

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

(第 6 部 A P E X)

平成 27 年 10 月  
東北電力株式会社  
東京電力株式会社  
中部電力株式会社  
中国電力株式会社

目次  
— A P E X —

1. はじめに	6-1
2. 重要現象の特定	6-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	6-2
2.2 ランクの定義	6-3
2.3 物理現象に対するランク付け	6-4
3. 解析モデルについて	6-10
3.1 コード概要	6-10
3.2 重要現象に対する解析モデル	6-12
3.3 解析モデル	6-13
3.4 入出力	6-36
4. 妥当性確認	6-39
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	6-39
4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較	6-43
4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較	6-48
4.4 MISTRAL 臨界試験との比較	6-52
4.5 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較	6-57
4.6 実機解析への適用性	6-60
5. 有効性評価への適用性	6-61
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）	6-61
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	6-69
6. 参考文献	6-72
添付1 入力項目リスト	6-73
添付2 二次元(RZ)モデルの適用性	6-74
添付3 検出器モデル	6-76
添付4 二次元(RZ)体系への縮約に伴う不確かさの影響評価	6-85

## 1. はじめに

本資料は、運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策に関する有効性評価(以下、「有効性評価」と称す。)に適用するコードのうち、APEX コードについて、下記に関してまとめたものである。なお、ここでいう APEX コードは、炉心動特性解析を行う APEX Ver. 1(以下、「APEX」と称す。)と、単チャンネル熱水力解析を行う SCAT (RIA 用) Ver. 2 (以下、「SCAT」と称す。)からなる。以下では APEX、及び SCAT について示す。

- ・ 有効性評価において重要となる現象の特定
- ・ APEX-SCAT コードの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

## 2. 重要現象の特定

### 2.1 事故シーケンスと評価指標

APEX-SCAT コードが適用される、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象に対する燃料損傷防止対策における事故シーケンスグループについて、具体的な事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

#### (1) 反応度の誤投入

本シナリオは、原子炉が運転停止中に、制御棒1本が全引き抜きされている状態から、他の1本の制御棒が操作量の上限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界超過に至る事象を想定する。事象発生後、制御棒引き抜きに伴い出力が上昇するが、起動領域モニタ或いは中間領域モニタによる状態監視を行うことで、出力の過度な上昇を防止する。また、更に中性子束が上昇しスクラム設定点に至った場合には原子炉がスクラムすることにより炉心は未臨界となる。

本事象では反応度投入事象に伴う急激な出力上昇の可能性があるため、燃料エンタルピが評価指標になる。なお、有効性評価解析においては、燃料破損の判定を、燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（以下、「反応度投入事象評価指針」と称す。）に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か、及び、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に示されたペレット-被覆管機械的相互作用によるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値を超えているか否かをもって確認する。

なお、ABWR では起動領域モニタによるペリオドトリップ機能と、FMCRD の遅い制御棒引き抜き速度により引抜制御棒投入反応度が従来型 BWR より小さいことから、燃料エンタルピの評価は実施せず、投入反応度が 1 \$ に至らないことをもって、燃料健全性に影響が無い事を確認する。

No. 審査  
-10-5  
に対する  
ご回答

本事象は、局所的な出力上昇事象であり、原子炉の水位に有意な変動は生じないことから、燃料エンタルピが破損しきい値を超えていないことを確認することをもって、以下の有効性評価項目を満足することを確認する。

- 燃料有効長頂部が冠水していること。
- 放射線の遮蔽が維持される水位を確保すること。
- 未臨界を確保すること(ただし、通常の運転操作における臨界,

又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く。)

## 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 APEX-SCAT 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。

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等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転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、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/妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転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/妥当性確認は記載しない

### 2.3 物理現象に対するランク付け

燃料エンタルピを評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2.3-1 に示し、以下に説明する。表 2.2-1 の定義に従い、物理現象に対してランク付けを行い、「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。

ランク付けに当たっては、燃料エンタルピは核分裂出力、反応度フィードバック効果、制御棒反応度効果から影響を受けるため、これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力[炉心(核)]

制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより、核分裂出力が増加する。燃料エンタルピは発生熱量の蓄積量として定義されるため、核分裂出力は重要な物理現象であり、重要度は高いと考えられる。

(2) 出力分布変化[炉心(核)]

炉心の出力分布変化は、制御棒引き抜きに伴う中性子束分布変化により支配され、燃料エンタルピの分布に影響を与える。また、出力分布変化は動特性方程式で重要なフィードバック因子となるドップラ反応度にも影響を与え、中性子束レベルにも影響を与える。したがって、出力分布変化は、直接的・間接的に、燃料エンタルピの最大値に影響を与える。このため、出力分布変化の重要度は、高いと考えられる。

また、本事象では炉心外周部の制御棒が一本引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。

(3) 反応度フィードバック効果[炉心(核)]

炉心の動特性解析においては、反応度フィードバック効果が事象の進展に大きな影響を与えることから、反応度フィードバック効果は重要な現象である。反応度フィードバック効果は、原子炉出力変化後、燃料領域の温度変化による反応度フィードバック効果（ドップラ反応度）と、減速材領域の温度・ボイド率変化による反応度フィードバック効果（減速材温度反応度、減速材ボイド反応度）に分類される。

No. 審査  
-10-2  
に対する  
ご回答

本事故シーケンスでは原子炉スクラムによる負の反応度印加により原子炉出力が低下する効果が支配的であり、ドップラ反応度フィードバック効果・減速材温度反応度フィードバック効果・減速材ボイド反応度フィードバック効果の重要度は中程度と考えられる。

また、反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

(4) 制御棒反応度効果[炉心(核)]

本事故シーケンスでは、制御棒誤引き抜きによる正の反応度印加が主要な外乱であり、引抜制御棒反応度は燃料エンタルピに大きな影響を与える。また、スクラムによる負の反応度印加により原子炉は未臨界となることから、スクラム反応度は燃料エンタルピに影響する。こ

のため、制御棒反応度効果の重要度は高いと考えられる。また、本事象では引き抜かれる制御棒の位置は炉心中央とは限らないことから、制御棒反応度は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

また、制御棒反応度効果は動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

(5) 崩壊熱[炉心(核)]

崩壊熱は、出力運転中における核分裂生成物、アクチニドの蓄積に伴う物理現象であり、本事故シーケンスのように停止時からの制御棒引き抜きに伴う短時間の出力上昇において、燃料エンタルピに与える影響はないと考えられる。

(6) 三次元効果[炉心(核)]

本事象は、局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため、炉心の核熱不安定事象は生じないと考えられる。

(7) 燃料棒内温度変化[炉心(燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響する。また、燃料温度の上昇を通じて、ドップラ反応度フィードバック効果に影響を与える。

No. 審査  
-10-2, 3  
に対する  
ご回答

本事故シーケンスのように燃料温度の上昇量が小さい事象においては、除熱及びドップラ反応度フィードバック効果への影響の観点から燃料棒内温度変化の重要度は中程度であると考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（单相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達）は、表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響することから、燃料エンタルピに影響を与える。

No. 審査  
-10-3  
に対する  
ご回答

本事故シーケンスのように表面熱流束の上昇量が小さい事象においては、除熱の観点から燃料棒表面熱伝達の重要度は中程度であると考えられる。

(9) 沸騰遷移[炉心(燃料)]

表面熱流束が限界熱流束に達すると、沸騰遷移状態を経て膜沸騰状態となるため、熱伝達は悪化し、燃料エンタルピに影響を与える。



本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰遷

No. 審査  
-10-3  
に対する  
ご回答

移には至らないが、仮に沸騰遷移が発生した場合、熱伝達の悪化により、燃料エンタルピは上昇する。本事故シーケンスでは、燃料エンタルピがピークに至るまでの除熱量は数～十数 kJ/kg 程度であり、沸騰遷移発生時に熱伝達が悪化することによる燃料エンタルピの上昇量も数～十数 kJ/kg の範囲内に留まると推測されることから、沸騰遷移の重要度は中程度と考えられる。

#### (10) 燃料被覆管酸化[炉心(燃料)]

No. 審査  
-10-3  
に対する  
ご回答

出力が上昇し燃料被覆管温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料被覆管の酸化反応による被覆管表面温度の上昇に伴う表面熱伝達の悪化を介して、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度が水-ジルコニウム反応が発生する程度(約900℃)までは至らないことから、燃料被覆管酸化の重要度は低いと考えられる。

#### (11) 燃料被覆管変形[炉心(燃料)]

No. 審査  
-10-3  
に対する  
ご回答

燃料被覆管温度が急激に上昇した場合には、燃料被覆管の変形が生じる可能性があり、ギャップ熱伝達の変化や流路閉塞による冷却挙動の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管変形には至らないと考えられることから、燃料被覆管変形による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

#### (12) 三次元効果[炉心(燃料)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、炉心露出に伴う燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

#### (13) 沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

No. 審査  
-10-3  
に対する  
ご回答

出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(14) 気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、気液分離(水位変化)・対向流は生じないと考えられる。

(15) 気液熱非平衡[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、蒸気の過熱による気液熱非平衡の効果は生じないと考えられる。

(16) 三次元効果[炉心(熱流動)]

No. 審査 -10-3 に対する ご回答	炉心の出力が局所的に上昇する場合、ボイドも局所的に発生するため、ボイド発生による流量配分の三次元効果が生じ、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。
--------------------------------	--

本事故シーケンスにおいては、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、燃料集合体間の流量配分等による炉心(熱流動)の三次元効果の重要度は低いと考えられる。

(17) 圧力損失[炉心(熱流動)]

炉心又はチャンネルの圧力損失は、原子炉再循環流量、並びにチャンネル流量及びその配分に影響する。チャンネル内流量は、燃料の除熱を通じて燃料エンタルピに影響を与えるが、本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生は小さいことから、ボイド発生による流量配分に与える影響は無視でき、圧力損失の影響はないと考えられる。

(18) 原子炉圧力容器に係る物理現象

本事故シーケンスは、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」による炉心内の局所的かつ一時的な出力上昇事象であり、原子炉圧力容器に係る物理現象による燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク

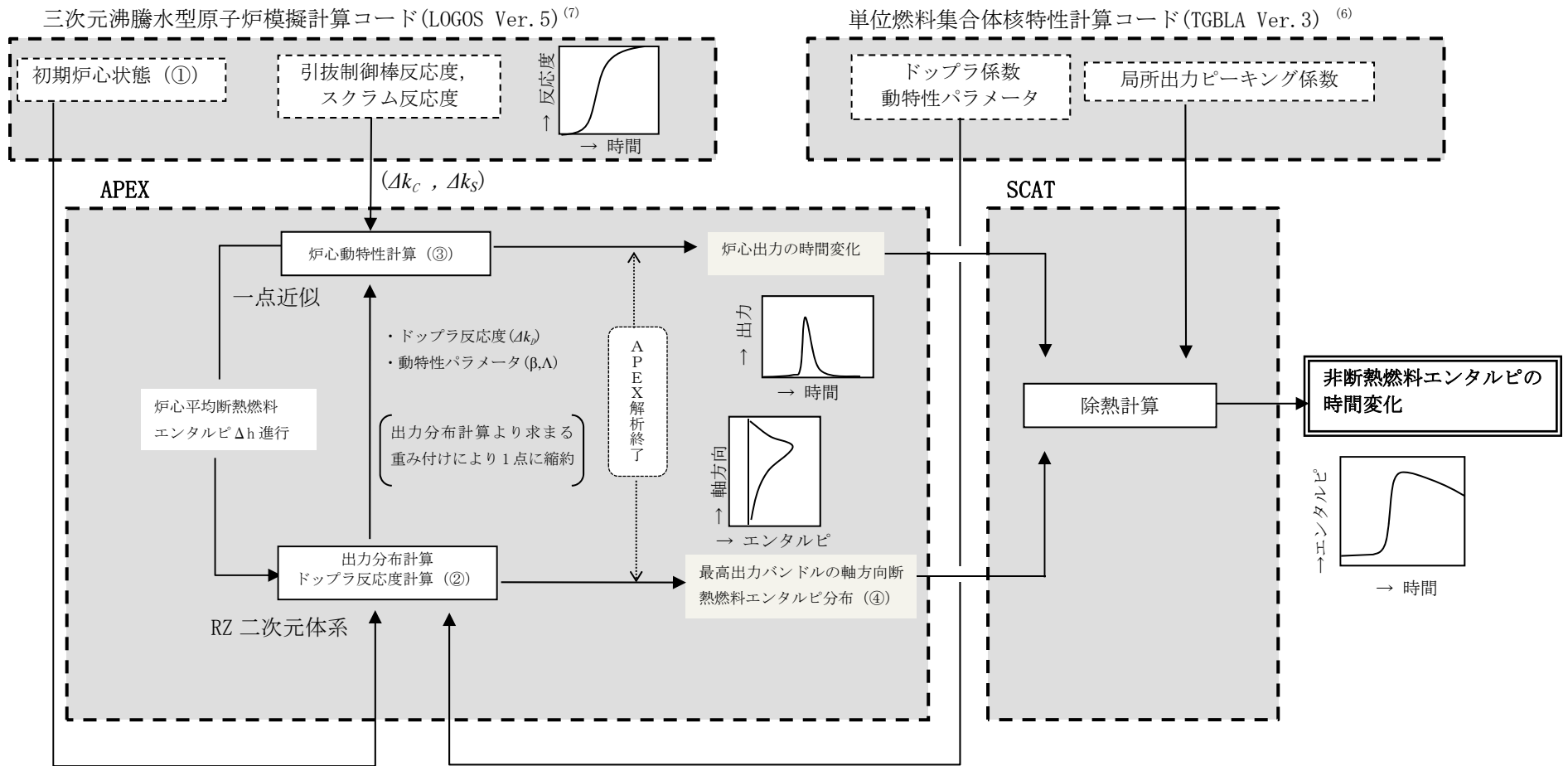
分類	評価事象		反応度の誤投入
	物理現象	評価指標	燃料エンタルピー
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	<u>H</u>
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	<u>M</u>
	(4)	制御棒反応度効果	<u>H</u>
	(5)	崩壊熱	I
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	<u>M</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>M</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>M</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
	(12)	三次元効果	I
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	L
	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	I
	(15)	気液熱非平衡	I
	(16)	三次元効果	L
	(17)	圧力損失	I
原子炉圧力容器 (逃し安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	I
		冷却材放出(臨界流・差圧流)	I
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
		気液分離(水位変化)・対向流	I
		気液熱非平衡	I
		圧力損失	I
		構造材との熱伝達	I
		ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	I
		ほう酸水の拡散	I
		三次元効果	I

No. 審査  
-10-2  
に対する  
ご回答

### 3. 解析モデルについて

#### 3.1 コード概要

APEX-SCAT コードは、反応度投入時の炉心の出力変化等を解析する炉心動特性解析と、その解析結果を入力として燃料集合体内における冷却材による除熱計算を行い、燃料エンタルピを評価する燃料挙動解析に分けられる。炉心動特性解析には反応度投入事象解析コード APEX を、燃料挙動解析には単チャンネル熱水力解析コード SCAT を用いて解析を行っている。この解析の流れを、図 3.1-1 に示す。



※：図中の丸数字は、3.3.1 結合計算の流れの[解析の流れ]に対応している。

図 3.1-1 APEX-SCAT の結合計算の流れ

### 3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3 節において重要現象に分類された物理現象(表 2.3-1 で「H」及び「M」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

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心(核)	核分裂出力	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	出力分布変化	炉心出力分布モデル	二次元(RZ)拡散モデル
	制御棒反応度効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	反応度フィードバック効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル 二次元(RZ)拡散モデル
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル 燃料棒表面熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	チャンネル内熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル

### 3.3 解析モデル

APEX-SCAT コードを構成する APEX コード， SCAT コードの解析モデルを表 3.3-1 に示す。また計算の内容を以下に示す。

表 3.3-1 APEX-SCAT コードの解析モデル<sup>(1)(2)</sup>

分類	重要現象	計算モデル
炉心(核)	核分裂出力	一点近似動特性方程式，二次元(RZ)拡散方程式を適用。 また，反応度フィードバックとしては，断熱モデルに基づくドップラ反応度フィードバックモデルを採用し，減速材温度フィードバック及び減速材ボイドフィードバックは考慮しない。
	出力分布変化	
	制御棒反応度効果	
	反応度フィードバック効果	
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	ギャップ熱伝達：Ross & Stoute の式を用いて非定常熱伝導方程式を適用。 燃料棒表面熱伝達：(燃料棒表面熱伝達モデルに記載)
	燃料棒表面熱伝達	以下の伝熱モードを考慮 ・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を適用して判定

### 3.3.1 炉心動特性解析 (APEX コード) <sup>(1)(2)</sup>

APEX コードは、熱的現象を断熱としており、炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し、出力の炉心空間分布を二次元 (RZ) 拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は、出力分布に比例するものとし、炉心平均断熱燃料エンタルピがある程度上昇する間 (エンタルピステップ) は、出力分布は一定としている。また、投入反応度としては、引抜制御棒反応度、スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが、このドップラ反応度は、二次元 (RZ) 拡散計算による出力分布変化を考慮して求められる。

解析にあたっては、次のような前提を設けている。

- i). 炉心平均出力の過渡変化は、炉心一点近似による動特性方程式により表される。
- ii). 熱的現象は断熱とする。
- iii). 出力分布は、中性子エネルギー三群・二次元 (RZ) 拡散方程式によって表わされる。
- iv). 炉心各部分のエンタルピの上昇は出力分布に比例するものとする。
- v). 炉心平均エンタルピがある程度上昇する間 (以下、「エンタルピステップ」と称す。) は出力分布は一定と仮定する。

#### [解析の流れ]

##### ① 初期炉心状態の作成

- a. 対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求める。当該炉心について、③a. の炉心動特性計算で用いる引抜制御棒反応度、スクラム反応度を求める。ここでは、各領域の組成 (燃料タイプ、ガドリニア分布等) 及び燃焼度分布の空間的効果は全て計算に含まれている。
- b. a. で求めた炉心を RZ 二次元体系に変換するため、炉心径方向の集合体核定数が同心円状となるよう、領域毎に核定数を均質化するとともに、誤引抜制御棒周りの核定数を炉心中心へ移動する。通常、領域分けは、図 3.3.1-1 に示すように径方向を 9 領域とし、それぞれを軸方向に 24 領域分割 (三次元体系と同じ) し、さらに反射体領域として 1 領域を加え、図 3.3.1-2 に示すように 217 領域とする。APEX コードでは引抜制御棒は体系の中心に位置するものとしており、炉心計算結果で設定した引抜制御棒が APEX コードにおける体系の中心に位置するように、以下に示すような手法を行っている。



- i). 炉心の全燃料集合体を対象に、初期制御棒パターン状態の炉心計算結果の核定数を同心円状の燃料集合体領域ごとに均質化した後、RZ 体系に縮約する。
- ii). 制御棒が引き抜かれた領域で出力ピーキングが大きくなることを考慮し、引抜制御棒周囲の燃料集合体核定数を 3 領域の同心円状に均質化した後、制御棒の引抜状態を考慮して RZ 体系に縮約する。
- iii). ii). で作成した核定数が、i). で作成した炉心の中心になるように上書きする。上書きにおいては、出力スパイク発生時のドップラ反応度フィードバック量を適切に評価するように、制御棒引抜による投入反応度が、実効遅発中性子割合と等しくなった即発臨界状態となる位置まで制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにする。

i). ~iii). に示した核定数を RZ 体系に縮約する流れを、図 3.3.1-3 に示す。また、炉心最外周の制御棒が引き抜かれる場合の ii). における核定数の縮約方法について、図 3.3.1-4 に示す。燃料集合体が存在しない領域は縮約対象に含めず、燃料集合体が存在する領域のみの核定数を縮約することで、炉心最外周の制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにしている。

本手法による RZ 体系への縮約に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を、縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver. 5 を用いて評価した結果を添付 4 に示す。

- c. b. で作成した領域毎の核定数を RZ 二次元体系に振り分け、次式の中性子エネルギー三群拡散計算により二次元 (RZ) の相対出力分布を計算する。なお、拡散計算は、二次元領域を更に細分化して行い、出力分布及び断熱燃料エンタルピ分布は、細分化された各ノード (以下、「メッシュ」と称す。) について計算する。

$$\begin{aligned}
 -D_1 \nabla^2 \phi_1 + (\Sigma_R \phi)_1 &= \frac{1}{\lambda} \{ (\nu \Sigma_f \phi)_1 + (\nu \Sigma_f \phi)_2 + (\nu \Sigma_f \phi)_3 \} \\
 -D_2 \nabla^2 \phi_2 + (\Sigma_R \phi)_2 &= (\Sigma_{sl} \phi)_1 \\
 -D_3 \nabla^2 \phi_3 + (\Sigma_R \phi)_3 &= (\Sigma_{sl} \phi)_2
 \end{aligned}$$

記号は以下の通りである。

$\phi$	: 中性子束
$D$	: 拡散定数
$\lambda$	: 固有値
$\nu$	: 単位核分裂あたりに放出される中性子数
$\Sigma_R$	: 除去断面積 (= $\Sigma_a + \Sigma_{sl}$ )
$\Sigma_f$	: 核分裂断面積
$\Sigma_a$	: 吸収断面積
$\Sigma_{sl}$	: 減速断面積
添字 1~3	: 中性子エネルギー群

② エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布及びドップラ反応度の計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピを、僅かに増加させる。増加した後の各メッシュにおける断熱燃料エンタルピは、以下の式により計算される。

$$h_m^{n+1} = h_m^n + P_m^{n+1} \cdot \overline{\Delta h}^n$$

記号は以下の通りである。

$h_m$	: メッシュ $m$ の断熱燃料エンタルピ
$P_m$	: エンタルピステップ進行時のメッシュ $m$ の相対出力予測値
$\overline{\Delta h}$	: 炉心平均断熱燃料エンタルピの上昇幅 (エンタルピステップ)
$n$	: エンタルピステップの番号

また、各メッシュの断熱燃料エンタルピの計算結果をもとに、各メッシュの温度を計算する。なお、エンタルピステップ  $\overline{\Delta h}^n$  は、制御棒が引

き抜かれ炉心出力が上昇する時間領域で細かく設定する。

- b. a. で計算された各メッシュの温度をもとに、各メッシュのドップラ反応度を計算する。  
その後、各メッシュのドップラ反応度の計算結果をもとに、各メッシュの第2群(共鳴領域)の中性子吸収断面積の増加量( $\Delta\Sigma_a$ )を計算する。

$$\begin{aligned}\Delta\Sigma_a(T) &= \Sigma_{R_2}(T) - \Sigma_{R_2}(T_0) \\ &= \frac{-\Sigma_{R_2}(T_0) \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)}{1 + \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) - \frac{\nu\Sigma_{f1}}{\Sigma_{R1} k_\infty}(T_0)} \\ \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) &= C_{dop} \times (\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\end{aligned}$$

記号は以下の通りである。

$$\begin{aligned}\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) &: \quad \text{ドップラ反応度} \\ \Sigma_{R_2}(T) &: \quad \text{第2群除去断面積} \\ C_{dop} &: \quad \text{ドップラ反応度係数}\end{aligned}$$

- c.  $\Delta\Sigma_a$ の変化を反映し、二次元(RZ)の相対出力分布を再計算する。拡散方程式は、①c.に基づく。

c. で計算された各メッシュの相対出力を、a. の各メッシュの相対出力予測値( $P_m$ )に適用し、収束するまで繰り返し計算を行う。最終的なc.の計算結果をもとに、炉心平均断熱燃料エンタルピを僅かに増加させた際の、各メッシュの相対出力分布( $P_m^{n+1}$ )を計算する。

③ 炉心動特性計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピが $\bar{\Delta h}^n$ 進む間の炉心出力の時間変化を一点近似動特性方程式により計算する。

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \left( \frac{k-1}{k} - \beta \right) N(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t)$$

$$\frac{dC_i}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t)$$

また、中性子密度と炉心平均出力は、換算係数  $A$  により、

$$P(t) = A \times N(t)$$

と示され、炉心出力変化に伴う炉心平均エンタルピの変化は以下により求まる。

$$\frac{d\bar{h}}{dt}(t) = B(P(t) - P(0))$$

記号は以下の通りである。

$N(t)$	:	中性子密度
$P(t)$	:	炉心平均出力
$A$	:	中性子密度と炉心平均出力の換算係数
$k(t)$	:	実効増倍率
$C_i(t)$	:	遅発中性子グループ $i$ の先行核密度
$\bar{h}(t)$	:	炉心平均エンタルピ
$\Lambda$	:	即発中性子寿命
$\beta_i$	:	遅発中性子グループ $i$ の割合
$\beta$	:	全遅発中性子の割合 $\left( = \sum_{i=1}^6 \beta_i \right)$
$\lambda_i$	:	遅発中性子グループ $i$ の先行核崩壊定数
$B$	:	平均出力を平均エンタルピに換算する係数
$i$	:	遅発中性子グループ ( $i = 1 \sim 6$ )

一点近似動特性計算に用いる実効増倍率 $k$ は次式により、前記①a. で求めた引抜制御棒反応度及びスクラム反応度を外部入力として与え、ドップラ反応度は前記②c. の拡散計算における固有値の差を、炉心平均断熱燃料エンタルピ $\bar{h}^n$ と $\bar{h}^n + \Delta h^n$ 間で直線内挿して与える。ここで $\Delta k_c$ 、 $\Delta k_s$ は外部入力のため、解析中は制御棒は固定とし、ドップラフィードバックによる影響を考慮して中性子束分布を評価する。

$$k(t) = k(0) + \Delta k_c(t) + \Delta k_s(t - t_s) + \Delta k_D(t)$$

記号は以下の通りである。(各反応度は、 $\Delta k$ 単位)

- $k(t)$  : 実効増倍率 ( $k(0) = 1.0$ )
- $\Delta k_c(t)$  : 引抜制御棒反応度
- $\Delta k_s(t - t_s)$  : スクラム反応度 ( $t_s$  はスクラム開始時間)
- $\Delta k_D(t)$  : ドップラ反応度

ここで、ドップラ反応度 $\Delta k_D(t)$ は、前記②c. の二次元拡散計算結果から得られた固有値 $\lambda$ と、前記③a. の炉心動特性計算から得られた炉心平均燃料エンタルピ $\bar{h}(t)$ から、以下の式で計算される。

$$\Delta k_D(t) = \frac{\left\{ \lambda^n + \frac{(\lambda^{n+1} - \lambda^n)(\bar{h}(t) - \bar{h}^n)}{\Delta \bar{h}^n} \right\}}{\lambda^0} - 1.0$$

記号は以下の通りである。

- $\lambda^0$  : ステップ①c. の二次元拡散計算における初期固有値
- $\lambda^n$  : ステップ②c. の二次元拡散計算における固有値

④ 次のエンタルピステップの計算

前記②及び③の計算を，断熱燃料エンタルピ変化が安定するまで繰り返し，最終エンタルピ分布を求める。

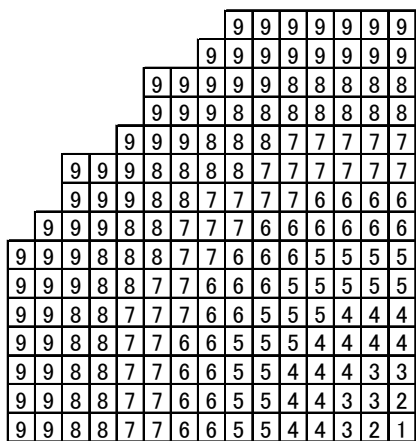
$$h_m^f = h_m^n + \left\{ P_m^n + \frac{(P_m^{n+1} - P_m^n) \overline{\Delta h}^f}{\overline{\Delta h}^n} \right\} \overline{\Delta h}^f$$

記号は以下の通りである。

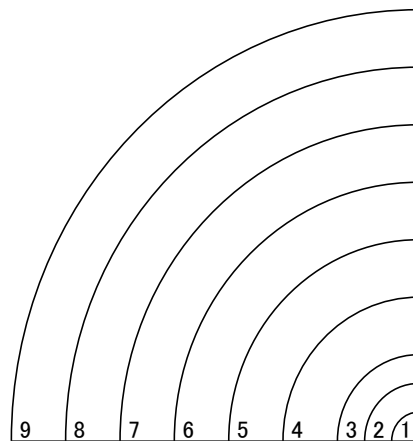
- $f$  : 最終値を示す指標
- $n$  : 前回までのステップ番号
- $\overline{\Delta h}^f$  : 最終エンタルピまでのエンタルピ幅 ( $= \bar{h}^f - \bar{h}^n$ )
- $m$  : メッシュ番号



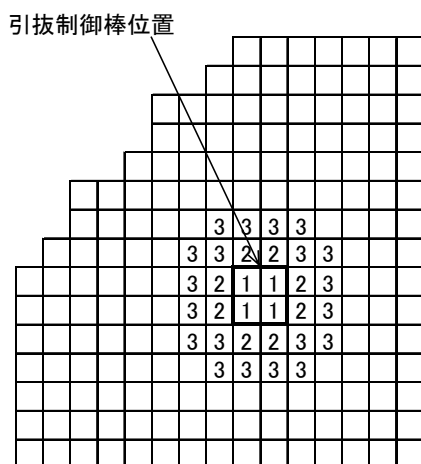
炉心計算結果  
X-Y-Z体系



APEX入力  
R-Z体系



炉心計算結果  
X-Y-Z体系



APEX入力  
R-Z体系

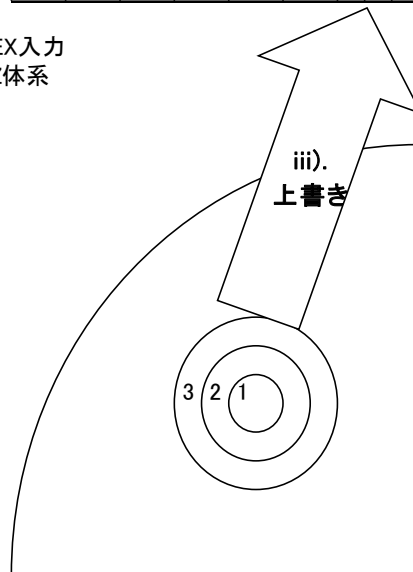
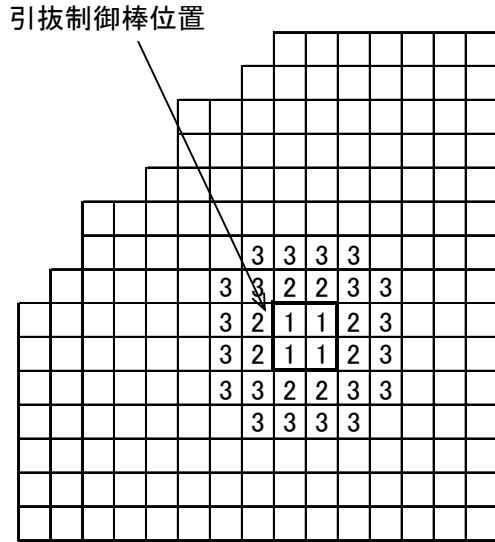


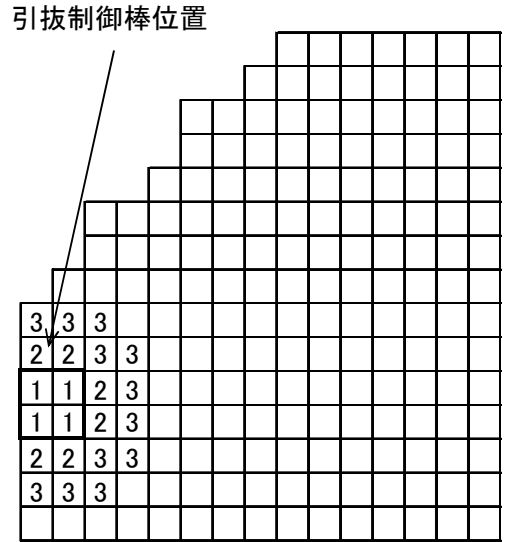
図 3. 3. 1-3 APEX コードによる核定数縮約の模式図



炉心計算結果  
X-Y-Z体系



炉心中央部の制御棒を引き抜く場合



炉心最外周の制御棒を引き抜く場合

図 3.3.1-4 炉心最外周の制御棒を引き抜く場合の核定数縮約の模式図

### 3.3.2 燃料挙動解析 (SCAT コード) <sup>(1)(2)</sup>

3.3.1 で述べた炉心動特性解析で求めた最高出力燃料集合体の出力の時間変化を入力として、SCAT コードを用いた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行い、燃料エンタルピの時間的变化を求める。

SCAT コードでは、燃料棒軸方向のノード分割数を APEX コードと同等とする。燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、ノード毎に径方向の熱伝達を計算する。

燃料ペレット及び被覆管には、径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し、チャンネル内冷却材には、質量、運動量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより、燃料棒の除熱量を求める。

以下に解析モデルを説明する。なお、ここで用いる SCAT (SCAT (RIA 用) Ver. 2) は、プラント動特性解析用の SCAT コードにおいて、ギャップ部熱伝達係数として Ross & Stoute の式を基本に用い、低温時の膜沸騰熱伝達係数及び限界熱流束条件を追加している。また、被覆材の高温化に伴う水-ジルコニウム反応による発熱の効果を考慮している。

#### 3.3.2.1 チャンネル内熱流動モデル

以下に、単一チャンネル熱水力解析モデルを示す。

##### (1) 保存則

冷却材の温度、冷却材エンタルピ、圧力損失等の熱水力パラメータは、均質流モデルに基づく二相流の連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式から求められる。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく、燃料エンタルピは判断基準に対して十分な余裕があることから、冷却材の流動を均質流で扱うことによる不確かさは、判断基準に対する余裕に含まれると考えられる。

以下に基礎式を示す<sup>(1)(2)</sup>。

(a) 連続の式

$$\frac{\partial G}{\partial z} + \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} = 0$$

(b) 流体のエネルギー保存式

$$\rho'' \frac{\partial H}{\partial t} + G \frac{\partial H}{\partial z} = Q(z, t)$$

さらに、運動量保存式を解くことで、チャンネル内の圧力損失を求める。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (G^2 v') + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで、気液の平均密度 $\bar{\rho}$ 及び $\rho''$ と平均比容積 $v'$ は以下で表される。

$$\bar{\rho} = \rho_f(1 - R) + \rho_g \cdot R$$

$$\rho'' = [\rho_f x + \rho_g(1 - x)] \frac{dR}{dx}$$

$$v' = v_f \frac{(1 - x)^2}{1 - R} + v_g \frac{x^2}{R}$$

記号は以下の通りである。

$G$	: チャンネル質量流束
$\rho$	: 密度
$H$	: 冷却材エンタルピー
$Q(z, t)$	: 熱伝達量
$P$	: 炉心圧力
$g$	: 重力加速度
$v$	: 比容積
$f$	: 摩擦圧損係数
$D_H$	: チャンネルの水力等価直径
$R$	: ボイド体積率
$x$	: 蒸気重量率

(添字)

$l$	: 液相
-----	------

- $f$  : 飽和水  
 $g$  : 飽和蒸気

(2) 構成式

i. 被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態(液単相, 核沸騰, 膜沸騰)に基づいた熱伝達の相関式を適用する。SCAT では, サブクール沸騰を考慮せずに, 飽和沸騰が生じるまで, 液単相流の熱伝達係数を用いることにより, 液単相領域における燃料棒の除熱量を保守的条件にて計算している。

冷却材の沸騰状態の選択ロジック(低温時)を図 3.3.2-1 に示す。低温時における核沸騰から膜沸騰への移行については, Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を用いて判定する。限界熱流束の判定については「ii. 沸騰遷移評価モデル」に示す。

各沸騰状態に対して設定される熱伝達モデルは, サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式を, 核沸騰領域には Jens-Lottes の式を, 膜沸騰領域には低温時は NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式を用いる<sup>(1)(2)</sup>。

(a) 液単相

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで  $h_w$  は Dittus-Boelter の式を用いる。

$$h_w = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k_l}{D_H}$$

(b) 核沸騰状態(Jens - Lottes の式)

$$T_c = T_{sat} + 0.79 e^{-\frac{P}{6.2 \times 10^6}} (q)^{1/4}$$

(c) 膜沸騰状態

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで $h_w$ は、NSRRの実測データに基づいて導出された以下の熱伝達相関式で与えられる。

$$h_w = h_{con}(1 + 0.025\Delta T_{sub}) + f\sigma(T_C + T_{sat})(T_C^2 + T_{sat}^2)$$

$$h_{con} = 0.943 \left[ \frac{k_v^3 \cdot \rho_v \cdot (\rho_f - \rho_v) \cdot h_{fv} \cdot g}{L \cdot \mu_v \cdot (T_C - T_{sat})} \right]^{0.25}$$

ここで

$$h_{fv} = h_{fg} + 0.34C_{pv}(T_C - T_{sat})$$

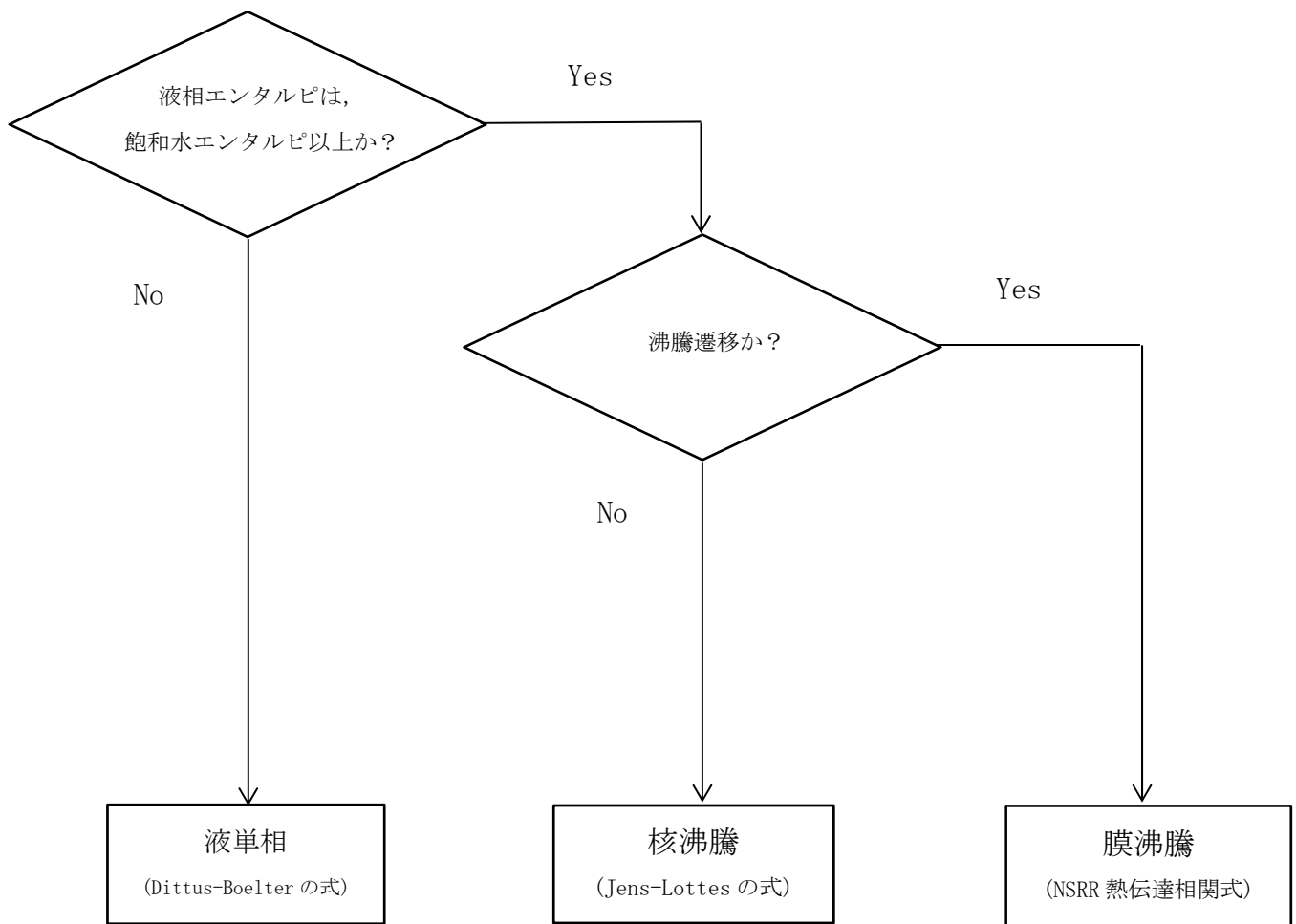
記号は以下のとおりである。

- $T_C$  : 被覆管表面温度
- $T_w$  : 冷却材温度
- $T_{sat}$  : 飽和温度
- $\Delta T_{sub}$  : サブクール度 ( $=T_{sat} - T_l$ )
- $h_w$  : 被覆管-冷却材間の熱伝達係数
- $h_{con}$  : 層流膜沸騰の平均熱伝達係数
- $D_H$  : 水力等価直径
- $P$  : 冷却材圧力
- $k$  : 冷却材の熱伝導率
- $\rho$  : 冷却材の密度
- $\mu_v$  : 冷却材の粘性係数
- $C_{pv}$  : 定圧比熱
- $g$  : 重力加速度
- $q$  : 被覆管表面熱流束
- $h_{fg}$  : 飽和圧力で定義した蒸発潜熱
- $h_{fv}$  : 過熱を考慮した蒸発潜熱
- $f$  : 放射率
- $\sigma$  : ステファンボルツマン定数
- $L$  : NSRR 試験体系の代表長さ
- $Re$  : レイノルズ数
- $Pr$  : プラントル数

(添字)

- $l$  : 液相

$v$  : 蒸氣  
 $f$  : 飽和水  
 $g$  : 飽和蒸氣



沸騰遷移判定

低温時： Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式

(膜沸騰移行後は膜沸騰状態を維持)

図 3.3.2-1 沸騰状態の選択ロジック (低温時)

ii. 沸騰遷移評価モデル

(1) 低温時 (Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式)

低温時における限界熱流束条件の判定は以下の式を用いて行われる<sup>(1)(2)</sup>。

$$q_{BO} = q_{BOO} \cdot \left[ 1 + 0.065 \times (\rho_l / \rho_g)^{0.8} \cdot C_{pl} \cdot \Delta T_{sub} / h_{fg} \right]$$

ここで

$$q_{BOO} = 0.012 \cdot \rho_g \cdot h_{fg} \cdot [(\rho_l - \rho_g) / \rho_g]^{0.6}$$

記号は以下の通りである。

- $q_{BO}$  : サブクールプール沸騰における限界熱流束
- $q_{BOO}$  : 飽和プール沸騰における限界熱流束
- $\rho_l$  : 水密度
- $\rho_g$  : 蒸気密度
- $C_{pl}$  : 水の定圧比熱
- $\Delta T_{sub}$  : サブクール度
- $h_{fg}$  : 蒸発潜熱



### 3.3.2.2 燃料モデル

SCAT コードの燃料モデルでは、次のような前提を設けている。

- 1) 軸方向相対出力分布は過渡中一定である。
- 2) 燃料棒半径方向発熱分布は過渡中一定である。
- 3) 燃料・被覆材中の熱の流れは半径方向で起こる。
- 4) 燃料・被覆材の比熱・熱伝導率等の物性値は温度の関数として計算する。

#### (1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布は、初期状態一定値として入力している。

#### (2) 熱伝導モデル

燃料棒を軸方向にノード分割し、各ノード毎に径方向一次元の定常及び非定常の熱伝導方程式を解き、温度分布及び熱流束分布等を求める。燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、表 3.3.2-2 及び図 3.3.2-2 に示すように軸方向に複数のノードに分割し、それぞれのノードについて径方向に熱伝導方程式を適用して、燃料棒内の熱伝導を計算する。

以下に基礎式を示す<sup>(1)(2)</sup>。

#### (a) 燃料ペレット内の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r K_F(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F(T) \frac{\partial T}{\partial t} - Q_F(t)$$

#### (b) 燃料ペレット-被覆管ギャップの熱伝達

$$\left[ K_F \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = h_g \cdot \Delta T_{gap}$$

ギャップ熱伝達モデルは(3)にて詳述する。

#### (c) 燃料被覆管の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r K_c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c \cdot C_c(T) \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- $K_F(T)$  : 温度  $T$ での燃料熱伝導率
- $K_c(T)$  : 温度  $T$ での被覆管熱伝導率
- $\rho_F$  : 温度  $T$ での燃料密度
- $\rho_c$  : 温度  $T$ での被覆管密度
- $C_F(T)$  : 温度  $T$ での燃料比熱
- $C_c(T)$  : 温度  $T$ での被覆管比熱
- $Q_F(t)$  : 単位体積当たりの燃料の発熱量
- $h_g$  : 燃料-被覆管ギャップの熱伝達係数
- $\Delta T_{gap}$  : 燃料表面と被覆管内面の温度差

(3) ギャップ熱伝達モデル

ギャップ熱伝達係数 $h_g$ は、Ross & Stoute の式を基本に用いて、以下に示す3項の和で表される<sup>(1)(2)</sup>。

$$h_g = h_s + h_f + h_r$$

$h_s$  : 固体接触部熱伝達係数

$h_f$  : ガス境界層熱伝達係数

$h_r$  : 輻射熱伝達係数

$h_s, h_f, h_r$ は各々次式で表される。

$$h_s = \frac{K_m P_c}{A \cdot H \cdot R^2}$$

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D}$$

$$h_r = \frac{\sigma_B(T_s^4 - T_c^4)}{G_{fact}(T_s - T_c)}$$

ここで

$$K_m = 2 \cdot K_{UO_2} \cdot K_{Zr} / (K_{UO_2} + K_{Zr})$$

$$R = [(R_1^2 + R_2^2)/2]^{1/2}$$

記号は以下のとおりである。

$K_m$  : 被覆管・ペレット平均熱伝導度

$K_{UO_2}$  : ペレット熱伝導度

$K_{Zr}$  : 被覆管熱伝導度

$K_f$  : ガス熱伝導率

$P_c$  : 被覆管・ペレット接触圧力

$R_1, R_2$  : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ

$R$  : 表面粗さ

$H$  : 被覆管硬さ

$A$  : 定数

$C$  : 定数(ただし、接触圧力  $P_c$  に依存)

$g_1 + g_2$  : ペレット表面・被覆管内面での温度ジャンプ距離

$D$  : ギャップ幅

$\sigma_B$  : ステファン・ボルツマン定数

$G_{fact}$  : 修正形態係数

$T_s, T_c$  : 燃料ペレット表面温度及び燃料被覆管内面温度

表 3.3.2-2 SCAT コードのノーディングの考え方

領域	考え方
燃料棒グループ	最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行う。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために、核計算に合わせて燃料部を 24 ノードに分割している。また、燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	ペレット内温度計算メッシュ点数は 20 点とし、ペレット径を内側より 5:3:2 に 3 分割し、内側領域に 4 点、中間領域に 5 点、外側領域に 11 点を取り、外側領域を細かくメッシュを切って解析する。また、被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた 2 ノードに分割している。

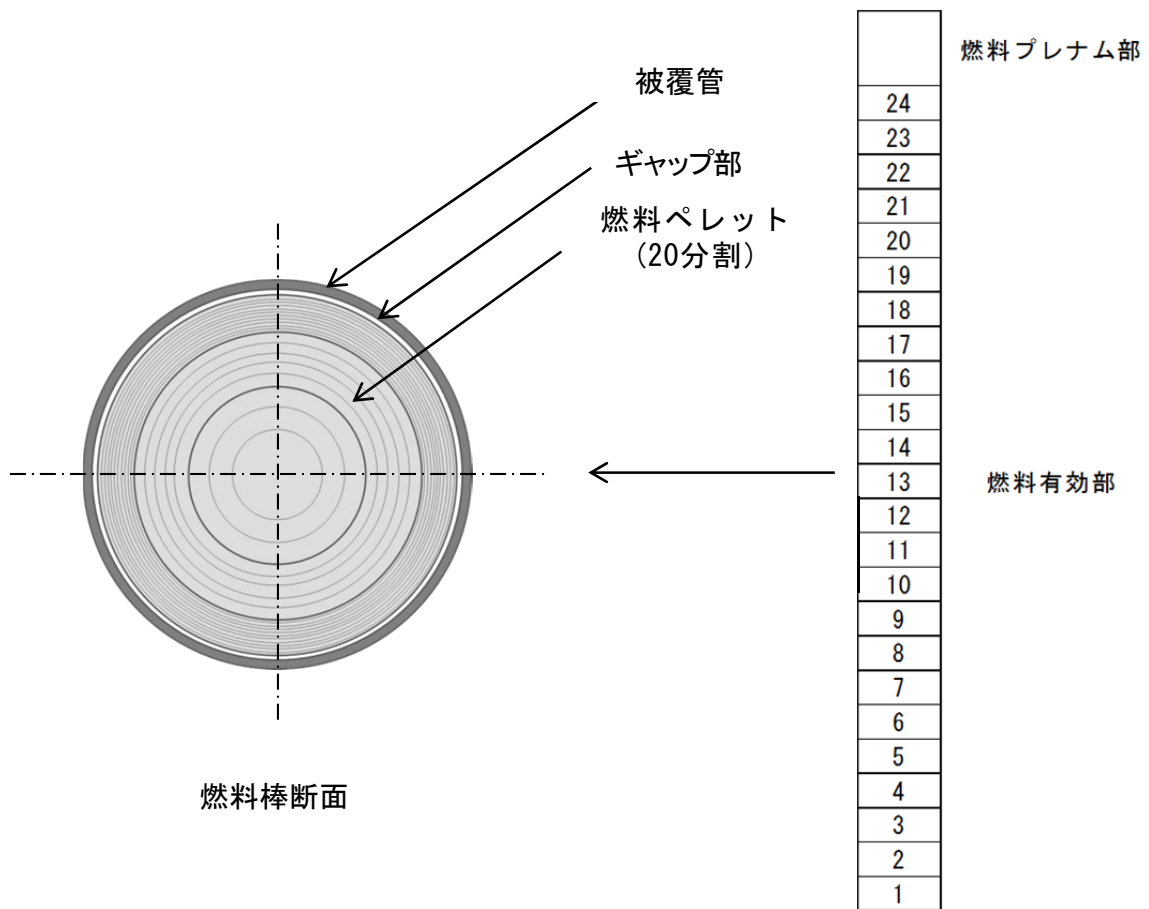


図 3.3.2-2 SCAT コードによる燃料棒のノード分割(例)

### 3.4 入出力

APEX-SCAT コードの入出力を図 3.4-1 に示す。APEX-SCAT コードのインプットデータは、以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。

また、図 3.4-2 に、前処理コードによる APEX 入力作成の流れを示し、前処理コードの不確かさについては 5.1 章にて説明する。

#### APEX コード

初期条件(燃料温度, 原子炉出力等)

炉心データ (引抜制御棒反応度, スクラム反応度等)

燃料データ (動特性パラメータ, 核定数等)

#### SCAT コード

初期条件(圧力, 流量等)

炉心データ (炉心平均出力変化, 炉心出力分布)

燃料データ (幾何形状, 熱水力データ, 物性データ等)

上記をインプットデータとして、解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

#### APEX コード

炉心反応度の時間変化

炉心平均出力の時間変化

断熱燃料エンタルピ分布の時間変化

炉心内燃料出力分布の時間変化等

#### SCAT コード

非断熱燃料エンタルピの時間変化等

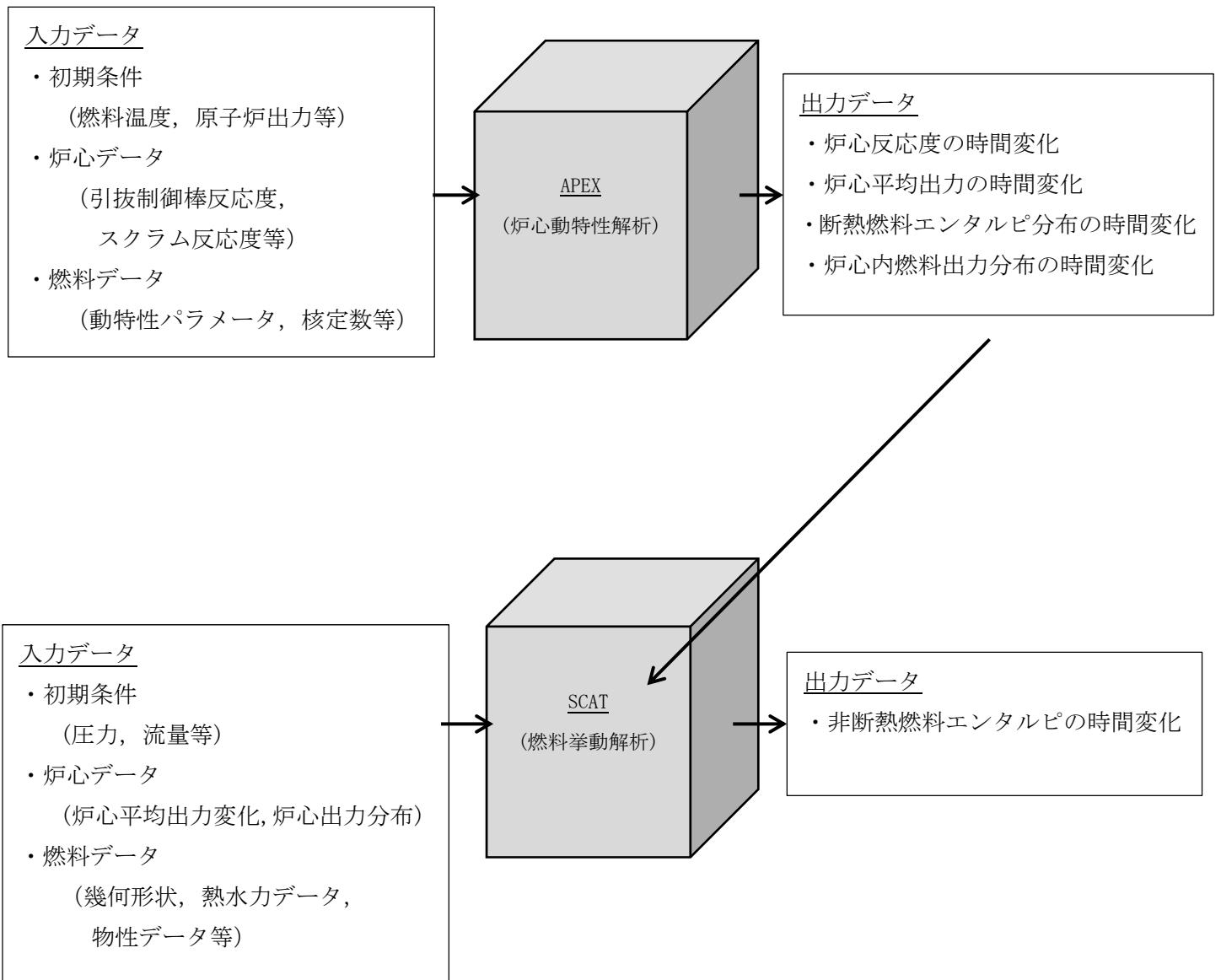


図 3.4-1 APEX-SCAT コードの入出力

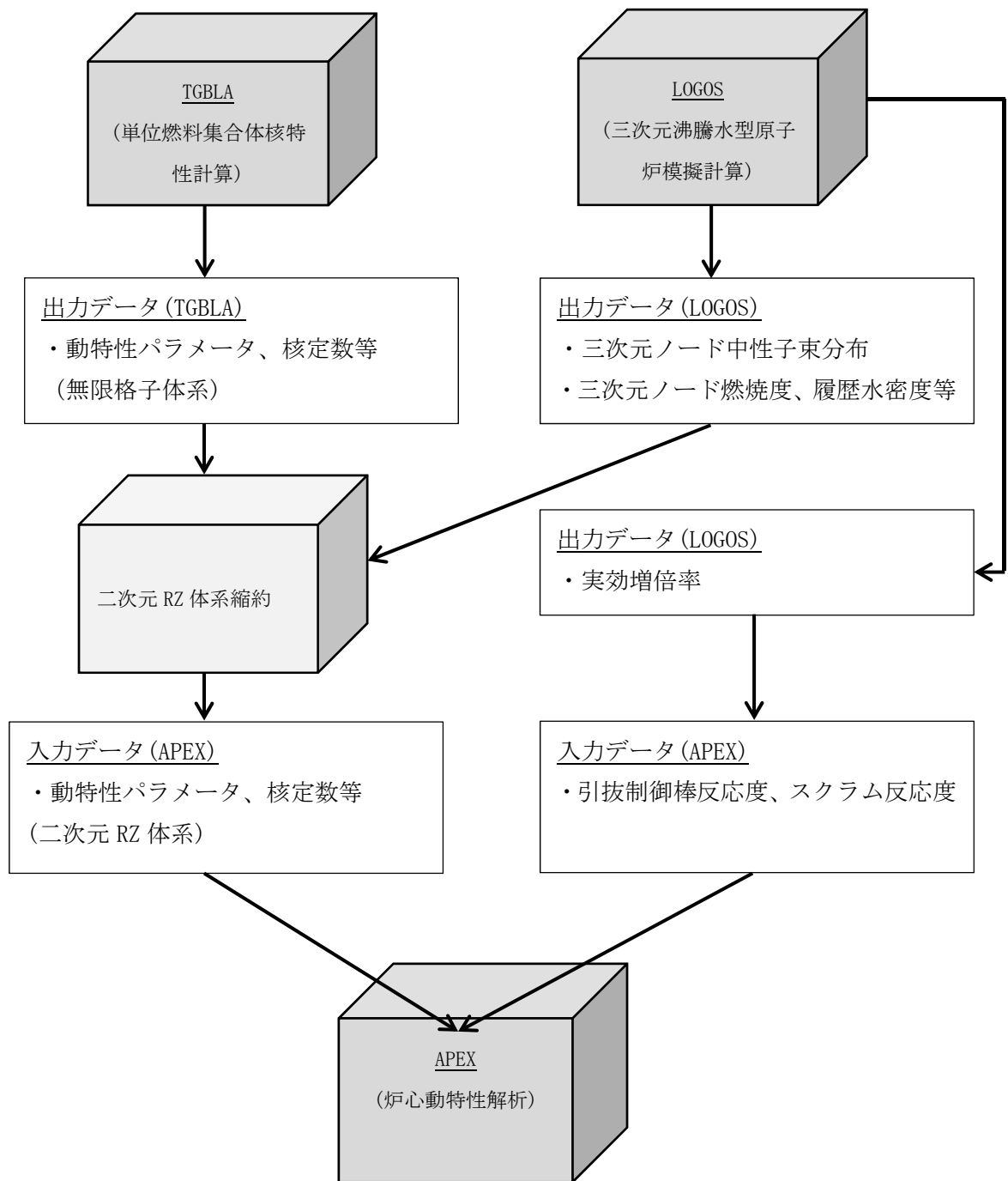


図 3.4-2 前処理コードによる APEX 入力作成の流れ



## 4. 妥当性確認

### 4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象で使用している解析コードは、「運転時の異常な過渡変化」解析及び「設計基準事故」解析で使用されているものと同一である。「反応度の誤投入」事象が、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」と基本的に同一の物理現象を扱うことから、本コードは「反応度の誤投入」事象に対して適用性がある。2.3 節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4.1-1 に示す。

#### 4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は、核分裂出力（(炉心出力) の中性子動特性）、反応度フィードバック効果(ドップラ反応度効果、ボイド反応度効果)、制御棒反応度効果、及び出力分布変化であり、APEX コードでは、中性子拡散計算と一点近似動特性計算とを出力分布に依存する反応度のフィードバックを通じて結びつけた計算体系で評価している。具体的な解析モデルとしては、

- ・炉心出力は一点近似動特性モデル
- ・出力分布は二次元(RZ)拡散モデル
- ・出力分布計算用の核定数は、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元(RZ)体系に縮約
- ・ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮
- ・熱的現象は断熱とし、ボイドフィードバック効果は考慮しない
- ・制御棒反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、一点近似動特性解析ではこれを外部入力として扱う

を採用している。

No. 審査-10-4  
に対するご回答

一点近似動特性モデルは動特性解析において従来から広く一般的に用いられているものであり、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。

また、出力分布モデルは二次元(RZ)拡散モデルとし、出力分布計算用の核定数を、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる三次元出力分布を再現するように、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元(RZ)体系に縮約していることから、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。なお、参考として、添付資料 2

に、二次元(RZ)体系の適用性について記載している。

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数と一点近似動特性モデルの両者が適切であることが確認できれば、その結果として得られるドップラ反応度フィードバック効果の妥当性が確認できる。

制御棒反応度は三次元中性子拡散モデルに基づく三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる実効増倍率計算により求められるため、制御棒引き抜き前後の状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認できれば、制御棒反応度効果の妥当性が確認できる。

この考え方にに基づき、炉心(核)における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認している。

No. 審査-10-4  
に対するご回答

#### (1) ドップラ反応度フィードバックモデル

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数としてのドップラ係数及び実効遅発中性子割合の試験結果との比較と、反応度投入事象を模擬した試験結果との比較から、総合的に妥当性を確認している。

核定数としての確認は、ドップラ係数は実効共鳴積分とその温度依存係数の積として表すことができることから、Hellstrandらの温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式<sup>(4)</sup>と比較することにより実施している。

また、動的反応度に影響する実効遅発中性子割合は、MISTRAL 臨界試験<sup>(5)</sup>にて測定されており、その試験結果と比較する。

反応度投入事象を模擬した試験結果との比較としては、米国の SPERT-III 炉心実験<sup>(3)</sup>と比較する。

#### (2) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果については、実機炉心において、制御棒価値測定試験が実施されており、その試験結果と比較することにより妥当性確認を実施している。

#### 4.1.2 炉心(燃料)における重要現象の確認方法

炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布、燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移は、燃料エンタルピを求める際に必要となる。

SCAT における燃料挙動解析モデルは、熱伝導モデル、熱水力学モデル、圧力損失モデルからなっている。熱伝導モデルは、軸方向を一次元に分割しノード毎に径方向一次元の基本的な定常及び非定常の熱伝導方程式に基づいている。熱水力学モデルは、冷却材の扱いに関し基本的な軸方向の連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式に基づいている。

これらの方程式は従来から広く一般に使用されているものであり、「反応度の誤投入」解析に使用することは妥当である。

一方、SCATにおける燃料の表面熱伝達のモデルは、単相強制対流、核沸騰、膜沸騰状態に対し、核沸騰から膜沸騰への判定条件も含めて「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている相関式を用いている。

また、ペレットと被覆管ギャップ熱伝達係数は、Ross & Stoute の関係式を使用している。本関係式については、従来より、原子炉設置許可申請において、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」や「制御棒落下事故」解析に用いられ、また、燃料棒の熱機械特性コードPRIMEやFEMAXIでも広く使用されているものであり、豊富な使用実績がある。また、比熱等の物性値も「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされているMATPRO-VERSION 11(REVISION 2)に基づいている。

以上より、炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布及び沸騰状態変化の評価方法は妥当であり、よって、それに基づく燃料エンタルピの評価方法は適切であると言えることから、個々のモデルを対象とした妥当性確認は行わないこととする。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	SPERT-III 炉心実験	実効共鳴積分測定に関わる Helistrandの実験式	MISTRAL 臨界試験	実機での制御棒価値 測定試験
炉心 (核)	核分裂出力*	<ul style="list-style-type: none"> <li>一点近似動特性モデル(炉出力)</li> <li>出力分布は二次元拡散モデル</li> <li>核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約</li> </ul>	-	-	-	-
	出力分布変化*	<ul style="list-style-type: none"> <li>二次元(RZ)拡散モデル</li> <li>エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮</li> </ul>	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮</li> <li>熱的現象は断熱, ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない</li> </ul>	図 4.2-2	図 4.3-2	図 4.4-2	-
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>三次元拡散モデル</li> <li>動特性計算では外部入力</li> </ul>	-	-	-	表 4.5-1 表 4.5-2
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	<ul style="list-style-type: none"> <li>熱伝導モデル</li> <li>燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル</li> </ul>	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達*	<ul style="list-style-type: none"> <li>単相強制対流: Dittus-Boelter の式</li> <li>核沸騰状態: Jens-Lottes の式</li> <li>膜沸騰状態(低温時): NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式</li> </ul>	-	-	-	-
	沸騰遷移*	低温時: Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	-	-	-	-

\* : 4.1 節に記載の理由により, 妥当性確認を行わない重要現象

#### 4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較<sup>(3)</sup>

ここでは、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性確認として、SPERT-III E 炉心の実験解析を実施した。SPERT-III E 炉心実験は、1950 年代に実施された反応度投入実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ反応度フィードバック効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。今回、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、ピーク時の出力の試験結果と解析結果を比較した。

##### (1) SPERT-III E 炉心実験概要

SPERT-III E 炉心は、小型の軽水炉を模擬した炉心であり、燃料は焼結  $UO_2$ 、濃縮度 4.8wt% のウラン燃料集合体が装荷され、炉心中央部には反応度投入用の十字型制御棒（トランジェントロッド）が配置されている。燃料集合体は  $5 \times 5$  と  $4 \times 4$  に燃料棒が格子配列されている。SPERT-III では、低温零出力から高温出力状態までの様々な初期状態から制御棒の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度投入実験を行っている。SPERT-III E 炉心の燃料集合体及び制御棒配置図を図 4.2-1 に示す。また、SPERT-III E 炉心の設計仕様を表 4.2-1 に示す。

これより、BWR での低温状態からの反応度投入事象評価の妥当性確認として、SPERT-III E 炉心実験の低温零出力状態からの実験の解析を APEX コードで実施することにより行っている。

低温零出力状態からの試験条件を下記に示す。ここでは、ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、投入反応度が 1.21\$ と最も大きい TEST43 を試験解析の対象とした。

- ・ 初期炉心状態 : 低温時
- ・ 初期出力 :  $5 \times 10^{-5}$  MW
- ・ 原子炉圧力 : 大気圧
- ・ 炉心流量 : 0%
- ・ 冷却材温度 : 25°C 以下
- ・ 投入反応度 : 1.21 \$

(2) SPERT-III E 炉心解析条件

解析では、図 4. 2-1 に示す炉心を 5 つのリング領域に分割した。最外周は減速材反射体、第 4 周は 25-rod bundle 領域、内部の 3 周は standard 25-rod bundle, shim control bundle, 16-rod bundle, transient rod の混合領域である。二次元 (RZ) 体系は 20 領域からなり、燃料は 13 領域、反射体は 7 領域である。

(3) SPERT-III E 炉心試験解析結果

APEX コードによる出力の時間変化と試験結果の比較を図 4. 2-2 に示す。ピーク時の出力は、試験結果が  $280 \pm 42\text{MW}$  に対し計算結果は  $292\text{MW}$  と測定誤差以内で一致しているとともに、全体の時間変化も概ね一致している。これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、反応度投入事象を模擬した試験との比較の観点から確認した。

No. 審査-10-4  
に対するご回答

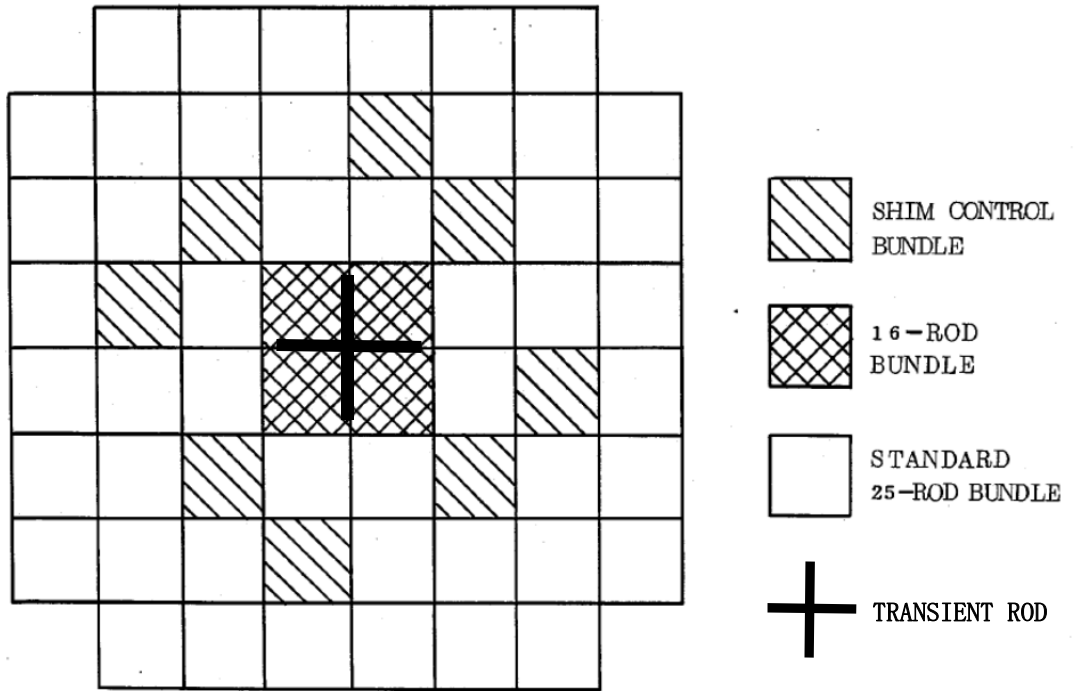


图 4.2-1 SPERT-III E 炉心 燃料集合体及び制御棒配置图<sup>(3)</sup>

表 4.2-1 SPERT-III E 炉心の設計仕様

コンポーネント	仕様
<b>圧力容器及び一次系</b>	
圧力容器タイプ	全溶接多層圧力容器
圧力容器材質	304Lステンレス鋼
圧力容器サイズ	内径1.3 m, 高さ7.24 m
設計圧力	16.8 MPa
設計温度	955 K
流量特性	1260kg/sで炉心内を上昇
熱除去性能	1/2時間で最大60 MW
<b>炉心</b>	
形状	ほぼ円筒状, 直径0.66m
燃料集合体の数及びタイプ	25ロッド集合体48体及び16ロッド集合体12体
減速材 - 反射材	軽水
減速材に対する非減速材の比	1.03
<b>燃料</b>	
タイプ	UO <sub>2</sub> ペレット
燃料棒長さ	1.04 m
有効長	973mm
ピッチ	正方格子, 14.9mm
燃料棒外径	11.8mm
被覆管肉厚	0.5mm
濃縮度	4.8%
UO <sub>2</sub> 密度	10.5g/cm <sup>3</sup>
各燃料棒のUO <sub>2</sub> 質量	913.5 g
各燃料棒のU238質量	766.4 g
各燃料棒のU235質量	38.5 g
被覆管	タイプ348ステンレス鋼
<b>シムコントロールバンドル</b>	
数	計8本, 各象限で2本
構成	燃料フォロワー及び1.35wt%のB-10を含む18-8ステンレス鋼
ポイズン部の寸法	1辺63.4 mmの正方形, 高さ1.17 m
燃料フォロワーの寸法	1辺63.4 mmの正方形, 高さ1.16 m
<b>トランジェントロッド</b>	
タイプ	十字型
構成	上部: 18-8ステンレス鋼, ポイズン部: 1.35wt% B-10ステンレス鋼
長さ	ポイズン部: 970 mm



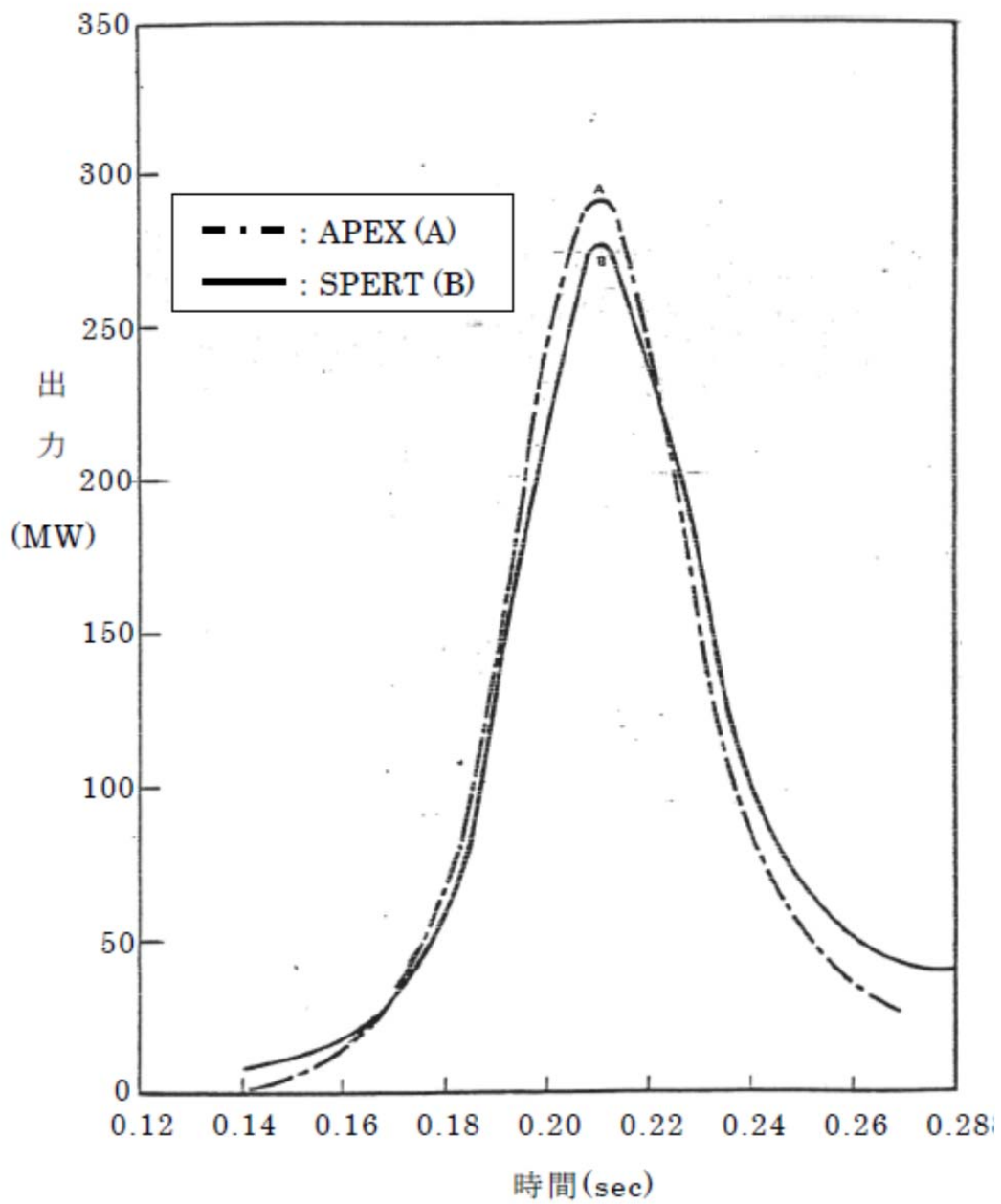


図 4.2-2 SPERT-III E 炉心実験 (低温時零出力) と APEX コードによる出力の時間変化の比<sup>(3)</sup>

#### 4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較<sup>(6)</sup>

ドップラ反応度効果の妥当性確認として、4.2 節で示した SPERT-III E 炉心実験との比較に加えて、ドップラ反応度効果を計算する際に使用される核定数としてのドップラ反応度係数について、実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較を行い、妥当性を確認した。

ドップラ反応度効果は、主に U-238 による中性子の共鳴吸収によっておこる現象であり、ウラン燃料を装荷した炉心でも MOX 燃料を装荷した炉心でも核種全体の約 8 割を占めている。ドップラ反応度を評価する際に使用されるドップラ反応度係数は、U-238 実効共鳴積分 ( $I^{238}$ ) の温度依存性によるものである。U-238 に対して、実効共鳴積分及びその温度依存係数 ( $\beta$ ) について Hellstrand らによってウラン酸化物棒での実験が行われており、実効共鳴積分の温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式がまとめられている<sup>(4)</sup>。この実験は、図 4.3-1 に示すように、寸法を変えた照射サンプル(U-238)を加熱容器に入れた上で重水炉にて照射した後、その放射化量を測定することによって行われている。

$$I^{238}(T) = (I^{238}(T_0) - \delta)\{1 + \beta(\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\} + \delta$$

$$I^{238}(T_0) = \left(4.15 + 26.6 \sqrt{\frac{S_F}{M_F}}\right) + \delta$$

$$\beta = 10^{-2} \left(0.58 + 0.5 \cdot \frac{S_F}{M_F}\right)$$

$I^{238}(T)$  : U-238 の実効共鳴積分 (barn)

$T$  : 燃料温度 (K)

$T_0$  : 基準燃料温度 (K), ここでは  $T_0 = 293(K)$

$\delta$  : 共鳴積分の内の  $1/v$  吸収の寄与 (1.2 (barn))

$S_F$  : 格子効果を考慮した燃料表面積 ( $\text{cm}^2$ )

$M_F$  : 燃料質量 (g)

$\beta$  : 温度依存係数

この Hellstrand の実験式とドップラ反応度係数を算出する単位燃料集合体核計算コードの計算値と比較することにより、核定数としてのドップラ反応度係数の妥当性が確認できる。図 4.3-2 に Hellstrand の式の実効共鳴積分の温度依存性と単位燃料集合体核計算コードによる実効共鳴積分の温度依存性の比較を示す。ドップラ反応度係数は、U-238 実効共鳴積分  $I^{238}(T)$  の燃料温度に対する微分係数に比例する。前記の式

より、この微分係数は、基準温度の実効共鳴積分 $I^{238}(T_0)$ ( $1/v$  吸収の寄与を除く)と、温度依存係数 $\beta$ により $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ として表すことができる。

双方の $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ は Hellstrand の実験式の誤差(7~9%)の範囲内で一致している<sup>(6)</sup>。このことから、ドップラ反応度フィードバック効果の不確かさは7~9%程度であると推定できる。

これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としてのドップラ係数の観点から確認した。

No. 審査-10-4  
に対するご回答

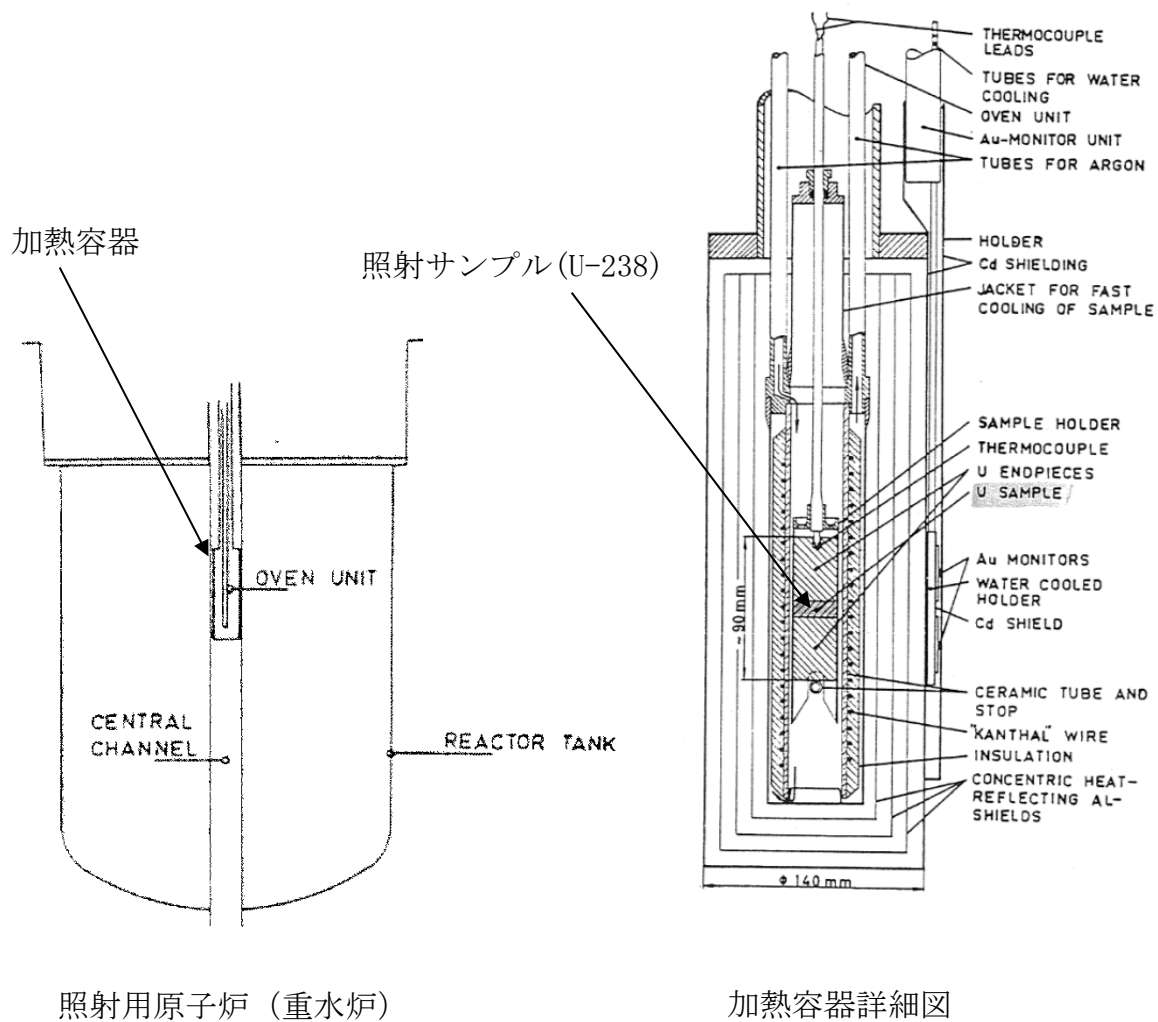


図 4.3-1 Hellstrand の実験体系<sup>(4)</sup>



図 4.3-2 U-238 の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較<sup>(6)</sup>

枠囲みの内容は商業機密に属しますので  
公開できません。

#### 4.4 MISTRAL 臨界試験との比較<sup>(5)</sup>

MISTRAL 臨界試験は、フランス原子力庁カダラッシュ研究所の臨界試験装置 EOLE 炉で行われた MOX 燃料及びウラン燃料装荷炉心に関する炉物理試験である。

MISTRAL 臨界試験における、ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.4-1 に、炉心構成を図 4.4-1 に示す。ウラン燃料棒の <sup>235</sup>U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%（一部約 8.7wt%），母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では、図に示すとおり、各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

ウラン燃料体系（炉心 1）及び MOX 燃料体系（炉心 2）における実効遅発中性子割合の測定値と単位燃料集合体核計算コードによる解析値の比較を図 4.4-2 に示す。ウラン燃料体系，MOX 燃料体系ともに解析値の測定値に対する誤差は約 4%程度<sup>(6)</sup>である。

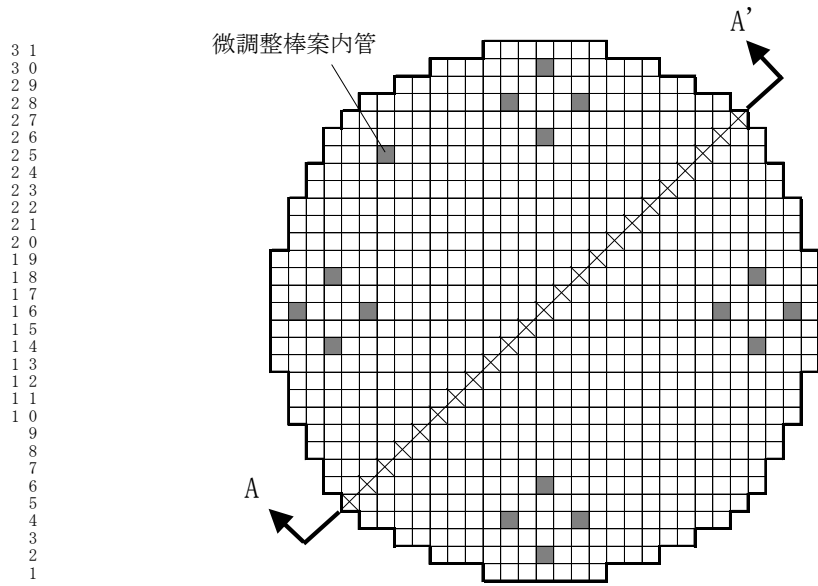
これより、APEX コードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としての実効遅発中性子割合の観点から確認した。

No. 審査-10-4  
に対するご回答

表 4. 4-1 MISTRAL 臨界試験解析ケース一覧<sup>(5)</sup>

体系	基準炉心試験						
	燃料種類	<sup>235</sup> U 濃縮度 (wt%)	Pu 含有率 (wt%)	H/HM*	格子ピッチ (cm)	燃料棒配列	減速材温度 (°C)
ウラン 燃料体系 (炉心 1)	ウラン	約 3.7	—	5.1	1.32	図 4. 4-1(1)	常温
MOX 燃料体系 (炉心 2)	MOX	劣化ウラン (約 0.2)	約 7.0 (一部約 8.7)	5.2	1.32	図 4. 4-1(2)	常温

\* : 水素対重金属原子数比

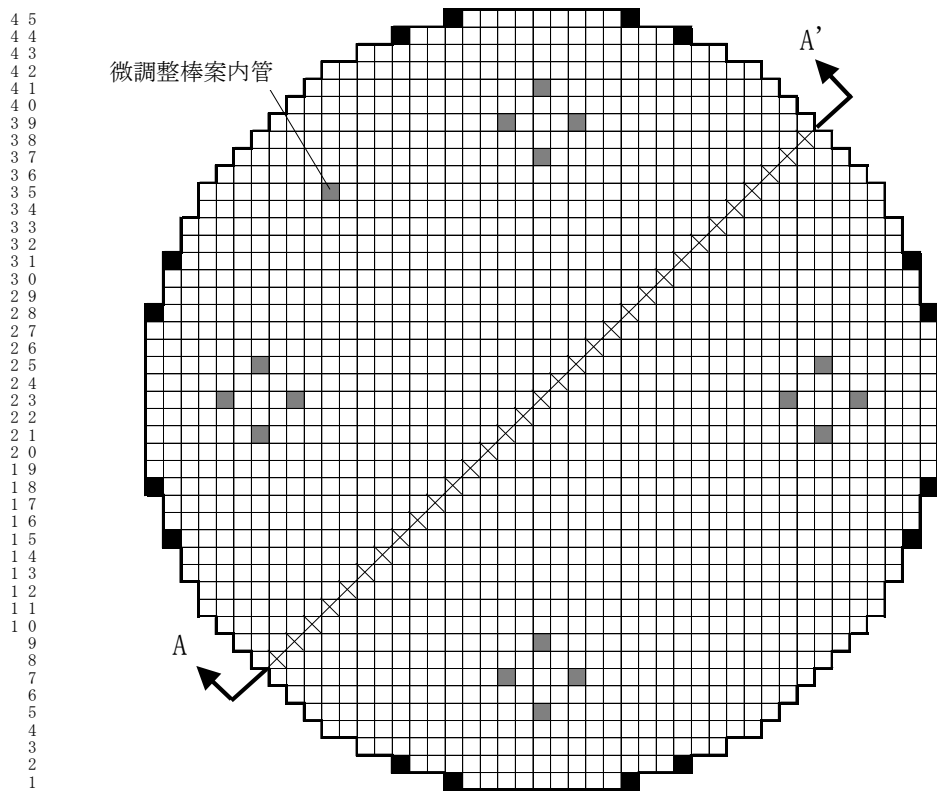


1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3  
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1

- 燃料棒            □  $UO_2$  3.7wt%
- 安全棒案内管     :    16
- 微調整棒案内管   :    1
- :安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × :出力分布測定位置

図 4. 4-1(1) MISTRAL 臨界試験におけるウラン燃料体系(炉心 1)の炉心構成<sup>(5)</sup>

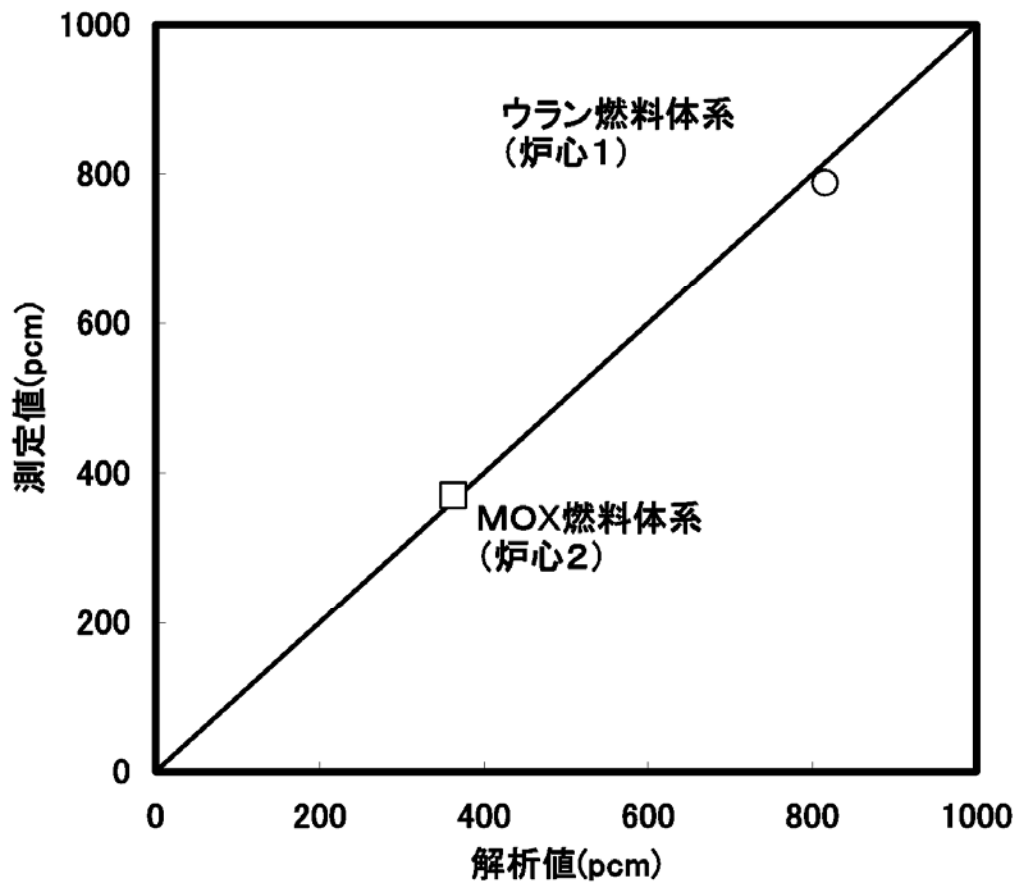




1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 4 4 4 4 4 4  
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5

- 燃料棒            □ MOX7.0wt%
- MOX8.7wt%
- 安全棒案内管    : 16
- 微調整棒案内管 : 1
- :安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × :出力分布測定位置

図 4. 4-1(2) MISTRAL 臨界試験における MOX 燃料体系(炉心 2)の炉心構成<sup>(5)</sup>



注： pcm：反応度(1pcm =  $10^{-5}\Delta k/k$ )

図 4.4-2 MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較<sup>(6)</sup>

#### 4.5 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較<sup>(7)</sup>

動特性解析においては、制御棒引き抜きによる反応度及びスクラムによる反応度はあらかじめ三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求められた反応度特性を外部入力としている。よって、制御棒反応度効果の妥当性確認は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの制御棒引き抜き前後の炉心状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認することにより可能である。

BWR では、実機の起動試験や炉物理試験において、制御棒反応度価値測定試験を実施している。ここでは、TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 コードについて、制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を行うことで、制御棒反応度効果の妥当性確認を行った結果を示す。

表 4.5-1 に代表的な 110 万 kWe 級 BWR-5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-1 に試験時の制御棒パターンを示す。これらのデータは、「原子炉安全基準専門部会高燃焼度燃料反応度投入事象検討小委員会(平成9年3月)」で報告されたもので、制御棒パターンは起動途中のパターンで、試験開始時は 40 本程度の制御棒が炉心全体に平均的に引き抜かれている。

また、表 4.5-2 に、代表的な 80 万 kWe 級 BWR-4 での炉物理試験における制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-2 に試験時の制御棒パターンを示す。ここでは、本事故シーケンスの制御棒パターンにより近い、炉心の一部領域で制御棒が局所的に引き抜かれている 4 ケースを妥当性確認対象として選定した。なお、ケース 3 とケース 4 は炉心に MOX 燃料が装荷されている場合で、ケース 3 は測定対象制御棒周囲に 1 体の MOX 燃料が装荷されている。

起動試験では、新燃料のみが炉心に装荷され、多数の制御棒が引き抜かれているのに対して、炉物理試験では、新燃料及び燃焼後燃料が装荷され、また、制御棒の引抜パターンが局所的な領域に偏っており、外周制御棒の制御棒価値が測定できている。

表 4.5-1 及び表 4.5-2 より、制御棒価値計算の偏差は最大でも絶対値で 0.04% $\Delta k$ 、相対値では約 9%程度となっている。

表 4.5-1 110 万 kWe 級 BWR-5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較<sup>(7)</sup>  
 (単位：%Δk)

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1	0.24	0.25	-0.01	-4.0
ケース 2	0.19	0.18	0.01	5.6
ケース 3	0.49	0.45	0.04	8.9

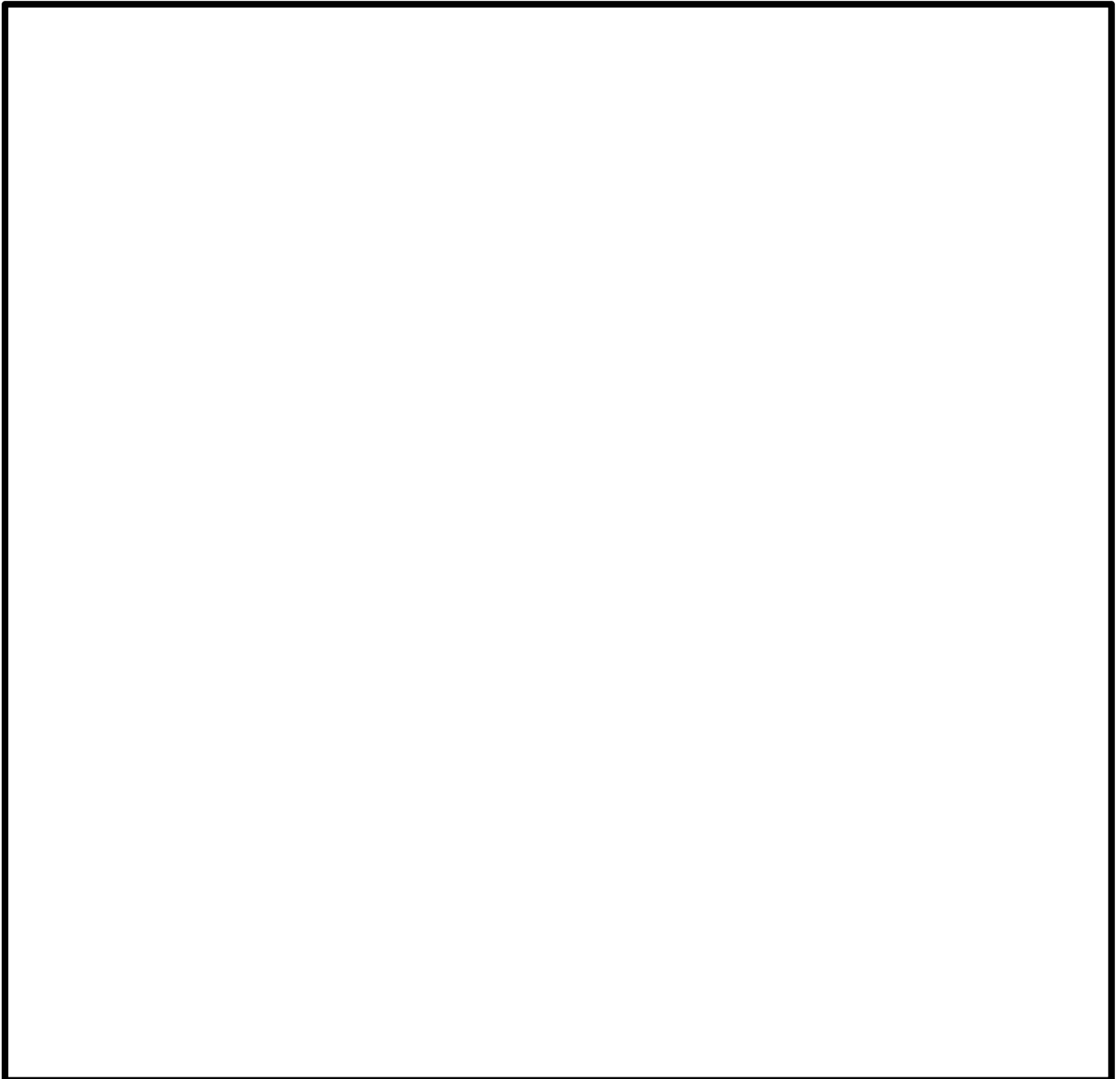


図 4.5-1 起動試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので  
公開できません。

表 4.5-2 80 万 kWe 級 BWR-4 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較  
(単位：%Δk/kk')

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1				
ケース 2				
ケース 3(MOX 有)				
ケース 4(MOX 無)				

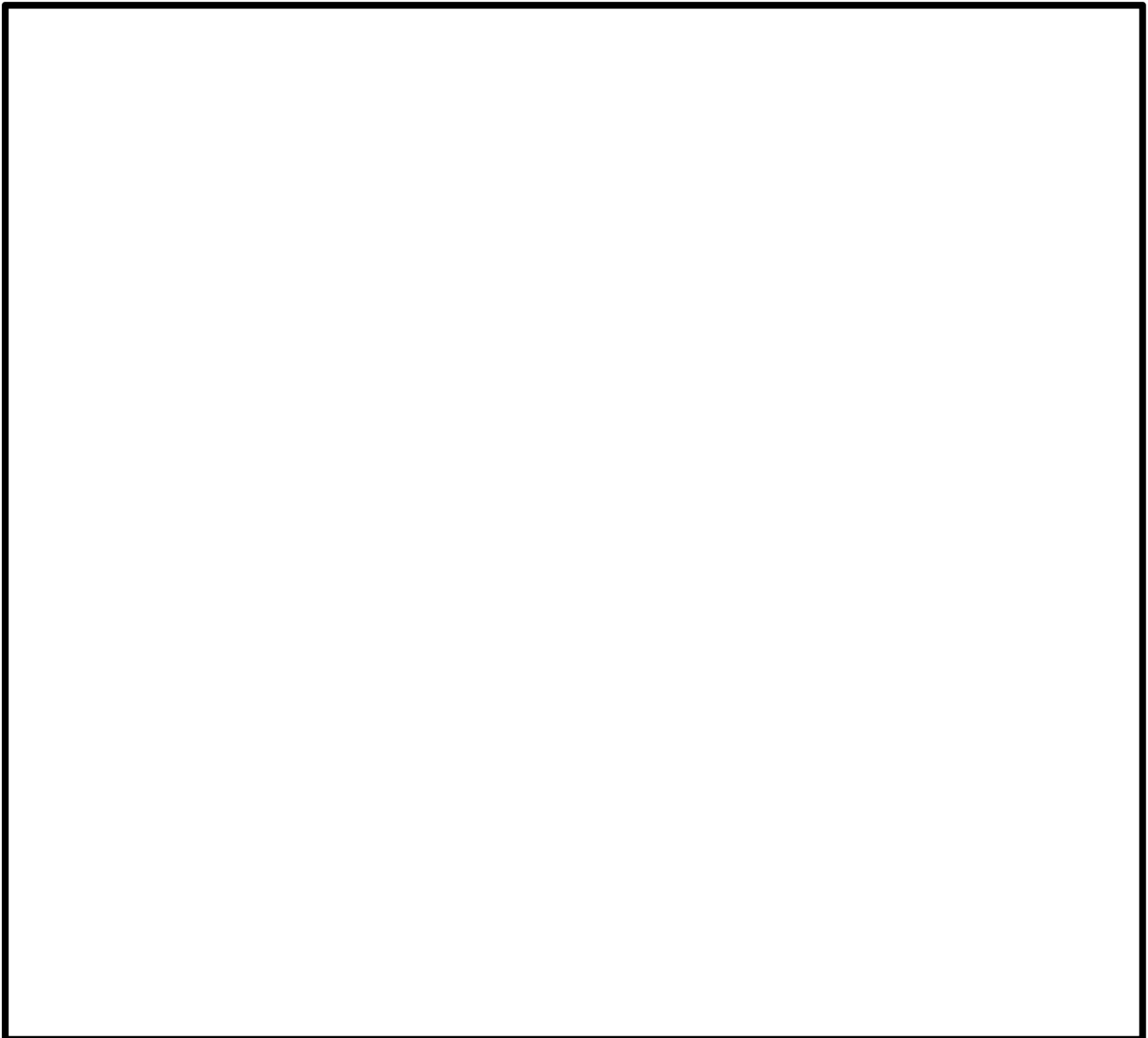


図 4.5-2 炉物理試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので  
公開できません。

#### 4.6 実機解析への適用性

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」の重要現象に対して実施した APEX-SCAT コードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

制御棒の反応度効果については、実機炉心での測定試験との比較により確認されていることから実機への適用において問題はない。

ドップラ反応度フィードバック効果については、軽水炉を模擬した SPERT-III E 炉心での試験により確認している。加えて、ドップラ反応度係数を算出する際に使用されるドップラ係数についても Hellstrand によって実施された BWR 燃料と同じウラン酸化物棒での試験による結果と比較していることから、実機の適用において問題はない。

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、BWR プラントへの適用性を有するとともに、実機 BWR の「反応度の誤投入」に関する有効性評価解析への適用性を有することを確認した。

## 5. 有効性評価への適用性

### 5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

4章の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、その不確かさが運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の燃料エンタルピー最大値へ与える影響を表 5.1-1 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) 核分裂出力

核分裂出力は、空間領域は誤引抜制御棒を炉心中心とした二次元 (RZ) 解析、時間領域は一点近似の中性子動特性方程式を解くことにより求めている。三次元から二次元 (RZ) への縮約にあたっては三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる炉心内中性子束分布を重み付として用い、二次元領域内の三群核定数、動特性パラメータを求めている。ドップラ反応度については時間依存の出力分布変化を取り込んだ上で炉心一点に縮約し、一点近似中性子動特性方程式に使用している。なお、制御棒引き抜きによる投入反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、上記の一点近似動特性解析へ入力する。

核分裂出力の不確かさは、事象過程での核分裂出力変化の支配要因である動特性パラメータを含む核定数と同核定数に基づく反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ）、及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれることから、ここでは考慮しない。反応度フィードバック効果のうち、ボイド反応度は、保守側に考慮しないこととしているため、影響があるのはドップラ反応度である。これらを含めたドップラ反応度の不確かさについては、SPERT-III 炉心実験との比較において、APEX は試験値と測定誤差範囲内で同程度となっている。

##### (2) 出力分布変化

APEX コードでは、制御棒引き抜きに伴う径方向及び軸方向の出力分布の変化を、二次元 (RZ) 計算により評価している。二次元 (RZ) 各領域の核定数は、三次元の中性子束分布を重みとした領域平均の縮約値を用いている。

この縮約過程において、径方向出力分布及び軸方向出力分布に基づく不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒価値を厳しく設定し、さらに局所ピーキング係数は炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度  $0\text{GWd/t}$  での値）を用いており、このような保守的な解析条件によって、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の燃料

エンタルピを評価することから、出力分布変化の不確かさは考慮しない。なお、**二次元(RZ)体系の本事故シーケンスへの適用性については、添付資料2で説明する。**

(3) 制御棒反応度効果

引抜制御棒反応度及びスクラム反応度による制御棒反応度効果は、図3.4-2に示すように、三次元核熱水力拡散計算コードによる実効増倍率計算により求めているため、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの不確かさに依存する。

制御棒反応度の不確かさについては、起動試験時及び炉物理試験時に行われた制御棒価値の測定結果と解析結果の比較例より、TGBLA Ver. 3-LOGOS Ver. 5の制御棒価値の不確かさが約9%以下であることが示されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、**実効遅発中性子割合の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。**TGBLA Ver. 3では、実効遅発中性子割合の不確かさはMISTRAL 臨界試験の比較から、約4%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

(4) 反応度フィードバック

反応度フィードバックのうち、ドップラ係数の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver. 3では、ドップラ係数の不確かさはHellstrandの試験等との比較から、約7~9%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、**実効遅発中性子割合の不確かさは(3)にて述べたとおり、約4%と評価されている。**これを踏まえて、解析を行う必要がある。

なお、**ボイド反応度フィードバック効果については、3.3「解析モデル」にて説明したとおり、APEXコードでは考慮しないモデルとしている。**

(5) 燃料棒内温度変化

「反応度投入事象評価指針」において、燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、「制御棒落下」より事象が緩やかな本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じないと考えられることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。



(6) 燃料棒表面熱伝達

燃料棒表面熱伝達の不確かさは、除熱量の評価に影響を与えるが、「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく、膜沸騰に至ることなく事象は収束する。また、サブクール沸騰に伴う熱伝達係数の向上は考慮せずに、液相エンタルピが飽和状態に達するまでは単相液相状態であるという保守的条件にて熱伝達を計算している。このため、燃料棒表面熱伝達は、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(7) 沸騰遷移

本事故シーケンスにおける事象を通じての表面熱流束は、限界熱流束に対して充分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピ解析結果に影響することはないため、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

表 5.1-1(1) 重要現象の不確かさ(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)	核分裂出力	<ul style="list-style-type: none"> <li>・一点近似動特性モデル(炉出力)</li> <li>・出力分布は二次元拡散モデル</li> <li>・核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約</li> </ul>	考慮しない	ドップラ反応度フィードバック, 及び, 制御棒反応度効果の不確かさに含まれる。
	出力分布変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・二次元(RZ)拡散モデル</li> <li>・エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮</li> </ul>	考慮しない	解析では制御棒引抜に伴う反応度印加曲線を厳しく設定し, さらに局所出力ピーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を考慮した最大値(燃焼度 0GWd/t での値)を用いるといった保守的なモデルを適用していることから, 出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ドップラ反応度フィードバック効果は出力分布依存で考慮</li> <li>・熱的現象は断熱, ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ドップラ反応度フィードバック効果: 7~9%</li> <li>・実効遅発中性子割合: 4%</li> </ul>	実験によるとドップラ反応度フィードバックの不確かさは 7~9%と評価されていることから, これを踏まえて解析を行う必要がある。また, 臨界試験との比較により, 実効遅発中性子割合の不確かさは約 4%と評価されていることから, これを踏まえて解析を行う必要がある。
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>・三次元拡散モデル</li> <li>・動特性計算では外部入力</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・制御棒反応度: 9%</li> <li>・実効遅発中性子割合: 4%</li> </ul>	制御棒反応度の不確かさは約 9%程度あることから, これを踏まえて解析を行う必要がある。また, 臨界試験との比較により, 実効遅発中性子割合の不確かさは約 4%と評価されていることから, これを踏まえて解析を行う必要がある。

表 5.1-1(2) 重要現象の不確かさ(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
炉心 (燃料)	燃料棒内温度 変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・熱伝導モデル</li> <li>・燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル</li> </ul>	考慮しない	「反応度投入事象評価指針」において燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、類似の事象である本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じない。
	燃料棒表面熱 伝達	<ul style="list-style-type: none"> <li>・単相強制対流：Dittus-Boelter の式</li> <li>・核沸騰状態：Jens-Lottes の式</li> <li>・膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達関連式</li> </ul>	考慮しない	「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるため出力上昇も小さく、事象発生後はスクラム反応度印加により速やかに収束するため、除熱量に不確かさがあるとしても、燃料エンタルピの最大値に対する影響はほとんどない。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	考慮しない	事象を通じての表面熱流束は限界熱流束に対して充分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピの最大値に与える影響はほとんどない。

### 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、ドップラフィードバック効果、制御棒反応度効果については、不確かさにより評価指標である燃料エンタルピの最大値が大きくなる可能性があることから、不確かさが印加反応度時の燃料エンタルピ最大値に与える影響の程度を確認するため、135 万 kWe 級 ABWR と 110 万 kWe 級 BWR-5 の代表 2 プラントについて、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の感度解析を実施した。

感度解析におけるふり幅は以下とする。

- ・ ドップラ反応度 ( $\pm 10\%$ )
- ・ 引抜制御棒反応度曲線 (1.1 倍, 0.9 倍)
- ・ スクラム反応度曲線 (1.1 倍, 0.9 倍)
- ・  $\beta$  (実効遅発中性子割合) (1.1 倍, 0.9 倍)

表 5.1.2-1, 表 5.1.2-2 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とした、感度解析結果を示す。

#### (1) ABWR

ABWR における投入反応度の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-1 に示した。

- ・ ベースケース  
投入反応度は 0.55\$ である。
- ・ ドップラ効果, スクラム反応度価値の感度 (ケース 1, 3)  
投入反応度は 0.55\$ でベースケースからの感度はほとんどなかった。
- ・ 引抜制御棒反応度価値の感度 (ケース 2)  
投入反応度は下記となった。  
反応度価値+10%で 0.56\$  
反応度価値-10%で 0.53\$
- ・  $\beta$  (実効遅発中性子割合)の感度 (ケース 4)  
投入反応度は下記となった。  
実効遅発中性子割合+10%で 0.53\$  
実効遅発中性子割合-10%で 0.56\$

以上より、ABWR では、ドップラ反応度、スクラム反応度の不確かさの

影響はほとんどなく、また、引抜制御棒反応度価値、 $\beta$ （実効遅発中性子割合）の不確かさの影響はわずかである。

上記にて、重要物理現象の不確かさが投入反応度に与える影響を確認した。

(2) BWR-5

BWR-5 における燃料エンタルピ最大値の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-2 に示した。

・ ベースケース

燃料エンタルピ最大値は 35kJ/kg UO<sub>2</sub>(増分：27kJ/kgUO<sub>2</sub>)である。

・ ドップラ効果の感度（ケース 1）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

ドップラ効果+10%で 34kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：26kJ/kgUO<sub>2</sub>)

ドップラ効果-10%で 36kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：28kJ/kgUO<sub>2</sub>)

・ 引抜制御棒反応度価値の感度（ケース 2）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

反応度価値+10%で 48 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：40kJ/kgUO<sub>2</sub>)

反応度価値-10%で 25 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：17kJ/kgUO<sub>2</sub>)

・ スクラム反応度価値の感度（ケース 3）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

反応度価値+10%で 33 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：25kJ/kgUO<sub>2</sub>)

反応度価値-10%で 37 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：29kJ/kgUO<sub>2</sub>)

・  $\beta$ （実効遅発中性子割合）の感度（ケース 4）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

実効遅発中性子割合+10%で 31 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：23kJ/kgUO<sub>2</sub>)

実効遅発中性子割合-10%で 40 kJ/kgUO<sub>2</sub>(増分：32kJ/kgUO<sub>2</sub>)

以上より、BWR-5 では、ドップラ反応度、スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく、また、引抜制御棒反応度価値及び $\beta$ （実効遅発中性子割合）の不確かさの影響はわずかである。

上記にて、重要物理現象の不確かさが燃料エンタルピに与える影響を確認した。

なお、解析条件の不確かさではあるが、事象開始からスクラムまでの制御棒引抜量は、事象発生時の初期出力に依存することから、初期出力をベースケース（定格の $10^{-8}$ ）の10倍、1/10とした感度解析を行った。初期出力のふり幅は、「反応度投入事象評価指針」の「Ⅲ. BWRに関する感度解析」にて評価された条件と同一とした。また、初期燃料温度の不確かさは燃料エンタルピ初期値に影響を与えることから、初期燃料温度（ベースケース：20℃）を制御棒引抜操作時に取り得る減速材温度を考慮して60℃とした感度解析を行った。

その結果、ABWRにおける初期出力による投入反応度の感度解析結果では、初期出力10倍で0.55\$, 初期出力1/10で0.54\$, 初期燃料温度60℃で0.57\$となった。また、BWR-5における初期出力による燃料エンタルピ最大値の解析結果では、初期出力10倍で14kJ/kgUO<sub>2</sub>（増分：6kJ/kgUO<sub>2</sub>）、初期出力1/10で74kJ/kgUO<sub>2</sub>（増分：66kJ/kgUO<sub>2</sub>）、初期燃料温度60℃で46kJ/kgUO<sub>2</sub>（増分：31kJ/kgUO<sub>2</sub>）となった。

これより、初期出力、初期燃料温度の初期解析条件の不確かさにより、投入反応度、燃料エンタルピへの影響が生じるが、「反応度投入事象評価指針」に示された燃料の許容設計限界値等を超えることはなく、燃料の健全性は維持されることを確認した。

## 5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

停止時の制御棒の誤引き抜きは，起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号の発生により，自動的にスクラムされ，事象は未臨界となり収束することから，運転員の操作を介さない。

したがって，APEX-SCAT コードの不確かさは，運転操作に影響を与えない。

表 5.1.2-1 ABWR 代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒 反応度価値	スクラム 反応度価値	$\beta$ (実効遅発中性 子割合)	投入反応度[\$]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	0.55
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	0.55
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	0.55
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	0.56
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	0.53
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	0.55
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	0.55
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	0.53
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	0.56



表 5.1.2-2 BWR-5 代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒反応度値	スクラム反応度値	$\beta$ (実効遅発中性子割合)	燃料エンタルピー最大値		燃料エンタルピー増分の最大値	
					解析値 [kJ/kgUO <sub>2</sub> ]	判断基準 [kJ/kgUO <sub>2</sub> ]	解析値 [kJ/kgUO <sub>2</sub> ]	判断基準 [kJ/kgUO <sub>2</sub> ]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	35	272	27	167
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	34		26	
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	36		28	
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	48		40	
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	25		17	
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	33		25	
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	37		29	
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	31		23	
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	40		32	

## 6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社東芝, TLR-017 改訂3 平成11年2月)
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社日立製作所, HLR-012 訂3 平成11年2月)
- (3) "SPERT Reactivity Tests", NEDO-20315, February 1974
- (4) "The Temperature Coefficient of the Resonance Integral for Uranium Metal and Oxide", Nucl. Sci. Eng., 8, 497(1960), E. Hellstrand, et. al.
- (5) MOX 燃料炉物理試験 MISTRAL の解析, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 2, No. 1(2003) 380., 石井(他)
- (6) 「沸騰水型原子力発電所 燃料集合体核特性計算手法」(株式会社東芝, TLR-006 改訂1 平成20年9月)
- (7) 「沸騰水型原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」(株式会社東芝, TLR-007 改訂1 平成20年9月)

添付1 入力項目リスト

解析コード	分類	入力項目
APEX	初期条件	初期炉心条件(燃料温度, 原子炉出力等)
	炉心データ	炉心幾何形状
		制御棒価値
		スクラム反応度
	燃料データ	ドップラ反応度係数
		動特性パラメータ
		拡散計算用核定数
燃料物性データ		
SCAT	初期条件	初期条件(圧力, 流量等)
	炉心データ	APEX の出力(炉心平均出力変化, 炉心出力分布)
	燃料データ	燃料集合体幾何形状
		燃料集合体熱水力データ
		燃料物性データ
		ギャップ熱伝達係数
		ペレット径方向出力分布
局所出力ピーキング係数		

## 添付2 二次元(RZ)モデルの適用性

### 1. はじめに

3.3.1 節で示したように、「反応度の誤投入」事象の解析に適用するコードのうち、炉心動特性挙動を解析する APEX コードでは、二次元(RZ)モデルを適用している。4 章に示したように、APEX コードの妥当性確認を行っている。本添付においては、二次元(RZ)モデルの適用性について補足的説明を行う。

### 2. 二次元(RZ)モデルの適用の考え方

APEX コードでは、制御棒引き抜き時の炉心動特性挙動について炉心平均出力の過渡変化を一点近似動特性モデルで、また出力の炉心空間分布を二次元(RZ)モデルにて扱っている。この際の各物理的項目のモデリングに基づいて、以下にその適用性を示す。

- ① 一点近似動特性モデルにおける反応度のうち、制御棒引き抜きに伴う反応度印加、スクラム制御棒挿入に伴う反応度印加については、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによって評価した結果を適用している。
- ② 解析対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにて評価した結果得られる各ノード毎の核定数(組成及び燃焼度の三次元的空間分布)を、同評価結果により得られる三次元中性子束分布にて加重平均して二次元(RZ)領域へ配分する。また、誤引抜制御棒廻りの挙動が正確に評価できるように、別途、同制御棒周りの領域を選択の上で縮約する。
- ③ ②の縮約過程では引抜制御棒位置及びその周辺領域を複数に分けて縮約すること、また、三次元計算の反応率を保存して複数の領域の核定数を作成することで、領域平均の出力分布を評価している。
- ④ ②にて設定された二次元(RZ)体系において、エネルギー三群拡散方程式を適用して、中性子空間分布を求める。この中性子空間分布に基づいて各ノード毎のドップラ反応度を算出し、中性子空間分布とドップラ反応度分布双方の収束計算を実施する。
- ⑤ ①にて求められた反応度変化を外部入力として、一点近似動特性モデルを適用して炉心平均出力の過渡変化を求める。この際に用いてい

る反応度変化のうち、今回の事象で支配的な引抜制御棒反応度、スクラム反応度については、引き抜かれる制御棒の三次元的な位置に依存する影響を考慮している。

- ⑥ 燃料エンタルピーの最大値は、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力変化を評価することから、局所ピーキング係数も重要となるが、APEX コードでは解析結果における保守性を担保するために、炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度 0GWd/t での値）を固定入力として設定している。
  
- ⑦ ②及び③の縮約過程では、径方向出力分布及び軸方向出力分布に不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒値を解析結果が厳しくなる側に設定し、さらに⑥により局所ピーキング係数を炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値を用いていることから、本事故シーケンスでの燃料エンタルピー評価において二次元 (RZ) モデルは適用性を有している。

## 1. はじめに

本事故シーケンスでは、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、中間領域計装(IRM)の中性子束高信号、または、起動領域計装(SRNM)の原子炉周期短信号が発生して原子炉スクラムし、事象が収束する。

ここでは、IRM 及び SRNM によるスクラム信号発生を APEX コードで模擬するモデルについて説明する。

## 2. IRM モデル

IRM プラントにおいては、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、IRM のレンジ1の中性子束高スクラム設定点(フルスケールの120/125)でスクラム信号が発生するとしている。また、IRM 応答はA系とB系の2系統に配分され、A系とB系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

今回の有効性評価では、IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束は [ ] と設定した。定格出力時の炉心平均熱中性子束は約 $3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$ (9×9燃料(A型)の代表的な値)であることから、IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する出力は以下と設定した。

- ① IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束設定値： [ ]
- ② 定格出力時の炉心平均熱中性子束(9×9燃料(A型)の代表的な値)：  
 $3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$
- ③ IRM のレンジ1下限(フルスケールの5/125)に対応する出力(ピーキング1.0の場合)：  
[ ] (定格に対する比)

IRM は炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、IRM の応答も局所的な影響を受ける。一方、APEX コードは一点近似動特性モデルを用いており、IRM 応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、IRM 応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点でスクラム信号が発生するとしている。

添付図 3.2-1 に、80 万 kWe 級 BWR5 を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態におけ

る、IRM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

A 系及び B 系ともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件における、IRM 検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値 : 1.0)は、A 系で約 0.10、B 系で約 0.16 となる。今回の有効性評価では、出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また、IRM 検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく、添付図 3.2-2 に示すとおり、低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対する IRM 検出器位置の熱中性子束比は約 3 である。

以上の検討より、反応度誤投入有効性評価における IRM プラントのスクラム設定点に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

① IRM のレンジ 1 下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合) :  (定格に対する比)

② IRM 検出器周囲の出力ピーキング係数 : 0.01

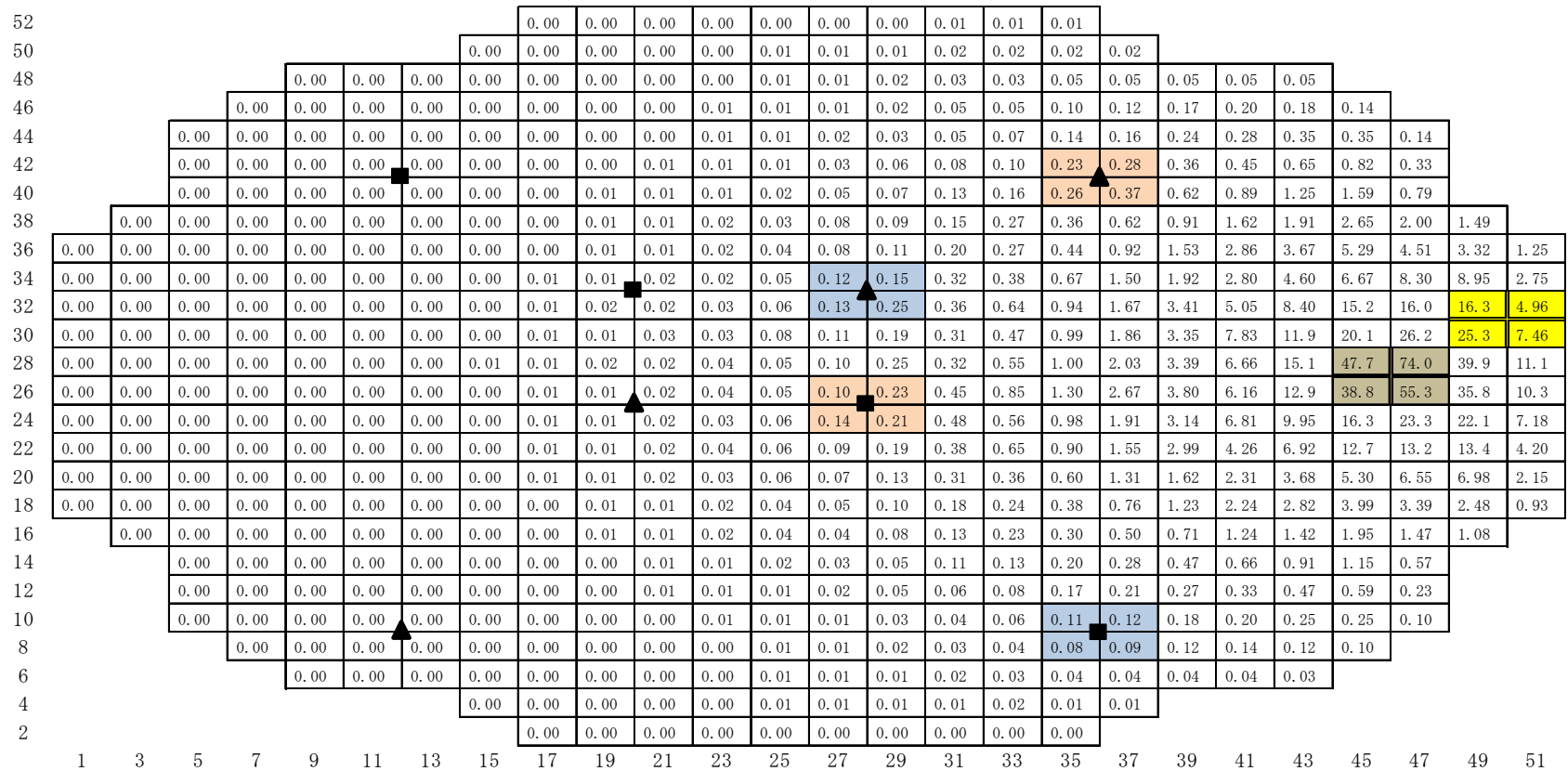
③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数 : 3

④ IRM のレンジ 1 下限に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

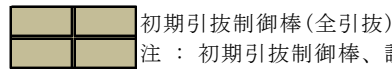
(定格に対する比)

⑤ IRM のレンジ 1 中性子束高スクラム設定点に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

④  $\times \frac{120/125}{5/125} =$   (定格に対する比)



誤引抜制御棒



初期引抜制御棒(全引抜)

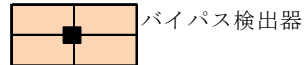
注：初期引抜制御棒、誤引抜制御棒以外の制御棒は全挿入状態



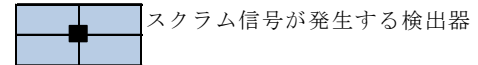
IRM検出器(A系)



IRM検出器(B系)



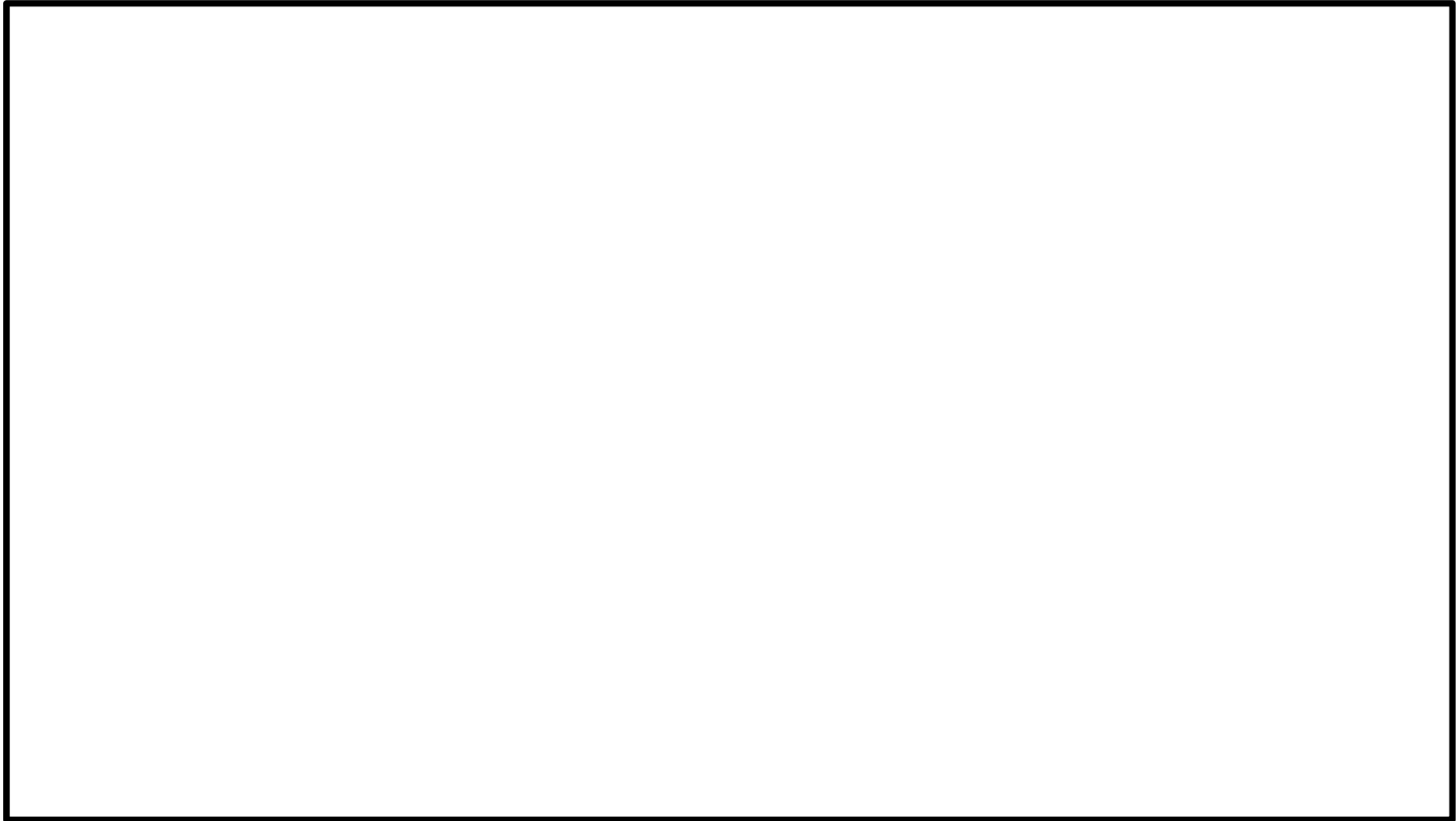
バイパス検出器



スクラム信号が発生する検出器

添付図 3.2-1 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における IRM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(80 万 kWe 級 BWR5)





添付図 3.2-2 格子平均中性子束に対する IRM 位置の熱中性子束比  
(9×9 燃料(A 型), 低温時, 制御棒挿入状態)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので  
公開できません。

### 3. SRNM モデル

SRNM プラントにおいては、制御棒引抜に伴い出力が上昇した後、SRNM の原子炉周期短(中間領域においてペリオド 10 秒)でスクラム信号が発生するとしている。また、BWR5 では SRNM 応答は A 系と B 系の 2 系統に区分され、A 系と B 系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。ABWR では SRNM 応答は区分 I, II, III, IV の 4 系統に区分され、4 系統のうち 2 系統でスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

反応度誤投入有効性評価においては、BWR5 では A 系と B 系それぞれで誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件を仮定している。また、ABWR では以下の添付表 3.3-1 に示す SRNM 区分、及び、添付表 3.3-2 に示すバイパスグループ区分に従い、各バイパスグループで誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件を仮定している。

添付表 3.3-1 ABWR の SRNM 区分

区分	I	II	III	IV
SRNM チャンネル	A, E, J	B, F	C, G, L	D, H

添付表 3.3-2 ABWR の SRNM バイパスグループ区分

バイパスグループ	A	B	C
SRNM チャンネル	A, B, F, G	C, E, H	D, J, L

中間領域下限に対応する熱中性子束は、IRM 検出器の動作領域下限と同等の  と設定し、2. と同様に、中間領域下限に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)は  (定格に対する比) と設定した。

また、IRM と同様に、SRNM も炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、SRNM の応答も局所的な影響を受ける。一方、APEX コードは一点近似動特性モデルを用いており、SRNM 応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、SRNM 応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点で中間領域に到達するとしている。

添付図 3.3-1 及び添付図 3.3-2 に、110 万 kWe 級 BWR5 及び ABWR を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における、SRNM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

110 万 kWe 級 BWR5 において、A 系及び B 系ともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が 1 個バイパスされた条件における、SRNM 検出器周囲の出

力ピーキング係数(炉心平均値 : 1.0)は、A系で約0.01、B系で約0.07となる。

また、ABWRにおいて、各バイパスグループともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件における、SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数は、4区分のうち先に中間領域に到達する区分Ⅲで約0.04、区分Ⅳで約0.01となる。

以上より、SRNMプラントを対象とした反応度誤投入有効性評価では出力ピーキング係数を0.01と設定した。

また、IRM検出器と同様、SRNM検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく、添付図3.2-2に示したとおり、低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するSRNM検出器位置の熱中性子束比は約3である。

以上の検討より、反応度誤投入有効性評価におけるSRNMプラントの中間領域下限に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

- ① 中間領域に対応する出力(ピーキング1.0の場合) :  (定格に対する比)
- ② SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数 : 0.01
- ③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数 : 3
- ④ 中間領域に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

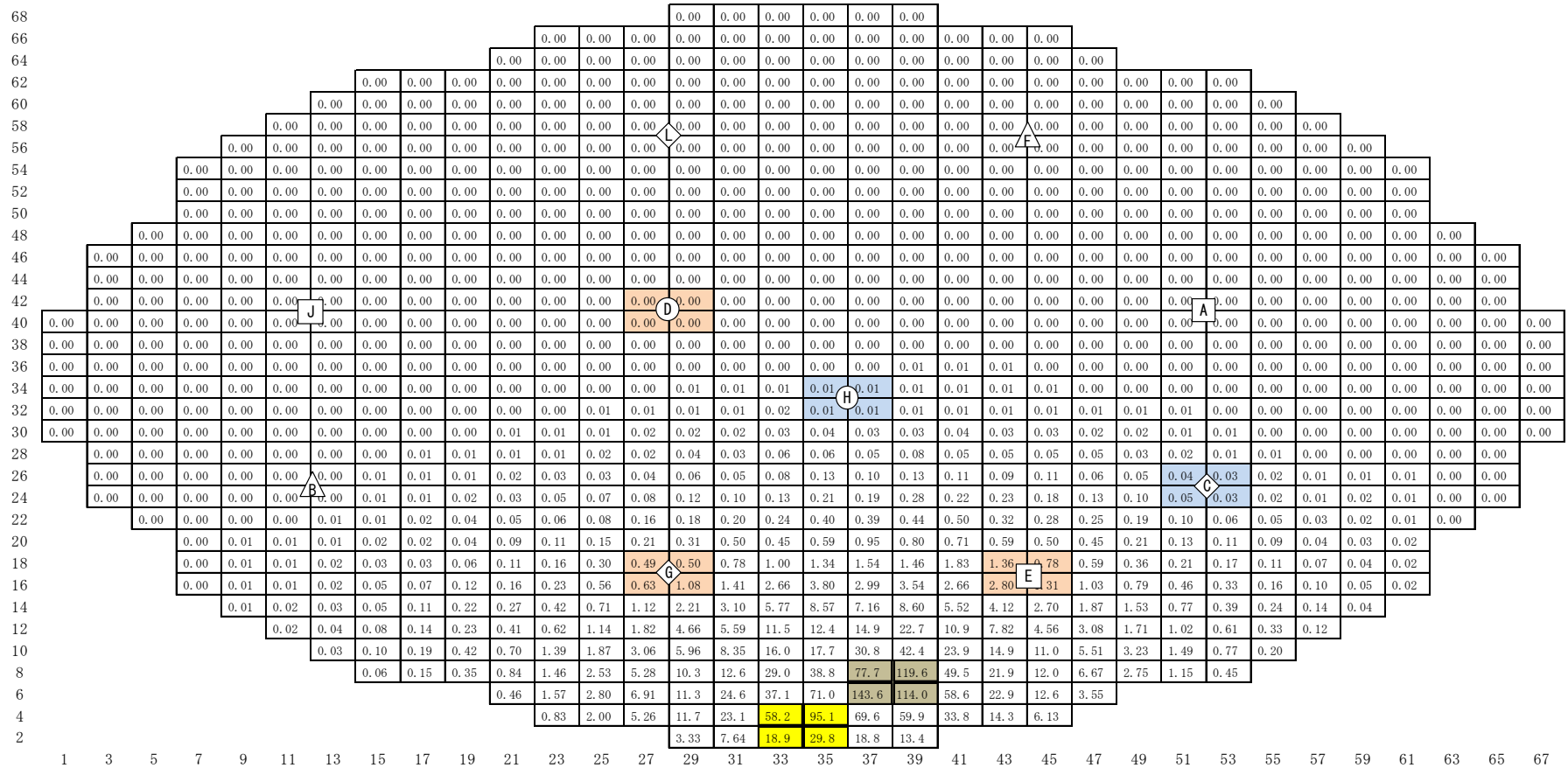
定格に対する比)

SRNMプラントでは炉心平均出力が中間領域下限(定格の)より大きく、かつ、原子炉周期短(ペリオド10秒)となる時点でスクラムするとしている。APEXコードでは、SRNM検出器配置の局所性を考慮し、炉心平均出力の増加率にを掛けることで、誤引抜制御棒とSRNMが離れている場合の空間的效果を考慮している。

添付図3.3-3に、ABWRプラントを対象に、反応度誤投入発生時のSRNM検出器応答の増加率を三次元動特性解析コードTRACG Ver.5で評価した結果を示す。過渡事象を通じた炉心平均出力の増加率にを掛けた値は、各SRNM検出器位置の中性子束増加率より小さくなっており、炉心平均出力の増加率にを掛けるAPEXコードの解析方法はスクラム時刻を保守側に評価している。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



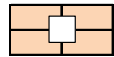


誤引抜制御棒

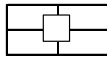


初期引抜制御棒(全引抜)

注：初期引抜制御棒、誤引抜制御棒以外の制御棒は全挿入状態



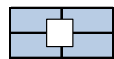
バイパス検出器



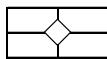
区分Ⅰに属するSRNM検出器  
(記号内の文字はチャンネル番号)



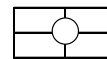
区分Ⅱに属するSRNM検出器  
(記号内の文字はチャンネル番号)



スクラム信号が発生する検出器

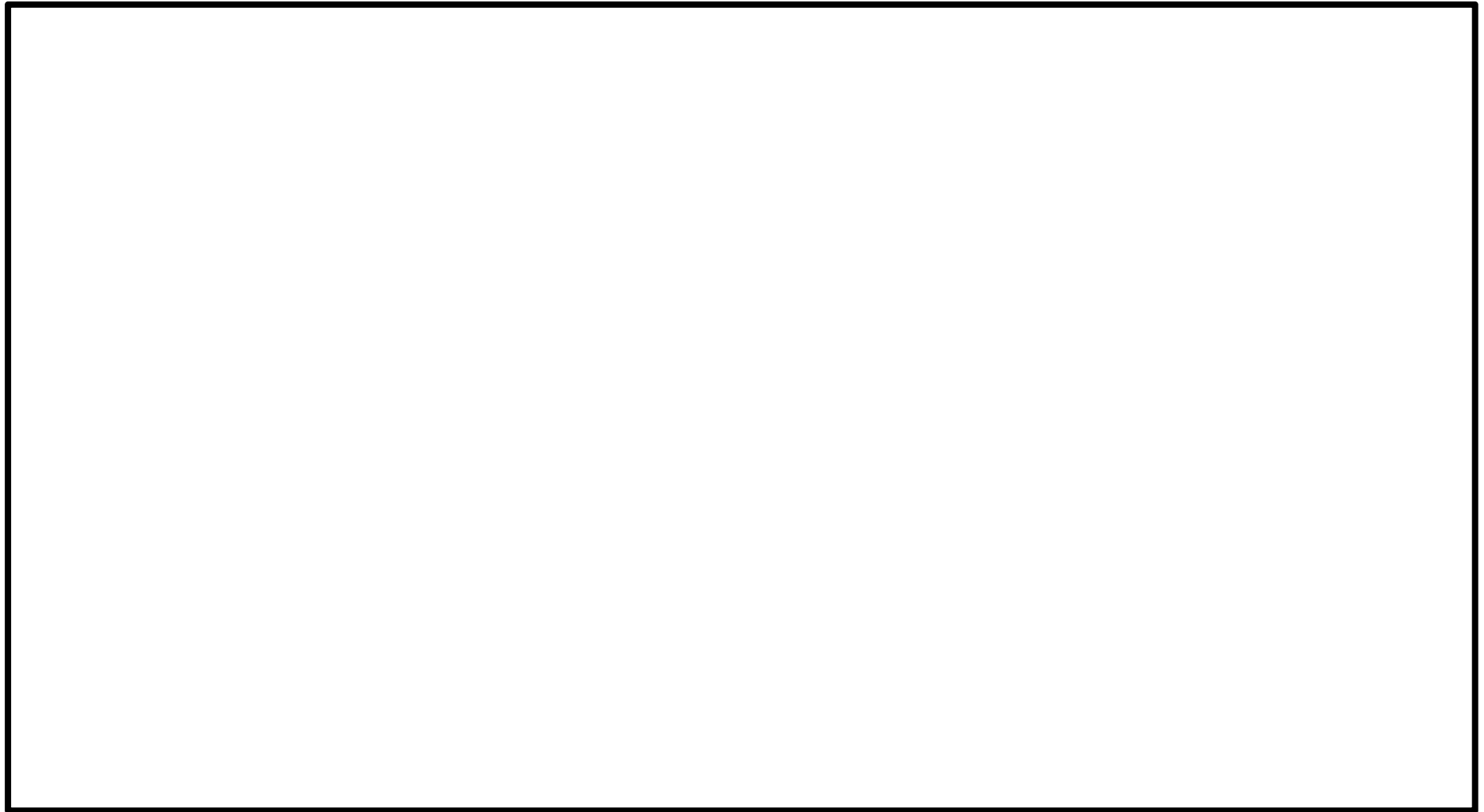


区分Ⅲに属するSRNM検出器  
(記号内の文字はチャンネル番号)



区分Ⅳに属するSRNM検出器  
(記号内の文字はチャンネル番号)

添付図 3.3-2 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における SRNM 検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布 (ABWR)



添付図 3.3-3 反応度誤投入発生時の SRNM 応答 (ABWR)

枠囲み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 二次元 (RZ) 体系への縮約に伴う不確かさの影響評価

### 1. はじめに

3.3.1 節にて説明した，APEX コードによる炉心動特性解析において，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで求めた炉心を二次元 (RZ) 体系に縮約する操作に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver. 5 を用いて影響評価を実施した。

### 2. 評価条件

80 万 kWe 級 BWR5 を対象に，TRACG コードを用いて以下の 3 炉心における反応度誤投入解析を実施し，燃料エンタルピへの影響を評価した。その他主要な解析条件は，申請解析と同等とした。

ベース : 反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心

感度解析 1 : ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，APEX コードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬した炉心

感度解析 2 : 感度解析 1 を基に，APEX コードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作を模擬した炉心

添付図 4.2-1 及び添付図 4.2-2 に，ベース炉心及び感度解析用炉心の燃料集合体燃焼度分布を示す。感度解析 1 用炉心は，ベース炉心から，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，APEX コードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬している。また，感度解析 2 用炉心は，感度解析 1 用炉心を基に，添付図 4.2-3 に示す炉心領域分けに従って，APEX コードの二次元 (RZ) 体系の縮約操作を模擬している。

### 3. 評価結果

添付表 4.3-1 及び添付図 4.3-1 に、反応度誤投入の解析結果を示す。申請解析相当のベース炉心と、APEX コードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作を模擬した感度解析用炉心で、反応度誤投入の過渡変化挙動はほぼ同等であり、燃料エンタルピへの影響も約 1kJ/kgU<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 程度に留まることから、APEX コードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作に伴う不確かさが、判断指標に対する結論に影響を与えるものでないことを確認した。

添付表 4.3-1 解析結果のまとめ

ケース	全反応度の最大値 [%Δk]	全反応度の最大値 [\$]	実効遅発中性子割合	炉心平均中性子束の最大値 [%定格]	ピーク出力部燃料エンタルピ増分 [kJ/kgU <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ]	燃料エンタルピの最大値 [kJ/kgU <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ]
申請解析*1	0.69	1.13	0.0061	約 12	約 35	約 49
TRACG (ベース)	0.64	1.10	0.0058	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 1)	0.63	1.12	0.0057	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 2)	0.63	1.12	0.0056	約 12	約 32	約 45

\*1 : APEX コードによる当該炉心の申請解析結果に相当する。



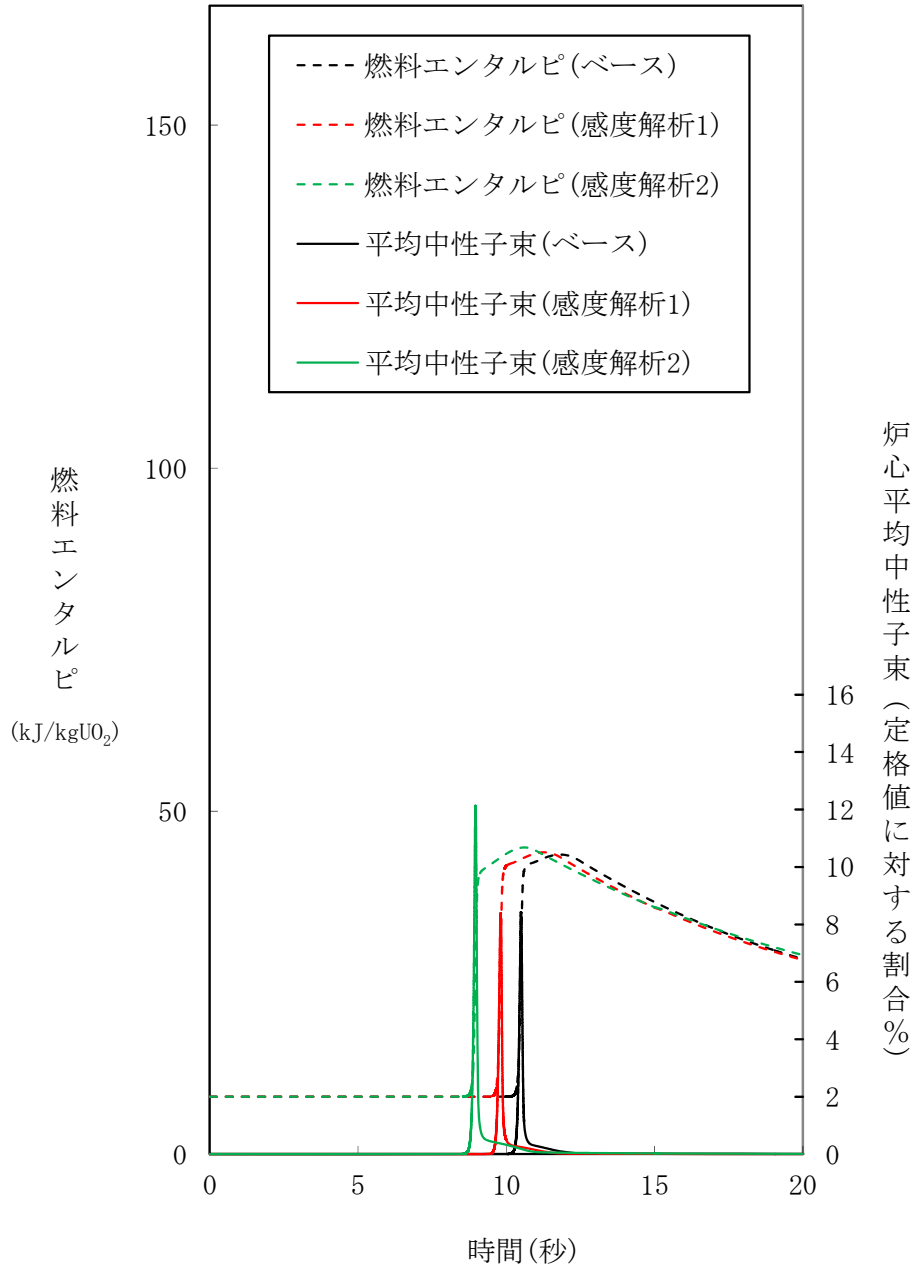




	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
1									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								
2								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
3				9	9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
4			9	9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
5		9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9			
6		9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9	9			
7		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9			
8	9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
9	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
10	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9	
11	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
12	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
13	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
14	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
15	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
16	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
17	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9
18	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
19	9	9	8	7	6	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
20		9	9	8	7	6	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9			
21		9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9			
22		9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9			
23			9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9				
24				9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9					
25					9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
26								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								

 誤引抜制御棒位置

添付図 4.2-3 感度解析 2 用炉心の作成において設定した炉心領域分け



添付図 4.3-1 反応度誤投入における過渡変化