

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構
大洗研究所（南地区）高速実験炉原子炉施設（「常陽」）

多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止に係る
炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価に
使用する計算コードについて

2021年9月21日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構
大洗研究所高速実験炉部

1. はじめに	3
2. 有効性評価における物理現象の抽出	4
2.1 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象の抽出	5
2.1.1 ULOF	6
2.1.2 UTOP	8
2.1.3 ULOHS	10
2.1.4 LORL	12
2.1.5 PLOHS	14
2.1.6 SBO	18
2.1.7 LF	18
2.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象の抽出	30
<u>2.2.1 ULOF 及び UTOP</u>	32
2.2.2 ULOHS	39
2.2.3 LORL（格納容器応答過程除く。）	41
2.2.4 PLOHS（格納容器応答過程除く。）	44
2.2.5 LORL 及び PLOHS の格納容器応答過程	45
3. 抽出された物理現象の確認	57
3.1 「常陽」の階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認	57
3.2 炉心損傷防止措置の有効性評価に係る階層構造分析	57
3.2.1 ULOF	57
3.2.2 UTOP	57
3.2.3 ULOHS	58
3.2.4 LORL	58
3.2.5 PLOHS	58
3.2.6 SBO	58
3.2.7 LF	58
3.3 格納容器破損防止措置の有効性評価に係る階層構造分析	66
<u>3.3.1 ULOF 及び UTOP</u>	66
3.3.2 ULOHS	66
3.3.3 LORL（格納容器応答過程除く）	66
3.3.4 PLOHS（格納容器応答過程除く）	67
3.3.5 LORL 及び PLOHS の格納容器応答過程	67
4. 有効性評価に適用する計算コードの概要	76
4.1 Super-COPD	76
4.2 ASFRE	76
4.3 SAS4A	76
4.4 SIMMER-IV及びSIMMER-III	76

4.5 FLUENT	77
4.6 AUTODYN	77
4.7 PLUG	78
4.8 CONTAIN-LMR	78
5. 計算コードの有効性評価への適用性	79

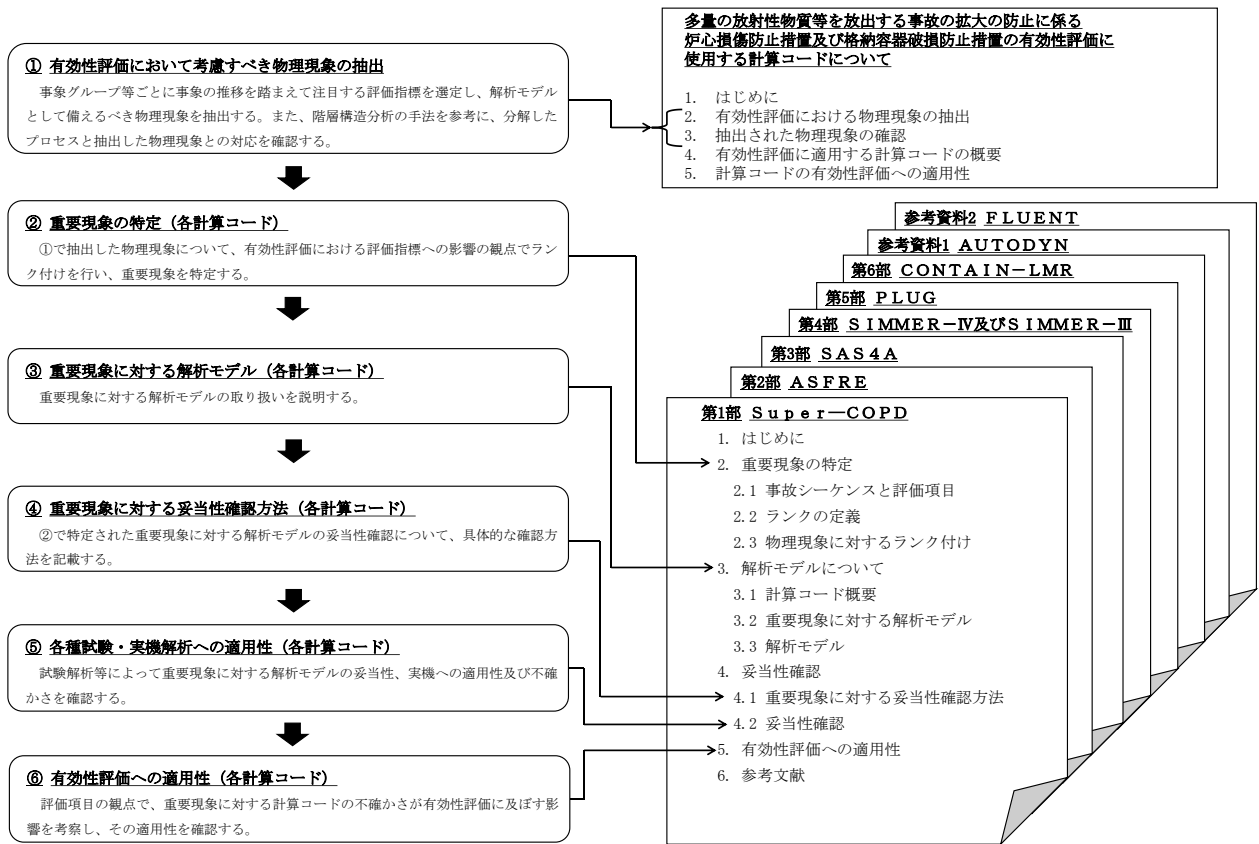
第1部 Super-COPD	1-1
第2部 ASFRE	2-1
第3部 SAS4A	3-1
第4部 SIMMER-Ⅲ及びSIMMER-Ⅳ	4-1
第5部 PLUG	5-1
第6部 CONTAIN-LMR	6-1

参考資料1 AUTODYN	参考1-1
参考資料2 FLUENT	参考2-1
参考資料3 各計算コード間のデータの引継ぎ	参考3-1
付録 略語表	付録-1

1. はじめに

本資料は、発生頻度が設計基準事故より低い事故であって、原子炉施設から多量の放射性物質又は放射線を放出するおそれがあるものが発生した場合において、当該事故の拡大を防止するための措置のうち、燃料体の損傷が想定される事故に対して講じる炉心損傷防止措置及び炉心の著しい損傷の可能性が生じる場合に、その拡大を防止し、あるいは施設からの多量の放射性物質等の放出を防止するために講じる格納容器破損防止措置の有効性評価に適用する計算プログラム（以下「計算コード」という。）に関して説明するものである。

第 1.1 図に有効性評価に適用する計算コードの説明の流れと本資料の構成を示す。



第 1.1 図 有効性評価に適用する計算コードの説明の流れと資料構成

2. 有効性評価における物理現象の抽出

本章では、有効性評価において解析モデルとして具備する必要がある物理現象の抽出を行う。

有効性評価における解析の目的は、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に有効性があることの確認である。

物理現象の抽出は、「第 53 条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る説明書（その 1：炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故の選定）」において、選定した以下の事象グループを対象とし、その中で代表的と考えられる事故シーケンスを前提として行う。

- ・ 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF: Unprotected Loss of Flow）
- ・ 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP: Unprotected Transient Over-Power）
- ・ 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS: Unprotected Loss of Heat Sink）
- ・ 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL: Loss of Reactor Level）
- ・ 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失（PLOHS: Protected Loss of Heat Sink）
- ・ 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO : Station Blackout）
- ・ 局所的燃料破損（LF: Local (Fuel) Faults）

2.1 節では炉心損傷防止措置の有効性評価、2.2 節では格納容器破損防止措置の有効性評価に対して解析上必要な物理現象を抽出する。

2.1 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象の抽出

ULOF、UTOP、ULOHS、LORL、PLOHS、SBO 及び LF の炉心損傷防止措置の有効性評価にあつては、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標に対して影響すると考えられる物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「第 53 条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る説明書（その 2：炉心損傷防止措置）」に示す、以下の評価項目に対応したものである。

(1) 炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであることを基本とし、具体的な評価項目として以下を設定する。

- ① 燃料最高温度が熱設計基準値（2,650℃）以下であること。
- ② 被覆管最高温度（肉厚中心）が熱設計基準値（840℃）以下であること。
- ③ 冷却材最高温度が熱設計基準値（910℃）以下であること。
- ④ 被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値（1.0）以下であること。
- ⑤ 原子炉冷却材バウンダリの温度が制限温度（550℃）以下であること。

第 2.1 表に炉心損傷防止措置の有効性評価に係る評価項目に対応する評価指標と判断基準との関係をまとめて示す。

第 2.1 表 炉心損傷防止措置の有効性評価に係る評価項目に対応する評価指標と判断基準

炉心損傷防止措置の有効性評価の評価項目	評価指標	判断基準	有効性評価で適用する事象Gr	備考
炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであることを基本とし、具体的な評価項目として以下を設定する。 ① 燃料最高温度が熱設計基準値（2,650℃）以下であること。 ② 被覆管最高温度（肉厚中心）が熱設計基準値（840℃）以下であること。 ③ 冷却材最高温度が熱設計基準値（910℃）以下であること。 ④ 被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値（1.0）以下であること。 ⑤ 原子炉冷却材バウンダリの温度が制限温度（550℃）以下であること。	燃料温度	2,650℃	全事象Gr	熱設計基準値
	被覆管温度	840℃		熱設計基準値
	炉心冷却材温度	910℃		熱設計基準値
	被覆管累積損傷和	1.0		設計上の制限値
	原子炉冷却材バウンダリ温度	550℃		設計上の制限値

2.1.1 ULOF

本事象グループでは、外部電源喪失時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する、又は1ループの1次主循環ポンプ軸固着時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する3つの評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（ULOF(i)）」、「外部電源喪失及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故（ULOF(ii)）」及び「1次主循環ポンプ軸固着及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（ULOF(iii)）」である。

以下では、外部電源喪失時に原子炉停止に失敗する2つの評価事故シーケンス（ULOF(i)及びULOF(ii)）を代表として物理現象を抽出する。なお、1ループの1次主循環ポンプ軸固着時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する評価事故シーケンス（ULOF(iii)）では、1ループの1次主循環ポンプが軸固着するため、もう一方の健全ループでの崩壊熱除去運転となるが、炉心流量の減少速度、原子炉トリップ信号とタイミング及び各機器のトリップするタイミングが異なる点を除けば、考慮すべき物理現象はULOF(i)の炉心損傷防止措置及びULOF(ii)の炉心損傷防止措置と同じであるため、説明は省略する。

2.1.1.1 事象の推移と評価指標

第2.1.1.1図に事象（ULOF(i)及びULOF(ii)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に何らかの原因により外部電源を喪失し、1次主循環ポンプの主電動機が全数（2台）停止するとともに、原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信に失敗する、又は発信に成功するものの原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗することで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、定格出力に対して、1次主循環ポンプの主電動機のトリップにより炉心流量が減少することで十分な炉心冷却ができなくなり、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、代替原子炉トリップ信号「1次主循環ポンプトリップ」の発信又は後備炉停止系用論理回路の動作により、後備炉停止制御棒を挿入し、原子炉を自動停止する措置を講じる。原子炉の停止後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系の強制循環による崩壊熱除去運転を行う。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応させて、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.1.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第2.1.1.1図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。

(1) 炉心

外部電源喪失発生から、後備炉停止制御棒の挿入による原子炉自動停止までは、核分裂出力（核分裂及び核動特性）が主要な熱源であり、外部電源喪失による1次主循環ポンプの主電動機の停止によって炉心冷却材流量が減少し、被覆管温度及び炉心冷却材温度が上昇（冷

却材熱流動) するため、負の反応度フィードバック効果 (反応度フィードバック) の影響を受ける。核分裂又は崩壊熱により燃料要素内で発生した熱は、燃料要素内の熱伝導及び熱伝達により炉心冷却材へと放出される。燃料要素内温度変化に影響する燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達並びに被覆管の熱伝導及び表面熱伝達により、原子炉停止後は、評価指標である燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度が過渡的に変化する (燃料要素過渡伝熱)。

事象発生後、原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信に失敗 (ULOF (i)) 又は発信に成功するものの、原子炉保護系 (スクラム) の動作に失敗 (ULOF (ii)) することで、制御棒 (主炉停止系) の挿入に失敗する事象を想定しており、代替原子炉トリップ信号「1次主循環ポンプトリップ」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入 (制御棒反応度効果) され、原子炉は自動停止する。

原子炉自動停止後は、核分裂反応が停止し、崩壊熱が評価指標である燃料温度及び冷却材温度等に影響する。また、1次主循環ポンプの主電動機がトリップした後は、流量の低下に伴い、炉心部での浮力の効果によって、集合体内の高温領域及び炉心内高温集合体により多くのナトリウムが配分される現象 (炉心流量再配分) 並びに燃料集合体間の熱移行 (炉心径方向熱移行) の発生が考えられるが、ポニーモータにより強制循環が維持されることから、評価指標に与える影響は小さい。

(2) 原子炉容器

原子炉停止前は、炉心で加熱された高温ナトリウムが、高流量状態で原子炉容器上部プレナム (以下「炉上部プレナム」という。) に流入する。外部電源喪失に伴う1次主循環ポンプの主電動機のトリップによる流量減少と原子炉自動停止による原子炉出力の低下によって、炉上部プレナムに流入するナトリウム温度は低下し、流入する流量は低下する。このため、冷却材の温度差 (密度差) に応じ、炉上部プレナムの上部に高温領域、下部に低温領域と分離する温度成層化 (炉上部プレナム温度成層化) が発生する。本物理現象は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリ温度の変化に影響する。なお、1次主循環ポンプの主電動機のトリップ前後の圧力変化により、原子炉容器内のナトリウム液位は変化 (原子炉容器ナトリウム液位変化) するが、微小な変化であり評価指標に与える影響は小さい。

(3) 1次主冷却系

外部電源喪失により、2ループの1次主循環ポンプの主電動機がトリップし、ポニーモータ運転に引き継がれる。1次主循環ポンプの主電動機のトリップ直後のポンプフローコーストダウンによる緩やかな流量減少は、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響を及ぼすとともに 主中間熱交換器熱交換量 が変化する (冷却材熱流動 (強制循環))。原子炉停止後は、崩壊熱除去運転が継続される。なお、1次主循環ポンプの主電動機のトリップ前後の圧力変化により、主中間熱交換器内のナトリウム液位に変化 (主中間熱交換器ナトリウム液位変化) が生じるが、変化量は微小であり評価指標に影響を与えない。

(4) 2次主冷却系

外部電源喪失により、2ループの2次主循環ポンプ及び主送風機がトリップする。2次主

循環ポンプのトリップ直後は、ポンプフローコストダウンによる緩やかな流量減少により主中間熱交換器熱交換量が変化し、その後、2次主冷却系は強制循環から自然循環に移行する（冷却材熱流動（強制／自然循環））。主冷却機は、主送風機のトリップにより強制通風から自然通風へ移行し、空気冷却器出口ナトリウム温度の制御は、異常時の制御モードに切り替わる。空気冷却器においては、ナトリウムの熱エネルギーが伝熱管を介して空気に伝達される（主冷却機除熱（強制／自然通風））。

(5) 1次補助冷却系

事象発生後も主冷却系による冷却が可能であり、事象発生前の待機状態が継続される。待機状態において、1次補助冷却系の電磁ポンプは停止しているため、炉上部プレナムと原子炉容器下部プレナムの圧力差により1次補助冷却系は逆流しており、原子炉容器下部プレナムの温度及び補助中間熱交換器の熱交換量（補助中間熱交換器熱交換）で決まる補助中間熱交換器1次側入口温度（逆流時は出口温度）が炉上部プレナム温度に影響する。ただし、逆流流量は少量であり、評価指標に与える影響は小さい（冷却材熱流動）。

(6) 2次補助冷却系

外部電源喪失により、補助冷却設備待機時に運転されていた電磁ポンプが停止するが、非常用ディーゼル発電機の起動により電力が供給され、運転状態に復旧する。事象発生後も主冷却系による冷却が可能であり、事象発生前の待機状態が継続される。待機状態において、電磁ポンプを運転する（冷却材熱流動（強制循環））とともに、補助冷却機は、自然通風状態で補助冷却器出口ナトリウム温度が制御されるが、制御目標値を原子炉容器下部プレナムのナトリウム温度より高く設定しているため、冷却し過ぎないように送風機入口ベーンは全閉となる（補助冷却機除熱（自然通風））。

2.1.2 UTOP

本事象グループでは、制御棒の連続引抜き時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する2つの評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（UTOP(i)）」及び「出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故（UTOP(ii)）」である。

以下では、2つの評価事故シーケンス（UTOP(i)及びUTOP(ii)）の物理現象を抽出する。

2.1.2.1 事象の推移と評価指標

第2.1.2.1図に事象（UTOP(i)及びUTOP(ii)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に何らかの原因で制御棒の連続的な引抜きが生じ、原子炉の出力が上昇した状態で、原子炉トリップ信号「中性子束高（出力領域）」の発信に失敗（UTOP(i)）する、又は発信に成功するものの原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗（UTOP(ii)）することで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉出力上昇時に原子炉停止機能を喪失することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷

に至る可能性がある。

これを防止するために、制御棒連続引抜き阻止インターロックにより制御棒の引抜きを停止するとともに、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信又は後備炉停止系用論理回路の動作により、後備炉停止制御棒を挿入し、原子炉を自動停止する措置を講じる。原子炉の停止後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系の強制循環による崩壊熱除去運転を行う。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、燃料被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.2.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第2.1.2.1図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。UTOPの事象進展は、2.1.1項のULOFと共通する部分があり、以下ではULOFと異なる物理現象を説明し、共通的に抽出される物理現象についての説明は省略する。

(1) 炉心

事象発生から原子炉自動停止までは、核分裂出力（核分裂及び核動特性）が主要な熱源であり、制御棒の連続的な引抜きによって、燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度が上昇するため、負の反応度フィードバック効果（反応度フィードバック）の影響を受ける。

事象発生後、原子炉の出力が上昇した状態で原子炉トリップ信号「中性子束高(出力領域)」の発信に失敗（UTOP(i)）する、又は発信に成功するものの原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗（UTOP(ii)）することで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定しており、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入（制御棒反応度効果）され、原子炉は自動停止する。

事象発生から原子炉自動停止までの間において炉心部で考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。また、原子炉自動停止後の事象進展と考慮すべき物理現象についても、2.1.1項のULOFと同じである。

(2) 原子炉容器

原子炉容器内の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(3) 1次主冷却系

1次主冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(4) 2次主冷却系

2次主冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(5) 1次補助冷却系

1次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(6) 2次補助冷却系

2次補助冷却系では、事象発生前の待機状態が継続される。待機状態における考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

2.1.3 ULOHS

本事象グループでは、2次主循環ポンプトリップ時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する、又は2次冷却材漏えい時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する3つの評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（ULOHS(i)）」、「2次冷却材流量減少及び原子炉保護系（スクラム）動作失敗の重畳事故（ULOHS(ii)）」及び「2次冷却材漏えい及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（ULOHS(iii)）」である。

以下では、2次主循環ポンプトリップ時に原子炉停止に失敗する2つの評価事故シーケンス（ULOHS(i)及びULOHS(ii)）を代表として物理現象を抽出する。なお、2次冷却材漏えい時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する評価事故シーケンス（ULOHS(iii)）では、1ループで2次冷却材漏えいが生じ、もう一方の健全ループでの崩壊熱除去運転となるが、原子炉トリップ信号の発信及び各機器がトリップするタイミングが異なる点を除けば、考慮すべき物理現象は、ULOHS(i)及びULOHS(ii)の炉心損傷防止措置と同じであるため、説明は省略する。

2.1.3.1 事象の推移と評価指標

第2.1.3.1図に事象（ULOHS(i)及びULOHS(ii)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、1ループにて何らかの原因で2次主循環ポンプがトリップし、インターロックにより健全ループの2次主循環ポンプもトリップして2ループの2次冷却材流量が減少した後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗（ULOHS(i)）、又は発信に成功するものの原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗（ULOHS(ii)）することで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、2次冷却材流量の減少時に原子炉の停止機能を喪失することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信又は後備炉停止系用論理回路の動作により、後備炉停止制御棒を挿入し、原子炉を自動停止する措置を講じる。原子炉自動停止後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系の強制循環による崩壊熱除去運転を行う。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.3.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にそ

の内容を示す。また、第 2.1.3.1 図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。ULOHS の事象進展は、2.1.1 項の ULOF 及び 2.1.2 項の UTOP と共通する部分があり、以下では ULOF 及び UTOP と異なる物理現象を説明し、共通的に抽出される物理現象についての説明は省略する。

(1) 炉心

事象発生から原子炉自動停止までは、核分裂出力（核分裂及び核動特性）が主要な熱源であり、2次主循環ポンプのトリップにより除熱能力が低下し、1次主冷却系のコールドレグの温度が上昇し、さらには炉心支持板の温度が上昇し、負の反応度フィードバック効果（反応度フィードバック）の影響を受ける可能性がある。

事象発生後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗する、又は発信に成功するものの原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗することで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定しており、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入（制御棒反応度効果）され、原子炉は自動停止する。

事象発生から原子炉自動停止までの間に炉心部で考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。また、原子炉自動停止後の事象進展と考慮すべき物理現象についても、2.1.1 項の ULOF と同じである。

(2) 原子炉容器

2次冷却材流量減少の発生に伴い、原子炉入口冷却材温度が高くなるが、後備炉停止系による原子炉自動停止及び1次主循環ポンプの主電動機のトリップ後の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。

(3) 1次主冷却系

2次冷却材流量減少の発生により、主中間熱交換器での除熱能力が低下し、コールドレグ温度は上昇する。主中間熱交換器内の伝熱管を介した1次及び2次主冷却系冷却材の熱交換（主中間熱交換器熱交換）が原子炉冷却材バウンダリ温度変化、被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響する。後備炉停止系制御棒の挿入による原子炉自動停止により、2ループの1次主循環ポンプの主電動機がトリップし、ポニーモータ運転へ引き継がれる。1次主循環ポンプの主電動機のトリップ直後は、ポンプフローコーストダウンにより緩やかに流量が減少する（冷却材熱流動（強制循環））。

なお、本事象では、1次主循環ポンプの主電動機のトリップ前後の圧力変化により、主中間熱交換器ナトリウム液位変化が生じるが、これは微小な変化であり上記評価指標に影響を与えない。

(4) 2次主冷却系

1ループの2次主循環ポンプのトリップ後、相互インターロックによりもう一方の2次主循環ポンプもトリップする。2次主循環ポンプのトリップ後の事象進展と考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。

(5) 1次補助冷却系

1次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(6) 2次補助冷却系

2次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.2項のUTOPと同じである。

2.1.4 LORL

本事象グループでは、安全容器内配管（内管及び外管）が破損する、1次主冷却系配管（内管及び外管）が破損する、又は1次補助冷却系配管（内管及び外管）が破損するという3つの評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故（LORL(i)）」、「1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）及び1次主冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(ii)）」及び「1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（内管）破損）及び1次補助冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(iii)）」である。

以下では、安全容器内配管（内管及び外管）が破損する評価事故シーケンス（LORL(i)）を代表として物理現象を抽出する。なお、1次主冷却系配管（内管及び外管）が破損する評価事故シーケンス（LORL(ii)）は、安全容器外の1次主冷却系配管の破損であり、1次主冷却系のサイフォンブレイクが必要となる点を除けば、事象進展はLORL(i)と同じであるため、説明は省略する。また、1次補助冷却系配管（内管及び外管）が破損する評価事故シーケンス（LORL(iii)）は、事象推移は異なるが、補助冷却系サイフォンブレイクが必要となる点を除けば、終状態は外部電源喪失を異常事象とした後述するPLOHS(i)の炉心損傷防止措置（主冷却系2ループの自然循環）と同じとなる。このように、考慮すべき物理現象は、LORL(i)及びPLOHS(i)の炉心損傷防止措置に包絡されるため、説明は省略する。

2.1.4.1 事象の推移と評価指標

第2.1.4.1図に事象（LORL(i)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する安全容器内配管（内管）が破損し、冷却材が漏えいする。原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、漏えい量が抑制された状態での崩壊熱除去中に、配管（外管）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいする事象を想定する。この場合、主中間熱交換器内胴窓より低所で冷却材が漏えいし、かつ、これが継続すると、原子炉容器等のナトリウム液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、補助冷却設備の運転による強制循環冷却により、炉心の崩壊熱を除去する措置を講じる。なお、安全容器によって補助冷却設備の運転に必要なナトリウム液位を確保する。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高

温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.4.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第2.1.4.1図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。LORLの事象進展は、2.1.1項のULOF及び2.1.2項のUTOPと共通する部分があり、以下ではULOF及びUTOPと異なる物理現象を説明し、共通的に抽出される物理現象についての説明は省略する。

(1) 炉心

事象発生から原子炉自動停止までの短時間においては、核分裂出力(核分裂及び核動特性)が主要な熱源であり、1次冷却材漏えいにより炉心冷却材流量が減少し、被覆管温度及び炉心冷却材温度が上昇することによる負の反応度フィードバック効果(反応度フィードバック)の影響は小さい。

1次冷却材漏えいの継続により原子炉容器内のナトリウム液位が低下する。原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒(主炉停止系)が挿入(制御棒反応度効果)されて原子炉は自動停止する。

事象発生から、原子炉自動停止までの炉心部において、考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。また、原子炉自動停止後の事象進展と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(2) 原子炉容器

原子炉自動停止及び1次主循環ポンプの主電動機のトリップによる事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

なお、1次冷却材漏えいによる原子炉容器内のナトリウム液位の変化(原子炉容器ナトリウム液位変化)は、原子炉停止及び補助冷却設備の起動、さらには補助冷却設備の単独運転に切り替わるタイミング(切り替わるタイミングで崩壊熱量が決まる。)に影響するため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度に影響を及ぼす。

(3) 1次主冷却系

1次冷却材漏えいの発生(ナトリウム漏えい流量)により、炉心流量が減少する可能性がある。原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系が動作し、2ループの1次主循環ポンプの主電動機がトリップしてポニーモータ運転に引き継がれる。ポニーモータ運転引継ぎ後の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

なお、1冷却材漏えいによる主中間熱交換器内のナトリウム液位の変化(主中間熱交換器ナトリウム液位変化)は、1次主冷却系の循環に支障を来すタイミング(除熱能力が低下するタイミング)に影響するため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷

却材バウンダリ温度（1次補助冷却系）へ影響する可能性がある。

(4) 2次主冷却系

原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系が動作し、2ループの2次主循環ポンプ及び主送風機がトリップする。2次主循環ポンプのトリップ後の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(5) 1次補助冷却系

1次冷却材漏えいの継続により、原子炉容器内のナトリウム液位が低下し、補助冷却設備が自動起動する。補助冷却設備自動起動前の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。補助冷却設備起動時には、1次補助冷却系の電磁ポンプが起動する（冷却材熱流動（強制循環））とともに、補助冷却機の送風機が起動する。これらのプラント動作は、補助冷却設備の単独運転となった場合に、同設備が主な除熱源となるため、評価指標である、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度に影響する。

(6) 2次補助冷却系

1次冷却材漏えいの継続により、原子炉容器内のナトリウム液位が低下し、補助冷却設備が自動起動する。補助冷却設備自動起動前の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.2項のUTOPと同じである。補助冷却設備起動時には、制御目標値を下げるとともに補助冷却機の送風機が起動し、炉心の崩壊熱を除去する（補助冷却機除熱（強制通風））。これらのプラント動作は、補助冷却設備の単独運転となった場合に、同設備が主な除熱源となるため、評価指標である燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度に影響する。

2.1.5 PLOHS

本事象グループでは、外部電源喪失時に1次主循環ポンプのポニーモータ2台の起動及び補助冷却設備の起動に失敗する、又は1ループの2次冷却材漏えい時に1次主循環ポンプのポニーモータ2台の起動及び補助冷却設備の起動に失敗する2つの評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故（PLOHS(i)）」及び「2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故（PLOHS(ii)）」である。

以下では、2次冷却材漏えいの有無によって事象進展が異なるため、2つの評価事故シーケンスを分けて物理現象を抽出する。

2.1.5.1 PLOHS(i)

2.1.5.1.1 事象の推移と評価指標

第2.1.5.1図に事象（PLOHS(i)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で外部電源が喪失し、原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、1次主循環

ポンプのポニーモータ運転による強制循環冷却に失敗するとともに、補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、炉心冷却機能を喪失することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、主冷却系の自然循環により炉心の崩壊熱を除去する措置を講じる。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.5.1.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第2.1.5.1図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。本評価事故シナリオは、崩壊熱除去機能喪失事象であり、原子炉停止以降に炉心の著しい損傷に至る可能性があるため、長期にわたるプラント挙動が重要である。なお、PLOHS(i)の事象進展は、2.1.1項のULOFと共通する部分があり、以下ではULOFと異なる物理現象を説明し、共通的に抽出される物理現象についての説明は省略する。

(1) 炉心

外部電源喪失発生から原子炉自動停止までの短時間（原子炉トリップ信号「電源喪失」の応答遅れ及び制御棒のデラッチ遅れ）においては、核分裂出力（核分裂及び核動特性）が主要な熱源であり、外部電源喪失による1次主循環ポンプの主電動機の停止によって炉心冷却材流量が減少し、被覆管温度及び炉心冷却材温度が上昇するため、負の反応度フィードバック効果（反応度フィードバック）の影響を受ける。

外部電源喪失に伴い原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入（制御棒反応度効果）されて原子炉は自動停止する。

事象発生から原子炉自動停止までの間に、炉心部で考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。また、原子炉自動停止後の事象推移と考慮すべき物理現象についても、2.1.1項のULOFと同じである。

(2) 原子炉容器

1次主冷却系での事象推移が異なるため、原子炉容器内の事象推移は異なるが、原子炉が自動停止していることと、自然循環ではあるが、1次主冷却系流量が確保されていることは同じであり、原子炉容器内で考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと変わらない。

(3) 1次主冷却系

外部電源喪失により、2ループの1次主循環ポンプの主電動機がトリップし、ポニーモータ運転への引継ぎに失敗し、補助冷却設備の起動にも失敗するため、1次主冷却系は強制循環から自然循環へ移行する。1次主循環ポンプの主電動機のトリップ直後は、ポンプフローコーストダウンによる緩やかな流量減少が被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響する。また、自然循環に移行すると、炉心部の圧力損失及び自然循環力の影響により冷却材流量変化が生

じ、原子炉冷却材バウンダリ温度変化に影響する。また、自然循環崩壊熱除去が行われるため、主中間熱交換器内の伝熱管を介した1次及び2次主冷却系冷却材の熱交換（主中間熱交換器熱交換）が原子炉冷却材バウンダリ温度変化に影響する（冷却材熱流動（強制循環、自然循環））。なお、1次主循環ポンプの主電動機のトリップ前後の圧力変化によって主中間熱交換器ナトリウム液位変化が生じるが、微小な変化であり評価指標に影響を与えない。

(4) 2次主冷却系

外部電源喪失により、2ループの2次主循環ポンプ及び主送風機がトリップする。その後の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1項のULOFと同じである。

(5) 1次補助冷却系

補助冷却設備の起動に失敗し、事象発生前の待機状態が継続される。待機状態では1次補助冷却系の電磁ポンプは停止している。このとき、炉上部プレナムと原子炉容器下部プレナムの圧力差により逆流しており、原子炉容器下部プレナムの温度及び補助中間熱交換器の熱交換量（補助中間熱交換器熱交換）で決まる補助中間熱交換器1次側入口温度（逆流時は出口温度）が炉上部プレナム温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である（冷却材熱流動）。

(6) 2次補助冷却系

外部電源喪失により、補助冷却設備待機時に運転されていた電磁ポンプが停止するが、非常用ディーゼル発電機の起動により電力が供給され、待機状態に復旧する。補助冷却機は、自然通風状態で空気冷却器出口ナトリウム温度が制御（冷却材熱流動（強制循環））されるが、制御目標値を原子炉容器下部プレナムのナトリウム温度より高く設定しているため、冷却し過ぎないように送風機入口ベーンは全閉となる（補助冷却機除熱（自然通風））。

2.1.5.2 PLOHS(ii)

2.1.5.2.1 事象の推移と評価指標

第2.1.5.2図に事象（PLOHS(ii)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、1ループにて何らかの原因で2次冷却材の漏えいが生じ、冷却材漏えいループの1次主冷却系コールドレグの温度上昇による原子炉トリップ信号「原子炉入口冷却材温度高」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータ運転）による強制循環冷却に失敗するとともに、補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、炉心の冷却機能を喪失することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、健全な主冷却系1ループの自然循環により炉心の崩壊熱を除去する措置を講じる。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高

温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.5.2.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第 2.1.5.2 図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。なお、PLOHS (ii) の事象進展は、2.1.1 項の ULOF 及び 2.1.5.1 項の PLOHS (i) と共通する部分があり、共通的に抽出される物理現象についての説明は省略する。

(1) 炉心

事象発生から原子炉自動停止までは、核分裂出力（核分裂及び核動特性）が主要な熱源であり、漏えいループの除熱能力が低下し、1次主冷却系のコールドレグの温度が上昇、さらには炉心支持板の温度が上昇することによる負の反応度フィードバック効果（反応度フィードバック）の影響は小さい。

冷却材漏えいループの1次主冷却系コールドレグの温度上昇による原子炉トリップ信号「原子炉入口冷却材温度高」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入（制御棒反応度効果）されて原子炉は自動停止する。

事象発生から原子炉自動停止までの間において、炉心部で考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。また、原子炉自動停止後の事象推移と考慮すべき物理現象についても 2.1.1 項の ULOF と同じである。

(2) 原子炉容器

原子炉容器内の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。

(3) 1次主冷却系

2次冷却材漏えいの発生により、漏えいループの2次主冷却系の流量が減少し、主中間熱交換器熱交換の除熱能力が低下し、1次主冷却系のコールドレグ温度が上昇する。原子炉トリップ信号「原子炉容器入口温度高」の発信によって原子炉保護系が動作し、2ループの1次主循環ポンプの主電動機がトリップし、ポニーモータ運転への引き継ぎに失敗し、補助冷却設備の起動にも失敗するため、1次主冷却系は強制循環から健全な主冷却系1ループでの自然循環へ移行する。自然循環以降後の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.5.1 項の PLOHS (i) と同じである。

(4) 2次主冷却系

2次冷却材漏えいの発生により、漏えいループの流量が減少し、主中間熱交換器熱交換の除熱能力が低下し、1次主冷却系のコールドレグ温度が上昇する。また、冷却材漏えい時の漏えい流量（ナトリウム漏えい流量）によっては、漏えいループの2次主循環ポンプがトリップする可能性があり、その場合、相互インターロックにより健全ループの2次主循環ポンプもトリップする。2次主循環ポンプのトリップ後の事象推移と考慮すべき物理現象は、

2.1.1 項の ULOF と同じである。

(5) 1次補助冷却系

1次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.5.1 項の PLOHS(i)と同じである。

(6) 2次補助冷却系

2次補助冷却系では、事象発生前の待機状態が継続される。待機状態における考慮すべき物理現象は、2.1.1 項の ULOF と同じである。

2.1.6 SBO

本事象グループでは、外部電源喪失時に、非常用ディーゼル電源系のディーゼル発電機(2基)の自動起動に失敗する評価事故シーケンスが選定された。すなわち、「全交流動力電源喪失事故(SBO)」である。以下では、同事象の物理現象を抽出する。

2.1.6.1 事象の推移と評価指標

第2.1.6.1 図に事象推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因による外部電源の喪失による原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信によって原子炉保護系が動作し、制御棒(主炉停止系)が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、非常用ディーゼル電源系のディーゼル発電機(2基)の自動起動に失敗し、一般電源系及び非常用ディーゼル電源系の電源が全て同時に失われる事象を想定する。この場合、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、炉心の冷却機能を喪失することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、主冷却系の自然循環により炉心の崩壊熱を除去する措置を講じる。

有効性評価の評価項目である①燃料最高温度、②被覆管最高温度(肉厚中心)、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.1.6.2 物理現象の抽出

第2.1.6.1 図に示した事象推移は、補助冷却設備の起動失敗に至る想定を除いて、PLOHS(i)と同じであり、考慮すべき物理現象も PLOHS(i)と同じであるため、説明は省略する。

2.1.7 LF

本事象グループでは、燃料集合体内の冷却材流路が閉塞する評価事故シーケンスが選定された。以下では、本評価事故シーケンスの物理現象を抽出する。

2.1.7.1 事象の推移と評価指標

第2.1.7.1 図に事象推移と物理現象を示す。

LF では、原子炉の運転中に、何らかの原因により、燃料集合体内で生じる冷却材流路の閉塞等

によって局所的な温度上昇が生じ、この局所的な温度上昇が検知されることなく長期間維持された場合には、この温度上昇と燃料要素内部に蓄積される核分裂生成物（以下「FP」という。）のガスによる内圧の上昇により、被覆管がクリープ破損する可能性がある。さらに、被覆管の破損により噴出した FP ガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆い、除熱能力を低下させて燃料要素の破損が伝播（破損伝播）する可能性がある。

本事象グループでは、燃料集合体内での局所的な温度上昇の発生と、燃料集合体内の破損伝播が起りやすいと考えられる事象として、評価指標である被覆管温度に与える影響が大きい「冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故」を評価事故シーケンスとして選定した。

本評価事故シーケンスでは、何らかの原因で燃料集合体内に異物が混入して、燃料集合体内の燃料要素で囲まれる複数の冷却材流路（サブチャンネル）が千鳥格子状に閉塞した後、局所的な温度上昇と燃料要素内部に蓄積される FP ガスの圧力上昇によって被覆管がクリープ破損し、放出される FP ガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆うことで除熱能力を低下させることを想定する。このとき、破損する燃料要素の隣接燃料要素において、被覆管の健全性が保たれ、破損伝播が起こらないことを確認する。

このため、本評価事故シーケンスに関しては、第 2.1.7.1 図の上段部での千鳥格子状の冷却材流路閉塞の熱流動解析（以下「千鳥格子状閉塞解析」という。）及び下段部での燃料要素の破損を仮定した場合の FP ガスジェットによる隣接燃料要素の健全性解析（以下「FP ガスジェット解析」という。）の 2 つの解析を行う。

2.1 節の冒頭に記載した有効性評価の評価項目のうち②被覆管最高温度（肉厚中心）及び③冷却材最高温度に対応した、被覆管温度及び冷却材温度を評価指標とする。なお、FP ガスジェット解析において、評価指標の被覆管温度が判断基準を満足する場合であっても高温状態が続く可能性があるときには、評価項目の「④被覆管のクリープ寿命分数和と疲労寿命分数和を加えた累積損傷和が設計上の制限値（1.0）以下であること。」を確認することとしている。

2.1.7.2 物理現象の抽出

「常陽」の炉心損傷防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第 2.1.7.1 図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。

(1) 出力変化

本物理現象は、核分裂出力や崩壊熱が変化する現象（出力変化）である。本評価事故シーケンスにおいては、定格運転状態であり出力変化はないため、評価指標（被覆管温度及び冷却材温度）に与える影響は小さい。

(2) 燃料ペレット温度変化

本物理現象は、核分裂や崩壊熱による発熱（出力）の変化に伴って燃料ペレット温度が変化する現象（燃料ペレット温度変化）である。出力、燃料ペレットの熱伝導率及び熱容量並びにギャップコンダクタンス等が影響するが、本評価事故シーケンスにおいては定格運転状態であるため、出力の変化はなく、非閉塞部の燃料ペレット温度の変化は小さい。

また、閉塞部においては、局所的な冷却の阻害によって、燃料ペレット温度は上昇するが、

閉塞部が設定される発熱上端部での出力は低く、温度上昇は限定的と考えられ、伝熱特性(熱伝導率及び熱容量並びにギャップコンダクタンス)に大きな変化はない。このため、本物理現象は評価指標(被覆管温度及び冷却材温度)に与える影響は小さい。

(3) 被覆管温度変化

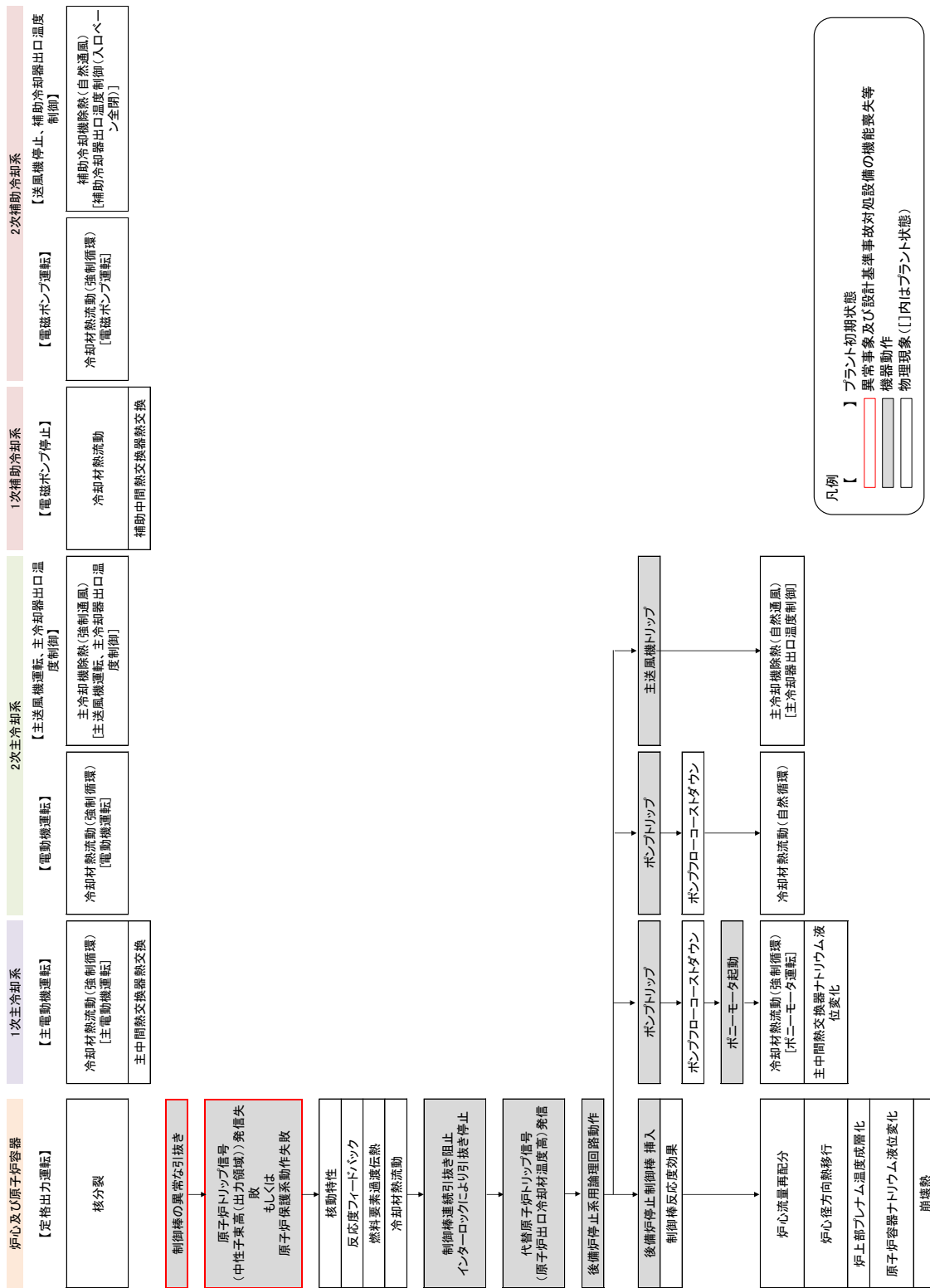
本物理現象は、燃料ペレット温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の温度や流量の変化に伴って被覆管温度が変化する現象(被覆管温度変化)であり、評価指標に対応する現象である。本物理現象は、ペレット外表面温度、ギャップコンダクタンス、被覆管の熱伝導率及び熱容量並びに被覆管から冷却材及びFPガスまでの熱伝達率等が影響する。

(4) 冷却材温度変化

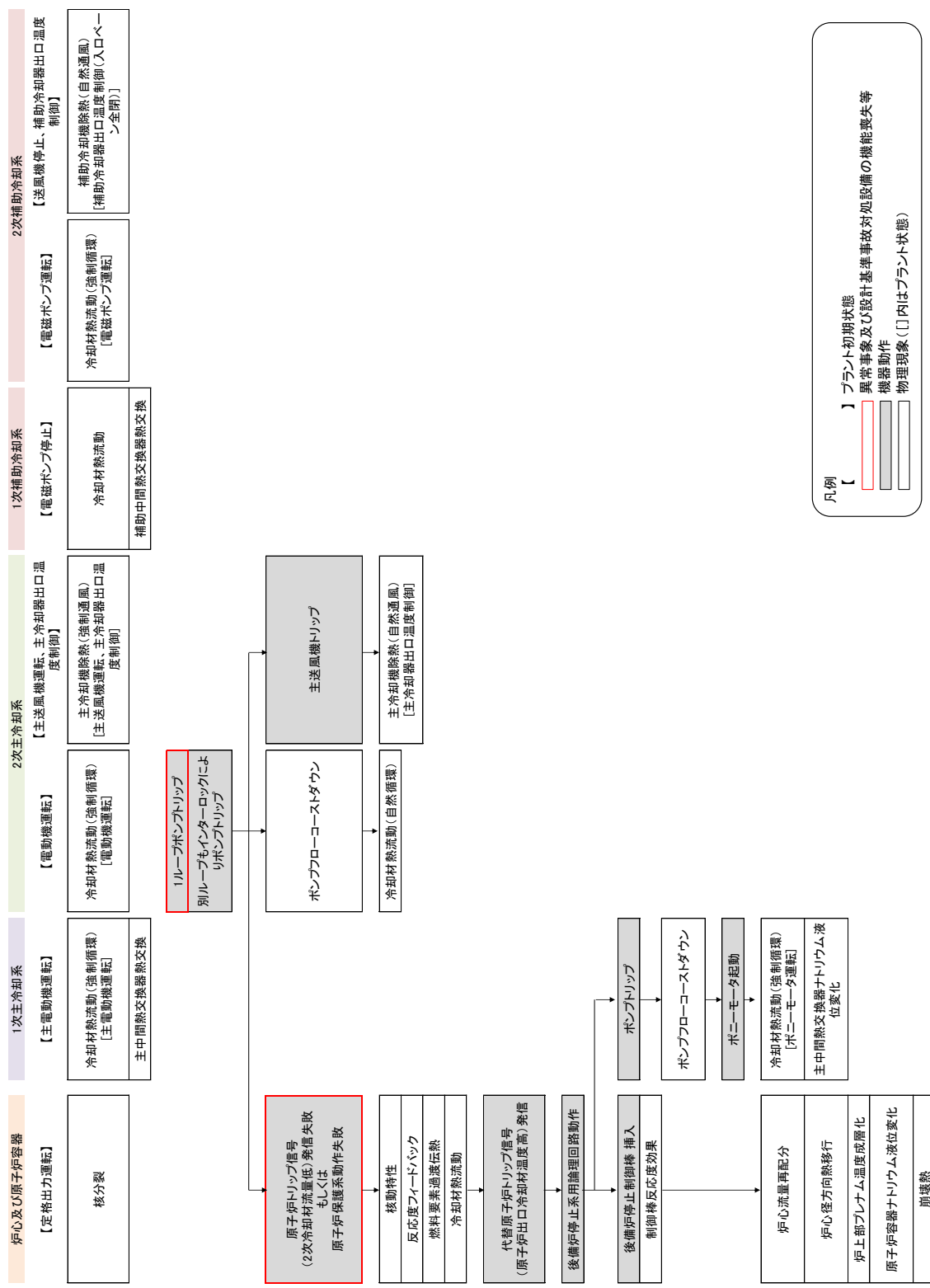
本物理現象は、被覆管外表面温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の流量の変化に伴って冷却材温度が変化する現象(冷却材温度変化)であり、評価指標に対応する現象である。本物理現象は、被覆管外表面温度、被覆管から冷却材までの熱伝達率及び冷却材の熱容量等が影響する。

(5) 速度分布

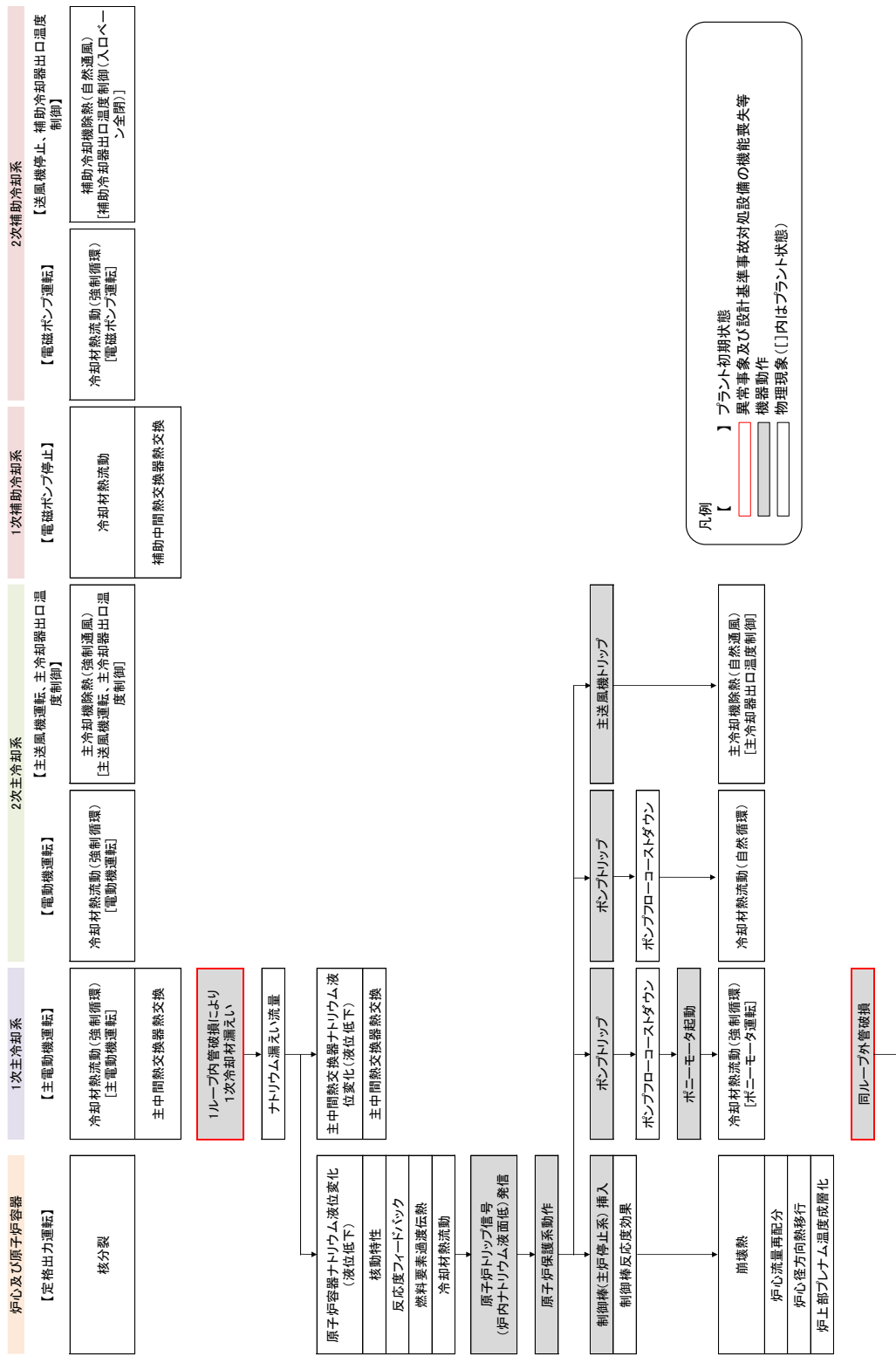
本物理現象は、閉塞物を含む燃料集合体内の圧力損失及び冷却材の乱流粘性により、サブチャンネルを流れる冷却材の速度(流量)分布が変化する現象(速度分布)である。本解析の対象となる流れ場は強制対流状態であり、速度分布によって、被覆管及び冷却材への伝熱量が決まるため、本物理現象は評価指標(被覆管温度及び冷却材温度)に与える影響は大きい。



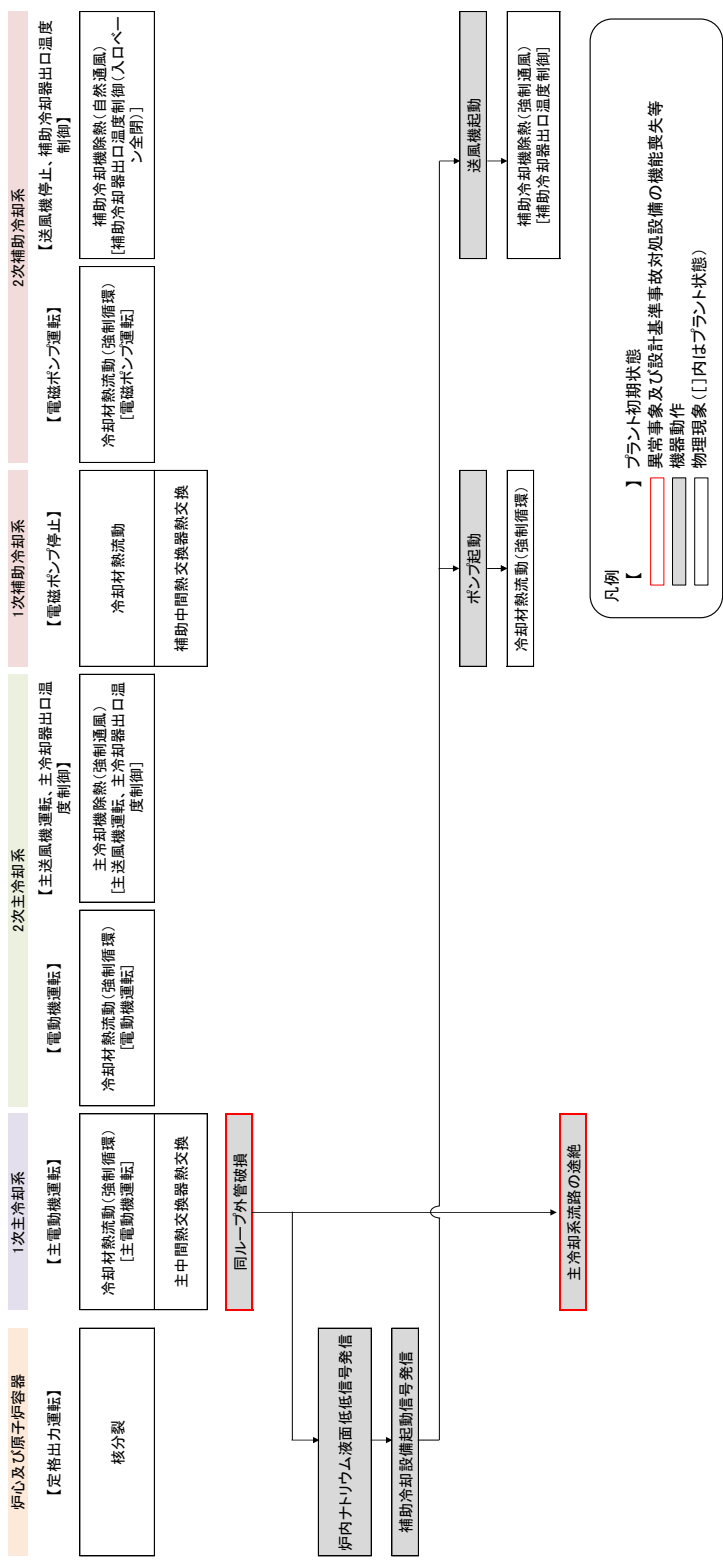
第 2.1.2.1 図 炉心損傷防止措置 (UTOP) の事象推移と物理現象



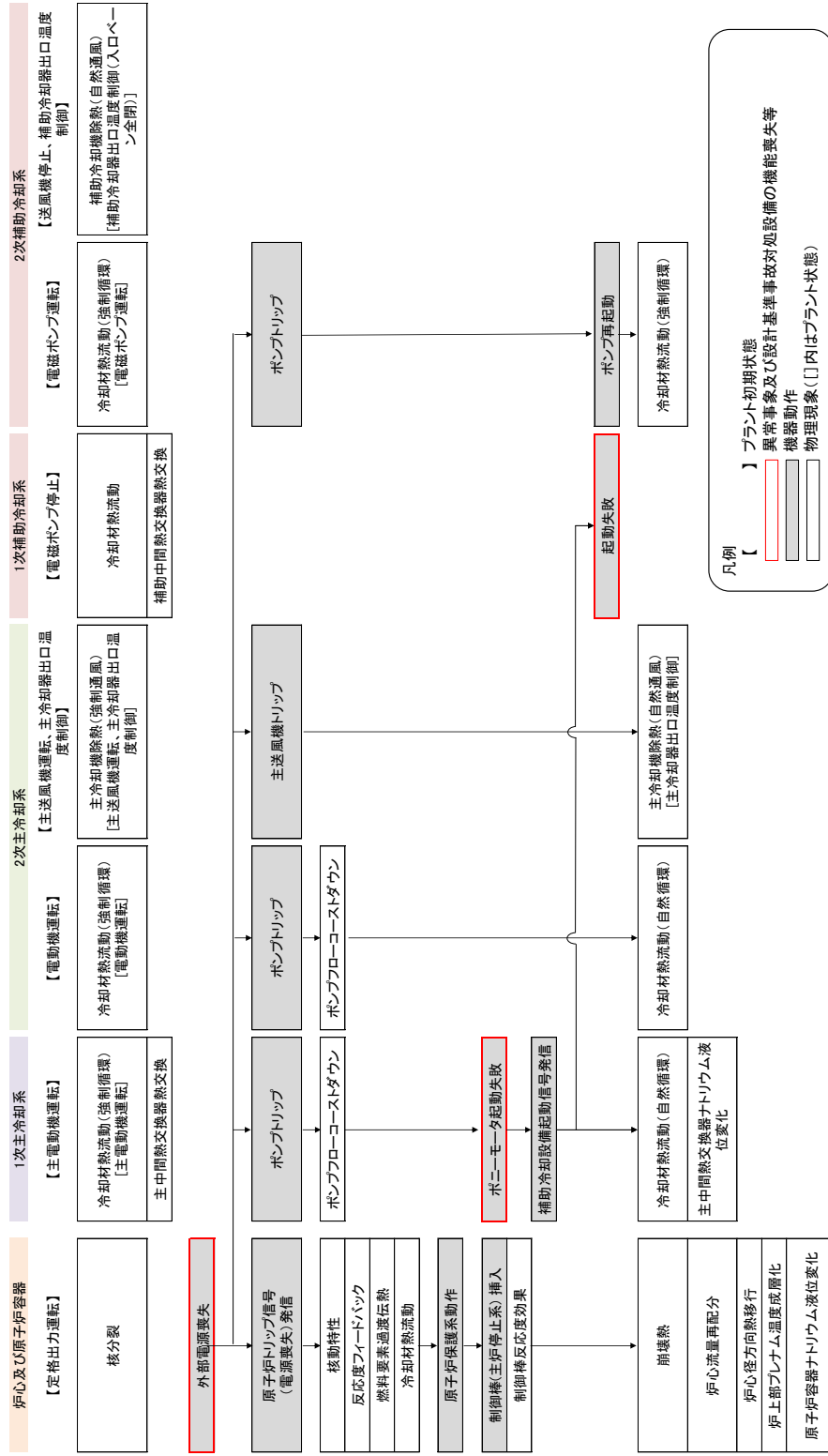
第 2.1.3.1 図 炉心損傷防止措置 (ULOHS) の事象推移と物理現象



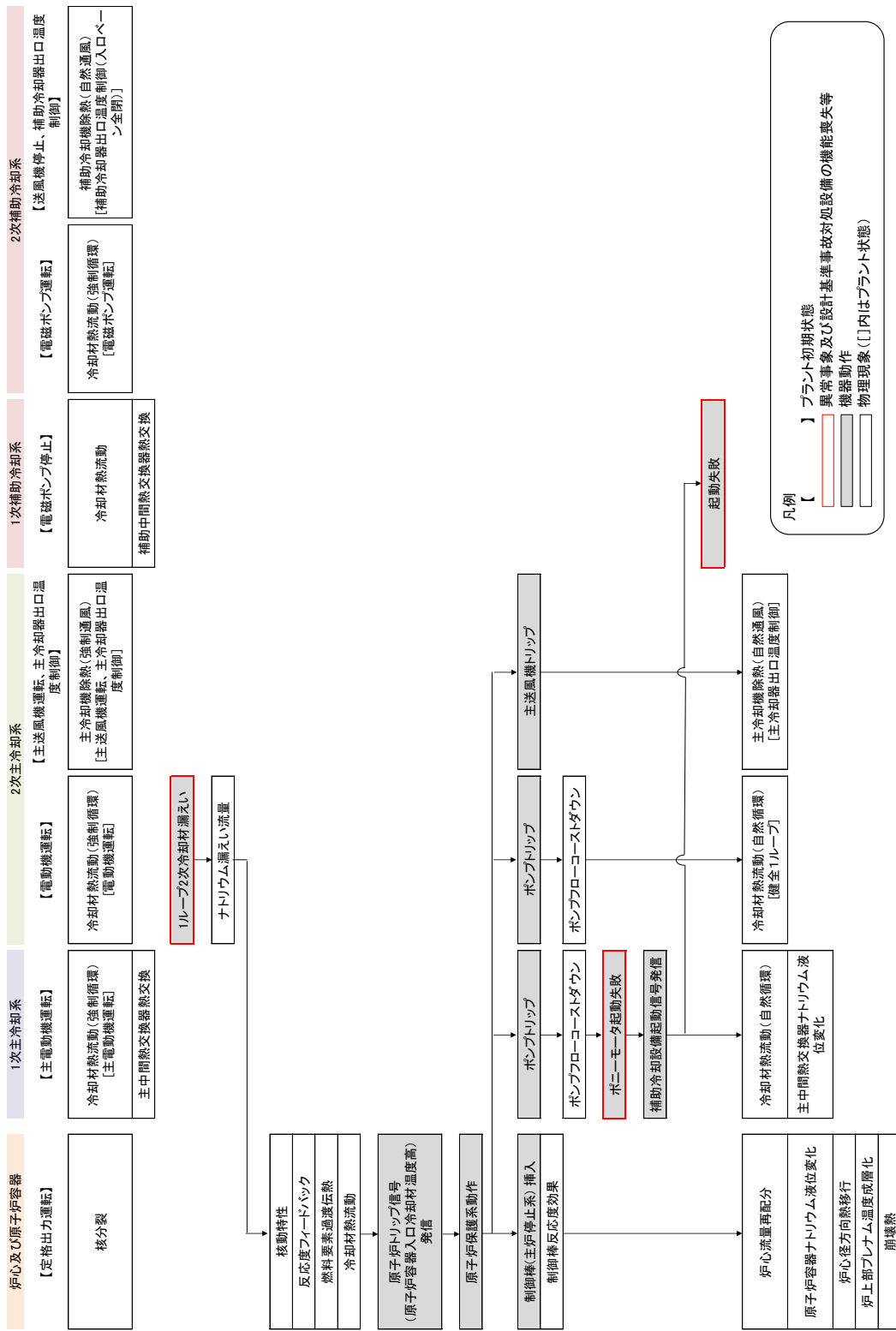
第 2.1.4.1 図 炉心損傷防止措置 (LORL) の事象推移と物理現象 (1/2)



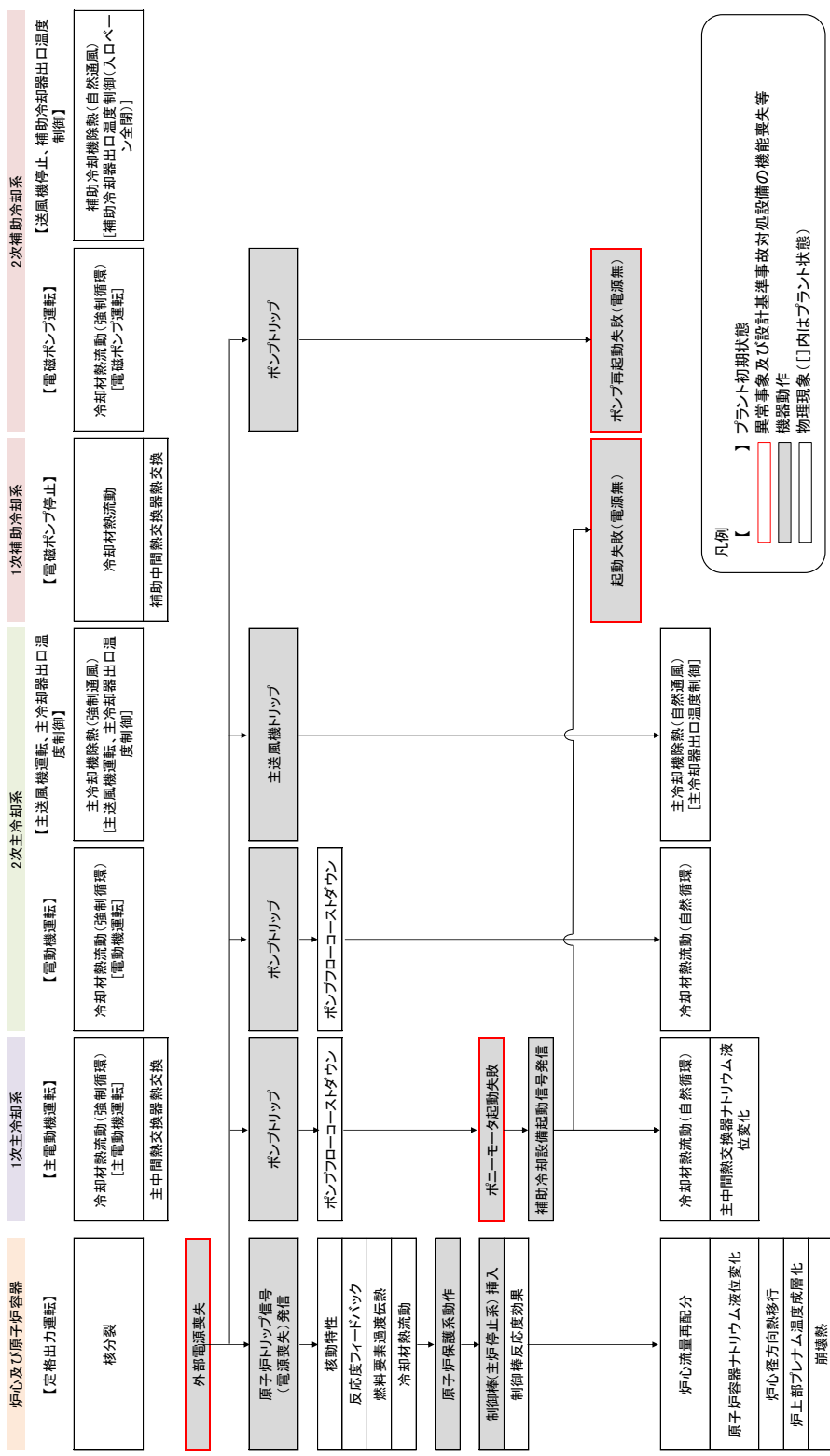
第 2.1.4.1 図 炉心損傷防止措置 (LORL) の事象推移と物理現象 (2/2)



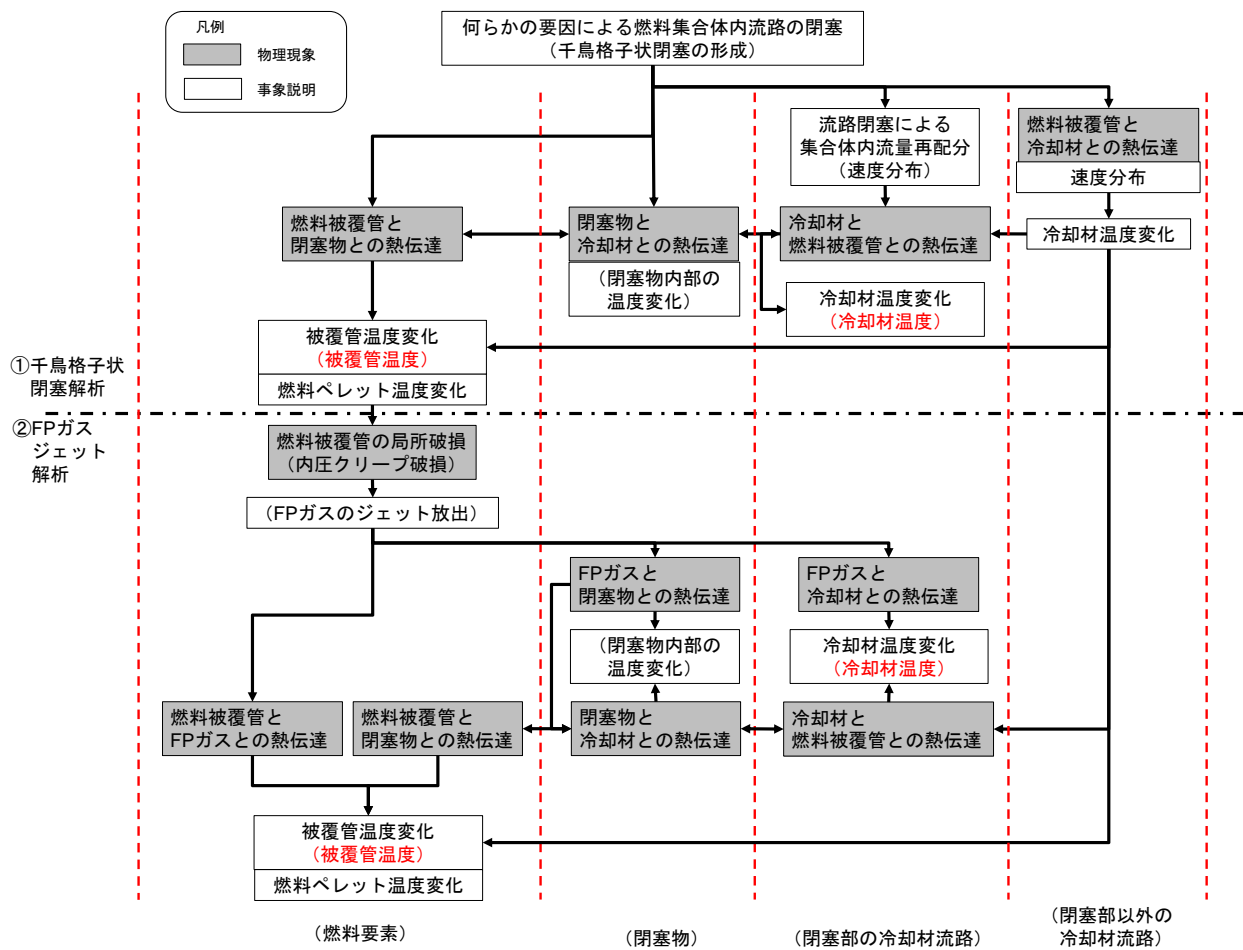
第 2.1.5.1 図 炉心損傷防止措置 (PLOHS(i)) の事象推移と物理現象



第 2.1.5.2 図 炉心損傷防止措置 (PLOHS (ii)) の事象推移と物理現象



第 2.1.6.1 図 炉心損傷防止措置 (SB0) の事象推移と物理現象



第 2. 1. 7. 1 図 局所的燃料破損事象の事象推移と物理現象

2.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象の抽出

ULOF、UTOP、LORL 及び PLOHS の格納容器破損防止措置の有効性評価にあつては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。本節の各項において、UTOP、ULOF、PLOHS 及び LORL は各過程の事象の推移を踏まえて、ULOHS は事故シーケンス全体の事象の推移を踏まえて、注目する評価指標に対して影響すると考えられる物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「第 53 条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る説明書（その 3：格納容器破損防止措置）」に示す、以下の評価項目に対応したものである。

- (1) 負の反応度フィードバックが卓越し、炉心の発熱と冷却とがバランスし静定する事象において、炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。具体的な評価項目は、2.1 節に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価において設定した評価項目を適用する。
- (2) 炉心の著しい損傷に至った場合において、放射性物質等（熔融炉心物質を含む。）（以下「損傷炉心物質」という。）を冷却することで原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制し、原子炉容器内に損傷炉心物質を閉じ込めることができること。具体的な評価項目として以下を設定する。
 - ① 原子炉容器内で分散し再配置した損傷炉心物質を安定に保持・冷却できること。
 - ② 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。
- (3) 燃料の熔融に伴う即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部からナトリウムが格納容器（床上）に噴出する可能性がある場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。
 - ① 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。
 - ② 格納容器（床上）へ噴出するナトリウムの燃焼等に対して、格納容器の健全性が維持できること。
 - ③ 放射性物質の総放出量は、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。
- (4) (2) が達成できない事象においては、原子炉容器外に流出した損傷炉心物質等を安全容器内にて保持・冷却できること。具体的な評価項目として以下を設定する。
 - ① 安全容器内に流出した損傷炉心物質等を安定に保持・冷却できること。
 - ② 安全容器バウンダリの健全性が維持できること。
- (5) 炉心が熔融する過程で、炉心が露出するまでにナトリウムの蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になる場合には、主中間熱交換器及び補助中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の過圧を防止できること。
- (6) 炉心が熔融する過程で、炉心が露出するまでに蒸発した冷却材（ナトリウム）が格納容器（床下）に流出する場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。
 - ① 格納容器（床下）に流出するナトリウムの熱的影響に対して、格納容器の健全性が維持できること。
 - ② 放射性物質の総放出量は、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。

第 2.2 表に格納容器破損防止措置の有効性評価に係る評価項目に対応する評価指標と判断基準との関係をまとめて示す。

第 2.2 表 格納容器破損防止措置の有効性評価に係る評価項目に対応する評価指標と判断基準

格納容器破損防止措置の有効性評価の評価項目	評価指標	判断基準	有効性評価で適用する事象Gr	備考
(1) 負の反応度フィードバックが卓越し、炉心の発熱と冷却とがバランスし安定する事象において、炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。具体的な評価項目は、炉心損傷防止措置の有効性評価において設定した評価項目を適用する。	燃料温度	2,650°C	ULOHS LORL PLOHS SBO	熱設計基準値
	被覆管温度	840°C		熱設計基準値
	炉心冷却材温度	910°C		熱設計基準値
	被覆管累積損傷和	1.0		設計上の制限値
	原子炉冷却材バウンダリ温度	550°C		設計上の制限値
(2) 炉心の著しい損傷に至った場合において、放射性物質等（溶融炉心物質を含む。）（以下「損傷炉心物質」という。）を冷却することで原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制し、原子炉容器内に損傷炉心物質を閉じ込めることができること。具体的な評価項目として以下を設定する。 ① 原子炉容器内で分散し再配置した損傷炉心物質を安定に保持・冷却できること。 ② 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。	炉心平均燃料温度	事象推移の結果として評価項目に影響を及ぼす物理量であり、遷移過程等の先行過程の計算コードの重要現象抽出に用いた指標であるため、判断基準は不要である。	ULOF UTOP	
	燃料流出量			
	損傷炉心物質温度、冷却材温度	損傷炉心物質を適切に冷却できること。		
	原子炉容器温度	損傷炉心物質による熱的負荷によって原子炉冷却材バウンダリが破損しないこと。		
(3) 燃料の溶融に伴う即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部からナトリウムが格納容器（床下）に噴出する可能性がある場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。 ① 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。 ② 格納容器（床下）へ噴出するナトリウムの燃焼等に対して、格納容器の健全性が維持できること。 ③ 放射性物質の総放出量は、環境への影響をできるだけ小さくどめるものであること。	炉心平均燃料温度	事象推移の結果として評価項目に影響を及ぼす物理量であり、遷移過程等の先行過程の計算コードの重要現象抽出に用いた指標であるため、判断基準は不要である。	ULOF UTOP	
	燃料流出量			
	機械的エネルギー			
	原子炉容器の歪み	10%		仮想事象における判断基準及び「常陽」サーベイランス試験に基づいて設定した。
	格納容器内圧力	1.35kg/cm ² [gage]		設計値
	格納容器鋼壁温度	150°C		設計値
	水素濃度	爆轟に至らないこと。		審議、燃焼の影響は圧力・温度の評価を含む。
(4) (2) が達成できない事象においては、原子炉容器外に流出した損傷炉心物質等を安全容器内に保持・冷却できること。具体的な評価項目として以下を設定する。 ① 安全容器内に流出した損傷炉心物質等を安定に保持・冷却できること。 ② 安全容器バウンダリの健全性が維持できること。	損傷炉心物質温度	損傷炉心物質を適切に冷却できること。	LORL	
	安全容器バウンダリの健全性	損傷炉心物質による熱的・機械的負荷によって安全容器バウンダリが破損しないこと。		
(5) 炉心が溶融する過程で、炉心が露出するまでにナトリウムの蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になる場合には、主中間熱交換器及び補助中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の過圧を防止できること。	原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の圧力、温度	原子炉冷却材の昇温による熱的・機械的負荷によって原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）が破損しないこと。	PLOHS	
(6) 炉心が溶融する過程で、炉心が露出するまでに蒸発した冷却材（ナトリウム）が格納容器（床下）に流出する場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。 ① 格納容器床下に流出するナトリウムの熱的影響に対して、格納容器の健全性が維持できること。 ② 放射性物質の総放出量は、環境への影響をできるだけ小さくどめるものであること。	格納容器内圧力	1.35kg/cm ² [gage]	LORL PLOHS	設計値
	格納容器鋼壁温度	150°C		設計値
	水素濃度	爆轟に至らないこと。		審議、燃焼の影響は圧力・温度の評価を含む。
	エアロゾル濃度（Cs-137総放出量）	100TBq（ただし、100TBqを十分に下回ることを目標とする。）		実用発電炉の審査ガイド記載値

- 2.2.1 ULOF 及び UTOP
 - 2.2.1.1 起因過程
 - 2.2.1.1.1 事象の推移と評価指標
 - 2.2.1.1.2 物理現象の抽出
 - 2.2.1.2 遷移過程
 - 2.2.1.2.1 事象の推移と評価指標
 - 2.2.1.2.2 物理現象の抽出
 - 2.2.1.3 機械的応答過程
 - 2.2.1.3.1 事象の推移と評価指標
 - 2.2.1.3.2 物理現象の抽出
 - 2.2.1.4 再配置・冷却過程
 - 2.2.1.4.1 事象推移と評価指標

ULOF では、起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、崩壊熱による残留炉心物質の溶解と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況及び残留炉心物質の溶解と炉心からの流出挙動（炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

事故が機械的エネルギーの発生を伴うことなく緩慢に推移する場合（エネルギー放出が小さい場合）の典型的な事象進展を第 2.2.1.6 図に示す。遷移過程において炉心から熔融燃料の一部が周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行し、炉心部での核反応が停止すると遷移過程の終状態となる。熔融炉心物質（燃料及びスチール）の一部は、炉心部から周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行して固化しているものとする。残りの残留炉心物質は、炉心部で崩壊熱によって徐々に再溶解する。溶解した残留炉心物質の一部は、炉心内に存在する制御棒駆動機構下部案内管及び後備炉停止制御棒駆動機構下部案内管（以下「LGT」という。）を通じて下部プレナムへ流出し、冷却材中で固化・微粒化して原子炉容器底部に粒子状のデブリベッドとして堆積するものとする。下部プレナムに移行した燃料を除く残りの燃料は炉心部に残留する。

即発臨界超過によって機械的エネルギーの発生に至る場合（大きなエネルギー放出を伴う場合）の典型的な事象進展を第 2.2.1.7 図に示す。大きなエネルギー放出が生じた場合には、炉心全体が短時間に溶解するとともに圧力上昇により相当量の熔融燃料が上部プレナムに放出・移行され、冷却材によって固化・微粒化した後、炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平部）及び材料照射ラック底部に粒子状のデブリベッドとして堆積する。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所と形状としては、エネルギー放出が小さい場合には、原子炉容器底部に堆積した粒子状のデブリベッド並びに炉心部及びその周辺に残留した炉心物質が、また、大きなエネルギー放出を伴う場合には、炉心支持台上面（炉心構造物を支持する

水平部) 及び材料照射ラック底部に堆積した粒子状のデブリベッドが対象となる。

2.2 節に記載した評価項目 (2) の具体的な評価項目である①原子炉容器内での損傷炉心物質の保持・冷却及び②原子炉冷却材バウンダリの健全性に対応する冷却材温度及び原子炉容器温度を評価指標とする。

なお、UTOP では、ULOF よりも多くの 1 次冷却材流量が確保され、損傷炉心物質の冷却がより促進されることから、再配置・冷却過程の評価は ULOF の評価に包絡される。

2.2.1.4.2 物理現象の抽出

第 2.2.1.6 図及び第 2.2.1.7 図に示した事象推移と物理現象のうち、「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出する。

(1) ギャップ浸入燃料の発熱

本物理現象は、遷移過程中に炉心から周囲の反射体及び遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行して固化した燃料が、再配置・冷却過程において崩壊熱により発熱する現象である。ULOF において燃料は、ラップ管間ギャップに広範囲に分散され発熱密度が低くなることから、本物理現象の評価指標 (冷却材温度) に対する影響は、炉心に残留した燃料やデブリベッドと比較して小さいが、その影響を無視することはできない。

(2) 残留炉心物質の発熱

本物理現象は、炉心に残留した燃料が崩壊熱によって発熱する現象である。ULOF では、炉心部という限られた空間に燃料が集中しており発熱密度が高くなることから、本物理現象は、評価指標 (冷却材温度) に大きく影響する。

(3) 残留炉心物質から周辺への伝熱

本物理現象は、残留炉心物質の固体燃料粒子と溶融スチールが混合した領域 (以下「混合層」という。)、燃料がクラスト状態で存在する領域並びに上部及び下部炉心構造の間の鉛直方向の熱移行で熱伝導により熱が伝わる現象である。また、残留炉心物質から径方向周辺への熱伝導・熱伝達も含まれる。残留炉心物質の昇温挙動や燃料再溶融 ((4) 項参照) に大きく影響することから、本物理現象は、評価指標 (冷却材温度及び原子炉容器温度) への影響が大きい現象である。

(4) 燃料再溶融

本物理現象は、炉心部に残留した燃料が崩壊熱によって徐々に加熱され再溶融する現象である。下部プレナムに移行して原子炉容器底部にデブリベッドとして堆積する燃料の量に大きく影響する。燃料量の増加は発熱量の増加であり、デブリベッドの冷却性に大きく影響するものであるため、本物理現象は、評価指標 (原子炉容器温度) への影響が大きい現象である。

(5) 上部及び下部炉心構造の溶融と炉心物質への混入

本物理現象は、炉心物質からの伝熱により上部及び下部炉心構造の一部が溶融・破損して炉心物質に混入する現象である。構造材の混入によって、残留炉心物質の温度が低下するとともに残留炉心物質内の溶融スティールの体積割合が増加することから、残留炉心物質の昇温挙動に大きく影響する。これは燃料再溶融（(4)項参照）へも影響を及ぼすことから、本物理現象は、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）への影響が大きい現象である。

(6) 物質再分布

本物理現象は、残留炉心物質の混合層において燃料が崩壊熱により溶融すると、溶融燃料は密度が高いため下側に沈降し、一方、沈降先に存在する密度の低い溶融スティールは上側へ浮き上がり分離され、さらに、沈降した溶融燃料の上側に存在する固体燃料粒子が落下する現象である。溶融層の形成とその後に生じる溶融層の自然対流（(7)項参照）に大きく影響する。（7）項で述べるとおり、溶融層の自然対流への影響は、残留炉心物質から周辺への熱移行や燃料再溶融（(4)項参照）への影響であることから、本物理現象は、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）への影響が大きい現象である。

(7) 溶融層の自然対流

本物理現象は、残留炉心物質の混合層において燃料が崩壊熱により溶融すると、物質再分布（(6)項参照）を経て、溶融燃料及び溶融スティールの層が形成することによって、自然対流による熱移行が発生する現象である。溶融燃料層及び溶融スティール層で発達する自然対流熱伝達によって、残留炉心物質から周辺への熱移行量が増大するとともに残留炉心物質の熱収支が変化することによって燃料溶融量にも大きく影響する。したがって、本物理現象は、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）に大きく影響する。

(8) リフラックス冷却

本物理現象は、上部炉心構造において流路の壁面に沿って冷却材が鉛直下方向へ重力によって液膜となって流れ、下部で加熱されて蒸気となって流路中央部を上向きに流れることで、流路下部から上部へ熱を伝える現象である。液膜と蒸気が対向して流れ、蒸気の上向き流れによって液膜の下方向への流れが止められる状態が除熱量の限界となる。本物理現象により残留炉心物質から上方向への効果的な熱移行に期待できるとともに、残留炉心物質の熱収支が変化することによって燃料溶融量にも大きく影響する。したがって、本物理現象は、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）に大きく影響する。

(9) 炉心周辺の冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は、ギャップ浸入燃料及び残留炉心燃料からの発熱を除去する冷却材流れに係る現象である。損傷した炉心部上下における閉塞（炉心部への冷却材流入不可）、炉心部周囲の反射体・遮へい集合体内における冷却材の強制対流挙動及びラップ管間ギャップにおける冷却材の自然対流挙動が含まれる。本物理現象は、評価指標（冷却材温度）に大きく影響する。

(10) デブリベッドの発熱

粒子状のデブリベッドでは、燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッドが冷却材に浸されている。本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の燃料が崩壊熱により内部発熱する現象である。デブリベッドの発熱は、デブリベッドの冷却性に大きく影響するものであり、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材温度）への影響が大きい現象である。

(11) デブリベッド内の熱伝導

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積した冷却材に浸されている燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッド内で熱伝導により熱が伝わる現象である。デブリベッドの昇温挙動や温度分布に影響する。デブリベッドの温度分布や昇温挙動は、デブリベッド内冷却材の自然対流（(12)項参照）やデブリベッドから周辺への熱移行に大きく影響するものである。したがって、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材温度）への影響が大きい現象である。

(12) デブリベッド内冷却材の自然対流

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の温度差に起因して冷却材の自然対流が生じるという現象である。デブリベッドの冷却に有効なメカニズムであることから、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材温度）に大きく影響する。

(13) デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッドが沸騰すると蒸気の流れによってデブリベッドからの除熱が促進されるとともに、毛管力によりデブリベッド内に液体ナトリウムが浸入し、活発な対流熱輸送が発生するという現象である。本物理現象は、デブリベッドの冷却に有効なメカニズムであるが、「常陽」のULOF及びUTOPではいずれの場所のデブリベッドも未沸騰状態を維持することから、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）への影響は小さい。

(14) 下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドからの発熱を除去する冷却材流れに係る現象である。本物理現象は、下部プレナムの冷却材温度（デブリベッド周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。したがって、本物理現象の評価指標（原子炉容器温度）への影響は中程度である。

(15) 堆積デブリの発熱

材料照射ラック底部に堆積した炉心物質（以下「堆積デブリ」という。）は、粒子状のデブリベッドを形成するが、狭い空間内の堆積であることから、冷却性評価においては炉心物質を空隙のある固体円筒と見なすことができる。本物理現象は、堆積デブリ内の燃料が崩壊熱により内部発熱する現象である。堆積デブリの発熱は、堆積デブリの冷却性に大きく影響するものであり、本物理現象は、評価指標（冷却材温度）への影響が大きい現象である。

(16) 堆積デブリから周辺への伝熱

本物理現象は、材料照射ラック底部に堆積した炉心物質（固体燃料粒子、固体スチール粒子及び冷却材が混合した堆積デブリ）内で鉛直方向の熱移行で熱伝導により熱が伝わる現象である。また、堆積デブリから径方向周辺への熱伝導も含まれる。堆積デブリの昇温挙動に大きく影響することから、本物理現象は、評価指標（冷却材温度）への影響が大きい現象である。

(17) 上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は、炉心支持台上面に堆積したデブリベッド及び材料照射ラック底部に堆積した炉心物質からの発熱を除去する冷却材流れに係る現象である。本物理現象は、上部プレナムの冷却材温度（デブリベッド及び堆積デブリ周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。本物理現象の評価指標（冷却材温度）への影響は中程度である。

(18) ヒートシンクへの熱輸送

再配置された炉心物質は局所的な冷却が可能であっても、プラント全体を含めての崩壊熱除去に失敗することが考えられる。本物理現象は、燃料の崩壊熱が長期的に除去され、最終的なヒートシンクである2次主冷却系の空気冷却器から大気に放散されるまでの熱輸送（空気との熱交換を含むナトリウムの循環）を指す。本物理現象は、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）に大きく影響する。

(19) プラント冷却系の動特性

炉心の著しい損傷により、炉心冷却材流路が閉塞され炉心の圧力損失が増加する。このとき、炉心通過流量の低下に加え、低速運転中（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）の1次主冷却系流量の低下と、自然循環状態にある2次主冷却系を介した最終的なヒートシンクへの熱輸送に支障が生じる可能性がある。本物理現象は、1次主冷却系流量及び原子炉容器入口温度の動特性を通じて原子炉容器内の熱流動挙動に影響を及ぼし、評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）に大きく影響する。

2.2.1.5 格納容器応答過程

2.2.1.5.1 事象の推移と評価指標

ULOFにおける格納容器応答過程では、先行する機械的応答過程の解析において、不確かさの影響を考慮してもナトリウムの格納容器（床上）への噴出は起こらないと評価されたが、ここで

は、格納容器の健全性等を確認するために、あえて格納容器（床上）への噴出が起こるものと仮想して評価する。

第2.2.1.8図に事象進展と物理現象を示す。噴出したナトリウムと雰囲気中の酸素や水蒸気との反応（スプレー燃焼）に始まり、その燃え残ったナトリウムが床面に落下・堆積して生じるプール燃焼へと進展する。加えて、格納容器（床上）の床面にはライナが敷設されていないため、落下したナトリウムと構造コンクリートが接触することとなり、ナトリウム-コンクリート反応も同時に発生する。これらの燃焼や反応は、全て発熱反応であるため、格納容器（床上）の雰囲気圧力や各部の温度を上昇させる。さらに、ナトリウム-コンクリート反応では、可燃性ガスである水素を生成するとともに、接触したコンクリートを侵食する。

2.2節に記載した評価項目（3）の具体的な評価項目である①格納容器の健全性及び②放射性物質の総放出量に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

2.2.1.5.2 物理現象の抽出

第2.2.1.8図に示した事象進展と物理現象に抽出された物理現象のうち「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出する。

(1) 液滴径分布 [スプレー燃焼]

ナトリウムの液滴径分布は、スプレー燃焼において反応面表面積を支配する物理現象であり、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を及ぼす。また、反応生成物であるエアロゾル発生量（エアロゾル濃度）にも強く影響を及ぼす。

(2) 燃焼(含水分との反応) [スプレー燃焼]

格納容器の雰囲気中におけるナトリウムと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度及びエアロゾル濃度に強い影響を与える。なお、スプレー燃焼が支配的となる燃焼初期においては、コンクリートからの水分放出が少ないため、評価指標である水素濃度への影響は小さいものと考えられる。

(3) 反応熱移行 [スプレー燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及び液滴への熱輸送割合を支配するため、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。

(4) プール広がり面積 [プール燃焼]

プール広がり面積は、プール燃焼における反応面積・反応領域を決定するため、評価指標であるエアロゾル濃度に影響を及ぼす。また、プール領域下部の構造材（コンクリート）温度にも影響を及ぼす。なお、プール燃焼は、スプレー燃焼に比べると穏やかであり、評価指標である格納容器内圧力に及ぼす影響はそれほど大きくない。

(5) 燃焼(含水分との反応) [プール燃焼]

ナトリウムプールと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、水素濃度及びエアロゾル濃度に影響を与えるが、現象としては比較的緩やかであるといえる。ただし、プール燃焼直下にある構造材温度に対しては強い影響がある。

(6) 反応熱移行 [プール燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及びプールへの熱輸送割合を支配する。プールへ輸送された熱は、熱伝導によりコンクリートへ移行する。したがって、反応熱移行は、構造材温度に強い影響を与える。

(7) 熱伝導 [雰囲気・構造物への熱移行]

熱伝導は、構造材温度の上昇に強い影響を与える。また、結果としてコンクリートからの水蒸気放出に影響を及ぼすことで、評価指標である水素濃度にも影響を与える。

(8) 対流熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

対流熱移行は、部屋間の圧力差及び温度差に伴う浮力差による対流現象であり、部屋全体及び部屋（セル）間の熱輸送を支配する。このため、評価指標である格納容器内圧力に強い影響を与える。また、格納容器への対流熱伝達により評価指標である格納容器壁温度に影響を与える。同様にエネルギー輸送に伴うセル間の浮力差の要因となるため、評価指標である水素濃度及びエアロゾル濃度に対しても影響を与える。

(9) 輻射熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

輻射熱移行は、燃焼面（熱源）から輻射により周辺壁、天井、床面に熱が移行される。したがって、評価指標である格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。また、雰囲気にはエアロゾルが存在するため、エアロゾルを介して周辺雰囲気ガスへも熱が輸送される。このため、評価指標である格納容器内圧力にも影響を与える。

(10) 質量・運動量移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

セル間（部屋間）の質量・運動量移行は、圧力差及び温度差に伴う浮力差を駆動力とした部屋間の運動量輸送現象であり、運動量輸送の結果、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度に対して強い影響を与える。

(11) ガス成分濃度移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

ガス成分濃度移行では、酸素の消費に加え水蒸気及び水素の発生、移行が重要な現象となる。ナトリウム漏えい・燃焼によりコンクリートが昇温されることで水蒸気が放出する。水蒸気放出に伴い蒸発潜熱がコンクリートより奪われるが、コンクリート温度変化に対する影響は比較的小さい。水蒸気は、ナトリウムと反応することで水素を発生するため、評価指標である水素濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルについても、酸素とナトリウムとの反応に加え、水蒸気との反応で水酸化物のエアロゾルが生成されるため、評価指標であるエアロゾル濃度にも影響を及ぼす。

ナトリウムと水蒸気との反応により生成される水素は、更に酸素と反応することで2次的な温度上昇、圧力上昇を伴う可能性がある。したがって、水素濃度変化は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に対しても影響を及ぼす。

(12) エアロゾル移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

エアロゾル移行は、エアロゾルの凝集や沈着による部屋内部での滞留・堆積及び流動による部屋間の移行であり、評価指標であるエアロゾル濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルは、雰囲気中の水蒸気と反応するため、水蒸気濃度の変化に伴い水素濃度に影響を与える。

(13) ナトリウム-コンクリート反応 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウム-コンクリート反応は、漏えいナトリウムがコンクリートと接触することにより発生する。この際、コンクリートを侵食しながら水素を発生する。したがって、評価指標である水素濃度に対して強く影響を与える。また、コンクリート侵食量に対しても強く影響を与える。

(14) ナトリウムの凝縮・蒸発 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウムの凝縮・蒸発は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に影響を与えるものの、スプレイ燃焼と比較すると相対的に小さい。

2.2.2 ULOHS

本事象グループでは、2.1.3 項で述べたとおり、「2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS(i))」、「2次冷却材流量減少及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOHS(ii))」及び「2次冷却材漏えい及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS(iii))」の3つの評価事故シーケンスが選定された。

以下では、2次主循環ポンプトリップ時に原子炉停止に失敗する2つの評価事故シーケンス (ULOHS(i)及びULOHS(ii))を代表として物理現象を抽出する。なお、2次冷却材漏えい時に原子炉停止に失敗 (原子炉トリップ信号の発信失敗) する評価事故シーケンス (ULOHS(iii))は、異常事象が1ループでの2次冷却材漏えいであり、もう一方の健全ループの崩壊熱除去運転となるが、原子炉トリップ信号とタイミング及び各機器のトリップするタイミングの違いを除けば、発生する物理現象は、ULOHS(i)及びULOHS(ii)の格納容器破損防止措置と同じであるため、説明は省略する。

2.2.2.1 事象の推移と評価指標

第2.2.2.1図に事象 (ULOHS(i)及びULOHS(ii))の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、1ループにて何らかの原因で2次主循環ポンプがトリップして、2次冷却材流量が減少した後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗し、さらに、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信に失敗する事象を想定する。この場合、2次冷却材流量の減少時に原子炉の停止機能を喪失することから、

炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。一方で、炉心の昇温による反応度フィードバックによって原子炉出力は低下し、1次冷却材温度は定格運転時よりも上昇するが、1次主冷却系の強制循環と2次主冷却系の自然循環が継続しており、1次冷却材温度の上昇は抑えられ、高温で安定に静定する状態が保たれる。

2.2節の冒頭に記載した評価項目(1)の具体的な評価項目として、2.1節の冒頭に記載した評価項目のうち、①燃料最高温度、②被覆管最高温度(肉厚中心)、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.2.2.2 物理現象の抽出

「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出した。以下にその内容を示す。また、第2.2.2.1図に事象推移に併せて抽出した物理現象を示す。なお、格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象が、2.1.3項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価での物理現象と同じ場合は、説明を省略する。

(1) 炉心

2次主循環ポンプトリップにより2次冷却材流量が減少した後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗し、さらに、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信に失敗して制御棒(主炉停止系)及び後備炉停止制御棒の挿入に失敗する事象を想定しており、事象発生から事象収束までの核分裂出力(核分裂及び核動特性)が主要な熱源である。2次主循環ポンプのトリップにより除熱能力が低下し、1次主冷却系のコールドレグの温度が上昇、さらには炉心支持板の温度が上昇し、負の反応度フィードバック効果(反応度フィードバック)の影響を受ける。

核分裂又は崩壊熱により燃料要素内で発生した熱は、燃料要素内の熱伝導及び熱伝達により炉心冷却材へと放出される。燃料要素内温度変化に影響する燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、被覆管熱伝導及び被覆管表面熱伝達により、事象推移に従い、燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度が過渡的に変化する(燃料要素過渡伝熱)。本事象では、制御棒(主炉停止系)及び後備炉停止制御棒の挿入に失敗し、原子炉が停止しないことから、崩壊熱の影響は小さい。

また、1次主循環ポンプの主電動機がトリップせず、1次主冷却系は強制循環による冷却が継続されるため、冷却材流量が低下した際に重要となる浮力の効果による集合体内の高温領域及び炉心内高温集合体により多くのナトリウムが配分される現象(炉心流量再配分)、及び燃料集合体間の熱移行(炉心径方向熱移行)の影響は小さい。

(2) 原子炉容器

本事象では、原子炉及び1次主循環ポンプの主電動機が停止しないため、炉心で加熱された高温ナトリウムが高流量で流入する状態が継続し、炉上部プレナム内は、おおむね一様な温度となる(冷却材熱流動)。

(3) 1次主冷却系

1次主循環ポンプがトリップしないため、1次主冷却系は強制循環による冷却が継続される（冷却材熱流動（強制循環））。一方、2次主冷却系は2次主循環ポンプがトリップし、強制循環から自然循環に移行するため、主中間熱交換器内の伝熱管を介した1次及び2次主冷却系冷却材の熱交換（主中間熱交換器熱交換）が原子炉冷却材バウンダリ温度変化に影響する。

(4) 2次主冷却系

2次主冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.3項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

(5) 1次補助冷却系

1次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.3項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

(6) 2次補助冷却系

2次補助冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.3項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

2.2.3 LORL（格納容器応答過程除く。）

本事象グループでは、2.1.4項で述べた通り、「1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故（LORL(i)）」、「1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）及び1次主冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(ii)）」及び「1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（内管）破損）及び1次補助冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(iii)）」の3つの評価事故シーケンスが選定された。以下では、1次冷却材漏えいに係る2つの評価事故シーケンス（LORL(i)及びLORL(ii)）の物理現象を抽出する。なお、1次補助冷却系配管（内管及び外管）が破損する評価事故シーケンス（LORL(iii)）では、冷却材漏えい時は安全容器内配管（内管）破損を異常事象としたLORL(i)と同じとなり、終状態は2次冷却材漏えいを異常事象としたPLOHS(ii)と同じ（主冷却系1ループの自然循環）となる。このように、考慮すべき物理現象は、LORL(i)とPLOHS(ii)に包絡されるため、説明は省略する。

なお、LORLの格納容器応答過程については、事象進展と物理現象が類似するPLOHSと合わせて2.2.5項にまとめて記述する。

2.2.3.1 LORL(i)

2.2.3.1.1 事象の推移と評価指標

第2.2.3.1図に事象（LORL(i)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内管）が破損し、冷却材が漏えいする。原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系（スクラム）が動作し、制御棒（主炉停止系）

が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、リークジャケット又は配管（外側）により漏えい量が抑制された状態での崩壊熱除去中に、リークジャケット又は配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいする事象として考える。

本評価事故シーケンスでは、炉心損傷防止措置（補助冷却設備の運転による原子炉容器内の冷却）が機能しないことを仮定した場合、炉心の著しい損傷に至ることから、原子炉容器外に冷却材や損傷炉心物質が流出したのとして、安全容器で流出した冷却材及び損傷炉心物質を保持し、コンクリート遮へい体冷却系により、安全容器と生体遮へい体（コンクリート遮へい体）のギャップに窒素ガスを通気し、安全容器内にて保持した損傷炉心物質を冷却する措置を講じることで格納容器の破損を防止する。

格納容器破損防止措置の評価項目（4）の原子炉容器外への損傷炉心物質の流出に係る具体的な評価項目として、「①安全容器内に流出した損傷炉心物質等を安定に保持・冷却できること。」及び「②安全容器バウンダリの健全性が維持できること。」に対応した、損傷炉心物質温度及び安全容器バウンダリの健全性を評価指標とする。

2.2.3.1.2. 物理現象の抽出

第2.2.3.1 図に示した事象推移と物理現象のうち、「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出する。なお、本評価事故シーケンスでは、原子炉容器内の冷却機能がないと仮定するため、1次及び2次主冷却系並びに1次及び2次補助冷却系については評価対象外となる。

(1) 炉心

炉心の著しい損傷に至ることを想定し、原子炉容器外に冷却材及び損傷炉心物質が流出するため、評価対象外となる。

(2) 原子炉容器

原子炉容器底部に移行した損傷炉心物質が原子炉容器底部において、長期間高温に維持され、クリーブ破損によって原子炉容器底部が破損し、損傷炉心物質が原子炉容器外に流出する。なお、損傷炉心物質の流出後は、損傷炉心物質からの熱が原子炉容器下部に存在する冷却材を介して、原子炉容器外に移行する。

(3) 安全容器

原子炉容器外に流出した冷却材（冷却材の安全容器内保持）や損傷炉心物質は、安全容器内にて保持・冷却される。崩壊熱により損傷炉心物質内で発生した熱は、損傷炉心物質内、周辺ナトリウム、窒素ガス及び周辺構造物の熱伝導及び熱伝達並びに構造物間の輻射伝熱により安全容器外側のコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスへと放出される（安全容器内熱移行）。熱移行量により安全容器の温度は変化するため、評価指標である損傷炉心物質温度及び安全容器バウンダリの健全性に与える影響は大きい。

(4) コンクリート遮へい体冷却系

事故発生前から常時運転のコンクリート遮へい体冷却系の運転を継続し、安全容器外面及びペDESTAL部は窒素ガスの通気により冷却される（窒素ガス熱流動（強制循環））。本事象では、主な除熱源となるため、評価指標である損傷炉心物質温度及び安全容器バウンダリの健全性に与える影響は大きい。

2.2.3.2 LORL(ii)

2.2.3.2.1 事象の推移

第2.2.3.2図に事象（LORL(ii)）の推移と物理現象を示す。

本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する安全容器外の1次主冷却系配管（内側）が破損し、冷却材が漏えいする。原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」の発信によって原子炉保護系（スクラム）が動作し、制御棒（主炉停止系）が挿入されて原子炉が自動停止する。その後、配管（外管）により漏えい量が抑制された状態での崩壊熱除去中に、配管（外管）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいする事象として考える。

本評価事故シーケンスでは、炉心損傷防止措置（補助冷却設備の運転による原子炉容器内の冷却）が機能しないことを仮定した場合、炉心の著しい損傷及び格納容器破損に至る可能性がある。

これを防止するために、冷却材漏えいによる液位低下に伴う主冷却系の循環機能喪失時に原子炉容器とリークジャケットとの間にコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを通気し、原子炉容器外面から炉心を冷却することで原子炉自動停止後の崩壊熱を除去する。

2.2節に記載した評価項目(1)に係る具体的な評価項目として、2.1節の炉心損傷防止措置の有効性評価において設定した評価項目のうち、②被覆管最高温度（肉厚中心）、③冷却材最高温度及び⑤原子炉冷却材バウンダリ温度に対応した、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度を評価指標とする。

2.2.3.2.2 物理現象の抽出

本評価事故シーケンスでは、主冷却系循環機能喪失前後で、出現する物理現象が大きく異なるため、「(a) 事象発生から主冷却系流路の途絶まで」と、「(b) 主冷却系流路の途絶以降の冷却過程」の区間に分割して物理現象を抽出する。なお、本評価事故シーケンスでは、補助冷却設備の運転による原子炉容器内の冷却機能がないと仮定するため、1次及び2次補助冷却系については評価対象外となる。また、格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象が、2.1.4項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価での物理現象と同じになる場合は、説明を省略する。

(a) 事象発生から主冷却系流路の途絶まで

(1) 炉心

炉心の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.4項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

(2) 原子炉容器

原子炉容器内で生じる解析を実施する上で必要な物理現象は、2.1.4項に記載した炉心損

傷防止措置の有効性評価と同じである。一方、主冷却系の循環機能喪失前に原子炉容器とリークジャケットとの間にコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスの通気を開始し、窒素ガスにより原子炉容器外面が冷却される（窒素ガス熱流動（強制循環））。また、原子炉容器とリークジャケットとの間には窒素ガス空間となるため、原子炉容器外面からリークジャケット内面へ輻射により熱が移行する（輻射伝熱（原子炉容器-リークジャケット間））。主冷却系の循環機能が喪失するまでは、主冷却系による除熱の割合が大きいため、これらが評価指標に与える影響は小さい。

(3) 1次主冷却系

1次主冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.4項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

(4) 2次主冷却系

2次主冷却系の事象推移と考慮すべき物理現象は、2.1.4項に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価と同じである。

(b) 主冷却系流路の途絶以降の冷却過程

(1) 炉心

主冷却系流路の途絶前の考慮すべき物理現象に加え、冷却材漏えいの継続により主冷却系流路が途絶しているため、主冷却系からの冷却材の供給はなく、炉心での昇温と原子炉容器外面での冷却による冷却材の温度差から、浮力の効果により、原子炉容器内での自然循環が生じる（冷却材熱流動（自然循環））。これらの物理現象は、評価指標である炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度への影響は大きい。

(2) 原子炉容器

原子炉容器とリークジャケットとの間に、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを通気して、原子炉容器外面を冷却する（窒素ガス熱流動（強制循環））。原子炉容器とリークジャケットとの間の窒素ガス空間では、原子炉容器外面とリークジャケット内面との間に輻射による熱伝達がある（輻射伝熱）。原子炉容器主冷却系の循環機能が喪失した後は、主冷却系による除熱がないため、これらの物理現象が評価指標である炉心冷却材温度及び原子炉冷却材バウンダリ温度に与える影響は大きい。

(3) 1次主冷却系

主冷却系の循環機能が喪失し、熱が輸送されないため、評価指標に影響を与えない。

(4) 2次主冷却系

主冷却系の循環機能が喪失し、熱が輸送されないため、評価指標に影響を与えない。

2.2.4 PLOHS（格納容器応答過程除く。）

本事象グループでは、2.1.5項で述べたとおり、すなわち、「外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故（PLOHS(i)）」及び「2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故（PLOHS(ii)）」の2つの評価事故シーケンスが選定された。なお、外部電源喪失時に1次主循環ポンプのポニーモータ2台の起動及び補助冷却設備の起動に失敗する評価事故シーケンス（PLOHS(i)）は、2次冷却材漏えいを異常事象としたPLOHS(ii)の炉心損傷防止措置と同じ（主冷却系1ループでの自然循環）であり、考慮すべき物理現象も同じであるため、説明は省略する。

なお、PLOHSの格納容器応答過程については、事象進展と物理現象が類似するLORLと合わせて2.2.5項にまとめる。

2.2.5 LORL及びPLOHSの格納容器応答過程

LORL及びPLOHSの格納容器破損防止措置の有効性評価にあつては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行っている。また、各過程の事象推移を踏まえて設定した評価項目に対応した評価指標に対して影響すると考えられる物理現象を抽出するため、同様の事象推移を対象とするLORL及びPLOHSの格納容器応答過程は本項で合わせて記載する。

2.2.5.1 LORL

2.2.5.1.1 事象の推移と評価指標

本事象グループでは、安全容器内配管（内管及び外管）が破損する、1次主冷却系配管（内管及び外管）が破損する、又は1次補助冷却系配管（内管及び外管）が破損するという3つの評価事故シーケンスが選定された。

格納容器（床下）へ液体ナトリウムが流出・漏えいするのは、「1次冷却材漏えい（1次主冷却系配管（内管）破損）及び1次主冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(ii)）」及び「1次冷却材漏えい（1次補助冷却系配管（内管）破損）及び1次補助冷却系配管（外管）破損の重畳事故（LORL(iii)）」である。このうち、以下では、漏えい量が相対的に多くなるLORL(ii)を代表として物理現象を抽出する。

第2.2.5.1図に格納容器応答過程（LORL(ii)）の事象進展と物理現象を示す。

LORL(ii)における格納容器応答過程は、液体ナトリウムが窒素雰囲気中の格納容器（床下）へ流出・漏えいすることから始まる。

格納容器（床下）に漏えいした液体ナトリウムは、格納容器（床下）の床部にプール状に溜り、雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応し、ナトリウム化合物エアロゾル等を発生する。同エアロゾルは、雰囲気中を浮遊し、一部は沈降・沈着しつつ、隣接室へ移行する。主に漏えいナトリウムが熱源となり、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していくが、ナトリウムの大部分は漏えいした部屋に留まるため、後述するPLOHS(ii)と比べるとその影響は局所的となる。

2.2節に記載した評価項目(6)の①格納容器の健全性及び②放射性物質の総放出量に直接係る格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

2.2.5.1.2 物理現象の抽出

格納容器応答過程における LORL (ii) 及び PLOHS (ii) の違いは、LORL (ii) では漏えいナトリウムが液体 (液相) だけであるのに対して、PLOHS (ii) ではナトリウム蒸気 (気相) 及び液体ナトリウム (ナトリウム蒸気が凝縮) の両相となることである。このため、PLOHS (ii) ではナトリウム蒸気に係る現象 (ナトリウム蒸気の移動・凝縮及び雰囲気中の化学反応) が加わることを除くと、LORL (ii) と同様の現象及び事象推移となる。その結果、LORL (ii) の物理現象及び評価指標は PLOHS (ii) に含まれるため、後述する PLOHS (ii) に含めて物理現象の抽出を行う。

2.2.5.2 PLOHS (ii)

2.2.5.2.1 事象の推移と評価指標

第 2.2.5.2 図に格納容器応答過程 (PLOHS (ii)) の事象進展と物理現象を示す。

PLOHS (ii) における格納容器応答過程は、原子炉冷却材温度及び 1 次アルゴンガス温度が上昇することにより、1 次アルゴンガス系の圧力が上昇し、1 次アルゴンガス系に設置した安全板の開放によりナトリウム蒸気が窒素雰囲気中の格納容器 (床下) へ流出することから始まる。なお、漏えいナトリウムの熱的影響を緩和するために、安全板が設置される部屋には断熱材及びヒートシンク材が敷設される。

格納容器 (床下) に流出したナトリウム蒸気は、雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応するとともに、残りは凝縮して格納容器 (床下) の底部にプール状に溜るか、又は蒸気やミストの状態で隣接室へ移行する。さらに、移行先において、同様に微量の酸素や水蒸気と反応しつつ、同室の床部にプール状に溜る。これらが熱源となり、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器 (床下) の他室へ、さらには格納容器 (床上) へと伝熱していく。なお、格納容器 (床上) と格納容器 (床下) の間には微量の通気があるため、熱だけでなく物質 (ガスやエアロゾル等) も移行する。

2.2 節に記載した評価項目 (6) の①格納容器の健全性及び②放射性物質の総放出量に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

2.2.5.2.2 物理現象の抽出

LORL (ii) の物理現象及び評価指標は、PLOHS (ii) に含まれるため、以降では、PLOHS (ii) と LORL (ii) を一括して説明する。

(1) 液滴径分布 [スプレー燃焼]

ナトリウムの液滴径分布は、スプレー燃焼において反応面表面積を支配する物理現象であり、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を及ぼす。また、反応生成物であるエアロゾル発生量 (エアロゾル濃度) にも強く影響を及ぼす。しかし、PLOHS (ii) におけるナトリウムの流出は、窒素雰囲気で発生するため、ULOF (空気雰囲気で発生) と比較するとその影響は相対的に小さくなる。なお、LORL (ii) では、スプレー燃焼 (雰囲気中のナトリウム蒸気の反応を含む) が生じないため対象外とする (以下の (2) 及び (3) も同様)。

(2) 燃焼 (含水分との反応) [スプレー燃焼]

格納容器の雰囲気中におけるナトリウムと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格

格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度及びエアロゾル濃度に強い影響を与えるが、上記(1)と同様に、窒素雰囲気が発生する PLOHS(ii)においてはその影響は相対的に小さくなる。

(3) 反応熱移行 [スプレー燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及び液滴への熱輸送割合を支配するため、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を与えるが、上記(1)及び(2)と同様に、PLOHS(ii)ではその影響は相対的に小さくなる。

(4) プール広がり面積 [プール燃焼]

プール広がり面積は、プール燃焼における反応面積・反応領域を決定するため、評価指標であるエアロゾル濃度に影響を及ぼす。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）にも影響を及ぼす。ただし、プール燃焼は、スプレー燃焼に比べると穏やかであり、評価指標である格納容器内圧力の上昇に及ぼす影響はそれほど大きくない。

(5) 燃焼（含水分との反応） [プール燃焼]

ナトリウムプールと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、水素濃度及びエアロゾル濃度に影響を与えるが、現象としては比較的緩やかであるといえる。ただし、プール燃焼直下にある構造材温度に対しては強い影響がある。しかし、上述のスプレー燃焼と同様に、窒素雰囲気が発生する PLOHS(ii)及び LORL(ii)においてはその影響は相対的に小さくなる。

(6) 反応熱移行 [プール燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及びプールへの熱輸送割合を支配する。プールへ輸送された熱は、熱伝導によりライナ及びコンクリートへ移行する。したがって、反応熱移行では、構造材温度に強い影響を与えるが、窒素雰囲気が発生する PLOHS(ii)及び LORL(ii)においてはその影響は相対的に小さくなる。

(7) 熱伝導 [雰囲気・構造物への熱移行]

熱伝導は、構造材温度の上昇に強い影響を与える。また、結果としてコンクリートからの水蒸気放出に影響を及ぼすことで、評価指標である水素濃度にも影響を与える。

(8) 対流熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

対流熱移行は、部屋間の圧力差及び温度差に伴う浮力差による対流現象であり、部屋全体及び部屋（セル）間の熱輸送を支配する。このため、評価指標である格納容器内圧力に強い影響を与える。また、格納容器への対流熱伝達により評価指標である格納容器鋼壁温度に影響を与える。同様にエネルギー輸送に伴うセル間の浮力差の要因となるため、評価指標である水素濃度及びエアロゾル濃度に対しても影響を与える。

(9) 輻射熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

輻射熱移行は、燃焼面（熱源）から輻射により周辺壁、天井、床面に熱が移行される。したがって、構造材温度に強い影響を与える。また、雰囲気にはエアロゾルが存在するため、エアロゾルを介して周辺雰囲気ガスへも熱が輸送される。このため、評価指標である格納容器内圧力にも影響を与える。

(10) 質量・運動量移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

セル間（部屋間）の質量・運動量移行は、圧力差及び温度差に伴う浮力差を駆動力とした部屋間の運動量輸送現象であり、運動量輸送の結果、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度に対して強い影響を与える。

(11) ガス成分濃度移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

ガス成分濃度移行では、酸素の消費に加え水蒸気及び水素の発生、移行が重要な現象となる。ナトリウム漏えい・燃焼によりコンクリートが昇温されることで水蒸気が放出する。水蒸気放出に伴い蒸発潜熱がコンクリートより奪われるが、コンクリート温度変化に対する影響は比較的小さい。水蒸気はナトリウムと反応することで水素を発生するため、評価指標である水素濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルについても、酸素とナトリウムとの反応に加え、水蒸気との反応で水酸化物のエアロゾルが生成されるため、評価指標であるエアロゾル濃度にも影響を及ぼす。

ナトリウムと水蒸気との反応により生成される水素は、更に酸素と反応することで2次的な温度上昇、圧力上昇を伴う可能性がある。したがって、水素濃度変化は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に対しても影響を及ぼす。

(12) エアロゾル移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

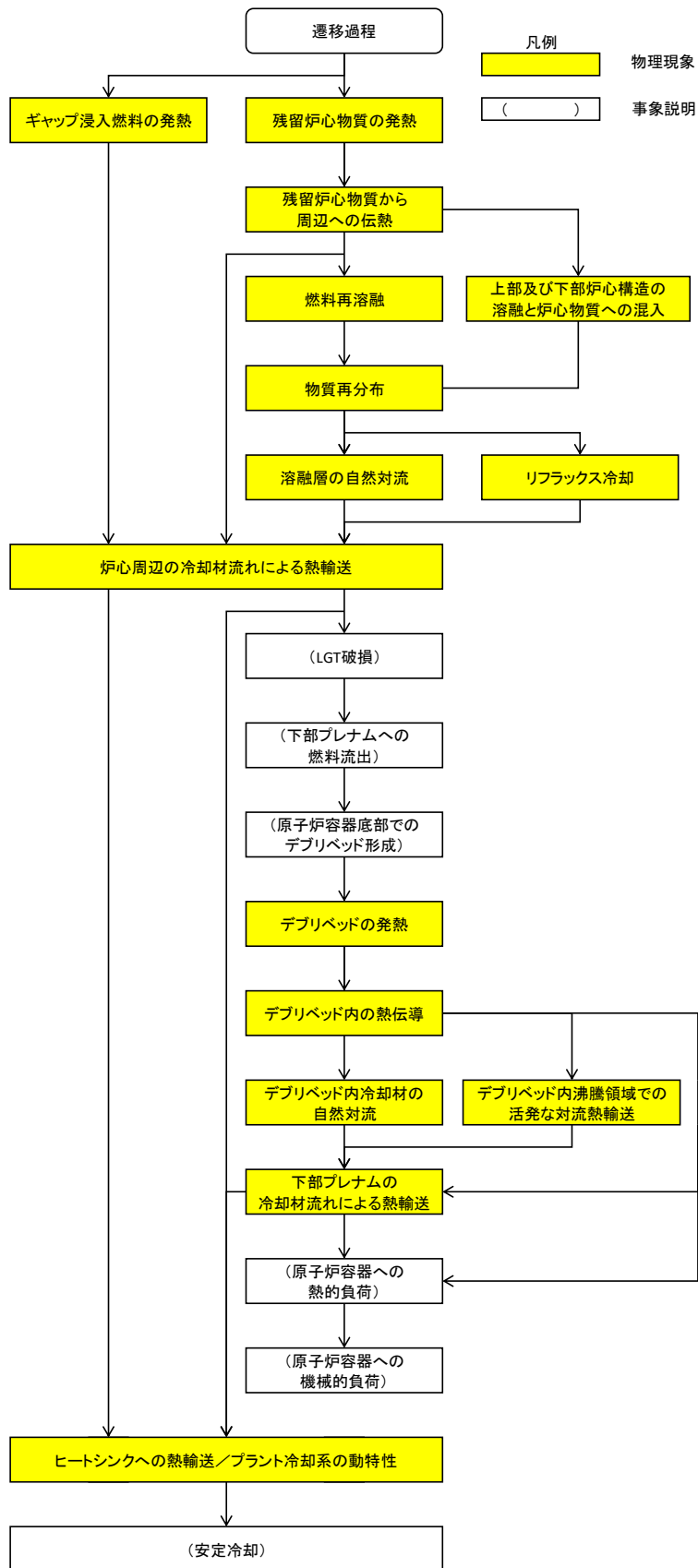
エアロゾル移行は、エアロゾルの凝集や沈着による部屋内部での滞留・堆積及び流動による部屋間の移行であり、評価指標であるエアロゾル濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルは雰囲気中の水蒸気と反応するため、水蒸気濃度の変化に伴う水素濃度変化に対して影響を与える。

(13) ナトリウム-コンクリート反応 [その他ナトリウム特有の物理現象]

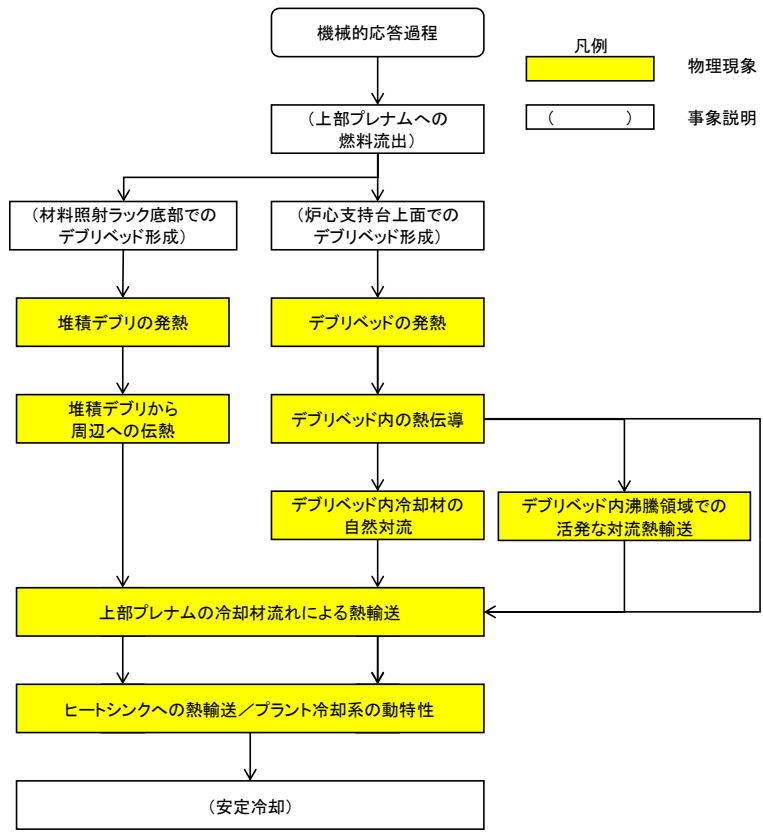
ナトリウム-コンクリート反応は、漏えいナトリウムがコンクリートと接触することにより発生する。ただし、格納容器（床下）では、ライナが敷設されており、漏えいナトリウムがコンクリートと直接接触しないため対象外とする。

(14) ナトリウムの凝縮・蒸発 [その他ナトリウム特有の物理現象]

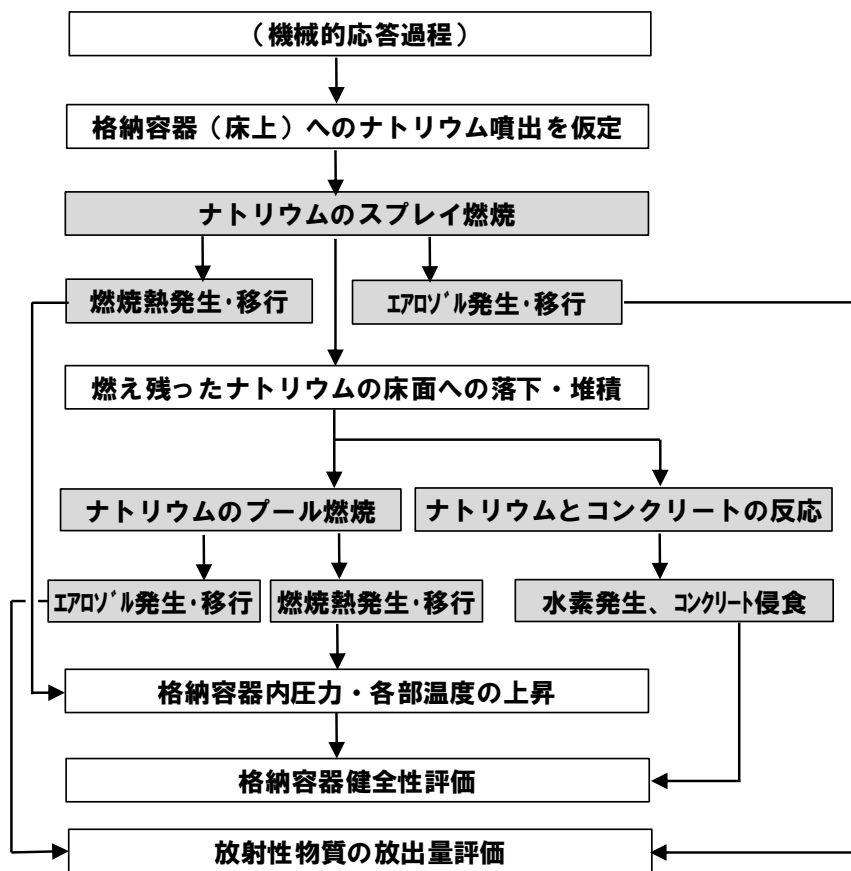
ナトリウムの凝縮・蒸発は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に影響を与える。特に、ナトリウム蒸気が放出する PLOHS (ii) では、凝縮が顕著に発生するため、その影響が大きい。



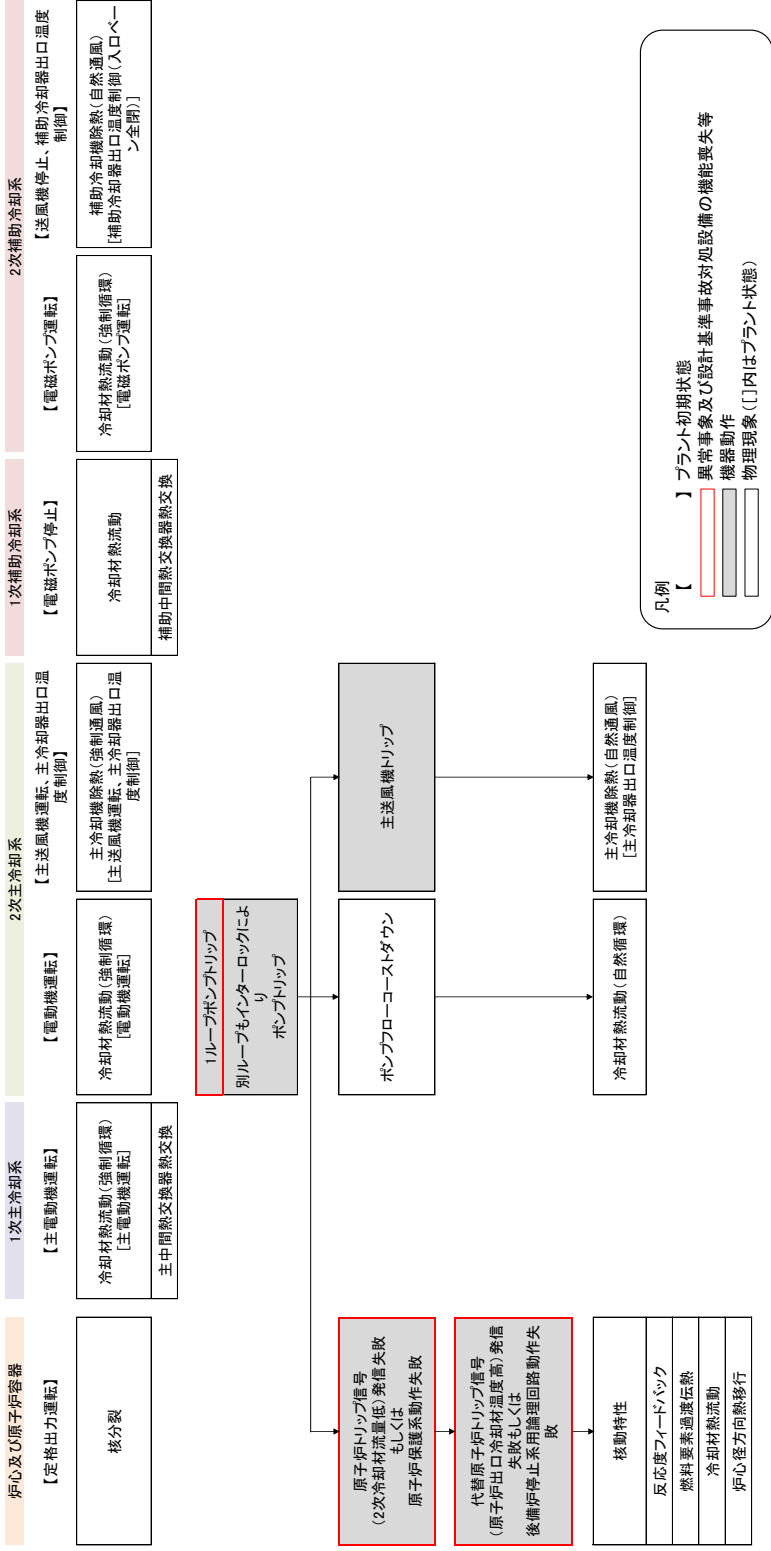
第 2.2.1.6 図 格納容器破損防止措置 (ULOF: 再配置・冷却過程) の事象推移と物理現象 (エネルギー放出が小さい場合)



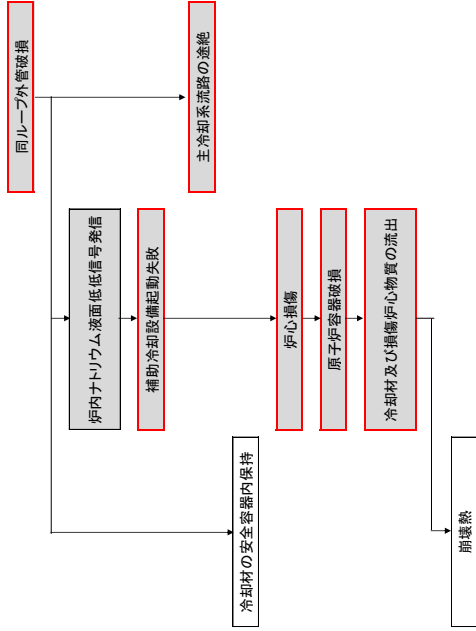
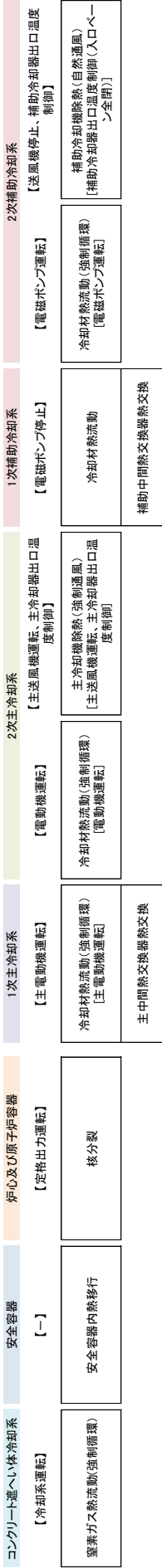
第 2.2.1.7 図 格納容器破損防止措置（ULOF：再配置・冷却過程）の事象推移と物理現象（大きなエネルギー放出を伴う場合）



第 2. 2. 1. 8 図 格納容器破損防止措置 (ULOF : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

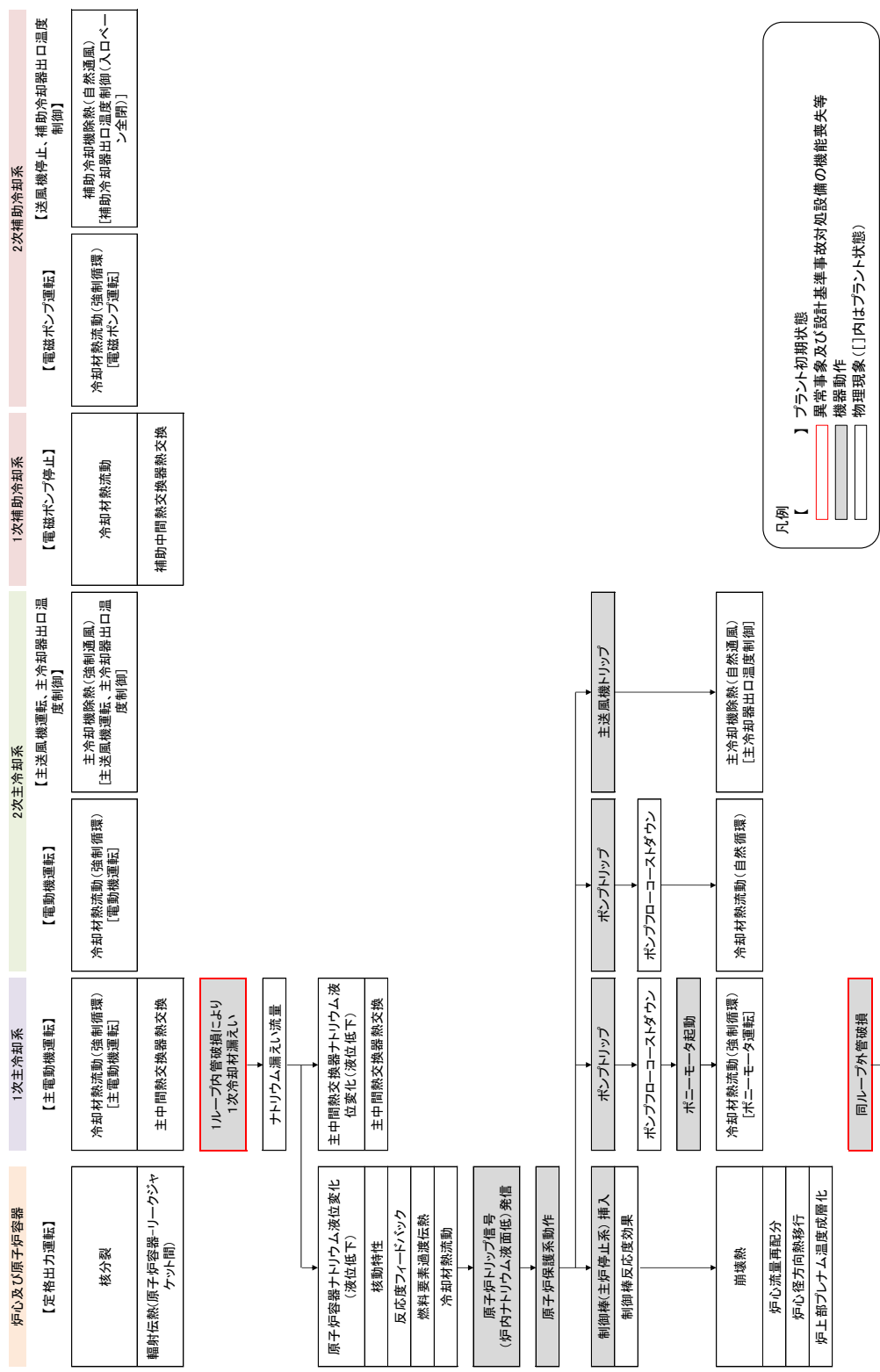


第 2.2.2.1 図 格納容器破損防止措置 (ULOHS (i) 及び ULOHS (ii)) の事象推移と物理現象

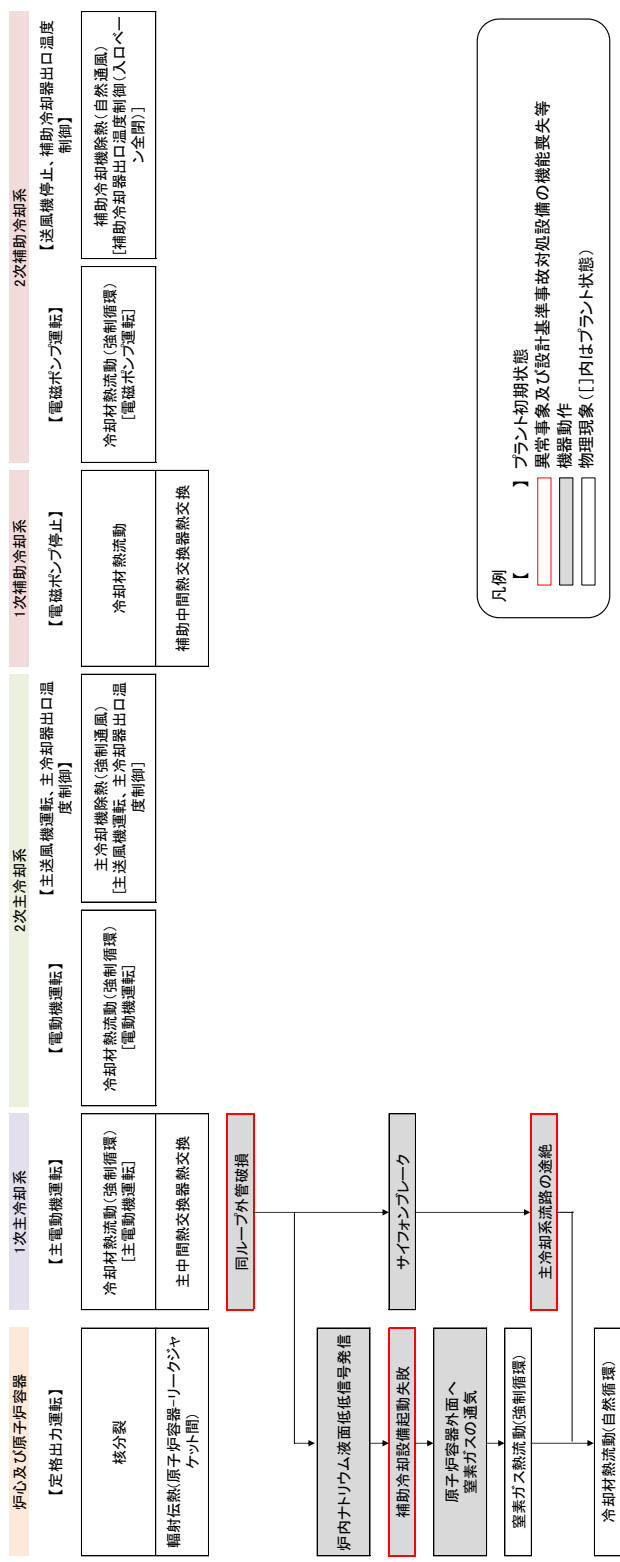


- 凡例
- 【] プラント初期状態
 - [] 異常事象及び設計基準事故対処設備の機能喪失等
 - [] 機器動作
 - [] 物理現象(□内はプラント状態)

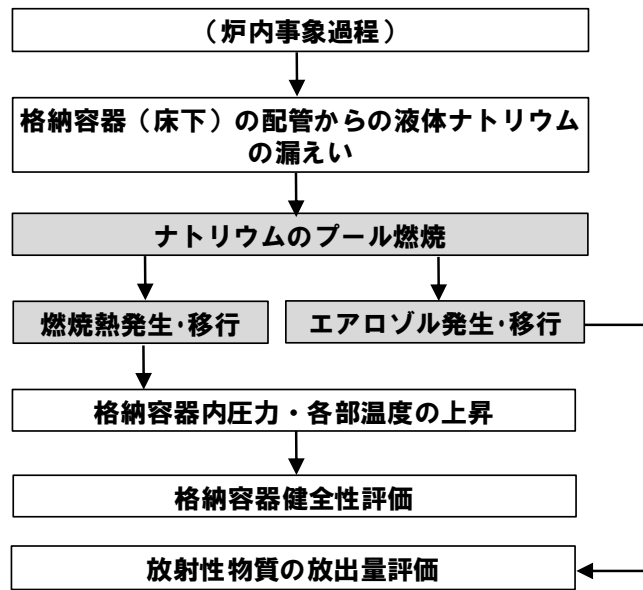
第 2.2.3.1 図 格納容器破損防止措置 (LORL (i) : 炉外事象 (外管破損から)) の事象推移と物理現象



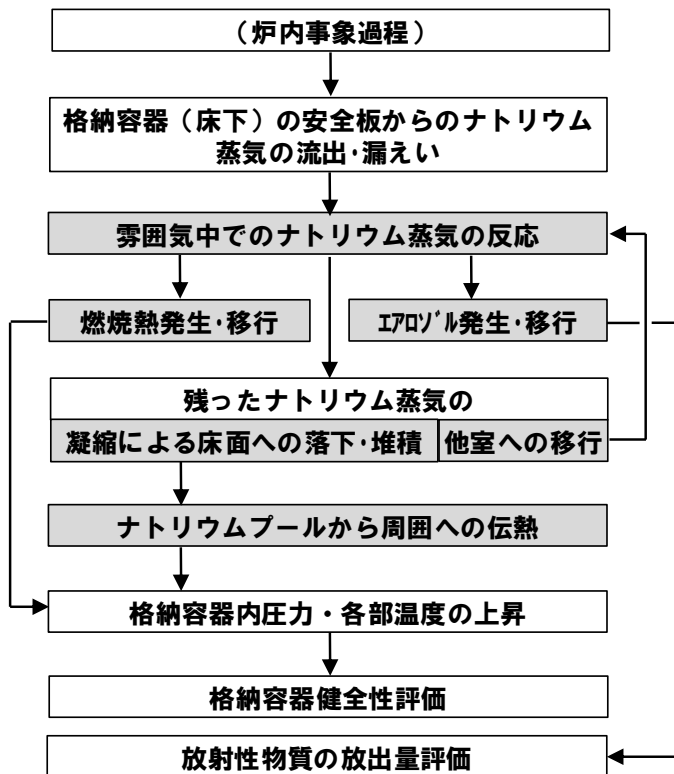
第 2.2.3.2 図 格納容器破損防止措置 (LORL (ii)) の事象推移と物理現象 (1/2)



第 2.2.3.2 図 格納容器破損防止措置 (LORL (ii)) の事象推移と物理現象 (2/2)



第 2.2.5.1 図 格納容器破損防止措置 (LORL(ii) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象



第 2.2.5.2 図 格納容器破損防止措置 (PLOHS(ii) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

3. 抽出された物理現象の確認

3.1 「常陽」の階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

2章において、抽出した物理現象について、計算コードの適用性確認を行うため、米国 NRC の RG1.203 及び日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準:2008」で用いている EMDAP (Evaluation Model Development and Assessment Process) に示されるプラントシステムの階層構造分析を参考に、有効性評価で解析対象とする「常陽」の物理領域を展開して階層化した。

以下に、本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム (物理領域)	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール (物理領域)	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体、液体又は気体
幾何学形態	移動時の幾何学的な形態 (プール、液滴、気泡、液膜等)
場	流れにより輸送される物理量が幾何学形態ごとに形成する場 (質量、運動量、エネルギー、圧力等)
輸送プロセス	システム各部における構成相関の移動と相互作用を決定するメカニズム

3.2 炉心損傷防止措置の有効性評価に係る階層構造分析

3.2.1 ULOF

第 3.2.1.1 図に ULOF における階層構造分析結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域(サブシステム及びモジュール)として、原子炉容器、炉心(燃料集合体)を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分(物質)については、同種の場の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量(力)の輸送を輸送プロセスとした。ただし、さらに細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.2 UTOP

UTOP における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の ULOF と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.3 ULOHS

ULOHS における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の UL0F と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.4 LORL

LORL における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の UL0F と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.5 PLOHS

PLOHS における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の UL0F と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.6 SBO

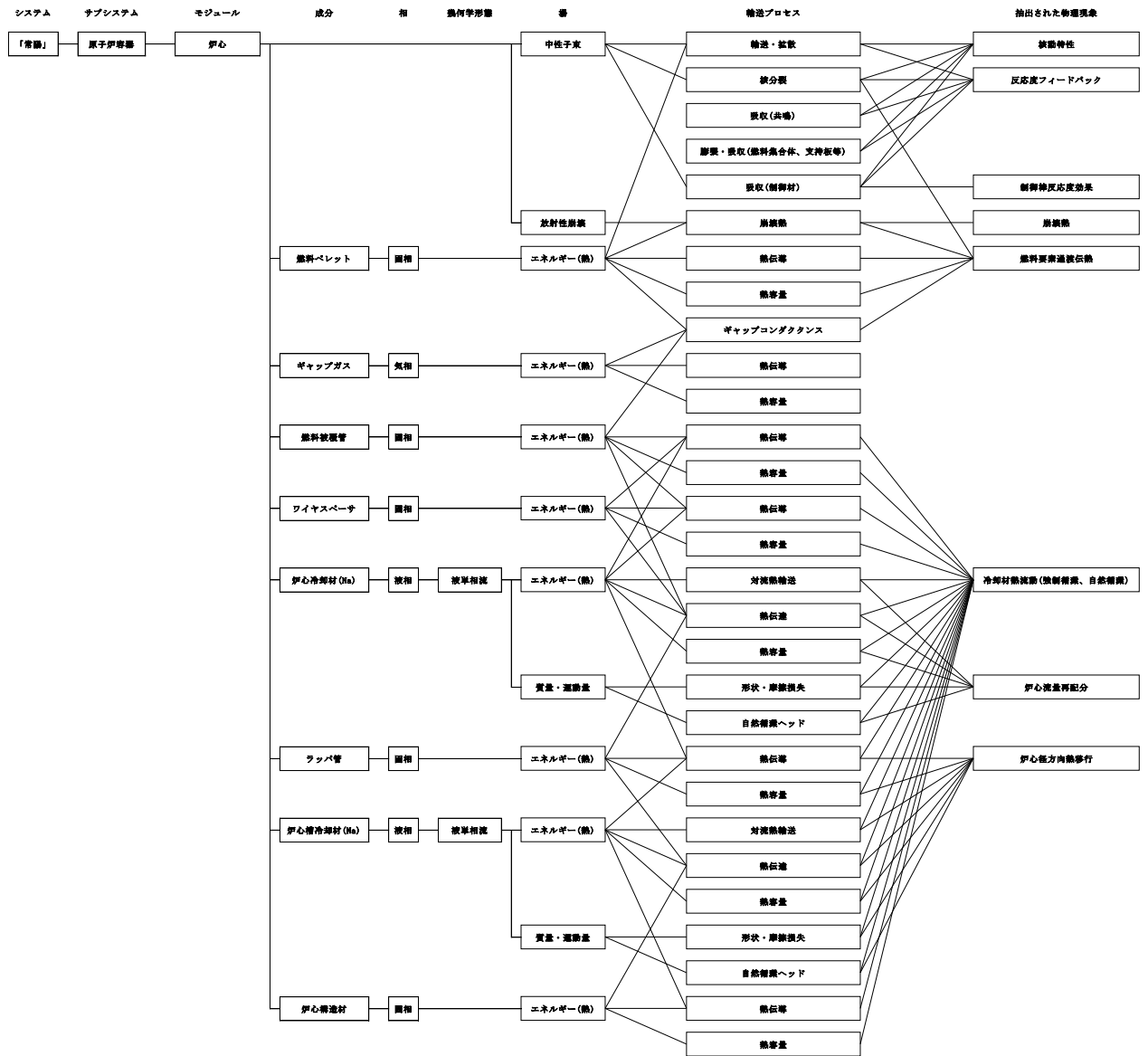
SBO における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の UL0F と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.2.7 LF

第 3.2.7.1 図に LF における階層構造分析結果を示す。

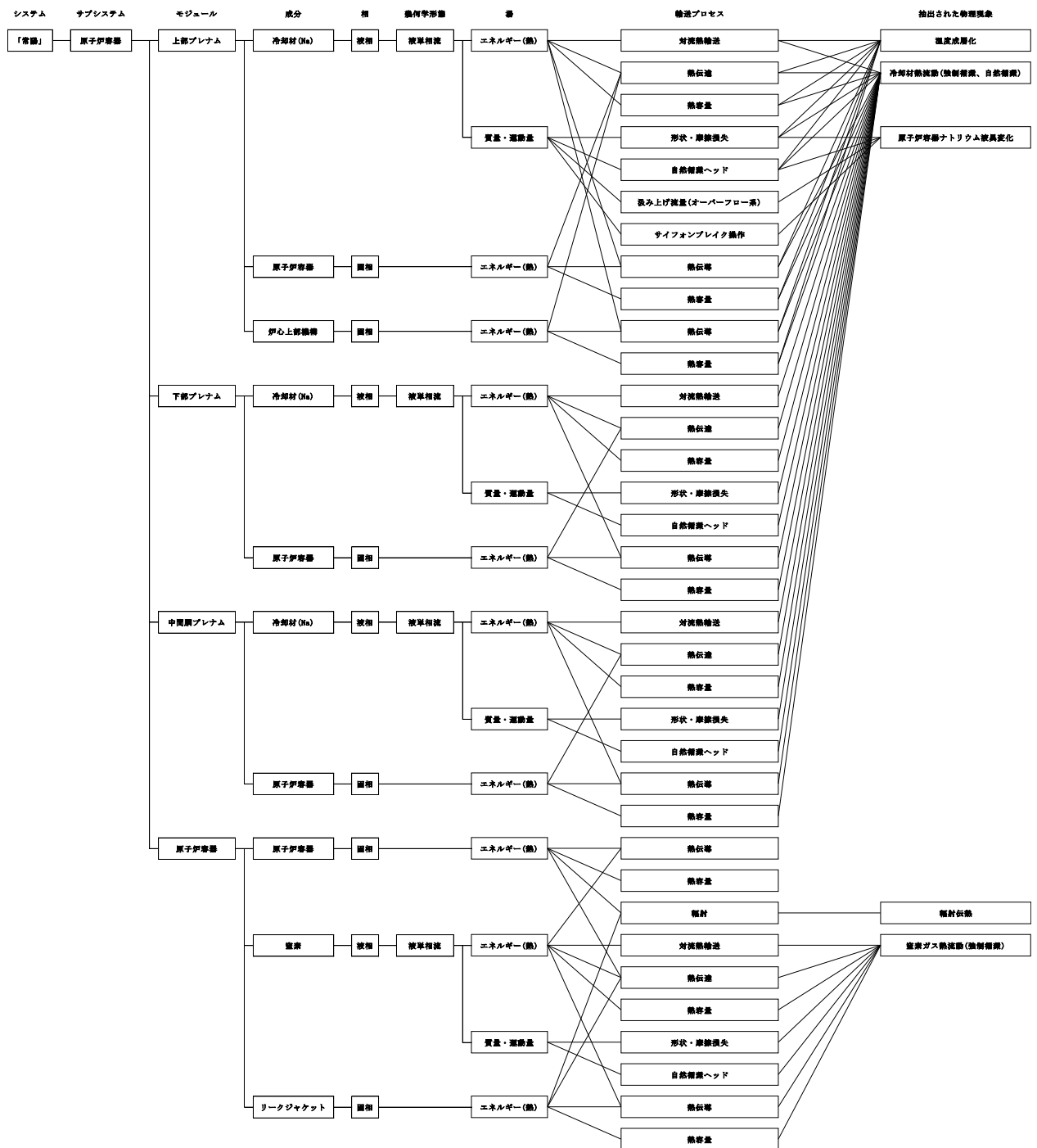
構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域(サブシステム及びモジュール)として、原子炉容器、炉心(燃料集合体)を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分(物質)については、同種の場合の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量(力)の輸送を輸送プロセスとした。ただし、さらに細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場合の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

第 3.2.7.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

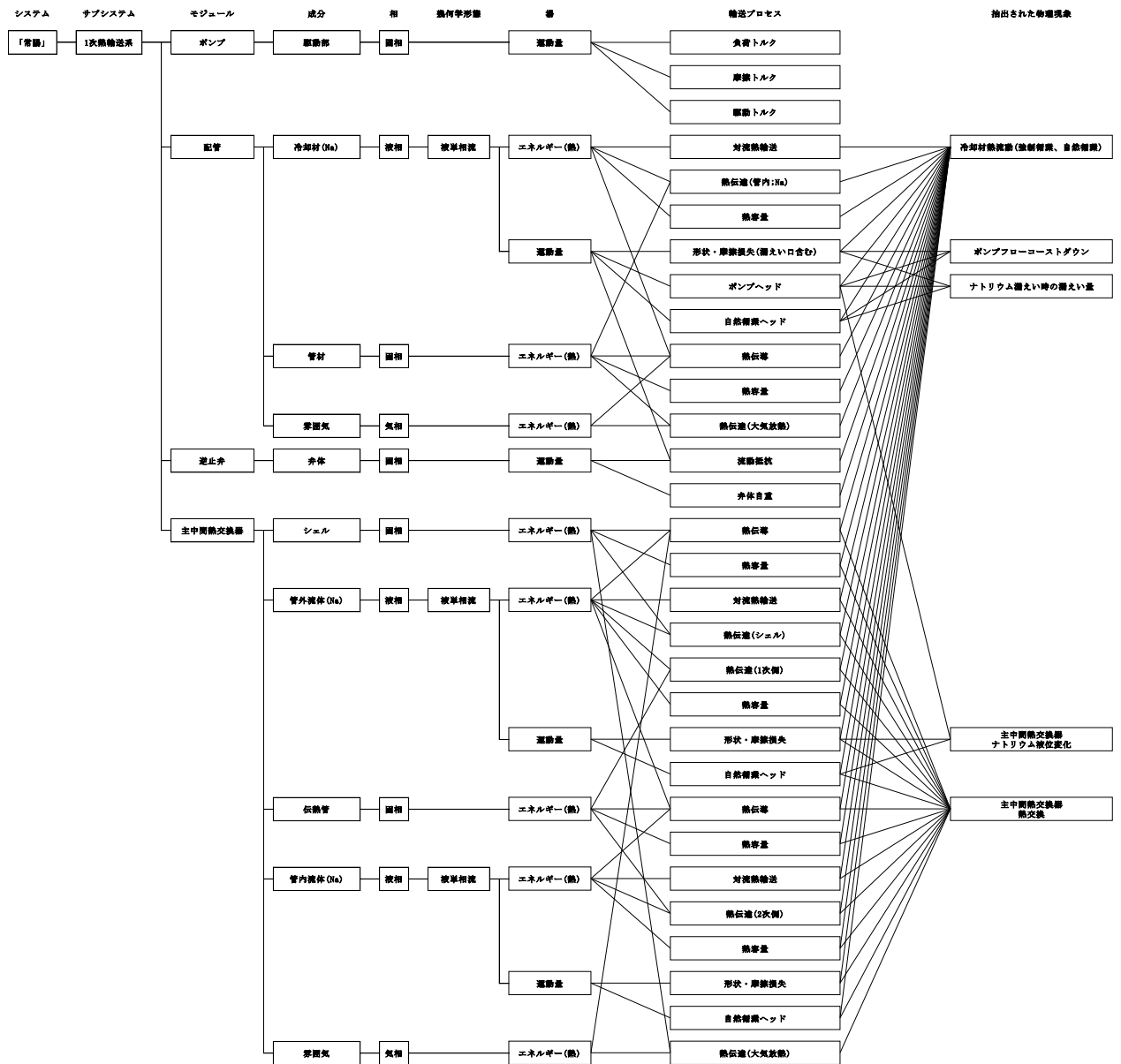


第 3. 2. 1. 1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応

(1/6)

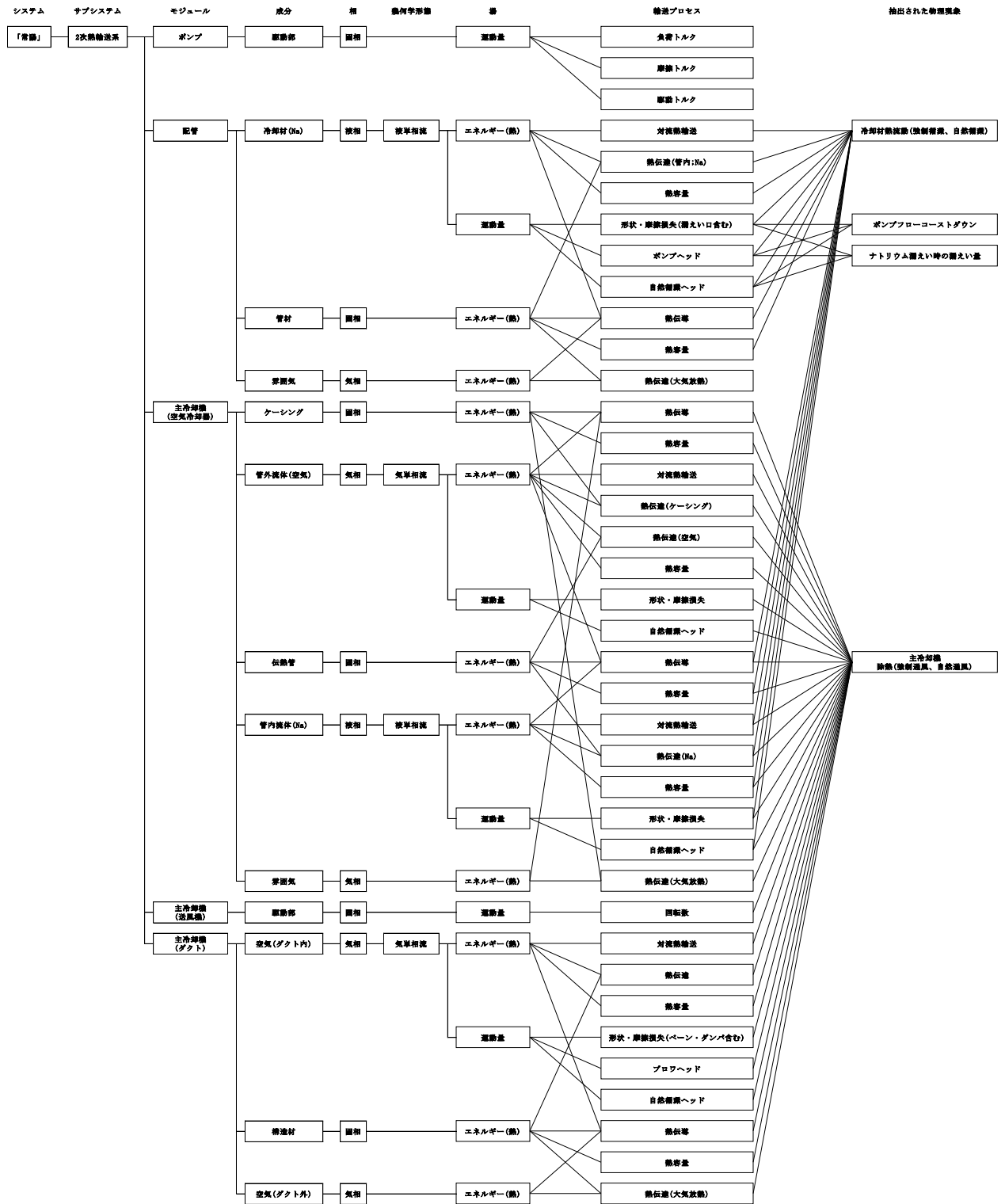


第 3.2.1.1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (2/6)

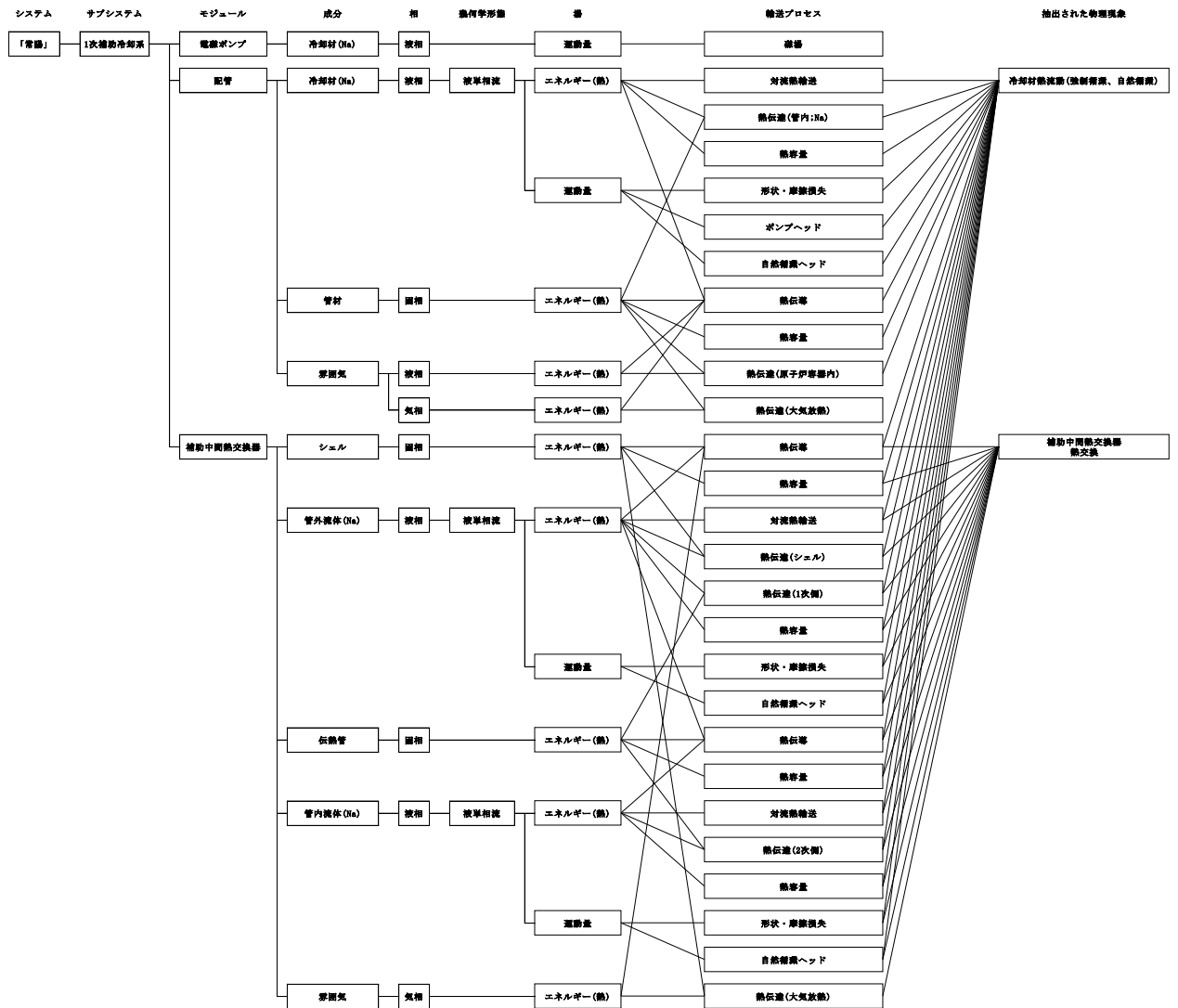


第 3. 2. 1. 1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応

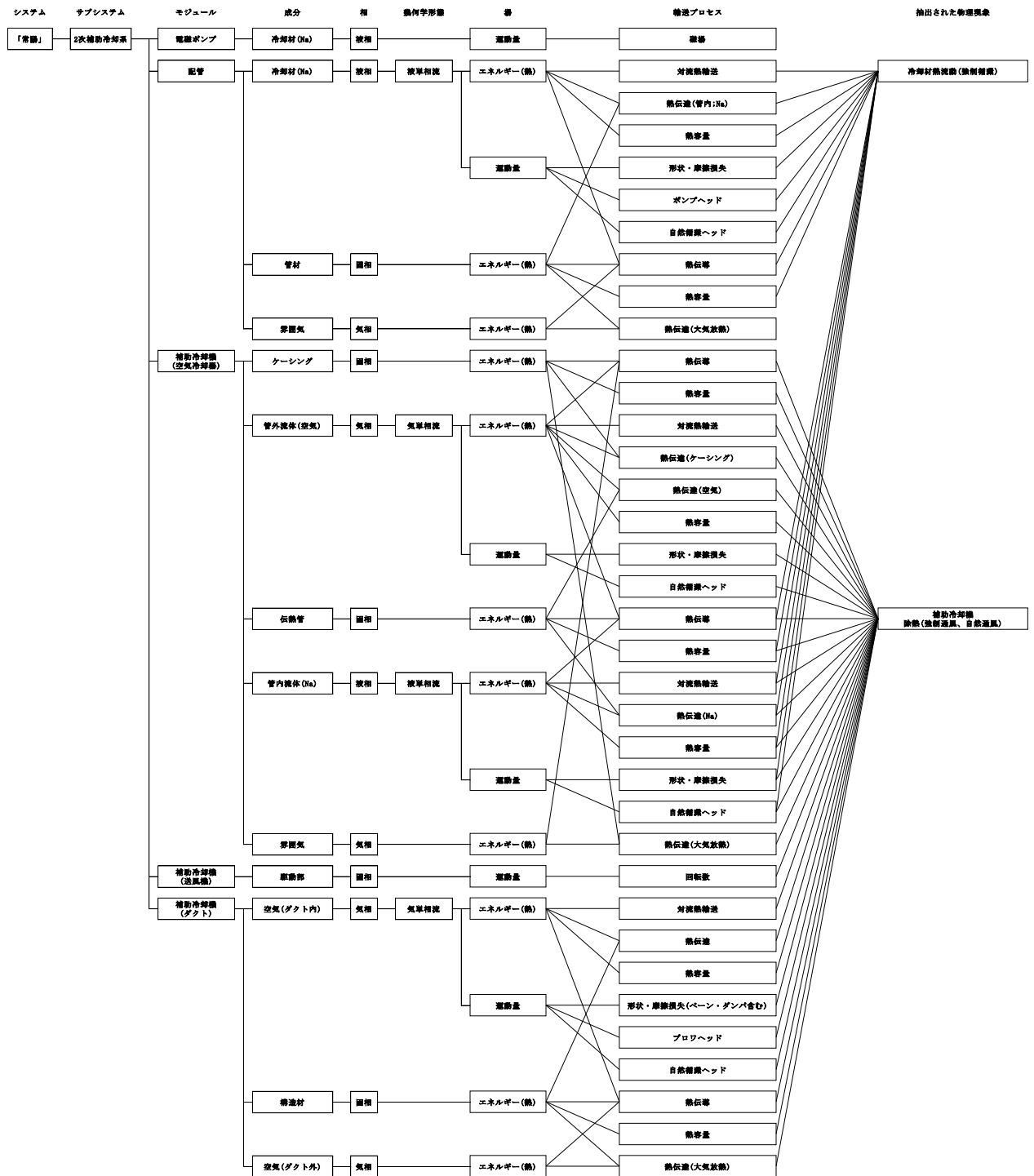
(3/6)



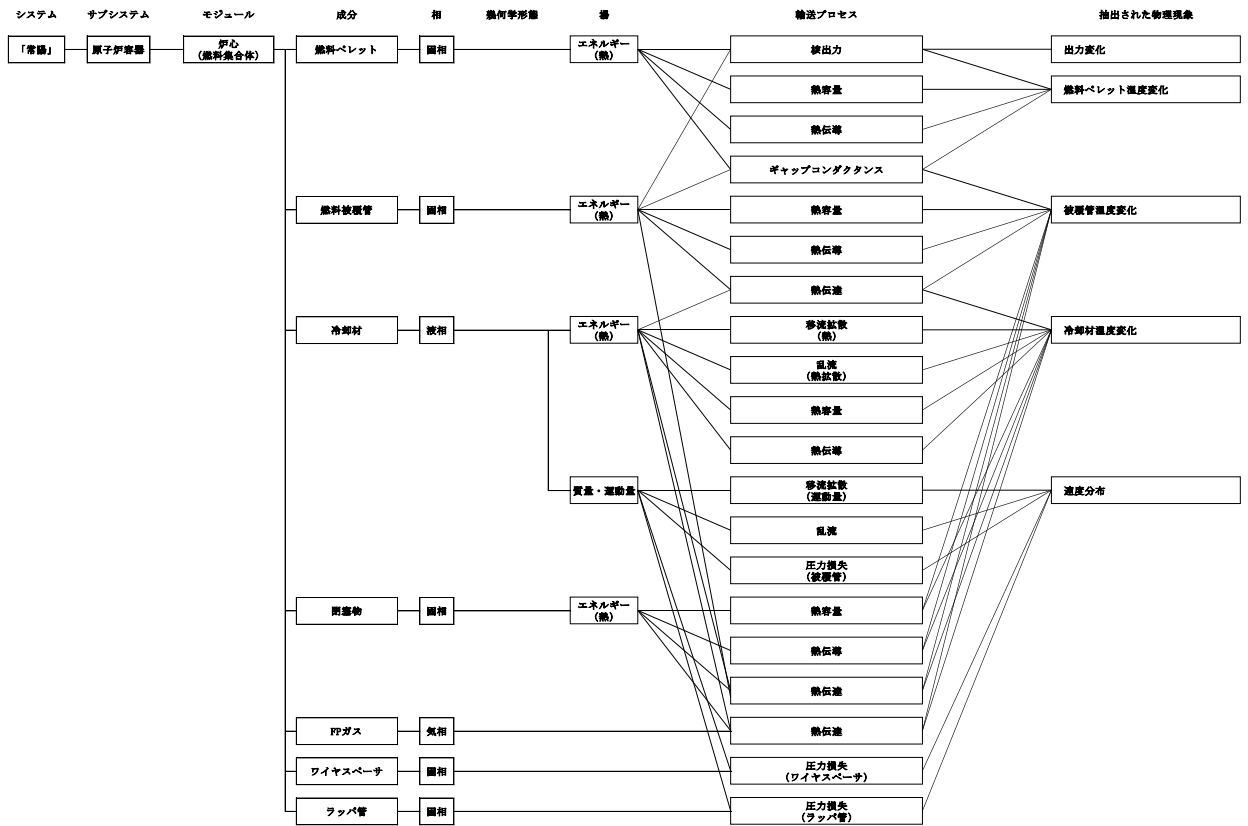
第 3.2.1.1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (4/6)



第 3. 2. 1. 1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (5/6)



第 3.2.1.1 図 炉心損傷防止措置の有効性評価の階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (6/6)



第 3. 2. 7. 1 図 LF の階層構造分析と抽出された物理現象の対応

3.3 格納容器破損防止措置の有効性評価に係る階層構造分析

3.3.1 ULOF 及び UTOP

- (1) 起因過程
- (2) 遷移過程
- (3) 機械的応答過程

(4) 再配置・冷却過程

第 3.3.1.4 図に再配置・冷却過程における階層構造分析結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム及びモジュール）として、原子炉容器、炉心、下部プレナム、上部プレナム、1 次主冷却系、2 次主冷却系、1 次補助冷却系及び 2 次補助冷却系を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分（物質）については、同種の場合の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量の輸送を輸送プロセスとした。

第 3.3.1.4 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

(5) 格納容器応答過程

第 3.3.1.5 図に格納容器応答過程における階層構造分析結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム及びモジュール）として、原子炉格納容器（床上）を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分（物質）については、同種の場合の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量の輸送を輸送プロセスとした。

第 3.3.1.5 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.3.2 ULOHS

ULOHS における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の ULOF と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.3.3. LORL（格納容器応答過程除く）

3.3.3.1 LORL(i)

第 3.3.3.1 図に格納容器破損防止措置の有効性評価における階層構造分析結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム及びモジュール）として、原子炉容器、振止部、安全容器、コンクリート遮へい体冷却系（遮へい部冷却系、ペDESTAL 部冷却系）を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分（物質）については、同種の場合の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）

で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量(力)の輸送を輸送プロセスとした。ただし、さらに細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場合の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

第 3.3.3.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.3.3.2 LORL(ii)

(a) 事象発生から主冷却系流路の途絶まで

LORL(ii)における階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の ULOF と同様となる。

第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

(b) 主冷却系流路の途絶以降の冷却過程

第 3.3.3.2 図に格納容器破損防止措置の有効性評価における階層構造分析結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域(サブシステム及びモジュール)として、原子炉容器、炉心(燃料集合体)を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分(物質)については、同種の場合の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量(力)の輸送を輸送プロセスとした。ただし、さらに細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場合の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

第 3.3.3.2 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.3.4 PLOHS(格納容器応答過程除く)

PLOHSにおける階層構造分析結果は、第 3.2.1.1 図に示した炉心損傷防止措置の ULOF と同様となる。第 3.2.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

3.3.5 LORL及びPLOHSの格納容器応答過程

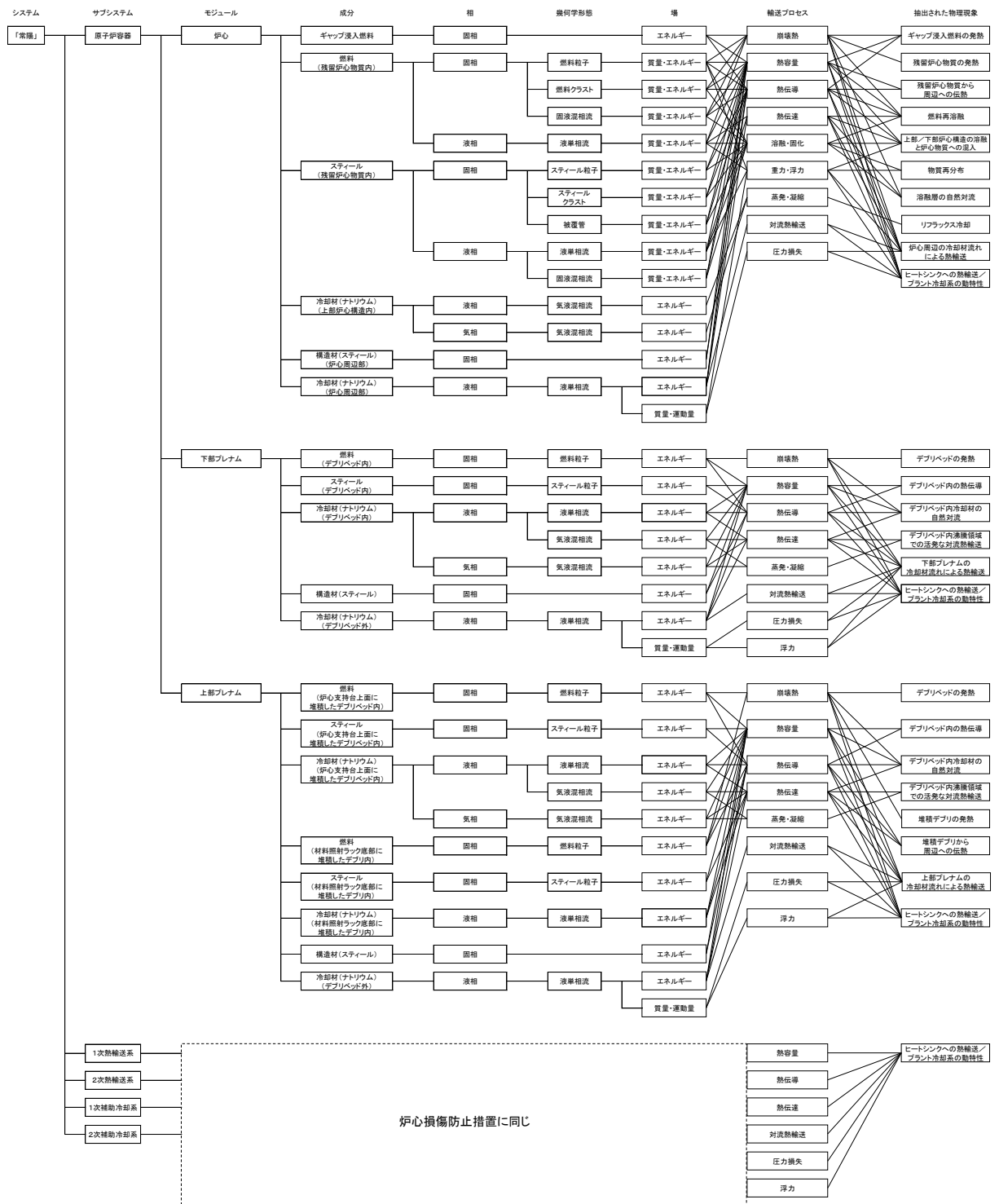
格納容器応答過程の階層構造分析における LORL 及び PLOHS の違いは、LORL では漏えいナトリウムが液体(液相)だけであるのに対して、PLOHS ではナトリウム蒸気(気相)及び液体ナトリウム(ナトリウム蒸気が凝縮)の両相となることである。即ち、ナトリウム蒸気の有無以外は同じであるため、LORL は PLOHS に含めて整理することができる。

第 3.3.5.1 図に格納容器破損防止措置の有効性評価における階層構造分析結果を示す。

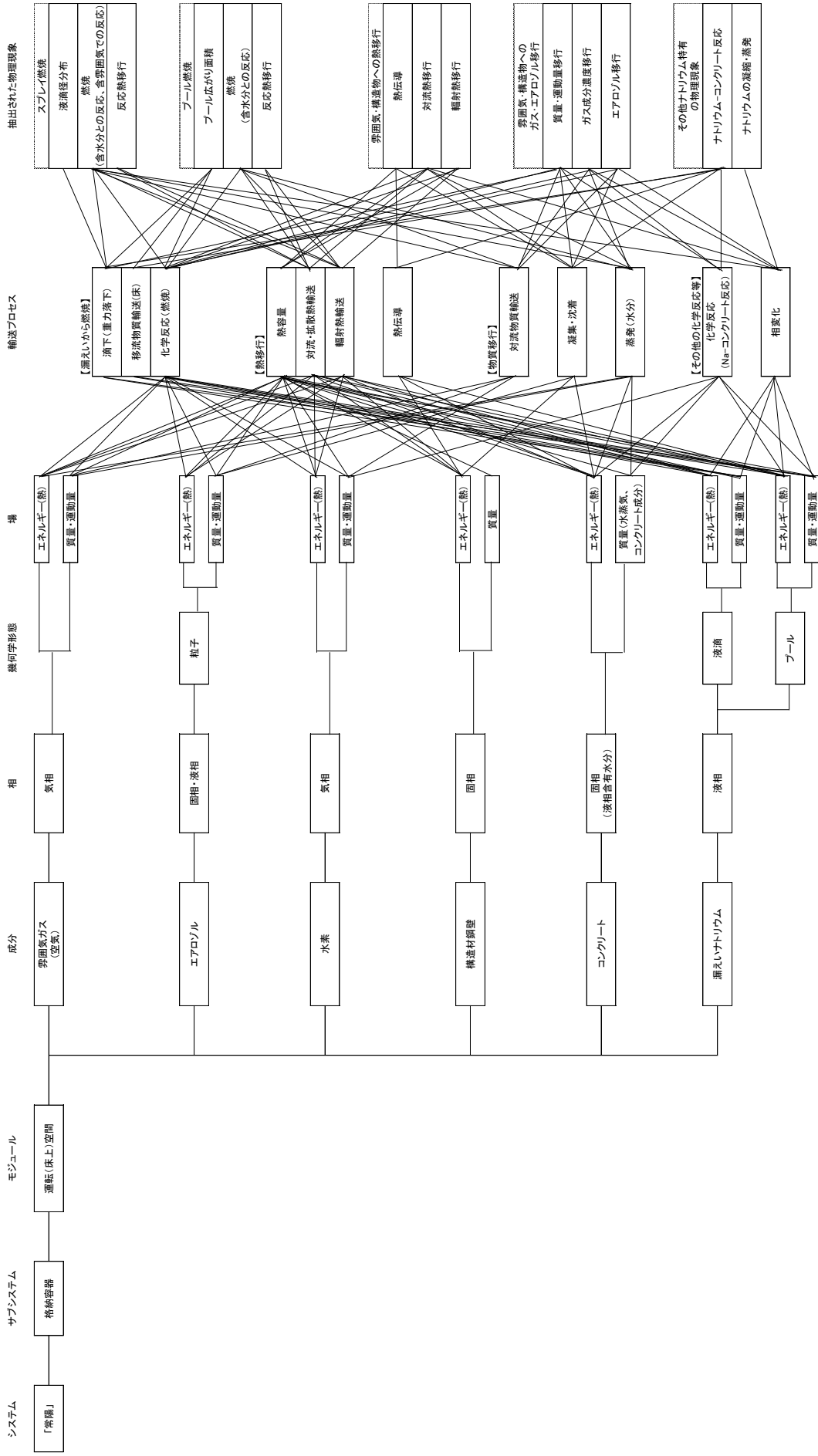
構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域(サブシステム及びモジュール)として、原子炉格納容器(床下)を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分

(物質)については、同種の場合の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量の輸送を輸送プロセスとした。

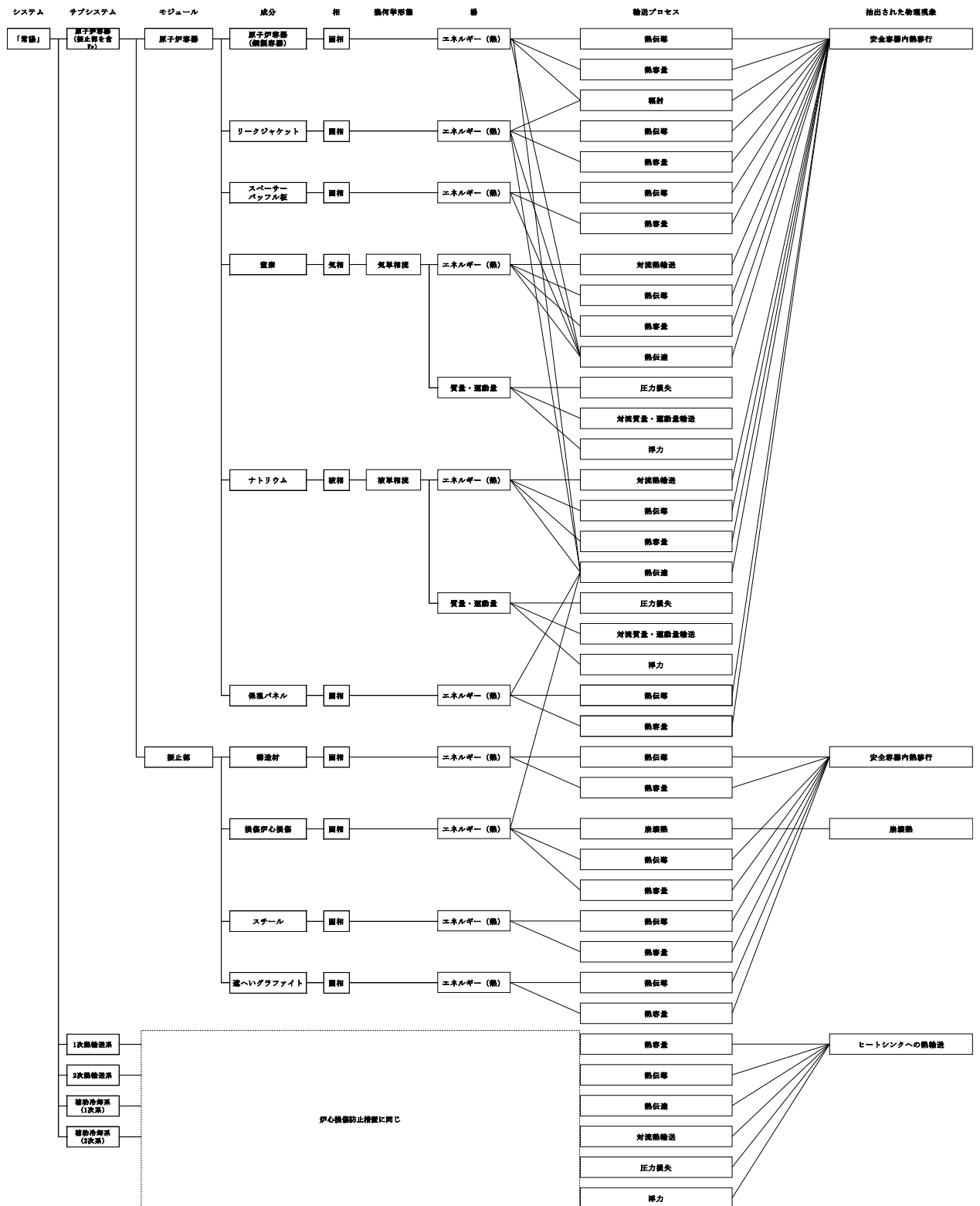
第3.3.5.1図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。



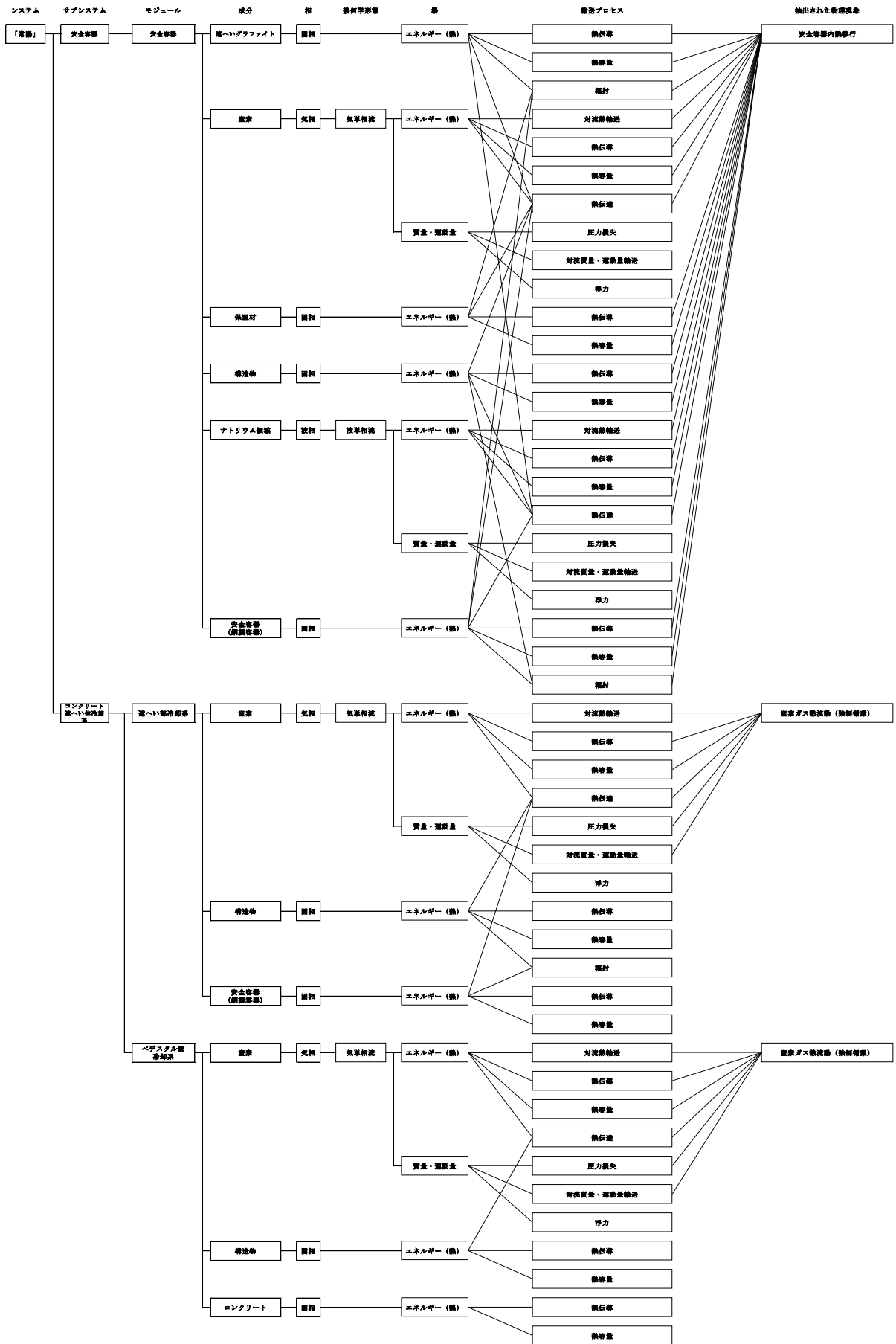
第 3.3.1.4 図 「常陽」再配置・冷却過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応



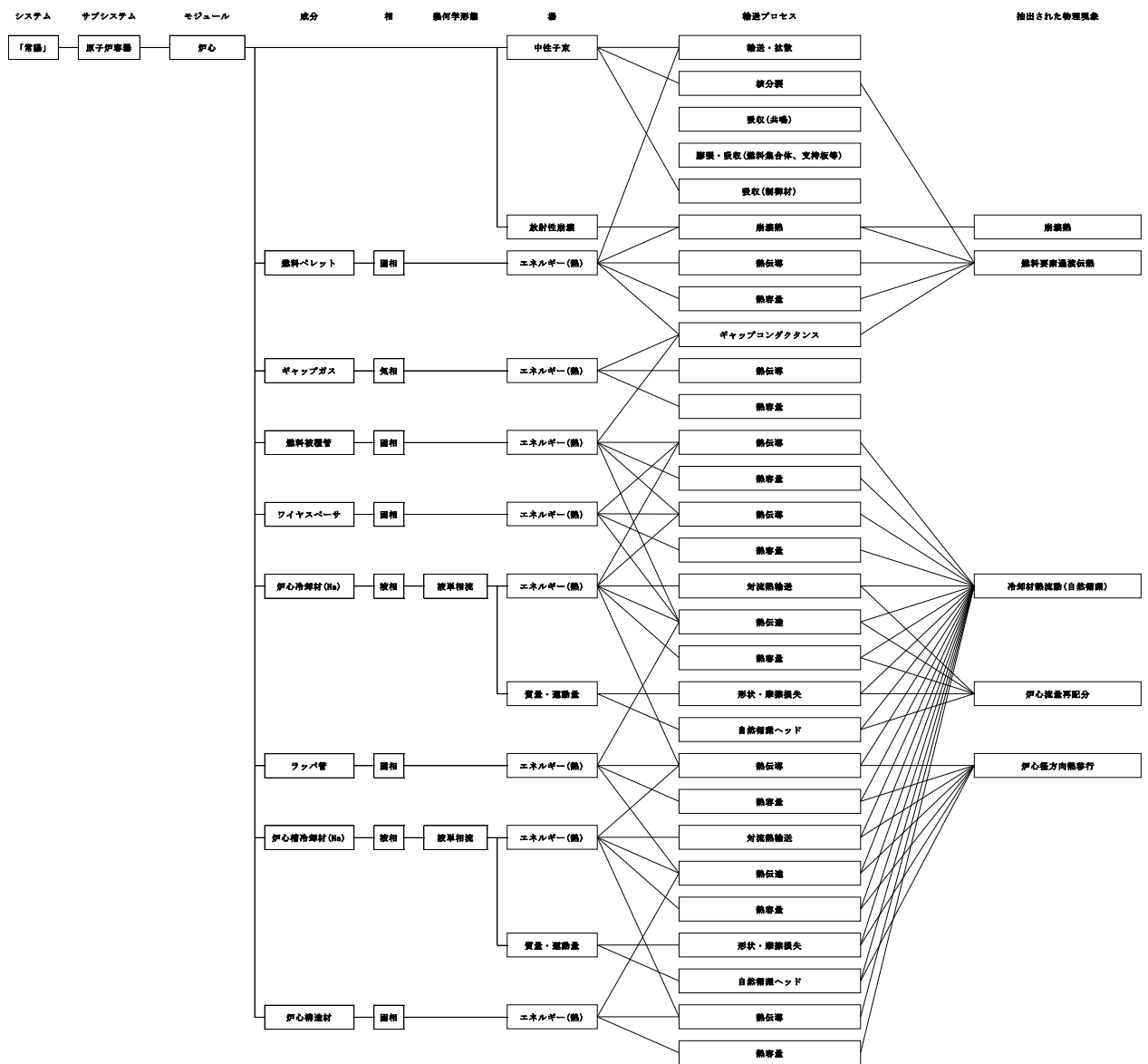
第 3.3.1.5 図 「常陽」格納容器応答過程 (ULOF) の階層構造分析と抽出された物理現象の対応



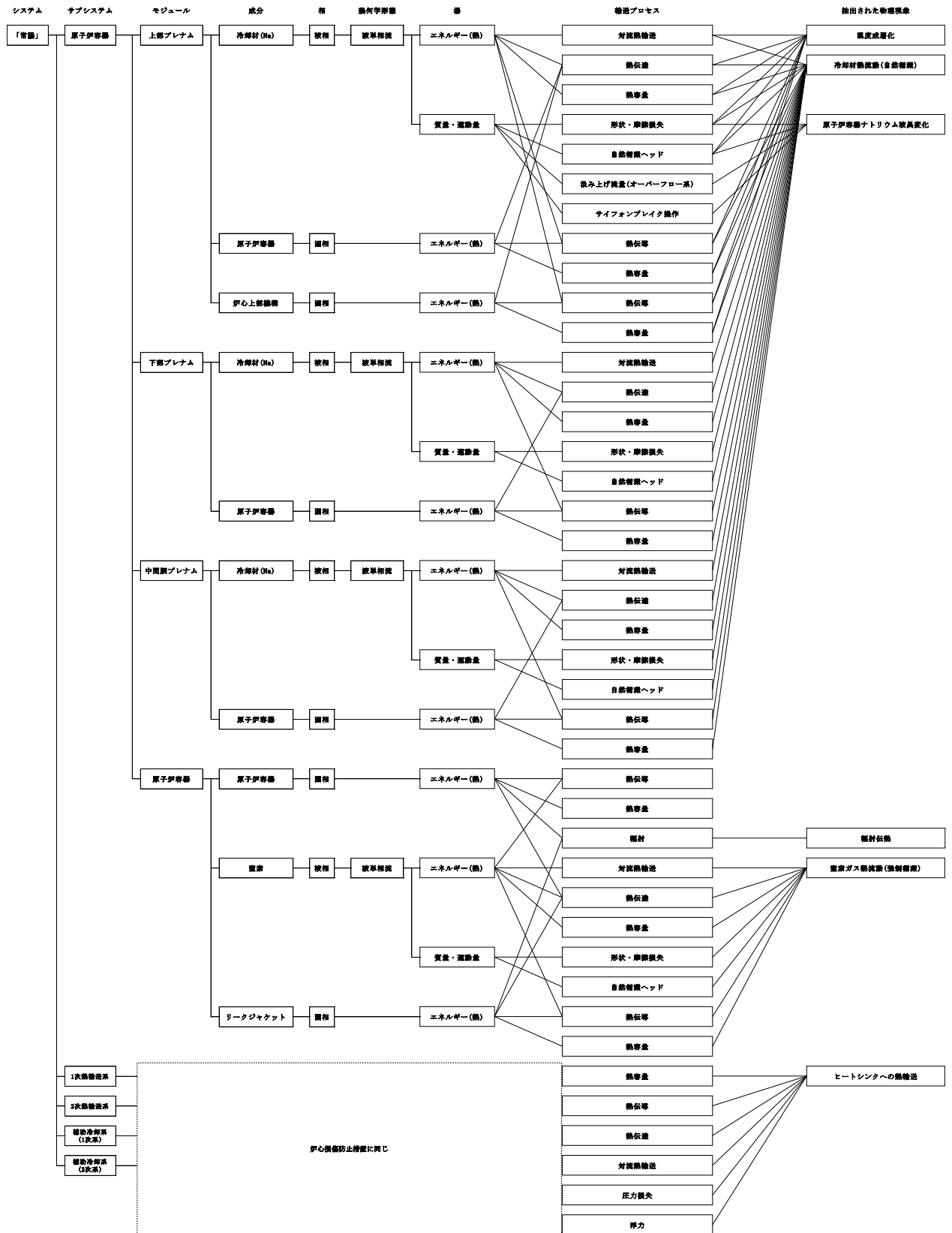
第 3.3.3.1 図 LORL (i) の階層分析と抽出された物理現象の対応 (1/2)



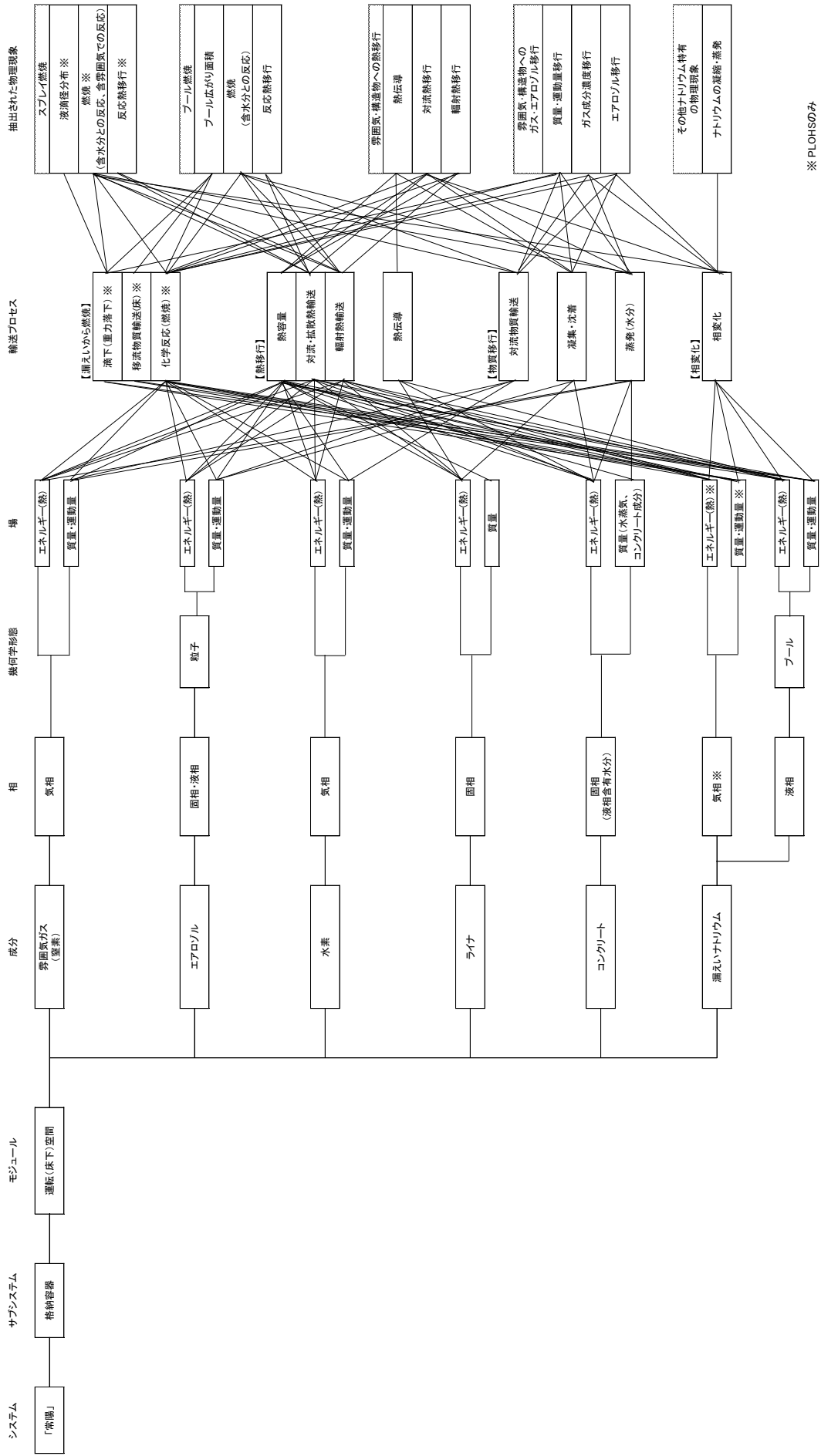
第 3.3.3.1 図 LORL (i) の階層分析と抽出された物理現象の対応 (2/2)



第 3.3.3.2 図 LORL (ii) の階層分析と抽出された物理現象の対応 (1/2)



第 3.3.3.2 図 LORL (ii) の階層分析と抽出された物理現象の対応 (2/2)



第 3.3.5.1 図 「常陽」格納容器応答過程 (LORL 及び PLOHS) の階層構造分析と抽出された物理現象の対応

4. 有効性評価に適用する計算コードの概要

4.1 Super-COPD

Super-COPDは、ナトリウム冷却型高速炉を対象としたプラント冷却系の動特性解析機能と炉心の核熱安全解析機能を有する汎用モジュール型プラント動特性解析コードであり、炉心核計算、炉心及び原子炉容器内の熱流動計算、冷却系及び熱交換器の熱流動計算、動的機器（弁、ポンプ等）の計算、並びに原子炉保護系の計算等の機能を有する。

4.2 ASFRE

ASFREは、高速炉燃料集合体内の熱流動現象の解析を目的とし、三角配列された燃料要素の間の流路又は燃料要素とラップ管で囲まれる流路を1つの流路（サブチャンネル）としてモデル化される単相サブチャンネル解析コードである。

各サブチャンネル内でワイヤスペーサの形状及び流れの方向を考慮して圧力損失を評価できるモデル及びサブチャンネル間の乱流混合を取り扱うモデルを用いている。

また、燃料集合体内冷却材流路閉塞事故の評価を行うため、任意のサブチャンネルに対して流路が閉塞された状態を解析することができる。

4.3 SAS4A

炉心損傷事象の起因過程解析コード「SAS4A」は、高速増殖原型炉「もんじゅ」の安全解析に使用したSAS3Dの次世代改良版として米国アルゴンヌ国立研究所で開発された計算コードで、原子力機構では1980年代に導入し、酸化燃料版のモデル改良及び検証を行ってきた。

SAS4Aは、起因過程において炉心の各部で時間遅れをもって発生する種々の現象を解析するモジュールを有機的に結合させた計算コードである。

SAS4Aでは、炉心を構成する燃料集合体を出力ー流量比等の条件によりグループ化し（SASチャンネル）、炉心全体を10～33程度のSASチャンネルで代表させる。各チャンネルは、上部プレナム及び下部プレナムで水力学的に結合するとともに、1点炉近似動特性で核的に結合することにより、炉心全体の事故の進展挙動を解析する。一つのSASチャンネルは、径方向及び軸方向に分割した単一燃料要素伝熱モデルで構成され、燃料ペレット、燃料ー被覆管ギャップ、被覆管、冷却材、ラップ管は、径方向伝熱モデルにより結合されているとともに、軸方向には冷却材の熱流動を介して結合されている。燃料の破損後の冷却材流路中の熔融燃料等の挙動については、軸方向1次元の質量、運動量及びエネルギーの保存則を解くことにより、冷却材が沸騰したチャンネルにおいては、ナトリウム蒸気流による熔融被覆管の移動挙動と、その後の燃料崩壊に伴う燃料の移動挙動を、未沸騰又は部分沸騰チャンネルにおいては、FCI 挙動と燃料の移動挙動を計算する。

4.4 SIMMER-IV及びSIMMER-III

SIMMER-IV及びSIMMER-IIIは、損傷炉心の核熱流動挙動を総合的に解析する計算コードで、それぞれ3次元直交座標及び2次元円筒座標で原子炉体系を模擬することができる。

本計算コードは、多相多成分熱流動を計算する流体力学モジュール、空間依存動特性を含む核計算モジュール、並びに固体の燃料要素及びラップ管を扱う構造材モジュールから構成される。

有効性評価においては、S I M M E R - IIIは補助的にしか使用していないため、以下にはS I M M E R - IVとして記載するが、幾何学的計算体系と多成分対流モデルを除くすべての物理モデルは同一である。なお、S I M M E R - IVは、米国ロスアラモス国立研究所で開発され従来使用されたS I M M E R - IIと同じ名称を踏襲してはいるが、原子力機構により高度化モデルを含めて新たに開発したS I M M E R - IIIを3次元に拡張したものである。

S I M M E R - IVは、燃料、スチール、ナトリウム、FP ガス等の炉心物質を固体、液体及び気体状態で異なる成分として区別して取り扱う。

流体力学モジュールでは、多成分多相流体の多速度場流動、多相流動様式、成分間の熱及び質量移行並びに運動量交換が計算される。固体粒子は、流動性を持つものとして扱うが、液体成分と区別して扱われる。

構造材モジュールでは、燃料要素及び集合体壁と流体との間の熱伝達及び溶融・固化・破損挙動が計算される。また、集合体壁の存在により流体の対流が制約される。

核計算モジュールでは、炉心物質の質量及び温度分布に基づく核断面積、多群輸送理論による中性子束分布及び準静近似の動特性により反応度と出力が計算される。

4.5 F L U E N T

F L U E N Tは、様々な工学的な問題に現れる熱と流れ、化学反応、構造への伝熱等を解析するための多くの物理モデルを備えた世界的に最も多く使われている汎用の計算コードの一つである。

その適用実績は、航空機の翼周り空気流動から燃焼炉内の燃焼現象、気泡塔、石油掘削プラットフォーム、半導体製造工程及びクリーンルーム設計等の各種工学プラントでの解析評価等の広範囲に及んでおり、原子炉プラントにおける熱流動解析にも適用例は多い。

また、同計算コードは、ナトリウム冷却高速炉プラントについてもこれまでに種々の熱流動課題の評価に使用してきた実績を有している。

4.6 A U T O D Y N

A U T O D Y Nは、爆発・衝撃問題のような非線形の強い事象の時刻歴応答解析のための専用の計算コードとして開発された。

本計算コードでは、流体（気体及び液体）の流動解析に適したオイラー型計算要素を用いた計算格子、及び構造物の変形解析に適したラグランジェ型及びシェル型計算要素を用いた計算格子を同時に扱うとともに、これら計算格子間の相互作用を扱うことが可能である。これにより、流体の流動と構造物の変形との間の相互作用を考慮した解析（流体-構造連成解析）が可能となっている。

A U T O D Y Nは、種々の爆発・衝撃問題に適用可能な汎用性の高い計算コードであり、流体中の圧力源が周囲の流体を加速して構造壁に圧力負荷を与えるような問題への適用においては、解析対象の幾何形状及び構造物の材料特性並びに作用する圧力源の特性に基づいて、流体-構造連成挙動を解析し、構造物のひずみ及び変位を計算することができる。

4.7 PLUG

PLUGは、原子炉容器の回転プラグを構成する複数のプラグとそれらを固定又は連結するボルトの運動をモデル化するとともに、回転プラグ上下の圧力差によるプラグ間隙を通じた格納容器床上へのナトリウムの噴出量を解析するための計算コードである。

PLUGでは、種々の回転プラグを剛体として扱い、連結ボルトを弾塑性体としてモデル化し、各プラグの1次元の運動方程式を連成させて解くことによりその相対運動を計算する。また、原子炉容器内と格納容器（床上）との圧力差を用いて、ベルヌーイの式から回転プラグ間の相対変位により生じる間隙から噴出するナトリウム量を計算する。

4.8 CONTAIN-LMR

CONTAIN-LMRは、シビアアクシデント時に格納容器内で生じる様々な現象（ナトリウム燃焼、水素燃焼及びナトリウム-コンクリート反応等）を解析し、環境へ漏えい・放出される放射性物質の種類と量（ソースターム）を解析するための計算コードである。同計算コードは米国サンディア国立研究所で開発を開始され、原子力機構では1980年代に導入し、独自のモデル改良及び検証を行ってきた。

CONTAIN-LMRでは、解析体系をセルと呼ぶ単位に分割して、各セルの物理量（圧力、ガス温度・成分及びエアロゾル濃度等）は平均値で記述される。また、セル内には、複数の構造物（床、壁、天井及び内部構造物）を設定することができる。構造物内部の温度変化は、1次元の熱伝導で扱われ、セルの雰囲気との間での自然対流熱伝達、水やナトリウム蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着等を考慮できる。

CONTAIN-LMRは、ナトリウム燃焼、デブリー-コンクリート相互作用、ナトリウム-コンクリート反応及び水素燃焼等の個別現象解析コードを統合したモジュラー型のコードシステムであり、格納容器内の広範の事故解析に適用可能である。

5. 計算コードの有効性評価への適用性

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価を行うに当たって、関連する物理現象を抽出し、それらの物理現象に関する解析モデルを備えた計算コードとして、有効性評価へ適用する計算コードを選定した。

これらの計算コードのうち、商用コードである⑤及び⑥を除く計算コードの解析モデルの妥当性及び有効性評価への適用性の検討結果については、第1部～第6部に示す。また、商用コードである⑤及び⑥に対する検討結果については、それぞれ参考資料1及び参考資料2に示す。

なお、格納容器破損防止措置の有効性評価においては、評価事故シーケンスをいくつかの過程に分割して、それぞれ異なる計算コードで解析を行う。各計算コード間でのデータの引継ぎ方法を参考資料3に示す。

第 1 部

S u p e r - C O P D

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する多量の放射性物質等を放出するおそれのある事故への対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、Super-COPDについて、以下の項目に関してまとめたものである。

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・妥当性確認

2. 重要現象の特定

2.1 評価事故シーケンスと評価指標

Super-COPDが適用される炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価における事象グループについて、具体的な評価事故シーケンス及びその事象の推移と有効性評価の評価項目に関わる重要なパラメータに相当する評価指標について記述する。

第1図～第8図に、各評価事故シーケンスにおける定格運転状態から事故事象の発生、収束に至るまでの機器動作を含む事象推移と物理現象を事象進展チャートとして示す。これらの事象進展チャートから、事象の推移と有効性評価の評価項目に関わる重要なパラメータである評価指標を抽出し、重要現象を抽出した。

2.1.1 炉心損傷防止措置の有効性評価の評価事故シーケンスと評価指標

炉心損傷防止措置の有効性評価において、Super-COPDを用いて解析を行う評価事故シーケンスは、以下の6つである。

- ・ULOF（外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発失敗の重畳事故）
- ・UTOP（出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故）
- ・ULOHS（2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故）
- ・LORL（1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故）
- ・PLOHS(i)（外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故）
- ・PLOHS(ii)（2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故）

以下、各評価事故シーケンスに対する事象推移と評価指標について説明する。

(1) ULOF（外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発失敗の重畳事故）

第1図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因により外部電源を喪失し、それによって1次主

循環ポンプが全数（2台）停止するとともに、原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信に失敗、又は、発信に成功するものの、原子炉保護系（スクラム）が動作しなかったことで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、定格出力に対して、1次主循環ポンプトリップにより炉心流量が減少することで十分な炉心冷却ができなくなり、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、代替原子炉トリップ信号「1次主循環ポンプトリップ」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入され、原子炉が停止して、未臨界が確保される。その後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系の強制循環による崩壊熱除去運転を行い、事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、後備炉停止制御棒が挿入されるまでの間に炉心温度が上昇する可能性があるため、被覆管温度及び炉心冷却材温度を評価指標とする。

(2) UTOP（出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故）

第2図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で制御棒の連続的な引抜きが生じ、原子炉の出力が上昇した状態で原子炉トリップ信号「中性子束高（出力領域）」の発信に失敗、又は、発信に成功するものの、原子炉保護系（スクラム）が動作しなかったことで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉出力上昇時に原子炉停止機能を喪失することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、制御棒連続引抜き阻止インターロックにより制御棒の引抜きを停止するとともに、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入され、原子炉が停止して、未臨界が確保される。その後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系の強制循環による崩壊熱除去運転を行い、事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、後備炉停止制御棒が挿入されるまでの間に、原子炉出力が上昇し、炉心温度が上昇する可能性があるため、燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度を評価指標とする。

(3) ULOHS（2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故）

第3図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、2次主冷却系1ループにて何らかの原因で主循環ポンプがトリップして2次冷却材流量が減少した後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗、又は、発信に成功するものの、原子炉保護系（スクラム）が動作しなかったことで、制御棒（主炉停止系）の挿入に失敗する事象を想定する。この場合、2次冷却材流

量の減少時に原子炉の停止機能を喪失することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信により、後備炉停止制御棒が挿入され、原子炉が停止して、未臨界が確保される。その後は、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による1次主冷却系強制循環による崩壊熱除去運転を行い、事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、後備炉停止制御棒が挿入されるまでの間に炉心温度及び系統温度が上昇する可能性があるため、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を評価指標とする。

(4) LORL（1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故）

第4図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の安全容器内配管（内側）が破損し、原子炉が原子炉トリップ信号「炉内ナトリウム液面低」により自動停止した後、漏えい量が抑制された状態での崩壊熱除去中に、配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいする事象を想定する。この場合、主中間熱交換器内の胴窓より低所で冷却材が漏えいし、かつ、継続すると、原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、補助冷却設備の運転による強制循環冷却により、炉心の崩壊熱除去運転を行い、事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、原子炉容器内の冷却材減少及び流量減少により炉心温度が上昇する可能性があるため、また、補助冷却設備単独による崩壊熱除去運転を行うため、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）を評価指標とする。

(5) PLOHS(i)（外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故）

第5図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で外部電源が喪失し、原子炉が「電源喪失」により自動停止した後、原子炉停止後の崩壊熱除去において、1次主循環ポンプのポニーモータ運転による強制循環冷却に失敗するとともに、補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、炉心冷却機能を喪失することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、主冷却系の自然循環による崩壊熱除去を継続することにより、

事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、原子炉停止後の崩壊熱及び、1次主循環ポンプの低速運転失敗による炉心流量減少によって、炉心温度が上昇する可能性があるため、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を評価指標とする。

(6) PLOHS(ii) (2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故)

第6図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、2次主冷却系1ループにて何らかの原因で冷却材の漏えいが生じ、原子炉が原子炉トリップ信号「原子炉入口冷却材温度高」により自動停止した後、原子炉停止後の崩壊熱除去において、1次主冷却系における低速運転(1次主循環ポンプのポニーモータを使用)による強制循環冷却に失敗するとともに、補助冷却設備の運転による強制循環冷却に失敗する事象を想定する。この場合、原子炉自動停止後の崩壊熱除去において、炉心の冷却機能を喪失することから、炉心の露出によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

これを防止するために、健全な主冷却系1ループの自然循環による崩壊熱除去を継続することにより、事象を収束させる。

Super-COPDによる解析は、事象発生から停止までを対象とし、原子炉停止後の崩壊熱及び、1次主循環ポンプの低速運転失敗による炉心流量減少によって、炉心温度が上昇する可能性があるため、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を評価指標とする。

2.1.2 格納容器破損防止措置の有効性評価の評価事故シーケンスと評価指標

格納容器破損防止措置の有効性評価において、Super-COPDを用いて解析を行う評価事故シーケンスは以下の2つである。

- ・ULOF (外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発失敗の重畳事故)
- ・ULOHS (2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故)

以下、各評価事故シーケンスに対する事象推移と評価指標について説明する。

(1) ULOF (外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発失敗の重畳事故)

第7図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因により外部電源を喪失し、それによって1次主循環ポンプが全数(2台)停止するとともに、原子炉トリップ信号「電源喪失」の発信に失敗し、さらに、代替原子炉トリップ信号「1次主循環ポンプトリップ」の発信に失敗、又は、発信に成功するものの、後備炉停止系用論理回路が動作しなかったことで、制御棒(主炉停止系)及び後備炉停止制御棒とともに挿入に失敗する事象を想定する。この場合、

定格出力に対して、1次主循環ポンプトリップにより炉心流量が減少することで十分な炉心冷却ができなくなり、炉心昇温によって炉心の著しい損傷に至る。1次主循環ポンプトリップ後は、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）による強制循環冷却による崩壊熱除去が行われる。

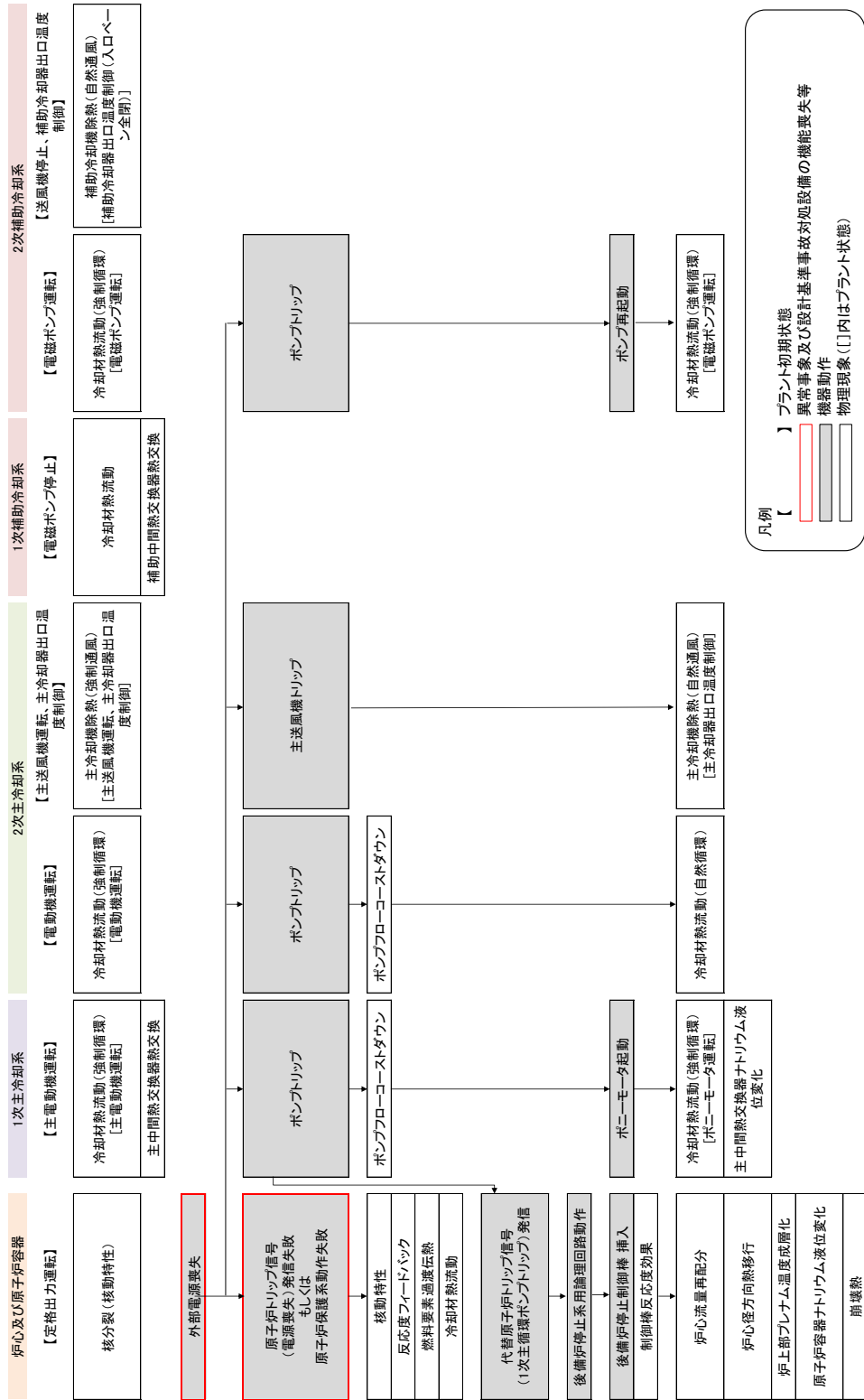
Super-COPDによる解析では、原子炉容器内で再配置した損傷炉心物質の冷却性解析の境界条件に使用する1次主冷却系流量及び原子炉入口冷却材温度を計算する。また、損傷炉心物質からの崩壊熱がプラント冷却系を通じで最終ヒートシンクに安定に輸送できることを確認する。

なお、再配置・冷却過程で下部プレナムに堆積したデブリベッドの冷却解析には、Super-COPDの「デブリベッド熱計算モジュール」を単体で使用する。この場合の評価指標はデブリベッド温度（デブリベッド内の冷却材温度）である。

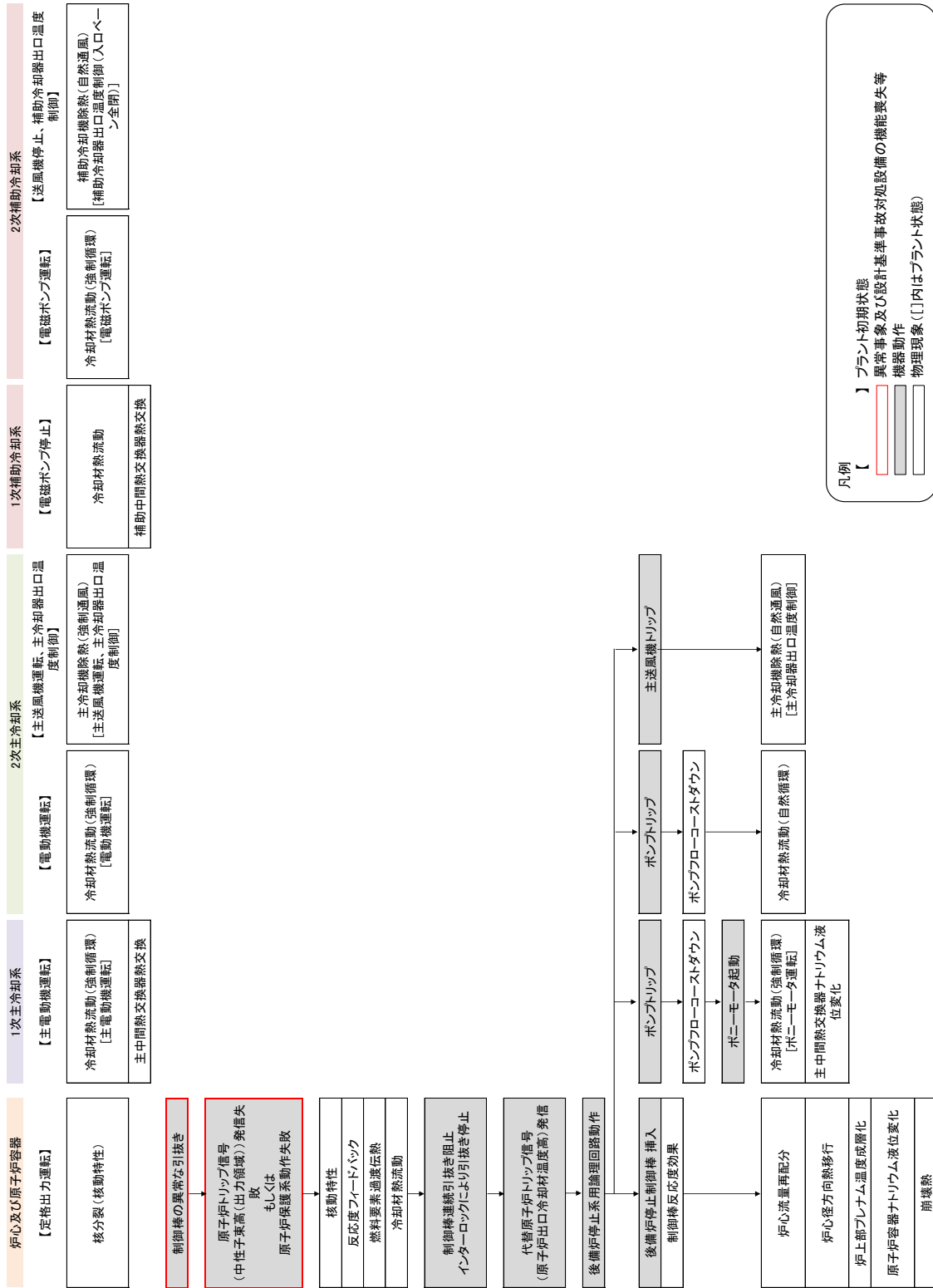
(2) ULOHS（2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故）

第8図に、本評価事故シーケンスの事象進展チャートを示す。本評価事故シーケンスでは、原子炉の出力運転中に、2次主冷却系1ループにて何らかの原因で主循環ポンプがトリップして、冷却材流量が減少した後、原子炉トリップ信号「2次冷却材流量低」の発信に失敗し、さらに、代替原子炉トリップ信号「原子炉出口冷却材温度高」の発信に失敗、又は、発信に成功するものの、後備炉停止系用論理回路が動作しなかったことで、制御棒（主炉停止系）及び後備炉停止制御棒ともに挿入に失敗する事象を想定する。この場合、2次冷却材流量の減少時に原子炉の停止機能を喪失することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性があるが、炉心の昇温による負の反応度フィードバックによって原子炉出力は低下し、1次冷却材温度は定格運転時よりも上昇するが、1次主冷却系の強制循環と2次主冷却系の自然循環が継続し、1次冷却材温度の上昇は抑えられ、高温で静定する状態が保たれる。

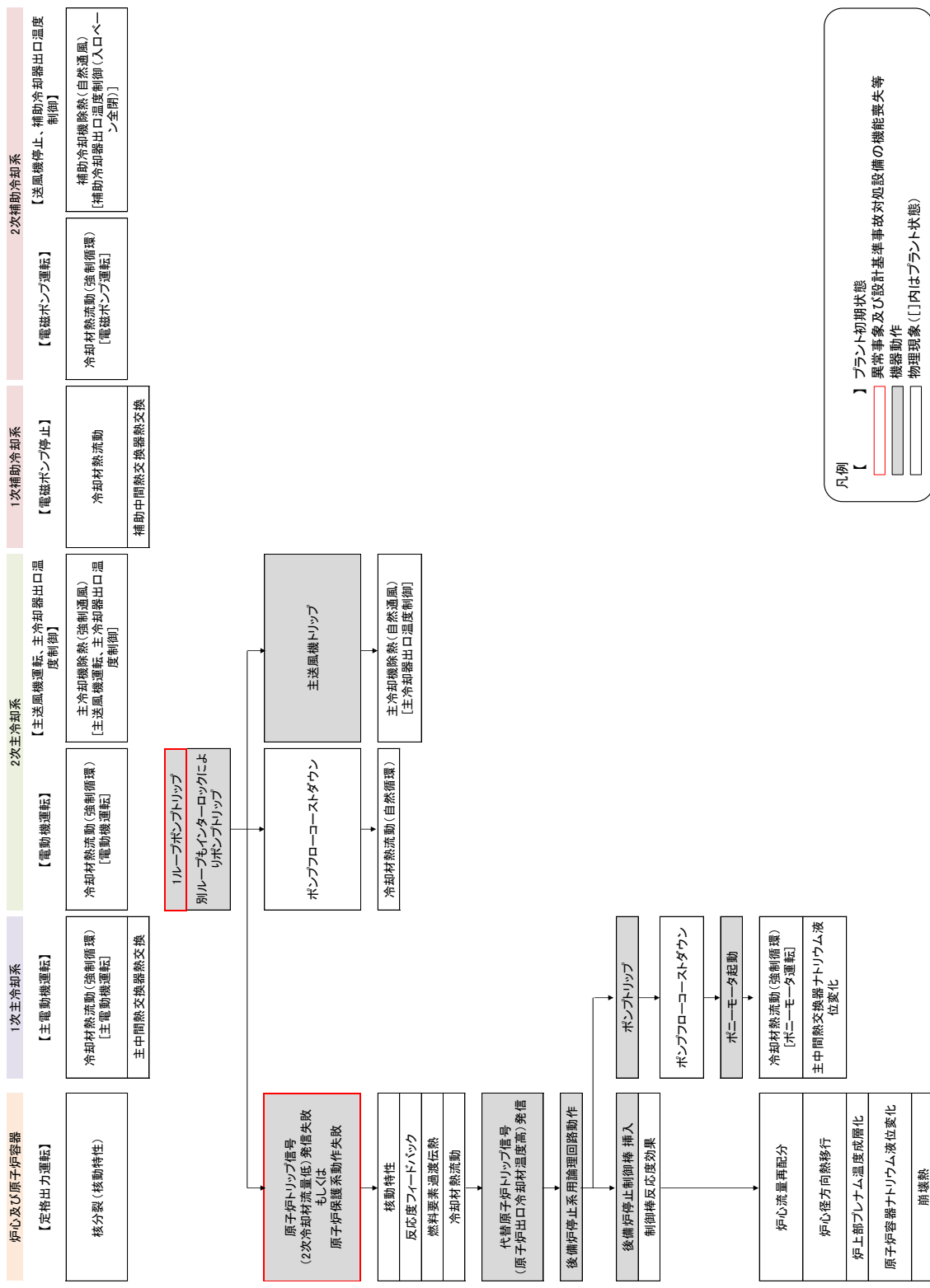
Super-COPDによる解析は、事象発生から1次冷却材温度の挙動が静定するまでを対象とし、原子炉停止の失敗により炉心温度が上昇する可能性があるため、燃料温度、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度を評価指標とする。



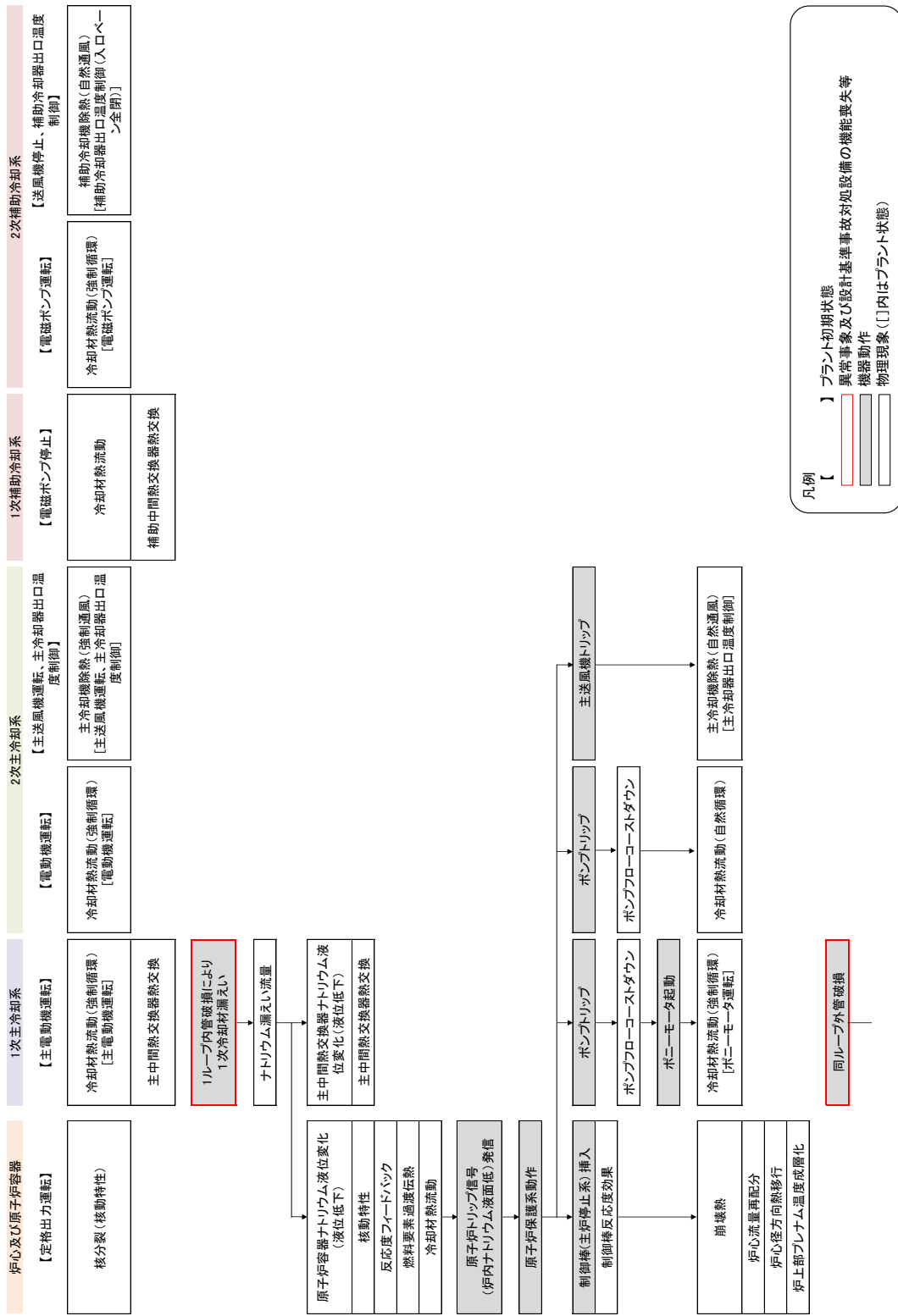
第1図 炉心損傷防止措置時 (ULOF) の事象進展チャート



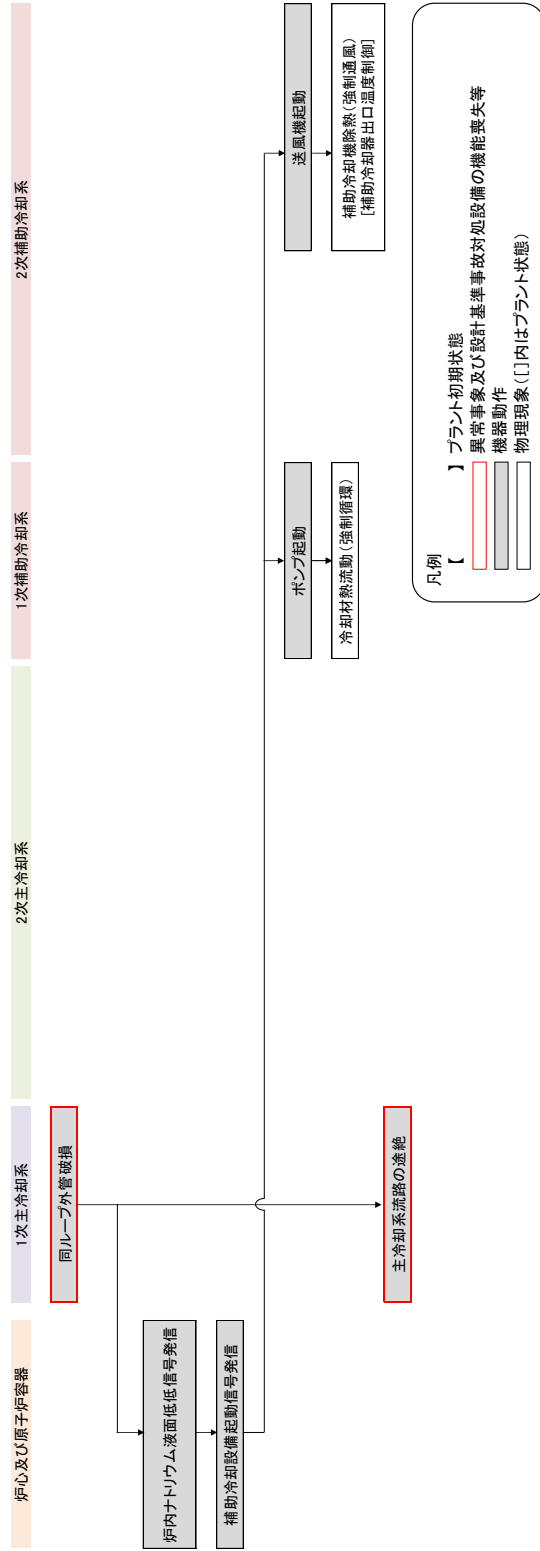
第2図 炉心損傷防止措置時(UTOP)の事象進展チャート



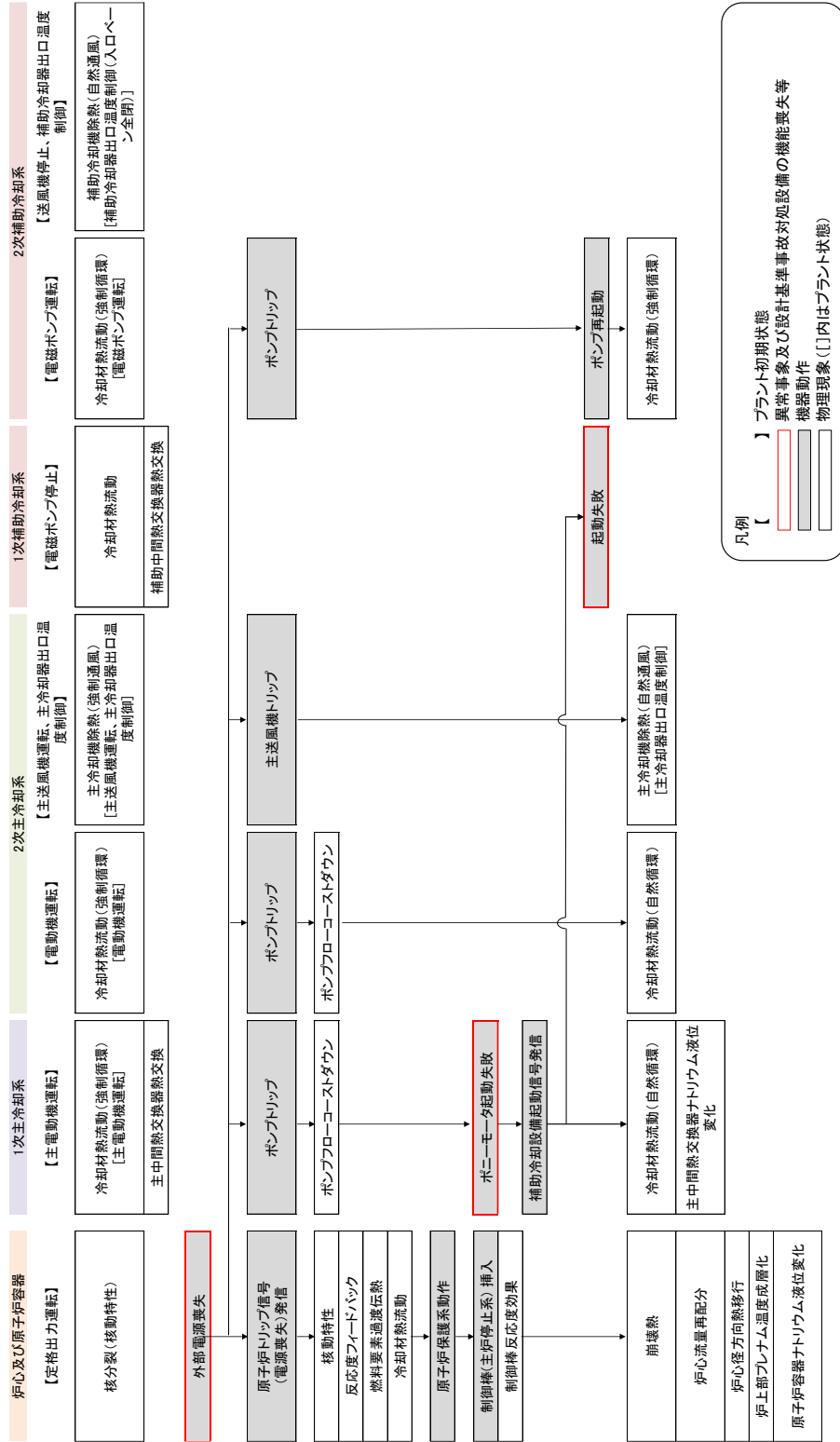
第3図 炉心損傷防止措置時 (ULOHS) の事象進展チャート



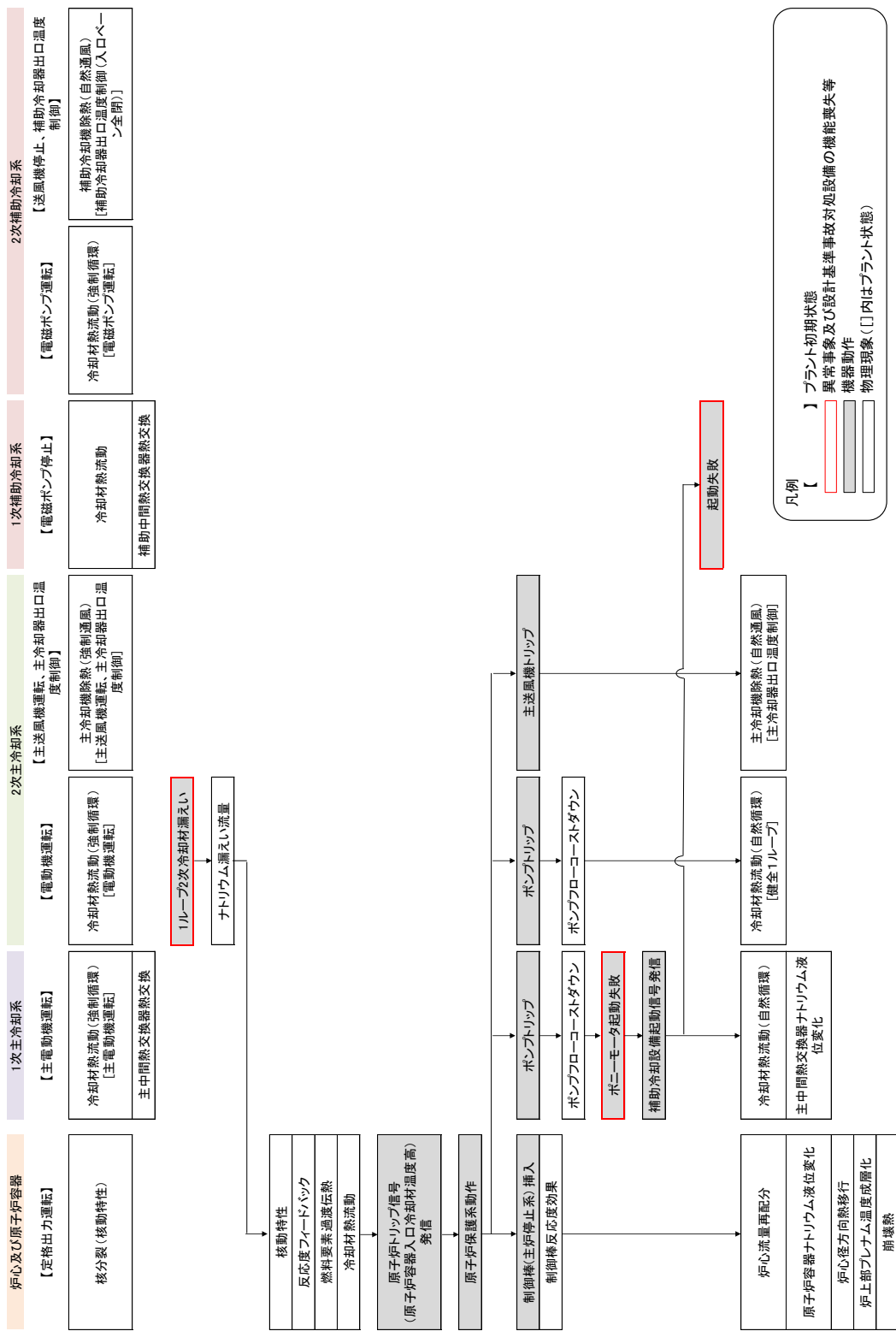
第4図 炉心損傷防止措置時(LORL)の事象進展チャート(1/2)



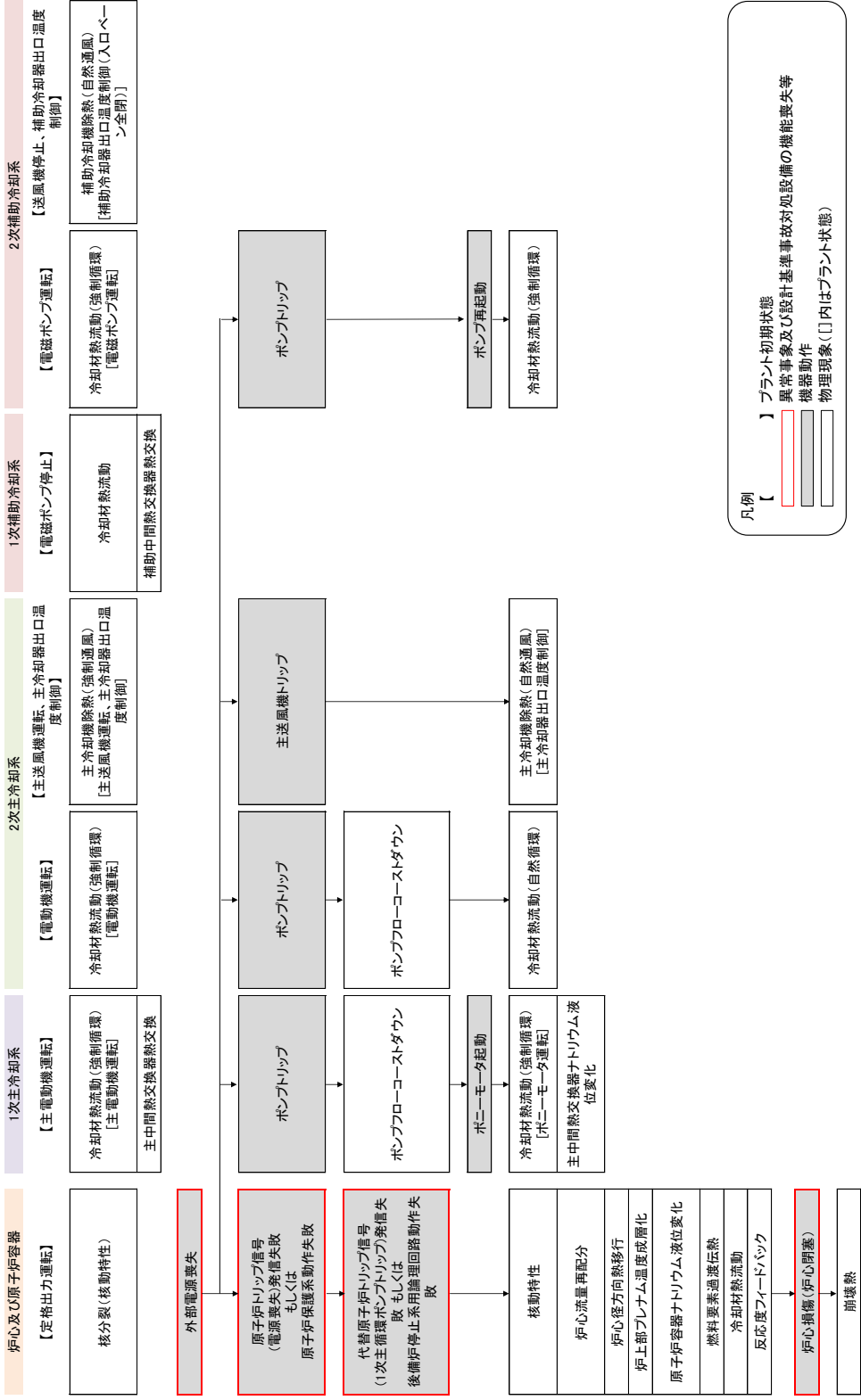
第4図 炉心損傷防止措置時 (LORL) の事象進展チャート (2/2)



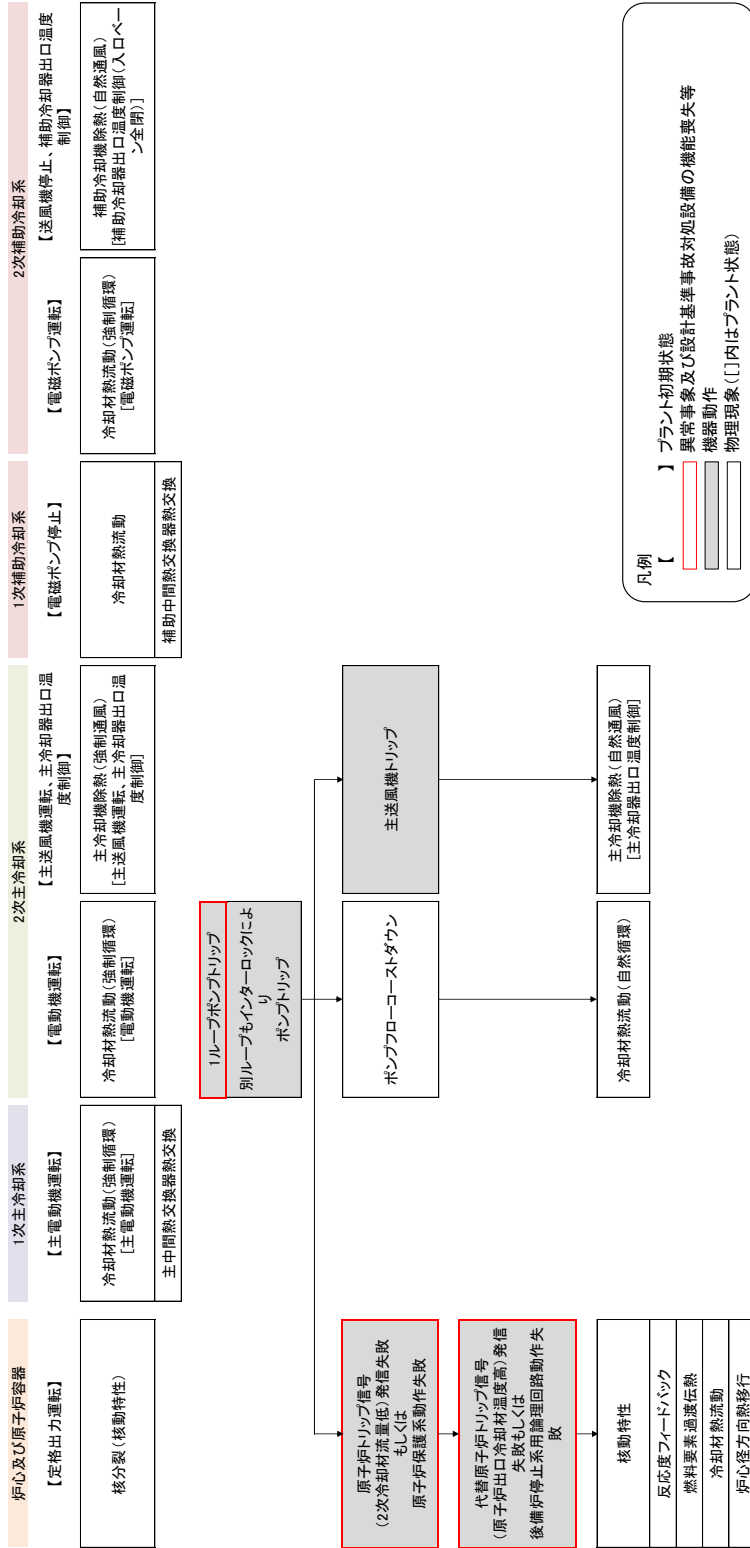
第5図 炉心損傷防止措置時 (PLOHS(i)) の事象進展チャート



第6図 炉心損傷防止措置時 (PLOHS (ii)) の事象進展チャート



第7図 格納容器破損防止措置時(ULOF)の事象進展チャート



第8図 格納容器破損防止措置時 (ULOHS) の事象進展チャート

2.2 ランクの定義

2.1 節で述べた評価事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について、重要現象を抽出するためのランク付けの定義及び取扱いを第1表に示す。

2.3 物理現象に対するランク付け

2.1 節で述べた評価事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について、第1表の定義に従い、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価における評価指標への影響について、それぞれ第2表及び第3表の通りランク付けを行い、「H」及び「M」に分類される物理現象を重要現象として抽出した。

以下に、物理現象毎にランク付けの考え方を示す。なお、2次主冷却系のポンプフローコストダウン特性及び補助冷却機除熱（自然通風）は、全事象において評価指標に影響を与えないため、第2表及び第3表には示していない。

2.3.1 炉心損傷防止措置の有効性評価における重要現象

(1) 反応度フィードバックと核動特性（制御棒反応度効果を含む）

本物理現象は、制御棒による反応度変化や、炉心部の各部の温度変化に伴う反応度変化により、原子炉の出力が変化する現象である。制御棒による反応度、炉心部の各部の温度、動特性パラメータが影響する。本物理現象は、原子炉停止までの炉心温度に影響を及ぼす。また、原子炉停止までの時間が長い又は原子炉が停止しない場合は系統温度にも影響する。

ULOF では、原子炉停止までの燃料温度に影響を及ぼし、その結果、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

UTOP 及び ULOHS では、原子炉停止までの評価指標である燃料温度に影響を及ぼし、その結果、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

LORL 及び PLOHS では、評価指標を計算するのが原子炉停止後であるため、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(2) 燃料要素過渡伝熱

本物理現象は、核分裂や放射性崩壊による発熱の変化、被覆管周りの冷却材温度及び流量変化に伴って燃料要素（燃料ピン）の温度が変化する現象である。核分裂や放射性崩壊による発熱量、燃料ペレットの熱伝導率及び熱容量、ギャップコンダクタンス、被覆管の熱伝導率及び熱容量、被覆管周りの冷却材温度及び流量が影響する。本物理現象は、原子炉停止までの燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響する。

ULOF では、原子炉停止までに生じる評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピーク（原子炉トリップ直後の流量と出力のミスマッチによって出現する温度の極大

値)に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

UTOP では、原子炉停止までに生じる燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピークに影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS でも、UTOP と同様、原子炉停止までに生じる燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピークに影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

LORL 及び PLOHS では、評価指標を計算する時間帯では崩壊熱が低いため影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(3) 炉心の冷却材熱流動

本物理現象は、被覆管外表面温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の流量の変化に伴って冷却材温度が変化する現象である。被覆管外表面温度、被覆管から冷却材までの熱伝達率、冷却材の熱容量が影響する。本物理現象は、過渡時の炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られない場合に被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響する。

ULOF、UTOP 及び PLOHS では、過渡時の炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られないため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に直接的に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS でも、過渡時の炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られないため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に直接的に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、1次主冷却系が途絶した際の炉心流量の低下時に炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られない可能性があるが、他の事象に比べその程度は小さい。このため、重要度は「M」とする。

(4) 炉心流量再配分（自然循環状態での炉心流量再配分）

本物理現象は、強制循環状態から1次主循環ポンプを停止し、ポンプによる吐出圧力がない状態、すなわち自然循環状態において、浮力により各集合体への炉心流量の配分比が強制循環時の配分比から変化する現象である。各集合体の温度分布（浮力）と圧力損失が影響する。本物理現象は、1次主循環ポンプ停止後の自然循環時の低流量状態において炉心冷却材温度に対して影響を及ぼす。

ULOF、UTOP、ULOHS 及び LORL では、評価指標の計算は強制循環時（1次主循環ポンプ（主電動機又はポニーモータ）及び補助冷却系電磁ポンプ）が対象であり、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標の計算は自然循環時であるため被覆管温度及び炉心冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(5) 炉心径方向熱移行

本物理現象は、発熱量が大きい集合体から小さい集合体へ熱が移行する現象であり、炉心の径方向の温度分布を平坦化する効果がある。ラップ管の熱伝導率及び熱容量、隣り合うラップ管の内側の冷却材温度及び流量、隣り合うラップ管に挟まれた領域の冷却材の温度及び流量が影響する。本物理現象は、1次主循環ポンプ停止後の自然循環時の低流量状態において流量再配分を左右する集合体内の温度分布、すなわち評価指標である炉心冷却材温度、また被覆管温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP、LORL 及び ULOHS では、評価指標の計算は強制循環時（1次主循環ポンプ（主電動機又はポニーモータ）及び補助冷却系電磁ポンプ）が対象であり、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標の計算は自然循環時であるため被覆管温度及び炉心冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(6) 炉上部プレナム温度成層化

本物理現象は、炉上部プレナム（炉心集合体出口から原子炉容器出口配管部までの領域）において、プレナム部に流れ込むナトリウム温度及び流量の過渡的な変化によって生じる温度成層化現象であり、原子炉停止後、低流量となる事象の原子炉容器出口冷却材温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP 及び ULOHS では、評価指標の計算は原子炉停止までが対象であり、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算は補助冷却設備の単独運転に切り替わった時間帯であり、低流量となるが崩壊熱が低く冷却材温度も低い。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、自然循環による低流量であることから原子炉容器出口冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対しては、1次主冷却系を一巡した後に遅れて影響する。このため、重要度は「L」とする。

(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化

本物理現象は、1次主循環ポンプのトリップ前後の圧力変化又は1次主冷却系からの

ナトリウム漏えいにより、原子炉容器のナトリウム液位が変動する現象である。1次主循環ポンプの吐出圧力、炉心及び系統の圧力損失、漏えい流量が影響する。前者の圧力変化により生じる場合は、評価指標に影響は及ぼさないが、後者のナトリウム漏えいにより生じる場合は、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに関係し、評価指標に影響を及ぼす。

LORL においては、ナトリウム漏えいによる液位変化が、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに影響し、結果的に補助冷却設備の単独運転に切り替わるタイミングを左右する（切り替わるタイミングの崩壊熱量に影響）ため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度へ影響する可能性がある。このため、重要度は「M」とする。一方で、評価指標である原子炉容器出口冷却材温度（1次補助冷却系）に対しては、被覆管温度及び炉心冷却材温度と同様の理由で影響する可能性があるが、被覆管温度及び炉心冷却材温度に比べて感度が低い。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、ナトリウム漏えいによるナトリウム液位変化は生じない。

(8) 崩壊熱

本物理現象は、核分裂で生じた核分裂生成物などが放射性崩壊する際に発熱する現象である。燃料組成や燃焼度が影響する。崩壊熱は、原子炉停止後の炉心温度及び系統温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP 及び ULOHS では、原子炉停止までの炉心温度の上昇（ULOHS においては、原子炉停止までの炉心温度の上昇が原子炉容器出口冷却材温度へ遅れて到達）が評価指標の計算の対象となる。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、原子炉出力の主要要素であり、補助冷却設備の単独運転による崩壊熱除去時に被覆管温度、炉心冷却材温度、原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）に影響する。このため、重要度は「H」とする。

PLOHS では、原子炉出力の主要要素であること及び1次主冷却系が自然循環となることから、被覆管温度及び炉心冷却材温度、原子炉容器出口冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。

(9) 1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

本物理現象は、原子炉で発生した熱を保有し、主電動機若しくはポンプモータの駆動力により1次冷却材が強制的に循環する現象又は1次主冷却系内の冷却材の密度差によって生じる浮力によって循環（自然循環）する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、原子炉の熱を除熱し、主中間熱交換器まで輸送するため、炉心部温度及び系統温度に影響を及ぼす。

ULOF 及び UTOP では、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標（ULOF

では被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOP では燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度)の1次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算の対象が補助冷却設備の単独運転後である。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、自然循環時において評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

(10) 1次主冷却系のポンプフローコーストダウン

本物理現象は、1次主循環ポンプの主電動機又はポニーモータが停止した際のポンプ軸の回転慣性と流体慣性のバランスから生じる流量の減少挙動である。

ULOF では、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピークが、フローコーストダウン中における出力と流量に左右される。このため、重要度は「H」とする。

UTOP、ULOHS 及び LORL では、評価指標の計算はフローコーストダウン時ではない。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、ポニーモータの起動失敗により、フローコーストダウンカーブから自然循環に移行するタイミングに評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度の最高温度が出現する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(11) 1次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象は、1次主冷却系の冷却材バウンダリの破損により、ナトリウムが外部へ漏えいする現象であり、1次主冷却系での漏えいを想定している LORL のみで発生する。破損口の面積、系統の圧力及び漏えい先の圧力が影響する。冷却材バウンダリの破損により、原子炉容器内のナトリウム液位変化(原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミング)、主中間熱交換器内のナトリウム液位変化(冷却系の途絶)に影響し、最終的に補助冷却設備の単独運転のタイミングに影響を与えるため、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出入口冷却材温度(1次補助冷却系)に影響する可能性がある。このため、重要度は「M」とする。

(12) 主中間熱交換器熱交換

本物理現象は、主中間熱交換器において、1次冷却材の熱エネルギーが伝熱管を介して2次冷却材に伝達される現象である。主中間熱交換器の伝熱特性が影響する。本物理現象は、除熱源が喪失する事象や評価指標の最高温度が出現するまでに1次主冷却系を一巡

するような事象に影響する。

ULOF 及び UTOP では、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標 (ULOF では被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOP では燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度) の 1 次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1 次主冷却系のコールドレグ温度の上昇が、評価指標である被覆管温度、冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算が補助冷却設備の単独運転後であるものの、単独運転に切り替わる直前までの系統温度に影響を与える。このため、重要度は「M」とする。

PLOHS では、自然循環力に影響を及ぼすため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。

(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化

本物理現象は、1 次主循環ポンプのトリップ前後の圧力変化又は 1 次主冷却系からのナトリウム漏えいにより、主中間熱交換器のナトリウム液位が変動する現象である。1 次主循環ポンプの吐出圧力、炉心及び系統の圧力損失、漏えい流量が影響する。前者の圧力変化により生じる場合は、評価指標には影響を及ぼさないが、後者のナトリウム漏えいにより生じる場合は、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに関係し、評価指標に影響を及ぼす。

LORL においては、ナトリウム漏えいによる液位変化が、1 次主冷却系の途絶するタイミング (除熱能力が低下するタイミング) に影響するため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度 (1 次補助冷却系) へ影響する可能性がある。このため、重要度は「M」とする。

その他の事象においては、ナトリウム漏えいによるナトリウム液位の変化は生じない。

(14) 2 次主冷却系の冷却材熱流動 (強制循環、自然循環)

本物理現象は、主中間熱交換器で伝達された熱を保有し、電動機の駆動力により 2 次冷却材が強制的に循環する現象又は 2 次主冷却系内の冷却材の密度差によって浮力が生じ、自然循環が発生する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、主中間熱交換器の熱を除熱し、主冷却機まで輸送するため、1 次主冷却系のコールドレグ温度に影響を及ぼす。

ULOF 及び UTOP では、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標 (ULOF では被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOP では燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度) の 1 次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1 次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管

温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算は、補助冷却設備を単独で運転した後である。2次主冷却系の冷却材熱流動は、単独運転に切り替わる直前までの系統温度に影響を与えるが主冷却機により十分除熱されており、単独運転後は評価指標に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標を計算する時間帯において主冷却機により十分除熱されており、2次主冷却系の冷却材熱流動は、評価指標に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

(15) 2次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象は、2次冷却材バウンダリの破損により、冷却材が外部へ漏えいする現象であり、2次主冷却系での漏えいを想定している PLOHS のみで発生する。破損口の面積、系統の圧力及び漏えい先の圧力が影響する。2次冷却材バウンダリの破損により、2次主冷却系による除熱能力が低下又は喪失し、1次主冷却系の冷却材温度及び自然循環力に影響することから、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度、原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「M」とする。

(16) 主冷却機除熱（強制通風、自然通風）

本物理現象は、主冷却機において、2次冷却材の熱エネルギーが伝熱管を介して空気に伝達される現象である。主冷却機の伝熱特性が影響する。本物理現象は、主冷却機での除熱状態が主中間熱交換器を介して1次主冷却系に影響を与え、評価指標に影響する。

ULOHS では、主冷却機での除熱状態が評価指標（燃料温度は除く）に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

その他の事象については、評価指標の計算は主冷却機での除熱状態が影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(17) 1次補助冷却系の冷却材熱流動

本物理現象は、原子炉で発生した熱を保有し、1次補助冷却系の電磁ポンプの駆動力により、1次補助冷却系の冷却材が強制的に循環する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、補助冷却系を起動した際に、原子炉の熱を除熱し、補助中間熱交換器まで輸送するため、炉心部温度及び系統温度に影響を及ぼす。

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみである。原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、1次補助冷却系の強制循環流量、補助

中間熱交換器の1次側出口冷却材温度及び崩壊熱で決まる。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(18) 補助中間熱交換器熱交換

本物理現象は、補助中間熱交換器において、1次補助冷却系のナトリウムの熱エネルギーが伝熱管を介して2次補助冷却系のナトリウムに伝達される現象である。補助中間熱交換器の伝熱特性が影響する。本物理現象は、補助冷却系を起動した際に、2次補助冷却系の状態が、評価指標に影響する。

LORL において、原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、2次補助冷却系の状態が影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対しては、評価指標への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(19) 2次補助冷却系の冷却材熱流動（強制循環）

本物理現象は、補助中間熱交換器で伝達された熱を保有し、電磁ポンプの駆動力により2次補助冷却系のナトリウムが強制的に循環する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、補助中間熱交換器の熱を除熱し、補助冷却機まで輸送するため、1次補助冷却系の系統温度に影響を及ぼす。

LORL において、原子炉容器出入口冷却材温度（補助冷却系）は、補助中間熱交換器を介して、2次補助冷却系の状態が影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(20) 補助冷却機除熱（強制通風）

本物理現象は、補助冷却機において、2次補助冷却系のナトリウムの熱エネルギーが伝熱管を介して空気に伝達される現象である。補助冷却機の伝熱特性が影響する。本物理現象は、補助冷却機での除熱状態が補助中間熱交換器を介して1次補助冷却系に影響を与え、評価指標に影響を与える。

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみである。原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、1次補助冷却系の強制循環流量及び補助中間熱交換器1次側出口冷却材温度及び崩壊熱で決まる。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

2.3.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における重要現象

(1) 反応度フィードバックと核動特性

ULOOF では、中間熱交換器において熱交換（除熱）が行われ、事象発生前の1次主冷却系コールドレグの温度が維持されるため、評価指標である原子炉容器入口冷却材温度及び1次冷却材流量への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、評価指標である燃料温度に影響を及ぼし、その結果、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

(2) 燃料要素過渡伝熱

ULOOF では、評価指標である1次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、評価指標である燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピークに直接に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(3) 炉心の冷却材熱流動

ULOOF では、炉心損傷に伴う圧力損失の増加が評価指標である1次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS では、過渡時の炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られないため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に直接的に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(4) 炉心流量再配分

ULOOF では、炉上部プレナムでの混合により、評価指標である1次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(5) 炉心径方向熱移行

ULOF では、炉上部プレナムでの混合により、評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(6) 炉上部プレナム温度成層化

ULOF では、ポンプモータ駆動による強制循環であるため、評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化

ULOF 及び ULOHS では、評価指標に影響を及ぼす 1 次主冷却系からのナトリウム漏えいによる液位変化は生じないことから、対象外とする。

(8) 崩壊熱

ULOF では、評価指標である原子炉容器入口冷却材温度へ影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、1 次主冷却系流量には影響しないため、「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しないため、対象外とする。

(9) 1 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

ULOF では、炉心損傷後の評価指標である 1 次主冷却系流量及び原子炉容器入口冷却材温度に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS では、1 次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(10) ポンプフローコーストダウン

ULOF では、評価指標である 1 次主冷却系流量及び原子炉容器入口冷却材温度を計算する対象は、原子炉トリップ直後のフローコーストダウン時ではない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、対象外とする。

(11) 1次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象が発生するのは、1次主冷却系での漏えいを想定している LORL のみであるため、対象外とする。

(12) 主中間熱交換器熱交換

ULOF では、2次主冷却系の状態が主中間熱交換器を介して評価指標である原子炉容器入口冷却材温度へ影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、1次主冷却系流量には影響しない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化

ULOF 及び ULOHS では、評価指標に影響を及ぼす1次主冷却系からのナトリウム漏えいによる液位変化は生じないことから、対象外とする。

(14) 2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

ULOF では、主冷却機により十分除熱されており、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(15) 2次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象が発生するのは、2次主冷却系での漏えいを想定している PLOHS のみであるため、対象外とする。

(16) 主冷却機除熱（強制通風、自然通風）

ULOF では、主冷却機により十分な除熱が可能であり、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、主冷却機での除熱状態が評価指標（燃料温度は除く）に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

(17) 1次補助冷却系の冷却材熱流動

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみであるため、

対象外とする。

(18) 補助中間熱交換器熱交換

ULOF 及び ULOHS は、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(19) 2次補助冷却系の冷却材熱流動（強制循環）

ULOF 及び ULOHS は、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(20) 補助冷却機除熱（強制通風）

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみであるため、対象外とする。

(21) デブリベット伝熱

ULOF において原子炉停止に失敗すると炉心燃料集合体の著しい損傷に至る可能性があり、損傷した場合に発生する燃料デブリベットの冷却にデブリベット伝熱が影響する。このため、重要度は「H」とする。

第1表 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	事象推移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や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標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	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標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。

第2表 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象ランクテーブル

分類	重要現象	評価事故シナリオ	外部電源喪失及び原子炉停止失敗(2事象※1) 【ULOF】		制御棒の異常な引抜き及び原子炉停止失敗(2事象※2) 【UTOP】		2次冷却材流量減少及び原子炉停止失敗(2事象※3) 【ULOHS】		1次冷却材漏えい(2箇所) 【LORL】		2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗 【PLOHS】		外部電源喪失及び強制循環冷却失敗 【PLOHS】 全交流動力電源喪失 【SBO】	
		評価項目に係るパラメータ	被覆管温度及び炉心冷却材温度	燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	1次冷却材温度 原子炉容器出口冷却材温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出入口冷却材温度(1次補助冷却系)	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出口冷却材温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出口冷却材温度
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性(制御棒反応度効果を含む)	H	H	H	H	H	H	L	L	L	L	L	L	
	燃料要素過渡伝熱	H	H	H	H	H	L	L	L	L	L	L	L	
	冷却材熱流動	H	H	H	H	H	L	M	L	H	L	H	L	
	炉心流量再配分	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L	
	炉心径方向熱移行	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L	
	炉上部プレナム温度成層化	L	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	
	原子炉容器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	M	L	-	-	-	-	
	崩壊熱	L	L	L	L	L	L	H	H	H	H	H	H	
1次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	L	L	L	H	H	L	L	H	H	H	H	
	ポンプフローコストダウン	H	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L	
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-	-	-	
	主中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	H	H	M	M	H	H	H	H	
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-	-	-	
2次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	L	L	L	H	H	L	L	L	L	L	L	
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-	
	主冷却機除熱(強制通風、自然通風)	L	L	L	L	H	H	L	L	L	L	L	L	
1次補助冷却系	冷却材熱流動	-	-	-	-	-	-	L	H	-	-	-	-	
	補助中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	L	L	L	H	L	L	L	L	
2次補助冷却系	冷却材熱流動(強制循環)	L	L	L	L	L	L	L	H	L	L	L	L	
	補助冷却機除熱(強制通風)	-	-	-	-	-	-	L	H	-	-	-	-	

-: 当該事故シナリオにおいて生じない物理現象
 ※1: 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故
 外部電源喪失及び原子炉保護系(スクラム)動作失敗の重畳事故
 ※2: 出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故
 出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系(スクラム)動作失敗の重畳事故
 ※3: 2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故
 2次冷却材流量減少及び原子炉保護系(スクラム)動作失敗の重畳事故

第3表 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象ランクテーブル

		評価事故シナリオ	2次冷却材流量減少及び原子炉停止失敗(2事象※ ¹) 【ULOHS】			外部電源喪失及び原子炉停止失敗(2事象※ ²) 【ULOF】		
		評価項目に係るパラメータ	燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	1次冷却材温度 原子炉容器出口冷却材温度	(1次主冷却系流 重)	(原子炉容器入口 冷却材温度)	デブリベッド温度
分類	重要現象							
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性	H	H	H	L	L	-	
	燃料要素過渡伝熱	H	H	L	L	L	-	
	冷却材熱流動	H	H	L	H	H	-	
	炉心流量再配分	-	-	-	L	L	-	
	炉心径方向熱移行	-	-	-	L	L	-	
	炉上部プレナム温度成層化	-	-	-	L	L	-	
	原子炉容器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	
	崩壊熱	-	-	-	L	H	-	
1次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	H	H	H	H	-	
	ポンプフローコストダウン	-	-	-	L	L	-	
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	
	主中間熱交換器熱交換	L	H	H	L	H	-	
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	
2次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	H	H	L	L	-	
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	
	主冷却機除熱(強制通風、自然通風)	L	H	H	L	L	-	
1次補助冷却系	冷却材熱流動	-	-	-	-	-	-	
	補助中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	L	-	
2次補助冷却系	冷却材熱流動(強制循環)	L	L	L	L	L	-	
	補助冷却機除熱(強制通風)	-	-	-	-	-	-	
-	デブリベッド伝熱	-	-	-	-	-	H	

-: 当該事故シナリオにおいて生じない物理現象
 ※1: 2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故
 2次冷却材流量減少及び原子炉保護系(スクラム)動作失敗の重畳事故
 ※2: 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故
 外部電源喪失及び原子炉保護系(スクラム)動作失敗の重畳事故

3. 解析モデルについて

3.1 コードの概要

Super-COPDは、日本原子力研究開発機構にて開発を進めてきたナトリウム冷却高速炉を対象としたプラント動特性解析コード^[1]であり、「もんじゅ」及び「常陽」の安全審査で使用した実績を有する炉心過渡解析コード「HARHO-IN」^{[2][3]}を、「もんじゅ」の安全審査で使用した実績を有するプラント動特性解析コード「COPD」^[3]の炉心部の計算に組み込むと共に、構成機器や配管要素等の流動計算及び熱計算、また制御系のモデルを、モジュール構造として汎用化が図られたプラント動特性解析コードである。

3.2 重要現象に対する解析モデル

第4表に、第2章において重要現象として抽出された物理現象（評価指標）を計算するために必要となる解析モデルを示す。なお、ULOF事象の格納容器破損防止措置の有効性評価において再配置・冷却過程の解析で使用したデブリベッド熱計算モジュールは、2.1.2項(1)で説明した通り、Super-COPD本体を使用したプラント動特性解析モデルとは別に、当該モジュールを単体として使用するため、そのモデルは付録に記載する。

3.2.1 原子炉核計算モデル

第9図に、解析モデルの概要を示す。『原子炉核計算モデル』では、原子炉炉心熱計算により得た燃料、被覆管、冷却材等の炉心各部の温度変化を基にドップラ反応度、並びに燃料、被覆管、冷却材及び炉心支持板のフィードバック反応度を計算し、遅発中性子を6群で近似した以下に示す一点炉近似核動特性式により原子炉出力を計算する。また、制御棒の挿入や引抜きに伴う外乱反応度の印加も考慮できる。

$$\frac{d}{dt}n(t) = \frac{\delta_k(t) - \beta}{L}n(t) + \sum_{m=1}^6 \lambda_m C_m(t)$$

$$\frac{d}{dt}C_m(t) = \frac{\beta_m}{L}n(t) - \lambda_m C_m(t)$$

$$\delta_k(t) = \rho_{rod}(t) + \rho_s(t) + \rho_d(t) + \rho_{dop}(t) + \sum_{i=1}^k \rho_i(t)$$

n	: 中性子束 (出力)	[1/m ³]
δ_k	: 全反応度	[Δk/k]
β_m	: m種遅発中性子発生割合 ($\beta = \sum \beta_m$)	[-]
λ_m	: m種遅発中性子先行核崩壊定数	[1/s]
C_m	: m種遅発中性子先行核密度	[1/m ³]

L	: 遅発中性子生成時間	[s]
ρ	: 反応度	[$\Delta k/k$]
rod	: 制御棒	
s	: スクラム	
d	: 外乱	
dop	: ドップラ効果	
i	: 物質 i (反応度を与えるもの)	
k	: 物質 i の個数 k	

3.2.2 原子炉炉心熱計算モデル

第10図に、解析モデルの概要を示す。『原子炉炉心熱計算モデル』では、炉心全体を複数のチャンネル（炉心平均チャンネル）で代表させ、各炉心平均チャンネル内では、径方向に燃料ペレット、被覆管、冷却材、ラップ管について領域化するとともに、各領域を軸方向に複数のノードで分割した各温度点について、各領域間や他の炉心平均チャンネルとの熱伝達を考慮したエネルギー保存式を解くことで、各炉心平均チャンネル内の温度を計算する。このとき、原子炉出力は『原子炉核計算モデル』（第3.2.1項）で計算される出力と、予め評価しておいた炉心特性に基づく崩壊熱（原子炉トリップからの経過時間と減衰する崩壊熱の時系列データ）が考慮される。また、温度フィードバック反応度の計算に使用する平均温度も計算される。さらに、温度変化による冷却材の密度変化から、自然循環力に用いる水頭圧を計算する。1次主循環ポンプによる強制循環が喪失した場合には、この自然循環力が冷却材流動の駆動源となる。なお、炉心平均チャンネルとは別にホットチャンネル（最大発熱ピン）を設定し、線出力等について厳しい条件を設定することで燃料集合体の過渡時の最高温度を計算することもできる。

燃料ペレット

$$\rho_f C_f \frac{\partial}{\partial t} T_f(r, z, t) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_f r \frac{\partial}{\partial r} T_f(r, z, t) \right) + q(z, t)$$

被覆管

$$a_e \rho_e C_e \frac{\partial}{\partial t} T_e(z, t) = 2\pi r_{e1} U_b (T_f(r_{nf}, z, t) - T_e(z, t)) + A_c U_c(z, t) (T_c(z, t) - T_e(z, t))$$

冷却材

$$a_c \rho_c C_c \frac{\partial}{\partial t} T_c(z, t) + a_c G_c(t) C_c \frac{\partial}{\partial z} T_c(z, t) = A_c U_c(z, t) (T_e(z, t) - T_c(z, t)) + A_s U_s(z, t) (T_s(z, t) - T_c(z, t))$$

ラップ管

$$a_s \rho_s C_s \frac{\partial}{\partial t} T_s(z, t) = A_s U_s(z, t) (T_c(z, t) - T_s(z, t)) + \sum_j A_{sj} U_{sj}(z, t) (T_{sj}(z, t) - T_s(z, t))$$

T : 温度	[°C]
G : 質量流束	[kg/(s・m ²)]
q : 発熱密度	[kcal/(s・m ³)]
U : 熱貫流率	[kcal/(m ² ・s・°C)]
a : 断面積	[m ²]
A : 伝熱面積密度	[m ² /m]
C : 比熱	[kcal/(kg・°C)]
ρ : 密度	[kg/m ³]
K : 熱伝導率	[kcal/(m・s・°C)]
r : 径方向距離	[m]
z : 軸方向距離	[m]
t : 時間	[s]
f : 燃料	
b : 燃料表面ークラッド	
e : 被覆管	
$e1$: 被覆管内径	
$e2$: 被覆管外径	
c : 冷却材	
s : ラッパ管	
sj : 隣接するチャンネルのラッパ管	

3.2.3 原子炉炉心流動計算モデル

第 11 図に解析モデルの概要を示す。『原子炉炉心流動計算モデル』は、原子炉容器プレナム部に接続する集合体出入口に圧力ノード、各炉心平均チャンネルに対応する集合体流路パスを設定して炉心流路網を構成し、質量保存則と運動量保存則から流量と圧力分布を計算する。炉心部の流路網（フローネットワーク）では、燃料集合体における圧力損失を燃料集合体流動試験等に基づき、レイノルズ数 (Re) 依存性を考慮して設定する。また、炉心熱計算により冷却材温度に伴う密度変化による自然循環力を考慮する。

3.2.4 炉上部プレナム熱流動計算モデル

第 12 図に、解析モデルの概要を示す。『炉上部プレナム熱流動計算モデル』は、炉心集

合体出口領域 (A 領域) 及び炉心槽外側の完全混合領域 (B 領域)、並びにこれら 2 つの完全混合領域上面からディッププレート及び原子炉容器出口までの領域を熱輸送の遅れを考慮した複数のノードで分割した領域 (C 領域) の 3 つの領域に分割し、各領域についてエネルギー保存式を解くことで冷却材温度を計算する。各領域は、複数のノードで分割して軸方向の温度分布を求めるとともに、温度成層化に寄与する軸方向熱伝導の効果及び浮力効果を評価できる。また、定格運転からスクラム後自然循環又はポニーモータ運転への移行過程における、炉上部プレナム内流路パスの変化を考慮するために、浮力と慣性力の比であるリチャードソン数 (Ri) により領域間の流路パスを切り替える計算モデルとした。

A 領域

$$\begin{aligned} \frac{dT_A}{dt} = \frac{1}{C_p \rho V_A} & \left[\sum_j F_{cj} W_{cj} h_j + (F_{p1} - 1) W_{p1} h_{V_{C1}} + (F_{p2} - 1) W_{p2} h_{V_B} \right. \\ & - \left\{ F_{p1} W_{p1} + F_{p2} W_{p2} + \sum_j (F_{cj} - 1) W_{cj} \right\} h_{V_A} + K S_{b1} (T_{UCS} - T_{V_A}) \\ & \left. - \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_B}}{L_{AB}} - \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_{C1}}}{L_{AB}} \right] \end{aligned}$$

B 領域

$$\begin{aligned} \frac{dT_B}{dt} = \frac{1}{C_p \rho V_B} & \left[\sum_l F_{cl} W_{cl} h_l + F_{p2} W_{p2} h_{V_A} + (F_{p3} - 1) W_{p3} h_{V_{C1}} + (F_{AX} - 1) W_{AX} h_{AX} \right. \\ & - \left\{ F_{p3} W_{p3} + F_{AX} W_{AX} + \sum_l (F_{cl} - 1) W_{cl} + (F_{p2} - 1) W_{p2} \right\} h_{V_B} \\ & \left. + \rho C_p A_{BC1} a_{mol} \frac{T_{V_{C1}} - T_{V_B}}{\frac{Z_{V_A}}{2}} + \rho C_p \frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_B}}{L_{AB}} \right] \end{aligned}$$

C 領域最下段ノード (i=1)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{C1}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_{BC1}} Z_1} \left[F_{p1} W_{p1} h_{V_A} + F_{p3} W_{p3} h_{V_B} + (F_{p4} - 1) W_{p4} h_{V_{C2}} \right. \\ & - \left\{ F_{p4} W_{p4} + (F_{p1} - 1) W_{p1} + (F_{p3} - 1) W_{p3} \right\} h_{V_{C1}} + K \cdot S_{b2} (T_{UCS} - T_{V_{C1}}) \\ & + \rho C_p A_{V_{BC1}} a_{mol} \frac{T_{V_{C2}} - T_{V_{C1}}}{\Delta Z_{1+\frac{1}{2}}} + \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_{C1}}}{L_{AB}} \\ & \left. - \rho C_p A_{V_{BC1}} a_{mol} \frac{T_{V_{C1}} - T_{V_B}}{\frac{Z_{V_A}}{2}} \right] \end{aligned}$$

C 領域中間ノード (i=2~n-1)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{Ci}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_C} Z_i} \left[F_{p4} W_{p4} h_{V_{Ci-1}} + (F_{p4} - 1) W_{p4} h_{V_{Ci+1}} - \left\{ F_{p4} W_{p4} + (F_{p4} - 1) W_{p4} \right\} h_{V_{Ci}} \right. \\ & \left. - K \cdot S_i (T_{UCS} - T_{V_{Ci}}) + \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Ci+1}} - T_{V_{Ci}}}{\Delta Z_{i+\frac{1}{2}}} - \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Ci}} - T_{V_{Ci-1}}}{\Delta Z_{i-\frac{1}{2}}} \right] \end{aligned}$$

C 領域中間ノード (i=n)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{Cn}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_C} Z_n} \left[F_{p4} W_{p4} h_{V_{Cn-1}} + \sum_{k=1}^2 (F_{HK} - 1) W_{HK} h_{HK} + (F_{p5} - 1) W_{p5} h_s \right. \\ & - \left\{ (F_{p4} - 1) W_{p4} + F_{p5} W_{p5} + \sum_{k=1}^2 F_{HK} W_{HK} \right\} h_{V_{Cn}} + K \cdot S_n (T_{UCS} - T_{V_{Cn}}) \\ & \left. - \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Cn}} - T_{V_{Cn-1}}}{\Delta Z_{n-\frac{1}{2}}} \right] \end{aligned}$$

UCS

$$C_p M_{UCS} \frac{dT_{UCS}}{dt} = K \left\{ S_s (\bar{T}_{V_C} - T_{UCS}) + S_{b1} (T_{V_A} - T_{UCS}) + S_{b2} (T_{V_{C1}} - T_{UCS}) \right\}$$

W_{cj}	: V_A へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{cl}	: V_B へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p1}	: V_A から V_{C1} へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p2}	: V_A から V_B へ流入するパスの流量	[kg/s]

W_{p3}	: V_B から V_{C1} へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p4}	: V_C 領域内炉容器出口に向かう流量	[kg/s]
W_{Hk}	: ホットレグ流量 $k=1, 2$	[kg/s]
W_{AX}	: 補助冷却系流量	[kg/s]
h_j	: 炉心燃料集合体などのエンタルピ	[kcal/kg]
h_A	: V_A のエンタルピ	[kcal/kg]
h_B	: V_B のエンタルピ	[kcal/kg]
h_{C1}	: V_{C1} のエンタルピ	[kcal/kg]
$h_{V_{ci}}$: V_{C1} ($i = 2 \sim n-1$) のエンタルピ	[kcal/kg]
$h_{V_{cn}}$: V_{cn} のエンタルピ	[kcal/kg]
h_{AX}	: 補助系から流入するナトリウムのエンタルピ	[kcal/kg]
T_{V_A}	: V_A 領域温度	[°C]
T_{V_B}	: V_B 領域温度	[°C]
$T_{V_{ci}}$: V_{ci} 領域温度	[°C]
$\overline{T_{V_C}}$: $V_{c2} \sim V_{cn}$ 領域平均温度	[°C]
T_S	: 液面温度 = $T_{V_{cn}}$ とする	[°C]
T_{UCS}	: UCS 温度	[°C]
V_A	: V_A 領域容積	[m ³]
V_B	: V_B 領域容積	[m ³]
V_{ci}	: V_C 領域 $i=n$ の容積	[m ³]
L_{AB}	: V_A と V_B 領域のノード間距離	[m]
A_C	: V_A 領域に含まれる集合体の出口流路断面積	[m ²]
A_{V_A}	: V_A 領域流路断面積	[m ²]
$A_{V_{Bc1}}$: V_B と V_{C1} 領域間の流路断面積	[m ²]
A_{V_C}	: V_C 領域内 $i=2 \sim n$ 各メッシュ間の流路断面積	[m ²]
Z_{V_A}	: V_A 領域垂直高さ	[m]
Z_i	: V_C 領域各メッシュの垂直高さ	[m]
$\Delta Z_{i \pm \frac{1}{2}}$: V_C 領域 $i=n$ と $i=n \pm 1$ の中点を結んだ距離	[m]
K	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ・s・°C)]
S_{b1}	: UCS 底面と V_A 領域間の伝熱面積	[m ²]
S_{b2}	: UCS 底面と V_B 領域間の伝熱面積	[m ²]
S_S	: UCS 側面伝熱面積	[m ²]
S_i	: UCS と V_C 領域内 $i=2 \sim n$ 各メッシュ間の伝熱面積	[m ²]
k	: ホットレグへの分岐数	[—]
j	: 炉心燃料集合体などからの流路パス	[—]

l	: 反射体、遮へい体、バイパスからの流路パス	[—]
n	: VC 領域最上端メッシュ番号	[—]
β	: 体積膨張率	[1/°C]
a_{mol}	: 分子温度拡散率	[m ² /s]
$a_{i\pm\frac{1}{2}}$: サーマルプルームを考慮した温度拡散率	[m ² /s]
ρ	: 密度	[kg/m ³]
C_p	: 比熱	[kcal/(kg・°C)]
D_c	: 炉心等価直径	[m]
v_c	: 炉心出口流速	[m/s]
j	: 炉心燃料集合体、材料照射用集合体、制御棒	[—]
l	: 反射体、遮へい体、バイパス	[—]
F	: 1 順流、0 逆流	[—]

3.2.5 中間熱交換器熱計算モデル

第 13 図に、解析モデルの概要を示す。『中間熱交換器熱計算モデル』は、出入口プレナム部及び伝熱部で構成される。入口プレナム部は中間熱交換器入口から伝熱部入口へ至る領域、出口プレナム部は伝熱部出口から中間熱交換器出口へ至る領域であり、それぞれを完全混合領域として温度を計算する。伝熱部は、径方向にシェル（容器壁）、管外流体、伝熱管及び管内流体について領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。また、冷却材の温度変化から冷却材の密度変化を計算し、その密度を用いて自然循環力の計算に必要な水頭圧を計算する。

管外流体

$$C_p M_p \frac{\partial}{\partial t} T_p(Z, t) = -C_p G_p(t) \frac{\partial}{\partial Z} T_p(Z, t) - U1A1(T_p(Z, t) - T_i(Z, t)) - U3A3(T_p(Z, t) - T_v(Z, t))$$

伝熱管

$$C_t M_t \frac{\partial}{\partial t} T_t(Z, t) = U1A1(T_p(Z, t) - T_t(Z, t)) - U2A2(T_t(Z, t) - T_s(Z, t))$$

管内流体

$$C_s M_s \frac{\partial}{\partial t} T_s(Z, t) = C_s G_s(t) \frac{\partial}{\partial Z} T_s(Z, t) + U2A2(T_t(Z, t) - T_s(Z, t))$$

容器壁

$$C_v M_v \frac{\partial}{\partial t} T_v(Z, t) = U3A3(T_p(Z, t) - T_v(Z, t)) \\ - U4A4(T_v(Z, t) - T_{air}) - U5A5(T_v(Z, t) - T_{ex})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
P	: 管外流体	
t	: 伝熱管	
S	: 管内流体	
V	: 容器壁	
air	: 空気雰囲気	
ex	: 他の外部流体	
1	: $P \leftrightarrow t$ (管外流体と伝熱管)	
2	: $t \leftrightarrow S$ (伝熱管と管内流体)	
3	: $P \leftrightarrow V$ (管外流体と容器壁)	
4	: $V \leftrightarrow air$ (容器壁と空気雰囲気)	
5	: $V \leftrightarrow ex$ (容器壁と他の外部流体)	

3.2.6 1次主冷却系熱計算モデル

第14図に、解析モデルの概要を示す。『1次主冷却系熱計算モデル』は、熱源である炉心部と除熱源である中間熱交換器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、前述の『原子炉炉心熱計算モデル』(第3.2.2項)及び『炉上部プレナム熱流動計算モデル』(第3.2.4項)、『中間交換器熱計算モデル』(第3.2.5項)に加えて、各構成機器を接続する『配管要素熱計算モデル』によって構成される。『配管要素熱計算モデル』は冷却材と構造物に領域化し、流体流れ方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。さらに、冷却材の温度変化から冷却材の密度変化を計算し、その密度を用いて自然循環力の計算に必要な水頭圧を計算する。

流体

$$C_f M_f \frac{\partial}{\partial t} T_f(z, t) = -C_f G_f(t) \frac{\partial}{\partial z} T_f(z, t) - U1A1(T_f(z, t) - T_v(z, t)) + Q(z, t)$$

構造物

$$C_v M_v \frac{\partial}{\partial t} T_v(z, t) = U1A1(T_f(z, t) - T_v(z, t)) - U2A2(T_v(z, t) - T_{atm})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
Q	: 発熱密度	[kcal/(m·s)]
f	: 流体	
v	: 構造物	
air	: 雰囲気気体	
1	: 流体と構造物領域	
2	: 構造物と雰囲気気体	

3.2.7 1次主冷却系流動計算モデル

第15図に、解析モデルの概要を示す。『1次主冷却系流動計算モデル』は、前述の『原子炉炉心流動計算モデル』（第3.2.3項）を含む原子炉容器及び中間熱交換器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから構成される流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで各流路の流量を計算する。また、任意の圧力ノードに液面を設定し、冷却材密度変化や境界流量変化に伴う液位変動を計算できる。さらに、配管破損による漏えいは、流路網に流出流路と破損口を模擬するための仮想弁を追加することで考慮する。仮想弁の圧力損失係数は、管内外差圧と流出流量から計算する^[4]。

$$\sum_{m=1}^N a_{j,m} G_m = S_j \quad (j=1, \dots, M_N)$$

$$\sum_{n=1}^M b_{i,n} P_n = F_i G_i^{\alpha_i} - \Delta H_i - e_i E_i + v_i V_i |G_i| G_i + \frac{L_i}{g} (dG_i / dt) \quad (i=1, \dots, N)$$

M_N	: 圧力バウンダリノードを除いた圧力ノード数	[-]
N	: 流路の数	[-]
$a_{j,i}$: 圧力ノード j の流路 i との結合係数 (0, ±1)	[-]
$b_{i,j}$: 流路 i の圧力ノード j との結合係数 (0, ±1)	[-]

G_i	: 流路 i の流量	[kg/s]
S_j	: 圧力ノード j に接続する境界流量	[kg/s]
P_j	: 圧力ノード j の圧力	[kg/m ²]
F_i	: 流路 i の圧力損失係数 (合計)	[s ² /(kg・m ²)]
ΔH_i	: 流路 i の自然循環力 (合計)	[kg/m ²]
E_i	: 流路 i の駆動力 (合計)	[kg/m ²]
e_i	: 流路 i の駆動源存在係数 (0, 1)	[-]
V_i	: 流路 i の弁の抵抗係数 (合計)	[s ² /(kg・m ²)]
v_i	: 流路 i の弁の存在係数 (0, 1)	[-]
L_i	: 流路 i の流体慣性	[1/m]
$\alpha_{i,k}$: 流路 i の圧損素子 k の圧損流量依存を示す指数	[-]
g	: 重力加速度	[m/s ²]

3.2.8 空気冷却器熱計算モデル

第 16 図第 16 図に、解析モデルの概要を示す。『空気冷却器熱計算モデル』は、出入口プレナム部及び伝熱部、出口ダクト部で構成される。出入口プレナムは完全混合領域としてエネルギー保存式を解くことで温度を計算する。伝熱部は径方向に管内流体、伝熱管、空気、伝熱部ケーシングとして領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。出口ダクト部は、径方向に空気、出口ダクトとして領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。空気側熱伝達モデルは強制通風から自然通風までのフィン付伝熱管と空気との熱伝達に対応する。

【伝熱部】

管内流体

$$C_{na}M_{na} \frac{\partial}{\partial t} T_{na}(z,t) = -C_{na}G_{na}(t) \frac{\partial}{\partial z} T_{na}(z,t) - U1A1(T_{na}(z,t) - T_i(z,t))$$

伝熱管

$$C_iM_i \frac{\partial}{\partial t} T_i(z,t) = U1A1(T_{na}(z,t) - T_i(z,t)) - U2A2(T_i(z,t) - T_a(z,t))$$

空気 (伝熱部)

$$C_aM_a \frac{\partial}{\partial t} T_a(z,t) = -C_aG_a(t) \frac{\partial}{\partial z} T_a(z,t) + U2A2(T_i(z,t) - T_a(z,t)) - U5A5(T_a(z,t) - T_v(z,t))$$

伝熱部ケーシング

$$C_D M_D \frac{\partial}{\partial t} T_D(z,t) = U3A3(T_{a'}(z,t) - T_D(z,t)) - U4A4(T_D(z,t) - T_{air})$$

【出口ダクト部】

空気（出口ダクト部）

$$C_{a'} M_{a'} \frac{\partial}{\partial t} T_{a'}(z,t) = C_{a'} G_{a'}(t) \frac{\partial}{\partial z} T_{a'}(z,t) - U3A3(T_{a'}(z,t) - T_D(z,t))$$

出口ダクト

$$C_V M_V \frac{\partial}{\partial t} T_V(z,t) = U5A5(T_a(z,t) - T_V(z,t)) - U6A6(T_V(z,t) - T_{air})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
na	: ナトリウム（管内流体）	
t	: 伝熱管	
a	: 空気（伝熱部）	
a'	: 空気（出口ダクト部）	
V	: ダクト（伝熱部）	
D	: 出口ダクト	
air	: 空気雰囲気	
1	: $na \Leftrightarrow t$ （ナトリウムと伝熱管）	
2	: $t \Leftrightarrow a$ （伝熱管と空気（伝熱部））	
3	: $a' \Leftrightarrow D$ （空気（出口ダクト部）と出口ダクト）	
4	: $D \Leftrightarrow air$ （出口ダクトと空気雰囲気）	
5	: $a \Leftrightarrow V$ （空気（伝熱部）とダクト（伝熱部））	
6	: $V \Leftrightarrow air$ （ダクト（伝熱部）と空気雰囲気）	

3.2.9 空気流動計算モデル

第17図に、解析モデルの概要を示す。『空気流動計算モデル』は、送風機から出口ダクトまでの流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮し、適切な圧力損失、駆動源、ベーンやダンパを設定して運動方程式を解くことで風量を計算する。ベーンやダンパは制御系モデルによる開度操作が可能な動的機器としてモデル化し、流路パス上の可変抵抗

として設定することにより、原子炉温度制御系による開度指令を考慮することができる。

$$\begin{aligned} \frac{L}{g} \cdot \frac{d}{dt} G(t) = & \Delta H_B(t) + \rho_{air} h_0 + \Delta H_{EL}(t) \\ & - \left\{ \left(\frac{\zeta_{vane}}{A_{vane}^2 \times \rho_{in} \times 2g} + \frac{\zeta_{din}}{A_{din}^2 \times \rho_{in} \times 2g} + \frac{\zeta_{dout}}{A_{dout}^2 \times \rho_{dct} \times 2g} \right. \right. \\ & \left. \left. + \Sigma \left(\frac{\zeta_{geo}}{A^2 \times \rho \times 2g} \right) + \Sigma \left(\frac{\zeta_{fri}}{A^2 \times \rho \times 2g} \right) \right) G(t)^2 \right. \\ & \left. + \Sigma \left(coef1 \times \left(\frac{G(np1)}{A \times \rho} \right)^{coef2} \right) \right\} \end{aligned}$$

A	: 流路断面積	[m ²]
ρ	: 空気密度	[kg/m ³]
ρ_{air}	: 空気密度 (外気)	[kg/m ³]
ρ_{in}	: 空気密度 (入口)	[kg/m ³]
ρ_{dct}	: 空気密度 (ダクト部)	[kg/m ³]
ΔH_B	: ブロアヘッド	[kg/m ²]
ΔH_{EL}	: 自然循環力 (伝熱部、ダクト部)	[kg/m ²]
G	: 空気流量	[kg/s]
ζ	: 圧力損失係数	[s ² /(kg・m ²)]
λ	: 摩擦係数	[-]
ΔP	: 圧力損失	[kg/m ²]
h_0	: 伝熱部とダクト部の高さの合計	[1/m]
L	: 流体慣性	[1/m]
g	: 重力加速度	[m/s ²]
t	: 時間	[s]
$np1$: 時間 (1 ステップ前)	[s]
$coef1$: 圧損素子の圧力損失係数	[-]
$coef2$: 圧損素子の流量依存指数	[-]
geo	: 形状圧損	
fri	: 摩擦圧損	
$vane$: 入口ベーン	
din	: 入口ダンパ	
$dout$: 出口ダンパ	
dct	: 出口ダクト	

3.2.10 2次主冷却系熱計算モデル

『2次主冷却系熱計算モデル』は、『1次主冷却系熱計算モデル』(第3.2.6項)と同様の熱計算モデルであり、熱源である中間熱交換器伝熱部と、除熱源である空気冷却器の伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、前述の『中間交換器熱計算モデル』(第3.2.5項)及び『空気冷却器熱計算モデル』(第3.2.8項)、各構成機器を接続する『配管要素熱計算モデル』(第3.2.6項)により構成される。

3.2.11 2次主冷却系流動計算モデル

『2次主冷却系流動計算モデル』は、『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.2.7項)と同様の流動計算モデルであり、中間熱交換器及び空気冷却器、主循環ポンプ、各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから成る流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで各流路の流量を計算する。

3.2.12 1次補助冷却系熱計算モデル

『1次補助冷却系熱計算モデル』は、『1次主冷却系熱計算モデル』(第3.2.6項)と同様の物理モデルを用いており、熱源を有する原子炉容器と除熱源である補助中間熱交換器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、各構成機器及び配管要素の熱計算によって構築される。

3.2.13 1次補助冷却系流動計算モデル

『1次補助冷却系流動計算モデル』は、『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.2.7項)と同様の流動計算モデルであり、1次補助冷却系の原子炉容器及び補助中間熱交換器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象とした流路パスを、前述の『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.2.7項)の流路網に接続し、1次主冷却系流路網として、流路パスの機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで流量を計算する。

3.2.14 2次補助冷却系熱計算モデル

『2次補助冷却系熱計算モデル』は、『2次主冷却系熱計算モデル』(第3.2.10項)と同様の物理モデルを用いており、熱源である補助中間熱交換器伝熱部と除熱源である補助空気冷却器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、各構成機器とそれらを接続する配管要素の熱計算によって構築される。

3.2.15 2次補助冷却系流動計算モデル

『2次補助冷却系流動計算モデル』は、『2次主冷却系流動計算モデル』(第3.2.11項)と同様の流動計算モデルであり、補助中間熱交換器及び補助空気冷却器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから成る流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで流量を計算する。

3.2.16 安全保護系計算モデル

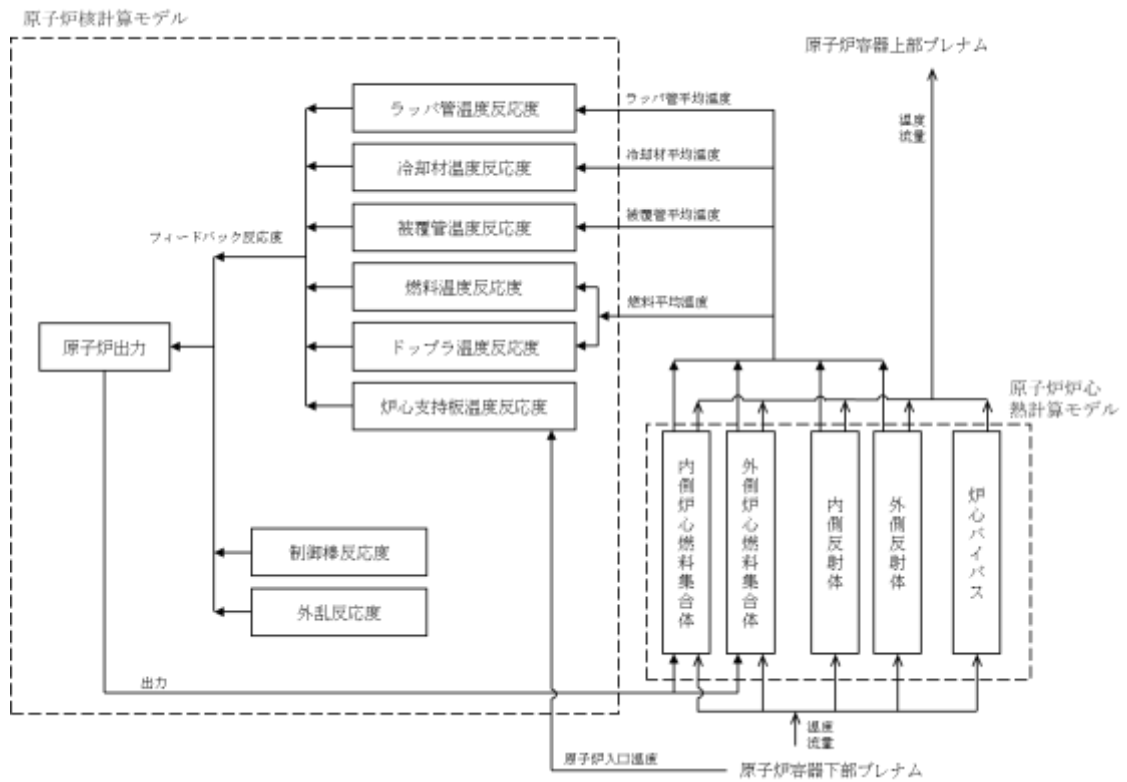
第18図に、解析モデルの概要を示す。『安全保護系計算モデル』では検出要素と動作要素の組合せにより安全保護系やインターロックを構築し、プラント動特性解析における事象推移中の物理量変化を制御棒や循環ポンプなどの機器動作に反映することができる。

3.2.17 制御系計算モデル

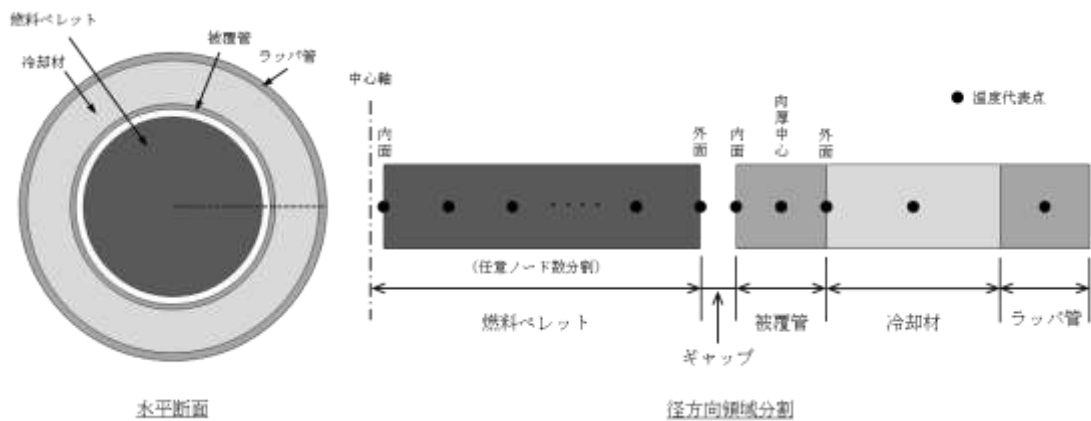
第19図に、解析モデルの概要を示す。『制御系計算モデル』では検出要素とPID要素、非線形要素、演算要素の組合せにより制御系を構築し、プラント動特性解析における事象推移中のプロセス量の変化を原子炉温度制御に係わる機器などの動作に反映することができる。

第4表 重要現象に対する解析モデル

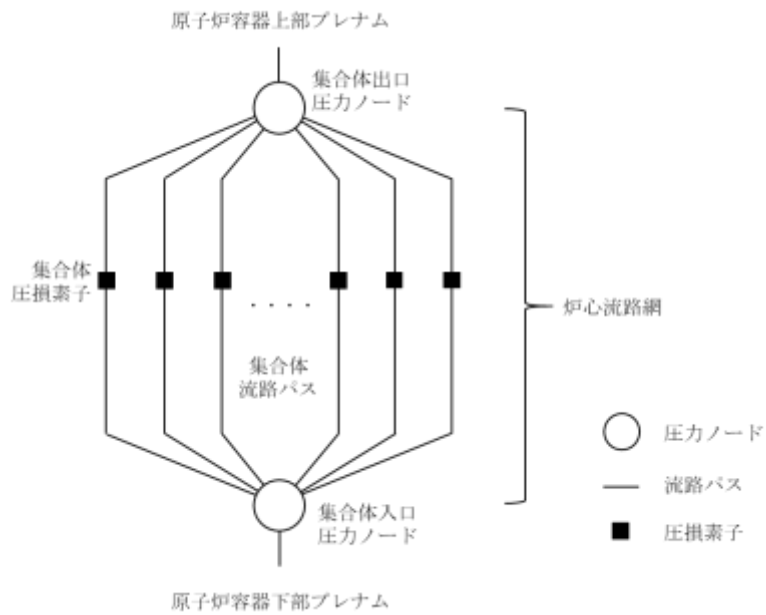
部位	重要現象	対応する解析モデル
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性（制御棒反応度効果含む）	原子炉核計算モデル
	燃料要素過渡伝熱	原子炉炉心熱計算モデル
	冷却材熱流動	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル
	炉心流量再配分	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル
	炉心径方向熱移行	原子炉炉心熱計算モデル
	炉上部プレナム温度成層化	炉上部プレナム熱流動計算モデル
	原子炉容器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル
	崩壊熱	原子炉炉心熱計算モデル
1次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	1次主冷却系熱計算モデル 1次主冷却系流動計算モデル
	ポンプフローコストダウン	1次主冷却系流動計算モデル
	ナトリウム漏えい時の漏えい流量	1次主冷却系流動計算モデル
	主中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル
2次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	2次主冷却系熱計算モデル 2次主冷却系流動計算モデル
	ナトリウム漏えい時の漏えい流量	—
	主冷却機除熱（強制通風、自然通風）	空気冷却器熱計算モデル 空気流動計算モデル
1次補助冷却系	冷却材熱流動（強制循環）	1次補助冷却系熱計算モデル 1次補助冷却系流動計算モデル
	補助中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル
2次補助冷却系	冷却材熱流動（強制循環）	2次補助冷却系熱計算モデル 2次補助冷却系流動計算モデル
	補助冷却機除熱（強制通風）	空気冷却器熱計算モデル 空気流動計算モデル



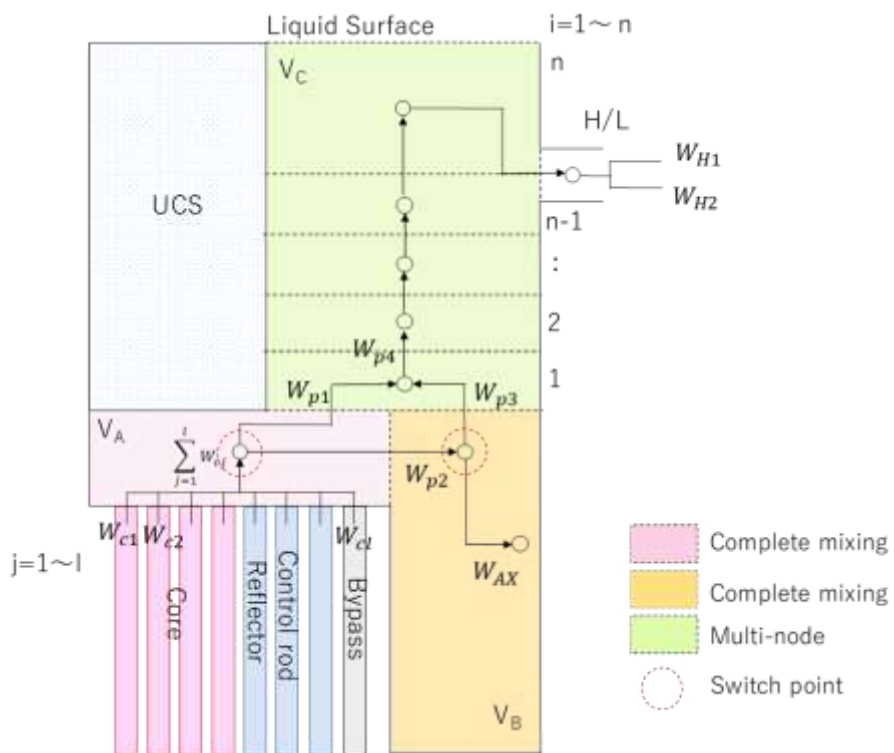
第9図 原子炉核計算モデル



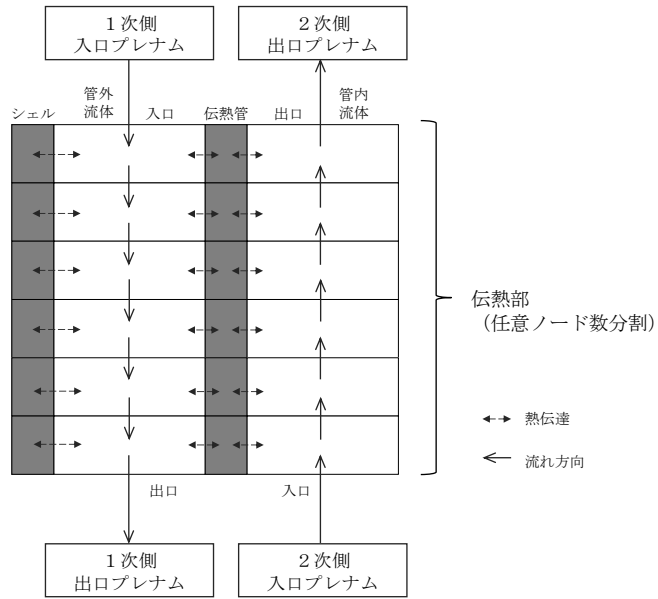
第10図 原子炉炉心熱計算モデル



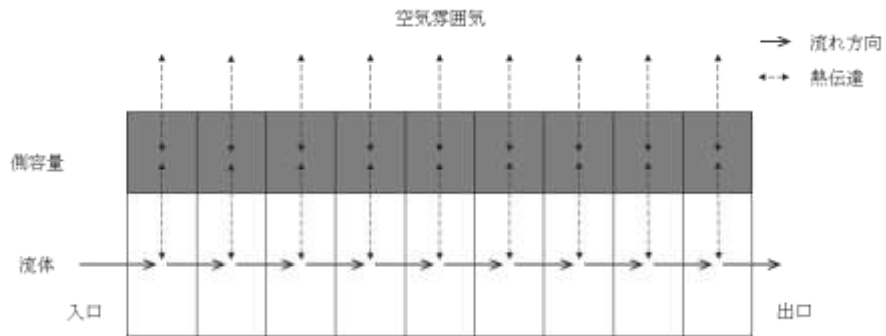
第 11 図 原子炉炉心流動計算モデル



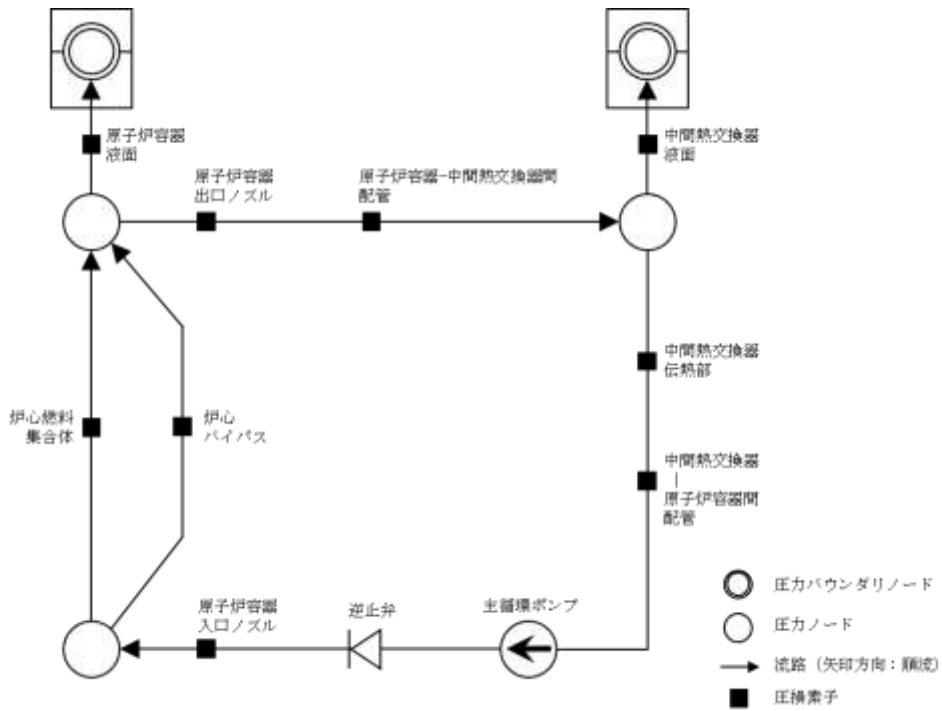
第 12 図 炉上部プレナム熱計算モデル



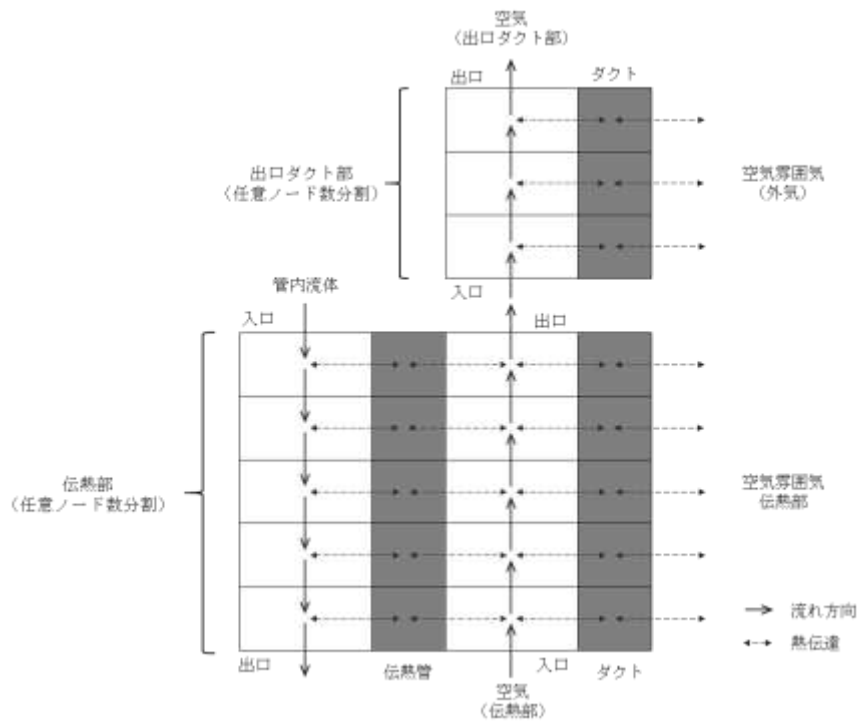
第 13 図 中間熱交換器熱計算モデル



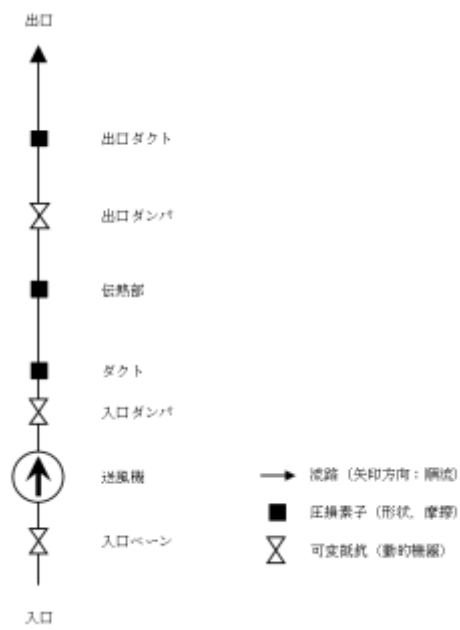
第 14 図 1次主冷却系熱計算モデル
(配管要素熱計算モデル)



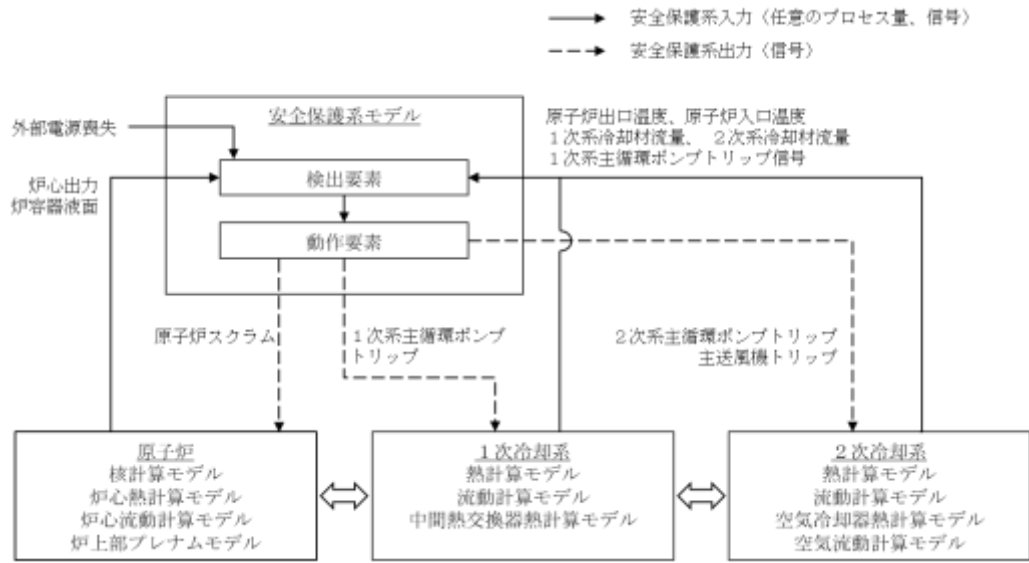
第 15 図 1 次主冷却系流動計算モデル



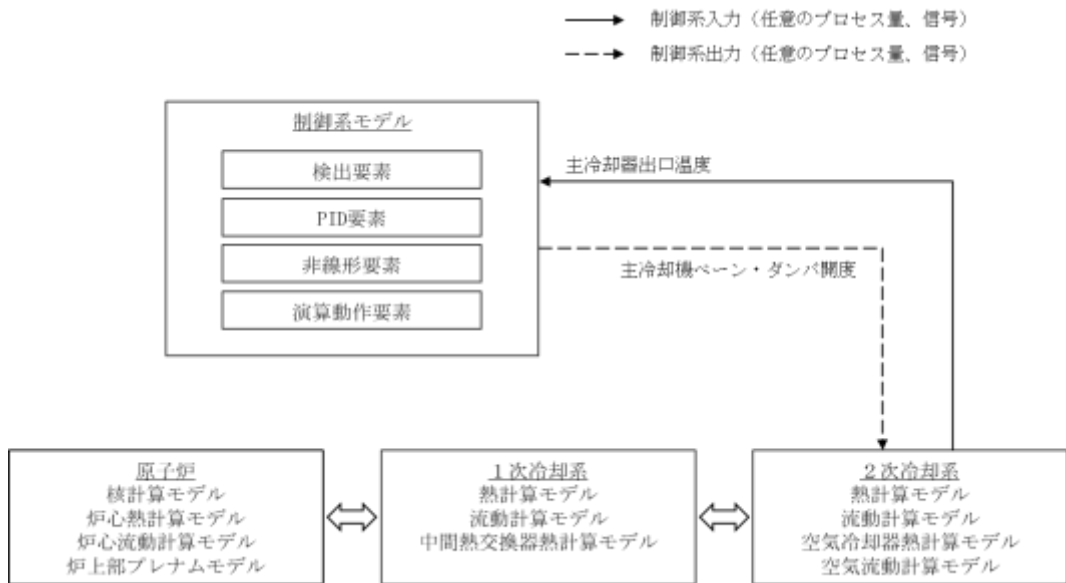
第 16 図 空気冷却器熱計算モデル



第 17 図 空気流動計算モデル



第 18 図 安全保護系計算モデル



第 19 図 制御系計算モデル

4. 妥当性確認

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価においてSuper-COPDを適用する物理現象の範囲は、これまでの「もんじゅ」や「常陽」の運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の安全解析で適用された範囲とほぼ同様であるが、加えて1次主冷却系の自然循環による炉心冷却という重要な事象が含まれる。自然循環現象は、発熱源と除熱源の位置と特性、冷却材の流路と圧力損失、自然循環力等の個別現象の組み合わせにより生じるとともに、炉心冷却は原子炉容器内局所からプラント冷却系全体のスケールに及ぶ熱流動挙動が含まれる。

第5表に、解析に使用する計算コードの妥当性確認方法を整理した。計算モデルの検証^[6]について確認を行うとともに、高速炉プラント等を用いた試験を対象とした総合的な妥当性確認を行うことが重要となる。第5表では、第2章にて各評価事故シーケンスから抽出した重要現象とそれに対応するSuper-COPDの解析モデルとの関係を示し、妥当性確認として、境界条件で対応するモデル、基本問題等での個別での確認で対応するモデル、試験解析で対応するモデルを整理して示した。

なお、ULOF事象の格納容器破損防止措置の有効性評価において再配置・冷却過程の解析で使用したデブリベッド熱計算モジュールについては、2.1.2項(1)で説明した通り、プラント動特性解析とは別に、当該モジュールを単体として使用するため、本資料の本文には記載しないで、モデル及び妥当性確認については付録に記載する。

第5表 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	境界条件 等により 個別に確 認	基本問題 等により 個別に確 認	試験解析による妥当性確認						備考
					A	B	C	D	E	F	
炉心及び原子炉容器	(1) 反応度フィードバックと核動特性(制御棒反応度効果を含む)	原子炉核計算モデル	-	★	○	○	-	-	-	-	一般的に使用されている1点炉近似動特性方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、反応度係数及び動特性パラメータ、スクラム反応度は、炉心設計で評価した値を入力して与えている。
	(2) 燃料要素過渡伝熱	原子炉炉心熱計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	○	一般的に使用されている1次元熱伝導方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、燃料熱伝導率、キャップコンダクタンス、被覆管熱伝導率は、炉心設計で用いたものを与えている。
	(3) 冷却材熱流動	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル	-	-	●	○	○	○	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(4) 炉心流量再配分	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル	-	-	●	○	○	○	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(5) 炉心径方向熱移行	原子炉炉心熱計算モデル	-	-	●	-	-	-	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(6) 炉上部プレナム温度成層化	炉上部プレナム熱計算モデル+E12	-	-	○	●	○	○	-	○	炉上部プレナム内の軸方向の温度分布が詳細に測定されているもんじゅの試験にて妥当性確認を行った。
	(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	-	漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。
	(8) 崩壊熱	原子炉炉心熱計算モデル	★	-	□	□	-	-	-	□	炉心設計にて評価された崩壊熱を入力して与える。
1次主冷却系	(9) 冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	1次主冷却系熱計算モデル 1次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	●	○	-	●	定格流量時については、Bにて妥当性確認を行った。自然循環時については、A、C及びFにて妥当性確認を行った。
	(10) ポンプフローコーストダウン	1次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	●	○	-	●	A、B、C及びFにて、妥当性確認を行った。
	(11) ナトリウム漏えい流量	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	-	-	-	-	-	-	流動計算モデルにおける弁モデルに破損口の圧力損失係数を設定し、漏えい流量を計算しており、理論値との比較等の検証を行っている。
	(12) 主中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル	-	-	●	●	●	●	-	●	FC: 強制循環、NC: 自然循環 Bにて1次系FC-2次系FC、Cにて1次系NC-2次系FC、Dにて1次系FC-2次系NC、A及びFにて1次系NC-2次系NCの妥当性確認を行った。
	(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	-	漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。
2次主冷却系	(14) 冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	2次主冷却系熱計算モデル 2次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	○	●	-	-	定格流量時については、Bにて妥当性確認を行った。自然循環時については、A、Dにて妥当性確認を行った。
	(15) ナトリウム漏えい流量	-	★	-	-	-	-	-	-	-	漏えいにより生じるIHXでの除熱源喪失をIHXの断熱にて模擬するため、2次系漏えいのモデル化は行っていない。
	(16) 主冷却機除熱(強制通風、自然通風)	空気冷却器機熱計算モデル 空気流動計算モデル	-	-	●	●	○	●	●	-	強制通風については、Bにて妥当性確認を行った。自然通風時については、A、D及びEにて妥当性確認を行った。
1次補助冷却系	(17) 冷却材熱流動	1次補助冷却系熱計算モデル 1次補助冷却系流動計算モデル	-	-	△	△	△	-	-	△	本モデルは、1次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、1次主冷却系の妥当性確認で対応する。
	(18) 補助中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル	-	-	△	△	△	△	-	△	本モデルは、1次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、1次主冷却系の妥当性確認で対応する。
2次補助冷却系	(19) 冷却材熱流動(強制循環)	2次補助冷却系熱計算モデル 2次補助冷却系流動計算モデル	-	-	△	△	-	△	-	-	本モデルは、2次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、2次主冷却系の妥当性確認で対応する。
	(20) 補助冷却機除熱(強制通風)	空気冷却器機熱計算モデル 空気流動計算モデル	-	-	△	△	-	△	△	-	本モデルは、強制通風時のみに使用される。2次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、2次主冷却系の妥当性確認で対応する。

★: 該当
 ●: 妥当性確認の対象
 ○: 妥当性確認の解析で使用しているが妥当性確認の対象外
 △: 補助冷却系の解析モデルは、主冷却系の解析モデルと同様であるため主冷却系の妥当性確認を参照
 □: 境界条件(入力値)
 -: 非該当、または未使用

4.1 試験解析以外での確認

第 5 表で整理した試験解析以外の方法で確認したモデルと、その確認内容について以下に示す。

4.1.1 個別に確認する項目

(1) 『原子炉核計算モデル』

「反応度フィードバック」と「核動特性」（制御棒反応度効果を含む）を計算する本計算モデルでは、一般的に使用されている 1 点炉近似動特性方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、計算に必要な、反応度係数及び動特性パラメータは、炉心設計で評価した値を入力として与えている。

(2) 『原子炉炉心熱計算モデル』（一部）

「燃料要素過渡伝熱」を計算する本計算モデルでは、一般的に使用されている 1 次元熱伝導方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、燃料熱伝導率、ギャップコンダクタンス、被覆管熱伝導率は、炉心設計で用いたものを与えている。

(3) 『1 次主冷却系流動計算モデル』（一部）

「原子炉容器ナトリウム液位変化」及び「主中間熱交換器ナトリウム液位変化」の計算については、漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。また、「1 次主冷却系のナトリウム漏えい流量」の計算については、弁モデルに破損口の圧力損失係数を設定して漏えい流量を計算しており、理論値との比較等の検証を行っている。

4.1.2 境界条件（入力）とする項目

(1) 『原子炉炉心熱計算モデル』（一部）

「崩壊熱」を計算する本計算モデルにおいて、崩壊熱の計算は行わずに、炉心設計にて評価された崩壊熱を入力として与える。

(2) 「2 次主冷却系のナトリウム漏えい流量」

2 次主冷却系のナトリウム漏えいにより生じる主中間熱交換器での除熱量の変化については、2 次主冷却系を断熱に切り替えることで模擬するため、2 次主冷却系漏えいのモデル化を行っていない。漏えい流量については、入力として与える。

4.2 試験解析による確認

第2章で抽出した重要現象と同様の物理現象を含む実プラントでの試験を対象に解析を実施した。

定格運転から自然循環による崩壊熱除去運転までの総合的な妥当性確認として、有効性評価の対象である「常陽」MK-II自然循環試験を対象とした試験解析を行った。また、炉上部プレナム内の温度成層化現象に関して、「もんじゅ」電気出力40%タービントリップ試験で計測された炉上部プレナム内の軸方向温度分布データを用いて妥当性確認を行うとともに、その他の解析モデルについても同試験により妥当性確認を行った。これらの試験は、重要現象に対応する物理モデルを網羅しており、総合的な効果を確認する。

さらに、高速炉の自然循環試験として入手可能な「もんじゅ」及び米国実験炉「EBR-II」の試験を対象に妥当性確認を行った。

各試験解析では、伝熱管や配管等の構造物と流体との熱交換に関わる熱伝達及び各部の圧力損失の評価に対し、高速炉の研究開発を目的とした要素レベルやコンポーネントレベルの試験によって得られた実験相関式が使用されている。

「冷却材熱流動（強制循環）」、「補助中間熱交換器熱交換」、「冷却材熱流動（強制循環）」及び「補助冷却機除熱（強制通風）」を計算する、補助冷却系に関わる計算モデル（『1次補助冷却系流動計算モデル』、『2次補助冷却系流動計算モデル』、『1次補助冷却系熱計算モデル』及び『2次補助冷却系熱計算モデル』）については、1次主冷却系及び2次主冷却系で用いている計算モデルと同様の解析機能（計算モジュール）を使用したモデルであるため、1次主冷却系及び2次主冷却系の妥当性確認で対応する。

4.2.1 「常陽」MK-II自然循環試験の試験解析^{[6][7]}

(1) 試験概要

本試験は、自然循環による崩壊熱除去能力の実証及びデータ取得、自然循環解析手法の確立を目的として実施された。

試験では、100MW出力運転状態（1次主冷却系及び2次主冷却系が主循環ポンプによる強制循環、かつ、主冷却機は送風機による強制通風）から、原子炉をスクラムさせるとともに1次主循環ポンプ及び2次主循環ポンプを同時に停止させ、1次主冷却系及び2次主冷却系を自然循環状態、主冷却機を自然通風状態として、崩壊熱を除去する場合のデータが計測されている。

第20図に、「常陽」MK-IIの系統図を示す。また、第6表に、主要諸元を示す。「常陽」MK-IIは、2ループを有しており、1次主冷却系は、原子炉とループ毎に主中間熱交換器（胴側）、1次主循環ポンプ、逆止弁、配管で構成されている。2次主冷却系は、ループ毎に主中間熱交換器（管側）、2次主循環ポンプ、配管、2基の主冷却機で構成されている。

(2) 妥当性確認方法

本試験の解析により、各構成機器（コンポーネント）の出入口温度及び流量を試験データと比較することで、以下の解析モデルについて妥当性を確認する。

- ・『原子炉炉心流動計算モデル』及び『原子炉炉心熱流動計算モデル』
「炉心の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」を計算するモデル。
- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』
「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」、1次主冷却系及び2次主冷却系が強制循環及び自然循環時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル。
- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』
「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」を計算するモデル。
- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』
「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」を計算するモデル。

(3) 解析条件

第21図に、「常陽」MK-II炉心の構成図を示す。Super-COPDでは、制御棒や反射体を含めた全集合体313体をチャンネルモデルでモデル化している。

第22図に、炉心部の熱計算モデルを示す。燃料集合体は、下部の高圧プレナムに接続されている。一方、内側及び外側反射体、制御棒及びその他の集合体は、下部の低圧プレナムに接続されている。また、炉心出口では、仮想的なバイパスチャンネルも含めて、全てのチャンネル（集合体）は炉上部プレナムに接続されている。

第23図に、1次主冷却系及び2次主冷却系の熱計算モデルを示す。解析条件は、原子炉出力を100MWとし、入口空気温度及び空気風量を設定されている。試験時に空気風量は測定されていないため、送風機の回転数から計算される空気風量が設定されている。

(4) 解析結果

第24図及び第25図に、それぞれスクラムから300秒までの第0層と第2層の集合体出口冷却材温度を示す。解析結果より、温度変化のタイミングは試験値より遅れているが、全体としての挙動は一致しており、ボトムの温度及びピークの温度も一致していることがわかる。

第26図に、原子炉容器出入口ナトリウム温度の時間変化を示す。原子炉容器出口温度は試験結果よりやや低くなるが、ほぼ一致している。

第27図に、炉心ナトリウム流量を示す。スクラム後の流量減少は試験結果とほぼ一致

している。自然循環へ移行した後の流量は、試験結果と若干異なっているが第 24 図及び第 25 図に示したように炉心冷却材温度の 2 次ピーク、及び第 26 図に示した原子炉容器出入口ナトリウム温度は再現できており、全体的な流量の挙動は良く再現できている。

第 28 図及び第 29 図に、主中間熱交換器 2 次側出入口ナトリウム温度と 2 次主冷却系ナトリウム流量をそれぞれ示す。出入口ナトリウム温度及び流量共に、全体的な挙動は良く再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度及び炉心冷却材温度の 2 次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、流量低下及び 2 次ピークの温度は、試験結果と概ね一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

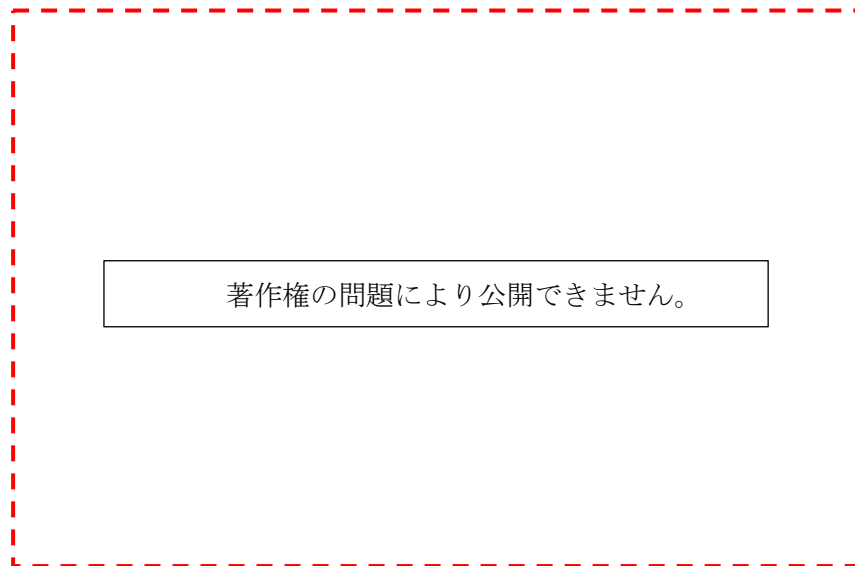
自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器、空気冷却器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の流量は、若干多いが、温度変化幅及び温度降下率がほぼ一致しているため、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「炉心の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「炉心流量再配分」、「径方向熱移行」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」、「主中間熱交換器熱交換」、「2 次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」及び「主冷却機除熱」の計算で使用される解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。

第6表 「常陽」プラント主要諸元

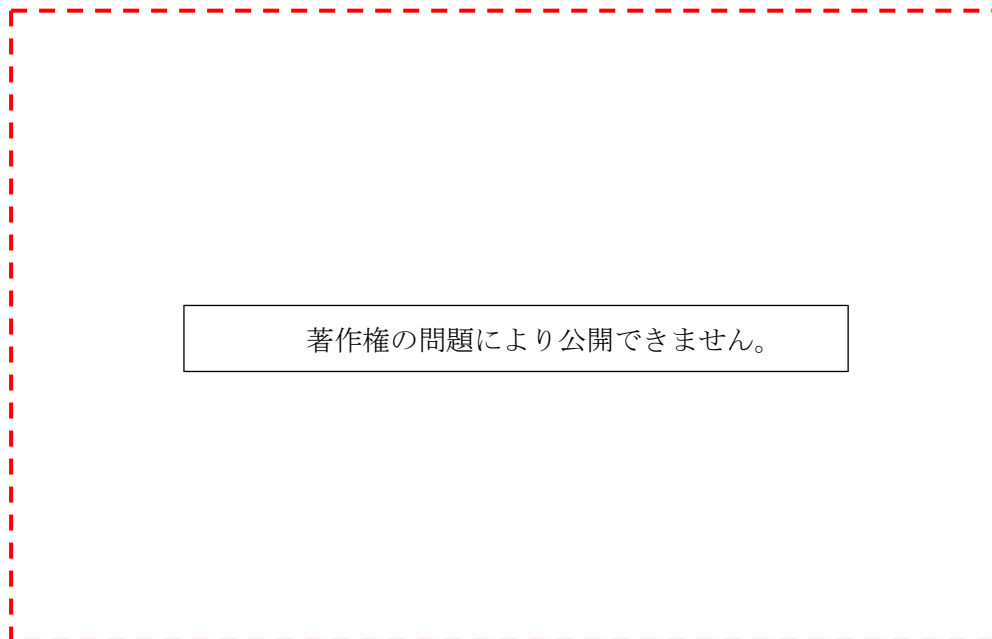
(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

著作権の問題により公開できません。



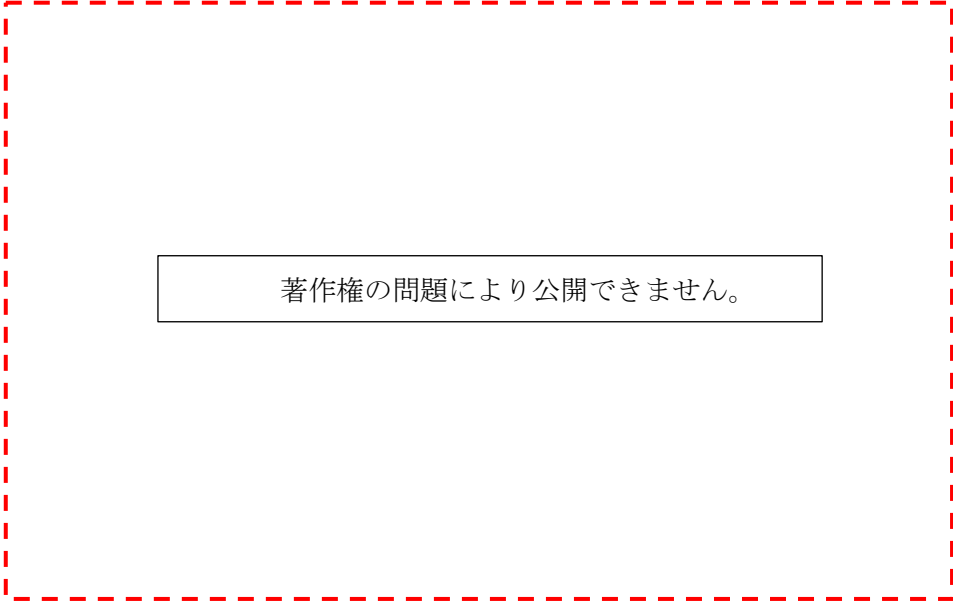
(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 20 図 「常陽」系統図



(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

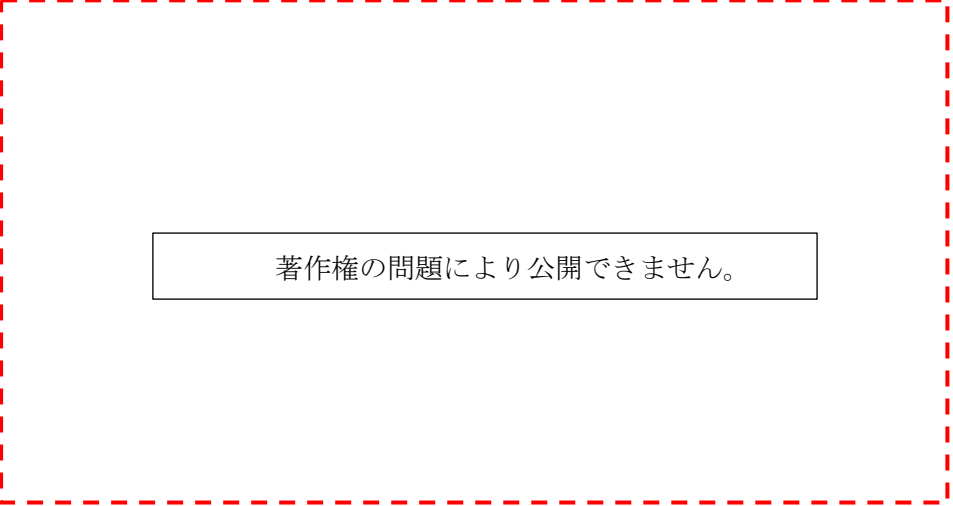
第 21 図 「常陽」MK-II 炉心の構成図



著作権の問題により公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

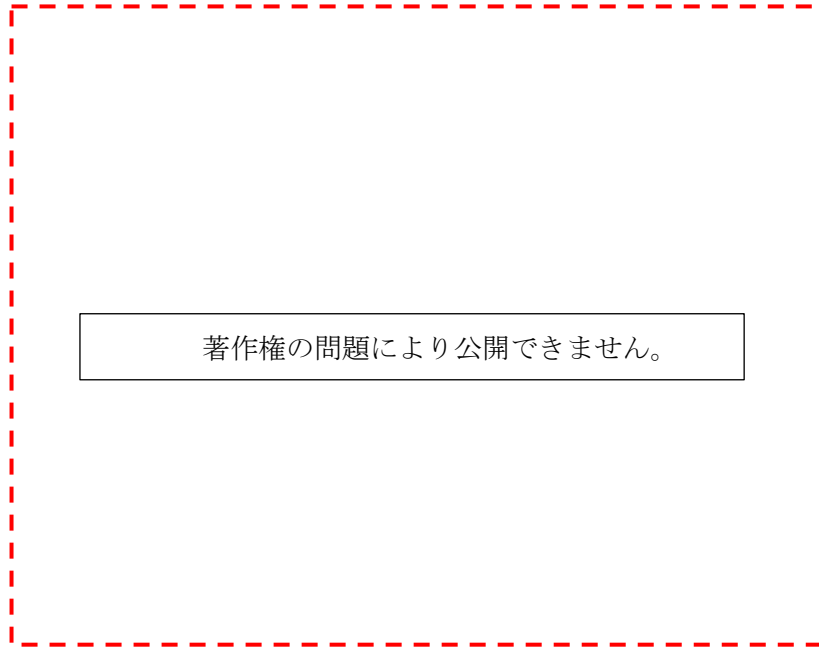
第 22 図 原子炉熱流動計算モデル



著作権の問題により公開できません。

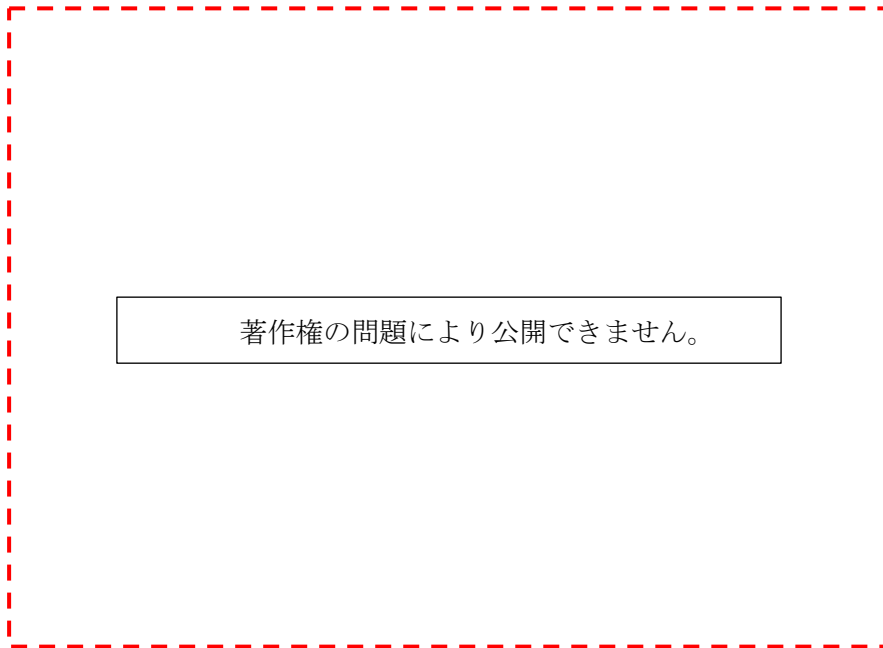
(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 23 図 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系熱計算モデル (A ループ)



(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 24 図 炉心中心部（第 0 層）集合体出口ナトリウム温度



(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 25 図 第 2 層集合体出口ナトリウム温度

著作権の問題により公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 26 図 原子炉容器出入口ナトリウム温度

著作権の問題により公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 27 図 炉心ナトリウム流量

著作権の問題により公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 1 図 主中間熱交換器 2 次側出入口ナトリウム温度 (A ループ)

著作権の問題により公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 29 図 2 次主冷却系ナトリウム流量

4.2.2 もんじゅ電気出力 40%タービントリップ試験の試験解析^{[8][9]}

本試験解析では、炉上部プレナムモデル（第 4.2.2.1 項）、中間熱交換器の熱計算モデル（第 4.2.2.2 項）及び全系統モデル（第 4.2.2.3 項）について個別に妥当性確認が行われており、共通する「(1) 試験概要」「(2) 妥当性確認方法」及び「(3) 解析条件（共通）」について説明した後、それぞれ各項目別に説明する。

(1) 試験概要

本試験は、電気出力 40%状態においてタービンがトリップした際の原子炉設備、1次主冷却系、2次主冷却系、水/蒸気系、タービン及び発電機設備の挙動を総合的に把握することを目的として実施された。

試験では、電気出力 40%の運転状態から復水器真空度「低」の信号を模擬入力してタービンをトリップさせ、これにより所定のインターロックに従い、原子炉トリップ、1次主循環ポンプトリップ、2次主循環ポンプトリップ、主給水ポンプトリップ、発電機トリップするとともに、2次主冷却系の流路が蒸気発生器側から補助冷却設備側へ切り替えられた。1次主冷却系及び2次主冷却系はポニーモータによる強制循環、補助冷却設備の空気冷却器は送風機による強制通風による崩壊熱除去運転となる。もんじゅでは、炉上部プレナム内の軸方向の温度分布が詳細に測定されている。

第 30 図に「もんじゅ」の系統図を示し、第 7 表に主要諸元を示す。「もんじゅ」は、3 ループを有しており、1次主冷却系は、原子炉、ループ毎に中間熱交換器（胴側）、1次主循環ポンプ、逆止弁、配管で構成されている。2次主冷却系は、ループ毎に中間熱交換器（管側）、2次主循環ポンプ、配管、空気冷却器、蒸気発生器（蒸発器、加熱器）で構成されている。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、原子炉容器出口ナトリウム温度及び炉上部プレナム内の軸方向の温度分布の試験データと比較することで、「炉上部プレナム温度成層化」を計算する『炉上部プレナム熱計算モデル』の妥当性を確認する。また、中間熱交換器の1次側及び2次側の出口ナトリウム温度の試験データと比較することで、1次主冷却系及び2次主冷却系が強制循環（主モータ駆動及びポニーモータ駆動）となる場合の「主中間熱交換器熱交換」を計算する『中間熱交換器熱計算モデル』の妥当性を確認する。

また、各コンポーネントの出入口温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『炉上部プレナム熱計算モデル』

「炉上部プレナム温度成層化」モデル。

- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』

「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」及び「ポンプフローコーストダウン」と、1次主冷却系及び2次主冷却系が強制循環（主モータ駆動）及び自然循環時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル。

- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』
「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」に関わる機能。
- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』
「主冷却機除熱（強制通風）」を計算するモデル。

(3) 解析条件（共通）

第31図に試験時のシーケンスを示す。タービンがトリップした場合、所定のインターロックにより原子炉がトリップする。

第32図に熱計算モデルを示す。本解析モデルは、自然循環力を適切に再現するために、それぞれの部位のエレベーションが適切に設定されている。また、第8表に熱交換のモデルで使用している熱伝達相関式を示す。

第33図に流動計算モデルを示す。流動計算モデルでは、系統における圧力損失やポンプ等をモデル化している。

第7表 「もんじゅ」の主要諸元

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第8表 熱伝達相関式

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 30 図 「もんじゅ」の系統図

著作権の問題により公開できません。

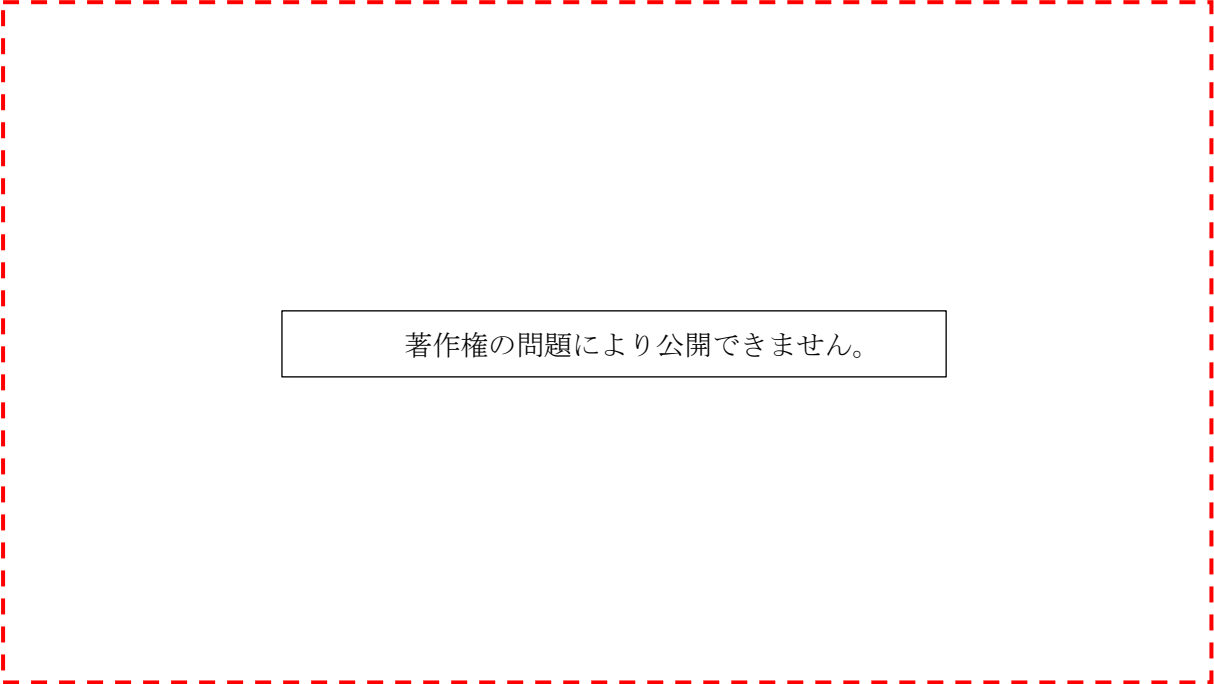
(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 31 図 プラントトリップ試験のシーケンス

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 32 図 熱計算モデル



著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 33 図 流動計算モデル

4.2.2.1 炉上部プレナム温度成層化モデルの確認

(1) 解析条件

第 34 図に、炉上部プレナム部の熱流動計算モデルを示す。本解析モデルは、プレナム内を 7 領域に分けてモデル化しており、低流量時に生じる温度成層化を模擬するために C 領域及び E 領域を 20 分割している。

境界条件は、集合体出口ナトリウム温度及び流量とする。

(2) 解析結果

第 35 図に、原子炉容器出口ナトリウム温度の比較を示す。原子炉容器出口ナトリウム温度は、試験結果と良く一致している。また、第 36 図に示す位置で、炉上部プレナムの内筒内側の軸方向の温度分布が測定されており、第 37 図に、その温度分布を示す。温度分布の推移は、最大で約 20°C 高めに推移するが、温度降下率はほぼ一致している。

(3) 解析モデルの不確かさ

炉心流量が低流量（ポニーモータ流量及び自然循環流量）となった場合に生じる炉上部プレナム温度成層化は、評価指標である原子炉バウンダリ温度に影響する。軸方向の温度分布の推移は、最大で約 20°C 高めに推移し、その原因は多次元的な熱流動挙動と考えられるが、原子炉容器出口ナトリウム温度が試験結果と良く一致しており、不確かさは小さいと考えられる。

このように、「炉上部プレナム温度成層化」を計算する『炉上部プレナム熱計算モデル』について、原子炉容器出口ナトリウム温度及び炉上部プレナム内の温度分布は、試験結果を良く再現できており、その不確かさは小さいと考える。

著作権の問題により公開できません。

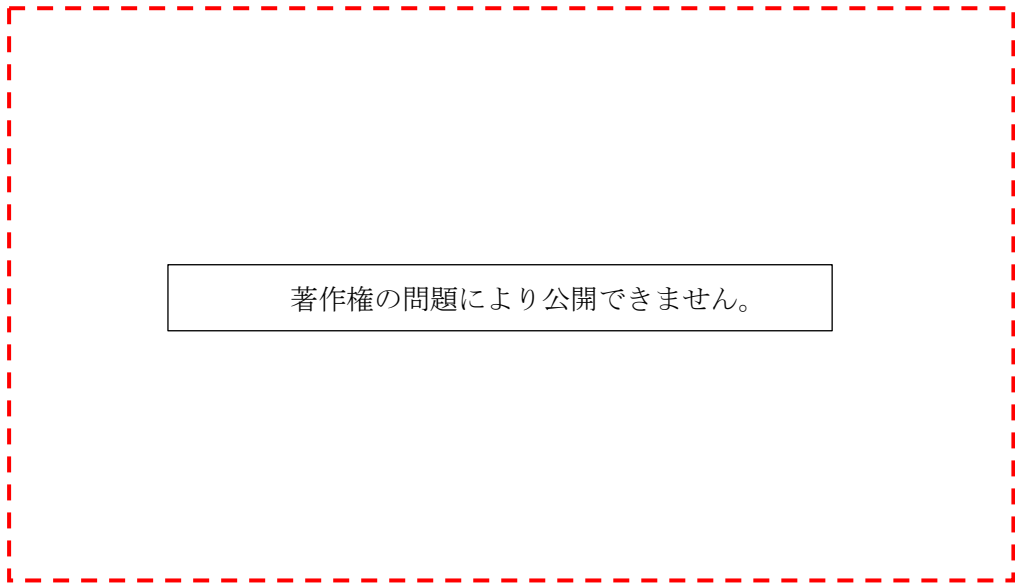
(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 34 図 炉上部プレナムモデル

著作権の問題により公開できません。

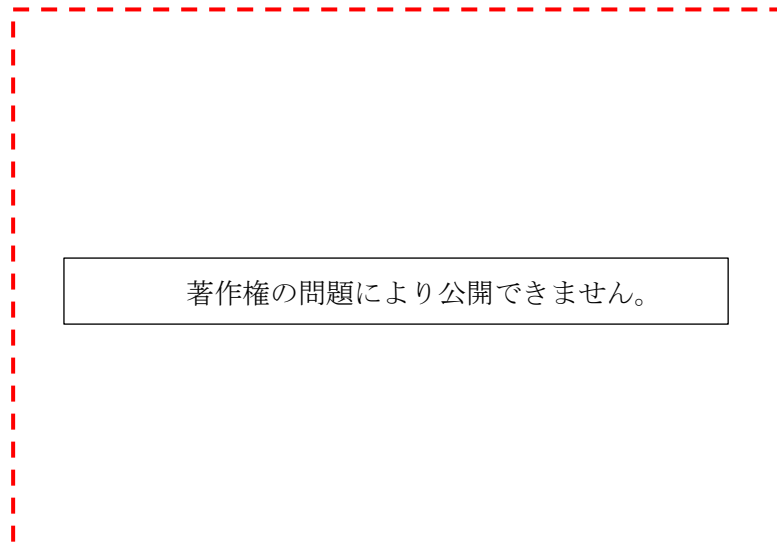
(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 35 図 原子炉容器出口ナトリウム温度



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 36 図 炉上部プレナム内の熱電対位置



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 37 図 炉上部プレナム内の温度分布の推移

4.2.2.2 中間熱交換器の熱計算モデルの確認

(1) 解析条件

第 38 図に中間熱交換器の熱計算モデルを示す。中間熱交換器の 1 次側入口プレナムには、伝熱部の入口窓部に到達するまでに、シュラウド部を回り込む流れ等があり、多次元解析及び水流動試験結果に基づき、詳細なモデル化を行っている。

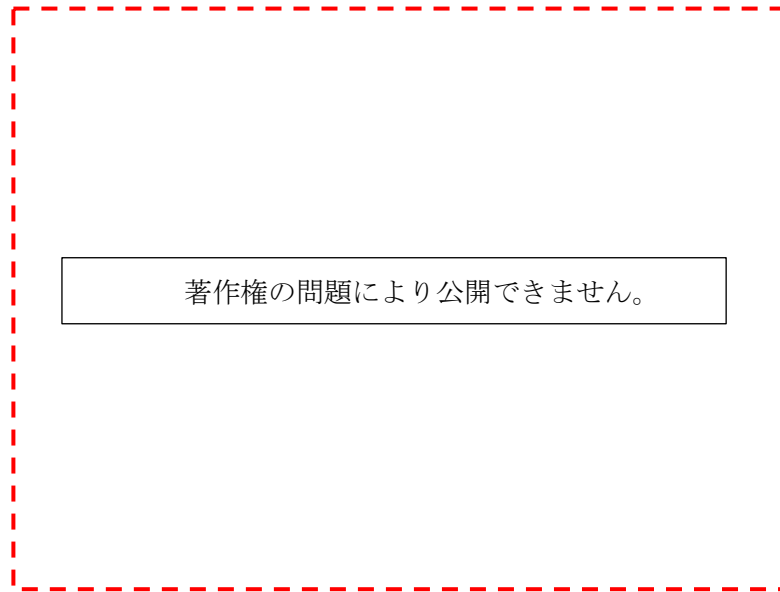
境界条件は、中間熱交換器の 1 次側及び 2 次側の入口温度及び流量とする。

(2) 解析結果

第 39 図に中間熱交換器の 2 次側出口温度を示す。詳細化する前のモデルと比べ、試験結果を良く再現できている。

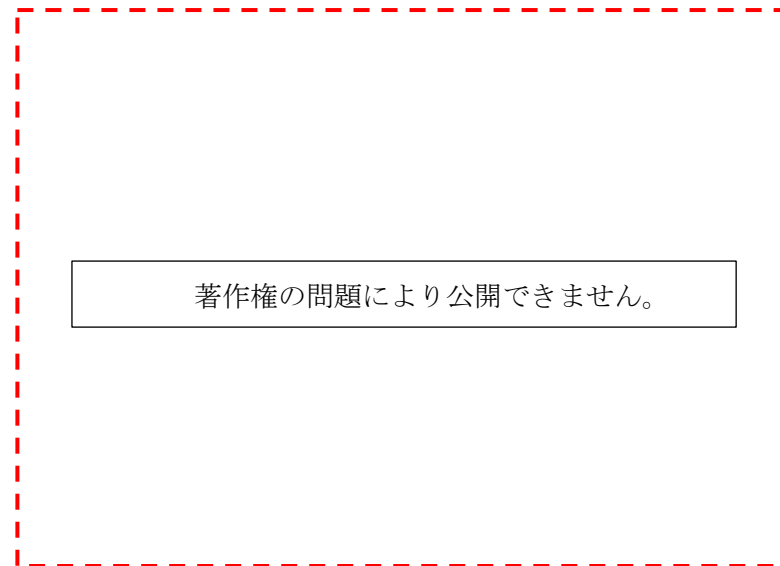
(3) 解析モデルの不確かさ

中間熱交換器熱交換は、評価指標である原子炉バウンダリ温度に影響する。「中間熱交換器計算モデル」を使用した中間熱交換器熱交換について、試験結果とほぼ一致しており、不確かさは小さいと考える。なお、中間熱交換器の 2 次側出口ナトリウム温度は、空気冷却器において十分な除熱能力があれば、原子炉バウンダリ温度に影響しない。



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 38 図 中間熱交換器の熱計算モデル



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 39 図 中間熱交換器 2 次側出口ナトリウム温度

4.2.2.3 全システムモデルを用いた解析

(1) 解析条件

解析モデルは、制御系も含む「もんじゅ」の全システムモデルを使用した解析を実施する。境界条件は、給水側エンタルピ及び空気温度とする。

(2) 解析結果

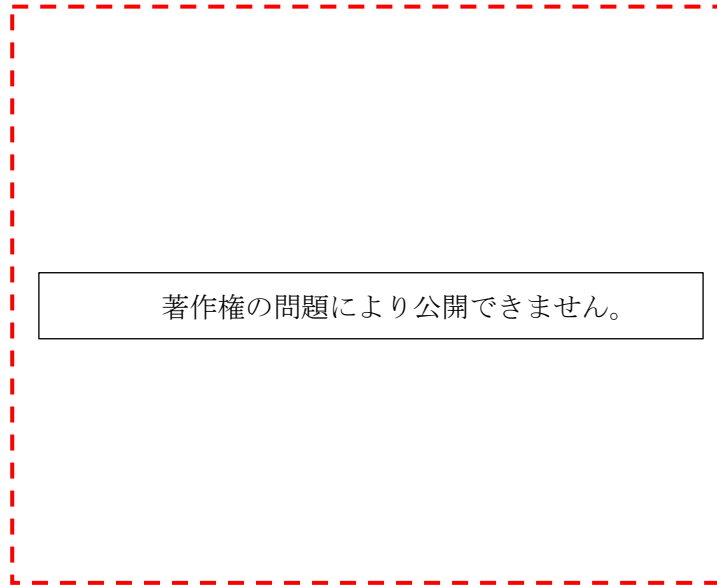
第 40 図から第 43 図に解析結果を示す。1 次主冷却系及び 2 次主冷却系のポンプはコーストダウン後、ポニーモータに切り替わり、2 次主冷却系の流路は蒸気発生器側から補助冷却設備側に切り替わる。この時の 1 次主冷却系流量、2 次主冷却系流量の流量低下挙動は良く一致しており、ポンプフローコーストダウン特性を含め、1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の流動計算モデルが妥当であることを確認した。

原子炉容器入口ナトリウム温度は 400 秒から 1300 秒までは解析が高く予測する（最大で約 20℃）ものの、その後は試験と一致した。解析の方が高く予測した原因は、中間熱交換器 2 次側入口ナトリウム温度が試験結果よりも一時的に高くなるためであり、これには空気冷却器の待機状態から運転状態へ移行する際の空気冷却器のベーン及びダンパの動作タイミングの若干の違いによる温度上昇が影響している。原子炉容器出口ナトリウム温度は、下部プレナム等による混合効果により、結果的に原子炉容器入口ナトリウム温度の差異の影響はほとんど見られず試験結果と良く一致しており、炉上部プレナムにおける温度成層化を含め、関連する部位の熱計算モデルが妥当であることを確認した。また、中間熱交換器 2 次側及び空気冷却器の出入口温度についても、試験結果の挙動と良く一致しており、これら熱交換に係る計算モデル、プレナム部及び配管部の熱計算モデルが妥当であることを確認した。

(3) 解析モデルの不確かさ

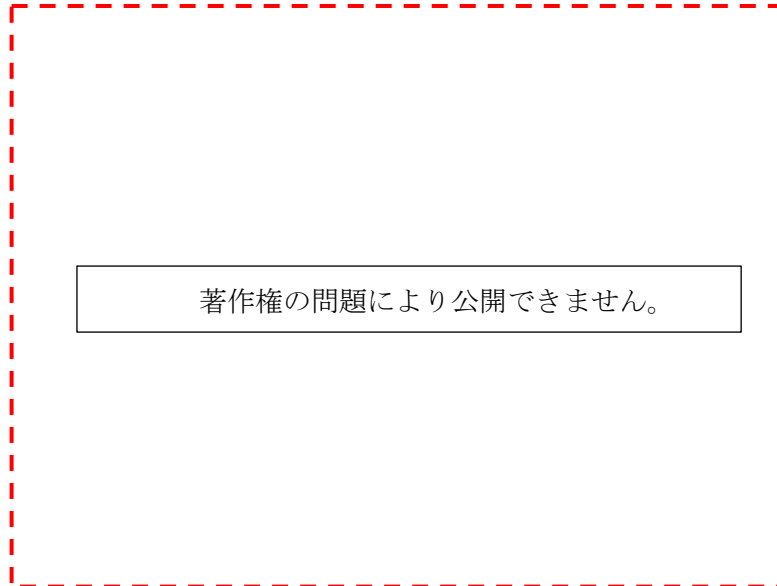
有効性評価において強制循環で炉心冷却をする評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリ温度に影響を及ぼす 1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンからポニーモータに切り替わった後の流量と、その際の各機器の出入口ナトリウム温度である。原子炉容器入口ナトリウム温度に、一時的な差が生じているが、その要因は「もんじゅ」特有のプラント動作の設定によるものであり、「常陽」の評価には影響しない。その他、温度挙動及び流量挙動は、試験結果と良く一致している。

このように、「炉上部プレナム温度成層化」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」、「1 次主冷却系のポンプフローコーストダウン」、「主中間熱交換器熱交換」、「2 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」及び「主冷却機除熱（強制通風）」を計算する解析モデルについて、試験結果を良く再現できており、不確かさは小さいと考える。



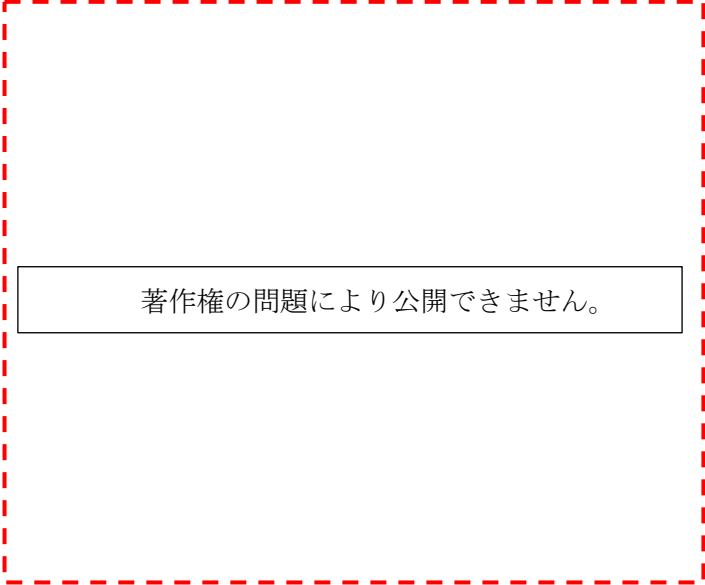
(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 40 図 1 次主冷却系 (RV)、2 次主冷却系 (IHX) 及び補助冷却設備 (AC) の流量



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

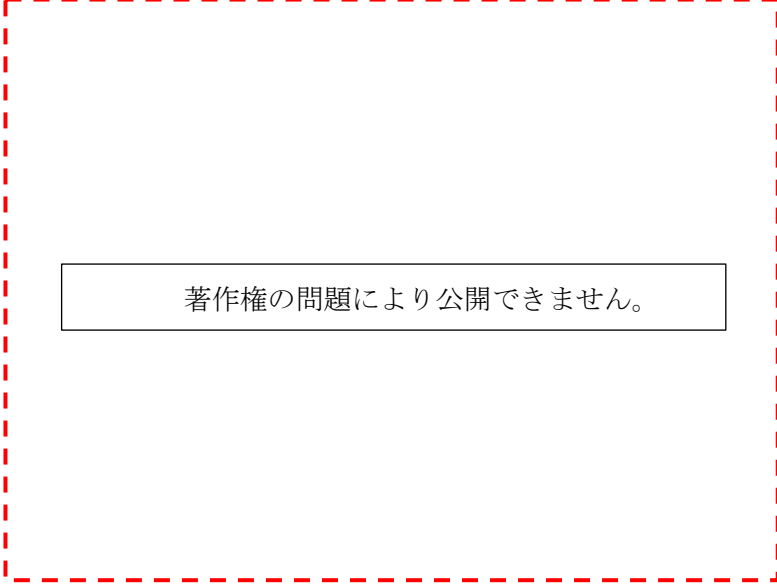
第 41 図 原子炉容器 (RV) 出入口ナトリウム温度



著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 42 図 中間熱交換器 (IHX) 2 次側出入口ナトリウム温度



著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 43 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

4.2.3 もんじゅ 1次主冷却系自然循環予備試験の試験解析^{[8][9]}

(1) 解析条件

本試験は、自然循環による崩壊熱除去の有効性に関する知見を得ることを目的として実施された。

試験では、1次主冷却系及び2次主冷却系が約325℃の等温保持状態から、補助冷却設備による除熱によって、1次主冷却系に温度差を付加し、1次主冷却系内で自然循環を発生させた。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『1次主冷却系熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』、及び『中間熱交換器熱計算モデル』

「1次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」及び「ポンプフローコーストダウン」と、1次主冷却系が自然循環で、2次主冷却系が強制循環（ポニーモータ駆動）時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル。

(3) 解析条件

第44図に本試験のシーケンスを示す。4.2.2.3項の「もんじゅ」電気出力40%タービントリップ試験の解析モデル（全システムモデル）から、予測精度向上のため、熱伝達相関式を50MWSG及び常陽で得られた伝熱相関式に変更した。境界条件は、空気冷却器の空気温度である。

(4) 解析結果

第45図及び第46図に1次主冷却系流量及び原子炉容器出入口ナトリウム温度をそれぞれ示す。試験では、試験開始約30分後にポニーモータを停止し、自然循環に移行し、定格流量の約1%～1.5%流量になる。解析結果は試験結果よりも低流量となるが、傾向は再現できている。原子炉容器出入口ナトリウム温度は、試験結果よりも低い温度となるが、傾向は再現できている。

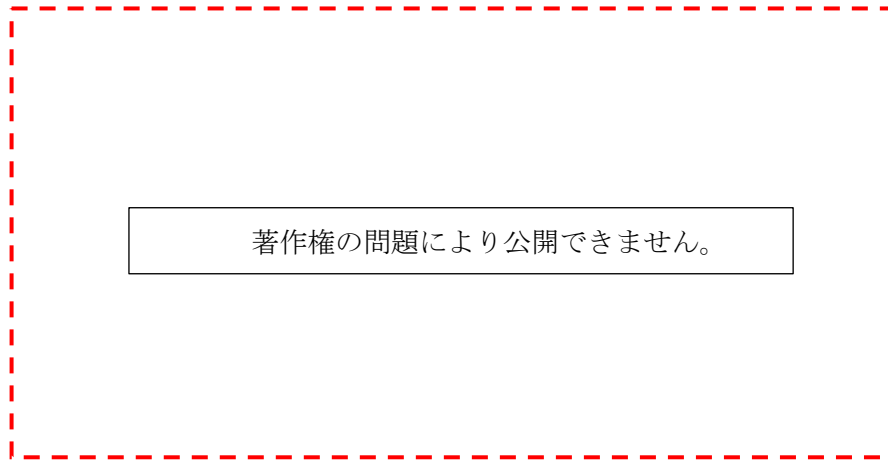
(5) 解析モデルの不確かさ

前述の通り、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量とシステムの温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度及び炉心冷却材温度の2次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、流量低下の最小値をよく一致している。

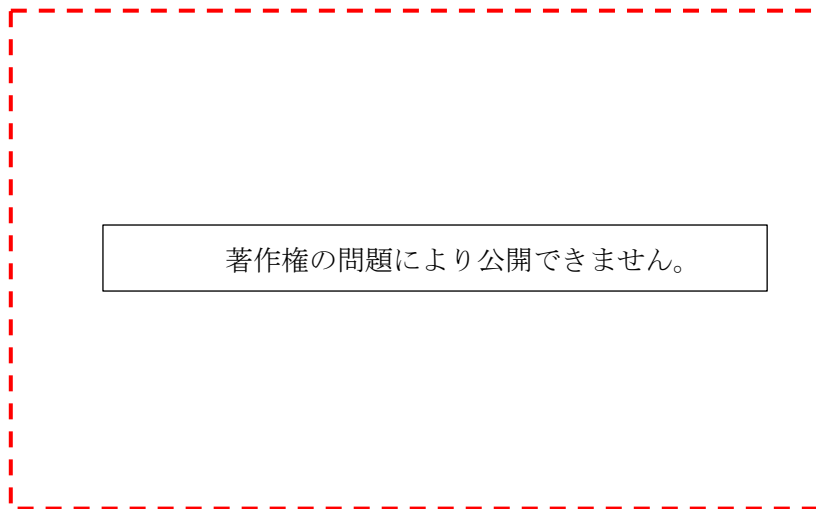
自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の流量は、若干低流量となるが、温度変化幅及び温度降下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「1次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。



(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 44 図 1 次主冷却系自然循環試験のシーケンス



(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 45 図 1 次主冷却系流量

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 46 図 原子炉容器 (RV) 出入口ナトリウム温度

4.2.4 もんじゅ冷却系自然循環試験の試験解析^{[8][9]}

(1) 試験概要

本試験は、2次主冷却系の主モータ及びポンプモータがともに停止し、補助冷却設備で除熱し、2次主冷却系が自然循環となる場合のプラント動特性を確認する目的で実施された。

試験では、1次主循環ポンプを定格運転、2次主冷却系をポンプモータ運転、補助冷却設備を自然通風除熱モードとし、系統内のナトリウム温度を325℃に保持した状態から、2次主冷却系ポンプモータを停止し、補助冷却設備の空気冷却器出口のナトリウム温度設定値を315℃から240℃にステップ状に変化させた状態で、2次主冷却系に機器及び配管の高低差と温度差により自然循環流量を発生させ、系統内のナトリウム温度が低下することを確認した。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』

1次主冷却系の冷却材が強制循環（主モータ駆動）及び2次主冷却系が自然循環となる場合の「中間熱交換器熱交換」を計算するモデル。

- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』

「2次冷却の冷却材熱流動（自然循環）」を計算するモデル。

- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』

「主冷却機除熱（強制通風）」を計算するモデル。

(3) 解析条件

第47図に、本試験のシーケンスを示す。境界条件は、空気冷却器の空気温度である。

(4) 解析結果

第48図及び図48に、それぞれ2次主冷却流量及び空気冷却器出入口ナトリウム温度を示す。自然循環時の2次主冷却系流量は良く一致している。空気冷却器出口ナトリウム温度は、試験結果よりも低く推移するものの、空気冷却器出入口ナトリウム温度は、試験結果を概ね再現している。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述の通り、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環

に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

2次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動は、中間熱交換器を介して評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動(温度差)とが互いに影響し合う体系であるため、空気冷却器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度低下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の空気冷却器出口ナトリウム温度は、試験結果よりも若干低く推移するが、流量、温度変化幅及び温度低下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「主中間熱交換器熱交換」、「2次主冷却系の冷却材熱流動(自然循環)」及び「主冷却機除熱(自然通風)」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 472 図 冷却系自然循環試験のシーケンス

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 483 図 2 次主冷却系流量

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 494 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

4.2.5 もんじゅ空気冷却器自然循環通風測定の実験解析^[9]

(1) 試験概要

「もんじゅ」の炉心確認試験時に、空気冷却器が自然通風状態の空気冷却器周りのデータが測定されている。

(2) 妥当性確認方法

空気冷却器出口ナトリウム温度の実験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』

「主冷却機除熱（自然通風）」を計算するモデル。

(3) 解析条件

電気出力 40%タービントリップ試験で示したモデル（全システムモデル）において、空気冷却器入口両温度及びナトリウム流量を境界条件とした。

(4) 解析結果

第 50 図及び第 51 図に、空気冷却機出口両温度、空気風量、ベーン及びダンパ開度を示す。ベーン及びダンパの動作によって空気風量が変化し、それに基づき空気冷却器のナトリウム側及び空気側の両出口温度が変化するが、その挙動が良く再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述の通り、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量とシステムの温度挙動である。

空気冷却器周りの温度挙動は、2次主冷却系のコールドレグ配管、中間熱交換器を介して評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。「主冷却機除熱（自然通風）」を計算する解析モデルについて、試験結果を良く再現できていると、不確かさは小さいと考える。

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 505 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

著作権の問題により公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 516 図 空気冷却器 (AC) 出入口空気温度、空気風量、ベーン及びダンパ開度

4.2.6 EBR-II 自然循環試験の試験解析^[10]

(1) 解析条件

IAEA の共同研究プロジェクト (CRP : Coordinated Reserch Project) として、米国の高速増殖実験炉「EBR-II」における原子炉トリップ時の崩壊熱除去試験 (SHRT: Shutdown Heat Removal Test) を対象とした国際ベンチマーク解析が行われ、日本原子力研究開発機構は S u p e r - C O P D を用いた解析を行った。EBR-II の試験は、全電源喪失を想定した崩壊熱除去時の自然循環特性を確認するために行われた試験であり、原子炉をトリップさせ、1 次主冷却系に設置されている補助電磁ポンプを起動せずに、自然循環とした試験である。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量の試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『原子炉炉心熱計算モデル』及び『原子炉炉心流動計算モデル』

「炉心の冷却材熱流動 (強制循環、自然循環)」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」を計算するモデル。

- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1 次主冷却系流動計算モデル』及び『1 次主冷却系熱計算モデル』

「1 次主冷却系の冷却材熱流動 (強制循環、自然循環)」、「ポンプフローコーストダウン」、1 次主冷却系が強制循環 (主モータ駆動) から自然循環に移行する過渡時の「中間熱交換器熱交換」を計算するモデル。

(3) 解析条件

第 52 図に、米国のタンク型の高速増殖実験炉 EBR-II の 1 次系のレイアウトを示す。1 次系は、原子炉、Z パイプ、中間熱交換器、ポンプ 2 台で構成されている。また、第 53 図に、EBR-II の 1 次系全体に対する S u p e r - C O P D の解析モデルを示す。炉心構成要素は第 9 表に示す通りであり、制御棒や反射体を含めた全集合体 637 体の全てのモデル化を行っている。燃料集合体及び炉心バイパスは、下部の高圧プレナムに接続されている。一方、内側及び外側反射体は、下部の低圧プレナムに接続されている。また、炉心出口ではバイパス部も含めて、全ての集合体は炉上部プレナムに接続されている。第 54 図に炉上部プレナム部の解析モデルを示す。EBR-II の炉上部プレナム部を中心領域と周辺領域に分け、それぞれの領域で完全混合のモデルを使用している。また、第 10 表に、解析モデルで使用した実験相関式を示す。

(4) 解析結果

第 55 図及び第 56 図に、1 次系ポンプの流量を示す。ポンプ停止後のフローコーストダウン特性を良く再現している。自然循環に移行するタイミングである 50 秒～250 秒においては、1 次系流量が試験に比べて多いものの、それ以降は良く一致している。自然循環に移行するタイミングにおける差については、炉上部プレナム部の自然循環力の違いが影響していると考えられる。中間熱交換器 2 次側出口温度を第 57 図に示すように、中間熱交換器の全体的な挙動は再現できている。

第 58 図に、2 列、4 列、6 列、9 列における 4 つの集合体出口温度を示す。集合体出口の温度は全体的な挙動はよく再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述の通り、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度及び炉心冷却材温度の 2 次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、約 0.5%（定格流量に対する比）多めに評価するが、これは、炉上部プレナム部の自然循環力の違いが影響していると考えられ、一方、2 次ピークの温度は、若干差があるものの、全体的な挙動はよく再現できている。

自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、中間熱交換器 2 次側出口ナトリウム温度は、最大で約 20℃の差が生じるが、温度降下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」、「径方向熱移行」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動はほぼ一致しており、不確かさは小さいと考える。

第 91 表 EBR-II 自然循環試験時の炉心構成要素

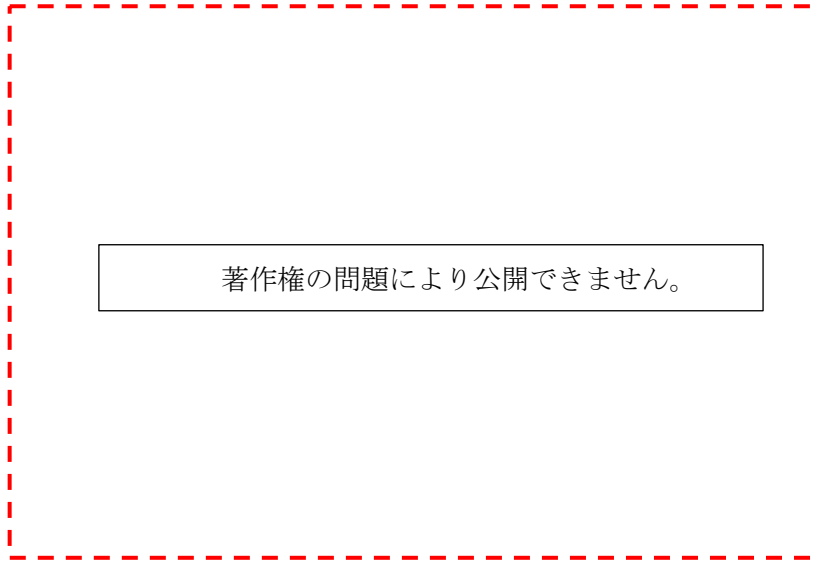
著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 102 表 解析モデルで使用した実験関連式

著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)



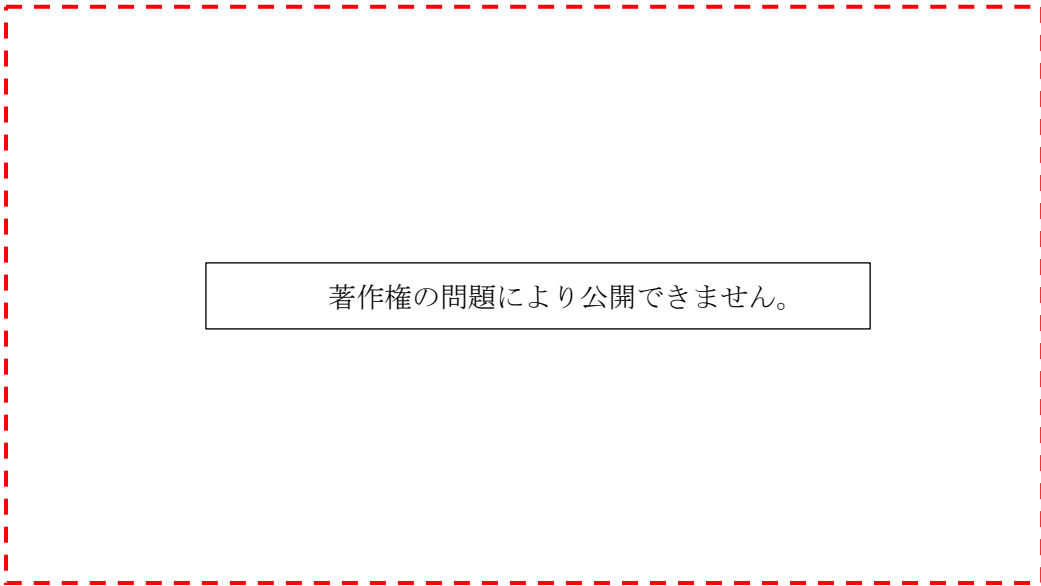
(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 527 図 EBR-II の 1 次系タンクのレイアウト

著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 538 図 EBR-II の 1 次系の解析モデル



著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 549 図 炉上部プレナム部のモデル

著作権の問題により公開できません。

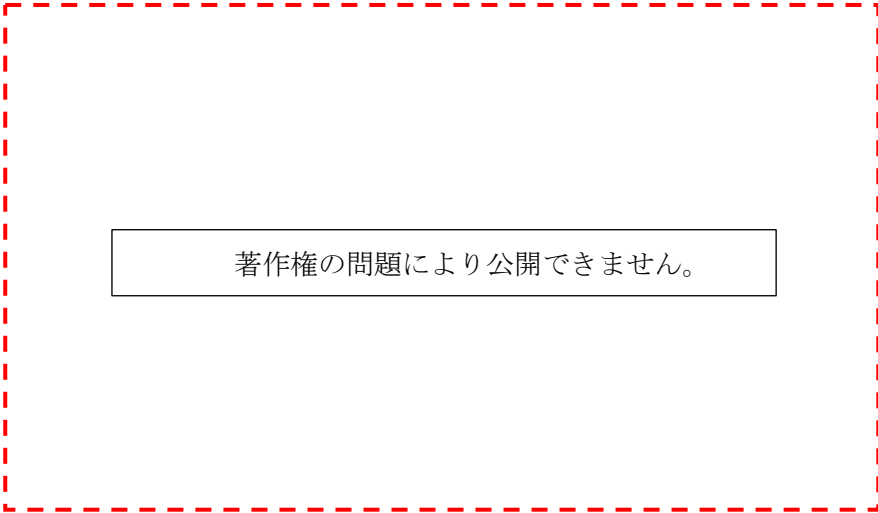
(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 5510 図 1 次主循環ポンプ流量 (短時間)

著作権の問題により公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

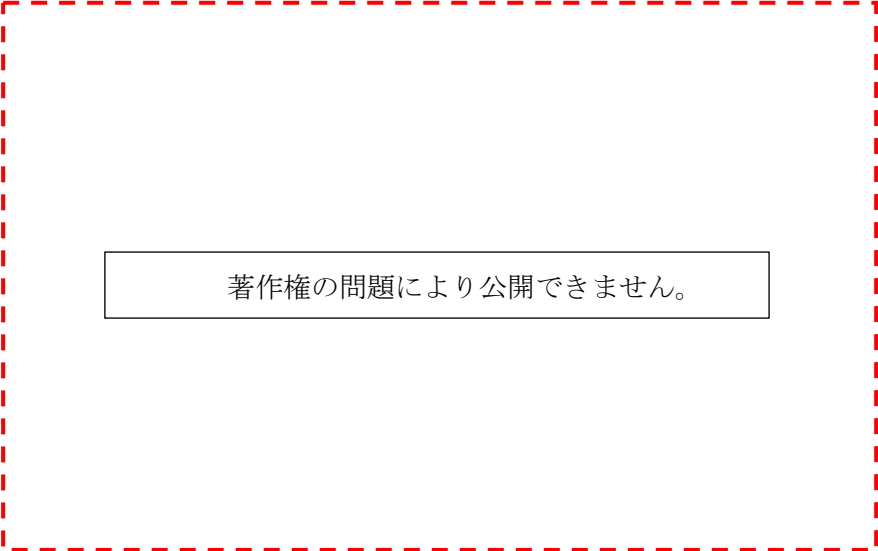
第 5611 図 1 次主循環ポンプ流量 (長時間)



著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 5712 図 中間熱交換器 (IHX) 2 次側出口ナトリウム温度



著作権の問題により公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 5813 図 集合体出口ナトリウム温度

5. 実機解析への適用性

第4章の妥当性確認の結果を踏まえ、関連する物理現象について、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価への解析モデルの適用性を述べる。

有効性評価における解析モデルでは、中間熱交換器や空気冷却器等の冷却材への伝熱特性に関わる熱伝達や、各コンポーネント及び系統の流動特性に関わる圧力損失について実験相関式を使用しており、それらは4.2節で示した各プラントの試験解析で用いた実験相関式を用いている。また、各解析モデルのノード分割については、有効性評価の対象である「常陽」で実施された「「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析及び「もんじゅ」で実施された試験解析での知見を参照して設定した。

(1) 「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」

「「常陽」MK-II自然循環試験」を対象とした試験解析により、『原子炉炉心熱計算モデル』及び『原子炉炉心流動計算モデル』の「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」に対する妥当性確認を行った。『原子炉炉心熱計算モデル』として、炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデル（炉心平均チャンネルモデル）^[6]と全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデル（原子炉全集合体モデル）^[7]を用いた解析の実績があり、試験データとの比較から、両解析モデルで炉心出口温度について妥当な結果が得られることを確認している。常陽の有効性評価では炉心平均チャンネルモデルを採用しており、本解析モデルは実機の試験データとの比較による妥当性が確認されており、「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」の評価に対して適用できる。

(2) 「炉上部プレナム温度成層化」

炉上部プレナム温度成層化については、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」で測定された軸方向温度分布データを用いて、『炉上部プレナム熱流動計算モデル』の妥当性が確認されている。「常陽」の炉上部プレナム内での温度成層化の挙動は、「もんじゅ」での内筒内側のプレナム部で生じる現象と同様であり、「もんじゅ」解析モデルと同様の熱輸送の遅れを考慮したノード分割モデルを採用した「常陽」解析モデルの妥当性確認に、「もんじゅ」による妥当性確認の結果を適用できる。よって、本解析モデルは、「炉心部プレナム温度成層化」の評価に対して適用できる。

(3) 「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」

「「常陽」MK-II自然循環試験」、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ1次主冷却系自然循環予備試験」及び「EBR-II自然循環試験」を対象とした試験解析により、『1次主冷却系熱計算モデル』及び『1次主冷却系流動計算モデル』の「1次

主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコーストダウン」に対する妥当性確認を行った。また、「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ1次冷却系自然循環予備試験」、「もんじゅ冷却系自然循環試験」及び「EBR-II自然循環試験」を対象とした試験解析により、『中間熱交換器熱計算モデル』の「主中間熱交換器熱交換」に対する妥当性確認を行った。これらの解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性が確認されており、「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」の評価に対して適用できる。

(4) 「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」

「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」及び「もんじゅ冷却系自然循環試験」を対象とした試験解析により、『2次主冷却系熱計算モデル』及び『2次主冷却系流動計算モデル』の「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」に対する妥当性確認を行った。本解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性確認を行っており、「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」の評価に対して適用できる。

(5) 「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」

「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ冷却系自然循環試験」及び「もんじゅ空気冷却器自然循環通風測定試験」を対象とした試験解析により、『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の「主冷却機除熱」に対する妥当性確認を行った。本解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性確認を行っており、「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」の評価に対して適用できる。

6. まとめ

以上より、Super-COPDの解析モデルは、各試験の結果との比較により妥当であることを確認し、重要現象に対する不確かさが小さいことを確認した。よって、Super-COPDは、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価に適用できる。

参考文献

- [1] 大滝、大平、「プラント動特性解析コード Super-COPD の開発」、動燃技報 No. 76 コンピュータ利用技術特集、PNC TN1340 90-004、(1990)、pp27-36.
- [2] 独立行政法人日本原子力研究開発機構 大洗研究開発センター(南地区) 原子炉設置変更許可申請書、平成 24 年 3 月 30 日 (23 受文科科第 5939 号) .
- [3] 独立行政法人日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置許可申請書(高速増殖原型炉もんじゅ原子炉施設)、平成 20 年 2 月 19 日 (平成 18・10・13 原第 4 号) .
- [4] A. K. Agrawal, An Advanced Thermohydraulic simulation code for Transients in LMFBRs (SSC-L CODE), BNL-NUREG-50773, (1978).
- [5] 岩崎、他、「モジュール型プラント動特性解析コード Super-COPD コード使用説明書」、PNC TN9520 89-001、(1989) .
- [6] 檜山、他、「高速炉プラント動特性解析コード Super-COPD による「常陽」MK-II 自然循環試験解析」、日本機械学会論文集 (B 編) 78 巻 787 号 (2012-3)、pp. 468-470.
- [7] K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.
- [8] F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.
- [9] F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.
- [10] N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.

Super-COPDデブリベッド熱計算モジュールのモデル及び妥当性確認

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する多量の放射性物質等を放出する事故への対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、Super-COPDデブリベッド熱計算モジュールについて、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・妥当性確認

に関してまとめたものである。

なお、デブリベッド熱計算モジュールはプラントの熱流動計算と結合して使用できるように、プラント動特性解析コードSuper-COPDの1モジュールとして開発したものであるが、今回の有効性評価においては境界条件を与えてモジュール単体として使用している。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）では、起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故はさらに進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、崩壊熱による残留炉心物質の溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況、及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

事故が機械的エネルギーの発生を伴うことなく緩慢に推移する場合（エネルギー放出が小さい場合）の典型的な事象進展を第1図に示す。炉心から溶融燃料の一部が周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行し、炉心部での核反応が停止すると遷移過程の終状態となる。溶融炉心物質（燃料及びブスチール）の一部は炉心部から周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行して固化しているものとする。残りの残留炉心物質は炉心部で崩壊熱によって徐々に再溶融する。溶融した残留炉心物質の一部は炉心内に存在する制御棒駆動機構下部案内管及び後備炉停止制御棒駆動機構下部案内管（以下「LGT」という。）を通じて下部プレナムへ流出し、冷却材中で固化・微粒化して原子炉容器底部に粒子状のデブリベッドとして堆積するものとする。下部プレナムに移行した燃料を除く残りの燃料は炉心部に残留する。

即発臨界超過によって機械的エネルギーの発生に至る場合（大きなエネルギー放出を伴う場合）の典型的な事象進展を第2図に示す。大きなエネルギー放出が生じた場合には炉心全体が短時間に溶

融するとともに圧力上昇により相当量の溶融燃料が上部プレナムに放出・移行され、冷却材によって固化・微粒化した後、炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平部）及び材料照射ラック底部に粒子状のデブリベッドとして堆積する。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所と形状としては、エネルギー放出が小さい場合には原子炉容器底部に堆積した粒子状のデブリベッド並びに炉心部及びその周辺に残留した炉心物質、また、大きなエネルギー放出を伴う場合には炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平部）及び材料照射ラック底部に堆積した粒子状のデブリベッドが対象となる。

事故の熱的影響に関わる評価項目である「事故シーケンスが核的に収束した後の原子炉容器内で再配置した炉心物質が長期にわたり安定に保持・冷却できること。また、炉心物質による熱的負荷に対して原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。」について、再配置・冷却過程の解析で評価する。この評価項目に影響を及ぼすパラメータである「冷却材最高温度」及び「原子炉容器最高温度」を評価指標として設定する。

なお、UTOP では ULOF よりも多くの 1 次冷却材流量が確保され、損傷炉心物質の冷却がより促進されることから、再配置・冷却過程の評価は ULOF の評価に包絡される。

2.2 ランクの定義

デブリベッド熱計算モジュールで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、**第 1 表**の定義に従って「H」、「M」、「L」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。

2.3 物理現象に対するランク付け

デブリベッド熱計算モジュールで解析する評価事故シーケンスにおいて考慮すべき物理現象を対象に、2.1 で述べた事象進展を踏まえ、**第 1 表**の定義に従って、評価指標への影響に応じて**第 2 表**のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

なお、再配置・冷却過程は、起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束した後の長時間挙動を対象とするため、一つの解析コードで過程全体を総合的に解析することは行わず、評価の対象ごとに計算コード、簡易解析モデル、評価式等を使い分けて使用する。そのため、**第 2 表**にはデブリベッド熱計算モジュール以外で計算される物理現象も記載されている。

デブリベッド熱計算モジュールは Super-COPD の 1 モジュールではあるが、それ単独で、ULOF の再配置・冷却過程における原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド冷却の解析に用いられる。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) デブリベッドの発熱

粒子状のデブリベッドでは、燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッドが冷却材に浸されている。本物理現象は原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の燃料が崩壊熱により内部発熱する現象である。デブリベッドの発熱はデブリベッドの冷却性に大きく影響するものであり、本物理現象は原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器最

高温度)、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材最高温度）への影響が大きい現象（High）であると言える。

(2) デブリベッド内の熱伝導

本物理現象は原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積した冷却材に浸されている燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッド内で熱伝導により熱が伝わる現象である。デブリベッドの昇温挙動や温度分布に影響する。デブリベッドの温度分布や昇温挙動は、デブリベッド内冷却材の自然対流（(3)項参照）やデブリベッドから周辺への熱移行に大きく影響するものである。したがって、本物理現象は原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器最高温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材最高温度）への影響が大きい現象（High）であると言える。

(3) デブリベッド内冷却材の自然対流

本物理現象は原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の温度差に起因して冷却材の自然対流が生じるという現象である。デブリベッドの冷却に有効なメカニズムであることから、本物理現象は原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（原子炉容器最高温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（冷却材最高温度）に大きく影響する（High）。

(4) デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送

本物理現象は原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッドが沸騰すると蒸気の流れによってデブリベッドからの除熱が促進されるとともに、毛管力によりデブリベッド内に液体ナトリウムが浸入し、活発な対流熱輸送が発生するという現象である。本物理現象はデブリベッドの冷却に有効なメカニズムであるが、ULOF ではいずれの場所のデブリベッドも未沸騰状態を維持することから、評価指標（冷却材最高温度及び原子炉容器最高温度）への影響は小さい（Low）。

(5) 下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は原子炉容器底部に堆積したデブリベッドからの発熱を除去する冷却材流れに関する現象である。本物理現象は下部プレナムの冷却材温度（デブリベッド周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。したがって、本物理現象の評価指標（原子炉容器最高温度）への影響は中程度（Medium）である。

(6) 上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は炉心支持台上面に堆積したデブリベッドからの発熱を除去する冷却材流れに関する現象である。本物理現象は上部プレナムの冷却材温度（デブリベッド周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。したがって本物理現象の評価指標（冷却材最高温度）への影響は中程度（Medium）である。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

Super-COPDデブリベッド熱計算モジュールは、デブリベッドの相状態（サブクール状態、又は沸騰状態）に応じて等価的な熱伝導率を計算し、1次元の熱伝導方程式を解いてデブリベッドの温度分布を計算するプログラムである。なお、本モジュールは以下に述べる解析モデルをSuper-COPDコードと結合するとともに、それ自体単独で解析可能な1モジュールとして開発したものである。

3.2 重要現象に対する解析モデル

重要現象に分類された物理現象（「H」または「M」に分類された物理現象）について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを第3表に示す。

3.3 解析モデル

3.3.1 1次元熱伝導モデル

本モデルで想定しているデブリベッドは、燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッドであり、冷却材ナトリウムに浸されており、燃料が崩壊熱により内部発熱しているものである。本モジュールでは、デブリベッド内の熱移行を等価的な熱伝導としてモデル化する。すなわち、以下のエネルギー保存式を解く。

$$(\rho C_p)_B \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} K_B \frac{\partial T}{\partial z} + Q \quad (1)$$

ここで、 ρ は密度、 C_p は定圧比熱、 T は温度、 t は時間、 z は高さ方向位置、 Q はデブリベッドの発熱密度である。下付文字 B はデブリベッドを表す。 K_B はデブリベッドの等価熱伝導率であり、サブクール領域では3.3.2で述べる方法で計算する。 $(\rho C_p)_B$ はデブリベッドの容積比熱であり、以下のように求める。

$$(\rho C_p)_B = s \cdot \varepsilon (\rho C_p)_{Na} + (1 - \varepsilon) \{ x_f (\rho C_p)_f + (1 - x_f) (\rho C_p)_{ss} \} \quad (2)$$

ここで、 s は飽和度（デブリベッドにおける冷却材流路中の液相の体積割合）、 ε はデブリベッドのポロシティ（空隙率）、 x_f はデブリ粒子中の燃料の体積割合である。下付文字 B はデブリベッド、 Na は冷却材ナトリウム、 f は燃料、 ss はスチールを表す。

本モデルを使用する際のデブリベッドの冷却性限界の判断基準は、「デブリベッド内の冷却材がドライアウトしないこと」とする。

なお、沸騰領域における等価熱伝導率 K_B は、Lipinski 1次元モデル^[1]（蒸気の流れによってデブリベッドからの除熱が促進されるとともに、毛管力によりデブリベッド内に液体ナトリウムが浸入し、活発な対流熱輸送が発生する状況をモデル化してデブリベッドのドライアウト熱流束を計算するモデル）を一部簡易化してデブリベッドの等価熱伝導率を計算している。物理現象「デブ

リベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送」は重要度 L のため詳細は割愛する。また、チャンネルによる蒸気流熱輸送を考慮しない保守的なモデルとなっている。

3.3.2 Kampf-Karsten モデル

サブクール領域におけるデブリベッドの等価熱伝導率は、デブリ粒子中の燃料の体積割合を用いて表す。

$$\lambda_B = x_f \lambda_{e,f} + (1 - x_f) \lambda_{e,ss} \quad (3)$$

ここで、 λ は熱伝導率である。燃料粒子と冷却材との等価熱伝導率 $\lambda_{e,f}$ 、スチール粒子と冷却材との等価熱伝導率 $\lambda_{e,ss}$ は、米日独の共同研究として実施された米国サンディア国立研究所 (SNL) の ACRR (Annular Core Research Reactor) 炉で実施されたデブリベッド模擬炉内試験である D シリーズ試験^[2]でその適用性が確認された Kampf-Karsten モデル^[3]で計算した等価熱伝導率

$$\lambda_{e,f} = \lambda_{Na} \left[1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - \lambda_f/\lambda_{Na})}{\lambda_f/\lambda_{Na} + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - \lambda_f/\lambda_{Na})} \right] \quad (4)$$

$$\lambda_{e,ss} = \lambda_{Na} \left[1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - \lambda_{ss}/\lambda_{Na})}{\lambda_{ss}/\lambda_{Na} + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - \lambda_{ss}/\lambda_{Na})} \right] \quad (5)$$

を用いる。

3.3.3 サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流 Nu 数相関式

サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流が生じている場合は、式(3)にその自然対流による Nu 数を掛けた以下の式

$$K_B = Nu \cdot \lambda_B \quad (6)$$

を用いる。式(6)の Nu 数は、同じく D シリーズ試験結果から得られている以下の実験相関式^[4]

$$Nu = \left(\frac{Ra}{0.76} \right)^{0.34} \quad (7)$$

を用いる。ここで、 Ra はサブクール領域の Ra 数である (臨界 Ra 数は 0.76 であり、 $Ra < 0.76$ の場合、 $Nu=1.0$ となる)。

4. コードの検証及び妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

デブリベッド熱計算モジュールの評価マトリクスを第 4 表に示す。第 4 表はデブリベッド熱計算モジュールが解析する全事象を包絡するように、第 3 表で重要現象として抽出された物理現象を列挙している。

「常陽」の再配置・冷却過程では、炉心部から下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、下部プレ

ナムの比較的大きな空間内に存在する冷却材ナトリウムとの熱的相互作用（FCI：Fuel-Coolant Interaction）により効果的にクエンチ・微粒化して、ナトリウムに浸されたデブリベッドとして原子炉容器底部に堆積するシナリオを想定している。「常陽」原子炉容器底部の炉心中心軸近傍でのデブリベッドは比較的厚みがあり、蒸気流によるチャンネル（冷却パス）が形成しないと考えられる。そこで、チャンネルが形成されない深いデブリベッドを対象とした D10 試験^[5]を試験解析に用いる試験として選定する。

D10 試験は、米国 SNL の ACRR 炉にて実施されたデブリベッド模擬炉内試験である D シリーズ試験のうち、底部冷却を伴う深い均一デブリベッドを対象としたものである。デブリ粒子は 100% UO_2 粒子で構成され、液体ナトリウムに浸されている。デブリベッドとその周辺の構造物を第 3 図に示す。デブリベッドはるつぼの中に入れられており、るつぼの周りにはさらに格納容器がある。るつぼ底部と格納容器の間には、伝熱促進のために厚さ 10mm の SUS304 板が設置されている。図中の●は K 型熱電対、■は高温用熱電対、▲はるつぼ壁面近傍に設置した熱電対である。これらの測定によりデブリベッドの温度分布に関する定量的な情報を得ることができる。

D10 試験解析により過渡における 1 次元熱伝導モデル、Kampf-Karsten モデル、サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流 Nu 数相関式について妥当性確認を行う。

デブリベッド熱計算モジュールにおいてデブリベッドの発熱は、デブリベッドの発熱密度を入力値として与えていることから、デブリベッド熱計算モジュールの解析モデルとしての不確かさはなく、妥当性評価は不要とした。また、下部プレナム及び上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送のデブリベッドの冷却性への影響は、デブリベッドの上方の冷却材温度を境界条件として入力値で与えていることから、デブリベッド熱計算モジュールの解析モデルとしての不確かさはなく、妥当性評価は不要とした。

4.2 妥当性確認（試験解析）

妥当性確認においては、選定した D10 試験に対してデブリベッド熱計算モジュールによる試験解析を実施し、試験データと解析結果を比較、検討した^[5]。

a) 試験結果と解析結果

D10 試験解析結果^[6]を第 4 図に示す。マーカーが D10 試験で測定された温度、実線がデブリベッド熱計算モジュールによる解析結果である。第 4 図より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認した。

b) 過渡挙動に関する不確かさの評価

デブリベッドの等価熱伝導率、及びデブリベッド内の冷却材の自然対流はデブリベッドの温度分布に大きく依存する。上述の通りデブリベッドの温度分布の解析結果が試験結果と良く一致していることから、過渡挙動に関して適切な計算ができていると考えられる。以上より、各解析モデルそのものの不確かさの影響は小さいものと判断される。一方で、デブリベッドとして堆積する燃料量、デブリベッドの空隙率等の解析条件（モデルパラメータ）については有効性評価において不

確かさの影響を評価しておく必要がある。

5. 実機解析への適用性

(1) デブリベッド内の熱伝導

D10 試験解析結果より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認した。

デブリベッド内の熱伝導は、燃料とスティールと冷却材の混合状態によって決定されるものであるが、その想定は有効性評価で用いた解析条件と同様である。

したがって、デブリベッド熱計算モジュールのデブリベッド内の熱伝導に関するモデルは実機解析に適用できると判断される。

(2) デブリベッド内冷却材の自然対流

D10 試験解析結果より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認している。

実機では半球構造の原子炉容器底部に堆積したデブリベッドのように厚みが非均一の場合、デブリベッド内冷却材の自然対流は、デブリベッドの厚い領域では上昇流、薄い領域では下降流として発達すると考えられるが、実機解析では保守的にデブリベッド最大厚みを均一厚みとしたデブリベッド条件とすることで温度が高くなる方向で計算される。

したがって、保守的な条件設定により、デブリベッド熱計算モジュールのデブリベッド内冷却材の自然対流に関するモデルは実機解析に適用できると判断される。

6. まとめ

以上より、再配置・冷却過程の重要現象に関するデブリベッド熱計算モジュールの解析モデルは試験の結果と比較して妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握した。各解析モデルの不確かさは小さい。他方、堆積する燃料量、デブリベッドの空隙率等の解析条件については有効性評価において不確かさの影響を評価しておく必要がある。

7. 参考文献

- [1] Lipinski, R. J., "A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed", NUREG/CR-2646, SAND82-0765, 1982.
- [2] Gronager, J. E., Schwarz, M. and Lipinski, R. J., PAHR Debris Bed Experiment D-4, SAND80-2146, 1981.
- [3] Kampf, H. and Karsten, G., Effects of different types of void volumes on the radial temperature distribution of fuel pins," Nuclear Applications and Technology, Vol.9, No.3, pp. 288-300, 1970.
- [4] Lipinski, R. J., Gronager, J. E. and Schwarz, M., Particle bed heat removal with subcooled sodium: D-4 results and analysis, Nuclear Technology, Vol. 58, No. 3, pp. 369-378, 1982.
- [5] G. W. Mitchell, C. A. Ottinger and H. Meister, "The D10 Experiment: Coolability of UO2 Debris in Sodium with Downward Heat Removal," SAND84-1144, Sandia National Laboratories,

Albuquerque, NM (1984).

- [6] 曾我部、飛田、小山、「デブリ冷却性評価モデルの検証解析」、日本原子力学会「2013 年秋の大会」、2013 年 9 月)、八戸工業大学、H31.

第1表 デブリベッド熱計算モジュールにおけるランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	事象推移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への影響を評価する
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標への影響を評価する必要はないが、本資料では「H」と同様に評価することとする。
L	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標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

第2表 デブリベッド熱計算モジュールにおける物理現象のランクテーブル

	物理現象	ULOF	備考
(1)	ギャップ浸入燃料の発熱	—	F L U E N Tで解析
(2)	残留炉心物質の発熱	—	炉心物質冷却性伝熱計算モデルで解析
(3)	残留炉心物質から周辺への伝熱	—	
(4)	燃料再溶融	—	
(5)	上部及び下部炉心構造の溶融と炉心物質への混入	—	
(6)	物質再分布	—	
(7)	溶融層の自然対流	—	
(8)	リフラックス冷却	—	
(9)	炉心周辺の冷却材流れによる熱輸送	—	
(10)	デブリベッドの発熱	<u>H</u>	
(11)	デブリベッド内の熱伝導	<u>H</u>	
(12)	デブリベッド内冷却材の自然対流	<u>H</u>	
(13)	デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送	L	
(14)	下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	<u>M</u>	
(15)	堆積デブリの発熱	—	炉心物質冷却性伝熱計算モデルで解析
(16)	堆積デブリから周辺への伝熱	—	
(17)	上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	<u>M</u>	
(18)	ヒートシンクへの熱輸送	—	S u p e r - C O P Dで解析

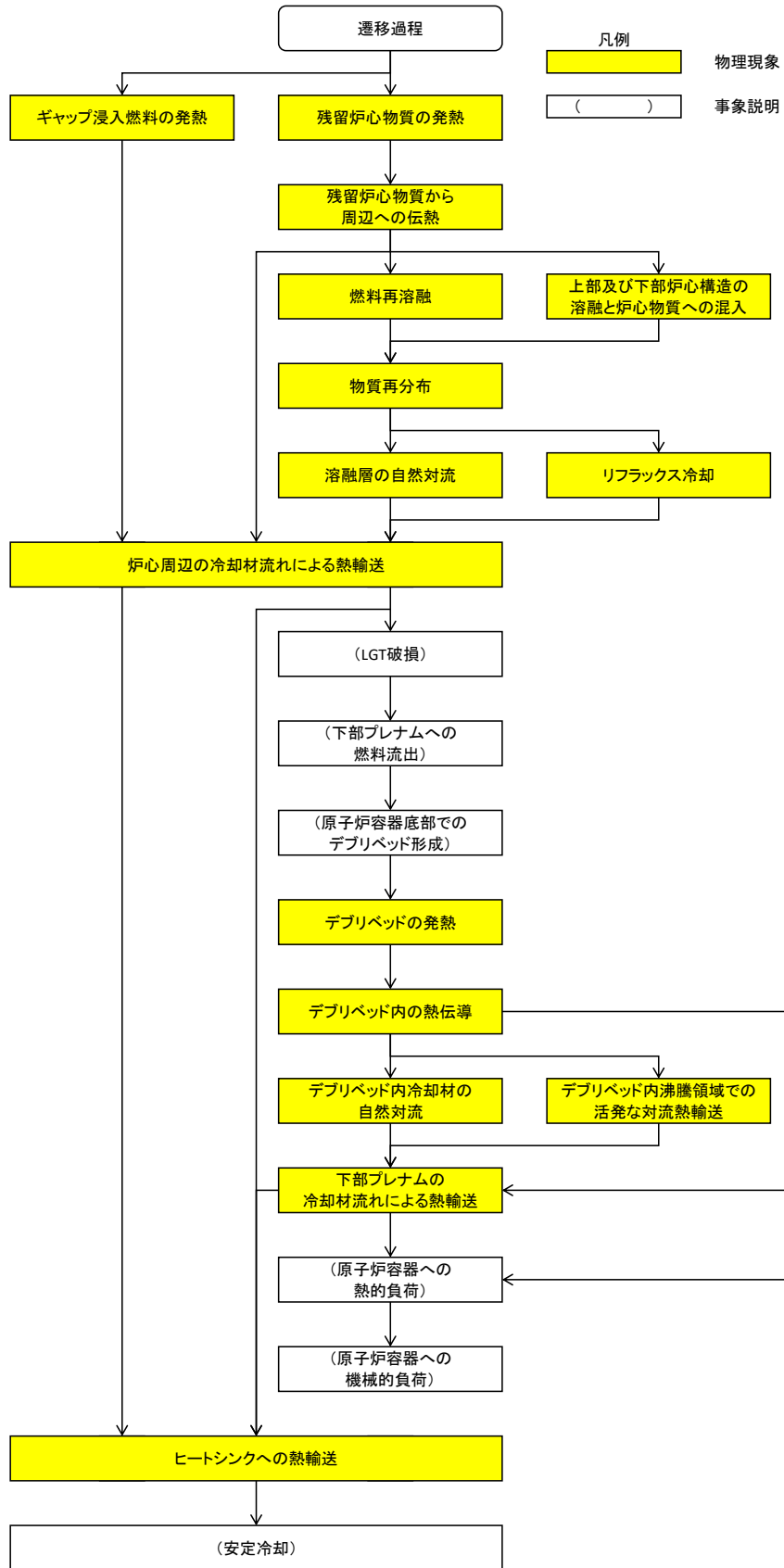
第3表 重要現象に対するデブリベッド熱計算モジュールの解析モデル

重要現象	解析モデル
デブリベッドの発熱	入力条件
デブリベッド内の熱伝導	1次元熱伝導モデル (3.3.1) Kampf-Karsten モデル (3.3.2)
デブリベッド内冷却材の自然対流	サブクール領域で温度差に起因する 冷却材の自然対流 Nu 数相関式(3.3.3)
下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	境界条件
上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	境界条件

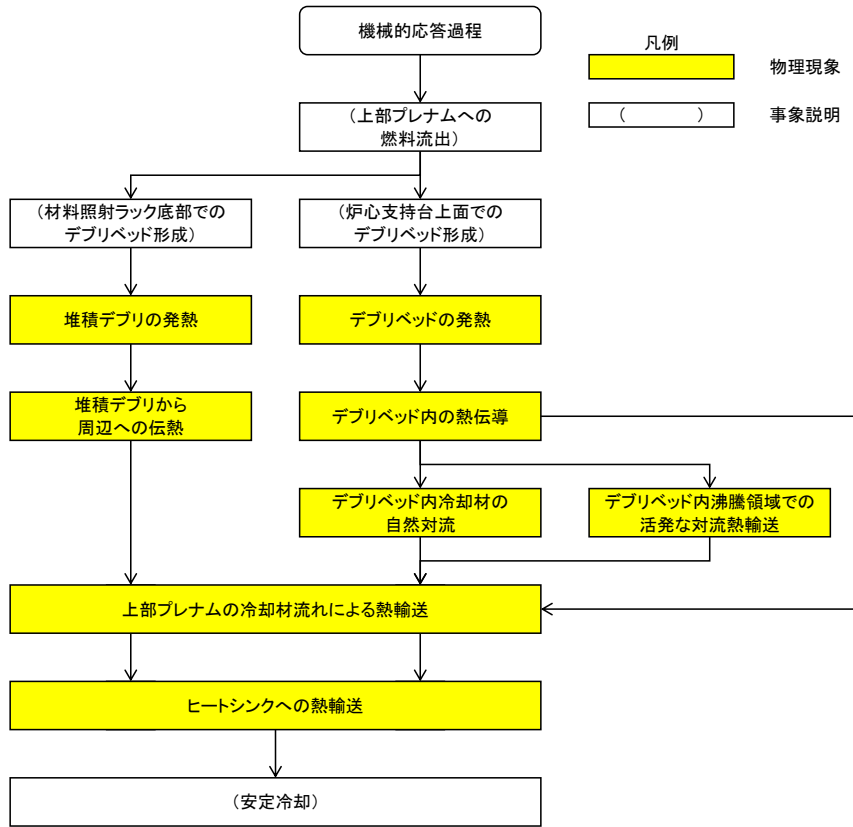
第4表 デブリベッド熱計算モジュールにおける重要現象に対する妥当性確認方法

重要現象	解析モデル	試験解析
デブリベッドの発熱*	入力条件	—
デブリベッド内の熱伝導	1次元熱伝導モデル Kampf-Karsten モデル	○
デブリベッド内冷却材の自然対流	サブクール領域で温度差に起因する 冷却材の自然対流 Nu 数相関式	○
下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送*	境界条件	—
上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送*	境界条件	—

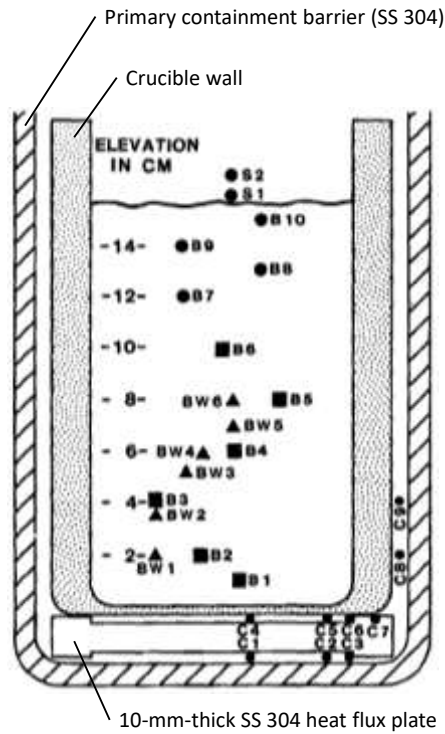
* 4.1 に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象



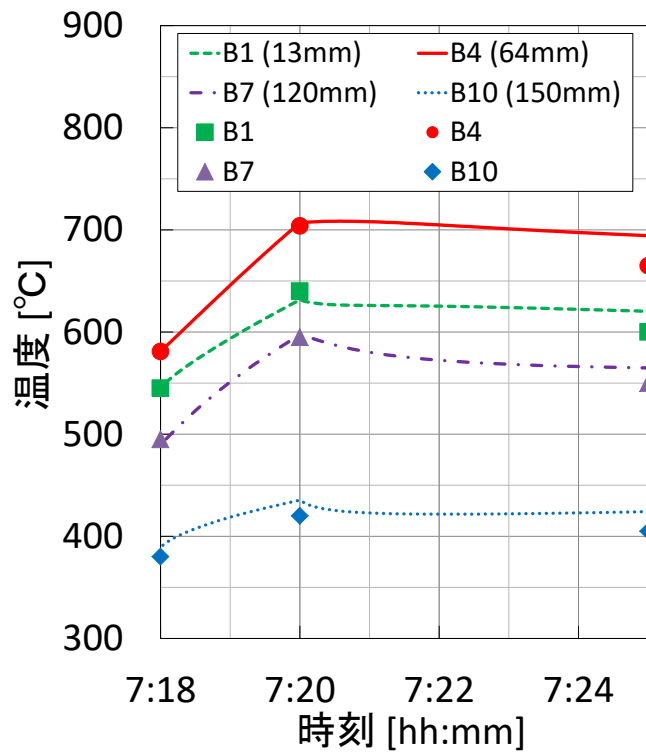
第1図 再配置・冷却過程の事象進展 (エネルギー放出が小さい場合)



第2図 再配置・冷却過程の事象進展（大きなエネルギー放出を伴う場合）



第3図 デブリベッドと周辺構造物（参考文献[5]に加筆）



第4図 デブリベッド冷却性炉内試験 D10 の試験解析結果^[6]
 (点：試験結果、線：解析結果)

第 2 部

A S F R E

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、ナトリウム冷却高速中性子型炉を対象とした燃料集合体サブチャンネル[※]解析コードA S F R Eについて、

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

2. 重要現象の特定

2.1 評価事故シーケンスと評価指標

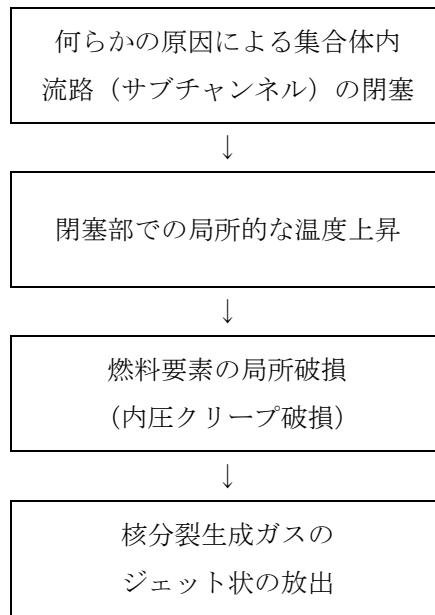
A S F R Eが適用される炉心損傷防止措置における事象グループ「局所的燃料破損（LF）」について、具体的な評価事故シーケンスの事象推移及び評価指標について記述する。

LFでは、原子炉の運転中に、何らかの原因により、燃料集合体内で生じる冷却材流路の閉塞等によって局所的な温度上昇が生じ、この局所的な温度上昇が検知されることなく長期間維持された場合には、この温度上昇と燃料要素内部に蓄積される核分裂生成物（以下「FP」という。）ガスによる内圧の上昇により、被覆管がクリーブ破損することが懸念される。さらに、被覆管の破損により噴出したFPガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆い、除熱能力を低下させて燃料要素の破損が伝播（破損伝播）することが懸念される。第2.1図に本事象の事象推移を示す。

本評価事故シーケンスでは、燃料集合体内での局所的な温度上昇の発生と、燃料集合体内の破損伝播が起りやすいと考えられる事象として、評価指標である被覆管最高温度に与える影響が大きい『冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故』を選定した。本評価事故シーケンスでは、何らかの原因で燃料集合体内に異物が混入して、燃料集合体内の燃料要素で囲まれる複数の冷却材流路（サブチャンネル）が千鳥格子状に閉塞した後、局所的な温度上昇と燃料要素内部に蓄積されるFPガスの圧力上昇によって被覆管がクリーブ破損し、放出されるFPガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆うことで除熱能力を低下させることを想定する。このとき、破損する燃料要素の隣接燃料要素において、被覆管の健全性が保たれ、破損伝播が起こらないことを確認する。

本評価事故シーケンスの解析においては、炉心損傷防止措置の有効性評価における評価項目に対応させて、被覆管の破損伝播に影響を及ぼす被覆管最高温度及び冷却材最高温度を評価指標とする。

[※] サブチャンネルとは、燃料集合体内で三角配列された燃料要素（燃料ペレット、被覆管等からなる燃料要素）間の流路又は燃料要素とラップ管で囲まれる流路を示す。



第 2.1 図 LF の事象推移

2.2 ランクの定義

ASFREで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、第 2.1 表の定義に従って「H」、「M」、「L」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。

第 2.1 表 ASFREにおけるランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	事象推移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や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標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	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標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。

2.3 物理現象に対するランク付け

A S F R Eで解析する評価事故シーケンスにおいて考慮すべき物理現象を対象に、2.1節で述べた事象進展を踏まえ、第2.1表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第2.2表のとおりランク付けを行い、「H」又は「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに上記のランク付けの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 出力変化

解析対象とする評価事故シーケンスにおいては、定格運転状態であるため、出力変化はなく、被覆管最高温度に与える影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(2) 燃料ペレット温度変化

本物理現象は、核分裂や放射性崩壊による発熱（出力）の変化に伴って燃料ペレット温度が変化する現象である。出力、燃料ペレットの熱伝導率及び熱容量、ギャップコンダクタンス等が影響する。

解析対象とする評価事故シーケンスにおいては、定格運転状態であるため、出力の変化はなく、非閉塞部の燃料ペレット温度の変化は小さい。また、閉塞部の燃料ペレット温度は被覆管温度の上昇分だけ高くなるが、伝熱特性（熱伝導率及び熱容量、ギャップコンダクタンス）に大きな変化がないことから、被覆管最高温度に与える影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(3) 被覆管温度変化

本物理現象は、燃料ペレット温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の温度や流量の変化に伴って被覆管温度が変化する現象である。ペレット外表面温度、ギャップコンダクタンス、被覆管の熱伝導率及び熱容量、被覆管から冷却材及びF Pガスまでの熱伝達率等が影響する。評価指標である被覆管最高温度に直接関係する現象である。このため、重要度は「H」とする。

(4) 冷却材温度変化

本物理現象は、被覆管外表面温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の流量の変化に伴って冷却材温度が変化する現象である。被覆管外表面温度、被覆管から冷却材までの熱伝達率、冷却材の熱容量等が影響する。

評価指標である冷却材最高温度に直接関係する現象である。このため、重要度は「H」とする。

(5) 速度分布

本物理現象は、閉塞物を含む集合体内の圧力損失及び冷却材の乱流粘性により、サブチャンネルを流れる冷却材の速度（流量）分布が変化する現象である。

本解析の対象となる流れ場は強制対流状態であり、速度分布によって、被覆管及び冷却材へ

の伝熱量が決まるため、被覆管最高温度及び冷却材最高温度に与える影響は大きい。このため、重要度は「H」とする。

第 2.2 表 LF における物理現象のランクテーブル

分類	物理現象	評価指標に対する重要度
燃料ペレット	(1) 出力変化	L
	(2) 燃料ペレット温度変化	L
被覆管	(3) 被覆管温度変化	H
燃料集合体内冷却材	(4) 冷却材温度変化	H
	(5) 速度分布	H

3. 解析モデルについて

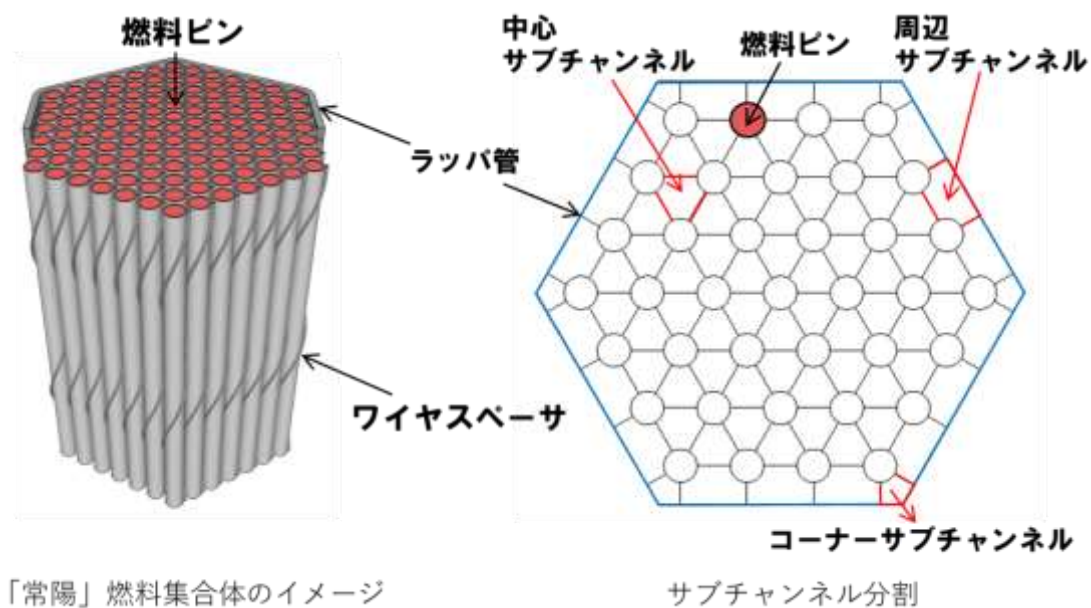
3.1 コード概要

ASFREは、ナトリウム冷却高速炉のワイヤスペーサ型燃料集合体内の熱流動現象の解析を目的として、日本原子力研究開発機構にて開発した単相サブチャンネル解析コードである^[1]。サブチャンネルとは、燃料集合体内で三角配列された燃料要素間の流路又は燃料要素とラップ管で囲まれる流路を示す。ASFREの主要な計算モデルを第3.1表に示す。ASFREでは、燃料集合体内の三角配列の燃料要素に対して、第3.1図に示すように、水平方向にはサブチャンネル（中心、周辺及びコーナーの3種類がある。）を単位とし、軸方向に分割したコントロールボリュームについて冷却材の質量、運動量及びエネルギーの保存式を計算する。数値解法として、時間積分に半陰解法、圧力方程式の行列解法としてILUBCG法を用いる。物理モデルとして、サブチャンネル間の乱流混合については、渦拡散モデル（Todreas-Turiの相関式^[2]）を、圧力損失については、ワイヤスペーサによる影響を考慮した分布抵抗モデル（DRM: Distributed Resistance Model）^[3]をそれぞれ用いている。また、被覆管の熱伝導については、3次元熱伝導モデルを用い、冷却材と被覆管との熱伝達には実験相関式を用いている。

なお、燃料集合体内の流路が閉塞された状態を解析する場合は、コントロールボリューム単位で当該領域を閉塞物に置き換えることができる。設定した個々の閉塞物（完全閉塞）内の熱伝導については軸方向1次元熱伝導モデルを用い、閉塞物と冷却材との熱伝達には実験相関式を用いている。また、冷却材中にFPガスが噴出された状態を解析する場合は、コントロールボリューム単位で当該部をガス相に置き換えることができる。これら、解析モデルの詳細は、重要現象に対する解析モデルの整理と合わせて、3.3節で述べる。

第3.1表 ASFREの主要な計算モデル

項目	計算モデル
基本方程式	・非定常3次元の質量、運動量、エネルギー保存式
格子スキーム	・サブチャンネルをコントロールボリュームとする分割
時間積分法	・半陰解法
圧力方程式の行列解法	・ILUBCG法
熱伝導モデル	・燃料要素内3次元熱伝導モデル、 ・閉塞物内軸方向1次元熱伝導モデル
熱伝達モデル	・燃料ペレット-被覆管内面の熱伝達係数 （ギャップコンダクタンス） ・被覆管外面-冷却材の熱伝達実験相関式 （FFTF相関式、修正Schad相関式） ・閉塞物-冷却材の熱伝達実験相関式（Subbotin相関式）
乱流モデル	・エネルギーの渦拡散モデル（Todreas-Turi相関式） ・運動量の渦拡散モデル（Aoki相関式）
圧力損失モデル	・分布抵抗モデル（DRM）



第 3.1 図 サブチャンネル分割のイメージ

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現象（「H」又は「M」に分類された物理現象）について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを第 3.2 表に示す。

被覆管温度変化に対しては、被覆管内の熱伝導モデル、被覆管と閉塞物との熱伝導モデル及び被覆管内外面での熱伝達モデルがあげられる。一方、冷却材温度変化に対して必要な解析モデルは、被覆管及び閉塞物の外表面との熱伝達モデル、乱流モデルがあげられ、速度分布に対して必要な解析モデルは、圧力損失モデル、乱流モデルがあげられる。

第 3.2 表 重要現象に対する ASFR E の解析モデル

分類	重要現象	解析モデル
燃料集合体内冷却材	被覆管温度変化	<ul style="list-style-type: none"> 熱伝導モデル (被覆管、被覆管-閉塞物) 熱伝達モデル (燃料ペレット-被覆管内面、被覆管外面-冷却材)
	冷却材温度変化	<ul style="list-style-type: none"> 熱伝達モデル (被覆管外面-冷却材、閉塞物-冷却材) 乱流モデル
	速度分布	<ul style="list-style-type: none"> 圧力損失モデル 乱流モデル

3.3 解析モデル

A S F R Eでは、3.1節で述べたように、冷却材の質量、運動量及びエネルギーの保存式を計算する。

冷却材の速度分布は、式(1)に示す冷却材の質量保存式と、式(2)に示す冷却材の運動量保存式から計算する。式(1)の冷却材の質量保存式は、左辺第1項が質量の時間変化を、第2項が質量の対流輸送を表す。式(2)の冷却材の運動量保存式は、左辺第1項が運動量の時間変化を、第2項が運動量の対流輸送を表し、右辺第1項が重力を、第2項が隣接するサブチャンネル間の運動量交換を、第3項が燃料要素及びワイヤスペーサ等の構造物による圧力損失を表す。

(冷却材の質量保存式)

$$\frac{\partial \langle \rho_f \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f v dA = 0 \quad (1)$$

(冷却材の運動量保存式)

$$\frac{\partial \langle \rho_f v \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f v (v \cdot n) dA = \langle \rho_f \rangle g + \frac{1}{V_T} \int (-pn + \bar{\tau} \cdot n) dA + \frac{1}{V_T} \int_{A_{fw}} (-pn + \bar{\tau} \cdot n) dA \quad (2)$$

冷却材の温度変化は、式(3)に示す冷却材のエネルギー保存式から計算する。式(3)は、左辺第1項がエネルギーの時間変化を、第2項がエネルギーの対流輸送を表し、右辺第1項が燃料要素及び閉塞物等との熱伝達を、第2項が隣接するサブチャンネル間のエネルギー交換を表す。

(冷却材のエネルギー保存式)

$$\frac{\partial \langle \rho_f e_f \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f e_f v dA = -\frac{1}{V_T} \int q_f'' \cdot n dA - \frac{1}{V_T} \int_{A_{fw}} q_f'' \cdot n dA \quad (3)$$

A_{ff} : 流体-流体間の面積[m²]

A_{fw} : 流体-壁面(被覆管、ラッパ管等)間の面積[m²]

e : 内部エネルギー[J/kg]

g : 重力加速度[m/s²]

n : 単位法線ベクトル[-]

p : 圧力[Pa]

q'' : 熱流束[W/m²]

t : 時間[s]

v : 流速[m/s]

V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]

ρ : 密度[kg/m³]

$\bar{\tau}$: せん断応力テンソル[Pa]

$\langle \rangle$: 体積平均

3.3.1 被覆管温度変化に関する解析モデル

(1) 熱伝導モデル（被覆管）

被覆管温度については、以下に示す円筒座標系 3 次元熱伝導方程式から計算する。

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{\lambda}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \quad (4)$$

c_p : 比熱 [J/(kg·K)]

q''' : 発熱密度 [W/m³]

r : 径方向距離[m]

t : 時間[s]

T : 温度[K]

z : 軸方向距離[m]

θ : 周方向角[rad]

λ : 熱伝導率[W/(m·K)]

ρ : 密度[kg/m³]

(2) 熱伝導モデル（閉塞物）

閉塞物内の温度については、軸方向 1 次元熱伝導方程式を差分化して計算を行う。

(3) 熱伝導モデル（被覆管－閉塞物）

被覆管と閉塞物との間は密着し、被覆管から閉塞物へ熱伝導により熱が伝わるものとして計算される。被覆管と閉塞物との間に隙間があると、閉塞物よりも熱伝導率の高いナトリウムが浸入する。この場合、閉塞物を介して被覆管から冷却材へ熱が伝達し易くなり、被覆管はより除熱されることとなる。

(4) 熱伝達モデル（燃料ペレット－被覆管内面）

被覆管内面での燃料ペレットとの間のギャップコンダクタンスは、「常陽」の燃料設計で用いた方法と同様に^[4]、実験値等を参考として保守的に求めた一定値を与える。

(5) 熱伝達モデル（被覆管外面－冷却材）

被覆管外面での冷却材との熱伝達は、式(3)の冷却材のエネルギー保存式において、熱流束として考慮される。

$$q'' = -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_c) \quad (5)$$

熱伝達率は、冷却材の熱伝導率、ヌッセルト数と水力等価直径を用いて求める。

$$h = \lambda Nu / D_e \quad (6)$$

ヌッセルト数は、以下に示す FFTF 相関式^[5]及び修正 Schad 相関式^[5]を用いて求める。なお、「常陽」の場合、 $P/D=1.18$ ($P=6.47\text{mm}$ 、 $D=5.5\text{mm}$) となることから、式(8)に示す修正 Schad の式が使用されることになる。

$P/D \geq 1.2$; FFTF 相関式 :

$$Nu = 4 + 0.16(P/D)^5 + 0.33(P/D)^{3.8} (Pe/100)^{0.86} \quad (7)$$

$P/D < 1.2$; 修正 Schad 相関式 :

$$Nu = (-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2) Pe^{0.3} \quad \text{for } Pe > 150, \quad (8a)$$

$$Nu = (-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2) 4.496 \quad \text{for } Pe \leq 150. \quad (8b)$$

- D : 燃料要素外径[m]
- D_e : 水力等価直径[m]
- h : 熱伝達率[W/(m²·K)]
- Nu : ヌッセルト数[-]
- P : 燃料要素ピッチ[m]
- Pe : ペクレ数[-]
- q'' : 熱流束[W/m²]
- r : 径方向距離[m]
- T : 冷却材温度[K]
- T_c : 被覆管温度[K]
- λ : 熱伝導率[W/(m·K)]

なお、FPガスが放出するサブチャンネルに接する燃料要素の被覆管と冷却材との間の熱伝達は、式(6)の熱伝達率に、ガス放出による熱伝達率の低下を考慮した一定値を与える (付録参照)。

3.3.2 冷却材温度変化に関する解析モデル

冷却材の温度変化は、式(3)に示した冷却材のエネルギー保存式を、以下に示す「(1)熱伝達モデル (被覆管外面-冷却材)」、「(2)熱伝達モデル (閉塞物-冷却材)」及び「(3)乱流渦拡散係数」に示す解析モデルを用いて計算する。式(3)の右辺第1項は、燃料要素やラップ管などの壁面と流体の間の熱伝達を表し、「(1)熱伝達モデル (被覆管外面-冷却材)」及び「(2)熱伝達モデル (閉塞物-冷却材)」を用いて計算する。また、式(3)の右辺第2項は以下のように離散化して計算される。

$$-\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} q_f'' \cdot n dA = \frac{1}{\Delta V_{Ti}} \sum_k A_{ik} \kappa_{ik} \frac{T_k - T_i}{l_{ik} x_{ik}} + \frac{1}{\Delta V_{Ti}} \sum_k A_{ik} \rho_i \varepsilon_{ik}^H \frac{h_k' - h_i'}{x_{ik}} \quad (9)$$

A_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の流路断面積[m²]

h' : エンタルピー[J/kg]

l : 温度勾配を計算する際の距離補正係数[-]

n : 単位法線ベクトル[-]

q'' : 熱流束[W/m²]

T : 冷却材温度[K]

V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]

x_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間のセル間中心距離[m]

ε^H : 乱流渦拡散係数[m²/s]

κ_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の熱伝導率[W/(m・K)]

ρ : 密度[kg/m³]

添え字

i, k : 注目する及び隣接するコントロールボリュームのインデックス

(1) 熱伝達モデル (被覆管外面－冷却材)

被覆管外面と冷却材の熱伝達率は、3.3.1(4)と同じである。このモデルは式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第1項で用いられ、計算方法は式(5)と同じである。

(2) 熱伝達モデル (閉塞物－冷却材)

閉塞物の外表面から冷却材への熱伝達は、実験相関式 (Subbotin の相関式^[6]) を用いる。このモデルは式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第1項で用いられ、計算方法は式(5)と同じである。

$$Nu = 5.0 + 0.025 (RePr)^{0.8} = 5.0 + 0.025 Pe^{0.8} \quad (10)$$

Nu : ヌッセルト数[-]

Pe : ペクレ数[-]

Pr : プラントル数[-]

Re : レイノルズ数[-]

(3) 乱流渦拡散係数

乱流によるサブチャンネル間のエネルギー混合を評価するため、既存の実験データから得られる乱流ミキシング係数モデル (Todreas-Turi モデル^[2]) と乱流混合理論から、以下のエネルギー混合に係る乱流渦拡散係数を評価し、式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第3項を離散化した式(9)の第2項に用いる。

$$\varepsilon_{ik}^H = \frac{1}{2} \frac{\beta d_w}{\rho_i} \frac{z_{ik}^T}{s_{ik}} \left(\frac{m_i}{A_i} + \frac{m_k}{A_k} \right) \quad (11)$$

- A : 流路断面積[m²]
- d_w : ワイヤスペーサの直径[m]
- m : 軸方向質量流量[kg/s]
- s_{ik} : 燃料要素間のギャップ幅[m]
- z_{ik}^T : 乱流混合長さ[m]
- β : 乱流ミキシングファクター[-]
- ε_{ik}^H : 乱流渦拡散係数[m²/s]
- ρ : 密度[kg/m³]

添え字

i, k : 注目する及び隣接するコントロールボリュームのインデックス

3.3.3 速度分布に関する解析モデル

冷却材の速度分布は、式(1)の冷却材の質量保存式と式(2)の冷却材の運動量保存式を、「(1)圧力損失モデル」及び「(2)乱流モデル (速度分布)」に示す解析モデルを用いて計算する。

式(2)の冷却材の運動量保存式の右辺第2項は、次のように書き換えて計算する。

$$\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} (-pn + [\bar{\tau} \cdot n]) dA = -\frac{1}{V_T} \int p n dA + \mathbf{M} \quad (12)$$

ここで、 \mathbf{M} はサブチャンネル間の分子拡散と乱流拡散による運動量交換項を表し、「(2)乱流モデル (速度分布)」を用いて計算する。

式(2)の右辺第3項は固体壁が流体に及ぼす力を表している。流体が固体壁に及ぼす力は、これに負号を付けて、次の式で表される。

$$\mathbf{F}_{DR} = -\int_{A_{fs}} (-pn + [\bar{\tau} \cdot n]) dA \quad (13)$$

ここで、 A_{fs} は、コントロールボリューム内の固体壁の表面積であり、燃料要素及びラップ管の表面積とワイヤスペーサの表面積の和 ($A_R + A_W$) として表され、式(13)は次のように書くことができ

る。

$$\mathbf{F}_{DR} = -\int_{A_R} \left(-pn + [\bar{\tau} \cdot \mathbf{n}] \right) dA - \int_{A_W} \left(-pn + [\bar{\tau} \cdot \mathbf{n}] \right) dA = \mathbf{F}_R + \mathbf{F}_W \quad (14)$$

ここで、 \mathbf{F}_R は流体が燃料要素及びラップ管に及ぼす力であり、 \mathbf{F}_W は流体がワイヤスペーサに及ぼす力である。

- A_{ff} : 流体－流体間の面積[m²]
- A_{fs} : コントロールボリューム内の固体壁の表面積[m²] ($A_{fs} = A_R + A_W$)
- A_R : 燃料要素及びラップ管の表面積[m²]
- A_W : ワイヤスペーサの表面積[m²]
- \mathbf{F}_{DR} : 固体壁が流体に及ぼす力
- \mathbf{F}_R : 流体が燃料要素及びラップ管に及ぼす力
- \mathbf{F}_W : 流体がワイヤスペーサに及ぼす力
- \mathbf{M} : 運動量交換項
- \mathbf{n} : 単位法線ベクトル[-]
- p : 圧力[Pa]
- V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]
- $\bar{\tau}$: せん断応力テンソル[Pa]

(1) 圧力損失モデル

冷却材が、燃料集合体内の燃料要素やラップ管、ワイヤスペーサから受ける局所的な摩擦及び抗力を、分布抵抗モデル(DRM)^[3]を用いて各コントロールボリュームで計算する。以下に示すように、軸方向及び水平方向の流速や幾何形状パラメータ等の関数として計算され、式(2)の冷却材の運動量保存式の中で外力として取り扱われる。

$$\mathbf{F}_R = F_R^A \cdot \mathbf{n}_A + F_R^L \cdot \mathbf{n}_L \quad (15)$$

$$\mathbf{F}_W = F_W^T \cdot \mathbf{n}_T + F_W^N \cdot \mathbf{n}_N \quad (16)$$

$$F_R^A = \frac{f_A}{8} A_w \rho v^2 \cos \theta \quad (17a)$$

$$F_R^L = \frac{f_L}{8} A_w \rho |u| u \quad (17b)$$

$$F_W^T = \frac{f_L}{8} (A'_w - A_w) \rho v^2 \cos(\varphi - \theta) \quad (18a)$$

$$F_W^N = \frac{1}{2} CD_w \frac{\Delta z}{\cos \varphi} \rho |v_N| v_N \quad (18b)$$

$$C = 1.3 \left(\frac{A_g}{A_{mg}} \right) \left(1 + \frac{10}{Re^{2/3}} \right) \quad (19)$$

- A_g : ピン間のギャップ幅[m]
 A_{mg} : ワイヤスペーサの平均位置における最小ギャップ幅[m]
 A_w : ワイヤスペーサを考慮しない濡れ面積[m²]
 A'_w : ワイヤスペーサを考慮する濡れ面積[m²]
 C : 抵抗係数[-]
 D_w : ワイヤスペーサ径[m]
 f_A : 軸方向の摩擦係数[-]
 f_L : 水平方向の摩擦係数[-]
 F_R^A : 燃料要素及びラップ管による軸方向の摩擦力
 F_R^L : 燃料要素及びラップ管による水平方向の摩擦力
 F_W^T : ワイヤスペーサによる接線方向の摩擦力
 F_W^N : ワイヤスペーサによる法線方向の抗力
 u : 水平方向流速[m/s]
 v : 流速[m/s] ($v^2 = w^2 + u^2$)
 v_N : 法線方向流速[m/s] ($v_N = w \sin \varphi - u \cos \varphi$)
 w : 軸方向流速[m/s]
 Δz : 軸方向メッシュ長さ[m]
 θ : 速度ベクトル V と燃料要素中心軸のなす角度[rad]
 ρ : 冷却材密度[kg/m³]
 φ : 燃料要素中心軸とワイヤスペーサ中心軸のなす角度[rad]

(2) 乱流モデル (速度分布)

式(12)に示したサブチャンネル間における分子拡散と乱流拡散による運動量交換項 \mathbf{M} は、以下の離散化式によって計算される。

$$\mathbf{M} = \frac{1}{\Delta V_{T_i}} \sum_k A_{ik} \rho_i \varepsilon_{ik}^M \frac{w_k - w_i}{x_{ik}} \quad (20)$$

ここで、運動量の乱流渦拡散係数は、以下の Aoki の相関式^[7]により、式(11)で示したエネルギーの乱流渦拡散係数との比から計算する。

$$\varepsilon_{ik}^M = \varepsilon_{ik}^H / \bar{\psi} \quad (21)$$

$$\bar{\psi} = 0.014 Re^{0.45} Pr^{0.2} \left\{ 1 - \exp(-71.8 Re^{-0.45} Pr^{-0.2}) \right\} \quad (22)$$

- A_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の流路断面積[m²]
 \mathbf{M} : 運動量交換項
 Pr : プラントル数[-]
 Re : レイノルズ数[-]
 V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]
 w : 軸方向流速[m/s]
- x_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間のセル間中心距離[m]
- ε_{ik}^H : エネルギーの乱流渦拡散係数[m²/s]
 ε_{ik}^M : 運動量の乱流渦拡散係数[m²/s]
 ρ : 密度[kg/m³]
 $\bar{\psi}$: エネルギーと運動量の乱流渦拡散係数の比[-]

4. コードの妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認

重要現象に関する評価マトリックスを第 4.1 表に示す。妥当性確認においては、第 4.1 表に示す各試験に対してASFREによる試験解析を実施し、解析結果を試験データと比較し、妥当性を確認した。

第 4.1 表 ASFREにおける重要現象の評価マトリックス

分類	重要現象	必要な解析モデル	「常陽」燃料集合体試験 (水試験)	「もんじゅ」燃料集合体試験 (水試験)	PLANDTL-37 試験 (ナトリウム試験)
被覆管	被覆管温度変化	熱伝導モデル (*)	-	-	-
		熱伝達モデル	-	-	○
燃料集合体内 冷却材	冷却材温度変化	熱伝達モデル	-	-	○
		乱流モデル	-	-	○
	速度分布	圧力損失モデル	○	○	○
		乱流モデル	○	○	○

(*) 被覆管内の熱伝導モデルは個別に検証済み^[8]。

(1) 「常陽」燃料集合体試験解析^{[1], [8]}

「常陽」燃料集合体試験は、高流量時の燃料集合体の圧力損失に関する流動特性の確認を目的に、「常陽」の試作模擬燃料集合体を用いて実施された水流動試験である。

「常陽」燃料集合体試験解析の軸方向圧力分布を試験測定値と比較することにより、速度分布に係る圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

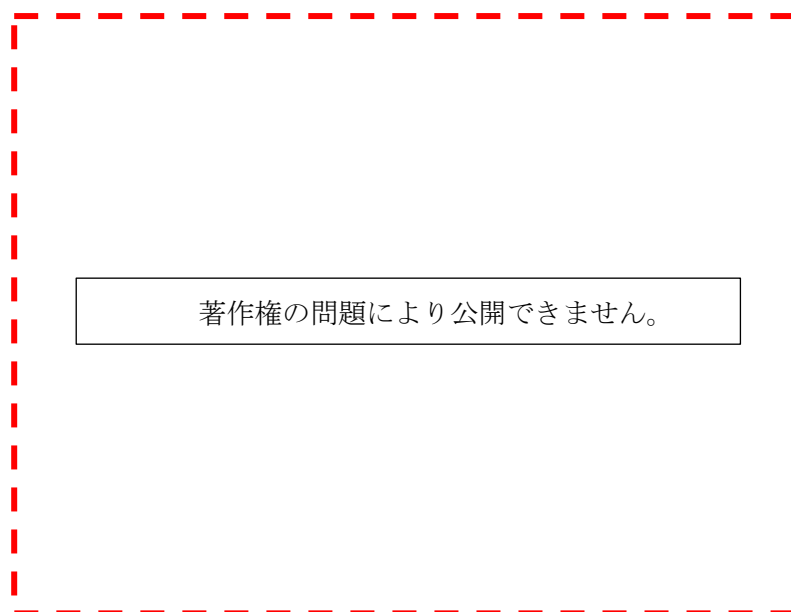
a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の軸方向圧力損失を比較することでASFREの圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。軸方向圧力損失に関しては、燃料要素バンドル区間の出入口の圧力差（圧力損失）を比較した。

第 4.1 図に試験と解析によって得られた軸方向圧力損失から算出した圧力損失係数 λ を示す。ASFRE解析結果と試験結果は良く一致している。

b) 不確かさ評価

解析結果の軸方向圧力損失は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.4 (2017))

第 4.1 図 「常陽」燃料集合体試験の燃料要素バンドル部軸方向圧力損失 (λ)

(2) 「もんじゅ」燃料集合体試験解析^{[1],[8]}

「もんじゅ」燃料集合体試験は、定格運転時の高流量から燃料交換時や自然循環時の低流量までの広い流量領域の燃料集合体の圧力損失に関する流動特性の確認を目的に、「もんじゅ」の試作模擬燃料集合体を用いて実施された水流動試験である。

「もんじゅ」燃料集合体試験解析の軸方向圧力分布を試験測定値と比較することにより、速度分布に係る圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

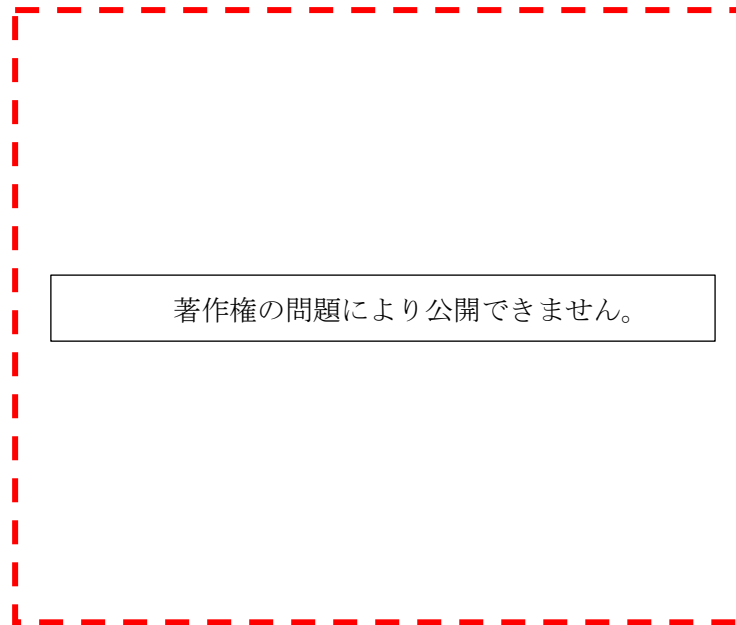
a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の軸方向圧力損失を比較することでASFREの圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。軸方向圧力損失に関しては、燃料要素バンドル区間の圧力差（圧力損失）を比較した。

第 4.2 図に試験と解析によって得られた軸方向圧力損失から算出した圧力損失係数 λ を示す。ASFREの解析結果と試験結果は良く一致している。

b) 不確かさ評価

解析結果の軸方向圧力損失は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.5 (2017))

第 4.2 図 「もんじゅ」燃料集合体試験の燃料要素バンドル部軸方向圧力損失 (λ)

(3) PLANDTL-37 試験解析^{[1],[9]}

PLANDTL-37 試験は、高流量の燃料集合体内熱流動特性を把握することを目的に、模擬燃料集合体を用いて実施されたナトリウム熱流動試験である。第 4.3 図に試験装置の概略を示す。テストセクションは 37 本燃料要素バンドルの模擬燃料集合体 2 体で構成されている。

PLANDTL-37 試験解析の集合体内温度分布を試験測定値と比較することにより、被覆管温度変化に関わる熱伝達モデル、冷却材温度変化に関わる熱伝達モデル及び乱流モデル、並びに速度分布に関わる圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の水平方向冷却材温度分布（発熱部中央断面、発熱部上端断面）を比較することで A S F R E の熱伝達モデル、圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。第 4.4 図の位置に設置された熱電対で測定された温度と該当する位置のサブチャンネルの温度を比較した。

第 4.5 図及び第 4.6 図に試験と解析によって得られた発熱部中央断面及び発熱部上端断面内の冷却材温度分布をそれぞれ示す。横軸は中心からの径方向距離 r をラッパ管の対角線長さ L_w で規格化して示している。なお、図中縦軸の温度は以下の式を用いて規格化している。「常陽」の定格運転時（レイノルズ数 $Re=$ 約 40,000）及び流路閉塞時（ $Re=$ 約 37,000）と同じく乱流状態（ $Re>14,000$ ）にある集合体流量（ $Re=$ 25,500）において、A S F R E の解析結果と試験結果はよく一致している。

$$T^* = (T - T_m) / \Delta T_e \quad (23)$$

$$\Delta T_e = Q / (m c_p) \quad (24)$$

c_p : 定圧比熱[J/(kg・K)]

m : 入口の質量流量[kg/s]

Q : 出力[W]

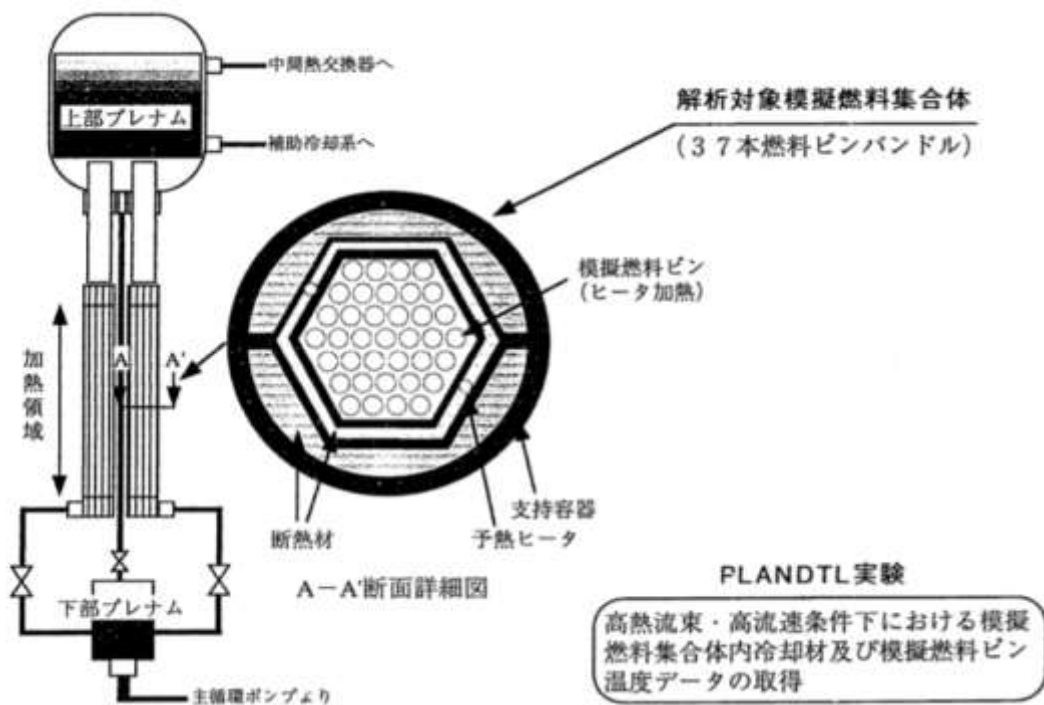
T^* : 規格化温度[-]

T_m : 入口温度[K]

ΔT_e : 推定温度上昇[K]

b) 不確かさ評価

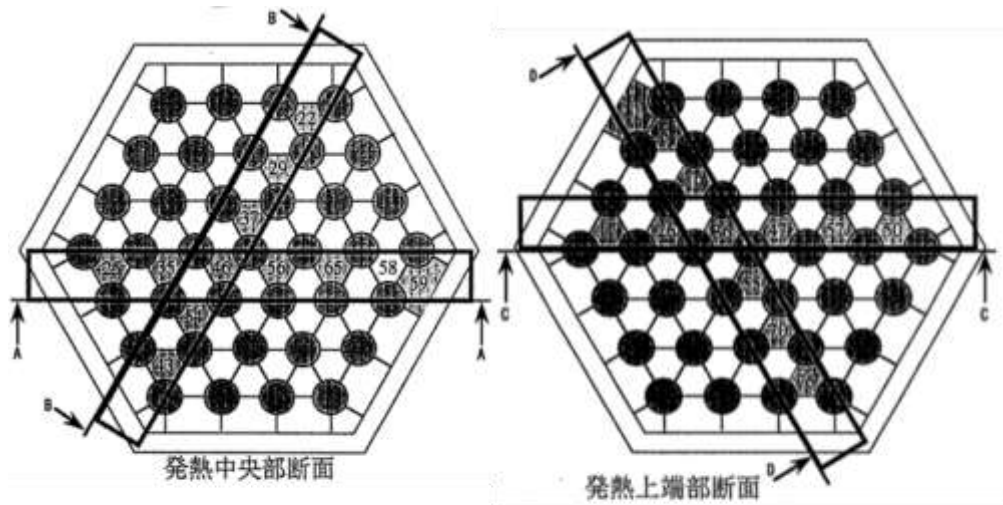
解析結果の冷却材最高温度は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さいため、不確かさの影響評価は不要である。また、解析結果の水平方向冷却材温度分布についても試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：大高ら，サブチャンネル解析コードASFRE-IIIの検証，

PNC-TN9410 96-212，図2.1 (1996).)

第4.3図 PLANDTL-37 試験装置概略



: 比較を行ったサブチャンネル列
 : 熱電対設置サブチャンネル
 ※ 上に示した断面はサブチャンネル分割図と同じ方向から見たものである

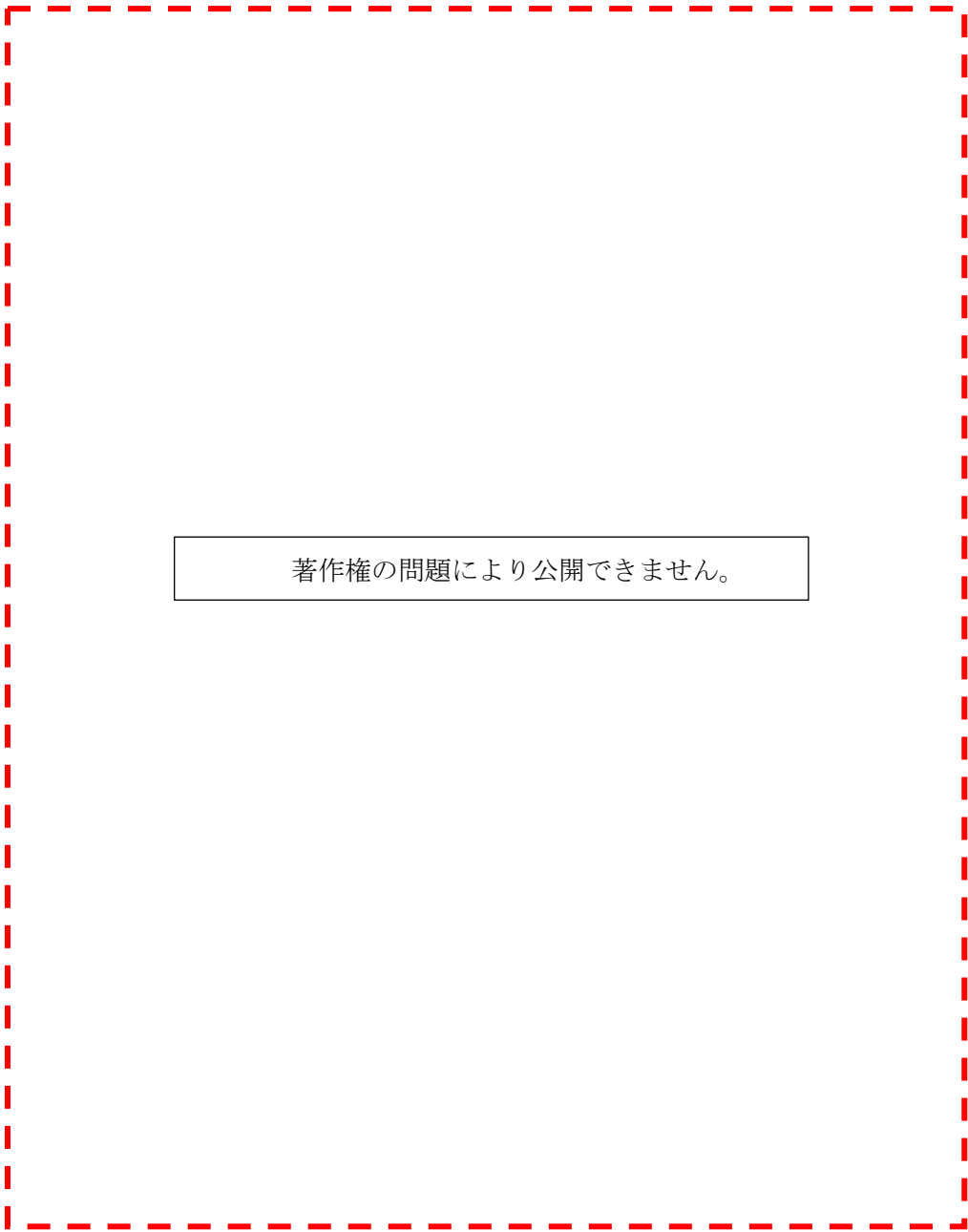
(出典：大高ら，サブチャンネル解析コードASFRE-IIIの検証，
 PNC-TN9410 96-212，図3.1 (1996).)

第4.4図 PLANDTL-37の冷却材温度分布の比較位置

著作権の問題により公開できません。

(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-5, Fig.7 (2017))

第 4.5 図 PLANDTL-37 の発熱部中央断面内の冷却材温度分布 ($Re=25,500$)



著作権の問題により公開できません。

(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.8 (2017))
第 4.6 図 PLANDTL-37 の発熱部上端断面内の冷却材温度分布 ($Re=25,500$)

5. 実機解析への適用性

第4章の妥当性確認の結果を踏まえ、関連する物理現象について、炉心損傷防止措置の有効性評価への解析モデルの適用性を述べる。

(1) 被覆管温度変化

被覆管内の『熱伝導モデル』は個別に検証済みである。PLANDTL-37 試験解析により、『熱伝達モデル』の妥当性が確認されている。試験装置は「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、燃料要素と冷却材間で生じる現象は同様である。

FP ガスの噴出に係る解析においては、FP ガスが噴出する高さでガスジェットの影響を考慮して、噴出箇所と同一の高さで、閉塞物の一部と隣接する健全流路の一部を FP ガスに置き換えた解析を実施する。保守側の設定として、FP ガスに置き換えた領域は、常に FP ガスが供給されることから噴出する FP ガス温度で一定の静止領域（流動を考慮しない）として扱い、冷却材の通過による冷却が行われない状態とした。FP ガスが衝突する被覆管表面の温度評価は、FP ガスと被覆管表面との間の熱伝達を計算するのみであり、健全状態の燃料集合体の被覆管温度と冷却材との『熱伝達モデル』の取扱いと違いはない。したがって、本解析モデルは、「被覆管温度変化」の評価に対して適用できる。

(2) 冷却材温度変化

PLANDTL-37 試験解析により、『熱伝達モデル』及び『乱流モデル』の妥当性が確認されている。試験装置は「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。したがって、本解析モデルは、「冷却材温度変化」の評価に対して適用できる。

(3) 速度分布

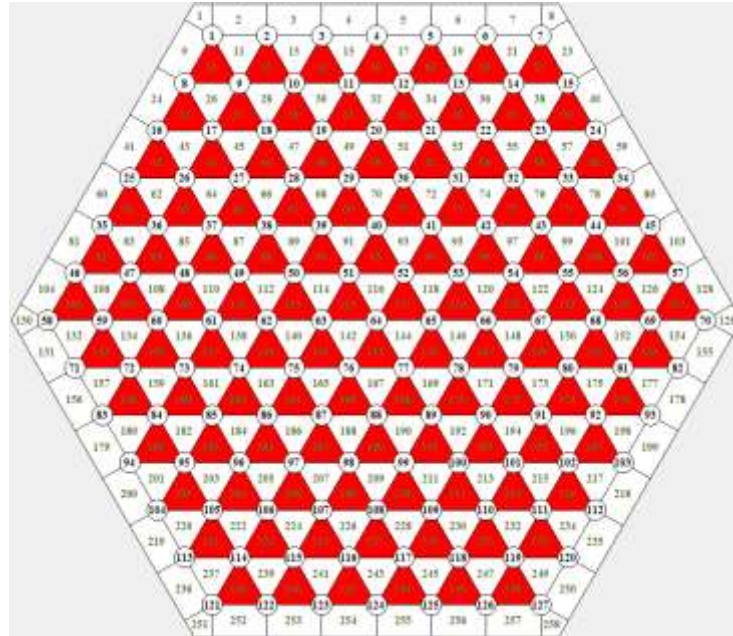
「常陽」燃料集合体試験解析、「もんじゅ」燃料集合体試験解析及び PLANDTL-37 試験解析により、『圧力損失モデル』及び『乱流モデル』の妥当性が確認されている。「もんじゅ」燃料集合体試験及び PLANDTL-37 試験装置は、「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。

A S F R E では、第 5.1 図に示すように千鳥格子状閉塞として、一つおきに閉塞物を設定する。閉塞物に設定したサブチャンネルでは、流路が完全に塞がれ、冷却材が通過することができない。このため、冷却材は、閉塞領域の健全なサブチャンネル内を通過し、サブチャンネル内の熱流動の計算は、閉塞物を設定しない通常の燃料集合体内のサブチャンネルと変わらない取扱いとなる。なお、千鳥格子状閉塞を含む燃料集合体での解析において、燃料集合体内を通過する冷却材の質量流量が各断面で保存されることを確認（流量配分が正しく行われていることを確認）した。

よって、本解析モデルは「速度分布」の評価に対して適用できる。

以上より、LF の評価事故シーケンスである「冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故」の重要現象に関

するASFREの解析モデルは、各試験の結果と比較して妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握し、ASFREは「冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故」を適切に評価できることを確認した。



第 5.1 図 「常陽」127 本ピンバンドル体系での千鳥状閉塞（赤色）の設定

6. 参考文献

- [1] N, Kikuchi et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", *Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science*, Vol. 5, (2017), pp.021001-1 - 021001-12.
- [2] N. E. Todreas and J. and A. Turi, "Interchannel Mixing in Wire Wrapped Liquid Metal Fast Reactor Fuel Assemblies", *Nucl. Tech.*, Vol.13, (1972), pp.36-52.
- [3] H. Ninokata, A. Efthimiadis, and N. E. Todreas, "Distributed resistance modeling of wire-wrapped rod bundles", *Nucl. Engrg. Des.*, Vol.104, (1987), pp.93-102.
- [4] (国研) 日本原子力研究開発機構、第 309 回核燃料施設等の新規規制基準適合性に係る審査会合資料 1-1 「第 32 条 (炉心等) に係る説明書 (その 2 : 第 32 条第 4 項) 別紙 3 別添 2.
- [5] A. E. Waltar, D. R. Todd, and P. V. Tsvetkov, eds., "Fast spectrum reactors, Springer Science & Business Media, (2011), pp.257-258.
- [6] V. I. Subbotin, A. K. Papovyants, P. L. Kirillov, and N. N. Ivanovskii, "A study of heat transfer to molten sodium in tubes", *Soviet Atomic Energy*, Vol.13, (1963), pp.991-994.
- [7] S. Aoki, "Current Liquid-metal Heat Transfer Research in Japan", *Progress in heat and mass transfer*, Vol. 7, Pergamon Press, (1973), pp.569-587.
- [8] 成田ら, サブチャンネル解析コード A S F R E -III の整備 - 燃料要素伝熱モデルおよび圧力損失モデルの検証解析 -, PNC-TN9410 97-104 (1997).
- [9] 大高ら, サブチャンネル解析コード A S F R E -III の検証, PNC-TN9410 96-212 (1996).

ガスジェット衝突時の被覆管表面熱伝達について

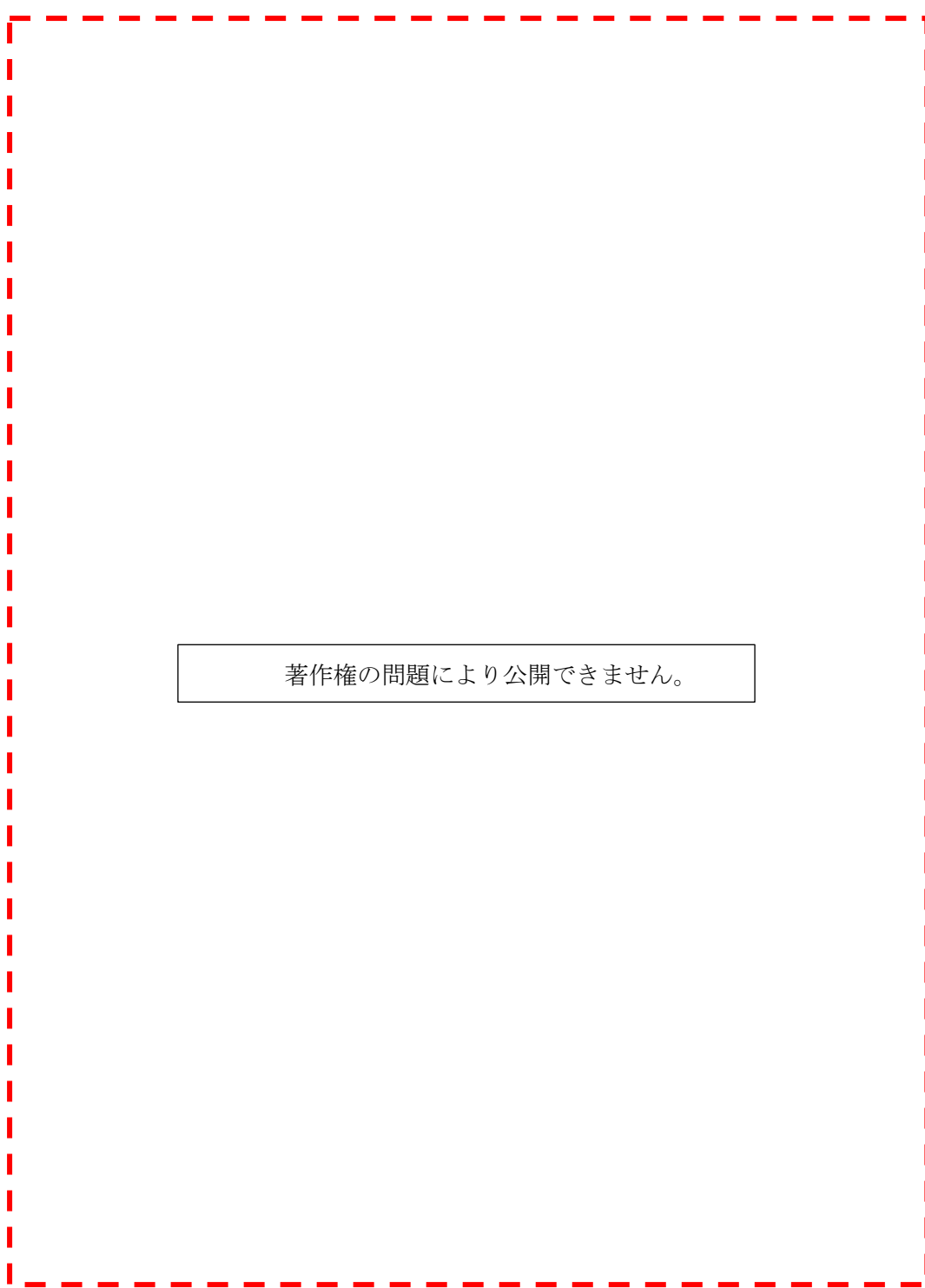
局所燃料要素破損時に FP ガスジェットが隣接ピンに衝突するとき、ガスジェットが被覆管表面を覆うことで熱伝達が低下する。R. E. Wilson ら (ANL) の FP ガス放出模擬実験によって取得された実験データが報告書^[1]にまとめられている。この実験は、ナトリウム試験ループ内に設置された、第 1 図に示す 3 本の模擬燃料要素（ヒーターピン）を有するテストセクションにおいて、第 2 図に示すように模擬燃料要素の間に挿入した細管の先端から Ar ガスを噴出させ、そのガスジェットが衝突した模擬燃料要素表面の温度を測定したものである。試験パラメータとしては、噴出ガス内圧、細管の口径（破損口径に相当）、熱流束、冷却材流速、Ar ガス温度等の熱伝達特性に寄与する数多くの条件を選定している。第 1 表に主要な試験パラメータを示す。報告書に記載されている燃料要素内のガスプレナム圧力に対する熱伝達係数の値について、ガスジェット衝突位置 ($z=0$) での値を抽出して第 3 図に示す。本評価事故シーケンスの解析では、熱伝達係数の値として、第 3 図の下限値となる $10,000$ [$W/(m^2 \cdot K)$] を用いることとした。

参考文献

- [1] R. E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036 (1973).

第1表 主要な試験パラメータ

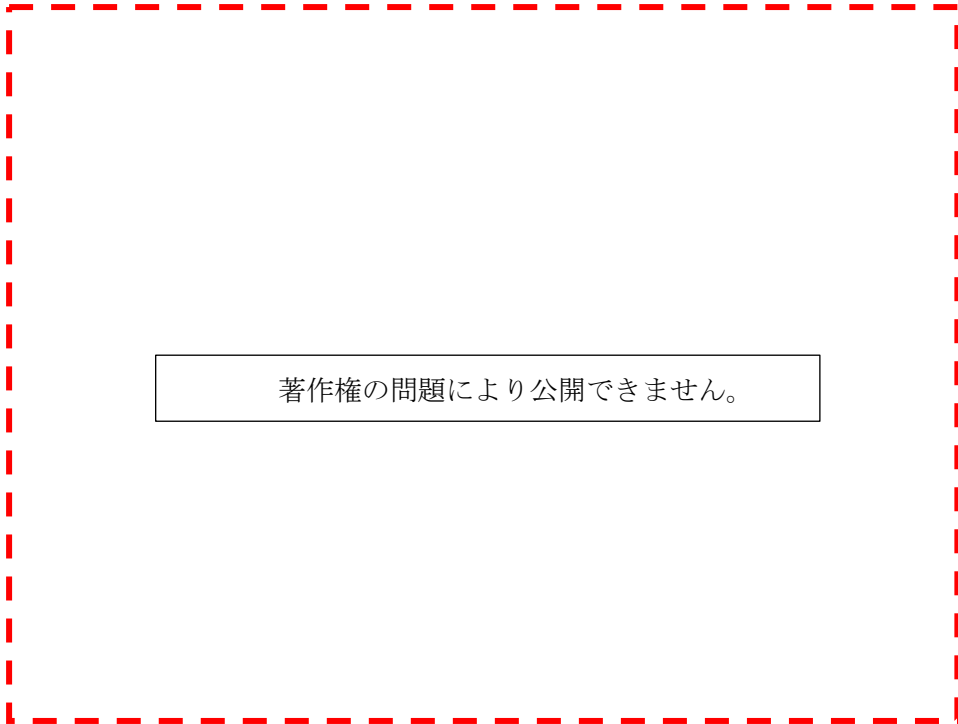
項目	値等
噴出ガスの種類	Ar, Xe
細管内径(破損口径) [mm]	0.33, 0.58, 0.84
模擬燃料要素 (ヒーターピン) 熱流束[W/cm ²]	25, 126, 250
冷却材流量 [g/s]	～ 690
冷却材入口温度 [°C]	315
ガスプレナム温度(一定) [°C]	510, 720
テストセクション流路断面積 [cm ²]	1.476
模擬燃料要素外径 [mm]	5.84
ワイヤスペーサ外径 [mm]	1.57
ワイヤスペーサピッチ [mm]	305



著作権の問題により公開できません。

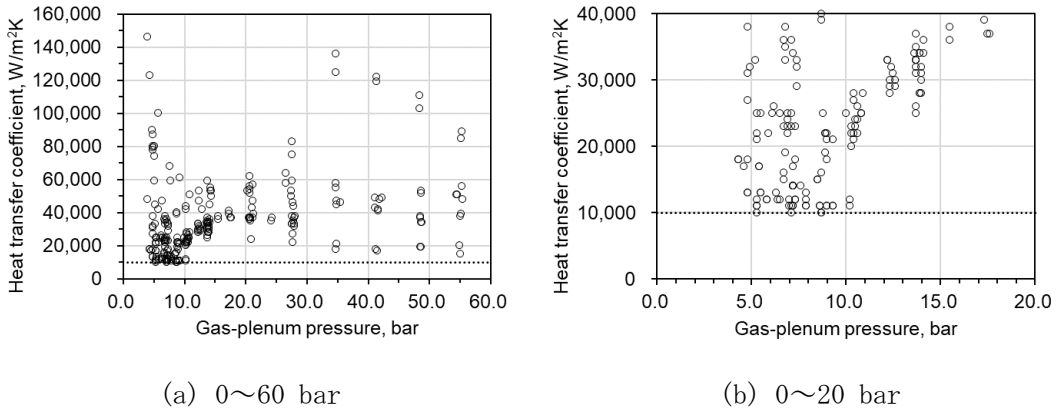
(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBFR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036(1973). APPENDIX A)

第1図 実験装置 (テストセクション)



(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036(1973). APPENDIX A)

第2図 実験装置 (テストセクションの水平断面)



(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036(1973). APPENDIX D)

第3図 ガスプレナム圧力に対するガスジェット衝突面での熱伝達係数 (APPENDIX Dの数値表からグラフを作成)

第4部

S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I

4.2 妥当性確認

4.2.1 損傷炉心の核的挙動

損傷炉心の核的挙動を解析する空間依存動特性モデルでは、一般化された時間依存の中性子輸送方程式を時間依存性が弱く空間に強く依存する形状関数と時間依存性の強い振幅関数とに分解して解く改良型準静近似法を採用している。空間依存動特性モデルの妥当性検証の方法として、振幅関数と形状関数のそれぞれについて妥当性を確認する方法を取った。

SIMMERの核計算においては階層化した時間ステップを用いており、形状関数の算出に使用する中性子形状時間ステップを反応度の算出に使用する反応度時間ステップより粗くすることで計算コストの削減を図っている。反応度時間ステップの計算では中性子束形状の計算結果を外挿して使用する。また、反応度等の振幅関数パラメータを用いて動特性方程式を解いてより細かい時間ステップで計算する流体力学で使用する振幅（出力）を算出している。

空間依存動特性モデルが核計算時間ステップ幅に影響しないことを典型的な高速炉での核的な過渡変化を想定したSTNテスト問題により示すとともに、流体計算により決まる物質分布に基づき静的核計算により算出される形状関数の精度をFCA VIII-2試験により確認した。

(1) STNテスト問題の概要と解析結果

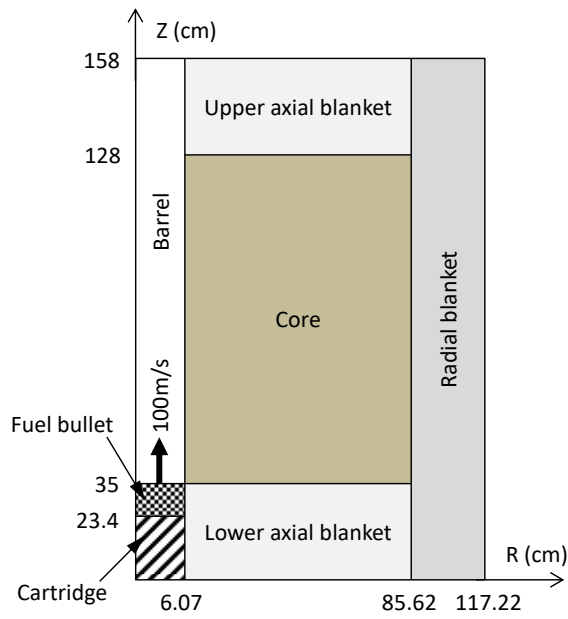
第4.1図に示すSTNテスト問題は、典型的な高速炉の損傷炉心に対する急激な反応度挿入を想定した問題で、炉心径方向中心部において、熔融燃料の塊が炉心下部から100m/sの速度で炉心上部へ移動するというものである。この問題では、炉心中心部への熔融燃料の移動により急激な正の反応度投入が生じることで即発臨界へ至るが、昇温によるドップラ反応度と炉心中心部よりも上部に熔融燃料が移動することで投入される負の反応度により、数msという短時間で出力逸走は収束する。

SIMMERによる解析では、評価対象が核動特性解析に限られるため、物質間の熱移行と熔融や蒸発といった物質間の質量移行（相変化）は、生じないように条件を設定した。時間ステップ幅の違いによる影響がないことを確認するために第4.3表に示す参照ケース（最も細かくした厳密なケース）、比較ケース及び初期値ケース（デフォルト値を使用）という時間ステップ幅のみを変更した解析を実施した。

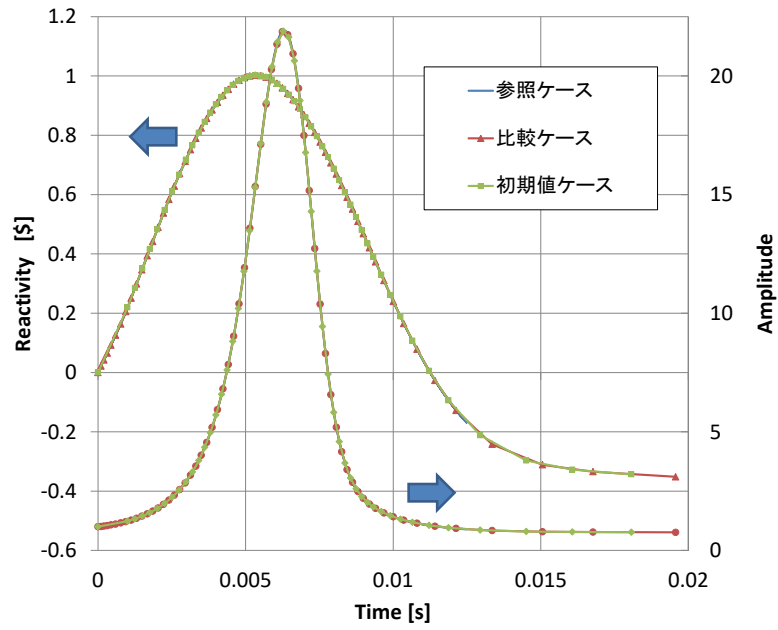
第4.2図に全反応度と相対出力の時間変化である。解析結果から、反応度投入率±250\$/s程度の早い事象進展に対しても、核計算に関わる時間ステップ幅を変えたとしても反応度変化に影響は現れず、時間ステップ幅による計算への影響がないことが確認された。

第4.3表 STNテスト問題の解析ケースと取り得る時間ステップ幅

Case	参照ケース	比較ケース	初期値ケース
Reactivity time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-5}	10^{-3}
- Minimum	10^{-6}	10^{-5}	10^{-5}
- Maximum	10^{-6}	10^{-0}	10^{-0}
Flux shape time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-4}	10^{-3}
- Minimum	-	-	-
- Maximum	10^{-6}	10^{-2}	10^{-2}



第 4.1 図 STN テスト問題の RZ 解析体系



第 4.2 図 STN テスト問題の結果 (S I M M E R 解析)

(2) FCA VIII-2 試験と解析結果

FCA VIII-2 試験は、旧日本原子力研究所の高速臨界集合体施設 FCA で 1979 年に実施された臨界試験であり、高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象（燃料スランピング）を模擬している。第 4.3 図に FCA VIII-2 試験の概略を示す。中心部の試験領域で燃料の移動が生じ、燃料移動パターンは、炉心軸方向中心位置の断面に対し、下部に移動する A1、A2 及び A3 ケースと上下方向に移動する S ケースに分けられる。燃料移動先の領域は、通常の 2 倍の燃料を持つ高密度燃料領域であり、燃料移動元の領域は、逆にスペーサのみから成るボイド領域である。実験では、基準体系からの反応度変化や核分裂反応率分布が測定されており、妥当性確認では、反応度変化と核分裂反応率分布を比較した。

第 4.4 表は、実験及び解析^[11]の反応度変化である。解析値と実験値の比（C/E 値）は、0.93～1.01 であることから、解析結果と実験結果は、ほぼ一致していると言える。FCA VIII-2 集合体は、プレート型の燃料や構造材を引出しに積み重ねて装荷しているが、解析では、各領域を均質化していることから非均質効果による差が生じ得る。過去の検討における非均質効果による不確実性は、10%程度であるということからも、十分な精度で解析が行われたと考えられる。

炉心中心位置での ^{238}U と ^{235}U の核分裂反応率軸方向分布を第 4.4 図に示す。実験結果と比較すると、 ^{238}U の解析結果がボイド領域で過大評価している部分もあるが、おおむね一致した分布になっている。

第 4.4 表 反応度変化の実験結果と解析結果の比較

(Unit : $10^{-4} \Delta k/kk'$)

燃料移動 パターン	実験結果	S I M M E R	
		反応度変化	C/E
A1 ケース	5.3±0.3	5.4	1.01
A2 ケース	12.6±0.4	12.1	0.96
A3 ケース	15.2±0.4	14.1	0.93
S ケース	-4.1±0.3	-4.0	0.98

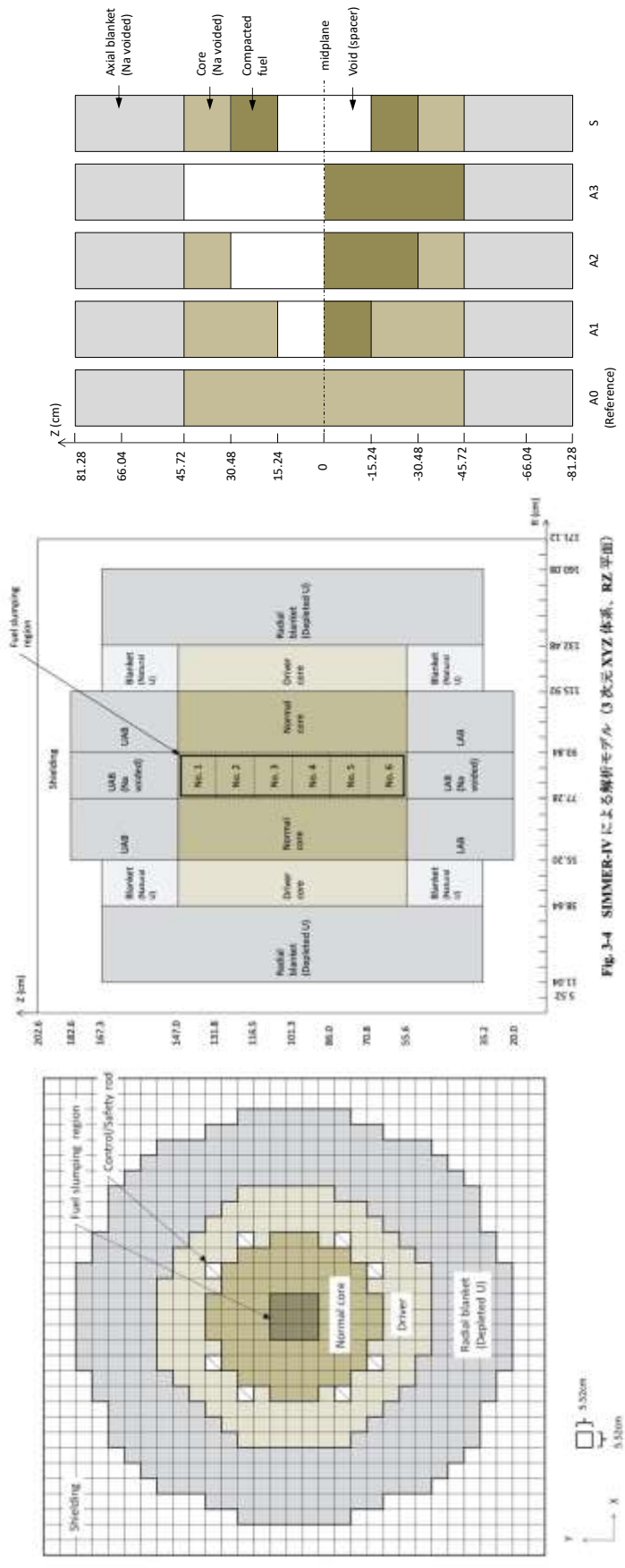
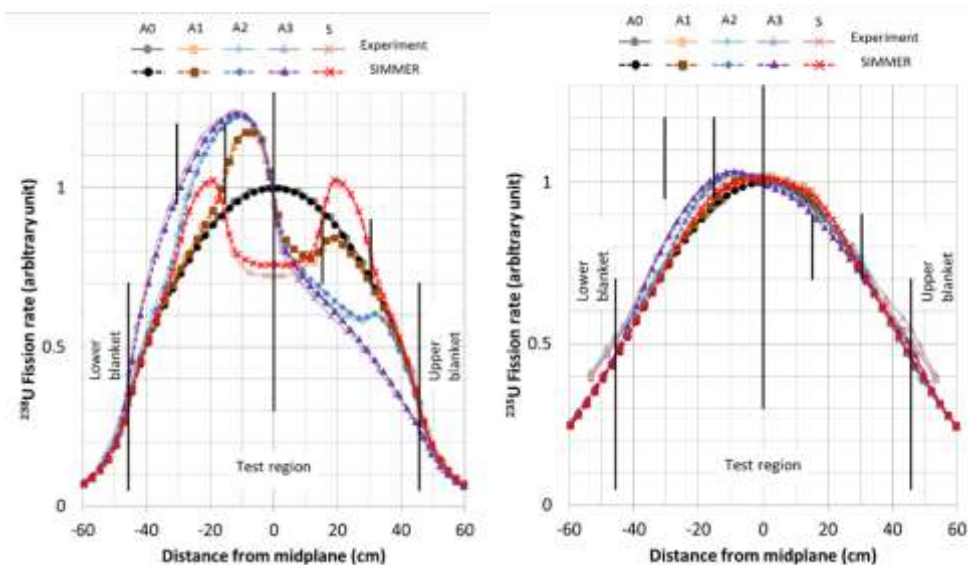


Fig. 3-4 SIMMER-IV による解算モデル (3次元XYZ体系, RZ平面)

第 4.3 図 FCA VIII-2 の試験体系の概略 (左図、中央図：XYZ 体系、右図：燃料移動パターン)



第 4.4 図 炉心中心位置での ^{238}U と ^{235}U の核分裂反応率分布

(3) 空間依存動特性モデルの不確かさ

高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象を模擬した FCA VIII-2 試験の解析によって、反応度変化を実験誤差範囲内で適正に解析できることを確認した。また STN ケースの解析によって、核計算時間ステップ幅に対する依存性が無いことを確認した。さらに、高速炉の炉心崩壊事故における即発臨界超過時のように、炉心物質の配位が大きく変化し、かつ、原子炉出力が急速に変化する状況に対する SIMMER の空間依存動特性モデルで用いている Sn 法による中性子輸送計算と改良型準静近似法の適用性について確認を行った結果、Sn 法は物質配位が大きく変化し、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置される崩壊炉心の実効増倍率を参照解であるモンテカルロ法と比較して精度良く解析できること、また、「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似（遅発中性子を無視）及び λ モード近似（即発中性子を無視）によるスナップショット法での比較から、改良型準静近似法は、反応度及び中性子スペクトルとともに整合した結果を与えることを確認した（付録参照）。これらの検証解析と確認解析から、SIMMER の空間依存動特性モデルは、「常陽」の遷移過程における反応度変化の解析への適用性を有し、また、その不確かさは小さいと判断した。

空間依存動特性解析機能の妥当性確認

1. はじめに

S I M M E R は、損傷炉心での炉心物質の配位と温度の変化による反応度及び炉出力の変化、すなわち空間依存動特性を Sn 法による中性子輸送計算と改良型準静近似を用いて解析する。本資料は、高速炉の崩壊炉心のように炉心物質の配位が大きく変化する状態への Sn 法の適用性、即発臨界超過時のように原子炉出力が急速に変化する状況への改良型準静近似の適用性及び S I M M E R の動特性解析機能の妥当性の確認を行った結果についてまとめたものである。

2. 妥当性確認

(1) 損傷炉心における Sn 法輸送計算の適用性

炉心崩壊事故における損傷炉心を模擬したベンチマーク体系を設定し、モンテカルロ法(GMVP^[1])と比較することで、S I M M E R - IV 及び S I M M E R - III で用いている Sn 法輸送計算(PARTISN^[2])の適用性を確認した。

第 2.1 図に本適用性検討のために設定したベンチマーク体系を示す。なお、このベンチマーク体系は、2次元 R-Z 体系であり、2次元 R-Z 体系で計算を行う S I M M E R - III に対応したものとなっている。①はこのベンチマークの基準となる健全運転状態を模擬した体系である。②は内側炉心、外側炉心が沈降し、健全運転状態を基準とした反応度が高くなる体系を模擬している。③は内側炉心が沈降し、外側炉心が炉心の外側方向に分散した体系であり、反応度は低くなる。④は Sn 法輸送計算の適用が難しい可能性のある仮想的な体系であり、上記②の体系において吸収体が局所的に存在した状態を模擬している。この体系では吸収体が存在するため、反応度としては低くなる。

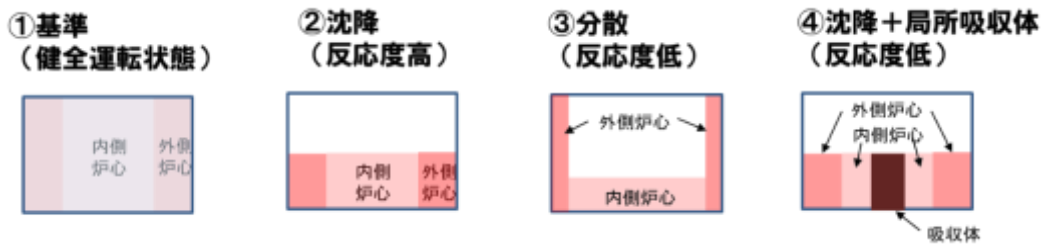
第 2.1 表に Sn 法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較を示す。空間メッシュ効果と Sn 次数効果は、キャンセルすることを考慮して、空間メッシュ幅は 5 cm 程度、Sn 次数は S4、S8 とした。①及び②については、Sn 法輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1～0.3% Δk の相違でよく一致している。③と④で実効増倍率の相違が 0.2～0.5% Δk 程度とやや増加するが、これらの体系は、通常深い未臨界状態となるため有効性評価への影響が少ない。

なお、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置される体系については、Pu 富化度の異なる燃料が市松模様状に装荷された領域を持つ JUPITER 実験体系において Sn 法輸送計算の適用性が確認されている^[3]。この文献には、前述のような JUPITER 実験体系の一つである ZPPR-10A の Sn 法輸送計算による補正後の計算値と実験値の比 (1.0019) 及びモンテカルロ法による計算値と実験値の比 (1.0026 \pm 0.01%) が示されており、この結果から Sn 輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1% Δk 以下の相違で一致していることが分かる。

第 2.1 表 Sn 法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較

		①基準 (健全体系)	②沈降	③分散	④沈降+ 局所吸収体	
Sn法 輸送計算	S4	実効増倍率	1.1030	1.1505	1.0437	1.0505
		GMVPとの差	0.0003	-0.0015	-0.0029	-0.0021
	S8	実効増倍率	1.1016	1.1498	1.0414	1.0489
		GMVPとの差	-0.0010	-0.0022	-0.0052	-0.0037
モンテカルロ法(GMVP)		1.1026	1.1520	1.0466	1.0526	
GMVPの統計精度(1 σ)		0.00001	0.00001	0.00001	0.00001	

※Sn法輸送計算の計算条件：メッシュ幅5cm程度

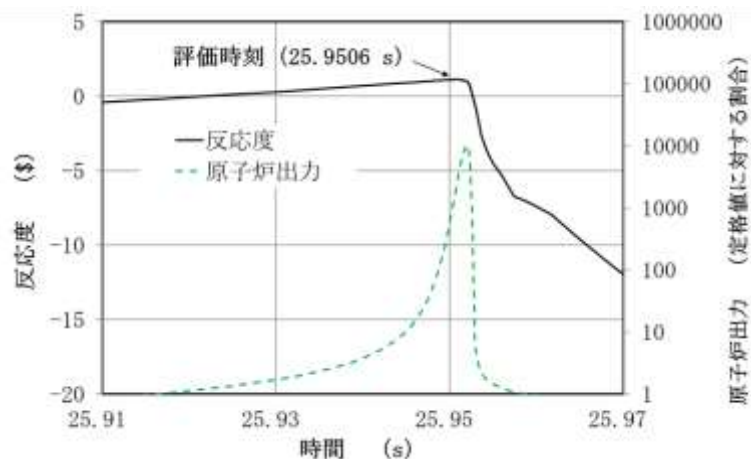


第 2.1 図 Sn 法輸送計算の適用性検討のためのベンチマーク体系

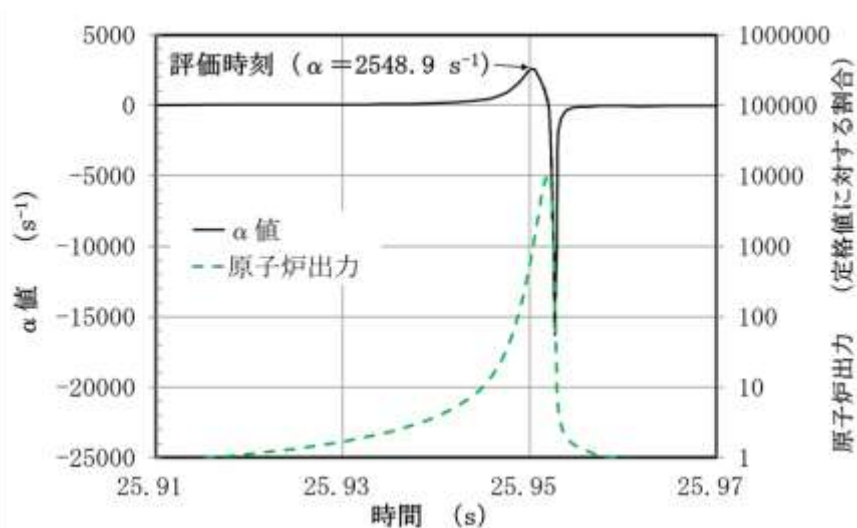
(2) スナップショット法 (α モードと λ モード) での比較

空間依存動特性を改良型準静近似で扱う S I M M E R - I V 及び S I M M E R - III の検証の一環として、損傷炉心体系 (即発臨界を超過する際の物質分布を模擬) の反応度についてスナップショット法による比較を行った。スナップショットでの Sn 法輸送計算 (PARTISN) では、即発中性子が優勢となる α モード (遅発中性子を無視した近似)、遅発中性子が優勢となる λ モード (近似) での評価を行った。

第 2.2 図に S I M M E R によって評価された即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化を示す。この図に示されている反応度が最大となる時間点を評価時刻とした。第 2.3 図に原子炉出力の時間変化から算出した α 値を示す。この α 値は、S I M M E R によって評価された原子炉出力の時間変化 ($\Delta \Phi / \Delta t$) から α 値の関係式 $\Delta \Phi / \Delta t = \alpha \Phi$ を用いて算出した α 値である。反応度が最大となる評価時刻において α 値も最大となる。高速炉体系においては、 $|\alpha| > \text{約 } 10^4 \text{ s}^{-1}$ のときに遅発中性子を無視した α モード (近似)、 $|\alpha| < \text{約 } 10 \text{ s}^{-1}$ のときに λ モード (近似) が成り立つと考えられるため、S I M M E R の原子炉出力の時間変化により求めた α 値に基づけば、本評価時刻は、 α モード (近似) 未満、 λ モード (近似) 以上にあると予想される。



第 2.2 図 即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化（S I M M E Rによる評価）



第 2.3 図 原子炉出力の時間変化から算出した α 値

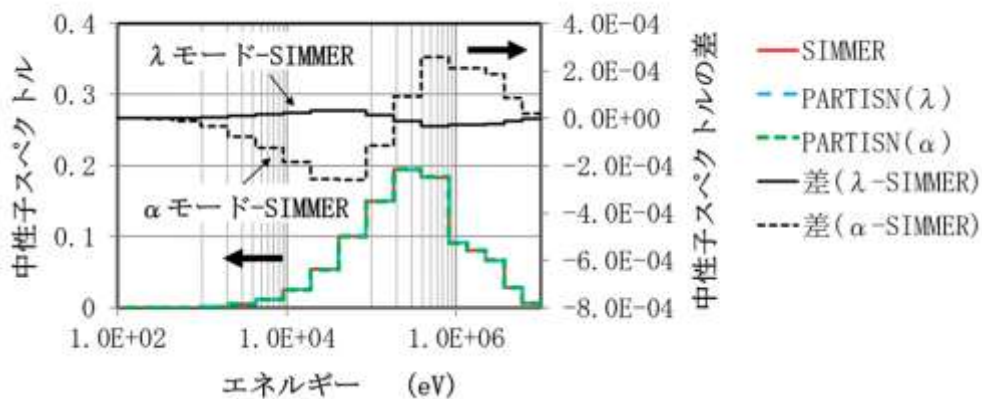
第 2.2 表の S I M M E R とスナップショット法の反応度の比較に、S I M M E R とスナップショット法の反応度の比較結果を示す。この表から、S I M M E R の反応度は、スナップショット法の遅発中性子を無視した α モード（近似）による反応度と λ モード（近似）による反応度の間の値となっていることが分かる。また、第 2.4 図の中性子スペクトルの比較に、このときの中性子スペクトルの比較結果を示す。超臨界状態の中性子スペクトルは、 λ モード（近似）の中性子スペクトルに比べて硬くなることが指摘されている^[4]。この図から、S I M M E R の中性子スペクトルは、遅発中性子を無視した α モード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは軟らかく、 λ モード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは硬くなっていることが分かる。

前述のように、S I M M E R の原子炉出力の時間変化により求めた α 値に基づけば、本評価時刻は、 α モード（近似）未満、 λ モード（近似）以上にあると予想される。反応度と中性子スペクトルについての S I M M E R とスナップショット法の比較結果は、それらの物理的な整合性を示すものである。

第 2.2 表 SIMMER とスナップショット法の反応度の比較

		反応度(\$)
SIMMER		1.12
スナップショット法 (Sn法輸送計算)	αモード (近似) *	1.18
	λモード (近似)	1.09

* 遅発中性子を無視した近似



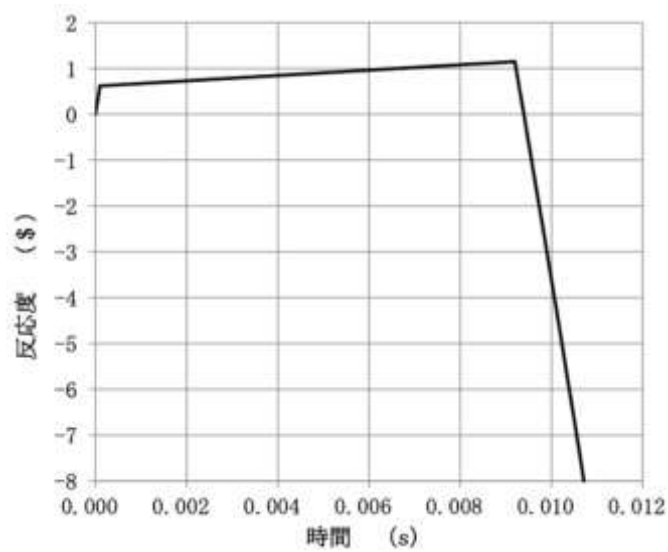
第 2.4 図 中性子スペクトルの比較

(3) 反応度変化に対応した出力計算

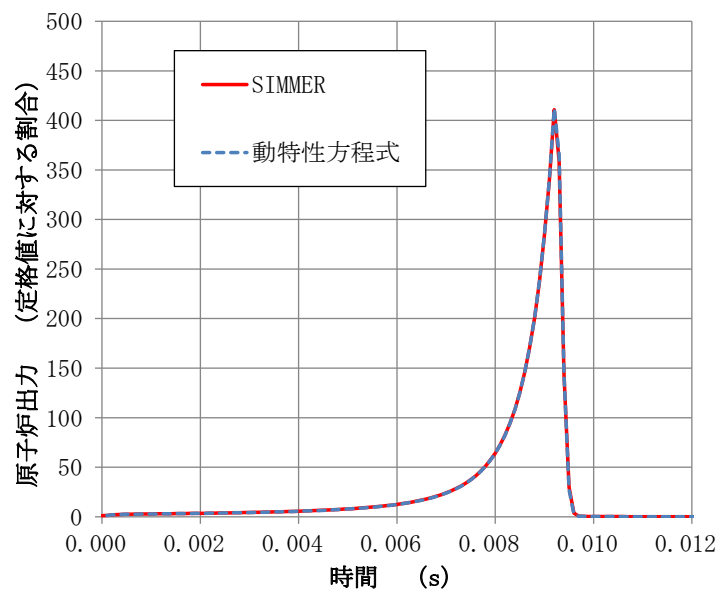
動特性方程式を数値的に解いて、急峻な反応度変化（反応度挿入率約 50\$/s で即発臨界を超過した後、急速に大きな負の反応度を投入する。）に対する原子炉の出力変化を算出した。

第 2.5 図に投入した反応度の時間履歴を示す。この反応度の時間履歴を動特性方程式の数値解法及びSIMMERへの入力値とした。第 2.6 図に原子炉の出力変化の比較結果を示す。この図から、動特性方程式を数値的に解いた結果とSIMMERによる評価結果は、よく一致していることが確認できる。

SIMMERにより同様の反応度の時間履歴を用いて原子炉の出力変化を解析した結果、解析結果は、動特性方程式を数値的に解いた結果と良く一致しており、原子炉の出力変化を適切に解析できることを確認した。



第 2.5 図 反応度の時間履歴



第 2.6 図 原子炉の出力変化の比較

3. 参考文献

- [1] 長家康展、奥村啓介、櫻井健、森貴正、” MVP/GMVP 第3版：連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算モンテカルロコード（翻訳資料）”、JAEA-Data/Code 2016-019 (2017).
- [2] R. E. Alcouffe, R. S. Baker, J. A. Dahl, S.A. Turner and Robert Ward, “PARTISN: A Time-Dependent, Parallel Neutral Particle Transport Code System,” LA-UR-08-07258 (Revised Nov. 2008).
- [3] M. Ishikawa, T. Ikegami and T. Sanda, “ZPPR Benchmarks for Large LMFBR Core Physics from JUPITER Cooperative Program Between United States and Japan,” Nucl. Sci. Eng., Vol.178, pp. 335-349 (2014).
- [4] T. Yamamoto, H. Endo, T. Yokoyama and M. Kawashima, “Implementation of Transient Neutron Transport Solver in ASTERIA-FBR,” Progress in Nucl. Sci. Technol., Vol.2, pp.253-257 (2011).

第 6 部

CONTAIN-LMR

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、CONTAIN-LMR^[1]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

CONTAIN-LMRが適用される格納容器破損防止措置の有効性評価における事象グループについて、具体的な事故シーケンス（評価事故シーケンス）、及びその事象推移と評価指標について記載する。なお、本資料では、各事象の事故が開始し、炉内事象過程以降に生じる「格納容器応答過程」を対象とする。

(1) 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下、「ULOF」という。）

本事象グループは、原子炉運転中に炉心流量が減少した際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。ULOFにおける格納容器応答過程では、先行する機械的応答過程の解析において、不確かさの影響を考慮してもナトリウムの格納容器（床上）への噴出は起こらないと評価されたが、ここでは格納容器の健全性を入念に確認するために、敢えて230kg（既許可申請書の仮想事故時の噴出量）のナトリウムの噴出を仮定した解析を実施している（第1図）。

この際の事象推移を第2図に示す。噴出したナトリウムと雰囲気中の酸素や水蒸気との反応（①スプレイ燃焼）に始まり、その燃え残ったナトリウムが床面に落下・堆積して生じる②プール燃焼へと進展する。加えて、格納容器（床上）の床面にはライナが敷設されていないため、落下したナトリウムと構造コンクリートが接触することとなり、③ナトリウム-コンクリート反応も同時に発生する。これらの燃焼や反応は全て発熱反応であるため、格納容器（床上）の雰囲気圧力や各部の温度を上昇させる。さらに、ナトリウム-コンクリート反応では、可燃性ガスである水素を生成するとともに、接触したコンクリートを侵食する。

以上の事象推移において、格納容器の健全性に対して重要となる現象は、スプレイ燃焼、プール燃焼、ナトリウム-コンクリート反応、及びこれらの燃焼等により発生する熱や物質の移行挙動である。また、評価指標は、雰囲気圧力、構造材温度、水素濃度、コンクリート侵食量、及びエアロゾル濃度となる。

なお、以上のULOF格納容器応答過程を保守的に評価するため、各現象（①～③）が独立して起こるものとして計算している。即ち、230kgのナトリウムが各々の現象において消費されるような条件を設定して計算している。

(2) 崩壊熱除去機能喪失（以下、「PLOHS」という。）

本事象グループは、原子炉の崩壊熱除去中に、1次主冷却系による強制循環冷却に必要な原子炉容器液位が確保された状態で、何らかの理由（1次主循環ポンプポニーモータの故障、補助電磁ポンプの故障等）により、すべての強制循環及び自然循環冷却機能を喪失することによって、崩壊熱除去機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事故である。PLOHSにおける格納容器応答過程は、1次アルゴンガス系に整備・設置した安全板の開放によりナトリウム蒸気が窒素雰囲気格納容器（床下）へ流出・漏えいすることから始まる（第3図）。この時のナトリウム蒸気の流出・漏えい条件（温度及び速度）は、先行する炉内事象過程の解析で計算されている。なお、漏えいナトリウムの熱的影響を緩和するために、安全板が設置される部屋には断熱材及びヒートシンク材が敷設される。

この際の事象推移を第5図に示す。格納容器（床下）に流出したナトリウム蒸気は雰囲気中の酸素及び水蒸気（酸素濃度3.5vol%、水蒸気濃度1.2vol%）と反応するとともに、残りは凝縮して格納容器（床下）の底部にプール状に溜るか、もしくは蒸気やミストの状態隣接室へ移行する。さらに移行先において、同様に微量の酸素や水蒸気と反応しつつ、同室の底部にプール状に溜る。これらが熱源となり、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していく。なお、格納容器（床上）と格納容器（床下）の間には通気があるため、熱だけでなく物質（ガスやエアロゾル等）も移行する。

以上の事象推移において、格納容器の健全性に対して重要となる現象は、スプレイ燃焼、プール燃焼、ナトリウムの凝縮・蒸発、これらの燃焼等により発生する熱や物質の移行挙動である。また、評価指標は、雰囲気圧力、構造材温度、水素濃度、エアロゾル濃度となる。

2.2 ランクの定義

CONTAIN-LMRで評価する格納容器応答過程において考慮すべき物理現象を対象に、第1表の定義に従って「H」、「M」、「L」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。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の2.1で述べた事象進展を踏まえ、CONTAIN-LMRで評価する事項において考慮すべき物理現象を対象に、2.2のランクの定義に従い評価指標への影響に応じて第2表の通りランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けに当たっては、まずナトリウム漏えいが空気雰囲気発生するULOFにおいては、雰囲気圧力、構造材温度は燃焼初期に卓越するスプレイ燃焼からの影響を強く受けるため、これらに関する物理現象を相対的に高いランクとした。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）温度は床面で発生するプール燃焼からの影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。さらに、水素濃度、コンクリート侵食量に関しては、発生要因であるナトリウム-コンクリート反応の影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。一方、PLOHSはナトリウム漏えいが窒素雰囲気発生するため、ナトリウム（スプレイ及びプール）燃焼に関連する物理現象について、ULOFよりもランクを下げるるとともに、逆にナトリウ

ムの蒸発・凝縮のランクを上げている。なお、PLOHS ではナトリウム-コンクリート反応は発生しないため対象外とする。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 液滴径分布 [スプレー燃焼]

液滴径分布は、スプレー燃焼において反応面表面積を支配する物理現象であり、雰囲気圧力、構造材温度に強い影響を及ぼす。また、反応生成物であるエアロゾル発生量にも強く影響を及ぼす。このため、ULOF のランクは「H」とする。一方、PLOHS は窒素雰囲気中で発生することを考慮して「M」とする。なお、液滴径分布は解析では入力条件となる。

(2) 燃焼(含水分との反応、雰囲気中での化学反応) [スプレー燃焼]

雰囲気中におけるナトリウムと酸素及び水蒸気との反応は、雰囲気圧力、構造材温度、エアロゾル濃度に強い影響を与える。このため、上記(1)と同様に、ULOF のランクは「H」、PLOHS は「M」とする。なお、スプレー燃焼が支配的となる燃焼初期においてはコンクリートからの水分放出は少ないため、水素濃度への影響は小さいものと考えられる。

(3) 反応熱移行 [スプレー燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及び液滴への熱輸送割合を支配するため、雰囲気圧力、構造材温度に強い影響を与える。このため、ULOF のランクは「H」、PLOHS は「M」とする。

(4) プール広がり面積 [プール燃焼]

プール広がり面積は、プール燃焼における反応面積・反応領域を決定するため、プール領域下部の構造材(コンクリートやライナ)の温度上昇やエアロゾル濃度に影響を及ぼす。なお、プール燃焼はスプレー燃焼に比べると穏やかであり、雰囲気圧力の上昇に及ぼす影響はそれほど大きくない。以上より、ULOF 及び PLOHS のランクは「M」とする。なお、プール広がり面積は解析では入力条件となる。

(5) 燃焼(含水分との反応) [プール燃焼]

ナトリウムプールと酸素及び水蒸気との反応は、雰囲気圧力、水素濃度、エアロゾル濃度に影響を与えるが、現象としては比較的緩やかであるといえる。ただし、プール燃焼直下にある構造材温度に対しては強い影響がある。したがって、ULOF に対するランクは「H」とし、PLOHS (窒素雰囲気中で発生) に対するランクは「M」とする。

(6) 反応熱移行 [プール燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及びプールへの熱輸送割合を支配する。プールへ輸送された熱は、熱伝導によりライナ及びコンクリートへ移行する。したがって、反応熱移行では、これらの構造材温度に強い影響を与える。以上より、上記(5)と同様に、ULOF に対するランクは「H」、PLOHS は「M」とする。

(7) 熱伝導 [雰囲気・構造物への熱移行]

熱伝導は、構造材温度の上昇に強い影響を与える。また、結果としてコンクリートからの水蒸気放出に影響を及ぼすことで、評価指標である水素濃度にも影響を与える。以上より、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(8) 対流熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

対流熱移行は、部屋間の圧力差及び温度差に伴う浮力差による対流現象であり、部屋全体及び部屋（セル）間の熱輸送を支配する。このため、雰囲気圧力に強い影響を与える。また、対流熱伝達により隣接する構造材温度に影響を与える。同様にエネルギー輸送に伴うセル間の浮力差の要因となるため、水素濃度及びエアロゾル濃度に対しても影響を与える。このため、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(9) 輻射熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

輻射熱移行は、燃焼面（熱源）から輻射により周辺壁、天井、床面に熱が移行される。したがって、構造材温度に強い影響を与える。また、雰囲気にはエアロゾルが存在するため、エアロゾルを介して周辺雰囲気ガスへも熱が輸送される。このため、雰囲気圧力にも影響を与える。したがって、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(10) 質量・運動量移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

セル間（部屋間）の質量・運動量移行は、圧力差及び温度差に伴う浮力差を駆動力とした部屋間の運動量輸送現象であり、運動量輸送の結果、雰囲気圧力、構造材温度、水素濃度及びエアロゾル濃度に対して強い影響を与える。したがって、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(11) ガス成分濃度移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

ガス成分濃度移行では、酸素の消費に加え水蒸気及び水素の発生、移行が重要な現象となる。ナトリウム漏えい・燃焼によりコンクリートが昇温されることで水蒸気が放出する。水蒸気放出に伴い蒸発潜熱がコンクリートより奪われるが、コンクリート温度変化に対する影響は比較的小さい。水蒸気はナトリウムと反応することで水素を発生するため、水素濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルについても、酸素とナトリウムとの反応に加え、水蒸気との反応で水酸化物のエアロゾルが生成されるため、エアロゾル濃度にも影響を及ぼす。

ナトリウムと水蒸気との反応により生成される水素は、さらに酸素と反応することで2次的な温度上昇、圧力上昇を伴う可能性がある。したがって、水素濃度変化は、雰囲気の温度や圧力に対しても影響を及ぼす。

したがって、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(12) エアロゾル移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

エアロゾル移行は、エアロゾルの凝集や沈着による部屋内部での滞留・堆積及び流動による部屋間の移行であり、エアロゾル濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルは雰囲気中の水蒸気と反応するため、水蒸気濃度の変化に伴う水素濃度変化に対して影響を与える。以上より、ULOF 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(13) ナトリウム-コンクリート反応 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウム-コンクリート反応は、漏えいナトリウムがコンクリートと接触することにより発生する。この際、コンクリートを侵食しながら水素を発生する。即ち、ナトリウム-コンクリート反応は、水素濃度、コンクリート侵食量に対する主要要因となる。

したがって、ULOF に対するランクは「H」、PLOHS は漏えいナトリウムがコンクリートと直接接

触しないため対象外とする。

(14) ナトリウムの凝縮・蒸発 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウムの凝縮・蒸発は、雰囲気圧力、構造材温度に影響を与えるものの、スプレー燃焼と比較すると相対的に小さい。逆に、PLOHS（窒素雰囲気で発生）においては燃焼や反応がほとんど起きないため、本項の影響が相対的に大きくなる。

したがって、ULOF に対するランクは「M」、PLOHS は「H」とする。

3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

CONTAIN-LMRは、シビアアクシデント時に格納容器内で生じる様々な現象（ナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応等）を解析し、格納容器の健全性を評価するとともに、環境へ漏えい・放出される放射性物質の種類と量（ソースターム）を評価するために開発されてきた計算コードである（第6図）。同コードは米国サンディア国立研究所で開発を開始され^[1]、国立研究開発法人日本原子力開発機構では1980年代に導入し、独自のモデル改良及び検証を行ってきた^[2]。

CONTAIN-LMRは、ナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応、水素燃焼等の個別現象解析コードを統合したモジュラー型のコードシステムであり、格納容器内における広範の事故解析に適用可能である。

解析体系は、セルと呼ぶ単位に分割して、各セルの物理量（圧力、ガス温度・成分、エアロゾル濃度等）は、平均値で記述される。また、セル内には複数の構造物（床、壁、天井、内部構造物）を設定することができる。構造物内部の温度変化は、1次元の熱伝導で扱われ、セルの雰囲気との間での自然対流熱伝達、水やナトリウム蒸気の凝縮、エアロゾルの沈着等を考慮できる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

本資料の前章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を計算するために必要となる解析モデルを第3表に示す。

3.3 解析モデル

CONTAIN-LMRは、多セル間の質量（ガス成分種含）、運動量及びエネルギー輸送を計算するフローネットワークモデル、輻射熱移行モデル、ナトリウム燃焼、水素燃焼、ナトリウム-コンクリート反応等を計算する化学反応モデル、並びにエアロゾル及び放射性物質移行挙動に関するモデルで構成される。

3.3.1 スプレー燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムスプレー燃焼解析モデルとして個別現象解析コードNACOM^[3]が内蔵されており、スプレーを抜山-棚沢分布の径を持つ液滴の群として扱い、単一液滴への重力・抗力を考慮した落下運動を計算する（第7図）。液滴の燃焼は、炭化水素系燃料液滴及びナトリウム液滴^[4]に対して実績のある D^2 則に球体周囲の強制対流熱伝達による蒸発促進効果を考慮したモデルで、雰囲気中に噴出したナトリウム液滴の燃焼挙動を計算する。酸素との反応（燃焼）に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物及び反応熱によ

る雰囲気内の圧力及び温度上昇を計算する。

(1) 液滴径分布

大きさの異なる液滴の燃焼による影響を考慮するため、以下に示す抜山-棚沢の分布関数^[3]を用いている。

$$\frac{dF}{dD} = \left(\frac{3.915}{\bar{D}}\right)^6 \frac{D^5}{120} \exp\left(-\frac{3.915D}{\bar{D}}\right) \quad (3-1)$$

ここで、

- F : その粒径における体積分率[-]
- D : 液滴直径[m]
- \bar{D} : 体積平均直径[m]

解析では体積平均直径を入力で与え、(3-1)式より体積平均直径における体積分率の1%となる最小、最大直径を計算し、その間を多群(11群で固定)に分割する。

(2) 燃焼(含水分との反応)

各粒径群におけるスプレー(液滴)燃焼速度は、液滴の蒸発過程(着火前・着火後)により計算式を分けている。液滴の蒸発過程の判定式は、以下のB(トランスファー数[-])により、 $B \leq 0$ では着火前過程、 $B > 0$ では着火後過程と判定する^[3]。

$$B = \frac{1}{h_{fg}} \left\{ C_p (T_g - T_b) + \frac{H_c Y}{i} \right\} \quad (3-2)$$

ここで、

- T_g : 周辺ガス温度[K]
- T_b : ナトリウム沸点[K]
- T_s : 液滴表面温度[K]
- C_p : 混合ガスの定圧比熱[J/(kg·K)]
- H_c : 化学反応熱[J/kg]
- Y : 反応物の質量分率[kg/kg]
- h_{fg} : 蒸発潜熱[J/kg]
- i : 反応量論比(反応により消費されるNaと反応物の質量割合) [kg/kg]

液滴が蒸発しない着火前は、燃焼速度 \dot{m}_f [kg/s]を熱輸送と物質輸送のアナロジを用いて、酸素又は水蒸気の流入フラックスより以下の式で計算する^[3]。

$$\dot{m}_f = \frac{\pi \cdot C \cdot D_c \cdot Y \cdot D}{i} (2 + 0.6 Re^{1/2} Sc^{1/3}) \cdot M \quad (3-3)$$

ここで、

- C : 反応物のモル密度[mol/m^3]
- D_c : 反応物の拡散係数[m^2/s]
- M : 反応物のモル質量[kg/mol]

一方、着火後は、 D^2 則に基づき、燃焼速度を以下の式で計算する^{[3],[4]}。

$$\dot{m} = \frac{\pi \rho_1 K}{4} D, \quad D^2 = D_1^2 - Kt \quad (3-4)$$

ここで、 K は蒸発係数 $[\text{m}^2/\text{s}]$ であり、以下の式で与えられる。

$$K = \frac{8\lambda}{C_p \rho_1} \ln(1+B) \quad (3-5)$$

ここで、

λ : 混合ガスの熱伝導率 $[\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})]$

ρ_1 : 液滴の密度 $[\text{kg}/\text{m}^3]$

さらに、(3-4)式に強制対流による蒸発促進の効果^[5]を考慮して、最終的に燃焼速度は以下の式で計算する^[3]。

$$\begin{aligned} \dot{m}_f &= \dot{m} (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \\ &= 2\pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \end{aligned} \quad (3-6)$$

(3) 反応熱移行

化学反応による発熱量は、

$$Q_{\text{burn}} = \sum_j \dot{m}_{fj} H_{c,j} \quad (3-7)$$

で表される。ここで j は反応物を示す。

着火前は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を(3-3)式の相関式を用いて以下の式で計算して、残りの発熱量 $(Q_{\text{burn}} - Q_g)$ が液滴の昇温に寄与するものとする^[6]。

$$Q_g = \pi D \lambda (2 + 0.6 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) (T_s - T_g) \quad (3-8)$$

着火後は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を、全発熱量(3-7)式からナトリウムの蒸発潜熱を除いた以下の式で計算する^[6]。

$$(3-9)$$

$$= \sum_j 2\pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1+0.3Re^{1/2}Pr^{1/3})(H_{c,j}-h_{f,g})$$

(4) 化学反応

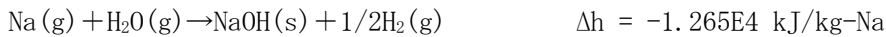
スプレー燃焼における化学反応では、以下を考慮している。

① ナトリウムの反応

(酸素との反応)



(水蒸気との反応)



② 水素の再結合



これらの式で、 Δh は化学反応に伴う系のエンタルピー変化を表し、マイナスは発熱反応、プラスは吸熱反応を示す。なお、以上の反応は、①→②の順で計算される。

また、①の酸素との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O_2 質量割合 ($f_{\text{na}2\text{o}2}$) は、入力で与えられる。

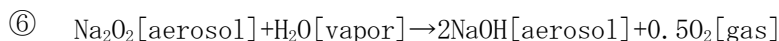
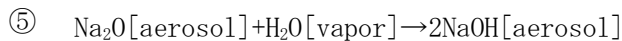
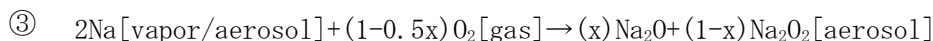
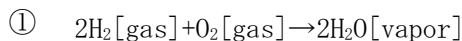
$$f_{\text{na}2\text{o}2} = \text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} + \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量})$$

同様に、①の水蒸気との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O 質量割合 ($f_{\text{na}2\text{o}w}$) も、入力で与えられる。

$$f_{\text{na}2\text{o}w} = \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} + \text{NaOH} \text{ 質量})$$

(5) 雰囲気中におけるその他の化学反応

上述のスプレー燃焼以外に、雰囲気中で考慮している化学反応を下表に示す。これらの化学反応は瞬時反応を仮定している。



3.3.2 プール燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムプール燃焼解析モデルとして個別現象解析コードSOFIRE-II^[7]が内蔵されており、漏えいしたナトリウムが床上でプールを形成した場合の燃焼挙動を計算することができる。酸素との反応(燃焼)に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物と反応熱による雰囲気中の圧力及び温度上昇を計算する。

(1) プール広がり面積

漏えいしたナトリウムが瞬時に床面に広がるとして、その広がり面積(一定値)を入力で指定する。この際、ナトリウムの表面張力と床面との接触角をもとにプールの厚さを求め、これを参考に広がり面積を設定している。

(2) 燃焼(含水分との反応)及び反応熱移行

プール燃焼モデルの概要を第8図に示す。燃焼速度は自然対流により雰囲気からプール表面に供給される酸素及び水蒸気のフラックスから評価される。水平平板における自然対流熱伝達^[8]及び熱輸送と物質輸送のアナロジにより、以下の式で計算する。

$$Sh=0.14(Gr \cdot Sc)^{1/3} \quad (3-10)$$

(3-10)式を用いて、プール表面への物質伝達係数($H_{g,j}$: m/s)は以下の式で表される^[7]。

$$H_{g,j}=0.14Dc_j \left(\frac{g \cdot Sc \cdot \beta_g \cdot (T_p - T_g)}{\nu_g} \right)^{1/3} \quad (j=O_2 \text{ or } H_2O) \quad (3-11)$$

ここで、

Dc_j	: 拡散係数[m ² /s]
g	: 重力加速度[m/s ²]
β_g	: ガスの体積膨張率[1/K]
T_p	: プール表面温度[K]
T_g	: ガス温度[K]
ν_g	: ガスの動粘性係数[m ² /s]

プールのナトリウム燃焼速度(B_r : kg-Na/(m²·s))は、プール燃焼面へ到達する酸素又は水蒸気の量に化学量論比を乗じて、以下の式で計算される^[7]。

$$B_r = H_{g,O_2} \cdot \rho_g \cdot C_{O_2} \cdot \chi_{Na,O_2} + H_{g,H_2O} \cdot \rho_g \cdot C_{H_2O} \cdot \chi_{Na,H_2O} \quad (3-12)$$

ここで、

C_{O_2} , C_{H_2O}	: 酸素濃度又は水蒸気濃度[mass-fraction]
ρ_g	: ガス密度[kg/m ³]
χ_{Na,O_2}	: 酸素の化学量論比[kg-Na/kg-O ₂]

χ_{Na, H_2O} : 水蒸気の化学量論比 [kg-Na/kg-H₂O]

χ は各々以下の式で表される。

$$\begin{aligned}\chi_{Na, O_2} &= f_1 \frac{4 \cdot 23}{32} + (1-f_1) \frac{2 \cdot 23}{32} \\ \chi_{Na, H_2O} &= f_0 \frac{2 \cdot 23}{18} + (1-f_0) \frac{23}{18}\end{aligned}\tag{3-13}$$

ここで、 f_1 は酸素による燃焼で Na₂O 生成に消費される O₂ 量の割合、 f_0 は水蒸気による反応で Na₂O 生成に消費される H₂O 量の割合であり、 f_1 及び f_0 は入力で与えられる。

プール燃焼の反応熱 q_b はプール及び雰囲気に分配される。

$$q_b = q_p + q_g\tag{3-14}$$

ここで、下付添字 g 及び p はそれぞれ雰囲気ガス及びナトリウムプールを示し、プール燃焼の反応熱のプール及び雰囲気の分配は以下の式で評価される。

$$q_p = f_2 q_b, \quad q_g = (1-f_2) q_b\tag{3-15}$$

ここで、 f_2 はプール燃焼の反応熱 q_b のプールへの熱移行割合であり、入力で指定する。

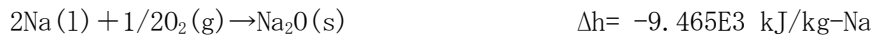
(3) 化学反応

プール燃焼モデル (第 8 図) に組み込まれている化学反応は①～⑤である。

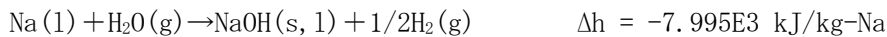
①, ⑤ : 水素と酸素との反応 (水素再結合)



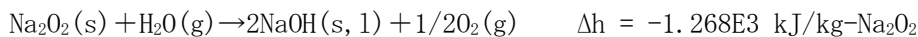
② : ナトリウムと酸素との反応



③ : ナトリウムと水蒸気との反応



④ : 酸化ナトリウム-水蒸気との反応



各反応において生成されるナトリウム化合物 (Na₂O、Na₂O₂、NaOH) のプールへの移行割合(残りは雰囲気へ移行する)は入力で与えられる。

3.3.3 雰囲気・構造物への熱移行モデル

(1) 熱伝導

CONTAIN-LMRでは、部屋の周囲の構造物(壁)、床面に敷設されたライナ等について

て以下の非定常熱伝導方程式を解くことで熱伝導を計算する。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \lambda \nabla T + S \quad (3-16)$$

ここでSは生成項であり、例えば加熱コンクリートから水分が放出するために必要な熱量（自由水の蒸発、結合水の分解）等が該当する。

部屋の雰囲気については代表温度を1点とし、構造物については深さ方向に分割して温度分布を計算する。

(2) 対流熱移行

部屋（セル）間の温度差に起因する浮力差により発生する対流通気量は Brown 等のモデル^{[9], [10]}をもとに評価している。この際、各部屋間の開口は1箇所とし、複数開口部がある場合は、Brown 等のモデルより等価な代表開口部を設定する。

部屋内の雰囲気ガスと周辺壁との対流熱伝達については、雰囲気ガス温度(T_{gas})と構造材温度(T_F : 床、 T_R : 天井)との大小関係をもとに、以下の式により熱伝達率を評価する。なお、構造物裏側と接するセルにおいて特段の入力指定や伝熱計算が行われない場合には（例えば、格納容器の外側と外部環境の間）、当該構造物と雰囲気の対流熱伝達率は、 $6.08W/m^2/K$ が使用される^[11]。

対流熱伝達の式		構造材温度		鉛直(側壁)
		水平(床)	水平(天井)	
(i) 層流	$Nu=0.27Ra^{1/4}$	$T_F < T_{gas}$	$T_{gas} < T_R$	常に(ii)式で扱われる。
(ii) 乱流	$Nu=0.14Ra^{1/3}$	$T_F > T_{gas}$	$T_{gas} > T_R$	

補足) (i)式：熱い屋根と冷たい床、(ii)式：冷たい屋根と熱い床、側壁に用いられる。

(3) 輻射熱移行

輻射熱移行を評価するモデルは、プールから各壁面の輻射フラックスを以下の式で評価する。

$$q_r = \sigma \epsilon_{eff} F_i (T_p^4 - T_w^4) \quad (3-17)$$

ここで、 σ はStefan-Boltzmann定数、Tは温度（下付添字のpはプール、wは壁面）、 F_i は形態係数^[12]である。また、 ϵ_{eff} は各表面での反射を考慮した等価輻射率であり、各表面の輻射率を乗じた値である。壁面毎のView factor ($vufac = \epsilon_{eff} F_i$) を入力で指定する。

3.3.4 雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行モデル

(1) フローネットワークモデル

部屋間の通気では、前述したように Brown 等のモデル^{[9], [10]}で計算される部屋間の温度差に起因する浮力差で発生する対流通気があり、流路の開口部が開く条件として時間を設定することができる。この他に、部屋間の圧力差に起因する圧力均衡通気があり、流路の開口部が開く

条件として差圧又は時間を設定することができる。

(2) コンクリートからの水分放出モデル

コンクリートからの水分放出については、そのソースとして自由水及び結合水を考慮しており、コンクリートの温度変化に応じて水分放出量（速度）が計算される。なお、CONTAIN-LMRでは、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与え、これを直接用いて放出水量を簡易的に計算することができる。ただし、コンクリートの深さ方向に分割した1ノード毎について温度と放出量を求め、これらの各ノードの合計水量がコンクリート表面から放出されるという、即ち、コンクリート内の水分の移動（時間遅れ）を無視した保守的な計算を行っている。

(3) エアロゾル移行

CONTAIN-LMRでは、エアロゾル挙動解析モデルとして個別現象解析コードMAEROS^[13]が内蔵されており、ナトリウム燃焼等に伴うエアロゾル生成、その粒径分布、凝集、沈着及び沈降等を計算することができる。また、エアロゾルのセル間移行については、ガス成分濃度移行と同様にセル間の移流及び周辺壁（天井、床含む。）への沈着を考慮しつつ、フローネットワークモデル内で評価される。なお、軽水炉のシビアアクシデント進展解析コードであるMELCOR^[14]のエアロゾル挙動解析モデルにはMAEROSが採用されている。

CONTAIN-LMRでは、エアロゾルの粒径分布（後述の④参照）をm個に分けて、その粒径区分毎にエアロゾルの質量変化を計算する。時刻tにおける粒径区分 ℓ の単位体積当たりのエアロゾル全質量 $Q_\ell(t)$ は下式で定義される^[14]。

$$Q_\ell(t) = \sum_{k=1}^S Q_{\ell,k}(t) \quad (\ell = 1, 2, \dots, m) \quad (3-18)$$

ここで、kはエアロゾル成分（例えばNa₂O、NaOH等）、Sはその成分数、 $Q_{\ell,k}(t)$ は単位体積当たりの粒径区分 ℓ のエアロゾル成分kの質量である。

続いて $Q_{\ell,k}(t)$ の変化率は、以下のGelbard, Seinfeldのモデルの式^{[14], [15]}によって記述される。

$$\begin{aligned} \frac{dQ_{\ell,k}}{dt} = & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{\ell-1} \sum_{j=1}^{\ell-1} [{}^1a\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{j,k} Q_i + {}^1b\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{i,k} Q_j] - \sum_{i=1}^{\ell-1} [{}^2a\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i Q_{\ell,k} - {}^2b\bar{\beta}_{i,\ell} Q_\ell Q_{i,k}] \\ & - \frac{1}{2} {}^3\bar{\beta}_{\ell,\ell} Q_\ell Q_{\ell,k} - Q_{\ell,k} \sum_{i=\ell+1}^m {}^4\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i + {}^1\bar{G}_{\ell,k} Q_\ell \\ & - \sum_{i=1}^S [{}^2\bar{G}_{\ell,i} Q_{\ell,k} - {}^2\bar{G}_{\ell-1,i} Q_{\ell-1,k}] + {}^3\bar{G}_{\ell-1,k} Q_{\ell-1} - \bar{R}_{\ell,k} + \bar{S}_{\ell,k} \end{aligned} \quad (3-19)$$

ここで、 $\bar{\beta}$ は凝集関係項、 \bar{G} は凝縮関係項、 \bar{R} は沈降・沈着による消滅項、 \bar{S} は生成・供給項を表している。以降、各々について説明する。

①エアロゾルの凝集

エアロゾル粒子の凝集は、ブラウン運動、重力沈降速度差及び乱流速度場による3つのモデルを考慮している。それぞれの凝集係数の基礎式を(i)～(iii)に示す。なお、全体の凝集係

数 β はこれら3つの和として表される^[14]。

$$\beta = \beta_B + \beta_{\text{grav}} + \beta_{\text{TT}} \quad (3-20)$$

ここで、

β_B : ブラウン凝集係数[m³/s]

β_{grav} : 重力凝集係数[m³/s]

β_{TT} : 乱流凝集係数[m³/s]

(i) ブラウン凝集係数 β_B

2粒子(添字*i, j*)間のブラウン運動による凝集係数 β_B は下式で表される^[13]。

$$\beta_B = 2\pi(Dc_i + Dc_j) \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right) / F \quad (3-21)$$

ここで、

Dc : 拡散係数[m²/s]

γ : 凝集形状係数[-]

F : 凝集ファクター[-]

(ii) 重力凝集係数 β_{grav}

異なる粒径を持つ2粒子間(添字*i, j*)では重力沈降速度差による凝集が発生する。このときの凝集係数 β_{grav} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{\text{grav}} = \varepsilon_g \frac{\pi}{4} C_s \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right)^2 |V_{Si} - V_{Sj}| \quad (3-22)$$

$$V_S = \frac{\rho g D^2 C_m}{18 \mu \chi} \quad (3-23)$$

ここで、

ε_g : 重力衝突効率[-]

C_s : 粒子スティッキング係数[-]

V_S : 粒子の重力沈降速度[m/s]; Stokesの式

g : 重力加速度[m/s²]

μ : ガスの粘性係数[kg/m/s]

ρ : エアロゾル密度[kg/m³]

C_m : Cunningham補正係数[-]

χ : 動的形状係数[-]

(iii) 乱流凝集係数 β_{TT}

乱流速度場では渦や速度変動成分のために粒子間の凝集が発生する。このときの乱流凝集係数 β_{TT} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{TT}=C_s(\beta_{T1}^2+\beta_{T2}^2)^{1/2} \quad (3-24)$$

ここで、

- β_{T1} : 乱流せん断凝集係数[m³/s]
- β_{T2} : 乱流慣性凝集係数[m³/s]

$$\beta_{T1}=0.2868\left(\frac{\varepsilon_T \rho_g}{\mu_g}\right)^{1/2} (\gamma_i D_i + \gamma_j D_j)^3 \quad (3-25)$$

$$\beta_{T2}=0.1455\frac{0.54444}{\mu_g}\left(\frac{\rho_g}{\mu_g}\varepsilon_T\right)^{1/4} \left|\frac{\rho_i C_i D_i^2}{\chi_i} - \frac{\rho_j C_j D_j^2}{\chi_j}\right| (\gamma_i D_i + \gamma_j D_j)^2 \varepsilon_g \quad (3-26)$$

ここで、

- ε_T : 乱流エネルギー散逸率[m²/s³]
- ρ_g : ガス密度[kg/m³]
- μ_g : ガスの粘性係数[kg/m/s]
- $\rho_{i,j}$: エアロゾル密度[kg/m³]
- $C_{i,j}$: Cunningham 補正係数[-]
- $\chi_{i,j}$: 動的形状係数[-]

②エアロゾルの消滅（沈降及び沈着）

エアロゾル粒子の沈降・沈着は、その駆動力となる重力、ブラウン拡散及び温度差による熱泳動等を考慮している。以下に、熱泳動沈着速度 V_T 及びブラウン拡散沈着速度 V_d の計算式を示す。なお、粒子の重力沈降速度 V_s は（3-23）式の Stokes の式を使用している。

(i) 熱泳動沈着速度 V_T

冷却壁面の近傍では、温度境界層において壁面に向かう負の温度勾配が生じることからエアロゾル粒子が熱泳動効果によって壁面に移動・沈着する。このときの粒子の沈着速度 V_T [m/s]は下式で表される^[13]。

$$V_T = \frac{3\mu_g C_m (k_g/k_p + C_t Kn)}{2\chi \rho_g T_g (1 + 3F_{slip} Kn)(1 + 2C_t Kn + 2k_g/k_p)} \nabla T \quad (3-27)$$

ここで、

- T_g : ガス温度[K]
- k_g/k_p : 雰囲気ガスとエアロゾル粒子の熱伝導度の比[-]
- C_t : 温度の不連続性に関する補正因子[-]
- F_{slip} : スリップ係数[-]
- Kn : Knudsen 数[-]
- ∇T : 構造材表面の温度勾配[K/m] ($= (T_g - T_w) / \delta_t$)

T_w : 壁温度 [K]
 δ_t : 温度境界層厚さ [m]

(ii) ブラウン拡散沈着速度 V_d

エアロゾル粒子はブラウン運動によって壁面に沈着するが、このときの沈着速度は、以下のブラウン拡散沈着速度 V_d [m/s] によって表される^[14]。

$$V_d = \frac{\sigma T_g C_m}{3 \pi D \mu_g \chi \delta_d} \quad (3-28)$$

ここで、

σ : Boltzmann 定数 [kg・m²/s²/K]
 δ_d : 拡散境界層厚さ [m]

③エアロゾルの生成・供給（凝縮を含む）

エアロゾルの主な生成（発生源）は、ナトリウム燃焼時に生じるナトリウム化合物やナトリウム蒸気の凝縮である。これらをソースとして、前述の凝集や沈降・沈着を考慮しつつ、エアロゾルの質量濃度変化を計算する（(3-19)式参照）。なお、エアロゾルのセル間の移行（出入）については、ガス成分移行と同様に、対流通気及び圧力均衡通気により評価される。

④エアロゾルの初期粒径分布

CONTAIN-LMRではエアロゾルの粒径分布計算に、以下の対数正規分布 ϕ_i の式^[16]を使用している。通常、粒径分布を 10 から 20 区分程度（(3-18)式の m ）に分け、粒径区分毎にエアロゾル粒子の質量変化を計算する。

$$\phi_i = \frac{1}{\sqrt{2\pi \ln \sigma_g}} \cdot \frac{1}{D_i} \exp\left(-\frac{\ln^2 \frac{D_i}{a_{mean}}}{2 \ln^2 \sigma_g}\right) \quad (3-29)$$

ここで、

D_i : エアロゾル粒子直径 [m]（下付添字の i は粒径区分番号、(3-18)式の l と等価）
 a_{mean} : エアロゾル平均粒子径 [m]
 σ_g : エアロゾル粒径の対数標準偏差 [-]

3.3.5 ナトリウム-コンクリート反応モデル

CONTAIN-LMRには、ナトリウム-コンクリート反応（Sodium-Concrete Reaction : SCR）解析モデルとして個別現象解析コード SLAM^[17]が組み込まれている。SLAMは、構造コンクリートを深さ方向（1次元）にノード分割し、SCRに関わるエネルギー方程式、化学反応、質量保存式等の支配方程式を解く。SLAMの概要を第9図に示す。SLAMでは、コンクリートを自由水が存在しない DRY 領域、自由水が存在する WET 領域に分割し、さらに DRY 領域は、プール層から浸透・移動したナトリウムがコンクリートの構成成分と反応する領域（B/L 領域）、反応しない領域（未反応領域）に分割される。SLAMの主な解析モデルは以下の通りである。

(1) 化学反応モデル

SLAM には、ナトリウムとコンクリート成分との化学反応として、以下の 10 種の反応式が考慮されており、コンクリートの成分に応じて計算される。例えば、主成分がシリカ (SiO₂) である玄武岩や硬質砂岩系コンクリートの場合には、主に①、⑥、⑦、⑩の反応により SCR が計算される。まず、コンクリート内の自由水の蒸発や結合水の分解により水蒸気が反応領域へ移動・供給され (後述の(4)参照) ナトリウムと反応 (反応①) することにより水酸化ナトリウムや水素が生成する。この水酸化ナトリウムやナトリウムとシリカ (二酸化ケイ素) との反応 (反応⑥及び⑦) によりコンクリートが侵食される。また、反応①に加えて反応⑩により水素が生成される。

- ① $\text{Na} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{NaOH} + 0.5\text{H}_2$
- ② $4\text{Na} + \text{CO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{C}$
- ③ $4\text{Na} + 3\text{CaCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{CaO} + \text{C}$
- ④ $4\text{Na} + 3\text{MgCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{MgO} + \text{C}$
- ⑤ $2\text{NaOH} + \text{CaCO}_3 \rightarrow \text{Na}_2\text{CO}_3 + \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$
- ⑥ $2\text{NaOH} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑦ $4\text{Na} + 3\text{SiO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{Si}$
- ⑧ $2\text{NaOH} + \text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 2\text{NaAlO}_2 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑨ $3\text{Na} + 2\text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 3\text{NaAlO}_2 + \text{Al}$
- ⑩ $2\text{Na} + 2\text{NaOH} \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{H}_2$

(2) コンクリートの侵食モデル

SLAM では、反応界面での化学反応量に比例してコンクリート侵食速度 (VELN) を計算する (下式)。例えば、硬質砂岩系コンクリート (主成分は SiO₂) の場合、侵食に係る反応は、Na 又は NaOH と SiO₂ の反応である (上述の⑥式と⑦式)。なお、1 次元 (深さ方向のみ) の侵食を計算する^[17]。

$$\text{VELN} = -\text{AKK} \cdot \text{DRIVE} \cdot \text{FRACV} (\text{DEL1 ZXI}(2)) \quad (3-30)$$

ここで、

- AKK : 単位時間当たりの反応速度 [m³/kg-mol-s]
- DRIVE : 反応界面 (B/L 領域最下端ノード) における反応物濃度 [kg-mol/m³]
- FRACV : コンクリート侵食速度係数 (補正係数) [-]
- DEL1 ZXI(2) : DRY 領域厚さに対する 1 ノード幅の厚さ [m]

(3) 非定常熱伝導モデル

SLAM では、DRY 領域及び WET 領域において各ノードでの反応熱、構成成分 (反応物及び生成物) の有効熱伝導率を考慮したエネルギー方程式を解くことにより温度分布が計算される。なお、1 次元 (深さ方向のみ) の伝熱計算を行う。

(4) 水分の移動モデル

SLAM では、コンクリート中の水分を凝縮水及び水蒸気の 2 相として考慮しており、コンクリートの温度上昇に伴い、水蒸気への相変化あるいは水蒸気の移動が起きる。この際、コンクリ

ート中の圧力差が駆動力となって水蒸気が移動するという下式（Darcy 式）を使用して計算される^[17]。

$$U = \left(\frac{K}{\mu} \right) \frac{\partial p}{\partial x} \quad (3-31)$$

ここで、

U : 水蒸気の移動速度 [m/s]

K : 透水係数 [m²]

μ : 水蒸気の粘度 [atm/s]

$\frac{\partial p}{\partial x}$: 深さ方向の圧力勾配 [atm/m]

なお、コンクリート中の水分の蒸発（水蒸気の生成）として、WET 領域における自由水の蒸発及び DRY 領域における結合水の加熱分解を考慮している。これらの反応領域への移動を計算しつつ、前述の(1)で説明した化学反応①（Na との反応）を計算する。

3.3.6 ナトリウムの凝縮・蒸発

雰囲気におけるナトリウムの凝縮・蒸発は雰囲気の温度及び圧力に影響を与える。CONTAIN-LMRでは、ナトリウムの飽和蒸気圧曲線として、Kirchhoff^[18]や Na-NaK Handbook^[19]と同等の下式を採用しており、これをもとにナトリウムの凝縮及び蒸発を計算する。

$$\ln(P) = 26.90991 - 12767.71/T - 0.61344 \ln(T) \quad (3-32)$$

ここで、

P : ナトリウムの飽和蒸気圧 [Pa]

T : 雰囲気の温度 [K]

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CONTAIN-LMRの評価マトリクスを第4表に示す。各試験解析の目的を(1)～(5)に示すとともに、4.2以降に各々の結果を説明する。

なお、以下の物理現象に関しては、下記に示す理由により、直接的に妥当性評価の対象とすることは不要とした。

前述のように、CONTAIN-LMRではナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で指定する。この扱いはプールが広がるまでの燃焼挙動を保守的に評価するとともに、同面積自体はナトリウム漏えい条件等により概ね決まることから、妥当性確認は不要とする。

また、コンクリートからの水分放出に関しては、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与えることができるため、「常陽」で使用されているシリカ系コンクリートに対する同入力テーブルを直接使用して計算している。この際、コンクリート内の水分の移動（時間遅れ）を無

視した保守的な計算を行っているため、妥当性確認は不要とした。

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1)

スプレイノズルから噴出されたナトリウム液滴群の燃焼実験 (RUN-E1) をCONTAINER-LMRにより解析し、液滴径分布を考慮したスプレイ燃焼モデル、実験装置内構造物への熱移行モデルの妥当性を確認する。

(2) プール燃焼実験 (RUN-D1)

試験装置内に設置されたナトリウムプールにおけるプール燃焼実験 (RUN-D1) をCONTAINER-LMRにより解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質 (エアロゾル) 移行モデルの妥当性を確認する。

(3) マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3)

鉛直断面内に開口部を有した水平2室におけるプール燃焼実験 (RUN-D3) をCONTAINER-LMRにより解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質・運動量移行モデル (フローネットワークモデル) の妥当性を確認する。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M)

硬質砂岩コンクリートを使用して実施されたナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M) をCONTAINER-LMRにより解析し、水素発生量やコンクリート侵食量に関する評価を行い、ナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性を確認する。この際、3.3.5で説明した「コンクリート侵食速度係数 (FRACV)」の最適値についても確認する。

(5) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1)

米国のハンフォード技術開発研究所 (HEDL) において玄武岩コンクリート ((4)とは異なる種類と大きさのコンクリート) を使用して実施された大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) を対象に、(4)と同様の内容について確認する。

4.2 スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) 解析

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) の概要

RUN-E1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムスプレイ燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として1985年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

スプレイ燃焼試験装置を第10図に示す^[20]。試験装置は直径3.6m、内容積約100m³の密閉鋼製容器であり、内径8.7mmのスプレイノズルが容器内に設置されている (高さ3.98m)。落下したナトリウムは下端面での傾斜により燃焼抑制室に流入することで、プール燃焼の影響を排除している。ナトリウム液滴の平均径は体積平均で約2mm (水試験及び当該ノズル (遠心型加圧フルコーンノズル) の液滴径に関する実験式に基づいて決定)^[21]であり、漏えい温度は505°C、漏えい量は約900kg (=510g/s×1,800s)となっている。実験では、容器内圧力、温度、酸素濃度等が測定されている。容器内の圧力変化は、試験装置上部に設置した圧力計 (電子式圧力伝送器) で測定している。次に酸素濃度の測定には、第12図(c)より (A) にはガスサンプリング方式 (→ガスクロマトグラフ) を、(B) 及び (C) には磁気式酸素濃度計 (オンライン) を

用いている。また、スプレインズルと同じ高さ（鋼製容器の高さのほぼ半分）の位置に、熱流束計を取り付けている（第 10 図）。なお、ナトリウムスプレイを一定供給するため、容器内圧力と加熱器ガス圧力との差圧を一定に保つようになっている。

解析体系（第 11 図）は、スプレイ燃焼室及び燃焼抑制室の 2 セル体系で構成される。スプレインズルから噴出したナトリウムは、燃焼を伴いながら燃焼抑制板上（燃焼室床）に滴下する。燃焼抑制板に滴下したナトリウムは、傾斜に沿って燃焼抑制室へ流れ込む（オーバーフロー）。

主要な解析条件については、解析時間を漏えい継続時間（1800s）とし、スプレイ条件は、初速度 10m/sec の下向き、平均液滴径は 2.0mm とした。次にナトリウムと酸素の反応に係るナトリウム酸化物生成割合（ $\text{Na}_2\text{O} : \text{Na}_2\text{O}_2$ ）は、酸素濃度依存性（同濃度低： Na_2O 生成大、同濃度高： Na_2O_2 生成大）を考慮して、酸素 10%以上で（60 : 40）、酸素 10%未満で（100 : 0）を適用^[22]した。また、ナトリウムと水分の反応に係るナトリウム化合物生成割合（ $\text{Na}_2\text{O} : \text{NaOH}$ ）は、Na 過多条件を考慮して（100 : 0）を適用^[22]した。さらに、ふく射率^[22]については、ライナ壁面でのふく射率を 0.5、燃焼面でのふく射率を 0.65 とし、等価ふく射率 ε_{eff} を (3-17) 式により 0.325 とした。

(2) スプレイ燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 12 図に示す。ガス温度（第 12 図(a)）については、実験では計測点によりばらつきがみられる。特にスプレインズル直下に設置した熱電対（TE2082）では、初期において 1,000°C に達しており、燃焼しているナトリウム液滴の接触の影響が考えられる。加えて酸素が枯渇する約 600 秒以降において約 400°C で推移しており、落下するナトリウム液滴の温度を直接計測していると考えられる。この TE2082 を除くと、解析結果（一点近似による平均値）は温度分布を有する実験結果を概ね包絡する挙動を示している。一方、ガス圧力（第 12 図(b)）に関しては、解析結果は実験結果を保守的に評価している。

酸素濃度（第 12 図(c)）については、図中の(B)及び(C)の実験データ（磁気式酸素濃度計）は、実験装置から測定装置までのラインが長く、その間の時間遅れを補正したものとなっている。ただし、ライン中の酸素濃度の拡散までは補正していないため、若干時間遅れを含んだ結果となっていることに留意する必要がある。解析ではセル全体での平均酸素濃度を評価しているため、実験でみられた一部の急激な減少は再現できないものの、全体としての減少傾向は実験と整合している。

壁面への熱流束について解析結果と実験結果との比較（第 12 図(d)）を示す。実験ではスプレインズルと同じ高さにおいて熱流束を測定している。同図より、解析では熱流束のピーク値を含めて、その全体的な傾向を概ね再現している。

以上より、雰囲気圧力を保守側に評価する傾向にあるが、ガス温度分布や壁面への熱流束は実験結果を概ね再現または包絡しており、CONTAIN-LMR のスプレイ燃焼解析の妥当性が確認された。

4.3 プール燃焼実験 (RUN-D1) 解析

(1) プール燃焼実験 (RUN-D1) の概要

RUN-D1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムプール燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として 1985 年に原子力機構（当時は動燃）にて実施したもの

である。

プール燃焼実験装置を第 13 図に示す^[23]。実験装置は約 5m(W)×4m(D)×3m(H)の空間(内容積約 70m³)に 1.5m(W)×1.5m(D)×0.5m(H)のプール容器を設けた構造となっている。

実験では、505℃のナトリウムをプール下端から 2.56kg/s で 215s 間供給し、その後約 1hr 燃焼を継続させている(供給終了時のナトリウムプール高さは約 0.3m、総供給量は約 550kg である)。また、実験中の酸素濃度の急激な低下を抑制するために、実験装置上部から酸素を約 2000/min で約 1hr 継続して供給している。試験終了時にはこの供給を停止させることでナトリウムプール燃焼を窒息消火させた。なお、実験では、雰囲気、ナトリウム、コンクリートの各温度履歴、圧力履歴、エアロゾル濃度等を計測している。エアロゾルの濃度測定には、雰囲気ガスを吸引して焼結金属フィルターでエアロゾルを捕集し、そのときのエアロゾル重量とフィルター通過ガス容積からエアロゾル濃度を求めている。

解析体系(第 14 図)は、プール燃焼部及び外部環境の 2 セル体系で構成される。プール部へ供給されるナトリウムは床面積 2.25m²の範囲に瞬時に広がるとする。ナトリウムと酸素の反応によるナトリウム酸化物生成割合(Na₂O:Na₂O₂)、ナトリウムと水分の反応によるナトリウム化合物生成割合(Na₂O:NaOH)、及びふく射率は 4.2 と同様の値を適用した。また、プール燃焼で発生した全反応熱の中でプールへ移行する割合は、過去の知見^[24]を参考に 0.65(残りの 0.35 は雰囲気へ移行)を適用し、プール燃焼で発生したナトリウム化合物のプールへの移行割合は 0.75(残りの 0.25 は雰囲気へ移行)を適用^[22]した。

(2) プール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 15 図に示す。実験のガス温度(第 15 図(a))は、測定高さにより約 30℃程度違いがあるが、概ね体系内で同様な温度履歴となっている。解析では、実験に比べて初期の立ち上がりが速いものの、それ以降の時間においては概ね同様の挙動を示している。なお、解析の立ち上がりが速い理由は、ナトリウムプールが瞬時に広がるとしているためである。

一方、プール中ナトリウム温度(第 15 図(b))及びプール下端でのライナ温度(第 15 図(c))については、解析では約 3,600 秒までのナトリウム温度を過小評価しているものの、その他の挙動は概ね実験と整合している。

壁のライナ温度(第 15 図(d))及びコンクリート温度(第 15 図(e))については、上述のガス温度の影響を受けて、解析では初期のライナ温度を若干高めに評価しているものの、いずれも実験との整合性は高い。

酸素濃度(第 15 図(f))については、実験では初期の数分で 21%から低下しているが、その後は外部からの酸素供給(0~3,600s)とナトリウム燃焼による酸素消費のバランスによりほぼ一定値(約 17mol%)で推移している。その後(酸素供給終了後)、急速に濃度は低下し、約 110 分後に 5%以下となる。解析では、これを概ね再現している。

最後に雰囲気中のエアロゾル濃度(第 15 図(g))については、解析では実験に比べて約 3 倍の濃度となっており、エアロゾル濃度を過大評価している。これは RUN-D1 実験では、中心部に設置された燃焼皿が約 500mm であり、ナトリウムプール高さ(約 300mm)よりも周囲壁が比較的高い構造となっていること。また、実験体系全体の換気も弱く、プール燃焼で生成した反応生成物エアロゾルが比較的プールに落下しやすい実験体系のためと考えられる。

以上より、CONTAIN-LMRでは、エアロゾル濃度を実験結果に比べて高めに評価するものの、それ以外については実験を概ね再現しており、プール燃焼モデルの妥当性が確認された。

4.4 マルチセルプール燃焼実験(RUN-D3)解析

(1) マルチセルプール燃焼実験(RUN-D3)の概要

RUN-D3は、ナトリウムプール燃焼の隣接する部屋への影響(熱及び物質の移行挙動)を調べるための実験であり、1994年に原子力機構(当時は動燃)にて実施したものである。

マルチセルプール燃焼実験装置の概要を第16図及び第17図に示す^[25]。実験装置はプール燃焼実験(RUN-D1)と同じものを用い、装置内を2枚の仕切り板(開口面積は約1m²)で分離することで水平方向2セル体系としている。両セルを構成する床・壁・天井のコンクリート(厚み20~30cm)は、内側を保温材と厚さ2mm(床部は6mm)の鋼板でライニングしている。

実験では、RUN-D1実験と同じ面積で高さが異なる1.5m(W)×1.5m(D)×0.15m(H)のプール容器に500℃のナトリウムを約0.46kg/sで120s(ナトリウムプール高さは約0.03m、総量は約55kg)供給することにより、プール燃焼させている。なお、エアロゾル濃度測定(焼結金属フィルターによる捕集)を行うとともに、各種温度(ガス、壁ライナ、燃焼皿ライナ)を計測している。

解析体系(第16図)は、燃焼室、連通室及び外部環境の3セル体系で構成される。なお、ナトリウムとの化学反応等に係る一連の入力条件は、4.3と同様の値を使用した。

CONTAIN-LMRでは、浮力差に伴う対流通気(水平方向)について、以下に示す相関式^[9]を使用して計算している。

$$\text{Nu} = \frac{C}{3} \cdot \text{Gr}^{1/2} \cdot \text{Pr} \quad (4-1)$$

ここで、Gr及びPrはそれぞれグラスホフ数、プラントル数であり、Cは定数である(C=0.6~1.0)。本計算では、実験結果^[9]の設定値を参考にC=0.771としている。

(2) マルチセルプール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第18図に示す。燃焼室における実験のガス温度(第18図(a))について、ナトリウムプールに近い位置(○TG-120[床面から約0.4m]、△TG-117[同約1.3m])では高い温度履歴を示すが、プールから離れた計測点(+TG-109, ●TG-115, ×TG-118)では低めに推移する。参考のために、燃焼室のガス空間に設置された全28個の熱電対について、それらの対象領域容積を求めて体積平均した温度結果を「平均温度(赤の点線)」として示す。これと比較すると、CONTAIN-LMRは約±50℃の範囲で概ね実験を再現している。連通室(第18図(b))においても同様に、実験結果(全23個の熱電対より算出した平均温度)と概ね整合している。なお、連通室で一部実験温度の低い領域(△TG-215)が見られるが、これは開口部より下方に位置するため、同室内で温度成層化が形成されたと考えられる。

第18図(c), (d)に壁ライナ温度の実験結果との比較を示す。燃焼室及び連通室の壁ライナ温度ともに、解析結果は概ね実験結果と整合している。

第18図(e)にナトリウムプール直下にある燃焼皿ライナ温度の比較結果を示す。実験では、

ナトリウム流入口から離れるほど（例えば、熱電対 TP-102）、ナトリウムの到達に時間がかかるため温度上昇も緩慢になることがわかる。一方、解析ではプールが瞬時に広がるとしているため、漏えい開始からナトリウム流入口に最も近い熱電対（TP-104）の温度に漸近しており、1,000 秒以降は概ね実験結果と整合している。

第 18 図 (f) に浮力差に伴う対流通気量及び圧力差に伴う通気量の比較結果を示す。実験では通気量全体の測定は行われておらず、また、これらの通気量を分離して計測することは困難であるため、直接的な妥当性評価はできない。しかしながら、部屋間の対流通気に占める浮力差の寄与割合が大きく、前述のように各部の温度変化は実験と概ね整合していることから、対流通気モデルは妥当であるといえる。

第 18 図 (g) に各部屋の酸素濃度の比較結果を示す。解析では 2,000 秒以降において両部屋ともに酸素濃度が若干高くなる傾向があるものの、概ね実験結果を再現している。

第 18 図 (h) に各部屋のエアロゾル濃度の比較結果を示す。解析ではナトリウムプールの瞬時広がりにより両部屋ともに初期のエアロゾル濃度を多めに評価しているものの、全体的な挙動は概ね再現できており、対流通気モデルは妥当であるといえる。

以上より、燃焼室及びナトリウム燃焼を伴わない連通室におけるガス温度、壁ライナ温度、酸素濃度、エアロゾル濃度は概ね実験結果と整合しており、複数部屋間の対流通気を含めたプール燃焼解析の妥当性が確認された。

4.5 ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)解析

(1) ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の概要

Ⅲ-1M は、ナトリウム-コンクリート反応に対するスケール効果の解明（コンクリート試験体の厚さとナトリウム液深の影響解明）を目的として 1984 年に原子力機構（当時は動燃）にて実施したものである。

ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)装置の概要を第 19 図に、主な実験条件を第 5 表に示す^[26]。不活性雰囲気中に置換された試験装置の内部に、0.2mφ×0.6mH（重量：約 45kg）の硬質砂岩コンクリート試験体を設置し、530℃に予熱されたナトリウムを 16kg 供給した（ナトリウム液深：約 60cm）。その後、放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 530℃になるよう加熱・制御し（8 時間）、ナトリウム-コンクリート反応を開始・持続させている。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布（コンクリート中心部の深さ方向、20mm、40mm、70mm、100mm、130mm、160mm、190mm、220mm、300mm、400mm、500mm に熱電対を設置）、試験装置内に供給する不活性ガス量、排気ガス中の水素濃度である。また、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した硬質砂岩コンクリートの主成分は SiO₂（約 73%）であり、含水率は 7.2%（自由水：5.3%、結合水：1.9%）であった（第 6 表）。

解析体系は、コンクリート試験体及びナトリウムプール部を含む鋼製容器内をセル 1、同容器内のガスが排気される先（外部）をセル 2 とした 2 セル体系とする（第 20 図）。解析では、ヒータで制御されたナトリウムプール温度を入力として与え、重要物理量であるコンクリート

侵食量、水素発生量の時間変化について実験結果と比較する。この際、主要パラメータであるコンクリート侵食速度係数 (FRACV) について、その取り得る範囲や最適値を把握するため、0.001~0.005 の範囲で感度解析を行った (設定値: 0.001、0.003、0.005 の3通り)。なお、III-1M 実験は、装置周辺を断熱材で完全に覆っており、周囲への放熱を極力抑えている。即ち、深さ方向の侵食となるよう設定されているため、CONTAIN-LMR の1次元計算モデルの妥当性確認に適している実験である。

(2) ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第 21 図及び第 22 図に示す。実験では、コンクリート中心部の侵食が最大 (約 20cm) となるものの、周辺部でも約 15cm となり、深さ方向全体に侵食が進展している。また、ナトリウムの大半は未反応の状態で残留しており、主な反応生成物はケイ酸ナトリウム (Na_2SiO_3) であった。比較結果より、FRACV が大きいほどコンクリート侵食量及び水素発生量が増大する傾向が見られる。また、FRACV が 0.003 前後のとき、実験結果を概ね再現することがわかる。

以上より、コンクリート侵食速度係数 (FRACV) を適切な値 (0.003 前後) に設定することにより、コンクリート侵食量や水素発生量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMR におけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.6 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)解析

(1) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)の概要

LSC-1 は、大規模・長時間のナトリウム-コンクリート反応実験であり、1980年に米国のハンフォード技術開発研究所 (HEDL) にて実施したものである。

大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)装置の概要を第 23 図及び第 24 図に示す^[27]。不活性雰囲気中に置換された試験装置の内部に、 $0.91\text{mL} \times 0.91\text{mW} \times 0.61\text{mH}$ (重量: 約 1200kg) の玄武岩コンクリート試験体 (鉄筋入り) を設置し、 593°C に予熱されたナトリウムを 454kg 供給した (ナトリウム液深: 約 60cm)。放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 593°C になるよう約 1.5 時間加熱された。その後、ヒータによる加熱は停止するが反応は継続し、降温監視 (ナトリウムプール温度が約 30°C 以下) を含めるとトータルで約 180 時間 (7.5 日) 計測を行った。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布 (コンクリートの深さ方向だけでなく周方向にも熱電対を設置)、水素発生量である。また、4.5 の III-1M 実験と同様に、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況 (周方向の違いを含む) を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した玄武岩コンクリートの主成分は SiO_2 (約 54%) であり、含水率は 7.5% (自由水: 5.5%、結合水: 2.0%) であった (第 6 表)。

解析体系は、4.5 の III-1M 実験解析と同様に 2 セル体系とし (第 25 図)、コンクリート侵食速度係数 (FRACV) についても同様に、0.001~0.005 の範囲で感度解析を行った (設定値: 0.001、0.003、0.005 の3通り)。

(2) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第 26 図及び第 27 図に示す。これらより、4.5 のⅢ-1M 実験解析と同様に、FRACV が大きいほどコンクリート侵食量及び水素発生量が増大することが分かる。しかし、Ⅲ-1M の場合と異なり、水素発生量の解析結果は実験結果よりも過大評価する傾向となっている。この理由は、LSC-1 実験における周囲への放熱の影響が現れたものと推察される。第 26 図(b)に示すように、実験ではコンクリート中心で侵食量は最大(30cm 超)となるが、端部では数 cm 程度であり、周囲への放熱が大きいことを示している。一方、コンクリート侵食量については、解析は実験を概ね再現していることが分かる。

以上より、比較的大きなシリカ系コンクリートに対して、かつ周囲への放熱がある体系において、水素発生量を保守的に評価する傾向にあるものの、コンクリート侵食量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMR におけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.7 重要現象に対する不確かさ

4.2 から 4.6 で実施した妥当性確認では別途不確かさ評価を行い、その感度を把握している。第 7 表に不確かさ評価結果の概要を示すとともに、「常陽」の格納容器応答過程における不確かさ評価に関する方針を以下に記す。

ULOF は空気雰囲気下で発生するため、格納容器の健全性評価の観点からは、スプレイ燃焼(雰囲気への発熱量・発熱速度が最大)が重要現象となる。この際、最も影響のある因子はスプレートの液滴径であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果(噴出終了時にほぼ全量のナトリウムが雰囲気中で燃焼し尽くす結果)となるような小さな液滴径(0.1mm)を設定しているため感度解析は不要である。したがって、ここでは次に影響のあるプール広がり面積を選定する。前述のようにCONTAIN-LMRでは、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さをもとに広がり面積(一定値)を設定している。しかし、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状(漏えい用堰の高さ等を含む)によっても広がり面積が変わるため、このような不確かさを考慮して同面積を2倍とした感度解析を実施する。なお、プール面積を2倍としたプール燃焼計算でもスプレイ燃焼結果(雰囲気圧力、構造材温度)に包絡されるため、水素濃度に着目してナトリウム-コンクリート反応を対象に感度解析(広がり面積=反応面積を2倍)を実施する。加えて、解析条件の不確かさとして崩壊熱があり、崩壊熱計算に用いた計算コードの不確かさを考慮して崩壊熱の不確かさ(+10%)の影響評価を実施する。

一方、PLOHS は窒素雰囲気下で発生するため、ナトリウム燃焼(スプレイやプール)よりもナトリウムの凝縮・蒸発が相対的に重要となる。この際、流出ナトリウム条件が最も影響のある因子であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果となるよう「ナトリウム蒸気」を対象として計算しているため感度解析は不要である。なお、ULOF と同様に、解析条件の不確かさとして崩壊熱の不確かさ(+10%)の影響評価を実施する。

5. 有効性評価への適用性

5.1 重要現象への適用性

(1) 液滴径分布（スプレー燃焼）

液滴径分布は入力条件となるため妥当性確認は不要であるが、スプレー燃焼実験解析により、液滴形状が予測された条件での妥当性確認及び感度解析を実施した。CONTAIN-LMRでは、ガス圧力を保守的に評価する傾向にあるものの、ガス温度、構造材温度（壁面熱流束）、酸素濃度等を総合的に比較することにより、実験との整合性を確認した。

(2) 燃焼及び反応熱移行（スプレー燃焼）

スプレー燃焼実験解析により、スプレー状の燃焼及び周辺ガスへの熱移行について、各部の温度上昇挙動等を比較したところ、実験結果を概ね再現・包絡することを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはスプレー燃焼の解析に適用できる。

(3) プール広がり面積（プール燃焼）

CONTAIN-LMRでは、保守的にナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で与える。この面積はナトリウム漏えい条件等により概ね決まるため妥当性確認は不要である。ただし、4.7に記したように、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状（漏えい用堰の高さ等を含む）によっても広がり面積が変わるため、念のため広がり面積の不確かさの影響を評価しておく必要がある。

(4) 燃焼及び反応熱移行（プール燃焼）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRは、ガス温度や酸素濃度等の熱移行・物質移行を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはプール燃焼の解析に適用できる。

(5) 熱伝導（雰囲気・構造物への熱移行）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、ライナ温度及びコンクリート温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは構造の熱伝導の解析に適用できる。

(6) 対流熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

マルチセルプール燃焼実験の解析より、雰囲気ガス温度、周辺壁のライナ温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは対流熱移行の解析に適用できる。

(7) 輻射熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

スプレー燃焼実験、プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRの輻射モデルで予測された雰囲気ガス、ナトリウムプール、周辺構造材（ライナ、コンクリート）等の温度変化は良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは、直接計測ではないものの周辺への輻射熱流束評価は実験と概ね整合しており、輻射熱移行の解析に適用できる。

- (8) 質量・運動量移行及びガス成分濃度移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル量移行）
マルチセルプール燃焼実験解析により、開口部を介した酸素濃度及びエアロゾル濃度について実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。
以上より、CONTAIN-LMRは質量・運動量移行及びガス成分濃度移行の解析に適用できる。
- (9) エアロゾル移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行）
プール燃焼実験解析では、実験特有の条件により一部実験結果よりも高めにエアロゾル濃度を評価するものの、マルチセルプール実験解析では実験結果を概ね再現できることを確認した。
以上より、CONTAIN-LMRはエアロゾル移行挙動解析に適用できる。
- (10) ナトリウム-コンクリート反応（その他ナトリウム特有の物理現象）
成分と大きさの異なるコンクリートを使用した2つのナトリウム-コンクリート反応実験を対象にした解析により、主要物理量であるコンクリート侵食量及び水素素発生量の実験結果を概ね再現できることを確認した。また、この際、コンクリート侵食速度係数(FRACV)の値が 10^{-3} オーダーとなり、その最適値は0.003前後となることが分かった。なお、常陽の構造コンクリートは両実験と同じくシリカ系コンクリートであり、その成分はIII-1M実験のコンクリートに近い（第6表）。
以上より、CONTAIN-LMRはナトリウム-コンクリート反応の解析に適用できる。

5.2 試験装置のスケーリング

(1) スプレイ燃焼実験

スプレイ燃焼及び周辺への熱移行の妥当性確認として実施しているスプレイ燃焼実験では、スプレイ燃焼高さが約4mであり、着火後の液滴燃焼が支配的となる十分な高さを有している。また、熱移行は輻射及び自然対流となり、輻射の観点では温度差が、自然対流の観点ではグラスホフ数及びプラントル数がスケーリングとして重要となる。温度差及びプラントル数については、実機と同じナトリウムによる燃焼としており、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、グラスホフ数で重要となる代表寸法（装置高さ）は実機に比べ約1/2～同程度であり、グラスホフ数で最大1桁実機よりも小さくなるが、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。なお実機に比べ容積が小さく、また、実験では密閉空間としているため、燃焼に伴う圧力上昇は実機に比べ大きく、また、急激に減衰するが、実験初期における最高圧力等を評価対象としているためその影響は比較的小さいといえる。

なお、ULOFにおけるスプレイ燃焼計算^{*}では、ナトリウム噴出条件の不確かさを考慮して、小さい液滴径(0.1mm)を設定している。このため、噴出終了時にほぼ全量(230kgのうち229kg以上)のナトリウムが雰囲気中で燃焼するという厳しい結果になっているが、格納容器の健全性は損なわれないことを確認している。

※ 万一、格納容器(床上)にナトリウムが漏えいしても回転プラグ等を有する炉容器ピット内にとどまると想定しているが、CONTAIN-LMRの制約(1点近似コード)を考慮して、保守的に直接格納容器床上に噴出させている。なお、噴出ナトリウムの条件

は、500°C、230kg である。

(2) プール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱移行（輻射モデル）及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているプール燃焼実験では、容器高さを約 3m、プール燃焼領域を 1.5m×1.5m としている。スプレイ燃焼実験装置と同様に、温度差、プラントル数及び実験装置高さの観点では、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、プール燃焼における代表寸法である等価直径については、実機における大規模漏えいに対してはグラスホブ数が 2 桁以上小さくなるものの、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(3) マルチセルプール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱、質量、運動量移行及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているマルチセルプール燃焼実験装置は、前項(2)のプール燃焼実験装置を改良したものであり、(2)と同様に、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験

ナトリウム-コンクリート反応実験（Ⅲ-1M）において使用しているコンクリートは硬質砂岩コンクリート（主成分はシリカ）であり、その大きさは「0.2mφ×0.6mH」である。一方、大規模実験（LSC-1）では、玄武岩コンクリート（主成分はシリカ）で、大きさは「0.91mL×0.91mW×0.61mH」のものを使用している。また、Ⅲ-1M は装置全体を断熱材で覆って周囲への放熱を極力防いでいるのに対し（深さ方向の侵食となるよう設定）、LSC-1 では放熱等の影響を受けて多次元的な侵食挙動となっている（実機の事故条件に近い）。なお、両実験ではヒータ加熱により Na プール温度を高温に維持し、反応を継続させていることに留意する必要がある。このような条件の異なる実験に対して、CONTAIN-LMR はナトリウム-コンクリート反応挙動（コンクリート侵食量、水素発生量）を概ね再現又は保守的に評価しており、本試験装置で得られた結論を有効性評価（シリカ系コンクリート）に適用できる。

なお、ULOF におけるナトリウム-コンクリート反応計算では、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さ（約 1cm）をもとに広がり面積（約 30m²）を決定している。このように薄く広がったナトリウムプールのため、ナトリウムと水（主に自由水）との反応により 230kg のナトリウムが約 220 秒で消費され、コンクリートの侵食（シリカ等のコンクリート成分との反応）はほとんど起こらないという結果になっている。

6. まとめ

以上より、ナトリウム漏えい事故に起因する格納容器応答過程評価に係る重要現象に関する CONTAIN-LMR の解析モデルは、各試験の結果と比較して概ね妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握した。その不確かさを考慮することにより、CONTAIN-LMR は格納容器破損防止措置の有効性評価に適用することができる。

7. 参考文献

- [1] K. K. Murata, et al., “CONTAIN/1B-Mod.1, A Computer Code for Containment Analysis of

- Accidents in Liquid-Metal-Cooled Nuclear Reactors”, SAND91-1490・UC-610, Jan. 1993.
- [2] S. Miyahara, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (1) Outline of Development Project”, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, (2015), ICONE23-1586.
- [3] S. S. Tsai, “The NACOM Code for Analysis of Postulated Sodium Spray Fires in LMFBRs”, NUREG/CR-1405, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1980.
- [4] Richard, J.R., Delbourgo, R., Laffitte, P., Spontaneous Ignition and Combustion of Sodium Droplets in Various Oxidizing Atmospheres at Atmospheric Pressure, 12th Symposium (International) on Combustion, pp.39-48(1968)
- [5] Ranz, W.E., and W.R., Marshall, “Evaporation from drops”, Chemical Engineering Progress, 48, 3, p.141-146, 1952.
- [6] 山口彰, 田嶋雄次, “SPHINCS コードのスプレイ燃焼モデルの開発と検証 液滴燃焼実験解析と技術課題の抽出”, JNC TN-9400 99-059, 1999.
- [7] P. Beiriger, J. Hopenfeld and M. Silberberg, et al., “SOFIRE II User Report” AI-AEC-13055, March 1973.
- [8] Fishenden, M., Saunders, O.A., “Introduction to Heat Transfer”, Clarendon Press, p.180, 1959.
- [9] W. G. Brown and K. L. Solvason, “Natural Convection through Rectangular Opening in Partitions-1 Vertical Partitions”, Int J. Heat Mass Transfer, 5, p.859-868, 1962.
- [10] W. G. Brown, “Natural Convection through Rectangular Opening in Partitions-2 Horizontal Partitions”, Int J. Heat Mass Transfer, 5, p.869-878, 1962.
- [11] 西川兼康他、機械工学基礎講座 伝熱学 (第1版)_ 理工学社 2003年1月
- [12] 伝熱工学資料(改訂第5版)_ I. 基礎編 6・2・3 日本機械学会、2009年5月
- [13] F. Gelbard, “MAEROS User’s Manual”, NUREG/CR-1391, SAND80-0822(1982)
- [14] L. L. Humphries, et al., “MELCOR Computer Code Manuals”, RN Package Reference Manual 2.4 Aerosol Dynamics (MAEROS), SAND2017-0876 0, Jan. 2017.
- [15] F. Gelbard and J. H. Seinfeld, “Simulation of Multicomponent Aerosol Dynamics”, J. of Colloid and Interface Science, 78, 2, p.485-501, 1980.
- [16] 高橋幹二, “エアロゾル学の基礎”, 日本エアロゾル学会、2003年7月
- [17] A. J. Suo-Anttila, “SLAM: A Sodium-Limestone Concrete Ablation Model”, NUREG/CR - 3379, SAND83 - 7114, 1983.
- [18] K. Thurnay: “Thermophysical Properties of Sodium in the Liquid and Gaseous States”, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik Projekt Schneller Brüter, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2863 Februar 1981
- [19] O. J. Foust: “Sodium-NaK engineering handbook Vol.I Sodium chemistry and physical properties”, Gordon and Breach, Science Publishers. Inc. (1972).
- [20] 森井正他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼実験(III)”, PNC-TN9410 86-124, 1986.12
- [21] 森井正他, “Na 燃焼解析コードの整備”, PNC-TN9410 87-006, 1987.1
- [22] 大野修司他, “ナトリウム燃焼解析コード ASSCOPS の開発と検証”, サイクル機構技報 No.11-11,

2001. 6

- [23] 宮原信哉他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼試験(I) -空気雰囲気におけるナトリウムプール燃焼試験, Run-D1”, PNC TN9410 87-081, 1987.
- [24] S. Ohno, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (2) Validation Study of Sodium Fire Model in CONTAIN-LMR”, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, (2015), ICONE23-1560.
- [25] 大野修司, “2セル体系ナトリウム燃焼実験における熱影響の評価”, 日本機械学会 2015 年度年次大会予稿集, S0820105, 9.13-16, 札幌, 2015.
- [26] 畝本他, “ナトリウム-コンクリート反応基礎試験(III)”, PNC-TJ 270 84-01.1984.10
- [27] M. W. McCormick, L. D. Muhlestein, R. P. Colburn, and B. V. Winkel, HEDL-TME80-57(1981)

第1表 CONTAIN-LMRにおけるランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での扱い
H	評価指標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や感度解析等により求め、実機評価における評価指標への影響を評価する。
M	評価指標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。

第2表 CONTAIN-LMRにおける物理現象のランクテーブル

分類	物理現象	評価指標	ULOF	PLOHS	LORL
			雰囲気圧力 構造材温度 水素濃度 コンクリート侵食量 エアロゾル濃度	雰囲気圧力 構造材温度 水素濃度 エアロゾル濃度	
スプレイ燃焼	(1) 液滴径分布		H	M	—
	(2) 燃焼（含水分との反応、雰囲気中での化学反応）		H	M	—
	(3) 反応熱移行		H	M	—
プール燃焼	(4) プール広がり面積		M	M	M
	(5) 燃焼（含水分との反応）		H	M	M
	(6) 反応熱移行		H	M	M
雰囲気・構造物への熱移行	(7) 熱伝導		H	H	H
	(8) 対流熱移行		H	H	H
	(9) 輻射熱移行		H	H	H
雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行	(10) 質量・運動量移行		H	H	H
	(11) ガス成分濃度移行		H	H	H
	(12) エアロゾル移行		H	H	H
その他ナトリウム特有の物理現象	(13) ナトリウム-コンクリート反応		H	—	—
	(14) ナトリウムの凝縮・蒸発		M	H	M

第3表 重要現象に対するCONTAIN-LMRの解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
スプレイ燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)
	燃焼 (含水分との反応、雰囲気 気中での化学反応)	液滴燃焼モデル【NACOM】 (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	
プール燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル【SOFIRE】 (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)
雰囲気・構造物 への熱移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達
	輻射熱移行	輻射モデル
雰囲気・構造物 へのガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル
	ガス成分濃度移行	
	エアロゾル移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル【MAEROS】 ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル
その他 ナトリウム特有 の物理現象	ナトリウム-コンクリート 反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル【SLAM】 ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル
	ナトリウムの凝縮・蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝縮・蒸発

第4表 CONTAIN-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレイ 燃焼 (RUN-E1)	プール燃焼 (RUN-D1)	マルチセルプ ール燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コンクリート 反応 (III-1M) (LSC-1)
スプレイ 燃焼	液滴径分布	抜山一棚沢分布モデル (液滴径を入力)	—			
	燃焼 (含水分との反応、雰囲気 中での化学反応)	液滴燃焼モデル【NACOM】 (反応割合を入力で指定)	4.2			
	反応熱移行		4.2			
プール 燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)		—		
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル【SOFIRE】 (反応割合を入力で指定)	(4.2) ¹	4.3	4.4	
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)	(4.2) ¹	4.3	4.4	
雰囲気・構 造物への熱 移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	(4.2) ²	4.3	4.4	
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	(4.2) ²	(4.3) ²	4.4	
	輻射熱移行	輻射モデル	4.2	(4.3) ²	(4.4) ²	

— : 4.1 に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象

()¹ : 現象としては実験に含まれるが影響が小さく妥当性確認の対象外

()² : 温度分布評価で総合的に検証

第4表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレッド 燃焼 (RUN-E1)	プール燃焼 (RUN-D1)	マルチレベル 燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コングリグ 反応 (III-1M) (LSC-1)
雰囲気・ 構造物への ガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル	—	—	4.4	—
	ガス成分濃度移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル【MAEROS】 ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル	—	4.3	4.4	—
その他ナト リウム特有 の物理現象	エアロゾル移行	ナトリウム-コングリグ反応モデル 【SLAM】 ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル	—	—	—	4.5 4.6
	ナトリウムの凝縮・蒸 発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝 縮・蒸発	(4.2) ³	(4.3) ³	(4.4) ³	—

— : 4.1に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象
 ()³ : 現象としては一部実験に含まれるため間接的に検証

第5表 ナトリウム-コンクリート反応実験（Ⅲ-1M）の主な実験条件

Exp. No.	硬質砂岩コンクリート		ナトリウム			時間 (hrs)
	高さ (mm)	重さ (kg)	重さ (kg)	深さ (mm)	温度 (°C)	
Ⅲ-1M	600	45.0	16.0	600	530	8

第6表 ナトリウム-コンクリート反応実験で使用されたコンクリートの主な成分内訳

	主な構成成分及び含水率 (%)			
	SiO ₂	含水率	自由水	結合水
Ⅲ-1M 実験	73.2	7.2	5.3	1.9
LSC-1 実験	53.9	7.5	5.5	2.0
常陽	75.0	6.6	3.5	3.1

第7表 CONTAIN-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (1/3)

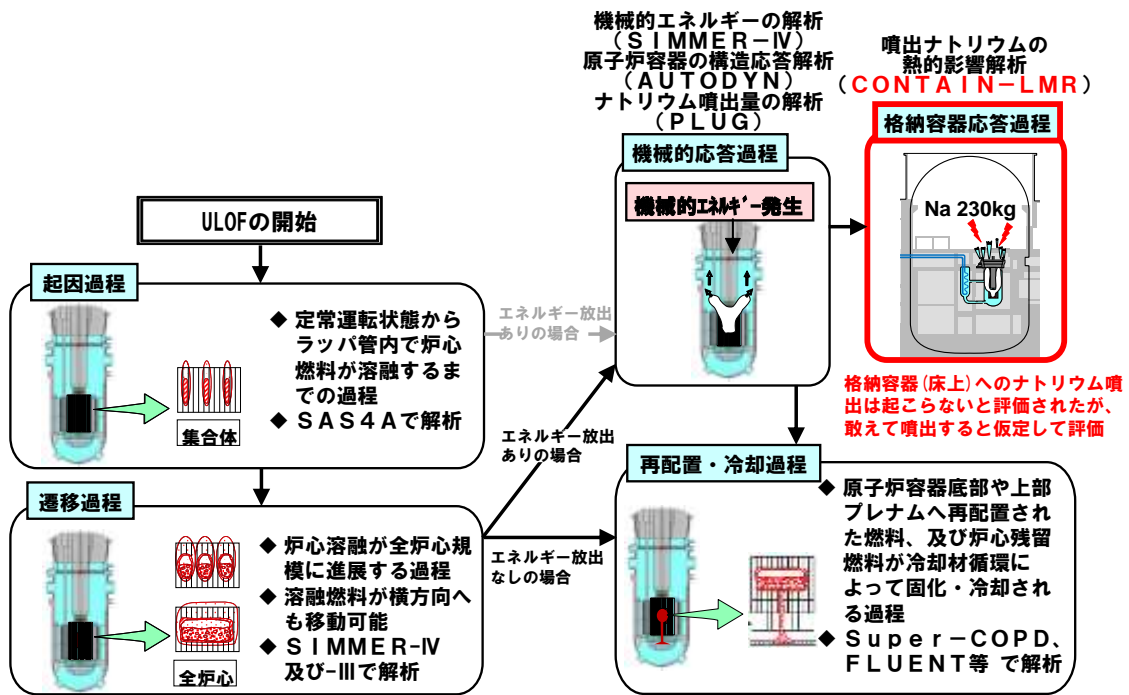
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
スプレー燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)	不要	入力値に含まれる	平均液滴径：-10%で最高圧力 約+7%
	燃焼 (含水分との反応、雰囲気 中での化学反応)	液滴燃焼モデル【NACOM】 (反応割合を入力で指定)	スプレー燃 焼実験(E1)	入力値に 含まれる	-
	反応熱移行				
プール燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)	不要	入力値に 含まれる	-
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル【SOFIRE】 (反応割合を入力で指定)	プール燃焼 実験(D1) マルチセル プール燃焼 実験(D3)	入力値に含まれる (反応熱のプールへ の移行割合：f2)	反応熱のプールへの移行割合 f2(0.65の+10%=0.72)とした場合、 プールの最高温度は基準ケース (0.65)よりも約35°C上昇
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指 定)			

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (2/3)

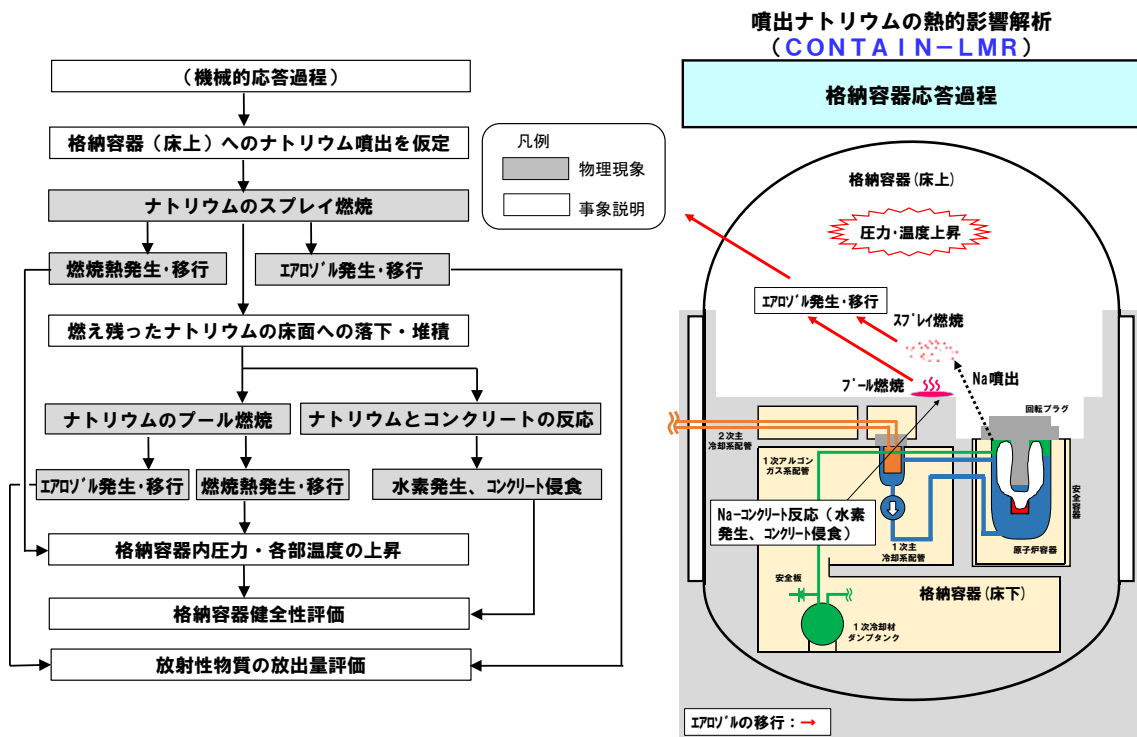
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
雰囲気・構造物への熱移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	プール燃焼実験 (D1) マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	—
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	—
雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行	輻射熱移行	輻射モデル	スプレイ燃焼実験 (E1)	入力値に 含まれる	ガス～周辺壁輻射率：-30%で、ガス温度約+9%、ガス圧力約+5%
	質量・運動 量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出 モデル	マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	浮力差に伴う 運動量交換 (モデル定数C の不確かさ幅： 約-22%～+30%)	定数 C (約-22%～+30%) に対し、浮力差に伴う対流通気量は約-19%～+24%
			不要	入力値に 含まれる	—
	ガス成分濃 度移行				
エアロゾル 移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル 【MAEROS】 ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル	プール燃焼実験 (D1) マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	反応生成物エアロゾルのプールの落下割合： 0.75→0.95 で、最大エアロゾル濃度約-38%	

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (3/3)

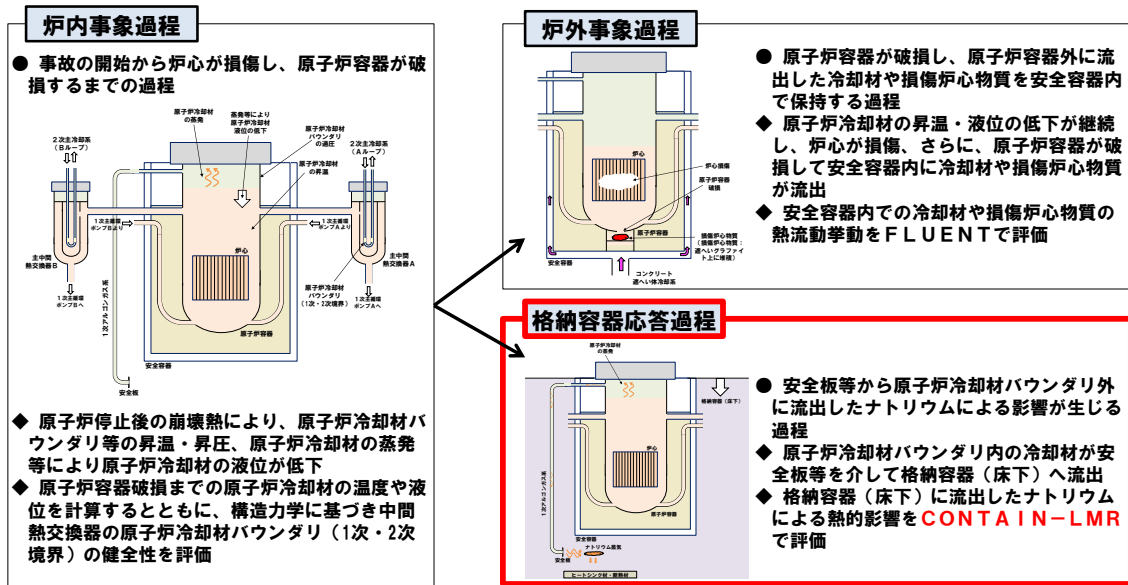
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
その他 ナトリウム特有の物理現象	ナトリウム-コロンク リート反応	ナトリウム-コロンクリート反応モデル 【SLAM】 ・化学反応モデル ・コロンクリエートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル	ナトリウム- コロンクリート 反応実験 (III-1M) (LSC-1)	入力値に 含まれる (コロンクリート侵食 速度係数：FRACV)	FRACV を 0.001~0.005 と変更 させた感度解析により、その値 が 0.003 前後の時、ナトリウム -コロンクリート反応現象 (コン クリエート侵食量、水素発生量) を概ね再現できることを確認
	ナトリウムの凝縮・ 蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝 縮・蒸発	スプレイ燃焼 実験 (E1) プール燃焼実 験 (D1) マルチセルプ ール燃焼実験 (D3)	入力値に 含まれる	—



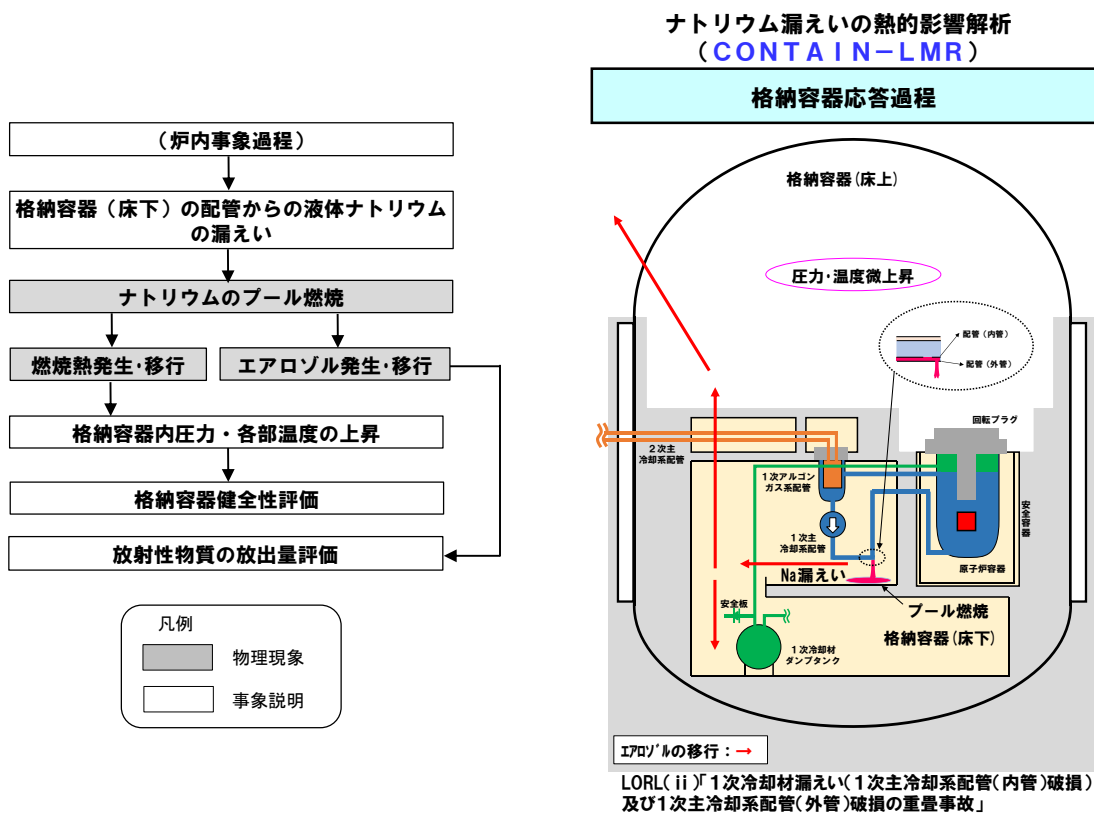
第1図 ULOFの事象推移と解析評価の流れ



第2図 格納容器破損防止措置 (ULOF: 格納容器応答過程)の事象推移と物理現象

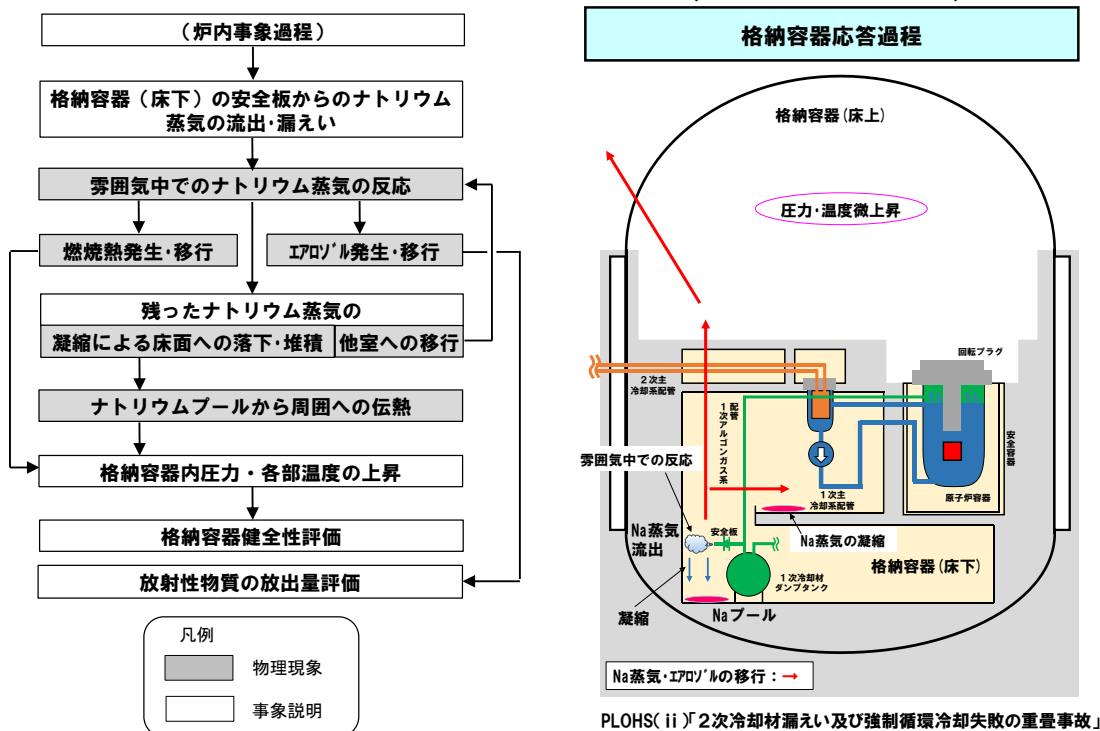


第 3 図 LORL 及び PLOHS の事象推移と解析評価の流れ

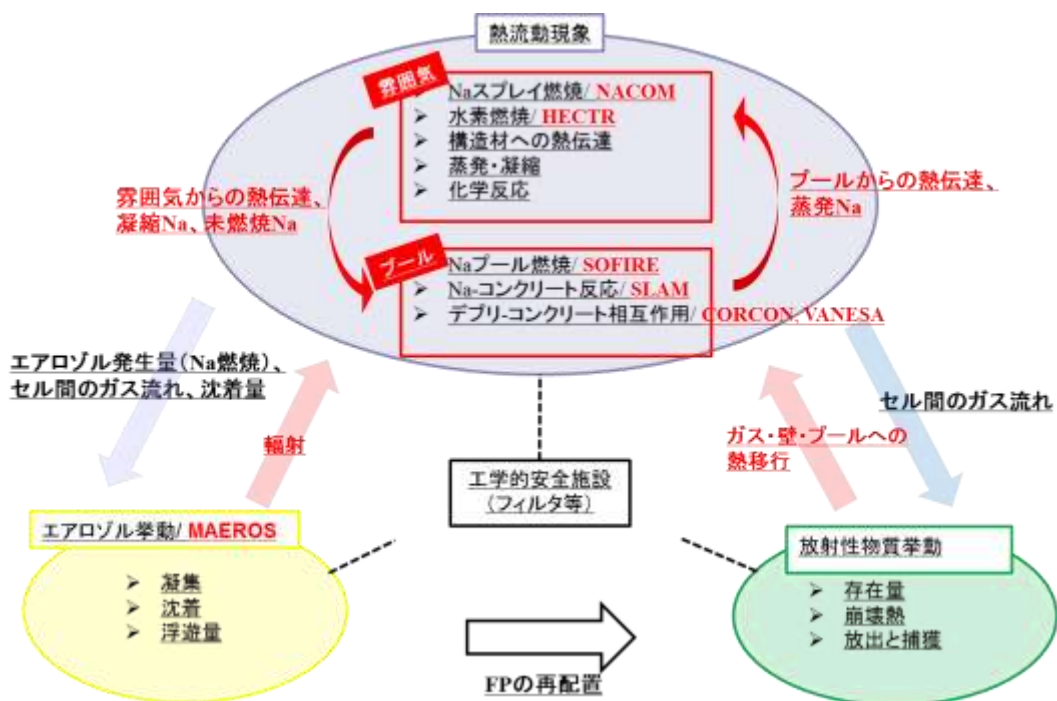


第 4 図 格納容器破損防止措置 (LORL(ii)) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

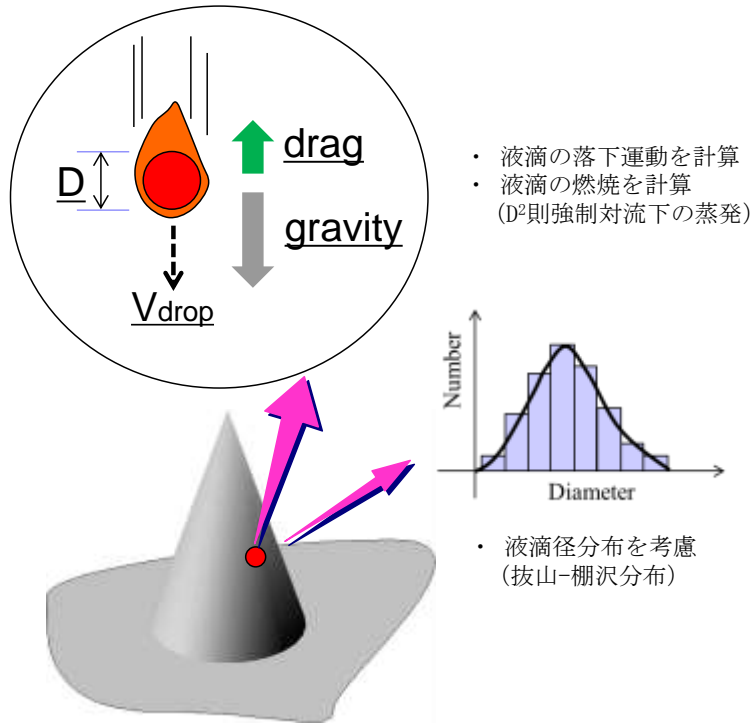
ナトリウム蒸気放出の熱的影響解析
(CONTAIN-LMR)



第5図 格納容器破損防止措置 (PLOHS(ii) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象



第6図 CONTAIN-LMRの主な解析機能

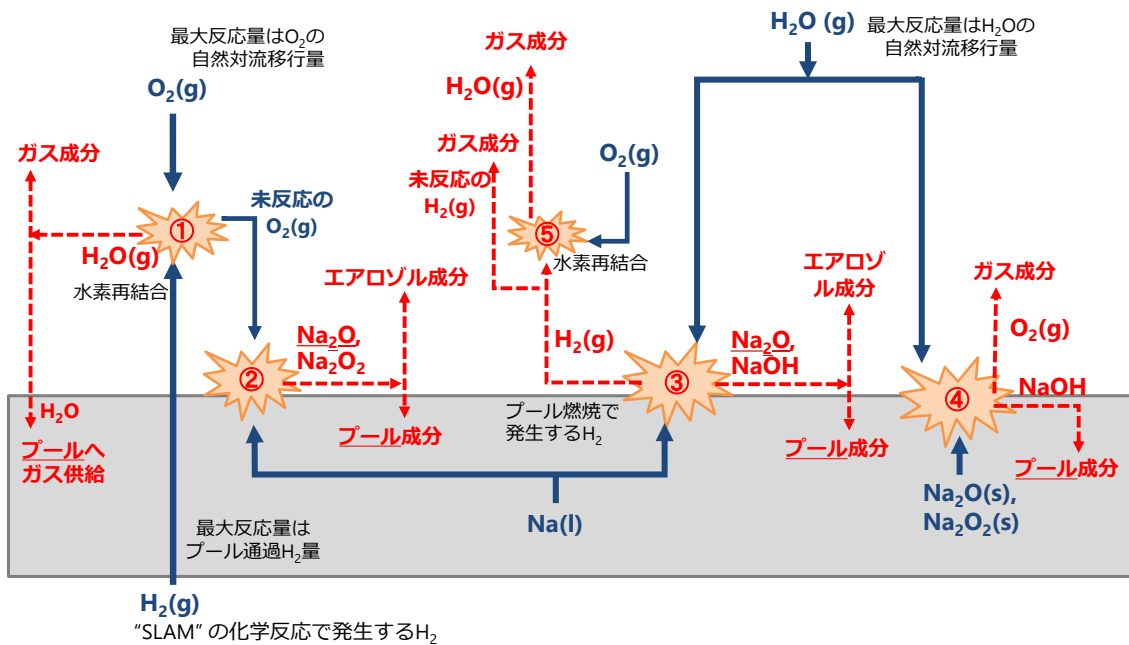


- ・ 液滴の落下運動を計算
- ・ 液滴の燃焼を計算
(D^2 則強制対流下の蒸発)

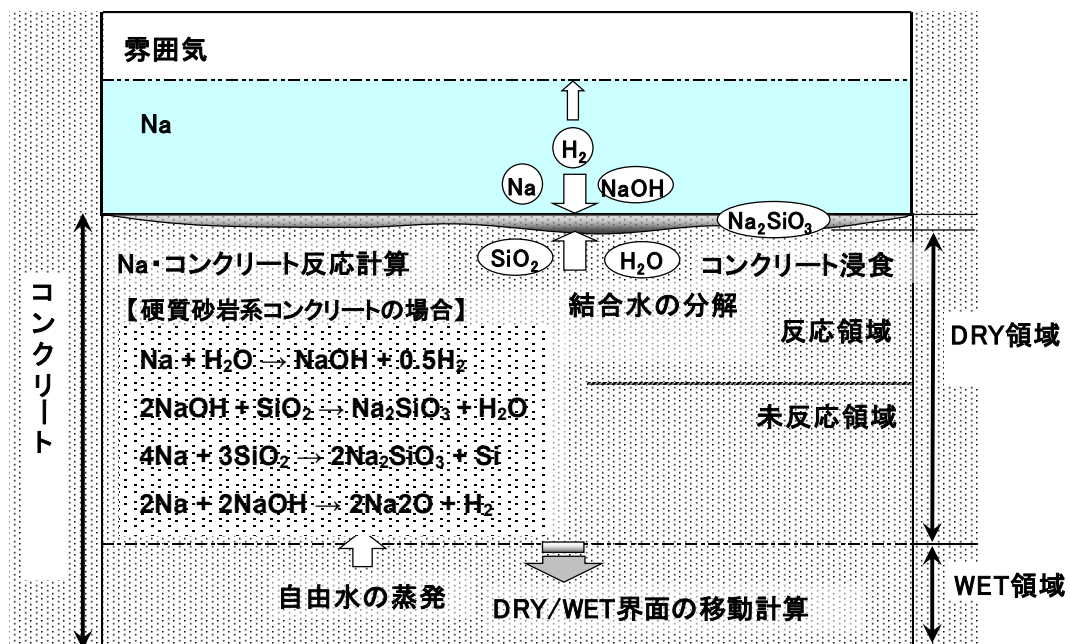
- ・ 液滴径分布を考慮
(抜山-棚沢分布)

第7図 CONTAIN

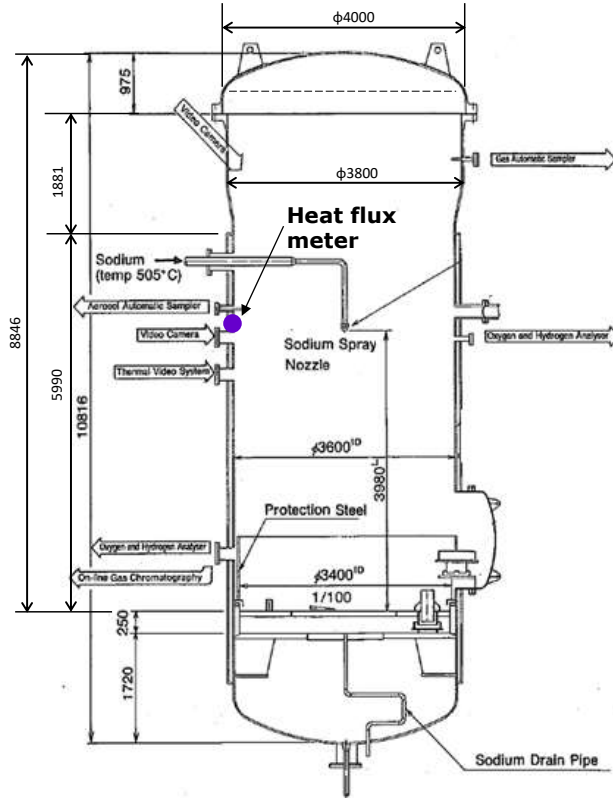
－ LMR のスプレイ燃焼モデルの概要



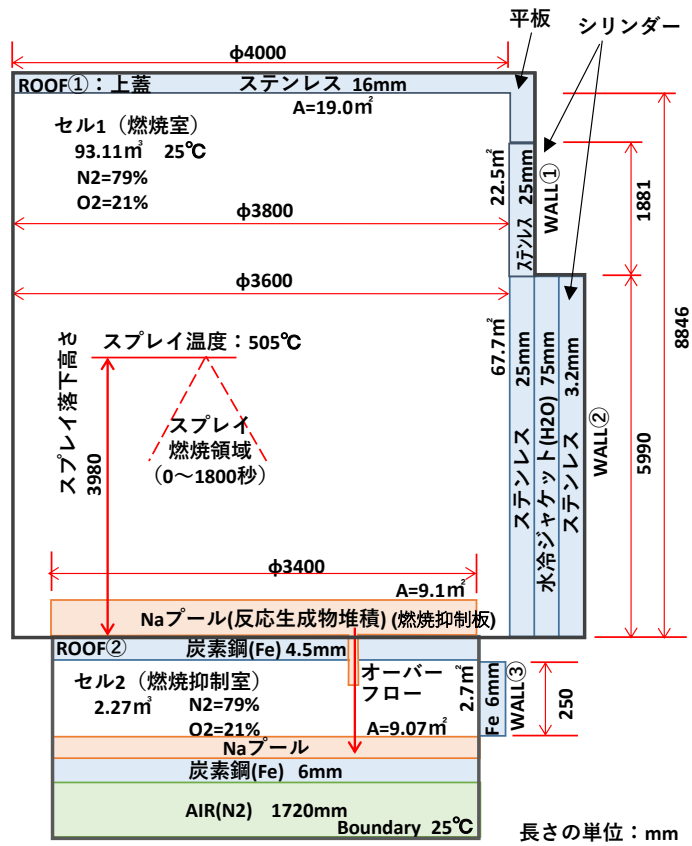
第8図 CONTAIN－LMRのプール燃焼モデルの概要



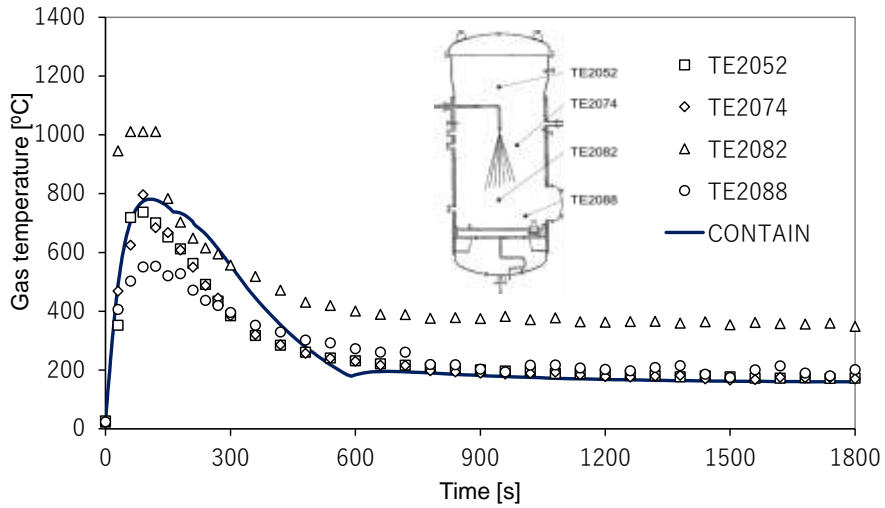
第9図 CONTAIN-LMRのナトリウム-コンクリート反応モデルの概要



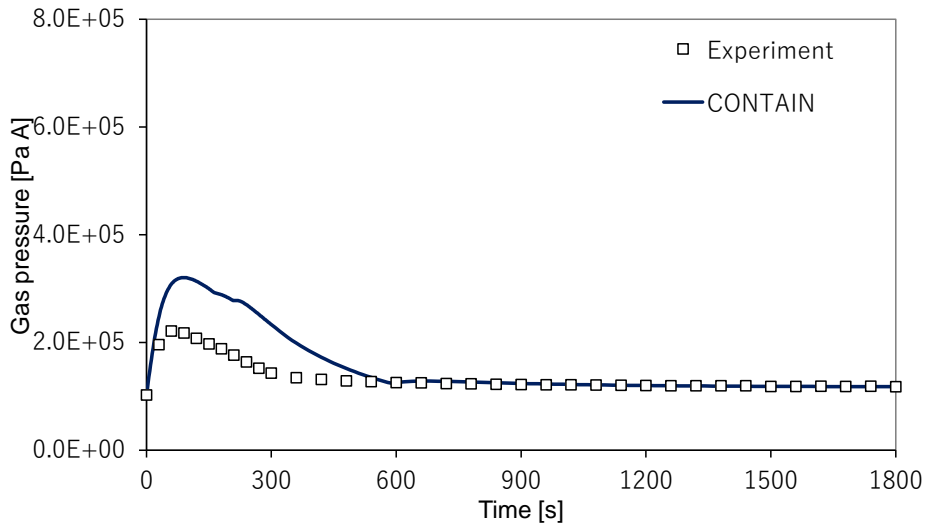
第 10 図 スプレー燃焼実験 (RUN-E1) 装置



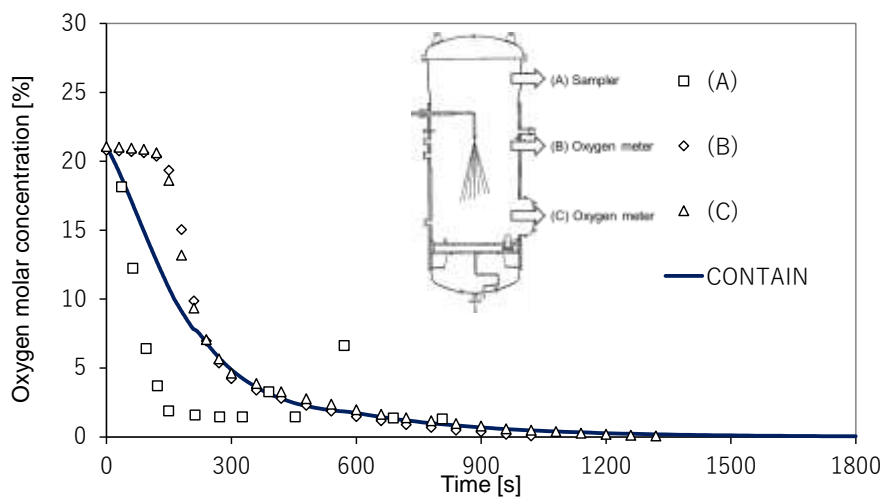
第 11 図 CONTAIN-LMR のスプレー燃焼実験 (RUN-E1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

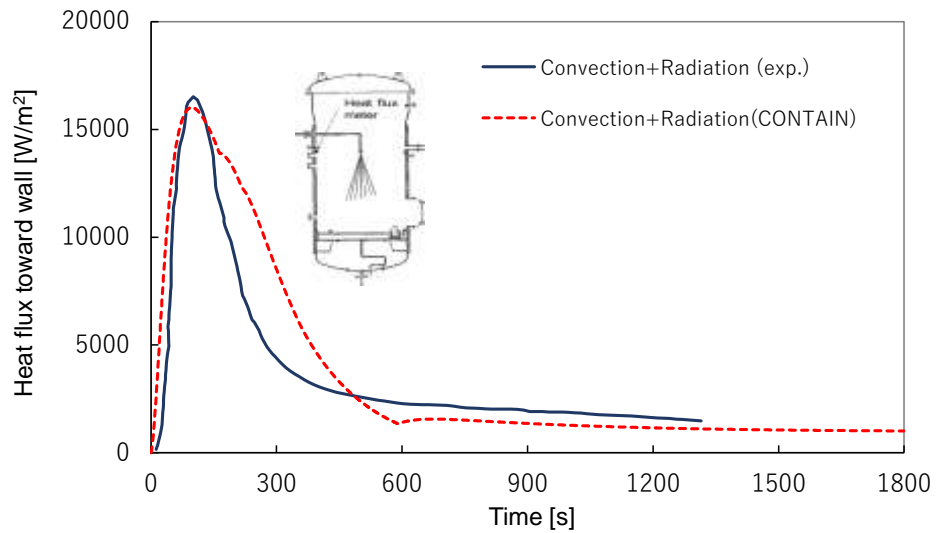


(b) ガス圧力時刻歴変化



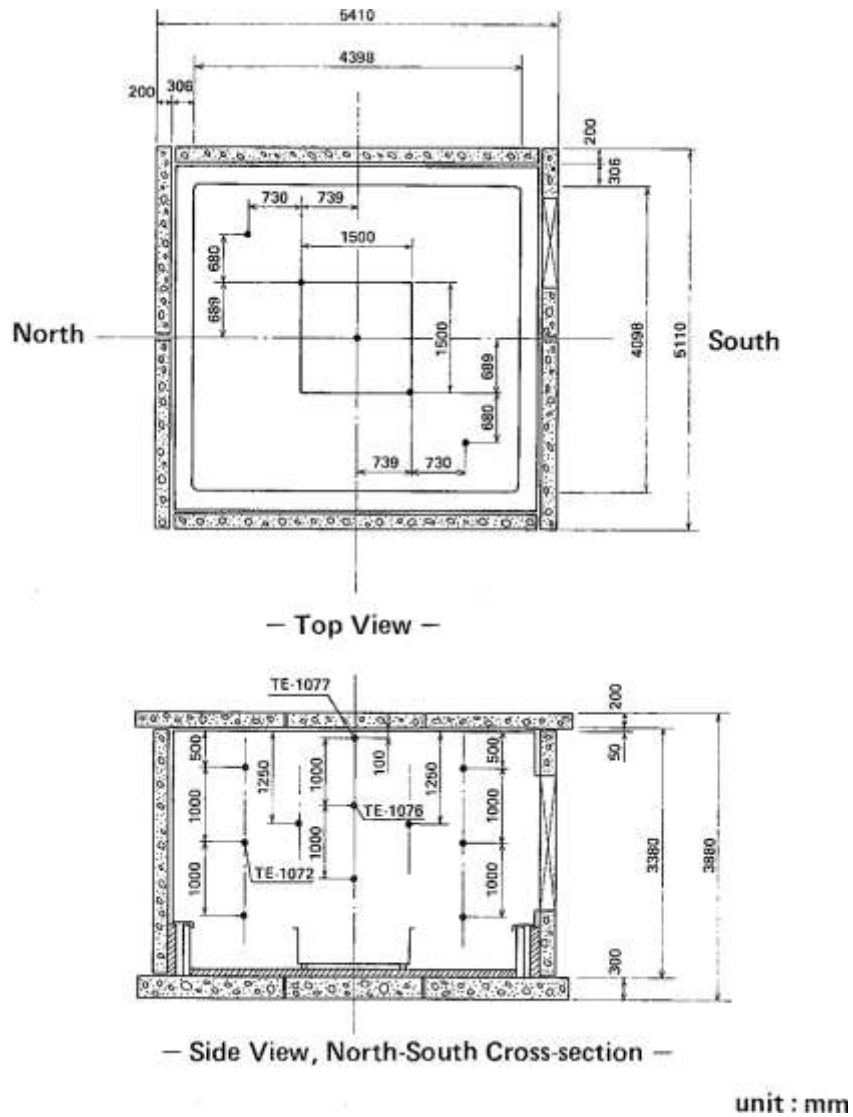
(c) 酸素濃度時刻歴変化

第 12 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (1/2)

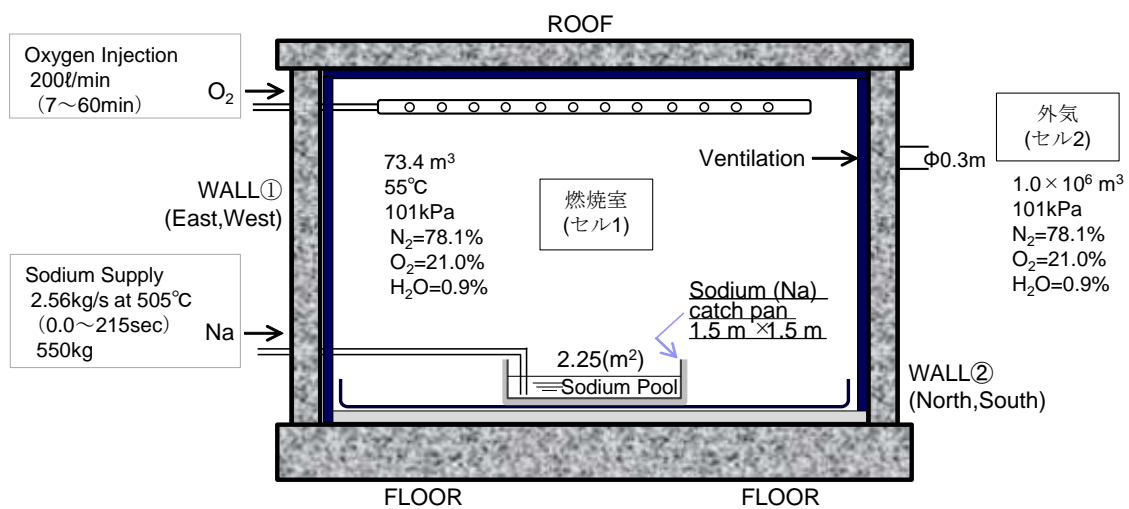


(d) 壁面熱流束

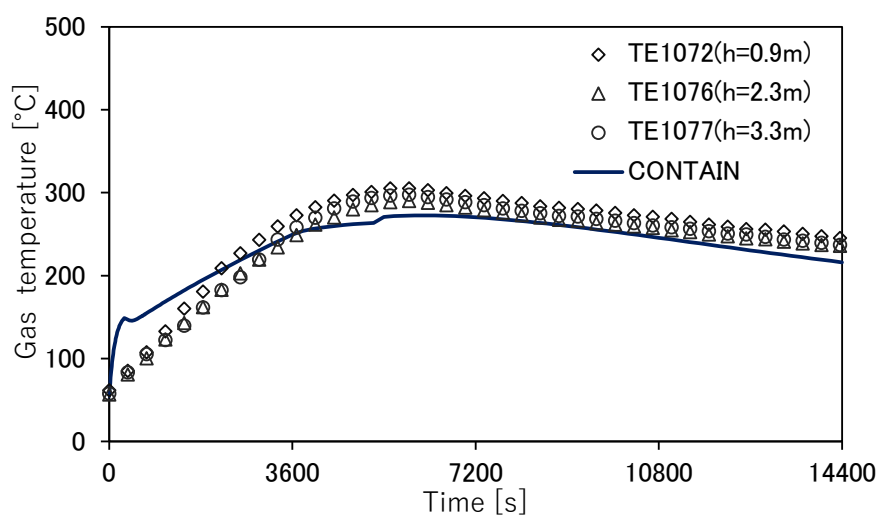
第12図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (2/2)



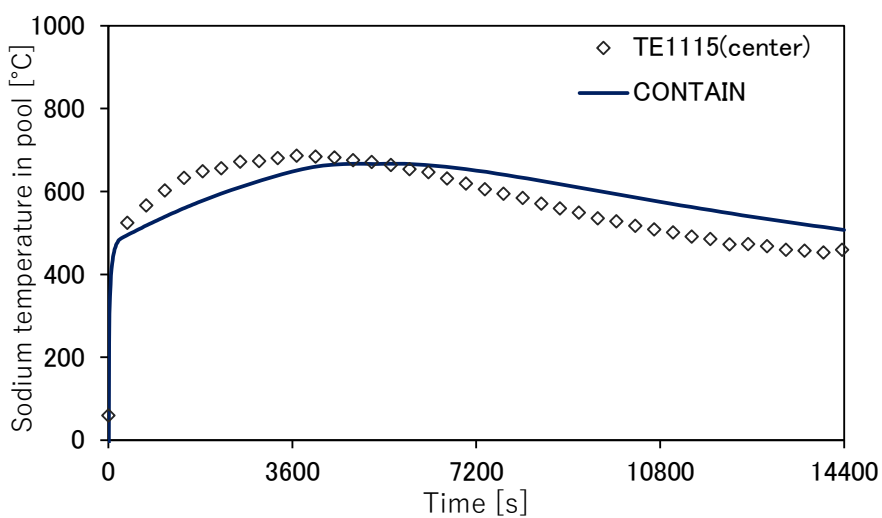
第13図 プール燃焼実験 (RUN-D1) 装置



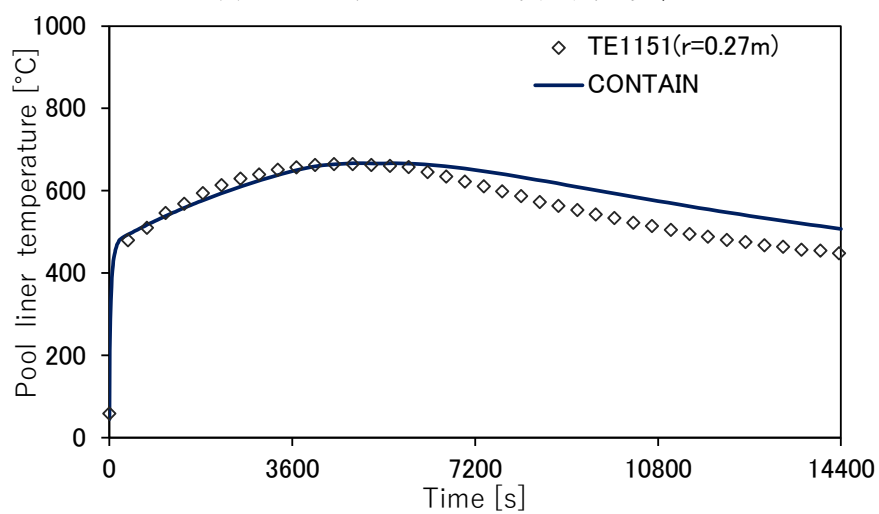
第 14 図 CONTAIN-LMR のプール燃焼実験 (RUN-D1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

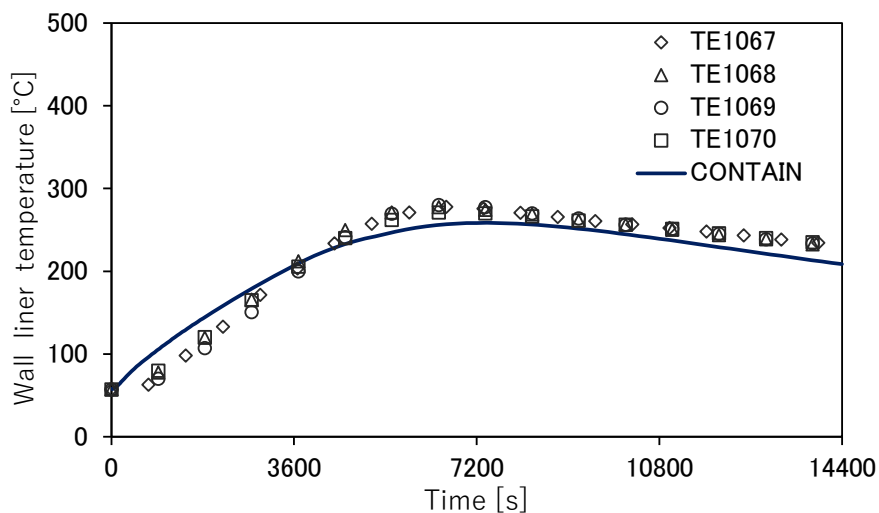


(b) ナトリウムプール温度時刻歴変化

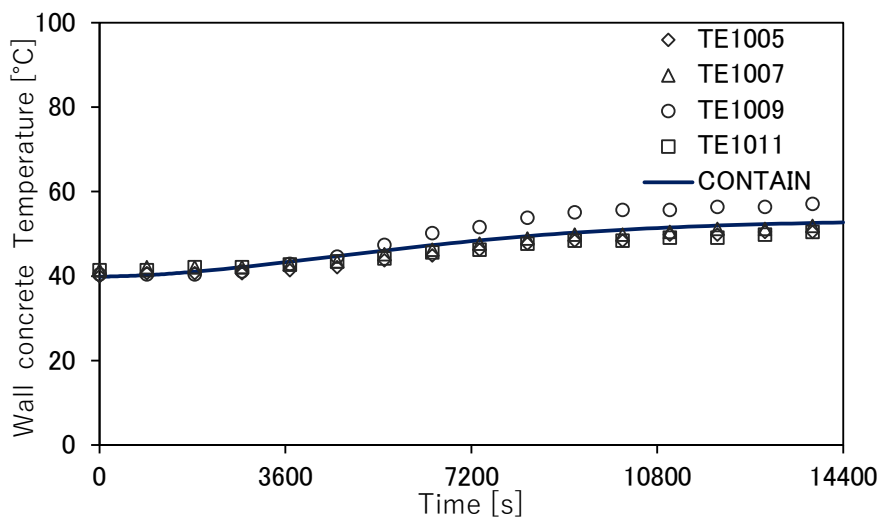


(c) プール下端ライナ温度時刻歴変化

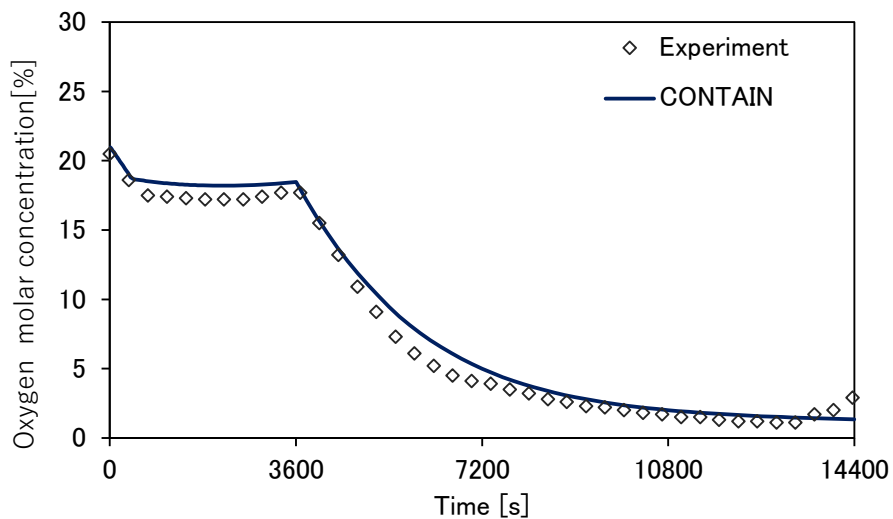
第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (1/3)



(d) 壁ライナ温度時刻歴変化

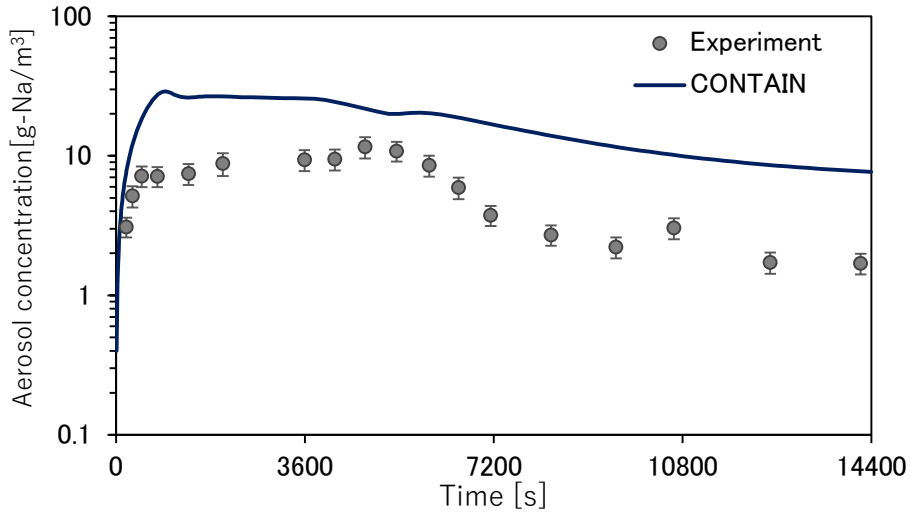


(e) 壁コンクリート温度時刻歴変化



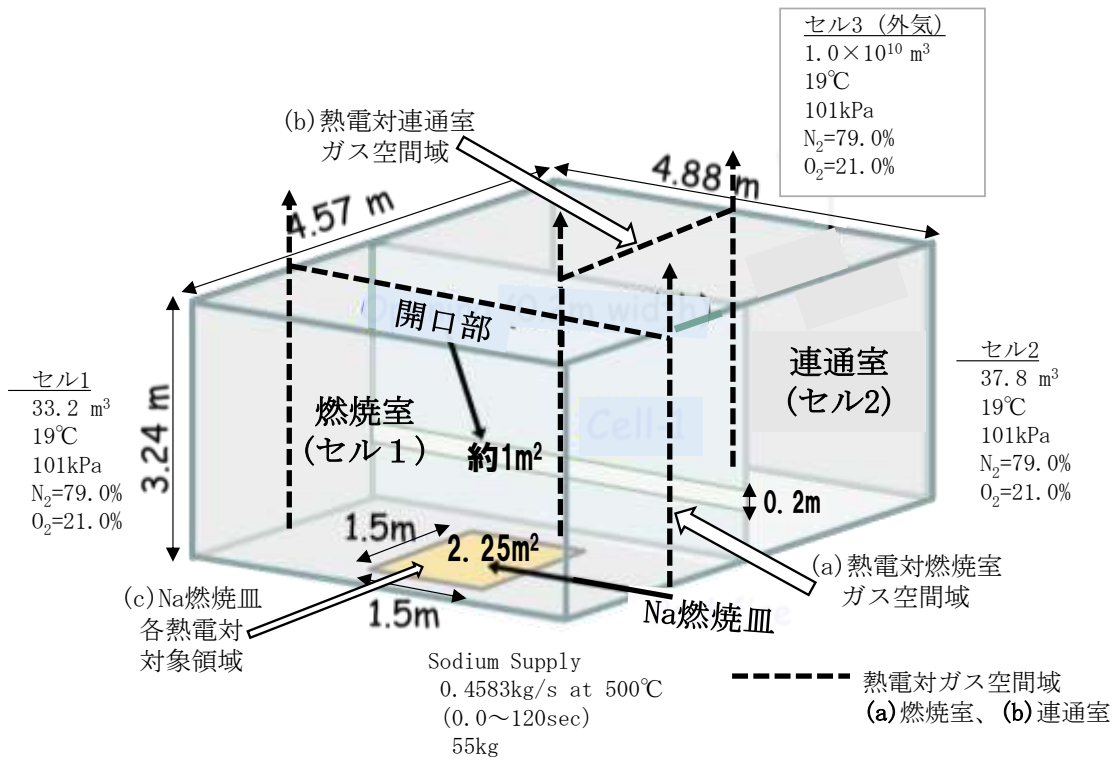
(f) 酸素濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (2/3)

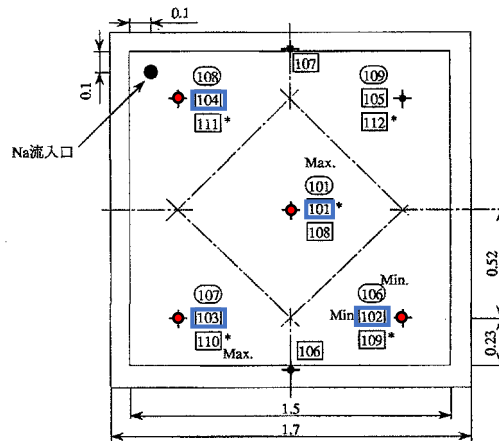
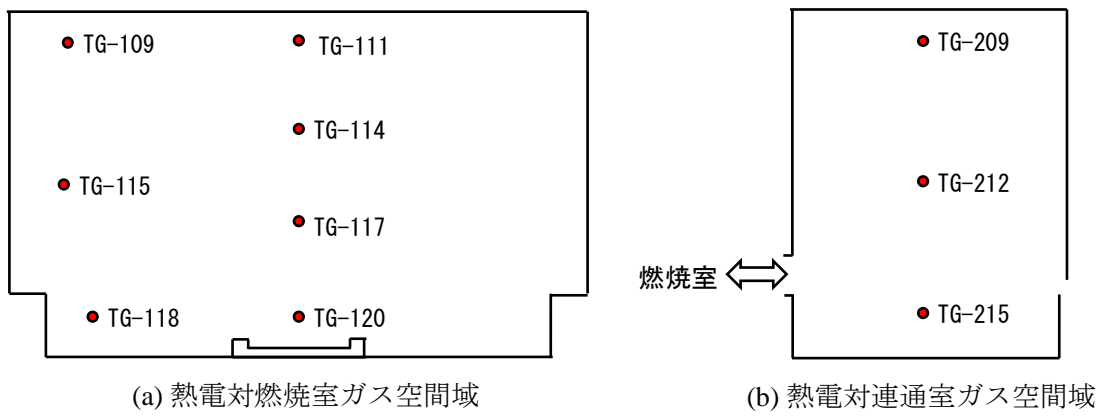


(g) エアロゾル濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (3/3)



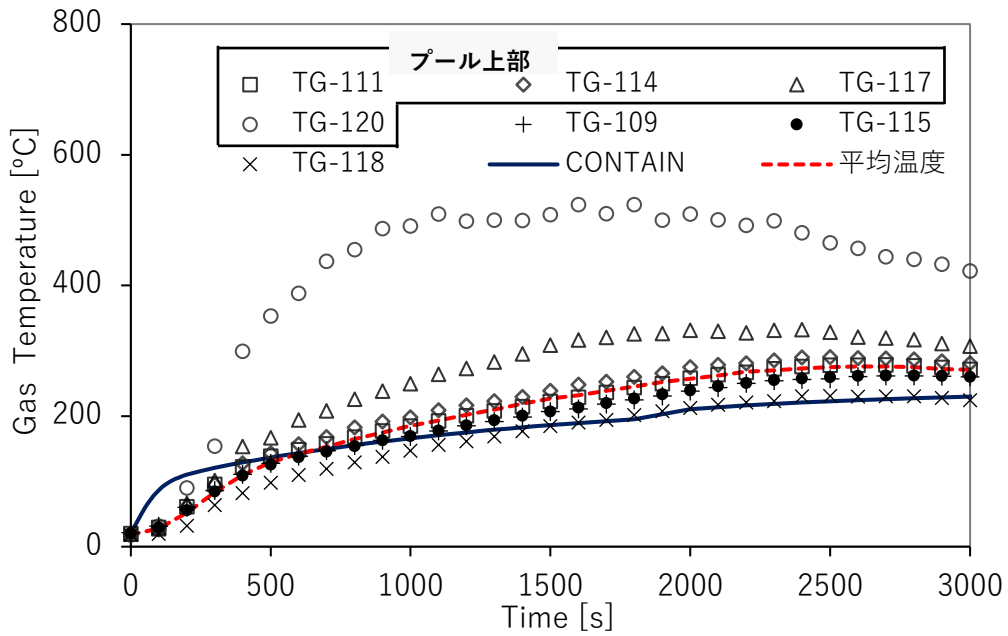
第 16 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) 装置及びCONTAIN-LMRの解析体系



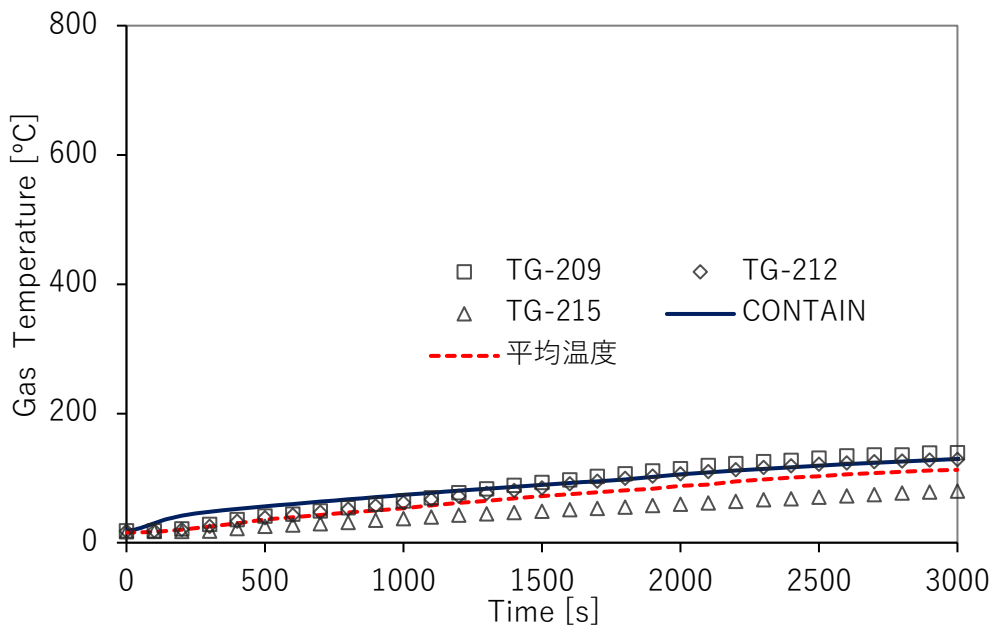
○ : 熱電対番号TN- ○
 □ : 熱電対番号TP- □ TP-101, TP-102, TP-103, TP-104
 * : Na燃焼皿裏側
 寸法単位 : m

(c) Na燃焼皿各熱電対対象領域

第 172 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) の熱電対計測点

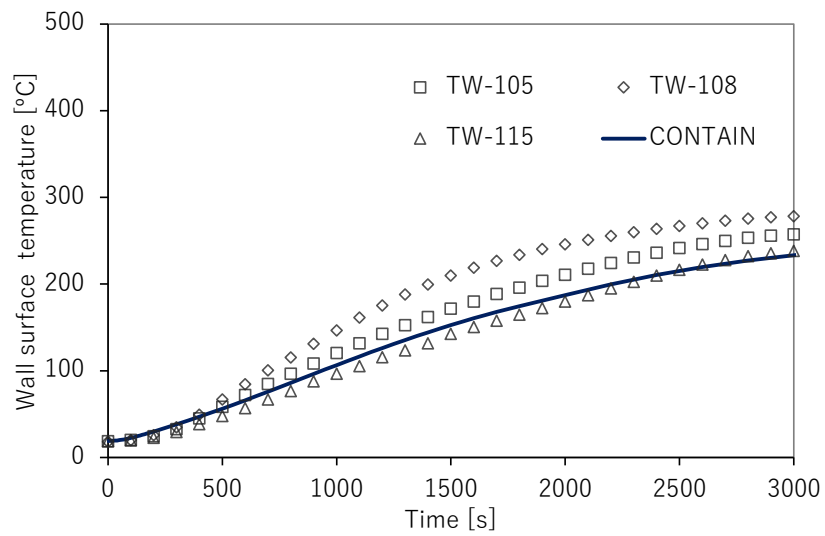


(a) ガス温度時刻歴変化・燃焼室

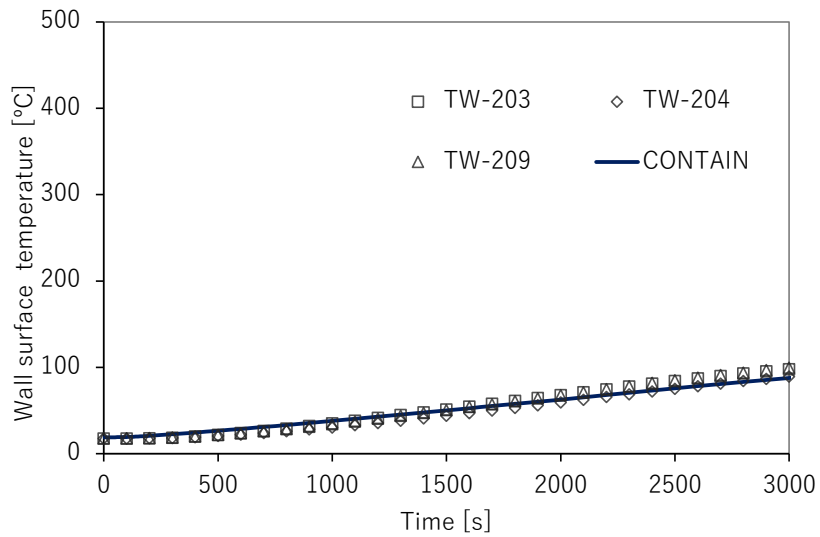


(b) ガス温度時刻歴変化・連通室

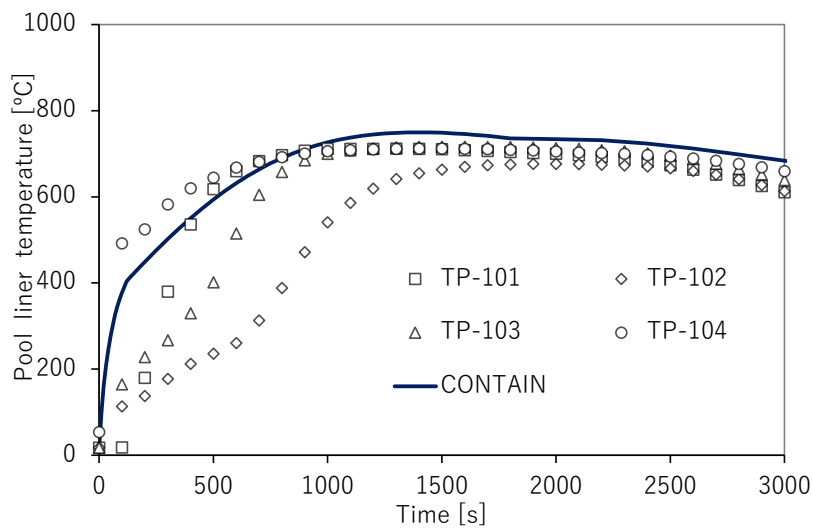
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (1/3)



(c) 壁ライナ温度時刻歴変化・燃焼室

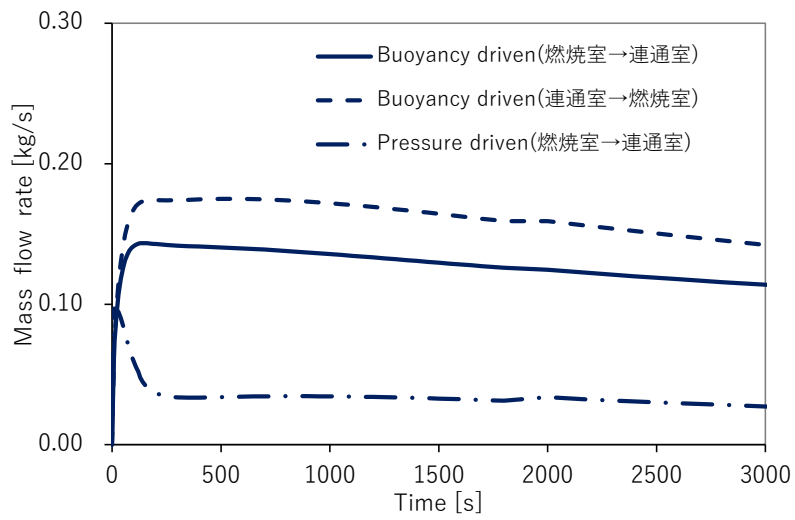


(d) 壁ライナ温度時刻歴変化・連通室

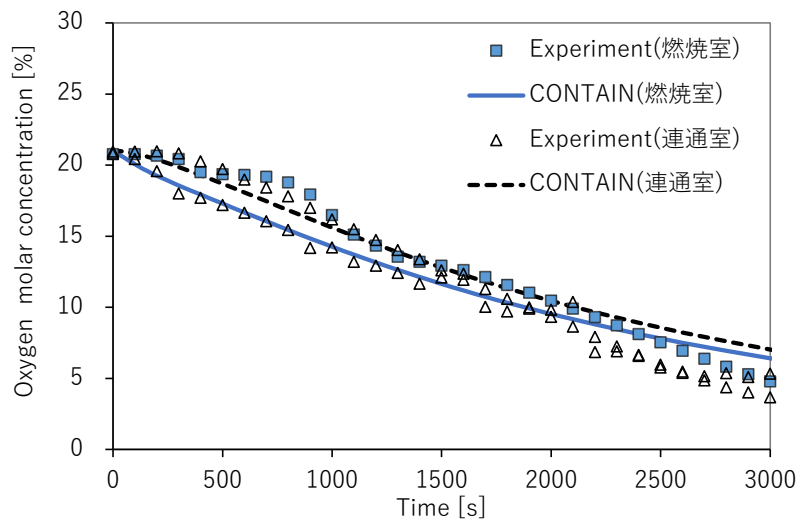


(e) 燃焼皿ライナ温度時刻歴変化

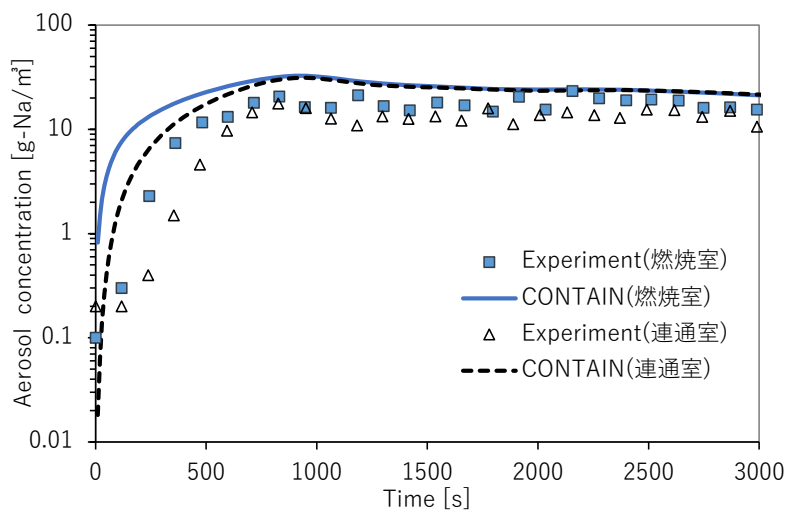
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (2/3)



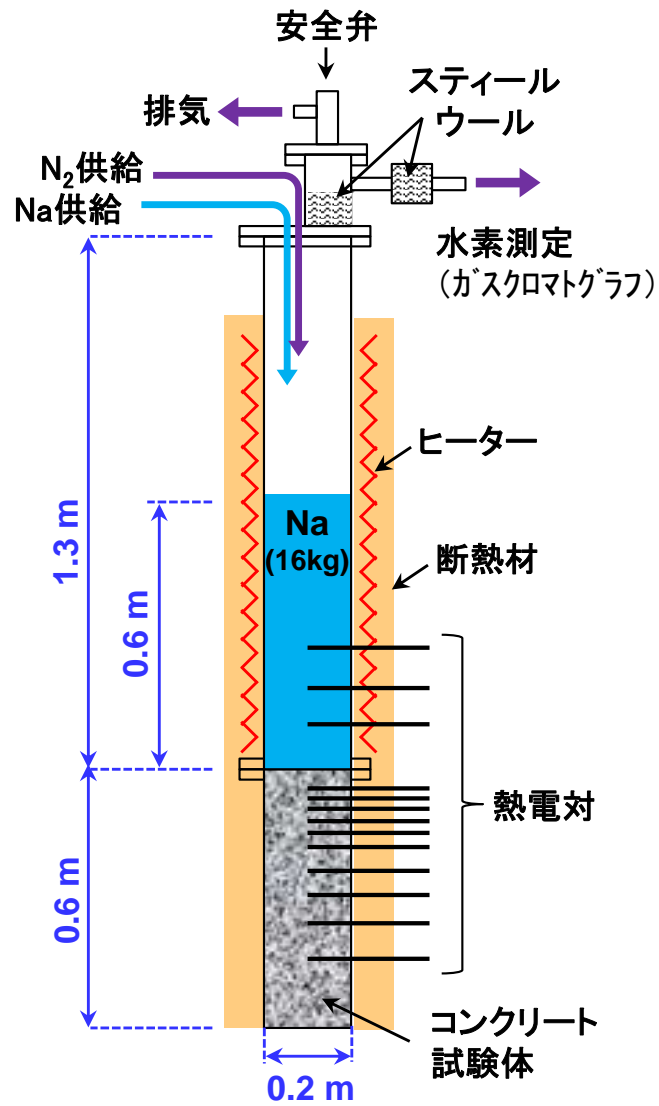
(f) 部屋間通気量時刻歴変化



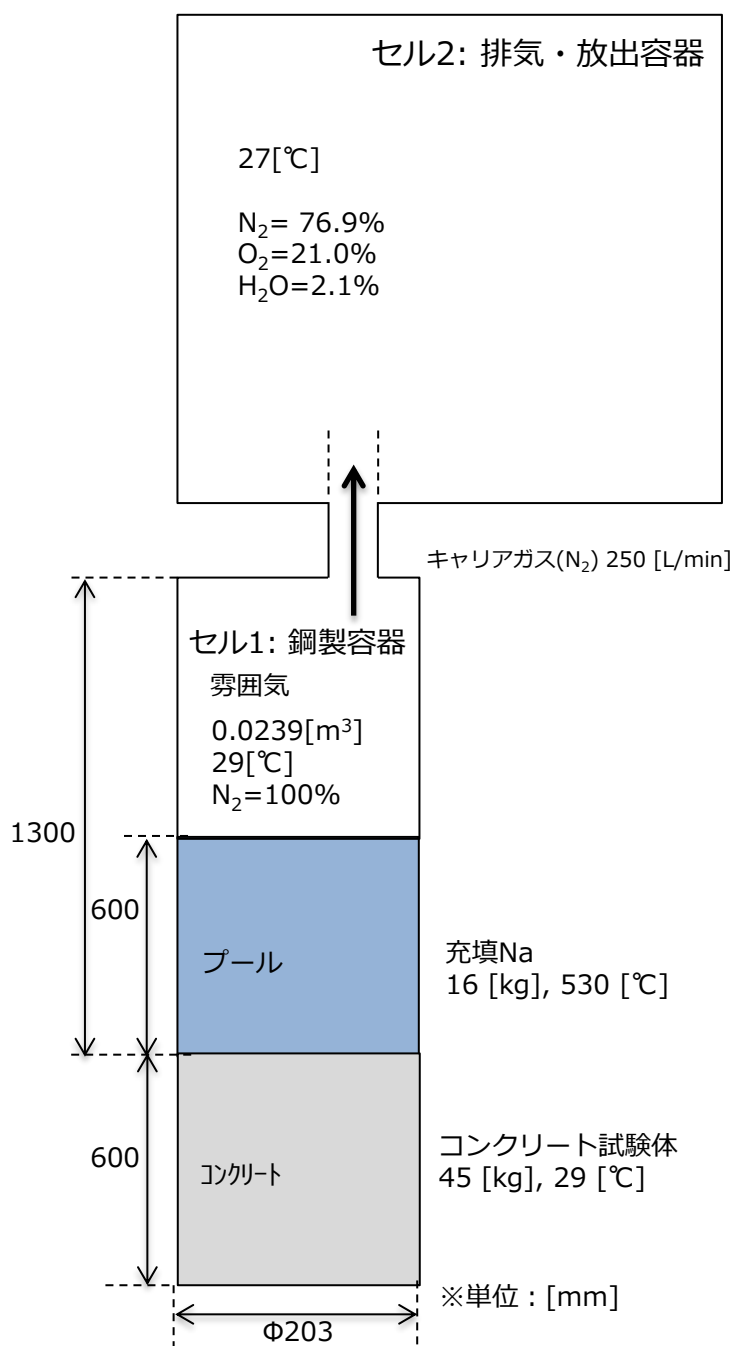
(g) 酸素濃度時刻歴変化・燃烧室／連通室



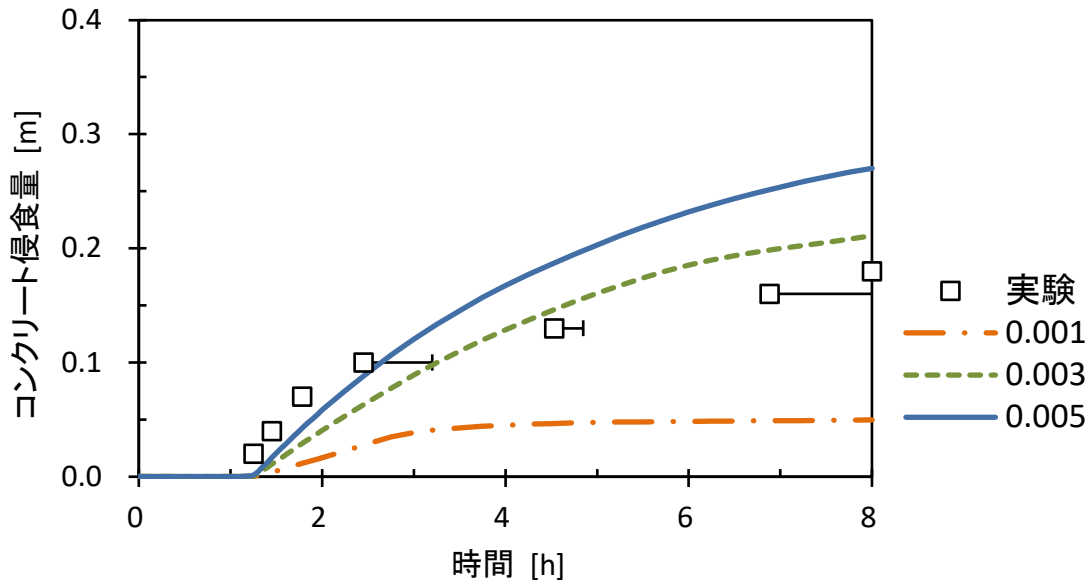
(h) エアロゾル濃度時刻歴変化・燃烧室／連通室



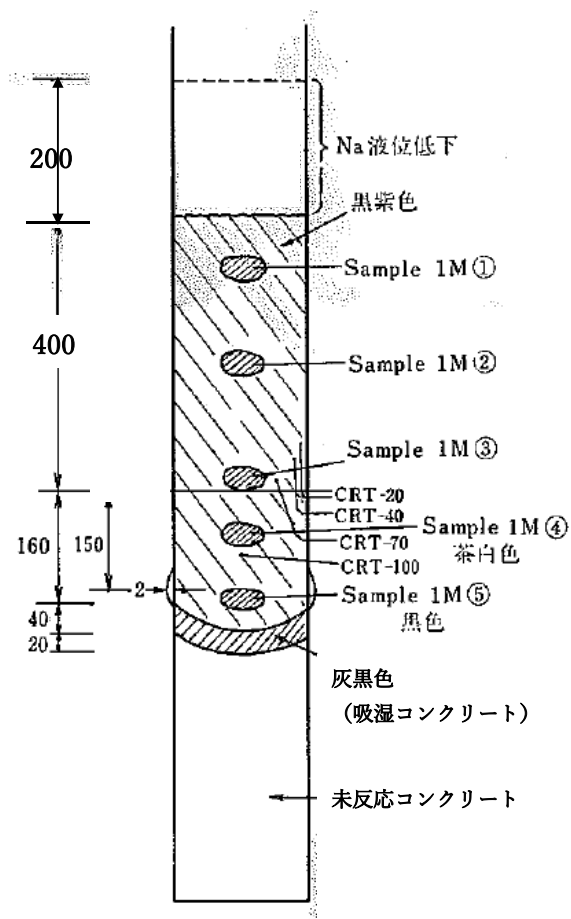
第19図 ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (III-1M)



第 20 図 CONTAIN-LMR のナトリウム-コンクリート
 反応実験 (Ⅲ-1M) の解析体系

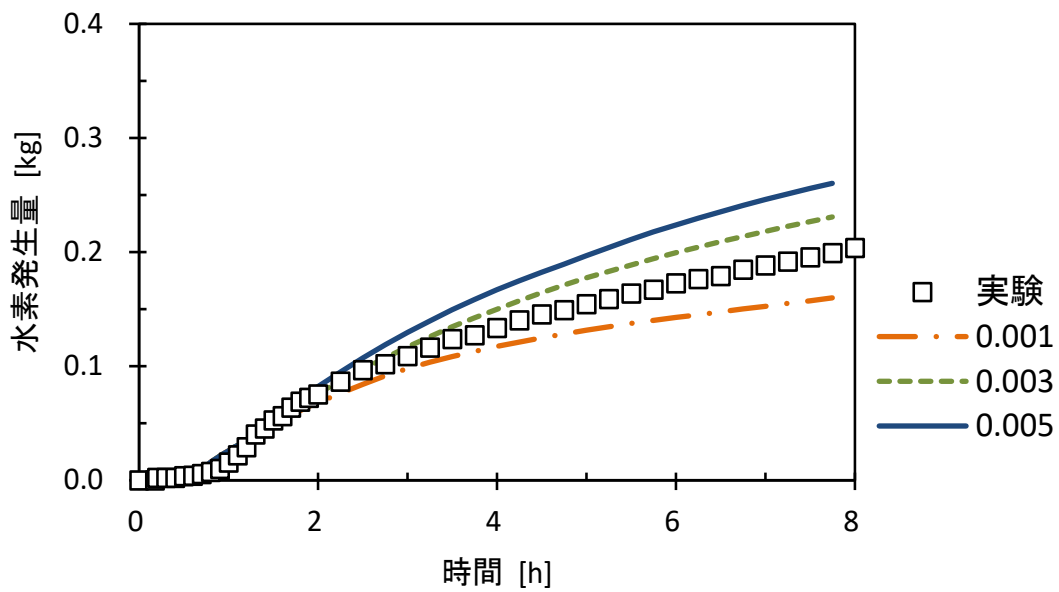


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

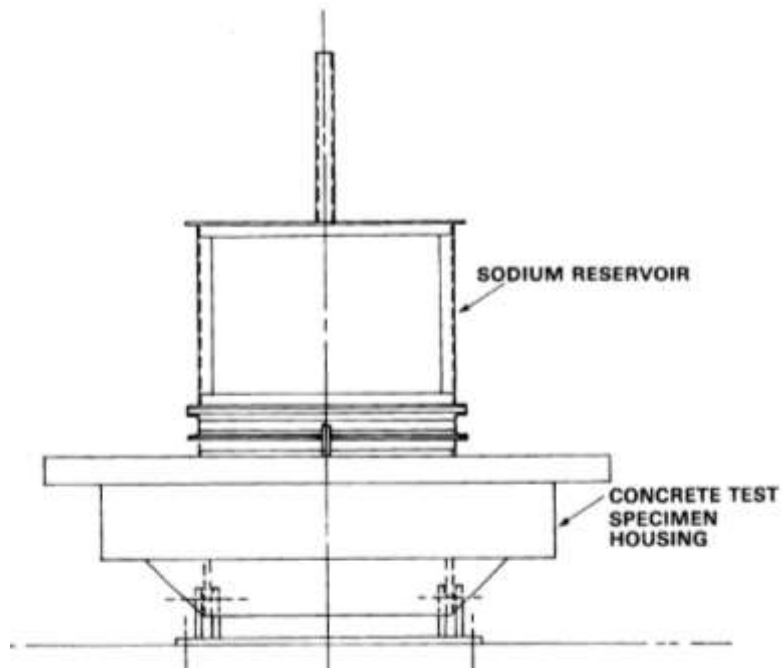


(b) 実験後のコンクリート試験体部の状況

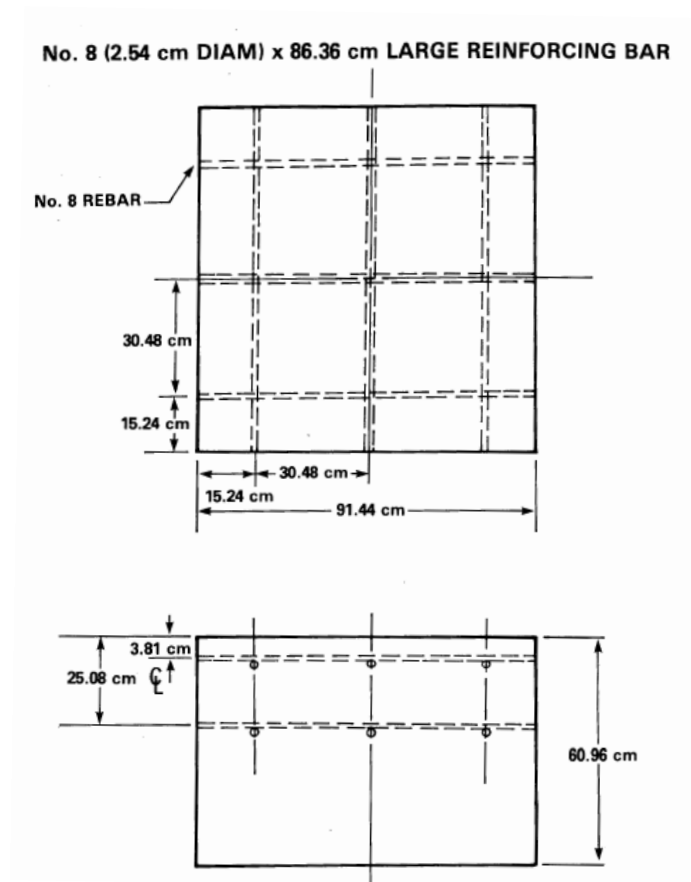
第 21 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート
反応実験(Ⅲ-1M)のコンクリート侵食量との比較



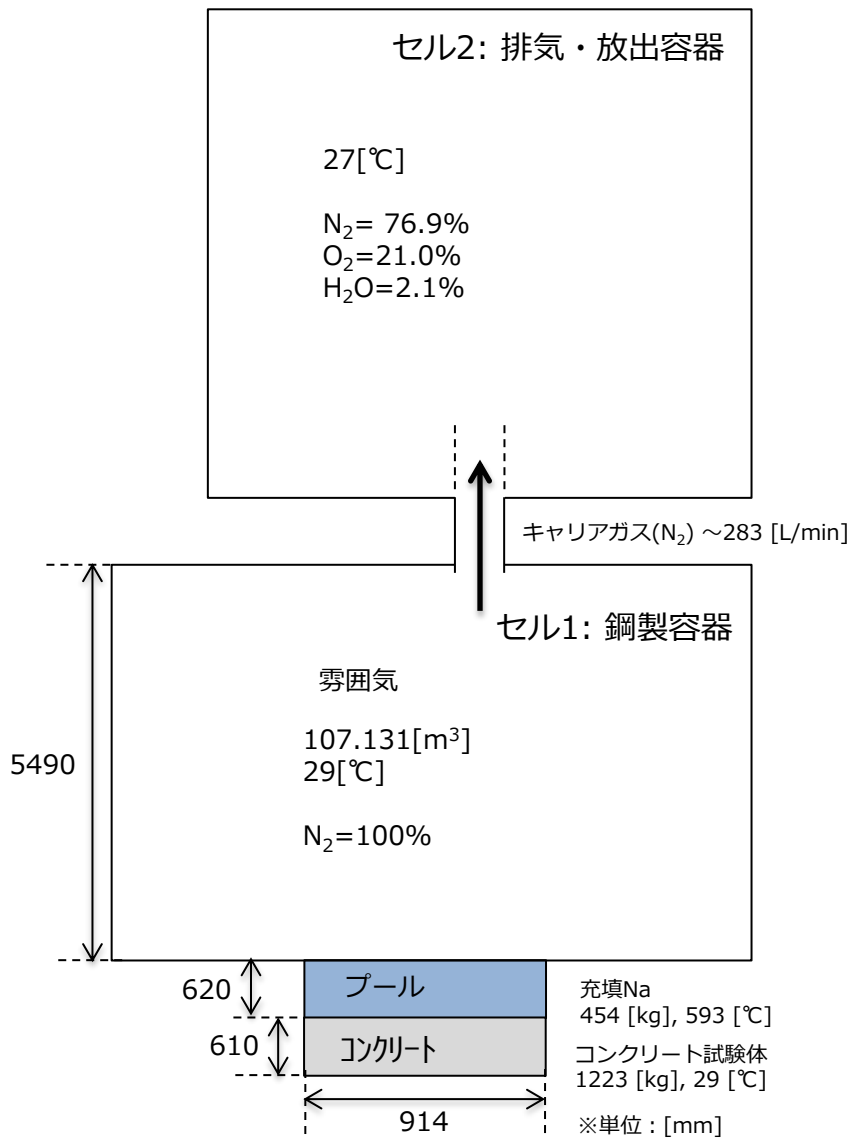
第 22 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



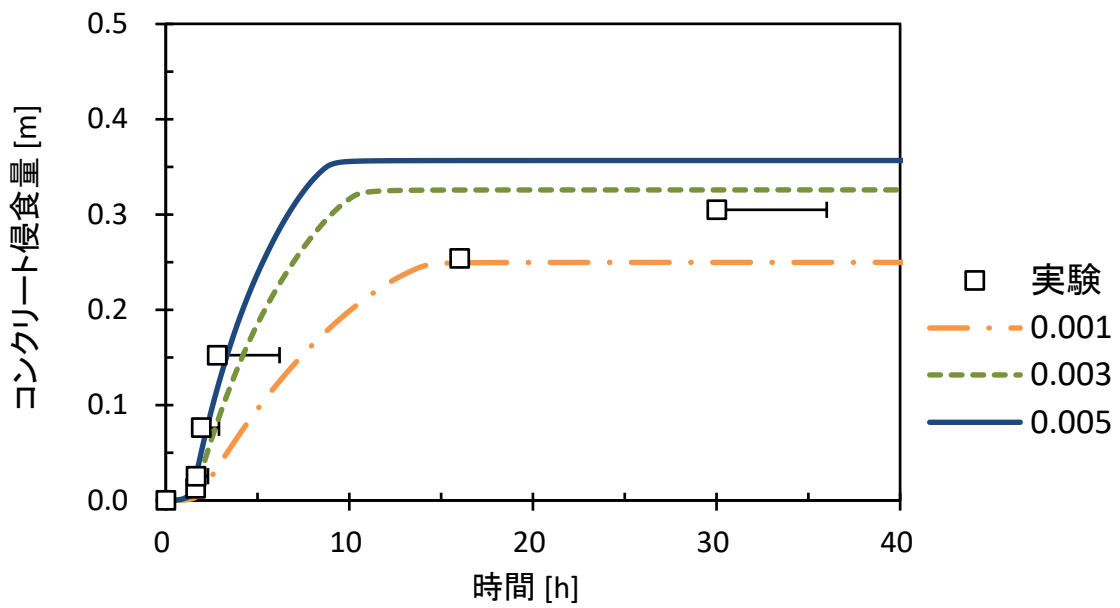
第 23 図 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (LSC-1)



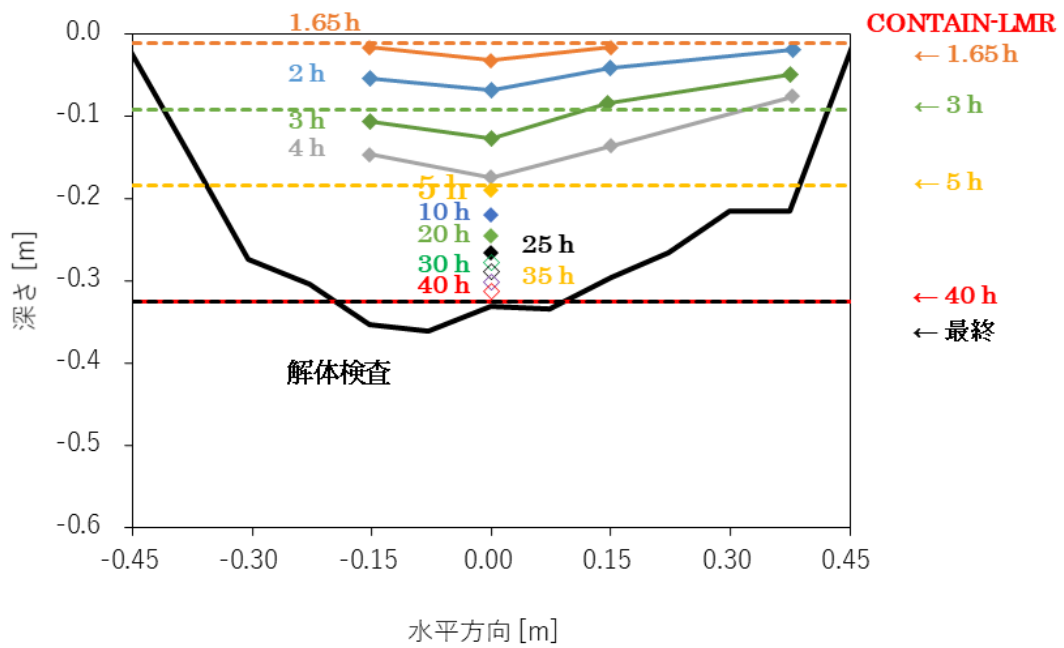
第 24 図 コンクリート試験体の概要 (LSC-1)



第 25 図 CONTAIN-LMRの大規模ナトリウム-コンクリート
反応実験 (LSC-1)の解析体系

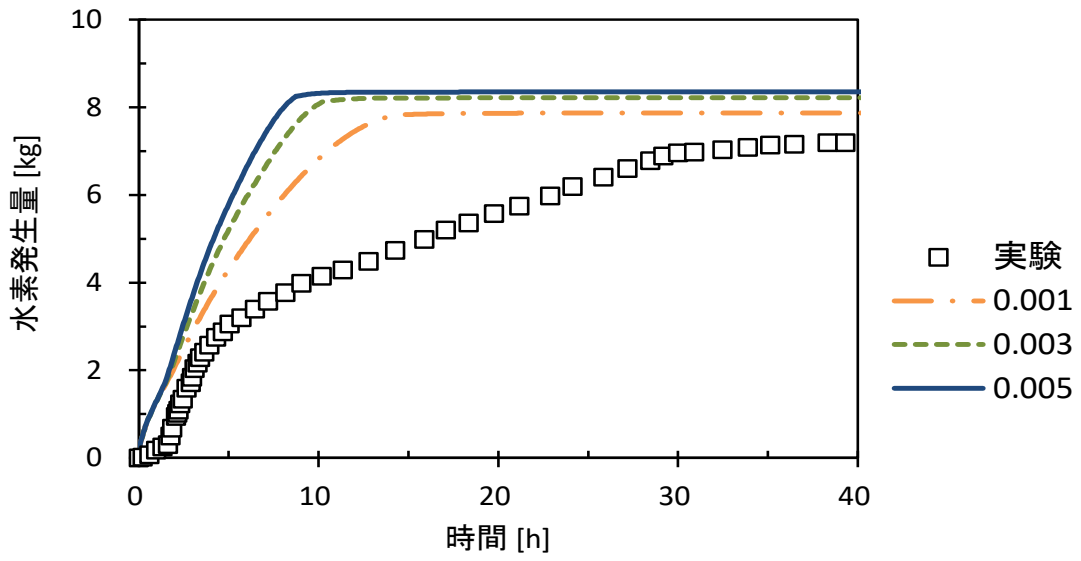


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



(b) コンクリート侵食形状の比較 (FRACV=0.003)

第26図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート反応実験(LSC-1)のコンクリート侵食量との比較



第 27 図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

参考資料 2

F L U E N T

参考 2-1

1. はじめに

商用の数値流体力学 (CFD) 計算コード F L U E N T^[1]は、様々な工学的な問題に現れる熱と流れ、化学反応、構造への伝熱等を解析するための多くの物理モデルを備えた世界的に最も多く使われている汎用の計算コードの一つである。その適用実績は、航空機の翼周り空気流動から燃焼炉内の燃焼現象、気泡塔、石油掘削プラットフォーム、半導体製造工程、クリーンルーム設計等の各種工学プラントでの解析評価等の広範囲に及んでおり、原子力プラントにおける熱流動解析にも適用例は多い。また、ナトリウム冷却高速炉プラントについても、熱流動課題の評価に使用してきた実績を有している。

以下、F L U E N Tの「常陽」への適用に当たり、格納容器破損防止措置の有効性評価における重要現象のモデル化、流体力学モデルの基礎的検証実績及びナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績について記載する。

2. 重要現象のモデル化

格納容器破損防止措置の有効性評価において、F L U E N Tは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)」の再配置・冷却過程及び事象グループ「原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失 (LORL)」の炉外事象過程の解析に使用する。

ULOFの再配置・冷却過程(以下「IVR」という。)においては、原子炉容器内で再配置された炉心物質を含む放射性物質等(以下「損傷炉心物質」という。)の崩壊熱が長期にわたり安定的に除熱され、炉心部での損傷状態が拡大することがなく、また、原子炉冷却材バウンダリの温度上昇が抑制され、原子炉容器内に損傷炉心物質が保持・冷却できることを確認する。

LORLでは、格納容器破損防止措置として、安全容器内での冷却過程(以下「EVR」という。)において、原子炉容器が破損して安全容器内に流出したナトリウムや損傷炉心物質をコンクリート遮へい体冷却系により安全容器外面から冷却することで損傷炉心物質の崩壊熱が除去され、安全容器内で安定に保持・冷却できることを確認する。また、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却(以下「RVACS」という。)において、健全炉心を維持したまま、原子炉容器とリークジャケットとの間にコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを通気し、原子炉容器外面から炉心を安定に冷却できることを確認する。

これら評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象について以下のようにモデル化している。

- (1) 共通して、原子炉容器、リークジャケット、炉心構成要素及び炉内構造物の複雑な配置や幾何形状並びに構造内部の伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、この他に安全容器、遮へいグラファイト、ペDESTALコンクリート等をモデル化している。
- (2) 損傷炉心物質からの発熱及び伝熱に関して、IVRにおいては、炉心に残留した損傷炉心物質(以下「残留炉心物質」という。)が占める領域を非計算領域として設定し、非計算領域の表面に別途解析した表面熱流束の時間変化を境界条件として与え、ナトリウム等への伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、安全容器に流出した損傷炉心物質の内部発熱を考慮した解析を実施している。RVACSにおいては、健全炉心を維持し、各燃料集合体内の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を与え、崩壊熱をモデル化している。

- (3) ナトリウムの熱流動に関して、IVR 及び RVACS においては、原子炉容器内の熱流動、炉心構成要素内及び集合体ラップ管間ギャップ内の熱流動（IVR においては残留炉心物質が占める領域を除く。）の他、構造物への伝熱、幾何形状に応じた圧力損失等をモデル化している。
- (4) EVR においては、これらの他、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを安全容器とコンクリート遮へい体ライナとの間に通気することによる安全容器の冷却に関して、窒素ガスと安全容器との間の熱伝達をモデル化している。また、RVACS においては、原子炉容器とリークジャケットとの間の窒素ガス（コンクリート遮へい体冷却系）の流動伝熱をモデル化するとともに、原子炉容器とリークジャケット間の輻射伝熱を考慮している。

FLUENTを用いた IVR、EVR 及び RVACS の解析における重要現象の計算に必要な物理モデルを第 2.1 表、第 2.2 表及び第 2.3 表にそれぞれまとめて示す。FLUENTの解析では、冷却材（ナトリウム）が沸騰しない単相流の範囲を取り扱う。また、境界条件である発熱量、流量及び温度等は、時間と共に変化するが、固体と液体との相変化や物質の凝固・溶融等の複雑な多成分問題となる物理現象は含まれない。解析では、プレナム部等での対流拡散熱移行、燃料集合体内及び構造部での摩擦又は形状の変化による圧力損失、発熱体又は境界面からの熱移行、固体内の熱伝導、流体と固体（構造物）との熱伝達等に関する解析モデルを組み合わせる。

第 2.1 表 重要現象に対して必要な物理モデル (IVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む。)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部 (損傷燃料等を含む。)	燃料集合体上部の非発熱部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体中央部の残留炉心物質及びギャップ閉塞部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体下部の非発熱部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラップ管間ギャップ (非閉塞部)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持枠	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高圧プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振 止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温 パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へ いグラフィット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素 ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内 支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケッ ト（原子炉容器 との間の窒素ガ ス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱 移行	質量・運動量・エネルギー 保存式
	窒素ガス領域（下部）	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット 間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
冷却材	ナトリウム	流体	対流拡散熱 移行	質量・運動量・エネルギー 保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.2 表 重要現象に対して必要な物理モデル (EVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器 (振止部を含む。)	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	スチール領域 (損傷炉心物質による構造の熔融物)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケット (保温パネル含む。)	窒素ガス領域	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ナトリウム (下部隙間)	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
ナトリウム (下部プレナム)	ナトリウム	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
安全容器	安全容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	下部遮へいグラファイト支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	ナトリウム	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
遮へい部	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	炭素鋼板遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	冷却パス構成用ダクト等構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
ペDESTAL部	コンクリート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ペDESTAL冷却パス流路	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	保温材、遮へいリング等の構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
損傷炉心物質	損傷炉心物質	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

(* 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.3 表 重要現象に対して必要な物理モデル (RVACS)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー周辺部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部	上部遮へい体部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体上部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体下部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 1 (主炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 2 (後備炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラッパ管間ギャップ (ナトリウム)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持棒	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高压プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低压プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高压プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラフィイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
リークジャケット（原子炉容器との間の窒素ガス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	窒素ガス領域下部	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
冷却材ナトリウム	ナトリウム	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

3. 解析モデルの妥当性確認及び適用実績

3.1 基本機能検証

ANSYS 検証マニュアル^[1]では、F L U E N T の解析能力の確認及び解析結果の信頼性の確保を目的として、典型的な問題を対象に実施した検証解析事例がまとめられている。ANSYS 検証マニュアルでは、第 3.1 表に示す物理問題の分野毎に検証解析事例が整理されており、その中から、第 2.1 表から第 2.3 表を参照して本解析 (IVR、EVR 及び RVACS) で考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認するとともに、必要に応じて基本的な確認解析を行い、「常陽」を対象とする本解析への F L U E N T の適用性を確認した。

第 3.2 表に、ANSYS 検証マニュアルから抽出した IVR、EVR 及び RVACS の解析で使用する解析モデルを含む検証事例を示す。

(1) 対流拡散熱移行 (乱流モデル)

対流拡散熱移行を計算するため、乱流モデルとしてリアライザブル k-εモデル (Realizable k-εモデル)^[2]を用いている。Realizable k-εモデルを用いた検証事例として、第 3.2 表に示した「VMFL12 (波状流路内の乱流問題)」及び「VMFL27 (後方ステップ流路内の乱流問題)」にて基本機能を確認した。また、浮力が支配的となる熱流動現象に対しては、第 3.2 表に示した「VMFL9 (二重円筒内の自然対流問題)」及び「VMFL52 (高層キャビティ内の乱流自然対流問題)」にて基本機能を確認した。この他、「3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の Realizable k-εモデルの適用性を確認した。

また、時間進展に関する F L U E N T の解析機能として、第 3.2 表に示した「VMFL19 (移動壁近傍の非定常流れ)」にて基本機能を確認した。

(2) 圧力損失

「常陽」の解析では、燃料集合体のモデル化として、冷却材が占める体積と、燃料要素やワイヤスペーサ等の構造物によって占められる体積との割合 (空隙率) を設定するとともに、燃料集合体内を通過する際の圧力損失を相関式にて設定する。各集合体への空隙率及び圧力損失の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。そこで、炉心部の解析モデルを取り出し、出入口境界面を圧力境界として実施した UDF を用いた F L U E N T の解析結果について、炉心の流量配分と比較を行い、UDF で設定した圧力損失に応じた流量が F L U E N T で計算されることを確認した。

集合体ラップ管間ギャップでの圧力損失モデルとして、ギャップ部では、平行平板流れに対する層流条件での摩擦損失係数の式と、乱流条件での Blasius の式を切り替えて考慮するとともに、パッド部には、流路面積の変化による圧力損失係数を設定した。第 3.1 図に示すように「常陽」の解析で使用する炉心モデルのうちパッド部を含む集合体ラップ管間ギャップのモデルを取り出し、設定した圧力損失モデルの検証を実施した。第 3.2 図に示すように、F L U E N T の解析結果とモデル式との比較から、UDF で設定した圧力損失が F L U E N T で計算されることを確認した。なお、窒素ガス領域 (リークジャケットと原子炉容器との間) についても、集合体ラップ管間ギャップと同じモデル化としている。

(3) 炉心物質による発熱

IVR での解析において、損傷炉心物質の発熱による周囲流体への熱移行は、溶融燃料が占める領域の外面に熱流束条件を設定して、冷却材等への伝熱を考慮している。第 3.2 表に示した「VMFL2 (円管内の層流熱伝達問題)」及び「VMFL28 (急拡大流路内の乱流熱伝達)」により、基本機能を確認した。

EVR での解析において、原子炉容器下部の振れ止め構造部に堆積する損傷炉心物質の発熱は、損傷炉心物質が占める領域を固体領域として、発熱密度を与え、上方のナトリウム、下方及び側方の構造物との熱移行をモデル化する。第 3.2 表に示した「VMFL59 (複合固体内の熱伝導)」にて、発熱密度を設定した固体領域から隣接する固体領域への伝熱問題に対する基本機能を確認した。

また、健全炉心において、炉心燃料集合体の発熱は、各燃料集合体の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を設定してモデル化する。「常陽」定格運転時における健全炉心体系での各燃料集合体の炉心出力条件及び流量条件を境界条件として、原子炉容器内を対象とした F L U E N T による解析を実施し、燃料集合体出口温度との比較から、正しく計算されることを確認した。

(4) 熱伝導

構造物内部の熱伝導については、第 3.2 表に示した「VMFL50 (加熱壁近傍の非定常熱伝導問題)」にて基本機能を確認した。

(5) 熱伝達 (流体-構造間)

流体と構造物との間の熱伝達係数の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。以下に示すように、窒素ガスと構造物との熱伝達には Kays の式^[3]、ナトリウムと構造物との熱伝達には Subbotin の式^{[4], [5]}を用いる。

Kays の式^[3]

$$Nu = 0.022 Re^{0.8} Pr^{0.5} \quad (0.5 < Pr < 1.0)$$

Subbotin の式^{[4], [5]}

$$Nu = 5 + 0.025 Pe^{0.8} = 5 + 0.025 (PrRe)^{0.8} \quad (100 < Pe < 20000)$$

- L : 代表長さ [m]
- Nu : ヌッセルト数 ($Nu = hL/\lambda$) [-]
- Pe : ペクレ数 ($Pe = PrRe$) [-]
- Pr : プラントル数 ($Pr = c_p\mu/\lambda$) [-]
- Re : レイノルズ数 ($Re = \rho VL/\mu$) [-]
- V : 代表流速 ($V = [(u^2 + v^2 + w^2)/\gamma]^{0.5}$) [m/s]
- c_p : 流体比熱 [J/(kgK)]
- u, v, w : セル中心での流速の (x, y, z) 成分

γ	: 空隙率[-]
λ	: 流体熱伝導率[W/(mK)]
ρ	: 流体密度[kg/m ³]
μ	: 流体粘度[Pas]

なお、Subbotin の式について、ナトリウムのプラントル数は約 0.004、レイノルズ数は最大でも 10⁵ のオーダーとなることから、適用範囲の上限を満足している。また、Kays の式について、対象とする窒素ガスのプラントル数は約 0.7 であり、適用範囲を満足している。ただし、流速が遅い場合、相関式から算出される熱伝達率が熱伝導による伝熱を下回る場合がある。流速が遅い場合でも熱伝導による熱移行は確保されるため、計算セルの入熱面からセル中心までの距離 (Δy [m]) を用いて、以下に示すように熱伝達係数を評価している。

$$h = \max \left[\frac{Nu\lambda}{L}, \frac{\lambda}{\Delta y} \right]$$

第 3.3 図に示す基礎的な 2 次元熱伝達問題を設定し、第 3.3 表に示す解析条件に対して UDF を用いた F L U E N T での検証解析を行い、第 3.3 図 (a) 及び (b) に示すように UDF を用いた F L U E N T による解析結果とモデル式との比較により、UDF による設定が正しく計算されることを確認した。

(6) 熱伝達（構造物間の輻射）

ガス領域を含む構造体間の輻射伝熱には、計算負荷及び適用事例等から、F L U E N T に内蔵されている S2S モデル^[6]を使用した。第 3.2 表に示した「VMFL61（二重円筒内の放射伝熱問題）」により基本機能の確認を行った他、「3.2.4 その他の適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の S2S モデルの適用性を確認した。

第 3.1 表 ANSYS 検証マニュアルで示される物理問題

項 目		抽出対象	対象事象		
			IVR	EVR	RVACS
Steady/Unsteady	定常/非定常	○	○	○	○
Laminar/Turbulent (*1)	層流/乱流 (*1)	○	○	○	○
Thermal/Isothermal	非等温/等温	○	○	○	○
External Forces (*2)	外力 (*2)	○	○	○	○
Compressible	圧縮性流体	—	—	—	—
Radiation	輻射伝熱	○	—	—	○
Multi-species	多成分流	—	—	—	—
Reacting	化学反応	—	—	—	—
Multi-phase	混相流	—	—	—	—
Phase-change	相変化	—	—	—	—
Moving Frame	移動メッシュ	—	—	—	—

(*1) 乱流遷移問題 (Trans. Turbulence) 含む。

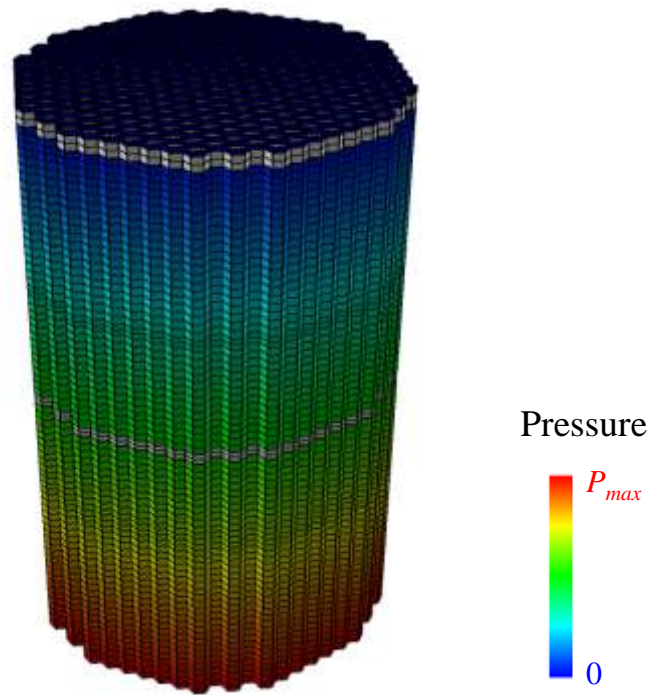
(*2) 浮力 (buoyancy force) に着目

第 3.2 表 主な検証事例 (ANSYS 検証マニュアルからの抜粋)

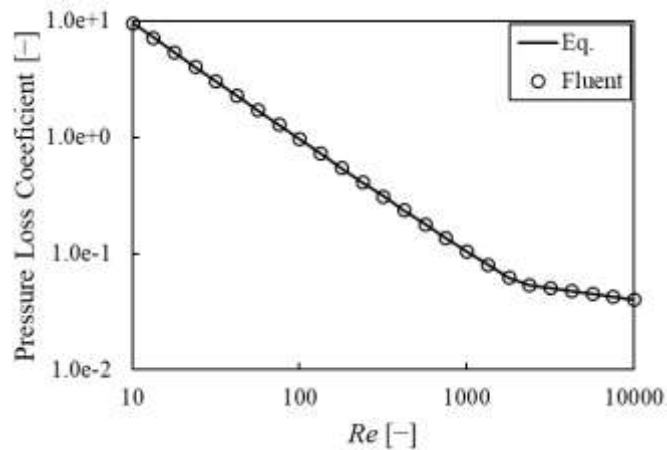
番号	問題	座標系	定常/ 非定常	流体 (層流/ 乱流) / 固体	等温/ 非等温	熱伝達	備考
VMFL 2	円管内の層流熱伝達問題	軸対称	定常	層流	非等温	壁面熱流束一定	水銀 (作動流体)
VMFL 9	二重円筒内の自然対流問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	非圧縮性理想気体 (作動流体)
VMFL 12	波状流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	
VMFL 19	移動壁近傍の非定常流れ問題	2次元	非定常	層流	等温	—	
VMFL 27	後方ステップ流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	Re _H =37,400 (代表長さはステップ高さ)
VMFL 28	急拡大流路内の乱流熱伝達	軸対称	定常	乱流 (SST k-omega)	非等温	壁面熱流束一定	空気 (作動流体)
VMFL 50	加熱壁近傍の非定常熱伝導問題	2次元	非定常	固体熱伝導	非等温	壁面熱流束一定	銅 (2分後の温度変化を比較)
VMFL 52	高層キャビティ内の乱流自然対流問題	2次元	定常	乱流 (レイノルズ応力モデル)	非等温	等温壁	ブシネスク近似
VMFL 59	複合固体内の熱伝導	2次元	定常	固体熱伝導 (2物質)	非等温	第1物質に発熱密度を設定	熱物性の異なる2物質間の伝熱
VMFL 61	二重円筒内の放射伝熱問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	空気を作動流体とする輻射伝熱 (S2Sモデル)

第 3.3 表 2 次元熱伝達解析条件

項目	空気	ナトリウム
熱伝達相関式	Kays の式	Subbotin の式
検証範囲 [-]	$Re = 10^1 \sim 10^6$	$Pe = 10^1 \sim 10^6$
流入温度 T_{in} [K]	300	573.15 (300°C)
固体温度 T_s [K]	400	673.15 (400°C)

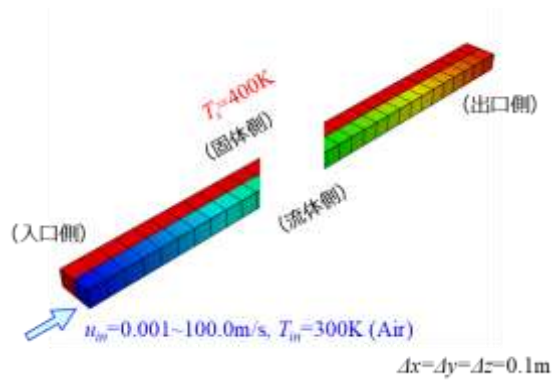


第 3.1 図 集合体間ギャップ部の圧力損失モデルの検証体系
(灰色で着色した領域が集合体間パッド部)

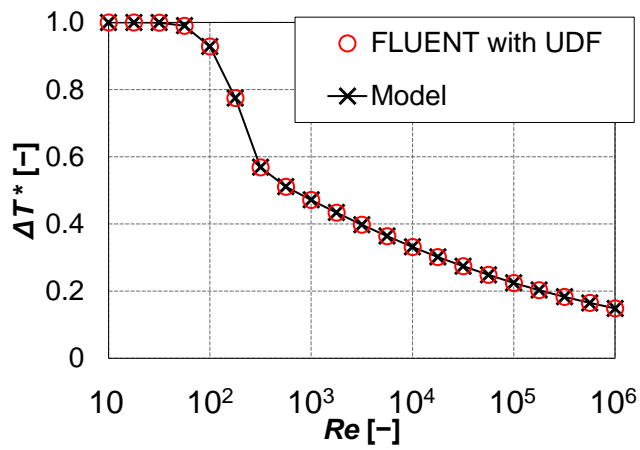


第 3.2 図 圧力損失係数の比較 (集合体間ギャップ部+パッド部)

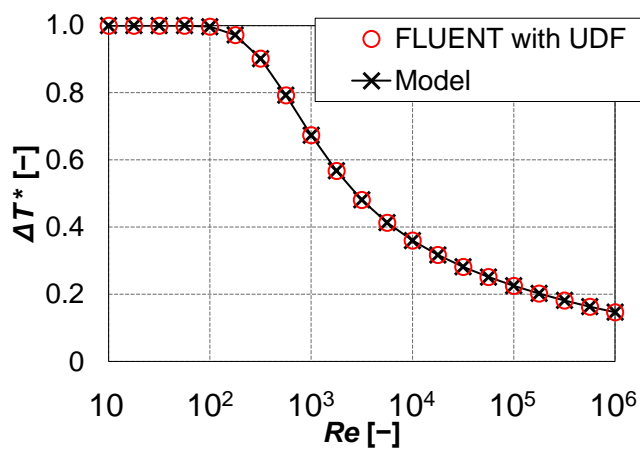
参考 2-15



第 3.3 図 熱伝達相間式の設定に係る 2 次元熱伝達検証問題



(a) Kays の式 (空気)



(b) Subbotin の式 (ナトリウム)

第 3.4 図 温度上昇値の比較

(規格化温度上昇: $\Delta T^* = (T_{out} - T_{in}) / (T_s - T_{in})$)

3.2 FLUENTの適用事例

前節で述べた基本機能検証に加え、複数の基本機能を同時に使用する、より実用的なFLUENTの適用事例として、原子力プラントの安全解析をはじめとする適用事例を調査し、使用実績等から、その妥当性を確認した。以下、適用事例についてその概要を示す。

3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例

OECD/NEA ROSA プロジェクトの一環として、日本原子力研究開発機構（以下「原子力機構」という。）の大型非定常試験装置 LSTF における PTS（加圧熱衝撃）発生時における ECCS 水注入時の低温側配管（コールドレグ配管）内での温度成層化試験解析が行われている^[7]、^[8]、^[9]。解析体系は、ECCS 配管とコールドレグ配管及びダウンカマの一部であり、上流側で流速及び温度を境界条件として与えている。

増原らの解析^[7]、^[8]では、流体は液単相で、解析メッシュは約 60 万又は約 120 万の六面体要素である。解析手順は、コールドレグ配管の上流側に流速、温度を境界条件として与え、定常状態になった後、実験同様、ECCS 配管より低温水が 100 秒間注入されている。第 3.5 図に ECCS 水注入後の配管内の冷却水温度分布の結果を示す^[7]。配管下部で低温水が流れ、温度成層化を確認できる。Realizable k- ϵ モデルにおける解析温度と測定温度との比較から、両者はよく一致していることが分かる。他の乱流モデルの標準偏差（予測精度）の比較を第 3.4 表に示す。乱流モデルとしては、Realizable k- ϵ モデルが最良で、比較的メッシュ数の少ない約 60 万メッシュの解析でも精度は良好であった。

また、T. Farkas ら^[9]は、FLUENTを用いて、約 67 万の六面体要素で構成される体系で解析を行い、乱流モデルとして、標準 k- ϵ モデル（Standard k- ϵ モデル）、Realizable k- ϵ モデル、レイノルズ応力モデル（Reynolds Stress Model (RSM)）での比較を行っている。第 3.6 図に乱流モデルによるコールドレグ配管内での温度分布の違いを示し、第 3.7 図及び第 3.8 図に、異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較について、それぞれ異なる位置（TE-2B 及び TE-3B）での比較を示す。第 3.7 図に示す注水口近くで高低温水の混合現象が顕著となる TE-2B での温度分布は、Realizable k- ϵ モデルで温度成層の様子を良く表していることが分かる。

以上から、「3.1（1）対流拡散熱移行（乱流モデル）」での基本機能検証と合わせて、Realizable k- ϵ モデルは、原子炉容器内の流体混合現象の解析への適用性が高いことを確認した。

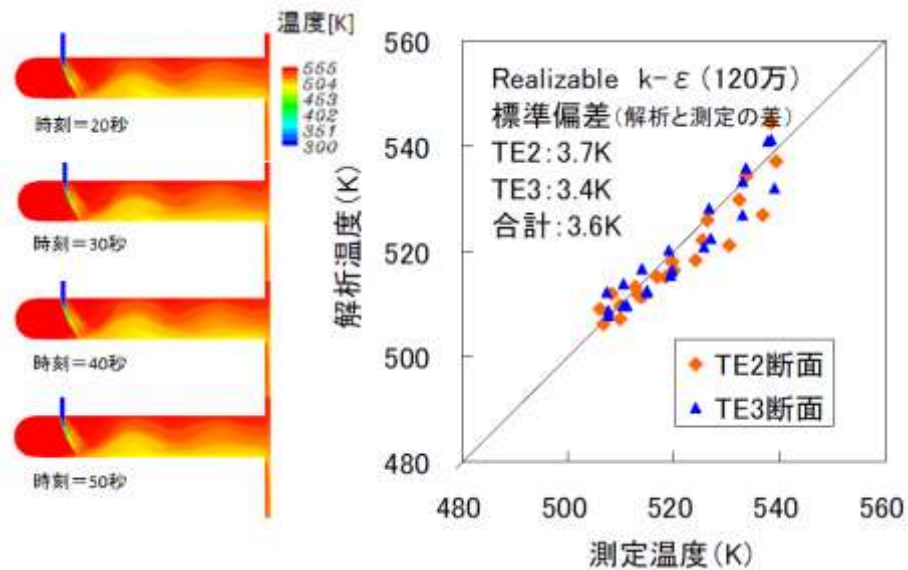
第 3.4 表 配管温度成層化解析における予測精度の比較

(出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
(2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (表 1))

単位:K

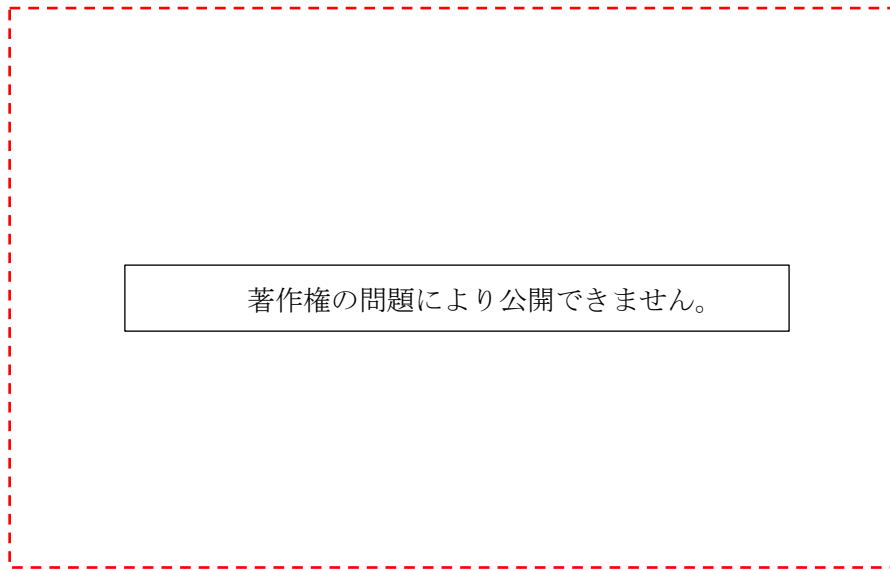
メッシュ数	断面位置	層流	標準K-ε	Realizable	RNG k-ε (非旋回)	RNG k-ε (旋回)
60万	TE2	4.1	4.6	3.7	10.3	12.7
	TE3	4.6	4.9	3.9	9.9	13.0
	小計	4.3	4.8	3.8	10.0	12.7
120万	TE2	10.9	5.3	3.7	11.2	-
	TE3	4.3	3.6	3.4	4.6	-
	小計	8.2	4.5	3.6	8.4	-

注) 表中の断面位置については文献[3]の図 1 を参照のこと



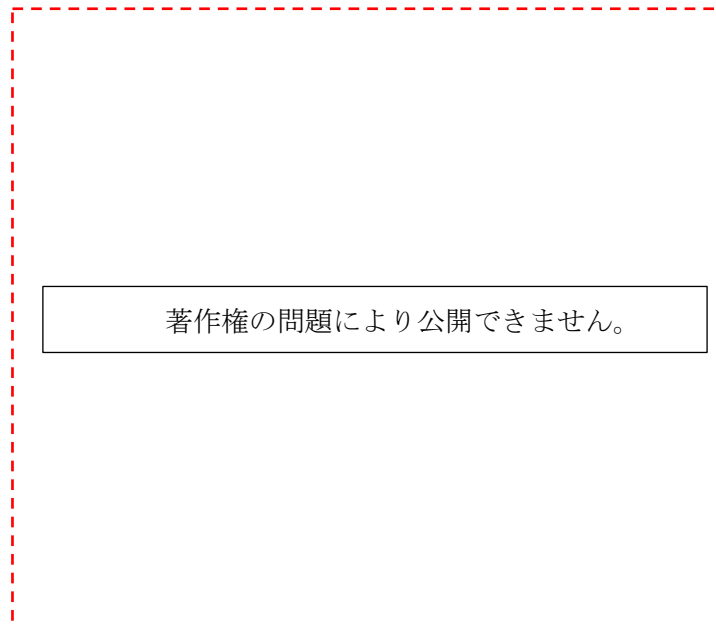
(出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
(2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (図 2))

第 3.5 図 Realizable k-ε モデルによる解析温度と測定温度の比較



(出典 : T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp. 2169-2175, Fig. 9 (2010).)

第 3.6 図 乱流モデルによるコールドレグでの温度分布の比較



(出典 : T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp. 2169-2175, Fig. 10 (2010).)

第 3.7 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-2B の位置)

著作権の問題により公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp. 2169-2175, Fig. 11 (2010).)

第 3.8 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-3B の位置)

3.2.2 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国外)

ナトリウム冷却高速炉分野における F L U E N T の適用事例を確認した。CFD コードの適用研究の一環として、構造物を介する共役熱伝達モデルを用い、プール型ナトリウム冷却高速炉の中間熱交換器内の伝熱流動現象の予測評価^[10]が行われている。また、ワイヤスペーサ付きの燃料要素を束ねた燃料集合体内の詳細な熱流動評価が行われ、19 本の燃料要素で構成される燃料集合体体系での圧力損失の実験結果との良い一致が報告されている^[11]。この他にも、溶融燃料を模擬したコリウム (ZrO_2-UO_2) と原子炉容器壁との相互作用を対象とした、原子炉容器下部での温度評価^[12]が行われている。

このように、ナトリウム冷却高速炉での熱流動に関連する解析に適用された実績を有し、熱流動現象解析への適用性が高いことを確認した。

3.2.3 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国内)

国内では、自然循環崩壊熱除去時の炉心冷却特性評価のための原子炉容器内の多次元熱流動解析評価手法の整備を目的として、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器、1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したナトリウム試験装置 (PLANDTL-1^[13]、^[14]、^[15] 及び PLANDTL-2^[16]、^[17]) を対象とした試験解析が行われている。これまでに、原子炉容器内の上部プレナム部に設置された崩壊熱除去システムを模擬した炉内冷却器からの低温流体が、炉心を構成する燃料集合体のラップ管間ギャップに潜り込んで炉心を冷却する効果大きいことが指摘されている。この燃料集合体間の狭いギャップの流れ (以下「インターラップフロー」という。) によ

る炉心内熱流動挙動を精度よく予測するための解析モデルの検討が行われ、インターラップフローを含む炉心部の熱流動と上部プレナム内の熱的な相互作用によって生じる原子炉容器内の複雑な熱流動現象について再現可能であることが示されている。

以下では、代表事例として、崩壊熱除去時の炉心熱流動現象に関する解析への適用事例^[15]について概説する。

原子力機構では、ナトリウム冷却高速炉の上部プレナム内に、冷却器を直接浸漬させた浸漬型 DHX の運転による崩壊熱除去時の炉心冷却特性を評価するため、F L U E N T を用いた炉内熱流動解析手法の整備を行っている。既存のナトリウム試験 (PLANDTL-1) を対象とし、炉心部の冷却挙動と関係する重要な現象として知られるインターラップフローの再現性に着目した解析モデルの検討を行っている。

第 3.9 図 (a) 及び (b) に、PLANDTL-1 の解析モデルの概略図を示す。PLANDTL-1 は、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器を含む 1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したループ構成となっている (水・蒸気系は模擬せず空気冷却器を設置)。模擬炉心部は 7 体の模擬燃料集合体 (集合体) で構成され、中心集合体のみ 37 本の電気ヒータで発熱を模擬した模擬燃料要素で構成され、周辺集合体は 7 本の模擬燃料ピンで構成されている (第 3.9 図 (b) 参照)。この解析では、第 3.9 図 (a) に示すように、模擬炉心部と上部プレナム、浸漬型 DHX で構成される原子炉容器部を対象に、メッシュ分割を行って解析モデルが構築されている。全解析メッシュ数は約 430 万である。

本解析では、第 3.9 図 (b) に示すように、集合体ラップ管間ギャップのモデル化に着目し、以下のケースで比較を行っている。

- ① ギャップ内の流速分布を表現できるよう 6 メッシュで分割して集合体外面で滑りなし条件を課し、ギャップ部のナトリウムと集合体ラップ管との熱伝導による伝熱を設定した基準ケース (CFD-NL)
- ② ①とメッシュ分割は同じであるが、計算負荷の観点からギャップ部を少ないメッシュ分割とした場合に適用するため、平行平板間の圧力損失相関式と壁面を滑り条件としたケース (CFD-FC)

共通条件として、集合体内及び集合体ラップ管間ギャップのナトリウムとラップ管との熱伝達は相関式 (Subbotin の式) で評価している。

また、集合体内もメッシュ分割されており、層流領域かつ壁面を滑り条件として、各サブチャンネルにおける圧力損失及び熱拡散の効果を Cheng & Todreas 相関式で考慮している^{[13]、[14]}。プレナム部については、壁面を改良型壁処理 (EWT) とし、浮力の効果を考慮した Realizable k-εモデルを適用している。

第 3.10 図 (a) に準定常状態となるナトリウム温度の鉛直断面分布を示す。浸漬型 DHX の先端ノズルから低温ナトリウムが流出し、上部プレナムの下部に溜まった後、炉心部上端の周辺部から集合体内及び集合体ラップ管間ギャップに流入して、インターラップフローが生じる。この低温ナト

リウムの流れによって、炉心部が冷却されることになる。炉心中心部からは高温ナトリウムがプルーム状に立ち上がり、上部プレナム部の上方から、浸漬型 DHX の入口窓に流入する。第 3.10 図 (b) 及び (c) に、模擬炉心部の発熱領域の下端部 (B)、中央部 (M)、上端部 (T) での水平方向温度分布について、集合体の入口温度からの時間平均温度上昇を、ヒータ出力と質量流量から計算される集合体出入口間の推定温度上昇幅 ΔT_e (242.93°C) で規格化した解析結果と試験結果の比較を示す。横軸は炉心中心部からの距離を集合体中心間距離 ($L=78\text{mm}$) で規格化されている。解析結果は、集合体ラップ管間ギャップでの温度低下と集合体中心部での温度上昇、炉心内での特徴的な空間分布となる試験結果をおおむね再現している。集合体ラップ管間ギャップのモデル化については、精緻に扱う解析モデル (CFD-NL) と実用性を考慮した相関式ベースの解析モデル (CFD-FC) との比較では、計算結果に大きな差異は見られず、相関式ベースの解析モデルの妥当性が示されている。

このように、FLUENT は、ナトリウム冷却高速炉における自然循環崩壊熱除去システム運用時の原子炉容器内の熱流動解析ツールとして、上部プレナムと炉心部との熱的な相互作用により生じるインターラップフローによる炉心冷却特性の把握や、集合体内温度分布予測解析へ適用できることを確認した。

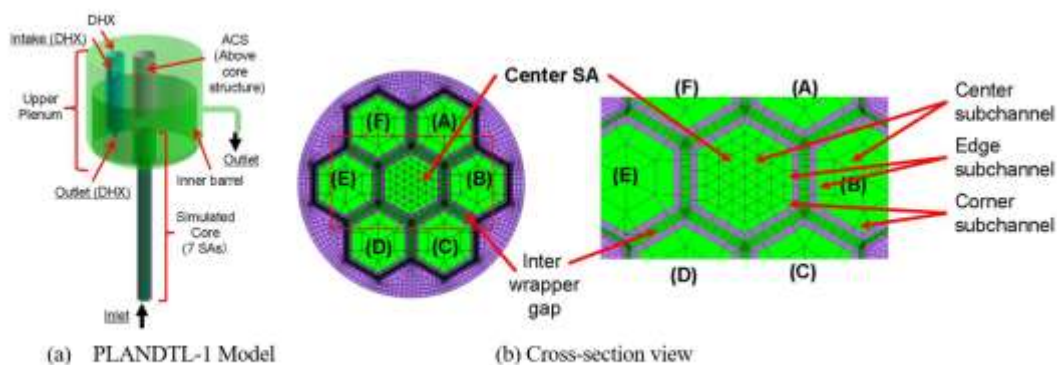


Fig. 1 Numerical model and mesh arrangement in the core for PLANTDL-1 sodium test apparatus.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討)」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304。(Fig.1))

第 3.9 図 ナトリウム試験装置 (PLANTDL-1) の解析モデル

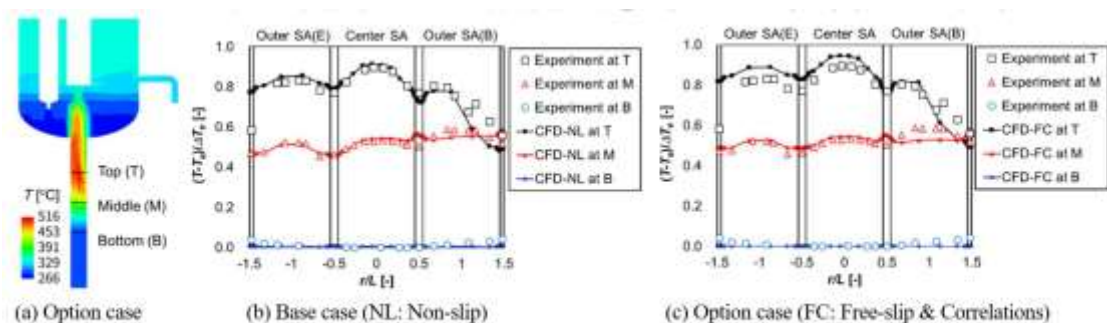


Fig. 2 Comparison between experimental results and numerical results of the base and optional cases.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備（燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討）」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304. (Fig. 2))

第 3.10 図 炉心部における水平断面ナトリウム温度分布

3.2.4 その他の適用事例（輻射伝熱解析）

(1) 原子力分野での適用例

使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析用コード（S-FOKS）整備の一環として、FLUENTのS2Sモデル及びD0モデルが選定され、解析コード間での輻射モデルの違いによる比較が行われている^[18]。その結果、第3.5表に示すとおり、それぞれ同等の結果が得られることが確認され、計算負荷の観点からS2Sモデルが有用であることが示されている。

(2) 原子力分野以外の適用性

原子力分野以外では、鋼の連続鋳造時における赤熱したスラブから放射される輻射排熱を活用した熱電発電性能評価に関する解析がFLUENTのS2Sモデルを用いて行われており^[19]、第3.11図に示すように、熱電発電ユニットの出力密度の実験結果と解析結果が良い一致を示すことが報告されている。

第 3.5 表 使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析結果の比較
 (出典：片山、赤松、南、使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析（ふく射モデル
 による実規模建屋内の温度解析の比較）、日本原子力学会「2010 年秋の大会」、
 北海道大学、2010 年 9 月、J04.)

ふく射モデル	S-FOKS コード	S2S モデル	DO モデル	(ふく射なし)
キャスク表面最高温度	87.9℃	88.1℃	87.6℃	—
コンクリート最高温度*	62.2℃	63.0℃	63.5℃	—
計算時間/反復数	11.7 時間/443 回	141.8 時間/602 回	103.9 時間/617 回	28.7 時間/1557 回
必要な計算機記憶容量	14.2G B	12.8G B	21.5G B	12.0G B
連続則残差	-0.006%	-0.005%	0.019%	-0.005%

*コンクリート最高温度はいずれの解析でも支柱表面で見られた。

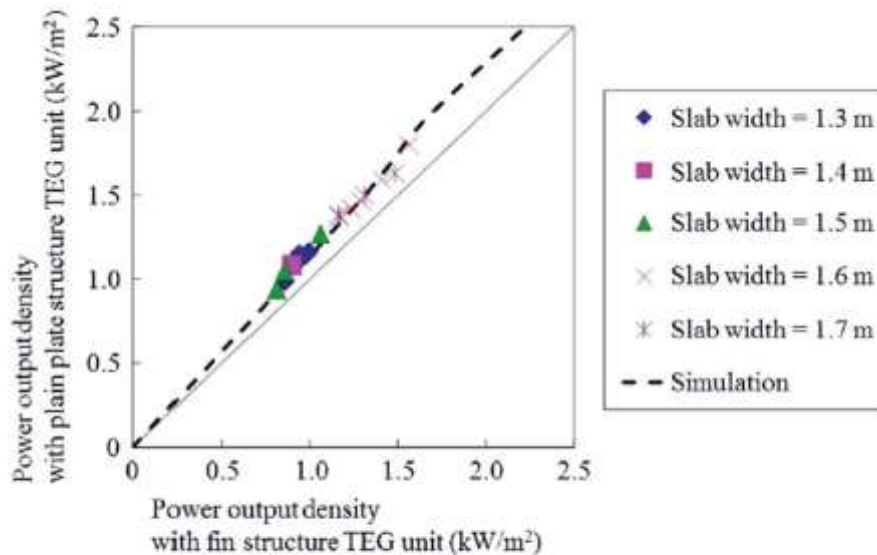


Fig. 17. Relationship between power output of TEG unit of the heat collection plate with fin structure and with plain plate structure. (Online version in color.)

(出典：黒木、堤、村井、梶原、牧野、八馬、鷺見、連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響、鉄と鋼、第 104 巻第 10 号、2018 年、78-87. (Fig. 17))

第 3.11 図 熱電発電ユニットの出力密度の実験結果（マーカー）と解析結果（点線）の比較

4. まとめ

以上のように、FLUENTの「常陽」への適用に向けて、格納容器破損防止措置の有効性評価における評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象のモデル化について示し、考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認した。また、FLUENTは、航空宇宙、自動車、各種工業プラントなどの様々な分野における使用実績を有しており、ナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績等から、その妥当性を確認した。

よって、FLUENTは、有効性評価の解析で必要となる構造と流体間の熱伝達等の基本機能を含めた伝熱流動現象への解析機能を有し、適用性を有するものと判断した。

5. 参考文献

- [1] ANSYS, Inc., ANSYS Fluid Dynamics Verification Manual, Release 15.0, (2013).
- [2] T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, A New k- ϵ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation, *Computers Fluids*, 24(3), (1995), pp.227-238.
- [3] 日本機械学会, 伝熱工学資料 (改訂第5版), 日本機械学会, (2009), p.46.
- [4] V. I. Subbotin, A. K. Papovyants, P. L. Kirillov, and N. N. Ivanovskii, A study of heat transfer to molten sodium in tubes, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.991-994.
- [5] P. L. Kirilov, Generalization of experimental data on heat transfer in molten metals, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.1103-1106.
- [6] ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Release 18.1, (2017), pp.155-157.
- [7] 増原, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析, 日本原子力学会 2008 年秋の大会, 2008 年 9 月 4~6 日, 高知工科大学, (2008), E28.
- [8] 増原, 市川, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析 (2) 乱流モデルの適用性の検討, 日本原子力学会 2009 年秋の大会, 2009 年 9 月 16~18 日, 東北大学, (2009), C11.
- [9] T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, *Nuclear Engineering and Design*, 240, (2010), pp.2169-2175.
- [10] X. Zhang, P. Tseng, M. Saeed, and J. Yu, A CFD-based simulation of fluid flow and heat transfer in the Intermediate Heat Exchanger of sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 109, (2017), pp.529-537.
- [11] J. Chen, D. Zhang, P. Song, X. Wang, S. Wang, Y. Liang, S. Qiu, Y. Zhang, M. Wang, G.H. Su, CFD investigation on thermal-hydraulic behaviors of a wire-wrapped fuel subassembly for sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 113, (2018) pp.256-269.
- [12] B. Farges and N. Goreaud, CFD Simulation of Corium / Materials Interaction for Severe Accidents, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, FR17, 26-29 June, Yekaterinburg, Russian Federation, (2017), IAEA CN245-530.
- [13] 浜瀬, 今井, 菊地, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (1) ポーラスボディモデルを用いたサブチャンネル CFD 解析の適用性確認, 日本原子力学会 2019 年春の年会, (2019), 3I08.
- [14] 浜瀬, 今井, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (低流量条件での燃料集合体単体に対するサブチャンネル CFD 解析手法の適用), 日本機械学会 2020 年度年次大会, (2020), S08111.
- [15] 田中, 菊地, 浜瀬, 村上, 藤崎, 今井, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討), 日本機械学会茨城講演会, (2020), 304.
- [16] A. Ono, M. Tanaka, Y. Miyake, E. Hamase, and T. Ezure, Preliminary analysis of sodium

experimental apparatus PLANDTL-2 for development of evaluation method for thermal-hydraulics in reactor vessel of sodium fast reactor under decay heat removal system operation condition, Bulletin of the JSME Mechanical Engineering Journal, 7(3), (2020), pp1-11.

- [17] 田中, 小野, 浜瀬, 江連, 三宅, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 ～ナトリウム試験装置 PLANDTL-2 の模擬炉容器内熱流動予備解析～, 日本機械学会茨城講演会, (2018), 307.
- [18] 片山, 赤松, 南, 使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析 (ふく射モデルによる実規模建屋内の温度解析の比較), 日本原子力学会 2010 年秋の大会, 北海道大学, (2010), J04.
- [19] 黒木, 堤, 村井, 梶原, 牧野, 八馬, 鷺見, 連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響, 鉄と鋼, 第 104 巻第 10 号, (2018), pp. 78-87.

参考資料 3

各計算コード間のデータ引継ぎ

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する各計算コード間のデータ引継ぎ方法について述べる。

2. 有効性評価に適用する計算コードの関係

ULOF 及び UTOP における事象の進展を第 2.1 図に示す。ULOF 及び UTOP の評価事故シーケンスに対する有効性評価においては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。事故の開始からラップ管内で炉心燃料が溶融するまでの過程を起因過程と呼び、この過程を SAS4A で解析する。その後、ラップ管の溶融から炉心溶融が全炉心規模に進展する過程を遷移過程と呼び、この過程を SIMMER-IV で解析する。起因過程又は遷移過程において、即発臨界超過により大きなエネルギー放出がある場合には、機械的応答過程において、機械的エネルギーの発生、原子炉容器の構造応答及び回転プラグの応答とナトリウム噴出を、それぞれ SIMMER-IV、AUTODYN 及び PLUG で解析する。噴出ナトリウムに対する格納容器応答は、CONTAIN-LMR で解析する。機械的エネルギーの発生の有無にかかわらず、溶融炉心物質の移行・再配置と、その後の長期冷却を再配置・冷却過程にて解析する。再配置・冷却過程の解析では、炉心損傷時の 1 次主冷却系流量等の境界条件を Super-COPD により解析する。また、上部プレナム及び下部プレナムに形成されるデブリベッドの冷却過程については、Super-COPD のデブリ熱計算モジュール及び伝熱計算モデルで解析する。さらに、炉心物質の再配置場所から周辺の冷却材への熱移行及び原子炉容器内での熱流動挙動を FLUENT により解析する。

評価事故シーケンスの事象進展に沿った解析を実施するには、先行する過程の計算コードの解析結果を後続する過程を解析する計算コードへ引き継ぐ必要がある。また、再配置・冷却過程の解析のように、各現象の解析を行うための境界条件を Super-COPD が解析する等、ある計算コードの空間的・時間的な境界条件を別の計算コードから引き継ぐ場合もある。

3. 計算コード間のデータの引継ぎ

3.1 SAS4A の起因過程解析から SIMMER-IV 又は SIMMER-III の遷移過程解析への引継ぎ

SAS4A による起因過程解析の結果を SIMMER-IV 又は SIMMER-III（以下「SIMMER」という。）による遷移過程解析の初期条件として接続する。両コードはともに、燃料、ステール、ナトリウム等の炉心物質のエネルギー及び質量の分布、運動している物質については、その運動量、計算セルの圧力の変化、さらに、物質分布に伴う炉心の核的状態の変化について、時間ステップを進めながら計算する。したがって、両コードの対応する物質及びその状態（固体、液体、気体）ごとに、温度、質量、速度及びセル圧力を解析体系と物理モデルの違いを考慮して接続する。核的状態については、原子炉出力、反応度、遅発中性子先行核濃度や崩壊熱に関する情報も接続する。両コードの間で膨大な量のデータを引き継ぐ必要があるため、これを自動化するためのデータ変換ツールを利用している。

なお、接続時刻の決定に当たっては、SAS4Aの解析を引き継いだSIMMERの解析において、物理現象とこれに伴う反応度変化が不連続にならないように、SAS4Aの解析における物質移動が静定し、核的状態も大きく変動していない時点を選定する。

3.1.1 基本的な方針

SAS4AとSIMMERとで、扱う物質成分や物理量、状態方程式等の物理モデルと解析体系が異なることから、全ての物理量を連続に接続することは難しく、事象進展への影響の大きさを考慮して保存すべき物理量を決定する必要がある。物質の動きと核的な挙動への影響の大きさを考慮して、基本的な保存性の優先順位を設定しておくことは事象進展の連続性を確保するために有効である。そこで、物質成分では燃料、制御材、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス、ステール、ナトリウムの順に、物理量の観点からは質量、エネルギー、運動量、体積率、圧力の順に保存の優先順位を設定する。また、SAS4AとSIMMER両コードにおける状態方程式（熱物性値を含む）、幾何形状モデルの違いによる不整合を緩和するため、データの受け渡しに当たっては、可能な限り物理量・幾何形状などを規格化、無次元化することとした。

接続に必要な作業は、解析体系の変換に伴う物理量の調整と物理モデルの違いによる物理量の変換である。以下に接続の手法についてそれぞれ説明する。

3.1.2 解析体系の移行と物理量の調整

SIMMERではメッシュ幅が変化しない2次元r-z体系又は3次元x-y-z体系を用いるが、SAS4Aでは条件が近い燃料集合体を組み合わせて構成するチャンネルごとに燃料の熱膨張による軸伸びを考慮して各軸方向メッシュ幅が変化する1次元解析体系を用いている。SAS4Aの解析体系からSIMMERの解析体系に物理量を接続するためには、鉛直方向のセル境界の調整とSIMMERの解析体系の水平方向位置に対応するSAS4Aチャンネルの割り当てを行う必要がある。

まず、鉛直方向のセル境界の調整を行う。SAS4Aの解析では、温度上昇による燃料要素の軸伸びをモデル化しているため、各チャンネルで軸方向メッシュサイズ、炉心や上下ブランケットなどの軸方向領域の上端・下端位置及び集合体上端・下端位置が異なる（第3.1.1図（左）参照）。最初にSAS4A解析の全てのチャンネルの各軸方向領域の上端・下端位置を平均化し、全集合体と同じ軸方向領域上端・下端位置を持つようにする（第3.1.1図（右）参照）。各軸方向メッシュ幅は各軸方向領域の長さの変更の比率に応じて変更されるため、それぞれの解析メッシュにおける物理量が保存されるように、調整前のメッシュ幅と調整後のメッシュ幅の比率を用いて各解析メッシュ内の物理量を補正する。

次に、補正後のSAS4Aの物理量を基にしてSAS4Aの集合体チャンネルごとにSIMMERの各軸方向メッシュにおけるSAS4Aの物理量を求める。まず第3.1.1図（右）に示した炉心又は上下ブランケットなどの各軸方向領域に対して、SIMMERの軸方向メッシュを割り当てる。この際、各軸方向領域内ではSIMMERのメッシュ分割方法は任意であるが、各軸方向領域をまたいだSIMMERの軸方向メッシュの割り当ては行わない（例えば、炉心と上部軸ブランケット

をまたぐSIMMER軸方向メッシュの割り当ては行わない。)。第3.1.2図に示すように、SIMMERの各軸方向メッシュに含まれるSAS4Aの軸方向メッシュの幅に応じてSAS4Aの物理量の加重平均を行い、SAS4AのチャンネルごとにSIMMERの軸方向メッシュ位置におけるSAS4Aの物理量を求める。

最後に、SAS4Aのチャンネル体系からSIMMERの水平方向座標位置への割り当て及び変換を行う。SIMMER-IVを用いた3次元x-y-z解析体系では1燃料集合体を水平断面における1セルに割り当てているため、SIMMER-IV解析体系の各水平方向メッシュに割り当てられるSAS4Aチャンネルは一意に決まる。このため、水平方向に対する混合平均操作は不要である。一方、SIMMER-IIIを用いた2次元r-z体系では、ひとつの径方向セルに対して複数のSAS4Aチャンネルを割り当てる必要がある(第3.1.3図参照)。このため、SIMMER-IIIの各径方向セルに割り当てられるSAS4Aのチャンネルとそのチャンネルに含まれる燃料集合体数を用いてSAS4Aの物理量の加重平均を行う。

なお、ULOFの起因過程の解析で損傷する燃料集合体は外側炉心の最内周に位置する燃料集合体の中で燃焼サイクルの関係で最も出力が高くなる燃料集合体であるが、SIMMER-IIIの2次元円筒座標の解析体系を用いる不確かさ影響評価ケースでは、この燃料集合体を炉心の中心位置に設定する。これは起因過程で損傷した燃料集合体を出力の高い場所に置くことにより炉心の溶融拡大を早くするとともに、炉心中心部に未損傷の燃料集合体を残した状態では円環状の溶融プールが形成され、スロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が制限を受ける可能性が生じることを避けるためである。この損傷燃料集合体の位置変更によって、炉心に形成される溶融燃料プールのスロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が発生しやすくなる。したがって、このような取扱いは即発臨界超過に伴うエネルギー放出の観点からは保守的な想定である。

3.1.3 SAS4Aの物理量からSIMMERの物理量への変換

3.1.2項においてSIMMERの解析メッシュごとに求められたSAS4Aの物理量を基にして、SIMMERの入力データとなる各成分の温度と体積率、流体成分であればその液滴径・気泡径・粒子径、気体成分の圧力及び燃料フィッサイル比、燃料ペレットの空隙率、燃料要素やラップ管などの構造材の幾可形状を求める。具体的な算出方法を以下に述べる。

(1) 固液成分の温度と体積率

SAS4Aの各成分の比内部エネルギーをsolidus点とliquidus点で規格化して両コード間で受渡しを行う。これをSIMMERの比内部エネルギーに換算し、さらに、SIMMERの状態方程式を用いて各成分の温度とする。比内部エネルギーに対応した比容積とそのセル内に存在する各成分の質量から各成分の体積率を求める。

(2) 燃料要素の取扱い

第3.1.4図は、SAS4Aの要素モデル内のノード分割とSIMMERでの燃料要素計算におけるノード分割を示したものである。SAS4Aの要素モデルは、ペレット内部と被覆管内部に複数

の径方向メッシュを持ち、中心空孔もモデル化している。S I M M E Rでは、ペレットを表面ノードと内部ノードの2つで表し、その外側に被覆管の1ノードが存在する。接続に当たっては、S I M M E Rの燃料要素中の各ノードに該当するS A S 4 Aの各ノードの物理量を径方向ノード体積で加重平均する。

S A S 4 Aでは中心空孔と燃料の空隙率分布を取り扱えるが、S I M M E Rでは表面ノードおよび内部ノード内でそれぞれ一定の値を持つ。このため、燃料の質量とペレットの外径の保存を優先して、空隙率をS I M M E Rの燃料とスチールの比容積と燃料要素の幾何形状から計算する。

(3) 反射体領域の取扱い

反射体領域は、被覆管の温度のみを参照する。被覆管の温度は、巨視的密度（解析セル単位体積当たりの質量）及び内部エネルギーを求めてS I M M E Rの解析体系に変換し、内部エネルギーから温度を求める。

(4) ガス成分の引継ぎ

S A S 4 Aのガス温度を全ての気体成分の巨視的密度で加重平均してからS I M M E Rの解析体系に引き継ぐ。気体の体積率は存在する全ての固体成分・液体成分の体積率を1.0から除くことで求める。ガス圧力はS A S 4 Aの解析結果の加重平均値を使用する。

(5) 速度の引継ぎ

S A S 4 Aは1次元流路における鉛直方向運動量を計算している。起因過程の解析の運動量と密度を用いて遷移過程の解析の各計算セル上部の境界位置で加重平均を行い、運動量を巨視的密度で割ることで速度を求める。S A S 4 Aではエネルギー成分ごとに速度を持つが、S I M M E Rでは同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当てることができる。同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当ててる場合は、同一速度成分に属するエネルギー成分の運動量の和を巨視的密度の和で割ることで速度を得る。

(6) 燃料の核分裂性物質比の取扱い

S A S 4 Aでは燃料を一成分としているが、S I M M E Rでは核分裂性燃料と親燃料物質（²³⁸U等の非核分裂性燃料）の2成分の質量比を用いて燃料のPu富化度の分布をモデル化している。起因過程の解析結果からの引継ぎにおいて、炉心燃料及び炉心上部・下部に破損して侵入しているものは炉心に存在する燃料が有する核分裂性燃料と親燃料の質量比を持つ燃料、それ以外は軸ブランケットに存在する燃料とする。

(7) 燃料のFPガスの取扱い

S I M M E Rでは、燃料ペレット、液体燃料、燃料粒子及び燃料チャンク内に存在するFPガスを取り扱うが、S A S 4 Aでは、これらに加えて燃料クラスト内のFPガスも取り扱っている。遷移過程開始時には、燃料クラスト内のFPガス量は、極めて少ないと想定されることから、燃料ク

ラストの存在する計算セルの流路に FP ガスを移行している。燃料ペレットについては、SAS4Aでは、燃料ペレットを複数ノードで表現しているため、キャビティを含むペレット内の FP ガス質量を加重平均する。

(8) 液滴径及び気泡径の取扱い

流体成分（固気液）の液滴径と気泡径は、起因過程の解析結果から各成分の体積率を用いて単位体積当たりの境界面積としてから遷移過程の解析体系に加重平均値を割り当て、境界面積から半径を求める。

(9) 核計算の引継ぎ

起因過程の解析結果から遅発中性子群数、初期出力、核分裂発熱、崩壊熱、反応度、実効遅発中性子割合、中性子生成時間、実効遅発中性子の先行核濃度及び崩壊定数をそのまま引き継いでいる。UTOP の場合は、外部挿入反応度も引継ぎ時刻からの反応度挿入率として引き継ぐ。

3.2 SIMMER-IV又はSIMMER-IIIの遷移過程解析からSIMMER-IVの機械的エネルギー発生 + 解析への引継ぎ

3.2.1 はじめに

機械的エネルギーによる構造応答評価及びナトリウム噴出量の評価の過程（以下「機械的応答過程」という。）は、機械的エネルギーの解析、原子炉容器の構造応答解析及びナトリウム噴出量の解析を組み合わせることにより行う。機械的応答過程の解析の流れを第 3.2.1 図に示す。

機械的エネルギーの解析では、先行して実施される遷移過程解析にて大きなエネルギー放出があったケースを対象に、炉心平均燃料温度が最高値に達した時点の炉心内の各物質の質量、温度、速度及び圧力の分布をSIMMER-IVの入力として引き継いで、炉心物質の蒸発、膨張、熱移行の結果として機械的エネルギーを計算する。この過程は、いわば熱エネルギーから機械的エネルギーの変換を評価する過程である。以下に機械的エネルギーの解析におけるデータの引継ぎ方法を示す。

3.2.2 機械的エネルギーの解析の接続時点

機械的エネルギーの解析の接続時点は、遷移過程の解析において炉心平均燃料温度が最大となる時点とする。この時点は、遷移過程において即発臨界超過によって大きなエネルギー放出があるケースにおいて、極短時間の出力逸走により燃料がほぼ断熱的に加熱・昇温された時点であり、機械的エネルギー発生のポテンシャルが最も高い状態に相当する。

3.2.3 機械的エネルギーの解析体系

機械的エネルギーの解析で用いる解析体系を第 3.2.2 図及び第 3.2.3 図に示す。水平方向は炉心中心から原子炉容器の内面まで、鉛直方向は炉心燃料下端部から回転プラグ底板の下端面までを、3次元直交座標を用いてモデル化する。炉心の下端及び水平方向外端は剛体としてモデル化する。この結果炉心物質の膨脹は上方向のみに生じることになり、ナトリウムスラグの加速に対して保守

的な想定となる。カバーガス空間は密閉された空間としてモデル化し、初期状態はカバーガス領域に存在する定格運転状態とする。カバーガス空間体積はナトリウム液面から回転プラグ底板下面までの空間体積とする。

3.2.4 基本ケースの引き継ぎ方法

遷移過程の解析で最高の炉心平均燃料温度を与える時刻の炉心燃料下端部から燃料集合体上端部までの領域における各物理量の空間分布をそのまま機械的エネルギー発生の解析体系における炉心部分の各物理量の空間分布として用いる。遷移過程の解析体系と機械的エネルギー発生の解析の炉心部分の解析メッシュは同一である。

3.2.5 燃料スロッシングの不確かさ影響評価ケースの引継ぎ方法

燃料スロッシングの不確かさを考慮したケースの遷移過程の解析体系は2次元円筒座標を用い、「常陽」の燃料集合体配置を同心円状の18のリングでモデル化している。一方、機械的エネルギーの解析体系は3次元直交座標を用いている。このため、遷移過程の解析結果(2次元)を3次元の解析体系に割り当てる必要がある。第3.2.4図に炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係を示す。遷移過程の解析では、第3.2.1表に示すように、「常陽」の燃料集合体をリング状に割り当ててモデル化している。機械的エネルギーの解析では、各リングに割り当てられた燃料集合体内の物質分布、温度分布、速度分布及び圧力分布を、第3.2.1表の関係に従って第3.2.4図(C)に示すとおりに、すなわち、元の燃料集合体配置となるように割り当てている。

なお、遷移過程の解析体系では制御棒、照射燃料集合体及び材料照射用反射体(計10集合体)は、保守的な解析を行うために炉心燃料集合体に置き換えられている。このため、遷移過程の解析体系及びこれに基づいて作成した機械的エネルギーの解析の解析体系では、実際の炉心よりも燃料質量が10燃料集合体分多く、発生エネルギーに関して保守的な扱いとなっている。

3.3 SIMMER-IVからPLUGへの引継ぎ

PLUGは、回転プラグ下面に作用する圧力履歴による回転プラグの動的応答と、回転プラグ間隙を通じて格納容器(床上)へと噴出するナトリウム量を解析するコードである。PLUGの主要な入力は、回転プラグの重量及び受圧面積、回転プラグの固定ボルトの幾何形状及び材料特性並びに回転プラグ下面に作用する圧力の時間履歴である。回転プラグ下面に作用する圧力の履歴は、SIMMER-IVを用いた機械的エネルギー発生の解析結果から得られる回転プラグ下面の圧力を用いる。大回転プラグと小回転プラグはプラグ下面に対応するSIMMER-IVの解析メッシュにおける圧力の平均値を用いる。炉心上部機構の下面はこれらの回転プラグよりも約3.6m下方にあるため、対応する位置の解析メッシュの平均圧力を用いる。

3.4 SIMMER-IVからAUTODYNへの引継ぎ

AUTODYNを用いた原子炉容器の構造応答解析では、先行して実施される機械的エネルギー

発生の解析結果である機械的エネルギーの値そのものを使うのではなく、機械的エネルギーを発生させる駆動力である上部プレナム底部で成長する多相多成分の蒸気泡（圧力源）の膨張に伴う圧力-体積の関係（以下「P-V 曲線」という。）を入力とする。

第3.4.1図と第3.4.2図に不確かさ影響評価ケースにおける引継ぎ結果を例として示す。第3.4.1図(a)にSIMMER-IVの機械的エネルギー発生の解析体系における物質分布の時間変化をプロットした図を示す。上部プレナムの底部に蒸気泡が形成されて上部プレナム内のナトリウムを上方向に加速することで原子炉容器と回転プラグに機械的な負荷を与える機械的エネルギーが発生している。この蒸気泡の体積と平均圧力の時間変化を第3.4.1図(b)に示す。この圧力と体積の時間変化において、同一時刻の体積と圧力関係をプロットすると第3.4.2図の実線となる。AUTODYNの入力として用いた同図の点線を体積について積分すると約4.0MJとなる。すなわち、SIMMER-IVの解析結果から得られた機械的エネルギーの最大値である約3.6MJを上回る保守的な機械的エネルギーを用いて原子炉容器の構造応答解析を行っていることになる。

3.5 再配置・冷却過程における計算の引継ぎ

3.5.1 再配置・冷却過程全体の解析方針

ULOFの起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、炉心部に残留する損傷炉心物質（以下「残留炉心物質」という。）の崩壊熱による溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（損傷炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での損傷炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所としては以下の3か所が対象となる。

- (1) 下部プレナムに形成される粒子状デブリベッド：エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出した溶融炉心物質がナトリウムにより固化・微粒化して堆積
- (2) 炉心部の残留炉心物質：エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出しないで元の炉心領域（炉心及び周囲）に残留
- (3) 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成される粒子状デブリベッド：大きなエネルギー放出を伴う場合に上部プレナムに放出された損傷炉心物質が固化・微粒化して堆積

原子炉容器内で再配置した炉心物質の冷却性評価は、①再配置場所での炉心物質の熱収支と局所の冷却解析、②原子炉容器内熱流動解析により原子炉容器バウンダリの健全性評価、③プラント動特性解析によるヒートシンクへの熱輸送と長期安定冷却状態の確認の3ステップで構成される。また、③のプラント動特性解析には①及び②の解析に必要な境界条件を与えるという役割もある。これらのステップは、再配置場所の特性に応じて、異なる解析モデルや計算コードで解析を行うため、計算コード間の引継ぎやデータの引渡しが必要となる。

3.5.2 下部プレナムのデブリベッド冷却解析における引継ぎ

第3.5.1図に、下部プレナムにおけるデブリベッド冷却の解析の流れを示す。解析ではSuper-COPDのデブリ熱計算モジュールが単体で使用される。デブリベッド内の冷却材が沸騰することなく安定冷却状態が維持できること、原子炉容器鏡部の温度（デブリベッド最高温度）が過大にならないことなどが確認された。

ここで、デブリベッドの境界条件となる下部プレナム冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析によって求める。プラント動特性解析では原子炉容器内の崩壊熱による発熱が長期にわたって最終ヒートシンク（空気冷却器から大気へ放散）に安定に輸送されることを併せて確認した。

3.5.3 残留炉心物質の冷却解析における引継ぎ

第3.5.2図に、残留炉心物質の冷却解析の流れを示す。炉心部の残留炉心物質の局所の冷却には、熱伝導と伝熱相関式を組み合わせた簡易手法である「炉心物質冷却性伝熱計算モデル」が使用される。崩壊熱と鉛直方向及び周方向への熱移行との熱収支計算により残留炉心物質が再熔融することなく崩壊熱の減衰とともに単調に温度低下に導かれることが示された。

残留炉心物質から3方向（上方向、下方向、横方向）への熱流束履歴並びに炉心周辺の反射体及び遮へい集合体のギャップに移行・固化した炉心物質の分布や発熱を境界条件として原子炉容器内熱流動解析（FLUENT）に引き継がれる。FLUENTでは、健全な集合体内の流れ、流路が複雑となる集合体間ギャップの流れ、種々の構造物への熱伝達など、原子炉容器内の熱流動現象を詳細にモデル化している（第3.5.3図に残留炉心物質の冷却挙動解析を行うFLUENTの解析モデルの一例を示す。）。これにより、残留炉心物質の発熱が原子炉容器内の冷却材によって安定に輸送され、原子炉容器に接する冷却材温度が過大にならないことが確認された。

ここで、FLUENT解析においては、整合性の取れた原子炉容器内冷却材の初期条件や境界条件を与えるため、原子炉容器内の発熱源や炉心燃料集合体の閉塞状況（損傷状況）を想定したSuper-COPDによるプラント動特性解析を別途実施して、FLUENT解析に必要な原子炉容器入口冷却材温度、1次冷却系流量等を計算している。具体的には、炉心部の残留炉心物質が形成されるまでの長時間の冷却材熱流動挙動の履歴をFLUENTの解析条件に反映するため、Super-COPDの計算とFLUENTの定常計算を複数ステップに分けて実施するなどの工夫を行った。

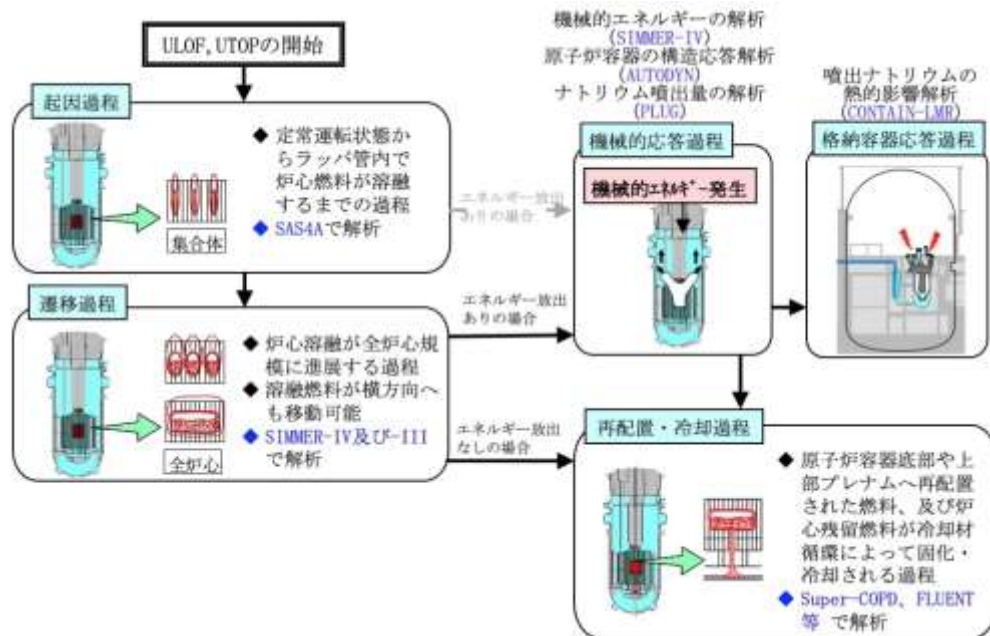
3.5.4 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析における引継ぎ

炉心支持台上面に形成されるデブリベッド冷却の解析については、下部プレナムと同様に、Super-COPDのデブリ熱計算モジュールを単体で使用して解析を行い、デブリベッドが安定冷却上程に維持されることを確認した。ここでも、デブリベッドの境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析に基づいて保守的に設定している。

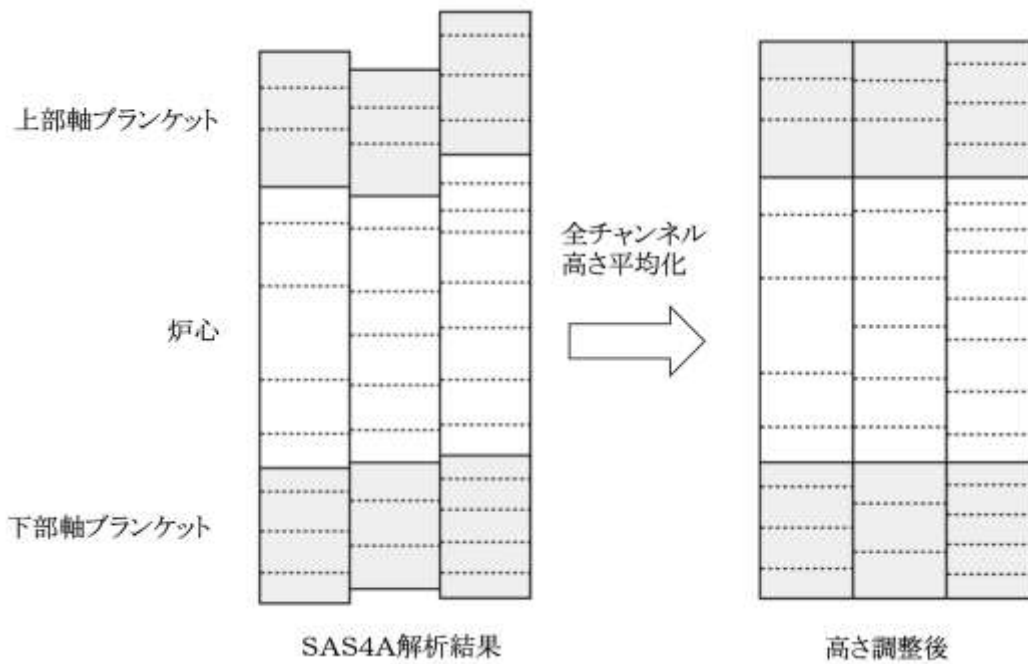
材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析においては、縦長の円柱形状で堆積し、側面からの冷却が極めて有効となるため、デブリベッドの空隙率は考慮しつつ、残留炉心物質の冷却解析で使用された「炉心物質伝熱計算モデル」で解析した。ここでも、境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析に基づいて保守的に設定している。

第 3.2.1 表 遷移過程の解析(2次元)におけるリング No. と常陽の集合体アドレスとの関係

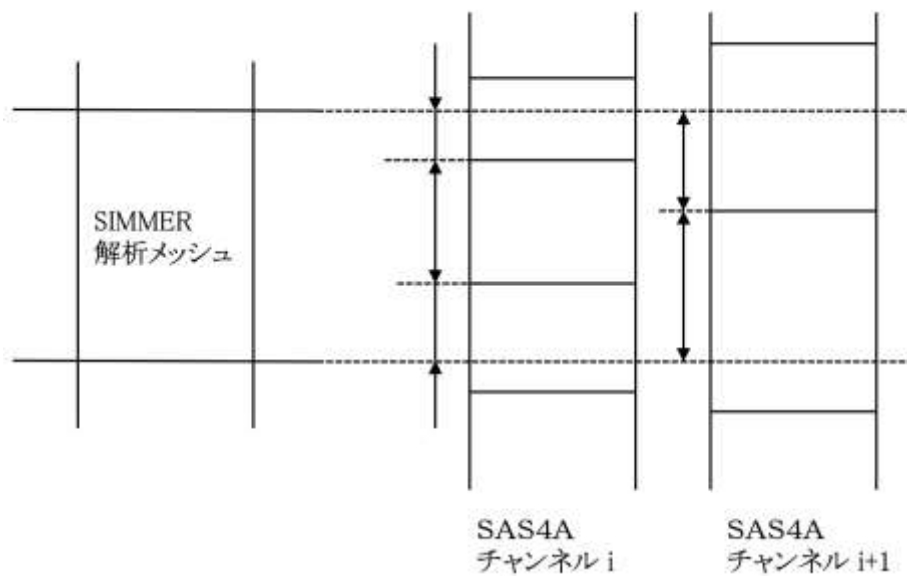
遷移過程の解析 (2次元)における リングNo.	常陽 集合体アドレス							常陽 集合体列
	000							
1	000							0列
2	3C2	3F2						3列
3	1A1	1D1						1列
4	1B1	1C1	1E1	1F1				
5	2B2	2E2	2C2	2F2				2列
6	2A1	2D1	2B1	2D2				
7	2A2	2C1	2D1	2F1				
8	3D2	3B1	3A2	3E1				3列
9	3E2	3A3	3B3	3C3	3D3	3E3	3F3	
10	3B2	3D1	3A1	3F1	3C1			
11	4A3	4C3	4E3	4B3	4D3	4F2		4列
12	4A1	4C1	4E1	4A4	4C4	4E4		
13	4B4	4D4	4F4	4B1	4D1	4F1		
14	4A2	4B2	4C2	4D2	4E2	4F3		
15	5A5	5D4	5A3	5D3				5列
16	5B4	5C5	5E4	5C3	5E2	5F4		
17	5A2	5B3	5C2	5D2	5E3	5F2	5F3	
18	5A4	5B2	5B5	5C4	5D5	5E5	5F5	



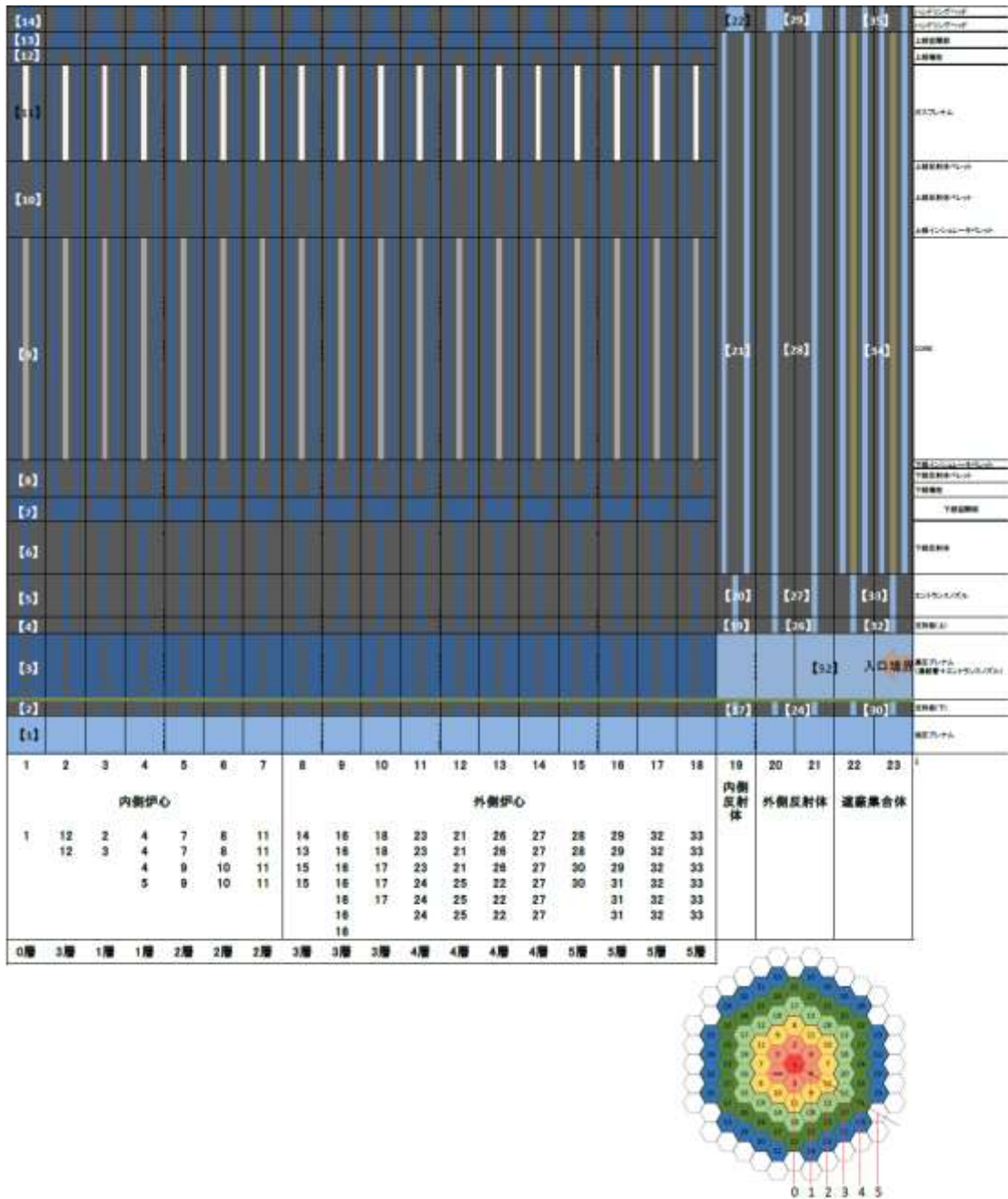
第 2.1 図 ULOF 及び UTOP における事象の進展



第 3.1.1 図 上部軸ブランケットと下部軸ブランケットを持つ場合の SAS 4 A の軸方向メッシュサイズの調整の概念図

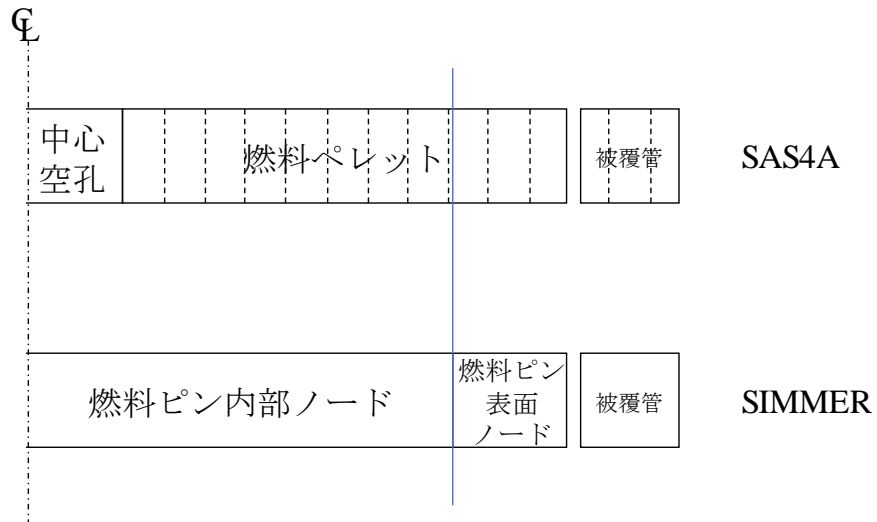


第 3.1.2 図 SAS 4 A 解析メッシュから SIMMER 解析メッシュへの混合平均操作

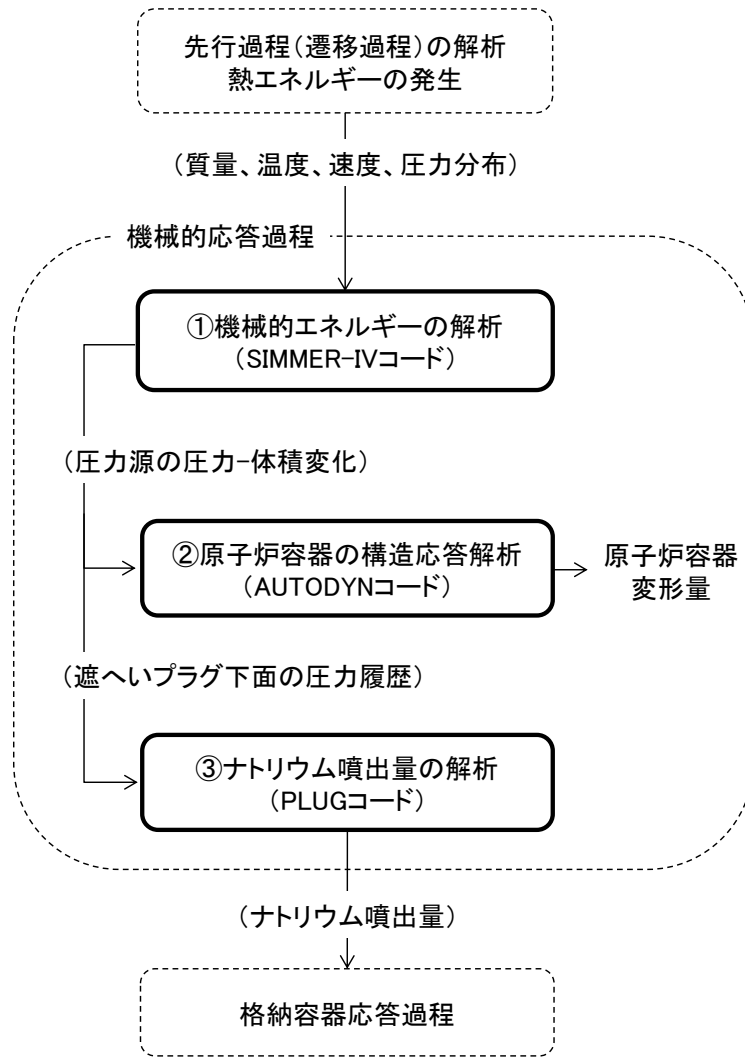


例えば、径方向メッシュ $i=4$ 位置にはチャンネル番号 4 番の集合体を 3 つ、チャンネル番号 5 番の集合体を 1 つ割り当てる。

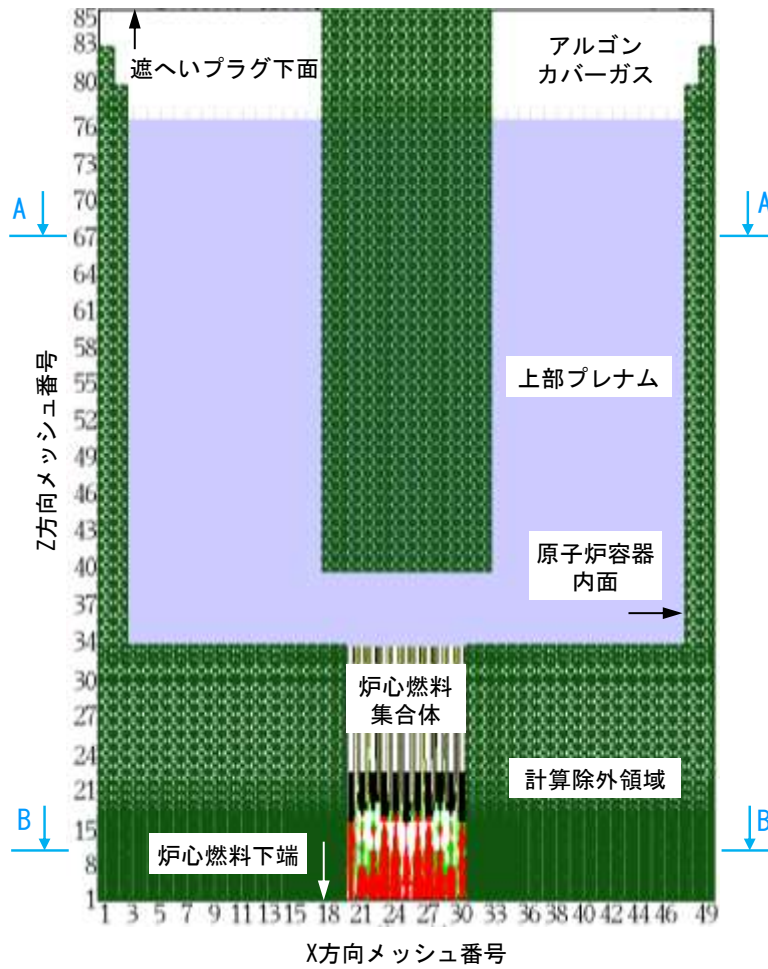
第 3.1.3 図 2次元体系の各径方向位置と SAS 4 Aチャンネル番号の関係



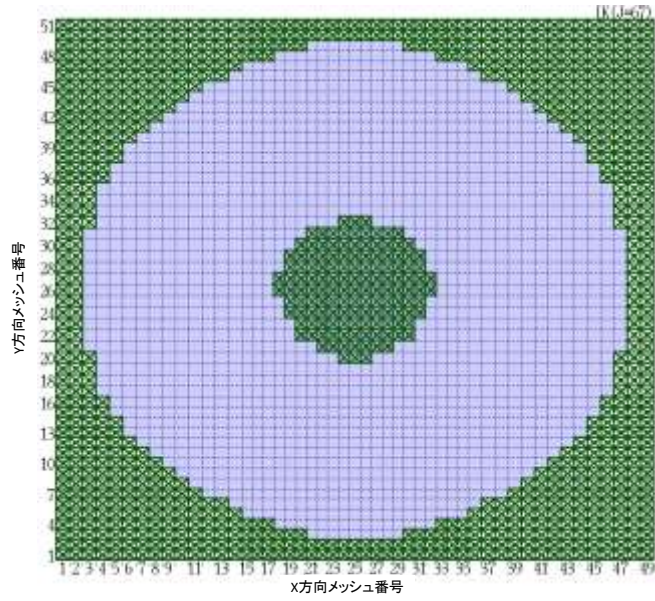
第 3.1.4 図 SAS4A のピンモデル内のノード分割と SIMMER の燃料要素計算におけるノード分割のイメージ



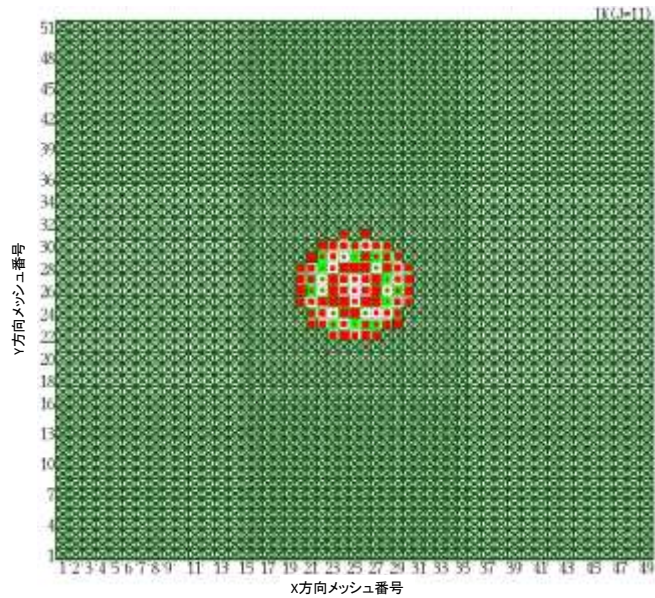
第 3.2.1 図 機械的応答過程の解析の流れ



第 3.2.2 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギーの解析の解析体系（炉心中心垂直断面図）

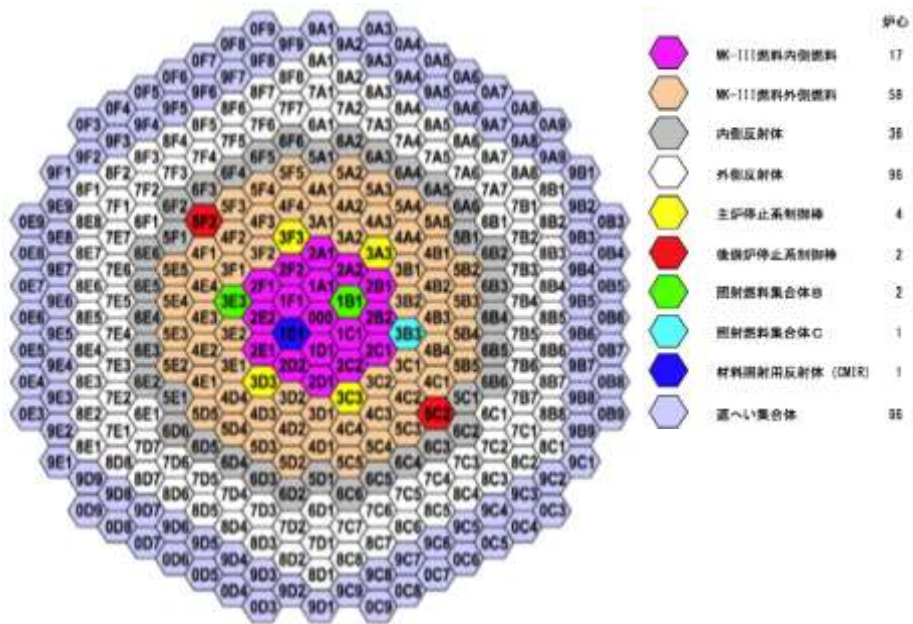


(a) A-A断面 (Z=67)

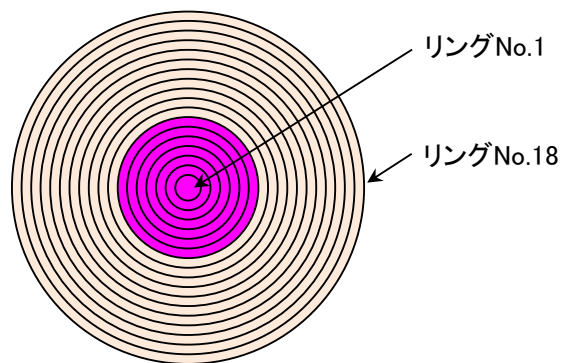


(b) B-B断面 (Z=11)

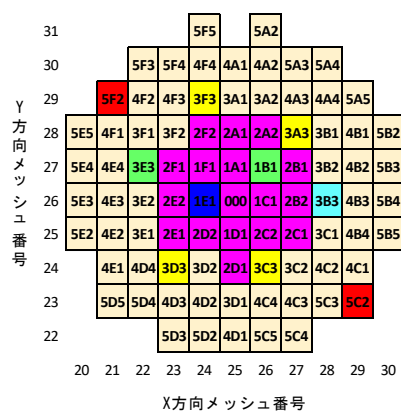
第 3.2.3 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギーの解析の解析体系
(第 3.2.2 図の A-A 及び B-B 水平断面)



(A) 常陽の燃料集合体配置

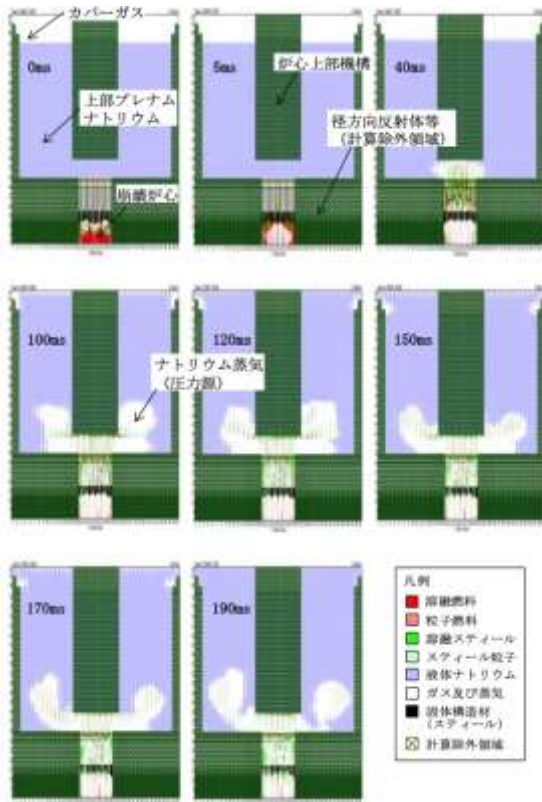


(B) 遷移過程解析(SIMMER-III)の解析体系(炉心部、イメージ)

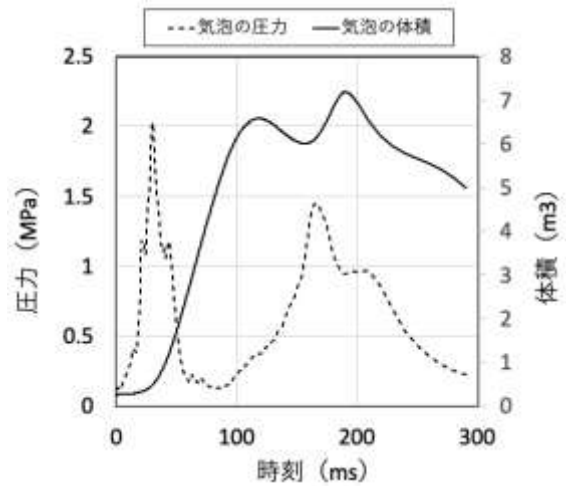


(C) 機械的エネルギーの解析(SIMMER-IV)の解析体系(炉心部)

第 3. 2. 4 図 炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係

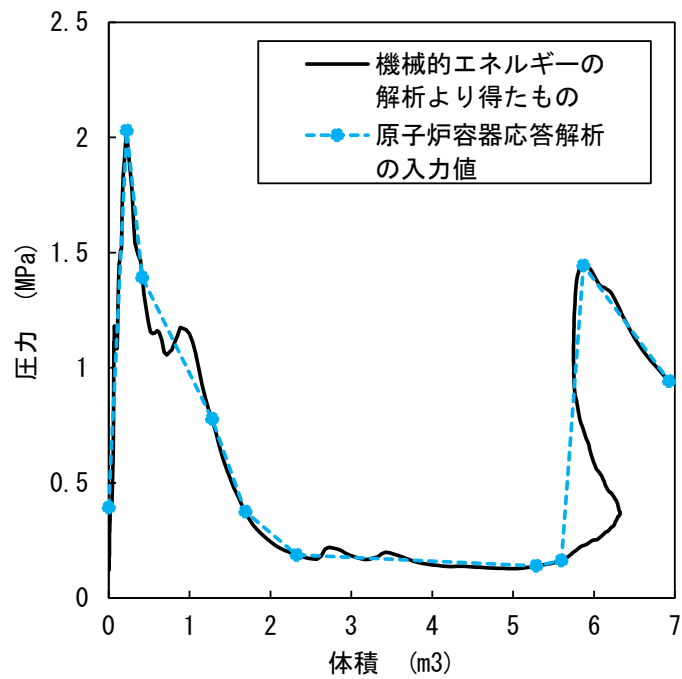


(a)鉛直断面における物質分布



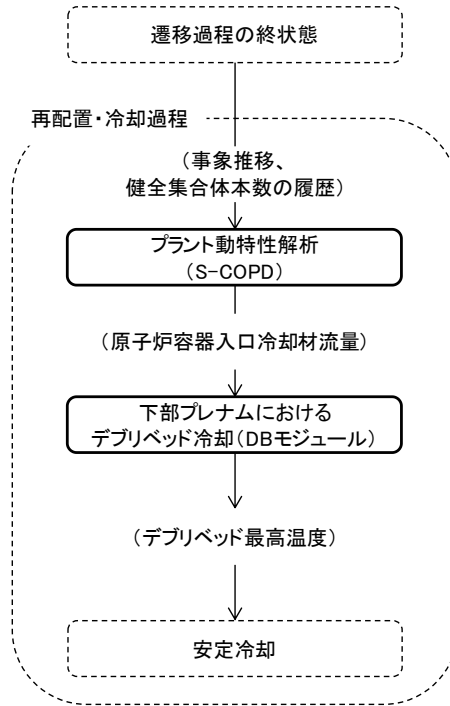
(b)上部プレナム底部の蒸気泡の
圧力と体積の時間変化

第 3. 4. 1 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギー発生解析結果

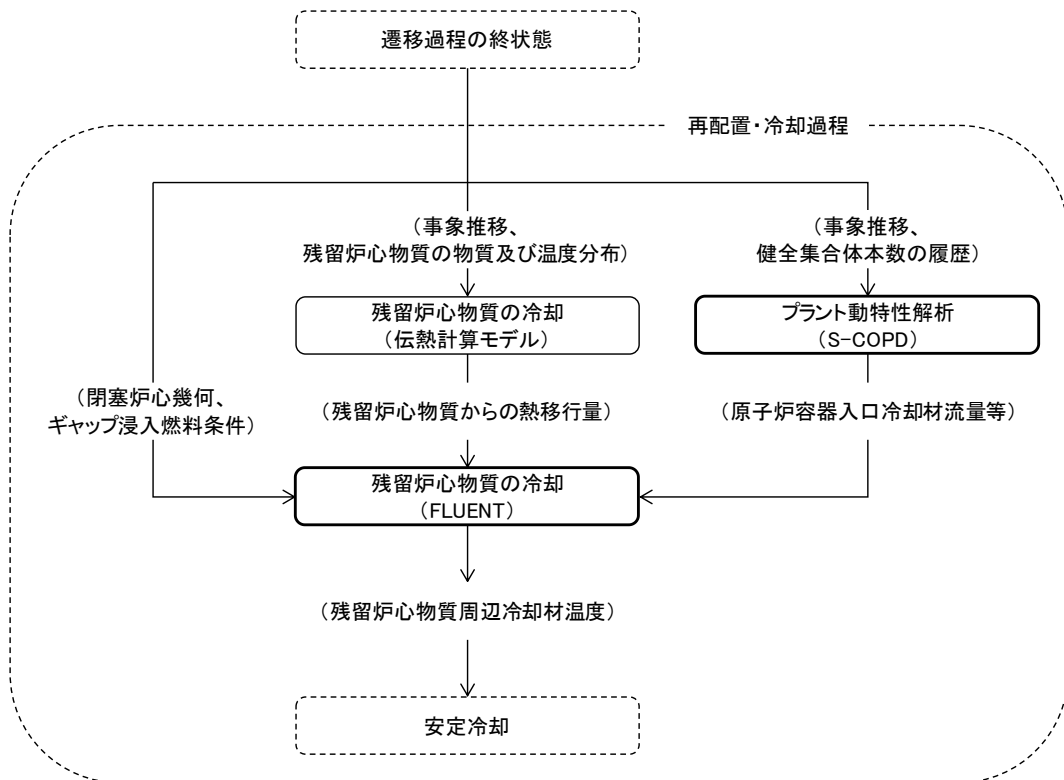


第 3. 4. 2 図 AUTODYNに入力した圧力源のP-V 曲線

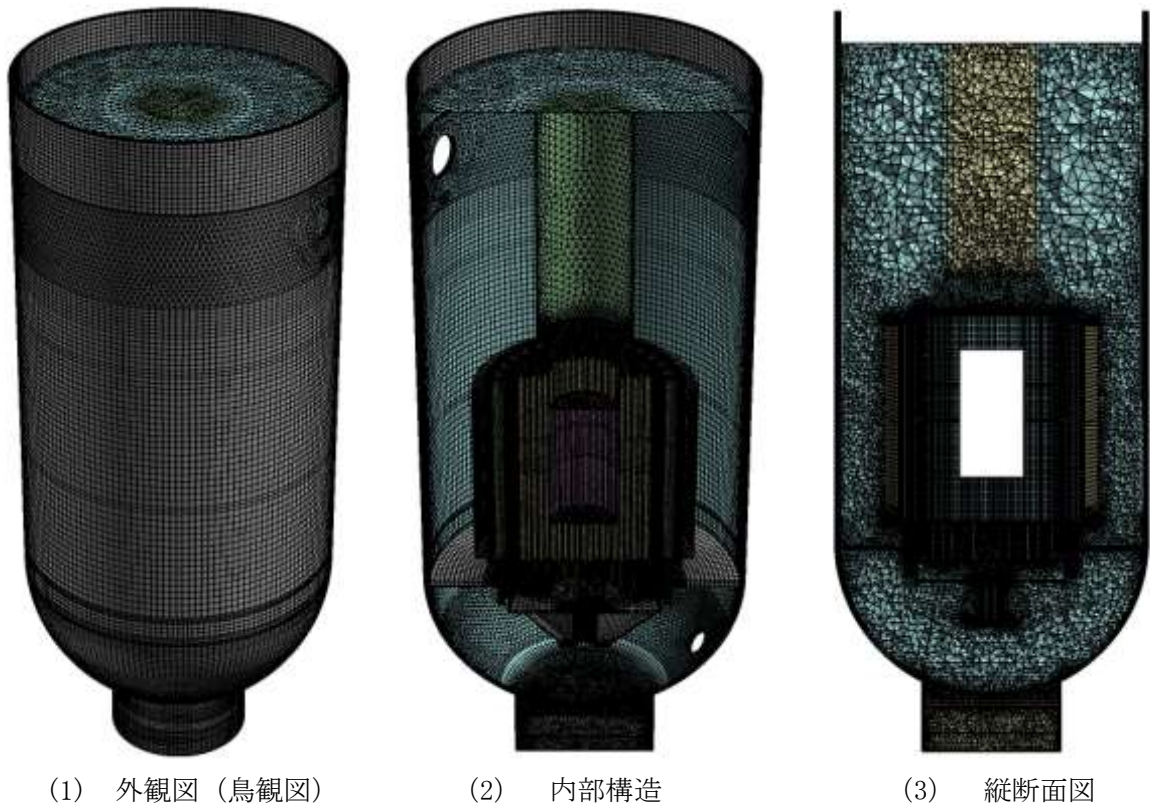
参考 3-19



第 3.5.1 図 再配置・冷却過程の解析の流れ（下部プレナムにおけるデブリベッド冷却）



第 3.5.2 図 再配置・冷却過程の解析の流れ（残留炉心物質の冷却）



第 3.5.3 図 F L U E N T の解析モデル (IVR) の一例

略語表

略語	英語正式名	日本語
EVR	Ex-Vessel Retention	損傷炉心物質の安全容器内での保持・冷却
FCI	Fuel-Coolant Interaction	燃料-冷却材相互作用
FP	Fission Product	核分裂生成物
IVR	In-Vessel Retention	損傷炉心物質の原子炉容器内での保持・冷却
LF	Local (Fuel) Faults	局所的燃料破損
LGT	Lower Guide Tube	制御棒駆動機構(後備炉停止制御棒駆動機構) 下部案内管
LORL	Loss of Reactor Level	原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失
RVACS	Reactor Vessel Auxiliary Cooling System	コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却
SBO	Station Blackout	全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失
ULOF	Unprotected Loss of Flow	炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時原子炉停止機能喪失
UTOP	Unprotected Transient Over-Power	過出力時原子炉停止機能喪失