

本資料のうち、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。

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2部 SPARKLE-2)

目次

－ 第2部 SPARKLE－2 －

1. はじめに.....	2-4
2. 重要現象の特定.....	2-5
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	2-5
2.2 ランクの定義.....	2-5
2.3 物理現象に対するランク付け.....	2-7
3. 解析モデルについて.....	2-12
3.1 コード概要.....	2-12
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	2-14
3.3 解析モデル.....	2-16
3.4 ノード分割.....	2-23
3.5 結合計算方法.....	2-28
3.6 入出力.....	2-33
4. 検証／妥当性確認.....	2-35
4.1 重要現象に対する検証／妥当性確認方法.....	2-35
4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証.....	2-41
4.3 モンテカルロコードとの比較.....	2-50
4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）.....	2-63
4.5 SPERT-III E-core ^[19] 実験解析.....	2-66
4.6 許認可コードFINEとの比較.....	2-73
4.7 NUPEC 管群ボイド試験 ^[10]	2-75
4.8 LOFT 試験.....	2-80
4.9 実機解析への適用性.....	2-95
5. 有効性評価への適用性.....	2-101
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）.....	2-101
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）.....	2-101
6. 参考文献.....	2-103
添付1 GalaxyCosmo-Sについて.....	2-105
1. GalaxyCosmo-Sの概要.....	2-105
2. GALAXYコードおよびCOSMO-Sコードの手法概要.....	2-105
2.1 GALAXYコードの手法概要.....	2-105
2.2 COSMO-Sコードの手法概要.....	2-108

添付2 炉心モデル（減速材フィードバック）の設定について.....	2-110
1. はじめに.....	2-110
2. 減速材フィードバックの設定について.....	2-110
2.1 減速材フィードバックの設定方法.....	2-110
2.2 減速材フィードバックの設定方法の妥当性について.....	2-111
3. 過渡計算における初期定常状態の設定について.....	2-115
3.1 初期定常状態の設定方法.....	2-115
3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について.....	2-116
添付3 炉心モデル（ドップラフィードバック）の設定について.....	2-119
1. ドップラフィードバックの設定方法.....	2-119
2. ドップラフィードバックの設定方法の妥当性について.....	2-119
添付4 入力項目リスト.....	2-121
1. M-RELAP5コード.....	2-121
2. COSMO-Kコード.....	2-123
3. MIDACコード.....	2-123

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、SPARKLE-2コード¹⁾について、

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

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

S P A R K L E - 2 コードが適用される炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失（以下、「A T W S」と称す。）は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉トリップの失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主給水流量喪失+A T W Sが選定されている。主給水流量喪失は主給水の停止を起因とする事象であり、原子炉トリップに期待できない主給水流量喪失+A T W Sでは高出力状態が維持され、蒸気発生器2次側保有水は低下を続け蒸気発生器の除熱能力が著しく低下するため、補助給水が蒸気発生器に供給されないと、原子炉圧力が増加し、原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性が生じる。そのため、A T W S緩和設備としては、主蒸気ライン隔離により主蒸気を遮断し1次冷却材温度上昇に伴う負の反応度帰還効果により原子炉出力の抑制を図るとともに、その後、補助給水により炉心の冷却を確保し、1次系の過圧を防止する。

このような事象進展を踏まえると、S P A R K L E - 2 コードを主給水流量喪失+A T W Sへ適用するための検証／妥当性確認としては、主給水流量喪失+A T W Sにおける原子炉圧力に対して重要な物理現象の模擬が妥当であるかを確認することが効果的である。従って、主給水流量喪失+A T W Sで取り扱う物理現象に対して、主給水流量喪失+A T W Sにおける原子炉圧力を注目する評価指標として、2.3節で重要現象を抽出し検証／妥当性評価を行う。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2.1 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出されたA T W Sで取り扱う物理現象について、事故シーケンスである主給水流量喪失+A T W Sを対象に、表 2-1の定義に従い「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 2-1では、評価指標及び運転操作への影響度合いに応じて物理現象を分類することとなっているが、主給水流量喪失+A T W SはA T W S緩和設備によりプラントを安定状態に導き運転員の操作を介さない。そのため、主給水流量喪失+A T W Sでは、評価指標である原子炉圧力に対する影響度合いに応じて物理現象をH、M、L及びIのランクに分類する。

なお、本資料の本文「2.1 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シーケンスグループに対して抽出されているため、事故シーケンスである主給水流量喪失+A T W Sでは生じない物理現象も含んでいる。これらの物理現象は、主給水流量喪失+A T W Sの原子炉圧力に影響を与えないため「I」に分類する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
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や感度解析等により求め、実機評価における評価指標及び運転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／妥当性評価は記載しない
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／妥当性評価は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.1 有効性評価における物理現象の抽出」において事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、2.1節で述べた事象進展を踏まえ、2.2節のランクの定義に従い主給水流量喪失+A TWSの評価指標である原子炉圧力への影響度合いに応じて表 2-2のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けにあたっては、注目する評価指標である原子炉圧力に直接影響を与える物理現象に加え、原子炉圧力は1次冷却材の膨張量に基づき評価されるため、1次冷却材の膨張量に影響を与える1次冷却材温度変化及び原子炉出力変化に係る物理現象も相対的に高いランク付けがなされている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 中性子動特性 (核分裂出力) [炉心(核)]

(2) 出力分布変化 [炉心(核)]

(3) フィードバック効果 [炉心(核)]

[Redacted]

(4) 制御棒効果 [炉心(核)]

[Redacted]

(5) 崩壊熱 [炉心(核)]

[Redacted]

(6) 燃料棒内温度変化 [炉心(核)]

[Redacted]

(7) 燃料棒表面熱伝達 [炉心(核)]

[Redacted]

(8) 限界熱流束(CHF) [炉心(燃料)]

[Redacted]

(9) 3次元熱流動 [炉心(熱流動)]

[Redacted]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(10) 沸騰・ボイド率変化 [炉心(熱流動)]

--

(11) 圧力損失 [炉心(熱流動)]

--

(12) ほう素濃度変化 [炉心(熱流動)]

--

(13) 冷却材流量変化(強制循環時／自然循環時) [1次冷却系]

--

(14) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 (1次冷却系) [1次冷却系]

--

(15) 圧力損失 (1次冷却系) [1次冷却系]

--

(16) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

--

(17) ほう素濃度変化 [1次冷却系]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。

(18) 気液熱非平衡 [加圧器]

--

(19) 水位変化 [加圧器]

--

(20) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [加圧器]

--

(21) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]

--

(22) 冷却材放出(臨界流・差圧流) [蒸気発生器]

--

(23) 2次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]

--

(24) 2次側給水 (主給水・補助給水) [蒸気発生器]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。

表 2-2 主給水流量喪失+ATWSにおける物理現象のランク

		評価事象		主給水流量喪失+ATWS
分類	物理現象		評価指標	原子炉圧力
炉心（核）	(1)	中性子動特性（核分裂出力）		<u>H</u>
	(2)	出力分布変化		L
	(3)	フィードバック効果	ドップラ効果	<u>H</u>
			減速材密度効果	<u>H</u>
			ほう素濃度効果	L
			動特性パラメータ	L
(4)	制御棒効果		I*	
(5)	崩壊熱		M	
炉心（燃料）	(6)	燃料棒内温度変化		<u>H</u>
	(7)	燃料棒表面熱伝達		L
	(8)	限界熱流束(CHF)		I*
炉心（熱流動）	(9)	3次元熱流動		L
	(10)	沸騰・ボイド率変化		<u>H</u>
	(11)	圧力損失		L
	(12)	ほう素濃度変化		L
1次冷却系	(13)	冷却材流量変化(強制循環時/自然循環時)		L
	(14)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		L
	(15)	圧力損失		L
	(16)	構造材との熱伝達		L
	(17)	ほう素濃度変化		L
加圧器	(18)	気液熱非平衡		<u>H</u>
	(19)	水位変化		<u>H</u>
	(20)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		<u>H</u>
蒸気発生器	(21)	1次側・2次側の熱伝達		<u>H</u>
	(22)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		<u>H</u>
	(23)	2次側水位変化・ドライアウト		<u>H</u>
	(24)	2次側給水(主給水・補助給水)		<u>H</u>

*事故シーケンスグループとして抽出された物理現象であるが、事故シーケンスである主給水流量喪失+ATWSの原子炉圧力に影響を与えないため「I」に分類する

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

S P A R K L E - 2 コードは、汎用二相流コードM-R E L A P 5^[2]の炉心モデルを1点炉近似動特性モデルから3次元動特性モデルに変更し、炉内熱流動に対しても3次元二相流動解析を採用した解析コードであり、図 3-1に示すように、プラント特性コードM-R E L A P 5、3次元炉心動特性計算コードC O S M O - K^[1]及び3次元炉心熱流動特性コードM I D A C^[1]の3つの要素コードを動的に結合し、1次冷却系全体の熱流動と3次元炉心動特性との相互作用が評価可能な詳細なプラント過渡特性解析コードである。

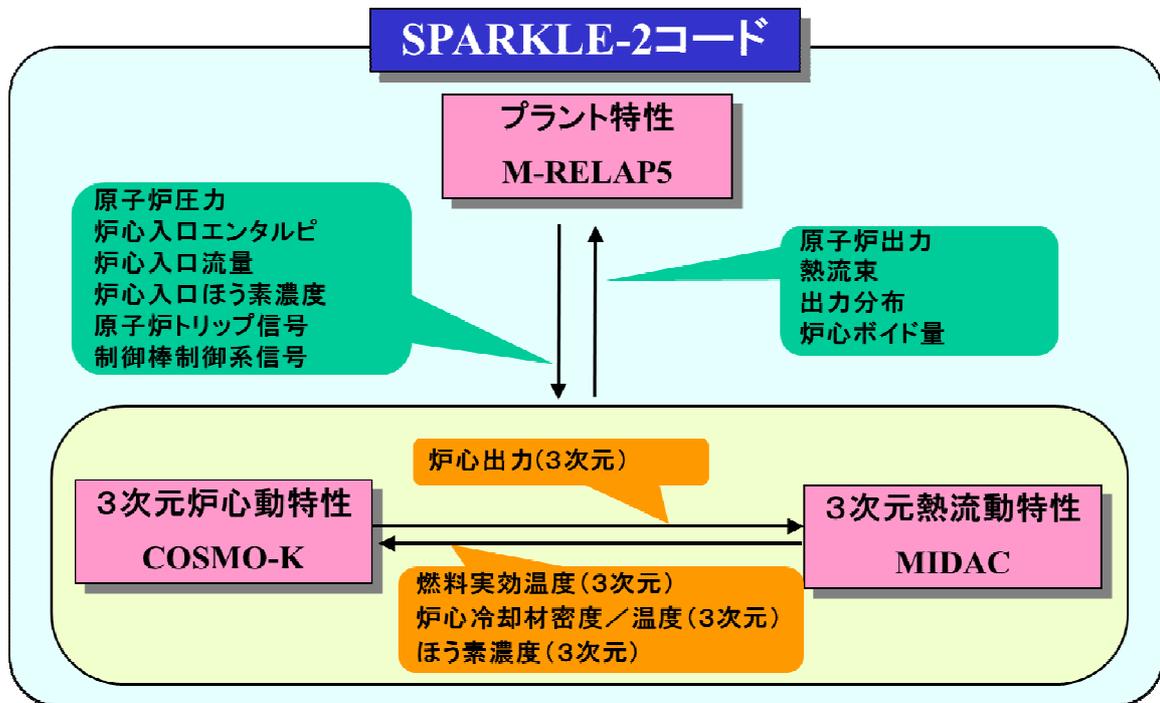
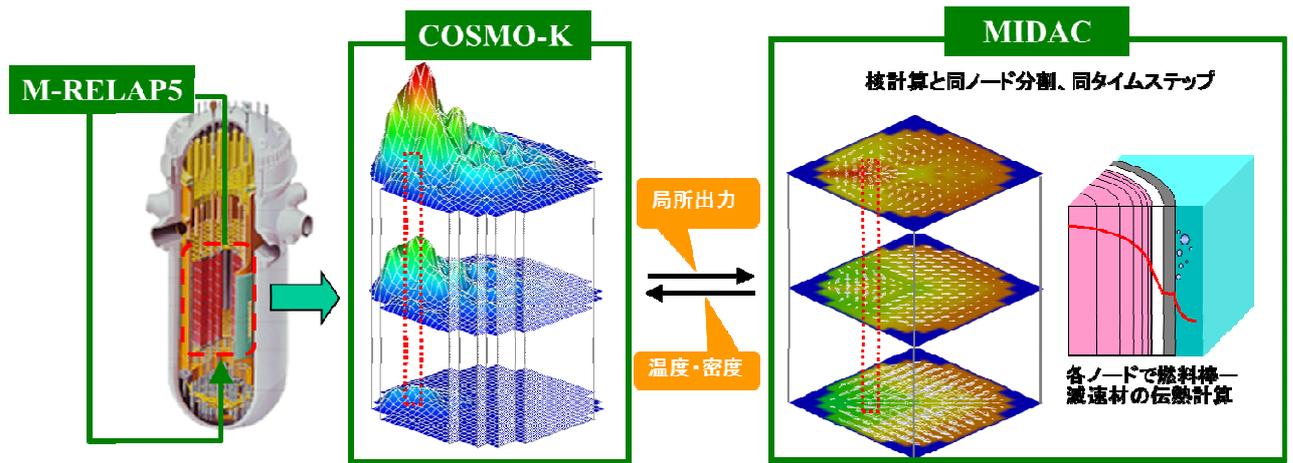


図 3-1 SPARKLE-2コードにおける結合計算

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 3-1に示す。

炉心（核）の重要現象は、1次冷却材密度低下および燃料温度低下に伴うフィードバック効果による原子炉出力変化を評価するためのものであるため、事象進展（1次冷却材密度低下、ボイド生成、ほう素濃度変化、出力変化）中の核的挙動をより精緻に模擬できる3次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルを採用する。また、出力運転中に炉内に蓄積されたFP及びアクチニドの崩壊熱を評価するための崩壊熱モデルを採用する。

炉心（燃料）については、燃料棒内温度変化を評価するために燃料棒内の径方向非定常熱伝導モデルが必要であり、炉心（熱流動）としては、サブクール沸騰を含む沸騰・ボイド率変化を評価できるボイドモデル（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）が必要である。

1次冷却系における温度／圧力挙動は各保存則により記述される質量／エネルギーバランスから求まるが、さらに蒸気発生器による除熱量や加圧器挙動を評価するためのモデルが必要となる。蒸気発生器による除熱の評価にあたっては、1次側・2次側の熱伝達を表す伝熱管熱伝達モデルの他、2次側の冷却材挙動を表すモデルが必要である。2次冷却材の温度／圧力は、質量／エネルギー保存則により表されるが、水位低下、ドライアウトといった現象を詳細に表すためには2流体モデルを適用する必要がある、主蒸気逃がし弁／安全弁からの蒸気放出を模擬するためには臨界流モデルが必要となる。また、加圧器水位の変動及び、気液の熱非平衡を伴う加圧器インサージ時の気相部圧縮挙動を詳細に表すためには2流体モデルを適用する必要がある、加圧器満水時の1次冷却材放出（加圧器逃がし弁／安全弁からの放出）を評価するためには、二相状態及びサブクール状態に対応した臨界流モデルが必要となる。

表 3-1 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)	中性子動特性 (核分裂出力)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3次元動特性モデル ・ 核定数フィードバックモデル
	ドップラフィードバック効果	
	減速材フィードバック効果	
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ 崩壊熱モデル
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 非定常熱伝導方程式
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 二相圧力損失モデル ・ サブクールボイドモデル ・ 気液相対速度
加圧器	気液熱非平衡	<ul style="list-style-type: none"> ・ 2流体モデル
	水位変化	
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 二相/サブクール臨界流モデル
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・ 伝熱管熱伝達モデル
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 臨界流モデル
	2次側水位変化・ドライアウト	<ul style="list-style-type: none"> ・ 2流体モデル
	2次側給水 (主給水・補助給水)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ポンプ特性モデル

3.3 解析モデル

S P A R K L E - 2 コードを構成する M - R E L A P 5 コード、C O S M O - K コード及び M I D A C コードの解析モデルを表 3-2 に示す。S P A R K L E - 2 コードは、3.2 節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有している。

3.3.1 プラント特性 (M-R E L A P 5 コード)

原子炉冷却材の熱流動挙動は 1 次元の気液 2 流体モデルで模擬される。M - R E L A P 5 の基礎式は、気液の各相の質量、運動量およびエネルギーの各保存式からなり、後述する構成式と合わせて解くことで圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び流速を求める。

保存式を補完する構成式は、気液相間の質量、運動量及びエネルギー交換を表すモデルであり、具体的には気液相間の界面積、界面摩擦、界面熱伝達を定義する。M - R E L A P 5 コードでは、原子炉の流動状態に応じて適切な構成式が与えられる。

熱流動の解析に当たっては、原子炉の 1 次及び 2 次冷却系を多数のノードに分割して表す。これにより、流動状態に応じて適切な構成式を適用することができ、原子炉の各部で現れる流動状態を適切に模擬することができる。垂直配管と水平配管は異なるノードで模擬し、例えば、水平管内で層状流が現れるような場合にはこれに相当する構成式を適用する。また、蒸気発生器の 1 次側と 2 次側の熱授受は、1 次側と 2 次側の流体ノードの間に伝熱構造体モデルを配置することで模擬できる。

以上の保存式、構成式は、これまでに幅広く検証され、事故時の原子炉内の熱流動挙動を適切に予測できることが確認されている。

(1) 保存則

二相流は 2 流体モデルでモデル化し、気液各相の質量保存式、運動量保存式およびエネルギー保存式の 6 保存式を解くことにより、圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び各相の流速を求める。

蒸気発生（または凝縮）は、バルク流体でのエネルギー交換によるものと壁面近傍の温度境界層での壁面とのエネルギー交換によるものに分けて扱う。これらの蒸気発生（または凝縮）は、気液界面におけるエネルギーバランスによって決まる。

バルク流体における界面伝熱は、気液界面の温度と気液各相の界面熱伝達とそれぞれの温度によって決まる。壁面の沸騰現象では蒸気は飽和であるとし、凝縮現象では液相は飽和であるとする。

(2) 流動様式

各流動様式に応じた気液界面積、界面熱伝達、界面摩擦を計算する。

① 垂直流

垂直流に適用される流動様式を図 3-2 に示す。垂直流の流動様式は、膜沸騰遷移前 (pre-CHF) の 4 領域、膜沸騰遷移後 (post-CHF) の 4 領域、垂直層状流の 9 領域とそれらの内挿領域から構成される。この流動様式は、水平線に対して 60~90 度の角度を有するコントロールボリューム

ムの上昇流及び下降流に適用される。pre-CHF は、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF 噴霧流から成り、post-CHF 領域は逆環状流、逆スラグ流、噴霧流、post-CHF 噴霧流から成る。各流動様式の遷移は、ボイド率、流速、沸騰様式の関数として表される。

② 水平流

水平流に適用される流動様式を図 3-3に示す。水平流の流動様式は気液の相対速度、質量流量及びボイド率の関数として表記される。この流動様式は、水平線に対して 30 度までの角度を有するコントロールボリュームに適用される。30~60 度の角度を有するコントロールボリュームは、垂直流と水平流の内挿として評価される。水平流の流動様式は、post-CHF 領域が考慮されないことを除き、垂直流のそれと類似しており、水平層状流が垂直層状流に置き換わる形となる。水平流の流動様式は、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF 噴霧流、水平層状流及びそれらの内挿領域から構成される。

(3) 臨界流モデル

① 加圧器逃がし弁／安全弁からの臨界流

蒸気単相、二相、サブクール条件すべてにおいて Henry-Fauske^[3]のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。

② 主蒸気逃がし弁／安全弁からの臨界流

有効性評価解析上は蒸気放出のみであるが、Ransom-Trapp のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。

③ 破断口からの臨界流

臨界流モデルとして、非常用炉心冷却系の性能評価指針でその使用が認められている Henry-Fauske モデル^[3]をサブクール条件に、Moody モデル^[4]を二相条件に適用するが、主給水流量喪失+ATWS では破断口からの冷却材放出は生じないため使用しない。

3.3.2 炉心動特性 (COSMO-Kコード)

炉心動特性はCOSMO-Kコードの解析モデルにより評価する。

(1) 3次元動特性モデル

空間依存の動特性方程式は、中性子に関する時間依存のエネルギー 2 群の拡散方程式と 6 群の遅発中性子先行核密度の式からなり、空間に関しては解析的多項式ノード法により離散化し、時間に関しては周波数変換法+ θ 法により差分化を行う。また、各燃料棒の出力は、ノード平均中性子束計算の後に、燃料棒出力再構築法により算出する。

(2) 核定数フィードバックモデル

核定数フィードバックモデルは、中性子動特性計算の入力となる核定数を、ノード単位で燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度に応じて変化させることでモデル化する。具体的には、燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度の5次元のマトリックス形式でテーブル化された核定数テーブルから、2次ラグランジュ補間により核定数を参照する手法を核定数フィードバックモデルとして採用している。この核定数フィードバックモデルにより、燃料温度、減速材密度の変化に応じて核定数の変化を考慮できることから、ドップラフィードバック効果、減速材フィードバック効果を適切に考慮することが出来る。

(3) 崩壊熱モデル

崩壊熱は、炉心に装荷される燃料種類、燃焼度を包絡するよう冷却時間 t の多項指数関数により関数化された崩壊熱曲線を入力として与えることにより模擬する。原子炉出力は、中性子動特性計算から得られる核分裂出力と崩壊熱を加算することにより得られる。

3.3.3 熱流動特性 (MIDACコード)

炉心内の熱流動特性はMIDACコードの解析モデルにより評価する。

(1) 保存則

① 熱流動

熱流動モデルの基礎方程式としては3次元の直交座標系に対し、混合相の質量(密度)、運動量、エネルギーに関する3保存則を考える。対流項にはドリフトフラックスモデルに基づく気液の速度差を考慮し、これに気相の質量保存則を加えることで、冷却材の圧力・流量・エンタルピ・ボイド率を求める。これらの方程式系を閉じるために、気液相対速度、沸騰、摩擦損失、乱流混合といった現象を表す物理モデルが用いられる。ほう素は液相に溶解して移動するものとして、沸騰に伴うほう素の液相への移動を考慮した質量保存則を与え、ほう素濃度の分布を求める。

② 燃料温度

熱流動解析の計算セル毎に、セル内に含まれる平均出力の燃料棒を対象とした非定常径方向1次元の熱伝導方程式を考慮する。MIDACコードは、燃料棒温度挙動を求め、冷却材への過渡時伝熱量を与えると同時に、燃料棒内温度を評価する。燃料熱物性は、FINEコード^{[5][6]}と同一モデルを採用している。

(2) 構成式

① 二相圧力損失モデル

軸方向圧力損失としては、摩擦損失と形状損失を考慮する。摩擦損失としては、二相条件を考

慮するために、単相の圧力損失係数に対して EPRI の二相摩擦損失増倍係数^[7]を適用する。形状損失は入力された圧力損失係数に基づき計算する。

② サブクールボイドモデル

サブクールボイドは、気泡離脱点に関する Saha-Zuber の式^[8]と Lahey のサブクール沸騰モデル^[9]に基づき求める。(財)原子力発電技術機構が実施した管群ボイド試験結果^[10]において、Saha-Zuber の式に若干の補正を加えることで、管群における気泡離脱の遅れを適切に模擬できることが報告されており、MIDAC では、これを修正 Saha-Zuber の式として使用している。Lahey のサブクール沸騰モデルは、境界層における蒸気の生成と凝縮のバランスに基づく蒸気発生率を与える。

③ 気液相対速度

ドリフトフラックスモデルを適用した各保存則の基礎式では気液の相対速度が必要であり、気液相対速度はドリフトフラックス相関式により与えられる分布係数とドリフト速度から定まる。

MIDAC では、(財)原子力発電技術機構で実施した管群ボイド試験結果^[10]においてデータとの一致が最も良いと報告された以下のモデルを主流方向について用いる。

圧力 12.5MPa 以上： 均質流

圧力 10MPa 以下： 鉛直上昇流に対する Chexal-Lellouche の式^[11]

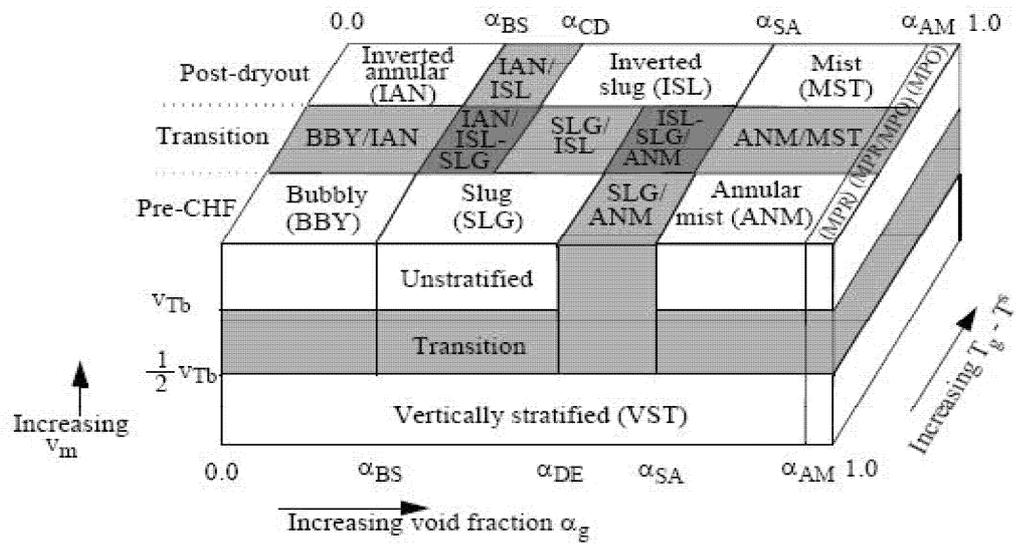
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

④ 被覆管表面熱伝達

被覆管表面熱伝達率としては、強制対流条件に対しては、Dittus-Boelter 相関式を、核沸騰条件に対しては Thom の式を使用する。

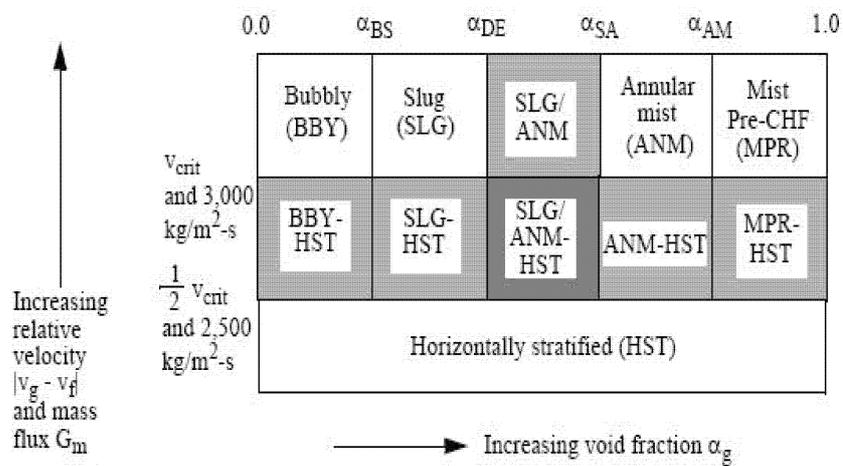
表 3-2 SPARKLE-2 コードのモデル一覧

項 目		計算モデル	
プラント特性 (M-RELAP5)	1次冷却系のモデリング	1次冷却系を多数のノードに分割 (ボリュームジャンクション法)	
	流動の基本式	非定常2流体6保存 気液各相に対し下記保存則を適用 ・質量保存則 ・エネルギー保存則 ・運動量保存則	
	流動様式	水平方向・垂直方向で複数の流動様式を模擬	
	ボイドモデル	流動様式に応じた構成式により模擬 (Chexal-Lellouche)	
	数値解法	半陰解法	
	臨界流モデル	サブクール臨界流：Henry-Fauske モデル 二相臨界流：Moody モデル 蒸気単相：Ransom-Trapp モデル	
	1次冷却材ポンプの挙動	流体との相互作用を考慮した動的モデル	
	加圧器モデル	水位を精緻に計算するため、軸方向に多数にノードを分割 加圧器逃し弁・安全弁からの放出はサブクール、二相臨界流共に Henry-Fauske モデルを適用	
	蒸気発生器モデル	2次側を多ノード非平衡 伝熱管熱伝達モデル ポンプ特性モデル	
炉心動特性 (COSMO-K)	モデリング	3次元	
	中性子束計算	3次元2群拡散、6群遅発中性子	
	数値解法	空間	解析的多項式ノード法
		時間	周波数変換法+ θ 法
	ノード内の中性子束の取り扱い	解析的多項式ノード法 燃料棒出力再構築法	
	核定数フィードバックモデル	マトリックス形式の核定数テーブル化 2次ラグランジュ補間による核定数内挿	
	崩壊熱モデル	多項指数関数による崩壊熱モデル	
熱流動特性 (MIDAC)	モデリング	3次元	
	基本モデル	流体	非定常二相ドリフトフラックスモデル (混合相3保存則+気相質量保存則)
		燃料温度	非定常径方向1次元熱伝導方程式
	数値解法	熱流動	コントロールボリューム法 完全陰解法 (PISO)
		燃料温度	コントロールボリューム法 完全陰解法
	二相圧力損失モデル	EPRI	
	サブクールボイドモデル	気泡離脱点：修正 Saha-Zuber 蒸気生成率：Lahey	
	気液相対速度(ドリフトフラックス相関式)	圧力 12.5MPa 以上：均質流 圧力 10MPa 以下：Chexal-Lellouche 圧力 10~12.5MPa：内挿	
	被覆管表面熱伝達	強制対流：Dittus-Boelter 核沸騰：Thom	



- BBY : 気泡流
- SLG : スラグ流
- ANM : 環状噴霧流
- MPR : pre-CHF 噴霧流
- IAN : 逆環状流
- ISL : 逆スラグ流
- MST : 噴霧流
- MPO : post-CHF 噴霧流
- VST : 垂直層状流

図 3-2 垂直流の流動様式



B B Y : 気泡流

S L G : スラグ流

A N M : 環状噴霧流

M P R : pre-CHF 噴霧流

H S T : 水平層状流

図 3-3 水平流の流動様式

3.4 ノード分割

主給水流量喪失+ATWSの実機解析に用いる1次系/2次系及び、炉心/燃料棒のノード分割を、図3-4～図3-6に示し、各物理領域におけるノード分割の考え方を表3-3に示す。

主給水流量喪失+ATWSは、2次側保有水が減少する過程での1次系と2次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要がある。また、1次冷却材の膨張による原子炉圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。これら蒸気発生器伝熱管部及び加圧器については、後述するLOFT試験解析による妥当性確認(4.8節)や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、主給水流量喪失+ATWSは過渡時に局所的な出力分布の歪を伴わず、ほぼ炉心一様に出力が変化する事象であるため、出力分布変化としては準静的な過渡変化といえる。そのため、COSMO-Kコード及びMIDACコードは、多くの実機炉心解析(静的解析)で十分な精度実績のあるノード分割を採用することとしており、COSMO-Kコード及びMIDACコードの炉心内ノード分割を同一としている。

他の物理領域については、主給水流量喪失+ATWSでは温度分布が大きくなり、また、冷却材流れは基本的に均質流であるため、蒸気発生器伝熱管部や加圧器ほど詳細なノード分割は不要である。

上記のノード分割の考え方は、2/3/4ループプラントに共通して適用するものである。

表 3-3 SPARKLE-2 コードのノード分割の考え方

物理領域	ノード分割の考え方
1次冷却材高温側、低温側配管部	
蒸気発生器伝熱部	
加圧器、サージ管	
原子炉頂部	
上部、下部プレナム部	
ダウンカマー	
炉心、燃料部	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

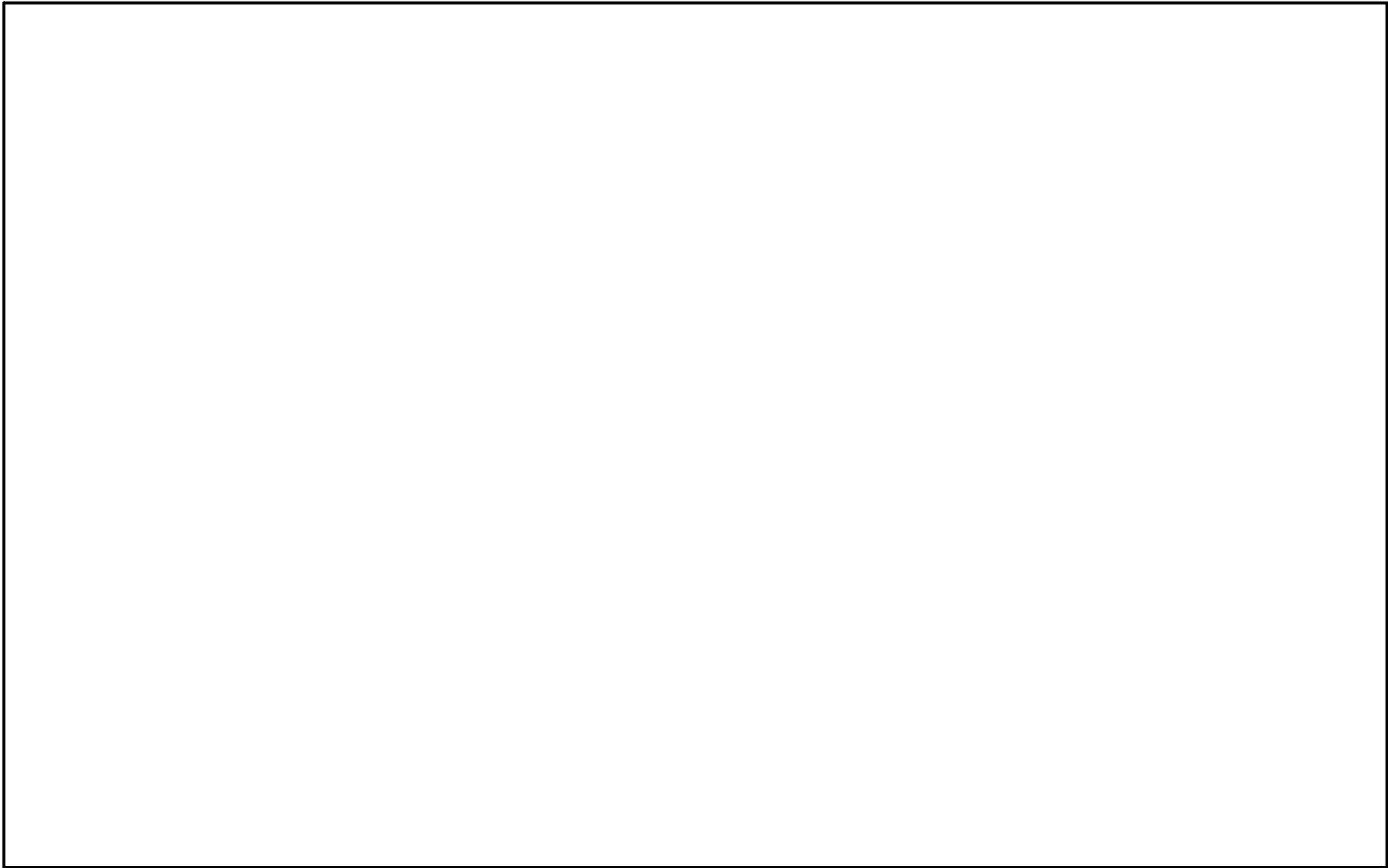


図 3-4 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [A,B ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

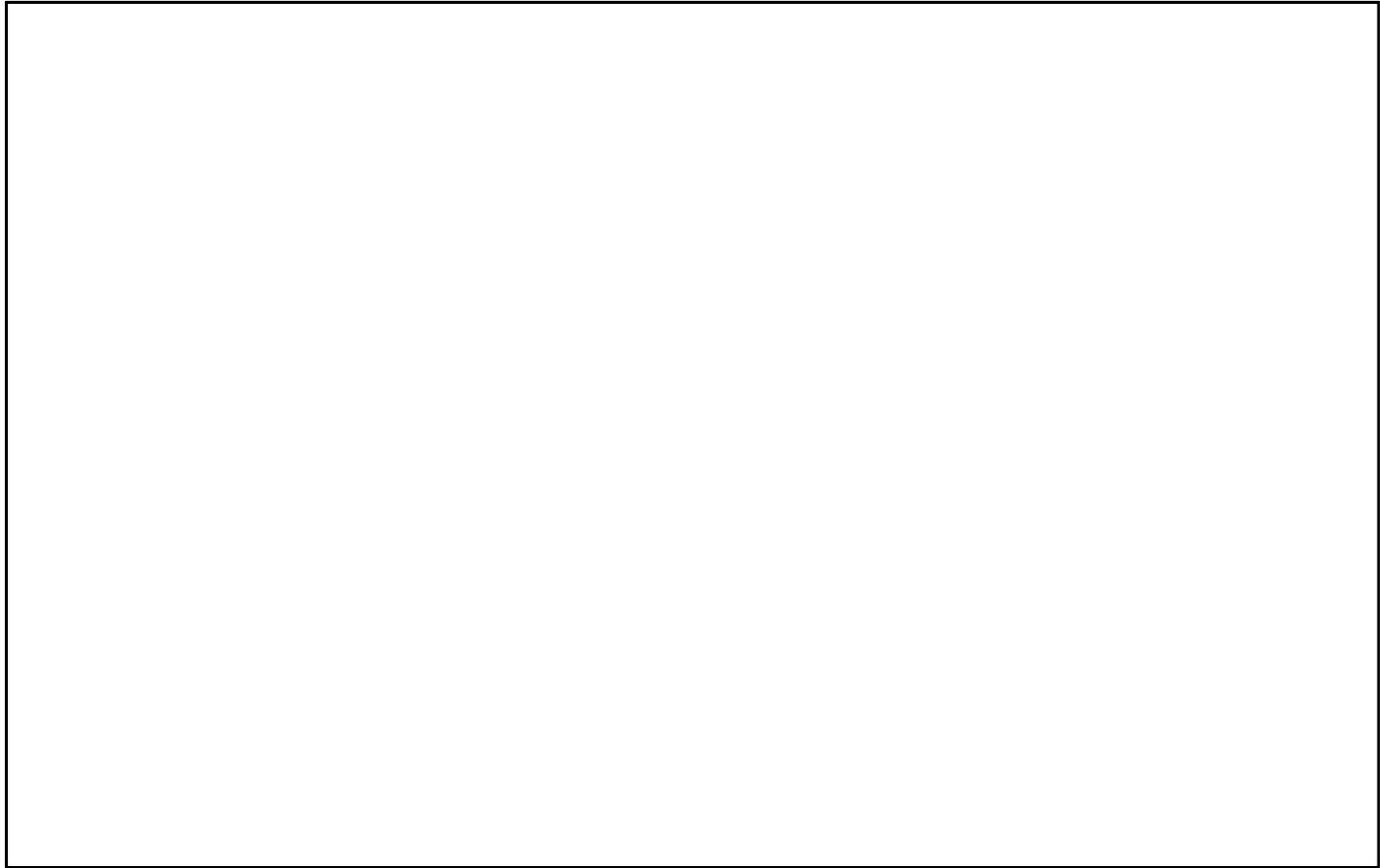


図 3-5 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [C ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

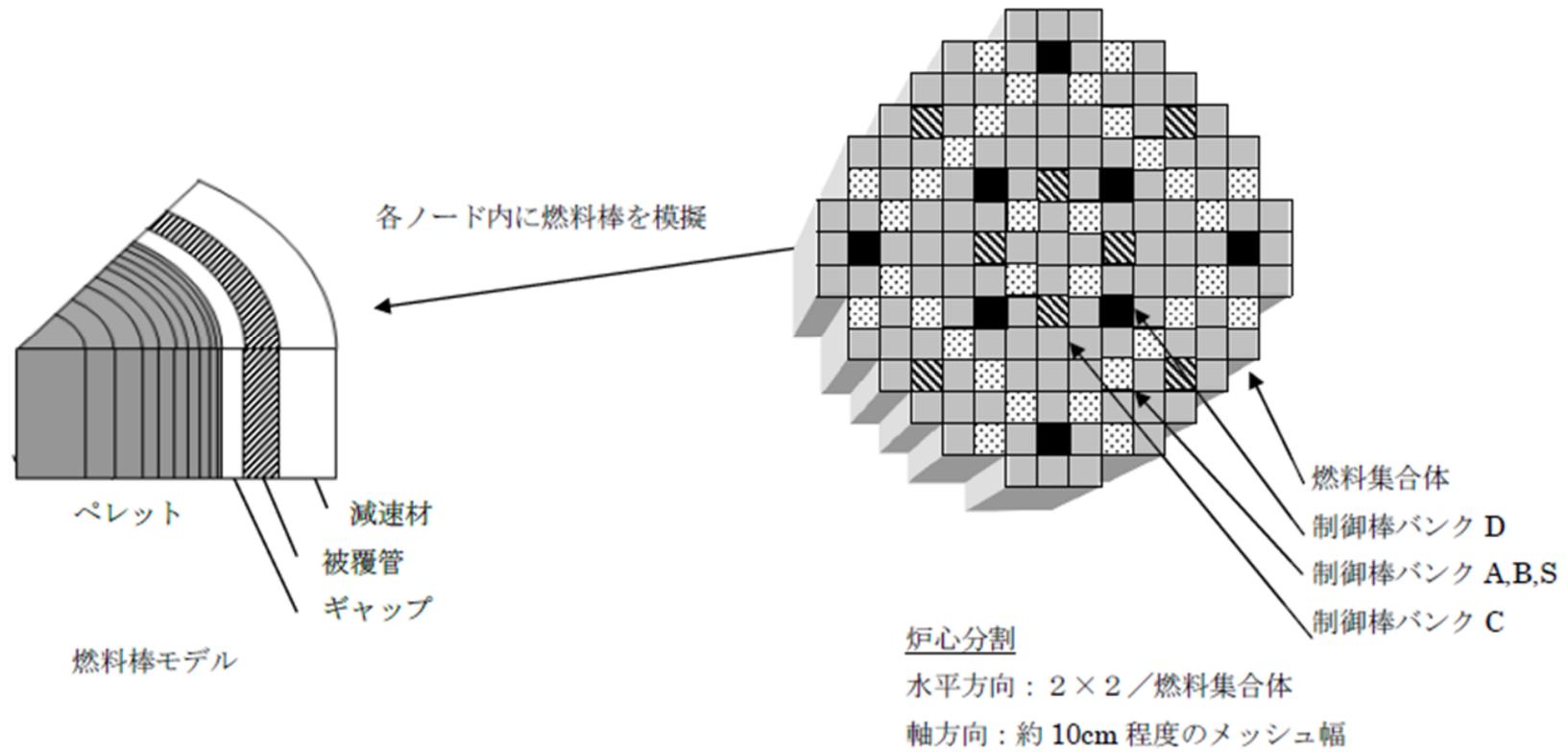


図 3-6 COSMO-K, MIDAC のノード分割図 (3 ループプラントの例)

3.5 結合計算方法

3.5.1 結合計算の流れ

SPARKLE-2コードは、図 3-7に示すように上記の3つの要素コードを動的に結合したプラント過渡特性解析コードである。

ある時刻において、炉心過渡計算のため、炉心境界条件として原子炉圧力、炉心入口エンタルピ、炉心入口流量及び炉心入口ほう素濃度がM-RELAP5コードからCOSMO-Kコード及びMIDACコードに受け渡される。炉心過渡計算では、まず、M-RELAP5コードから受け渡された炉心境界条件とCOSMO-Kコードから受け渡される3次元出力分布に基づき、MIDACコードにて熱流束、燃料棒内温度、炉心冷却材密度/温度及びほう素濃度の3次元分布を計算し、その後、MIDACコードから受け渡された燃料実効温度、炉心冷却材密度/温度及びほう素濃度を用いて、COSMO-Kコードにて中性子動特性計算により炉心出力及び出力分布を計算する。MIDACコードからCOSMO-Kコードへ受け渡される燃料実効温度、炉心冷却材密度/温度及びほう素濃度は、3.3節で示したように、COSMO-Kコードにおいて、ノード毎に中性子動特性計算の入力となる核定数を参照するために使用され、COSMO-Kコード及びMIDACコードの炉心内ノード分割は同一であることから、これらのパラメータはCOSMO-KコードとMIDACコードの同一ノード間で受け渡される。

炉心過渡計算が終了すると、MIDACコードで計算された熱流束分布がM-RELAP5コードに返され、M-RELAP5コードで炉心部を含む1次冷却系全体の熱流動を計算する。この時、MIDACコードとM-RELAP5コードの炉心部分のノード分割が異なるため、MIDACコードにより得られた熱流束分布を、M-RELAP5コードのノード分割に縮約して受け渡すことにより、詳細な熱流束分布がM-RELAP5コードによる熱流動計算に反映される。これらをタイムステップ毎に繰り返す。

3.5.2 炉心計算における受け渡しパラメータ

MIDACコードからCOSMO-Kコードへ受け渡されるパラメータの具体的な取扱について、以下に述べる。

(1) 燃料実効温度

COSMO-Kコードの核定数は、炉心計算での反応度が合うようにペレット内の反応率分布を考慮して平均化した核計算用の燃料実効温度をパラメータとして設定されており、主としてドップラフィードバック効果に寄与する。MIDACコードでは、COSMO-Kコードで評価されたノード単位の3次元出力分布を入力として、各ノードに対してノード代表のペレット内径方向温度分布を計算しているが、核計算用の燃料実効温度については、ペレット内の反応率分布を考慮してペレットの外側領域の重みを大きくする加重平均処理を行うことにより算出し、COSMO-Kコードの同一ノード

ドへ受け渡している。

(2) 炉心冷却材密度／温度

MIDACコードにより計算されたノード毎の炉心冷却材密度／温度は、COSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、主として減速材フィードバック効果に寄与する。ここで、ボイドが発生したノードに対しては、ボイド発生に伴う減速材密度低下による反応度変化を中性子動特性計算に取り込むため、気液混合密度を受け渡す。COSMO-Kコードの核定数テーブルは燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度の5次元のマトリックス形式でテーブル化されているため、この炉心冷却材密度により核定数を参照することにより、減速材密度が低下することに伴う単位体積当たりのほう素数が減少する効果についても考慮される。

(3) ほう素濃度

ノード毎のほう素濃度は、1次冷却材中のほう素は液相に溶解して移動するものとして、MIDACコードによりノード毎の1次冷却材密度に基づき計算される。計算されたほう素濃度はCOSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、ほう素濃度変化が生じた場合には主としてほう素反応度効果として寄与する。

また、1次冷却材沸騰時には、ほう素は液相に濃縮するため、この効果をボイド率で考慮している。これにより、ボイド発生時における局所的なほう素濃度変化による影響を、中性子動特性計算に反映させることができる。なお、主給水流量喪失+A TWSでは、冷却材流れは高圧に維持されるため気相と液相は均質流として共に移動するため、炉心で沸騰が生じたとしても、混合相全体としてのほう素濃度は変化しないため、このボイド発生時における局所的なほう素濃度変化は表れない。

3.5.3 炉心計算の流れ

COSMO-Kコードの3次元炉心動特性計算では、炉心核設計コードであるGALAXYコード及びCOSMO-Sコードで解析された炉心核設計データを用いていることから、それらのコードとの関連について説明する。炉心計算の流れを図 3-8に示す。

SPARKLE-2コードを用いたプラント過渡解析に先立ち、まず、GALAXYコードを用いた2次元集合体計算により、事象発生前の炉心状態から対象とする過渡状態で想定する範囲を包絡する炉心条件（燃料実効温度、炉心冷却材密度、炉心冷却材温度、ほう素濃度、燃焼度）に対して核定数テーブルを準備する。その後、解析対象とする燃料装荷パターンに対し、この核定数テーブルを用いて、COSMO-Sコードにより解析対象とする炉心燃焼度まで燃焼計算を実施する。次に、SPARKLE-2コードにおいて、COSMO-Sコードで使用したのと同じ核定数テーブル、燃料装荷パターン及びCOSMO-Sコードの燃焼計算から得られる燃焼度分布を入力として、COSMO-KコードとMIDACコードにより、炉心過渡計算の初期炉心条件を設定するための初期定常計算を行う。なお、この初期定常計算では、MIDACコードとCOSMO-Kコードの解析結果が収束するまで反復計算を行う。

プラント過渡解析において、減速材フィードバック効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、この初期定常計算の段階でほう素濃度を調整することで初期減速材温度係数を任意の値に設定し、ほう素濃度調整により変化した中性子バランスを補正することにより定常状態を達成する。この炉心状態を初期定常状態とし、SPARKLE-2コードのプラント過渡解析が実行される。また、ドップラフィードバック効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、炉心過渡計算においてタイムステップ毎に核定数を更新する際に、ドップラフィードバック量の調整を行う。

GALAXYコード及びCOSMO-Sコードの詳細は添付1に記載し、減速材及びドップラフィードバック効果の設定に関する詳細は、それぞれ添付2及び添付3に記載する。

SPARKLE-2

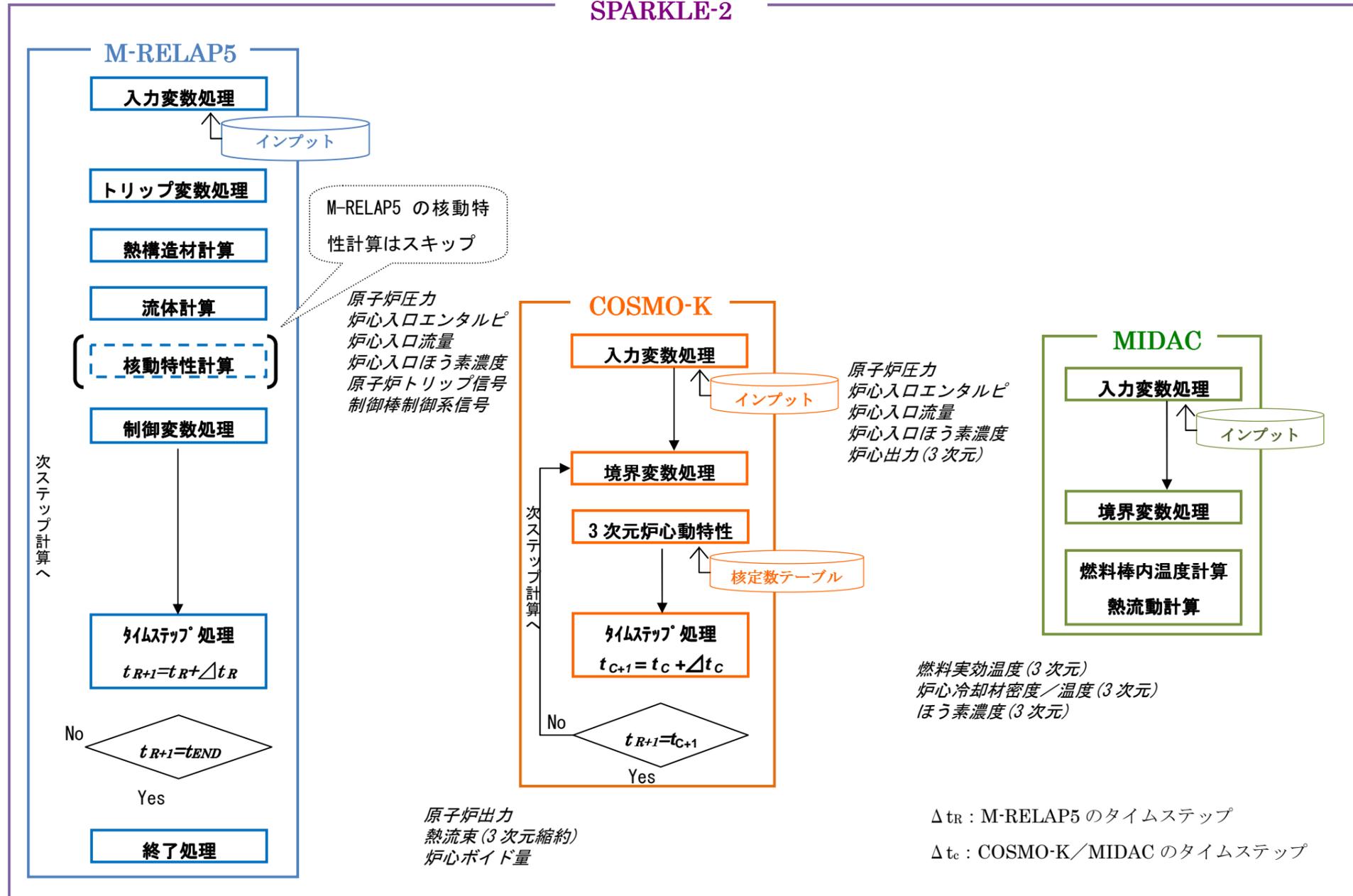


図 3-7 SPARKLE-2 コードの結合計算フロー

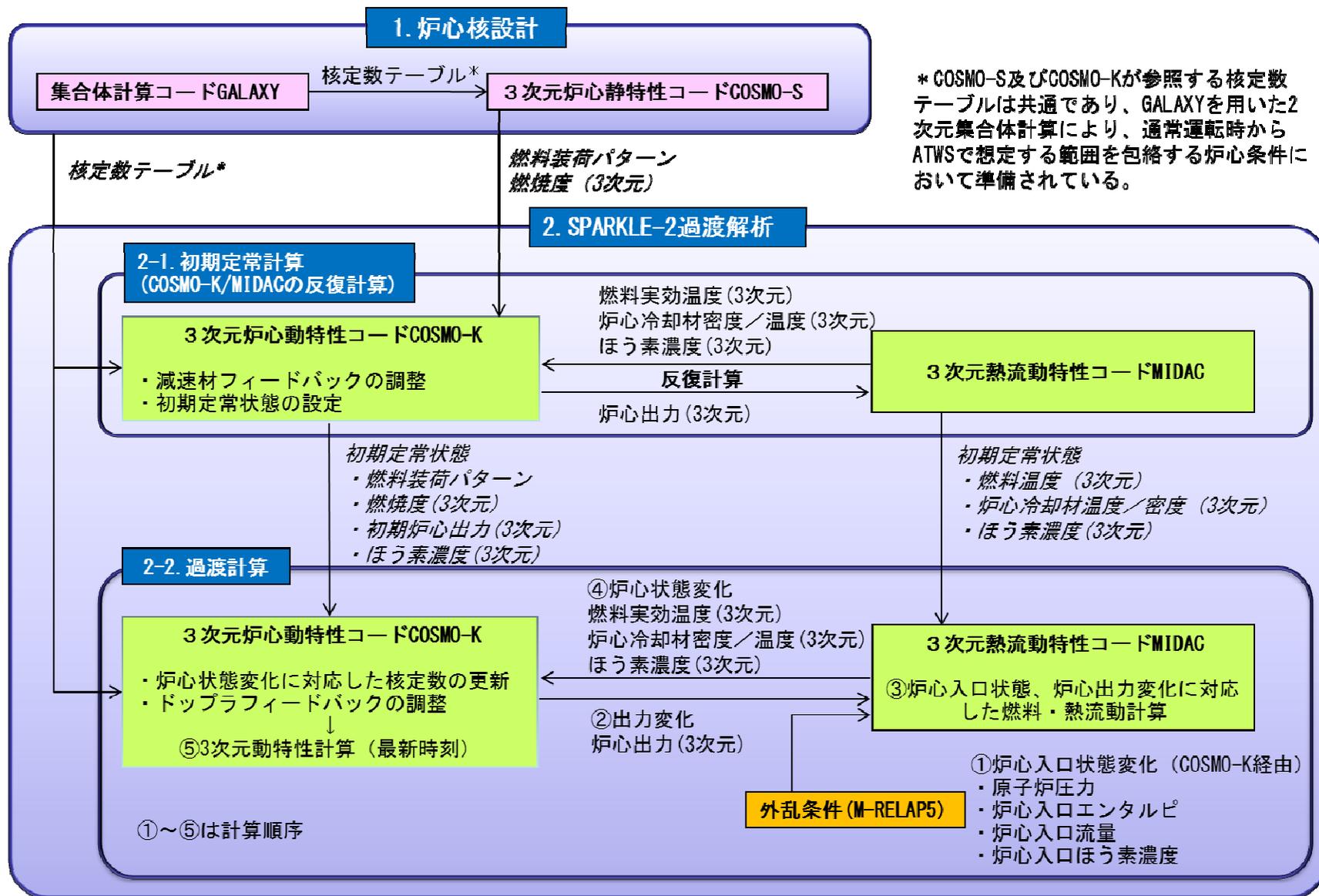


図 3-8 炉心計算の流れ

3.6 入出力

S P A R K L E - 2 コードの入出力を図 3-9に示す。S P A R K L E - 2 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。各インプットデータの詳細な入力項目については添付 4 に示す。

M-R E L A P 5 コード

- ① 原子炉容器、1次冷却材配管、加圧器、1次冷却材ポンプ及び蒸気発生器の幾何形状
- ② 制御／保護系限界値
- ③ 初期条件（原子炉出力、原子炉冷却材温度及び原子炉冷却材圧力）
- ④ 外乱条件（起因）

C O S M O - K コード

- ① 制御棒データ
- ② 外乱条件（起因）
- ③ 崩壊熱
- ④ 燃料装荷パターン
- ⑤ 燃焼度分布
- ⑥ 核定数

M I D A C コード

- ① 燃料／炉心仕様（幾何形状、圧力損失係数）

上記をインプットデータとして、3次元炉心動特性を含むプラント全体の過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

M-R E L A P 5 コード

- ① 原子炉圧力
- ② 原子炉冷却材温度
- ③ 原子炉冷却材流量

C O S M O - K コード

- ① 原子炉出力
- ② 出力分布

M I D A C コード

- ① 原子炉冷却材温度（炉心）
- ② ピーク出力部燃料エンタルピ増分
- ③ 最小DNBR
- ④ 燃料ペレット中心温度

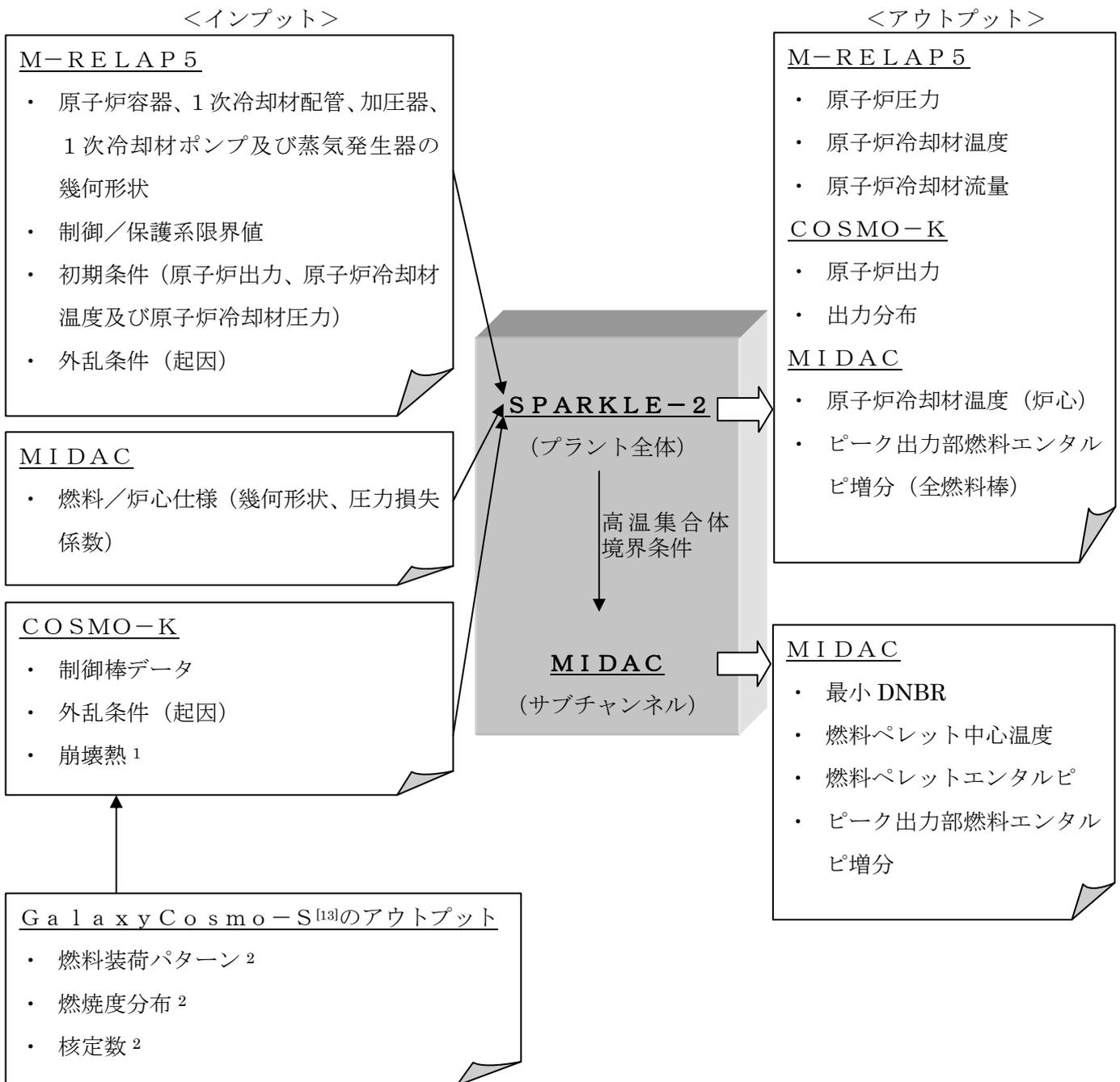


図 3-9 SPARKLE-2 コードの入出力

¹ サイクル初期からサイクル末期までを包絡させた崩壊熱を設定^[12]

² 炉心核設計の燃焼計算により得られる^[13]

4. 検証／妥当性確認

4.1 重要現象に対する検証／妥当性確認方法

2.3節において重要現象に分類された物理現象の検証／妥当性確認方法を表 4-1に示す。SPARKLE-2コードは、種々の検証／妥当性確認を実施しているが、本資料では、主給水流量喪失+ATWSに対して、特に有効な検証／妥当性確認について記載する。

なお、崩壊熱は、解析では評価目的に応じた崩壊熱曲線を入力する。主給水流量喪失+ATWSでは、崩壊熱が高い方が原子炉圧力を厳しく評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、アクチニド崩壊熱はORIGEN-2コード、FP崩壊熱はAESJ推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は20%、FP崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（MOX燃料はPu含有率等）や燃焼度が考慮されている。このように、崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動の考慮がなされた崩壊熱曲線を外部入力しているため、SPARKLE-2コードにおける崩壊熱の妥当性について、ここでは確認しない。

また、蒸気発生器における冷却材放出（主蒸気逃がし弁／安全弁からの蒸気放出）は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を外部入力する。具体的には、主給水流量喪失+ATWSでは、主蒸気逃がし弁／安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力とし、流量については設計流量を用いている。また、蒸気発生器における2次側給水（主給水・補助給水）についても、解析では評価目的に応じた遅れ時間や流量を外部入力する。具体的には、主給水流量喪失+ATWSでは、ATWS緩和設備による電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動に期待しているが、遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間等を考慮し、流量については設計流量を用いている。このように、蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水（主給水・補助給水）については設備設計に基づく作動圧力、遅れ時間、流量を評価目的に応じて外部入力していることから、これらの重要現象に対する妥当性について、ここでは確認しない。

4.1.1 炉心（核）における重要現象の確認方法

炉心（核）に対する重要現象は、中性子動特性、ドップラフィードバック効果及び減速材フィードバック効果であり、SPARKLE-2コードでは、これらを実評価する解析モデルとして、

- ・ 3次元動特性モデル（中性子動特性）
 - ・ 核定数フィードバックモデル（ドップラフィードバック効果及び減速材フィードバック効果）
- を採用している。

3次元動特性モデルについては、正しい核定数が与えられた条件において、中性子束の空間及び時間応答が妥当であることを確認すれば、空間及び時間に対する中性子束計算が適切であることを確認できる。

また、核定数フィードバックモデルについては、核定数と3次元動特性モデルの両者が適切である

ことを確認できれば、その結果として得られるフィードバック効果の妥当性が確認できる。つまり、核定数フィードバックモデルの妥当性確認としては、3次元動特性モデルの妥当性が確認されていることを前提に、中性子束計算の入力となる核定数が妥当であることを確認すればよい。この考え方に基づき、炉心（核）における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認する。

(1) 3次元動特性モデル

空間に対する中性子束計算については、COSMO-Kコードと本機能が同一であるCOSMO-Sコードを用いた実機炉心解析により、炉物理検査における臨界ほう素濃度、制御棒価値、減速材温度係数、及び通常運転時における燃焼に伴う臨界ほう素濃度変化、サイクルを通じた出力分布について、計算値と測定値がそれぞれのパラメータに対する設計判断基準の範囲内で一致しており、妥当性が確認されている^[13]。

時間に対する中性子束計算については、核定数が与えられた条件での検証として、反応度変化の時間スケールが1秒以下のTWIGLベンチマーク、及び反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーのLMWベンチマークを実施し、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの条件におけるCOSMO-Kコードの時間に対する中性子束計算が適切であることを確認する。

また、小型軽水炉の反応度投入実験であり、中性子束分布の局所的な変化を伴い、且つ急峻な出力応答が得られるSPERT-III E-core実験の解析において中性子動特性の妥当性を確認する。

これらの検証／妥当性確認結果を総合して、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの3次元動特性モデルの適用性を確認する。

(2) 核定数フィードバックモデル

a. ドップラフィードバック効果

ドップラフィードバック効果に関連する核定数フィードバックモデルについては、中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることの確認として、SPARKLE-2コードの核定数テーブルを算出するGALAXYコードに対して検証を実施する。この検証では、主給水流量喪失+A TWSにおける事象進展中の炉心状態（燃料温度）を包絡する範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して燃料温度変化に起因する反応度変化を連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより、条件によって差異が拡大しないことを確認する。これにより、GALAXYコードによる核定数計算段階において、燃料温度変化に起因する核定数の変化を、燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく適切に評価できることを確認する。

また、上述の小型軽水炉の反応度投入実験であるSPERT-III E-core実験解析において、ドップラ効果が支配的となるピーク出力近傍から出力が低下していく挙動について測定値と比較することにより、燃料温度変化を含めたドップラフィードバック効果の妥当性を確認する。

b. 減速材フィードバック効果

減速材フィードバック効果に関連する核定数フィードバックモデルについては、中性子束計算

の入力となる核定数の変化が適切であることの確認として、GALAXYコードによる減速材密度変化に伴う反応度変化について連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより検証する。この検証は、主給水流量喪失+A T W Sにおける事象進展中の炉心状態（減速材密度）を包絡する範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して実施する。これにより、事象進展中のいずれの状態においても減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価でき、且つ通常運転状態から差異が拡大しないことを確認する。

また、実機炉物理検査における減速材温度係数測定検査との比較により、通常運転状態での減速材フィードバック効果の妥当性を確認する。これらの検証／妥当性確認結果より、通常運転状態から事象進展中の全ての範囲において、減速材フィードバック効果の妥当性を確認する。

4.1.2 炉心（燃料及び熱流動）における重要現象の確認方法

炉心（燃料及び熱流動）における重要現象である燃料棒内温度変化及び沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）は、それぞれ、ドップラフィードバック効果に伴う核定数変化及び減速材フィードバック効果に伴う核定数変化を求める際に必要となる。

燃料棒内温度変化については、M I D A Cコードの燃料棒内温度モデルである非定常熱伝導方程式の妥当性を確認するために、検証（コード間比較）と妥当性確認（試験解析）の2ステップで評価する。第1ステップでは、定常条件にて、許認可コードである燃料棒設計コードF I N E^{[5][6]}との比較を実施する。M I D A Cコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、F I N Eコードと同一の構成式を採用しており、本比較は、M I D A Cコードの燃料棒内温度分布の計算手法を検証することを目的としている。第2ステップでは、上述のSPERT-III E-core 実験解析において、非定常の燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の妥当性を確認する。

沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）については、ボイドモデル（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）の妥当性確認として、PWR 燃料の管群流路を模擬したNUPEC 管群ボイド試験結果^[10]との比較により妥当性を確認する。

4.1.3 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の確認方法

加圧器及び蒸気発生器における重要現象である加圧器における気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器における1次側・2次側の熱伝達に対しては、PWR を模擬したLOFT 試験装置において代表的な過熱／過圧事象である負荷の喪失を模擬したLOFT L6-1 試験解析、及び主給水流量喪失+A T W Sを模擬したLOFT L9-3 試験解析により、加圧器2流体モデル及び蒸気発生器伝熱管熱伝達モデルの妥当性を確認する。

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウト及び加圧器からの1次冷却材の液相放出が見られることから、主給水流量喪失+A T W Sにおける特徴的な物理現象である加圧器逃がし弁／安全弁からの冷却材放出及び蒸気発生器の2次側水位変化・ドライアウトに対し、加圧器臨界流モデル及び蒸気発生器2流体モデルの妥当性についても確認する。

4.1.4 検証／妥当性確認の概要

以下に、4.1.1節～4.1.3節において整理した重要現象の確認方法を踏まえた各検証／妥当性確認の概要について述べ、詳細を次節以降に示す。

(1) 中性子動特性ベンチマークによる検証

核定数が与えられた条件において中性子束計算が適切であることの検証として、中性子動特性ベンチマーク解析を実施する。具体的には、炉心体系における中性子動特性ベンチマーク問題として広く用いられている2次元体系での TWIGL ベンチマーク、3次元体系での LMW ベンチマークについて、参照解との出力応答の比較を実施する。ここで、反応度変化の時間スケールは TWIGL ベンチマークで1秒以下、LMW ベンチマークで数十秒オーダーであり、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの中性子応答の検証を実施する。

これらの中性子動特性ベンチマークを複数実施すること、及び(4)の SPERT-III E-core 実験解析による妥当性確認と合わせて、主給水流量喪失+A T W Sのような比較的緩やかな出力応答に対する中性子動特性の検証が可能である。

(2) モンテカルロコードとの比較

ドップラ及び減速材フィードバック効果に関連する核定数フィードバックモデルに対し、主給水流量喪失+A T W Sにおける幅広い炉心状態及び種々の燃料種類、組成及び燃焼度を対象に中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることを確認するため、核定数の算出に用いる G A L A X Y コードに対し連続エネルギーモンテカルロコードとのフィードバック効果に対する比較検証を実施する。なお、G A L A X Yコードと連続エネルギーモンテカルロコードとの比較の位置づけについては、添付1にまとめた。

(3) 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

減速材フィードバック効果に関連する核定数フィードバックモデルの妥当性確認として、実機の零出力炉物理検査における減速材温度係数測定検査の測定データと計算値の比較により、実機炉心体系における減速材フィードバック効果の妥当性を確認する。なお、4.1.1節に示したように、通常運転中から事象進展中の幅広い範囲における減速材フィードバック効果については、(2)のモンテカルロコードとの比較による検証と合わせて、妥当性を確認する。

(4) SPERT-III E-core 実験解析

小型軽水炉の反応度投入実験である SPERT-III E-core の実験解析は、制御棒による反応度添加により出力が急速に上昇し、燃料温度上昇に伴うドップラフィードバックにより出力が急速に低下する事象であることから、中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の妥当性確認に用いる。

4.1.1節に示したように、中性子動特性の妥当性については(1)の中性子動特性ベンチマークと、ド

ップラフィードバック効果の妥当性については(2)のモンテカルロコードとの比較と合わせて確認する。

また、本解析では、COSMO-KとMIDACの結合計算を行うことから、核熱結合計算の妥当性確認にも有効である。

(5) 許認可コードFINEとの比較

燃料棒内温度モデルの検証として、定常条件にて、MIDACコードの燃料棒内温度評価結果を許認可コードである燃料棒設計コードFINEと比較することにより、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法を検証する。

4.1.2節に示したように、ドップラフィードバック効果に影響する燃料温度変化については、(4)のSPERT-IIIの実験解析でその妥当性を確認する。

(6) NUPEC 管群ボイド試験解析

主給水流量喪失+ATWSは、原子炉トリップの失敗により出力が長時間維持され、高圧力となる事象であり、このような条件下でのボイドは、流路内での偏りや気液の速度差がない均質流としてMIDACコードの二相流モデルにより取り扱うことができる。これによる沸騰・ボイド率変化に関するボイドモデル（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）の妥当性は、PWR燃料の管群流路を模擬したNUPEC管群ボイド試験結果との比較により確認する。

(7) LOFT L6-1 試験解析

代表的な過熱／過圧事象である負荷の喪失を模擬したLOFT L6-1試験解析により、1次冷却系の過熱／過圧時における加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

(8) LOFT L9-3 試験解析

主給水流量喪失+ATWSを模擬したLOFT L9-3試験解析により、LOFT L6-1試験解析と合わせて、加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

また、LOFT L9-3試験解析では、蒸気発生器はドライアウトに至り熱除去能力が低下し、加圧器は満水に至り1次冷却材が液相として放出されるため、加圧器逃がし弁／安全弁からの冷却材放出、及び蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウトの妥当性、更にドライアウト時の1次側・2次側の熱伝達の妥当性についてもLOFT L9-3試験解析により確認する。

表 4-1 重要現象に対する検証／妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	検証							妥当性確認							
			TWIGLベンチマーク	LMWベンチマーク	OECD/NEA CRP	OECD/NEA/NRC	許認可コードTWINKLEとの比較	モンテカルロコードとの比較(減速材/ドップラフィードバック効果)	許認可コードFINEとの比較	OECD/NEA 主蒸気管破断ベンチマーク	SPEART-III実験解析	炉物理検査	NUPEC管群ポイド試験解析	LOFT L6-1試験解析(負荷の喪失)	LOFT L6-5試験解析(主給水流量喪失)	LOFT L9-3試験解析(主給水流量喪失+ATWS)	実機起動試験(負荷遮断)
炉心 (核)	中性子動特性(核分裂出力)	<ul style="list-style-type: none"> 3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル 	☒ 4-2 ☒ 4-3	☒ 4-6	○	○	○	—	—	○	☒ 4-23 ~ ☒ 4-26	—	—	—	—	—	—
	ドップラフィードバック効果		—	—	—	—	—	☒ 4-8 ☒ 4-9	—	—	—	○	—	—	—	—	—
	減速材フィードバック効果		—	—	—	—	—	☒ 4-11 ~ ☒ 4-19	—	—	—	☒ 4-20	—	—	—	—	—
	崩壊熱*		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	<ul style="list-style-type: none"> 非定常熱伝導方程式 	—	—	—	—	—	—	☒ 4-27	—	☒ 4-23 ~ ☒ 4-26	○	—	—	—	—	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	<ul style="list-style-type: none"> 二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度 	—	—	—	—	—	—	—	—	—	☒ 4-30	—	—	—	—	
加圧器	気液熱非平衡	<ul style="list-style-type: none"> 2流体モデル 	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	☒ 4-35	○	☒ 4-39	○
	水位変化		—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	☒ 4-36	○	☒ 4-40	○
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		<ul style="list-style-type: none"> 二相/サブクール臨界流モデル 	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	☒ 4-38 ~ ☒ 4-41	—
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> 伝熱管熱伝達モデル 	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	☒ 4-34 ☒ 4-37	○	☒ 4-42	○
	2次側水位変化・ドライアウト	<ul style="list-style-type: none"> 2流体モデル 	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—	—
	冷却材放出(臨界流・差圧流)*	<ul style="list-style-type: none"> 臨界流モデル 	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	2次側給水(主給水・補助給水)*	<ul style="list-style-type: none"> ポンプ特性モデル 	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

*崩壊熱並びに蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水は、解析では評価目的に応じた入力値を使用する(4.1節参照)

4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証

4.2.1 TWIGL ベンチマーク^[4]による検証

COSMO-Kコードの中性子動特性モデルの検証として、TWIGL ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが 1 秒以下の早い事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

(1) TWIGL ベンチマークの概要

TWIGL ベンチマーク問題は、図 4-1に示す体系において、領域 1 の吸収断面積がステップ状、またはランプ状に変化する問題が設定されている。本ベンチマーク問題では、中性子 2 群、遅発中性子 1 群の断面積データが表 4-2で与えられている。

(2) TWIGL ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kコードにより、図 4-1で示された体系を実機解析と同程度の 8cm×8cm のメッシュに分割し、表 4-2の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性計算の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、1 ミリ秒、10 ミリ秒の 2 ケースで評価を実施した。

(3) TWIGL ベンチマークの解析結果

ステップ状の断面積変化及びランプ状の断面積変化のケースにおける解析結果を、それぞれ図 4-2及び図 4-3に示す。COSMO-Kによる解析結果は、いずれのケースにおいても時間ステップ幅に依らず、参照解コードであるTWIGLコード、QUANDRYコードと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kコードは、反応度変化の時間スケールが 1 秒以下の早い事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性(核分裂出力)の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析(4.5 節)を踏まえて検討することとする。

表 4-2 TWIGL ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群, g	D[cm]	$\Sigma_a[\text{cm}^{-1}]$	$\nu \Sigma_f[\text{cm}^{-1}]$	$\chi [-]$	$\Sigma_s[\text{cm}^{-1}]$	
						g→1	g→2
1	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
2	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
3	1	1.3	0.0080	0.003	1.0	0.0	0.010
	2	0.5	0.0500	0.060	0.0	0.0	0.000

核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	$\nu [-]$	$v [\text{cm}/\text{sec}]$
1~3	1	2.43	1.0×10^7
	2		2.0×10^5

遅発中性子データ

物質	遅発中性子先行核の群	$\beta [-]$	$\lambda [\text{sec}^{-1}]$
1~3	1	0.0075	0.08

ここで、 D は拡散係数、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$ は生成断面積、 χ は核分裂スペクトル、 Σ_s は散乱断面積、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

ステップ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の Σ_a が $0.1465[\text{cm}^{-1}]$ に瞬時に変化する。

ランプ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の Σ_a が以下の様に変化する。

$$\Sigma_a = \begin{cases} 0.15 - 0.0175t & (t < 0.2) \\ 0.1465 & (t \geq 0.2) \end{cases}$$

ここで、 t は時刻[sec]を表す。

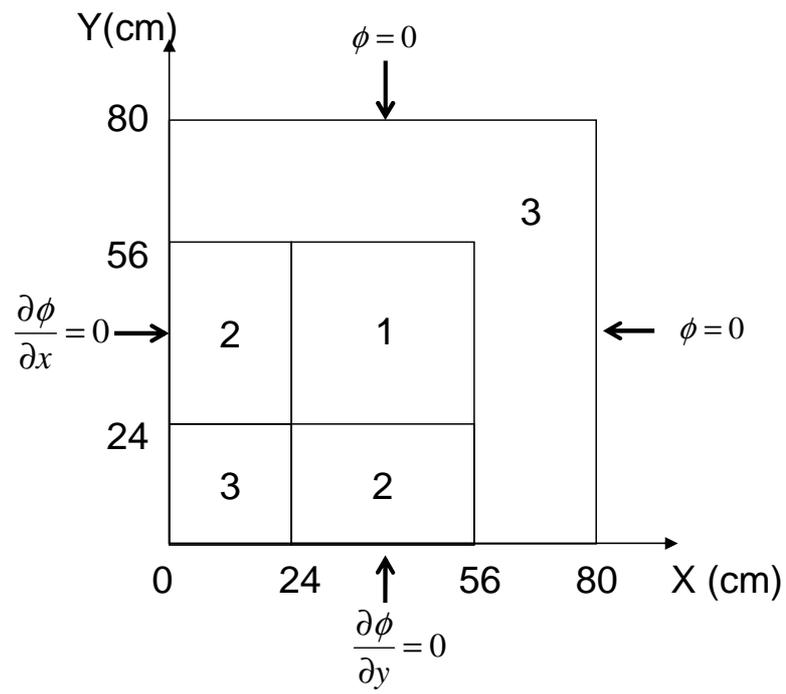


図 4-1 TWIGL ベンチマーク問題体系図

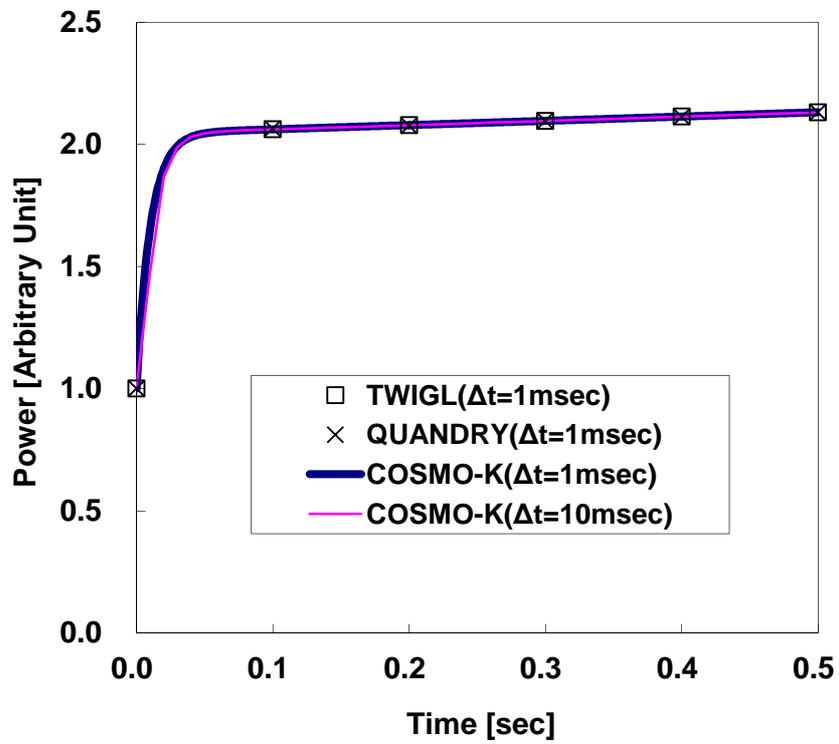


図 4-2 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ステップ状反応度添加の場合)

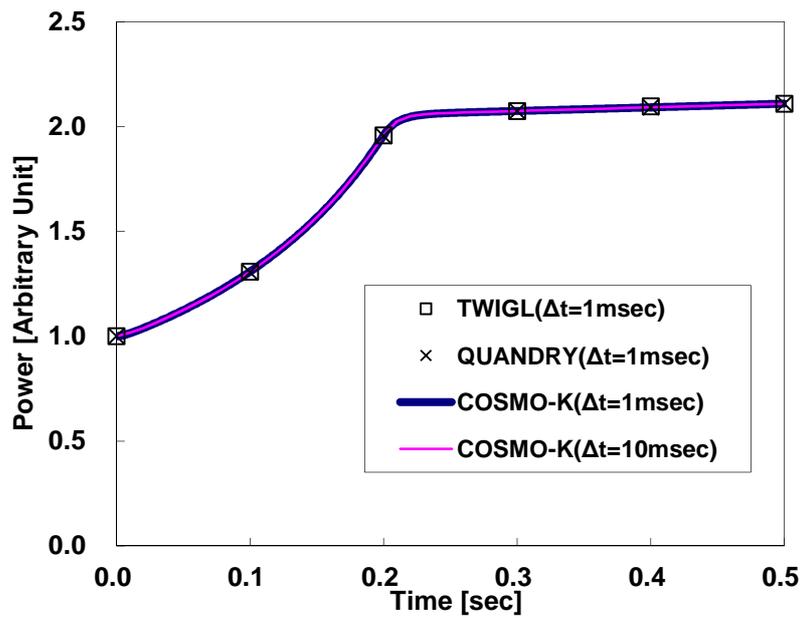


図 4-3 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ランプ状反応度添加の場合)

4.2.2 LMW ベンチマーク^{[15][16]}による検証

COSMO-Kコードの3次元中性子動特性モデルの検証として、LMW ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーの緩やかな事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

(1) LMW ベンチマークの概要

LMW ベンチマーク問題は、図 4-4及び図 4-5に示す PWR 炉心を模擬した体系において、制御棒グループ 1,2 がそれぞれ引き抜き、挿入された際の中性子過渡変化に関するベンチマーク問題である。本ベンチマーク問題では、中性子 2 群、遅発中性子 6 群の断面積データが表 4-3で与えられ、他の解析条件は表 4-4で与えられている。

(2) LMW ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kコードにより、図 4-4及び図 4-5で示された体系を実機解析と同等の10cm×10cm×10cmのメッシュに分割し、表 4-3の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、時間ステップ幅を0.1秒及び1秒の2ケースで評価を実施した。

(3) LMW ベンチマークの解析結果

図 4-6の結果に示すように、COSMO-Kによる解析結果は、いずれの時間ステップ幅の場合にも、参照解コードであるQUANDRYコード、PANTHERコードと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kコードは、反応度変化が緩やかな事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性（核分裂出力）の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。

表 4-3 LMW ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群	D[cm]	Σ_a [cm ⁻¹]	$\nu \Sigma_f$ [cm ⁻¹]	$\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$ [cm ⁻¹]*
1	1	1.423913	0.01040206	0.006477691	0.0175555
	2	0.356306	0.08766217	0.1127328	-
2	1	1.423913	0.01095206	0.00647769	0.0175555
	2	0.356306	0.09146217	0.1127328	-
3	1	1.425611	0.01099263	0.007503284	0.01717768
	2	0.350574	0.09925634	0.1378004	-
4	1	1.634227	0.002660573	0.0	0.02759693
	2	0.264002	0.04936351	0.0	-

*上方散乱 $\Sigma_{s,2 \rightarrow 1}$ 、自群散乱 $\Sigma_{s,1 \rightarrow 1}$ 、 $\Sigma_{s,2 \rightarrow 2}$ は 0 である。

核分裂スペクトル、核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	χ [-]	ν [-]	v [cm/sec]
1~3	1	1.0	2.5	1.25×10^7
	2	0.0		2.5×10^5
4	1	0.0	0.0	1.25×10^7
	2			2.5×10^5

遅発中性子データ

物質	遅発中性子先行核の群	β [-]	λ [sec ⁻¹]
1~3	1	0.000247	0.0127
	2	0.0013845	0.0317
	3	0.001222	0.115
	4	0.0026455	0.311
	5	0.000832	1.40
	6	0.000169	3.87

ここで、D は拡散係数、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$ は生成断面積、 $\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$ は 1 群から 2 群への散乱断面積、 χ は核分裂スペクトル、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

表 4-4 LMW ベンチマーク問題における解析条件

①初期条件	炉心出力密度	150W/cc
	制御棒グループ 1	全引き抜き
	制御棒グループ 2	50%挿入
②過渡条件	フィードバック	なし
	制御棒グループ 1	7.5~47.5 秒の間 3cm/sec で挿入
	制御棒グループ 2	0~26.6 秒間 3cm/sec で引き抜き

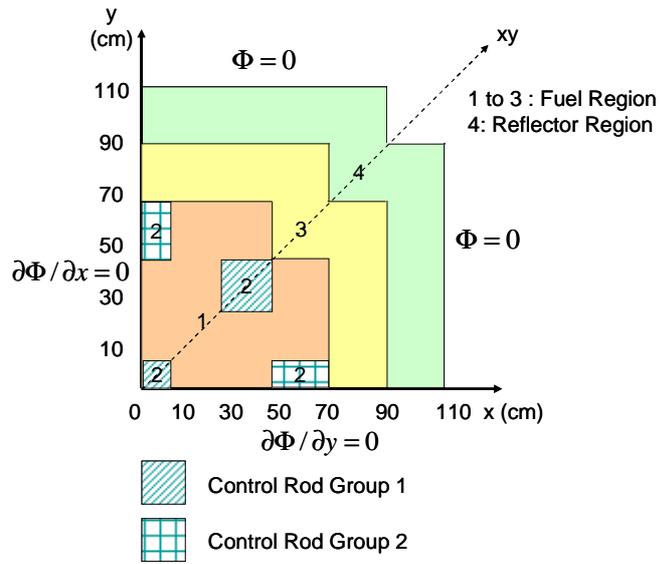


図 4-4 LMW ベンチマーク問題体系図（水平方向）

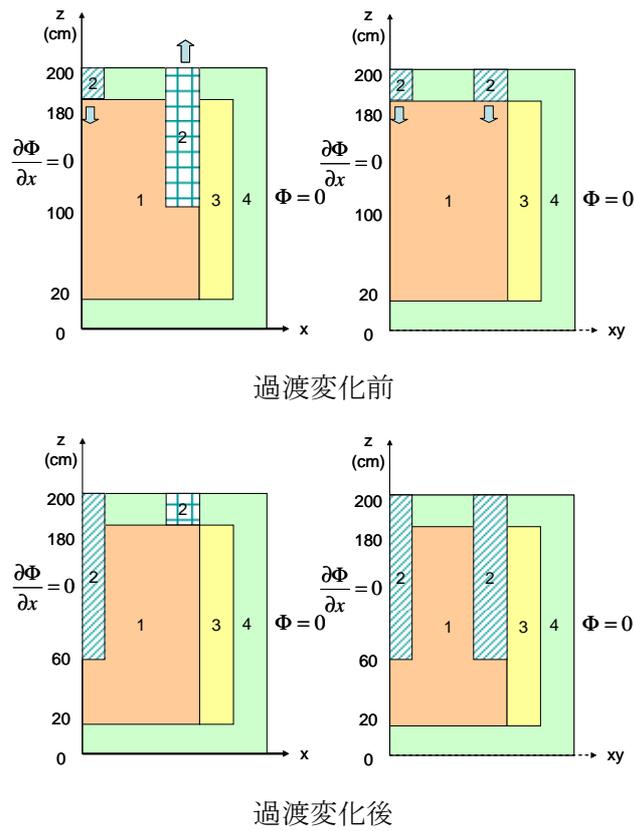


図 4-5 LMW ベンチマーク問題体系図（鉛直方向）

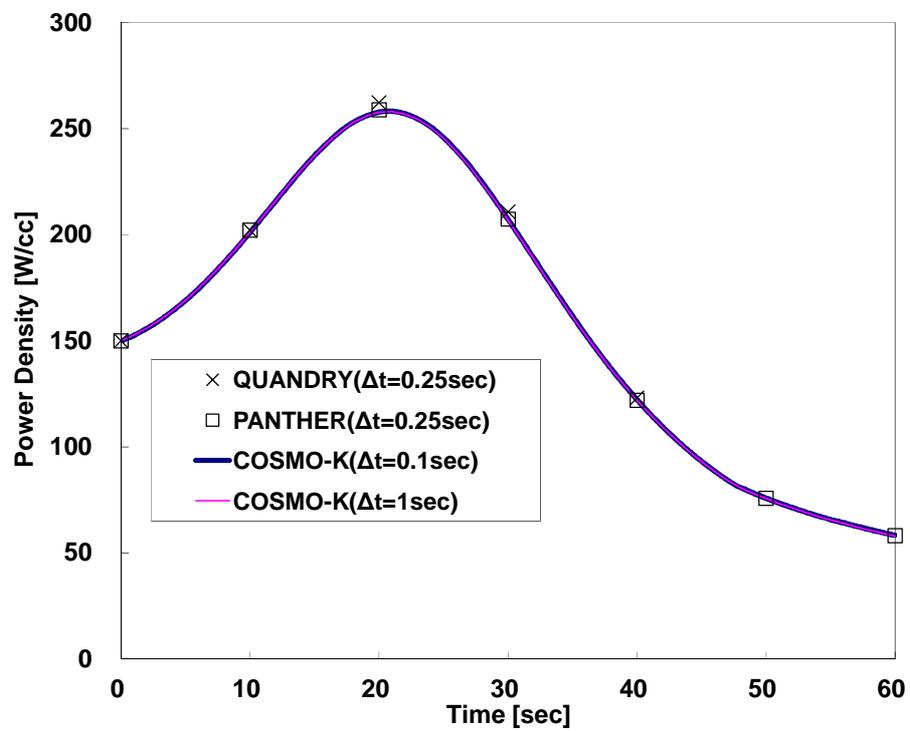


図 4-6 LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

4.3 モンテカルロコードとの比較

4.3.1 ドップラフィードバック効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節ではドップラフィードバックに関連する燃料温度変化に起因する核定数の変化を、実機炉心解析において想定される燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大せず、適切に評価できることの確認を行う。GALAXYコードにおける核定数の算出は、添付 1 に示すとおり、集合体体系で燃料棒（ピンセル）毎の実効断面積を計算し、これを入力として集合体内の中性子束分布を計算することにより行われる。GALAXYコードにおける集合体体系の中性子束計算は、添付 1 に記載のとおり、連続エネルギーモンテカルロコードを用いた燃料棒出力の比較により検証されていることから、GALAXYコードにおいてピンセル体系にて燃料温度が変化した際の反応度変化を適切に取り扱えることが確認できれば、集合体体系の中性子束計算の検証と組み合わせることで、ドップラフィードバックに関連する核定数変化も適切に取り扱うことができるといえる。

このことから、本検証では、GALAXYコードに対してピンセル体系で検証を行うこととし、燃料温度変化に起因する反応度変化（ドップラ温度係数）を適切に予測できることを、連続エネルギーモンテカルロコードMVPとの比較により確認する。また、ドップラ効果は、燃料温度変化に伴い共鳴吸収量が増加する結果として表れる負のフィードバック効果であり、大きな共鳴吸収を有する核種の存在量、すなわち燃料種類、組成及び燃焼度に強く依存する効果である。そのため、本検証においては、実機炉心解析で考えられる燃料種類、組成及び燃焼度を包絡する条件に対して検証を実施する。この検証範囲を包絡できる検証問題として、ドップラフィードバック効果のベンチマークとして広く利用されている Doppler-Defect Benchmark^[17]に加え、燃焼燃料に対する検証も追加して実施することとした。

本検証においては、GALAXYコード、MVPコードともに、実機炉心解析と同じく米国の標準核データライブラリであり十分な信頼性を有する ENDF/B-VII.0^[18]を用いた比較を行った。核データライブラリの妥当性については、4.5節に記載の SPERT-III E-core 実験解析によるドップラフィードバック効果の妥当性確認において、実験結果との比較により確認している。

(1) Doppler-Defect Benchmark^[17]概要

Doppler-Defect Benchmark^[17]は、Los Alamos National Laboratory(LANL)によって公開されているドップラフィードバック効果に関する数値実験ベンチマークである。本ベンチマークでは、ウラン燃料、MOX燃料ピンセル体系において、ウラン燃料ではウラン濃縮度について0.711wt%～5.0wt%、MOX燃料ではPuO₂濃度について1.0wt%～8.0wt%の種々の条件が与えられている。これらの組成条件において、燃料温度を600K(HZP相当)、900K(HFP相当)の条件として、実効増倍率を計算し、得られた実効増倍率からドップラ温度係数を評価する仕様である。この燃料温度の変化範囲は、主給水流量喪失+A TWSにおける燃料温度の変動範囲を包絡する条件である。

(2) 解析条件

Doppler-Defect Benchmark ベンチマーク問題における主要な解析条件を表 4-5に、幾何形状の条件を表 4-6及び図 4-7に示す。これらを入力条件とし、燃料温度 600K、900K において、GALAXYコード、MVPコードのそれぞれで実効増倍率を評価した。なお、MVPコードにおける中性子サンプリング数の条件を表 4-7に示す。この燃料温度変化幅と中性子サンプリング数での評価条件におけるドップラ温度係数に対するモンテカルロ計算の統計誤差は約 0.8%程度となる。また、ここでは、本ベンチマークに加えて、5.0wt%ウラン燃料を対象として 80GWd/t までの燃焼燃料に対する検証問題、本ベンチマーク問題と同一の解析条件により実施した。

(3) 解析結果

ウラン燃料、MOX 燃料及び燃焼燃料における GALAXYコードと MVPコードのドップラ温度係数の比較結果を図 4-8及び図 4-10に示す。GALAXYコードの結果は、主給水流量喪失+ATWSで発生する燃料温度の範囲において、MVPコードとの比較により燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく燃料温度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることが確認できた。このことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、ドップラフィードバック効果は差異が拡大することなく適切に取り扱うことができるといえる。また、MVPコードとのドップラ温度係数の差異の標準偏差は、1.5%以下であることを確認した。なお、ドップラフィードバック効果の不確かさは、モンテカルロコードとの比較及び SPERT-III E-core 実験解析 (4.5節) を踏まえて検討することとする。

表 4-5 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系 (図 4-7)
燃料タイプ	①ウラン燃料 ②MOX燃料
燃料組成 (wt%)	①ウラン濃縮度 : 0.711, 1.6, 2.4, 3.1, 3.9, 4.5, 5.0 ②PuO ₂ 濃度 : 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0
燃焼度(GWd/t)	0 (図 4-8及び図 4-9) 20,40,60,80(5.0wt%ウラン燃料で実施) (図 4-10)
減速材温度 (K)	600 K
燃料温度 (K)	600 (HZP), 900 (HFP)
ほう素濃度(ppm)	1400
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-6 幾何形状入力条件

パラメータ	HZP(600K)	HFP(900K)
燃料棒外半径(cm)	0.39398	0.39433
被覆管内半径(cm)	0.40226	0.40226
被覆管外半径(cm)	0.45972	0.45972
燃料棒ピッチ(cm)	1.26678	1.26678

表 4-7 MVPコードの中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	10 万
バッチ数	1010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1 億

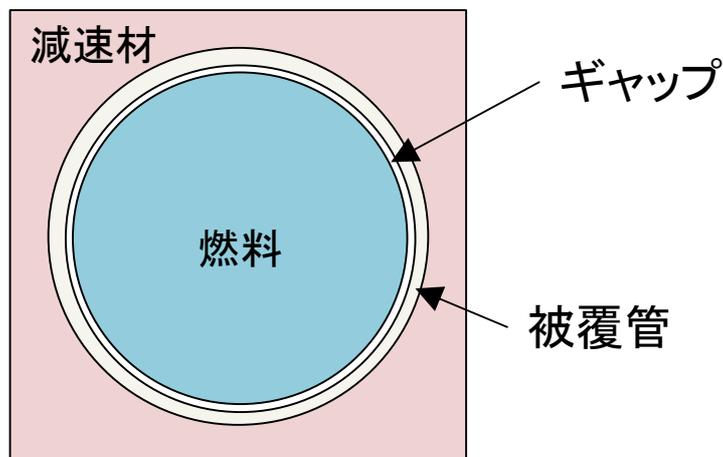


図 4-7 検証体系

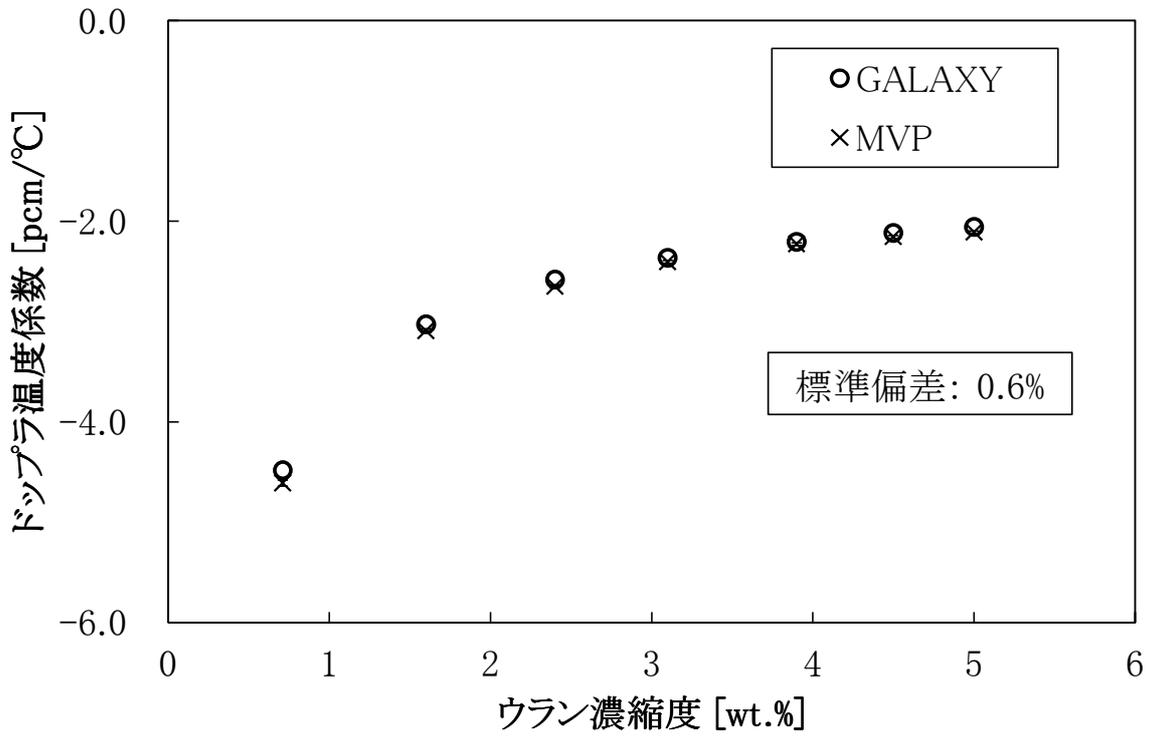


図 4-8 ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

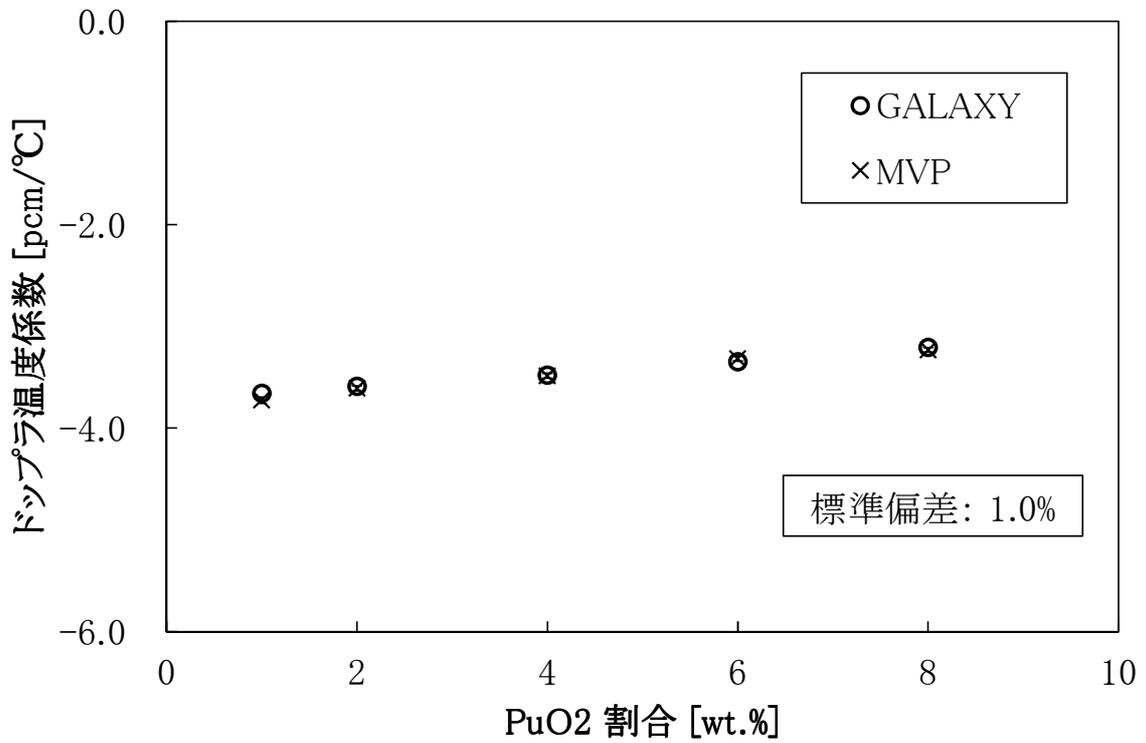


図 4-9 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

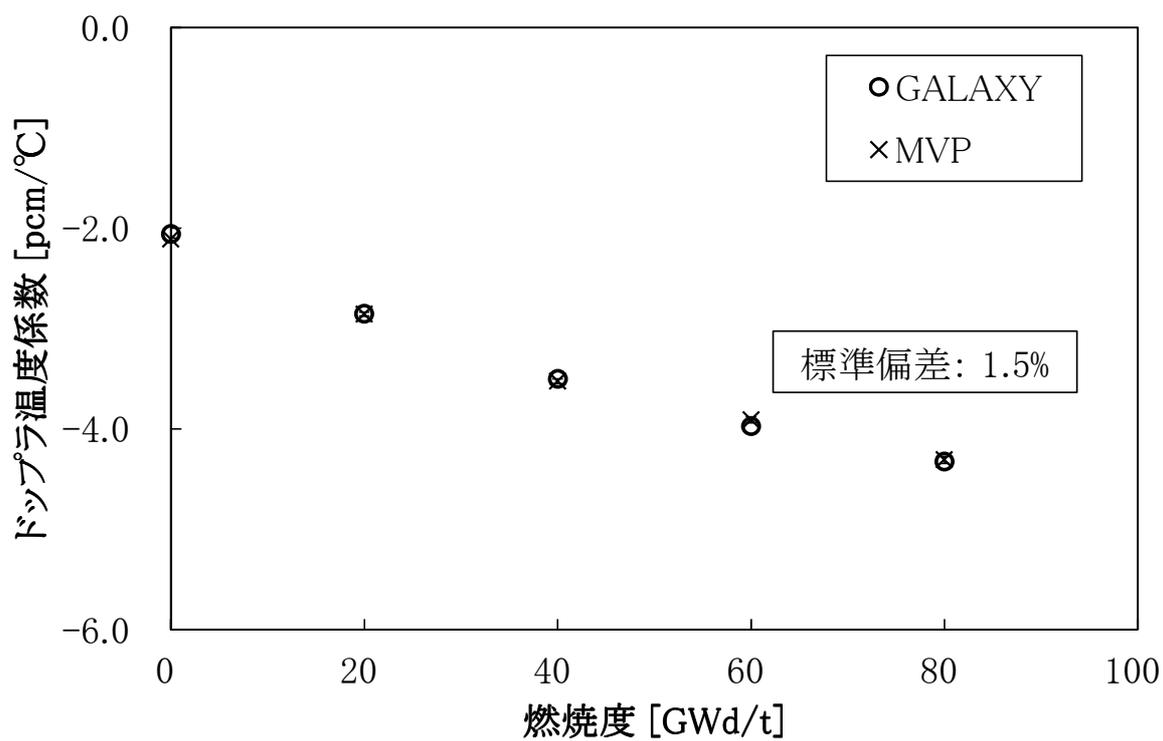


図 4-10 燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

4.3.2 減速材フィードバック効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節では減速材フィードバックに関連する減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることの確認を行う。4.4節に示す実機炉物理検査の減速材温度係数測定検査において、実機炉心体系における高温零出力状態(HZP)での減速材フィードバック効果の妥当性が確認されている。そのため、GALAXYコードによる核定数計算(集合体計算)段階で、主給水流量喪失+ATWS事象評価で想定される減速材密度、ほう素濃度の変動範囲において、減速材フィードバック効果の差異がHZP条件から拡大しないことを確認できれば、実機炉心体系における減速材フィードバック効果も適切に取り扱うことができるといえる。

本検証では、GALAXYコードと連続エネルギーモンテカルロコードMVPによる集合体計算において、通常運転状態である減速材密度 $0.6\sim 0.8\text{g/cm}^3$ から、主給水流量喪失+ATWSにおいて最も減速材密度が低い状態となる減速材密度 0.4g/cm^3 の範囲において、減速材密度が変化した際の反応度変化である減速材密度係数を評価し、両者の比較を実施した。

なお、本検証では、4.3.1節と同様に共通の核データライブラリ(ENDF/B-VII.0)を用いており、核データライブラリの妥当性については、4.4節の炉物理検査(減速材温度係数測定検査)における減速材フィードバック効果の妥当性確認において確認している。

(1) 減速材密度フィードバックに関するモンテカルロベンチマーク概要

主給水流量喪失+ATWSにおける減速材フィードバック効果の検証は、前述のとおり本事象における減速材密度変動範囲を包絡する条件である減速材密度 $0.4\sim 0.8\text{g/cm}^3$ の範囲において、実効増倍率を評価し、それらから減速材密度係数を評価することとした。

(2) 減速材密度フィードバックに関するモンテカルロベンチマーク解析条件

本検証では、17行17列格子配列4.8wt%ウラン燃料集合体及び10wt%Gd入り4.8wt%ウラン燃料集合体及び代表組成MOX燃料集合体の単一集合体体系を対象に、GALAXYコード、MVPコードのそれぞれで実効増倍率を評価した。主要な解析条件を表4-8に示す。なお、減速材フィードバック特性に対して影響を有するほう素濃度については、通常運転時に発生する範囲を考慮して、0ppm~3000ppmの条件で評価を実施した。また、MVPコードの中性子サンプリング数の条件を表4-9に示す。

(3) 減速材密度フィードバックに関するモンテカルロベンチマーク解析結果

GALAXYコードとMVPコードによる減速材密度係数の評価結果の比較を図4-11~図4-19に示す。GALAXYコードの結果は、種々の燃料タイプ及び燃焼度に対して、主給水流量喪失+ATWSで発生する減速材密度の範囲において、いずれのほう素濃度状態においてもMVPコードの結果と特異な傾向なく一致しており、減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることが確認できた。このことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、GALAXYコードによる減速材フィードバック特性は、主給水流量喪失+ATWS事象評価で想定さ

れる減速材密度、ほう素濃度の変動範囲においても、炉物理検査にて減速材温度係数の精度が確認されている HZP 条件（減速材密度：約 0.75g/cm^3 に相当）から差異が拡大していないことが確認され、減速材フィードバック効果を適切に取り扱うことができるといえる。また、本検証結果より、MVP コードとの減速材密度係数の差異の標準偏差は、 $0.4\% \Delta k/k \text{ k}'/(\text{g/cm}^3)$ であることを確認したが、減速材フィードバック効果の不確かさは、モンテカルロコードとの比較及び炉物理検査（減速材温度係数測定検査）（4.4節）を踏まえて検討することとする。

表 4-8 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	17 行 17 列燃料集合体
燃料タイプ	①4.8wt%ウラン燃料集合体 ②10wt%Gd 入り 4.8wt%ウラン燃料集合体 ③代表組成 MOX 燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	①4.8wt%ウラン燃料集合体： 0, 20,40,60,80 ②10wt%Gd 入り 4.8wt%ウラン燃料集合体： 0, 10, 20 ③代表組成 MOX 燃料集合体： 0, 20,40,60
ほう素濃度 (ppm)	0, 1500, 3000
減速材密度(g/cm ³)	0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8
減速材温度(°C)	286.85
燃料温度(°C)	286.85
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-9 MVPコードの中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	1 万
バッチ数	1010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1000 万

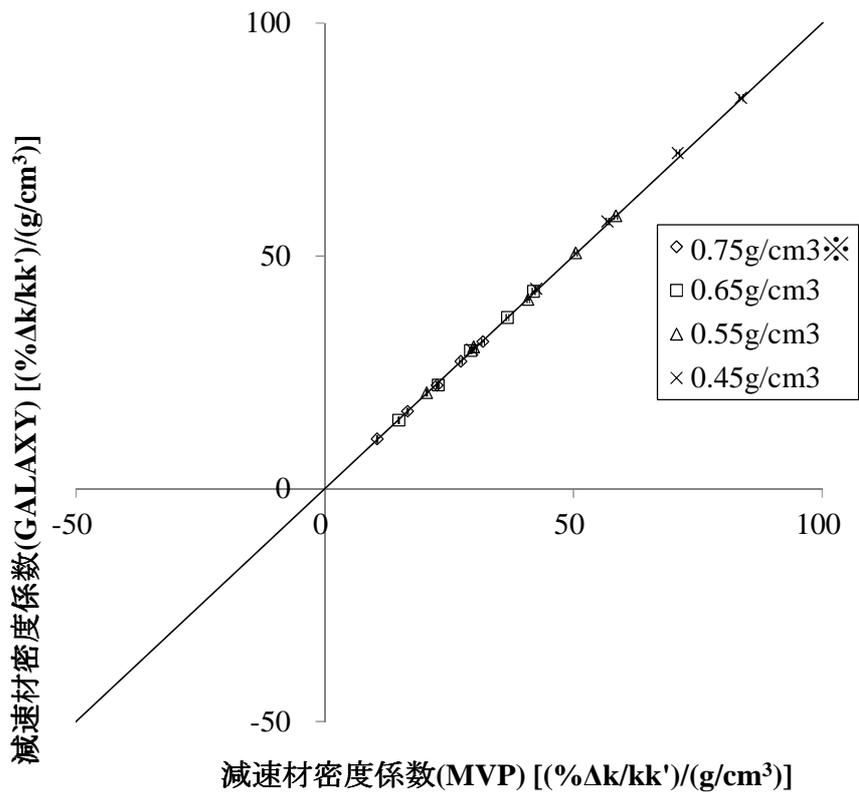


図 4-11 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、0ppm 条件）

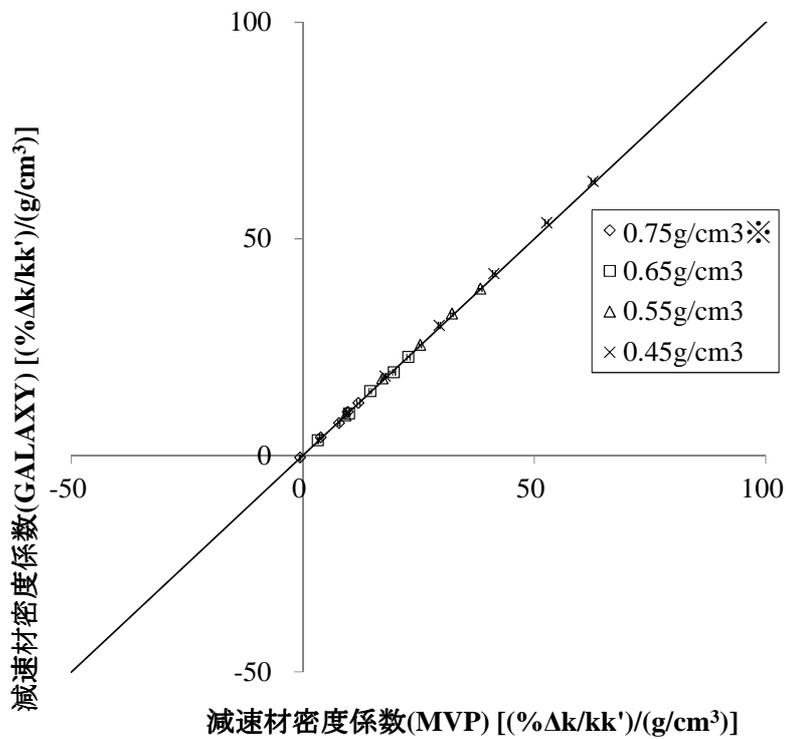


図 4-12 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、1500ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

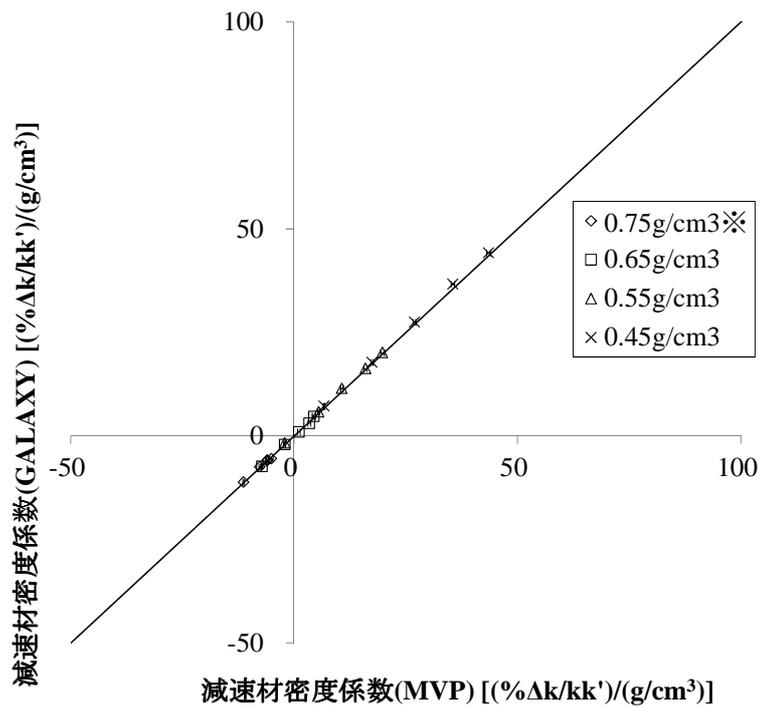


図 4-13 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3000ppm 条件）

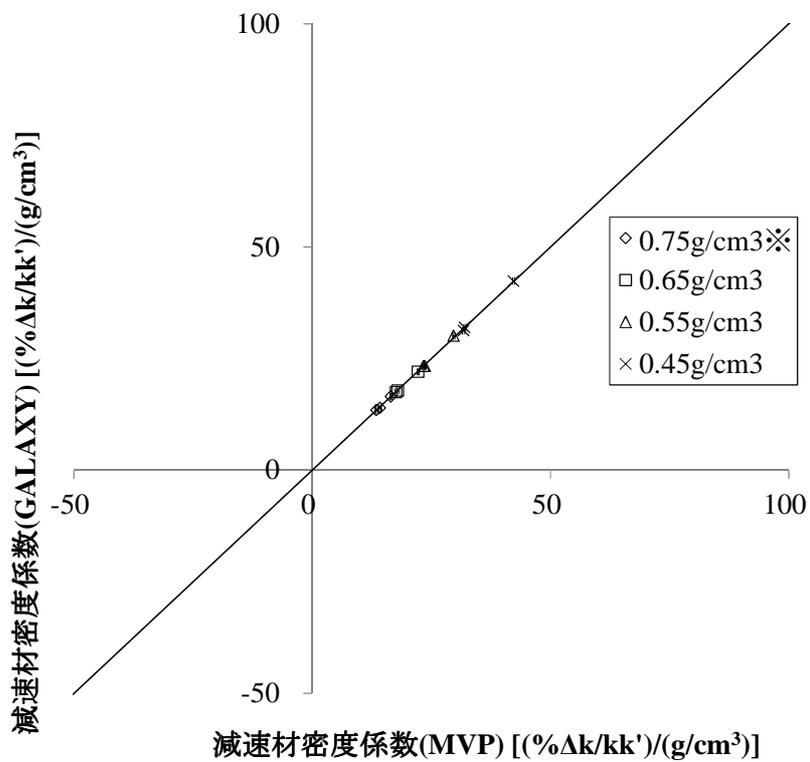


図 4-14 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

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

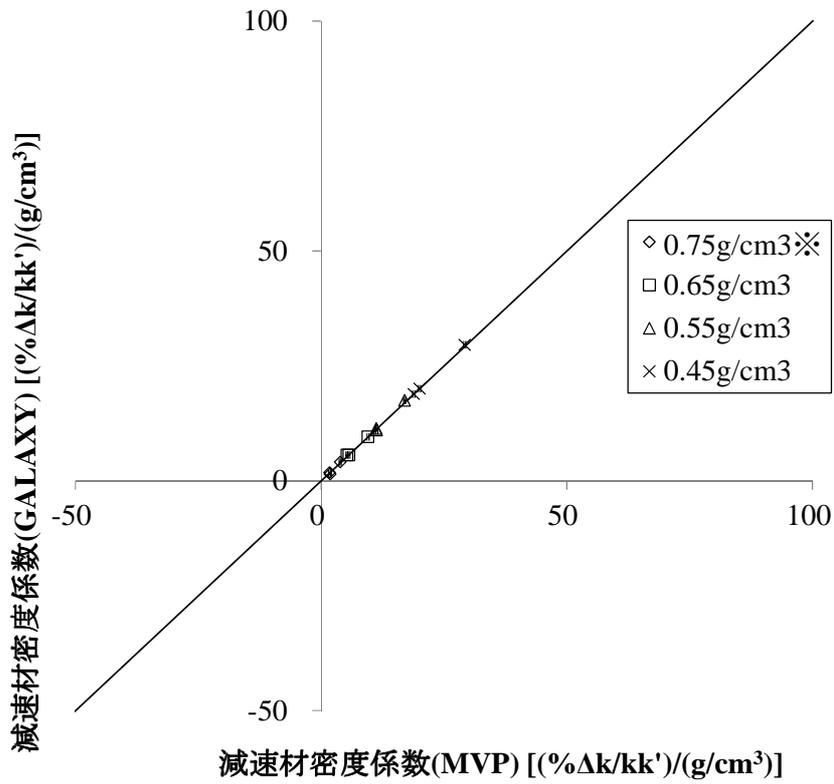


図 4-15 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1500ppm 条件）

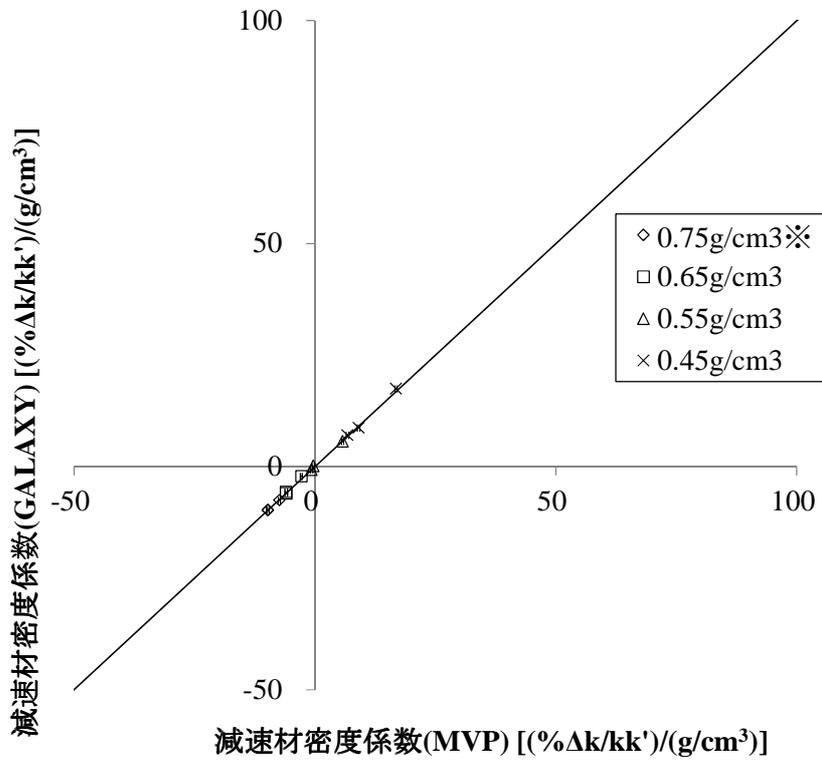


図 4-16 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3000ppm 条件）

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

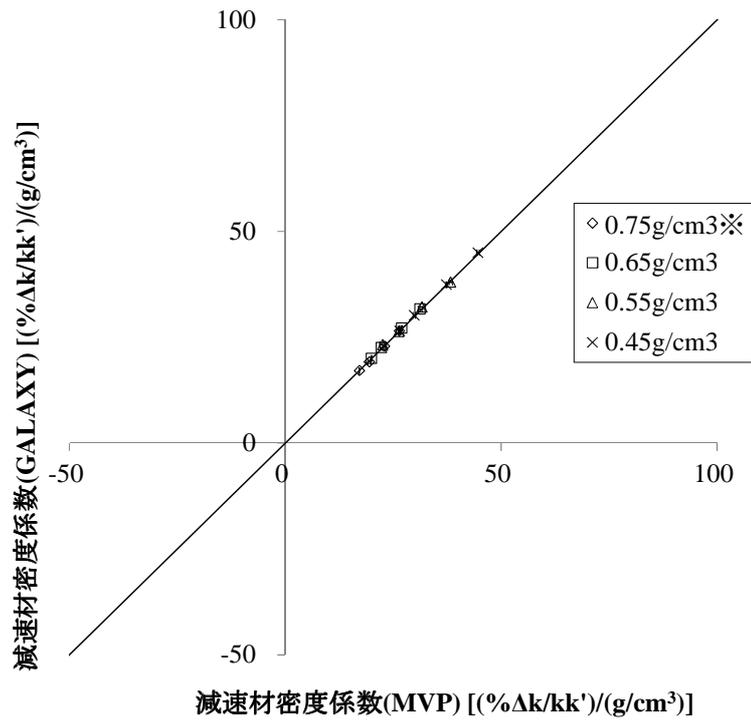


図 4-17 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、0ppm 条件)

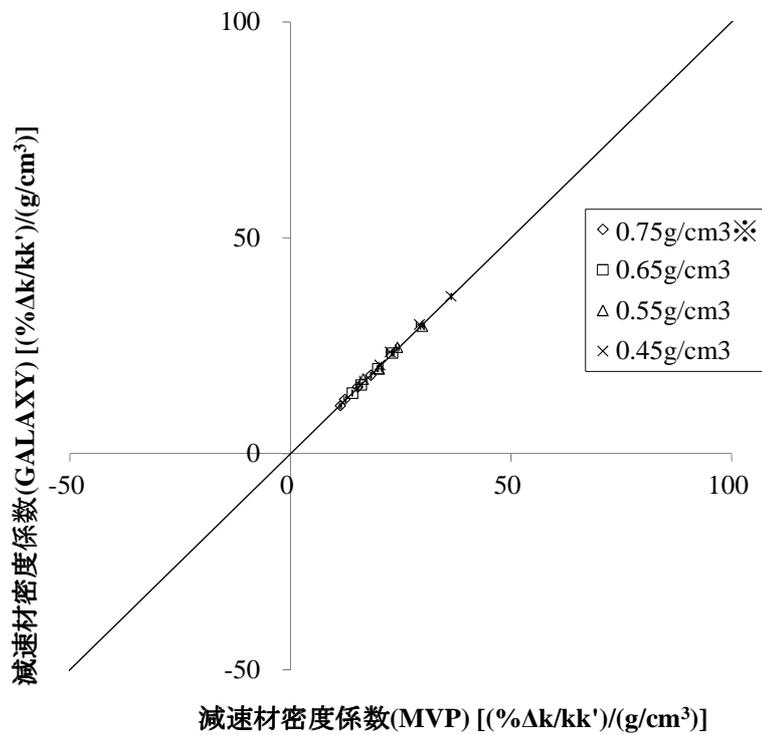


図 4-18 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、1500ppm 条件)

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

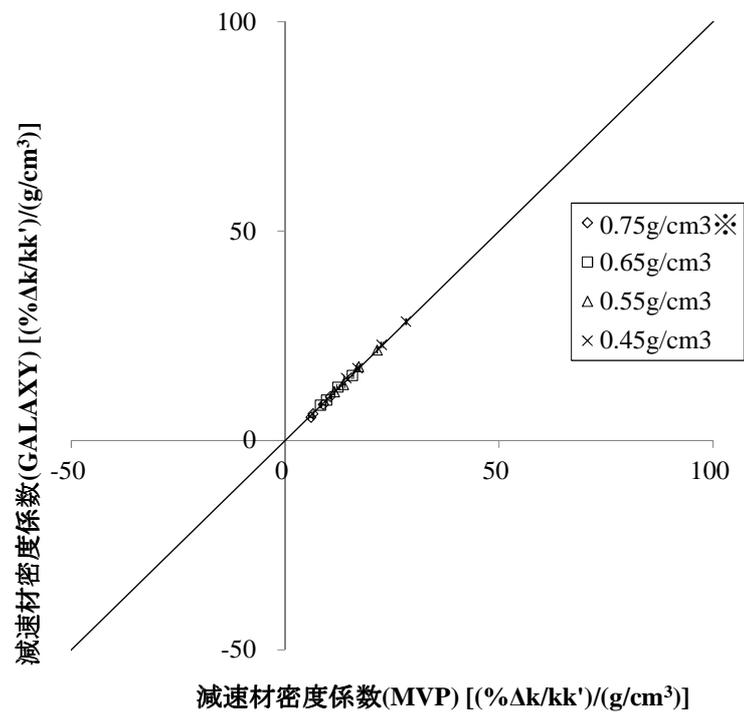


図 4-19 減速材密度係数の比較結果 (MOX 燃料、3000ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

COSMO-Kコードの炉心体系における減速材フィードバック効果の妥当性確認として、零出力時炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較を実施した。この減速材温度係数測定検査は、1次冷却材温度変化に伴う反応度変化を測定する検査である。しかし、1次冷却材温度の変化とともに燃料温度も変化することから、直接的に測定される反応度係数は等温温度係数（減速材温度変化に伴う減速材フィードバック効果と燃料温度変化に伴うドップラフィードバック効果を合わせたもの）である。そのため、反応度フィードバック効果の妥当性確認に当たっては、等温温度係数の測定値と計算値の比較を行った。

なお、本比較の目的は前述のとおり、COSMO-Kコードの炉心体系における減速材フィードバック効果の妥当性確認のため等温温度係数測定結果との比較を実施するものであるため、等温温度係数の計算に当たっては、COSMO-Kコードと核定数フィードバックモデルが同一である静特性解析コードのCOSMO-Sを用いた。なお、核定数の作成にはGALAXYコードを用い、核データライブラリは実機解析と同じくENDF/B-VII.0を用いた。

(1) 対象炉心及び解析条件

対象としたプラント／炉心の主要仕様を表 4-10に示す。炉型の異なる4プラントの複数サイクルを対象に、COSMO-Sコードを用いて高温零出力における等温温度係数を計算した。評価に当たっては、当該サイクルの炉心設計情報（燃料装荷パターンや燃焼度分布等）に基づき、図 3-6に示すノード分割に基づいた炉心モデルを構築した。

(2) 等温温度係数の解析結果

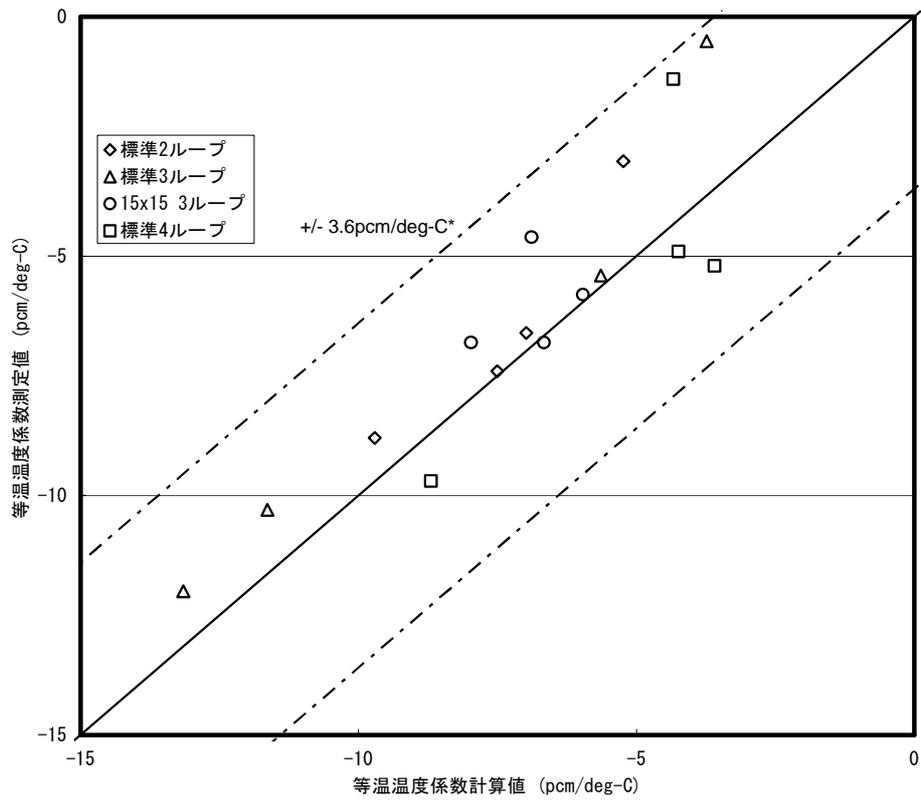
COSMO-Sコードによる計算結果と測定結果の比較を図 4-20に示す。COSMO-Sによる計算値と測定結果は、減速材温度係数測定検査の判断基準である $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の範囲で測定値と一致していることから、COSMO-Sコードは、等温温度係数の計算として $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 以内の精度を有しているといえる。

(3) 減速材フィードバック効果の不確かさ

(2)で述べた $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ は、測定の不確かさ並びに減速材フィードバック効果及びドップラフィードバック効果の計算の不確かさが重ね合わさったものである。しかし、それぞれを分離することは困難であるため、測定とドップラフィードバック効果の計算の不確かさを含んだ $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ を減速材フィードバック効果の計算の不確かさとして取り扱う。高温零出力から1次冷却材温度が上昇した出力運転時の炉心状態においても、4.3.2節に示すように高温零出力から差異が拡大することはないとの結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ は広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、COSMO-Sコードと同じ核定数フィードバックモデルを有するCOSMO-Kコードについても、この不確かさは適用可能である。

表 4-10 炉心解析対象プラントの仕様概要

プラントタイプ	14×14・2 ループ	17×17・3 ループ	15×15・3 ループ	17×17・4 ループ
サンプル数 (炉心数)	4	4	4	4
燃料タイプ	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)
集合体燃焼度制限	ウラン：48 及び 55GWd/t	ウラン：48 及び 55GWd/t MOX：45GWd/t	ウラン：48 及び 55GWd/t	ウラン：48GWd/t MOX：45GWd/t



*炉物理検査における判断基準 (ANSI/ANS-19.6. 1-2011)

図 4-20 等温温度係数の測定値と計算値の比較

4.5 SPERT-III E-core^[19]実験解析

SPARKLE-2コード(COSMO-K及びMIDACコード)の中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果を中心とした核熱結合計算の総合的な妥当性確認として、SPERT-III E-core 実験解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、1950年代に実施された反応度添加実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ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。

(1) SPERT-III E-core 実験概要

SPERT-III E-core は4.8wt%ウラン集合体が装荷された小型LWR炉心である。図4-21に炉心図を示す。燃料集合体は、5×5もしくは4×4燃料格子配列である。SPERT-IIIでは、低温零出力(CZP)、高温零出力(HZP)、高温停止(HSD)、高温全出力(HFP)の様々な初期条件から、図4-22に示すような制御棒(Transient Rod)の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度添加実験を行っている。

本実験解析の目的は、中性子動特性及び燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の妥当性を確認することであり、HZPからの反応度添加実験であるTEST 60及びTEST 62、HFPからの反応度添加実験であるTEST 86について解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、各々の初期状態から反応度添加により炉心出力が上昇し、主としてドップラフィードバック効果により炉心出力が低下する事象であり、ATWSで対象とする燃料温度変化範囲のドップラフィードバック効果の妥当性確認として有効な、TEST60、TEST62及びTEST 86を選定している。

主給水流量喪失+ATWSでは、中性子動特性、ドップラフィードバック効果及び減速材フィードバック効果が重要現象となるが、本実験解析では反応度投入事象を対象としているため、減速材フィードバック効果の妥当性確認としては適当ではないが、中性子動特性とドップラフィードバック効果の妥当性確認としては有効である。中性子動特性については、反応度投入事象であり中性子束分布の局所的な変化を伴う急峻な出力応答が対象となるため、主給水流量喪失+ATWSのような緩やかな事象進展に比べ、動特性計算にとっては厳しい条件での解析となっている。また、ドップラフィードバック効果に関しては、制御棒が引き抜かれる近傍の燃料において400°C以上の温度変化が起こる事象であるため、主給水流量喪失+ATWSでの燃料温度変化(約300°C)よりも大きな変動が生じている。従って、SPERT-III E-core 実験解析によって、中性子動特性計算とドップラフィードバック計算については、主給水流量喪失+ATWSより厳しい条件での妥当性確認になっているといえる。

なお、本実験解析では、COSMO-Kコードにおけるドップラフィードバック効果の入力となる燃料温度変化はMIDACコードから提供されるため、燃料温度変化を含むドップラフィードバックの妥当性確認としても有効であり、また、本解析における炉心内熱流動解析もMIDACコードにより行っているため、COSMO-KとMIDACによる核熱結合計算の妥当性確認としても有効である。

(2) SPERT-III E-core 解析条件

TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要を表 4-11に示し、燃料仕様を表 4-12に示す。なお、SPERT-IIIの実験の条件として、添加反応度が公開されていることから、制御棒の核定数および引き抜き速度を、測定値の添加反応度を再現するようにGALAXYコードを用いて設定した。これはピーク出力の到達時刻をわずかに調整したことに相当し、ピーク出力そのもの、および放出エネルギーに関する調整は行っていない。また、本解析におけるノード分割は、集合体内を径方向に 2×2 で分割、軸方向は約 5cm で分割する条件とした。また、制御棒以外の核断面積、動特性パラメータ（遅発中性子割合 β 、遅発中性子先行核崩壊定数 λ ）といった炉心過渡解析に使用する核定数は、GALAXYコード^[13]の集合体計算により作成した。なお、核データライブラリは、実機解析と同じく ENDF/B-VII.0 を用いた。

(3) SPERT-III E-core 解析結果

TEST60、TEST 62 及び TEST 86 に対する SPARKLE-2 コードによる解析結果を図 4-23、図 4-24及び図 4-25にそれぞれ示す。なお、SPERT-III E-core における燃料温度変化は、TEST60 については HZP から約 140°Cの上昇であり、TEST86 については HFP から約 430°Cの上昇である。主給水流量喪失+ATWSでの燃料温度変化（約 300°C）を包絡する広範な燃料温度変化に対して、SPARKLE-2 コードによる解析結果は、燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果が特に重要となる、ピーク出力値、並びに出力ピーク以降の出力及び放出エネルギーの時間変化を含め、測定値と実験誤差の範囲内で一致している。このことからCOSMO-Kコードの中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果を中心とした核熱結合計算の妥当性を総合的に確認した。

(4) 中性子動特性及びドップラフィードバック効果の不確かさ

4.2節に示す中性子動特性ベンチマーク及び4.3節に示すモンテカルロコードとの比較による検証において、参照解と良好な一致を示していることから、SPARKLE-2 コードの中性子動特性及びドップラ温度係数の不確かさは小さいと考えられる。また、(3)に記載の通りSPARKLE-2 コードの解析結果は、広範な燃料温度変化に対して、測定値と良好な一致を示していることから、燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の不確かさについても同様に小さいと考えられる。そこで、ドップラフィードバック効果の不確かさを見積もるため、SPERT-III E-core 実験解析のTEST60において、ドップラフィードバック効果を従来より適用されてきた不確かさである 10%変化させた解析を実施し、その影響を確認した（ドップラフィードバック効果の設定方法は添付 3 に示す）。図 4-26から、ドップラフィードバック効果を 10%変化させた解析結果は、元の図 4-23の解析結果よりも測定データからの差が拡大し実験誤差と同程度の明らかな差異を発生させていることが分かる。このことから、燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の不確かさとしては、従来から用いられている不確かさである 10%の範囲内であると考えられる。なお、本感度解析には、

中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の不確かさが含まれており、これらを分離することは困難であることから、これらの不確かさをまとめてドップラフィードバック効果の不確かさとして10%と見込むことが出来る。ただし、SPERT-III E-core 実験の実験誤差が比較的大きいこと、ドップラフィードバック効果を直接測定したものではないことを考慮し、ドップラフィードバック効果を今回見込んだ不確かさ(10%)を上回る範囲で変動させた主給水流量喪失+ATWSの実機感度解析を実施し、原子炉圧力に対する影響を確認する(5.1節参照)。なお、(2)に示すように、本検証解析では、添加反応度を再現するため制御棒の断面積および引き抜き速度を調整した解析としているが、本調整は、ピーク到達時間に対する調整であり、ピーク出力近傍から出力が低下していく挙動に対してはドップラフィードバックが支配的であることから本調整による影響を受けず、ここでの考察に影響を与えるものではない。

表 4-11 TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要

ケース	初期炉心出力 [W]	初期減速材温度 [° F]	圧力 [psia]	投入反応度 [\$]
TEST60	50	500±4	1500	1.23±0.05
TEST62	50	500±4	1500	1.10±0.04
TEST86	19×10 ⁶	500±4	1500	1.17±0.05

表 4-12 幾何形状、燃焼組成条件

項目	条件
燃料棒外半径(cm)	0.5334
被覆管内半径(cm)	0.5410
被覆管外半径(cm)	0.5918
燃料棒ピッチ(cm)	1.4859
ウラン濃縮度(wt%)	4.8

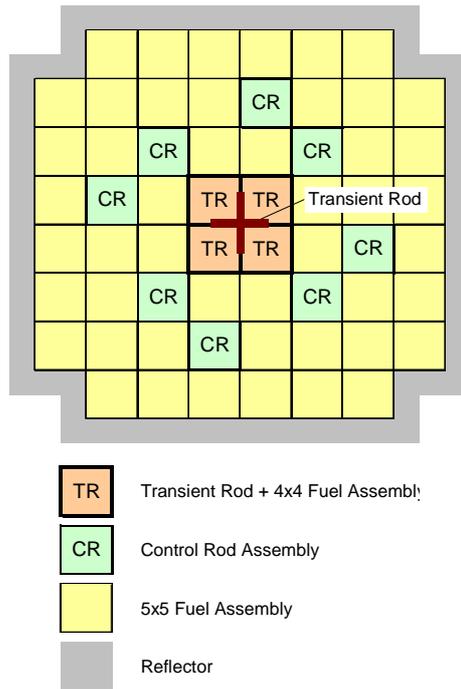


図 4-21 SPERT-III E-core 炉心図

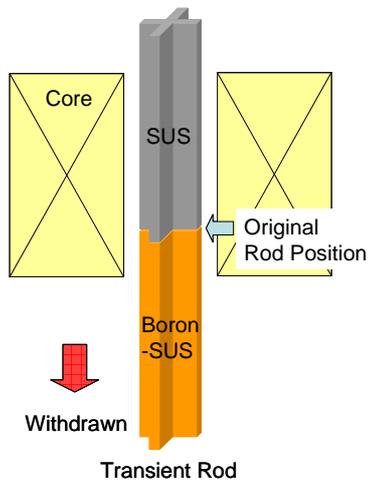


図 4-22 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

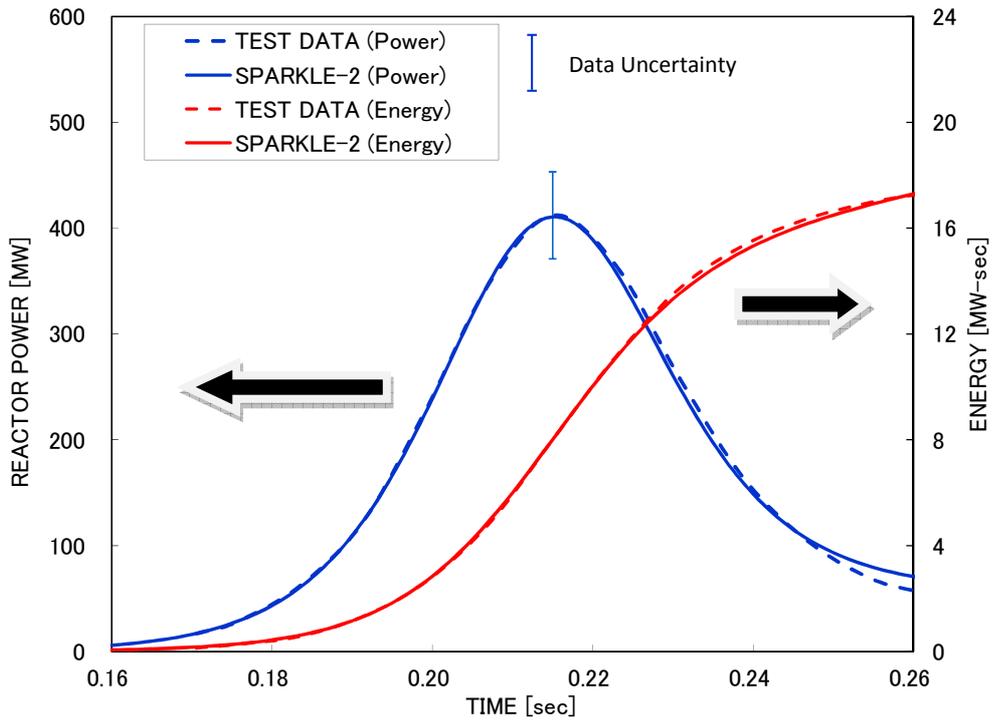


図 4-23 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60)

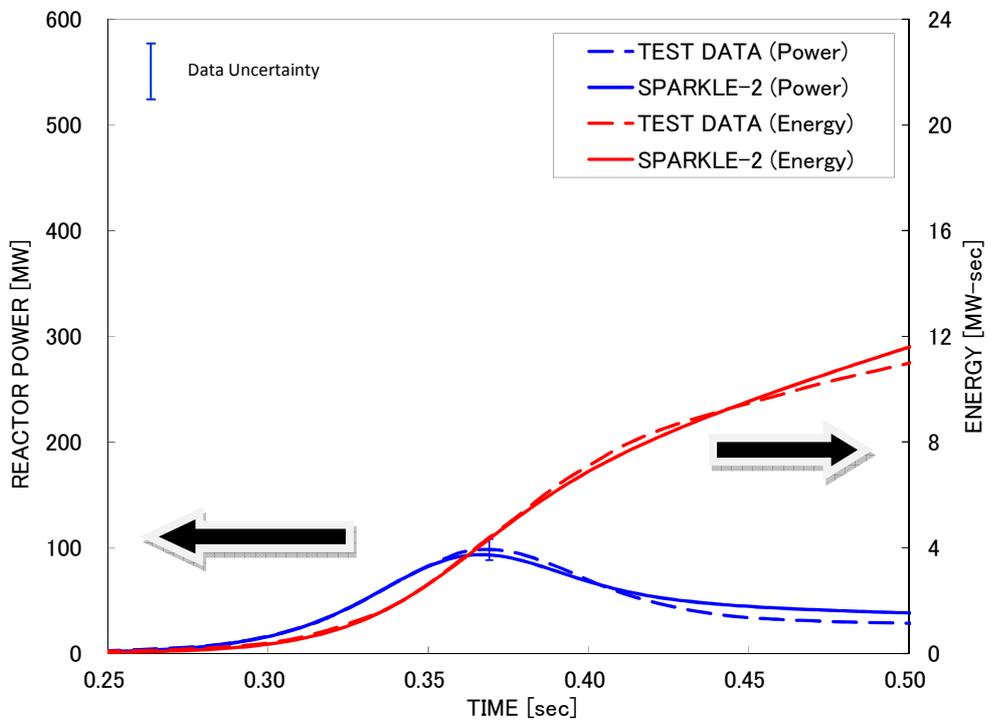


図 4-24 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST62)

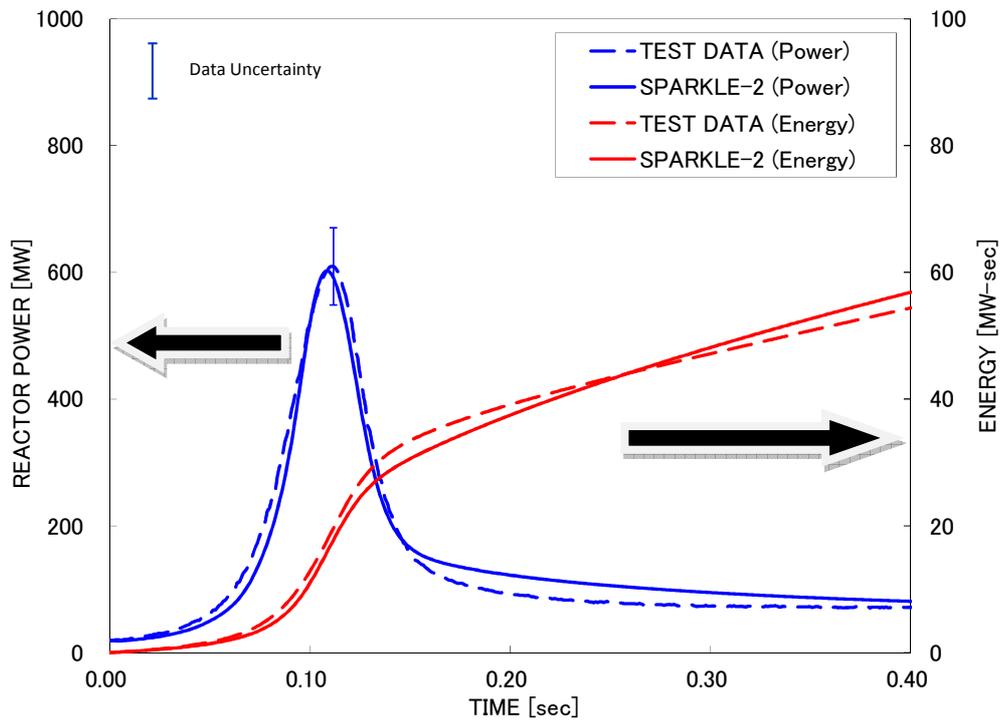


図 4-25 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST86)

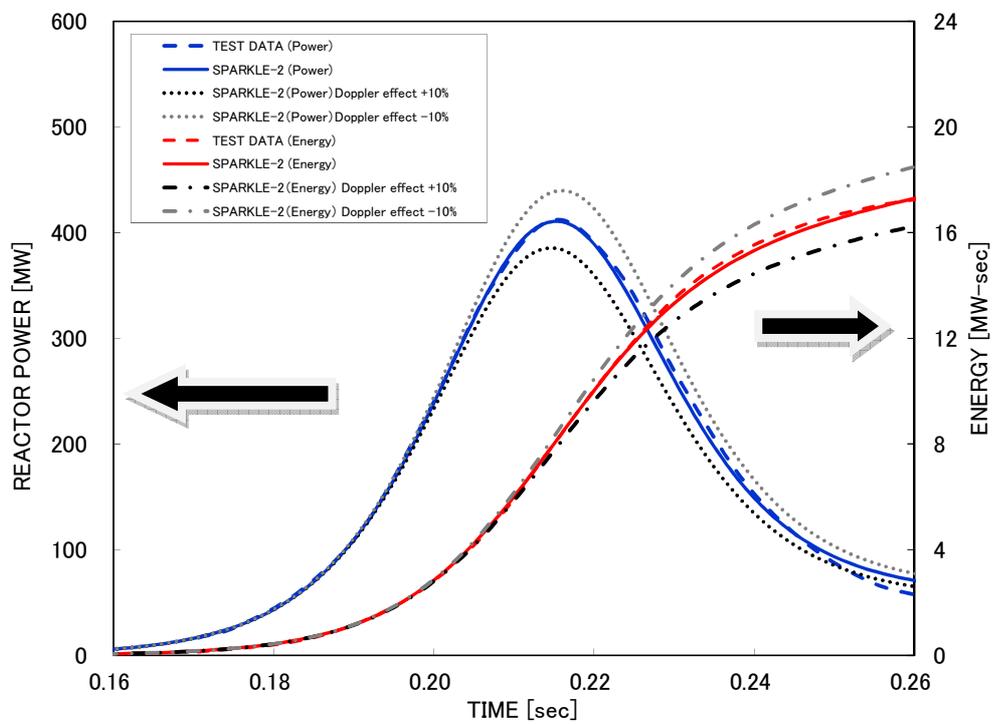


図 4-26 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60、ドップラフィードバック効果変化)

4.6 許認可コードFINEとの比較

燃料棒内温度モデルの検証として、MIDACコードの定常状態における燃料棒内温度評価結果を既設PWRプラントの許認可で使用されている燃料棒設計コードFINEコードと比較する。

MIDACコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、FINEコードと同一のものを採用していることから、本比較により、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法に関する検証を行うことができる。なお、主給水流量喪失+ATWSで重要なドップラフィードバック効果に影響する燃料温度変化は、4.5節に示すSPERT-III E-core 実験解析でその妥当性を確認する。

(1) 解析条件

評価は17×17型燃料を対象とし、ペレット-被覆管ギャップが大きく、燃料中心温度の高くなる燃焼初期について解析を行った。評価条件は以下の通りである。なお、MIDACコードのペレット内ノード分割は表3-3に示すSPARKLE-2コードの実機解析の条件と同一にしている。

- ・ 燃焼度： 0MWd/t
- ・ 濃縮度： 4.1wt%
- ・ ペレット密度： 97%TD

燃料棒内圧、ギャップガス組成については、FINEコードの評価結果を使用する。MIDACコードは、その条件を基にペレット-被覆管ギャップ熱伝達率を算出して燃料棒内温度を評価する。

(2) 解析結果

図4-27より、実機燃料を対象としたMIDACコードによる燃料棒内温度の評価結果はFINEコードの解析結果を模擬できており、MIDACコードの燃料棒内温度分布の計算手法について検証した。なお、MIDACコードの燃料棒内温度モデルの不確かさは、4.5節に示すとおり、SPERT-III E-core 実験解析で評価された燃料温度変化を含むドップラフィードバック効果の不確かさで考慮している。

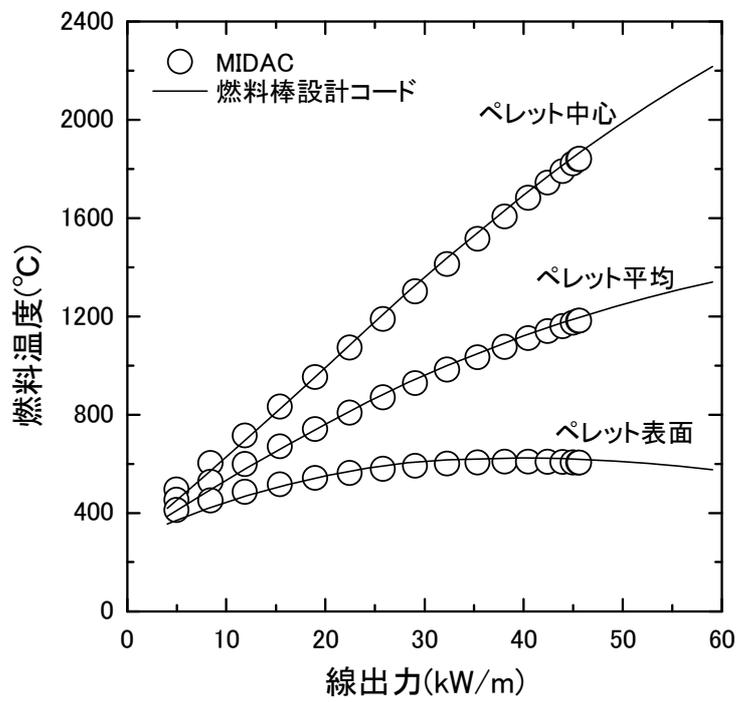


図 4-27 定常時燃料温度評価結果 (17×17 燃料、燃焼初期)

4.7 NUPEC 管群ボイド試験^[10]

(1) NUPEC 管群ボイド試験概要

炉心の沸騰・ボイド率変化（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）に関する妥当性確認のため、(財)原子力発電技術機構（NUPEC）で実施した管群ボイド試験の結果に対する比較を示す。

管群ボイド試験では、図 4-29に示すような 5×5 管群試験体を用い、 γ 線により 100%出力発熱管に囲まれた内部サブチャンネルにおける平均ボイド率を軸方向 3 断面で測定している。測定は発熱管間のギャップを通る γ 線ビームによる X 方向/Y 方向の線分計測データに基づくものであるが、別途サブチャンネル形状を模擬した単管試験体を用いて行った CT 試験により、線分計測によるボイド率と CT 計測によるサブチャンネル平均ボイド率の関係が得られており、管群試験結果はこれに基づく補正が加えられている。試験体は以下の 3 種類であり、非発熱壁の影響、軸方向出力分布の影響を模擬している。

試験体 5： ティピカルセル、軸方向一様発熱分布

試験体 6： ティピカルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験体 7： シンプルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験条件の範囲は

圧力： 4.9～16.6MPa

質量速度： $0.6\sim 4.2\times 10^3\text{kg/m}^2\text{s}$

であり、一般的な PWR の運転条件をカバーしている。給水流量喪失+ATWS 評価では、過渡的にこの圧力範囲（上限）を超えるが、高压条件に対する MIDAC コードのモデル（均質流モデル）は現象論的に高压条件ほど適用性が高く³、このような条件に対しても適用性を失うものではない。

(2) NUPEC 管群ボイド試験の解析条件

NUPEC 管群ボイド試験の解析条件について、以下に示す。

- ・ 圧力、質量速度、試験体出力、入口温度は試験報告書に基づき模擬した。
- ・ 二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度は ATWS 事象解析で用いる同一モデルとした。
- ・ ノード分割図を図 4-28に示す。径方向軸対象であるため、試験体の 1/4 体系をサブチャンネルで分割した。また、軸方向ボイド測定点と MIDAC 評価点が一致するように分割した。

(3) NUPEC 管群ボイド試験の解析結果と不確かさ

試験体内部サブチャンネルでの平均ボイド率について、MIDAC コードによるボイド率評価結果と試験結果の比較を図 4-30に示す。MIDAC コードは、低圧・高压条件を含む上記試験条件の

³ 圧力が上昇すると気液の物性（密度）差は小さくなるため、気相は細分化されて液相中に均質に分散され、均質流の仮定により近くなる。

全てのボイド率範囲で特異な傾向を持つことなく試験結果を予測している。NUPEC管群ボイド試験に対する予測値と測定値の差の標準偏差は約4%であり、MIDACコードの沸騰・ボイド率変化の不確かさは 2σ （約95%確率）を考慮すると約8%となる。

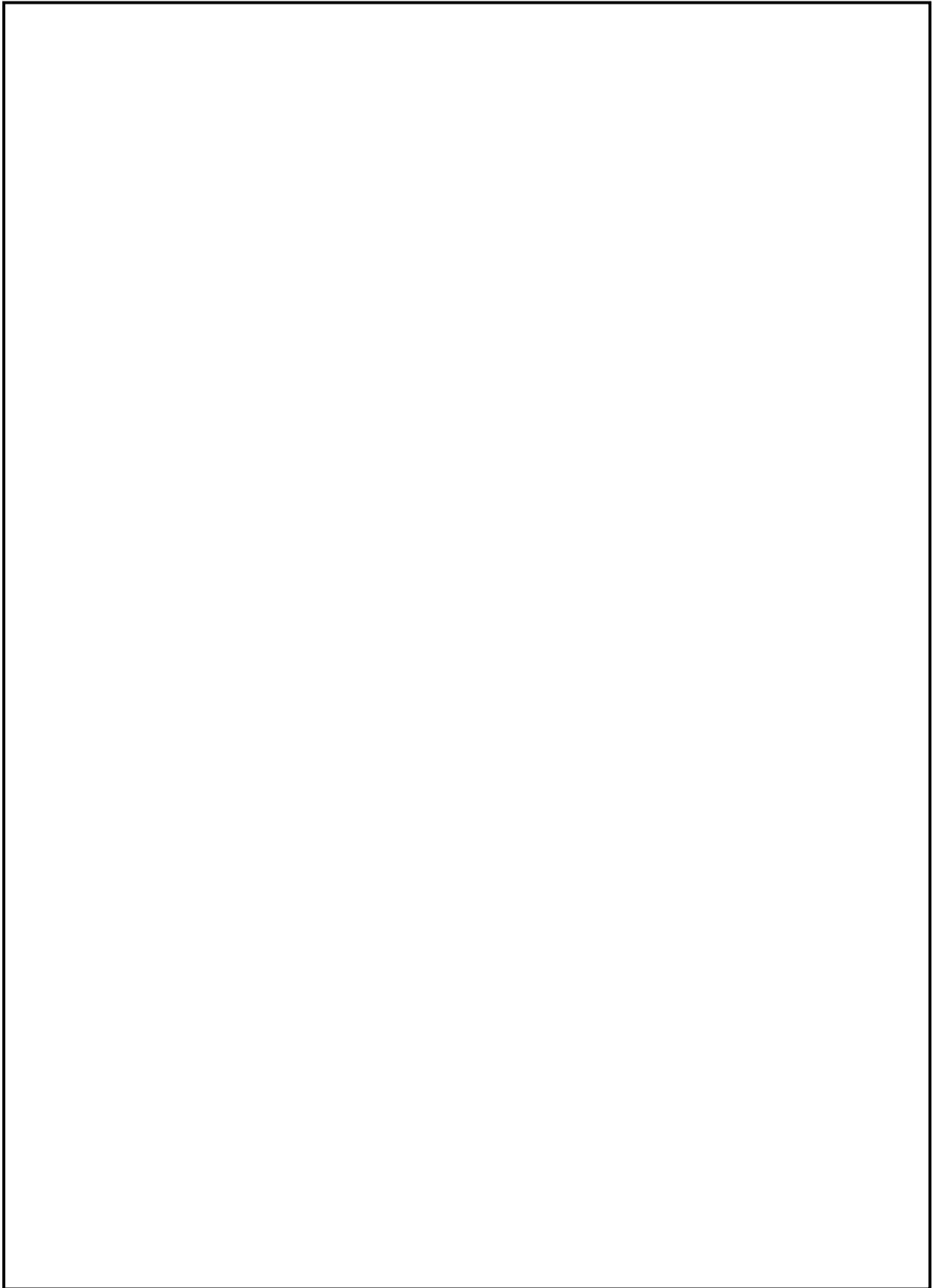


図 4-28 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

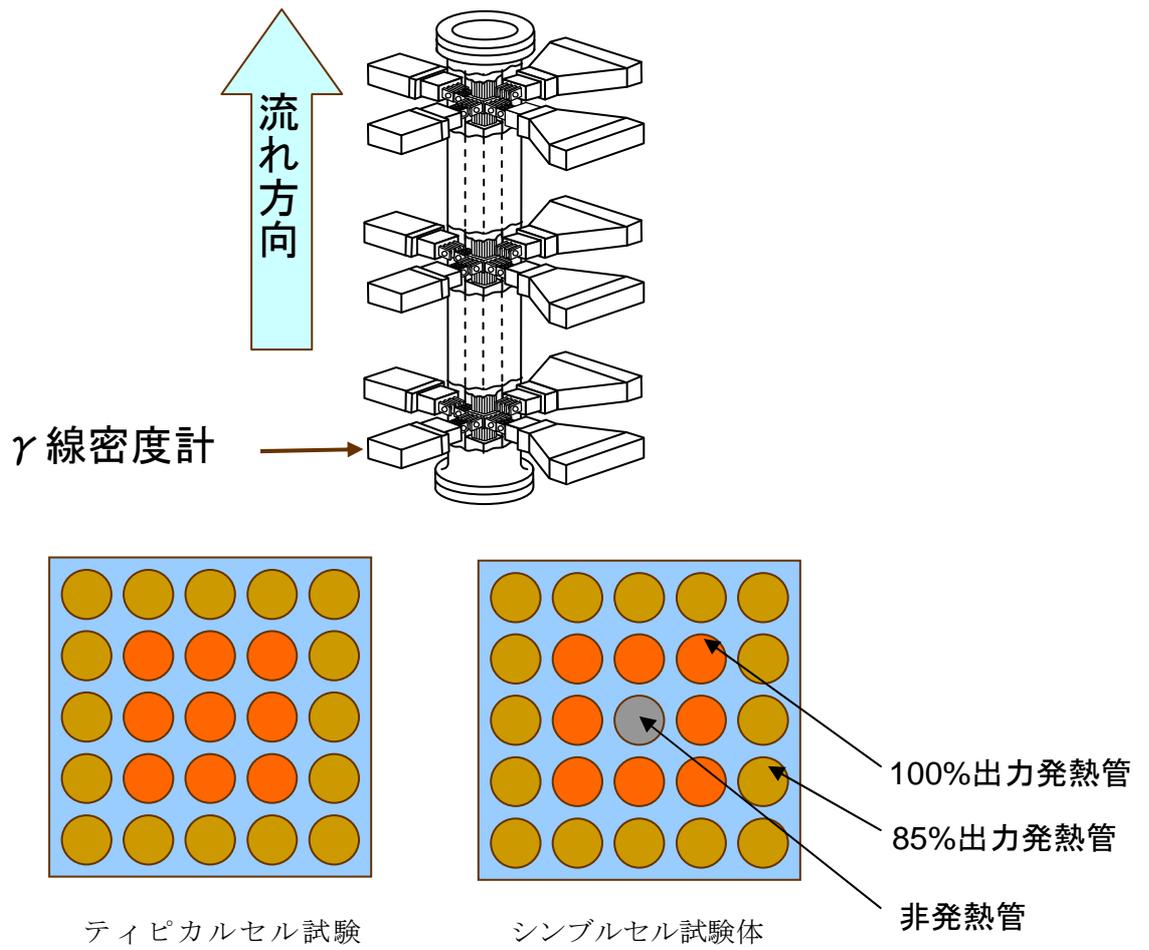


図 4-29 NUPEC 管群ボイド試験装置

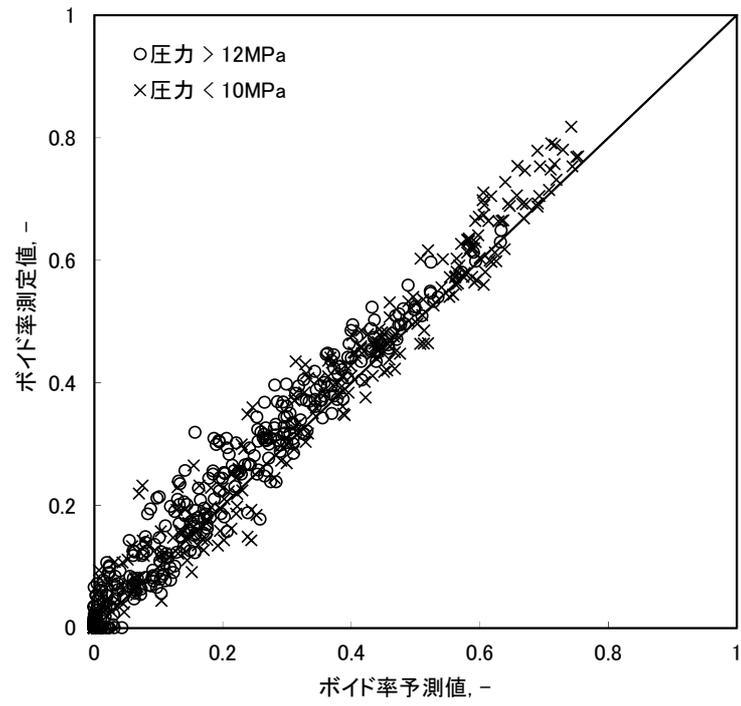


図 4-30 NUPEC 管群ボイド試験解析結果 圧力影響 (定常試験)

4.8 LOFT 試験

4.8.1 LOFT 試験概要^[20]

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置は、商用 PWR における事故及び過渡時の主要機器及びシステム応答を模擬するために設計されており、核燃料装荷炉心を有する唯一の熱水力試験装置である。試験装置は、5つの主要なサブシステムから構成されており、それぞれ試験時のシステム変数の測定・記録が可能な計測機器が設置されている。サブシステムは、(a) 原子炉容器、(b) 1次冷却系健全ループ、(c) 1次冷却系破断ループ、(d) 破断口とブローダウンサプレッション系、(e) 非常用炉心冷却系（低圧・高圧各2系統、蓄圧器2基）である。

LOFT 試験装置は、1976年から1985年の間、米国 INEL（現 INL）によって運営された。LOFT 試験装置は代表的な4ループ PWR を模擬したものであり、体積／出力比を保つようになっている。また、圧力及び温度等の試験条件は、実機 PWR 相当である。LOFT 試験装置図を図 4-31に示す。

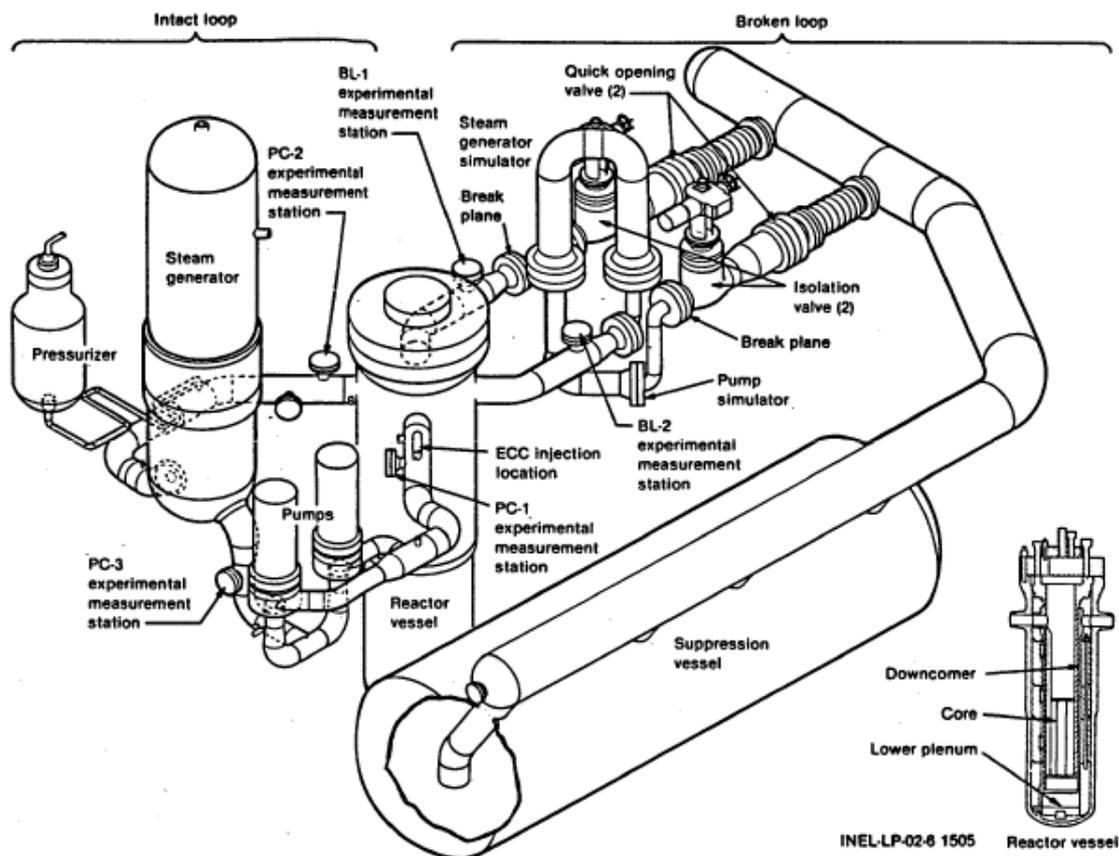


図 4-31 LOFT 試験装置図

4.8.2 LOFT 試験解析のノード分割

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析のノード分割は、LOFT 試験装置の仕様書の各種データをもとに作成され、多くの研究機関により LOFT 試験設備を用いた試験との比較解析のベースとされている参考文献[21]のノード分割に準じたものとしている。ただし、主給水流量喪失+ATWS 解析を行うにあたっては、蒸気発生器ドライアウト特性と 1 次冷却材の膨張による加圧器水位を精緻に取り扱う必要があることから、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析における蒸気発生器及び加圧器のノード分割は参考文献[21]よりも詳細に分割している。また、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、実機解析における取り扱いと同じく、圧力境界条件として背圧を設定した 1 つのノードで模擬している、これは、加圧器逃がし弁/安全弁が作動するような状況においては、1 次冷却材は臨界流として放出されるため、放出流量は背圧に依存しないためである。この取り扱いの妥当性については、4.8.4 節で考察する。

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析に用いたノード分割を図 4-32 に示す。

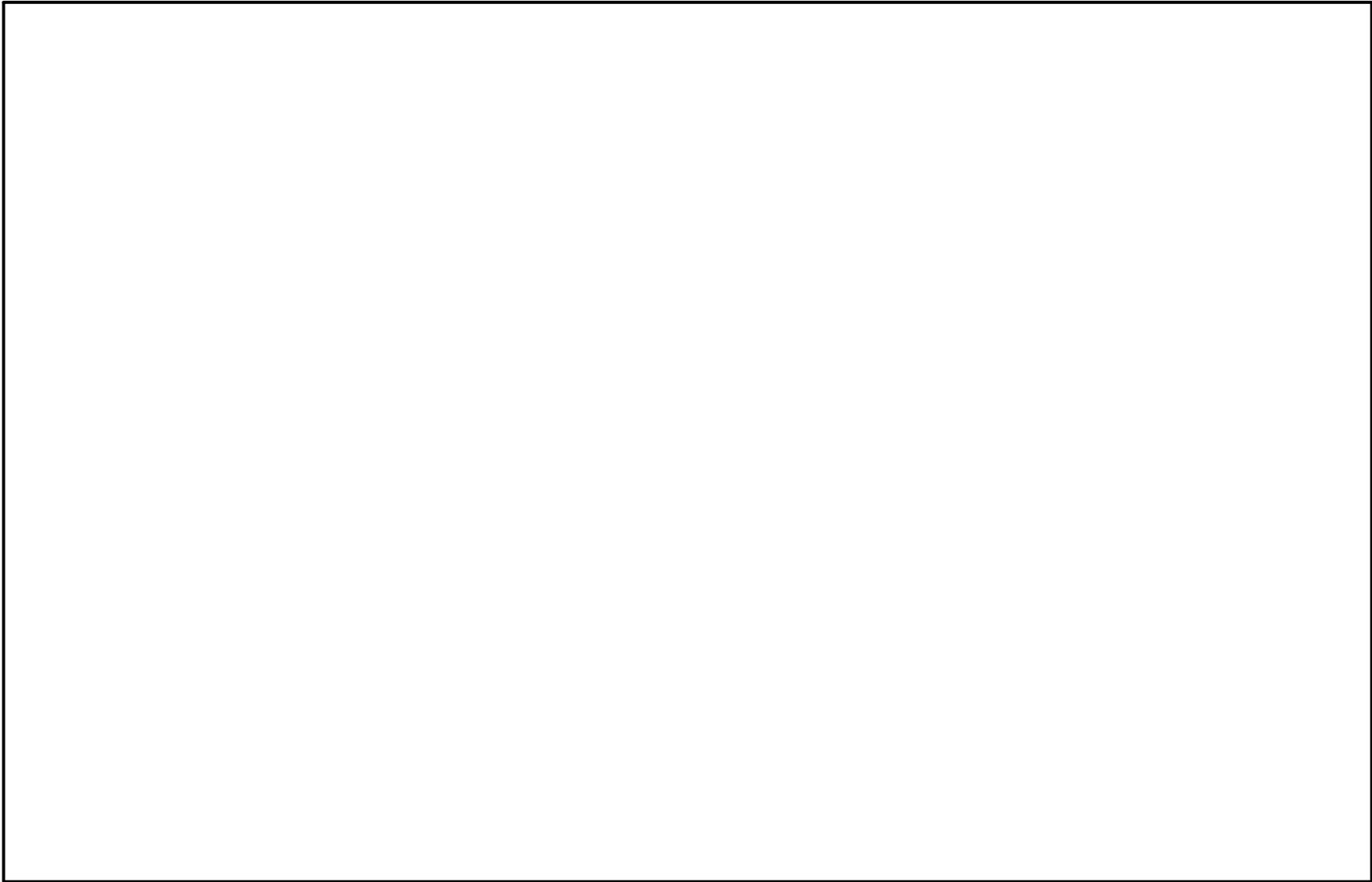


図 4-32 LOFT 試験装置ノード図

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

4.8.3 LOFT L6-1^[20]試験解析

(1) LOFT L6-1 試験概要

LOFT L6-1 試験は、主蒸気制御弁を閉止することにより負荷の喪失を実現する。負荷の喪失により原子炉圧力が上昇するものの、加圧器スプレイ作動と原子炉トリップにより、圧力上昇は抑制され、その後、安定した状態に移行する。LOFT L6-1 試験のタイムシーケンスを表 4-13に示す。

(2) LOFT L6-1 試験解析の解析条件

LOFT L6-1 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、原子炉圧力、2次系圧力、1次系温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 減速材密度係数、ドップラ係数等の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

(3) LOFT L6-1 試験解析の解析結果

原子炉出力、1次冷却材高温側温度、加圧器圧力、加圧器水位及び2次側圧力の比較応答図を図 4-33～図 4-37に示す。

負荷の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、1次冷却材の膨張による加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮されることにより加圧器圧力が上昇する。従って、加圧器水位及び加圧器圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である加圧器水位変化及び加圧器気液熱非平衡の模擬性能が確認できる。図 4-35及び図 4-36に示すように、加圧器圧力挙動及び加圧器水位挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、上記物理現象が模擬されているといえ、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が示されたといえる。

また、2次系では、蒸気の流れが遮断されるため、2次冷却材温度が上昇し蒸気発生器2次側圧力は上昇する。2次側圧力変化は1次冷却材温度と1次側・2次側の熱伝達により定まるため、1次冷却材温度と2次側圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の模擬性能が確認できる。図 4-34及び図 4-37に示すように、1次冷却材温度及び蒸気発生器2次側圧力挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、1次側・2次側の熱伝達挙動の模擬ができており、蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当といえる。

(4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L6-1 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの 1 次冷却系の過熱／加圧時における、加圧器のノード分割及び 2 流体モデル、並びに蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを原子炉圧力評価へ適用することを鑑みて、これらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である原子炉圧力、及び 1 次冷却材膨張量に直接影響する 1 次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

1 次冷却材温度挙動及び加圧器圧力挙動は、図 4-34 及び図 4-35 に示すように、それぞれ概ね $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\pm 0.2\text{MPa}$ 以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 及び $\pm 0.2\text{MPa}$ を 1 次冷却系の過熱／過圧時における M-R E L A P 5 コードの不確かさとする。なお、最終的に主給水流量喪失 + A T W S に適用する不確かさは、4.8.4 節に示す LOFT L9-3 試験解析も踏まえて決定する。

表 4-13 LOFT L6-1 試験の主要タイムシーケンス

事象	時刻
主蒸気流量調節弁閉止開始	0 秒
加圧器後備ヒータ停止	約 6 秒
加圧器スプレイ作動	約 9 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 12 秒
原子炉トリップ	約 22 秒
ピーク原子炉圧力到達	約 22 秒
主蒸気流量調節弁開	約 27 秒
加圧器スプレイ停止	約 30 秒
加圧器後備ヒータ作動	約 33 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 41 秒
主蒸気流量調節弁開	約 91 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 104 秒
解析終了	200 秒

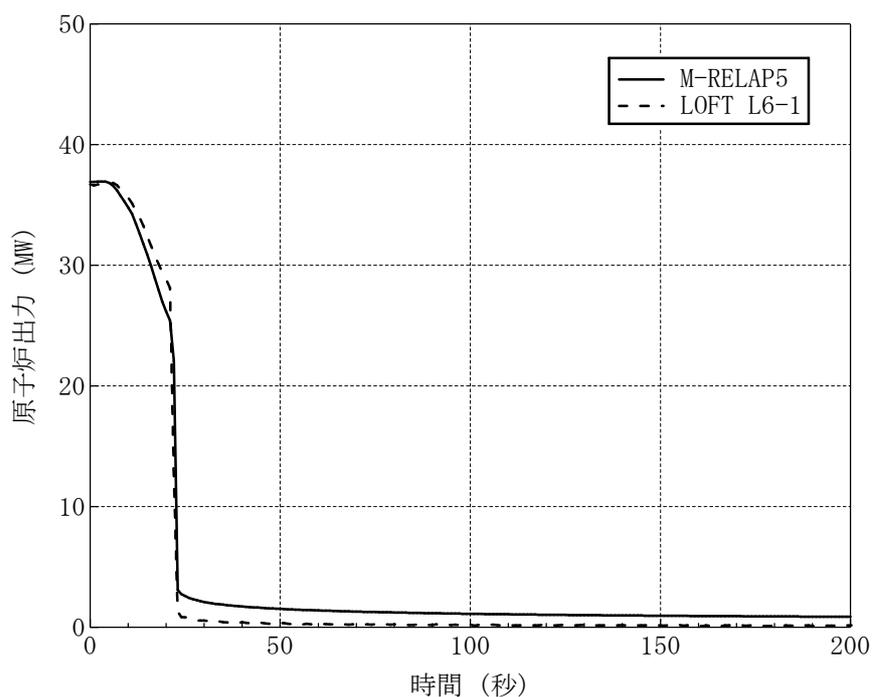


図 4-33 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

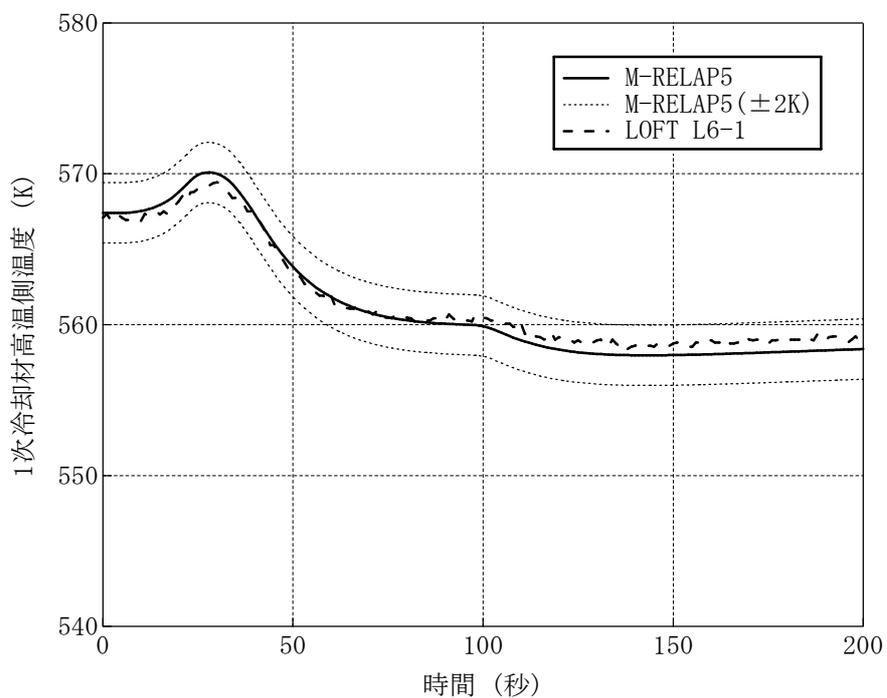


図 4-34 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度⁴

⁴ LOFT 試験の 1 次冷却材温度の測定データは時間遅れが生じていることから、解析結果にも時間遅れを考慮している。

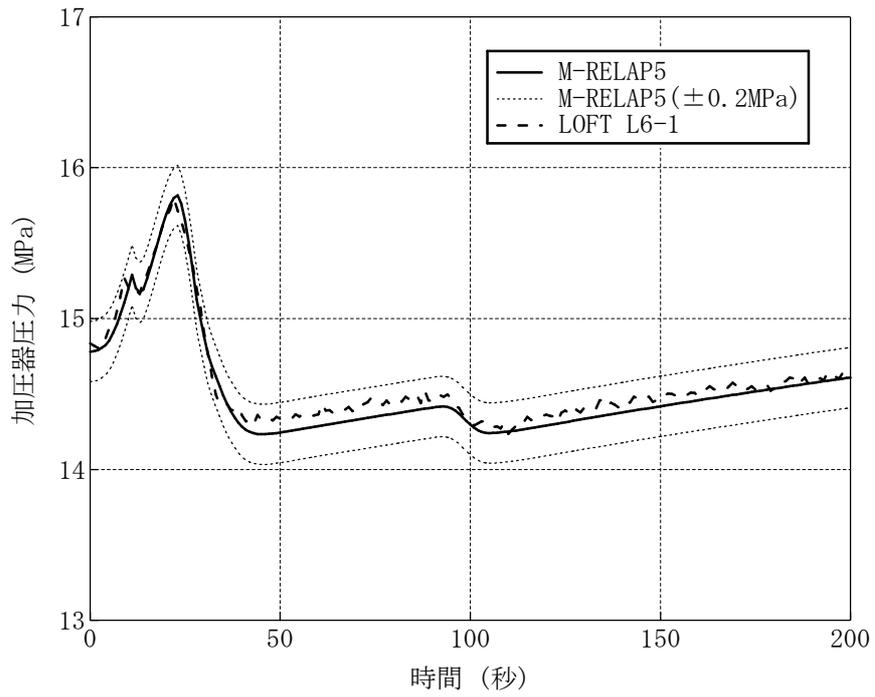


図 4-35 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

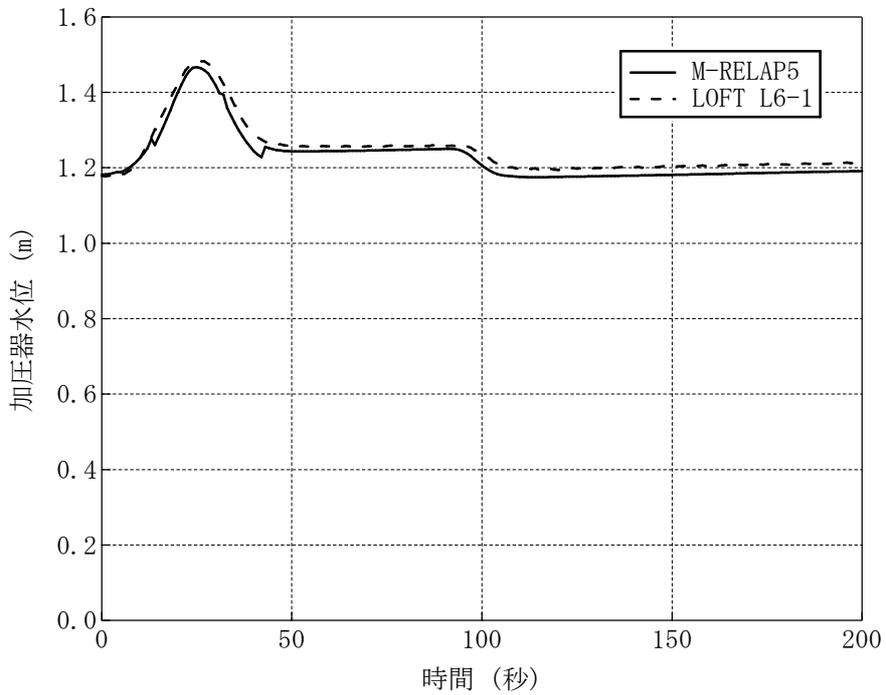


図 4-36 LOFT L6-1 試験における加圧器水位

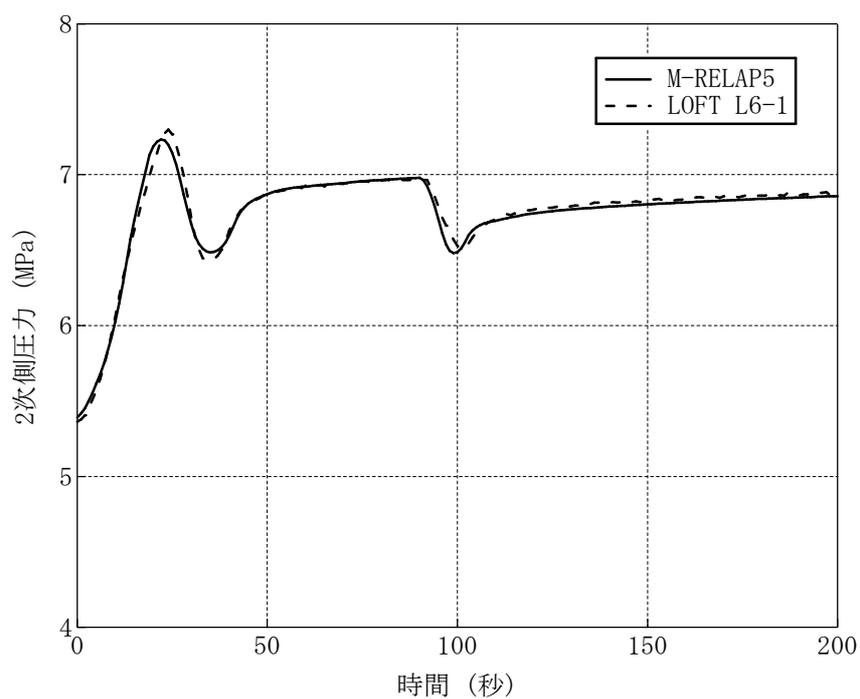


図 4-37 LOFT L6-1 試験における蒸気発生器 2 次側圧力

4.8.4 LOFT L9-3^[22]試験解析

(1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験は、主給水ポンプをトリップさせることにより主給水流量の喪失を実現する。主給水流量の喪失により、原子炉圧力が上昇するものの、原子炉トリップは不作動としており、1次冷却材温度の上昇に伴って、蒸気発生器の保有水が減少していく（補助給水も試験対象期間では不作動）。その後蒸気発生器がドライアウトに至るため、1次系は急激な圧力上昇に至るが、加圧器逃がし弁・安全弁が開くことで1次系の圧力上昇は抑制される。蒸気発生器ドライアウト近傍から、原子炉出力は減速材による反応度フィードバック効果により、崩壊熱レベルまで減少していき安定した状態に移行する。LOFT L9-3 試験のタイムシーケンスを表 4-14に示す。

(2) LOFT L9-3 試験解析の解析条件

LOFT L9-3 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、原子炉圧力、2次系圧力、1次系温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 加圧器逃がし弁及び安全弁のモデルは、所定の容量となるように弁の開口面積を定め、作動条件に応じて開閉するように模擬しており、臨界流モデルは Henry-Fauske モデルを使用した。
- ・ LOFT L9-3 試験結果を使用した M-R E L A P 5 コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。なお、S P A R K L E - 2 コードの3次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルは、4.2節～4.5節においてその妥当性を確認している。

(3) LOFT L9-3 試験解析の解析結果

解析結果との比較を図 4-38～図 4-42に示す。

主給水流量の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮することにより加圧器圧力が上昇する。その後、蒸気発生器がドライアウトに至り急激に熱除去能力が低下するため、加圧器水位がさらに上昇し加圧器は満水となり1次冷却材が液相として放出される。

図 4-39及び図 4-40に示す加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。また、LOFT L9-3 試験における加圧器からの冷却材放出は、初期は気相臨界流で放出され、その後二相臨界流、液相臨界流と推移しており種々の冷却材放出過程を経ている。図 4-41に示すように、試験結果に対して加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出流量は若干少なく評価される傾向があるものの、この差が他の物理現象との重ね合わせである加圧器圧力へ与える影響は±0.2MPa程度と小さいものであり、また、種々の冷却材放出過程のいずれの期間においても加圧器水位は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇も模擬できていることから、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出が模擬できており、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が確認できたといえる。なお、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出流量に差が生じた要因としては、次のように考察している。図 4-41に示す加圧器逃がし弁・安全弁からの冷却材放出流量から、液相放出となり放出量が増加するタイミングは試験結果の方が数秒程度早くなっているが、図 4-38に示すように、加圧器圧力ピークの近傍における1次冷却材温度は試験結果の方が大きく加圧器への1次冷却材流入量が多くなったため、液相放出のタイミングは試験結果の方が早いものと考えられ、また、同じ理由により加圧器圧力ピークも試験結果の方が高いため、冷却材放出量も試験結果の方が多いためと考えられる。

4.8.2 節に示すとおり、LOFT 試験および実機プラントにおける主給水流量喪失+A T W S 解析においては、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬しているが、以下にその妥当性について述べる。加圧器逃がし弁及び安全弁下流の配管は、圧力損失が十分低く、弁下流圧力は弁上流圧力の半分以下となるため、主給水流量喪失+A T W S の重要現象である加圧器からの冷却材放出は臨界流として放出され、弁下流の背圧の影響を受けない。具体的には、LOFT 試験設備の加圧器逃がし弁/安全弁の下流側は、配管径は臨界点である弁ののど部より大きく設計されており、また、配管を経由して十分な容量を有するサブプレッションベッセルに接続されているため、背圧を低く維持できる。また実機プラントにおいても、加圧器逃がし弁/安全弁の下流側配管は、LOFT 試験設備と同様に弁ののど部より大きい配管径であり、配管接続先である加圧器逃がしタンクは、タンク圧力が一定以上高くなればラプチャーディスクが破損するため、背圧は低く維持できる。このことから、LOFT 試験および実機プラントにおける主給水流量喪失+A T W S 時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出においては、弁下流圧力が十分低く臨界流として放出される⁵。したがって、LOFT 試験設備及び実機プラント共に、加圧器逃がし弁・安全弁が作動するような圧力状態では、弁下流の背圧の影響を受けることないため、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流

⁵ このことを具体的に確認するため、実機プラントを対象に、加圧器逃がし弁/安全弁から加圧器逃がしタンクまでの配管を模擬し、弁上流の流体条件を実機の主給水流量喪失+A T W S の原子炉圧力ピーク近傍時の状態とし、加圧器逃がしタンクの圧力としてラプチャーディスク破損圧力を仮定し、更に弁下流の圧力損失係数を実際の配管形状に基づくものよりも大きめに仮定し、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出時の弁下流の圧力をM-R E L A P 5 コードにより評価した。その結果、弁下流の圧力は上流側の圧力に比べ半分以下の6MPa程度までしか上昇しないため、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出は、臨界流として放出されるといえる。

を、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬することは妥当といえ、弁下流の影響も含め、加圧器満水時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出挙動を確認できているといえる。

以上より、2流体モデル、臨界流モデル及びノード分割といった加圧器モデルは妥当といえる。

2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達については、図4-42に示すように、蒸気発生器保有水量が確保されている状態から、保有水量が減少しドライアウトに至る期間に亘り、蒸気発生器保有水量の減少に伴う除熱量の低下傾向が模擬できているため、蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当といえる。

(4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L9-3 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの、加圧器におけるノード分割及び2流体モデル、並びに蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを原子炉圧力評価へ適用することを鑑みて、L6-1 試験解析同様にこれらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である原子炉圧力、及び1次冷却材膨張量に直接影響する1次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

加圧器圧力挙動は、図4-39に示すように概ね $\pm 0.2\text{MPa}$ 以内で試験結果と一致し、加圧器圧力のピーク値では約 0.1MPa の範囲で試験結果と一致している。LOFT L6-1 試験解析においても、加圧器圧力の不確かさとして $\pm 0.2\text{MPa}$ 程度であることを確認していることから、この $\pm 0.2\text{MPa}$ を1次冷却系の過熱／過圧時におけるM-R E L A P 5 コードの不確かさとする。

表 4-14 LOFT L9-3 試験のタイムシーケンス

事象	時刻
主給水ポンプトリップ	0 秒
加圧器スプレイ作動	約 30 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 67 秒
加圧器逃がし弁開	約 74 秒
加圧器水位計指示値レンジ以上	約 90 秒
蒸気発生器水位計指示値レンジ以下	約 95 秒
加圧器安全弁開	約 97 秒
加圧器安全弁閉	約 107 秒
加圧器逃がし弁閉	約 123 秒
解析終了	200 秒

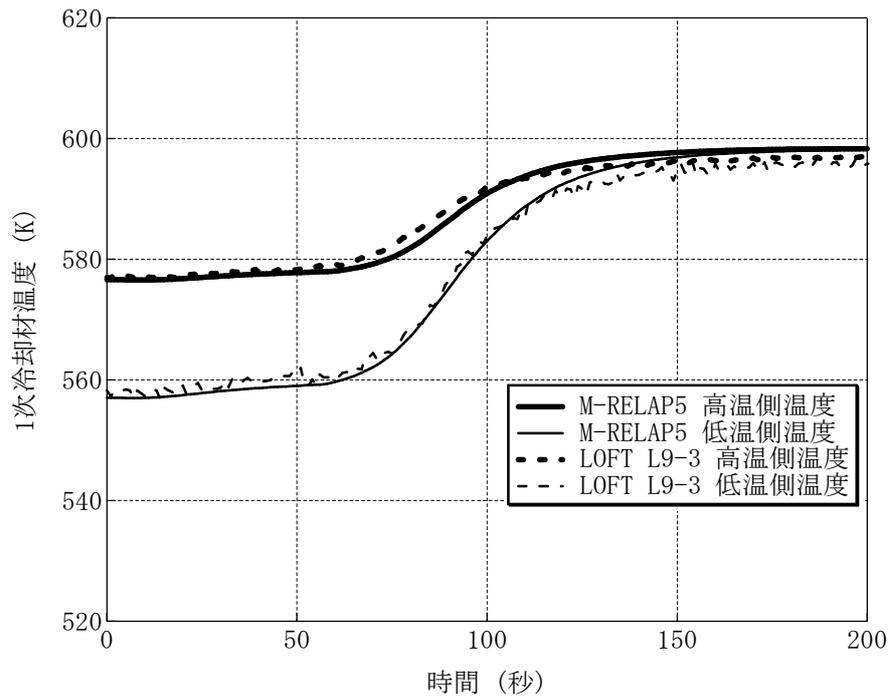


図 4-38 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

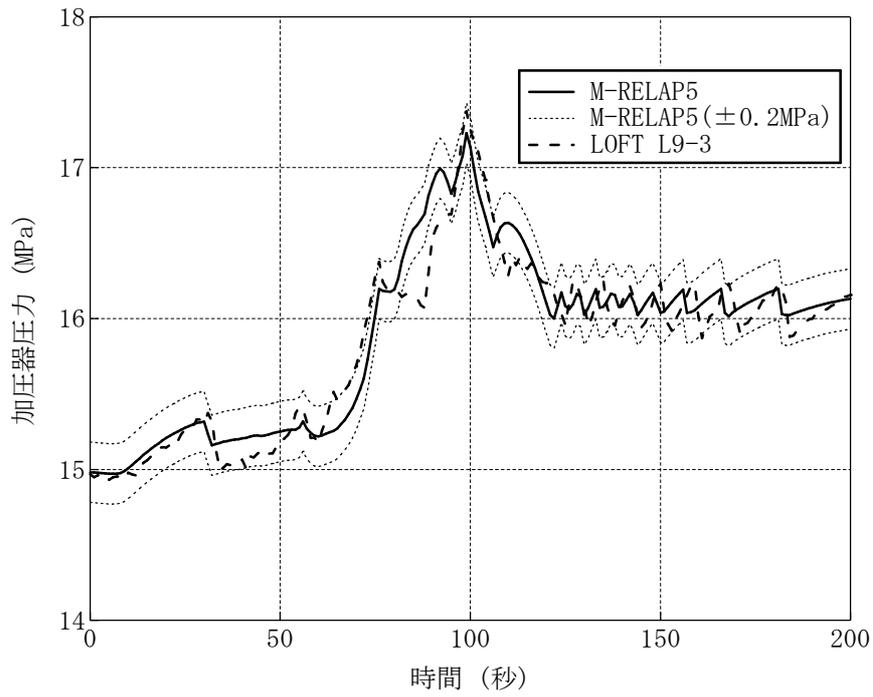


図 4-39 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

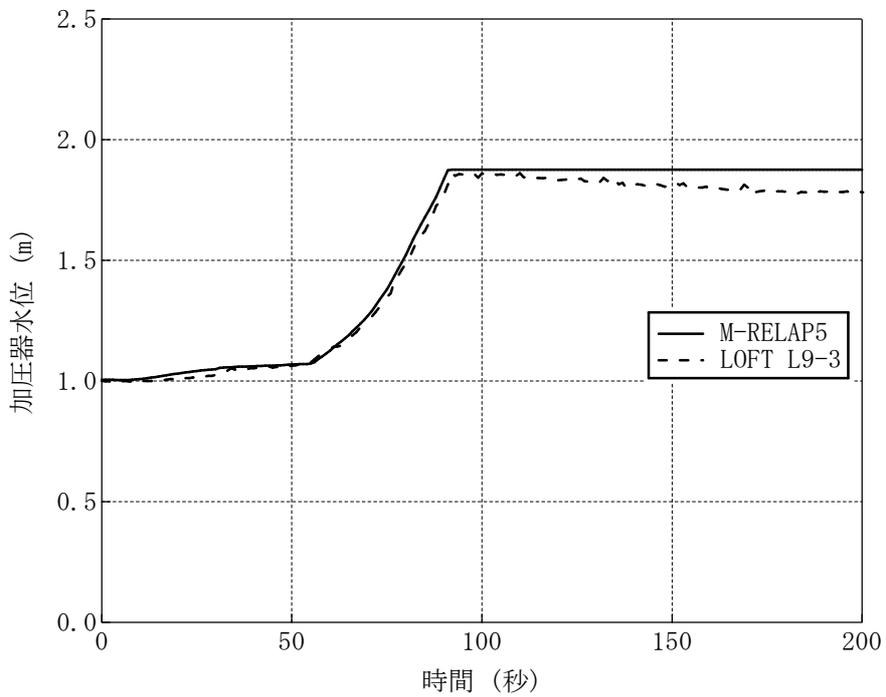


図 4-40 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

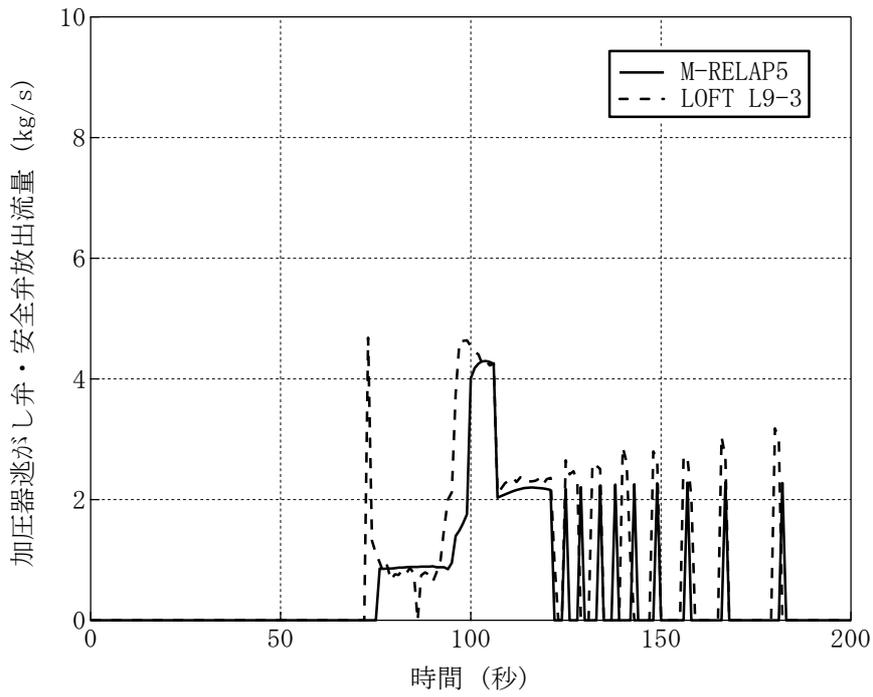


図 4-41 LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁・安全弁放出流量

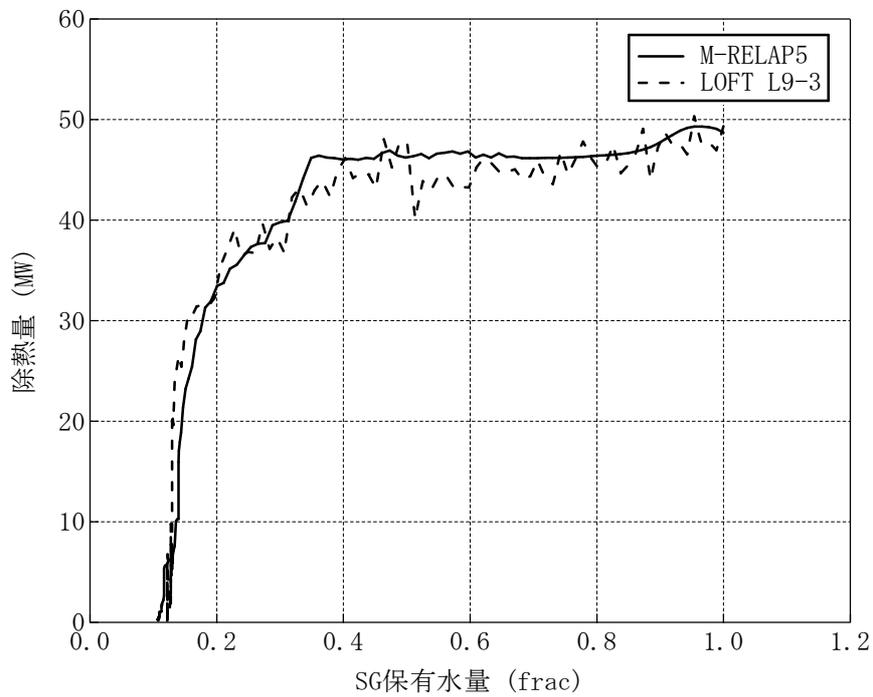


図 4-42 LOFT L9-3 試験におけるSG保有水量 対 SG除熱量
(SG除熱量は、SG 1次側出入口エンタルピと1次冷却材流量から算出)

4.9 実機解析への適用性

主給水流量喪失+ATWSの重要現象に対して実施したSPARKLE-2コードの検証/妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.9.1 炉心（核）における不確かさの適用性

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

時間に対する中性子束計算についてはSPERT-III E-core実験解析により、中性子動特性にとって厳しい条件となる、中性子束分布の局所的な変化を伴い、且つ急峻な出力応答に対して妥当性を確認している。更に、中性子動特性のベンチマーク問題であるTWIGLベンチマーク及びLMWベンチマークによる検証により、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの広範な出力応答に対して適用性を確認した。また、本事象は緩やかに反応度が添加される事象であるため、遅発中性子パラメータや中性子速度といった動特性パラメータが中性子動特性(核分裂出力)へ与える影響は軽微である⁶。一方、空間に対する中性子束計算については、主給水流量喪失+ATWSは局所的な出力分布の変化を伴わず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であるため、4.1.1節に示すように、COSMO-Kコードと本機能が同一であるCOSMO-Sコードを用いた実機炉心解析によりその妥当性を確認した。

核定数については、ドップラおよび減速材フィードバック効果の検証として実施したモンテカルロコードとの比較により、実機PWR炉心と同等の燃料ピンセルもしくは燃料集合体体系を対象に、実機炉心解析で想定する燃料種類、組成及び燃焼度、並びに主給水流量喪失+ATWSの実機解析で想定する炉心状態を包絡する条件において差異が拡大しないことを確認した。4.3.1節にて記載したとおり、GALAXYコードによる集合体内中性子束計算及びCOSMO-Kによる炉心内中性子束計算の妥当性が確認されていることから、核定数変化が適切であることの検証結果と組み合わせることにより、実機炉心体系におけるドップラおよび減速材フィードバック効果を条件によって差異が拡大することなく適切に評価できることを確認した。

これらに加えて、減速材フィードバック効果は、炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較により、実機PWRの各炉型及び燃料タイプに対して通常運転状態における妥当性を確認し、不確かさとして $3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ を得た。前述のとおり、モンテカルロコードとの比較により、通常運転状態から主給水流量喪失+ATWSの実機解析で想定する炉心状態の範囲において差異が拡大するこ

⁶遅発中性子割合の不確かさは、最新のライブラリの知見(Y.NAGAYA, "JENDL-4.0 Benchmarking For Effective Delayed Neutron Fraction with a Continuous-energy Monte Carlo Code MVP", JAEA-Conf2013-002)や臨界実験における比較を踏まえると±6%程度と考えられる。主給水流量喪失+ATWSに対し、遅発中性子にこの±6%を上回る変化を与えた場合でも、原子炉圧力への感度が低いことを確認している。

とはないと結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ は広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、ドップラフィードバック効果は、SPERT-III E-core 実験解析において、主給水流量喪失+A T W Sよりも広範な燃料温度変化範囲に対して適用性を確認しており、これらの結果も踏まえて不確かさを評価している。従って、本妥当性確認結果は主給水流量喪失+A T W Sの実機解析に対して適用できるといえる。なお、核定数フィードバックモデルの妥当性確認では、実機解析で適用する核データライブラリ (ENDF/B-VII.0) を用いているため、核データライブラリが含む不確かさについても、妥当性確認により得られた不確かさに含まれるといえる。

また、SPERT-III E-core 実験解析におけるノード分割は、実機炉心と比べて小さい集合体により構成された炉心の中性子動特性を適切に模擬するため、集合体サイズに比例して空間的に小さなノード分割を適用しており、フィードバック効果が実機炉心と同等に取り扱えるよう設定されていることから、ノード分割による不確かさは十分小さい。一方、主給水流量喪失+A T W Sでは、表 3-3に記載のとおり、局所的な出力分布が変化せず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であることから、多くの実機炉心解析 (静的解析) によりノード分割の妥当性が確認されている図 3-6のノード分割を採用することで、ノード分割による不確かさは十分小さいと考えられる。そのため、SPERT-III E-core 実験解析結果により得られた結論は、実機解析に適用可能であるといえる。従って、中性子動特性、ドップラフィードバック効果及び減速材フィードバック効果に対する検証/妥当性確認により得られた結論は、2 / 3 / 4 ループ PWR を対象とした主給水流量喪失+A T W Sの実機解析に適用できるといえる。

4.9.2 炉心 (燃料及び熱流動) における不確かさの適用性

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

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

4.9.3 加圧器及び蒸気発生器における不確かさの適用性

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

2 / 3 / 4 ループの主な違いとしては、炉心出力、1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発

生器 2 次側保有水量の違いがあげられる。2 / 3 / 4 ループプラントの原子炉出力と 1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器 2 次側保有水量の関係を、LOFT 試験装置と合わせて図 4-43～図 4-45 に示す。ループ数によらず、原子炉出力と 1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び蒸気発生器 2 次側保有水量の比は同等であることから、主給水流量喪失 + A T W S におけるプラント挙動において、主給水流量喪失に伴う蒸気発生器 2 次側での除熱量の低下とそれに伴う 1 次系の冷却材温度 / 圧力上昇といった各パラメータの過渡変化の様相は同等となる。従って、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析にて得られた結論は 2 / 3 / 4 ループ PWR を対象とした主給水流量喪失 + A T W S の実機解析へ適用できる。

また、実機解析に用いるノード分割は、3.4 節で述べた考え方にに基づき設定したものであるが、主給水流量喪失 + A T W S において特にノード分割の影響を受ける重要現象は、加圧器及び蒸気発生器で生じる現象である。これら加圧器及び蒸気発生器のノード分割は、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析により、詳細に分割することにより重要現象が適切に評価できることを確認した。実機解析のノード分割を決定するにあたっては、LOFT L6-1 試験及び LOFT L9-3 試験で用いたノード分割を基に、より詳細にノードを分割した感度解析も実施し、十分な分割数であることを確認の上決定している。また、4.8.4 節で考察したとおり、主給水流量喪失 + A T W S における加圧器逃がし弁 / 安全弁からの冷却材放出は臨界流となることから、加圧器逃がし弁 / 安全弁の下流ノードは、LOFT L9-3 試験解析と同様に、圧力境界条件として背圧を設定した 1 つのノードで模擬することで問題ない。従って、ノード分割による不確かさについても、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

以上より、S P A R K L E - 2 コードは実機の主給水流量喪失 + A T W S への適用性を有するとともに、本章の検証 / 妥当性確認により得られた不確かさについても、実機の主給水流量喪失 + A T W S に適用できるといえる。4 章における検証 / 妥当性確認において得られた主給水流量喪失 + A T W S の重要現象に対する S P A R K L E - 2 コードの不確かさを表 4-15 に整理して示す。なお、主給水流量喪失 + A T W S の実機解析における不確かさの取り扱いについては 5 章で述べる。

表 4-15 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証/妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル	TWIGL ベンチマーク LMW ベンチマーク SPERT-III E-core 実験解析	ドップラフィードバック効果 の不確かさに含まれる
	ドップラフィードバック効果		モンテカルロコードとの比較 SPERT-III E-core 実験解析	ドップラフィードバック効果：10% (SPERT-III E-core 実験解析による感度解析から 見込まれる不確かさ)
	減速材フィードバック効果		モンテカルロコードとの比較 減速材温度係数測定検査	減速材温度係数：3.6pcm/°C
	崩壊熱	崩壊熱モデル	不要	入力値に含まれる
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	FINE コードとの比較 SPERT-III E-core 実験解析	ドップラフィードバック効果 の不確かさに含まれる
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度	NUPEC 管群ボイド試験解析	ボイド率：8%(2 σ)
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	1次冷却材温度：2°C 原子炉圧力：0.2MPa
	加圧器水位変化		LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	二相/サブクール臨界流モデル	LOFT L9-3 試験解析	
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	伝熱管熱伝達モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	臨界流モデル	不要	入力値に含まれる
	2次側給水	ポンプ特性モデル	不要	入力値に含まれる

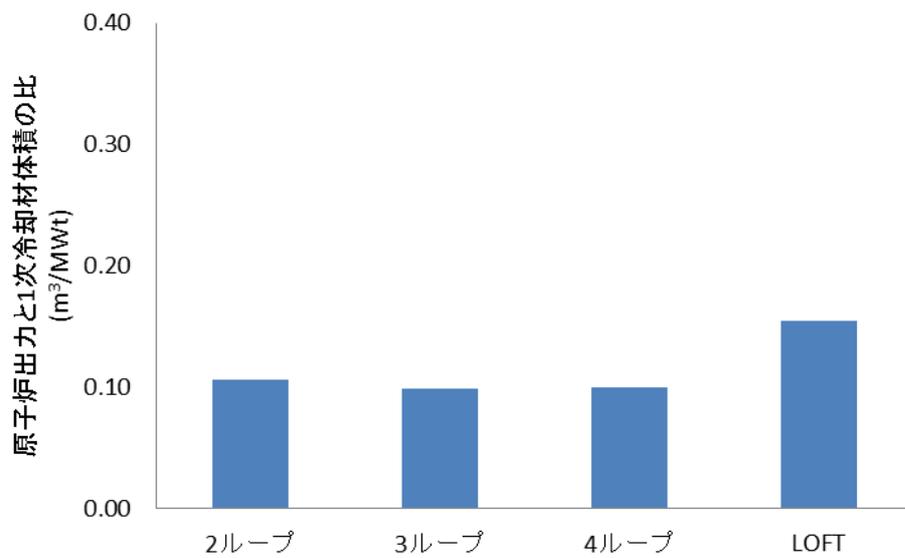


図 4-43 原子炉出力と1次冷却材体積の比

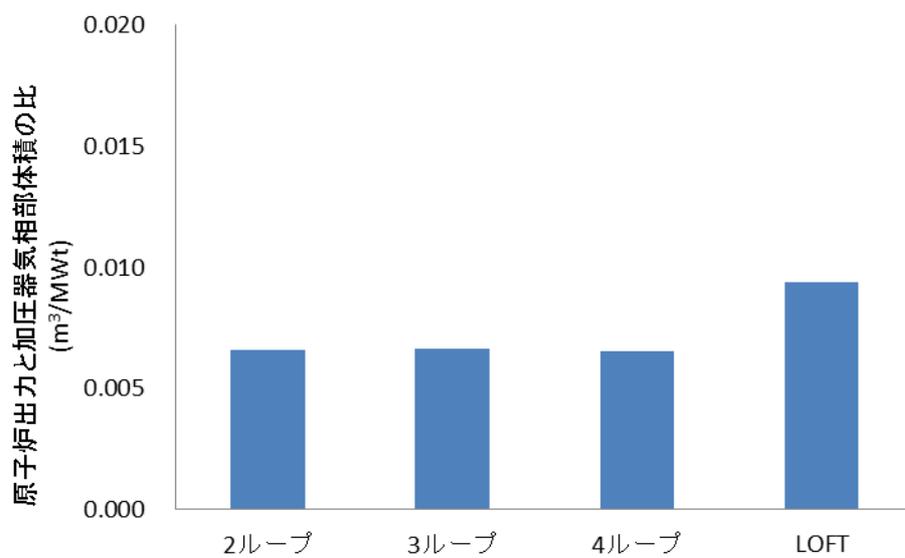


図 4-44 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

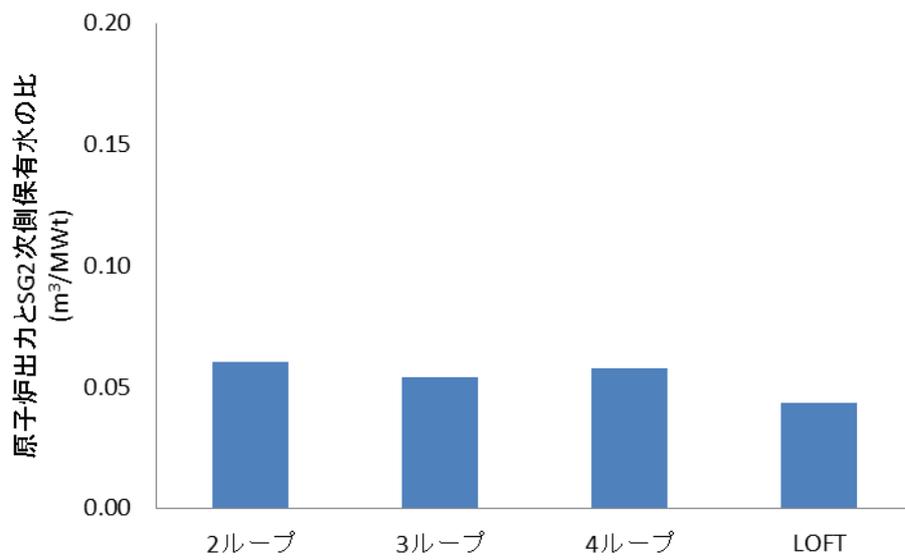


図 4-45 原子炉出力と蒸気発生器 2 次側保有水量の比

5. 有効性評価への適用性

5.1 不確かさの取り扱いについて（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、その不確かさが実機の主給水流量喪失＋A T W Sの原子炉圧力ピークへ与える影響を表 5-1に示す。

中性子動特性及びドップラフィードバック効果の不確かさが与える影響の確認として、代表4ループプラントを対象に、中性子動特性及びドップラフィードバックの不確かさを上回るように、ドップラフィードバック効果を最確評価値に対して20%増加させた感度解析を実施し、原子炉圧力に感度がないことを確認している。減速材フィードバック効果については、減速材温度係数に換算して3.6pcm/°Cの不確かさに加え、取替炉心によるばらつきが大きなパラメータであるため、実機解析においては、減速材温度係数を指標に不確かさ及び炉心のばらつきを考慮した初期減速材温度係数を用いて解析を行っている。この初期減速材温度係数は、取替炉心では零出力時炉物理検査において減速材温度係数が実際に負であることを確認しているため、減速材温度係数が最も正側となる高温零出力時の減速材温度係数が制限値である0pcm/°Cとなるような炉心モデルに基づいて設定することにより、不確かさと炉心のばらつきを考慮できるものとしている。

また、沸騰・ボイド率変化の不確かさについては、原子炉圧力が高い炉心状態では1次冷却系にボイドは生成されず、1次冷却系にボイドが生成するのは原子炉圧力が低下した後であるため、沸騰・ボイド率変化の不確かさは原子炉圧力ピークに対して影響しない。

LOFT L6-1 及び LOFT L9-3 試験から、主給水流量喪失で重要となる原子炉圧力に対するM-R E L A P 5 コードの不確かさは、1次冷却材温度で約2°C、原子炉圧力で約0.2MPa程度である。1次冷却材温度の不確かさについては、代表4ループプラントを対象に、最確評価条件に対して1次冷却材温度の不確かさとして2°C考慮した感度解析の結果、原子炉圧力への感度がないことを確認している。また、原子炉圧力の不確かさ0.2MPaについては、主給水流量喪失＋A T W Sの実機解析結果の判断基準に対する余裕に比べて十分小さいものである。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

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

従って、S P A R K L E - 2 コードによる過渡解析の不確かさが、運転操作に影響を与えない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取り扱い

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数フィードバックモデル	ドップラフィードバック効果の不確かさに含まれる	ドップラフィードバック効果による影響に含まれる
	ドップラフィードバック効果		ドップラフィードバック効果: 10% (SPERT-III E-core 実験解析による感度解析から見込まれる不確かさ)	代表4ループプラントにおける感度解析にて、最確評価に対しドップラフィードバック効果を20%増加(左記の10%を上回る)させても感度なし(加圧器安全弁で抑えられるため)
	減速材フィードバック効果		減速材温度係数: 3.6pcm/°C	実機解析では、不確かさと炉心のばらつきを考慮して、初期減速材温度係数を設定している
	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる	崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用することから、原子炉圧力へ影響しない
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	ドップラフィードバック効果の不確かさに含まれる	ドップラフィードバック効果による影響に含まれる
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相圧力損失モデル サブクールボイドモデル 気液相対速度	ボイド率: 8%(2σ)	原子炉圧力ピーク時点においてはボイドが有意に発生しないため、ボイドモデルの不確かさは原子炉圧力ピークに対して影響しない
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル	1次冷却材温度: 2°C 原子炉圧力: 0.2MPa	代表4ループプラントにおける感度解析にて、最確評価に対し1次冷却材温度の不確かさを考慮しても感度なし(加圧器安全弁で抑えられるため) また、原子炉圧力の0.2MPaは、判断基準に対する実機解析結果の余裕に対して十分小さい
	水位変化			
冷却材放出	二相/サブクール臨界流モデル			
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	伝熱管熱伝達モデル		
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル		
	冷却材放出	臨界流モデル	入力値に含まれる	主蒸気逃がし弁/安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力を入力とし、流量については設計流量を入力とすることから、原子炉圧力へ影響しない
	2次側給水	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間等を考慮し、流量については設計流量を入力とすることから、原子炉圧力へ影響しない

6. 参考文献

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

LA-UR-07-1000

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

添付1 GalaxyCosmos-Sについて

1. GalaxyCosmos-Sの概要

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

2. GALAXYコードおよびCOSMO-Sコードの手法概要

2.1 GALAXYコードの手法概要

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

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

GALAXYコードの妥当性については、本資料「第2部 SPARKLE-2」の4.2節において、ドップラ温度係数(4.3.1節)及び減速材密度係数(4.3.2節)について、GALAXYコードと連続エネルギーモンテカルロ法に基づくMVPコードによる解析結果の比較検証を実施している。GALAXYコードでは、核定数テーブルの作成において、図1に示す「断面積ライブラリ」、「共鳴計算」、及び「輸送計算」の各段階に対して計算手法に近似があり、その妥当性を確認する必要がある。そこで、GALAXYコードと、MVPコードの広範な条件に対して解析結果を比較することで、両者の差異が拡大しないことを検証している。このことにより炉物理検査で実証されている精度が維持されることを補足し、GALAXYコードが核定数を適切に作成できることを確認している。また、GALAXYコードの集合体輸送計算(中性子束計算)については、連続エネルギーモンテカルロ法との燃料棒出力(核分裂率)の比較を広範な条件に対して実施し、差異の標準偏差が平均0.3%程度であ

ることを確認した。これにより、GALAXYコードの集合体輸送計算は、集合体内の中性子束分布を適切に評価できることを確認した¹。

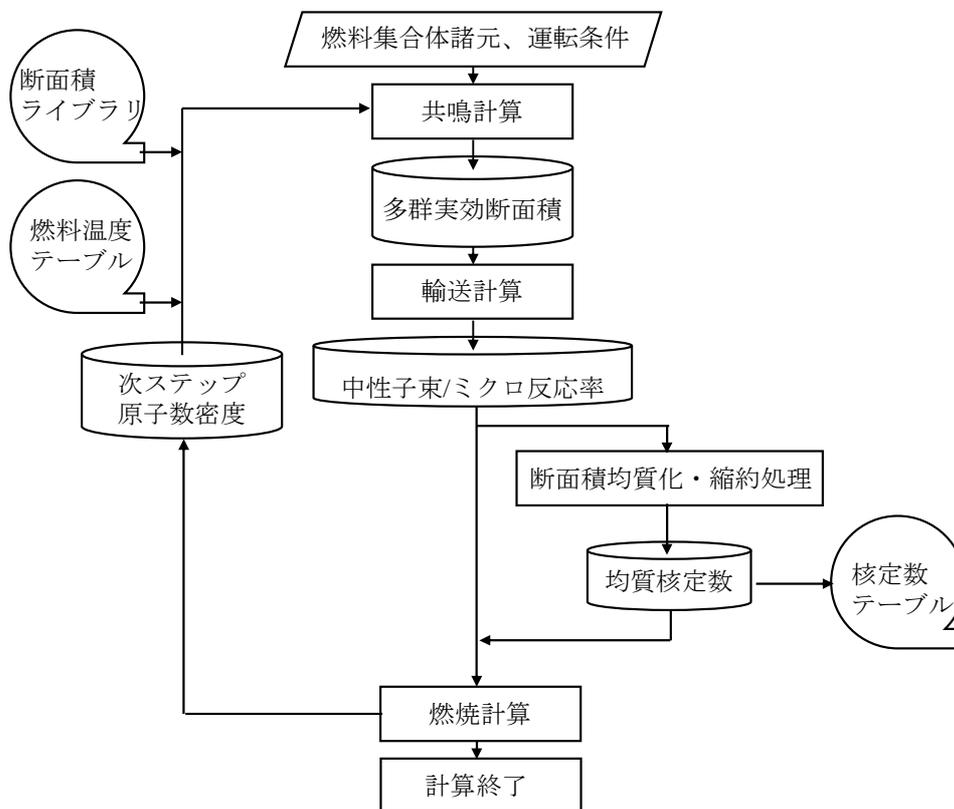


図1 GALAXYコードの計算フロー

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

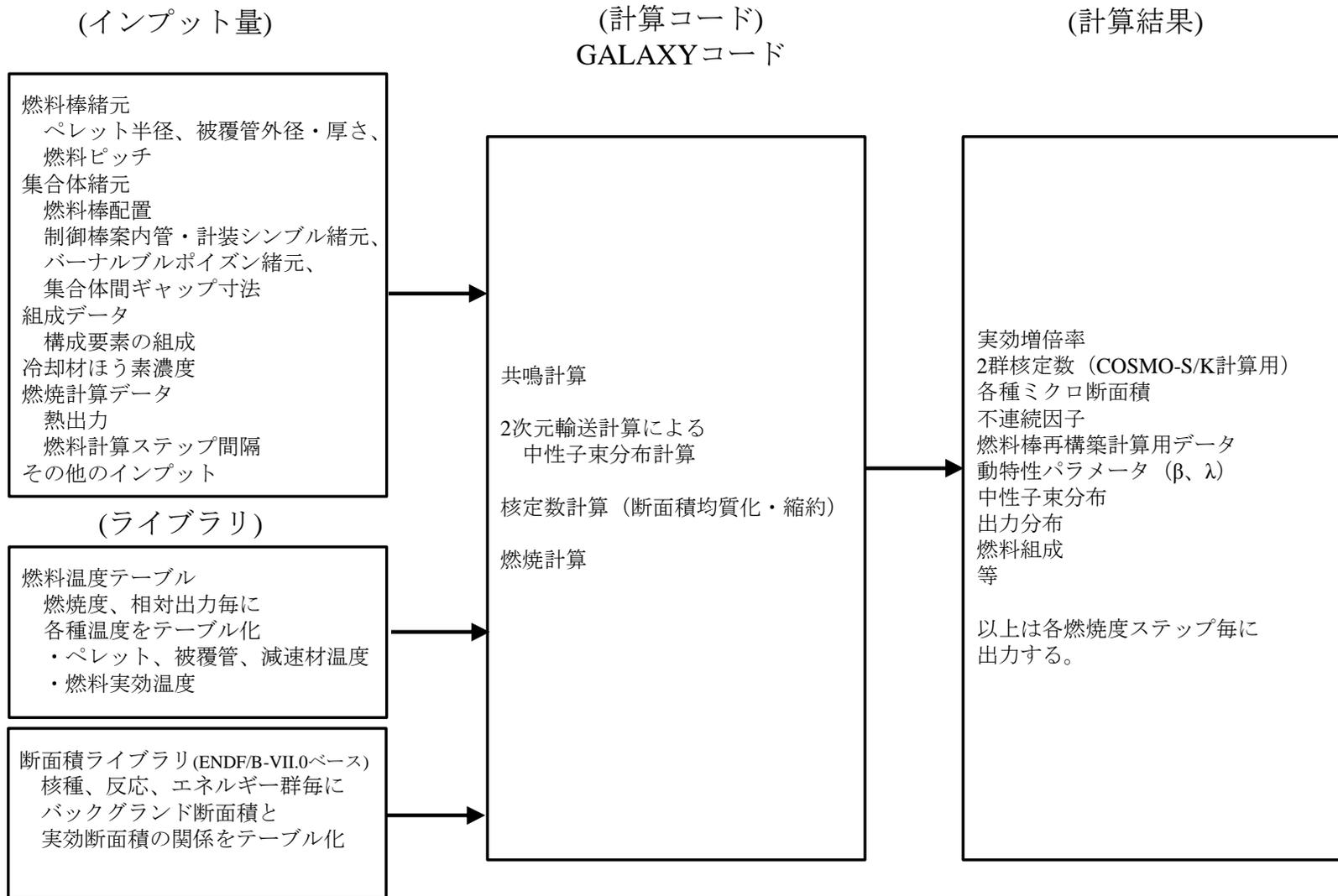


図2 GALAXYコードの入出力の概要

2.2 COSMO-Sコードの手法概要

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

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

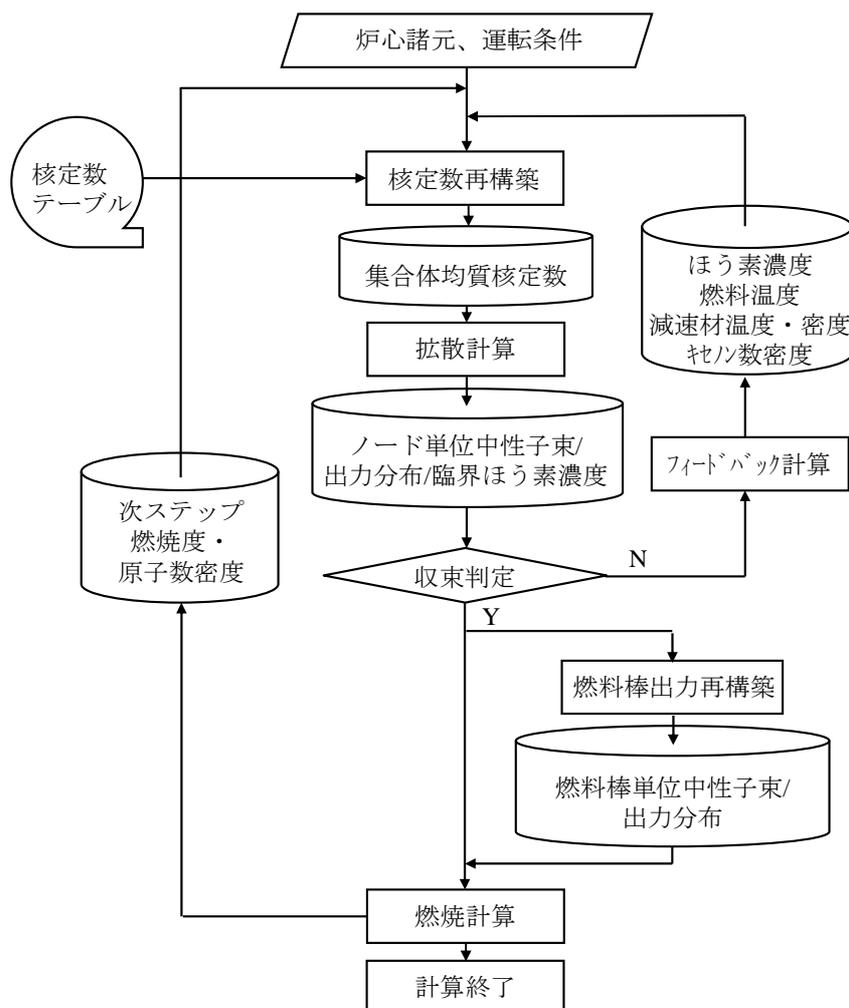


図3 COSMO-Sコードの計算フロー

添付2 炉心モデル（減速材フィードバック）の設定について

1. はじめに

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

本資料「第2部 SPARKLE-2」に示すとおり、主給水流量喪失+ATWSの原子炉圧力評価における炉心核特性上の重要パラメータは減速材フィードバック及びドップラフィードバックであるため、主給水流量喪失+ATWSの有効性評価においては、これらの反応度フィードバックを適切に考慮した炉心モデルを対象に評価している。

ここでは、SPARKLE-2コードにおいて減速材フィードバックを考慮した炉心モデルの設定方法について説明する。なお、ドップラフィードバックを考慮した炉心モデルの設定方法については添付3で説明する。

2. 減速材フィードバックの設定について

2.1 減速材フィードバックの設定方法

SPARKLE-2コードによる主給水流量喪失+ATWSの解析では、減速材フィードバックとほう素濃度に良い相関があることを利用し、ほう素濃度を調整することで、初期状態の減速材温度係数を保守的に設定することにより、過渡変化中の減速材フィードバックを保守的に設定している。

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

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

2.2 減速材フィードバックの設定方法の妥当性について

(1) 減速材フィードバック

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

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

図1に示すように、主給水流量喪失+A T W S 事象進展中に出現しうる減速材密度の範囲(減速材密度約 0.4~約 0.8g/cm³)において、ほう素濃度が大きくなるに従い、減速材フィードバック効果(減速材密度係数)は一様に小さくなることが確認できた。

主給水流量喪失+A T W S 解析においては、初期状態(高温全出力状態:減速材密度 0.7g/cm³近傍)において、ほう素濃度調整により減速材フィードバックを保守的な値に設定しているが、過渡変化中の減速材密度低下時のいずれの状態においてもその効果が保存されているといえる。

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

表1 ほう素濃度の違いによる減速材フィードバックへの影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0, 1000, 2000
減速材密度(g/cm ³)	0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8
減速材温度(°C)	326.85 (600K)
燃料温度(°C)	626.85 (900K)

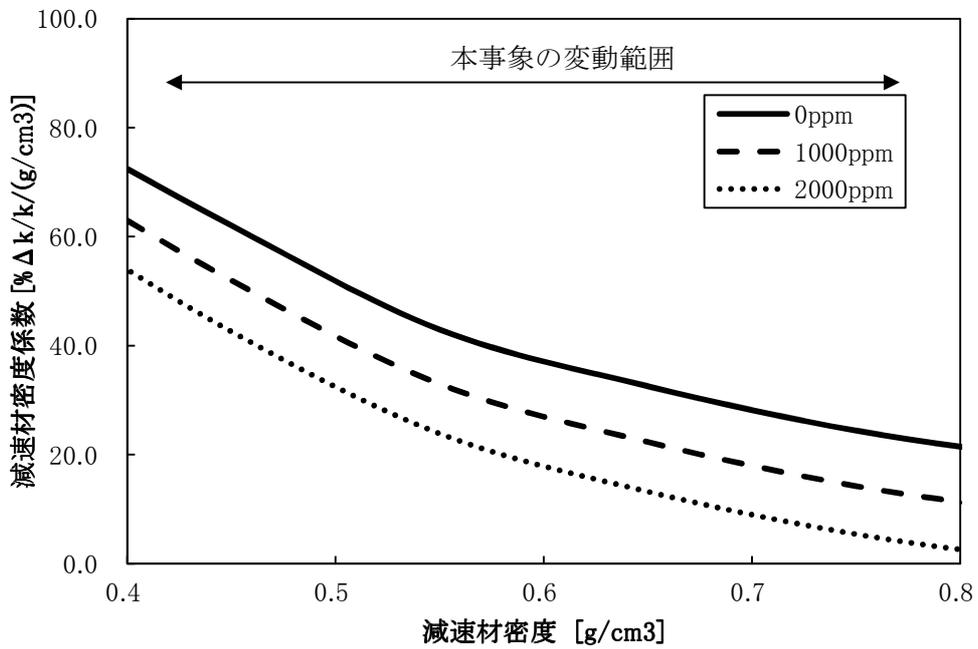


図1 ほう素濃度の違いによる減速材フィードバックへの影響

(2) ドップラフィードバック

本項では、主給水流量喪失+A T W Sの原子炉圧力評価に影響を与える反応度フィードバックは、ドップラフィードバックと減速材フィードバックが支配的であることを踏まえ、ほう素濃度調整に伴うドップラフィードバックへの影響を確認する。

サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した 15GWd/t の 4.8wt%ウラン単一集合体体系に対し、C O S M O - S コードを用いて、ほう素濃度を変化させた場合のドップラ温度係数を表 1 に示す条件を用いて評価した^(※2)。評価結果を図 2 に示す。

図 2 に示すように、主給水流量喪失+A T W S 事象進展中に出現しうる燃料温度の範囲(約 300 ～約 600℃)において、ほう素濃度を変化させた場合のドップラフィードバック特性への影響は軽微であることが確認できた。

すなわち、ほう素濃度調整による減速材フィードバックの調整により、ドップラフィードバックに影響を与えないといえる。

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

表2 ほう素濃度の違いによるドップラフィードバックへの影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0, 1000, 2000
減速材密度(g/cm ³)	0.7 (HFP 相当)
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(°C)	200, 400, 600, 800, 1000

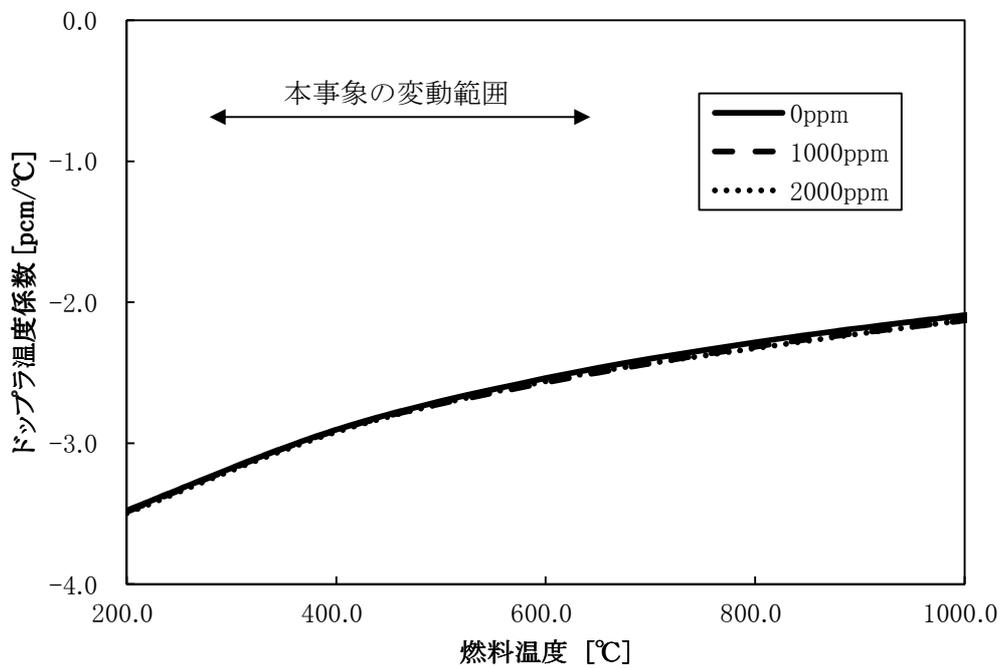


図2 ほう素濃度の違いによるドップラフィードバックへの影響

3. 過渡計算における初期定常状態の設定について

3.1 初期定常状態の設定方法

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

3次元動特性方程式は式(3)及び式(4)で記述され、初期状態における実効増倍率(k_0)を核分裂生成源項に用いることで、初期定常状態を達成する。このように、核分裂生成項を初期状態における実効増倍率で除する操作は、米国原子力規制委員会(NRC)のPARCS¹コード、原子力安全基盤機構(JNES)のSKETCH²コードなどの他の3次元動特性計算コードでも採用されており、一般的な設定手法であると言える。

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

ことにより、初期定常状態を達成する。これは、式(3)及び式(4)の核分裂生成項を初期の実効増倍率(k_0)で除する操作と等価である。なお、を適用している。

$$\frac{1}{v_g} \frac{\partial \phi_g(\vec{r}, t)}{\partial t} = \nabla D_g(\vec{r}, t) \nabla \phi_g(\vec{r}, t) - \Sigma_{r,g}(\vec{r}, t) \phi_g(\vec{r}, t) + \sum_{g' \neq g} \Sigma_{s,g' \rightarrow g}(\vec{r}, t) \phi_{g'}(\vec{r}, t) + (1 - \beta) \chi_{p,g} \sum_{g'} \frac{\nu \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) + \sum_{k=1}^M \lambda_k \chi_{d,k,g} C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(3)}$$

$$\frac{\partial C_k(\vec{r}, t)}{\partial t} = \beta_k \sum_{g'} \frac{\nu \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) - \lambda_k C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(4)}$$

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

$\phi_g(\vec{r}, t)$: 中性子束

v_g : 中性子速度

$D_g(\vec{r}, t)$: 拡散係数

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

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

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

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

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

$\nu\Sigma_{f,g}(\vec{r},t)$: 生成断面積

β_k : 遅発中性子 k 群の遅発中性子割合

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

$\chi_{p,g}$: 即発中性子による核分裂スペクトル

$\chi_{d,g,k}$: 遅発中性子による核分裂スペクトル

λ_k : 遅発中性子先行核の崩壊定数

$C_k(\vec{r},t)$: 遅発中性子先行核の密度

k_0 : 初期定常計算での実効増倍率

3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2コードにおいて初期定常状態を達成するために [] する手法は、上記の通り、既往の動特性計算コードにおいて採用されている手法と等価であり適切な手法であると考えるが、念のために、本手法により減速材フィードバックおよびドップラフィードバック特性に対して影響を与えないことを、以下のとおり確認した。

表3に示す解析条件において、COSMO-Sを用いた炉心静特性計算により、減速材フィードバック特性 (減速材温度係数) 及びドップラフィードバック特性 (ドップラ出力欠損) について、 [] を対象に、減速材フィードバック特性 (減速材温度係数) 及びドップラフィードバック特性 (ドップラ出力欠損) について評価した^(※3)。評価結果をそれぞれ図3、図4に示す。図3、図4より、同手法に伴う減速材フィードバック特性およびドップラフィードバック特性への影響は無いことがわかる。

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

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(※3) この [] 調整は、炉心過渡計算の前段となる初期定常状態を達成するための手段であり、初期状態における体系の実効増倍率に応じて [] 調整することから、炉心体系における確認が適切である。また、主給水流量喪失+A T W S事象は準静的な事象であることから、フィードバック効果への影響は、COSMO-Sを用いた静特性解析にて評価可能である。

表3 初期定常状態の設定方法の妥当性 解析条件

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

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

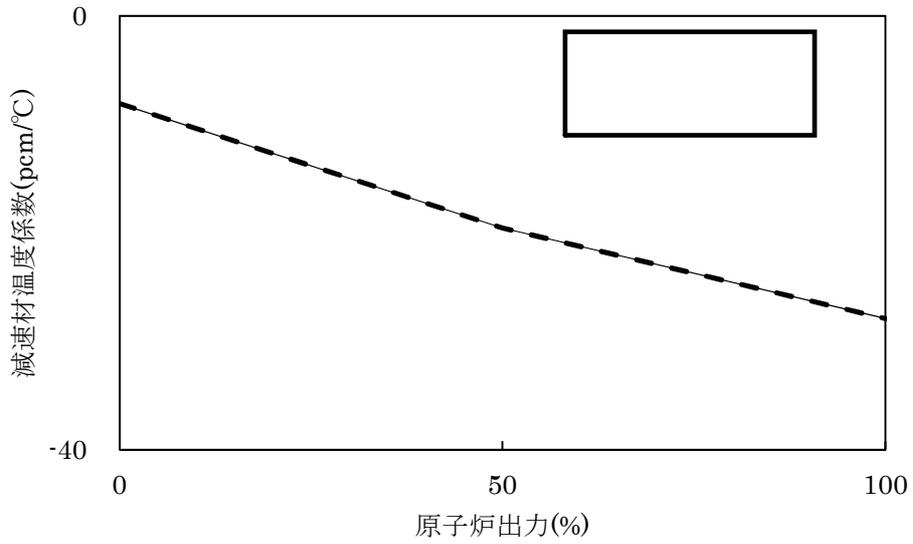


図3 減速材温度係数の比較

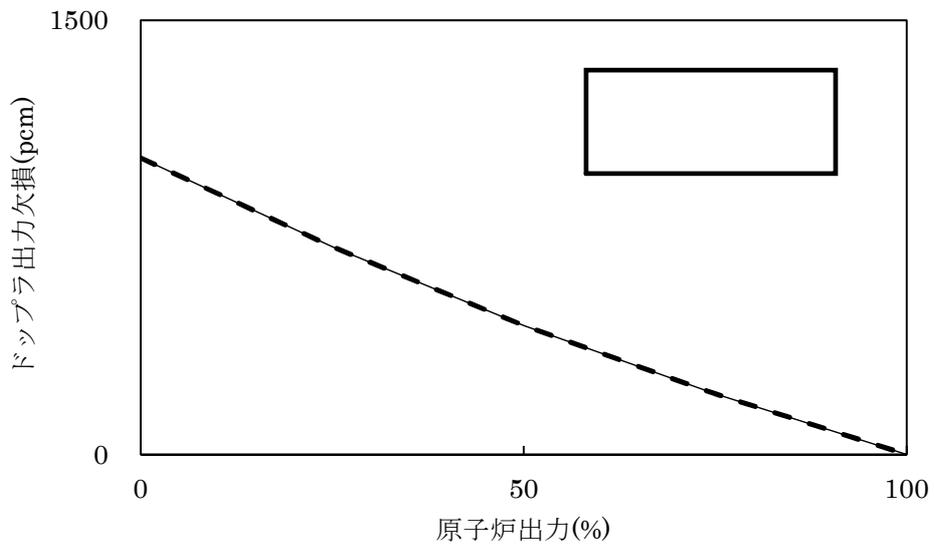


図4 ドップラ出力欠損の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

添付3 炉心モデル（ドップラフィードバック）の設定について

1. ドップラフィードバックの設定方法

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

そのため、SPARKLE-2コードにおける主給水流量喪失+ATWS解析では、ドップラ効果を調整する方法として、核定数を参照する際に用いる [] を調整する手法を採用している。

具体的には、式(2)のように事象初期(t=0)からの []
[] を用いて核定数を参照することにより、ドップラ効果を調整している。

$$[] \tag{1}$$

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

なお、この [] は核的フィードバックの評価でのみ用いられ、1次冷却系全体の熱流動そのものの評価では使用されていないため、本調整は他のプラント特性に影響を与えない。

2. ドップラフィードバックの設定方法の妥当性について

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

上記の相関を確認するために、表1に示す解析条件に基づき、サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した15GWd/tにおけるウラン集合体計算において、燃料温度を変化させた場合の無限増倍率を評価した。その結果、図3に示す通り、 [] と無限増倍率は良い相関があることが確認できた。

[]
枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

従って、式(1)を用いて [] を補正する手法は適切な手法であり、ドップラフィードバックを意図したとおり調整できるといえる。

表1 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0
減速材密度(g/cm ³)	0.7
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(K)	10, 100, 200, 400, 600, 800, 1000, 1200, 1500

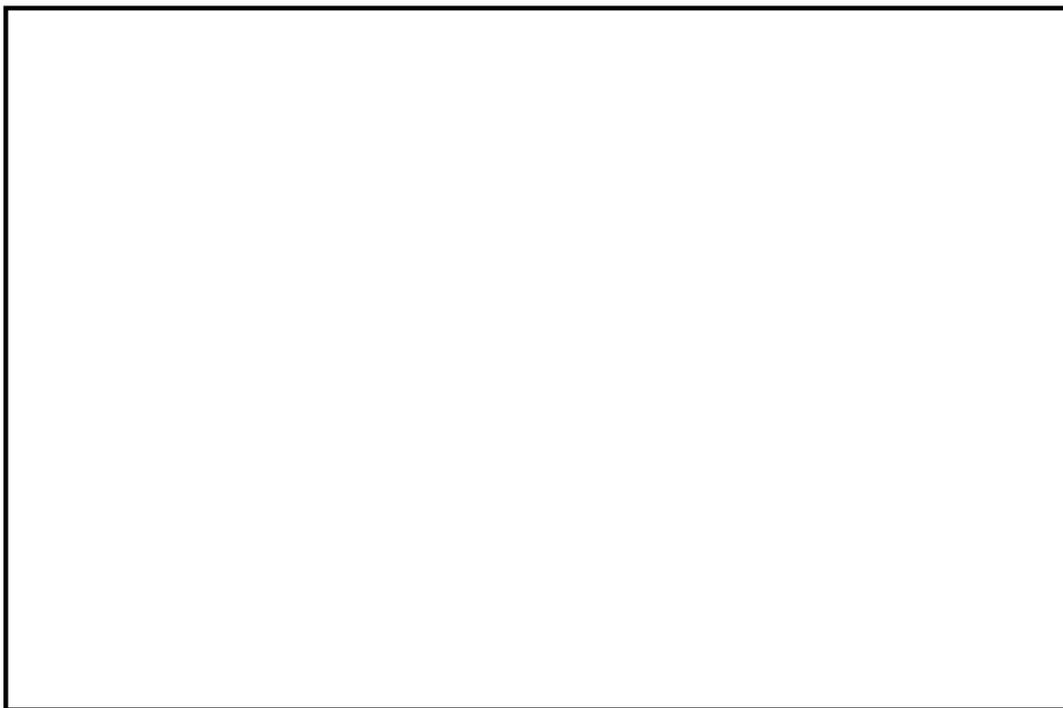


図1 [] と無限増倍率の関係

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

添付4 入力項目リスト

1. M-RELAP5コード

入力データ	入力の種類	インプット
原子炉容器、1次冷却材配管、加圧器、1次冷却材ポンプ及び蒸気発生器の幾何形状	ボリューム	体積
		長さ
		エレベーション変化
		水力等価直径(壁面摩擦を計算するのに使用する)
		初期温度
		初期圧力
		初期ボイド率
	ジャンクション	面積
		圧力損失係数
		水力等価直径(二相の界面摩擦を計算するのに使用する)
		初期気液流速
	熱構造体 (蒸気発生器伝熱管を含む)	接液面積
		体積
		熱容量
		熱伝導率
		初期温度
	1次冷却材ポンプ	リファレンスポイント
		ホモロガスカーブ
	制御／保護系	加圧器制御
充てん/抽出流量		
加圧器ヒータ出力		
加圧器ヒートロス		
加圧器スプレイ流量		
主給水制御		給水温度/圧力
		給水流量
原子炉トリップ		各原子炉保護系設定値
ECCS		冷却水温度
		注入特性
蓄圧タンク関連		容量
		面積
		保持圧力
		水量
		温度
		注入配管面積
		注入ライン長さ、エレベーション変化
		注入ライン圧力損失係数
補助給水関連		補助給水温度/圧力
		補助給水パーズ体積

入力データ	入力の種類	インプット
		補助給水流量
	逃し弁・安全弁	弁の口径・作動設定値
初期条件（原子炉出力、原子炉冷却材温度及び原子炉冷却材圧力）	1次系	原子炉出力
		原子炉圧力
		1次系温度
		1次冷却材流量
		1次冷却系一巡圧損
		炉心バイパス流量
		加圧器水位
	2次系	給水流量
		蒸気流量
		2次側圧力
		蒸気発生器水位
		蒸気発生器保有水量
		循環比
外乱条件（起因）	外乱	主給水の停止 等

2. COSMO-Kコード

入力データ	物理領域	インプット
制御棒データ	炉心	制御棒配置
		制御棒ステップ
		原子炉トリップ (反応度、制御棒落下速度)
外乱条件 (起因)	炉心	落下、飛び出し制御棒の指定
崩壊熱	炉心	崩壊熱曲線
燃料装荷パターン	炉心	燃料種類
		燃料配置
燃焼度分布	炉心	燃焼度分布
核定数	炉心	2群核定数 各種マイクロ断面積 不連続因子 燃料棒再構築計算用データ 動特性パラメータ

3. MIDACコード

入力データ	物理領域	インプット
燃料／炉心仕様 (幾何形状、圧力損失係数)	炉心	炉心形状 (燃料集合体配列)
	燃料	燃料棒配列
		燃料有効長
		グリッド位置、圧力損失係数
		被覆管形状 (外径、厚さ、ピッチ)
		制御棒案内管外径
		ペレット形状 (外径)
		ペレット-被覆管ギャップ条件 (ギャップ熱伝達率またはガス圧力、ガス組成)