

また、核定数フィードバックモデルについては、核定数と3次元動特性モデルの両者が適切であることを確認できれば、その結果として得られる反応度帰還効果の妥当性が確認できる。つまり、核定数フィードバックモデルの妥当性確認としては、3次元動特性モデルの妥当性が確認されていることを前提に、中性子束計算の入力となる核定数が妥当であることを確認すればよい。この考え方にに基づき、炉心（核）における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認する。

### (1) 3次元動特性モデル

空間に対する中性子束計算については、COSMO-Kコードと本機能が同一であるCOSMO-Sコードを用いた2、3及び4ループPWRに対する実機炉心解析により、炉物理検査における臨界ほう素濃度、制御棒価値、減速材温度係数、及び通常運転時における燃焼に伴う臨界ほう素濃度変化、サイクルを通じた出力分布について、計算値と測定値がそれぞれのパラメータに対する設計判断基準の範囲内で一致しており、妥当性が確認されている<sup>[13]</sup>。

時間に対する中性子束計算については、核定数が与えられた条件での検証として、反応度変化の時間スケールが1秒以下のTWIGLベンチマーク<sup>[14]</sup>、及び反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーのLMWベンチマーク<sup>[15][16]</sup>を実施し、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの条件におけるCOSMO-Kコードの時間に対する中性子束計算が適切であることを確認する。

また、小型軽水炉の反応度投入実験であり、中性子束分布の局所的な変化を伴い、且つ急峻な出力応答が得られるSPERT-III E-core実験<sup>[19]</sup>の解析において中性子動特性の妥当性を確認する。

これらの検証、妥当性確認結果を総合して、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの3次元動特性モデルの適用性を確認する。

### (2) 核定数フィードバックモデル

#### a. ドップラ反応度帰還効果

ドップラ反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルについては、中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることの確認として、SPARKLE-2コードの核定数テーブルを算出するGALAXYコードに対して検証を実施する。この検証では、ATWSにおける事象進展中の炉心状態（燃料温度）を包絡する範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して燃料温度変化に起因する反応度変化を連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより、条件によって差異が拡大しないことを確認する。これにより、GALAXYコードによる核定数計算段階において、燃料温度変化に起因する核定数の変化を、燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく適切に評価できることを確認する。

また、上述の小型軽水炉の反応度投入実験であるSPERT-III E-core実験解析において、ドップラ効果が支配的となるピーク出力近傍から出力が低下していく挙動について測定値と比較することにより、燃料温度変化を含めたドップラ反応度帰還効果の妥当性を確認する。

## b. 減速材反応度帰還効果

減速材反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルについては、中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることの確認として、GALAXYコードによる減速材密度変化に伴う反応度変化について連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより検証する。この検証は、通常運転状態（高温零出力～高温全出力）から事象進展中の1次冷却材温度が上昇した炉心状態を包絡する減速材密度の範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して実施する。これにより、ATWS事象の事象進展中のいずれの状態においても減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価でき、かつ実機炉物理検査結果との比較により妥当性を確認する高温零出力状態から差異が拡大しないことを確認する。

また、実機炉物理検査における減速材温度係数測定検査との比較により、検査実施時の状態である高温零出力状態での減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。

これらの検証、妥当性確認結果より、ATWS事象の事象進展中におけるすべての範囲に対して、減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。

### 4.1.2 炉心（燃料及び熱流動）における重要現象の確認方法

炉心（燃料及び熱流動）における重要現象である燃料棒内温度変化及び沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）は、それぞれ、ドップラ反応度帰還効果に伴う核定数変化及び減速材反応度帰還効果に伴う核定数変化を求める際に必要となる。

燃料棒内温度変化については、MIDACコードの燃料棒内温度モデルである非定常熱伝導方程式の妥当性を確認するために、検証（コード間比較）と妥当性確認（試験解析）の2ステップで評価する。第1ステップでは、定常条件にて、許認可コードである燃料棒設計コードFINE<sup>[6]</sup>との比較を実施する。MIDACコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、FINEコードと同一の構成式を採用しており、本比較は、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法を検証することを目的としている。第2ステップでは、上述のSPERT-III E-core 実験解析において、非定常の燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の妥当性を確認する。

沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）については、ボイドモデル（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）の妥当性確認として、PWR燃料の管群流路を模擬したNUPEC管群ボイド試験結果<sup>[10]</sup>との比較により妥当性を確認する。

### 4.1.3 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の確認方法

加圧器及び蒸気発生器における重要現象である加圧器における気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器における1次側及び2次側の熱伝達に対しては、PWRを模擬したLOFT試験装置において代表的な加熱及び加圧事象である負荷の喪失を模擬したLOFT L6-1試験<sup>[20]</sup>解析、及び主給水流量喪失+ATWSを模擬したLOFT L9-3試験<sup>[22]</sup>解析により、加圧器2流体モデル及び蒸気発生器伝熱管熱伝達モデルの妥当性を確認する。

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウト及び加圧器からの1次冷却材の液相放出が見られることから、ATWSにおける特徴的な物理現象である加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出及び蒸気発生器の2次側水位変化・ドライアウトに対し、加圧器臨界流モデル及び蒸気発生器2流体モデルの妥当性についても確認する。

#### 4.1.4 検証、妥当性確認の概要

以下に、4.1.1節～4.1.3節において整理した重要現象の確認方法を踏まえた各検証、妥当性確認の概要について述べ、詳細を次節以降に示す。

##### (1) 中性子動特性ベンチマークによる検証

核定数が与えられた条件において中性子束計算が適切であることの検証として、中性子動特性ベンチマーク解析を実施する。具体的には、炉心体系における中性子動特性ベンチマーク問題として広く用いられている2次元体系での TWIGL ベンチマーク、3次元体系での LMW ベンチマークについて、参照解との出力応答の比較を実施する。ここで、反応度変化の時間スケールは TWIGL ベンチマークで1秒以下、LMW ベンチマークで数十秒オーダーであり、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの中性子応答の検証を実施する。

これらの中性子動特性ベンチマークを複数実施すること、及び(4)の SPERT-III E-core 実験解析による妥当性確認と合わせて、ATWSのような比較的緩やかな出力応答に対する中性子動特性の検証が可能である。

##### (2) モンテカルロコードとの比較

ドップラ及び減速材反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルに対し、ATWSにおける幅広い炉心状態及び種々の燃料種類、組成及び燃焼度を対象に中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることを確認するため、核定数の算出に用いる GALAXY コードに対し連続エネルギーモンテカルロコードとの反応度帰還効果に対する比較検証を実施する。なお、GALAXY コードと連続エネルギーモンテカルロコードとの比較の位置づけについては、添付2にまとめた。

##### (3) 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

減速材反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルの妥当性確認として、実機の高温零出力炉物理検査における減速材温度係数測定検査の測定データと計算値の比較により、高温零出力状態における実機炉心体系での減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。なお、4.1.1節に示したように、高温零出力状態から高温全出力状態を含めた事象進展中の幅広い範囲における減速材反応度帰還効果については、(2)のモンテカルロコードとの比較による検証と合わせて、妥当性を確認する。

##### (4) SPERT-III E-core 実験解析

小型軽水炉の反応度投入実験である SPERT-III E-core の実験解析は、制御棒による反応度添加により出力が急速に上昇し、燃料温度上昇に伴うドップラ反応度帰還効果により出力が急速に低下する

事象であることから、中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の妥当性確認に用いている。

4.1.1節に示したように、中性子動特性の妥当性については(1)の中性子動特性ベンチマークと、ドップラ反応度帰還効果の妥当性については(2)のモンテカルロコードとの比較と合わせて確認する。

また、本解析では、COSMO-KコードとMIDACコードの結合計算を行うことから、核熱結合計算の妥当性確認にも有効である。

#### (5) 許認可コードFINEとの比較

燃料棒内温度モデルの検証として、定常条件にて、MIDACコードの燃料棒内温度評価結果を許認可コードである燃料棒設計コードFINEと比較することにより、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法を検証する。

4.1.2節に示したように、ドップラ反応度帰還効果に影響する燃料温度変化については、(4)のSPERT-III E-coreの実験解析でその妥当性を確認する。

#### (6) NUPEC 管群ボイド試験解析

ATWSは、原子炉トリップの失敗により出力が長時間維持され、高圧力となる事象であり、このような条件下でのボイドは、流路内での偏りや気液の速度差がない均質流としてMIDACコードの二相流モデルにより取り扱うことができる。これによる沸騰・ボイド率変化に関するボイドモデル(二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度)の妥当性は、PWR燃料の管群流路を模擬したNUPEC管群ボイド試験結果との比較により確認する。

#### (7) LOFT L6-1 試験解析

代表的な加熱及び加圧事象である負荷の喪失を模擬したLOFT L6-1試験解析により、1次系の加熱及び加圧時における加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

#### (8) LOFT L9-3 試験解析

主給水流量喪失+ATWSを模擬したLOFT L9-3試験解析により、LOFT L6-1試験解析と合わせて、加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

また、LOFT L9-3試験解析では、蒸気発生器はドライアウトに至り熱除去能力が低下し、加圧器は満水に至り1次冷却材が液相として放出されるため、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出、及び蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウトの妥当性、さらにドライアウト時の1次側・2次側の熱伝達の妥当性についてもLOFT L9-3試験解析により確認する。

表 4-1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	検証										妥当性確認					
			TWIGLベンチマーク	LMWベンチマーク	OECD/NEA CRP PWR制御棒飛び出しベンチマーク	OECD/NEA/NRC PWR MOX炉心過渡解析ベンチマーク	許認可コードTWINKLEとの比較	モンテカルロコードとの比較 (減速材/ドップラ反応度帰還効果)	許認可コードFINEとの比較	OECD/NEA 主蒸気管破断ベンチマーク	SPERT-III E-core 実験解析	炉物理検査	NUPEC管群ボイド試験解析	LOFT L6-1試験解析 (負荷の喪失)	LOFT L6-5試験解析 (主給水流量喪失)	LOFT L9-3試験解析 (主給水流量喪失 ATWS)	実機起動試験 (負荷遮断)	
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・3次元動特性モデル</li> <li>・核定数フィードバックモデル</li> </ul>	図 4-2 図 4-3	図 4-6	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○		
	ドップラ反応度帰還効果		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
	減速材反応度帰還効果		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	崩壊熱*		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・非定常熱伝導方程式</li> <li>・二相圧力損失モデル</li> <li>・サブクールボイドモデル</li> <li>・気液相対速度</li> <li>・2流体モデル</li> </ul>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
加圧器	気液熱非平衡		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	水位変化		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
蒸気発生器	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・二相及びサブクール臨界流モデル</li> <li>・伝熱管熱伝達モデル</li> <li>・2流体モデル</li> <li>・臨界流モデル</li> <li>・ポンプ特性モデル</li> </ul>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	1次側・2次側の熱伝達		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	2次側水位変化・ドライアウト		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)*		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	2次側給水 (主給水・補助給水)*	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

\* 崩壊熱並びに蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水は、解析では評価目的に応じた入力値を使用する(4.1節参照)

## 4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証

### 4.2.1 TWIGL ベンチマーク<sup>[14]</sup>による検証

COSMO-Kコードの中性子動特性モデルの検証として、TWIGL ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが 1 秒以下の早い事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

#### (1) TWIGL ベンチマークの概要

TWIGL ベンチマーク問題は、図 4-1に示す体系において、領域 1 の吸収断面積がステップ状、又はランプ状に変化する問題が設定されている。本ベンチマーク問題では、中性子 2 群、遅発中性子 1 群の断面積データが表 4-2で与えられている。

#### (2) TWIGL ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kコードにより、図 4-1で示された体系を実機解析と同程度の 8cm×8cm のメッシュに分割し、表 4-2の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性計算の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、1 ミリ秒、10 ミリ秒の 2 ケースで評価を実施した。

#### (3) TWIGL ベンチマークの解析結果

ステップ状の断面積変化及びランプ状の断面積変化のケースにおける解析結果を、それぞれ図 4-2及び図 4-3に示す。COSMO-Kによる解析結果は、いずれのケースにおいても時間ステップ幅に依らず、参照解コードであるTWIGLコード、QUANDRYコードと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kコードは、反応度変化の時間スケールが 1 秒以下の早い事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性(核分裂出力)の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析(4.5 節)を踏まえて検討することとする。

表 4-2 TWIGL ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群, g	D[cm]	$\Sigma_a[\text{cm}^{-1}]$	$\nu \Sigma_f[\text{cm}^{-1}]$	$\kappa [-]$	$\Sigma_s[\text{cm}^{-1}]$	
						g→1	g→2
1	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
2	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
3	1	1.3	0.0080	0.003	1.0	0.0	0.010
	2	0.5	0.0500	0.060	0.0	0.0	0.000

核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	$\nu [-]$	$v [\text{cm/sec}]$
1~3	1	2.43	$1.0 \times 10^7$
	2		$2.0 \times 10^5$

遅発中性子データ

物質	遅発中性子先行核の群	$\beta [-]$	$\lambda [\text{sec}^{-1}]$
1~3	1	0.0075	0.08

ここで、 $D$  は拡散係数、 $\Sigma_a$  は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$  は生成断面積、 $\kappa$  は核分裂スペクトル、 $\Sigma_s$  は散乱断面積、 $\nu$  は核分裂あたりの中性子発生数、 $v$  は中性子速度、 $\beta$  は遅発中性子割合、 $\lambda$  は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

ステップ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の  $\Sigma_a$  が  $0.1465[\text{cm}^{-1}]$  に瞬時に変化する。

ランプ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の  $\Sigma_a$  が以下の様に変化する。

$$\Sigma_a = \begin{cases} 0.15 - 0.0175t & (t < 0.2) \\ 0.1465 & (t \geq 0.2) \end{cases}$$

ここで、 $t$  は時刻[sec]を表す。

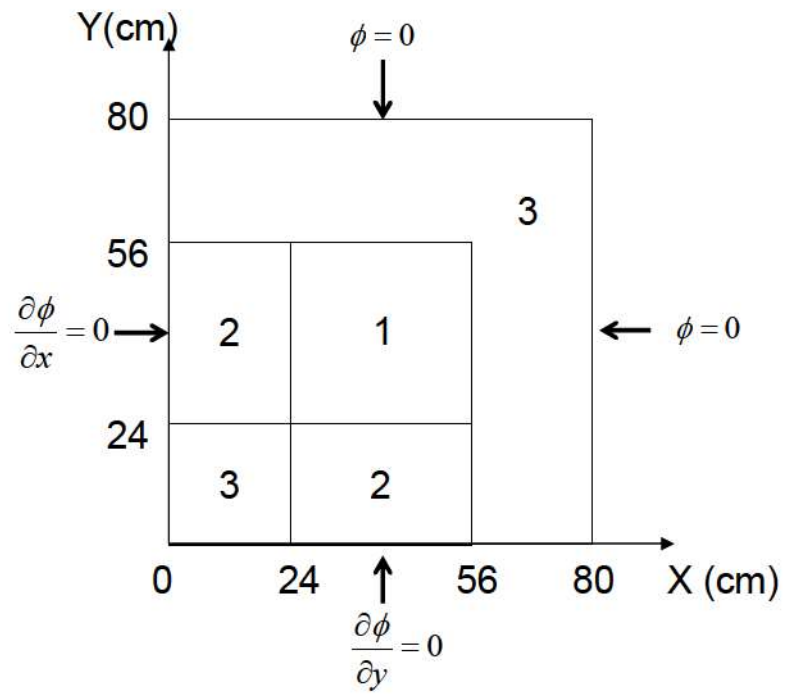


図 4-1 TWIGL ベンチマーク問題体系図



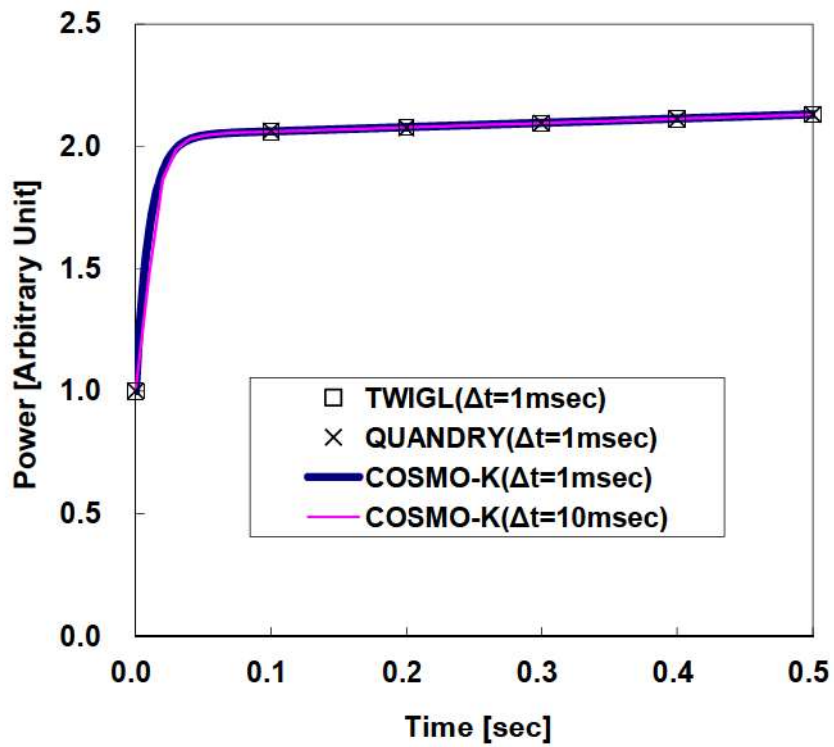


図 4-2 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ステップ状反応度添加の場合)

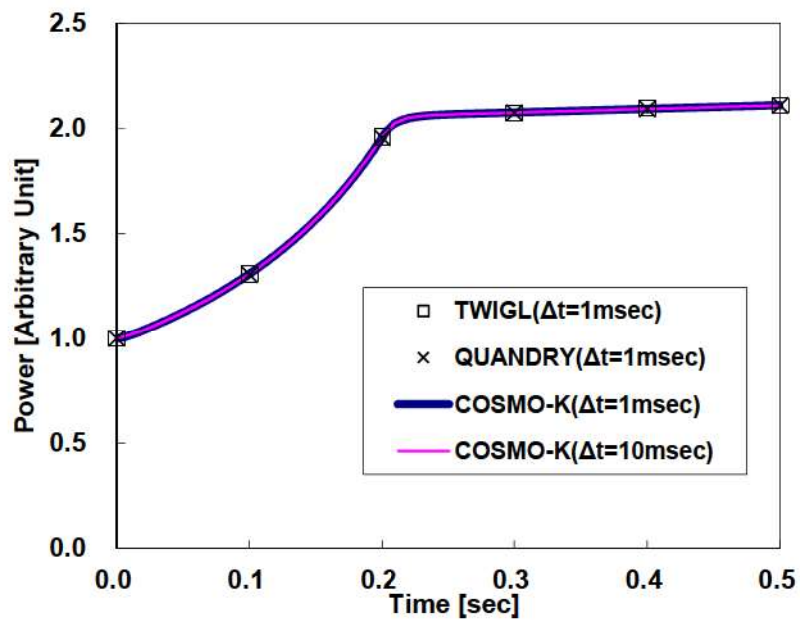


図 4-3 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ランプ状反応度添加の場合)

#### 4.2.2 LMW ベンチマーク<sup>[15][16]</sup>による検証

COSMO-Kコードの3次元中性子動特性モデルの検証として、LMW ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーの緩やかな事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

##### (1) LMW ベンチマークの概要

LMW ベンチマーク問題は、図 4-4及び図 4-5に示す PWR 炉心を模擬した体系において、制御棒グループ 1,2 がそれぞれ引き抜き、挿入された際の中性子過渡変化に関するベンチマーク問題である。本ベンチマーク問題では、中性子 2 群、遅発中性子 6 群の断面積データが表 4-3で与えられ、他の解析条件は表 4-4で与えられている。

##### (2) LMW ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kコードにより、図 4-4及び図 4-5で示された体系を実機解析と同等の10cm×10cm×10cmのメッシュに分割し、表 4-3の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、時間ステップ幅を0.1秒及び1秒の2ケースで評価を実施した。

##### (3) LMW ベンチマークの解析結果

図 4-6の結果に示すように、COSMO-Kによる解析結果は、いずれの時間ステップ幅の場合にも、参照解コードであるQUANDRYコード、PANTHERコードと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kコードは、反応度変化が緩やかな事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性（核分裂出力）の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。

表 4-3 LMW ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群	D[cm]	$\Sigma_a[\text{cm}^{-1}]$	$\nu \Sigma_f[\text{cm}^{-1}]$	$\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}[\text{cm}^{-1}]^*$
1	1	1.423913	0.01040206	0.006477691	0.0175555
	2	0.356306	0.08766217	0.1127328	-
2	1	1.423913	0.01095206	0.00647769	0.0175555
	2	0.356306	0.09146217	0.1127328	-
3	1	1.425611	0.01099263	0.007503284	0.01717768
	2	0.350574	0.09925634	0.1378004	-
4	1	1.634227	0.002660573	0.0	0.02759693
	2	0.264002	0.04936351	0.0	-

\*上方散乱  $\Sigma_{s,2 \rightarrow 1}$ 、自群散乱  $\Sigma_{s,1 \rightarrow 1}$ 、 $\Sigma_{s,2 \rightarrow 2}$  は 0 である。

核分裂スペクトル、核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	$\chi [-]$	$\nu [-]$	$v [\text{cm/sec}]$
1~3	1	1.0	2.5	$1.25 \times 10^7$
	2	0.0		$2.5 \times 10^5$
4	1	0.0	0.0	$1.25 \times 10^7$
	2			$2.5 \times 10^5$

遅発中性子データ

物質	遅発中性子 先行核の群	$\beta [-]$	$\lambda [\text{sec}^{-1}]$
1~3	1	0.000247	0.0127
	2	0.0013845	0.0317
	3	0.001222	0.115
	4	0.0026455	0.311
	5	0.000832	1.40
	6	0.000169	3.87

ここで、D は拡散係数、 $\Sigma_a$  は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$  は生成断面積、 $\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$  は 1 群から 2 群への散乱断面積、 $\chi$  は核分裂スペクトル、 $\nu$  は核分裂あたりの中性子発生数、 $v$  は中性子速度、 $\beta$  は遅発中性子割合、 $\lambda$  は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

表 4-4 LMW ベンチマーク問題における解析条件

①初期条件	炉心出力密度	150W/cc
	制御棒グループ 1	全引き抜き
	制御棒グループ 2	50%挿入
②過渡条件	反応度帰還	なし
	制御棒グループ 1	7.5~47.5 秒の間 3cm/sec で挿入
	制御棒グループ 2	0~26.6 秒間 3cm/sec で引き抜き

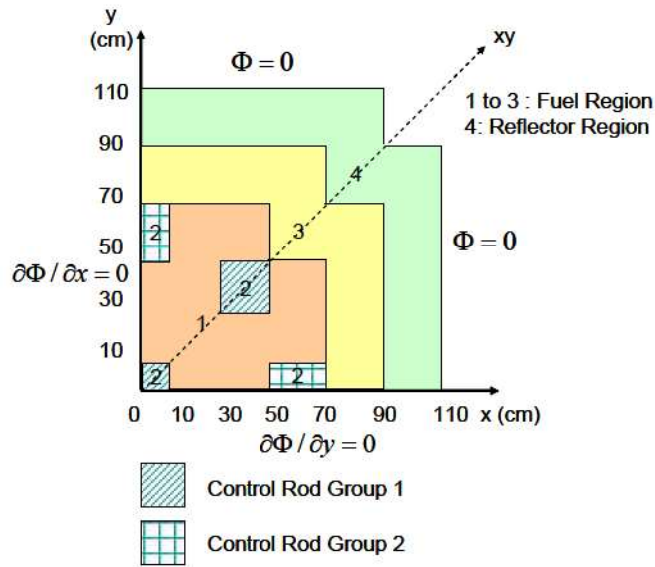


図 4-4 LMW ベンチマーク問題体系図 (水平方向)

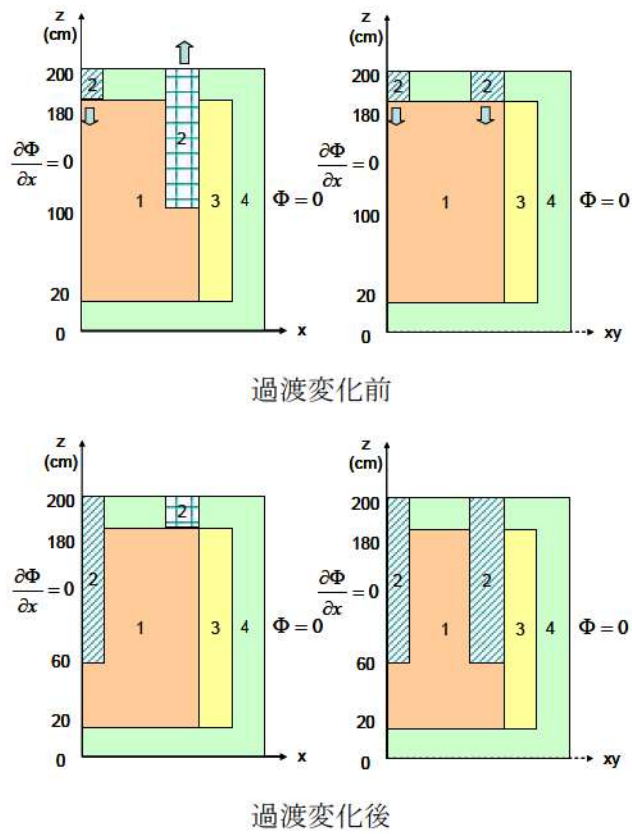


図 4-5 LMW ベンチマーク問題体系図 (鉛直方向)

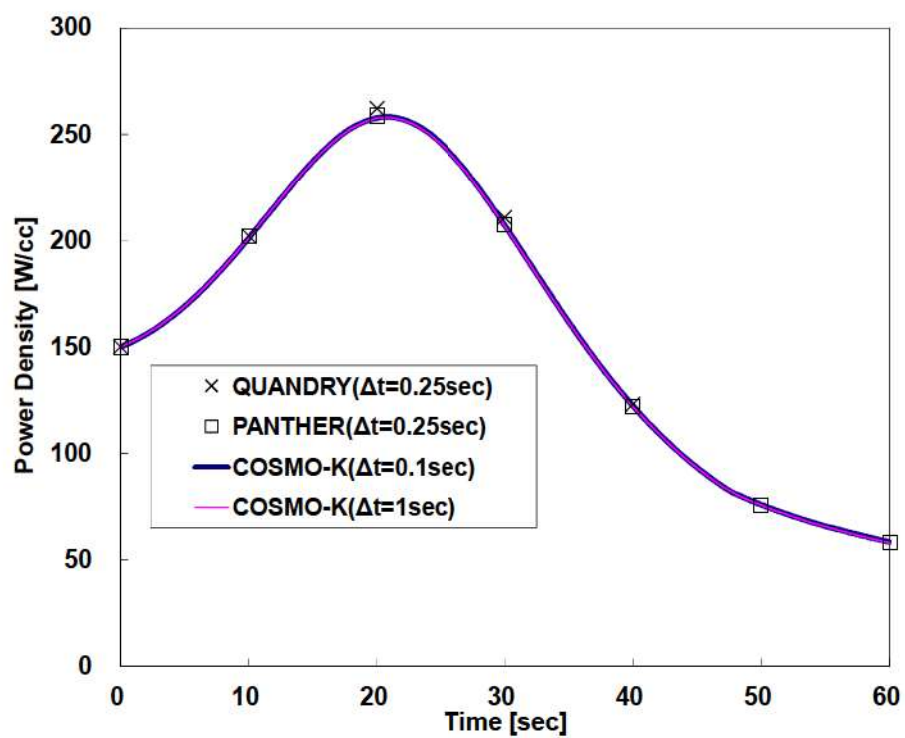


図 4-6 LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

### 4.3 モンテカルロコードとの比較

#### 4.3.1 ドップラ反応度帰還効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節ではドップラ反応度帰還に関連する燃料温度変化に起因する核定数の変化を、実機炉心解析において想定される燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大せず、適切に評価できることの確認を行う。GALAXYコードにおける核定数の算出は、添付2に示すとおり、集合体体系で燃料棒（ピンセル）毎の実効断面積を計算し、これを入力として集合体内の中性子束分布を計算することにより行われる。GALAXYコードにおける集合体体系の中性子束計算は、添付2に記載のとおり、複数の燃料幾何形状（14×14型、15×15型、17×17型）を対象に、燃料組成、燃料温度等の広範な条件に対して連続エネルギーモンテカルロコードを用いた燃料棒出力の比較により検証されていることから、GALAXYコードにおいて典型的なピンセル体系にて燃料温度が変化した際の反応度変化を適切に取り扱えることが確認できれば、集合体体系の中性子束計算の検証と組み合わせることで、ドップラ反応度帰還に関連する核定数変化も適切に取り扱うことができるといえる。

このことから、本検証では、GALAXYコードに対してピンセル体系で検証を行うこととし、燃料温度変化に起因する反応度変化（ドップラ温度係数）を適切に予測できることを、連続エネルギーモンテカルロコードMVPとの比較により確認する。また、ドップラ効果は、燃料温度変化に伴い共鳴吸収量が増加する結果として表れる負の反応度帰還効果であり、大きな共鳴吸収を有する核種の存在量、即ち燃料種類、組成及び燃焼度に強く依存する効果である。そのため、本検証においては、実機炉心解析で考えられる燃料種類、組成及び燃焼度を包絡する条件に対して検証を実施する。この検証範囲を包絡できる検証問題として、ドップラ反応度帰還効果のベンチマークとして広く利用されている Doppler-Defect Benchmark<sup>[17]</sup>に加え、燃焼燃料に対する検証も追加して実施することとした。

本検証においては、GALAXYコード、MVPコードともに、実機炉心解析と同じく米国の標準核データライブラリであり十分な信頼性を有する ENDF/B-VII.0<sup>[18]</sup>を用いた比較を行った。核データライブラリの妥当性については、4.5節に記載の SPERT-III E-core 実験解析によるドップラ反応度帰還効果の妥当性確認において、実験結果との比較により確認している。

#### (1) Doppler-Defect Benchmark<sup>[17]</sup>概要

Doppler-Defect Benchmark<sup>[17]</sup>は、Los Alamos National Laboratory(LANL)によって公開されているドップラ反応度帰還効果に関する数値実験ベンチマークである。本ベンチマークでは、ウラン燃料、MOX 燃料ピンセル体系において、ウラン燃料ではウラン濃縮度について 0.711wt%～5.0wt%、MOX 燃料では PuO<sub>2</sub> 濃度について 1.0wt%～8.0wt%の種々の条件が与えられている。これらの組成条件において、燃料温度を 600K(HZP 相当)、900K(HFP 相当)の条件として、実効増倍率を計算し、得られた実効増倍率からドップラ温度係数を評価する仕様である。この燃料温度の変化範囲は、ATWSにおける燃料温度の変動範囲を包絡する条件である。なお、参考文献[17]では、本ベンチマーク問題において、多数の計算コード又は核データライブラリの組み合わせによる評価結果から得られた

ドップラ温度係数の標準偏差は、10%以内であることが示されている。

## (2) 解析条件

**Doppler-Defect Benchmark** ベンチマーク問題における主要な解析条件を表 4-5に、幾何形状の条件を表 4-6及び図 4-7に示す。これらを入力条件とし、燃料温度 600K、900K において、GALAXYコード、MVPコードのそれぞれで実効増倍率を評価した。なお、MVPコードにおける中性子サンプリング数の条件を表 4-9に示す。この燃料温度変化幅と中性子サンプリング数での評価条件におけるドップラ温度係数に対するモンテカルロ計算の統計誤差は約 0.8%程度となる。

また、本ベンチマークに加えて、5.0wt%ウラン燃料を対象とした 80GWd/t までの燃焼燃料、及び 8.0wt%MOX 燃料を対象とした 60GWd/t までの燃焼燃料に対する検証問題について本ベンチマーク問題と同一の解析条件により実施した。これに加えて、燃焼に伴う GALAXYコードの核種数密度の算出誤差がドップラ温度係数に与える影響を見積もる観点から、連続エネルギーモンテカルロ燃焼計算コード MVP-BURNにより算出した核種数密度を入力として MVPコードにより評価したドップラ温度係数と、GALAXYコードにより評価したドップラ温度係数（核種数密度は GALAXYにより算出）との比較を実施した。MVP-BURNコードとの比較では、4.8wt%ウラン燃料、代表組成 MOX 燃料を対象として、表 4-7及び表 4-8に示す条件を用いて評価を実施した。

## (3) 解析結果

ウラン燃料、MOX 燃料及び燃焼燃料における GALAXYコードと MVPコードのドップラ温度係数の比較結果を図 4-8～図 4-11に示す。本結果より、MVPコードとのドップラ温度係数の差異の標準偏差は 1.5%以下であり、GALAXYコードの結果は、ATWSで発生する燃料温度の範囲において、MVPコードとの比較により燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく燃料温度変化に起因する核種数の変化を適切に評価できることが確認できた。

また、MVP-BURNコードにより算出した核種数密度を入力とした MVPコードと GALAXYコードのドップラ温度係数の比較結果を図 4-12～図 4-13に示す。この結果より、MVPコードとのドップラ温度係数の差異の標準偏差は 2.0%以下であり、GALAXYコードと MVP-BURNコードにより算出した核種数密度の差異がドップラ温度係数に与える影響は軽微であることが確認できた。このように、計算上の近似の少ない連続エネルギーモンテカルロ法を用いた燃焼計算により算出された核種数密度を用いた場合においても、ドップラ温度係数への影響が軽微であることから、燃焼に伴う GALAXYコードの核種数密度の算出誤差がドップラ温度係数に与える影響についても軽微であると考えられる。

このことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、ドップラ反応度帰還効果は差異が拡大することなく適切に取り扱うことができるといえる。

ドップラ反応度帰還効果の不確かさは、今回実施したモンテカルロコードとの比較、及び SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。



表 4-5 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系 (図 4-7)
燃料タイプ	①ウラン燃料 ②MOX 燃料
燃料組成 (wt%)	①ウラン濃縮度 : 0.711, 1.6, 2.4, 3.1, 3.9, 4.5, 5.0 ②PuO <sub>2</sub> 濃度 : 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0
燃焼度(GWd/t)	0 (図 4-8及び図 4-9) 20,40,60,80(5.0wt%ウラン燃料で実施) (図 4-10) 20,40,60 (8.0wt%MOX 燃料で実施) (図 4-11)
減速材温度 (K)	600
燃料温度 (K)	600 (HZP), 900 (HFP)
ほう素濃度(ppm)	1,400
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-6 幾何形状入力条件

パラメータ	HZP(600K)	HFP(900K)
燃料棒外半径(cm)	0.39398	0.39433
燃料被覆管内半径(cm)	0.40226	0.40226
燃料被覆管外半径(cm)	0.45972	0.45972
燃料棒ピッチ(cm)	1.26678	1.26678

表 4-7 主要解析条件 (MVP-BURNコードを用いた場合)

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系 (図 4-7) <sup>3</sup>
燃料タイプ	①ウラン燃料 ②MOX 燃料
燃料組成 (wt%)	①ウラン濃縮度 : 4.8 ②Pu 含有率 : 約 10.6
燃焼度(GWd/t)	20,40,60 (図 4-12) 20,40,60 (図 4-13)
減速材温度 (K)	580
燃料温度 (K)	600 (HZP), 900 (HFP)
ほう素濃度(ppm)	約 900
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-8 幾何形状入力条件 (MVP-BURNコードを用いた場合)

パラメータ	HZP,HFP 共通
燃料棒外半径(cm)	0.412
燃料被覆管内半径(cm)	0.412 <sup>3</sup>
燃料被覆管外半径(cm)	0.476
燃料棒ピッチ(cm)	1.265

<sup>3</sup> 燃料被覆管ギャップは燃料被覆管領域に均質化して取り扱っている。

表 4-9 MVPコードの中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	10 万
バッチ数	1010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1 億

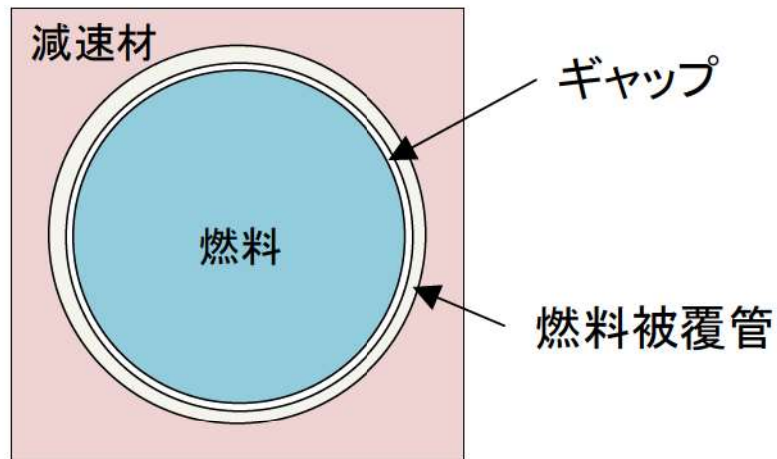


図 4-7 検証体系

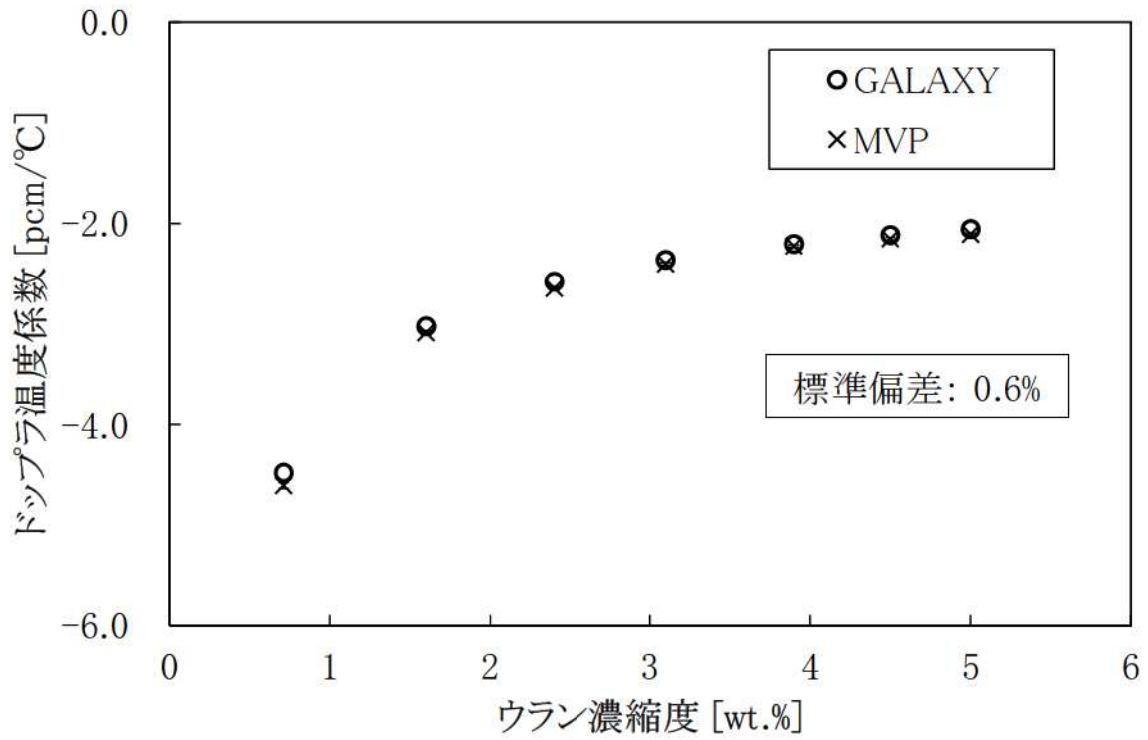


図 4-8 ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

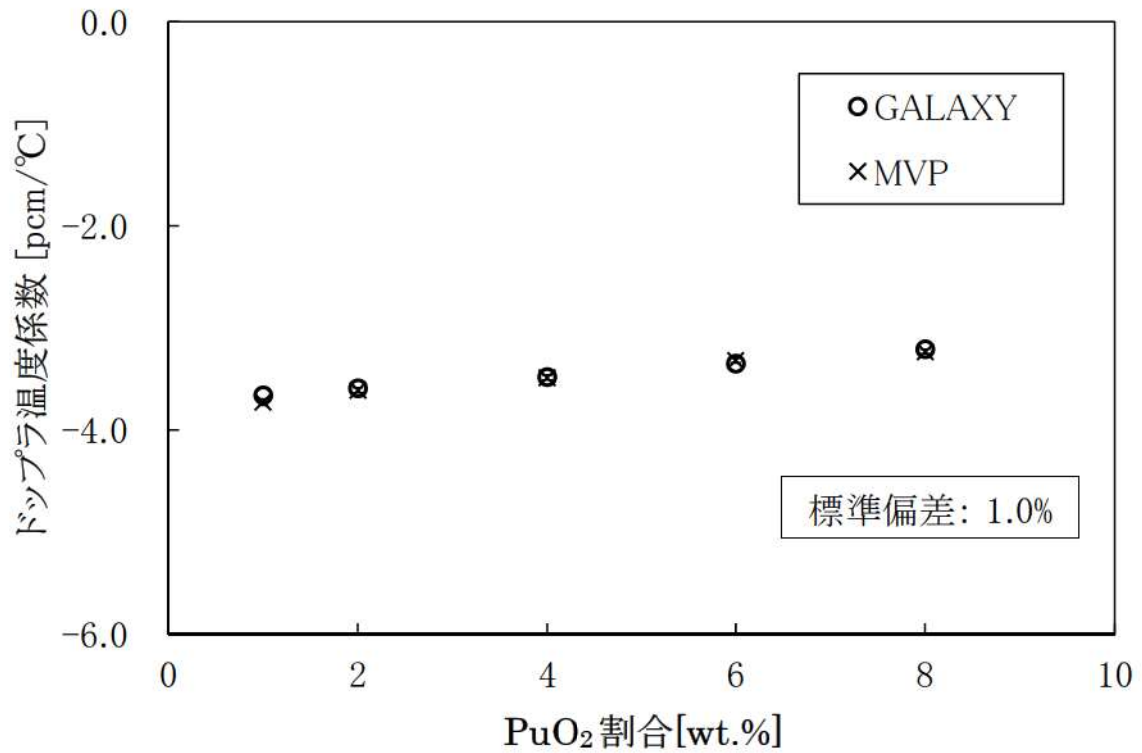


図 4-9 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

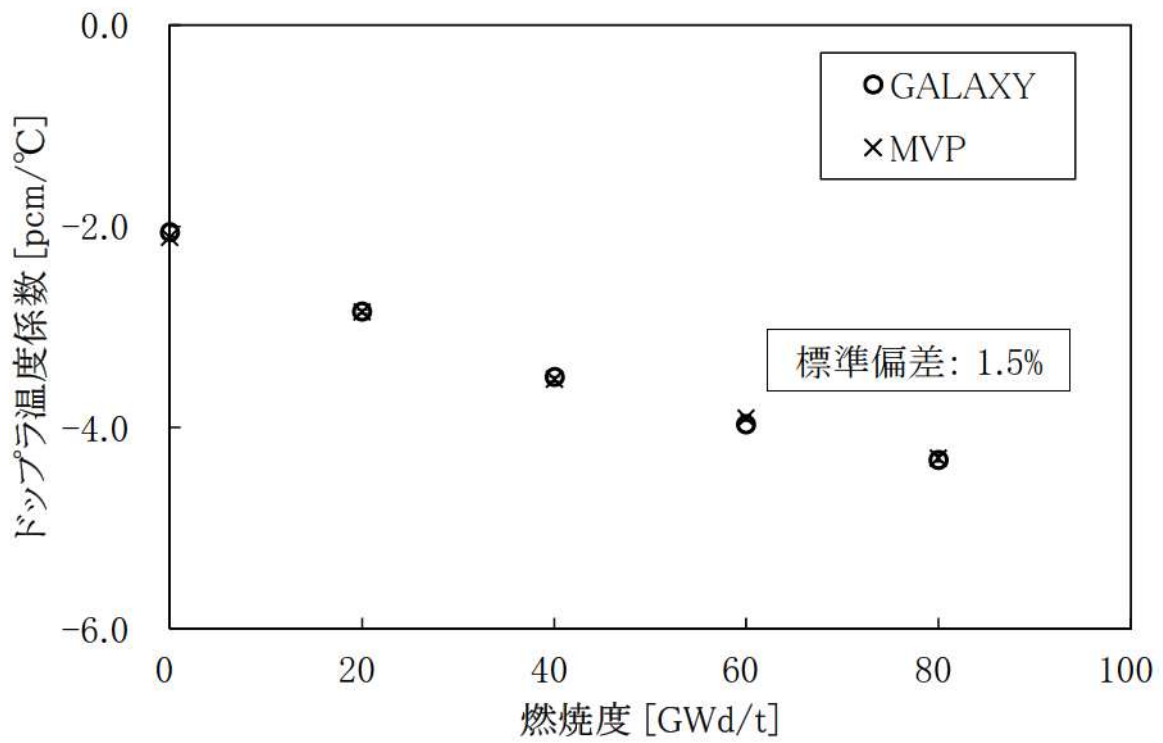


図 4-10 燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

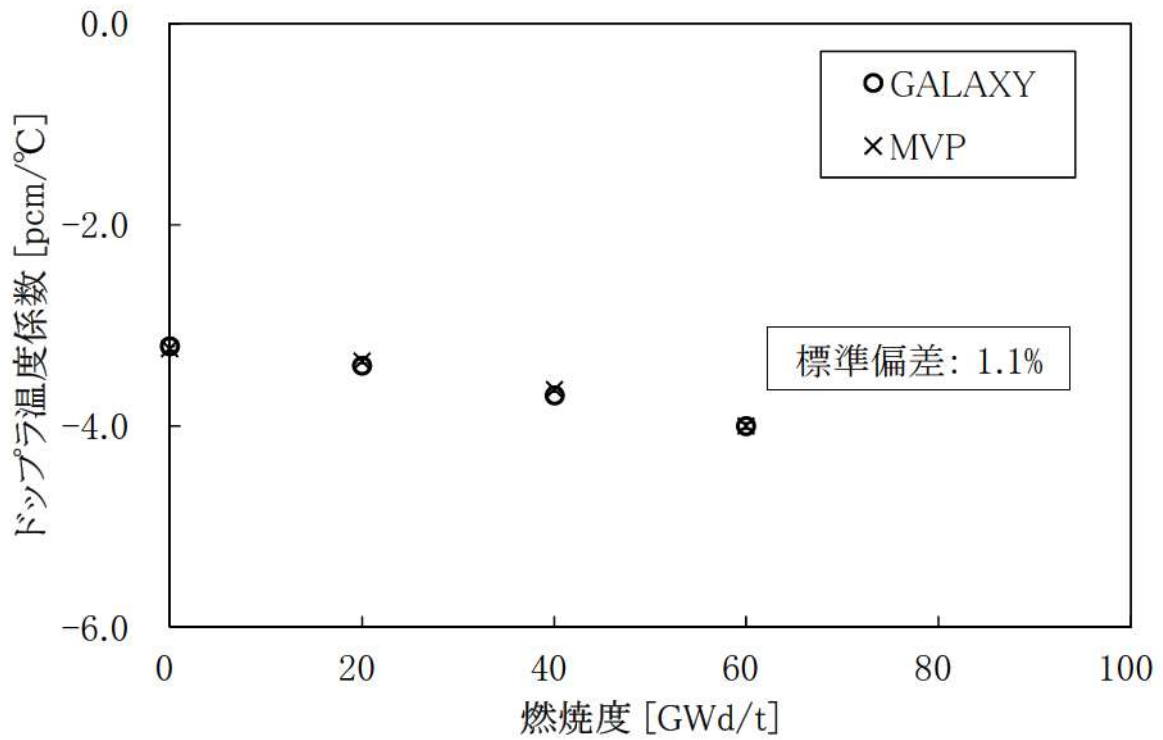


図 4-11 燃焼 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

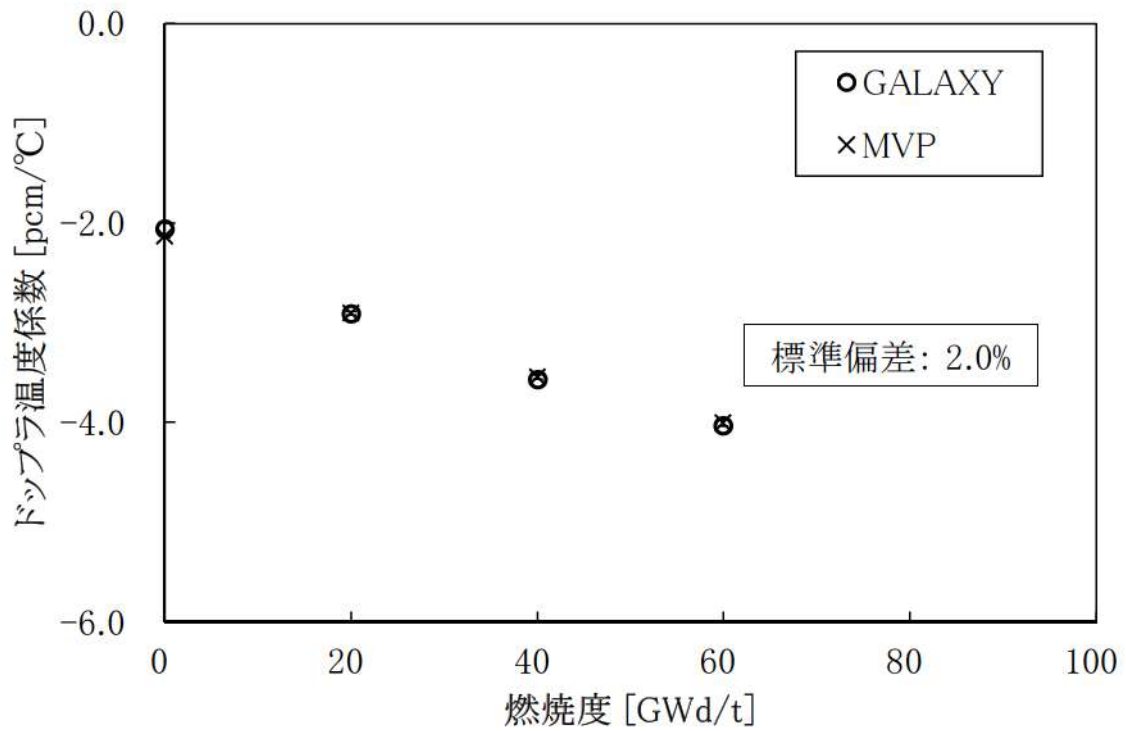


図 4-12 燃焼ウラン燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

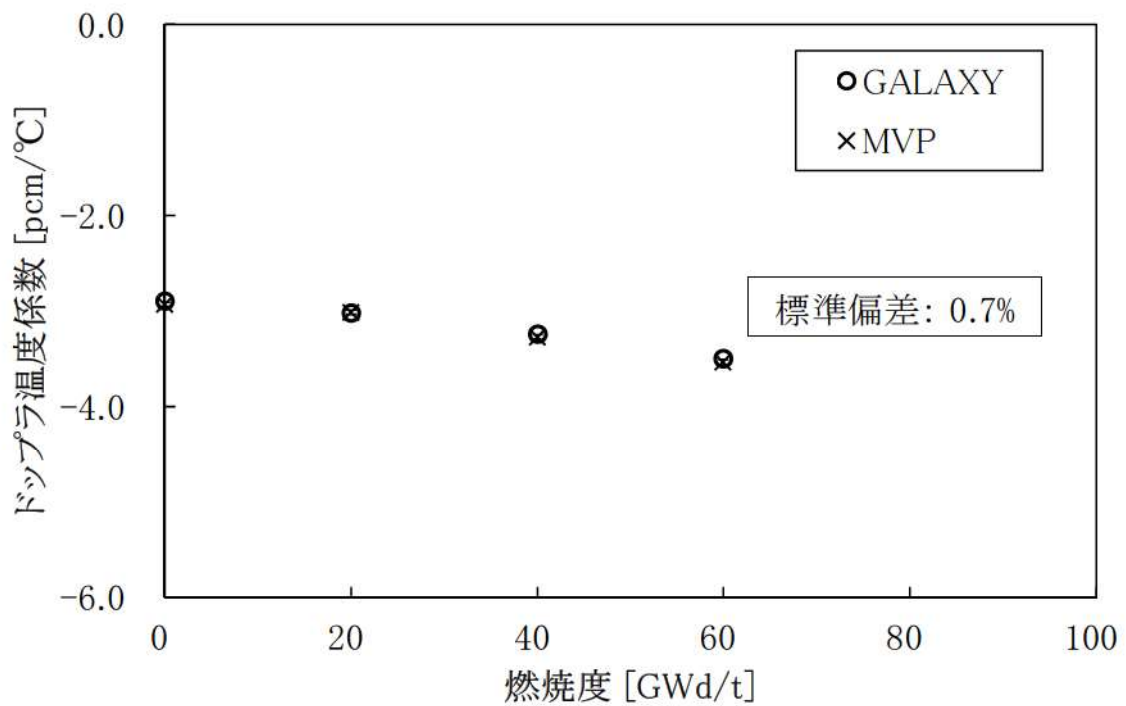


図 4-13 燃焼MOX燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

#### 4.3.2 減速材反応度帰還効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節では減速材反応度帰還に関連する減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることの確認を行う。4.4節に示す実機炉物理検査の減速材温度係数測定検査において、2、3及び4ループ PWR に対する実機炉心体系における高温零出力状態（HZP）での減速材反応度帰還効果の妥当性が確認されている。そのため、GALAXYコードによる核定数計算（集合体計算）段階で、ATWS事象評価で想定される減速材密度、ほう素濃度の変動範囲において、減速材反応度帰還効果の差異が HZP 条件から拡大しないことを確認できれば、実機炉心体系における当該運転条件の範囲内での減速材反応度帰還効果も適切に取り扱うことができるといえる。

本検証では、GALAXYコードと連続エネルギーモンテカルロコードMVPによる集合体計算において、通常運転状態（高温零出力～高温全出力：減速材密度  $0.6\sim 0.8\text{g/cm}^3$ ）からATWSにおいて最も減速材密度が低い状態となる減速材密度  $0.4\text{g/cm}^3$  を包絡する範囲において、減速材密度が変化した際の反応度変化である減速材密度係数を評価し、両者の比較を実施した。この検証範囲は、4.4節の炉物理検査（減速材温度係数測定検査）にて減速材反応度帰還の妥当性を確認している HZP 条件（減速材密度：約  $0.75\text{g/cm}^3$  に相当）を包絡している。

なお、本検証では、4.3.1節と同様に共通の核データライブラリ（ENDF/B-VII.0）を用いており、核データライブラリの妥当性については、4.4節の炉物理検査（減速材温度係数測定検査）における減速材反応度帰還効果の妥当性確認において確認している。

##### (1) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク概要

ATWSにおける減速材反応度帰還効果の検証は、前述のとおりATWSにおける減速材密度変動範囲を包絡する条件である減速材密度  $0.4\sim 0.8\text{g/cm}^3$  の範囲において、実効増倍率を評価し、それらから減速材密度係数を評価することとした。

##### (2) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク解析条件

本検証では、17行17列格子配列 4.8wt%ウラン燃料集合体及び 10wt%Gd入り 4.8wt%ウラン燃料集合体及び代表組成 MOX 燃料集合体の単一集合体体系を対象に、GALAXYコード、MVPコードのそれぞれで実効増倍率を評価した。主要な解析条件を表 4-10に示す。なお、減速材反応度帰還特性に対して影響を有するほう素濃度については、通常運転時に発生する範囲を考慮して、0ppm～3,000ppm の条件で評価を実施した。また、MVPコードの中性子サンプリング数の条件を表 4-11に示す。

##### (3) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク解析結果

GALAXYコードとMVPコードによる減速材密度係数の評価結果の比較を図 4-14～図 4-22に示す。GALAXYコードの結果は、種々の燃料タイプ及び燃焼度に対して、ATWSで発生する減速材密度の範囲において、いずれのほう素濃度状態においてもMVPコードの結果と特異な傾向なく一致しており、減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることが確認できた。こ

のことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、GALAXYコードによる減速材反応度帰還特性は、ATWS事象評価で想定される減速材密度、ほう素濃度の変動範囲においても、炉物理検査にて減速材温度係数の精度が確認されている HZP 条件（減速材密度：約  $0.75\text{g/cm}^3$  に相当）から差異が拡大していないことが確認され、減速材反応度帰還効果を適切に取り扱うことができるといえる。また、本検証結果より、MVPコードとの減速材密度係数の差異の標準偏差は、 $0.4\% \Delta k/k' / (\text{g/cm}^3)$  であることを確認したが、減速材反応度帰還効果の不確かさは、モンテカルロコードとの比較及び炉物理検査（減速材温度係数測定検査）（4.4節）を踏まえて検討することとする。

表 4-10 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	17 行 17 列燃料集合体
燃料タイプ	①4.8wt%ウラン燃料集合体 ②10wt%Gd 入り 4.8wt%ウラン燃料集合体 ③代表組成 MOX 燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	①4.8wt%ウラン燃料集合体： 0, 20,40,60,80 ②10wt%Gd 入り 4.8wt%ウラン燃料集合体： 0, 10, 20 ③代表組成 MOX 燃料集合体： 0, 20,40,60
ほう素濃度 (ppm)	0、 1,500、 3,000
減速材密度(g/cm <sup>3</sup> )	0.4、 0.5、 0.6、 0.7、 0.8
減速材温度(°C)	286.85
燃料温度(°C)	286.85
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-11 MVP コードの中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	1 万
バッチ数	1,010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1000 万



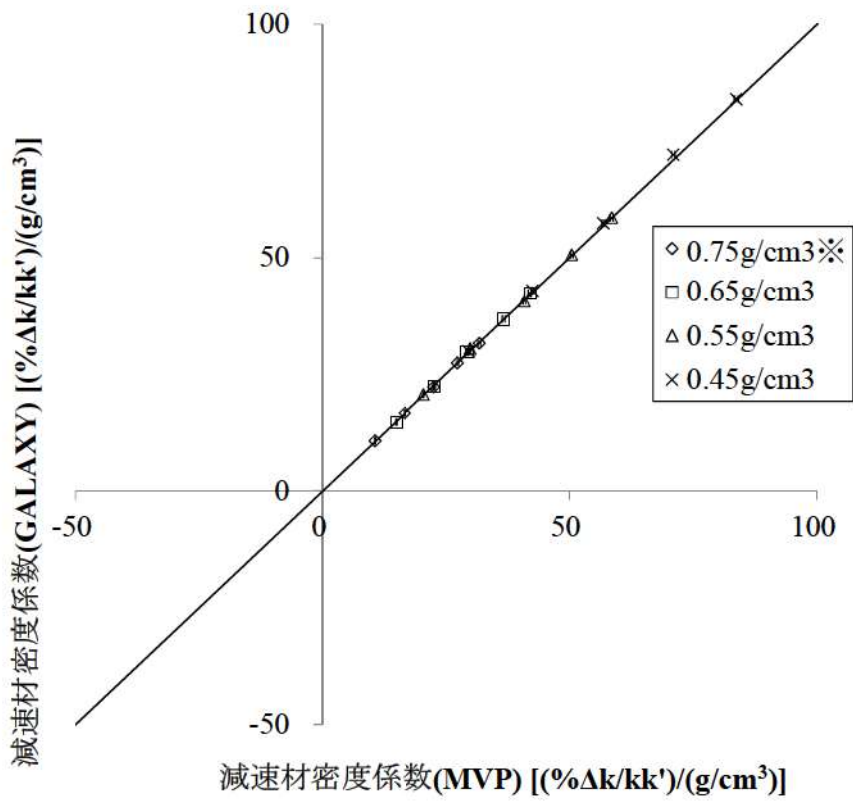


図 4-14 減速材密度係数の比較結果 (ウラン燃料、0ppm 条件)

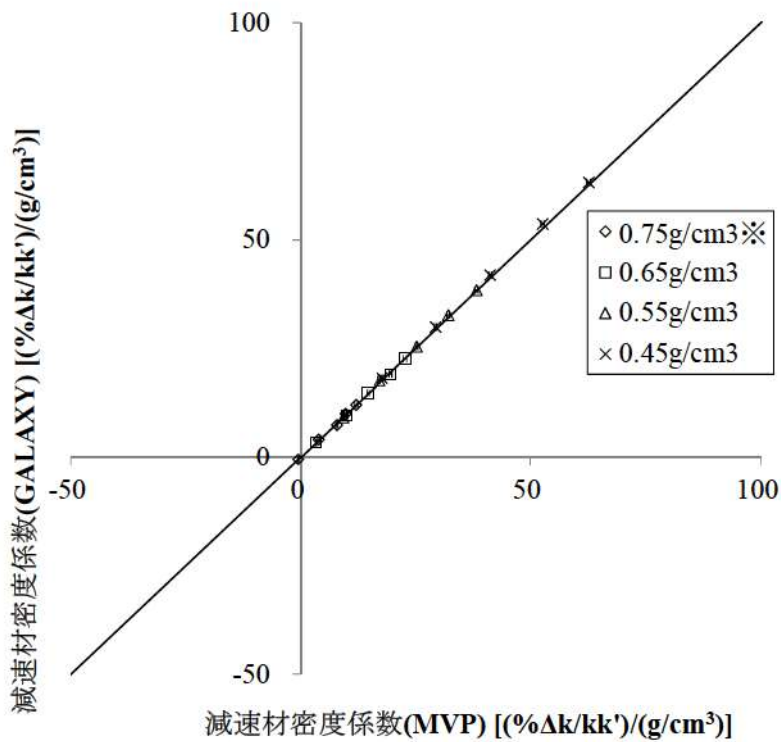


図 4-15 減速材密度係数の比較結果 (ウラン燃料、1,500ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度( $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ )が確認されている領域

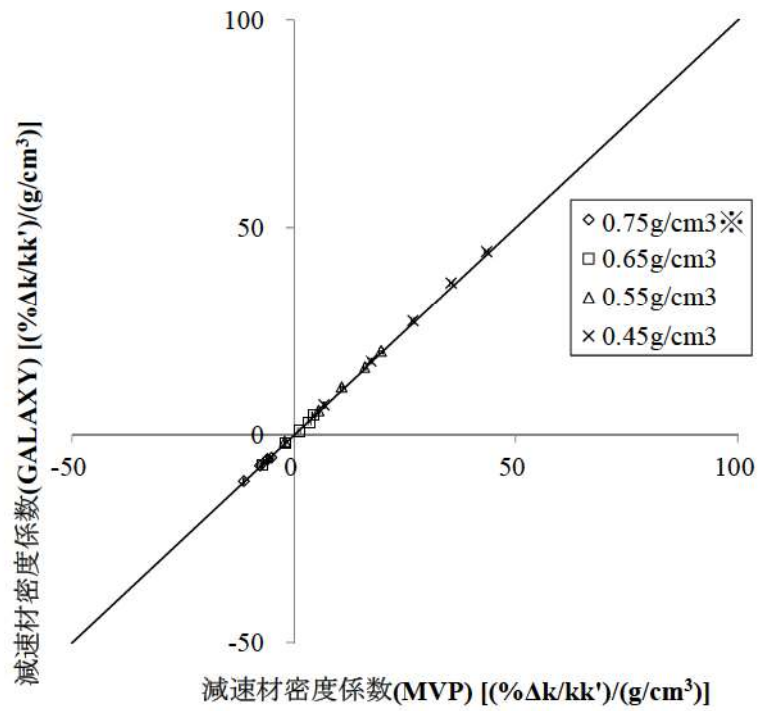


図 4-16 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3,000ppm 条件）

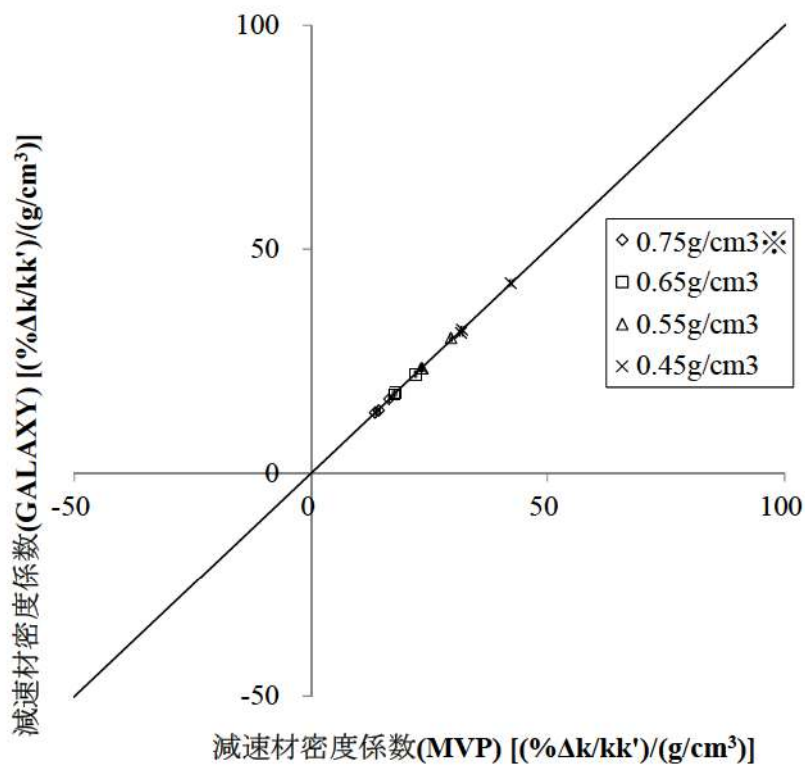


図 4-17 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度(±3.6pcm/°C)が確認されている領域

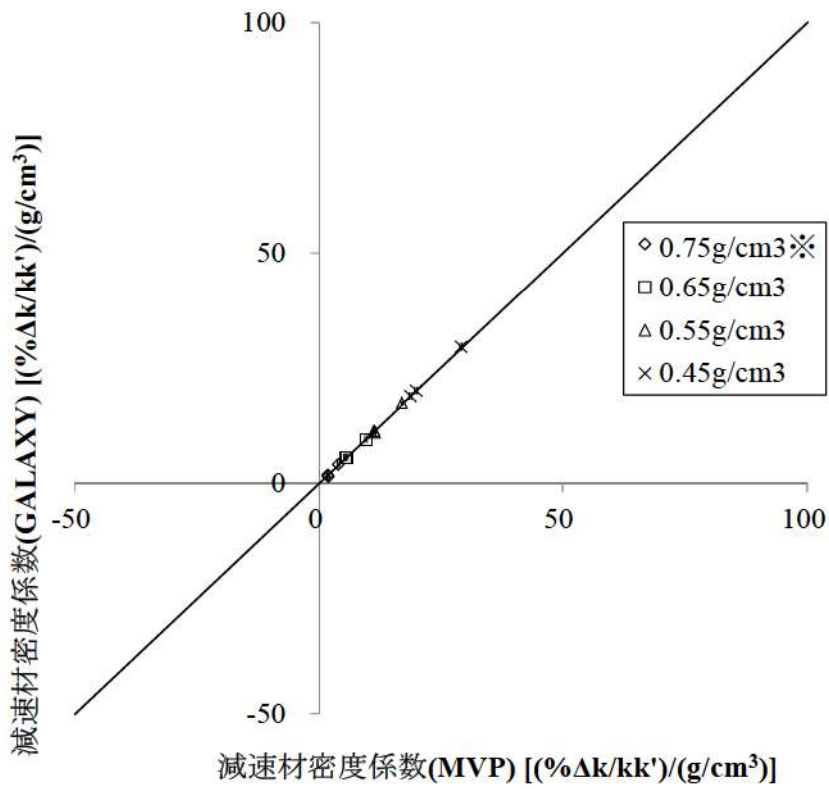


図 4-18 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1,500ppm 条件）

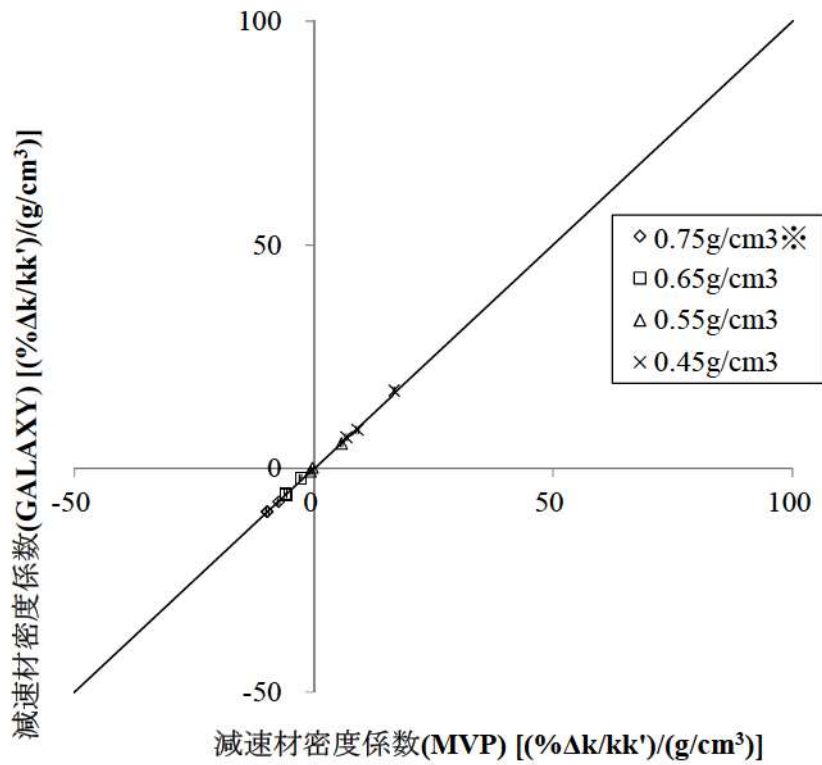


図 4-19 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3,000ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度( $\pm 3.6 \text{pcm}/^\circ\text{C}$ )が確認されている領域

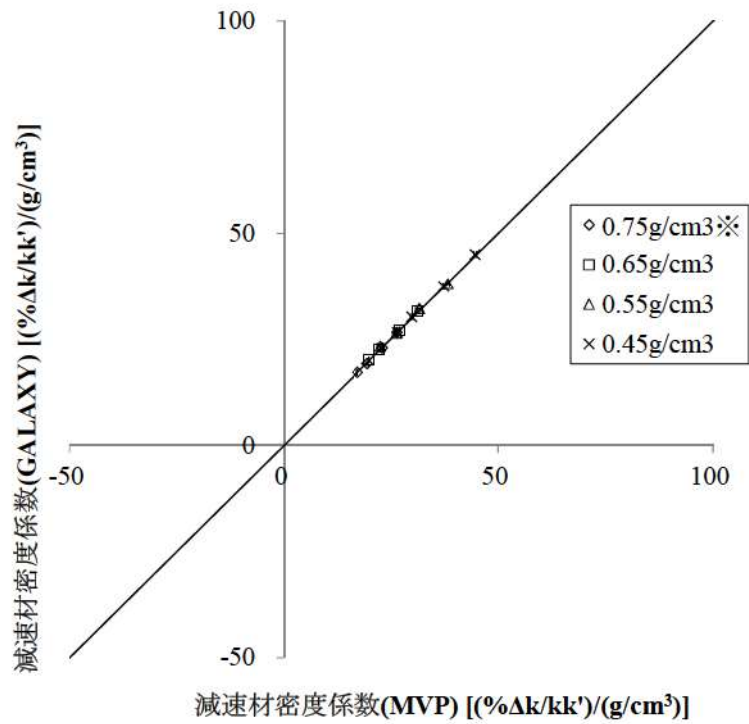


図 4-20 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、0ppm 条件)

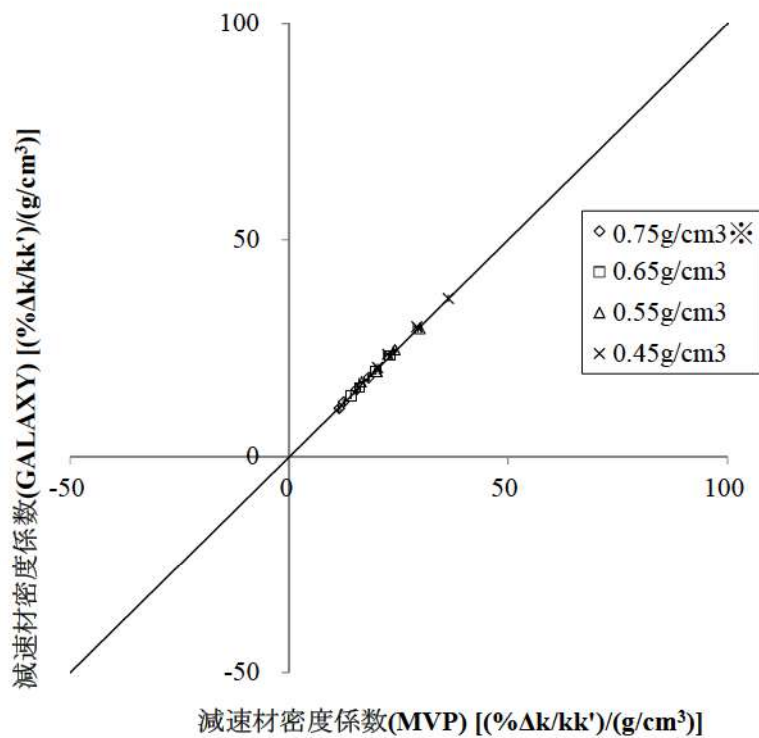


図 4-21 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、1,500ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度( $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ )が確認されている領域

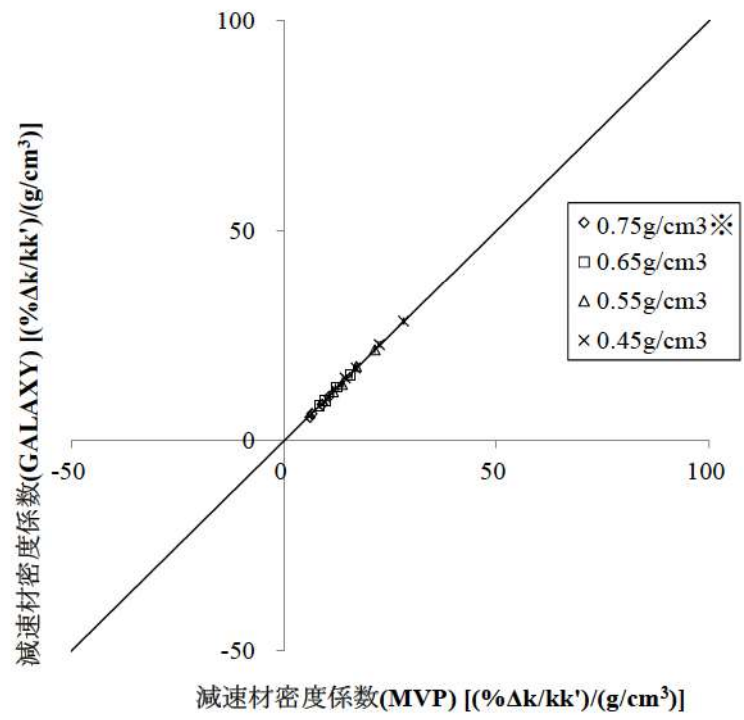


図 4-22 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、3,000ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度(±3.6pcm/°C)が確認されている領域

#### 4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

COSMO-Kコードの炉心体系における減速材反応度帰還効果の妥当性確認として、高温零出力時炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較を実施した。この減速材温度係数測定検査は、1次冷却材温度変化に伴う反応度変化を測定する検査である。しかし、1次冷却材温度の変化とともに燃料温度も変化することから、直接的に測定される反応度係数は等温温度係数（減速材温度変化に伴う減速材反応度帰還効果と燃料温度変化に伴うドップラ反応度帰還効果を合わせたもの）である。そのため、反応度帰還効果の妥当性確認に当たっては、等温温度係数の測定値と計算値の比較を行った。

なお、本比較の目的は前述のとおり、COSMO-Kコードの炉心体系における減速材反応度帰還効果の妥当性確認のため等温温度係数測定結果との比較を実施するものであるため、等温温度係数の計算に当たっては、COSMO-Kコードと核定数フィードバックモデルが同一である静特性解析コードのCOSMO-Sを用いた。なお、核定数の作成にはGALAXYコードを用い、核データライブラリは実機解析と同じく ENDF/B-VII.0 を用いた。

##### (1) 対象炉心及び解析条件

対象としたプラント及び炉心の主要仕様を表 4-12に示す。ループ数（2、3及び4ループ）及び燃料タイプ（14×14型、15×15型、17×17型）の異なる4プラントの複数サイクルを対象に、COSMO-Sコードを用いて高温零出力における等温温度係数を計算した。評価に当たっては、当該サイクルの炉心設計情報（燃料装荷パターンや燃焼度分布等）に基づき、図 3-6に示すノード分割に基づいた炉心モデルを構築した。

##### (2) 等温温度係数の解析結果

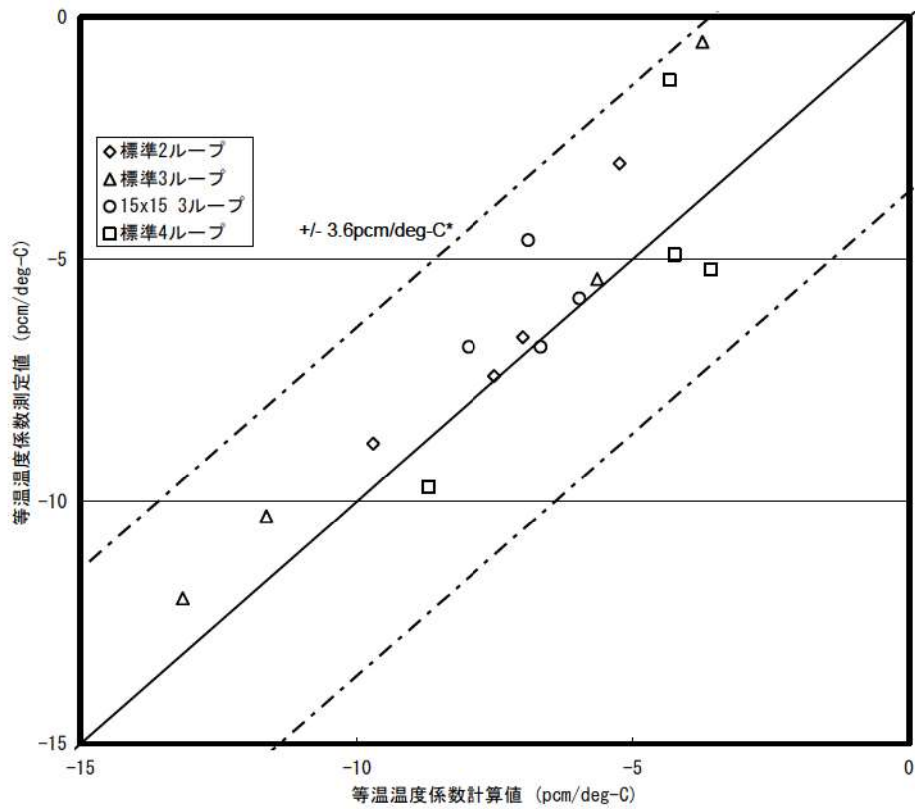
COSMO-Sコードによる計算結果と測定結果の比較を図 4-23に示す。COSMO-Sによる計算値と測定結果は、減速材温度係数測定検査の判断基準である $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の範囲で測定値と一致していることから、COSMO-Sコードは、等温温度係数の計算として $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 以内の精度を有しているといえる。

##### (3) 減速材反応度帰還効果の不確かさ

(2)で述べた $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ は、測定の不確かさ並びに減速材反応度帰還効果及びドップラ反応度帰還効果の計算の不確かさが重ね合わさったものである。しかし、それぞれを分離することは困難であるため、測定とドップラ反応度帰還効果の計算の不確かさを含んだ $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ を減速材反応度帰還効果の計算の不確かさとして取り扱う。通常運転状態（高温零出力～高温全出力）から1次冷却材温度が上昇した出力運転時の炉心状態においても、4.3.2節に示すように高温零出力から差異が拡大することはないとの結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ はATWS事象の事象進展中の広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、COSMO-Sコードと同じ核定数フィードバックモデルを有するCOSMO-Kコードについても、この不確かさは適用可能である。

表 4-12 炉心解析対象プラントの仕様概要

プラントタイプ	14×14・2 ループ	17×17・3 ループ	15×15・3 ループ	17×17・4 ループ
サンプル数 (炉心数)	4	4	4	4
燃料タイプ	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)
集合体燃焼度制限	ウラン：48 及び 55GWd/t	ウラン：48 及び 55GWd/t MOX：45GWd/t	ウラン：48 及び 55GWd/t	ウラン：48GWd/t MOX：45GWd/t



\*炉物理検査における判断基準 (ANSI/ANS-19.6. 1-2011)

図 4-23 等温温度係数の測定値と計算値の比較



#### 4.5 SPERT-III E-core<sup>[19]</sup>実験解析

SPARKLE-2コード(COSMO-K及びMIDACコード)の中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果を中心とした核熱結合計算の総合的な妥当性確認として、SPERT-III E-core 実験解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、1950年代に実施された反応度添加実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。

##### (1) SPERT-III E-core 実験概要

SPERT-III E-core は4.8wt%ウラン集合体が装荷された小型LWR炉心である。図4-24に炉心図を示す。燃料集合体は、5×5もしくは4×4燃料格子配列である。SPERT-IIIでは、低温零出力(CZP)、高温零出力(HZP)、高温停止(HSD)、高温全出力(HFP)の様々な初期条件から、図4-25に示すような制御棒(Transient Rod)の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度添加実験を行っている。

本実験解析の目的は、中性子動特性及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の妥当性を確認することであり、HZPからの反応度添加実験であるTEST 60及びTEST 62、HFPからの反応度添加実験であるTEST 86について解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、各々の初期状態から反応度添加により炉心出力が上昇し、主としてドップラ反応度帰還効果により炉心出力が低下する事象であり、ATWSで対象とする燃料温度変化範囲のドップラ反応度帰還効果の妥当性確認として有効な、TEST60、TEST62及びTEST 86を選定している。

ATWSでは、中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果が重要現象となるが、本実験解析では反応度投入事象を対象としているため、減速材反応度帰還効果の妥当性確認としては適当ではないが、中性子動特性とドップラ反応度帰還効果の妥当性確認としては有効である。中性子動特性については、反応度投入事象であり中性子束分布の局所的な変化を伴う急峻な出力応答が対象となるため、ATWSのような緩やかな事象進展に比べ、動特性計算にとっては厳しい条件での解析となっている。また、ドップラ反応度帰還効果に関しては、制御棒が引き抜かれる近傍の燃料において400℃以上の温度変化が起こる事象であるため、ATWSでの燃料温度変化(約300℃)よりも大きな変動が生じている。したがって、SPERT-III E-core 実験解析によって、中性子動特性計算とドップラ反応度帰還計算については、ATWSより厳しい条件での妥当性確認になっているといえる。

なお、本実験解析では、COSMO-Kコードにおけるドップラ反応度帰還効果の入力となる燃料温度変化はMIDACコードから提供されるため、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還の妥当性確認としても有効であり、また、本解析における炉心内熱流動解析もMIDACコードにより行っているため、COSMO-KとMIDACによる核熱結合計算の妥当性確認としても有効である。

## (2) SPERT-III E-core 解析条件

TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要を表 4-13に示し、燃料仕様を表 4-14に示す。なお、SPERT-IIIの実験の条件として、添加反応度が公開されていることから、制御棒の核定数及び引き抜き速度を、測定値の添加反応度を再現するように設定した。これはピーク出力の到達時刻をわずかに調整したことに相当し、ピーク出力そのもの、及び放出エネルギーに関する調整は行っていない。また、ピーク出力近傍から出力が低下していく挙動に対してはドップラ反応度帰還効果が支配的であることから本調整による影響を受けず、ここでの妥当性確認の考察に影響を与えるものではない。

また、本解析におけるノード分割は、集合体内を径方向に $2 \times 2$ で分割、軸方向は約 5cm で分割する条件とした。また、制御棒以外の核断面積、動特性パラメータ（遅発中性子割合 $\beta$ 、遅発中性子先行核崩壊定数 $\lambda$ ）といった炉心過渡解析に使用する核定数は、GALAXYコード<sup>[13]</sup>の集合体計算により作成した。なお、核データライブラリは、実機解析と同じく ENDF/B-VII.0 を用いた。

## (3) SPERT-III E-core 解析結果

TEST60、TEST 62 及び TEST 86 に対する SPARKLE-2 コードによる解析結果を図 4-26、図 4-27及び図 4-28にそれぞれ示す。なお、SPERT-III E-core における燃料温度変化は、TEST60 については HZP から約 140°Cの上昇であり、TEST86 については HFP から約 430°Cの上昇である。ATWSでの燃料温度変化（約 300°C）を包絡する広範な燃料温度変化に対して、SPARKLE-2 コードによる解析結果は、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果が特に重要となる、ピーク出力値、並びに出力ピーク以降の出力及び放出エネルギーの時間変化を含め、測定値と実験誤差の範囲内で一致している。このことからCOSMO-Kコードの中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果を中心とした核熱結合計算の妥当性を総合的に確認した。

## (4) ドップラ反応度帰還効果及び中性子動特性の不確かさ

4.3.1節で示したとおり、Doppler-Defect Benchmark<sup>[17]</sup>参加機関の評価結果の標準偏差が 10%以内であること、本ベンチマーク問題と同一の条件に基づくモンテカルロコードとの比較において、GALAXYコードの結果は良好な一致を確認していることなどを踏まえると、ドップラ反応度帰還効果の不確かさとしては従来から安全解析等における不確かさとして用いられてきた 10%を適用することができる。ここでは、この 10%がドップラ反応度帰還効果の不確かさとして SPERT-III E-core 実験に対しても矛盾していないことを確認するために、SPERT-III E-core 実験解析の TEST60 において、ドップラ反応度帰還効果を 10%変化させた解析を実施し、出力応答に与える影響を確認した（ドップラ反応度帰還効果の設定方法は添付 4 に示す）。図 4-29の結果から、ドップラ反応度帰還効果を 10%変化させた解析結果は、元の図 4-26の解析結果よりも測定データからの差が拡大し、実験誤差と同程度の明らかな差異を発生させていることが分かる。このことから、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の不確かさは 10%程度であることが推定でき、SPERT-III E-core 実験に対しても矛盾がないことを確認した。ただし、今回実施したドップラ反応度帰還効果

の不確かさの考察は、ドップラ反応度帰還効果の直接の測定値との照合によるものではないこと、感度解析の対象とした SPERT-III E-core 実験の実験誤差が比較的大きいことを考慮し、ATWS 実機解析におけるドップラ反応度帰還効果の不確かさの影響については、10%を上回る範囲で変動させた実機感度解析を実施し、1次系圧力に対する影響を確認する（5.1節参照）。

また、中性子動特性については、4.2節に示す中性子動特性ベンチマークにおいて出力応答について参照解との良好な一致を示しており、参照解との出力応答の差異は、今回の感度解析によって生じる出力応答の変動に比べて十分小さい。本感度解析には中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還の不確かさが含まれており、これらを分離することは困難であるが、先述のとおり中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさが出力応答に与える影響に比べて小さいと考えられることを踏まえ、中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

表 4-13 TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要

ケース	初期炉心出力 [W]	初期減速材温度 [° F]	圧力 [psia]	投入反応度 [\$]
TEST60	50	500±4	1,500	1.23±0.05
TEST62	50	500±4	1,500	1.10±0.04
TEST86	19×10 <sup>6</sup>	500±4	1,500	1.17±0.05

表 4-14 幾何形状、燃焼組成条件

項目	条件
燃料棒外半径(cm)	0.5334
燃料被覆管内半径(cm)	0.5410
燃料被覆管外半径(cm)	0.5918
燃料棒ピッチ(cm)	1.4859
ウラン濃縮度(wt%)	4.8

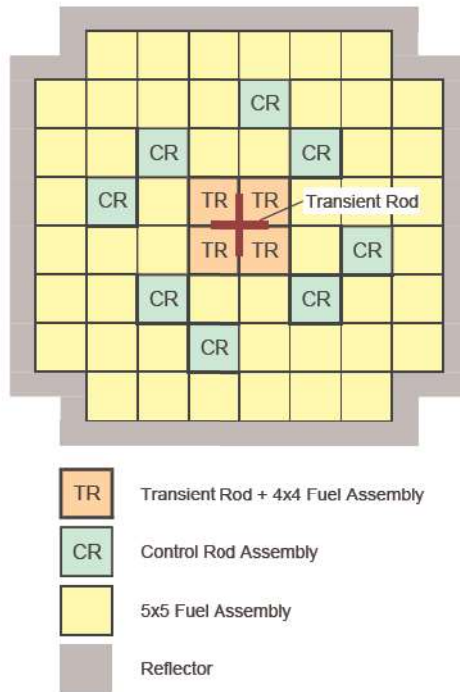


図 4-24 SPERT-III E-core 炉心図

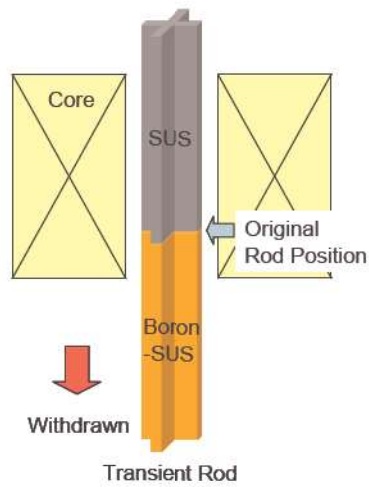


図 4-25 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

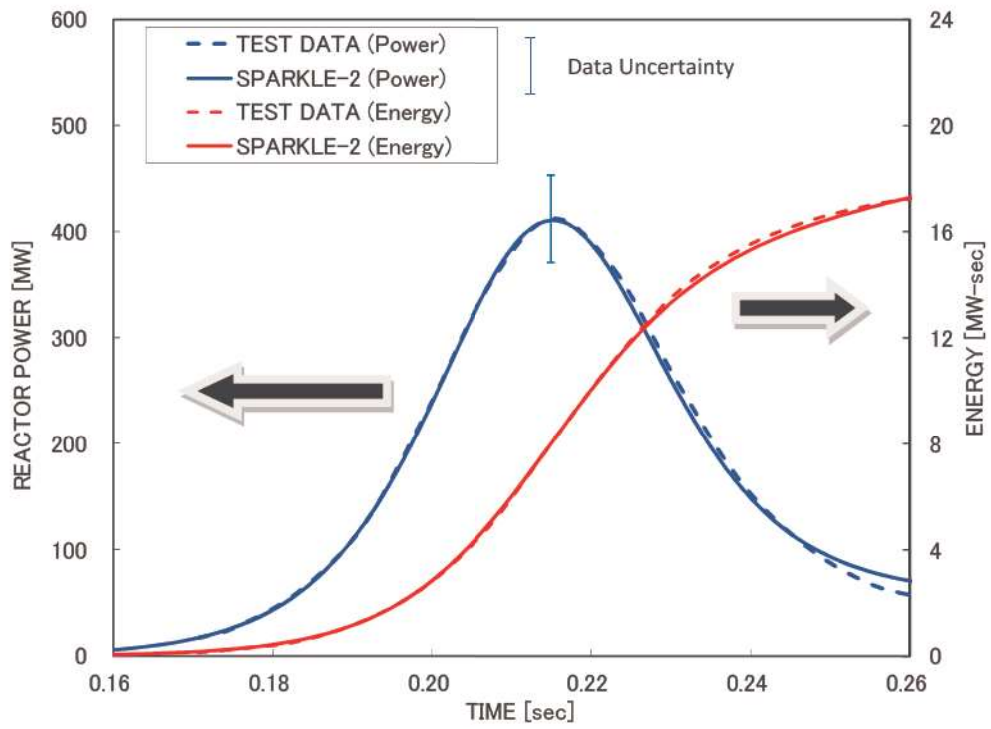


図 4-26 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60)

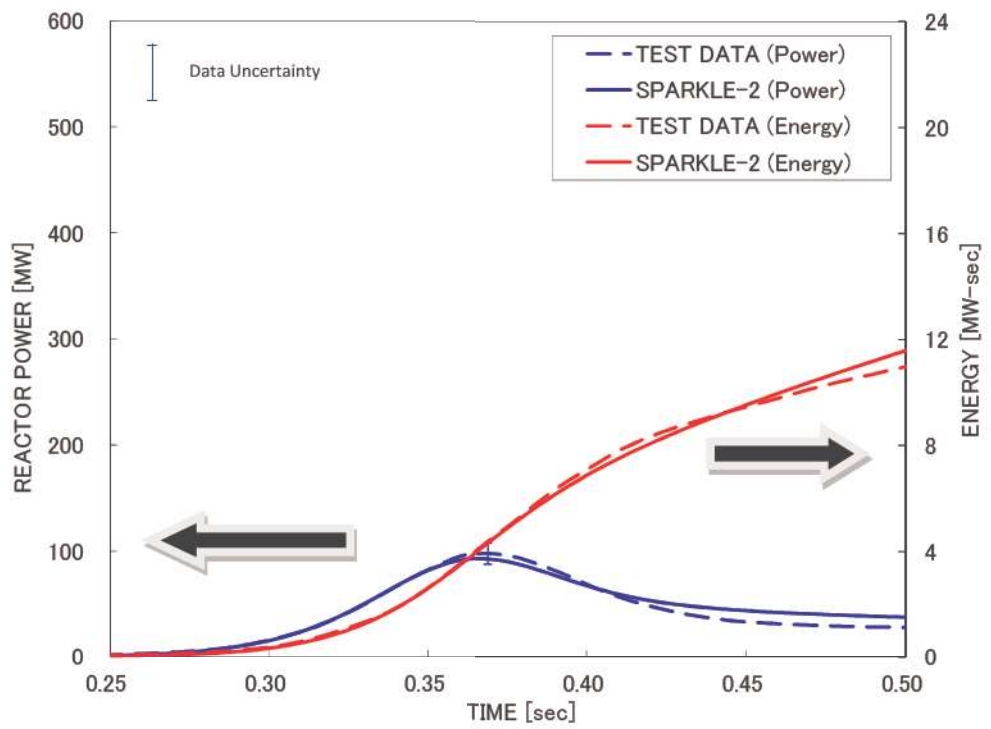


図 4-27 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST62)

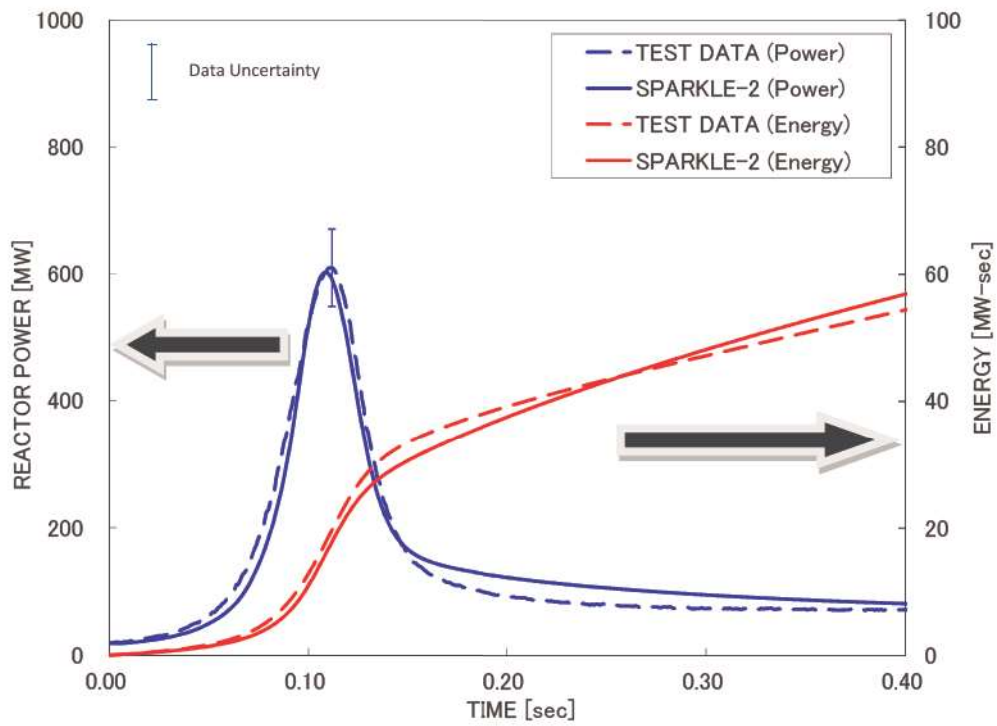


図 4-28 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST86)

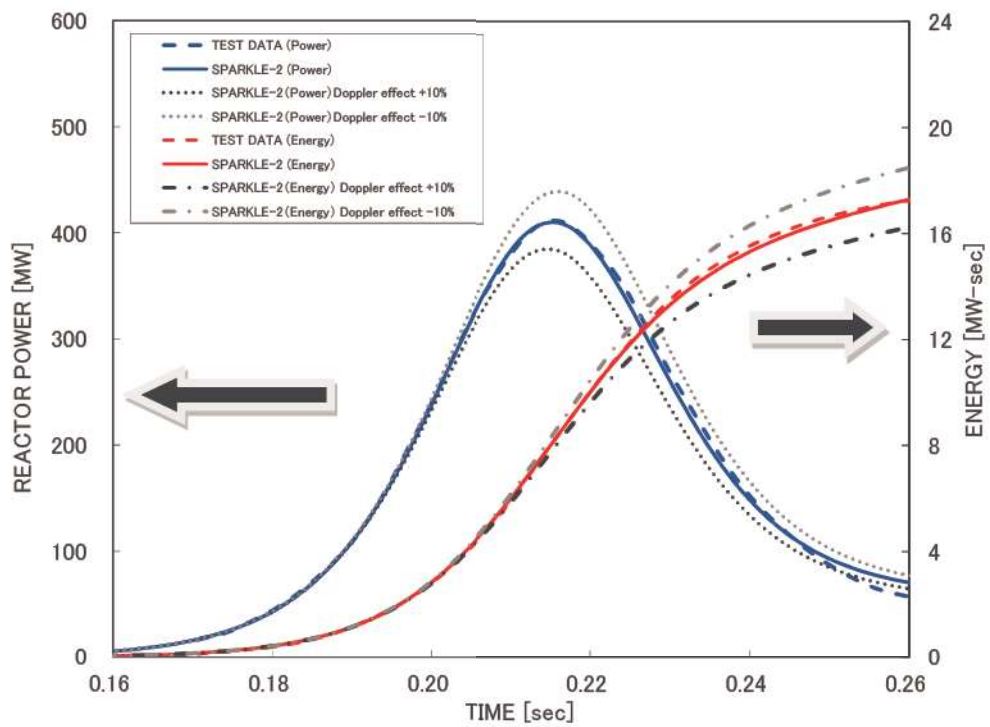


図 4-29 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60、ドップラ反応度帰還効果変化)

#### 4.6 許認可コードFINE<sup>[6]</sup>との比較

燃料棒内温度モデルの検証として、MIDACコードの定常状態における燃料棒内温度評価結果を既設PWRプラントの許認可で使用されている燃料棒設計コードFINEコードと比較する。

MIDACコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、FINEコードと同一のものを採用していることから、本比較により、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法に関する検証を行うことができる。なお、ATWSで重要なドップラ反応度帰還効果に影響する燃料温度変化は、4.5節に示すSPERT-III E-core 実験解析でその妥当性を確認する。

##### (1) 解析条件

評価は17×17型燃料を対象とし、ペレット-被覆管ギャップが大きく、燃料中心温度の高くなる燃焼初期について解析を行った。評価条件は以下のとおりである。なお、MIDACコードのペレット内ノード分割は表 3-3に示すSPARKLE-2コードの実機解析の条件と同一にしている。

- ・ 燃焼度： 0MWd/t
- ・ 濃縮度： 4.1wt%
- ・ ペレット密度： 97%TD

燃料棒内圧、ギャップガス組成については、FINEコードの評価結果を使用する。MIDACコードは、その条件を基にペレット-被覆管ギャップ熱伝達率を算出して燃料棒内温度を評価する。

##### (2) 解析結果

図 4-30より、実機燃料を対象としたMIDACコードによる燃料棒内温度の評価結果はFINEコードの解析結果を模擬できており、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法について検証した。なお、MIDACコードの燃料棒内温度モデルの不確かさは、4.5節に示すとおり、SPERT-III E-core 実験解析で評価された燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。



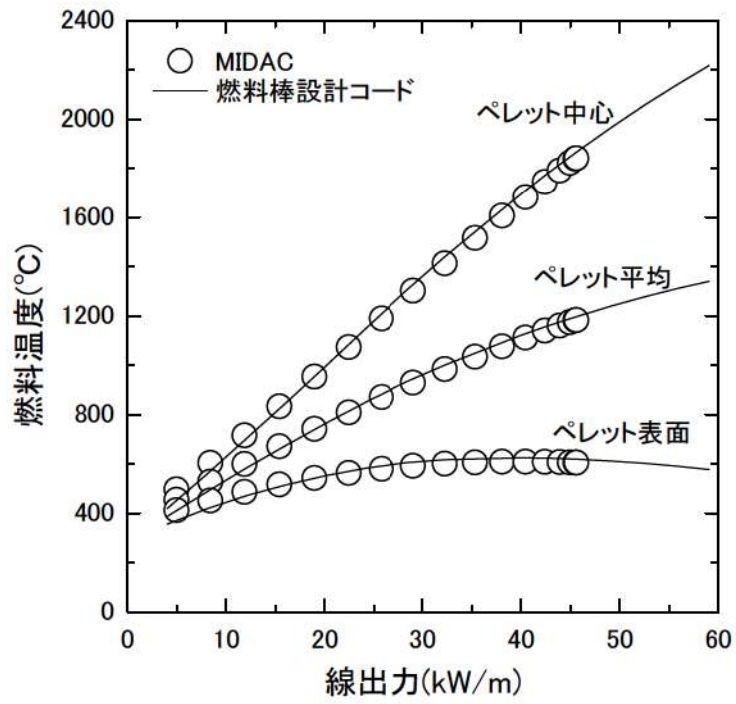


図 4-30 定常時燃料温度評価結果 (17×17 燃料、燃焼初期)

## 4.7 NUPEC 管群ボイド試験<sup>[10]</sup>

### (1) NUPEC 管群ボイド試験概要

炉心の沸騰・ボイド率変化（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）に関する妥当性確認のため、(財)原子力発電技術機構（NUPEC）で実施した管群ボイド試験の結果に対する比較を示す。

管群ボイド試験では、図 4-32に示すような 5×5 管群試験体を用い、 $\gamma$ 線により 100%出力発熱管に囲まれた内部サブチャンネルにおける平均ボイド率を軸方向 3 断面で測定している。測定は発熱管間のギャップを通る $\gamma$ 線ビームによる X 方向及び Y 方向の線分計測データに基づくものであるが、別途サブチャンネル形状を模擬した単管試験体を用いて行った CT 試験により、線分計測によるボイド率と CT 計測によるサブチャンネル平均ボイド率の関係が得られており、管群試験結果はこれに基づく補正が加えられている。試験体は以下の 3 種類であり、非発熱壁の影響、軸方向出力分布の影響を模擬している。

試験体 5： ティピカルセル、軸方向一様発熱分布

試験体 6： ティピカルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験体 7： シンプルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験条件の範囲は

圧力： 4.9～16.6MPa

質量速度：  $0.6\sim 4.2\times 10^3\text{kg/m}^2\text{s}$

であり、一般的な PWR の運転条件をカバーしている。A T W S 評価では、過渡的にこの圧力範囲（上限）を超えるが、高圧条件に対する M I D A C コードのモデル（均質流モデル）は現象論的に高圧条件ほど適用性が高く<sup>4</sup>、このような条件に対しても適用性を失うものではない。

### (2) NUPEC 管群ボイド試験の解析条件

NUPEC 管群ボイド試験の解析条件について、以下に示す。

- ・ 圧力、質量速度、試験体出力、入口温度は試験報告書に基づき模擬した。
- ・ 二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度は A T W S 事象解析で用いる同一モデルとした。
- ・ ノード分割図を図 4-31に示す。径方向軸対象であるため、試験体の 1/4 体系をサブチャンネルで分割した。また、軸方向ボイド測定点と M I D A C 評価点が一致するように分割した。

### (3) NUPEC 管群ボイド試験の解析結果と不確かさ

試験体内部サブチャンネルでの平均ボイド率について、M I D A C コードによるボイド率評価結果と試験結果の比較を図 4-33に示す。M I D A C コードは、低圧及び高圧条件を含む上記試験条件

---

<sup>4</sup> 圧力が上昇すると気液の物性（密度）差は小さくなるため、気相は細分化されて液相中に均質に分散され、均質流の仮定により近くなる。

のすべてのボイド率範囲で特異な傾向を持つことなく試験結果を予測している。NUPEC 管群ボイド試験に対する予測値と測定値の差の標準偏差は約 4%であり、MIDACコードの沸騰・ボイド率変化の不確かさは $2\sigma$ （約 95%確率）を考慮すると約 8%となる。

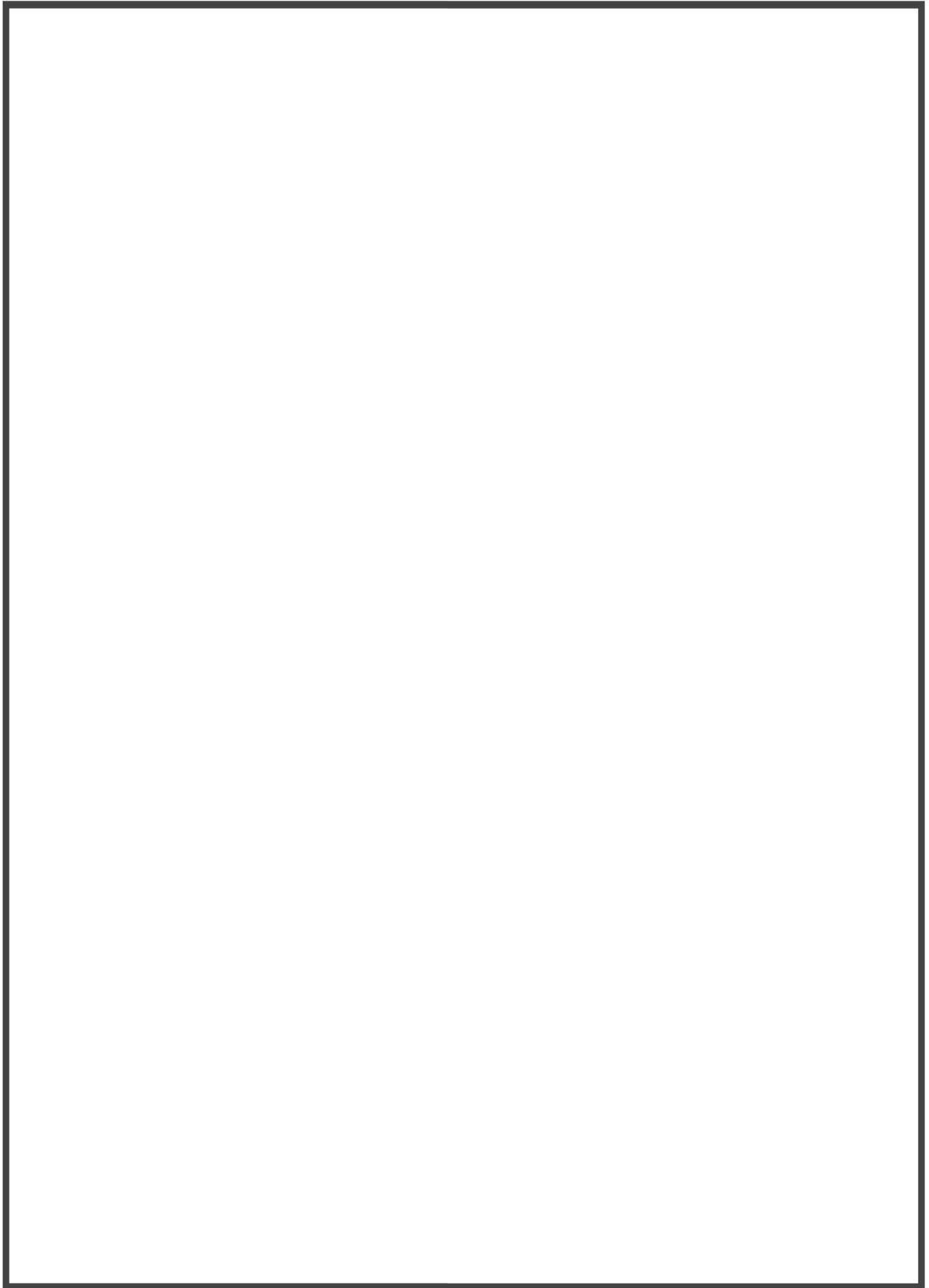


図 4-31 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

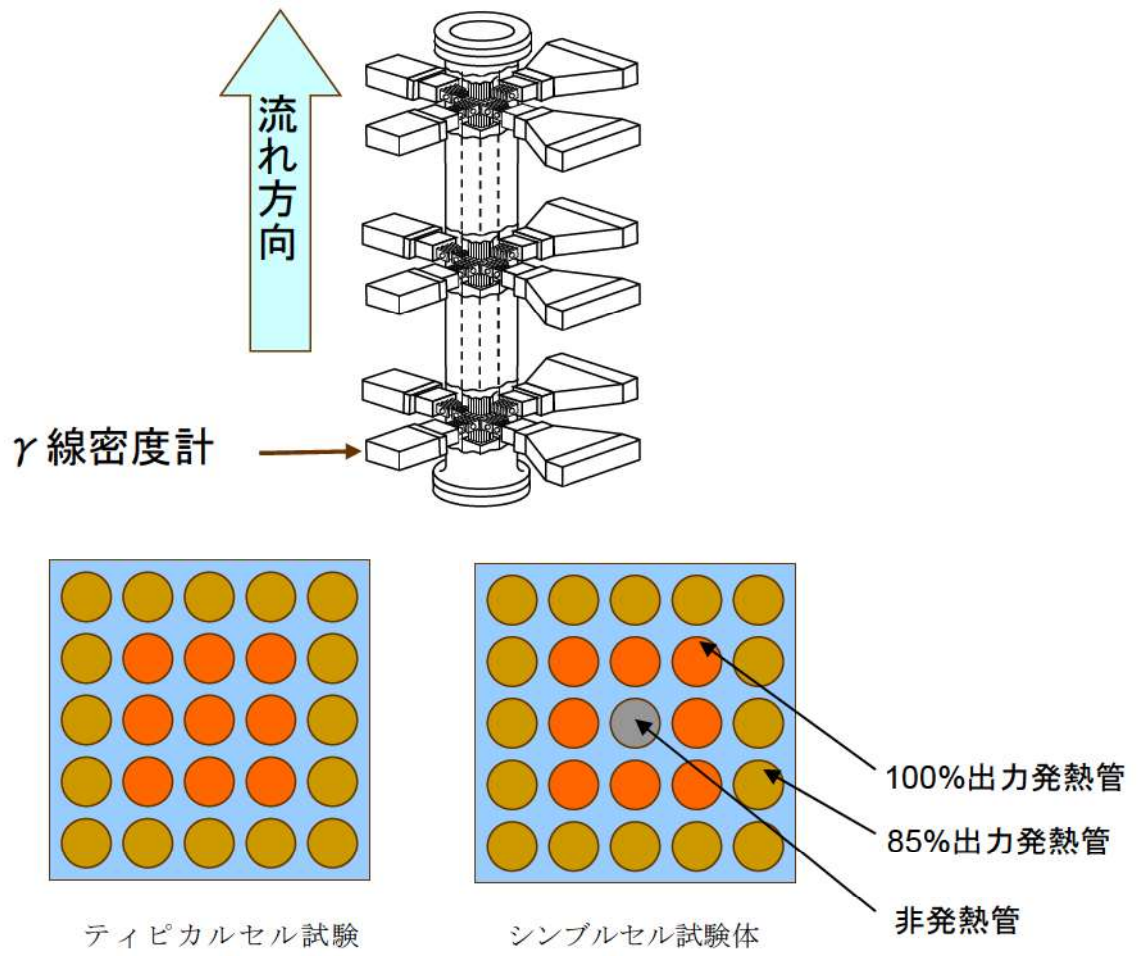


図 4-32 NUPEC 管群ボイド試験装置

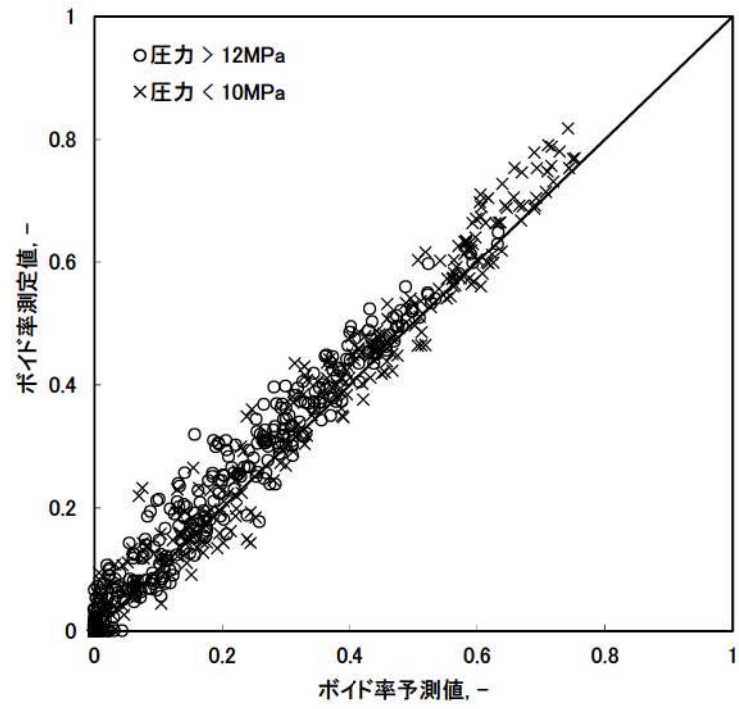


図 4-33 NUPEC 管群ボイド試験解析結果 圧力影響 (定常試験)

## 4.8 LOFT 試験

### 4.8.1 LOFT 試験概要<sup>[20]</sup>

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置は、商用PWRにおける事故及び過渡時の主要機器及びシステム応答を模擬するために設計されており、核燃料装荷炉心を有する唯一の熱水力試験装置である。試験装置は、5つの主要なサブシステムから構成されており、それぞれ試験時のシステム変数の測定及び記録が可能な計測機器が設置されている。サブシステムは、(a) 原子炉容器、(b) 1次冷却系健全ループ、(c) 1次冷却系破断ループ、(d) 破断口とブローダウンサプレッション系、(e) 非常用炉心冷却系（低圧及び高圧各2系統、蓄圧器2基）である。

LOFT 試験装置は、1976年から1985年の間、米国INEL（現INL）によって運営された。LOFT 試験装置は代表的な4ループPWRを模擬したものであり、体積及び出力比を保つようにしている。また、圧力及び温度等の試験条件は、実機PWR相当である。LOFT 試験装置図を図4-34に示す。

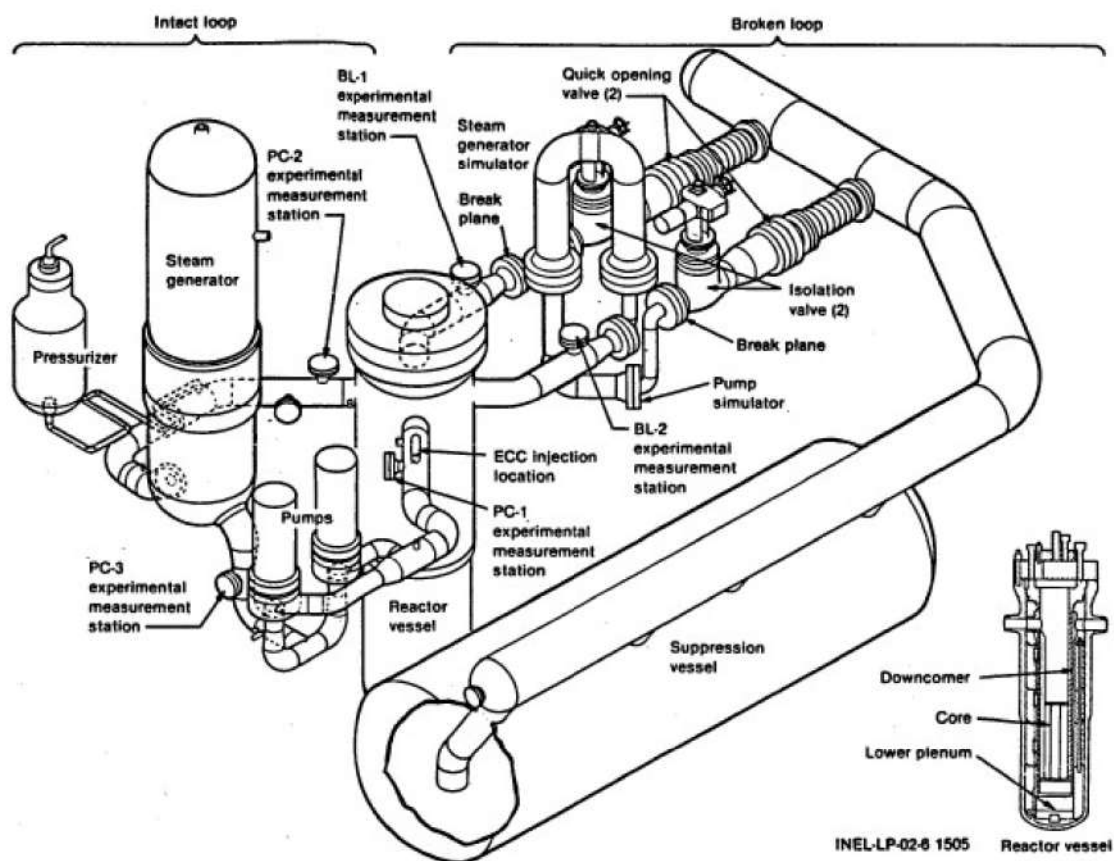


図 4-34 LOFT 試験装置図

#### 4.8.2 LOFT 試験解析のノード分割

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析のノード分割は、LOFT 試験装置の仕様書の各種データをもとに作成され、多くの研究機関により LOFT 試験設備を用いた試験との比較解析のベースとされている参考文献[21]のノード分割に準じたものとしている。ただし、ATWS 解析を行うに当たっては、蒸気発生器ドライアウト特性と 1 次冷却材の膨張による加圧器水位を精緻に取り扱う必要があることから、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析における蒸気発生器及び加圧器のノード分割は参考文献[21]よりも詳細に分割している。また、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、実機解析における取扱いと同じく、圧力境界条件として背圧を設定した 1 つのノードで模擬している。これは、加圧器逃がし弁及び安全弁が作動するような状況においては、1 次冷却材は臨界流として放出されるため、放出流量は背圧に依存しないためである。この取扱いの妥当性については、4.8.4 節で考察する。

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析に用いたノード分割を図 4-35 に示す。



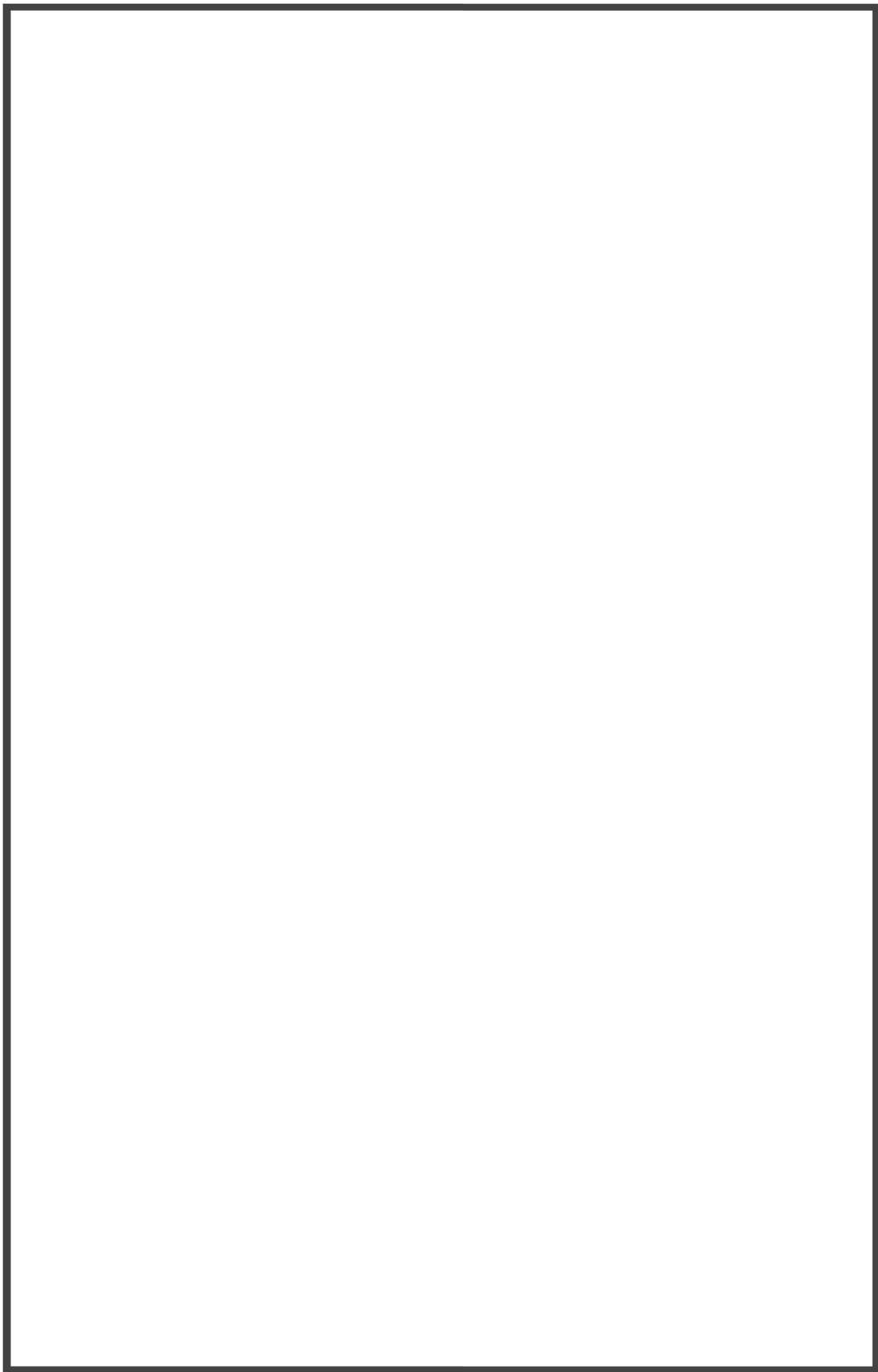


図 4-35 LOFT 試験装置ノード図

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

### 4.8.3 LOFT L6-1<sup>[20]</sup>試験解析

#### (1) LOFT L6-1 試験概要

LOFT L6-1 試験は、主蒸気制御弁を閉止することにより負荷の喪失を実現する。負荷の喪失により 1 次系圧力が上昇するものの、加圧器スプレイ作動と原子炉トリップにより、圧力上昇は抑制され、その後、安定した状態に移行する。LOFT L6-1 試験のタイムシーケンスを表 4-15 に示す。

#### (2) LOFT L6-1 試験解析の解析条件

LOFT L6-1 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、1 次系圧力、2 次系圧力、1 次系温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 減速材密度係数、ドップラ係数等の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

#### (3) LOFT L6-1 試験解析の解析結果

原子炉出力、1 次冷却材高温側温度、加圧器圧力、加圧器水位及び蒸気発生器 2 次側圧力の比較応答図を図 4-36～図 4-40 に示す。

負荷の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより 1 次冷却材温度が上昇し、1 次冷却材の膨張による加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮されることにより加圧器圧力が上昇する。したがって、加圧器水位及び加圧器圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である加圧器水位変化及び加圧器気液熱非平衡の模擬性能が確認できる。図 4-38 及び図 4-39 に示すように、加圧器圧力挙動及び加圧器水位挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、上記物理現象が模擬されているといえ、ノード分割や 2 流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が示されたといえる。

また、2 次系では、蒸気の流れが遮断されるため、2 次冷却材温度が上昇し蒸気発生器 2 次側圧力は上昇する。2 次側圧力変化は 1 次冷却材温度と 1 次側・2 次側の熱伝達により定まるため、1 次冷却材温度と 2 次側圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である蒸気発生器 1 次側・2 次側の熱伝達の模擬性能が確認できる。図 4-37 及び図 4-40 に示すように、1 次冷却材温度及び蒸気発生器 2 次側圧力挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、1 次側・2 次側の熱伝達挙動の模擬ができており、蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当といえる。

#### (4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L6-1 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの 1 次系の加熱及び加圧時における、加圧器のノード分割及び 2 流体モデル、並びに蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを 1 次系圧力評価へ適用することを鑑みて、これらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である 1 次系圧力、及び 1 次冷却材膨張量に直接影響する 1 次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

1 次冷却材温度挙動及び加圧器圧力挙動は、図 4-37 及び図 4-38 に示すように、それぞれ概ね  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\pm 0.2\text{MPa}$  以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この  $\pm 2^{\circ}\text{C}$  及び  $\pm 0.2\text{MPa}$  を 1 次系の加熱及び加圧時における M-R E L A P 5 コードの不確かさとする。なお、最終的に A T W S に適用する不確かさは、4.8.4 節に示す LOFT L9-3 試験解析も踏まえて決定する。

表 4-15 LOFT L6-1 試験の主要タイムシーケンス

事象	時刻
主蒸気流量調節弁閉止開始	0 秒
加圧器後備ヒータ停止	約 6 秒
加圧器スプレイ作動	約 9 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 12 秒
原子炉トリップ	約 22 秒
ピーク 1 次系圧力到達	約 22 秒
主蒸気流量調節弁開	約 27 秒
加圧器スプレイ停止	約 30 秒
加圧器後備ヒータ作動	約 33 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 41 秒
主蒸気流量調節弁開	約 91 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 104 秒
解析終了	200 秒

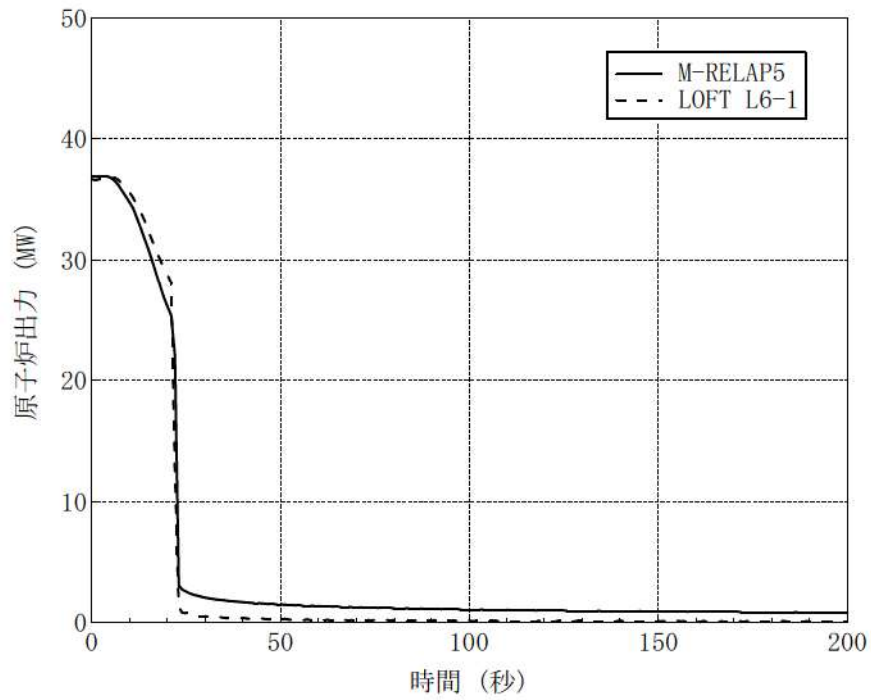


図 4-36 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

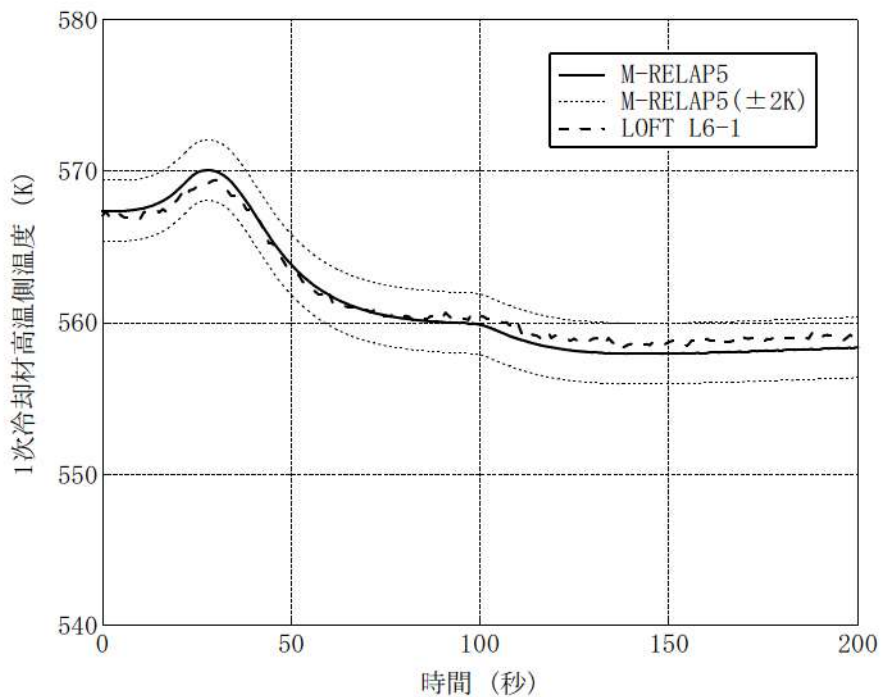


図 4-37 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度<sup>5</sup>

<sup>5</sup> LOFT 試験の 1 次冷却材温度の測定データは時間遅れが生じていることから、解析結果にも時間遅れを考慮している。

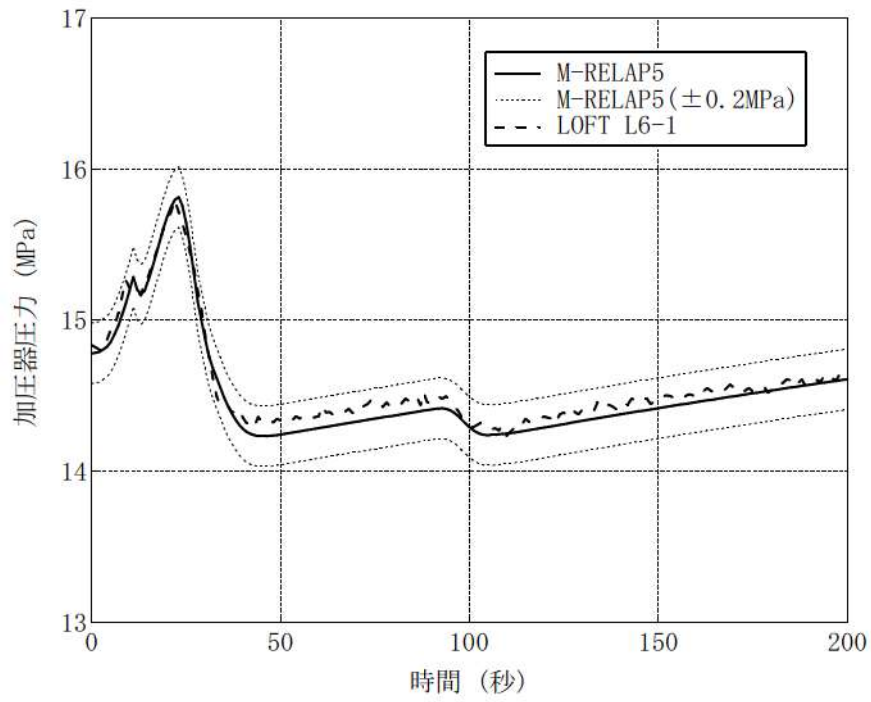


図 4-38 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

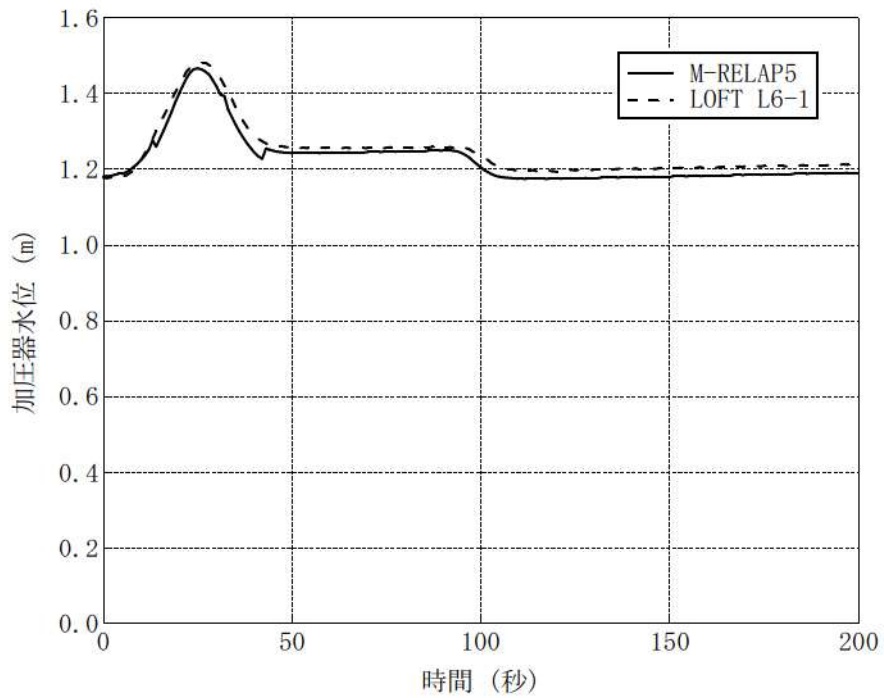


図 4-39 LOFT L6-1 試験における加圧器水位

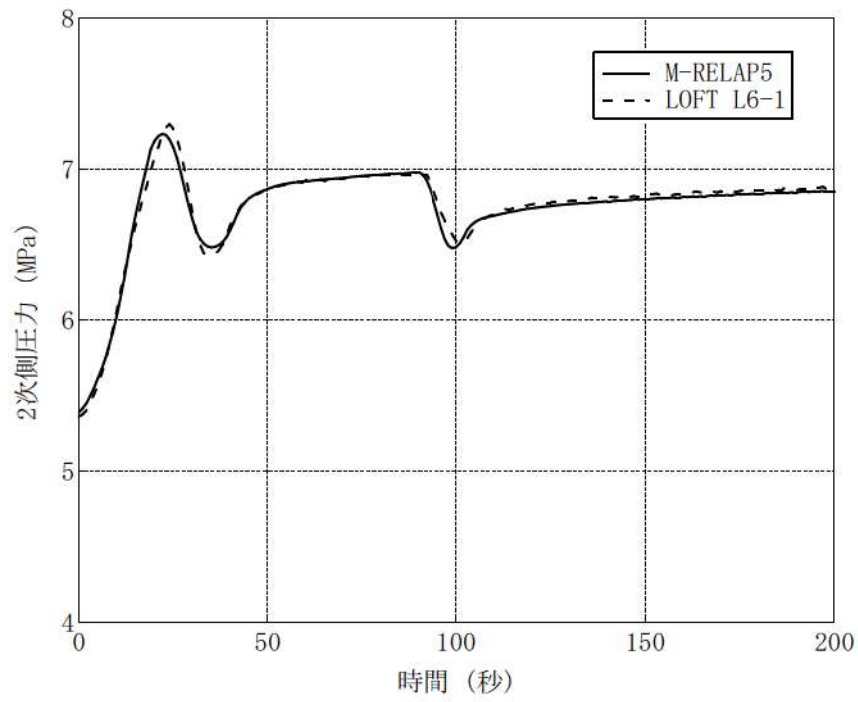


図 4-40 LOFT L6-1 試験における蒸気発生器 2 次側圧力

#### 4.8.4 LOFT L9-3<sup>[22]</sup>試験解析

##### (1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験は、主給水ポンプをトリップさせることにより主給水流量の喪失を実現する。主給水流量の喪失により、1次系圧力が上昇するものの、原子炉トリップは不作動としており、1次冷却材温度の上昇に伴って、蒸気発生器の保有水が減少していく（補助給水も試験対象期間では不作動）。その後蒸気発生器がドライアウトに至るため、1次系は急激な圧力上昇に至るが、加圧器逃がし弁及び安全弁が開くことで1次系の圧力上昇は抑制される。蒸気発生器ドライアウト近傍から、原子炉出力は減速材による反応度帰還効果により、崩壊熱レベルまで減少していき安定した状態に移行する。LOFT L9-3 試験のタイムシーケンスを表 4-16に示す。

##### (2) LOFT L9-3 試験解析の解析条件

LOFT L9-3 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、1次系圧力、2次系圧力、1次系温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 加圧器逃がし弁及び安全弁の臨界流モデルには Henry-Fauske モデルを使用し、弁の容量については、Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量となるように弁の開口面積を定め、作動条件に応じて開閉するように模擬した。
- ・ LOFT L9-3 試験結果を使用したM-R E L A P 5 コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。なお、S P A R K L E - 2 コードの3次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルは、4.2節～4.5節においてその妥当性を確認している。

##### (3) LOFT L9-3 試験解析の解析結果

解析結果との比較を図 4-41～図 4-45に示す。

主給水流量の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮することにより加圧器圧力が上昇する。その後、蒸気発生器がドライアウトに至り急激に熱除去能力が低下するため、加圧器水位が更に上昇し加圧器は満水となり1次冷却材が液相として放出される。



図 4-42及び図 4-43に示す加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。

また、M-RELAP5コードを用いたLOFT L9-3試験解析における加圧器からの冷却材放出は、加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードに液相が到達するまでは気相臨界流で放出され、当該ノードに液相が到達した後は二相臨界流となり<sup>6</sup>、その後の加圧器満水後は液相臨界流として評価される。図 4-44に示すように、試験結果に対して加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出流量は若干少なく評価される傾向があるものの、この差が他の物理現象との重ね合わせである加圧器圧力へ与える影響は±0.2MPa程度と小さいものであり、また、種々の冷却材放出過程のいずれの期間においても加圧器水位(図 4-43)は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇(図 4-42)も模擬できている。したがって、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出は加圧器圧力への影響が小さい範囲で模擬されており、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が確認できたといえる。なお、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出流量に差が生じた要因としては、次のように考察している。図 4-44に示す加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出流量から、液相放出となり放出量が増加するタイミングは試験結果の方が数秒程度早くなっているが、加圧器圧力ピークの近傍における1次冷却材温度(図 4-41)は試験結果の方が大きく加圧器への1次冷却材流入量が多くなったため、液相放出のタイミングは試験結果の方が早いものと考えられ、また、同じ理由により加圧器圧力ピークも試験結果の方が高いため、冷却材放出量も試験結果の方が多いものと考えられる。

4.8.2節に示すとおり、LOFT試験解析及び実機プラントにおけるATWS解析においては、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬しているが、以下にその妥当性について述べる。加圧器逃がし弁及び安全弁下流の配管は、圧力損失が十分低く、弁下流圧力は弁上流圧力の半分以下となるため、ATWSの重要現象である加圧器からの冷却材放出は臨界流として放出され、弁下流の背圧の影響を受けない。具体的には、LOFT試験設備の加圧器逃がし弁及び安全弁の下流側は、配管径は臨界点である弁ののど部より大きく設計されており、また、配管を経由して十分な容量を有するサプレッションベッセルに接続されているため、背圧を低く維持できる。また実機プラントにおいても、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流側配管は、LOFT試験設備と同様に弁ののど部より大きい配管径であり、配管接続先である加圧器逃がしタンクは、タンク圧力が一定以上高くなればラプチャーディスクが破損するため、背圧は低く維持できる。このことから、LOFT L9-3試験解析及び実機プラントにおけるATWS時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却

<sup>6</sup> M-RELAP5コードの加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードでは、ノード内の気相及び液相を混合相として取り扱うため加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードに液相が流入後は二相放出となる。しかし、二相放出の期間は短期間であり、また、加圧器ノード分割の感度解析によりその影響は軽微であることを確認している。

材放出においては、弁下流圧力が十分低く臨界流として放出される<sup>7</sup>。したがって、LOFT 試験設備及び実機プラント共に、加圧器逃がし弁及び安全弁が作動するような圧力状態では、弁下流の背圧の影響を受けることはないため、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流を、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬することは妥当といえ、弁下流の影響も含め、加圧器満水時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出挙動を確認できているといえる。

また、加圧器逃がし弁及び安全弁は、LOFT L9-3 試験解析及び実機解析ともに臨界流モデルとして、サブクールから飽和及び二相流体に対する臨界流量について理論的に立式され、各種実験データにおいてその適用性が確認されている Henry-Fauske モデル<sup>[3]</sup>を用いており、弁の容量については、LOFT L9-3 試験解析及び実機解析ともに、Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量と一致するように弁の開口面積を定め、解析期間を通じて使用している。LOFT L9-3 試験では、加圧器逃がし弁及び安全弁から放出される冷却材は、初期は加圧器気相部からの気相臨界流、加圧器満水後は液相臨界流と相変化するが、LOFT L9-3 試験解析における加圧器水位（図 4-43）及び加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量（図 4-44）は、これらの相変化に伴い試験結果と差が拡大する等の特異な傾向はないため、本解析モデルは、図 4-42に示すように加圧器圧力へ与える影響が小さい範囲（0.2MPa 程度）で加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出を模擬できている。

以上の LOFT L9-3 試験解析結果から、M-RELAP5 コードの2流体モデル、臨界流モデル及びノード分割といった加圧器モデルは妥当といえ、LOFT L9-3 試験解析で妥当性が確認された加圧器モデルは実機解析においても適用することができる。

2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達については、図 4-45に示すように、蒸気発生器保有水量が確保されている状態から、保有水量が減少しドライアウトに至る期間にわたり、蒸気発生器保有水量の減少に伴う除熱量の低下傾向が模擬できているため、蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当といえる。

#### (4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L9-3 試験解析より、M-RELAP5 コードの、加圧器におけるノード分割及び2流体モデル並びに蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを1次系圧力評価へ適用することを鑑みて、L6-1 試験解析同様にこれらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である1次系圧力及び1次冷却材膨張量に直接影響する1次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

<sup>7</sup> このことを定量的に確認するため、実機プラントを対象に、加圧器逃がし弁及び安全弁から加圧器逃がしタンクまでの配管を模擬し、弁上流の流体条件を実機のATWS解析の1次系圧力ピーク近傍時の状態とし、加圧器逃がしタンクの圧力としてラプチャーディスク破損圧力を仮定し、さらに弁下流の圧力損失係数を実際の配管形状に基づくものよりも大きめに仮定し、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出時の弁下流の圧力をM-RELAP5コードにより評価した。その結果、弁下流の圧力は上流側の圧力に比べ半分以下の6MPa程度までしか上昇しないため、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は、臨界流として放出されるといえる。

加圧器圧力挙動は、図 4-42に示すように概ね±0.2MPa 以内で試験結果と一致し、加圧器圧力のピーク値では約 0.1MPa の範囲で試験結果と一致している。LOFT L6-1 試験解析においても、加圧器圧力の不確かさとして±0.2MPa 程度であることを確認していることから、この±0.2MPa を1次系の加熱及び加圧時におけるM-R E L A P 5 コードの不確かさとする。

表 4-16 LOFT L9-3 試験のタイムシーケンス

事象	時刻
主給水ポンプトリップ	0 秒
加圧器スプレイ作動	約 30 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 67 秒
加圧器逃がし弁開	約 74 秒
加圧器水位計指示値レンジ以上	約 90 秒
蒸気発生器水位計指示値レンジ以下	約 95 秒
加圧器安全弁開	約 97 秒
加圧器安全弁閉	約 107 秒
加圧器逃がし弁閉	約 123 秒
解析終了	200 秒

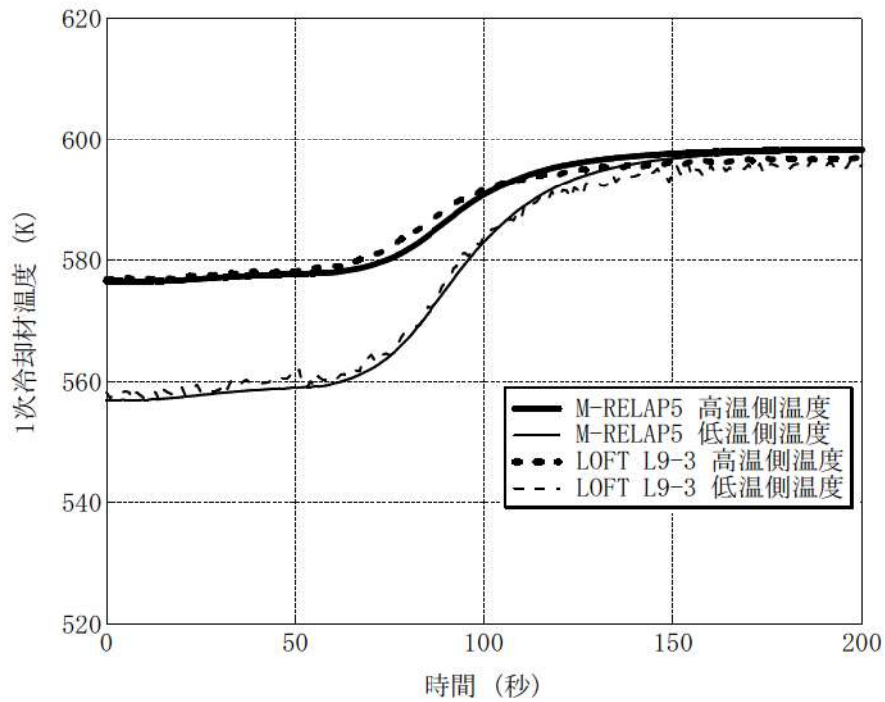


図 4-41 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

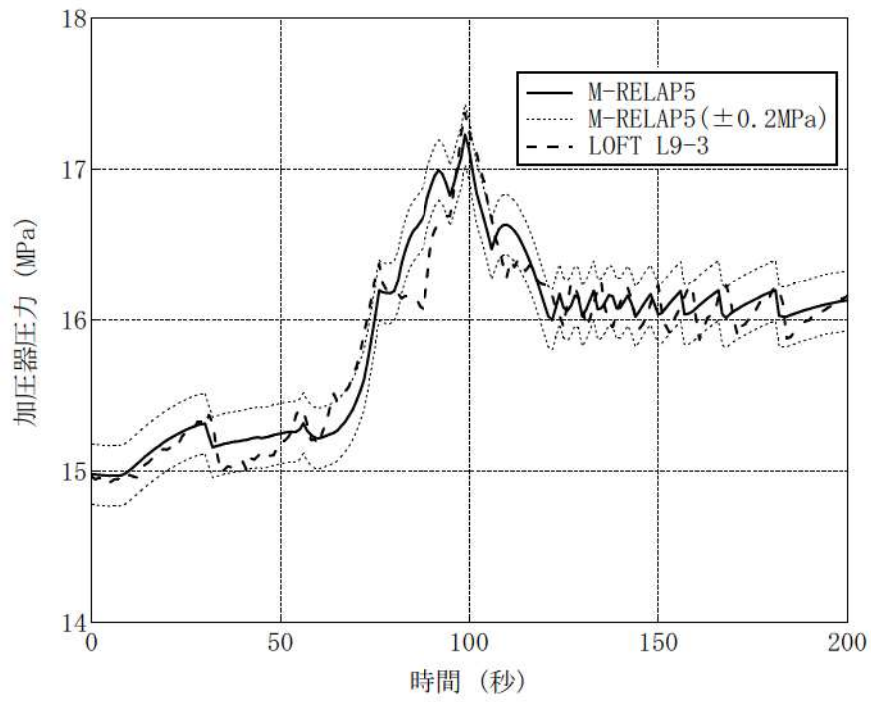


図 4-42 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

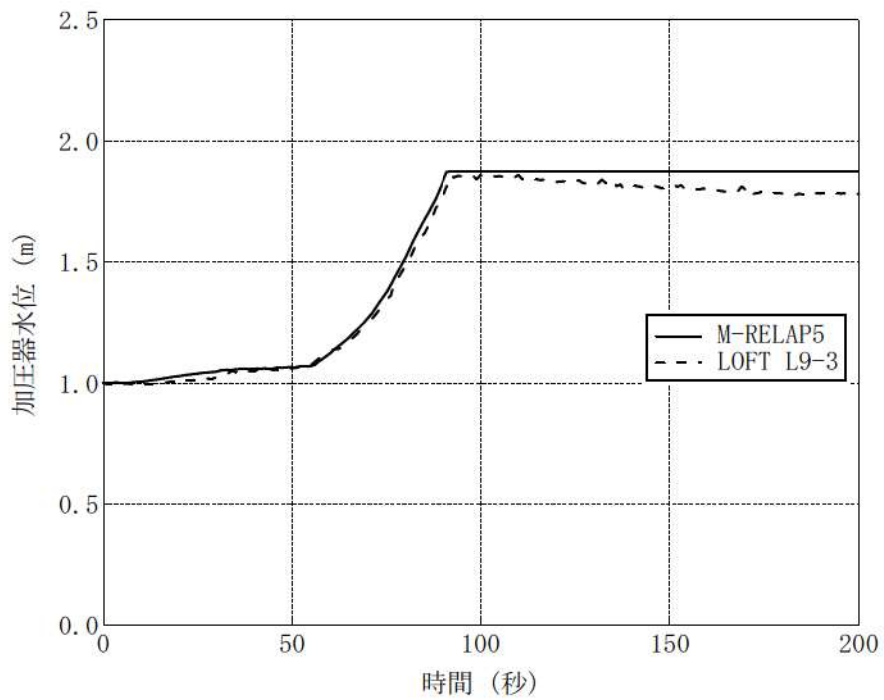


図 4-43 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

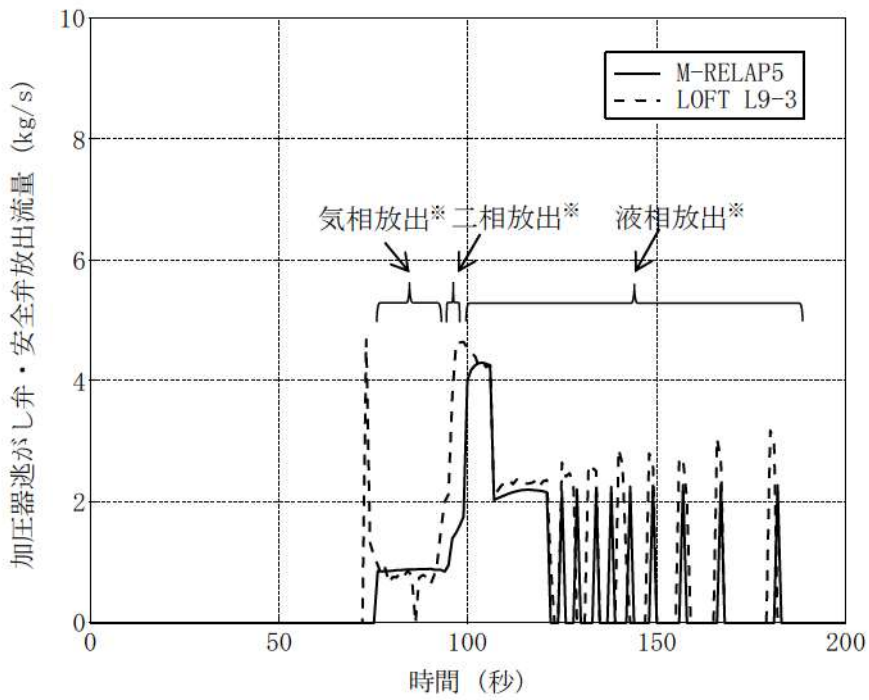


図 4-44 LOFT L9-3 試験における加压器逃がし弁及び安全弁放出流量

(※ 加压器逃がし弁及び安全弁放出流の相変化は、M-RELAP5 コードの解析結果に対するものである。)

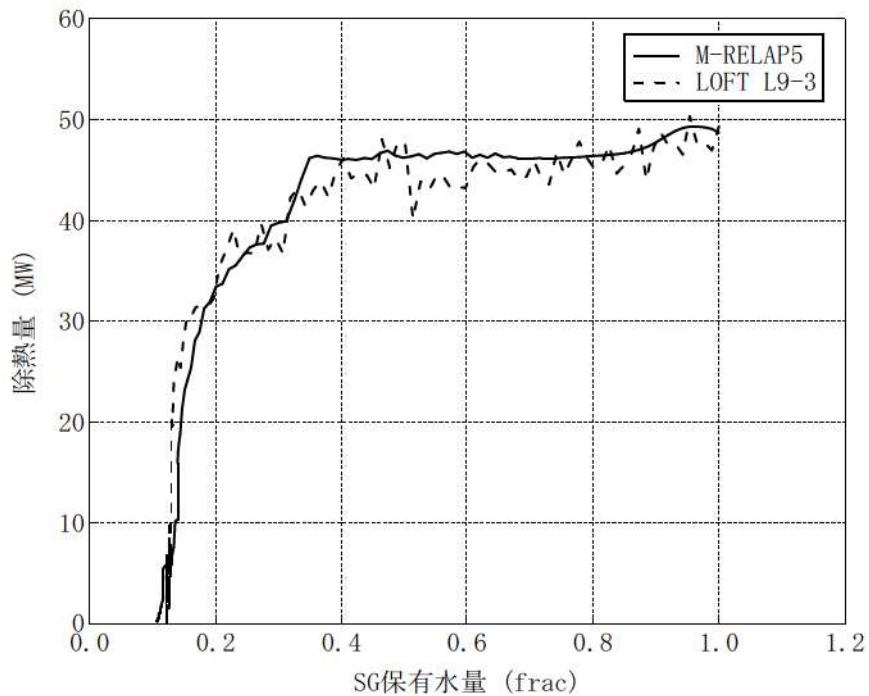


図 4-45 LOFT L9-3 試験における蒸気発生器(SG)保有水量 対 蒸気発生器除熱量\*

(※ 蒸気発生器除熱量は、蒸気発生器1次側出入口エンタルピと1次冷却材流量から算出)

#### 4.9 実機解析への適用性

A T W S の重要現象に対して実施した S P A R K L E - 2 コードの検証、妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

##### 4.9.1 炉心（核）における不確かさの適用性

A T W S は、反応度がほぼ炉心一様に且つ緩やかに添加される事象であり、過渡時の出力分布は、局所的な出力分布の歪を伴わず、ほぼ炉心一様に出力が変化する。そのため、中性子動特性及び反応度帰還効果の適用性を確認するためには、反応度がほぼ炉心一様に添加された際の時間及び空間に対する中性子束計算が適切であることと、事象進展に応じた核定数が適切であることを確認できれば良い。

時間に対する中性子束計算については S P E R T - I I I E - c o r e 実験解析により、中性子動特性にとって厳しい条件となる、中性子束分布の局所的な変化を伴い、且つ急峻な出力応答に対して妥当性を確認している。さらに、中性子動特性のベンチマーク問題である T W I G L ベンチマーク及び L M W ベンチマークによる検証により、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの広範な出力応答に対して適用性を確認した。また、A T W S は緩やかに反応度が添加される事象であり、制御棒が動作せず局所的な出力分布の変化を伴わない事象であるため、遅発中性子パラメータや中性子速度といった動特性パラメータが中性子動特性（核分裂出力）へ与える影響は小さく、A T W S の評価指標である 1 次系圧力に与える影響は軽微である<sup>8</sup>。一方、空間に対する中性子束計算については、A T W S は局所的な出力分布の変化を伴わず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であるため、4.1.1 節に示すように、C O S M O - K コードと本機能が同一である C O S M O - S コードを用いた 2、3 及び 4 ループ P W R の実機炉心解析によりその妥当性を確認した。

核定数については、ドップラ及び減速材反応度帰還効果の検証として実施したモンテカルロコードとの比較により、実機 P W R 炉心と同等の燃料ピンセルもしくは燃料集合体体系を対象に、実機炉心解析で想定する燃料種類、組成及び燃焼度並びに A T W S の実機解析で想定する炉心状態を包絡する条件において差異が拡大しないことを確認した。4.3.1 節にて記載したとおり、14×14 型、15×15 型、17×17 型燃料を対象とした G A L A X Y コードによる集合体内中性子束計算及び C O S M O - K コードによる炉心内中性子束計算の妥当性が確認されていることから、核定数変化が適切であることの検証結果と組み合わせることにより、2、3 及び 4 ループ P W R の実機炉心体系におけるドップラ及び減速材反応度帰還効果を条件によって差異が拡大することなく適切に評価できることを確認した。

これらに加えて、減速材反応度帰還効果は、炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較により、実機 2、3 及び 4 ループ P W R の各炉型及び燃料タイプに対して高温零出力状態におけ

---

<sup>8</sup>遅発中性子割合の不確かさは、最新のライブラリの知見(Y.NAGAYA, "JENDL-4.0 Benchmarking For Effective Delayed Neutron Fraction with a Continuous-energy Monte Carlo Code MVP", JAEA-Conf2013-002)や臨界実験における比較を踏まえると±6%程度と考えられる。主給水流量喪失+A T W S に対し、遅発中性子にこの±6%を上回る変化を与えた場合でも、1 次系圧力への感度がないことを確認している。

る妥当性を確認し、不確かさとして $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ を得た。前述のとおり、モンテカルロコードとの比較により、通常運転状態（高温零出力～高温全出力）からATWSの実機解析で想定する炉心状態の範囲において差異が拡大することはないとの結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ はATWSにおける事象進展中の広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、ドップラ反応度帰還効果は、SPERT-III E-core 実験解析において、ATWSよりも広範な燃料温度変化範囲に対して適用性を確認している。ドップラ反応度帰還効果の不確かさは、4.5節に示したとおり、従来から安全解析等における不確かさとして用いられてきた10%を適用することができると考えられ、SPERT-III E-core 実験における感度解析結果を通じて不確かさとして矛盾がないことを確認している。したがって、本妥当性確認結果はATWSの実機解析に対して適用できるといえるが、4.5節に示したとおり、実機解析へのドップラ反応度帰還効果の不確かさの影響については、10%を上回る範囲で変動させた感度解析により確認する。なお、核定数フィードバックモデルの妥当性確認では、実機解析で適用する核データライブラリ（ENDF/B-VII.0）を用いているため、核データライブラリが含む不確かさについても、妥当性確認により得られた不確かさに含まれるといえる。

また、SPERT-III E-core 実験解析におけるノード分割は、実機炉心と比べて小さい集合体により構成された炉心の中性子動特性を適切に模擬するため、集合体サイズに比例して空間的に小さなノード分割を適用しており、反応度帰還効果が実機炉心と同等に取り扱えるよう設定されていることから、ノード分割による不確かさは十分小さい。一方、ATWSでは、表3-3に記載のとおり、局所的な出力分布が変化せず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であることから、多くの実機炉心解析（静的解析）によりノード分割の妥当性が確認されている図3-6のノード分割を採用することで、ノード分割による不確かさは十分小さいと考えられる。そのため、SPERT-III E-core 実験解析結果により得られた結論は、2、3及び4ループPWRの実機解析に適用可能であるといえる。したがって、中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果に対する検証、妥当性確認により得られた結論は、2、3及び4ループPWRを対象としたATWSの実機解析に適用できるといえる。

崩壊熱は、核分裂による出力と合わせて原子炉出力を構成する。反応度帰還効果により核分裂が抑制されても崩壊熱は低下しないため、反応度帰還により核分裂出力が低下しても崩壊熱が高い方が原子炉出力は高く維持される。また、崩壊熱が高い方が原子炉出力に占める核分裂出力の割合が小さくなるため反応度帰還効果による核分裂出力の低下量も小さくなり原子炉出力は高く維持される。そのため、ATWSの実機解析では、崩壊熱に関する不確かさや実機運用によるばらつきを崩壊熱が大きくなる側に考慮した崩壊熱曲線を外部入力している。しかし、ATWSでは蒸気発生器による除熱が有意に悪化し1次系圧力がピークとなる時点では、核分裂出力の寄与により原子炉出力が高く維持されているため、1次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さい<sup>9</sup>。

<sup>9</sup>崩壊熱が高い方が原子炉出力は高く維持されるため、減速材反応度帰還効果は若干大きく、ドップラ反応度帰還効果は若干小さく見積もられることになるが、高い崩壊熱を考慮することにより核分裂出力の低下量が小さくなる効果に比べれば小さい。このように崩壊熱の大小により、原子炉出力の過渡応答は多少変化するものの、蒸気発生器による



#### 4.9.2 炉心（燃料及び熱流動）における不確かさの適用性

M I D A Cコードの燃料棒内温度分布の計算手法について検証したF I N Eコードとの比較（4.6節）は、実機燃料を対象としている。また、燃料棒内温度評価の不確かさは、4.5節に示す非定常条件の SPERT-III E-core 実験解析で確認したドップラ反応度帰還効果の不確かさに含まれており、4.9.1節に示すように SPERT-III E-core 実験解析の結果は実機解析に適用できるといえる。

炉心の沸騰・ボイド率変化は NUPEC 管群ボイド試験結果に基づき妥当性を評価している。この試験では4.7節に述べたように、PWR 燃料を模擬した実尺の管群試験体を使用し、実機炉心条件をカバーする冷却材条件で試験を実施していることから、2、3及び4ループ PWR を対象としたA T W Sの実機解析に適用できるといえる。

#### 4.9.3 加圧器及び蒸気発生器における不確かさの適用性

加圧器及び蒸気発生器における重要現象の妥当性確認及び不確かさの確認には、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析を用いた。LOFT 試験装置は、4.8節で述べたように商用 PWR を模擬するよう体積及び出力比を保つように設計されており、圧力及び温度等の試験条件は実機 PWR 相当である。

2、3及び4ループ PWR の主な違いとしては、炉心出力、1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の違いがあげられる。2、3及び4ループプラントの原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の関係を、LOFT 試験装置と合わせて図 4-46～図 4-48に示す。ループ数によらず、原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の比は同等であることから、A T W Sにおけるプラント挙動において、主給水流量喪失に伴う蒸気発生器2次側での除熱量の低下とそれに伴う1次系の冷却材温度及び圧力上昇といった各パラメータの過渡変化の様相は同等となる。したがって、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析にて得られた結論は2、3及び4ループ PWR を対象としたA T W Sの実機解析へ適用できる。

また、実機解析に用いるノード分割は、3.4節で述べた考え方にに基づき設定したものであるが、A T W Sにおいて特にノード分割の影響を受ける重要現象は、加圧器及び蒸気発生器で生じる現象である。これら加圧器及び蒸気発生器のノード分割は、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析により、詳細に分割することにより重要現象が適切に評価できることを確認した。実機解析のノード分割を決定するに当たっては、LOFT L6-1 試験及び LOFT L9-3 試験で用いたノード分割を基に、より詳細にノードを分割した感度解析も実施し、十分な分割数であることを確認の上決定している。また、4.8.4節で考察したとおり、A T W Sにおける加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は

---

除熱が有意に悪化し1次系圧力がピークとなる時点では、核分裂出力が原子炉出力の多くを占めることから、崩壊熱の大小が1次系圧力に与える影響は小さい。実際に、主給水流量喪失+A T W Sを対象に、不確かさや実機運用によるばらつきを考慮した崩壊熱を使用した場合と、崩壊熱を一切考慮せず核分裂出力のみで原子炉出力を構成する場合の解析を実施し、1次系圧力への感度がないことを確認している。

臨界流となることから、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流ノードは、LOFT L9-3 試験解析と同様に、圧力境界条件として背圧を設定した 1 つのノードで模擬することで問題ない。したがって、ノード分割による不確かさについても、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

以上より、SPARKLE-2 コードは実機の ATWS への適用性を有するとともに、本章の検証、妥当性確認により得られた不確かさについても、実機の ATWS 解析に適用できるといえる。4 章における検証、妥当性確認において得られた ATWS の重要現象に対する SPARKLE-2 コードの不確かさを表 4-17 に整理して示す。なお、ATWS の実機解析における不確かさの取扱いについては 5 章で述べる。

表 4-17 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証、妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル	TWIGL ベンチマーク	ドップラ反応度帰還効果の不 確かさに含める
	ドップラ反応度帰還効果		LMW ベンチマーク	
	減速材反応度帰還効果		SPERT-III E-core 実験解析	
	崩壊熱		モンテカルロコードとの比較 SPERT-III E-core 実験解析	
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	崩壊熱モデル	モンテカルロコードとの比較 減速材温度係数測定検査	減速材温度係数: $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 入力値に含まれる
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度	NUPEC 管群ボイド試験解析	ボイド率: $\pm 8\%(2\sigma)$
	気液熱非平衡	2 流体モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	
加圧器	加圧器水位変化		LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	二相及びサブクール臨界流モデル	LOFT L9-3 試験解析	1 次冷却材温度: $\pm 2^\circ\text{C}$ 1 次系圧力: $\pm 0.2\text{MPa}$
	1 次側・2 次側の熱伝達	伝熱管熱伝達モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	
蒸気発生器	2 次側水位変化・ドライアウト	2 流体モデル	LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	臨界流モデル	不要	入力値に含まれる
	2 次側給水	ポンプ特性モデル	不要	入力値に含まれる

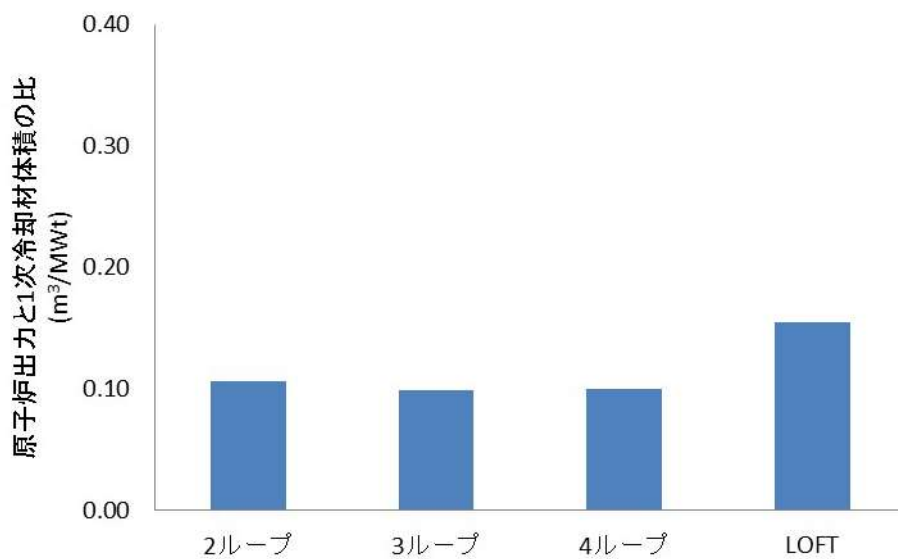


図 4-46 原子炉出力と1次冷却材体積の比

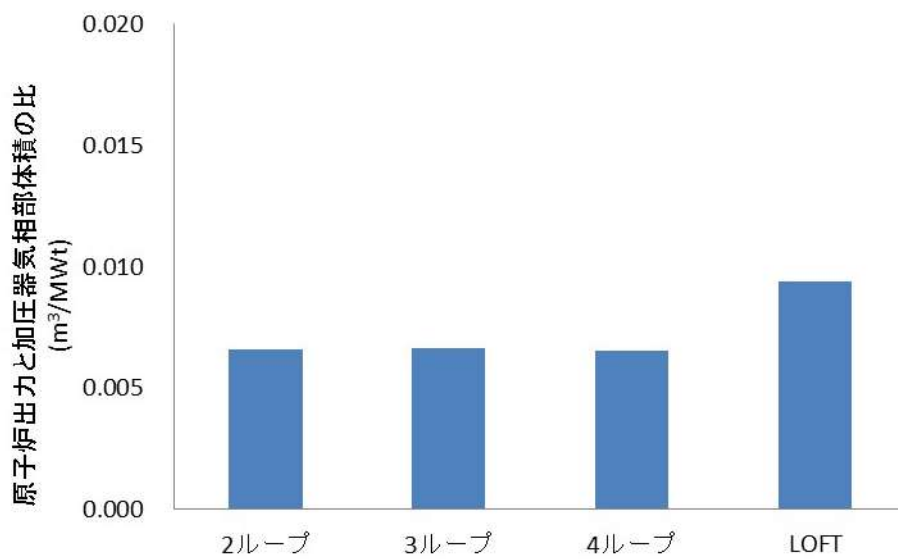


図 4-47 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

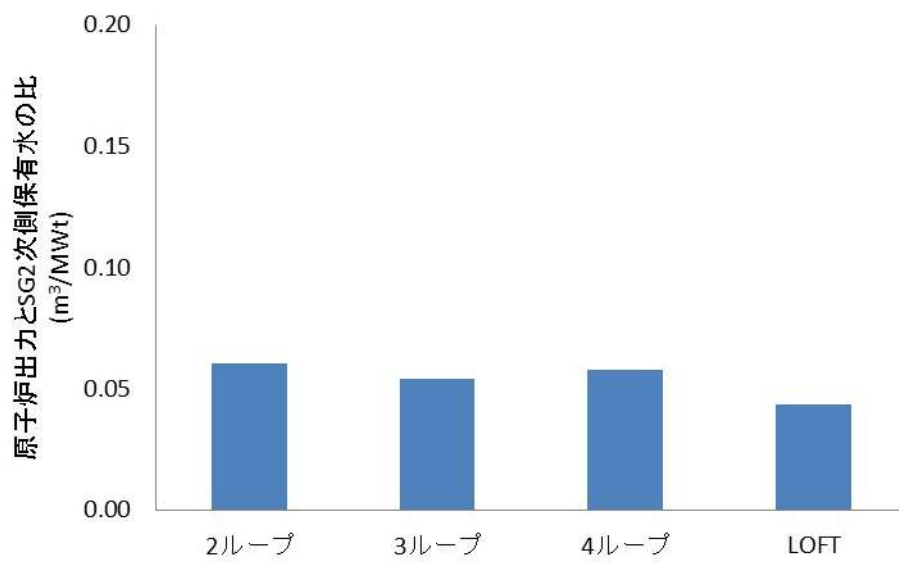


図 4-48 原子炉出力と蒸気発生器 2 次側保有水量の比

## 5. 有効性評価への適用性

### 5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

4章の検証、妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと、その不確かさが実機のA TWSの1次系圧力ピークへ与える影響を表 5-1に示す。

#### 5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

##### (1) 中性子動特性

4.5節に記載したとおり、中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

##### (2) ドップラ反応度帰還効果

A TWSでは、主蒸気隔離又は蒸気負荷の喪失により1次冷却材温度が上昇し、負の減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する。この際、ドップラ反応度帰還効果を大きく評価すると、原子炉出力低下に伴う燃料温度低下時の正のドップラ反応度帰還効果が大きくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。このため、評価指標である1次系圧力ピークが高くなる可能性がある。

##### (3) 減速材反応度帰還効果

A TWSでは、主蒸気隔離又は蒸気負荷の喪失により1次冷却材温度が上昇し、負の減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する。この際、減速材反応度帰還効果を小さく評価すると、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。このため、評価指標である1次系圧力ピークが高くなる可能性がある。

また、減速材反応度帰還効果は、減速材温度係数に換算して $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の不確かさに加え、取替炉心毎のばらつきが大きいパラメータであることから、実機解析においては不確かさと炉心のばらつきを適切に考慮する必要がある。

##### (4) 崩壊熱

崩壊熱の不確かさに関しては、4.1節に記載したとおり、評価に当たっては崩壊熱の不確かさ及び実機運用によるばらつきを考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用すること、また、4.9.1節に記載したとおり、A TWSにおいて1次系圧力がピークになる時点では、核分裂出力の寄与により原子炉出力が高く維持されているため、1次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さいことから、崩壊熱の不確かさは1次系圧力へ影響しない。

## (5) 燃料棒内温度変化

4.5節に記載したとおり、燃料棒温度変化の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

## (6) 沸騰・ボイド率変化

炉心ボイド率を低く評価する場合、1次冷却材の密度低下を小さく評価することになるため、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなり、原子炉出力が高く評価される。しかし、ATWSにおいて事象発生から1次系圧力ピーク近傍までの1次系圧力が高い炉心状態では炉心内にボイドが有意に発生せず、炉心内にボイドが生成するのは1次系圧力が低下した後となることから、沸騰・ボイド率変化の不確かさは評価指標である1次系圧力ピークに影響しない。

## (7) 加圧器及び蒸気発生器

加圧器の重要現象並びに蒸気発生器の重要現象のうち1次側・2次側の熱伝達、2次側水位変化・ドライアウトに対する不確かさについては、4.8.3節及び4.8.4節に記載したとおり、1次冷却材温度及び1次系圧力の不確かさとして整理する。これら重要現象の不確かさにより、1次冷却材温度を高く評価した場合は、1次冷却材膨張量が大きくなるため、評価指標である1次系圧力ピークが高くなる可能性がある。1次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次系圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題ない。

蒸気発生器における冷却材放出（主蒸気逃がし弁及び安全弁からの蒸気放出）は、ATWSでは主蒸気逃がし弁及び安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力とし、流量については設計流量を用いている。ATWSは、主蒸気逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は気相放出であること、また、蒸気流量は主蒸気安全弁の設計流量以下であり蒸気発生器2次側圧力は設定圧以下であることから、蒸気放出に係る条件が弁の開口面積を定める際の条件と同様であるため、解析コードの不確かさが評価指標である1次系圧力ピークへ与える影響はない。また、蒸気発生器における2次側給水（主給水・補助給水）についても、電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間に余裕を考慮し、流量については最小流量を用いていることから、解析コードの不確かさが評価指標である1次系圧力ピークへ与える影響はない。

### 5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1節で示した重要現象の不確かさのうち、ドップラ反応度帰還効果、減速材反応度帰還効果及び1次冷却材温度については、不確かさにより評価指標である1次系圧力ピークが高くなる可能性があることから、不確かさがATWSの1次系圧力ピークに与える影響の程度を確認するため、代表4ループプラントの主給水流量喪失+ATWSを対象に感度解析を実施した。

表 5-2に、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケース（ベースケース1）として、減速材反応度帰還効果、ドップラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度に対する感度解析結果（ケース

1-1～ケース1-3)を示す。ここで、減速材反応度帰還効果については、取替炉心毎のばらつきが大きいパラメータであるため、不確かさ(±3.6pcm/°C)及び取替炉心毎のばらつきを上回る余裕を考慮した減速材温度係数初期値(-13pcm/°C)を用いた。また、ドップラ反応度帰還効果については、4.5節に示したように、不確かさ(10%)を上回るように20%を用いた。感度解析の結果、ドップラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度については、ベースケースからの1次系圧力ピークに対する感度が現れていないが、減速材反応度帰還効果については、減速材温度係数初期値を-13pcm/°Cとしたケースに対しては約0.3MPa圧力ピークが高くなった。

ここで、ドップラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度の感度解析において、1次系圧力ピークに対する感度が現れていないが、図5-1に示すように、1次系圧力ピーク近傍における1次冷却材温度上昇に伴う1次冷却材膨張量の増加に対し、加圧器安全弁の開度に余裕があり、加圧器安全弁の作動により圧力上昇が抑えられているためである。一方、減速材反応度帰還効果の感度解析では、1次系圧力ピーク近傍で加圧器安全弁がほぼ全開となっており、1次系圧力ピーク値がベースケースに比べて高くなっている。即ち、1次冷却材膨張量が大きくなる条件(減速材温度係数初期値を正側にする等)に対して不確かさの影響を考慮した場合、加圧器安全弁開度の裕度が小さくなり、不確かさ等による1次系圧力ピークへの感度が大きくなる可能性があることを示唆している。

この影響を確認するため、減速材反応度帰還効果として上述の減速材温度係数初期値(-13pcm/°C)としたものをベースケース(ベースケース2)とし、ドップラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度の感度解析(ケース2-1及びケース2-2)を行った。結果は表5-3に示すとおりであり、最確値をベースケースとした表5-2の感度解析結果に比べて不確かさによる感度が大きくなっている。これは、図5-2のとおり、1次系圧力ピーク近傍において加圧器安全弁は全開となっており、不確かさを考慮したことによる1次冷却材膨張量の増加を加圧器安全弁で吸収しきれなくなったことから、1次系圧力ピークへの感度として現れたものである。

なお、これらの感度解析は代表4ループプラントに対するものであり、加圧器安全弁が全開となる条件において不確かさによる影響が1次系圧力ピークに現れる点については2、3ループPWRも含めた各プラントで共通であるが、加圧器逃がし弁及び安全弁容量等の個別のプラント仕様により感度の大小は異なるものとなる。また、これらの感度解析は主給水流量喪失+A T W Sに対するものであるが、負荷の喪失+A T W Sにおいても、1次系圧力がピークとなる付近では、蒸気発生器の除熱能力が著しく低下し、1次冷却材温度の上昇に伴う1次冷却材膨張量の増加により1次系圧力が高くなるなど、主給水流量喪失+A T W Sと事象進展が同様であることから、上記の考察は、負荷の喪失+A T W Sにおいても同様である。

### 5.1.3 A T W S有効性評価における不確かさの取扱い

5.1.2節の感度解析及び考察を踏まえ、A T W S有効性評価においては、ベースケース評価における1次系圧力ピーク値近傍の加圧器安全弁開度によって不確かさによる感度が異なることを考慮した上で、これらの不確かさを適切に取り扱う必要がある。



## 5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

A T W Sでは、蒸気発生器水位が狭域水位 7%に到達すると、A T W S緩和設備により、自動的に主蒸気ライン隔離による主蒸気の遮断、及び補助給水ポンプの起動による炉心冷却の確保を行いプラントを安定状態に導くことから、運転員の操作を介しない。また、その後の緊急ほう酸注入においては、ほう酸注入量は目標停止状態の停止ほう酸濃度で決まることから解析結果の影響を受けない。

したがって、S P A R K L E - 2 コードによる過渡解析の不確かさは、運転員等操作に影響を与えない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (1 / 2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	中性子動特性(核分裂出力)		ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める	ドップラ反応度帰還効果による影響に含める。
	ドップラ反応度帰還効果		ドップラ反応度帰還効果： ±10%	ドップラ反応度帰還効果を大きく評価すると、原子炉出力低下に伴う燃料温度低下時の正のドップラ反応度帰還効果が大きくなるため、原子炉出力が低下しなくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次系圧力ピークへの感度が低く、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次系圧力ピークに影響を与えない。
	減速材反応度帰還効果	3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル	減速材温度係数： ±3.6pcm/°C	減速材反応度帰還効果を小さく評価すると、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなるため、原子炉出力が低下しなくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次系圧力ピークへの感度が低く、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次系圧力ピークに影響を与えない。なお、減速材反応度帰還効果は取替炉心毎のばらつきが大きいことから、実機解析においては不確かさに加えて取替炉心毎のばらつきも考慮する必要がある。
崩壊熱	崩壊熱モデル		入力値に含まれる	評価にあたり、崩壊熱の不確かさ及び実機運用によるばらつきを考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用すること、1次系圧力がピークとなる時点では、原子炉出力が高く維持されているため、核分裂出力の寄与に比べて1次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さいことから、1次系圧力へ影響しない。
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める	ドップラ反応度帰還効果による影響に含める。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度	ボイド率：±8%(2σ)	炉心ボイド率を低く評価することになるため、原子炉出力が高く評価されるが、1次系圧力ピーク近傍では、炉心内にボイドが有意に発生していないことから、沸騰・ボイド率変化の不確かさは評価指標である1次系圧力ピークに対して影響しない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (2/2)

分類	重要現象		解析モデル		不確かさ	有効性評価解析への影響
	気液熱非平衡 水位変化 冷却材放出	1次側・2次側の 熱伝達	2流体モデル 二相及びサブクール臨界流モデル 伝熱管熱伝達モデル	2流体モデル		
加圧器					1次冷却材温度：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa	1次冷却材温度を高く評価した場合、1次冷却材膨張量が大きくなる。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次系圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次系圧力ピークに影響を与える。 1次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次系圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題になることはない。
蒸気発生器	冷却材放出		臨界流モデル		入力値に含まれる	主蒸気逃がし弁及び安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力を入力とし、流量については設計流量を入力とすること、及びATWSでは、蒸気放出に係る条件が弁の開口面積を定める際の条件と同様であることから、解析コードの不確かさは1次系圧力へ影響しない。
	2次側給水		ポンプ特性モデル		入力値に含まれる	電動及びタービン補助給水ポンプの自動起動遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間等を考慮し、流量については最小流量を入力とすることから、解析コードの不確かさは1次系圧力へ影響しない。

表 5-2 主給水流量喪失+A T W S の感度解析結果 (代表 4 ループ)  
(最確条件をベースケースとした場合) \*1

解析ケース	減速材温度 係数初期値	ドップラ 効果	1次冷却材 温度	1次系圧力 (MPa[gage])	ベースケース 1 からの差(MPa)
ベースケース 1	最確値*2	最確値	最確値	約 18.4	—
ケース 1-1	-13pcm/°C*3	最確値	最確値	約 18.7	約 0.3
ケース 1-2	最確値*2	最確値+20%	最確値	約 18.4	約 0.0
ケース 1-3	最確値*2	最確値	+2.2°C*4	約 18.4	約 0.0

\*1 : A T W S 緩和設備作動設定点到達 45 秒後<sup>10</sup>に、電動補助給水ポンプ 2 台及びタービン動補助給水ポンプ 1 台から 4 基の蒸気発生器に合計 370m<sup>3</sup>/hr の流量で給水するものとした。

\*2 : 約 -28pcm/°C (平衡炉心評価値であり核的不確かさ含まず)

\*3 : 不確かさ (±3.6pcm/°C) 及び取替炉心毎のばらつきを上回る余裕を考慮した値として設定。

\*4 : 1次冷却材温度の不確かさ (2°C) を上回る値として設定。なお本ケースは、1次冷却材温度に加え、出力 (2%) 及び圧力 (0.21MPa) も最確値に上乗せした結果であり、1次冷却材温度の不確かさによる影響を包含する。

表 5-3 主給水流量喪失+A T W S の感度解析結果 (代表 4 ループ)  
(減速材温度係数初期値を-13pcm/°Cとしたケースをベースケースとした場合) \*1

解析ケース	減速材温度 係数初期値	ドップラ 効果	1次冷却材 温度	1次系圧力 (MPa[gage])	ベースケース 2 からの差(MPa)
ベースケース 2	-13pcm/°C	最確値	考慮せず	約 18.8	—
ケース 2-1	-13pcm/°C	最確値+20%	考慮せず	約 19.5	約 0.7
ケース 2-2	-13pcm/°C	最確値	+2°C	約 19.2	約 0.4

\*1 : A T W S 緩和設備作動設定点到達 60 秒後<sup>10</sup>に、電動補助給水ポンプ 2 台及びタービン動補助給水ポンプ 1 台から 4 基の蒸気発生器に合計 370m<sup>3</sup>/hr の流量で給水するものとした。

<sup>10</sup> 表 5-2 の感度解析では補助給水開始遅れ時間としてより現実的な時間 (45 秒) で評価しているが、表 5-3 の感度解析では、有効性評価と同じ余裕を考慮した値 (60 秒) を用いている。

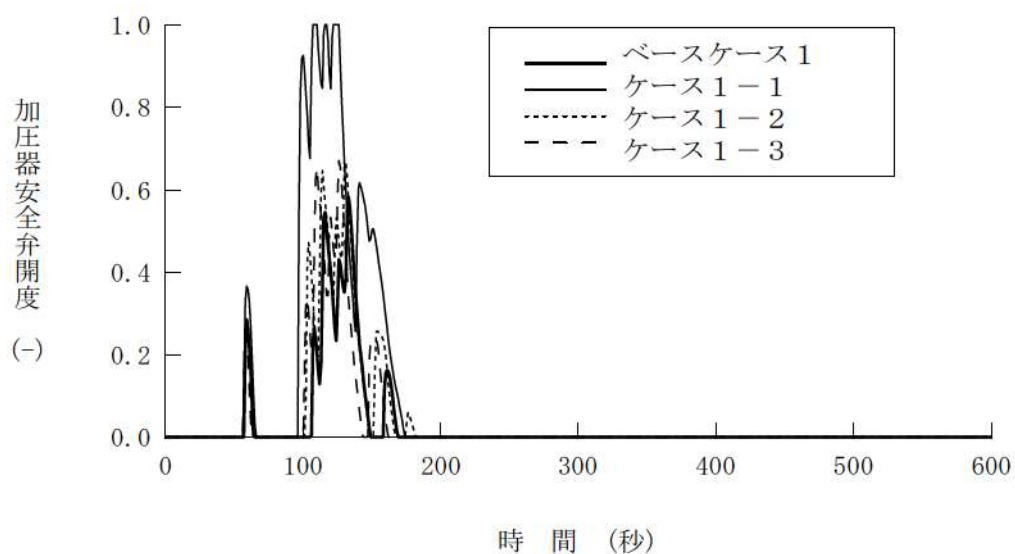


図 5-1 最確条件をベースケースとした場合の感度解析  
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

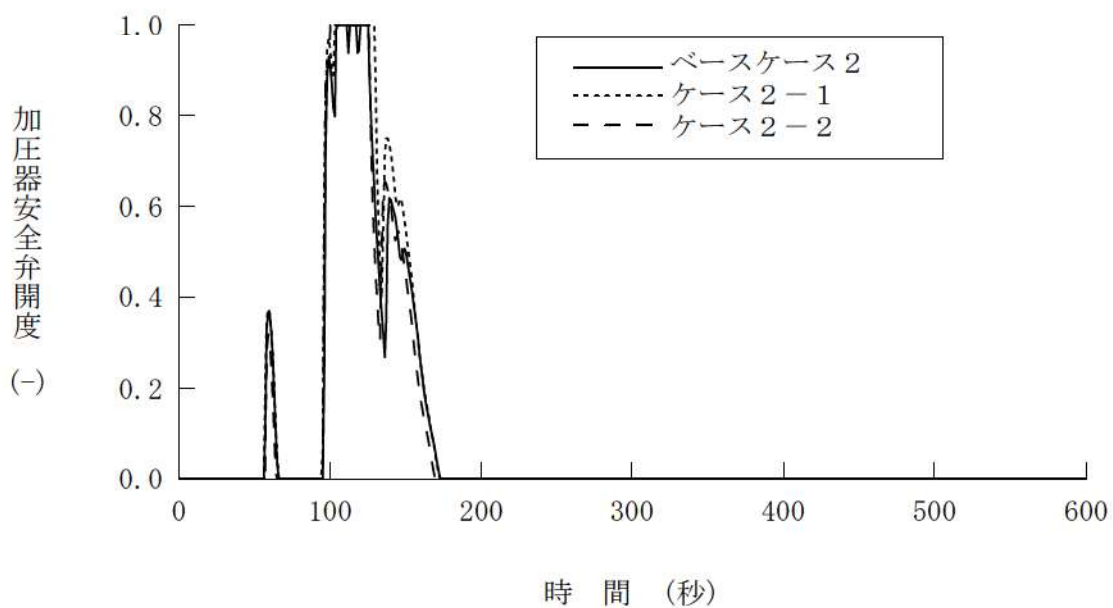


図 5-2 減速材温度係数初期値を $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ としたケースをベースケースとした場合の感度解析  
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

## 6. 参考文献

- [1] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの SPARKLE-2 コードの適用性について, MHI-NES-1055, 三菱重工業, 平成 25 年
- [2] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの M-RELAP5 コードの適用性について, MHI-NES-1054, 三菱重工業, 平成 25 年
- [3] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [4] F. J. Moody, "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel," NEDO-21052, 1975.
- [5] 三菱 PWR の燃料設計計算コードの概要, MAPI-1019 改 1, 三菱原子力工業, 昭和 63 年
- [6] 三菱 PWR 高燃焼度化ステップ 2 燃料の機械設計, MNF-1001 改 1, 三菱原子燃料, 平成 23 年
- [7] D. G. Reddy, et al., "Two-Phase Friction Multiplier for High Pressure Steam Water Flow", EPRI-NP-2522, 1982
- [8] Saha, P. and Zuber, N., "Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling", Proceedings of 5th International Heat Transfer Conference, Tokyo, 4, 151-157, 1974
- [9] Lahey Jr., R.T. and Moody, F. J., "The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor", American Nuclear Society, 1977
- [10] 平成 6 年度燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (PWR 燃料集合体管群ポイド試験) (総合試験編), (財) 原子力発電技術機構, 平成 7 年
- [11] Chexal, B, Lellouche, G., Horowitz, J., Healy, J., "A Void Fraction Correlation for Generalized Applications", NURETH-4, 1989
- [12] PWR の安全解析用崩壊熱について, MHI-NES-1010 改 4, 三菱重工業, 平成 25 年
- [13] 三菱新核設計コードシステム GalaxyCosmo-S の信頼性について, MHI-NES-1052, 三菱重工業, 平成 24 年
- [14] B. Yasinsky, M. Natelson, and L.A. Hageman, "TWIGL- A Program to Solve the Two-Dimensional, Two-Group, Space-Time Neutron. Diffusion Equations with Temperature Feed-back," WAPD-TM-743 (1968).
- [15] S.Langensbuch, W. Maurer, and W. Werner, "Coarse-Mesh Flux-Expansion Method for the Analysis of Space-Time Effects in Large Light Water Reactor Cores", Nuclear Science and Engineering: 63, (1977)
- [16] K. S. Smith, "An Analytic Nodal Method for Solving the Two-group, Multidimensional, Static and Transient Neutron Diffusion Equations," MS Thesis, Massachusetts Institute of Technology, March (1979).
- [17] Russell D. Mosteller, "The Doppler-Defect Benchmark: Overview and Summary of Results,"

LA-UR-07-1000

- [18] M.B.Chadwick, *et al.*, "Nuclear Data Sheets", Volume 107, Issue 12 (2006)
- [19] "Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core-A Small, Oxide-Fueled, Pressurized Water Reactor," IDO-17281, U.S. Atomic Energy Commission, March 1969.
- [20] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient Experiments L6-1, L6-2, and L6-3," NUREG/CR-1797
- [21] NUREG/IA-0072 LOFT Input Dataset Reference Document for RELAP5 Validation Studies
- [22] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2

## 添付1 ATWSの有効性評価に3次元炉心動特性コードを用いることについて

### 1. はじめに

原子炉停止機能喪失に対する適用コードについては「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」5.1.5節に記載のとおり、

- ・ 炉心部の解析モデルに関しては、出力応答の評価において、1次冷却材密度変化、ボイド生成、出力変化といった事象推移を考慮するために、これらの過渡変化に伴う核的挙動を考慮した反応度係数を用いる1点炉近似動特性、もしくは過渡変化に伴う核的挙動を直接評価できる3次元炉心動特性が必要となる。
- ・ また、燃料被覆管温度上昇に繋がるDNB発生条件までの裕度を適切に把握するためには、特に出力上昇や局所的なボイド生成を伴う重要事故シーケンスに対して事象進展中の出力分布変化を取り込んだ評価とする必要がある。
- ・ これら出力応答及びDNB発生条件を事象進展に見合った評価とするためには、過渡変化に伴う核的挙動及び出力分布変化を同時に評価することが可能な3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2を用いることが合理的である。

と判断している。

ここでは、ATWS対策の有効性評価（以下、「ATWS解析」という。）における炉心部の解析モデルに関して、上述のとおり、1点炉近似動特性又は3次元炉心動特性のいずれも適用可能としている中で、3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2コードを適用した理由について、1点炉近似動特性を適用した場合との比較等により説明する。

### 2. ATWS解析に用いる動特性モデル

#### 2.1 1点炉近似動特性と3次元炉心動特性の特徴

1点炉近似動特性とSPARKLE-2コードの3次元炉心動特性の主な相違点としては、

- ・ 1点炉近似動特性は、ドップラ温度係数や減速材密度係数といった反応度係数を入力とし、これらの反応度係数と燃料温度や減速材密度等の炉心パラメータの変化量から反応度変化を求め、1点炉近似動特性方程式に基づき原子炉出力変化を計算する。これに対し、3次元炉心動特性は、炉心パラメータの変化に応じて核断面積の変化を3次元炉心体系で求め、3次元2群拡散動特性方程式に基づき原子炉出力変化を計算する。
- ・ 1点炉近似動特性は炉心を1点で表現する解析モデルであり、空間分布の概念がないため、炉心内の減速材密度や燃料温度の分布と、それに伴う出力分布の過渡的な変化を反応度変化に直接取り込むことができない。一方、3次元炉心動特性では、これらの変化を反応度変化に直接取り込み、出力分布及びそれに基づく冷却材条件分布の変



化を評価することができる。  
といった点が挙げられる。

## 2.2 設計基準事象解析とATWS有効性評価解析における減速材密度係数の取扱い

DBE（設計基準事象）解析としての「主給水流量喪失」及び「負荷の喪失」では、原子炉トリップにより原子炉出力が低下するため、制御棒以外の反応度帰還効果に大きな期待をしなくても事象発生時のプラントの安全性を確認することができる。そのため、DBE解析では、減速材密度係数の入力値として  $0\text{pcm/g/cm}^3$ （事象進展中も固定。減速材反応度帰還効果に一切期待しない。）を用いた1点炉近似動特性にて評価している。

ATWS有効性評価解析としての「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」では、原子炉トリップが生じず、反応度帰還効果、特に減速材反応度帰還効果により原子炉出力を低下させることから、事象進展中の減速材密度変化に応じた適切かつ現実的な減速材反応度帰還効果を考慮する必要がある。したがって、ATWSを1点炉近似動特性を用いて評価するとした場合においても、DBE解析とは異なり、事象進展中の炉心挙動を適切かつ現実的に模擬できる減速材密度係数を設定し、入力する必要がある。その際、ATWSでは原子炉出力を低下させるため減速材反応度帰還効果にしか期待できないことから、減速材密度係数の設定に当たっては明らかな余裕を持った保守性を考慮しづらい。一方、3次元炉心動特性評価を用いて評価する場合は、事象進展中の減速材密度変化に応じて核定数を参照することにより減速材反応度帰還効果を直接評価することから、1点炉近似動特性で必要となるような減速材密度係数の設定は必要ない。

## 2.3 ATWSにおける1点炉近似動特性用の減速材密度係数

ATWSを1点炉近似動特性評価を用いて評価するとした場合、入力する減速材密度係数を設定するに当たっては、事象発生時の減速材密度係数（初期値）と事象進展中の炉心状態（原子炉出力、減速材温度、1次系圧力）の変化に応じた減速材密度係数の変化量を決める必要がある。このうち初期値については、評価目的（最確評価、取替炉心を包絡する評価等）に応じて任意に設定することができる。また、変化量については、事象進展中の複数時点における原子炉出力等を仮定した3次元静特性解析により、減速材密度係数を算出し、得られた結果を踏まえて事象を適切に模擬できるように設定することになる。

前述のとおり、ATWS解析に1点炉近似動特性評価を採用する際の減速材密度係数は、DBE解析のように事象進展中も初期値に固定するような保守的なものではなく、事象進展中の炉心挙動を適切かつ現実的に模擬できるように設定する必要がある。しかしながら、減速材密度係数設定に用いる3次元静特性解析は、プラント過渡状態ではなく平衡状態を対象とした解析であり、また、解析対象の炉心は、減速材反応度帰還効果

に影響を与えうる事象進展中の時々刻々の関連パラメータ（原子炉出力、1次系圧力、冷却材出入口温度、冷却材温度分布等）の組み合わせを必ずしも正確には模擬しているわけではない。したがって、3次元静特性解析のみに基づき設定した減速材密度係数が事象進展中の炉心挙動を適切に模擬できることを確認するためには、減速材反応度帰還効果のみにより原子炉出力を低下させるATWSでは静特性解析結果に対して明らかな余裕を持った保守性を考慮して設定しづらいことを踏まえると、3次元炉心動特性評価との比較や反応度係数に対する感度解析を実施すること等によりその妥当性を確認する必要がある。

#### 2.4 1点炉近似動特性を用いたATWS解析結果

参考として、代表4ループプラントに対し、3次元静特性解析に基づき設定した減速材密度係数（図1）を入力とし、主給水流量喪失+ATWSを対象に、M-RELAP5コード（1点炉近似動特性）を用いて解析した結果を、SPARKLE-2コード（3次元炉心動特性）を用いた解析結果とともに図2及び図3に示すが、両者は良く一致していることが分かる。

このように、ATWSでは、適切かつ現実的な反応度係数を設定することにより、1点炉近似動特性を用いても3次元動特性と同等の結果を得ることが可能であるが、先述のとおり、1点炉近似動特性解析の入力に用いる反応度係数が妥当であることについては、図2及び図3のように、結局は3次元動特性解析結果との比較等により示さざるを得ないことも踏まえ、今回の有効性評価では、個別の重要事故シーケンスの事象進展に応じた反応度帰還効果を直接解析に取り込むことができる3次元動特性により直接的に評価することが有用であると考え、SPARKLE-2コードを採用することが合理的であると判断した。



図1 1点炉近似動特性評価に用いた減速材密度係数

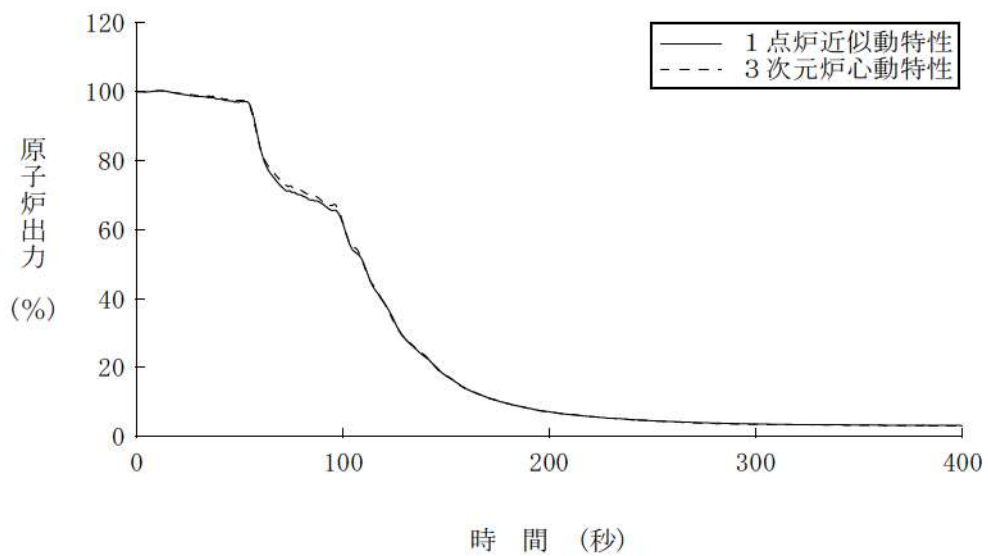


図2 主給水流量喪失+ATWSの原子炉出力

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

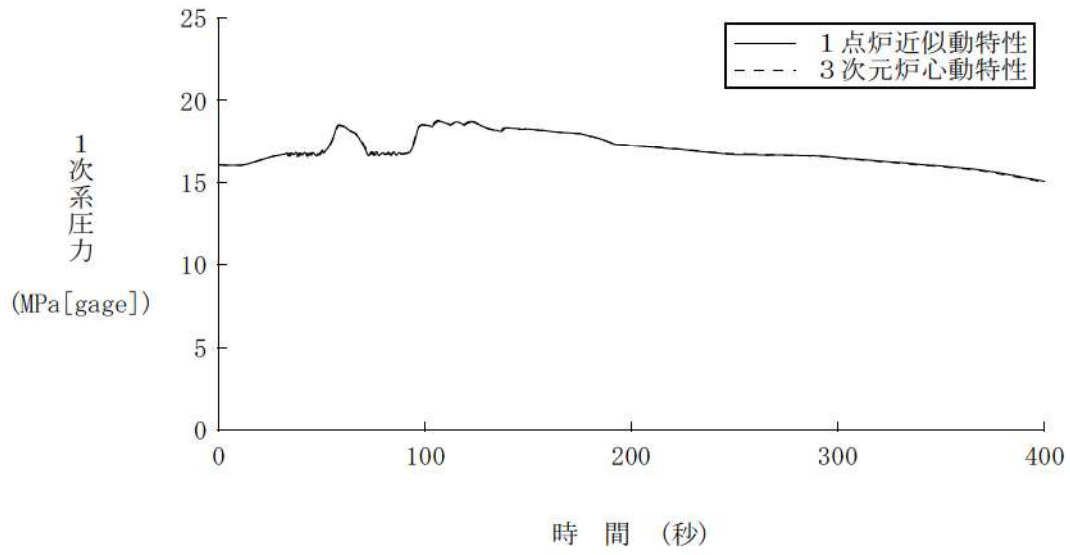


図3 主給水流量喪失+ATWSの1次系圧力

## 添付2 GalaxyCosmo-Sについて

### 1. GalaxyCosmo-Sの概要

GalaxyCosmo-Sは、PWR炉心設計への適用を目的として開発した炉心計算コードシステムであり、GALAXYコードとCOSMO-Sコードから構成される。GALAXYコードは2次元集合体計算コードであり、集合体計算を実行し、燃料集合体平均の核定数を算出する。COSMO-Sコードは3次元炉心計算コードであり、GALAXYコードで計算した集合体平均の均質核定数を入力として、炉心内の燃料集合体配置を考慮した炉心計算を実行し、臨界ほう素濃度、出力分布等の炉心核特性値を算出する。

### 2. GALAXYコード及びCOSMO-Sコードの手法概要

#### 2.1 GALAXYコードの手法概要

GALAXYコードは、キャラクタースティックス法に基づく2次元多群非均質輸送計算コードである。燃料集合体形状を正確に取り扱うことにより、集合体内の2次元中性子束分布を精度よく算出する。GALAXYコードの計算フローを図1に、計算の入出力を図2に示す。GALAXYコードでは、燃料仕様と炉心運転条件が入力として与えられると、ENDF/B-VII.0に基づく中性子エネルギー172群構造の多群断面積ライブラリに基づき、共鳴計算により、各領域の多群実効断面積を計算する。次に、キャラクタースティックス法に基づき、多群実効断面積を入力として、集合体内の多群中性子束分布を計算し、得られた多群実効断面積及び中性子束を用いて、中性子束重みにより、実効断面積を空間及びエネルギーに関して均質化及び縮約することにより、COSMO-Sコードの入力となる2群均質核定数を算出する。また、得られた多群実効断面積及び中性子束分布を用いて、集合体内の領域毎に各核種の反応率を算出し、燃焼に伴う各核種の数密度変化を追跡するための燃焼計算を実施し、燃焼度依存で2群均質核定数を算出する。

GALAXYコードで算出された2群均質核定数は、集合体燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度等を変数とした核定数テーブルとしてまとめられる。

GALAXYコードの妥当性については、本資料「第2部 SPARKLE-2コード」の4.3節において、ドップラ温度係数(4.3.1節)及び減速材密度係数(4.3.2節)に関して、GALAXYコードと連続エネルギーモンテカルロ法に基づくMVPコードによる解析結果の比較検証を実施している。GALAXYコードでは、核定数テーブルの作成において、図1に示す「断面積ライブラリ」、「共鳴計算」、及び「輸送計算」の各段階に対して計算手法に近似があり、その妥当性を確認する必要がある。そこで、GALAXYコードと、MVPコードの広範な条件に対して解析結果を比較することで、両者の差異が拡大しないことを検証している。このことにより炉物理検査で実証されている精度が維持されることを補足し、GALAXYコードが核定数を適切に作成できることを確認している。また、GALAXYコードの集合体輸送計算(中性子束計算)については、連続エネルギーモンテカルロ法との燃料棒出力(核分裂率)の比較を、複数の燃料集合体幾何形状(14×14型、15×15型、17×

17 型) を対象に、燃料組成、燃料温度等の広範な条件に対して実施し、差異の標準偏差が条件によらず平均 0.3%程度であることを確認した。これにより、GALAXYコードの集合体輸送計算は、集合体内の中性子束分布を適切に評価できることを確認した<sup>1</sup>。

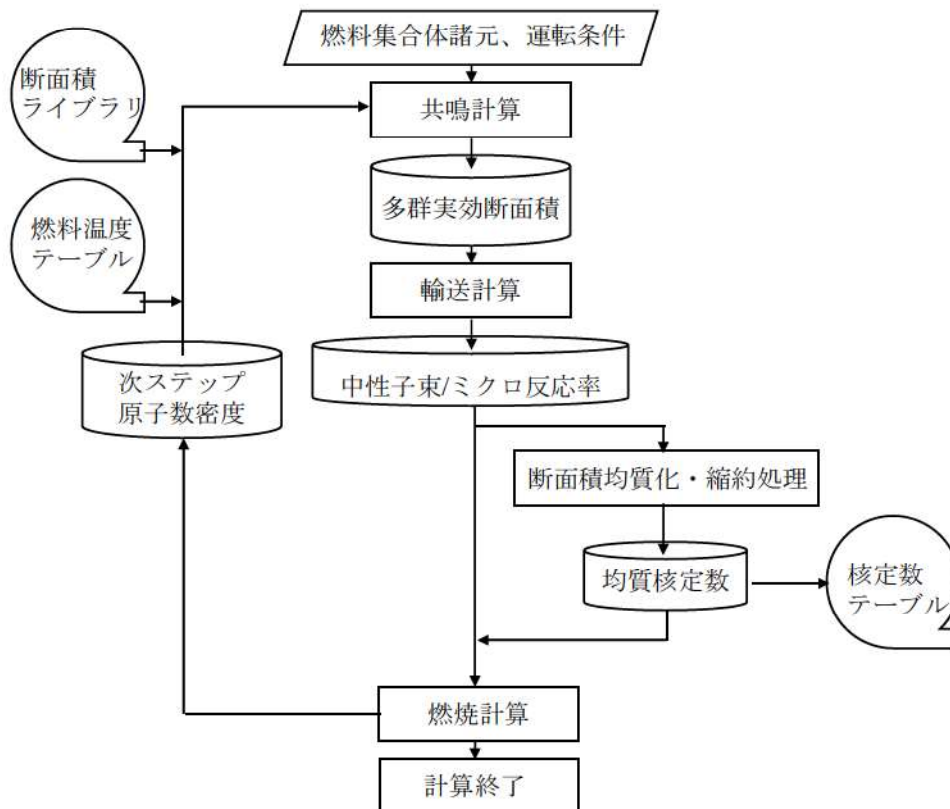


図1 GALAXYコードの計算フロー

<sup>1</sup> Koike H., et al., “Advanced Resonance Self-Shielding Method for Gray Resonance Treatment in Lattice Physics Code GALAXY,” J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 49, No. 7, pp.725-747, July, (2012).

(インプット量)

燃料棒諸元  
ペレット半径、被覆管外径・厚さ、  
燃料ピッチ  
集合体諸元  
燃料棒配置  
制御棒案内管・計装シンプル諸元、  
バーナブルポイズン緒元、  
集合体間ギャップ寸法  
組成データ  
構成要素の組成  
冷却材ほう素濃度  
燃焼計算データ  
熱出力  
燃焼計算ステップ間隔  
その他のインプット

(ライブラリ)

燃料温度テーブル  
燃焼度、相対出力毎に  
各種温度をテーブル化  
・ペレット、被覆管、減速材温度  
・燃料実効温度  
断面積ライブラリ(ENDE/B-VII.0ベース)  
核種、反応、エネルギー群毎に  
バックグラウンド断面積と  
実効断面積の関係をテーブル化

(計算コード)  
GALAXYコード

共鳴計算  
2次元輸送計算による  
中性子束分布計算  
核定数計算 (断面積均質化・縮約)  
燃焼計算

(計算結果)

実効増倍率  
2群核定数 (COSMO-S/K計算用)  
各種ミクロ断面積  
不連続因子  
燃料棒再構築計算用データ  
動特性パラメータ ( $\beta$ ,  $\lambda$ )  
中性子束分布  
出力分布  
燃料組成  
等  
以上は各燃焼度ステップ毎に  
出力する。

図2 GALAXYコードの入出力の概要

## 2.2 COSMO-Sコードの手法概要

COSMO-Sコードは、3次元炉心計算コード(エネルギー群数2群、拡散ノード法)である。炉心体系を集合体単位で取り扱い、集合体内を複数の矩形領域で分割することにより、炉心内の3次元中性子束分布を算出する。

COSMO-Sコードの計算フローを図3、計算の入出力を図4に示す。COSMO-Sコードでは、炉心諸元、運転条件が入力として与えられると、GALAXYコードにより準備された核定数テーブルから、各領域の2群核定数が設定される。この核定数を入力として、中性子束計算(拡散計算)により、炉心内の中性子束分布、出力分布、臨界ほう素濃度、反応度係数等、種々の炉心核特性を計算する。中性子束計算には、解析的多項式ノード法を採用しており、双曲線関数と2次までの多項式によりノード内の中性子束分布を展開する。燃料棒出力等の局所出力については、近代ノード法による中性子束計算の後、燃料棒出力分布再構築法によって算出している。また、中性子束計算によって得られた出力分布を用いて、燃焼計算を行うことにより、燃焼度依存で炉心核特性値を算出する。

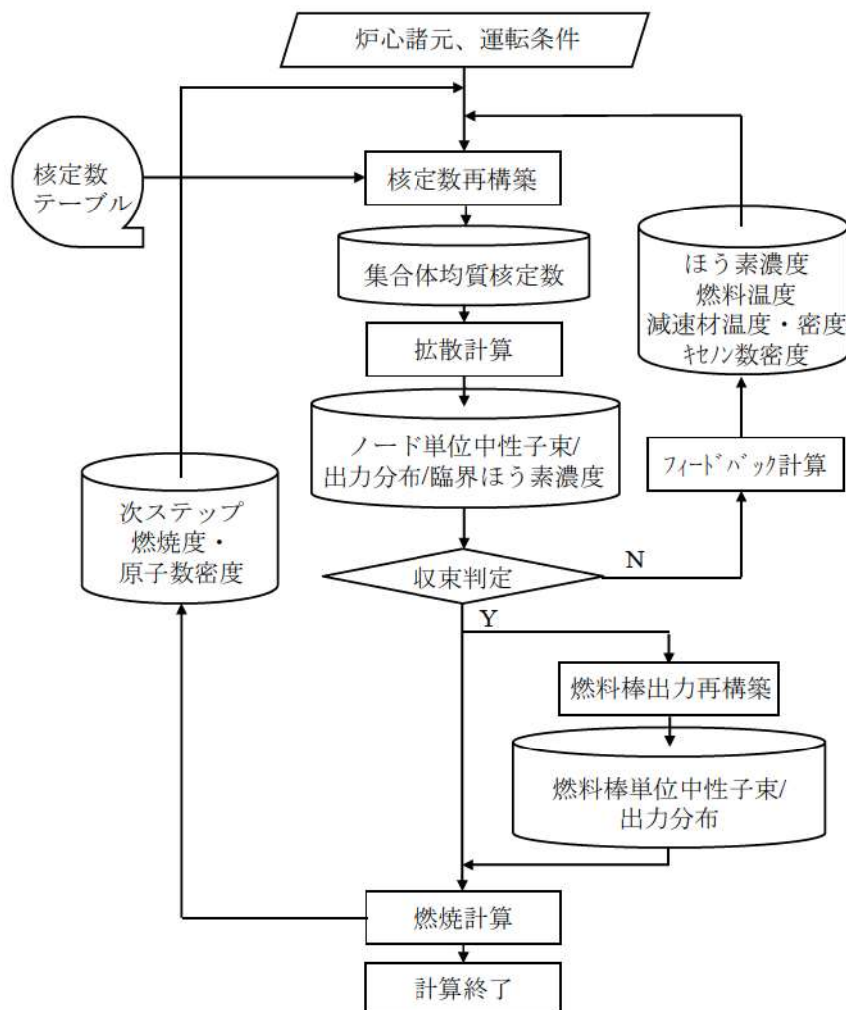


図3 COSMO-Sコードの計算フロー



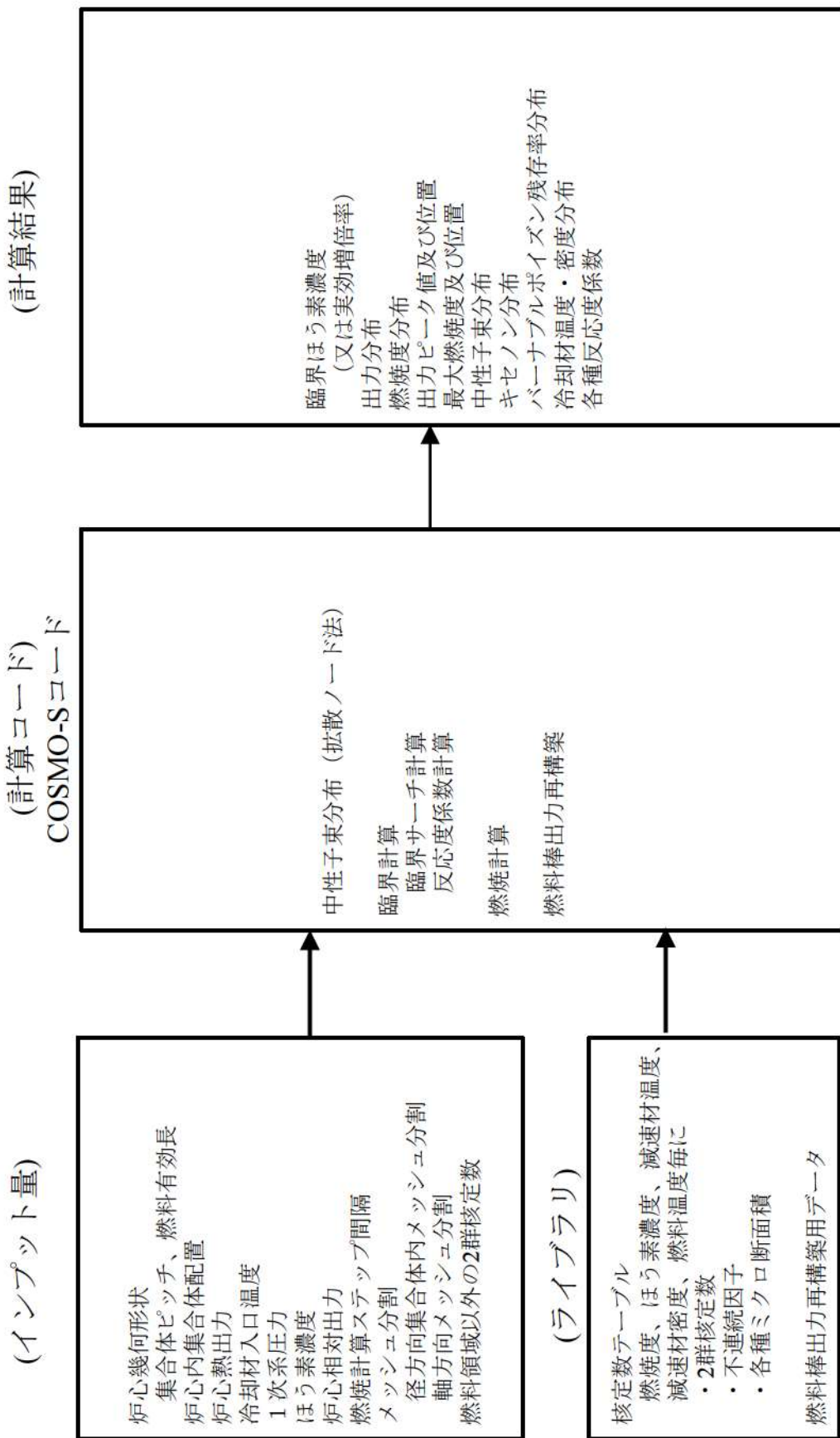


図4 COSMO-Sコードの入出力の概要

### 添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について

#### 1. はじめに

SPARKLE-2コードは3次元炉心動特性を採用しており、評価目的に応じて任意の3次元炉心モデルを対象として評価する。例えば、実機取替炉心の最確評価を行う場合は、当該取替炉心の炉心モデルを対象として評価する。一方、許認可解析のように複数の取替炉心を包絡させた炉心パラメータ条件で評価を行う場合には、平衡炉心などのある特定の炉心に対し、対象とする複数の取替炉心のパラメータの変動幅を包絡させた炉心モデルを対象として評価する。

本資料「第2部 SPARKLE-2コード」に示すとおり、ATWSの1次系圧力評価における炉心核特性上の重要パラメータは減速材反応度帰還及びドップラ反応度帰還であるため、ATWSの有効性評価においては、これらの反応度帰還を適切に考慮した炉心モデルを対象に評価している。

ここでは、SPARKLE-2コードにおいて減速材反応度帰還を考慮した炉心モデルの設定方法について説明する。なお、ドップラ反応度帰還を考慮した炉心モデルの設定方法については添付4で説明する。

#### 2. 減速材反応度帰還の設定について

##### 2.1 減速材反応度帰還の設定方法

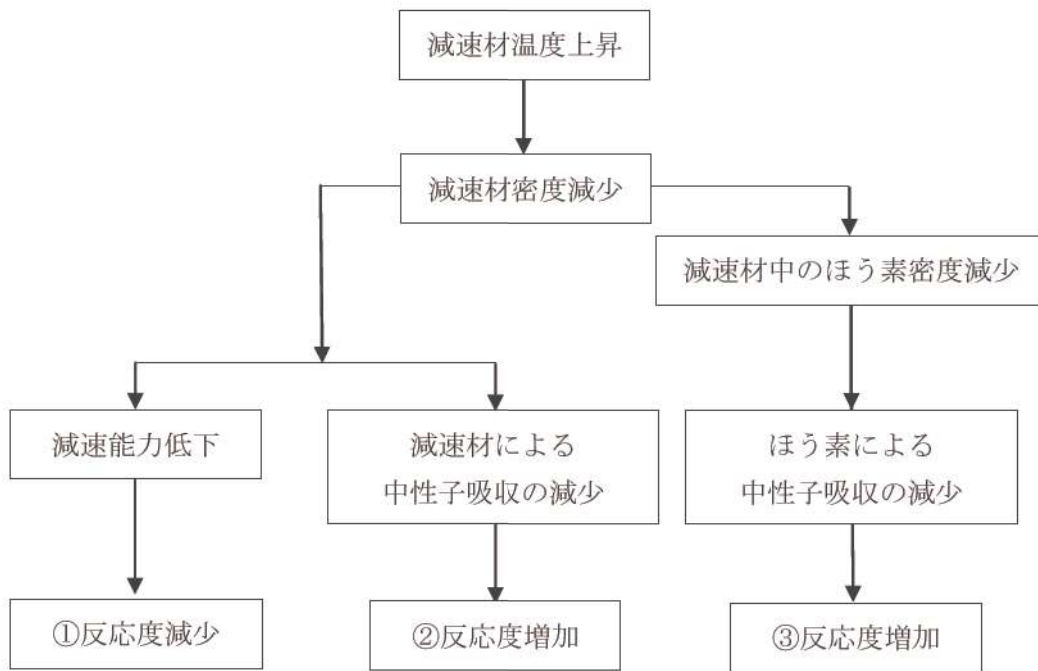
1次冷却材中にほう素が溶解するPWRでは、減速材反応度帰還効果はほう素濃度依存性が強い。図1に減速材温度上昇に伴う反応度への影響のメカニズムを示すが、1次冷却材中のほう素濃度が高いほど1次冷却材温度上昇時のほう素密度の減少量が大きくなり中性子吸収が低下するため、減速材温度係数は正側に推移する。また、図1に、いくつかのほう素濃度に対する1次冷却材温度と減速材温度係数の関係を示すが、ほう素濃度を高くすることにより、減速材温度係数は1次冷却材温度との相関をほぼ維持しながら正側に推移していることが分かる。

SPARKLE-2コードによるATWSの解析では、減速材反応度帰還とほう素濃度との間に、このような良い相関があることを利用し、ほう素濃度を調整することで、初期状態の減速材温度係数を保守的に設定することにより、過渡変化中の減速材反応度帰還を保守的に設定している。

具体的には、SPARKLE-2コードで動特性計算をする前に、COSMO-KコードとMIDACコードの結合計算により初期定常計算（静的計算）を行うことで動特性計算の初期炉心条件を設定するが、その時点でほう素濃度を調整することにより、初期状態の減速材反応度帰還を設定している。その後の動特性計算においても、ここで設定したほう素濃度を初期条件として解析することにより、過渡変化中を通じて適切な減速材反応度帰還の保守性が維持される。

なお、このほう素濃度調整により中性子吸収が増減するため、中性子バランスが保てなくなり定常状態を維持できなくなる。そこで、他の核特性への影響が小さい [ ] [ ] を調整することにより初期の定常状態を達成している。この取扱いについては、3.に詳細を述べる。

[ ] の内容は、商業機密に属しますので公開できません。



減速材温度係数は、相反する反応度効果のバランスの結果であり、通常①の反応度減少効果が優勢であることから負の値となるが、ほう素濃度が高い場合には③の反応度増加効果が助長され、減速材温度係数は正側へと推移する。

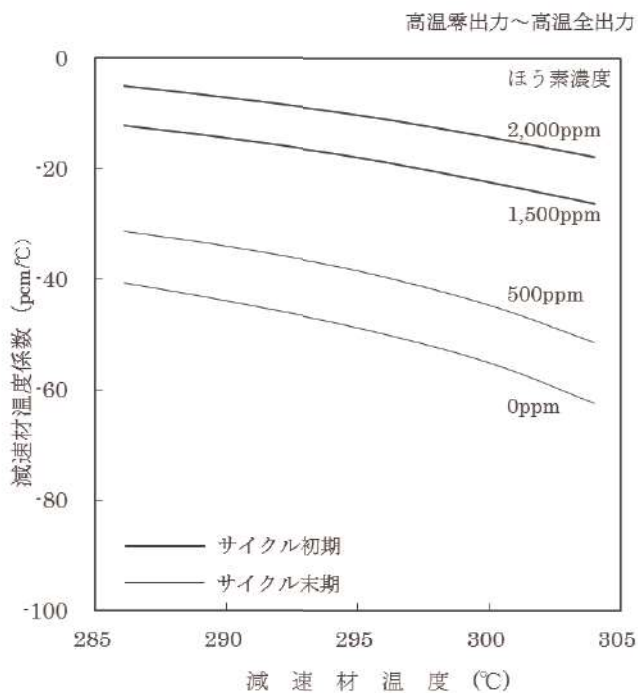


図1 ほう素濃度が高いほど減速材温度係数が正側となるメカニズム

## 2.2 減速材反応度帰還の設定方法の妥当性について

### (1) 減速材反応度帰還

本項では、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を調整することが可能であること、初期状態において減速材反応度帰還を保守的に調整することにより、過渡変化中の減速材密度が低下した状態においても初期状態で設定した減速材反応度帰還の保守性が維持されていることを確認する。

サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した 15GWd/t の 4.8wt%ウラン単一集合体体系に対し、COSMO-Sコードを用いて、ほう素濃度を変化させた場合の減速材密度と減速材密度係数の関係を表1に示す条件を用いて評価した<sup>(※1)</sup>。評価結果を図2に示す。

図2に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる減速材密度の範囲（減速材密度約0.4～約0.8g/cm<sup>3</sup>）において、ほう素濃度が大きくなるに従い、減速材反応度帰還効果（減速材密度係数）は一樣に小さくなることが確認できた。

ATWS解析においては、初期状態（高温全出力状態：減速材密度0.7g/cm<sup>3</sup>近傍）において、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を保守的な値に設定しているが、過渡変化中の減速材密度低下時のいずれの状態においてもその効果が保存されているといえる。

---

(※1) COSMO-Kでの動特性計算における減速材反応度帰還は、減速材密度の変動に応じて、参照する核定数（断面積）が変動することにより考慮される。ここでは、減速材密度が変動した場合の減速材密度係数の変動の程度を確認するとの目的を踏まえ、減速材密度の変動に応じて参照した核定数を用いて減速材密度係数を直接評価することができるCOSMO-Sコードによる単一集合体計算を用いて確認した。

表1 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0、1,000、2,000
減速材密度(g/cm <sup>3</sup> )	0.4、0.5、0.6、0.7、0.8
減速材温度(°C)	326.85 (600K)
燃料温度(°C)	626.85 (900K)

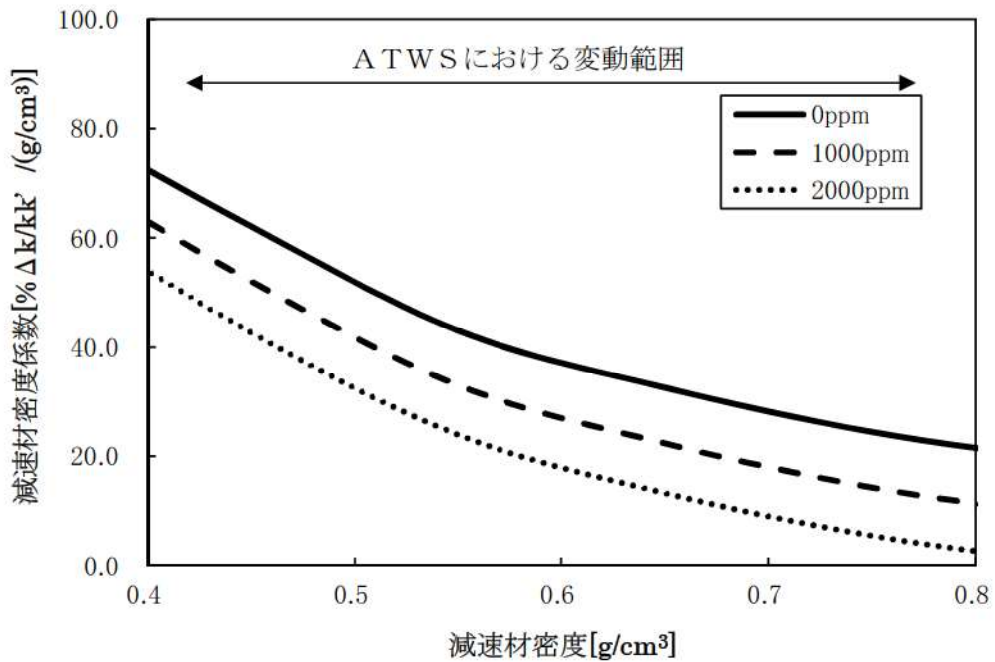


図2 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響

## (2) ドップラ反応度帰還

本項では、ATWSの1次系圧力評価に影響を与える反応度帰還は、ドップラ反応度帰還と減速材反応度帰還が支配的であることを踏まえ、ほう素濃度調整に伴うドップラ反応度帰還への影響を確認する。

サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した15GWd/tの4.8wt%ウラン単一集合体体系に対し、COSMO-Sコードを用いて、ほう素濃度を変化させた場合のドップラ温度係数を表2に示す条件を用いて評価した<sup>(※2)</sup>。評価結果を図3に示す。

図3に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる燃料温度の範囲(約300～約600℃)において、ほう素濃度を変化させた場合のドップラ反応度帰還特性への影響は軽微であることが確認できた。

即ち、ほう素濃度調整による減速材反応度帰還の調整により、ドップラ反応度帰還に影響を与えないといえる。

---

<sup>(※2)</sup> 減速材反応度帰還の確認と同様に、ここでは、燃料温度が変動した場合のドップラ温度係数の変動の程度を確認するとの目的を踏まえ、燃料温度の変動に応じて参照した核定数を用いてドップラ温度係数を直接評価することができるCOSMO-Sコードによる単一集合体計算を用いて確認した。

表2 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0、1,000、2,000
減速材密度(g/cm <sup>3</sup> )	0.7 (HFP 相当)
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(°C)	200、400、600、800、1,000

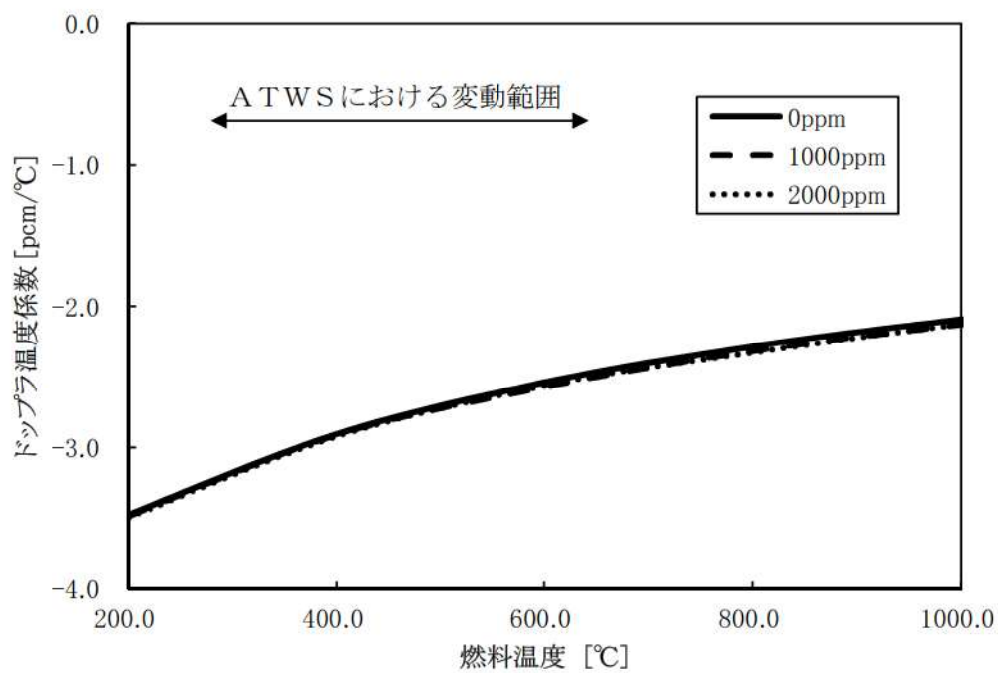


図3 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響



### 3. 過渡計算における初期定常状態の設定について

#### 3.1 初期定常状態の設定方法

2.1 で述べたとおり、SPARKLE-2 コードによる ATWS 解析では、ほう素濃度を調整することにより、減速材反応度帰還を保守的に設定しているが、これにより中性子バランスが保てなくなるため、初期定常状態を維持できなくなる。ここでは、このような場合に、SPARKLE-2 において初期定常状態を設定する方法について述べる。

3 次元動特性方程式は式(1)及び式(2)で記述され、初期状態における実効増倍率( $k_0$ )を核分裂生成項に用いることで、初期定常状態を達成する。このように、核分裂生成項を初期状態における実効増倍率で除する操作は、米国原子力規制委員会 (NRC) の PARCS<sup>1</sup>コード、原子力安全基盤機構 (JNES) の SKETCH<sup>2</sup>コードなどの他の 3 次元動特性計算コードでも採用されており、一般的な設定手法であると言える。

SPARKLE-2 コードにおいては、上述のように、炉心モデルに保守性を持たせた結果として初期定常状態を達成できない場合、

により、初期定常状態を達成する。これは、式(1)及び式(2)の核分裂生成項を初期の実効増倍率( $k_0$ )で除する操作と等価である。なお、を適用している。

$$\frac{1}{v_g} \frac{\partial \phi_g(\vec{r}, t)}{\partial t} = \nabla D_g(\vec{r}, t) \nabla \phi_g(\vec{r}, t) - \Sigma_{r,g}(\vec{r}, t) \phi_g(\vec{r}, t) + \sum_{g' \neq g} \Sigma_{s,g' \rightarrow g}(\vec{r}, t) \phi_{g'}(\vec{r}, t) + (1 - \beta) \chi_{p,g} \sum_{g'} \frac{v \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) + \sum_{k=1}^M \lambda_k \chi_{d,k,g} C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(1)}$$

$$\frac{\partial C_k(\vec{r}, t)}{\partial t} = \beta_k \sum_{g'} \frac{v \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) - \lambda_k C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(2)}$$

$\vec{r}$  : 位置、 $g$  : エネルギー群、 $t$  : 時間、 $k$  : 遅発中性子の群

$\phi_g(\vec{r}, t)$  : 中性子束

$v_g$  : 中性子速度

$D_g(\vec{r}, t)$  : 拡散係数

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

<sup>1</sup> 「PARCS v2.6 U.S. NRC Core Neutronics Simulator THEORY MANUAL」  
([https://engineering.purdue.edu/PARCS/Code/Manual/Theory/PDF/PARCS\\_TheoryManual.pdf](https://engineering.purdue.edu/PARCS/Code/Manual/Theory/PDF/PARCS_TheoryManual.pdf))

<sup>2</sup> 「平成 13 年度 三次元プラント動特性解析コード SKETCH-INS/TRAC-P の改良整備に関する報告書＝SKETCH-INS コードと TRAC-P コードの結合＝」([http://www.atom-library.jnes.go.jp/H13\\_3\\_17.pdf](http://www.atom-library.jnes.go.jp/H13_3_17.pdf))

$\Sigma_{r,g}(\vec{r},t)$  : 除去断面積 (全断面積から自群散乱を引いたもの)

$\Sigma_{s,g' \rightarrow g}(\vec{r},t)$  : 散乱断面積

$\nu\Sigma_{f,g}(\vec{r},t)$  : 生成断面積

$\beta_k$  : 遅発中性子  $k$  群の遅発中性子割合

$\beta$  : 全遅発中性子割合, 但し、 $\beta = \sum_k \beta_k$  である。

$\chi_{p,g}$  : 即発中性子による核分裂スペクトル

$\chi_{d,g,k}$  : 遅発中性子による核分裂スペクトル

$\lambda_k$  : 遅発中性子先行核の崩壊定数

$C_k(\vec{r},t)$  : 遅発中性子先行核の密度

$k_0$  : 初期定常計算での実効増倍率

### 3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2コードにおいて初期定常状態を達成するために [ ]  
[ ] する手法は、上記のとおり、既往の動特性計算コードにおいて採用されている手法と等価であり適切な手法であると考え、念のために、本手法により減速材反応度帰還及びドップラ反応度帰還特性に対して影響を与えないことを、以下のとおり確認した。

表3に示す解析条件において、COSMO-Sを用いた炉心静特性計算により、減速材反応度帰還特性(減速材温度係数)及びドップラ反応度帰還特性(ドップラ出力欠損)について、 [ ]  
[ ] を対象に、減速材反応度帰還特性(減速材温度係数)及びドップラ反応度帰還特性(ドップラ出力欠損)について評価した<sup>(※3)</sup>。評価結果をそれぞれ図4、図5に示す。図4、図5より、同手法に伴う減速材反応度帰還特性及びドップラ反応度帰還特性への影響は無いことがわかる。

これにより、SPARKLE-2コードで採用している初期定常状態の設定方法が妥当であることを確認した。

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

(※3) この [ ] 調整は、炉心過渡計算の前段となる初期定常状態を達成するための手段であり、初期状態における体系の実効増倍率に応じて [ ] 調整することから、炉心体系における確認が適切である。また、ATWSは準静的な事象であることから、反応度帰還効果への影響は、COSMO-Sを用いた静特性解析にて評価可能である。

表3 初期定常状態の設定方法の妥当性 解析条件

項目	評価条件
評価体系	4ループ炉心 55GWd/t 平衡炉心
炉心状態	サイクル初期
炉心出力(%)	100, 50, 0

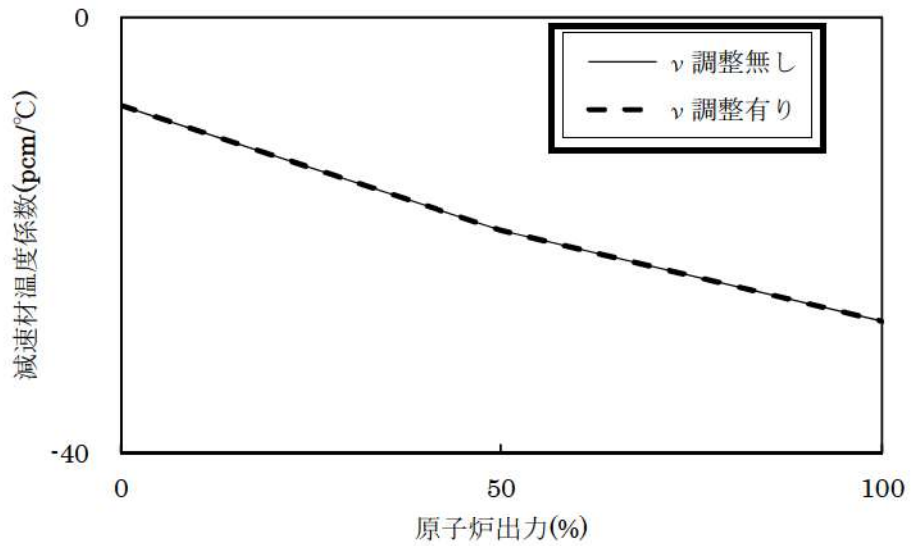


図4 減速材温度係数の比較

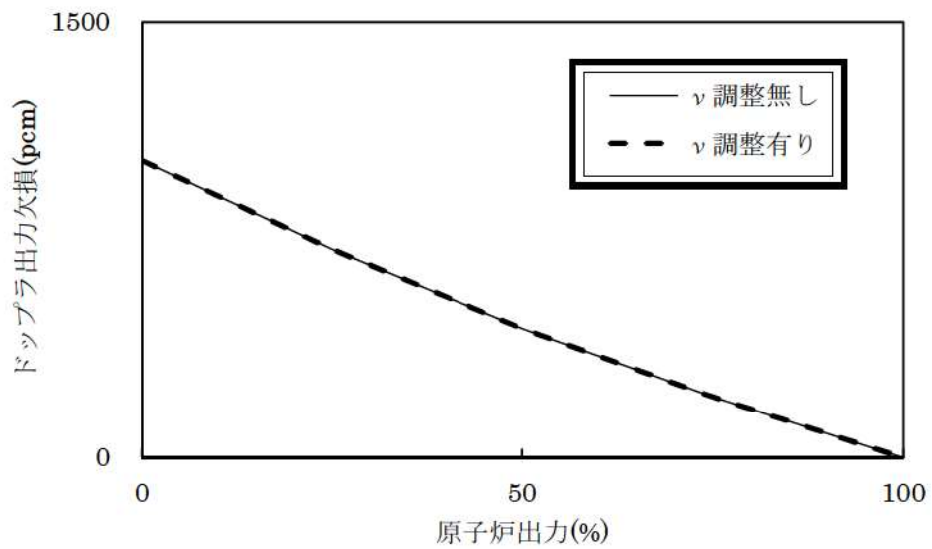


図5 ドップラ出力欠損の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

## 添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について

### 1. ドップラ反応度帰還の設定方法

COSMO-Kの入力となる核定数テーブルは、燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度の5つのパラメータでテーブル化されており、COSMO-Kでは、MIDACから受け渡される燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度に応じて核定数を参照している。COSMO-Kによる動特性計算におけるドップラ反応度帰還は、核定数テーブルを参照する際の燃料実効温度が変化することで、中性子束計算に使用する核定数が変化することにより考慮される。このことから、核定数を参照する際に用いる [ ] を適切に調整すれば、ドップラ反応度帰還を調整することができる。

そのため、SPARKLE-2コードにおけるATWS解析では、ドップラ効果を調整する方法として、核定数を参照する際に用いる [ ] を調整する手法を採用している。具体的には、式(1)のように事象初期(t=0)からの [ ] を用いて核定数を参照することにより、ドップラ効果を調整している。

$$[ ] \quad \text{式(1)}$$

式(1)のように [ ] を補正する手法は、 [ ] とドップラ効果が良い相関があることを利用した方法であり、このように補正を行うことにより、ドップラ効果を適切に調整することができる。

なお、この [ ] は核的反応度帰還の評価でのみ用いられ、1次系全体の熱流動そのものの評価では使用されていないため、本調整は他のプラント特性に影響を与えない。

### 2. ドップラ反応度帰還の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2コードにおける [ ] を補正する手法は、 [ ] とドップラ効果が良い相関があることを前提にしている。そのため、本項では、この関係がSPARKLE-2コードを用いた解析でも成り立つことを確認する。なお、本項での検証は、核定数レベルでの確認であるため、COSMO-Sによる単一集合体計算によって実施する。

上記の相関を確認するために、表1に示す解析条件に基づき、サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した15GWd/tにおけるウラン集合体計算において、燃料温度を変化させた場合の無限増倍率を評価した。その結果、図1に示すとおり、 [ ] と無限増倍率は良い相関があることが確認できた。

[ ]  
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

したがって、式(1)を用いて [ ] を補正する手法は適切な手法であり、ドッ  
プラ反応度帰還を意図したとおり調整できるといえる。

表1 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0
減速材密度(g/cm <sup>3</sup> )	0.7
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(K)	10、100、200、400、600、800、1,000、1,200、1,500



図1 [ ] と無限増倍率の関係

枠囲いの内容は、商業機密に属し  
ますので公開できません。

## 添付5 評価用炉心の考え方について

### 1. はじめに

許認可解析のように、複数の取替炉心を包絡した核特性条件で解析評価を行う場合は、評価目的に応じて、対象とするプラントで想定される複数の取替炉心の核特性の変動幅を包絡させるように設定した仮想的な炉心（以下、「評価用炉心」という。）に対して評価を行う。

1点炉近似動特性は炉心を仮想的に空間分布の概念がない1点で表現した解析モデルであり、各々の核特性に対し3次元静特性解析等に基づき包絡的に設定された任意の反応度係数を入力することにより評価用炉心を設定する。一方、3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2コードでは、評価用炉心の設定にあたり具体的な炉心燃料装荷パターンや燃焼度分布等の情報が必要となることから、ある特定の炉心を基準とし、当該炉心の核特性を包絡的な値に調整することにより設定することが合理的である<sup>1</sup>。

ATWSの核特性（反応度帰還効果）に関する重要現象は、本資料「第2部 SPARKLE-2コード」2.3節に示すとおり、減速材反応度帰還効果とドップラ反応度帰還効果であることから、今回のATWS解析では、実機プラントの核特性を表す典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きいこれらの反応度帰還効果を調整することにより、評価用炉心を設定した。

ここでは、SPARKLE-2コードでのATWS解析に用いた評価用炉心の具体的な設定方法と、設定に伴う他の核特性への影響について述べる。また、実機で想定される炉心のばらつきがATWS解析に与える影響を整理し、実機のばらつきを考慮した評価用炉心設定の妥当性について述べる。

### 2. 評価用炉心の設定方法

#### 2.1 減速材反応度帰還効果

##### 2.1.1 減速材反応度帰還調整によるATWS解析への影響

「添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について」に示すとおり、PWRでは減速材反応度帰還効果とほう素濃度に良い相関があることを利用し、基準となる炉心のほう素濃度を変更することにより、初期状態の減速材温度係数を任意の値に調整し、評価用炉心を設定している。

ここで、評価用炉心における減速材温度係数調整の効果を確認する観点から、代表4ループプラントに対し、ステップ2燃料平衡炉心を対象に、事象初期の減速材温度係数（ $-28\text{pcm}/^\circ\text{C}$ ）を調整しない場合と、評価用炉心としてほう素濃度調整により $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合について、主給水流量喪失+ATWSの参考解析を実施した。原子炉出力、1次冷却材温度及び1次系圧力の推移を図1～図3に示す。以下に、減速材反応度帰還効果の調整による事象進展への影響を考察する。

<sup>1</sup> 3次元炉心動特性解析における評価用炉心の設定に当たっては、上記で述べた方法以外に、評価目的に応じた核特性を有する具体的な炉心装荷パターンを直接設定する方法も考えられるが、炉心装荷パターンの設定等の工夫だけでは目的のパラメータを任意の値に設定できない可能性があることや、特定のパラメータに包絡性を持たせるため現実的でない炉心構成となる可能性があることから、この方法で評価用炉心を設定することは現実的には困難である。

① 事象発生から主蒸気隔離まで

事象発生後、蒸気発生器への給水が停止されるため、蒸気発生器2次側温度及び圧力の上昇に伴い1次冷却材温度がわずかに上昇傾向を示し、減速材による負の反応度帰還効果により原子炉出力はわずかに低下する。

この期間における1次冷却材温度の上昇はわずかであるため、減速材反応度帰還効果の大小が原子炉出力へ与える影響は小さい。

② 主蒸気隔離から蒸気発生器ドライアウト直前まで

主蒸気隔離による2次側除熱量の減少に伴い、1次冷却材温度及び1次系圧力が上昇し、減速材による負の反応度帰還効果により原子炉出力は一定量低下する。

この期間においては、1次冷却材温度の上昇幅が大きく原子炉出力の低下幅は減速材反応度帰還効果に依存する（原子炉出力は、減速材反応度帰還効果とドブプラ反応度帰還効果がバランスする原子炉出力に向かうことから、この後の蒸気発生器ドライアウト時点での原子炉出力は主に減速材反応度帰還効果により定まる）。

また、この期間の1次系圧力は、加圧器逃がし弁及び安全弁の作動により抑制されるため、減速材反応度帰還効果の大小による影響は小さい。

③ 蒸気発生器ドライアウト時

主蒸気隔離後も主蒸気安全弁より蒸気放出が継続するため、蒸気発生器2次側保有水は減少を続ける。やがて、蒸気発生器2次側保有水の減少に伴い蒸気発生器1次側から2次側への伝熱量が急激に低下し始め、1次系冷却材温度が急上昇し1次系体積が急増する。このため加圧器は満水となり、加圧器安全弁からの放出が蒸気放出から液相放出に転じることと相まって、1次系圧力が急上昇する。このときの原子炉出力は、②で述べたように主に減速材反応度帰還効果により定まる値となっており、その後は、1次系冷却材温度上昇に伴う減速材の負の反応度帰還効果により大幅に低下する。

この期間の1次系圧力は、蒸気発生器ドライアウト時の原子炉出力に依存するため、主に減速材反応度帰還効果に依存する。

④ 蒸気発生器ドライアウトから事象収束まで

主蒸気隔離及び蒸気発生器ドライアウトに伴う1次冷却材温度上昇により炉心は未臨界となり、原子炉出力は低下を続け、崩壊熱レベルまで低下する。蒸気発生器ドライアウト時の原子炉出力が低い方（減速材反応度帰還効果が大きい方）が、その後の原子炉出力も低く推移するため、1次冷却材温度上昇幅が小さくなり負の減速材反応度帰還効果も小さくなるため、原子炉出力の低下は若干緩やかなものとなるが、原子炉出力は崩壊熱レベルで下げ止まるため、減速材反応度帰還効果の大小が原子炉出力に与える影響は小さい。また、減速材反応度帰還効果が大きいと1次冷却材温度が低く維持されるため、1次系圧力は低めに推移

する。

その後、補助給水による1次冷却材温度の低下に伴い、徐々に負の減速材反応度帰還効果が小さくなり、やがて再臨界を迎える。上述したとおり、減速材反応度帰還効果が大きいほど1次冷却材温度は低く維持され温度低下も早くなるため、再臨界を迎えるタイミングは早まるが、補助給水による除熱量と炉心発熱量がバランスした原子炉出力で整定する。

### 2.1.2 減速材反応度帰還調整による事象進展中の減速材密度係数

減速材温度係数を調整しない場合と調整した場合における、事象進展中の減速材密度係数の推移を図4に示す。これより、事象初期の減速材温度係数の調整により考慮した保守性は、事象進展中を通じて維持されていることがわかる。

図4の減速材密度係数は、図1～図3の動特性解析から得られた事象進展中の原子炉出力、1次系圧力、1次冷却材温度を入力条件とし、COSMO-Sコードを用いた3次元静特性解析により事象進展中の減速材密度係数を評価したものである。本評価は事象進展中の減速材密度係数を静特性解析を用いて近似的に計算したものであるが、主給水流量喪失+A T W Sは緩やかな事象進展であり且つ出力分布変化が小さい事象であることから、空間的及び時間的に準静的な過渡変化といえ、過渡解析でみられる遅発中性子遅れや熱遅れによる影響は顕著でないと考えられるため、本手法に基づく減速材密度係数の評価結果は、事象進展中の減速材密度係数の変化の特徴を把握する観点から妥当なものとする。なお、図4の減速材密度係数は、事象開始時点から原子炉出力がほぼ整定する約200秒までを対象とした評価結果である。

### 2.1.3 減速材反応度帰還調整に伴う他の炉心の核的な特徴への影響

評価用炉心における減速材温度係数の調整に伴う減速材反応度帰還効果以外の主要な炉心の核的な特徴への影響は、以下に述べるとおり軽微である。

#### ① 出力分布

事象初期と事象進展中（1次系圧力がピーク値となる付近の100秒時点）における出力分布を図5～図8に示すが、出力分布の過渡変化は小さいことがわかる。

図5～図8より減速材温度係数の調整に伴う径方向出力分布への影響は軽微であり、軸方向出力分布に対しては、初期の減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ とすることにより炉心上下部の減速材反応度帰還量の差が小さくなり炉心上部に偏った分布となる。この軸方向出力分布の変化により1次冷却材温度分布が変化するが、主給水流量喪失+A T W Sでは1次系圧力を評価指標としており、1次系圧力は1次冷却材全体の膨張量が重要であるため、減速材温度係数の調整に伴う1次冷却材温度分布変化による1次系圧力への影響は軽微といえる。また、主給水流量喪失+A T W Sでは出力分布の過渡変化が小さいことに加え、後述の②③に示すように、減速材温度係数を調整することに伴う出力分布変化による他の反応度係数への影響はほとんどないことから、減速材温度係数の調整に伴う出力分布変化が



出力過渡応答に与える影響も軽微といえる。

## ② ドップラ特性

「添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について」2.2 節に示すとおり、集合体系での比較により、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を調整することに伴うドップラ反応度帰還効果への影響が軽微であることを確認している。

炉心体系においても、先述の代表4ループプラントに対する参考解析により、減速材温度係数を調整しない場合と調整した場合について、高温全出力から50%出力（1次系圧力がピーク値となる付近の出力）までのドップラ出力欠損を比較すると、その差は約5pcmであり（高温全出力から50%出力までのドップラ出力欠損は約400pcm）、減速材温度係数の調整がドップラ反応度帰還効果に与える影響は軽微といえる。

## ③ 遅発中性子割合

事象初期における遅発中性子割合は、代表4ループプラントに対する参考解析において、減速材温度係数を調整しない場合、調整した場合共に0.59%であり、減速材温度係数の調整による影響を受けていない。

## 2.2 ドップラ反応度帰還効果

本資料「第2部 SPARKLE-2コード」において、ドップラ反応度帰還効果の不確かさが、ATWSの評価指標である1次系圧力へ与える影響が評価されている。評価用炉心のドップラ反応度帰還効果について、基準となる炉心から調整を加える場合の設定方法は、「添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について」に記載されているとおりであり、この調整は過渡時のドップラ反応度帰還効果に係る核定数の参照のみに用いられ、他の核特性及びプラント特性に影響を与えない。

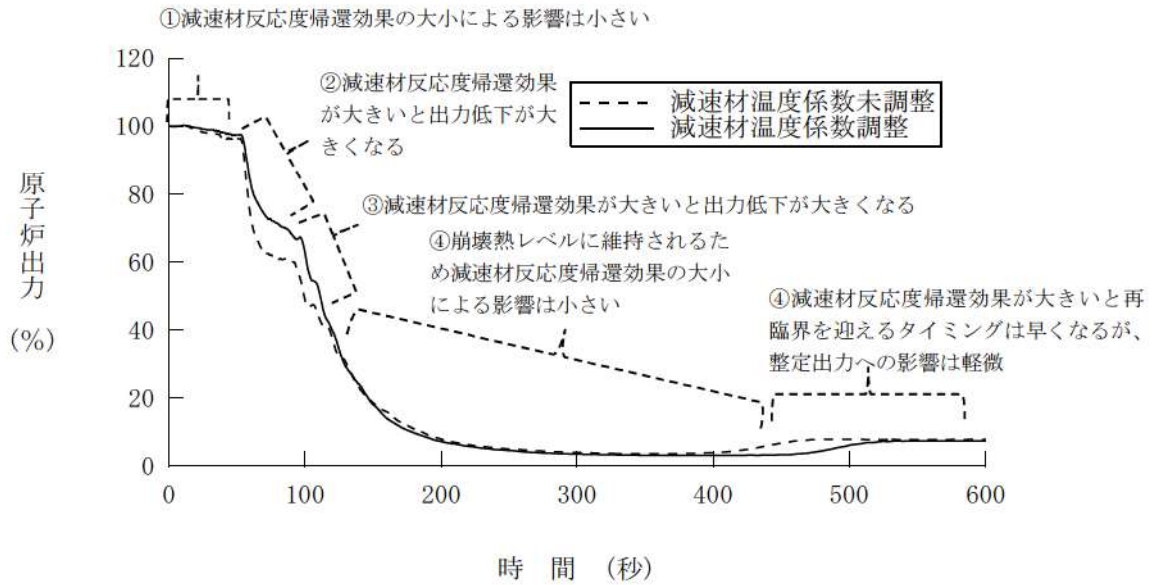


図1 主給水流量喪失+ATWSの原子炉出力  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

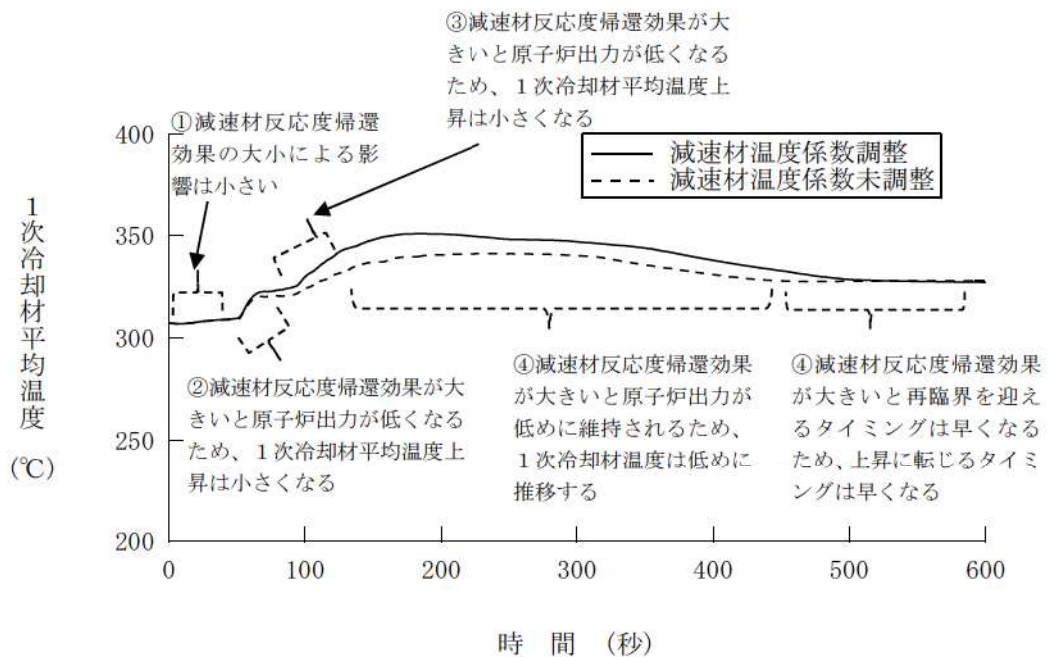


図2 主給水流量喪失+ATWSの1次冷却材温度  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

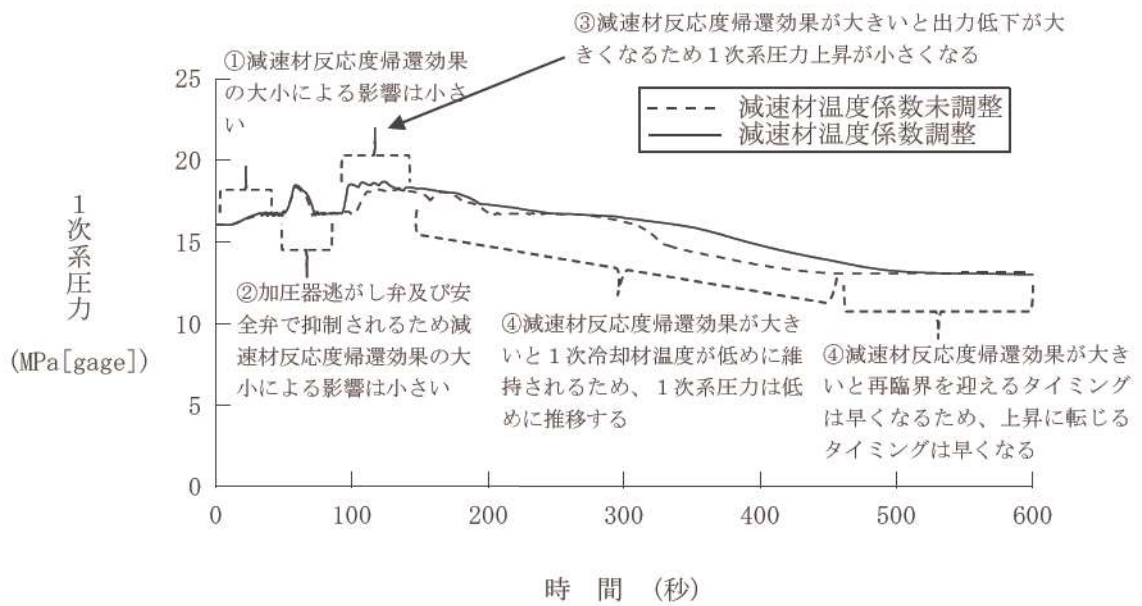


図3 主給水流量喪失+ATWSの1次系圧力  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

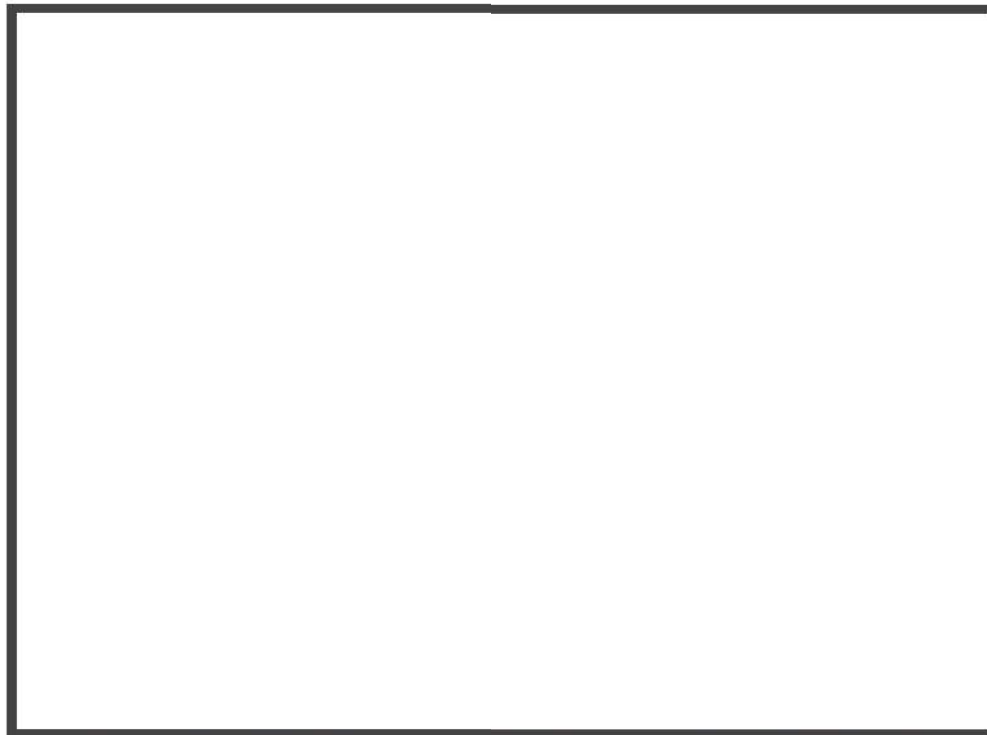


図4 主給水流量喪失+ATWS事象進展中の減速材密度係数の変化  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.87	1.11	1.12	1.07	1.20	0.92	0.88	1.10
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.11	0.85	0.94	1.32	1.23	1.08	0.85	1.05
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.12	0.94	1.04	1.21	1.18	0.93	1.02	0.86
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	1.07	1.33	1.21	1.21	1.01	1.05	0.91	0.72
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.20	1.23	1.18	1.01	1.07	1.02	0.85	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.92	1.07	0.93	1.05	1.02	0.75	0.66	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	0.88	0.85	1.02	0.91	0.85	0.66		
R	1.13	1.08	0.88	0.74	・・・減速材温度係数未調整(事象初期)			
	1.10	1.05	0.86	0.72	・・・減速材温度係数調整(事象初期)			

図5 減速材温度係数調整前後の径方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) [事象初期]

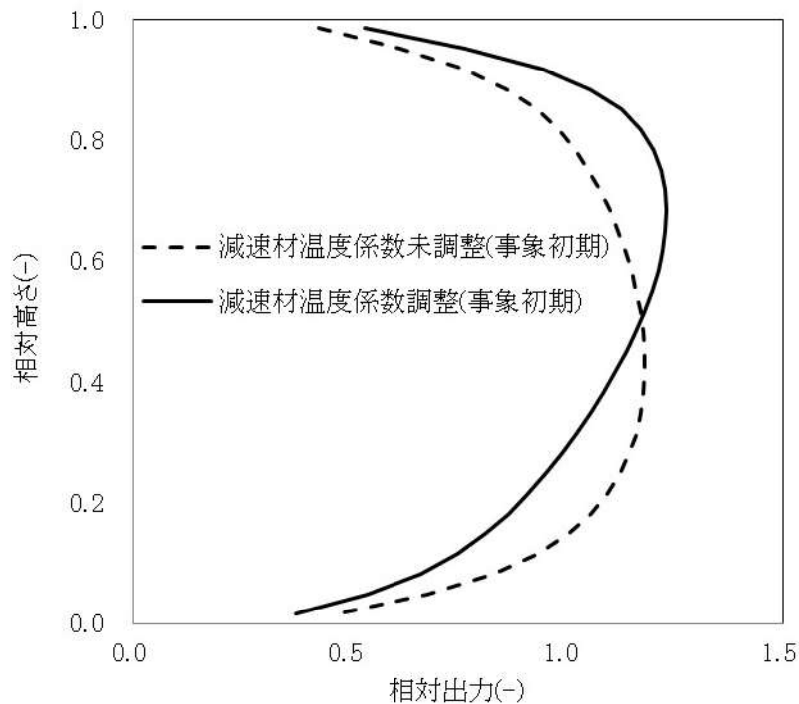


図6 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) [事象初期]

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.92	1.16	1.16	1.10	1.21	0.93	0.88	1.08
	0.92	1.16	1.17	1.11	1.23	0.93	0.86	1.04
J	1.16	0.89	0.97	1.35	1.24	1.08	0.85	1.03
	1.16	0.89	0.97	1.36	1.25	1.09	0.84	1.00
K	1.16	0.97	1.07	1.22	1.19	0.93	1.00	0.84
	1.17	0.98	1.07	1.23	1.20	0.93	1.00	0.82
L	1.10	1.35	1.23	1.21	1.01	1.03	0.89	0.71
	1.11	1.36	1.23	1.23	1.02	1.04	0.88	0.69
M	1.21	1.24	1.19	1.01	1.06	0.99	0.82	
	1.23	1.25	1.20	1.02	1.07	1.01	0.82	
N	0.92	1.08	0.93	1.03	0.99	0.72	0.64	
	0.93	1.09	0.93	1.04	1.01	0.73	0.63	
P	0.88	0.85	1.00	0.88	0.82	0.64		
	0.86	0.84	0.99	0.88	0.82	0.63		
R	1.08	1.03	0.84	0.71	…減速材温度係数未調整(100秒時点)			
	1.04	0.99	0.82	0.69	…減速材温度係数調整(100秒時点)			

図7 減速材温度係数調整前後の径方向出力分布（ステップ2 平衡炉心） [100 秒時点]

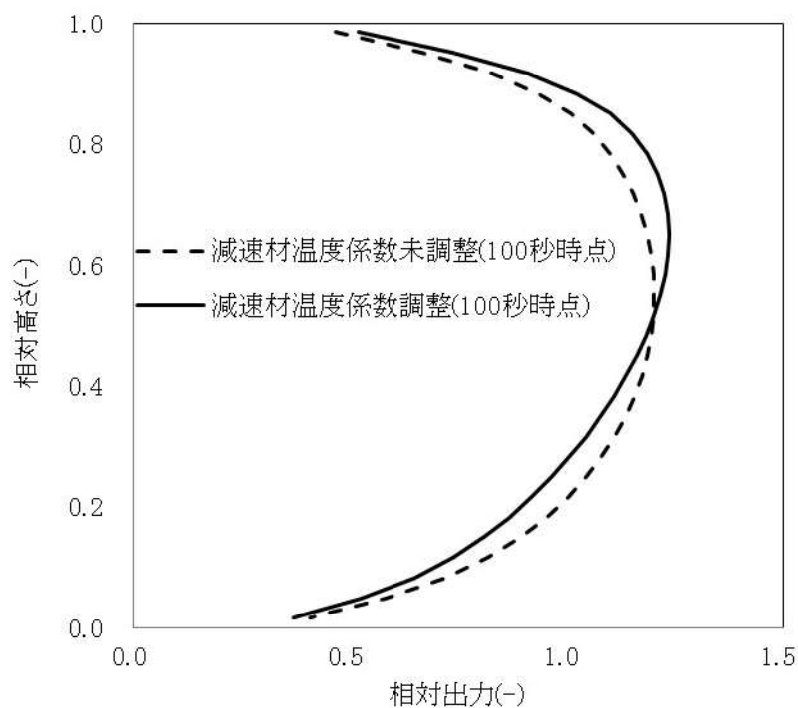


図8 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布（ステップ2 平衡炉心） [100 秒時点]

### 3. 評価用炉心の基準となる炉心について

今回のATWS解析では、実機プラントの核特性を表す典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きい反応度帰還効果を調整することにより評価用炉心を設定している。ここでは、評価用炉心の基準となる炉心の違いによるATWS解析への影響について述べる。

図9～図13に、異なる燃料仕様及び燃料装荷パターンで構成された炉心として、ステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心を対象に実施した主給水流量喪失+ATWS解析結果を示す。ステップ1燃料平衡炉心の方が主蒸気隔離後（約49秒以降）の原子炉出力は高めに維持されているが、これは、高温全出力時の減速材温度係数が、ステップ2燃料平衡炉心では $-28\text{pcm}/^\circ\text{C}$ であるのに対し、ステップ1燃料平衡炉心では $-24\text{pcm}/^\circ\text{C}$ と減速材反応度帰還効果が弱いためである。

図14～図18は、両炉心に対し、それぞれほう素濃度調整により初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した炉心を対象に解析した結果を示す。この結果より、両炉心の原子炉出力応答はほぼ同等であり、いずれもほう素濃度調整前に比べて原子炉出力が高めに維持されていることがわかる。

図19に、ステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心について、それぞれ初期減速材温度係数を調整しない場合（図9～図13の解析）と、 $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合（図14～図18の解析）における、事象進展中の減速材密度係数を示す（減速材密度係数の評価方法は2.1.2節と同様）。図19から、初期減速材温度係数を調整しない場合は、高温全出力時の減速材温度係数の小さいステップ1燃料平衡炉心の方が事象進展中を通じて減速材反応度帰還効果が小さいが、 $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合の減速材反応度帰還効果はほぼ同一となっていることがわかる。

以上より、主給水流量喪失+ATWSの原子炉出力等の応答は、減速材反応度帰還効果による影響が支配的であり、基準となる炉心の燃料仕様や燃料装荷パターン、出力分布によらず、初期の減速材温度係数を同一の値に調整した場合は、事象進展中の減速材反応度帰還効果もほぼ同一といえることから、主給水流量喪失+ATWSの解析に当たっては、典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きい減速材反応度帰還効果を調整することにより評価用炉心を設定すれば良いといえる（燃料装荷パターンによる影響は4.2節にて述べる）。なお、本解析は主給水流量喪失+ATWSを対象としたものであるが、負荷の喪失+ATWSにおいても、主給水流量喪失+ATWSと同様に事象進展が緩やかであり且つ出力分布変化が小さいこと、事象進展中の1次冷却材温度（密度）及び燃料温度等の変動幅も同程度であるため、負荷の喪失+ATWSについても同じことが言える。

なお、評価用炉心の基準となる炉心のサイクル燃焼度としては、高温全出力時のほう素濃度が最も高く、減速材温度係数の絶対値が最も小さくなるサイクル初期を選択している（燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化による影響は4.1節にて述べる）。

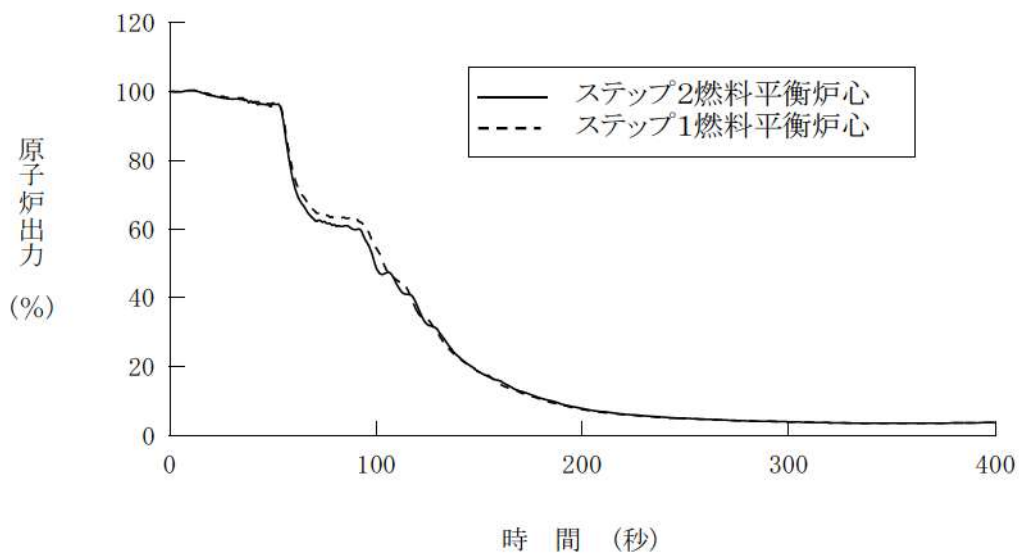


図9 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる原子炉出力への影響  
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

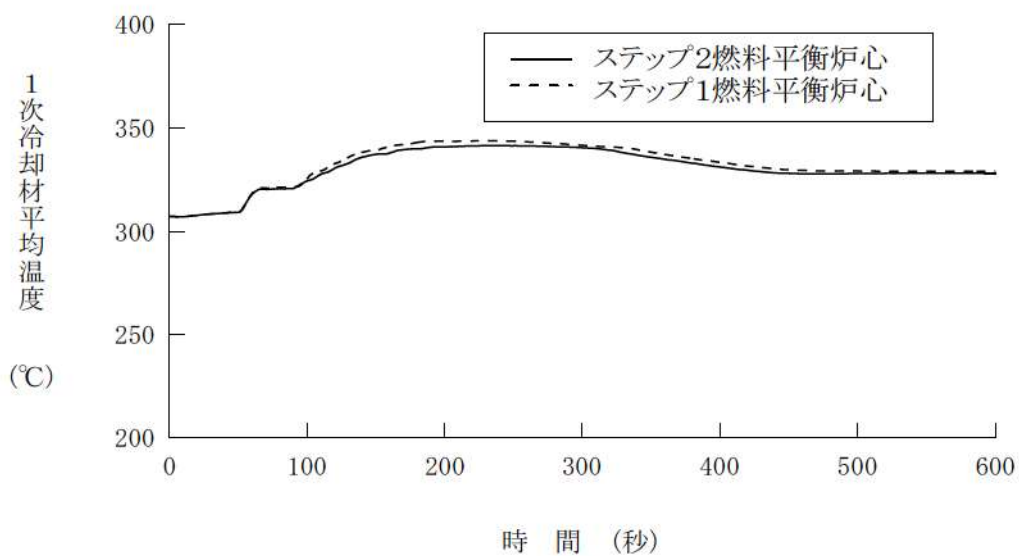


図10 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる1次冷却材温度への影響  
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

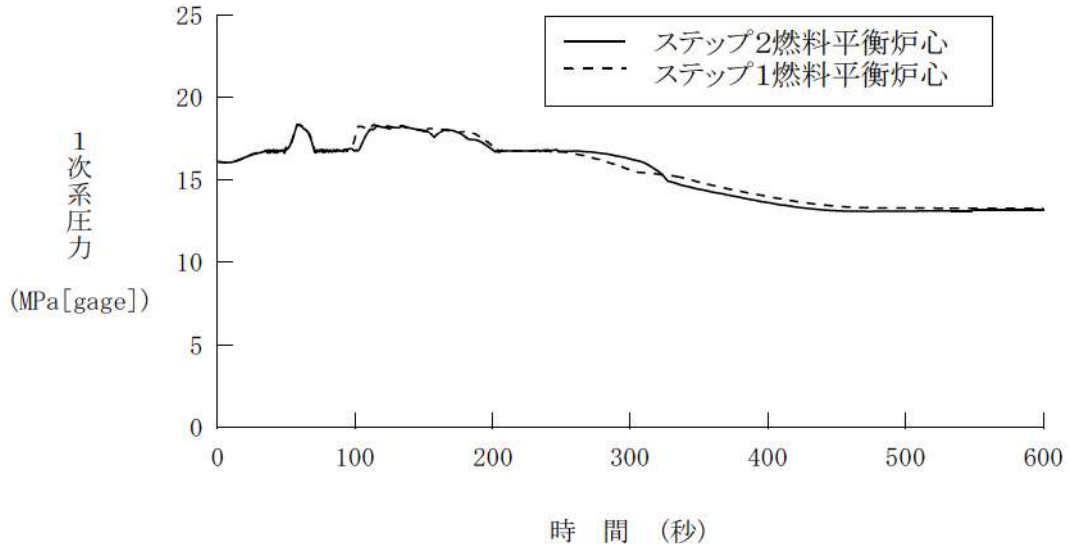


図 1 1 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる 1 次系圧力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.88	1.07	1.11	0.91	1.06	0.92	1.18	0.91
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.07	1.08	0.98	1.13	1.12	0.96	1.21	1.07
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.11	0.98	1.07	1.10	0.93	1.06	0.92	1.00
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	0.92	1.13	1.10	0.90	1.07	0.89	1.01	0.76
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.06	1.12	0.93	1.06	0.84	1.02	1.03	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.92	0.96	1.06	0.89	1.02	1.00	0.76	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	1.18	1.21	0.92	1.01	1.03	0.76		
R	1.13	1.08	0.88	0.74	・・・ステップ2燃料平衡炉心			
	0.91	1.07	1.00	0.76	・・・ステップ1燃料平衡炉心			

図 1 2 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較 [事象初期]  
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)



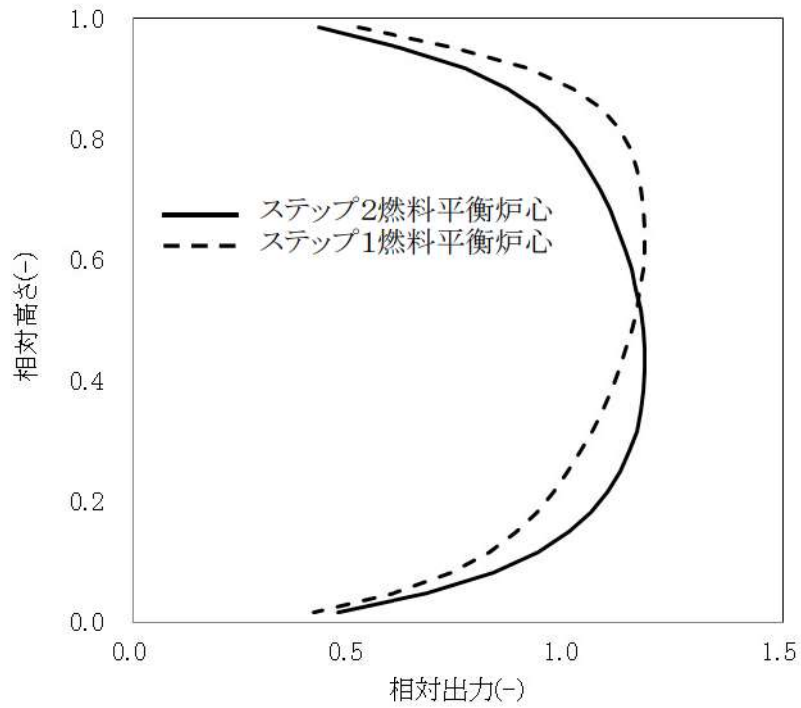


図 1 3 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較 [事象初期]  
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

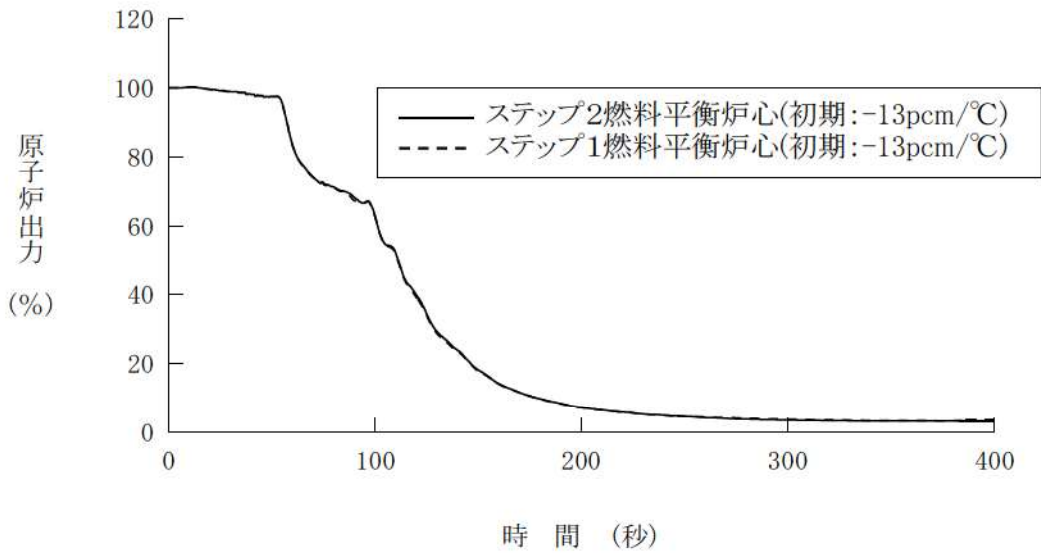


図 1 4 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の原子炉出力応答の比較  
(初期減速材温度係数: -13pcm/°C調整後)

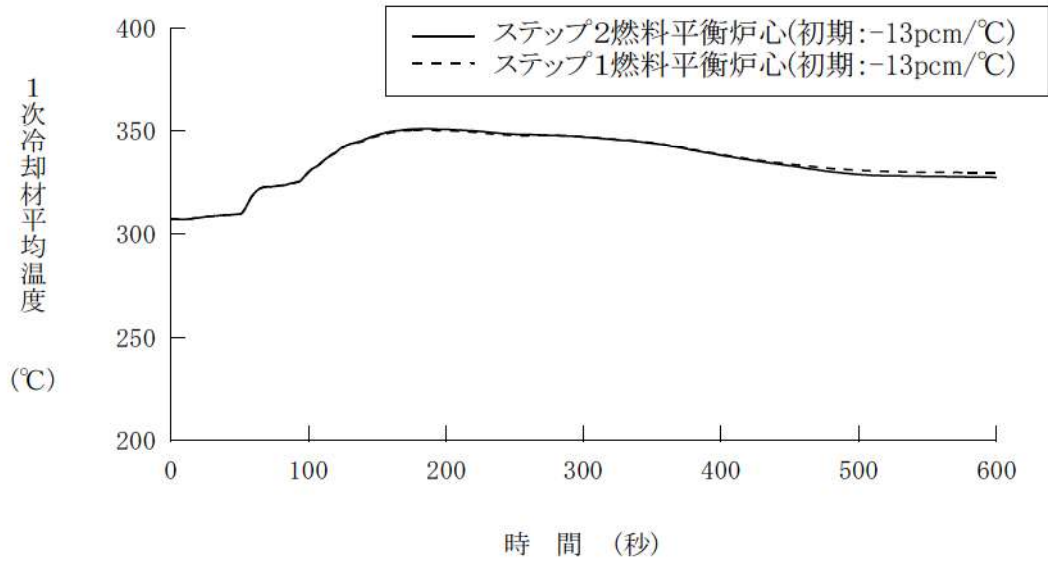


図 1 5 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次冷却材温度応答の比較  
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

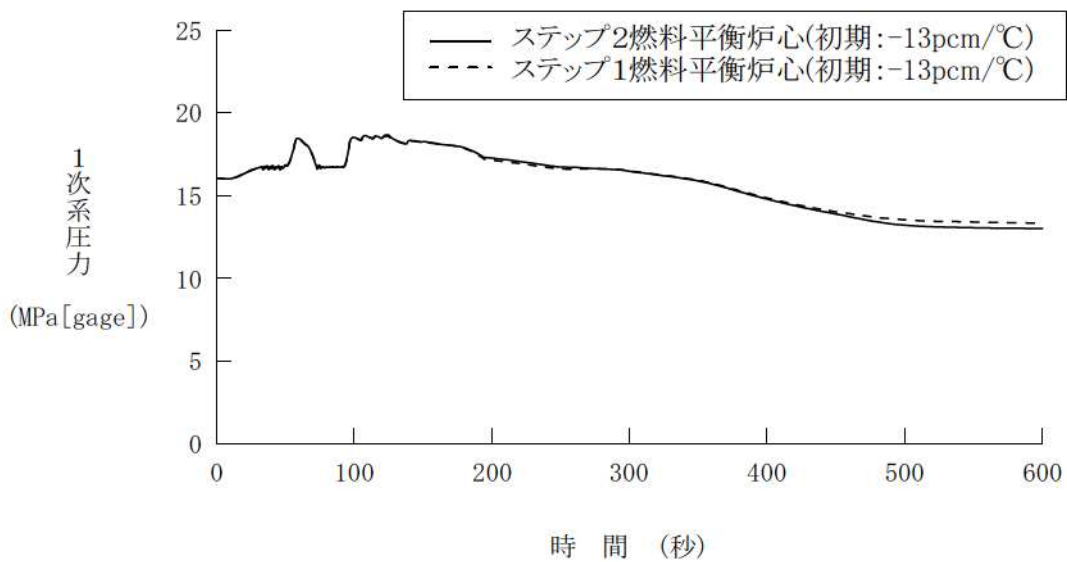


図 1 6 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次系圧力応答の比較  
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.87	1.11	1.12	1.07	1.20	0.92	0.88	1.10
	0.87	1.05	1.10	0.90	1.05	0.91	1.19	0.92
J	1.11	0.85	0.94	1.32	1.23	1.08	0.85	1.05
	1.05	1.07	0.97	1.11	1.11	0.95	1.21	1.08
K	1.12	0.94	1.04	1.21	1.18	0.93	1.02	0.86
	1.10	0.97	1.06	1.09	0.92	1.06	0.92	1.02
L	1.07	1.33	1.21	1.21	1.01	1.05	0.91	0.72
	0.90	1.11	1.09	0.88	1.06	0.89	1.02	0.77
M	1.20	1.23	1.18	1.01	1.07	1.02	0.85	
	1.05	1.11	0.92	1.06	0.84	1.03	1.05	
N	0.92	1.07	0.93	1.05	1.02	0.75	0.66	
	0.91	0.95	1.06	0.89	1.03	1.02	0.77	
P	0.88	0.85	1.02	0.91	0.85	0.66		
	1.19	1.21	0.92	1.02	1.05	0.77		
R	1.10	1.05	0.86	0.72	・・・ステップ2燃料平衡炉心(初期:-13pcm/°C)			
	0.92	1.09	1.02	0.77	・・・ステップ1燃料平衡炉心(初期:-13pcm/°C)			

図17 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較  
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後) [事象初期]

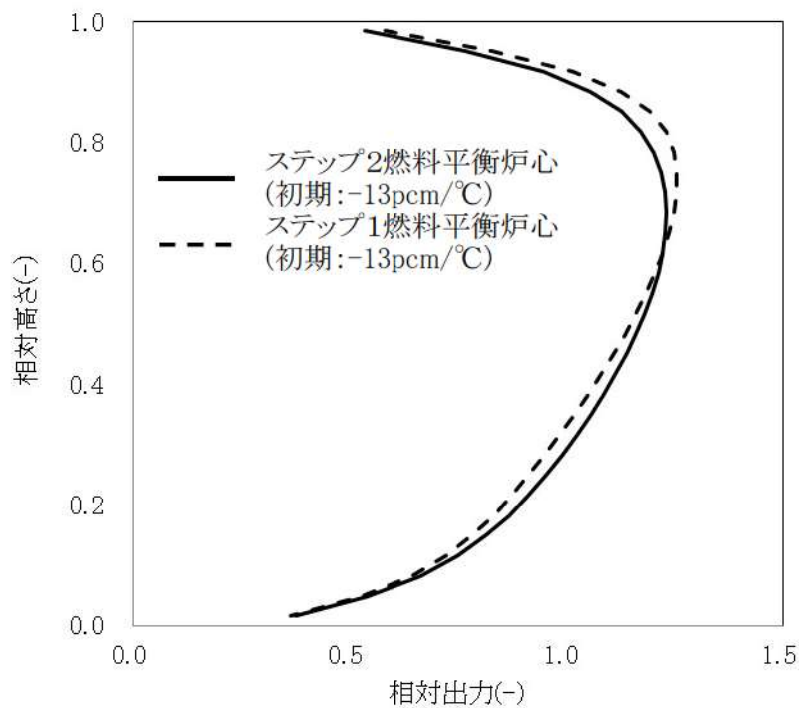


図18 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較  
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後) [事象初期]

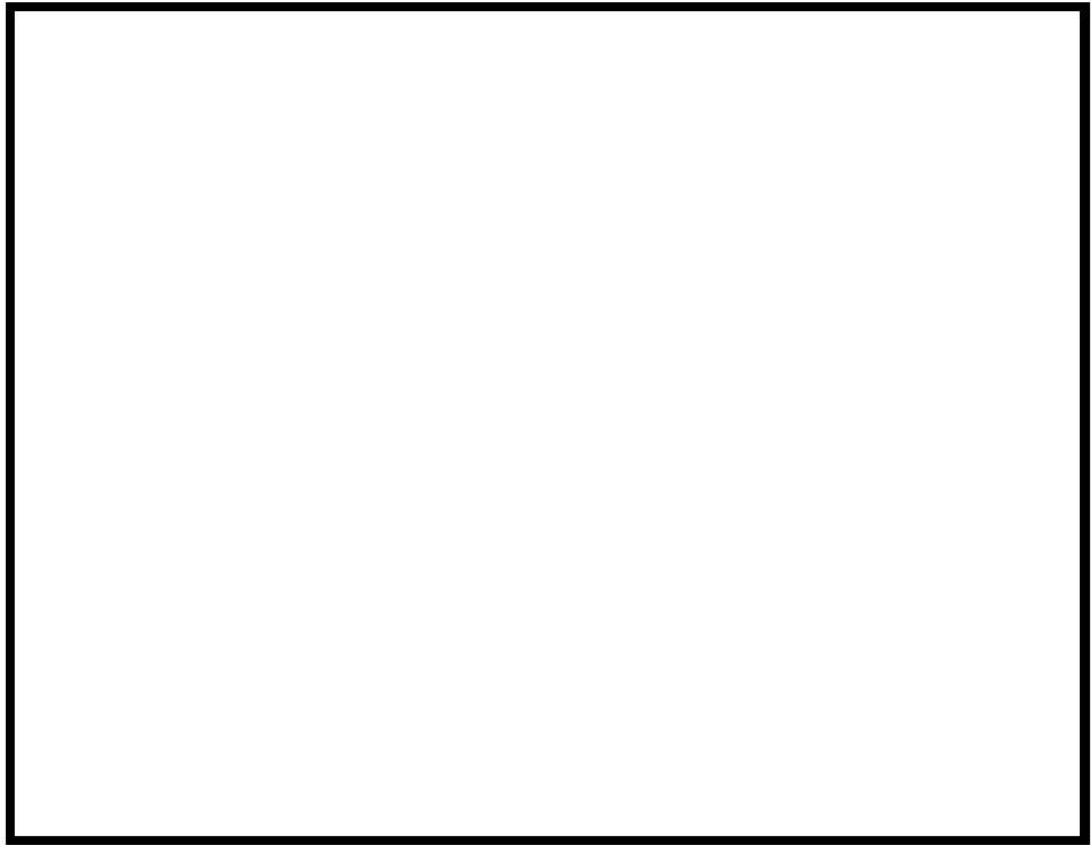


図 1 9 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の減速材密度係数の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

#### 4. 実機で想定される炉心のばらつきとATWS解析への影響について

実機炉心で想定される減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化及び取替炉心によるばらつきと、ATWSへの影響について整理し、実機炉心のばらつきを考慮した評価用炉心設定の妥当性について述べる。

##### 4.1 減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化による影響

炉心の余剰反応度を1次冷却材中のほう素濃度により制御するPWRでは、余剰反応度が大きいサイクル初期はほう素濃度が高く、燃焼に伴いほう素濃度が低下する。したがって、サイクル初期からサイクル末期にかけて減速材反応度帰還効果が大きくなっていく。

燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化がATWSへ与える影響を把握するため、ステップ2燃料平衡炉心のサイクル初期、サイクル中期及びサイクル末期の炉心を対象とした主給水流量喪失+ATWS解析を実施した。図20～図24に原子炉出力、1次冷却材温度、1次系圧力及び出力分布を示す。これより、主蒸気隔離以降の原子炉出力、1次冷却材温度及び1次系圧力上昇は、サイクル初期から中期、末期の順で低く推移していることがわかる。これは、図25に示すように、事象進展中の減速材反応度帰還効果(2.1.2節と同様の方法で算出)がサイクル初期、中期、末期の順で大きい値となっており、事象進展を通じてこの関係が維持されているためである。なお、図25には初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合の減速材反応度帰還効果も示しているが、初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整することにより事象進展中を通じて減速材反応度帰還効果が小さくなっていることがわかる。

ピーク時圧力は、2.1節に示すとおり、主蒸気隔離直後の圧力ピーク(1次ピーク)は減速材反応度帰還効果の影響をあまり受けないため、何れのケースもほぼ同様の推移となっているが、減速材反応度帰還効果の影響が大きい蒸気発生器ドライアウト付近の2次ピークでは、減速材反応度帰還効果の違いに伴う原子炉出力の違いによる影響が表れる。蒸気発生器ドライアウト付近の原子炉出力はサイクル初期で最も高くなっているものの、今回のサイクル初期、中期、末期では何れも1次系圧力の上昇は加圧器安全弁で抑えられているため、原子炉出力の違いが1次系圧力に表れていないが、図3に示すように初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ とした場合には1次系圧力が高くなることがわかる。

また、事象収束時点の原子炉出力については、2.1節に示すとおり、減速材反応度帰還効果の大きいサイクル末期が最も早いタイミングで再臨界を迎えているが、補助給水による除熱量と炉心発熱量がバランスした原子炉出力で整定する。なお、ATWSではATWS緩和設備により自動的にプラントが安定状態に導かれ運転員等操作を介さないため、再臨界となるタイミングの差異は運転員等操作へ影響を与えない。

なお、負荷の喪失+ATWSにおいても、1次冷却材温度上昇に伴う減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する点は主給水流量喪失+ATWSと同じであり、また、1次系圧力がピークとなる付近の事象進展は主給水流量喪失+ATWSと同様であることから、負荷の喪失+ATWSについ

てもほぼ同じことが言える。

本解析結果より、A T W Sにおいては、燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化を考慮しても、減速材反応度帰還効果の最も小さいサイクル初期に対し、さらに減速材反応度帰還効果が弱くなるように初期減速材温度係数を調整することにより、評価指標である1次系圧力への影響の観点から保守的な評価とできる。

#### 4.2 燃料装荷パターンの相違による影響

実機の取替炉心では、様々な燃料仕様及び燃料装荷パターンで炉心を構成することから、炉心毎に減速材温度係数や出力分布などの特性が異なる。ここでは、3章で示したステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心を対象とした主給水流量喪失+A T W S解析結果を対象に、実機の取替炉心における燃料装荷パターン等のばらつきによる影響を考察する。

図12及び図17のステップ1平衡炉心とステップ2平衡炉心の事象初期の径方向出力分布を比較すると、全体的な傾向は両者で大きく変わらないものの、炉心装荷位置毎の燃料集合体相対出力は異なる値となっている。また、軸方向出力分布については、図13及び図18に示すとおり、ステップ1平衡炉心の方がステップ2平衡炉心に比べて炉心上部の出力分担が大きい形状となっている。

このような燃料仕様及び燃料装荷パターンの違いにより出力分布が異なる2つの炉心を対象に実施した主給水流量喪失+A T W S解析結果は、3章の図9～11及び図14～図16に示している。初期減速材温度係数を調整しない場合は、減速材反応度帰還効果の小さいステップ1燃料平衡炉心の方が原子炉出力が高めに維持される。しかし、初期減速材温度係数を同一の値(-13pcm/°C)に調整すれば、燃料仕様や燃料装荷パターン、出力分布が異なる炉心であっても、図19に示すとおり事象進展を通じた減速材反応度帰還効果はほぼ同一となる。そのため、原子炉出力、1次冷却材温度及び1次系圧力応答は図14～図16に示すように事象推移全般を通じてほぼ同一の応答を示し、主蒸気隔離直後の1次圧力ピーク、蒸気発生器ドライアウト付近の2次圧力ピークもほぼ同一であり、事象収束時の再臨界を迎えるタイミング及び整定出力もほぼ同一の結果を得ることができる。

なお、負荷の喪失+A T W Sにおいても、1次冷却材温度上昇に伴う減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する点は主給水流量喪失+A T W Sと同じであり、また、1次系圧力がピークとなる付近の事象進展は主給水流量喪失+A T W Sと同様であることから、負荷の喪失+A T W Sについてもほぼ同じことが言える。

本解析結果より、A T W Sにおいては、実機取替炉心で想定される燃料仕様及び燃料装荷パターンの相違を考慮しても減速材反応度帰還による影響が顕著であり、燃料仕様や装荷パターン、出力分布の相違による影響は相対的に小さいと考えられる。したがって、実機取替炉心に対して、減速材反応度帰還効果の観点から保守性を考慮する場合には、初期減速材温度係数を調整することにより、評価指標である1次系圧力への影響の観点から保守的な評価とすることができる。

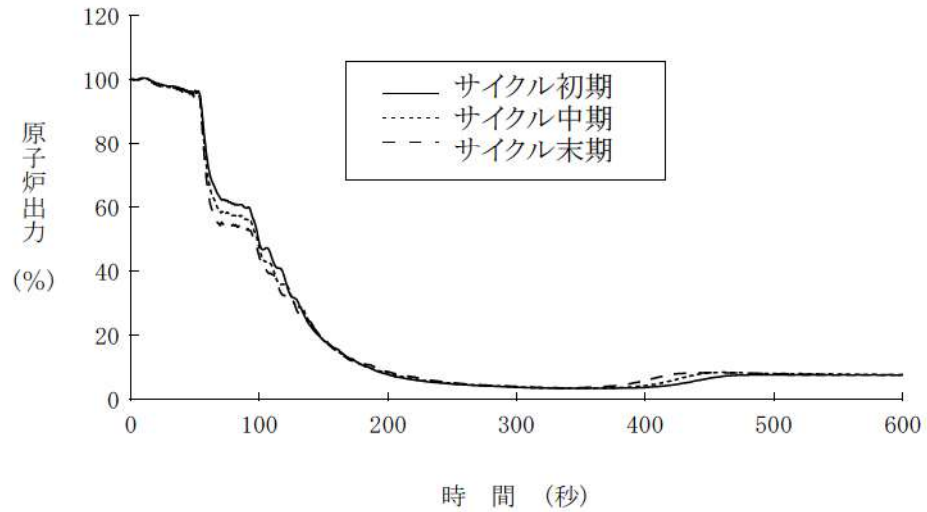


図 2 0 評価対象とする炉心の違いによる原子炉出力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期<sup>2</sup>)

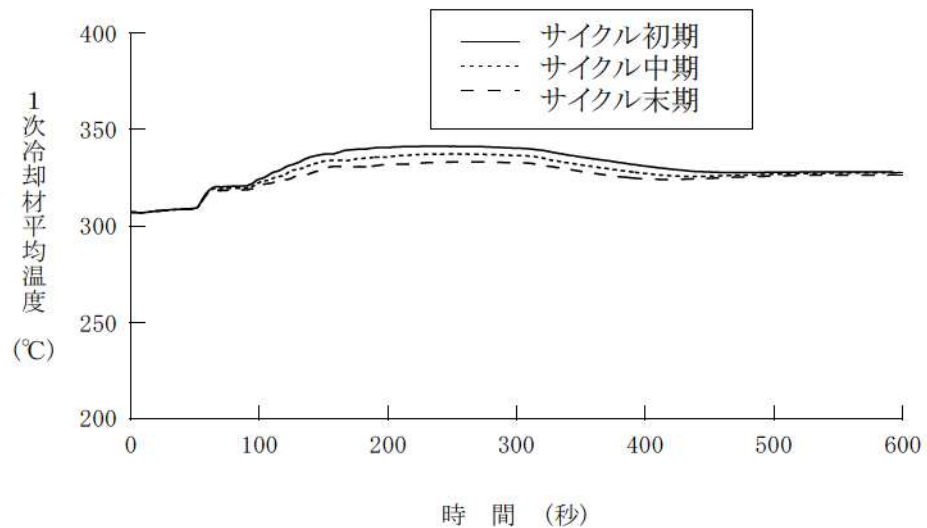


図 2 1 評価対象とする炉心の違いによる 1 次冷却材温度への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

<sup>2</sup> 各炉心のサイクル燃焼度は、サイクル初期：0MWd/t、サイクル中期：5,000MWd/t、サイクル末期：13,000MWd/t である(サイクル長さ：15,500MWd/t)。

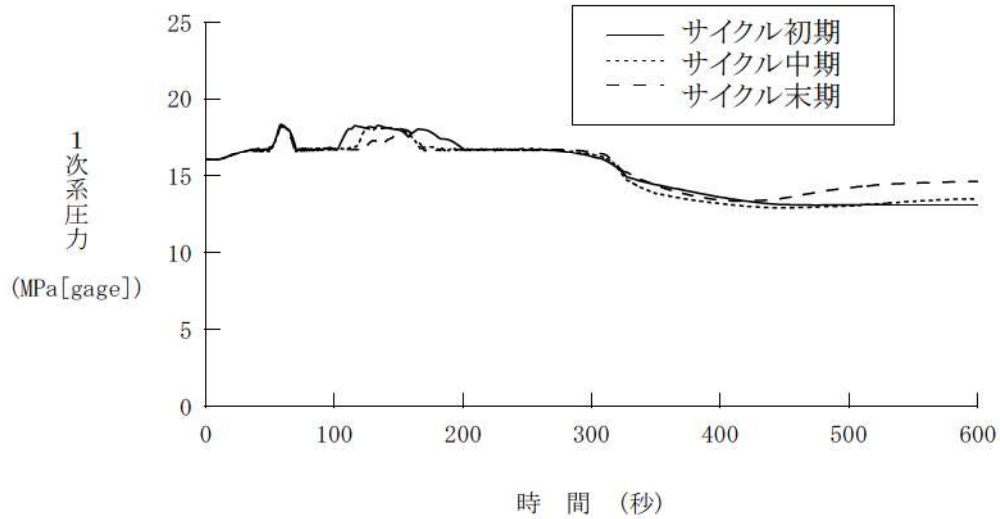


図 2 2 評価対象とする炉心の違いによる 1 次系圧力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.83	1.04	1.09	1.02	1.20	0.93	0.85	1.00
	0.82	1.01	1.12	0.95	1.12	0.93	0.85	0.93
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.04	0.81	0.89	1.24	1.22	1.12	0.84	0.98
	1.01	0.80	0.85	1.13	1.14	1.20	0.87	0.93
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.09	0.89	0.98	1.15	1.19	0.96	1.05	0.84
	1.12	0.85	0.92	1.07	1.13	0.97	1.16	0.84
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	1.02	1.24	1.15	1.23	1.04	1.11	0.93	0.74
	0.95	1.13	1.07	1.28	1.03	1.13	0.96	0.75
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.20	1.22	1.19	1.04	1.13	1.11	0.89	
	1.12	1.14	1.13	1.03	1.16	1.24	0.92	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.93	1.12	0.96	1.11	1.11	0.79	0.70	
	0.93	1.20	0.97	1.13	1.24	0.86	0.74	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	0.85	0.84	1.05	0.93	0.89	0.70		
	0.85	0.87	1.15	0.96	0.92	0.74		
R	1.13	1.08	0.88	0.74	...	...	...	
	1.00	0.98	0.84	0.74	...	...	...	
	0.93	0.93	0.84	0.75	...	...	...	

図 2 3 評価対象とする炉心の違いによる径方向出力分布への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期) [事象初期]



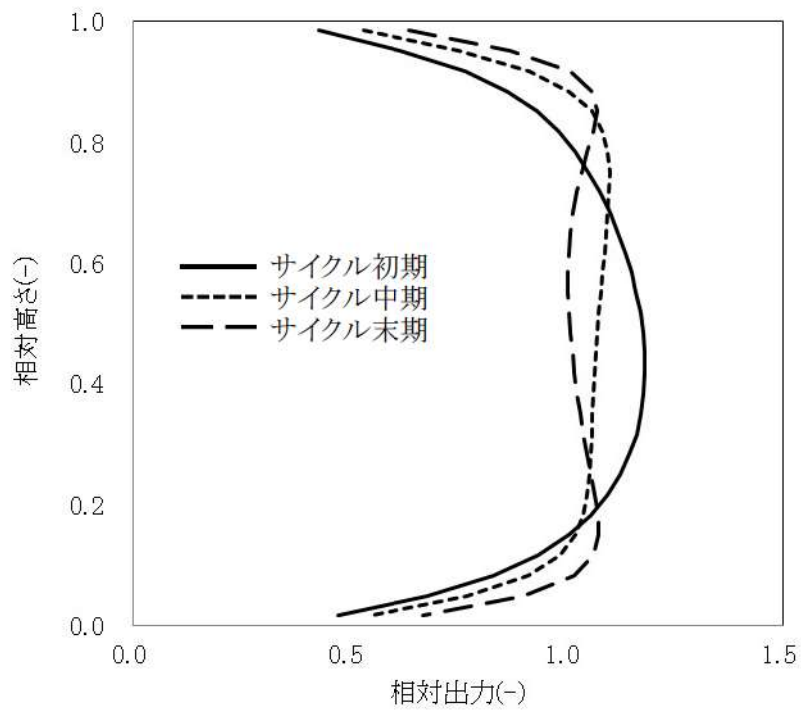


図2 4 評価対象とする炉心の違いによる軸方向出力分布への影響  
 (ステップ2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期) [事象初期]



図2 5 評価対象とする炉心の違いによる事象進展中の減速材密度係数への影響

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

添付6 解析コードにおける解析条件

表(1/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	ループ数	
	ループ全流量	
	1次系圧力	
	1次冷却材温度	
	原子炉容器入口温度	
	原子炉容器出口温度	
	上部ヘッド温度	
	1次冷却材容積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		バレルバップル領域
		原子炉容器頂部
	高温側配管	
	蒸気発生器プレナム	
	蒸気発生器伝熱管 (プラグ率含む)	
	蒸気発生器-ポンプ間配管	
	低温側配管	
	加圧器液相部	
	加圧器サージ管	
流路形状データ (原子炉容器内寸法)	原子炉容器フランジ面より上部炉心板下端まで	
	上部炉心板下端よりダウンカマ下端まで	
	上部炉心板下端より下部炉心板上端まで	
	原子炉容器フランジ面より入口ノズル中央まで	
	炉心そう外径	
	原子炉容器内径	
	入口ノズル内径	

表(2/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ (原子炉容器内寸法)	出口ノズル内径
		炉心そう内径
		原子炉容器本体肉厚
		原子炉容器クラッド肉厚
		燃料発熱部下端より下部炉心板上端まで
流路形状データ (各領域の水力的等価直径、流路断面積、流路長さ、流路高さ) 及び熱構造材データ (材質、体積、接液面積)		<ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉容器内                             <ul style="list-style-type: none"> <li>入口ノズル、スプレイノズル、ダウンコマ、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心バイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次冷却材配管                             <ul style="list-style-type: none"> <li>高温側配管、蒸気発生器出口側配管、低温側配管</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次冷却材ポンプ</li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・蒸気発生器1次側                             <ul style="list-style-type: none"> <li>入口プレナム、伝熱管 (プラグ率含む)、出口プレナム</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・蒸気発生器2次側                             <ul style="list-style-type: none"> <li>ダウンコマ部、加熱部、ライザー部、1次気水分離器、蒸気ドーム部、主蒸気配管</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・加圧器                             <ul style="list-style-type: none"> <li>本体、サージ管</li> </ul> </li> </ul>
圧力損失データ		原子炉容器 (入口ノズル～出口ノズル間)
		蒸気発生器入口～出口
		ループ配管
		蒸気発生器2次側
崩壊熱		

表(3/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件		
炉心データ	冷却材炉心流量	炉心流量	
		バイパス流量	
		原子炉容器頂部バイパス流量	
	炉心流路面積		
	実効熱伝達面積		
	中性子速度 (即発中性子寿命)		
	遅発中性子割合		
	2群核定数 (マクロ断面積、ミクロ断面積、不連続因子)		
	燃料棒再構築計算用データ		
	燃料集合体配列 (燃料集合体数、燃料集合体配置、燃料集合体ピッチ)		
	燃焼度分布		
制御棒条件 (制御棒配置、制御棒ステップ)			
初期ほう素濃度			
燃料データ	燃料棒配列 (集合体あたりの燃料棒数、燃料棒配置、燃料棒ピッチ)		
	グリッド位置、圧力損失係数		
	燃料被覆管外径、燃料被覆管肉厚		
	燃料棒有効長		
	制御棒及び計装用案内管外径		
	ペレット直径		
	ペレット-被覆管ギャップ条件(ガス圧力、ガス組成、ギャップ幅)		
	燃料棒発熱割合		
	ペレット密度、濃縮度 (Pu 含有率)		

表(4/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
加圧器関連データ	加圧器水位
	加圧器逃がし弁 (容量、個数、設定圧力)
	加圧器安全弁 (容量、個数、設定圧力)
蒸気発生器関連データ	伝熱管本数(プラグ率含む)
	伝熱管外径
	伝熱管厚さ
	伝熱面積
	伝熱管材質
	伝熱管長さ
	伝熱管配列 (ピッチ)
	伝熱管流路面積
	主給水流量 (初期)
	主蒸気流量 (初期)
	2次側圧力
	蒸気発生器 2次側水位、保有水量
	循環比
	主蒸気逃がし弁 (容量、個数、設定圧力)
	主蒸気安全弁 (容量、個数、設定圧力)

表(5/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
1次冷却材ポンプ (RCP) 関連データ	ポンプ回転数 ----- ポンプ揚程 ----- RCP 定格トルク ----- 慣性モーメント ----- ポンプホモログス曲線 ----- 冷却材定格密度 ----- RCP 定格流量 ----- RCP 摩擦トルク係数
事象収束に重要な機器 及び操作関連	ATWS 緩和設備 (設定点、応答遅れ) ----- 主蒸気隔離 (隔離完了 (遅れ時間)、個数) ----- 補助給水ポンプ (給水開始 (起動遅れ時間)、台数、容量、パージ体積)
事故条件	異常な過渡変化時の原子炉トリップ機能喪失

(第3部 M A A Pコード)

## 目 次

### － 第3部 MAA Pコード －

1. はじめに.....	3-3
2. 重要現象の特定.....	3-4
2.1 重要事故シーケンスと評価指標.....	3-4
2.2 ランクの定義.....	3-11
2.3 物理現象に対するランク付け.....	3-12
3. 解析モデルについて.....	3-38
3.1 コード概要.....	3-38
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	3-38
3.3 解析モデル.....	3-41
3.4 ノード分割.....	3-85
3.5 入出力.....	3-87
4. 妥当性確認.....	3-89
4.1 妥当性確認方法.....	3-89
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	3-97
4.3 妥当性確認（感度解析）.....	3-173
4.4 実機解析への適用性.....	3-241
5. 有効性評価への適用性.....	3-259
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	3-259
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）.....	3-268
6. 参考文献.....	3-280
参考1 MAA Pコードと NUREG-1465 のソースタームの比較について.....	3-282
別紙1 解析コードにおける解析条件.....	3-299
別添1 新知見への対応について.....	3-303
添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について.....	3.1-1
添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について.....	3.2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	3.3-1



## 1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、MAAP（MAAP4）コード<sup>1</sup>について、

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

に関してまとめたものである。

## 2. 重要現象の特定

### 2.1 重要事故シーケンスと評価指標

MAAPコードが適用される炉心損傷防止対策の重要事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて、具体的な重要事故シーケンス並びにその事象推移、運転員等操作及び評価指標について記述する。

#### 2.1.1 炉心損傷防止対策

##### (1) 原子炉格納容器の除熱機能喪失

この重要事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転中に LOCA が発生し、ECCS 再循環により炉心への注入が継続しているが、格納容器スプレイ機能が喪失する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+低圧再循環失敗+格納容器スプレイ注入失敗」あるいは「中破断 LOCA+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、大破断 LOCA あるいは中破断 LOCA が発生すると炉心でのボイド発生あるいは原子炉トリップによる負の反応度添加により炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。崩壊熱は ECCS を用いた炉心注入によって除去され、蒸散によって格納容器内に蓄積される。格納容器内に蓄積した水蒸気の一部は、格納容器内のヒートシンクによって凝縮するが、格納容器スプレイ機能が喪失していることから、原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇する。格納容器の圧力及び温度が上昇を続け、原子炉格納容器が破損に至った場合には、格納容器再循環サンプル水が減圧沸騰を起こすことによって ECCS 再循環不能となり、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、格納容器再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却がある。原子炉格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で運転員等操作により起動し、その後の長期的な原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制することにより、格納容器先行破損を防止することができる。

本事象の場合、原子炉格納容器内部には格納容器再循環サンプル水が多量に溜まっており、炉心は長期的に冠水した状態にあるため、原子炉格納容器雰囲気は飽和状態で推移する。よって、原子炉格納容器の過圧破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

なお、LOCA 発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の原子炉格納容器内状態に影響を及ぼすことはない。

##### (2) ECCS 再循環機能喪失

この重要事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に LOCA が発生し、

ECCS の注入には成功するが、ECCS の再循環に失敗する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+低圧再循環失敗」あるいは「大破断 LOCA+高圧再循環失敗+低圧再循環失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスは、大破断 LOCA が発生し、破断口からの冷却材流出により、一時的に炉心が露出し、炉心ヒートアップが起きるが、ECCS が作動することにより炉心水位は回復し、炉心損傷に至ることなく炉心冷却が行われる。しかし、その後 ECCS 再循環機能が喪失することによって炉心への注水機能が喪失する。注水機能が喪失した場合においても、炉心冠水が維持されている間は、冷却材の蒸散により、炉心からの崩壊熱除去が可能であることから、一定期間は炉心損傷に至ることはない。しかし、蒸散により原子炉容器内水位が徐々に低下することから、注水機能が回復しなければ、いずれ炉心は露出し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、原子炉格納容器スプレイ設備を利用した代替再循環がある。低圧再循環の失敗を検知して、運転員等操作により原子炉格納容器スプレイ設備を利用した代替再循環を行うことで、蒸散により失われる冷却材を補充することができ、長期にわたり炉心冷却を確保することができる。

本事象の場合、炉心水位を維持し炉心損傷を防止することが評価目的であることから、評価指標は「燃料被覆管温度」である。

LOCA 発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の炉心冷却性に影響を及ぼすことはない。

## 2.1.2 格納容器破損防止対策

### (1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

この格納容器破損モードは、原子炉格納容器内へ流出した高温の冷却材のフラッシング、熔融炉心の崩壊熱等によって発生した水蒸気、及び、金属-水反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって、原子炉格納容器内の圧力及び温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、格納容器過圧破損に対して「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が、格納容器過温破損に対して「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」が、それぞれ選定されている。

格納容器過圧破損シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒に伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面

で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後熔融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は熔融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、熔融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に熔融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、熔融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。熔融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が熔融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により熔融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティには LOCA により放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、熔融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の冷却材がすべて蒸発した後は、熔融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの熔融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、原子炉格納容器の過圧に寄与するほか、熔融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。これら水蒸気及び非凝縮性ガスの発生により原子炉格納容器圧力は上昇を続け、やがて格納容器過圧破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉下部キャビティに水を張るとともに、格納容器内気相部の圧力上昇を抑制する。代替設備による格納容器スプレイで、原子炉下部キャビティに熔融炉心の冷却に十分な水が注水されたら、原子炉格納容器内の計器の水没等を防止する観点から、代替の格納容器スプレイは停止させる。その後、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で、運転員等操作により格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器気相部の冷却を開始する。これにより原子炉格納容器圧力の上昇を長期的に緩和することができる。

本事象の場合、原子炉格納容器の過圧破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

格納容器過温破損シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水による炉心の冷却に失敗するため、1次系圧力が上昇し、加圧器安全弁から冷却材が放出される。このため炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。

炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成

されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。1次系圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、原子炉容器破損時には溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、やがて原子炉下部キャビティの床に広く堆積する。原子炉下部キャビティの床には加圧器安全弁から逃がしタンクを経由して放出された冷却材の一部が溜まっており、飛散してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発する。床に溜まっていた冷却材が蒸発すると、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。溶融炉心は床上に広く薄く堆積していることから、床コンクリートを侵食するより原子炉格納容器気相部を加熱する効果が大きくなり、原子炉格納容器雰囲気は過熱状態で温度上昇を続けていく。原子炉格納容器ハッチ部あるいは貫通部の温度が耐熱温度を超えると漏えいが発生するため、格納容器過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉格納容器一般部の床に水を張る。原子炉格納容器内に溶融炉心の冷却に十分な水があれば格納容器過温破損は防止できる。ただし、原子炉格納容器内が過熱状態から飽和状態へ移行した後は、前述と同様の過圧破損対策を行う必要がある。

本事象の場合、原子炉格納容器の過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器内温度」である。

## (2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは、1次系圧力が高い状況で原子炉容器が損傷し、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心が液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器内の圧力及び温度が急上昇して破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「全交流動力電源喪失＋補助給水失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水等による炉心の冷却に失敗するため、1次系圧力が上昇し、加圧器安全弁から冷却材が放出され、炉心水位が徐々に低

下し、いずれは炉心露出、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。1次系圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器内の圧力及び温度が急上昇して破損に至る可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、炉心損傷を検知して、運転員等操作で加圧器逃がし弁を開放することにより、1次系を速やかに減圧させることで、溶融炉心の分散放出を抑制することができる。

本事象の場合、高圧条件での溶融物の噴出を防止することが評価目的であることから、評価指標は「1次系圧力」である。

### (3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水が接触して圧力スパイクが発生し、格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内

管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティには LOCA により放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し、水蒸気スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では、圧力スパイクにより、瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し、原子炉格納容器の破損に至る可能性があることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

#### (4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素の燃焼により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱していくと燃料被覆管にてジルコニウム-水反応によって、多量の水素が発生するとともに、反応熱により更に燃料棒が過熱される。これにより炉心損傷の初期に大量の水素が原子炉格納容器内へ放出される。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティには LOCA により放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の冷却材がすべて蒸発した後は、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、原子炉格納容器の過圧に寄与するほか、溶融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。PWR は大型格納容

器を採用しているため、火炎伝ば速度が亜音速の燃焼であれば、水素燃焼時の原子炉格納容器圧力は原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍を超えないと評価されており、格納容器破損に至ることは無いと評価されている。一方、火炎伝ば速度が音速を超えて衝撃波が発生する水素爆轟が発生した場合、衝撃波により原子炉格納容器内構造物がミサイル化し、格納容器破損を引き起こす可能性を排除できない。水素爆轟が発生する水素濃度としてはドライ状態で 13vol%が一つの指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉格納容器内に設置される水素処理設備による水素処理を行う。

本事象の場合、原子炉格納容器内水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが目的であることから、評価指標は「水素濃度」である。

#### (5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは、溶融炉心が原子炉下部キャビティ床上へ落下した溶融炉心によりコンクリート侵食が継続し、ベースマットの溶融貫通により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティには LOCA により放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の冷却材がすべて蒸発した後は、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続し、ベースマットを溶融貫通すると格



納容器破損に至り、放射性物質が地中あるいは地下水に放出されることとなる。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉下部キャビティに水を張り、溶融炉心の冷却を行う。

本事象の場合、コンクリート侵食を抑制することが評価目的であることから、評価指標は「コンクリート侵食量」である。

## 2.2 ランクの定義

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちMAAPコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2.2-1 の定義に従って「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

なお、本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、重要事故シーケンスグループに対して抽出されたものであり、具体的な重要事故シーケンスでは生じない場合もあり、その場合は「I」に分類する。

表 2.2-1 ランクの定義

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

## 2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちMAAPコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、2.1で述べた事象進展を踏まえ、表 2.2-1 の定義に従って、評価指標及び運転員等操作への影響に応じて表 2.3-1 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに考え方を示す。

### 2.3.1 炉心（核）関連

#### (1) 核分裂出力 [炉心（核）]



#### (2) 反応度帰還効果 [炉心（核）]



#### (3) 制御棒効果 [炉心（核）]



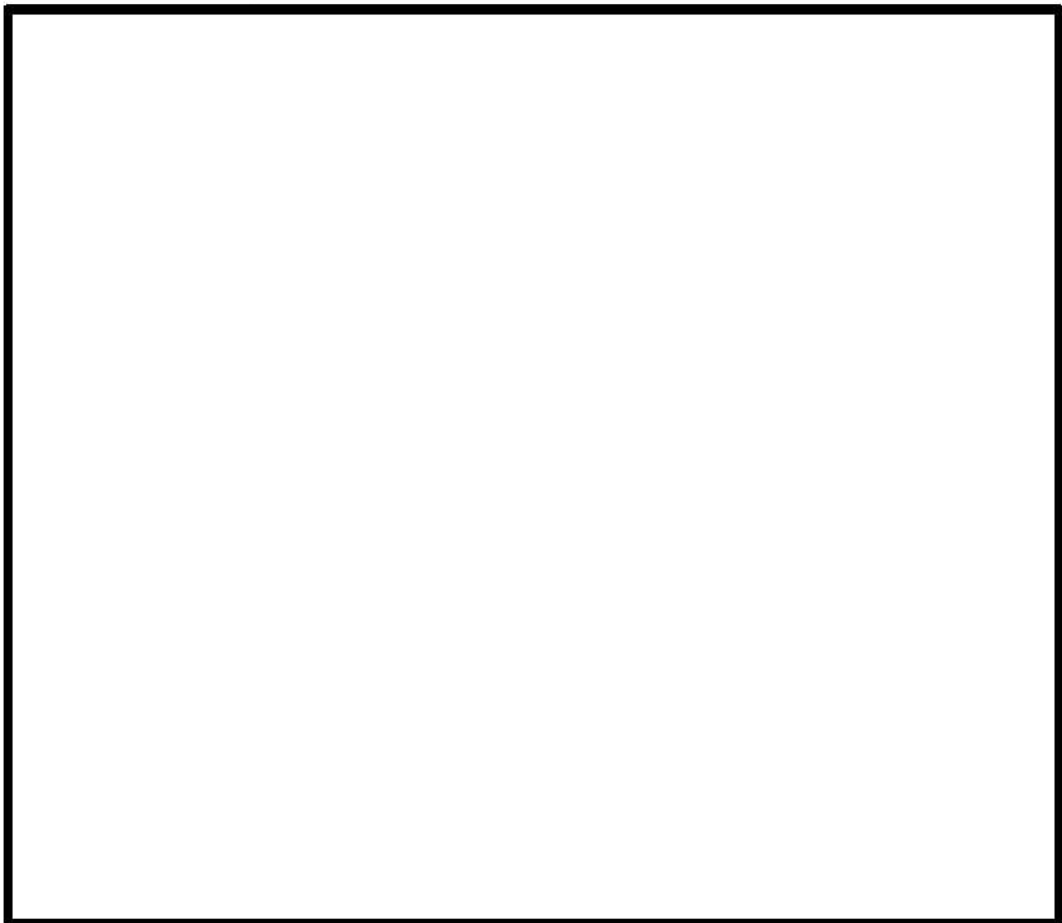


(4) 崩壊熱 [炉心 (核)]



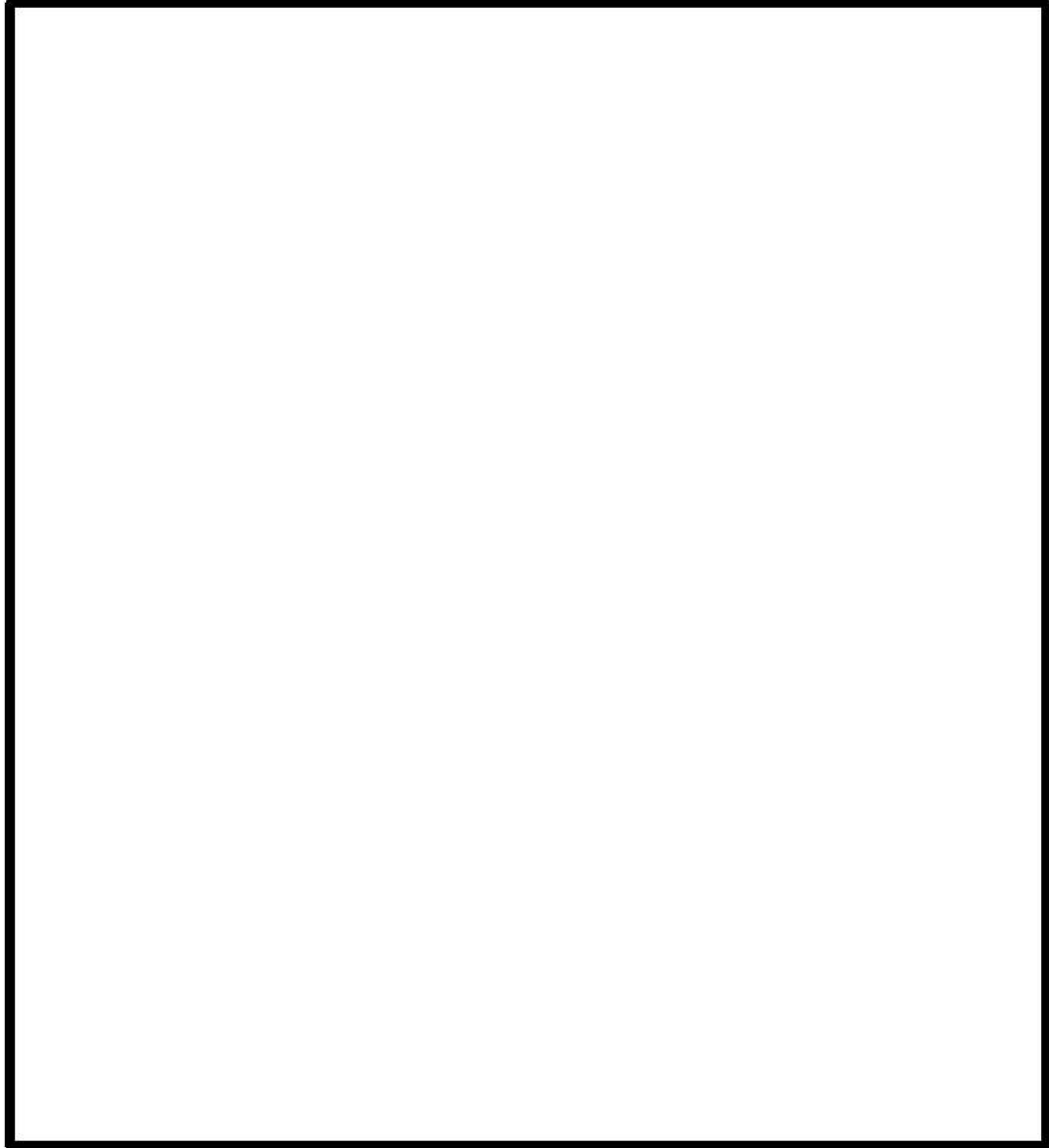
2.3.2 炉心 (燃料) 関連

(1) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]





(2) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

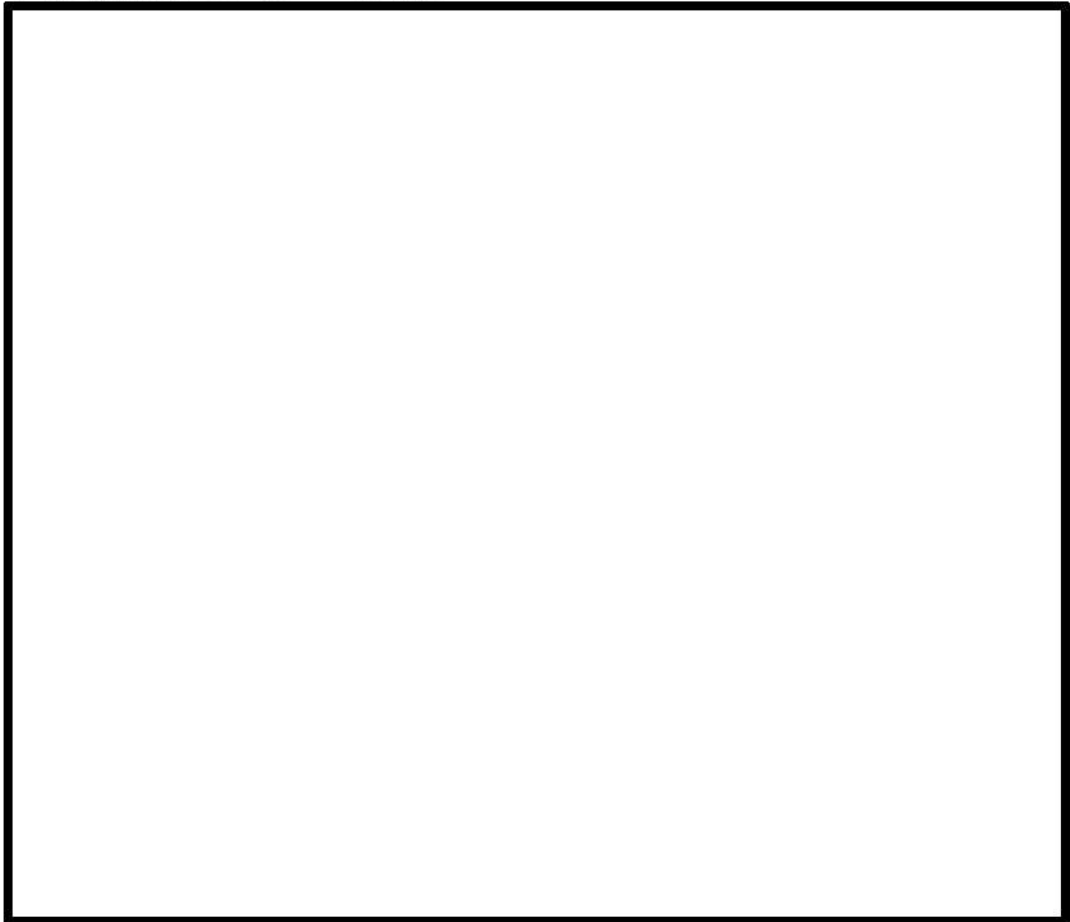


(3) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]





(4) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]



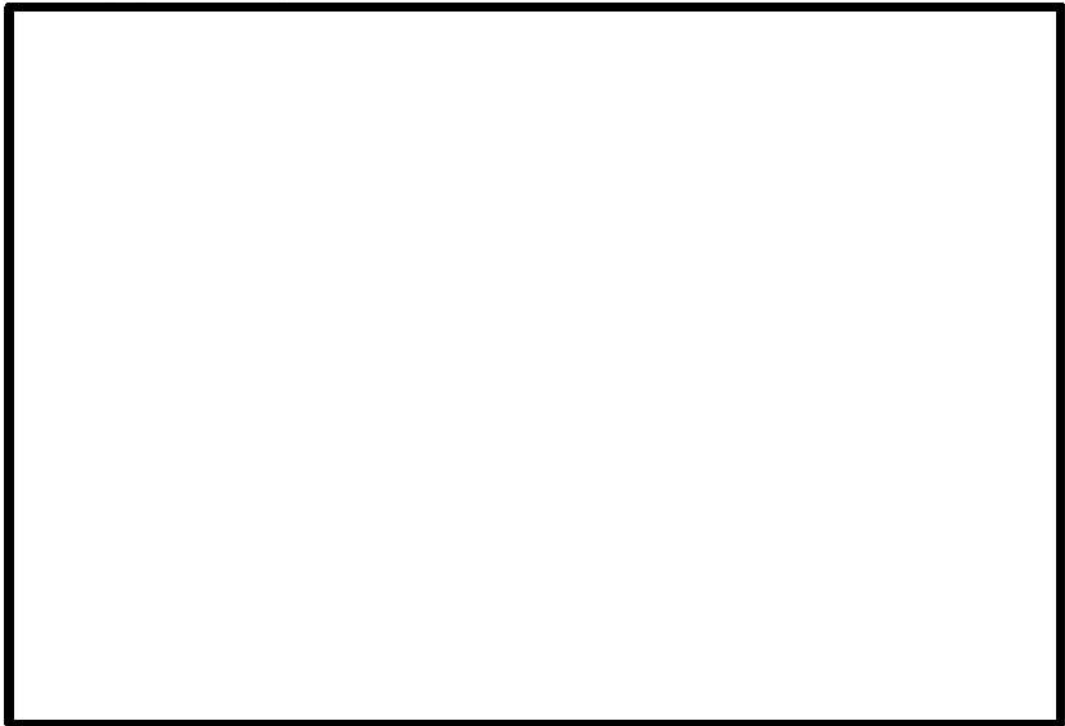
2.3.3 炉心 (熱流動) 関連

(1) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]





(2) 気液分離 (炉心水位) ・対向流 [炉心 (熱流動)]



(3) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]

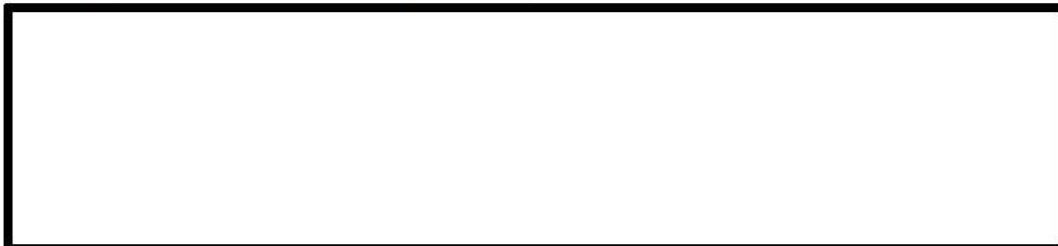


(4) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]



2.3.4 1次冷却系関連

(1) 冷却材流量変化 (強制循環時) [1次冷却系]





(2) 冷却材流量変化（自然循環時）〔1次冷却系〕



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔1次冷却系〕



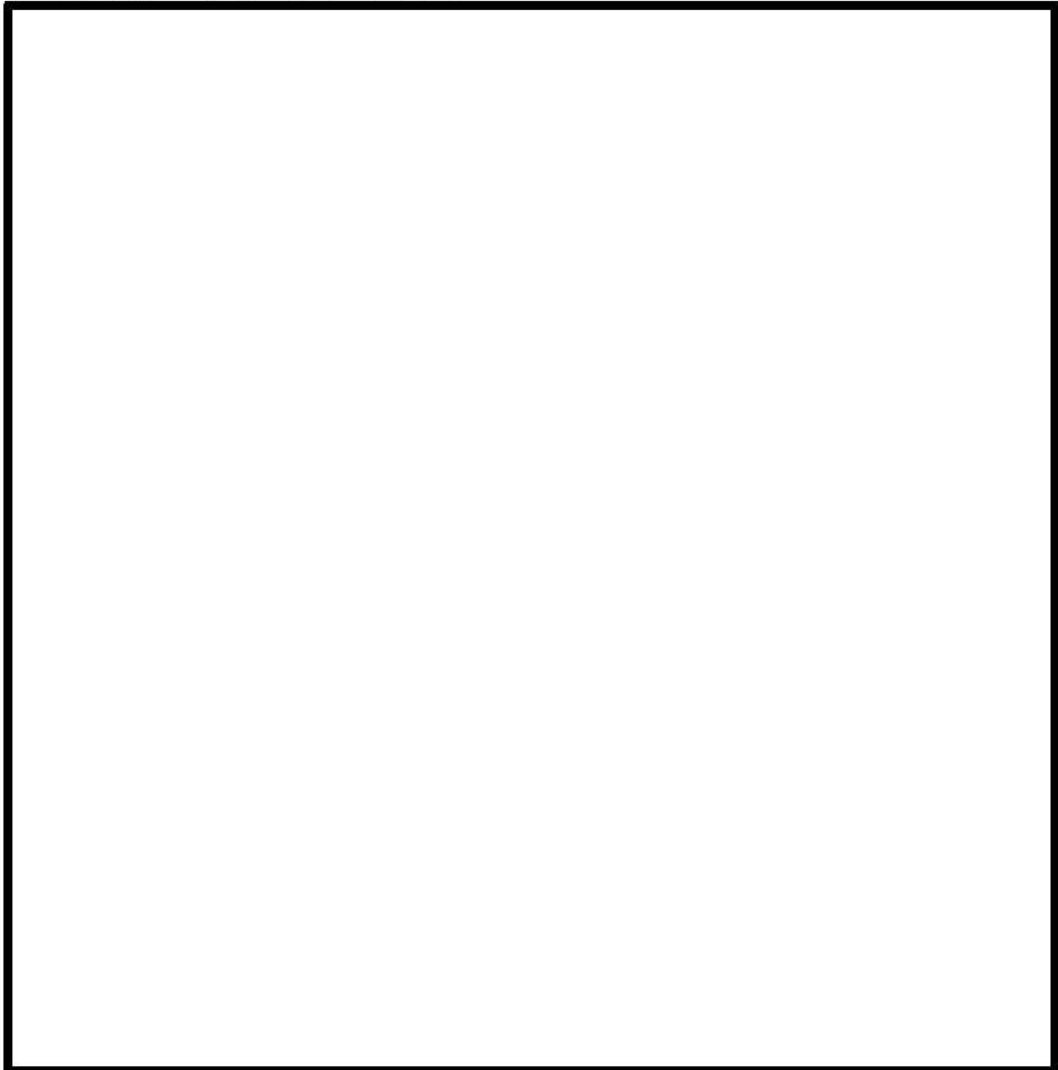
(4) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔1次冷却系〕







(5) 気液分離・対向流 [1次冷却系]





(6) 気液熱非平衡 [1次冷却系]

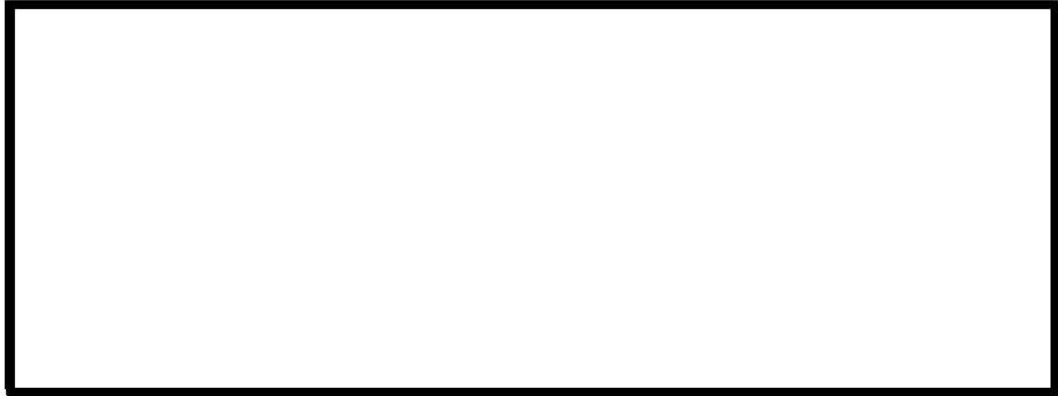


(7) 圧力損失 [1次冷却系]



(8) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

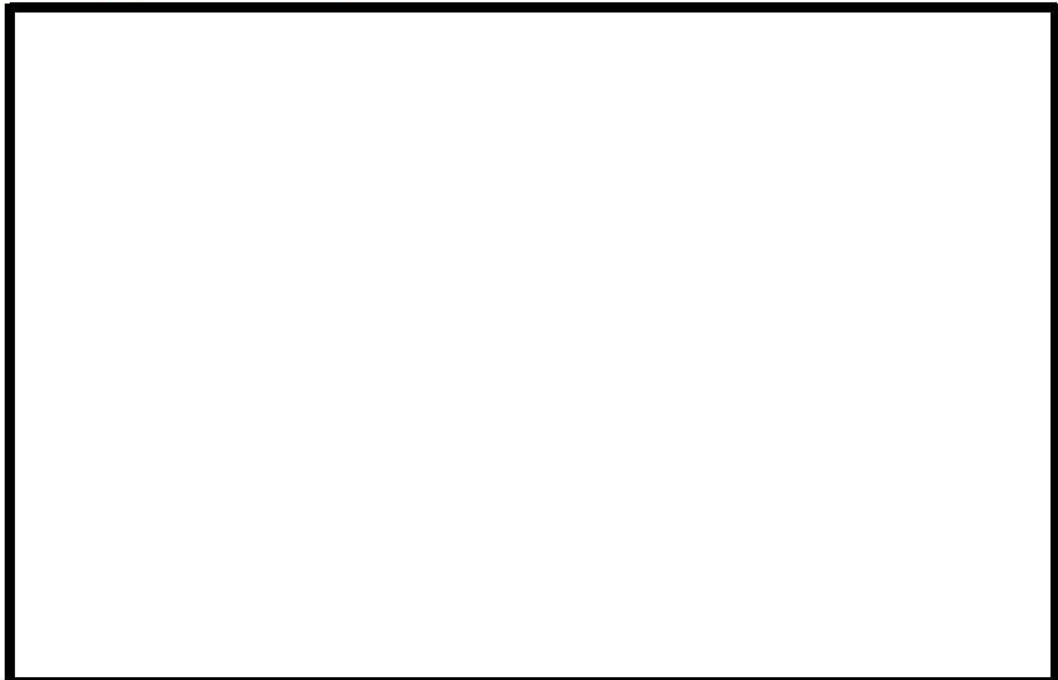




(9) ECCS 強制注入 [1次冷却系]



(10) ECCS 蓄圧タンク注入 [1次冷却系]



### 2.3.5 加圧器関連

#### (1) 気液熱非平衡 [加圧器]



#### (2) 水位変化 [加圧器]



#### (3) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [加圧器]





### 2.3.6 蒸気発生器関連

- (1) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]



- (2) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [蒸気発生器]



- (3) 2次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]





(4) 2次側給水（主給水・補助給水）〔蒸気発生器〕



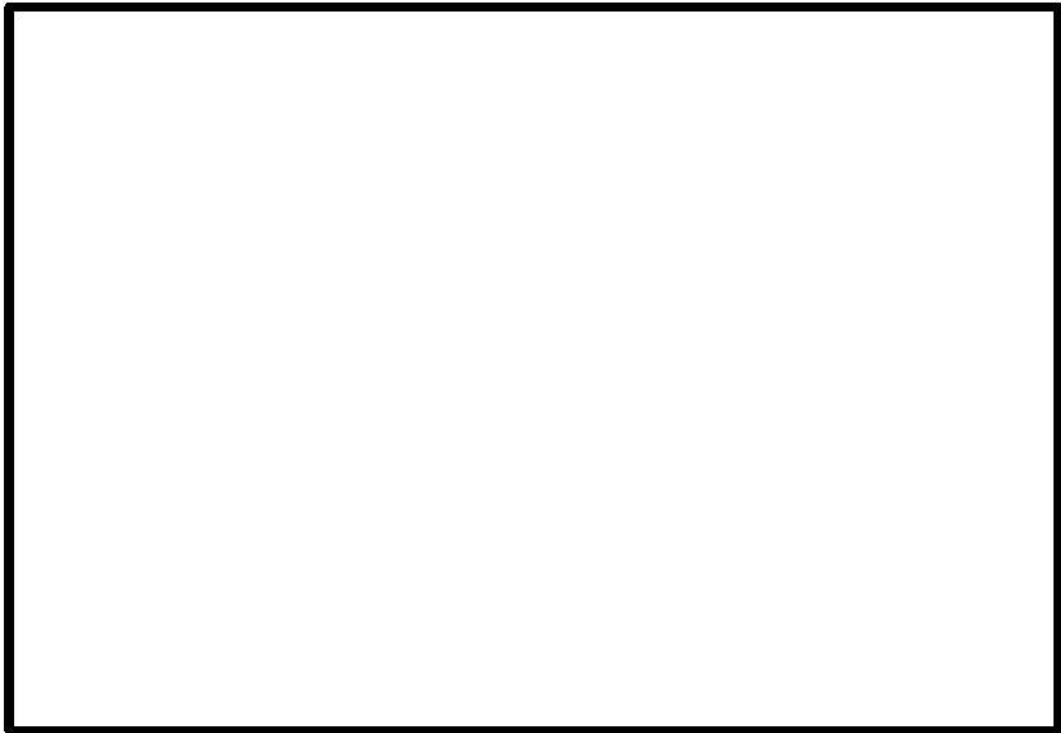
2.3.7 原子炉格納容器関連（溶融炉心挙動を除く）

(1) 区画間・区画内の流動（蒸気・非凝縮性ガス）〔原子炉格納容器〕





(2) 区画間・区画内の流動（液体）〔原子炉格納容器〕



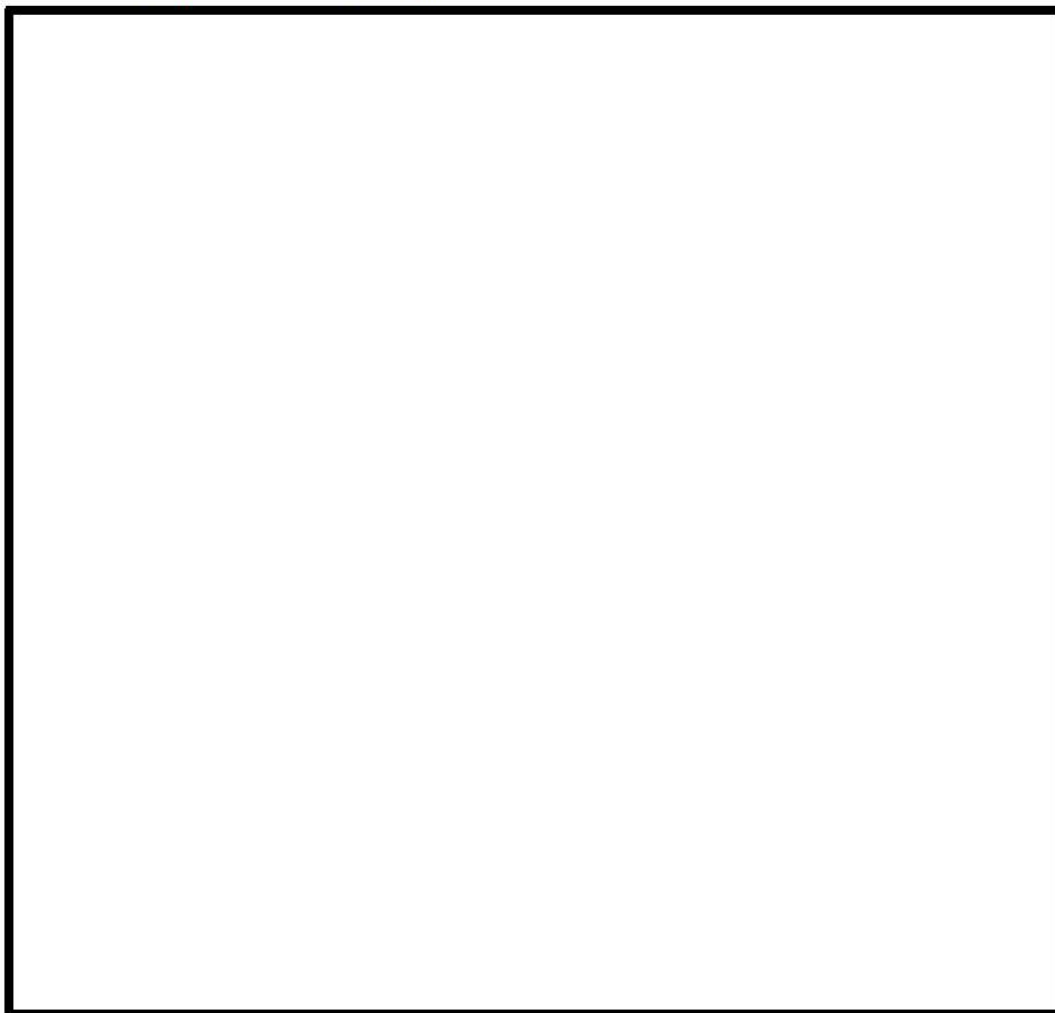
(3) 気液界面の熱伝達〔原子炉格納容器〕



(4) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]



(5) スpray冷却 [原子炉格納容器]



(6) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却 [原子炉格納容器]



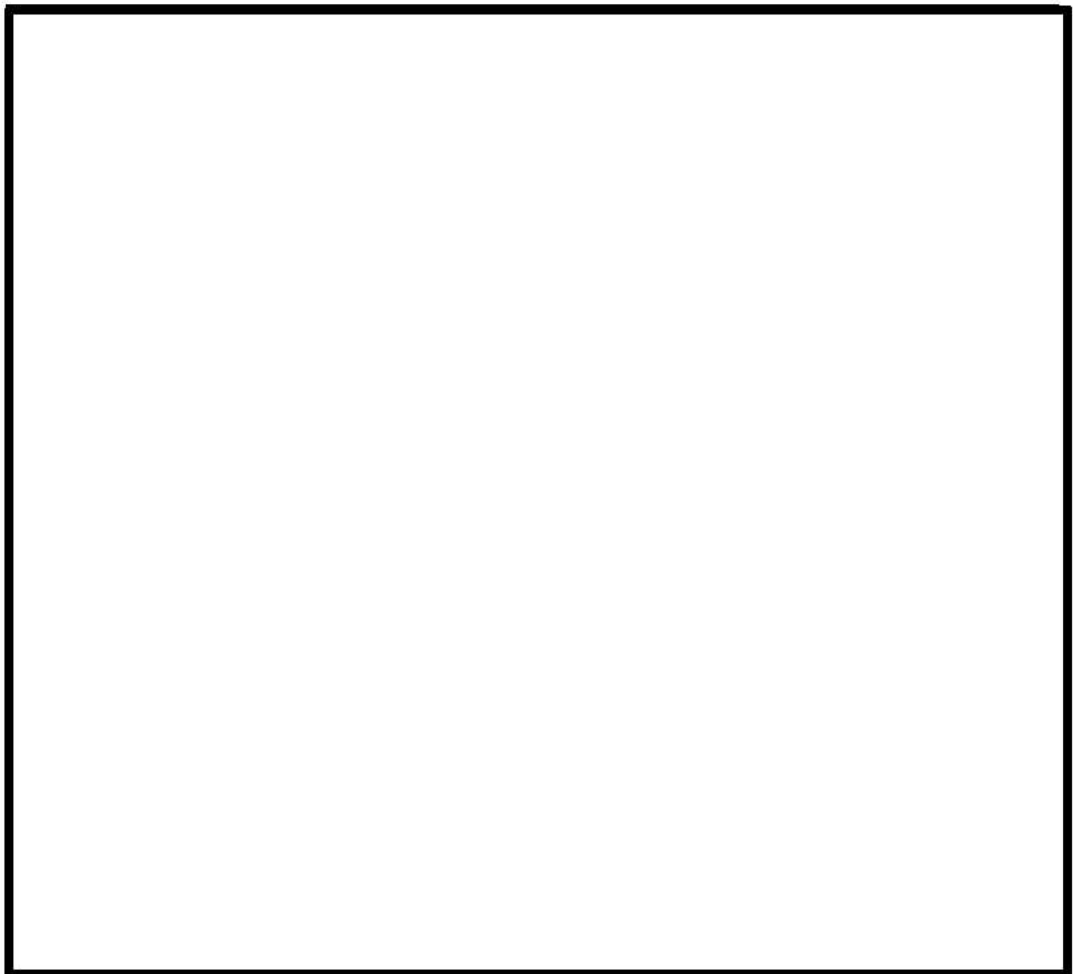




(7) 放射線水分解等による水素発生



(8) 水素濃度 [原子炉格納容器]





(9) 水素処理 [原子炉格納容器]



2.3.8 原子炉容器（炉心損傷後）関連



(1) リロケーション



(2) 原子炉容器内 FCI（熔融炉心細粒化）





(3) 原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)



(4) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達



(5) 原子炉容器破損、溶融





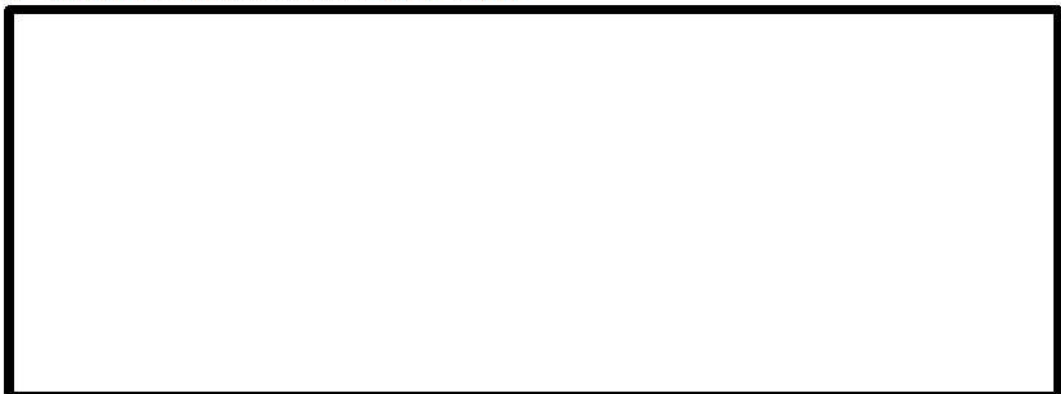
(6) 1次系内FP挙動



2.3.9 原子炉格納容器（炉心損傷後）関連



(1) 原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出



(2) 格納容器雰囲気直接加熱



(3) 原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)



(4) 原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)



(5) 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり



(6) 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱

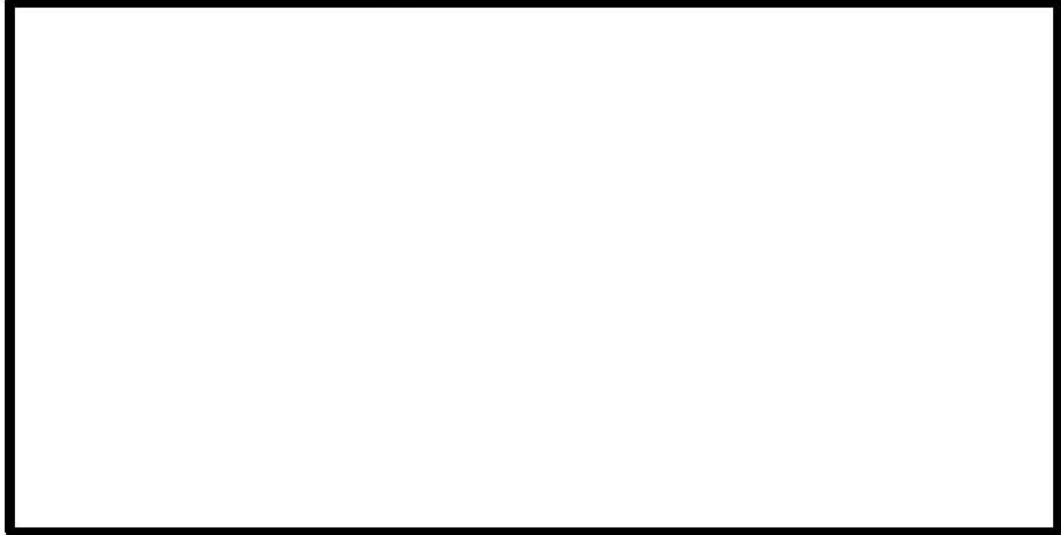


(7) 溶融炉心とコンクリートの伝熱





(8) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生



(9) 原子炉格納容器内 FP 挙動



表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

分類・物理現象	炉心損傷防止		格納容器破損防止				融炉心・コ ンクリー ト相互作用			
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	高圧格納 放出／格納 容器雰囲気 直接加熱	物納融燃料 冷却材相互 作用	水素燃焼				
炉心	核	核分裂出力	L	I	I	I	I	I		
		反応度帰還効果	L	I	I	I	I	I	I	
		制御棒効果	L	I	I	I	I	I	I	
	燃料	崩壊熱	H	H	H	H	H	H	H	
		燃料棒内温度変化	L	L	H	H	H	H	H	
		燃料棒表面熱伝達	L	H	H	H	H	H	H	
		燃料被覆管酸化	L	M	H	H	H	H	H	
		燃料被覆管変形	I	L	H	H	H	H	H	
		沸騰・ボイド率変化	L	H	H	H	H	H	H	
	熱流動	気液分離 (炉心水位)・対向流	L	H	H	H	H	H	H	
		気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L	
		圧力損失		L	L	L	L	L	L	L
				L	L	L	L	L	L	L



表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/4)

分類・物理現象	炉心損傷防止		格納容器破損防止				溶融炉心・コ ンクリート 相互作用
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	格納容器 放出／格納 容器囲気 直接加熱	格納容器 燃料冷却材相互 作用	水素燃焼	
	原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次系圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
冷却材流量変化 (強制循環時)	I	I	L	L	L	L	L
冷却材流量変化 (自然循環時)	L	I	L	L	L	L	L
冷却材放出 (臨界流・差圧流)	L	L	L	L	L	L	L
沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L	L	L
気液分離・対向流	L	<u>H</u>	L	L	L	L	L
気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
圧力損失	L	L	L	L	L	L	L
構造材との熱伝達	L	L	<u>H</u> ( <u>中</u> ) / L( <u>中</u> )	<u>H</u>	L	L	L
ECCS 強制注入	L	<u>H</u>	I	I	I	I	I
ECCS 蓄圧タンク注入	L	L	M( <u>中</u> ) / L( <u>中</u> )	M	L	L	L
気液熱非平衡	I	I	L( <u>中</u> ) / I( <u>中</u> )	L	I	I	I
水位変化	L	I	L	L	L	L	L
冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	I	<u>H</u> ( <u>中</u> ) / I( <u>中</u> )	<u>H</u>	I	I	I

1次冷却系

加圧器

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (3/4)

評価事象・評価指標	炉心損傷防止		格納容器破損防止				融炉心・コ ンクリート 相互作用
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	高圧格納 放出/格納 容器雰囲気 直接加熱	格納容器 燃料-冷却材 相互作用	水素燃焼	
分類・物理現象	原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次系圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
1次側・2次側の熱伝達	L	L	<u>H</u> <sub>(H)</sub> / <u>L</u> <sub>(H)</sub>	<u>H</u>	L	L	L
冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	I	<u>M</u> <sub>(H)</sub> / <u>I</u> <sub>(H)</sub>	M	I	I	I
2次側水位変化・ドライアウト	I	I	<u>H</u> <sub>(H)</sub> / <u>I</u> <sub>(H)</sub>	<u>H</u>	I	I	I
2次側給水 (主給水・補助給水)	L	L	<u>I</u> <sub>(H)</sub> / <u>L</u> <sub>(H)</sub>	I	L	L	L
区画間・区画内の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	L※	I	<u>H</u>	L	<u>H</u>	I	I
区画間・区画内の流動 (液体)	L※	L※	L	L	M	L	M
気液界面の熱伝達	L	L	L	L	L	L	L
構造材との熱伝達及び内部熱伝導	<u>H</u>	L	<u>H</u>	L	L	L	L
スプレイ冷却	I	I	<u>H</u>	L	M	M	M
格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	<u>H</u>	I	<u>H</u>	L	L	L	L
放射線水分解等による水素発生	I	I	I	I	I	L	I
水素濃度変化	I	I	M	L	L	<u>H</u>	M
水素処理	I	I	I	I	I	I	I

※ 多区画モデルを採用する場合のランク。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (4/4)

評価事象・評価指標	炉心損傷防止		格納容器破損防止				溶融炉心・コ ンクリート 相互作用
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	格納容器過 圧・過温破 損	格納容器 放出/格納 容器雰囲気 直接加熱	格納容器 燃料-冷却材相互 作用	水素燃焼	
分類・物理現象	原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・ 温度	1次系圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
リロケーション	I	I	H	H	H	H	H
原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	L	M	L	L	L
原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	I	I	L	M	L	L	L
下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	I	I	M	H	M	M	M
原子炉容器破損、溶融	I	I	H	H	H	H	H
1次系内 FP 挙動	I	I	M	M	M	M	M
原子炉容器破損後の 格納容器雰囲気直接加熱	I	I	I	I	I	I	I
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	I	I	I	I	I	I	I
原子炉格納容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	M	I	H	M	H
原子炉格納容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	I	I	M	I	H	M	H
原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり	I	I	L	I	L	H	H
溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	I	I	M	I	L	H	H
溶融炉心とコンクリートの伝熱	I	I	M	I	L	H	H
コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	I	I	M	I	L	H	H
原子炉格納容器内 FP 挙動	I	I	M	M	M	M	M

### 3. 解析モデルについて

#### 3.1 コード概要

MAAPコードは、シビアアクシデントを評価するための総合システム解析コンピュータコードであり、1980年代に初版が完成し、以降改良を重ねられてきた。当初は米国IDCORプログラム（Industry Degraded Core Rulemaking Program、産業界における損傷炉心規制プログラム）の中で開発され、プログラムが終了した現在では、EPRIに所有権が移管されている。

MAAPコードは、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、原子炉、1次系、原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル化するとともに、工学的安全設備や炉心損傷防止策あるいは格納容器破損防止策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また、FPに関する物理現象をモデル化しており、事故時に炉心溶融に伴って1次系や原子炉格納容器に放出されるFPの挙動についても取り扱うことが可能である。このように、広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり、シビアアクシデントで想定される種々の重要事故シーケンスについて、起因事象から安定した状態、あるいは過圧や過温により原子炉格納容器の健全性が失われる状態まで計算が可能であることが特徴である。また、MAAPコードのPWRプラント用解析モデルは、ウェスチングハウス型、CE型、三菱型等のPWRプラントに適用可能なよう、開発されたものであり、プラント設計や運転状態に基づき設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

MAAPコードの熱水力モデルでは、質量及びエネルギー保存則を解く一方、運動量方程式を準静的な取扱いとしているため、流体慣性が重要となる現象、例えばLOCA直後の炉心の流動など、短期間に発生する現象を精緻に取り扱うような場合には適していないものの、系内の質量及びエネルギーの収支を適切に取り扱っており、長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価には適用性を有する。

なお、重要事故シーケンスの解析においては、溶融炉心・コンクリート相互作用のようなシビアアクシデント特有の現象には、現時点でも研究段階のものがあり、実機規模での現象が、必ずしも解明しきれていない現象も含まれている。

#### 3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において、重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表3.2-1に示す。

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

分類	重要現象	解析モデル	
炉心 (核特性)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2)) FP 挙動モデル (FP 移動に伴う崩壊熱) (3.3.8(3))	
	炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3)) 溶融炉心挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))
		燃料棒表面熱伝達	
		燃料被覆管酸化	
炉心 (熱流動)	燃料被覆管変形	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2(4))	
	沸騰・ボイド率変化		
	気液分離 (炉心水位)・対向流		
1 次冷却系	気液分離・対向流	1 次系モデル (1 次系の熱水力モデル) (3.3.3(2))	
	構造材との熱伝達	1 次系モデル (1 次系破損モデル) (3.3.3(4))	
	ECCS 強制注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6(1))	
	ECCS 蓄圧タンク注入	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6(2))	
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	1 次系モデル (加圧器モデル) (3.3.3(3))	
加圧器	1 次側・2 次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		
蒸気発生器	2 次側水位変化・ドラライアウト		

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

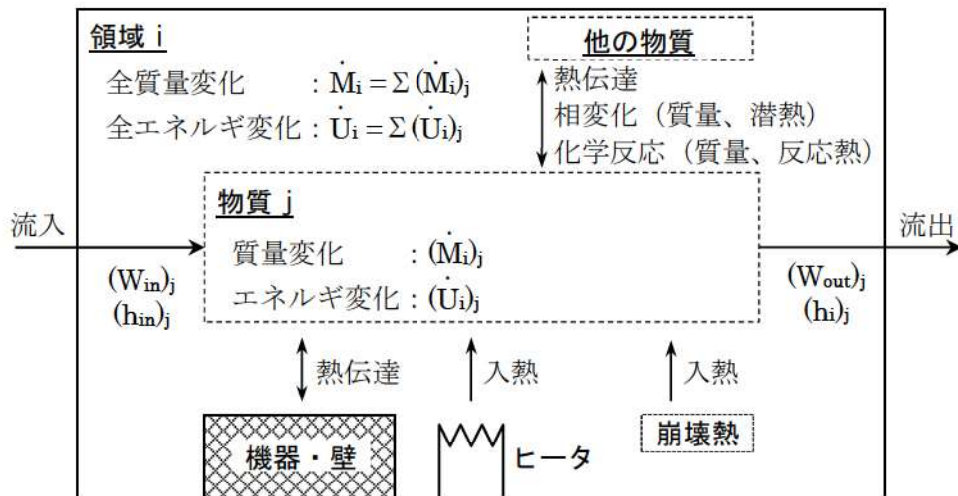
分類	重要現象	解析モデル
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	原子炉格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.5(2))
	区画間・区画内の流動 (液体)	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレイ冷却	
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	
	水素濃度変化	
	リロケーション	
	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	
	原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
原子炉容器 (炉心損傷後)	原子炉容器破損、溶融	溶融炉心挙動モデル (原子炉容器破損モデル) (3.3.7(4))
	1次系内 FP 挙動	FP 挙動モデル (3.3.8)
	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心挙動モデル (原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動) (3.3.7(5))
	原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	
原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり		
溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱		
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	FP 挙動モデル (3.3.8)
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内 FP 挙動	

### 3.3 解析モデル

#### 3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

MAAPコードの炉心、1次系、蒸気発生器、原子炉格納容器モデルは、ノードとジャンクションにより構成しており、ノードにおいて、水、水蒸気、非凝縮性ガスの質量とエネルギーから状態方程式により圧力及び温度を計算し、ジャンクションにおいては流量を計算する。運動量の収支は準定常を想定し代数的に取り扱っている。

各ノード（領域）の質量及びエネルギーは、下図の概念で、物質毎に計算される。



領域*i*における物質*j*の質量変化率 $(\dot{M}_i)_j$ は、

$$(\dot{M}_i)_j = (W_{in})_j - (W_{out})_j \pm \left( \begin{array}{c} \text{相変化による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j \pm \left( \begin{array}{c} \text{化学反応による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j$$

により求める。ここで、質量変化率、 $(W_{in})_j$ は対象領域*i*の物質*j*の流入量、 $(W_{out})_j$ は領域*i*の物質*j*の流出量である。

領域*i*のエネルギー変化率 $\dot{U}_i$ は、各物質の入出熱の合計であり、

$$\begin{aligned} \dot{U}_i = & \sum_j ((W_{in})_j \cdot (h_{in})_j) - \sum_j ((W_{out})_j \cdot (h_i)_j) \pm \sum_j \left( \begin{array}{c} \text{相変化} \\ \text{割合} \end{array} \times \text{潜熱} \right)_j \\ & + \sum_j \left( \begin{array}{c} \text{化学} \\ \text{反応熱} \end{array} \right)_j - \sum_j \left( \begin{array}{c} \text{機器・壁への} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j \pm \sum_j \left( \begin{array}{c} \text{物質間} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j + \sum_j \left( \begin{array}{c} \text{ヒータ出力} \\ \cdot \text{崩壊熱} \end{array} \right)_j \end{aligned}$$

により求める。 $(h_i)_j$ は対象領域*i*の物質*j*の比エンタルピである。上式の化学反応熱とは、ジルコニウムの酸化反応熱や上部プレナム内のスチールの酸化反応熱などである。崩壊熱については、FPの気体中での浮遊、水中での沈着、ヒートシンクへの沈着、熔融炉心での沈着などの状態も含み、各ノードでの熱源として取り扱う。

各ジャンクションの流量は、

$$\sum_j K_j W_j |W_j| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i$$

により求める。ここで、 $W_j$ はジャンクション流量、 $K_j$ は流路の抵抗係数、 $\Delta z_i$ はノード高さ、 $\rho_i$ はノード密度、 $g$ は重力加速度である。この式の左辺は1次系全体の流動抵抗の合計で、右辺は密度差による駆動力の合計で、これがバランスすると仮定してジャンクションの流量 $W_j$ を計算する。ここで、ジャンクションは、図 3.3-3 の隣接するノード同士を接続するものである。

MAAPコードが適用される重要事故シーケンスにおいて流体慣性が重要となる事項としては、大破断 LOCA における破断流量の計算、破断口の位置（低温側配管破断と高温側配管破断）の感度（言い換えると、炉心の逆流と流動の停滞）及び ECC バイパス等が挙げられる。これらは LOCA 直後のブローダウン期間中の炉心の流動（炉心の露出と炉心ヒートアップ）に影響する。このような短期間に発生する現象の模擬には不確かさが大きい、その後の炉心再冠水以降は、崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となることから、圧力損失及び静水頭のバランスが適切に考慮されることにより、その流動は十分に模擬でき、適用性を有する。

### 3.3.2 炉心モデル

炉心モデルは、あらゆる事故フェーズにおける熱水力的な挙動、炉内構造物の応答を考慮したモデルである。以下、炉心モデルに関して述べる。

#### (1) ノード分割

炉心モデルは、径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Z の2次元モデルであり、ノードごと燃料、燃料被覆管、制御棒、冷却材を模擬し、それぞれの間の熱伝達、冷却材、冷却材の減少と回復、水素発生、自然対流、炉心あるいは炉心内部の輻射及び対流熱伝達、燃料被覆管の変形や膨れ、溶融プールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

ノード分割は、図 3.3-1 に例示するとおりである。径方向及び高さ方向に、構造物としては、燃料（FP 組成含む）、燃料被覆管、制御棒及び構造物の質量を入力条件として与え、流体の流路としては、炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え、これらに基づき熱水力挙動、炉内構造物応答を計算する。なお、FP 組成については、元素ごとに質量を入力値で与える。ノードの分割数は、入力値により与えることが可能であり、径方向に 、高さ方向に  としている。これはMAAPコードの標準的な分割数である。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上が推奨される。なお、径方向の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくならないように設定することが推奨されている。



## (2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力条件である。炉心は、**R-Z**の2次元でノード分割され、個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向及び軸方向の炉心出力分布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合（熱出力割合）として表現され、炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の溶融により炉心質量が移動しても、質量の移動に応じて崩壊熱割合も移動するので炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

原子炉出力は、事象初期から原子炉トリップに至るまでの期間は、初期出力を維持するが、原子炉トリップが発生する場合には、出力は崩壊熱レベルまで低下する模擬としている。この模擬については、**MAAP**コードが適用される重要事故シーケンスにおいて、原子炉出力及び出力分布の時間変化が顕著ではない、あるいは、早期に原子炉トリップに至るため、評価結果に与える影響は小さい。

崩壊熱については、時間に対するテーブルデータとして与える。また、炉心溶融後に炉心領域から外に輸送された**FP**や溶融炉心については、表 3.3-2 に示す核種グループ毎に崩壊熱の割合を与える。

## (3) 炉心熱水力モデル

炉心の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。

熱水力のうち炉心特有なものに炉心が露出する場合の挙動がある。炉心露出部と冷却材の熱伝達については、**Dittus-Boelter**の相関式を用いた計算を行っている。露出した炉心がヒートアップすると炉心域で気体密度の差ができ、炉心と上部プレナム間で自然循環流れが発生する。

炉心が露出する場合については、後述の炉心水位計算モデルにより燃料棒の露出と冠水の高さ位置を判定する。冠水した領域では、沸騰挙動に応じて燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生を計算する。露出した領域では、上部プレナムとの自然循環を考慮した対流伝熱等による燃料棒の冷却を計算する。なお、これら炉心の各チャンネルのセル毎に計算された流体側への伝熱量と蒸気発生量等は、炉心全体で合計した結果が 3.3.1 に示した基礎方程式における右辺のソース項となる。

炉心がヒートアップするにつれて燃料被覆管が酸化し、酸化ジルコニウムと水素が発生するとともに、酸化反応により発熱し、炉心の露出部分を更に加熱する。損傷した炉心にダウンカマを通して急速に注水するような場合に、炉心部での逆環状流となり、流路の中心部には水があるが、蒸気膜が高温燃料棒を覆うため、炉心の浸水部分は水プールより高温になり酸化が促進される。この酸化反応計算には **Baker-Just**の相関式（高温）、又は **Cathcart-Pawel**の相関式（低温）を用いている。この反応による物質変化と反応熱は、各質量及びエネルギー保存則で考慮

されている。

以上、炉心の熱伝達に関しては、炉心の冠水及び露出、炉心形状に応じて熱伝達率の計算を行っており、炉心崩壊時も含めると、以下のとおり整理される。

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
健全形状炉心	冠水時	円柱形状から計算	水への対流及び輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流及び輻射熱伝達
崩壊炉心	冠水時	炉心崩壊に応じて段階的に定義された炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		ガスへの対流及び輻射熱伝達

#### (4) 炉心水位計算モデル

1次系が気液分離した後の原子炉容器内の水位及び二相水位の概要を図 3.3-2 に示す。

原子炉容器内はダウンカマ部と炉心部では同じ水頭になるように評価し、このときダウンカマ及び炉心の水位はそれぞれ領域の中で同じであると仮定する。炉心の冠水部では崩壊熱による水蒸気が発生し、炉心内では二相状態になり二相水位はダウンカマの水位より高くなる。

ダウンカマの水位については、幾何形状に基づき水位を保有水体積との関係で与えておき、過渡時の保有水体積を計算することにより求める。

原子炉容器内の二相水位は、断面積の異なる下部プレナム、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率と水の体積から計算される。平均ボイド率は水蒸気から計算される気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算される。平均ボイド率は水蒸気速度の関数として表され、

$$\alpha = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi}$$

により計算される。 $\alpha$ は平均ボイド率、 $C_0$ は集中定数、 $\varphi$ はプール上端の表面ガス速度を下式により求められるチャーン流のドリフト速度 $U_\infty$ で除したものであり、 $U_\infty$ は

$$U_\infty = 1.53 \left[ \sigma g \frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_l^2} \right]^{1/4}$$

により評価される。ここで、 $\sigma$ は液相の表面張力、 $g$ は重力加速度、 $\rho_l$ は液相密度、 $\rho_g$ は気相密度である<sup>2)</sup>。

上記のように原子炉容器内の二相水位は、流体の占める断面積及び体積が異なる下部プレナム、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率及びそれぞれ水温の関

数である水の比体積と水質量とから計算される水の体積を基に計算される。

### 3.3.3 1次系モデル

1次系モデルは、炉心、原子炉容器、蒸気発生器、1次冷却材ポンプ、加圧器、1次冷却材配管等を配置した1次系ループにより構成される。水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下、1次系モデルについて述べる。

#### (1) ノード分割

1次系モデルは、図 3.3-3 に示すように、原子炉容器、1次系配管、加圧器、蒸気発生器等の1次系の構成要素ごとにノード分割し、各ノードの形状等の特性は設計値に基づき与える。1次系ループは、破断側ループと健全側ループの2ループでの模擬であり、3ループプラントや4ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱っている。このノード分割は、コード内に設定されたプリセットであり、国内外の典型的な PWR プラントの1次系を模擬したものである。

有効性評価において、炉心損傷防止の観点では、LOCA 事象を想定しており、初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。

#### (2) 1次系の熱水力モデル

1次系の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。

1次系では、ヒートシンク（原子炉容器、1次系配管及び炉内構造物）と水、気体との熱伝達及び蒸気発生器での熱伝達が計算される。また、1次系内の気相の自然循環や、蒸気発生器での伝熱がある場合にはリフラックス流れと呼ばれる、原子炉容器の上部プレナムから高温側配管を通り蒸気発生器までの間で発生する対向流自然循環、更には加圧器のサージ管、弁の流れを模擬している。

冷却材の流動様式は、冷却材中のボイド分布に応じて計算される。1次冷却材ポンプ運転中は強制対流であり、冷却材中に一様にボイドが生じる仮定としている。1次冷却材ポンプが停止するとボイド率が低い場合には自然循環が発生する。1次系全体平均のボイド率（グローバルボイド率）が高くなり、自然循環により液相を蒸気発生器伝熱管の頂部まで運ぶことができなくなると気液分離が発生する。なお、この時のボイド率は [ ] を根拠として、有効性評価では [ ] を与えている。なお、参考文献[3]では、Westinghouse タイプの原子炉は実験に基づくと 0.4~0.7 であることが示されている。このボイド率は、1次系の流動様式が切り替わるしきい値であり、1次系の平均ボイド率が徐々に変化する場合に流動様式が切り替わる時

期への影響が現れる。大破断 LOCA の再冠水以降は気液分離状態であり、このボイド率の設定は影響しない。全交流動力電源喪失の場合には、蒸気発生器 2 次側がドライアウトして 1 次系からの除熱が失われる時点から 1 次系のボイド率が早期に上昇するため、ボイド率の設定による気液分離のタイミングに大きな差は生じないことから、事象進展への影響は小さい。

気液分離後の液相の流動は水頭差により駆動される流れになる。即ち、ダウンカム側の液相水位と炉心側のドリフトフラックスモデルで計算された二相水位の水頭差により駆動された流れが流動抵抗を考慮して計算される。蒸気発生器出口側配管内の液相は流動せず熱収支に応じて蒸発を行う。気相は蒸気発生器におけるリフラックス冷却と発生水蒸気による流動が考慮される。

水と 1 次系ヒートシンクの熱伝達係数は、強制対流時や自然循環時を個別に取り扱っている。気体と 1 次系ヒートシンクの熱伝達は、輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について、自然循環時及び強制対流時（乱流域、層流域及びそれらの遷移域）に分けて取り扱い、熱伝達係数を求める。

1 次冷却材ポンプ流量は入力値として与え、その流量が 1 次冷却材ポンプのトリップまで維持される。1 次冷却材ポンプのトリップに伴い、入力値として与えたコストダウン曲線にしたがって自然循環へと移行する。

### (3) 加圧器モデル

加圧器は、加圧器本体、サージ管、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ、加圧器逃がし弁、加圧器安全弁、加圧器逃がしタンクをモデル化しており、それらの質量及びエネルギー収支を計算している。モデル概念を図 3.3-4 に示す。

物質移動としては、加圧器への流入は、1 次冷却材の膨張に伴う高温側冷却材のサージ管からの流入、加圧器スプレイからの流入がある。加圧器からの流出としては、高温側配管へのサージ管からの流出、加圧器逃がし弁及び安全弁からの流出（液相と気相それぞれについて考慮）がある。また、熱移動としては、加圧器ヒータによる入熱、加圧器内に輸送された FP の崩壊熱による入熱、加圧器壁面への熱伝達がある。また、加圧器内部でのプロセスとして、流出サージ時に発生する加圧器内水のフラッシング及び気相の凝縮を考慮しており、それに伴う気相及び液相間の質量とエネルギー移動を計算している。

なお、加圧器は、破断側ループに接続されており、非破断側ループに接続される場合に比べて、非破断側ループ高温側配管から上部プレナムに流れ込む流量が小さく、上部プレナム保有水量が少なくなり、炉心冷却が悪化する傾向となるが、大破断 LOCA の場合は、加圧器が早期に空となり、短期的な影響に限定される。

加圧器逃がし弁が開放される場合、加圧器逃がし弁から放出された冷却材は、加圧器逃がしタンクに導かれる。ここで、設計値（設計圧力に対する流量）から

臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を最初に計算し、各弁の流量については加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算している。

加圧器逃がしタンクは、加圧器逃がし弁に接続する体積要素として模擬しており、加圧器逃がし弁が開放した際に、気相及び液相の流量及びそれに伴うエネルギーの授受を計算している。ここで、臨界流には **Henry-Fauske** モデル<sup>[4]</sup>を使用している。加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャディスクが破損し、以降、冷却材が原子炉格納容器の下部区画に放出される。

#### (4) 1次系破損モデル

原子炉冷却材圧力バウンダリ（加圧器サージ管、高温側配管、蒸気発生器伝熱管）の破損については、原子炉容器と同様にクリーブ破損を模擬している（3.3.7(4)参照）。

#### (5) 破断流モデル

1次系と原子炉格納容器との間の流れについては、差圧流、サブクール臨界流、二相臨界流及び気相臨界流を計算する。

差圧流の場合は、3.3.1に示した流動の式に、1次系と原子炉格納容器の差圧を考慮して流量を計算する。

臨界流については、**Henry-Fauske** のモデルを採用している。気液の流速が同じであると仮定して、気液それぞれの流量を計算している。参考文献[5]より、**Henry-Fauske** のモデルは **Marviken** の実験に対して臨界流量を過大評価する傾向にあり、破断流量に関して保守的なモデルである。

### 3.3.4 蒸気発生器モデル

蒸気発生器モデルは、図 3.3-5 に示すように、蒸気発生器2次側を伝熱部とドーム部の2ノードに分割したモデルであり、蒸気発生器1次側と2次側との熱授受、蒸気発生器1次側から2次側への1次冷却材とFPの放出（伝熱管破断時）を考慮し、各ノードで質量及びエネルギーの保存則を計算している（基礎式は3.3.1参照）。

蒸気発生器モデルは、1次系モデルと同様に破断側ループと健全側ループに設けられるが、健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱っている。

蒸気発生器の伝熱モデルの概念を図 3.3-6 に示す。蒸気発生器1次側については、伝熱管1次側の流動状態に応じて、単相及び二相均質流の強制対流時は **Dittus-Boelter** 相関式、単相及び二相均質流の自然循環では一定値として熱伝達係数を仮定する。また、伝熱管1次側が気液分離状態の場合は、伝熱管1次側水蒸気の2

次側への伝熱に伴う凝縮、即ちリフラックス冷却を模擬しており、ここで非凝縮性ガスは水蒸気の上方に分離される扱いとしている。蒸気発生器2次側は、液相が存在する領域では **Jens-Lottes** 相関式で熱伝達係数を求めている。伝熱部が露出した場合の気相部との熱伝達は、気体と1次系ヒートシンクと同様の計算方法を用いる。

蒸気発生器2次側の水位計算は、炉心水位と同様であり、幾何学形状と保有水量の関係から水位を計算する。

主蒸気逃がし弁及び主蒸気安全弁からの冷却材放出については、設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を最初に計算し、各弁の流量については蒸気発生器2次側の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算している。

給水ライン及び主蒸気ラインについては、境界条件として取り扱っている。主蒸気流量は、内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され、主蒸気隔離弁の閉止による隔離を模擬している。また、蒸気発生器2次側が加圧される場合は、主蒸気逃がし弁や主蒸気安全弁により原子炉格納容器内に蒸気が放出される。主給水流量は、入力値を与えており、原子炉トリップ等の信号による給水隔離を模擬している。補助給水は、蒸気発生器水位がプログラム水位に一致するよう自動制御を行っており、最大流量は、設計値に基づき入力値として与える。

### 3.3.5 原子炉格納容器モデル

原子炉格納容器モデルは、原子炉格納容器内の熱流動として、水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下、原子炉格納容器モデルについて述べる。

#### (1) ノード分割

壁などの物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせて原子炉格納容器のモデル化を行う。原子炉格納容器のノード分割は、1次系モデルのようなプリセットではなく、入力値によって、分割数を与え、各ノードについては設計値に基づき、有効体積、形状、高さ等を、各ジャンクションについては、等価直径、長さ、ノードに対する接続位置等を与える。また、各ノードでは、スプレイ、ファンクーラ等の機器も配置できる。ヒートシンクとして、原子炉格納容器壁及び床、金属機器を模擬するが、区画の境界に存在する原子炉格納容器壁及び床については、両区画に配分するよう設定する。

原子炉格納容器のノード分割例を図 3.3-7 に示す。壁や床によって囲われた空間毎に分割し、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定し、同じ特徴を有する空間では、物理パラメータも同等となることから、緩やか、あるいは

は、長期的な応答を模擬できる。有効性評価では、上部区画、下部区画、アニューラ区画、原子炉下部キャビティ区画及び圧力ヘッド室区画（2及び3ループプラント）の4もしくは5ノードとしている。

3.3.3 に示した1次系のノード分割（図 3.3-3、図 3.3-4）との関係では、原子炉容器（頂部ヘッドを除く）は原子炉下部キャビティ区画に存在し、その他の1次冷却材配管等は下部区画に存在する。なお、頂部ヘッドは上部区画、加圧器逃がしタンクはアニューラ区画に存在する。低温側配管破断では、破断流は下部区画に放出される。一方、炉心溶融後に原子炉容器が破損する場合、下部プレナムからのデブリジェットは原子炉下部キャビティ区画に放出される。

## (2) 原子炉格納容器の熱水力モデル

MAAPコードの原子炉格納容器内モデルは、区画内の代表する状態量を1点で模擬し、区画間の流動を解析するランプドモデルである。

原子炉格納容器の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算するが、気相部の流動の式に関しては、

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

を用いている。ここで、 $K_j$ はジャンクションの抵抗係数、 $W$ はジャンクションの流量、 $P$ はノード圧力、 $\rho$ はノード密度、 $Z$ はジャンクションの接続位置、 $L$ はジャンクション長さである。

各ノードでは、区画間の気体、水、非凝縮ガスの移動に伴う質量及びエネルギーの変化、気体及び水の間での熱伝達、ヒートシンク（原子炉格納容器壁及び床、金属機器）に基づき、質量及びエネルギーバランスを計算する。その際、気液界面での水の蒸発及び水蒸気の凝縮、破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシング、スプレイ水の蒸発、スプレイ水による凝縮並びに原子炉格納容器内のヒートシンク表面の凝縮も模擬している。水プールと原子炉格納容器床及び壁、気体と原子炉格納容器内ヒートシンクの熱伝達係数は、1次系と同様の計算方法を用いている。

大破断 LOCA の場合、破断口から下部区画に放出された水は原子炉格納容器圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり、破断口から放出された蒸気（水素ガスを含む）とあいまって上部区画へ流出し、残りの水は下部区画から圧力ヘッド室区画を経て最終的には原子炉下部キャビティ区画に流出する（2及び3ループプラントの場合）。一方、炉心溶融後に原子炉容器が破損する場合、原子炉下部キャビティ区画に放出（落下）したデブリジェットにより発生した多量の蒸気（水素ガスを含む）は、下部区画及びアニューラ区画を経て上部区画へと流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールの場合、格納容器再循環サンプ等の区画が満水になると他の区画に流出する。例えば、格納容器スプレイにより原子炉

格納容器上部区画に注入された水は、他の区画を経由して、最終的には原子炉下部キャビティ区画に流入する。

原子炉格納容器内は1次元ヒートシンクモデル及びランプドヒートシンクが用いられ、これらの表面では気相との対流熱伝達、凝縮熱伝達及び輻射熱伝達が、冠水部分では水との対流熱伝達が考慮される。1次元ヒートシンクは主にコンクリート壁へ適用し、片面あるいは両面が区画に接して熱交換を行う。1次元分割は温度勾配の大きい表面は細かいメッシュで、それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプドヒートシンクは主に熱伝導率の高い金属ヒートシンクに適用する。ランプドヒートシンクは、熱伝導率が高く内部温度が同様であると仮定できるとし温度を1点で代表する。

原子炉格納容器の熱水力応答に関しては、1次系の破断等による、1次系と原子炉格納容器との間の流れも模擬しているが、特に大破断 LOCA のように破断流が高流量かつ高エネルギーの場合には、運動量方程式を準静的に扱っているという、近似的な取り扱いのために、破断流の蒸気が一時的に過熱度を保った状態で原子炉格納容器に放出され、原子炉格納容器内温度が非現実的に上昇する傾向がある。事象進展中においても、同様の傾向が現れる可能性があるものの、それ以降のエネルギー放出は緩やかであり、顕著な影響とはならない。

### (3) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

格納容器再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却は、格納容器再循環ユニット冷却コイルに冷却水を通水することで生じる格納容器再循環ユニットの出入口の密度差を駆動力として自然循環を発生させるものである。MAAPコードでは、原子炉格納容器上部区画とアニューラ区画の間の流路として格納容器再循環ユニットを模擬しており、除熱特性としては、原子炉格納容器内温度と流速及び原子炉格納容器内温度と除熱量の関数を入力値により与え、原子炉格納容器内温度に対応した格納容器再循環ユニットの流量及び除熱量を計算する。ここで得られた流速及び除熱量から、原子炉格納容器内の質量及びエネルギーバランスを計算する。概念を図 3.3-8 に示す。ここで、MAAPコードに与える除熱特性は、国内で実施された凝縮熱伝達実験で確認された評価式を用いて格納容器再循環ユニットの形状に基づき設定されるものである。

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却によって発生する凝縮水は、アニューラ区画の液相部に混合され、原子炉下部キャビティに流入する。

### (4) 水素発生

原子炉容器内及び原子炉格納容器内の水素発生源として、

- ・炉心ヒートアップ及び熔融炉心のジルコニウム-水反応による



水素発生 (3.3.7(1)参照)

- ・ 溶融炉心によるコンクリート分解に伴う水素発生 (3.3.7(5)参照)

を模擬する。なお、以下については、上記の水素発生量に比べて、ごく小規模であることから、解析モデル上、考慮はしていない。

- ・ 放射線水分解による水素発生
- ・ 原子炉格納容器内での金属腐食による水素発生
- ・ 原子炉格納容器内でのヒドラジン分解による水素発生

発生した水素のノード間の移動は、1次系及び原子炉格納容器の各熱水力モデルにより計算される。

#### (5) 原子炉格納容器破損モデル

原子炉格納容器圧力と最高使用圧力の2倍あるいは原子炉格納容器内温度と200℃との比較により原子炉格納容器の破損を判定する。また、溶融炉心によるコンクリートの侵食がある場合には、侵食深さを考慮して原子炉格納容器の破損を判定する。

### 3.3.6 安全系モデル

安全保護系、制御系、炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策で想定する機器を模擬している。なお、有効性評価では、水素処理（静的触媒式水素再結合装置（PAR）及び電気式水素燃焼装置（イグナイタ））に関するモデルは考慮しない。

#### (1) ECCS

高圧注入、低圧注入それぞれについて注入特性、作動設定圧、遅れ時間を入力値として与え、1次系圧力に応じて注入流量が計算され、1次系の低温側配管に流入する。

#### (2) 蓄圧タンク

入力値として、タンク数、体積、注入ライン高さ、注入ライン長さ、注入ライン面積、注入ライン圧力損失を与える。また、初期状態としてタンク圧力、温度、水位を与える。蓄圧注入系が作動した場合、気相変化プロセスとして等温変化を仮定し、状態方程式により蓄圧タンク圧力を評価し、1次系圧力との差圧及び配管圧力損失から注入流量を評価する。ここで、配管圧力損失は、逆止弁、止め弁やエルボも含めた配管全体の圧力損失係数を与える（図 3.3-9）。

#### (3) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは、入力として台数、作動設定圧力、作動遅れ時間、

定格流量を与え、原子炉格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(4) 燃料取替用水タンク

燃料取替用水タンクの入力としては、水の温度、質量、底部面積があり、これらを使用して初期状態を設定する。ECCS 及び格納容器スプレイが作動した場合、燃料取替用水タンクの保有水が減少し、水位と水量の関係から水位計算を行う。

(5) 格納容器再循環ユニット

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却に関する現象モデルについては、3.3.5(3)で述べたとおりである。

入力としては、格納容器再循環ユニットの吸込及び吐出口の位置するノード、除熱特性、運転員等操作の起点及び遅れ時間を与える。

(6) 加圧器逃がし弁、安全弁

加圧器逃がし弁、安全弁については、入力としてそれぞれの弁个数、設計圧力及び流量、作動設定圧力を与える。弁の流路面積は、3.3.3(3)で述べたとおり、上記の設計圧力及び流量に整合するよう設定される。弁が作動する場合、その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(7) 主蒸気逃がし弁、安全弁

加圧器逃がし弁、安全弁と同様の入力項目である。

(8) 補助給水

3.3.4 参照。

### 3.3.7 溶融炉心挙動モデル

溶融炉心の状態として粒子ベッド（粒子状堆積物）、溶融プール、クラスト（固化状物質）を模擬し、溶融炉心モデルとして、炉心溶融及びリロケーション、下部プレナムでの挙動、原子炉下部キャビティでの挙動を評価する。これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお、有効性評価では高圧溶融物放出（HPME）及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱（DCH）は、その防止が評価モデルであり、現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心は R-Z の 2 次元ノードで構成しており、炉心のヒートアップに伴って燃料棒、燃料被覆管、制御棒、構造材の溶融の計算を行い、ノード内で溶融が発生し

た場合にリロケーションの計算を行う。炉心ヒートアップ及び溶融進展モデルを図 3.3-2 に示す。なお、炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては、3.3.2(3)に記載している。

過熱した燃料棒は燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損が開始される。露出し過熱された燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応を行い酸化ジルコニウムの層が形成されるとともに水素が発生する。この酸化反応熱により燃料棒は更に過熱される。ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層が形成される。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率は Baker-Just の相関式（高温時）及び Cathcart-Pawel の相関式（低温時）により評価される。また、ジルコニウムのペレットへの溶け込み深さの変化率も取り扱っており、各層厚さの変化速度は質量の変化速度へ換算される。ジルコニウム-水反応速度の計算では炉心の健全形状や溶融状態に応じて計算された幾何形状表面積（伝熱面積）を用いており、これに係数を乗じることにより、燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状に影響を与えることなく、ジルコニウム-水反応速度、即ち、酸化反応熱の発生速度、水素発生速度及び酸化ジルコニウム生成速度を変化させることができる。

ペレット及びペレットにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると溶融しリロケーションを開始する。

## (2) リロケーション

炉心溶融物のリロケーションは軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮している。移動させる質量は  $\text{UO}_2$  の他に炉内の構成物（ $\text{Zr}$ 、 $\text{ZrO}_2$ 、ステンレスなど）が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応したエネルギーや FP の崩壊熱割合（初期炉心出力分布から評価）も移動させる。これら質量、エネルギー及び崩壊熱割合の移動によりリロケーション後も各ノード内の炉心溶融物のエネルギー保存式が計算できる。

軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動させる。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動させる。

リロケーション時に想定する炉心状態の概念を図 3.3-10 に示す。

流れ出した燃料被覆管及び燃料は、冠水か露出及び崩壊形状に応じて、周囲と対流熱伝達、輻射熱伝達及び限界熱流束（冠水部）によって伝熱しつつ冷却されて、燃料棒の周囲で再固化する、いわゆる、キャンドル状態となる（図 3.3-10 の③）。このとき燃料棒間の隙間が減少し、炉内の蒸気の流れは、流路面積に応じて再配分されるため、キャンドル状態では蒸気による冷却の効果も低下する。炉心

損傷初期段階では、蒸気流れの再分配により、閉塞部（あるいはキャンドル状態）の熱が蒸気を介して非閉塞部に運ばれることで、炉内の温度が平坦化する現象が生じ、炉心損傷の進展を遅らせる効果があるが、MAAPコードの炉心は2次元化しており、多次元的な実現象に比べ、その効果は小さく、保守的な取扱いとなる。

燃料棒の燃料被覆管が薄くなると、燃料ペレットが崩壊して堆積する（図 3.3-10 の②）。キャンドル状態の進行あるいは溶融した燃料が崩壊した燃料ペレット間の隙間に流れ込むと、固体と液体で閉塞した二相が共存する状態となる（図 3.3-10 の④あるいは⑤）。この固体と液体の体積割合はノードの炉心温度と固化及び液化温度から求められる。この状態では蒸気による冷却ができなくなり、更に高温になり液体割合が増加する。閉塞した状態で冷却される固体割合が増加しクラストを形成する（図 3.3-10 の④）。ここで、クラストは溶融プールの周囲に形成されると仮定している。なお、燃料棒間や燃料ペレット間の隙間で蒸気による冷却が可能な状況では、ジルコニウム-水反応によって水素が発生するが、その隙間が閉塞すると水素生成も停止する。

閉塞した状態（図 3.3-10 の④あるいは⑤）から温度が上昇すると二相状態から完全溶融（図 3.3-10 の⑥）になり溶融プールを形成する。溶融プールはノード間で自然対流熱伝達を計算する。クラストは過熱及び溶融プールによる水頭でクリープ破損すると、溶融物は下方の炉心部あるいは下部プレナムへ移動する。

### (3) 下部プレナムでの溶融炉心挙動

溶融炉心が下部炉心支持板に達し、下部炉心支持板上部のクラストが融解する場合、炉心支持板の隙間から下部プレナムへ落下する。落下する溶融炉心の量は、デブリジェット径（開口部の面積）、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算する。

溶融炉心が下部プレナム内の水と接触すると、一部がエントレインされて粒子状となって水中に拡散し、水により冷却されつつ重力落下し、下部プレナムに堆積する。このとき、デブリ粒子が周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、過渡的な圧力変化（圧カスパイク）が生じる（原子炉容器内 FCI）。粒子化しないものは、下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお、エントレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては、原子炉下部キャビティと共通のモデルを使用しており、後述する（(5) a）参照。また、エントレインされたデブリ粒子の酸化も考慮されており、その際に水素が発生する。

下部プレナムでの溶融炉心の堆積については、成層化した状態を模擬している。即ち、堆積過程の初期、エントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積し、その後、崩壊熱により再溶融する過程で密度差により金属層が形成され、溶融プ

ールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また、TMI-2 の調査やその後の実験から、堆積した熔融炉心と下部ヘッドの間には 100 $\mu\text{m}$  程度のギャップが存在することが確認されている。このギャップが熔融物からのクラストを介した加熱による原子炉容器のクリープと共に大きくなり、このギャップに冷却材が浸入するとギャップ幅に応じた熱除去が生じクラストから原子炉容器への熱伝達が抑制される。これらの挙動は原子炉容器内保持として TMI-2 以降研究が行われている。MAAP コードでは、原子炉容器のクリープ量に基づきギャップ幅を計算し、冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの熔融炉心の概念を図 3.3-11 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化した熔融炉心のそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束又は Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。粒子ベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式を用いる。また、下部ヘッドと熔融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式、クラスト側面及び原子炉容器壁からの熱除去を考慮している<sup>[6]</sup>。

熔融炉心を冷却できない状態が継続すると、原子炉容器が破損し、原子炉下部キャビティへの落下を開始する。その落下量（落下速度）は、破損口の口径、原子炉容器内外の圧力差、熔融炉心の水頭及び重力加速度により計算する。

炉心部から下部プレナムへのリロケーションは断続的に発生し、原子炉容器破損は後述のとおり 2 回考慮しており、原子炉下部キャビティへの熔融炉心の落下は、これらの組合せで発生する。例を図 3.3-12 に示す。

#### (4) 原子炉容器破損モデル

下部プレナムに熔融炉心が堆積し、熔融炉心が冷却されない状態が継続すると、原子炉容器の破損に至る。原子炉容器の破損判定は、圧力、原子炉容器壁温度、熔融炉心温度、材料物性及び形状から計算されるが、MAAP コードでは、原子炉容器の破損について、計装用案内管溶接部の破損、原子炉容器のクリープ破損など、複数の破損形態を模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており、これにより破損位置を模擬している。なお、MAAP コードでは、原子炉容器の最初の破損後、原子炉容器内に残存した熔融炉心による 2 回目の破損も計算する。

以下、有効性評価において想定される破損モードの解析モデルについて述べる。

##### a) 計装用案内管溶接部の破損

原子炉容器の貫通部（計装案内管）の溶接部が熔融炉心により加熱されることで機械的強度が低下し、貫通部が飛び出し破損する破損モードである。MA

APコードでは、この破損モードについて以下の2種類の判定を行っている。

第一は、せん断応力による判定である。貫通部は、1次系と原子炉格納容器の間の差圧と、原子炉容器の壁の温度勾配にさらされている場合、1次系と原子炉格納容器間の差圧は、溶接部のせん断応力と釣り合った状態となっているが、せん断応力が限界せん断応力を超える場合に、破損が発生したと判定している。溶融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の低下は、限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

第二は、歪みによる判定である。溶融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉容器の壁に歪みを生じ、溶接部にも同様に歪みが発生し、溶接部の歪み量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。

#### b) 原子炉容器のクリーブ破損

原子炉容器が、加熱により不可逆の歪みが生じ、その歪みが拡大することにより破損に至る、いわゆるクリーブ破損を模擬している。MAAPコードでは、このクリーブ現象を、**Larson-Miller** パラメータ手法（応力と破損時間の関係を整理した **Larson-Miller** パラメータを利用しクリーブ破損寿命を予測する手法）により評価している。なお、ここで考慮している応力は、圧力、温度、溶融炉心の荷重による応力である。

下部ヘッ드의破損後は、破損口を溶融炉心が通過する際に、溶融炉心により破損口の側面が溶かされ、破損口が拡大する現象（アブレーション）も模擬している。アブレーション量に基づき原子炉下部キャビティへのデブリジェット径が決定され、これにより、原子炉下部キャビティへの溶融炉心落下量が変化し、原子炉容器外 **FCI** による細粒化量に影響する。なお、原子炉下部キャビティ内には計装案内管等の構造物が存在するが、デブリジェットとの干渉は模擬していない。一方、アブレーションの程度により、**DCH** に関係する、原子炉容器からのガス放出流量及び継続時間が影響を受けるが、有効性評価においては、高圧シーケンスにおいても、**HPME** 及び **DCH** を防止する目的で、加圧器逃がし弁の開放による1次系減圧操作を行い、原子炉容器破損時点の1次系圧力を低下させている。

なお、日本原子力学会や **EURSAFE**<sup>[7]</sup>等のシビアアクシデント研究において、実際に起こり得る原子炉容器破損について、想定される破損モードは概ね把握されているが、その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり、現象の不確かさが大きく、破損後の事象進展への影響もあることから、知見の拡充とともに、破損条件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

#### (5) 原子炉下部キャビティでの熔融炉心挙動

下部プレナムに熔融炉心が堆積し、熔融炉心を冷却できない状態が継続し、原子炉容器が破損すると、熔融炉心は、1次系と原子炉格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で原子炉下部キャビティへの落下を開始する（「デブリジェット」を形成する）。

この熔融炉心の原子炉下部キャビティへの落下過程及び落下後に床への堆積状態の挙動に関して、以下に示す現象がある。

- ・熔融炉心-冷却材の相互作用（FCI）
- ・熔融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）

熔融炉心と冷却水の相互作用（FCI）は、デブリジェットと原子炉下部キャビティの冷却水と接触してエントレインされて形成されるデブリ粒子が、周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、原子炉格納容器圧力の上昇（圧カスパイク）をもたらす現象である。このため、本現象は原子炉格納容器圧力挙動に影響し、細粒化量が多い場合に圧カスパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方、原子炉下部キャビティ床面に堆積する熔融炉心の冷却の観点からは、細粒化することで水により冷却されやすくなることから、細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。なお、FCIに伴う水蒸気爆発については、国内外の知見から、発生可能性は低いと判断されることから、MAAPコードでは取り扱わない。

熔融炉心・コンクリート相互作用は、原子炉下部キャビティの底に堆積した熔融炉心の熱が床面のコンクリートを加熱し、コンクリートの温度がコンクリートの融点を上回る場合に、コンクリートが分解され侵食されるとともに、非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）が発生する現象である。このため、本モデルはコンクリート侵食挙動や水素発生挙動に影響する。

これらの現象に関するMAAPコードのモデルについて以下に示す。

##### a) 熔融炉心と冷却材の相互作用モデル

熔融炉心が原子炉容器下部プレナムあるいは、原子炉下部キャビティ内に熔融物のジェットとして落下した時、熔融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエントレインメントにより急速に細粒化し、水プールに大きな伝熱量を与える。これらの挙動はMAAPコードでは以下のモデルから構成される。本モデルの概念を図 3.3-13 に示す。

##### ①デブリジェットの細粒化モデル

**Ricou-Spalding** モデルをベースにしたモデル。ただし、エントレインメント係数は FCI 実験に基づいた値を与える。本モデルにより細粒化速度

とジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が評価される。細粒化径はウェーバ数に基づき決定される。

## ②細粒化粒子と水との伝熱モデル

細粒化した粒子群と水との伝熱は、膜沸騰及び輻射熱伝達を考慮した対流熱伝達モデルが使用されている。細粒化した粒子群と水が相互作用する領域は発生水蒸気による二相状態を仮定する。この領域の伝熱は急速な水蒸気発生及びそれに伴う圧力上昇に影響する。

**Ricou-Spalding** モデルは、エントレインメント速度（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}}$$

で表され、 $m_{ent}$ はエントレインメント速度、 $E_0$ はエントレインメント係数、 $u_{jet}$ はジェット速度、 $\rho_w$ は静止側（原子炉下部キャビティ）の流体密度、 $\rho_{jet}$ は噴出側の流体（デブリジェット）の密度である。エントレインメント係数 $E_0$ は、海外での大規模 FCI 実験に基づき設定している。ジェット速度 $u_{jet}$ は、破損口の差圧（原子炉容器内圧と原子炉格納容器圧力の差）と熔融炉心の水頭により計算する。デブリジェットの径は、粒子化速度に基づいて深さ方向に減少していき、その減少を積分することで、全細粒化量が得られる。

細粒化したデブリ粒子の径は、デブリ粒子の密度、水の密度及び表面張力、重力加速度、ジェット速度並びにウェーバ数（慣性力と表面張力の比を表す無次元数）により計算する。デブリ粒子の径に関する相関式における経験係数は、海外での大規模 FCI 実験に基づき設定される。

水中に拡散したデブリ粒子は高温かつ発熱しており、蒸気膜に覆われた状態にあることから、原子炉下部キャビティ水とデブリ粒子の伝熱には、粒子周囲の二相状態を考慮し膜沸騰熱伝達及び輻射熱伝達モデルを適用している。デブリ粒子から原子炉下部キャビティ水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径（表面積）に影響される。落下した熔融炉心の温度は 3,000K 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数 10°C と小さいため、水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし、次に述べるように、伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温度に影響される。

デブリ粒子は混合領域の水が飽和水になるまでエネルギーを与え、残りが水蒸気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝縮が考慮され残りが気相に放出される。即ち、発生した水蒸気の気泡が周



囲の水を巻き込み、それによる水蒸気の凝縮を模擬している。

#### b) 溶融炉心・コンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を、図 3.3-14～図 3.3-16 に示す。本モデルは大きく次の3のモデルから構成される

##### ① 溶融プールモデル

- ・原子炉下部キャビティ床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- ・溶融プールは図 3.3-14 に示すように平板を仮定
- ・上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮
- ・内部の溶融プールの温度は1点で模擬
- ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似（図 3.3-15）
- ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価（図 3.3-16）
- ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）の発生を評価
- ・溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

##### ② 溶融プール伝熱モデル

- ・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮
- ・水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
- ・内部の溶融物から上部、下部及び側部クラストへは対流熱伝達を考慮

##### ③ コンクリート侵食モデル

- ・コンクリートへは熱伝導で伝熱し、コンクリートの分解エネルギーを考慮
- ・コンクリート内部の温度分布を考慮

#### ア) 溶融プールモデル

原子炉下部キャビティ水に落下した溶融炉心（デブリジェット）は、粒子化せず原子炉下部キャビティの床に達し、溶融プールを形成するものと、粒子状となって水中に拡散するものがある。MAAPコードのモデルでは、前者は、原子炉下部キャビティ床面に達した時点で、入力変数により与える面積に拡がる仮定としている。後者は、水により冷却されつつ、原子炉下部キャビティ床面に重力落下し、原子炉下部キャビティの床面上の溶融プール

に達するが、MAAPコードのモデルでは、溶融プールと一体化する仮定としている。

原子炉下部キャビティの床面上の溶融プールは、組成が均質の平板として模擬しており、落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は、その温度に応じて、液相と固相の割合が計算され、液相は内部の溶融プール、固相は外側のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図 3.3-16 に示す。縦軸は温度であり、液化温度 $T_L$ と固化温度 $T_S$ は、各物質の物性値及び混合割合から計算される。溶融炉心温度が液化温度 $T_L$ よりも高い場合はすべて液体となり、固化温度 $T_S$ よりも低い場合は固化した固体となり、その中間が二相の状態、即ち、溶融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は、(酸化ウラニウム、酸化ジルコニウム)とコンクリートスラグの混合割合である。なお、MAAPコードでは、コンクリート侵食により発生するガス(水蒸気及び二酸化炭素)やスラグも考慮しており、これらは、直ちに溶融プールに浸入すると仮定している。

このように、溶融プールのクラスト量の変化は、溶融プール温度(及び組成)により計算されるが、言い換えれば、溶融プールからクラストに伝熱されるエネルギー、クラスト内で発生するエネルギー、クラストからコンクリートに伝達するエネルギーのエネルギーバランスにより計算される。

上述のとおり、MAAPコードの溶融プールモデルでは、入力変数により与える面積に拡がる均質平板となっているのに対し、実現象は複雑な挙動となると考えられる。細粒化されない塊状の溶融物の原子炉下部キャビティ床への着床後の拡がりについては、自重で拡がりつつ水や床面による除熱を伴いながら固化する。また、溶融物の水中への落下に伴う急冷や再溶融等に伴い、多孔質層が形成されることも実験的に確認されている。デブリ粒子の堆積についても、必ずしも平板状とはならない。これらの挙動は溶融物の過熱状態、水深及び溶融物量に影響すると考えられる。また、コンクリート侵食に伴うガスやスラグの浸入による伝熱挙動や化学反応による影響も考えられる。このように、原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動、特に水プール中の溶融炉心挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題である。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏まえ、感度解析等による影響評価を行う。

#### イ) 溶融プールの伝熱モデル

溶融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しつつ、クラストを介して周囲の物質(コンクリート、水、空気)に伝熱する過程で冷却されるが、ここでは伝熱について述べる。

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図 3.3-14 に示す。溶融プールは単一ノードとしているが、クラストは上面、下面、側面に分割して、それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず、コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。図 3.3-15 に伝熱の概念を示す。溶融プールとクラストの界面は、対流熱伝達を仮定し、クラスト内部は熱伝導を仮定し、2次関数の温度勾配を持つと仮定し、クラストとコンクリートの界面が、コンクリート表面温度となる。コンクリート内では、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。したがって、クラストからコンクリートへの熱流束が、コンクリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。また、溶融炉心の冷却が進み、コンクリート温度の方が高くなる場合には、コンクリートから溶融炉心への伝熱も仮定している。

次に溶融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合は、輻射熱と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触している場合は、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。Kutateladze 相関式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）におけるバーンアウト熱流束（限界熱流束）の整理式であり、溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度の釣り合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は、

$$\frac{q}{L\rho_V} = C_K \left[ \frac{\sigma g(\rho_L - \rho_V)}{\rho_V^2} \right]^{1/4}$$

で表される。 $q$ は熱流束、 $L$ は蒸発の潜熱、 $\sigma$ は表面張力、 $g$ は重力加速度、 $\rho_L$ 及び $\rho_V$ は液体及び蒸気の密度である。ここで、 $C_K$ は係数であり、Kutateladze は 0.16 を、Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24$  (=0.131) を与えている。係数  $C_K$  については、経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国国立サンディア研究所 (SNL) で実施された溶融炉心・コンクリート相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が  $0.8 \text{ MW/m}^2$  であることに基づき  $C_K = 0.1$  としている。

前項で述べたように、水プール中の溶融炉心挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題であり、溶融プールの伝熱についても、原子炉下部キャビティ床面での拡がり挙動、溶融プールの成層化の状態、水プールやコンクリートとの界面の状態等に影響を受け、不確かさが大きい現象のひとつである。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏まえ、感度解析等による影響評価を行う。

#### ウ) コンクリート侵食

熔融炉心からコンクリートへの伝熱により、コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食が開始する。その際、コンクリートの融解熱及び化学反応熱の発生を取り扱っている。

コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに熔融プールに浸入し、熔融プール中の金属との化学反応として炉内構造物や燃料を構成する金属（Zr、Cr、Fe など）の酸化反応が発生する。その結果発生する非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素及び二酸化炭素）は、原子炉格納容器内に放出される。これらのガスによる熔融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また、ガスによる影響として、コンクリートと熔融炉心間にクラックや空隙が形成され、熔融炉心冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが、解析モデルでは考慮しない。

コンクリートのスラグも熔融プールに浸入し、ウラン、ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより、熔融炉心の融点が低下する傾向となる。

#### 3.3.8 FP 挙動モデル

過熱された炉心から FP はガス状として 1 次系内に放出される。なお、希ガス以外のほとんどの FP は単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出された FP のうち希ガス以外の FP は揮発性の高い CsI においても沸点は 1,277°C であり、1 次系あるいは原子炉格納容器内ではガス状態を維持できなく気相中で凝縮しエアロゾル（微粒子）化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は低くガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下した FP エアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状 FP は後述するよう素を除き気相へ出てくることはない。FP エアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動（熱泳動や拡散泳動）で構造物表面に付着し、また、加圧器逃がしタンク内や SGTR 時の水中のスクラビングやスプレイによっても気相から除去される。以上は MAA P コードの FP 挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI 等のような素化学種のエアロゾルでは、原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I<sub>2</sub>（沸点 184.3°C）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し有機よう素が生成され、一部が気相に時間をかけて移動する。なお、水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことはよう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このため MAA P コードはよう素反応モデルを試験的にオプションとして組み込まれているものの、よう素反応の結果は参照用として FP 計算にフィードバックされな

い。

本 FP 挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

炉心燃料からの FP 放出モデル

- ・ペレットが高温になり内部の FP が温度に依存してガス化し、ペレット外へ放出される。

FP の状態変化及び輸送モデル

- ・FP が気相温度に依存して、気相中で凝固しエアロゾル化する。そのエアロゾルは気相と共に移動し、また各種のメカニズムで構造物表面やプール水に移動する。

FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

- ・FP は崩壊熱を有するので、FP の移動先で FP 量に依存した崩壊熱を発生し流体や構造物の熱源になる。

また、本 FP モデルにおける概要を以下に示す。

- ・FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類され、各 FP グループの質量保存が考慮される。
- ・1 次系及び原子炉格納容器内の FP 形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮する（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び溶融炉心内の FP を考慮する。
- ・溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動する。
- ・水中の FP は区画間の水の流れと共に移動する。
- ・崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され各エネルギー保存式に考慮される。
- ・FP の崩壊による発生エネルギーは入力崩壊熱データで考慮する。
- ・FP の崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からの FP 放出モデル

炉心燃料からの FP 放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表 3.3-2 のように 12 グループに分類される。MAAP コードはモデルの選択が可能であり、希ガス、CsI、CsOH に対しては 、他の核種グループについては  の FP 放出速度モデルを使用する。本モデルにより燃料各ノードの温度に対応した各 FP の放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP は、燃料被覆管が破損すると 1 次系内に放出され、また、原子炉容器破損後の溶融炉心・コンクリート相互作用によって FP が原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出された FP グループの内、希ガス以外は、雰囲気温度に依存してガス状からエアロゾルへ遷移する。ガス状及びエアロゾルは 1 次系内及び原子炉格納容器内のガス流動と共に移動する。これら FP の状態変化及び移動挙動については後述する。

## (2) FP の状態変化及び輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外の FP 蒸気は雰囲気温度に依存して凝固しエアロゾル（微粒子）へ変化する。気相及び液相中の FP の輸送は、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算する。FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って、1 次系内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着した FP の場合は、区画間の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは熔融炉心中の FP の場合は、熔融炉心の移動量に基づき輸送される。

FP の輸送モデルは上述の仮定であり、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器上部に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から 1 次系内に放出された FP は、原子炉容器破損前には 1 次系破断口あるいは加圧器逃がしタンクから原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉容器破損後には原子炉容器破損口もしくは原子炉下部キャビティに落下した熔融炉心から FP が原子炉格納容器へ放出される。原子炉格納容器へ放出された FP は、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行し、原子炉格納容器上部に到達する。

一方、原子炉格納容器及び 1 次系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内の FP 輸送モデル概要を図 3.3-17 に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は、Stokes の重力沈降式と Smoluchowski 方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski 方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用した MAA P コードのモデルはさまざまな実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じる Stefan 流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epstein のモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降

の場合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

FP ガス凝縮は、FP ガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状 FP 分圧が FP 飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する

FP ガス再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状 FP 分圧が FP 飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

また、格納容器スプレーによる FP 除去も模擬しており、スプレー液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を、衝突効率、スプレーの液滴径、流量及び落下高さから計算する。

### (3) FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

FP の崩壊に伴いエネルギー発生する。ANSI 又は指定した崩壊熱曲線により計算された崩壊熱はそれぞれの FP に分配され、気相、液相及び構造物に FP 量に応じたエネルギーを与える。

揮発性 FP (希ガス、CsI、RbI、CsO<sub>2</sub>、TeO<sub>2</sub>、Te<sub>2</sub> など) が炉心から放出されると、炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇して FP が放出されると、それらの崩壊熱は移動先の 1 次系又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギー計算に用いられる。

熔融炉心に含まれる FP もまた崩壊熱を持ち、熔融炉心のエネルギー計算において考慮される。原子炉格納容器内気相部の FP も崩壊熱を生成し、原子炉格納容器内の気相エネルギーに加えられ、原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

沈着した気体とエアロゾル FP は、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着を考慮し、発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加えられる。水プールが存在する場合、その温度は再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着した FP はその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギーに付与する。その際、ヒートシンクの表面温度は再蒸発の判断に使用される。

### (4) FP 化学形態の取扱いとその影響

過熱炉心から放出された希ガス以外の FP の沸点は揮発性 FP であっても 1,000°C 以上であり、1 次系及び原子炉格納容器内の気相では固化してエアロゾル (微粒子化) 化する。エアロゾルは凝集して大きくなるにつれ、ゆっくり沈降して構造物表面あるいはプール水中に移動する。これらの現象に対して、MAAP コードの FP 挙動モデルでは、前述のとおり、各種のエアロゾル挙動を模擬している。

水中に移動した微粒子状 FP は気相へ出てくることはないが、実際には、特に CsI エアロゾルにおいては水中で溶解し、放射線による水の分解により生成した反

応性の高い化学種（OH等のラジカル）により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 $I_2$ （沸点 $184.3^{\circ}C$ より全量は気体にならない）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し有機よう素が生成される。それらは、一部が時間をかけて気相に移動するが、水中のよう素の反応はプール水のpHや放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことは、よう素反応のOECD国際標準問題等で示されている。このような背景により、MAAPコードでは、有機よう素や無機よう素の化学形態を模擬せず、粒子状よう素のみを考慮している。なお、MAAPコードにおいて、簡易的なよう素反応モデルを試験的なオプションとして備えているものの、各FPグループの保存則の計算にフィードバックされない、いわゆる、参照用の結果を出力する。

また、PWRでは制御棒の材料に銀（Ag）が含まれており、溶融炉心中のAgとよう素が結びついてヨウ化銀（AgI）の形で存在する場合も考えられる。AgIは水には溶けず配管等に沈着することから、AgIを考慮することで原子炉格納容器気相部のよう素量は低下する方向であるが、MAAPコードではモデル化されていない。

このようにMAAPコードでは、よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮しており、その影響について述べる。

原子炉格納容器内の圧力や温度を評価する観点では、FPの崩壊熱が重要であり、上述の解析モデルにより、FPの輸送量及びそこでの発熱（崩壊熱）を計算する。ここで、崩壊熱は大部分が溶融炉心及び原子炉格納容器液相部で発生する。原子炉格納容器気相部に放出された有機よう素、無機よう素及び粒子状よう素のうち、無機よう素及び粒子状よう素はスプレー及び沈着によって原子炉格納容器気相部から速やかに除去される一方、有機よう素はスプレー及び沈着により速やかに除去されない。したがって原子炉格納容器気相部の崩壊熱に対するよう素化学形態の影響としては有機よう素の寄与を評価する。本影響評価については、表3.3-3に示すとおり有効性評価に用いる希ガスとよう素の崩壊熱割合を前提としてよう素に対しては有機よう素の存在割合を保守的に高めに設定して行う。よう素の存在割合は、炉内のpH環境で存在割合が大きく異なることが知られており、有機よう素の存在割合は、pH>7の場合、NUREG-1465<sup>[8]</sup>に示されているとおり0.15%であるが、pHに依存せず保守的に評価するため、RG1.195<sup>[9]</sup>に示される4%を有機よう素の存在割合として用いる。評価の結果、原子炉格納容器気相部の崩壊熱割合については、有効性評価解析に用いた気相部に浮遊している主要な元素である希ガスの割合が4%であるのに対し、有機よう素の寄与を見込んだ場合は0.8%であることから、よう素の化学形態の差異は原子炉格納容器内の圧力や温度の評価にはほとんど影響しない。

なお、被ばく評価の観点では、MAAPコードの評価結果の原子炉格納容器圧



力から得られる「格納容器漏えい率」を用いる。ソースタームについては、MAAPコードから得られる放出放射エネルギーを用いず、NUREG-1465 及び RG1.195 に基づき元素の化学形態も含めて設定している。

以上、MAAPコードのFP挙動モデルにおいては、炉心燃料からのFP放出モデル、FPの状態変化及び輸送モデル並びにFP移動に伴う崩壊熱分配モデルを備えており、炉心溶融時の原子炉格納容器内へのFPの放出及び原子炉格納容器内のFPの移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。FP化学形態や沈着したエアロゾルの再浮遊など、モデル上考慮していない現象もある。そこで、参考1では、MAAPコードによる原子炉格納容器内ソースターム評価結果と被ばく評価で用いる更新ソースターム(NUREG-1465)との比較を行うことで、MAAPコードによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察している。

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	<ul style="list-style-type: none"> <li>・径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力</li> <li>・原子炉トリップまで初期値を維持</li> </ul>
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>・炉心全体の崩壊熱曲線を入力</li> <li>・径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力</li> <li>・リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動</li> <li>・FP は 1 2 の核種グループを設定</li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・健全形状炉心 (露出時) : 対流熱伝達及び輻射熱伝達</li> <li>・健全形状炉心 (冠水時、ペレット-燃料被覆管) : ペレット内熱伝導+ギャップ熱伝達 (輻射熱伝達含む)</li> <li>・健全形状炉心 (冠水時、燃料被覆管-冷却材) : 対流熱伝達+輻射熱伝達</li> <li>・崩壊炉心 (露出時) : 熱伝導、(対流+輻射熱伝達) の平均</li> <li>・崩壊炉心 (冠水時) : 限界熱流束</li> <li>・崩壊炉心 (伝熱表面積) : 炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量から計算</li> <li>・燃料被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart-Pawel 相関式 (低温時)</li> <li>・燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損を考慮</li> <li>・ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮</li> </ul>
	水位計算モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ダウンコマ部と炉心部で同じ水頭を仮定</li> <li>・炉心内の平均ボイド率は気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算</li> </ul>
1 次系モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> <li>・質量及びエネルギー保存則</li> <li>・流量は圧力損失、静水頭バランスにより計算</li> </ul> </li> <li>・気相の自然循環、リフラックス冷却を考慮</li> <li>・強制対流時はボイド率一定を仮定。自然循環時はボイド率に基づく気液分離を考慮</li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・1 次系ヒートシンクとして、原子炉容器、1 次系配管及び炉内構造物を考慮</li> <li>・冷却材と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達</li> <li>・水蒸気と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達</li> </ul>
	加圧器モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・気相部 (水素及び気体 FP 含む)、液相部 (溶解 FP 含む) に分割された熱非平衡モデル</li> <li>・気相部、液相部の界面でのフラッシング及び気相の凝縮を考慮</li> <li>・加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出流は加圧器逃がしタンクに導かれ、加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャディスクの破損を仮定</li> </ul>
	1 次系破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を評価</li> </ul>
	破断流モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・差圧流</li> <li>・臨界流 (Henry-Fauske モデル)</li> </ul>

表 3.3-1 M A A P コードのモデル一覧 (2/5)

項目	計算モデル
蒸気発生器モデル	<p>熱水力モデル (流動)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用               <ul style="list-style-type: none"> <li>－ 質量保存則</li> <li>－ エネルギー保存則</li> <li>－ 流量は圧力損失、静水頭バランスにより計算</li> </ul> </li> </ul>
	<p>熱水力モデル (伝熱)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・1次側 (単相及び二相均質流) 強制対流時：Dittus-Boelter 相関式 自然対流時：一定の熱伝達係数を仮定</li> <li>・1次側 (気液分離) リフラックス冷却を模擬</li> <li>・2次側 (伝熱管冠水部 (液相部)) Jens-Lottes 相関式</li> <li>・2次側 (伝熱管露出部 (液相部)) 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達</li> </ul>
原子炉格納容器モデル	<p>熱水力モデル (流動)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用               <ul style="list-style-type: none"> <li>－ 質量保存則</li> <li>－ エネルギー保存則</li> <li>－ 流量は圧力損失、静水頭バランス及び圧力差により計算</li> </ul> </li> <li>・1次系からの破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシングを考慮</li> <li>・気液界面の水のフラッシング、蒸気の凝縮を考慮</li> </ul>
	<p>熱水力モデル (伝熱)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉格納容器ヒートシンクとして、原子炉格納容器壁及び床、金属機器を考慮</li> <li>・水と原子炉格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達</li> <li>・水蒸気と1次系ヒートシンク：強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達</li> </ul>
	<p>格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉格納容器上部区画とアニューラ区画の間の流路として格納容器再循環ユニットを模擬</li> <li>・除熱特性：原子炉格納容器内温度と流速及び原子炉格納容器内温度と除熱量の関数を入力</li> </ul>
	<p>水素発生</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・水素発生源：               <ul style="list-style-type: none"> <li>・炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム-水反応 (Baker-Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart-Pawel の相関式 (低温))</li> <li>・溶融炉心によるコンクリート分解 (放射線水分解による水素発生、原子炉格納容器内での金属腐食による水素発生、原子炉格納容器内でのヒドラジン分解による水素発生については、上記の水素発生量に比べて、ごく小規模であることから、解析モデル上、考慮していない)</li> </ul> </li> </ul>
	<p>原子炉格納容器破損モデル</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉格納容器圧力と最高使用圧力の2倍あるいは原子炉格納容器内温度と 200℃との比較により原子炉格納容器の破損を判定</li> </ul>

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (3/5)

項目	計算モデル	
安全系モデル	ECCS	・注入特性を入力し1次系圧力に応じて注入流量を計算
	蓄圧タンク	・状態方程式により蓄圧タンク圧力を計算し1次系圧力との差圧及び配管圧力損失から注入流量を計算
	格納容器スプレイ	・原子炉格納容器圧力に応じて注入流量を計算
	加圧器逃がし弁、安全弁	・設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	主蒸気逃がし弁、安全弁	・設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・蒸気発生器2次側二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	補助給水	・境界条件（蒸気発生器水位がプログラム水位に一致するよう自動制御）
溶融炉心挙動モデル	ヒートアップ	(炉心モデル（熱水力モデル（伝熱））に記載)
	リロケーション	・軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮 ・炉心ノード内の状態として、「健全状態」、「崩壊状態」、「キャンドリング」、「クラスト」及び「溶融」を考慮 ・軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・キャンドリングの進展、クラスト及び溶融の各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・ノード内のクラスト及び溶融の比率はノード平均温度により計算 ・クラストは過熱及び溶融プールによる水頭でのクリーブ破損を考慮
	下部プレナムでの溶融炉心挙動	・下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算 ・デブリジェットと水のエントレインを計算 ・エントレイン量：Ricou-Spalding モデル ・水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・成層化した溶融炉心を模擬 ・上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束又は Henry· Epstein· Fauske 相関式 ・粒子ベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (4/5)

項目	計算モデル
溶融炉心挙動モデル (つづき)	<ul style="list-style-type: none"> <li>計装用案内管溶接部の破損として、関数化されたせん断応力あるいは歪みがしきい値を超える場合に破損を判定</li> <li>原子炉容器下部ヘッドの破損として、<b>Larson-Miller</b> パラメータ手法によるクリープ破損を考慮</li> <li>破損後、溶融炉心の加熱による破損口拡大を模擬</li> </ul>
原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出 格納容器雰囲気直接加熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧溶融物放出を防止が評価目的であり、高圧溶融炉心放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。</li> </ul>
原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (落下及び溶融プール)	<ul style="list-style-type: none"> <li>デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：<b>Ricou-Spalding</b> モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達</li> <li>原子炉下部キャビティ床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定</li> <li>原子炉下部キャビティ床での拡がり面積は入力値で設定</li> <li>溶融プールは厚さ均一の平板を仮定、内部温度は1点で模擬</li> <li>上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮</li> <li>クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似</li> <li>侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価</li> <li>炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）の発生を評価</li> </ul>
原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (溶融プールの伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>上部クラストから上部水プールへは <b>Kutateladze</b> の熱伝達相関式を考慮</li> <li>水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮</li> <li>内部の溶融物から上部、下部及び側部クラストへは対流熱伝達を考慮</li> </ul>
原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (コンクリート侵食)	<ul style="list-style-type: none"> <li>コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定</li> <li>コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート融解熱及び化学反応熱発生を考慮。</li> <li>コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに浸入すると仮定し、溶融プール中の金属との酸化反応を考慮</li> <li>コンクリートのスラグも溶融プールに浸入し、ウラン、ジルコニウム等と混合すると仮定</li> </ul>

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (5/5)

項目		計算モデル
FP 挙動モデル	FP 放出	<ul style="list-style-type: none"> <li>• FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類。各 FP グループの質量保存を考慮</li> <li>• ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP の放出（ギャップ放出を模擬）</li> <li>• 熔融炉心・コンクリート相互作用に伴う FP 放出を模擬</li> </ul>
	遷移及び輸送	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 1 次系及び原子炉格納容器内の FP 形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び熔融炉心内の FP を考慮</li> <li>• 気相及び液相中の FP の輸送は、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算</li> <li>• FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って移動</li> <li>• 熔融炉心内に残存する FP は熔融炉心と共に移動</li> <li>• 水中の FP は区画間の水の流れと共に移動</li> <li>• 原子炉格納容器及び 1 次系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬</li> <li>• エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない</li> <li>• よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮</li> </ul>
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮</li> <li>• FP 崩壊による発生エネルギーは入力 of 崩壊熱データで考慮</li> <li>• FP 崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮していない</li> </ul>

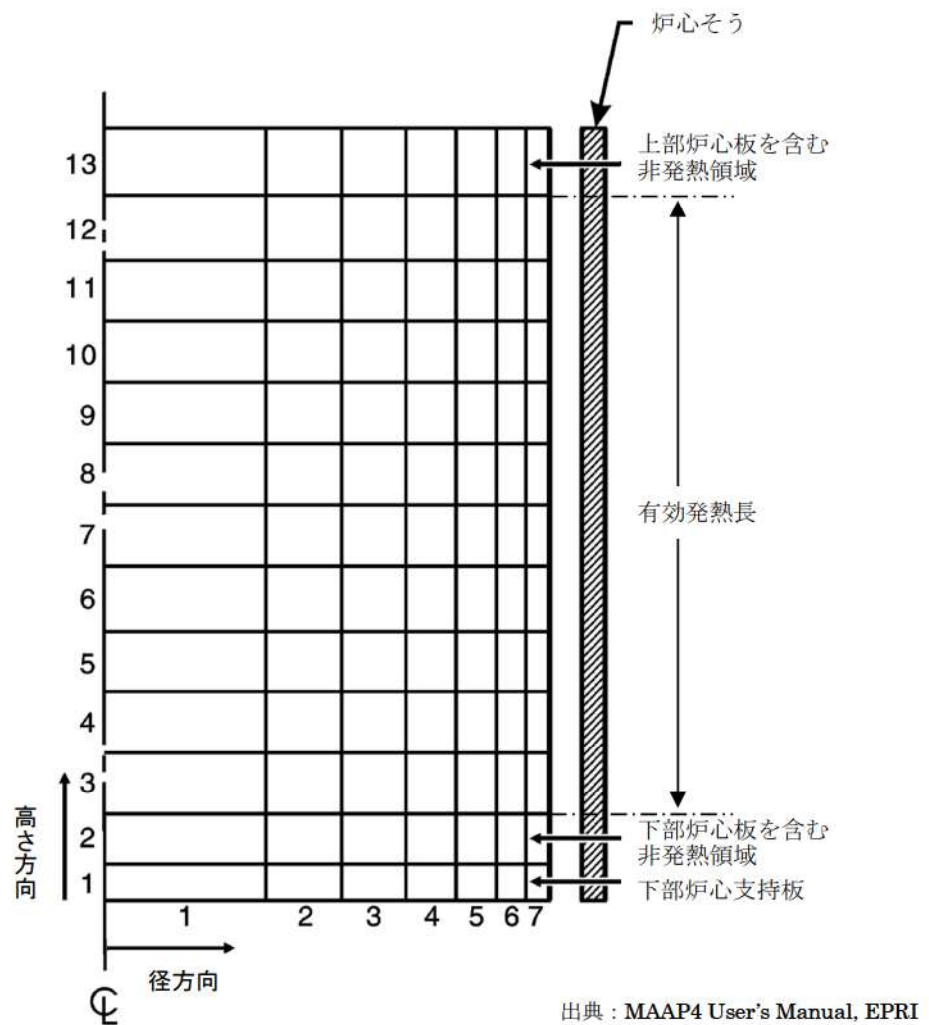
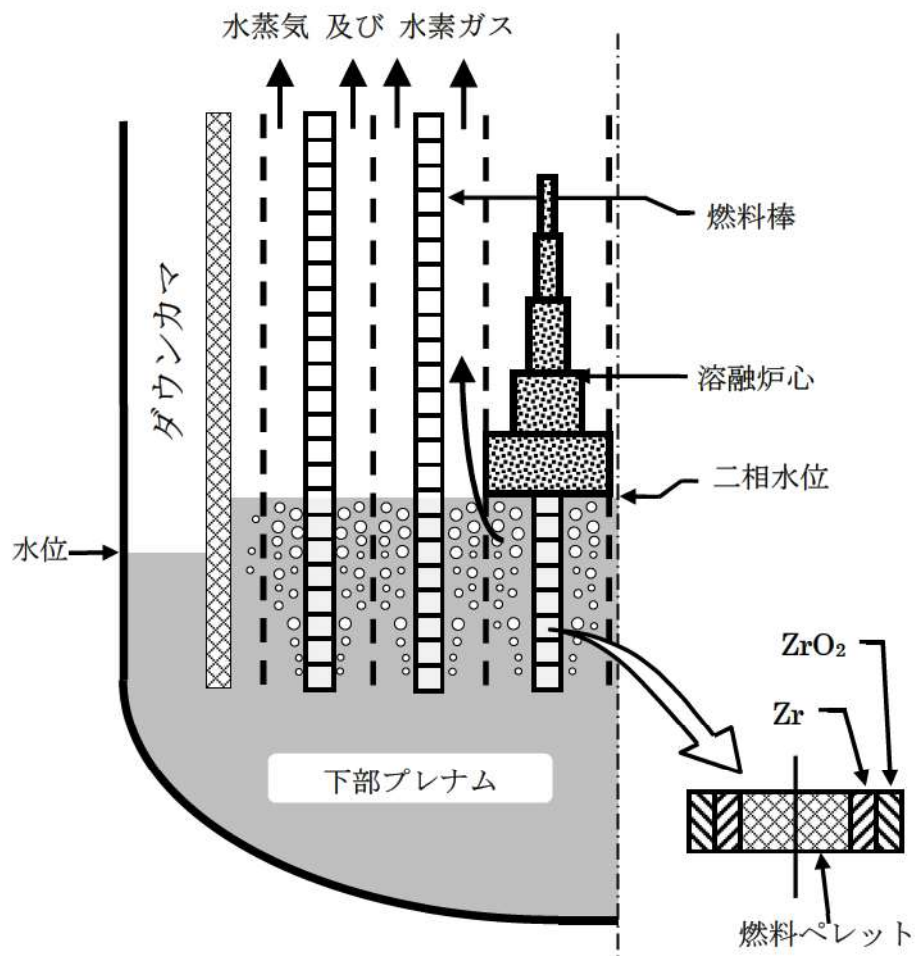


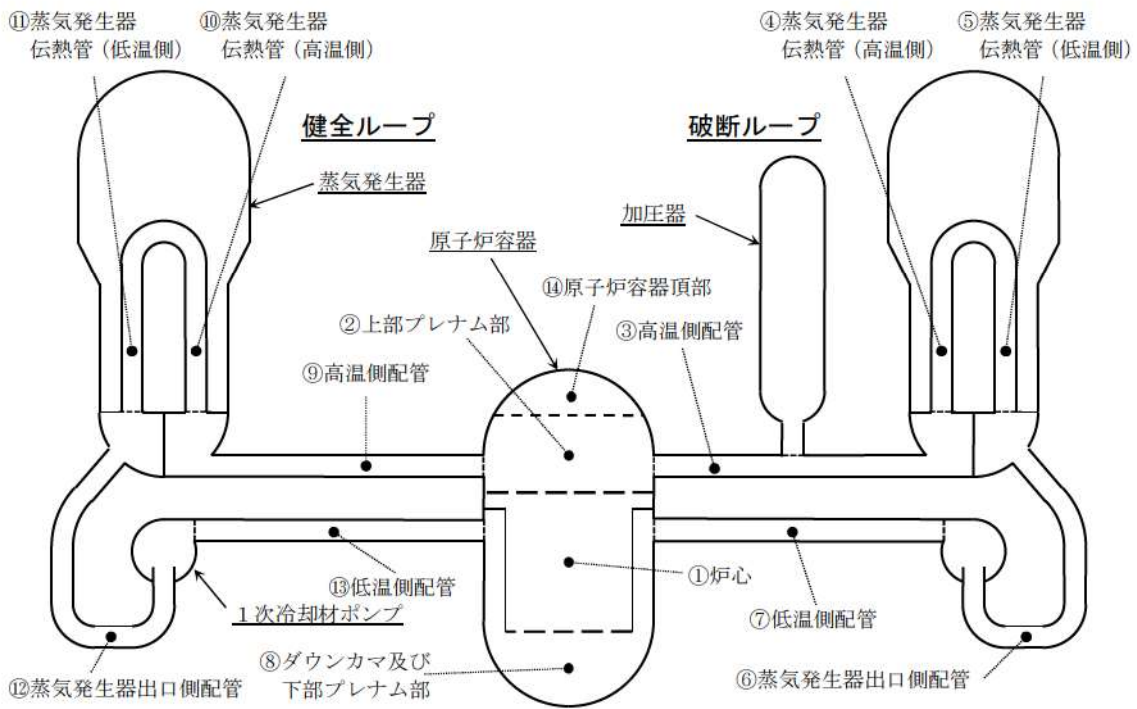
図 3.3-1 MAAP4 コード ノード分割例 (炉心モデル)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

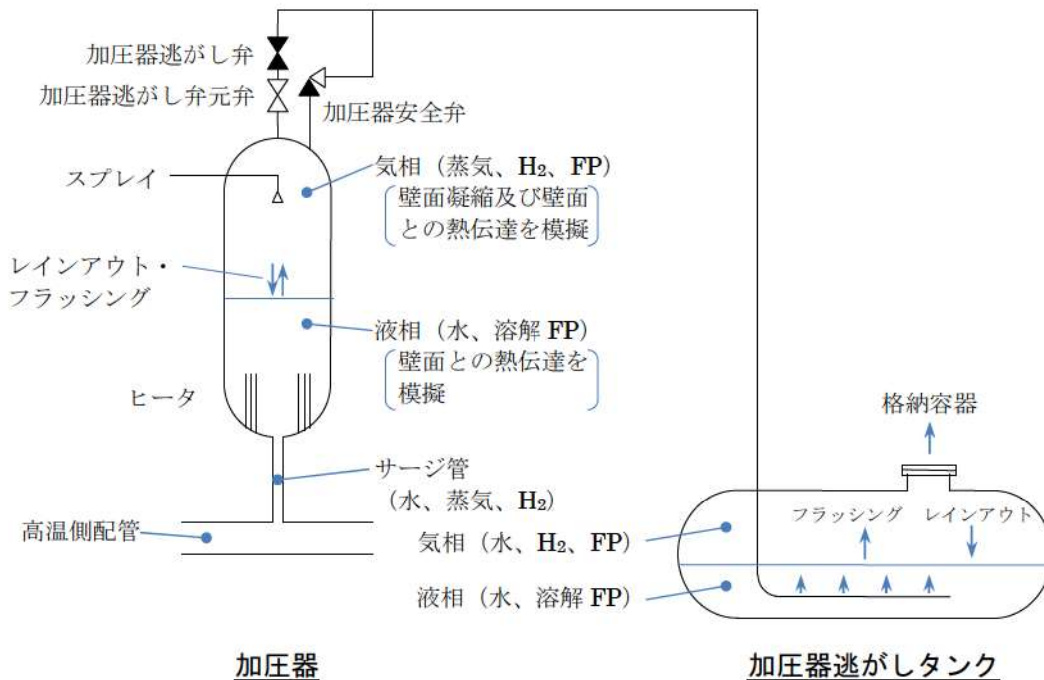
図 3.3-2 炉心水位モデル





出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

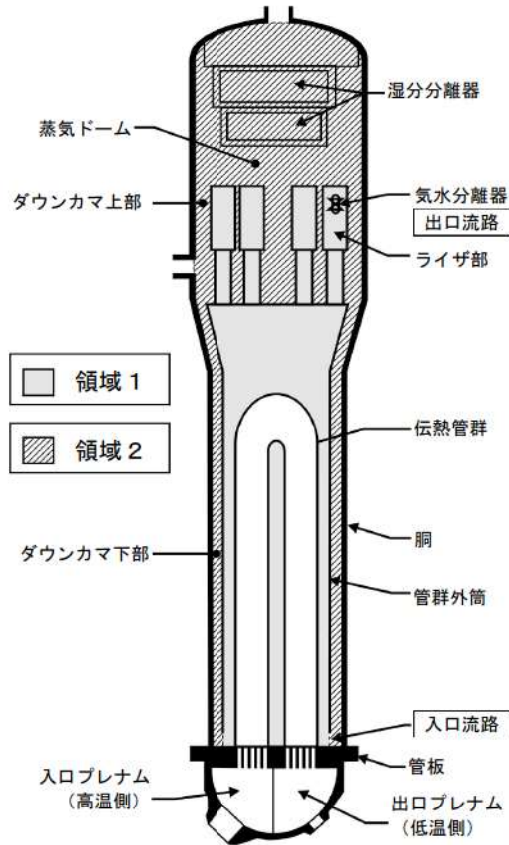
図 3.3-3 MAAPコード ノード分割図（1次系モデル）



**加圧器**

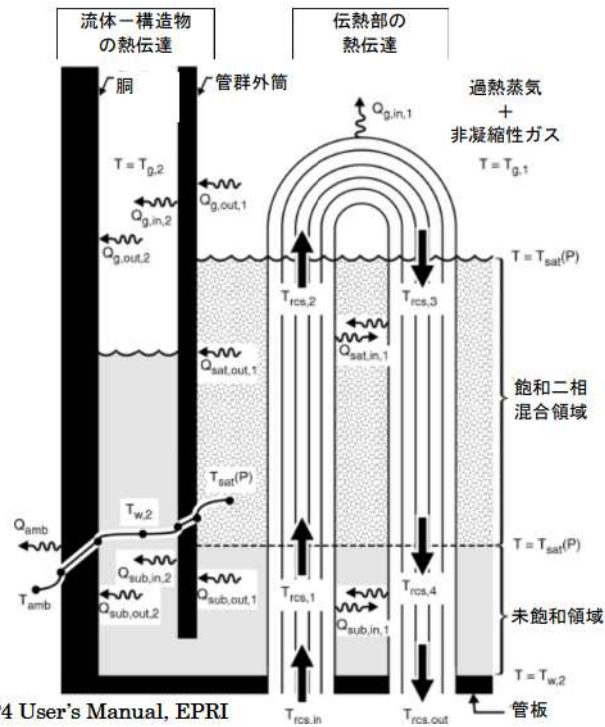
**加圧器逃がしタンク**

図 3.3-4 加圧器及び加圧器逃がしタンクモデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAPコード ノード分割図（2次系モデル）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-6 蒸気発生器の伝熱モデル

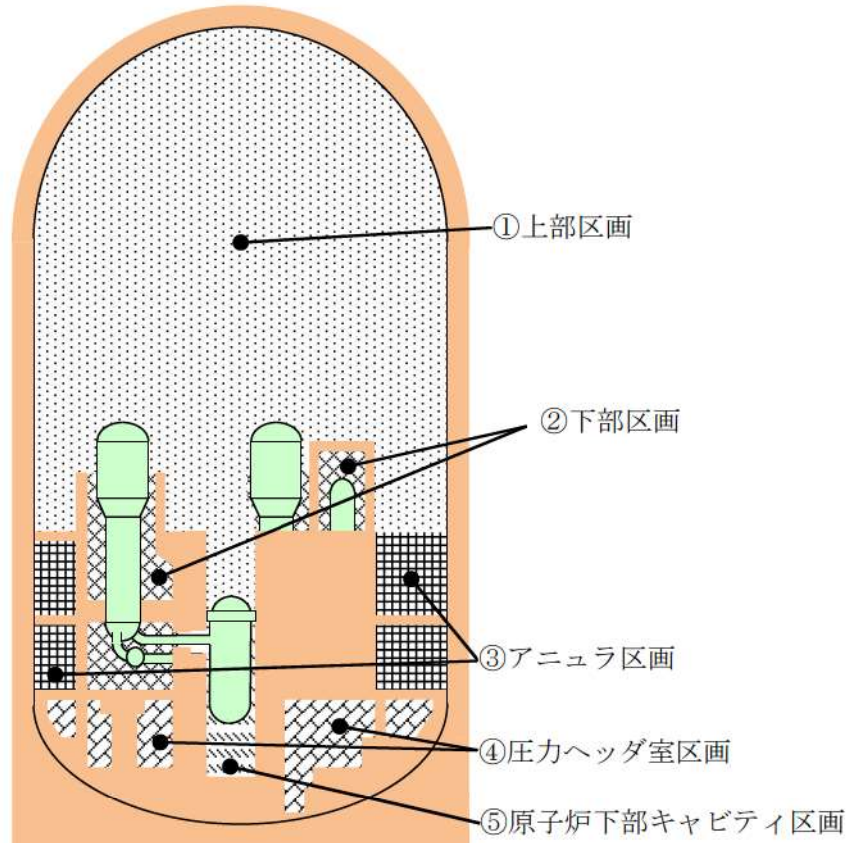


図 3.3-7 MAA Pコード ノード分割図(原子炉格納容器モデル: 3ループプラントの例)

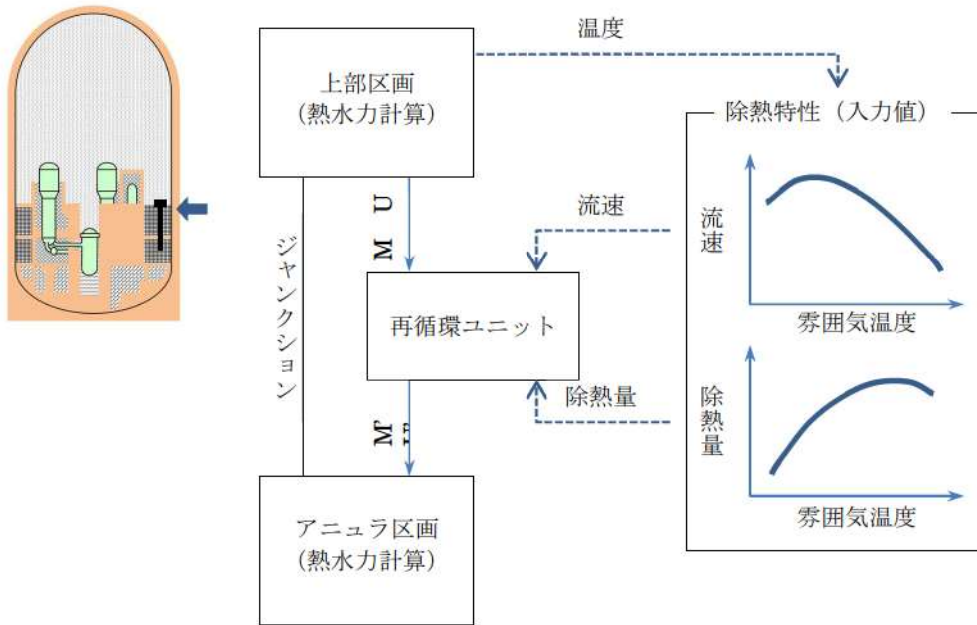


図 3.3-8 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

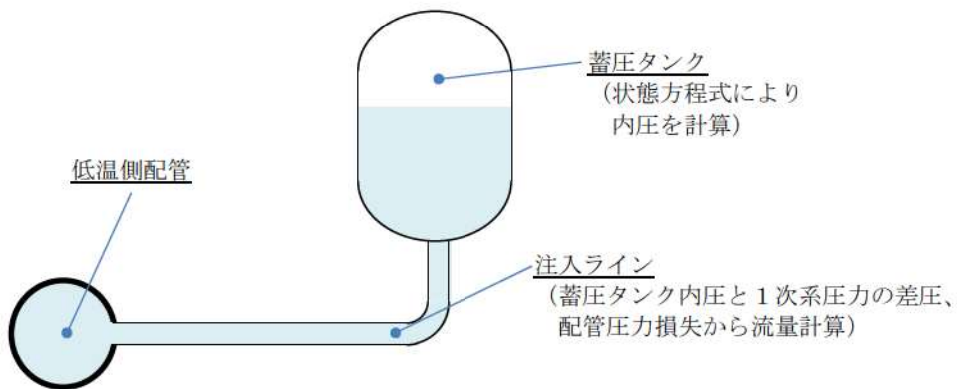


図 3.3-9 蓄圧注入系モデル

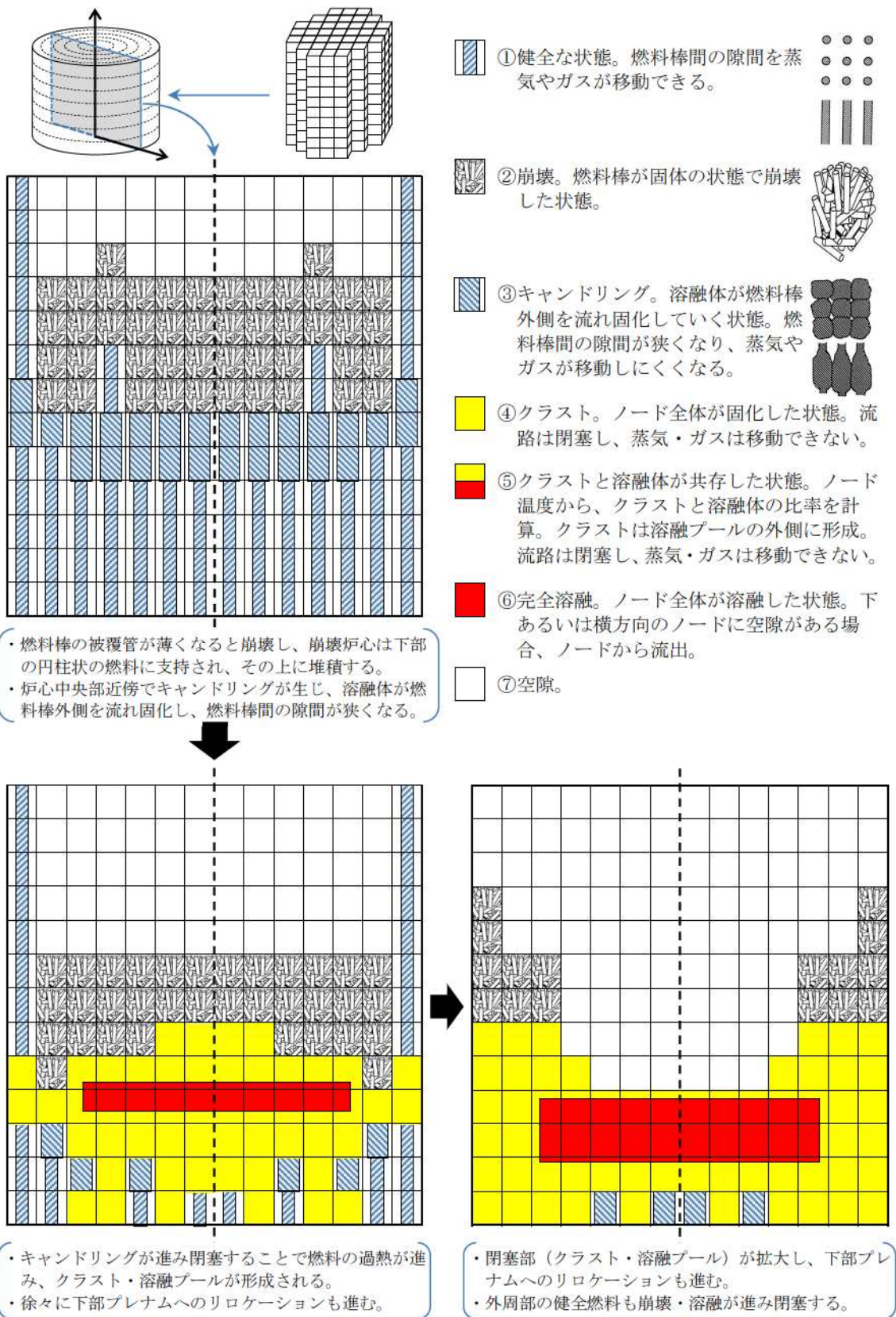


図 3.3-10 リロケーション時の炉心の状態 (例)

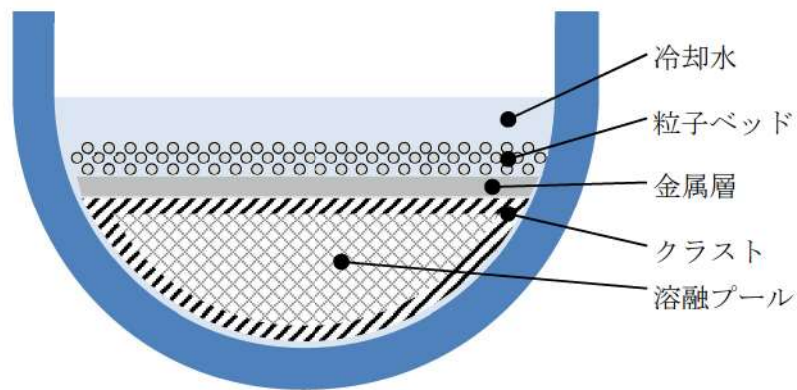
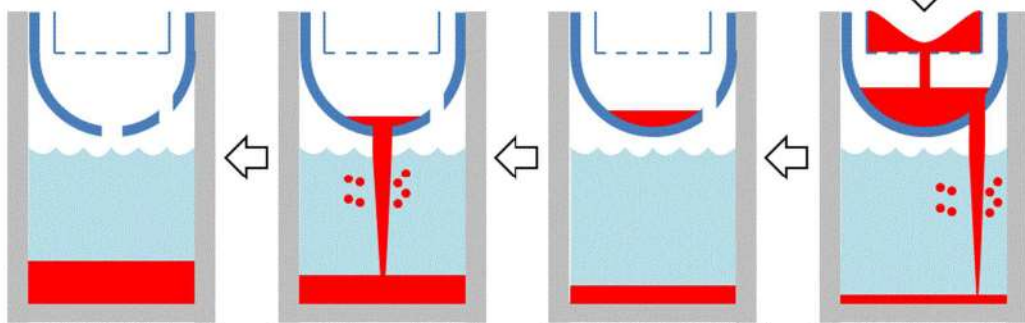
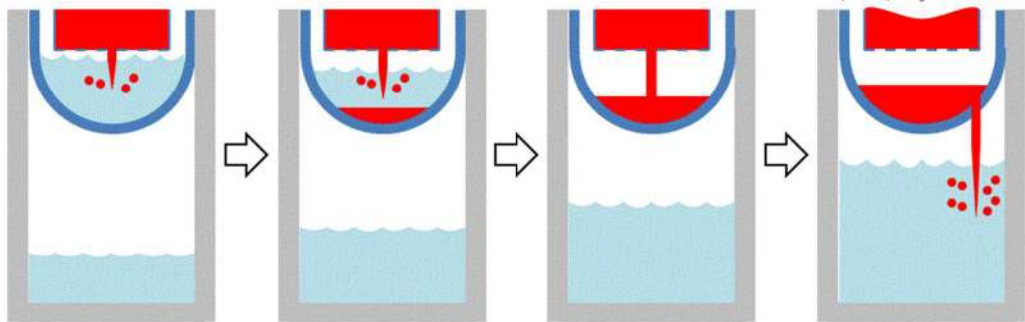


図 3.3-11 下部プレナムでの熔融炉心の概念

- ① 炉心部から下部プレナムへのリロケーション。冷却水との接触によりエントレイン。
- ② 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが継続し、下部プレナムに堆積。
- ③ 下部プレナムの冷却材がドライアウトし、下部ヘッドへの伝熱が進む。
- ④ 計装案内管が破損し、原子炉下部キャビティへの落下を開始し、原子炉下部キャビティ水との接触によりエントレイン。



- ⑤ 熔融炉心は全て原子炉下部キャビティに落下。
- ⑥ 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが断続的に発生し、計装案内管の破損口はアブレーションにより拡大。
- ⑦ 下部ヘッドがクリープ破損し、下部プレナムの熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下。
- ⑧ 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが集結し、計装案内管の破損口より低い部分の熔融炉心が下部プレナムに残る。

図 3.3-12 原子炉下部キャビティへの熔融炉心の落下の例

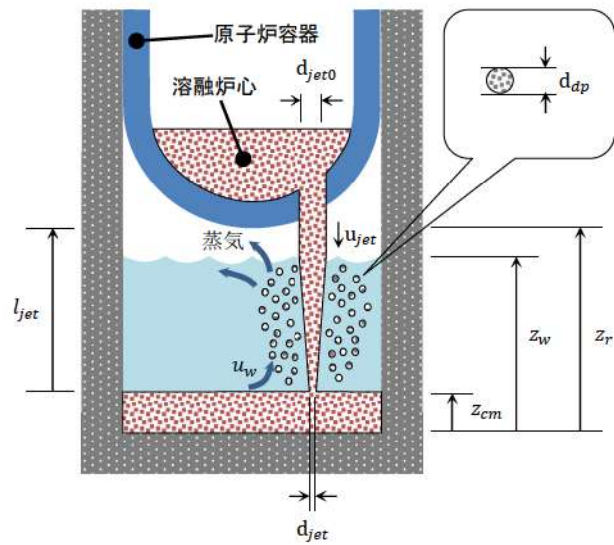


図 3.3-13 原子炉下部キャビティにおける溶融炉心挙動の概念

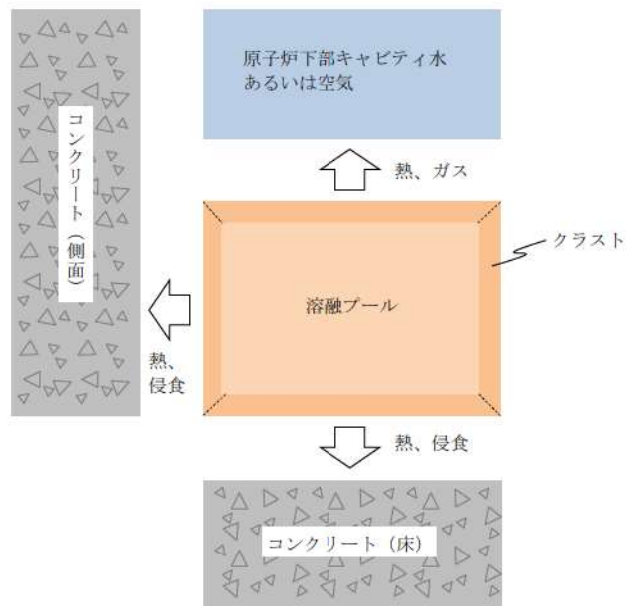


図 3.3-14 溶融炉心の伝熱の概念

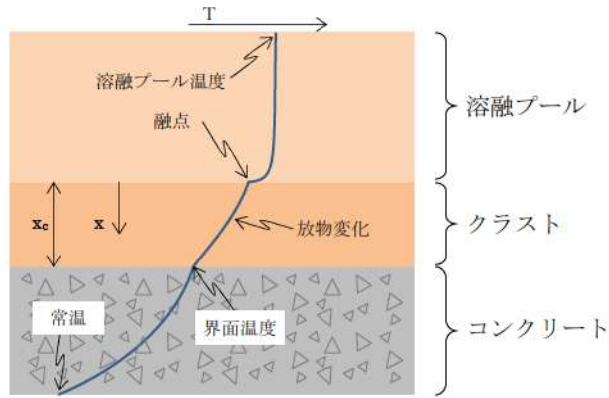


図 3.3-15 溶融炉心の温度分布の概念

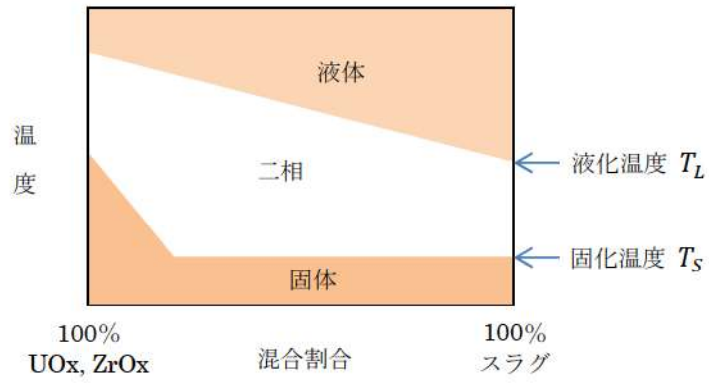
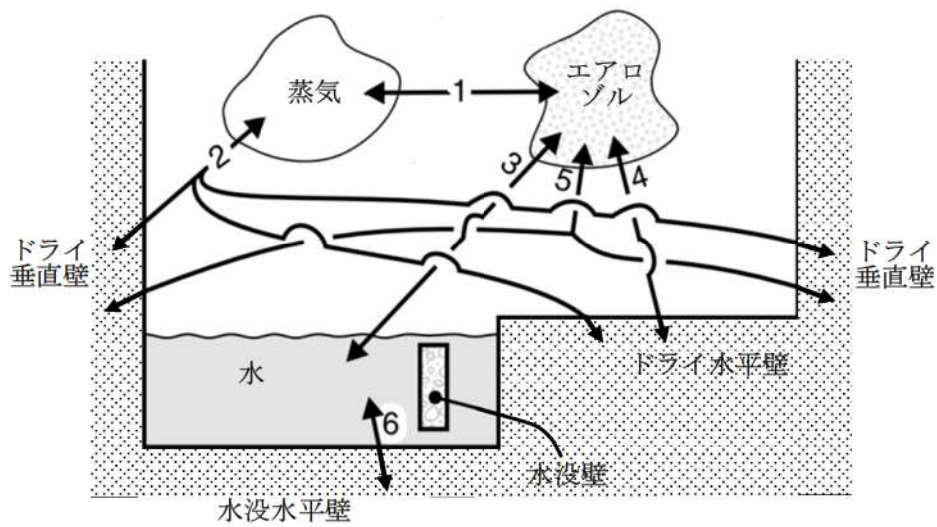


図 3.3-16 溶融プールの相変化の概念





FP 輸送パス :

1. 蒸気-エアロゾル (蒸発/凝縮)
2. 蒸気-ドライ壁 (蒸発/凝縮)
3. エアロゾル-水 (拡散泳動、重力沈降、熱泳動)
4. エアロゾル-ドライ水平壁 (重力沈降、熱泳動)
5. エアロゾル-ドライ垂直壁 (慣性衝突、熱泳動)
6. 水-水没水平壁 (溶解/沈着)

出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-17 原子炉格納容器内 FP 遷移モデル

表 3.3-2 M A A P コードの FP の核種グループ

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス (Xe, Kr)
2	CsI	CsI 及び RbI。ヨウ素はすべてアルカリ FP と結合すると仮定。また、セシウムがほとんどであるため、CsI の物性を用いる。
3	TeO <sub>2</sub>	酸化テルル (TeO <sub>2</sub> )。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO <sub>2</sub> となると仮定。圧力容器外で放出されたテルルは元素状態にあると仮定するが、蒸気や酸素が存在する場合には酸化されて TeO <sub>2</sub> になるものと仮定。
4	SrO	ストロンチウムは主として圧力容器外から元素状態で放出されるが、原子炉格納容器内で酸化されて SrO になるものと仮定。圧力容器内放出についても、酸化されて SrO になると仮定。
5	MoO <sub>2</sub>	二酸化モリブデン (MoO <sub>2</sub> )。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、ヨウ素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	BaO	酸化バリウム (BaO) を表す。Ba は化学的周期性から、Sr と同じような挙動を示す。
8	La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、圧力容器内放出は許容されている。主として一酸化物の状態で圧力容器外に放出されるが、原子炉格納容器内で更に酸化する。
9	CeO <sub>2</sub>	Ce の挙動は La と同様であるが、化学量及びガス分圧が異なるため、違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま圧力容器内及び圧力容器外へ放出される。
11	Te <sub>2</sub>	圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te <sub>2</sub> のままとする。
12	UO <sub>2</sub>	ウラン及び超ウラン元素は放射特性が異なるため他の FP とは区別してグループ化する。これらは圧力容器外のみには放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

表 3.3-3 原子炉格納容器気相部の崩壊熱の影響評価

	希ガス	よう素
全 FP に対する希ガス及びよう素の崩壊熱割合 <sup>(注1)</sup> (a)	約 4%	約 20% (全よう素)
存在割合 <sup>(注2)</sup> (b)	100%	4% (有機よう素)
化学形態を考慮した崩壊熱割合 (a)×(b)	4%	0.8% (有機よう素)

(注1) 有効性解析に用いる崩壊熱割合

(注2) 粒子状よう素及び無機よう素は沈着等により原子炉格納容器気相部から除去されることから、原子炉格納容器気相部に留まる有機よう素の影響を評価する。有機よう素の存在割合は最大となる RG1.195 の値に基づく。

### 3.4 ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

炉心モデルは、**R-Z** の 2 次元モデルであり、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定している。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくならないよう考慮している。軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上としている。

1 次系のノードは、原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の 1 次系の構成要素ごとに分割された、コードプリセットの分割を用いている。**LOCA** 事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの 2 ループでの模擬であり、3 ループプラントや 4 ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを 1 ループに縮約して取り扱っている。

蒸気発生器 2 次側のノードは、伝熱部とドーム部の 2 ノードに分割したコードプリセットの分割を用いている。ダウンコマ水位と伝熱部 2 次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより 1 次系と 2 次系の伝熱量をほぼ適正に計算可能である。

原子炉格納容器は、壁などの物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせることでモデル化し、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。

ノード分割の考え方は、2、3 及び 4 ループプラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1 MAA Pコードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	<p>径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルであり、分割数は、径方向に□、高さ方向に□としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心熔融挙動に影響するため10以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくなるように設定することが推奨されている。</p>
1次系	<p>原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の1次系の構成要素ごとにノード分割（コードのプリセット）。LOCA事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの2ループでの模擬であり、3ループプラントや4ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱う。</p>
蒸気発生器	<p>蒸気発生器2次側を伝熱部とドーム部の2ノードに分割したモデル（コードのプリセット）。ダウンコマ水位と伝熱部2次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより1次系と2次系の伝熱量を計算し、MB-2実験に対するベンチマーク解析により妥当な結果が確認されており、適用性を有する。</p>
原子炉格納容器	<p>壁などの物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ、上部区画、下部区画、アニュラ区画、原子炉下部キャビティ区画及び圧力ヘッダ室区画（2及び3ループプラント）の4もしくは5ノードとしている。このノード分割は、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定し、同じ特徴を有する空間では、物理パラメータも同等となることから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。</p>

### 3.5 入出力

MAAPコードの入出力を図 3.5-1 に示す。MAAPコードのインプットデータは、以下のとおり構成される。MAAPコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」、「事故条件」、「事象収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を別紙-1 に示す。

- ① 燃料質量、燃料被覆管質量等
- ② **FP** 質量等
- ③ 1次系圧力及び温度、原子炉格納容器圧力及び温度等の初期条件
- ④ 1次系、原子炉容器内、加圧器、蒸気発生器の形状等
- ⑤ 工学的安全設備、格納容器スプレイの特性等
- ⑥ 原子炉格納容器内の区画形状、原子炉格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質及び形状等
- ⑧ 起因事象、緩和設備等の情報 等

上記をインプットデータとして、プラント全体の過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 1次系圧力
- ② 原子炉容器水位
- ③ 原子炉格納容器圧力
- ④ 原子炉格納容器内温度
- ⑤ 原子炉格納容器内水素濃度
- ⑥ 原子炉格納容器内水量
- ⑦ コンクリート侵食深さ 等

MAAPコードの入力のうち、核分裂生成物（FP）質量の入力は、前処理コード（ORIGENコード）を使用して得られた結果に基づいて設定している。具体的には、MAAPコードで考慮しているFPの各元素に対して、サイクル末期の質量を算出し、それをMAAPコードの入力としている。

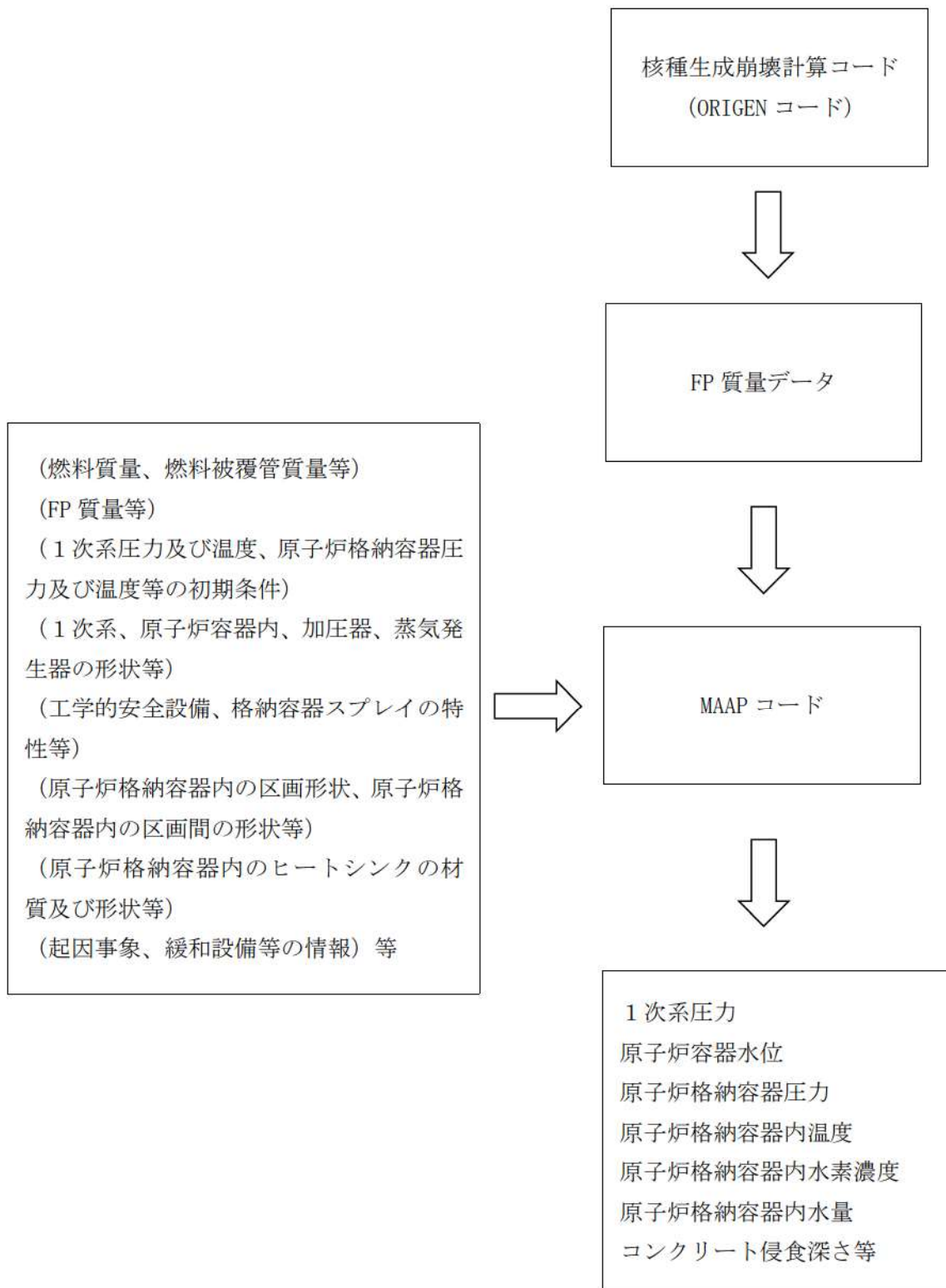


図 3.5-1 MAAP コードの入出力

## 4. 妥当性確認

### 4.1 妥当性確認方法

2.3において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。なお、各重要現象の妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが、物理現象の特性が設備性能に基づき妥当性確認が不要なものや、MAAPコード以外のコードに依存して妥当性確認が不要なものがある。

なお、2章では「原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出」及び「格納容器雰囲気直接加熱」を重要現象として抽出していないものの、その発生を防止するという観点からは、事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なことから、添付1において不確かさの分析及び感度解析による影響評価を纏める。

また、「原子炉容器外の溶融炉心と冷却材の相互作用 (FCI)」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)」については、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとんど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象であると言えることから、添付2及び添付3において、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を纏める。

#### 4.1.1 崩壊熱

崩壊熱は、下記の崩壊熱曲線を入力値で与えていることから、MAAPコード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考えられる。

有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する評価指標を厳しく評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、参考文献[10]に示すように、アクチニド崩壊熱は ORIGEN-2コード、FP崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は 20%、FP崩壊熱は  $3\sigma_A$  を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度 (MOX 燃料は Pu 含有率等) や燃焼度が考慮されている。これにより、有効性評価においては崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動が考慮された崩壊熱曲線が適用されることから、5章においては、入力条件の不確かさとして、評価指標や運転員等操作への影響を整理する。

#### 4.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離 (炉心水位)・対向流 (炉心 (熱流動))、気液分離・対向流 (1次冷却系)

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離 (炉心水位)・対向流」は、炉心水位に関連する物理現象である。また、1次冷却系の「気液分離・対向流」について、蒸気発生器でのスチームバインディングは、高温側配管のボイド率が高く、蒸気発

生器伝熱管への冷却材流入量が増加すると冷却材が伝熱管内で蒸発して圧力損失を増大させるため、炉心水位を下げる方向に働く。これらの現象は、いずれも炉心水位に関連する現象であり、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスにおける ECCS 再循環失敗以降の炉心水位挙動に対して影響が大きいと考えられることから、コード間比較により評価を行う（4.3.1 参照）。

#### 4.1.3 構造材との熱伝達（1次冷却系）

1次冷却系の「構造材との熱伝達」は、炉心露出後に炉心で発生した過熱蒸気から1次系配管等への熱伝達による1次系配管のクリーブ破損の観点で、重要な現象として抽出されたものである。

過熱蒸気と構造材の熱伝達は、炉心部と同じく **Dittus-Boelter** の相関式を用い、1次系配管のクリーブ破損については、**Larson-Miller** パラメータ手法を適用している。いずれも、工学分野でクリーブ破損評価に広く使用されるモデルであり、妥当性評価は不要と考えられる。

#### 4.1.4 ECCS 強制注入（1次冷却系）

強制注入系特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量又は最小流量を使い分ける。解析では作動圧力及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、妥当性評価は不要である。

一方、ECCS 注入水の1次系内の混合については、LOCA 等により1次系の保有水量が減少すると、気相と液相を別に取り扱うモデルとなっており、気液の混合挙動は気液界面の対流熱伝達及び凝縮熱伝達によりモデル化されている。

炉心損傷防止に係る重要事故シーケンスのうち「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、ECCS の作動を仮定するが、原子炉格納容器圧力上昇の観点で厳しい結果となるよう、ECCS による蒸気凝縮効果がほとんど無いような重要事故シーケンスが選択されており、上記のモデルに係る不確かさは小さい。また、「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心再冠水以降では、対流熱伝達及び凝縮熱伝達はほとんど発生せず、上記のモデルに係る不確かさは小さい。

#### 4.1.5 ECCS 蓄圧タンク注入（1次冷却系）

蓄圧タンク注入流量は、1次系との圧力差及び注入配管の圧力損失に基づき計算され、注入開始後の蓄圧タンク圧力は状態方程式により計算されるため、一般的な状態方程式及び差圧流モデルという意味で不確かさは小さく妥当性確認は不要である。

ただし、「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）においては、1次系強制減圧時の1次系圧力の挙動に影響を与える可能性があるた



め、感度解析によりその影響を確認する（4.3.2 及び添付 1 参照）。

#### 4.1.6 冷却材放出（加圧器）

加圧器逃がし弁の放出量については、加圧器逃がし弁設定圧における放出係数に基づき圧力に応じて流量計算されるため、TMI 事故に対するベンチマーク解析において、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止までの挙動に着目して妥当性の確認を行う。具体的には、1 次系圧力及び加圧器水位の挙動に着目して考察を行う（4.2.1 参照）。

なお、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）では、加圧器逃がし弁開放による 1 次系強制減圧が、「原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出」の防止の観点で重要であることから、低圧時の加圧器逃がし弁からの放出量に関して考察している（添付 1 参照）。

#### 4.1.7 1 次側・2 次側の熱伝達、冷却材放出（臨界流・差圧流）、2 次側水位変化・ドライアウト（蒸気発生器）

蒸気発生器の「1 次側・2 次側の熱伝達」、「冷却材放出（臨界流・差圧流）」及び「2 次側水位変化・ドライアウト」は、PWR プラントの蒸気発生器を模擬した MB-2 実験（米国）に対するベンチマーク解析により妥当性確認を行う（4.2.6 参照）。

なお、TMI 事故解析における蒸気発生器 2 次側の挙動については、事故データに不確かさがあることが国際的にも指摘されていることから参考情報として検討する（4.2.1 参照）。

#### 4.1.8 区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）、構造材との熱伝達及び内部熱伝導（原子炉格納容器）

「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」、「構造材との熱伝達」は、廃炉となった独国の HDR 炉を用いた HDR 実験（国際標準問題 ISP-29）及び米国のハンフォード工学研究所で実施された CSTF 実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。なお、「構造材との熱伝達」に関しては、直接的データが得られていないことから、原子炉格納容器圧力や温度の挙動から考察を行うものとする（4.2.2 及び 4.2.3 参照）。

#### 4.1.9 区画間・区画間の流動（液体）（原子炉格納容器）

「区画間・区画間の流動（液体）」は、原子炉格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動計算には不確かさは小さいため、妥当性確認は不要である。

#### 4.1.10 スプレー冷却（原子炉格納容器）

スプレー注入特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量又は最小流量を使い分けており、解析では評価目的に応じた作動圧力及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、妥当性確認は不要であると考えられる。

スプレーによる原子炉格納容器気相部の冷却に関しては、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより、評価結果ではスプレーされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレーの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり、伝熱モデルの不確かさによる結果への影響は無いと考えられる。

#### 4.1.11 水素濃度変化（原子炉格納容器）

原子炉容器内での水素の発生量、規制要求に応じて全炉心内ジルコニウムの 75% 反応に相当する水素量を使用する。水素の発生速度はMAAPコード解析結果に応じた補正を行うため、水素発生速度の妥当性を確認する必要がある。水素発生速度は炉心損傷進展挙動に大きく依存するため、MAAPコードの炉心溶融モデルについて、TMI-2 の炉心溶融過程の時間経過ならびに発生した水素量に対する評価の模擬能力から、水素発生期間及び水素発生速度の時間変化について一定の妥当性が確認できる（4.2.1 参照）。

#### 4.1.12 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却（原子炉格納容器）

雰囲気ガス温度に対する格納容器再循環ユニットの除熱特性をMAAPコードの入力データとして模擬している。格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の除熱データは、国内の凝縮熱伝達実験において確認された評価式を用いて、格納容器再循環ユニットの形状等に基づき算出した除熱特性を使用しているため、妥当性評価は不要である。

一方、格納容器再循環ユニットの冷却特性は、原子炉格納容器内のガス流動モデルにも影響される。そこで、原子炉格納容器内のガス流動挙動に妥当性の検討結果も踏まえ感度解析により確認する（4.3.3 参照）。

#### 4.1.13 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）及びリロケーション、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

MAAPコードの炉心溶融モデル及び下部プレナムでの溶融炉心伝熱モデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI 事故では炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）及びリロケーションを直接表す測定値はないものの、

それらの挙動が間接的に影響する 1 次系及び 2 次系挙動や、事故後の調査研究で各時刻の熔融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる（4.2.1 参照）。

**TMI** 事故は原子炉容器破損前に事象収束していること、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさが大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う（4.3.4、4.3.5、4.3.7 及び 4.3.8 参照）。

一方、炉心損傷防止に係る重要事故シーケンスに関しては、「**ECCS** 再循環機能喪失」の重要事故シーケンスに対して、炉心が露出する場合の重要現象として「燃料棒表面熱伝達」が挙げられているが、有効性評価では炉心露出を判断基準とし、炉心が冠水した状態を取り扱い、その場合には、「燃料棒表面熱伝達」が炉心水位や燃料被覆管温度に与える影響は小さい。なお、再循環機能喪失後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う炉心水位低下の挙動の妥当性については、4.3.1 において確認する。

#### 4.1.14 原子炉容器破損、熔融

原子炉容器破損挙動を熔融炉心挙動と合わせて実験した例は無いため、実験解析により直接的に妥当性評価を行うことは出来ない。以下のように、MAAP コードの原子炉容器破損モデルは **TMI** 事故の知見に基づき開発されており、妥当性評価は不要と考えられる。

**TMI** 事故では、熔融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉容器と熔融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉容器壁を冷却できたと推定されている。MAAP コードでは **TMI** 事故の調査研究や熔融炉心から原子炉容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて、原子炉容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉容器破損形態として、原子炉容器のクリープ破損及び計装案内管溶接部の破損が考慮されている。原子炉容器破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用される **Larson-Miller** パラメータ手法に基づくものであり、計装案内管溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う（4.3.8 参照）。

#### 4.1.15 1 次系内 FP 挙動、原子炉格納容器内 FP 挙動

炉心からの **FP** 放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、MAAP コードではその知見に基づく **FP** 放出モデルが採用されている。燃料から 1 次系へ放出される **FP** 挙動について **PHEBUS-FP** 試験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.7 参照）。また、原子炉格納容器内に放出されたエアロゾル挙動について **ABCOVE** 実験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.8 参照）。

また、有効性評価で採用している FP 放出モデルの不確かさを考慮し、炉心からの放出速度を変更した場合に対する感度解析によって、炉心損傷検知判断の観点から特に原子炉格納容器空間に放出される希ガスの挙動を比較し、感度解析による影響の確認を行う（4.3.11 参照）。

#### 4.1.16 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化、デブリ粒子熱伝達）

溶融炉心の細粒化及びデブリ粒子から水への熱伝達については、溶融物の粘性、や冷却材条件には違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見を基に MAA P コードのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。また、原子炉容器内 FCI により生じる圧カスパイクについては、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

ただし、高圧溶融物噴出を防止する観点から、原子炉容器内 FCI による 1 次系圧力上昇は原子炉容器破損とあいまって、判断基準への適合性に影響するものと考えられることから、添付 1 において関連する物理現象も含めた総合的な評価を纏めている。このうち、原子炉容器内 FCI に関し、概要を 4.3.6 に示す。

#### 4.1.17 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化、デブリ粒子熱伝達）

原子炉容器外 FCI に関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付 2 に纏めており、4.3.9 に概要を示す。

#### 4.1.18 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱、溶融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

溶融炉心伝熱モデルは、溶融プールとその周囲の固化したクラストの間の対流熱伝達、上部クラストと上部の原子炉下部キャビティ水あるいは気相への熱伝達、下部クラスト及び側部クラストとコンクリートとの伝熱モデルから構成される。また、コンクリート分解及び非凝縮性ガスの発生は、分解コンクリートと炉心材の混合物の化学平衡計算によりモデル化されている。

「溶融炉心とコンクリートの伝熱」、「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については、ACE 実験及び SURC 実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う（4.2.4 及び 4.2.5 参照）。また、これらの物理現象も含めた MCCI に関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付 3 に纏めており、4.3.10 に概要を示す。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法										その他*
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析		
炉心	崩壊熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.1
	燃料棒内温度変化	☒ 4.2-5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	☒ 4.2-6	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.4
	燃料被覆管酸化	☒ 4.2-10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
1次 冷却系	沸騰・ボイド率変化	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液分離 (炉心水位)・対向流	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.1
	気液分離・対向流	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.3
	ECCS 強制注入	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.4
加圧器 蒸気 発生器	ECCS 蓄圧タンク注入	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	流動抵抗 4.3.2
	冷却材放出	☒ 4.2-1 ☒ 4.2-2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.5
	1次側・2次側の熱伝達	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	-	-	-	-	-	-	-	☒ 4.2-30 ☒ 4.2-31	-	-	-
	2次側水位変化・ドライアウト	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

\* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法										その他*	
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析			
原子炉 格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	-	☒ 4.2-13	☒ 4.2-20	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	☒ 4.2-15	☒ 4.2-21	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	区画間の流動 (液体)	-	-	☒ 4.2-22	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.9
	スプレイ冷却	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.10
	水素濃度変化	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.3
	リロケーション	☒ 4.2-6	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.5
	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	☒ 4.2-10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.6
	原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.6
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	☒ 4.2-7	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.7
原子炉容器破損、溶融	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.8	
1 次系内 FP 挙動	-	-	-	-	-	-	-	-	-	☒ 4.2-38	-	-	
原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	-	-	-	-	-	☒ 4.2-42	☒ 4.2-49	4.3.11	
原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	☒ 4.2-43	-	-	
原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.9	
原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の蒸がり	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	
溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	
溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	
コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	☒ 4.2-25	☒ 4.2-28	☒ 4.2-26	-	-	-	-	-	-	

\* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

## 4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

### 4.2.1 TMI 事故解析

#### (1) 事故の概要

TMI 事故については、事故発生から 300 分後までの事故シナリオを、以下の 4 つのフェーズに分けて考えることができる。なお、この事故シナリオの分類は、参考文献[11]に基づくものである。

フェーズ 1…事故発生（0 分）から 1 次冷却材ポンプ（RCP）全台停止（約 100 分）まで。蒸気発生器の除熱機能が短期間喪失し、加圧器逃がし弁から 1 次冷却材が流出する小破断 LOCA の状態である。

フェーズ 2… 1 次冷却材ポンプ全台停止（約 100 分）から 1 次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）まで。1 次冷却材ポンプが停止することから 1 次冷却材流量が喪失し気水分離が生じる。その結果、炉心は露出し燃料棒がヒートアップすることにより炉心損傷が生じる。

フェーズ 3… 1 次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）から高圧注入系作動（約 200 分）まで。2B ポンプの短時間の起動により炉心に 1 次冷却材が流入し、急冷により炉心形状が大きく変化すると同時に大量の水素ガスが発生したと考えられている。

フェーズ 4…高圧注入系作動（約 200 分）以降。高圧注入系により炉心の冷却が促進されるものの、約 224 分～226 分に熔融炉心が下部プレナムに落下したと考えられている。

#### (2) 解析条件

本解析では、TMI の体系を模擬し、事故前のプラント状態を初期値として設定している。炉心のノード分割は、炉心は径方向 4、軸方向 16 の R-Z 2 次元ノードである。1 次系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。原子炉格納容器は、上部区画、下部区画、アニューラ区画及び原子炉下部キャビティ区画の 4 ノードとしている。

境界条件としては、蒸気発生器水位と高圧注入系からの注入流量を時間関数として与え、加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに 1 次冷却材ポンプの運転の時刻をそれぞれ入力値として与えている。

#### (3) 解析結果

代表的なパラメータに関してベンチマーク解析結果について述べる。

1 次系圧力について事故データと解析結果の比較を図 4.2-1 に示す。炉心露出（～112 分後）から 1 次冷却材ポンプ 2B を起動する 174 分後までは、1 次冷却材

ポンプの全台停止（100 分後）による圧力の緩やかな低下、加圧器逃がし弁元弁の閉止（139 分後）による圧力の上昇、1 次冷却材ポンプ 2B の一時的な運転（174 分～193 分）による圧力の急上昇等の主要挙動が事故データとよく一致している。

1 次冷却材ポンプ 2B の手動起動から高圧注入系の再起動（200 分～217 分）までは解析結果の方が高い値で推移するが、これは炉心損傷を保守的に評価するために水素発生量が多いことから、非凝縮性ガスによる凝縮抑制を過大に評価しているためである。その後の加圧器逃がし弁元弁の開閉操作による圧力挙動及び熔融炉心の下部プレナムへの移行（226 分後）による圧力の一時的な急上昇等は、全体的に事故データの応答の特徴をよく模擬している。

加圧器水位の挙動に関しては、図 4.2-2 に示すように、事故データ及び解析結果における 1 次冷却材ポンプ 2B が起動する 174 分以降の水位上昇は、ポンプの一時的な運転（174 分～193 分）による 1 次系圧力の急上昇が原因である。高圧注入系が作動する 200 分後の水位低下が解析結果の方が事故データよりも穏やかであるのは、解析結果の 1 次系圧力が高い値で推移したためである。

蒸気発生器圧力（A ループ及び B ループ）の挙動については、図 4.2-3 及び図 4.2-4 に示すように、事故データとよく一致している。ここで、解析では A ループの蒸気発生器圧力が約 174 分後以降に上昇しているのは、境界条件で指定した蒸気発生器の水位及び主蒸気逃がし弁の開放割合に不確実性があるためと考えられる。同様に、解析では B ループの蒸気発生器圧力が 100 分後までの減圧が小さく、174 分後に 1 次冷却材ポンプ 2B を起動した際の瞬間的な圧力上昇が模擬できていないが、全体的な挙動は模擬できている。

水素発生量に関しては、図 4.2-5 に示すように、解析では 1 次冷却材ポンプ 2B 起動の直前に 700 Lb.（約 318 kg）、最終的には 1,125 Lb.（約 510 kg）生成される結果となった。TMI 事故では水素が 1,100～1,200 Lb.（約 499～544 kg）生成されたと考えられているが、事故データは水素が生成されている間の 150 分時点一点のみであり、その時は多量の水素が蒸気発生器 A に蓄積されていたと考えられている。事故後 10 時間経って原子炉格納容器内で水素燃焼が生じたことから、解析結果は妥当である。

原子炉容器内の炉心状態の解析結果（約 220 分後）を図 4.2-6 に示す。約 220 分後には、炉心の外周部は 8 番目の高さ位置に固体クラストが形成され、この 6 分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し、熔融炉心が下部プレナムへ流出する。

解析では下部プレナムへ流出した熔融炉心は 56,000 Lb.（約 25,401 kg）である。これは、TMI 事故で観察された量 42,000 Lb.（約 19,051 kg）と比較すると、やや多めの評価となっているが同等であり、MAAP コードでの下部プレナムへの熔融炉心の落下挙動は妥当である。



溶融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した溶融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に 1,200°C (2,200°F) まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形することで溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。原子炉容器(下部ヘッド)の壁温の解析結果を図 4.2-7 に示す。1,200°C まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project<sup>[12]</sup>の観察結果と一致している。

原子炉格納容器については、原子炉下部キャビティ、下部区画、外周部及び上部区画の 4 区画に分割した解析モデルとしており、図 4.2-8 に示すように、原子炉格納容器(下部区画)の雰囲気温度の解析結果は、加圧器逃がし弁元弁の開閉に伴う温度変化を良く模擬できている。

原子炉格納容器圧力に関しては、図 4.2-9 に示すように、解析では原子炉格納容器内のヒートシンクを簡略化していることから圧力変化はデータの方が緩慢であるが、全体的な挙動は良く一致しており、ファンクーラ等の原子炉格納容器の除熱機能が適切に模擬できている。

#### (4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析の結果から M A A P コードの不確かさについて考察した。

##### a) 加圧器からの冷却材放出

1 次系圧力及び加圧器水位より、加圧器からの冷却材放出について考察する。

1 次系圧力について事故発生から、加圧器逃がし弁元弁の閉止 (139 分後) までの挙動に着目する。初期は炉出力の低下に伴う 1 次冷却材の収縮及び加圧器逃がし弁開固着により圧力が低下し、その後、強制循環による炉心の冷却に伴う入熱と加圧器逃がし弁からの冷却材放出がバランスして圧力はほぼ一定に維持され、A-1 次冷却材ポンプの停止 (100 分) 以降は、1 次系内の気液分離により炉心水位が下がるにつれて、冷却材の蒸散が少なくなり、1 次系圧力は徐々に低下傾向となり、加圧器逃がし弁元弁の閉止により 1 次系圧力が上昇に転じるまでの一連の挙動を模擬できている。

加圧器水位については、1 次系の加熱による水位の上昇、加圧器逃がし弁開による一時的な水位低下、1 次系の減圧沸騰に伴う水位上昇、1 次冷却材ポンプ停止による気液分離に伴う水位低下の一連の挙動について模擬できている。

以上のとおり、1 次系圧力及び加圧器水位の挙動は、事故データを模擬しており、加圧器からの「冷却材放出」を伴った場合の 1 次系保有水量が適切に評価されていることを示している。

b) 水素濃度変化、燃料被覆管酸化

TMI 事故の分析では、約 139 分に水素の発生が開始され、ジルコニウム-水反応による水素発生率が約 175 分の時点で最大となった。約 203 分で炉心が冠水した以降は再露出することは無いが、クラスト内部の熔融炉心領域の温度は上昇しており、約 224 分で熔融炉心が下部プレナムに移行するまで水素が発生したと分析されている。全水素発生量は約 499~544kg の範囲であったと分析されている。

一方、MAAP コードの解析では、水素発生期間が約 145~230 分で、全水素発生量が 510kg であった。水素の発生率が高いのは図 4.2-5 より 155~185 分の期間であり、また、水素の発生が停止したのは約 230 分の時点であり、水素発生期間及び水素発生量共に TMI 事故結果と概ね一致している。

よって、炉心ヒートアップ速度、ヒートアップした炉心に関連するモデルは妥当と考えられる。

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

※ 推定時間。224 分まで熔融固化領域は温度上昇をしているため。

c) 燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、下部プレナムの熔融炉心の熱伝達

TMI 事故では、炉心熔融後早期に注水が回復したため、原子炉容器の破損には至らなかった。そこで、炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での熔融進展、下部プレナムへの落下、及び、原子炉容器の加熱状況を確認した。

MAAP コード解析結果として、図 4.2-6 に 220 分時点の炉心状態を示す。TMI 事故の分析により推定された約 220 分時点の炉心状態図(図 4.2-10)と比較すると、中央の熔融プール位置は解析の方がやや高い位置となっているものの、上部の空隙領域、その下の上部崩壊領域、中央の熔融プール(二相及び単相の熔融プール)、ならびに、下部の非熔融領域の各状態は、TMI 事故の推定結果をよく模擬している。よって、炉心熔融及びリロケーションに関する MAAP コードの解析モデルは、一定の妥当性を有すると考えられる。

熔融炉心から原子炉容器壁への熱伝達に関しては、原子炉容器(下部ヘッド)の壁温の解析結果(図 4.2-7)から妥当性を考察する。TMI 事故の分析による

と、炉心出口温度の急上昇による警報発信、及び、中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から、約 224 分時点で溶融炉心が下部プレナムに落下を開始し、その後、ECCS による注入水等により約 20 分以内に冷却されたと分析されている。

MAAP コードの解析結果では、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温は、約 224 分時点で急上昇し、約 240 分時点で低下傾向となっており、TMI 事故の分析結果と一致する結果を得ている。また、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の最高温度は、ステンレス鋼の融点（約 1,350°C）よりわずかに低い約 1,200°C (2,200°F) であり、圧力容器に損傷がなかったという結果と一致する。

このように、「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）」、「リロケーション」及び「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」に関しては、TMI 事故の分析結果と比較して妥当であり、MAAP コードの解析モデルは炉心損傷過程を適切に評価できる。

表 4.2-1 TMI 2号機と国内 PWR の比較

項目	単位	TMI-2	国内 PWR
一般			
熱出力	MWt	2,772	2,652
ループ数	—	2	3
ループ全流量	kg/h	$62.5 \times 10^6$	$45.7 \times 10^6$
炉心			
燃料集合体数	—	177	157
集合体当たりの燃料棒数	—	208	264
燃料棒配列	—	15×15	17×17
燃料有効発熱長	m	3.66	3.66
蒸気発生器			
タイプ	—	貫流型	U字型
基数	—	2	3
1次冷却材ポンプ			
台数	—	4	3

※ 代表3ループプラントの場合

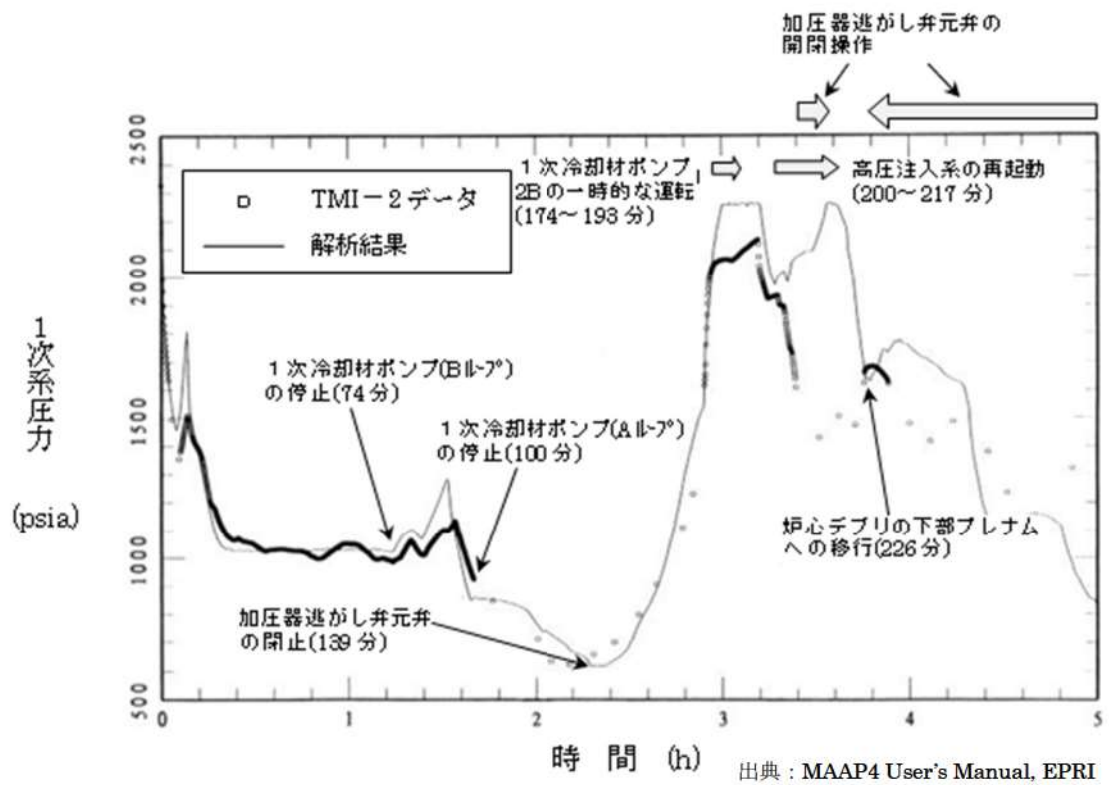


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1次系圧力

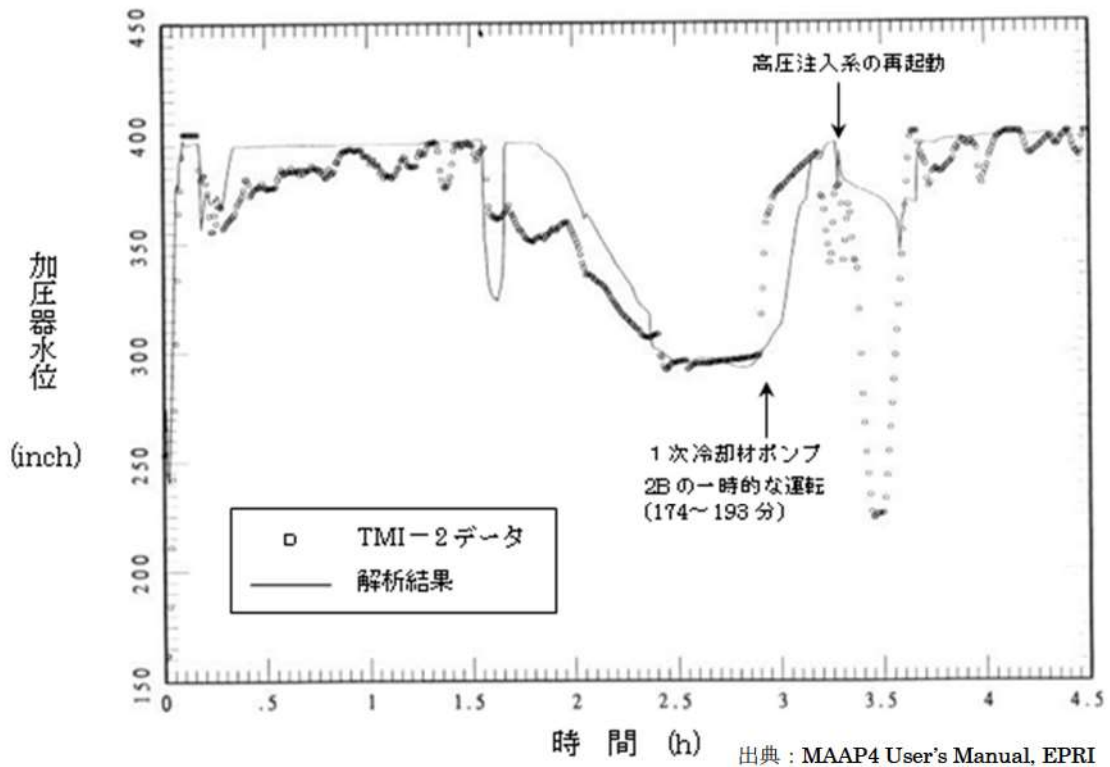
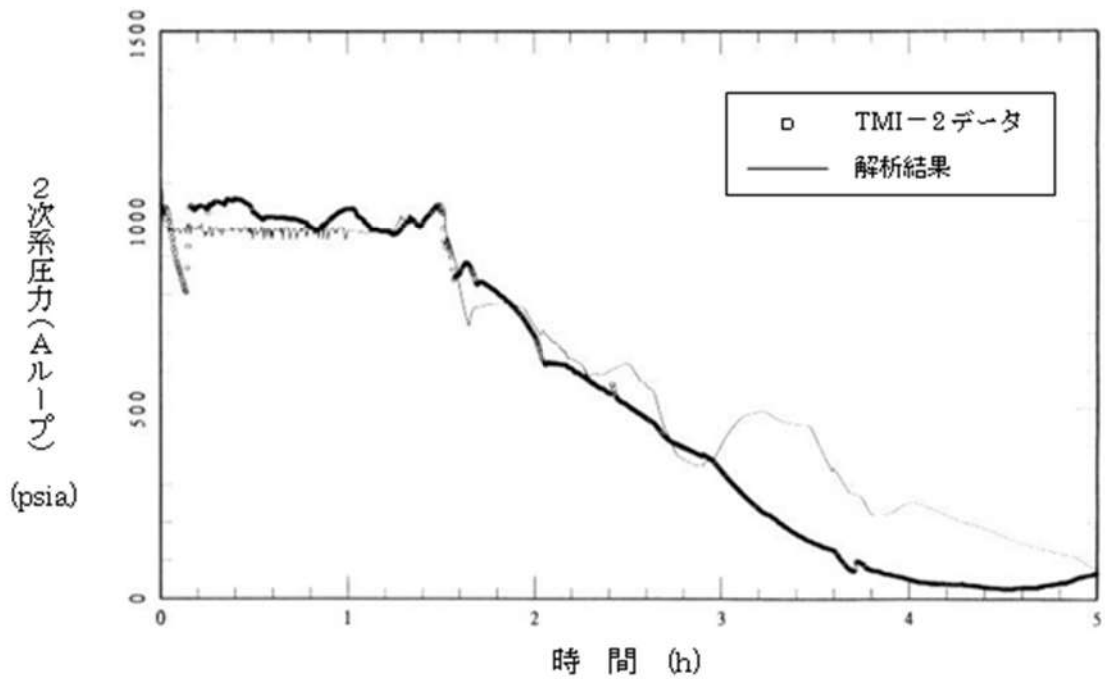
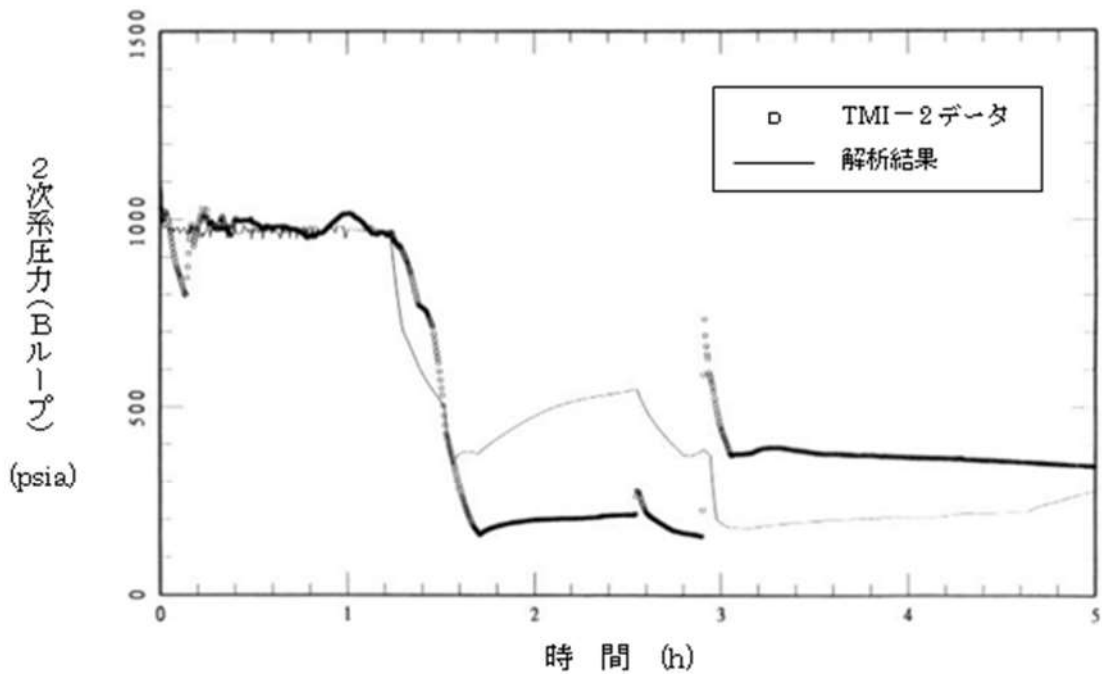


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



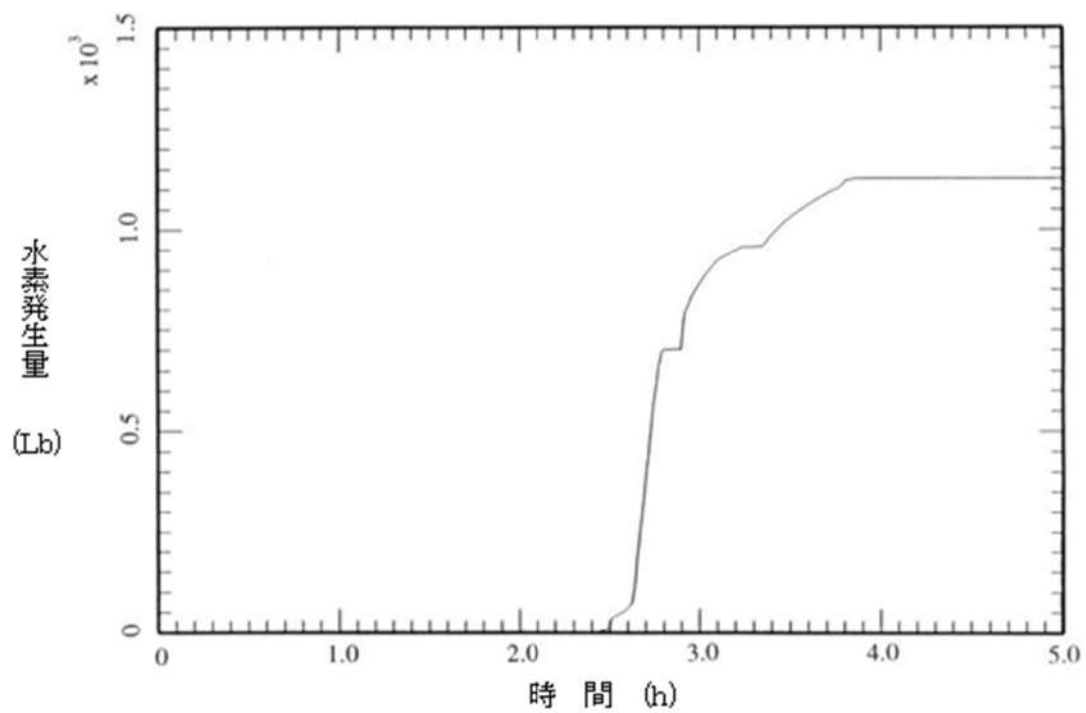
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-3 TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Aループ）



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-4 TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Bループ）



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量