

れているため、1次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さい<sup>9</sup>。

#### 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 許認可コードFINEとの比較」）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 SPERT-III E-core 実験解析」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 炉心（核）における不確かさの適用性」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 NUPEC管群ボイド試験」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 LOFT試験」で述べたように商用PWRを模擬するよう体積及び出力比を保つように設計されており、圧力及び温度等の試験条件は実機PWR相当である。

2、3及び4ループPWRの主な違いとしては、炉心出力、1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の違いがあげられる。2、3及び4ループプラントの原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の関係を、LOFT試験装置と合わせて図4-46～図4-48に示す。ループ数によらず、原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器2次側保有水量の比は同等であることから、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 ノード分割」で述べた考え方に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

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

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 LOFT L9-3 試験解析」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、「5. 有効性評価への適用性」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、「4. 検証、妥当性確認」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. 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. 有効性評価への適用性」で述べる。

表 4-17 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証、妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル	TWIGL ベンチマーク 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

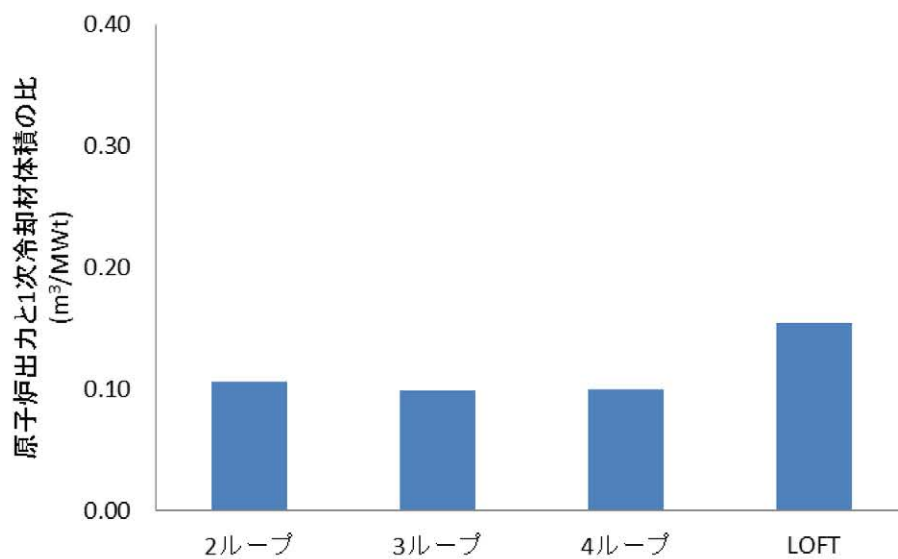


図 4-46 原子炉出力と1次冷却材体積の比

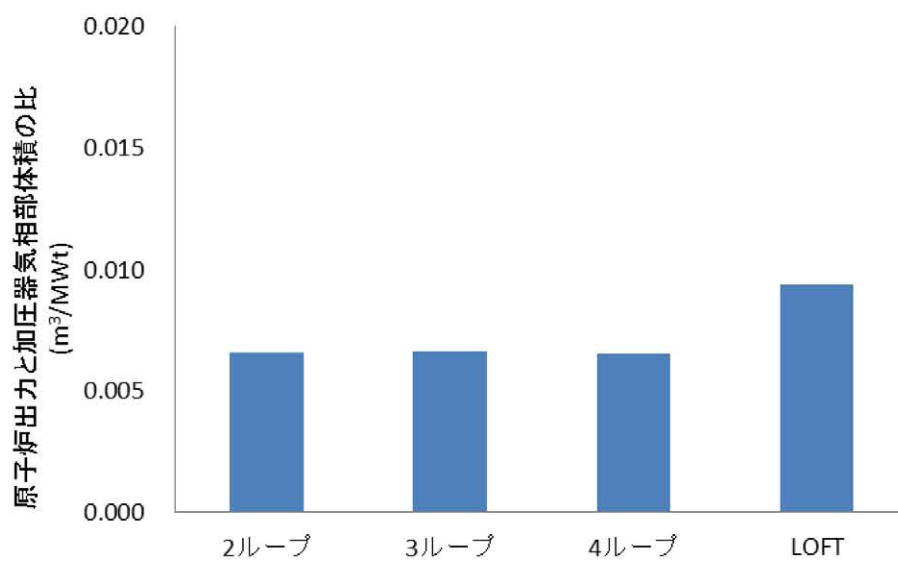


図 4-47 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

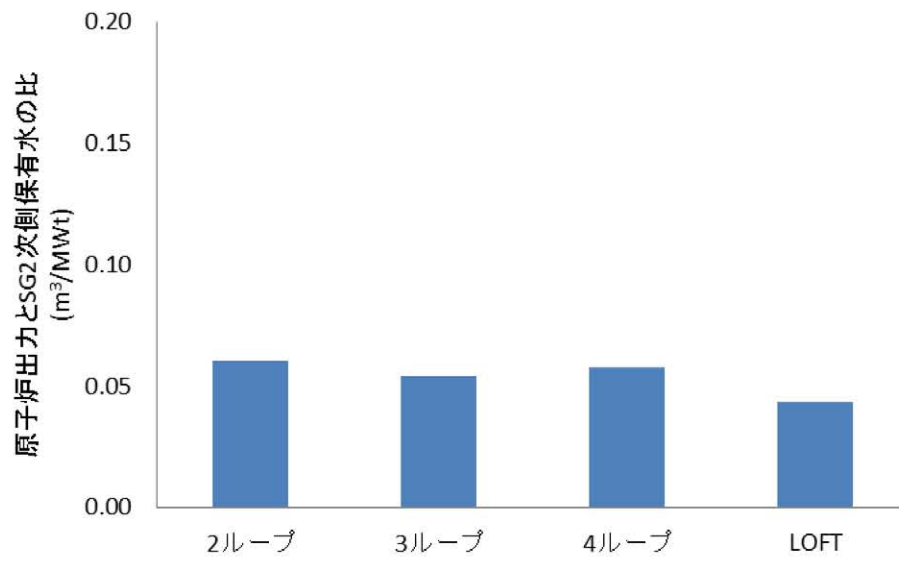


図 4-48 原子炉出力と蒸気発生器2次側保有水量の比

## 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. 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 T W S 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 SPERT-III E-core 実験解析」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 T W S 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 T W S 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、取替炉心ごと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 重要現象に対する検証、妥当性確認方法」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 炉心（核）における不確かさの適用性」に記載したとおり、A T W S 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 SPERT-III E-core 実験解析」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 LOFT L6-1 試験解析」及び「4.8.4 LOFT L9-3 試験解析」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 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響」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、取替炉心ごとのばらつきが大きいパラメータであるため、不確かさ（ $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ ）及び取替炉心ごと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 SPERT-III E-core 実験解析」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。すなわち、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PWRも含めた各プラントで共通であるが、加圧器逃がし弁及び安全弁容量等の個別のプラント仕様により感度の大小は異なるものとなる。また、これらの感度解析は「主給水流量喪失+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 重要現象の不確かさに対する感度解析」における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つ

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 核定数フィードバックモデル	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： ±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： ±3.6pcm/°C	減速材反応度帰還効果を小さく評価すると、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、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ごと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ごと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
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める	ドップラ反応度帰還効果による影響に含める。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度	ボイド率：±8%(2σ)	炉心ボイド率を低く評価する場合、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：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa	1次冷却材温度を高く評価した場合、1次冷却材膨張量が大きくなる。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次系圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次系圧力ピークに影響を与える。 1次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次系圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題になることはない。
	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：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa	1次冷却材温度を高く評価した場合、1次冷却材膨張量が大きくなる。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次系圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次系圧力ピークに影響を与える。 1次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次系圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題になることはない。
	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	主蒸気逃がし弁及び安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力を入力とし、流量については設計流量を入力とすること、及びATWSでは、蒸気放出に係る条件が弁の開口面積を定める際の条件と同様であることから、解析コードの不確かさは1次系圧力へ影響しない。
	2次側給水	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	電動及びタービン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。

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<sup>10</sup>に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m<sup>3</sup>/hrの流量で給水するものとした。

\*2：約-28pcm/°C（平衡炉心評価値であり核的不確かさ含まず）

\*3：不確かさ（±3.6pcm/°C）及び取替炉心ごと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<sup>10</sup>に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m<sup>3</sup>/hrの流量で給水するものとした。

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

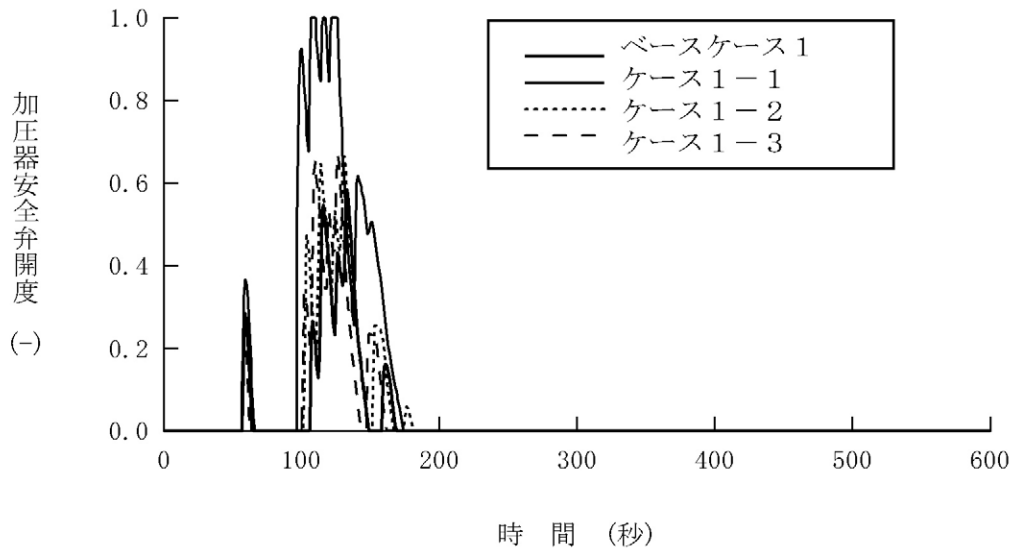


図 5-1 最確条件をベースケースとした場合の感度解析  
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

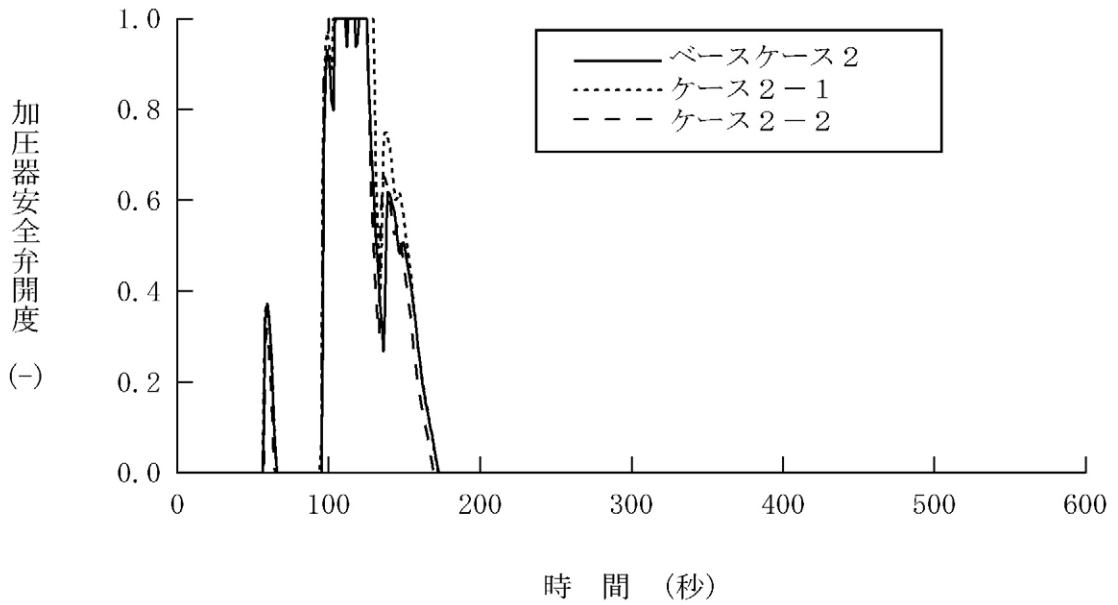


図 5-2 減速材温度係数初期値を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ としたケースをベースケースとした場合の感度解析  
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

## 6. 参考文献

- [1] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの SPARKLE-2 コードの適用性について, MHI-NES-1055, 三菱重工業, 平成 25 年
- [2] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの M-RELAP5 コードの適用性について, MHI-NES-1054, 三菱重工業, 平成 25 年
- [3] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [4] F. J. Moody, "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel," NEDO-21052, 1975.
- [5] 三菱 PWR の燃料設計計算コードの概要, MAPI-1019 改 1, 三菱原子力工業, 昭和 63 年
- [6] 三菱 PWR 高燃焼度化ステップ 2 燃料の機械設計, MNF-1001 改 1, 三菱原子燃料, 平成 23 年
- [7] D. G. Reddy, et al., "Two-Phase Friction Multiplier for High Pressure Steam Water Flow", EPRI-NP-2522, 1982
- [8] Saha, P. and Zuber, N., "Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling", Proceedings of 5th International Heat Transfer Conference, Tokyo, 4, 151-157, 1974
- [9] Lahey Jr., R.T. and Moody, F. J., "The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor", American Nuclear Society, 1977
- [10] 平成 6 年度燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (PWR 燃料集合体管群ボイド試験) (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.Langensbuch, W. Maurer, and W. Werner, "Coarse-Mesh Flux-Expansion Method for the Analysis of Space-Time Effects in Large Light Water Reactor Cores", Nuclear Science and Engineering: 63, (1977)
- [16] K. S. Smith, "An Analytic Nodal Method for Solving the Two-group, Multidimensional, Static and Transient Neutron Diffusion Equations," MS Thesis, Massachusetts Institute of Technology, March (1979).
- [17] Russell D. Mosteller, "The Doppler-Defect Benchmark: Overview and Summary of Results,"

LA-UR-07-1000

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

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

### 1. はじめに

原子炉停止機能喪失に対する適用コードについては「Ⅲ 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」の「5.1.5 原子炉停止機能喪失」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、若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  $0\text{pcm/g/cm}^3$ （事象進展中も固定。減速材反応度帰還効果に一切期待しない。）を用いた 1 点炉近似動特性にて評価している。

A T W S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、1 点炉近似動特性で必要となるような減速材密度係数の設定は必要ない。

## 2.3 A T W Sにおける 1 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、減速材反応度帰還効果

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

#### 2.4 1点炉近似動特性を用いたATWS解析結果

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

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

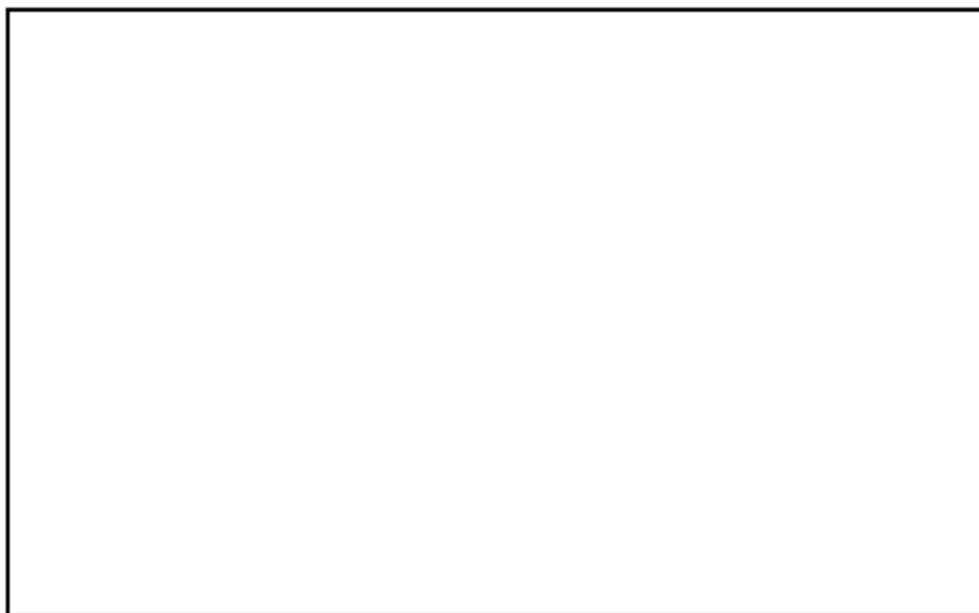


図1 1点炉近似動特性評価に用いた減速材密度係数

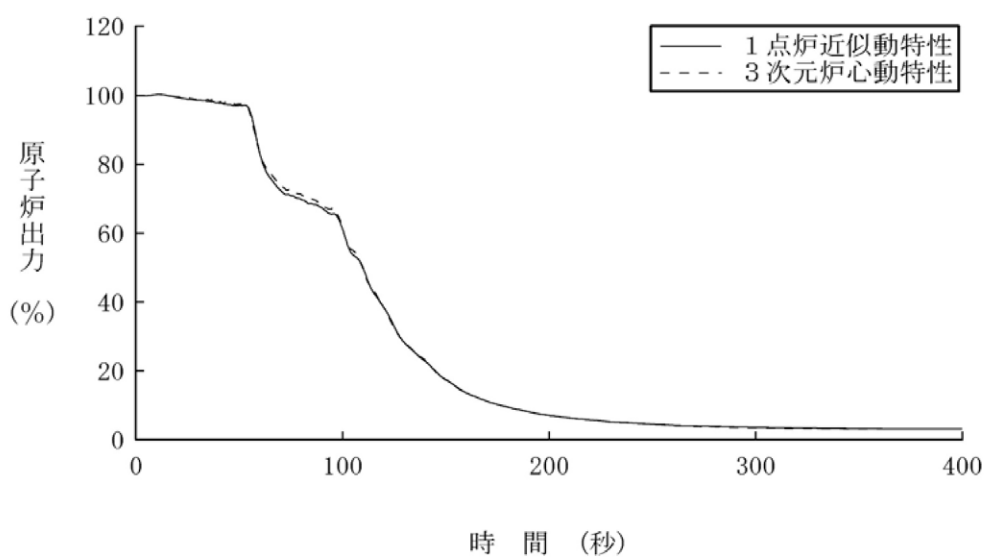


図2 「主給水流量喪失+ATWS」の原子炉出力

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

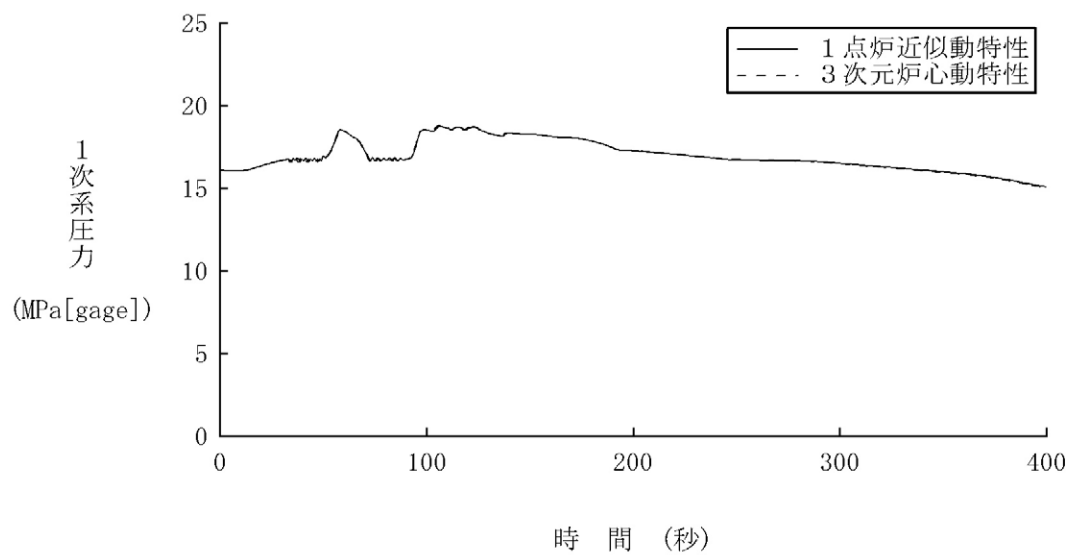


図3 「主給水流量喪失+ATWS」の1次系圧力

## 添付2 GalaxyCosmosについて

### 1. GalaxyCosmosの概要

GalaxyCosmos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COSMOS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。COSMOS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COSMOSコードの手法概要

#### 2.1 GALAXYコードの手法概要

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

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

GALAXYコードの妥当性については、本資料「第2部 SPARKLE-2コード」の「4.3 モンテカルロコードとの比較」において、ドップラ温度係数については「4.3.1 ドップラ反応度帰還効果の検証」に、減速材密度係数については「4.3.2 減速材反応度帰還効果の検証」にそれぞれ、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（ $14\times 14$  型、 $15\times 15$  型、 $17\times 17$  型）を対象に、燃料組成、燃料温度等の広範な条件に対して実施し、差異の標準偏差が条件によらず平均 0.3%程度であることを確認した。これにより、GALAXYコードの集合体輸送計算は、集合体内の中性子束分布を適切に評価できることを確認した<sup>1</sup>。

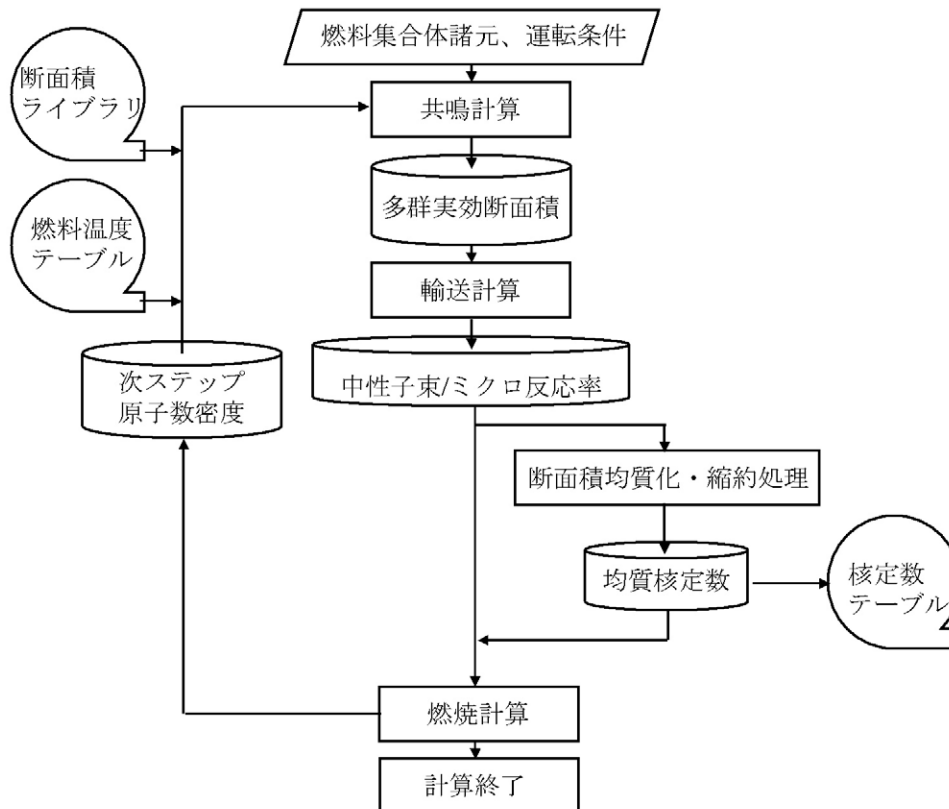


図1 GALAXYコードの計算フロー

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

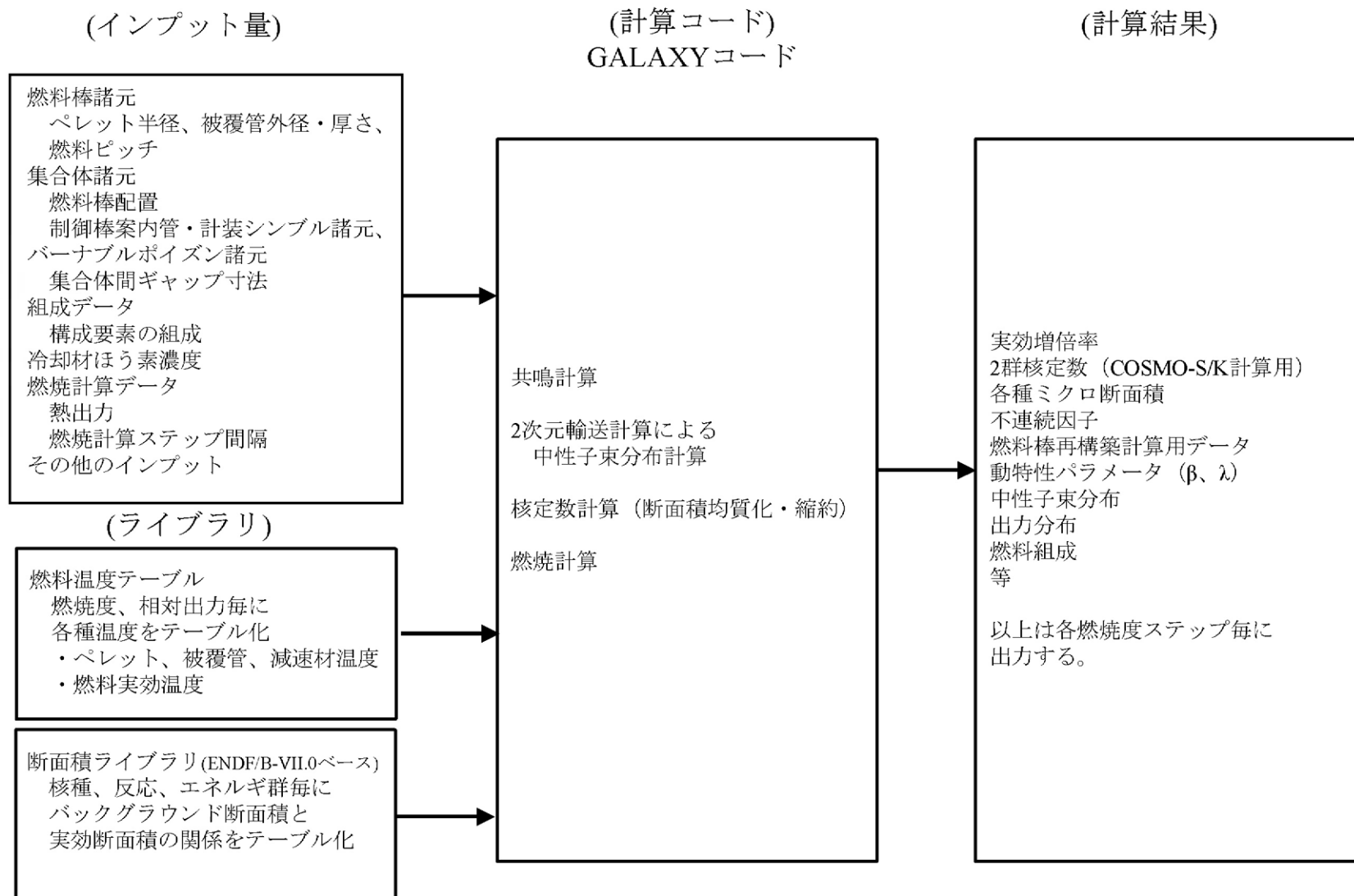


図2 GALAXYコードの入出力の概要

## 2.2 COSMO-Sコードの手法概要

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

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

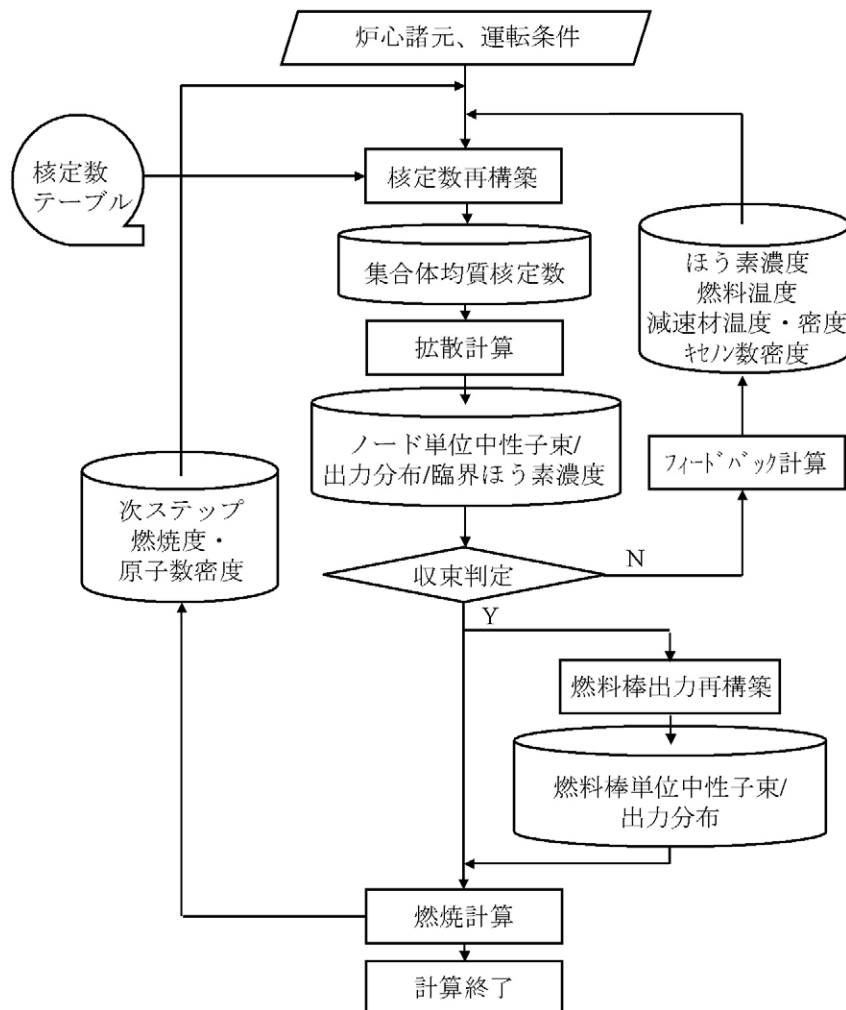


図3 COSMO-Sコードの計算フロー

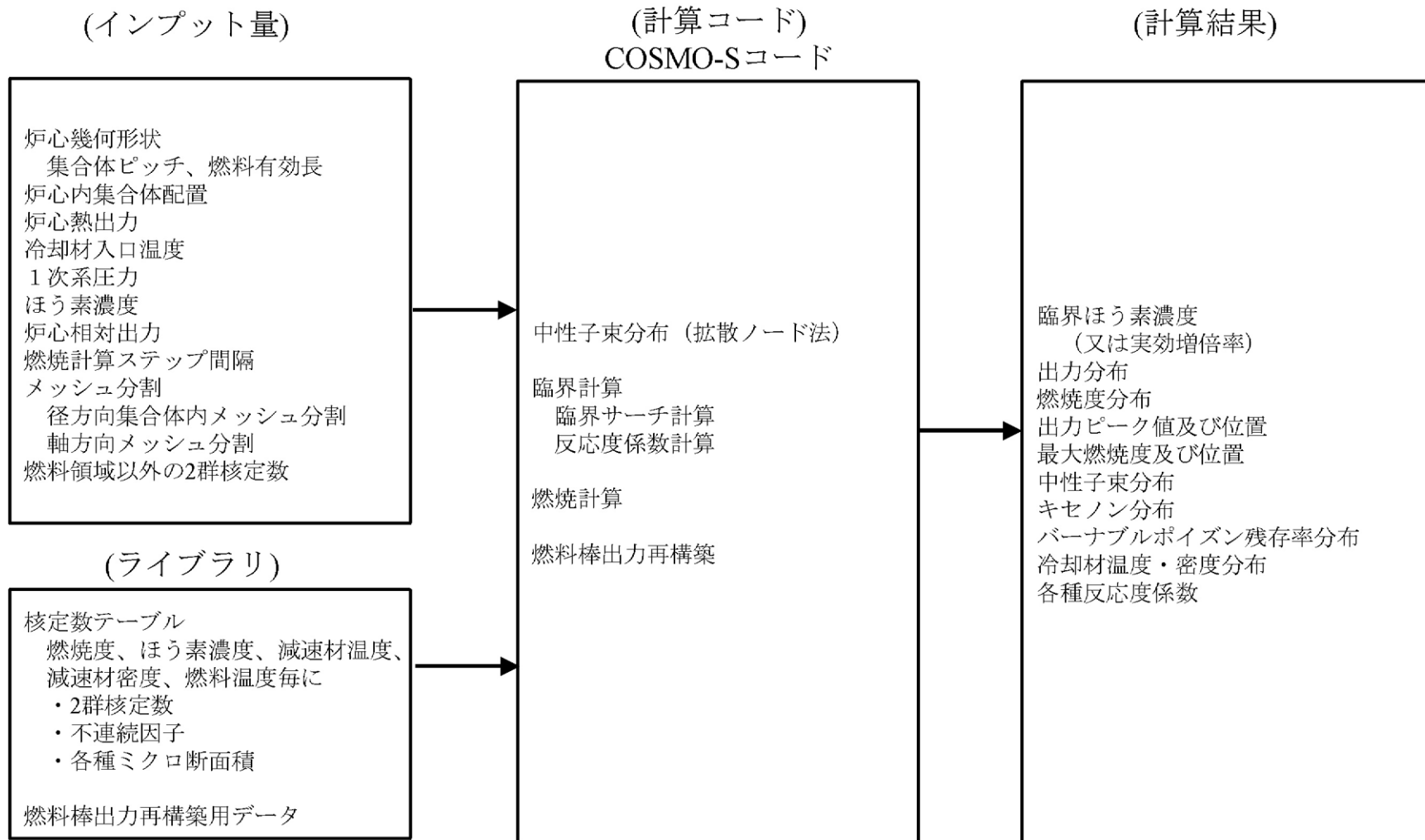


図4 COSMO-Sコードの入出力の概要

### 添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について

#### 1. はじめに

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

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

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

#### 2. 減速材反応度帰還の設定について

##### 2.1 減速材反応度帰還の設定方法

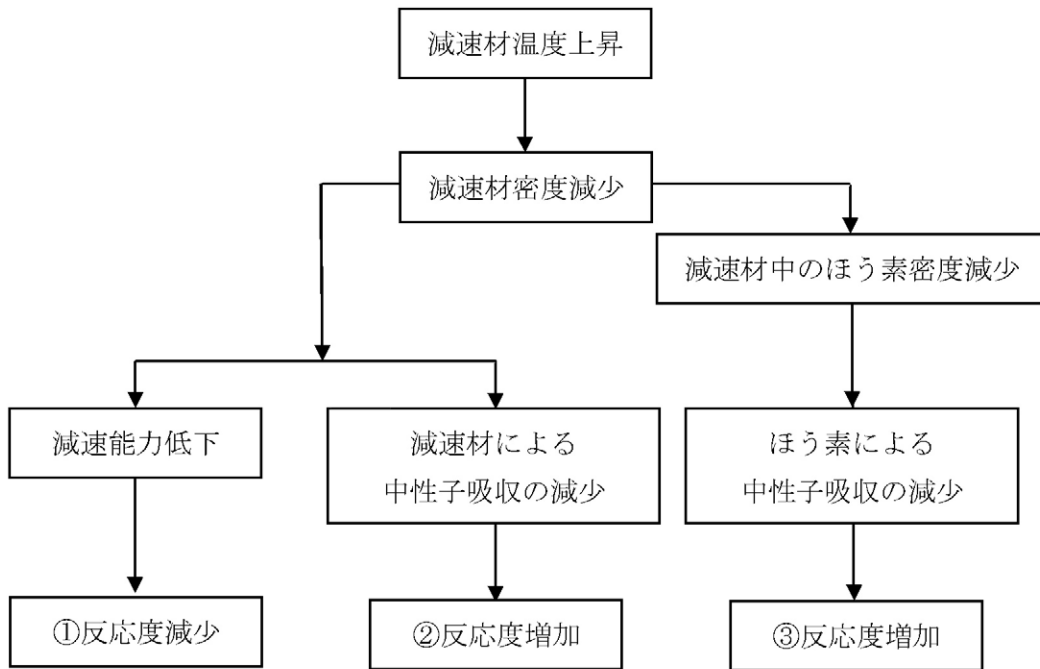
1次冷却材中にほう素が溶解するPWRでは、減速材反応度帰還効果はほう素濃度依存性が強い。図1に減速材温度上昇に伴う反応度への影響のメカニズムを示すが、1次冷却材中のほう素濃度が高いほど1次冷却材温度上昇時のほう素密度の減少量が大きくなり中性子吸収が低下するため、減速材温度係数は正側に推移する。また、図1に、いくつかのほう素濃度に対する1次冷却材温度と減速材温度係数の関係を示すが、ほう素濃度を高くすることにより、減速材温度係数は1次冷却材温度との相関をほぼ維持しながら正側に推移していることが分かる。

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

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

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

[ ] 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。

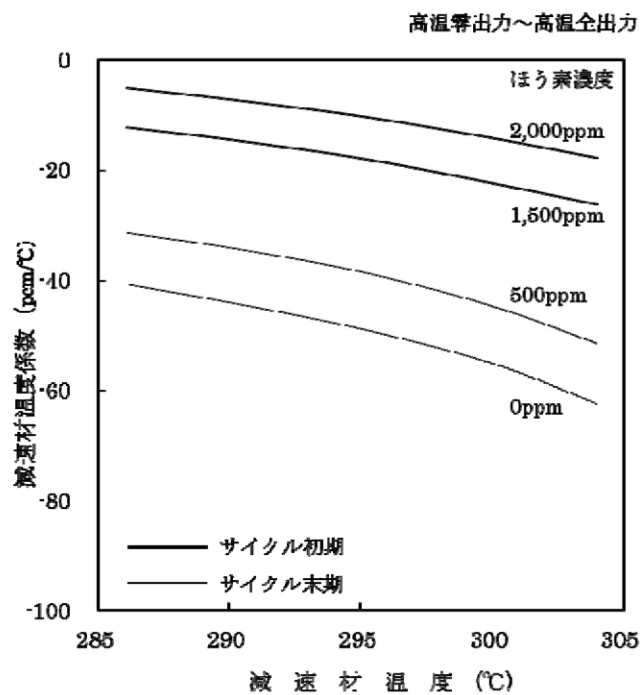


図1 ほう素濃度が高いほど減速材温度係数が正側となるメカニズム

## 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<sup>(※1)</sup>。評価結果を図2に示す。

図2に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる減速材密度の範囲（減速材密度約0.4～約0.8g/cm<sup>3</sup>）において、ほう素濃度が大きくなるに従い、減速材反応度帰還効果（減速材密度係数）は一様に小さくなることが確認できた。

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

---

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

表1 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響評価 解析条件

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

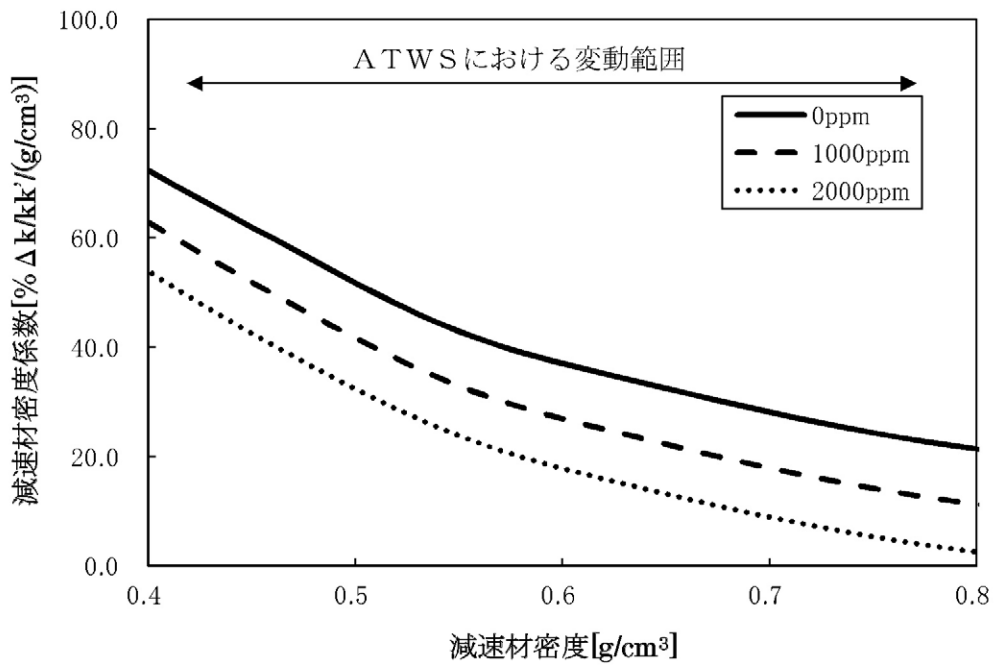


図2 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響

## (2) ドップラ反応度帰還

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

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

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

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

---

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

表2 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響評価 解析条件

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

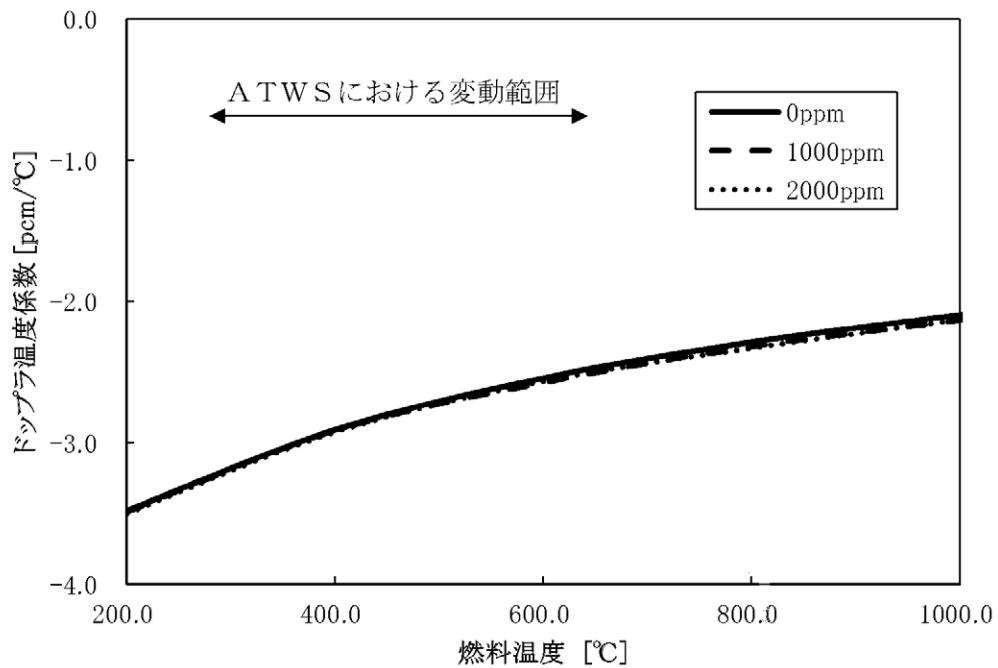


図3 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響

### 3. 過渡計算における初期定常状態の設定について

#### 3.1 初期定常状態の設定方法

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

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

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

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。

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

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

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

$\phi_g(\vec{r}, t)$  : 中性子束

$v_g$  : 中性子速度

$D_g(\vec{r}, t)$  : 拡散係数

$\Sigma_{r,g}(\vec{r}, t)$  : 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

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

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

$\nu\Sigma_{f,g}(\vec{r},t)$  : 生成断面積

$\beta_k$  : 遅発中性子  $k$  群の遅発中性子割合

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

$\chi_{p,g}$  : 即発中性子による核分裂スペクトル

$\chi_{d,g,k}$  : 遅発中性子による核分裂スペクトル

$\lambda_k$  : 遅発中性子先行核の崩壊定数

$C_k(\vec{r},t)$  : 遅発中性子先行核の密度

$k_0$  : 初期定常計算での実効増倍率

### 3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2 コードにおいて初期定常状態を達成するために [ ] する手法は、上記のとおり、既往の動特性計算コードにおいて採用されている手法と等価であり適切な手法であると考えるが、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<sup>(※3)</sup>。評価結果をそれぞれ図4、図5に示す。図4、図5より、同手法に伴う減速材反応度帰還特性及びドップラ反応度帰還特性への影響は無いことがわかる。

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

枠囲いの内容は、商業機密に属します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

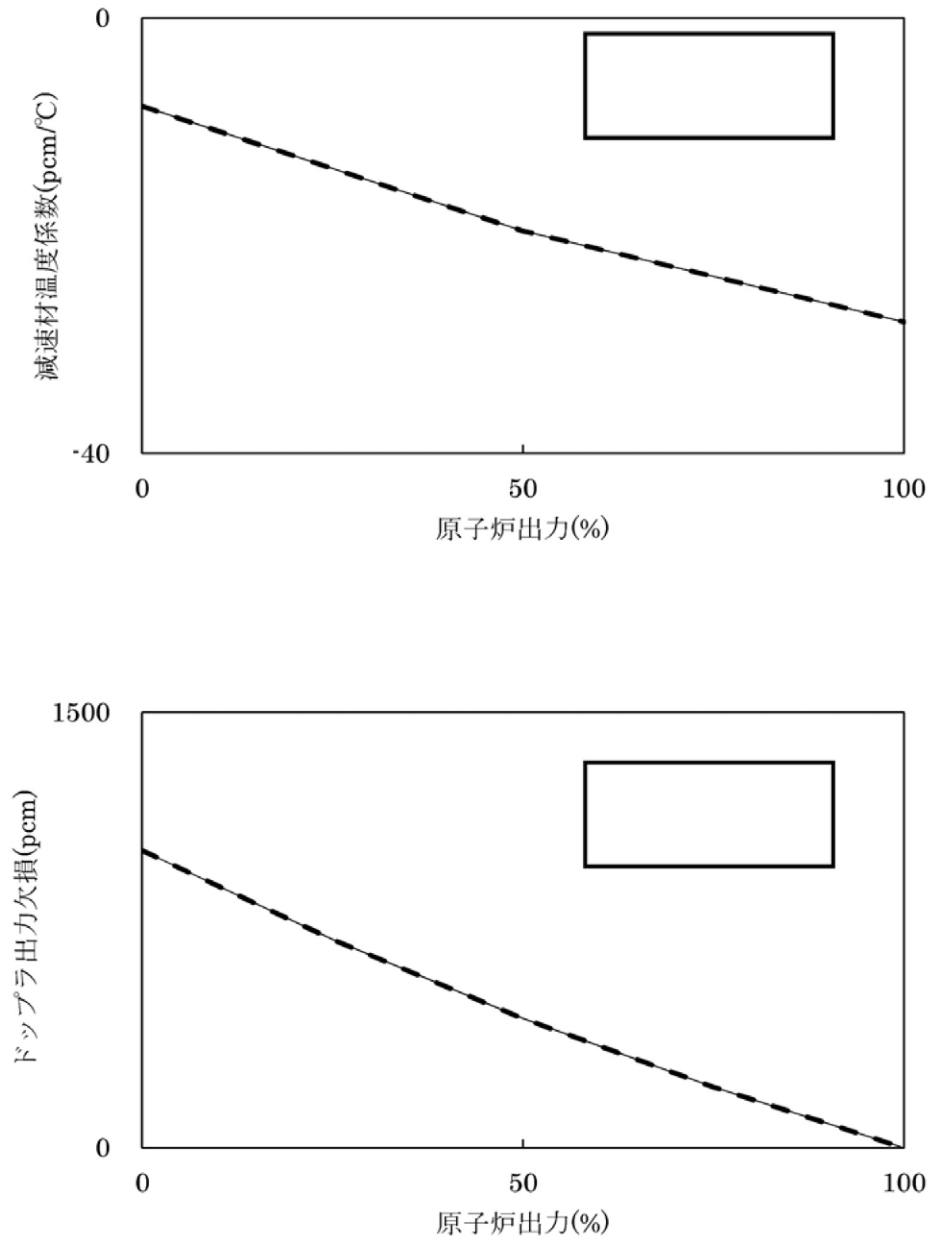


図5 ドップラ出力欠損の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

## 添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について

## 1. ドップラ反応度帰還の設定方法

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

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

$$[ ] \quad \text{式(1)}$$

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

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

## 2. ドップラ反応度帰還の設定方法の妥当性について

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

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

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

表1 解析条件

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

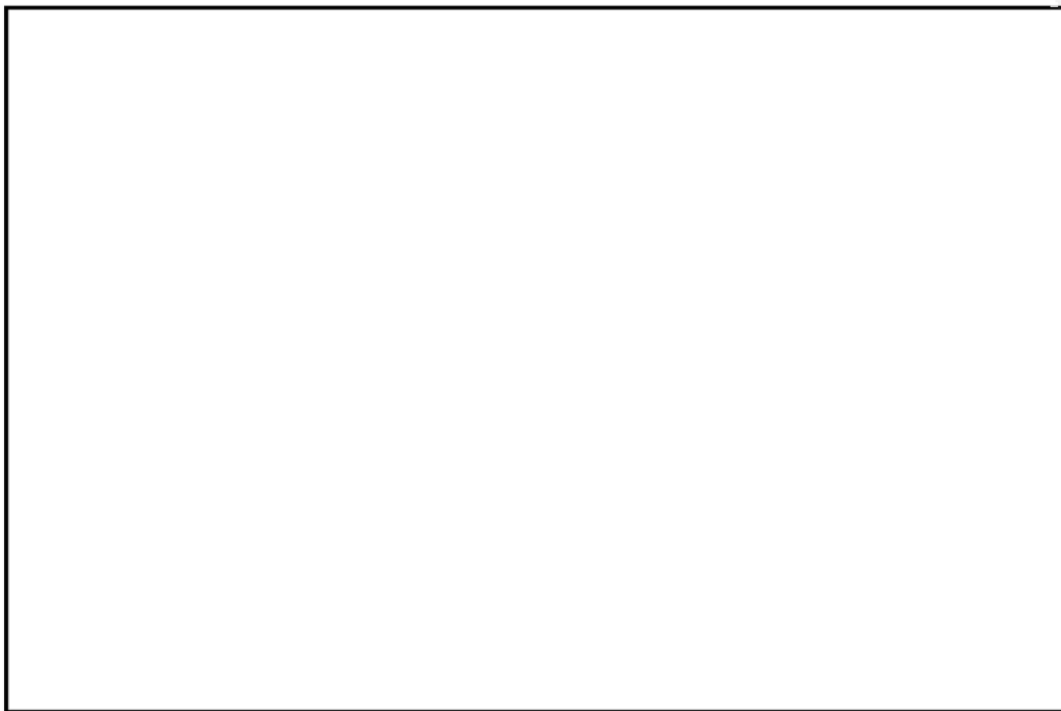


図1  と無限増倍率の関係

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
 ますので公開できません。

## 添付5 評価用炉心の考え方について

### 1. はじめに

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

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

ATWSの核特性（反応度帰還効果）に関する重要現象は、本資料「第2部 SPARKLE-2コード」の「2.3 物理現象に対するランク付け」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

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

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 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+A T W S」は緩やかな事象進展であり且つ出力分布変化が小さい事象であることから、空間的及び時間的に準静的な過渡変化といえ、過渡解析でみられる遅発中性子遅れや熱遅れによる影響は顕著でないと考えられるため、本手法に基づく減速材密度係数の評価結果は、事象進展中の減速材密度係数の変化の特徴を把握する観点から妥当なものとする。なお、図4の減速材密度係数は、事象開始時点から原子炉出力がほぼ整定する約200秒までを対象とした評価結果である。

### 2.1.3 減速材反応度帰還調整に伴う他の炉心の核的な特徴への影響

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

#### ① 出力分布

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

図5～図8より減速材温度係数の調整に伴う径方向出力分布への影響は軽微であり、軸方向出力分布に対しては、初期の減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ とすることにより炉心上下部の減速材反応度帰還量の差が小さくなり炉心上部に偏った分布となる。この軸方向出力分布の変化により1次冷却材温度分布が変化するが、「主給水流量喪失+A T W S」では1次系圧力を評価指標としており、1次系圧力は1次冷却材全体の膨張量が重要であるため、減速材温度係数の調整に伴う1次冷却材温度分布変化による1次系圧力への影響は軽微と

いえる。また、「主給水流量喪失+A T W S」では出力分布の過渡変化が小さいことに加え、後述の②③に示すように、減速材温度係数を調整することに伴う出力分布変化による他の反応度係数への影響はほとんどないことから、減速材温度係数の調整に伴う出力分布変化が出力過渡応答に与える影響も軽微といえる。

## ② ドップラ特性

「添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について」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コード」において、ドップラ反応度帰還効果の不確かさが、A T W S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。

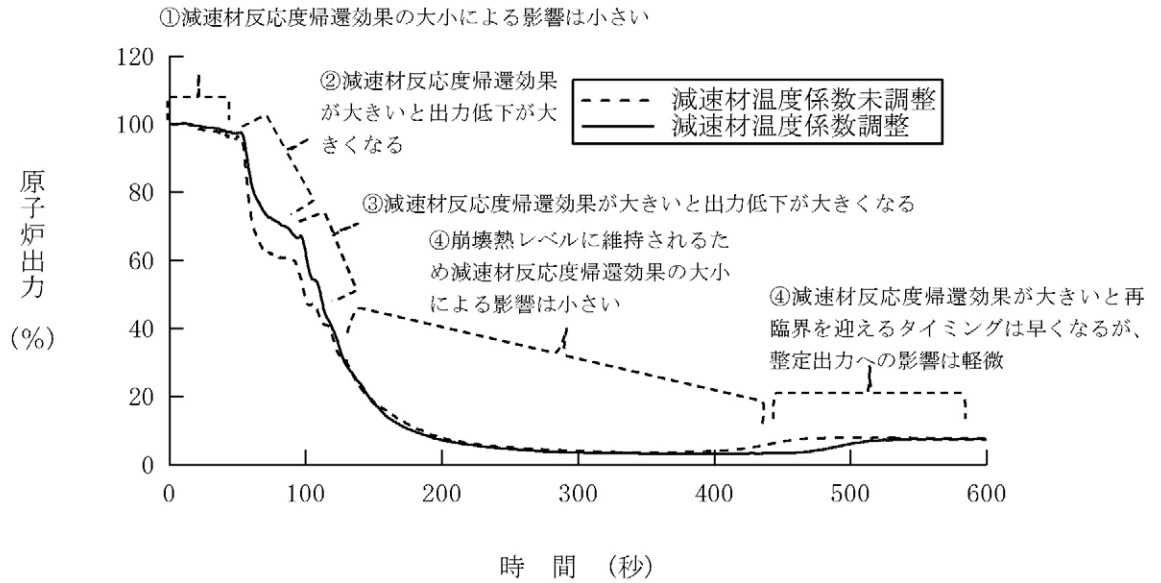


図1 「主給水流量喪失+ATWS」の原子炉出力  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

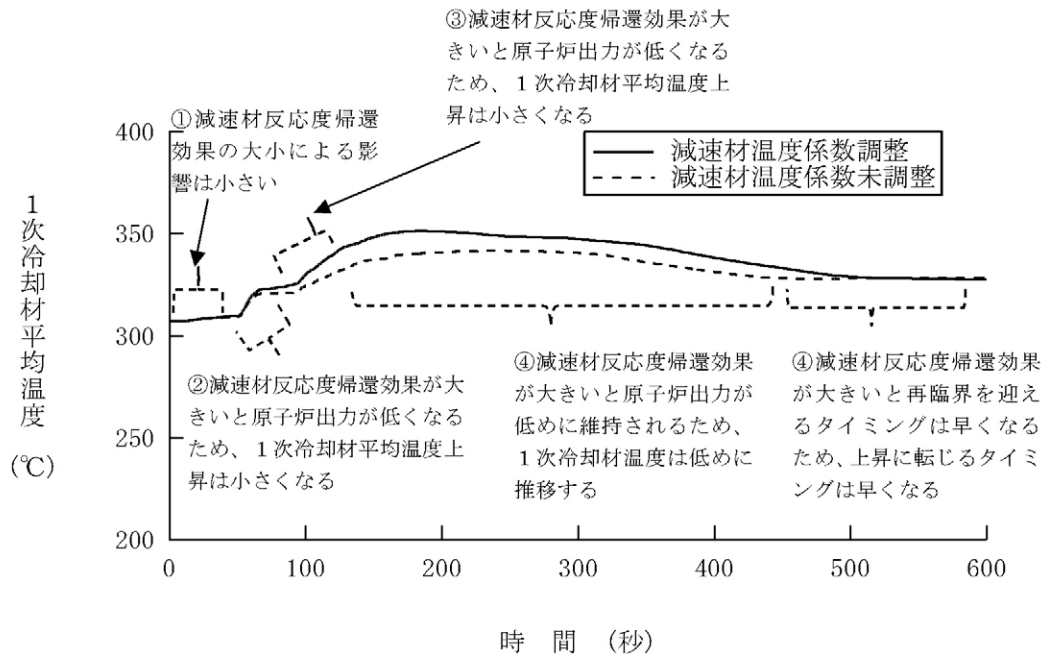


図2 「主給水流量喪失+ATWS」の1次冷却材温度  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

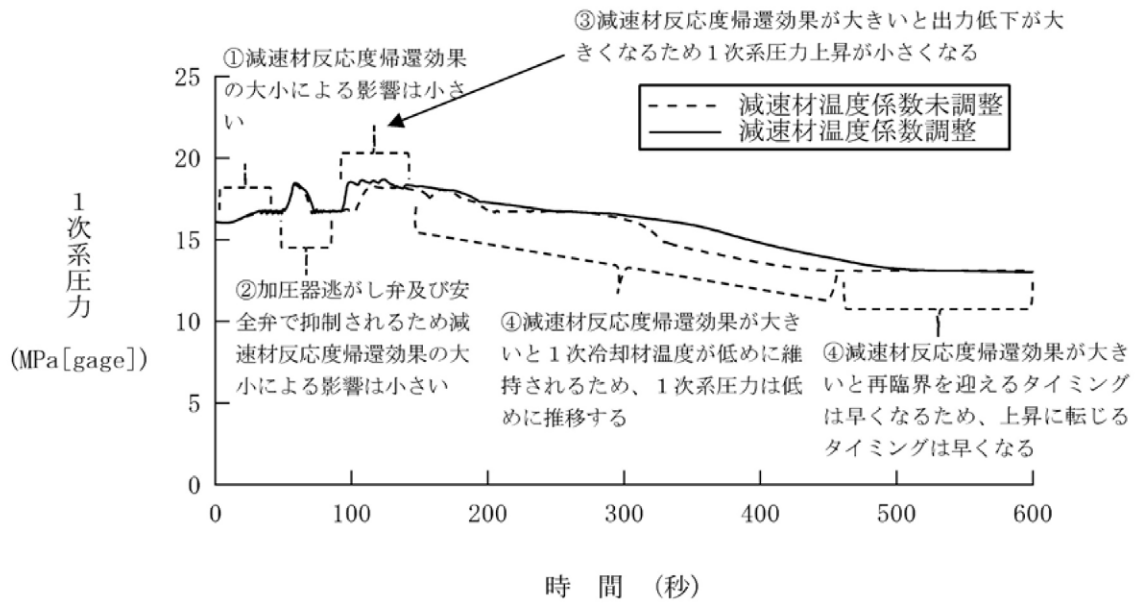


図3 「主給水流量喪失+ATWS」の1次系圧力  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

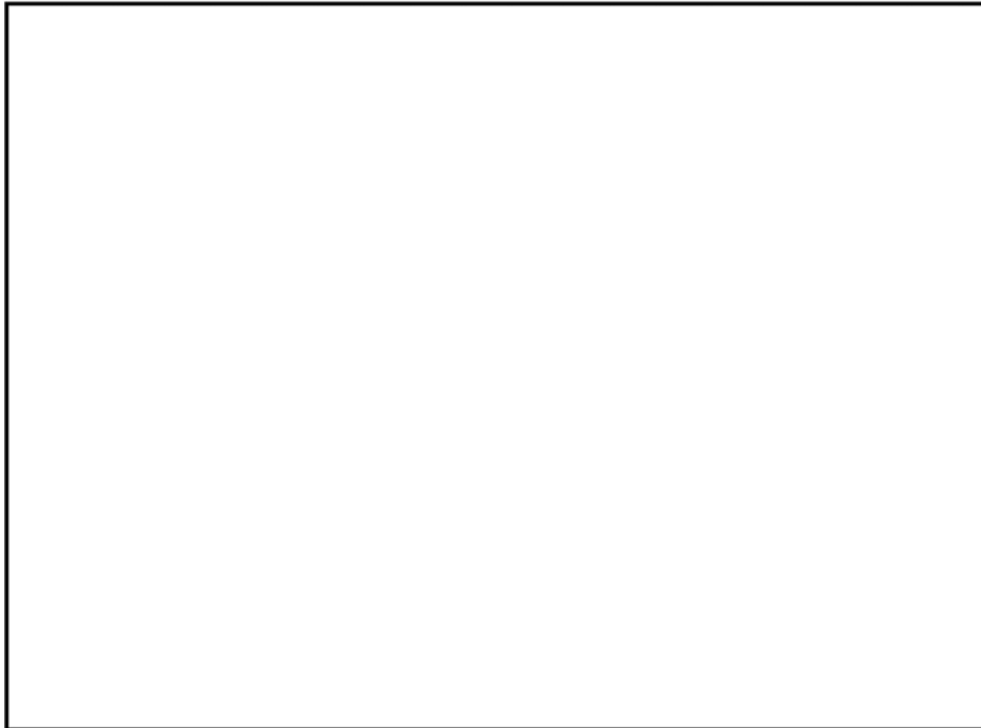


図4 「主給水流量喪失+ATWS」事象進展中の減速材密度係数の変化  
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

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】

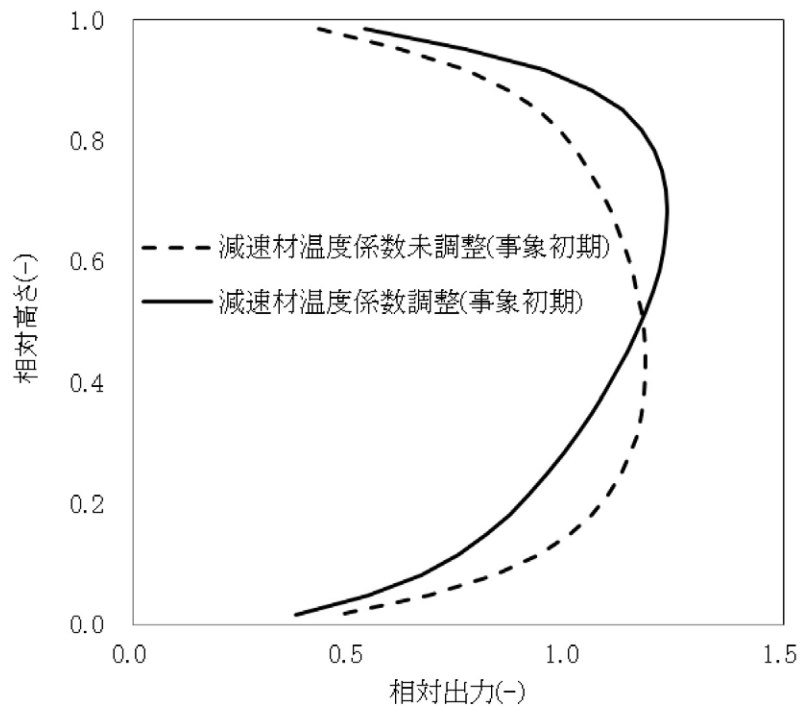


図6 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布（ステップ2平衡炉心）【事象初期】

	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]

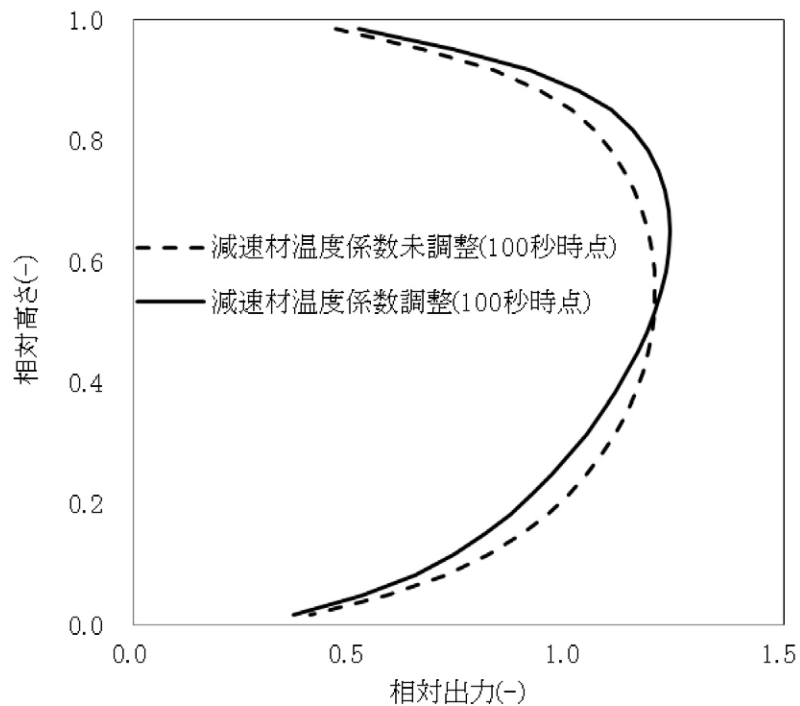


図8 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) [100秒時点]

### 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 燃料装荷パターンの相違による影響」において述べる）。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 減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化による影響」において述べる）。

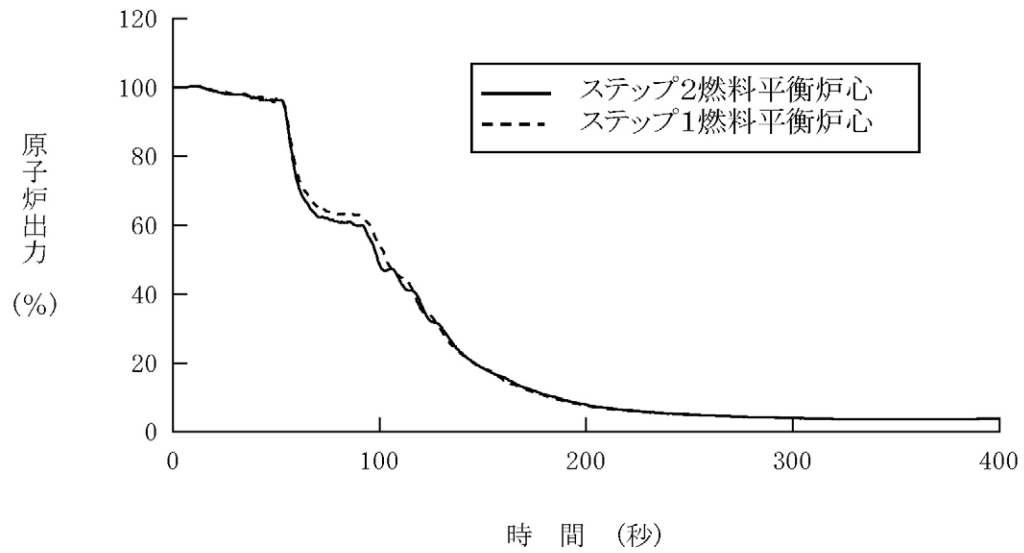


図9 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる原子炉出力への影響  
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

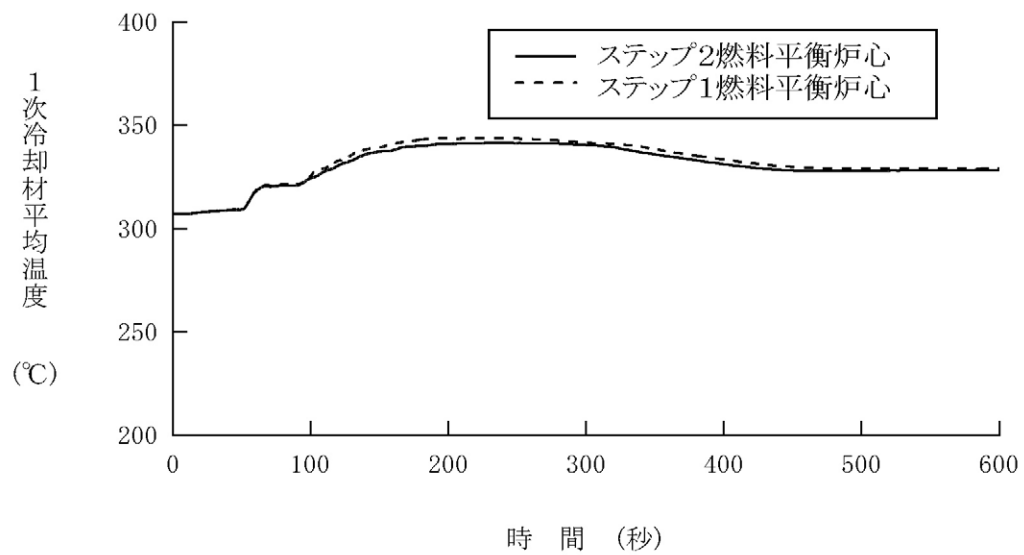


図10 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる1次冷却材温度への影響  
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

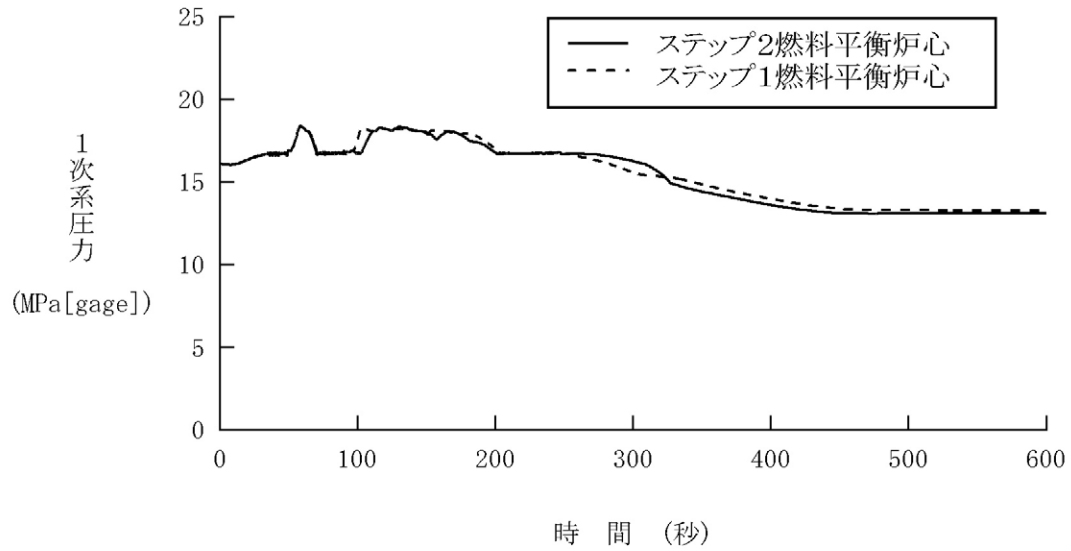


図 1 1 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる 1 次系圧力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

	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	...	...	...	...
	0.91	1.07	1.00	0.76	...	...	...	...

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)

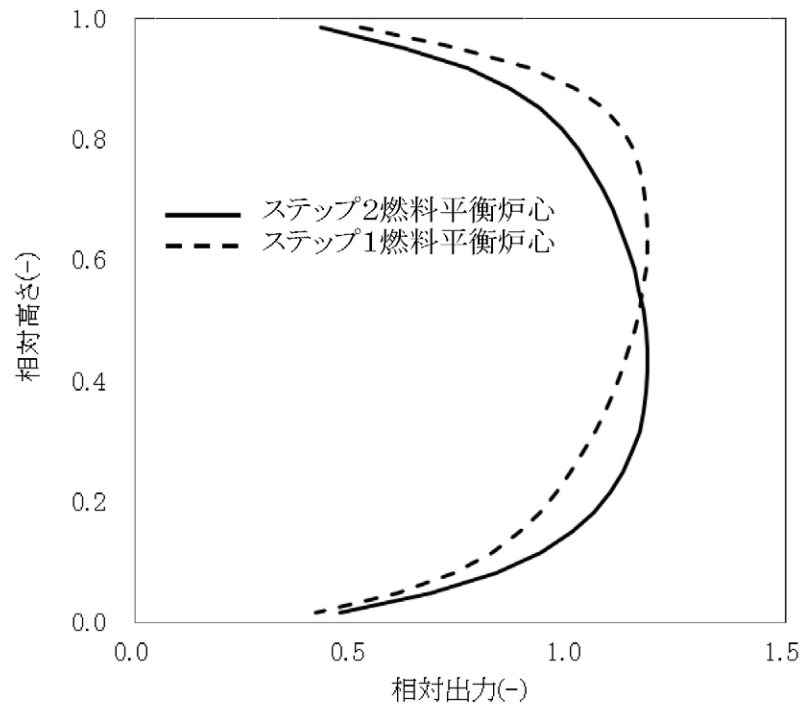


図 1 3 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較【事象初期】  
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

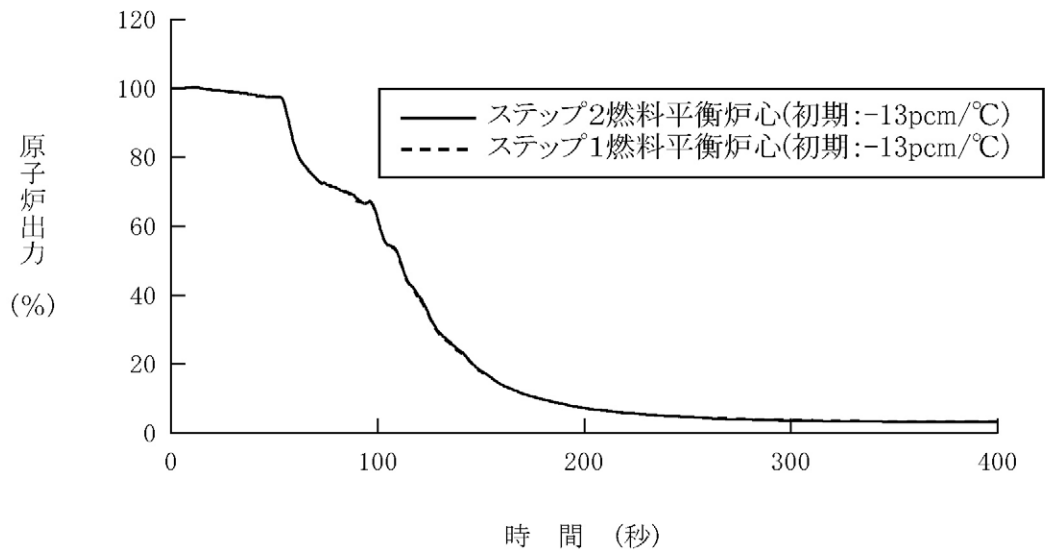


図 1 4 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の原子炉出力応答の比較  
(初期減速材温度係数:  $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 調整後)

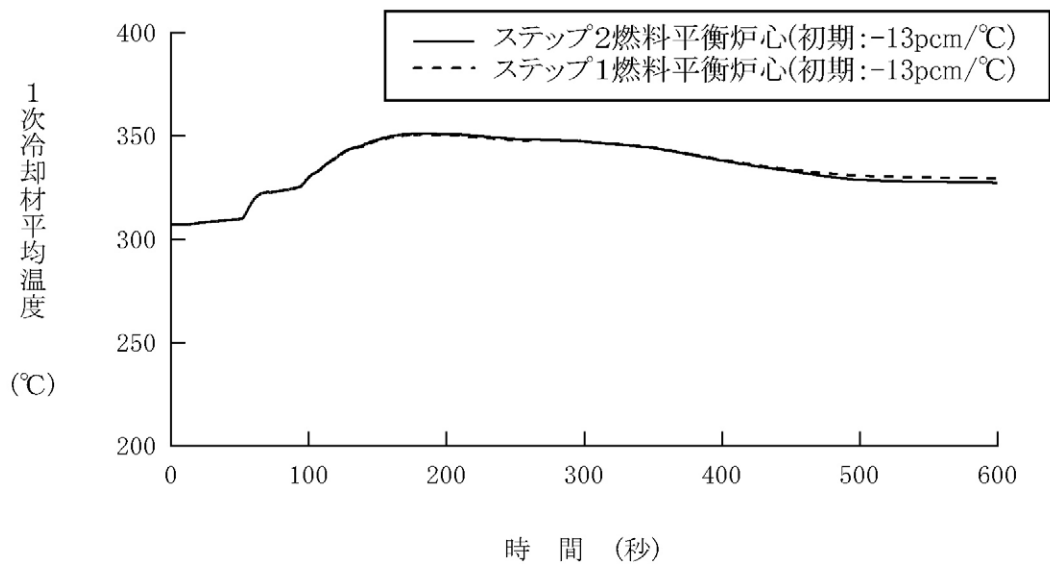


図 1 5 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次冷却材温度応答の比較  
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

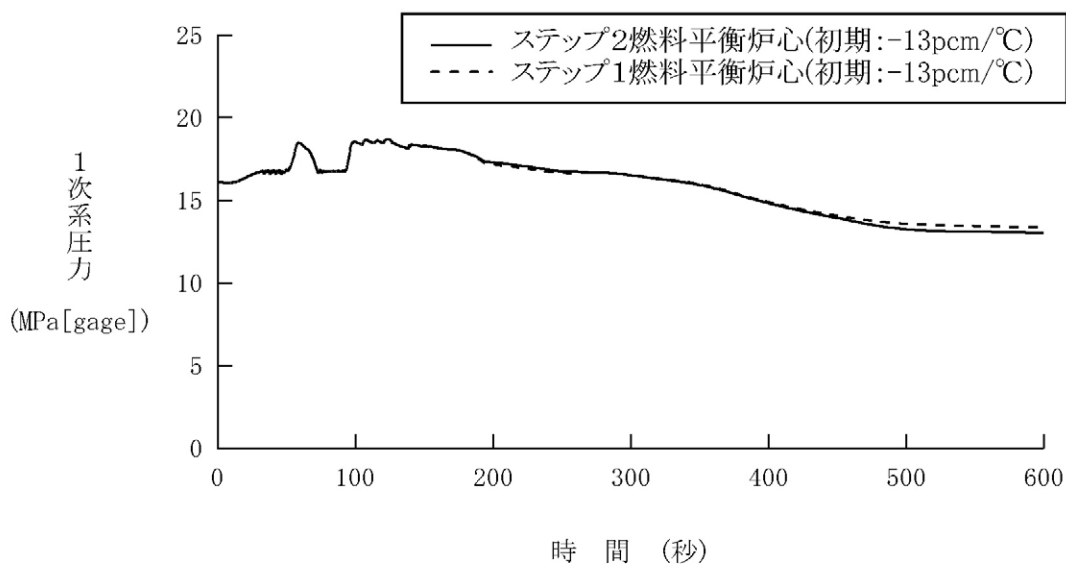


図 1 6 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の1次系圧力応答の比較  
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

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

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

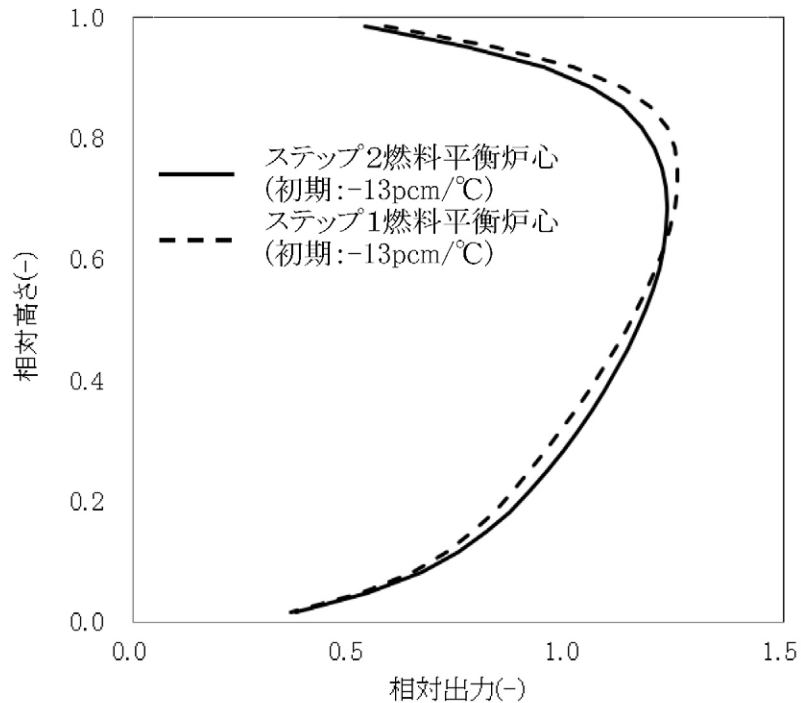


図18 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較  
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後) [事象初期]



図 1 9 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の減速材密度係数の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

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

##### 4.1 減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化による影響

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

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

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

なお、「負荷の喪失+ATWS」においても、1次冷却材温度上昇に伴う減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する点は「主給水流量喪失+ATWS」と同じであり、また、1次系圧力がピ

ークとなる付近の事象進展は「主給水流量喪失+ATWS」と同様であることから、「負荷の喪失+ATWS」についてもほぼ同じことが言える。

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

#### 4.2 燃料装荷パターンの相違による影響

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

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

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

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

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

指標である1次系圧力への影響の観点から保守的な評価とすることができる。

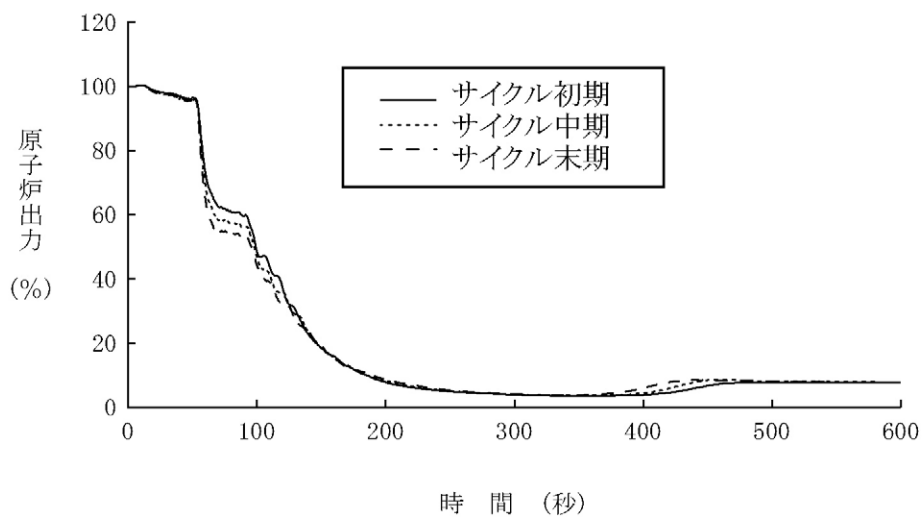


図 2 0 評価対象とする炉心の違いによる原子炉出力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期<sup>2</sup>)

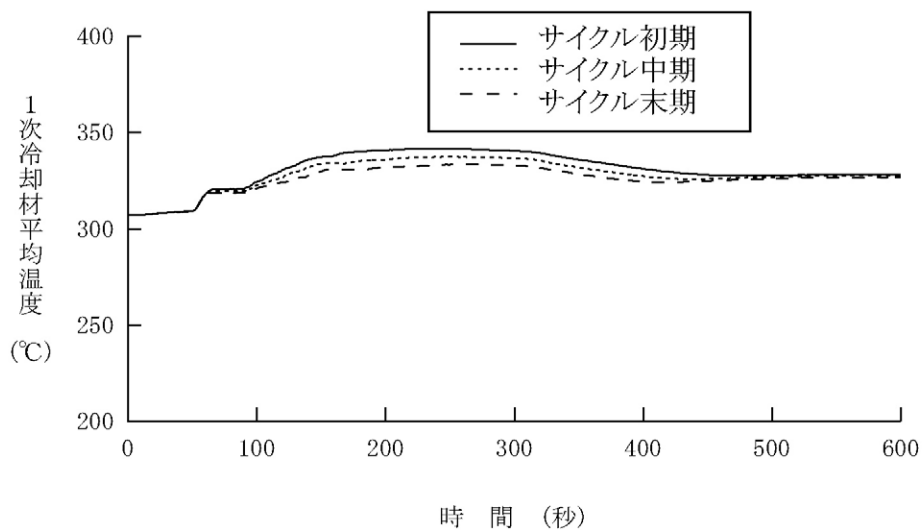


図 2 1 評価対象とする炉心の違いによる 1 次冷却材温度への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

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

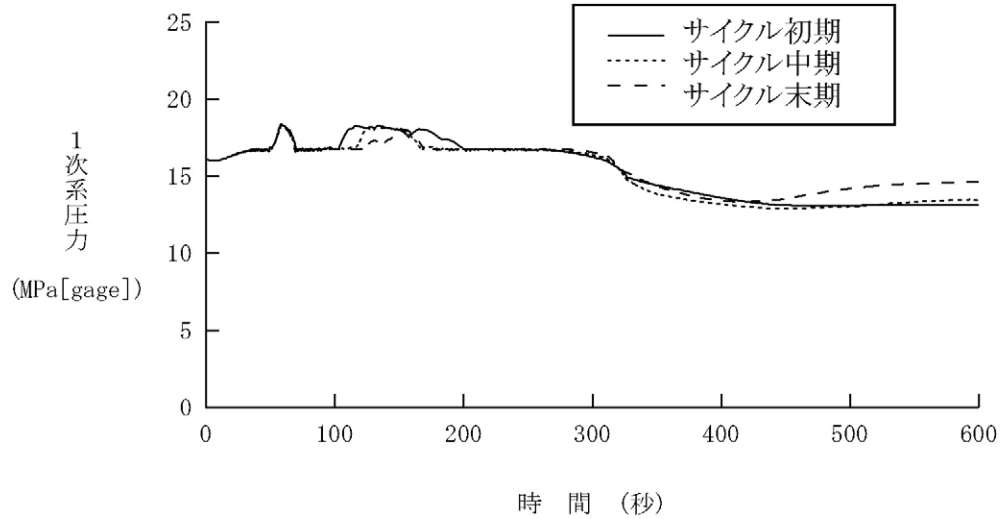


図 2 2 評価対象とする炉心の違いによる 1 次系圧力への影響  
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

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

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

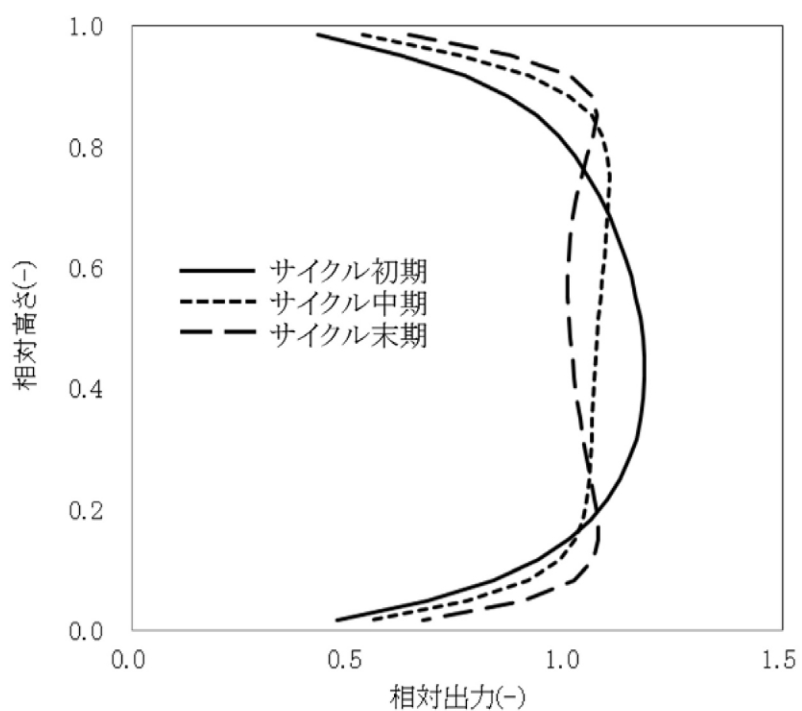


図2-4 評価対象とする炉心の違いによる軸方向出力分布への影響  
(ステップ2平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期) [事象初期]

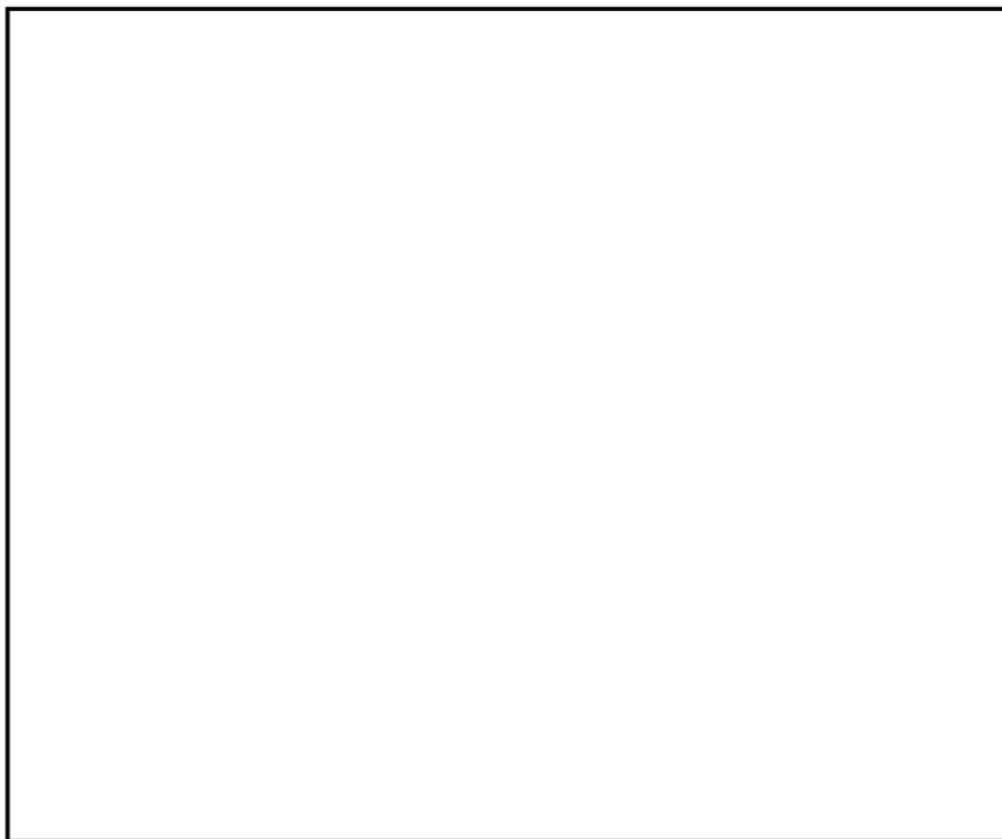


図2-5 評価対象とする炉心の違いによる事象進展中の減速材密度係数への影響

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

## 添付6 解析コードにおける解析条件

表(1/5) 解析コードにおける解析条件

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

表(2/5) 解析コードにおける解析条件

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

表(3/5) 解析コードにおける解析条件

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

表(4/5) 解析コードにおける解析条件

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

表(5/5) 解析コードにおける解析条件

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

(第3部 MAPPコード)

## 目次

## － 第3部 MAA Pコード －

1. はじめに .....	3-3
2. 重要現象の特定 .....	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標 .....	3-4
2.2 ランクの定義 .....	3-11
2.3 物理現象に対するランク付け .....	3-12
3. 解析モデルについて .....	3-38
3.1 コード概要 .....	3-38
3.2 重要現象に対する解析モデル .....	3-38
3.3 解析モデル .....	3-41
3.4 ノード分割 .....	3-85
3.5 入出力 .....	3-87
4. 妥当性確認 .....	3-89
4.1 妥当性確認方法 .....	3-89
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析） .....	3-97
4.3 妥当性確認（感度解析） .....	3-173
4.4 実機解析への適用性 .....	3-241
5. 有効性評価への適用性 .....	3-260
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点） .....	3-260
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点） .....	3-269
6. 参考文献 .....	3-281
参考1 MAA Pコードと NUREG-1465 のソースタームの比較について .....	3-283
別紙1 解析コードにおける解析条件 .....	3-300
添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について .....	3.1-1
添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について .....	3.2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について .....	3.3-1

## 1. はじめに

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

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

に関してまとめたものである。

## 2. 重要現象の特定

### 2.1 事故シーケンスと評価指標

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

#### 2.1.1 炉心損傷防止対策

##### (1) 原子炉格納容器の除熱機能喪失

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

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

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

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

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

## (2) ECCS 再循環機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に LOCA が発生し、ECCS の注入には成功するが、ECCS の再循環に失敗する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+低圧再循環失敗」あるいは「大破断 LOCA+高圧再循環失敗+低圧再循環失敗」が選定されている。

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

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

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

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

### 2.1.2 格納容器破損防止対策

#### (1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

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

格納容器過圧破損の場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、

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

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

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

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

炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、炉心部

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

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

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

## (2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

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

この評価事故シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水等による炉心の冷却に失敗するため、

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

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

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

### (3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

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

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

ドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融若しくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティには LOCA により放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し、水蒸気スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

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

#### (4) 水素燃焼

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

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

融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。PWR は大型格納容器を採用しているため、火炎伝ば速度が亜音速の燃焼であれば、水素燃焼時の原子炉格納容器圧力は原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍を超えないと評価されており、格納容器破損に至ることはないと評価されている。一方、火炎伝ば速度が音速を超えて衝撃波が発生する水素爆轟が発生した場合、衝撃波により原子炉格納容器内構造物がミサイル化し、格納容器破損を引き起こす可能性を排除できない。水素爆轟が発生する水素濃度としてはドライ状態で 13vol% が 1 つの指標とされている。

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

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

#### (5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

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

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

炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続し、ベースマットを溶融貫通すると格納容器破損に至り、放射性物質が地中あるいは地下水に放出されることとなる。

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

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

## 2.2 ランクの定義

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

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

表 2.2-1 ランクの定義

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

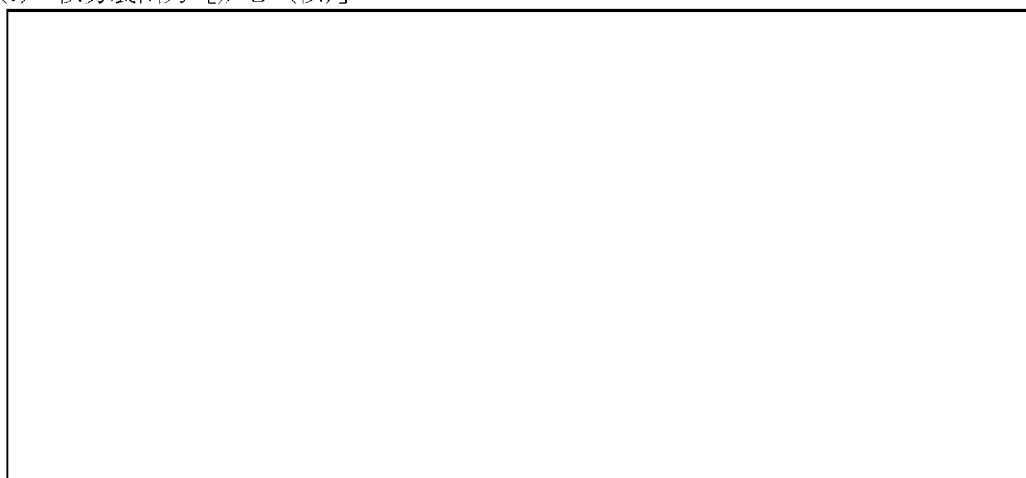
## 2.3 物理現象に対するランク付け

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

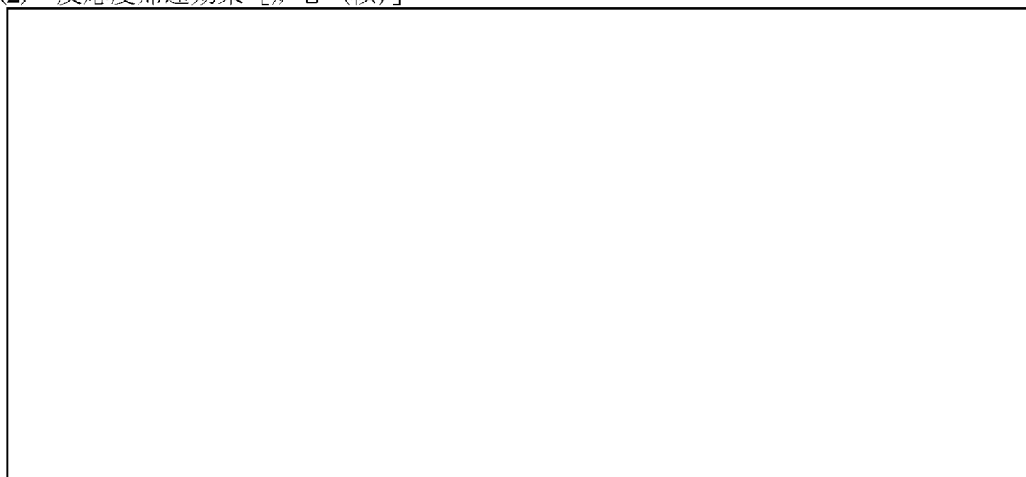
以下、物理現象ごとに考え方を示す。

### 2.3.1 炉心（核）関連

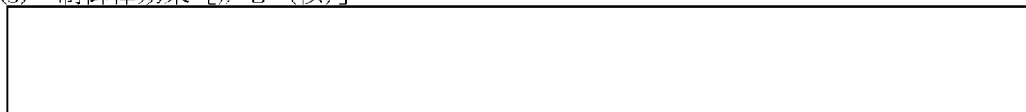
#### (1) 核分裂出力 [炉心（核）]



#### (2) 反応度帰還効果 [炉心（核）]



#### (3) 制御棒効果 [炉心（核）]





(4) 崩壊熱 [炉心 (核)]



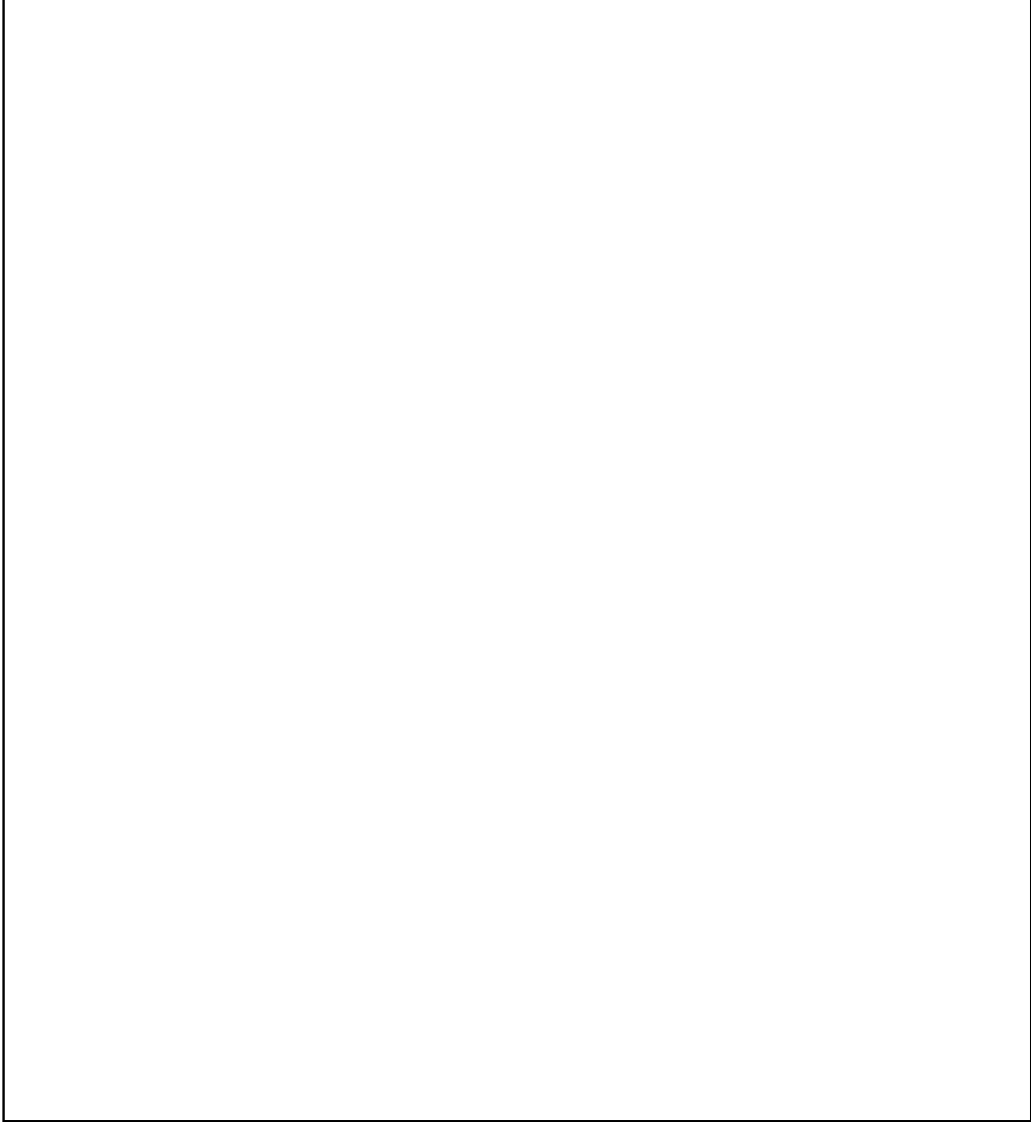
2.3.2 炉心 (燃料) 関連

(1) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]





(2) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

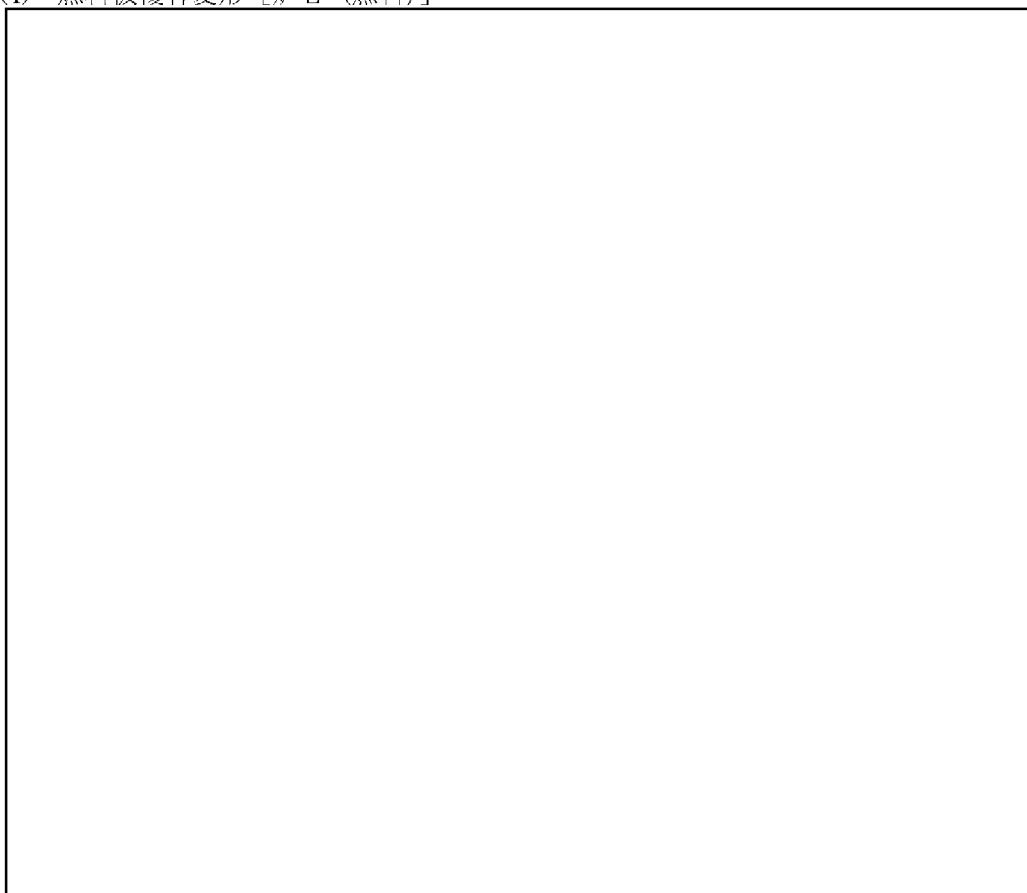


(3) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]



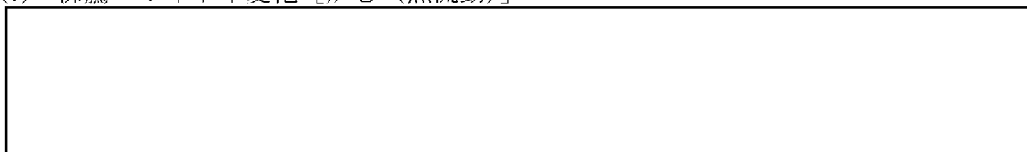


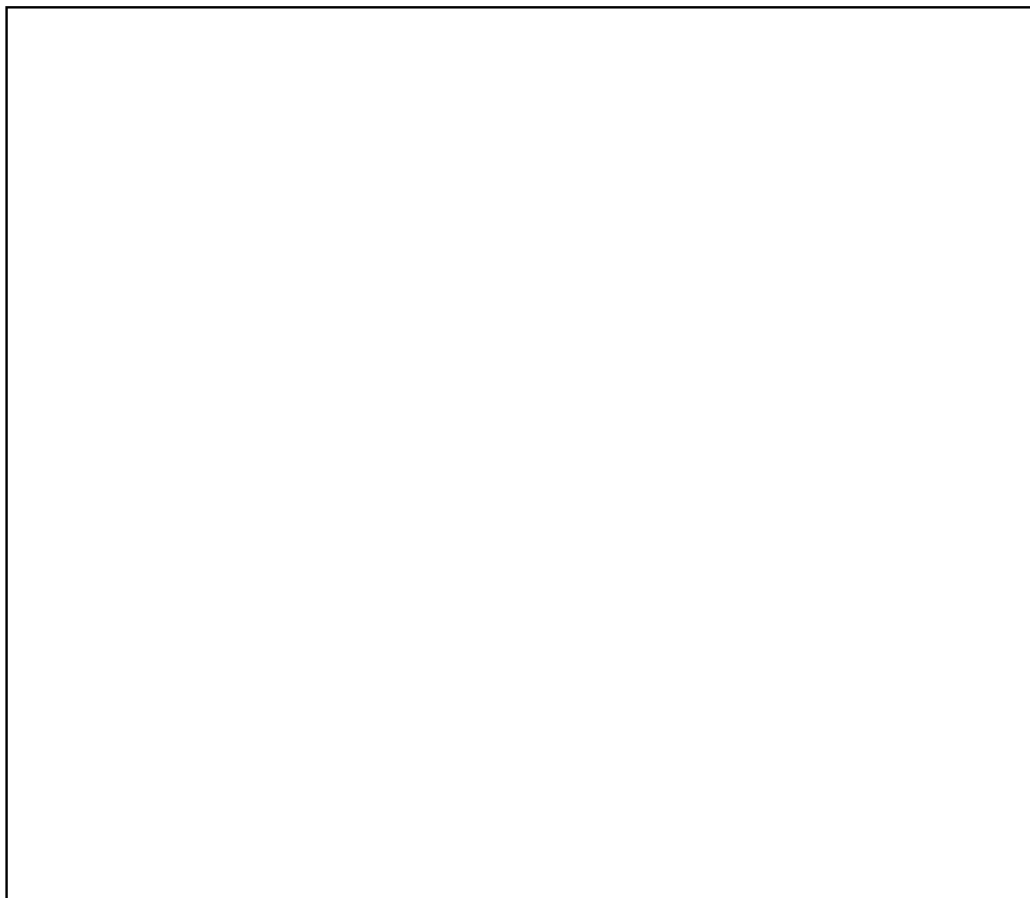
(4) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]



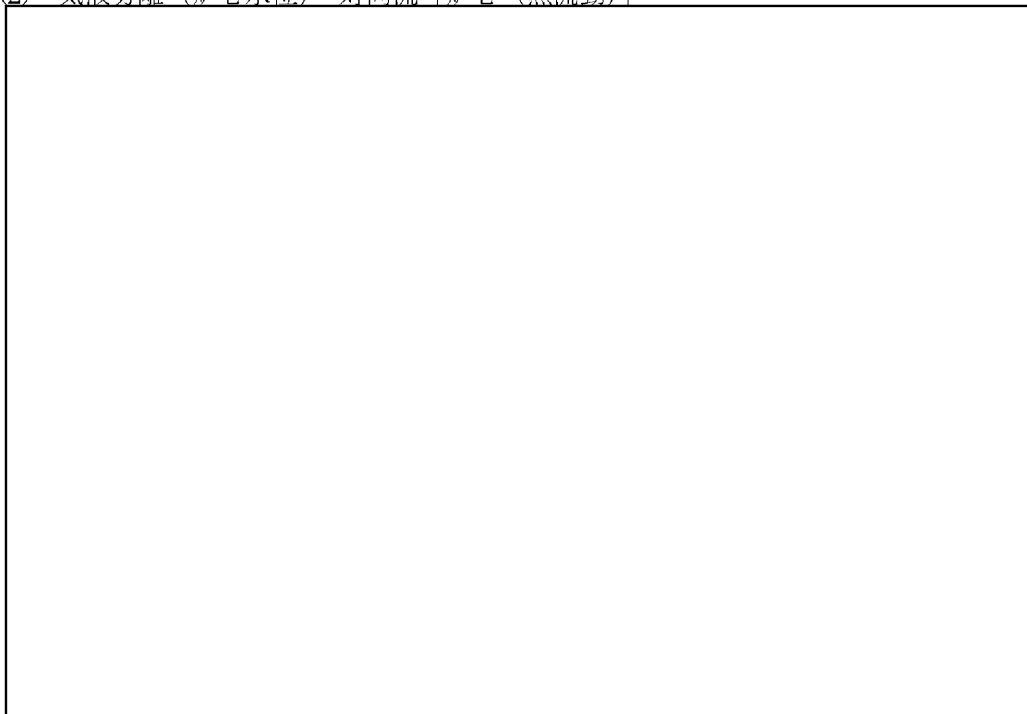
2.3.3 炉心 (熱流動) 関連

(1) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

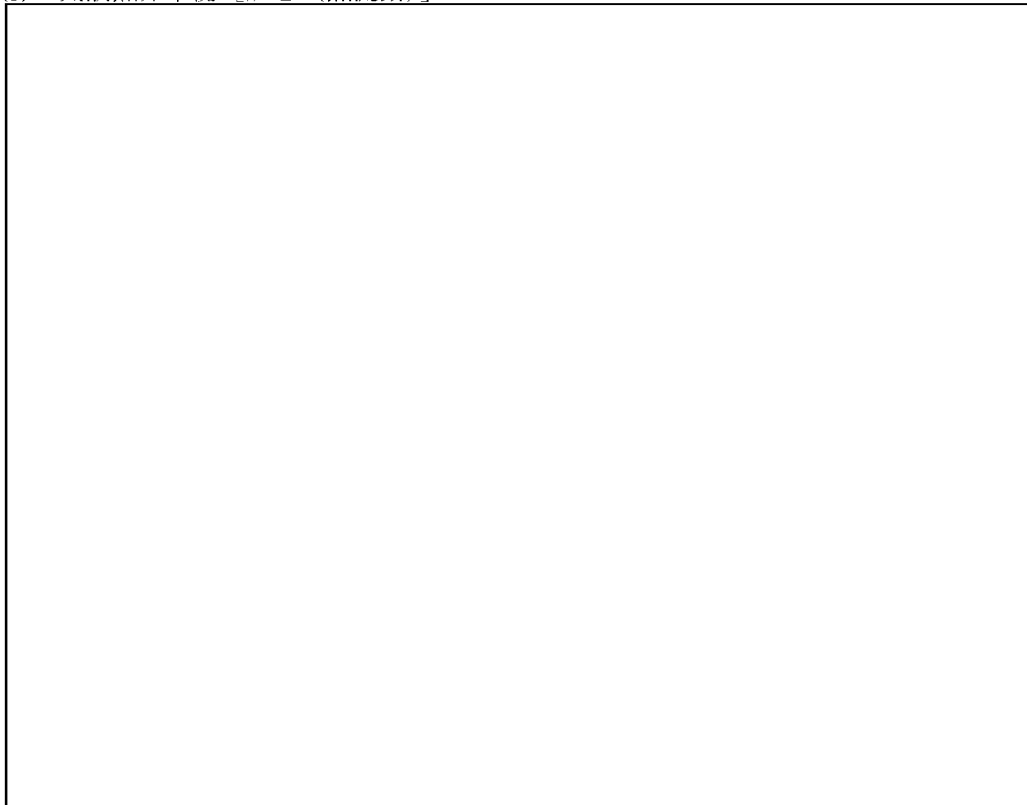




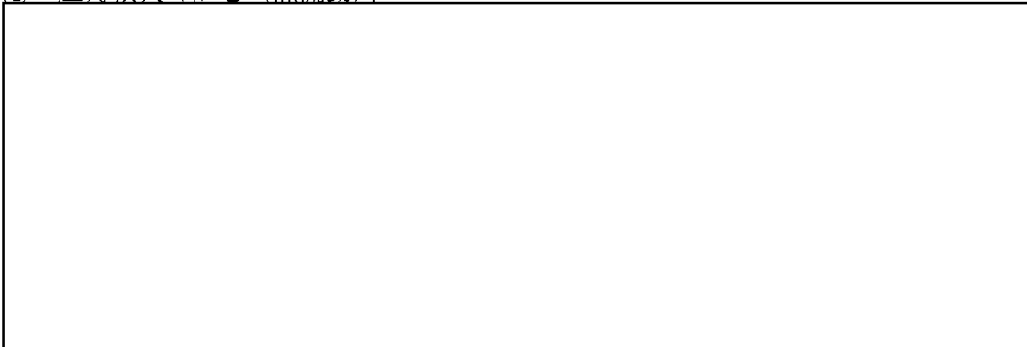
(2) 気液分離（炉心水位）・対向流「炉心（熱流動）」



(3) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]

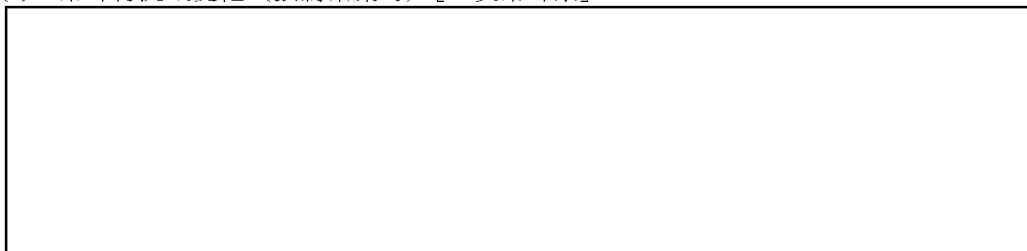


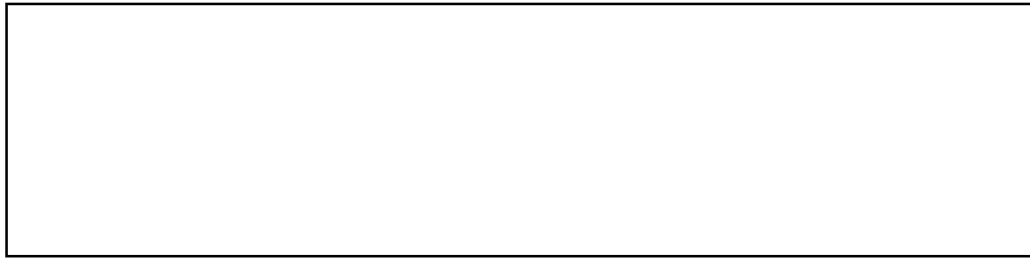
(4) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]



2.3.4 1次冷却系関連

(1) 冷却材流量変化 (強制循環時) [1次冷却系]

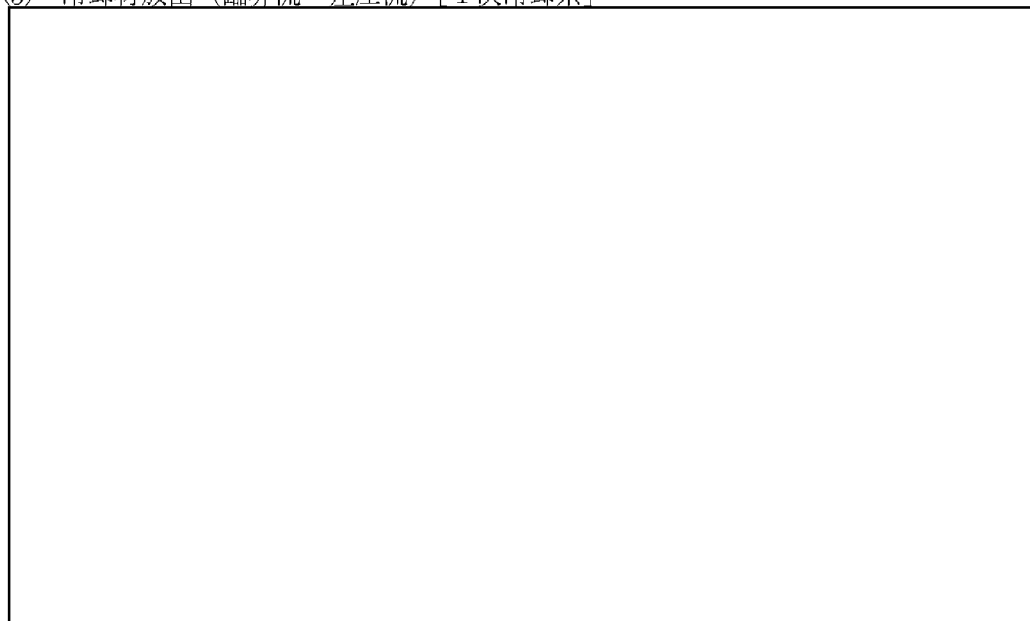




(2) 冷却材流量変化（自然循環時）〔1次冷却系〕

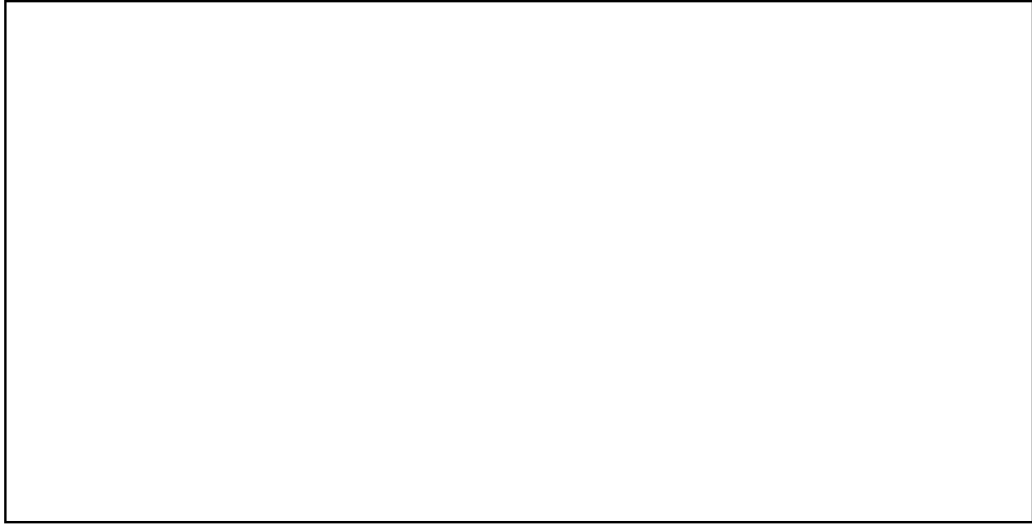


(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔1次冷却系〕

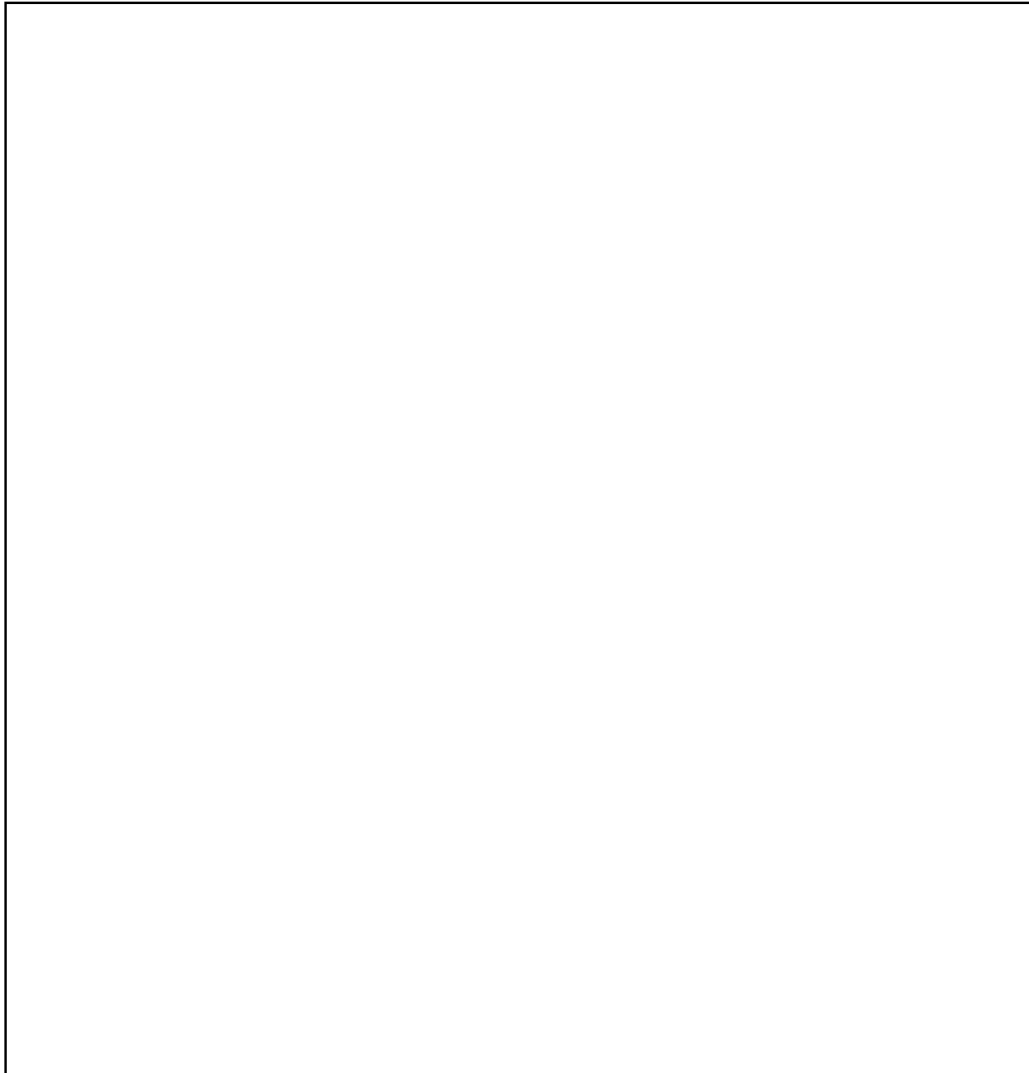


(4) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔1次冷却系〕



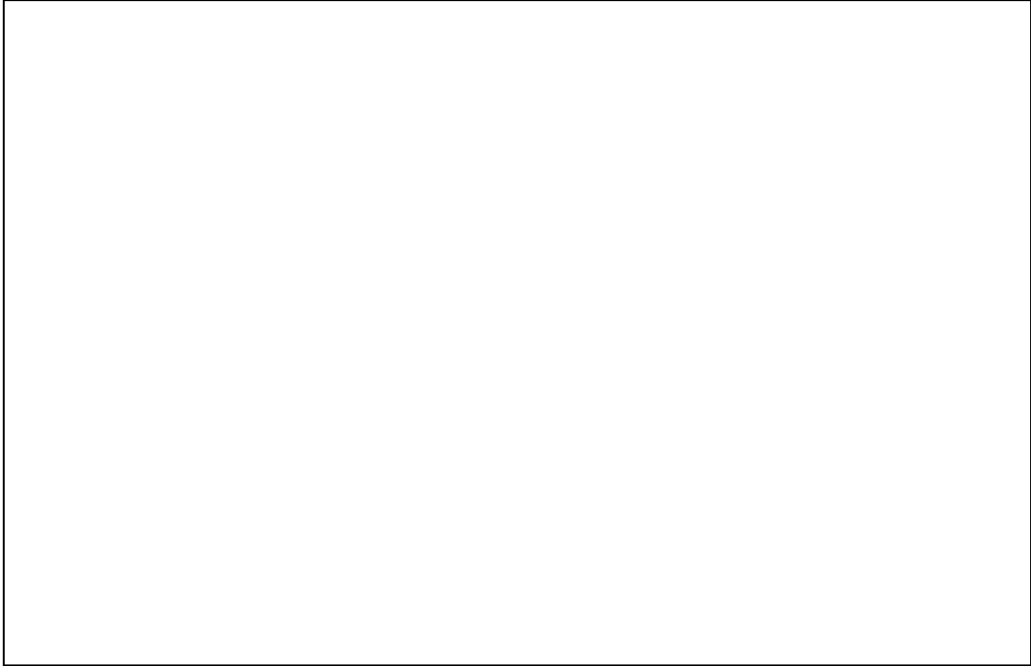


(5) 気液分離・対向流 [1次冷却系]





(6) 気液熱非平衡 [1次冷却系]



(7) 圧力損失 [1次冷却系]

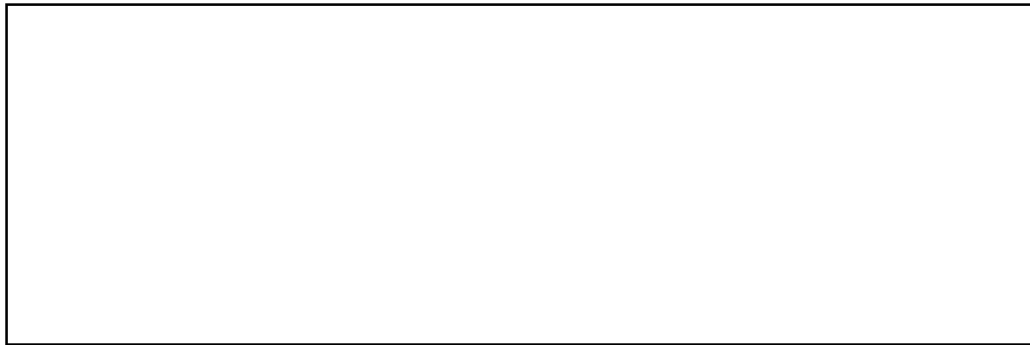


(8) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

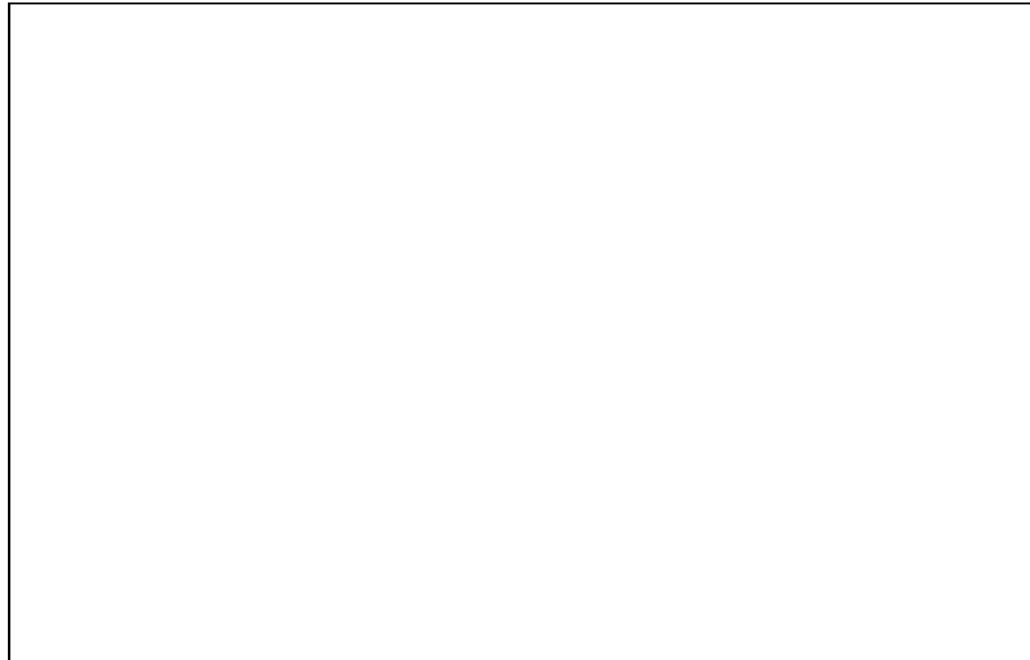




(9) ECCS 強制注入 [1次冷却系]

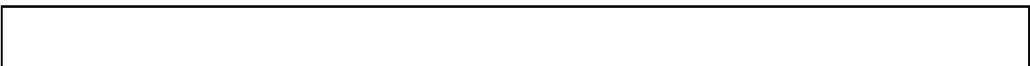


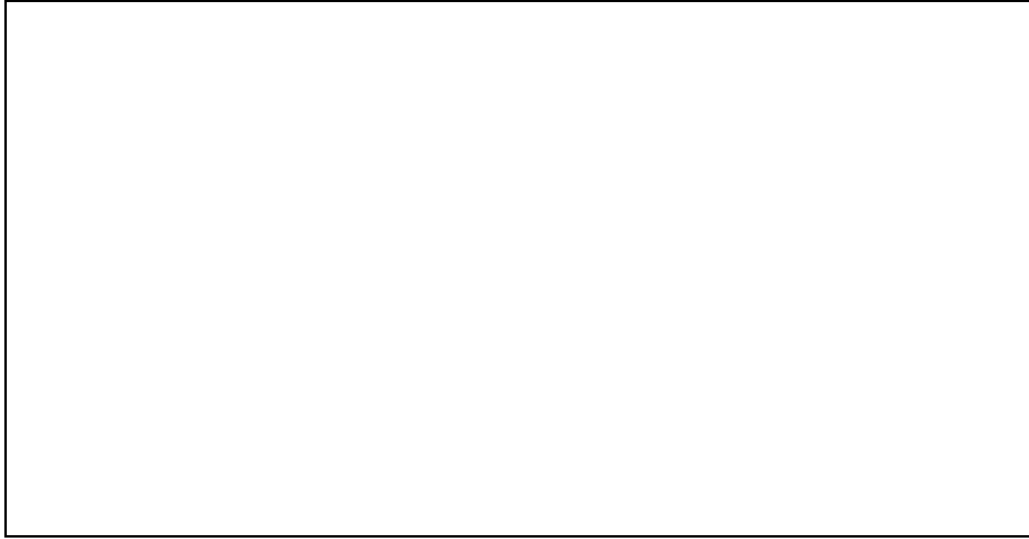
(10) ECCS 蓄圧タンク注入 [1次冷却系]



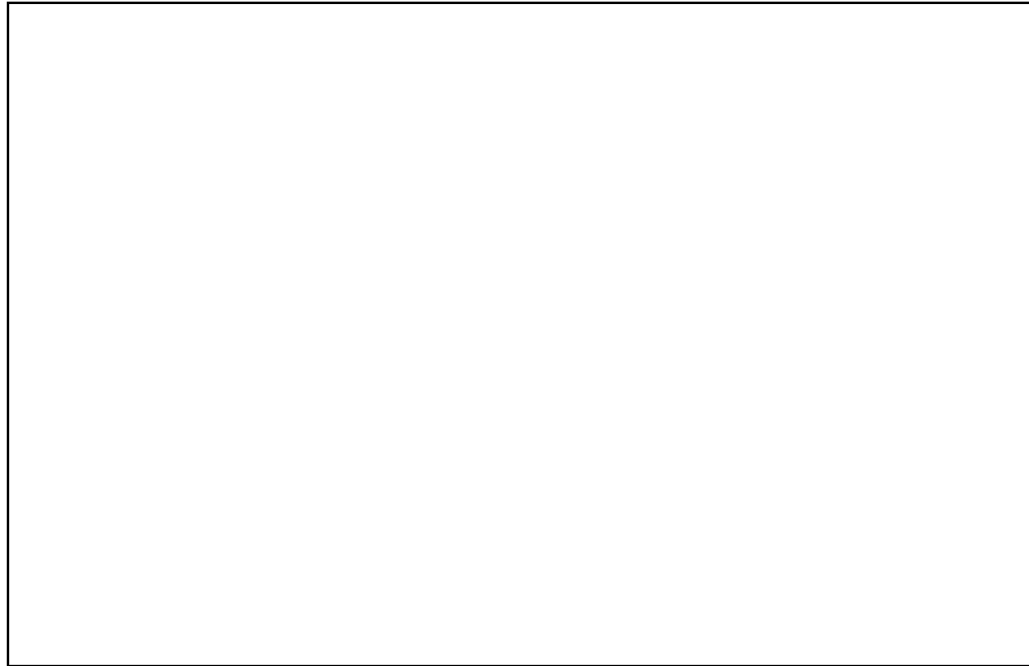
2.3.5 加圧器関連

(1) 気液熱非平衡 [加圧器]





(2) 水位変化 [加圧器]



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [加圧器]

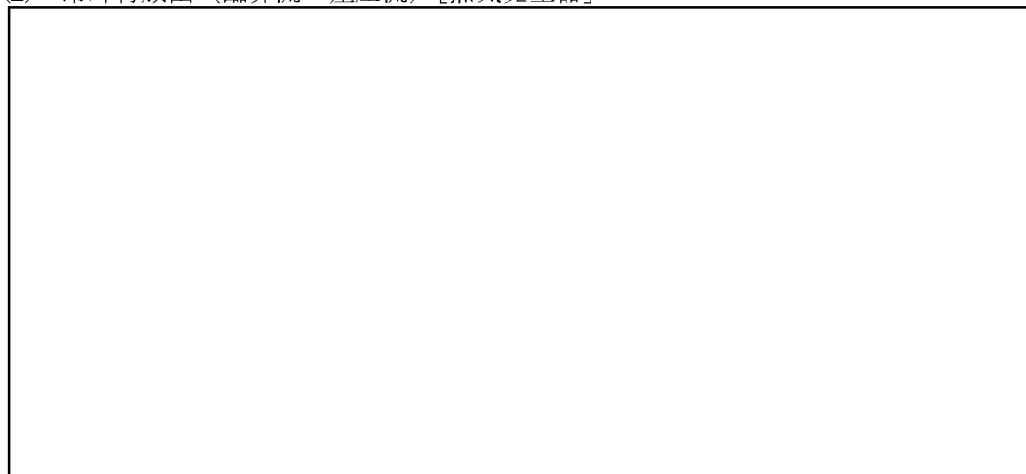


### 2.3.6 蒸気発生器関連

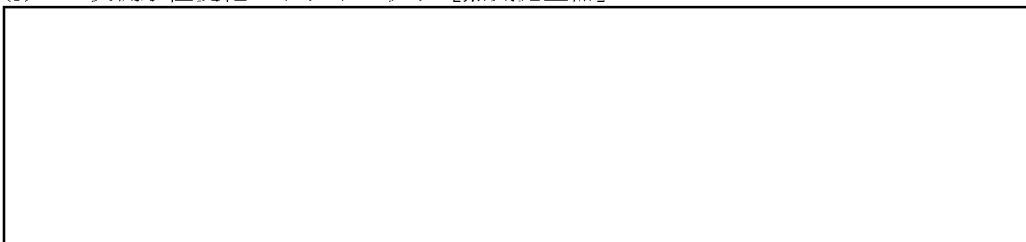
#### (1) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]



#### (2) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [蒸気発生器]



#### (3) 2次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]



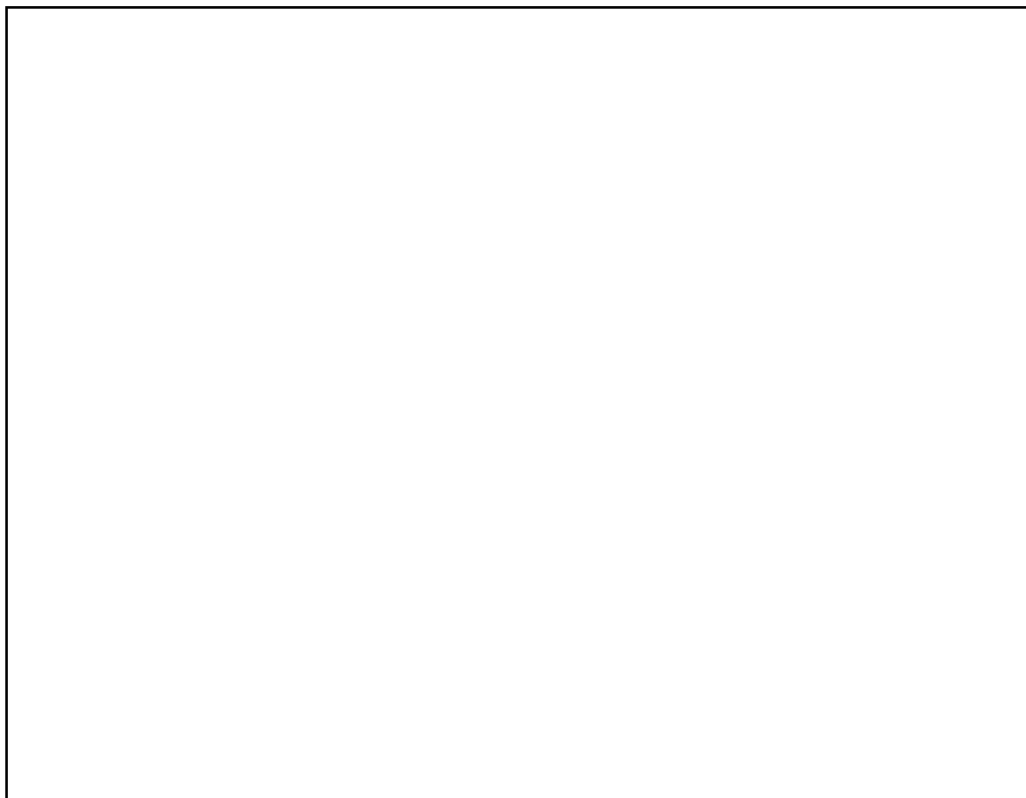


(4) 2次側給水（主給水・補助給水）[蒸気発生器]



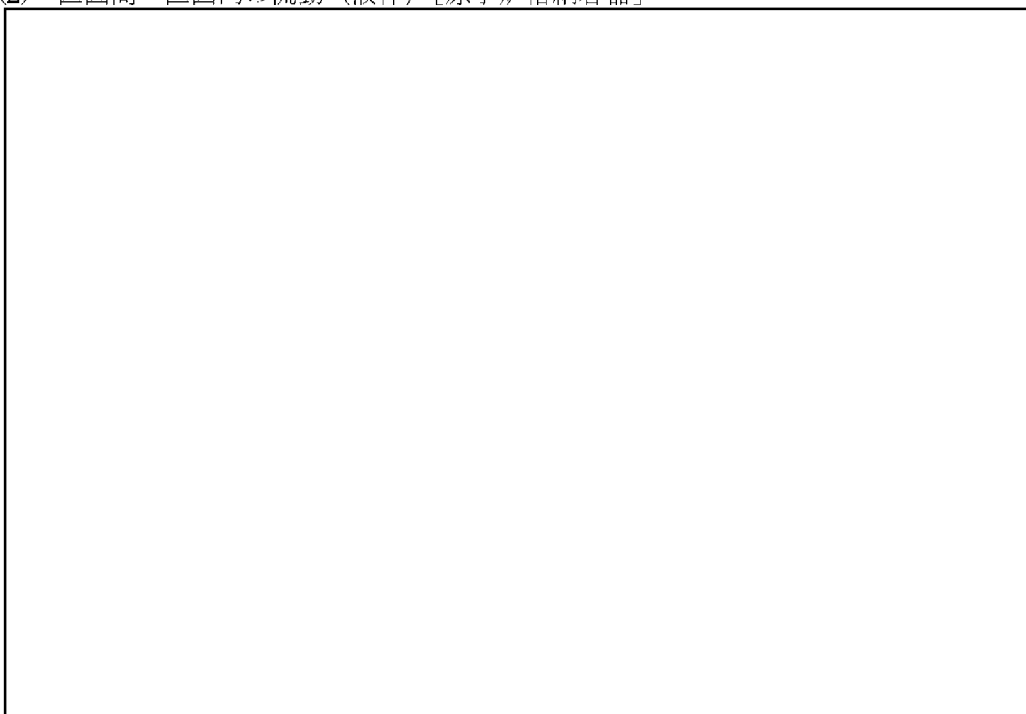
2.3.7 原子炉格納容器関連（溶融炉心挙動を除く）

(1) 区画間・区画内の流動（蒸気・非凝縮性ガス）[原子炉格納容器]

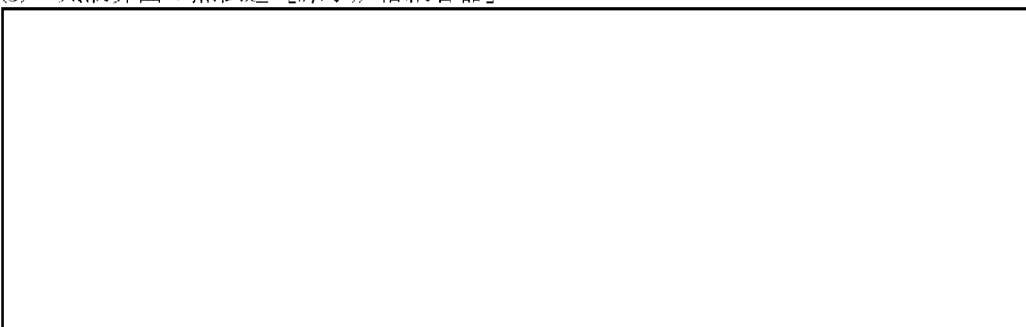




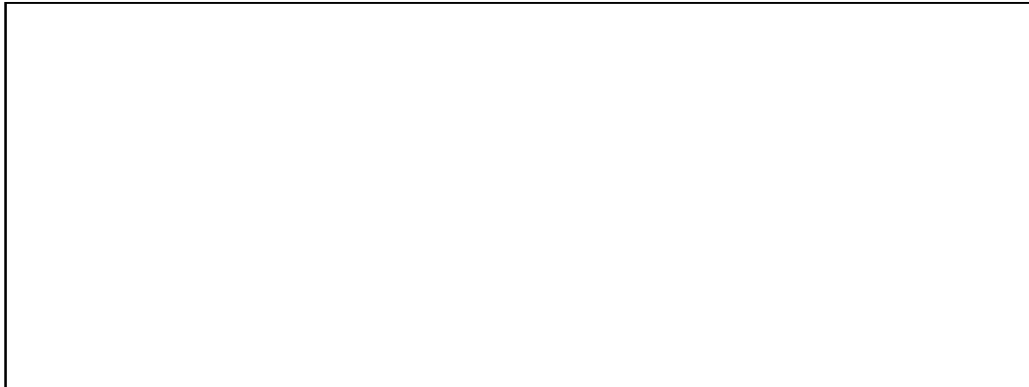
(2) 区画間・区画内の流動（液体）〔原子炉格納容器〕



(3) 気液界面の熱伝達〔原子炉格納容器〕



(4) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]



(5) スpray冷却 [原子炉格納容器]

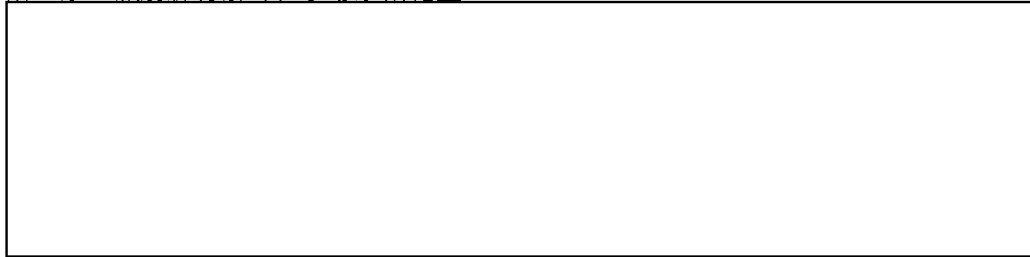


(6) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却 [原子炉格納容器]

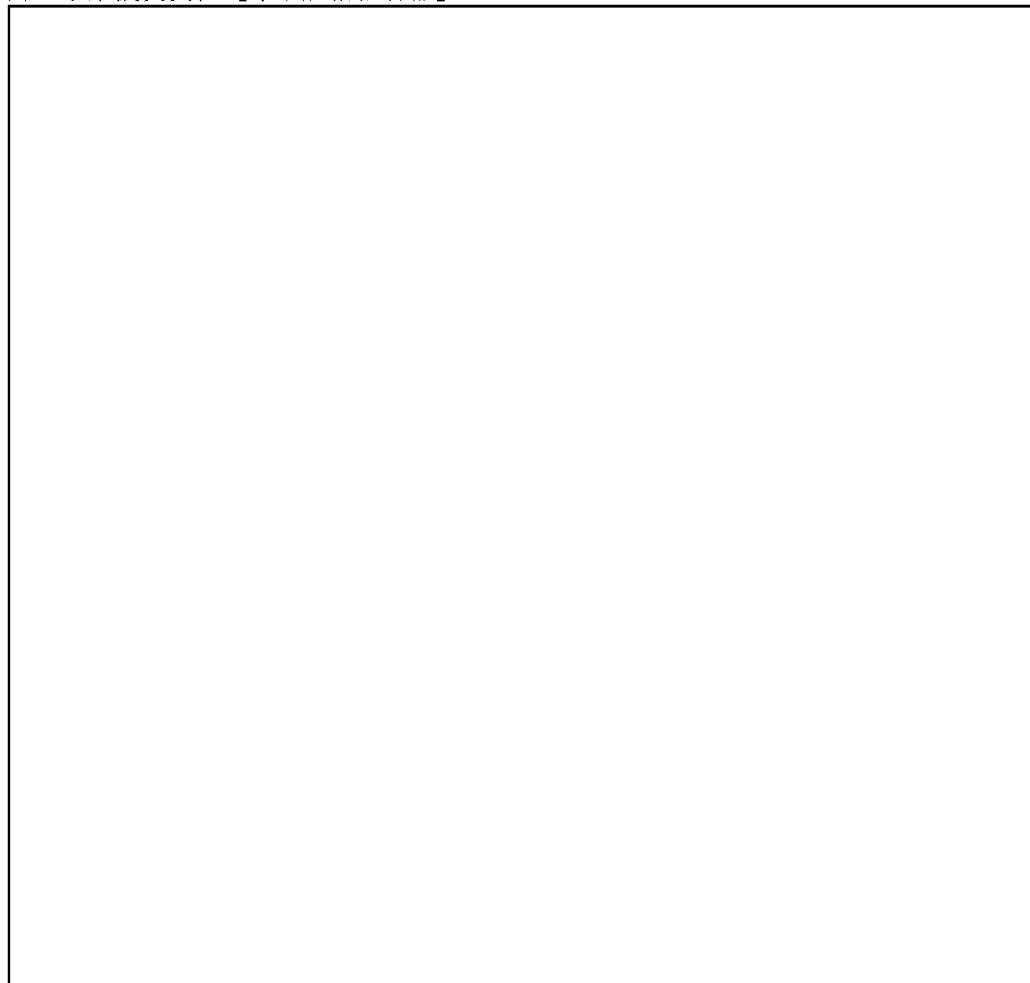




(7) 水の放射線分解等による水素発生

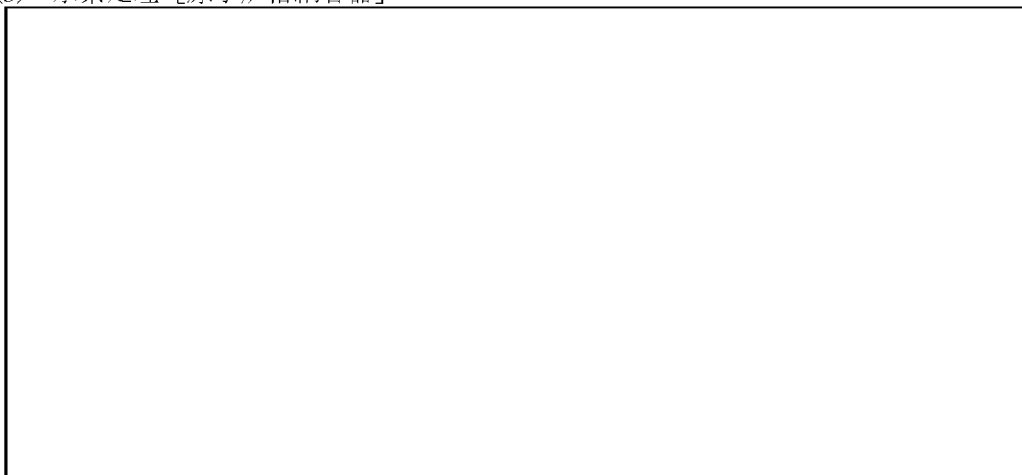


(8) 水素濃度変化 [原子炉格納容器]





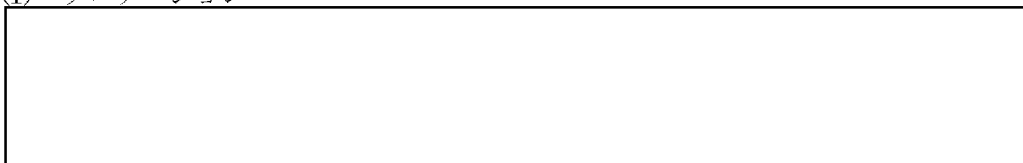
(9) 水素処理 [原子炉格納容器]



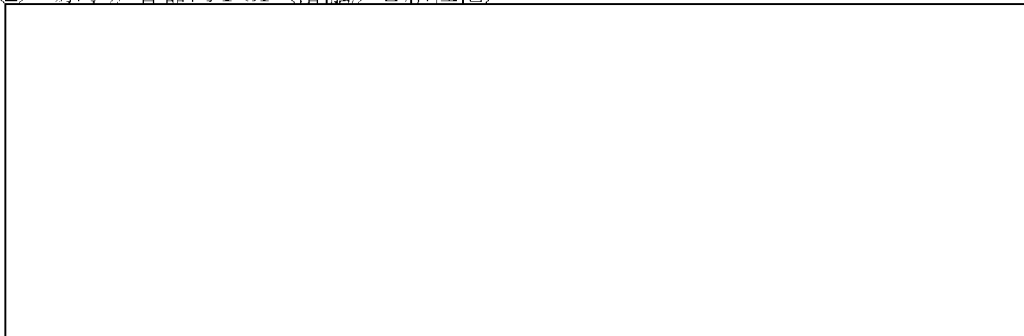
2.3.8 原子炉容器（炉心損傷後）関連

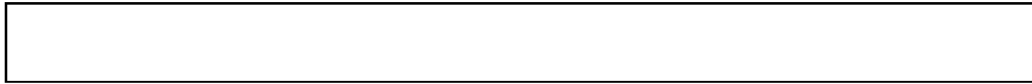


(1) リロケーション

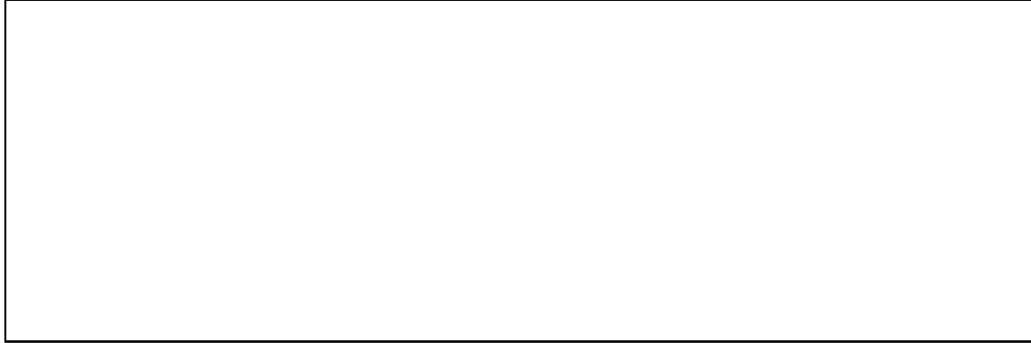


(2) 原子炉容器内 FCI（熔融炉心細粒化）

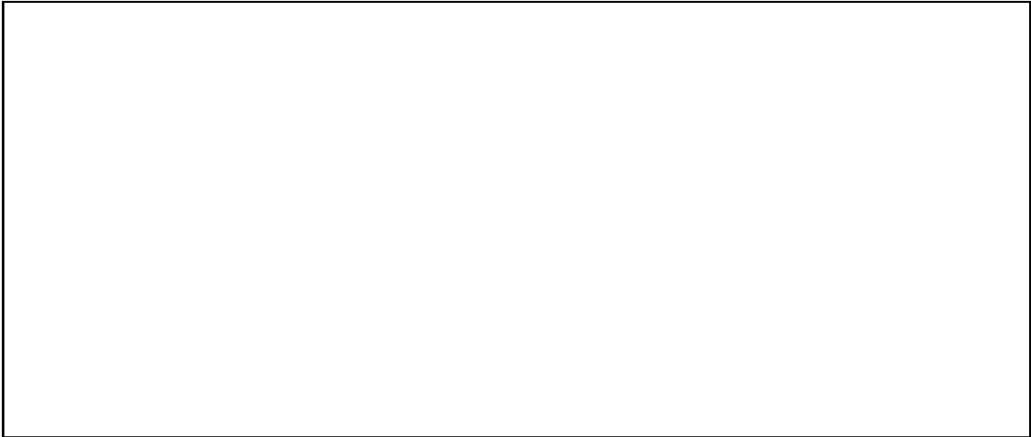




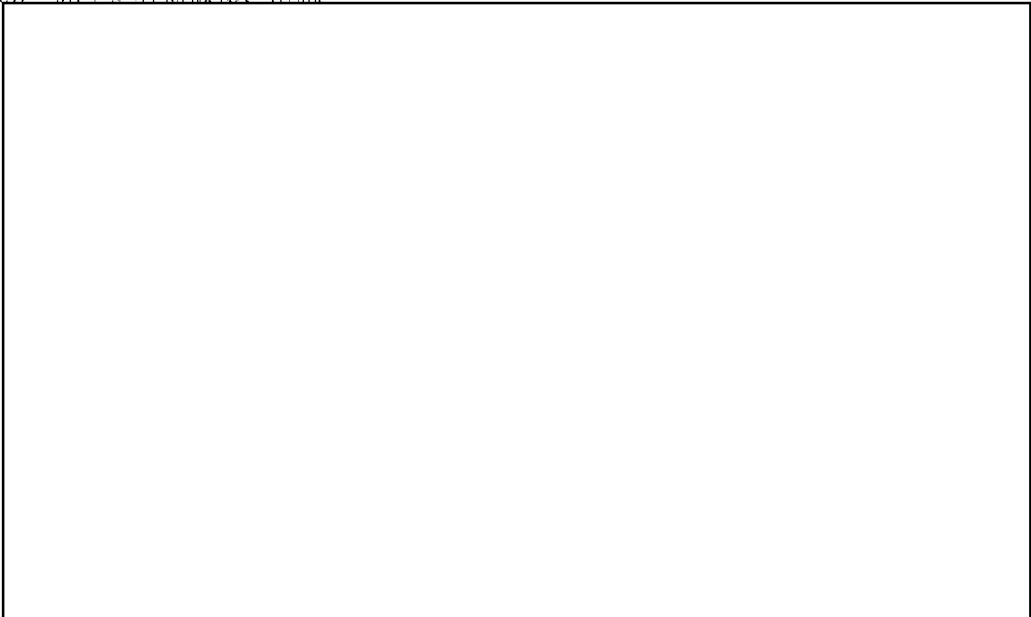
(3) 原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)



(4) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達



(5) 原子炉容器破損、溶融



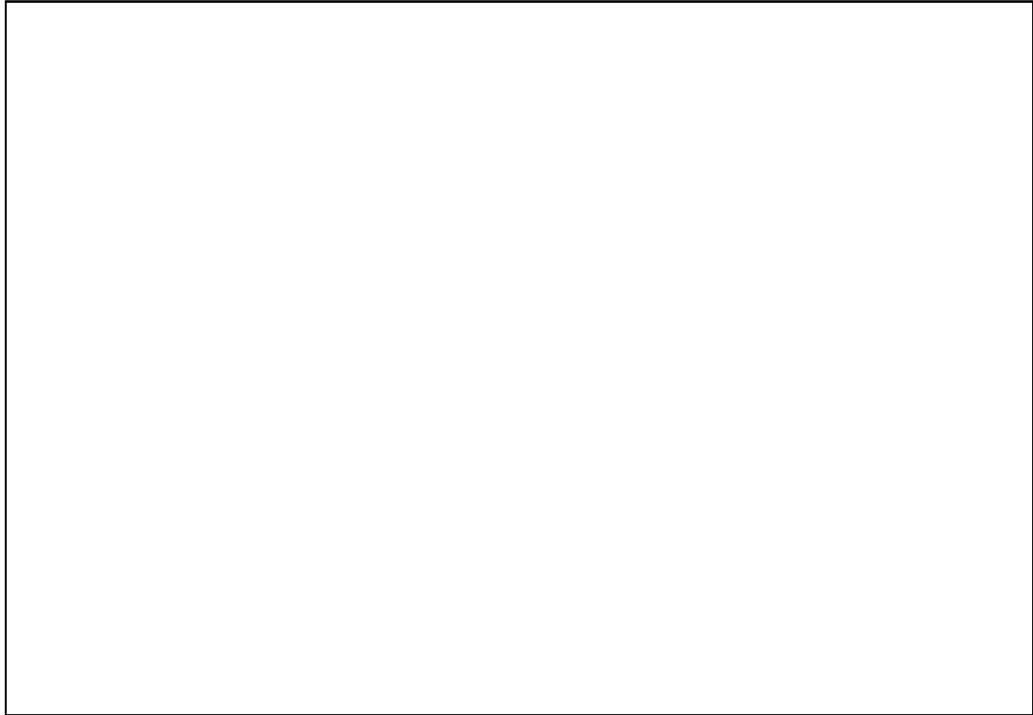
(6) 1次系内FP挙動

2.3.9 原子炉格納容器（炉心損傷後）関連

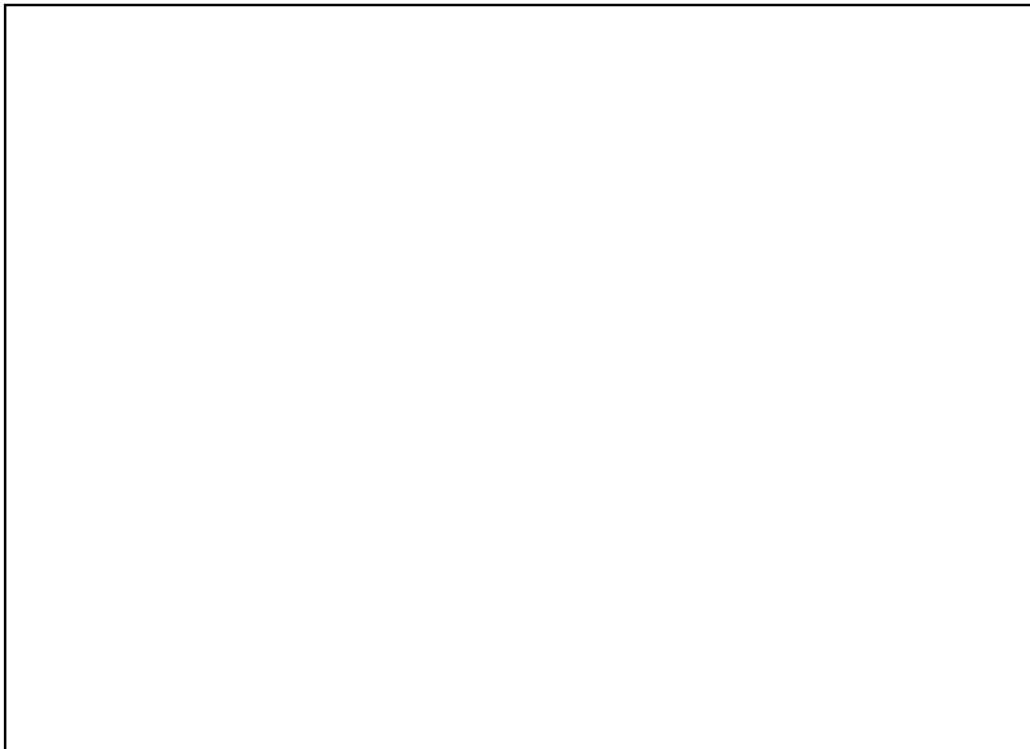
(1) 原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出

(2) 格納容器雰囲気直接加熱

(3) 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化）

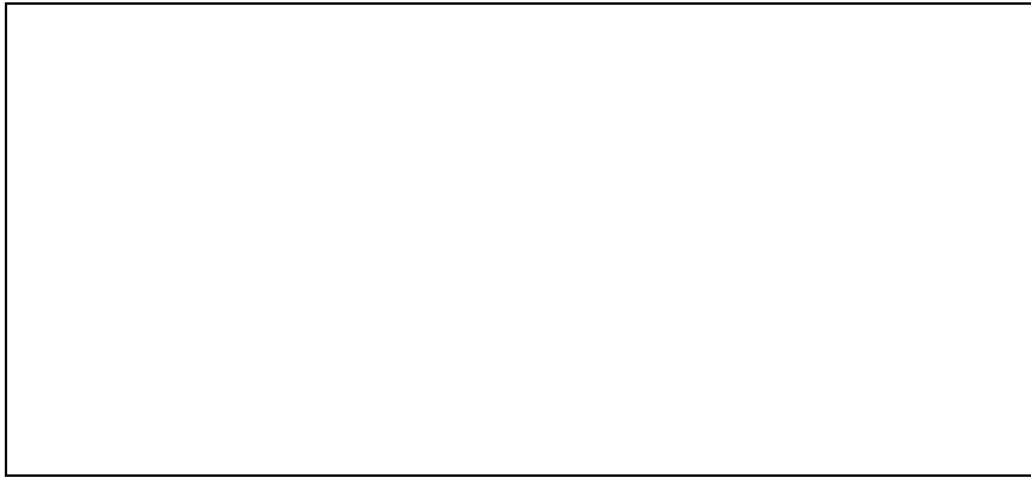


(4) 原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)

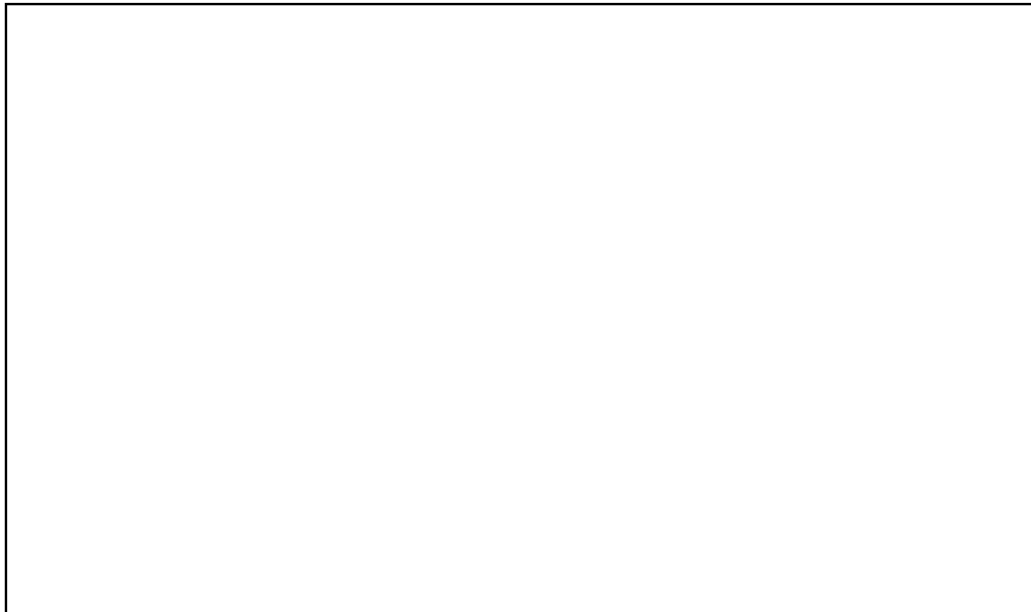


(5) 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり





(6) 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱



(7) 溶融炉心とコンクリートの伝熱



--

(8) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

--

(9) 原子炉格納容器内 FP 挙動

--

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	高压溶融物 放出／格納 容器雰囲気 直接加熱	溶融燃料－ 冷却材相互 作用	水素燃焼	溶融炉心・コ ンクリート 相互作用
		原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次系圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
炉心	核	核分裂出力	L	I	I	I	I	I
		反応度帰還効果	L	I	I	I	I	I
		制御棒効果	L	I	I	I	I	I
		崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	燃料	燃料棒内温度変化	L	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料棒表面熱伝達	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料被覆管酸化	L	M	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料被覆管変形	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	熱流動	沸騰・ボイド率変化	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液分離（炉心水位）・対向流	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L
		圧力損失	L	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/4)

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

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (3/4)

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

※ 多区画モデルを採用する場合のランク。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (4/4)

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

### 3. 解析モデルについて

#### 3.1 コード概要

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

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

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

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

#### 3.2 重要現象に対する解析モデル

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

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

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

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

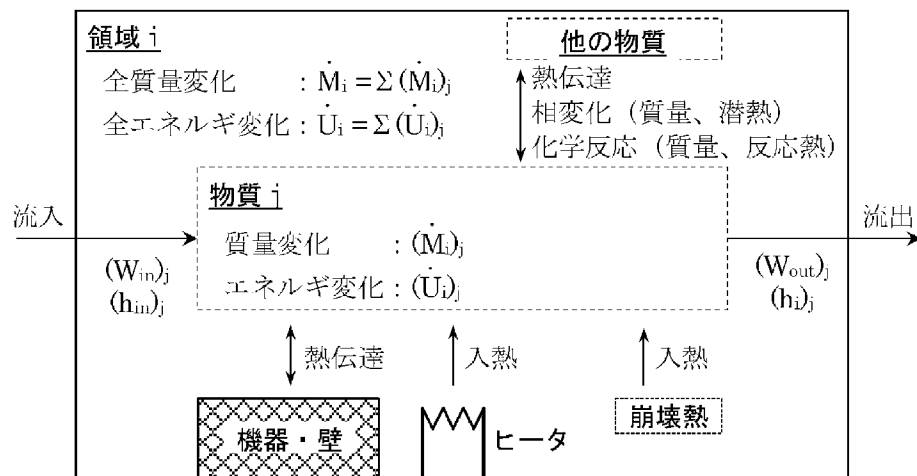
分類	重要現象	解析モデル
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）	原子炉格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.5(2))
	区画間・区画内の流動（液体）	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレイ冷却	安全系モデル（格納容器スプレイ）(3.3.6(3))
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	格納容器再循環ユニット (3.3.6(5))
	水素濃度変化	原子炉格納容器モデル（水素発生）(3.3.5(4))
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心挙動モデル（リロケーション）(3.3.7(2))
	原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化）	溶融炉心挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心挙動）(3.3.7(3))
	原子炉容器内 FCI（デブリ粒子熱伝達）	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
	原子炉容器破損、溶融	溶融炉心挙動モデル（原子炉容器破損モデル）(3.3.7(4))
	1次系内 FP 挙動	FP 挙動モデル (3.3.8)
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化）	溶融炉心挙動モデル（原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動） (3.3.7(5))
	原子炉容器外 FCI（デブリ粒子熱伝達）	
	原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心のびがり	
	溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内 FP 挙動	FP 挙動モデル (3.3.8)

### 3.3 解析モデル

#### 3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

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

各ノード（領域）の質量及びエネルギーは、下図の概念で、物質ごとに計算される。



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

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

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

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

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

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

各ジャンクションの流量は、

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

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

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

### 3.3.2 炉心モデル

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

#### (1) ノード分割

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

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

## (2) 原子炉出力及び崩壊熱

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

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

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

## (3) 炉心熱水力モデル

炉心の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。

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

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

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

されている。

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

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

#### (4) 炉心水位計算モデル

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

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

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

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

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

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

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

により評価される。ここで、 $\sigma$ は液相の表面張力、 $g$ は重力加速度、 $\rho_l$ は液相密度、 $\rho_g$ は気相密度である<sup>12)</sup>。

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