

# 小型高速炉の炉心・燃料設計研究 (その2)

(研究報告)

2003年7月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課  
電話：029-282-1122（代表）  
ファックス：029-282-7980  
電子メール：[jserv@jnc.go.jp](mailto:jserv@jnc.go.jp)

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,  
Japan

◎ 核燃料サイクル開発機構  
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2003

## 小型高速炉の炉心・燃料設計研究（その2）

(研究報告書)

高木 直行<sup>1)\*</sup>、宇都 成昭<sup>1)</sup>、水野 朋保<sup>1)</sup>

## 要旨

小型高速炉心の反応度制御方式や冷却材循環方式の違いが炉心仕様や特性にもたらす影響を比較評価することを目的として、①150MWe 反射体制御型・強制循環炉心、②150MWe 制御棒制御型・強制循環炉心、③150MWe 制御棒制御型・自然循環炉心、そして④50MWe 制御棒制御型・強制循環炉心の4種類の炉心について設計検討を行った。本研究では10年間燃料無交換運転の達成を目的としつつ、直近許認可性確保の観点から金属燃料のピン径を8.5mm以下、強制循環冷却炉については、ULOF時の流量確保の観点から炉心圧損を0.75kg/cm<sup>2</sup>程度以下及び受動的安全性強化の観点から冷却材ボイド反応度を2\$程度以下とすることを設計の条件とした。

反射体制御小型炉は、反射体と少数（4体）の制御棒を組み合わせた反応度制御方式とすることにより、10年間燃料無交換運転ができ、燃焼度は約48GWe/tとなった。ATWS時には、炉心径方向膨張や自己作動型炉停止機構に頼らない受動的安全性を確保できる可能性が示された。

制御棒制御炉心では、反射体制御炉心に比べ反射体が炉心に近づくことで臨界性が向上し、燃料集合体数や炉心高さをやや低減できたために、燃焼度やボイド反応度等で僅かながら有利な特性が認められた。安全性については、反射体制御炉心と同等の受動的安全性を確保できる可能性がある。またACMIの観点からは、制御棒を10年間の運転期間中交換なしで利用できる評価結果を得た。一方、反射体制御炉心と同様に、冷却材ボイド反応度抑制のために扁平炉心となり炉心径が3.3mと大きく、また燃料ピン間ギャップは0.64mmと小さいため、今後、経済性や製造性に配慮した対応検討が必要である。

自然循環冷却炉心は、炉心圧損低減のために炉心径が3.8m程度と大きくなり、燃焼度は36GWe/t程度となった。安全特性については、自然循環故にLOF事象がないことが特徴であり、他のATWS時挙動は強制循環炉とほぼ同等となる結果を得た。尚、この自然循環炉は増殖比が1.053(MOC)と高いため、運転期間を15年に延長し、燃焼度を54GWe/t程度とできる可能性がある。

50MWe出力の制御棒制御小型炉は、ピン間ギャップ1mmを確保しながらも炉心ボイド反応度制限を満たすことができ、燃焼度は約35GWe/tと低めとなるが、コンパクトな炉心構成が可能な見通しを得た。

<sup>1)</sup> 大洗工学センター システム技術開発部 炉心・燃料システムグループ

\* 日本原子力発電(株)からの派遣者

本報告書は、「高速増殖炉システムの実用化調査研究に関する協力協定」に基づき実施したJNCと原電(9電力会社、電源開発株式会社及び原電の代表)との共有成果である。

## Design Studies on Small Fast Reactor Cores (II)

Naoyuki TAKAKI<sup>1)\*</sup>, Nariaki UTO<sup>1)</sup>, Tomoyasu MIZUNO<sup>1)</sup>

### Abstract

Core design studies have been performed to make a comparative evaluation on the effects of different reactivity control mechanisms and different coolant circulation methods of small fast reactors as follows, (a) 150MWe reflector-controlled forced-circulation core, (b) 150MWe forced-circulation core with control rods, (c) 150Me natural-circulation core with control rods and (d) 50MWe forced-circulation core with control rods. In the present study, the fuel reloading interval of 10 years is targeted under following conditions as fuel pin diameter < 8.5mm, pressure drop for forced-circulation core < 0.75kg/cm<sup>2</sup> and sodium void reactivity for forced-circulation core < 2\$.

The reactivity control mechanism of the reflector-controlled core is composed of movable radial reflector and a few additional control rods. This core attains 10 years long life and burnup of about 48GWd/t. The ATWS analyses indicate the possible passive safety feature which does not rely on the effects of radial expansion of core support plate and self-actuated shutdown system.

The core with control rods shows slightly superior criticality than the reflector-controlled core due to the closer arrangement of radial reflectors. The shorter core column length and reduced fuel inventory result in improvements on the sodium void reactivity and burnup of fuels. This core also shows possible passive safety features in case of ATWS events. Ten years of control rod life time is calculated to be achievable from a viewpoint of absorber cladding mechanical interactions. Large core diameter of about 3.3m and small pin gap less than 1mm are common problems of the reflector-controlled core and core with control rods. Those are ascribed to the sodium void reactivity limitation and further works considering the economy and fabrication feasibility are necessary.

The natural-circulation core with low pressure drop has large core diameter of about 3.8m and low fuel burnup of around 36GWd/t. A prominent characteristic of this core in terms of safety is possible elimination of ULOF events. The behavior in case of other ATWS events is almost the same as forced-circulation cores. Since this core has high breeding ratio of 1.05 at MOC, there is a possibility of extending the cycle length up to 15 years without considerable modifications. In this case, the burnup runs up to about 54GWd/t.

As for the 50MWe forced-circulation core, the burnup is about 35GWd/t at most but it is feasible to design a compact core with small sodium void reactivity with keeping the realistic fuel pin gap of 1mm.

---

<sup>1)</sup> Fuel and Core System Engineering Group, System Engineering Technology Division,  
O-arai Engineering Center

\* attached from The Japan Atomic Power Company (JAPC)

The contents of this report are the outcome of collaborative study between JNC and JAPC (that is the representative of 9 utilities, Electric Power Development Company and JAPC) in the accordance with "The Agreement about the Development of a Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System".

## 目次

1	はじめに	1
2	150MWe 反射体制御型・強制循環小型炉	2
2.1	着眼点と設計目標	2
2.2	炉心燃料仕様の設定	5
2.3	炉心核特性	7
2.4	安全特性	8
2.5	反射体構造	14
2.6	熱特性概略評価	17
2.7	被覆管及びダクトの健全性評価	18
2.8	まとめ	19
3	150MWe 制御棒制御型・強制循環小型炉	46
3.1	着眼点と設計目標	46
3.2	炉心燃料仕様の設定	46
3.3	炉心核特性	47
3.4	安全特性	48
3.5	制御棒価値と寿命評価	51
3.6	熱特性概略評価	52
3.7	被覆管及びダクトの健全性評価	53
3.8	まとめ	54
4	150MWe 制御棒制御型・自然循環小型炉	68
4.1	着眼点と設計目標	68
4.2	炉心燃料仕様の設定	68
4.3	炉心核特性	69
4.4	安全特性	70
4.5	制御棒価値と寿命評価	73
4.6	熱特性概略評価	74
4.7	被覆管及びダクトの健全性評価	75
4.8	太径燃料ピン採用の効果	76
4.9	まとめ	77
5	50MWe 制御棒制御型・強制循環小型炉	92
5.1	着眼点と設計目標	92

5.2 炉心燃料仕様の設定	92
5.3 炉心核特性	93
5.4 まとめ	93
6 おわりに	98
謝辞	100
参考文献	101

## 略語表

略語	正式表現	説明
ACMI	Absorber Cladding Mechanical Interaction	中性子吸收材-被覆管の機械的相互作用
ATWS	Anticipated Transient Without Scram	異常な過渡変化時のスクラム失敗事象
BDI	Bundle Duct Interaction	バンドル - ダクト間相互作用
CDF	Cumulative Damage Fraction	累積損傷和
DDI	Duct Duct Interaction	ダクト - ダクト間相互作用
FBR	Fast Breeder Reactor	高速増殖炉
FS	Feasibility Study	FBR サイクル実用化戦略調査研究
ULOF	Unprotected Loss of Flow	流量減少時スクラム失敗事象
UTOP	Unprotected Transient Over Power	過出力時スクラム失敗事象
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時スクラム失敗事象

## 表リスト

表 2. 2-1 150MWe 強制循環冷却・反射体制御方式炉心の主な炉心燃料および反射体仕様.....	21
表 2. 3-1 150MWe 強制循環冷却・反射体制御方式炉心の主要炉心特性.....	22
表 2. 3-2 150MWe 強制循環冷却・反射体制御炉心における反射体反応度収支.....	23
表 2. 4-1 安全解析（基準ケース）用反応度係数 .....	24
表 2. 4-2 冷却材温度係数軸方向分布（保守側条件） .....	25
表 2. 4. 1-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における UTOP 解析ケース.....	26
表 2. 4. 1-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心における UTOP 解析結果.....	27
表 2. 4. 2-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOF 解析ケース.....	28
表 2. 4. 2-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOF 解析結果.....	29
表 2. 4. 3-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOHS 解析ケース.....	30
表 2. 4. 3-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOHS 解析結果.....	31
表 2. 6-1 強制循環反射体制御炉心の流量配分計画及び被覆管最高温度評価結果 .....	32
表 2. 7. 1-1 強制循環反射体制御炉心の CDF 解析条件と結果 .....	33
表 3. 2-1 炉心・燃料仕様 .....	55
表 3. 3-1 炉心特性 .....	56
表 3. 4. 1-1 UTOP 事象の解析条件・結果.....	57
表 3. 4. 2-1 ULOF 事象の解析条件・結果.....	58
表 3. 4. 3-1 ULOHS 事象の解析条件・結果.....	59
表 3. 5-1 制御棒仕様 .....	60
表 3. 5-2 B4C 燃焼度計算に用いた数値.....	60
表 3. 5-3 制御系反応度収支 .....	61
表 3. 6-1 強制循環炉の熱特性評価に用いた設計値 .....	61
表 3. 7-1 強制循環炉の CDF 解析条件と結果 .....	62
表 4. 2-1 炉心・燃料仕様 .....	78
表 4. 3-1 炉心特性 .....	79
表 4. 4. 1-1 UTOP 事象の解析条件・結果.....	80
表 4. 4. 2-1 ULOHS 事象の解析条件・結果.....	81
表 4. 4. 3-1 自然循環と強制循環炉の安全特性比較 .....	82
表 4. 5-1 制御棒仕様 .....	83
表 4. 5-2 B4C 燃焼度計算に用いた数値.....	83
表 4. 5-3 制御系反応度収支 .....	84
表 4. 6-1 自然循環炉の熱特性評価に用いた設計値 .....	85
表 4. 7-1 自然循環炉の CDF 解析条件と結果 .....	85
表 5. 2-1 炉心・燃料仕様 .....	94
表 5. 3-1 50MWe 制御棒制御型強制循環炉心の燃焼特性解析結果.....	95

## 図リスト

図 2. 1-1 炉心及び反射体仕様選定フロー .....	34
図 2. 2-1 反射体反応度価値感度解析用 2 次元 RZ 体系図 .....	35
図 2. 2-2 反射体反応度価値解析結果 (1) パラメータ：ギャップ幅、内側隔壁厚 .....	36
図 2. 2-3 反射体反応度価値解析結果 (2) パラメータ：反射体充填率、ボイド充填率 .....	37
図 2. 2-4 反射体反応度価値解析結果 (3) パラメータ：反射体厚 .....	38
図 2. 2-5 反射体反応度価値解析結果 (3) パラメータ：炉型 .....	39
図 2. 2-6 150MWe ナトリウム冷却小型炉（強制循環冷却・反射体制御方式）炉心構成 .....	40
図 2. 4-1 制御棒 S 字曲線 .....	41
図 2. 5. 2-1 反射体挿入において想定される 3 点拘束 .....	42
図 2. 5. 3-1 反射体構造概念 .....	43
図 2. 6-1 強制循環反射体制御炉炉心の流量領域区分 .....	44
図 2. 7. 1-1 燃焼末期における被覆管半径 .....	45
図 2. 7. 2-1 ダクトの肉厚と膨れ量の関係 .....	45
図 3. 2-1 制御棒制御・強制循環冷却小型炉の炉心構成図 .....	63
図 3. 5-1 ACMI 評価結果 .....	64
図 3. 6-1 制御棒制御・強制循環小型炉炉心の流量領域番号（1/6 炉心） .....	65
図 3. 6-2 集合体毎の必要流量分布及び流量区分 .....	65
図 3. 6-3 流量配分後の被覆管内面最高温度 .....	66
図 3. 7-1 燃焼末期における被覆管半径 .....	66
図 3. 7-2 ダクトの肉厚と膨れ量の関係 .....	67
図 4. 2-1 制御棒制御・自然循環冷却小型炉の炉心構成図 .....	86
図 4. 5-1 ACMI 評価結果（10 年燃焼） .....	87
図 4. 5-1 ACMI 評価結果（15 年燃焼） .....	87
図 4. 6-1 制御棒制御・自然循環小型炉炉心の流量領域番号（1/6 炉心） .....	88
図 4. 6-2 自然循環炉の流量分布(BOC, EOC) .....	88
図 4. 6-3 被覆管内面最高温度(BOC, EOC) .....	89
図 4. 7-1 燃焼末期における被覆管半径 .....	89
図 4. 7-2 ダクトの肉厚と膨れ量の関係 .....	90
図 4. 8-1 太径ピン採用時の効果 .....	91
図 5. 2-1 50MWe 炉心の特性サーベイ結果（炉心等価直径 2.14m） .....	96
図 5. 2-2 50MWe 制御棒制御・強制循環冷却小型炉の炉心構成図 .....	97



## 1 はじめに

1999年7月から開始したFBRサイクル実用化戦略調査研究では、フェーズIの2000年度より、「長期燃料無交換」と「高い受動的安全特性」の達成を主目標として、高速炉特有の特性を活かした小型高速炉の設計検討を行っている。

初年度の検討では、50MWe出力、30年間燃料無交換運転の鉛ビスマス自然循環冷却炉、そしてナトリウムを用いた自然循環冷却炉、制御棒制御強制循環炉、反射対制御強制循環炉を検討した。続くフェーズ2の2001年度からは、さらに「経済性の改善」を視野に入れ、出力を150MWeとした10年間燃料無交換ナトリウム小型炉等の設計検討を行った<sup>[1]</sup>。

2002年度には、反応度制御方式の違いや冷却材循環方式の違い、そして出力の違いが小型炉の特性や経済性にどう影響するかを把握する目的で、150MWe反射体制御型・強制循環炉心、150MWe制御棒制御型・強制循環炉心、150MWe制御棒制御型・自然循環冷却、そして50MWe出力制御棒制御型・強制循環炉心の4通りの炉心を検討した。

## 2 150MWe 反射体制御型・強制循環小型炉

### 2.1 着眼点と設計目標

#### (1) フェーズ 2・初年度（2001 年度）の検討結果

2001 年度に行った反射体制御方式ナトリウム小型炉の炉心設計検討の結果を以下に要約する。

- ・ 热出力/電気出力 : 375MWth/150MWe
- ・ 冷却方式 : 強制循環
- ・ 原子炉出口/入口温度 : 510°C/355°C
- ・ 炉型 : 径軸方向均質 2 領域 (回字型) 炉心
- ・ 燃料形態 : Pu-U-Zr3 元合金
- ・ 燃料ピン径 : 9.5mm
- ・ 炉心等価直径 : 214cm
- ・ 運転サイクル期間 10 年の見通しを得た。
- ・ 1 次系電磁ポンプの流量半減時間を適切に確保する工夫を施すことで、制御棒軸伸び反応度等の反応度フィードバック効果が有効に機能し、ULOF、UTOP 時において炉心整定に至る可能性があることを示した。
- ・ 燃焼補償、出力補償を機能分離した反射体制御方式を考案し、反応度収支が成立する可能性があることがわかった。

上述の通り、2001 年度の検討では、燃料ピン径 9.5mm の金属燃料を用い、炉心を径方向、軸方向の両者に Pu 富化度差を設ける回字型炉心とすることにより、燃焼補償、出力補償を機能分離した反射体制御方式で 10 年連続運転と受動的安全性確保を両立する可能性があることを示した。

一方、以下に示す課題も明らかとなった。

- ・ 燃料ピン径 9.5mm は、燃料体積比の確保による良好な燃焼特性と線出力抑制による固有安全性強化とのバランスを考慮し設定したものであるが、照射実績や製造性については十分な検討がなされていない。
- ・ 回字型炉心については、被覆管最高温度の制限を充足するために選択されたものであるが、実績のある径方向均質 2 領域炉心での充足性については確認されていない。
- ・ 反射体構造については、機械的特性についての具体的概念の検討は進んだものの、10 年以上の連続運転を目指す環境の下で予想される照射変形による反射体機能への影響については検討がなされていない。

## (2) 2002 年度の着眼点と基本方針

炉心設計の検討において、使用実績や先行炉における運転経験等に基づき適用性が見込まれる技術を用いることで達成可能な炉心性能を見極めることは、実用化見通しを明確な技術的根拠に基づき示す上で重要な設計アプローチである。特に、その炉心設計が、直近許認可性確保の見通しを有する技術の適用に基づくものであれば、実用化見通しの時期についても技術的に説得力を持って設計成立の可能性を示すことができ、短期間の開発による小型炉実現へのニーズにも応えることが可能となる。

そこで本年度の炉心設計においては、直近許認可性の確保に着目して上述した検討課題を見直し、それらを解決することを目指して以下を基本方針として検討を進めることとした。

- ・ 2001 年度と同じく 10 年連続運転を達成するため、高い内部転換性能を示し得る金属燃料を用いることとし、燃料ピン径は 8.5mm 以下とする。
- ・ 炉型については、「常陽」、「もんじゅ」をはじめとする先行炉で採用されている径方向 2 領域炉心とする。
- ・ 反射体構造については、2001 年度の機械的特性に着目した検討結果や反射体反応度価値との取り合いを考慮しつつ、目標としての 10 年連続運転による中性子照射環境場での照射変形を考慮した仕様を選定する。

## (3) 炉心設計基本条件および設計目標

上記 (1)、(2) を踏まえ、主要な炉心設計基本条件を以下のように定めた。

### ①原子炉熱出力/電気出力 : 395MWth/150MWe

電気出力については、2001 年度にプラント設計側の要求により初号機建設費を抑制する観点から設定した値と同じとした。

熱出力については、本年度のプラント設計において見直した熱効率の検討結果を反映し、2001 年度の 375MWth を若干上回る値とした。

### ②冷却方式 : 強制循環

2001 年度と同条件とした。

### ③原子炉出口/入口温度 : 510°C/375°C

本年度のプラント設計において見直したヒートバランスの検討結果を反映し、2001 年度に比べて入口温度が 20°C 増大、原子炉出入口温度差が 20°C 低下した。

### ④炉型 : 径方向均質 2 領域炉心

先行炉で採用実績があり、直近許認可性確保の観点から設定した。

### ⑤燃料形態 : Pu-U-Zr3 元合金

10 年連続運転を目指すために内部転換比に優れた特性を有する必要があるとの観点から選定

した。2001年度と同条件である。

⑥燃料ピン径：8.5mm 以下

直近許認可性確保を考慮し設定した。

⑦被覆管最高温度（内面）：650°C以下

2001年度と同条件とした。本条件は、被覆管と金属燃料との共存性の観点から、定格運転時に金属燃料/被覆管境界での液層形成を防止するため、従来の金属燃料設計条件と同等値として設定したものである。

⑧炉心圧損制限目安：約 0.75kgf/cm<sup>2</sup>以下

2001年度と同条件とした。本条件は、ULOF 時において自然循環レベル相当の低流量時にも被覆管最高温度が安全性判断条件（900°C）を下回るための目安として設定したものである。

⑨冷却材ボイド反応度制限目安：約 2\$以下

2001年度と同条件とした。本条件は、2001年度の安全性解析結果を踏まえ、受動的安全性の強化が期待できる範囲として設定したものである。

⑩制御方式：反射体制御方式

2001年度と同条件とした。ただし、反射体による反応度収支成立性の検討と合わせて、制御棒制御との組み合わせも選択肢に含めることとした。

⑪反射体材質：9Cr-1Mo 鋼

2001年度と同条件とした。本条件は直近許認可性確保を考慮し設定したものである。

⑫燃料組成：軽水炉燃料取出後 30 年後の組成

2001年度と同条件とした。各核種の組成比は以下の通りである。

$^{238}\text{Pu}$ :  $^{239}\text{Pu}$ :  $^{240}\text{Pu}$ :  $^{241}\text{Pu}$ :  $^{242}\text{Pu}$ :  $^{237}\text{Np}$ :  $^{241}\text{Am}$ :  $^{243}\text{Am}$ :  $^{244}\text{Cm}$ :  $^{245}\text{Cm}$   
= 0.0 : 66.0 : 27.0 : 2.0 : 5.0 : 0.0 : 0.0 : 0.0 : 0.0 wt%

⑬ブランケット：径方向、軸方向ともになし

2001年度と同条件とした。本条件は、金属燃料の持つ高内部転換比特性を活かすとともに、ブランケット燃料の装荷により炉心燃料と合わせた実効燃焼度が低下し、経済性に悪影響を及ぼすことを避けるため設定したものである。

また、設計目標として以下を設定した。

・ 炉心径：約 2.2m 以下

炉容器コンパクト化による初号機建設費抑制の観点から、2001年度の検討で得た 2.14m と同等以下とした。

・ 炉心平均取出燃焼度：約 80GWd/t 以上

燃料費抑制による初号機建設費抑制の観点から、2001年度の検討で得た約 80GWd/t と同等以上とした。

・ 運転サイクル期間：10 年

小型炉の特長の一つである長期燃料無交換運転の可能性を引き出すため、2001年度の検討で得た 10 年と同等とした。

上述の設計方針および設計目標に基づき、図 2.1-1 に示す手順に従って炉心仕様および反射体仕様を選定した。

## 2.2 炉心燃料仕様の設定

### (1) 反射体反応度価値の感度解析

炉心仕様の設定と後述する反射体構造の検討に反映するため、反射体仕様に係わる種々の因子をパラメータとした反射体反応度価値の感度解析を行った。

着目したパラメータは以下の通りである。

- ① 炉心と反射体の間に設けるべきギャップ幅、内側隔壁厚
- ② 反射体充填率、ボイド充填率
- ③ 反射体厚
- ④ 炉型（回字型炉心、均質径方向 2 領域炉心）

感度解析に用いた計算体系図を図 2.2-1 に示す。同図は 2001 年度に検討した炉心体系に基づいている。核データセットは ADJ2000 R<sup>[2]</sup>を使用し、反射体反応度価値は拡散計算コード CITATION<sup>[3]</sup>を用いて中性子エネルギー群数 70 群で求めた。

上記①～④各々の計算結果を図 2.2-2～図 2.2-5 に示すとともに、主な特徴を以下に述べる。

- ①「炉心外周と反射体の間に設けるべきギャップ幅、内側隔壁厚」に対する感度解析結果（図 2.2-2）
  - ・ 炉心外周一反射体間ギャップ幅および内側隔壁の縮小は反射体反応度価値を高める上で有意であり、ギャップ幅/内側隔壁厚を 55mm/25mm から 20mm/10mm とすることで、反射体反応度価値は 24% 増大している。
- ②反射体充填率（反射体領域において、反射体材質がナトリウムを含めた集合体全体に対して占める割合）、ボイド充填率（反射体置換領域において、反射体置換物質にボイドを想定した場合に、ボイドが構造材を含めた集合体全体に対して占める割合）に対する感度解析結果（図 2.2-3）
  - ・ 反射体充填率を 100%（理想値）から 80% に低減した場合、反射体反応度価値は 5% 程度低下する。反射体充填率を 50% まで低減した場合でも反射体反応度価値の低下割合は 15% 程度に抑えられている。
  - ・ ボイド充填率を 90% から 70% に低減すると反射体価値は約 35% 低下する。
  - ・ これらのことから、反射体反応度価値は特にボイド充填率に対し高い感度を有していることがわかる。したがって、反射体構造の検討においては、できるだけ高いボイド充填率を確保することが要求される。
- ③反射体厚に対する感度解析結果（図 2.2-4）

- 反射体厚を 200mm から 600mm の間で変化させたところ、400mm 程度で反射体価値はピーク値を示し、反射体厚 200mm の場合に比べて 10% 程度の増大効果を示す。
- 反射体厚が 400mm 程度を過ぎると反射体反応度価値が低下し始めるのは、反射体置換物質であるボイドの上下に位置する駆動軸領域（ナトリウム + 構造材）及び反射体領域（9Cr-1Mo）からの中性子反射効果が増大するためであると考えられる。

#### ④炉型（回字型炉心、均質径方向 2 領域炉心）に対する感度解析結果（図 2.2-5）

- 2001 年度に検討した回字型炉心から本年度検討の均質 2 領域炉心への変更（軸方向 Pu 富化度領域数を 2 領域から 1 領域に削減）は、反射体反応度価値を確保する観点からは望ましく、50% 程度の増大効果を示す。
- 上記のように反射体反応度価値が増大するのは、軸方向 Pu 富化度の 1 領域化に伴い、径方向高 Pu 富化度領域から反射体に向かう径方向中性子束勾配がより急になるためであると考えられる。

以上の感度解析結果を以降の炉心仕様の設定及び反射体構造の検討に反映した。

#### (2) 炉心燃料および反射体仕様

2.1 で述べたように、本検討では  $0.75 \text{kgf/cm}^2$  程度の低炉心圧損の下で冷却材ボイド反応度（炉心部 + 上部ガスプレナム部）を 2% 程度に抑えることを炉心設計に対する制限目安に設け、その上で 10 年にわたる連続運転を達成し、かつ反射体による反応度制御を可能にすることを要求している。これら要求条件を燃料ピン径 8.5mm 以下、均質径方向 2 領域炉心という限定された条件の下で満たす必要がある。

これらのこと踏まえると、炉心仕様として採るべき方向性について、以下のようにまとめることができる。

- ① 燃料ピン径について 8.5mm 以上の太径化を採用することができないため、炉心圧損が制限内に収まる範囲で可能な限り燃料ピン間ギャップを詰めて冷却材体積比を抑え、それにより冷却材ボイド反応度をできるだけ低く抑える。
- ② 8.5mm 以下の燃料ピン径という制約の下で 10 年間という炉心長寿命化を達成するため、集合体あたりの燃料ピン本数を増やすことによりできるだけ高い燃料体積比を確保する。
- ③ 反応度制御に用いる反射体の形状がリングであることを踏まえ、そのリング状反射体と六角形形状最外周燃料集合体との無駄スペースをできるだけ小さくして反射体反応度価値を確保する観点から、集合体あたりの燃料ピン本数を適度に抑制して集合体配列ピッチの過剰な増大を抑える。この考え方は②と競合することとなり、燃料ピン本数についての最適化が必要となる。

以上、①～③に基づき設定した炉心燃料仕様を表 2.2-1 に、炉心構成図を図 2.2-6 にそれぞれ示

す。設定した炉心燃料仕様の主要な特徴を以下に示す。

- ・ 炉心形状については炉心高さ 62cm、炉心等価直径 330cm となっており、2001 年度検討した炉心の形状（炉心高さ 80cm、炉心等価直径 214cm）と比較するとより扁平になっている。これは主に以下の理由による。
  - ・ 2001 年度の検討に比べて原子炉熱出力が増大し ( $375\text{MWth} \rightarrow 395\text{MWth}$ )、炉心出入口温度差が低減 ( $155^{\circ}\text{C} \rightarrow 135^{\circ}\text{C}$ ) したため、1 次系冷却材流量が増加した (2001 年度:  $1900\text{kg/s}$ 、2002 年度:  $2300\text{kg/s}$ )。したがって、炉心圧損を 2001 年度と同程度に抑えるために炉心高さを低く抑える必要が生じた。
  - ・ 炉心圧損の抑制に配慮しつつ、2001 年度の炉心に比べて燃料ピンを細径化 ( $9.5\text{mm} \rightarrow 8.5\text{mm}$ ) したことによる燃料体積比の低下を補填するため、炉心径をある程度増大させる必要が生じた。
  - ・ 炉心上下部とともにガスプレナム領域としていた 2001 年度の核計算モデルを金属燃料ピンからなる燃料集合体の構造により近づけるように見直し、本年度の検討ではガスプレナム領域は炉心上部のみとし、そのさらに上部と炉心下部は遮蔽体構造とした。したがって、冷却材ボイド反応度（炉心部+上部プレナム部ボイド）は 2001 年度検討に比べてより正側に大きくなるが、制限目安を 2001 年度と同じく 2\$程度としていることから、冷却材ボイド反応度の増大を抑えるために炉心高さを低減する必要が生じ、炉心径は増大した。
- ・ 上述のように扁平な炉心であるため、2.3 の炉心核特性で述べるように反射体のみすべての反応度制御を行うためには反射体反応度値が不足することがわかった。そのため、本仕様においては反射体の他に 4 体の制御棒チャンネルを設けた。炉心中心に設けられた制御棒は従来の後備炉停止系に相当し、出力補償と事故時投入反応度を制御する役割を担う。残りの 3 体は従来の主炉停止系に対して燃焼補償機能を除いたもので、出力補償を行うものである。すなわち、ここで選定した炉心は燃焼補償のみを反射体で制御し、残りの反応度制御はすべて制御棒に委ねるという、反射体と制御棒を組み合わせた制御方式を探る。
- ・ 集合体当たりの燃料ピン本数は前述の②、③を考慮し、2001 年度検討の 397 本に比べて 66 本減の 331 本とした。
- ・ 冷却材ボイド反応度を抑制するため、燃料配列ピッチ/燃料ピン径比 ( $p/d$ ) を 1.075 とした。ただし、これにより燃料ピン間ギャップが  $0.64\text{mm}$  となり、グリッドスペーサの製造性に留意する必要がある。
- ・ 反射体については、反射体反応度値の感度解析結果に基づき、可能な限り反射体反応度値を高めることを目指しつつ、後述する反射体構造検討との調整を図ることにより、反射体厚  $400\text{mm}$ 、反射体充填率 80%、反射体置換物質（ボイド）充填率 90% とし、炉心外周-反射体間ギャップ  $9\text{mm}$  を確保した。

## 2.3 炉心核特性

2.2 で示した炉心および反射体仕様に基づき、炉心核特性を求めた。一連の計算はすべて 2 次元 RZ 体系にて CITATION コードを用いて行い、核データセットには ADJ2000R を用いた。

表 2.3-1 に主要核特性を示す。金属燃料の良好な増殖性能により、運転サイクル長さ 10 年における燃焼反応度スイングは  $0.32\% \Delta k/kk'$  と小さな値となった。これは、2001 年度検討の  $1.7\% \Delta k/kk'$  に比べて  $1/5$  以下の値である。その一方で、炉心等価直径が 2001 年度に比べて大きく増大し燃料インベントリが増えたため、取出平均燃焼度は目安値である  $80000\text{MWd/t}$  から大きく低下した。

冷却材ボイド反応度（炉心部 + 上部ガスプレナム部）は  $1.6\$$  であり、所定の制限目安を満足することができた（別途、連続エネルギーモンテカルロ計算により約  $2\$$  となることを確認した）。これは主に、前述の通り炉心を扁平化し、燃料ピン間ギャップを極力抑えたことに起因しているが、それ以外に、上部ガスプレナム部がボイド化したときに炉心上部の遮蔽体からの中性子反射によるボイド反応度増大の影響を抑えるため、遮蔽体材質に  $\text{B}_4\text{C}$  を選定したことも要因に挙げられる。

反射体反応度価値は 2001 年度検討の  $3\% \Delta k/kk'$  に比べて  $1/2$  以下の  $1.3\% \Delta k/kk'$  にまで低下した。その大きな要因は、炉心の扁平化により径方向の中性子漏洩による反応度制御が 2001 年度検討に比べて効きにくくなつたことである。

得られた反射体反応度価値に対する反応度収支の結果を表 2.3-2 に示す。制御方式が「反射体のみ」、「反射体 + 炉停止棒 1 本」の場合はいずれも、系統合計において反射体反応度価値が必要反射体反応度価値を下回っていることがわかる。その結果、制御棒による制御を組み合わせる必要が生じた。なお、表 2.3-2 の示した制御方式「反射体 + 制御棒」にみると、反射体に燃焼補償（緊急時炉停止機能不要）のみを要求した場合には、系統合計の反射体反応度価値は必要反射体反応度価値を上回っており、表 2.3-1 に示した反射体仕様で反応度収支が成立することが確認できた。

## 2.4 安全特性

2.2 及び 2.3 で設定した炉心・燃料仕様について、受動的安全性の確保の観点から所定の安全要求条件に対する充足性を評価しつつそれを充足するために適切な設計対応を明らかにすることを目的として、ATWS (ULOF、UTOP、ULOHS) 事象を対象とする安全解析を行った。

解析では、以下の反応度フィードバック効果を考慮した。

- ドップラー反応度（燃料、構造材）
- 冷却材温度反応度（炉心部と上部ガスプレナム部の軸方向分布を考慮）
- 構造材（ラッパ管、被覆管）温度反応度
- 燃料膨張反応度
- 制御棒・炉心相対変位反応度（制御棒駆動軸伸び効果と炉容器軸方向膨張効果）
- 炉心径方向膨張反応度

- ・ 炉心支持板膨張反応度

安全性成立の判断条件は、炉心及び冷却材バウンダリ損傷防止の観点から以下を目安として設定した。

- ・ ノミナルホットチャンネルの燃料ペレット中心最高温度 : 1050°C以下
- ・ ノミナルホットチャンネルの冷却材バルク最高温度 : 900°C以下
- ・ ノミナルホットチャンネルの被覆管 CDF 値 : 0.5 (SR ベース) 以下  
(ノミナルホットチャンネル被覆管最高温度目安: 900°C以下に相当)
- ・ 冷却材バウンダリ最高温度 : 650°C以下

解析に用いた基準ケースに対する反応度係数を表 2.4-1 に示す。なお、本解析では、同表の数値を反応度係数におけるノミナル値と定義する。ノミナルホットチャンネルの冷却材出口温度は 575°C、最大線出力は 120W/cm (平均線出力の 2 倍相当) とし、制御棒駆動軸、炉心支持板、原子炉容器の各応答時定数は各々約 50 秒、約 500 秒、約 600 秒に設定した。制御棒駆動軸伸び効果については、図 2.4-1 に示す制御棒 S 字曲線を用いて、全挿入状態で  $1\% \Delta k/kk'$  が挿入されるとして評価した (制御棒待機位置は制御棒の上端が炉心頂部から鉛直下方 6cm 位置にあるとした)。被覆管 CDF 値はガスプレナム圧力変化、被覆管内外面での浸食 (定常的な減肉、過渡時の液相生成による) を考慮した。

なお、パラメータ解析では反応度係数に  $2\sigma$  相当の不確かさを与えたケースを設定しているが、設定した不確かさの大きさは以下の通りである (いずれも保守側に設定)。

- ・ ドップラー係数 (燃料、構造材) : 15%
- ・ 燃料温度係数 : 10%
- ・ 冷却材温度係数: 表 2.4-2 に示す値 (ノミナル値での軸方向分布に対し、炉心部積分値の炉心平均値を炉心部、上部ガスプレナム部とともに 15%だけ正側に上乗せして得られた軸方向分布)
- ・ 構造材温度係数 : 30%

#### 2.4.1 UTOP 事象の解析

解析ケースを表 2.4.1-1 に示す。基準ケースであるケース 1 ではすべての反応度係数をノミナル値とし、炉心径方向膨張は未考慮、制御棒・炉心相対変位反応度は考慮した。反応度挿入率は、制御棒誤引き抜き速度の要求として 1 分で定格出力の 1% を変更できる運用を仮定し、本解析では保守的評価の観点からその 10 倍程度の事故反応度挿入率 ( $10\%P_0/\text{分}$ ) を想定した。これは、100%出力変化に対する反応度変化が約 41¢ (表 2.4-1 の反応度係数の基づく) であることを用いると、 $0.2\%/\text{秒}$  に相当する。制御棒誤引き抜きに伴う出力歪みは既往設計研究例を参考に 1.3 とし、投入反応度は 15¢ (基準ケース) とした (3600 秒時点でのノミナルホットチャンネルの CDF 値が 0.5 以下になるような最大許容反応度挿入量として設定)。

解析結果を表 2.4.1-2 に示す。基準ケースについてみると、いずれの最高温度も制限目安を十分下回っており、被覆管 CDF 値も 0.5 を大きく下回っている。このことから、2.2 および 2.3 で設定した炉心は、表 2.4.1-1 に示した条件の下で、UTOP 事象に対し受動的安全性を確保し得ることがわかった。

次に、各種パラメータの変化が UTOP 事象推移に与える影響について考える。

#### (1) 反応度係数の不確かさに対する感度

冷却材またはドップラー係数の不確かさを保守側に設定した場合（ケース 4,6）に加えて、双方を同時に保守側に設定した場合（ケース 8）においても制限目安を満足している。すべての反応度係数の不確かさを保守側に設定した場合（ケース 9）も、被覆管 CDF 値は 1 をやや超える結果となっているが、各種温度についてはいずれも制限目安以内の留まっている。

これらのことから、本検討炉心は UTOP 事象において、反応度係数の不確かさを保守側に設定した場合においても概ね耐性を有していると言える。

#### (2) 炉心径方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度に対する感度

炉心径方向膨張反応度を考慮した場合（ケース 2）、被覆管最高温度は基準ケースに対して約 70°C 低下しており、有意な事象推移緩和効果を示している。冷却材温度係数、ドップラー係数の各々の不確かさを保守側に設定した場合でさえ（各々ケース 5,7）、炉心径方向膨張反応度を考慮するといずれの項目についても制限目安を十分充足していることがわかる。このことから、炉心径方向膨張反応度は UTOP 事象推移を緩慢にするための有効な方策であるといえる。なお、ケース 2 に対しさらに炉心支持板膨張反応度を考慮すると（ケース 3）、時定数が 500 秒であるため 1 次ピークに相当する燃料、被覆管、冷却材の各最高温度には変化がみられないが、冷却材バウンダリ最高温度は 10°C 未満の低減効果を示している。

制御棒・炉心相対変位反応度を無視した場合（ケース 10）の被覆管最高温度の増大幅は約 60°C と大きく、冷却材バウンダリ最高温度、被覆管 CDF 値はいずれも制限目安を超えている。

以上のことから、炉心径方向膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度は UTOP 事象推移に与える影響が有意であり、今後これらの効果を適切に安全評価に考慮できるような設計対応が評価精度の高度化とともに望まれる。

#### (3) 反応度挿入量、反応度挿入率、出力歪みに対する感度

反応度挿入量を 1.5 倍の 22.5 €とした場合（ケース 11）、被覆管最高温度は制限目安を満足しているものの基準ケースに比べて 80°C 以上増大しており、被覆管 CDF 値は若干ではあるが制限目安を超えている。出力歪みを 1.5 とした場合（ケース 13）も、被覆管 CDF 値を含めすべての項目において制限目安を満足しているものの、被覆管最高温度が基準ケースに比べて 65°C 程度増大するなど、ケース 11 の場合と同様に有意な影響を示している。それに対して、反応度挿入率を 2 倍の 0.4 €/秒とした場合（ケース 12）の影響は非常に小さく、基準ケースとほぼ同程度の特

性を示している。

これらのことから、反応度挿入量、出力歪みは UTOP 事象推移に有意な影響を与えることがわかった。

以上の解析結果より、UTOP 事象について次のことがいえる。本炉心は反応度係数については不確かさを保守側に考慮した場合でも制限目安を概ね満足しており、受動的安全性成立についての可能性をほぼ有している。炉心径方向反応度は今後、反応度効果予測精度の向上を図ることにより事象推移を緩慢にする上で有効に寄与することが期待される。制御系に係わるパラメータの中で制御棒・炉心相対変位反応度や反応度挿入量、出力歪みはいずれも事象推移に有意な影響を示し、制御系の総本数や単体ごとに設けるべき反応度価値を炉心特性との整合を図りつつ適切に設定することが重要と考えられる。

#### 2.4.2 ULOF 事象の解析

解析ケースを表 2.4.2-1 に示す。基準ケースであるケース 1 ではすべての反応度係数をノミナル値とし、炉心径方向膨張は未考慮、制御棒・炉心相対変位反応度は考慮するとともに、炉心バンドル圧損は  $0.8 \text{ kgf/cm}^2$ 、流量半減時間は 15 秒とした。

解析結果を表 2.4.2-2 に示す。基準ケースについてみると、いずれの最高温度も制限目安を下回っており、被覆管 CDF 値も 0.5 を下回っている。このことから、2.2 および 2.3 で設定した炉心は、表 2.4.2-1 に示した条件の下で、UTOP 事象に対し受動的安全性を確保し得ることがわかった。

次に、各種パラメータの変化が ULOF 事象推移に与える影響について考える。

##### (1) 反応度係数の不確かさに対する感度

ドップラー係数の不確かさを保守側に設定した場合（ケース 5）、被覆管最高温度は  $20^\circ\text{C}$  程度増大している。ただし、被覆管 CDF 値を含め、すべての項目について制限目安を満足している。

一方、炉心バンドル圧損を基準ケースの約 2 倍である  $1.5 \text{ kgf/cm}^2$  とした条件の下で、冷却材温度係数をノミナル値とした場合（ケース 2）と不確かさを保守側に設定した場合（ケース 7）を比較すると、後者の被覆管最高温度は約  $70^\circ\text{C}$  増大しており、被覆管 CDF 値は 14 と制限目安である 0.5 を大きく超えていることがわかる。ケース 7において仮に炉心バンドル圧損を基準値である  $0.8 \text{ kgf/cm}^2$  に設定したとしても、ケース 1 とケース 2 の被覆管最高温度の差が  $20^\circ\text{C}$  弱であることを考えれば、被覆管最高温度はほぼ確実に  $900^\circ\text{C}$  を超え、制限目安を満足しないと推定される。

ドップラー係数と冷却材温度係数の不確かさをともに保守側に設定した場合（ケース 10）、炉心バンドル圧損は基準値  $0.8 \text{ kgf/cm}^2$  であるが、被覆管最高温度は制限目安を約  $60^\circ\text{C}$  超えており、被覆管 CDF 値も 16 と 0.5 を大きく超えている。すべての反応度係数を保守側に設定した場合（ケース 12）は、冷却材がついに沸騰に至るほど厳しい結果を示している。

これらのことから、本炉心においては、反応度係数の不確かさが ULOF 事象推移に与える影響は有意であり、特に冷却材温度係数に対する感度は大きいことがわかった。

### (2) 炉心径方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度に対する感度

炉心径方向膨張反応度を考慮した場合(ケース 4)、被覆管最高温度は基準ケースに対して 130°C 近く低下しており、事象推移を緩慢にする大きな効果を示している。

この効果は反応度係数に保守側の不確かさを与えた場合にもみられる。ドップラー係数の不確かさを保守側に与えた場合(ケース 6)、冷却材温度係数の不確かさを保守側に与えた場合(ケース 9) のいずれにおいても、被覆管最高温度は 750°C 前後に収まっているとともに、被覆管 CDF 値も 0.01 以下と著しく小さい。このことから、UTOP の場合と同様に ULOF 事象に対しても、炉心径方向膨張反応度は事象推移を緩慢にする有効な方策であるといえる。

炉心支持板膨張反応度については、炉心バンドル圧損を 1.5kgf/cm<sup>2</sup>として考慮した場合(ケース 2) と未考慮とした場合(ケース 3) を比較すると、UTOP の場合と同様に感度は著しく小さい。

制御棒・炉心相対変位反応度を無視した場合(ケース 13) の被覆管最高温度の増大幅は約 9°C である。制御棒駆動軸の応答時定数を基準値 50 秒の 2 倍とした場合(ケース 14) でも被覆管最高温度は 3°C 程度しか上昇していない。これらのことから、制御棒・炉心相対変位反応度は UTOP の場合ほどは事象推移に有意な影響を与えないといえる。

以上のことから、炉心径方向膨張反応度は UTOP 同様、ULOF 事象推移に与える影響が有意であり、今後これらの効果を適切に安全評価に考慮できるような設計対応が評価精度の高度化とともに望まれる。

### (3) 流量半減時間に対する感度

炉心バンドル圧損を 1.5kgf/cm<sup>2</sup>として流量半減時間を基準値 15 秒(ケース 7) から 20 秒に増大した場合(ケース 8)、被覆管 CDF 値はわずかに制限目安を超えているものの、被覆管最高温度は 60°C 近く低下している。さらに、ケース 10 とケース 11 の比較においては、ドップラー係数、冷却材温度係数ともに保守側の不確かさを設けているにもかかわらず、流量半減時間を 15 秒から 25 秒に増大するだけで被覆管最高温度は 100°C 近くも低下し、かつすべての項目において制限目安を満足していることがわかる。

このことから、流量半減時間の増大は ULOF 事象推移を緩慢にするための有効な方策であるといえる。

以上の解析結果より、ULOF 事象について次のことがいえる。本炉心は反応度係数に対して有意な感度を有しており、特に冷却材温度係数の不確かさが事象推移に与える影響は大きい。一方、炉心径方向膨張反応度の活用、流量半減時間の増大はいずれも事象推移を緩慢にする有効な方策である。したがって、今後、反応度効果予測精度の向上を図った上で径方向膨張反応度効果を適切に考慮し、また熱過渡への影響評価に留意しつつ流量半減時間の増大を適切に取り入れること

により、反応度係数の不確かさを考慮した条件の下でも ULOF 時における受動的安全性を確保し得る炉心概念の構築が期待できる。

#### 2.4.3 ULOHS 事象の解析

解析ケースを表 2.4.3-1 に示す。基準ケースであるケース 1 ではすべての反応度係数をノミナル値とし、炉心径方向膨張は未考慮、制御棒・炉心相対変位反応度は考慮するとともに、水・蒸気系は瞬時断熱、崩壊熱除去系は 30 分後に起動するとした。

解析結果を表 2.4.3-2 に示す。基準ケースについてみると、いずれの最高温度も制限目安を大きく下回っており、被覆管 CDF 値も 0.5 を大きく下回っている。このことから、2.2 および 2.3 で設定した炉心は、表 2.4.3-1 に示した条件の下で、ULOHS 事象に対し受動的安全性を確保し得ることがわかった。

次に、各種パラメータの変化が ULOHS 事象推移に与える影響について考える。

##### (1) 反応度係数の不確かさに対する感度

ドップラー係数の不確かさを保守側に設定した場合（ケース 4）、冷却材温度係数の不確かさを保守側に設定した場合（ケース 5）のいずれにおいても、被覆管最高温度は 10~15°C 程度増大するものの、制限目安に対して十分な余裕を確保しており、被覆管 CDF 値も 0.01 以下と著しく小さい。したがって、本炉心については、反応度係数の不確かさが ULOHS 事象推移に与える影響は十分小さいといえる。

##### (2) 炉心径方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度に対する感度

炉心支持板膨張反応度を考慮した場合（ケース 2）は UTOP、ULOF の場合と同様、冷却材バウンダリ最高温度が 15°C 程度低下する以外は基準ケースと比べて違いがみられない。さらに炉心径方向膨張反応度を考慮した場合（ケース 3）、被覆管最高温度が 17°C 程度低下しているが、UTOP、ULOF の場合にみられた効果に比べて著しく小さい。また、制御棒・炉心相対変位反応度を未考慮とした場合（ケース 6）においても、被覆管最高温度は 4°C 程度しか増大しておらず、影響は小さい。

これらのことから、炉心径方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度いずれについても、ULOHS の事象推移には有意な影響を与えないといえる。

#### 2.4.4 安全特性評価のまとめ

以上、UTOP、ULOF、ULOHS を対象とした安全解析の結果を踏まえ、受動的安全性確保の観点から今後の炉心設計の方向性について以下のようにまとめる。

- ・ 流量半減時間の増大は ULOF 事象推移を緩和する上で有効な方策であり、冷却材温度係数を

始めとする各種反応度係数の不確かさの影響を抑えるほどその効果は大きい。UTOP、ULOHS に対しては ULOF ほど反応度係数の不確かさが事象推移に与える影響が大きくなかったことを踏まえて、例えば冷却材温度係数の増大（冷却材ボイド反応度の増大）を許容し、それによる ULOF 時の冷却材反応度増大分を流量半減時間増大により適切にキャンセルすることにより、2.2、2.3 で示した炉心等価直径を縮小化し、プラントコストへの影響を抑制する炉心設計が可能であると考えられる。

- 炉心径方向膨張反応度の活用も流量半減時間増大と同様に安全性成立のために有効な方策であり、ULOF のみならず UTOP にも有効である点が流量半減時間の増大に比べてさらに魅力的な方策であるといえる。ただし、炉心径方向膨張反応度のメカニズムについては、照射変形まで考慮した事象開始時におけるラッパ管の変形状況、製作時におけるラッパ管の寸法公差、炉心拘束枠条件などが微妙に影響し、それらが多数本の集合体同士で互いに干渉しながら推移するものであるため、安全性を担保すると主張できるだけの予測は必ずしも容易ではない。したがって、今後、これらの影響を詳細に要素分析し、全体の挙動を支配する因子を明確に同定するなどの検討を通じて、炉心径方向膨張反応度の効果を炉心設計に取り込むための適切な方策を見出しが求められる。

## 2.5 反射体構造

本炉心は反射体により燃焼補償を行うものであるため、定格運転中に反射体の移動を伴う。したがって、運転中反射体が確実に所定の機能を果たすためには、寿命中において照射変形、熱変形を考慮した条件の下で、所定の反射体反応度価値を確保することに留意しつつ、反射体を構成する部位がその周囲と適切なギャップを確保することが重要である。

そこで本節では、プラント寿命を 60 年と想定し、その寿命中に予想される照射変形量および熱変形量を解析し、必要なギャップ量、反射体領域及び反射体置換物質領域に対し設定可能な充填率等を評価して、反射体構造概念の構築を検討した。

### 2.5.1 反射体基本概念と形式

反射体は中性子を反射させる反射体領域とそれを透過させる反射体置換物質領域から構成され、後者は高充填率のキャビティが占める。

本検討では、反射体反応度価値を確保する観点から反射体領域及び反射体置換物質領域においてできるだけ無駄スペースを減らして高い充填率を確保し、かつ供用期間中におけるこれら領域の冷却性確保の容易さや製作性等を考慮し、厚さ 50mm 程度の板を積層状に積み上げた多重積層型の反射体構造を採用することとした（具体的な形状については後述）。

### 2.5.2 反射体ギャップ量の評価

反射体領域と反射体ガイド（内側隔壁と外側隔壁）との間には、制御棒に確実な挿入性を要求する場合と同様に、これらが互いに 3 点接触をしないようなギャップ量を確保することが必要で

ある。

反射体制御においては図 2.5.2-1 に示すように、反射体の曲がり、あるいは反射体ガイドの変形による 3 点接触が考えられる。したがって、これを回避するには、反射体中間部と下端、あるいは反射体中間部と上端との同時接触を回避できるようなギャップ  $\delta$  を設けることが必要となり、その条件は下式で表される。

$$\delta > \delta_{a1} + \delta_{a2} + \delta_{a3} + \delta_b + \delta_c + \delta_d + \delta_e + \delta_f + \delta_g$$

ここに、

$\delta_{a1}$  : 反射体据付中心と反射体ガイド中心との芯ずれ

$\delta_{a2}$  : 反射体の初期曲がり

$\delta_{a3}$  : 反射体ガイド幅の公差

$\delta_b$  : 反射体の熱湾曲

$\delta_c$  : 反射体の径方向熱膨張量

$\delta_d$  : 反射体ガイドの熱変形量

$\delta_e$  : 反射体の照射湾曲量

$\delta_f$  : 反射体の照射膨張量

$\delta_g$  : 反射体ガイドの照射変形量

である。

(1) 据付時必要ギャップ :  $\delta_{a1}$ 、 $\delta_{a2}$ 、 $\delta_{a3}$

- $\delta_{a1}=2.4\text{mm}$ 、 $\delta_{a2}=2.5\text{mm}$ 、 $\delta_{a3}=1.0\text{mm}$

既設プラントの上部案内管と制御棒案内管の据付実績を考慮し設定した。

(2) 昇温時（運転初期）必要ギャップ :  $\delta_b$  :  $\delta_c$  :  $\delta_d$

- $\delta_b=2.0\text{mm}$

反射体領域、反射体置換物質領域各々における内外ロッド温度勾配を  $30^\circ\text{C}$  と考えて算出した。

- $\delta_c=0.61\text{mm}$

有限要素法による解析を行い求めた。

- $\delta_d=0.13\text{mm}$

内側隔壁の軸長を  $3.2\text{m}$ 、肉厚を  $10\text{mm}$  とし、内面温度、外面温度を各々原子炉出口温度、入口温度とほぼ等しいとした（それぞれ  $500^\circ\text{C}$ 、 $355^\circ\text{C}$ ）。なお、温度勾配がガイド幅を広げる方向に働く外側隔壁については、保守的評価のため変形しないとした。

(3) 運転末期必要ギャップ :  $\delta_e$ 、 $\delta_f$ 、 $\delta_g$

- $\delta_b + \delta_e = 5.5\text{mm}$

内側ロッドについては照射温度 414°C (PNC-FMS 鋼のピーカスエーリング温度) 及び中性子束  $1.5 \times 10^{14} \text{n/cm}^2 \cdot \text{s}$ 、外側ロッドについては照射温度 384°C (内側ロッドの照射温度に対し 30°C の温度差を想定) 及び中性子束  $1.2 \times 10^{14} \text{n/cm}^2 \cdot \text{s}$  の条件の下で、PNC-FMS 鋼のスエーリング式に基づく照射湾曲と温度勾配に起因する熱変形を合わせた量を求めた。

- $\delta_f = 0.8 \text{mm}$

照射温度 414°C (PNC-FMS 鋼のピーカスエーリング温度) での照射ひずみ 0.17%を考慮して求めた。

- $\delta_g = 0.13 \text{mm}$

熱変形解析において熱ひずみ 0.18%で 0.13mm の変形結果となったことと、内側隔壁の照射ひずみの概略評価結果が 0.17%であることを考慮して推定した。

以上をまとめると、

$$\begin{aligned}\delta &> \delta_{a1} + \delta_{a2} + \delta_{a3} + (\delta_b + \delta_e) + \delta_c + \delta_d + \delta_f + \delta_g \\ &= 2.4 + 2.5 + 1.0 + 5.5 + 0.61 + 0.13 + 0.8 + 0.13 \\ &= 13.07 \text{ (mm)}\end{aligned}$$

となる ( $\delta_b$ 、 $\delta_e$ については、昇温時の反射体熱湾曲  $\delta_b$  が運転末期時の反射体熱湾曲 + 照射湾曲  $\delta_b + \delta_e$  で包絡されるため、後者を用いた)。

この値に対して若干の余裕を見込んで 16mm とし、反射体の内側が外側に比べ変形量が大きくなることを考慮して、内側ギャップ (反射体・内側隔壁間) 10mm、外側ギャップ (反射体・外側隔壁間) 6mm とした。

一方、周方向に設けるべきギャップについては、反射体を支持する左右のロッドのうち、片方にピーカスエーリング温度及び反射体位置での最大中性子束を、他方にピーカスエーリング温度に対し 30°Cの温度差と最大中性子束の 80%をそれぞれ与えて反射体伸び量を計算し求めた。その結果、周方向の仕切りと反射体の間には若干の余裕確保も考慮し、内側ギャップと同等の 10mm を設けることとした。

### 2.5.3 反射体領域の構造

まず、反射体領域の熱変形及び照射変形挙動を評価し、冷却方式及び確保し得る充填率について検討した。

検討条件は以下の通りである。

- 板厚 : 200mm
- 周方向分割数 : 6 (60° セクター)
- 反射体周囲とのギャップ幅 : 5mm

- ・ 積層板一枚あたりの厚さ : 50mm
- ・ 中性子束 ( $E \geq 0.1\text{MeV}$ ) : 内側隔壁側/外側隔壁側 =  $1.5 \times 10^{14}\text{n/cm}^2/\text{s}$ / $1.5 \times 10^{13}\text{n/cm}^2/\text{s}$
- ・ 発熱密度 : 内側隔壁側/外側隔壁側 = 約  $5\text{W/cm}^3$ /約  $0.5\text{W/cm}^3$

以上の条件の下で、反射体板厚方向の発熱密度差、冷却孔出口ナトリウム温度とギャップ部ナトリウム温度の差等を考慮して、反射体領域を冷却するのに必要な冷却孔径・配列ピッチを評価した。その結果、冷却孔半径を 5mm、最大発熱密度の箇所において冷却孔ピッチを 20mm とすることにより、供用期間中に反射体領域の冷却性と必要ギャップを確保しつつ、約 92% の充填率を確保できることがわかった。このことから、炉心設計で想定した充填率 80% は妥当であり、それ以上の充填率が得られる可能性もあることが示された。

なお、2.2、2.3 で選定した反射体仕様では反射体厚を 400mm としたが、200mm の場合に比べて外側ギャップ側の反射体領域の中性子束レベルが低下するため、照射変形量は小さくなる傾向にあると考えられる。また、反射体厚が増大しても反射体内の最大発熱密度の大きさは変わらず、反射体外側領域に向かって発熱密度は単調に減衰するだけであるから、上記の冷却孔半径及び冷却孔ピッチの設定方法は 400mm 厚の場合にも特段危惧される問題はなく適用できると考えられる。

次に、キャビティ領域について、反射体反応度価値を確保する観点から可能な限り薄肉化を図りつつ、内圧変形に耐え得る肉厚を評価し、その結果に基づき最大限確保し得るキャビティ充填率について概略検討した。

ここでは、反射体厚 400mm、キャビティ 1 個の破損による正の反応度の投入制限目安として  $15\%$ 、またシームレス管の製作性の観点から可能な限り正方形に近づける形状をとることを考慮し、肉厚 5mm で内側 × 外側 × 奥行き =  $200\text{mm} \times 200\text{mm} \times 200\text{mm}$  の矩形形状を単位とするキャビティの応力・変形量を概略評価した。

原子炉入口温度 ( $375^\circ\text{C}$ ) 一定の条件の下で、キャビティ内圧と周囲のナトリウム圧力がつり合うように初期封入圧力を設定するとともに、3 次元有限要素法（シェルモデル）に基づき応力評価した。その結果、軸長を 600mm としてできるだけ高い充填率の確保を図った場合であっても、最大応力値は  $27\text{MPa}$  程度であり、 $12\text{Cr-Mo 鋼}$  の  $550^\circ\text{C}$  における  $S_m$  値（約  $130\text{MPa}$ ）に比べて十分小さい値が得られた。60 年の寿命末期における照射クリープを考慮した変形量は  $3\text{mm}$  程度であり、この分の干渉を抑えるためキャビティを若干小さくしても充填率は約 90% である。したがって、炉心設計で想定したのと同程度の充填率を得ることは可能であるといえる。

以上の検討により構築した反射体構造概念を図 2.5.3-1 に示す。

## 2.6 热特性概略評価

炉心核特性解析で得られた出力分布を用いて流量配分計画について検討した。検討条件を以下に示す。

- ・ 冷却材出口/入口温度 : 510°C/375°C
- ・ 被覆管内面最高温度 : 650°C
- ・ 1次系冷却材総流量 : 2303kg/sec
- ・ 配分可能流量割合 : 反射体、制御棒、炉壁等へ 5% ; 炉心燃料部へ 95%

各集合体において被覆管内面最高温度を 650°C 以下とするのに必要な集合体流量を下式に基づいて求めた。

$$T_{clad} = (\Delta T_{Na} \times F_b \times RPF + \Delta T_0) \times HSF + T_{in}$$

$$W_{req} = P_{SA}/C_p / \Delta T_{Na}$$

ここで、

$T_{clad}$  : 被覆管最高温度（肉厚内面）

$\Delta T_{Na}$  : 集合体出口（混合）平均冷却材温度上昇量

$F_b$  : バンドル部径方向温度ピーピング係数（周辺流れ効果）相当値（先行炉設計研究例を参考に 1.11 と設定）

RPF : 集合体内径方向出力ピーピング係数

$\Delta T_0$  : 冷却材・被覆管内面温度上昇総相当値（30°C と設定）

HSF : 被覆管工学的安全係数（合計）相当値（先行炉設計研究例を参考に 1.18 と設定）

$T_{in}$  : 冷却材入口温度（375°C）

$W_{req}$  : 集合体毎必要流量

$P_{SA}$  : 集合体出力

$C_p$  : 冷却材定圧比熱（温度平均 : 1263J/kg/K）

である。

流量領域区分を図 2.6-1 に示す。ここでは各層を 1 流量領域とし、計 10 の流量領域を設定した。流量配分計画の検討結果を表 2.6-1 に示す。必要流量の総和は 1953kg/s で、総流量の 85% となつた。また、被覆管最高温度（ホットスポット）はいずれの流量領域においても 650°C 以下に収まっている。これにより、図 2.6-1 に示した流量領域区分で被覆管最高温度がホットスポットで制限目安値 650°C 以下となることが確認できた。

## 2.7 被覆管及びダクトの健全性評価

2.2、2.3 で選定した炉心・燃料仕様の妥当性を確認するために、被覆管及びダクトの健全性を

評価した。

### 2.7.1 被覆管の健全性評価

ほぼ最大の燃焼度を有し、かつ燃焼末期にて最大出力を生じる代表集合体層を対象に、ここでは保守的評価の観点から被覆管温度を最高温度制限 650°C に設定し、CDF 値（クリープ寿命分數和）の評価を行った。評価条件は以下の通りである。

- ・ 燃料ピン外径 : 実証炉の公差 ( $8.5 \pm 0.03\text{mm}$ ) を内外挿して設定
- ・ 燃料ピン内径 : 実証炉の公差 ( $7.5 \pm 0.025\text{mm}$ ) を内外挿して設定
- ・ 上部ガスプレナム長さ : 実証炉の公差 ( $100 \pm 0.05\text{cm}$ ) を内外挿して設定
- ・ 上部ガスプレナム容積 : 実証炉の公差 ( $7.5 \pm 0.025\text{mm}$ ) から設定される内径公差を厳しい側に考慮。かつ、燃料スウェーリングによるナトリウムボンド材の液位上昇によるガスプレナム体積減少分 26% を考慮。
- ・ 被覆管温度履歴 : 燃焼初期 (0 日) 650°C (線出力 96.0W/cm)  
燃焼末期 (3650 日) 650°C (線出力 96.0W/cm)

解析結果を表 2.7.1-1 に示す。燃焼末期のガスプレナム内圧は  $71.2\text{kgf}/\text{cm}^2$ 、被覆管のフープ応力は  $9.5\text{kgf}/\text{mm}^2$  ともに低い値であり、CDF 値 (st ベース) は  $7.1 \times 10^{-3}$  と十分小さい値となつた。

これは、本炉心の燃焼度が 50GWd/t 以下と低く、また高速中性子束が  $1 \times 10^{14}\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$  以下と低いことに加え、2.2 で示したガスプレナム長に十分な余裕があることによる。

2.2 で示した燃料ピン仕様に対する燃焼末期でのスウェーリング歪み及びクリープ歪みを図 2.7.1-1 に示す。全歪みは 1% 程度であり、BDI は特段問題にならないことを確認した。

### 2.7.2 ダクトの健全性評価

2.6 の流量配分検討結果を用いて、最大流量を有する集合体について DDI 評価を行った。ダクト肉厚をパラメータとした評価結果を図 2.7.2-1 に示す。

2.2 の炉心・燃料仕様の選定においては、ダクト肉厚 2mm、ダクト間ギャップ 2mm を想定していたが、図 2.7.2-1 にみるように、いずれも DDI を生じないために必要な寸法が不足していることがわかった。本炉心の適正なダクト肉厚、ダクト間ギャップは各々 3mm、3.2mm 程度であるといえる。

## 2.8 まとめ

2001 年度に検討した、反射体制御により 10 年間燃料無交換運転を可能とする 150MWe ナトリウム冷却金属燃料炉心に対し、直近許認可性確保の観点から炉心・燃料仕様を見直すとともに、照射条件を考慮した反射体構造を有する炉心・燃料仕様について検討した。

その結果、燃料ピン径 8.5mm、均質径方向 2 領域炉心として直近許認可性確保を考慮しつつ、炉心径を 3.3m、燃料ピン間ギャップを 0.64mm とし、反射体と少数（4 体）の制御棒の組み合わせによる反応度制御方式を採用することにより、10 年間燃料無交換と、ATWS 時に炉心径方向膨張や自己作動型炉停止機構に頼らない受動的安全性を確保する可能性を示した。

一方、冷却材ボイド反応度及び炉心圧力損失に対する制約条件を充足するため、炉心径が 3.3m となつたことは、炉容器サイズの増大を招き、その結果プラントコストに大きな影響を与える可能性がある。今後、経済性への影響を抑制するために、炉心径を縮小化する方策について検討を行う必要がある。

また、本検討では、冷却材ボイド反応度を可能な限り抑制するため、従来の多くの検討例で 1mm 以上とされている燃料ピン間ギャップを 0.64mm にまで抑えた集合体仕様としたが、これは燃料集合体製造性を困難にする恐れがある。したがって、燃料ピン間ギャップ 1mm 以上を新たに制限条件に設けた上で、本検討で示した炉心と同等の性能を有する炉心概念の構築を目指すことが必要である。

表 2.2-1 150MWe 強制循環冷却・反射体制御方式炉心の主な炉心燃料および反射体仕様

項目	仕様	備考
炉心有効長(mm)	620	
集合体当たりピン本数(本)	331	
ピン外径(mm)	8.5	
被覆管肉厚(mm)	0.50	
燃料スミア密度(%TD)	75	燃料照射伸び考慮時 72.1%
ピン配列ピッチ(mm)	9.14	p/d=1.075
集合体配列ピッチ(mm)	174.05	
ダクト外対面間距離(mm)	172.05	
ダクト内対面間距離(mm)	168.05	
ダクト肉厚(mm)	2.00	
燃料体積比(実効:燃料スラグ部のみ)(%)	40.2	燃料照射伸び考慮時
燃料-被覆管ギャップ部(Na ボンド)体積比(%)	15.6	燃料照射伸び考慮時
構造材体積比(%)	20.3	
冷却材体積比(ラッパ管内)(%)	21.6	
ダクト間ギャップ冷却材体積比(%)	2.3	
燃料集合体数(体)	321	
燃料ピン全長(mm)	1350	2001 年度ガスプレナム長 1000mm(暫定)を参考
反射体領域材質	9Cr-1Mo 鋼	
反射体置換領域材質	ボイド	
反射体領域材質充填率(%)	80	
反射体置換領域材質充填率(%)	90	
反射体厚(mm)	400	
バンドル部圧力損失(kgf/cm <sup>2</sup> )	0.8	概略検討により 2001 年度仕様と 同程度の圧損特性を推定

表 2.3-1 150MWe 強制循環冷却・反射体制御方式炉心の主要炉心特性

項目	特性	備考
Pu 富化度 Pu/(Pu+U) : 内側/外側 (wt%)	11.4/16.6	
運転サイクル長さ(日)	3650 (約 10 年)	
燃料交換バッチ数(バッチ)	1	
取出平均燃焼度(MWd/t)	47800	
燃焼反応度スイング(%Δk/kk')	0.32	
増殖比	燃焼初期	1.063
	燃焼中期	1.037
	燃焼末期	0.990
	平均	1.030
炉心平均出力密度(W/cc)	75.7	
炉心平均比出力密度(kW/kg - HM)	14.3	
炉心部平均線出力(W/cm)	60.0	
最大線出力(W/cm)「内側／外側」*1	燃焼初期	68.5/91.4
	燃焼中期	85.5/76.1
	燃焼末期	96.0/67.1
ピーク高速中性子束(×10 <sup>14</sup> n/cm <sup>2</sup> s)	9.8	燃焼末期、E>0.1MeV
ピーク高速中性子フルエンス(×10 <sup>23</sup> n/cm <sup>2</sup> )*2	3.1	E>0.1MeV
初装荷核分裂性 Pu 重量(t)	2.7	
反射体反応度価値(%Δk/kk')	1.3	反射体部: 9Cr-1Mo 鋼(充填率 80%) 反射体置換部: ポイド管(ポイド充填率 90%)
第 1 系統制御棒反応度価値(%Δk/kk')*3	0.40	
第 2 系統制御棒反応度価値(%Δk/kk')*3	0.68	
炉心部ドップラー係数(×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT)	-3.86	燃焼末期
冷却材ポイド反応度(\$) *4	1.6	炉心部 + 上部プレナム部ポイド 燃焼末期

\*1 2 次元 RZ 計算

\*2 最大高速中性子束 × 運転日数 × 24h × 3600s

\*3 3 次元 Tri-Z 体系 70 群拡散計算

\*4 ラッパ管内側のみポイド化(ボンド材ナトリウムは非ポイド化)、実効遅発中性子割合=0.00368

表 2.3-2 150MWe 強制循環冷却・反射体制御炉心における反射体反応度収支

制御方式		反射体のみ		反射体+炉停止棒1本		反射体+制御棒	
反射体系統数		2		2		1	
各反射体系統機能		主炉停止系	後備炉停止系	主炉停止系	(緊急時炉停止機能不要)	燃焼補償(緊急時炉停止機能不要)	
(1)計画余剰反応度							
1.出力補償*	0.30	0.20		0.30	0.20		
2.燃焼補償	0.32	-		0.32	-	0.32	
3.運転余裕*	0.20	-		0.20	-	0.20	
4.核計算不確かさ補償(統計処理)	0.20	-		0.20	-	0.20	
①燃焼補償予測誤差*	0.20	-		0.20	-	0.20	
合計	1.02	0.20		1.02	0.20	0.72	
(2)余剰反応度不確かさ							
5.不確かさ(統計処理)	0.45	0.04		0.45	0.04	0.45	
①燃料製作公差( $2\sigma$ )*	0.40	-		0.40	-	0.40	
②出力補償予測誤差( $2\sigma$ )	0.06	0.04		0.06	0.04	-	
③燃料交換余裕( $2\sigma$ )*	0.20	-		0.20	-	0.20	
6.事故時投入反応度	-	0.30		-	-	-	
合計	0.45	0.34		0.45	0.04	0.45	
(3)必要反射体反応度価値							
系統別	1.47	0.54		1.47	0.24	1.17	
系統合計		2.01		1.71		1.17	
(4)反射体反応度価値(系統合計)						1.26	
反射体反応度収支(系統合計)						不成立	
						成立	

\* Na冷却金属燃料炉心の先行設計研究例を参考に値を設定。

表 2.4-1 安全解析（基準ケース）用反応度係数

項目	単位	反応度係数	
		内側炉心	外側炉心
燃料ドップラー係数	$\times 10^{-3} T dk/dT$	-3.2	-0.65
燃料温度係数*1	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	-2.2	-0.47
構造材ドップラー係数(900°C時点)*2	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	-0.30	-0.052
冷却材温度係数 (炉心部+上部ガスプレナム部)	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	2.1	0.16
被覆管温度係数	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	0.94	0.078
ラッパ管温度係数	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	0.13	0.012
炉心支持板温度係数	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	—	—
炉心径方向膨張温度係数	$\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$	—	—

\*1: 燃料温度反応度評価時の燃料膨張は構造材の膨張量を使用(燃料が被覆管にステックし、十分な膨張ができない場合を保守側に考慮)。

\*2: 本安全解析では、構造材ドップラー係数を被覆管温度係数に含め、構造材ドップラー反応度を被覆管温度反応度の一部に取り入れた。

表 2.4-2 冷却材温度係数軸方向分布（保守側条件）

領域	炉心部下端から各メッシュ 領域上端までの距離 (cm)	冷却材温度係数 <sup>*1</sup> ( $\times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$ )	
		内側炉心	外側炉心
炉心部	5.455	0.083	0.00017
	10.910	0.22	0.047
	16.365	0.35	0.087
	21.820	0.45	0.12
	27.275	0.51	0.14
	32.730	0.53	0.15
	38.185	0.49	0.14
	43.640	0.41	0.11
	49.095	0.29	0.076
	54.550	0.15	0.030
	60.005	0.015	-0.020
上部ガスプレナム部	78.755	-0.33	-0.28
	97.505	-0.14	-0.12
	116.255	-0.016	-0.045
	135.005	-0.048	-0.0060
合計		3.00	0.43

\*1：各メッシュ内で積分した値

表 2.4.1-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における UTOP 解析ケース

ケース No.	燃料ドップ ラー係数	構造材ドッ プラー係数	燃料温度 系数	構造材(被 覆管+ラッ バ管)温度 系数	冷却材温度 系数	炉心径方向膨張 (集合体ペイド膨張) ( $\times 10^{-6} \Delta k/k'$ )	炉心支持板 膨張( $\times 10^{-6} \Delta k/k'$ )	制御系軸伸ひび き時定数(秒)	制御系誤引抜 反応度投入量 ( $\Phi$ /秒)	制御系誤引抜 反応度投入率 ( $\Phi$ /秒)	解析の着眼点		
											制御系 誤引抜 出力歪み	炉心径方向膨張の効果	
1	ノミナル*	ノミナル*	ノミナル*	ノミナル*	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.2	1.3	基準	
2	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.2	1.3	炉心径方向膨張の効果	
3	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.2	1.3	炉心径方向および支持板膨張の効果	
4	2σ	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.3	燃料ドップラー係数の不確かさの影響	
5	2σ	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.2	1.3	炉心径方向膨張効果の有無による燃料ドップ ラー係数の不確かさの影響の違い、	
6	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2σ	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.3	冷却材温度係数の不確かさの影響	
7	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2σ	-4.82	未考慮	50	15	0.2	1.3	冷却材温度係数の不確かさの影響	
8	2σ	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2σ	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.3	炉心径方向膨張効果の有無による冷却材溫 度係数の不確かさの影響の違い、	
9	2σ**	2σ**	2σ**	2σ**	2σ**	2σ**	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.3	燃料ドップラー係数、冷却材温度係数の不確 かさを同時に考慮した場合の影響(ケース4+ ケース6による線形性の確認)
10	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.3	燃料ドップラー係数、燃料温度係数、冷却材 温度係数の不確かさを同時に考慮した場合 の影響(反応度係数に關して最も保守側)	
11	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	22.5	0.2	1.3	制御系軸伸び反応度の有無の影響	
12	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	0.4	1.3	制御系誤引抜反応度投⼊率の影響	
13	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	0.2	1.5	制御系誤引抜出力歪みの影響	

表 2.4.1-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心におけるUTOP 解析結果

ケースNo.*1	ピーク出力 (定格出力に対する比) (%)	ピーク温度			冷却材/バウンダリ最高温度 (°C)	被覆管CDF値
		燃料 (°C)	被覆管肉厚中心 (°C)	冷却材 (°C)		
1	160	902	806	796	595	0.02
2	134	819	734	725	566	0.01以下
3	134	819	734	725	559	0.01以下
4	166	918	820	809	603	0.03
5	135	824	738	729	570	0.01以下
6	172	936	835	824	611	0.06
7	137	828	742	733	573	0.01以下
8	180	960	856	845	622	0.16
9	191	994	887	874	645	1.14
10	177	963	864	853	661	1.1
11	191	996	889	877	637	0.63
12	162	906	809	798	591	0.02
13	160	977	871	859	595	0.43

\*1: ケース1は1000秒時点での数値を記載、それ以外のケースは1000秒まで解析を実行。

表 2.4.2-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOF 解析ケース

ケース No.	燃料 ドップラー 係数	構造材 ドップラー 係数	燃料温度 係数	構造材(被 覆管+ラッ バ管)温度 係数	冷却材温度 係数	炉心径方向膨張 (集合体/パッド膨張) ( $\times 10^{-6} \Delta k/k'/{\circ}C$ )	炉心支持板膨張 ( $\times 10^{-6} \Delta k/k'/{\circ}C$ )	制御系 軸伸び応答時 定数(秒)	流量半減時間 (秒)	ハンドル圧損 (kgf/cm <sup>2</sup> )	解析の着眼点	
1	ノミナル <sup>*1</sup>	ノミナル <sup>*1</sup>	ノミナル <sup>*</sup>	ノミナル <sup>*</sup>	未考慮	未考慮	50	15	0.8	基準		
2	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	1.5	流量半減時間15秒での圧損に対する感度		
3	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	-5.86	50	15	1.5	流量半減時間15秒で、支持板膨張に対する感度 する場合の炉心圧損に対する感度(流量が自然循環相当レベルに達する数百秒後に反応度フィードバックが期待できる支持板膨張の効果を把握)		
4	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.8	炉心径方向膨張の効果	
5	2 $\sigma$	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	15	0.8	燃料ドップラー係数の不確かさの影響	
6	2 $\sigma$	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	-4.82	未考慮	50	15	0.8	炉心径方向膨張効果の有無による燃料ドップラー係数の不確かさの影響の違い	
7	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2 $\sigma$	未考慮	未考慮	50	15	1.5	冷却材温度係数の不確かさの影響	
8	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2 $\sigma$	未考慮	未考慮	50	20	1.5	流量半減時間に対する感度	
9	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2 $\sigma$	-4.82	未考慮	50	15	0.8	炉心径方向および支持板膨張効果の有無による冷却材温度係数の不確かさの影響の違い	
10	2 $\sigma$	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2 $\sigma$	未考慮	未考慮	50	15	0.8	燃料ドップラー係数、冷却材温度係数の不確かさを同時に考慮した場合の影響(ケース8による線形性の確認)	
11	2 $\sigma$	ノミナル	ノミナル	ノミナル	2 $\sigma$	未考慮	未考慮	50	25	0.8	燃料ドップラー係数、冷却材温度係数の不確かさを考慮した条件の下での流量半減時間に対する感度	
12	2 $\sigma^{*2}$	2 $\sigma^{*2}$	2 $\sigma^{*3}$	2 $\sigma^{*4}$	2 $\sigma^{*5}$	未考慮	未考慮	50	15	0.8	各種反応度係数の不確かさを同時に考慮した場合の影響(反応度係数にに関して最も保守的)	
13	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	未考慮	15	0.8	制御系軸伸びび反応度の有無の影響	
14	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	100	15	0.8	制御系軸伸びびの応答時定数の影響	

表 2.4.2-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心におけるULOF解析結果

ケースNo.*1	ピーク出力 (定格出力に対する比) (%)	ピーク温度			冷却材、バウンダリ最高温度 (°C)	被覆管CDF値
		燃料 (°C)	被覆管肉厚中心 (°C)	冷却材 (°C)		
1	100	880	865	863	609	0.086
2	100	894	882	880	610	0.025
3	100	894	881	879	608	0.023
4	100	752	738	736	567	0.01以下
5	100	899	885	883	614	0.22
6	100	756	741	740	568	0.01以下
7	100	962	951	949	632	14
8	100	907	893	891	631	0.54
9	100	765	751	749	572	0.01以下
10	100	975	961	959	640	16
11	100	886	869	866	637	0.14
12	100	—	—	沸腾	662	100以上
13	100	888	874	872	625	0.15
14	100	882	868	866	612	0.1

\*: ケース11は1000秒時点での数値を記載、それ以外のケースは1000秒まで解析を実行。

表 2.4.3-1 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOHS 解析ケース

ケース No.	燃料 ドップラー係数	構造材 ドップラー係数	燃料温度系 数	構造材温度 系数	冷却材温度 系数	炉心径方向膨脹 (集合体パラメータ) ( $\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$ )	炉心支持板 膨脹 ( $\times 10^{-6} \Delta k/kk'/^{\circ}\text{C}$ )	制御系 軸伸び応答時定 数(秒)	前壁熱除去系	解析の着眼点
1	ノミナル <sup>*1</sup>	未考慮	-5.86	50	瞬時断熱	30分後起動				
2	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	-4.82	50	瞬時断熱	30分後起動
3	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	-5.86	50	瞬時断熱	30分後起動
4	$2\sigma^{*2}$	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	50	瞬時断熱	30分後起動
5	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	$2\sigma^{*3}$	未考慮	未考慮	50	瞬時断熱	30分後起動
6	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	ノミナル	未考慮	未考慮	100	瞬時断熱	30分後起動

\*: 表2.4-1に示した値

\*: 15%保守側設定

\*: 表2.4-2に示した値

表 2.4.3-2 150MWe 強制循環反射体制御炉心における ULOHS 解析結果

ケース No.* <sup>1</sup>	ピーク出力 (定格出力に対する 比) (%)	ピーク温度		冷却材 最高温度 (°C)	被覆管 CDF 値
		燃料 (°C)	被覆管肉厚中心 (°C)		
1	100	639	601	598	576
2	100	639	601	598	561
3	100	638	584	579	555
4	100	649	611	607	583
5	100	654	615	612	606
6	100	642	605	602	578

\*1: 全ケースについて 3600 秒まで解析を実行。

表 2.6-1 強制循環反射体制御炉心の流量配分計画及び被覆管最高温度評価結果

流量配分領域番号	集合体数	寿命中最大出力集合体の出力(MWth)	流量領域方向出力ピーキング係数	ピーケピン出力比	最大出力集合体必要流量(kg/s)	流量領域必要流量(kg/s)	被覆管最高温度評価値(°C)
1	6	1.595	1.014	0.952	6.60	39.60	649
2	12	1.639	1.002	0.971	6.73	80.76	649
3	18	1.631	1.005	0.962	6.67	120.06	649
4	24	1.589	1.012	0.947	6.56	157.44	649
5	30	1.519	1.019	0.911	6.31	189.30	648
6	33	1.430	1.024	0.862	5.97	197.01	647
7	42	1.322	1.030	0.802	5.56	233.52	645
8	48	1.243	1.009	0.738	5.11	245.28	644
9	54	1.639	1.034	1.000	6.93	374.22	650
10	54	1.265	1.133	0.844	5.85	315.90	646
燃料必要流量(kg/s) (流量領域必要流量の合計)							
1次系流量(kg/s)							
無駄流量(%)							
1953.09							
2303							
15.2							

表 2.7.1-1 強制循環反射体制御炉心の CDF 解析条件と結果

項目	単位	値
ピン外径	cm	0.85
ピン内径	cm	0.75
肉厚	cm	0.047
炉心高さ	cm	60
ピン全長	cm	135
プレナム体積	cm <sup>3</sup>	23.71
プレナム圧力	kgf/cm <sup>2</sup>	71.18
フープ応力	kgf/mm <sup>2</sup>	9.457
	MPa	92.74
CDF (ST-base)	-	$7.142 \times 10^{-3}$

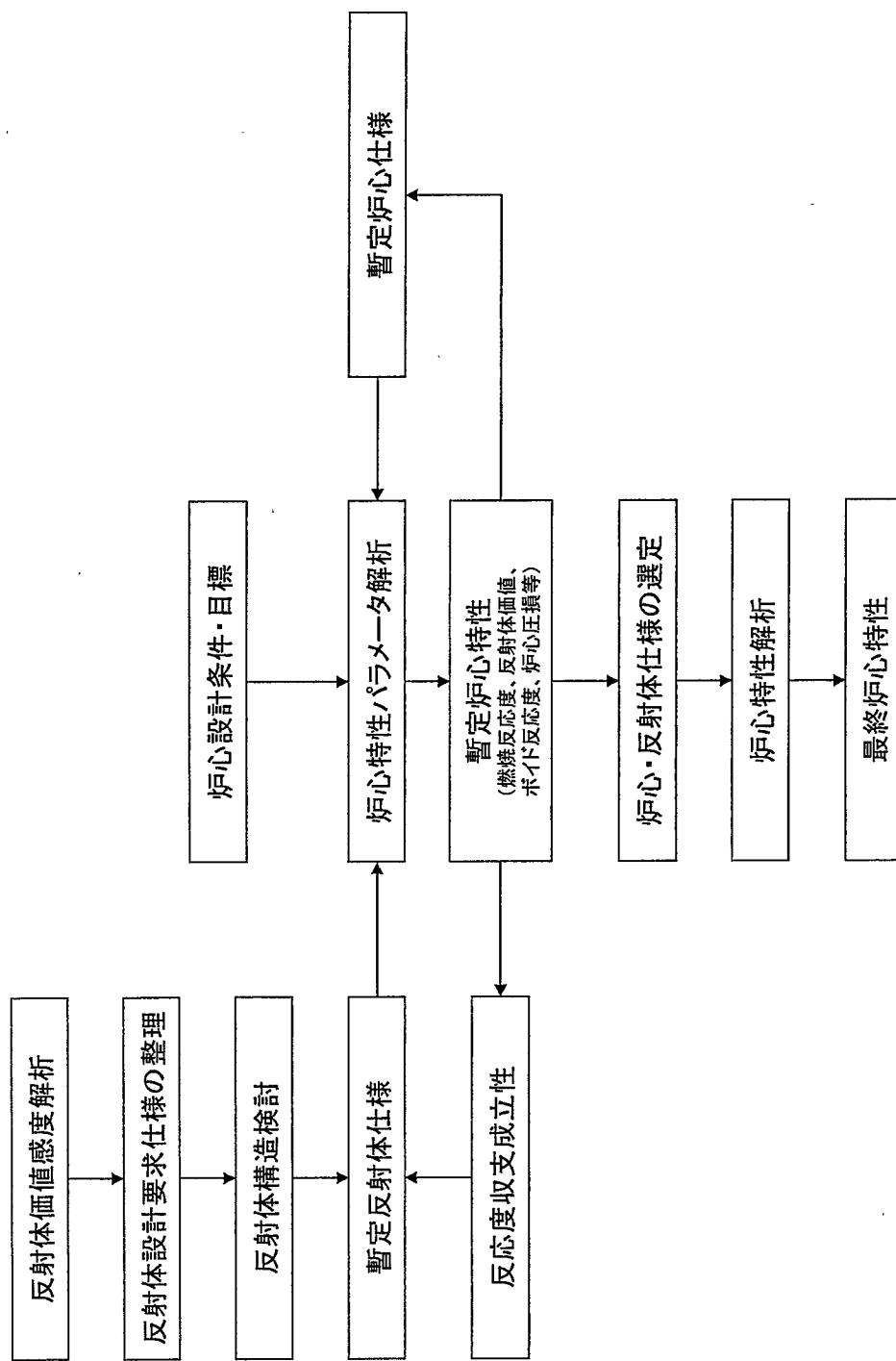


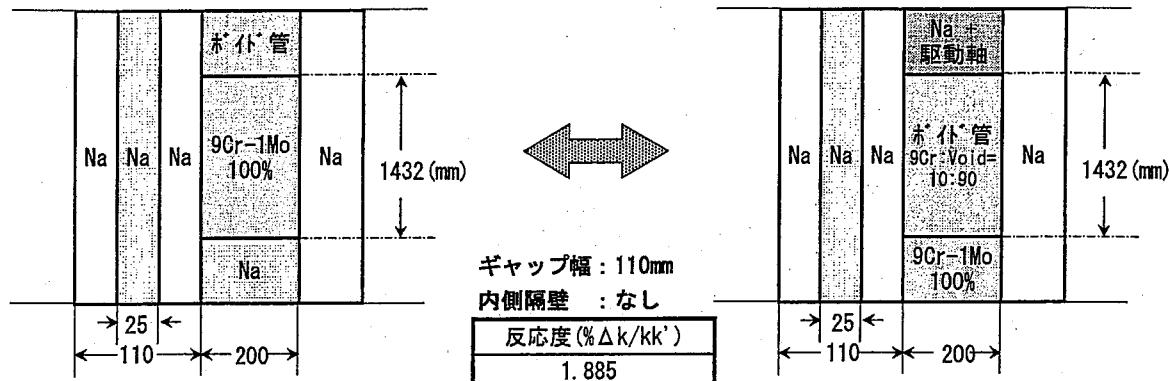
図 2.1-1 炉心及び反射体仕様選定フロー



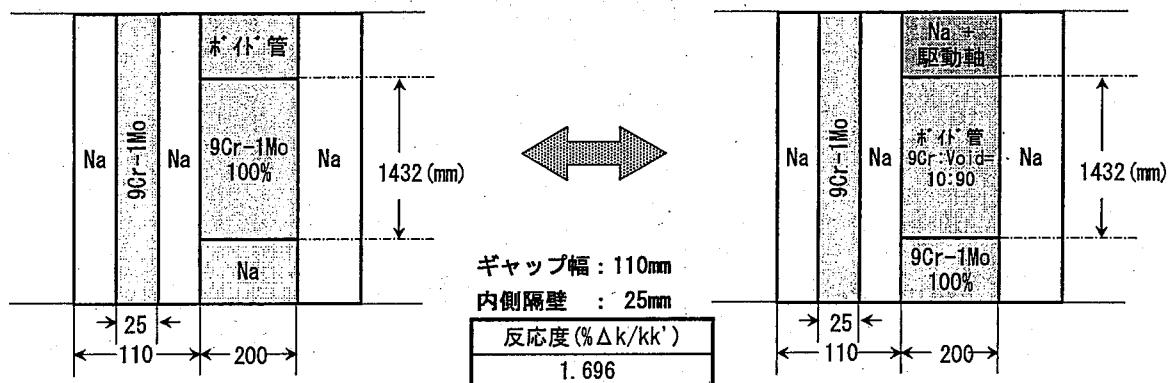
\*1:回字型炉心 \*2:均質径方向2領域炉心

図 2.2-1 反射体反応度値感度解析用 2 次元 RZ 体系図

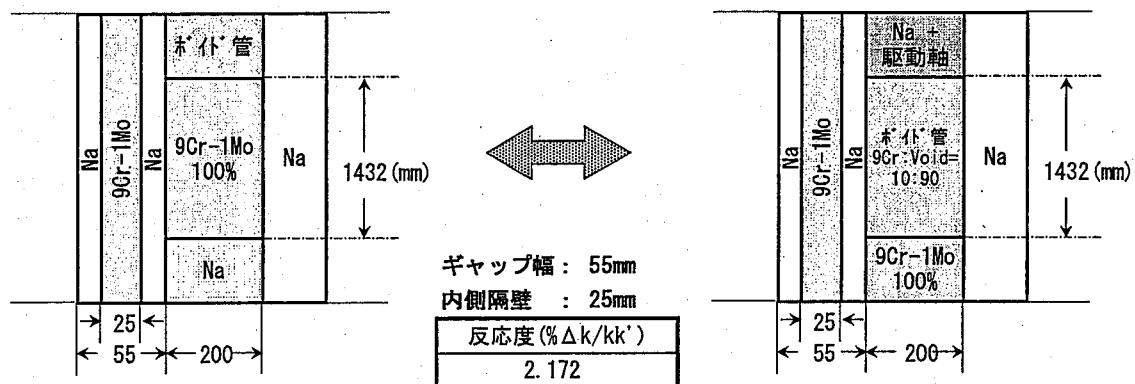
## 【CASE-1】



## 【CASE-2】



## 【CASE-3】



## 【CASE-4】

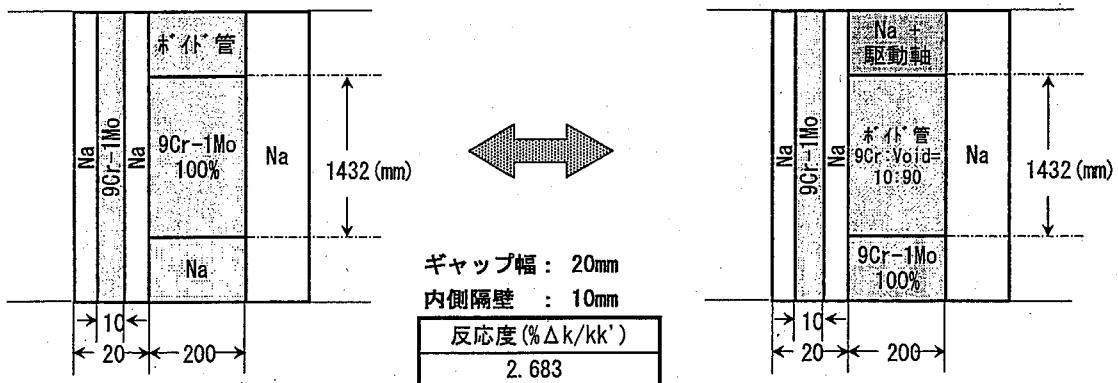
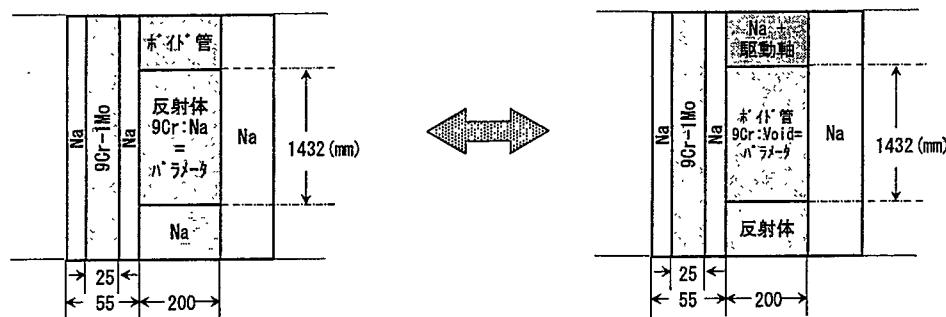


図 2.2-2 反応体反応度値解析結果 (1) パラメータ：ギャップ幅、内側隔壁厚



9Cr : Na	keff	反応度 (%Δk/kk')	9Cr : void	keff
100 : 0	1.03711	2.172	10 : 90	1.01426
100 : 0	1.03811	1.408	30 : 70	1.02316
80 : 20	1.03745	1.348	30 : 70	1.02314
50 : 50	1.03579	1.198	30 : 70	1.02310

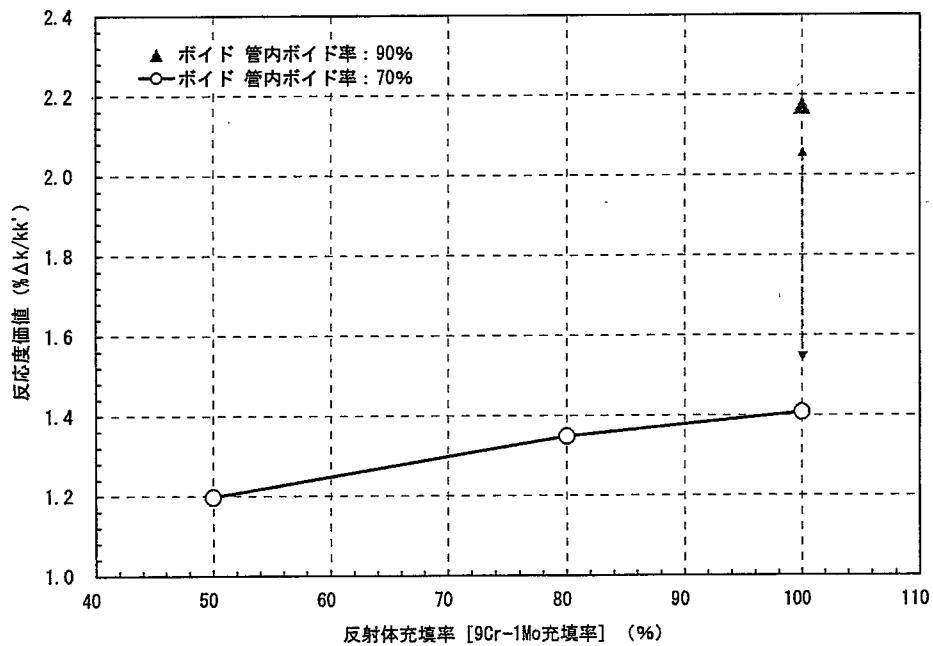
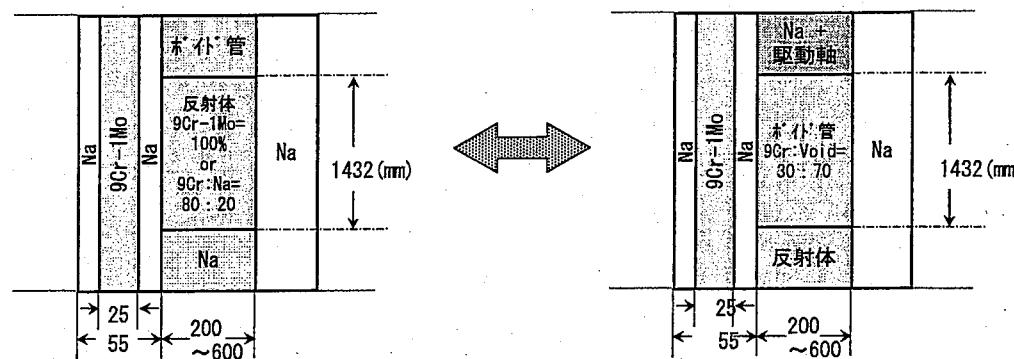


図 2.2-3 反射体反応度値解析結果 (2) パラメータ：反射体充填率、ポイド充填率



## ● 9Cr-1Mo=100%時

反射体幅 (mm)	keff:	反応度 (%Δk/kk')	keff:
200	1.038114	1.408	1.023158
300	1.040120	1.529	1.023840
400	1.040888	1.554	1.024315
500	1.041178	1.550	1.024640
600	1.041293	1.540	1.024860

## ● 9Cr-1Mo : Na = 80 : 20

反射体幅 (mm)	keff:	反応度 (%Δk/kk')	keff:
200	1.03745	1.348	1.023140
300	1.03958	1.480	1.023827
400	1.04041	1.512	1.024298
500	1.04071	1.509	1.024617
600	1.04082	1.498	1.024838

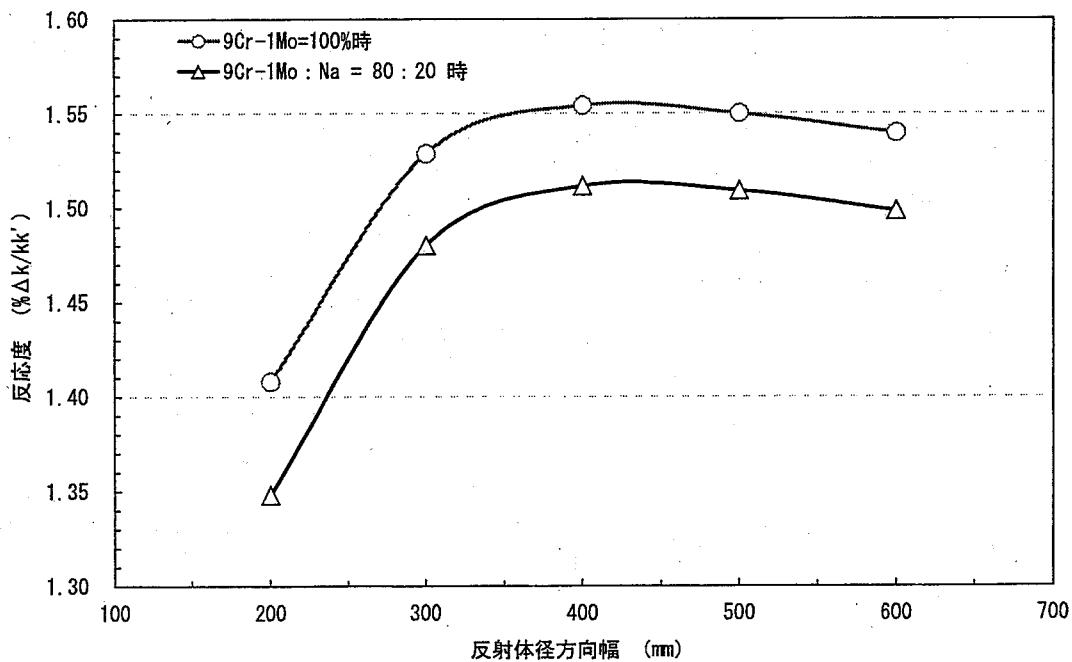
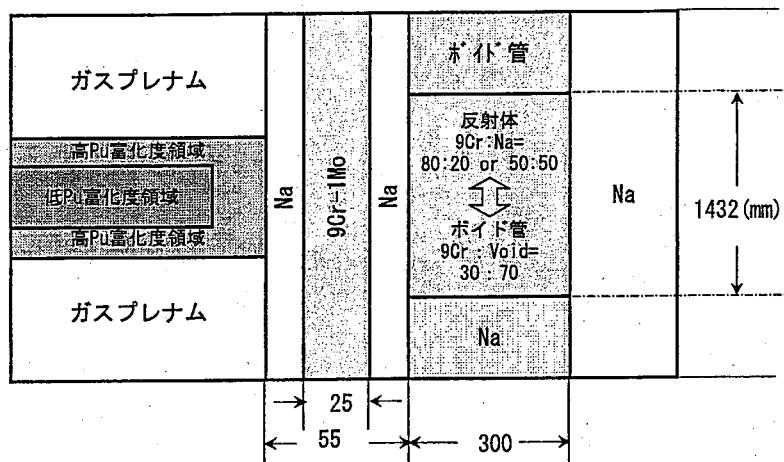
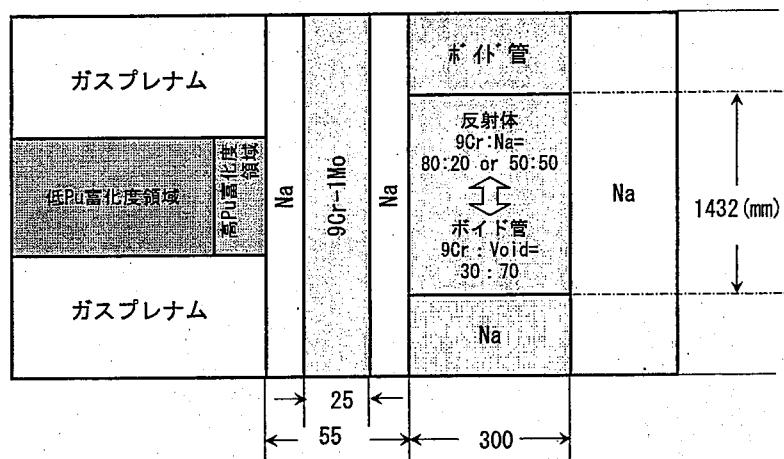


図 2.2-4 反射体反応度値解析結果 (3) パラメータ：反射体厚

【回字型Pu富化度体系】



【均質径方向 2 領域Pu富化度体系】



		$k_{eff}$	反応度 ( $\% \Delta k / k_{k'}$ )
回字型 Pu富化度体系	反射体 [9Cr-1Mo : Na=80 : 20]	1.039581	1.480
	ボイド管 [9Cr-1Mo : Void=30 : 70]	1.023827	
径方向 2 領域 Pu富化度体系	反射体 [9Cr-1Mo : Na=80 : 20]	0.970515	2.271
	ボイド管 [9Cr-1Mo : Void=30 : 70]	0.949584	
回字型 Pu富化度体系	反射体 [9Cr-1Mo : Na=50 : 50]	1.038285	1.363
	ボイド管 [9Cr-1Mo : Void=30 : 70]	1.023794	
径方向 2 領域 Pu富化度体系	反射体 [9Cr-1Mo : Na=50 : 50]	0.968801	2.092
	ボイド管 [9Cr-1Mo : Void=30 : 70]	0.949560	

図 2.2-5 反射体反応度値解析結果 (4) パラメータ：炉型

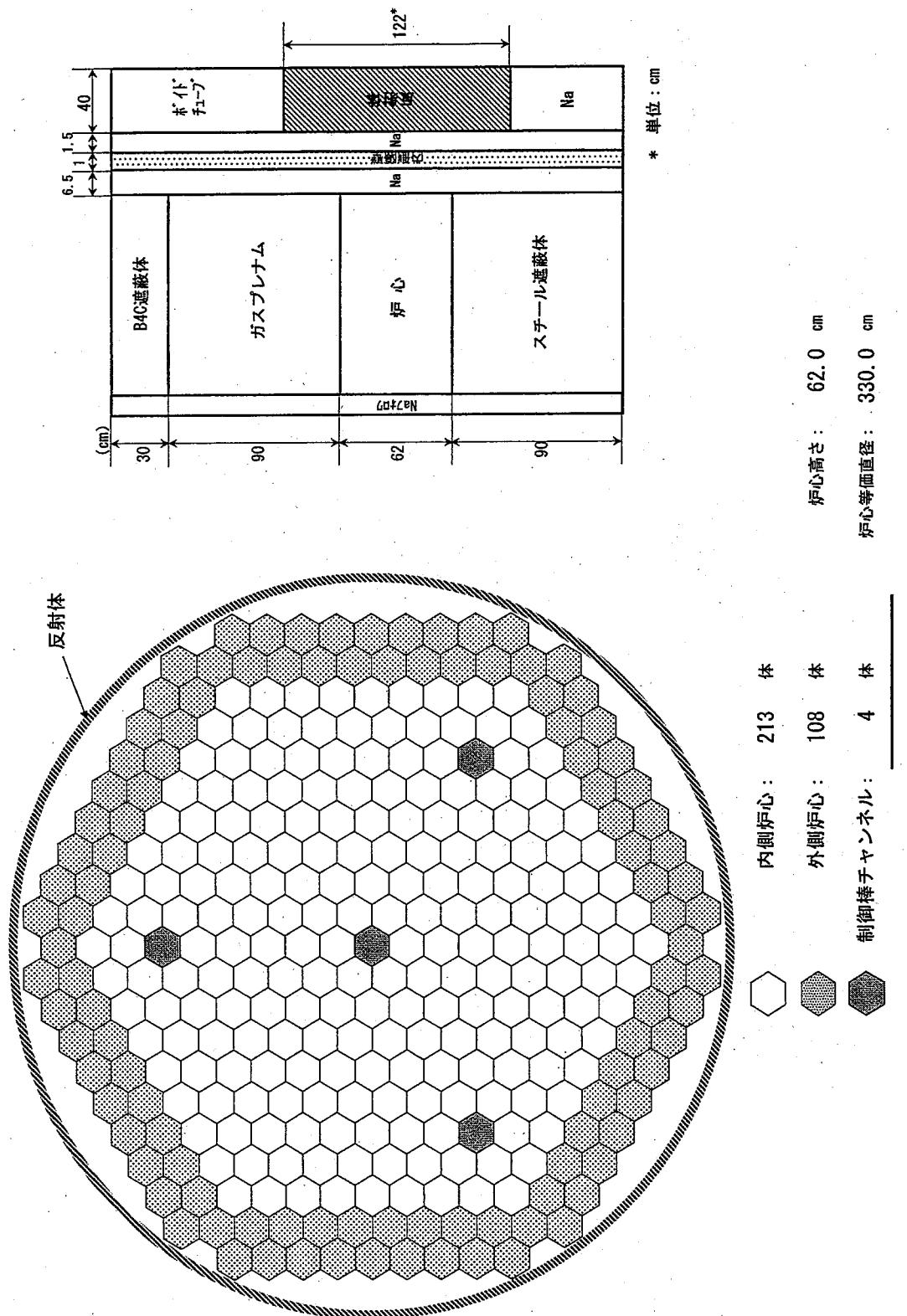


図 2.2-6 150MWe ナトリウム冷却小型炉（強制循環冷却・反射体制御方式）炉心構成

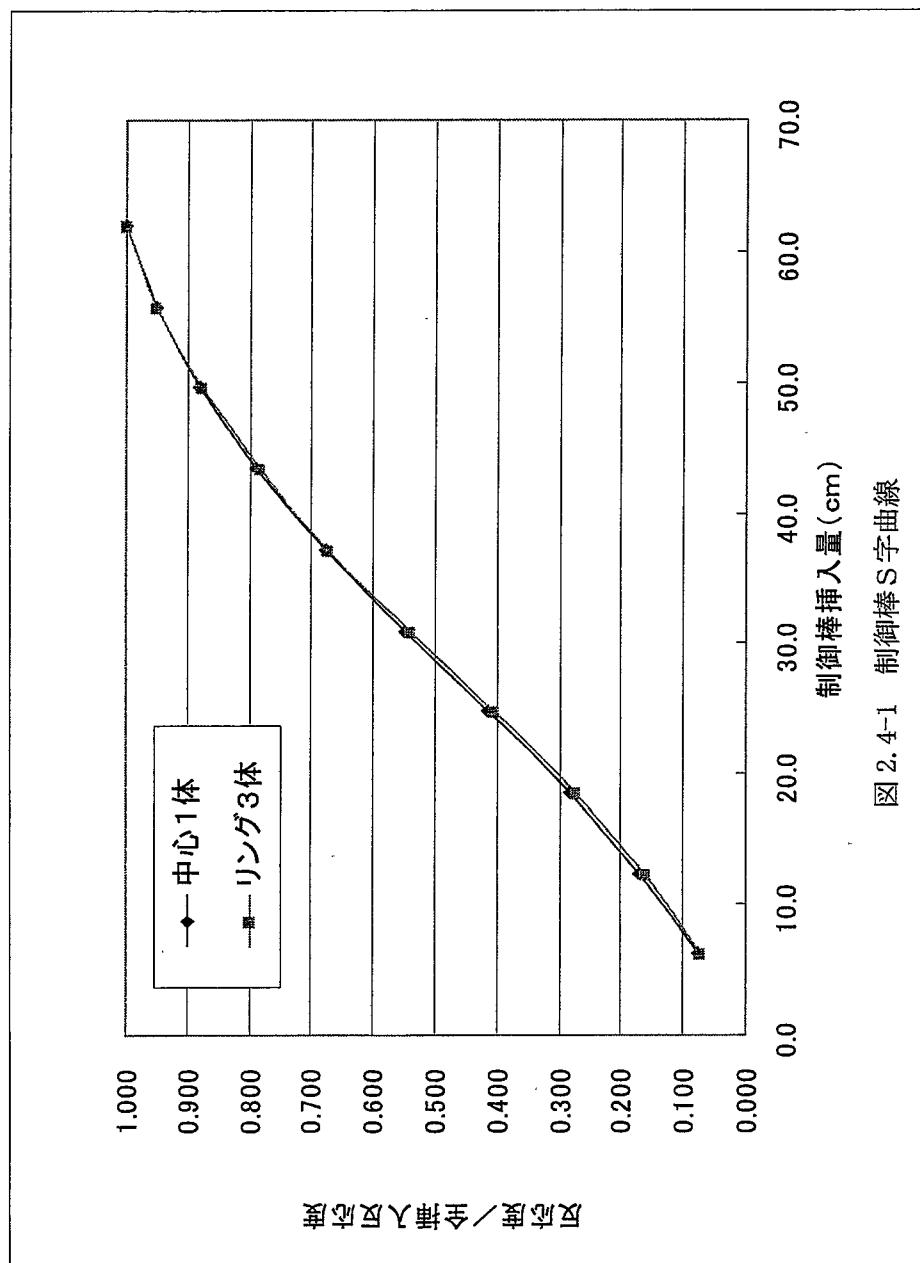
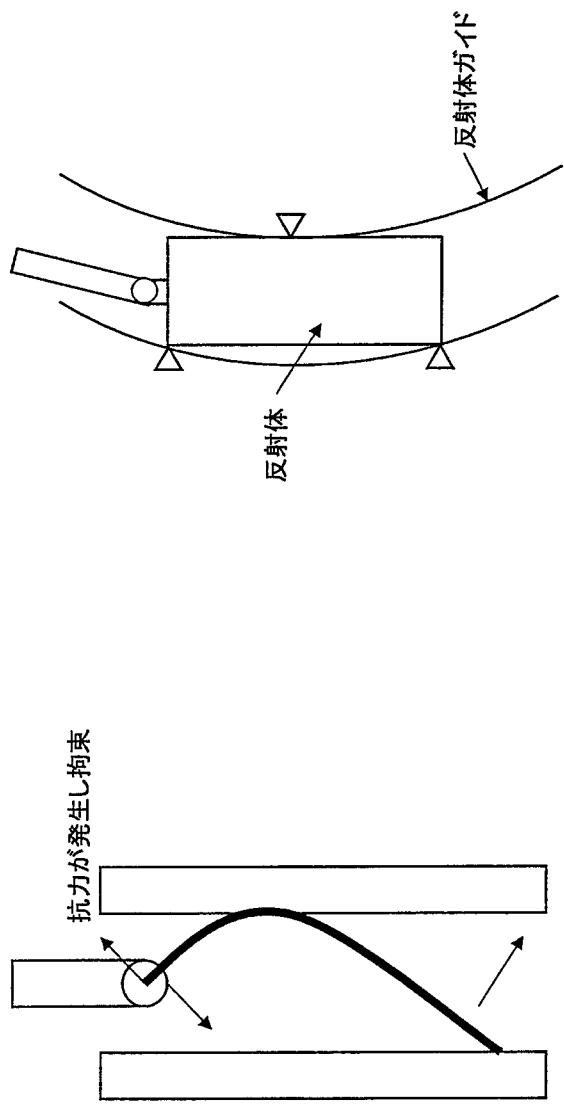


図 2.4-1 制御棒 S字曲線



(a) 反射体の曲がりによる3点拘束

(b) 反射体ガイドの曲がりによる3点拘束

図 2.5.2-1 反射体挿入において想定される 3 点拘束

キャビティ部 反射体部

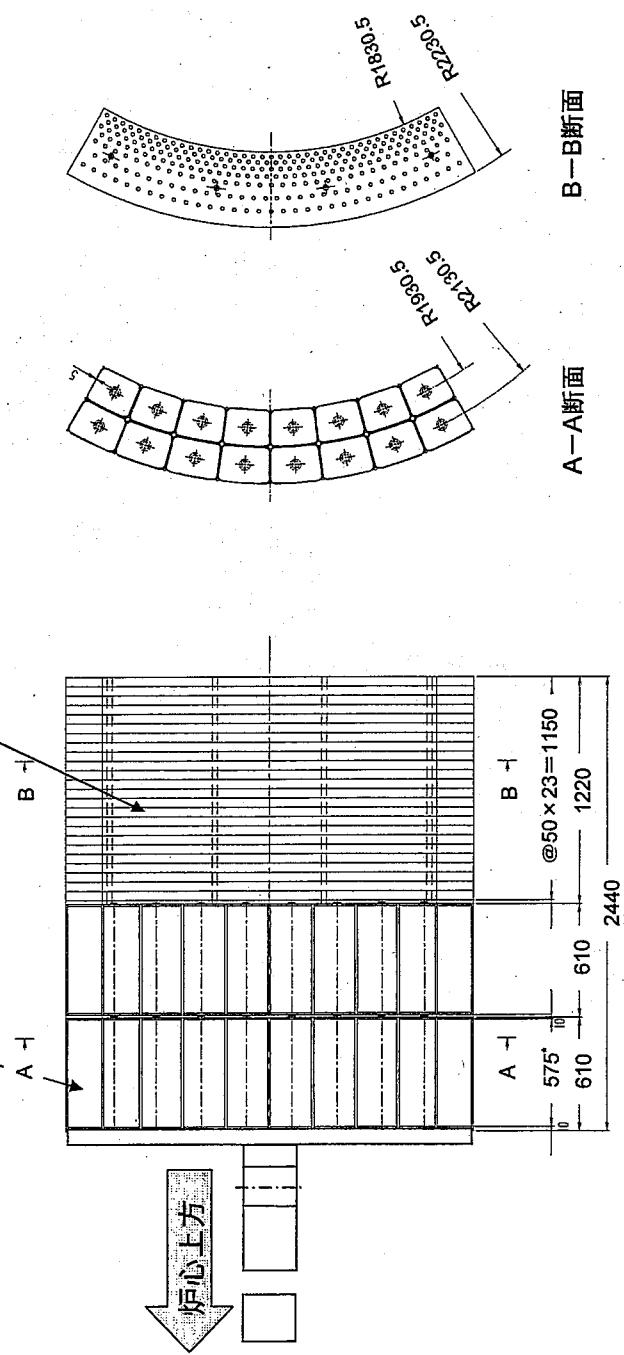


図 2.5.3-1 反射体構造概念

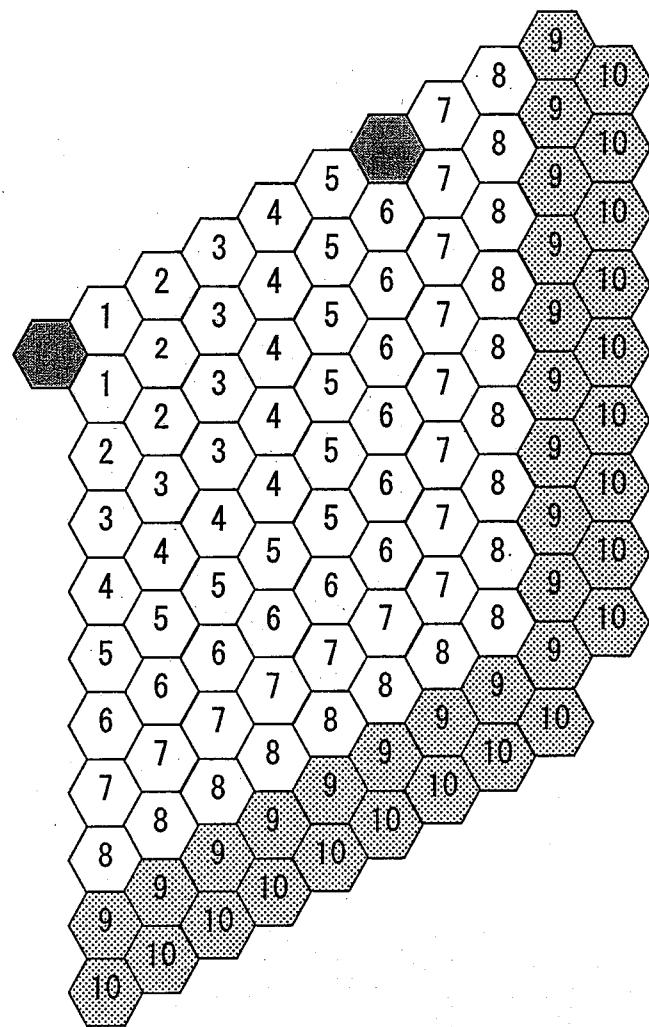


図 2.6-1 強制循環反射体制御炉心の流量領域区分

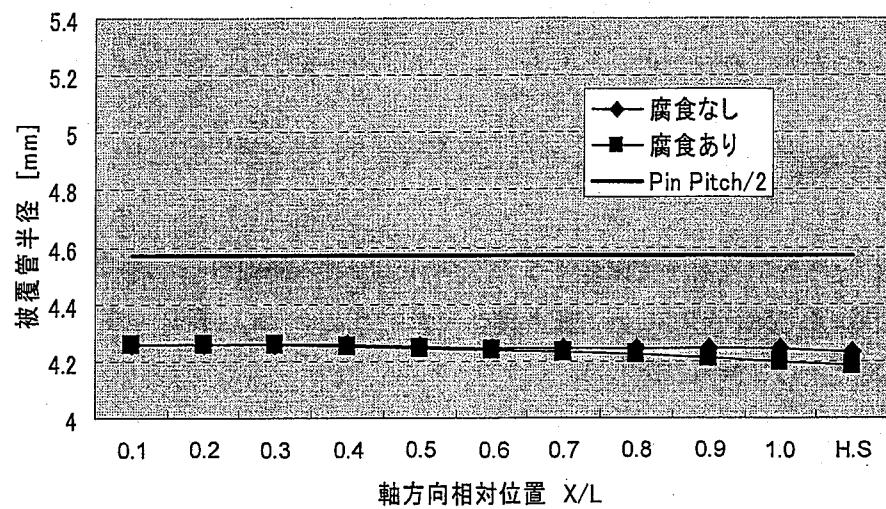


図 2.7.1-1 燃焼末期における被覆管半径

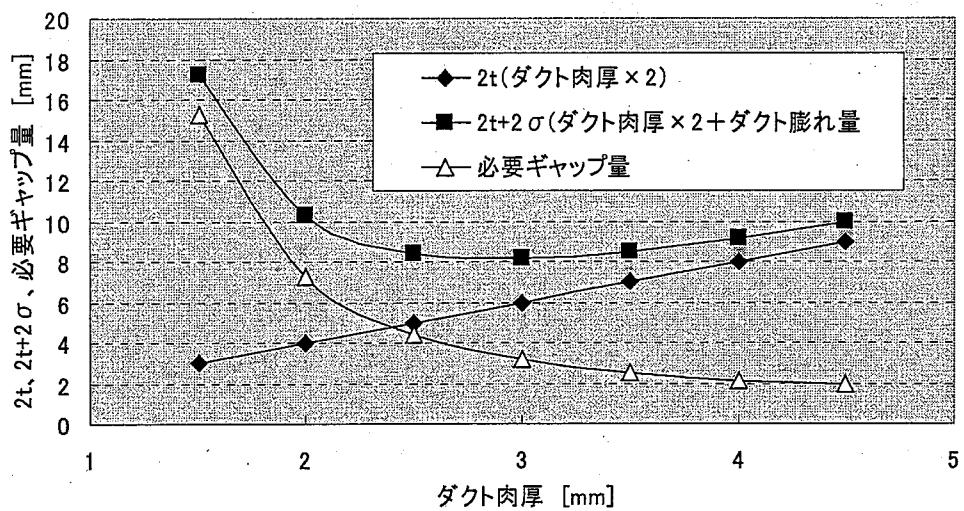


図 2.7.2-1 ダクトの肉厚と膨れ量の関係

### 3 150MWe 制御棒制御型・強制循環小型炉

反応度制御方式の違いによる小型炉の特性比較のための知見を得ることを目的に、前章で述べた反射体制御炉心の炉心・燃料仕様を基本として、制御棒制御型の小型炉心を検討した。

#### 3.1 着眼点と設計目標

反射体制御炉心との比較検討を主眼とすることから、反射体制御炉心の燃料仕様・炉心形状を保存しながら、制御用可動反射体を固定反射体へ変更するとともに、数体の燃料集合体を制御棒集合体へ置き換えることを基本方針した。

主要な設計条件・目標は下記の通りである。

・出力 :	395MWt/150MWe
・冷却方式 :	強制循環
・原子炉出入り口温度 :	510°C/375°C
・炉心寿命 :	10 年以上 (1 バッチ)
・炉心構成 :	径方向二領域炉心
・燃焼度 :	80GWd/t 程度を目標
・燃料 :	U-Pu-Zr 三元合金
・燃料スミア密度 :	75%TD (照射スウェーリング後は 72.1%TD)
・燃料ピン外径 :	8.5mm 以下
・増殖比 :	増殖性能は追求しない
・燃料集合体形式 :	ダクト付き燃料集合体
・炉心圧損 :	0.75kg/cm <sup>2</sup> 程度
・ボイド反応度 :	2\$以下 (上部プレナムボイド時)
・基準 Pu 組成 :	$^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu} = 66/27/2/5\text{wt\%}$ (軽水炉燃料取出後 30 年後の組成)

#### 3.2 炉心燃料仕様の設定

反射体制御炉心に対する制御棒制御炉心の設計上の特徴として以下が考えられる。

- 制御用反射体価値確保への配慮不要のため、炉心径を大きくとれる
- 炉心径増可能故、炉心高さを低減でき、ボイド反応度を低減可能
- 制御棒本数調整により、燃焼反応度の大きい炉心も設計可能 → 燃焼度向上可能
- 反射体制御に比べ、サイクル期間で積分した中性子漏れが少ない → 内部転換比若干優れる

- 反射体制御に比べ、反射体位置が炉心に近く反射効果優れる → 同上

制御棒制御炉心では、反射体制御炉心と異なり反射体価値確保という観点からの炉心径増大抑制への配慮は不要であり、必要性能を得るために炉心仕様設定の自由度は相対的に高いと考えられる。しかしながら、炉心径を増大させることはプラント経済性を悪化すること、及び、ここでは制御方式の違いに起因する炉心特性の比較を行うことが主目的であるために、燃料集合体の仕様や炉心等価直径を極力保存しつつ、反射体制御炉心を制御棒制御炉心へ仕様変更することとした。

具体的には、

- 炉心周囲に二層の SUS 反射体集合体を配置する
- 燃料集合体 9 体を制御棒に置き換える
- 加えて、反射体制御炉心に元々あった制御棒 4 体と合わせ、制御棒本数は全 13 体とする
- 要求性能を満足する範囲で、炉心高さや Pu 富化度を調整する

という仕様変更・設定を行い、150MWe 制御棒制御型・強制循環小型炉の炉心燃料仕様を定めた。

表 3.2-1 に仕様を、図 3.2-1 に炉心構成図を示した。

炉心型式は均質 2 領域炉心であり、内側炉心燃料集合体 204 体、外側炉心燃料集合体 108 体、合計 312 体の炉心燃料集合体を設置し、その周囲に反射体 2 層 138 体を設置した炉心構成とした。制御棒は、主炉停止系 9 体、後備炉停止系 3 体の合計 13 体を内側炉心領域内に配置している。主要仕様を以下にまとめる。

・炉心高さ :	60cm (スウェーリングによる燃料伸び後)
・炉心等価直径 :	330cm
・燃料ピン径 :	8.5mm
・P/D :	1.075 (=9.17/8.5)
・ピン本数 :	331 本/集合体
・集合体配列ピッチ :	174.1mm

なお、この燃料仕様は反射体制御炉心に準じているため、冷却材ボイド反応度低減のためピン間ギャップは 0.64mm と狭くなっており、グリッドスペーサーの製造性に課題があることに注意が必要である。

### 3.3 炉心核特性評価

炉心燃焼特性解析は 2 次元 7 群 RZ 拡散計算を行った。核定数セットには ADJ2000R ライブライ 70 群を用い、1 次元燃焼計算により 7 群に縮約した実効断面積を 2 次元拡散計算に用いた。表 3.3-1

に制御棒制御炉心の核特性評価結果を反射体制御炉心の結果と比較して示す。

反射体制御炉心に比べ燃料集合体を 9 体減らしたものの、反射体が炉心へ近づいたことにより臨界性が向上し核性能に余裕が生じたため、炉心高さを 62cm から 2cm 低減し、圧損、ボイド反応度、及び燃焼度の向上を図った。

結果として、制御棒制御炉心の燃焼反応度は 1.04%dk/kk' と、反射体炉心の 0.32%dk/kk' から若干増加したもの、燃焼度は 47.8GWd/t → 50.9GWd/t に、ボイド反応度（炉心+プレナム）は 1.55\$ → 1.23\$ と僅かながら改善した。

### 3.4 安全特性評価

本小型炉心の安全特性を評価し、所定の安全要求条件を満たす設計対応を明らかにすることを目的として、異常な過渡変化時のスクラム不動作 (ATWS) 事象 (UTOP 事象、ULOF 事象及びULOHS 事象) の安全解析を実施した。

解析で考慮した反応度フィードバック成分は、ドップラー反応度（燃料、構造材）、冷却材温度反応度（炉心部、ガスプレナム部）、構造材温度反応度、燃料軸方向膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度及び炉心径方向膨張反応度である。ここで、制御棒・炉心相対変位反応度には、制御棒駆動軸伸び効果と炉容器軸方向膨張効果を考慮し、炉心径方向膨張反応度については集合体パッド膨張効果と炉心支持板膨張効果を考慮した。冷却材温度反応度については、炉心部及びガスプレナム部の軸方向分布を詳細に考慮できるモデルとした。

受動安全性の達成条件は、炉心及び冷却材バウンダリの損傷防止の観点から、下記の項目について暫定目安を設定した。

ノミナルホットチャンネルの燃料ペレット中心最高温度	: 1050°C
ノミナルホットチャンネルの冷却材バルク最高温度	: 900°C
ノミナルホットチャンネルの被覆管 CDF 値	: 0.5 (SR ベース)
冷却材バウンダリ最高温度	: 650°C

ここで、被覆管 CDF はガスプレナム圧力変化、被覆管内外面での浸食（定常的な減肉、過渡時の液相生成による）を考慮した。

#### 3.4.1 UTOP 事象の解析

UTOP 事象の解析では、反応度値最大の制御棒を駆動機構の能力の約 5 倍の速度で引き抜くことを保守的に想定し、反応度挿入率を 0.4 \$/s、反応度投入量を 40 \$ とし、反応度フィードバック成分の採否等をパラメータとして 4 ケースの解析を実施した。解析ケース及び主要な解析結果を表 3.4.1-1 に示した。

ケース A は、反応度投入率を 0.4 \$/s とし、全ての反応度成分を取り入れたケースであるが、ピーク出力は約 166% に留まり、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、冷却材バウンダリ最高温度、

被覆管 CDF 値とも判断の目安をクリアする結果となった。

ケース B は、ケース A に対して、炉心径方向膨張効果及び制御棒・炉心相対変位効果を無視したケースであるが、制御棒引抜きによる反応度投入終了後も全反応度が負に転じず、出力・温度の上昇が継続するという極めて厳しい結果となった。

ケース C は、ケース B に対して、反応度投入率を  $0.1 \text{ d/s}$  とし、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮する一方、反応度係数の不確かさを保守的に考慮する観点から、燃料ドップラ係数及び冷却材温度係数についてそれぞれノミナル値の-15%及び+15% ( $2\sigma$  相当) の不確かさを考慮したケースである。この場合、制御棒・炉心相対変位反応度により、制御棒の引抜き終了後に全反応度が負に転じ、その結果、ケース B に比べて各部温度は大きく低下するが、冷却材バウンダリ最高温度及び被覆管 CDF 値がそれぞれ約  $669^\circ\text{C}$  及び約 1.4 となり、判断の目安を満足しない結果となった。

ケース D は、ケース B に対して、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮するとともに、原子炉出口冷却材温度の上昇が 1 次系コールドレグ側に伝わっても炉容器壁が膨張しないような設計上の対応を想定し、同反応度成分における炉容器の軸伸びによる寄与を無視したケースである。この場合、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約  $1008^\circ\text{C}$ 、約  $887^\circ\text{C}$  及び約  $866^\circ\text{C}$ 、冷却材バウンダリ最高温度は約  $637^\circ\text{C}$ 、被覆管 CDF 値は約 0.36 に留まり、判断目安をクリアする結果となった。

以上の解析結果より、本炉心は UTOP 事象に対して、径方向膨張効果を期待しなくとも ATWS 時において安全上の判断目安を満足できる結果を得た。但しこの際、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制するための設計方策を探ることが求められる。

### 3.4.2 ULOF 事象の解析

ULOF 事象の解析では、流量半減時間を 15 秒とし、反応度フィードバック成分の採否などをパラメータとして 5 ケースの解析を実施した。解析ケース及び主要な解析結果を表 3.4.2-1 に示す。

ケース A は、全ての反応度成分を取り入れたケースであるが、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、冷却材バウンダリ最高温度、被覆管 CDF 値とも判断の目安をクリアする結果となった。

ケース B は、ケース A に対して、炉心径方向膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを無視したケースであるが、負の反応度フィードバックの減少により各部温度はケース A に比べて高くなるものの、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、冷却材バウンダリ最高温度、被覆管 CDF 値とも判断の目安をクリアする結果となった。

ケース C は、ケース B に対して、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮する一方、燃料ドップラ係数及び冷却材温度係数についてそれぞれノミナル値の-15%及び+15% ( $2\sigma$  相当) の不確かさを考慮したケースである。ULOF 事象の解析では、事象開始とともに SG を断熱とする想定しており、事象開始後、数百秒経過すると原子炉入口冷却材温度が緩やかに上昇する。そのため、制御棒・炉心相対変位反応度における炉容器の軸伸びによる寄与分が効いて同反応度が正の値となり、600 秒～700 秒にかけて出力・温度に大きなピークを生じる。その結果、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、冷却材バウンダリ最高温度、被覆管 CDF 値とも判断

の目安を満足しない結果となった。

ケース D は、ケース C に対して、燃料ドップラ係数及び冷却材温度係数の不確かさを考慮せず、ノミナル値としたケースである。この場合も、ケース C で見られたような、炉容器の軸伸びによる 600 秒～700 秒にかけての出力・温度の上昇が生じるもの、その上昇幅はケース C に比べて小さく、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 845°C、約 815°C 及び約 810°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 567°C、被覆管 CDF 値は約  $5.1 \times 10^{-2}$  に留まり、判断の目安をクリアする結果となった。

ケース E は、ケース C に対して、制御棒・炉心相対変位反応度における炉容器の軸伸び効果を無視したケースであるが、これにより、炉容器の軸伸びによる 600 秒～700 秒にかけての出力・温度の上昇は生じなくなるものの、ケース C と同様に、それ以前に生じている被覆管及び冷却材の 1 次ピーク温度が高く、被覆管 CDF 値も判断の目安を満足しない結果となった。

以上の解析結果より、本炉心は ULOF 事象に対して、径方向膨張効果無視に加え制御棒・炉心相対変位効果を無視しても（裕度は小さいながら）事象終息の可能性がある。主要な反応度であるドップラー及び冷却材密度反応度の不確かさは、安全上の判断条件（温度や CDF 値）充足性への感度が大きく、 $2\sigma$  の不確かさを考慮する場合には CDF 値が制限値を上回る結果となった。

### 3.4.3 ULOHS 事象の解析

ULOHS 事象の解析では、SG を断熱として除熱機能喪失を模擬し、反応度フィードバック成分の採否等をパラメータとして 3 ケースの解析を実施した。解析ケース及び主要な解析結果を表 3.4.3-3 に示した。

ケース A は、炉心径方向膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを無視したケースであるが、ドップラ反応度、燃料軸方向膨張反応度により出力が低下し、高温状態で静定することが示された。その際、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、被覆管 CDF 値は判断の目安をクリアするものの、冷却材バウンダリ最高温度が高く、判断の目安を満足しない結果となった。

ケース B は、ケース A に対して、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮したケースであるが、SG 断熱による原子炉入口冷却材温度の上昇とともに炉容器の軸伸びが生じる（原子炉出口冷却材温度の上昇により制御棒駆動軸の軸伸びが生じる以前に）ので、制御棒・炉心相対変位反応度が正の値となり、出力が 147%まで上昇し、ケース A よりも厳しい結果となった。

ケース C は、ケース B に対して、制御棒・炉心相対変位反応度における炉容器の軸伸び効果を無視したケースであるが、この場合炉容器の軸伸びによる正の反応度投入がなくなり、制御棒駆動軸の軸伸び及び燃料軸方向膨張による負の反応度が投入されるので、出力低下は速やかとなる。本ケースでは、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 676°C、約 622°C 及び約 615°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 573°C、被覆管 CDF 値は約  $1.6 \times 10^{-9}$  に留まり、判断の目安をクリアする結果となった。

以上の解析結果より、本炉心は ULOHS 事象に対して、径方向膨張効果を期待しなくとも ATW

S時において安全上の判断目安を満足できる結果を得た。但しこの際、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制するための設計方策を探ることが求められる。

### 3.4.4 安全特性評価のまとめ

炉心径方向膨張効果を考慮する場合には大きな負の反応度が投入されるため、いずれの ATWS 事象も安全上の判断基準を満足した。また、炉心径方向膨張効果を期待しない場合でも、制御棒・炉心相対変位反応度を考慮できれば、ATWS 時においても安全上の判断基準をクリアすることが可能な見通しである。但しその場合、炉容器壁にライナを設けて炉容器温度を低温に保つ等の炉容器軸伸び変化による正の反応度投入抑制策を探ることが求められる。

ドップラ係数、冷却材温度係数といった反応度係数の不確かさが ATWS 時の過渡挙動に及ぼす影響は大きいため、これらの反応度係数について ATWS 事象で考慮すべき信頼度レベルを検討するとともに、その評価精度を向上させ、反応度係数の不確かさを低減して行くことが重要である。

## 3.5 制御棒寿命と制御棒価値評価

### 3.5.1 ACMI 評価

$B_4C$  のスウェーリングや被覆管材の熱膨張を考慮して ACMI 評価を実施した。制御棒仕様を表 3.5-1 に示す。制御棒集合体や  $B_4C$  ピンの仕様は、実証炉の設計例に基づき集合体サイズの違いを考慮して設定した。保護管内の制御棒要素本数は保護管内面積比率に応じて定めた。

$B_4C$  燃焼度は、燃焼初期の余剰反応度を抑えるため主系制御棒を炉心上端から 27cm挿入した場合の制御棒下端部中性子束を用いて算出した。 $B_4C$  燃焼度の計算に用いた値を表 3.5-2 にまとめた。本炉心は線出力密度や燃焼度が低めであるため、10 年運転後の  $B_4C$  燃焼度は  $158 \times 10^{26} [\text{cap}/\text{m}^3]$  程度となった。

$B_4C$  ペレットのスウェーリング量（ノミナル+ $2\sigma$  を考慮した上限式）及び熱膨張率、そして高強度フェライト/マルテンサイト鋼(PNC-FMS)の  $B_4C$  ペレット被覆管及びC型ダブルシュラウド管(肉厚 0.3mm)の熱膨張率を考慮して、10 年燃焼後の ACMI の有無を調べた。この際、被覆管の熱膨張が小さく ACMI が生じやすくなる燃料交換時の低温状態の温度領域も考慮するとともに、被覆管に発生する応力が弾性範囲内にある場合の 0.2%歪、0.3%歪を許容するケースについても検討した。

10 年燃焼後の被覆管との片側ギャップを図 3.5.1-1 に示す。本炉心では  $B_4C$  ペレット径が小さいことに加え、 $B_4C$  燃焼度が低めであることから、10 年燃焼後でもギャップは十分にあり、燃焼期間中に ACMI は生じない見通しを得た。

### 3.5.2 制御棒価値収支評価

計画余剰反応度として、出力補償、燃焼補償等に加え、金属燃料のスウェーリング（照射伸び）を考慮し制御棒の反応度収支を評価した。必要制御反応度と反応度収支を表 3.5-3 に示す。

本炉心は 1 バッチであるため、新燃料の照射伸びは運転開始後に全炉心の燃料について生じ、それによる反応度減少は  $0.59\%dk/kk'$  と比較的大きい値となった。

結果として、後備炉停止系に関しては反応度収支が成立したものの、主炉停止系に関しては制御棒価値比で 20% 程度反応度が不足した。しかしながら、現仕様では ACMI の観点からみて  $B_4C$  ペレット径が十分に小さいために、制御棒集合体の仕様を変更することなく  $B_4C$  ペレット径のみを増大することで  $B_4C$  装荷量を二倍程度まで増大させ制御棒価値を高めることが可能である。よって、軽微な仕様の変更を行うことで、反応度収支が成立する見通しがあると考えられる。

### 3.6 熱特性概略評価

炉心核特性解析で得られた BOC 及び EOC での集合体出力分布に基づき、流量配分計画について検討した。検討条件を以下に示す。

- ・冷却材出入り口温度 : 510/375°C ( $\Delta T=135^\circ C$ )
- ・被覆管内面最高温度 : 650°C
- ・冷却材全流量 : 2303 kg/sec (8290 ton/hour)
- ・配分可能流量割合 :
  - 遮蔽体、制御系、炉壁等へ 5%
  - 炉心燃料部へ 95%

各集合体において被覆管内面最高温度を 650°C 以下とするのに必要な集合体流量を以下の計算式及び表 3.6-1 に示す値を用いて概算した。本炉心は 1 バッチ炉心故にミスマッチファクターを考慮する必要はなく、各集合体の必要流量は寿命中最大出力と径方向出力ピーピング係数の積に比例するとした。

$$T_{clad} = (\Delta T_{Na} \times F_b \times RPF + \Delta T_0) \times HSF + T_{in}$$

$$W_{req} = P_{SA} / C_p / \Delta T_{Na}$$

ここで、

$T_{clad}$  : 被覆管最高温度 (肉厚内面)

$\Delta T_{Na}$  : 集合体出口 (混合) 平均冷却材温度上昇量

$F_b$  : バンドル部径方向温度ピーピング係数 (周辺流れ効果) 相当値

RPF : 集合体内径方向出力ピーピング係数

$\Delta T_0$  : 冷却材-被覆管内面温度上昇総相当値

HSF : 被覆管工学的安全係数 (合計) 相当値

$T_{in}$  : 冷却材入口温度

$P_{SA}$  : 集合体出力

$C_p$  : 冷却材比熱 (温度平均)

$\Delta T_{Na}$  : 集合体毎必要流量

集合体毎流量区分図を図 3.6-1 に示す。必要流量の大きさに応じて流量領域を 6 区分とし流量仮配分を行ったところ、必要流量の総和は約 1959kg/sec と総流量の約 85% となった。炉心燃料部配分可能流量割合 95%に対し約 10%余裕があったため、余剰流量を各領域の流量に比例配分して流量配分計画を定めた。余剰流量再配分前後の流量を図 3.6-2 にまとめた。

余剰流量再配分後の流量を用いて、被覆管内面最高温度（ホットスポット及びノミナル）を算出し、結果を図 3.6-3 に示した。いずれの集合体でも被覆管内面最高温度はホットスポットで約 625°C 程度、ノミナルで約 585°C 程度の値となり、被覆管内面最高温度の制限目安値である 650°C 以下に収まることを確認した。

また、各流量区分間の圧損差を調べたところ、第 1 領域と第 2 領域及び第 2 領域と第 3 領域の間の圧損差が最も小さくなるが、その差はバンドル圧損の約 10%に相当する 0.03kgf/cm<sup>2</sup> 程度であり、オリフィス等設計の可能な範囲にあると考えられる。

### 3.7 被覆管及びダクトの健全性評価

3.2 章で設定した燃料仕様の妥当性を確認するために、被覆管及びダクトの健全性を評価した。

#### 3.7.1 被覆管の健全性評価

ほぼ最大の燃焼度を持ち、かつ EOC にて最大出力を生じる代表集合体（集合体番号 2）を対象として、簡易な被覆管温度履歴を設定し CDF 値（クリープ寿命分数和）評価を行った。評価条件を以下にまとめる。

- ・燃料ピン外径： 実証炉の公差(8.5±0.03mm)を内外挿して設定
- ・燃料ピン内径： 実証炉の公差(7.5±0.025mm)を内外挿して設定
- ・上部ガスプレナム高さ： 実証炉の公差(炉心 100±0.5cm)を内外挿して設定
- ・上部ガスプレナム容積： 実証炉の公差(7.5±0.025mm)から設定される内径公差を厳しい側に考慮  
且つ、燃料スウェーリングによる Na ボンド材の液位上昇によるプレナム体積減少 26%を考慮
- ・被覆管温度履歴：  
BOC (0 日) 587.8°C (線出力 69.0W/cm)  
EOC (3650 日) 619.8°C (線出力 81.4W/cm)

CDF 解析の結果を表 3.7-1 に示した。燃焼末期のガスプレナム内圧は 39.2kgf/cm<sup>2</sup>、被覆管のフープ応力は 4.1 kgf/mm<sup>2</sup> とともに低い値であり、CDF 値 (st ベース) は  $1.5 \times 10^{-7}$  と極めて小さい値となった。

これは、本炉心の燃焼度が 51GWd/t と低く、また高速中性子束が  $9.75 \times 10^{14}$  (n/cm<sup>2</sup>/sec) と低

いことに加え、3.2 章で設定したプレナム長さに十分な余裕があることによる。プレナム長の影響を調べる目的で、ピン全長を 160cm から 110cm に短縮した場合の計算結果を表 3.7-1 に併記した。プレナム長さが 100cm から半分の 50cm となることにより、プレナム内圧は倍増し、被覆管のフープ応力は  $7.8 \text{ kgf/mm}^2$  に上昇するが、被覆管温度及び燃焼度が低いため CDF 値 (st ベース) は依然  $9.6 \times 10^{-5}$  と小さい値を示した。

図 3.7-1 には基準ピン仕様での燃焼末期のスウェーリング歪み及びクリープ歪みを示した。基準仕様、そしてプレナム短縮仕様の場合でもトータルの歪みは 0.7% 以下であり、BDI は問題にならない結果を得た。

### 3.7.2 ダクトの健全性評価

3.6 章の流量配分結果を用いて、最大流量（最大圧損）を有する集合体に対して DDI 評価を実施した。ダクト肉厚をパラメータとした評価結果を図 3.7-2 に示す。

3.2 章の集合体仕様設定ではダクト肉厚 2mm、ダクトギャップ 2mm を想定していたが、DDI を生じさせないためにはいずれも寸法が不足しており、本炉心の適正なダクト肉厚、ギャップ幅はそれぞれ 2.5mm 程度、3mm 程度である結果を得た。

## 3.8 まとめ

制御棒制御型強制循環小型炉として、出力 15 万 kW<sub>e</sub>、10 年間燃料交換無しで運転可能な金属燃料炉心を設定するとともにその安全特性を評価した。

制御棒制御炉心では、反射体制御炉心に比べ反射体が炉心に近づくことで臨界性が向上し、燃料集合体数や炉心高さをやや低減できたために、燃焼度やボイド反応度等で僅かながら有利な特性が認められた。

増殖比は約 1.0 と高い内部転換性能を有し、10 年間運転時の燃焼欠損反応度は  $1.04\% \text{dk/kk}'$ 、燃焼度は  $51 \text{Gwd/t}$  程度となる結果を得た。炉心高さが 62cm に対し等価直径を 330cm とすることで、上部プレナム部を含む炉心ボイド反応度は約 1.2\$ と低い値に抑えられた。

安全性については、炉容器の軸方向膨張を抑制しつつ制御棒・炉心相対変位反応度を考慮すればいずれの ATWS 事象も終息する結果を得た。また制御棒寿命、熱特性の概略評価、制御棒反応度収支、BDI 及び DDI 評価を行い、本炉心の成立見通しを評価した。

表 3.2-1 炉心・燃料仕様

項目	仕 様	
炉心高さ (cm)	60	燃料伸び考慮時
炉心等価直径 (m)	3.3	
燃料ピン外径 (mm)	8.5	
被覆管肉厚 (mm)	0.5	
燃料スミア密度 (%TD)	75	燃料伸び考慮時 72.1%
燃料ピン配列ピッチ (mm)	9.14	
p/d	1.075	
集合体あたり燃料ピン本数 (本)	331	
ダクト内対面間距離 (mm)	168.05	
ダクト外対面間距離 (mm)	172.05	
ダクト肉厚 (mm)	2.0	
集合体間ギャップ (mm)	2.0	
集合体配列ピッチ (mm)	174.05	
燃料体積比 (%)	40.2	
燃料一被覆管ギャップ部体積比 (%)	15.6	
構造材体積比 (%)	20.3	
冷却材体積比 (ダクト内) (%)	21.6	
ダクト間ギャップ冷却材体積比 (%)	2.3	
炉心燃料集合体数 (内側/外側) (体)	204 / 108	
制御棒体数 (主系/後備系) (体)	9 / 4	
反射体数 (体)	138	

表 3.3-1 炉心特性

	制御棒制御炉心	(参考) 反射体制御炉心
炉心等価直径 (cm)	330	330
炉心高さ (cm)	60	62
燃料集合体数 [内側/外側] (体)	204/108	213/108
Pu 富化度 [Pu / (Pu+U) : 内側/外側] (wt%)	12.3/15.7	11.4/16.6
取出平均燃焼度 (MW d / t)	50900	47800
燃焼反応度スイング (% Δ k/kk')	1.04	0.32
増殖比 (寿命平均)	1.002	1.03
炉心平均出力密度 (W/cc)	80.4	75.7
炉心部平均線出力 (W/cm)	63.7	60.0
ピーク高速中性子束 ( $\times 10^{14} n/cm^2 s$ )	9.7	9.8
ピーク高速中性子フルエンス ( $\times 10^{23} n/cm^2$ )	3.1	3.1
初装荷核分裂性 Pu 重量 (t)	2.6	2.7
上部プレナム考慮ボイド反応度 (\$) (EOC)	約 1.2	約 1.6

表 3.4.1-1 UTOP 事象の解析条件・結果

CASE	反応度 投入率/投入量	解析条件							
		反応度フィードバックモデル（注）							
		$\rho_{\text{dop}}$ (fuel)	$\rho_{\text{dop}}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{\text{cr}}$
A	0.4 t/s, 40 t	○	○	○	○	○	○	○	○
B	0.4 t/s, 40 t	○	○	○	○	○	○	×	×
C	0.1 t/s, 40 t	-15%	○	+15%	+15%	○	○	×	○
D	0.4 t/s, 40 t	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex

CASE	解析結果					
	ピーク* 出力	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
A	166%	850°C	750°C	735°C	585°C	$1.5 \times 10^{-3}$
B	出力、温度は上昇を継続				>>1.0	
C	204%	981°C	869°C	850°C	669°C	1.4
D	227%	1008°C	887°C	866°C	637°C	0.36

\*定格出力に対する相対割合

(注)

- $\rho_{\text{dop}}(\text{fuel})$  : 燃料ドップラ反応度
- $\rho_{\text{dop}}(\text{strc})$  : 構造材ドップラ反応度
- $\rho_c(\text{core})$  : 冷却材温度フィードバック反応度（炉心部）
- $\rho_c(\text{plnm})$  : 冷却材温度フィードバック反応度（ガスプレナム部）
- $\rho_s$  : 構造材温度フィードバック反応度
- $\rho_f$  : 燃料軸方向膨張反応度（燃料と被覆管との固着なし）
- $\rho_r$  : 炉心径方向膨張反応度
- $\rho_{\text{cr}}$  : 制御棒・炉心相対変位反応度

- : 考慮（ノミナル）
- × : 無視
- 15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (-15%) を考慮
- +15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (+15%) を考慮
- NoRVex : 制御棒・炉心相対変位反応度において、炉容器の軸伸びの効果を無視

表 3.4.2-1 ULOF 事象の解析条件・結果

CASE	解析条件							
	流量 半減時間	反応度フィードバックモデル（注）						
		$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$
A	15 秒	○	○	○	○	○	○	○
B	15 秒	○	○	○	○	○	×	×
C	15 秒	-15%	○	+15%	+15%	○	×	○
D	15 秒	○	○	○	○	○	×	○
E	15 秒	-15%	○	+15%	+15%	○	○	NoRVex

CASE	解析結果					
	ピーク* 出力	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
A	100%	716°C	686°C	682°C	539°C	$1.7 \times 10^{-6}$
B	100%	893°C	863°C	858°C	622°C	0.26
C	100%	各部温度は上昇を継続			>>1.0	
D	100%	845°C	815°C	810°C	567°C	$5.1 \times 10^{-2}$
E	100%	971°C	938°C	933°C	579°C	5.9

\*定格出力に対する相対割合

(注)

- $\rho_{dop(fuel)}$  : 燃料ドップラ反応度
- $\rho_{dop(strc)}$  : 構造材ドップラ反応度
- $\rho_c(core)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（炉心部）
- $\rho_c(plnm)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（ガスブレナム部）
- $\rho_s$  : 構造材温度フィードバック反応度
- $\rho_f$  : 燃料軸方向膨張反応度（燃料と被覆管との固着なし）
- $\rho_r$  : 炉心径方向膨張反応度
- $\rho_{cr}$  : 制御棒・炉心相対変位反応度

- : 考慮（ノミナル）
- × : 無視
- 15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (-15%) を考慮
- +15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (+15%) を考慮
- NoRVex : 制御棒・炉心相対変位反応度において、炉容器の軸伸びの効果を無視

表 3.4.3-1 ULOHS 事象の解析条件・結果

CASE	解析条件							
	反応度フィードバックモデル（注）							
	$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{cr}$
A	○	○	○	○	○	○	×	×
B	○	○	○	○	○	○	×	○
C	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex

CASE	解析結果					
	ピーク* 出力	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
A	100%	747°C	745°C	744°C	742°C	$6.3 \times 10^{-2}$
B	147%	837°C	831°C	831°C	828°C	>>1.0
C	100%	676°C	622°C	615°C	573°C	$1.6 \times 10^{-9}$

(注)

$\rho_{dop(fuel)}$  : 燃料ドップラ反応度  
 $\rho_{dop(strc)}$  : 構造材ドップラ反応度  
 $\rho_c(core)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（炉心部）  
 $\rho_c(plnm)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（ガスプレナム部）  
 $\rho_s$  : 構造材温度フィードバック反応度  
 $\rho_f$  : 燃料軸方向膨張反応度（燃料と被覆管との固着なし）  
 $\rho_r$  : 炉心径方向膨張反応度  
 $\rho_{cr}$  : 制御棒・炉心相対変位反応度

○ : 考慮（ノミナル）  
 × : 無視  
 -15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$ 相当の不確かさ (-15%) を考慮  
 +15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$ 相当の不確かさ (+15%) を考慮  
 NoRVex : 制御棒・炉心相対変位反応度において、炉容器の軸伸びの効果を無視

表 3.5-1 制御棒仕様

単位

集合体配列ピッチ	174.1	mm
案内管外径	167.7	mm
案内管内径	163.2	mm
案内管肉厚	4.5	mm
案内管-保護管ギャップ	3.0	mm
保護管外径	157.2	mm
保護管内径	154.4	mm
保護管肉厚	2.8	mm
制御棒ピン本数	41	本
被覆管材	PNC-FMS	
外径	19.9	mm
内径	18.1	mm
B4C ペレット		
B-10 濃縮度	80	wt%
直径	10.0	mm
密度	95	%TD
B4C 部長さ	1000	mm

表 3.5-2 B<sub>4</sub>C 燃焼度計算に用いた数値

吸収体下端部全中性子束	7.89E+14	n/cm <sup>2</sup> sec
運転期間	10	y
B-10 一群縮約ミクロ断面積	1.83	barn
B-10 数密度	3.48E-02	$\times 10^{24}$ n/cc
B-10 マクロ断面積	6.36E-02	/cm
B-10 反応率	5.02E+13	cap/cm <sup>3</sup> sec
中性子フルエンス	2.49E+23	n/cm <sup>2</sup>
B4C 燃焼度	158	$\times 10^{26}$ cap/m <sup>3</sup>

表 3.5-3 制御系反応度収支

[単位: %dk/kk' ]

系統種類	主炉停止系	後備炉停止系
(1) 計画余剰反応度	2.33	0.20
- 出力補償*	0.30	0.20
- 燃焼補償	1.04	-
- 燃焼補償予測誤差*	0.20	-
- スウェリングによる影響	0.59	-
- 運転余裕*	0.20	-
(2) 余剰反応度の不確かさ (統計処理)	0.40	0.04
- 臨界性予測誤差	0.00	-
- 出力補償予測誤差(2σ)	0.06	0.04
- 燃料製作公差(2σ)	0.40	-
- 燃料交換余裕(2σ)	0.00	-
(3) 事故時投入反応度	0.00	0.30
(4) 必要制御反応度 [(1)+(2)+(3)]	2.73	0.54
(5) 制御棒価値**	2.27	1.00
(6) 反応度停止余裕 [(5)-(4)]	0.46	0.46

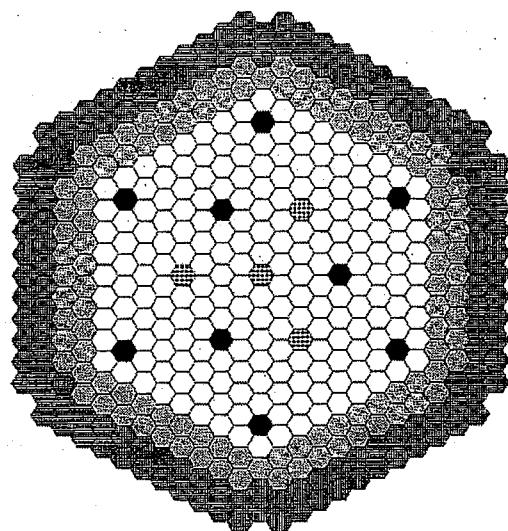
\* 後備系制御棒価値については主系全制御棒半挿入の状態で計算

表 3.6-1 強制循環炉の熱特性評価に用いた設計値

周辺流れ効果: Fb	1.11	(-)
被覆管工学的安全係数(合計)相当値	1.18	(-)
冷却材-被覆管内面温度上昇相当値	30.0	(deg. C)
Na 比熱(温度平均)	1263.0	(J/kg/K)
被覆管内面最高温度	650	(deg. C)
集合体入口冷却材温度	375	(deg. C)

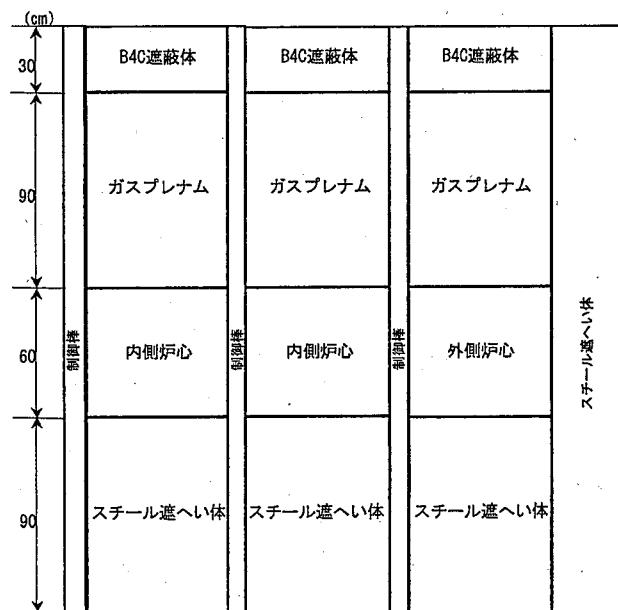
表 3.7-1 強制循環炉の CDF 解析条件と結果

		基準ケース	プレナム短縮ケース
ピン外径	cm	0.85	←
ピン内径	cm	0.75	←
肉厚	cm	0.047	←
炉心高さ	cm	57.7	←
ピン全長	cm	160	110
プレナム体積	cc	33.04	16.89
プレナム圧力	kgf/cm <sup>2</sup>	39.24	78.95
フープ応力	kgf/mm <sup>2</sup>	4.15	7.82
	MPa	40.64	76.59
CDF (ST Base)		$1.49 \times 10^{-7}$	$9.64 \times 10^{-5}$



炉心高さ : 60cm  
炉心等価直径 : 3.3m

○ 内側炉心	: 204 体
◆ 外側炉心	: 108 体
◆ 制御棒(液位停止器)	: 4 体
◆ 制御棒(主炉停止器)	: 9 体
◆ 反射体	: 136 体
<hr/>	
合計	: 463 体



\* 単位 : cm

図 3.2-1 制御棒制御・強制循環冷却小型炉の炉心構成図

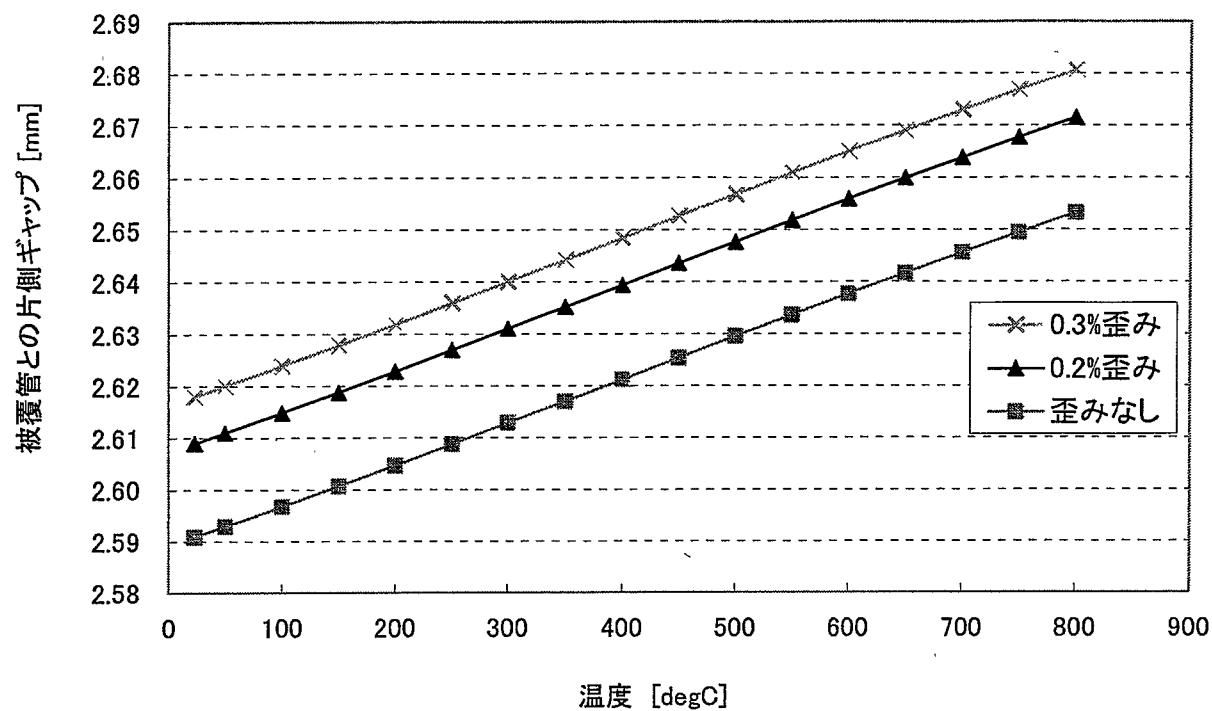


図 3.5.1-1 ACMI 評価結果

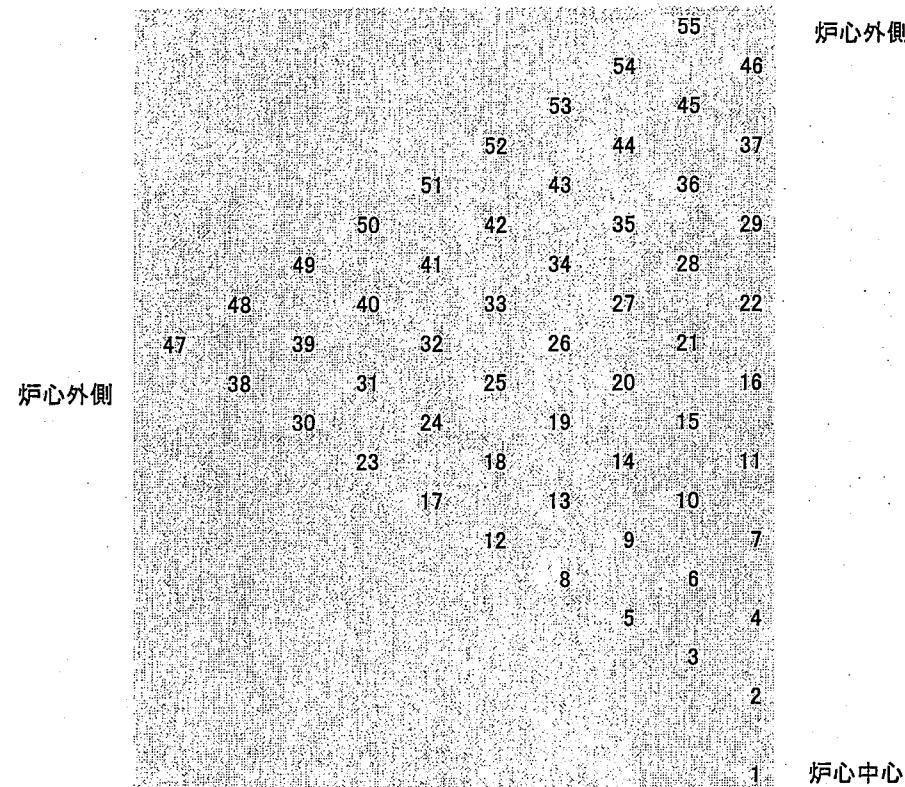


図 3.6-1 制御棒制御・強制循環小型炉炉心の流量領域番号 (1/6 炉心)

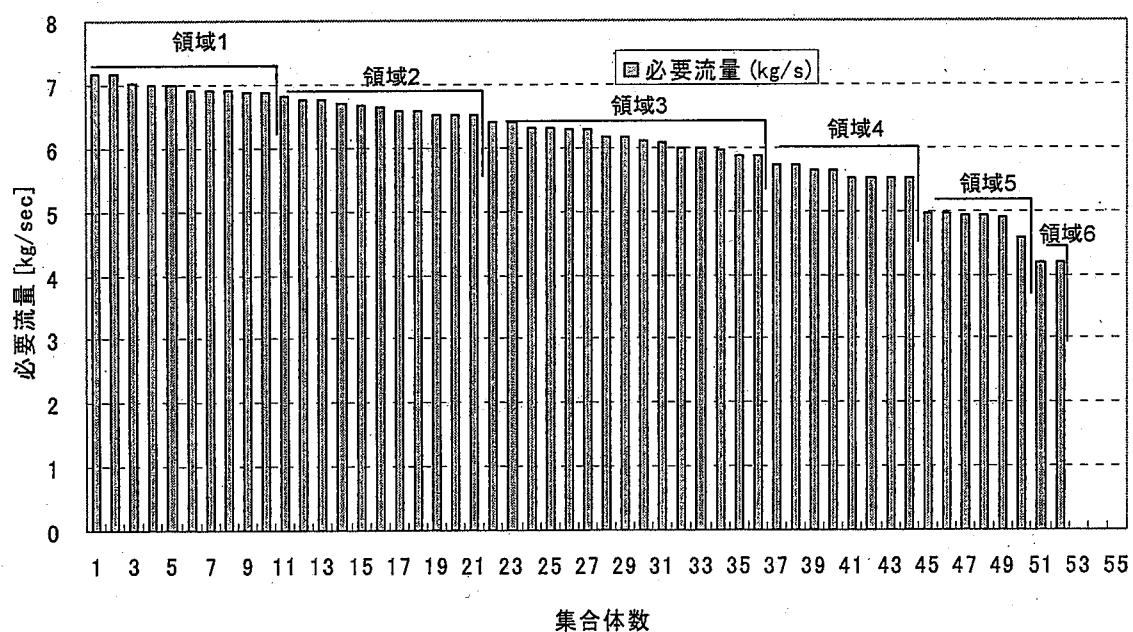


図 3.6-2 集合体毎の必要流量分布及び流量区分

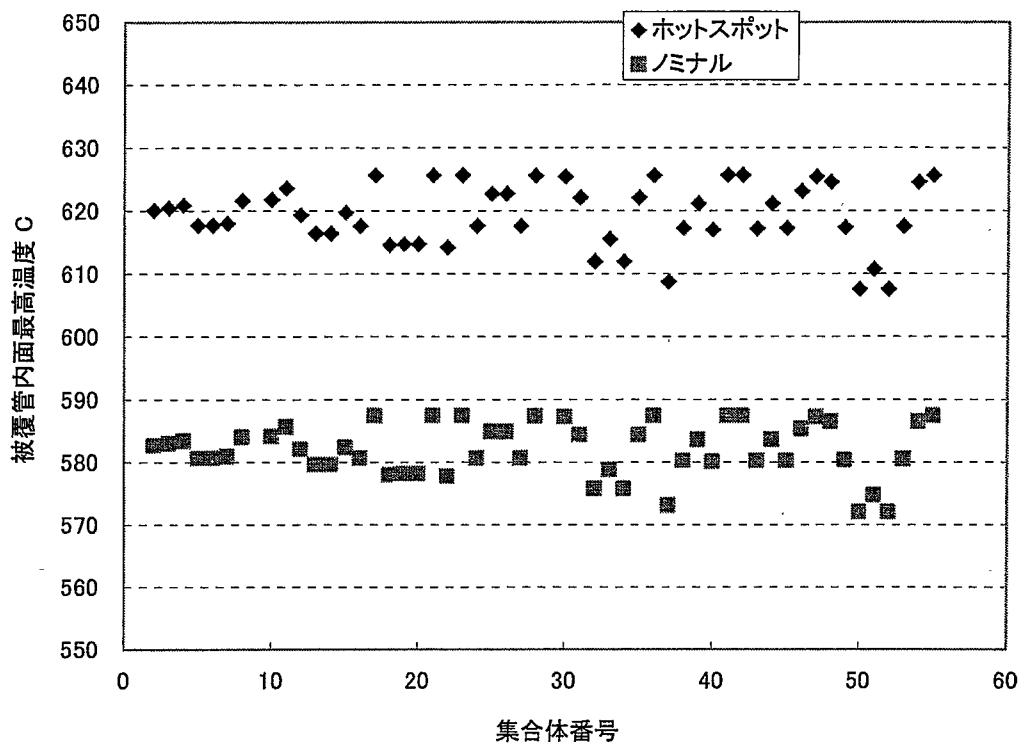


図 3.6-3 流量配分後の被覆管内面最高温度

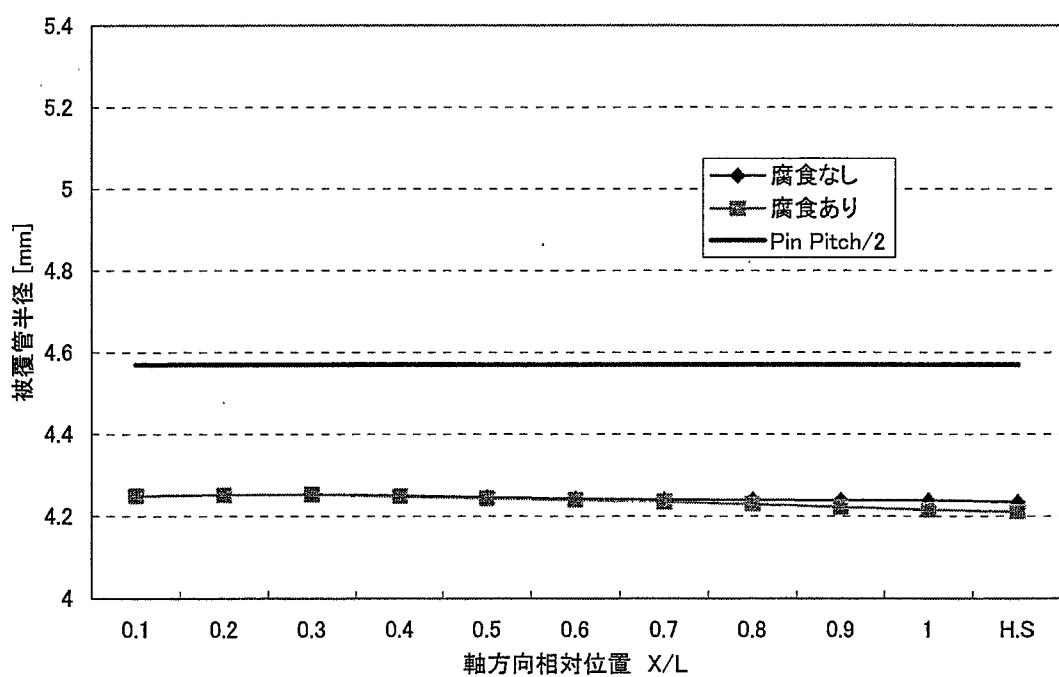


図 3.7-1 燃焼末期における被覆管半径

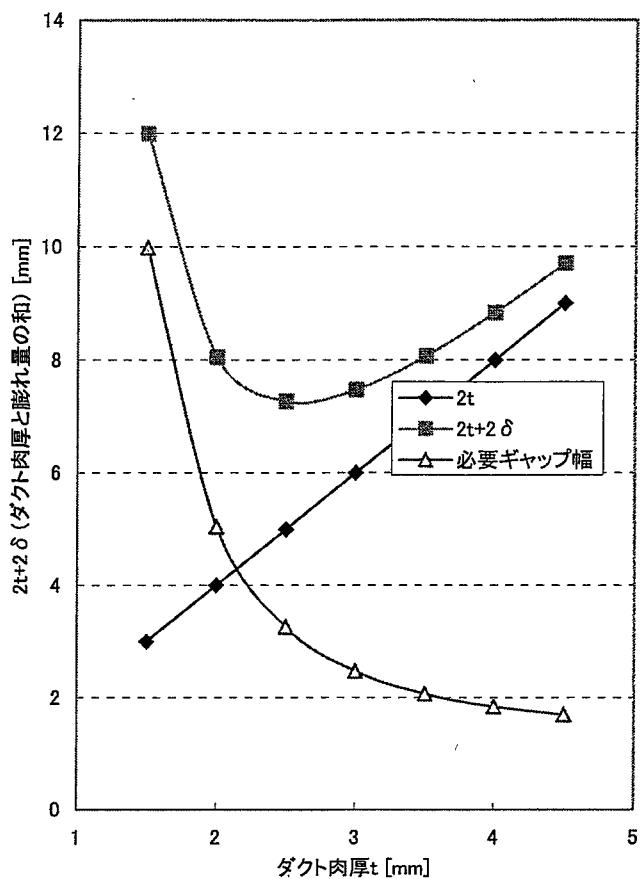


図 3.7-2 ダクトの肉厚と膨れ量の関係

## 4 150MWe 制御棒制御型・自然循環小型炉

冷却材循環方式の違いによる小型炉の特性比較のための知見を得ることを目的に、制御棒制御型の自然循環冷却炉心を検討した。

### 4.1 着眼点と設計目標

ここでは強制循環冷却・制御棒制御型炉心との比較検討を主眼とすることから、反射体制御炉心の燃料仕様・炉心形状を保存しながら、制御用可動反射体を固定反射体へ変更するとともに、数体の燃料集合体を制御棒集合体へ置き換えることを基本方針とした。

主要な設計条件・目標は下記の通りである。

・出力 :	375MWt/150MWe
・冷却方式 :	自然循環
・原子炉出入り口温度 :	515°C/365°C
・炉心寿命 :	10 年以上 (1 バッチ)
・炉心構成 :	径方向二領域炉心
・燃焼度 :	60GWd/t 程度を目標
・燃料 :	U-Pu-Zr 三元合金
・燃料スミア密度 :	75%TD (照射スウェーリング後は 72.1%TD)
・燃料ピン外径 :	8.5mm 以下
・増殖比 :	増殖性能は追求しない
・燃料集合体形式 :	ダクト付き燃料集合体
・炉心圧損 :	0.01kg/cm <sup>2</sup> 程度
・ボイド反応度 :	8\$以下 (炉心部のみボイド時)
・基準 Pu 組成 :	$^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu} = 66/27/2/5\text{wt\%}$ (軽水炉燃料取出後 30 年後の組成)

### 4.2 炉心燃料仕様の設定

前章で述べた強制循環小型炉心は、LOF 時の特性挙動に配慮し Na ボイド反応度を 2\$以下（上部プレナムボイド含む）の制限をもって設計検討を実施したが、自然循環炉心では一次系冷却材ポンプが存在せず LOF 事象を考慮する必要がないため、Na ボイド反応度制限を 8\$以下と暫定して設計を行った。

自然循環炉心では、冷却材のバンドル圧損を 0.01kg/cm<sup>2</sup> と低く抑える必要があるため、燃料ピンピッチを広くとらざるを得ず、炉心径や冷却材体積比は大きくなる。結果として、Na ボイド反応度も高くなる傾向となるが、8\$の制限を満たす範囲で炉心高さを高くとることにより、プラン

トの経済性を悪化させる炉心径を増大させないことに配慮した。

検討の第一段階として、10年間燃料無交換運転で強制循環小型炉と同程度の燃焼度（55GWd/t程度）を達する炉心について試解析を行った。燃料ピン径を8.5mm、炉心径を強制循環炉とほぼ同等の3.3m、炉心高さ83cmとした炉心仕様について特性評価を行ったところ、圧損を0.01kg/cm<sup>2</sup>とするためにはピンギャップを2.8mmと広くする必要があり、冷却材体積比は48.4%と大きく炉心部ボイド反応度は9\$以上となった。同時に、内部転換比は0.836(MOC)と低いために燃焼反応度も約5%dk/kk'大きくなつた。

この試解析結果より、強制循環炉と同等の燃焼度を達する10年寿命炉心は設計目標範囲外にあると判断し、次の段階として燃焼度を下げた炉心について検討した。試解析及び過去の設計検討例の結果から、燃焼反応度及びボイド反応度低減のために、HMインベントリを約1.5倍の約40ton、炉心等価直径を3.8mとした炉心仕様を設定した。上述の試解析の炉心に比べHM量を増やすことにより燃料線出力が低下し、ピンギャップを1.9mmに狭めることができた。結果として、冷却材体積比は39.8%程度となり、炉心部ボイド反応度は約8\$となつた。

以上より、150MWe制御棒制御型・自然循環炉の炉心燃料仕様を定めた。表4.2-1に仕様を、図4.2-1に炉心構成図を示した。

炉心型式は均質2領域炉心であり、内側炉心燃料集合体156体、外側炉心燃料集合体162体、合計318体の炉心燃料集合体で構成し、その周囲に反射体2層138体を設置した炉心構成とした。制御棒は、主炉停止系9体、後備炉停止系3体の合計13体を内側炉心領域内に配置している。主要仕様を以下にまとめる。

・炉心高さ：	83.2cm (スウェーリングによる燃料伸び後)
・炉心等価直径：	378cm
・燃料ピン径：	8.5mm
・P/D：	1.221 (=10.38/8.5)
・ピン本数：	331本/集合体
・集合体配列ピッチ：	197.4mm

前章の強制循環炉では、ピン間ギャップが0.64mmと狭くグリッドスペーサーの製造性が懸念されたが、本自然循環炉心のピン間ギャップは1.88mmと広い。尚、スペーサーによる流路閉塞率は35%として圧損を計算した。

#### 4.3 炉心核特性評価

炉心燃焼特性解析は2次元7群RZ拡散計算で行った。核定数セットにはADJ2000Rライブラリ70群を用い、1次元燃焼計算により7群に縮約した実効断面積を2次元拡散計算に用いた。自然循環炉心の核特性評価結果を表4.3-1に示した。

自然循環炉心では、ピン径や燃料集合体数は強制循環炉心とほぼ同程度であり、炉心高さを 60cm から 83.2cm へと高くすることで HM インベントリの増大を図っている。本炉心を 10 年運転する場合、燃焼反応度は  $0.15\text{dk/kk}'$ 、燃焼度は  $36\text{GWD/t}$  となり、強制循環炉心に比べて燃焼度がやや低いものの、設計目標を満足する炉心仕様を得た。

なお、本炉心の MOC での増殖比は 1.053 と高い値を示したために、運転期間を 15 年に延長した際の特性も評価したところ、燃焼反応度は  $1.32\text{dk/kk}'$ 、燃焼度は  $54\text{GWD/t}$  の値を得た。表 4.3-1 には 10 年運転時の結果に加え、15 年運転時の核特性評価結果も併記した。

#### 4.4 安全特性評価

本小型炉心の安全特性を評価し、所定の安全要求条件を満たす設計対応を明らかにすることを目的として、異常な過渡変化時のスクラム不動作 (ATWS) 事象 (UTOP 事象及び ULOHS 事象) の安全解析を実施した。

解析で考慮した反応度フィードバック成分は、前章の強制循環炉検討と同様に、ドップラー反応度（燃料、構造材）、冷却材温度反応度（炉心部、ガスプレナム部）、構造材温度反応度、燃料軸方向膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度及び炉心径方向膨張反応度である。ここで、制御棒・炉心相対変位反応度には、制御棒駆動軸伸び効果と炉容器軸方向膨張効果を考慮し、炉心径方向膨張反応度については集合体パッド膨張効果と炉心支持板膨張効果を考慮した。冷却材温度反応度については、炉心部及びガスプレナム部の軸方向分布を詳細に考慮できるモデルとした。

受動安全性の達成条件は、炉心及び冷却材バウンダリの損傷防止の観点から、下記の項目について暫定目安を設定した。

ノミナルホットチャンネルの燃料ペレット中心最高温度	: 1050°C
ノミナルホットチャンネルの冷却材バルク最高温度	: 900°C
ノミナルホットチャンネルの被覆管 CDF 値	: 0.5 (SR ベース)
冷却材バウンダリ最高温度	: 650°C

ここで、被覆管 CDF はガスプレナム圧力変化、被覆管内外面での浸食（定常的な減肉、過渡時の液相生成による）を考慮した。

##### 4.4.1 UTOP 事象の解析

UTOP 事象の解析では、反応度値最大の制御棒を駆動機構の能力以上の速度で引き抜くことを保守的に想定し、反応度挿入率を  $0.4\text{¢/s}$  または  $0.1\text{¢/s}$ 、反応度投入量を  $40\text{¢}$  とし、反応度フィードバック成分の採否等をパラメータとして 5 ケースの解析を実施した。解析時間は反応度投入開始から 900 秒間とした。解析ケース及び主要な解析結果を表 4.4.1-1 に示した。

ケース A は、反応度投入率を  $0.4\text{¢/s}$  とし、全ての反応度成分を取り入れたケースであるが、

ピーク出力は約 200%に留まり、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、冷却材バウンダリ最高温度、被覆管 CDF 値とも判断の目安をクリアする結果となった。

ケース B は、ケース A に対して、炉心径方向膨張効果及び制御棒・炉心相対変位効果を無視したケースであるが、制御棒引抜きによる反応度投入終了後も全反応度が負に転じず、出力・温度の上昇が継続するという極めて厳しい結果となった。

ケース C は、ケース B に対して、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮するとともに、同反応度成分における炉容器の軸伸びによる寄与分を無視したケースである。これは、原子炉出口冷却材温度の上昇が 1 次系コールドレグ側に伝わっても炉容器壁が膨張しないように、何らかの設計上の対応が取られたことを想定したもので、炉容器の軸伸びが正の反応度として寄与する効果を無視したことに相当する。この場合、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 1017°C、約 912°C 及び約 886°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 647°C、被覆管 CDF 値は約 0.74 となり、判断基準をわずかに満足しない結果となった。

ケース D は、ケース C に対して、反応度投入率を  $0.1\text{ }/\text{s}$  に低減したケースである。この場合、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 857°C、約 784°C 及び約 768°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 615°C、被覆管 CDF 値は約  $3.0 \times 10^{-2}$  となり、判断基準をクリアする結果となった。以上の解析結果より、本炉心は UTOP 事象に対して、径方向膨張効果を期待しなくとも ATWS 時において安全上の判断目安を満足できる結果を得た。但しこの際、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制するための設計方策を探ることが求められる。

ケース E は、ケース D に対して、反応度係数の不確かさを保守的に考慮する観点から、燃料ドップラ係数及び冷却材温度係数についてそれぞれノミナル値の-15%及び+15% ( $2\sigma$  相当) の不確かさを考慮したケースである。この場合、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 912°C、約 833°C 及び約 814°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 648°C、被覆管 CDF 値は約 0.48 となった。これらは判断基準をクリアしているものの、900 秒経過後でも被覆管 CDF 値の増加が継続しており、さらに長時間の解析を行えば判断基準を満足しなくなると考えられる。

#### 4.4.2 ULOHS 事象の解析

ULOHS 事象の解析では、SG を断熱として除熱機能喪失を模擬し、反応度フィードバック成分の採否等をパラメータとして 4 ケースの解析を実施した。解析時間は SG 断熱から 3500 秒間とした。解析ケース及び主要な解析結果を表 4.4.2-1 に示した。

ケース A は、炉心径方向膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを無視したケースであるが、ドップラ反応度、燃料軸方向膨張反応度により出力が低下し、高温状態で静定することが示された。その際、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度、被覆管 CDF 値は判断の目安をクリアするものの、冷却材バウンダリ最高温度が高く、判断の目安を満足しない結果となった。

ケース B は、ケース A に対して、制御棒・炉心相対変位反応度による反応度フィードバックを考慮したケースであるが、SG 断熱による原子炉入口冷却材温度の上昇とともに炉容器の軸伸びが生じる（原子炉出口冷却材温度の上昇により制御棒駆動軸の軸伸びが生じる以前に）ので、制御

棒・炉心相対変位反応度が正の値となり、全反応度が負に転じず、出力・温度の上昇が継続するというケース A よりも厳しい結果となることが分かった。

ケース C は、ケース B に対して、制御棒・炉心相対変位反応度における炉容器の軸伸びによる寄与分を無視したケースであるが、この場合、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入がなくなり、制御棒駆動軸の軸伸び及び燃料軸方向膨張による負の反応度が投入されるので、出力低下は速やかとなる。本ケースでは、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 669°C、約 634°C 及び約 628°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 571°C、被覆管 CDF 値は約  $4.8 \times 10^{-9}$  に留まり、判断基準をクリアする結果となった。

ケース D は、ケース C に対して、反応度係数の不確かさを保守的に考慮する観点から、燃料ドップラ係数及び冷却材温度係数についてそれぞれノミナル値の-15%及び+15% ( $2\sigma$  相当) の不確かさを考慮したケースである。この場合、燃料、被覆管及び冷却材の最高温度は約 728°C、約 685°C 及び約 677°C、冷却材バウンダリ最高温度は約 594°C、被覆管 CDF 値は約  $9.0 \times 10^{-7}$  とケース C よりも厳しい結果となるが、判断基準をクリアする結果となった。

以上の解析結果より、本炉心は ULOHS 事象に対して、径方向膨張効果を期待しなくとも ATWS 時において安全上の判断目安を満足できる結果を得た。但しこの際、炉容器の軸伸びによる正の反応度投入を抑制するための設計方策を探ることが求められる。

#### 4.4.3 強制循環炉との安全特性の比較

自然循環炉では一次系冷却材循環ポンプが不要なため、LOF 事象を原理的に排除できることが大きな特徴である。また、強制循環炉の設計における冷却材ボイド反応度の制限値は、LOF 事象発生後の燃料や被覆管の温度ピークを制限値内に抑制するために設けられるものであり、LOF を考慮する必要がない自然循環炉ではこれが緩和され、炉心形状や炉心高さ設定において自由度が高い傾向にある。

自然循環炉と強制循環炉について、類似の解析条件とした UTOP 及び ULOHS 安全解析結果を表 4.4.3-1 に比較して示した。UTOP 事象、ULOHS 事象とも、自然循環方式の方が相対的にやや厳しい結果となっているが、このような差が生じた要因は、炉心部の冷却材温度係数が強制循環方式で  $4.4 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$  であるのに対して、自然循環方式で  $9.5 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$  と大きいこと、逆に、ガスプレナム部の冷却材温度係数が強制循環方式で  $-2.1 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$ 、自然循環方式で  $-1.5 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$  とその絶対値がやや小さいことが挙げられる。これにより、炉心部の温度上昇に対して、自然循環方式では強制循環方式に比べてやや大きな正の反応度が投入され、出力や燃料温度等に差が生じたものと考えられる。但しこれは、UTOP 及び ULOHS 事象に対する両炉心の安全特性上の優劣を判断できるような、有意に大きな差ではない。

#### 4.4.4 安全特性評価のまとめ

自然循環炉では LOF 事象がないため、UTOP 及び ULOHS を対象とした安全解析を行った。炉心径方向膨張効果を考慮する場合には大きな負の反応度が投入されるため、いずれの ATWS 事象も安全

上の判断基準を満足した。また、炉心径方向膨張効果を期待しない場合でも、制御棒・炉心相対変位反応度を考慮できれば、ATWS 時においても安全上の判断基準をクリアすることが可能な見通しである。但しその場合、炉容器壁にライナを設けて炉容器温度を低温に保つ等の炉容器軸伸び変化による正の反応度投入抑制策を探ることが求められる。

ドップラ係数、冷却材温度係数といった反応度係数の不確かさが ATWS 時の過渡挙動に及ぼす影響は大きいため、これらの反応度係数について ATWS 事象で考慮すべき信頼度レベルを検討するとともに、その評価精度を向上させ、反応度係数の不確かさを低減して行くことが重要である。

#### 4.5 制御棒寿命と制御棒価値評価

##### 4.5.1 ACMI 評価

$B_4C$  のスウェーリングや被覆管材の熱膨張を考慮して ACMI 評価を実施した。制御棒仕様を表 4.5-2 に示す。制御棒集合体や  $B_4C$  ピンの仕様は、実証炉の設計例に基づき集合体サイズの違いを考慮して設定した。保護管内の制御棒要素本数は保護管内面積比率に応じて定めた。

$B_4C$  燃焼度は、燃焼初期の余剰反応度を抑えるため主系制御棒を炉心中央位置（炉心上部から 41.6cm）まで挿入した場合の制御棒下端部中性子束を用いて算出した。 $B_4C$  燃焼度の計算に用いた値を表 4.5-2 にまとめた。本炉心は線出力密度や燃焼度が低めであるため、10 年運転後の  $B_4C$  燃焼度は  $99 \times 10^{26} [\text{cap}/\text{m}^3]$  程度となった。

$B_4C$  ペレットのスウェーリング量（ノミナル+ $2\sigma$  を考慮した上限式）及び熱膨張率、そして高強度フェライト/マルテンサイト鋼(PNC-FMS)の  $B_4C$  ペレット被覆管及び C 型ダブルシュラウド管（肉厚 0.3mm）の熱膨張率を考慮して、10 年燃焼後の ACMI の有無を調べた。この際、被覆管の熱膨張が小さく ACMI が生じやすくなる燃料交換時の低温状態の温度領域も考慮するとともに、被覆管に発生する応力が弾性範囲内にある場合の 0.2% 歪、0.3% 歪を許容するケースについても検討した。

10 年燃焼後の被覆管との片側ギャップを図 4.5.1-1 に示す。本炉心では  $B_4C$  ペレット径が小さいことに加え、 $B_4C$  燃焼度が低めであることから、10 年燃焼後でもギャップは十分にあり、燃焼期間中に ACMI は生じないと見通しを得た。

また、本自然循環小型炉心は、反応度的には 15 年間燃料無交換運転ができる可能性があるため、15 年運転時についても ACMI 評価を行った。 $B_4C$  燃焼度は  $149 \times 10^{26} [\text{cap}/\text{m}^3]$  程度となるが、図 4.5.1-2 の通りこの場合でもペレット径が小さく被覆管との間には十分なギャップが保たれるため、15 年間運転時にも ACMI は生じないと評価結果を得た。

##### 4.5.2 制御棒価値収支評価

計画余剰反応度として、出力補償、燃焼補償等に加え、金属燃料のスウェーリング（照射伸び）を考慮し制御棒の反応度収支を評価した。必要制御反応度と反応度収支を表 4.5-3 に示す。

本炉心は 1 バッチであるため、新燃料の照射伸びは運転開始後に全炉心の燃料について生じ、

それによる反応度減少は  $0.68\text{dk}/\text{kk}'$  と比較的大きい値となった。尚、燃料部長さがこの炉心より 23cm 短い強制循環炉の燃料軸伸び反応度欠損はこの値に比べ約  $0.1\text{dk}/\text{kk}'$  程小さい。

結果として、主炉停止系、後備炉停止系ともに反応度収支が成立する見通しを得た。強制循環炉では主制御系の反応度がやや不足したものの、自然循環炉では集合体サイズが大きく  $\text{B}_4\text{C}$  装荷量が多くなっているために十分な制御棒価値が得られている。

尚、本自然循環炉心を 15 年間運転した際の反応度収支についても検討したところ、主炉停止系について制御棒価値比で 10% 弱反応度が不足する結果を得た。しかしながら、現制御棒仕様では ACMi の観点からみて  $\text{B}_4\text{C}$  ペレット径が十分に小さいために、制御棒集合体の仕様を変更することなく  $\text{B}_4\text{C}$  ペレット径のみを増大することで  $\text{B}_4\text{C}$  装荷量を増大させ制御棒価値を高めることが可能である。よって、軽微な仕様の変更を行うことで、反応度収支が成立する見通しがあると考えられる。

#### 4.6 热特性概略評価

運転期間を通じて自然循環炉心の各集合体に必要な冷却材流量が確保され、十分な冷却能力が保たれていることを確認するため、炉心核特性解析で得られた BOC 及び EOC での集合体出力分布を基に熱流動特性を調べた。検討条件を以下に示す。

- ・冷却材出入り口温度 :  $515/365^\circ\text{C}$  ( $\Delta T=150^\circ\text{C}$ )
- ・被覆管内面最高温度 :  $650^\circ\text{C}$
- ・冷却材全流量 :  $2069 \text{ kg/sec}$  ( $7450 \text{ ton/hour}$ )
- ・配分可能流量割合 :
  - 遮蔽体、制御系、炉壁等へ 5%
  - 炉心燃料部へ 95%

自然循環炉においては、集合体の出入り口温度差に応じた浮力効果によって冷却材が駆動され、流量の配分がなされる。この流量再配分係数を 3 次式で定量化する簡易手法を用いて<sup>[4]</sup>、各集合体の冷却材流量を算出した。図 4.6-1 に冷却材流量領域番号を、図 4.6-2 に再流配を考慮した各集合体の冷却材流量 (BOC, EOC) を示した。本炉心は燃焼初期には外側炉心で出力が大きく、燃焼末期に近づくにつれ内側炉心の出力が大きくなるが、冷却材流量分布も同様に外側炉心から内側炉心へ移動している様子が分かる。

これらの冷却材流量が与えられる場合に、被覆管内面最高温度が  $650^\circ\text{C}$  の制限目安値を満足していることを確認するために、次式及び表 4.6-1 に示す値を用いて被覆管内面最高温度  $T_{\text{clad}}$  を算出した。

$$T_{\text{clad}} = (\Delta T_{\text{Na}} \times F_b \times \text{RPF} + \Delta T_0) \times \text{HSF} + T_{\text{in}}$$

$$W_{\text{req}} = P_{\text{SA}} / C_p / \Delta T_{\text{Na}}$$

ここで、

$T_{clad}$  : 被覆管最高温度（肉厚内面）

$\Delta T_{Na}$  : 集合体出口（混合）平均冷却材温度上昇量

$F_b$  : バンドル部径方向温度ピーキング係数（周辺流れ効果）相当値

RPF : 集合体内径方向出力ピーキング係数

$\Delta T_0$  : 冷却材-被覆管内面温度上昇総相当値

HSF : 被覆管工学の安全係数（合計）相当値

$T_{in}$  : 冷却材入口温度

$P_{SA}$  : 集合体出力

$C_p$  : 冷却材比熱（温度平均）

$\Delta T_{Na}$  : 集合体毎必要流量

BOC、EOC で最大発熱となるのは流量領域 33 の集合体であり（図 4.6-3）、被覆管内面最高温度もこの集合体で最高の 631°C となった。被覆管内面制限温度には 20°C の余裕があり、かつ燃料集合体総流量は約 1933kg/sec と総流量の約 95% となる結果を得た。これにより本自然循環冷却小型炉心の熱的な成立見通しを得た。

#### 4.7 被覆管及びダクトの健全性評価

4.2 章で設定した燃料仕様の妥当性を確認するために、被覆管及びダクトの健全性を評価した。

##### 4.7.1 被覆管の健全性評価

ほぼ最大の燃焼度を持ち、かつ EOC にて最大出力を生じる代表集合体（集合体番号 33）を対象として、簡易な被覆管温度履歴を設定し CDF 値（クリープ寿命分数和）評価を行った。評価条件を以下にまとめる。

- ・燃料ピン外径 : 実証炉の公差(8.5±0.03mm)を内外挿して設定
- ・燃料ピン内径 : 実証炉の公差(7.5±0.025mm)を内外挿して設定
- ・上部ガスプレナム高さ : 実証炉の公差(炉心 100±0.5cm)を内外挿して設定
- ・上部ガスプレナム容積 : 実証炉の公差(7.5±0.025mm)から設定される内径公差を  
厳しい側に考慮  
且つ、燃料スウェーリングによる Na ボンド材の液位上昇による  
プレナム体積減少 26%を考慮
- ・被覆管温度履歴 : BOC (0 日) 630°C (線出力 63.2W/cm)  
EOC (3650 日) 605°C (線出力 55.5W/cm)

CDF 解析の結果を表 4.7-1 に示した。燃焼末期のガスプレナム内圧は 44.5kgf/cm<sup>2</sup>、被覆管のフ

一軸応力は  $4.5 \text{ kgf/mm}^2$  とともに低い値であり、CDF 値 (st ベース) は  $1.2 \times 10^{-7}$  と極めて小さい値となった。

これは、本炉心の燃焼度が  $39\text{GWd/t}$  と低く、また高速中性子束が  $6.1 \times 10^{14} (\text{n/cm}^2/\text{sec})$  と低いことに加え、4.2 章で設定したプレナム長さに十分な余裕があることによる。よってプレナム長の影響を調べる目的で、ピン全長を  $173.2\text{cm}$  から  $128.2\text{cm}$  に短縮した場合の計算結果を表 4.7-1 に併記した。プレナム長さが  $93.2\text{cm}$  から  $48.2\text{cm}$  となることにより、プレナム内圧は倍増し、被覆管のフープ応力は  $8.5 \text{ kgf/mm}^2$  に上昇するが、被覆管温度及び燃焼度が低いため CDF 値 (st ベース) は依然  $7.9 \times 10^{-5}$  と小さい値を示した。

図 4.7-1 には基準ピン仕様での燃焼末期のスウェーリング歪み及びクリープ歪みを示した。基準仕様、そしてプレナム短縮仕様の場合でもトータルの歪みは 0.5% 以下であり、BDI は問題にならない結果を得た。

#### 4.7.2 ダクトの健全性評価

4.6 章の熱流動検討結果を用いて、最大流量（最大圧損）を有する集合体に対して DDI 評価を実施した。ダクト肉厚をパラメータとした評価結果を図 4.7-2 に示す。

4.2 章の集合体仕様設定ではダクト肉厚  $2.27\text{mm}$ 、ダクトギャップ  $2.27\text{mm}$  を想定していたが、DDI を生じさせず、かつ集合体サイズ（ひいては炉心サイズ）を増大させないためには、ダクト肉厚は  $2.0\text{mm}$  程度とやや薄くて良く、一方ギャップ寸法は不足しており  $2.8\text{mm}$  程度とすることが適切である結果を得た。

#### 4.8 太径燃料ピン採用の効果

上述の自然循環炉設計においては、強制循環炉と同じ外径  $8.5\text{mm}$  の燃料ピンを用い評価を行った。直近許認可性を考慮する場合、金属燃料ピンの外径は  $8.5\text{mm}$  程度が上限となると見られているが、ここでは太径ピン採用時の効果をみるために、将来の技術開発の進展に期待して、外径  $15\text{mm}$  の太径ピンを想定した自然循環炉の炉心仕様・特性を検討した。

$15\text{mm}$  の太径燃料ピンを用いた炉心では  $8.5\text{mm}$  ピンの炉心に比べ、燃料ピンピッチが広がり冷却材流路面積が大きくなるため、グリッドスペーサによる流路閉塞率を 20% 程度 ( $8.5\text{mm}$  ピン炉心で 35%) と小さくできることを想定した。これにより、圧損  $0.01\text{kg/cm}^2$  を保ちながらも、 $8.5\text{mm}$  ピン炉心で 1.22 程度であった p/d が 1.18 程度となり、燃料体積比が増大して核的性能が改善されるとともに、冷却材体積比減少に伴うボイド反応度低減の傾向が示された。いくつかのサーベイ解析の結果を整理して図 4.8-1 に示した。

燃料ピン径を固定して考える場合、高燃焼度を狙った炉心ほど燃焼反応度は大きく、また線出力が高いために冷却材体積比が大きくなる。同時に Na ボイド反応度の大きな炉心となる。太径の燃料ピンを採用すると、図 4.8-1 における Na 体積割合の低い領域が設計可能範囲となるので、燃焼反応度やボイド反応度は低減される傾向となる。

具体的には、ピン径を  $8.5\text{mm} \rightarrow 15\text{mm}$  と太径化することにより、ほぼ同等のボイド反応度、燃焼

反応度を維持しながら、炉心直径は378cmから336cmと約40cmコンパクト化され、燃焼度は30%程度増大(36→46Gwd/t)できる可能性がある。すなわちここで検討している150MWeの10年寿命炉心の場合、15mmの燃料ピンを用いた自然循環炉心の等価直径は、8.5mm燃料ピンを用いた強制循環炉心のサイズとほぼ同等となる。

または、15mmの太径ピンを採用しながら、燃焼度を8.5mmピン炉心と同等の36Gwd/tと低く抑えた設計とする場合には、等価直径を12cm減の366cmとでき、同時にボイド反応度を約1\$程度低減できる可能性がある。

太径燃料ピンを採用することにより、燃料の開発負荷が増大するものの、長寿命小型炉の核特性や安全パラメータは改善傾向となることが定量的に示された。

#### 4.9 まとめ

制御棒制御型自然循環小型炉として、出力15万kWe、10年以上燃料交換無しで運転可能な金属燃料炉心を設定するとともにその安全特性を評価した。

自然循環炉心は、強制循環炉心に比べ炉心等価直径は約50cm増大して3.8m程度となり、燃焼度は30%小の36Gwd/t程度となる。10年運転時の燃焼反応度は0.15%dk/kk' と小さい。増殖比は1.053(MOC)と高いため、運転期間を15年に延長できる可能性があり、その際の燃焼度は約54Gwd/tと8.5mm燃料ピンを用いた10年燃料無交換の強制循環炉と同等の値となる。

自然循環故、LOF事象がないことが安全特性上の大きな特徴である。UTOP、ULOHSについては、炉壁膨張抑制のための炉壁保護構造設計を工夫することにより、径方向膨張反応度を無視してもSASSなしで終息する見通しを得た。

また制御棒寿命、熱特性の概略評価、制御棒反応度収支、BDI及びDDI評価を行った結果、本炉心の概略的な成立見通しが得られた。

15mmの太径燃料ピンを用いた場合の効果を検討したところ、炉心サイズのコンパクト化やNaボイド反応度や燃焼反応度の低減等、諸特性が改善される傾向が示された。

表 4.2-1 炉心・燃料仕様

項目	仕様	
炉心高さ (cm)	83.2	燃料伸び考慮時
炉心等価直径 (m)	3.78	
燃料ピン外径 (mm)	8.5	
被覆管肉厚 (mm)	0.5	
燃料スミア密度 (%TD)	75	燃料伸び考慮時 72.1%
燃料ピン配列ピッチ (mm)	10.38	
p/d	1.22	
集合体あたり燃料ピン本数 (本)	331	
ダクト内対面間距離 (mm)	195.09	
ダクト外対面間距離 (mm)	190.55	
ダクト肉厚 (mm)	2.27	
集合体間ギャップ (mm)	2.27	
集合体配列ピッチ (mm)	197.36	
燃料体積比 (%)	31.3	
燃料一被覆管ギャップ部体積比 (%)	12.1	
構造材体積比 (%)	16.9	
冷却材体積比 (ダクト内) (%)	25.4	
ダクト間ギャップ冷却材体積比 (%)	2.3	
炉心燃料集合体数 (内側/外側) (体)	156 / 162	
制御棒体数 (主系/後備系) (体)	9 / 4	
反射体数 (体)	138	

表 4.3-1 炉心特性

	自然循環炉 (10年運転)	自然循環炉 (15年運転)
炉心等価直径 (cm)	378	←
炉心高さ (cm)	83.2	←
燃料集合体数 [内側/外側] (体)	156/162	←
Pu 富化度 [Pu / (Pu+U) : 内側/外側] (wt%)	11.88/14.53	11.80/15.33
取出平均燃焼度 (MWd / t)	36000	53900
燃焼反応度スイング (%Δk/kk <sup>2</sup> )	0.15	1.32
増殖比 (寿命平均)	1.012	1.004
炉心平均出力密度 (W/cc)	42.3	←
炉心部平均線出力 (W/cm)	45.1	←
ピーク高速中性子束 ( $\times 10^{14} n/cm^2 s$ )	6.1	←
ピーク高速中性子フルエンス ( $\times 10^{23} n/cm^2$ )	1.9	2.9
初装荷核分裂性 Pu 重量 (t)	3.6	3.7
上部プレナム考慮ボイド反応度 (\$) (EOC)	約 8	約 8

表 4.4.1-1 UTOP 事象の解析条件・結果

CASE	解析条件							
	反応度 投入率/投入量	反応度フィードバックモデル(注1)						
		$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$
A	0.4¢/s, 40¢	○	○	○	○	○	○	○
B	0.4¢/s, 40¢	○	○	○	○	○	×	×
C	0.4¢/s, 40¢	○	○	○	○	○	×	NoRVex
D	0.1¢/s, 40¢	○	○	○	○	○	×	NoRVex
E	0.1¢/s, 40¢	-15%	○	+15%	+15%	○	○	×
								NoRVex

CASE	解析結果					
	ピーク 出力*	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
A	200%	871°C	790°C	773°C	610°C	$5.0 \times 10^{-2}$
B		出力、温度は上昇を継続			>>1.0	
C	295%	1017°C	912°C	886°C	647°C	0.74
D	180%	857°C	784°C	768°C	615°C	$3.0 \times 10^{-2}$
E	205%	912°C	833°C	814°C	648°C	0.48

\*定格出力に対する相対割合

(注)

- $\rho_{dop(fuel)}$  : 燃料ドップラ反応度  
 $\rho_{dop(strc)}$  : 構造材ドップラ反応度  
 $\rho_c(core)$  : 冷却材温度フィードバック反応度 (炉心部)  
 $\rho_c(plnm)$  : 冷却材温度フィードバック反応度 (ガスブレナム部)  
 $\rho_s$  : 構造材温度フィードバック反応度  
 $\rho_f$  : 燃料軸方向膨張反応度 (燃料と被覆管との固着なし)  
 $\rho_r$  : 炉心径方向膨張反応度  
 $\rho_{cr}$  : 制御棒・炉心相対変位反応度

- : 考慮 (ノミナル)  
 × : 無視  
 -15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (-15%) を考慮  
 +15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (+15%) を考慮  
 NoRVex : 制御棒・炉心相対変位反応度において、炉容器の軸伸びの効果を無視

表 4.4.2-1 ULOHS 事象の解析条件・結果

CASE	解析条件							
	反応度フィードバックモデル（注1）							
	$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{cr}$
A	○	○	○	○	○	○	○	○
B	○	○	○	○	○	○	×	×
C	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex
D	-15%	○	+15%	+15%	○	○	×	NoRVex

CASE	解析結果					
	ピーク 出力*	ピーク 温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
A	103%	698°C	690°C	689°C	682°C	$1.4 \times 10^{-4}$
B	出力、温度は上昇を継続				>>1.0	
C	100%	669°C	634°C	628°C	571°C	$4.8 \times 10^{-9}$
D	115%	728°C	685°C	677°C	594°C	$9.0 \times 10^{-7}$

\*定格出力に対する相対割合

(注)

- $\rho_{dop(fuel)}$  : 燃料ドップラ反応度  
 $\rho_{dop(strc)}$  : 構造材ドップラ反応度  
 $\rho_c(core)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（炉心部）  
 $\rho_c(plnm)$  : 冷却材温度フィードバック反応度（ガスプレナム部）  
 $\rho_s$  : 構造材温度フィードバック反応度  
 $\rho_f$  : 燃料軸方向膨張反応度（燃料と被覆管との固着なし）  
 $\rho_r$  : 炉心径方向膨張反応度  
 $\rho_{cr}$  : 制御棒・炉心相対変位反応度

- : 考慮（ノミナル）  
 × : 無視  
 -15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (-15%) を考慮  
 +15% : ノミナル値に対して  $2\sigma$  相当の不確かさ (+15%) を考慮  
 NoRVex : 制御棒・炉心相対変位反応度において、炉容器の軸伸びの効果を無視

表 4.4.3-1 自然循環炉と強制循環炉の安全特性比較

## ULOF 事象

CASE	流量 半減時間	解析条件							
		$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{cr}$
自然循環									
強制循環	15 秒	○	○	○	○	○	○	×	×

CASE	ピーク* 出力	解析結果			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
自然循環						
強制循環	100%	893°C	863°C	858°C	622°C	0.26

## UTOP 事象

方式	反応度 投入率	解析条件							
		$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{cr}$
自然循環	0.4 c/s	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex
強制循環		○	○	○	○	○	○	×	NoRVex

方式	解析結果						
	反応度 投入率	ピーク 出力 (注 2)	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値
			燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材		
自然循環	0.4 c/s	295%	1017°C	912°C	886°C	647°C	0.74
強制循環		227%	1008°C	887°C	866°C	637°C	0.36

## ULOHS 事象

方式	解析条件							
	反応度フィードバックモデル (注 1)							
	$\rho_{dop}$ (fuel)	$\rho_{dop}$ (strc)	$\rho_c$ (core)	$\rho_c$ (plnm)	$\rho_s$	$\rho_f$	$\rho_r$	$\rho_{cr}$
自然循環	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex
強制循環	○	○	○	○	○	○	×	NoRVex

方式	解析結果						
	ピーク 出力 (注 2)	ピーク温度			冷却材 バウンダリ 最高温度	被覆管 CDF 値	
		燃料	被覆管 肉厚中心	冷却材			
自然循環	100%	669°C	634°C	628°C	571°C	$4.8 \times 10^{-9}$	
強制循環	100%	676°C	622°C	615°C	573°C	$1.6 \times 10^{-9}$	

表 4.5-1 制御棒仕様

	単位
集合体配列ピッチ	197.4 mm
案内管外径	190.1 mm
案内管内径	185.1 mm
案内管肉厚	5.1 mm
案内管-保護管ギャップ	3.0 mm
保護管外径	179.1 mm
保護管内径	175.8 mm
保護管肉厚	3.2 mm
制御棒ピン本数	54 本
被覆管材	PNC-FMS
外径	19.9 mm
内径	18.1 mm
B4C ペレット	
B-10 濃縮度	80 wt%
直径	9.8 mm
密度	95 %TD
B4C 部長さ	1000 mm

表 4.5-2 B<sub>4</sub>C 燃焼度計算に用いた数値

吸収体下端部全中性子束	4.89E+14	n/cm <sup>2</sup> sec
運転期間	10	y
B-10 一群縮約ミクロ断面積	1.85	barn
B-10 数密度	3.48E-02	$\times 10^{24}$ n/cc
B-10 マクロ断面積	6.43E-02	/cm
B-10 反応率	3.14E+13	cap/cm <sup>3</sup> sec
中性子フルエンス	1.54E+23	n/cm <sup>2</sup>
B4C 燃焼度	99.2	$\times 10^{26}$ cap/m <sup>3</sup>

表 3.5-3 制御系反応度収支

10 年運転時(基準)

[単位 : %dk/kk' ]

(1) 計画余剰反応度	1.53	0.20
- 出力補償*	0.30	0.20
- 燃焼補償	0.15	-
- 燃焼補償予測誤差*	0.20	-
- スウェーリングによる影響	0.68	-
- 運転余裕*	0.20	-
(2) 余剰反応度の不確かさ (統計処理)	0.40	0.04
- 臨界性予測誤差	0.00	-
- 出力補償予測誤差( $2\sigma$ )	0.06	0.04
- 燃料製作公差( $2\sigma$ )	0.40	-
- 燃料交換余裕( $2\sigma$ )	0.00	-
(3) 事故時投入反応度	0.00	0.30
(4) 必要制御反応度 [(1)+(2)+(3)]	1.93	0.54
(5) 制御棒価値	2.93	0.98
(6) 反応度停止余裕 [(5)-(4)]	1.00	0.44

15 年運転時 (参考)

[単位 : %dk/kk' ]

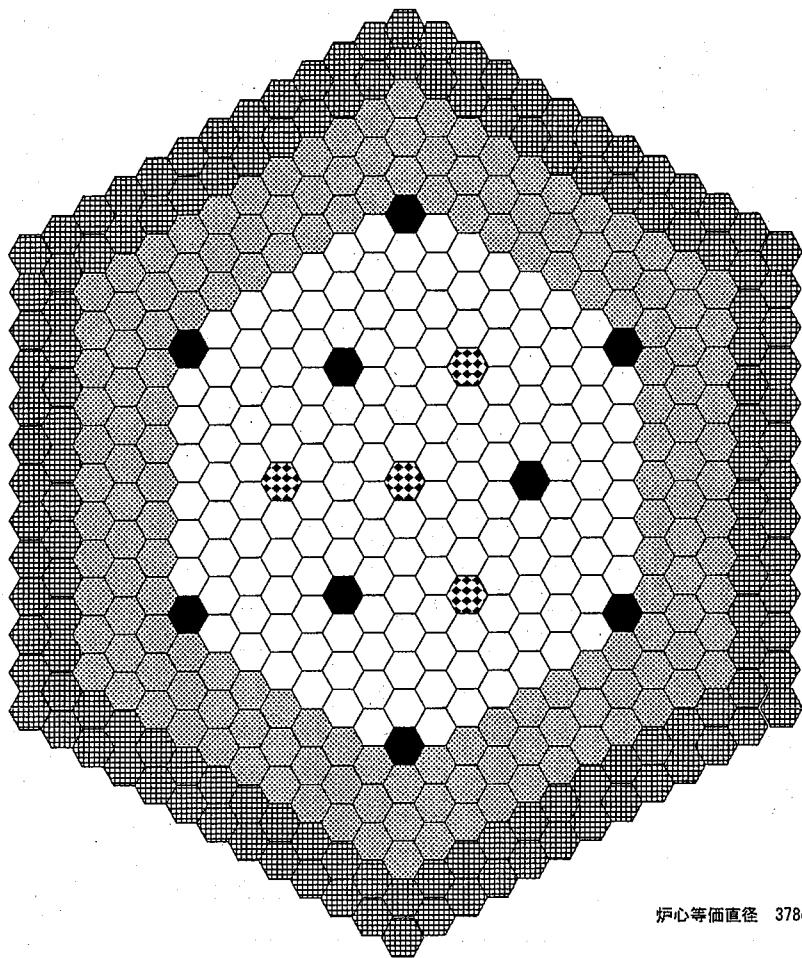
系統種類	主炉停止系	後備炉停止系
(1) 計画余剰反応度	2.70	0.20
- 出力補償*	0.30	0.20
- 燃焼補償	1.32	-
- 燃焼補償予測誤差*	0.20	-
- スウェーリングによる影響	0.68	-
- 運転余裕*	0.20	-
(2) 余剰反応度の不確かさ (統計処理)	0.40	0.04
- 臨界性予測誤差	0.00	-
- 出力補償予測誤差( $2\sigma$ )	0.06	0.04
- 燃料製作公差( $2\sigma$ )	0.40	-
- 燃料交換余裕( $2\sigma$ )	0.00	-
(3) 事故時投入反応度	0.00	0.30
(4) 必要制御反応度 [(1)+(2)+(3)]	3.10	0.54
(5) 制御棒価値	2.93	0.98
(6) 反応度停止余裕 [(5)-(4)]	-0.17	0.44

表 4.6-1 自然循環炉の熱特性評価に用いた設計値

周辺流れ効果: Fb	1.11	(-)
被覆管工学的安全係数（合計）相当値	1.18	(-)
冷却材-被覆管内面温度上昇相当値	15.0	(deg. C)
Na 比熱（温度平均）	1263.0	(J/kg/K)
集合体平均流量	6.08	(kg/sec)
集合体入口冷却材温度	365	(deg. C)

表 4.7-1 自然循環炉の CDF 解析条件と結果

		基準ケース	プレナム短縮ケース
ピン外径	cm	0.847	←
ピン内径	cm	0.7525	←
肉厚	cm	0.04725	←
炉心高さ	cm	80	←
ピン全長	cm	173.2	128.2
プレナム体積	cc	30.1	15.57
プレナム圧力	kgf/cm <sup>2</sup>	44.52	83.37
フープ応力	kgf/mm <sup>2</sup>	4.54	8.5
	MPa	44.48	83.3
CDF (ST Base)		$1.22 \times 10^{-7}$	$7.94 \times 10^{-5}$



炉心等価直径 378cm

	内側炉心	:	156 体
	外側炉心	:	162 体
	制御棒(後備炉停止系)	:	4 体
	制御棒(主炉停止系)	:	9 体
	反射体	:	138 体
<hr/>			
合計		:	469 体

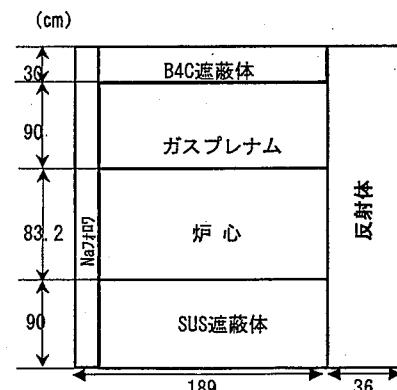


図 4.2-1 制御棒制御・自然循環冷却小型炉の炉心構成図

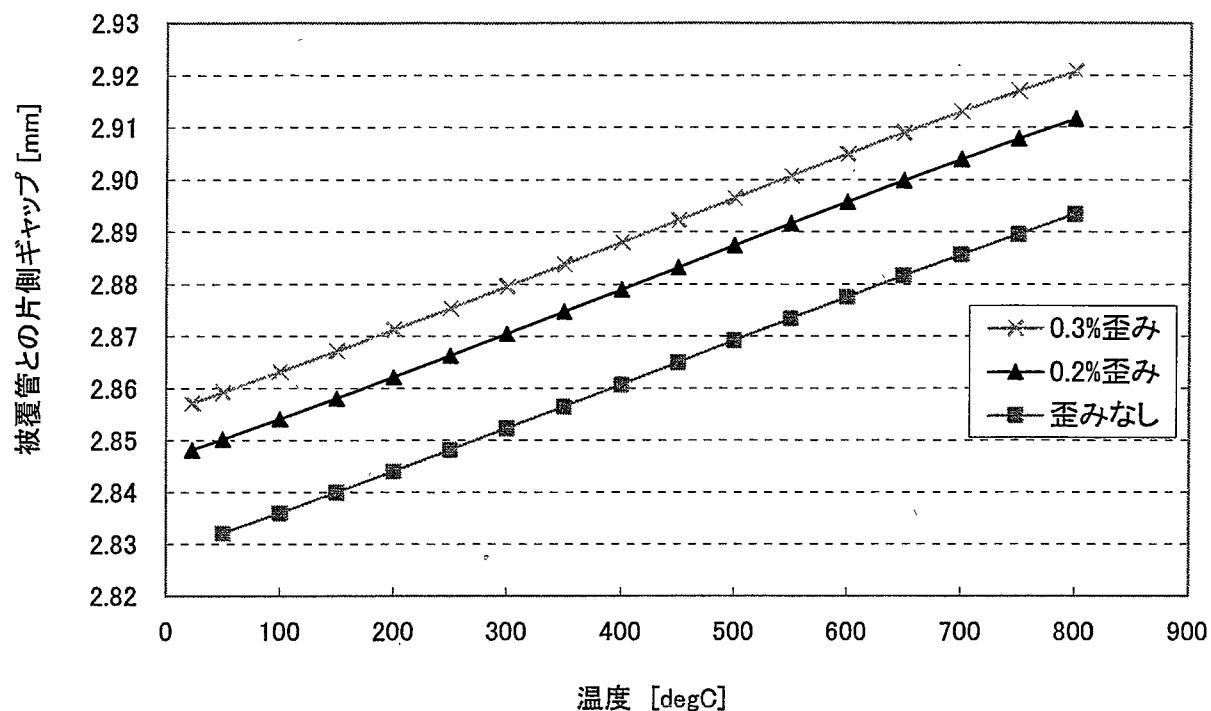


図 4.5.1-1 ACMI 評価結果（10 年燃焼）

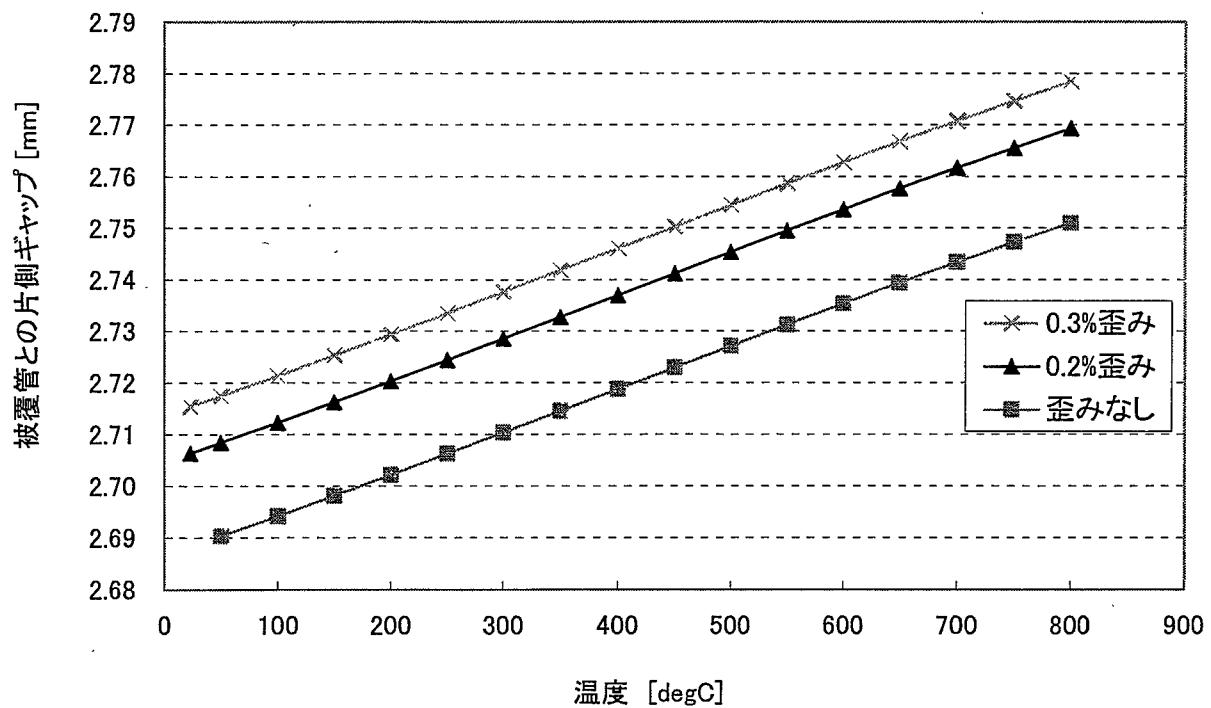


図 4.5.1-2 ACMI 評価結果（15 年燃焼）

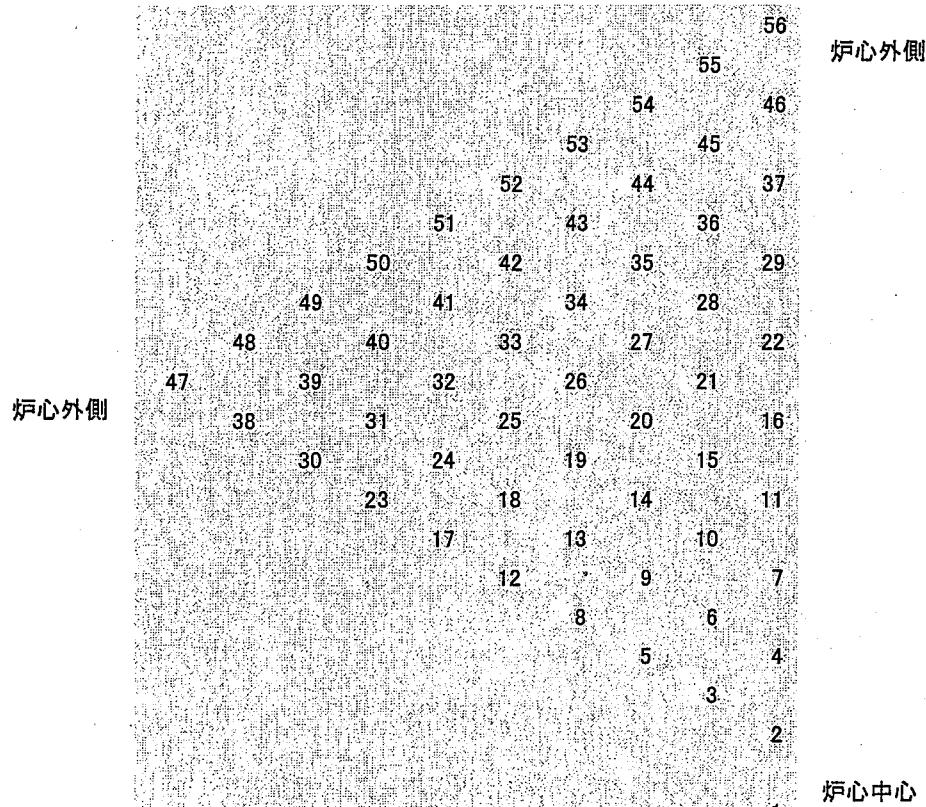


図 4.6-1 制御棒制御・自然循環小型炉炉心の流量領域番号 (1/6 炉心)

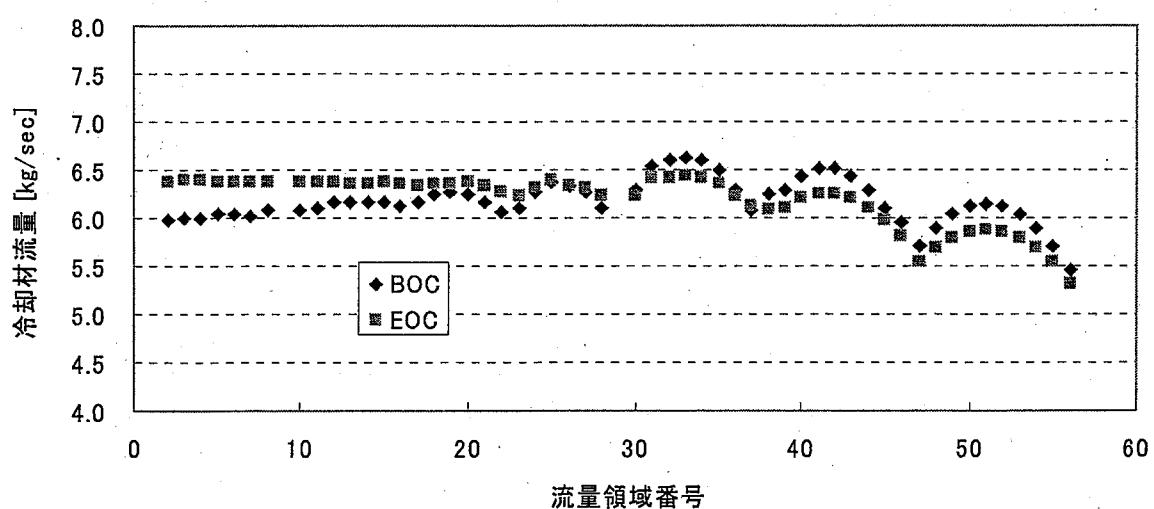


図 4.6-2 自然循環炉の流量分布(BOC, EOC)

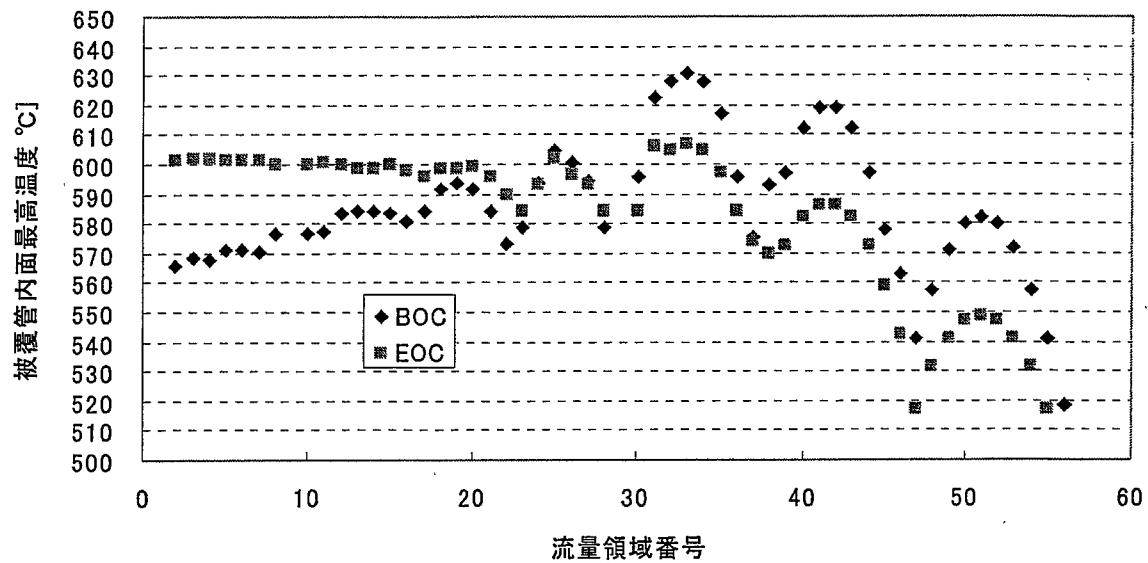


図 4.6-3 被覆管内面最高温度(BOC, EOC)

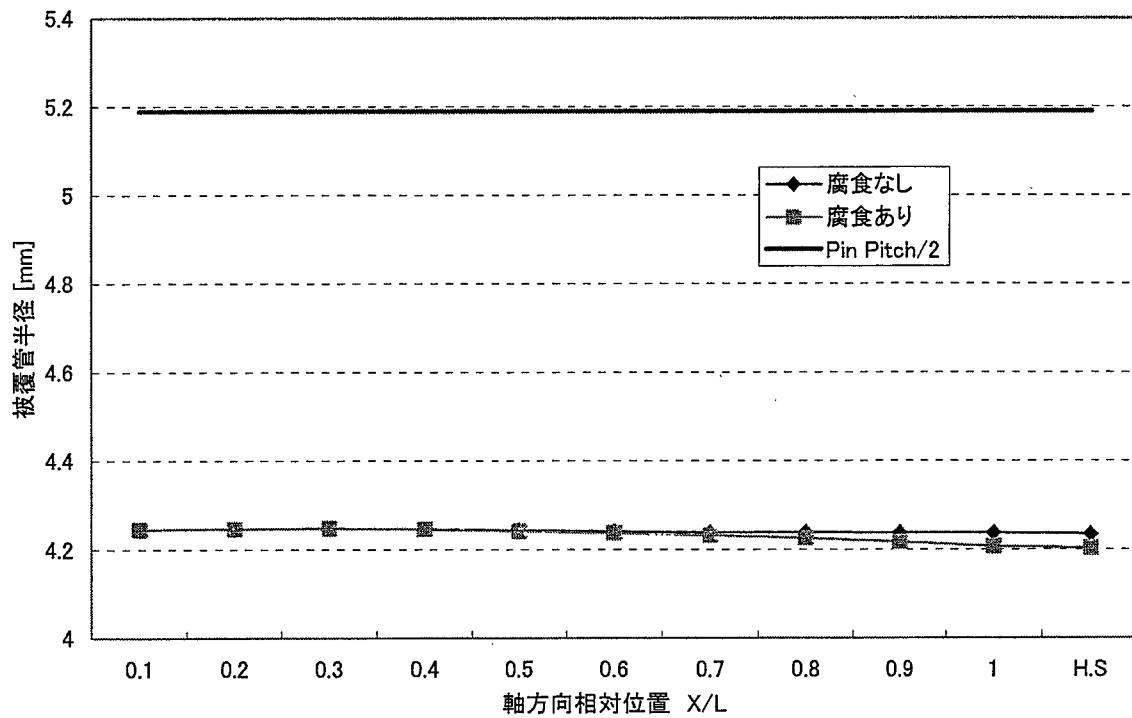


図 4.7-1 燃焼末期における被覆管半径

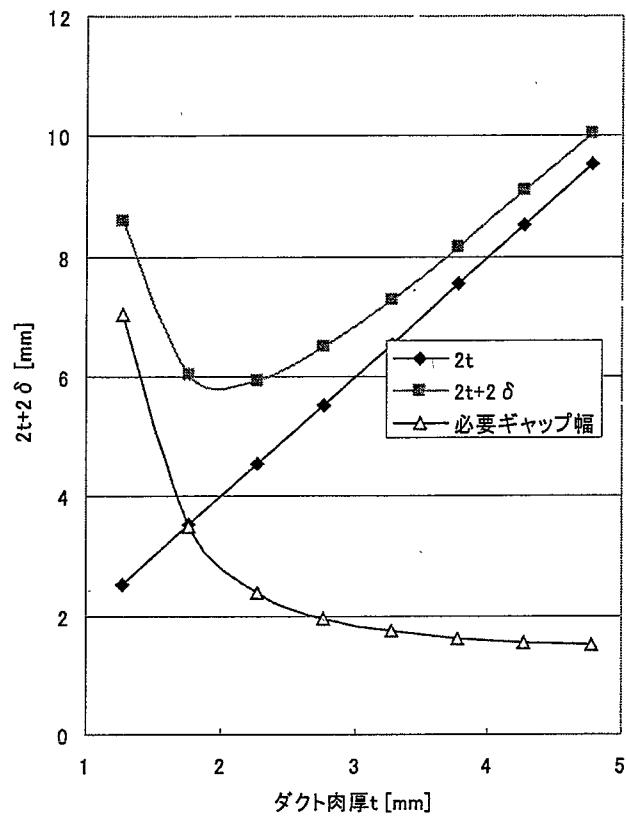


図 4.7-2 ダクトの肉厚と膨れ量の関係

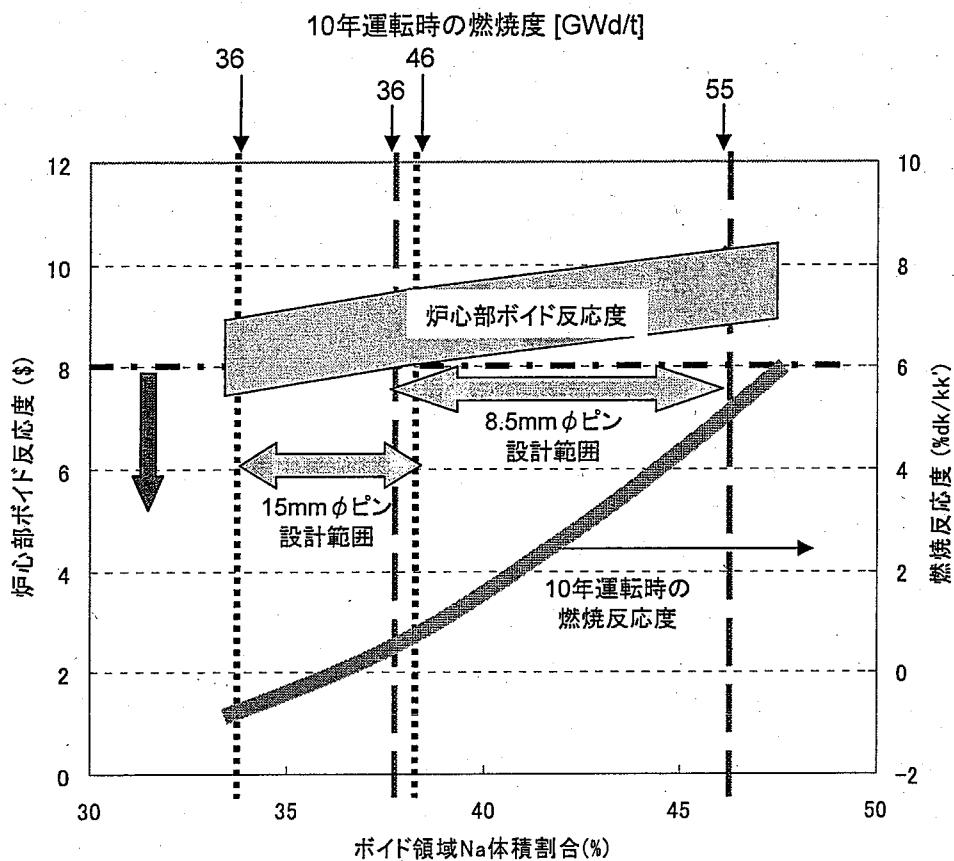


図 4.8-1 太径ピン採用時の効果

## 5 50MWe 制御棒制御型・強制循環小型炉

2000 年度の実用化戦略調査研究では、50MWe 出力の 30 年燃料無交換小型炉<sup>[1]</sup>について検討を実施したが、炉心燃料技術の成立性、実証性の観点から 2001 年度からは燃料無交換期間を 10 年とした小型炉心を対象としている。2002 年度には、出力サイズの炉心仕様・特性への影響を把握するため、150MWe 出力の小型炉に加え、50MWe 出力 10 年寿命の制御棒制御型・強制循環小型炉について検討を行った。

### 5.1 着眼点と設計目標

主要な設計条件・目標は下記の通りである。

・出力 :	132MWt/50MWe
・冷却方式 :	強制循環
・原子炉出入り口温度 :	510°C/375°C
・炉心寿命 :	10 年以上 (1 バッチ)
・炉心構成 :	径方向二領域炉心
・燃焼度 :	80GWd/t 程度を目標
・燃料 :	U-Pu-Zr 三元合金
・燃料スミア密度 :	75%TD (照射スウェーリング後は 72.1%TD)
・燃料ピン外径 :	8.5mm 以下
・増殖比 :	増殖性能は追求しない
・燃料集合体形式 :	ダクト付き燃料集合体
・炉心圧損 :	0.75kg/cm <sup>2</sup> 程度
・ボイド反応度 :	2\$以下 (上部プレナムボイド時)
・基準 Pu 組成 :	$^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu} = 66/27/2/5\text{wt\%}$ (軽水炉燃料取出後 30 年後の組成)

### 5.2 炉心燃料仕様の設定

3.1 章、3.2 章の 150MWe 強制循環小型炉では、ボイド反応度を制限値内に納めるために燃料ピン間ギャップが 0.64mm と狭く製造性に課題があったことを踏まえ、50MWe 炉心ではスペーサーワイヤを用い、ピン間ギャップは 1mm 以上を確保することを目指した。

ピン間ギャップが広くなると冷却材体積比増は避けられないが、炉心サイズ縮小によるボイド低減効果に期待した。また 50MWe 出力、10 年炉心では燃料総インベントリが小さくなり、内部転換性能確保が難しくなるため、燃焼度低減を許容することとして炉心燃料仕様を検討した。

燃料ピン径 8.5mm、ピン間ギャップ 1.0mm とした 331 ピン燃料集合体を用い、炉心等価直径 2.14m の炉心仕様を暫定してサーベイ検討を行った。結果を図 5.2-1 に示す。

炉心高さを 150MWe 強制循環炉心と同じ 60cm とする場合、プレナム部を考慮した Na ボイド反応度は負の値となるが、燃焼反応度は  $4.25\%dk/kk'$  と大きな値となる。また炉心高さを 150MWe 強制循環炉心と同じ 83cm とすると、逆に燃焼反応度は負の値となるが、プレナム部を考慮した Na ボイド反応度は 3% 近くなる。また燃焼度は炉心高さが低いほど大きな値となるので、これらの傾向より、炉心高さ 70cm 当たりが適正であることが示された。

以上のサーベイ結果より、50MWe 制御棒制御型・強制循環炉の仕様を定め、表 5.2-1 に炉心燃料仕様を、図 5.2-2 に炉心構成図を示した。

炉心型式は均質 2 領域炉心であり、内側炉心燃料集合体 87 体、外側炉心燃料集合体 36 体、合計 123 体の炉心燃料集合体を設置し、その周囲に反射体 2 層 90 体を設置した炉心構成とした。制御棒は、主炉停止系 3 体、後備炉停止系 1 体の合計 4 体を内側炉心領域内に配置している。主要仕様を以下にまとめる。

・炉心高さ :	72.8cm (スウェーリングによる燃料伸び後)
・炉心等価直径 :	214cm
・燃料ピン径 :	8.5mm
・P/D :	1.128 (=9.59/8.5)
・ピン本数 :	331 本/集合体
・集合体配列ピッチ :	180.9mm

### 5.3 炉心核特性評価

炉心燃焼特性解析は 2 次元 7 群 RZ 拡散計算で行った。核定数セットには ADJ2000R ライブラリ 70 群を用い、1 次元燃焼計算により 7 群に縮約した実効断面積を 2 次元拡散計算に用いた。表 5.3-1 に核特性評価結果を示す。

50MWe、10 年寿命炉心は、燃焼度は 35.4GWD/t と低めであるが、150MWe 炉心に比べて炉心等価直径を 1m 以上縮小でき、ピン間ギャップ 1mm を確保しながらも炉心ボイド反応度を約 1.4% に抑えることができた。

### 5.4 まとめ

出力サイズの炉心仕様・特性への影響を把握することを目的に、50MWe 出力 10 年寿命の制御棒制御型・強制循環小型炉の炉心燃料仕様について検討を行った。

50MWe、10 年寿命炉心は、ピン間ギャップ 1mm を確保しながらも炉心ボイド反応度を約 1.4% に抑えることができ、燃焼度は 35.4GWD/t と低めであるが、コンパクトな炉心構成が可能であることが分かった。

表 5.2-1 炉心・燃料仕様

項目	仕様	備考
炉心有効長 (mm)	728	燃料照射伸び考慮
集合体当たりピン本数 (本)	331	
ピン外径 (mm)	8.50	
被覆管肉厚 (mm)	0.50	
燃料スミア密度 (%TD)	72.1	燃料照射伸び考慮時*
ピン配列ピッチ (mm)	9.59	$p/d = 1.128$
ワイヤ径 (mm)	1.0	
ワイヤ巻きピッチ (mm)	200.0	
集合体配列ピッチ (mm)	180.85	
ダクト外対面間距離 (mm)	178.77	
ダクト内対面間距離 (mm)	174.61	
ダクト肉厚 (mm)	2.08	
燃料体積比 (実効: 燃料スラグ部のみ) (%)	37.23	
燃料-被覆管ギャップ部 (Na ボンド) 体積比 (%)	14.39	
被覆管体積比 (%)	14.69	
ダクトチューブ体積比 (%)	4.54	
ワイヤ体積比 (%)	0.93	
構造材体積比 (%)	20.16	
冷却材体積比 (ラッパ管内) (%)	25.94	
ダクト間ギャップ冷却材体積比 (%)	2.28	
内側炉心集合体数 (体)	87	
外側炉心集合体数 (体)	36	
集合体数 (体)	123	
ガスプレナム長 (mm)	80	
バンドル部圧力損失 (kg/c m <sup>2</sup> )	0.05	

\*燃料伸び前スミア密度 75%TD

表 5.3-1 50MWe 制御棒制御型強制循環炉心の燃焼特性解析結果

項目	制御棒制 御	備考
炉心熱出力 (MWt)	131	
炉心等価直径 (cm)	214	
Pu 富化度 Pu / (Pu+U) : 内側/外側] (w t %)	12.7/18.1	
運転サイクル長さ (日)	3650 (約 10 年)	
燃料交換バッチ数 (バッチ)	1	
取出平均燃焼度 (MW d / t)	35400	
燃焼反応度スイング (% Δ k/kk')	1.32	
増殖比	燃焼初期	0.97
	燃焼中期	0.96
	燃焼末期	0.940
	平均	0.957
炉心平均出力密度 (W/cc)	53.1	
炉心平均比出力密度 (kW/kg - HM)	10.8	燃料密度 15.8g/cc
炉心部平均線出力 (W/cm)	38.7	
最大線出力 (W/cm) 「内側/外側」 *1	燃焼初期	64.8/54.8
	燃焼中期	68.0/51.3
	燃焼末期	69.9/48.8
ピーク高速中性子束 ( $\times 10^{14} \text{n}/\text{cm}^2\text{s}$ )	6.7	燃焼末期、E > 0.1MeV
ピーク高速中性子フルエンス ( $\times 10^{23} \text{n}/\text{cm}^2$ ) *2	2.1	E > 0.1MeV
初装荷核分裂性 Pu 重量 (t)	1.3	
制御棒反応度値 (Δ k/kk')		
炉心部ドップラー係数 ( $\times 10^{-3} \text{T dk/dT}$ )	-4.3	燃焼末期
上部プレナム考慮ボイド反応度 (\$) *3 (EOC)	1.4	燃焼末期

\*1 2次元 RZ 計算

\*2 最大高速中性子束 × 運転日数 × 24h × 3600 s

\*3 ラッパ管内側のみボイド化、実効遅発中性子割合 = 0.00371

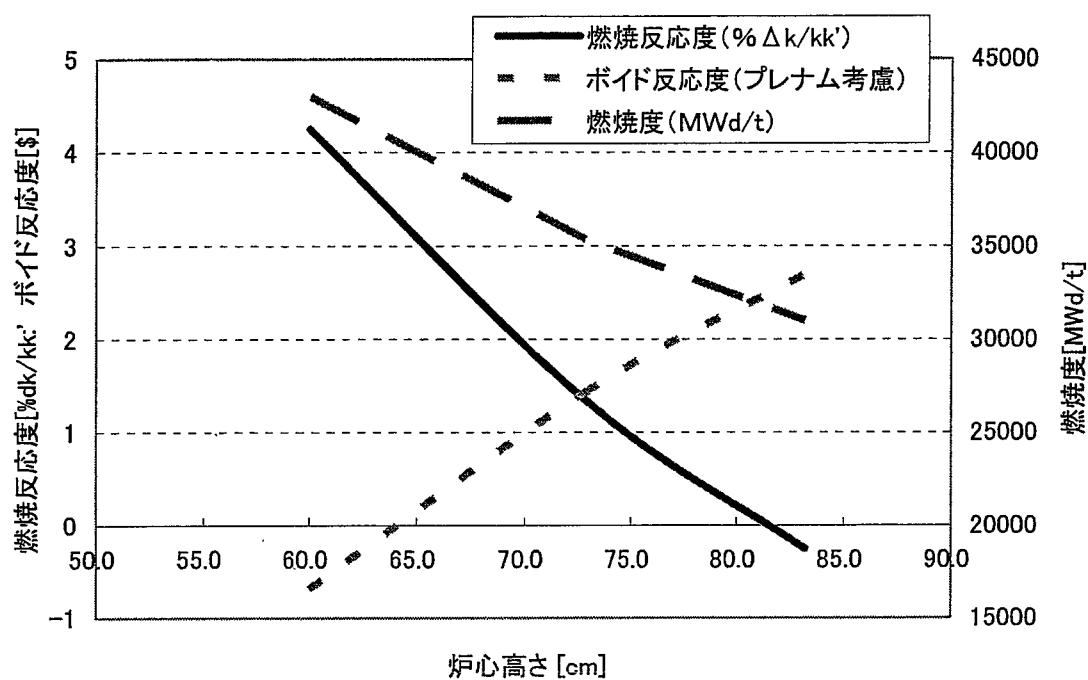


図 5.2-1 50MWe 炉心の特性サーベイ結果 (炉心等価直径 2.14m)

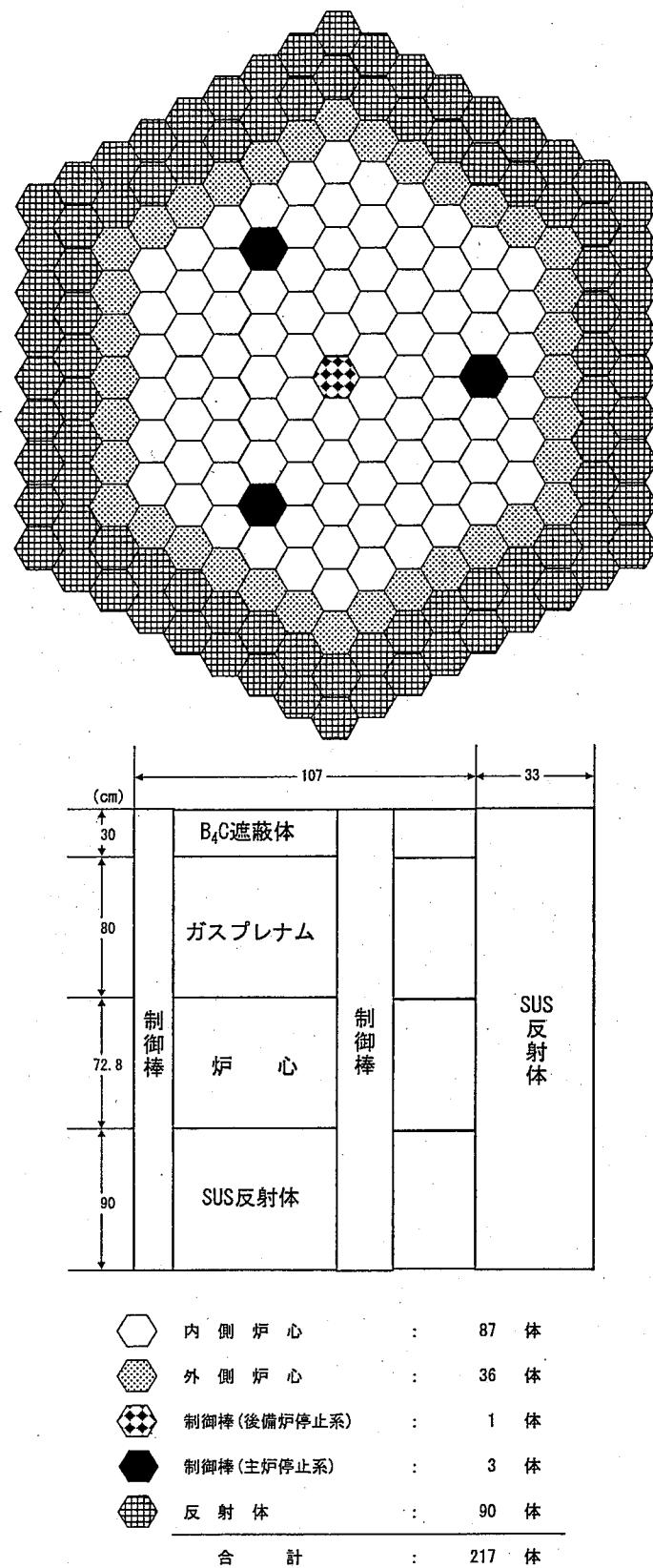


図 5.2-2 50MWe 制御棒制御・強制循環冷却小型炉の炉心構成図

## 6 おわりに

実用化戦略調査研究における 2002 年度の小型炉検討では、反応度制御方式の違いや冷却材循環方式の違い、そして出力の違いが小型高速炉の仕様や特性に与える影響を把握する目的で、以下の小型炉心について設計検討を行った。

- 150MWe 反射体制御型・強制循環炉心、
- 150MWe 制御棒制御型・強制循環炉心、
- 150MWe 制御棒制御型・自然循環炉心、
- 50MWe 制御棒制御型・強制循環炉心

本研究では 10 年間燃料無交換運転の達成を目的としつつ、直近許認可性確保の観点から金属燃料のピン径を 8.5mm 以下、強制循環冷却炉については、ULOF 時の流量確保の観点から炉心圧損を  $0.75\text{kg/cm}^2$  程度以下及び受動的安全性強化の観点から冷却材ボイド反応度を 2\$以下とすることを設計の条件とした。

照射条件を考慮した反射体構造を有する 150MWe 出力、10 年間燃料無交換運転の反射体制御強制循環小型炉の炉心・燃料仕様について検討した。炉心径を 3.3m、燃料ピン間ギャップを 0.64mm とし、反射体と少数（4 体）の制御棒を組み合わせた反応度制御方式を採用することにより、10 年間燃料無交換と、ATWS 時に炉心径方向膨張や自己作動型炉停止機構に頼らない受動的安全性を確保できる可能性を示した。

一方、冷却材ボイド反応度及び炉心圧力損失に対する制約条件を充足するため、炉心径が 3.3m となったことは、炉容器サイズの増大を招き、その結果プラントコストに大きな影響を与える可能性がある。今後、経済性への影響を抑制するために、炉心径を縮小化する方策について検討を行う必要がある。

また、本検討では、冷却材ボイド反応度を可能な限り抑制するため、従来の多くの検討例で 1mm 以上とされている燃料ピン間ギャップを 0.64mm にまで抑えた集合体仕様としたが、これは燃料集合体製造性を困難にする恐れがある。したがって、燃料ピン間ギャップ 1mm 以上を新たに制限条件に設けた上で、本検討で示した炉心と同等の性能を有する炉心概念の構築を今後行うこと必要である。

反応度制御を制御棒で行う 150MWe 出力、10 年間燃料無交換の強制循環小型炉の炉心特性とその安全特性を評価した。制御方式の特質比較が目的のため、基本的な炉心・燃料仕様は反射体制御炉心に準じた。制御棒制御炉心では、反射体制御炉心に比べ反射体が炉心に近づくことで臨界性が向上し、燃料集合体数や炉心高さをやや低減できたために、燃焼度やボイド反応度等で僅かながら有利な特性が認められた。増殖比は約 1.0 と高い内部転換性能を有し、10 年間運転時の

燃焼欠損反応度を小さく抑えながら、燃焼度は 51GWd/t（反射体炉心では 48GWd/t）を得た。炉心高さを僅かながら低くできたため、上部プレナム部を含むボイド反応度は約 1.2\$（反射体炉心では 1.6\$）に抑えられた。

安全性については、ATWS 時に炉心径方向膨張や自己作動型炉停止機構に頼らない受動的安全性を確保できる可能性がある。また ACMI の観点からは、制御棒寿命はサイクル長さの 10 年間以上を確保でき、サイクル期間中交換なしで使用できる可能性がある。

冷却材循環方式を自然循環とした 150MWe、10 年間燃料無交換の制御棒制御型自然循環小型炉の炉心設計及び安全特性評価を行った。自然循環炉心は、強制循環炉心に比べ炉心等価直径は約 50cm 増大して 3.8m 程度となり、燃焼度は約 30% 低減し 36GWd/t 程度となった。但し、増殖比は 1.053 (MOC) と高いため、反応度的には運転期間を 15 年に延長できる可能性があり、その際の燃焼度は 54GWd/t となる。

安全特性については、自然循環故に LOF 事象がないことが大きな特徴である。その他の ATWS 事象時の挙動については、炉心径方向膨張や自己作動型炉停止機構に頼らない受動的安全性を確保できる可能性がある。また制御棒の寿命については、強制循環炉と同様に、サイクル期間中交換なしで成立する可能性がある。

将来の太径燃料の技術開発を想定し、8.5mm 燃料ピンの代わりに 15mm ピンを用いた場合の効果を検討したところ、炉心サイズは約 40cm コンパクト化され、8.5mm の燃料ピンを用いた強制循環炉心とほぼ同等サイズになることや、Na ボイド反応度や燃焼反応度が低減される傾向となることが示された。

出力サイズの炉心仕様・特性への影響を把握することを目的に、50MWe 出力 10 年寿命の制御棒制御型・強制循環小型炉の炉心燃料仕様について検討を行った。50MWe、10 年寿命炉心は、ピン間ギャップ 1mm を確保しながらも炉心ボイド反応度を約 1.4\$ に抑えることができ、燃焼度は約 35GWd/t と低めであるが、コンパクトな炉心構成（等価直径 2.1m）が可能であることが分かった。

## 謝辞

本研究における安全解析や反射体制御型小型炉の反射体構造の検討においては、筆者らの検討方針や考え方に基づき、三菱重工業（株）殿及び（株）東芝殿に担当して頂きました。厳しいスケジュールの中効率良くご尽力頂ました。ここに感謝の意を表します。

[参考文献]

- [1] 高木直行、宇都成昭：“小型高速炉の炉心・燃料設計研究”，JNC TN9400 2002-053 (2002).
- [2] 羽様平、千葉豪、沼田一幸 他：“高速炉用統合炉定数 ADJ2000R の作成”、JNC TN9400 2002-064 (2002 年).
- [3] T. B. FOWLER, et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM2946, Rev. 2 (1971).
- [4] T. Sakai, et.al., “System Analyses for Lead-Bismuth-Cooled Natural Circulation Reactors”, Proceedings of 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE11), Tokyo, JAPAN, April 20-23, (2003).