

重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

(第 2 部 CHASTE)

平成 27 年 5 月

東北電力株式会社

東京電力株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次

— CHASTE —

1. はじめに	2-1
2. 重要現象の特定	2-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	2-2
2.2 ランクの定義	2-3
2.3 物理現象に対するランク付け	2-4
3. 解析モデルについて	2-12
3.1 コードの概要	2-12
3.2 重要現象に対する解析モデル	2-13
3.3 解析モデル	2-14
3.4 入出力	2-30
4. 妥当性確認	2-32
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	2-32
4.2 BWR-FLECHT実験解析	2-35
4.3 炉心冷却実験解析	2-42
4.4 スpray冷却特性実験解析	2-52
4.5 実機解析への適用性	2-58
5. 有効性評価への適用性	2-59
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	2-59
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	2-60
6. 参考文献	2-62
添付 1 解析コードにおける解析条件	2-63

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、CHASTE Ver. 7 及び CHASTE Ver. 8（以下、「CHASTEコード」と称す。）について、

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

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

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

したがって、炉心露出・ヒートアップが発生して燃料被覆管温度が高温になる場合を評価するため、設計基準事故のLOCAの炉心冷却の判断基準と同様に、燃料被覆管温度が評価指標である。

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

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

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、判断基準に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられるb.を除く、a. c. d. e.を評価指標として取り上げる。このうち、c. d. e. はCHASTEコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2 ランクの定義

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

表 2-1 ランクの定義

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

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち、2.1 節で述べた事象を踏まえ、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、S A F E R コードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、C H A S T E 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 S A F E R コードの説明資料で示す。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

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

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

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

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

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

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

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

及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

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

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

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

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

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

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には、二相壁面熱伝達により冷却される。また、炉心が露出した場合には、蒸気単相流、燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり、燃料棒表面熱伝達に影響する。燃料被覆管温度が高温になり、燃料棒の膨れ・破裂が発生する場合は、燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、給水流量の全喪失あるいは小破断 L O C A を起因事象としており、炉心流量の減少は緩やかに変化し、事故

直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため、燃料集合体で核沸騰からの離脱（DNB）が発生する可能性は低い。一方、事故後長期において炉心が露出する場合には、燃料被覆管温度が上昇するが、原子炉注水により炉心が再冠水することによって、最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、沸騰遷移は、輻射熱伝達を除き、冷却材と燃料被覆管表面熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心（燃料）]

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

(11) 燃料被覆管変形 [炉心（燃料）]

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

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生し

たボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により、原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが、事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。なお、沸騰・ボイド率変化は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面熱伝達としてS A F E Rコードから引き継がれる物理現象である。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流〔炉心（熱流動）〕

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

一方、炉心上部でのCCFL、CCFLブレークダウンは、事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンカムまたは炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが、短期間であるため影響は小さい。したがって、対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、気液分離（水位変化）・対向流は、炉心露出開始時間及び炉心再冠水時間としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(14) 気液熱非平衡〔炉心（熱流動）〕

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

(15) 圧力損失〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響は小さい。また、炉心バイパス部は、局所的な圧力損失は小さい。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、圧力損失は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、ダウンコマに注水された冷却材が下部プレナムを經由して炉心部へ、または、炉心バイパス部から燃料集合体の漏えい経路を經由して冷却材が炉心部へ流入する際、炉心部の各燃料棒集合体は圧力損失が均一となるよう燃料集合体の出力に応じて燃料集合体間で流量配分される三次元効果が発生する。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、三次元効果は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(17) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また、事故後長期において炉心が露出する場合には、原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため、自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、冷却材流量変化は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A後の冷却材放出により炉心露出が発生し、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また、原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため、炉心冷却への影響が大きい。したがって、冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、冷却材放出 (臨界流・差圧流) は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また、原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し、重要度は中程度と考えられる。なお、沸騰・凝縮・ボイド率変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し、重要度が中程度と考えられる。なお、気液分離（水位変化）・対向流は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(21) 気液熱非平衡 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。なお、気液熱非平衡は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(22) 圧力損失 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため、重要度が低いと考えられる。なお、圧力損失は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器]

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

られる。なお、構造材との熱伝達は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

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

評価する具体的な事故シーケンスは、E C C Sまたは代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって、E C C S（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) ほう酸水による拡散 [原子炉圧力容器]

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

(26) 三次元効果 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが、事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、三次元効果は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

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

* 解析モデル，妥当性確認等については S A F E R コードに記載する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

CHASTEコードは、燃料集合体軸方向の任意の一断面で燃料ペレット、燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは、燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割し、燃料集合体内燃料棒を全て 1 本毎に取扱い、その熱的相互作用（輻射）も考慮している。また、ジルコニウム-水反応を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム-水反応を考慮する。

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

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

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

なお、CHASTEコードは「ECCS性能評価指針」で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWR型プラントのECCS性能評価解析（LOCA解析）に適用されている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

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

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	S A F E R コードの解析結果を引き継ぐため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間, 燃料棒-チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル(燃料被覆管の変形も考慮) ※
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応式モデル	
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	

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

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

CHASTEコードの主要な計算モデルを表3-2に示す。

3.3.1 計算モデル

3.3.1.1 ノード分割

ヒートアップ計算は、燃料集合体の軸方向の任意の1つの断面について行う。この断面はさらに、次のようにノード分割する。

(1) 燃料棒グループ

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

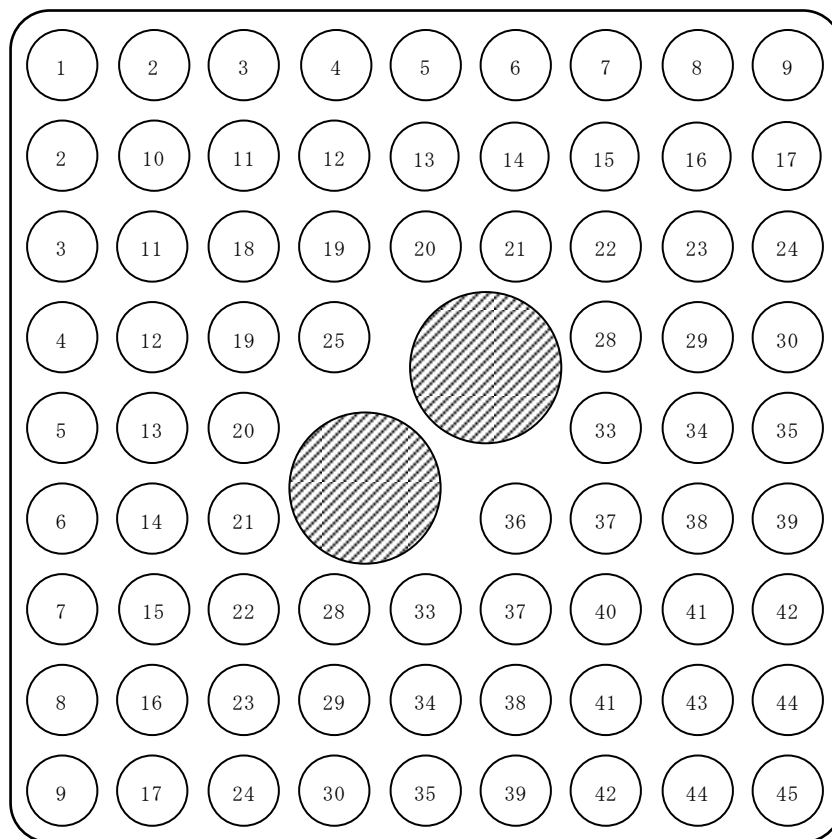


図3-1 燃料集合体の燃料棒グループ分け
(9×9燃料(A型)の例, 斜線はウォータロッド)

(2) 燃料ペレット

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

(3) 燃料被覆管

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

(4) チャンネルボックス

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

(5) ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料被覆管と同様に内表面と外表面の2つにノード分割する。

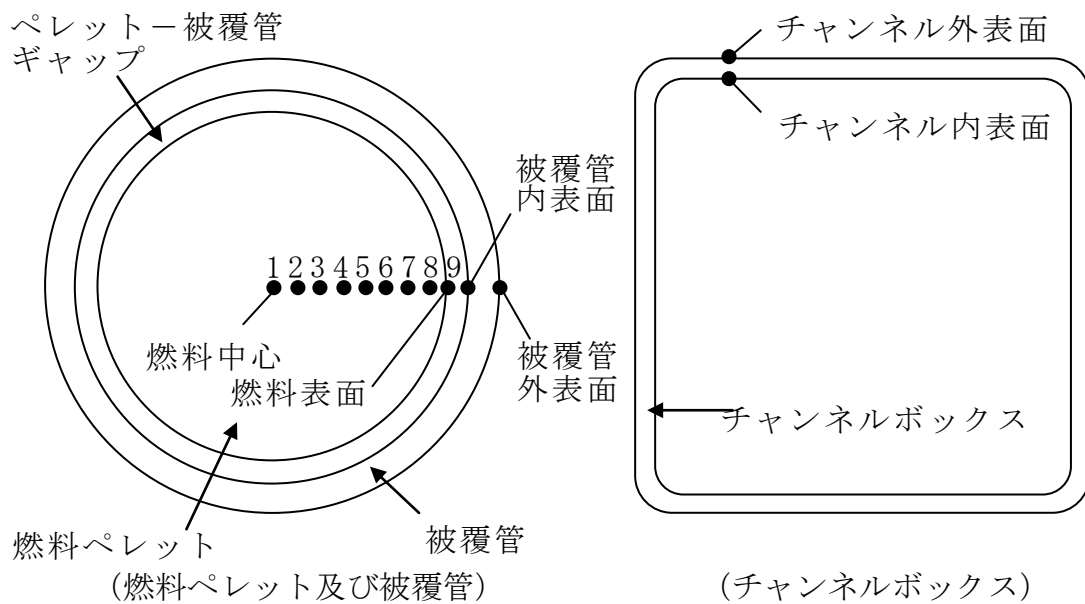


図3-2 燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2 熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は、燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし、これは径方向のみで、軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

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

ここで、

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

この式はS A F E Rコードで用いられているものと同じである。

3.3.1.3 ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は、定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ、Ross and Stoute に基づくモデル⁽⁴⁾を用いて計算する。ギャップ熱伝達係数は次の3成分からなるとする。

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

ここで、

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

なお、ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は、燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver. 1 (以下、「PRIME」と称す。) ⁽⁵⁾ ⁽⁶⁾ から引き継ぐ。

(1) 固体接触による熱伝達成分 (h_s)

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数は次式により計算する。

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

ここで、

- P_c : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A_0 : 定数
- H_m : 燃料被覆管メイヤー硬さ
- K_m : 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

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

- K_c : 燃料被覆管熱伝導率
- K_p : 燃料ペレット熱伝導率
- R_4 : 表面粗さ係数

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

- R_c : 燃料被覆管内表面粗さ
- R_p : 燃料ペレット外表面粗さ

(2) ガスによる熱伝達成分 (h_f)

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数は次式により計算する。

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

ここで、

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

(3) 輻射による熱伝達成分 (h_r)

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数は次式により計算する。

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

ここで、

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

3.3.1.4 対流熱伝達

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

3.3.1.5 輻射熱伝達

(1) 輻射熱伝達係数

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

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

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

ここで、

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

(2) 灰色体輻射係数

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

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

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

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

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

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

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

ここで,

- A_i : 物体 i の表面積
- A_j : 物体 j の表面積
- ${}_iR_j$: 物体 i からの輻射に起因して, 物体 j の単位面積から反射される熱流束割合
- ε_j : 物体 j の輻射率
- F_{i-j} : 物体 i から物体 j への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる)

${}_iR_j$ が決まれば, 物体 i から物体 j への灰色体輻射係数 F_{i-j} が求まる。 ${}_iR_j$ は熱バランスから次のように求められる。

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

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

ここで,

$$\{ {}_iR \} \equiv \begin{Bmatrix} {}_iR_1 \\ {}_iR_2 \\ {}_iR_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_iR_N \end{Bmatrix}, \quad \{ f_i \} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

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

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

- f_{ij} : 物体 i から物体 j への形態係数

(3) 形態係数

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

a. 第1近接（隣接）燃料棒

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

b. 第2近接燃料棒

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

c. 第3近接燃料棒

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

d. チャンネル

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

e. ウォータロッド

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

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

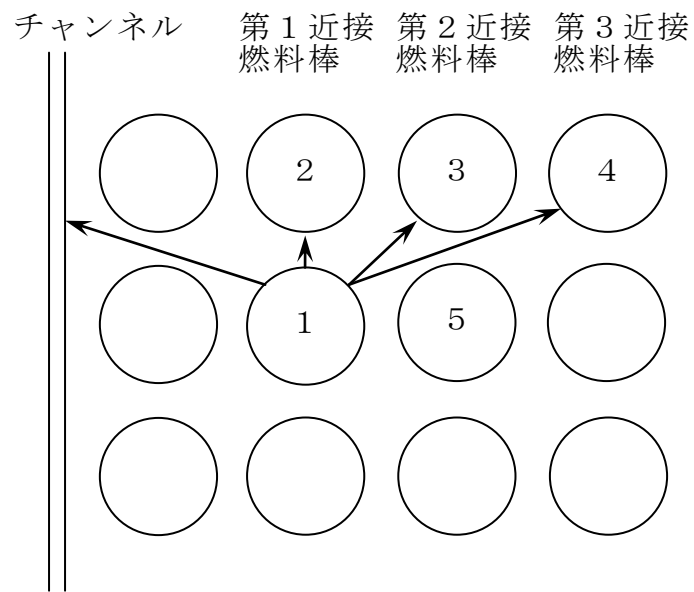


図 3-3 CHASTEコードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

3.3.1.6 熱源

燃料内での熱発生量は、崩壊熱の時間変化により変わり、次式で与えられる。

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

ここで、

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

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

有効性評価では、核分裂による出力変化はREDY等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化、崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979⁽³⁾に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7 ジルコニウム-水反応

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

(1) 酸化割合

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

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

ここで、

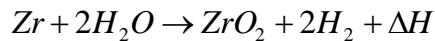
$$\dot{th}_{ox} \quad : \quad \text{酸化厚さの割合}$$

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

(2) 発熱割合

ジルコニウム-水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。この2つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。



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

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

ここで、

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

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

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

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

ここで、

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

3.3.1.8 燃料被覆管の膨れ、破裂

CHASTEコードは、過渡時の燃料被覆管の膨れ、破裂を考慮している。燃料被覆管の膨れは、燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し、燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め、燃料被覆管の歪み量をこの周方向応力に基づき求めている。また、燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力の限界曲線に基づいて判定する。

(1) 燃料棒内圧計算

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

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

ここで、

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

(2) 燃料被覆管の周方向応力

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

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

ここで、

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

(3) 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪は、弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式によ

り計算する。

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

ここで、

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

また、塑性変形は、Hardy 等の実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。図 3-4 に破裂前の燃料被覆管の歪を温度（破裂温度－燃料被覆温度）の関数として示す。図中の実線より、燃料被覆温度での歪量が求まる。

(4) 燃料被覆管の破裂

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

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

低応力領域 ($\sigma \leq 150psi$) ;	$E_L = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域 ($\sigma > 150psi$) ;	$E_L = 0.15$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.11$	(外側燃料棒)

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

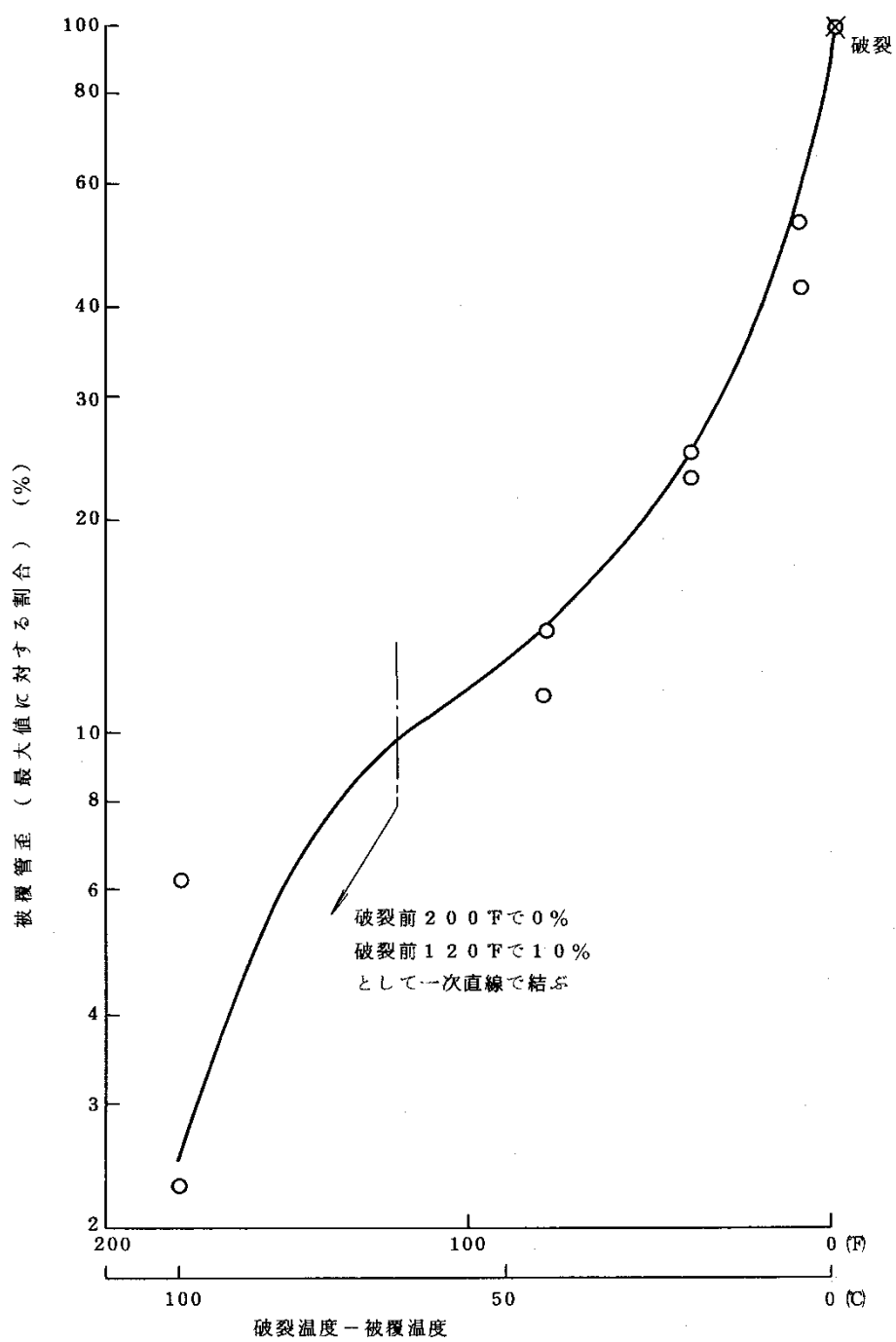


図 3-4 塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

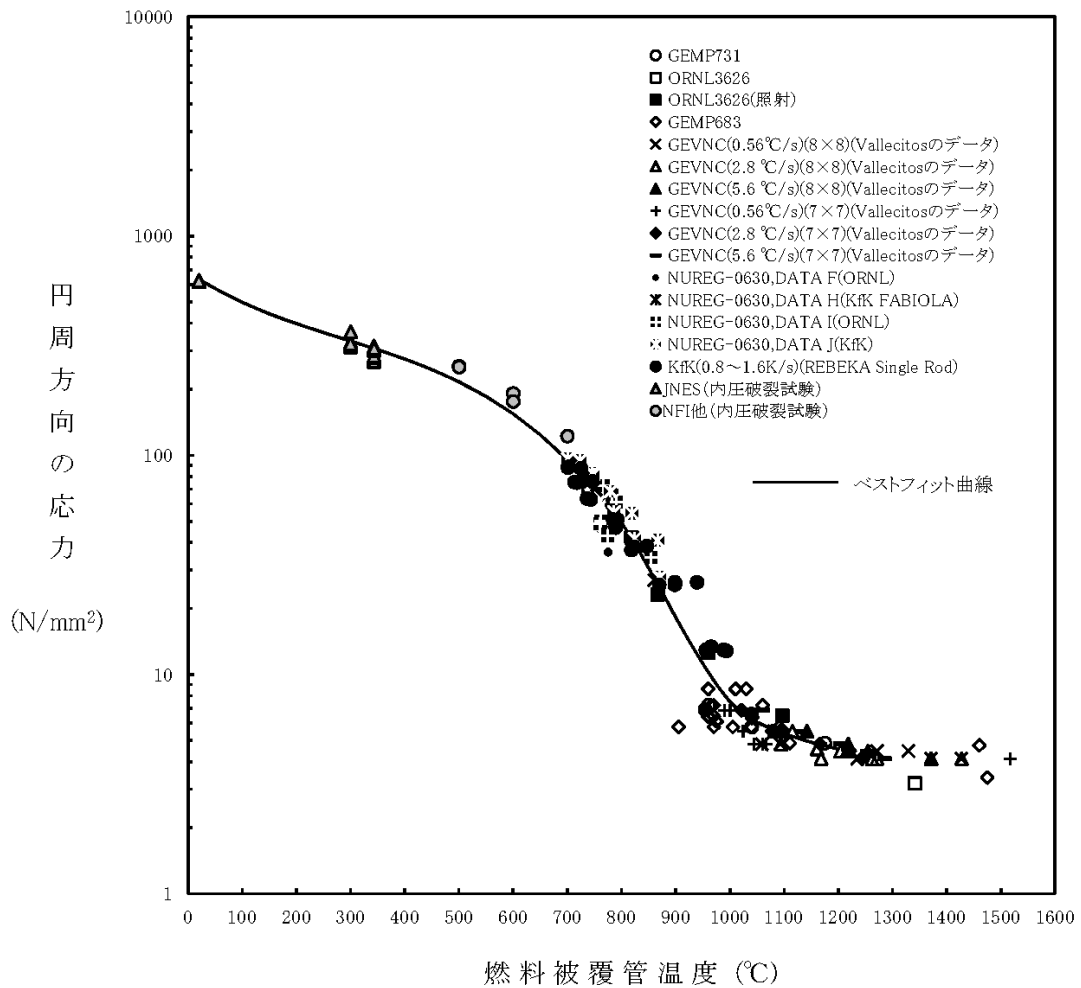


図 3-5 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

表 3-2 C H A S T E コードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て1本毎に取扱う(図 3-1)
	燃料棒	燃料ペレットを半径方向に最大9ノードに分割(図 3-2) 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒次元熱伝導方程式を用いる
熱伝達 モデル	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード P R I M E から引き継ぐ
	対流熱伝達	S A F E R コードの解析結果から時間の関数として引き継ぐ
	輻射熱伝達	解析対象の評価位置断面が露出した以降は，燃料棒間及び燃料棒-チャンネル壁間の輻射熱伝達を考慮
その他	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱を考慮 燃料棒出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した燃料棒出力時間変化データを入力
	ジルコニウム-水反応	Baker-Just の式
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する(図 3-5)

3.4 入出力

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

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

上記をインプットデータとして，炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 燃料被覆管温度
- ② ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

(燃料データ)

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

(過渡特性)

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

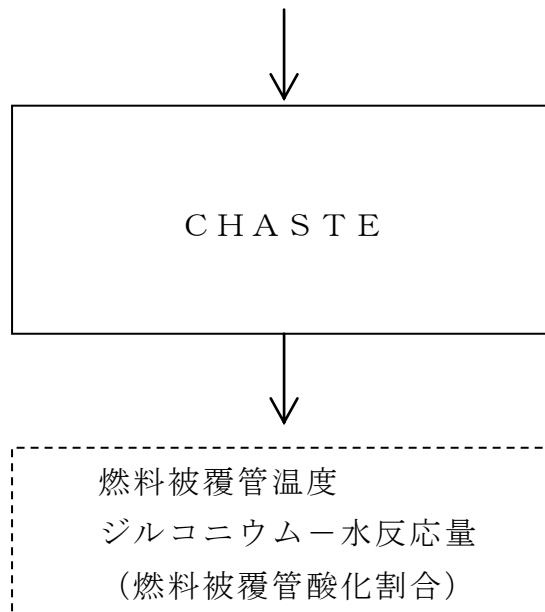


図 3-6 CHASTE コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CHASTEコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが、それらの要約を 4.1.1, 4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

CHASTEコードは、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性が確認されている。

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

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

燃料被覆管酸化については、3.3.1.7に記載した通り、蒸気供給制限がなく、反応温度まで上げるためのエネルギーはないものと仮定し、反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため、CHASTEコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については、3.3.1.8に記載した通り、燃料被覆管の歪みを計算し、燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値とよく一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用していることから、CHASTEコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

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

4.1.1 BWR－FLECHT 実験解析

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

4.1.2 炉心冷却実験解析

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

4.1.3 スプレイ冷却特性実験解析

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

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル		BWR-FLECHT 実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性実験	BWRのLOCA 模擬試験
炉心 (核)	崩壊熱*	崩壊熱モデル		—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝 達モデル *	SAFERコー ドの解析結果を 引き継ぐ	—	—	—	—**
		輻射熱伝 達モデル	燃料棒間, 燃料棒 —チャンネルボ ックス間の輻射 熱伝達評価モデ ル(燃料被覆管の 変形も考慮)	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	—
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム—水反応モデ ル		—	—	—	—
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価モデル		—	—	—	—
炉心 (熱流 動)	沸騰・ボイド率変化 気液分離(水位変 化)・対向流	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	気液熱非平衡	対流熱伝 達モデル *	SAFERコー ドの解析結果を 引き継ぐ	—	—	—	—**
原子炉 圧力 容器	冷却材放出(臨界 流・差圧流)	臨界流モデル		—	—	—	—**
	沸騰・凝縮・ボイド 率変化 気液分離(水位変 化)・対向流	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	ECCS注水(給水 系・代替注水設備含 む)	原子炉注水系モデル		—	—	—	—**

* 4.1 に記載の理由により, 妥当性確認が不要である重要現象

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

4.2 BWR-FLECHT実験解析⁽⁹⁾

(1) 概要

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

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

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

(2) 実験条件

BWR-FLECHT実験の主要な条件を以下に示す。

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

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

(3) 妥当性確認結果

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

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

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

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

る。実験結果で最高温度がロード 30 より低くなっているのは、局所出力分布の違いによると考えられる。（なお、時刻 7 分以降の実験データの変動は、模擬燃料棒のヒーターの故障に起因するものである。しかし、すでに温度が低下した後であり最高温度の妥当性確認結果には影響ないものである）

表 4-2 BWR-FLECHT 実験結果 (Zr2K バンドル, スプレー冷却実験)

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

NOTES

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

注記

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

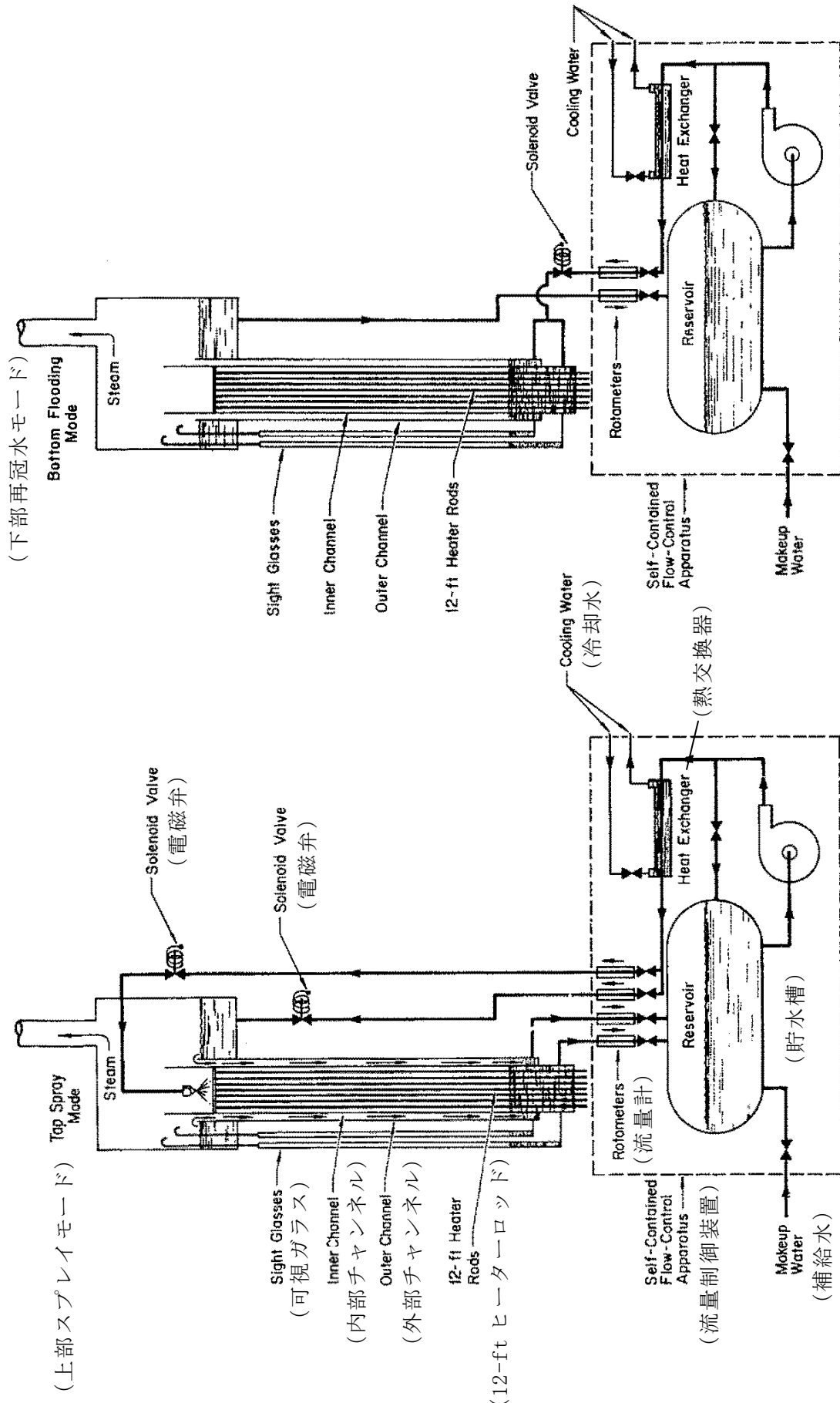


図 4-1 BWR-FLUCHT 実験装置

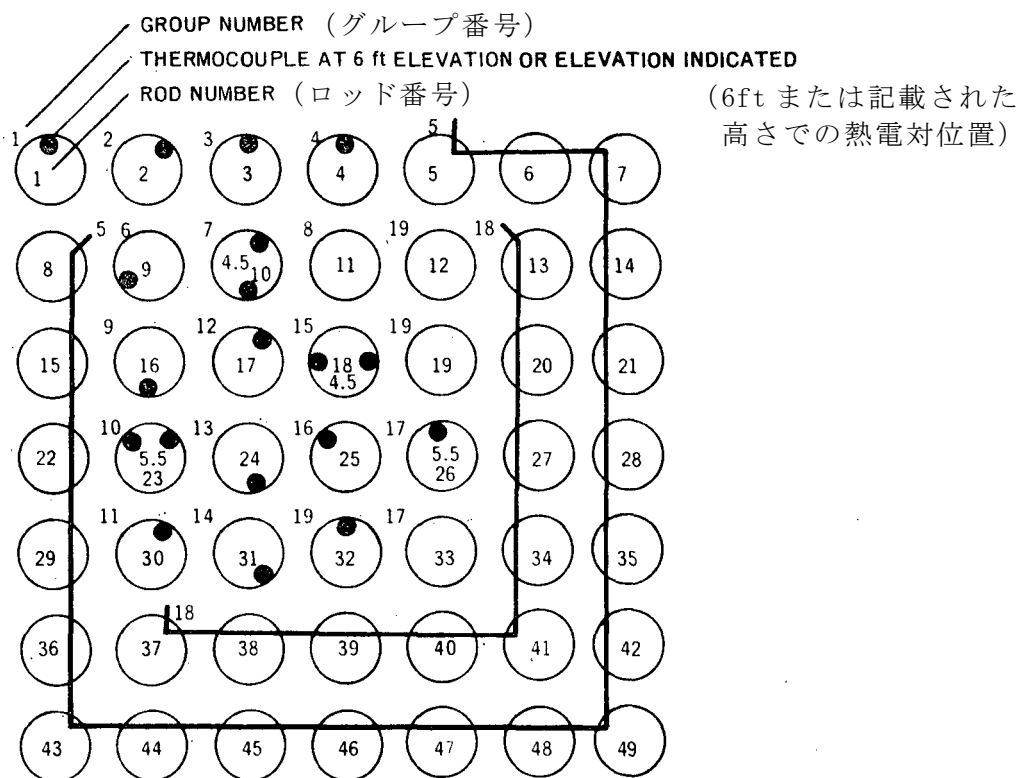


図 4-2 BWR-FLECHT 実験, Zr2K バンドル配置

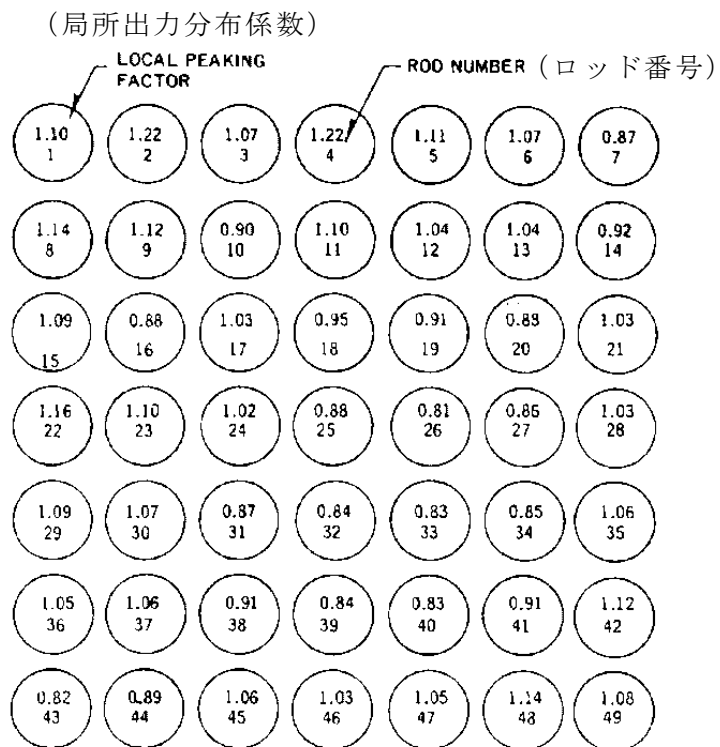


図 4-3 局所出力分布

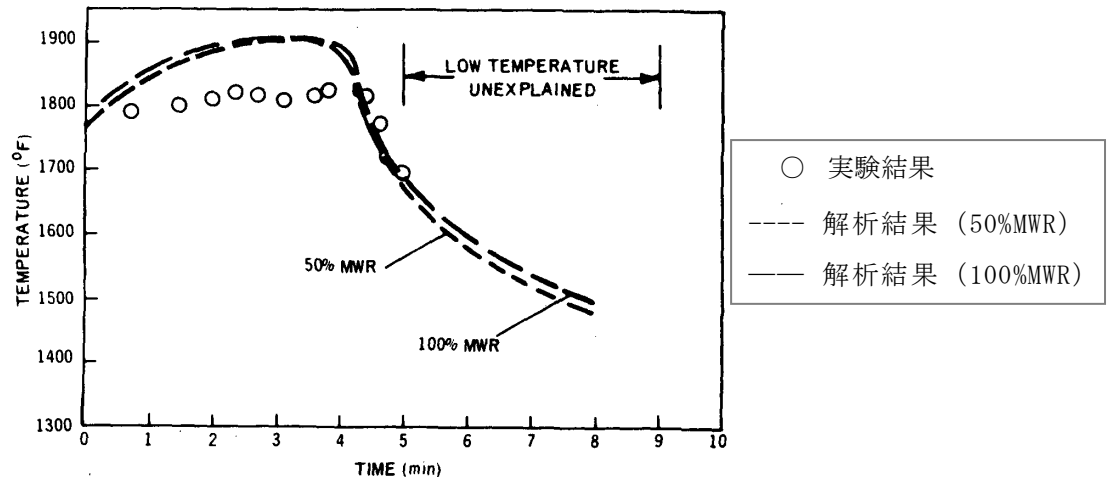


図 4-4 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 2)

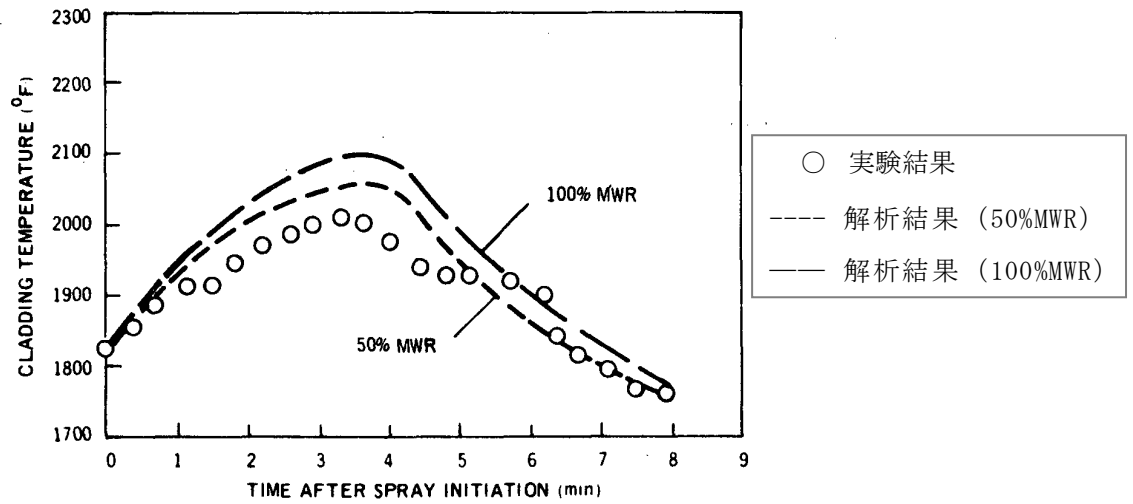


図 4-5 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 30)

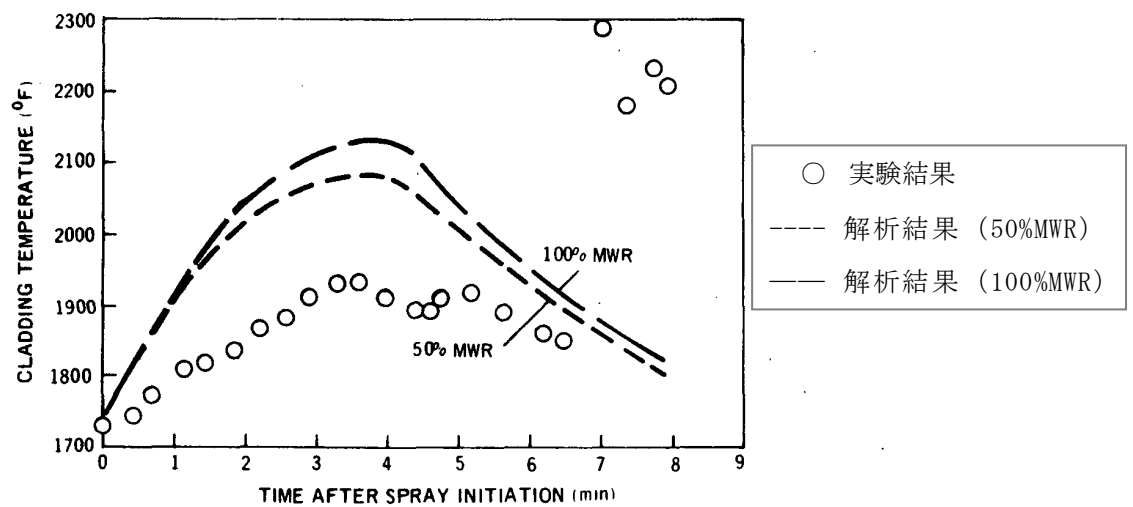


図 4-6 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 31)

4.3 炉心冷却実験解析

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

(1) 概要

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

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

(2) 実験条件

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

① 冷却モード	上部スプレイ，スプレイと再冠水
② 模擬燃料集合体形状	実機 B W R の実寸大 8×8 型
③ 模擬燃料被覆管材質	ステンレス鋼
④ 冷却材流量	集合体当りスプレイ流量：0.5～11.8 gpm 冠水速度：0.5～6 inch/s
⑤ スプレイ開始時間	事故後 30 秒を模擬
⑥ 再冠水開始時間 (スプレイ開始後)	45～515 秒
⑦ 冷却開始時の被覆管温度	1040～1825° F (約 560～996°C)
⑧ 集合体出力	200～300 kW
⑨ 軸方向ピーキング係数	1.4
⑩ 局所出力分布	BWR6 プラントの代表例 (図 4-8)
⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力	加圧なし
⑫ 系統圧力	大気圧

(3) 妥当性確認結果

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

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

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

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

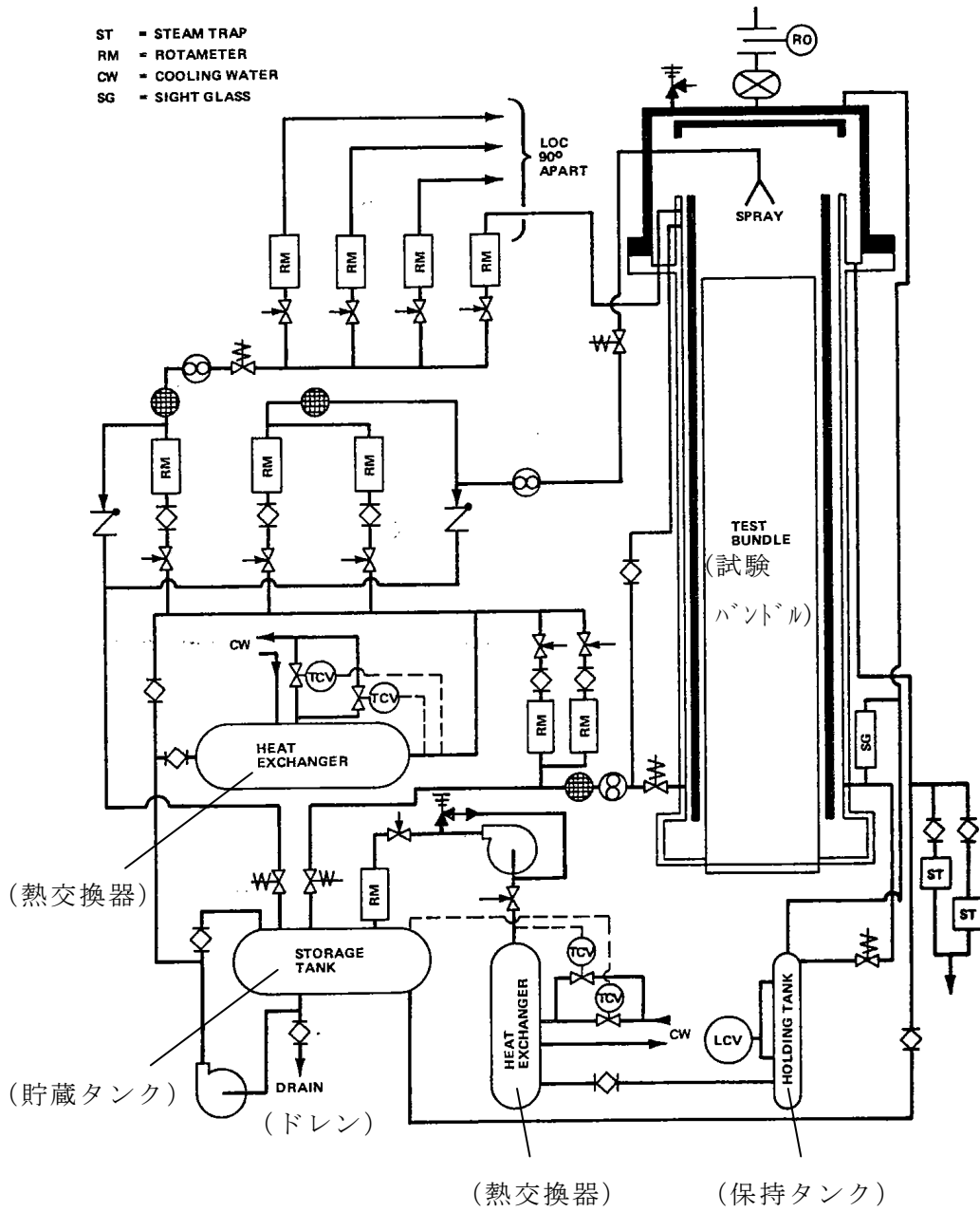


図 4-7 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験装置

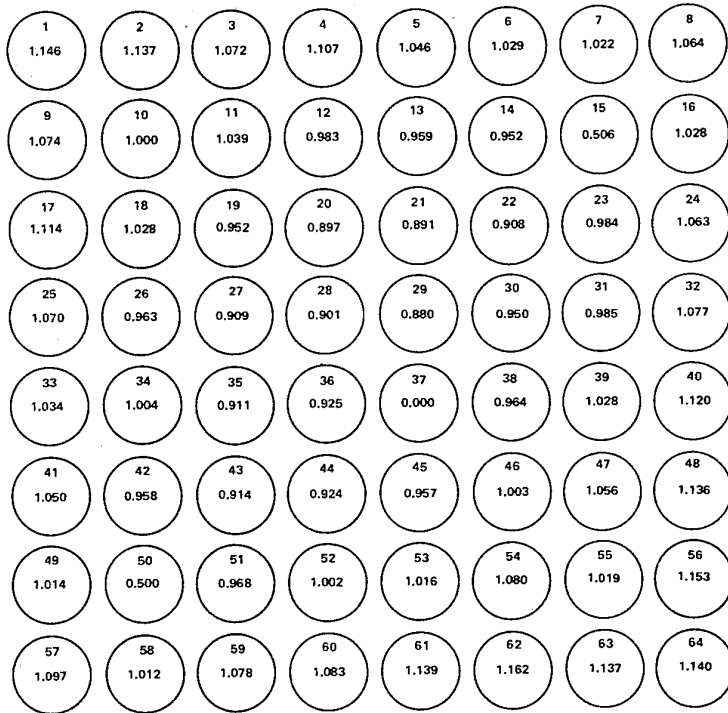


図 4-8 局所出力分布

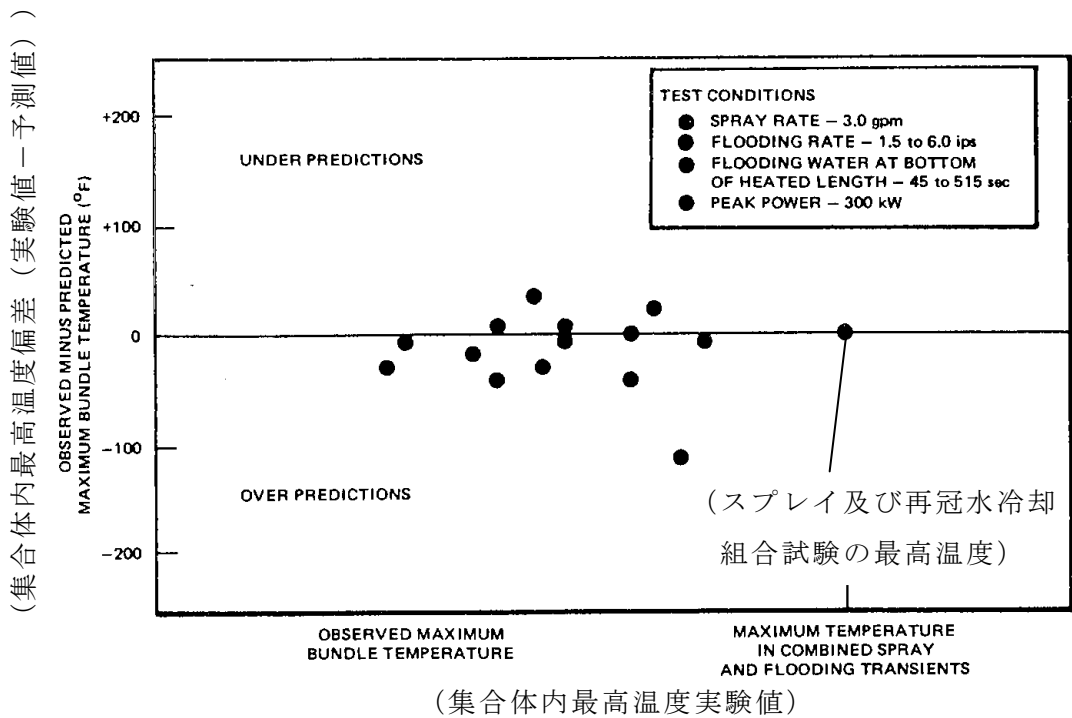


図 4-9 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験

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

4.3.2 8×8 燃料集合体の内圧下 E C C S 冷却実験⁽¹¹⁾

(1) 概要

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

本実験では、B W R 6 プラント用 8×8 燃料集合体と取替用 8×8 燃料集合体の 2 種類の燃料集合体について実験が行われ、炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から、モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は、B W R 6 用燃料集合体では 350° F (約 194°C) , 取替用燃料集合体では 600° F (約 333°C) 高く、過小評価はわずかであるとの結果を得た。これより、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認した。

(2) 実験条件

本実験では、炉心スプレイ流量、集合体初期出力などプラントの違いを考慮した実験を行うため、B W R 6 用燃料集合体及び取替用燃料集合体の 2 種類について実験を行い、集合体内全燃料棒の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

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

(3) 妥当性確認結果

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

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

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

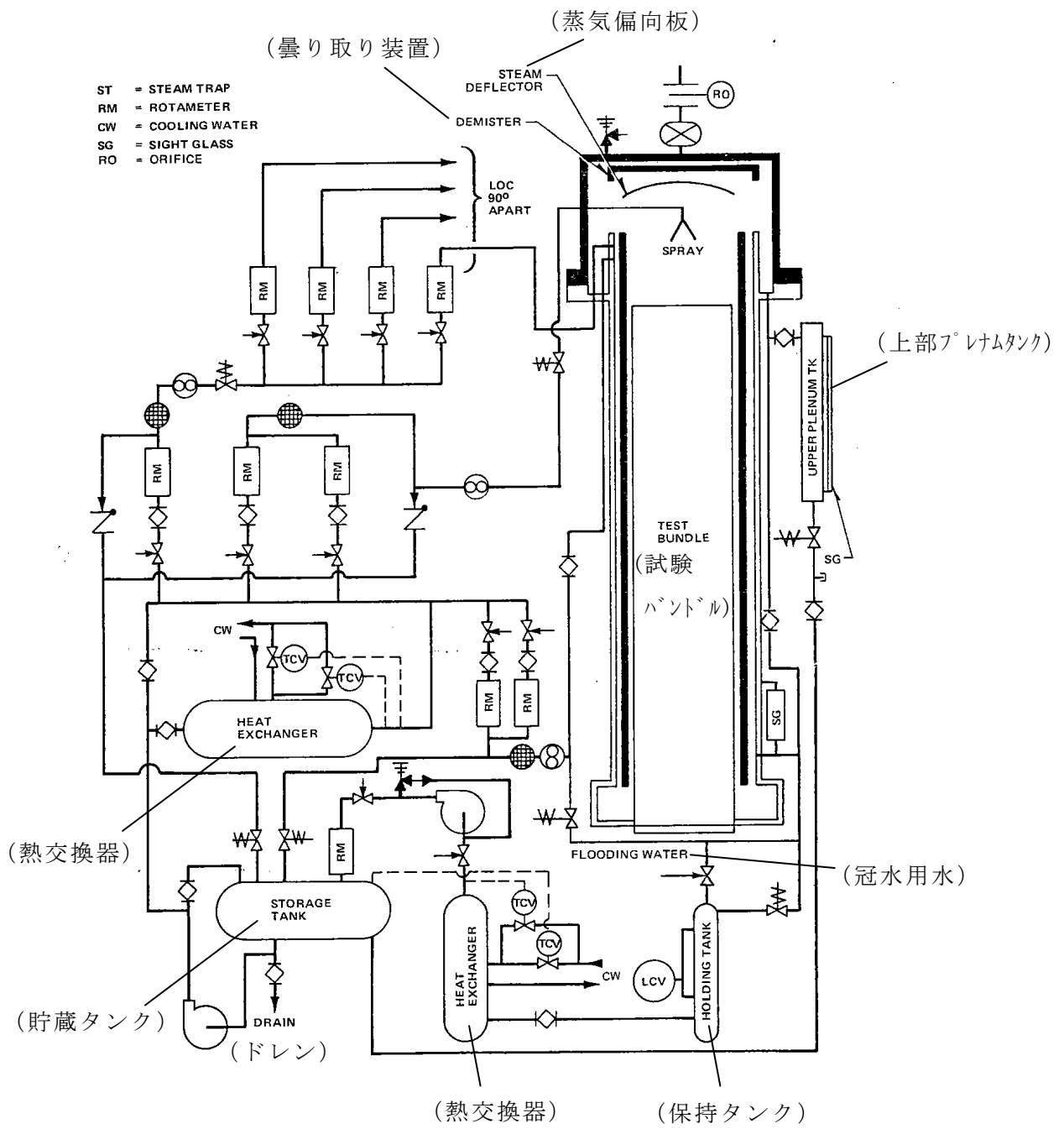


図 4-10 8×8 燃料集合体の内圧下 ECCS 冷却実験装置

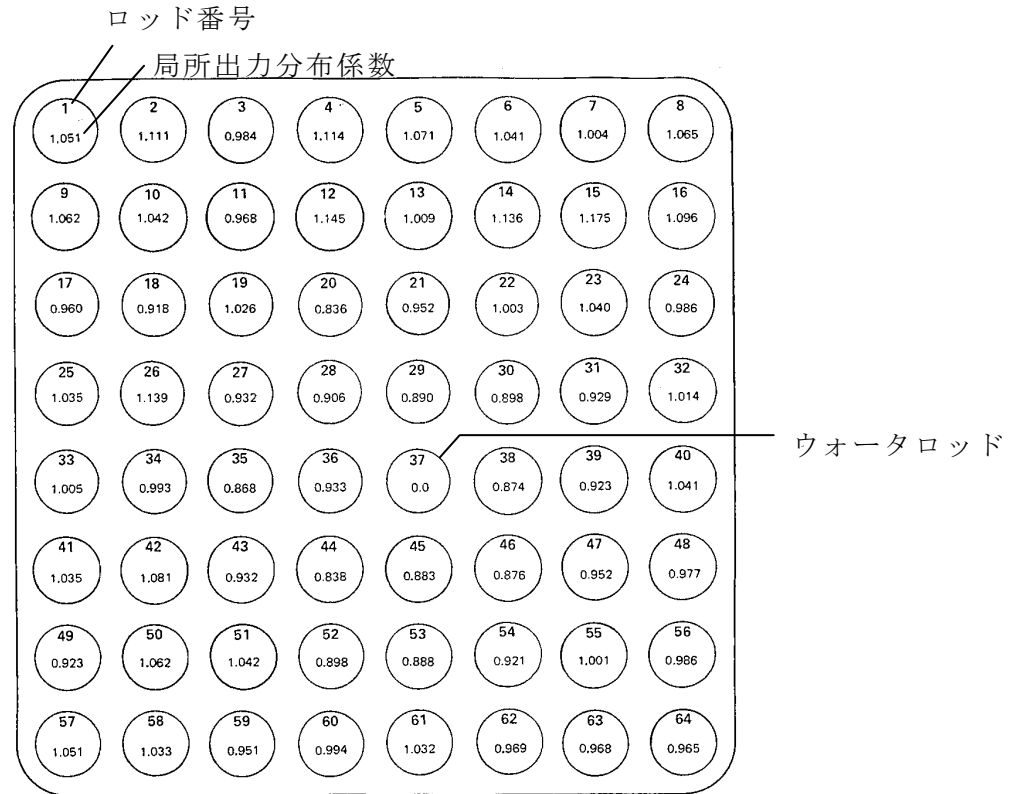


図 4-11 局所出力分布 (BWR6 用)

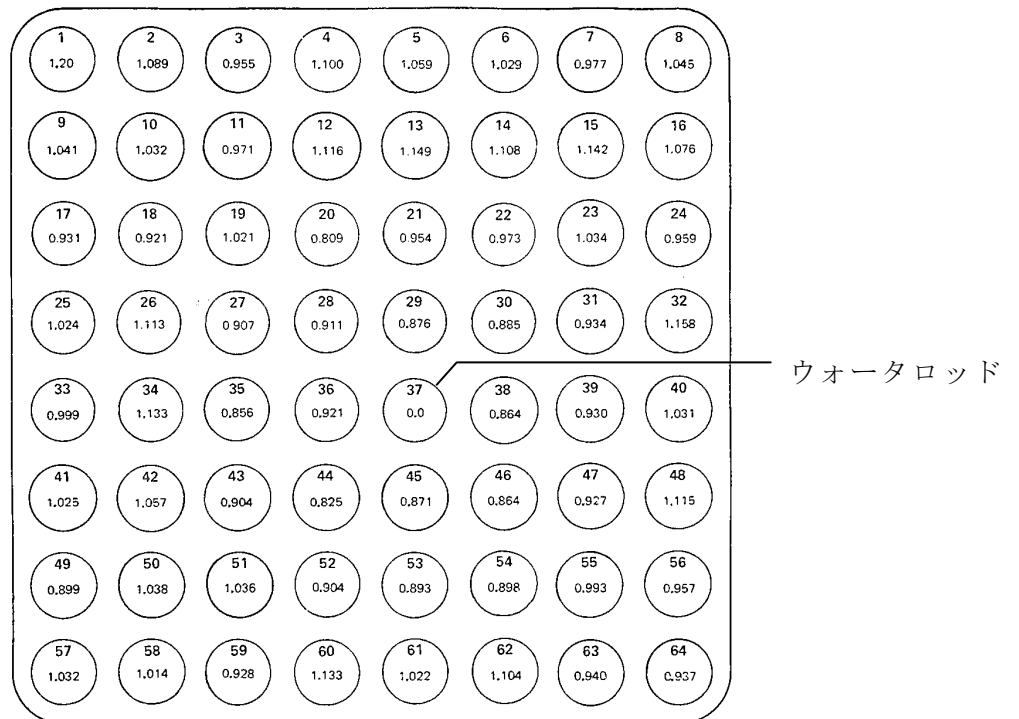


図 4-12 局所出力分布 (取替用)

表 4-3 実験結果と解析結果の比較 (BWR6 用燃料集合体)

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

表 4-4 実験結果と解析結果の比較（取替用燃料集合体）

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

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

4.4 スプレー冷却特性実験解析⁽¹²⁾

(1) 概要

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

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

(2) 実験条件

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

①スプレー流量

実機の最低スプレー流量である 3gpm/バンドルを設定した。

②バンドル出力

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

③初期燃料棒表面温度

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

(3) 妥当性確認結果

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

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

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

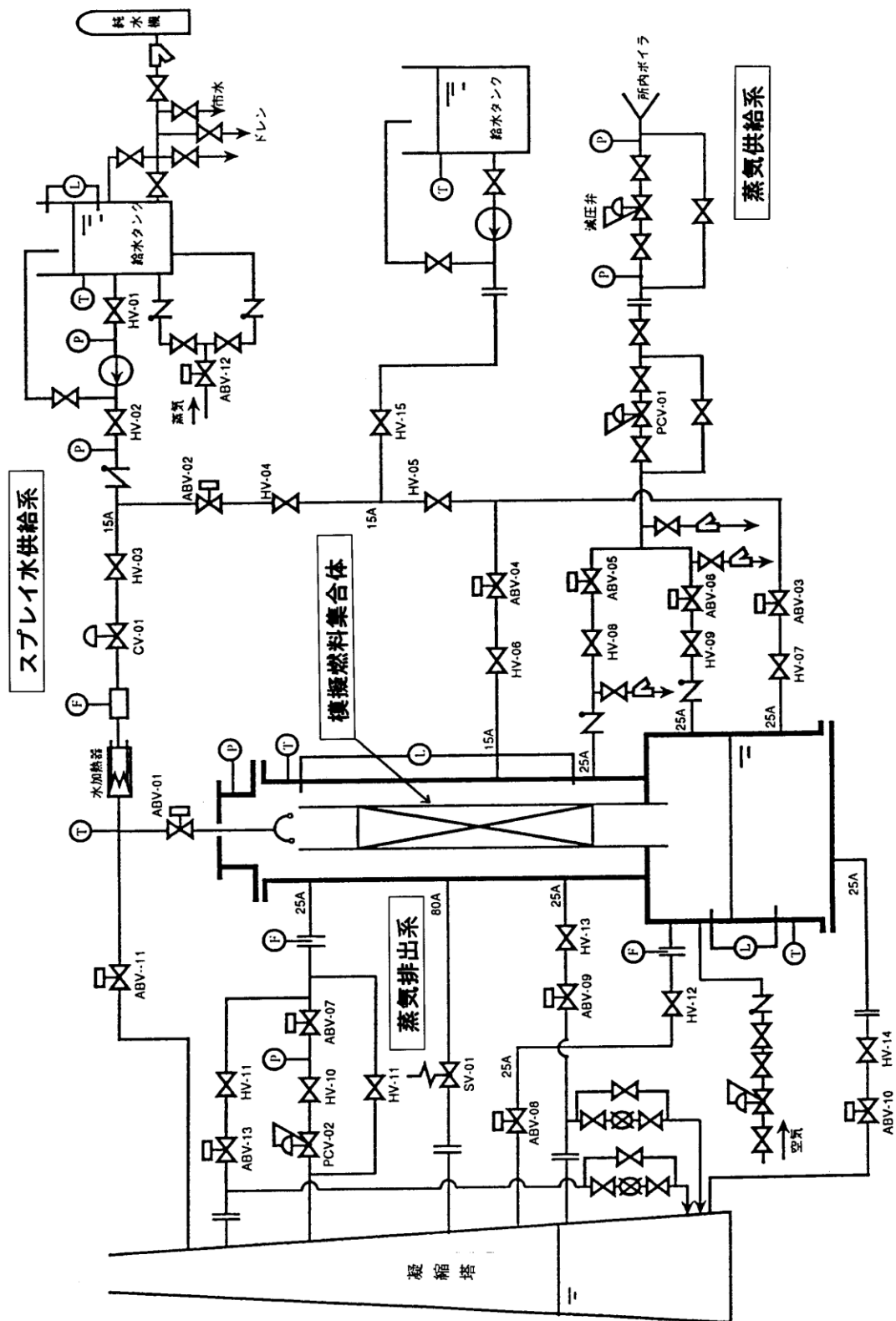


図 4-13 スプレー冷却特性実験装置

表 4-5 実験条件

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

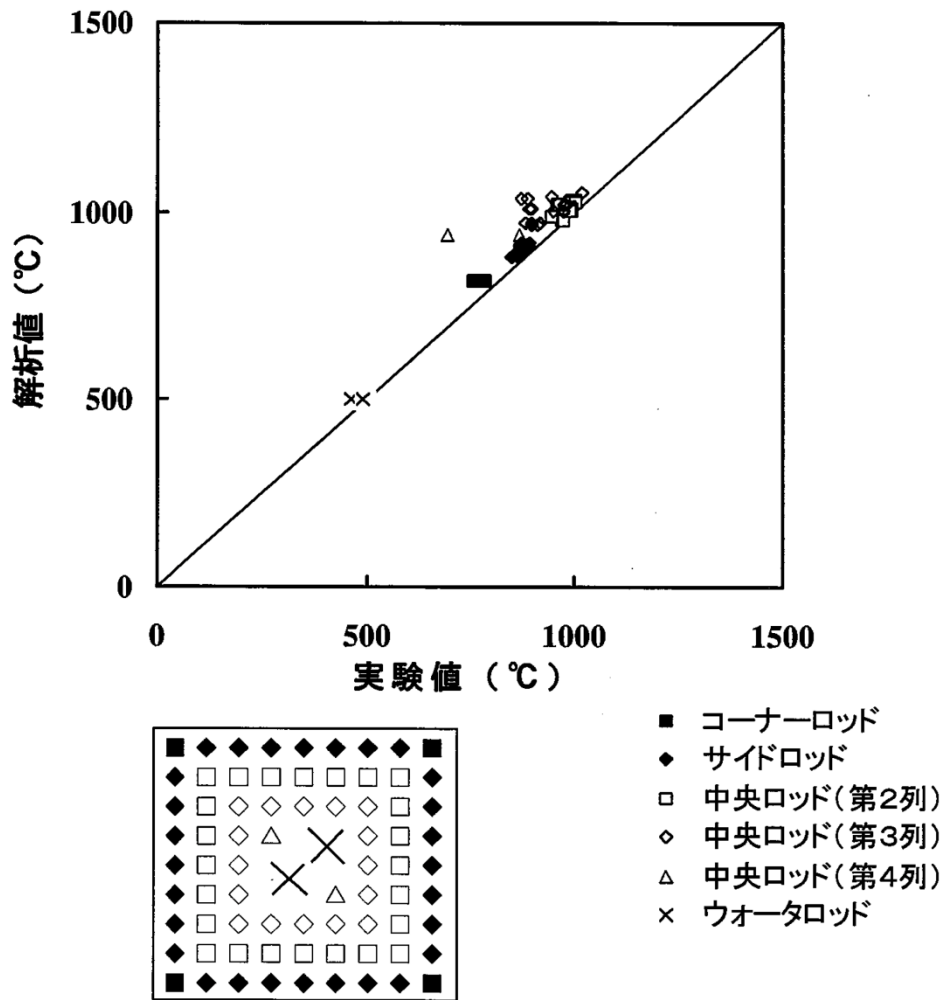
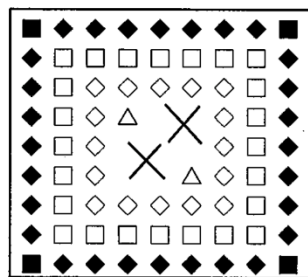
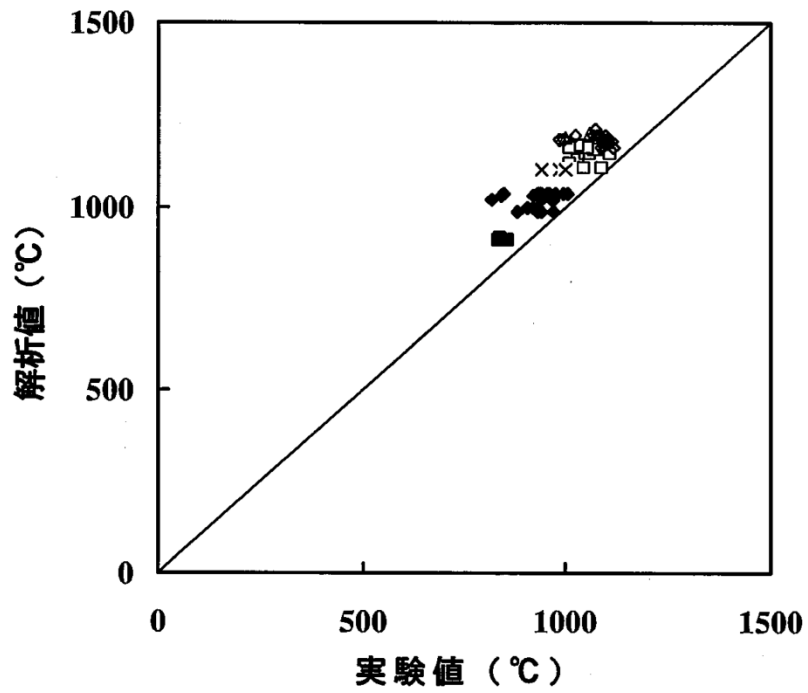


図 4-14 T1 実験と CHASTE 解析の比較



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

図 4-15 T2 実験と CHASTE 解析の比較

4.5 実機解析への適用性

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

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

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実験解析をふまえ、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観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

CHASTEコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値をCHASTEコードの入力として使用しているため、有効性評価では崩壊熱の不確かさの燃料被覆管温度への影響は小さい。

(2) 燃料棒表面熱伝達

対流熱伝達は、SAFERコードにおいて燃料被覆管温度を保守的に評価するモデルであることが実験解析により確認されていることから、有効性評価解析においてもSAFERコードの解析結果を引き継ぐため燃料被覆管温度は高めに評価される。

輻射熱伝達は、一般的な計算手法であるため、燃料の幾何形状等を入力することにより、また、過渡時の燃料被覆管の変形も考慮することにより燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度を現実的に評価することができる。

(3) 燃料被覆管酸化

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

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から、内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には、燃料被覆管が破裂を起こすとみなし、燃料被覆管の内側にもジルコニウム-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は、図 3-5 に示したように、実験データのベストフィット曲線を仮定し、

現実的な条件としている。

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

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

CHASTEコードが適用される可能性のある有効性評価では、SRVを使用した原子炉減圧操作及び代替注水系等を使用した原子炉注水操作である。

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

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

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

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)	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる	崩壊熱は現実的な評価結果を入力として使用するため、有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	S A F E R コードに記載	S A F E R コードに記載
		輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる	一般的な計算手法であるため、燃料の幾何形状等を適切に入力することにより、また、過渡時の燃料被覆管の変形も考慮することにより燃料棒間、燃料棒-チャンネルボックス間の輻射熱伝達を現実的に評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応式	酸化量及び発熱量の評価について過大な結果を与える	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	破裂の判定は実験データのベストフィット曲線を用いる	現実的に評価していることから、燃料被覆管温度への影響は小さい。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) 性能解析モデルについて」, 日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, HLR-018 訂 4, 平成 26 年 9 月
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル」, 株式会社東芝, TLR-028 改訂 3, 平成 10 年 5 月
- (3) American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (4) A.M.Ross and R.L.Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, 1962.
- (5) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」 (株式会社日立製作所, HLR-033 訂 1, 平成 10 年 2 月
- (6) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」 (株式会社東芝, TLR-045 改訂 1, 平成 10 年 1 月
- (7) G.L.Singer, “VIEWPIN A Fortran Program to Calculate View Factors For Cylindrical Pins, Aerojet Nuclear Co., ANCR-1054, March 1972.
- (8) L.Baker and L.C.Just, “Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction”, ANL-6548, 1962.
- (9) Duncan, J. D and Leonard, J. E., “Emergency Cooling in BWRs under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.
- (10) Duncan, J. D. and Leonard, J. E., “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.
- (11) Leonard, J. E., et. al., “Emergency Core Cooling Tests of an Internally Pressurized, Zircaloy-Clad, 8x8 Simulated BWR Fuel Bundle”, NEDO-20231, December 1973.
- (12) 「敦賀発電所 1 号炉 スプレー冷却特性実験について」, 日本原子力発電株式会社, General Electric Company, 株式会社東芝, 平成 11 年 1 月

添付1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	チャンネルボックス内幅
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力及び燃焼度分布
断面平均燃焼度	
過渡特性	炉心核分裂出力変化
	炉心崩壊熱時間変化
	原子炉圧力変化
	燃料棒表面对流熱伝達係数変化
	炉心露出時間，再冠水時間