

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-R E L A P 5 コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。なお、S P A R K L E - 2 コードの3次元炉心動特性及び核定数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-R E L A P 5 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 A T W S 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、A T W S 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 A T W S 時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却

⁶ M-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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 A T W S 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-R E L A P 5 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 $\pm 0.2\text{MPa}$ 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 $\pm 0.2\text{MPa}$ 程度であることを確認していることから、この $\pm 0.2\text{MPa}$ 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。

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

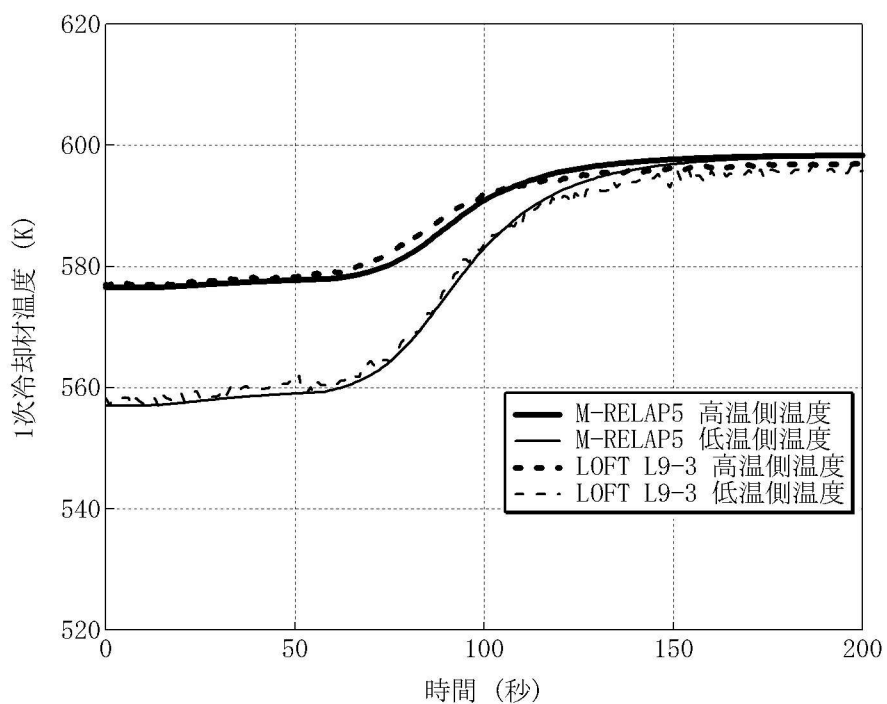


図 4-41 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

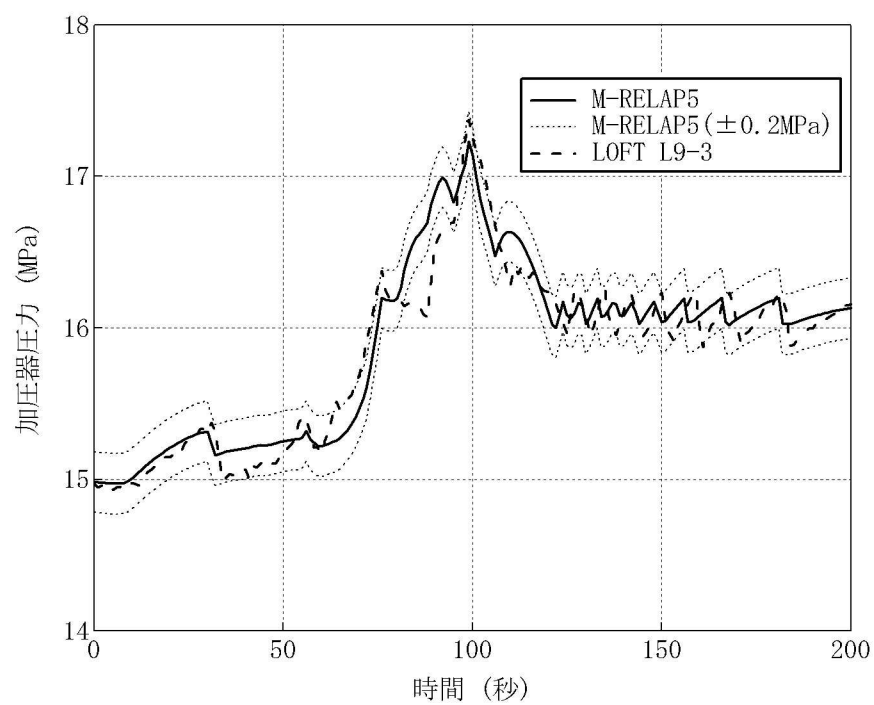


図 4-42 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

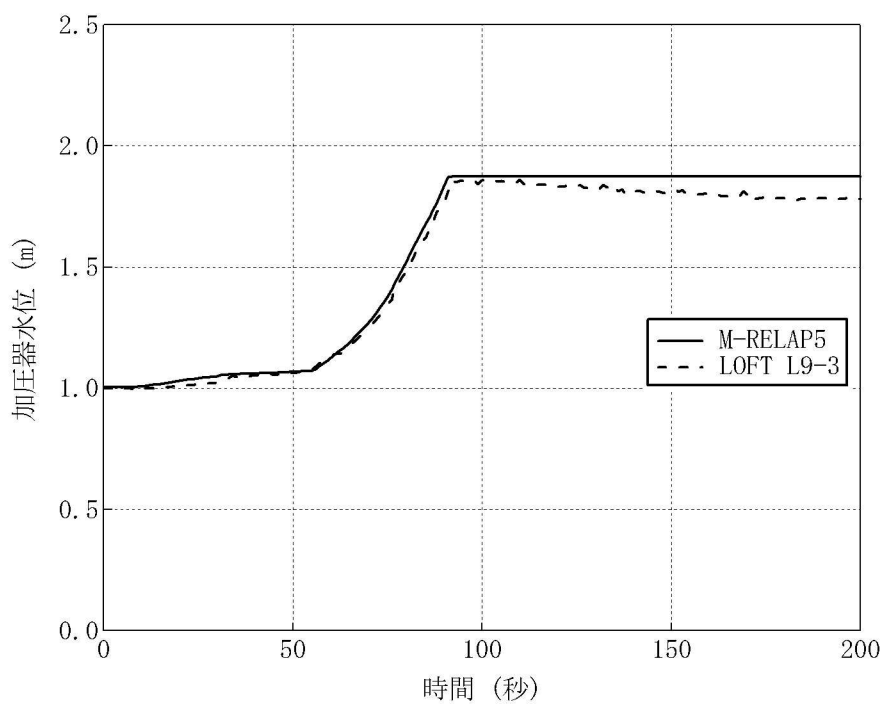


図 4-43 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

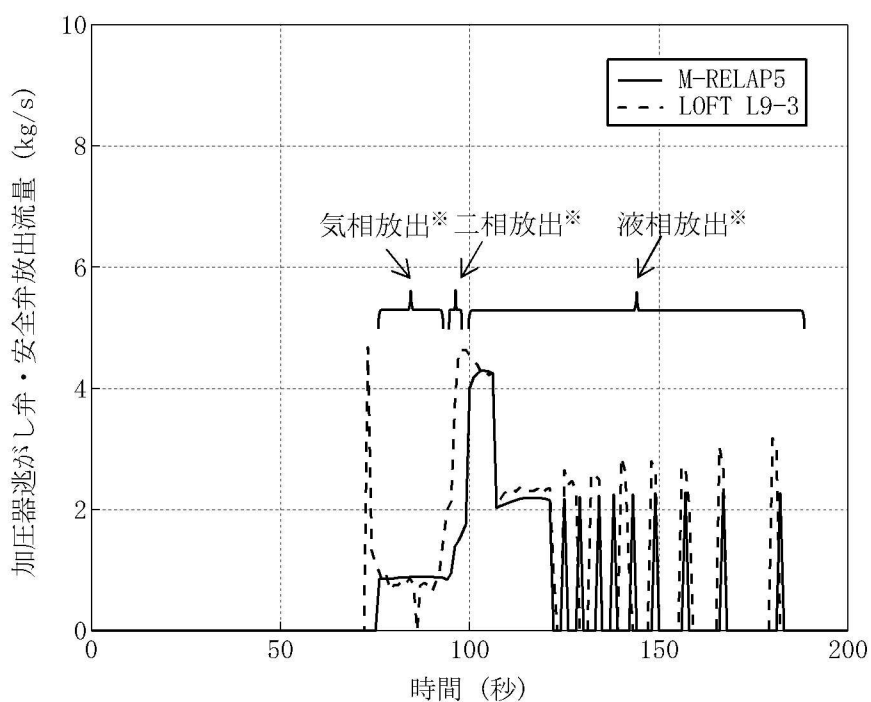


図 4-44 LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量

(※ 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。)

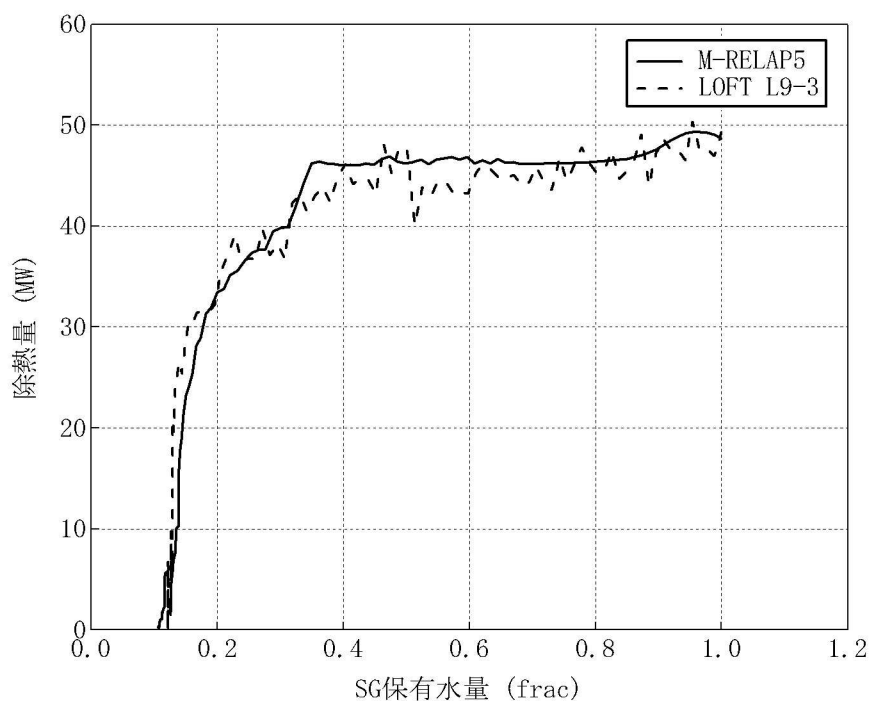


図 4-45 LOFT L9-3 試験における蒸気発生器(SG)保有水量 対 蒸気発生器除熱量※

(※ 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

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

4.9.1 炉心（核）における不確かさの適用性

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

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

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

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

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+A T W S に対し、遅発中性子にこの±6%を上回る変化を与えた場合でも、1 次系圧力への感度がないことを確認している。

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

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

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

4.9.3 加圧器及び蒸気発生器における不確かさの適用性

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

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

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

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

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

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

表 4-17 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証、妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	中性子動特性（核分裂出力）	3次元動特性モデル 核定数反応度帰還モデル	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/°C
	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	F I N E 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°C 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

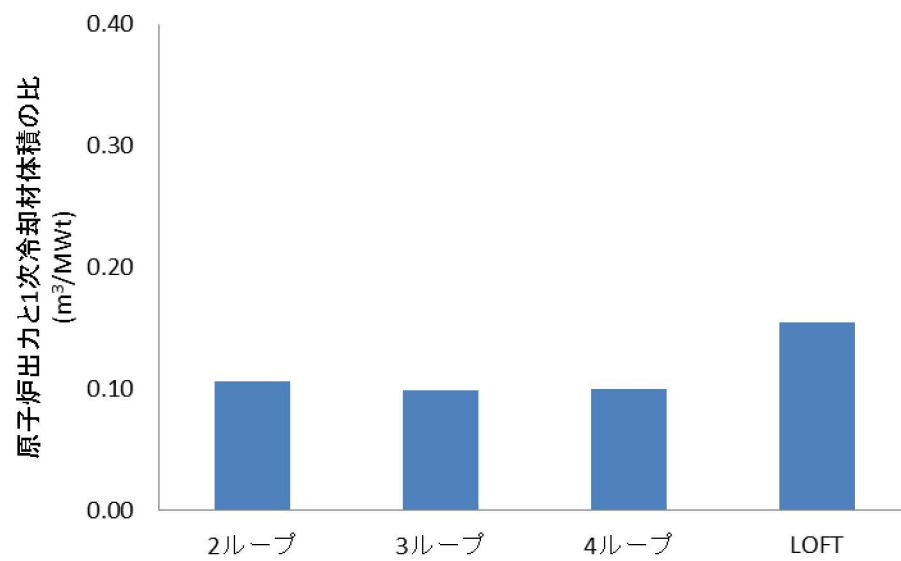


図 4-46 原子炉出力と1次冷却材体積の比

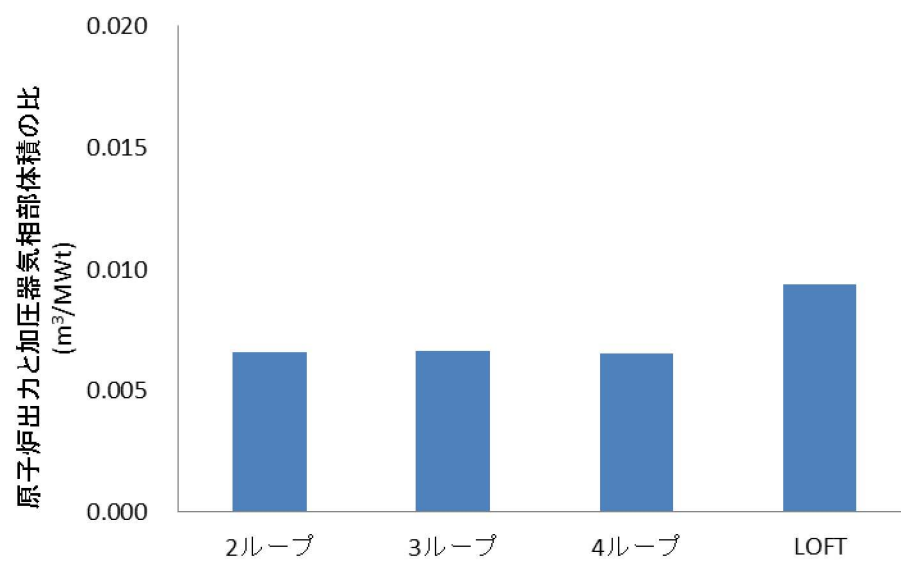


図 4-47 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

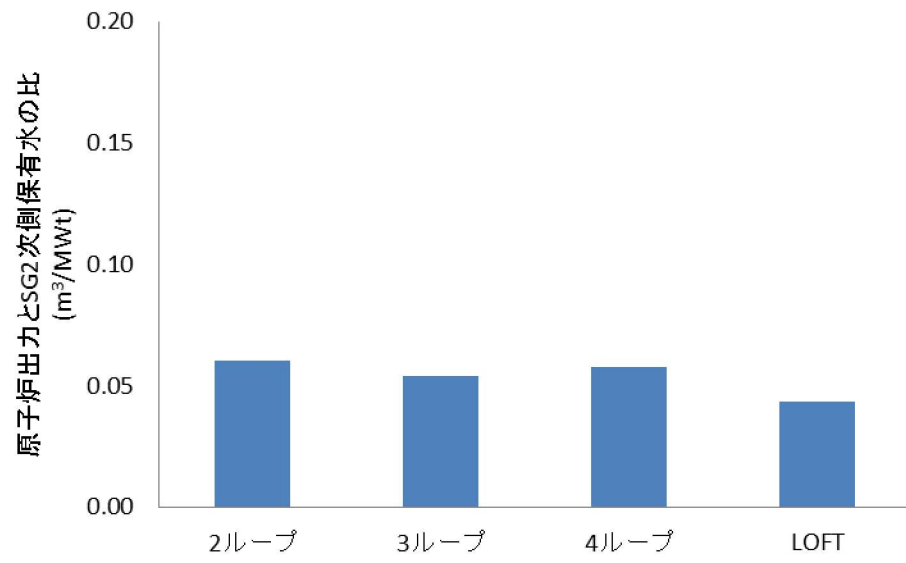


図 4-48 原子炉出力と蒸気発生器 2 次側保有水量の比

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A TWSの1次系圧力ピークへ与える影響を表5-1に示す。

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

(1) 中性子動特性

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

(2) ドップラ反応度帰還効果

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

(3) 減速材反応度帰還効果

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

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

(4) 崩壊熱

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

(5) 燃料棒内温度変化

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

(6) 沸騰・ボイド率変化

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

(7) 加圧器及び蒸気発生器

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

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

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

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

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

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

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

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

なお、これらの感度解析は代表4ループプラントに対するものであり、加圧器安全弁が全開となる条件において不確かさによる影響が1次系圧力ピークに現れる点については2、3ループ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）

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

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

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (1 / 2)

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

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (2 / 2)

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

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

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

*1：ATWS緩和設備作動設定点到達45秒後¹⁰に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m³/hrの流量で給水するものとした。

*2：約-28pcm/°C（平衡炉心評価値であり核的不確かさ含まず）

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

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

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

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

*1：ATWS緩和設備作動設定点到達60秒後¹⁰に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m³/hrの流量で給水するものとした。

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

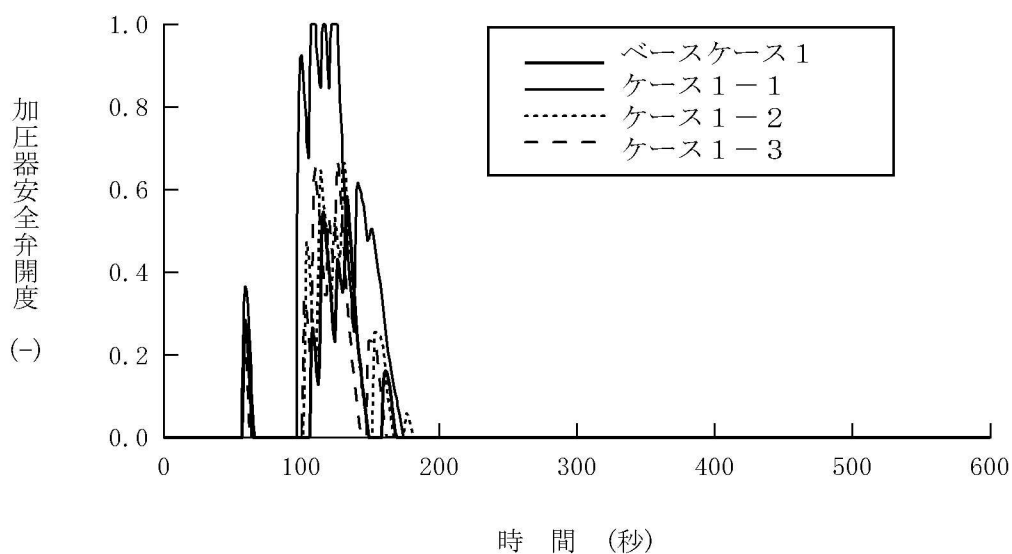


図 5-1 最確条件をベースケースとした場合の感度解析
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

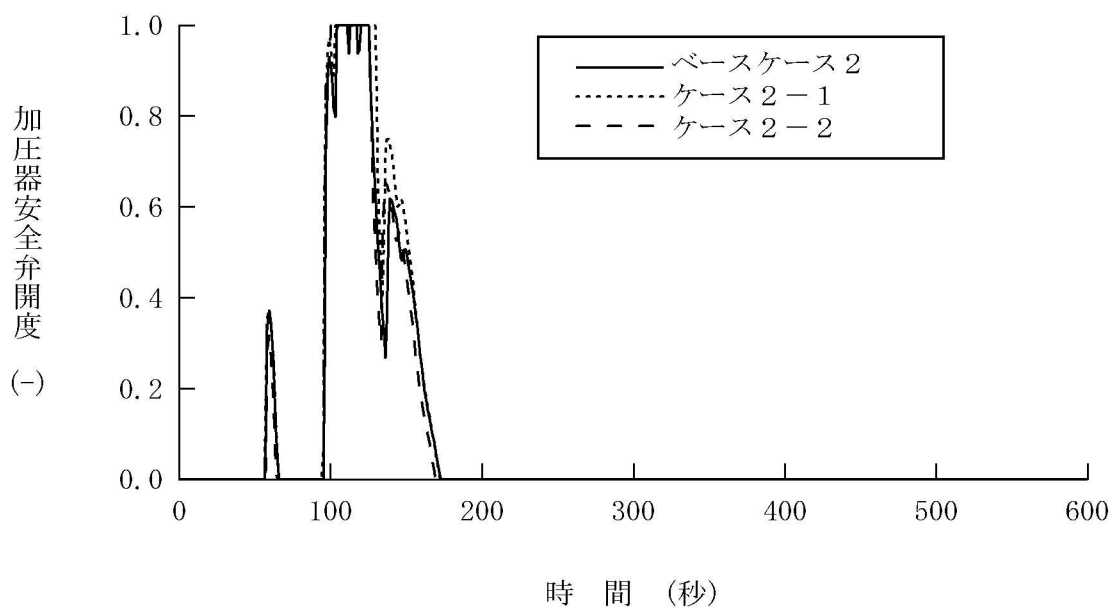


図 5-2 減速材温度係数初期値を $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ としたケースをベースケースとした場合の感度解析
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

6. 参考文献

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

LA-UR-07-1000

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

添付1 ATWSの有効性評価に3次元炉心動特性コードを用いることについて

1. はじめに

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

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

と判断している。

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

2. ATWS解析に用いる動特性モデル

2.1 1点炉近似動特性と3次元炉心動特性の特徴

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

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

化を評価することができる。
 といった点が挙げられる。

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

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

A T W S 有効性評価解析としての「主給水流量喪失 + A T W S」及び「負荷の喪失 + A T W S」では、原子炉トリップが生じず、反応度帰還効果、特に減速材反応度帰還効果により原子炉出力を低下させることから、事象進展中の減速材密度変化に応じた適切かつ現実的な減速材反応度帰還効果を考慮する必要がある。したがって、A T W S を 1 点炉近似動特性を用いて評価するとした場合においても、D B E解析とは異なり、事象進展中の炉心挙動を適切かつ現実的に模擬できる減速材密度係数を設定し、入力する必要がある。その際、A T W S では原子炉出力を低下させるため減速材反応度帰還効果にしか期待できないことから、減速材密度係数の設定に当たっては明らかな余裕を持った保守性を考慮しづらい。一方、3 次元炉心動特性評価を用いて評価する場合は、事象進展中の減速材密度変化に応じて核定数を参照することにより減速材反応度帰還効果を直接評価することから、一点炉近似動特性で必要となるような減速材密度係数の設定は必要ない。

2.3 A T W S における一点炉近似動特性用の減速材密度係数

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

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

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

2.4 1点炉近似動特性を用いたATWS解析結果

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

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

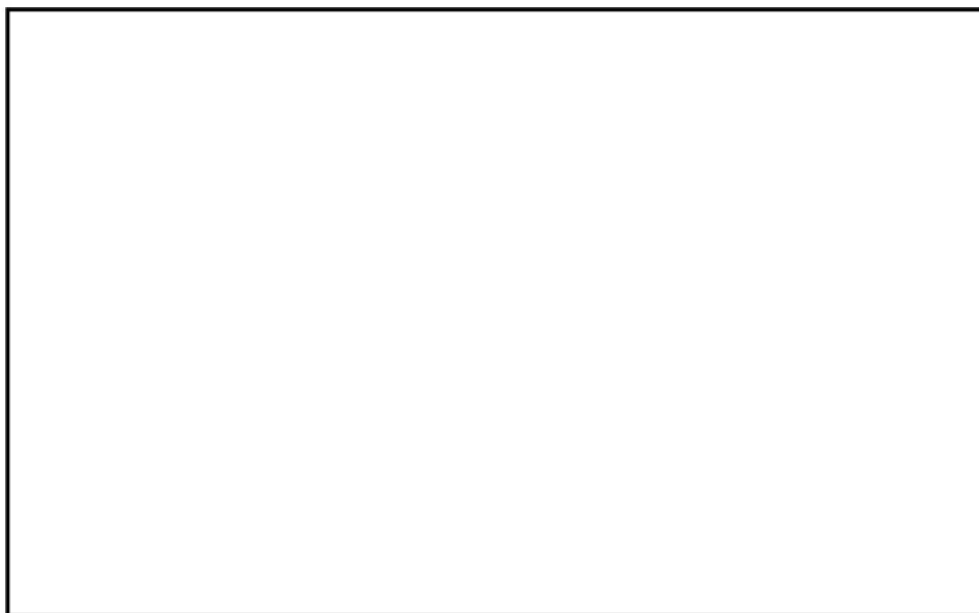


図1 1点炉近似動特性評価に用いた減速材密度係数

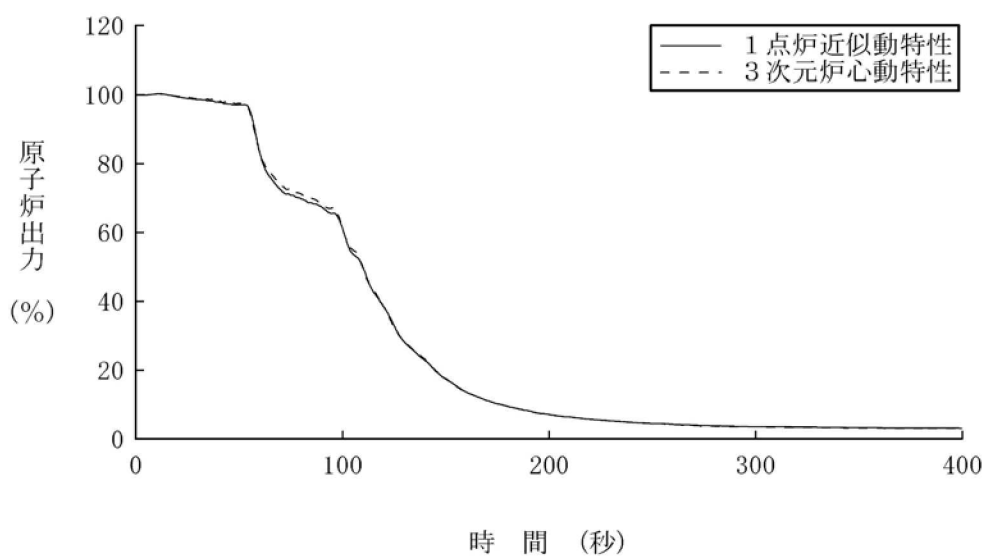


図2 主給水流量喪失+ATWSの原子炉出力

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

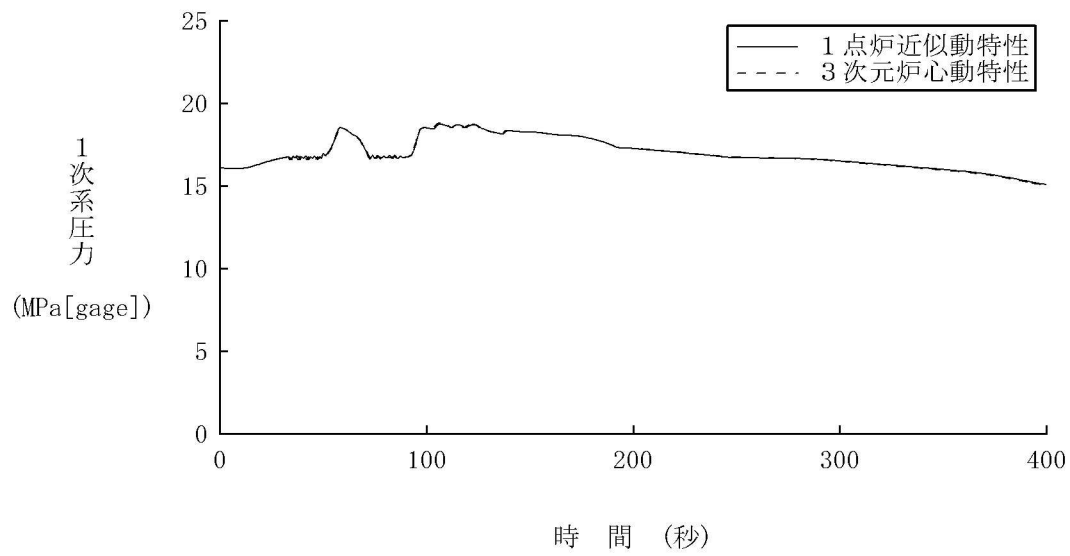


図3 主給水流量喪失+ATWSの1次系圧力

添付2 GalaxyCosmo-Sについて

1. GalaxyCosmo-Sの概要

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

2. GALAXYコード及びCOSMO-Sコードの手法概要

2.1 GALAXYコードの手法概要

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

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

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

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

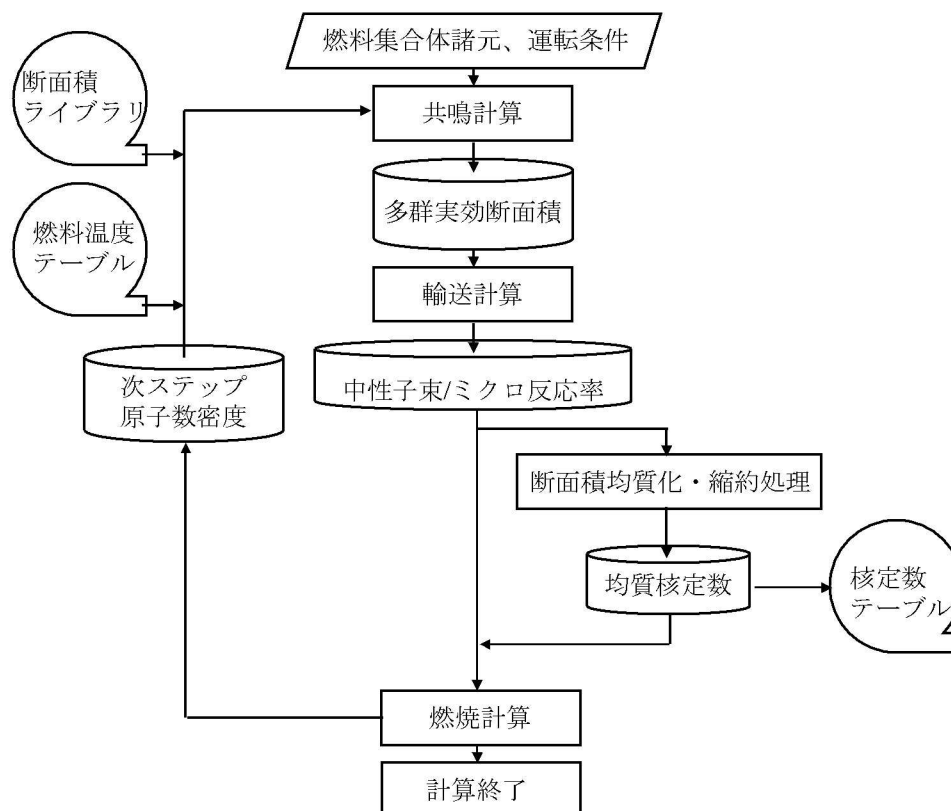


図1 GALAXYコードの計算フロー

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

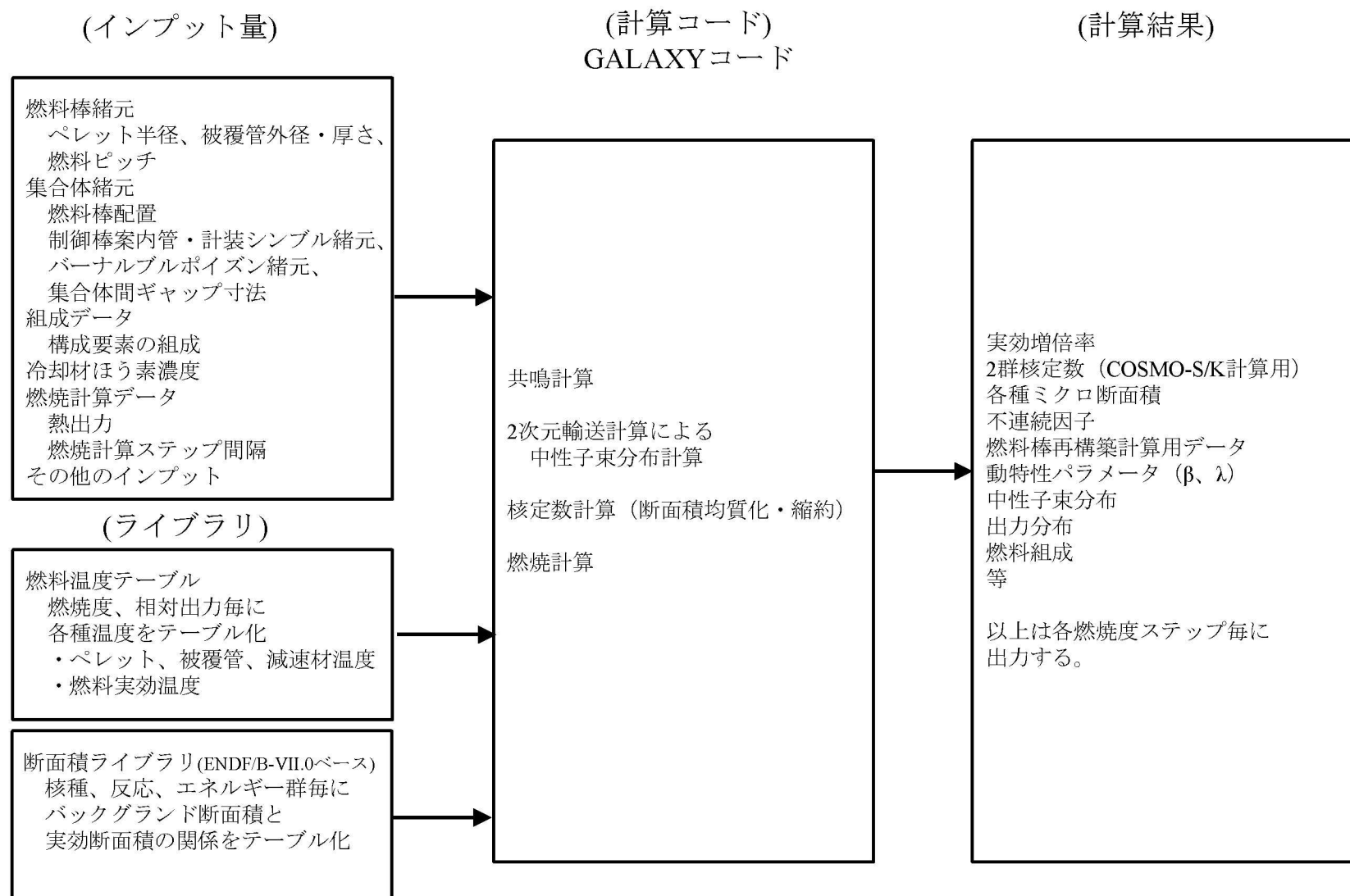


図2 GALAXYコードの入出力の概要

2.2 COSMO-Sコードの手法概要

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

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

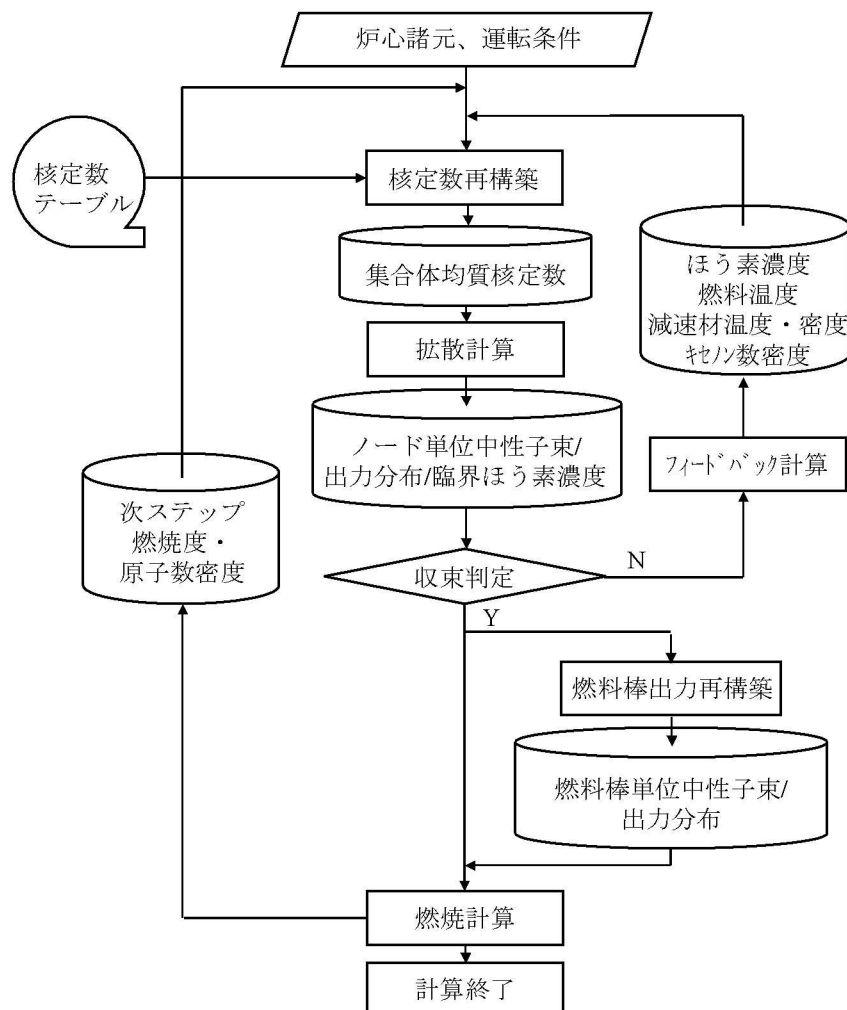


図3 COSMO-Sコードの計算フロー

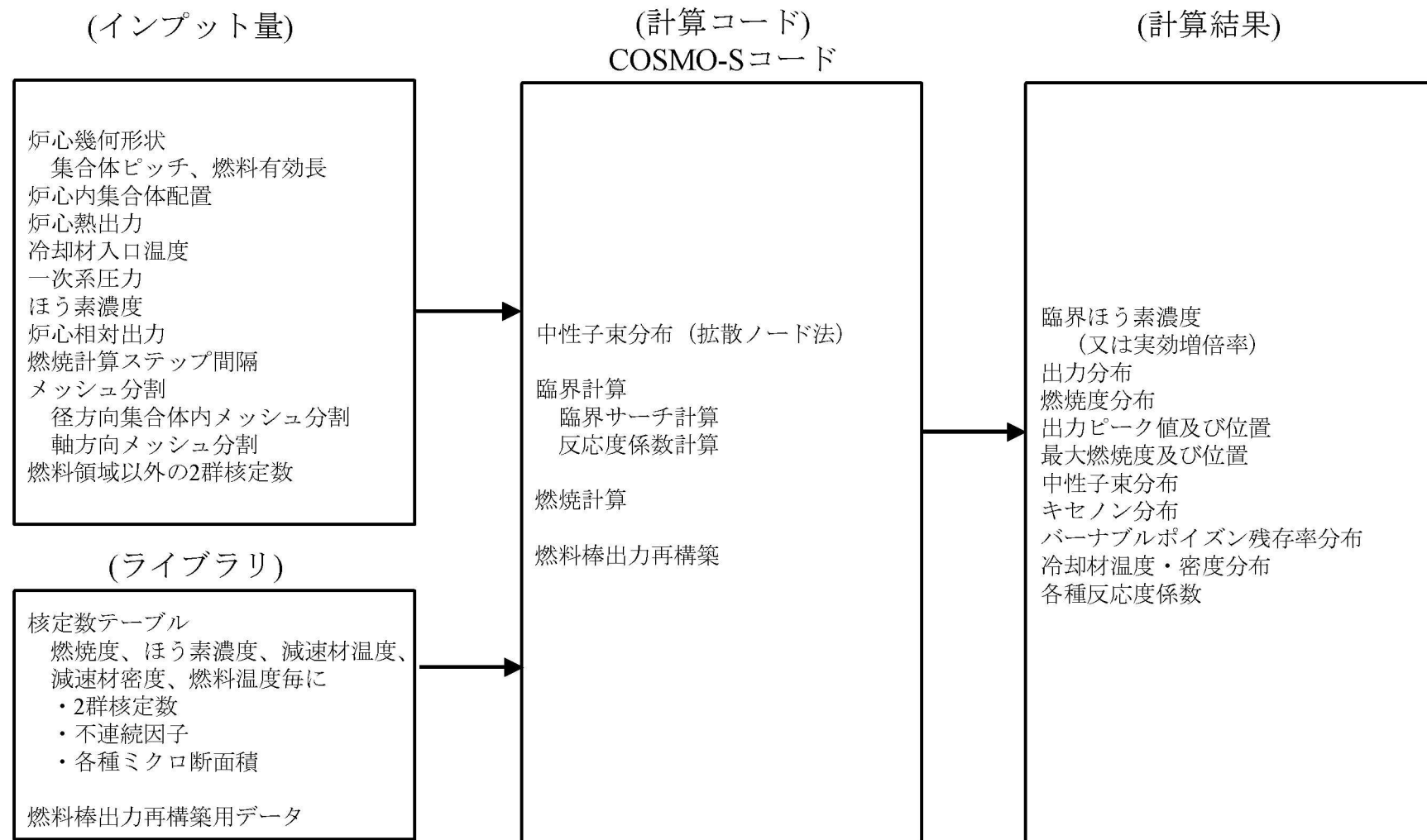


図4 COSMO-Sコードの入出力の概要

添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について

1. はじめに

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

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

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

2. 減速材反応度帰還の設定について

2.1 減速材反応度帰還の設定方法

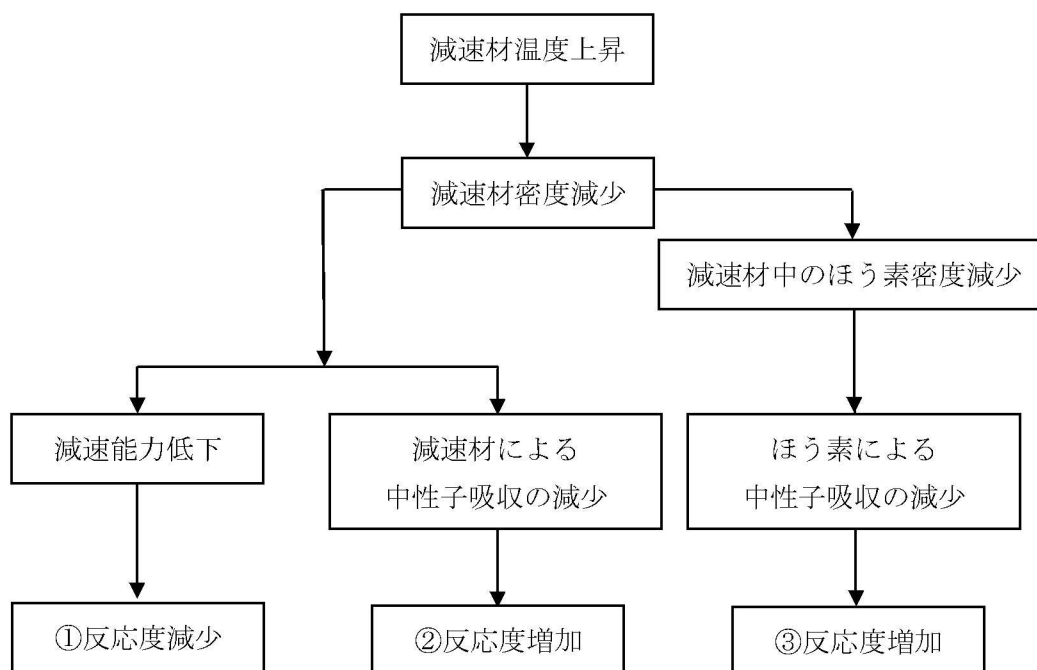
1次冷却材中にほう素が溶解するPWRでは、減速材反応度帰還効果はほう素濃度依存性が強い。図1に減速材温度上昇に伴う反応度への影響のメカニズムを示すが、1次冷却材中のほう素濃度が高いほど1次冷却材温度上昇時のほう素密度の減少量が大きくなり中性子吸収が低下するため、減速材温度係数は正側に推移する。また、図1に、いくつかのほう素濃度に対する1次冷却材温度と減速材温度係数の関係を示すが、ほう素濃度を高くすることにより、減速材温度係数は1次冷却材温度との相関をほぼ維持しながら正側に推移していることが分かる。

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

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

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

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。



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

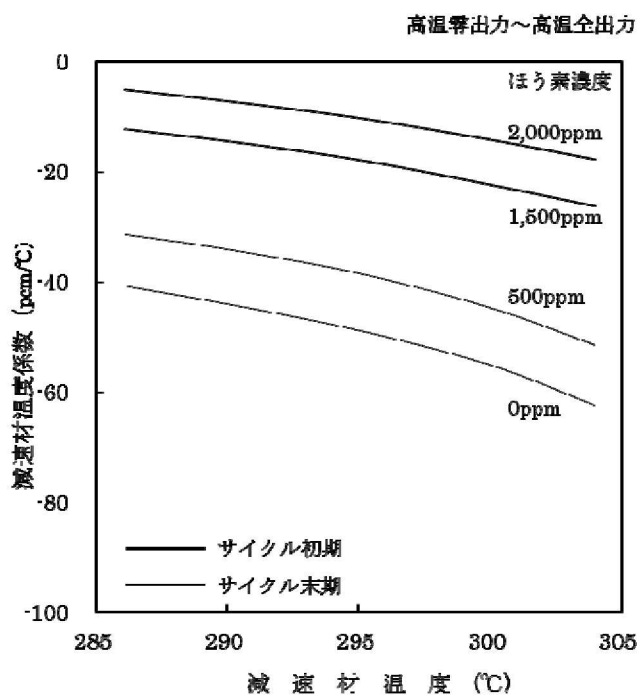


図1 ほう素濃度が高いほど減速材温度係数が正側となるメカニズム

2.2 減速材反応度帰還の設定方法の妥当性について

(1) 減速材反応度帰還

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

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

図2に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる減速材密度の範囲（減速材密度約 0.4～約 0.8g/cm³）において、ほう素濃度が大きくなるに従い、減速材反応度帰還効果（減速材密度係数）は一樣に小さくなることが確認できた。

ATWS解析においては、初期状態（高温全出力状態：減速材密度 0.7g/cm³ 近傍）において、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を保守的な値に設定しているが、過渡変化中の減速材密度低下時のいずれの状態においてもその効果が保存されているといえる。

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

表1 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響評価 解析条件

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

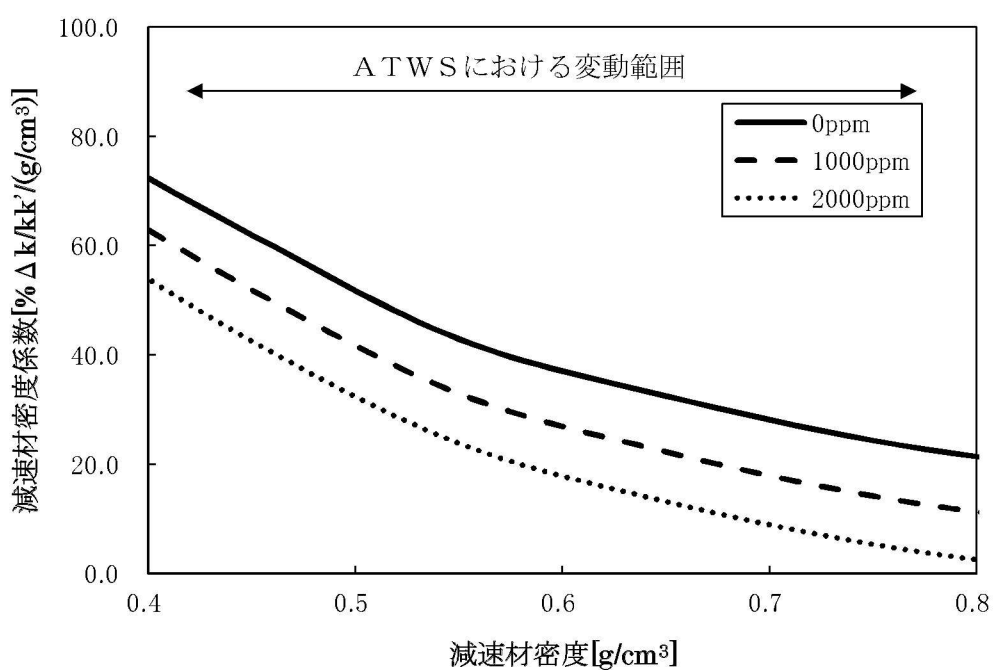


図2 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響

(2) ドップラ反応度帰還

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

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

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

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

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

表2 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響評価 解析条件

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

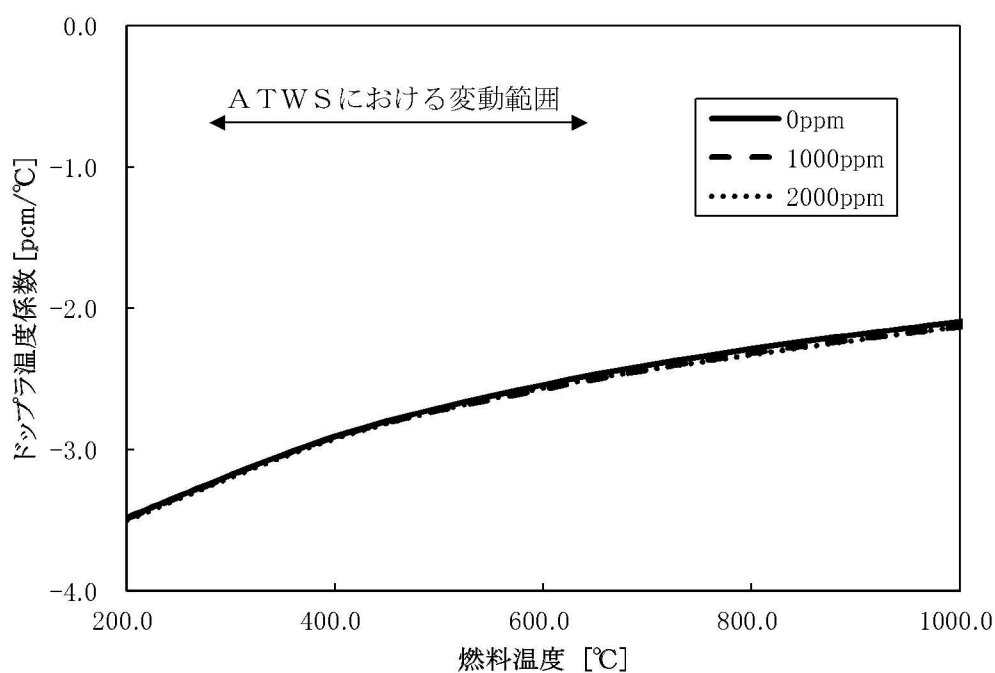


図3 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響

3. 過渡計算における初期定常状態の設定について

3.1 初期定常状態の設定方法

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

3 次元動特性方程式は式(1)及び式(2)で記述され、初期状態における実効増倍率(k_0)を核分裂生成源項に用いることで、初期定常状態を達成する。このように、核分裂生成項を初期状態における実効増倍率で除する操作は、米国原子力規制委員会 (NRC) の PARCS¹コード、原子力安全基盤機構 (JNES) の SKETCH²コードなどの他の 3 次元動特性計算コードでも採用されており、一般的な設定手法であると言える。

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

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

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

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

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

$\phi_g(\vec{r}, t)$: 中性子束

v_g : 中性子速度

$D_g(\vec{r}, t)$: 拡散係数

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

¹ 「PARCS v2.6 U.S. NRC Core Neutronics Simulator THEORY MANUAL」

(https://engineering.purdue.edu/PARCS/Code/Manual/Theory/PDF/PARCS_TheoryManual.pdf)

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

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

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

$\nu\Sigma_{f,g}(\vec{r},t)$: 生成断面積

β_k : 遅発中性子 k 群の遅発中性子割合

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

$\chi_{p,g}$: 即発中性子による核分裂スペクトル

$\chi_{d,g,k}$: 遅発中性子による核分裂スペクトル

λ_k : 遅発中性子先行核の崩壊定数

$C_k(\vec{r},t)$: 遅発中性子先行核の密度

k_0 : 初期定常計算での実効増倍率

3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2コードにおいて初期定常状態を達成するために

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

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

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

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

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

表 3 初期定常状態の設定方法の妥当性 解析条件

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

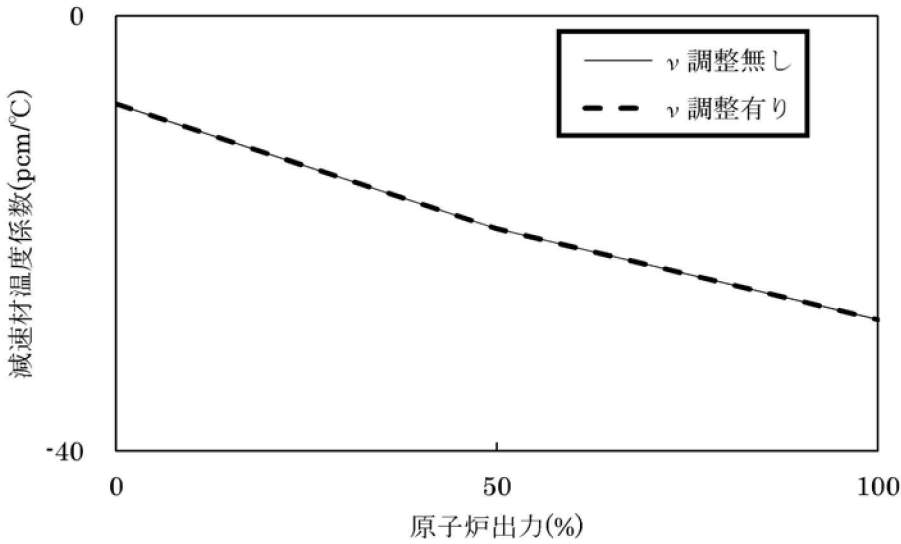


図 4 減速材温度係数の比較

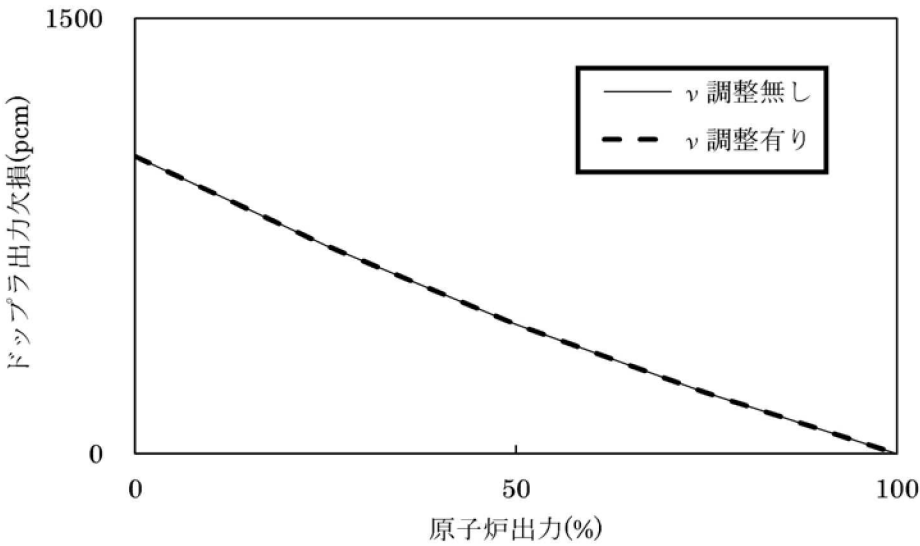


図 5 ドップラ出力欠損の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ので公開できません。

添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について

1. ドップラ反応度帰還の設定方法

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

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

$$[] \quad \text{式(1)}$$

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

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

2. ドップラ反応度帰還の設定方法の妥当性について

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

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

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

表 1 解析条件

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

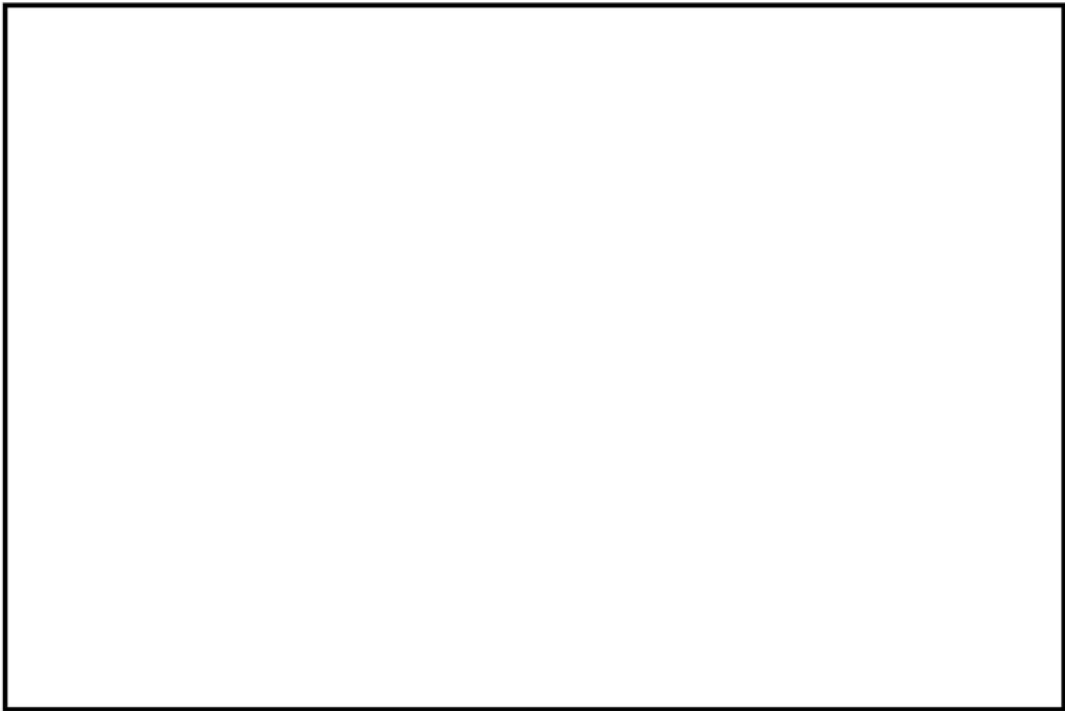


図 1 [] と無限増倍率の関係

枠囲いの内容は、商業機密に属し
ますので公開できません。

添付 5 評価用炉心の考え方について

1. はじめに

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

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

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

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

2. 評価用炉心の設定方法

2.1 減速材反応度帰還効果

2.1.1 減速材反応度帰還調整による ATWS 解析への影響

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

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

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

① 事象発生から主蒸気隔離まで

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

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

② 主蒸気隔離から蒸気発生器ドライアウト直前まで

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

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

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

③ 蒸気発生器ドライアウト時

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

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

④ 蒸気発生器ドライアウトから事象収束まで

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

する。

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

2.1.2 減速材反応度帰還調整による事象進展中の減速材密度係数

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

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

2.1.3 減速材反応度帰還調整に伴う他の炉心の核的な特徴への影響

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

① 出力分布

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

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

出力過渡応答に与える影響も軽微といえる。

② ドップラ特性

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

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

③ 遅発中性子割合

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

2.2 ドップラ反応度帰還効果

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

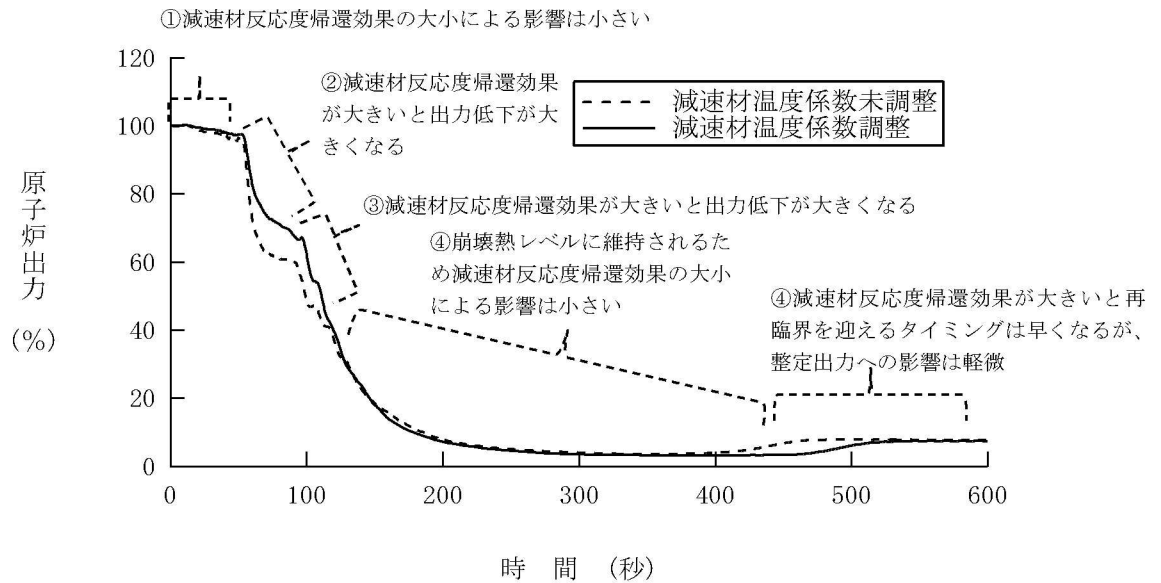


図1 主給水流量喪失+ATWSの原子炉出力
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

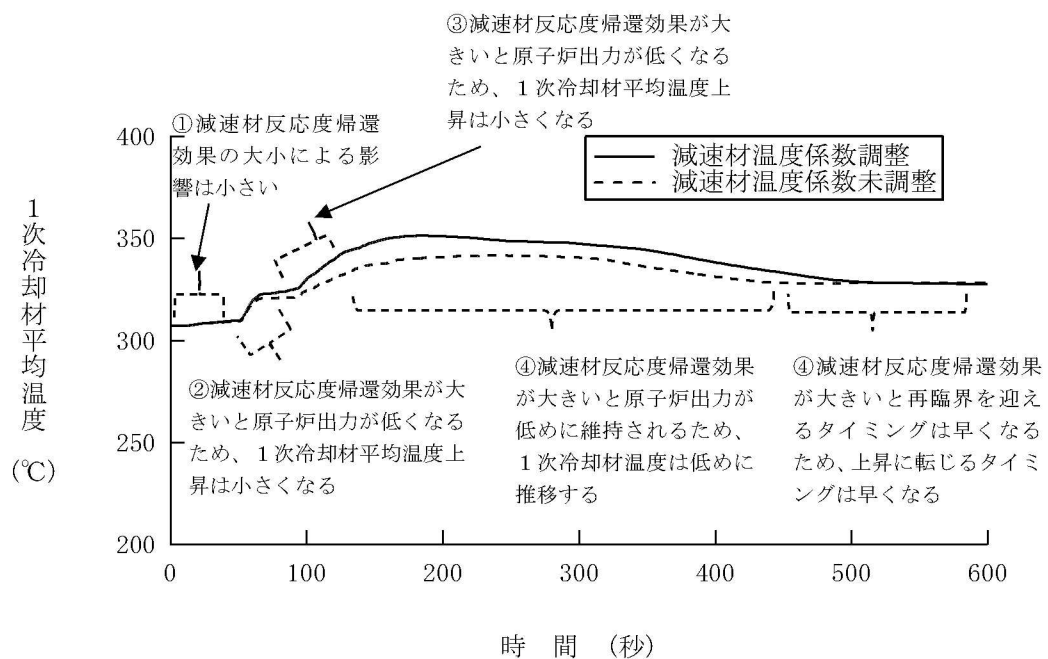


図2 主給水流量喪失+ATWSの1次冷却材温度
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

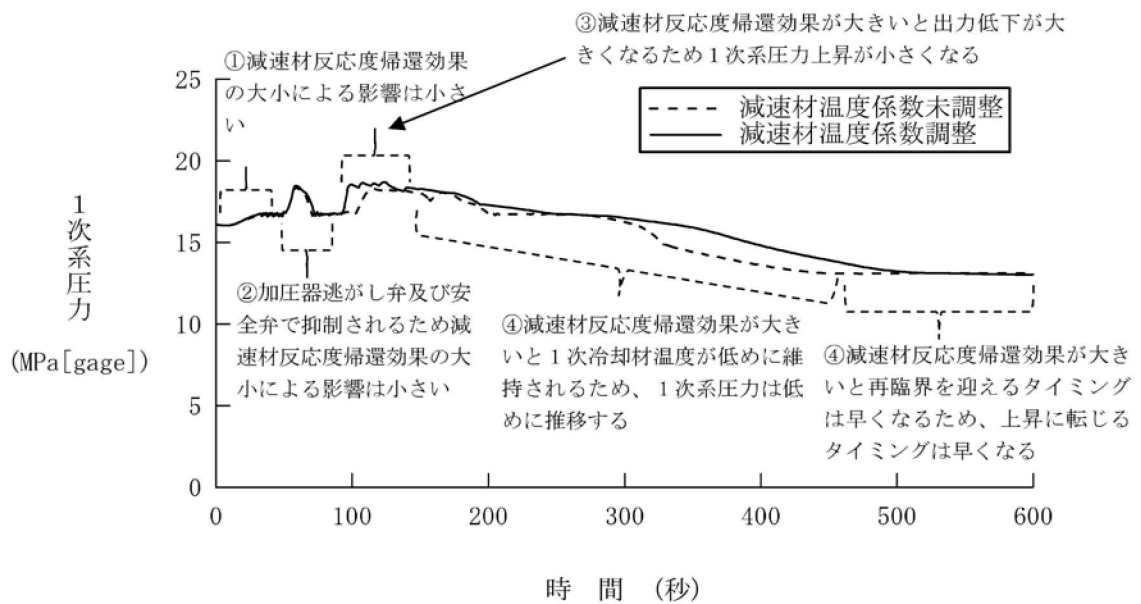


図3 主給水流量喪失+ATWSの1次系圧力
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

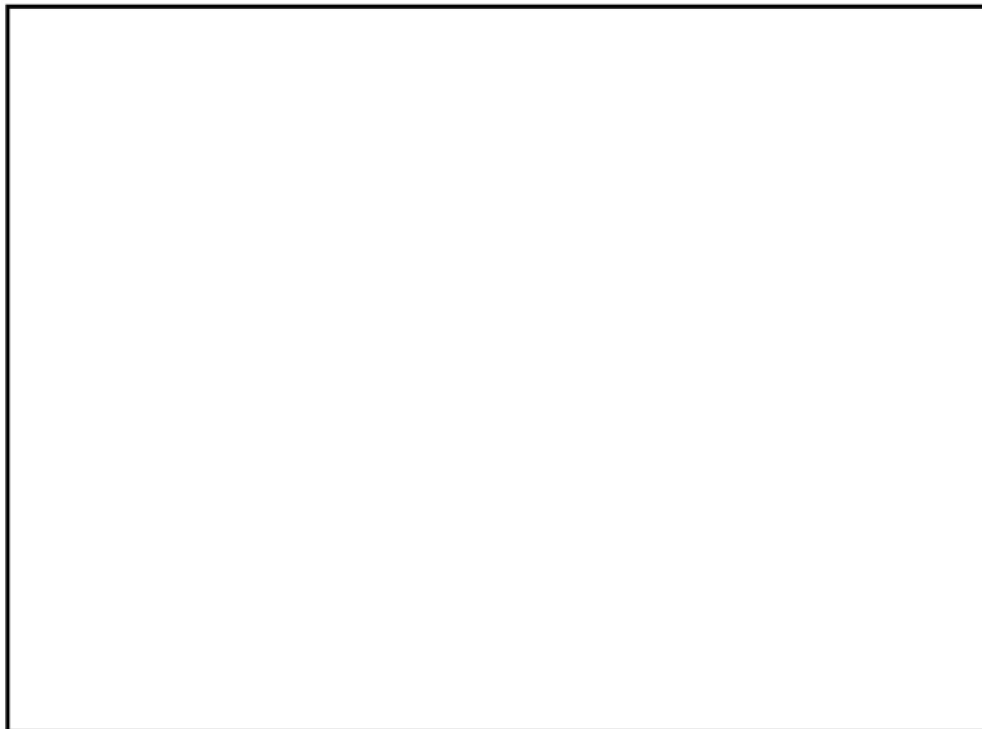


図4 主給水流量喪失+ATWS事象進展中の減速材密度係数の変化
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

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

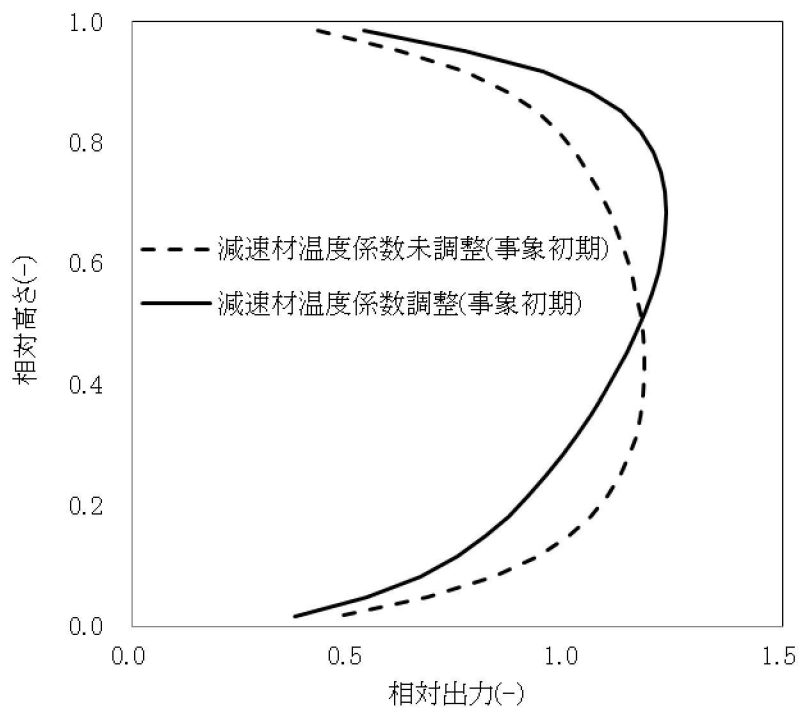


図6 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布（ステップ2 平衡炉心）【事象初期】

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

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

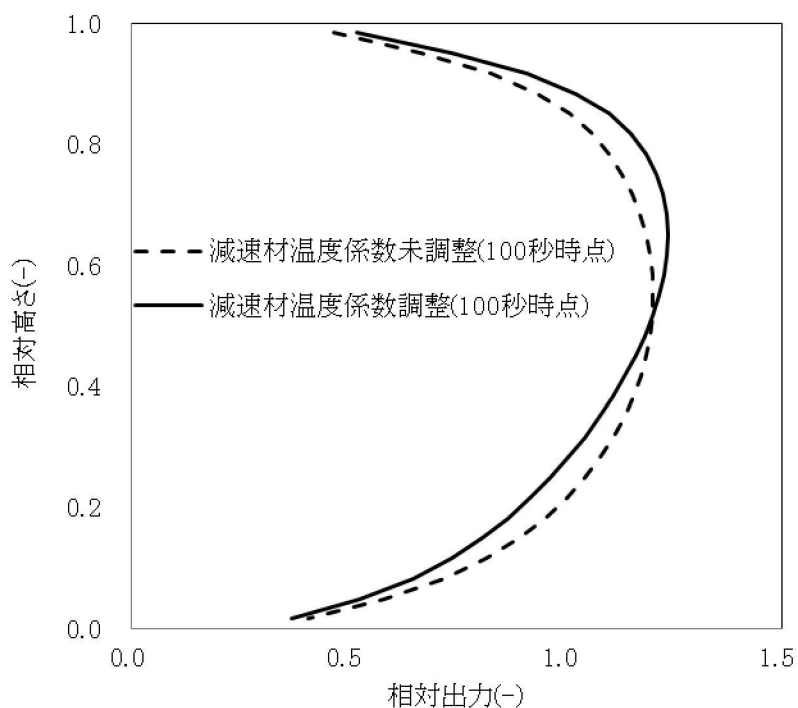


図8 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布（ステップ2 平衡炉心） [100 秒時点]

3. 評価用炉心の基準となる炉心について

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

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

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

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

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

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

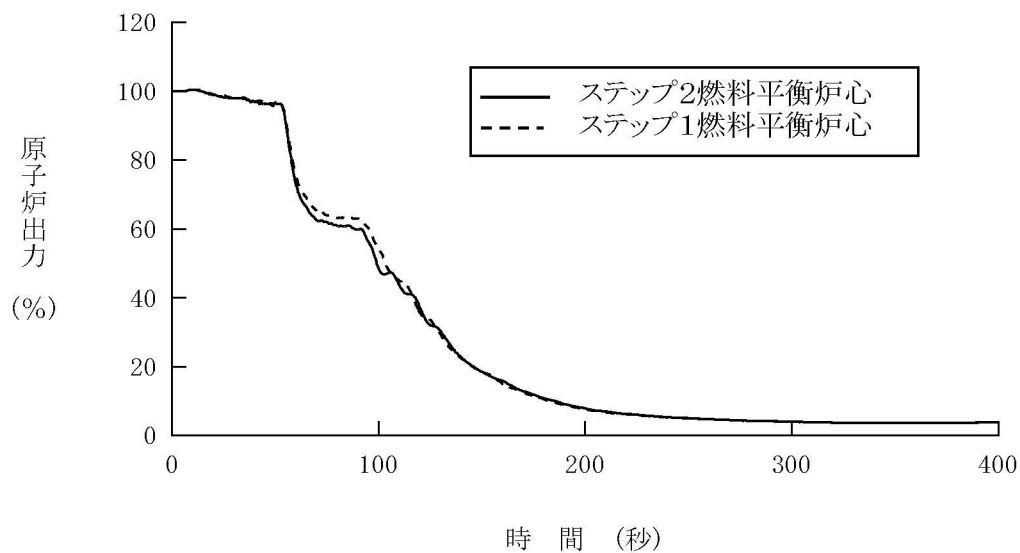


図 9 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる原子炉出力への影響
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

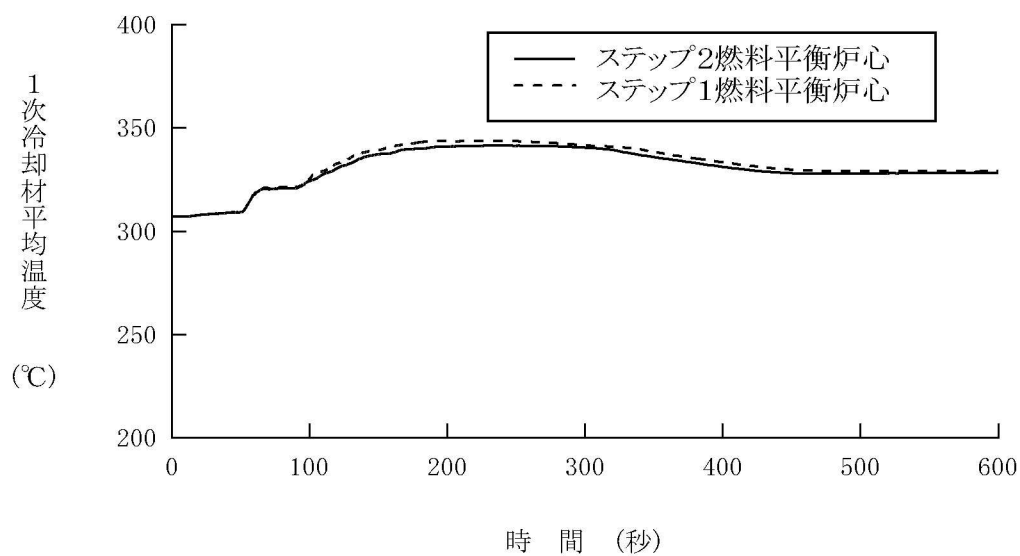


図 10 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる 1 次冷却材温度への影響
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

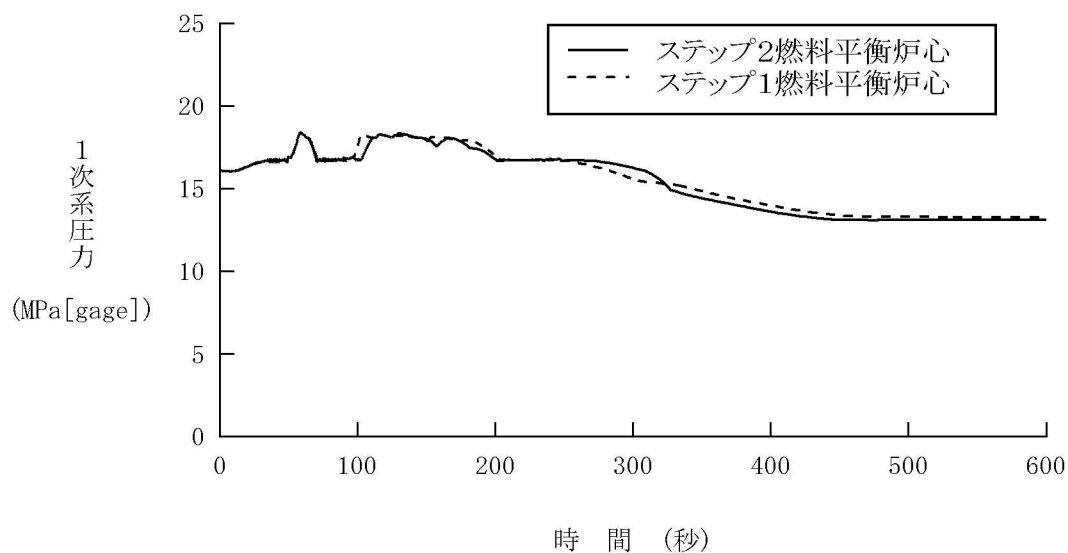


図 1.1 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる 1 次系圧力への影響
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

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

図 1.2 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較 [事象初期]
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

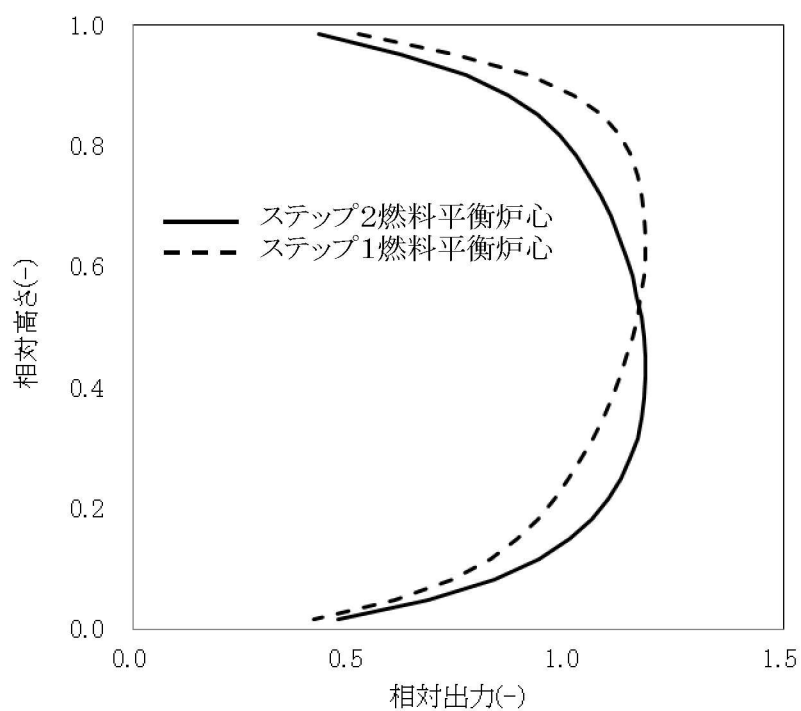


図 1 3 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較【事象初期】
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

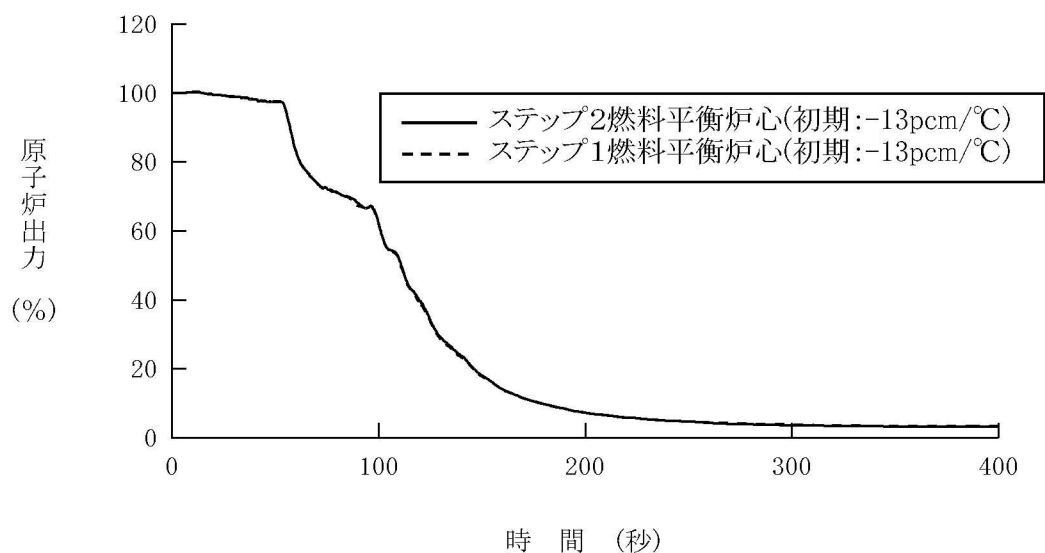


図 1 4 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の原子炉出力応答の比較
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

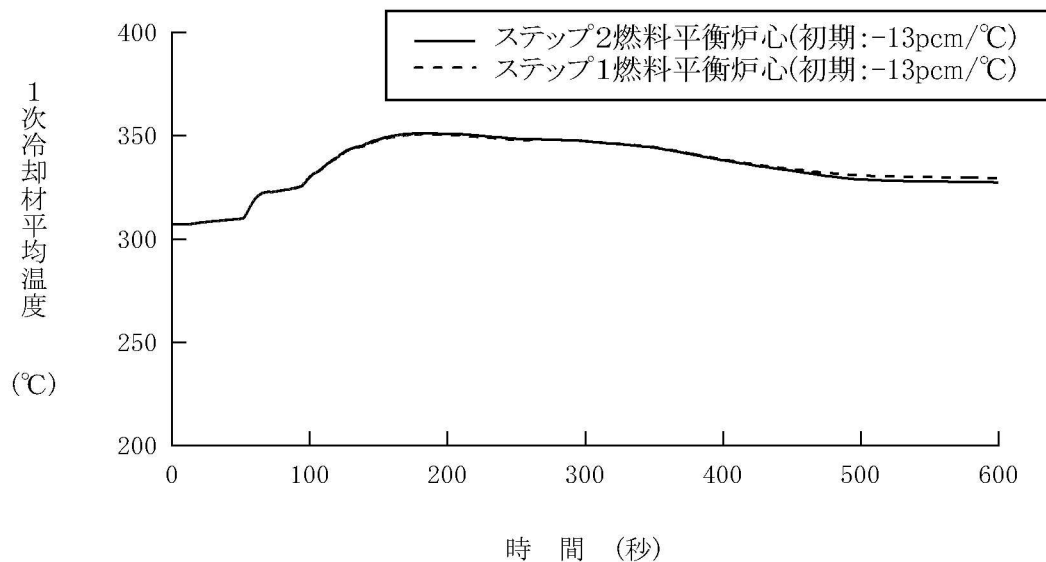


図 1 5 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次冷却材温度応答の比較
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後)

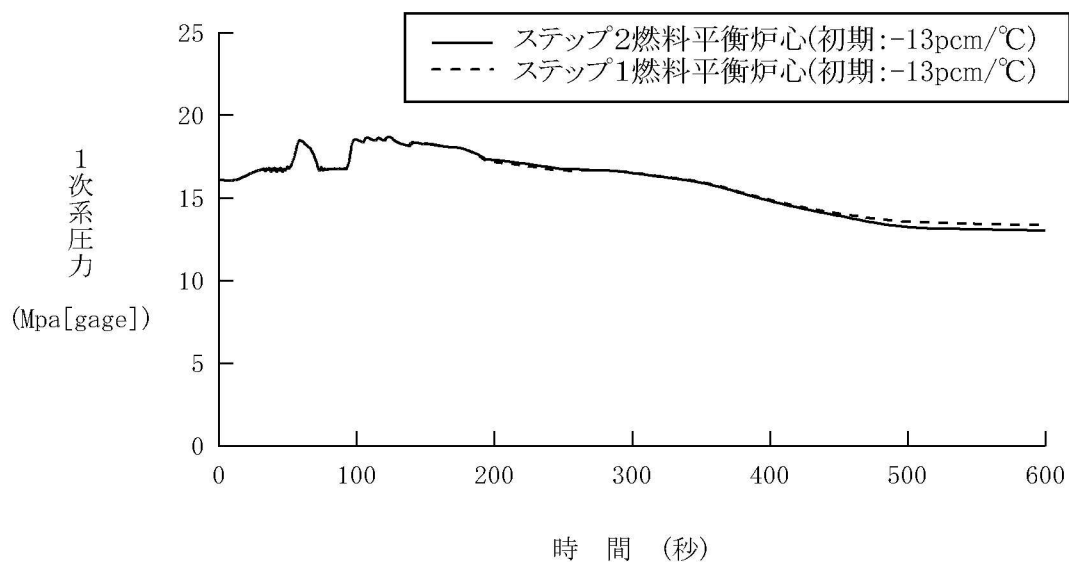


図 1 6 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次系圧力応答の比較
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後)

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

図 1 7 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後) [事象初期]

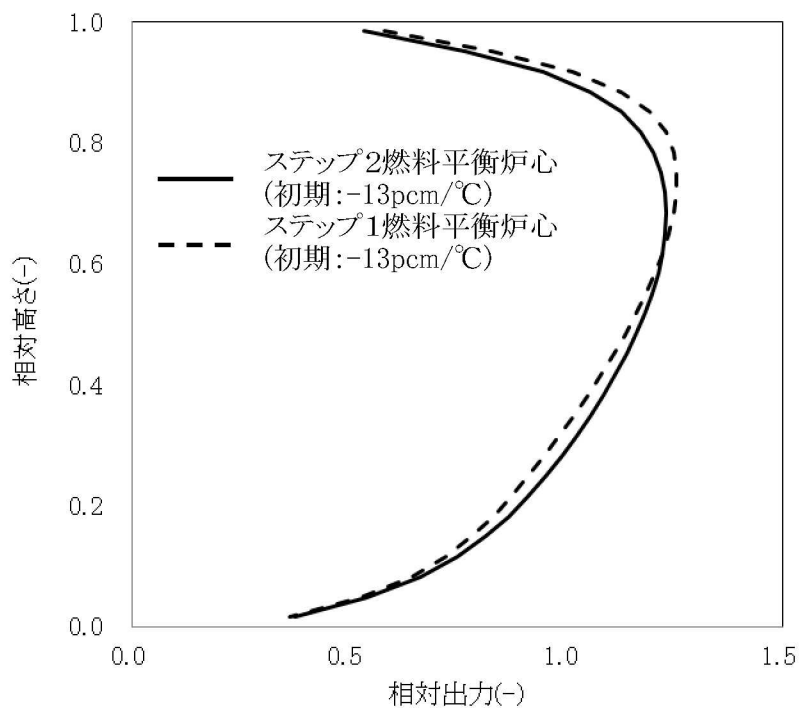


図 1 8 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較
(初期減速材温度係数:-13pcm/°C調整後) [事象初期]



図 1 9 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の減速材密度係数の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4. 実機で想定される炉心のばらつきとATWS解析への影響について

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

4.1 減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化による影響

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

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

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

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

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