

# 小型炉の標準化に関する研究

－(1) 開発の進め方及び混合酸化物燃料小型高速炉の設計研究－

1998年4月

動力炉・核燃料開発事業団

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒107-0052 東京都港区赤坂1-9-13

動力炉・核燃料開発事業団

技術協力部 技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to: Technical Evaluation and patent Office. Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 9-13, 1-chome, Akasaka, Minato-ku, Tokyo 107, Japan

© 動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1998

## 小型炉の標準化に関する研究

### － (1) 開発の進め方及び混合酸化物燃料小型高速炉の設計研究 －

宇都 成昭\*1, 早船 浩樹\*2, 若林 利男\*3

#### 要 旨

汎用性、低い資源依存性、安全性、核不拡散性等、次世代を担う原子炉の条件を満足する概念の一つと考えられる小型高速炉の具体的なシステム像の構築を目指すため、平成 8 年 11 月に小型炉技術検討ワーキンググループが発足した。本報告書は、当ワーキンググループのメンバーとして著者らが 1 年余りにわたり行ってきた原子炉システムに係わる技術的検討の成果をまとめたものである。

検討に先立ち、小型高速炉の開発においては、実験炉、原型炉の経験や大型炉研究での成果・知見を最大限に活用した早期開発、並びに既存技術の効率的活用と新技術の順次実証を基本方針として、以下に示す 3 つのステップに分けて標準化に至るまでの開発を進めるべきとの考えを示した。

・第 1 ステップ：デモ機第 1 段階

既存技術で実現可能な経済性を確保しつつ、5 年程度の開発期間をもって基本システムの実証を行う。

・第 2 ステップ：デモ機第 2 段階（高性能化）

経済性の大幅な向上並びに新技術導入（新型燃料を含む）による炉心・プラントの高度化を実現する。

・第 3 ステップ：標準化

発・送電システム全体として現行軽水炉発電技術と経済的に競合し得る実用小型高速炉の標準化を実現する。

本報では、第 1 ステップでの開発実証に焦点をあて、燃料開発に係わる豊富な実績により第 1 ステップで必須とされる開発期間の縮小化に最も有利な混合酸化物燃料炉心を取り上げ、核・熱計算による評価を含めた炉心及び原子炉構造に係

---

\*1 技術協力部 リア・チャレンジ・アソシエイト 開発室

\*2 システム開発推進部 プラント工学室

\*3 基盤技術開発部 炉心技術開発室

わる技術的検討を行った。その結果、受動安全特性の向上等による高い安全性を確保しつつ燃料交換サイクル 2 年程度を達成し、第 2 ステップ以降の炉心・プラントシステムの高度化に柔軟に対応し得る電気出力約 5 万 kWe の小型高速炉システムの成立性見通しを得た。また、第 2 ステップ以降の具体像について炉心を中心とする予備的検討を行い、混合窒化物燃料の活用が有望な一方策であることを示した。

## Study on standardization of small fast reactors

- (1) Strategy of development and design study on MOX-fueled small fast reactors -

Nariaki Uto<sup>\*1</sup>, Hiroki Hayafune<sup>\*2</sup> and Toshio Wakabayashi<sup>\*3</sup>

### Abstract

A small fast reactor is considered one of the suitable reactor concepts at next generation for satisfying such needs as generality, small dependence on natural resources, safety and non-proliferation. A technical working group for investigating small fast reactors started in November, 1996 to construct a system concept of the small fast reactor. This report summarizes the results which the authors, members of the technical working group, have accumulated through technical investigations on small fast reactor systems for more than one year.

The authors consider the necessity of a step-wise way of development to standardize small fast reactors, based on a great deal of experiences of experimental and/or prototype fast reactors, efficient use of state-of-the-art techniques and successive demonstration of new techniques. The step-wise process is as follows :

#### (1) First step : First demonstration stage

The basic system is demonstrated within a short period of time (about five years) with reasonable economy which is expected to be achieved by current techniques.

#### (2) Second step : Second demonstration stage (up-date of performance)

Greatly higher economy is demonstrated ; performance of the reactor plant system is highly up-dated by incorporating a variety of new techniques including advanced fuels.

#### (3) Third step (Standardization stage)

Standardization of commercial small fast reactors which can economically compete with or overcome current light water reactors is achieved.

This report focuses on the first step mentioned above, and a MOX (Mixed-Oxide)-fueled reactor core is selected as an example for technical investigation, considering that plenty of accomplishments on the MOX fuel are most adoptive at the first stage in terms

---

\*1 Virtual Engineering Development Section, Technology Management Division

\*2 Plant Engineering Office, System Engineering Division

\*3 Corephysics Research Section, Advanced Technology Division

of limiting development length that is essential at this stage. Through the investigation on the core performance and reactor structure involving neutronic and thermal-hydraulic calculations, a prospective result on a small fast reactor system with the electric power of about 50MW, which has a capability of achieving about two-year consecutive operation with high safety performance and can be greatly flexible for updating the system at further stages, is obtained. In addition, a primitive investigation on a reactor core concept required past the first stage shows that an MN (Mixed-Nitride)- fueled core is one of the most promising concepts.

## 目 次

## 要旨

1. 序論-----	1
2. 小型高速炉開発の考え方-----	2
3. 小型高速炉の検討目標-----	4
3.1  実用化小型高速炉像-----	4
3.2  各開発ステップにおける設計目標-----	5
4. 混合酸化物燃料小型炉炉心の技術的な検討-----	7
4.1  概要-----	7
4.2  要求仕様及び設定条件-----	7
4.3  炉心の特性評価-----	12
4.3.1  炉心燃焼特性-----	12
4.3.2  炉中心制御棒の反応度価値-----	17
4.3.3  反応度フィードバック特性-----	17
4.4  原子炉構造の検討-----	20
4.4.1  燃料ピーン及び燃料集合体-----	20
4.4.2  炉心仕様・熱設計-----	20
4.4.3  炉心及び反射体概念-----	21
4.4.4  原子炉構造-----	21
4.5  炉心の成立性評価-----	23
5. 結論-----	50
6. 今後の課題-----	51
7. 将来の展望-----	52

## 謝辞

## 参考文献

- 付録1  炉心選定に至るまでの炉心特性解析について  
付録2  反射体形状の違いによる反射体反応度価値の比較

## 表リスト

- |           |   |
|-----------|---|
| 表 4.3.1-1 | 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心仕様                               |
| 表 4.3.1-2 | 7, 18, 70 群燃料棒構造                                |
| 表 4.3.1-3 | 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心特性                               |
| 表 4.3.3-1 | 燃焼ステップ毎のトリウム棒反応度                                |
| 表 4.3.3-2 | 棒束領域及び計算手法の違いによるトリウム棒反応度の比較                     |
| 表 4.3.3-3 | 各種反応度係数及び動特性パラメータ                               |
| 表 4.4.2-1 | 燃料ピン・集合体諸元                                      |
| 表 7-1     | 混合酸化物燃料小型炉炉心で想定される炉心特性<br>(混合酸化物燃料小型炉の炉心特性との比較) |



## 図リスト

- 図 4.3.1-1 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心配置図
- 図 4.3.1-2 燃料集合体内ピンの配置図
- 図 4.3.1-3 炉心特性評価用移動用反射体構造モデル
- 図 4.3.1-4 燃焼計算のための 7 群断面積作成計算、及び 70 群トリウム燃料反応度計算に関する計算コード
- 図 4.3.1-5 燃焼計算コード
- 図 4.3.1-6 ステップ毎の燃焼計算用 2 次元 RZ モデル縦断面図  
(反射体領域上端が炉心下端に一致した体系において、 $k_{eff}=1$  となるように Pu 富化度を決定 (22.2w/o))
- 図 4.3.1-7 燃焼の時間履歴
- 図 4.3.1-8 各種反応度係数及び動特性パラメータ計算コード
- 図 4.4.1-1 ピン径とピン束圧力損失、炉心等価直径の関係
- 図 4.4.1-2 燃料集合体寸法概略
- 図 4.4.3-1 炉心概念
- 図 4.4.3-2 反射体構造概念
- 図 4.4.3-3 出力制御用可動反射体概念
- 図 4.4.4-1 高度化小型高速炉 原子炉構造例
- 図 4.4.4-2 第 1 ステップ機原子炉構造概念

## 1. 序論

次世代を担う原子炉の条件としては、1) 安全性（固有の安全性）、2) 汎用性（厳しい立地条件が不要となるようなわかりやすい安全の考え方）、3) 建設コスト低減、4) 低い資源依存性（Pu の利用）、5) 核不拡散性の向上（燃料交換頻度を、例えば 10 年に 1 回と少なくし、核燃料にアクセスする機会を少なくする）等が、今後求められると考えられる。

このような条件を満足する原子炉の一つとして、小型高速炉が考えられる。

小型高速炉は、モジュール化による工場生産が可能であり、工期短縮や量産化によるコストダウン、高品質管理等が見込まれる。これは、建設費の低減とともに人為ミスの排除が可能となり、安全性の向上につながる。さらに、小型高速炉の運転方式として、反射体を上昇させて燃料を燃焼させる方式を採用すれば<sup>(1)</sup>、燃料を長くすることにより長期運転が可能となり、核不拡散性の面でも優れた原子炉が可能となると考えられる。

現在、大型高速炉を中心とした設計研究が進められているが、このような優れた特長を有すると考えられる小型高速炉についても、高速炉の多様な可能性を追求する観点から検討を行う必要がある。

小型炉の開発は、以下の 3 つのステップを踏まえて実施することが考えられる。

- 第 1 ステップ（デモ機）：開発期間最小、基本システムの実証、混合酸化物燃料ベース
- 第 2 ステップ（高性能化）：システムの改良、信頼性向上、経済性の見通し、混合酸化物燃料での長期運転、金属・窒化物燃料、他の炉型でのフィジビリティ
- 第 3 ステップ（標準化）：最終目標達成、燃料選定、出力規模

今回は、このような開発ステップを考慮して、第 1 ステップの混合酸化物燃料ベースのデモ機について、炉心、燃料、一次系冷却材、構造等の検討を実施した。また、第 2 ステップ以降については、炉心を中心に検討を行った。

## 2. 小型高速炉開発の考え方

従来、我が国の高速炉の開発では、実験炉→原型炉→実証炉→実用炉 という4段階の開発ステップにより、次世代の主幹電源となる大型高速増殖炉の開発を目指してきた。一方、補完電源・局所電源として位置づけられる小型高速炉では、大型炉で培った知見を最大限に利用して開発そのものも「小型」とし、経済性を向上させなければならない。

そこで、小型高速炉開発では以下に示す考え方で開発を進めるべきであると考えている。

- ・大型炉開発での成果、知見を最大限に利用し、早期に開発すること。
- ・新たな技術開発を待たずに可能な範囲で実証を進め、新技術は順次実証する。
- ・実験炉、原型炉の経験を有することから、実証段階より開発を始め、開発を迅速化する。

これらの考えの下に、小型高速炉の開発方針としては、標準化に至るまでの開発・実証段階を大きく3つのステップに分けることが適切であると考えている。

各ステップでの開発目標・開発内容について以下に記す。

### ・第1ステップ：デモ機第1段階

#### <開発目標>

炉心損傷事故に対する安全裕度を大幅に向上させた小型炉炉心概念の成立性を実証することを目標とする。

#### <開発期間>

本ステップの開発では、現在から5年程度の開発期間をもって技術の実証を開始(デモプラントの建設開始)出来ることを目標とする。

#### <開発内容>

炉心の事故に対する耐性を大幅に向上させ、安全裕度を大きくすることを主要課題として開発する。経済性については、現状技術で実現可能な範囲までの実証にとどめ、経済性を大幅に向上させる概念や新材料の導入については、次ステップ以降に実証する。

### ・第2ステップ：デモ機第2段階

#### <開発目標>

経済性を向上させる炉心技術およびプラント技術の成立性を実証することを目標とする。

#### <開発目標期間>

第1ステップ後10年程度。

#### <開発内容>

新燃料、新材料、新概念を用いた高度化炉心、及びプラント要素技術を、デモ機プラントを利用して実証する。

・第3ステップ：標準化炉

<開発目標>

第2ステップで実証された高度化炉心、及び経済性を向上させたプラントシステム概念を活用して、発・送電システム全体として大型軽水炉発電技術と比較可能な経済性を備えることを実証する。

<開発目標期間>

第2ステップ後10年程度。

<開発内容>

デモ機プラントの運転経験、第1ステップ～第2ステップ炉心の設計・試験経験を活用して、プラントの簡素化を大幅に進めるとともに、経済性を向上させるプラント要素技術を導入し、発電コストを大幅に下げ最終的な実用小型高速炉を構築する。

### 3. 小型炉設計の検討目標

小型高速炉を発電炉として使用する場合、その特徴は以下の通りである。

- ・大型炉と比較してプラントのスケールメリットが生かせず、プラントシステムとしては本質的に高コストである。
- ・小型炉心は中性子の炉心外への漏れが大きい体系であることからトリウム<sup>232</sup>の反応度が小さくまたは負となり、炉心損傷事故対策が大型炉心に比較して容易に達成できる。
- ・熱輸送系、発電系機器が小容量であることから、電磁ポンプ<sup>1</sup>、機器合体等の新型機器を導入しやすい。
- ・機器が小型であることから工場生産範囲を広げ、さらに標準化を進めることによって量産性を向上させ、建設コストの低減化を図ることができる。
- ・電源構成として、小出力機が複数機ある方が効率的な電源運用が可能となる。
- ・消費地に近接して分散立地することによって、送電設備、送電ロスを少なくすることが可能である。

これらの特徴、及び事業団での小型高速炉検討成果、新燃料・新炉心技術の検討成果を踏まえ、小型高速炉の実用化像及び各開発ステップ<sup>2</sup>における設計目標を検討した結果、以下の通りとなった。

#### 3.1 実用化小型高速炉像

第1章で述べた小型高速炉に求められる条件を満足する炉心概念としては、既往の設計研究成果より窒化物燃料を用いた一体型炉心（炉心全体を一体化したグリッド集合体とする概念）を検討した。

窒化物燃料は、高い重金属密度と高い熱伝導度が特長である。高重金属密度による内部転換比の高さは運転期間延長・燃料交換間隔延長に有効であり、10年以上の燃料交換間隔を実現することによって小型炉に必須の炉心自体の経済性向上を図ることができる。また、高熱伝導度は燃料温度の低下による燃料溶融までの裕度拡大と、燃料温度が冷却材温度に追従することによるドップラー<sup>3</sup>反応度による炉心安全特性向上に有効であり、安全性の向上を図ることができる。さらに、設計によっては燃焼反応度損失をゼロ近傍に保つことが可能であり、炉寿命と同程度の燃料寿命とすることへの可能性も示され、燃料を交換して使用するというこれまでの原子炉の概念を変える提案をすることができる。

一体型炉心は、六角管の削除による燃料体積比向上と炉心径の縮小に有効であり、炉心の経済性向上および建設コスト削減を図ることができる。また、窒化物燃料との組み合わせでは、高重金属密度と高中性子経済と相まり、径ブランケット燃料なしでの増殖の可能性が示され、燃料生産と核不拡散に貢献できる。

これらの検討より、実用化の最終目標としては、窒化物燃料を用いた一体型炉心が

実用化小型高速炉像として有望であると考えられる。

一方、窒化物燃料については、事業団ではその開発が始まったばかりであり、実用化には比較的長期の開発期間を要するものと考えられる。また、 $^{15}\text{N}$ の濃縮に関しても、経済性成立のために研究開発が必要である。これらの状況を勘案すると、窒化物燃料＋一体型炉心を実用化小型高速炉像として描きつつ、実現可能な炉心設計を各開発ステップで採る必要がある。

## 3.2 各開発ステップにおける設計目標

3.1 節で示した実用化小型高速炉像に至るまでの、各開発ステップにおける設計目標、採用技術、実証項目を以下に記す。

### ・第1ステップ

本ステップでは、小型高速炉発電プラントのデモと位置づけ、5年程度の開発期間を目標に、発電プラントが成立することを実証することと、運転経験を蓄積することを目標とする。さらに、経済性、安全性向上へ向けて炉心や機器交換を可能とし、実用化に向けての技術実証の場とする。

発電プラントとしての経済性については、第2ステップ以降の技術開発に負い、

#### <設計目標>

- ・炉心の固有の安全性を強化し、受動安全性を備えること。
- ・出力は5万kWe程度を目標とするが、炉心の固有安全性達成を優先する。
- ・開発実績が豊富な混合酸化物燃料を用いること。
- ・燃料交換サイクル2年程度を目標とする。
- ・炉心材料については、既開発の材料を用いる。
- ・炉心及びプラントシステムは順次開発された新技術に交換可能とする。
- ・核不拡散性強化のために燃料交換システムをプラントに備えない。さらに、径ブランク燃料は配置しない。

#### <採用技術>

- ・混合酸化物ペレット燃料、ダクト型燃料集合体
- ・炉心材料にはPNC316相当鋼
- ・プラントシステムはループ型もしくはタンク型のコンパクトな形式とする。
- ・引抜き式UISと可搬型燃料交換システムによる燃料交換システムのプラントへの非設置。

#### <実証項目>

- ・炉心の固有安全特性およびプラントの受動安全特性を実証する。
- ・高速炉における核不拡散強化設計を実証する。
- ・それらを通じて、発展途上国の分散電源として小型高速炉が優れた特性を有することを実証する。

・第2ステップ

本ステップでは、第1ステップ（デモ機）の運転開始から10年程度を目途として、第1ステップで実証された小型高速炉による発電システムの、主に経済性を向上させるための技術の実証と、デモ機及び同世代機そのものの経済性向上を目標とする。技術の実証は第1ステップで用いられたデモ機プラントを改良することによって行う。

<設計目標>

- ・ 新型燃料及び新材料を炉心に採用し、炉心出力及び燃料交換間隔を増加させる。  
（窒化物燃料炉心では同一炉心サイズで単機出力2倍程度を目標とする。）
- ・ 機器を新型機器および合体機器等の新技術と換装し経済性を向上させる。
- ・ これらの開発により、第1ステップ機の発電コストを2倍以上抑制させる。

<実証項目>

- ・ 実用化に向けて開発された新技術をデモ機プラントに採用、換装し、個別の要素技術の実証を目的とする。

・第3ステップ

本ステップでは、第2ステップまでで開発・実証された技術を、1つの発電システムとして実証することを目標とする。

<実証項目>

- ・ 小型高速炉発電プラントとしての安全性、建設コスト等の性能をシステム全体として実証し、標準化する。
- ・ 工場生産による量産システムを実証し、再処理・燃料製造すべてを含めたトータルでの経済性を実証する。

## 4. 混合酸化物燃料小型炉炉心の技術的な検討

### 4.1 概要

前章までにおいて、今後小型炉の開発を進めていくに当たり、技術実証を兼ねながら段階的に炉心の高度化並びに経済性の向上を図ることを述べた。

これら各段階のうち、ここでは既存の技術を基に短期間の開発が期待される第1ステップ炉心、すなわち酸化物燃料炉心を対象に、要求仕様並びに評価上の前提条件を設定するとともに、要求仕様を充足し得る炉心概念の選定に資するための核計算、熱流計算を実施した。これら一連の計算結果を基に、炉心の成立性について評価した。

### 4.2 要求仕様及び設定条件

まず、本研究で選定すべき炉心構成に係わる要求仕様を以下に述べる。

#### [要求仕様]

#### (1) 反射体駆動方式による燃焼制御及び炉停止達成

一般に小型炉の炉心直径は1m前後と大型炉に比べて小さいため、炉心径方向への相対的な中性子漏洩が大型炉に比べて大きくなる。そのため、炉心周囲に設置された反射体のガスあるいはトリウムや吸収物質との置換反応度について、大型炉よりも大きな効果が期待できる。従って、通常の高速度炉で採用されている固体吸収材を利用した制御棒を炉内に設置した制御方式を用いなくても、炉心周囲に設置した反射体を駆動するだけで（燃焼初期は部分挿入状態として径方向への中性子漏洩を促進させておき、反射体の挿入深度を増大させ炉外へ漏れようとする中性子の炉内への反射を促進）燃焼制御を行うことが可能となる。

この反射体駆動方式の採用は、制御棒駆動の不要に付随して制御棒駆動機構が不必要になり、従って燃料交換の際に必要な炉心上部空間が大きく取れることが利点として挙げられる。

ところで、現行高速度炉の安全設計では、炉停止に関する独立性確保の観点から、主炉停止系、後備炉停止系という完全に独立した2系統により、そのいずれかのみで炉停止が達成できることを基本原則としている。すなわち、燃焼補



償に用いられる主炉停止系制御棒にも緊急時の炉停止達成が要求されている。従って、ここで述べる反射体制御系にも、後述する制御系統と独立に緊急時に炉停止が達成できることを要求仕様に掲げることとする。

この反射体方式をこれまで実機の高速度炉に採用した例はないが、1～2年程度の燃焼期間では中性子照射量も低いため、照射スウェリング等に起因して万一反射体が挿入できなくなるといったトラブルについては特に懸念されるものではない。また駆動に係わる力学的な作動特性については、ナトリウム環境中での作動確認を除いては特段クリティカルとなり得る開発課題は存在しないと考えられ、基本的な作動特性については大気中基礎試験で十分評価可能である。ナトリウム環境中での作動特性確認については、事業団所有のナトリウム試験施設の利用が有効と考えられ、開発まで数年程度は必要と考えられるものの開発実現に向けて障害となり得る要素は存在しないものと考えられる。

以上の背景に基づき、本研究では径方向炉心周囲に設置した反射体の駆動による燃焼制御並びに緊急時の炉停止達成を要求に挙げた。

## (2) 炉中心 1 体制御棒のみによる炉停止達成

前述したように、現行高速炉の安全設計では、燃焼制御、出力制御に用いられる主炉停止系制御棒以外に、全く独立した系統である後備炉停止系制御棒のみでも緊急時に炉停止できることを基本原則としている。本検討においても、この考え方に従って反射体制御系とは全く独立した通常の固体吸収材 ( $B_4C$ ) 駆動型制御棒のみによる緊急時炉停止を要求仕様に挙げた。

ところで、元来炉心径の小さい小型炉は大型炉に比べて核的な空間結合度が大きい。このことは、同一の制御棒 1 体当たりの反応度価値は小型炉の方が相対的に高くなり得ることを意味する。従って、燃料集合体全数に対する制御棒体数の比率をより低く抑えた炉停止達成が期待できる。

そこで本研究では、制御棒体数を極力抑えることで制御棒駆動機構設置による炉心上部空間の煩雑さをできる限り避ける観点から、反応度への影響が最も高い径方向炉心に 1 体の制御棒を設置し、この 1 体のみで緊急時の炉停止達成を可能とすることを要求に挙げた。

## (3) 負またはゼロに近いナトリウム損失係数

(1)で述べたように、小型炉は基本的に炉心サイズが小さいため、炉心外への中性子漏洩が元来大きい体系である。このため、小型炉のナトリウム損失係数は、炉心外への中性子漏洩が相対的に小さい大型炉に比べて本質的により小さい値をとることになる。従って、相対的な中性子漏洩が元来大きい小型炉においては、ナトリウム損失係数の抑制のために極端な扁平化等、炉心形状を大きく変更する必

要はない。

ナトリウムβ係数は炉心の異常な過渡変化時にナトリウムの沸騰に伴い生じる反応度フィードバックを与える反応度係数であるが、これが小さいあるいは負になることは、万一の炉心損傷事故（CDA）の発生を想定してもその事象進展をマイルドにする効果をもたらす。またナトリウムβ係数が負であるとき、単相状態にあるナトリウムの温度上昇に伴う反応度係数、すなわちナトリウム温度係数も同時に負の値となる。従って、ナトリウム未沸騰でかつ異常な炉心温度上昇の下での反応度フィードバックはより負となり、異常な過渡時においてシステム系の不作為を想定した ATWS 事象下でも、動的な機器に依らず炉心の反応度フィードバック特性のみによる炉停止、すなわち受動的炉停止の達成が容易となる。

一方、ナトリウムβ係数の抑制は、

- ①それだけで CDA の発生を完全に防止できるとは言い切れない、
  - ②実際の異常な過渡事象では、ナトリウムβ反応度以外に、ドップラー反応度や燃料膨張反応度等の他の反応度抑制機能との重ね合わせにより事象が進展する、
  - ③燃焼特性等の高速炉が本来備える特徴とのバランスが崩れる恐れがある、
- ことを考えれば、必ずしも設計上の制約条件として位置付けられるものではない。

以上の考え方に基づき、本研究では、燃焼特性を著しく損なうことなく、炉心サイズが小さいという小型炉の特長を生かし、負またはゼロに近いナトリウムβ係数を有する炉心の選定を目指した。

#### (4) 低線出力化

通常の高速度炉では、制御系の誤操作（通常の高速度炉では主炉停止系制御棒の誤引き抜き、本検討の小型炉では反射体の誤挿入）による正の反応度印加や、1次系主循環ポンプの故障等による1次系冷却材の流量減少のような異常な過渡事象が発生した場合、システム系の作動により原子炉が速やかに停止し、炉停止後の崩壊熱を確実に除去するように設計されている。それに加えて、システム系の不作為を想定しても、動的機器に依らず冷却材の温度変化や圧力変化といった自然の特性のみでも炉出力を低下させ、その後の崩壊熱除去も冷却材の密度差を利用した自然循環のみで達成可能とする、いわゆる受動的な安全特性を備えることは、高速炉の安全性に一層の厚みを増す上で有効である。

上述の事象においては、炉心燃料あるいは冷却材の温度上昇が生じるが、例えばその温度上昇が急速である場合、受動的な安全特性が有効に機能する以前に燃料溶融あるいは冷却材の沸騰に至ることもあり得る。

このような事象進展を回避するには、定格時の燃料線出力を抑制し、燃料の定格温度を低く設定することが有効である。定格時の燃料温度の抑制は、燃料

融点までのマージンを増大させることから、正の反応度添加に伴う異常な炉心出力増大に起因した燃料溶融の回避に有効となる。また、冷却材流量減少時では、冷却材の温度上昇に起因して制御棒駆動軸の熱膨張や炉心径方向膨張等による負の反応度フィードバック効果により出力が低下する。その結果、燃料温度は一般に低下し、ドップラー及び燃料膨張反応度は正となる傾向を示す。このような場合、低線出力燃料では燃料温度の低下幅が抑制されるため、正のドップラー及び燃料膨張反応度も抑制されることとなり、炉出力の低下を助長する効果をもたらす。

以上の背景に基づき、本検討では低線出力炉心を指向することとした。ここでは、最大線出力が $\sim 400\text{W/cm}$ とされる現行の酸化物燃料高速炉の設計例を参考に、 $\sim 300\text{W/cm}$ 以下を目標に設定した。但し、後述するように炉出力、炉心高さ、燃料ピン径は固定した条件で検討するため、線出力に影響する炉心パラメータは基本的には燃料ピン本数、言い換えれば炉心径のみとなる。従って、炉心径の増大が低線出力化には有効であるが、極端な炉心径増大は、前述した(3)のトリウムβ<sup>-</sup>係数を負あるいはゼロに近い値とする目標達成の観点から好ましくない。従って、ここではまず(3)の要求仕様の充足性を優先し、その充足の下で最大線出力の充足性を評価することとした。万一、最大線出力の充足条件が満足されない場合は、Pu 富化度の2領域化等（後述するように、本検討ではPu 富化度については基本的に1領域とした。）で対応することとした。

#### (5) 炉心部圧力損失の抑制

先の小型炉設計の方針で述べた、崩壊熱除去に関する受動的な安全特性、すなわち自然循環による崩壊熱除去の達成には、炉心冷却材の圧力損失をできるだけ低減することが望まれる。そこで本研究では、従来の自然循環特性に係わる知見等を踏まえ、目標として炉心ピンのバンドル部の定格運転時における圧力損失を $1.5\sim 1.8\text{kg/cm}^2$ 程度に抑制することとした。

一方、以上のような要求仕様を満たす炉心を抽出するに当たり前提として設定した条件は以下の通りである。

#### 【主要設定条件】

##### (1) 集合体ダクト外：六角管（ラッパ管）を採用

集合体構造は、常陽での豊富な照射・運転実績に基づき、基本的に開発課題のない六角形ダクト外（ラッパ管）付き集合体を採用することとした。

**(2)燃料ピン：太径（7.5mmΦ）を採用**

酸化物燃料は金属燃料や窒化物燃料に比べて燃焼特性のポテンシャルは低い。そこで、このような酸化物燃料に対し可能な限り燃焼特性の改善を図る観点から、現行もんじゅで採用されているピン径 6.5 mmΦの燃料ピンよりもやや太い、7.5mmΦの太径燃料ピンを検討対象とした。

**(3)原子炉熱出力：131.5MW（常陽と同程度）**

既存の技術成果を基に小型炉の開発を進める観点から、事業団が蓄積してきた常陽の運転実績を最大限に利活用すること、及び熱効率を約 38%と見込んで電気出力 5 万 kWe を目標とすることから、原子炉熱出力は常陽と同程度の 131.5 MW とした。

**(4)Pu 富化度：1 領域**

一般に大型高速炉の設計では、径方向出力ピッチ係数を抑制する観点から、Pu 富化度については 2 領域化を図っている。本検討では炉心が小型であることと、燃料製造上の簡素化の観点から、基本的には 1 領域炉心とした。但し、前述のように最大線出力の充足性が十分でないとは判断される場合は、2 領域化についても検討範囲に含めることとした。

**(5)炉心高さ**

現行高速炉の炉心設計においては、炉心部冷却材圧力損失を抑制する観点から大型炉、小型炉を問わず炉心高さは 100cm 以下を目標とし、出力規模の調整は集合体体数、燃料ピンピッチ等炉心径に係わるパラメータの変更を通じて行っている。

ところが、[主要要求仕様]でも述べた反射体制御による燃焼制御及び炉停止達成の観点からは、炉心高さ  $H$  と炉心径  $D$  の比、すなわちアスペクト比  $H/D$  をできるだけ大きくすることが望ましい。またアスペクト比の増大は、トリウム係数がより小さくなる観点からも望ましいといえる。

そこで本研究では、反射体による燃焼制御・炉停止及びゼロあるいはそれ以下のトリウム係数の達成と、炉心部圧力損失の抑制とのバランスをとる観点から、炉心高さを 150cm に設定した。4S 小型炉<sup>(1),(2),(3),(4)</sup>で提案されている 4m 長炉心のような極度な長尺炉心については、運転期間中の燃料ピンの健全性を実証するために相応の開発期間を要すると考えられることから、本検討では対象外とした。なお、炉心部圧力損失の抑制については、低線出力（～300W/cm 以下）に基づく炉心冷却材流速の抑制により対応することとした。

### 4.3 炉心の特性評価

ここでは、著者らが最終的に選定した炉心構成に対する特性評価並びに成立性評価について述べることにし、炉心の最終選定に至るまでの過程については一括して付録に記載した。

#### 4.3.1 炉心燃焼特性

4.2 で定めた要求仕様を満足し得る炉心構成を選定するため、核計算コードによる炉心計算を行い、炉心の燃焼特性を評価した。

解析対象とした炉心の縦断面図並びに水平断面図を図 4.3.1-1 に示す。同図にみるように、炉心は 36 体の燃料集合体と中心に設けられた 1 体のバックアップ用制御棒から構成されており、その径方向周囲を燃焼制御のための移動用反射体 2 層が、さらにその外側を遮蔽体を取り囲んでいる。前述の通り、ここでは炉心高さを 150cm に設定している。なお本研究では、原子炉容器のコンパ外化と炉心バンドル部圧力損失の抑制の観点から、径方向、軸方向ともにブランケット領域は設けていない。

炉心構成に係わる仕様を表 4.3.1-1 に示す。まず燃料種類については  $\text{PuO}_2$  -  $\text{UO}_2$  からなる混合酸化物燃料とし、Pu 同位体組成比は、再処理工場から取り出した後、3 年程度貯蔵したときに想定される組成比を選定した。[設定条件] で述べたように、燃料ピン径はもんじゅよりやや太い 7.5mm $\Phi$  とし、ギャップ部は先行炉に習って He ガスとした。燃料ピンピッチは 8.84mm で、ピンピッチとピン径の比 P/D は 1.18 である。この値はもんじゅと比較するとやや小さく、ピン配列はより稠密となるため、炉心部圧力損失の増加、さらには自然循環特性への影響が懸念される。ところが後述するように別途行った熱流力計算により、炉心バンドル部圧力損失が自然循環による崩壊熱除去を期待して設定した 1.5~1.8kg/cm<sup>2</sup> の範囲に入っていることが確認されている。燃料集合体 1 体当たりの燃料ピン本数は、もんじゅの 169 本を参考にしつつも、集合体全体に占める燃料体積比をできるだけ高めることで燃焼特性の改善が図られることを考え、ここでは 217 本とした。

燃料集合体はこの 217 本ピン束を 3mm 厚のラッパ管が囲んだ六角形状であり、集合体間ギャップ 4mm と合わせて集合体ピッチは 14.27cm である。なお、燃料ピン及び燃料集合体に係わる仕様は図 4.3.1-2 にも示した。

前述の通り、炉出力は電気出力としての目標値 5 万 kWe に合わせるため、熱効率を約 38% と見込んで 131.5MWth に設定した。36 体の燃料集合体及び炉

中心 1 体の制御棒から構成される炉心部の等価直径は約 90cm で、先行炉である 4S 小型炉とほぼ同じである。

次に、移動用反射体の構成を図 4.3.1-3 に示す。この反射体は燃料集合体と同じくツッパ管で囲まれた六角形状をしている。他に、4S 小型炉で提案されているリング形状のものも考えられるが、リング状反射体の場合はリング内径と最外周の炉心燃料集合体との間に隙間が生じるため、付録に記されている別途実施した反射体の反応度価値解析の結果、六角形状の場合に比べて有意な反応度価値のデメリットがみられた。反射体反応度価値の低下は運転日数の低下につながるため、ここでは燃焼特性への影響を極力抑える観点から六角形状とした。

この移動用反射体は、反射体物質を含む有効長 75cm の領域（以下、反射体領域と称する）と、その上下に位置し反射体置換物質を含む領域（以下、置換領域と称する）の 2 種類から構成されるとした。反射体領域の有効長については、燃焼をできるだけ長期に継続する観点からは長い方が望ましいが、過度に長くすることは、反射体領域のすべてが炉心部に挿入された体系でのトリウムボイド係数が大きく正側にシフトすることが懸念される。これら燃焼特性とトリウムボイド係数とのバランスに最適解を与える反射体領域有効長が存在し得ると考えられるが、ここでは暫定的に炉心部有効長の半分の長さとした。

原子炉停止時は反射体領域の上端が炉心の下端以下に置かれ、原子炉起動後から定格運転状態までの温度・出力欠損の補償、並びに定格運転時の燃焼制御のために徐々に反射体領域が炉心上部に向かって移動する。反射体物質にはツッパ管や被覆管等に用いられるのと同じ SUS を選定し、その形状は無垢棒とした。反射体の反応度価値を高める観点からは、この無垢棒の直径を大きくすることが望ましいが、反射体領域での発熱に対する冷却性の確保を考慮し、ここでは 12.7cm $\Phi$ とし、ツッパ管内壁と無垢棒の間に 3mm の隙間を設けることで反射体内での冷却パスを確保した。置換物質は、反射体反応度価値をできるだけ確保する観点からボイドとし、置換領域はこのボイドを厚さ 2mm 弱の SUS チューブに封入したボイド管で構成されるとした。

次に、核計算の手順について述べる。

燃焼計算に使用する 7 群断面積作成のための計算プログラムを図 4.3.1-4 に示す。なお、同図には後述する 70 群によるトリウムボイド反応度計算のプログラムも併せて示した。

計算対象とする炉心各領域の原子数密度、及び断面積ライブラリ JENDL3.2<sup>⑤</sup>に基づく高速炉用 70 群断面積セット JFS-3-J3.2 を入力データとして、高速炉用格子計算コード SLAROM<sup>⑥</sup>により領域毎の 70 群実効ミクロ及びマクロ断面積を作成した。なお原子数密度については、燃焼計算前、すなわち初期の炉心組成の場合はユーザー入力によるデータを、後述するように図 4.3.1-5 に示した燃焼計算実行過程で

は燃焼計算で得られたデータをそれぞれ用いた。70 群断面面積作成に際し、どの領域も均質モデルとした。次に、図 4.3.1-1 に示した炉心を各領域の体積を保存する 2 次元等価円柱形状でモデル化し、その体系に対して拡散理論に基づく炉心計算コード CITATION<sup>(7)</sup>により領域毎に領域平均 70 群中性子スペクトルを求めた。得られた 70 群中性子スペクトルを重みとして先に作成された 70 群実効 $k$ 断面面積を 7 群に縮約した。70 群及び 7 群のエネルギー群構造を表 4.3.1-2 に示す。

次に、燃焼計算の方法について、図 4.3.1-5, 4.3.1-6 を用いて説明する。

燃焼計算に入る前に、図 4.3.1-5 にみるようにまず Pu 富化度を次のようにして求めた。反射体領域上端を炉心下端位置に設定し、図 4.3.1-4 に示した手順にて作成された、ある適当な Pu 富化度を有する初期炉心組成での 7 群実効 $k$ 断面面積、並びに対応する Pu 富化度をもった原子数密度を用いて、CITATION コードにより 2 次元等価円柱体系に対し実効増倍率を求めた。得られた実効増倍率が 1.0 であれば燃焼計算に移行し、異なっていれば同じ 7 群実効 $k$ 断面面積を用いて Pu 富化度のみを調整し、反射体領域を固定したまま再度 CITATION による計算を行った。このような Pu 富化度調整を実効増倍率が 1.0 になるまで繰り返した。

ところで、通常の高速度炉の燃焼計算では、全制御棒を全引き抜き状態とした体系に対してのみ計算を行っている。言い換えれば、燃焼平衡末期の制御棒挿入状態を表す全制御棒・全引き抜き状態を、本来は制御棒が部分挿入状態にある燃焼平衡初期にも用い、燃焼期間中の制御棒挿入状態の逐次変化に伴う炉心部中性子束分布の変化を考慮しない。これを本研究に当てはめると、移動用反射体を部分的に炉心内へ挿入し、その位置に固定したまま燃焼計算を実行することとなる。ところが、本研究で対象とする小型炉炉心は、アスペクト比が通常 0.3~0.5 程度の先行炉に比べ約 1.6 とかなり大きい細長形状であるため、炉心部から移動用反射体へ中性子が漏洩しやすい体系となっている。従って、有効長 150cm の炉心部において、反射体領域が位置する軸方向範囲と同じか否か（反射体領域が炉心下端を基準に  $z_1\text{cm} \sim z_2\text{cm}$  に位置するとしたとき、着目する炉心部軸方向位置はちょうどこの範囲に対応するか否か）で、移動用反射体からの中性子の反射挙動は大きく異なる。このため、炉心部での燃焼挙動も軸方向では大きく異なり、 $z_1\text{cm} \sim z_2\text{cm}$  にある炉心部ではそれ以外の炉心部に比べ燃焼がより著しく進むことになる。

以上のことから、移動用反射体の挿入位置を固定したまま燃焼計算を進めると、炉心部の燃焼が過剰となり、燃焼特性の評価に大きな影響を及ぼすことが懸念される。

そこで本研究では、図 4.3.1-5 の 70-及び図 4.3.1-6 に示すように、移動用反

射体の挿入（上昇）を小ステップに分け、あるステップの燃焼計算が終了するとそこで一旦燃料原子数密度を更新し、更新された原子数密度を次のステップでの燃焼計算に用いるという手順で計算を進めることとした。ここでは、ステップに伴う移動用反射体の移動距離、すなわちステップ幅を 15cm に設定した。

まず、定格運転状態に至るまでに必要な反射体挿入量を 30cm と見込み、第 1 燃焼ステップの燃焼計算は、先に求めた Pu 富化度に相当する各核種原子数密度を用いて、反射体をさらに 15cm 上昇させた状態で 3 ヶ月間燃焼させた。更新された原子数密度を用いて、再度ステップ幅 15cm だけ移動用反射体を上昇させ、第 2 燃焼ステップの燃焼計算を行った。このような計算を移動用反射体の上端が炉心部上端に一致するまで継続した。

この燃焼計算により得られた燃焼の時間履歴を図 4.3.1-7 に示す。同図では燃焼履歴を燃焼ステップ毎の実効増倍率の変化で示した。実線が CITATION による計算で得られた実効増倍率の変化を示したもので、各燃焼ステップにおける右斜め下への変化がその燃焼ステップでの燃焼による反応度損失を、ステップ状の変化が各燃焼ステップから次の燃焼ステップへ移る際に移動用反射体を 15cm 上昇させたときの投入反応度（すなわち、15cm 分の反射体反応度価値）をそれぞれ示す。この図から、ステップ 7 まではステップ間での反射体上昇に伴い実効増倍率は増大しているが、ステップ 7 から 8 への反射体上昇では実効増倍率は逆に僅かながら低下していることがわかる。これは、本解析で対象とした炉心体系では、反射体領域上端が炉心下端から 135cm の位置に達するまでは燃焼を継続することができるが、炉心上端位置までの残り 15cm までは継続できないことを意味している。

このような傾向は定性的には次のように説明される。

- ・ステップ 1～5：反射体は軸方向中性子インポータンスのより高い方にシフトするため、反射体移動に伴う反応度変化は正となる。特にステップ 2 から 5 では、反射体領域上部の  $B_{10}$  が中性子反射効果のより大きいトリウムに置換される効果もこの正の反応度変化をさらに助長している。
- ・ステップ 5～6：両ステップにおける反射体位置が軸方向炉中心面に対して互いに対称であることから、軸方向中性子インポータンスの違いはほぼないと考えられるものの、 $B_{10}$  とトリウムの置換効果により反応度変化はやはり正となる。
- ・ステップ 6～8：軸方向中性子インポータンスのより低い方への反射体移動に伴う負の反応度効果と、 $B_{10}$  とトリウムの置換による正の反応度効果との競合で反応度変化の符号が決まる。本体系では、ステップ 6～7 の変化では後者の正の反応度効果が、ステップ 7 から 8 では前者の負の反応度効果がそれぞれ上回ったと考えられる。

ここで、連続運転可能な最大日数（本研究では単に運転日数と称する）は次



のようにして求めた。実際の原子炉運転では、体系の実効増倍率が常に 1 になるように原子炉が制御されることを考え、実線で示した実効増倍率の変化を、点線のように燃焼ステップ毎の燃焼末期（ステップ毎に現れる斜め線分における右下側の端点に相当）で実効増倍率がちょうど 1 になるように補正した。燃焼ステップ 3 及び 4 を例にとると、★で示した縦点線分の上端を始点として、その前の燃焼ステップ 3 における斜め実線分と平行な斜め点線分を実効増倍率=1 の水平線と交わるまで引く。この交点に対応する運転経過日数（図中では約 420 日）を第 3 ステップ終了時の運転経過日数とする。その後、この交点を始点として、核計算で得られた第 4 ステップにおける実効増倍率の変動分（▲で示した縦点線分）だけ実効増倍率をステップ状に上昇させる。このような操作を繰り返すのであるが、上述のように第 7 ステップから第 8 ステップへの反射体移動では実効増倍率が減少していることから、運転日数を算定するに当たっては上記の繰り返し操作を第 7 ステップまで実施するに留めた。

以上で述べた炉心構成に対する燃焼特性を表 4.3.1-3 に示す。

運転日数は 752 日、すなわち 2 年をやや上回っている。但し、本研究では運転負荷を 100% とした。またここでは、1 バッチ方式、すなわちバッチ交換不要としているため、実際の運転では燃料集合体の炉内滞在年数は約 2 年となる。この 752 日の運転で要した反射体による燃焼補償は 7.1%  $\Delta k/k'$  となっているが、これを 1 年あたりに換算した値 3.5%  $\Delta k/k'$  は、通常混合酸化物燃料大型炉が 2.0~3.0%  $\Delta k/k'$  であるのに比べ大きな値となっている。これは、相対的に漏れの大きい小型炉では Pu 富化度を大型炉よりも大きく設定する必要があるため、その影響は増殖比が 0.58 と軽水炉の転換率並みに抑えられていることにも現れている。この燃焼特性と熱出力が 131.5MW と低いことから、炉心平均燃焼度は現行軽水炉と同等あるいはそれ以下の 30000MWD/T 弱となっている。

被覆管やラッパ管等構造材の健全性に影響を与える最大高速中性子フルエンスは、最大高速中性子束の値より以下のようになる。

$$\begin{aligned} & 1.7 \times 10^{15} [\text{n/cm}^2/\text{sec}] \times 752 [\text{day}] \times 24 [\text{hour/day}] \times 3600 [\text{sec/hour}] \\ & = 1.1 \times 10^{23} [\text{nvt}] \end{aligned}$$

この値は、通常構造材の健全性評価の目安とされている  $\sim 3.0 \times 10^{23} [\text{nvt}]$  に比べて 1/2~1/3 程度であり、照射変形等の構造健全性に対する影響は特に懸念されるものではないといえる。

最大線出力は目標上限値 300W/cm を十分下回っており、今後の事故を想定した動特性解析を通じ、受動的な安全特性機能の評価が期待される。

#### 4.3.2 炉中心制御棒の反応度価値

表 4.3.1-3 に示した炉中心制御棒 1 体の反応度価値をみってみる。同表に記載した値 6.6%  $\Delta k/k$  は、CITATION による 70 群拡散計算で得られた値に対し、従来の大型混合酸化物燃料高速炉炉心設計等による知見を基に輸送効果、非均質効果をそれぞれ 0.9、0.8 と見込んで補正したものである。吸収体に選定した  $B_4C$  中の  $^{10}B$  濃度は 90% とした。バックアップ用に設けられる後備炉停止系制御棒の全数全挿入時の反応度価値は、通常の混合酸化物燃料大型炉では 6 体程度で 1.5~2.0%  $\Delta k/k$  程度であるが、本研究で得られた値は 1 体のみでこれをはるかに上回っている。これは、本研究の対象炉心の直径が約 90cm 程度で、直径 3~4m の大型炉に比べて著しく小さいため、炉心各領域間の核的結合が大型炉に比べて極めて強く、制御棒挿入による核的摂動が体系全体に非常に伝わりやすいためである。

この炉中心制御棒の要求条件に対する充足性については、反射体制御系の要求条件への充足性と併せて 4.4 節の炉心成立性評価にて議論する。

#### 4.3.3 反応度フィードバック特性

まず、ナトリウム沸騰反応度について考える。

ナトリウム沸騰反応度計算のフローを図 4.3.1-4 に示す。ナトリウムの沸騰に伴う中性子スペクトルの変化、並びに中性子漏洩の変化をできるだけ厳密に考慮するため、エネルギー群数は群縮約誤差を伴わない 70 群とした。計算コードには、中性子輸送効果を厳密に考慮するため、2 次元  $S_N$  輸送計算コード TWOTRAN-II<sup>®</sup> を用いたが、後述するように、各燃焼ステップ毎に対する CITATION を用いたナトリウム沸騰反応度計算も併せて実行した。なお、計算体系は前述と同様の 2 次元等価円柱モデルである。

本研究では、最も厳しいナトリウム沸騰反応度を与えるとされる体系について、以下の考えに従い評価した。

ナトリウム沸騰反応度は、ナトリウムの沸騰に伴う主に中性子スペクトルの硬化による正の反応度効果と中性子漏洩の増大による負の反応度効果との競合で決まる。一連の燃焼過程で正の反応度効果が最大になるのは、燃焼が最も進み核分裂生成物 FP の蓄積に伴う中性子スペクトル硬化が最も顕著となる、反射体領域の上端が炉心上端に一致した場合である。一方、負の反応度効果が最大となるのは、

炉心外への中性子漏洩が最大になる、反射体領域が炉心部有効長 150cm の領域から完全に引き抜かれている場合である。従って、これら 2 つの反応度効果が互いに競合し合い、最大のトリウム<sup>233</sup> 反応度を与える燃焼状態とそれに対応する反射体挿入状態が存在し得る。

そこで、図 4.3.1-6 に示した計 8 つのステップの中で最大のトリウム<sup>233</sup> 反応度を与えるステップを同定するため、図 4.3.1-4 に示したように、まず CITATION による 70 群拡散計算にてステップ毎にトリウム<sup>233</sup> 反応度を求めた。但し、トリウム<sup>233</sup> 反応度の算出に当たっては、中心制御棒は完全引き抜き状態とし、中心制御棒領域を除く炉心部全域を 100%<sup>233</sup> 化した。

計算結果を表 4.3.3-1 に示す。同表から、ステップ 8、すなわち反射体領域上端が炉心上端に一致（炉心下端から 150cm 挿入）した状態が最大のトリウム<sup>233</sup> 反応度  $0.07\% \Delta k/k'$  を与えていることがわかる。

次に、拡散計算で最大のトリウム<sup>233</sup> 反応度を示したステップ 8 の体系に対し、TWOTRAN-II による 70 群輸送計算にて改めてトリウム<sup>233</sup> 反応度を求めた。なお、角度離散化に関する  $S_N$  次数は  $S_4$  とした。

表 4.3.1-3 に示した計算結果にみるように、中性子漏洩を正確に扱う輸送計算では、 $0.21\% \Delta k/k'$  となっている。これを後述する実効遅発中性子割合  $3.682 \times 10^{-3}$  を用いて\$単位に換算すると、 $0.57\text{\$}$  となる。

ところで、このステップ 8 の体系において、炉心部のトリウムに加え、完全引き抜き状態の炉中心制御棒領域に存在するトリウムも 100%<sup>233</sup> 化した場合のトリウム<sup>233</sup> 反応度を求めてみた。炉物理的には、炉中心制御棒領域のトリウムの<sup>233</sup> 化は、<sup>233</sup> 化に伴う中性子漏洩効果の増大により原理的にはトリウム<sup>233</sup> 反応度を負側にシフトする。

まず、CITATION による 70 群拡散計算では、表 4.3.3-2 にみるように、 $-0.41\% \Delta k/k'$  と負の値を示しており（\$単位で  $-1.11\text{\$}$ ）、拡散計算においては炉中心制御棒領域の<sup>233</sup> 化によるトリウム<sup>233</sup> 反応度の負側へのシフトがみられる。一方、同表に示した TWOTRAN-II による 70 群  $S_4$  計算では、炉中心制御棒領域を<sup>233</sup> 化しない場合と同じく  $0.21\% \Delta k/k'$  となっており（\$単位で  $0.57\text{\$}$ ）、輸送計算においては炉中心制御棒領域の<sup>233</sup> 化が生じてもトリウム<sup>233</sup> 反応度は若干正の値をとる。この拡散計算と輸送計算の傾向の違いは、拡散理論における中性子漏洩効果の過大評価に基づいている。

次に、炉心の安全評価に用いられる各種反応度係数、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命について述べる。

計算 $\beta$ -を図 4.3.1-8 に示す。反応度係数、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命のいずれにおいても、70 群断面積を 18 群に縮約し、CITATION による 18

群 2 次元等価円柱計算で得られた中性子束及び随伴中性子束のデータを基に、拡散摂動コード PERKY<sup>9)</sup>により 1 次摂動計算で求めた。18 群エネルギー構造は表 4.3.1-2 に示す通りである。体系には、前述のトリウム燃料反応度において最も厳しい評価を与えた、反射体領域の上端が炉心部上端に一致するまで挿入された状態を選定し、中心制御棒領域を含む炉心部全域を摂動領域とした。なお、PERKY で得られる反応度係数は、ドップラー係数の  $Tdk/dT$  を除き、すべて  $\% \Delta k/kk' / \Delta \rho / \rho$  の単位で表される密度係数で与えられるが、核熱動特性解析では  $\% \Delta k/kk' / ^\circ C$  の単位で表される温度係数がよく用いられる。そこで、物質毎の瞬間線膨張係数を用いて密度係数を換算することにより温度係数も併せて求めた。

計算結果を表 4.3.3-3 に示す。同表より、冷却材温度係数は負の値を示していることがわかる。この符号は前述した中心制御棒領域を含む炉心全領域に対する、70 群 CITATION 計算で得られたトリウム燃料反応度の符号と原理的に同じになる。

ドップラー係数は主に  $^{238}\text{U}$  による共鳴捕獲反応率の増大により負となるが、その絶対値は混合酸化物燃料大型高速炉の概ね 70~80% 程度となっている。これは、小型炉では中性子漏洩が大型炉に比べて相対的に大きいため、臨界を維持するのに必要な Pu 富化度が大きくなり、その結果、燃料中に占める  $^{238}\text{U}$  の割合が相対的に小さくなるためである。

ここで、ある燃料温度変化に対するドップラー反応度と燃料膨張反応度を比較してみる。例えば、燃料温度変化をドップラー係数の算出に用いた時と同じ 1373K から 1873K の 500°C 上昇とすると、

$$\begin{aligned} \text{ドップラー反応度} &: -5.413 \times 10^{-3} \times \ln(1873/1373) = -1.68 \times 10^{-3} \Delta k/kk' \\ \text{燃料膨張反応度} &: -5.105 \times 10^{-6} \times 500 = -2.55 \times 10^{-3} \Delta k/kk' \end{aligned}$$

となり、燃料膨張反応度の方がやや大きいことがわかる。この特性は、燃料膨張反応度がドップラー反応度に比べて通常半分以下程度である混合酸化物燃料大型高速炉の場合とは明らかに異なる。これは、本研究で対象とした小型炉のドップラー係数の絶対値が混合酸化物燃料大型高速炉より小さいことに加え、約 1.6 のアスペクト比を有する長尺炉心ゆえ、同じ燃料温度上昇幅でもアスペクト比が 0.3~0.5 程度の大型炉に比べ燃料の軸方向膨張長さがより大きくなるためである。

ところで、一般に小型炉は大型炉に比べ、炉心内での中性子減速を十分受けないうちに炉心外へ漏れ出る割合が相対的に大きくなるため、炉心部の中性子スペクトルは大型炉よりも硬くなる傾向にある。この傾向は即発中性子寿命の値にも現れており、概ね  $4 \times 10^{-7} \text{sec}$  となる大型炉に比べてやや小さい値となっている。

## 4.4 原子炉構造の検討

本節では、小型高速炉の炉心構造及び原子炉容器構造について検討する。

### 4.4.1 燃料ピン及び燃料集合体

4.2 節に述べた通り、燃料ピン及び燃料集合体設計では、以下の条件の下に設計を実施した。

炉心等価直径：1 m 以下

炉心（ピンバンドル）圧力損失：1.5～1.8kg/cm<sup>2</sup>程度

そこで、ピン径及び P/D（ピンピッチ/ピン径）と、ピンバンドル圧力損失及び炉心等価直径の関係を図 4.4.1 に示す。なお、炉心等価直径は幾何形状から、ピン全長は燃焼末期の FP ガス圧力と被覆管応力を考慮した 262cm を用いた上、ピンバンドル圧力損失を周辺流れ係数=1.1（ダクト付き燃料の経験値）で Cheng-Todreas の式<sup>(10)</sup>を用いて評価した。

図 4.4.1-1 よりピン径と P/D を選定するが、その際に圧力損失の条件と炉心性能向上を目指した燃料体積比向上（P/D を小さくする）を優先して選定すると、以下の組み合わせが適当であると考える。

Φ7.5mm、P/D=1.18： 圧損 1.77 kg/cm<sup>2</sup>、等価直径 91.2cm

Φ7.8mm、P/D=1.18： 圧損 1.48 kg/cm<sup>2</sup>、等価直径 94.6cm

受動的な安全特性向上のために必要な圧力損失値は炉心の動特性解析により確認する必要があるが、本研究においては、Φ7.5mm、P/D=1.18 を暫定的に選定し、炉心設計を行う。

被覆管肉厚は、燃料被覆管材料として改良オーステナイト鋼（PNC1520）を採用したことにより、耐スウェリング、耐照射クリープ特性の向上に伴う FCMI 応力の増加を考慮して、0.38mm とした。ガスプレナムは燃料ピンの上部に設定し、ガスプレナム長さは、被覆管肉厚 0.38mm、通常時被覆管最高温度 680℃、線出力密度の暫定的な履歴より、750mm と決定した。燃料ピン全長は、炉心燃料長 1500mm、ガスプレナム長 750mm、下部ブランケット長 300mm 等より、2640mm とした。

燃料ピン及び燃料集合体寸法の概略を図 4.4.1-2 に示す。

### 4.4.2 炉心仕様・熱設計

前項に従い選定されたピン仕様を基に、炉心の諸元を選定した結果を表 4.4.2-

1 に示す。仕様選定に当たっての考え方を以下に記す。

集合体仕様：

原型炉と同様の材料・肉厚を持つ六角管付き集合体とした。

炉心材料：

原型炉と同等の PNC316 相当鋼を想定し被覆管肉厚中心制限温度を 675℃ とした。なお、小型高速炉では燃焼度が原型炉と比較して低いため、本想定は保守的であると考えられる。

工学的安全係数：

暫定的に 1.2 とした。

炉心部冷却無効流量割合：

炉心流量の 4.5% と暫定した。

これらの仕様を選定した結果、原子炉出入口温度は 530/390℃ となり、プラント全体の熱効率も原型炉と同等になる見通しが得られた。

#### 4.4.3 炉心及び反射体概念

前項に従い仕様選定された集合体仕様と 4.3 節の炉心核設計により定められた炉心の概念図を図 4.4.3-1 に示す。炉心は中心 1 体のストップロッド ( $B_4C$  等の毒物による炉停止機構) と 36 体の燃料集合体 (1 領域) により構成される。炉心制御用の可動反射体は六角管に挿入され、炉心外周に 2 列相当分配置される。内部に挿入された可動反射体は、隣接する 7 及び 9 体が一体となって炉上部より駆動軸を介して上下方向に駆動される。

図 4.4.3-2 及び図 4.4.3-3 に反射体構造概念を示す。反射体本体の下半分 (ハフing部) は反射体本体、上半分は内部にガスを充填した中性子リク促進部である。また、図 4.4.3-2 の右半分は原子炉停止時の反射体位置を、左半分は燃焼末期の反射体位置を示している。反射体は停止位置から上方に引き上げられ原子炉が起動し、燃焼補償のために徐々に引き抜かれる。その間、炉心の出力中心が徐々に上方に移動していくことになる。

また、図 4.4.3-2 中に示すように、隣接する反射体が保持機構を通じて連結され、6バンクで上下動が制御される。保持機構と反射体はラッチ機構により連結され、通常は連結状態であるが、交換時は反射体を 1 体ずつ交換することが可能な構造となっている。

#### 4.4.4 原子炉構造

4S 炉<sup>(1),(2),(3),(4)</sup>等の小型高速炉設計研究成果を参考にして、原子炉容器及び格

納容器径の最小化を指向し建設コスト低減化を図った原子炉構造の概念を図 4.4.4-1 に示す。本構造概念には、タンク型に準ずる原子炉構造を採りながらも従来の高速炉にはない新たな概念が多く含まれている。特徴的な概念を以下に列挙する。

- ・崩壊熱除去系熱交換器、中間熱交換器、主循環電磁ポンプを直列周状配置し原子炉容器内に設置する。
- ・2次系冷却材の流出入はアナリス状の流路を構成することによって行う。
- ・コールドレグを炉心槽内筒と原子炉容器のアナリス部とする。
- ・アナリスのコールドレグ内に遮蔽体を設置し、下降流で冷却する。
- ・タンク型形式にも係わらず崩壊熱除去系熱交換器と炉心の伝熱中心差が大きいこと、自然循環力の強化が見込まれる。
- ・崩壊熱除去系は熱交換器の炉内配置とともに、RVACS も併設され、多様性が確保されている。

一方、本概念には、以下に記す通り研究開発の必要な要素が存在する。

- ・原子炉容器内設置の1次系主循環電磁ポンプの開発。
- ・周状の熱交換器及び主循環ポンプの開発。
- ・炉心槽内筒がコールドレグのバウンダリとなり、熱応力が大きいこと。また、遮蔽体の内側に設置されることから照射量が大きいこと。さらに、コールドレグが外側になることから、外圧条件となること。これらの条件下での健全性確保方策の開発。
- ・格納ドーム高さを図 4.4.4-1 の通りに合理化するためには、反射体駆動装置及びストップロッド駆動装置の駆動軸のメンテナンスが不可能になるため、メンテナンスフリーの設計もしくはメンテナンス方策の開発が必要。

これらの研究開発要素の中には、本小型炉設計の目標とする5年以内の開発期間で開発することが困難な要素も含むと考えられる。また、デモ機ではプラント建設コストの実証よりも炉心の安全性や反射体駆動による炉心制御等の技術の実証を優先すべきであり、経済性の向上は第2ステップ以降で開発する要素である。

以上の考えから、第1ステップにおけるデモ機では、コンベンショナルな原子炉構造とし、炉心安全性及び制御方法の実証に重点化することが小型炉開発全体にとって重要である。

さらに、第1ステップはデモ機として、第2ステップ以降の開発の基本プラントとなる必要があることから、以下の点を考慮して原子炉構造を設計する必要がある。

- ・炉心構成が交換可能であること。
- ・主循環ポンプ、熱交換器等の主要機器が交換可能であること。

- ・第2ステップでの炉心出力増大に対応できること。

これらの条件を考慮して検討した第1ステップ機の原子炉構造を図4.4.4-2に示す。原子炉構造はカン型炉に準じ、機器は炉上部より懸架する構造として交換性を確保する。また、UISを引き抜き型とすることで、炉心構造物の交換を可能とするとともに、燃料交換機をUISと入れ替えて設置することによりプラントに設置せず、核不拡散強化に配慮した。

本原子炉概念で原子炉を設計するためには、引き抜き型のUISと燃料交換機の構造を開発する必要があるが、これらについては、目標とする開発期間で開発可能であると考ええる。

## 4.5 炉心の成立性評価

前節までに行った考察結果を基に、4.2節で設定した要求仕様の充足性を中心に、本検討で対象とした混合酸化物燃料小型高速炉炉心の成立性について評価する。

### (1) 反射体駆動方式による炉停止達成

ここでは代表例として、ステップ8の燃焼平衡初期の状態にある炉心において、反射体領域が炉心外に完全に引き抜かれた（炉心下部へ完全に落下した）状態を考え、計算誤差等を考慮しても炉心が低温未臨界に保たれているかどうかで反射体駆動方式による炉停止達成の可能性を評価する。

CITATIONコードを用いた2次元RZ体系70群拡散計算によれば、上記体系における実効増倍率の値 $k_{\text{eff,sub}}$ は、

$$k_{\text{eff,sub}} = 0.9521$$

となった（但し、各部温度は定格条件）。従って、未臨界度 $\Delta k_{\text{sub}}$ は、

$$\Delta k_{\text{sub}} = 1 - 0.9521 = 4.79\% \Delta k/k'$$

となる。

この値に対して、

[1] 定格から低温（～200℃）に戻る際の正の反応度



[2] 輸送補正

[3] 臨界性予測誤差

[4] 燃料製作公差

を差し引くことで、計算誤差等を考慮した適切な未臨界度を予測したこととなる。

[1]は、温度変化を1100℃から200℃とし、表4.3.1-1のドップラ-係数及び燃料温度係数の値を用いると、1.04%  $\Delta k/kk'$ となる。

[2]は、燃焼ステップ 8 の燃焼平衡末期炉心において、トリウム<sup>233</sup>反度度を求める際に算出された非<sup>233</sup>体系での輸送効果 0.61%  $\Delta k/kk'$ を適用することとした。

[3]は、従来の混合酸化物燃料大型炉の設計例に倣い、1 $\sigma$ 評価で0.44%  $\Delta k/kk'$ とした。

[4]についても、従来の混合酸化物燃料大型炉の設計例に習い、2 $\sigma$ 評価で0.30%  $\Delta k/kk'$ とした。

[3], [4]の誤差については統計処理で扱うこととすると、 $\Delta k_{sub}$ から[1]~[4]の各因子を差し引いた値 $\Delta k_{sub}$ は、

$$\begin{aligned}\Delta k_{sub} &= 4.79 - \{1.04 + 0.61 + (0.44^2 + 0.30^2)^{1/2}\} \\ &= 4.79 - 2.18 \\ &= 2.61\% \Delta k/kk'\end{aligned}$$

となり、炉心は十分な低温未臨界状態に保たれている。

ところで、通常の高速度炉においては、最大反応度を有する制御棒 1 本がスタックしても、残りの制御棒のみで炉心が低温未臨界に至るように設計される。ここでもそれに習い、6つのセグメントに区画割りされた反射体のうち1つのセグメントがスタックした状態において、残り5つのセグメントのみで炉心が低温未臨界状態に至るかどうかを簡易的に調べた。

CITATIONコードを用いた2次元RZ体系70群計算によれば、燃焼ステップ8の燃焼平衡初期の状態にある炉心の反射体すべてが完全に引き抜かれた場合の投入反応度は6.4%  $\Delta k/kk'$ となった。従って、1セグメント当たりの反応度値は単純に1/6倍して~1.1%  $\Delta k/kk'$ となる。

この値を先に求めた2.61%  $\Delta k/kk'$ から差し引いた値 $\Delta k_{sub, stuck}$ は、

$$2.61 - 1.1 = 1.51\% \Delta k/kk'$$

となり、依然として炉心は十分な未臨界度を保っていることがわかる。

以上により、本研究で検討した反射体駆動方式はそれのみによる炉停止達成を可能とし、全体の 1/6 がスタックした状態を想定してもなお達成可能であることが示された。

## (2) 炉中心 1 体制御棒による炉停止達成

後備炉停止系制御棒に相当する本研究での炉中心制御棒に要求される反応度価値は、

[1] 低温（～200℃）から定格に至るまでの温度・出力補償

[2] 事故時投入反応度

に、[1]に関する核計算不確かさを見込んだ値で評価される。

[1]は、前述の通り 1.04%  $\Delta k/kk'$ となる。

[2]は、通常の従来的高速炉の設計例に習い、約 50¢ に相当する 0.20%  $\Delta k/kk'$ とした。

[1]に関する核計算不確かさは、 $2\sigma$ を見込んで 0.21%  $\Delta k/kk'$ とした。

以上より、炉中心制御棒に必要とされる最大反応度価値は、

$$1.04 + 0.2 + 0.21 = 1.45\% \Delta k/kk'$$

となる。

一方、表 4.3.1-3 に示した炉中心 1 体制御棒の反応度価値は 6.6%  $\Delta k/kk'$ となっている。この値に対して、設計予測誤差を暫定的に 10%と見込むと、この反応度価値の最小値は 5.9%  $\Delta k/kk'$ と予測される。この値は上記 1.45%  $\Delta k/kk'$ を大きく上回っており、炉中心 1 体の制御棒のみで十分な炉停止余裕が確保されることが示された。

## (3) トリウム<sup>233</sup> 反応度

4.3.3 で議論したように、中性子輸送効果を厳密に取り扱う輸送計算による評価では、炉心部全域のトリウムを 100%<sup>233</sup>化した場合のトリウム<sup>233</sup> 反応度は 57¢ と若干正の値を示した。トリウム<sup>233</sup> 係数の符号はここで得られたトリウム<sup>233</sup> 反応度の符号と同じであるため、本研究で選定した炉心のトリウム<sup>233</sup> 係数は若干正の値を示すこととなる。

プラントの過渡挙動は、トリウムが<sup>233</sup>化した場合でもそれに伴うトリウム<sup>233</sup> 反応度の特性に加えて、ドップラー-反応度や炉心径方向膨張反応度といった負の反応度フィードバックと競合しながら事象進展する。従って、トリウムの<sup>233</sup>化が生じたとしても、その後の事象進展において炉心が即発臨界に至ることは原理的には

生じ得ず、選定した炉心は十分な安全裕度を有している。

なお、これについては安全研究成果を反映した最新の評価ツール（SAS4A<sup>(11)</sup>や SIMMER-III<sup>(12)</sup>）を用いて、今後確認していく必要がある。

#### (4) 最大線出力

4.3.1 で述べたように、最大線出力は約 230MW/cm で、上限の目安としていた 300W/cm を十分下回っている。

今後、最大線出力の若干の増大を許容させるため炉心サイズをコンパクトにする一方で、コンパクト化に起因して燃焼特性の改善を図るといった、燃焼特性とのバランスについて見直すことにより、プラント過渡応答解析による異常な過渡時の炉心安全裕度の確認を行いつつ、炉心のさらなる高度化を図ることが期待できる。

#### (5) 炉心部圧力損失

目標範囲に設定した  $1.5\sim 1.8\text{kg/cm}^2$  を満たしている。今後の詳細な熱流動解析による確認は必要とされるものの、自然循環による崩壊熱除去の成立は十分期待できる。

以上をまとめると、次のようになる。

混合酸化物燃料を用いた小型高速炉において、炉心高さを 150cm、炉心径を約 90cm とすれば、最長 2 年間燃料交換を必要とせず、反射体駆動による新しい燃焼制御方式を採用することにより、以下に挙げる要求条件を充足し得る常陽並みの熱出力（131.5MWth）の炉心が、中長期にわたる新たな開発課題を基本的に必要とせず得られる見通しを得た。

- (1) 反射体駆動による燃焼制御及び炉停止
- (2) 炉中心 1 体の制御棒のみによる炉停止
- (3) (1), (2) の充足に基づく独立 2 系統による炉停止機能の確保
- (4) 小さなトリウム核分裂反応度（0.6\$程度）
- (5) 低線出力（最大線出力～230W/cm）化による受動的な安全特性の向上
- (6) 炉心ピッド東部の冷却材圧力損失の抑制（ $1.5\text{ kg/cm}^2$  以下）、大きな伝熱中心差による自然循環崩壊熱除去
- (7) 燃焼度約 30000MWD/T（ガスプレハム 80cm）

表 4.3.1-1 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心仕様

項目		仕様
燃料 ピ ン	燃料種類	・PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> ; O/(Pu+U)=1.98 ・ <sup>235</sup> U: <sup>238</sup> U=0.3:97.7 [w/o] ・ <sup>238</sup> Pu: <sup>239</sup> Pu: <sup>240</sup> Pu: <sup>241</sup> Pu: <sup>242</sup> Pu = 0.9:58.5:24.6:10.7:5.3 [w/o]
	燃料ピン径	7.5mm
	燃料ペレット径	6.38mm
	被覆ペレット間ギャップ	0.18mm
	燃料ペレット密度	95%TD
	燃料スミア密度	85%TD
	被覆管肉厚	0.38mm
	ワイヤ径	1.00mm
	燃料ピン配列ピッチ	8.84mm
	ピンピッチ・ピン径比	1.18
	燃料ピン本数/集合体	217本
集 合 体	燃料体積比	37.33v/o
	ラッパ管肉厚	3.00mm
	集合体外対面間距離	138.68mm
	ラッパ管間ギャップ	4.00mm
	集合体配列ピッチ	142.68mm
炉 心 サ イ ズ	炉出力	132MWth
	燃料集合体数	36体
	炉心高さ	150cm
	炉心等価直径	91.13cm
	炉心容積	978リットル

表 4.3.1-2 7, 18, 70 群I補片 - 構造

7G	18G	70G	Upper energy	Lower energy	Lethargy Width
1	1	1	10.0000 (MeV)	7.7880 (MeV)	0.25
		2	7.7880	6.0653	0.25
	2	3	6.0653	4.7237	0.25
		4	4.7237	3.6788	0.25
2	3	5	3.6788	2.8650	0.25
		6	2.8650	2.2313	0.25
	4	7	2.2313	1.7377	0.25
		8	1.7377	1.3534	0.25
3	5	9	1.3534	1.0540	0.25
		10	1.0540	0.82085	0.25
	6	11	0.82085	0.63928	0.25
		12	0.63928	0.49787	0.25
		13	0.49787	0.38774	0.25
	7	14	0.38774	0.30197	0.25
		15	0.30197	0.23518	0.25
		16	0.23518	0.18316	0.25
	8	17	0.18316	0.14264	0.25
		18	0.14264	0.11109	0.25
		19	0.11109 (MeV)	86.517 (KeV)	0.25
4	9	20	86.517 (KeV)	67.379 (KeV)	0.25
		21	67.379	52.475	0.25
		22	52.475	40.868	0.25
	10	23	40.868	31.828	0.25
		24	31.828	24.788	0.25
		25	24.788	19.305	0.25
	11	26	19.305	15.034	0.25
		27	15.034	11.709	0.25
		28	11.709	9.1188	0.25
5	12	29	9.1188	7.1017	0.25
		30	7.1017	5.5308	0.25
		31	5.5308	4.3074	0.25
	13	32	4.3074	3.3546	0.25
		33	3.3546	2.6126	0.25
		34	2.6126	2.0347	0.25
	14	35	2.0347	1.5846	0.25
		36	1.5846	1.2341	0.25
		37	1.2341 (KeV)	0.96112 (KeV)	0.25

表 4.3.1-2 続き

7G	18G	70G	Upper energy	Lower energy	Lethargy Width
6	15	38	961.12 (eV)	748.52 (eV)	0.25
		39	748.52	582.95	0.25
		40	582.95	454.00	0.25
	16	41	454.00	353.58	0.25
		42	353.58	275.36	0.25
		43	275.36	214.45	0.25
	17	44	214.45	167.02	0.25
		45	167.02	130.07	0.25
		46	130.07	101.30	0.25
7	18	47	101.30	78.893	0.25
		48	78.893	61.442	0.25
		49	61.442	47.851	0.25
		50	47.851	37.267	0.25
		51	37.267	29.023	0.25
		52	29.023	22.603	0.25
		53	22.603	17.603	0.25
		54	17.603	13.710	0.25
		55	13.710	10.677	0.25
		56	10.677	8.3153	0.25
		57	8.3153	6.4760	0.25
		58	6.4760	5.0435	0.25
		59	5.0435	3.9279	0.25
		60	3.9279	3.0590	0.25
		61	3.0590	2.3824	0.25
		62	2.3824	1.8554	0.25
		63	1.8554	1.4450	0.25
		64	1.4450	1.1254	0.25
		65	1.1254	0.87642	0.25
		66	0.87642	0.68256	0.25
		67	0.68256	0.53158	0.25
		68	0.53158	0.41399	0.25
		69	0.41399	0.32242	10.65
		70	0.32242 (eV)	1.00E-05 (eV)	

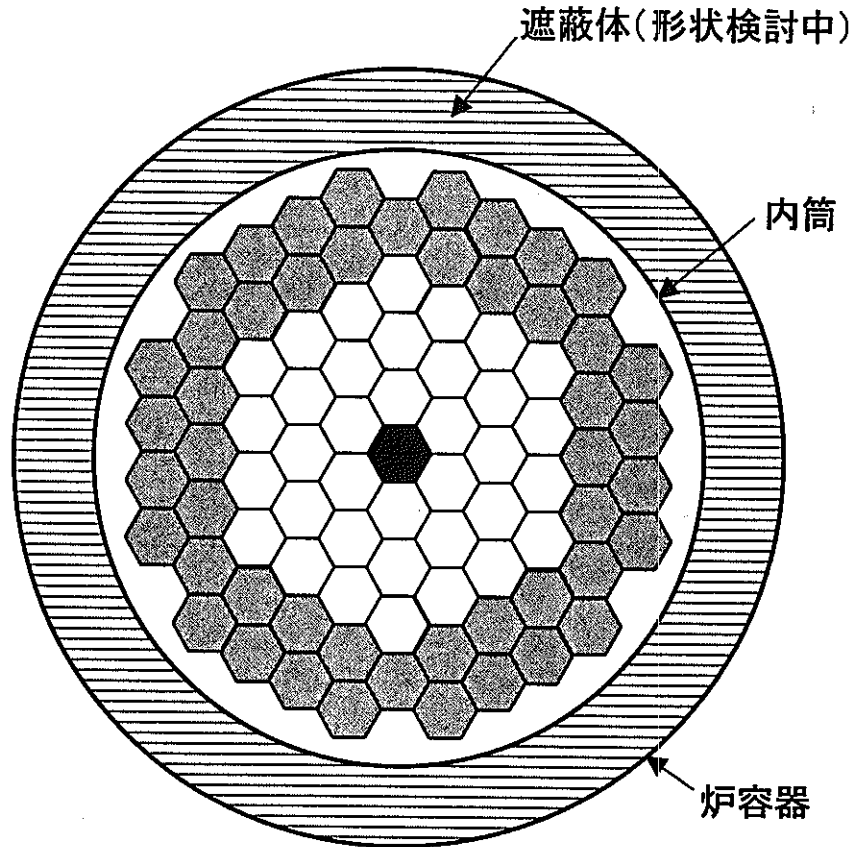
表 4.3.1-3 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心特性




項目	特性値
炉出力 (熱/電気)	131.5MWth/50MWe
運転日数	752 日
Pu 富化度	22.2w/o
Pu-fissile 富化度	15.4w/o
出力ピニング係数	2.1
反射体燃焼補償	7.1% $\Delta k/kk^{*1}$
Pu-fissile 量	0.53 ton
炉心平均燃焼度	28500MWD/T
最大線出力	232W/cm
増殖比	0.58
最大高速中性子束	$1.7 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2/\text{s}$
炉中心 1 体 制御棒反応度価値 ( $B_4C$ ; $^{10}B$ 90w/o)	6.6% $\Delta k/kk^{*2}$
トリウムポイント反応度	0.57 $\beta^{*3}$
ドップラ-係数	$-5.4 \times 10^{-3} \text{ Tdk/dT}$

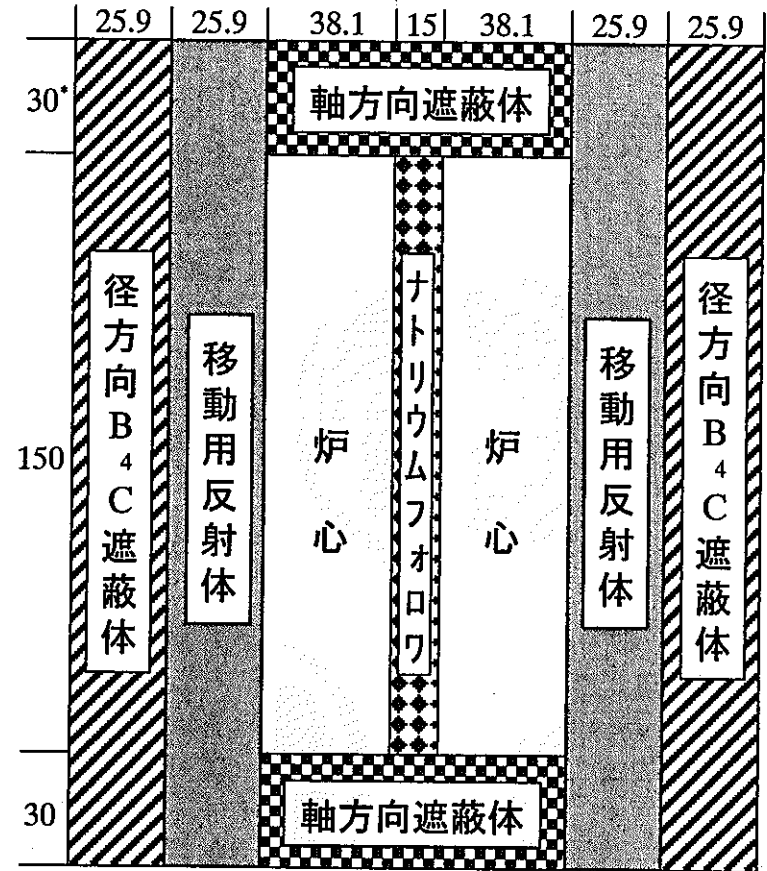
\*1 運転日数 752 日分の燃焼補償。

\*2 2次元 RZ 体系 70 群拡散計算値に対し、輸送効果、非均質効果をそれぞれ 0.9, 0.8 と見込んで補正した値。

\*3 炉中心制御棒領域を除く炉心部トリウムをすべて 100%ポイント化した場合の投入反応度。2次元 RZ 体系 70 群輸送計算による。実効遅発中性子割合 0.003682 を使用。



-  炉心燃料集合体 36体
-  移動用反射体 48体
-  バックアップ用制御棒 1体



\* 単位: cm

図4.3.1-1 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心配置図



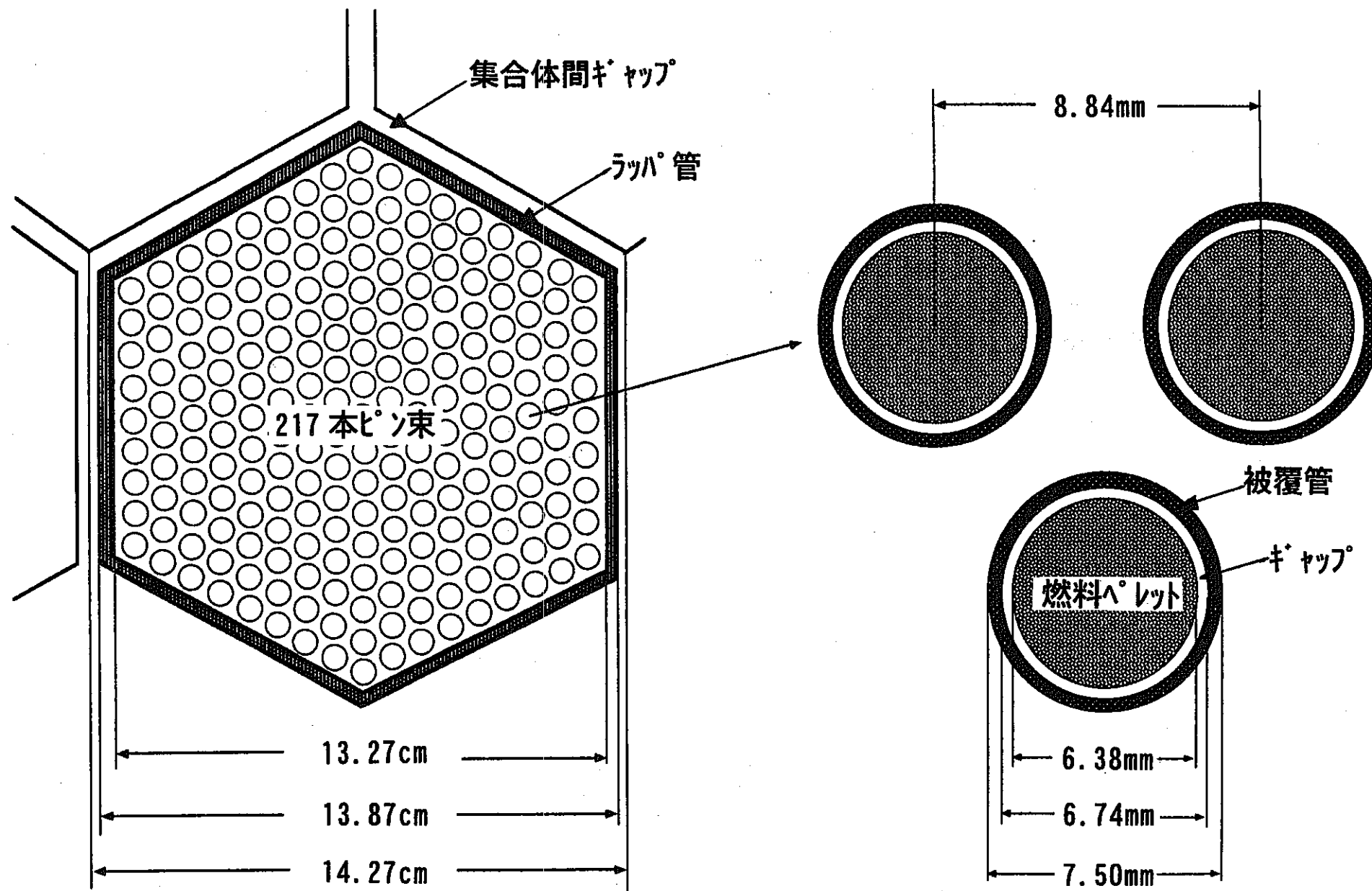


図 4.3.1-2 燃料集合体内ピン配置図

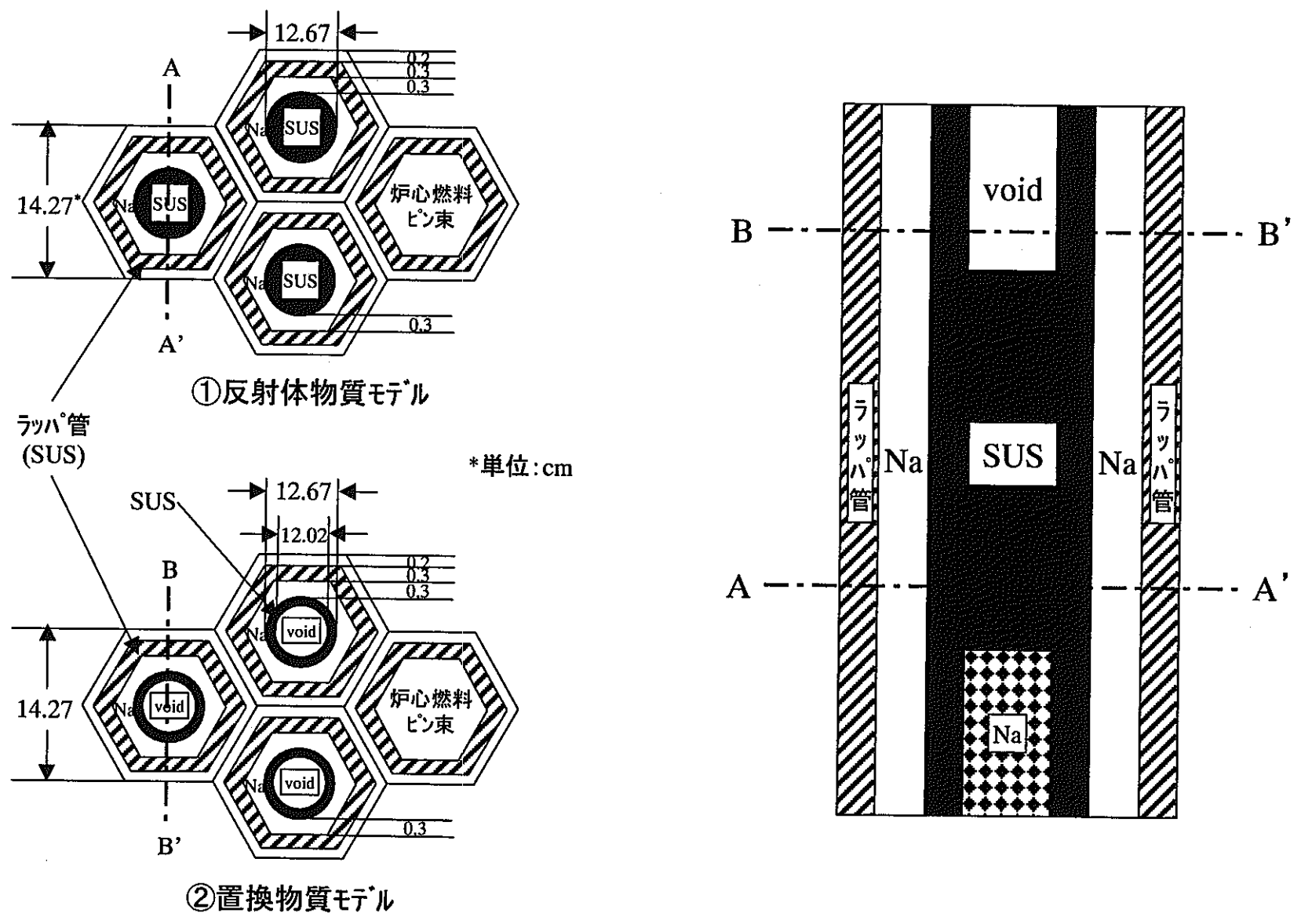


図4.3.1-3 炉心特性評価用移動用反射体構造モデル

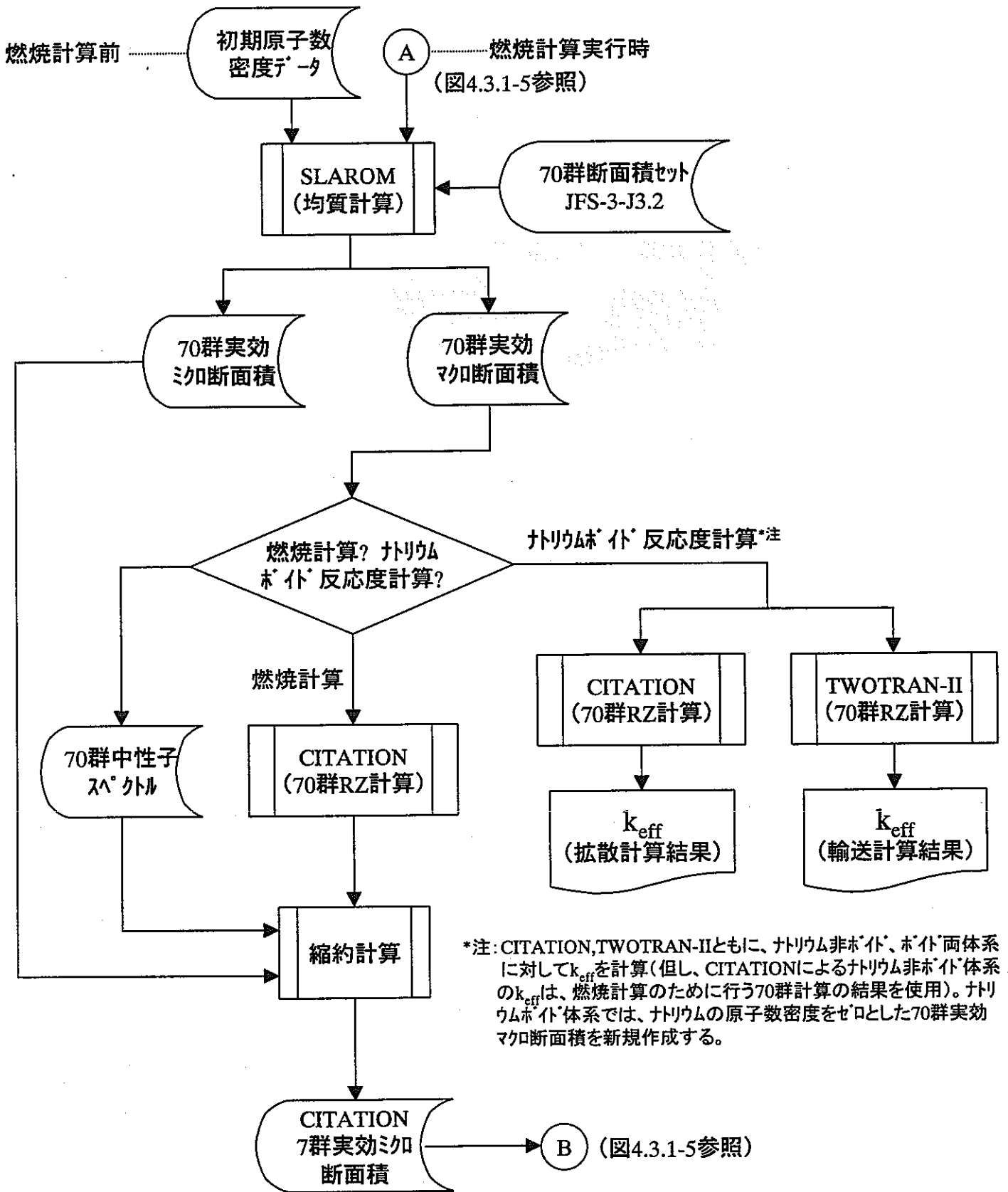
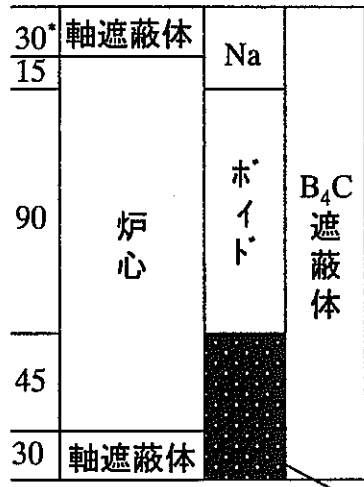
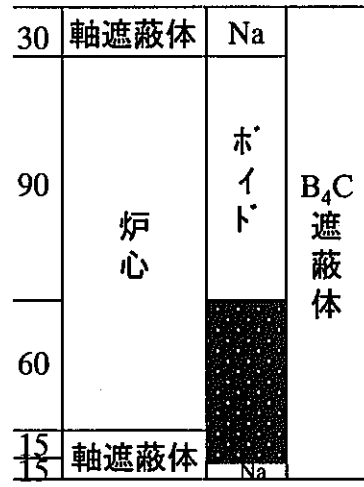


図4.3.1-4 燃焼計算のための7群断面積作成計算、及び70群ナトリウム非空洞反応度計算に関する計算フロー

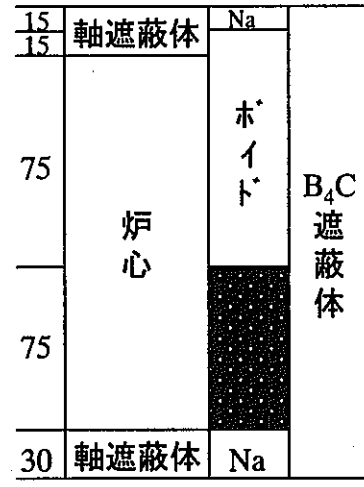




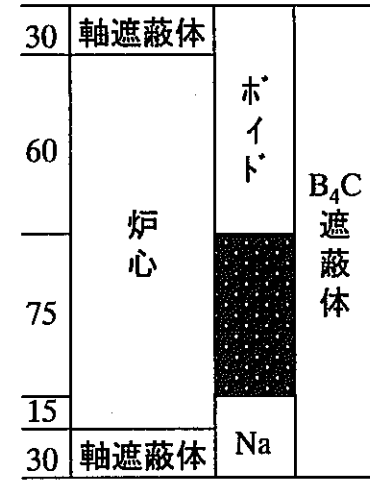
(1)ステップ1(0~91日)



(2)ステップ2(91~183日)

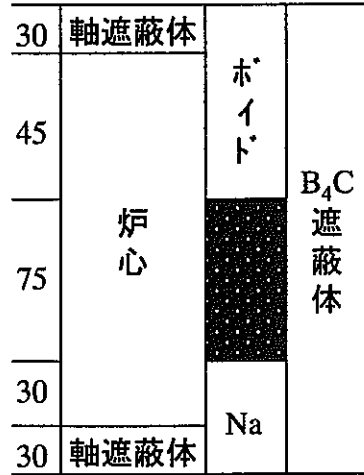


(3)ステップ3(183~274日)

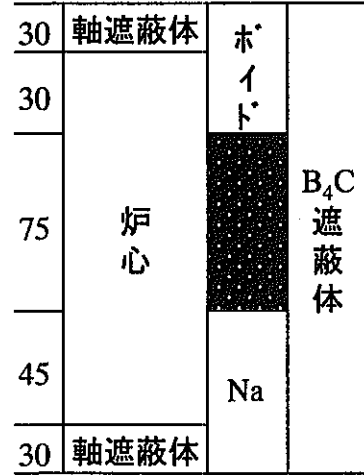


(4)ステップ4(274~365日)

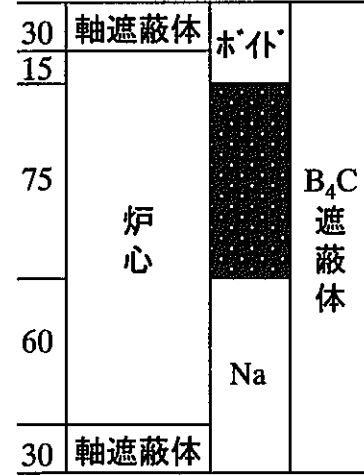
▲反射体領域



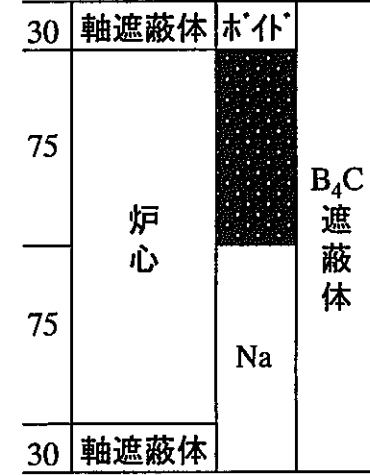
(5)ステップ5(365~456日)



(6)ステップ6(456~548日)



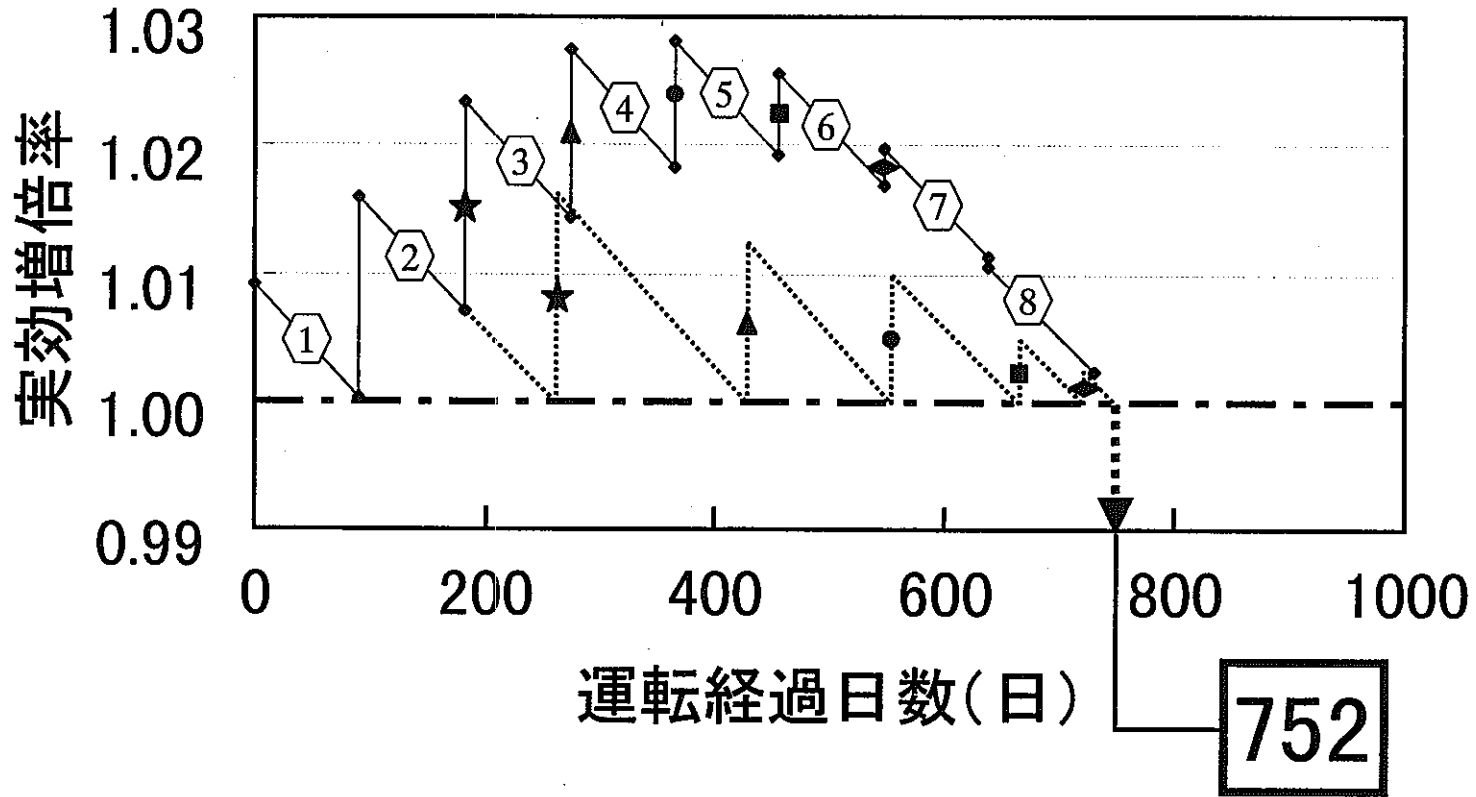
(7)ステップ7(548~639日)



(8)ステップ8(639~730日)

\* 単位:cm

図4.3.1-6 ステップ毎の燃焼計算用2次元RZモデル縦断面図  
 (反射体領域上端が炉心下端に一致した体系において、 $k_{eff}=1$ となるようにPu富化度を決定(22.2w/o))



注1: 内の数字はCITATION計算実行時の各燃焼ステップ番号。

注2: 実線がCITATION計算結果による燃焼履歴。破線が各燃焼ステップ末期の実効増倍率が1になるように補正して求めた燃焼履歴。

図4.3.1-7 燃焼の時間履歴

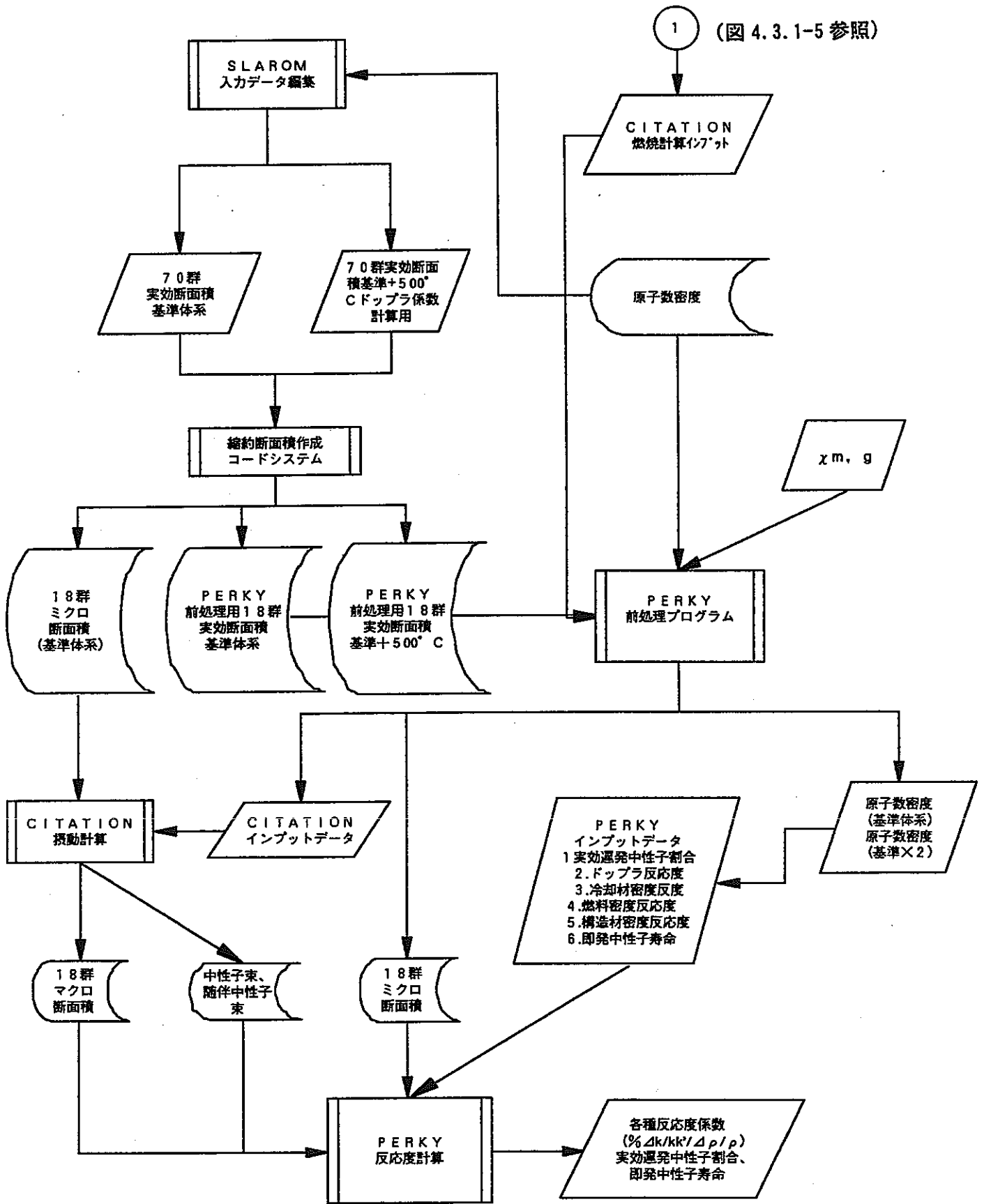


図 4.3.1-8 各種反応度係数及び動特性パラメータ計算フロー

表 4.3.3-1 燃焼ステップ毎のトリウム核種反応度

トリウム核種領域	炉心下端からの反射体挿入量 [cm]	トリウム核種反応度 <sup>*1</sup> [% $\Delta k/kk'$ ]	備考 <sup>*2</sup>
1	45	-0.93	0~45cm : 反射体領域 45~135cm : 置換領域 135~150cm : トリウム領域
2	60	-0.62	0~60cm : 反射体領域 60~150cm : 置換領域
3	75	-0.38	0~75cm : 反射体領域 75~150cm : 置換領域
4	90	-0.23	0~15cm : トリウム領域 15~90cm : 反射体領域 90~150cm : 置換領域
5	105	-0.11	0~30cm : トリウム領域 30~105cm : 反射体領域 105~150cm : 置換領域
6	120	-0.04	0~45cm : トリウム領域 45~120cm : 反射体領域 120~150cm : 置換領域
7	135	0.02	0~60cm : トリウム領域 60~135cm : 反射体領域 135~150cm : 置換領域
8	150	0.07	0~75cm : トリウム領域 75~135cm : 反射体領域

\*1 CITATION による 2次元 RZ 体系 70 群拡散計算で算出。

\*2 炉心下端位置を基準 (0cm) としたときの、移動用反射体領域を構成する各領域の軸方向範囲。



表 4.3.3-2 棒束領域及び計算手法の違いによるトリウム棒束反応度の比較

トリウム 棒束 領域	計算手法	トリウム棒束 反応度*1 [% $\Delta k/k'$ ]
炉中心制御棒領域 を除く炉心部全域	輸送計算 (TWOTRAN-II・70 群 $S_4$ )	0.21
炉中心制御棒領域 を含む炉心部全域	輸送計算 (TWOTRAN-II・70 群 $S_4$ )	0.21
炉中心制御棒領域 を除く炉心部全域	拡散計算 (CITATION・70 群)	0.07
炉中心制御棒領域 を含む炉心部全域	拡散計算 (CITATION・70 群)	-0.41

\*1 移動用反射体上端が炉心部上端に一致した燃焼末期炉心を計算対象とした。

表 4.3.3-3 各種反応度係数及び動特性パラメータ

項目*1	特性値*2	備考
ドップラ-係数 [ $\Delta k/k' / \Delta T$ ]	$- 5.413 \times 10^{-3}$	炉心部温度変化 1373 K → 1873 K
燃料密度係数 [ $\Delta k/k' / \Delta \rho / \rho$ ]	$4.466 \times 10^{-1}$	
軸方向形状係数 [ $\Delta k/k' / \Delta h/h$ ]	$9.727 \times 10^{-2}$	
径方向形状係数 [ $\Delta k/k' / \Delta r/r$ ]	$3.248 \times 10^{-1}$	
燃料温度係数 [ $\Delta k/k' / ^\circ\text{C}$ ]	$- 5.105 \times 10^{-6}$	燃料瞬間線膨張係数*3 $1.461 \times 10^{-5} \Delta l/l / ^\circ\text{C}$
冷却材密度係数 [ $\Delta k/k' / \Delta \rho / \rho$ ]	$2.234 \times 10^{-3}$	
冷却材温度係数 [ $\Delta k/k' / ^\circ\text{C}$ ]	$- 6.359 \times 10^{-7}$	冷却材瞬間線膨張係数*3 $2.846 \times 10^{-4} \Delta l/l / ^\circ\text{C}$
構造材密度係数 [ $\Delta k/k' / \Delta \rho / \rho$ ]	$-1.097 \times 10^{-2}$	
被覆管温度係数 [ $\Delta k/k' / ^\circ\text{C}$ ]	$- 2.857 \times 10^{-8}$	被覆管瞬間線膨張係数*3 $2.020 \times 10^{-5} \Delta l/l / ^\circ\text{C}$
ラッパ管温度係数 [ $\Delta k/k' / ^\circ\text{C}$ ]	$4.812 \times 10^{-8}$	ラッパ管瞬間線膨張係数*3 $2.007 \times 10^{-5} \Delta l/l / ^\circ\text{C}$
実効遅発中性子割合	$3.682 \times 10^{-3}$	
即発中性子寿命 [sec]	$3.555 \times 10^{-7}$	

- \*1 すべての項目に対し、移動用反射体領域上端が炉心部上端に一致した燃焼末期炉心において、炉中心制御棒領域を除く炉心部全域を計算対象とした。
- \*2 CITATION による 2次元 RZ 体系 18 群拡散計算、または PERKY による 2次元 RZ 体系 18 群拡散摂動（一次摂動）計算で算出。
- \*3 もんじゅの燃料集合体及び炉心構成要素の設計等で用いられている物性値に基づく。

表 4.4.2-1 燃料ピン・集合体諸元

炉心出力	132MWt
最大線出力	232W/cm
炉心高さ	150cm
ピン径	7.5mm
ピン肉厚	0.38mm
P/D	1.18
燃料ピン全長	262cm
ワイヤ/ピンギャップ	0.05mm
ワイヤ径	1.30mm
ワイヤ巻きピッチ	300mm
ダクト肉厚	3mm
ダクト間ギャップ	4mm
燃料体積比(被覆管内側面積割合)	42.7%
集合体平行外対面間距離	138.8mm
集合体あたりピン本数	217 本
燃料集合体数	36 体
制御棒集合体数	1 体
炉心等価直径	91.2cm
被覆管肉厚中心制限温度	675℃
ホットスポットファクタ	1.2 (暫定)
ホットスポットノミナル温度	618℃ (冷却材)、628℃ (被覆管肉厚中心)
入口温度	390℃
ピン1本あたり必要流量	92.9g/sec
ピンバンドル圧力損失	1.77kg/cm <sup>2</sup> (Cheng-Todreas モデル)
ピン径 7.8mm のケース	1.48 kg/cm <sup>2</sup> (等価直径 94.6cm)
ドライバ炉心総流量	726kg/sec
炉心部冷却無効流量割合	4.5% (制御棒・反射体・炉心槽漏れ流量合計)
1次系流量	760kg/sec
原子炉出口温度	530℃

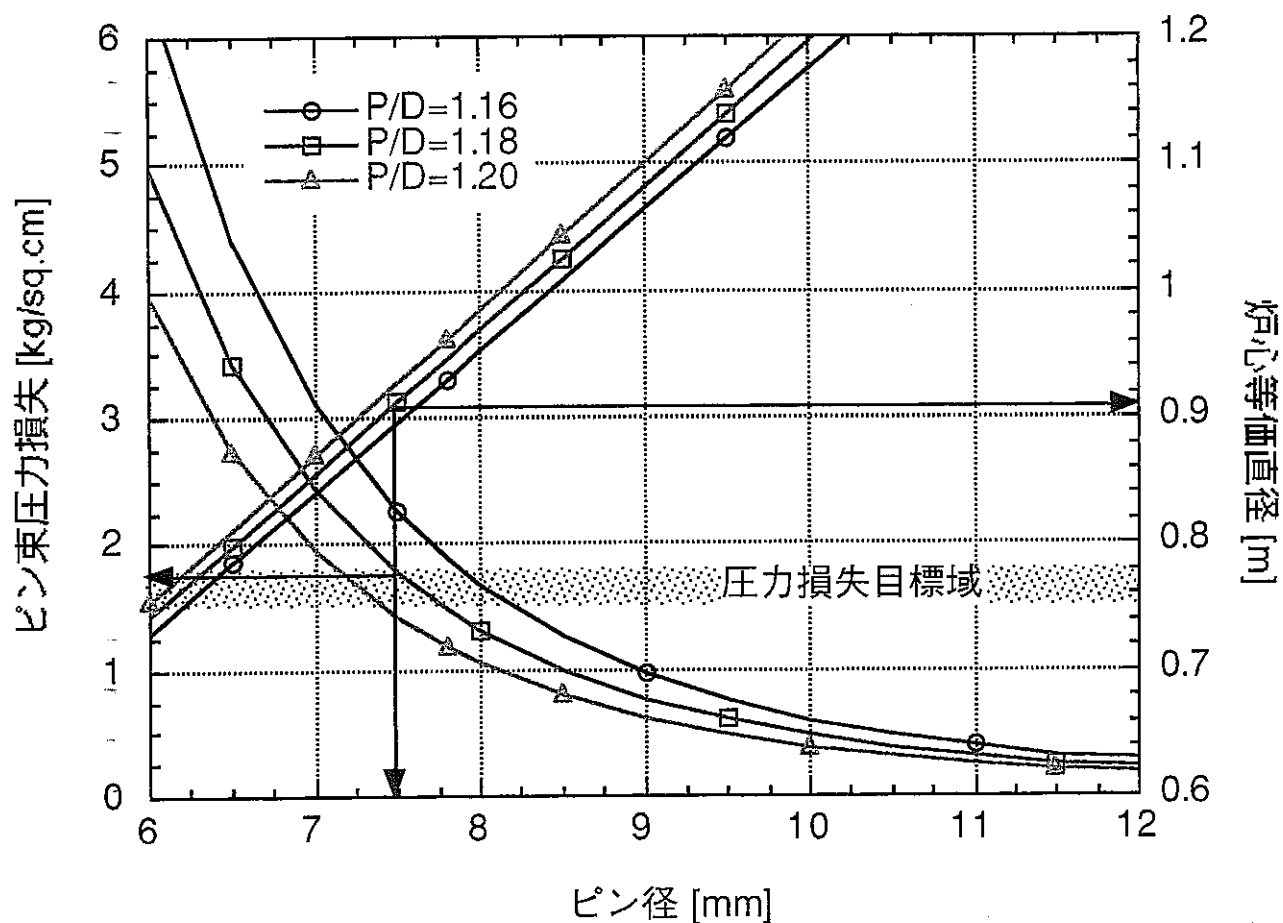
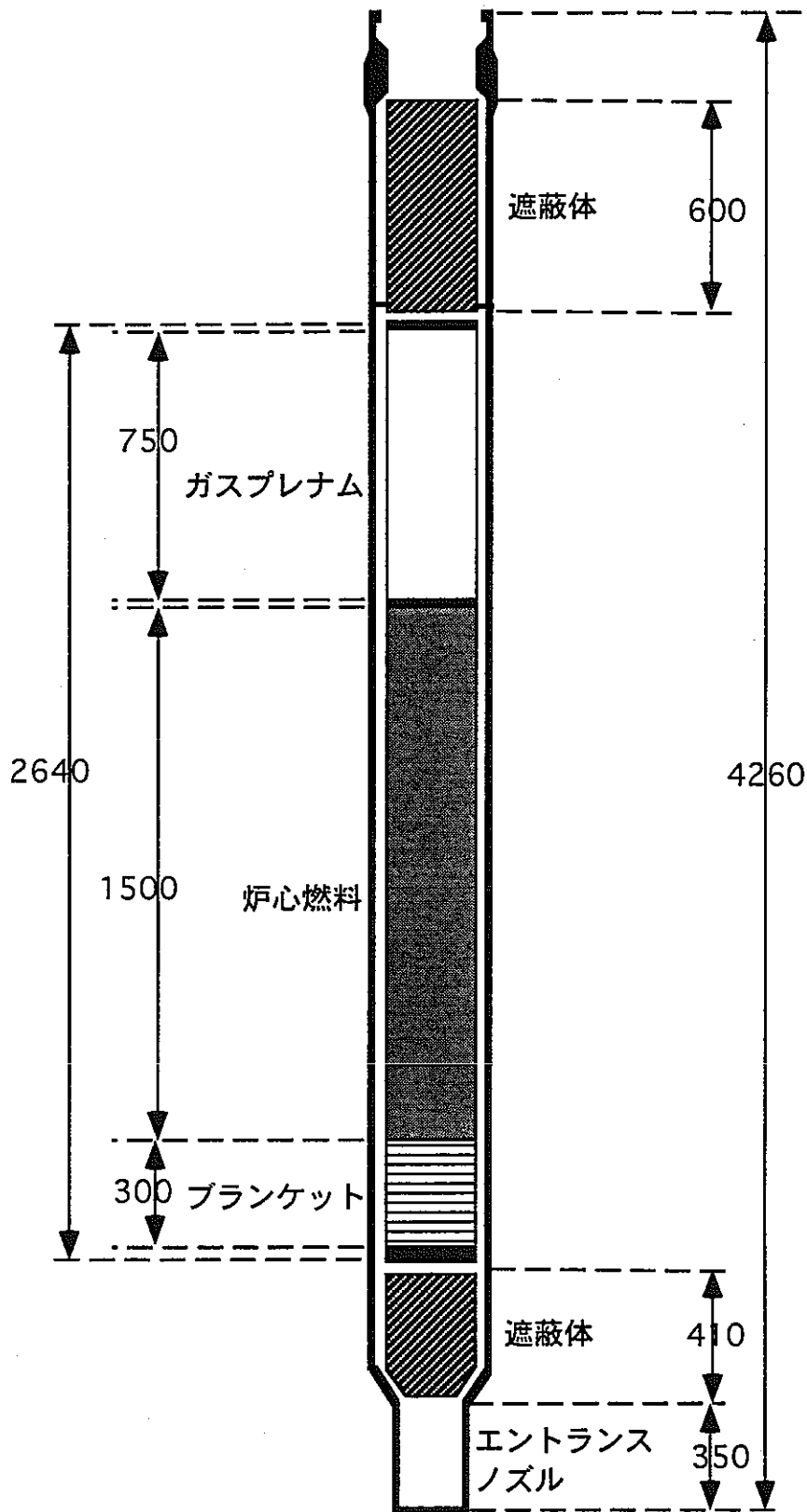


図4.4.1-1 ピン径とピン束圧力損失、炉心等価直径の関係



(単位 : mm)

図 4.4.1-2 燃料集合体寸法概略

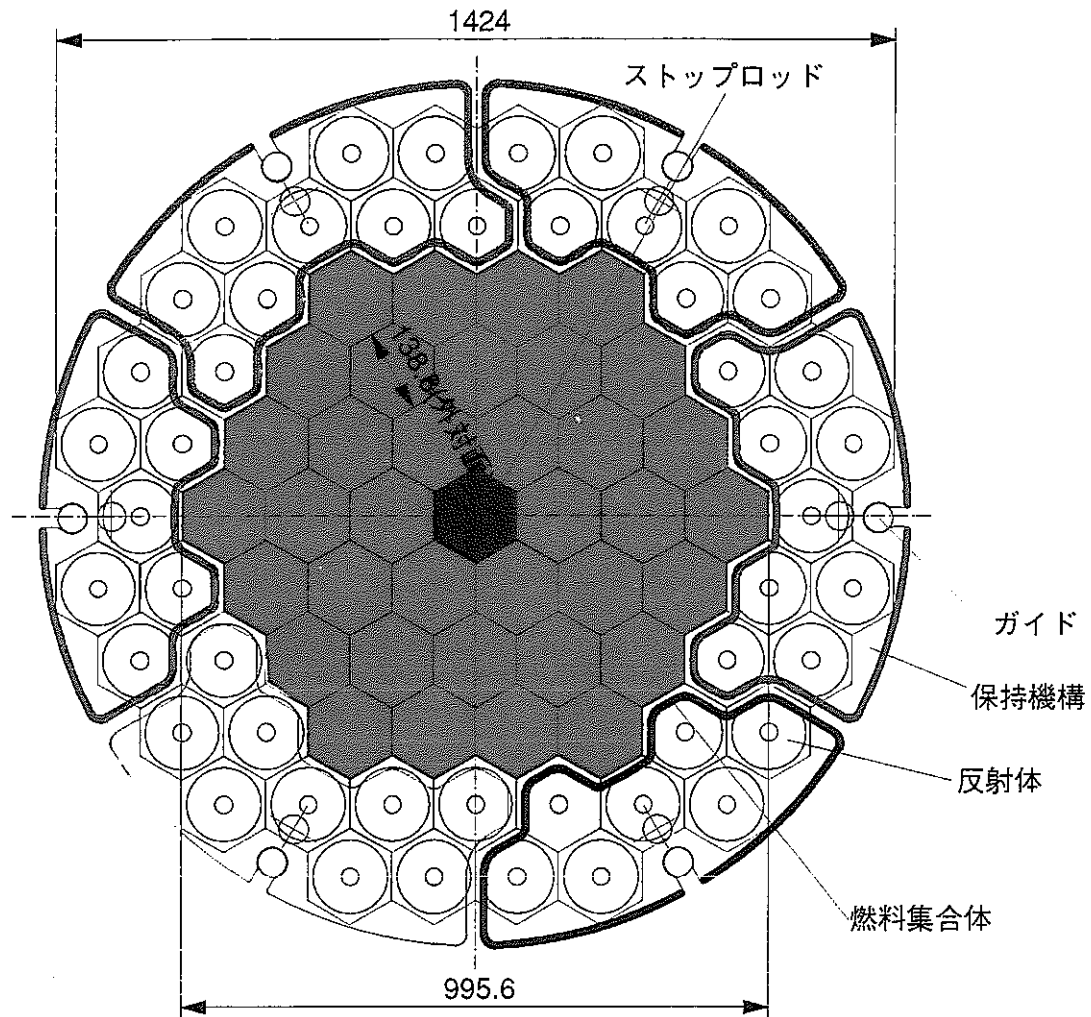


図4.4.3-1 炉心概念

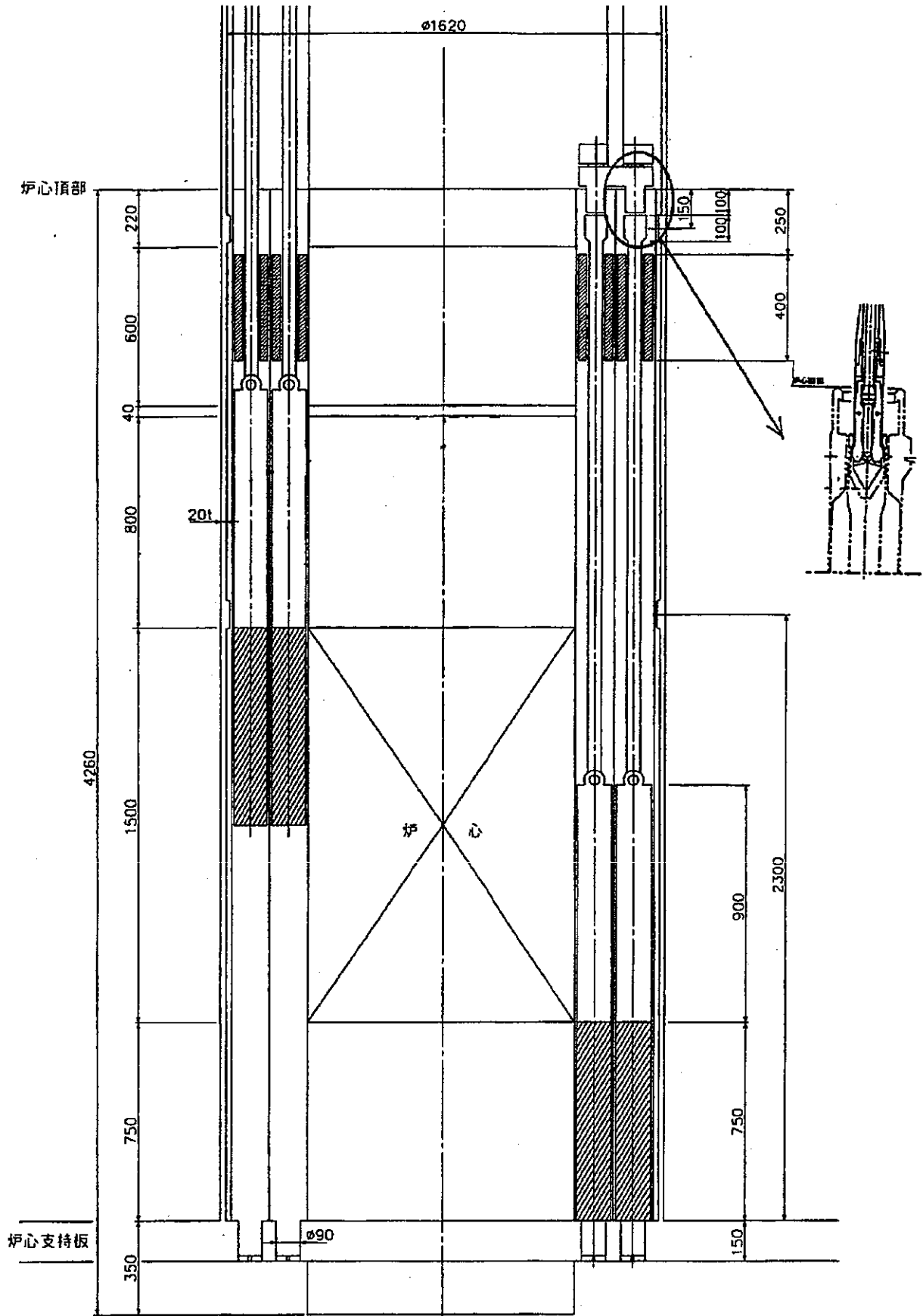


图 4.4.3-2 反射体構造概念

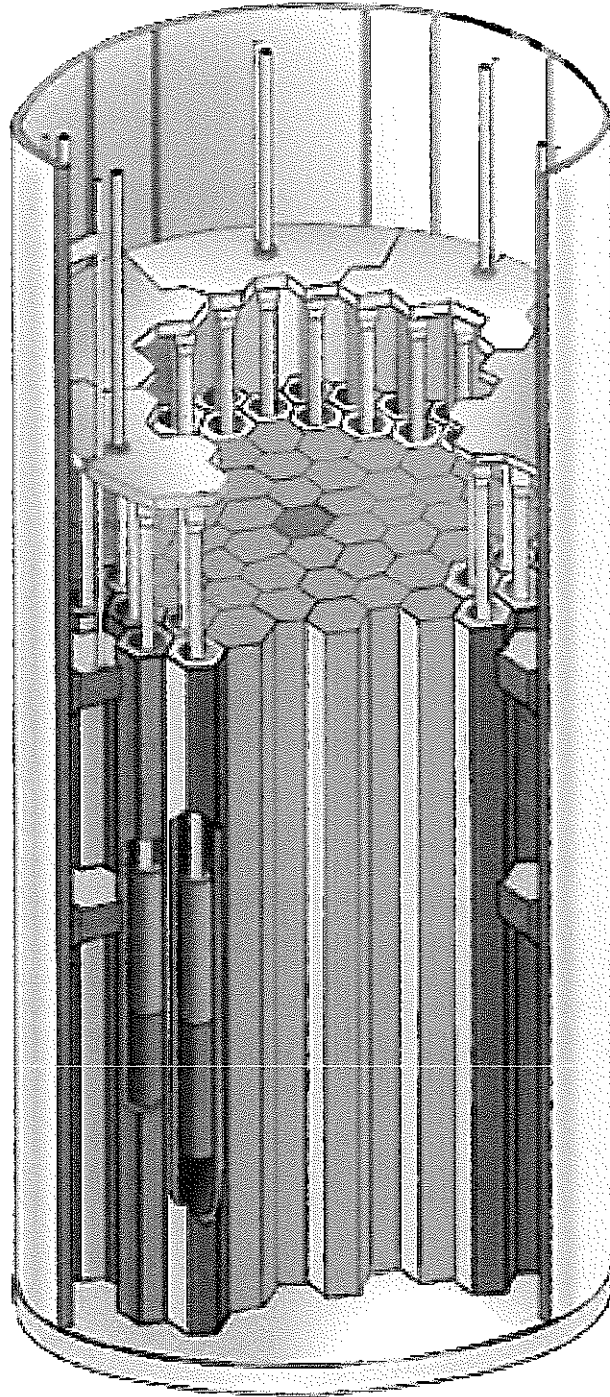


図4.4.3-3 出力制御用可動反射体概念



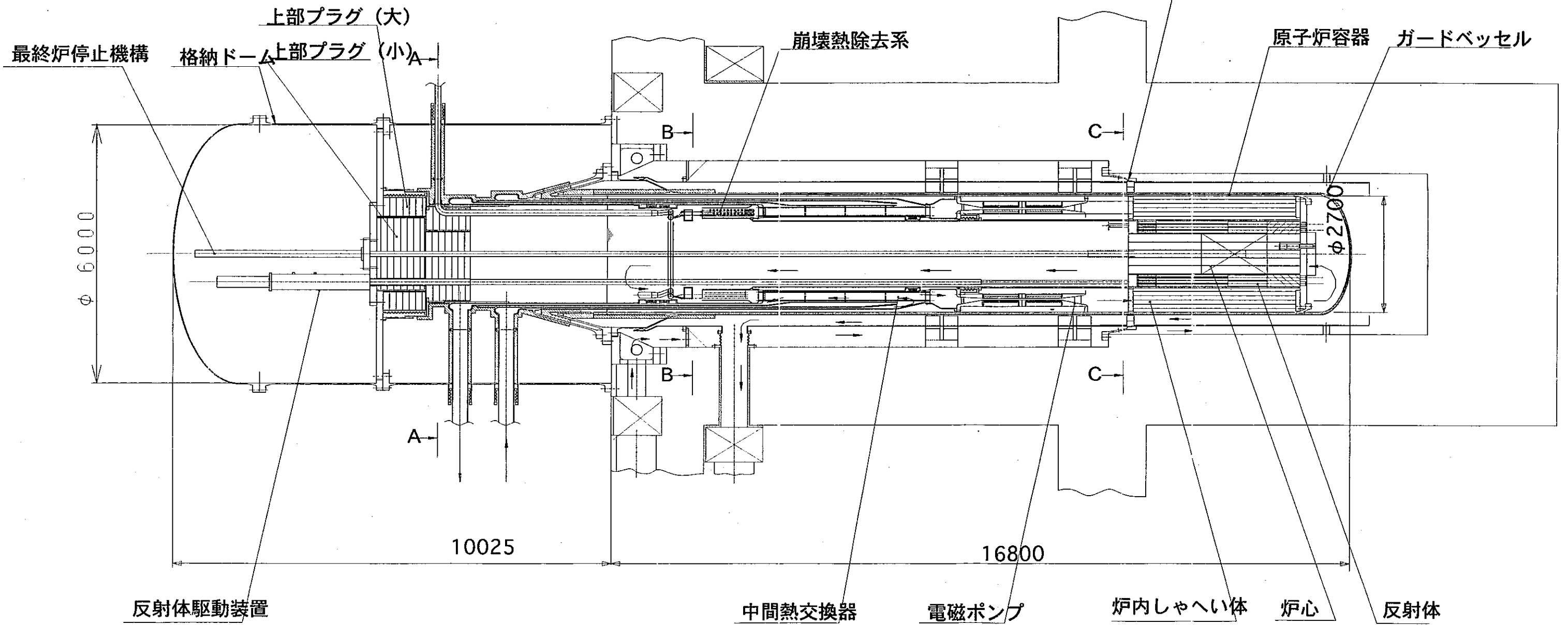
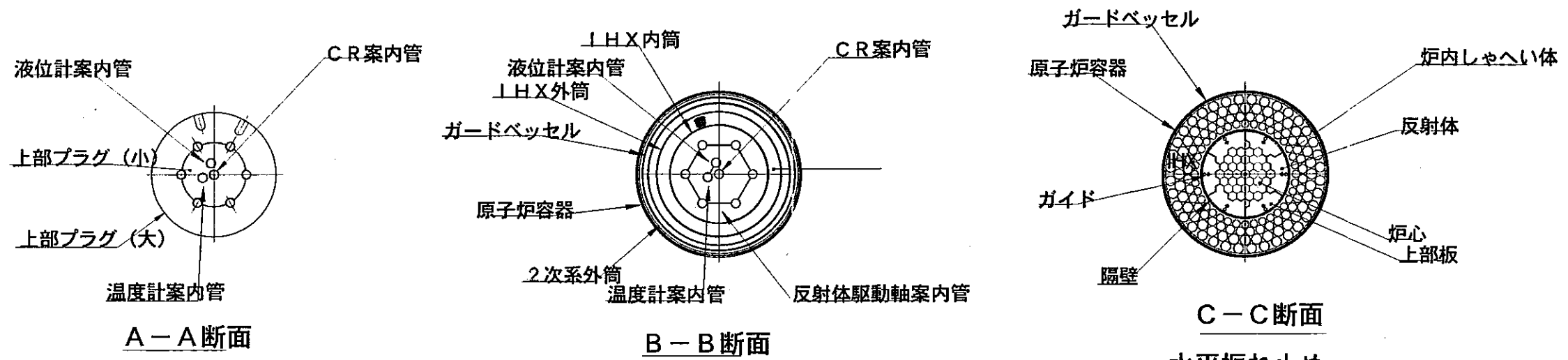


図4.4.4-1 高度化小型高速炉 原子炉構造例

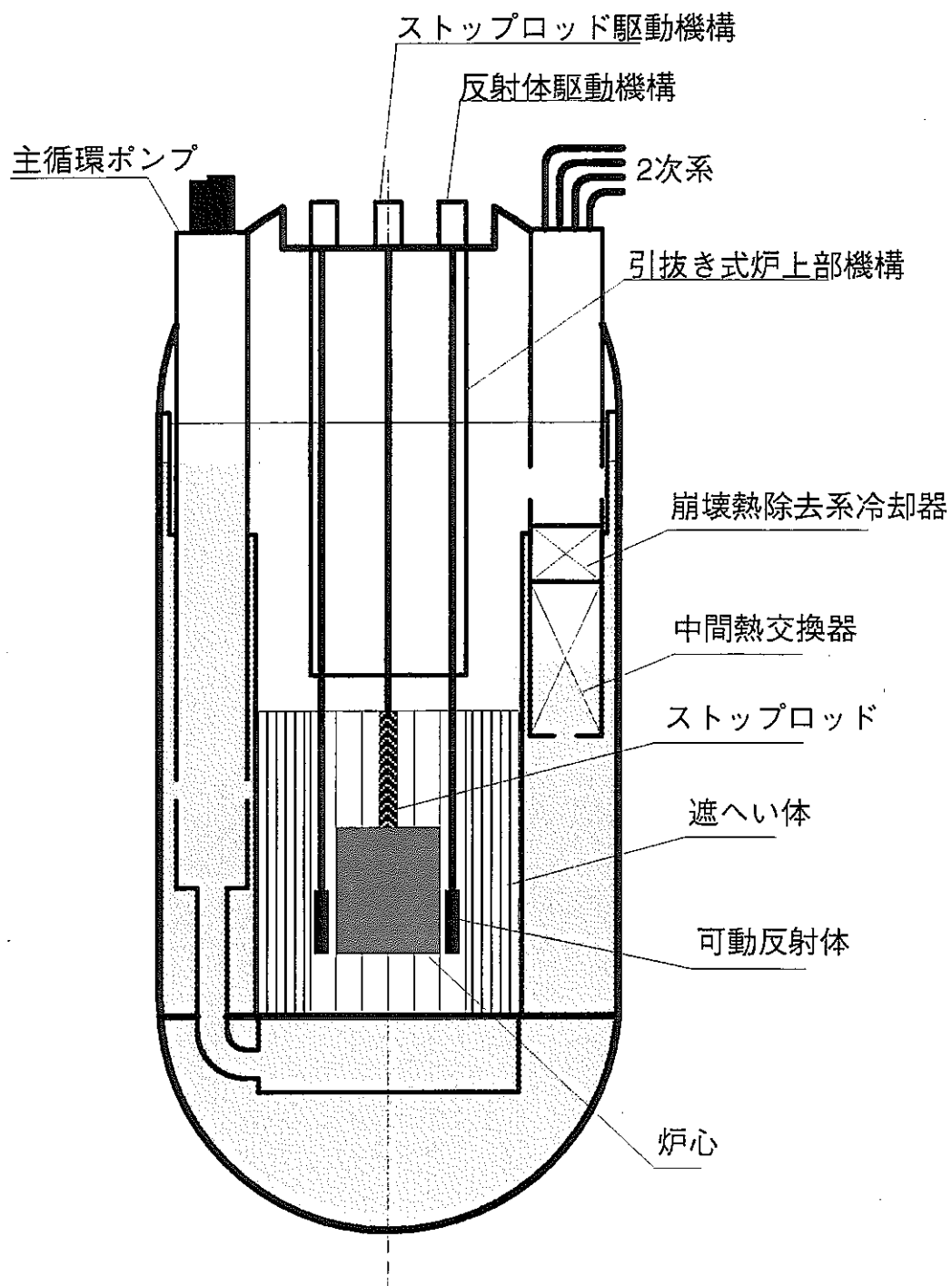


図4.4.4-2 第1ステップ機 原子炉構造概念

## 5. 結論

小型高速炉の開発を進めるに当たって、本報では標準化に至るまでの開発・実証段階を大きく3つのステップに分けることが適切であると述べた。

その考えに基づき、3つのステップのうち5年程度の開発期間を目標とする第1ステップとして、開発実績が豊富な混合酸化物燃料を用いた小型高速炉を選定し、燃料交換サイクルの長期化、受動安全性の強化、既存技術の活用、核不拡散性の強化等を念頭に置いた炉心及び原子炉構造概念について検討を行った。

その結果、以下の要件を充足し得る混合酸化物燃料小型高速炉が、基本的に長期にわたる開発要素を必要とせず成立する見通しを得た。

- ① 電気出力：約 5 万 kWe
- ② 燃料交換サイクル：2 年程度
- ③ 反射体駆動による燃焼制御と緊急時炉停止
- ④ 炉中心 1 体制御棒（バックアップ）による緊急時炉停止
- ⑤ 低トリウム濃度反応度（0.6\$程度）
- ⑥ 低線出力化による受動安全特性の向上
- ⑦ 炉心ピッド部の低圧力損失による自然循環崩壊熱除去
- ⑧ 燃焼度：約 30000MWD/T
- ⑨ 炉上部からの懸架構造により主要機器の交換が可能
- ⑩ 引き抜き型 UIS により炉心構造物の交換が可能
- ⑪ ⑨、⑩により将来の炉心・プラントシステム高度化への対応が容易
- ⑫ 燃料交換機をプラントに設置しないことで核不拡散性を強化

## 6. 今後の課題

本報では、開発期間の縮小化を目指すため、検討対象として混合酸化物燃料小型高速炉を選定の下、既存の技術を極力活用することを前提とした技術検討を行った。

このため、検討対象とした混合酸化物燃料小型高速炉の開発・実用化に当たっては、長期にわたる開発課題は基本的に存在しないが、原子炉構造に係わる以下の項目については実用化された例がなく、今後の課題として解決が必要とされる。

### (1)制御用可動反射体の構造

- ・複数可動反射体のパソ型制御構造
- ・隣接する反射体の保持機構と反射体を連結するためのラッチ機構

### (2)引き抜き UIS 並びに燃料交換機の構造

但し、上記課題は目標とする 5 年程度の開発期間で開発可能であると考えられ、最終的に目指すべき原子炉システムの標準化を阻害するものではない。

## 7. 将来の展望

本報で検討対象とした混合酸化物燃料小型高速炉は、開発期間の縮小化による早期開発の実現の可能性という点では魅力あるシステム概念の一つであるといえる。

ところが、小型炉開発において重要な案件の一つである燃料交換間隔の長期化については、検討した結果、混合酸化物燃料が与える燃焼特性の限界から燃料交換間隔は最大2年程度となった。

この燃料交換間隔を大幅に長期化させつつ、かつ将来のシステム標準化の実現のため、第2, 3章では、第1ステップと位置づけた混合酸化物燃料小型高速炉を発展させ、例えば混合窒化物燃料の活用が有望であることを述べた。

そこで、小型炉設計において、混合窒化物燃料を用いることで混合酸化物燃料炉心に比べてどの程度の性能向上が期待できるのかについて、核計算を通じ予備的に検討した。

検討結果を、本報で検討した混合酸化物燃料炉心の特性結果と比較して表7-1に示す。混合窒化物燃料小型炉については、予備的検討ということで一部計算結果の示されていない箇所があるものの、以下の点については混合酸化物燃料炉心を上回る性能改善効果として明確に特徴付けることができる。

- (1)混合酸化物燃料に比べ重金属密度が高いため、より低いPu富化度で炉心を臨界にすることができる。従って、増殖比の大幅な改善に伴い、運転日数は7年程度と混合酸化物燃料炉心の3~4倍程度まで長期化することが可能となる。
- (2)(1)の運転日数長期化に伴い、炉心平均燃焼度は混合酸化物燃料炉心の約3倍に相当する80000MWD/T程度まで達成可能である。
- (3)(1), (2)の性能を確保しつつ、電気出力を今回検討した混合酸化物燃料炉心の2倍に相当する100MWeまで増大させることができる。これに伴い燃料の最大線出力が増大するが、混合窒化物燃料が高融点特性に加え、混合酸化物燃料に比べ数倍程度の高熱伝導率を有することから、燃料溶融までのマージン確保には影響を与えない。
- (4)第5章で述べた主要機器や炉心構造物の交換可能化により、上記(1)~(3)に示した燃焼特性や原子炉出力の向上等による炉心・プラントの高度化に柔軟に対応することが可能である。
- (5)トリウム<sup>232</sup>の反応度が小型炉としてはやや大きいですが、これは炉心のアスペクト比

H/D の値に起因している。今回の予備解析における対象炉心の H/D は約 1.15（等価直径  $D$ =約 130cm、炉心高さ  $H$ =150cm）であったが、この値は、本報で検討した混合酸化物燃料炉心の  $H/D=1.65$  に比べ、1 群拡散理論に基づく最小臨界体積を与える  $H/D=0.93$  により近い値である。すなわち、予備解析を行った混合酸化物燃料炉心は中性子が炉心外へ漏洩しにくい体系であったといえる。今後、 $k_{eff}$  外比等の炉心最適化をさらに進めることで、ナトリウム反応度を含めた炉心特性の改善は十分期待できる。

第 3.1 節で述べたように、混合酸化物燃料の開発はようやく開発の初期段階に入ったところであり、 $^{15}N$  濃縮技術の経済性確立など、実用化に向けて相当長期の開発期間を要することは否めない。しかしながら、実用化の最終目標として、高速炉本来の性能を最大限に生かし、かつ市場経済でも十分競合し得る、魅力に溢れた小型高速炉の実用化像として、混合酸化物燃料を用いた小型炉システムは必ずや有力な解の一つになり得ることが期待される。

ところで本報では、混合酸化物燃料炉心を発展させた開発ステップにおいて、混合酸化物燃料の活用が有望であると述べた。混合酸化物燃料へのステップアップは、混合酸化物燃料炉心の燃焼特性の大幅な改善に基づく燃料交換サイクルの長期化達成に極めて有効であることは上述した通りである。

この燃焼特性の改善には、混合酸化物燃料と同様に高い燃焼特性が期待される金属燃料の活用も選択肢の一つに挙げられる。金属燃料については、混合酸化物燃料に比して照射実績や燃料製造実績を始め国内での実績は乏しいものの、例えばこれまで先行的に研究開発を進めてきた米国での蓄積技術を導入することも一考と思われる。

特にアジア市場経済での開発展開を進めるに当たっては、開発期間は可能な限り縮小化することが望ましい。このようなニーズに対しては、金属燃料を活用する方策も魅力的な選択肢の一つになり得るものと考えられる。システム標準化を目指す上での実用化像の枠を、混合酸化物燃料炉心以外にさらに広げる意味でも、燃料オプションの一つとして金属燃料に対する今後の検討が期待される。

表 7-1 混合窒化物燃料小型炉炉心で想定される炉心特性  
(混合酸化物燃料小型炉の炉心特性との比較)

項目	混合酸化物燃料小型 高速炉の炉心特性*1	混合窒化物燃料小型 高速炉で想定される 炉心特性 (予備検討)
炉出力 (熱/電気)	131.5MWth/50MWe	250MWth/100MWe
運転日数	752日	2555日
Pu 富化度	22.2w/o	13.2w/o
Pu-fissile 富化度	15.4w/o	9.1w/o
出力比 <sup>°</sup> -キク <sup>°</sup> 係数	2.1	2.0
反射体燃焼補償	7.1% Δk/kk'	-
Pu-fissile 量	0.53 ton	1.0 ton
炉心平均燃焼度	28500MWD/T	約 80000MWD/T
最大線出力	232W/cm	350W/cm
増殖比	0.58	1.1
最大高速中性子束	$1.7 \times 10^{15} \text{n/cm}^2/\text{s}$	$1.5 \times 10^{15} \text{n/cm}^2/\text{s}$
炉中心1体 制御棒反応度価値 (B <sub>4</sub> C ; <sup>10</sup> B 90w/o)	6.6% Δk/kk'	~4.0% Δk/kk'
トリウム <sup>°</sup> イ <sup>°</sup> 反応度	0.57\$*2	~4.0\$*
ト <sup>°</sup> ツ <sup>°</sup> ラ-係数	$-5.4 \times 10^{-3} \text{Tdk/dT}$	-

\*1 表 4.3.1-3 に示した掲載値と同一。

\*2 炉中心制御棒領域を除く炉心部トリウムをすべて 100%イ<sup>°</sup>化した場合の投入反応度。  
2次元 RZ 体系 70 群輸送計算による。混合酸化物燃料炉心での実効遅発中性子割合  
0.003682 を使用。

## 謝 辞

本報告書は、事業団内で小型炉開発に係わる検討を進めるに当たって発足した小型炉システム技術検討ワーキンググループのメンバーとして、著者らが1年余り実施してきた小型炉設計研究の成果をまとめたものである。

本研究を進めるに当たり、数多くの方々から貴重なご協力、ご助言を賜りました。核燃料サイクル技術開発部の衣笠学担当役、並びに同部・フロンティア研究推進室の杉山顕寿氏には、ワーキンググループ事務局として研究の進め方に関し度々有益なアドバイスを頂きました。日本経済新聞社の鳥井弘之論説委員には、小型高速炉開発を推進される中で、著者らへの激励のお言葉を含め本研究に対する全面的なご支援を賜りました。(株)ITJの青柳成美氏には、膨大な数であるにも係わらず貴重な時間を割いて核計算を実行して頂いたことに加え、各種図表作成にもご協力頂きました。(株)東芝・動力炉開発部の飯田式彦部長、白鳥廣蔵課長、並びに横山次男氏には炉心特性、反射体構造、原子炉構造に係わる技術面での貴重なご助言を賜りました。(株)日建設計・技術開発設計室の門田睦雄室長には、反射体並びに原子炉構造鳥瞰図の作成にご協力頂きました。核燃料サイクル技術開発部の梶谷幹男次長並びに杉山顕寿氏には燃料ピッチアップ長の設定について、基盤技術開発部・炉心技術開発室の杉野和輝研究員には反射体反応度価値の比較について、それぞれご多忙の中計算を実行して頂きました。技術協力部・ヴァーチャルエンジニアリング開発室の佐藤和二郎室長には度々技術面でのアドバイスを頂いた上に、本報告書の査読についてもご協力頂きました。

以上の各諸兄に対し、ここに厚くお礼を申し上げます。

最後に、これら諸兄のご協力、ご支援が得られたからこそ、著者らは本研究の成果をここにまとめることができました。これら各諸兄に対し、重ねて深謝致します。



## 参考文献

- (1) 服部 禎男他, “超小型高速炉 (4S-50MWe) の設計思想,” 日本原子力学会誌, Vol. 36, No. 10 (1994).
- (2) 服部 禎男他, “高速炉による砂漠の緑化と地球再生,” 日本原子力学会誌, Vol. 33, No.4 (1991).
- (3) S. HATTORI, et al, “A Large Modular LMR Power Station which Meets Current Requirements,” *Proc. of the 3rd JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-3)*, Kyoto, Japan, Vol. 2, PP. 787-790 (1995).
- (4) K. AOKI, et al., “Design of Small and Simple LMR Cores for Power Generation Remote Communities,” *ibid.*, Vol. 2, PP. 787-790 (1995).
- (5) T. NAKAGAWA, et al., “JENDL3 Revision2,” *Proc. of 1993 Symposium on Nuclear Data*, Tokai, Nov. 18-19 (1993), JAERI-M-94-019, P.68 (1994).
- (6) M. NAKAGAWA, et al., “SLAROM : A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor,” JAERI-1294 (1984).
- (7) T. B. FOWLER, et al., “Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION,” ORNL-TM2946, Rev.2 (1971).
- (8) K. D. LATHLOP and F. W. BRINKLEY, “Theory and Use of the TWOTRAN-II Program,” LA-4432 (1970).
- (9) 飯島 進他, “高速炉設計計算用プログラム-2 (2次元・3次元拡散摂動理論計算) : PERKY,” JAERI-M-6993 (1977年2月).
- (10) S. K. CHENG, et al., “Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles - Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters,” *Nucl. Eng. Des.*, **92**, PP. 227-251 (1986).

- (11) H. NIWA, " Model Development of SAS4A and Investigation on the Initiating Phase Consequences in LMFBRs Related with Material Motion, " *Proc. of Material Coolant Interaction and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors*, O-arai, Japan, June (1994).
- (12) Sa. KONDO, et al., "SIMMER-III : An Advanced Computer Program for LMFBR Severe Accident Analysis," *Proc. Int. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants*, Tokyo, Japan, October (1992).
- (13) T. MORI and M. NAKAGAWA, "MVP/GMVP : General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods," JAERI-Data/Code 94-007 (1994).

## 付録1 炉心選定に至るまでの炉心特性解析について

本報で述べた炉心は、種々の炉心仕様の変更を経ながら選定されたものである。ここでは、その選定に至るまでに行った炉心解析について、以下の手順でまとめた。

### A1.1 移動用反射体物質及び置換物質の選定に着目した炉心解析

まず、本報で述べた炉心の特性に大きな影響を与える移動用反射体について、反射体物質及び置換物質の種類をパラメータとした炉心計算を行い、これらの違いが炉心特性に及ぼす影響について調べた。

なお、ここでの計算は、第4章の4.2節に掲げた炉心構成に対する「要求仕様」を除き、主に以下の点が既述の内容と異なっている。

- (1) 燃料ピン径を太径 8.5mm $\Phi$ 、被覆管肉厚をもんじゅ並みの 0.55mm とした。
- (2) ピンピッチ・ピン径比 (P/D) を既述の値より稠密の 1.14 とした。
- (3) 目標電気出力 5 万 MWe に対し熱効率をちょうど 40% と見込んで、原子炉熱出力を 125MWth とした。
- (4) 燃焼計算は前述したようなステップ毎の計算ではなく、反射体物質を炉心に半挿入状態のまま固定し、1 年のみ燃焼させる簡易的な計算とした。

### A1.2 運転日数の定量化検討

前項 A1.1 で概略的に見通した運転日数について、より具体的な定量化を図るため、以下の点を改良した炉心計算を行った。

- ・前項で対象とした炉心に対し、被覆管－燃料ペレット間ギャップの縮小化 (0.31mm $\rightarrow$ 0.18mm)、並びに被覆管の薄肉化 (0.55mm $\rightarrow$ 0.38mm) による現行実証炉仕様にはほぼ準拠した仕様に変更し、燃焼特性の向上を図った。
- ・移動用反射体の軸方向移動を 8 ステップに分割し、ステップ毎に原子数密度を更新させて燃焼を進めるといふ、本文で述べたのと同様の燃焼計算方法を採用した。
- ・原子炉熱出力は、目標電気出力 5 万 MWe に対し熱効率を 40%弱と見込んで 135MWth とした。

### A1.3 炉心部バンドル圧力損失の低減化及び反射体構造の見直し

別途実施した熱流計算により、前項 A1.2 で採用した P/D=1.14 では、炉心部バンドル圧力損失が 2.35kg/cm<sup>2</sup> となること、これを 1.5kg/cm<sup>2</sup> 程度に抑制するには P/D を 1.18 程度まで増大させる必要があることがわかった。

そこで、P/D=1.18 とした場合の炉心特性を評価し、前項 A1.2 で得られた特性への影響の度合いについて調べた。

なおここでは、移動用反射体の構造を見直し、炉心特性評価と別途並行して検討が進められている反射体構造検討の中で案出された既述の反射体構造案（後述の付録2にみるように、本報では“串刺し型反射体”と称する）を採り入れ、より現実的な移

動用反射体の構造を勘案した炉心特性評価を行うこととした。但し、炉心計算を2次元 RZ 体系で行うことから、計算では移動用反射体をリング形状にモデル化した。

ところで、串刺し型反射体では、反射体に置換される領域でのボイド占有面積率が A1.1 で検討したケース (90v/o) に比べて下がるため、反射体反応度値の低下が予想される。これを改善するには、移動用反射体の反射体領域が炉心から引き抜かれている時の、その外側にある径方向遮蔽体で反射した後移動用反射体に戻ろうとする中性子の割合を抑制することが有効である。そこで、径方向遮蔽体の材質に、前項 A1.1, A1.2 で選定した SUS よりも中性子反射効果が小さい  $B_4C$  ( $^{10}B:20w/o$ ) を選定した。

次頁以降で、上記 A1.1~1.3 の詳細についてまとめる。

## A1.1 混合酸化物燃料小型高速炉の炉心性能達成度の概略見通し

まず、第1～3節において、核計算に関する内容について詳述する。

### 1. 核計算における計算ケース

既に先行炉として検討されている4S小型炉<sup>(1)</sup>を参考に、炉心径を4S小型炉と同程度に設定し（等価直径約87cm）、燃焼特性やナトリウム<sup>1</sup>反応度などの主要核特性に大きな影響を与えるとされる移動用径方向反射体（ストローク長75cm×4=300cm、うち反射体部分は75cm。集合体2層分・リング厚24.7cm。）の材質の違いが炉心特性に及ぼす影響に着目した炉心核計算を行った。計算ケースは以下の3ケースである。

なお、主要な炉心仕様を示した表A1.1-1は、反射体に係わる仕様以外は以下3ケースすべてに共通のものである。反射体を構成する構造材材質は、改良型オーステナイト鋼相当とした。

#### ・ケース1 : <sup>1</sup>ボイド置換型反射体制御方式（図A1.1-1）

炉心周囲に配置された移動用径方向反射体領域において、燃焼初期は<sup>1</sup>ボイドで充填され、燃焼が進むにつれて<sup>1</sup>ボイド領域が徐々に反射体物質に置換されるケース。反射体物質への置換前の<sup>1</sup>ボイド領域に向かって炉心から漏洩する中性子は、その一部がさらにその外側に設けられた遮蔽体から反射されるものの、<sup>1</sup>ボイド領域内で反射されて炉心内に戻ることはないため、高い反射体反応度価値（反射体への置換による反応度）が期待できる。<sup>1</sup>ボイド領域は、99%の不活性ガス（He等）から構成されるとした。

#### ・ケース2 : ナトリウム・構造材置換型反射体制御方式（図A1.1-2）

ケース2の<sup>1</sup>ボイド領域をナトリウム・構造材としたケース。すなわち、燃焼が進むにつれ、ナトリウム・構造材領域が反射体物質に置換されるケース。ここでは、ナトリウム・構造材領域を構成する材質の体積割合を、ナトリウム：構造材（SUS-316）：不活性ガス（He等）＝20：10：70とした。製作性の観点からはケース1に比べより現実的であると考えられるが、ガスの体積割合がケース1に比べて約30%小さいため、反射体反応度価値はケース1に比べて小さくなることが予想される。

#### ・ケース3 : B,C置換型反射体制御方式（図A1.1-3）

ケース1の<sup>1</sup>ボイド領域をB,C吸収材（<sup>10</sup>B：90w/o）としたケース。すなわち、燃焼が進むにつれ、B,C吸収材領域が反射体物質に置換されるケース。最近の高速炉の遮蔽設計においてみられる、ステンレス鋼に代わりB,C遮蔽体を用いる例にならって計算ケースに選定した。ここでは、B,C吸収材領域を構成する材質の体積割合を、ナトリウム：構造材（SUS-316）：B,C：ギャップ部（He）＝41：23：35：1とした。この組成比は、炉中心に設置された1体の制御棒における吸収材領域の組成比と同一である。ナトリウムと構造材を合わせた体積割合は他の2ケースよりも大きいため、炉心から漏洩する中性子が反射される割合は大きくなる

と考えられるが、B,Cの吸収効果により、この移動用径方向反射体領域のさらに周囲に配置される径方向遮蔽体から炉心内へ中性子が反射され戻るとはほとんど期待できない。従って、このケースも高い反射体反応度値が期待できる。

各ケースにおける炉心の縦及び水平断面図にみるように燃料集合体数は計36体で、中心に緊急時の炉停止のための制御棒を設けている。炉心の等価直径は約87cmであり、先行炉である4S小型炉<sup>(1)</sup>とほぼ同サイズである。但し、炉心高さについては炉心部バンドル圧力損失の抑制を勘案し150cmとしており、4S小型炉で提案されている軸長4mに比べると半分以下である。

移動用径方向反射体領域を構成する各軸方向物質及びその軸長を図A1.1-4に示す。移動用径方向反射体領域については、ストローク長300cmのうち、上から150cm分は反射体に置換される物質（以下、置換物質と称する。ボイド、ナトリウム・構造材、B,C領域のいずれか。）  
、次の75cm分は反射体物質、残りの75cm分は置換物質として計算した。

## 2. 核計算における計算方法

JENDL3.2<sup>(5)</sup>に基づく高速炉用70群断面積セットJFS3-J3.2を用いて、高速炉用格子計算コード SLAROM<sup>(6)</sup>により均質断面積を領域毎に作成し、それらを2次元RZ計算により7群に縮約した。この7群断面積を用い、2次元RZ形状で模擬した体系に対し拡散計算コード CITATION<sup>(7)</sup>にて燃焼計算を行った。ナトリウム<sup>23</sup>Naの反応度のように中性子輸送効果が顕著とされる核特性については、別途輸送計算コード TWOTRAN-II<sup>(8)</sup>を用いて計算した。

CITATIONによる計算では、まず反射体物質が炉心に挿入されない体系、すなわち移動用径方向反射体領域のうち炉心高さ150cm分に相当する部分をすべて置換物質とした体系（以下、体系Aと称する。図A1.2-1参照。）にて炉心計算を行い、体系の実効増倍率を求めた。

次に、移動用径方向反射体領域が75cmだけ炉心上方に移動する場合を考え、同領域のうち、炉心下半分75cm分に相当する領域を反射体物質とした体系（以下、体系B-BOCと称する。図A1.2-1参照。）にて同様の炉心計算を行った。本解析では、反射体反応度値を体系B-BOCと体系Aの実効増倍率の差により定義したが、輸送効果が有意であると考えられるため、CITATIONで得られた結果のみから求めるのではなく、後述するように別途輸送効果を考慮して算出することとした。

体系B-BOCに対し、運転期間を1年とした場合の燃焼計算を行い、燃焼反応度損失を求めた（燃焼計算によって得られた組成を有する体系Bを以下では体系B-EOCと称する。図A1.2-1参照。）。但し、実際の運転では、反射体物質は本計算モデルのように運転期間を通じ一貫して75cm分挿入されているのではなく、燃焼初期の高さ150cm分の置換物質が炉心下部側から徐々に反射体物質に置換されることになる。移動径方向反射体領域には、置換物質より炉心への中性子反射効果が大きい反射体物質が置かれる方が、炉心燃料の燃焼はより進むことになる。従って、ここでの計算結果は実際よりも燃焼を過大に評価することとなる。

さらに、上述の燃焼に引き続き、残存した炉心組成にてあと残りどの程度燃焼を継続し得るかをみるため、体系B-EOCに対して反射体物質をさらに75cmだけ炉心上方に移動させた体系（以下では体系C-BOCと称する。反射体物質の上端と炉心領域上端が一致。図A1.2-1参照。）を設定し炉心計算を行った後、適当な燃焼期間を設けて上述と同様の燃焼計算を実行した（燃焼計算後に得られた組成を有する体系を以下では体系C-EOCと称する。図A1.2-1参照。）。

炉中心に設置された1体の制御棒に対する反応度値については、体系B-EOCにてCITATIONによる70群計算により求めた値に、後述する補正係数を掛けて評価した。

炉心安全性の指標としてのドップラー係数、ナトリウム<sup>23</sup>Naの反応度は以下の要領で求めた。

### ・ドップラー係数

体系C-BOCにおける炉心組成に対し、CITATIONによる70群直接計算により、燃料温度のみ1100℃から1600℃に上昇させたときの反応度を求めた。この反応度により、“ドップラー係数は燃料の絶対温度に逆比例する”との通常の高速炉で成立するドップラー係数

の温度依存性に基づき、 $T dk/dT$ の単位でドップラー係数を求めた。

・トリウムボイド反応度

ゼロボイドの達成度を精度良く評価するため、輸送理論に基づき、かつエネルギー群縮約誤差のない、2次元 $S_N$ 輸送計算コード TWOTRAN-IIによる70群直接計算により求めた。計算対象は、燃焼期間1年の条件下では中性子スペクトルが最も硬く、それ故トリウムボイド反応度においては最も厳しい評価を与えるとされる体系C-BOCとし、ボイド領域は炉心及び軸ブランケット領域全域とした。



### 3. 核計算における計算結果及び考察

2節で示した手順に従い得られた計算結果を表A1.3-1に示す。なお、ここに示した計算結果はいずれも運転期間を1年に限定したものの、すなわち図A1.1-4における体系Aから反射体移動後の体系B-BOCを経て1年燃焼後の体系B-EOCに至るまでの炉心特性である。

#### ・Pu富化度

まず、Pu富化度をみると、移動用径方向反射体領域の置換物質がボイドであるケース1が最も高く、次いでB,C、ナトリウム・構造材となっている。これは、ボイドのケースが、炉心から径方向外側へ漏洩する中性子のうち反射して炉心内へ戻る割合が最も低いためである。B,Cの場合、炉心外へ漏洩した中性子の大部分が吸収材であるB,Cに吸収されるため、炉心部への中性子反射は大きく抑制される。ところが、ケース1に比べてナトリウム・構造材の体積割合が大きいこと、B,Cに含まれるCが反射材として機能することなどにより、炉心内への中性子反射割合はケース1に比べて大きくなり、Pu富化度はケース3の方がやや小さい。

#### ・燃焼反応度損失

上記Pu富化度の傾向は燃焼反応度損失のそれと直接関係しており、Pu富化度の最も高いケース1が3.66%  $\Delta k/k'$  と最も高い燃焼反応度損失を示している。逆に最も低いPu富化度を示すケース2は燃焼反応度損失が3.22%  $\Delta k/k'$  と最も低く抑えられている。

#### ・出力ピニング係数

出力ピニング係数についてみると、3ケースともに炉心径は等しいため、径方向出力ピニング係数は1.33~1.36でほぼ変わりがない。ところが、軸方向出力ピニング係数については、ケース1,3がともに1.5以上であるのに対し、ケース2のみ1.37と非常に小さい値を示している。これは次のように説明される。移動用径方向反射体が図A11-1~A11-3のように炉心有効長の下半分の領域に挿入されている場合、炉心下側の方が上側よりも炉心径方向外側へ漏洩しようとする中性子が反射する割合は高くなり、軸方向出力分布は炉心下側が盛り上がるように歪んだ形状となる。ところが前述のように、ケース2の場合、炉心上側領域に相当する移動用径方向反射体領域における置換物質の中性子反射効果が最も大きいため、軸方向の出力分布は他の2ケースに比べてより平坦となる。このため、軸方向出力ピニング係数、さらには全出力ピニング係数は3ケースの中で最も低くなる。またこれに伴って、最大線出力もケース2が最も低くなっており、他の2ケースはほぼ300W/cmであるのに対し、ケース2のみ250W/cm程度に収まっている。

#### ・増殖比

増殖比については、中性子漏洩の影響が大きい径方向にブランケットを設置していないこと、20w/oを大きく超えるPu富化度を与えていることから、いずれのケースも1を大きく下回っていることがわかる。すなわち、本解析で対象とした炉心はいずれも非増殖系の炉心であると言える。軸方向ブランケットを設置したケース1,2において、軸方向ブランケットは全体

の増殖比に対し0.1程度の寄与を示している。

・ 炉心平均燃焼度

炉心平均燃焼度は、炉出力が125MWthと小さいこと、運転期間が1年と短いことから、14000MWthをやや上回る程度と、現行軽水炉の1/2～1/3程度に留まっている。

・ 反射体反応度価値

ここでは、反射体反応度価値 $\Delta \rho_{RR}$ を体系B-BOCの実効増倍率から定まる反応度と体系Aのそれとの差で定義した。輸送計算コード TWOTRAN-IIの計算で得られた値を正解値とすると、 $\Delta \rho_{RR}$ は次のように表される。

$$\Delta \rho_{RR} \equiv \rho (\text{TWO}; \text{体系B-BOC}) - \rho (\text{TWO}; \text{体系A}) \quad (1)$$

ここで、 $\rho (\text{TWO}; \text{体系B-BOC})$ 、 $\rho (\text{TWO}; \text{体系A})$  はそれぞれ体系B-BOC、体系AにおいてTWOTRAN-IIの計算で得られた反応度である。

これらを拡散計算コード CITATIONの計算で得られた値と、輸送効果、すなわちTWOTRAN-IIによる反応度とCITATIONによる反応度の差の和で表すと、式(1)は次のようになる。

$$\Delta \rho_{RR} = \{ \rho (\text{CIT}; \text{体系B-BOC}) + \Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系B-BOC}) \} - \{ \rho (\text{CIT}; \text{体系A}) + \Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系A}) \} \quad (2)$$

上式において、 $\rho (\text{CIT}; \text{体系B-BOC})$ 、 $\rho (\text{CIT}; \text{体系A})$  はそれぞれ体系B-BOC、体系AにおいてCITATIONの計算で得られた反応度である。 $\Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系B-BOC})$ 、 $\Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系A})$  はそれぞれ体系B-BOC、体系AにおいてTWOTRAN-IIにより得られた反応度のCITATIONにより得られた反応度に対する差であり、各体系の輸送効果を表す。

ここで、 $\Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系B-BOC})$  を体系C-BOCにおける輸送効果に等しいとし、 $\Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系A})$  を体系C-BOCで反射体を置換物質に置き換えた体系（以下、体系C-BOC<sub>sub</sub>と称する。）における輸送効果に等しいと仮定すると、式(2)は次のような近似式で表される。

$$\Delta \rho_{RR} \doteq \{ \rho (\text{CIT}; \text{体系B-BOC}) + \Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) \} - \{ \rho (\text{CIT}; \text{体系A}) + \Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{sub}}) \} \quad (3)$$

式(3)に基づき、各ケースの反射体反応度価値は以下のようにして求められる。

[ケース1]

$$\rho (\text{CIT}; \text{体系B-BOC}) = 1 - 1/1.0894 = 0.08206$$

$$\Delta \rho (\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) = (1 - 1/1.1065) - (1 - 1/1.0741) = 0.02726$$

$$\begin{aligned}\rho(\text{CIT}; \text{体系A}) &= 1 - 1/1.0000 = 0.0000 \\ \Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}}) &= (1 - 1/1.0586) - (1 - 1/1.0015) = 0.05386 \\ \therefore \Delta\rho_{\text{RR}} &\cong 0.05546 \Delta k/kk' = 5.55\% \Delta k/kk'\end{aligned}$$

[ケ-ス2]

ケ-ス1において、 $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}})$ が $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC})$ のほぼ2倍になっている。そこで、ケ-ス2では、近似的に $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}})$ を $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC})$ の2倍と仮定した。

$$\begin{aligned}\rho(\text{CIT}; \text{体系B-BOC}) &= 1 - 1/1.0117 = 0.01156 \\ \Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) &= (1 - 1/0.9959) - (1 - 1/0.9826) = 0.01359 \\ \rho(\text{CIT}; \text{体系A}) &= 1 - 1/0.9750 = -0.02564 \\ \Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}}) &\cong 2\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) = 0.02718 \\ \therefore \Delta\rho_{\text{RR}} &\cong 0.02361 \Delta k/kk' = 2.36\% \Delta k/kk'\end{aligned}$$

[ケ-ス3]

ケ-ス2と同様、ここでも近似的に $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}})$ を $\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC})$ の2倍と仮定した。

$$\begin{aligned}\rho(\text{CIT}; \text{体系C-BOC}) &= 1 - 1/1.0675 = 0.06323 \\ \Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) &= (1 - 1/1.0419) - (1 - 1/1.0397) = 0.00203 \\ \rho(\text{CIT}; \text{体系A}) &= 1 - 1/1.0000 = 0.0000 \\ \Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}_{\text{mod}}) &\cong 2\Delta\rho(\text{TWO-CIT}; \text{体系C-BOC}) = 0.00406 \\ \therefore \Delta\rho_{\text{RR}} &\cong 0.06120 \Delta k/kk' = 6.12\% \Delta k/kk'\end{aligned}$$

こうして得られた $\Delta\rho_{\text{RR}}$ の値は表A1.1-1に示されている。

ケ-ス1,3は同程度の $\Delta\rho_{\text{RR}}$ の値を示しているが、中性子の炉心内への反射割合が小さいとされるケ-ス2では、両者に比べて半分以下となっており、反射体制御による燃焼補償は他の2ケ-スに比べて劣ると言える。

#### ・炉中心1体制御棒反応度値

炉中心1体制御棒の反応度値はケ-ス3の場合についてのみ、CITATIONによる70群拡散計算により得られた $8.21\% \Delta k/kk'$ に対し、従来の大型MOX高速炉炉心設計等による知見を基に輸送効果、非均質効果をそれぞれ0.9、0.8と見込んで補正し求めた。その結果、 $5.91\% \Delta k/kk'$ となり、通常的大型高速炉の主系統制御棒全数挿入時の制御棒反応度値と同等と言える程の大きな値を示している。この結果は、炉心径が小さいため1体当たりの制御棒反応度値が大型炉に比べて大きくなる小型炉の特徴を顕著に示しているといえる。なお、ケ-ス1,2については、3つのケ-スとも炉心サイズが全く同じであることから、この制御棒反応度値は第1次近似として炉心部のPu富化度に反比例すると考えられ、ケ-ス3の制御棒反応度値とケ-ス間のPu富化度比を基に算出した。その結果、ケ-ス1,2の制御棒反応度値はそれぞれ約 $5.5\% \Delta k/kk'$ 、 $6.9\% \Delta k/kk'$ となっている。

・トリウムβ<sup>-</sup>係数

ここでは、トリウムβ<sup>-</sup>係数の代わりにトリウムβ<sup>-</sup>反応度で評価する。

表A1.3-1のトリウムβ<sup>-</sup>反応度についてみると、ケース1,3で負のβ<sup>-</sup>反応度を示していることがわかる。また、正のβ<sup>-</sup>反応度を示しているケース2についても、0.4\$程度と低く抑えられている。なお、ケース1に比べケース3の方がより負側に大きいβ<sup>-</sup>反応度を示しているが、これは、ケース1で設置されている軸ブランケット内での正の反応度成分による影響であるものと考えられる。すなわち、トリウムがβ<sup>-</sup>化すると炉心部のみならず軸ブランケットにおいても中性子スペクトルは硬くなるが、これにより<sup>238</sup>U等の親核種によるしきい値核分裂反応が増大し、正のβ<sup>-</sup>反応度成分が全体のβ<sup>-</sup>反応度に寄与することになる。

・ドップラー係数

ドップラー係数は、ケース2が最も大きく、次いでケース3、ケース1の順となっている。これは、Pu富化度の大きさに関係しており、Pu富化度の最も低いケース2がドップラー効果が最も効きやすいこととなる。

#### 4. 熱流力計算

本検討では、原子炉停止後の崩壊熱除去を自然循環により達成し、原子炉停止のみならずその後の炉心冷却においても受動的な安全特性を活用することを指向している。

そこで、この自然循環特性に大きな影響を与える炉心ピボンドル部の圧力損失を簡易的な熱流力計算により評価した。

熱流力計算に用いた炉心諸元、計算条件並びに圧力損失の計算結果をまとめて表 A1.4-1 に示す。炉出力、炉心高さ、ピン径、ワイヤ巻きピッチ、ラップ管肉厚、ラップ管間ギャップ、集合体あたり燃料ピン本数、燃料集合体数は核計算における条件と同一である。

炉心圧力損失に影響を及ぼし得るピンピッチ・ピン径比 (P/D) が核計算では 1.12 としていたのに対し、熱流力計算では 1.14 と僅かに大きく設定している。ただ、両者の差は 2% 弱であり、圧力損失は水力等価直径に反比例することを考えると、核計算の条件で得られる圧力損失との違いも高々 2% 程度と考えられ、結果に有意な影響を及ぼすことにはならない。

ところで、ここでの圧力損失計算は次のようにして行った。まず、最大線出力の値を核計算におけるほぼ上限値に相当する 300W/cm に固定した（出力ピーキング係数を 2.19 に設定。）。次に、炉心入口及び出口温度をそれぞれ 390℃、530℃ と設定した条件下で、炉心冷却材必要流量等の流量条件をホットスポット肉厚中心温度が 675℃ となるように求めた。得られた流量条件と P/D や炉心高さ等の炉心パラメータを用いて、Cheng-Todoreas の式<sup>(10)</sup>により、炉心ピボンドル部のみの圧力損失を求めた。

計算の結果、炉心ピボンドル部の圧力損失は 2.19kg/cm<sup>2</sup> となり、目標値として設定した 1.5～1.8kg/cm<sup>2</sup> の範囲を若干超える結果となった。なお、核計算で得られた最大線出力はケースともほぼ 300W/cm 以下となっており、核計算で設定した炉心諸元及び得られた計算結果を用いても、炉心ピボンドル部の圧力損失は 2kg/cm 程度には収まると考えられる。

## 5. 混合酸化物燃料小型高速炉炉心の性能見直し

既述の4,5節の考察結果を踏まえ、混合酸化物燃料を燃料とする小型高速炉炉心がどの程度の性能を達成し得るかについて概略見直しを行う。

### ・ 運転日数（燃料交換間隔）

既述のように、本検討では燃焼期間を1年に固定して種々の炉心特性を求めた。この計算では、移動用反射体の位置についても、軸長75cmの反射体物質領域が炉心下半分（炉心軸方向中心面から下75cmの領域）に固定されたままとしていた。

ところが、中性子インポータンスの軸方向分布から、少なくとも反射体物質領域の軸方向中心面が炉心軸方向中心面に一致するまでは、移動用反射体を軸方向上方に動かす度に正の反応度が投入される。また、反射体物質領域より上側の炉心燃料は反射体物質領域と同じ軸方向範囲にある炉心燃料に比べて燃焼劣化が非常に小さいことを考えれば、反射体物質領域の軸方向中心面が炉心軸方向中心面よりもさらに上側に移動しても、しばらくの間は正の反応度が投入されることとなる。すなわち、移動用反射体を本検討での固定位置よりもさらに上方に移動させることによって、1年を上回る運転日数を達成することができる。また、既述のように本検討では反射体位置を固定したまま燃焼計算を実行したため、燃焼劣化を実際より過大に評価していると考えられることを合わせると、燃焼計算の詳細化（反射体の位置を幾つかのステップに細かく分け、ステップ毎の燃焼計算を実行）等を通じて、燃料交換なしの運転日数として2年程度は期待できると言える。

### ・ 炉中心1体制御棒のみによる炉停止達成

炉中心に設けられる1体の制御棒は、通常の高速炉における後備炉停止系制御棒に相当するもので、要求される反応度価値は、

- [1] 低温（～200℃）から定格に至るまでの温度・出力補償
- [2] 事故時投入反応度

に、[1]に関する核計算不確かさを見込んだ値で評価される。

[1] は、従来の高速炉の設計研究の知見から1.0%  $\Delta k/kk'$ 程度である。

[2] は、従来の高速炉の設計例に習い、約50¢に相当する0.2%  $\Delta k/kk'$ とした。

[1]に関する不確かさを $2\sigma$ を見込んで0.2%  $\Delta k/kk'$ とすると、炉中心制御棒に要求される必要反応度価値は、

$$1.0 + 0.2 + 0.2 = 1.4\% \Delta k/kk'$$

程度となる。

一方、表A1.3-1に示した輸送効果及び非均質効果込みの炉中心1本制御棒反応度価値の値をみると、これに設計予測誤差10%を見込んで、3つのケースいずれにおいても5%  $\Delta k/kk'$ 以上を示し、必要反応度価値を大幅に上回ることがわかる。本検討では、B,C中の $^{10}B$ 濃度を90w/oとして計算を行ったが、仮に天然Bの20w/oとしても、制御棒反応度価値が $^{10}B$ 濃度の平方根にほぼ比例するという高速炉における経験的知見を利用し制御棒反応

度値を求めると、いずれのケースも2%  $\Delta k/k'$  を十分上回る結果となる。従って、この場合も必要反応度値を上回ることとなり、十分な炉停止余裕が確保されることとなる。このことから、本研究の対象である小型高速炉炉心では、炉中心に設置する1体の制御棒のみで十分に炉停止達成が可能であると言える。

#### ・ナトリウム反応度

小型炉は、その形状特性から大型炉に比べて炉心外への相対的な中性子漏えいが大きい。そのため、炉心特性のバランスに配慮しつつナトリウム反応度を小さくする設計が大型炉に比べて容易となる。

そこで、表A1.3-1に示したナトリウム反応度の計算結果をみると、ナトリウム・構造材置換型反射体制御方式以外の2ケースについては、輸送計算に基づく厳密な計算条件下においても負のナトリウム反応度が得られている。ナトリウム・構造材置換型反射体制御方式についても0.4%と小さい。

#### ・最大線出力、炉心ピンボンドル圧力損失、最大高速中性子フルエンス

燃料の最大線出力及び炉心圧力損失（ピンボンドル部のみ）は、炉心径及び炉心高さを通じて上述のナトリウム反応度と関係する。

最大線出力は、表A1.3-1に記されているようにどのケースも300W/cm以下にほぼ収まっており、低線出力化が図られている。燃料の低線出力化は燃料溶融までのマージンを増大させることとなり、受動的な安全特性の強化が期待できる。

炉心圧力損失については、4節で既に述べたように、最大線出力を300W/cmとして求めた表A1.4-1に記されている圧力損失の値から考えて、検討したいいずれのケースにおいても2kg/cm<sup>2</sup>程度かそれ以下にほぼ収まる。従って、ここで行う小型高速炉炉心の検討においては、ナトリウム反応度をゼロ以下あるいはゼロ近傍に抑え、最大線出力、炉心ピンボンドル部圧力損失についてはそれぞれ300W/cm程度、2kg/cm<sup>2</sup>程度か、それらを下回る炉心の成立性に見込みを与えると言える。

なお、本検討で採用している反射体制御方式では、反射体の照射リングの影響を評価することが求められるが、表A1.3-1に記した最大高速中性子束の値から得られる最大高速中性子フルエンスが、

$$1.7 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \text{ sec} \times 365 \text{ day} \times 24 \text{ hour/day} \times 3600 \text{ sec/hour} = 0.54 \times 10^{20} \text{ nvt}$$

程度であり、通常の大型高速炉における値の1/5程度であることから、設計上問題となることは特に生じ得ない。

以上の概略検討の結果から考えて、本研究で対象とする混合酸化物燃料小型高速炉においては、反射体構造の具体化や燃焼計算の詳細化等より詳細な検討を進めることにより、以下の条件を充足し得る炉心性能の達成が期待できる。

- ・ 運転日数を2年程度
- ・ 炉中心に設ける1体の制御棒のみで炉停止達成

- ・ナトリウムイオン反応度のゼロ以下あるいはゼロ近傍への抑制
- ・最大線出力を300W/cm以下に抑制
- ・炉心ピッチバンドル部圧力損失を2kg/cm<sup>2</sup>以下に抑制



表 A1.1-1 主要な炉心仕様

項目		仕様	領域	領域構成材質の組成割合		
燃料 ピン	燃料種類	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> *	軸方向 遮蔽体	SUS316	約37v/o	
	燃料ピン径	8.50mm		Na	約44v/o	
	燃料ペレット径	6.79mm		ボイド	約19v/o	
	被覆ペレット間ギャップ	0.31mm <sup>2</sup>	径方向 遮蔽体 (移動用 反射体も 同じ)	改良型オーステナイト鋼相当		
	燃料ペレット密度	95%TD		Na	約24v/o	
	燃料ミマ密度	80%TD				
	被覆管肉厚	0.55mm <sup>2</sup>	移動用 反射体 領域の 置換物質	[ケース1] ボイド	SUS316 ボイド	約1v/o 約99v/o
	ワイヤ径	1.00mm		[ケース2] ナトリウム・ 構造材	Na SUS316 ボイド	約20v/o 約10v/o 約70v/o
	ワイヤ巻きピッチ	200mm		[ケース3] B <sub>2</sub> C (φB90w/o)	Na SUS316 B <sub>2</sub> C ボイド	約41v/o 約23v/o 約35v/o 約1v/o
	燃料ピン配列ピッチ	9.50mm				
ピンピッチ・ピン径比	1.12 <sup>3</sup>					
燃料ピン長	2500mm*					
燃料 集合体	燃料ピン本数/集合体	169本	炉中心 1体 制御棒 領域	B <sub>2</sub> C (φB90w/o)	Na SUS316 B <sub>2</sub> C ボイド	約41v/o 約23v/o 約35v/o 約1v/o
	燃料体積比	36.5v/o <sup>5</sup>		ナトリウム フローワ	Na SUS316	約94v/o 約6v/o
	ラッパ管肉厚	3.00mm				
	集合体外対面間距離	131.70mm				
	ラッパ管間ギャップ	4.00mm				
集合体配列ピッチ	135.70mm					
炉心 規模	炉出力	125MWth	*1 O/(Pu+U)=1.98 <sup>235</sup> U : <sup>238</sup> U=0.3 : 99.7[w/o] <sup>238</sup> Pu : <sup>239</sup> Pu : <sup>240</sup> Pu : <sup>241</sup> Pu : <sup>242</sup> Pu =3 : 53 : 25 : 12 : 7[w/o]			
	燃料集合体体数	36体	*2 もんじゅ並みを想定。			
	炉心高さ	1500mm	*3 もんじゅより稠密を指向して1.12とした。			
	炉心等価直径	870mm	*4 燃料スラック+1m程度を想定 (バンドル圧損計算に使用)。			
	炉心容積	870リットル	*5 集合体水平断面における燃料ペレット169本分の面積比。			

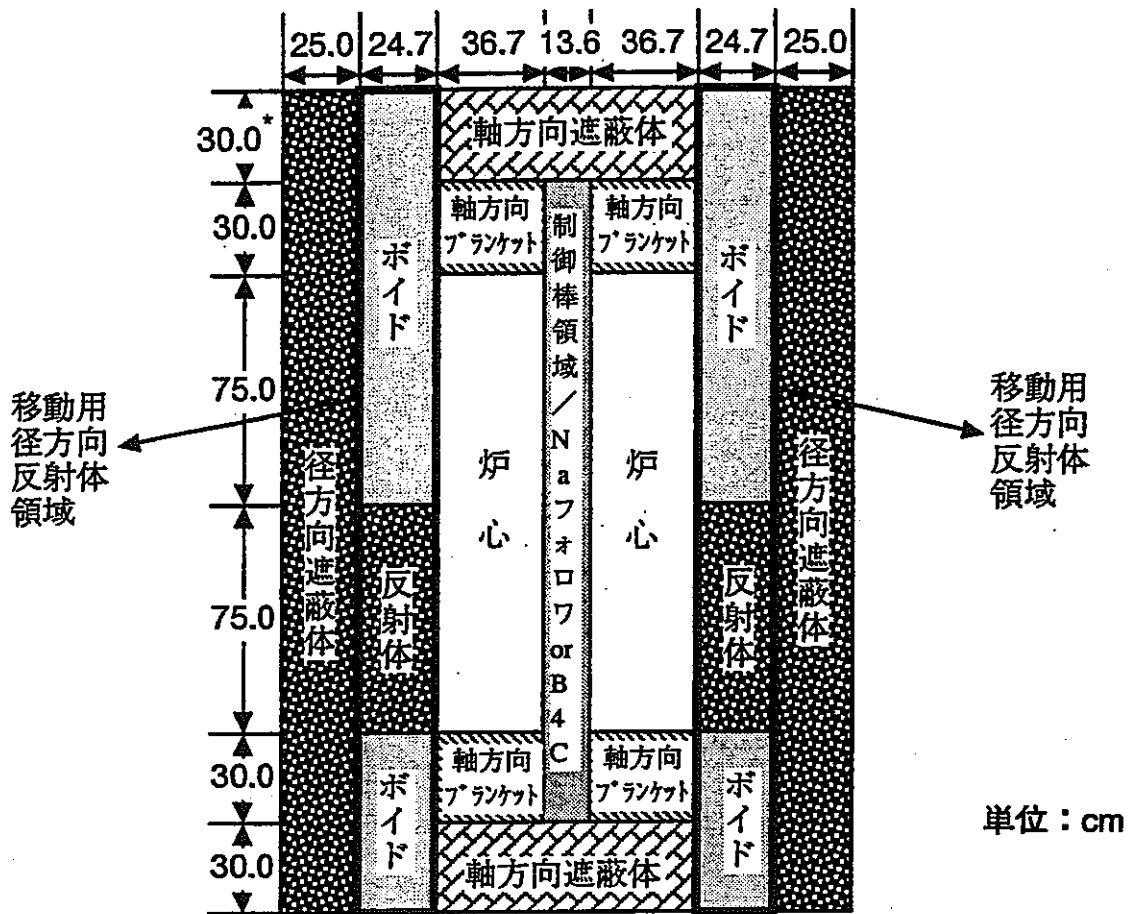


図 (a) 炉心縦断面図 (円柱体系)

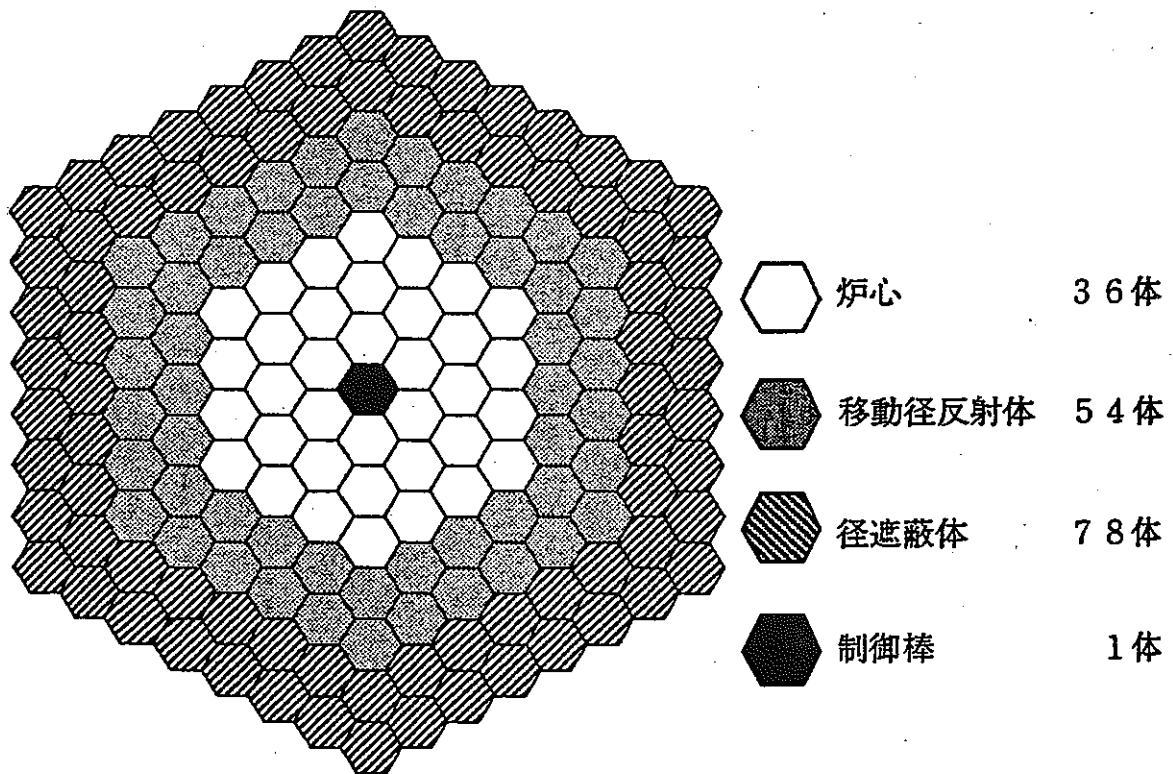


図 (b) 炉心水平断面図

図 A1.1-1 混合酸化物燃料小型高速炉炉心の計算体系図 (移動用反射体: 棒'付'置換型反射体制御方式)

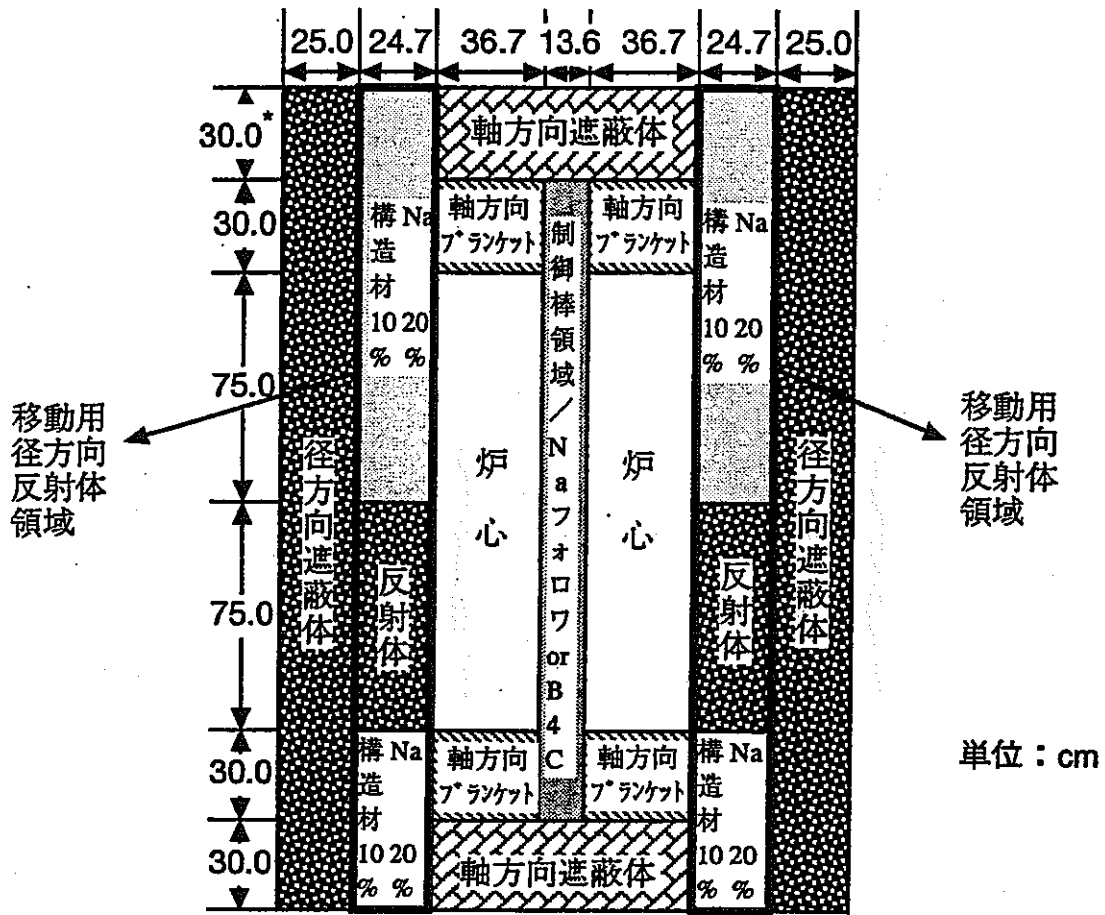


図 (a) 炉心縦断面図 (円柱体系)

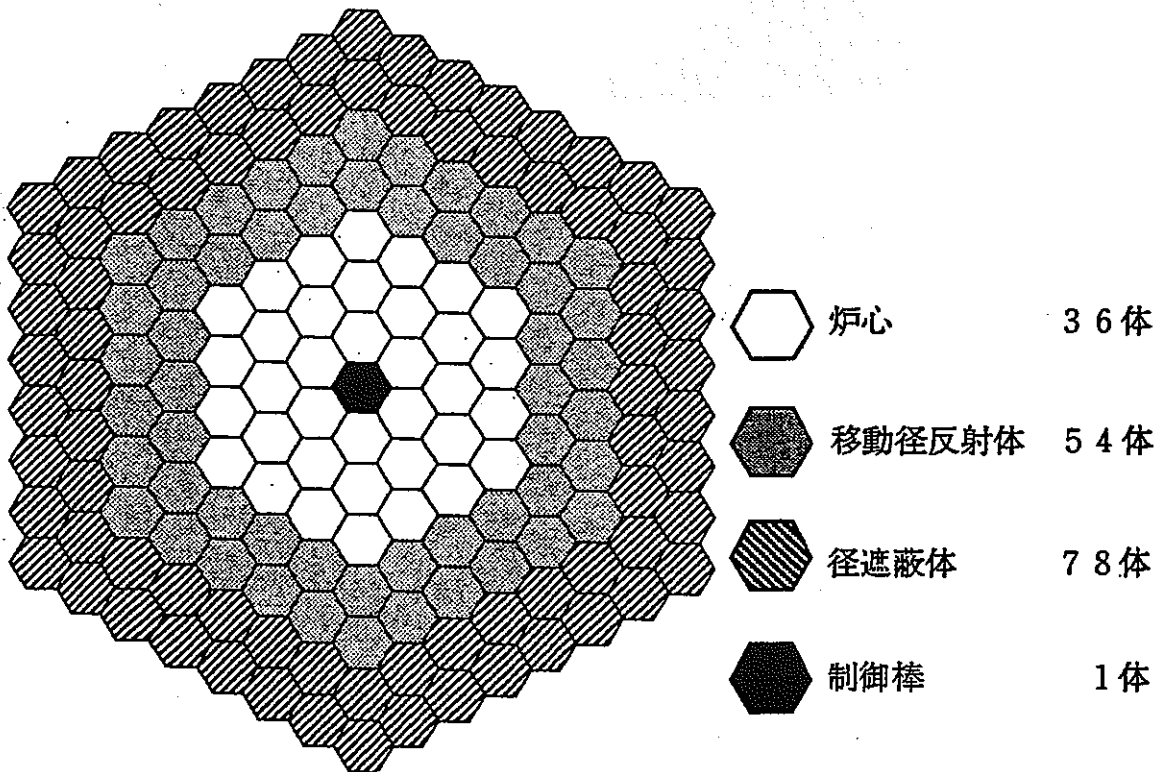


図 (b) 炉心水平断面図

図 A1.1-2 混合酸化物燃料小型高速炉炉心の計算体系図  
(移動用反射体: ナリウム・構造材置換型反射体制御方式)

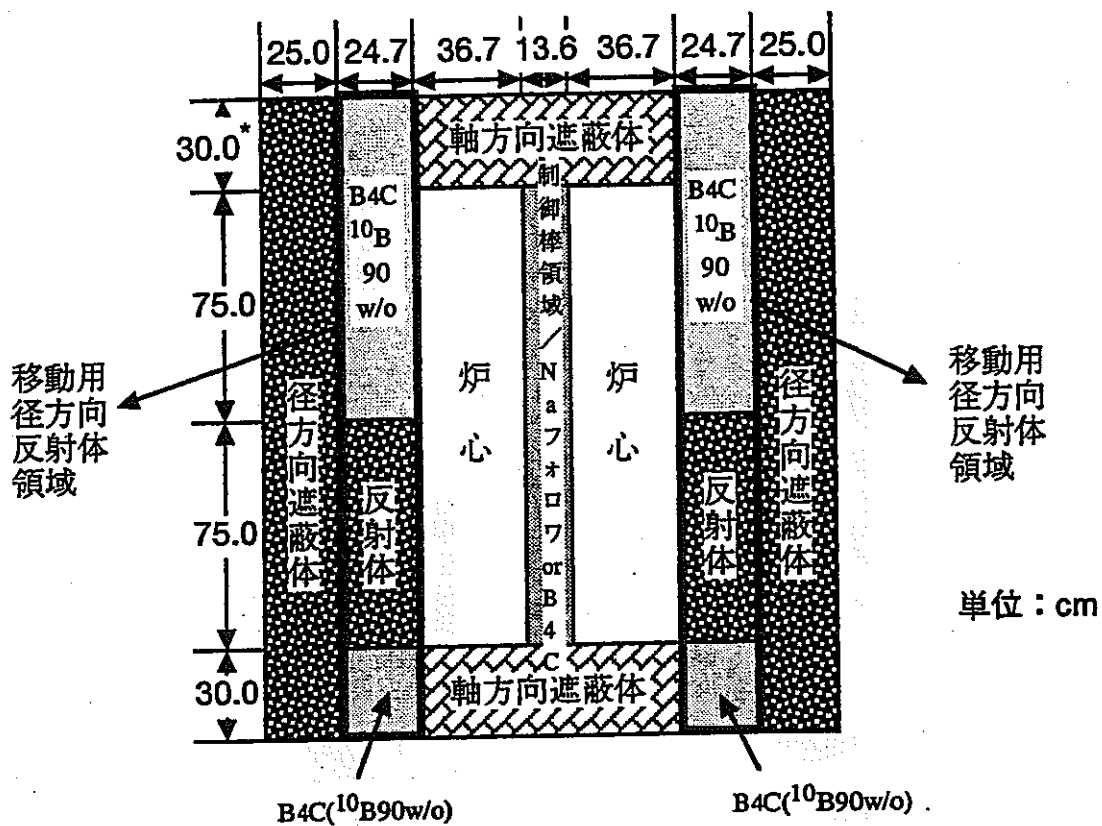


図 (a) 炉心縦断面図 (円柱体系)

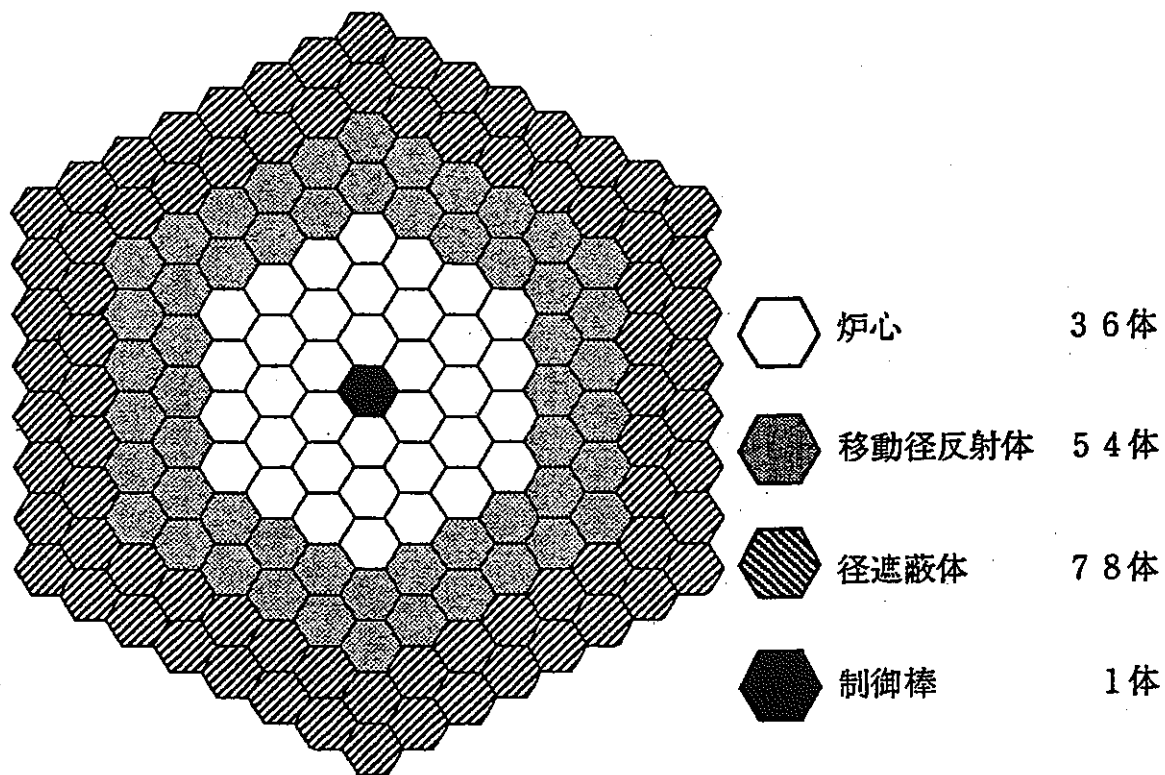


図 (b) 炉心水平断面図

図 A1.1-3 混合酸化物燃料小型高速炉炉心の計算体系図  
(移動用反射体:  $B_4C(^{10}B:90w/o)$  置換型反射体制御方式)

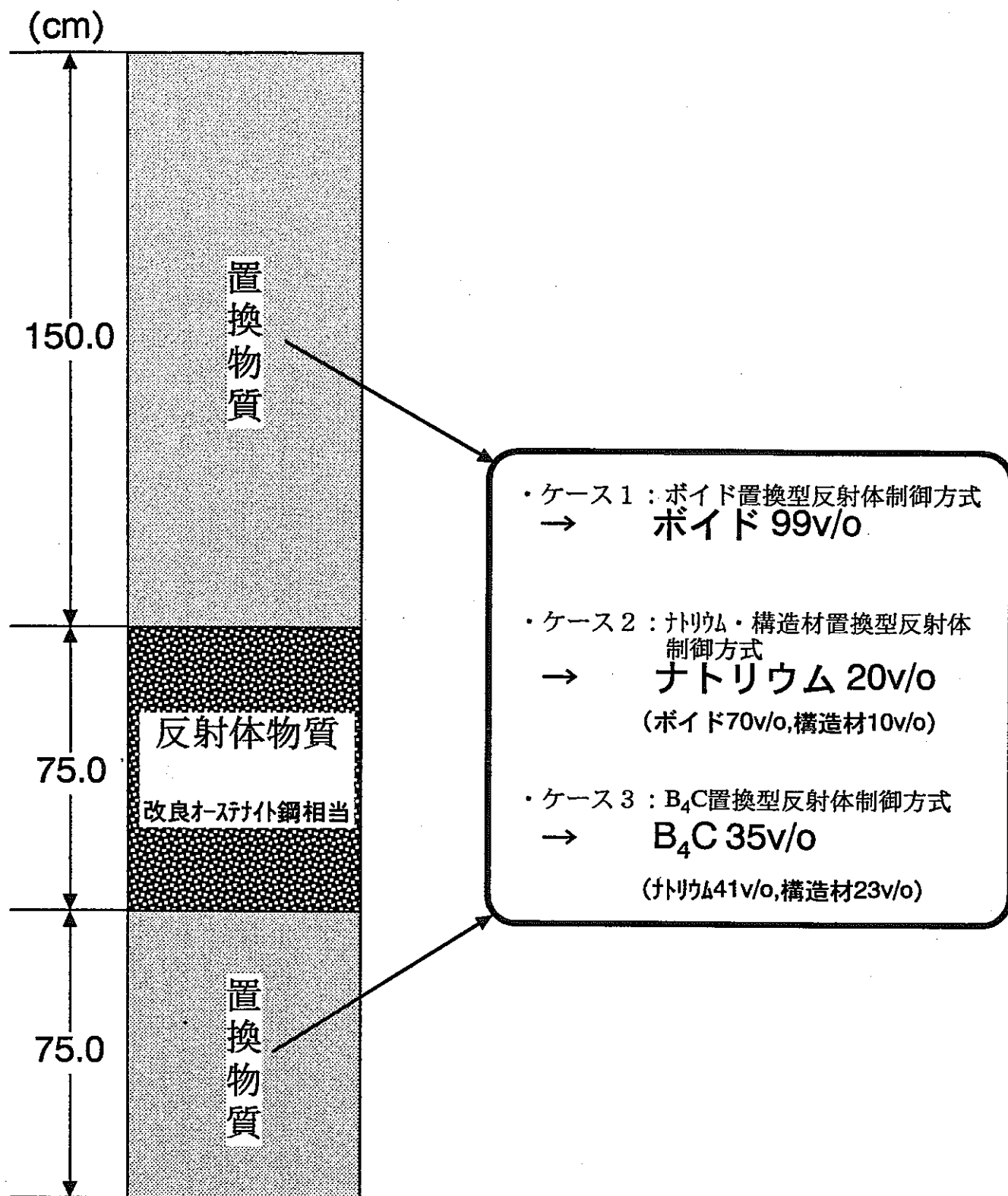


図 A1.1-4 移動用径方向反射体領域を構成する各軸方向物質及び軸長

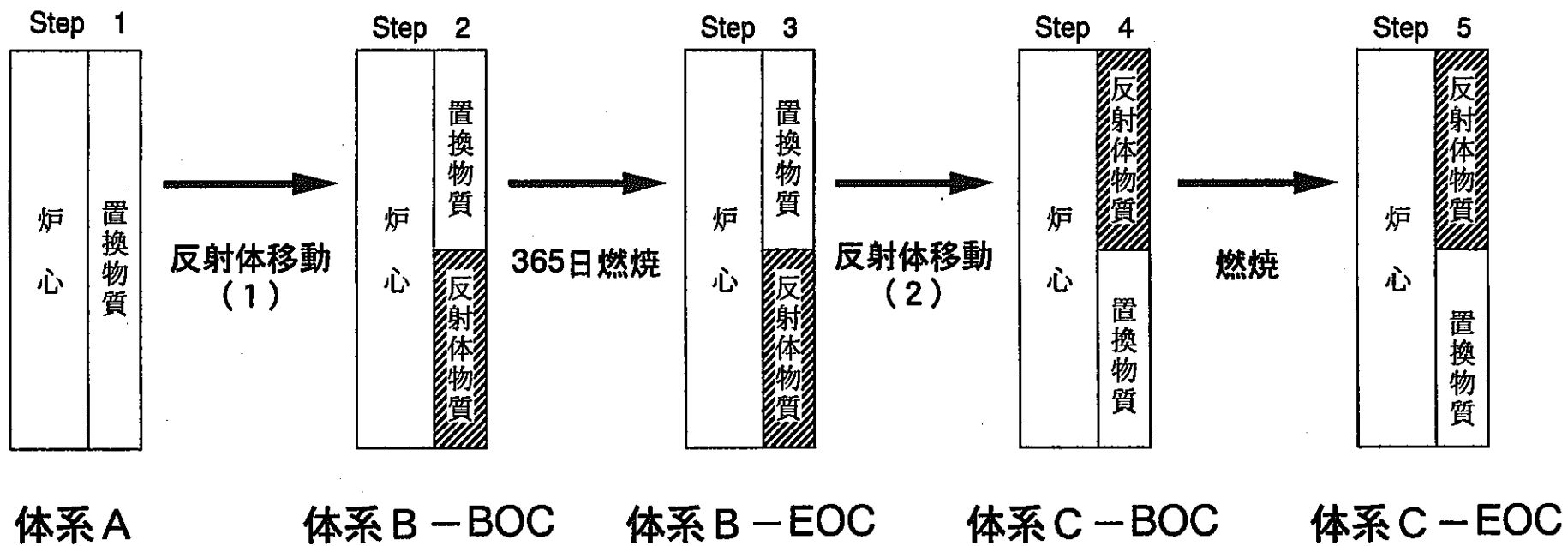


図 A1.2-1 反射体移動及び燃焼に伴う炉心体系の名称の区別

表 A1.3-1 主要な炉心核特性計算結果

項目		ケース1 (ボイド置換型)	ケース2 (ナトリウム・構造材置換型)	ケース3 (B,C置換型)
炉出力		125MWth	125MWth	125MWth
運転期間		365日	365日	365日
Pu富化度		26.89w/o	21.62w/o	25.09w/o
出力 比-キック 係数 <sup>*1</sup>	径方向	1.35	1.33	1.36
	軸方向	1.55	1.37	1.50
	全体	2.302	1.890	2.181
燃焼反応度損失		3.69% Δk/kk' /365日	3.22% Δk/kk' /365日	3.66% Δk/kk' /365日
最大線出力 <sup>*2</sup>		309.4W/cm	254.2W/cm	295.7W/cm
増殖比	炉心部	0.48~0.51	0.65~0.67	0.52~0.55
	全体	0.57~0.60	0.74~0.77	0.52~0.55
炉心平均燃焼度		14200MWD/T	14300MWD/T	14400MWD/T
最大高速中性子束 <sup>*3</sup>		1.713 ×10 <sup>15</sup> n/cm <sup>2</sup> sec	1.641 ×10 <sup>15</sup> n/cm <sup>2</sup> sec	1.733 ×10 <sup>15</sup> n/cm <sup>2</sup> sec
反射体反応度価値 <sup>*4</sup>		5.55% Δk/kk'	2.36% Δk/kk'	6.12% Δk/kk'
炉中心1本 制御棒反応度価値		5.52% Δk/kk' <sup>*5</sup>	6.86% Δk/kk' <sup>*5</sup>	5.91% Δk/kk' <sup>*6</sup>
ナトリウムボイド反応度 <sup>*7</sup>		-0.11\$	+0.40\$	-0.89\$
ドップラー係数 <sup>*8</sup>		-3.86×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT	-6.12×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT	-4.19×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT

\* 1 BOCでの値。

\* 2 BOCでの値。

\* 3 EOCでの値。

\* 4 70群輸送計算相当値。

\* 5 ケース3の値にPu富化度比の逆数を掛けて算出。

\* 6 70群拡散計算値に輸送効果を0.9、非均質効果を0.8と見込んで補正した値。

\* 7 実効遅発中性子割合を0.0035として算出。ボイド領域は炉心部及び軸ブランク部の全領域とした。

\* 8 炉心部のみを対象。燃料温度変化を1100℃→1600℃として70群拡散計算にて算出。

表 A1.4-1 熱流計算に係わる炉心諸元、計算条件並びに圧力損失の計算結果

炉出力	125MWth
炉心発熱分担率	100%
最大線出力	300W/cm
炉心高さ	150cm
ピン径	8.5mm
ピン肉厚	0.48mm
ピンピッチ・ピン径比 (P/D)	1.14
ピン内側体積割合	47.05%
ワイヤピン間ギャップ	0.05mm
ワイヤ径	1.14mm
ワイヤ巻きピッチ	200mm
ラッパ管肉厚	3mm
ラッパ管間ギャップ	4mm
炉心出力ピンキング係数	2.19
燃料ピン全長	250cm
炉心総ピン本数	6084本
集合体当たりピン本数	169本
燃料集合体数	36体
制御棒集合体数	1体
被覆管肉厚中心制限温度	675℃
ホットスポットファクタ	1.2
被覆管肉厚中心温度	冷却材温度+10℃
ホットスポット冷却材温度	618℃
炉心入口温度	390℃
炉心等価直径	86.9cm
ピン1本当たり必要流量	107g/sec (炉心流量配分無し条件)
周辺流れ係数	1.1
ピンバンドル圧力損失	2.19kg/cm <sup>2</sup>
ドラッグ-炉心必要流量	651kg/sec
炉心部冷却無効流量係数	8%*1
1次系流量	703.5kg/sec
原子炉出口温度	530℃

\*1 制御棒及び反射体冷却、炉心出口温度530℃のために調整したものであるが、幾分過剰の可能性あり。



## A1.2 運転日数の定量化検討

前項 A1.1 では、炉心仕様の改良や燃焼計算の詳細化等を進めることで、燃料交換を必要としない 2 年程度の運転日数を達成できるとの概略見通しを得た。

そこで、本検討ではこの達成可能な運転日数のより具体的な定量化を行うこととした。

まず前項で掲げた炉心仕様について一部見直しを行った。すなわち、被覆管－燃料ペレット間ギャップの縮小化 (0.31mm→0.18mm)、並びに被覆管の薄肉化 (0.55mm→0.38mm) による現行実証炉仕様にほぼ準拠した仕様に変更することで、燃料体積比を増大させ、それに伴う燃焼特性の向上を図った。

また、前項で行った移動用反射体を固定したままの燃焼計算方法を改め、移動用反射体の軸方向移動を 8 ステップに分割し、ステップ毎に原子数密度を更新させて燃焼を進めるといふ、本文で述べたのと同様の方法で燃焼計算を行った。

原子炉熱出力は、目標電気出力 5 万 MWe に対し熱効率を 40%弱と見込んで 135MWth とした。

以下に、本検討に係わる図表類のリストを示す。

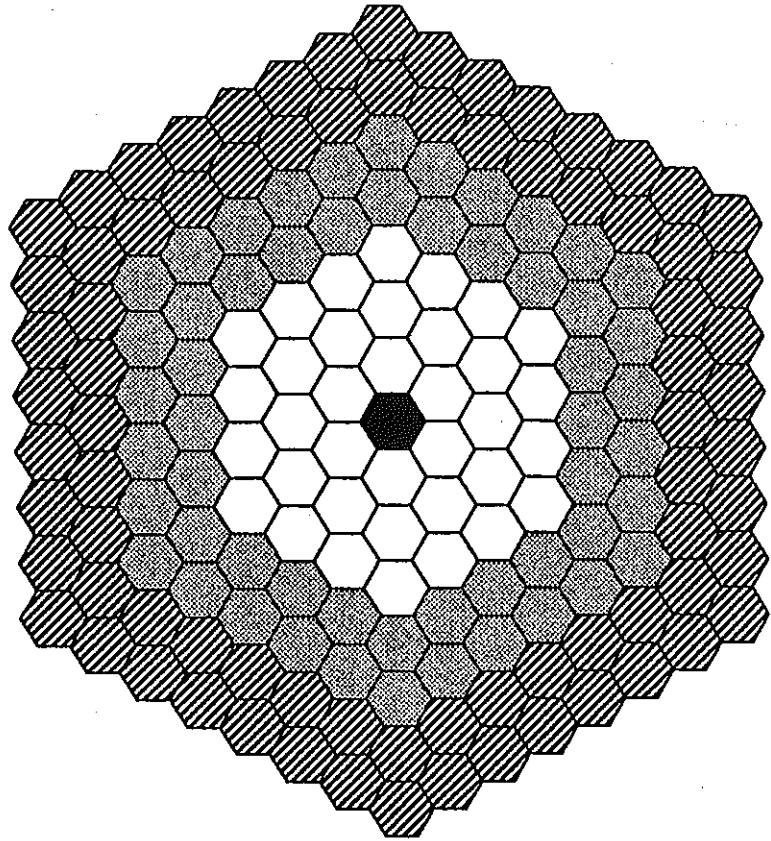
- ・表 A1.2-1 主要な炉心仕様 (燃料体積比の増大化)
- ・図 A1.2-1 135MWth 混合酸化物燃料小型高速炉炉心配置図 (P/D=1.14)
- ・図 A1.2-2 燃焼の時間履歴 (P/D=1.14)





検討の結果、以下の結論を得た。

- (1) 連続 2 年間の継続運転可能の見通しを得た。
- (2) 熱流力計算の結果によれば、本検討で選定した P/D=1.14 の条件では、バンドル圧力損失が  $2.35\text{kg/cm}^2$  となった。これを、自然循環による崩壊熱除去達成のために目標として掲げた  $1.5\text{kg/cm}^2$  程度にまで抑制するには、P/D を 1.18 程度まで増大させることが必要とされる。

表 A1.2-1 主要な炉心仕様 (燃料体積比の増大化)

項目	仕様	領域	領域構成材質の組成割合	
燃料ピン	燃料種類	$\text{PuO}_2\text{-UO}_2^{*1}$	軸方向 遮蔽体	SUS316 約37v/o
	燃料ピン径	7.50mm		Na 約44v/o
	燃料ペレット径	6.38mm		ボイド 約19v/o
	被覆ペレット間ギャップ	0.18mm <sup>*2</sup>	径方向 遮蔽体	改良型オーステナイト鋼相当 約76v/o
	燃料ペレット密度	95%TD		Na 約24v/o
	燃料スタック密度	85%TD	移動用 反射体	改良型オーステナイト鋼相当 約76v/o
	燃料スタック径	8.56mm		Na 約24v/o
	被覆管肉厚	0.38mm <sup>*2</sup>	移動用 反射体 領域の 置換物質	[ケ-71] ボイド SUS316 約1v/o ボイド 約99v/o
	ワイヤ径	1.00mm		[ケ-72] 封閉材・ 構造材 Na 約20v/o SUS316 約10v/o ボイド 約70v/o
	ワイヤ巻きピッチ	300mm		[ケ-73] $\text{B}_4\text{C}$ 約41v/o ( $^{10}\text{B}90\text{w/o}$ ) SUS316 約23v/o $\text{B}_4\text{C}$ 約35v/o ボイド 約1v/o
	燃料ピン配列ピッチ	8.56mm		
ピンピッチ・ピン径比	1.14 <sup>*3</sup>			
燃料ピン長	2500mm <sup>*4</sup>			
燃料集合体	燃料ピン本数/集合体	217本	炉中心 1体 制御棒 領域	Na 約41v/o
	燃料体積比	39.9v/o <sup>*5</sup>		$\text{B}_4\text{C}$ (約10%) SUS316 約23v/o $\text{B}_4\text{C}$ 約35v/o ボイド 約1v/o
	ラッパ管肉厚	3.00mm		ナトリウム フオロワ Na 約94v/o SUS316 約6v/o
	集合体外対面間距離	134.18mm		
	ラッパ管間ギャップ	4.00mm		
	集合体配列ピッチ	138.18mm		
炉心規模	炉出力	135MWth	*1 O/(Pu+U)=1.98 $^{235}\text{U} : ^{238}\text{U} = 0.3 : 99.7[\text{w/o}]$ $^{238}\text{Pu} : ^{239}\text{Pu} : ^{240}\text{Pu} : ^{241}\text{Pu} : ^{242}\text{Pu}$ $= 0.9 : 58.6 : 24.6 : 10.7 : 5.3[\text{w/o}]$	
	燃料集合体体数	36体	*2 実証炉並みを想定。	
	炉心高さ	1500mm	*3 もんじゅより稠密を指向して1.14とした。	
	炉心等価直径	883mm	*4 燃料スタック+1m程度を想定 (バンドル圧損計算に使用)。	
	炉心容積	893リットル	*5 集合体水平断面における燃料ペレット217本分の面積比。	



- |   |        |     |
|---|--------|-----|
|   | 炉心     | 36体 |
|  | 移動用反射体 | 54体 |
|  | 径遮蔽体   | 78体 |
|  | 制御棒    | 1体  |

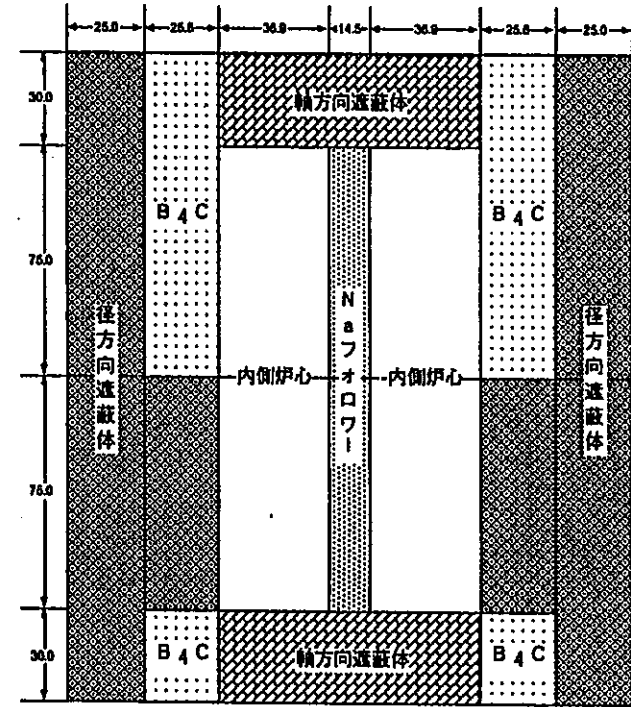


図 A1.2-1 135MWth 混合酸化物燃料小型高速炉炉心配置図 (P/D=1.14)

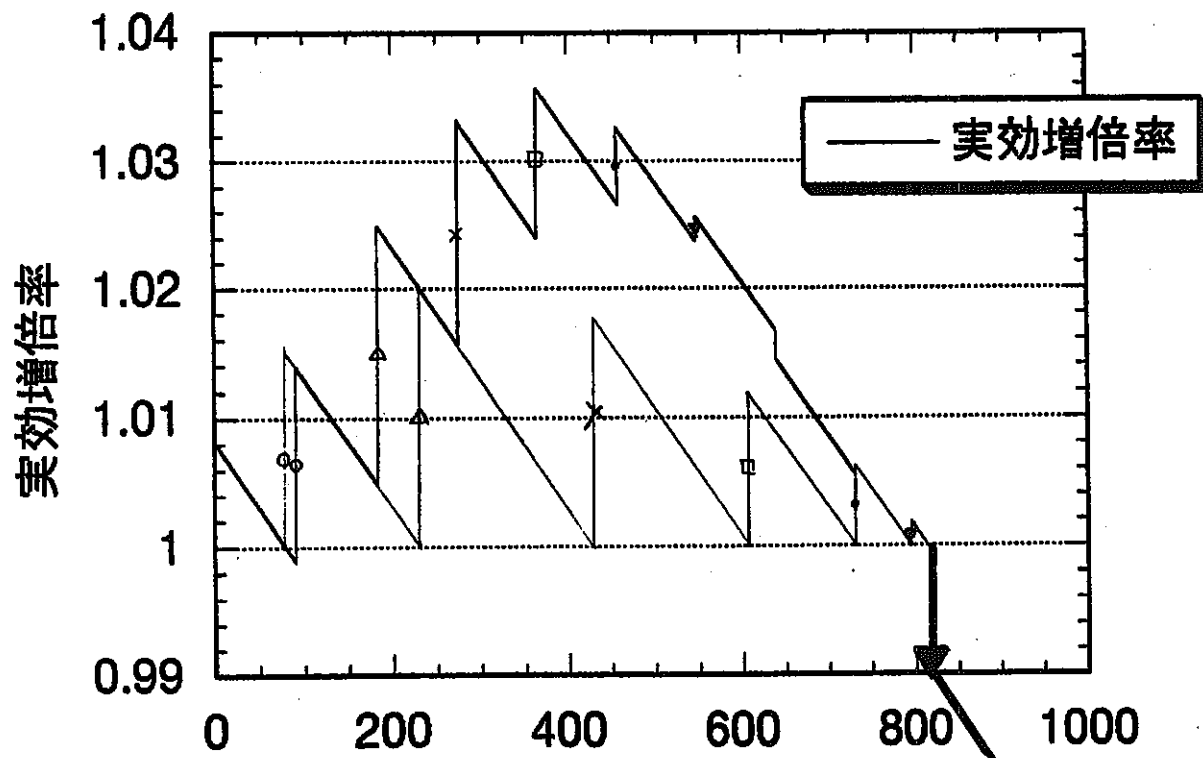


図 A1.2-2 燃焼の時間履歴 (P/D=1.14)

**820日 = 2.25年**

### A1.3 炉心部バンドル圧力損失の低減化及び反射体構造の見直し

前項 A1.2 で得られた炉心バンドル部圧力損失の低減化の必要性に基づき、 $P/D=1.18$  とした場合の炉心特性を評価し、前項 A1.2 で得られた特性への影響の度合いについて調べた。

なおここでは、炉心特性評価と別途並行して検討が進められている反射体構造検討の中で案出された既述の反射体構造案（後述の付録 2 にみるように、本報では“串刺し型反射体”と称する）を採り入れ、より現実的な移動用反射体の構造を勘案した炉心特性評価を行うこととした。但し、炉心計算を 2 次元 RZ 体系で行うことから、計算では移動用反射体をリング形状にモデル化した。

ところで、串刺し型反射体では、反射体に置換される領域でのバンド占有面積率が A1.1 で検討したケース ( $90\text{v/o}$ ) に比べて下がるため、反射体反応度値の低下が予想される。これを改善するには、移動用反射体の反射体領域が炉心から引き抜かれている時の、その外側にある径方向遮蔽体で反射した後移動用反射体に戻ろうとする中性子の割合を抑制することが有効である。そこで、径方向遮蔽体の材質に、前項 A1.1、A1.2 で選定した SUS よりも中性子反射効果が小さい  $B_4C$  ( $^{10}\text{B}:20\text{w/o}$ ) を選定した。

以下に、本検討に係わる図表類のリストを示す。

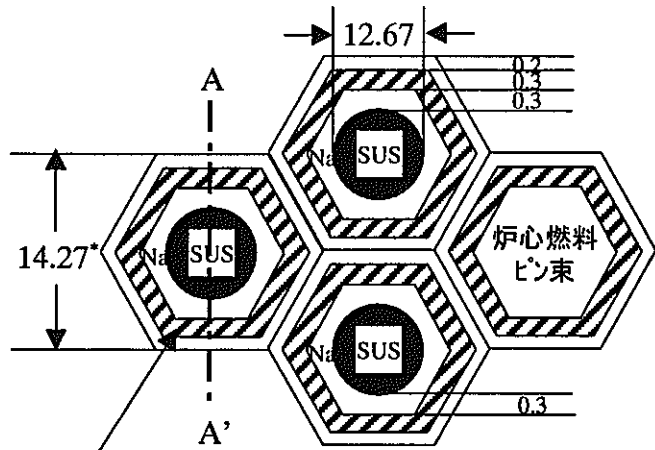
- ・表 A1.3-1 主要な炉心仕様 ( $P/D=1.14 \rightarrow 1.18$ , 反射体の見直し, 径遮蔽体の変更)
- ・図 A1.3-1 串刺し型反射体構造モデル
- ・図 A1.3-2 燃焼の時間履歴 ( $P/D=1.18$ )

検討の結果、以下の結論を得た。

- ・ $P/D=1.14$  の炉心に比べてやや燃焼特性は劣るものの、連続 2 年間の継続運転の可能性は確保される見通しを得た。

表 A1.3-1 主要な炉心仕様 (P/D=1.14→1.18, 反射体の見直し, 径遮蔽体の変更)

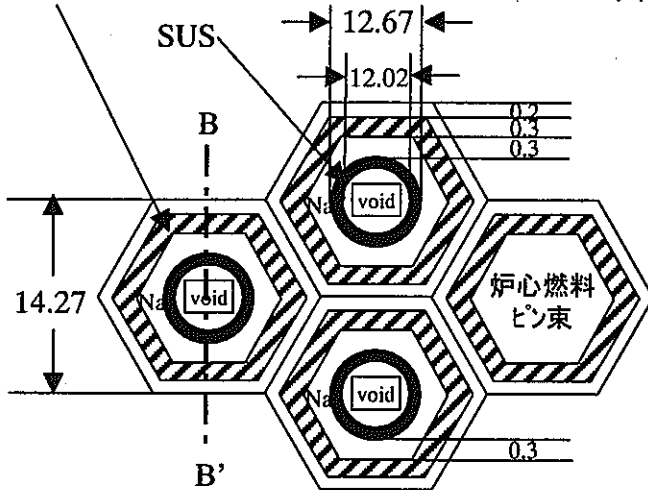
項目	仕様	領域	領域構成材質の組成割合		
燃料ピン	燃料種類	軸方向遮蔽体	SUS316	約37v/o	
	燃料ピン径		7.50mm	Na	約44v/o
				ボイド	約19v/o
	燃料ペレット径	6.38mm	(10B20w/o)	Na	約41v/o
	被覆ペレット間ギャップ	0.18mm <sup>*2</sup>		SUS316	約23v/o
				B <sub>4</sub> C	約35v/o
	燃料ペレット密度	95%TD		ボイド	約1v/o
	燃料スタック密度	85%TD	移動用反射体	改良型ナトリウム相当	約79v/o
				Na	約21v/o
	被覆管肉厚	0.38mm <sup>*2</sup>	移動用反射体領域の置換物質	[ケース1] SUS316	約1v/o
	ワイヤ径	1.00mm		ボイド	約99v/o
ワイヤ巻きピッチ	300mm	[ケース2] Na		約21v/o	
燃料ピン配列ピッチ	8.84mm	ナトリウム・構造材 (串刺し型)		SUS 約15v/o	
		ボイド		約64v/o	
ピンピッチ・ピン径比	1.18 <sup>*3</sup>	[ケース3] Na	約41v/o		
燃料ピン長	2500mm <sup>*4</sup>	B <sub>4</sub> C	SUS316 約23v/o		
		(10B90w/o)	B <sub>4</sub> C 約35v/o		
			ボイド	約1v/o	
燃料集合体	燃料ピン本数/集合体	217本	炉中心1体制御棒領域	Na	約41v/o
	燃料体積比	37.4v/o <sup>*5</sup>		B <sub>4</sub> C	SUS316 約23v/o
				B <sub>4</sub> C	約35v/o
	ラッパ管肉厚	3.00mm	ナトリウム	Na	約94v/o
	集合体外対面間距離	138.68mm	フォロワ	SUS316	約6v/o
	ラッパ管間ギャップ	4.00mm	*1 O/(Pu+U)=1.98 235U : 238U=0.3 : 99.7[w/o] 238Pu : 239Pu : 240Pu : 241Pu : 242Pu =0.9 : 58.6 : 24.6 : 10.7 : 5.3[w/o]		
集合体配列ピッチ	142.68mm				
炉心規模	炉出力	135MWth	*2 実証炉並みを想定。		
	燃料集合体体数	36体	*3 もんじゅより稠密を指向して1.18とした。		
	炉心高さ	1500mm	*4 燃料スタック+1m程度を想定 (バンドル圧損計算に使用)。		
	炉心等価直径	912mm	*5 集合体水平断面における燃料ペレット217本分の面積比。		
	炉心容積	980リットル			



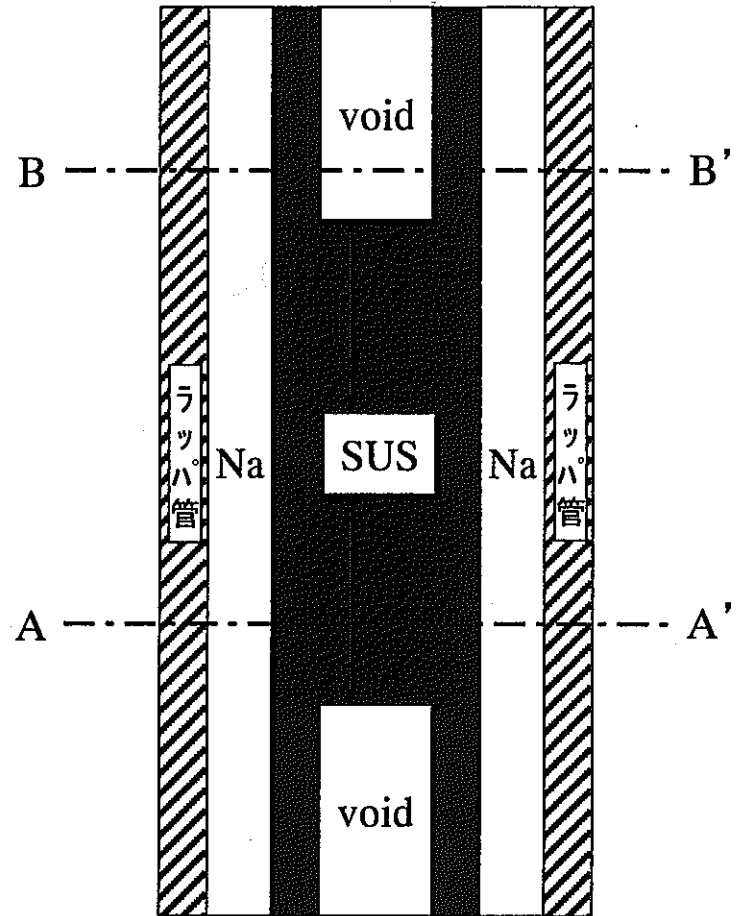
①反射体物質モデル

ラッパ管  
(SUS)

\*単位: cm



②置換物質モデル



図A1.3-1 串刺し型反射体構造モデル

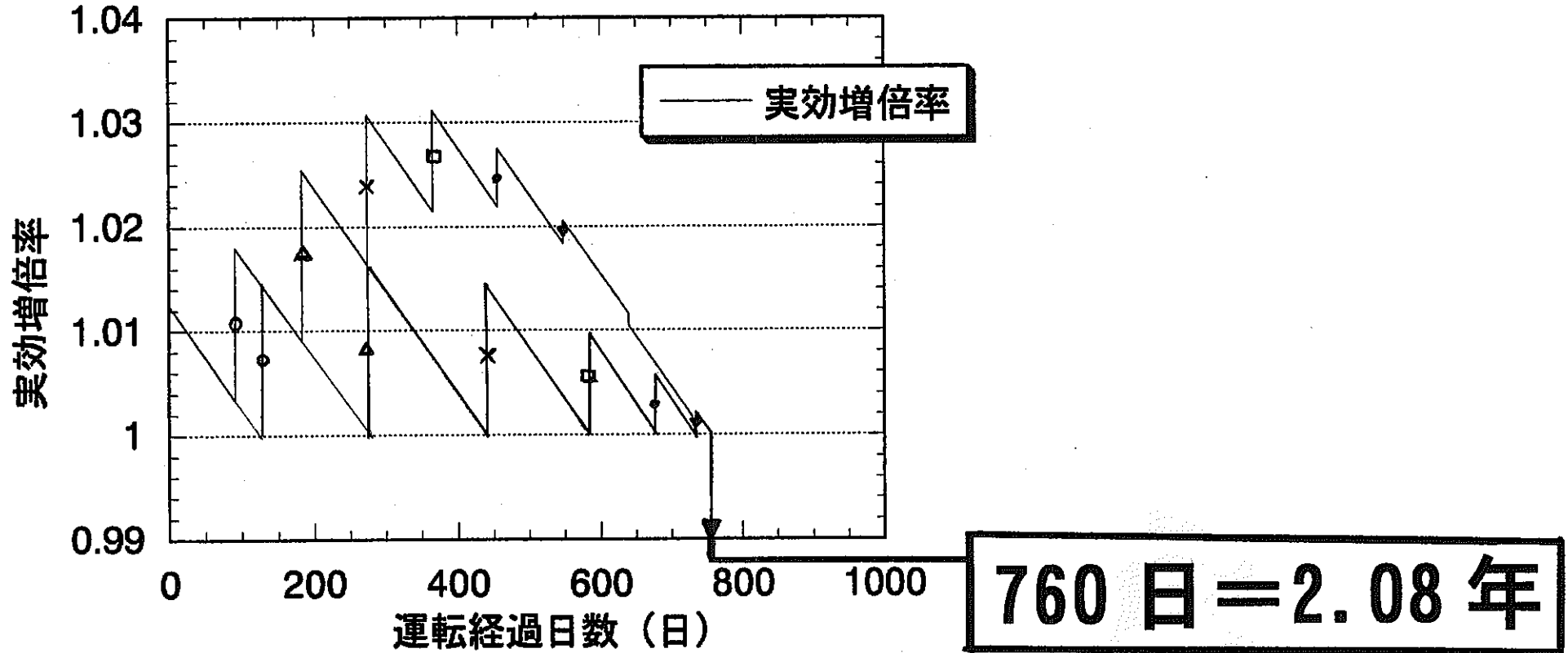


図 A1.3-2 燃焼の時間履歴 (P/D=1.18)



## 付録2 反射体形状の違いによる反射体反応度価値の比較

移動用反射体の形状については、15cm厚の円環状のものを周方向に6つの板状セグメントに区画割りした反射体（ここでは八つ橋型反射体と称する）が既に提案されている<sup>(1)</sup>。

この八つ橋型反射体を採り入れた場合の炉心構成と、本研究で評価対象とした六角集合体から構成される反射体（ここでは串刺し型反射体と称する）を採り入れた場合の炉心構成とを、図 A2-1 に示す水平断面図で比較する。(a)の串刺し型の場合、反射体は炉心燃料集合体と同様六角集合体から構成されるため、炉心最外周と反射体との間には集合体間ギャップ以外の無駄な空間は生じない。ところが(b)の八つ橋型の場合、六角形と円環との関係により、炉心及び反射体の熱・照射変形を吸収するために設けられる炉心バレル内径と炉心最外周との間に最大約 10cm の無駄空間が生じる。この無駄空間は、

- (1) 一般に高速中性子の平均自由行程は 10~15cm 程度である、
- (2) 炉心外へ漏れ出た後、反射体で反射し炉心内へ戻る中性子の平均自由行程は、反射体での減速により(1)に比べさらに短くなる、

ことを考慮すれば、反射中性子の炉心内への流入に制約を与え、その結果(a)、(b)の反射体反応度価値に有意な差を与えることが予想される（(b)の方が小さい）。反射体反応度価値の低下は燃焼期間、すなわち運転日数の低下に直接つながるため、本研究の重点目標の一つである可能な限りの運転の長期化の観点からは、反射体形状の違いが反射体反応度価値に与える影響を確認することは重要である。

そこで本研究では、(a)、(b) 両者の反射体反応度価値を以下の要領で比較した。

### (1) 使用計算コード

ここでの比較では幾何形状の違いが重要なポイントであることを考慮し、形状モデル化による誤差をできるだけ排除するため、形状の厳密な取り扱いが可能な連続エネルギーモンテカルロコード MVP<sup>(11)</sup>を用いた。なお、後述の(5)の方法で得られる反射体反応度価値は数%  $\Delta k/k$  のオーダーを示すことが予想されるが、その評価結果に有意な統計誤差の影響を与えないよう、これまでの知見も考慮しつつ全中性子ヒストリ-数を 200 万とした。

### (2) 使用核データ

JENDL3.2<sup>(6)</sup>に基づく核データライブラリを用いた。

### (3) 串刺し型反射体の形状・組成

図 A2-2 に示すように、軸長 75cm の SUS 反射体物質領域、及びその上下に管封入されたボイド（管周囲はトリウム）からなる置換物質領域の 2 領域で構成されるとした。既に示した図 4.3.1-3 と異なる点は、SUS 領域の上下をともにボイド領域として軸対称

体系とし、計算時間の短縮化を図った点である。この軸対称化は、本解析の趣旨が反射体反応度値の絶対値評価ではなく反射体形状や物質の違いによる相互比較であることから、十分妥当なモデル化である。核計算の実行に当たっては、これら形状特性を厳密に模擬した。

#### (4) 八つ橋型反射体の形状・組成

軸長 75cm、リング厚 15cm の反射体物質領域、及びその上下に SUS10v/o + ボイド 90v/o からなる置換物質領域の 2 領域で構成されるとした。核計算の実行に当たっては、置換物質領域のみ均質モデルとし、それ以外はすべて形状特性を厳密に模擬した。反射体物質には以下の 3 つを候補に選定し、反射体反応度値について相互比較した。

- ・ SUS

串刺し型と同一物質条件での比較を行う。

- ・ グラファイト

SUS よりも減速能が高いことから、SUS を反射体物質に用いた場合に比べてどの程度反射体反応度値の改善が図られるか、また串刺し型を有意に上回る反射体反応度値が得られるかに着目。

- ・ ZrH<sub>1.6</sub>

ここに挙げた 3 種類の物質の中で最も高い減速能を有することから、グラファイトにも増して串刺し型を有意に上回る反射体反応度値が得られるかに着目。

#### (5) 反射体反応度値の算出方法

反射体領域において、反射体物質が炉心軸方向中心面に対し ±37.5cm の軸方向範囲に挿入されている体系と、軸長全体が反射体置換物質で充填されている体系の実効増倍率の差分を反応度単位に換算して算出した。

計算結果を表 A2-1 に示す。前述で予想したように、どの反射体反応度値も数%  $\Delta k/k$  のオーダーであるのに対し、統計誤差は標準偏差  $1\sigma$  でその 1/100 のオーダーとなり、反射体反応度値の評価に当たっては、統計誤差の影響は問題とならないといえる。

表 A2-1 において、反射体物質を SUS とした場合の串刺し型、八つ橋型両者の反射体反応度値を比較すると、当初の懸念通り、八つ橋型の反応度値は串刺し型のそれに比べ 40% 近い低い値を示している。八つ橋型の反射体物質に減速能のより大きなグラファイトを選定しても、SUS の場合よりは大きな反射体反応度値を示しているものの、串刺し型を上回るほどの反応度値には至っていない。ZrH<sub>1.6</sub> のケースについても同様に串刺し型に比べて低い反射体反応度値となっている。

以上のことから、八つ橋型反射体では、反射体物質の減速能を高めてもなお串刺し型反射体を上回る反射体反応度値が得られないことがわかった。従って、前述した、八つ橋型反射体を採り入れた場合の炉心パイルと炉心最外周との間に生じる最大 ~10cm の無駄空間の存在は、反射体反応度値に大きな影響を与え、それに伴い運転日数の

長期化を妨げる大きな要因になり得ると言える。

ところで、八つ橋型反射体の3つのケースの比較において、減速能の大小関係から考えて最大の反射体反応度値を与えることが予想される  $ZrH_{1.6}$  のケースが、SUS のケースとほぼ同程度の反射体反応度値に留まっている。この要因について次のように分析してみた。

炉心外へ漏洩し、反射体で減速・反射され、炉心内に戻される中性子は、炉心外へ漏洩したときに比べてそのエネルギーは低くなるため、その平均自由行程は高速中性子の10~15cmよりも小さくなる。このことと、本研究の対象炉心の集合体ピッチが14cm程度であることを考え合わせると、この一連の中性子挙動において、中性子が損失なく炉心内に戻されていれば、最外周の炉心燃料集合体ではそれ以外の炉心領域に比べ、明らかな中性子スペクトルの軟化が見られるはずである。

そこで、図A2-1(b)のように番号付けされた集合体相互において、図A2-3に示すように集合体平均中性子スペクトルを比較してみる。同図に描かれている4種の比較図はいずれも八つ橋型反射体のケースで得られたもので、(1)は反射体物質が完全に引き抜かれた状態、(2)、(3)、(4)は反射体物質として選定されたSUS、グライイト、 $ZrH_{1.6}$ がそれぞれ炉心内に挿入された状態のものである。図中のT-REG.1、T-REG.4、T-REG.5はそれぞれ図A2-1(b)に記された番号1、4、5の集合体を指す。

反射体物質が完全に引き抜かれた(1)では、集合体間での中性子スペクトルの違いはほとんど見られない。一方、八つ橋型反射体の中で最も大きな反射体反応度値を示したグライイトのケース(図の(3))では明らかな相違が見られ、炉心バレルに最も近い集合体4では最も硬い中性子スペクトルを示している集合体1に比べ、顕著な中性子スペクトルの軟化が見られる。それに比べ、反射体物質に $ZrH_{1.6}$ を選定した(4)のケースでは、(3)のグライイトの場合と同様、炉心バレルに近い集合体ほど中性子スペクトルが軟化する傾向は見られるものの、その相違の程度についてはグライイトの場合に比べてそれほど顕著ではなく、最小の反射体反応度値を示した(1)のSUSのケースと(3)のグライイトのケースの間的な特性を示していることがわかる。これは、 $ZrH_{1.6}$ を反射体物質に選定した場合、3種類の物質中最大の減速能を持つ特性がかえって中性子の過剰減速となり、減速・反射された中性子の多くが炉内に戻る前にその途中で炉心バレル(SUS製)やナトリウムに吸収されてしまうためである。このことが、 $ZrH_{1.6}$ の反射体反応度値がグライイトの場合に比べて大きく下回り、SUSの場合と同程度に留まった物理的要因である。

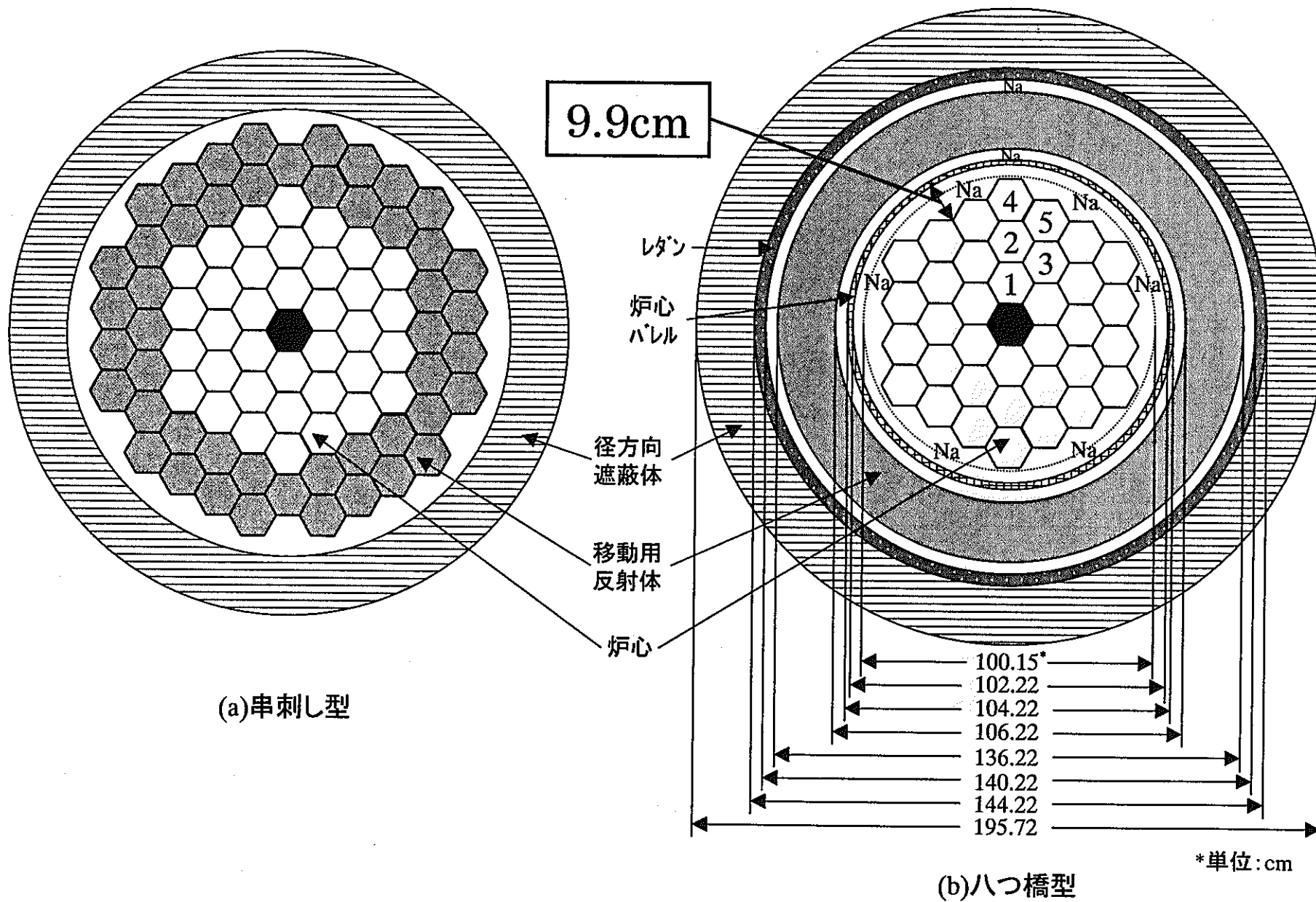
なお、表A2-1に示した反射体反応度値の大小関係は、集合体1、5、4の順に見られる中性子スペクトルの軟化の度合いに対応しており、軟化が最も著しいグライイトのケースが最大値を、最も軟化の度合いが小さいSUSのケースが最小値を示している。

表 A2-1 反射体反応度価値の比較\*1

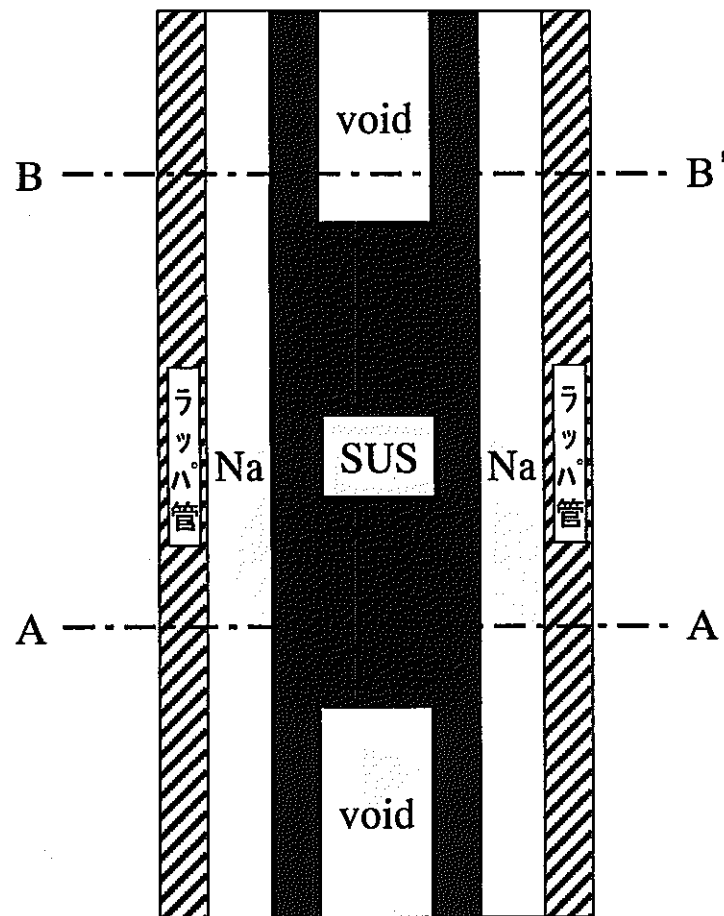
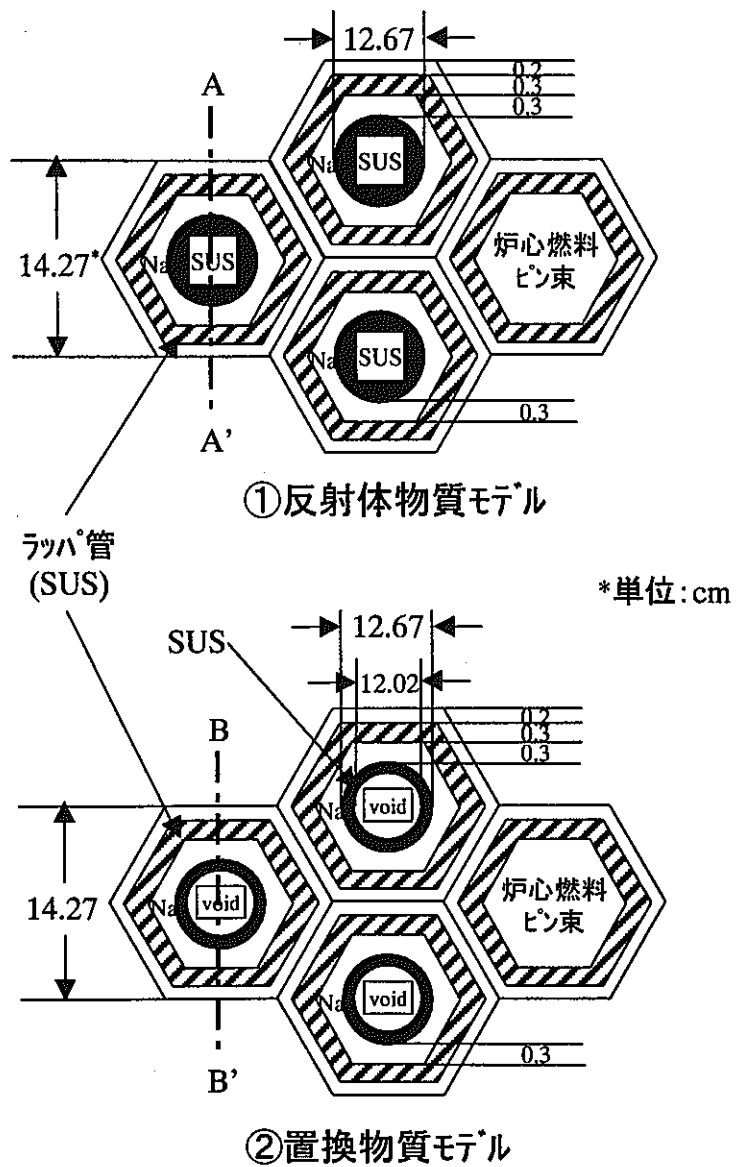
	串刺し型 (SUS)	八つ橋型		
		SUS	グラファイト	ZrH <sub>1.6</sub>
反射体未挿入時 実効増倍率	1.01082 ±0.035%	1.02919 ±0.040%	1.02919 ±0.040%	1.02919 ±0.040%
反射体挿入時 実効増倍率	1.06546 ±0.033%	1.06420 ±0.035%	1.08255 ±0.038%	1.06694 ±0.040%
反応度価値 [%Δk/kk']	5.07 ±0.05	3.20 ±0.05	4.79 ±0.05	3.44 ±0.05

\*1 連続エネルギーモンテカルロコード MVP による。全中性子ヒストリ-数 200 万。

\*2 炉心軸方向中心面に対し±37.5cm の範囲に反射体が挿入されているとした。



図A2-1 移動用反射体の形状及び炉心配置比較(水平断面図)



図A2-2 串刺し型反射体反応度値解析用構造モデル

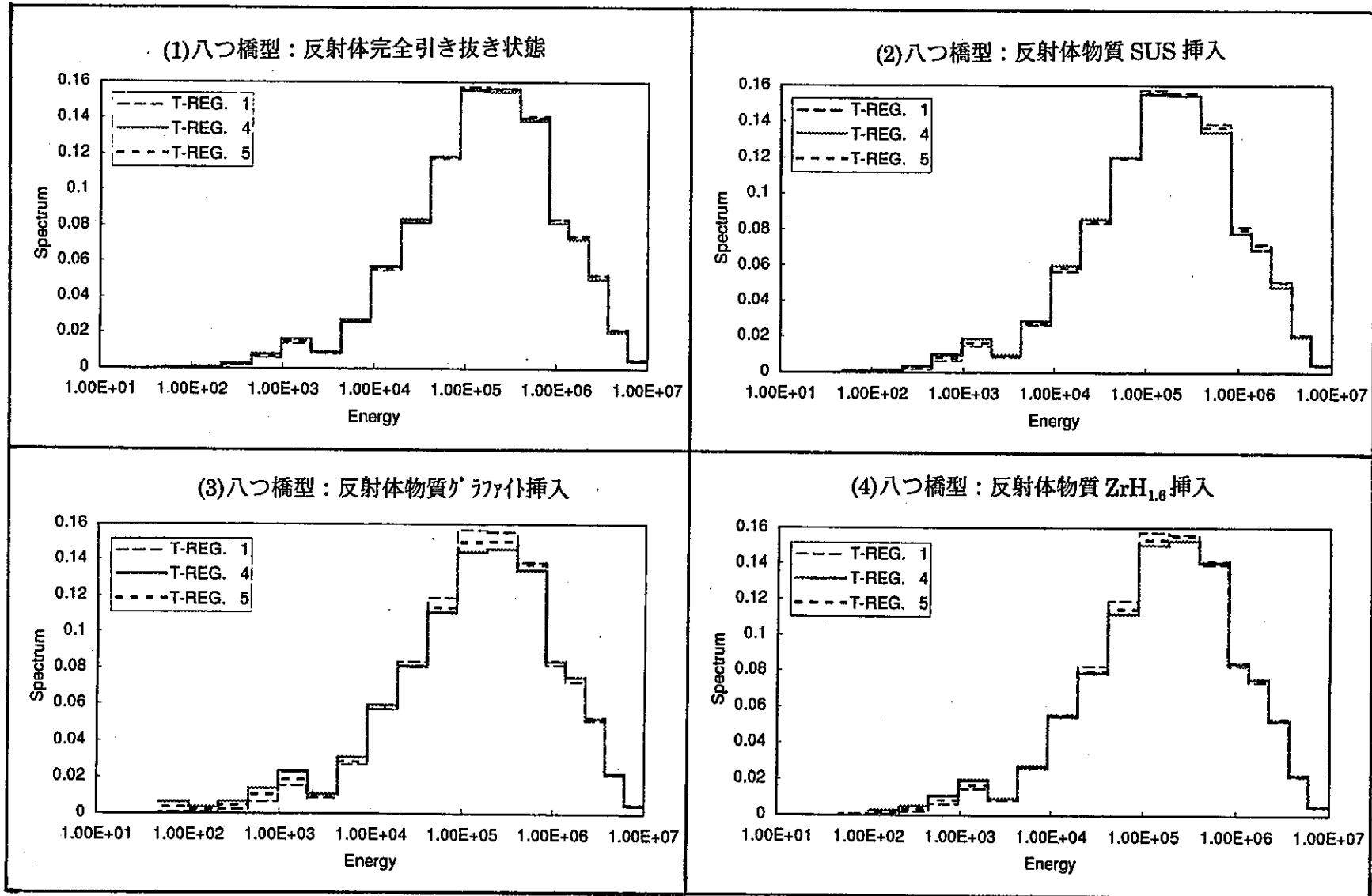


図 A2-3 八つ橋型反射体の各ケースにおける、集合体平均中性子スペクトル分布の集合体相互比較