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、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反応度帰還モデルに対し、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	SPERT-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+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）	・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）	・二相及びサブクール臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	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	エネルギ群,g	D[cm]	Σ_a[cm^{-1}]	$\nu\Sigma_f$[cm^{-1}]	χ [-]	Σ_s[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	エネルギ群	ν [-]	v [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	β [-]	λ [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[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。

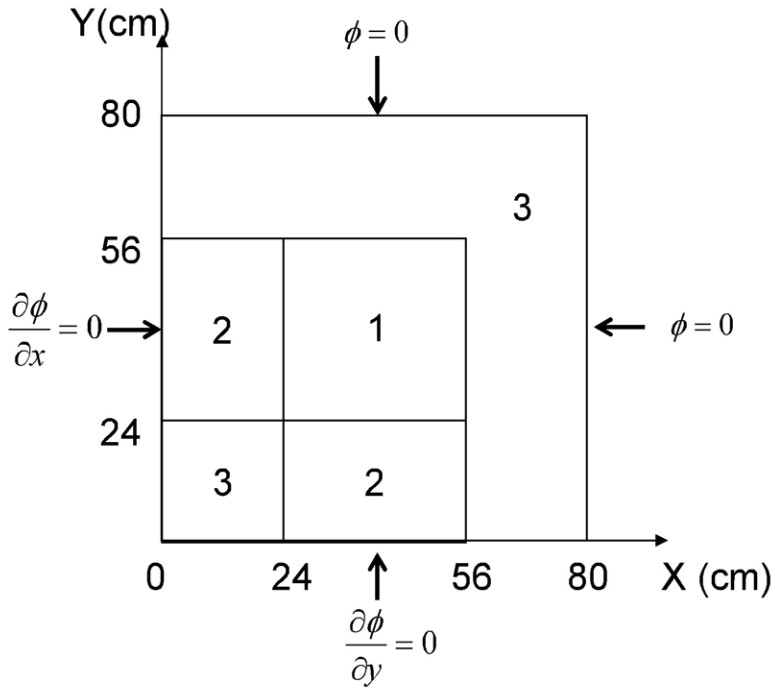


図 4-1　TWIGL ベンチマーク問題体系図

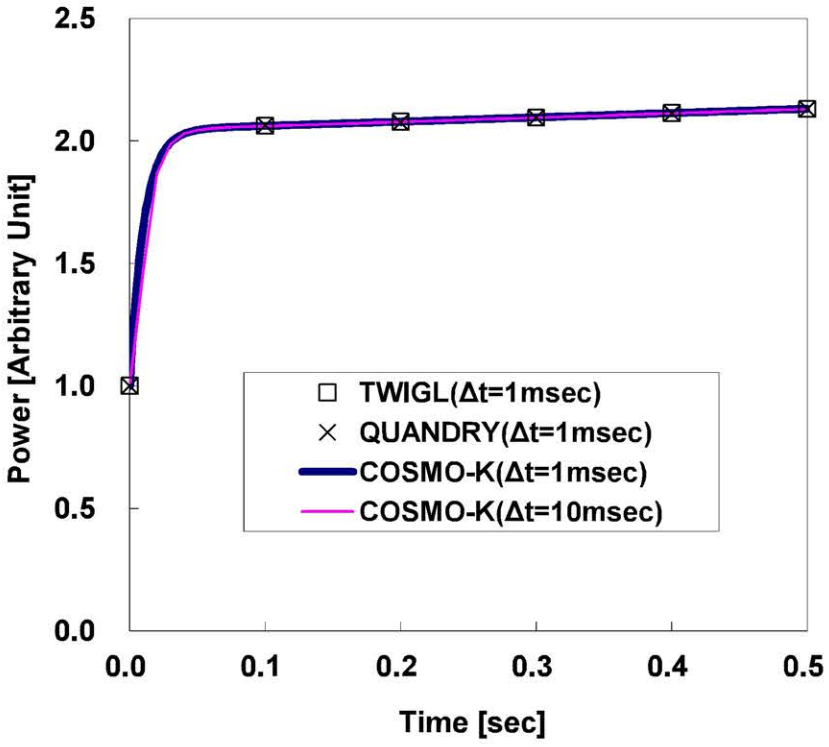


図 4-2　TWIGL ベンチマーク　炉心出力応答の比較（ステップ状反応度添加の場合）

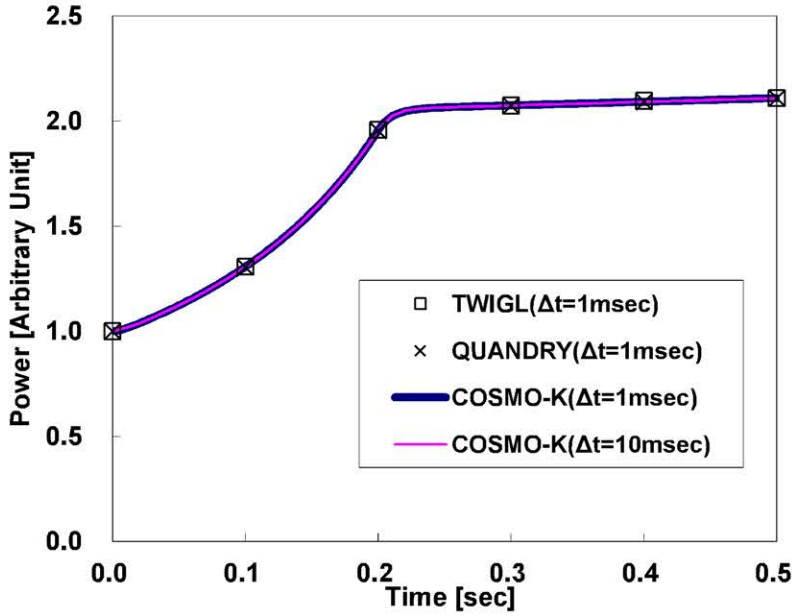


図 4-3　TWIGL ベンチマーク　炉心出力応答の比較（ランプ状反応度添加の場合）

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	エネルギ群	D[cm]	Σ_a[cm^{-1}]	$\nu\Sigma_f$[cm^{-1}]	$\Sigma_{s,1\to2}$ [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 $\Sigma_{s,2\to1}$、自群散乱 $\Sigma_{s,1\to1}$, $\Sigma_{s,2\to2}$ 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、$\Sigma_{s,1\to2}$ 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

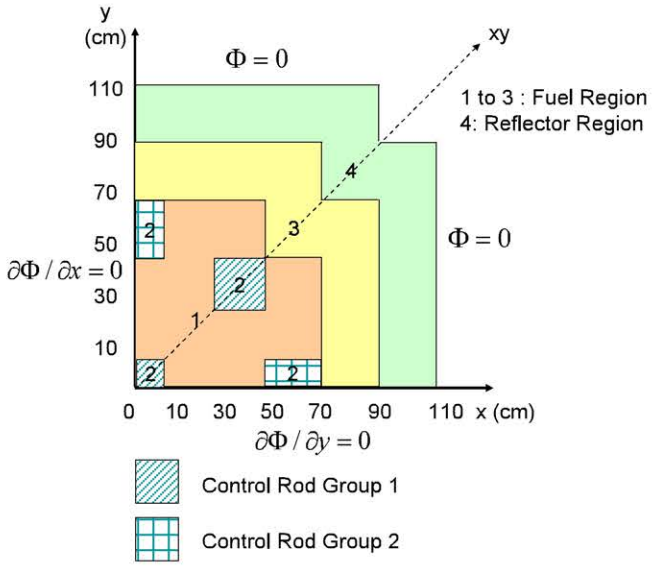


図 4-4　LMW ベンチマーク問題体系図（水平方向）

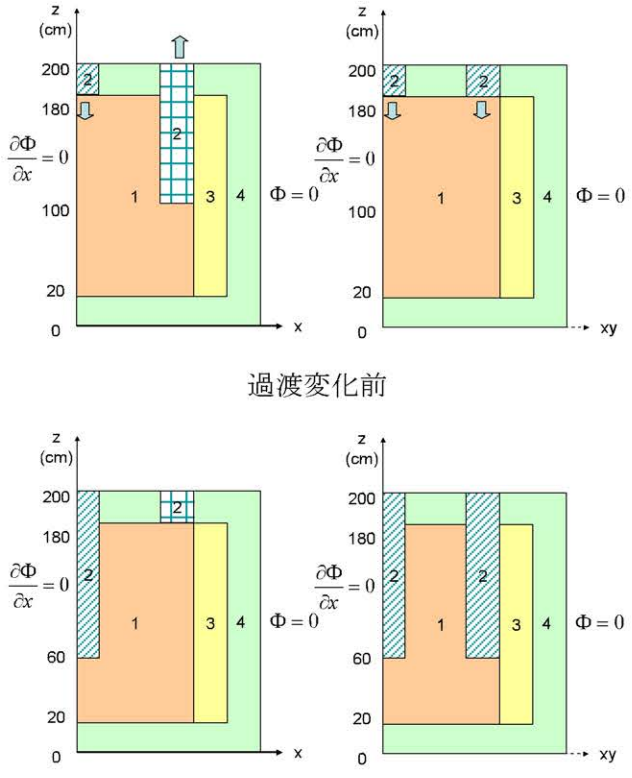


図 4-5　LMW ベンチマーク問題体系図（鉛直方向）

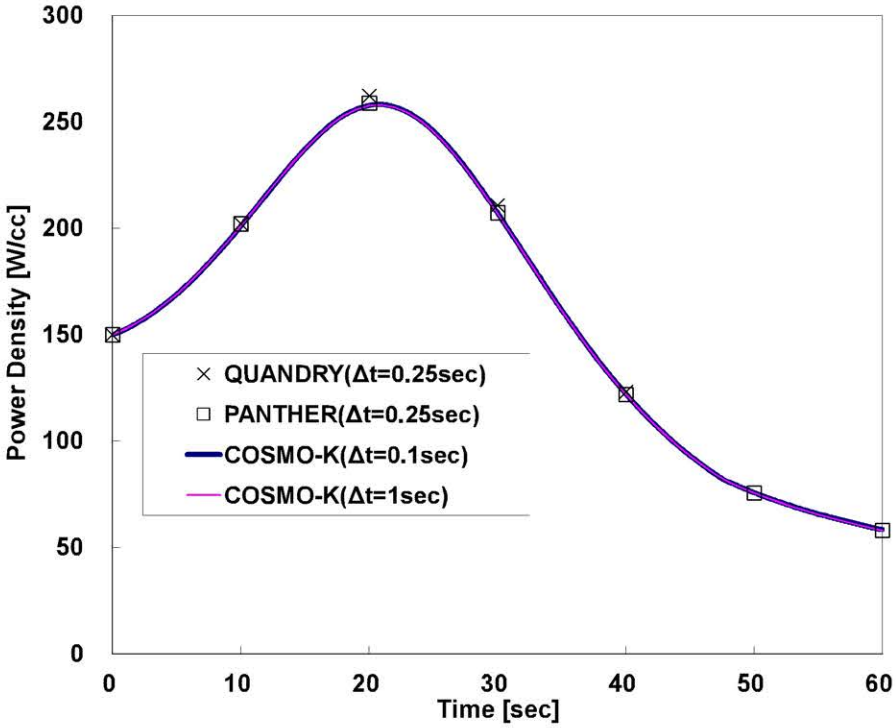


図 4-6　LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

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変化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 PuO_2 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

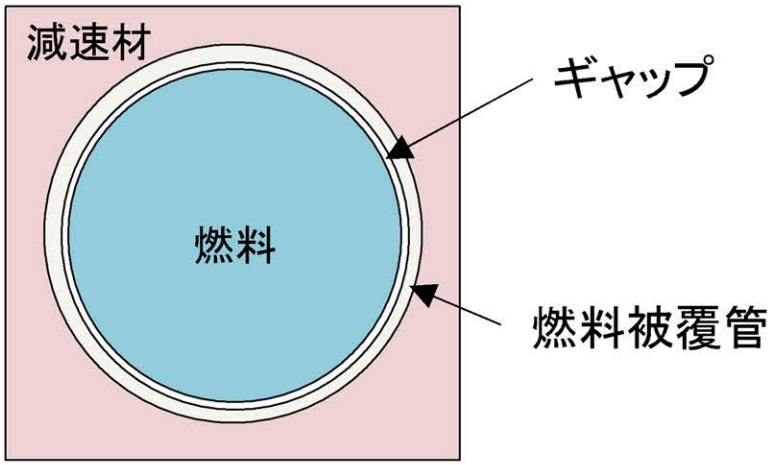


図 4-7　検証体系

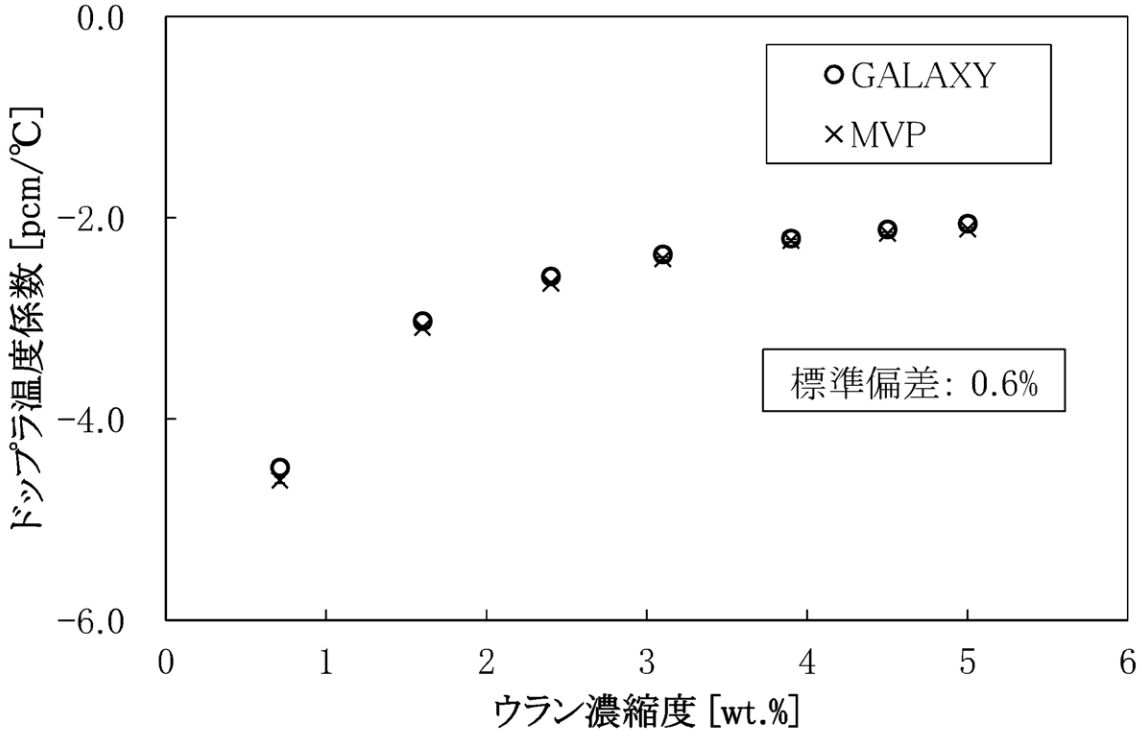


図 4-8　ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

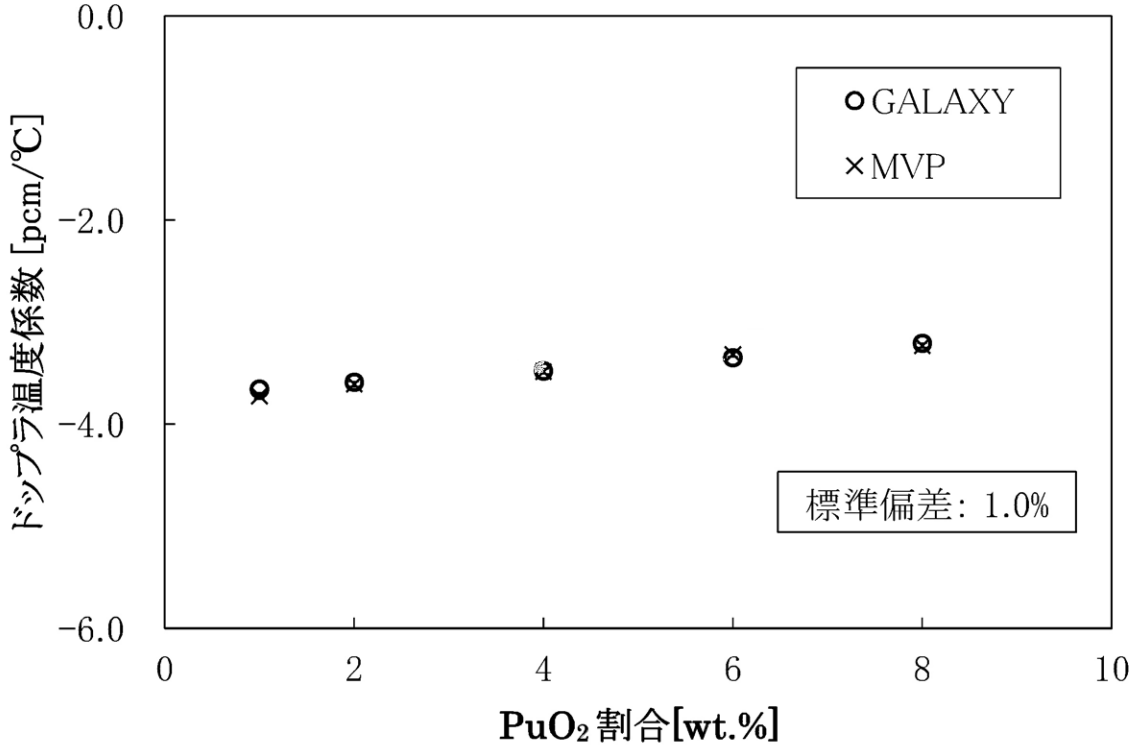


図 4-9　MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

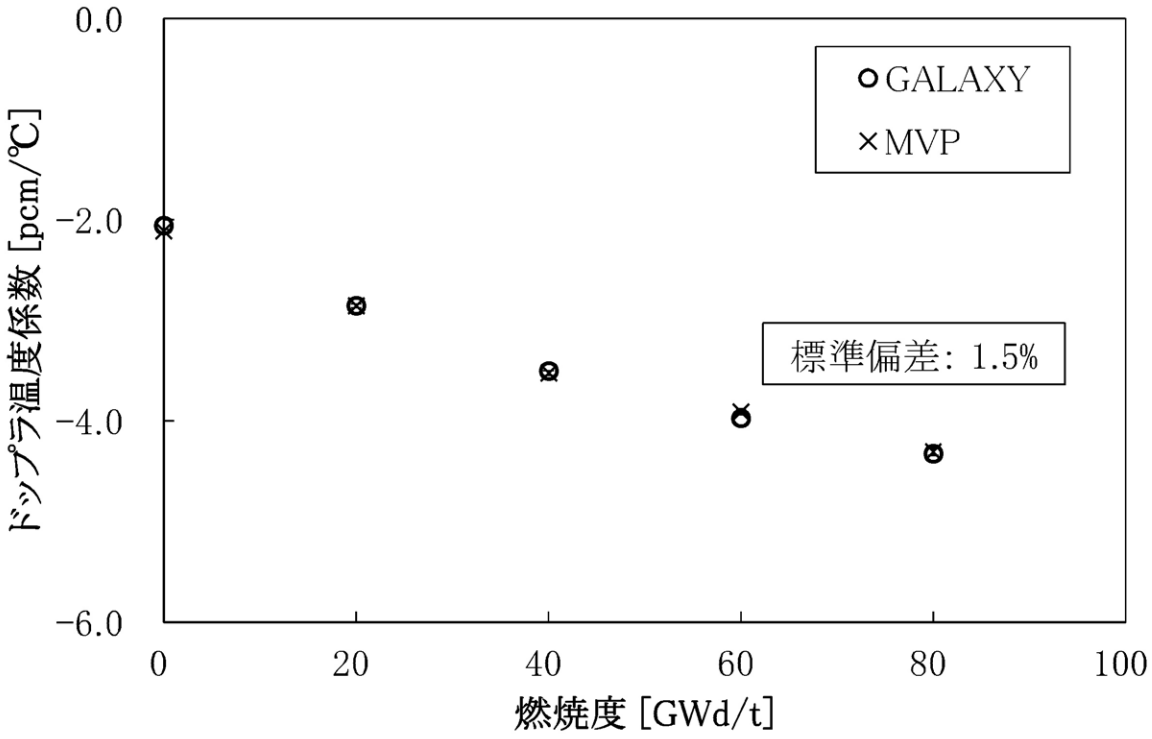


図 4-10　燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

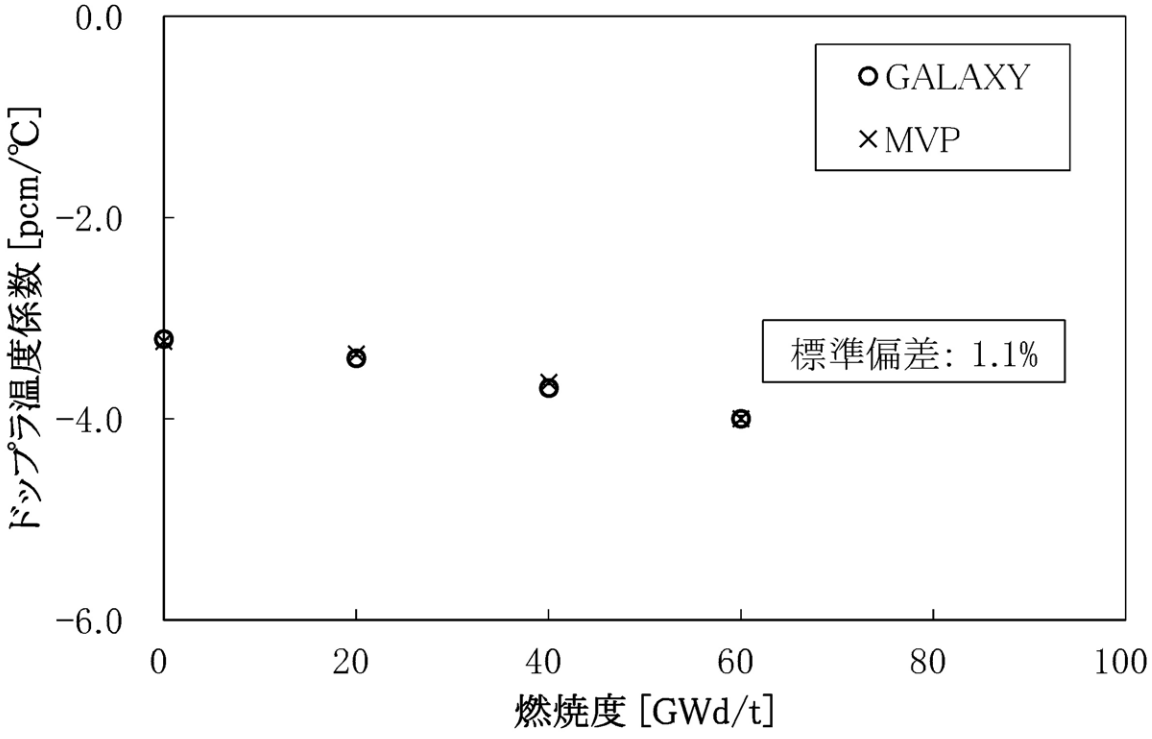


図 4-11　燃焼 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

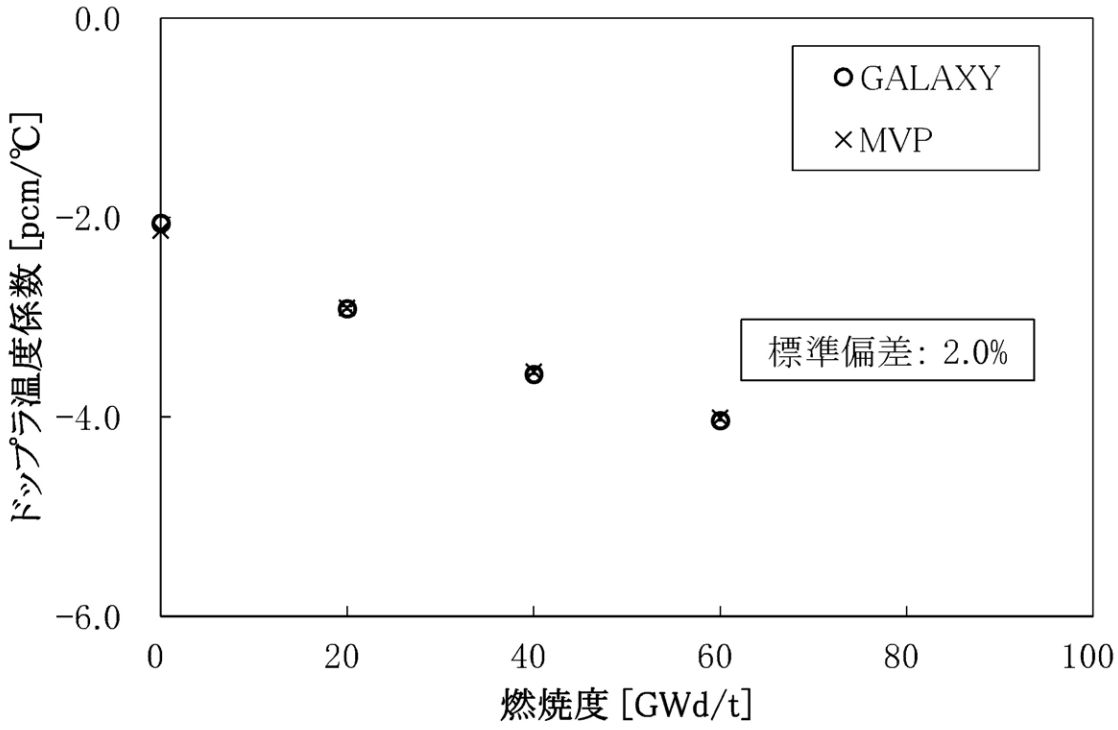


図 4-12　燃焼ウラン燃料に対するドップラ温度係数の比較（ＭＶＰ－ＢＵＲＮを用いた場合）

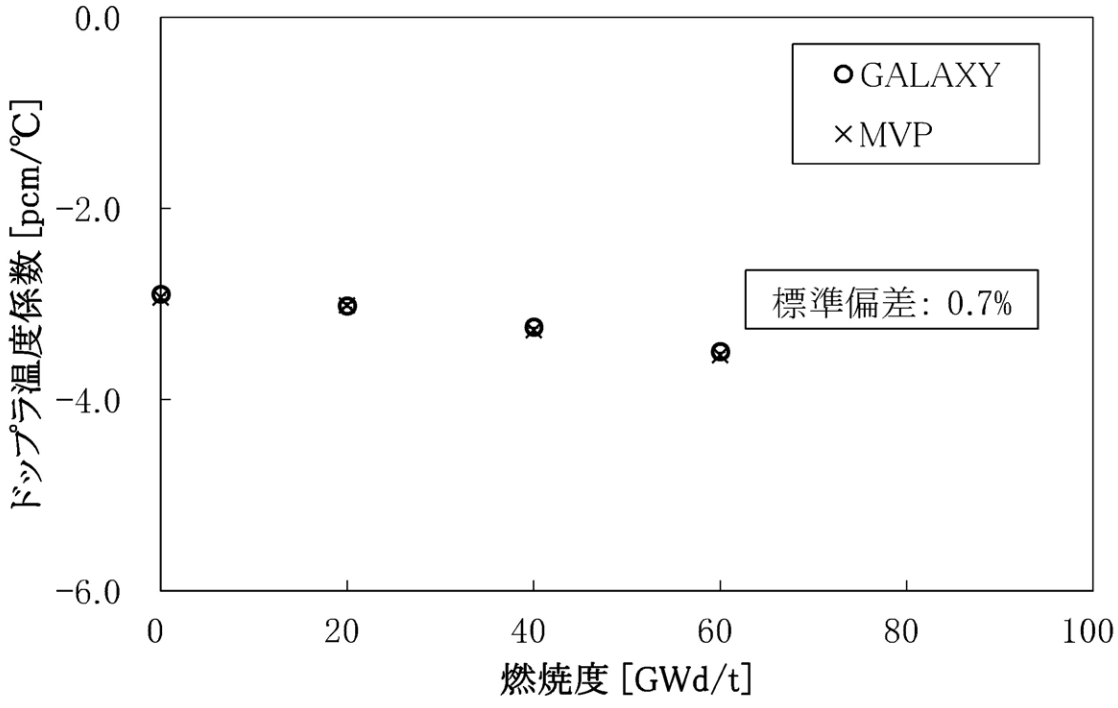


図 4-13　燃焼 MOX 燃料に対するドップラ温度係数の比較（ＭＶＰ－ＢＵＲＮを用いた場合）

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0.6～0.8g/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0.4～0.8g/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% Δk/kk'/(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(℃)	286.85
燃料温度(℃)	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

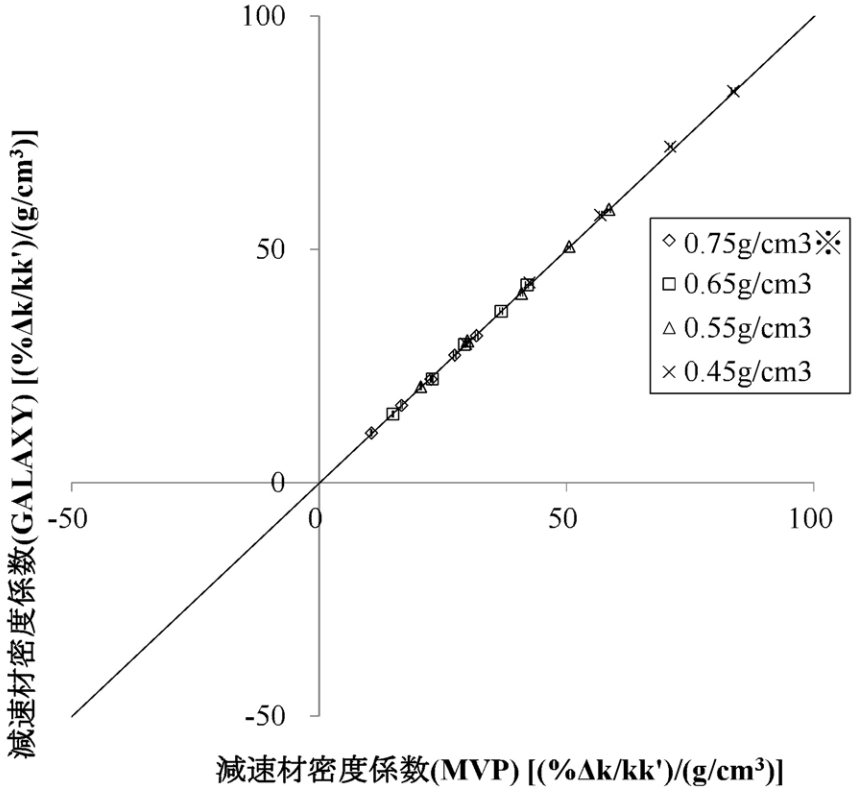


図 4-14　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、0ppm 条件）

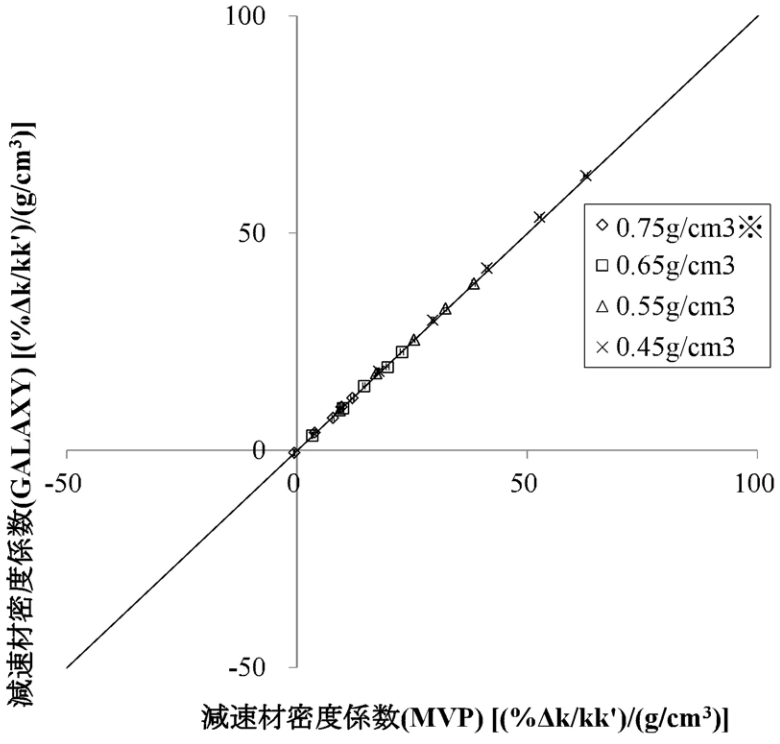


図 4-15　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、1,500ppm 条件）

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

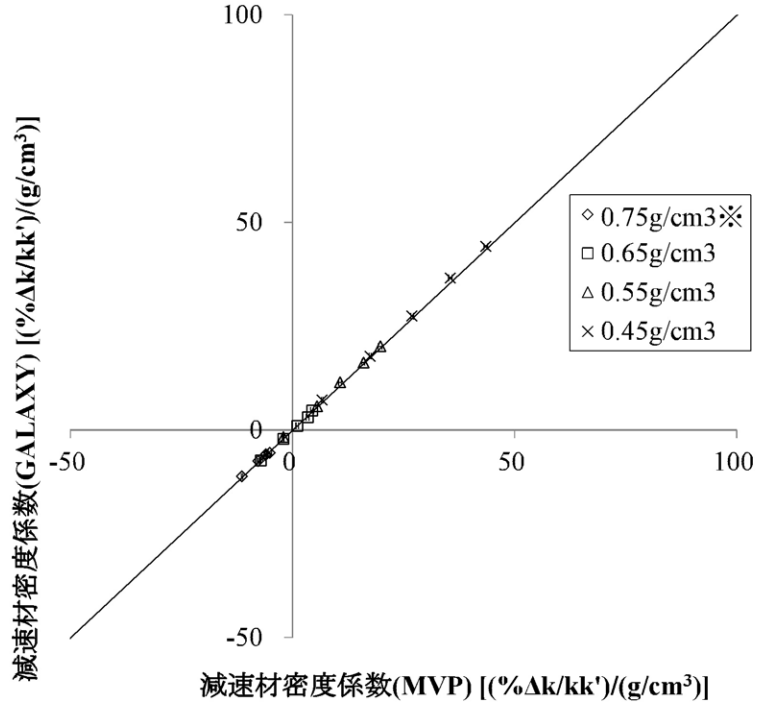


図 4-16　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3,000ppm 条件）

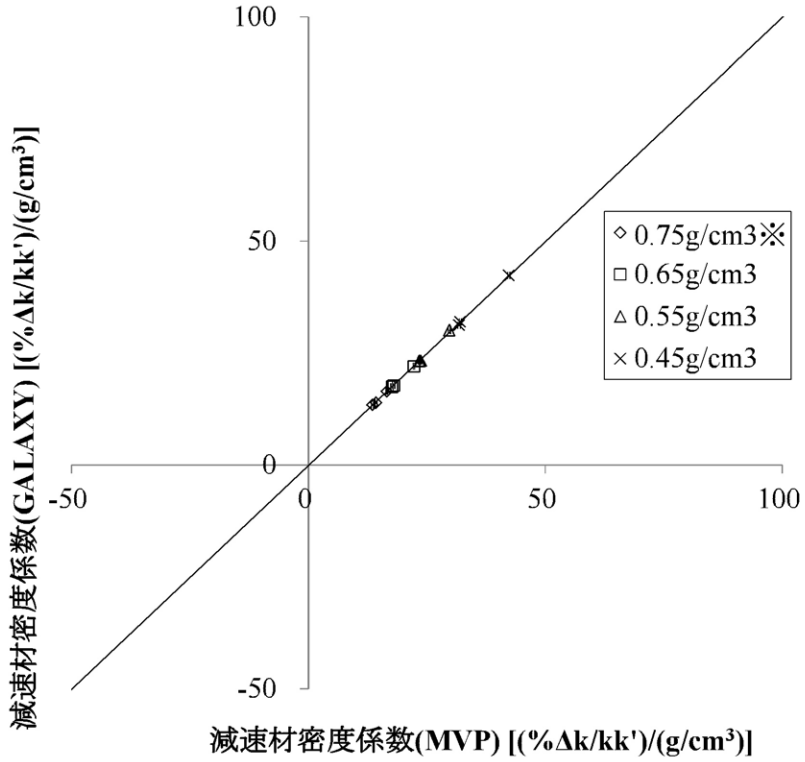


図 4-17　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

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

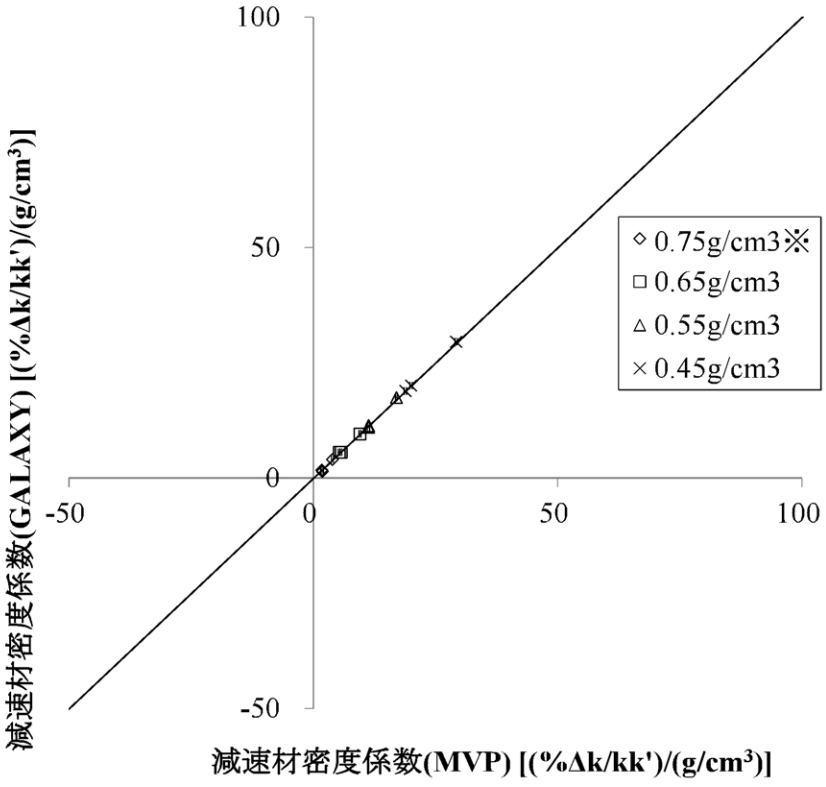


図 4-18　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1,500ppm 条件）

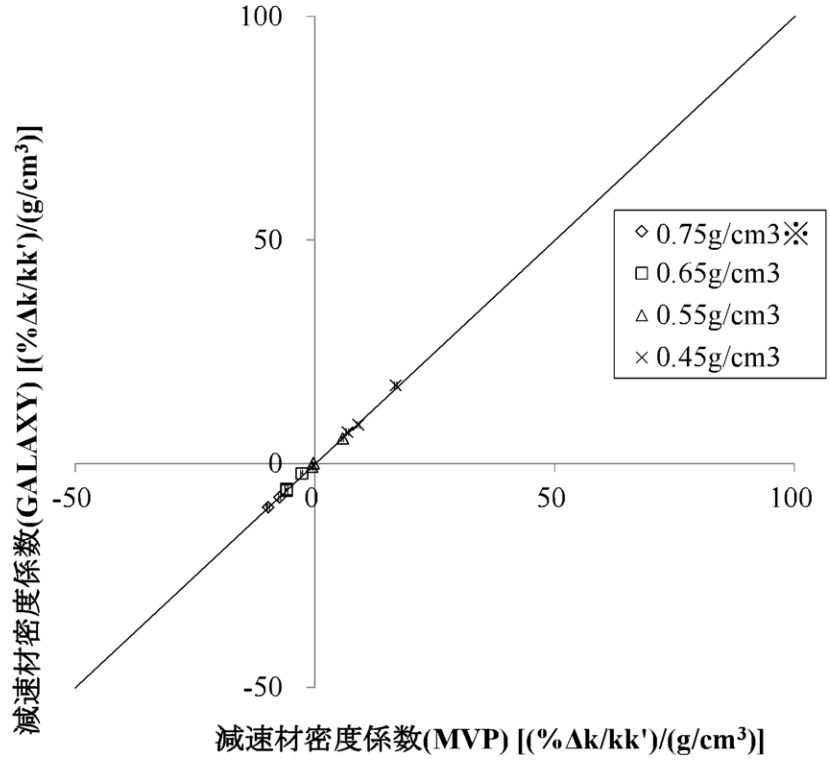


図 4-19　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3,000ppm 条件）

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

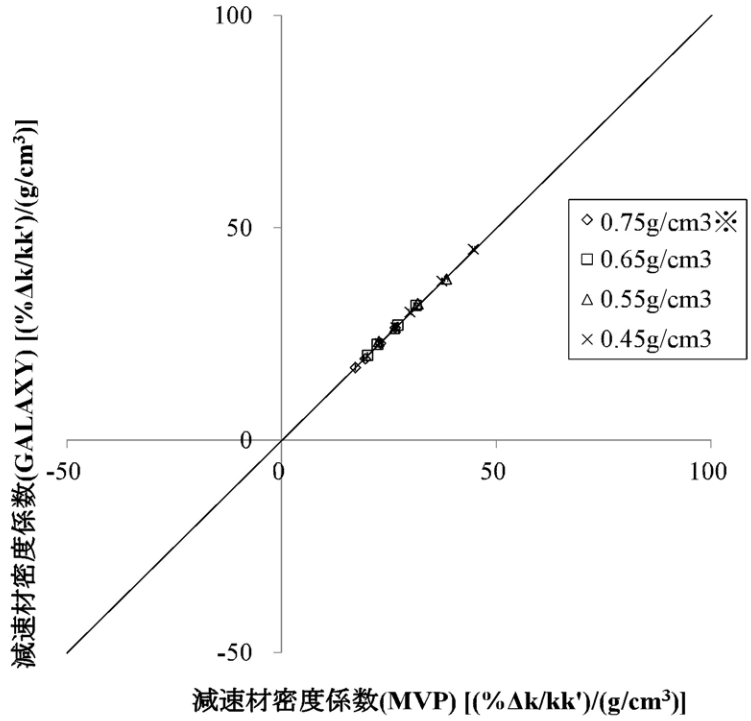


図 4-20　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、0ppm 条件）

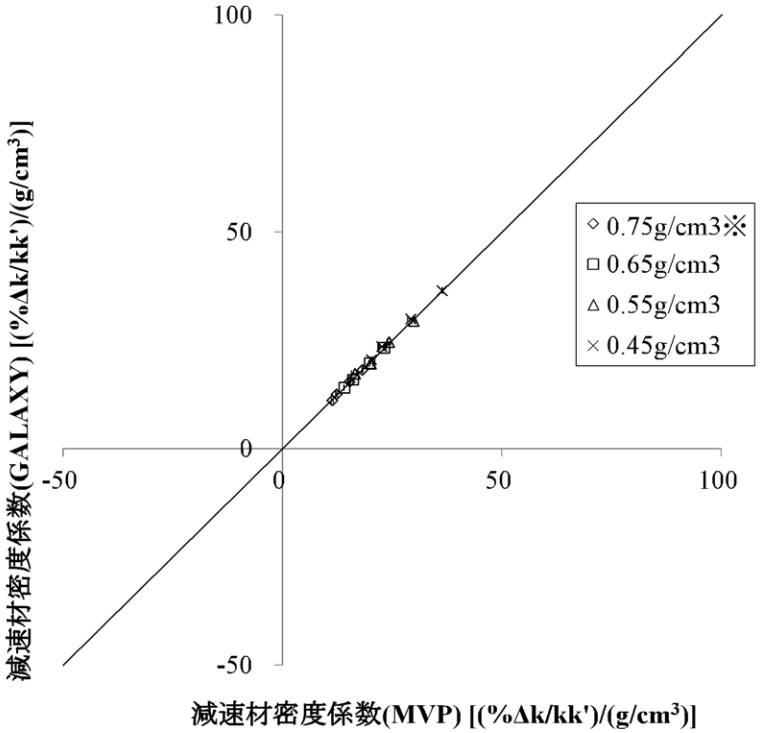


図 4-21　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、1,500ppm 条件）

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

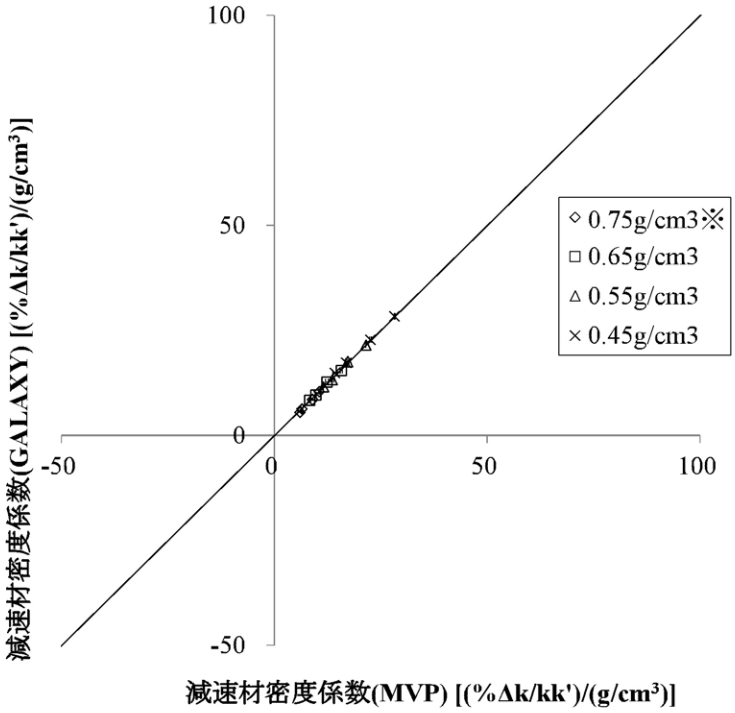


図 4-22　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、3,000ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度(±3.6pcm/℃)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

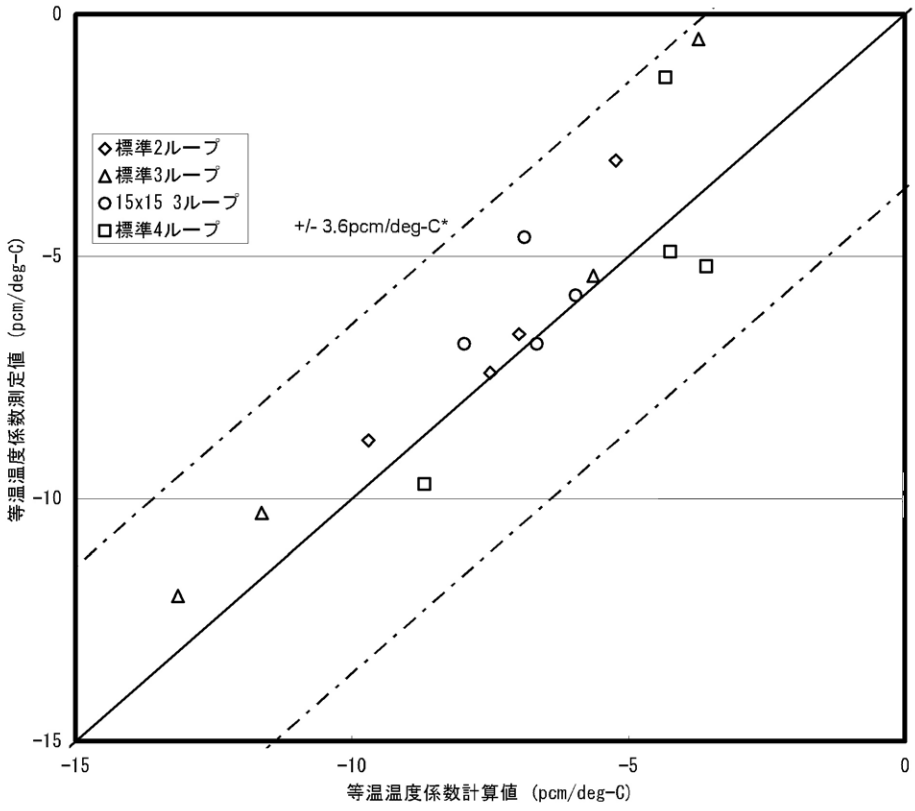
ＣＯＳＭＯ－Ｓコードによる計算結果と測定結果の比較を図 4-23に示す。ＣＯＳＭＯ－Ｓによる計算値と測定結果は、減速材温度係数測定検査の判断基準である±3.6pcm/℃の範囲で測定値と一致していることから、ＣＯＳＭＯ－Ｓコードは、等温温度係数の計算として±3.6pcm/℃以内の精度を有しているといえる。

(3)　減速材反応度帰還効果の不確かさ

(2)で述べた±3.6pcm/℃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±3.6pcm/℃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±3.6pcm/℃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

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

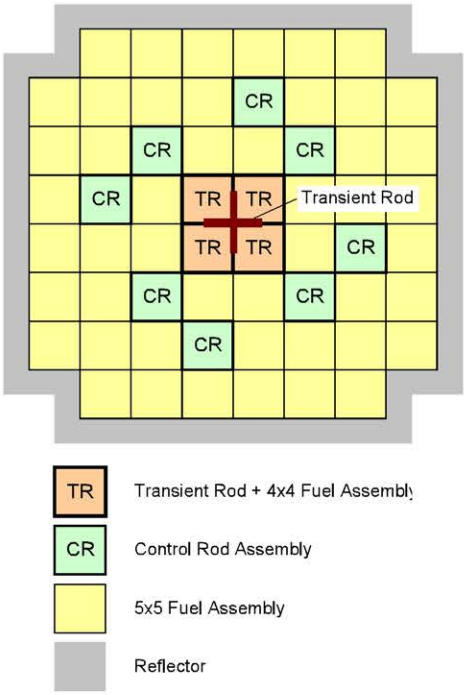


図 4-24　SPERT-Ⅲ E-core 炉心図

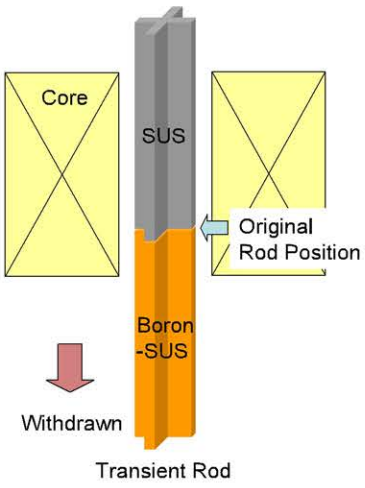


図 4-25 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

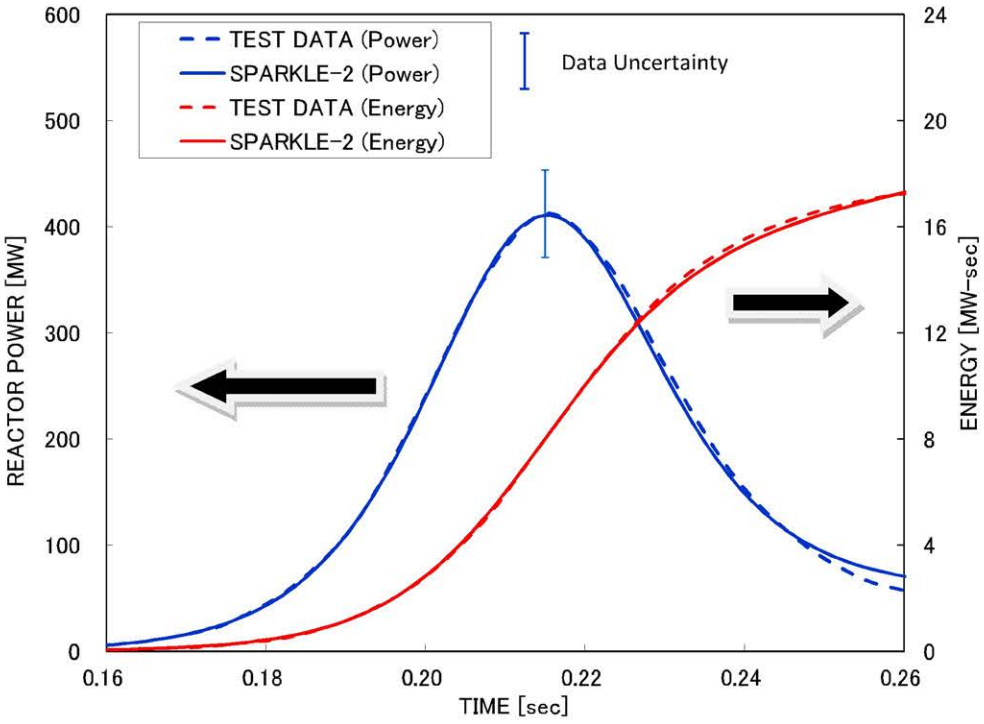


図 4-26 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST60）

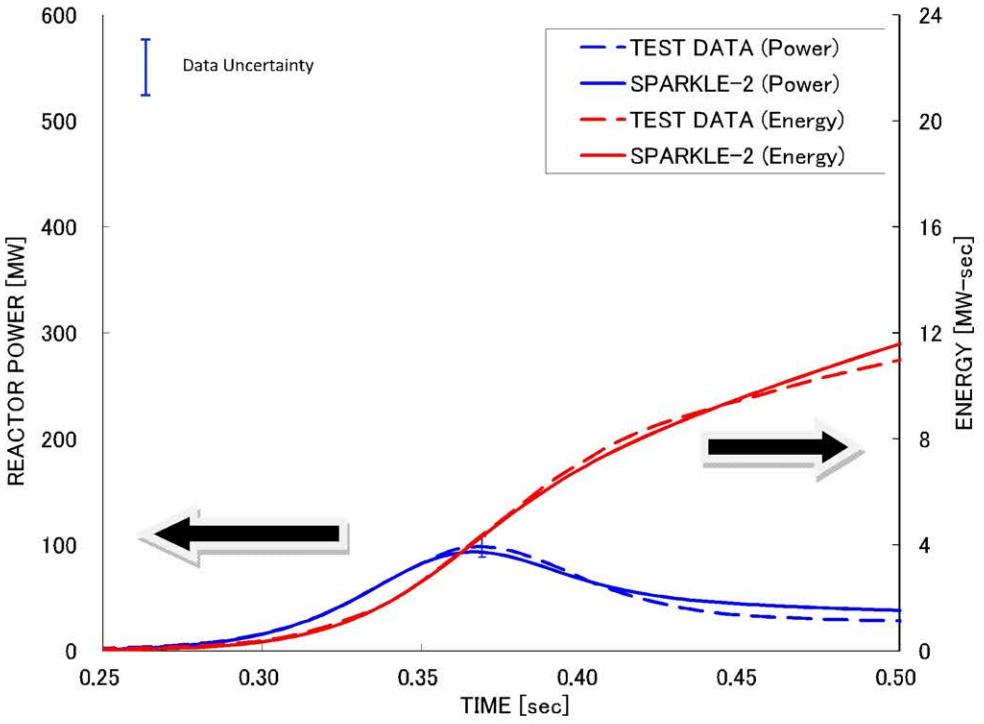


図 4-27 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST62）

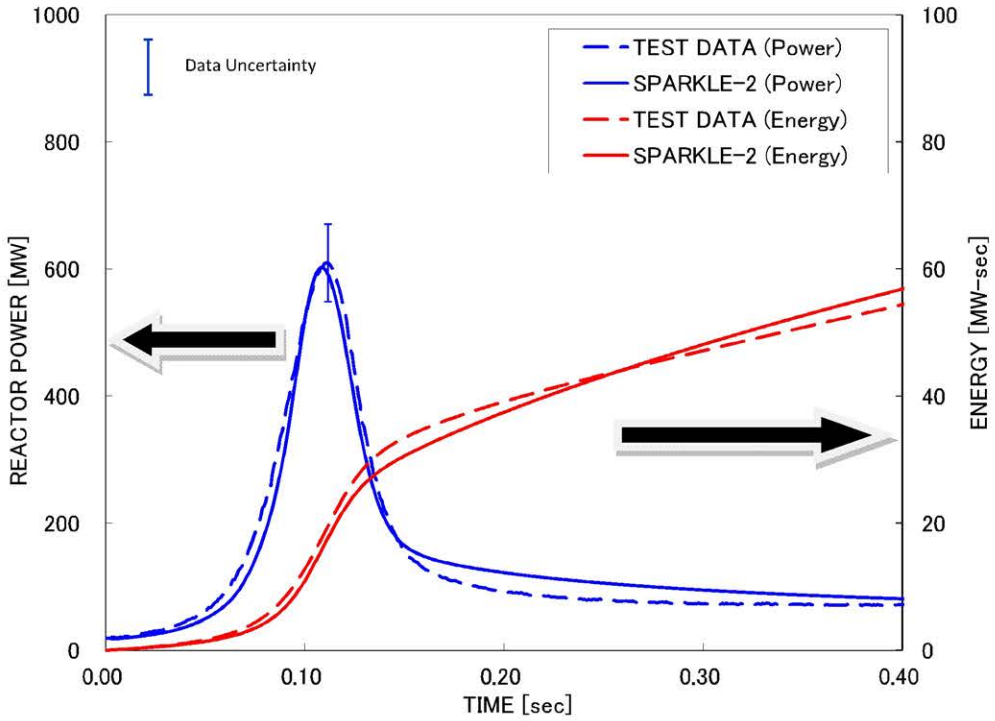


図 4-28 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST86）

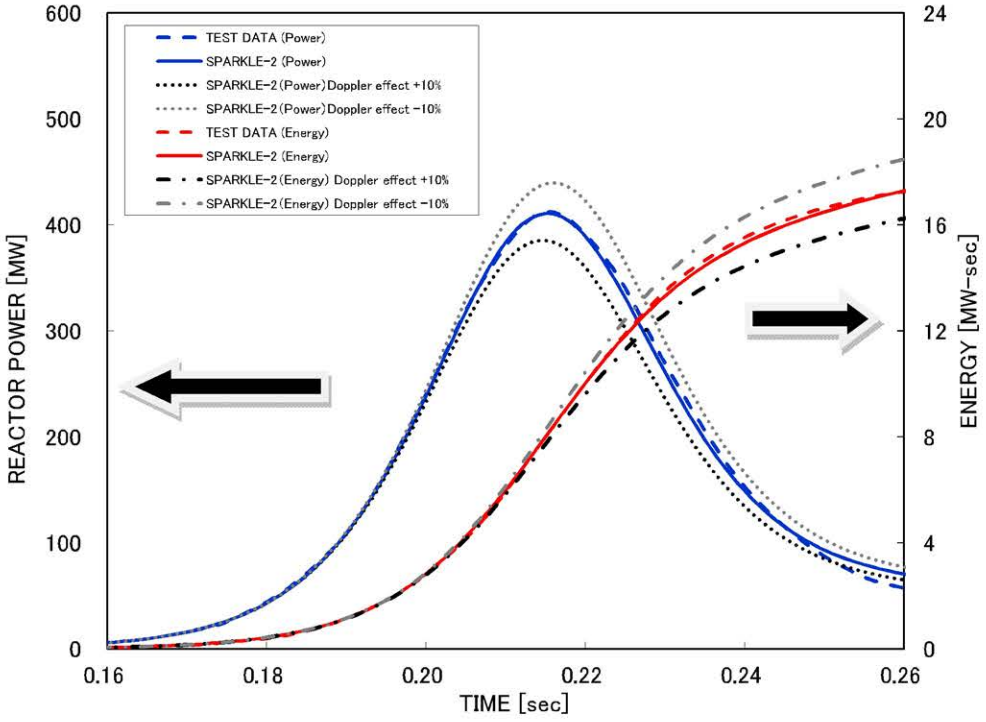


図 4-29 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST60、ドップラ反応度帰還効果変化）

4.6　許認可コードＦＩＮＥ[5][6]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。

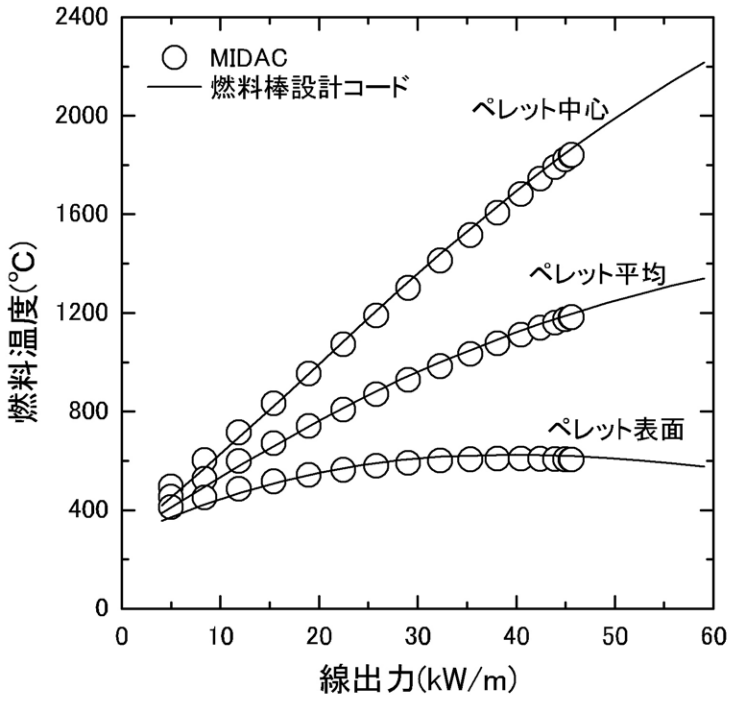


図 4-30　定常時燃料温度評価結果（17×17 燃料、燃焼初期）

4.7　NUPEC 管群ボイド試験[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：　シンブルセル、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：　0.6～4.2×10^3kg/m^2s

であり、一般的なPWRの運転条件をカバーしている。ＡＴＷＳ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ＭＩＤＡＣ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ＡＴＷＳ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ＭＩＤＡＣ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、ＭＩＤＡＣ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。ＭＩＤＡＣ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、ＭＩＤＡＣ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。

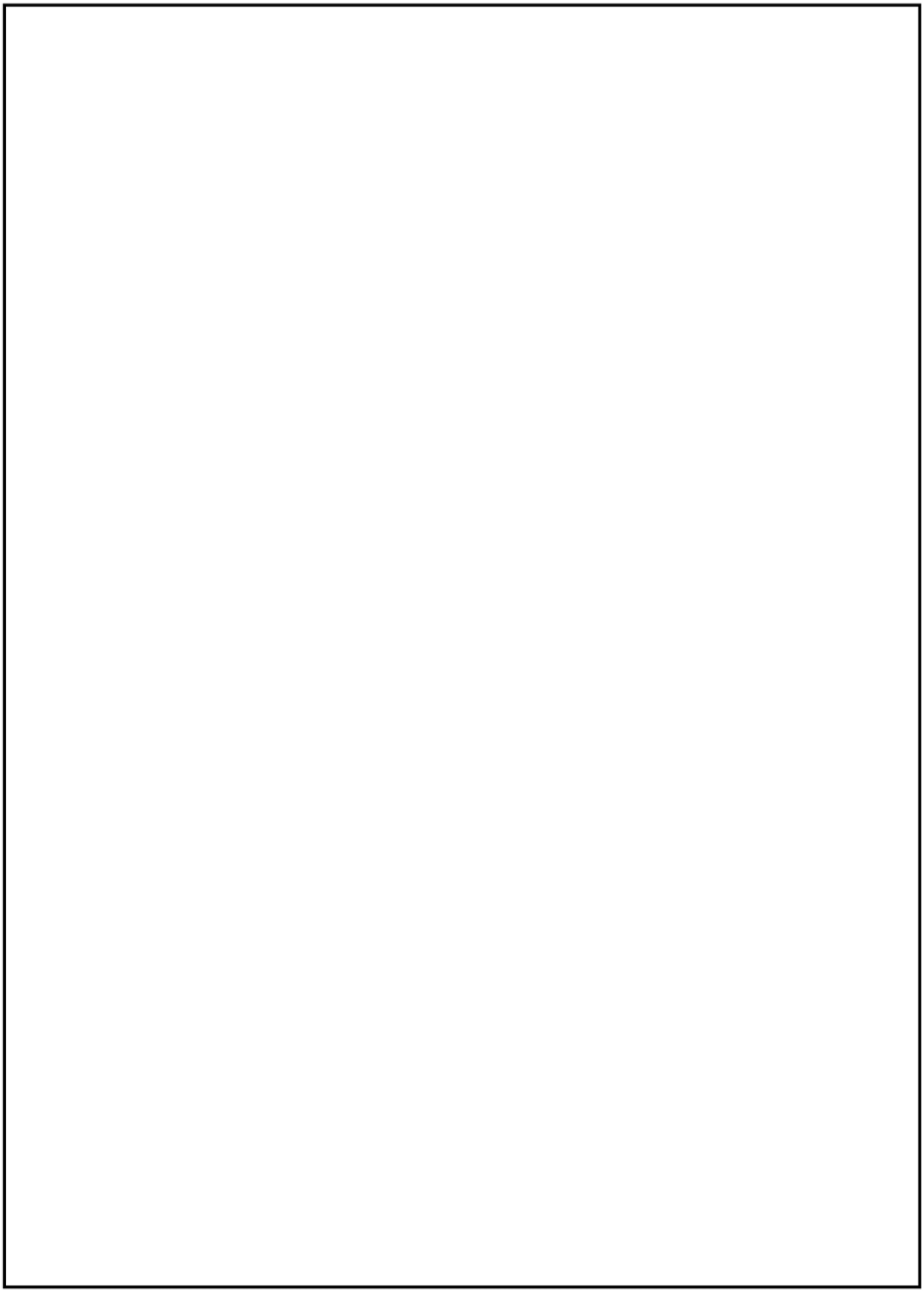


図 4-31 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

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。

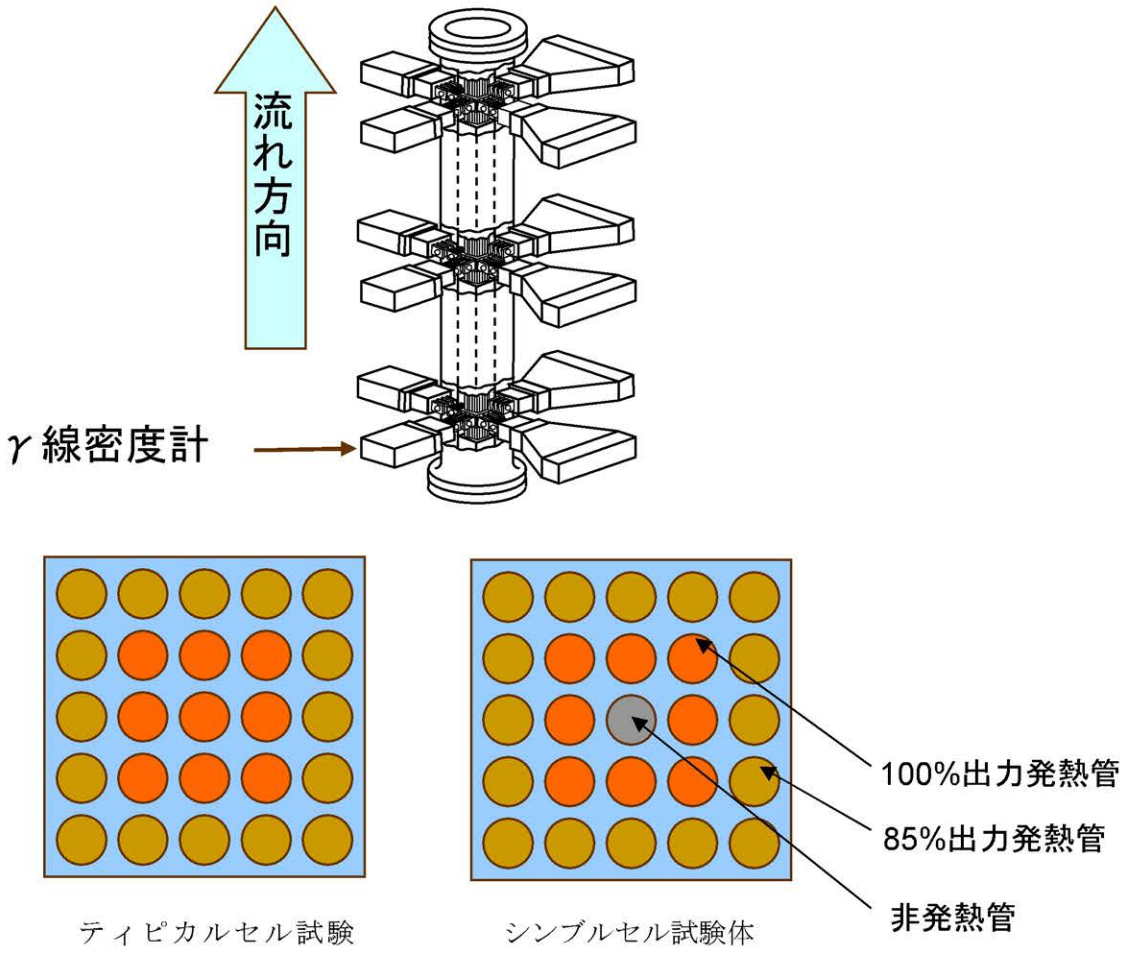


図 4-32 NUPEC 管群ボイド試験装置

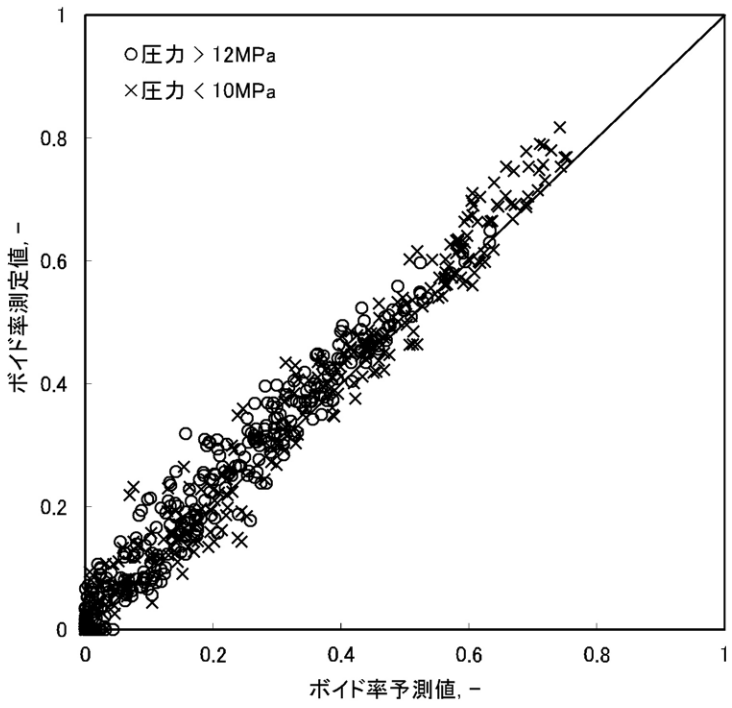


図 4-33 NUPEC 管群ボイド試験解析結果　圧力影響（定常試験）

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。

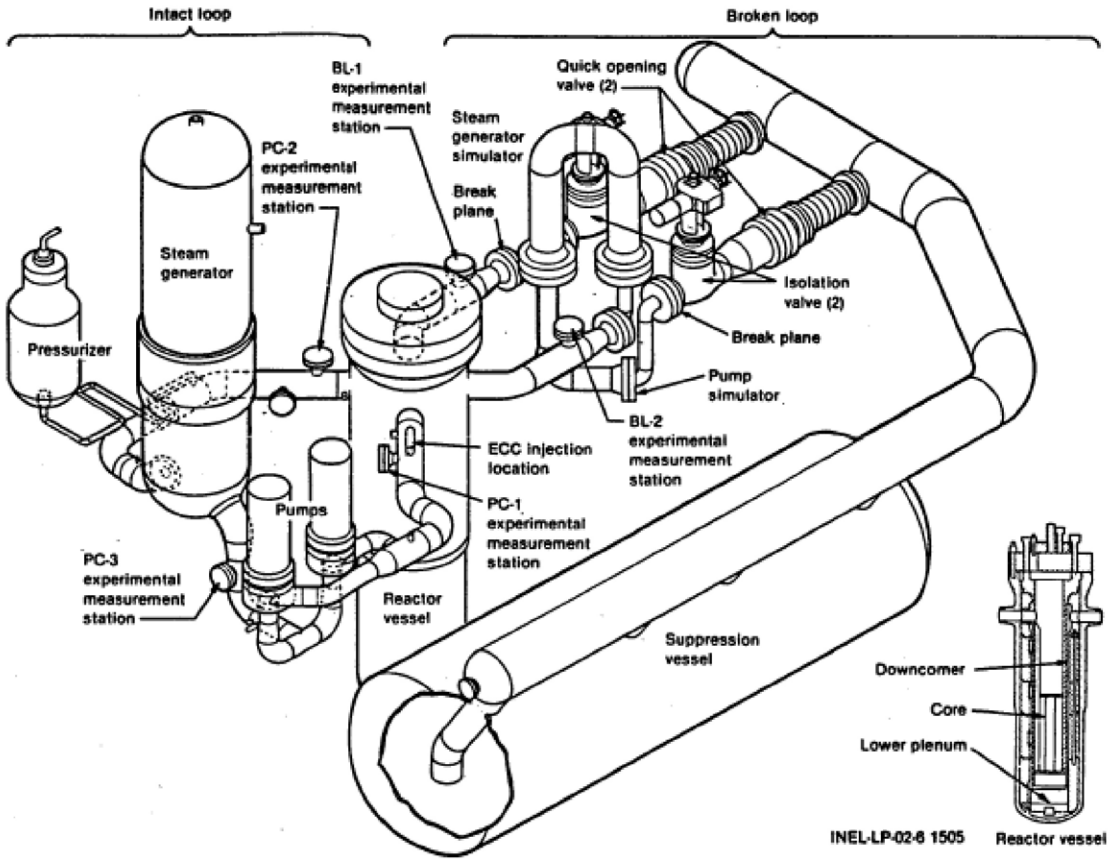


図 4-34　LOFT 試験装置図

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。

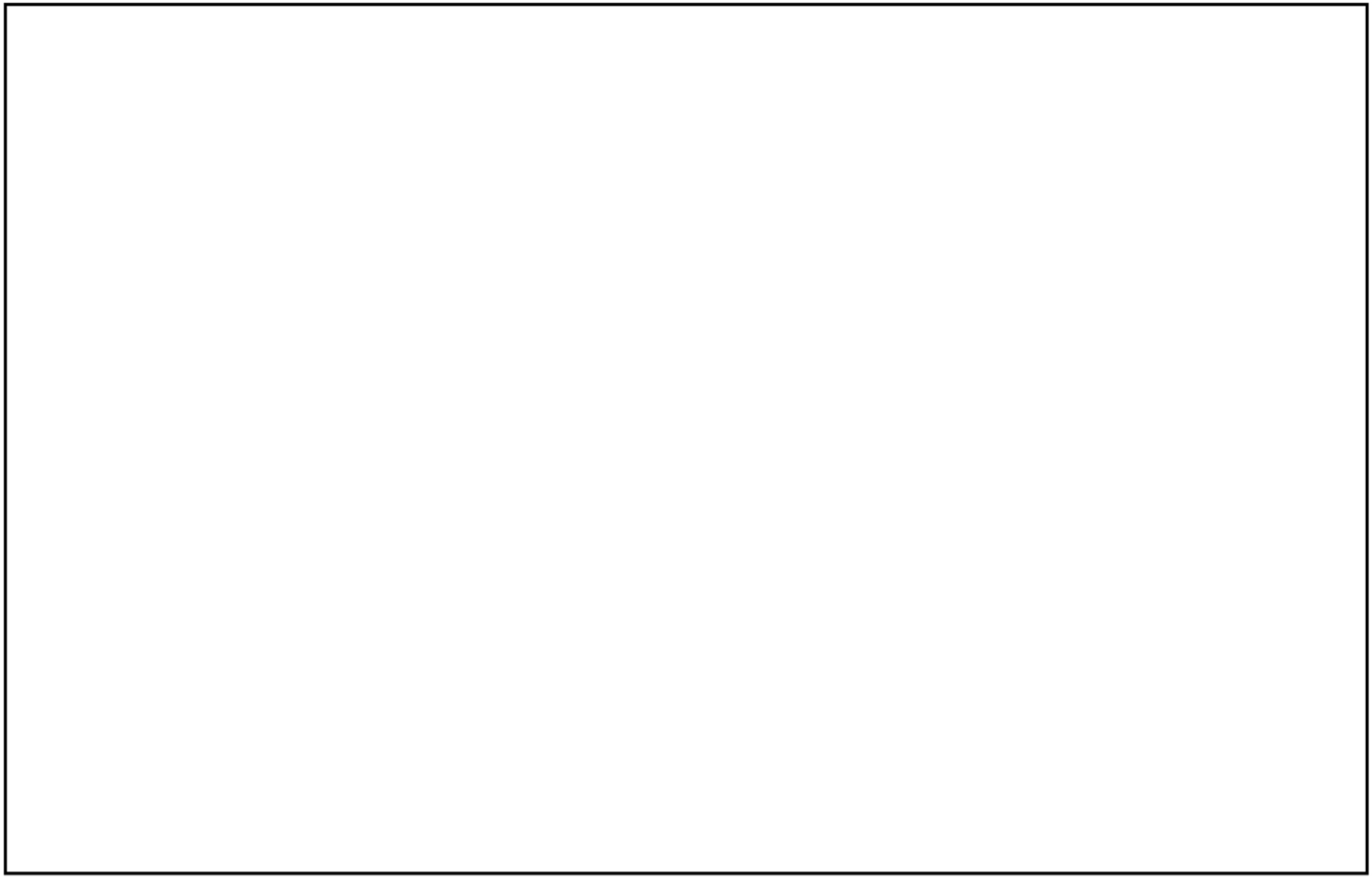


図 4-35　LOFT 試験装置ノード図

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－ＲＥＬＡＰ５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±2℃、±0.2MPa 以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この±2℃及び±0.2MPa を１次系の加熱及び加圧時におけるＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの不確かさとする。なお、最終的にＡＴＷＳ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

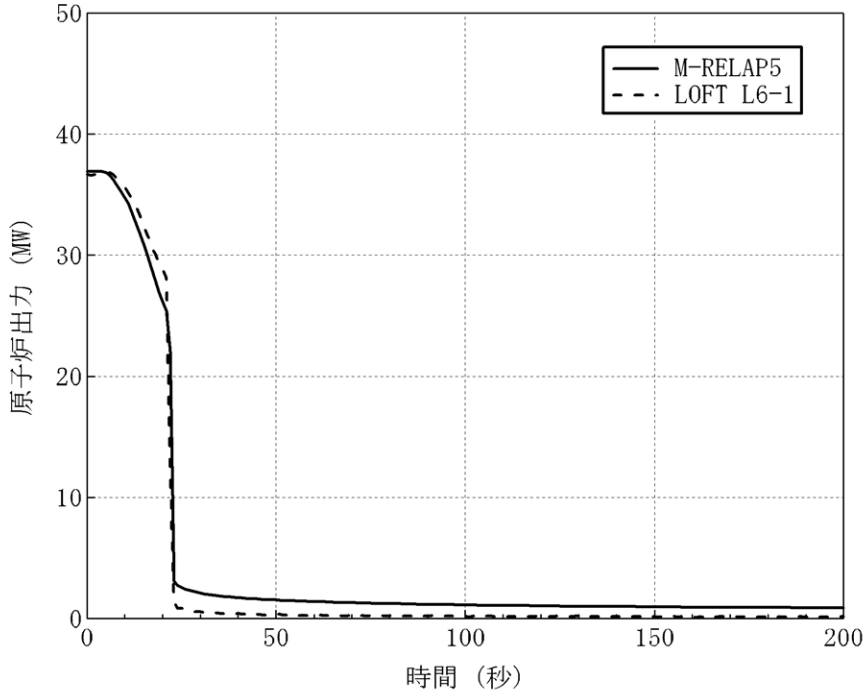


図 4-36　LOFT L6-1 試験における原子炉出力

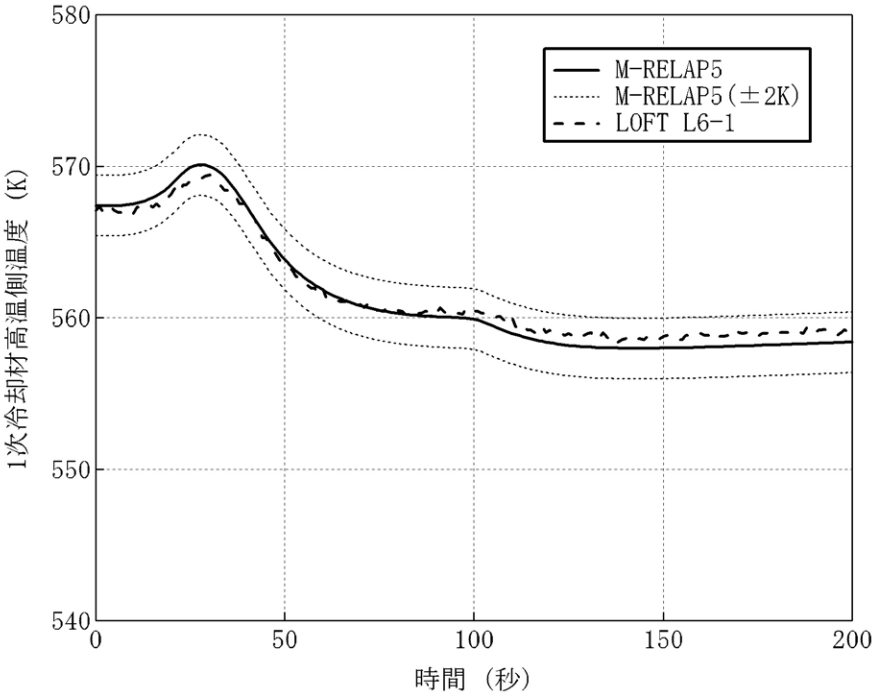


図 4-37　LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度[5]

[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。

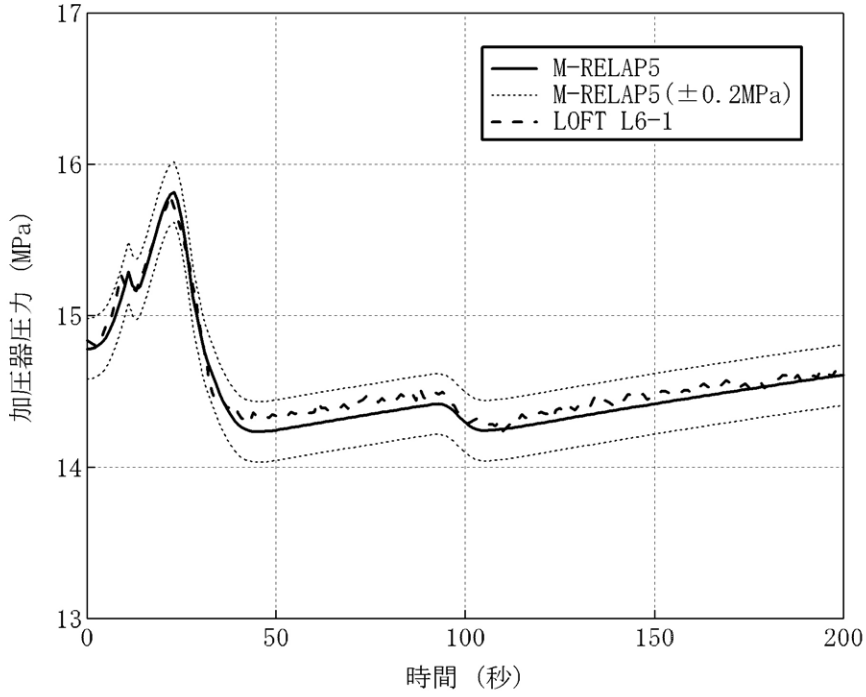


図 4-38　LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

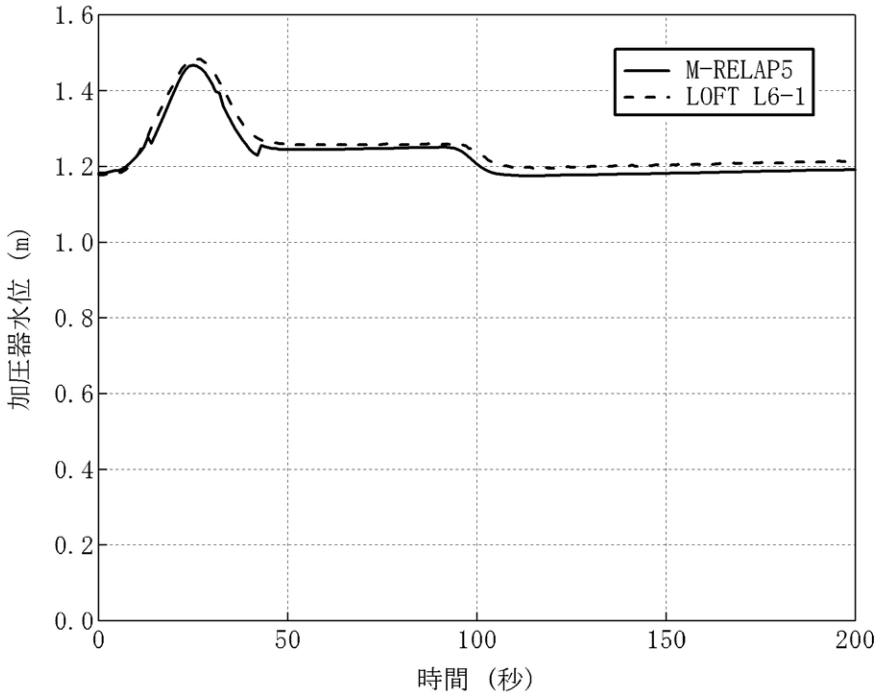


図 4-39　LOFT L6-1 試験における加圧器水位

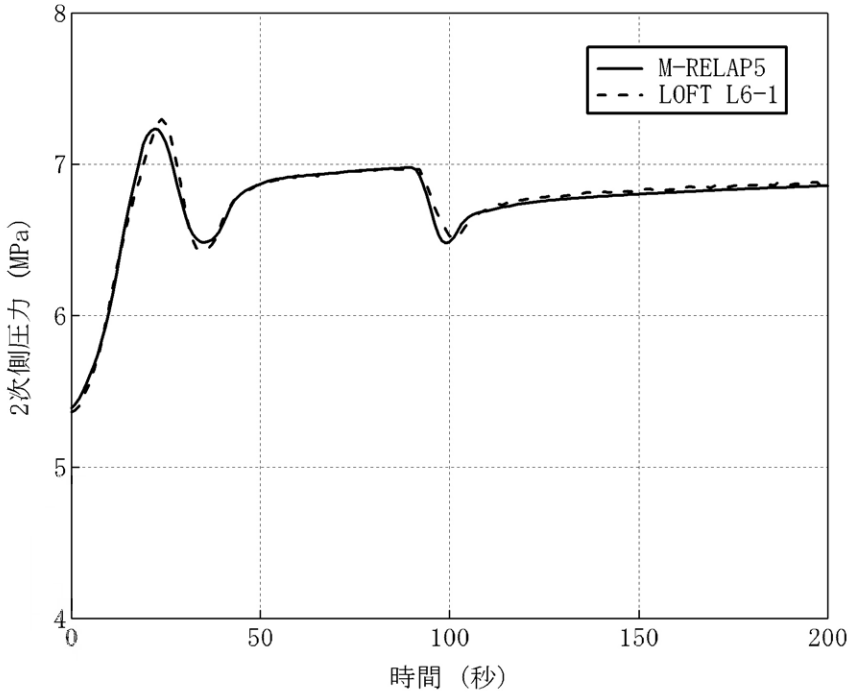


図 4-40　LOFT L6-1 試験における蒸気発生器２次側圧力

4.8.4　LOFT L9-3[22]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－ＲＥＬＡＰ５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、ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの３次元炉心動特性及び核定数反応度帰還モデルは、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[6]、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

[6] 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[7]。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[3]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。

---

[7] 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－ＲＥＬＡＰ５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

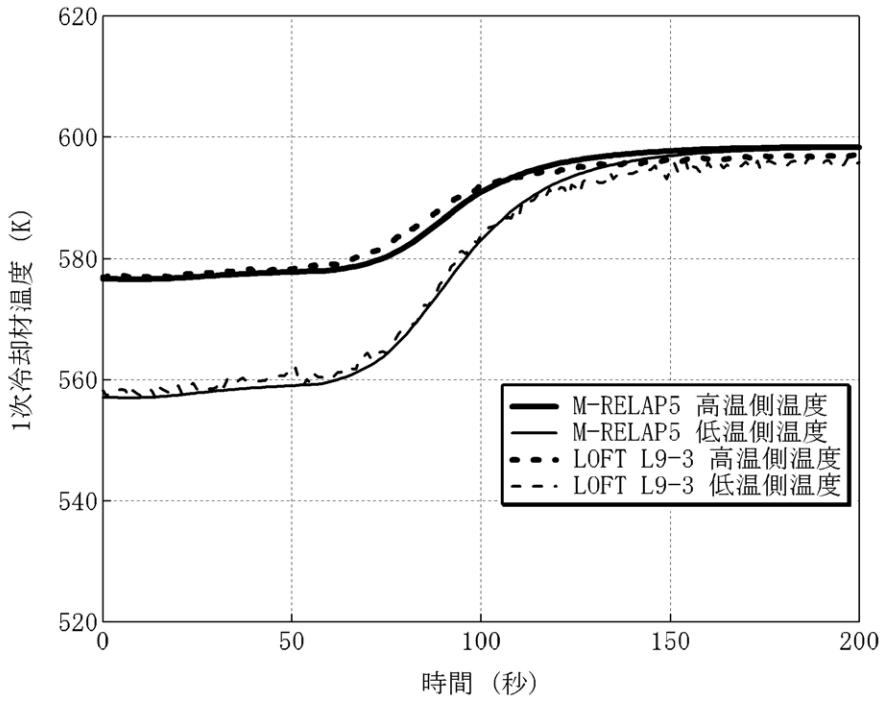


図 4-41　LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

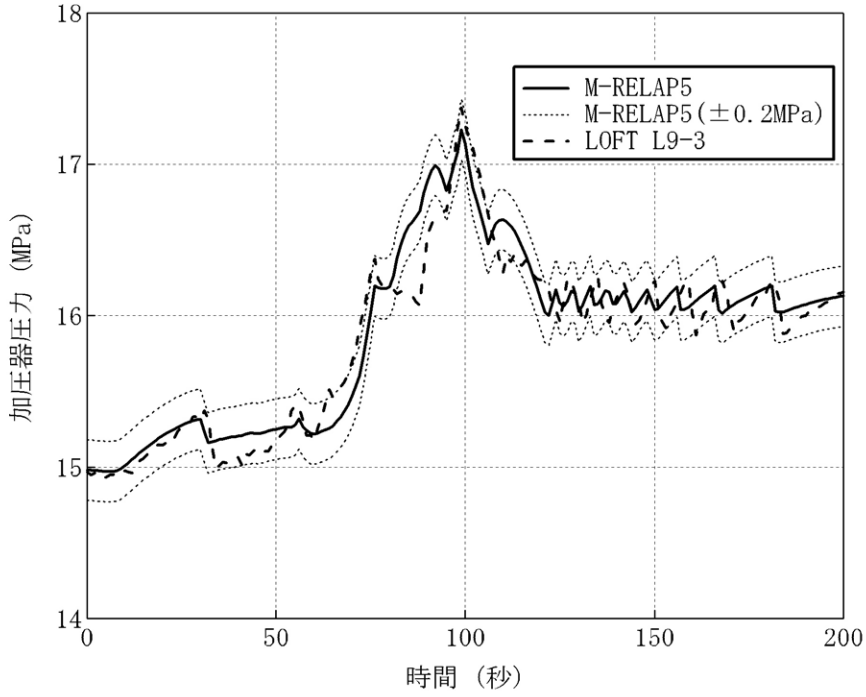


図 4-42　LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

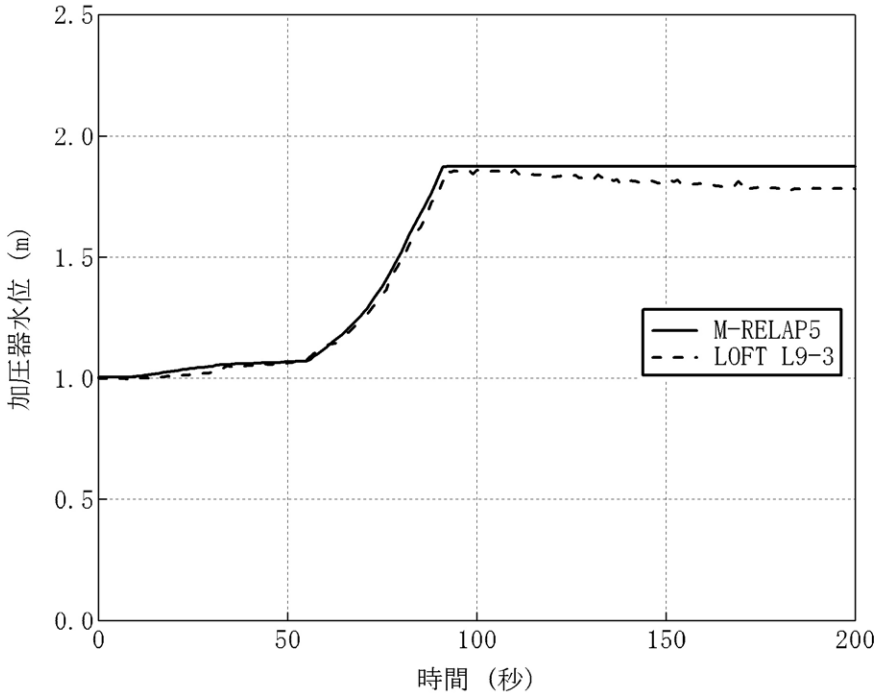


図 4-43　LOFT L9-3 試験における加圧器水位

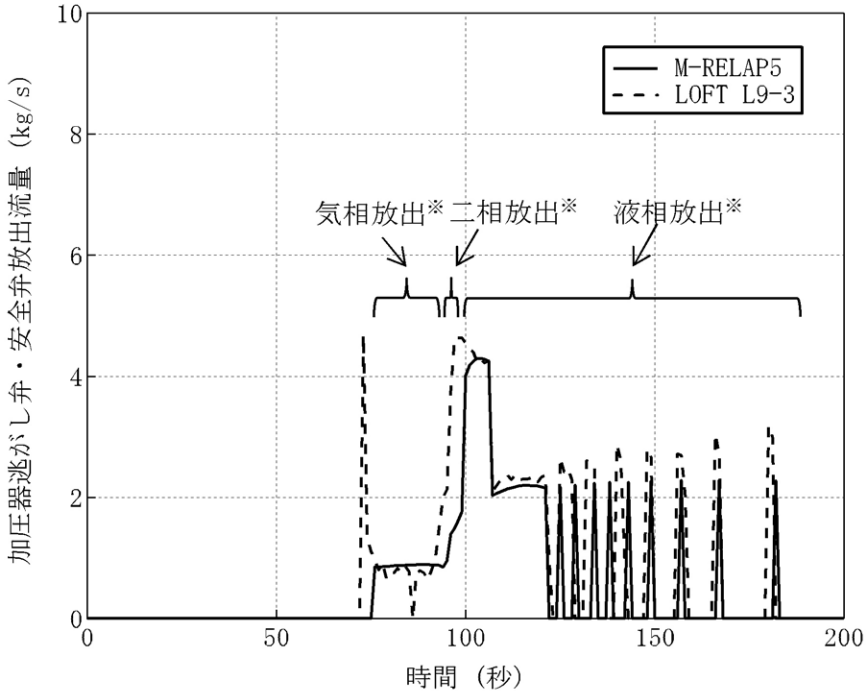


図 4-44　LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量

（※　加圧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。）

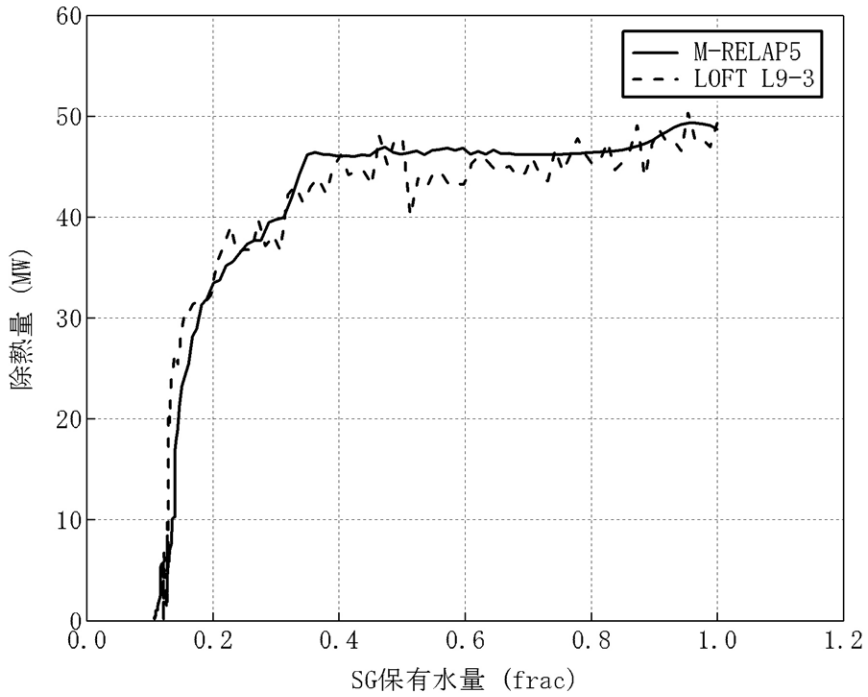


図 4-45　LOFT L9-3 試験における蒸気発生器(SG)保有水量　対　蒸気発生器除熱量※

（※　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

ＡＴＷＳの重要現象に対して実施したＳＰＡＲＫＬＥ－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

ＡＴＷＳ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 SPERT-Ⅲ E-core 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 TWIGL ベンチマーク及び LMW 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、ＡＴＷＳ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、ＡＴＷＳ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[8]。一方、空間に対する中性子束計算については、ＡＴＷＳ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、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 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 PWR 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ＡＴＷＳ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ＧＡＬＡＸＹコードによる集合体内中性子束計算及びＣＯＳＭＯ－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 PWR 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 PWR 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

[8]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＋ＡＴＷＳ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±3.6pcm/℃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±3.6pcm/℃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、核定数反応度帰還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[9]。

---

[9]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

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ＦＩＮＥ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ＡＴＷＳ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、ＡＴＷＳ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ＡＴＷＳ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基づき設定したものであるが、ＡＴＷＳ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、ＡＴＷＳ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＋ＡＴＷＳ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 核定数反応度帰還モデル	TWIGL ベンチマーク LMW ベンチマーク SPERT-Ⅲ E-core 実験解析	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		モンテカルロコードとの比較 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析	ドップラ反応度帰還効果：±10%
	減速材反応度帰還効果		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：±3.6pcm/℃
	崩壊熱	崩壊熱モデル	不要	入力値に含まれる
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	ＦＩＮＥコードとの比較 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める
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	NUPEC 管群ボイド試験解析	ボイド率：±8%(2σ)
加圧器	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	１次冷却材温度：±2℃ １次系圧力：±0.2MPa
	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	
蒸気発生器	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	
	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

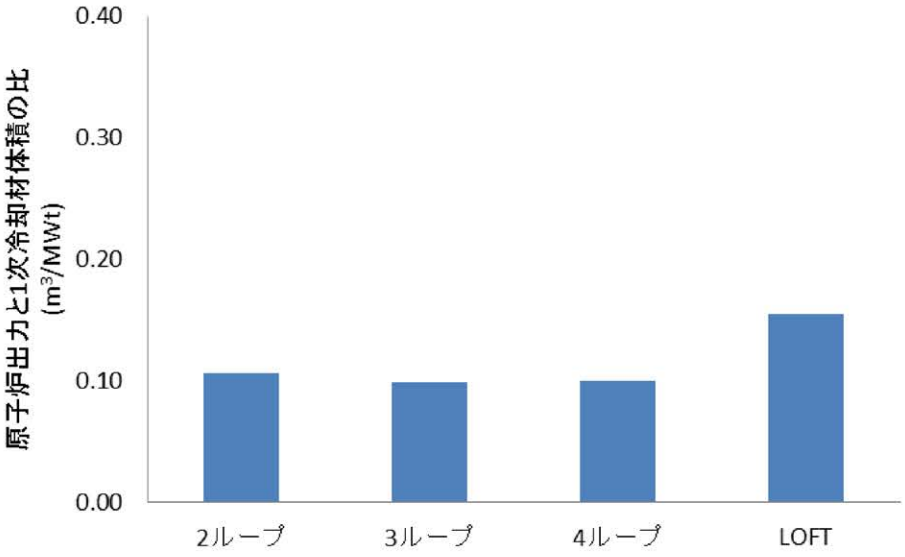


図 4-46　原子炉出力と１次冷却材体積の比

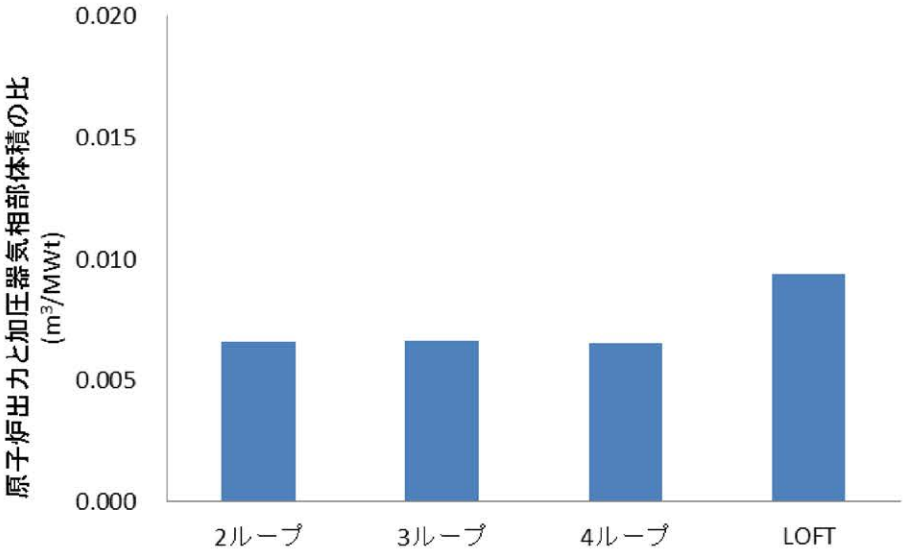


図 4-47　原子炉出力と加圧器気相部体積の比

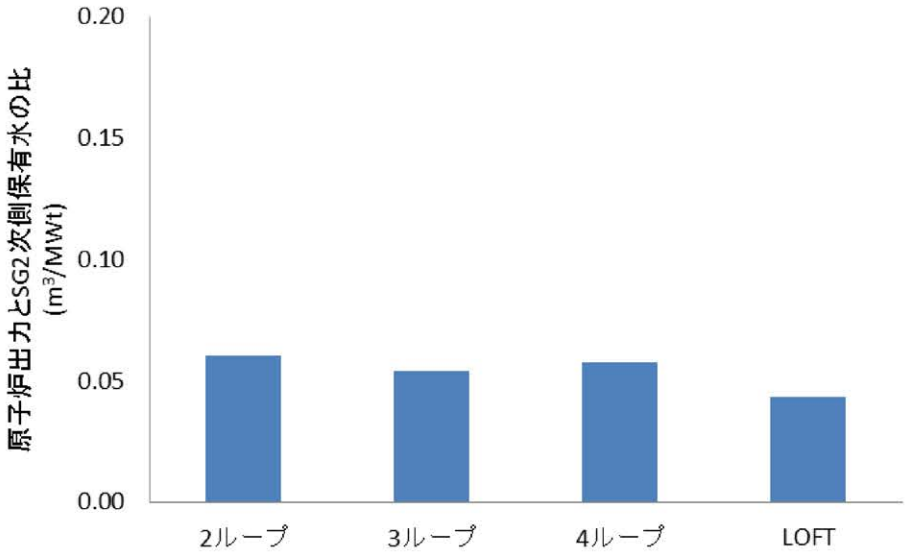


図 4-48　原子炉出力と蒸気発生器２次側保有水量の比

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ＡＴＷＳ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

ＡＴＷＳ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

ＡＴＷＳ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±3.6pcm/℃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、ＡＴＷＳ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/℃）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/℃）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/℃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/℃）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＋ＡＴＷＳに対するものであるが、負荷の喪失＋ＡＴＷＳ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＋ＡＴＷＳ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＋ＡＴＷＳにおいても同様である。

5.1.3　ＡＴＷＳ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、ＡＴＷＳ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）

ＡＴＷＳでは、蒸気発生器水位が狭域水位 7%に到達すると、ＡＴＷＳ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素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、ＳＰＡＲＫＬＥ－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。