

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 23
提出年月日	平成 28 年 10 月 17 日

重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

平成 28 年 10 月

東北電力株式会社

東京電力ホールディングス株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次

(Rev.08)

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

添付資料 1 許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について

第 1 部 SAFER (Rev.12)

第 2 部 CHASTE (Rev.09)

第 3 部 REDY (Rev.13)

第 4 部 SCAT (Rev.14)

第 5 部 MAAP

 本文 (Rev.13)

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

 添付 2 溶融炉心と冷却材の相互作用について (Rev.11)

 添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について (Rev.12)

第 6 部 APEX (Rev.08)



今回ご提出箇所

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに	4-1
2. 重要現象の特定	4-2
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-2
2.2 ランクの定義	4-2
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-4
3. 解析モデルについて.....	4-14
3.1 コード概要	4-14
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-15
3.3 解析モデル	4-16
3.4 入出力	4-35
4. 妥当性確認	4-37
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	4-37
4.2 ATLAS試験	4-39
4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験.....	4-51
4.4 実機解析への適用性.....	4-62
5. 有効性評価への適用性.....	4-63
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	4-63
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）	4-65
6. 参考文献	4-66
添付1 入力項目リスト	4-1-1
添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性	4-2-1
添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性	4-3-1
添付4 リウエットモデルの適用性	4-4-1
添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性	4-5-1
添付6 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性	4-6-1

1. はじめに

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

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

に関してまとめたものである。

なお、REDYコードの計算結果をインプットとする必要があるが、このREDYコードに対する説明は別資料（第3部REDY）にて行う。

また、本資料で引用している最適評価コードはTRACコード（TRACG Ver. 5）である。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

SCATコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁閉止時の原子炉圧力上昇によるボイド減少で炉心に正の反応度が投入されることにより生じる沸騰遷移、及び給水加熱喪失の状態で出力が増加することにより生じる沸騰遷移によって燃料被覆管の温度（以下、「燃料被覆管温度」と称す。）が上昇し高温になる。それに伴い燃料被覆管の酸化量（以下、「燃料被覆管酸化量」と称す。）も増加するが、判断基準（15%以下）に十分余裕があるため、評価指標は燃料被覆管温度で代表できると考えられる。

従って、燃料被覆管温度が評価指標である。炉心損傷防止対策の有効性を確認するその他の評価指標についてはREDYコードによる解析で確認する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について、表 2-1 の定義に従い「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

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

2.3 物理現象に対するランク付け

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

なお、本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外としてREDYコードの説明資料で示す。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化によって燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

出力分布には、径方向出力分布及び軸方向出力分布がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉スクラム失敗を仮定していることから、径方向出力分布の変化は小さい。一方、給水温度の変化等から軸方向出力分布は変化する。軸方向出力分布の変化は、沸騰遷移の生じた位置の局所の出力によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度の変化に対して重要度は高いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力がボイド・ドップラ反応度フィードバック効果によって変動し、燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、ボイド・ドップラ反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、反応度フィードバック効果は原子炉出力変化としてREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑

制の効果表れる段階より早いため、ボロンの反応度フィードバック効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(その他)

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

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、スクラム失敗及び代替制御棒挿入機能が作動しないことを仮定しているため、制御棒反応度及び制御棒速度による効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化による燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与えるが、スクラムが失敗した状態で崩壊熱は核分裂出力に比べて小さい。したがって、崩壊熱が燃料被覆管温度変化に与える影響は殆どないと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

中性子束振動（三次元効果）が発生すると、中性子束と冷却材流量の振動によって沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。

流量振動によって沸騰遷移を発生させる試験では、流量振幅が大きくなると数秒の周期で燃料被覆管温度が鋸歯状的に上昇と降下を繰り返し、温度上昇幅は僅かであることが確認されている^[1]。これは中性子束の振動周期が数秒であることに対して熱流束の時間変化が小さいためと考えられる。しかし、スクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象のように、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生すると、燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなる可能性も考えられる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、原子炉出力変化及び炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

ここでスクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象において、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生しても燃料被覆管温度の上昇

幅が有意に大きくなることは、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する（第3部REDDY添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて燃料被覆管温度は上昇する。沸騰遷移後、冷却材への熱伝達に関わる燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度挙動に影響を与える。特に膜沸騰状態の下では、過熱蒸気により燃料棒表面熱伝達が変化すること、さらに高温に至る場合には、輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなることなどにより燃料被覆管温度挙動に大きな影響を与える。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて核沸騰から膜沸騰状態に移行し、原子炉出力の低下によってリウエットに至ることで核沸騰状態に移行する。ドライアウト領域では、燃料被覆管温度は急上昇する。その後リウエットによって核沸騰時の温度まで低下する。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管酸化はジルコニウム-水反応によって発熱量が増加するが、出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため、燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小

さく、また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にクオリティの変化に依存することから、ボイド率変化による表面熱伝達の変化は小さい。また、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、水面変動による大きなボイド率変化はない。そのため燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、気液分離（水位変化）・対向流が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されている。高出力燃料集合体の一部で高温の過熱蒸気が発生したとしても、当該蒸気流は炉心出口近傍で他の燃料集合体から流出する二相流との混合により飽和になると考えられ、炉心外の熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかし、発生した過熱蒸気の影響が当該燃料集合体内の隣接する燃料棒に波及する可能性がある。したがって、気液熱非平衡による熱流動の変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、発生した過熱蒸気による燃料被覆管温度への影響、すなわち燃料被覆管と冷却材との温度差が低下することの影響は、膜沸騰状態における燃料棒表面熱伝達係数の物性値等をモデル化することで得られる保守性によって概ね相殺されることで実効的に取り込まれており、(8)項の燃料棒表面熱伝達 [炉心（燃料）] で相応に考慮できるとしてよいと考えられる。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

チャンネル内の圧力損失は、チャンネルを流れる冷却材流量を介して表面熱伝達の変化に影響を与える。しかし、沸騰遷移後は冷却材流量の変化による表面熱伝達の変化は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

三次元効果による燃料集合体間の流量配分は、冷却材流量が変化することから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える。しかし、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられる。また、高出力燃料集合体は平均出力燃料集合体に比べてボイド率が高く

流量低下が早くなるが、冷却材流量が減少すれば二相部の圧力損失による流量配分の寄与が相対的に小さくなるので、高出力燃料集合体の流量低下は緩和され则认为られる。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认为られる。

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认为られる。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认为られる。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认为られる。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认为られる。

(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気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ー保存式, 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^(注2)
	沸騰遷移評価モデル	G E X L 相関式を適用
	リウエットモデル	リウエットクオリティをモデル化した相関式を適用 ^(注2)
燃料モデル	出力分布モデル	初期値で固定した軸方向出力分布を適用
	熱伝導モデル	燃料棒径方向に一次元熱伝導方程式を適用
	燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱伝達係数を適用

(注 1) 現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデル

(注 2) 原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

S C A Tコードは、燃料棒、ウォータロッド、チャンネルボックスで構成される燃料集合体の冷却材挙動を評価するモデルである。燃料集合体の冷却材流路は軸方向に複数のノードに分割して冷却材の熱水力挙動を計算する。

(1) 保存則

冷却材流路の軸方向各ノードについて保存則を適用して熱水力状態を計算する。二相流モデルには、気液各相の質量保存式とエネルギー保存式、及び気液混相の運動量保存式の5つの保存式を適用し、ドリフトフラックスモデルに基づく気液各相の速度差を考慮する。

目的のノードの冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）を判定し、それに対して与えられる質量保存式とエネルギー保存式を解くことでクォリティ、エンタルピ等を求める。ボイド率を求めるために、ボイド率とクォリティの相関式を用いる。

ノードの熱水力状態が求められると、燃料棒から冷却材に伝わる熱を計算する。

保存式は下式である。

(a) 質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) + \frac{\partial G_v}{\partial z} = \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] + \frac{\partial G_l}{\partial z} = -\Gamma_g$$

(b) エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) = Q_v + \alpha \frac{\partial P}{\partial t} + h_g \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) = Q_l + (1-\alpha) \frac{\partial P}{\partial t} - h_f \Gamma_g$$

なお、質量保存式及びエネルギー保存式から求められた全ノードの熱水力状態を用いて、運動量保存式を解くことでチャンネル内の圧力損失を求めることができる。

運動量保存式は下式である。

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

ここで,

$$G = G_l + G_v$$
$$\bar{\rho} = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g\alpha$$

記号は以下の通りである。

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

(2) 構成式

① ボイドモデル, サブクールボイドモデル



② 圧力損失モデル



上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付2に示す。

③ 被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図 3-1 に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち、単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また、核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については、限界ク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°C 程度を超える高温範囲では、輻射熱伝達が温度の増加とともに増大して燃料集合体内の燃料被覆管温度を平坦化するように作用するが、S C A T コードにおいては輻射熱伝達の影響を考慮せず、出力の大きな燃料棒の燃料被覆管温度を高め評価する方法を採っている。

相関式は下式である。ただし、飽和核沸騰時及び沸騰遷移後においては、冷却材の温度を飽和温度として冷却材への熱流束を評価する。

(a) Dittus-Boelter の式^[9]

$$h = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式^[10]

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

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

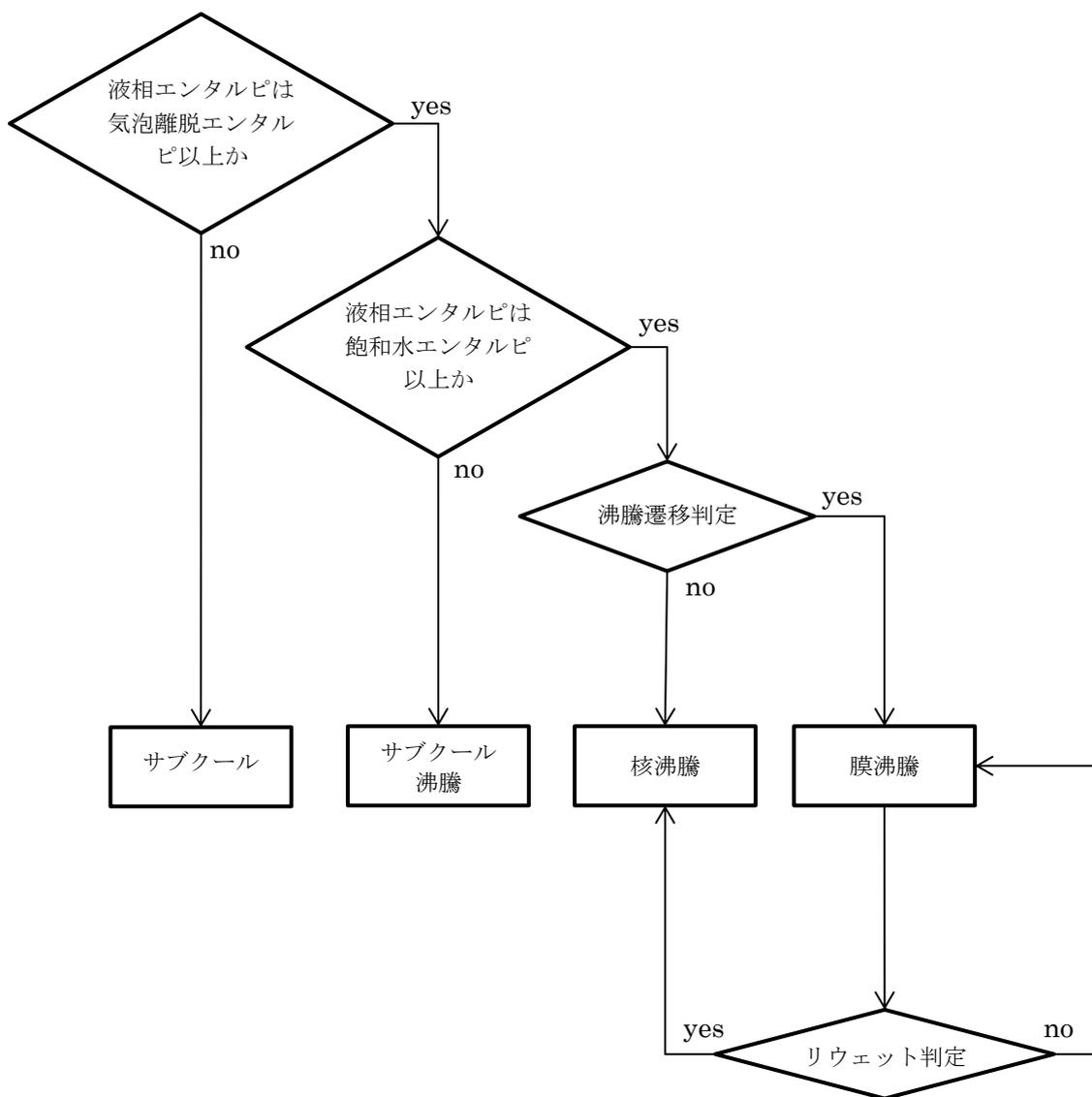
(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}

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

各物性値に用いる過熱蒸気の温度は、蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いる。

記号は以下の通りである。

- h : 熱伝達率
- Q : 熱伝達量
- ΔT_{jL} : 燃料被覆管表面温度と冷却材温度（飽和温度）との差
- x_e : 断面平均熱平衡クォリテイ
- D_H : 水力等価直径
- G : 冷却材の質量流束
- P : 冷却材圧力
- A : 伝熱面積
- k : 冷却材の熱伝導率
- ρ : 冷却材の密度
- μ : 冷却材の粘性係数
- Re : 冷却材のレイノルズ数
- Pr : 冷却材のプラントル数
- (添字) g,s : 飽和蒸気
- l,s : 飽和水
- g,f : 過熱蒸気



沸騰遷移判定：GEXL 相関式による沸騰遷移判定
 リウエット判定：相関式 2 によるリウエット判定

図 3-1 流動状態の選択ロジック

④沸騰遷移評価モデル

燃料集合体が沸騰遷移に至る状況はGEXL相関式を用いて計算する。有効性評価解析における沸騰遷移の判定は、GEXL相関式から得られるMCPRがMCPRに関する燃料の許容設計限界（SLMCPR）を下回った時点とする。

GEXL相関式は、沸騰遷移の開始を予測する式で、BWR炉心で出現することが予想される種々の軸方向出力分布を条件とした豊富な試験データに基づいて作成されており、以下の特徴を有する。

- ・出力分布依存性を考慮する手段として、「限界クオリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」の関係を導入している。
- ・局所出力分布の関数を取り込んでいる。
- ・実形状の模擬燃料集合体により得られたデータをベストフィットしていることが大きな特徴として挙げられる。

GEXL相関式は次式で表現される。

$$X_C = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

記号は以下の通りである。

- X_C : 断面平均の限界クオリティ
- L_B : 沸騰長さ
- D_Q : 熱的等価直径
- G : 質量流束
- L : 加熱長さ
- P : 圧力
- R : 局所出力分布に関する係数

以下に、GEXL相関式から得られるMCPRの計算と、沸騰遷移の生じる位置を判定する計算について述べる。

(a) MCPRの計算方法

GEXL相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は、次に述べる手法によって行う。

- 注目するバンドルの質量速度、圧力、局所出力関数等を求める。
- (i)の条件下でGEXL相関式を用いて「限界クオリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- 注目するバンドルの出力を上昇させ、(i)の条件下で「運転クオリティ（ X ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- (ii)と(iii)で得られた曲線を比較し、(ii)の曲線に(iii)の曲線がある点で接する場合の出力を求める。これが求める限界出力である。

もし(ii)(iii)で得られた曲線が接しない場合、出力を変えて(iii)の計算を反復し、接す

る場合のバンドル出力を求める。この関係を図 3-2 に示す。

運転出力に対し GEXL 相関式から得られる限界出力の比が MCPR となる。有効性評価解析では、MCPR が SLMCPR を下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断する。SLMCPR は、GEXL 相関式が持つ不確かさを考慮して保守的に設定する。

過渡時の MCPR については、主に限界クォリティと運転クォリティの比に基づく値で評価する。

(b) 沸騰遷移位置判定の計算方法

沸騰遷移の判定後、沸騰遷移の生じる位置を判定する。有効性評価解析における沸騰遷移の生じる位置を判定する計算は、次に述べる手法によって行う。

- (i) GEXL 相関式を用いて限界クォリティ (X_c) を計算する。
- (ii) (i) での限界クォリティを用いて SLMCPR に相当する限界クォリティを求める。
- (iii) 軸方向沸騰遷移位置を表すために、(ii) での SLMCPR に相当する限界クォリティを補正する。
- (iv) この補正した限界クォリティと運転クォリティとを比較し、交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では、沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

燃料集合体断面平均クォリティ (X)

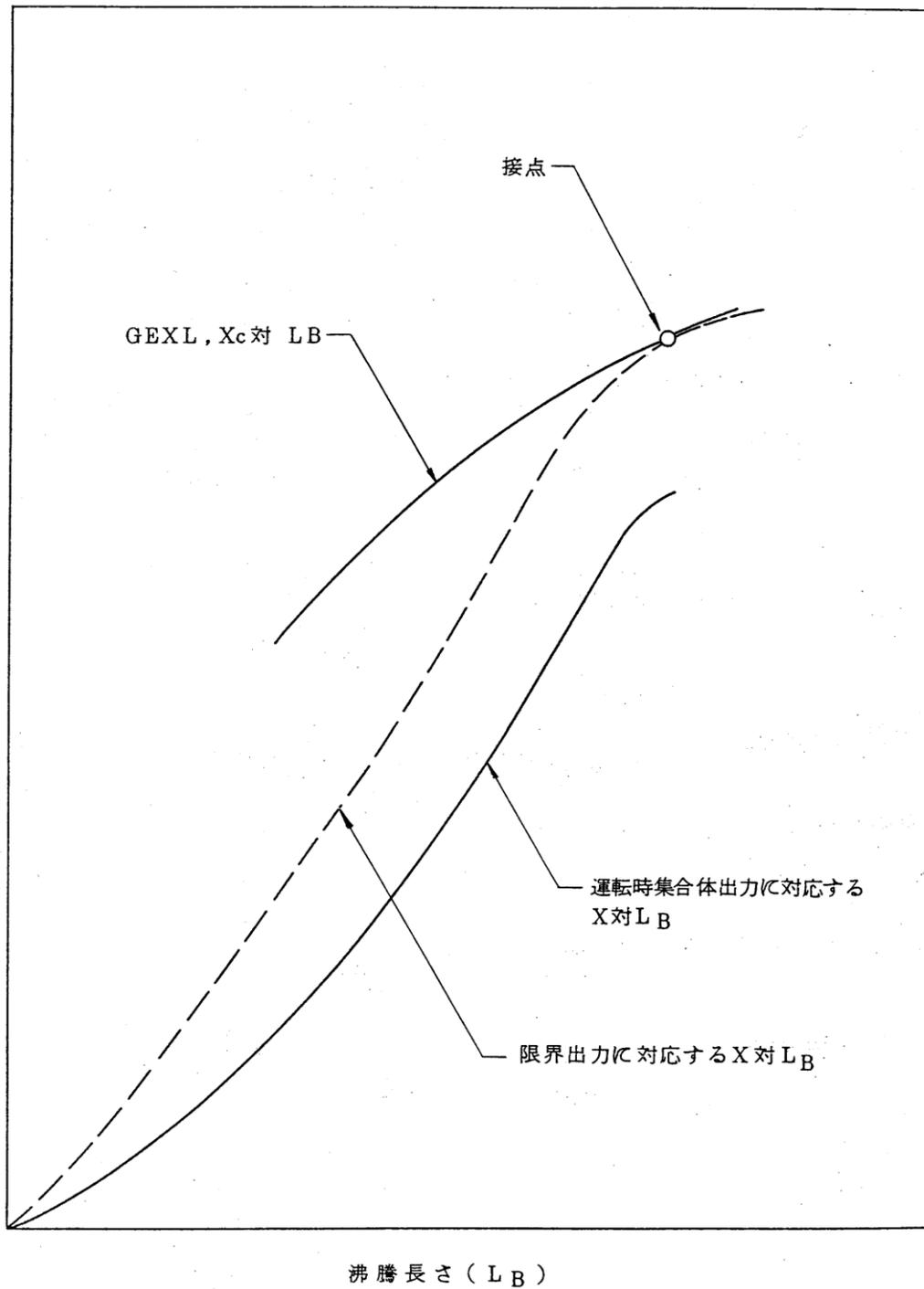


図 3-2 限界出力の評価手法^{[3][4]}

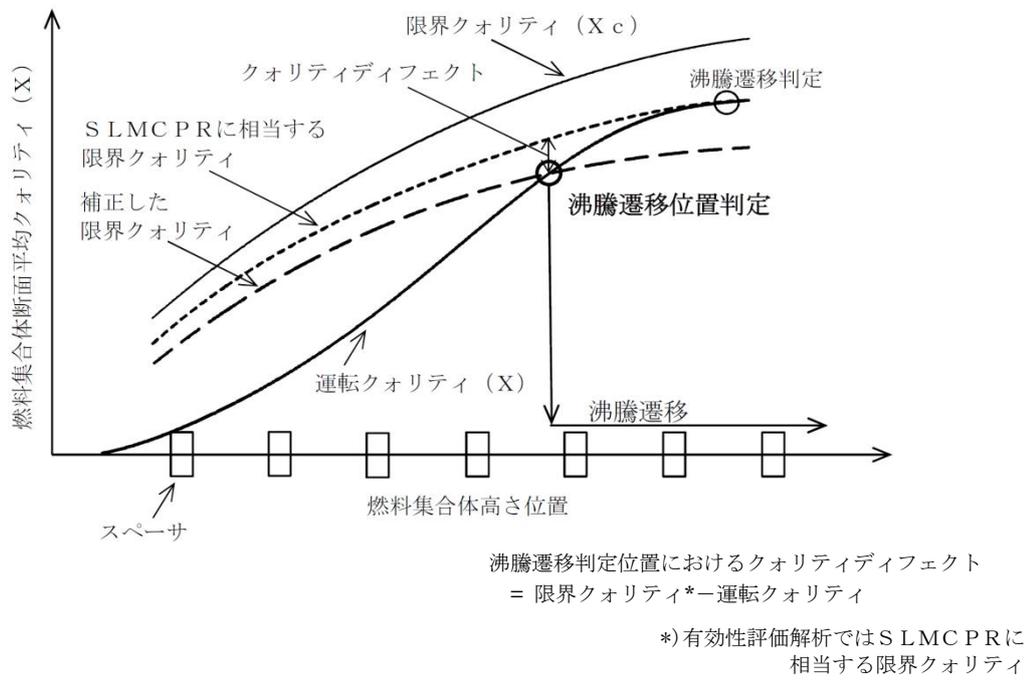


図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウエットモデル

沸騰遷移後のリウエット時刻の予測方法について、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では、相関式1^{[8][12]}と相関式2^{[8][13]}のリウエット相関式のいずれかを使用することが妥当であるとしている。相関式1は単管試験データに基づいて作成した相関式で、相関式2は管群試験データに基づいて現象論的に作成した相関式である。

相関式2は、相関式1よりもドライアウト持続時間を長く評価する傾向があるため、燃料被覆管温度を高く評価する。そのため、相関式2をリウエット時刻の予測方法に適用する。

なお、相関式2は、燃料集合体内の軸方向着目位置の流路断面平均クオリティがリウエットクオリティを下回ったときにリウエットが発生するという考えに基づいている。実機的设计及び運転条件を対象とした熱水力試験によれば、準定常状態におけるリウエットクオリティは沸騰遷移を生じる限界クオリティに一致するが、過渡状態におけるリウエットクオリティは限界クオリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウエット時点における流路断面平均クオリティと限界クオリティの偏差をモデル化したものである。

相関式は下式である^{[8][13]}。

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

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

記号は以下の通りである。

- x_{rewet} : 燃料集合体内の流路で断面平均したリウエットクオリティ
- x_c : 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クオリティ
- x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクオリティ
- Δx : 過渡時におけるリウエットクオリティの限界クオリティからの偏差
- ΔT_w : 壁面過熱度
- ΔT_0 : 液膜先端固気液三相界面の過熱度
- q'' : ドライアウト部の熱流束
- F : 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数
- G : 冷却材の質量流束
- D_w : 熱的等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- t_m : $x - x_c$ が最大となる時刻
- Δt_0 : $x - x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間

- $\overline{\frac{dx}{dt}}$: x が x_c まで復帰した時刻からリウエット時刻までの x の
平均変化率
- G_0 : 質量流束規格化基準値
- u_{lf}^0 : 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

S C A Tコードの燃料モデルは、燃料集合体（燃料棒、ウオータロッド等）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、ウオータロッドの4つのグループに分けて模擬している。

(1)出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布の初期状態一定値として入力している。

(2)熱伝導モデル

燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、図 3-5 に示すように軸方向に複数のノードに分割し、それぞれのノードに径方向に熱伝導方程式を適用して、冷却材への熱伝達を計算する。

- ①燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し、被覆管は通常内側と外側の2つのノードに分割して取り扱う。
- ②燃料ペレットでは、ペレット中心部よりペレット周辺部が相対的に局所出力が大きくなる傾向があり、この特性を取り込めるように径方向出力分布を考慮することができる。
- ③ペレットと被覆管のギャップ部の熱の授受には、ギャップ熱伝達係数を用い、一般に軸方向中央部のギャップ熱伝達係数が大きくなる傾向があり、このため、ギャップ熱伝達係数は軸方向分布を考慮できる。

ギャップ熱伝達については時間変化をしない一定値とする場合と、出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

- ④熱伝導率、熱容量など燃料ペレット及び被覆管の物性については、関係式もしくはテーブル形式で温度依存を考慮する。

(3)燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル

燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達係数は、熱放出率を考慮した輻射伝導係数、燃料ペレットと被覆管相互の接触圧力を考慮した熱伝達係数、熱膨張の影響を考慮した気相部の熱伝導係数から求められる。

MCPRを計算する解析では、燃料棒機械設計コードPRIME^{[14][15][16][17]}で計算された結果に基づき、軸方向ギャップ熱伝達係数は一定値を用いている。

燃料棒の温度分布を示す方程式は下式である^{[5][6]}。

(a) 燃料ペレット

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F \frac{\partial T}{\partial t} - Q_g$$

(b) 燃料ペレット－被覆管ギャップ部

$$\left[K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = H_g \Delta T_{\text{gap}}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- T : 温度
- ΔT_{gap} : 燃料ペレット－燃料被覆管ギャップの温度差
- K_F : 燃料ペレットの熱伝導率
- K_c : 燃料被覆管の熱伝導率
- H_g : 燃料ペレット－燃料被覆管の熱伝達率
- ρ_F : 燃料ペレット密度
- ρ_c : 燃料被覆管密度
- C_F : 燃料ペレット比熱
- C_c : 燃料被覆管比熱
- Q_g : 燃料ペレットの発熱量

表 3-3 S C A Tコードのノーディングの考え方（9×9燃料（A型）の例）

領域	考え方
燃料棒グループ	燃料集合体の燃料棒及びウォータロッドを考慮するため、ホットテスト出力標準長燃料棒，平均出力標準長燃料棒，部分長燃料棒，ウォータロッドのグループに分ける。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算に合わせて燃料部を24ノードに分割している。また燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	燃料ペレット内の熱挙動を詳細に計算するために燃料ペレット部は12ノード，燃料ペレットと被覆管の間のギャップ部を1ノード，また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた2ノードに分割している。

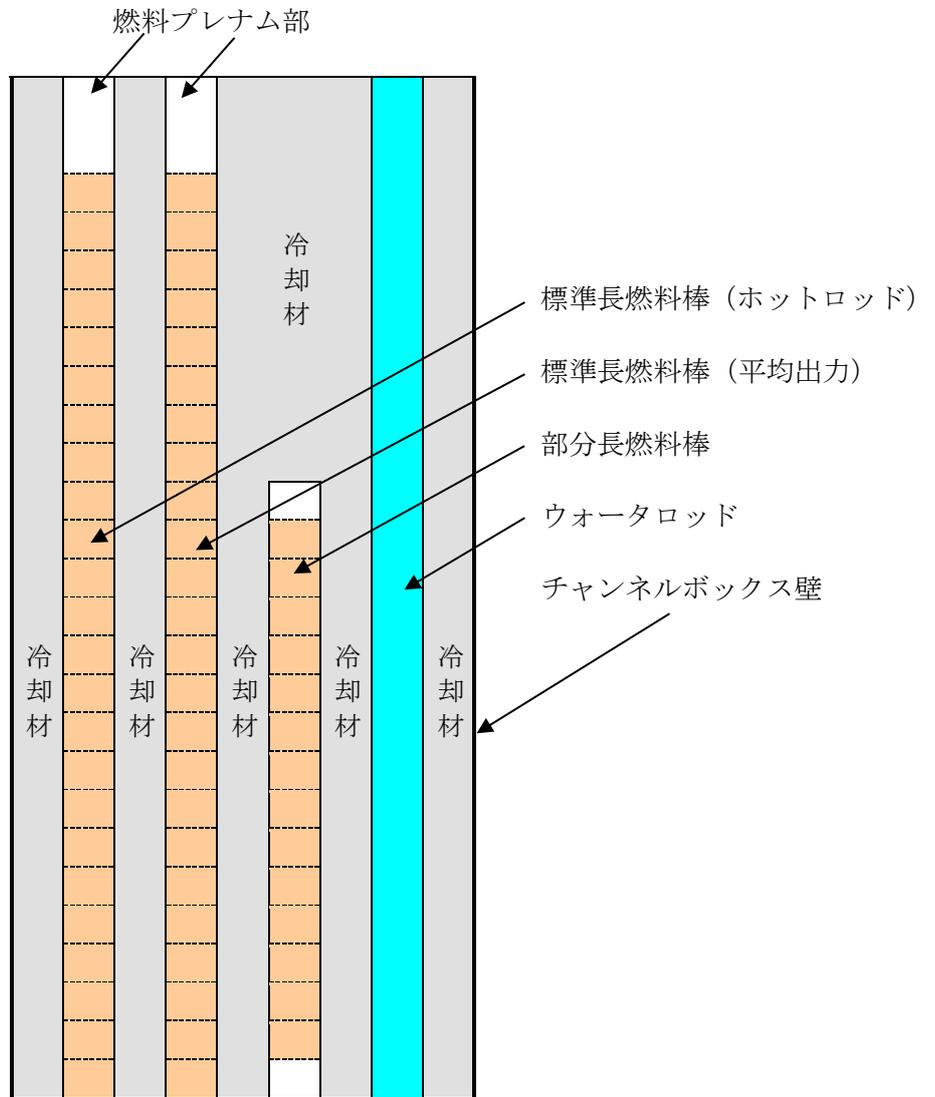


図 3-4 燃料集合体モデル (9×9燃料 (A型) の例)

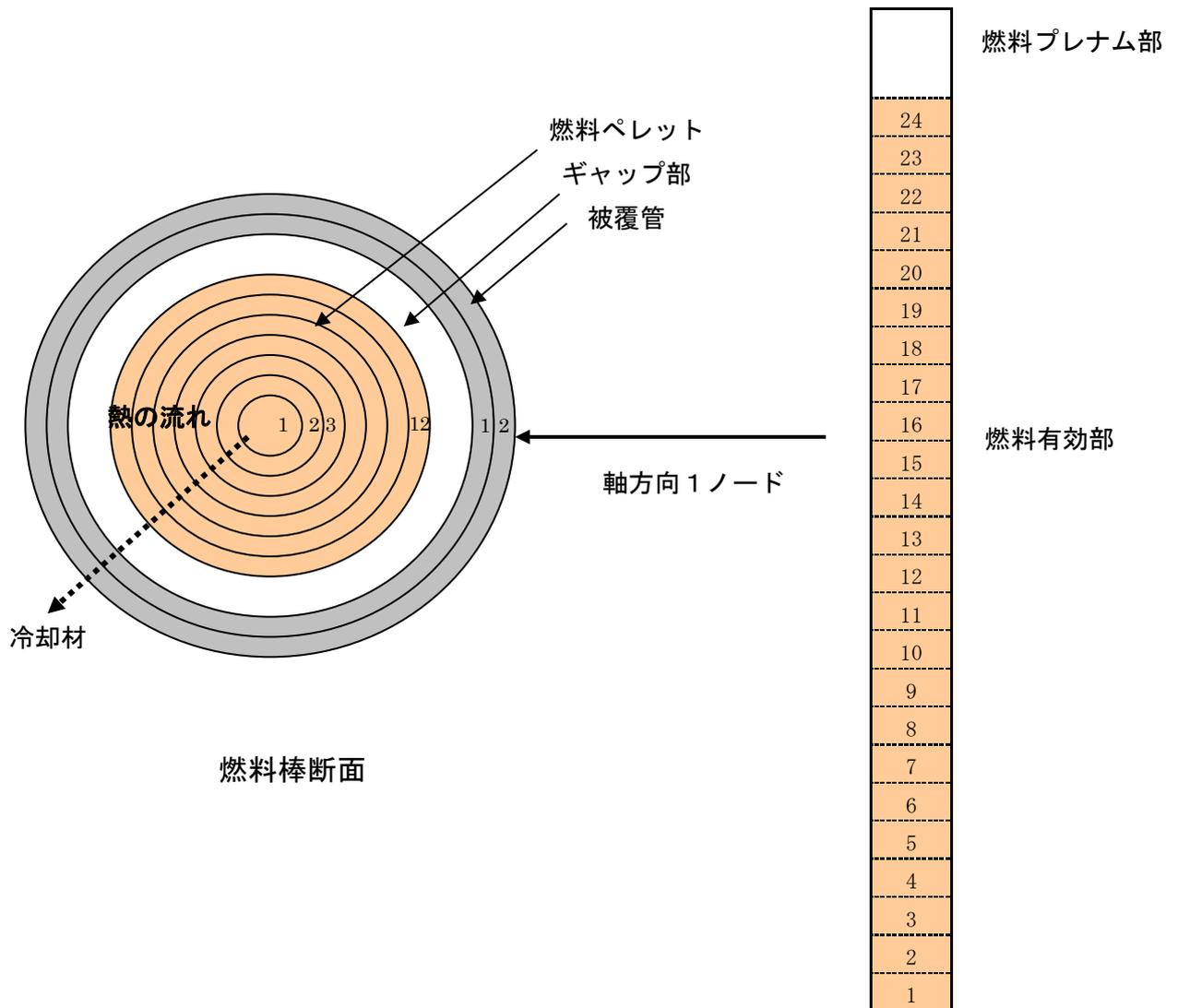


図 3-5 燃料棒モデル (9 × 9 燃料 (A型) の例)

3.4 入出力

SCATコードはREDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて評価する。SCATコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。各インプットデータの詳細な入力情報については添付 1 に示す。

- ①炉心データ
- ②燃料データ

なお、SCATコードの入口流量及びバンドル出力の時間変化は、REDYコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は、初期MCPRに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は、炉心熱水力解析コードISCOR^{[18][19]}を用いて、MCPRの初期値が通常運転時の制限値(OLMCPR)になるように初期バンドル出力と共に求められる。具体的には、高出力燃料集合体及び平均出力燃料集合体の入口流量は全燃料集合体の入口と出口間の圧力差が等しくなるように計算され、また、計算された入口流量を用いて求められた高出力燃料集合体のMCPRがOLMCPRとなるように、入口流量とバンドル出力の繰り返し計算が行われることで、初期バンドル出力と初期入口流量が得られる。

OLMCPRに相当する高出力燃料集合体は、平均出力燃料集合体よりも出力が高く、ボイド率が大きいため、高出力燃料集合体の初期入口流量は炉心平均の初期入口流量よりも小さい。

上記をインプットデータとして、単チャンネル熱水力解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ①MCPR
- ②燃料被覆管温度
- ③燃料被覆管酸化量 (ジルコニウム-水反応量)
- ④クオリティ
- ⑤熱伝達係数

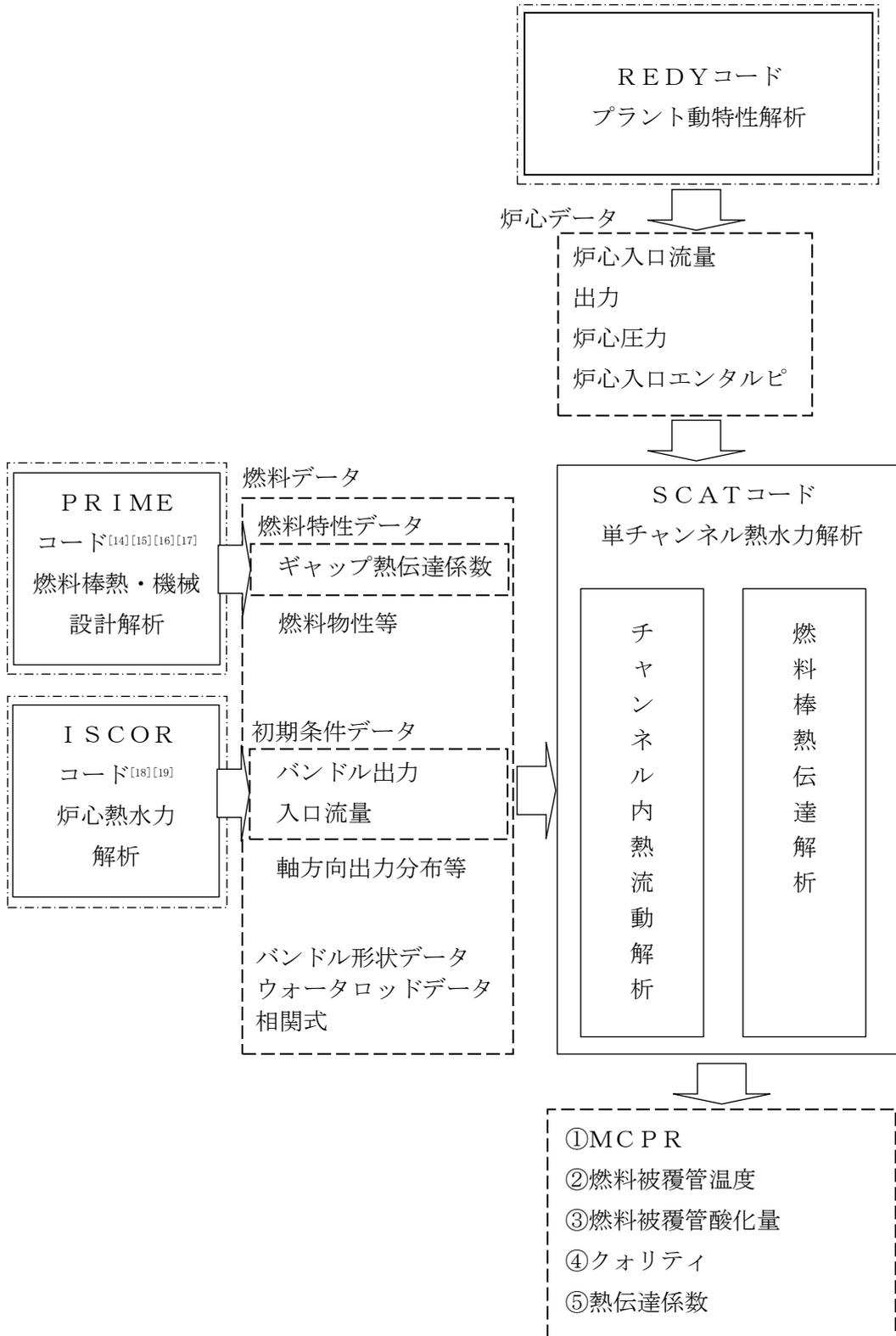


図 3-6 SCATコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

SCATコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙しており、出力分布変化，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡である。

出力分布変化については，中央ピークに基づく軸方向出力分布を代表として設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，再循環ポンプトリップや主蒸気遮断による給水加熱喪失の状態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において，主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では，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に対する熱伝達の遅れを小さくすることで燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では，表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。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ー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関連式の適用性

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関連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関連式による限界出力計算値との関係を示す。限界出力計算値は入口サブクーリングが増加するにつれて直線的に上昇している。

ATLAS試験4×4格子における入口サブクーリングと限界出力測定値との関係を図4-8に、9×9燃料(A型)における関係を図4-9に示す。いずれも限界出力測定値は入口サブクーリングが増加するにつれてほぼ直線的に上昇することが示されている。この傾向は、環状噴霧流で発生するドライアウトに起因するCHF(Critical heat flux)発生機構において、入口サブクーリング増加によって下流側に移動する飽和沸騰開始高さとの相関関係であると考えられる。飽和沸騰開始高さが下流側に移動することで、沸騰遷移を生じさせるための冷却材への熱伝達量がより多く必要となるため、限界出力値が上昇している。7×7燃料を模擬した4×4格子に比べて、9×9燃料(A型)は細径燃料棒を採用しながら燃料棒本数を増やすことで伝熱面積を増加させ、限界出力を向上させている。さらに、9×9燃料(A型)の丸セル型スペーサは、4×4格子で採用された格子型スペーサに比べてドライアウトの抑制効果が高いことが知られている。図4-8、図4-9に示した試験結果は、飽和沸騰開始高さより下流側に十分な沸騰長さを有することを示しており、燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼすものの、燃料有効長に比べて飽和沸騰開始高さの差は小さく、9×9燃料(A型)では限界出力性能も改善されていることから、9×9燃料(A型)において4×4格子と同等の入口サブクーリングまで安定した直線傾向となることが予測される。GEXL関連式は沸騰長さをパラメータに含み、図4-7のように直線的な上昇傾向は保持されることを示しており、9×9燃料(A型)の試験範囲以上の入口サブクーリングにおいても直線性が確保されることが考えられる。

なお、直線性が確保されて限界出力値が上昇しても、上流側のサブクール領域においてドライアウト以外の現象が生じるような熱水力的に不安定な状態に至らないと考えられる。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における条件において、広い範囲の試験データを整理した甲藤のCHF特性領域線図^[23]ではドライアウト領域に相当している。さらに、提唱されている気泡充満モデルや蒸気ブランケットモデルが対象とする現象はいずれも加熱面近傍にボイド率が集中する状況下でのCHF発生機構であるが、解析上では、4.1節のように中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定していることと相まって、中央ピークから下流側で発生するドライアウトに起因するCHF発生機構であるため、上流側でドライアウト以外の現象が生じるような熱水力的に不安定な状態に至

る可能性は十分低いと考えられる。

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)

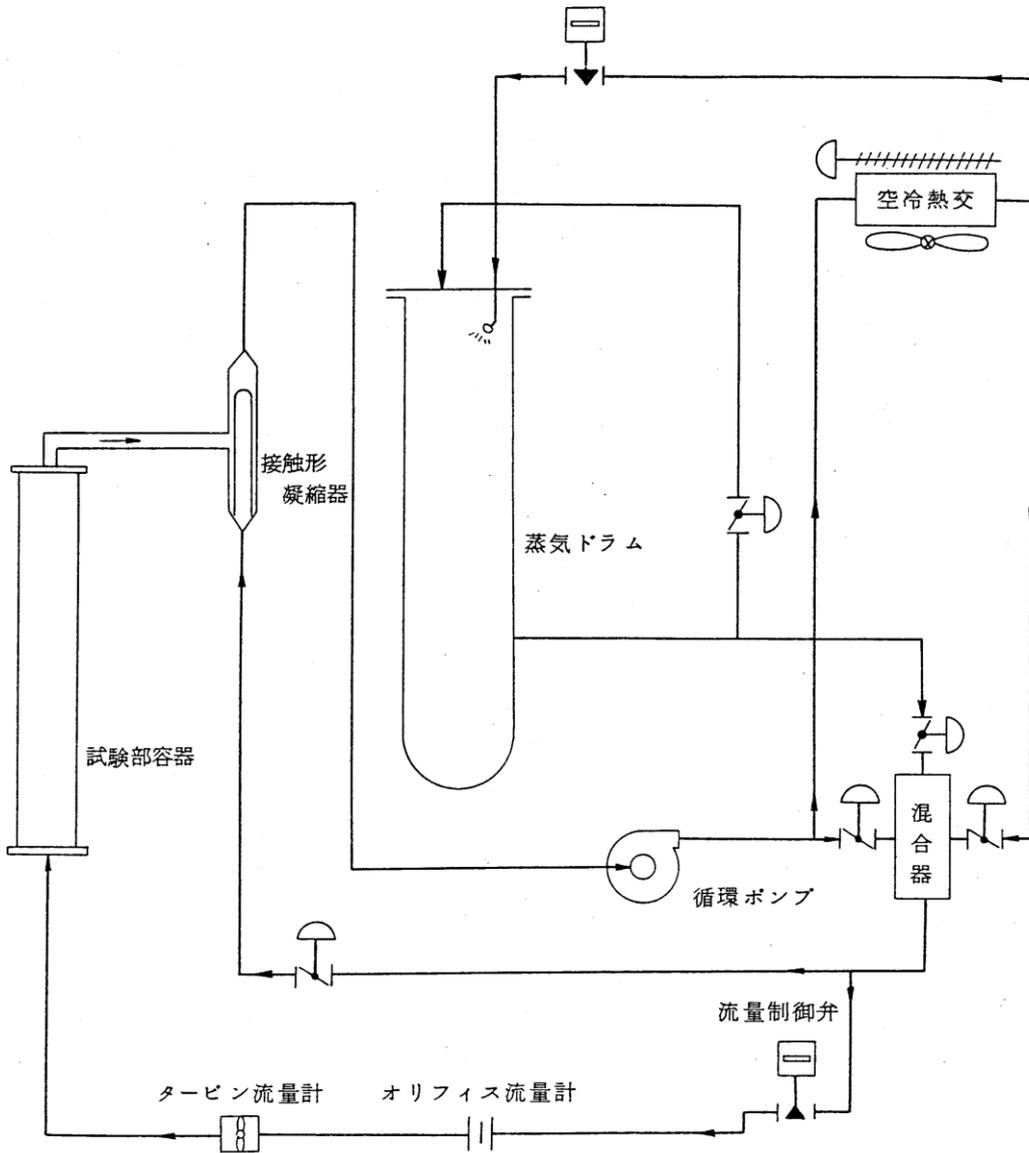


図 4-1 ATLASループ系統構成図^{[3][4]}

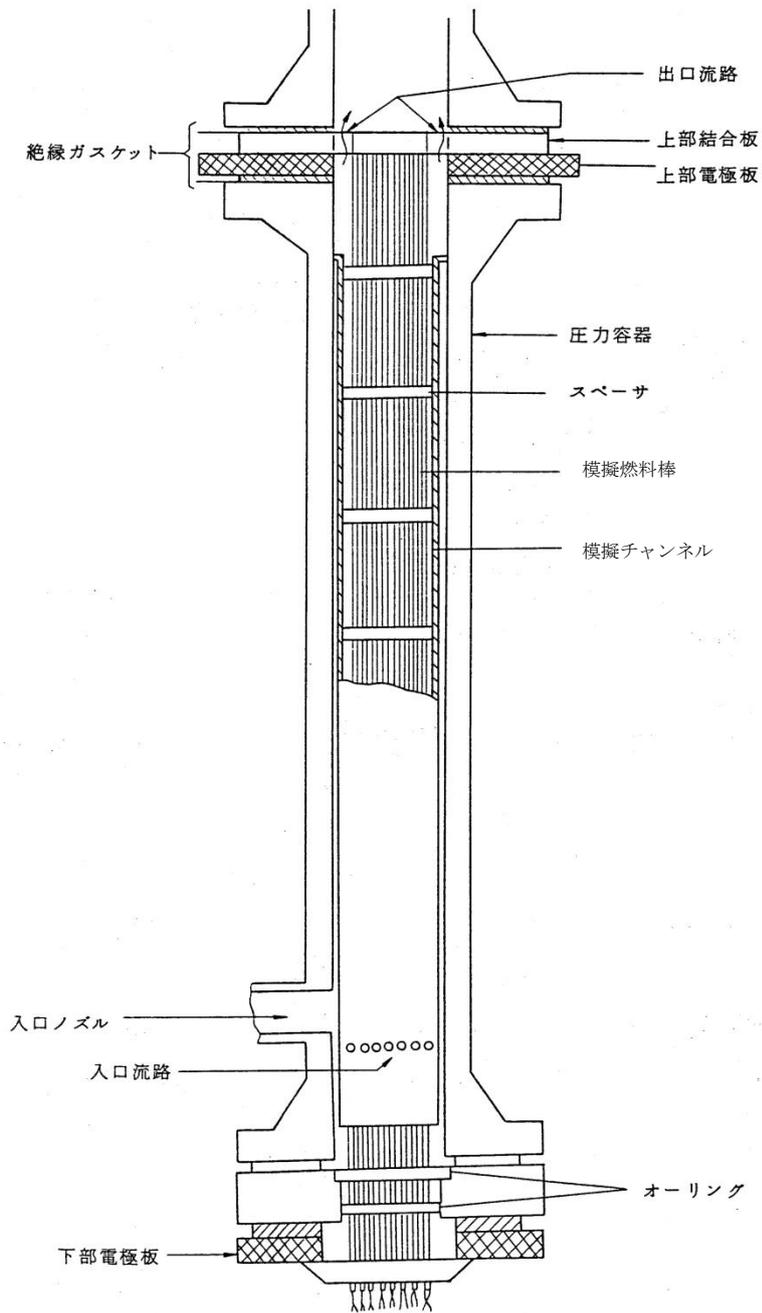


図 4-2 試験部^{[3][4]}

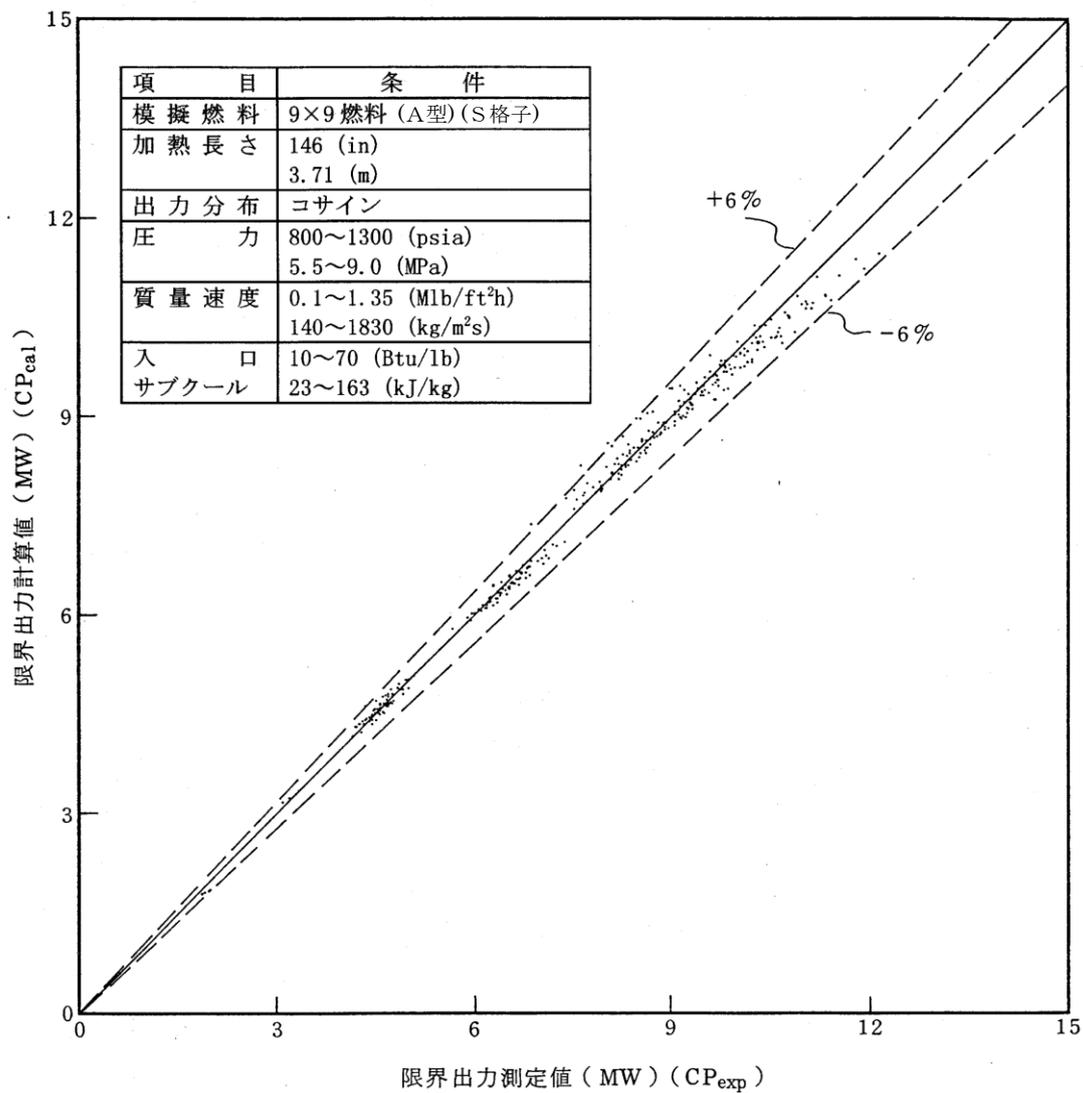


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係^{[3][4]}

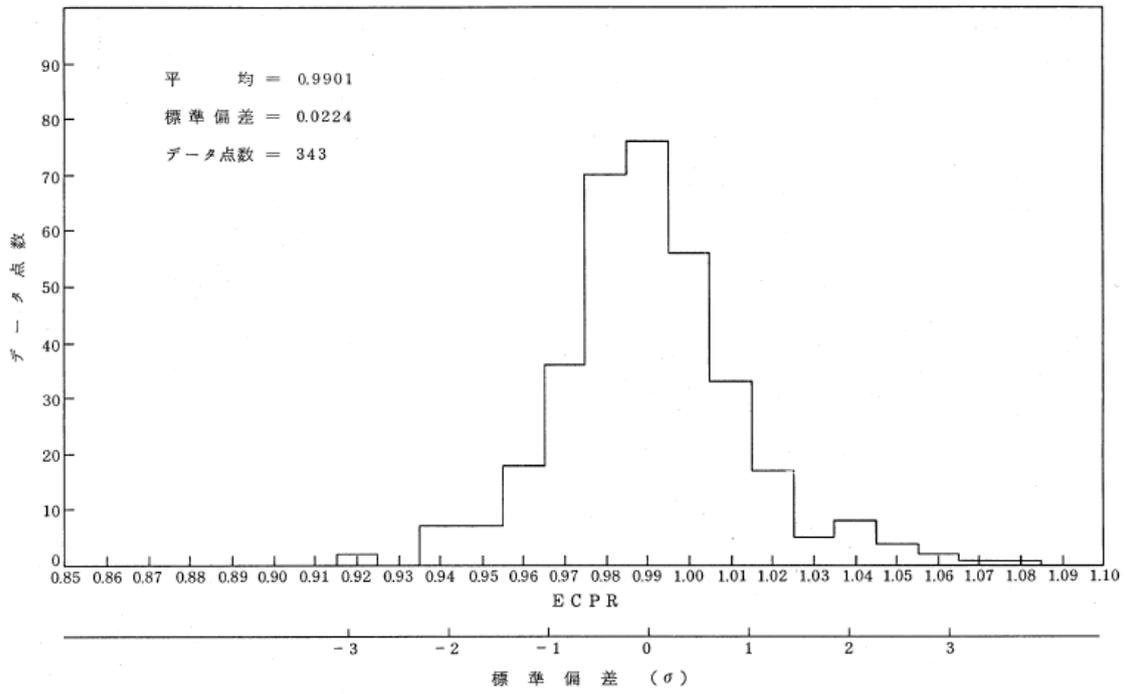


図 4-4 ECPRヒストグラム^{[3][4]}

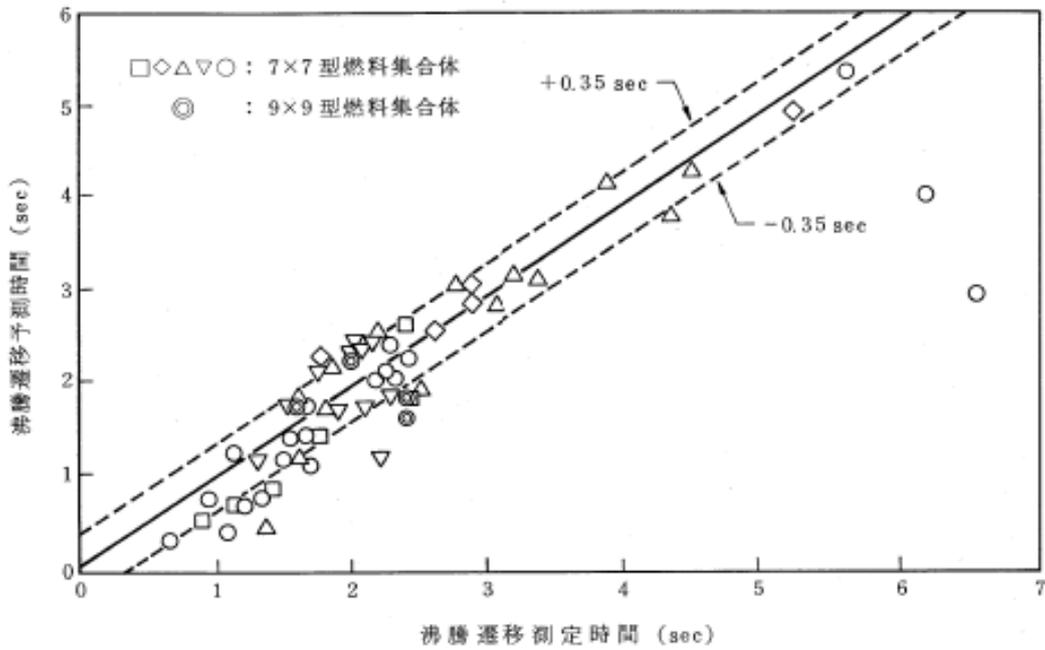


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間^{[3][4]}

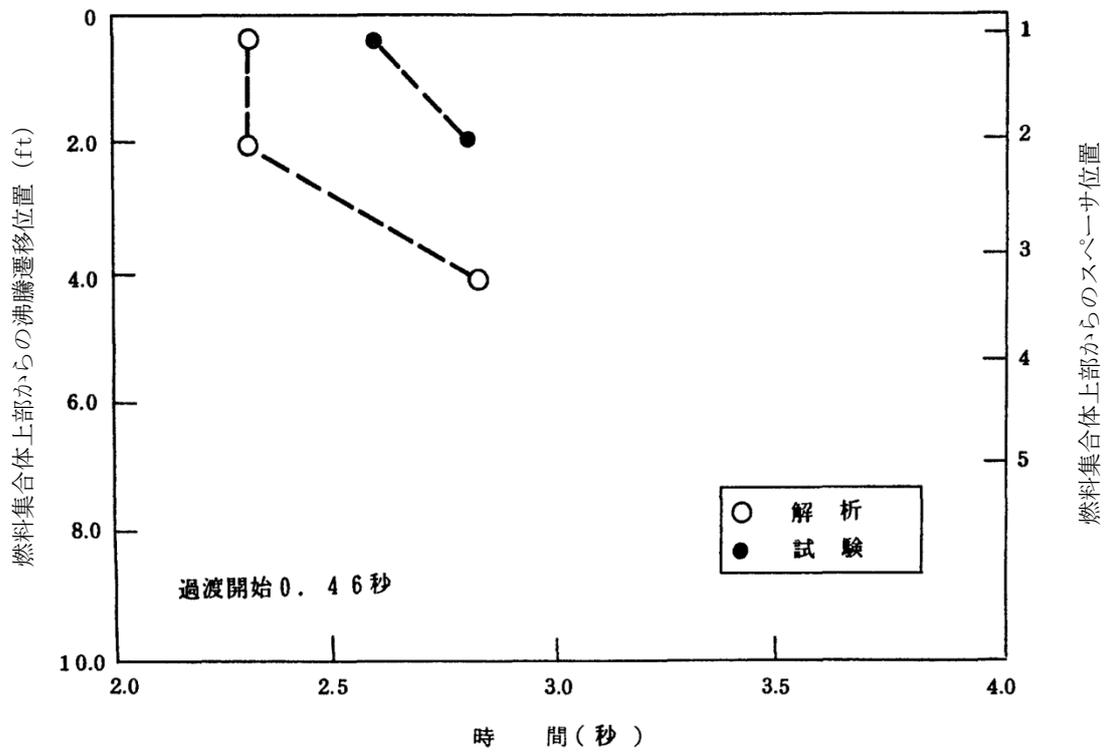


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) [6]

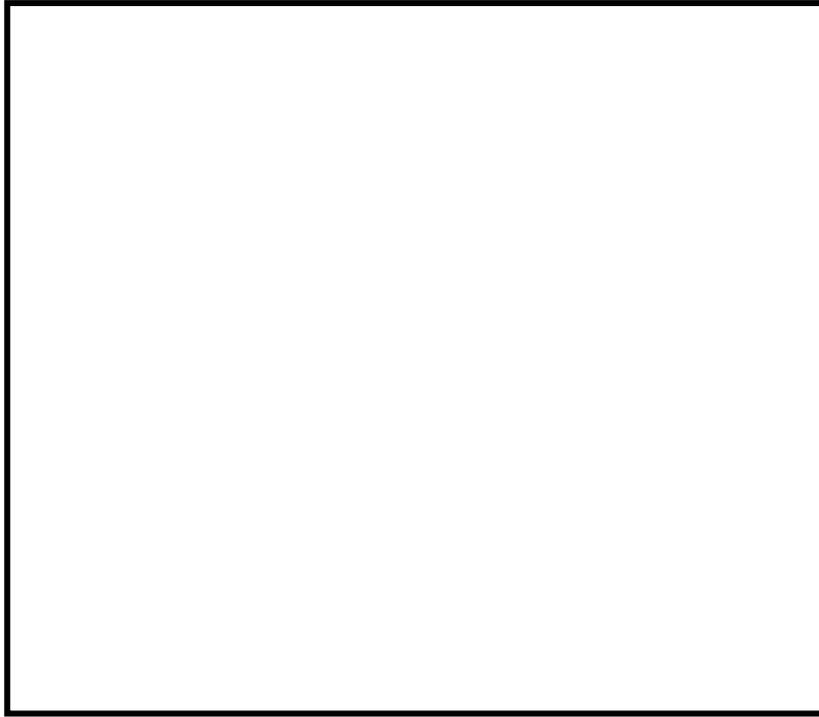


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

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。

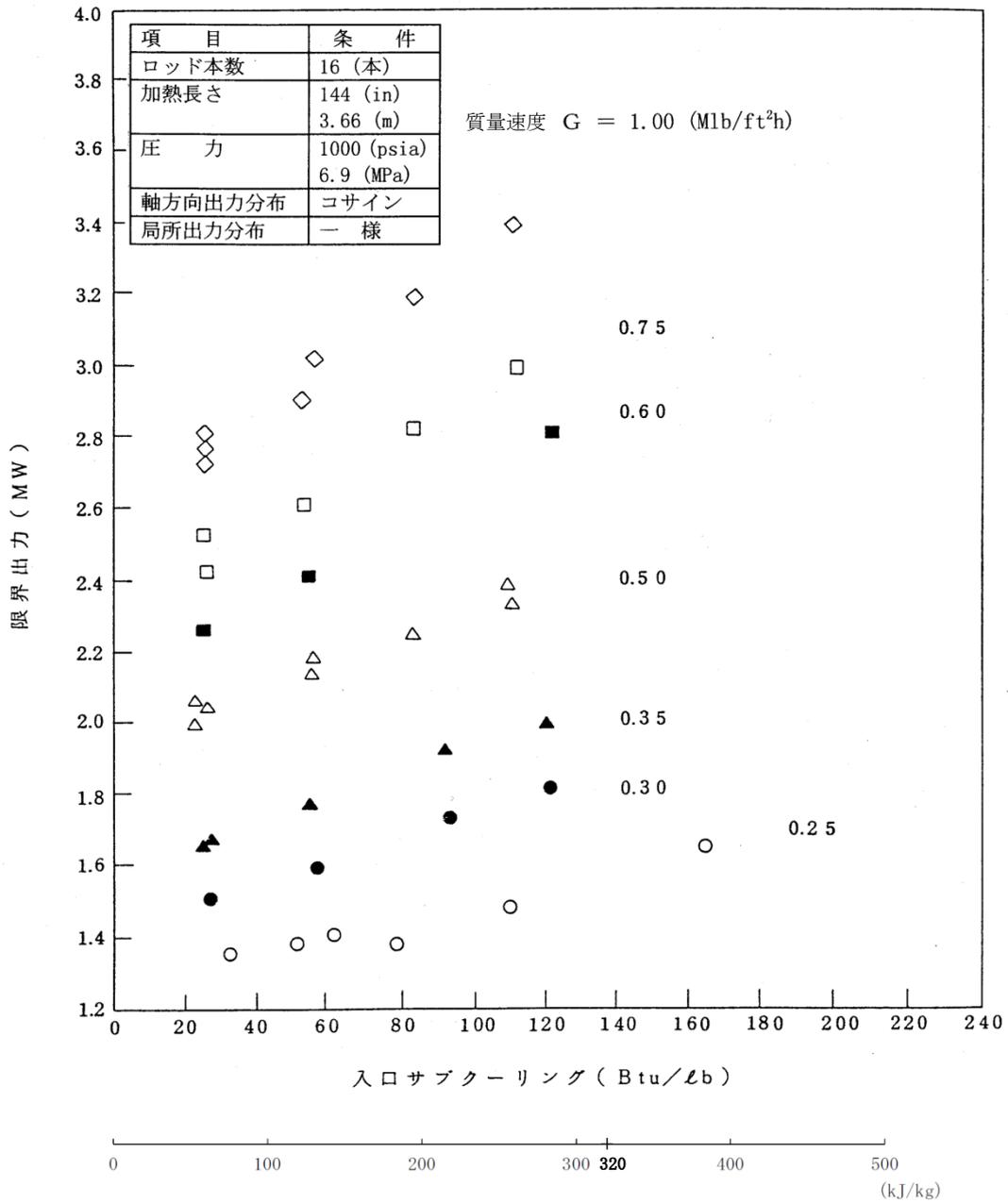


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) [3][4]

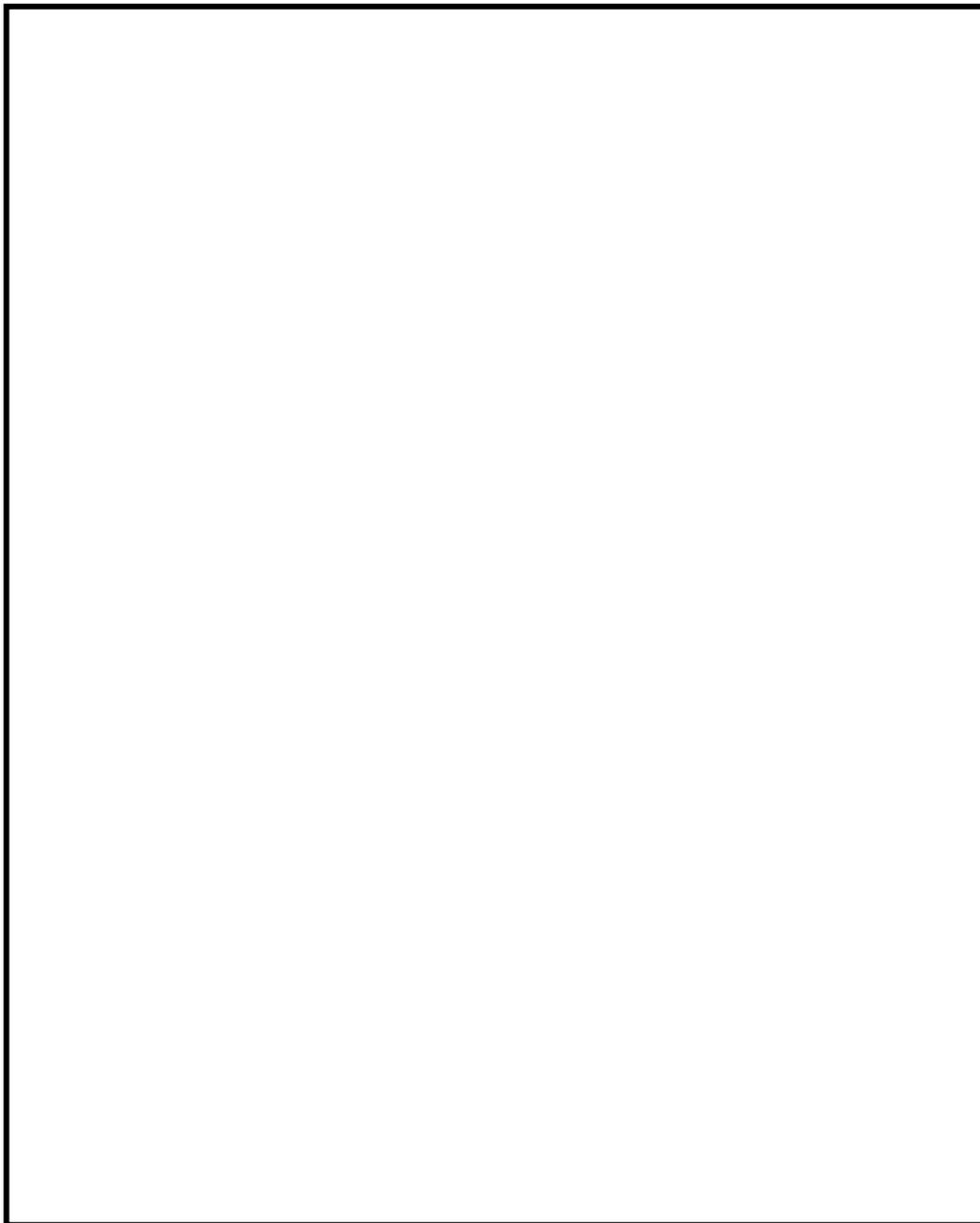


図 4-9 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（9×9燃料（A型））

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めに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) 沸騰遷移深さに対するGEXL相関式の保守性

東京電力柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉（KK-6/7）における主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では、沸騰遷移が及ぶ最深位置を集合体上部から数えて第4スペーサ位置までと評価している。沸騰遷移深さは、軸方向の熱流束分布と相まって燃料被覆管表面温度の最大値（PCT）に影響する。ここでは、GEXL相関式による沸騰遷移深さ評価位置の保守性について検討する。ただし、保守性を検討する対象期間を、PCTが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間とする。

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、燃料被覆管

温度を高め評価するように、中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定している。中央ピークの場合、9×9燃料の沸騰遷移は集合体上部から数えて第1～第3スペーサの直上流位置で生じることが実験から確認されている。例えば、NUPECのBWR燃料集合体熱水力試験^{[20][21][22]}では、図4-10に示すとおり第1～第4スペーサの直上流位置(A～D断面)に熱電対が設置されているが、第4スペーサ位置(D断面)では沸騰遷移は報告されていない。

GEXL相関式の適用に当たっては、3.3.1(2)④(b)の沸騰遷移位置判定の計算方法に基づいて、SLMCP R相当の限界クオリティで沸騰遷移するものとし、さらに沸騰遷移位置を厳しい側(上流側)に評価するために保守的に整理した補正クオリティを用いることで、早めにかつより上流側の位置で沸騰遷移を予測する方法をとっている。

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、再循環ポンプの部分台数トリップ及びその後のポンプ流量の制御により炉心流量を低下させるため、ホットチャンネルを流れる冷却水の流量は定格炉心流量の約30%相当の低流量条件となる。このような流量(及び出力)の減少過渡において生じる沸騰遷移は、環状噴霧流又は環状流において燃料棒表面を流れる液膜流のドライアウトに起因すると考えられ、スペーサの直上流位置で生じることが一般に知られている。スペーサは環状噴霧流中の冷却水流れに種々の影響を及ぼすが、蒸気乱流の促進作用等により蒸气流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があると言われており、実際にスペーサの下流側で液膜流量が増加することが実験から確認されている。燃料棒の発熱の影響で液膜流量は下流へ行くほど減少するものの、スペーサの直下流側では液膜流量が増加して熱的余裕が増す。このようなスペーサ効果によるCHFの軸方向変化を模式的に表すと図4-17のように描画できる^[26]。スペーサ直上流位置においてCHFが極小となるため、スペーサ間の領域ではこれらの極小位置において沸騰遷移が初生することになり、極小位置より上流側のスペーサ間の領域では通常、沸騰遷移は初生しない。

一方、沸騰遷移が発生する可能性のあるスペーサ位置に着目すると、炉心入口サブクール度が非常に大きいことから集合体の中央高さ付近までサブクール沸騰状態にあり、第5～第7スペーサの範囲では軸方向のボイド率の増加が十分でなく、発達した環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成される流動状態には程遠い流動様式にとどまる。この結果、この範囲においては、軸方向出力分布が中央ピークのため加熱量が小さいことと相まって、4.2(3)に示したように沸騰遷移は発生しない。

以上から、発熱のピーク高さ位置に最も近く、前述の熱水力試験で沸騰遷移が観測されなかった第4スペーサ及び第4スペーサと第5スペーサとの間の領域に対してGEXL相関式を適用した評価の保守性に着目して以下に説明を加える。

さて、第4スペーサ直上流位置から第5スペーサの間の領域(以下、「中央高さ領域」と称す。)は中央ピークに基づく軸方向出力分布のため軸方向で加熱量が最も大きな領域である。一方で、前述したようにサブクール度が非常に大きいために、サブクール沸騰から飽

和沸騰に移行し始める領域でもある。しかし厳しい側の想定として、敢えてドライアウトが生じ得る流動様式である環状噴霧流に遷移する領域に至っていることを仮定して、以下、沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

このため、この中央高さ領域では、単管の場合なら環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成され始める流動様式に到達し得ると仮定する。一方、燃料集合体は管群流路であるため、このような流動様式遷移は燃料棒の出力が最も高いことなどにより、熱的に最も厳しい条件の燃料棒の周り（以下、「ホットサブチャンネル」と称す。）で初生する。このとき、ホットサブチャンネルに隣接するサブチャンネルでは、環状噴霧流様式遷移前のチャンネル流等の間欠的な流れが生じる領域にあること、ホットサブチャンネルが環状噴霧流に遷移することで界面せん断力が減少してホットサブチャンネルに周囲から流れが流入し周囲の流れの影響を受けやすくなることなどから、ホットサブチャンネルの流動様式が環状噴霧流に遷移したとしても、その流れは隣接サブチャンネルの間欠的な流れの影響を受けて不安定化する。さらに、前述したように飽和沸騰長さが過度に短いことと相まって安定した液膜流が形成されにくく、この点からも液膜流が脈動的な流れとなる。このため、仮にドライアウトに至っても燃料被覆管温度の上昇が生じるほどドライアウト状態が継続するとは考えられない。したがって、中央高さ領域では、仮に厳しい側に環状噴霧流に遷移することを仮定したとしても、CHFが極小となる第4スペーサ直上流位置以外の領域はおろか、第4スペーサ直上流位置においてさえも沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さい。

したがって、SLMCP R相当条件で生じるとした沸騰遷移及び沸騰遷移位置を厳しい側に評価する補正クォリティを導入することの二つの保守的な評価手法とすることで、第1～第3スペーサだけでなく、更に一段上流側の第4スペーサ直上流位置及び中央高さ領域内での他のノード位置に沸騰遷移が及ぶと判定するGEXL相関式を用いた沸騰遷移条件の評価は十分に保守的であると考えられる。

なお、沸騰遷移の評価に当たっては、1点近似炉心動特性評価時のボイド反応度の取扱いなど炉心出力を過大に評価するようにして得た結果を用いることで、熱的に厳しい側の解析を実施していることから、GEXL相関式による上記の沸騰遷移深さに対する保守性は十分なものと評価できる。

(4) 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	

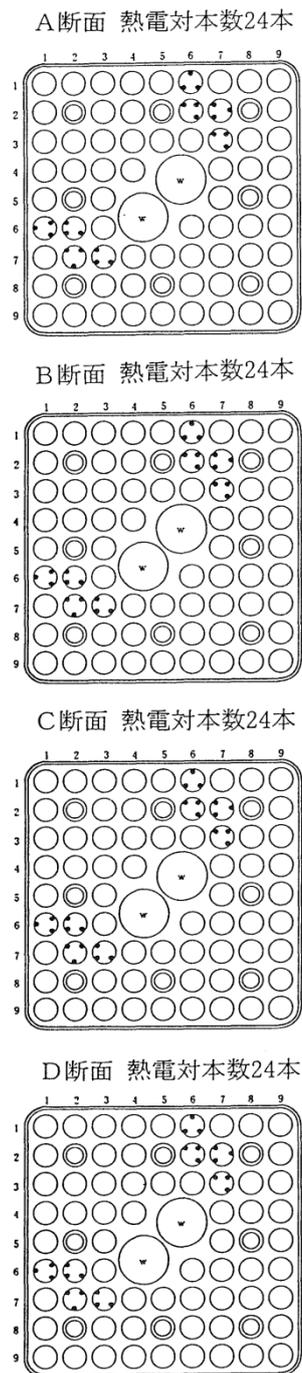
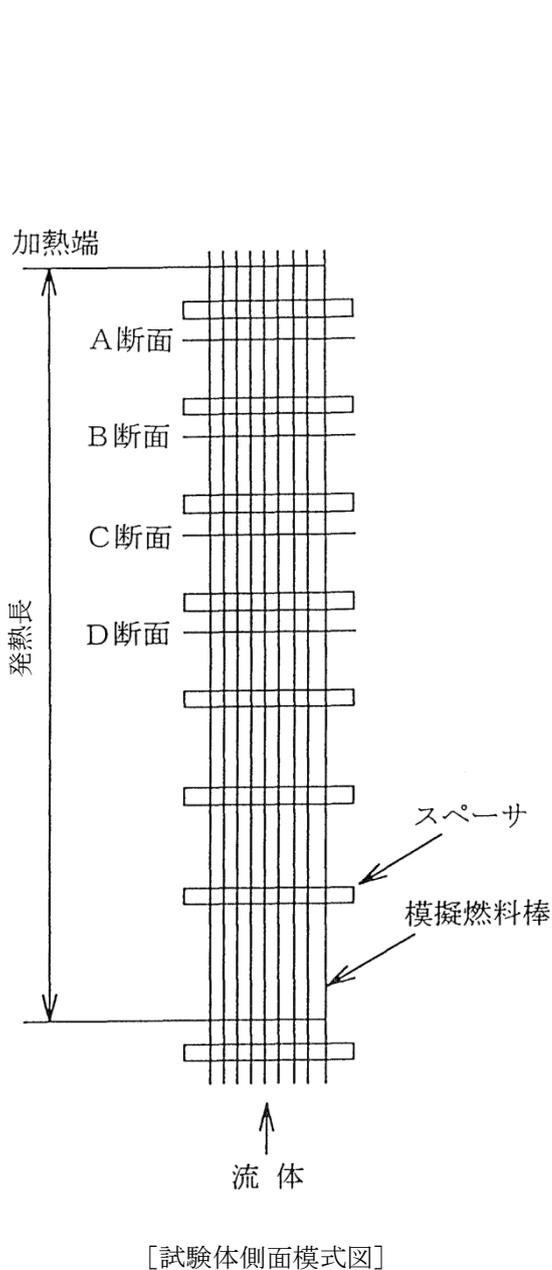
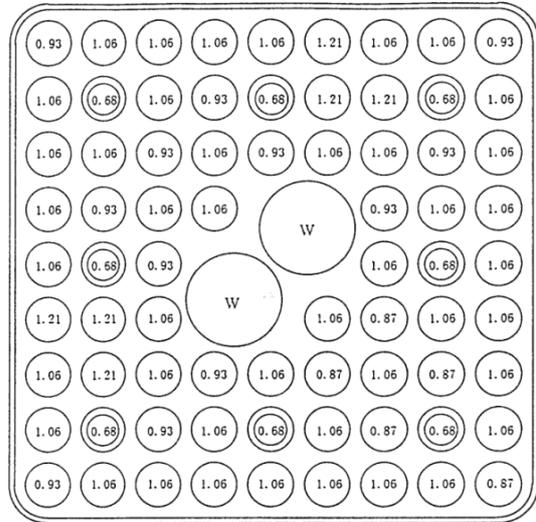
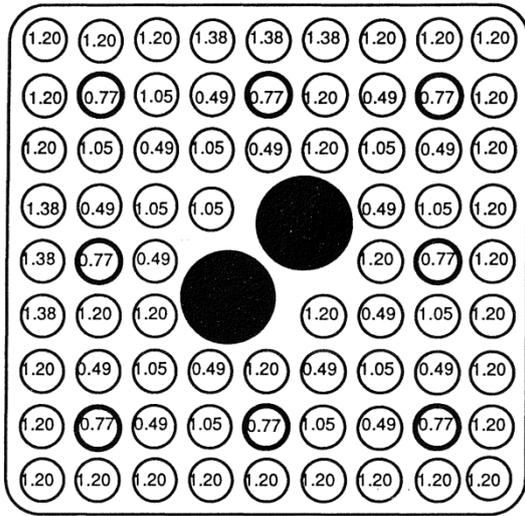


図 4-10 試験体の例^[21]



○ 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]

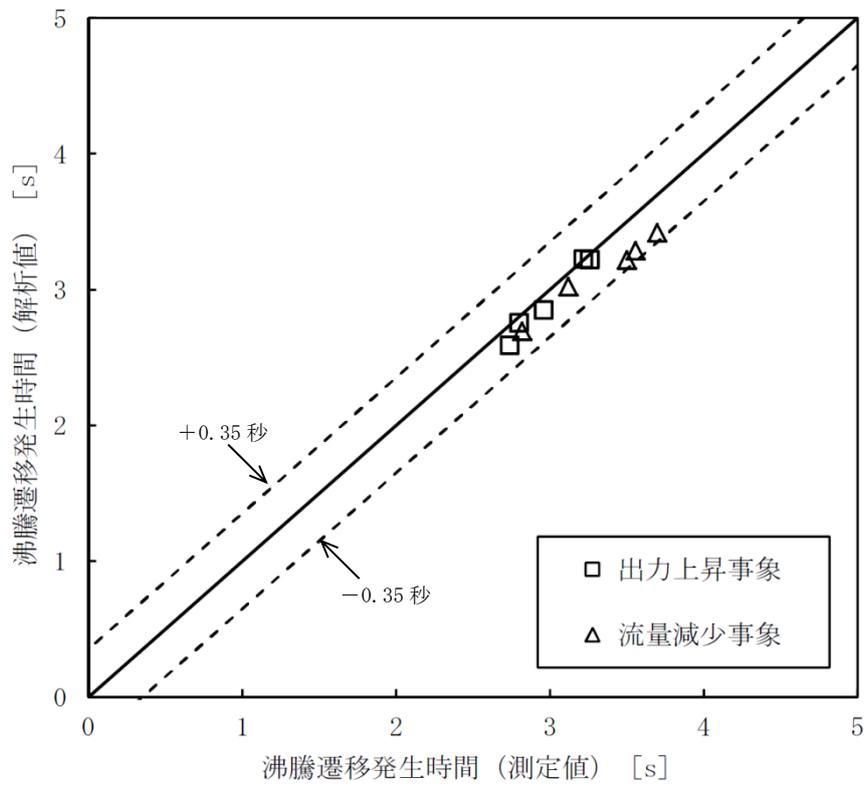


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

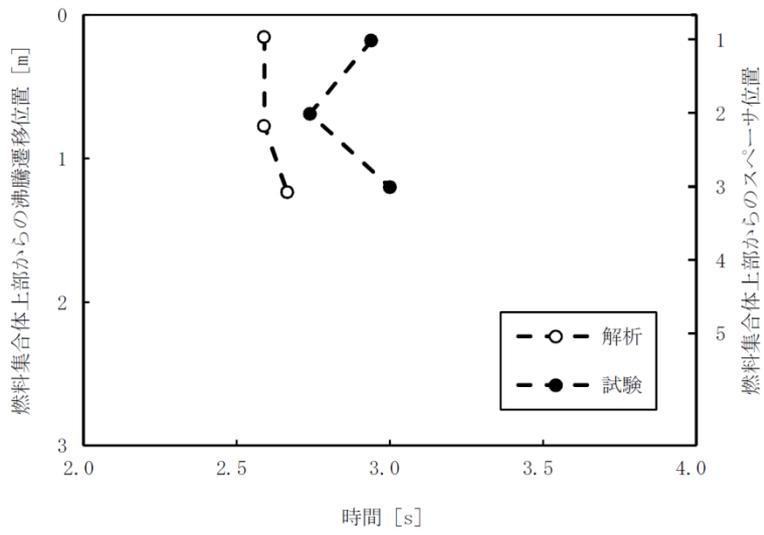


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

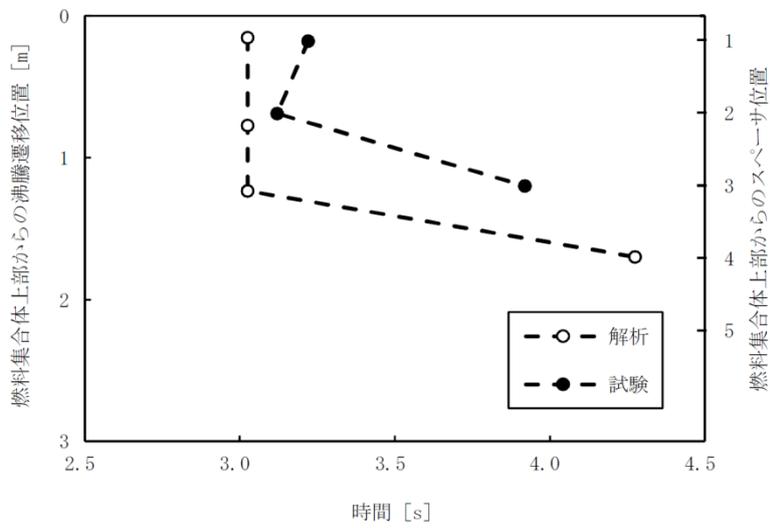


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

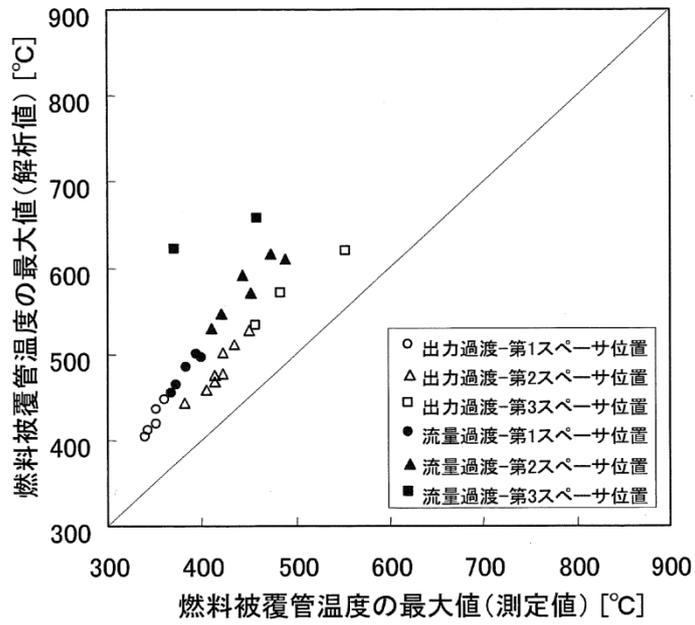


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較^[8]

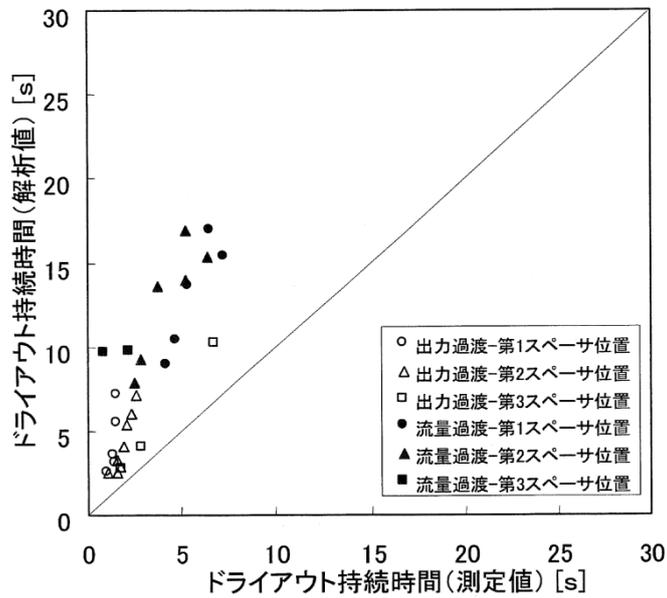


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較^[8]

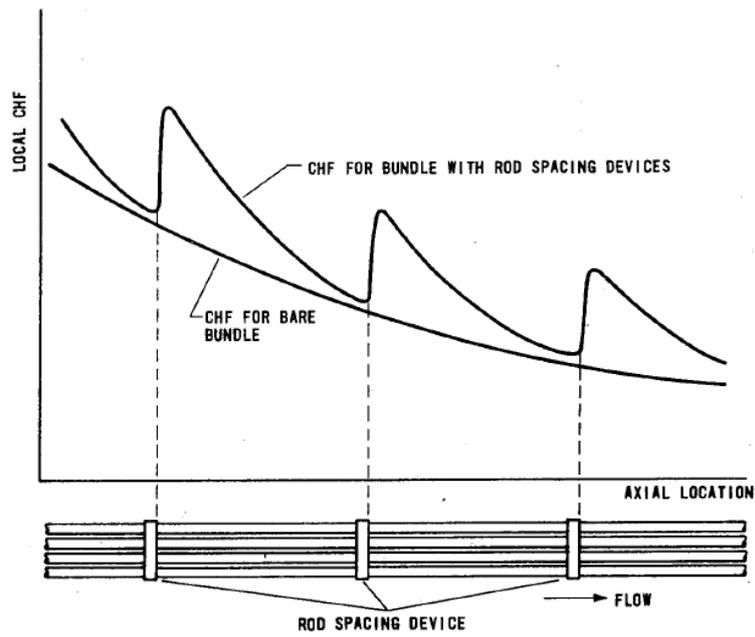


図 4-17 軸方向 CHF へのスペーサの影響^[26]

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 重要現象への適用性

原子炉停止機能喪失の重要現象に対して実施したSCATコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを本節で述べる。

燃料棒表面熱伝達については、沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2を適用することにより、燃料被覆管温度を高く評価していることを4.3節に示す実寸大の模擬燃料を用いたNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析で確認した。

沸騰遷移については、4.2節に示す実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験の解析と、4.3節に示すNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、沸騰遷移の状態を精度良く予測することを確認した。

従って、SCATコードは重要現象の燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移評価に適用できる。

4.4.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノーディングは、3.3節で述べた考え方に基づき設定したものである。

燃料棒グループ、燃料棒の軸方向のノード分割は、実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験とNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、重要現象を適切に評価でき、評価指標である燃料被覆管温度は高めに評価されることを確認した。なお、軸方向24ノードの分割は、従来からBWRプラントに幅広く用いられている三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード^{[24][25]}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に対する熱伝達の遅れが小さくなり上昇量が大きくなる。そのため有効性評価解析において主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では、燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では、表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。

(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MCP Rの設定をSLMCP 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SCAT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	主蒸気隔離弁閉止によ って原子炉出力が急増 する状態で燃料被覆管 温度を高め に評価する。給水加熱 喪失によって原子炉出 力が増加する状態で燃 料被覆管温度への影 響は大きくない。
	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] 甲藤, 「一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束 (高圧領域の研究と CHF 特性領域線図)」, 日本機械学会論文集(B編), 47 巻 413 号(昭 56-1), 139
- [24] 「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
- [25] 「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
- [26] D. C. Groeneveld and W. W. Yousef, “Spacing Devices for Nuclear Fuel Bundles: A Survey of Their Effect on CHF, Post-CHF Heat Transfer and Pressure Drop”, Proceedings of ANS/ASME/NRC Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, 1980.

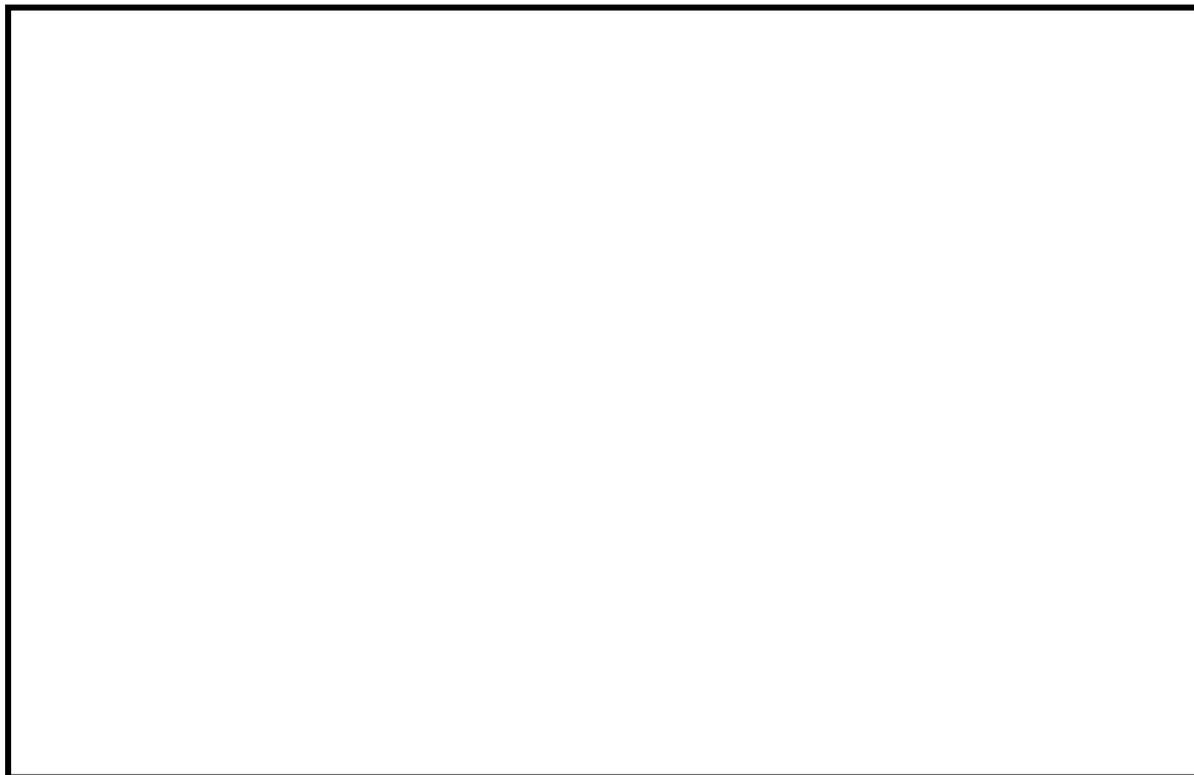
添付1 入力項目リスト

分類	入力項目
炉心データ*	出力時間変化
	炉心入口流量時間変化
	炉心入口エンタルピ時間変化
	炉心圧力時間変化
燃料データ	バンドル形状データ（標準長/部分長燃料棒本数，流路面積等）
	ウォータロッドデータ（本数，外径等）
	燃料特性データ（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）
	相関式（GEXL相関式，熱伝達相関式，リウエット相関式等）
	初期条件データ（バンドル出力，入口流量，軸方向出力分布等）

*REDYコードにより求められたデータを引き継いで用いる

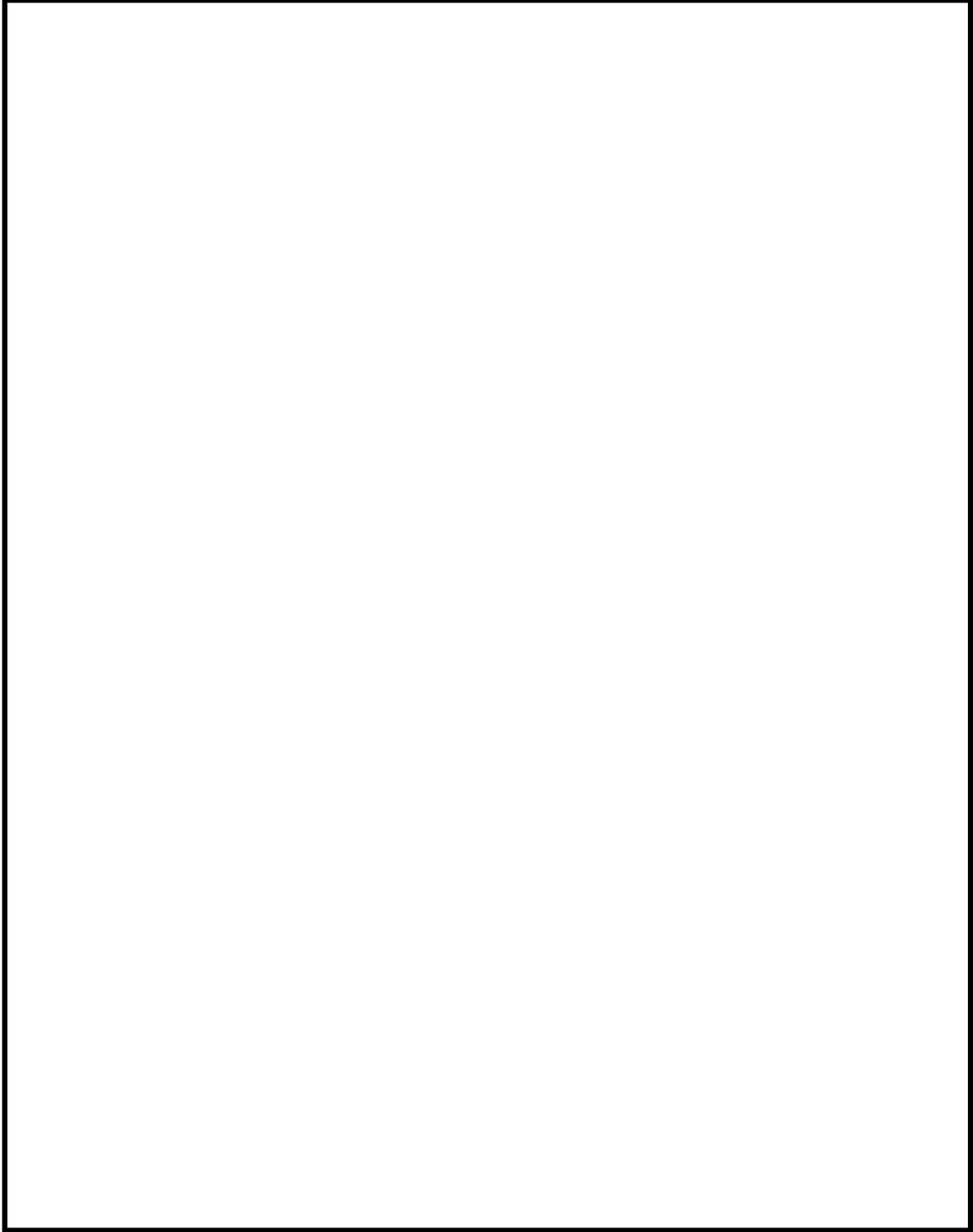
添付2 ボイドモデル, サブクールボイドモデル, 圧力損失モデルの適切性

本添付では, 3.3.1項に示したボイドモデル, サブクールボイドモデル及び圧力損失モデルの適切性について述べる。



本資料のうち, 枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-2-1



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-2-2

添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。

4.3節に示したように、燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価の妥当性を確認している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価において、4.3節の妥当性確認に加えて、BWR燃料の沸騰遷移を模擬した5×5高温ポストBT試験の燃料被覆管温度測定値との比較により、修正 Dougall-Rohsenow 式の妥当性を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 5×5高温ポストBT試験を用いた妥当性確認

(1) 5×5高温ポストBT試験の概要^[1]

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

試験に用いる試験体は10×10燃料模擬の5×5部分バンドルであり、添付表 3-1 に燃料集合体の仕様を、添付表 3-2 に試験条件を、添付図 3-1 に試験体を示す。模擬燃料棒表面温度は、高出力ロッド及び低出力ロッドの模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの直上流とスペーサ中間である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

試験と解析の比較結果について、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式を用いた燃料被覆管温度の最大値の比較を添付図 3-2 に示す。



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

なお、いずれの比較点についても、燃料被覆管温度が急激に上昇し、測定値は燃料被覆管温度が低下に転じたのちにリウエットする挙動となっており、解析値は測定値と同様、または上昇が緩やかになったところでリウエットしていることから、燃料被覆管温度の最大値の比較結果は修正 Dougall-Rohsenow 式の影響していると考えられる。解析値と測定値の比較は、上流側で燃料被覆管温度は高く評価されて保守的な解析結果を与えていることに対し、クォリティが 90%程度となる下流側ではその保守性は小さくなることを示している。

これは、沸騰遷移後において蒸気中の液滴が燃料被覆管表面に付着して蒸発すると伝熱が良好になるが、修正 Dougall-Rohsenow 式は液滴蒸発の影響を無視しており、燃料被覆管温度を高め評価する傾向^{[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. 過熱蒸気の扱いに対する影響

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)

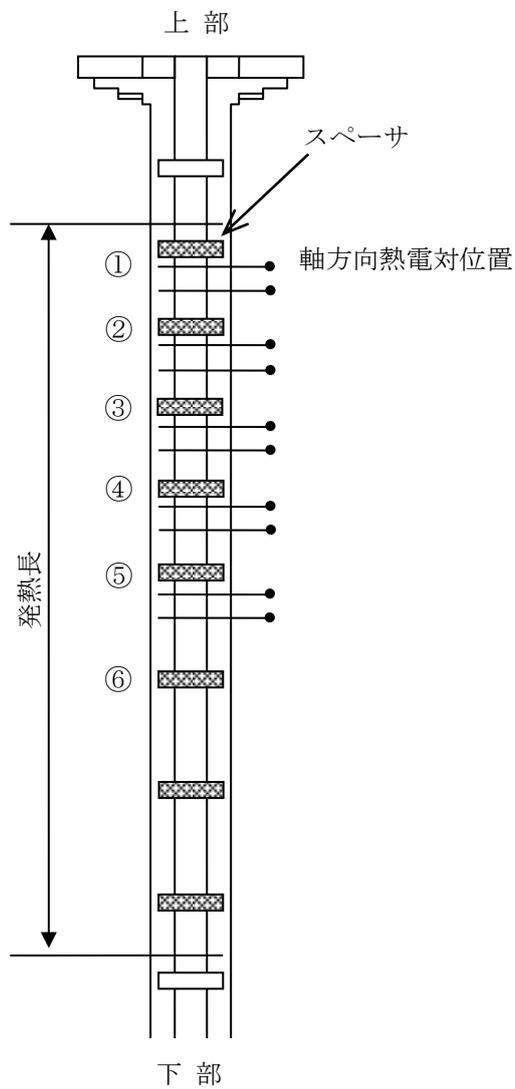
添付表 3-1 模擬燃料集合体の仕様

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)

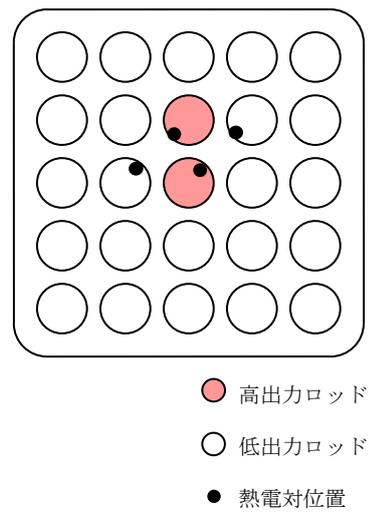
添付表 3-2 試験条件

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。

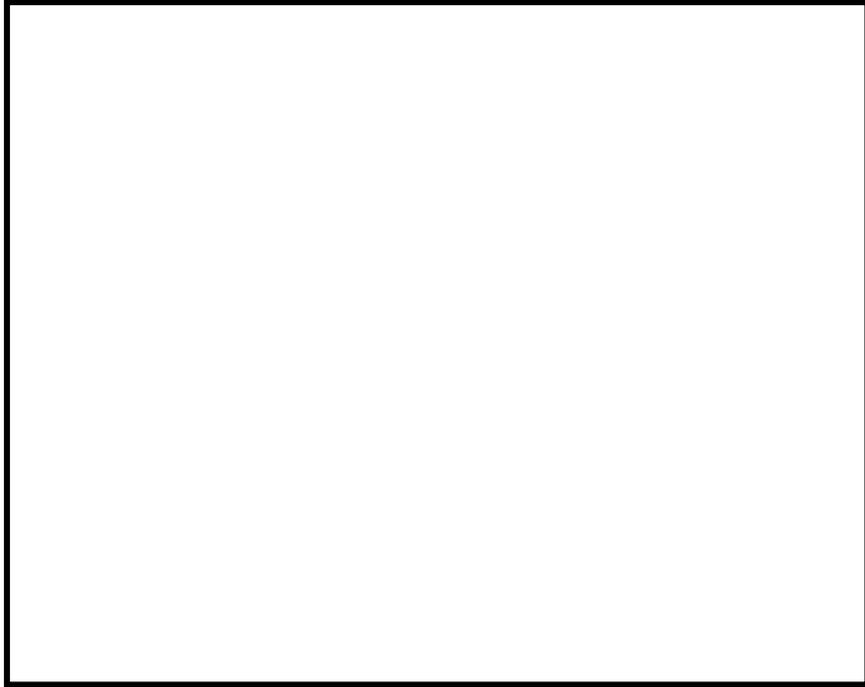


[試験体側面模式図]



[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。

4-3-8

添付4 リウエットモデルの適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めにより評価している。

一方、4.3節に示したように、燃料被覆管温度 500°C程度までの試験結果を用いて、相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

本添付では、相関式2によるリウエット時刻の予測において、4.3節の妥当性確認に加えて原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 相関式2適用性の考え方

相関式2によって予測するリウエット時刻は燃料被覆管温度に依存する。リウエット時刻を早めに予測すると、温度上昇の過程でリウエットする場合、燃料被覆管温度を低く評価する可能性がある。

原子炉停止機能喪失の有効性評価解析では、燃料被覆管温度を高めにより評価することから、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。そのため、温度上昇の過程でリウエット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高めにより評価する傾向となる。

したがって、有効性評価の解析手法によって、燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも相関式2の保守性は維持されることが考えられる。

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. スペーサ間のノードのリウエット特性について

9×9燃料（A型）などにおいては、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の時のように、熱流束が高いまま炉心入口流量が定格条件の約30%程度の低流量条件に至った炉心状態では、液膜ドライアウトに基づく沸騰遷移が生じる。このとき沸騰遷移は、軸方向（上下）に隣り合った二つのスペーサ間で、燃料棒を冷却する液膜の流量が最小となる下流側のスペーサ（以下「スペーサA」と称す。）の直上流位置（直下）で初生する。流量の低下及び／又は熱流束の増加により除熱性能が更に低下して出力-冷却間の不整合が拡大すると、液膜は上流側スペーサ（以下「スペーサB」と称す。）に向けて後退する。一方、事象の収束などにより出力-冷却間の不整合が回復すると、液膜の後退が止まり、次いで再進展してスペーサAの直上流位置まで戻る。液膜が再進展する過程で液膜の先端部が到達するとリウエットが生じるため、リウエット部が下流側に進展しスペーサAの直上流位置まで戻ることになる。

このように、スペーサA、Bの間で液膜の後退及び再進展が生じることから、ドライアウト持続時間はスペーサAの直上流位置で最も長くなり、最も液膜が後退した位置（以下、この位置までのスペーサAからの距離を「最大液膜後退距離」と称す。）に近づくほど短くなる。

一方、相関式2は、スペーサ直上流位置から最大液膜後退距離及び液膜再進展速度をモデル化してリウエット時刻を評価することでドライアウト持続時間を予測する。本資料の本文「4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験」に示されるように、試験値を厳しい側に解析することが確認されている。

ただし、スペーサ間の位置（ノード位置）におけるドライアウト持続時間は、スペーサ直上流位置におけるドライアウト持続時間より短いことが現象論的に明らかであるものの、必ずしも定量的に十分な実験データが揃っているものではない。このため、スペーサ間の任意の位置において、あたかもその位置がスペーサ直上流位置であるとして相関式2をそのまま適用して仮想的な液膜の最大後退距離を評価することで、より長いドライアウト持続時間が得られるようにした厳しい側の解析を実施している。

したがって、スペーサ間のノード位置における相関式2によるリウエット時刻を用いたときのドライアウト持続時間予測値は、実際よりも一層保守的なものとなり、その保守性の度合いはスペーサAから当該位置までの距離が増加し、スペーサBに近づくほど大きく

なる。

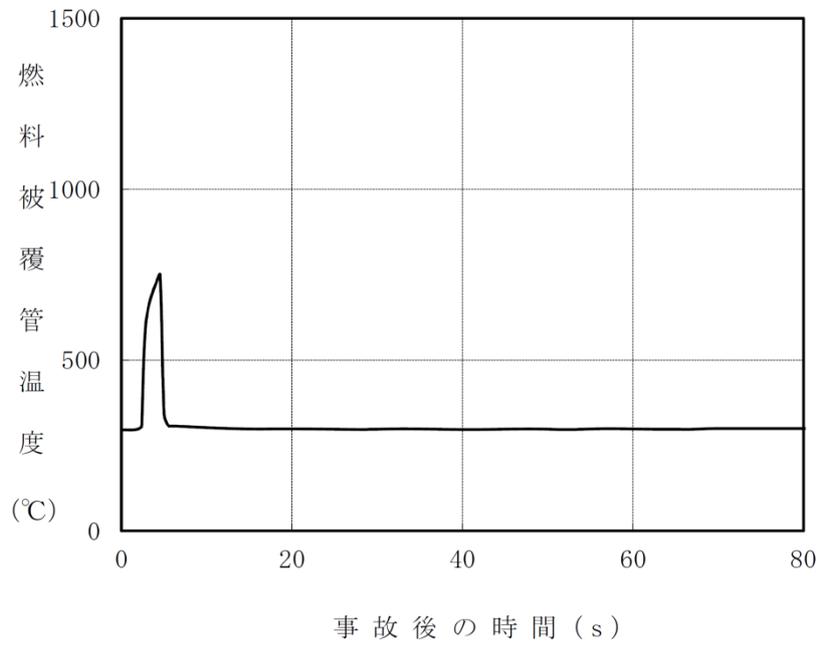
なお、相関式2を用いたPCT解析は本資料の「添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性」に示されるように燃料被覆管表面温度が800°Cに及ぶ実験に対しても概ね保守的であることが確認されているが、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象においては前項「3. リウエット時刻の感度解析」における評価に従い、リウエットなしの極端な計算を実施することで、相関式2によるドライアウト持続時間の予測の不確かさの影響を排除した評価も実施しているため、スペーサ直上流位置だけでなく、スペーサ間のノード位置においても、PCTの上限値を押さえた評価がなされている。

5. まとめ

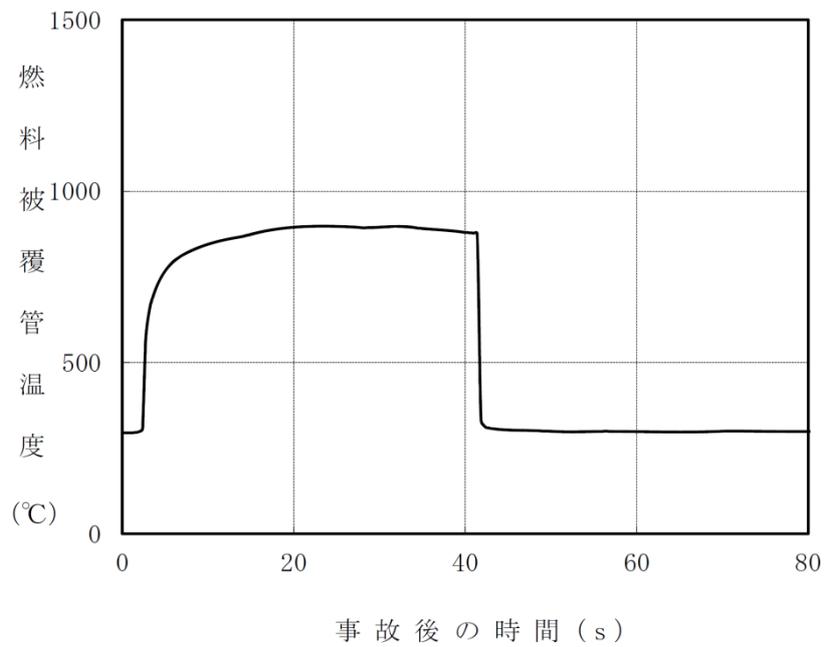
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価するため、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。

また、リウエット時刻を遅らせた感度解析から、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式2によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないことを確認した。

以上より、相関式2は原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。



添付図 4-1 燃料被覆管温度の変化例



添付図 4-2 リウエット時刻を遅らせた場合の燃料被覆管温度の変化例

添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めにより評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めにより評価している。

一方、4.3節に示したように、9×9燃料（A型）模擬燃料集合体を用いた燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

また、添付3及び添付4では、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲における沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデル及びリウエットモデルの適用性を示している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測において、9×9燃料（A型）の部分長燃料棒（以下、「PLR」と称す。）の影響を考慮した試験との比較により、PLRが与える影響を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. PLRの影響を考慮したポストBT試験を用いた適用性の確認

(1) 試験の概要と試験結果^[1]

9×9燃料（A型）を模擬した4×4バンドル試験を対象として、PLRの影響を考慮した沸騰遷移後の特性に関する試験が実施されている。

添付図5-1に試験体の概略図と試験結果の例を示す。試験結果の全般的な傾向として、沸騰遷移開始時刻と沸騰遷移後の燃料被覆管温度の最大値に関しては、PLRからの遠近の影響は小さいものの、リウエット時刻に関しては影響があることを示唆しており、これはPLRによる局所的な気相流速の変化が影響しているものと考えられる。

(2) 解析結果

試験と解析の比較結果について、添付図5-2に燃料被覆管温度の最大値の比較を、添付図5-3にドライアウト持続時間の比較を示す。修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組合せは総じて保守的な解析結果を与えていて、PLRからの遠近によらず燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

PLRによる局所的な気相流速の変化は、温度によらず同様に生じると考えられること

から、高温範囲においても、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することで、燃料被覆管温度は高めに評価されることが考えられる。また、PLR の存在により相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度に影響があったとしても、添付 4 に示すように、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、リウエット時刻の予測精度が燃料被覆管温度に与える影響は大きくない。

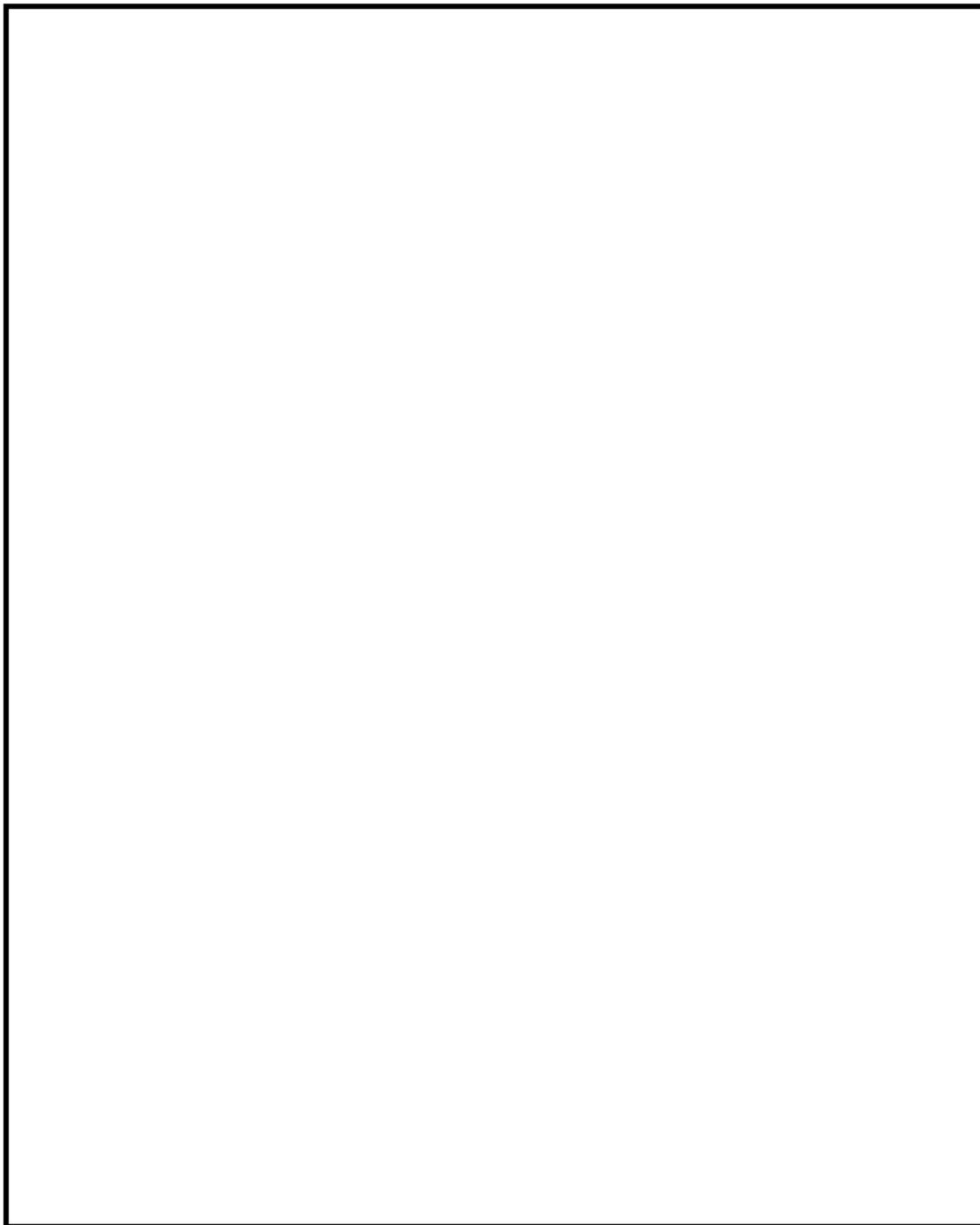
3. まとめ

PLR の影響を考慮した試験との比較結果から、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の組合せは保守的な解析結果を与えることを確認し、また、高温範囲においても適用可能と考えられる。

以上より、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式 2 によるリウエット時刻の予測は、9×9 燃料（A 型）の PLR 有無に関わらず、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

4. 参考文献

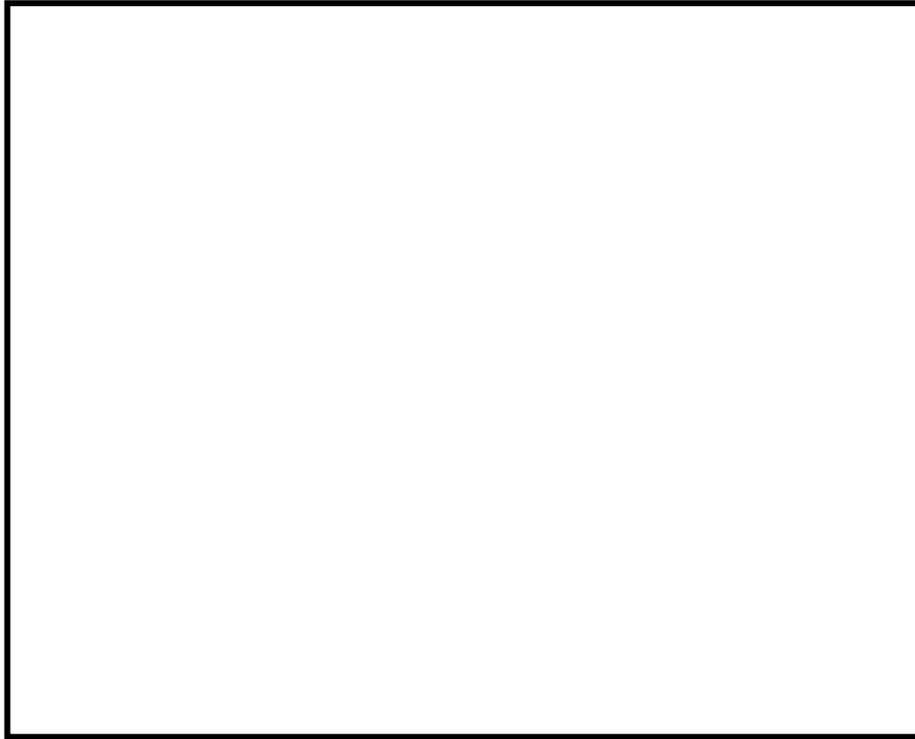
- [1] 共同研究報告書「高性能 9×9 燃料（A 型）のポスト B T 特性に関する研究 平成 17 年度報告書（最終報告書）」、東京電力株式会社他、2006 年 3 月



添付図 5-1 試験体の概略図および試験結果の例^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

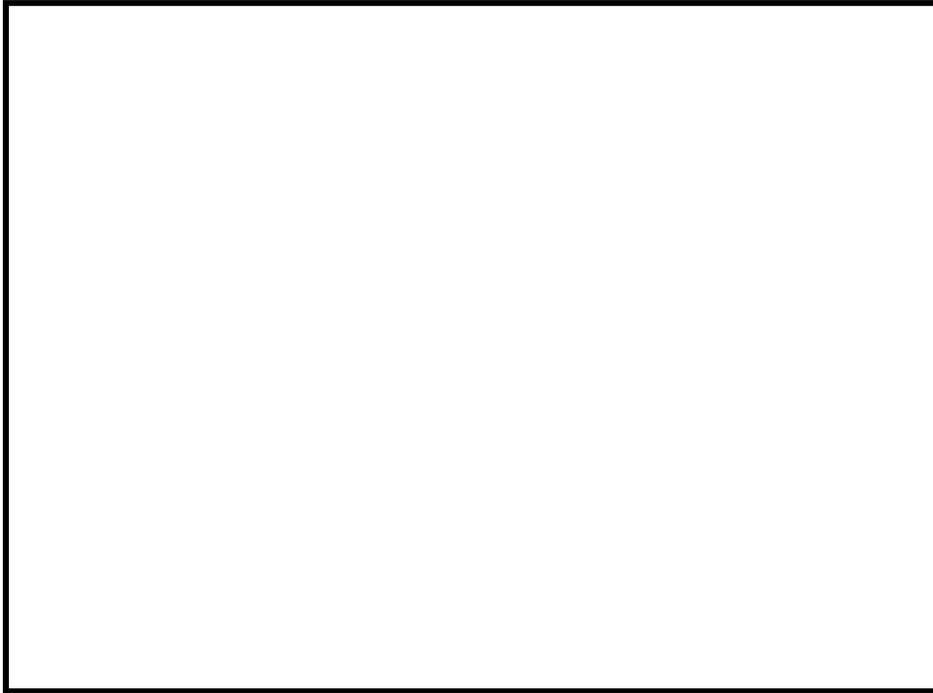
4-5-3



添付図 5-2 燃料被覆管温度の最大値の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-5-4



添付図 5-3 ドライアウト持続時間の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4-5-5

添付 6 有効性評価における 9 × 9 燃料 (A型) の代表性

1. はじめに

有効性評価は 9 × 9 燃料 (A型) (以下, 「A型燃料」と称す。) を代表燃料として評価しており, 原子炉停止機能喪失事象に対する REDY / SCAT コードの適用性は, 主として A型燃料を対象に確認されている。一方, 実炉には 9 × 9 燃料 (B型) (以下, 「B型燃料」と称す。) も装荷されていることから, REDY / SCAT コードに B型燃料が適用できることを確認することが重要である。本添付では, REDY / SCAT コードに入力される燃料データを整理した上で, 対応する解析モデルが B型燃料で評価できることを示す。また B型燃料のデータを入力した解析を行い, その影響を確認することで, A型燃料で代表できることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料を B型燃料とし, A型燃料で代表した申請解析と同様に REDY / SCAT コードで解析評価を行う。REDY コードに入力する核特性や炉心の燃料データ, また SCAT コードに入力する燃料集合体の燃料データ, 沸騰遷移相関式等に B型燃料のデータを反映し, 判断基準パラメータである原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力, 燃料被覆管温度, 格納容器圧力, サプレッションチェンバプール水温度を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 6-1 に示す。A型と比べた B型燃料の特徴として, 燃料棒の径が小さい, 標準長燃料棒のみで構成される, ウォータチャンネルを採用している, スペーサ形状が異なるといった点が挙げられる。しかし, REDY / SCAT コードを使用する上でこれらの相違は問題とならず, B型燃料についても解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対する B型燃料の適用性を示す。

3.1 核特性

REDY コードへは, ボイド係数やドップラ係数, ボロン反応度, 遅発中性子割合等のパラメータを入力する。REDY コードは一点近似モデルを採用していることから, B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.2 バンドル形状, ウォータロッド / ウォータチャンネル

SCAT コードでは, 軸方向一次元の流れを断面で平均化し等価直径および流路面積と

して取り扱っている。したがって、B型燃料の形状データに基づき入力を作成することで適切に評価できる。水力等価直径は熱伝達係数の相関式に、熱的等価直径は沸騰遷移相関式やリウエット相関式に用いる。また、沸騰遷移後の熱伝達相関式やリウエット相関式は、A型とB型燃料の試験結果に基づくものであり、B型燃料にも適用可能である^[1]。

3.3 燃料特性

REDY/SCATコードでは、ペレットおよび被覆管の比熱や密度、ギャップ部の熱伝達係数を入力し、燃料棒の径方向の熱伝達を計算する。この計算はA型とB型の違いが無く、B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.4 熱水力特性

REDYコードへは、ボイドマップ（出口クオリティとボイド率の関係）や圧損係数の形で入力する。これら入力をB型燃料の形状データに基づき作成することで適切に評価できる。SCATコードにおける、ボイドモデル、サブクールボイドモデル、圧力損失モデルについては、A型燃料と同じモデルを適用する。

3.5 沸騰遷移後の熱伝達相関式及びリウエット相関式の予測特性

4.3節と同様に、B型燃料を対象にNUPECにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている^{[2][3]}。沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の解析値と測定値との比較結果では、ドライアウト持続時間は一部非保守的な予測結果が見られるが、燃料被覆管温度は総じて保守的な解析結果を与えていることが確認されている^[1]。

この相関式2によるリウエット時刻の予測の非保守性は、試験の初期出力が過度に厳しいデータや試験の出力挙動（出力持続時間）が過度に長いデータにおいて確認されており、A型とB型燃料の試験条件の相違が主な原因と考えられる^{[1][4]}。

よって、A型とB型燃料の形状の相違による影響はあると考えられるが、燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組合せは燃料被覆管温度を高め評価することを確認しており、B型燃料に基づくデータを入力することで同様に評価できる。

3.6 燃料被覆管温度の高温範囲におけるB型燃料評価の適用性

原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲において、添付3で修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性の考えを示しており、1,000℃を超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高め評価することを確認している。A型とB型燃料の

相違によって異なる修正 Dougall-Rohsenow 式の変数は、燃料の形状データに関する変数で水力等価直径であるが、A型とB型燃料の水力等価直径の差はわずかであり、燃料被覆管温度挙動を評価する上で有意な差異はないと考えられる。そのため、高温となる範囲においてB型燃料にも修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

また、添付 4 で高温となる範囲における相関式 2 の適用性の考えを示している。A型とB型燃料の形状の相違によってリウエット時刻の予測に影響を与える可能性が考えられるが、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないと考えられる。

以上より、高温となる範囲においてSCATコードはB型燃料に適用できると考えられる。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント	: BWR 5 代表炉
対象炉心燃料	: 9 × 9 燃料 (B型) 平衡炉心サイクル末期
事故シーケンス	: 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
解析コード	: REDY Ver. 1 (ATWS 用), SCAT Ver. 3
解析条件:	

添付表 6-1 で示した核特性、バンドル形状・ウォータチャンネル、燃料棒特性、熱水力特性にB型燃料のデータを入力する。沸騰遷移相関式にはB型燃料の限界出力特性に基づきフィッティングした係数を入力する。その他の相関式はA型燃料で代表した有効性評価の申請解析と同じである。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を添付表 6-2 に示す。B型燃料においても判断基準を十分満足することが確認できる。以下に、A型燃料と比較したB型燃料の評価結果を示す。

(1) 原子炉挙動

B型燃料の方が中性子束と原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力の最大値が小さくなっている。これは、B型燃料の平衡炉心サイクル末期での動的ボイド係数の値が、A型燃料の値に比べて負の絶対値が小さく、原子炉圧力上昇に伴う正の反応度印加量が小さいためと考えられる。

(2) 燃料挙動

燃料被覆管温度の最大値 (PCT) は、主蒸気隔離弁全閉直後の出力上昇時 (第 1 ピーク) で、B型燃料の方が約 90°C低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示した通り、中性子束

の最大値が小さいためと考えられる。また、給水加熱喪失後の出力上昇時（第 2 ピーク）についても、B型燃料の方が約 40℃低くなっている。これは給水加熱喪失時では自然循環状態にあり、限界出力の流量依存性の小さいB型燃料の方が相対的に限界出力は高くなりMCPRは大きめに維持される傾向となるためと考えられる。

(3) 格納容器挙動

格納容器圧力及びサプレッションチェンバプール水温度の最大値については、B型燃料の解析結果はA型燃料とほぼ同等である。両燃料のボロン値に大きな違いがないためと考えられる。

5. 代表燃料評価の適切性

上記 4. B型燃料による解析評価で示すとおり、B型燃料の方が原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力及び燃料被覆管温度の最大値は小さく、また格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度の最大値は同等の結果が得られた。B型燃料の評価結果はA型燃料の場合と同程度であり、判断基準に対する余裕も十分あることから、A型燃料で代表できると言える。

6. まとめ

REDY/SCATコードにB型燃料が適用できることを確認し、B型燃料で解析評価を行った。A型燃料とB型燃料の解析結果を比較し、A型燃料で代表できることを確認した。

7. 参考文献

- [1] 「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003年6月
- [2] 「平成10年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成11年3月
- [3] 「平成11年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成12年3月
- [4] 「沸騰遷移後燃料健全性評価報告書」, 基指専第2-5-1号, 原子力安全委員会 原子力安全基準・指針専門部会 沸騰遷移後燃料健全性評価分科会, 平成18年5月

添付表 6-1 REDY/SCATコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力		解析モデル
炉心データ	核特性（ボイド，ドップラ，ボロン反応度等）	<ul style="list-style-type: none"> ・核特性モデル（REDY） ・反応度モデル（REDY）
燃料データ	バンドル形状（標準長/部分長燃料棒本数，燃料棒径，流路面積等），ウォータロッド/ウォータチャンネル（本数，外径等）	<ul style="list-style-type: none"> ・チャンネル内熱流動モデル（流動の基本式，沸騰遷移評価モデル，被覆管表面熱伝達モデル，リウエットモデル）（SCAT）
	燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料棒モデル（熱伝導モデル，ギャップ熱伝達モデル）（REDY/SCAT）
	熱水力特性（ボイド率，圧損）	<ul style="list-style-type: none"> ・炉心ボイドモデル（REDY） ・チャンネル内熱流動モデル（ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデル）（SCAT）

添付表 6-2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料平衡炉心の解析結果	A型燃料平衡炉心の解析結果 (申請解析)	判断基準
中性子束 (%)	約 565	約 754	—
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 9.35	約 9.43	10.34
格納容器圧力 (kPa[gage])	約 269	約 274	854
サプレッションチェンバプール水温度 (°C)	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度 (第1ピーク) (PCT) (°C)	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度 (第2ピーク) (°C)	約 766	約 806	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

Rev.11

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、(旧)日本原子力研究所で実施された ALPHA 実験、JRC イスプラ研究所で実施された KROTOS 実験、FARO 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 $50m^3$ 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 の圧力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、 UO_2 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 UO_2 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、 UO_2 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DESTAL 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。このため、原子炉圧力容器外 FCI の有効性評価では、蒸気発生による圧力上昇 (圧力スパイク) を評価する。なお、参考として、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても、水蒸気爆発解析

コード (JASMINE^[1 1]) 及び構造応答解析コード (AUTODYN^[1 2]もしくはLS-DYNA^[1 3]) を用いて、水蒸気爆発のトリガーを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより、水蒸気爆発による格納容器ペDESTAL構造部への影響を評価し、格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。

(2) 原子炉压力容器外 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、熔融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、原子炉压力容器外 FCI の圧カスパイク影響因子について、BWR の原子炉压力容器外 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)

(3) 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) ^[14]	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) ^[15]	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) ^[16]	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) ^[17]	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][18][19]

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[18]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[18]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][18][19]}

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[18]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[18]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^[21]

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

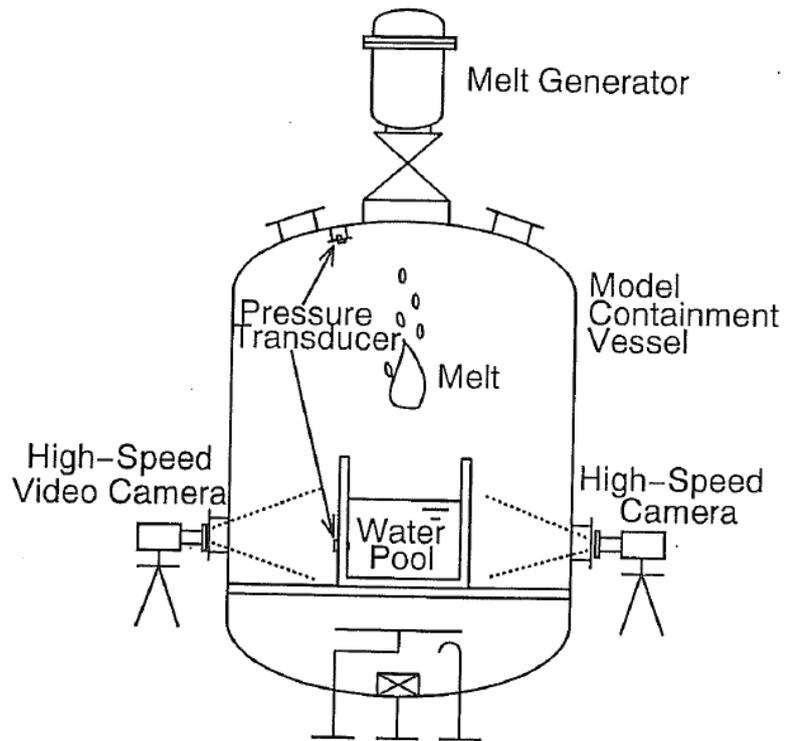
表 3-8 TROI 実験と実機条件の比較

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^[20]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値

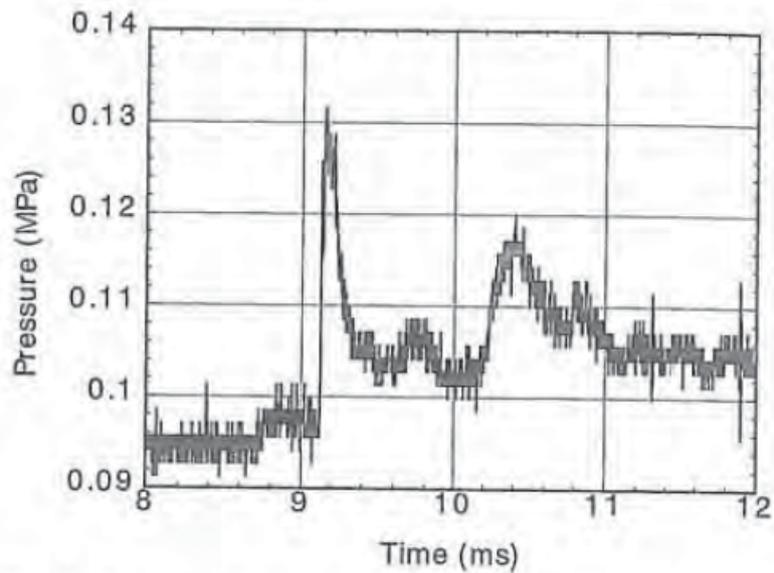
実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の溶融物（酸化層）の過熱度の概算値

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



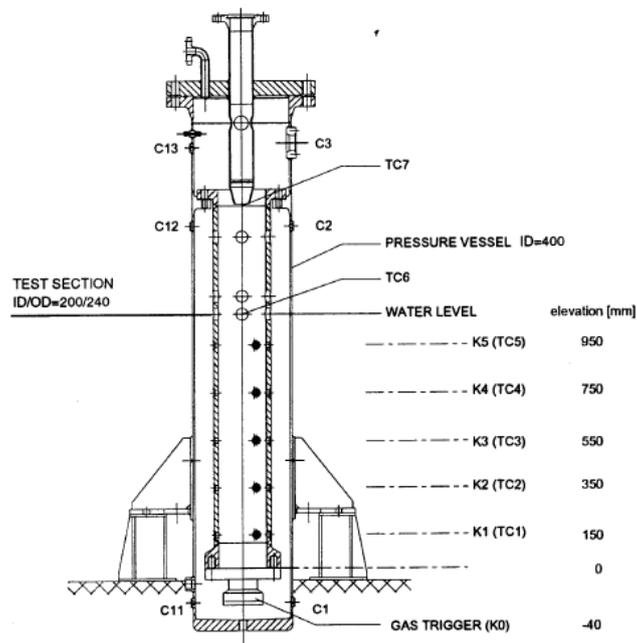
出典：参考文献^[2] p. 371 Fig.1

図 3-1 ALPHA 実験装置の概要



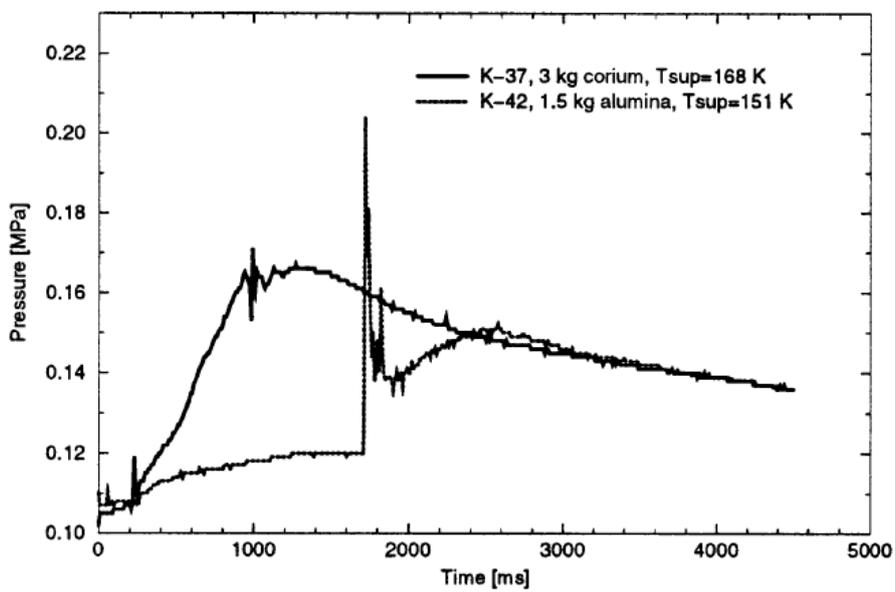
出典：参考文献^[2] p. 380 Fig.8

図 3-2 ALPHA 実験の圧力評価の例 (STX016)



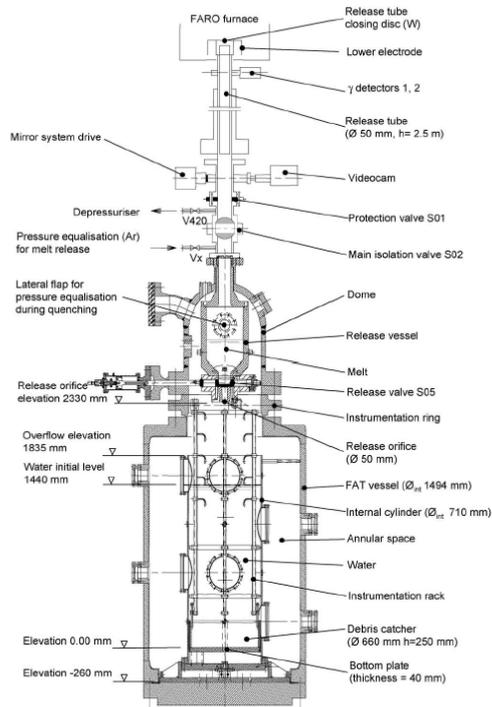
出典：参考文献^[3] p. 380 Fig. 1

図 3-3 KROTOS 実験装置の概要



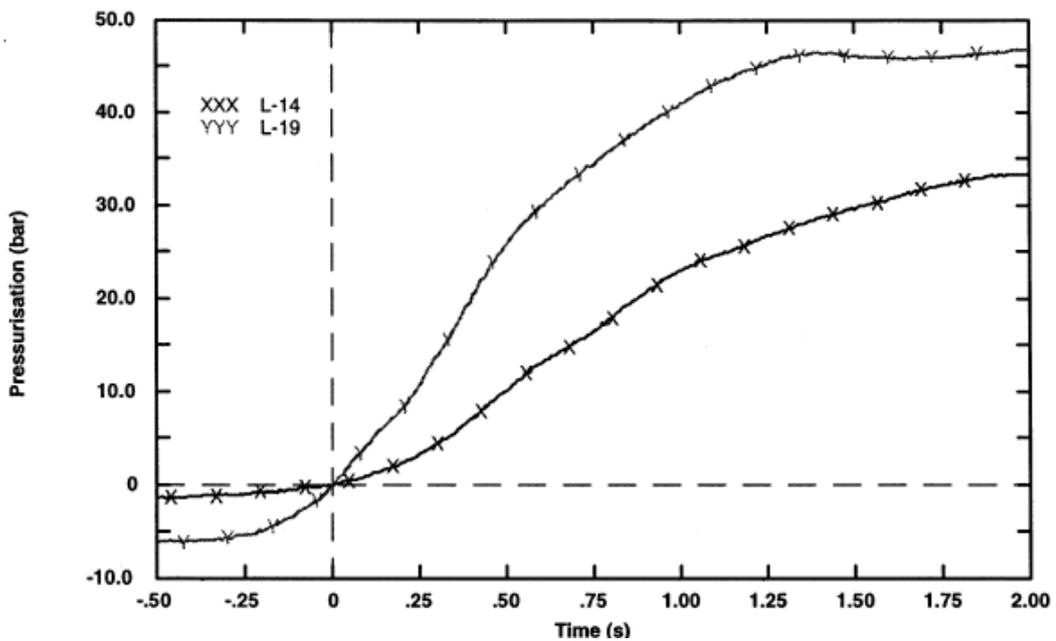
出典：参考文献^[3] p. 385 Fig. 3

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



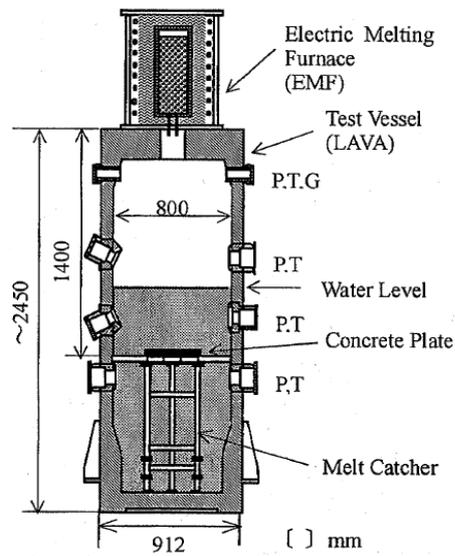
出典：参考文献^[4] p.1999 Fig.1

図 3-5 FARO 実験装置の概要



出典：参考文献^[6] p.229 Fig.6

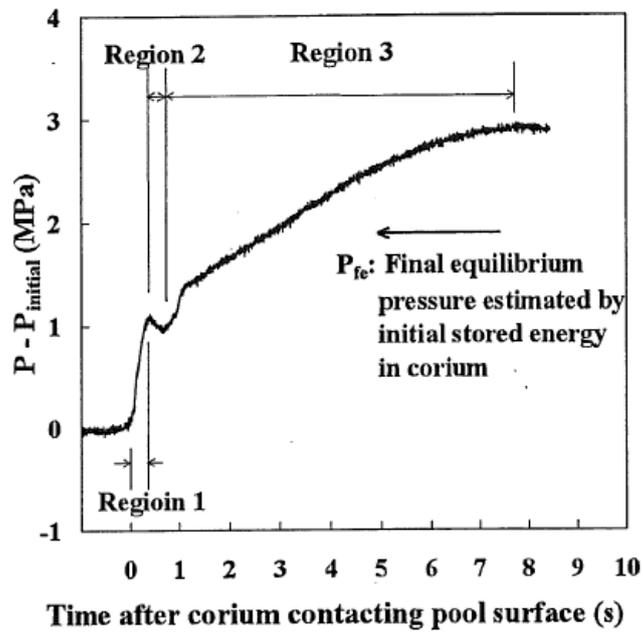
図 3-6 FARO 実験の圧力変化の例 (L-14, L-19)



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

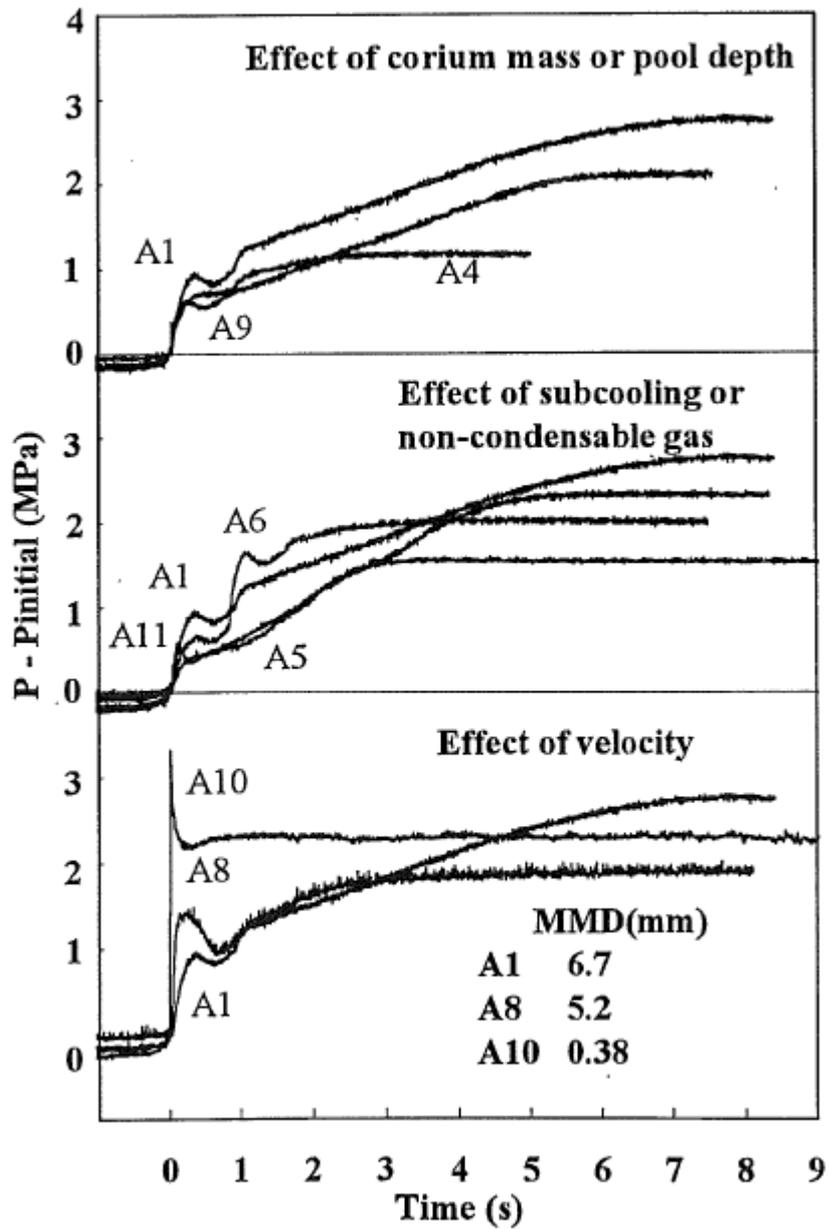
出典：参考文献^[7] p. 37 Fig. 1

図 3-7 COTELS 実験装置の概要



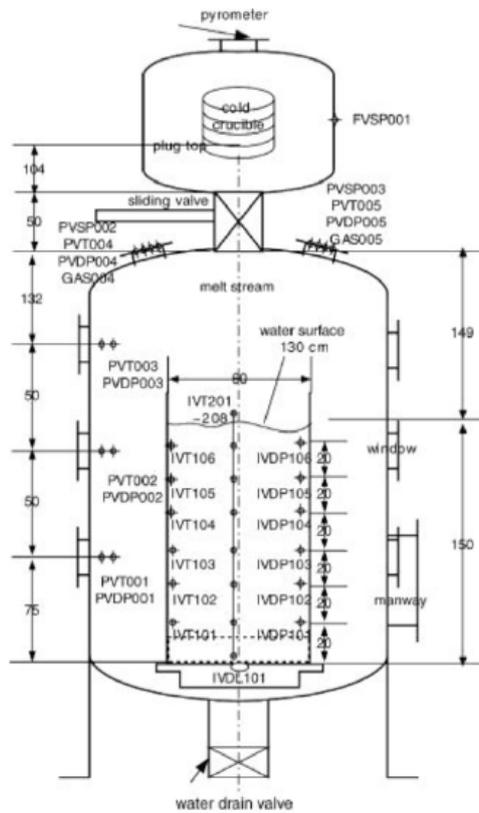
出典：参考文献^[7] p. 38 Fig. 2

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。

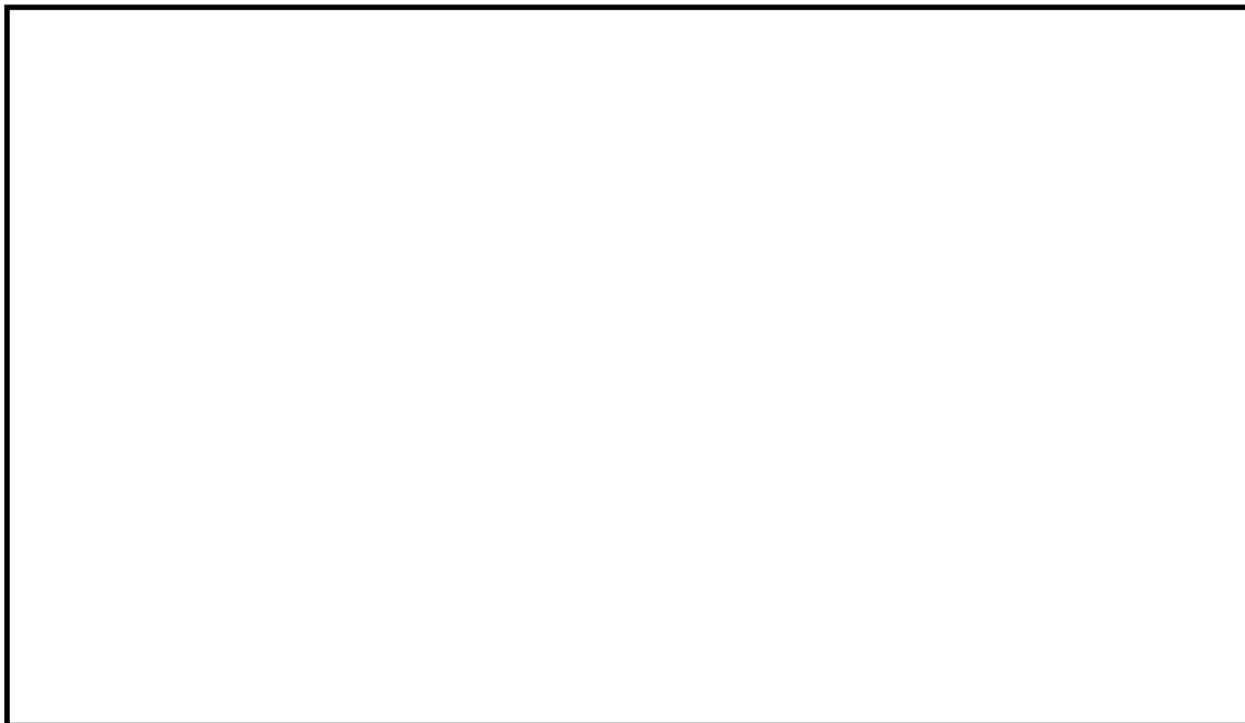


図 3-11 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

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、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、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。

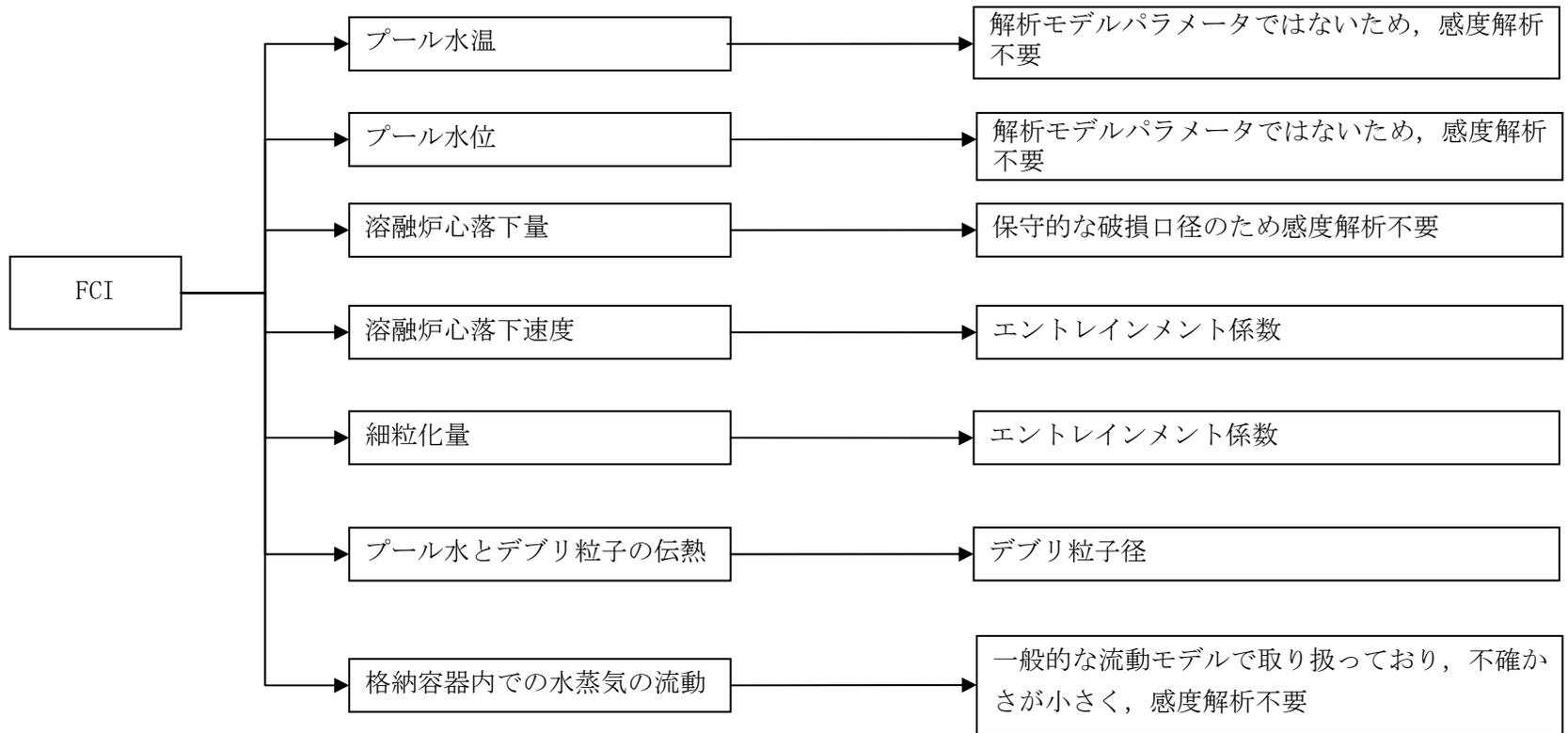


図 4-1 FCI における不確かさに関する流れ図

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	ペデスタル注水の水温によりペデスタル領域のプール水温が決まる。	ペデスタル注水の水温は、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	ペデスタル部の注水により水位が上昇するが、水位がペデスタル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デスタル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。

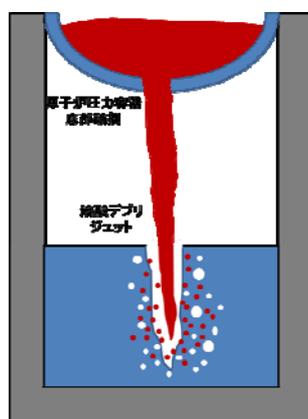
感度解析のベースケースは、BWR-5, Mark-I 改良型格納容器プラントにおける「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」である。

(1) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

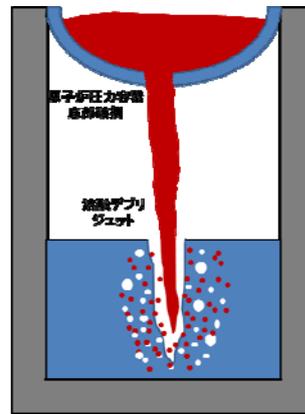
a. 解析条件

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溶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

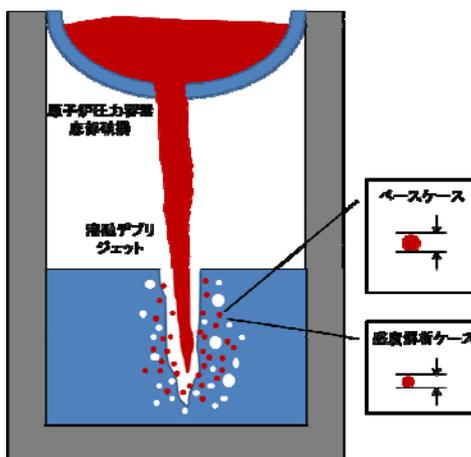
エントレインメント係数の圧カスパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

(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、原子炉圧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、原子炉圧力容器下部プレナム部の細粒化効果も含まれる。原子炉圧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。原子炉圧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、結果として原子炉圧力容器の破損が早まっている。約 4.3 時間で原子炉圧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）の方が原子炉圧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、原子炉圧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。

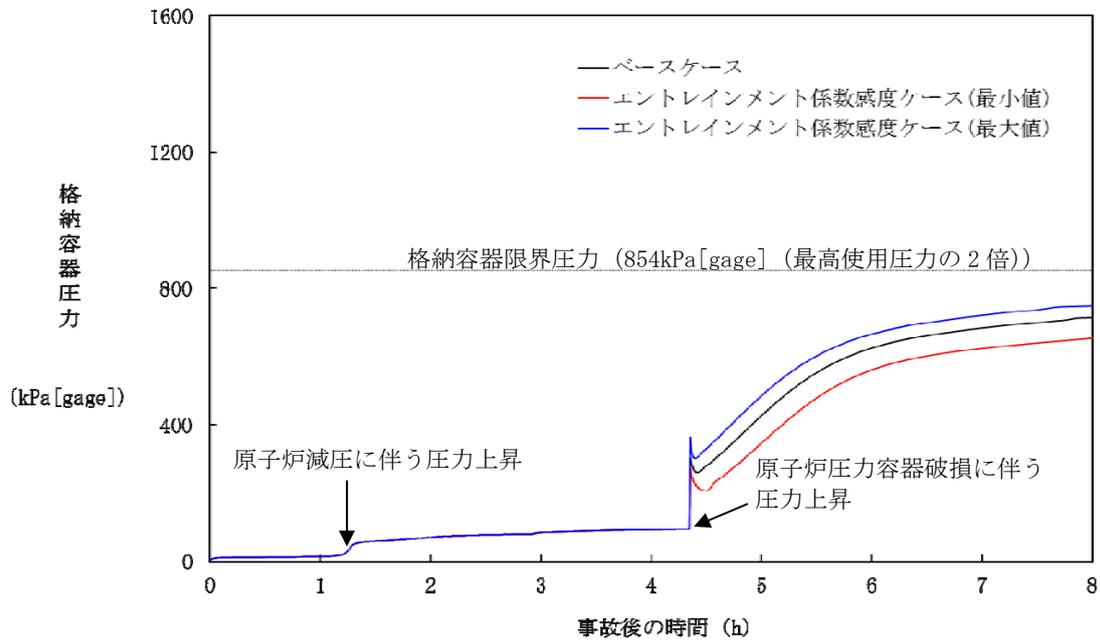


図 5-1-1 エントレインメント係数の感度解析（ドライウェル圧力）

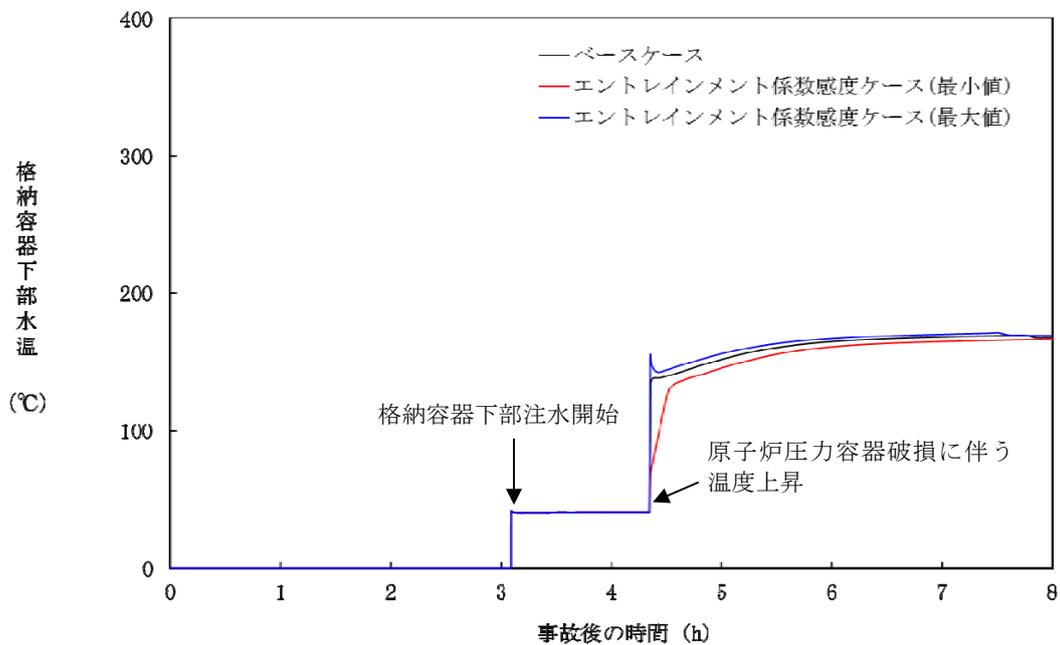


図 5-1-2 エントレインメント係数の感度解析（格納容器下部水温）

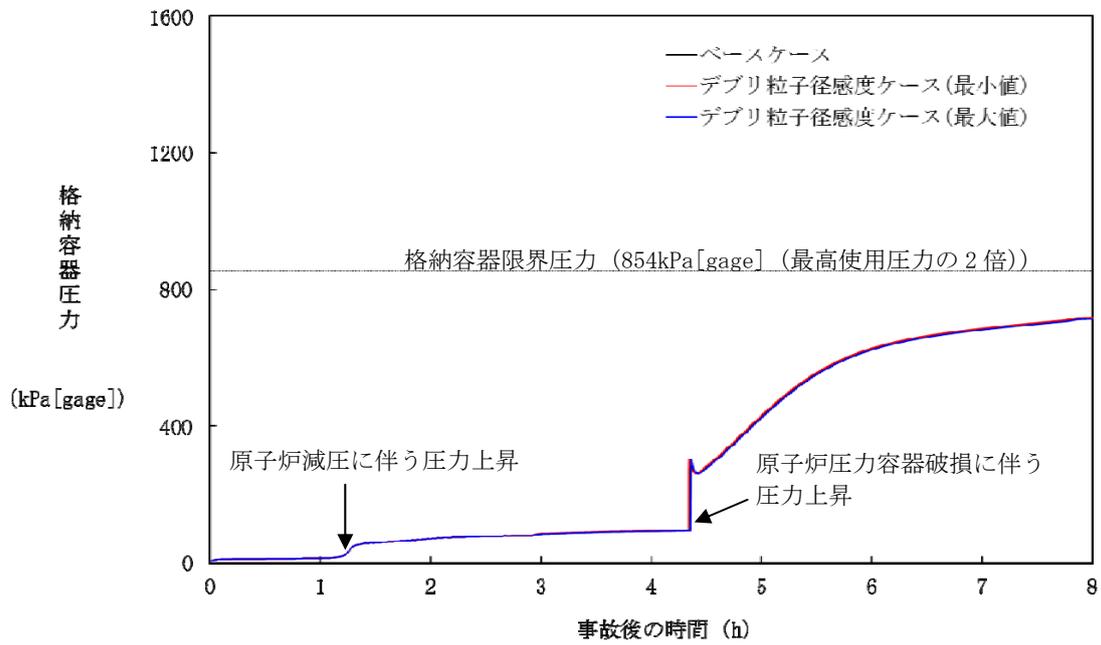


図 5-2-1 デブリ粒子径の感度解析 (ドライウェル圧力)

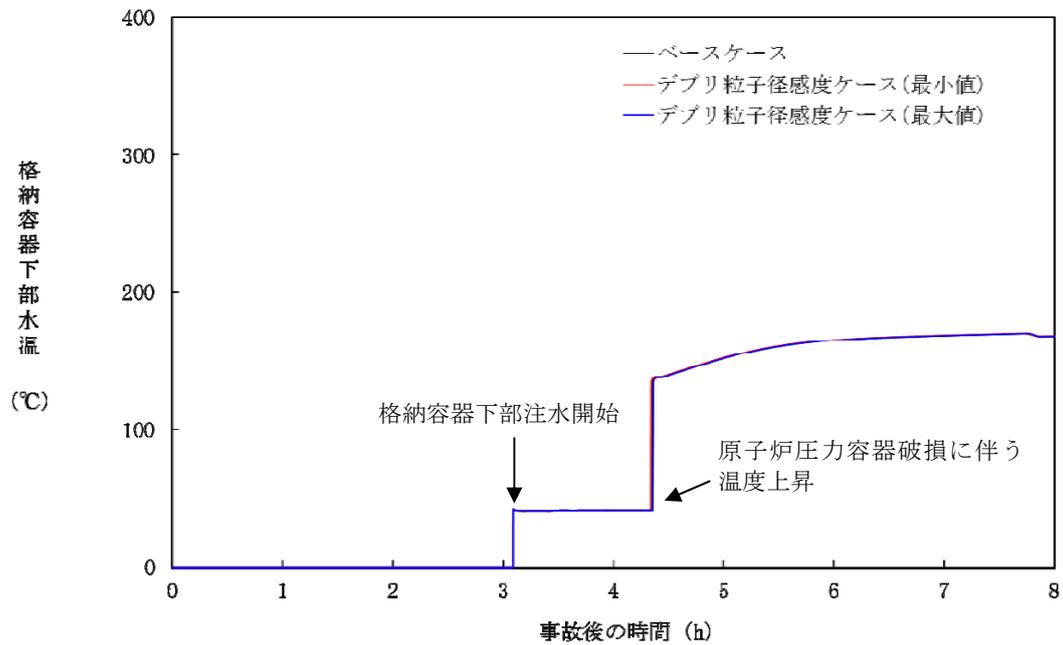


図 5-2-2 デブリ粒子径の感度解析 (格納容器下部水温)

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、圧力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、圧力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力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]

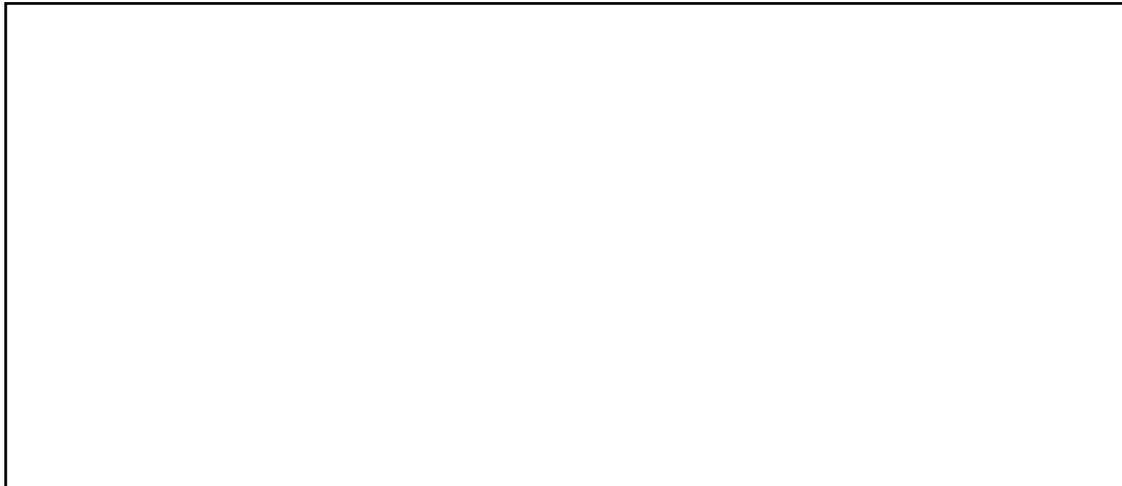
ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

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、圧力スパイク挙動）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^[2 3]

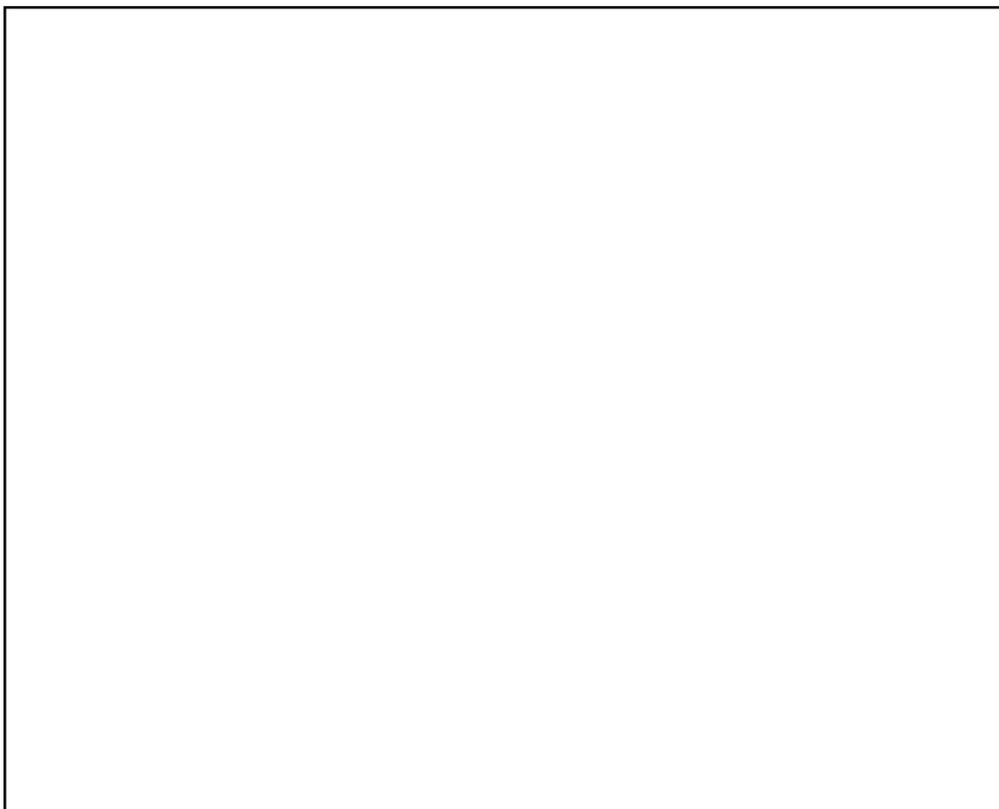
実験ケース	L-06	L-08	L-14	L-11
過熱度[K]	63	163	263	100

いずれの実験の圧力挙動も、MAAP 解析結果では再現をみた。

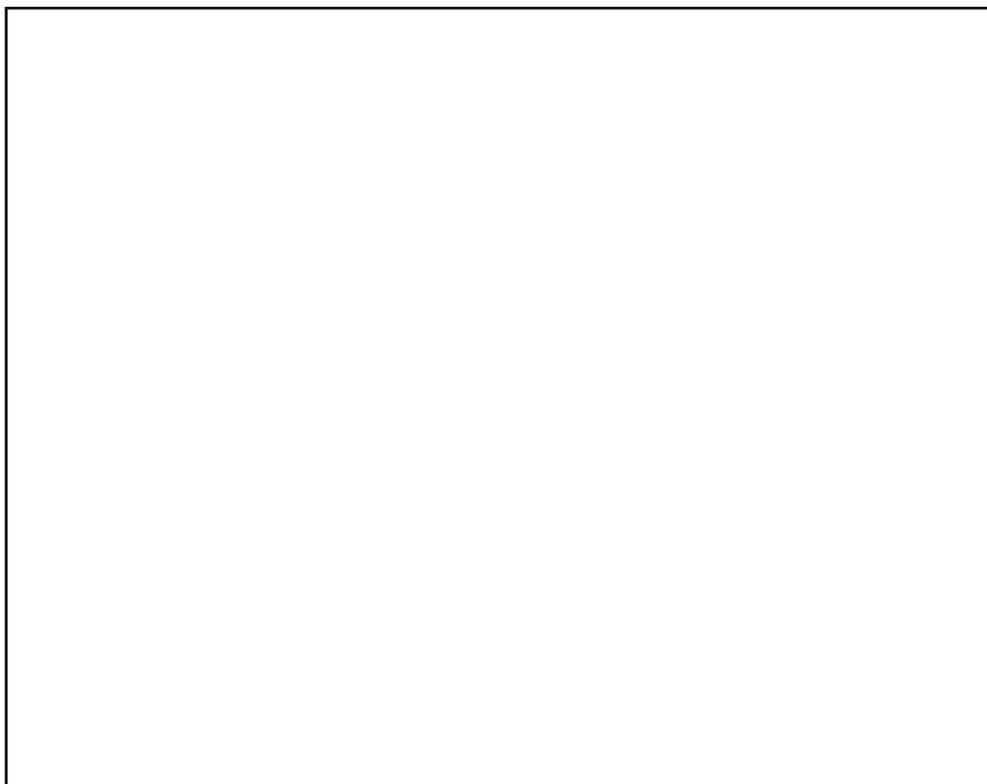


また、デブリ粒子径及び堆積デブリ質量についても、実験結果のデータは、エントレインメント係数及び粒子径ファクタを変化させた場合の MAAP 解析結果の範囲内によく再現されている。

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。

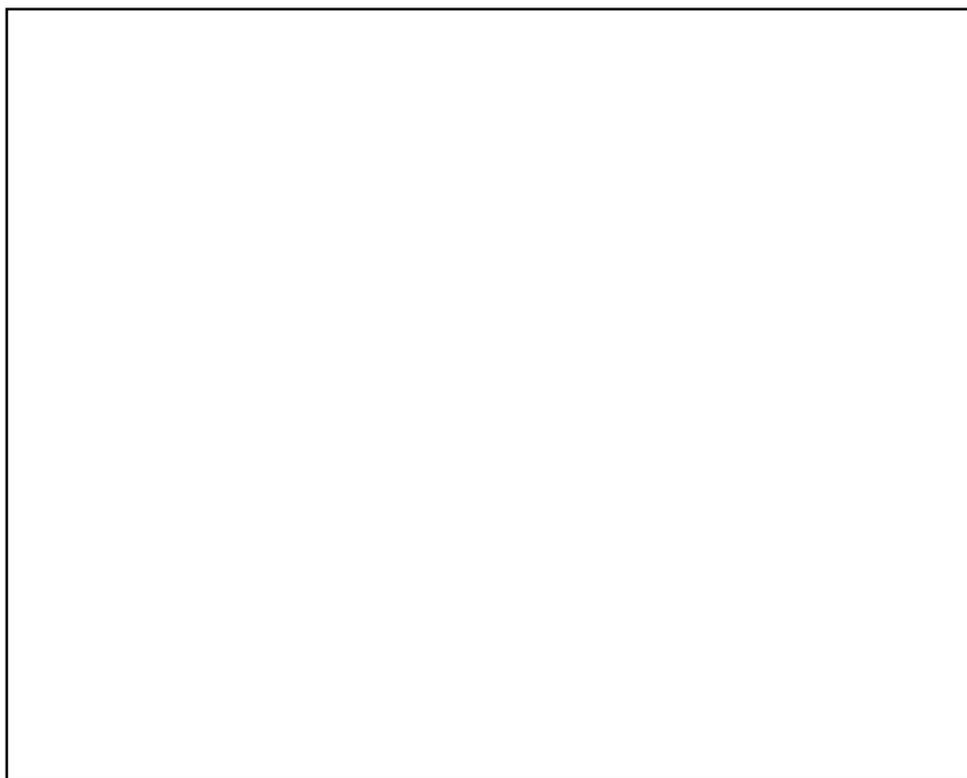


付図 1 L-06 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [22]

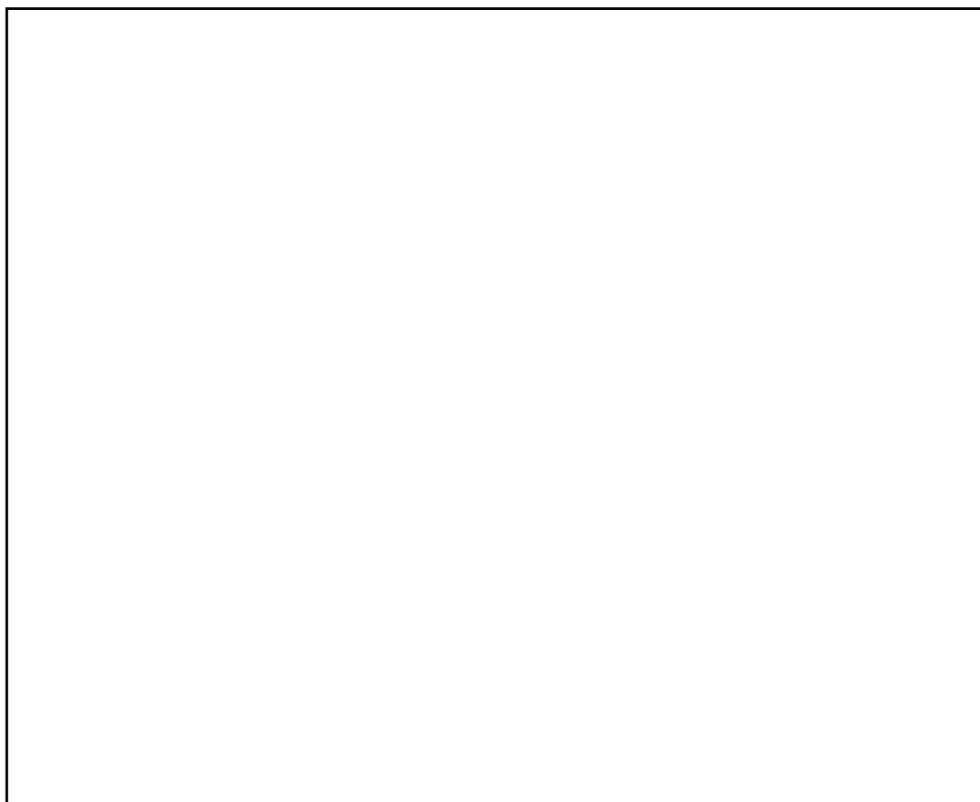


付図 2 L-08 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [22]

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。

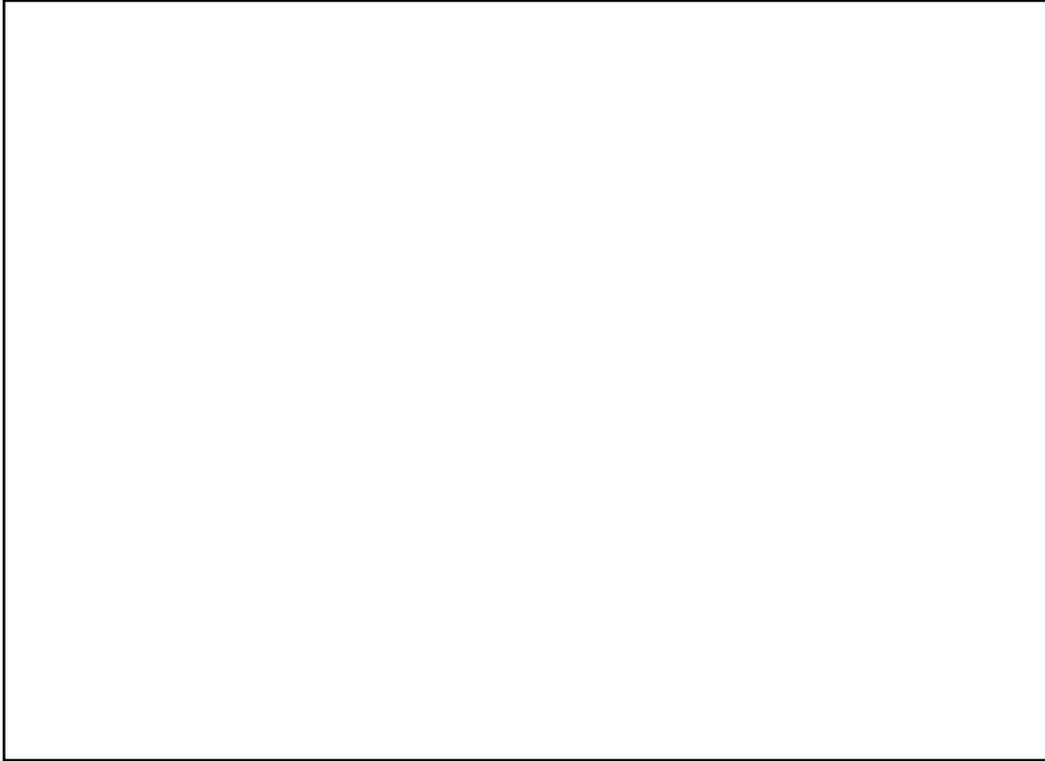


付図3 L-14 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [22]



付図4 L-11 実験結果/解析結果比較 (圧カスパイク) [22]

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) ^[22]

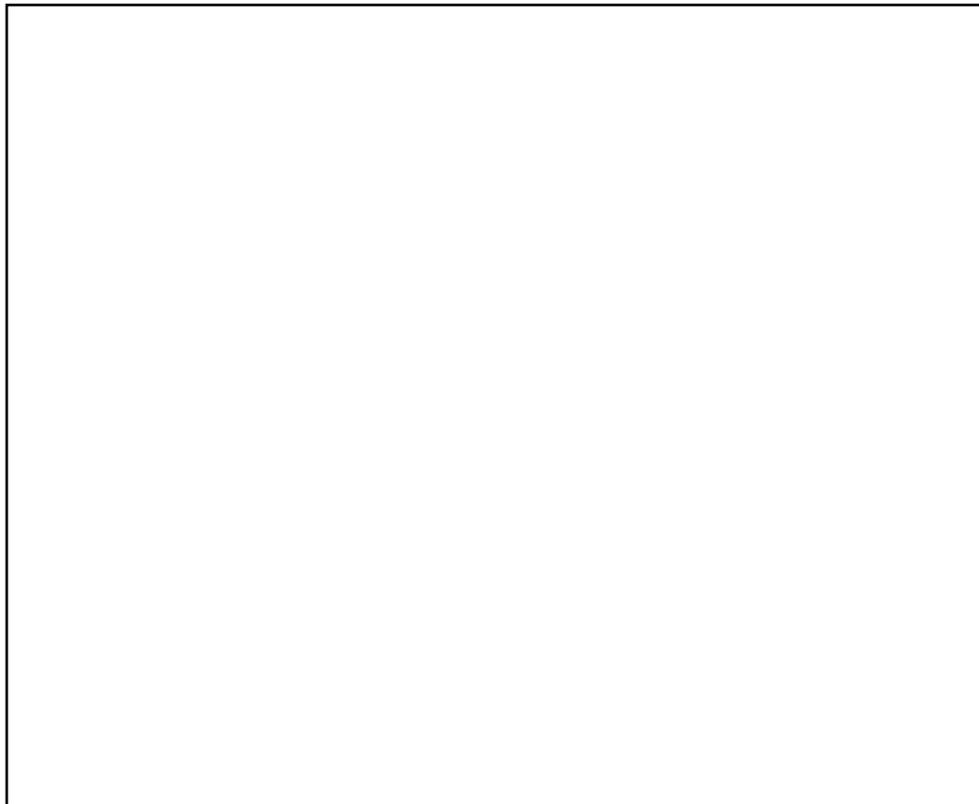


付図 6 L-08 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) ^[22]

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) ^[22]



付図 8 L-11 実験結果/解析結果比較 (デブリ粒子径) ^[22]

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。

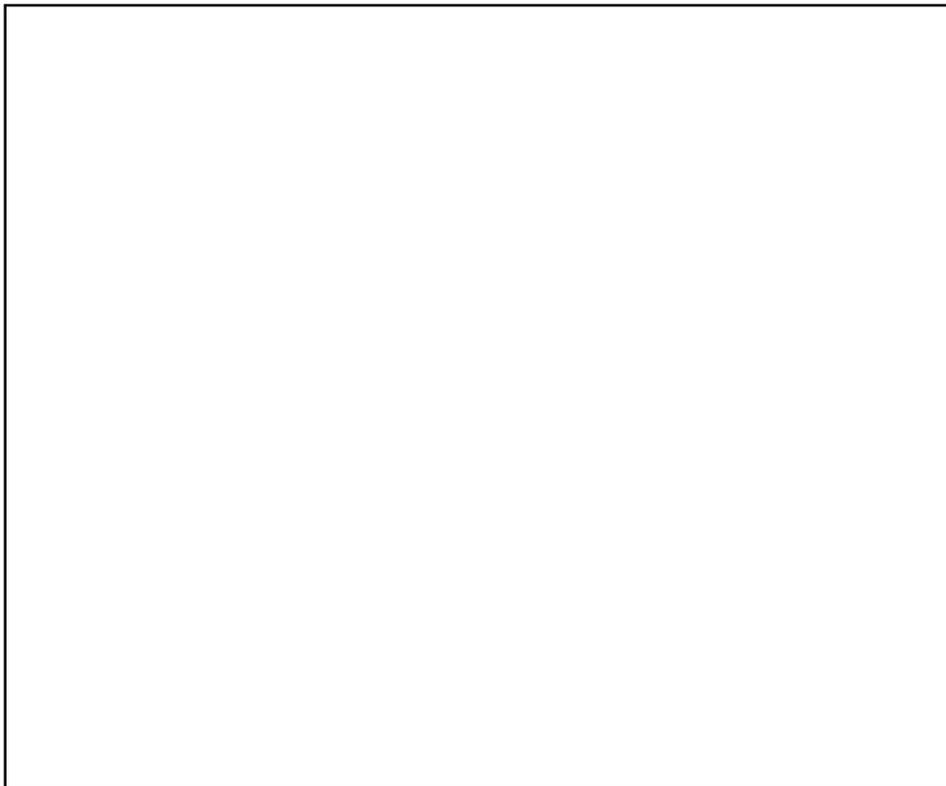


付図 9 L-06 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) [22]



付図 10 L-08 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) [22]

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) ^[22]



付図 12 L-11 実験結果/解析結果比較 (堆積デブリ質量) ^[22]

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、圧カ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] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008
- [1 2] 片山, 高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析, 「第 7 回衝撃工学フォーラム (中級者のための衝撃工学入門)」, 日本材料学会, 平成 20 年 11 月
- [1 3] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER' S MANUAL VOLUME I, 2007
- [1 4] T. Okkonen, et al, Safety Issues Related to Fuel-Coolant Interactions in BWR' S, NUREG/CP-0127, 1994
- [1 5] T. G. Theofanous, et al, Steam Explosions: Fundamentals and Energetic Behavior, NUREG/CR-5960, 1994
- [1 6] 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 7] O.Zuchuat, et al, Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for Swiss Nuclear Power Plants, JAERI-Conf 97-011, 1998
- [1 8] J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO₂/ZrO₂ mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003
- [1 9] J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007
- [2 0] NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01
- [2 1] NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015
- [2 2] Electric Power Research Institute (EPRI), MAAP4, Modular Accident Analysis Program User' s Manual, EPRI Report prepared by Fauske & Associates, Inc
- [2 3] D. Magallon, Experimental investigation of 150-kg-scale corium melt jet quenching in water, Nucl. Eng. Des. 177 321-337, 1997