

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 5 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	6-2
2.3 物理現象に対するランク付け	6-3
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	6-35
4. 検証, 妥当性確認	6-37
4.1 重要現象に対する検証, 妥当性確認方法	6-37
4.2 TRACG コードとの比較	6-42
4.3 他コードとの比較(志賀1号機制御棒引き抜け)	6-46
4.4 SPERT-III E 炉心実験との比較	6-48
4.5 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較	6-53
4.6 MISTRAL 臨界試験との比較	6-57
4.7 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較	6-62
4.8 実機解析への適用性	6-65
5. 有効性評価への適用性	6-66
5.1 不確かさの取り扱いについて(評価指標の視点)	6-66
5.2 不確かさの取り扱いについて(運転操作の観点)	6-74
6. 参考文献	6-77
添付1 入力項目リスト	6-78
添付2 二次元 RZ モデルの適用性	6-79

## 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
- ・ 検証, 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。

### 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。

本事故シーケンスのように炉心が即発臨界超過となる可能性がある事象においては、ドップラ反応度フィードバック効果による負の反応度印加が重要な物理現象であることから、重要度は高いと考えられる。

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可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、アクチノイ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。

出力が上昇し限界熱流束に達する場合、沸騰遷移開始時刻に影響が生じるが、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、沸騰遷移には至らない。また、燃料温度の上昇量が小さく、ドップラ反応度フィードバック効果も小さいことから、燃料棒内温度変化の重要度は中程度と考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（単相壁面熱伝達、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。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、沸騰遷移には至らないことから、燃料エンタルピに与える影響としては、重要度は中程度と考えられる。

(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、沸騰遷移には至らないことから、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)]

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)]

燃料被覆管変形は、ギャップ熱伝達等の変化を介して燃料棒の除熱に影響を与えるが、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、燃料被覆管変形は生じないため、燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

沸騰・ボイド率変化は、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達の変化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、沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(13) 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。

(14) 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。

(15) 三次元効果[炉心(熱流動)]

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。

(16) 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。

(17) 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 (1/2)

分類	評価事象	反応度の 誤投入
	物理現象	燃料エンタルピー
炉心 (核)	核分裂出力	H
	出力分布変化	H
	反応度フィードバック効果	H
	制御棒反応度効果	H
	崩壊熱	I
	三次元効果	I
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	M
	燃料棒表面熱伝達	M
	沸騰遷移	M
	燃料被覆管酸化	L
	燃料被覆管変形	I
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	L
	気液分離(水位変化)・対向流	I
	気液熱非平衡	I
	三次元効果	L
	圧力損失	I

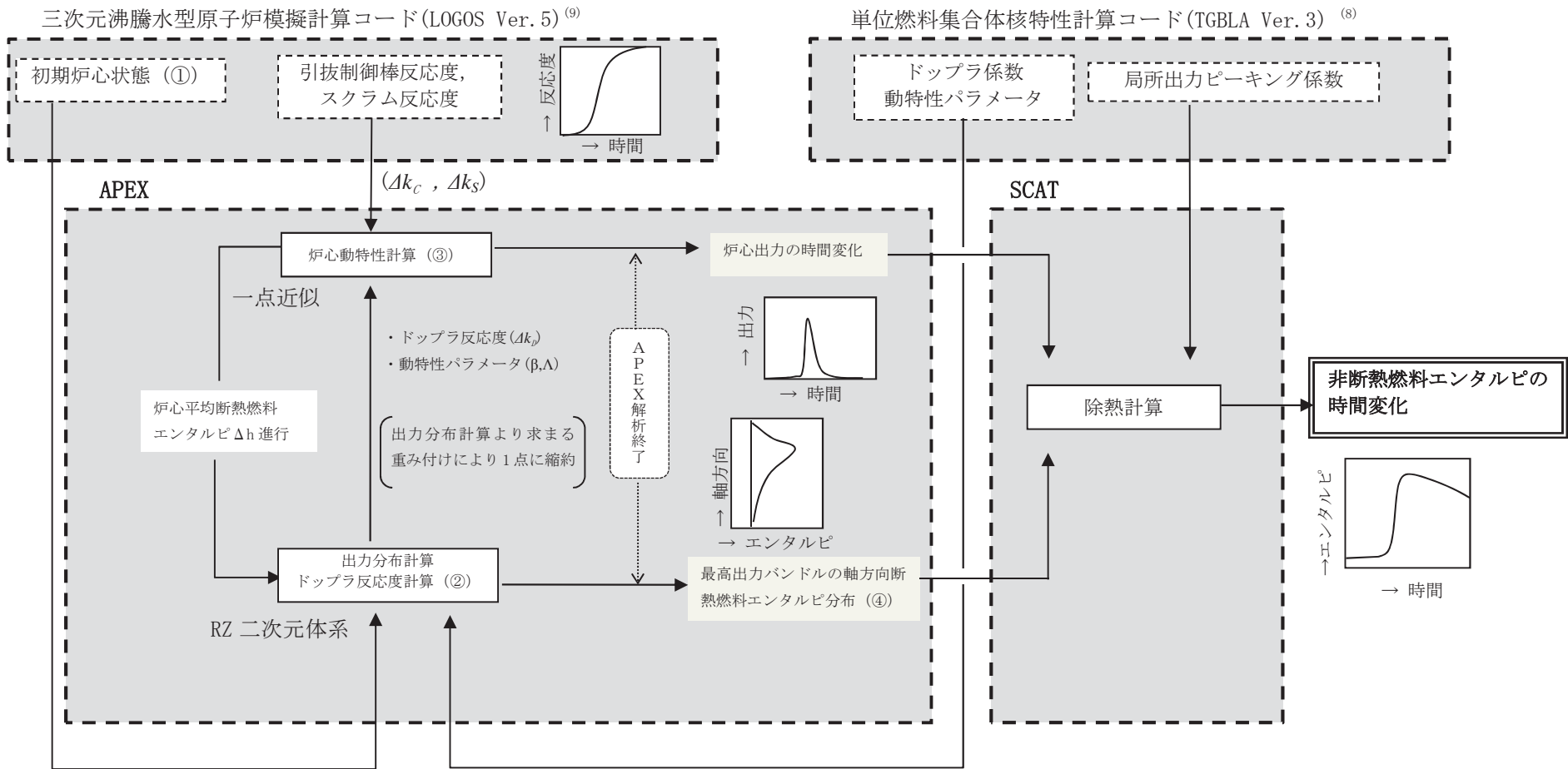
表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/2)

分類	評価事象	反応度の 誤投入
	評価指標 物理現象	燃料エンタルピー
原子炉 圧力容器 (逃し安全弁含む)	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

### 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，ドップラ反応度を考慮。なお，減速材温度フィードバックを考慮せず，またドップラ反応度は断熱エンタルピに基づいて評価しているが，ボイドフィードバックを考慮しない保守的なモデルを採用している。
	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、炉心径方向の集集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、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。

- 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 $\left( = \sum_{i=1}^6 \beta_i \right)$
$\beta$	:	全遅発中性子の割合
$\lambda_i$	:	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

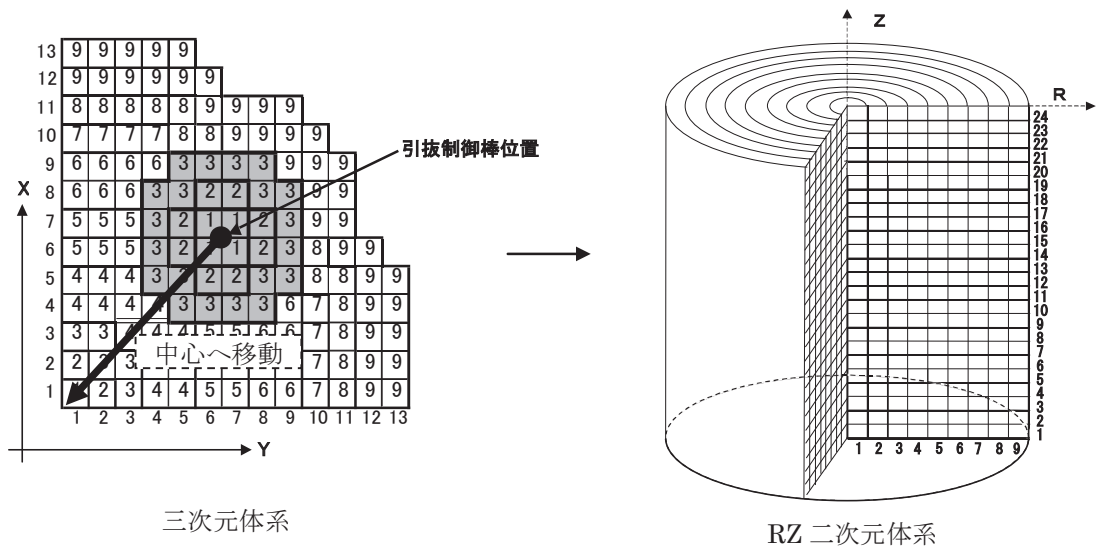
④ 次のエンタルピステップの計算

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



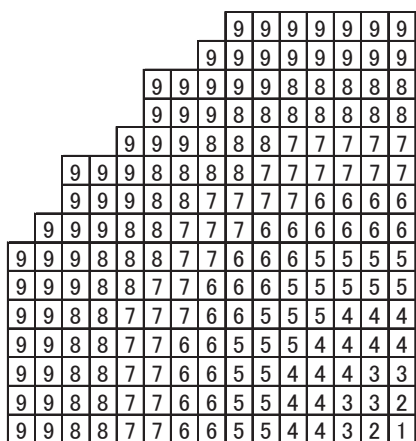
三次元体系  
RZ 二次元体系  
図 3.3.1-1 APEX コードで用いる核定数作成の模式図

		反射体									反射体								
		枠内の番号は物質番号																	
Z 方向 領域 番号	24	24	48	72	96	120	144	168	192	216	24	48	72	96	120	144	168	192	216
	23	23	47	71	95	119	143	167	191	215	23	47	71	95	119	143	167	191	215
	22	22	46	70	94	118	142	166	190	214	22	46	70	94	118	142	166	190	214
	21	21	45	69	93	117	141	165	189	213	21	45	69	93	117	141	165	189	213
	20	20	44	68	92	116	140	164	188	212	20	44	68	92	116	140	164	188	212
	19	19	43	67	91	115	139	163	187	211	19	43	67	91	115	139	163	187	211
	18	18	42	66	90	114	138	162	186	210	18	42	66	90	114	138	162	186	210
	17	17	41	65	89	113	137	161	185	209	17	41	65	89	113	137	161	185	209
	16	16	40	64	88	112	136	160	184	208	16	40	64	88	112	136	160	184	208
	15	15	39	63	87	111	135	159	183	207	15	39	63	87	111	135	159	183	207
	14	14	38	62	86	110	134	158	182	206	14	38	62	86	110	134	158	182	206
	13	13	37	61	85	109	133	157	181	205	13	37	61	85	109	133	157	181	205
	12	12	36	60	84	108	132	156	180	204	12	36	60	84	108	132	156	180	204
	11	11	35	59	83	107	131	155	179	203	11	35	59	83	107	131	155	179	203
	10	10	34	58	82	106	130	154	178	202	10	34	58	82	106	130	154	178	202
	9	9	33	57	81	105	129	153	177	201	9	33	57	81	105	129	153	177	201
	8	8	32	56	80	104	128	152	176	200	8	32	56	80	104	128	152	176	200
	7	7	31	55	79	103	127	151	175	199	7	31	55	79	103	127	151	175	199
	6	6	30	54	78	102	126	150	174	198	6	30	54	78	102	126	150	174	198
	5	5	29	53	77	101	125	149	173	197	5	29	53	77	101	125	149	173	197
	4	4	28	52	76	100	124	148	172	196	4	28	52	76	100	124	148	172	196
	3	3	27	51	75	99	123	147	171	195	3	27	51	75	99	123	147	171	195
	2	2	26	50	74	98	122	146	170	194	2	26	50	74	98	122	146	170	194
	1	1	25	49	73	97	121	145	169	193	1	25	49	73	97	121	145	169	193
		反射体									反射体								
		R方向領域番号																	
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	1	2	3	4	5	6	7	8	9

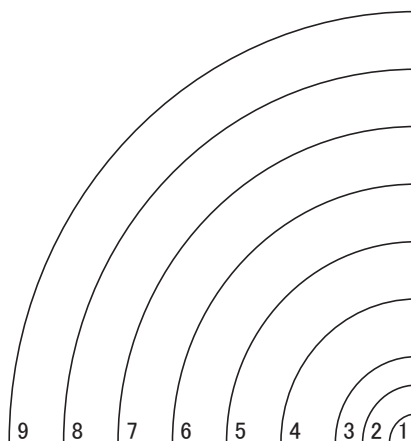
注: 反射体は厚さ30cmの水

図 3.3.1-2 APEX コードで用いる炉心のノード分割

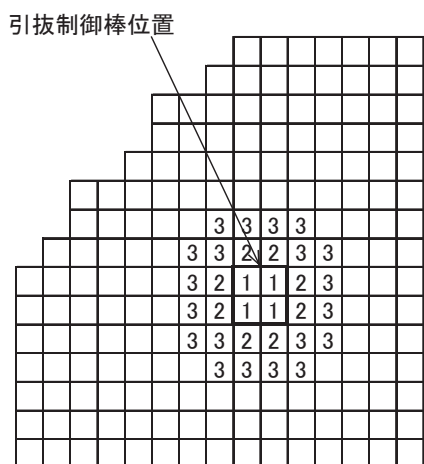
炉心計算結果  
X-Y-Z体系



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

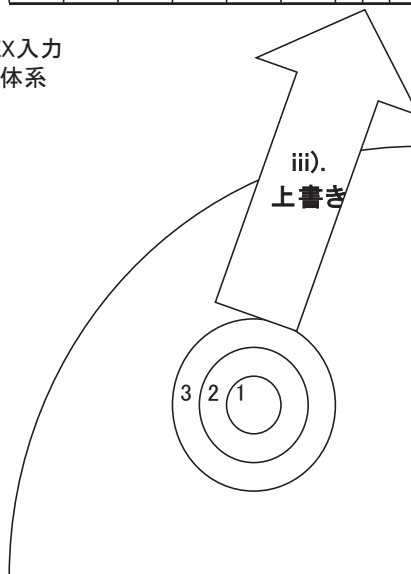


図 3. 3. 1-3 APEX コードによる核定数縮約の模式図



### 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。APEX-SCAT コードではボイドフィードバックを考慮しないモデルとしており、ボイド率評価結果は反応度フィードバック量には直接影響しない。また、事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく、ボイドがほとんど発生しないことから、冷却材の流動を均質流モデルで取り扱うことによる燃料エンタルピへの影響は小さいと言える。

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

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

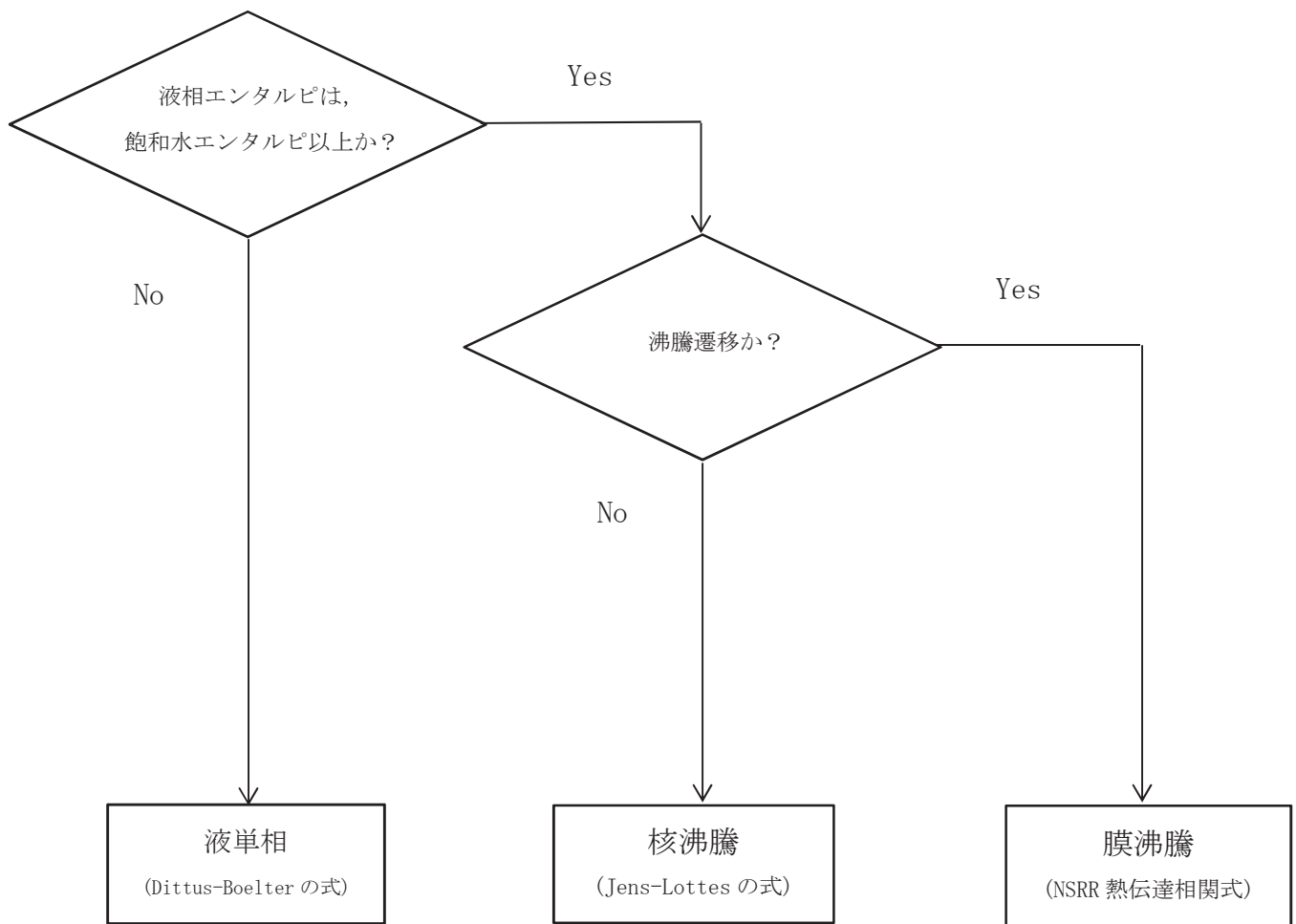
記号は以下のとおりである。

- $T_C$  : 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 Kutatekadze 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。

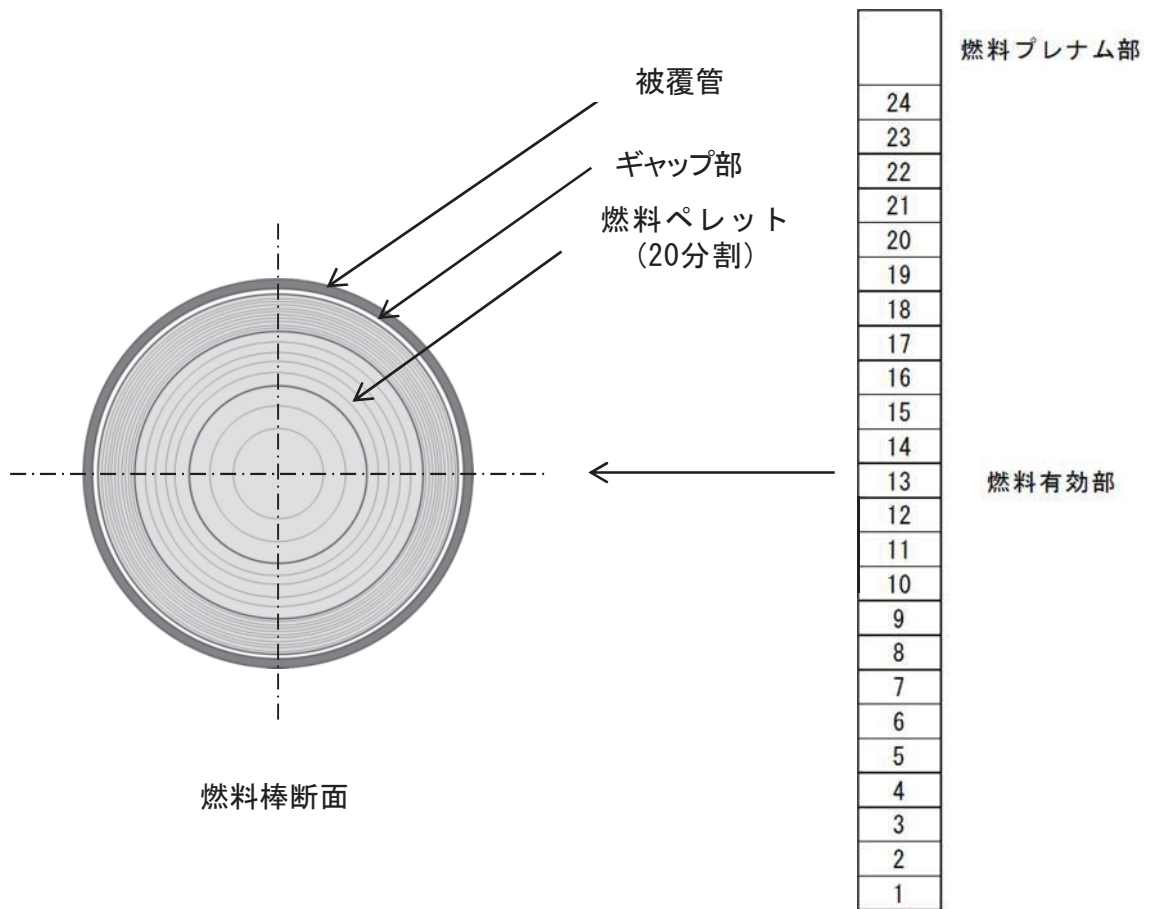


図 3.3.2-2 SCAT コードによる燃料棒のノード分割(例)

### 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。

#### 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

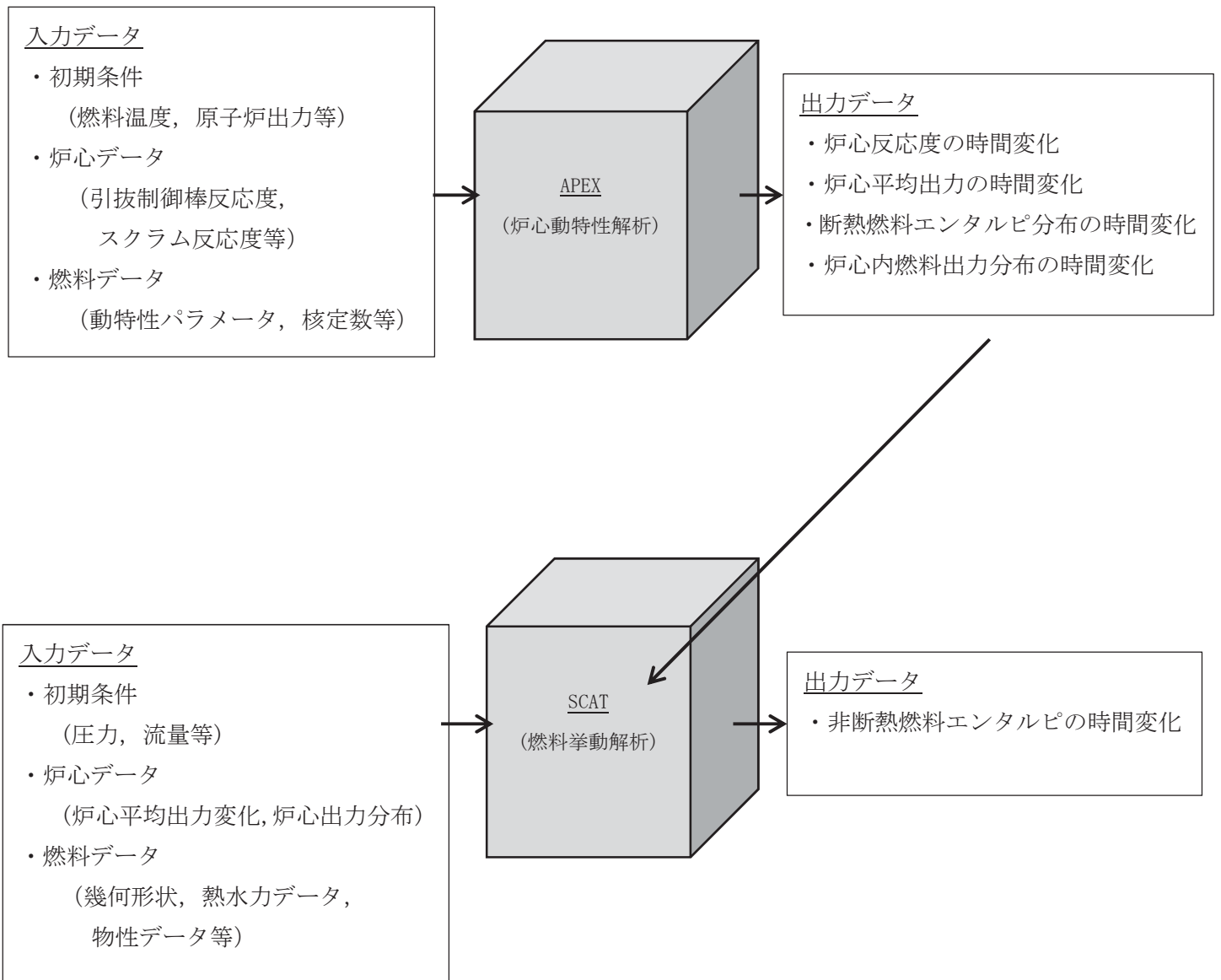


図 3.4-1 APEX-SCAT コードの入出力

## 4. 検証, 妥当性確認

### 4.1 重要現象に対する検証, 妥当性確認方法

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検証, 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。

一点近似動特性モデル及び出力分布変化モデルは、三次元核熱動特性解析コードとの比較により検証できる。

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。なお、炉心外周部の制御棒が引き抜かれることによる三次元的な影響は、三次元核熱動特性解析コードとの比較により検証できる。

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。

(1) 一点近似動特性モデル

一点近似動特性モデルについては、他コードによる解析結果との比較による検証を実施している。

他コードとの比較としては、本事故シーケンスを対象に、三次元核熱動特性解析コード TRACG Ver.5(以下、「TRACG」と称す。)を用いた解析を実施し、その結果と比較することによって検証する。

また、平成 11 年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所 1 号機の臨界事故を、旧独立行政法人原子力安全基盤機構(JNES)が三次元核熱動特性解析コードにて評価していることから、その結果と比較することによっても検証する。

(2) 出力分布変化モデル

出力分布変化モデルについては、本事故シーケンスを対象に TRACG を用いた解析を実施し、その結果と比較することによって検証する。

(3) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果評価モデルについては、本事故シーケンスを対象に TRACG を用いた解析を実施し、その結果と比較することによって検証する。

また、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) 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については、本事故シーケンスを対象に TRACG を用いた解析を実施し、その結果と比較することによって検証する。

また、ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性の確認として、核定数としてのドップラ係数の妥当性確認と、反応度投入事象を模擬した試験結果との比較による妥当性確認の両者で実施している。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ことにより妥当性確認を実施している。

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>と比較することによって、妥当性確認を実施している。

#### 4.1.2 炉心(燃料及び熱流動)における重要現象の確認方法

炉心(燃料及び熱流動)における重要現象である燃料棒内温度分布、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、熱水力学的モデル、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。熱水力学的モデルは、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(燃料及び熱流動)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ず、他コードとの比較を行い、燃料エンタルピの解析結果を比較することによって、総合的に検証する。

他コードとの比較としては、本事故シーケンスを対象に、TRACGを用いた解析を実施し、その結果と比較することによって検証する。また、平成11年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所1号機の臨界事故を、旧独立行政法人原子力安全基盤機構(JNES)が三次元核熱動特性解析コードにて評価していることから、その結果と比較することによっても検証する。

表 4.1-1 重要現象に対する検証, 妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	検証*1		妥当性確認			
			T R A C G コ ー ド と の 比 較	志 賀 1 号 機 制 御 棒 引 き 抜 け	S P E R T   I I I E 炉 心 実 験	H e l l s t r a n d の 実 験 式	M I S T R A L 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2次元体系に縮約</li> </ul>	○	(○)	—	—	—	—
	出力分布変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>RZ二次元拡散モデル</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>	○	(○)	—	—	—	—
	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>	○	—	—	—	○	○
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>ドップラー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>	○	(○)	○	○	○	—
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: Rosenow-Griffithの式及びKutateladzeの式	○	(○)	—	—	—	—

\*1: 検証で(○)とした項目については, 炉心出力最大値と燃料エンタルピの最大値を比較することによって, 総合的に検証する。

## 4.2 TRACG コードとの比較

ここでは、80 万 kWe 級 BWR-5 を対象に、三次元解析コードである TRACG コードを用いて本事故シーケンスの解析を実施し、APEX コードによる解析結果との比較を行うことにより、三次元効果及びドップラフィードバックモデルを確認した。本比較においては、解析モデルの比較を行うため、対象炉心、初期炉心状態、引抜制御棒、スクラム条件等の解析条件は APEX コードによる「反応度の誤投入」事象解析と同一の条件とした。

TRACG コードと APEX コードの解析モデルの比較を表 4.2-1 に示す。今回の比較においては、実現象に即した評価をする観点から、TRACG コードはドップラフィードバック及び熱伝達モデルは非断熱モデルを採用し、減速材ボイドフィードバック及び減速材温度フィードバックは考慮するモデルを採用した。

表 4.2-2 及び図 4.2-1 に、解析結果を TRACG コードと APEX コードそれぞれを比較して示す。

炉心平均中性子束が上昇した後に、スクラムすることで炉心平均中性子束は低下する。スクラム後の炉心平均中性子束の挙動はスクラムによる負の反応度が投入されることが支配的な影響を与えるが、ドップラ反応度フィードバックも影響する。本事象では燃料温度の上昇量が小さく、スクラムによる出力低下が支配的であることから、ドップラ反応度フィードバックを非断熱モデルとする TRACG コードと、断熱モデルとする APEX コードで、ドップラ反応度フィードバック効果に有意な差は生じない。

また、本事象においては冷却材のサブクール度が大きいことと、燃料棒からの熱の放出が比較的小さいことから、ボイド反応度フィードバック及び減速材温度フィードバックはほとんど生じない。

図 4.2-1 より、事象を通じて、炉心平均中性子束の挙動、及び燃料エンタルピの挙動は、APEX コードと TRACG コードで相似的であるが、それぞれの最大値は APEX コードの方が大きくなっている。

また、燃料エンタルピピーク到達後に除熱で燃料エンタルピが低下する挙動は、コード間で大きな差異はない。

以上より、炉心外周部の制御棒が引き抜かれることによる出力分布変化を詳細に考慮できる TRACG コードを用いた本事故シーケンスの解析結果と、APEX コードの解析結果を比較し、制御棒引抜に伴う炉心平均中性子束及び燃料エンタルピの挙動は、TRACG コードと APEX コードで解析結果に大きな差異がないことを確認した。

表 4.2-1 解析モデルの比較

項目		APEX-SCAT	TRACG
核モデル	中性子拡散計算	二次元 (RZ)	三次元
	中性子動特性計算	一点近似	三次元
	中性子群数	3 群	3 群
	ドップラフィードバック	APEX:断熱	非断熱
	減速材温度フィードバック	考慮しない	考慮
	減速材ボイドフィードバック	考慮しない	考慮
熱水力モデル	流体モデル	3 保存式 (均質流モデル)	6 保存式 (二相流モデル)
	チャンネル流量配分	考慮しない	考慮
	燃料エンタルピ計算	SCAT:非断熱	非断熱
	熱水力チャンネル数	1	複数
	熱水力計算時 LPF	最大値	各ノードに対応した値
燃料挙動モデル	ペレット物性値	未照射ペレットの値	燃焼度依存
	初期ギャップコンダクタンス	一定値	燃焼度依存

表 4.2-2 解析結果のまとめ

	全反応度の の最大値 [%Δk]	全反応度の の最大値 [\$]	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/kgUO <sub>2</sub> ]	燃料エンタルピの 最大値 [kJ/kgUO <sub>2</sub> ]
APEX	0.69	1.13	約 12	約 35	約 49
TRACG	0.64	1.10	約 8	約 33	約 44

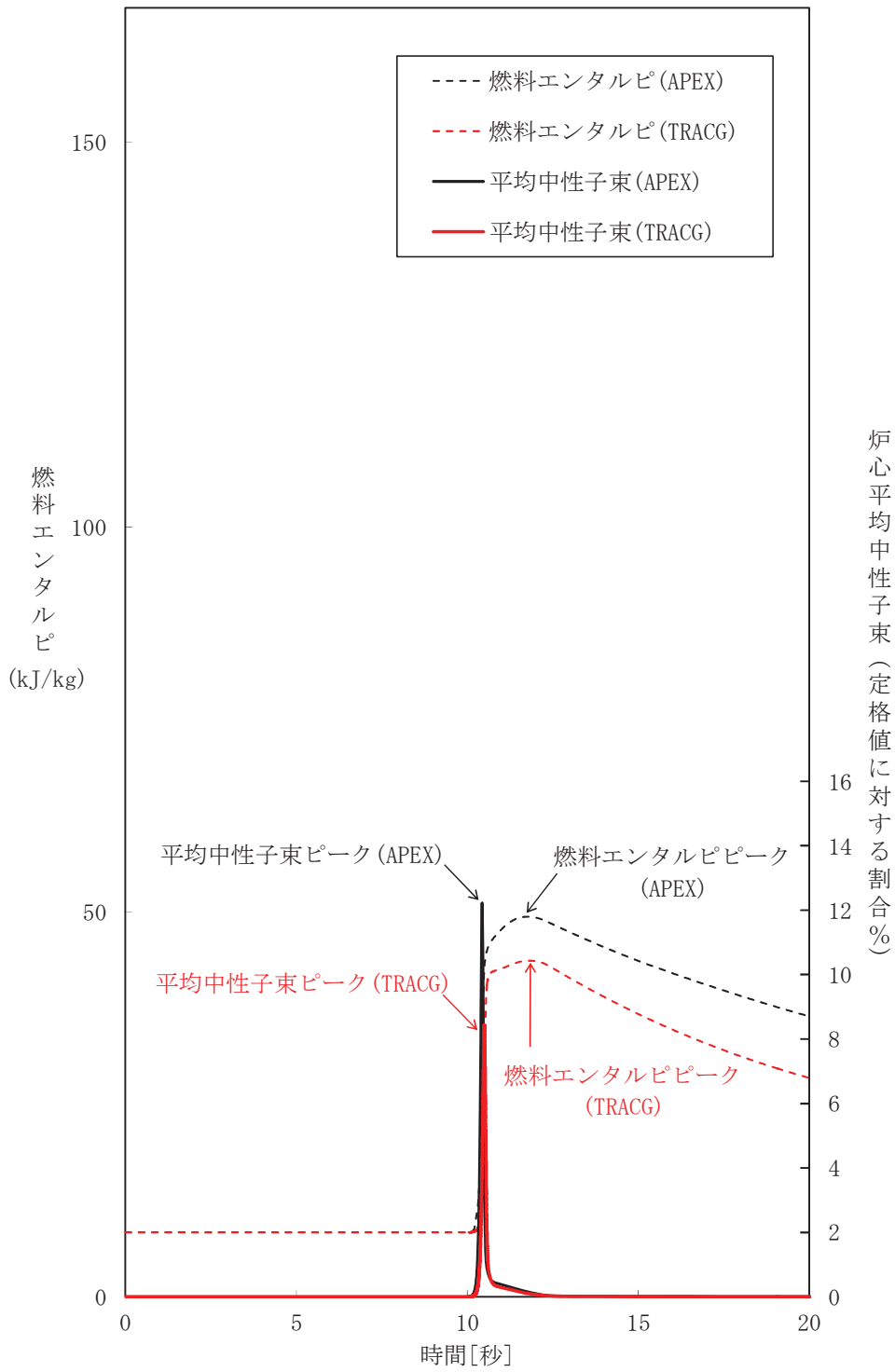


図 4.2-1 反応度の誤投入における過渡変化

#### 4.3 他コードとの比較(志賀1号機制御棒引き抜け)

平成11年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所1号機の臨界事故は、停止中の原子炉において制御棒が抜け出し臨界超過となり出力が上昇した事象であり、「反応度の誤投入」で扱う事象と同一の物理事象である。

この志賀臨界事故事象に対しては本 APEX コードにより解析を実施しているが、JNES が独自の解析コードにより同事象を評価しその結果を公表<sup>(6)(7)</sup>している。JNES の解析によると、原子炉は、制御棒が引き抜けたことにより、臨界に達し、臨界状態からさらに制御棒が引き抜けたため、即発臨界に至っていた可能性が示された。その場合、炉心出力が急激に上昇したが、燃料温度上昇によるドップラ反応度フィードバックにより、炉心出力の上昇は抑えられ、即発臨界はごく短時間(1秒以内)で収束し、さらに、スクラムしなくても、減速材温度上昇及びボイド反応度フィードバックも加わることで、炉心出力は整定することが分かった、としている。

上記のように、制御棒の引き抜きに伴う反応度投入による出力上昇と燃料温度上昇によるドップラ反応度フィードバックにより、炉心出力が抑えられる過程が、「反応度の誤投入」と同一の物理事象と考えられることから、その結果と比較することにより、APEX-SCAT コードの燃料エンタルピ評価モデルの総合的な検証とする。

JNES の解析コードは、SKETCH-INS/TRACE と呼ばれるものであり、三次元核動特性解析コード SKETCH-INS と多次元熱水力解析コード TRACE を結合したものである。

APEX コードと JNES コードの解析結果を表 4.3-1 に示す。ここで、北陸電力の解析と示されているのが APEX-SCAT コードの結果、クロスチェック解析と示されているのが JNES コードの結果である。投入反応度を同一としたケースでは、APEX コードの方が炉心出力の最大値及び燃料エンタルピの最大値がやや厳しい結果となっている。ピーク出力部燃料エンタルピの増分は、JNES 解析の方がやや厳しい結果となっているが、その差異は小さい。

以上のように、解析コードの違いや解析モデルの違いがあるが、三次元計算の SKETCH-INS/TRACE と APEX の結果に大きな差異はなく、APEX-SCAT コードの燃料エンタルピ評価モデルが本事故シーケンスに対して適用性を有することの検証例とすることができる。



表 4.3-1 解析結果の比較<sup>(6)(7)</sup>

		投入制御棒 反応度 [%Δk]	全反応度 の最大値 [ドル]	炉心出力 の最大値 [%定格]	ピーク出力部燃料エン タルピの増分の最大値 [cal/gUO <sub>2</sub> ]		燃料エンタルピの 最大値 [cal/gUO <sub>2</sub> ]	
					解析値	基準 <sup>(注1)</sup>	解析値	基準 <sup>(注1)</sup>
北陸電力 の解析	a	約0.5	(0.84)	約 2	—	—	約22	—
	b	約0.789	(1.05)	約15	約13		約41	
クロスチェック解析		0.789	1.08	約13	約15	85	約35	92

注記) 北陸電力の解析aは事故時の整定出力を基に超過反応度を求めたもの、解析bは冷温臨界試験の結果から超過反応度を求めたもの。( )内の値は事業者報告書からの読み取り値。

(注1) 引き抜け制御棒を囲む12体の燃料は、燃焼度がすべて40GWd/t未満であるため、燃焼度40GWd/t に対する基準。

#### 4.4 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 4.4-1 に示す。また、SPERT-III E 炉心の設計仕様を表 4.4-1 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 4.4-1 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。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 4.4-2 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、中性子動特性モデルとの組み合わせとして確認した。

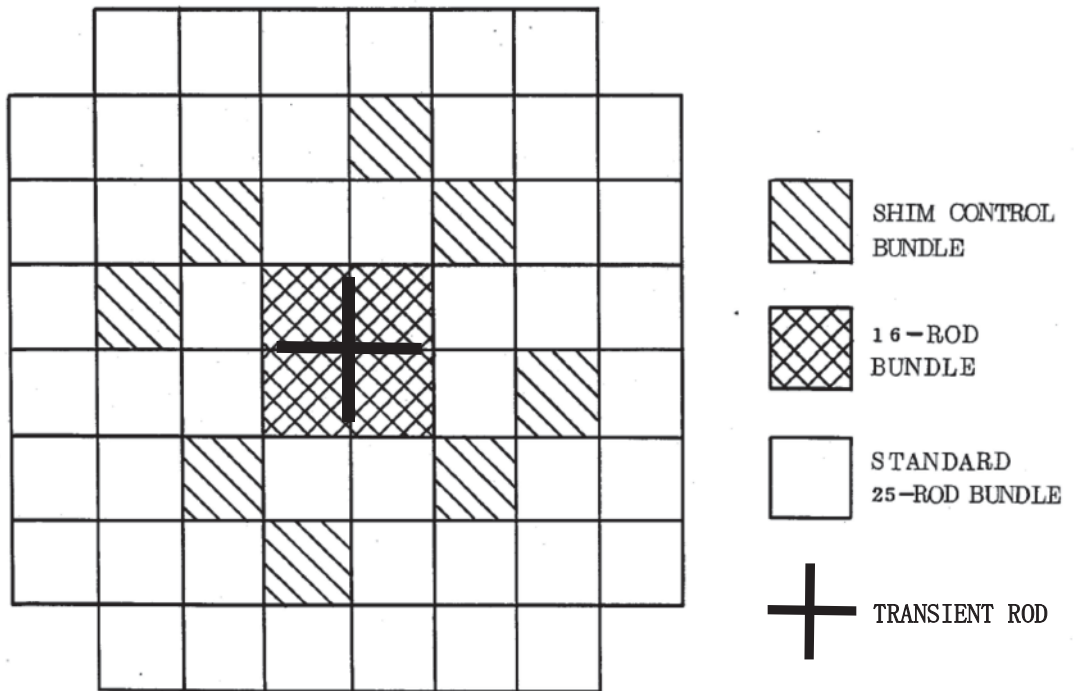


图 4.4-1 SPERT-III E 炉心 燃料集合体及び制御棒配置图<sup>(3)</sup>

表 4.4-1 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

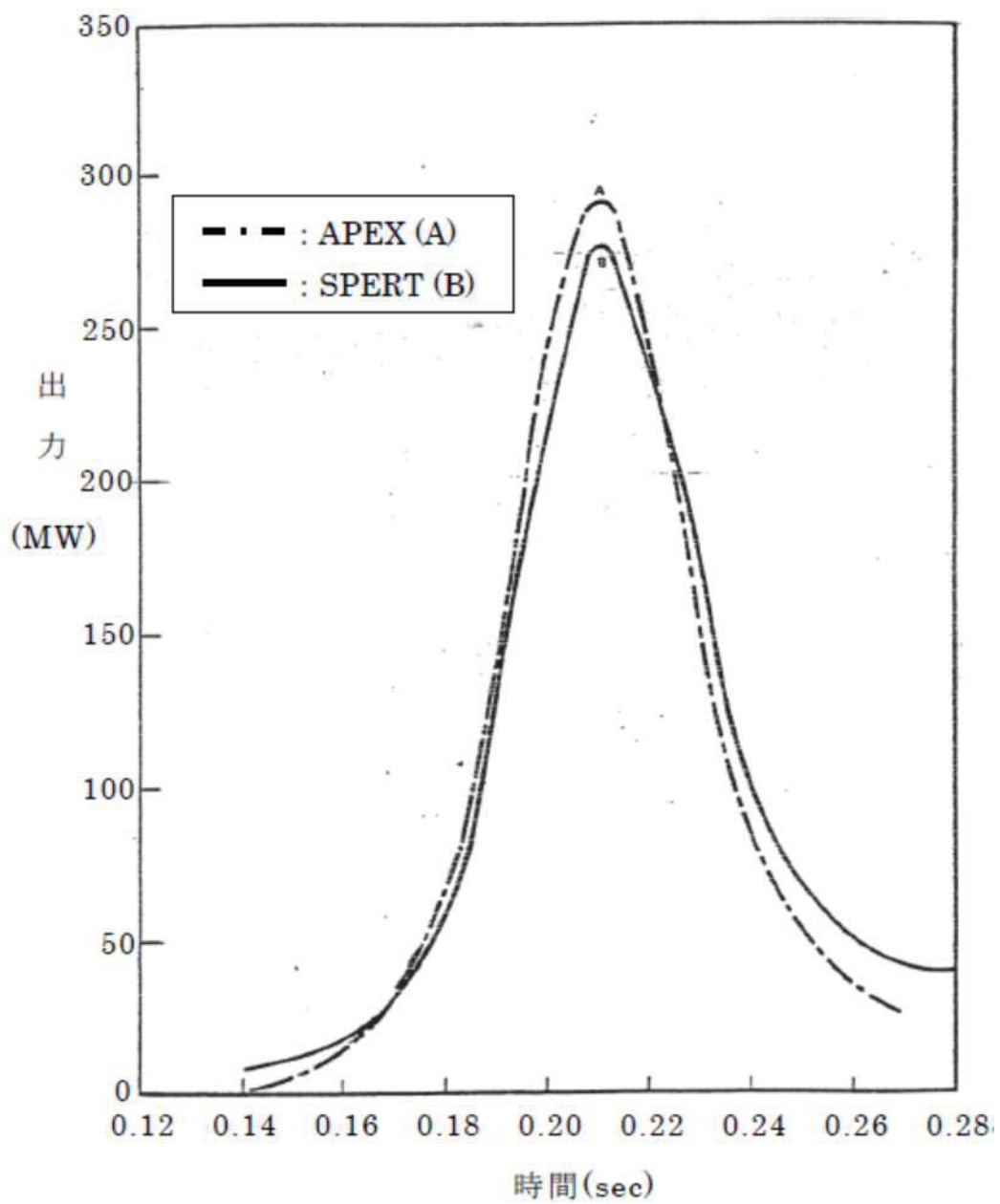


図 4.4-2 SPERT-III E 炉心実験 (低温時零出力) と APEX コードによる出力の時間変化の比<sup>(3)</sup>

#### 4.5 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較<sup>(8)</sup>

ドップラ反応度効果の妥当性確認として、4.4 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 4.5-1 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 4.5-2 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 $I^{238}(T_0)$  ( $1/\nu$  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>(8)</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。



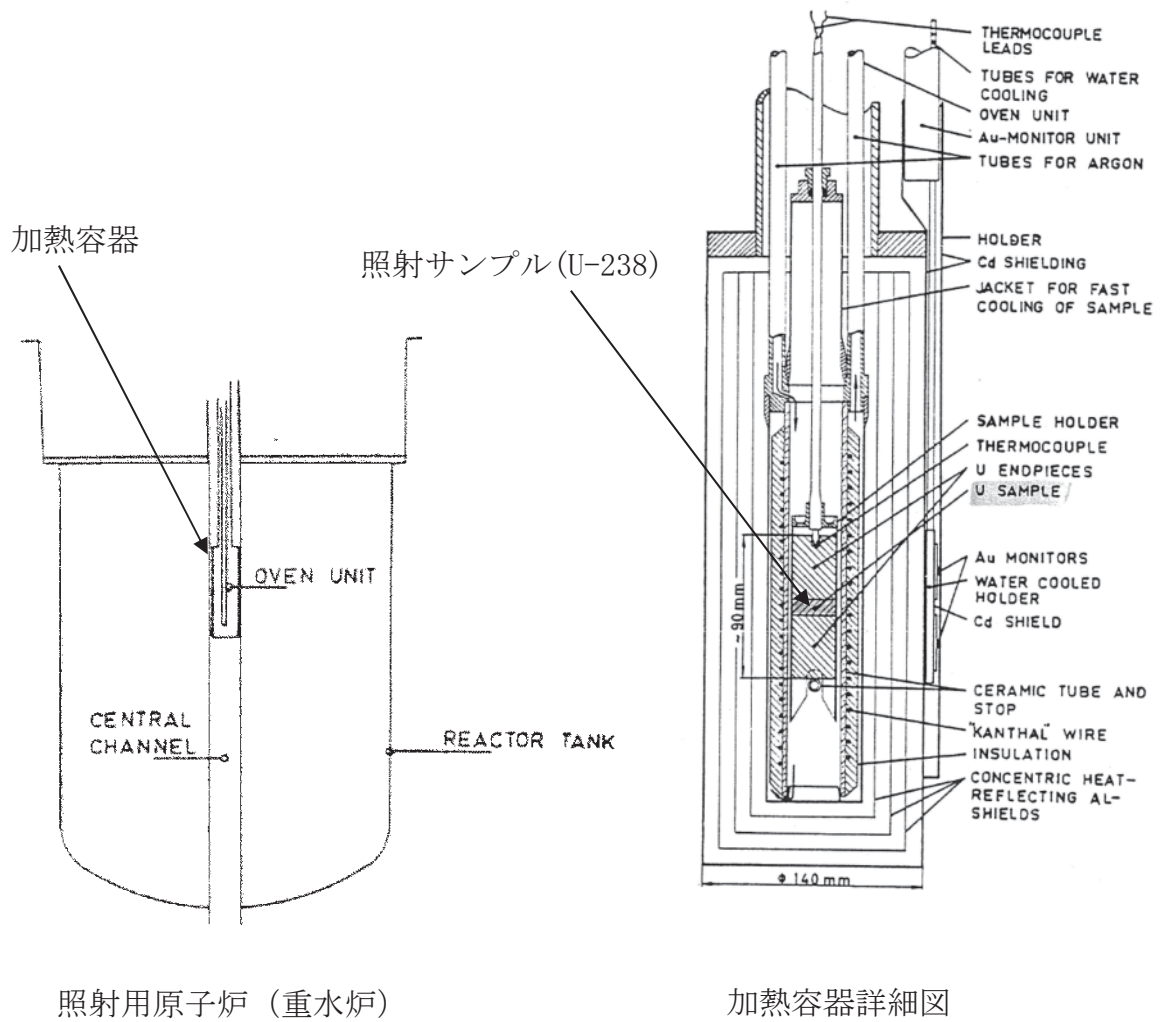


図 4.5-1 Hellstrand の実験体系<sup>(4)</sup>



図 4.5-2 U-238 の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較<sup>(8)</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。

#### 4.6 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。

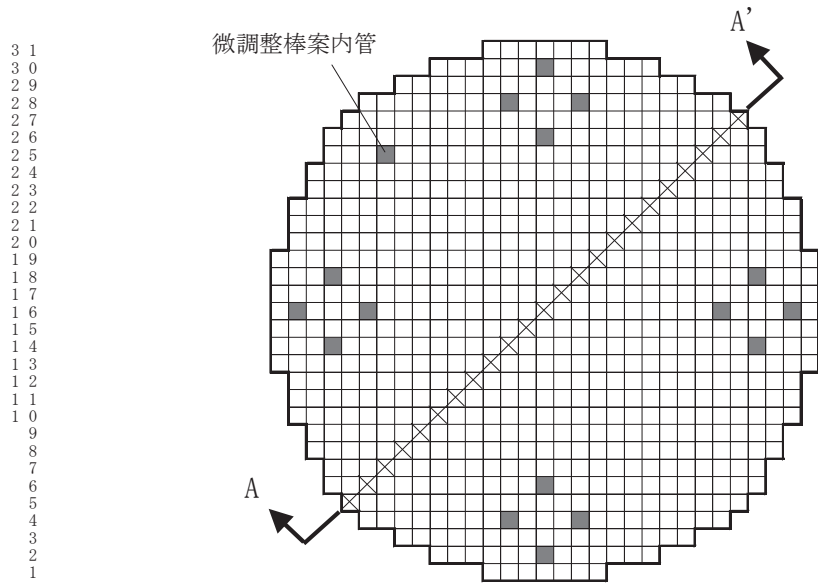
MISTRAL 臨界試験における、ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.6-1 に、炉心構成を図 4.6-1 に示す。ウラン燃料棒の <sup>235</sup>U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%（一部約 8.7wt%），母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では、図に示すとおり、各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

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 4.6-2 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>(8)</sup>である。

表 4.6-1 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 4.6.1(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 4.6.1(2)	常温

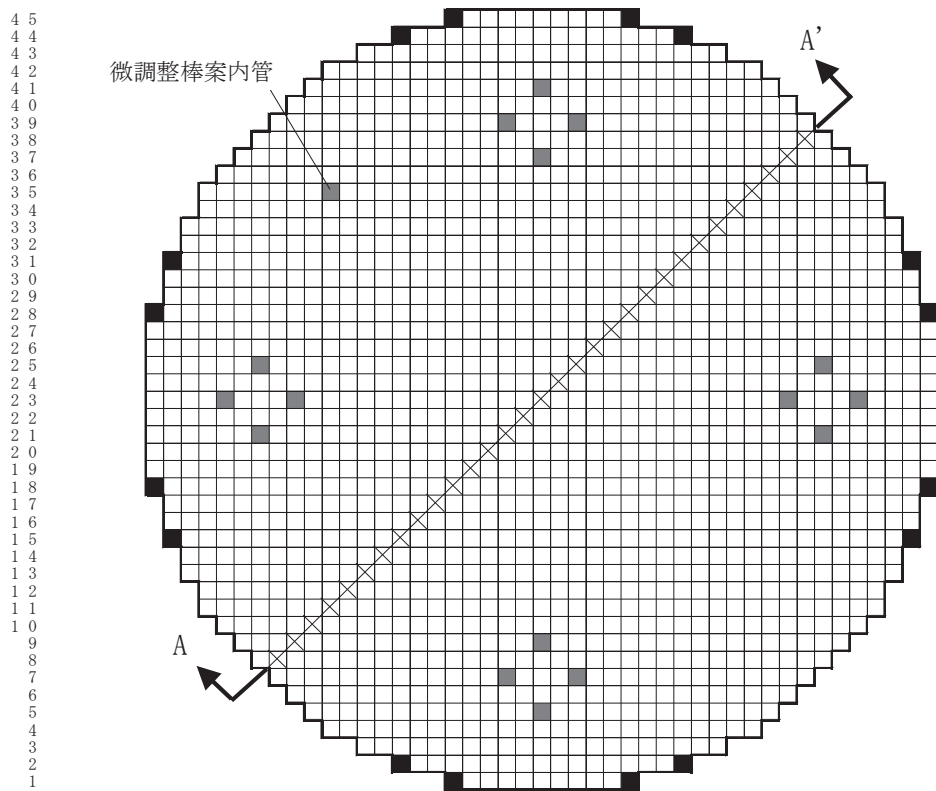
\* : 水素対重金属原子数比



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 4.6-1(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%

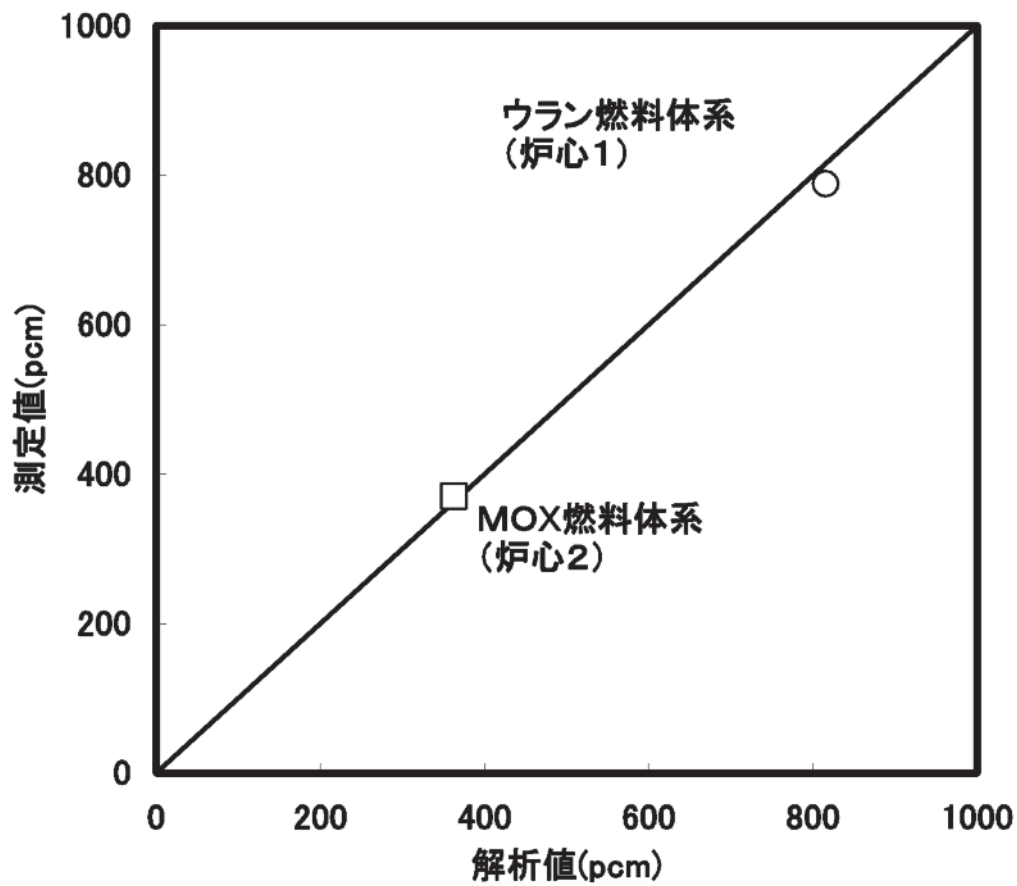
安全棒案内管 : 16

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 4.6-1(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( $1\text{pcm} = 10^{-5}\Delta k/k$ )

図 4.6-2 MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較<sup>(8)</sup>

#### 4.7 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較<sup>(9)</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 4.7-1 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 4.7-1 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 4.7-2 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 4.7-2 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 4.7-1 及び表 4.7-2 より、制御棒価値計算の誤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 4.7-1 110 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>(9)</sup>  
 (単位：%Δk)

	解析値	実測値	誤差 (解析－実測)	相対誤差(%) (誤差／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

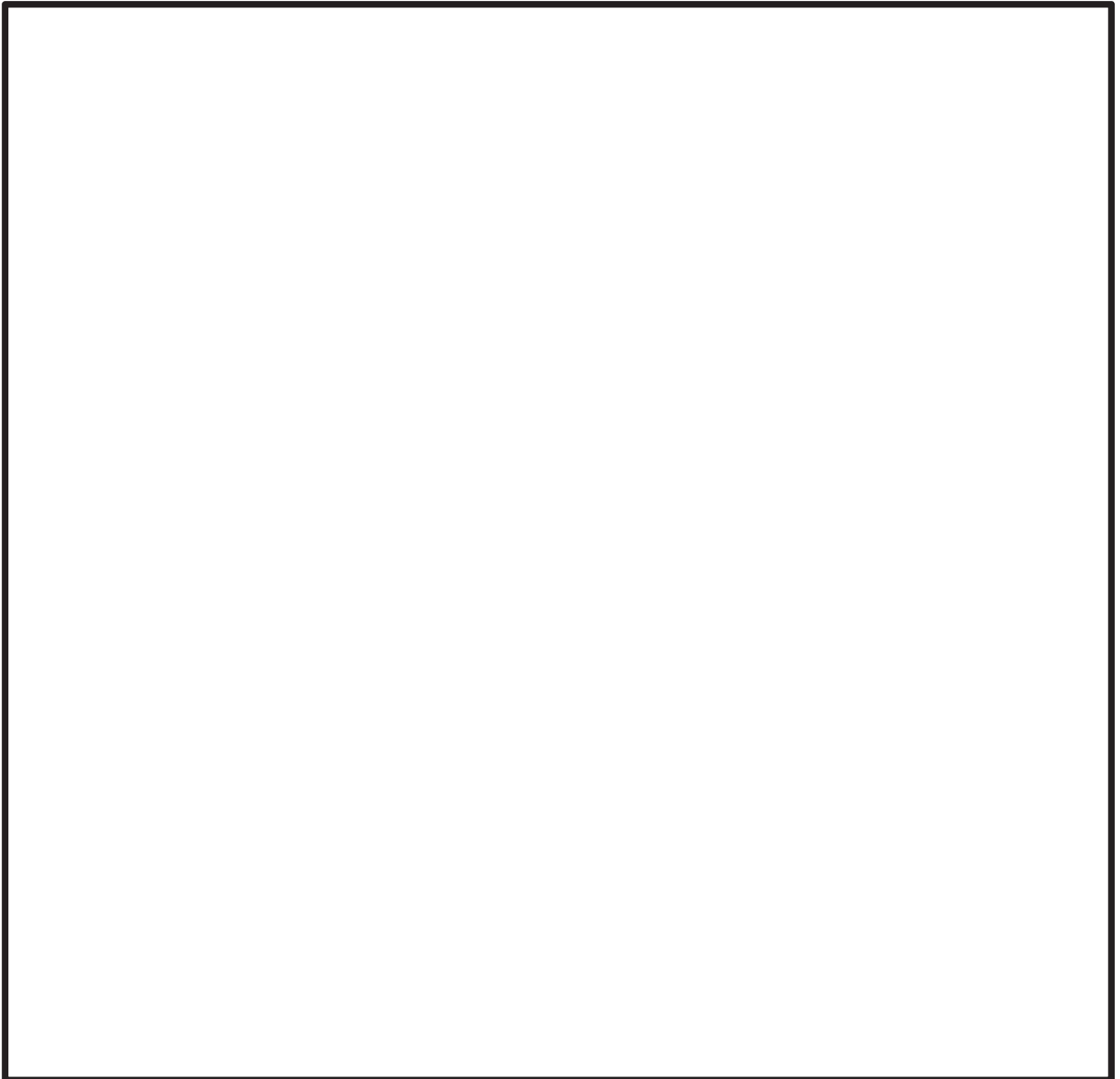


図 4.7-1 起動試験時の制御棒パターン

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 4.7-2 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	誤差 (解析－実測)	相対誤差(%) (誤差／実測値)
ケース 1				
ケース 2				
ケース 3(MOX 有)				
ケース 4(MOX 無)				

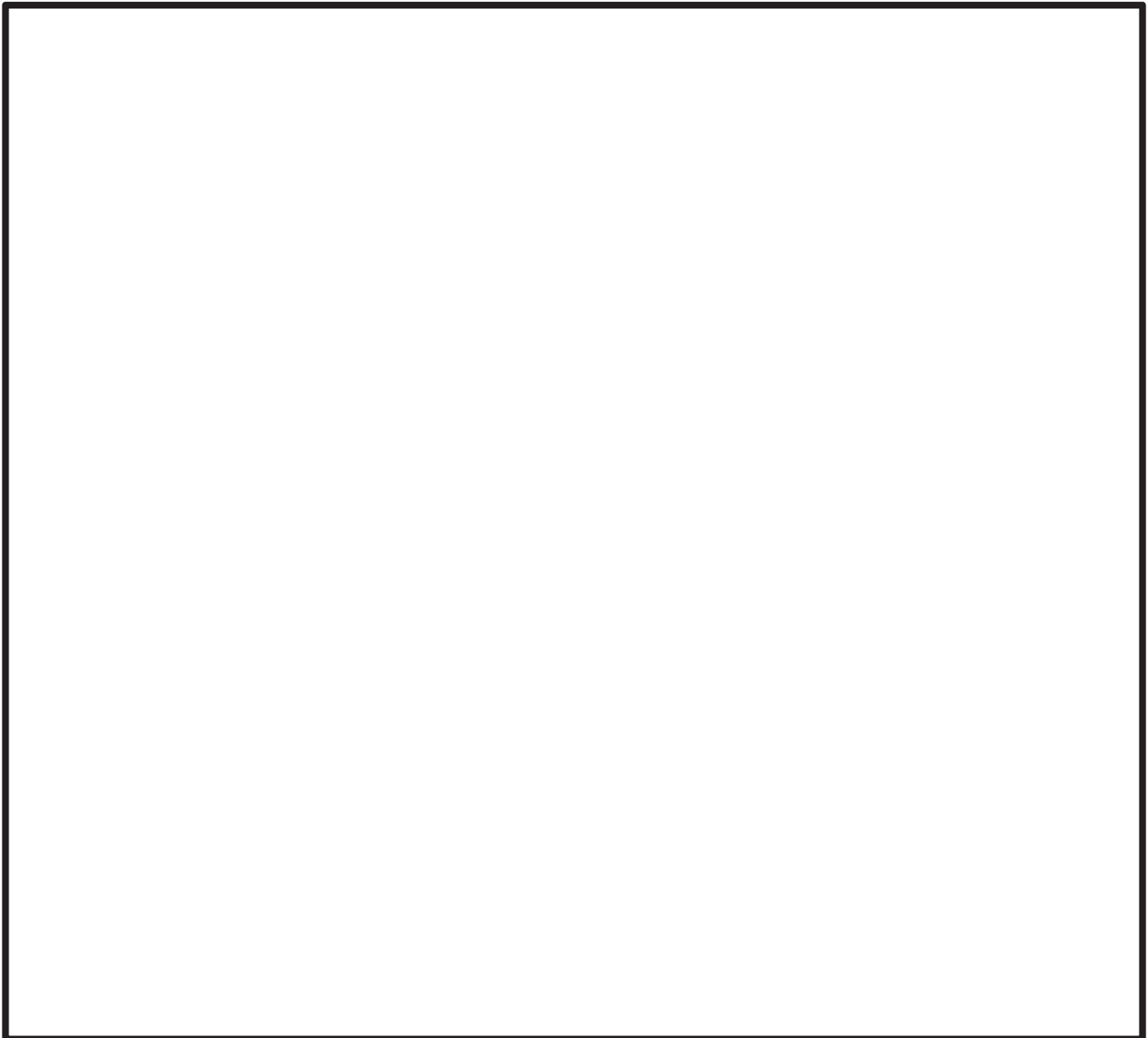


図 4.7-2 炉物理試験時の制御棒パターン

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。

#### 4.8 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 コードの検証，妥当性確認が，実機解析に適用可能であることを述べる。

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，制御棒引抜に伴う反応度変化及び出力分布変化に対して三次元効果の影響が生じるが，三次元核熱動特性解析コードとの比較により検証し，炉心出力及び燃料エンタルピの挙動に大きな差異が生じないことを確認した。また，SCAT コードの燃料棒内温度分布や沸騰状態の計算手法についても，三次元核熱動特性解析コードとの比較により検証し，SCAT コードの炉心（燃料及び熱流動）の実機適用性を総合的に確認した。

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 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検証・妥当性確認結果は，BWR プラントの検証・妥当性確認として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 0GWd/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

エンタルピー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、APEX コードで求めた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力の不確かさについては、添付資料 2 にて示す。

### (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、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については MISTRAL 臨界試験の比較から評価でき、実効遅発中性子割合の不確かさとして約 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については、Hellstrand の試験等との比較から評価でき、ドップラ係数の不確かさとして 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については MISTRAL 臨界試験の比較から評価でき、実効遅発中性子割合の不確かさとして約 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、2.3(2)「反応度フィードバック効果[炉心(核特性)]」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2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>・RZ二次元拡散モデル</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、さらに局所ビーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を通じた最大値 (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ので、出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	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。
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ドップラー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>	<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。

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ナリオについても、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相関式</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に出力上昇も小さく、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、燃料エンタルピー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は燃料エンタルピーの最大値に対す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。

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

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

### ・ スクラム反応度値の感度（ケース 3）

燃料エンタルピ最大値は下記となった。

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

反応度値-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，運転員の操作を介しない。

したがって，APEX 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) 平成11年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所1号機の臨界事故にかかわるクロスチェック解析の結果について, H19.7.5, 原子力安全・保安院
- (7) 平成11年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所1号機の臨界事故にかかわるクロスチェック解析に関する報告書, H19.6.15, 原子力安全基盤機構
- (8) 「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)
- (9) 「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 コードの検証、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、三次元核熱水力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核熱水力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) 過渡変化の過程においてはボイド反応度も重要になるが、APEX コードでは解析結果に保守性を担保するためにボイド反応度は考慮していない。

- 7) 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。
- 8) 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価値を厳しく設定し、さらに 7) 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おり、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ー出力変化を保守的な解析条件によって評価している。

### 3. 二次元 RZ モデルの適用性の確認

2. にて示した二次元 RZ モデルの適用性を確認するため、4.2 節及び 4.3 節にて三次元核熱動特性解析コードとの比較による検証を実施した。

4.2 節では、80 万 kWe 級 BWR-5 を対象に、三次元核熱動特性解析コード TRACG を用いた「反応度の誤投入」事象解析を実施し、APEX-SCAT コードと TRACG コードで解析結果に大きな差異がないことを確認した。

また、4.3 節では、平成 11 年に発生した北陸電力株式会社志賀原子力発電所 1 号機の臨界事故事象に対して、APEX-SCAT コードと、JNES が SKETCH-INS/TRACE コードで解析した結果を比較し、解析結果に大きな差異がないことを確認した。