧力容器からの蒸気インベントリの開放により圧力上昇が徐々に軽減された。

表 3.1-1 Peach Bottom タービントリップ試験の条件

条件	炉心出力		炉心流量		中性子束高 スクラム設定
	(MWt)	(定格比%)	(kg/s)	(定格比%)	(定格出力比%)
定格	3293	100	12,915	100	—
TT1	1562	47.4	12,764	98.8	85
TT2	2030	61.6	10,445	80.9	95
TT3	2275	69.1	12,839	99.4	77

3.1.2 解析モデル

Peach Bottom 2 号機のタービントリップ試験の TRACG 解析は、標準的なノード分割手法を使用して実施した^[16]。試験が実施された時点で、炉心には 576 体の 7×7 及び 188 体の 8×8 燃料集合体が装荷されていた。炉心は上部及び／又は下部プレナムにおける熱水力的特徴の変化を模擬するために径方向に 3 つのリングに分割した。TRACG 計算では、燃料集合体を 8 個の CHAN コンポーネントで模擬した。燃料集合体のグループ分割を表 3.1-2 に示す。3 件の試験の模擬解析で燃料集合体のグループ分割は異なっている。各 CHAN コンポーネントでは、同じタイプ（すなわち 7×7 又は 8×8）、類似した出力、及び同様な径方向位置（TRACG VSSL コンポーネント中の同じリング）の一群の燃料集合体を模擬した。初期の定常状態は、燃料集合体核特性計算コード LANCR^{[33],[38]}及び 3 次元沸騰水型原子炉模擬計算コード AETNA^{[15],[17]}によってプラントのトラッキング計算により作成した^[42]。TRACG の中性子束計算モデルは AETNA と同じである。このように、本解析は炉心設計コードを含むコードシステムとして行われており、より高品質な安全評価パラメータの評価を可能としている。

3.1.3 試験データとの比較

コードの妥当性確認の観点からすると、Peach Bottom タービントリップ試験での測定値と TRACG 解析結果との比較では、中性子束が最も重要な変数である。中性子束は過渡時の限界出力比及びその予測に必要なパラメータを決定する上で、また、炉心圧力の正確な計算、並びにドップラ、スクラム及びボイド反応度フィードバック現象を正確に表す上で、第一に重要なパラメータである。

全中性子束について、測定値と計算値を 3 試験で比較して図 3.1-1 から図 3.1-3 に示すとともに、表 3.1-3 にまとめる。ここで、全中性子束は核分裂断面積を重みとして中性子束をエネルギーについて積分したものを意味しており、核分裂出力と同じである。

表 3.1-3 は、中性子束ピーク値について TRACG 計算値と試験の測定値とを比較している。中性子束の測定値は、文献[37]の図 6-7 から図 6-9 までの“炉心平均 LPRM 信号”をデジタル化して得た。中性子束ピークの計算値は、試験値に対して約 高い TT2 から約 高い TT1 までの範囲にある。3 試験に対し、TRACG は標準偏差約 で平均約 ピーク中性子束を過大評価する。

中性子束の時間積分値は、過渡時の限界出力比を正確に予測するための TRACG の能力を測るには、中性子束ピーク値よりもよい指標である。図 3.1-4 に数値的に積分した中性子束を時間に対しプロットして示す。すべての試験において MCPR は 1 秒前後で最小値となることから、計算値と測定値間の 1 秒前後の積分値に注目すると、TT1 では計算値が測定値と大変よく一致している。一方、TT2 及び TT3 では計算値が過大評価している。すべての試験において流量はほぼ一定に保たれ、着目する時間領域において同等であることから、核分裂出力積分値の評価が MCPR の評価に影響のある唯一の因子である。

Peach Bottom タービントリップ試験に対し、原子炉ドーム圧についての測定値と計算値の比較を図 3.1-5 から図 3.1-7 に示す。3 試験の全てに対し、過渡変化の全域にわたって、TRACG が原子炉ドーム圧を妥当な範囲で予測している。中性子束は炉心圧力増加に伴うボイドの消滅により増加する。信頼性のある安全評価パラメータの評価のために、事象開始から 1 秒後に MCPR が最小値に達することから、1 秒前までの圧力上昇の再現も重要である。初期の圧力上昇、最初及び引き続く圧力振動の大きさ及びタイミング、並びにドーム圧のピーク値を、いずれも妥当な範囲で予測している。圧力振動を正確に予測することは、蒸気配管内の動的応答の詳細を、TRACG の蒸気配管モデルが正しく模擬することを示している。ドーム圧ピーク値を妥当な範囲で予測することで、バイパス弁特性について、TRACG モデルの妥当性が確認される。

3.1.4 結論

Peach Bottom 2 号機での 3 件のタービントリップ試験において、原子炉の加圧及び中性子束の応答を TRACG の解析結果と比較し、試験結果を十分に再現できることを確認した。また、MCPR の計算にとって重要なパラメータである中性子束の時間積分量が、適切に、又は幾分か保守的に予測されることを確認した。これらの結果より、運転中の BWR の過渡的な挙動を予測するために TRACG を使用することは妥当であることが示された。

表 3.1-2 Peach Bottom タービントリップ試験 TRACG 解析用燃料集合体グループ分割

--

表 3.1-3 Peach Bottom タービントリップ試験における中性子束の比較

--

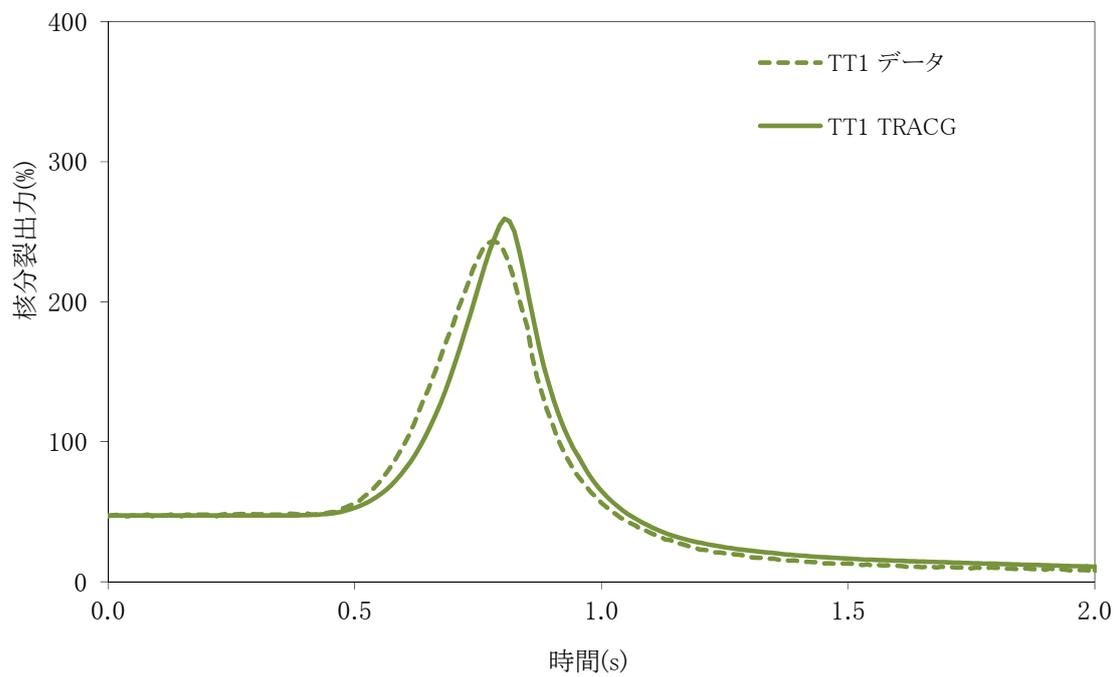


図 3.1-1 Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対する核分裂出力応答

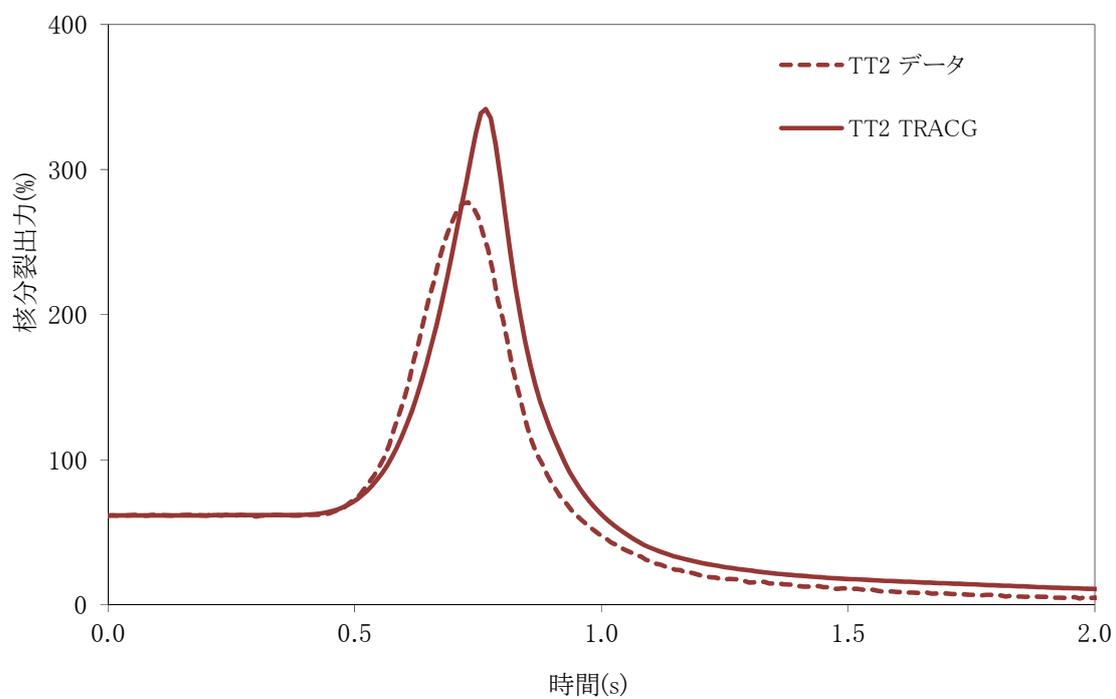


図 3.1-2 Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対する核分裂出力応答

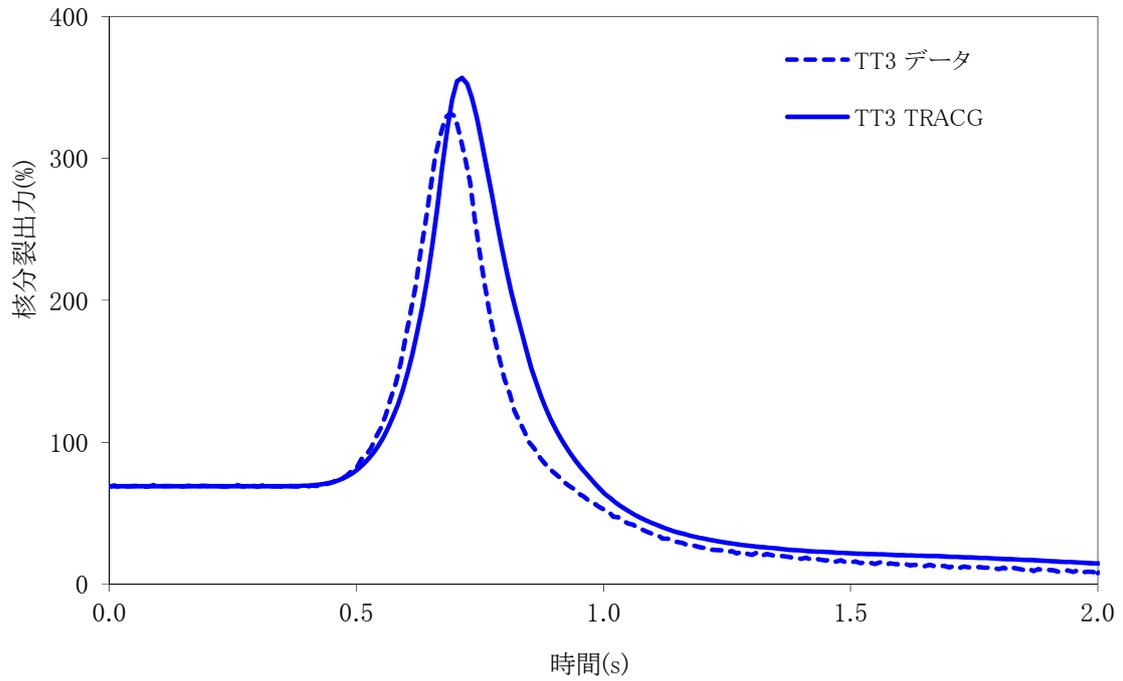


図 3.1-3 Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対する核分裂出力応答

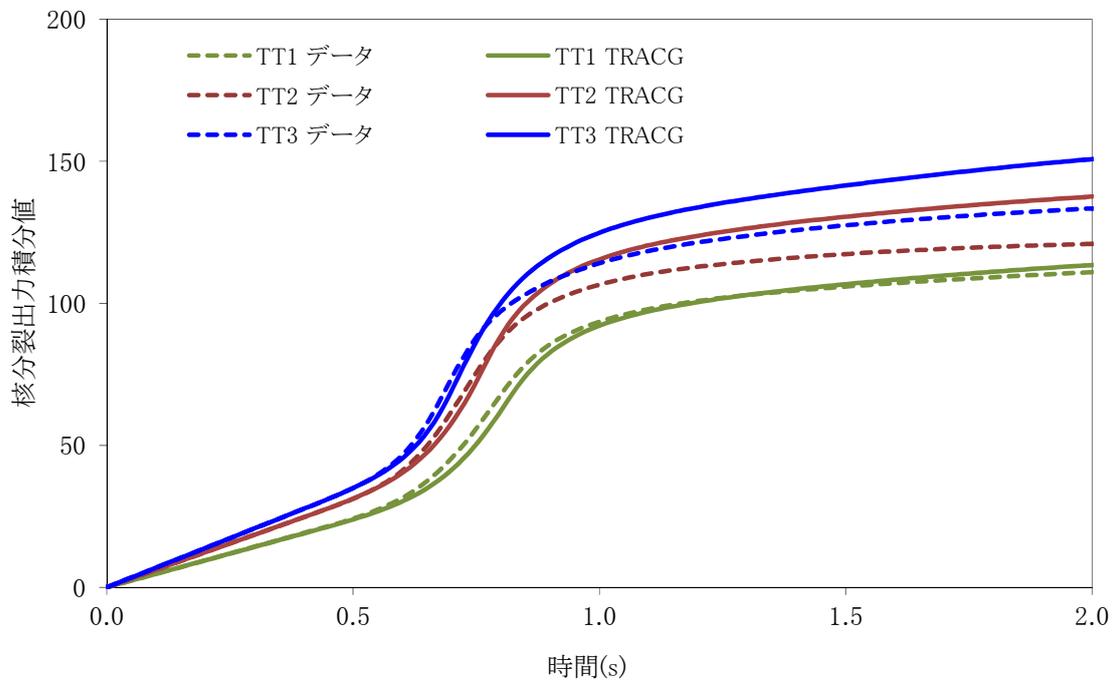


図 3.1-4 Peach Bottom タービントリップ試験 1, 2 及び 3 に対する核分裂出力の積分量の応答

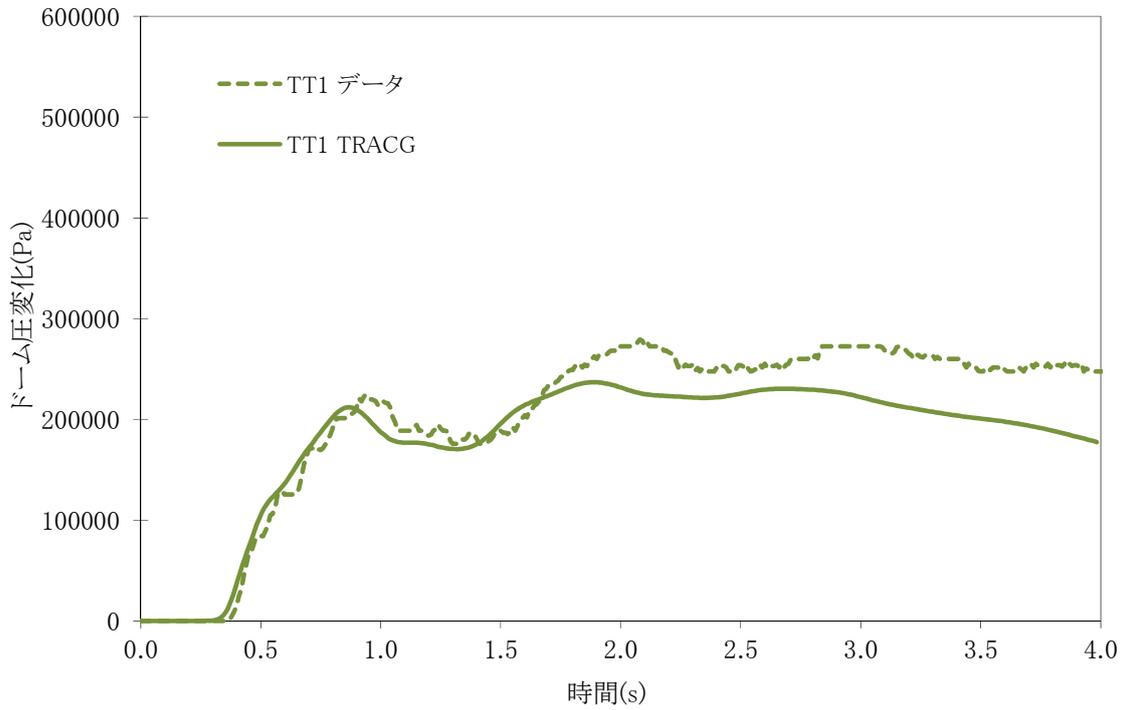


図 3.1-5 Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対するドーム圧変化

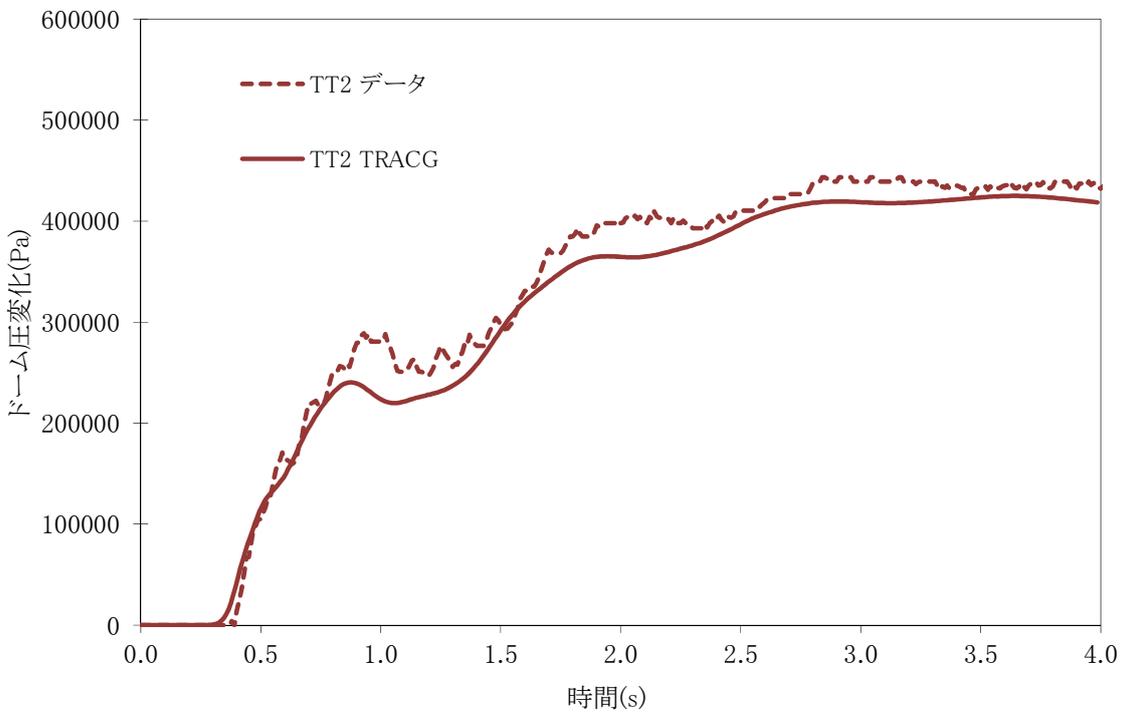


図 3.1-6 Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対するドーム圧変化

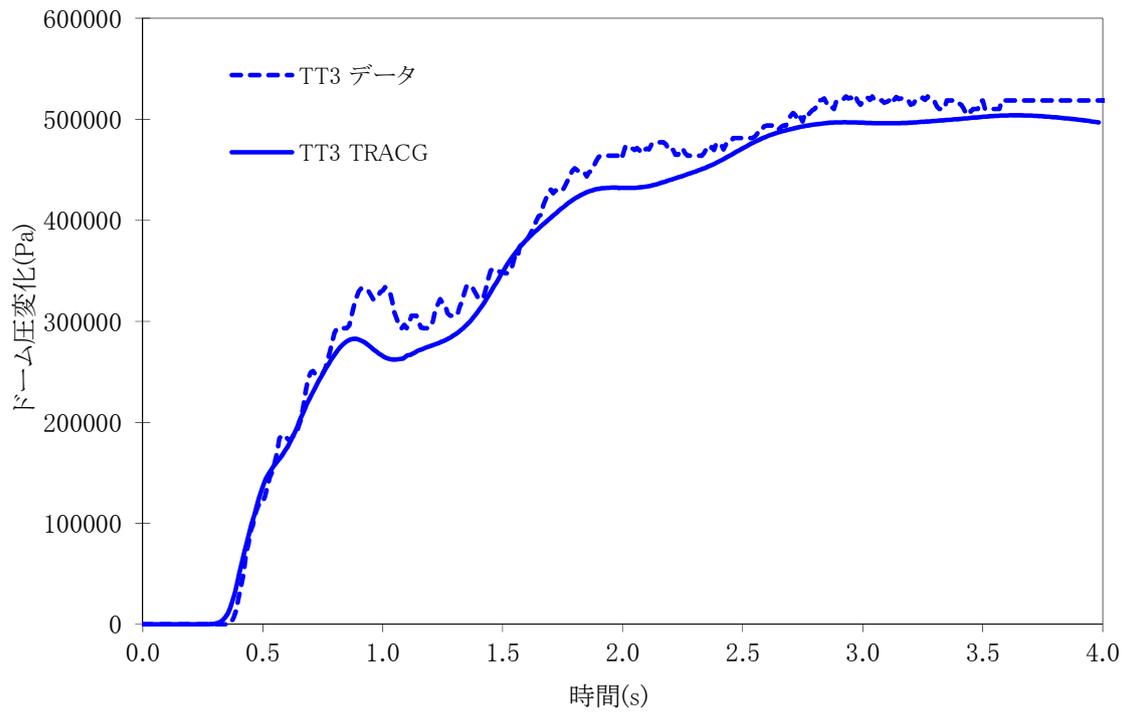


図 3.1-7 Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対するドーム圧変化

3.2 LASALLE 不安定事象

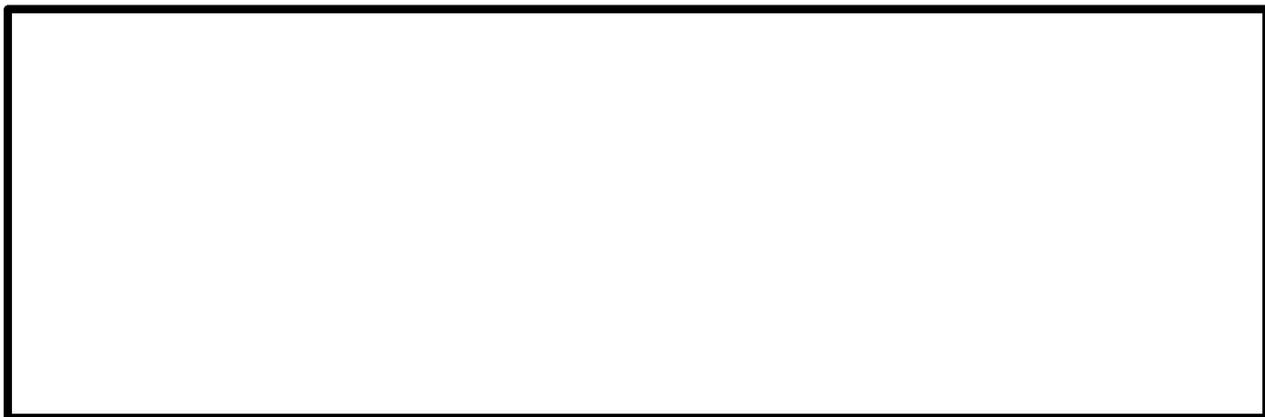
1988年3月に米国 LaSalle-2 号機で発生した不安定事象^[39]からは、炉心一体での振動（corewide oscillation）に関する安定性解析、及び、プラント過渡応答解析の妥当性を確認するために有効なデータが得られている。表 3.2-1 に事象発生時のプラント条件が示されている。原子炉は 84%定格出力/76%定格流量で運転されていた。本事象は、再循環ポンプが両系トリップしたことで流量が減少し、自然循環状態となったときに発生した。流量の減少により炉心平均出力は 40%近くまで減少し、この影響による主蒸気管流量の減少は給水加熱の減少に繋がった。給水加熱の減少により、炉心平均出力は 45%まで上昇すると同時に、炉心下部での出力ピーキングは増大した。炉心全体での振動は、ポンプトリップから約 5 分後に検知され、APRM 高スクラムが約 7 分後（事象発生から 410 秒）に発生した。

本事象に関する TRACG 模擬性能の評価に利用されたデータは、次の 2 つに分類される。第 1 の分類は、事象開始後の 6 分間に亘り 1 分毎に記録された主蒸気管流量、炉心流量、ドーム圧力、炉水位、給水流量、給水温度である。第 2 の分類は、スクラム直前の 1 分間、連続的に記録された出力、炉心流量、炉水位、給水流量である。給水制御弁（actuator valve）が故障していたことが事象発生後に確認されている。これは、事象発生中に観測された給水流量の 35 秒間の大きな揺れと整合しているばかりでなく、原子炉スクラム直前の 1 分間に記録された出力、炉心流量、炉水位の変動とも対応している。

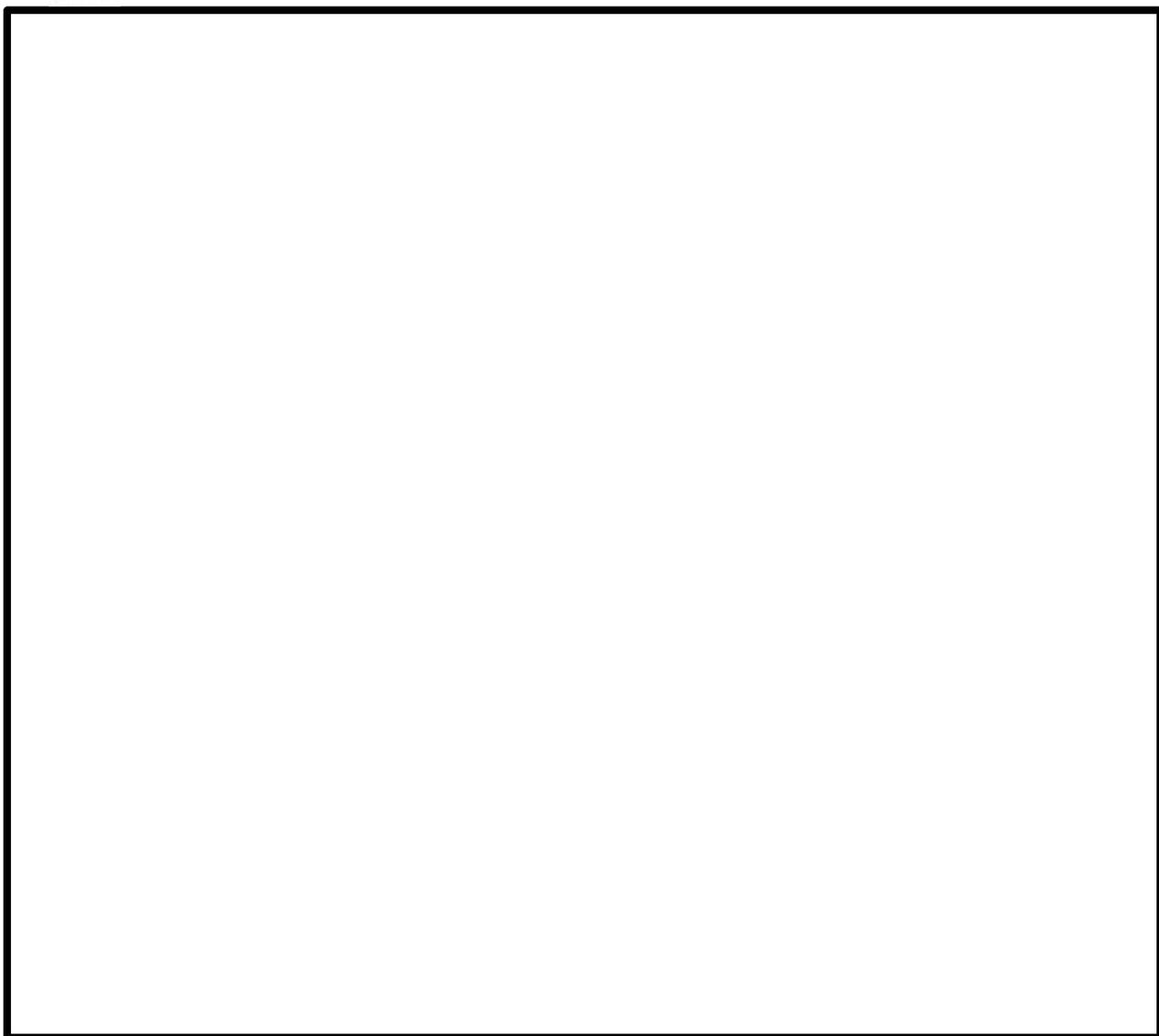
3.2.1 TRACG 解析モデル

BWR5 である LaSalle-2 不安定事象についての TRACG 解析は、標準的なノード分割（燃料有効部を軸方向 25 ノードに均等分割する）を修正することにより行われた。安定性への適用であることを考慮に入れ、燃料チャンネルのノード分割は、下部加熱 4 ノードをそれぞれ 4 つのサブノードに分割し、それより下流側 6 ノードをそれぞれ 2 つのサブノードに分割する（燃料有効部を軸方向 43 ノードに非均等分割する：ノード高さが上流側から下流側にかけて 3 段階で大きくなる）ように修正された。この修正により、沸騰境界における密度波についての解析精度が改善された。図 3.2-1 に本事象の模擬に用いられたチャンネルグルーピングが示されている。炉心内の 764 体の燃料集合体は、それぞれが 8 つの平均的な水力特性を有するチャンネル（CHAN コンポーネント）に振り分けられた。燃料集合体のグループ化は、集合体タイプ及び出力ピーキングに基づいて行われた。実炉での 3 次元出力分布の変化を推定することを目的として、APRM と LPRM の応答模擬が TRACG 制御系モデルを利用することにより行われた。





3.2.2 試験データとの比較



3.2.3 結果の考察





3.2.4 結論

LaSalle 不安定事象についての TRACG 模擬計算により，TRACG は REDY/SCAT で取り扱うことができない炉心一体振動を再現することができた。

表 3.2-1 LaSalle2 不安定事象の初期条件

出力 (MW)	炉心流量 (kg/s)	ドーム圧力 (MPa)	給水温度 (K)	給水流量 (kg/s)
2801	10332	6.878	478	1460

表 3.2-2 APRM の比較

--

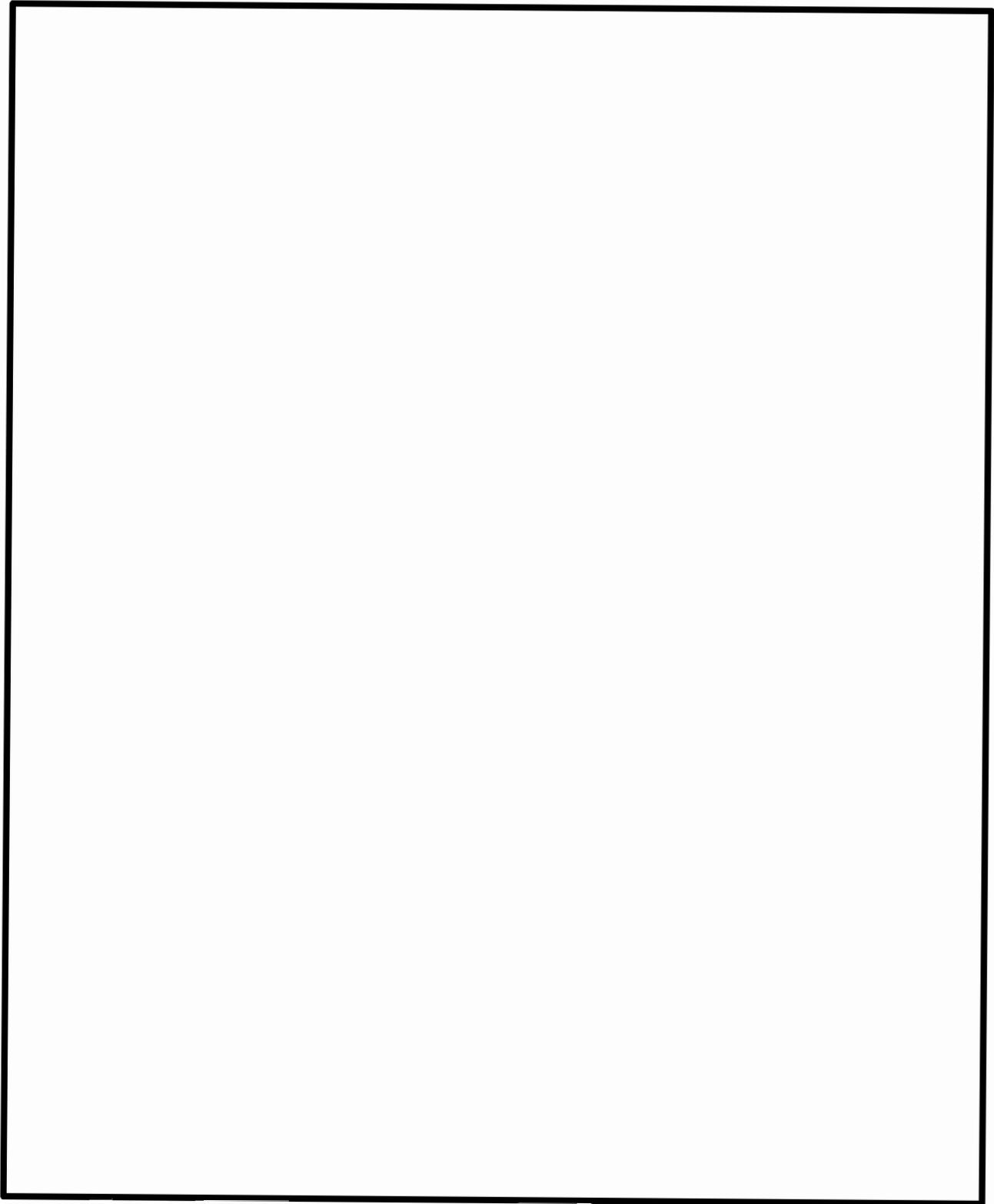


図 3.2-1 LaSalle-2 不安定事象模擬のための TRACG によるチャンネルグループピング

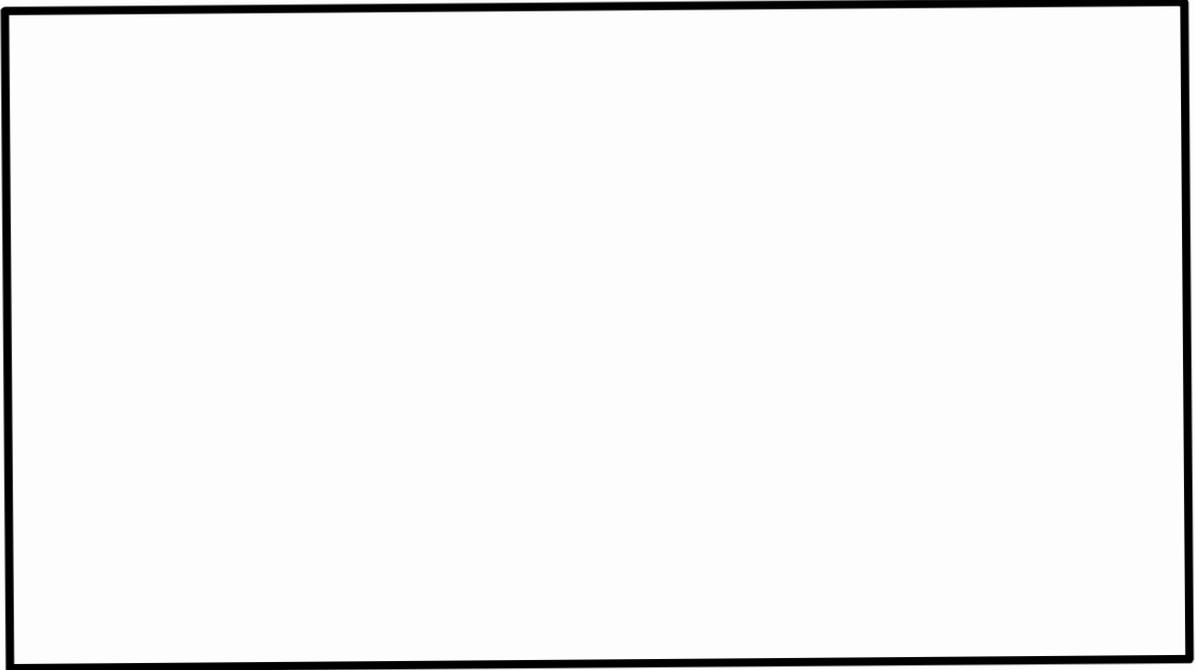


図 3.2-2 TRACGによる炉心出力の時間変化

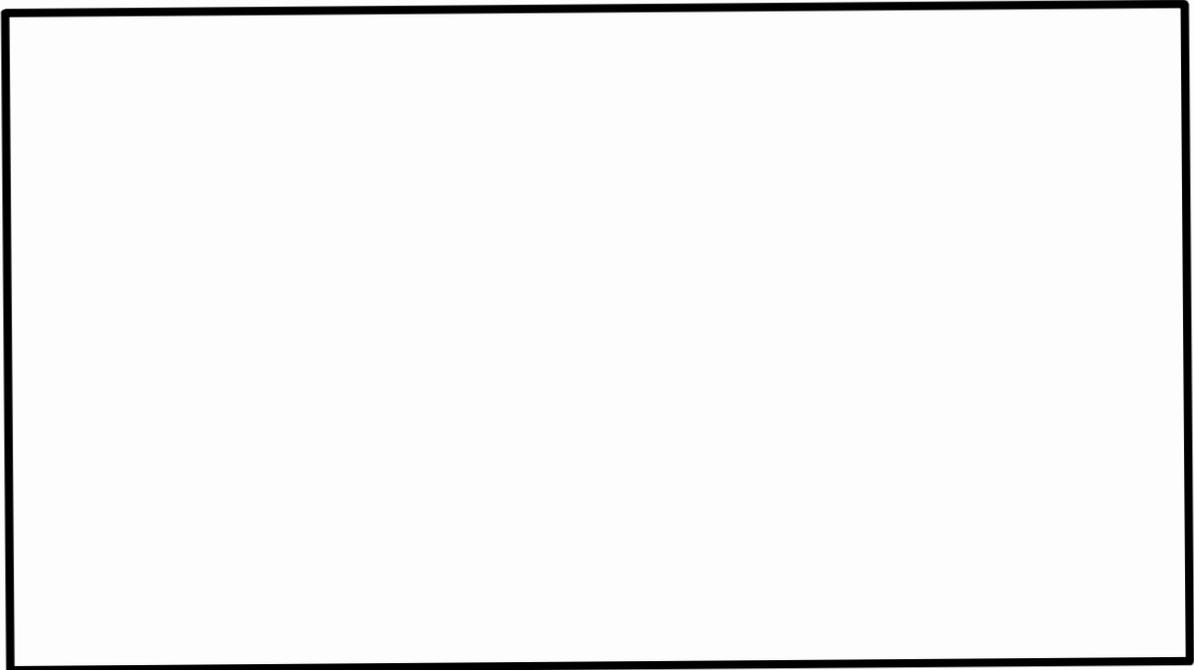


図 3.2-3 TRACGによるAPRMの時間変化



図 3.2-4 TRACG による炉心流量時間変化とプラントデータとの比較



図 3.2-5 TRACG によるドーム圧力時間変化とプラントデータとの比較

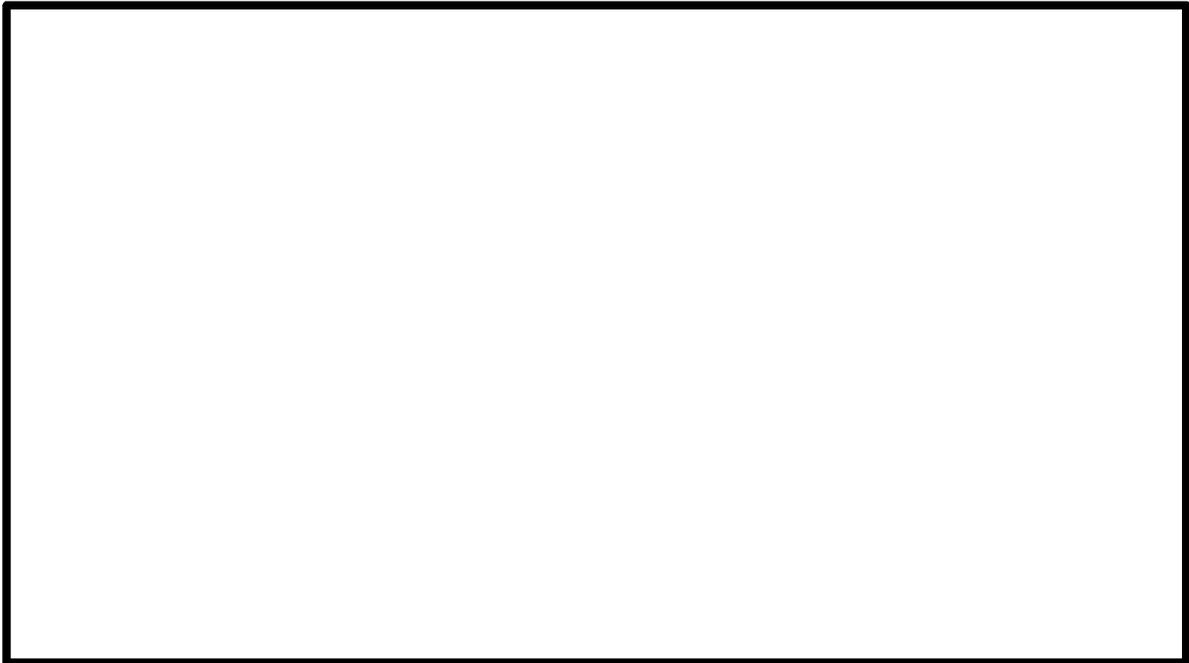


図 3.2-6 TRACG による給水温度時間変化とプラントデータとの比較

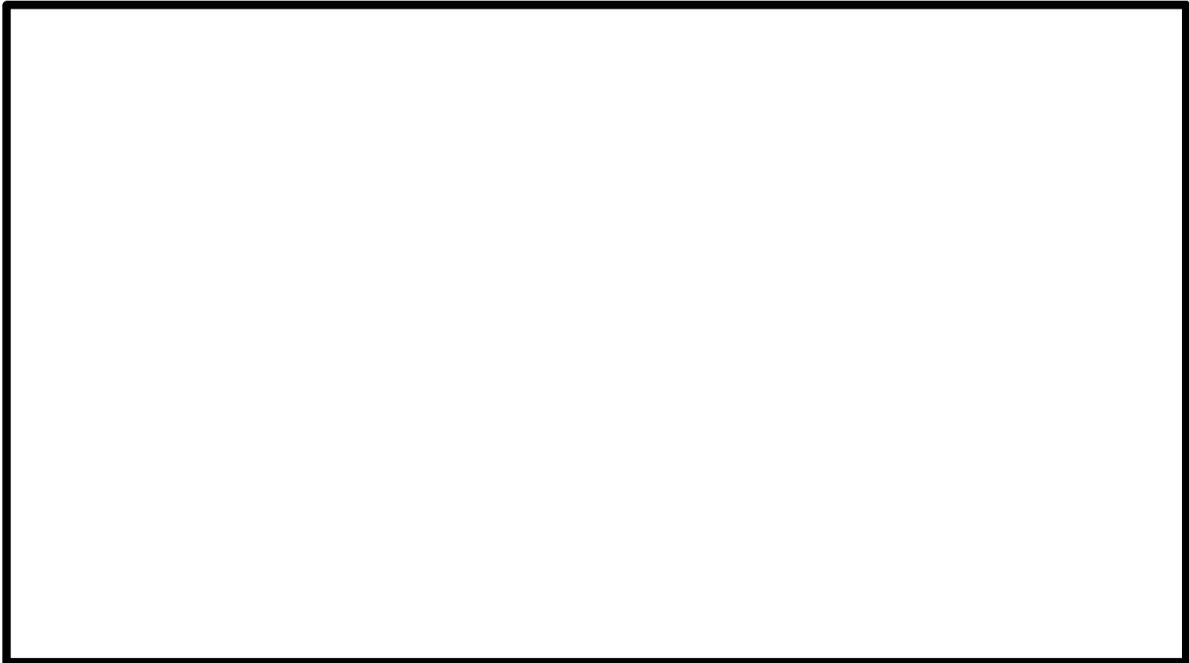


図 3.2-7 TRACG による給水流量時間変化とプラントデータとの比較



図 3.2-8 TRACG による主蒸気管流量時間変化とプラントデータとの比較



図 3.2-9 TRACG による炉水位時間変化とプラントデータとの比較

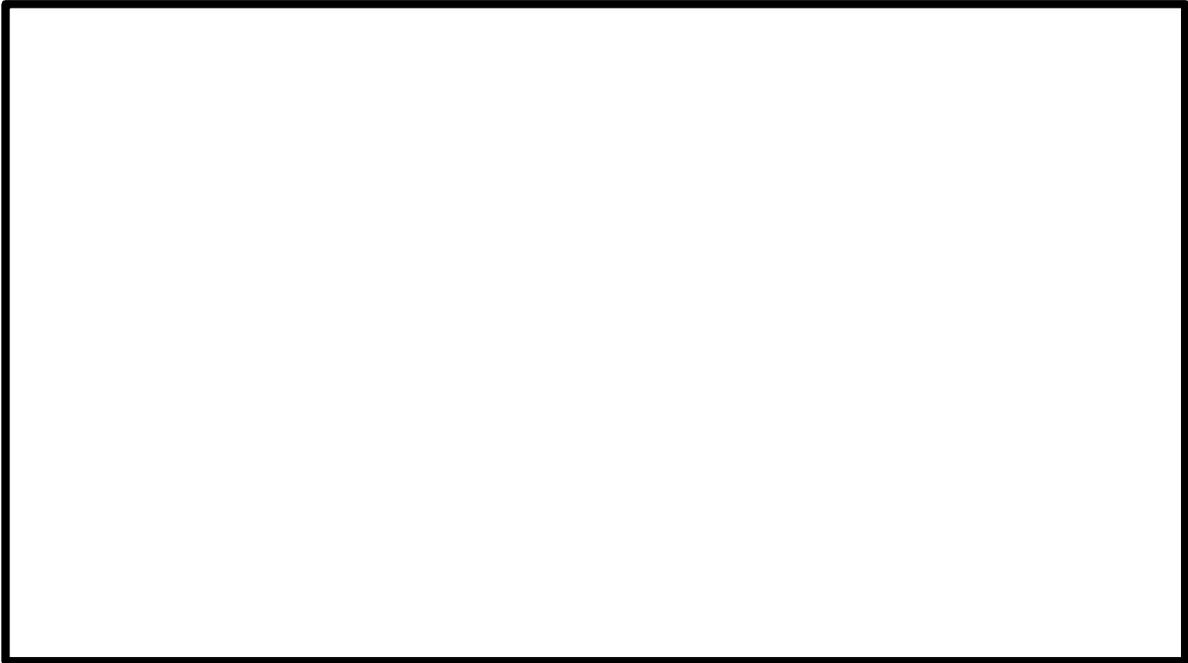


図 3.2-10 TRACG による APRM とプラントデータとの詳細比較



図 3.2-11 TRACG による給水流量とプラントデータとの詳細比較

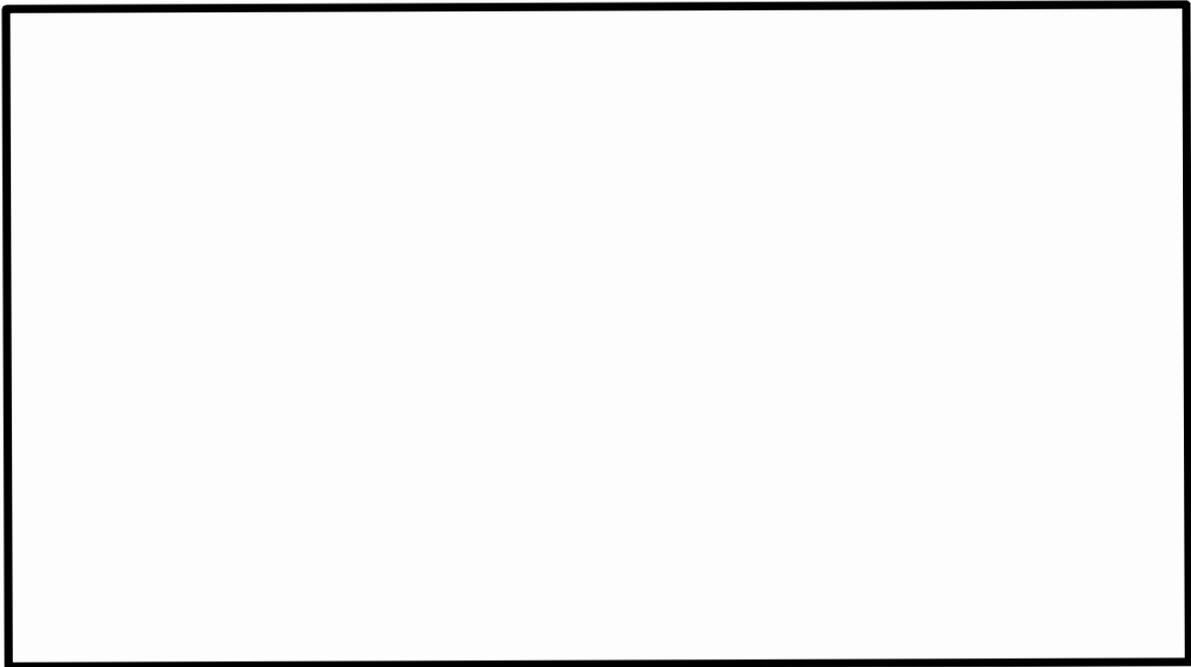


図 3.2-12 TRACG による炉心流量とプラントデータとの詳細比較

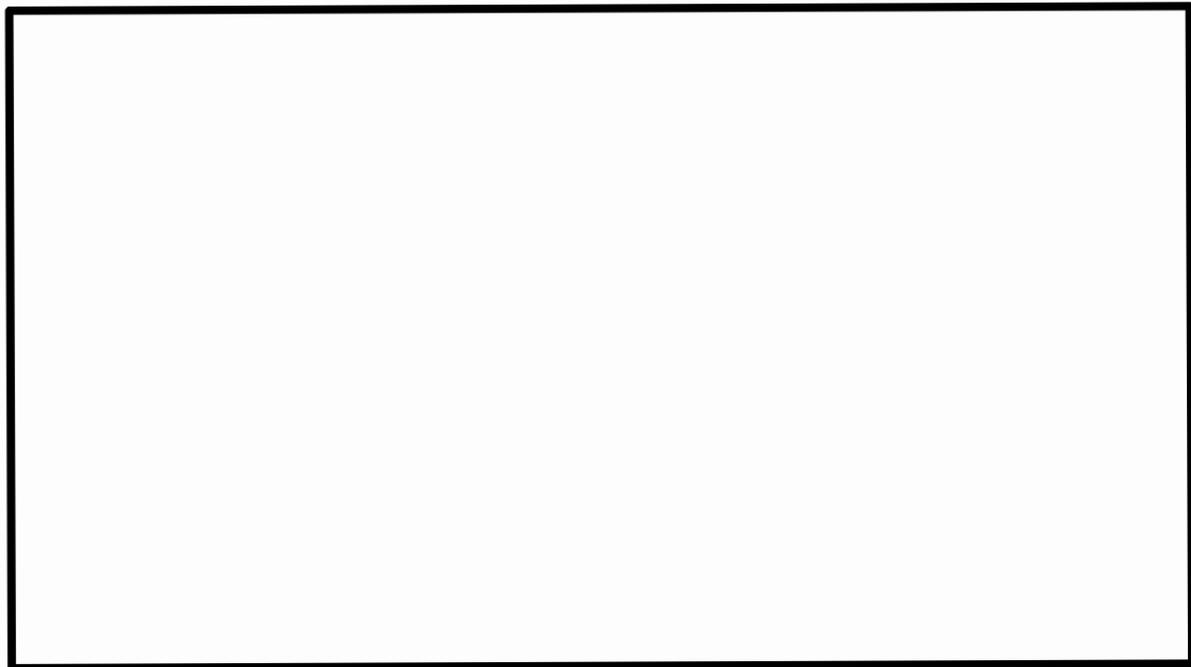


図 3.2-13 TRACG による炉水位とプラントデータとの詳細比較

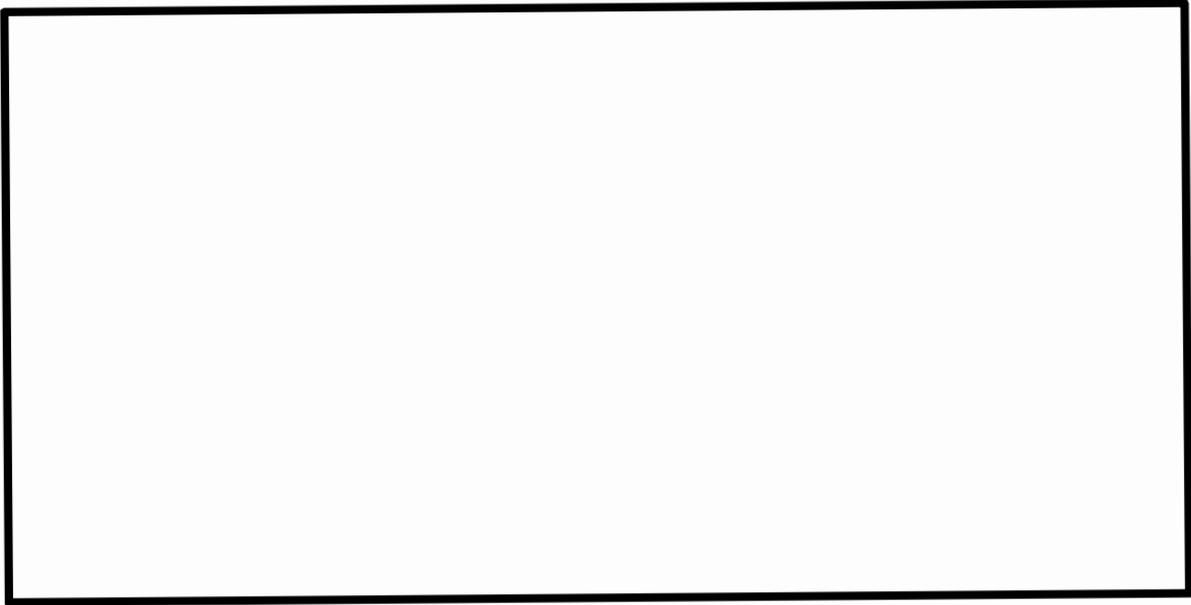


図 3.2-14 TRACG による炉心入口温度の時間変化

3.3 福島第二原子力発電所 2号炉 起動試験

日本国内の BWR は従来型 BWR と ABWR に大別することができる。両者は主に再循環系の構成が異なるため、AOO 挙動も異なり個別に検証することが必要である。本節では従来型 BWR の代表例として熱出力 3293MW の福島第二原子力発電所 2号炉 (2F-2) について取り上げる。2F-2 の諸元表を表 3.3-1 に示す。

対象とした試験は、圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験 (LRWB)、流量減少過渡時の再循環ポンプトリップ試験 (再循環ポンプ 2 台中 1 台トリップ: 1RPT) の 2 ケースとした。図 3.3-1、図 3.3-2 に各試験の事象進展図を示す。

3.3.1 TRACG 解析モデル

TRACG では VSSL コンポーネントによって原子炉圧力容器のモデル化を三次元的に行うことができる。従って本解析における原子炉圧力容器のモデル化は軸方向を 15 領域、径方向を円柱状に 4 領域に分割した。また、燃料チャンネルについては CHAN コンポーネント、主蒸気管は一次元コンポーネントの TEE, VLVE, FILL, BREK などにより行った。従来型 BWR の原子炉圧力容器のノーディングを図 3.3-3 に、燃料チャンネルのノーディングを図 3.3-4 に、主蒸気管のノーディングを図 3.3-5 に示す。これらのノーディングに従い TRACG の解析を実施した。

TRACG の炉心状態は AETNA により初期化され、過渡計算では TRACG 自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて、核計算は全チャンネルが独立に計算されるが、熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け、複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。

再循環流量制御、給水流量制御、炉心圧力制御などのコントロールシステム、及び安全保護系などについてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.3.2 試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図 3.3-6 に、再循環ポンプトリップ試験に関する比較を図 3.3-7 に示す。

3.3.3 結果の考察

発電機負荷遮断試験については、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位それぞれの時間変化を TRACG の解析結果と比較した。中性子束 (APRM 応答) について見ると、スクラムにより速やかな低下傾向を示し、 の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間などが同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

再循環ポンプトリップ試験についても、中性子束、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位、再循環ループ流量それぞれの時間変化を TRACG の解析結果と比較した。中性

子束（APRM 応答）は、再循環ポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し、その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において [] その後の出力が整定する時間領域では [] の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間などが同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.3.4 結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及び再循環ポンプトリップ試験について TRACG では十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析に TRACG を使用することは妥当である。

表 3.3-1 福島第二原子力発電所 2 号炉の諸元表

原子炉タイプ	BWR5
電気出力(MWe)	1100
熱出力 (MWt)	3293
燃料集合体体数	764
炉心流量(t/h)	48.3×10^3
原子炉ドーム圧力 (MPa(gage))	6.93
再循環ポンプ台数	2 (External loop)

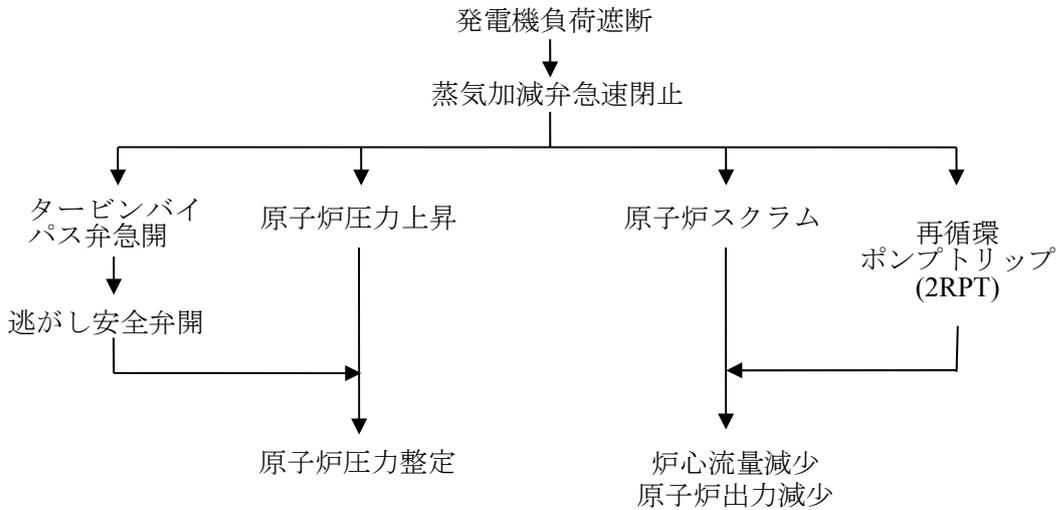


図 3.3-1 福島第二原子力発電所 2 号炉における LRWB 事象進展図

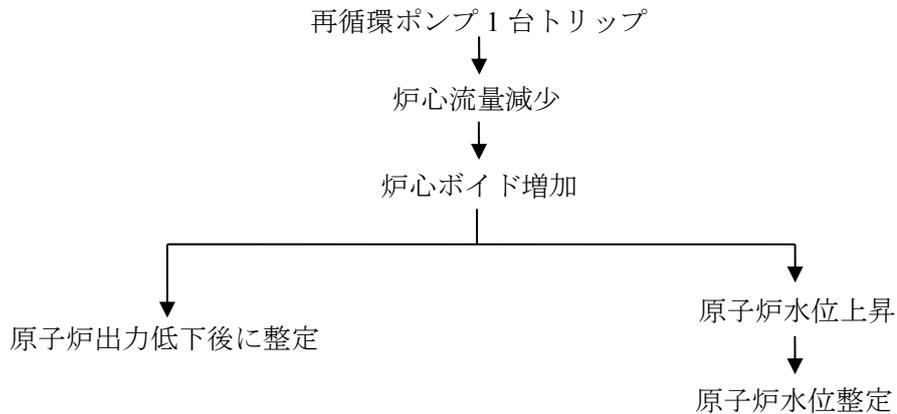


図 3.3-2 福島第二原子力発電所 2 号炉における 1RPT 事象進展図

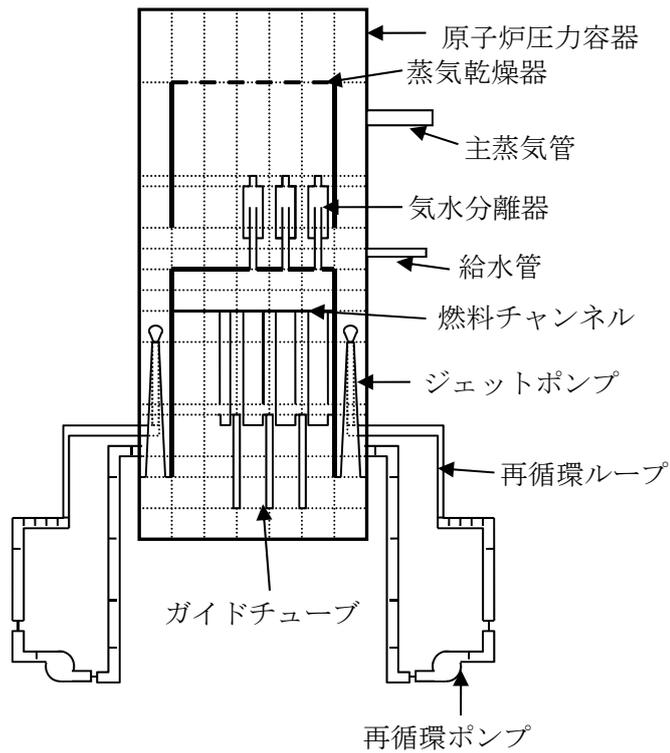


図 3.3-3 福島第二原子力発電所 2号炉の原子炉压力容器ノーディング図

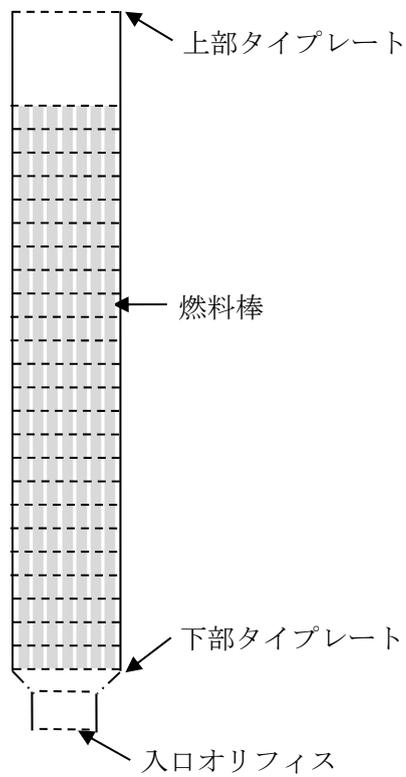


図 3.3-4 福島第二原子力発電所 2号炉の燃料チャンネルノーディング図

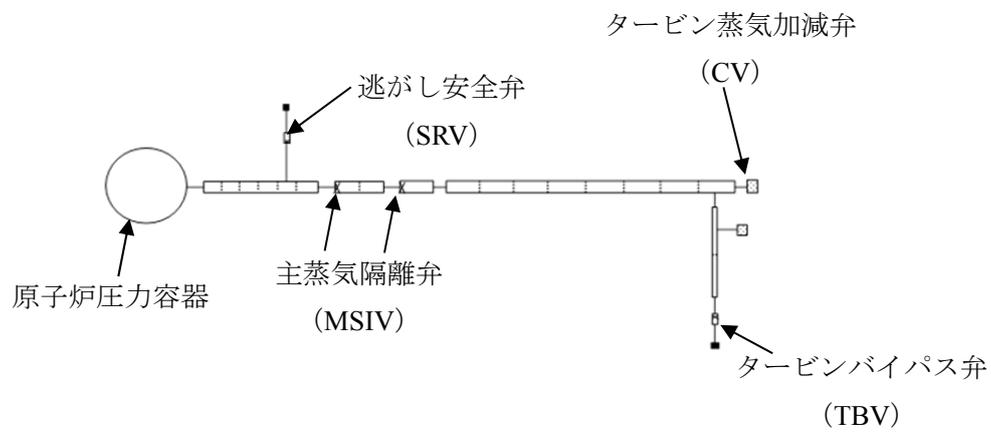


図 3.3-5 福島第二原子力発電所 2号炉の主蒸気管ノーディング図

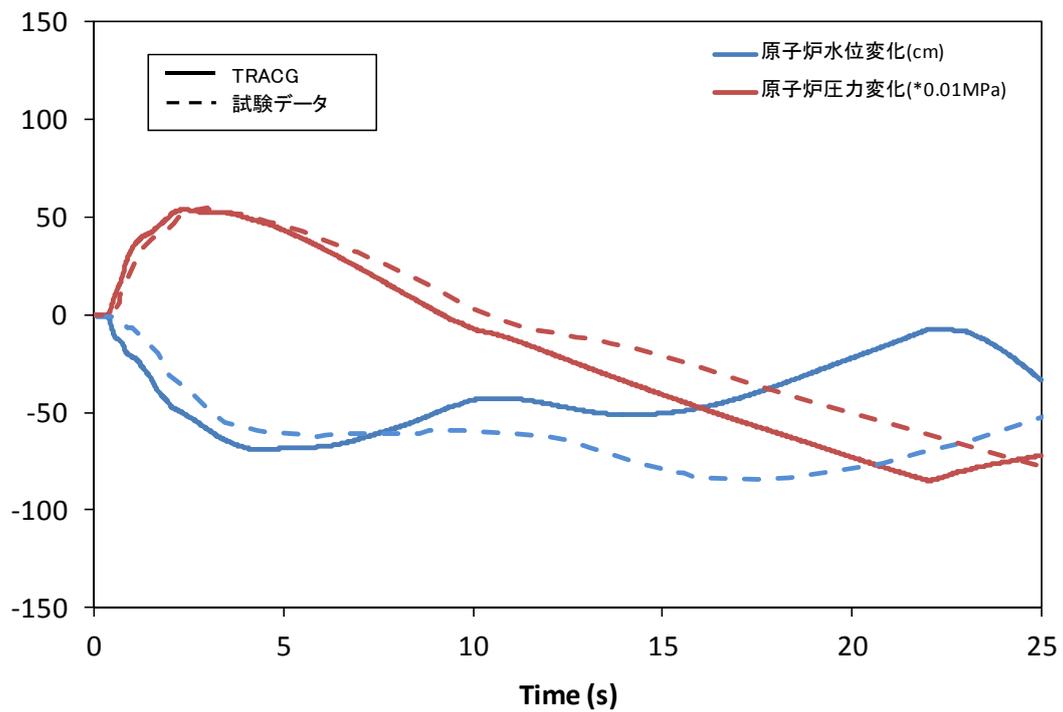
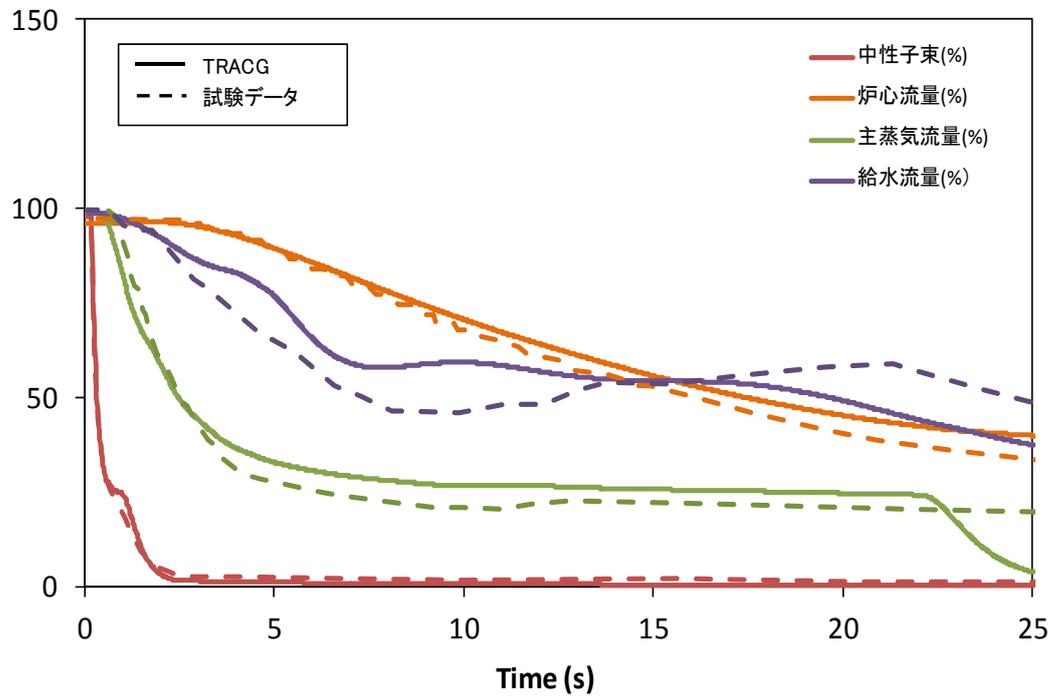


図 3.3-6 福島第二原子力発電所 2号炉の LRWB と解析結果の比較

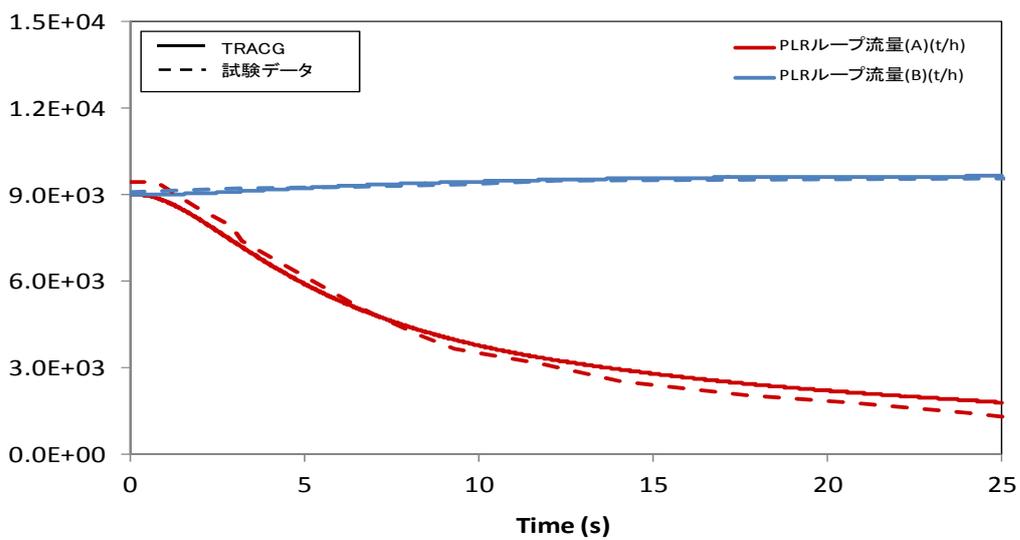
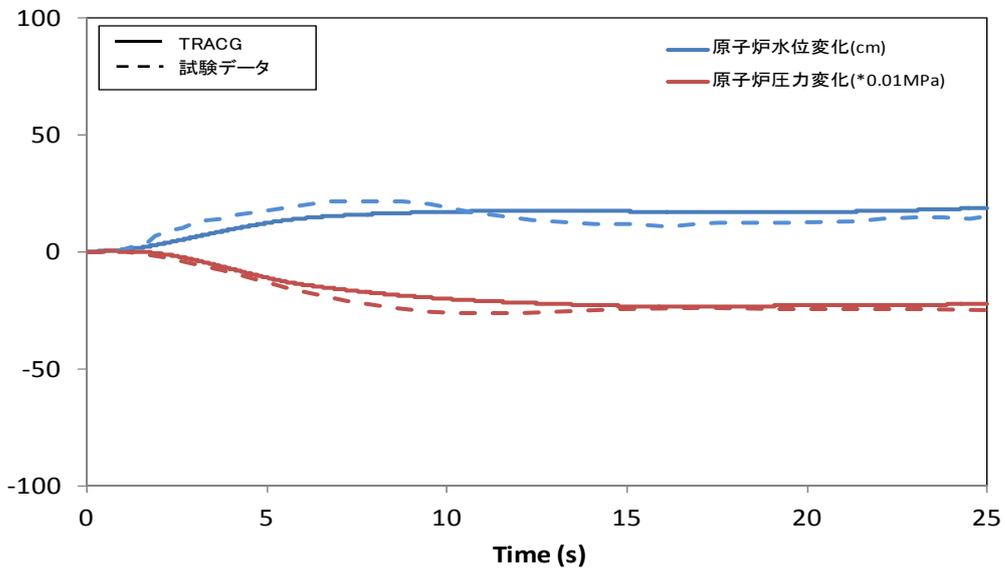
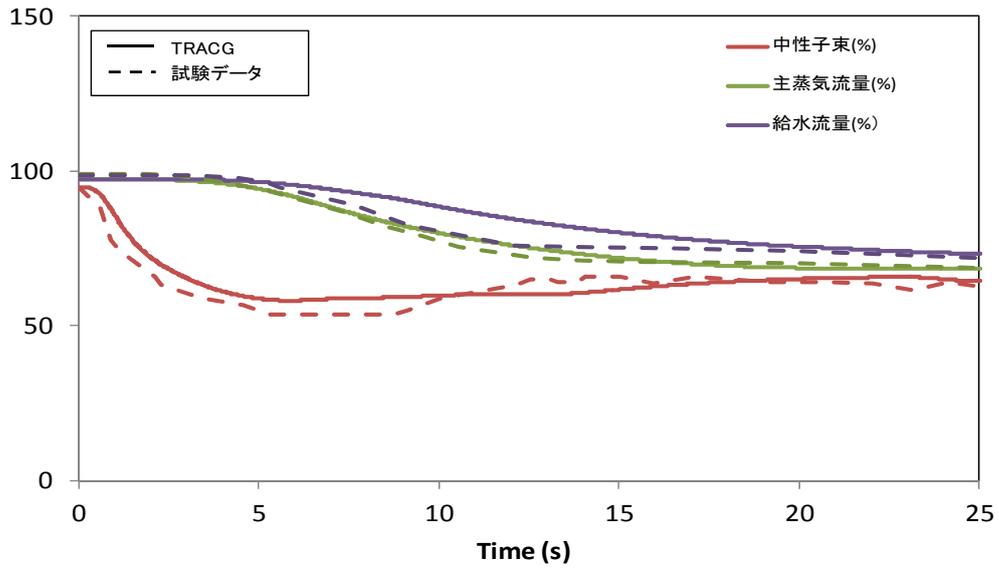


図 3.3-7 福島第二原子力発電所 2号炉の 1RPT と解析結果の比較

3.4 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉 起動試験

本節では ABWR の代表例として熱出力 3926MW の柏崎刈羽原子力発電所 7号炉 (K-7) について取り上げる。K-7 の諸元表を表 3.4-1 に示す。

対象とした試験は、圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験 (LRWB)、流量減少過渡時のインターナルポンプトリップ試験 (インターナルポンプ 10 台中 3 台トリップ: 3RPT) の 2 ケースとした。図 3.4-1、図 3.4-2 に各試験の事象進展図を示す。

3.4.1 TRACG 解析モデル

原子炉圧力容器、燃料チャンネル、主蒸気管のモデル化は前節 3.3 と同様に行った。ABWR の原子炉圧力容器のノーディングを図 3.4-3 に、燃料チャンネルのノーディングを図 3.4-4 に、主蒸気管のノーディングを図 3.4-5 に示す。これらのノーディングに従い TRACG の解析を実施した。

TRACG の炉心状態は AETNA により初期化され、過渡計算では TRACG 自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて、核計算は全チャンネルが独立に計算されるが、熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け、複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。

再循環流量制御、給水流量制御、炉心圧力制御などのコントロールシステム、及び安全保護系などについてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.4.2 試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図 3.4-6 に、インターナルポンプトリップ試験に関する比較を図 3.4-7 に示す。

3.4.3 結果の考察

発電機負荷遮断試験については、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位それぞれの時間変化を TRACG の解析結果と比較した。中性子束 (APRM 応答) について見ると、スクラムにより速やかな低下傾向を示し、 の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間などが同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

インターナルポンプトリップ試験についても、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位、インターナルポンプ回転数それぞれの時間変化を TRACG の解析結果と比較した。中性子束 (APRM 応答) は、インターナルポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し、その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において 、その後の出力が整定する時間領域では の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間などが同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.4.4 結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及びインターナルポンプトリップ試験について TRACG では十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析に TRACG を使用することは妥当である。

表 3.4-1 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の諸元表

原子炉タイプ	ABWR
電気出力(MWe)	1356
熱出力 (MWt)	3926
燃料集合体体数	872
炉心流量(t/h)	52.2×10^3
原子炉ドーム圧力 (MPa(gage))	7.07
インターナルポンプ台数	10 (Internal loop)

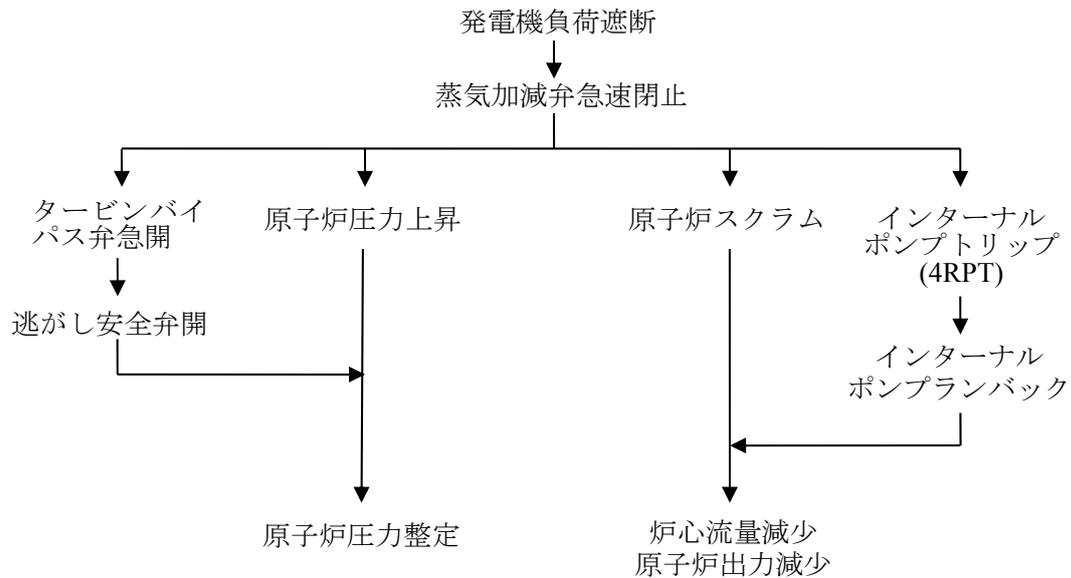


図 3.4-1 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉における LRWB 事象進展図

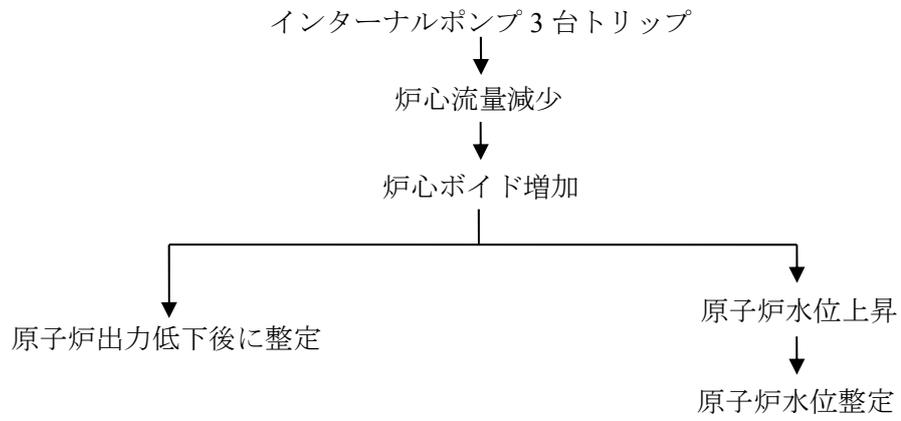


図 3.4-2 柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉における 3RPT 事象進展図

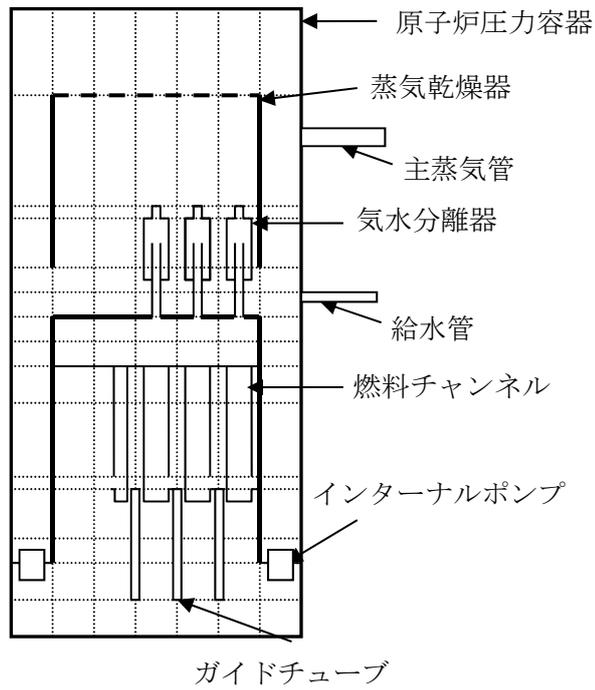


図 3.4-3 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の原子炉圧力容器ノーディング図

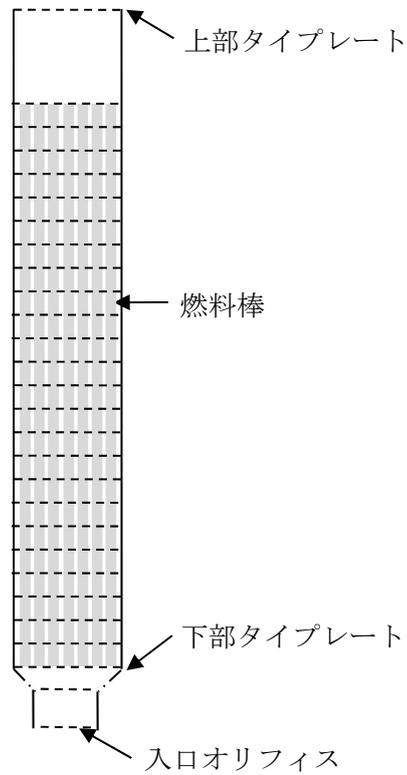


図 3.4-4 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の燃料チャンネルノーディング図

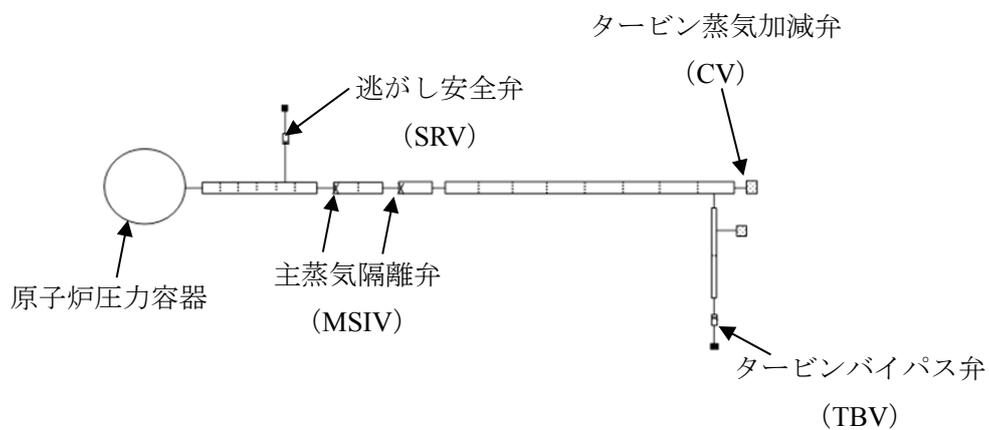


図 3.4-5 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の主蒸気管ノーディング図

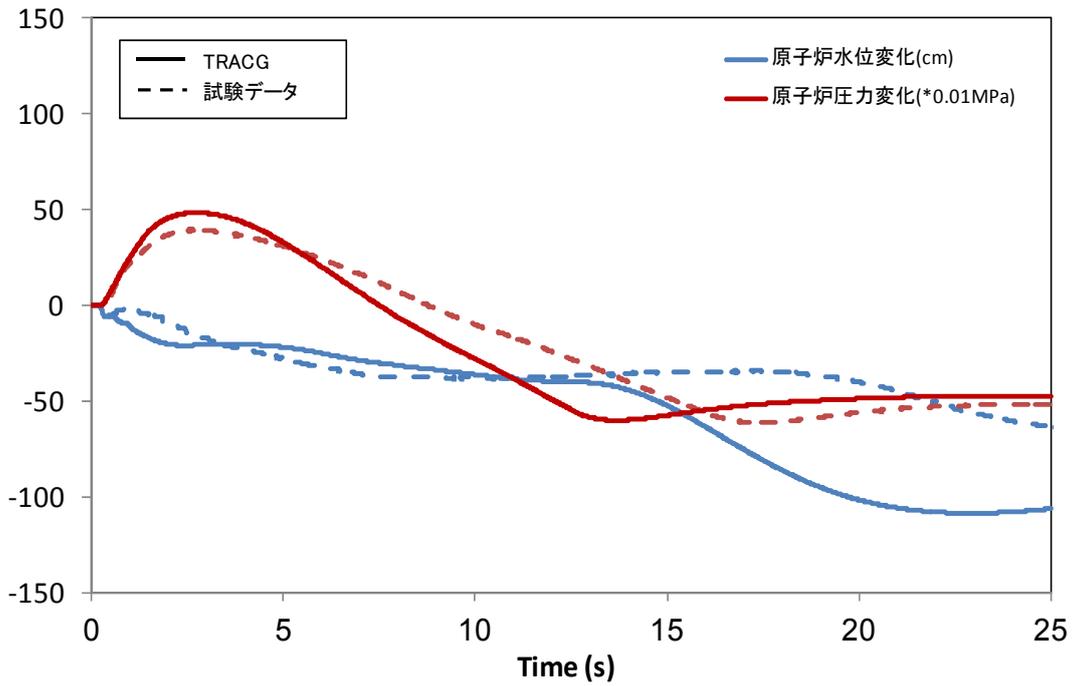
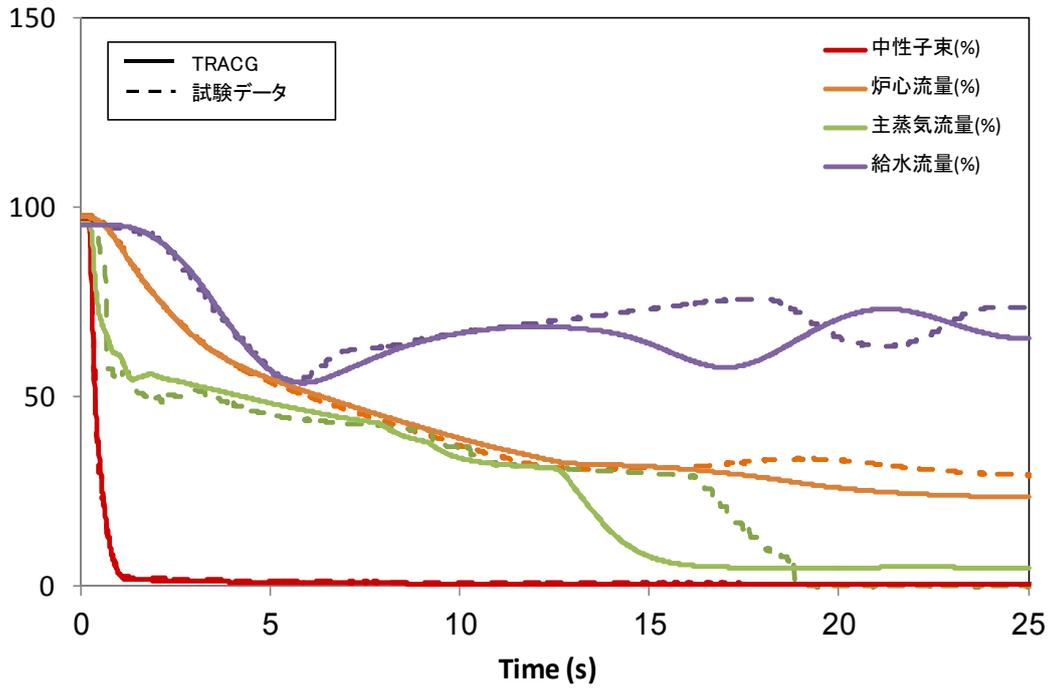


図 3.4-6 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の LRWB と解析結果の比較

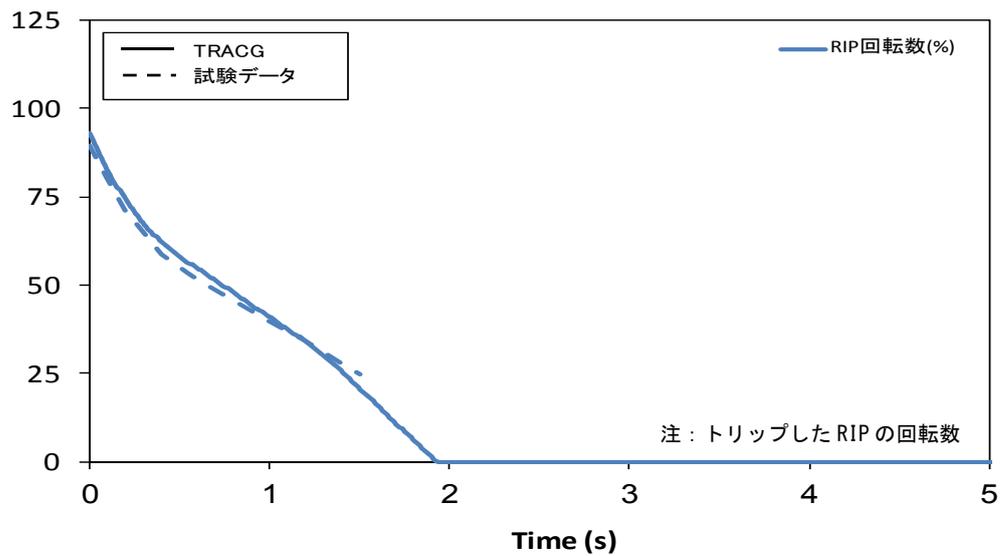
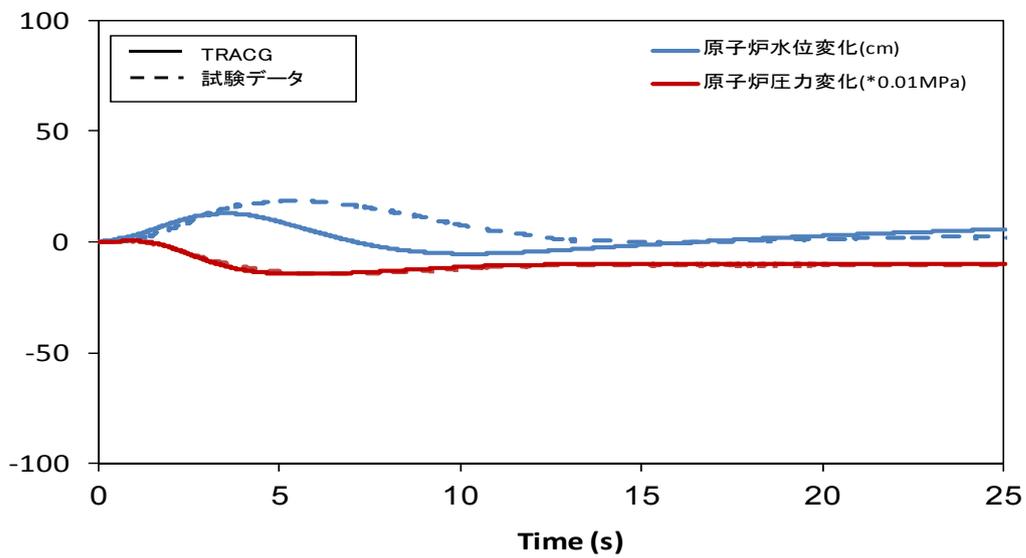
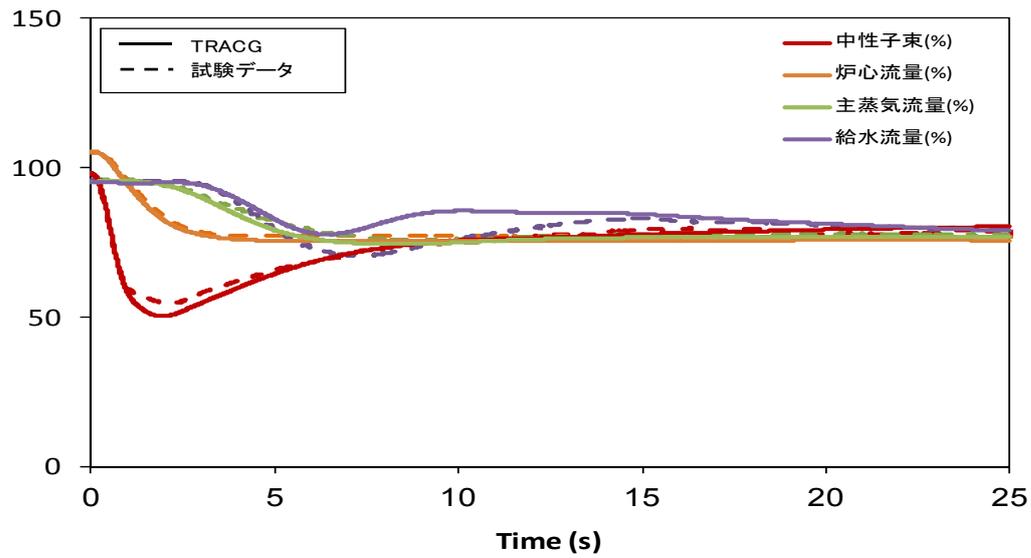


図 3.4-7 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の 3RPT と解析結果の比較

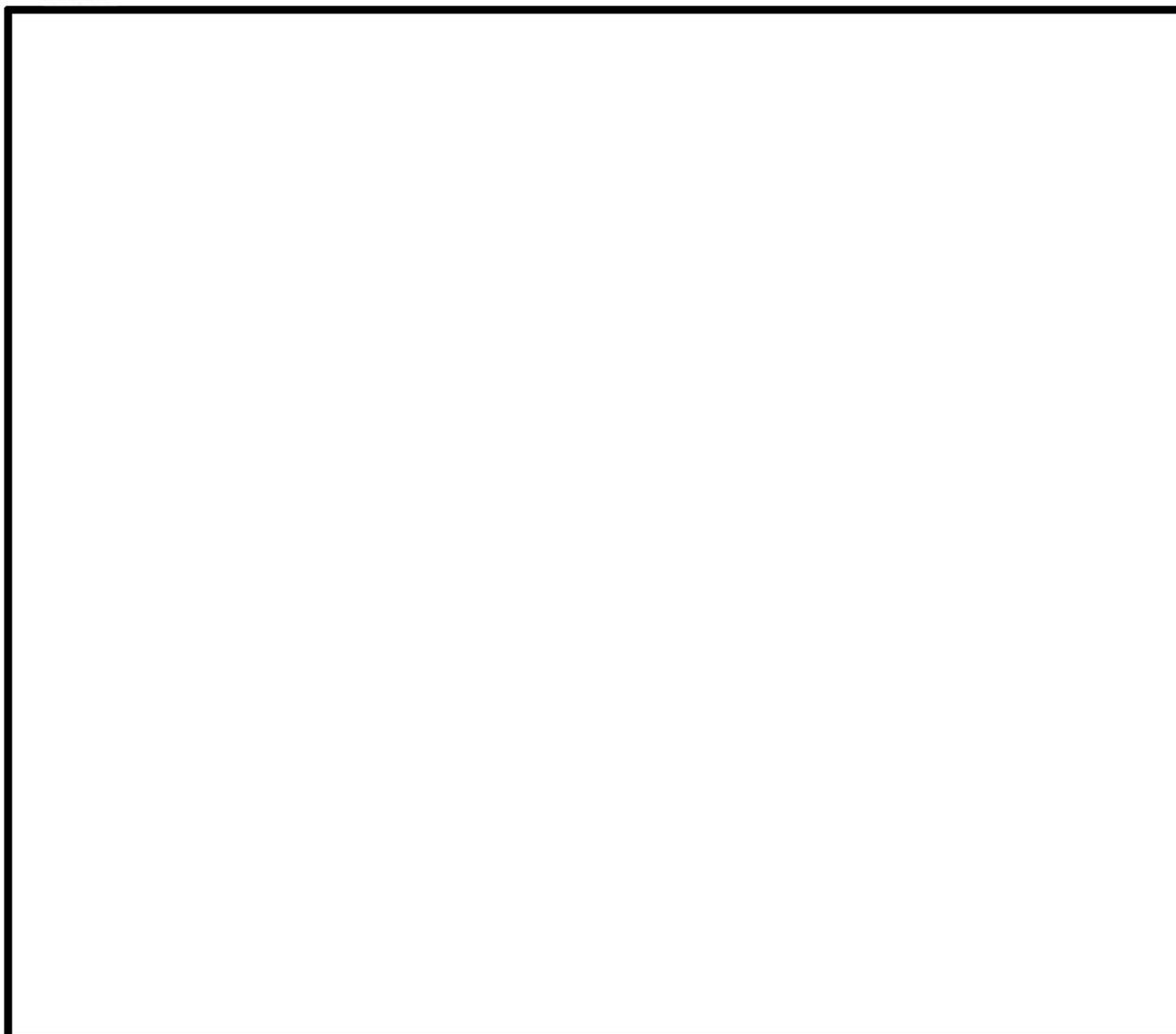
3.5 SLC 試験

GE Hitachi Nuclear Energy (GEH) 社で実施された SLCS (Stand-by Liquid Control System) に関する Vallecitos 試験^[40]について説明する。

3.5.1 試験の説明

1980 年頃に、GEH 社は Vallecitos 試験装置を用いて、一連のほう酸溶液混合試験を実施した。Vallecitos 試験装置は、実機 BWR の詳細な 1/6 規模モデルであり、ほう酸溶液の注入位置を変更することが可能であった。Vallecitos 試験は大気圧及び室温の下で実施され、低温時のほう酸溶液の相対密度を模擬した代替溶液が使用された。試験は、原子炉定格炉心流量の 5%、10%及び 15%などの流量と等価な条件で実施された。試験装置には、制御棒案内管、燃料集合体、ジェットポンプ、気水分離器等の原子炉圧力容器の底部から上部までの BWR のすべての機器、及び 2 つの外部再循環ループが含まれていた。

3.5.2 試験データとの比較





3.5.3 結論

Vallecitos 試験装置を用いて実施されたほう酸溶液混合試験に関する TRACG の解析結果が妥当な範囲で測定値を再現できることから、TRACG のほう素モデルの妥当性が確認された。

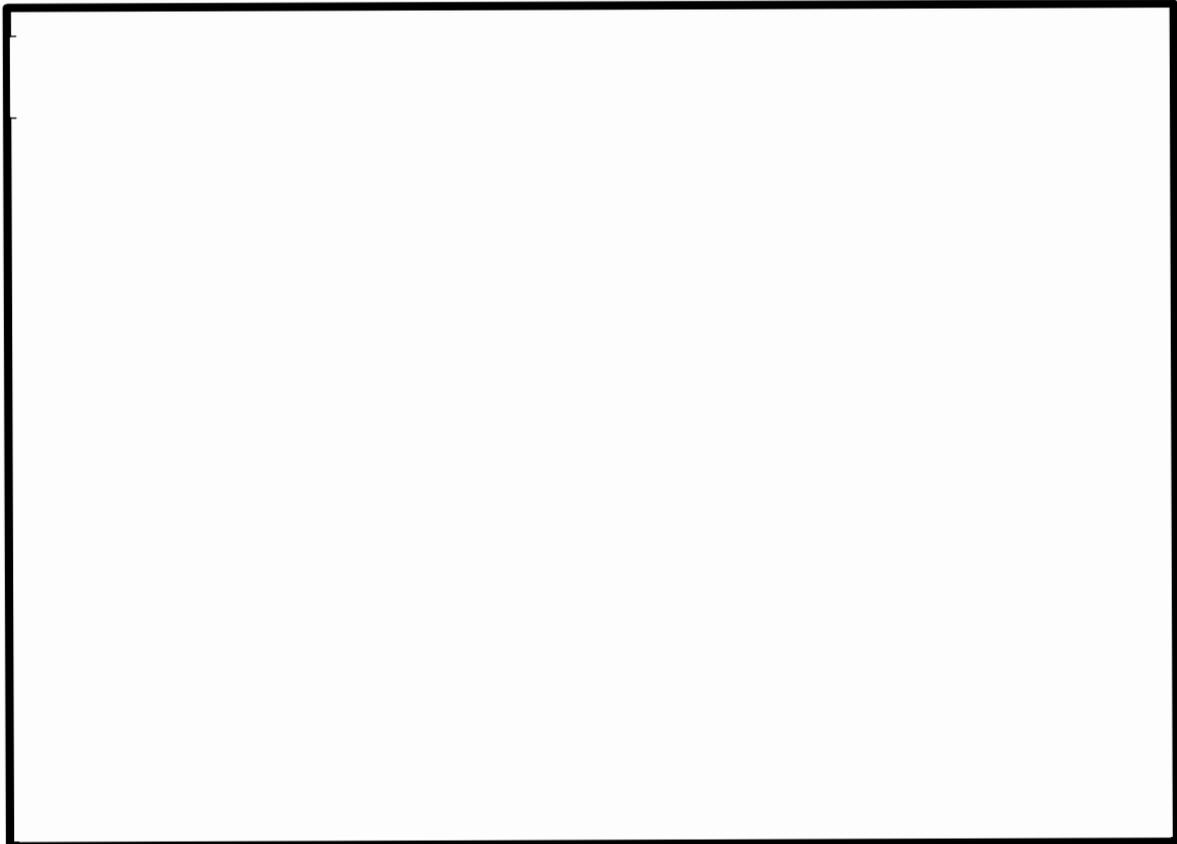


図 3.5-1 Vallecitos 試験 125 における下部プレナムのほう酸混合係数 (5%炉心流量)

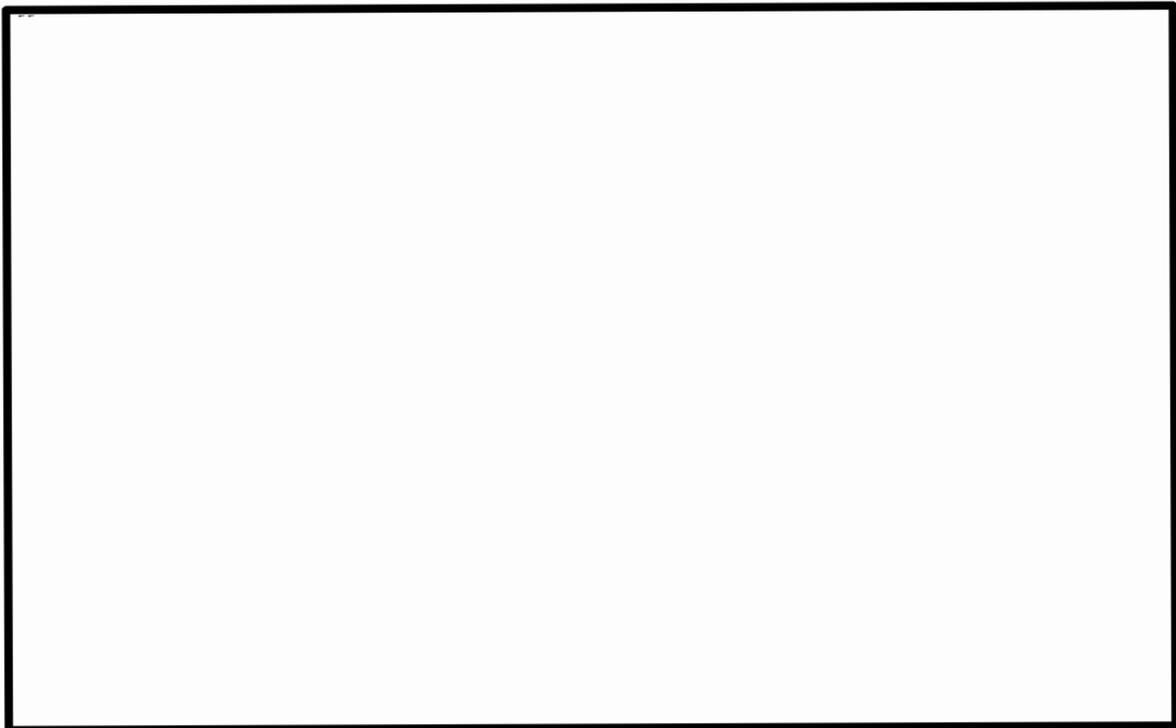


図 3.5-2 Vallecitos 試験 125 における炉心のほう酸混合係数 (5%炉心流量)

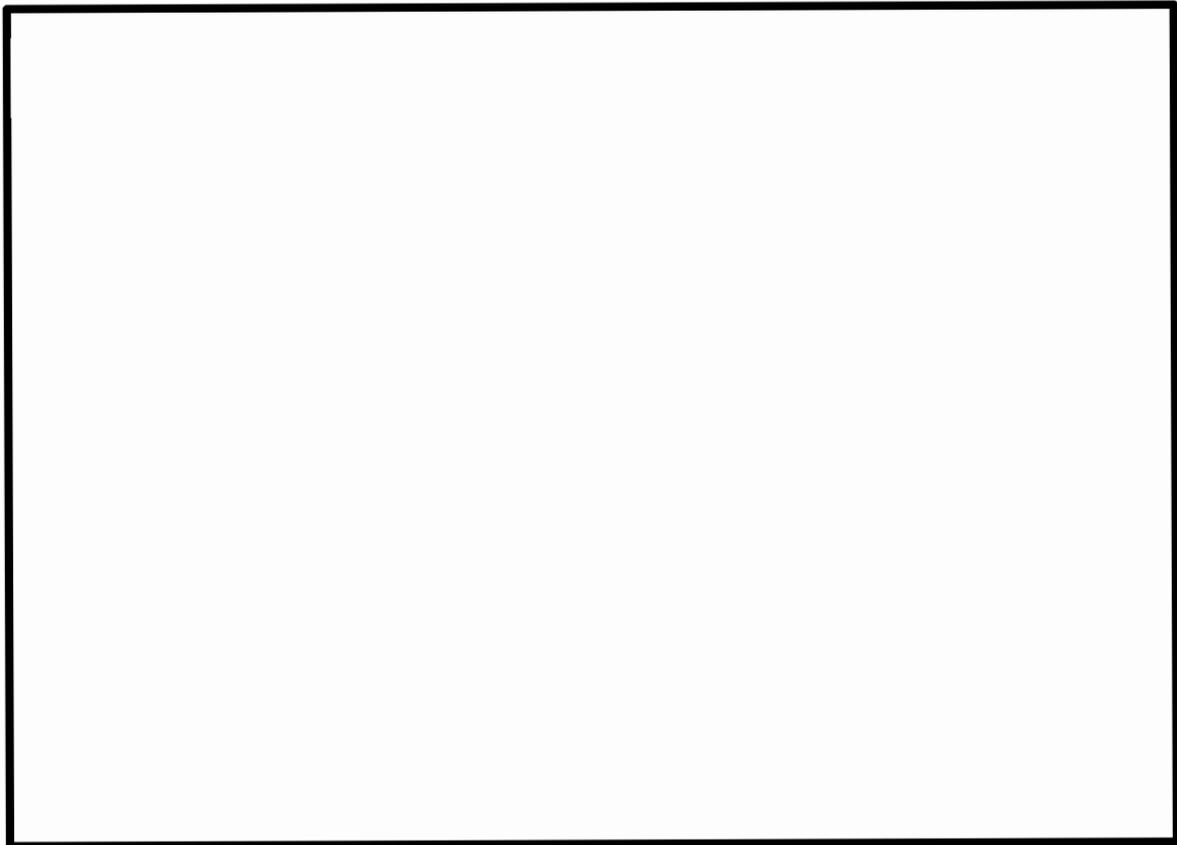


図 3.5-3 Vallecitos 試験 122 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)

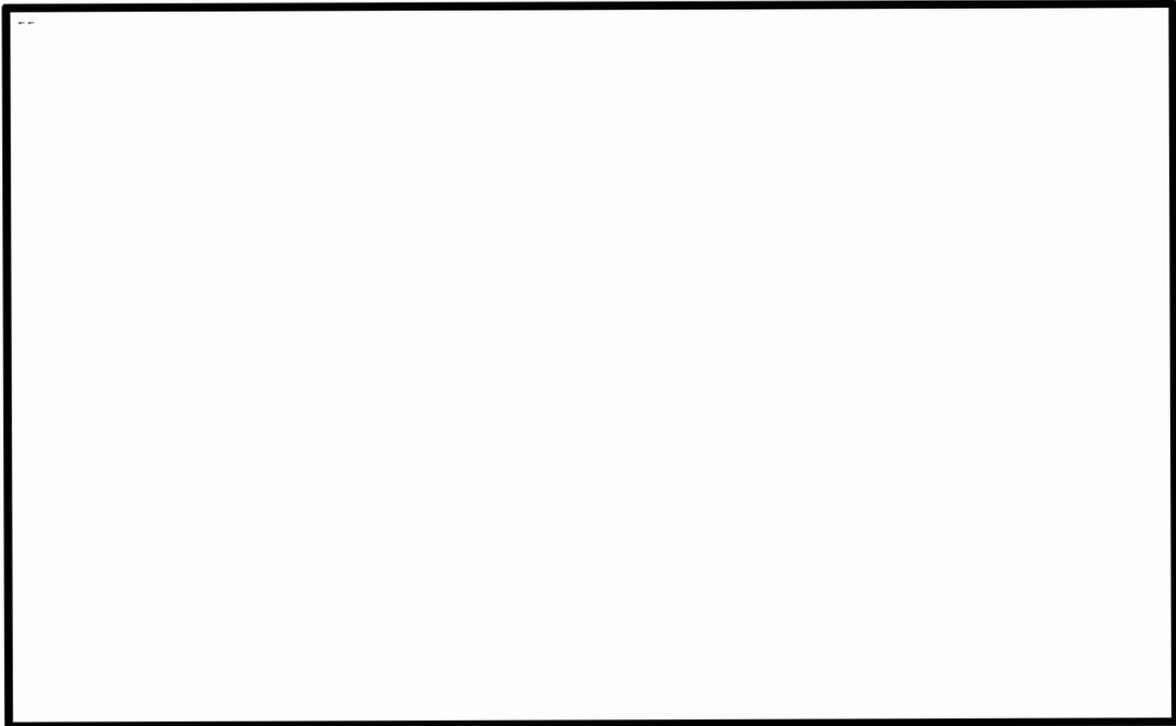


図 3.5-4 Vallecitos 試験 122 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)

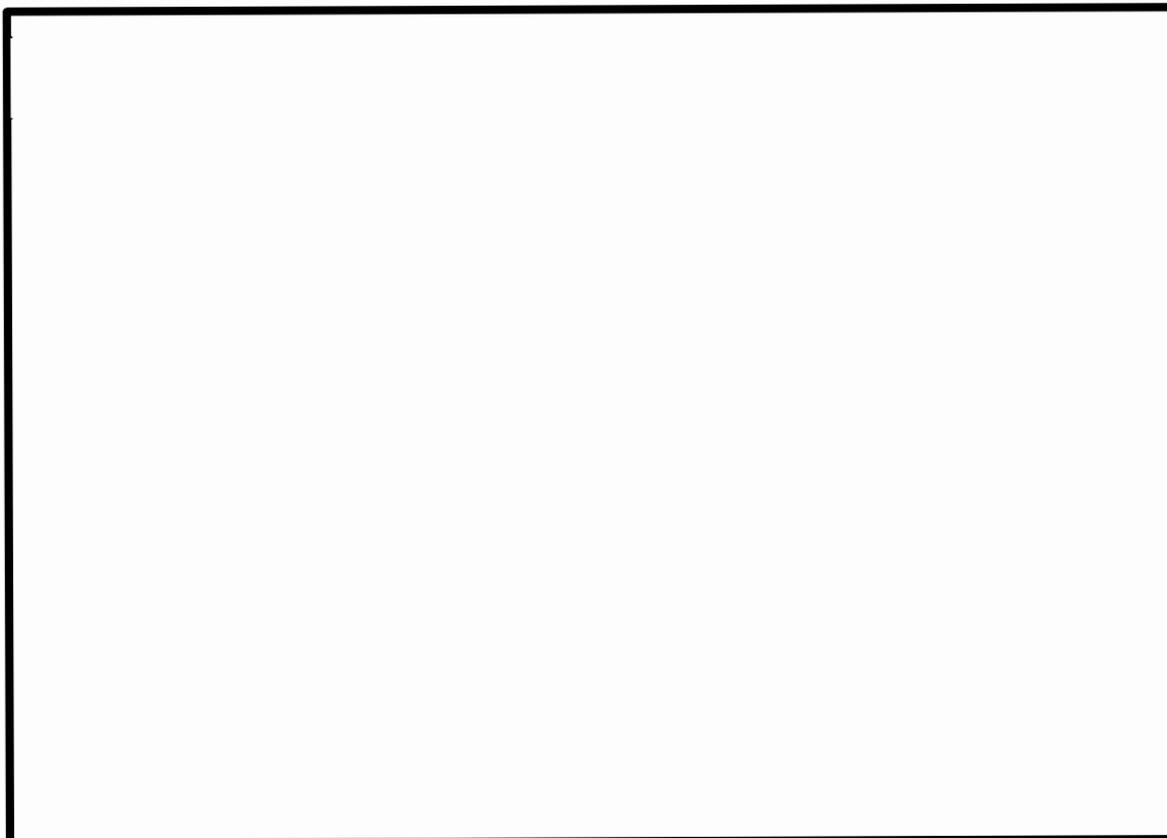


図 3.5-5 Vallecitos 試験 327 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)

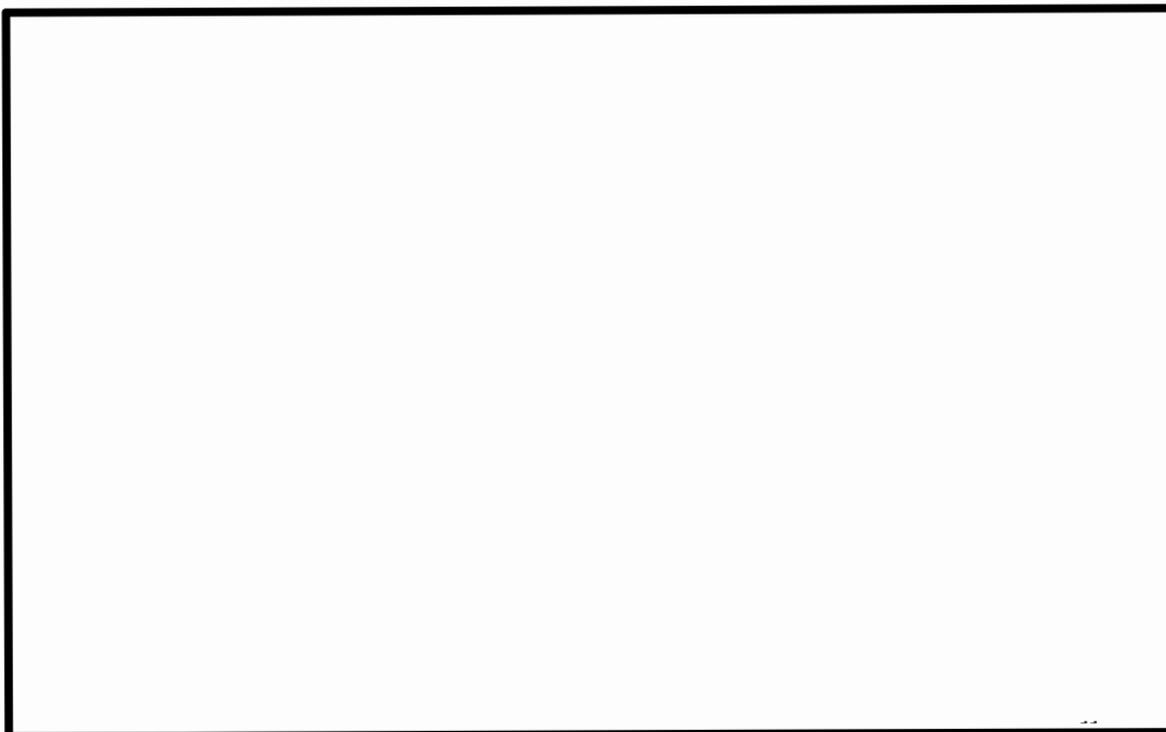


図 3.5-6 Vallecitos 試験 327 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)

4 ATWS 解析への適用例

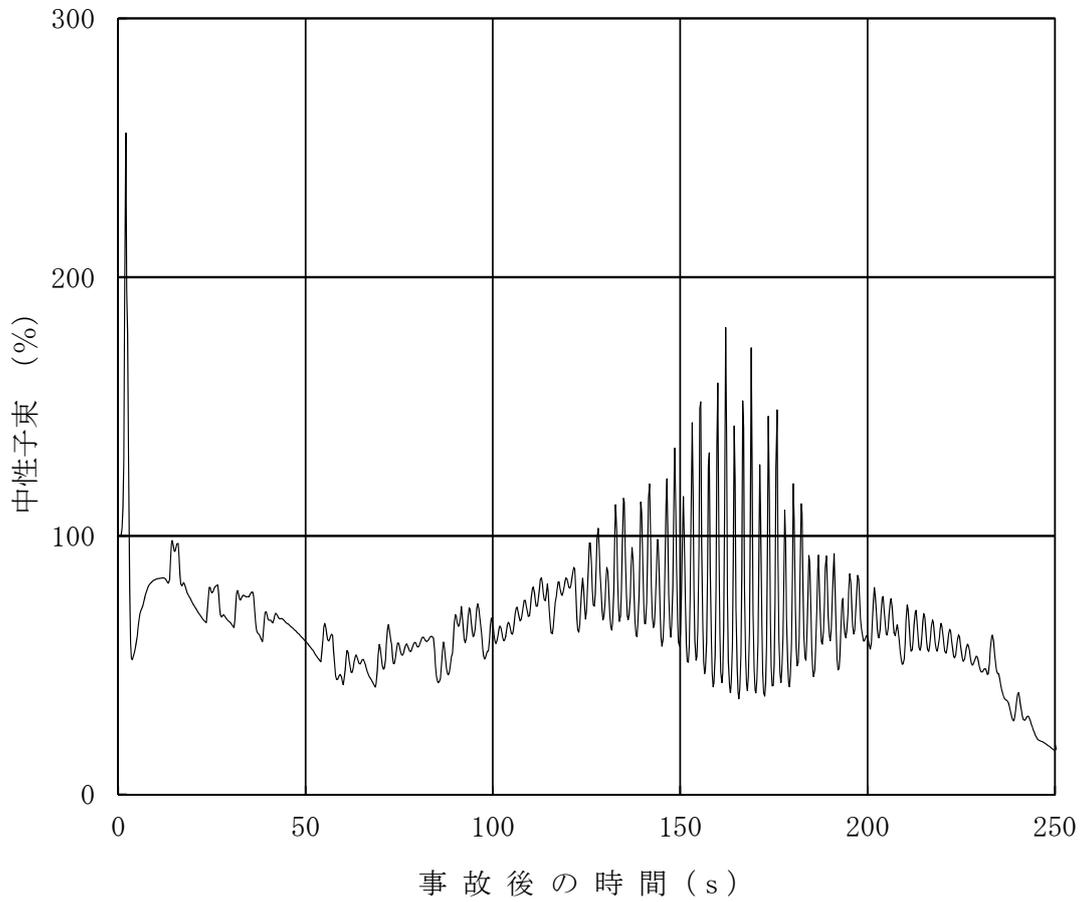
REDY コード (REDY Ver.1 (ATWS 用), REDY Ver.2) 及び SCAT コード (SCAT Ver.3) の有効性評価に対して, 比較用の参考解析として TRACG コードを ATWS 解析に適用した結果について例示する。

なお, ATWS 解析では, 前章で説明した LASALLE 不安定事象で検討した結果を反映して, チャンネルコンポーネントについて同じノード分割を用いた。

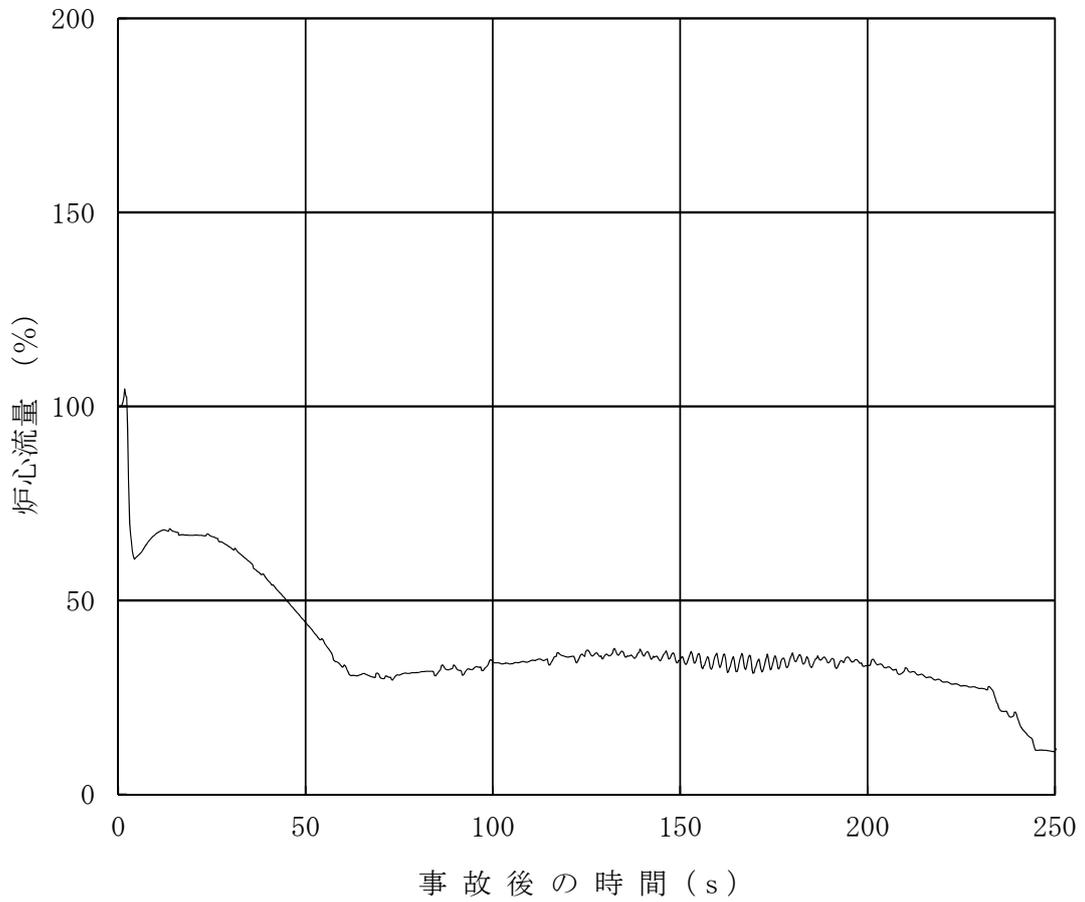
4.1 ABWR 平衡炉心の MSIV 誤閉止

図 4.1-1～図 4.1-8 に ABWR の平衡炉心において MSIV の誤閉止を想定した場合の ATWS 解析結果を示す。燃料被覆管温度は最高で約 550℃であり, 燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることが分かる。

参考に, 軸方向出力分布, 燃焼度点及び初期炉心流量が異なる条件についても確認した。評価した中で厳しい結果を与える下部ピーク炉心, サイクル末期, 初期炉心流量 90% の場合であっても, 燃料被覆管温度は最高で約 560℃であり, 燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることを確認した。図 4.1-9～図 4.1-16 に ATWS 解析結果を示す。



**図 4.1-1 ATWS 時の中性子束の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)**



**図 4.1-2 ATWS 時の炉心流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)**

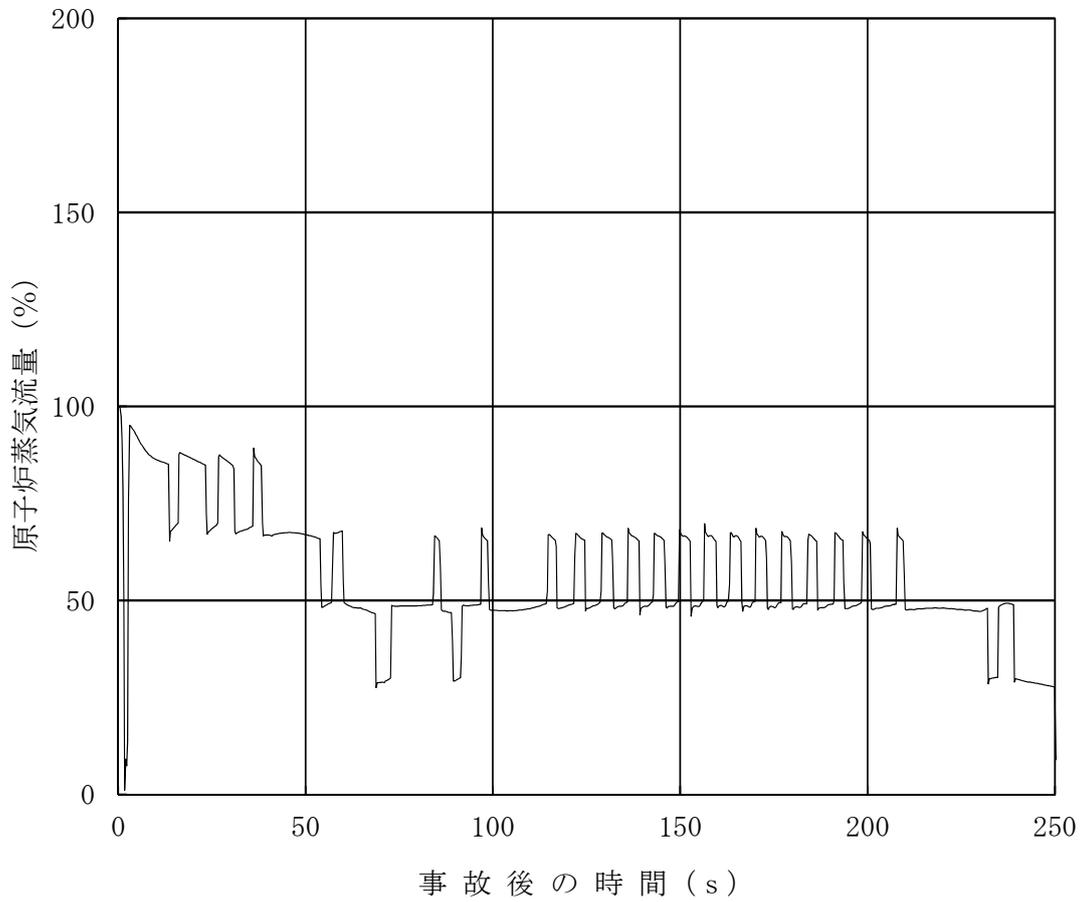


図 4.1-3 ATWS 時の原子炉蒸気流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

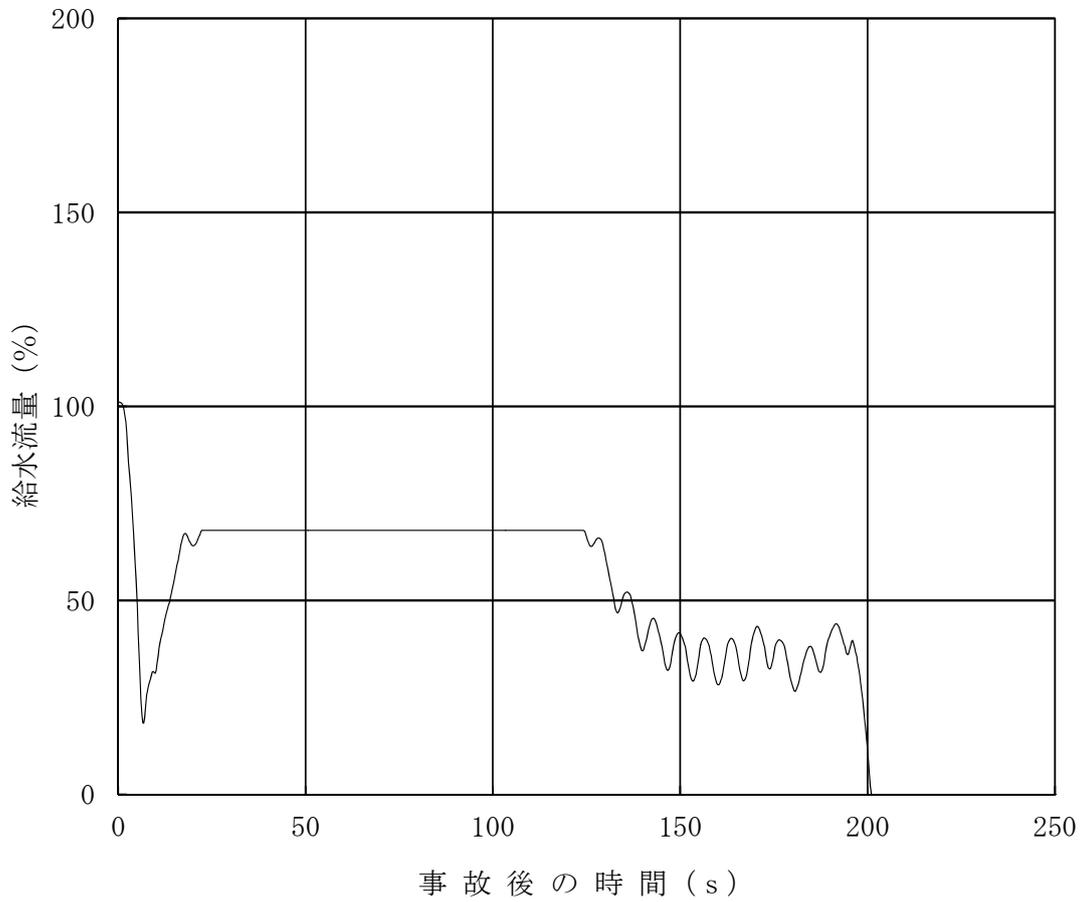
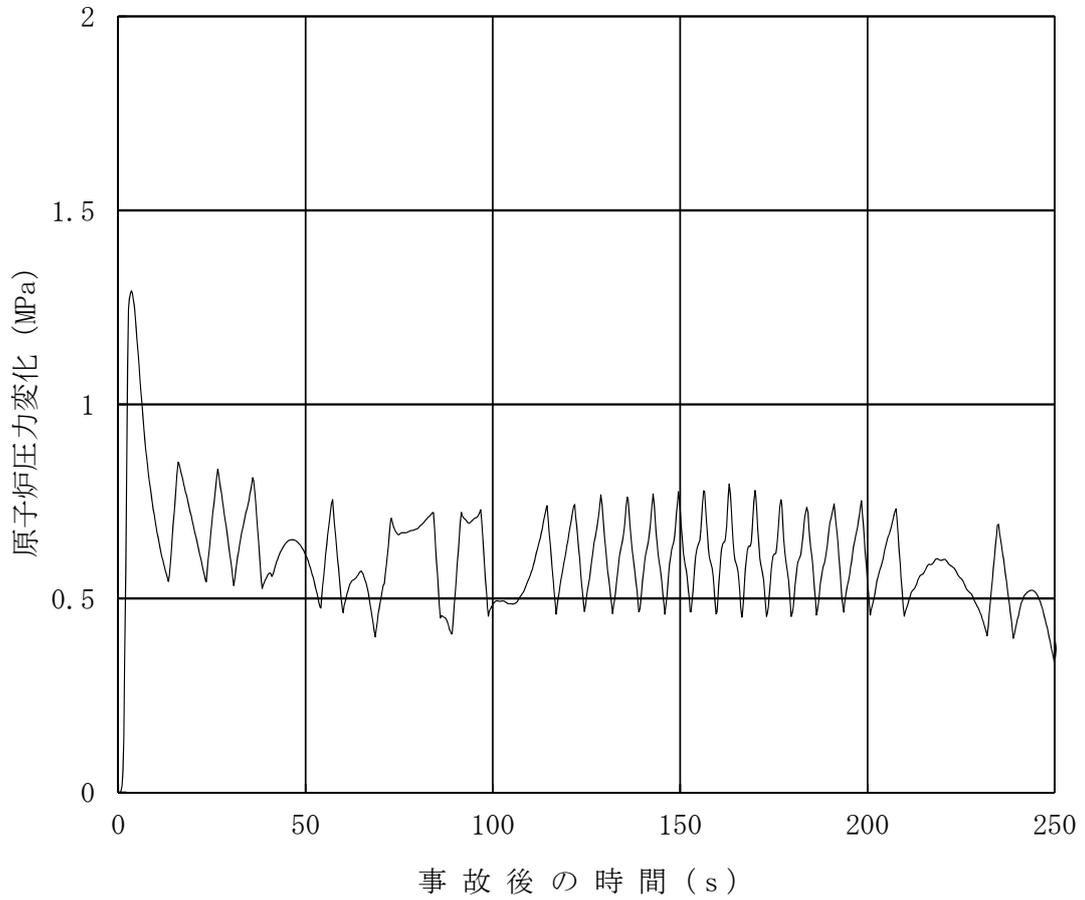


図 4.1-4 ATWS 時の給水流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)



**図 4.1-5 ATWS 時の原子炉圧力変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)**

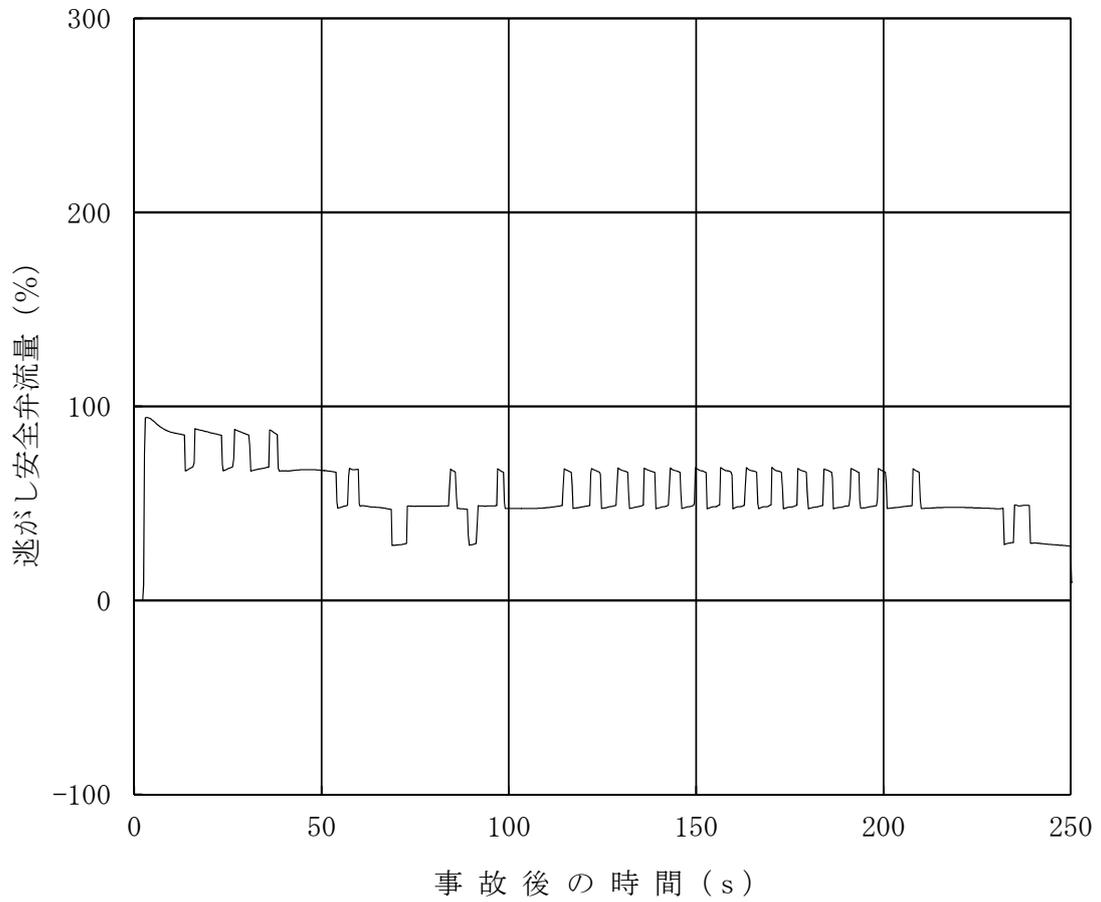


図 4.1-6 ATWS 時の逃がし安全弁流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

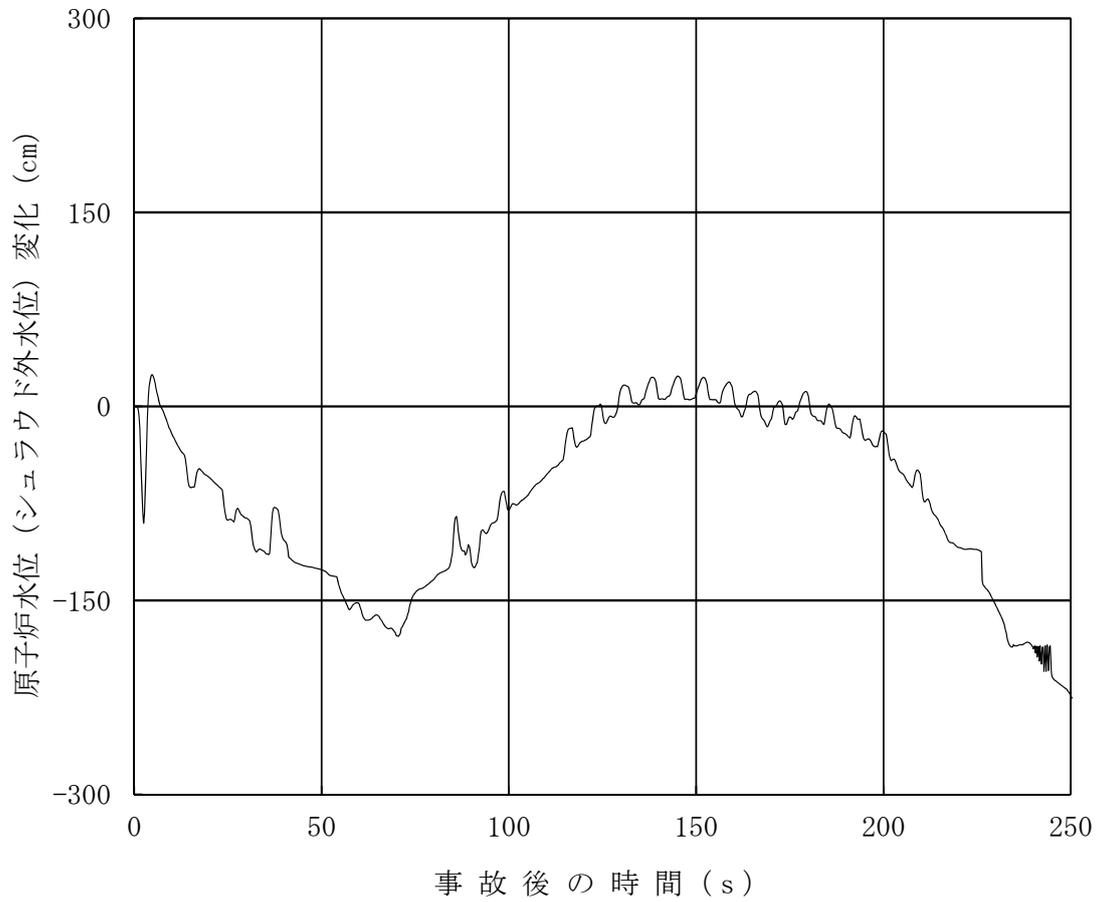


図 4.1-7 ATWS 時の原子炉水位変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

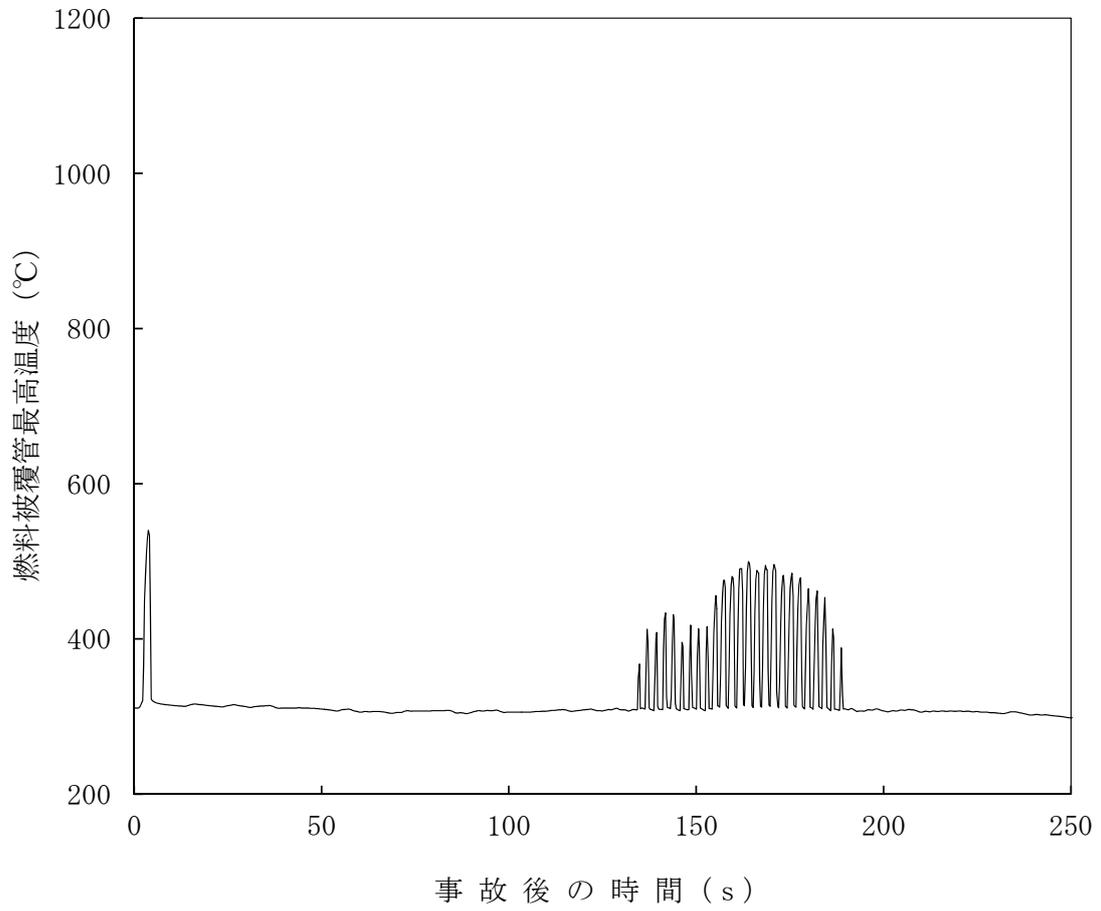


図 4.1-8 ATWS 時の燃料被覆管最高温度の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

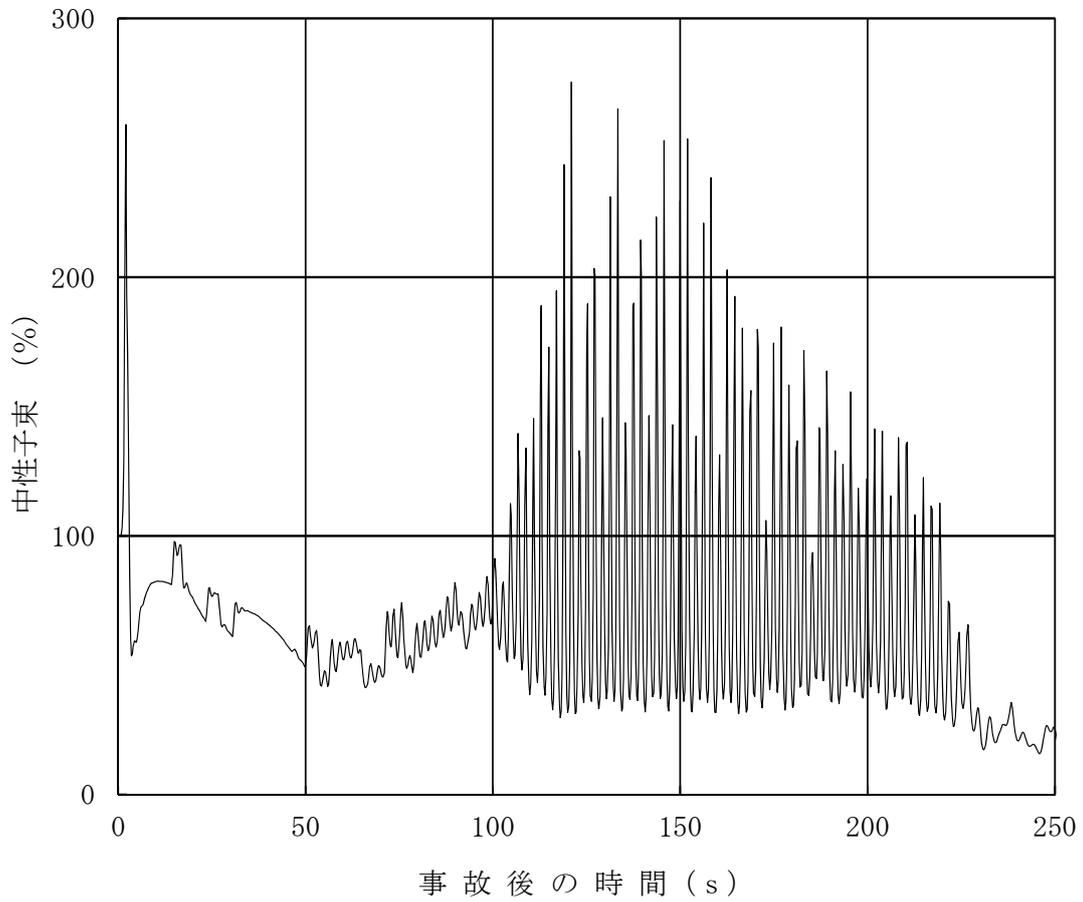


図 4.1-9 ATWS 時の中性子束の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

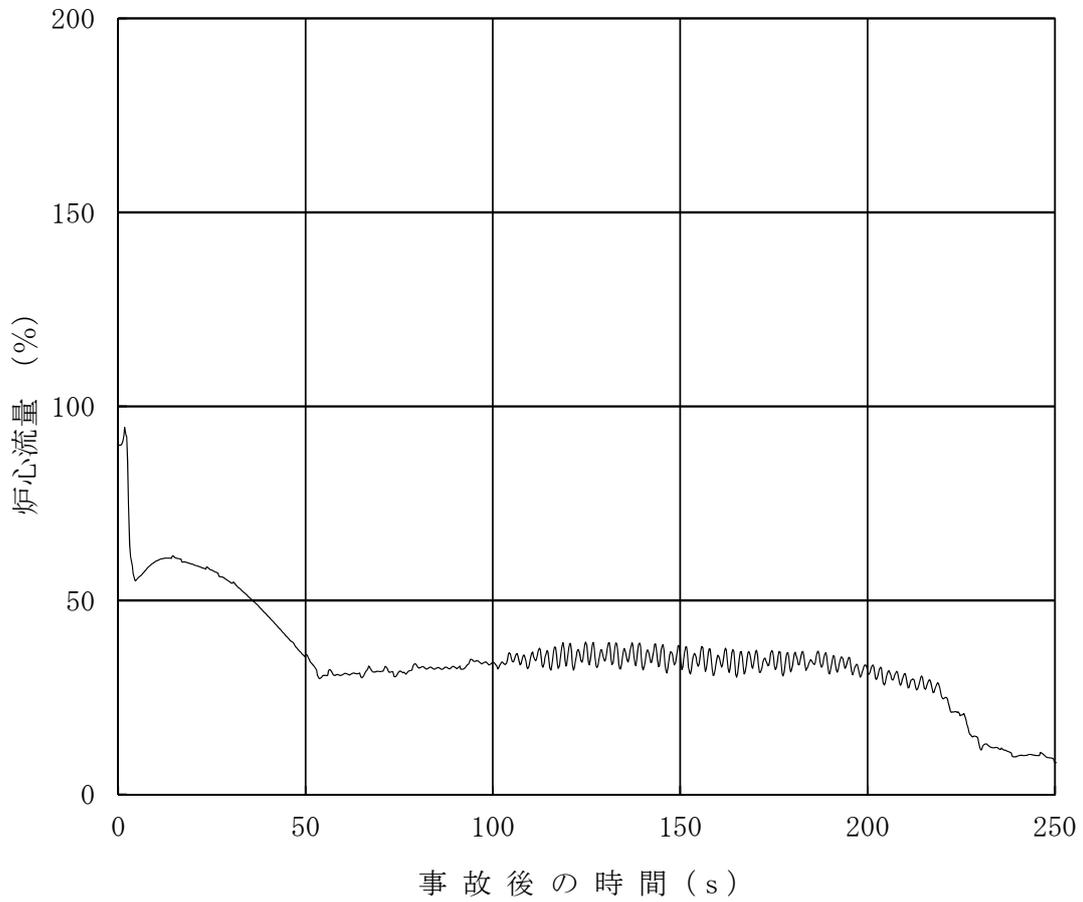


図 4.1-10 ATWS 時の炉心流量の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

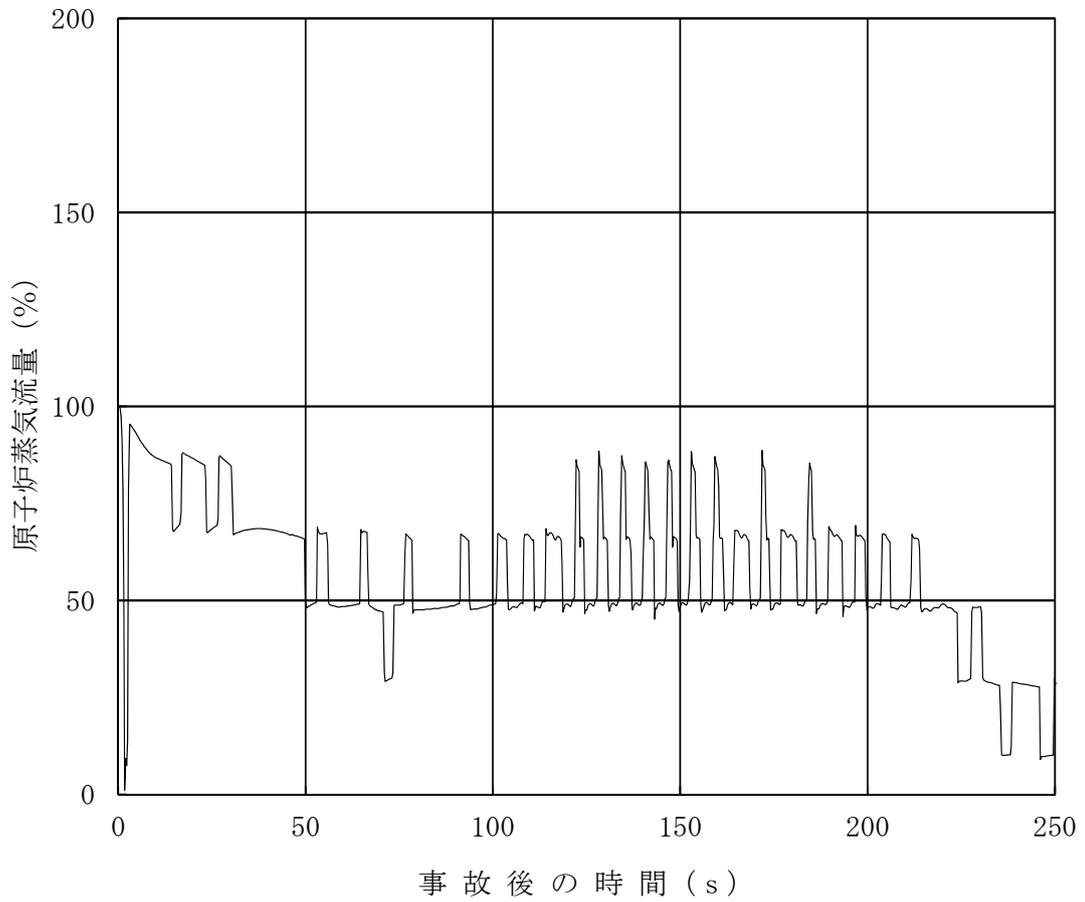


図 4.1-11 ATWS 時の原子炉蒸気流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

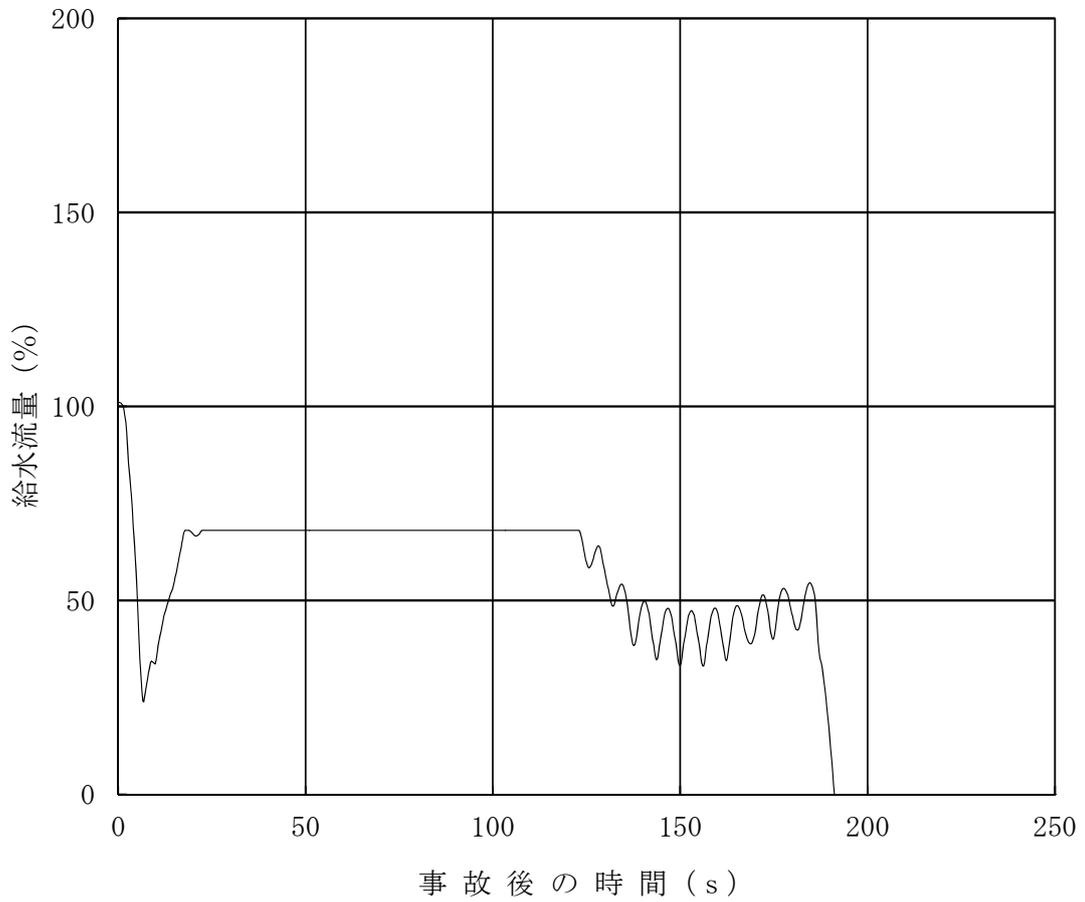


図 4.1-12 ATWS 時の給水流量の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

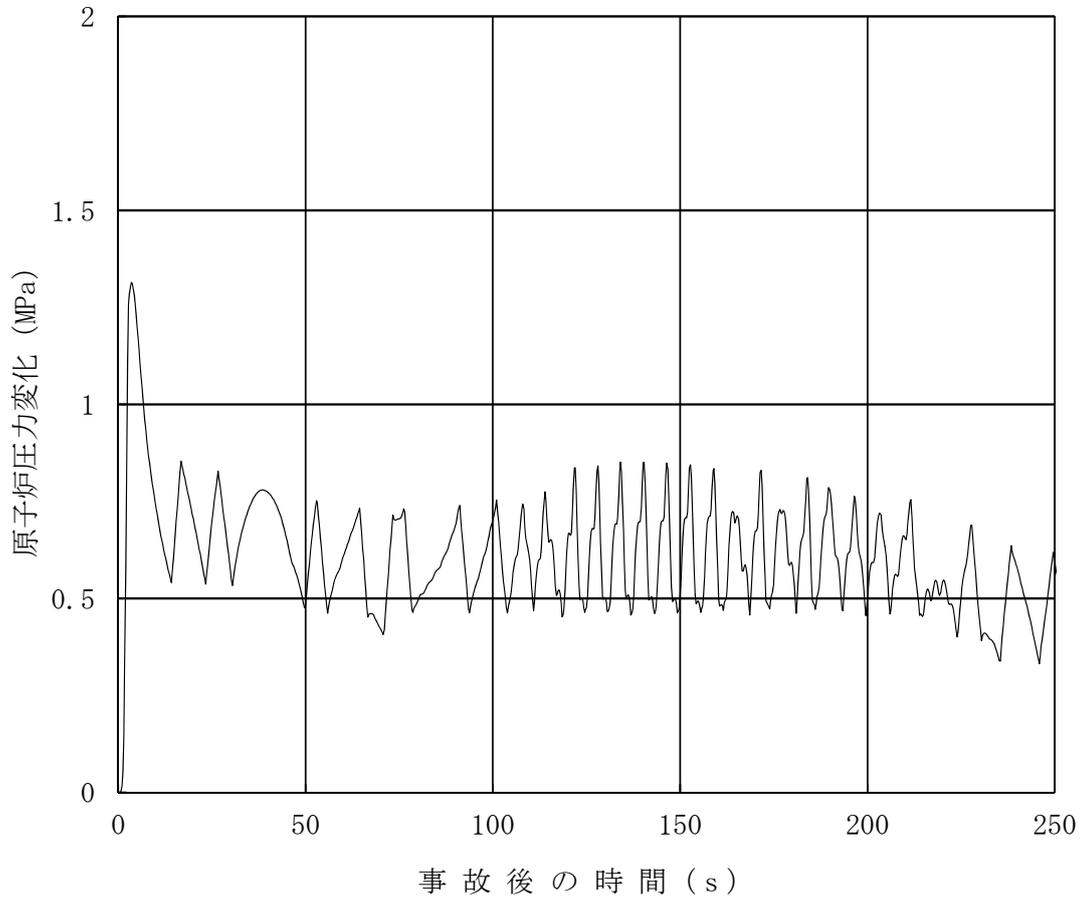


図 4.1-13 ATWS 時の原子炉圧力変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

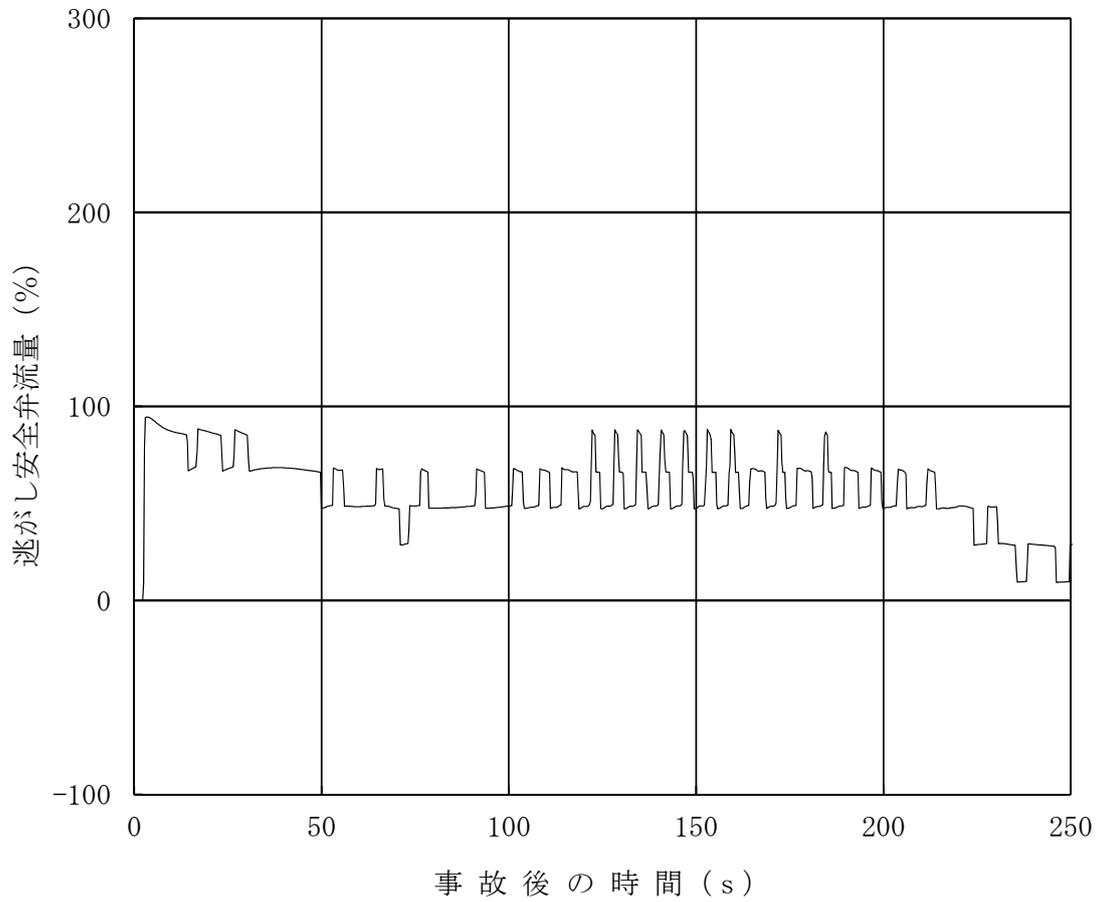


図 4.1-14 ATWS 時の逃がし安全弁流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

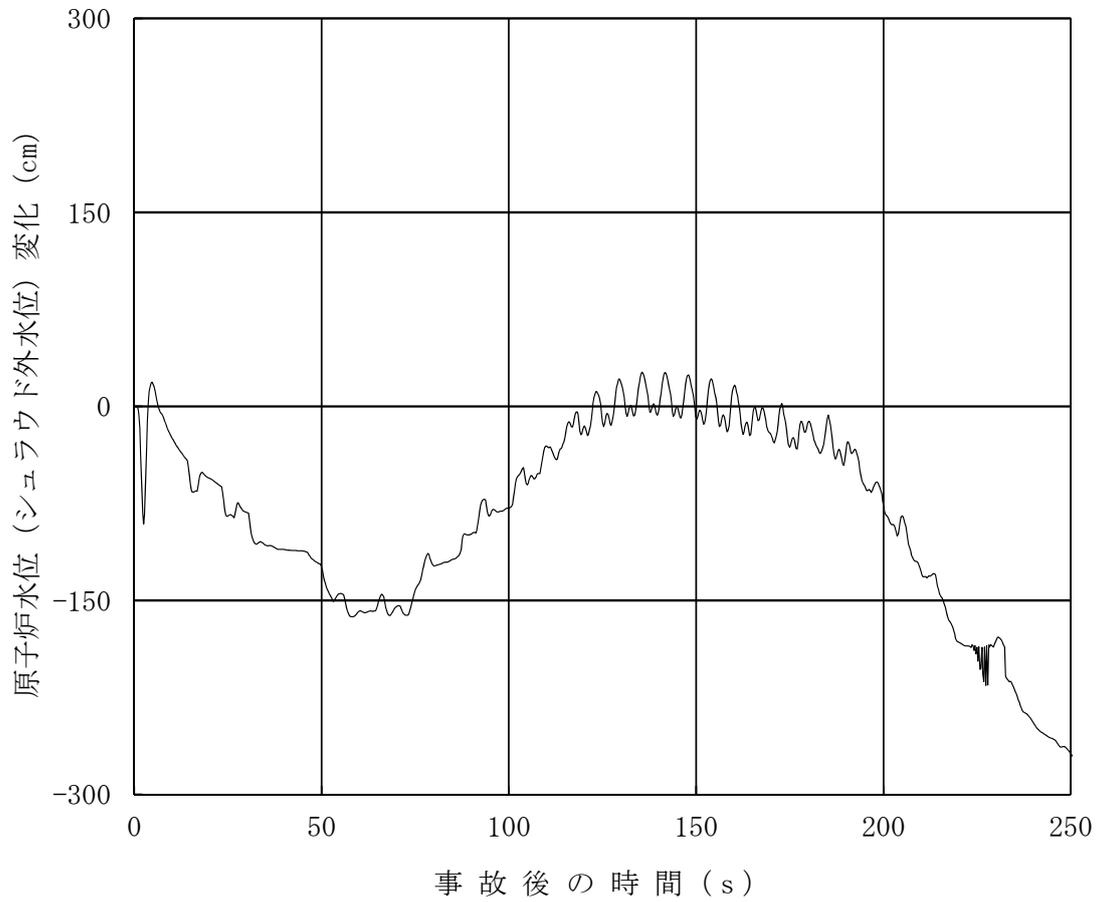
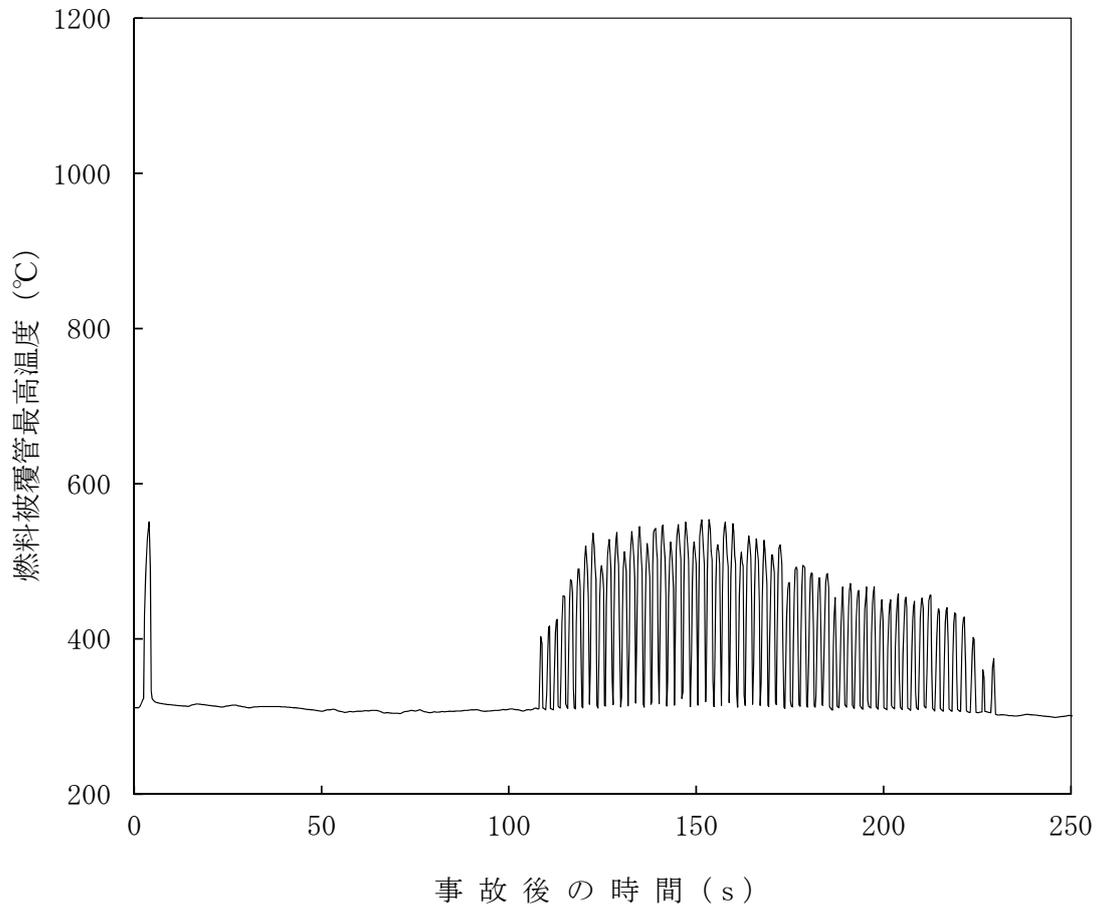


図 4.1-15 ATWS 時の原子炉水位変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)



**図 4.1-16 ATWS 時の燃料被覆管最高温度の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)**

参考文献

- [1] J. A. Borkowski, et al., *TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Accident Analysis*, NUREG/CR-4356, Idaho National Engineering Laboratory, 1992.
- [2] R. J. Pryor, et al., *TRAC-PIA An Advanced Best-Estimate Computer Program for PWR LOCA Analysis*, Los Alamos Scientific Laboratory, NUREG/CR-0665, May 1979.
- [3] D. D. Taylor, et al., *TRAC-BD1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis*, Volumes 1-4, NUREG/CR-3633, Idaho National Engineering Laboratory, April 1984.
- [4] J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, Basic Models for the BWR Version of TRAC*, GEAP-22051, NUREG/CR-2573, EPRI NP-2375, April 1983.
- [5] Y. K. Cheung, V. Parameswaran and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, TRAC-BWR Component Models*, GEAP-22052, NUREG/CR-2574, EPRI NP-2376, April 1983.
- [6] Md. Alamgir, *BWR REFILL-REFLOOD Program Task 4.8 - TRAC-BWR Model Qualification for BWR Safety Analysis*, Final Report, GEAP-22049, NUREG/CR-2571, EPRI NP-2377, July 1983.
- [7] J. G. M. Andersen and C. L. Heck, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 1 - Numerical Methods*, GEAP-30875-1, NUREG/CR-4127-1, EPRI NP-3987-1, April 1985.
- [8] K. H. Chu, J. G. M. Andersen, Y. K. Cheung and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 2 – Models*, GEAP-30875-2, NUREG/CR-4127-2, EPRI NP-3987-2, May 1985.
- [9] Y. K. Cheung, J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 3 - Developmental Assessment for Plant Application*, GEAP-30875-3, NUREG/CR-4127-3, EPRI NP-3987-3, June 1985.
- [10] W. A. Sutherland, Md. Alamgir, J. A. Findlay and W. S. Hwang, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST), Phase II Test Results and TRAC-BWR Model Qualification*, GEAP-30876, NUREG/CR-4128, EPRI NP-3988, June 1985.
- [11] J. G. M. Andersen, J. K. Garrett and J. C. Shaug, *TRACG Analysis of BWR Plant Stability Data*, Proceedings from the International Workshop on Boiling Water Reactor Stability, Brookhaven, New York, October 1990.

- [12] J. G. M. Andersen, et al., *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 2, January 2000.
- [13] J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for SBWR*, NEDC-32725P, Rev. 1 August 2002.
- [14] J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for ESBWR*, NEDC-33080P, Rev. 1, May 2005.
- [15] T. Iwamoto, M. Tamitani and B. R. Moore, *Methods, Benchmarking and Applications of BWR Core Simulator AETNA*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.
- [16] J. G. M. Andersen, et al., *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 3, August 2007.
- [17] M. Tamitani, T. Iwamoto and B. R. Moore, *Development of Kinetics Model for BWR Core Simulator AETNA*, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol.40, No.4, p. 201-202, April 2003.
- [18] J. G. M. Andersen et al., *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 3, April 2006.
- [19] H.Christensen, *Power-to-Void Transfer Functions*, ANL-6385, July 1961.
- [20] J.F. Wilson, R.J. Grenda and J.F. Patterson, *Steam Volume Fraction in a Bubbling Two-Phase Mixture*, Trans. Am. Nucl. Soc. 4(2), P 356-357, 1961.
- [21] S. Morooka, T.Ishizuka, M.Iizuka and K.Yoshimura, *Experimental Study on Void Fraction in a Simulated BWR Fuel Assembly (Evaluation of Cross-Sectional Averaged Void Fraction)*, Nuclear Engineering and Design 114, pp.91-98 (1989).
- [22] T. Mitsutake, S. Morooka, K.Suzuki, S. Tsunoyama and K.Yoshimura, *Void Fraction Estimation Within Rod Bundles Based on Three-Fluid Model and Comparison with X-ray CT Void Data*, Nuclear Engineering and Design 120, pp. 203-212 (1990).
- [23] G. Agostini, A. Era and A. Premoli, *Density Measurements of Steam-Water Mixtures Flowing in a Tubular Channel Under Adiabatic and Heated Conditions*, CISE-R-291, December 1969.
- [24] D. K. Felde, et al., *Facility Description-THTF MOD 3 ORNL PWR BDHT Separate-Effects Program*, NUREG/CR-2640 (ORNL/TM-7842), September 1982.
- [25] D. G. Morris, et al., *An Analysis of Transient Film Boiling of High-Pressure Water in a Rod Bundle*, NUREG/CR-2469 (ORNL/NUREG-85), March 1982.
- [26] *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Description of the Test Facility*, MXC-101, Marviken, Sweden, May 1982.
- [27] *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 15*, MXC-215, Marviken, Sweden, May 1982.
- [28] *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 24*, MXC-224, Marviken, Sweden, May 1982.
- [29] B. Matzner and D. A. Wilhelmson, *Critical Power and Pressure Drop Tests – Step II Fuel Design Standardization Program for BWR/2–5 Reload Fuel*, NEDC-31499P, 1987.
- [30] GE Nuclear Energy, *Critical Power and Pressure Drop Tests of Simulated 10X10 Bundle Designs Applicable to GE14*, NEDC-32874P, March 2000.

- [31] GE Nuclear Energy, *TASC-03A – A Computer Program for Transient Analysis of a Single Channel*, NEDC-32084P-A, Rev. 2, July 2002.
- [32] R. K. McCardell, D. I. Herborn and J. E. Houghtailing, *Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core – A Small, Oxide-Fueled, Pressurized-Water Reactor*, IDO-17281, AEC Research and Development Report, March 1969.
- [33] K. Azekura, et al., *Development of a BWR Lattice Analysis Code LANCER Based on an Improved CCCP Method*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.
- [34] W. J. Letzring, *Preliminary Facility Description Report for the BD/ECC 1A Test Phase*, GEAP-23592/NRC-2, December 1977.
- [35] D. Seely, and R. Muralidharan, *BWR Low Flow Bundle Uncovery Test and Analysis*, General Electric Company, GEAP-24964, NUREG/CR-2231, EPRI NP-1781, August 1981.
- [36] L. S. Lee, G. L. Sozzi and S. A. Allison, *BWR Large Break Simulation Tests – BWR Blowdown/Emergency Core Cooling Program*, Volumes 1 & 2, General Electric Company, GEAP-24962-1, NUREG/CR-2229, EPRI NP-1783, March 1981.
- [37] *Transient and Stability Tests at Peach Bottom Atomic Power Station Unit 2 at End of Cycle2*, EPRI NP-564, June 1978.
- [38] T. Iwamoto, et al., *Validation of LANCR01/AETNA01 BWR Code Package against FUBILA MOX Experiments and Fukushima Daiichi Nucleare Power Plant Unit 3 MOX Core*, PHYSOR 2014 – The Role of Reactor Physics Toward a Sustainable Future, The Westin Miyako, Kyoto, Japan, September 28 – October 3, 2014.
- [39] USNRC, *AEOD Concerns Regarding The Power Oscillation Event at LaSalle 2(BWR-5)*, AEOD Special Report S803, 1988.
- [40] J. M. Dotson, et al., *Three-dimensional Boron Mixing Model*, NEDE-22267, October 1982.
- [41] GE Hitachi Nuclear Energy, *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 4, January 2008.
- [42] 株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン「炉心核熱水力特性解析システム システム全般」, GLR-005 システム編 (平成 27 年 4 月)

添付1 TRACGコードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について

BWRにおいて高出力・低炉心流量状態となった場合、以下に示すような中性子束振動及び流量振動が発生することがある。

(1) チャンネル安定性

BWRの炉心は上下に共通のプレナム部を有する多数の燃料チャンネルが配置されている。各チャンネル内では、チャンネル入口から流入する冷却材が、非沸騰、サブクール沸騰、飽和沸騰へとチャンネル出口に向かって連続的な変化を示す。何らかの要因により摂動（例えば、冷却材流量の増加）が加えられると、チャンネルの入口と出口の間の差圧が変化するが、上下プレナム間の差圧は一定であるため、摂動は抑制される。この際、摂動の影響が大きいチャンネル下流側（二相流領域）に摂動を受けた流れが到達するのに時間遅れがあるため、流量振動が起きることがある。これをチャンネル安定性という。

(2) 炉心安定性、領域安定性

BWRにおいて例えば出力が上昇した場合、ボイド率が増加して負の反応度が投入され、出力が抑制される。その後、出力低下によりボイド率が減少して正の反応度が投入されるが、ボイド率の変化に時間遅れがあることにより出力振動（中性子束振動）が起きることがある。このようなボイド率変動に伴う反応度フィードバック以外に、燃料棒温度変動に伴う反応度フィードバック、炉心流量変化がチャンネル入口部から炉内構造物（上部プレナム、セパレータ、再循環系、下部プレナム）を経て炉心入口部に戻ることに伴う流量フィードバック及び(1)に述べたチャンネル安定性も重畳して、中性子束振動が起きる。

このようなメカニズムにより炉心全体の中性子束振動が発生するものを炉心安定性、空間的に高次モードでの中性子束振動が起きるものを領域安定性という。

上記(1)、(2)に関して、REDYコードでは、核特性は一点近似動特性モデルを用い、ボイド率、圧力損失などの熱水力特性は炉心を一点に近似した集中定数モデルを用いているため、チャンネル安定性、チャンネル安定性を含んでいる炉心安定性、チャンネル安定性に加え炉心内の領域間の振動を取扱う領域安定性のいずれも模擬することは困難である。

一方、TRACGコードでは、核特性モデル及び熱水力モデルで圧力容器内を3次元的に取り扱い、熱水力モデルでは二相流2流体場の6個の方程式により、質量、運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので、チャンネル安定性、炉心安定性、領域安定性のいずれの安定性も評価することが可能である。

このため、短時間領域での中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響を確認するために、参考としてTRACGコードによる評価を行っている。