

慮するために、単相の圧力損失係数に対して EPRI の二相摩擦損失増倍係数^[7]を適用する。形状損失は入力された圧力損失係数に基づき計算する。

② サブクールボイドモデル

サブクールボイドは、気泡離脱点に関する Saha-Zuber の式^[8]と Lahey のサブクール沸騰モデル^[9]に基づき求める。(財)原子力発電技術機構が実施した管群ボイド試験結果^[10]において、Saha-Zuber の式に若干の補正を加えることで、管群における気泡離脱の遅れを適切に模擬できることが報告されており、M I D A C コードでは、これを修正 Saha-Zuber の式として使用している。Lahey のサブクール沸騰モデルは、境界層における蒸気の生成と凝縮のバランスに基づく蒸気発生率を与える。

③ 気液相対速度

ドリフトフラックスモデルを適用した各保存則の基礎式では気液の相対速度が必要であり、気液相対速度はドリフトフラックス相関式により与えられる分布係数とドリフト速度から定まる。

M I D A C コードでは、(財)原子力発電技術機構で実施した管群ボイド試験結果^[10]においてデータとの一致が最も良いと報告された以下のモデルを主流方向について用いる。

圧力 12.5MPa 以上： 均質流

圧力 10MPa 以下： 鉛直上昇流に対する Chexal-Lellouche の式^[11]

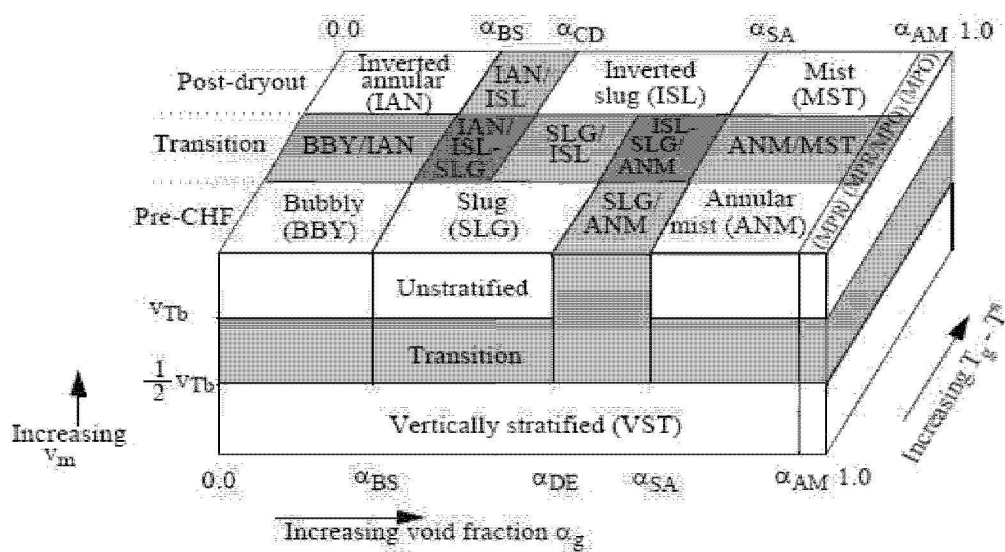
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

④ 燃料被覆管表面熱伝達

燃料被覆管表面熱伝達率としては、強制対流条件に対しては、Dittus-Boelter 相関式を、核沸騰条件に対しては Thom の式を使用する。

表 3-2 SPARKLE-2 コードのモデル一覧

項 目			計算モデル
プラント特性 (M-R E L A P 5)	1 次冷却系のモデリング		1 次冷却系を多数のノードに分割 (ボリュームジャンクション法)
	流動の基本式		非定常 2 流体 6 保存 気液各相に対し下記保存則を適用 ・ 質量保存則 ・ エネルギー保存則 ・ 運動量保存則
	流動様式		水平方向及び垂直方向で複数の流動様式を模擬
	ボイドモデル		流動様式に応じた構成式により模擬 (Chexal・Lellouche)
	数値解法		半陰解法
	臨界流モデル		サブクール臨界流：Henry-Fauske モデル 二相臨界流：Moody モデル 蒸気単相：Ransom・Trapp モデル
	1 次冷却材ポンプの挙動		流体との相互作用を考慮した動的モデル
	加圧器モデル		水位を精緻に計算するため、軸方向に多数にノードを分割 加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出はサブクール、二相臨界流共に Henry-Fauske モデルを適用
蒸気発生器モデル		2 次側を多ノード非平衡 伝熱管熱伝達モデル ポンプ特性モデル	
炉心動特性 (C O S M O - K)	モデリング		3 次元
	中性子束計算		3 次元 2 群拡散、6 群遅発中性子
	数値解法	空間	解析的多項式ノード法
		時間	周波数変換法+ θ 法
	ノード内の中性子束の取扱い		解析的多項式ノード法 燃料棒出力再構築法
	核定数反応度帰還モデル		マトリックス形式の核定数テーブル化 2 次ラグランジュ補間による核定数内挿
	崩壊熱モデル		多項指数関数による崩壊熱モデル
熱流動特性 (M I D A C)	モデリング		3 次元
	基本モデル	流体	非定常二相ドリフトフラックスモデル (混合相 3 保存則+気相質量保存則)
		燃料温度	非定常径方向 1 次元熱伝導方程式
	数値解法	熱流動	コントロールボリューム法 完全陰解法 (PISO)
		燃料温度	コントロールボリューム法 完全陰解法
	二相圧力損失モデル		EPRI
	サブクールボイドモデル		気泡離脱点：修正 Saha-Zuber 蒸気生成率：Lahey
	気液相対速度(ドリフトフラックス相関式)		圧力 12.5MPa 以上：均質流 圧力 10MPa 以下：Chexal・Lellouche 圧力 10～12.5MPa：内挿
	燃料被覆管表面熱伝達		強制対流：Dittus-Boelter 核沸騰：Thom



B B Y : 気泡流

S L G : スラグ流

A N M : 環状噴霧流

M P R : pre-CHF 噴霧流

I A N : 逆環状流

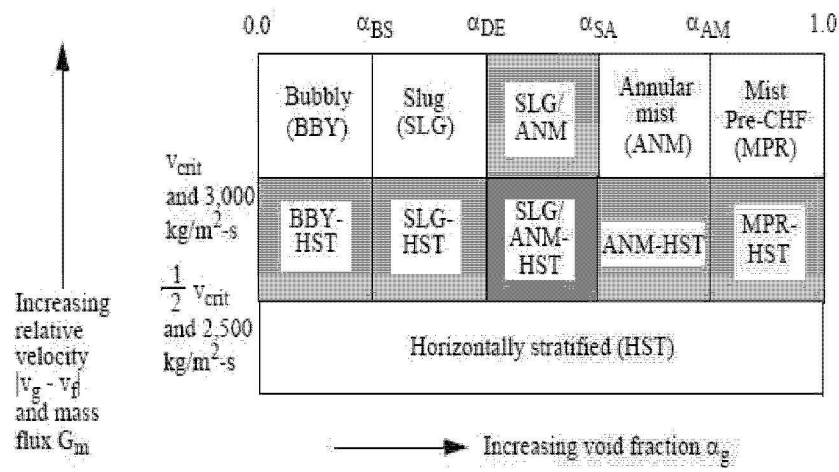
I S L : 逆スラグ流

M S T : 噴霧流

M P O : post-CHF 噴霧流

V S T : 垂直層状流

図 3-2 垂直流の流動様式



- B B Y : 気泡流
- S L G : スラグ流
- A N M : 環状噴霧流
- M P R : pre-CHF 噴霧流
- H S T : 水平層状流

図 3-3 水平流の流動様式

3.4 ノード分割

A T W Sの実機解析に用いる1次系及び2次系、加えて、炉心及び燃料棒のノード分割を、図 3-4～図 3-6に示し、各物理領域におけるノード分割の考え方を表 3-3に示す。

A T W Sでは、2次側保有水が減少する過程での1次系と2次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要がある、また、1次冷却材の膨張による1次系圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。これら蒸気発生器伝熱管部及び加圧器については、後述するLOFT試験解析による妥当性確認(4.8節)や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、A T W Sは過渡時に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事象であるため、出力分布変化としては準静的な過渡変化といえる。そのため、C O S M O - Kコード及びM I D A Cコードは、多くの実機炉心解析(静的解析)で十分な精度実績のあるノード分割を採用することとしており、C O S M O - Kコード及びM I D A Cコードの炉心内ノード分割を同一としている。

他の物理領域については、A T W Sでは温度分布が大きくなり、また、冷却材流れは基本的に均質流であるため、蒸気発生器伝熱管部や加圧器ほど詳細なノード分割は不要である。

上記の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 3-3 SPARKLE-2 コードのノード分割の考え方

物理領域	ノード分割の考え方
1 次冷却材高温側、低温側配管部	
蒸気発生器伝熱部	
加圧器、サージ管	
原子炉頂部	
上部、下部プレナム部 ダウンカマー	
炉心、燃料部	

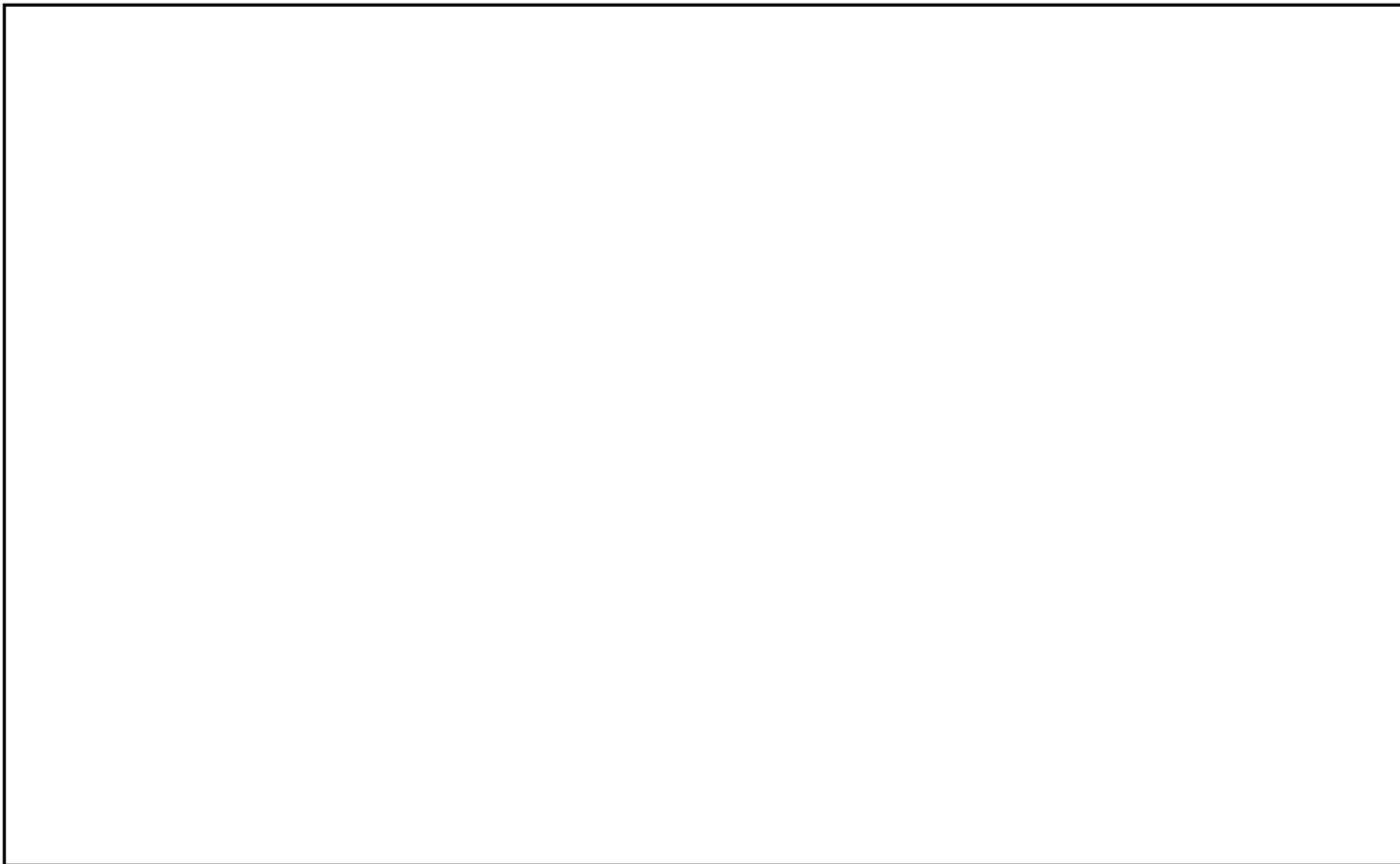


図 3-4 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [A,B ループ]

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。

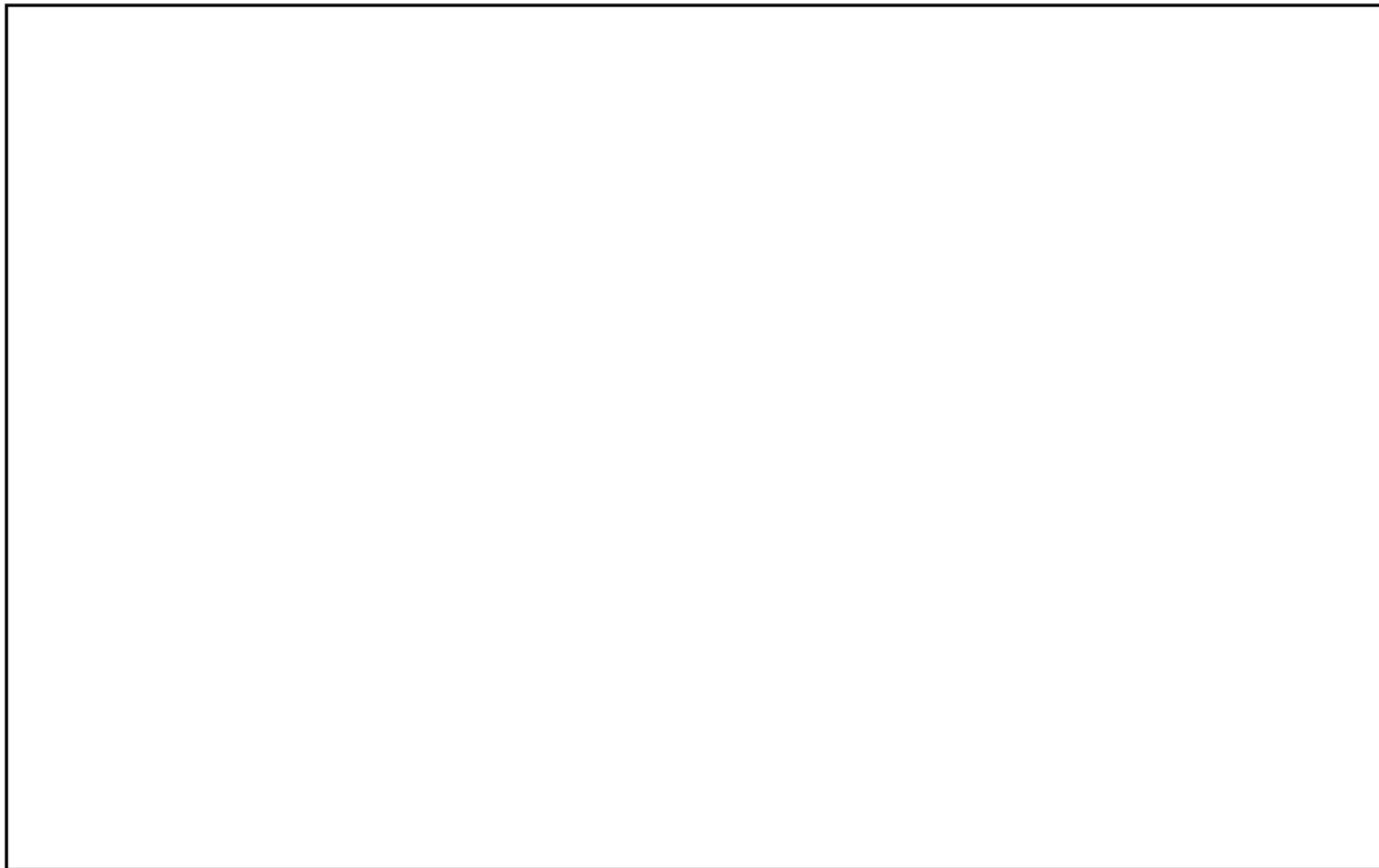


図 3-5 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [C ループ]

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。

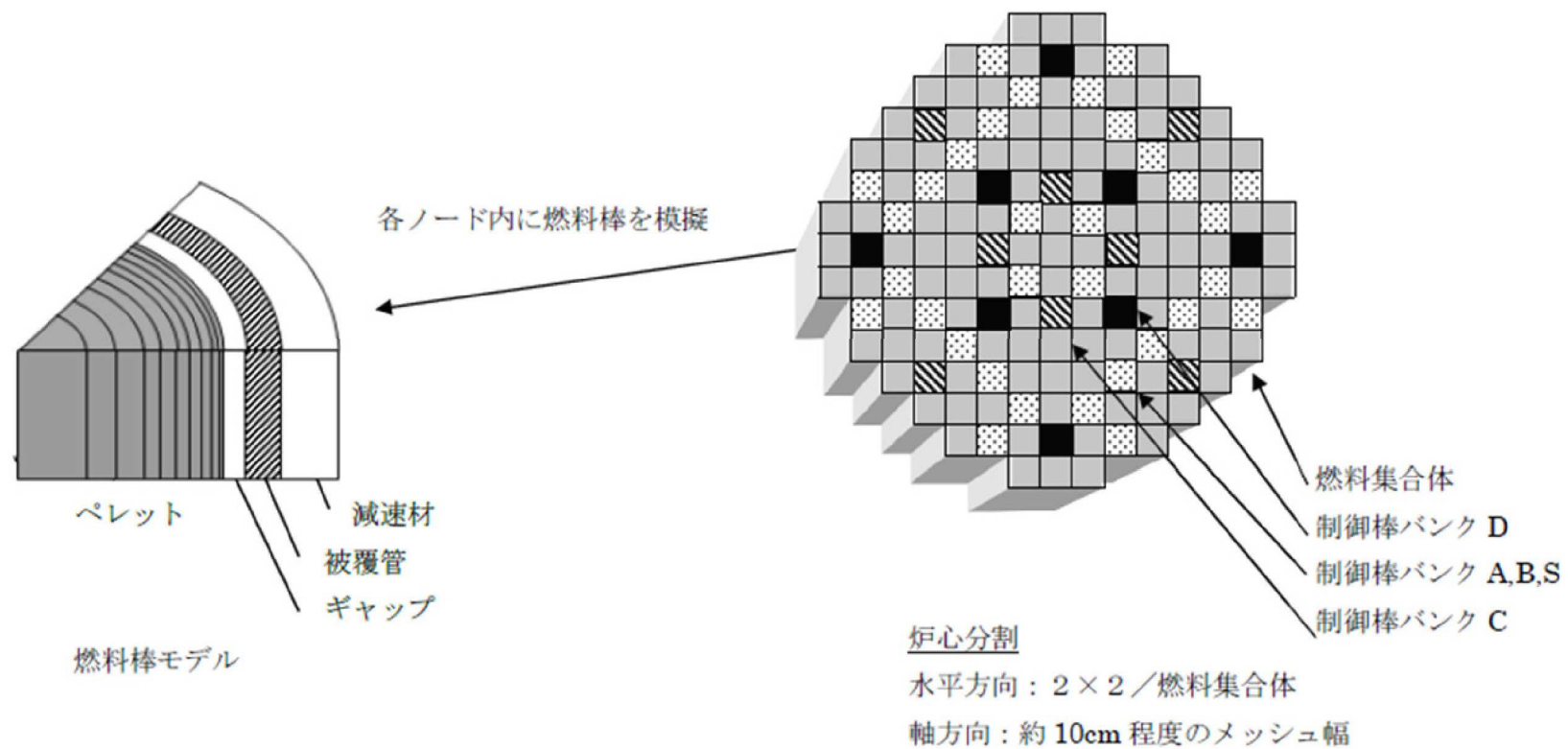


図 3-6 COSMO-K, MIDAC のノード分割図 (3 ループプラントの例)

3.5 結合計算方法

3.5.1 結合計算の流れ

S P A R K L E - 2 コードは、図 3-7 に示すように上記の 3 つの要素コードを動的に結合したプラント過渡特性解析コードである。

ある時刻において、炉心過渡計算のため、炉心境界条件として 1 次系圧力、炉心入口エンタルピ、炉心入口流量及び炉心入口ほう素濃度が M - R E L A P 5 コードから C O S M O - K コード及び M I D A C コードに受け渡される。炉心過渡計算では、まず、M - R E L A P 5 コードから受け渡された炉心境界条件と C O S M O - K コードから受け渡される 3 次元出力分布に基づき、M I D A C コードにて熱流束、燃料棒内温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度の 3 次元分布を計算し、その後、M I D A C コードから受け渡された燃料実効温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度を用いて、C O S M O - K コードにて中性子動特性計算により炉心出力及び出力分布を計算する。M I D A C コードから C O S M O - K コードへ受け渡される燃料実効温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度は、3.3 節で示したように、C O S M O - K コードにおいて、ノード毎に中性子動特性計算の入力となる核定数を参照するために使用され、C O S M O - K コード及び M I D A C コードの炉心内ノード分割は同一であることから、これらのパラメータは C O S M O - K コードと M I D A C コードの同一ノード間で受け渡される。

炉心過渡計算が終了すると、M I D A C コードで計算された熱流束分布が M - R E L A P 5 コードに返され、M - R E L A P 5 コードで炉心部を含む 1 次系全体の熱流動を計算する。この時、M I D A C コードと M - R E L A P コードの炉心部分のノード分割が異なるため、M I D A C コードにより得られた熱流束分布を、M - R E L A P 5 コードのノード分割に縮約して受け渡すことにより、詳細な熱流束分布が M - R E L A P 5 コードによる熱流動計算に反映される。これらをタイムステップ毎に繰り返す。

3.5.2 炉心計算における受け渡しパラメータ

M I D A C コードから C O S M O - K コードへ受け渡されるパラメータの具体的な取扱いについて、以下に述べる。

(1) 燃料実効温度

C O S M O - K コードの核定数は、炉心計算での反応度が合うようにペレット内の反応率分布を考慮して平均化した核計算用の燃料実効温度をパラメータとして設定されており、主としてドップラ反応度帰還効果に寄与する。M I D A C コードでは、C O S M O - K コードで評価されたノード単位の 3 次元出力分布を入力として、各ノードに対してノード代表のペレット内径方向温度分布を計算しているが、核計算用の燃料実効温度については、ペレット内の反応率分布を考慮してペレットの外側領域の重みを大きくする加重平均処理を行うことにより算出し、C O S M O - K コードの同一ノードへ

受け渡している。

(2) 炉心冷却材密度及び温度

MIDACコードにより計算されたノード毎の炉心冷却材密度及び温度は、COSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、主として減速材反応度帰還効果に寄与する。ここで、ボイドが発生したノードに対しては、ボイド発生に伴う減速材密度低下による反応度変化を中性子動特性計算に取り込むため、気液混合密度を受け渡す。COSMO-Kコードの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次元のマトリックス形式でテーブル化されているため、この炉心冷却材密度により核定数を参照することにより、減速材密度が低下することに伴う単位体積当たりのほう素数が減少する効果についても考慮される。

(3) ほう素濃度

ノード毎のほう素濃度は、1次冷却材中のほう素は液相に溶解して移動するものとして、MIDACコードによりノード毎の1次冷却材密度に基づき計算される。計算されたほう素濃度はCOSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、ほう素濃度変化が生じた場合には主としてほう素反応度効果として寄与する。

また、1次冷却材沸騰時には、ほう素は液相に濃縮するため、この効果をボイド率で考慮している。これにより、ボイド発生時における局所的なほう素濃度変化による影響を、中性子動特性計算に反映させることができる。なお、ATWSでは、冷却材流れは高圧に維持されるため気相と液相は均質流として共に移動するため、炉心で沸騰が生じたとしても、混合相全体としてのほう素濃度は変化しないため、このボイド発生時における局所的なほう素濃度変化は表れない。

3.5.3 炉心計算の流れ

COSMO-Kコードの3次元炉心動特性計算では、炉心核設計コードであるGALAXYコード及びCOSMO-Sコードで解析された炉心核設計データを用いていることから、それらのコードとの関連について説明する。炉心計算の流れを図 3-8に示す。

SPARKLE-2コードを用いたプラント過渡解析に先立ち、まず、GALAXYコードを用いた2次元集合体計算により、事象発生前の炉心状態から対象とする過渡状態で想定する範囲を包絡する炉心条件（燃料実効温度、炉心冷却材密度、炉心冷却材温度、ほう素濃度、燃焼度）に対して核定数テーブルを準備する。その後、解析対象とする燃料装荷パターンに対し、この核定数テーブルを用いて、COSMO-Sコードにより解析対象とする炉心燃焼度まで燃焼計算を実施する。次に、SPARKLE-2コードにおいて、COSMO-Sコードで使用したのと同じ核定数テーブル、燃料装荷パターン及びCOSMO-Sコードの燃焼計算から得られる燃焼度分布を入力として、COSMO-KコードとMIDACコードにより、炉心過渡計算の初期炉心条件を設定するための初期定常計算を行う。なお、この初期定常計算では、MIDACコードとCOSMO-Kコードの解析結果が収束するまで反復計算を行う。

プラント過渡解析において、減速材反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、この初期定常計算の段階でほう素濃度を調整することで初期減速材温度係数を任意の値に設定し、ほう素濃度調整により変化した中性子バランスを補正することにより定常状態を達成する。この炉心状態を初期定常状態とし、SPARKLE-2コードのプラント過渡解析が実行される。また、ドップラ反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、炉心過渡計算においてタイムステップ毎に核定数を更新する際に、ドップラ反応度帰還量の調整を行う。

GALAXYコード及びCOSMO-Sコードの詳細は添付2に記載し、減速材及びドップラ反応度帰還効果の設定に関する詳細は、それぞれ添付3及び添付4に記載する。また、SPARKLE-2コードを用いてATWS解析を行う際の評価用炉心の具体的な考え方については添付5に記載する。

SPARKLE-2

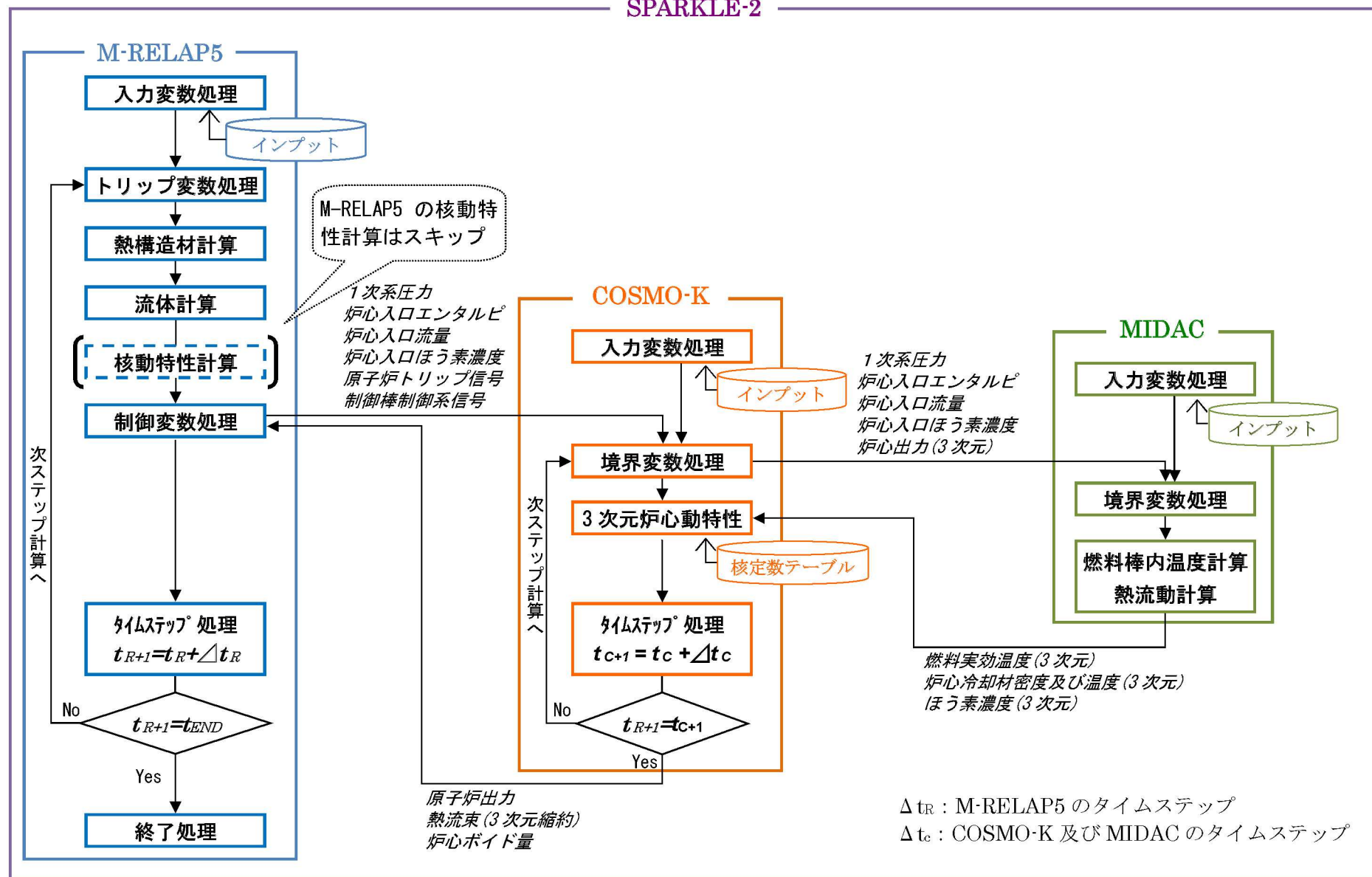


図 3-7 SPARKLE-2 コードの結合計算フロー

1. 炉心核設計

集合体計算コードGALAXY

核定数テーブル*

3次元炉心静特性コードCOSMO-S

核定数テーブル*

燃料装荷パターン
燃焼度 (3次元)

* COSMO-S及びCOSMO-Kが参照する核定数テーブルは共通であり、GALAXYを用いた2次元集合体計算により、通常運転時からATWSで想定する範囲を包絡する炉心条件において準備されている。

2. SPARKLE-2過渡解析

2-1. 初期定常計算 (COSMO-K/MIDAGの反復計算)

3次元炉心動特性コードCOSMO-K

- ・減速材フィードバックの調整
- ・初期定常状態の設定

燃料実効温度 (3次元)
炉心冷却材密度／温度 (3次元)
ほう素濃度 (3次元)

反復計算

炉心出力 (3次元)

3次元熱流動特性コードMIDAG

初期定常状態

- ・燃料装荷パターン
- ・燃焼度 (3次元)
- ・初期炉心出力 (3次元)
- ・ほう素濃度 (3次元)

初期定常状態

- ・燃料温度 (3次元)
- ・炉心冷却材温度／密度 (3次元)
- ・ほう素濃度 (3次元)

2-2. 過渡計算

3次元炉心動特性コードCOSMO-K

- ・炉心状態変化に対応した核定数の更新
- ・ドップラフィードバックの調整

⑤3次元動特性計算 (最新時刻)

④炉心状態変化
燃料実効温度 (3次元)
炉心冷却材密度／温度 (3次元)
ほう素濃度 (3次元)

②出力変化
炉心出力 (3次元)

3次元熱流動特性コードMIDAG

③炉心入口状態、炉心出力変化に対応した燃料・熱流動計算

①炉心入口状態変化 (COSMO-K経由)

- ・原子炉圧力
- ・炉心入口エンタルピ
- ・炉心入口流量
- ・炉心入口ほう素濃度

外乱条件 (M-RELAP5)

①～⑤は計算順序

図 3-8 炉心計算の流れ

3.6 入出力

SPARKLE-2コードの入出力を図 3-9に示す。SPARKLE-2コードのインプットデータは、以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。SPARKLE-2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及び操作」等を整理した解析条件を添付 6 に示す。

M-RELAP 5コード

- ① 原子炉容器、1次冷却材配管、加圧器、1次冷却材ポンプ及び蒸気発生器の幾何形状
- ② 制御及び保護系限界値
- ③ 初期条件（原子炉出力、原子炉冷却材温度及び原子炉冷却材圧力）
- ④ 外乱条件（起因）

COSMO-Kコード

- ① 制御棒データ
- ② 外乱条件（起因）
- ③ 崩壊熱
- ④ 燃料装荷パターン
- ⑤ 燃焼度分布
- ⑥ 核定数

MIDACコード

- ① 燃料及び炉心仕様（幾何形状、圧力損失係数）

上記をインプットデータとして、3次元炉心動特性を含む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。

M-RELAP 5コード

- ① 1次系圧力
- ② 原子炉冷却材温度
- ③ 原子炉冷却材流量

COSMO-Kコード

- ① 原子炉出力
- ② 出力分布

MIDACコード

- ① 原子炉冷却材温度（炉心）
- ② ピーク出力部燃料エンタルピー増分
- ③ 最小DNBR
- ④ 燃料ペレット中心温度

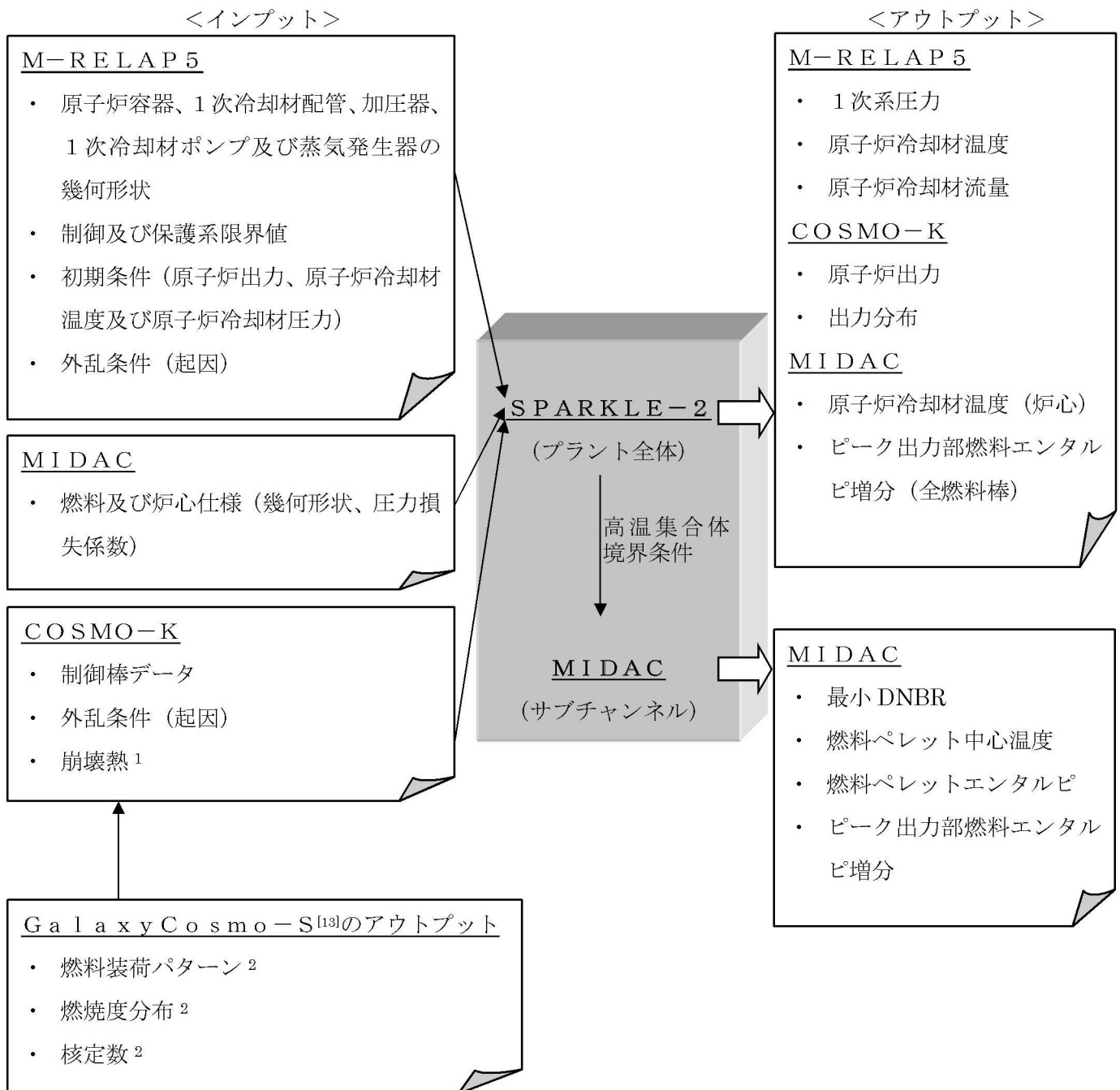


図 3-9 SPARKLE-2 コードの入出力

¹ サイクル初期からサイクル末期までを包絡させた崩壊熱を設定^[12]

² 炉心核設計の燃焼計算により得られる^[13]

4. 検証、妥当性確認

4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法

2.3節において重要現象に分類された物理現象の検証、妥当性確認方法を表 4-1に示す。SPARKLE-2コードは、種々の検証、妥当性確認を実施しているが、本資料では、ATWSに対して、特に有効な検証、妥当性確認について記載する。

なお、崩壊熱は、解析では評価目的に応じた崩壊熱曲線を入力する。ATWSでは、崩壊熱が高い方が1次系圧力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ばらつきを考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、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^[12]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、実機運用によるばらつき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。このように、崩壊熱に関する不確かさや実機運用によるばらつきの考慮がなされた崩壊熱曲線を外部入力しているため、SPARKLE-2コードにおける崩壊熱の妥当性について、ここでは確認しない。なお、ATWSに対する崩壊熱の影響については、4.9.1節で考察する。

また、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、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を外部入力する。具体的には、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。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、解析では評価目的に応じた遅れ時間や流量を外部入力する。具体的には、ATWSでは、ATWS緩和設備による電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動に期待しているが、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、流量については設計流量を用いている。このように、蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水（主給水・補助給水）については設備設計に基づく作動圧力、遅れ時間、流量を評価目的に応じて外部入力していることから、これらの重要現象に対する妥当性について、ここでは確認しない。

4.1.1 炉心（核）における重要現象の確認方法

炉心（核）に対する重要現象は、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であり、SPARKLE-2コードでは、これらを実評価する解析モデルとして、

- ・ 3次元動特性モデル（中性子動特性）
- ・ 核定数反応度帰還モデル（ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果）

を採用している。

3次元動特性モデルについては、正しい核定数が与えられた条件において、中性子束の空間及び時間応答が妥当であることを確認すれば、空間及び時間に対する中性子束計算が適切であることを確認できる。

また、核定数反応度帰還モデルについては、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、核定数反応度帰還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^[13]。

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^[14]、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^{[15][16]}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^[19]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) 核定数反応度帰還モデル

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反応度帰還モデルについては、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反応度帰還モデルについては、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^{[5][6]}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^[10]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^[20]解析、及び主給水流量喪失+ATWSを模擬したLOFT L9-3 試験^[22]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、A T W S 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、A T W S 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反応度帰還モデルに対し、A T W S 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 G A L A X Y 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、G A L A X Y 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反応度帰還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	SPEART―Ⅲ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+A T W S）	実機起動試験（負荷遮断）
炉心（核）	中性子動特性（核分裂出力）	・ 3次元動特性モデル ・ 核定数反応度帰還モデル	図 4-2 図 4-3	図 4-6	○	○	○	—	—	○	図 4-26 ～ 図 4-29	—	—	—	—	—	—
	ドップラ反応度帰還効果		—	—	—	—	—	図 4-8 ～ 図 4-13	—	—		○	—	—	—	—	—
	減速材反応度帰還効果		—	—	—	—	—	図 4-14 ～ 図 4-22	—	—	—	図 4-23	—	—	—	—	—
	崩壊熱*	・ 崩壊熱モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	・ 非定常熱伝導方程式	—	—	—	—	—	—	図 4-30	—	図 4-26 ～ 図 4-29	○	—	—	—	—	—
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	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	図 4-33	—	—	—	—
加圧器	気液熱非平衡	・ 2流体モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	図 4-38	○	図 4-42
	水位変化		—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	図 4-39	○	図 4-43
	冷却材放出（臨界流・差圧流）		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	図 4-41 ～ 図 4-44
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	・ 伝熱管熱伝達モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	図 4-37 図 4-40	○	図 4-45
	2次側水位変化・ドライアウト	・ 2流体モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—	—
	冷却材放出（臨界流・差圧流）*	・ 臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	2次側給水（主給水・補助給水）*	・ ポンプ特性モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

* 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^[14]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]	$\Sigma_a[\text{cm}^{-1}]$	$\nu \Sigma_f[\text{cm}^{-1}]$	$\chi [-]$	$\Sigma_s[\text{cm}^{-1}]$	
						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	1.0×10^7
	2		2.0×10^5

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、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$ は生成断面積、 χ は核分裂スペクトル、 Σ_s は散乱断面積、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ 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 Σ_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 Σ_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。

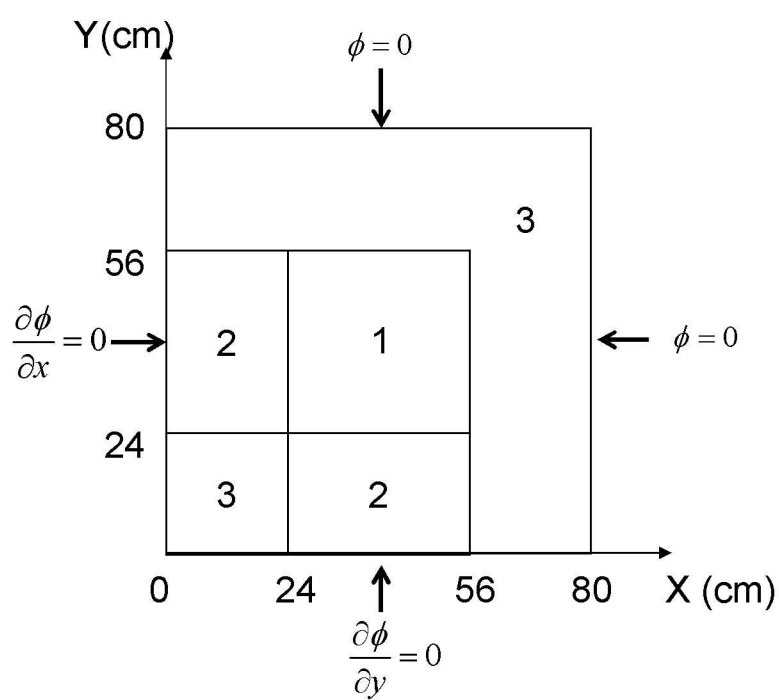


図 4-1 TWIGL ベンチマーク問題体系図

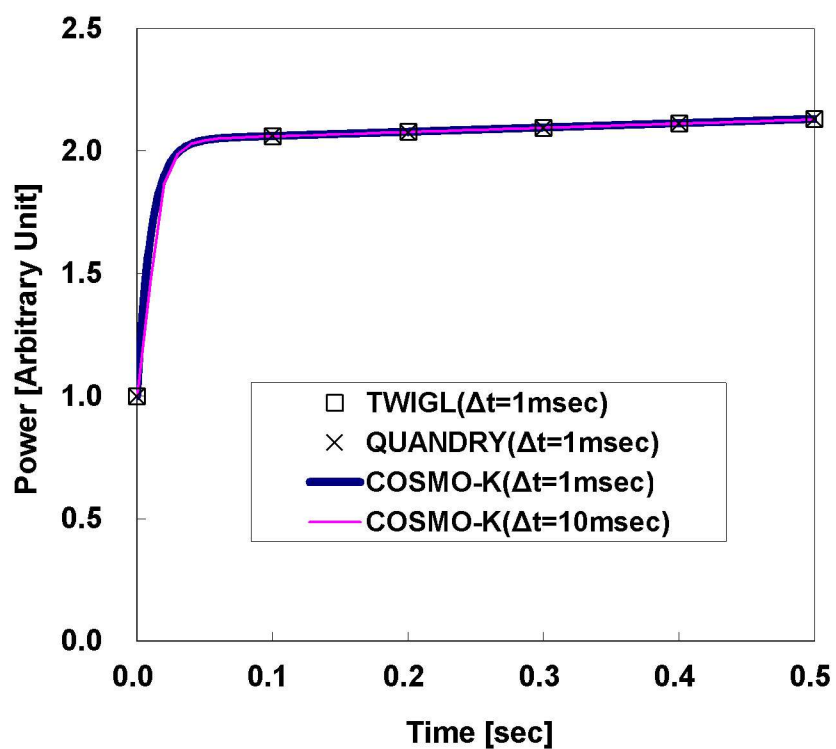


図 4-2 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較（ステップ状反応度添加の場合）

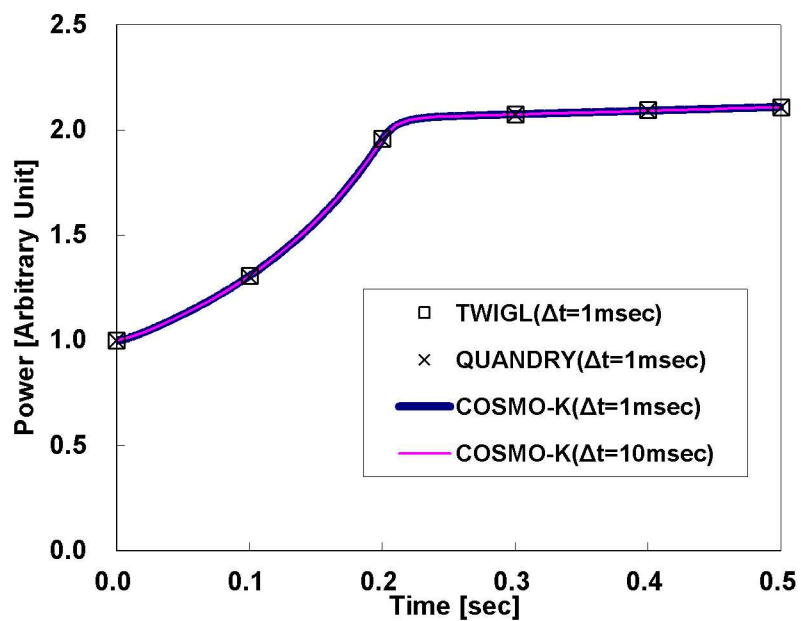


図 4-3 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較（ランプ状反応度添加の場合）

4.2.2 LMW ベンチマーク^{[15][16]}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]	Σ_a [cm ⁻¹]	$\nu \Sigma_f$ [cm ⁻¹]	$\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$ [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	χ [-]	ν [-]	v [cm/sec]
1~3	1	1.0	2.5	1.25×10^7
	2	0.0		2.5×10^5
4	1	0.0	0.0	1.25×10^7
	2			2.5×10^5

遅発中性子データ

物質	遅発中性子 先行核の群	β [-]	λ [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、 Σ_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、 χ は核分裂スペクトル、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ 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

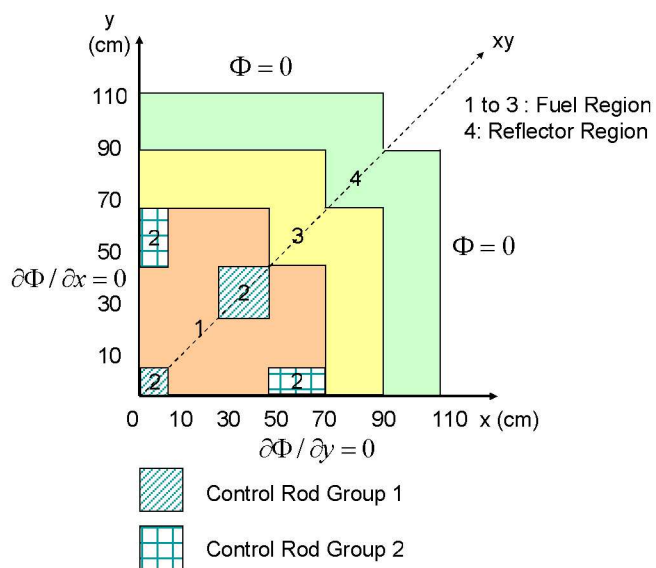
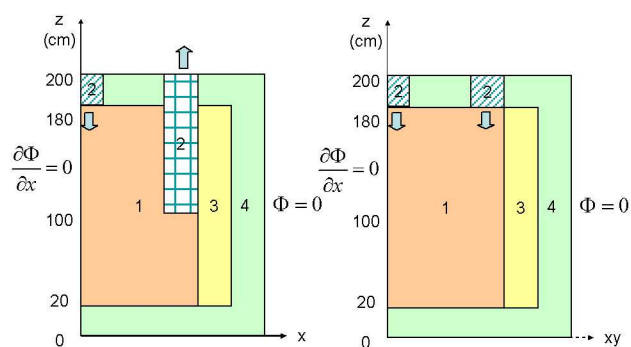
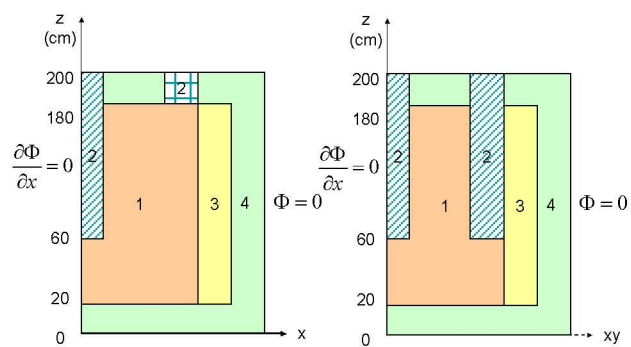


図 4-4 LMW ベンチマーク問題体系図（水平方向）



過渡変化前



過渡変化後

図 4-5 LMW ベンチマーク問題体系図（鉛直方向）

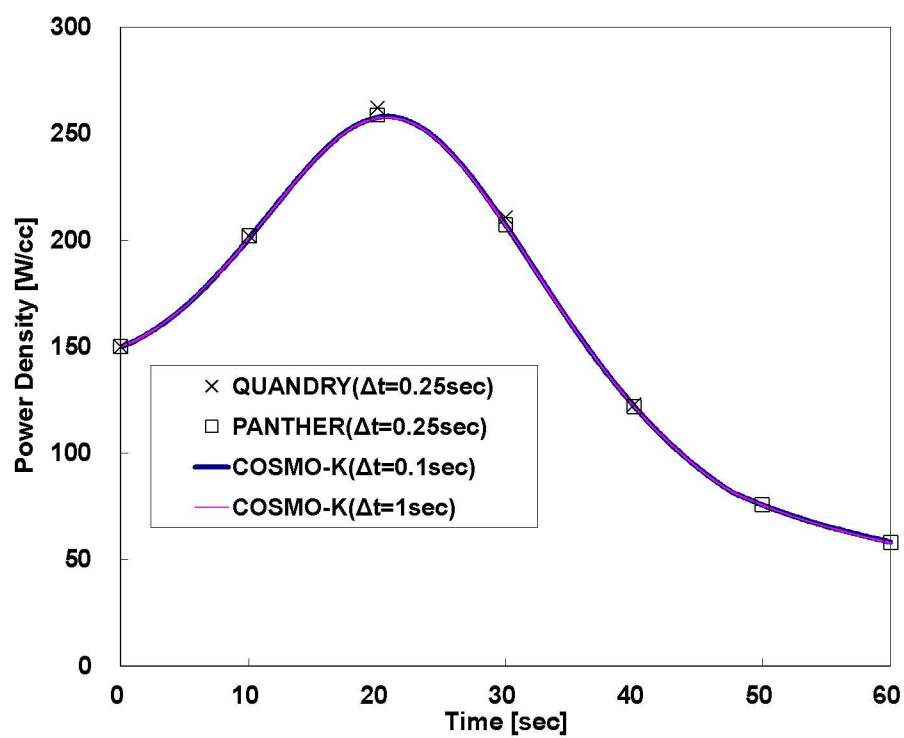


図 4-6 LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

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^[17]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^[18]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^[17]概要

Doppler-Defect Benchmark^[17]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 PuO₂ 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定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 ₂ 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) ³
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 ³
燃料被覆管外半径(cm)	0.476
燃料棒ピッチ(cm)	1.265

³ 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

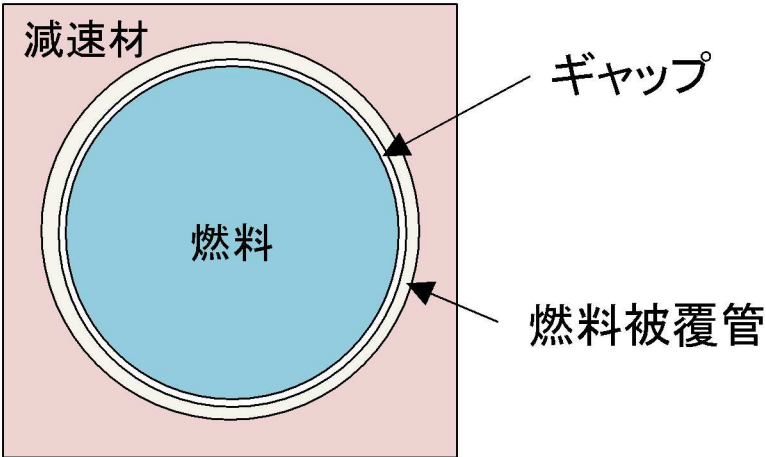


図 4-7 検証体系

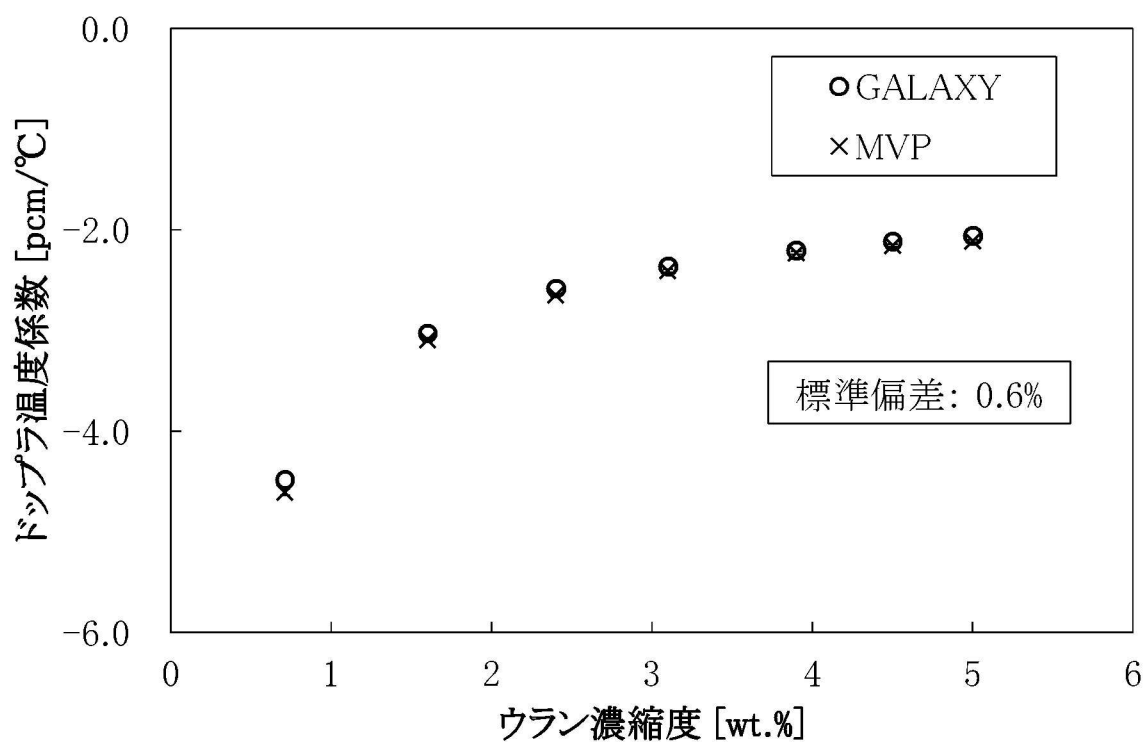


図 4-8 ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

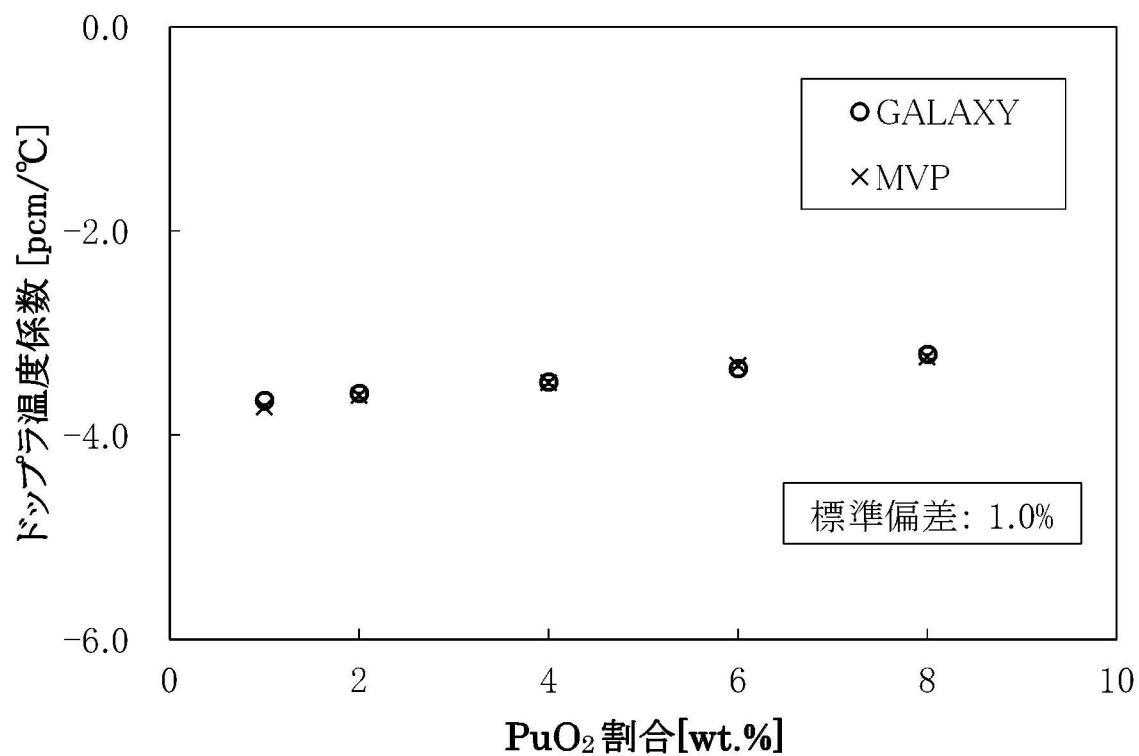


図 4-9 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

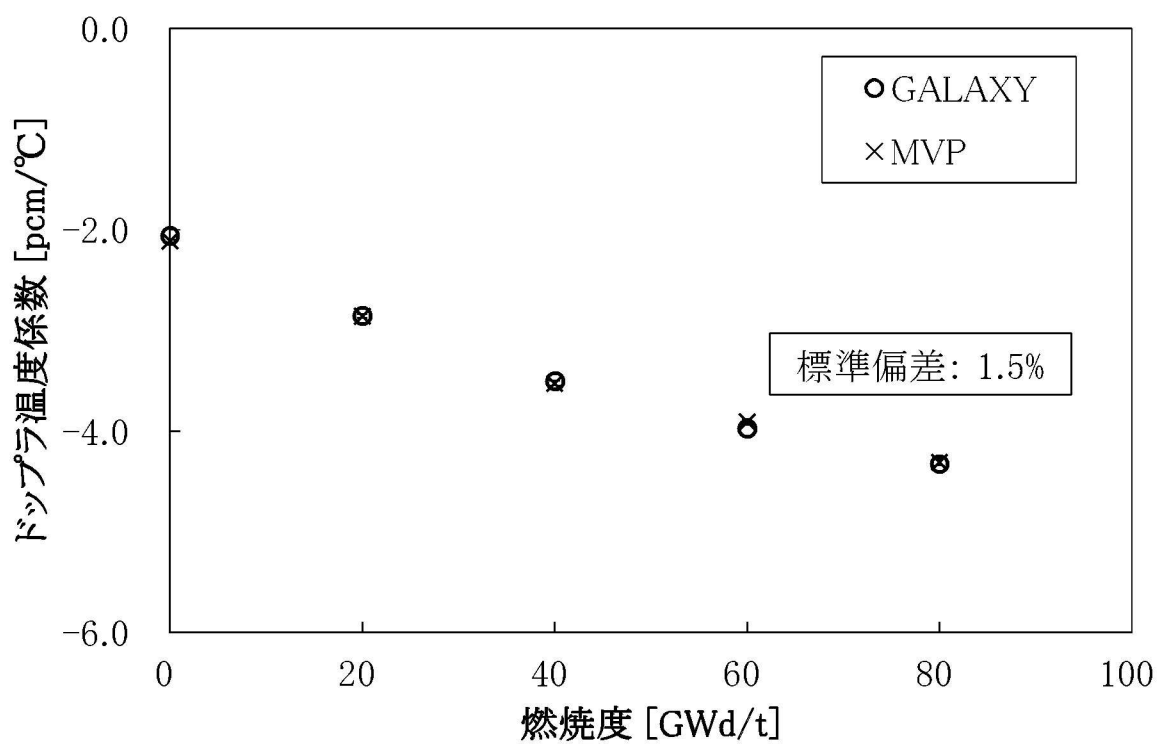


図 4-10 燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

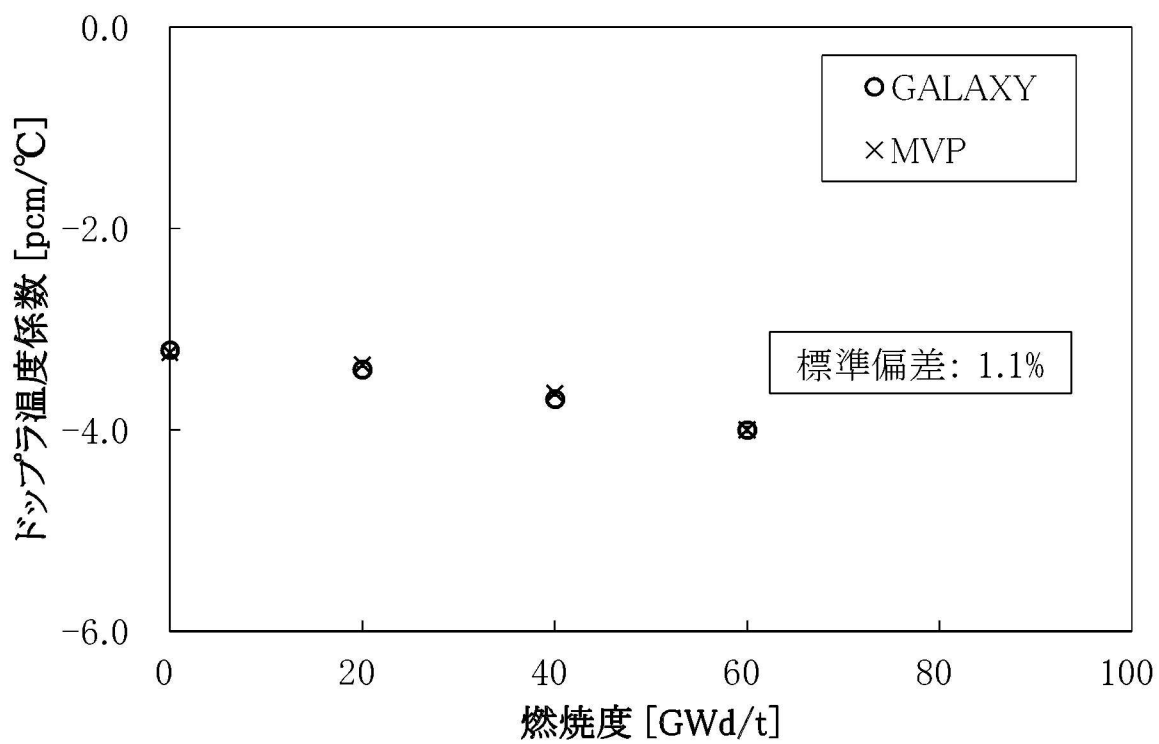


図 4-11 燃焼 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

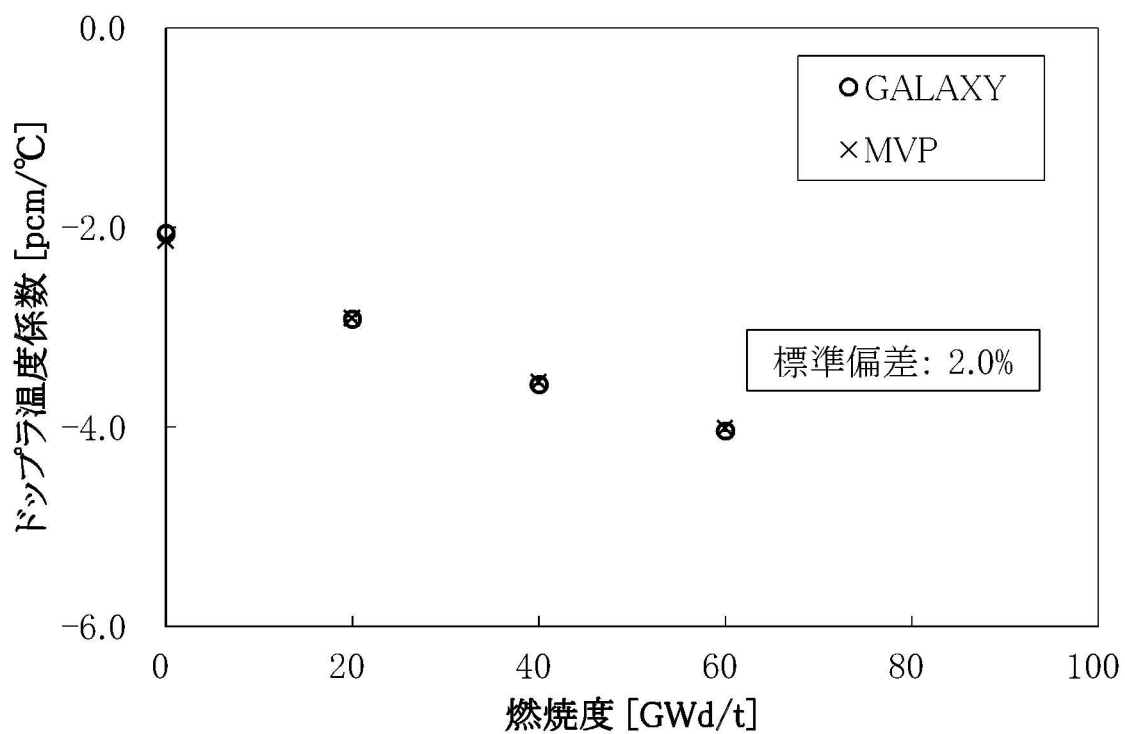


図 4-12 燃焼ウラン燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

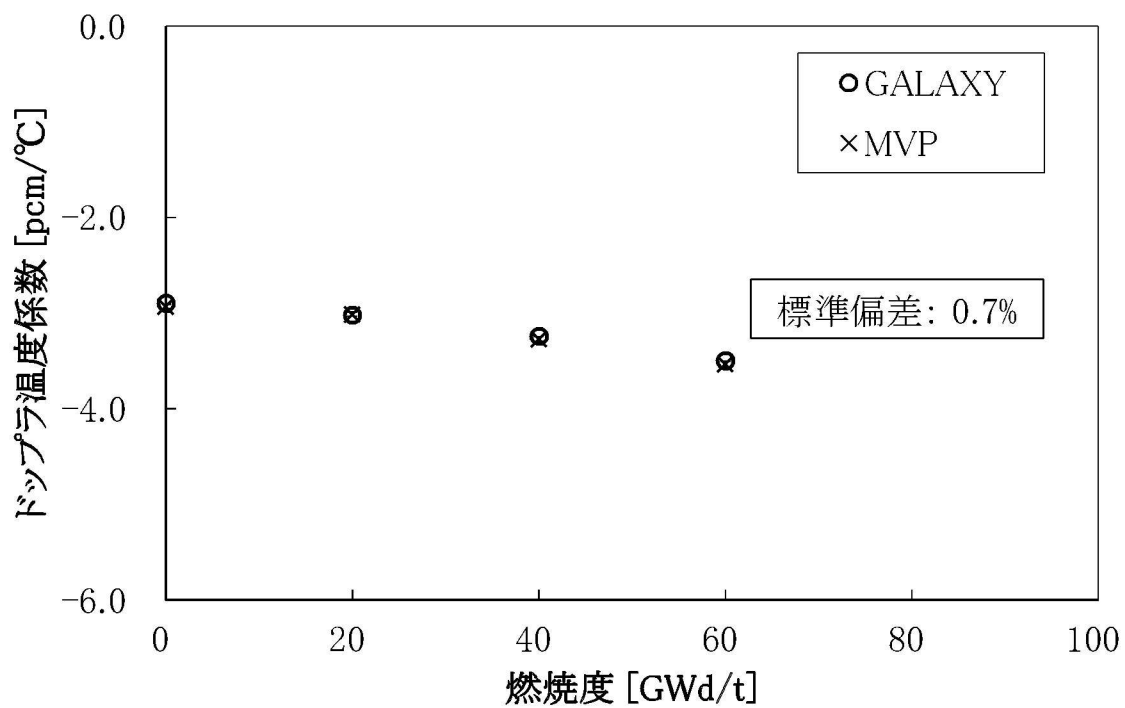


図 4-13 燃焼 MOX 燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

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 0.4g/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 0.75g/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 0.75g/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 ³)	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

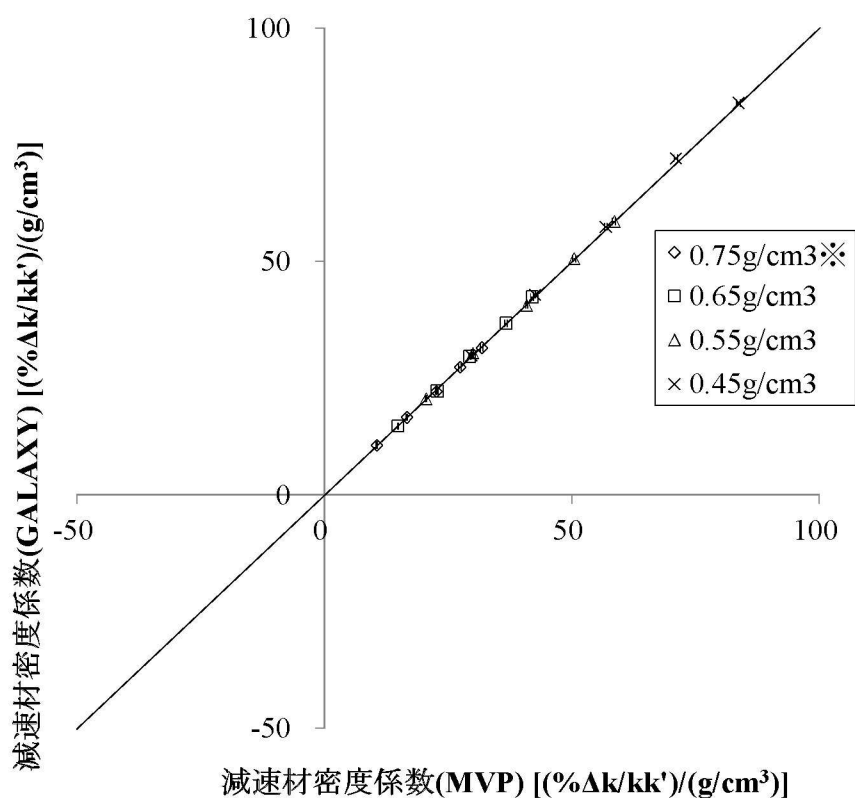


図 4-14 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、0ppm 条件）

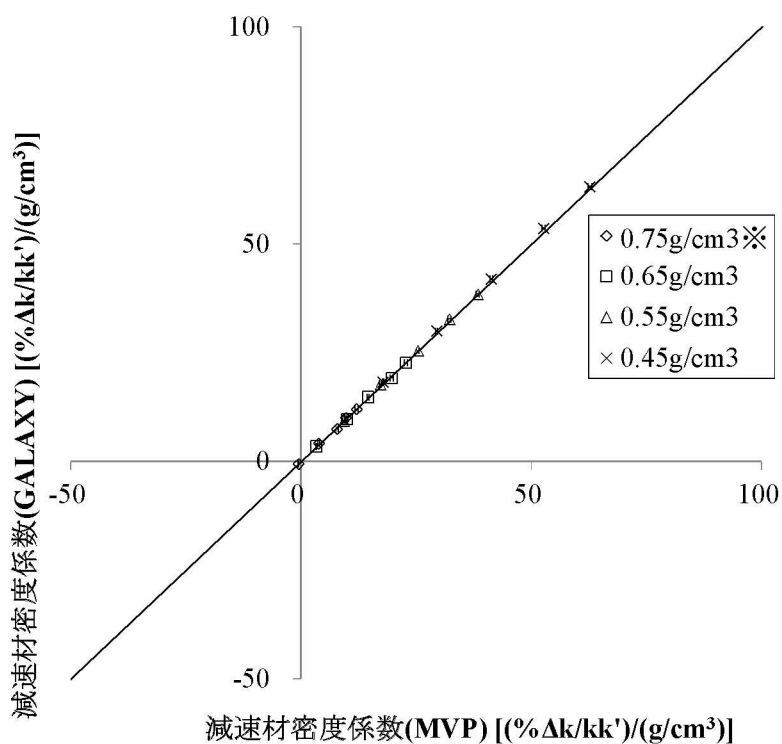


図 4-15 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、1,500ppm 条件）

※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

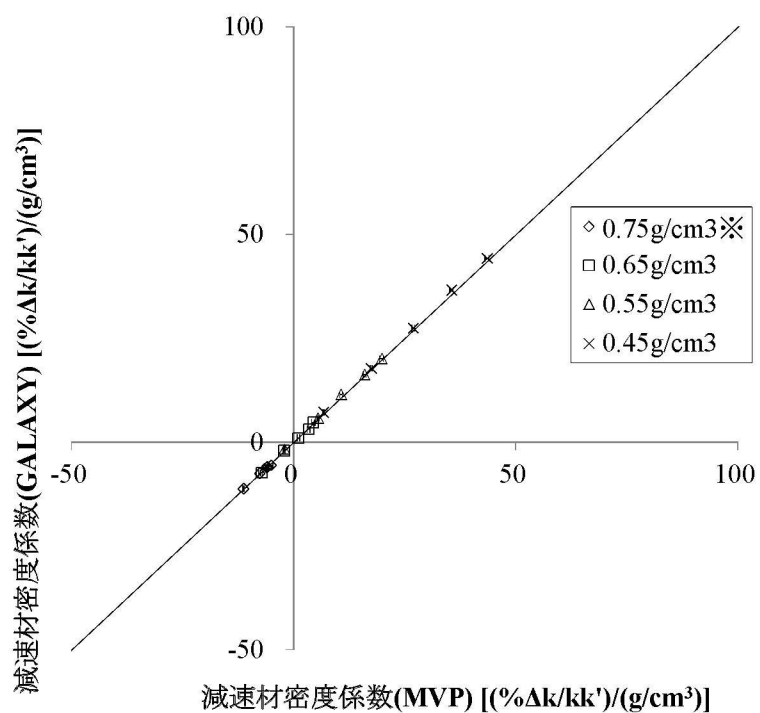


図 4-16 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3,000ppm 条件）

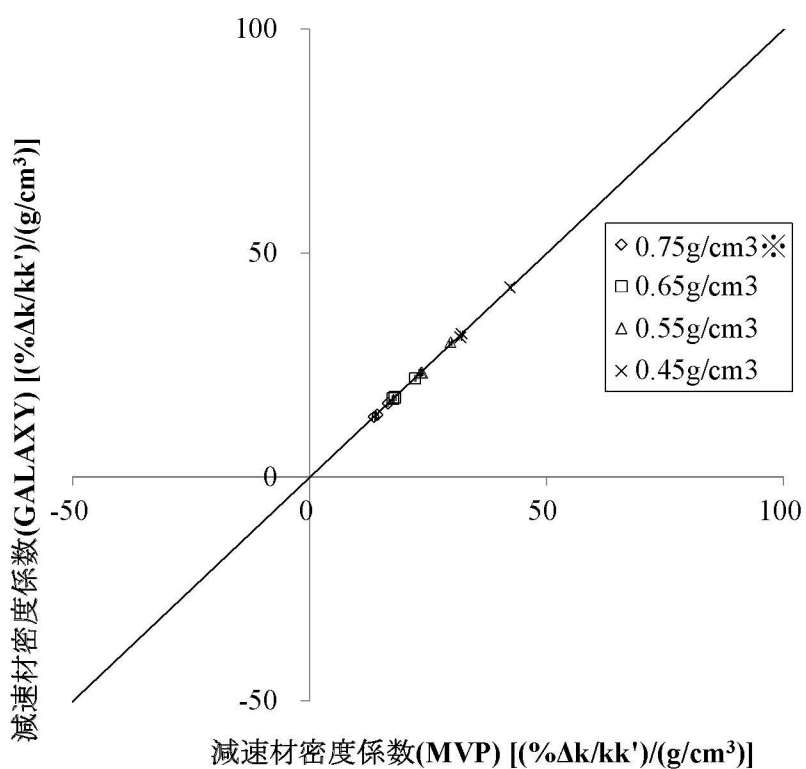


図 4-17 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

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

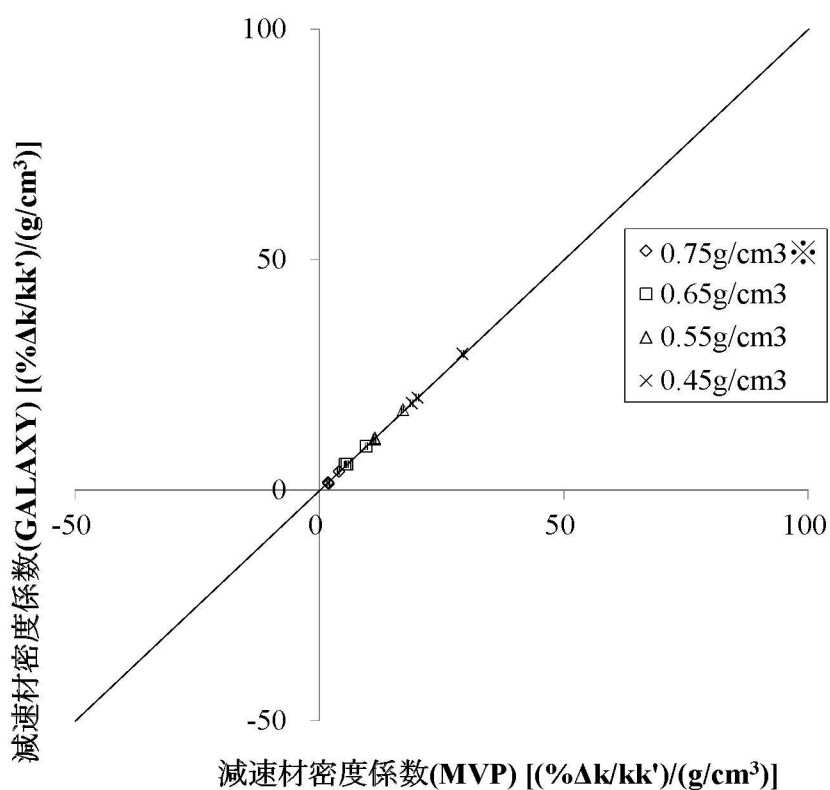


図 4-18 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1,500ppm 条件）

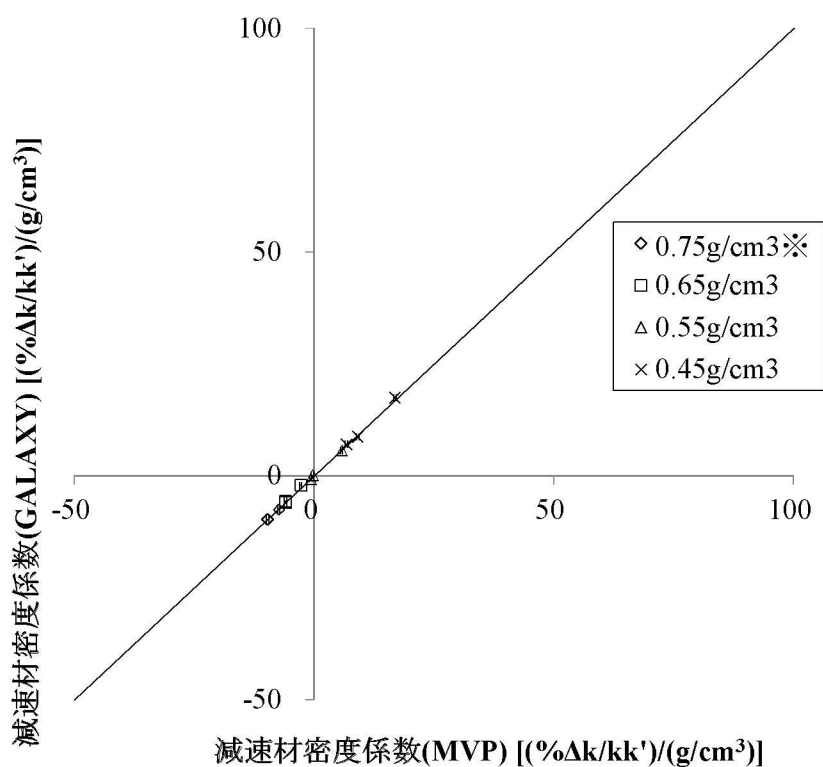


図 4-19 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3,000ppm 条件）

※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

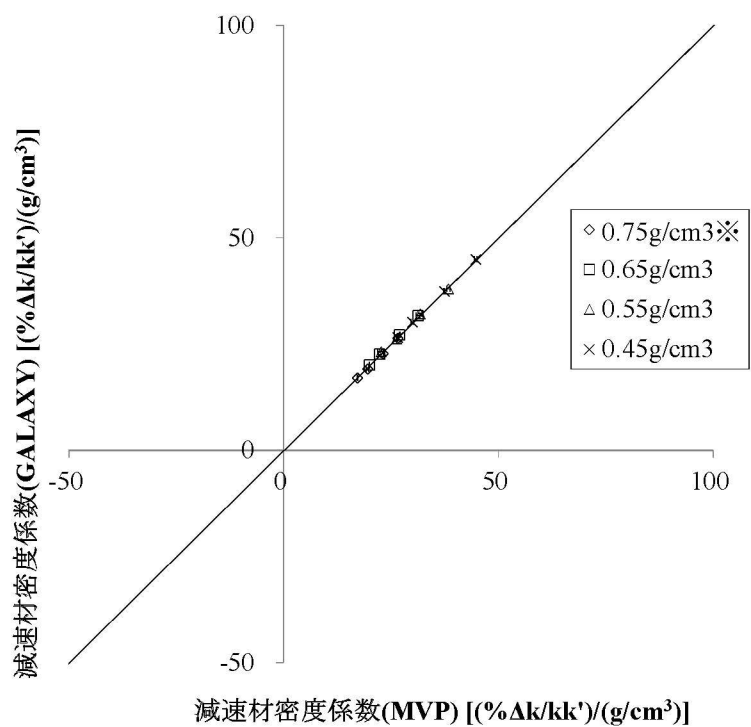


図 4-20 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、0ppm 条件)

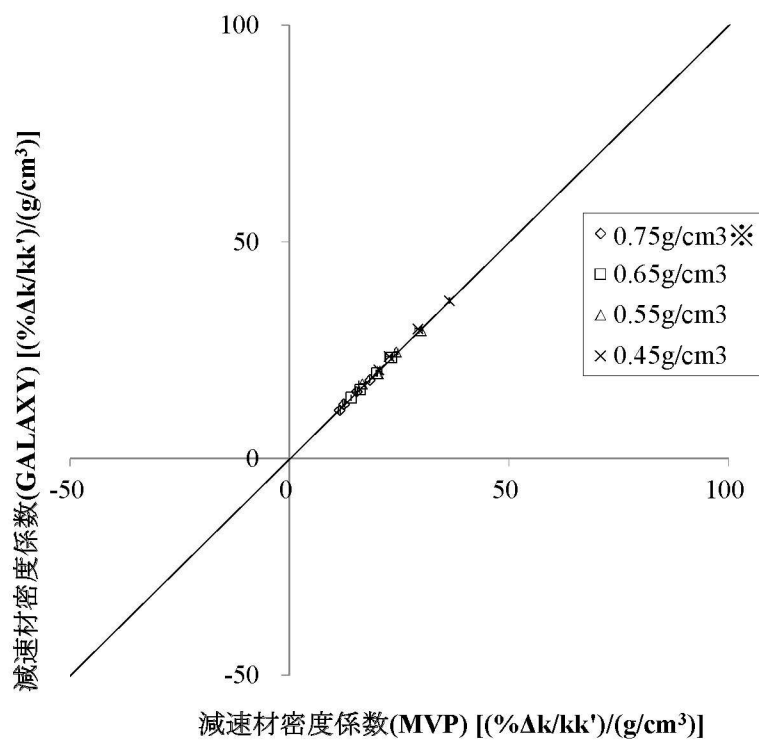


図 4-21 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、1,500ppm 条件)

※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

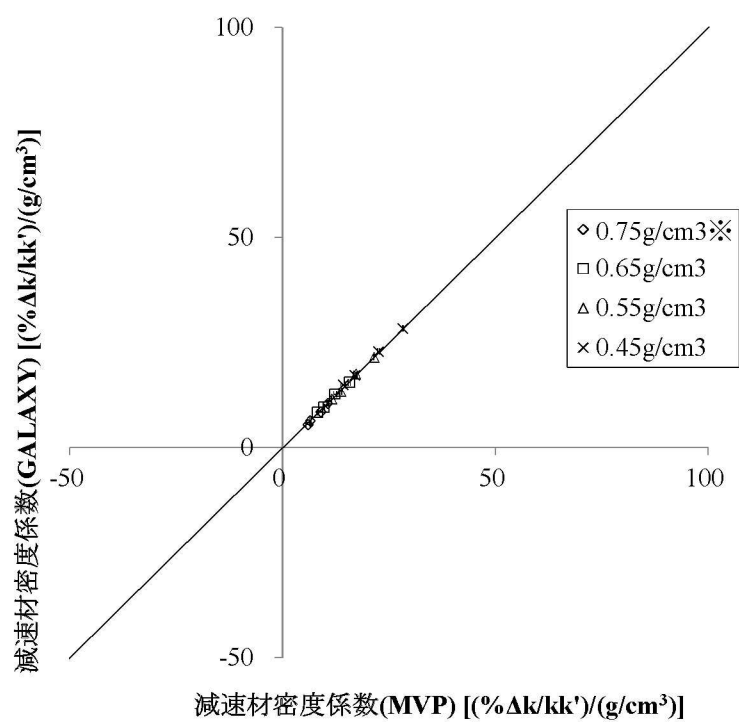


図 4-22 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、3,000ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)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コードと核定数反応度帰還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

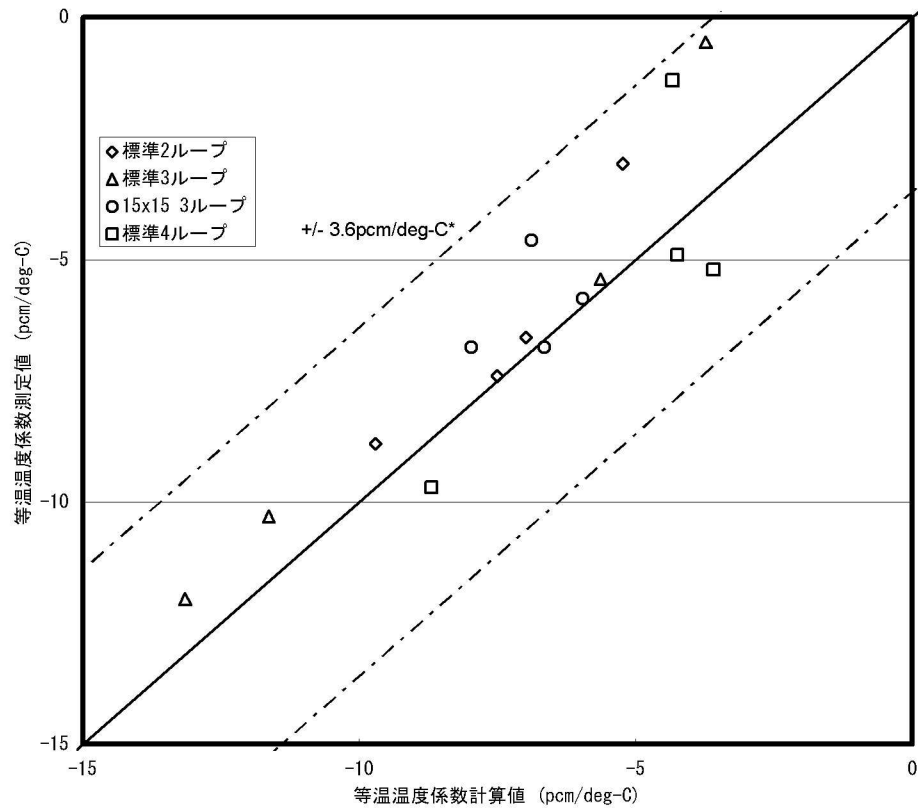
COSMO-Sコードによる計算結果と測定結果の比較を図 4-23に示す。COSMO-Sによる計算値と測定結果は、減速材温度係数測定検査の判断基準である $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の範囲で測定値と一致していることから、COSMO-Sコードは、等温温度係数の計算として $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 以内の精度を有しているといえる。

(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反応度帰還モデルを有する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^[19]実験解析

S P A R K L E - 2 コード (C O S M O - K 及び M I D A C 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、A T W S 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。

A T W S 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、A T W S 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、A T W S 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、A T W S 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、C O S M O - 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 M I D A C 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 M I D A C コードにより行っているため、C O S M O - K と M I D A C 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 2×2 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 β 、遅発中性子先行核崩壊定数 λ ）といった炉心過渡解析に使用する核定数は、GALAXYコード^[13]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℃の上昇であり、TEST86 については HFP から約 430℃の上昇である。ATWSでの燃料温度変化（約 300℃）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^[17]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と考える。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 ⁶	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

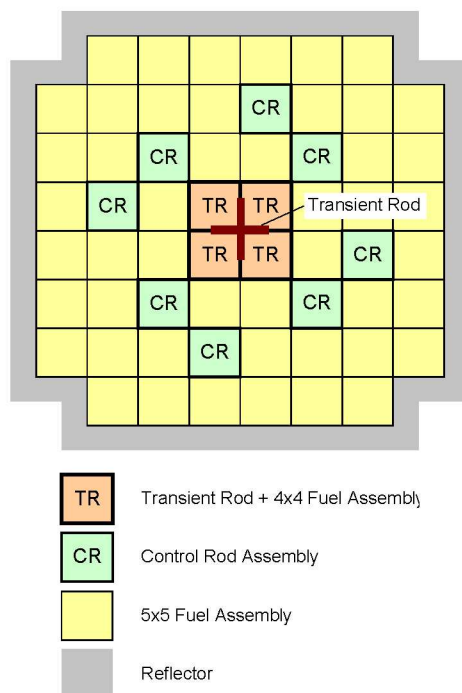


図 4-24 SPERT-III E-core 炉心図

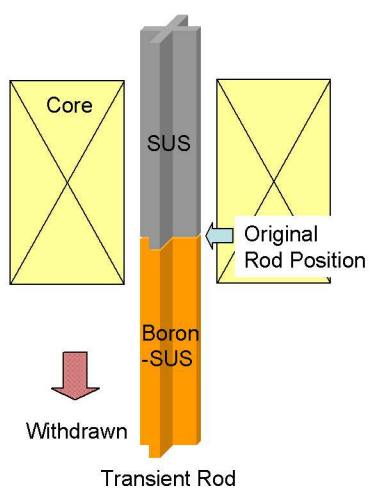


図 4-25 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

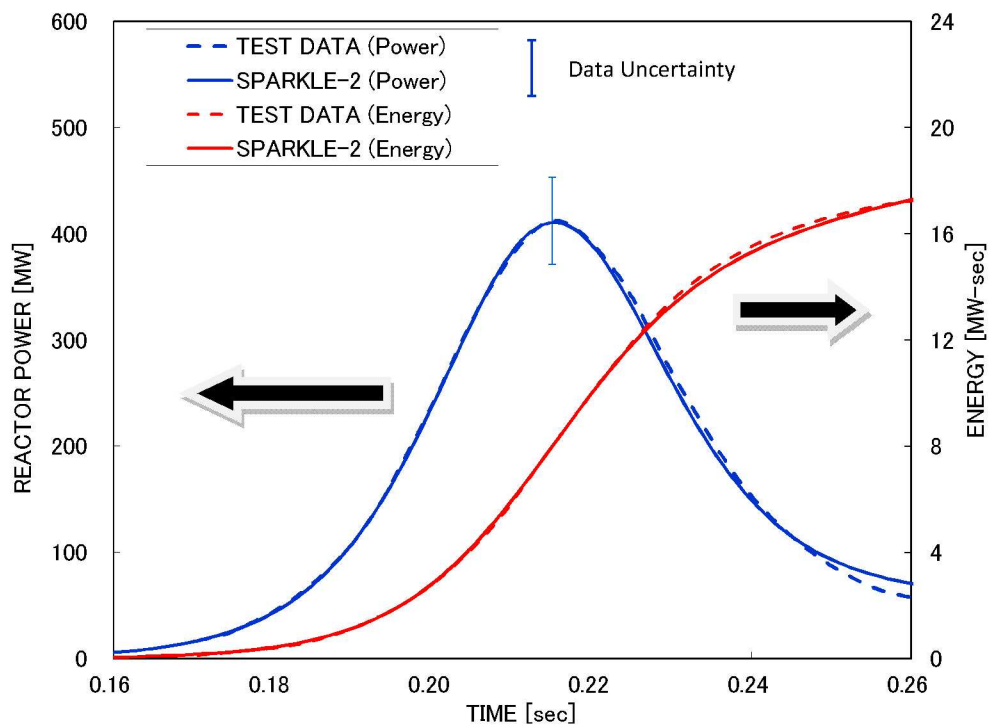


図 4-26 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60)

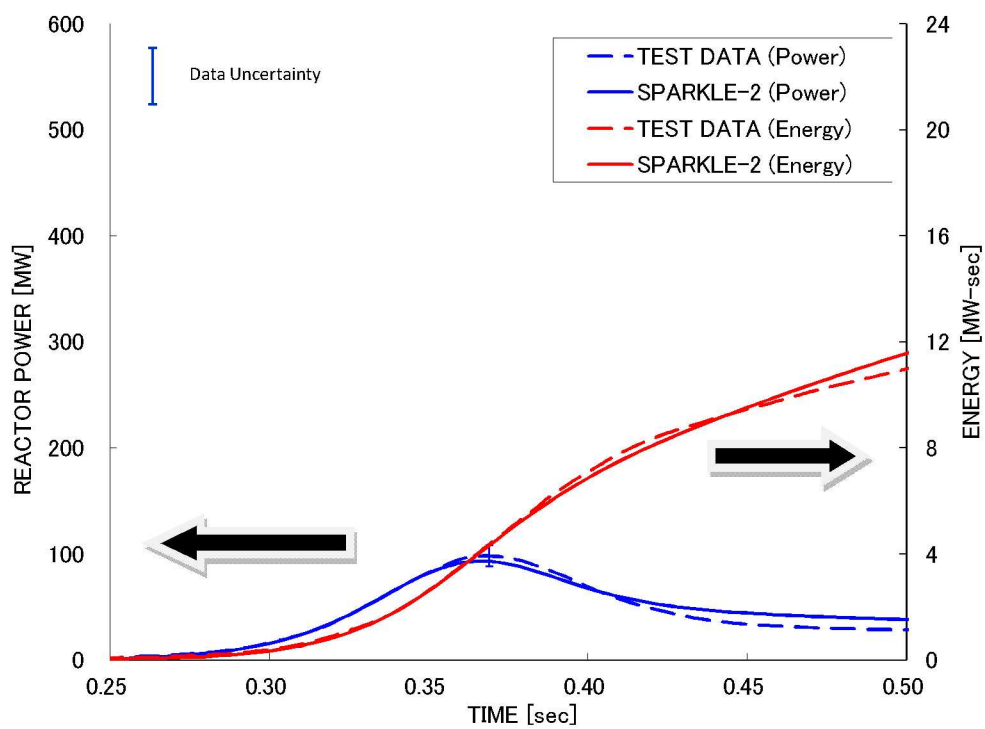


図 4-27 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST62)

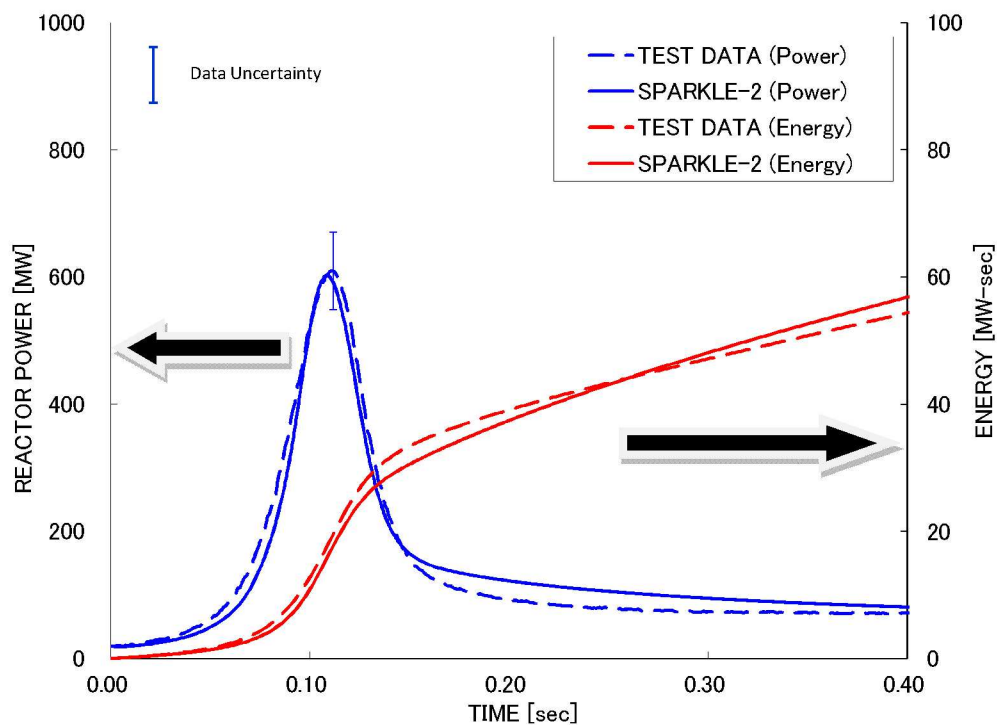


図 4-28 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST86)

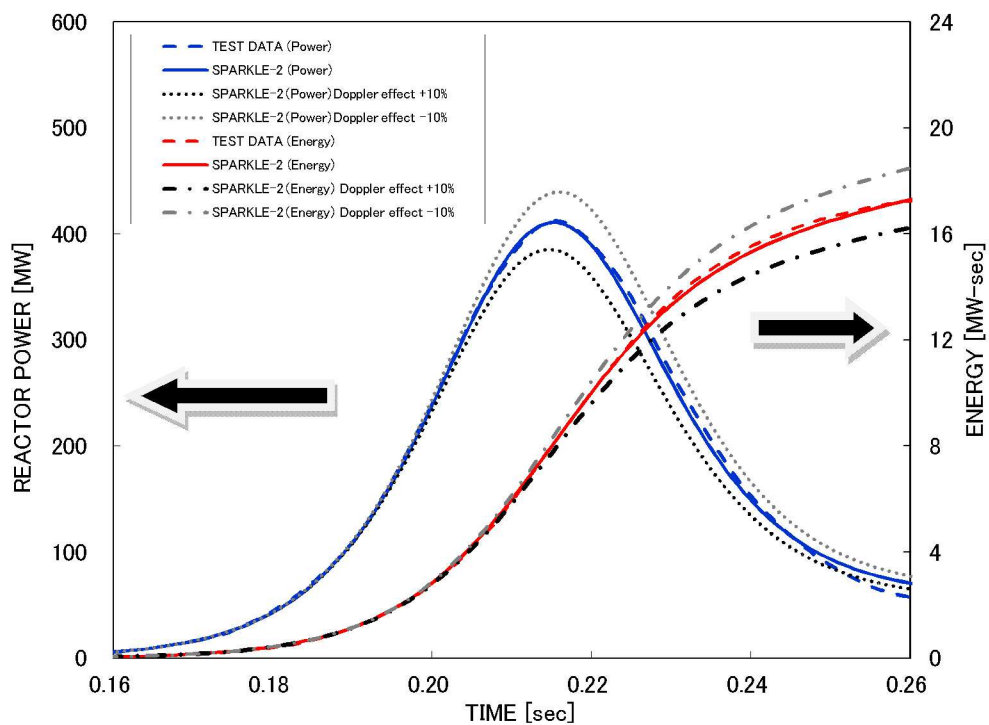


図 4-29 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60、ドップラ反応度帰還効果変化)

4.6 許認可コードF I N E^{[5][6]}との比較

燃料棒内温度モデルの検証として、M I D A C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F I N Eコードと比較する。

M I D A Cコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、F I N E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、M I D A C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、A T W S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、ペレットー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、M I D A Cコードのペレット内ノード分割は表 3-3に示すS P A R K L E-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、F I N Eコードの評価結果を使用する。M I D A Cコードは、その条件を基にペレットー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M I D A Cコードによる燃料棒内温度の評価結果はF I N Eコードの解析結果を模擬できており、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。なお、M I D A C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。

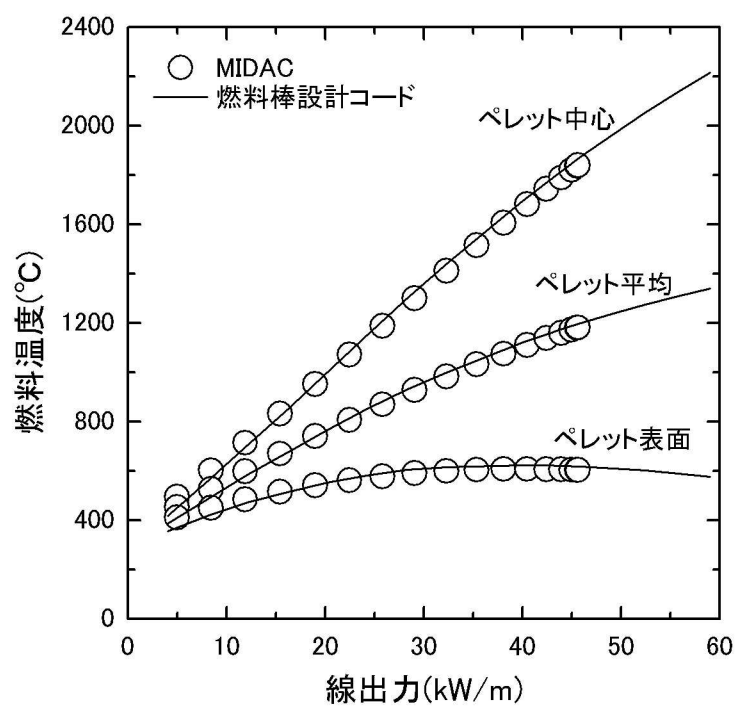


図 4-30 定常時燃料温度評価結果 (17×17 燃料、燃焼初期)

4.7 NUPEC 管群ボイド試験^[10]

(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、γ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γ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⁴、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

⁴ 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、M I D A C コードの沸騰・ボイド率変化の不確かさは 2σ （約 95%確率）を考慮すると約 8%となる。

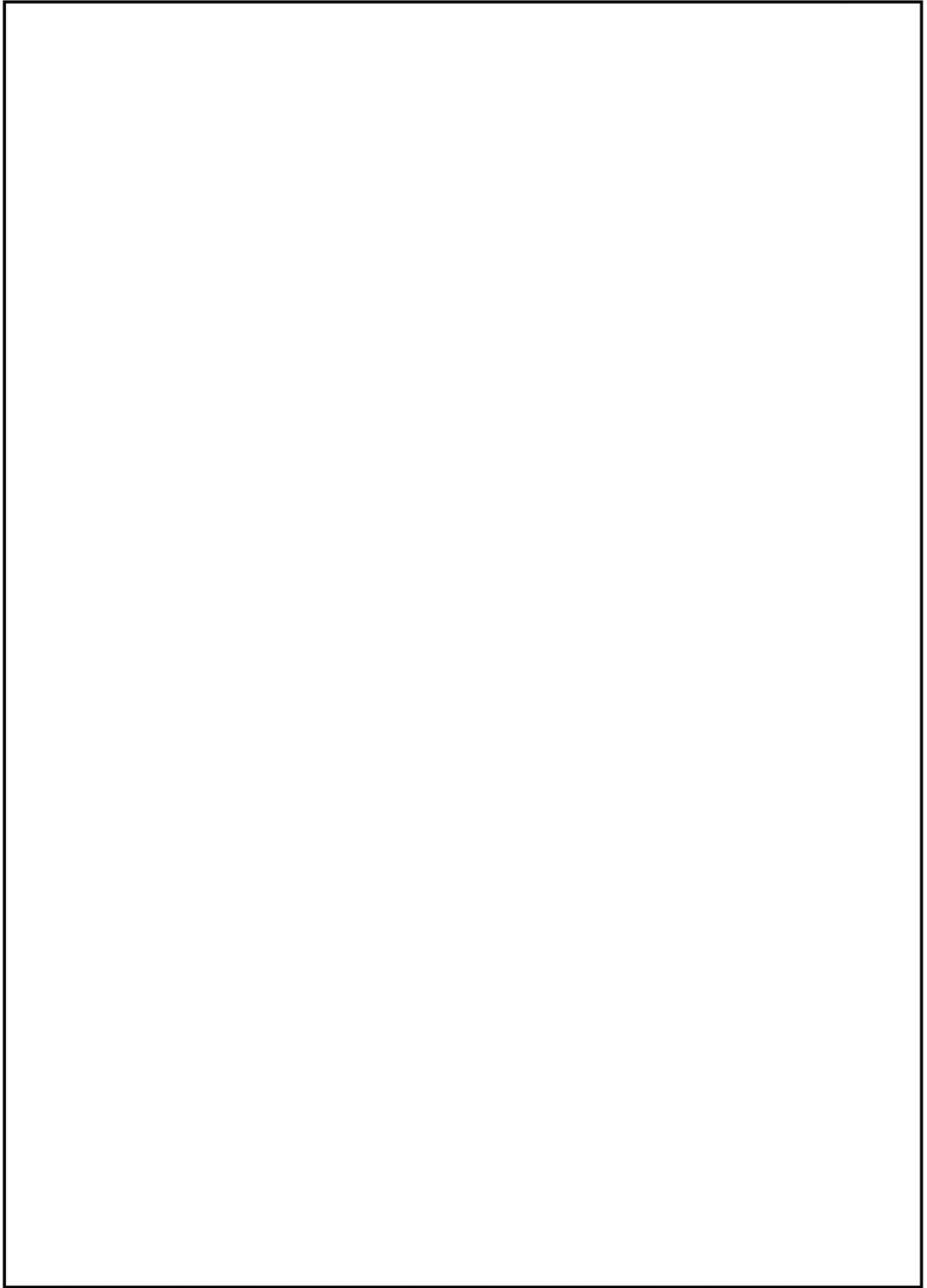


図 4-31 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

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。

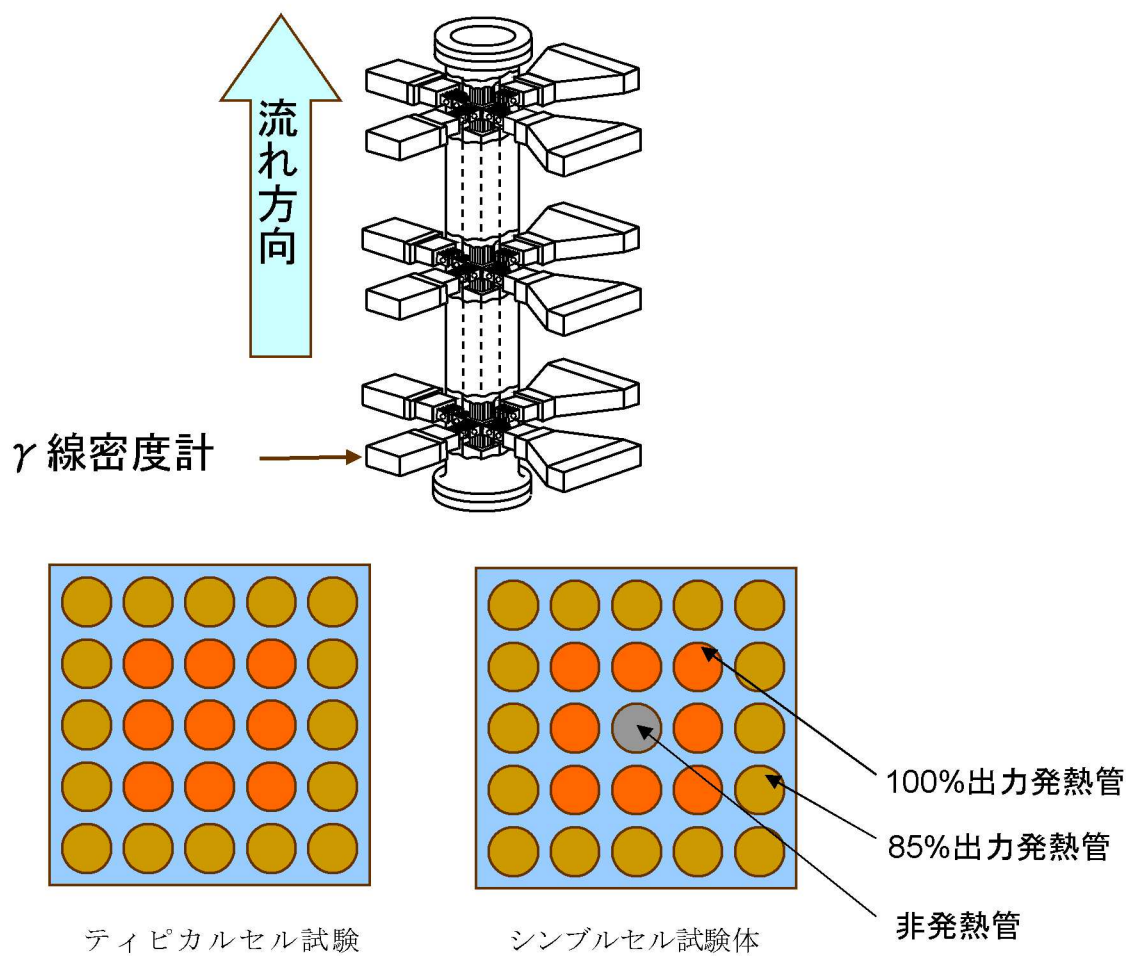


図 4-32 NUPEC 管群ボイド試験装置

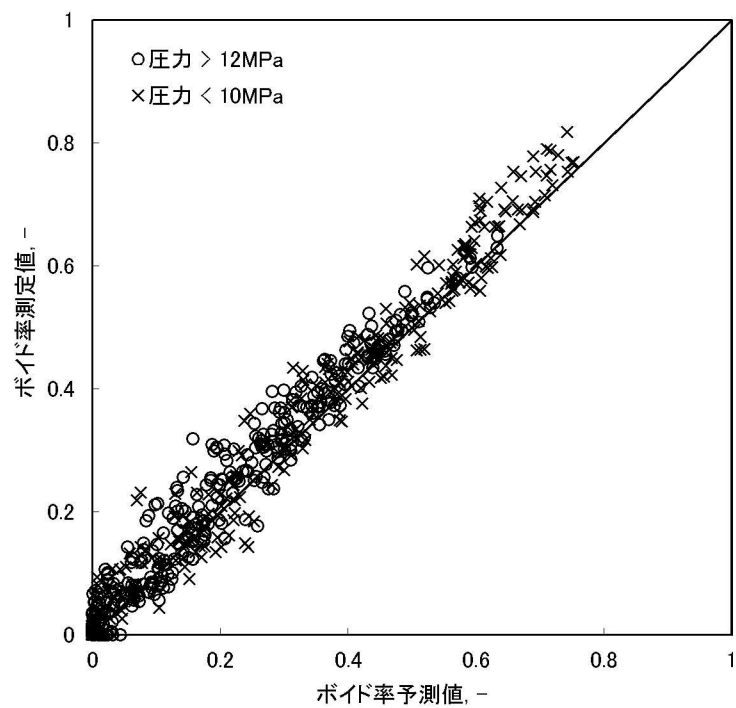


図 4-33 NUPEC 管群ボイド試験解析結果 圧力影響 (定常試験)

4.8 LOFT 試験

4.8.1 LOFT 試験概要^[20]

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。

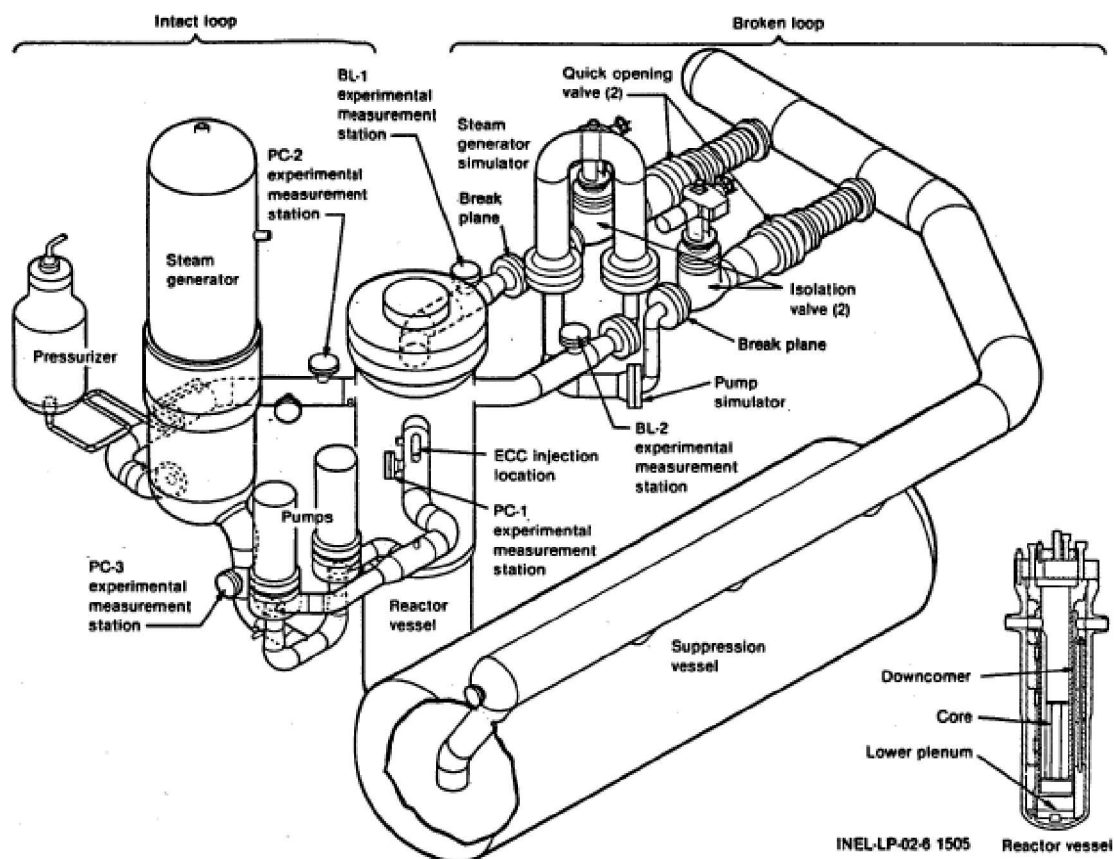


図 4-34 LOFT 試験装置図

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。

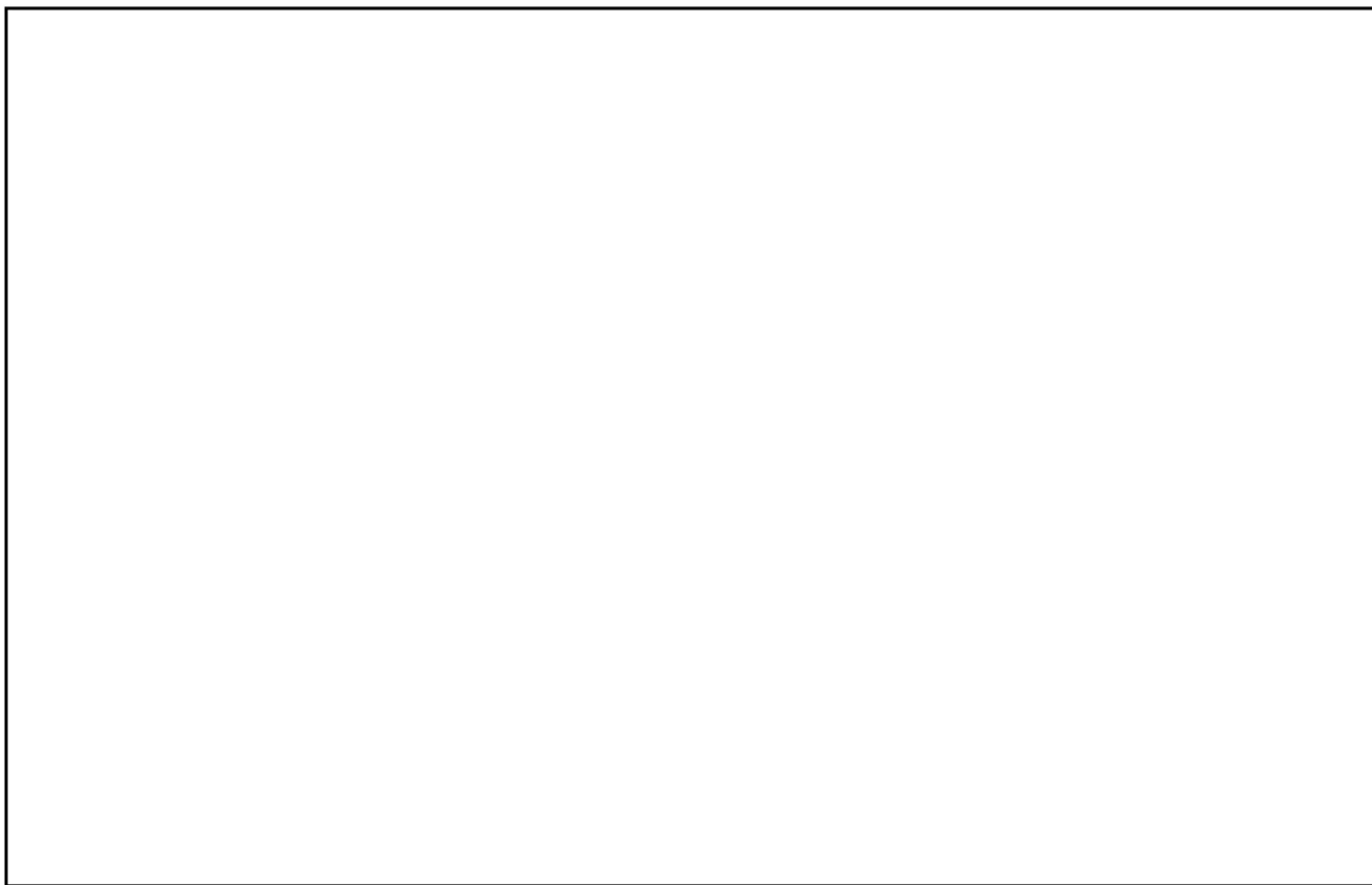


図 4-35 LOFT 試験装置ノード図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.8.3 LOFT L6-1^[20]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 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

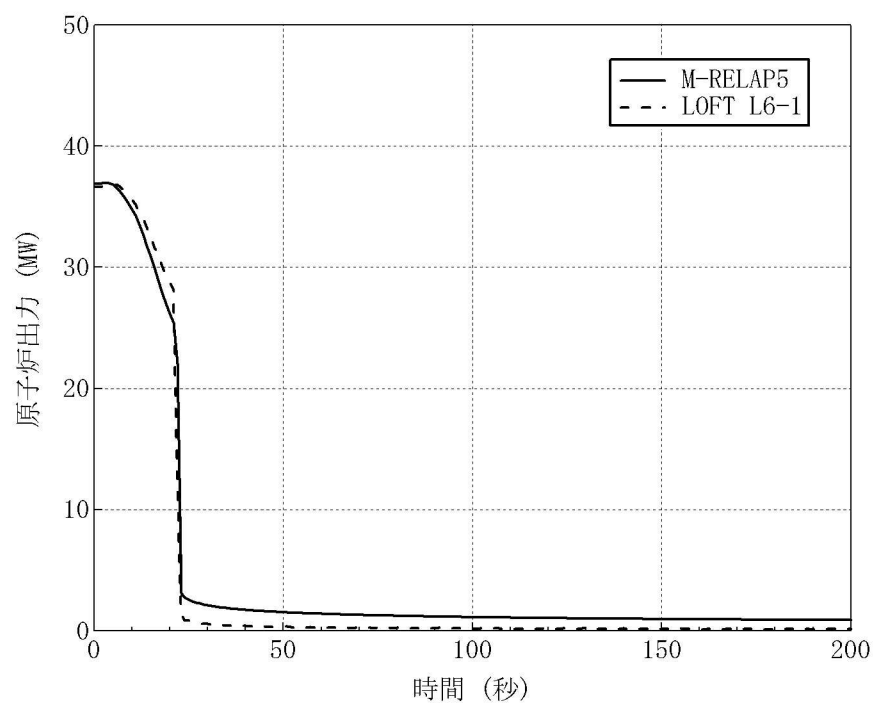


図 4-36 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

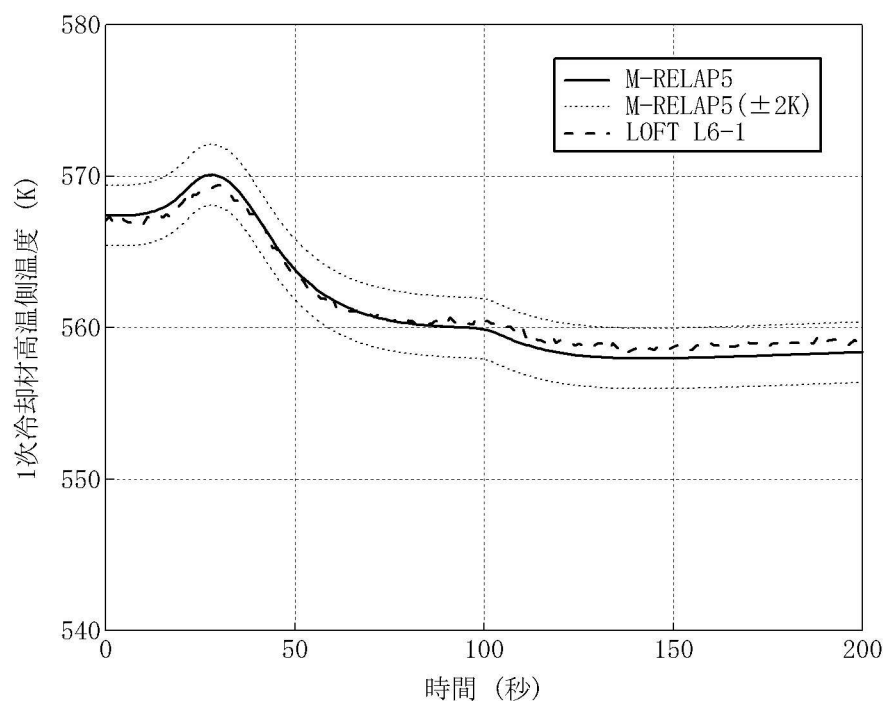


図 4-37 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度⁵

⁵ 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。

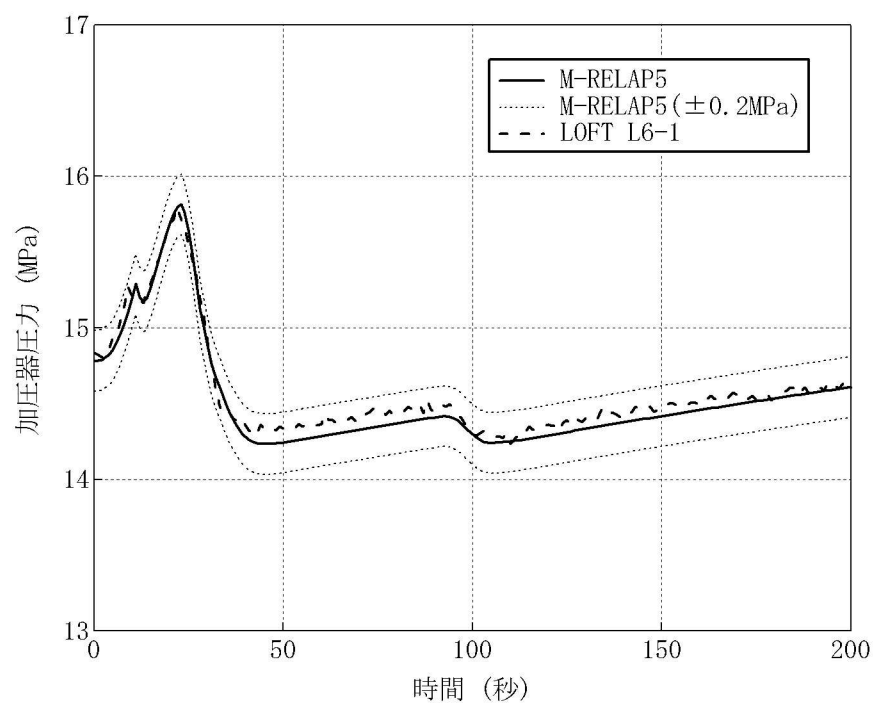


図 4-38 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

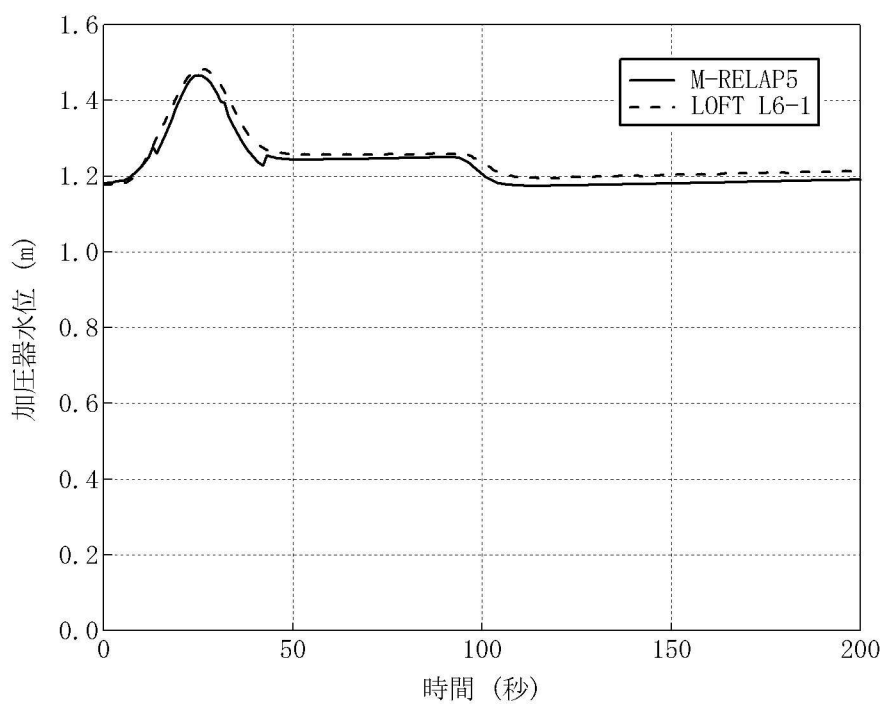


図 4-39 LOFT L6-1 試験における加圧器水位

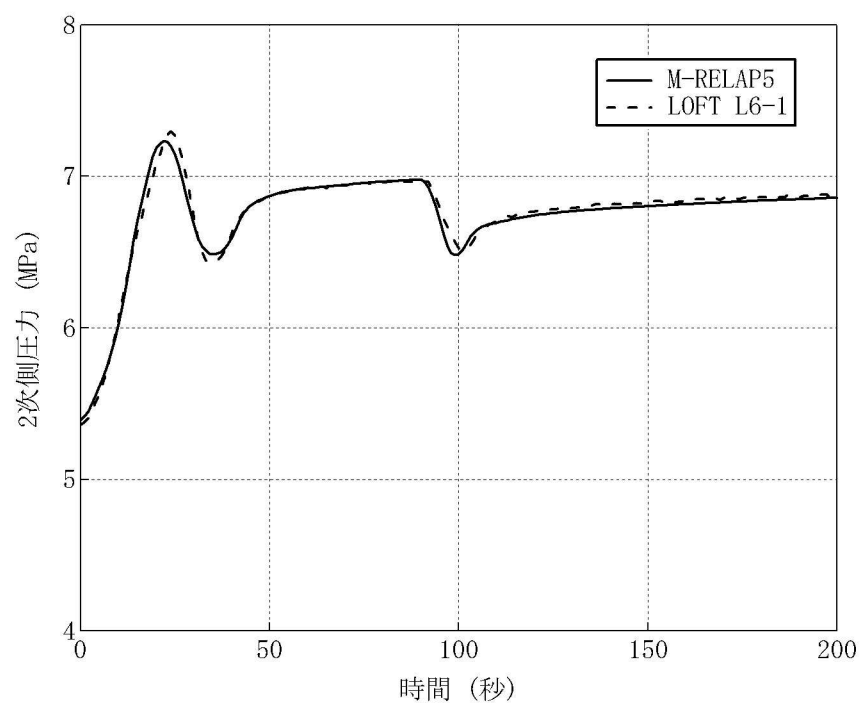


図 4-40 LOFT L6-1 試験における蒸気発生器 2 次側圧力