



JAEA-Research

2006-061



JP0650583

**ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討  
(MOX燃料炉心)  
—2005年度報告—**

Study on Reactor Core and Fuel Design of Sodium Cooled Fast Reactor  
(Mixed Oxide Fuel Core)  
-Results in JFY2005-

小川 隆 佐藤 勇 永沼 正行 相田 達也\* 杉野 和輝 林 秀行

Takashi OGAWA, Isamu SATO, Masayuki NAGANUMA  
Tatsuya AIDA\*, Kazuteru SUGINO and Hideyuki HAYASHI

次世代原子力システム研究開発部門  
炉心燃料設計グループ

Reactor Core and Fuel Design Group  
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

September 2006

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。  
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。  
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>)  
より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター\*では実費による複写頒布を行っ  
ております。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4  
日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課  
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920

\*〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4 日本原子力研究開発機構内

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency  
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to  
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,  
Japan Atomic Energy Agency  
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan  
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5901

© [Japan Atomic Energy Agency](http://www.jaea.go.jp), 2006

ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討 (MOX 燃料炉心)  
—2005 年度報告—

日本原子力研究開発機構  
次世代原子力システム研究開発部門  
FBR システムユニット  
炉心燃料設計グループ

小川 隆<sup>\*</sup>、佐藤 勇、永沼 正行、相田 達也<sup>\*</sup>、杉野 和輝<sup>+</sup>、林 秀行

(2006 年 7 月 26 日受理)

実用化戦略調査研究の候補概念であるナトリウム冷却炉 MOX 燃料炉心についての 2005 年度の炉心・燃料設計に関する検討結果を報告する。本年度は、フェーズⅡのまとめに向けた各種の設計検討を行った。設計検討の成果を以下に示す。

(1) 高内部転換型炉心の検討

(i) TRU 組成変動の影響検討

軽水炉使用済燃料から回収した TRU を用いた場合の炉心・燃料設計への影響評価を行った。評価には TRU 組成として 3 つのモデルケース (LWR、ALWR およびプルサーマル) を用い、炉心は大型 MOX 燃料高内部転換型を対象とした。

炉心設計に関しては、核特性と新燃料の崩壊熱への影響評価を行った。核特性評価において、LWR および ALWR からの回収 TRU は、受け入れが可能であるとの見通しを得た。しかしながら、プルサーマルからの回収 TRU はナトリウムボイド反応度が制限値を超えることから MA 含有率の低い TRU との混合もしくは設計対応が必要となる。

新燃料の崩壊熱はプルサーマルからの回収 TRU を用いた場合が最大となるが、対応可能な見通しである。

燃料設計に関しては、ALWR から回収した TRU を用いた炉心の燃料健全性 (許容最大線出力および燃料被覆管の CDF) を評価した。

許容最大線出力の評価では、定格時の最大線出力が余裕を持ってこれを下回るとの見通しを得た。ただし、MA 含有燃料に関する物性および照射データの蓄積を図り評価精度を向上させる必要がある。

---

本報告書には、電力会社 9 社、電源開発株式会社および日本原子力発電株式会社による電力共通研究の成果の一部を含む。

大洗研究開発センター (駐在) : 〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

<sup>\*</sup> 技術開発協力員

<sup>\*</sup> 東京電力

<sup>+</sup> FBR システムユニット、炉心性能評価グループ

CDF の評価では、MA の  $\alpha$  崩壊等で生じるヘリウムガスの蓄積に起因する被覆管応力の増加により制限条件を満足しないとの結果を得た。このことから、CDF 低減のための設計対応が必要である。

(ii) ODS 鋼代替材炉心の検討

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の被覆管材を PNC-FMS 鋼とし、燃料ピンのガスプレナム長さの伸長および被覆管の厚肉化により炉心出口温度の低下を抑制した代替材炉心を構築した。代替材炉心の原子炉出口温度は 503°C であり、最新知見を反映した工学的安全係数を適用すれば 520°C 程度とすることが可能な見通しである。

(iii) 遮へい設計成立性の検討

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の遮へい特性評価を行い、設計成立の見通しを得た。

(iv) 制御棒の長寿命化検討

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心を対象とした制御棒長寿命化方策の検討を行った。検討の結果、主および後備炉停止系制御棒は  $^{10}\text{B}$  濃縮度の低減と  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの細径化により寿命を 4 サイクルとすることが可能な見通しを得た。ただし、今後、 $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの照射挙動データの蓄積を図り評価精度を向上させる必要がある。

(2) 高増殖炉心の検討

高い増殖性の要求に対応する炉心について、2004 年度の大型 MOX コンパクト型炉心をベースに検討した。構築した高増殖炉心の性能は、増殖比 1.2、初装荷炉心核分裂性 Pu 重量 4.4t/GWe、運転サイクル長さ 18 ヶ月、炉心取出平均燃焼度 154GWd/t、全炉心取出平均燃焼度（ブランケット燃料を含む）54GWd/t である。

Study on Reactor Core and Fuel Design of Sodium Cooled Fast Reactor  
( Mixed Oxide Fuel Core )  
— Results in JFY2005 —

Takashi OGAWA\*, Isamu SATO, Masayuki NAGANUMA  
Tatsuya AIDA\*, Kazuteru SUGINO+ and Hideyuki HAYASHI

Reactor Core and Fuel Design Group  
FBR System Engineering Unit  
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate  
Japan Atomic Energy Agency  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received July 26, 2006)

Sodium cooled fast reactor with mixed oxide fueled core is one of the promising candidates in “Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle System” in Japan. The results of the study on the reactor core and fuel design in the JFY2005 are reported. Toward the last stage of the feasibility study phase-II, the study was performed from the various aspects on the feasibility of the design, especially, on the flexibility of the reference core. The results of design study are summarized as follows:

- (1) Design studies of high internal conversion (HIC) type core
- (i) Influence of TRU composition variation

Influence of TRU composition variation on the HIC type core and fuel designs was evaluated. Three kinds of TRU composition recovered from spent fuels of LWR, ALWR, and LWR-MOX are applied.

In the core design study, nuclear characteristics and a decay heat of fresh fuel bearing MA were evaluated. As a result, though the compositions of LWR and ALWR are acceptable, that of LWR-MOX is not acceptable from the viewpoint of sodium void reactivity. Thus, it is necessary to adjust MA content or modify core specifications. Decay heat of the fresh fuel is shown to satisfy the design criterion.

---

This report is the outcome of collaborative study between JAEA and JAPC (that is the representative of 9 electric utilities, Electric Power Development Company and JAPC) in the accordance with “The Agreement About The Development of A Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System”.

\* Cooperative Staff

\* Tokyo Electric Power Company

+ Reactor Physics Analysis and Evaluation Group, FBR System Engineering Unit

In the fuel design study, thermal and mechanical integrities of the fuel pin with the ALWR composition were evaluated. As a result, the maximum linear heat rating was shown to satisfy the design criterion. However, since the knowledge on MA bearing fuel is insufficient at the present, the expansion of the data on material property and irradiation behavior is necessary for improving the design accuracy. In CDF evaluation of the fuel pin cladding, the effect of accumulation of helium gas due to mainly alpha decay of MA was found to be remarkable concerning the design criterion. The modification of the fuel design specifications is indispensable to meet the CDF criterion.

(ii) Study of the reactor core and fuel design with alternative cladding material

In adopting PNC-FMS steel as alternative cladding material of ODS steel, influence to the reactor core and fuel design was evaluated for the large-scale HIC type core. Specifically, we concentrated on deterioration of the reactor outlet temperature condition, and tried to improve that by optimization of the fuel design specification (such as gas plenum length and cladding thickness). As a result, the reactor outlet temperature cannot help being limited to 503 degree C. By using the rationalized hot spot factor based on the recent knowledge and design study, it was found that around 520 degree C could be achievable for the reactor outlet temperature, however.

(iii) Shielding design

Shielding property of the large-scale mixed oxide fuel HIC type core was evaluated. As a result, it was verified that the core design satisfied the criterion for the shielding design.

(iv) Design study to extend the lifetime of control rod

Some measures to extend the lifetime of control rod were studied for the large-scale mixed oxide fuel HIC type core. As a result, reduction of  $^{10}\text{B}$  enrichment and  $\text{B}_4\text{C}$  pellet diameter enable 4 cycle of lifetime for both of the primary and back-up control rod. Expansion of irradiation behavior data of  $\text{B}_4\text{C}$  pellet is necessary for improving the design accuracy.

(2) Design study on high breeding performance

The core design corresponding to a requirement of high breeding performance was studied based on the large-scale compact type core designed in the JFY2004. As a result, the designed core has the following performances, breeding ratio is 1.2, initial fissile plutonium inventory is 4.4 t/GWe, operation cycle length is 18 months, core average discharge burn-up is 154 GWd/t and total discharge burn-up (including blankets) is 54 GWd/t.

Keywords: Commercialized Fast Reactor Cycle System, Sodium Cooled Fast Reactor, Mixed Oxide Fuel Core, Core and Fuel Design

目 次

1. はじめに .....	1
2. 高内部転換型炉心の検討 .....	2
2.1 TRU組成変動の影響検討 .....	2
2.2 ODS鋼代替材炉心の検討 .....	17
2.3 遮へい設計成立性の検討 .....	21
2.4 制御棒長寿命化の検討 .....	24
3. 高増殖炉心の検討 .....	32
4. おわりに .....	35
謝辞 .....	37
参考文献 .....	38
付録 ナトリウム冷却炉心の反応度係数の誤差設定について .....	39

CONTENTS

1. INTRODUCTION .....1

2. Design studies of high internal conversion type core .....2

    2.1 Influence of TRU composition variation .....2

    2.2 Study of the reactor core and fuel design with alternative cladding material .....17

    2.3 Shielding design .....21

    2.4 Design study to extend the lifetime of control rod .....24

3. Design study on high breeding performance .....32

4. SUMMARY .....35

ACKNOWLEDGMENT .....37

REFERENCE .....38

APPENDIX Error of the reactivity coefficients of sodium cooled reactor core .....39



表リスト

表 2.1-1	軽水炉使用済燃料回収 TRU の極端な組成(炉心特性評価用)
表 2.1-2	軽水炉使用済燃料回収 TRU の極端な組成(新燃料崩壊熱評価用：炉外時間 5 年)
表 2.1-3	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要仕様(導入期炉心)
表 2.1-4	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の燃料仕様(導入期炉心)
表 2.1-5	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心における TRU 組成変動(極端な組成)の核特性への影響
表 2.1-6	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の燃料融点
表 2.1-7	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の定格時許容最大線出力
表 2.1-8	被覆管最高温度評価用工学的安全係数
表 2.1-9	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の流量配分と熱流力特性(ALWR 使用済燃料回収 TRU 適用)
表 2.2-1	大型 MOX 燃料高内部転換型 ODS 鋼代替材炉心のサーベイ結果
表 2.2-2	大型 MOX 燃料高内部転換型 ODS 鋼代替材炉心の主要仕様および特性
表 2.3-1	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の累積高速中性子照射量
表 2.4-1	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒仕様
表 2.4-2	大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒の照射特性
表 3-1	大型 MOX 燃料高増殖炉心のサーベイ計算結果

図リスト

- 図 2.1-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(導入期炉心)
- 図 2.1-2 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心における TRU 組成変動(極端な組成)の新燃料崩壊熱への影響
- 図 2.1-3 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の流量領域区分(導入期炉心)
- 図 2.1-4 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の被覆管最高温度履歴(ALWR 使用済燃料回収 TRU 適用)
- 図 2.3-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の高速中性子束等高線図
- 図 2.4-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の  $^{10}\text{B}$  濃縮度と制御棒価値の関係
- 図 2.4-2 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒の概念図
- 図 2.4-3 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒外側シュラウド管外径の経時変化
- 図 3-1 大型 MOX 燃料高増殖炉心の炉心配置

## 1. はじめに

実用化戦略調査研究（以下、FS）フェーズⅡにおける本年度（2005年度）のナトリウム冷却炉 MOX 燃料炉心に関する設計検討では、フェーズⅡのまとめに向けた各種の検討を行った。

昨年度の検討では、安全設計側から示された新たな再臨界回避方策である改良内部ダクト型燃料集合体を採用した炉心の設計検討を行いフェーズⅡの代表炉心として高内部転換型炉心を構築した。

本年度は、フェーズⅡまとめに向けた設計検討として、高内部転換型代表炉心を対象とした以下の検討を行った。

- ・ TRU 組成変動の影響検討（FBR 導入シナリオ移行期における軽水炉使用済燃料 TRU の極端な組成を用いた場合の炉心・燃料設計への影響評価）
- ・ 被覆管材として ODS 鋼の代わりに PNC-FMS 鋼を採用した代替材炉心の検討
- ・ 遮へい設計成立性の検討
- ・ 制御棒の長寿命化検討

また、高い増殖性能要求に対応する炉心の検討として、2004年度に構築したコンパクト型炉心をベースとした高増殖炉心の検討を行った。

## 2. 高内部転換型炉心の検討

### 2.1 TRU 組成変動の影響検討

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心<sup>[1]</sup>を対象に、軽水炉の使用済燃料から回収した TRU を適用した場合の炉心・燃料設計への影響について検討した。

#### (1) TRU 組成

検討に用いた軽水炉使用済燃料回収 TRU は、FBR 導入シナリオの検討で得られた単一炉型から回収される TRU について、核特性および新燃料崩壊熱の観点から最も影響の大きな炉外時間（時間経過に伴う組成変化）を想定して設定した極端な組成である。

設定した軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成は、以下に示す核特性評価用と新燃料崩壊熱評価用のそれぞれ 3 ケースであり、表 2.1-1 および表 2.1-2 に各ケースの TRU 組成を示す。

##### a. 核特性評価用（炉外時間最大）

- ・ LWR (BWR,PWR：取出平均燃焼度 45～49GWd/t)：炉外時間 110 年
- ・ ALWR (ABWR,APWR：取出平均燃焼度 60GWd/t)：炉外時間 40 年
- ・ プルサーマル (BWR,PWR：取出平均燃焼度 45～49GWd/t)：炉外時間 100 年

##### b. 新燃料崩壊熱評価用（炉外時間最少：冷却+再処理=4 年、Pu 貯蔵=1 年）

- ・ LWR (BWR,PWR：取出平均燃焼度 45～49GWd/t)：炉外時間 5 年
- ・ ALWR (ABWR,APWR：取出平均燃焼度 60GWd/t)：炉外時間 5 年
- ・ プルサーマル (BWR,PWR：取出平均燃焼度 45～49GWd/t)：炉外時間 5 年

#### (2) 核特性

大型 MOX 燃料高内部転換型の導入期炉心を対象として、前記の軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成を適用した場合の核特性および新燃料崩壊熱への影響評価を行った。

##### (i) 評価条件

###### (a) 炉心・燃料仕様

表 2.1-3 および表 2.1-4 に大型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心の主要仕様および燃料仕様を示し、図 2.1-1 には炉心配置を示す。

###### (b) 制限条件

核特性及び新燃料崩壊熱に関する主要な制限条件を以下に示す。

- ・ 最大線出力：430 W/cm 以下
- ・ ナトリウムボイド反応度：6\$ 程度 以下
- ・ 新燃料崩壊熱：20W/kg-HM 程度 以下

##### (ii) 評価手法

主要な核特性評価手法を以下に示す。

- ・ 炉定数：統合炉定数 ADJ2000R<sup>[2]</sup>
- ・ 燃焼計算：2次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- ・ 反応度係数計算：厳密摂動計算（ドップラ係数、ナトリウムボイド反応度）

新燃料の崩壊熱評価には、ORIGEN コード用ライブラリ「ORLIBJ32」に基づく比崩壊

熱を用いた。

### (iii) 評価結果

表 2.1-5 に、軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成を用いた場合の核特性を設計標準 TRU 組成（高速炉多重リサイクル TRU）の結果と併せて示す。表 2.1-5 に示されるように、増殖比は高速炉多重リサイクル TRU を用いた場合に比較して増加、燃焼反応度は減少する。ナトリウムボイド反応度は高速炉多重リサイクル TRU を用いた場合に比較して増加するが、LWR および ALWR の使用済燃料回収 TRU に関しては制限を満足する。しかしながら、プルサーマル使用済燃料回収 TRU を用いた場合には制限を超過するため、高速炉多重リサイクル TRU 等との混合が必要となる。ドップラ係数は絶対値が減少し、ナトリウムボイド反応度／ドップラ係数の比が増加する。

また、流量配分計画の指標である規格化包絡熱出力は、プルサーマル使用済燃料回収 TRU を（単一）用いた場合を除いて高速炉多重リサイクル TRU と同等であり、設計成立の見通しである。

図 2.1-2 に、軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成を用いた場合の新燃料崩壊熱を高速炉多重リサイクル TRU の結果と併せて示す。図 2.1-2 において、新燃料の崩壊熱は高速炉多重リサイクル TRU を用いた場合に比較して増加し、プルサーマル使用済燃料回収 TRU を用いた場合が最大となるが、20W/kg-HM 程度であり燃料製造設備の取り扱い条件を満足している。

## (3) 燃料健全性

前記(1)項の核特性評価用の「ALWR 使用済燃料から回収した TRU」を用いた炉心を対象に TRU 組成の変動が燃料健全性に及ぼす影響の概略検討を行った。

本検討は、TRU 組成（MA 含有率）の変動が有意な影響を及ぼすと考えられる許容最大線出力（過出力時の燃料溶融防止に係る線出力制限）と熱流力特性も含めた燃料被覆管の CDF を対象とした。ただし、現状では、MA 含有燃料の健全性に係る物性および照射挙動データが少ないことから、今後のデータ取得・蓄積により得られるであろう合理的な物性値および評価モデルを暫定して用いた。

### (i) 許容最大線出力

軽水炉使用済燃料から回収した TRU は、設計標準としている高速炉多重リサイクル TRU に比較して MA 含有率が高く、燃料融点および熱伝導度が低下し溶融限界線出力（以下、PTM という）が低下すると予想される。

本検討では、ALWR 使用済燃料から回収した TRU を用いた炉心と高速炉多重リサイクル TRU を用いた炉心について許容最大線出力を評価し、両者の比較を行った。

なお、現行の炉心・燃料設計では定格時の線出力制限を 430W/cm 以下としているが、これは MA 含有率の低い高速炉多重リサイクル TRU を用いた燃料について設定したものであり、燃料仕様等の不確定性を考慮して保守側に暫定したものである。

### (a) 評価手法

## 1) 物性データおよび評価モデル

現状、MA 含有率の高い燃料に関する物性および照射挙動データが少ないことから、本評価では、今後のデータ取得・蓄積により得られるであろう合理的な物性値および評価モデルを暫定して用いた。

評価に用いた物性値および評価モデルの概要を以下に示す。

### i) 燃料融点

燃料融点は、理想溶体モデル<sup>[3]</sup>を基本として、MA 含有 MOX 燃料の測定データ<sup>[4]</sup>を踏まえ、今後のデータの取得・蓄積に期待する合理的な値を暫定した。

また、MA の燃焼に伴う挙動として、Pu と同様に燃料ペレット内で再分布し、中央部の濃度が上昇することが知られており<sup>[5]</sup>、このことが燃料融点を低下させる。本評価では燃焼に伴う MA の再分布を、Pu と同等として取り扱った。

燃焼に伴う FP の蓄積による融点への影響については、「もんじゅ」の設計評価に基づき 50GWd/t 以降 7°C/10GWd/t の割合での融点低下を考慮した。

### ii) 燃料ペレット熱伝導度

燃料ペレットの熱伝導度は、「もんじゅ」の設計評価式をベースに MA 含有による寄与<sup>[6]</sup>を考慮した暫定式を用い、燃焼に伴う燃料ペレットのスエリングによる理論密度比の低下を考慮した。

### iii) 燃料ペレット-被覆管間ギャップコンダクタンス

燃料ペレット-被覆管間ギャップコンダクタンスは「常陽」における PTM 試験の評価<sup>[7]</sup>に基づき暫定した。

## 2) PTM 予測値

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の燃料仕様を基に、燃料ペレット最高温度を評価し PTM 予測値（燃料最高温度が燃料融点に達する線出力）を求めた。なお、評価時期は燃料寿命初期（BOL）および末期（EOL）とした。

## 3) 許容最大線出力

定格時の許容最大線出力は以下に示す PTM 予測値の不確かさ、過出力係数および最大線出力の不確かさを基に評価した。なお、PTM 予測値の不確かさについては、今後のデータ取得・蓄積に期待した合理的な値を暫定した。

[PTM 予測値の不確かさ：3 項目を統計処理]

- ・燃料仕様・照射条件の不確かさ：10%
- ・燃料温度の予測誤差：35W/cm
- ・燃料溶融試験の誤差：6%

[過出力係数]

1.223<sup>[8]</sup> (MOX 燃料炉心の代表的な値)

[最大線出力の不確かさ]

5% (被覆管最高温度評価用工学的安全係数の出力分布誤差)

(b) 評価結果

表 2.1-6 に、ALWR 使用済燃料回収 TRU および高速炉多重リサイクル TRU を用いた炉心の内側および外側炉心燃料の融点を示す。

表 2.1-6 において、ALWR 使用済燃料回収 TRU 燃料の燃焼効果を考慮した融点は Pu 富化度および MA 含有率の高い外側炉心燃料が内側炉心燃料に比較して若干低く、BOL で約 2590℃、EOL で約 2480℃である。高速炉多重リサイクル TRU 燃料も燃焼効果を考慮した融点は外側炉心燃料が若干低く、BOL で約 2650℃、EOL で約 2510℃である。

上記のとおり ALWR 使用済燃料回収 TRU 燃料の融点は、高速炉多重リサイクル TRU 燃料に比較して、BOL で約 60℃、EOL で約 30℃低い値を示している。

表 2.1-7 には、上記の燃料融点を基に評価した ALWR 使用済燃料回収 TRU 燃料および高速炉多重リサイクル TRU 燃料の PTM および定格時許容最大線出力を定格時の最大線出力設計値と併せて示す。

表 2.1-7 に示されるよう、ALWR 使用済燃料回収 TRU 燃料の定格時許容最大線出力は、内側炉心燃料に比較して外側炉心燃料が低く、BOL で約 470W/cm、EOL で約 410W/cm である。最大線出力（設計値）は全て許容最大線出力以下であり、内側炉心燃料の EOL における最大線出力が許容最大線出力に最も近い値を示しているが、47W/cm の余裕がある。

高速炉多重リサイクル TRU 燃料の定格時許容最大線出力も内側炉心燃料に比較して外側炉心燃料が低く、BOL で約 500W/cm、EOL で約 430W/cm である。最大線出力（設計値）は全て許容最大線出力以下であり、内側炉心燃料の BOL における最大線出力が許容最大線出力に最も近い値を示しているが、82W/cm の余裕がある結果となっている。

以上、本検討では、MA 含有率が約 5wt%となる ALWR 使用済み燃料回収 TRU 燃料を用いた場合でも、定格時の最大線出力設計値は許容最大線出力を余裕を持って下回るとの結果を得た。今後、MA 含有燃料に対する物性データおよび照射データを蓄積することにより、物性値および評価モデルを改良し、予測精度を向上させる必要がある。

(ii) 燃料被覆管 CDF

ALWR 使用済燃料回収 TRU は、設計標準としている高速炉多重リサイクル TRU に比較して MA 含有率が高く、 $\alpha$ 崩壊により生じるヘリウムガスが増加する。

このことから、MA 含有率の高い TRU を適用した場合には、燃焼に伴う内圧の上昇が大きくなり燃料被覆管の CDF が増加することになる。また、燃焼に伴う出力変動も高速炉多重リサイクル TRU を燃料とした炉心とは異なることが予想され、流量配分を見直す必要が生ずる。

本評価では、ALWR 使用済燃料回収 TRU を用いた炉心の流量配分および熱流力特性評価（被覆管最高温度履歴、バンド部圧損）を行い、求めた被覆管温度履歴を基に CDF を評価した。なお、炉心の流量領域区分は、大型 MOX 燃料高内部転換型の導入期炉心と同一とし、流量配分の調整を行った。

(a) 評価手法・条件

熱流特性および燃料健全性評価の主要な手法および条件を以下に示す。なお、MAに由来するヘリウム生成量については、MA含有率をパラメータとした燃焼計算結果より求めた値（FPガス生成量に対する割合）を用い、放出率は100%とした。

- ・1次系流量…………… 18,200 kg/s
- ・流量領域区分…………… 図 2.1-3<sup>[1]</sup>
- ・被覆管最高温度評価用工学的安全係数…………… 表 2.1-8 (実証炉設計例参照)
- ・圧力損失評価式…………… Cheng-Todreas 式<sup>[9]</sup>
- ・被覆管クリープ強度式 (ODS 鋼 : FS フェーズ II 設計評価用暫定式)

$$LMP = (T + 273.15) (21.94 + \log_{10} (3 t_R)) / 1000$$

$$= 45.93 - 9.943 \cdot \log_{10}(S_R)$$

T : 温度 (°C)

t<sub>R</sub> : 破断時間 (hr)

S<sub>R</sub> : 設計クリープ破断応力強さ (MPa)

(St ベースで適用、St = 0.8 × S<sub>R</sub>)

- ・内面および外面腐食…………… ODS 鋼暫定評価式<sup>[10]</sup>
- ・CDF 評価手法…………… 統計処理適用

(b) 評価結果

前記(2)項で求めた炉心出力分布を基に流量配分を設定し、被覆管最高温度を評価した。

表 2.1-9 に、炉心流量配分と被覆管最高温度の評価結果を示す。表 2.1-9 に示されるように、炉心および径方向ブランケット燃料に配分する流量の合計は1次系流量の95.2%であり、炉心に配分可能な流量（1次系冷却材流量の95.5%以下）、被覆管最高温度の条件（700°C以下）を満足している。バンドル部圧損の最大は0.24MPaであり、取合条件の0.2MP程度以下を満足している。

次に、上記の被覆管温度評価結果を基に内側および外側炉心燃料の最高燃焼度ピンを対象としたCDF評価(通常運転時)を行った。図 2.1-4 に、CDF評価に用いた内側および外側炉心燃料の最高燃焼度燃料ピンの被覆管最高温度履歴を示す。

CDF評価により内側および外側炉心燃料の最高燃焼度ピンのCDFは15.8および4.2となり制限条件である0.5以下を満足しないとの結果を得た。

今後、MA含有率の高いTRUを適用する炉心の検討においては、MAからのヘリウム生成等について詳細な評価を行い、この結果に基づく燃料被覆管のCDF評価と設計対応の検討が必要である。



表 2.1-1 軽水炉使用済燃料回収 TRU の極端な組成 (炉心特性評価用)

[単位:wt%]

核種	LWR [炉外時間110年]	ALWR [炉外時間40年]	プルサーマル [炉外時間100年]
Pu-238	0.8	2.4	1.7
Pu-239	47.4	43.4	29.1
Pu-240	23.9	23.8	32.8
Pu-241	0.1	1.6	0.1
Pu-242	6.9	8.1	13.2
Np-237	7.8	7.7	2.7
Am-241	11.7	10.9	16.3
Am-243	1.4	1.9	3.9
Cm-244	0.0	0.2	0.1
Cm-245	0.0	0.0	0.1
Pu-f合計	47.5	45.0	29.2
MA合計	20.9	20.7	23.1

表 2.1-2 軽水炉使用済燃料回収 TRU の極端な組成 (新燃料崩壊熱評価用: 炉外時間 5 年)

[単位:wt%]

核種	LWR	ALWR	プルサーマル
Pu-238	2.3	3.2	3.4
Pu-239	46.4	42.6	28.5
Pu-240	23.3	22.9	30.7
Pu-241	10.5	10.4	13.0
Pu-242	6.7	7.9	12.9
Np-237	5.7	7.0	0.5
Am-241	3.3	3.4	5.3
Am-243	1.4	1.9	3.8
Cm-244	0.4	0.7	1.8
Cm-245	0.0	0.0	0.1
Pu-f合計	56.9	53.0	41.5
MA合計	10.8	13.0	11.5

表 2.1-3 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の主要仕様 (導入期炉心)

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	炉心熱出力	3570 MWt
	電気出力	1500 MWe
	炉心型式	改良内部ダクト型均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	26.3 ヶ月 (800 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ブランケット)	4/4 バッチ
	炉心高さ	100 cm
	軸方向ブランケット厚さ (上部/下部)	20/20 cm
	炉心等価直径	538 cm
	遮へい体外接円径	6.77 m
	炉心燃料集合体数 (内側/外側/合計)	288 / 274 / 562 体
	径方向ブランケット体数	96 体 (1 層)
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	40 / 17 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体) (ZrH 遮へい体)	102 体 (1 層) 108 体 (1 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX (ペレット型)
	炉心材料 (被覆管/ラップ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	10.4 mm
	被覆管肉厚	0.71 mm
	燃料スミア密度 (炉心/軸方向ブランケット/径方向ブランケット)	82 / 90 / 90 %TD
	スペーサワイヤ径	1.03 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.15
	集合体当たり燃料ピン本数	255 本
	内部ダクト外面辺の長さ	46.0 mm
	内部ダクト肉厚	2.0 mm
	ラップ管外対面間距離	201.6 mm
	ラップ管肉厚	5.0 mm
	集合体配列ピッチ	206.0 mm

表 2.1-4 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の燃料仕様 (導入期炉心)

項目		仕様		
		炉心	軸方向ブランク	径方向ブランク
燃料要素	燃料形態	(Pu,U)O <sub>2</sub> (ペレット型)	UO <sub>2</sub> (ペレット型)	←
	被覆管材料	ODS 鋼		←
	被覆管外径 (mm)	10.4		11.7
	被覆管内径 (mm)	8.98		10.86
	被覆管肉厚 (mm)	0.71		0.42
	燃料要素全長 (mm)	2690		←
	燃料スタック長 (mm)	1000	200 / 200 (上部/下部)	1400
	ガスプレナム長さ(上/下) (mm)	100 / 1100		←
	ボンド材	He		←
	燃料スミア密度 (%TD)	82	90	90
集合体	集合体全長 (mm)	4570		←
	燃料ピン本数 (本)	255		217
	燃料ピン配列ピッチ (mm)	11.5		12.8
	燃料ピン配列ピッチ/ピン径比 (P/D)	1.11		1.10
	ラップ管材料	PNC-FMS 鋼		←
	ラップ管外対面間距離 (mm)	201.6		←
	ラップ管内対面間距離 (mm)	191.6		←
	ラップ管肉厚 (mm)	5.0		←
	ラップ管間ギャップ (mm)	4.4		←
	集合体配列ピッチ (mm)	206.0		←
	スペーサワイヤ径 (mm)	1.03		1.07
	スペーサワイヤ巻き付けピッチ (mm)	200.0		←
	体積比 (%)	燃料 (実効)	43.9 (36.0)	43.9 (39.6)
構造材		25.8	←	18.5
冷却材		30.3	←	26.7

表 2.1-5 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心における TRU 組成変動  
(極端な組成)の核特性への影響

項目	高速炉多重リサイクル	軽水炉使用済燃料回収TRU (極端組成)			
		LWR	ALWR	プルサーマル	
				単一	混合[5:5* <sup>2</sup> ]
炉心熱出力 (MWt)	3570	←	←	←	←
運転サイクル長さ(ヶ月)	26.3	←	←	←	←
燃交バッチ数	4	←	←	←	←
Pu富化度 [Pu/HM:内側/外側] (wt%)	18.3/21.0	17.6/20.2	18.2/20.6	21.9/27.0	19.7/22.4
MA含有率[MA/HM:内側/外側] (wt%)	0.9/1.0	4.7/5.3	4.7/5.4	6.6/8.1	3.1/3.6
燃焼反応度 (%Δk/k')	2.36	0.38	0.52	1.45	0.66
最大線出力 (W/cm)	398	415	412	435	415
増殖比	1.11	1.13	1.15	1.26	1.17
初装荷炉心核分裂性Pu重量 (t/GWe)	5.7	5.4	5.3	4.5	5.1
ナトリウムボイド反応度 (\$)	5.3	6.3	6.3	7.1	6.0
ドップラ係数 [Tdk/dT]	-5.7E-03	-4.3E-03	-4.2E-03	-3.2E-03	-4.5E-03
ナトリウムボイド/ドップラ比 (×10 <sup>3</sup> )	0.9	1.5	1.5	2.3	1.4
規格化包絡出力* <sup>1</sup>	1.092	1.070	1.066	1.157	1.064

\*<sup>1</sup> BOEC、EOEC 包絡出力/炉心熱出力(必要流量の指標、小さい方が流配設計上有利)

\*<sup>2</sup> プルサーマル: 高速炉多重リサイクル

表 2.1-6 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の燃料融点

TRU組成	項目	内側炉心燃料		外側炉心燃料	
		BOL	EOL	BOL	EOL
ALWR 使用済燃料	Pu富化度[Pu/HM](wt%)	17.9	23.9*1	20.9	27.8*1
	MA含有率[MA/HM](wt%)	4.7	3.7*2	5.5	4.4*2
	燃料融点(°C)	2617	2502	2587	2476
高速炉 多重リサイクル [設計標準]	Pu富化度[Pu/HM](wt%)	18.3	24.4*1	20.9	27.9*1
	MA含有率[MA/HM](wt%)	1.0	0.8*2	1.0	0.8*2
	燃料融点(°C)	2664	2529	2647	2512

\*1 燃料ペレット中央部、再分布考慮

\*2 燃料ペレット中央部、MA燃焼および再分布考慮

表 2.1-7 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の定格時許容最大線出力

TRU組成	項目		内側炉心燃料		外側炉心燃料		
			BOL	EOL	BOL	EOL	
ALWR 使用済燃料	燃料融点(°C)		2617	2502	2587	2476	
	PTM(W/cm)	ノミナル	708	612	696	602	
		不確かさ	燃料仕様・照射条件	71	61	70	60
			燃料温度予測誤差	35	35	35	35
			PTM試験誤差	43	37	42	36
			合計[統計処理]	90	79	88	78
	不確かさ考慮		618	533	608	524	
	過出力係数		1.223	←	1.223	←	
	出力分布誤差(%)		5.0	←	5.0	←	
	定格時許容最大線出力(W/cm)		482	415	473	408	
定格時最大線出力(W/cm) [余裕]		383 [99]	368 [47]	382 [91]	311 [97]		
高速炉 多重サイクル [設計標準]	燃料融点(°C)		2664	2529	2647	2512	
	PTM(W/cm)	ノミナル	744	637	736	630	
		不確かさ	燃料仕様・照射条件	74	64	74	63
			燃料温度予測誤差	35	35	35	35
			PTM試験誤差	45	38	44	38
			合計[統計処理]	94	82	93	81
	不確かさ考慮		650	555	643	549	
	過出力係数		1.223	←	1.223	←	
	出力分布誤差(%)		5.0	←	5.0	←	
	定格時許容最大線出力(W/cm)		507	432	501	427	
定格時最大線出力(W/cm) [余裕]		398 [109]	350 [82]	396 [105]	301 [126]		

表 2.1-8 被覆管最高温度評価用工学的安全係数

処理方法	項目	工学的安全係数		
		$\Delta T_{Na}$	$\Delta T_{film}$	$\Delta T_{clad}$
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力較正誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.03		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
	原子炉出入口温度誤差	1.02		
	ワイヤコンタクト効果		2.00	
統計項	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.30	1.03
	各部製造公差	1.03	1.04	1.05
	ペレット偏心効果		1.16	1.20

(注記) 空欄は 1.0

表 2.1-9 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の流量配分と熱流力特性  
(ALWR 使用済燃料回収 TRU 適用)

炉心領域	流量領域 番号	燃料 集合体数	集合体流量 (kg/s)	領域流量 (kg/s)	被覆管 最高温度 (°C)	バンドル部 圧損 (MPa)
内側炉心	1	54	37.4	2019.6	682	0.24
	2	54	34.9	1884.6	682	0.22
	3	88	32.4	2851.2	682	0.19
	4	92	29.1	2677.2	690	0.16
外側炉心	5	40	32.3	1292.0	685	0.19
	6	66	29.9	1973.4	685	0.17
	7	88	26.7	2349.6	695	0.14
	8	80	20.7	1656.0	700	0.10
小計		562	16703.6 [1次系流量の91.8%]			
径方向 ブランケット	9	38	8.3	315.4	697	—
	10	58	5.4	313.2	695	—
小計		96	628.6 [1次系流量の3.5%]			
合計		658	17332.2 [1次系流量の95.2%]			

1次系流量 ..... 18200 kg/s

炉心に配分可能な流量 ..... 95.5%

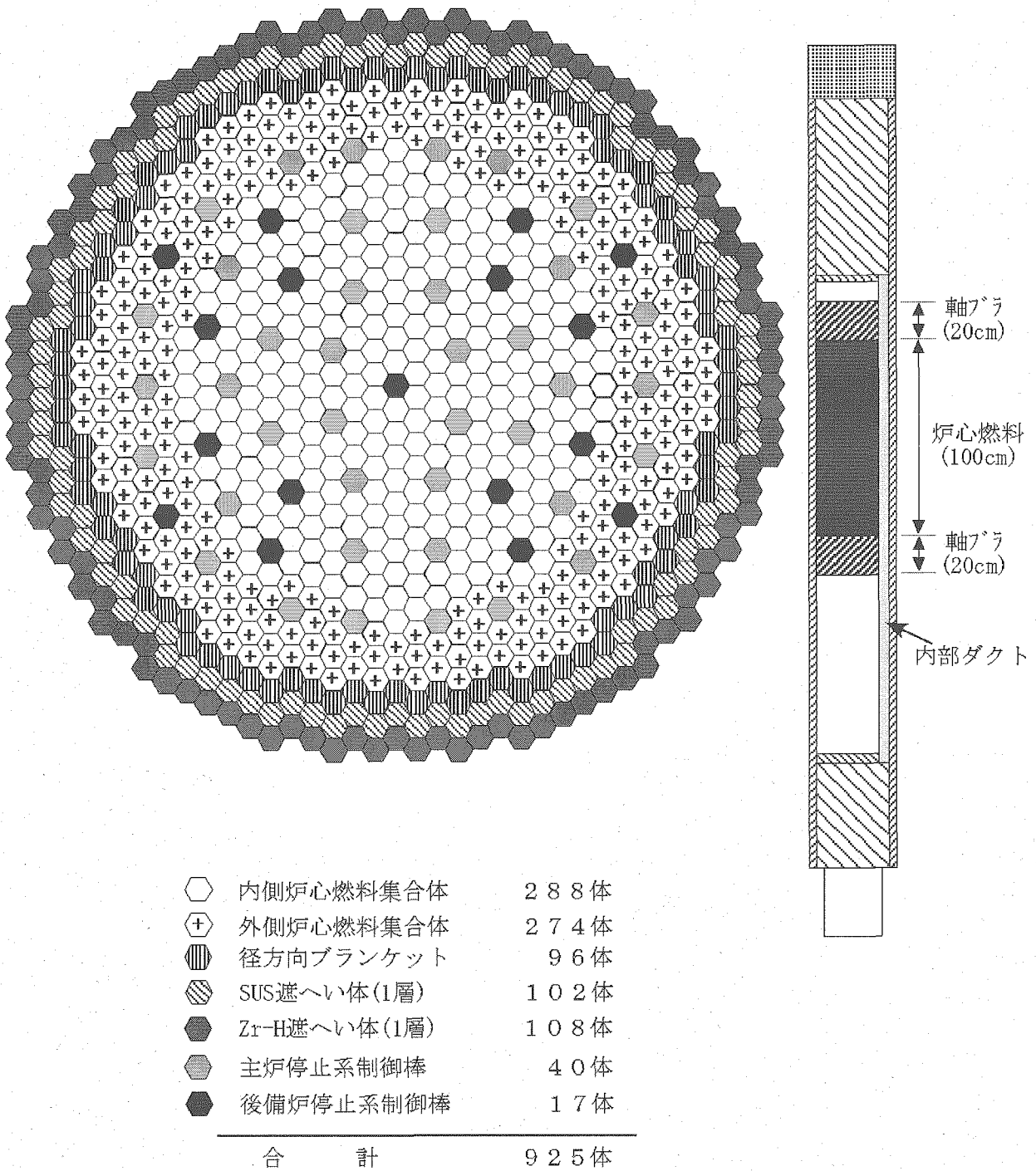


図 2.1-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の炉心配置(導入期炉心)

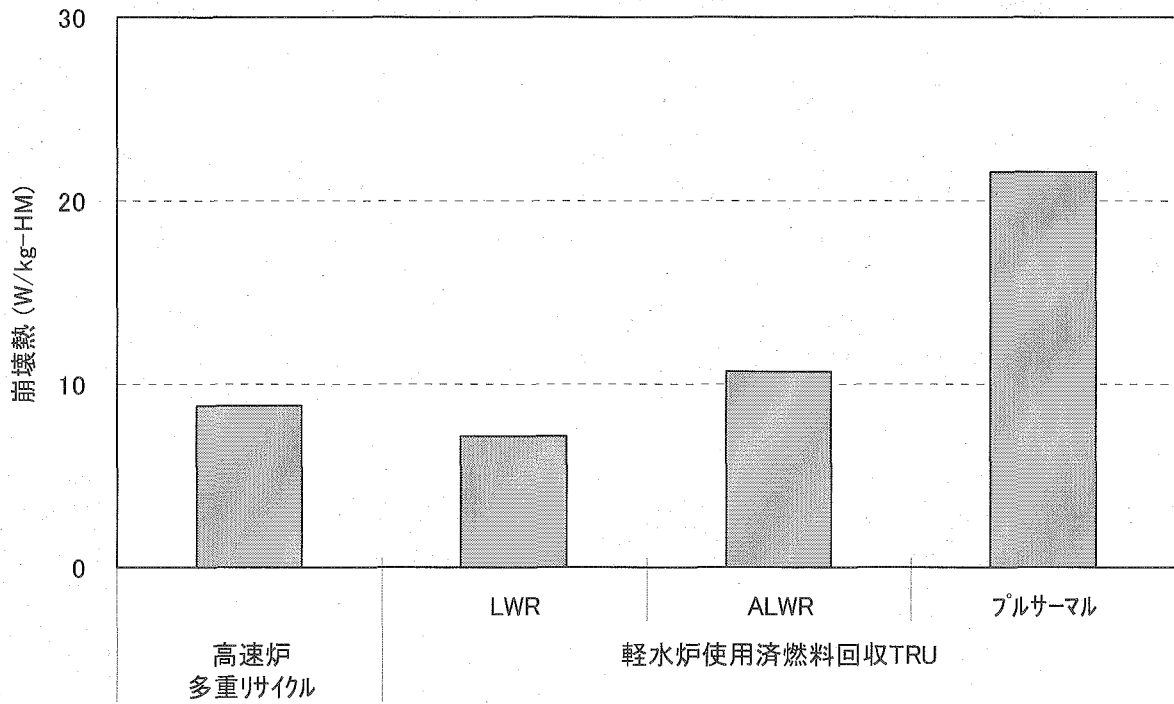
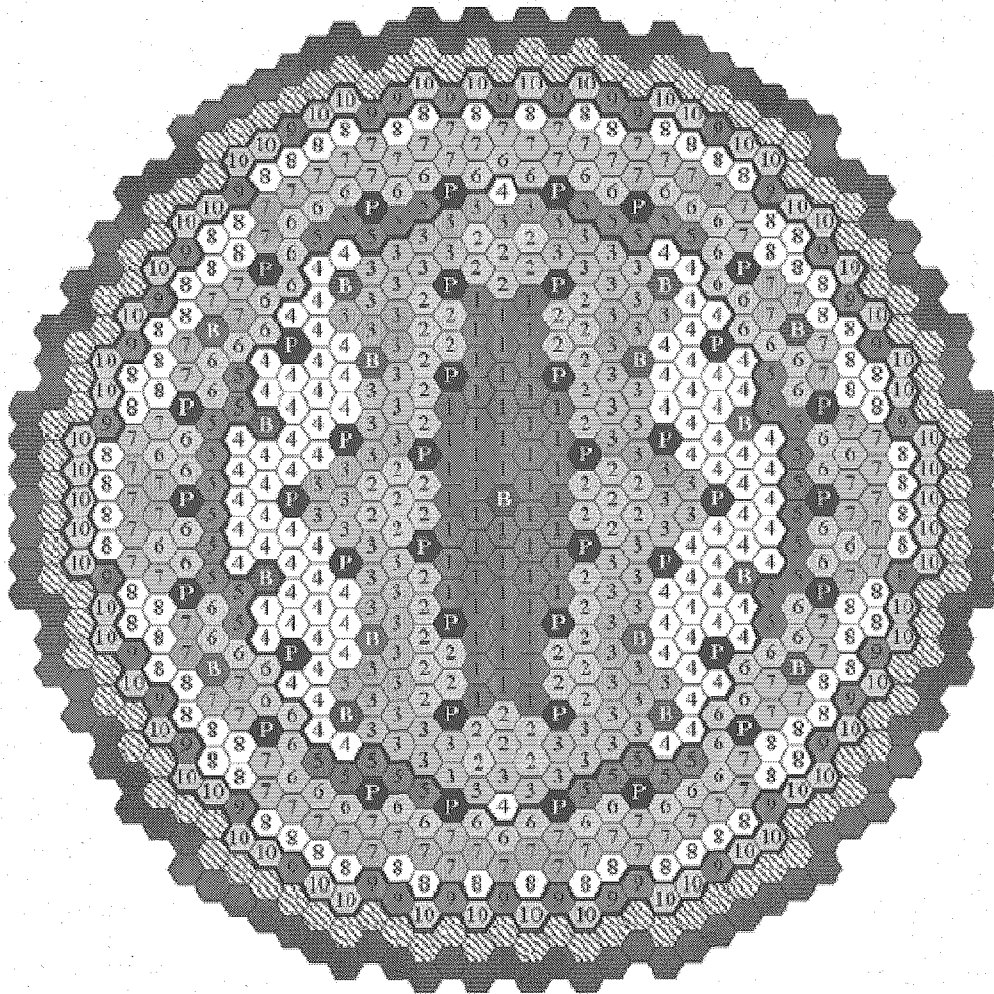


図 2.1-2 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心における TRU 組成変動  
(極端な組成)の新燃料崩壊熱への影響





内側炉心燃料集合体 (288体)

- 第1流量領域 (54体)
- 第2流量領域 (54体)
- 第3流量領域 (38体)
- 第4流量領域 (92体)

外側炉心燃料集合体 (274体)

- 第5流量領域 (40体)
- 第6流量領域 (66体)
- 第7流量領域 (38体)
- 第8流量領域 (34体)

径方向ブランケット燃料集合体 (96体)

- 第9流量領域 (36体)
- 第10流量領域 (58体)

燃料集合体以外

- P 主炉停止系制御棒
- B 後備炉停止系制御棒
- SUS 遮へい体
- Zr-H<sub>2</sub>O 遮へい体

図 2.1-3 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の流量領域区分(導入期炉心)

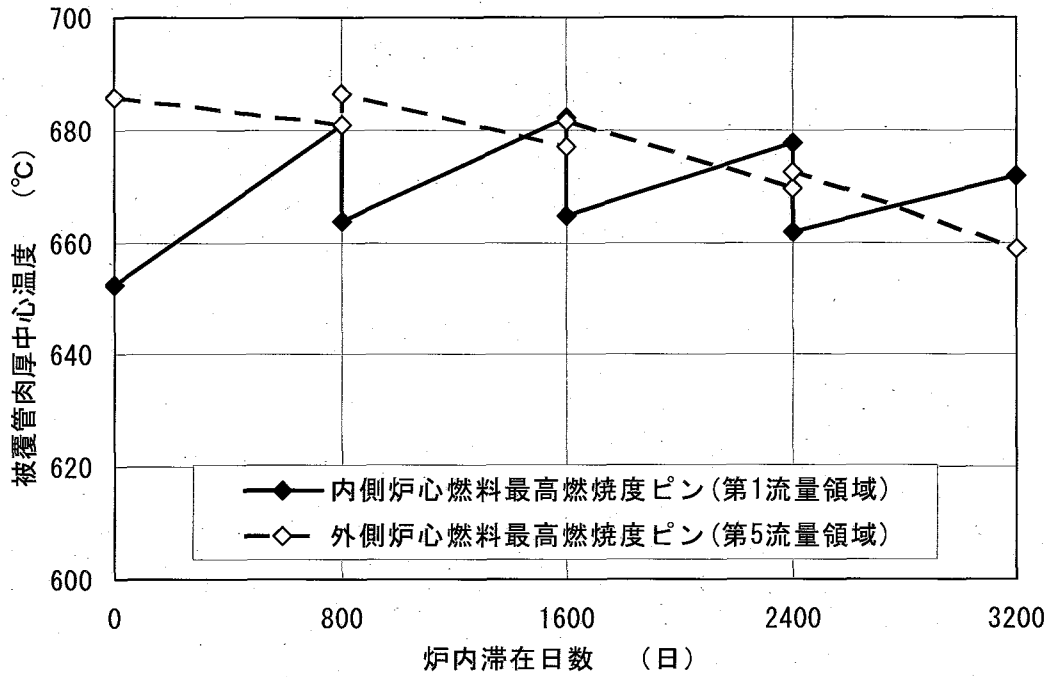


図 2.1-4 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の被覆管最高温度履歴  
(ALWR 使用済燃料回収 TRU 適用)

## 2.2 ODS 鋼代替材炉心の検討

高温強度、耐照射性に優れる ODS 鋼は、現在開発段階の材料である。このことから、開発リスクを低減するために、ODS 鋼の代替材として PNC-FMS 鋼を被覆管材とした炉心の検討を行った。PNC-FMS 鋼は ODS 鋼と比較して 650℃以上におけるクリープ強度の低下が大きい材料であり、ODS 鋼を被覆管材として構築した炉心に PNC-FMS 鋼を用いた場合には炉心出口温度を大幅に下げることが必要となる。

本検討では、大型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心<sup>[11]</sup>を対象として、被覆管材を PNC-FMS 鋼として燃料ピンのガスプレナム長さの伸長および被覆管の厚肉化により炉心出口温度の低下を抑制した代替材炉心について検討した。

### (1) 検討条件

#### (i) 炉心・燃料仕様・性能

- ・炉心：大型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心（基準炉心）
- ・原子炉出入口温度差：155℃
- ・炉心燃料外接円径：6.1m 以下（遮へい体外接円径 8.1m /炉容器径 11m に対応）
- ・燃料バンドル部圧損：0.2MPa 程度以下
- ・被覆管内径：8.98mm 以下（炉心平均比出力制限 $\geq 40\text{kW/kg-MOX}$ ）
- ・燃料集合体全長：5.4m 以下
- ・増殖比：1.1 程度

#### (ii) 制限条件

- ・CDF：0.5 以下
- ・被覆管最高温度(肉厚中心)：700℃ 以下
- ・最大線出力：430 W/cm 以下
- ・ナトリウムボイド反応度：6\$ 程度 以下

#### (iii) クリープ強度

- ・クリープ破断強度式：PNC-FMS 鋼暫定評価式<sup>[11][12]</sup>
- ・内面および外面腐食式：ODS 鋼暫定評価式<sup>[10]</sup>

### (2) 評価結果

表 2.2-1 に、炉心・燃料仕様のサーベイ計算結果を示す。基準炉心の被覆材を単純に PNC-FMS 鋼に変更しただけの場合には、原子炉出口温度が 488℃まで低下する。これに対して燃料集合体全長を 5.1m とし下部ガスプレナム長さを 1,480mm に伸ばし、軸方向ブランケット厚さを上下それぞれ基準仕様より 10cm 厚く（上下 30cm）にするとともに、炉心燃料外接円径を 5.8m に増加して被覆管を厚肉化したケースでは、原子炉出口温度が 503℃となる。ただし、燃料バンドル部圧損が若干増大し、ブランケット燃料を含めた全炉心取出平均燃焼度は 77GWd/t に低下する。

炉心燃料外接円径を 6.1m とし、燃料集合体全長を 5.4m としたケースでは、原子炉出口温度が 507℃となるが、増殖比が 1.007 となり要求性能を満足しない。軸方向ブランケット厚さ

を上下それぞれ基準仕様より 20cm 厚く（上下 40cm）することで増殖比の要求性能は満足するものの、燃料集合体全長が 5.8m、燃料バンドル部圧損が 0.25MPa となり取り合い条件を満足しない。

以上の結果より、被覆管材に PNC-FMS 鋼を採用した代替材炉心として、燃料集合体全長が 5.1m、炉心燃料外接円径を 5.8m とした原子炉出口温度 503℃の炉心を選定した。表 2.2-2 に、炉心の主要仕様および特性を示す。なお、最新知見を反映した工学的安全係数<sup>[13]</sup>を適用すれば原子炉出口温度を 520℃程度とすることが可能な見通しである。

表 2.2-1 大型 MOX 燃料高内部転換型 ODS 鋼代替材炉心のサーベイ結果

項目	単位	基準炉心寸法仕様	炉心外径径 5.8m		炉心外径径 6.1m	
			基準フランク厚さ	フランク厚さ増加	基準フランク厚さ	フランク厚さ増加
炉心熱出力	MWt	3,570	←	←	←	←
運転サイクル長さ	ヶ月	26.3	←	←	←	←
炉心高さ	cm	100	←	←	←	←
軸方向フランク厚さ	cm	20 / 20	←	30 / 30	20 / 20	40 / 40
炉心燃料集合体数(内側/外側/合計)	体	288 / 274 / 562	←	←	←	←
径方向フランク燃料集合体数	体	96	←	←	←	←
材料	—	PNC-FMS鋼	←	←	←	←
被覆管	mm	10.4	10.8	←	11.4	←
肉厚	mm	0.71	0.93	←	1.20	←
下部ガスプレナム長さ	mm	1,100	1,480	←	1,930	←
燃料要素	mm	2,870	3,070	3,270	3,520	3,920
燃料ピン本数	—	255	←	←	←	←
全長	m	4.6	4.9	5.1	5.4	5.8
集合体配列ピッチ	mm	206.0	213.8	←	223.4	←
燃料	%	43.9	40.8	←	37.4	←
構造材	%	25.8	28.5	←	32.4	←
炉心燃料外径径	m	5.6	5.8	←	6.1	←
遮へい体外径径	m	6.8	7.0	←	7.4	←
Pu 富化度(Pu/HM; 内側/外側)	wt%	18.3 / 20.9	20.2 / 22.7	20.2 / 22.6	22.4 / 24.8	22.3 / 24.8
燃焼反応度	%Δk/kk'	2.3	3.0	3.0	3.8	3.7
取出平均	GWd/t	147	148	146	148	146
燃焼度	GWd/t	90	89	77	87	66.9
増殖比	—	1.10	1.06	1.11	1.01	1.09
原子炉出口温度	°C	488	500	503	507	510
原子炉入口温度	°C	333	345	348	352	355
被覆管最高温度(肉厚中心)*	°C	644	656	659	670	673
被覆管CDF	—	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
燃料バンドル部圧損	MPa	0.22	0.22	0.23	0.22	0.25

\* ホットスポット値

表 2.2-2 大型 MOX 燃料高内部転換型 ODS 鋼代替材炉心の主要仕様および特性

項 目		評価値	
炉心・燃料仕様	炉心熱出力 (MWt)	3,570	
	原子炉出口/入口温度 (°C)	503 / 348	
	[工学的安全係数合理化(案)を適用した場合]	[ 520 / 365 ]	
	運転サイクル長さ(ヶ月)	26.3	
	燃料交換バッチ数	4	
	炉心高さ (cm)	100	
	軸方向ブランケット厚さ[上部/下部] (cm)	30 / 30	
	炉心燃料集合体数[内側/外側/合計]	288 / 274 / 562	
	径方向ブランケット燃料集合体数	96	
	燃料被覆管外径 (mm)	10.8	
	燃料被覆管肉厚 (mm)	0.93	
	燃料要素下部ガスプレナム長さ (mm)	1,480	
	燃料要素全長 (mm)	3,270	
	燃料集合体全長 (mm)	5.1	
	集合体配列ピッチ (mm)	213.8	
	炉心燃料外接円径 (m)	5.8	
遮へい体外接円径 (m)	7.0		
炉心特性	Pu富化度[Pu/HM; 内側/外側] (wt%)	20.2 / 22.6	
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	炉心	146
		全炉心[ブランケットを含む]	77
	燃焼反応度 (% Δk/k')	3.0	
	増殖比	1.11	
	最大線出力[内側/外側] (W/cm)	415 / 415	
	最大高速中性子照射量 *1 ( $\times 10^{23}$ n/cm <sup>2</sup> )	4.6	
	初装荷核分裂性Pu重量 (t/GWe)	6.0	
	ボイド反応度 *2 [平衡末期] (\$)	5.3	
	被覆管肉厚中心最高温度[ホットスポット値] (°C)	659	
	被覆管CDF	0.50	
燃料バンドル部圧損 (MPa)	0.23		

\*1 E ≥ 0.1MeV

\*2 非均質効果考慮

### 2.3 遮へい設計成立性の検討

大型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心<sup>[11]</sup>を対象として、炉心廻りの累積高速中性子照射量 (nvt) を評価した。本炉心は、軸方向遮へい体として、上部に B<sub>4</sub>C 遮へい 52 cm、下部に SUS 遮へい 35 cm、径方向遮へい体として、SUS 遮へい体 1 層と Zr-H 遮へい体 1 層を設置している。なお、燃料集合体が改良内部ダクト型であり、上部 B<sub>4</sub>C 遮へい体の一部を削除した構造としていることから中性子のストリーミング効果を考慮した評価を行った。

#### (1) 評価手法・条件

遮へい特性評価の主要な手法および条件を以下に示す。

- ・対象炉心 : 大型 MOX 燃料高内部転換型導入期炉心
- ・計算モデル : 2次元 RZ 体系輸送計算
- ・核データ : JENDLE-3.2 から作成された JSSTD L ライブラリ<sup>[14]</sup>
- ・補正係数 : JASPER 遮へい実験解析に基づく E/C 値<sup>[15]</sup>
- ・炉心状態 : 定格出力、平衡末期 (運転サイクルで中性子束レベルが最大)

#### (2) 評価結果

図 2.3-1 に高速中性子束 (補正前) の等高線図を示し、表 2.3-1 に遮へい設計評価上重要な炉内構造物 (炉心槽、上部炉心支持板、炉上部機構) における累積高速中性子照射量の評価結果を制限値と併せて示す。なお、炉上部機構の補正係数は、上部 B<sub>4</sub>C 遮へい体部のストリーミング効果を考慮した値である。表 2.3-1 において、累積高速中性子照射量は炉心槽が  $1.9 \times 10^{20}$  n/cm<sup>2</sup>、上部炉心支持板が  $3.3 \times 10^{21}$  n/cm<sup>2</sup>、炉上部機構が  $5.0 \times 10^{20}$  n/cm<sup>2</sup> であり、いずれも制限条件を満足している。

表 2.3-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の累積高速中性子照射量

評価位置	高速中性子束* <sup>1</sup> (n/cm <sup>2</sup> s)	運転期間 (年)	稼働率 (%)	nvt 計算/ミル値 (n/cm <sup>2</sup> )	補正 係数* <sup>2</sup>	nvt 設計値 (n/cm <sup>2</sup> )	制限値 (n/cm <sup>2</sup> )
炉心槽	$5.3 \times 10^{10}$	60	93	$9.3 \times 10^{20}$	2.0	$1.9 \times 10^{20}$	$2 \times 10^{21}$
上部炉心支持板	$8.1 \times 10^{12}$			$1.4 \times 10^{21}$	2.3	$3.3 \times 10^{21}$	$5 \times 10^{21}$
炉上部機構	$2.3 \times 10^{10}$			$4.1 \times 10^{19}$	12.4	$5.0 \times 10^{20}$	$1 \times 10^{21}$

\*<sup>1</sup> E > 0.1 MeV

\*<sup>2</sup> JASPER 遮へい実験解析に基づく E/C 値



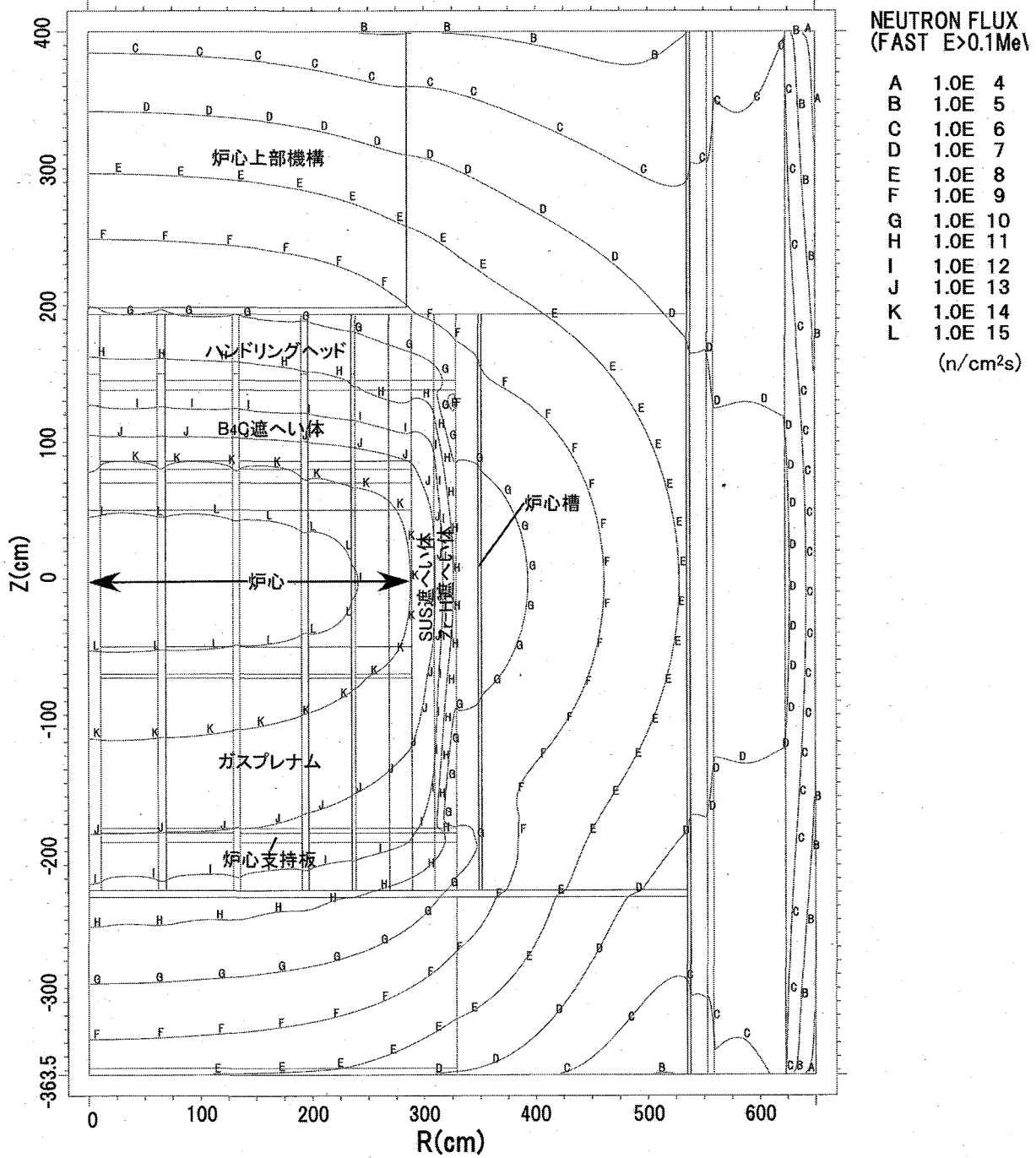


図 2.3-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の高速中性子束等高線図

## 2.4 制御棒長寿命化の検討

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心<sup>(1)</sup>を対象として、制御棒長寿命化の可能性について概略検討を行った。

### (1) 制御棒基本仕様

主炉停止系制御棒 (PCR) および後備炉停止系制御棒 (BCR) は、吸収材 (B<sub>4</sub>C ペレット) を充填した制御要素と制御要素バンドルを支持する保護管から成り、制御棒下部案内管とともに制御棒集合体を構成している。

制御要素は、B<sub>4</sub>C ペレットからの He ガス放出による内圧の上昇を回避するためにベント型とし、B<sub>4</sub>C ペレットの温度上昇を抑制するためにナトリウムボンド型とした。また、B<sub>4</sub>C ペレットのリロケーション抑制のために 2 重シュラウド管を採用した。

### (2) 長寿命制御棒の検討

制御反応度収支を満足する制御棒の <sup>10</sup>B 装荷量を確保することを条件として、寿命を支配する吸収材ペレットと被覆管の機械的相互作用 (ACMI) に着目した長寿命化制御棒仕様の検討を行った。

#### (i) 検討条件

制御要素バンドルは、B<sub>4</sub>C 体積比および被覆管とシュラウド管とのギャップを確保するために有利と考えられる 19 ピン配列構造 (三角+四角配列) とした。下部案内管と保護管のアニュラス部ギャップは、制御棒スクラム時の挿入性を考慮し、下記を条件とした。

- ・ PCR > 5mm
- ・ BCR > 10mm

寿命評価は、制御要素被覆管とシュラウド管のギャップが閉じた (ACMI 開始) 時点で寿命に達したものとした。

#### (ii) 検討結果

##### (a) 基準制御棒仕様

大型 MOX 燃料高内部転換型炉心における制御棒に関する要件 (B<sub>4</sub>C 体積比、<sup>10</sup>B 濃縮度) を基に、本検討で基準とする制御棒の仕様を設定した。表 2.4-1 に基準とする制御棒仕様を示す。

##### (b) 必要最少 <sup>10</sup>B 装荷量

上記の制御棒仕様を基に、<sup>10</sup>B 濃縮度をパラメータとした制御棒価値の評価を行い、制御反応度収支を満足するために必要な <sup>10</sup>B 装荷量を求めた。

##### 1) 評価手法・条件

制御棒価値の評価手法と条件を以下に示す。

- ・ 制御棒価値：3次元3角メッシュ7群拡散計算
- ・ 補正係数
  - 群縮約効果・・・・・・・・・・ 0.97
  - 非均質効果・・・・・・・・・・ 0.89 (最新知見を反映)
  - 輸送効果・・・・・・・・・・ 0.96

メッシュ効果・・・・・・・・・・ 1.07

合計・・・・・・・・・・・・・・ 0.89

・不確かさ：9%

制御反応度収支の評価に用いた必要制御反応度 $\Delta k/k'$ を以下に示す。

PCR (ワンロッドスタック)・・・・ 5.1%  $\Delta k/k'$  \*

\* 炉停止余裕 1\$ (0.4%  $\Delta k/k'$ ) を考慮

BCR

・ワンロッドスタック・・・・ 1.0%  $\Delta k/k'$

・全数挿入・・・・・・・・・・・・ 1.2%  $\Delta k/k'$

2) 評価結果

図 2.4-1 に、 $^{10}\text{B}$  濃縮度と制御棒価値の関係を示す。図 2.4-1 より制御反応度収支を満足するために必要な  $^{10}\text{B}$  濃縮度は PCR が 35 wt%程度以上、BCR が 20 wt%程度(天然ボロン)以上であり、制御棒 1 本の必要最少  $^{10}\text{B}$  装荷量は PCR が 7.4 kg、BCR が 4.3 kg となる。

(c) 長寿命化制御棒仕様

前記(b)項で求めた必要最少  $^{10}\text{B}$  装荷量を満足することを条件として、 $^{10}\text{B}$  濃縮度の低減および  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの細径化による制御棒長寿命化の検討を行った。また、長寿命化制御棒について  $^{10}\text{B}$  の燃焼を考慮した制御棒価値評価を行い制御反応度収支の成立性を確認した。

1) 評価手法・条件

$\text{B}_4\text{C}$  燃焼度の評価手法を以下に示す。

・ $^{10}\text{B}$  反応率：3次元3角メッシュ拡散計算(7群)

・制御棒内反応率ピーキング：2次元 RZ 拡散計算

(炉中心制御棒均質およびリング化モデル)

ACMI 評価に用いた  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットのスエリング式と温度条件を以下に示す。

・ $\text{B}_4\text{C}$  ペレットスエリング式 (ナトリウムボンド型)

$$\Delta D/D = (0.163 \cdot BU + 5.7) / 3$$

$\Delta D/D$  : 径方向スエリング率 (%)

BU :  $\text{B}_4\text{C}$  燃焼度 ( $\times 10^{26}$  cap/m<sup>3</sup>)

適用範囲： $\leq 2.4 \times 10^{22}$  cap/cc

・温度条件：200℃ (燃料交換時温度)

2) 評価結果

表 2.4-1 に、長寿命化制御棒の仕様を示し、図 2.4-2 には PCR および BCR の寿命を燃料集合体と同じ4サイクルとした長寿命化制御棒の概念図を示す。また、表 2.4-2 には、長寿命化制御棒の照射特性を示し、図 2.4-3 には PCR および BCR の外側シユラ

ウド管外径の経時変化を示す。

以上の評価結果より PCR は  $^{10}\text{B}$  濃縮度を 60 wt%、 $\text{B}_4\text{C}$  ペレット径を  $\phi 21.5$  mm とすることで寿命を燃料と同じ 4 サイクルとすることが可能な見通しである。BCR は  $^{10}\text{B}$  濃縮度を 20 wt% とすること（ペレット径は基準仕様の  $\phi 27.7$  mm）により 4 サイクル寿命が可能な見通しである。ただし、 $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの燃焼度がスエリング式の適用範囲を大幅に超えることと、PCR の場合には  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの細径化に伴って被覆管とのギャップが増大した時のシュラウド管の変形が大きいことが、健全性確保上の課題となる。

表 2.4-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒仕様

項目	単位	主炉停止系制御棒		後備炉停止系制御棒	
		基準	4サイクル寿命 長寿命化	基準	4サイクル寿命 長寿命化
吸収材ペレット	外径	27.7	21.5	27.7	←
	理論密度比	95.0	←	95.0	←
被覆管	<sup>10</sup> B濃縮度	80	60	80	20
	材料	ODS鋼	←	ODS鋼	←
外側シュワト管	外径	35.8	←	34.8	←
	肉厚	0.7	←	0.7	←
内側シュワト管	外径	29.1	22.9	29.1	←
	肉厚	0.3	←	0.3	←
スペーサ	外径	28.4	22.2	28.4	←
	肉厚	0.3	←	0.3	←
制御棒要素	型式	71ヤ	←	71ヤ	←
	型式	1.0	←	1.0	←
保護管	型式	Naボルト・ヘッド	←	Naボルト・ヘッド	←
	B <sub>4</sub> Cペレットスチック長	5.5	11.7	4.5	←
案内管	材料	1000	←	1000	←
	材料	PNC-FMS鋼	←	PNC-FMS鋼	←
集合体	外径	186.6	←	181.6	←
	肉厚	3.0	←	3.0	←
制御要素本数	材料	PNC-FMS鋼	←	PNC-FMS鋼	←
	外径	201.6	←	201.6	←
制御要素配列ピッチ	肉厚	5.0	←	5.0	←
	制御要素本数	19	←	19	←
体積比	B <sub>4</sub> C (実効)	36.9	←	35.9	←
	構造材	31.2 (29.6)	18.8 (17.8)	31.2 (29.6)	←
<sup>10</sup> B重量	冷却材	19.9	19.3	19.7	←
	冷却材	48.9	61.9	49.2	←
		16.1	7.4	16.1	4.3

表 2.4-2 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒の照射特性

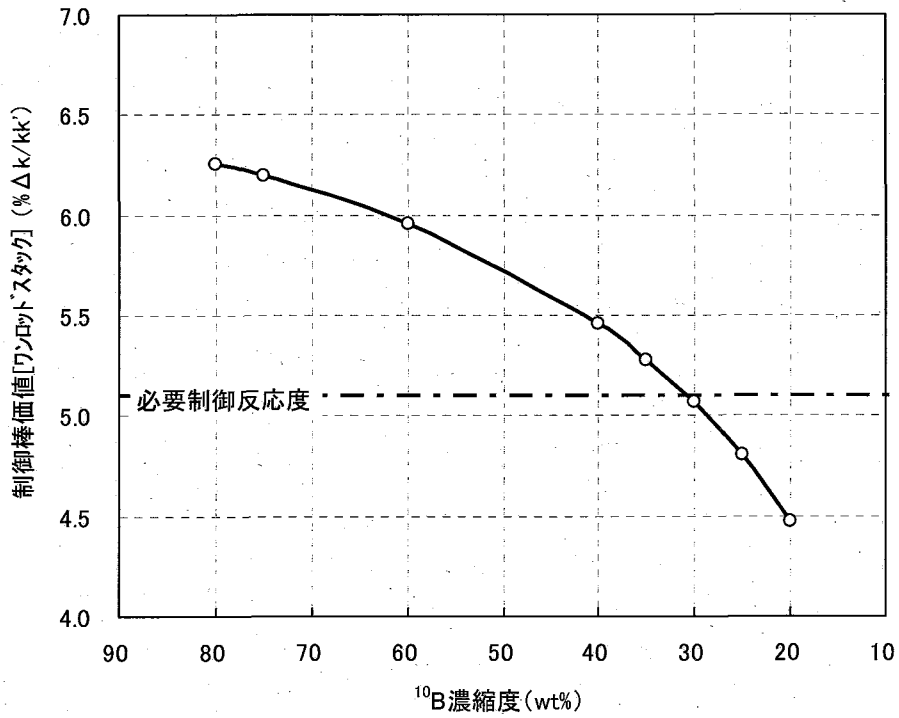
項目	主炉停止系制御棒			後備炉停止系制御棒			
	基準	4サイクル寿命	長寿命化 最長寿命	基準	4サイクル寿命	長寿命化 最長寿命	
仕様	<sup>10</sup> B濃縮度 (wt%)	80	60	80	20	80	
	B <sub>4</sub> C <sup>10</sup> レット外径 (mm)	27.7	21.5	18.8	27.7	14.3	
	<sup>10</sup> B装荷量 (kg/体)	16.1	7.4	7.4	16.1	4.3	
使用条件	運転サイクル長さ(ヶ月)	26.3	←	←	←	←	
	使用期間「寿命」	(サイクル)	1	4	4	4	8
		(年)	2.2	8.8	8.8	8.8	17.5
	B <sub>4</sub> C燃焼度 (cap/cc)	局所最高*1	2.3E+22	8.9E+22	1.2E+23	1.5E+22	2.1E+23
		領域平均*2	6.7E+20	2.3E+21	—	4.1E+20	—
最大高速中性子照射量 (n/cm <sup>2</sup> ·s)	7.4E+22	3.1E+23	—	4.5E+22	1.9E+23	—	
照射特性	制御反応度 収支*4 (%Δk/kk)	1ロッド スタック	1.6	1.0	1.7	0.2	1.7
		制御棒価値	6.3	5.3	—	1.8	—
	全数 挿入	炉停止余裕	1.2	0.2	—	0.8	—
		制御棒価値	—	—	—	2.0	—
		炉停止余裕	—	—	—	0.8	—

\*1 不確かさ考慮

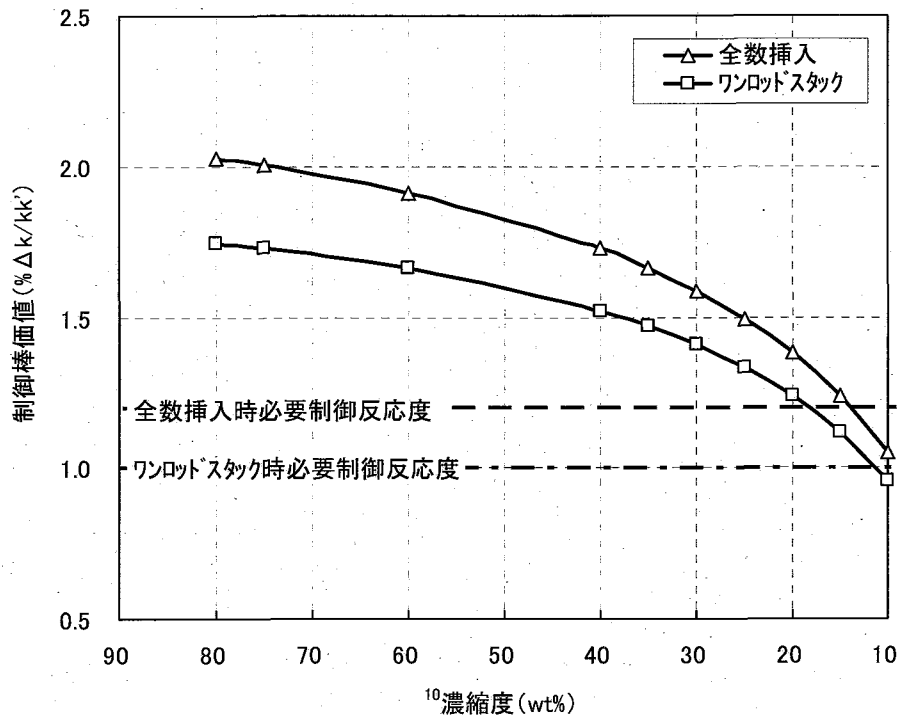
\*2 /ミナル

\*3 寿命末期、燃交時

\*4 最終サイクルの初期(<sup>10</sup>Bの燃焼を考慮)

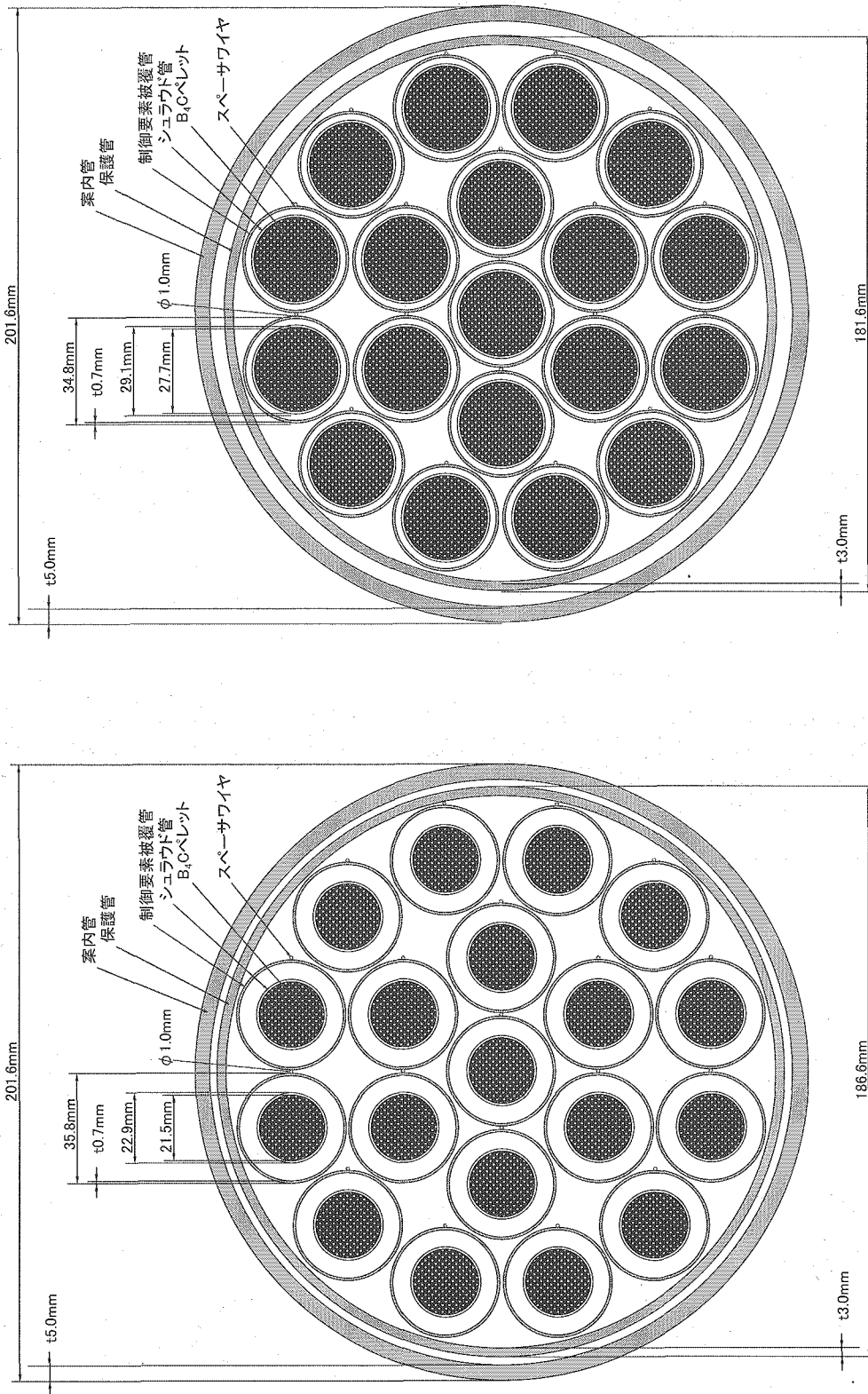


主炉停止系制御棒



後備炉停止系制御棒

図 2.4-1 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の <sup>10</sup>B 濃縮度と制御棒価値の関係

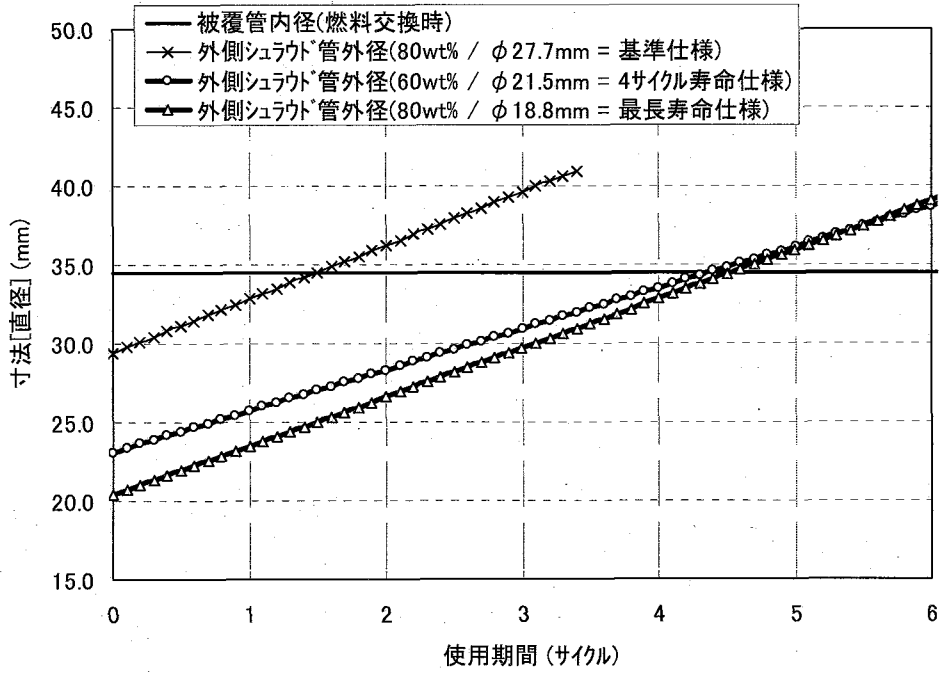


主炉停止系制御棒

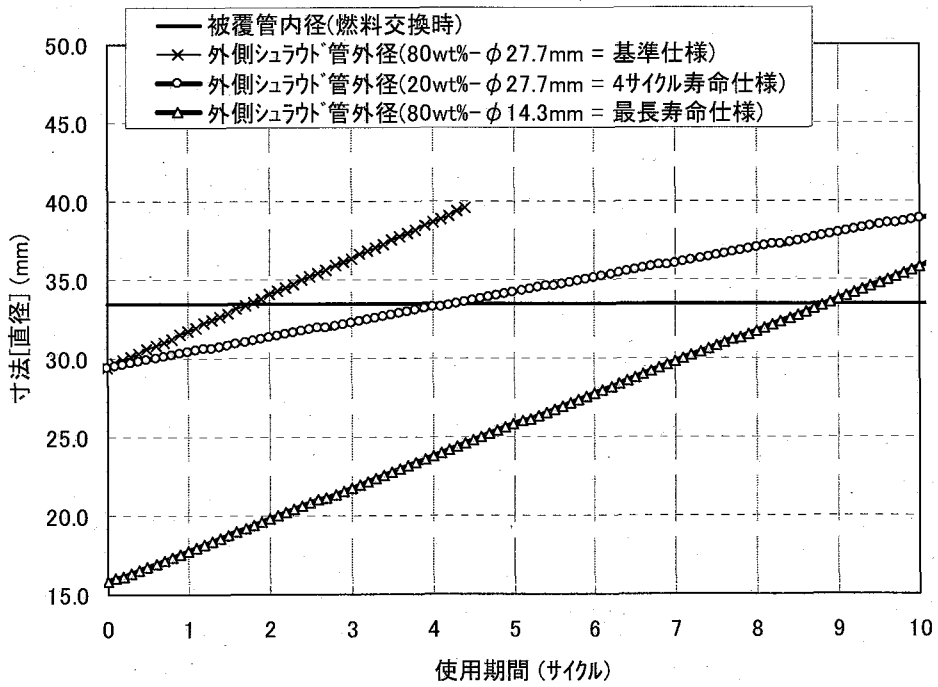
後備炉停止系制御棒

図 2.4-2 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の長寿命化制御棒の概念図





主炉停止系制御棒



後備炉停止系制御棒

図 2.4-3 大型 MOX 燃料高内部転換型炉心の制御棒外側シュラウド管外径の経時変化

### 3. 高増殖炉心の検討

高い増殖性能要求に対応する MOX 燃料炉心について検討を行った。検討対象を、高い増殖性能が得られ、初装荷炉心の核分裂性 Pu 重量が少なく、資源の有効利用性に優れたコンパクト型とし、2004 年度に構築した大型 MOX 燃料コンパクト型炉心<sup>1)</sup>をベースとして検討した。

#### (1) 評価条件

##### (i) 炉心配置

図 3-1 に炉心配置を示す。

##### (ii) 炉心性能

増殖性能のサーベイ計算における炉心性能の条件を以下に示す。

- ・炉心取出平均燃焼度：150GWd/t、105GWd/t
- ・運転サイクル長さ：18 ヶ月、12 ヶ月
- ・集合体配列ピッチ：183.2cm～178.5cm (バンドル部圧損：0.2～0.3MPa)

#### (2) 評価手法

核特性評価に用いた手法を以下に示す。

- ・炉定数：統合炉定数 ADJ2000R<sup>[2]</sup>
- ・燃焼計算：2次元 RZ 体系拡散燃焼計算

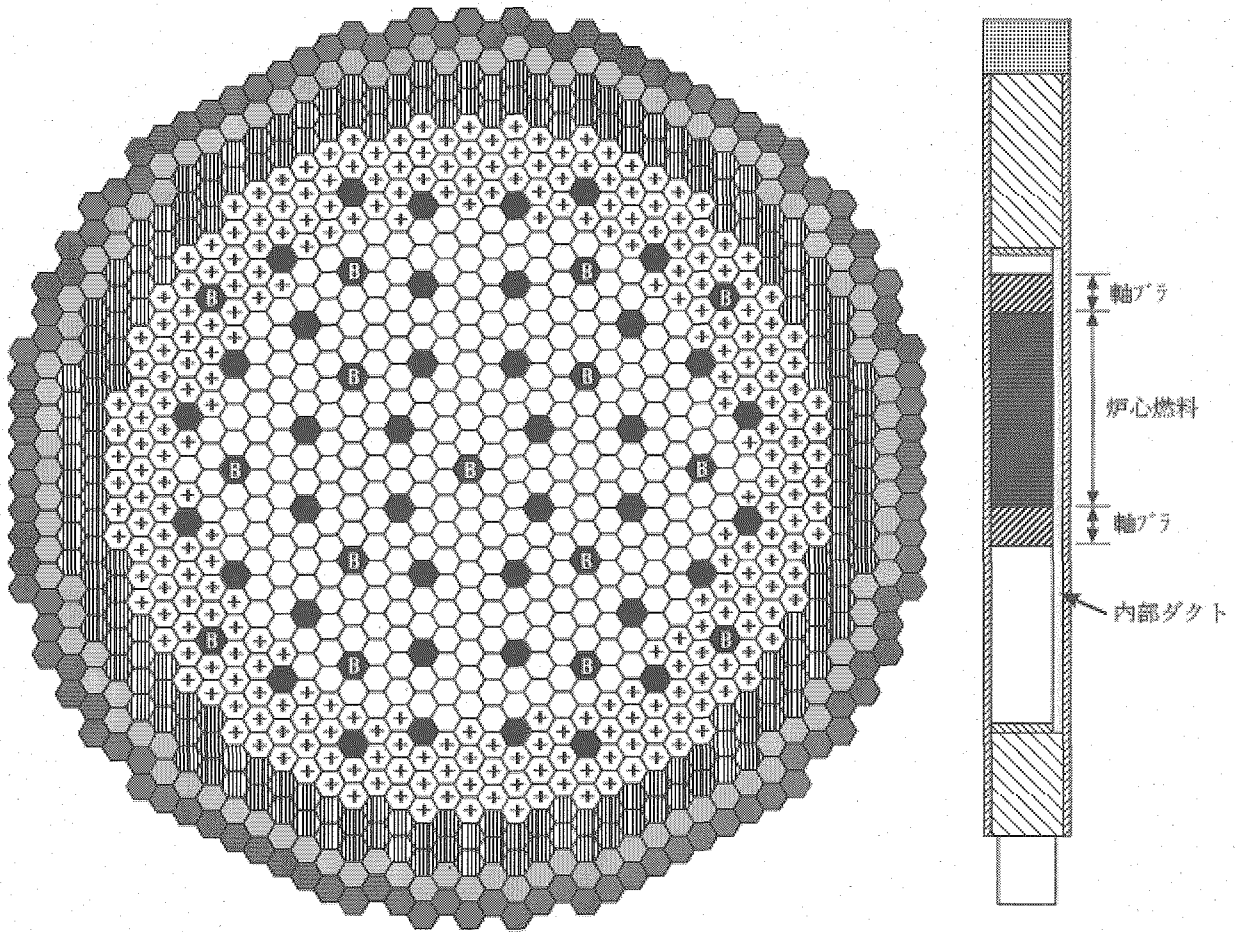
#### (3) 評価結果

表 3-1 に、運転サイクル長さ、炉心取出平均燃焼度および集合体配列ピッチをパラメータとした高増殖炉心のサーベイ計算結果（主要炉心仕様および特性）を 2005 年度に構築した大型 MOX 燃料コンパクト型炉心と併せて示す。表 3-1 において、ケース 1 は運転サイクル長さが 18 ヶ月、炉心取出平均燃焼度が 154GWd/t であり実用化戦略調査研究の設計要求を満足している。全炉心取出平均燃焼度（ブランケット燃料を含む）は 54GWd/t であり設計要求（60GWd/t 程度以上）を僅かに下回るものの、初装荷炉心核分裂性 Pu 重量は 4.4t/GWe と少なく、増殖比が 1.2 の高い増殖性能を有している。

表 3-1 大型 MOX 燃料高増殖炉心のサーベイ計算結果

項目	単位	2004年度 コンパクト型炉心	高増殖炉心			
			ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
電気出力	MWe	1,500	←	←	←	←
炉心熱出力	MWt	3,570	←	←	←	←
炉心高さ	cm	80	←	←	←	←
燃料ピン径	mm	8.8	←	←	←	←
軸方向フランケット厚さ(上/下)	cm	30/40	40/50	←	←	←
集合体配列ピッチ	mm	183.2	←	181.0	←	178.5
実効燃料体積比(炉心部)	%	34.0	←	34.9	←	35.8
炉心燃料体数(炉心/径ブラ)	体	594/198	←	←	←	←
遮へい体外径	m	6.5	←	6.4	←	6.3
運転サイクル長さ	ヶ月	18	18	12	←	←
増殖比	-	1.17	1.20	1.23	1.28	1.29
燃焼反応度	%Δk/kk'	3.5	3.5	2.1	1.8	1.7
取出平均燃焼度	炉心	154	154	153	105	105
	全炉心	61.8	54	55	37	37
初装荷炉心核分裂性Pu重量	t/GWe	4.4	4.4	4.2	4.0	3.9
原子炉倍増時間	年	31	26	22	17	16
複合システム倍増時間*	年	41	35	30	28	26
バンドル部圧損	MPa	0.19	0.20	0.25	0.22	0.28

\* 燃料交換・定検期間45日、炉外滞在期間5年



○	内側炉心燃料集合体	316体
⊕	外側炉心燃料集合体	278体
⊙	径方向ブランケット燃料集合体	198体
●	SUS遮へい体	108体
●	Zr-H遮へい体	114体
●	主炉停止系制御棒	40体
ⓑ	後備炉停止系制御棒	15体
合 計		1069体

図 3-1 大型 MOX 燃料高増殖炉心の炉心配置

#### 4. おわりに

本年度の炉心・燃料に関する設計検討では、ナトリウム冷却炉 MOX 燃料炉心についてフェーズⅡのまとめに向けた各種の設計検討を行った。

TRU 組成変動の影響検討では、FBR 導入シナリオの移行期における軽水炉使用済燃料 TRU の極端な組成を用いた場合の炉心・燃料設計への影響評価を行った。評価には FBR 導入シナリオの検討で得られた単一炉型 (LWR、ALWR およびプルサーマル) から回収される TRU の極端な組成を用い、炉心は大型 MOX 燃料高内部転換型を対象とした。

炉心設計に関しては、核特性と新燃料の崩壊熱への影響評価を行った。核特性評価において、新燃料の MA 含有率が 5wt% 程度以下となる LWR および ALWR からの回収 TRU については、受け入れが可能であるとの見通しを得た。しかしながら、プルサーマルからの回収 TRU は新燃料の MA 含有率が 7~8wt% となりボイド反応度が制限値を超えることから MA 含有率の低い TRU との混合もしくは設計対応が必要となる。

新燃料の崩壊熱はプルサーマルからの回収 TRU を用いた場合が最大となるが、20W/kg-HM 程度であり対応可能な見通しである。

燃料設計に関しては、新燃料の MA 含有率が 5wt% 程度となる ALWR から回収した TRU を用いた場合の燃料健全性 (許容最大線出力および燃料被覆管の CDF) への影響を評価した。

許容最大線出力の評価では、定格時の最大線出力が余裕を持ってこれを下回るとの見通しを得た。ただし、今後、MA 含有燃料に対する物性データおよび照射データを蓄積することにより、物性値および評価モデルを改良し、予測精度を向上させる必要がある。

CDF の評価では、MA の  $\alpha$  崩壊等で生じるヘリウムガスの生成に起因する被覆管応力の増加により、制限条件を満足しないとの結果を得た。MA 含有率の高い TRU を適用する場合には、MA からのヘリウム生成等の詳細な評価が重要であり、CDF を低減するための設計対応が必要である。

被覆管材として ODS 鋼の代わりに PNC-FMS 鋼を採用した代替材炉心の検討では、大型 MOX 燃料高内部転換型の導入期炉心を対象として、燃料ピンのガスプレナム長さの伸長および被覆管の厚肉化により原子炉出口温度の低下を抑制した代替材炉心について検討した。検討の結果、下部ガスプレナム長さを伸ばし、軸方向ブランケット厚さを増加するとともに、被覆管を厚肉化することにより、原子炉出口温度を 503℃ とすることが可能であるとの見通しを得た。なお、最新知見を反映した工学的安全係数を適用すれば原子炉出口温度を 520℃ 程度とすることが可能となる見通しである。

遮へい設計成立性の検討では、大型 MOX 燃料高内部転換型の導入期炉心の遮へい特性評価を行い、設計成立の見通しを得た。

制御棒の長寿命化検討では、大型 MOX 燃料高内部転換型炉心を対象とした長寿命化方策の検討を行った。検討の結果、主炉停止系制御棒は  $^{10}\text{B}$  濃縮度の低減と  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの細径化、後備炉停止系制御棒は  $^{10}\text{B}$  濃縮度の低減により 4 サイクル寿命が可能なる見通しである。ただし、 $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの燃焼度がスエリング式の適用範囲を大幅に超えることと、主炉停止系制御棒の場合には  $\text{B}_4\text{C}$  ペレットの細径化に伴って被覆管とのギャップが増大した時のシュラウド管の変形が大きいことが、健全性確保上の課題となる。

高い増殖性能要求に対応する炉心の検討では、2004 年度に構築した大型コンパクト型炉心をベースとしたサーベイ計算を行い、増殖比が 1.2 で、運転サイクル長さ 18 ヶ月、炉心取出平均

燃焼度 154GWd/t、全炉心取出平均燃焼度（ブランケット燃料を含む）54GWd/t、初装荷炉心核分裂性Pu重量 4.4t の性能を有する高増殖炉心を構築した。

### 謝辞

本ナトリウム冷却炉 MOX 燃料炉心の設計・評価については、JAEA・原電（9 電力会社、電源開発株式会社及び原電の代表）が立案した検討方針に従って、ARTECH 大久保 良幸 氏、三菱重工業 矢野 真理 氏、日比 宏基 氏、菅 太郎 氏、日立製作所 山館 恵 氏、茨城日立情報サービス（株）黒澤 典史 氏に解析作業（炉心・燃料設計、熱流力設計、燃料健全性等）を担当して頂きました。また、（株）NESI 曾我 彰 氏、菰田 宏 氏には計算作業を担当して頂きました。

上記の方々には、設計・評価作業全般について、厳しいスケジュールの中ご尽力頂きました。この場を借りて、謝意を表します。

## 参考文献

- [1] 永沼 正行, 他: “ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討 (MOX および金属燃料炉心) — 2004 年度報告 — (研究報告)”, JNC TN9400 2005-051, (2005).
- [2] 羽様 平, 他: “高速炉用統合炉定数 ADJ2000R の作成 (研究報告)”, JNC TN9400 2002-064, (2002).
- [3] 藤代 亮一, 他: “現代物理化学講座 7 溶液の性質 1”, 東京化学同人.
- [4] 廣沢 孝志, 他: “遠隔操作による Am 含有 MOX 燃料製造技術の開発 (VII); 改良型融点測定装置の概要と Am 含有 MOX 燃料の融点測定”, 2004 年日本原子力学会秋の年会、京都大学、G35 (2004).
- [5] 久田雅樹, : “Am 含有燃料照射試験 (B8-HAM) の Am 再分布挙動”, TN9430 2000-002 (2000).
- [6] H. E. Schmidt, C. Sari, K. Richter, et.al, “The Thermal Conductivity of Oxides of Uranium, Neptunium and Americium at Elevated Temperatures,” J. Less-Commn Metals, 121 (1986) 621-630.
- [7] Masaki Inoue, et.al, “Power-to-melt of uranium-plutonium oxide fuel pins at beginning-of-life condition in the experimental fast reactor JOYO” Journal of Nuclear Materials 323 (2003) 108-122.
- [8] 池上 哲雄, 他, 「炉心・燃料 (燃料形態) の技術検討書 — 実用化戦略調査研究 (フェーズ I) 成果報告 — », JNC TY9400 2001-011, (2001).
- [9] S.K.Cheng, N.E.Todreas : “Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-Wrapped Hexagonal Rod Bundles - Bundle Friction Factors, Subchannel Friction Factors and Mixing Parameters” , Nuclear Engineering and Design, Vol.92, p.227-251, (1986).
- [10] 水田 俊治, 他: “ODS フェライト鋼被覆管の設計評価用関係式の検討 (研究報告書)”, JNC TN9400 2000-048, (2000).
- [11] 野村 茂雄, 他: 私信
- [12] 上平 明弘, 他: “高強度フェライト/マルテンサイト鋼(PNC-FMS 鋼)のクリープ強度特性の評価”, JNC TN9400 99-045, (1999).
- [13] 早船 浩樹, 他: “高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズII 技術検討書(1) 原子炉プラントシステム” , JAEA-research 2006-042, (2006).
- [14] A.Hasegawa, N.Yamano : The Standard Shielding Cross Section Library Based on JENDL-3.2, Proc. of 9-th Int. Conf. on Radiation Shielding (ICRS-9), Tsukuba, Japan, p.723, (1999).
- [15] 庄野彰, 他: “共同研究報告書 大型しゃへい実験に関する評価研究 (VI) — JASPER 実験解析による実証炉しゃへい設計への反映 — (平成 5 年度)”, PNC TY9471 94-001, (1994).



## 付録 ナトリウム冷却炉心の反応度係数の誤差設定について

実用化戦略調査研究におけるナトリウム冷却炉心の設計で想定すべき反応度係数（ドップラー係数と温度係数）の誤差設定について検討を行った。本検討では、反応度係数の誤差の基本となる核特性予測誤差を評価し、それに基づき安全解析で使用される反応度係数の誤差設定を行った。

具体的には、まず、安全解析に必要な反応度係数とそれに関係する核特性との関連について整理し、引き続き、1標準偏差（1 $\sigma$ ）ベースの核特性の誤差評価を行った。そして、得られた誤差評価結果に工学的判断を加え、2 $\sigma$ 相当の誤差設定値を示すこととした。

## A.1 反応度係数と核特性との関係の整理

反応度係数の定義式に厳密に従った誤差評価が困難な場合でも、反応度係数を構成する基本成分の大小関係を比較することにより支配因子を求めれば、誤差設定を簡略化することができる。ここでは、H13年度大型Na冷却MOX燃料コンパクト型炉心<sup>(1)</sup>（以下、H13年度Na冷却炉心またはNa冷却炉心）を対象とし、反応度係数の基本成分である密度係数と形状係数（ドップラ係数を除く）を用いて反応度係数の近似を行う。

評価に先立ち、使用したH13年度Na冷却炉心の領域体積比および反応度係数基本成分を以下に示す変数名と共に表A-1、表A-2にそれぞれ示す。以下、個々の反応度係数の近似式の導出を示す。

## A.1.1 ドップラ係数

ドップラ係数は次式の通り表される。

$$\frac{d\rho_{\text{Doppler}}}{dT_{\text{Fuel}}} = \frac{\rho_{\text{Doppler}}}{\Delta \ln T_{\text{Fuel}}} \quad (\text{A-1})$$

ここで、

$\rho_{\text{Doppler}}$  : ドップラ反応度

$T_{\text{Fuel}}$  : 燃料温度

(A-1)式から明らかなようにドップラ反応度の誤差がドップラ係数の誤差の指標となりうることが分かる。

## A.1.2 燃料温度係数

燃料膨張に伴う燃料温度係数は次式の通りである。

$$\frac{d\rho_{\text{Fuel}}}{dT_{\text{Fuel}}} = -\alpha_{\text{Fuel}} \cdot (K_F - K_H) \quad (\text{A-2})$$

ここで、

$\rho_{\text{Fuel}}$  : 燃料膨張による反応度

$\alpha_{Fuel}$  : 燃料の線膨張率

H13 年度 Na 冷却炉心について、具体的な数値を代入すると次の通りとなる。

$$\frac{d\rho_{Fuel}}{dT} = -\alpha_{Fuel} \cdot (0.29 - 0.16) \quad (A-3)$$

すなわち、燃料密度係数と軸方向形状係数の双方が主要成分である。

### A.1.3 冷却材温度係数

冷却材温度係数は次式のように表される。

$$\frac{d\rho_{Na}}{dT_{Na}} = -\alpha_{Na} \cdot K_{Na} \quad (A-4)$$

ここで、

$\rho_{Na}$  : 冷却材密度変化による反応度

$T_{Na}$  : 冷却材温度

$\alpha_{Na}$  : 冷却材の線膨張率

明らかのように、冷却材密度係数の誤差が指標となることが分かる。

### A.1.4 構造材温度係数

被覆管温度係数は次式の通りである。

$$\frac{d\rho_{Clad}}{dT_{Clad}} = -\alpha_{SS} \cdot \left[ \frac{V_{Clad}}{V_{SS}} \cdot K_{SS} + \frac{2V_{Pin}}{V_{Na}} \cdot K_{Na} \right] \quad (A-5)$$

ここで、

$\rho_{Clad}$  : 被覆管膨張による反応度

$\rho_{SS}$  : 構造材全体の膨張による反応度

$T_{Clad}$  : 被覆管温度

$\alpha_{SS}$  : 構造材（ステンレス鋼）の線膨張率

このように、冷却材密度係数に加え、構造材密度係数に対する誤差の計算を行えば、被覆管温度係数の誤差評価は可能となる。H13 年度 Na 冷却炉心について具体的な数値を代入すると、次の通りとなる。

$$\begin{aligned} \frac{d\rho_{Clad}}{dT_{Clad}} &= -\alpha_{SS} \cdot \left[ \frac{0.123}{0.225} \cdot (-0.065) + \frac{2 \cdot 0.549}{0.349} \cdot (-0.023) \right] \\ &= -\alpha_{SS} \cdot (-0.036 - 0.072) \end{aligned} \quad (A-6)$$

すなわち、冷却材の密度係数による寄与が構造材の密度係数による寄与の2倍となっている。他方、ラップ管の反応度係数は次式の通りである。

$$\frac{d\rho_{Wrapper}}{dT_{Wrapper}} = -\alpha_{SS} \cdot \left[ \frac{V_{Wrapper}}{V_{SS}} \cdot K_{SS} + \frac{2V_{Wrapper}}{V_{Na}} \cdot K_{Na} \right] \quad (A-7)$$

ここで、

$\rho_{Wrapper}$  : ラップ管膨張による反応度

$T_{Wrapper}$  : ラップ管温度

H13年度 Na 冷却炉心については、具体的数値を代入すると次の通りとなる。

$$\begin{aligned} \frac{d\rho_{Wrapper}}{dT_{Wrapper}} &= -\alpha_{SS} \cdot \left[ \frac{0.102}{0.225} \cdot (-0.065) + \frac{2 \cdot 0.102}{0.349} \cdot (-0.023) \right] \\ &= -\alpha_{SS} \cdot (-0.029 - 0.013) \end{aligned} \quad (A-8)$$

すなわち、被覆管とは逆に構造材密度係数の寄与の方が主要である。しかしながら、両構造材について、構造材密度係数と冷却材密度係数の寄与が双方とも主要である（他方を無視できるほど差の開きが見られない）ことから、誤差設定はラップ管と被覆管とで共通に与えることとする。最後に、炉心支持板温度係数については次式で表される。

$$\frac{d\rho_{Support}}{dT_{Support}} = -\alpha_{SS} \cdot \left[ 2 \cdot (K_F + K_{SS}) - K_R - 2 \cdot \frac{1 - V_{Na}}{V_{Na}} \cdot K_{Na} \right] \quad (A-9)$$

ここで、

$\rho_{Support}$  : 炉心支持板膨張による反応度

$T_{Support}$  : 炉心支持板温度

H13年度 Na 冷却炉心の場合は、次の通りとなる。

$$\begin{aligned} \frac{d\rho_{Support}}{dT_{Support}} &= -\alpha_{SS} \cdot \left[ 2 \cdot (0.29 - 0.065) - 0.043 - 2 \cdot \frac{1 - 0.349}{0.349} \cdot (-0.023) \right] \\ &= -\alpha_{SS} \cdot (0.58 - 0.130 - 0.043 + 0.086) \end{aligned} \quad (A-10)$$

このように燃料密度係数の寄与が主要であるから、誤差設定の観点からは次の通り近似できる。

$$\frac{d\rho_{Support}}{dT_{Support}} \approx -2\alpha_{SS} \cdot K_F \quad (A-11)$$

### A.1.5 まとめ

H13 年度 Na 冷却炉心における反応度係数の計算結果を基に 1.1~1.4 をまとめると、各反応度係数と核特性との関係は表 A-3 の通りとなる。すなわち、誤差評価に必要な核特性は、①ドップラ反応度、②燃料密度係数、③軸方向形状係数、④冷却材密度係数、⑤構造材密度係数の 5 つの核特性・密度係数・形状係数である。なお、冷却材密度係数の誤差は Na ボイド反応度の誤差と等価であると考えられるので、以降では、Na ボイド反応度の誤差で代表させることとする。

## A.2 Na ボイド反応度及びドップラ反応度の誤差設定

### A.2.1 誤差設定法

#### A.2.1.1 断面積誤差 (核データの不確かさに起因する核特性誤差)

統合炉定数 ADJ2000R を用いた場合の共分散データに基づく核特性誤差を使用する<sup>(2)</sup>。今回の評価において、共分散が考慮されている核種は次の通りである。

(重核種) U-235, U-238, Pu-239, Pu-240, Pu-241

(軽・中核種) B-10, B-11, C, O, Na, Cr, Fe, Ni, ランプ化 FP

なお、MA については A.2.1.4 において言及する。

#### A.2.1.2 解析誤差

設計計算に使用する各種補正係数、および、将来の核特性解析システムの高度化を想定した補正係数に基づいて設定する。各種補正係数に基づくものとして、輸送、空間メッシュ、非均質、3次元に係る効果の補正量または補正係数の 1 からのずれの 30% を考慮し、高度化としては次世代炉定数効果の 1 からのずれを 100% 見込むこととする<sup>(2)</sup>。

#### A.2.1.3 補正係数流用誤差

設計研究においては、実証炉の最適化研究で用いられた補正係数を流用する 경우가多々あるため、炉心体型ごとの補正係数の違いは確認の上、考慮することとする。具体的には、文献<sup>(2)</sup>で取り上げられている 2 つの炉心体系、すなわち、H13 年度 Na 冷却炉心と H4 年度 60 万 kWe 級 FBR の補正係数と、実証炉最適化研究で設定された補正係数とのばらつき (標準偏差) を補正係数流用誤差と定義する。

#### A.2.1.4 MA 断面積誤差

MA に関しては、共分散データの整備が進行中であるが、ここでは、将来における共分散データの整備と MA を用いた臨界実験の実現により、現状の主要重核種と同様の共分散データが得られると仮定する。更に、断面積誤差は感度係数の反応種類による合計値の絶対値に比例すると仮定する。共分散データが考慮されている重核種の断面積誤差は評価済みなので、以上の仮定に従うと、共分散データが考慮されていない核種による核特性断面積誤差はおおよそ次の通り算出できる。

$$\sqrt{GMG'_{Unconsidered}} = \frac{\sum |SF_i|}{\sum_{i \in Considered} |SF_i|} \sqrt{GMG'_{Considered}} \quad (A-12)$$

ここで、Considered, Unconsidered は共分散考慮の有無を表す。また、

G : ある核特性の感度係数行列

M : 基本炉定数の共分散

感度係数 SF としては捕獲、核分裂、弾性散乱、非弾性散乱、N2N 反応に対する合計値とした。

(A-12)式は基本炉定数に対する断面積誤差だが、統合炉定数を使用した場合の誤差についても同様に以下の通り表すこととする。

$$\sqrt{GM'G'^t_{Unconsidered}} = \frac{\sum_{i \in Unconsidered} |SF_i|}{\sum_{i \in Considered} |SF_i|} \sqrt{GM'G'^t_{Considered}} \quad (A-12')$$

ここで、

M' : 統合炉定数の共分散

#### A.2.1.5 体系データ依存性

設計体系毎に求めることが理想であるが、文献(2)で取り上げられている2つの炉心体系、すなわち、H13年度 Na 冷却炉心と H4 年度 60 万 kWe 級 FBR の誤差データを包絡する保守的な値を用いることとする。

#### A.2.1.6 製造公差誤差

「常陽」、「もんじゅ」等の製造実績を調査し、適用することが望ましいと考えるが、当面は実証炉の最適化研究で採用された考え方に基づくこととする。

実証炉の最適化研究では、燃料の製作公差として「もんじゅ」で与えられたデータ、すなわち、「Pu 富化度の絶対値で 0.6% (3σ)」を採用している。この考え方を H13 年度 Na 冷却炉心 (内側/外側炉心燃料 Pu 富化度は 21.0 (294 体) / 23.6wt% (240 体)) に用いると、平均 Pu 富化度は 22.2wt%、U は 77.8wt% 弱である。以上から、相対製造誤差は次のように求められる。なお、ここでは MA の存在は無視している。

U : 0.77% (3σ)、0.26% (1σ)

Pu : 2.7% (3σ)、0.90% (1σ)

このように U-238 および各同位体 Pu の相対製造公差が求めれば、それに基づく核特性誤差は、次式の通り相対製造公差に感度係数を乗じて和をとることにより求めることができる (臨界性に対しては密度係数に関する誤差の評価法と同様)。なお、U と Pu の誤差は-100%の相関を持つこととしている。

$$Err_{fab} = \left| \sum_{i \in Pu} \delta n_i \sum_j SF_{i,j} - \sum_{i \in U} \delta n_i \sum_j SF_{i,j} \right| \quad (A-13)$$

ここで、

$\delta n_i$  : 同位体 i の組成の相対製作公差

$SF_{i,j}$  : 同位体 i 反応 j の核特性感度係数

感度係数としては、U-238、Pu-238～242 の捕獲、核分裂、弾性散乱、非弾性散乱、N2N 反応断面積に対するものを考慮した。

#### A.2.1.7 燃焼組成による誤差

燃焼組成の誤差は、製造組成誤差に加え、断面積誤差や出力誤差等様々な要因が考えられ、更に、高燃焼度 PIE データもないことから、正確な評価は非常に困難である。ここでは、実証炉最適化研究で設定されている燃焼組成誤差値 3%（ただし、Pu-239 については、影響が大きいことに加え、設定根拠である文献(3)の評価結果から 2%と設定）とした場合の不確かさを評価することとした。

### A.2.2 誤差設定結果

#### A.2.2.1 断面積および解析に基づく誤差

H13 年度 Na 冷却炉心および H4 年度 60 万 kWe 級 FBR の断面積誤差および解析誤差評価結果を表 A-4 および表 A-5 にそれぞれ示す。

#### A.2.2.2 補正係数流用誤差

輸送・メッシュ補正と非均質補正の比較を表 A-6 および表 A-7 に示す。それぞれの表に示されている補正係数の標準偏差を、補正係数の流用による不確かさとして計上することとする。

#### A.2.2.3 MA 断面積に基づく誤差

表 A-8 は共分散データが考慮されていない重核種 (MA) とされている重核種 (主要重核種) との Na ボイド反応度とドップラ反応度の感度係数の比較であるが、感度係数の絶対値の合計値の比較では、MA はそれぞれの反応度に対して 10%、16%程度の大きさである。

次に、得られた感度係数比より、共分散の考慮されていない重核種の断面積誤差の評価結果を Na ボイド反応度およびドップラ反応度それぞれについて表 A-9 および表 A-10 に示す。組成比が低いことから明らかなように、MA 断面積誤差は 1%以下とほとんど無視できる大きさである。この評価値は MA の断面積誤差が主要核種程度になるとの仮定の下算出した値であるが、FBR 多重リサイクル組成燃料炉心であれば、MA の共分散評価はほとんど重要でないことが分かる。

#### A.2.2.4 製造公差に基づく誤差

燃料製造公差に基づく核特性誤差評価結果を表 A-11 に示す。この評価結果には、燃料交換バッチ数を 4 とし、炉心内ロット数 (キャンペーン数) は保守的に 1 と設定しているが、実際は多ロットであるために、更に、誤差は低下することとなる。

#### A.2.2.5 燃焼組成に基づく誤差

表 A-12 に示すとおりであり、Na ボイド反応度およびドップラ反応度に対してそれぞれ 1.7、2.4%と得られた。

#### A.2.2.6 誤差の積み上げ

A.2.2.1～A.2.2.5 に示した各誤差の評価結果のまとめを表 A-13 に示す。また、表 A-13 に示し

た誤差を積み上げた結果を表 A-14 に示す。統合炉定数使用に伴う断面積および解析に基づく誤差に対し、他の誤差の積み上げたことによる変化はほとんど変化が見られないので、他の誤差の積み上げ後の誤差を基本誤差値とした。

- ・ Na ボイド反応度の誤差：6.0% ( $1\sigma$ ) → 冷却材密度係数の誤差：6.0% ( $1\sigma$ )
- ・ ドップラ反応度の誤差：7.1% ( $1\sigma$ ) → ドップラ係数の誤差：7.1% ( $1\sigma$ )

### A.3 燃料密度係数・構造材密度係数・軸方向形状係数の誤差設定

燃料密度係数、構造材密度係数、軸方向形状係数については、核特性としての誤差評価の実績がない。よって、ここでは IAEA の BN-600 ハイブリッド炉心反応度係数ベンチマーク<sup>(4)</sup>結果を参考にし、近年における高速炉解析の実績から日・仏・露の結果の標準偏差（ばらつき）を基に誤差設定を行うこととした。

各反応度係数の解析結果のばらつきは表 A-15 に示すとおりである。

参考までに、既に誤差設定を行っているドップラ係数と冷却材密度係数（Na ボイド反応度）についても同様の考え方で評価すると、ドップラ係数については IAEA ベンチマーク結果（日・仏・露間）では燃料 3.8%、構造材 6.0%の標準偏差であり、上記ドップラ反応度の誤差評価値 7.1% との大きな不整合は見られない。他方、冷却材温度係数の指標となる冷却材密度係数については、IAEA ベンチマーク結果（日・仏・露間）では約 22%と大きいばらつきが見られるが、これは BN-600 ハイブリッド炉心の方が H13 年度 Na 冷却炉心と比較して冷却材密度係数がよりゼロ近傍であり、漏洩成分と非漏洩成分の打消割合がより高く、解析モデル依存性がより大きいためと考えられる。

#### A.3.1 燃料密度係数

燃料密度係数の日・仏・露間のばらつきは 1%程度であり、他の国の結果を含めても 3%以下と非常に小さいことが分かる。よって、誤差設定は次の通りとする。

- ・ 燃料密度係数の誤差：3.0% ( $1\sigma$ )

#### A.3.2 構造材密度係数

構造材密度係数のばらつきは冷却材密度係数のものより大き目に現れているが、冷却材密度係数のばらつきに対して際だった差が見られるわけではないので、ここでは、構造材密度係数の誤差は冷却材密度係数の誤差程度であると考えられる。

- ・ 冷却材密度係数の誤差：6.0% ( $1\sigma$ ) → 構造材密度係数の誤差：6.0% ( $1\sigma$ )

構造材温度係数の誤差は、構造材密度係数と冷却材密度係数の誤差に基づいており、かつ、構造材の変形効果には集合体構造等に伴う不確かさが存在するので、冷却材密度係数の誤差の 2 倍と設定することとする。

- ・ 冷却材密度係数の誤差：6.0% ( $1\sigma$ ) → 構造材温度係数の誤差：12.0% ( $1\sigma$ )

#### A.3.3 軸方向形状係数

軸方向形状係数の日・仏・露間のばらつきは 3%程度であり、他の国の結果を含めても大差はなく、燃料密度係数と同様に非常に小さいことが分かる。そこで、両者の誤差は次の通りとする。

- ・ 軸方向形状係数の誤差：3.0% ( $1\sigma$ )

## A.5 誤差設定結果

A.2 及び A.3 で示した各反応度係数の誤差設定とその根拠を表 A-16 に整理して示す。また、5%単位で丸めた  $2\sigma$  相当の誤差設定を表 A-17 の通りまとめる。

上記誤差設定値を実際の安全解析で使用する際には、反応度係数ノミナル値の使用法まで含め、表 A-18 に示す通りとする。軸ブランケット（軸反射体、Na プレナム）、径ブランケット（径反射体）の寄与は保守側評価の観点から基本的には考慮しないが、炉心概念がそれらの領域における反応度係数の特性を生かしたものであれば、考慮しても良いこととする。また、燃料膨張係数と炉心支持板反応度係数は、通常、考慮することは非保守側評価となるが、考慮することが逆に保守側評価になる事象解析では考慮するものとする。

## A.6 反応度係数の誤差の空間分布

実際のところ、反応度は空間分布を有するので、誤差も空間依存性を持つことになるが、ここでは積分的物理量である反応度に対して評価された誤差を全空間に一律に適用することを提案する。その場合、相対誤差と絶対誤差の2種類の適用が考えられる。前者については、誤差は次式で与えられる。

$$\Delta\rho(\vec{r}) = \rho(\vec{r}) \times \frac{\Delta\rho}{\rho} \quad (\text{A-14})$$

ただし、

$$\rho = \int_{\text{Core}} d\vec{r} \cdot \rho(\vec{r}) \quad (\text{A-15})$$

この場合、不確かさ幅は図 A-1 のようになり、例えば、反応度の符号が反転するような場所では誤差がゼロとなり、非現実的な想定であることが分かる。

他方、後者の場合、誤差値（不確かさ幅）そのものは一様となり、次式で与えられる。

$$\Delta\rho(\vec{r}) = \frac{\Delta\rho}{V} \quad (\text{A-16})$$

ただし、

$$V = \int_{\text{Core}} d\vec{r} \quad (\text{A-17})$$

絶対誤差を適用した場合には、図 A-2 に示すような不確かさ幅の設定となり、誤差の空間依存性は極端に大きくないと予想されることから、より妥当な設定であると考え、絶対誤差による設定を採用する。なお、考慮する場合にはブランケット領域あるいは反射体領域に対しても同一の誤差絶対値を適用する。

## A.7 参考文献

- (1) 山舘恵, 山口浩之, 他: ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討 —酸化燃料炉心—, JNC TN9400 2002-065 (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).
- (3) T. Kamei, T. Yoshida, T. Takeda, T. Umamo: Burnup Sensitivity Analysis in a Fast Breeder Reactor - Part II: Prediction Accuracy of Burnup Characteristics, Nucl. Sci. Eng. Vol. 91,



pp11-33 (1985).

- (4) Y. I. Kim, A. Stanculescu et al.: BN-600 HYBRID CORE BENCHMARK ANALYSES, Proc. of the PHYSOR 2002 Int. Conf. on the New Frontiers of Nuclear Technology : Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (2002).

表 A-1 H13 年度 Na 冷却炉心の各領域体積比

領域	変数名	体積比
燃料	$V_{Fuel}$	0.426
被覆管	$V_{Clad}$	0.123
燃料要素	$V_{Pin}$	0.549
ラッパ管	$V_{Wrapper}$	0.102
構造材	$V_{SS}$	0.225
冷却材	$V_{Na}$	0.349

表 A-2 H13 年度 Na 冷却炉心の各反応度係数

反応度係数	変数名	値
燃料密度係数	$K_F$	0.29 $\Delta k/k / \Delta n/n$
冷却材密度係数	$K_{Na}$	-0.023 $\Delta k/k / \Delta n/n$
構造材密度係数	$K_{SS}$	-0.065 $\Delta k/k / \Delta n/n$
径方向形状係数	$K_R$	0.043 $\Delta k/k / \Delta R/R$
軸方向形状係数	$K_H$	0.16 $\Delta k/k / \Delta H/H$

※炉心部合計、平衡炉心末期

表 A-3 誤差設定における反応度係数の指標となる核特性・密度係数・膨張係数

反応度係数	指標となる核特性または反応度係数
ドップラ係数	ドップラ反応度
燃料温度係数	燃料密度係数と軸方向形状係数
冷却材温度係数	冷却材密度係数
被覆管温度係数	構造材密度係数と冷却材密度係数
ラッパ管温度係数	構造材密度係数と冷却材密度係数
炉心支持板温度係数	燃料密度係数

表 A-4 核データ誤差および解析誤差評価結果 —H13 年度 Na 冷却炉心—

核特性	断面積誤差		解析誤差	炉定数調整による相関寄与	断面積及び解析誤差	
	基本炉定数 <sup>*1</sup>	統合炉定数 <sup>*2</sup>			基本炉定数	統合炉定数
Naボイド反応度	4.33	2.09	4.17	-1.46	6.01	4.43
ドブラー反応度	7.64	6.26	2.31	-1.17	7.98	6.57

※単位：%

\*1: GM/G

\*2: GM/G

表 A-5 核データ誤差および解析誤差評価結果 —H4 年度 60 万 kWe 級 FBR—

核特性	断面積誤差		解析誤差	炉定数調整による相関寄与	断面積及び解析誤差	
	基本炉定数 <sup>*1</sup>	統合炉定数 <sup>*2</sup>			基本炉定数	統合炉定数
Naボイド反応度	5.69	2.39	5.10	-2.41	7.64	5.09
ドブラー反応度	6.26	4.28	2.00	-1.56	6.57	4.46

※単位：%

\*1: GM/G

\*2: GM/G

表 A-6 炉心体型間の補正係数の比較と補正係数流用誤差の算出 —Na ボイド反応度—

炉心体型	輸送・メッシュ	非均質
H13年度Na冷却炉心	0.988	0.868
H4年度60万kWe級FBR	1.004	0.852
実証炉	1.000	0.904
標準偏差 (相違値 [%])	0.007 (0.66)	0.022 (2.47)

補正係数流用誤差合計: 2.56%

表 A-7 炉心体型間の補正係数の比較と補正係数流用誤差の算出 —ドブラー反応度—

炉心体型	輸送・メッシュ	非均質
H13年度Na冷却炉心	0.982	1.069
H4年度60万kWe級FBR	0.997	1.064
実証炉	1.000	1.048
標準偏差 (相違値 [%])	0.008 (0.77)	0.009 (0.83)

補正係数流用誤差合計: 1.13%

表 8 共分散考慮有無の重核種間の核特性感度係数の比較 -H13 年度 Na 冷却炉心-

核種\核特性	Naボイド反応度	ドブラー反応度	共分散考慮の有無
U-238	2871	2569	○
Pu-238	16	-684	×
Pu-239	-6074	-10151	○
Pu-240	1007	-2162	○
Pu-241	-2305	-1442	○
Pu-242	229	-442	×
Am-241	281	-496	×
Am-242m	-80	-41	×
Am-243	128	-234	×
Np-237	355	-578	×
Cm-244	64	-111	×
Cm-245	-36	-15	×
共分散考慮重核種の絶対値合計	12257	16324	○
共分散非考慮重核種の絶対値合計	1189	2601	×
共分散非考慮と考慮の重核種間の感度係数比	0.10	0.16	×/○

※単位：1E-4

表 A-9 共分散非考慮核種の断面積誤差の算出 -Na ボイド反応度-

炉心\使用炉定数	基本炉定数 ( $\sqrt{\text{GMG}}$ )	統合炉定数 ( $\sqrt{\text{GM}'\text{G}}$ )
共分散考慮重核種誤差 (H13年度Na冷却炉心)	2.32	1.20
共分散考慮重核種誤差 (H4 年度60万kWe級FBR)	3.00	1.94
共分散考慮重核種誤差 (使用値)	3.00	1.94
共分散非考慮重核種誤差 (MA断面積誤差)	0.29	0.19

※単位：%

表 A-10 共分散非考慮核種の断面積誤差の算出 -ドブラー反応度-

炉心\使用炉定数	基本炉定数 ( $\sqrt{\text{GMG}}$ )	統合炉定数 ( $\sqrt{\text{GM}'\text{G}}$ )
共分散考慮重核種誤差 (H13年度Na冷却炉心)	3.98	3.37
共分散考慮重核種誤差 (H4 年度60万kWe級FBR)	3.81	2.91
共分散考慮重核種誤差 (使用値)	3.98	3.37
共分散非考慮重核種誤差 (MA断面積誤差)	0.63	0.54

※単位：%

表 A-11 燃料製作公差に基づく核特性誤差評価結果 —H13 年度 Na 冷却炉心—

核種	感度係数			製作誤差	寄与		
	臨界性	Naボイド 反応度	ドップラー 反応度		臨界性	Naボイド 反応度	ドップラー 反応度
U-238	-0.1382	0.2871	0.2569	0.0026	-0.00036	0.00074	0.00066
Pu-238	0.0191	0.0016	-0.0684	-0.0090	-0.00017	-0.00001	0.00062
Pu-239	0.4277	-0.6074	-1.0151	-0.0090	-0.00386	0.00548	0.00916
Pu-240	0.0255	0.1007	-0.2162	-0.0090	-0.00023	-0.00091	0.00195
Pu-241	0.0865	-0.2305	-0.1442	-0.0090	-0.00078	0.00208	0.00130
Pu-242	0.0049	0.0229	-0.0442	-0.0090	-0.00004	-0.00021	0.00040
寄与合計					-0.00544	0.00717	0.01409
寄与合計 [%]					-0.54	0.72	1.41
燃料交換4バッチの場合の寄与合計 [%]					-0.27	0.36	0.70

※実証炉設計で使用された誤差値：臨界性のみ（0.23%）

表 A-12 燃焼組成誤差に基づく核特性の誤差評価結果

核種\核特性	Naボイド反応度	ドップラー反応度
U-238	0.86	0.77
Pu-238	0.00	-0.21
Pu-239	-1.21	-2.03
Pu-240	0.30	-0.65
Pu-241	-0.69	-0.43
Pu-242	0.07	-0.13
Am-241	0.08	-0.15
Am-242m	-0.02	-0.01
Am-243	0.04	-0.07
Np-237	0.11	-0.17
Cm-244	0.02	-0.03
Cm-245	-0.01	0.00
ランプ化FP	0.35	-0.61
合計	1.71	2.41

※単位：％  
燃焼組成誤差 Pu-239: 2%、Pu-239以外: 3%

表 A-13 各誤差の評価結果

誤差名称	Naボイド反応度	ドップラー反応度
断面積及び解析誤差（統合炉定数）	5.09	6.57
補正係数流用誤差	2.56	1.13
MA断面積誤差（統合炉定数）	0.19	0.54
製造公差誤差	0.36	0.70
燃焼組成誤差	1.71	2.41
断面積及び解析誤差（基本炉定数）	7.64	7.98
MA断面積誤差（基本炉定数）	0.29	0.63

単位：％

表 A-14 特性誤差設定基本データ

設計条件	Naボイド反応度	ドップラー反応度
統合炉定数使用	6.0	7.1
誤差設定参考値（実証炉）	20	10
基本炉定数使用	8.3	8.5

単位：％

表 A-15 IAEA ベンチマーク結果における反応度係数計算結果の標準偏差

反応度係数	日・仏・露間の標準偏差	全体の標準偏差 (参考)
燃料ドップラ係数	3.8	13.1
構造材ドップラ係数	6.0	25.7
冷却材密度係数	21.6	57.9
構造材密度係数	32.6	91.1
燃料密度係数	1.0	2.4
軸方向形状係数	3.1	3.3
径方向形状係数	1.9	5.1

単位：% (1 $\sigma$ ) ベンチマーク対象：BN-600 ハイブリッド炉心

表 A-16 反応度係数の誤差設定根拠のまとめ

反応度係数	誤差設定根拠
ドップラ係数	ドップラ反応度 (7.1%)
燃料温度係数	燃料密度係数 (3.0%) と軸方向形状係数 (3.0%)
冷却材温度係数	冷却材密度係数 (6.0%)
被覆管温度係数	構造材温度係数 (12.0%)
ラッパ管温度係数	構造材温度係数 (12.0%)
支持板温度係数	燃料密度係数 (3.0%)

表 A-17 1 $\sigma$  誤差評価値と 2 $\sigma$  相当誤差設定値

反応度係数	1 $\sigma$ 誤差評価値	2 $\sigma$ 相当誤差設定値
ドップラ係数	7.1	15
燃料温度係数	4.2	10
冷却材温度係数	6.0	15
被覆管温度係数	12.0	30
ラッパ管温度係数	12.0	30
支持板温度係数	3.0	10

※単位：%

表 A-18 安全解析上考慮すべき反応度係数とその誤差設定 (Na 冷却炉用)

反応度成分	炉心部位/構成材料		適用の要否	主要誤差要因	誤差設定値	設定根拠
	炉心	燃料				
ドップラー係数 (温度変化効果)	炉心	燃料 構造材及び冷却材	必須。	核的誤差	15%	大型ナトリウムMOXの核計算誤差評価値に工学的判断を加味して設定。
	軸ブラ、Naブレナム	燃料	本反応度成分は必須ではないが、上部Naブレナムつき炉心を含め考慮してもよい。	"	15%	炉心部の設定値を適用。
	径ブラ、径反射体	燃料 構造材及び冷却材	本反応度成分は必須ではないが、小型炉心を含め考慮してもよい。	"	"	"
冷却材温度係数 (膨張効果)	炉心	必須。	必須。	核的誤差、物性値誤差	(15%)	大型ナトリウムMOXの核計算誤差評価値に工学的判断を加味して設定。
	軸ブラ、Naブレナム	必須ではないが、上部Naブレナムつき炉心を含め考慮してもよい。	必須ではないが、上部Naブレナムつき炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	炉心部の設定値を適用。
	径ブラ、径反射体	必須ではないが、小型炉心を含め考慮してもよい。	必須ではないが、小型炉心を含め考慮してもよい。	"	(15%)	"
燃料温度係数 (膨張効果)	炉心	必須。	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	核的誤差、物性値誤差	[10%]	IAEAの反応度係数に関するベンチマーク結果に工学的判断を加味して設定。
	軸ブラ、Naブレナム	必須。	必須。	"	-	"
	径ブラ、径反射体	必須。	必須。	"	-	"
構造材温度係数 (膨張効果)	炉心	核的誤差、物性値誤差、集合体構造不確かさ	必須。	核的誤差、物性値誤差、集合体構造不確かさ	30%	冷却材と構造材の密度変化に伴う核的誤差に加え、構造材の変形には、スペーサ、パッドの存在や照射変形による不確かさがあるため、冷却材温度係数の2倍と設定。
	軸ブラ、Naブレナム	必須ではないが、上部Naブレナムつき炉心においては考慮してもよい。	必須ではないが、上部Naブレナムつき炉心においては考慮してもよい。	"	(30%)	炉心部の設定値を流用。
	径ブラ、径反射体	必須ではないが、小型炉心においては考慮してもよい。	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	"	(30%)	"
炉心支持板温度係数 (膨張効果)	炉心	核的誤差、物性値誤差、炉心構造不確かさ	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	核的誤差、物性値誤差、炉心構造不確かさ	[核的不確かさ: 10%]	核的な不確かさは燃料温度係数と同程度であると考えられるが、集合体構造上あるいは照射変形等の様々な不確かさが存在するため、核的不確かさ以外は設計対象別の検討により設定する。
	軸ブラ、Naブレナム	必須。	必須。	"	-	"
径ブラ、径反射体	必須。	必須。	考慮することが保守側の評価になる場合に適用。	"	-	"

※誤差設定値: 2σ相当  
 ・誤差の空間分布の設定: 炉心部全体反応度係数積分値に対する相対誤差幅よりミニマル値からの局所不確かさ「ずれ量」絶対値を求め、考慮する場合にはプランケット領域及びブレナム領域も合  
 ・誤差の与え方の注意点: 誤差は、正値は絶対値を大きくする側、負値は小さくする側に考慮する。

MA断面横の共分散評価、統合炉定数の実機データの更なる反映、物性値(膨張係数)の誤差評価、構造上の仕様設定と不確かさ評価

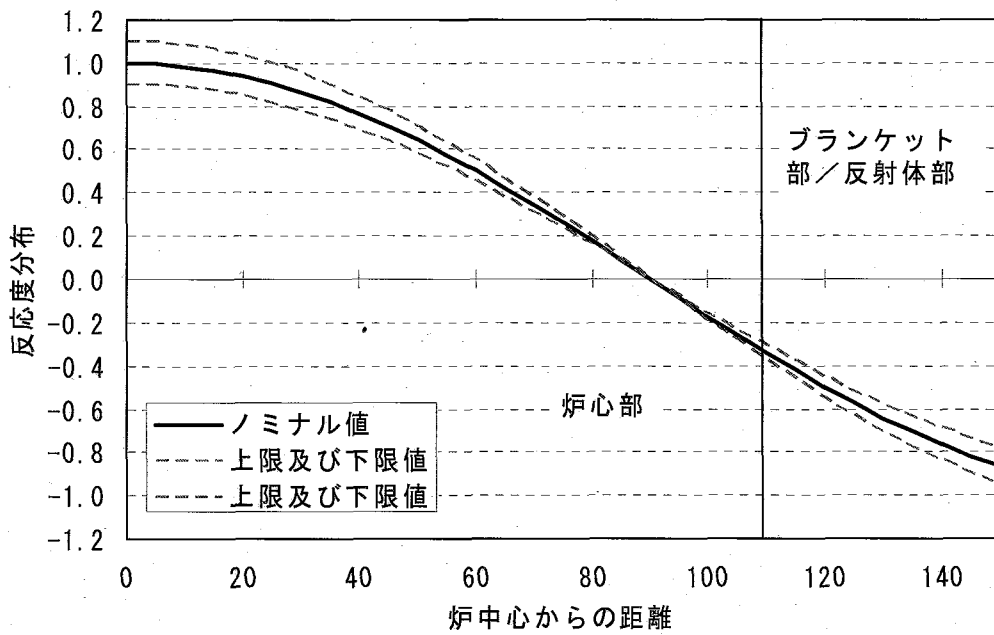


図 A-1 誤差の空間分布の考え方 — 相対誤差を使用した場合 —

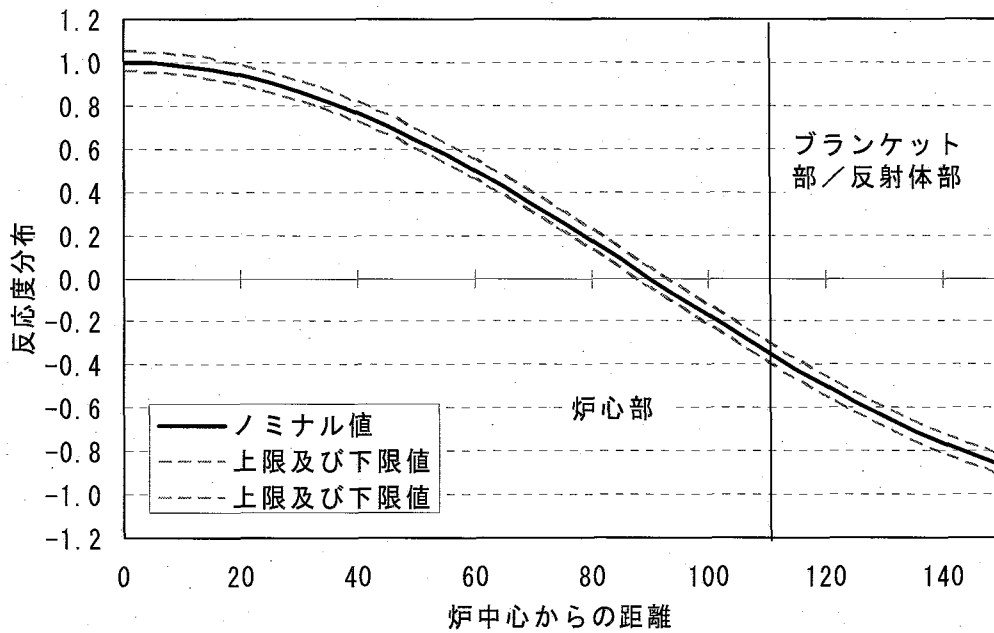


図 A-2 誤差の空間分布の考え方 — 絶対誤差を使用した場合 —



# 国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光の度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m <sup>2</sup>
体積	立方メートル	m <sup>3</sup>
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s <sup>2</sup>
波数	毎メートル	m <sup>-1</sup>
密度 (質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m <sup>3</sup>
質量体積 (比体積)	立方メートル毎キログラム	m <sup>3</sup> /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m <sup>2</sup>
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質の)濃度	モル毎立方メートル	mol/m <sup>3</sup>
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m <sup>2</sup>
屈折率	(数の) 1	1

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 <sup>24</sup>	ヨタ	Y	10 <sup>1</sup>	デシ	d
10 <sup>21</sup>	ゼタ	Z	10 <sup>-2</sup>	センチ	c
10 <sup>18</sup>	エクサ	E	10 <sup>-3</sup>	ミリ	m
10 <sup>15</sup>	ペタ	P	10 <sup>-6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>12</sup>	テラ	T	10 <sup>-9</sup>	ナノ	n
10 <sup>9</sup>	ギガ	G	10 <sup>-12</sup>	ピコ	p
10 <sup>6</sup>	メガ	M	10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>3</sup>	キロ	k	10 <sup>-18</sup>	アト	a
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h	10 <sup>-21</sup>	ゼプト	z
10 <sup>1</sup>	デカ	da	10 <sup>-24</sup>	ヨクト	y

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン <sup>(a)</sup>	rad		m <sup>2</sup> ・m <sup>-2</sup> =1 <sup>(b)</sup>
立体角	ステラジアン <sup>(a)</sup>	sr <sup>(c)</sup>		m <sup>2</sup> ・m <sup>-2</sup> =1 <sup>(b)</sup>
周波数	ヘルツ	Hz		s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N		m <sup>2</sup> ・kg・s <sup>-2</sup>
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>	m <sup>-1</sup> ・kg・s <sup>-2</sup>
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N・m	m <sup>2</sup> ・kg・s <sup>-2</sup>
工率, 放射束	ワット	W	J/s	m <sup>2</sup> ・kg・s <sup>-3</sup>
電荷, 電気量	クーロン	C		s・A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m <sup>2</sup> ・kg・s <sup>-3</sup> ・A <sup>-1</sup>
静電容量	ファラド	F	C/V	m <sup>-2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>4</sup> ・A <sup>2</sup>
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>3</sup> ・A <sup>-2</sup>
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>3</sup> ・A <sup>2</sup>
磁束	ウェーバ	Wb	V・s	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・A
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>	kg・s <sup>-2</sup> ・A <sup>-1</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・A <sup>-2</sup>
セルシウス温度	セルシウス度 <sup>(d)</sup>	°C		K
光照射度	ルーメン	lm	cd・sr <sup>(c)</sup>	m <sup>2</sup> ・m <sup>-2</sup> ・cd=cd
(放射性核種の)放射能	ベクレル	Bq	lm/m <sup>2</sup>	m <sup>2</sup> ・m <sup>-4</sup> ・cd=m <sup>-2</sup> ・cd
吸収線量, 質量エネルギー当量	グレイ	Gy	J/kg	s <sup>-1</sup>
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量, 組織線量当量	シーベルト	Sv	J/kg	m <sup>2</sup> ・s <sup>-2</sup>

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
リットル	l, L	1 l=1 dm <sup>3</sup> =10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>
トン	t	1t=10 <sup>3</sup> kg
ネーパ	Np	1Np=1
ベル	B	1B=(1/2) ln10 (Np)

表7. 国際単位系と併用されこれに属さない単位でSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1eV=1.60217733(49)×10 <sup>-19</sup> J
統一原子質量単位	u	1u=1.6605402(10)×10 <sup>-27</sup> kg
天文単位	ua	1ua=1.49597870691(30)×10 <sup>11</sup> m

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里		1海里=1852m
ノット		1ノット=1海里毎時=(1852/3600)m/s
アール	a	1a=1 dam <sup>2</sup> =10 <sup>2</sup> m <sup>2</sup>
ヘクタール	ha	1ha=1 hm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup>
バール	bar	1bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 <sup>5</sup> Pa
オングストローム	Å	1Å=0.1nm=10 <sup>-10</sup> m
ボン	b	1b=100fm <sup>2</sup> =10 <sup>-28</sup> m <sup>2</sup>

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa・s	m <sup>-1</sup> ・kg・s <sup>-1</sup>
表面張力	ニュートンメートル	N・m	m <sup>2</sup> ・kg・s <sup>-2</sup>
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg・s <sup>-2</sup>
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m・m <sup>-1</sup> ・s <sup>-1</sup> =s <sup>-1</sup>
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎平方秒	rad/s <sup>2</sup>	m・m <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> =s <sup>-2</sup>
熱容量, エントロピー	ワット毎平方メートル	W/m <sup>2</sup>	kg・s <sup>-3</sup>
質量熱容量 (比熱容量), 質量エンタロピー	ジュール毎キログラム	J/kg	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・K <sup>-1</sup>
質量エンタロピー (比エネルギー)	ジュール毎キログラム	J/kg	m <sup>2</sup> ・s <sup>-2</sup> ・K <sup>-1</sup>
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m・K)	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup> ・K <sup>-1</sup>
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m <sup>3</sup>	m <sup>-1</sup> ・kg・s <sup>-2</sup>
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup> ・A <sup>-1</sup>
体積電荷	クーロン毎立方メートル	C/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> ・s・A
電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> ・s・A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m <sup>-3</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>4</sup> ・A <sup>2</sup>
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・A <sup>-2</sup>
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・mol <sup>-1</sup>
モルエンタロピー	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-2</sup> ・K <sup>-1</sup> ・mol <sup>-1</sup>
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg <sup>-1</sup> ・s・A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m <sup>2</sup> ・s <sup>-3</sup>
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m <sup>4</sup> ・m <sup>-2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup> =m <sup>2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup>
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m <sup>2</sup> ・sr)	m <sup>2</sup> ・m <sup>-2</sup> ・kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup> =kg <sup>-1</sup> ・s <sup>-3</sup>

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 <sup>-7</sup> J
ダイン	dyn	1 dyn=10 <sup>-5</sup> N
ポアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm <sup>2</sup> =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St=1cm <sup>2</sup> /s=10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> /s
ガウス	G	1 G=10 <sup>4</sup> T
エルステッド	Oe	1 Oe=(1000/4π) A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx=10 <sup>-8</sup> Wb
スチルブ	sb	1 sb=1cd/cm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> cd/m <sup>2</sup>
ホト	ph	1 ph=10 <sup>4</sup> lx
ガル	Gal	1 Gal=1cm/s <sup>2</sup> =10 <sup>-2</sup> m/s <sup>2</sup>

表10. 国際単位系に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 <sup>10</sup> Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 <sup>-4</sup> C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 <sup>-2</sup> Gy
レム	rem	1 rem=1cSv=10 <sup>-2</sup> Sv
X線単位	lx unit	1 lx unit=1.002×10 <sup>-4</sup> nm
ジャンマ	γ	1 γ=1 nT=10 <sup>-9</sup> T
ジャンスキー	Jy	1 Jy=10 <sup>-26</sup> W・m <sup>-2</sup> ・Hz <sup>-1</sup>
フェルミ	fm	1 fermi=1 fm=10 <sup>-15</sup> m
メートル系カラット		1 metric carat = 200 mg = 2×10 <sup>-4</sup> kg
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリ	cal	
マイクロン	μ	1 μ = 1um=10 <sup>-6</sup> m