JAEA-Research 2009-025

I R R S R



# 金属燃料高速炉の炉心・燃料設計に関する研究(3) -2007-2008 年度共同研究報告書-

Fuel and Core Design Studies on Metal Fuel Sodium-cooled Fast Reactor (3) - Joint Research Report for JFY2007&2008 -

> 岡野 靖 小林 登 小川 隆 大木 繁夫 永沼 正行 大久保 努 水野 朋保 尾形 孝成 植田 伸幸 西村 聡

Yasushi OKANO, Noboru KOBAYASHI, Takashi OGAWA, Shigeo OHKI Masayuki NAGANUMA, Tsutomu OKUBO, Tomoyasu MIZUNO, Takanari OGATA Nobuyuki UEDA and Satoshi NISHIMURA

> 次世代原子カシステム研究開発部門 設計統括ユニット

FBR Cycle System Design Synthesis Unit Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

October 2009

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人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(<u>http://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。

独立行政法人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 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2番地4 電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

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 +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2009

金属燃料高速炉の炉心・燃料設計に関する研究(3) - 2007-2008 年度共同研究報告書 -

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

設計統括ユニット

岡野 靖、小林 登<sup>\*1</sup>、小川 隆<sup>\*\*</sup>、大木 繁夫、永沼 正行、大久保 努、水野 朋保<sup>+</sup> 尾形 孝成<sup>\*2</sup>、植田 伸幸<sup>\*2</sup>、西村 聡<sup>\*2</sup>

# (2009年7月27日受理)

ナトリウム冷却金属燃料炉心は MOX 燃料炉心に比べ重金属密度が高いことから、中性子スペクトルが硬く中性子経済が良好という特性を有している。これらの特性を活かし、金属燃料仕様やボイド反応度・炉心圧損などの設計条件を柔軟に持たせることで、高増殖、コンパクト、低インベントリ、低ボイド反応度などの特長を有する炉心概念構築を目指し、財団法人 電力中央研究所と日本原子力研究開発機構との共同研究「金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研究(3)」が実施された。本報では共同研究の成果として、(1) 金属燃料の仕様範囲に関する検討、(2) 炉心概念設計、(3) 安全性に関する検討を行った結果を示す。

金属燃料仕様については、過去の照射実績に基づき、Zr含有率を3wt%まで低減した燃料の成 立性見通しを得るとともに、Pu富化度、MA含有率、スミア密度、燃料スタック長さについて、 概念設計を進める上での設計サーベイ範囲を設定した。

炉心概念設計では、ブランケットを用いずに増殖比 1.40 を達成できる高増殖概念や、増殖比を 1.37 としながら初装荷 Pu-fissile 重量を約 12%低減可能な低インベントリ概念の成立見通しを得 た。また FBR 導入に対する簡易評価モデルを提案し、総 FBR 設備容量の大きなシナリオでは、 高増殖概念で約 14%、低インベントリ概念で約 19%の導入期間短縮が期待できることを示した。

安全性については、FaCT 副概念炉心を対象に、ULOF を起因事象とする炉心損傷進展につい て、過去の同種の解析例を参考に推測を行った。炉心ピーク出力は大きくなる可能性があるもの の、線出力が低いという特長を有することから燃料破損モードは extrusion となり、事象は早期 に終息すると予測された。

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

+ 次世代原子力システム研究開発部門

※技術開発協力員

\*1 現在、日本原燃(株)

\*2 財団法人電力中央研究所 原子力技術研究所

Fuel and Core Design Studies on Metal Fuel Sodium-cooled Fast Reactor (3) — Joint Research Report for JFY2007&2008 —

Yasushi OKANO, Noboru KOBAYASHI<sup>\*1</sup>, Takashi OGAWA<sup>\*\*</sup>, Shigeo OHKI, Masayuki NAGANUMA, Tsutomu OKUBO, Tomoyasu MIZUNO<sup>+</sup>, Takanari OGATA<sup>\*2</sup>, Nobuyuki UEDA<sup>\*2</sup> and Satoshi NISHIMURA<sup>\*2</sup>

FBR Cycle System Design Synthesis Unit Advanced Nuclear System Research and Development Directorate Japan Atomic Energy Agency Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received July 27, 2009)

A metal fuel core has specific features, in comparison with a mixed oxide fuel core, on higher heavy metal density, harder neutron spectrum, and more efficient neutron utilization. These features are strengthened when applying enlarged applicable design envelops of metal fuel specifications, sodium void reactivity, and, bundle pressure drops. A joint study on 'Reactor Core and Fuel Design of Metal Fuel Core of Sodium-cooled Fast Reactor' has been conducted by the JAEA and the CRIEPI, and this report shows the studies on (1) Applicable design envelopes of metal fuel specifications, (2) Conceptual core designs, and, (3) Safety features of metal fuel core.

As for the metal fuel specifications, 1) fuel with lower Zr content limit of 3wt% is assessed to be feasible, and 2) design parameter ranges on Pu enrichment, Miner Actinide content, fuel smear density, and, fuel stack length are proposed for conceptual design studies.

The conceptual core designs for realizing specific features of 1) high breeding ratio (~1.40) without employing blankets, and 2) reduced (~12%) Pu-fissile inventory with high breeding ratio (~1.37) are presented. A simplified model of FBR deployment scenario is developed – under the scenario requiring large share of FBR fleet, deployment terms of the high breeding concept and the reduced Pu-fissile inventory concept are shortened ~14% and ~19%, respectively.

For the safety study, severe event after the ULOF is estimated based on existing analyses. The event would be terminated in the early stage instead of the high peak power, because the moderated linear heat power of the designed metal fuel results in so-called extrusion fuel breach mode.

Keywords: Sodium-cooled Fast Reactor, Metal Fuel, Core and Fuel Design, High Breeding Ratio

<sup>+</sup> Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

<sup>\*</sup> Collaborating Engineer

<sup>\*1</sup> Present Affiliation: Japan Nuclear Fuel ltd.

<sup>\*2</sup> Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI)

# 目 次

1. はじめに	1
2. 全体計画	3
3. 金属燃料仕様の検討	4
3.1 Zr含有率	4
3.1.1 照射試験実績	4
3.1.2 制約事項と設計上の仕様目安	4
3.1.3 設計検討時の留意点	5
3.1.4 開発課題	5
3.2 Pu富化度	6
3.2.1 照射試験実績	6
3.2.2 制約事項と設計上の仕様目安	6
3.2.3 設計検討時の留意点	6
3.2.4 開発課題	7
3.3 MA含有率	7
3.3.1 照射試験実績	7
3.3.2 制約事項と設計上の仕様目安	7
3.3.3 設計検討時の留意点	8
3.3.4 開発課題	8
3.4 スミア密度	8
3.4.1 照射試験実績	8
3.4.2 制約事項と設計上の仕様目安	9
3.4.3 設計検討時の留意点	9
3.4.4 開発課題	9
3.5 燃料スタック長	9
3.5.1 照射試験実績	9
3.5.2 制約事項と設計上の仕様目安	10
3.5.3 設計検討時の留意点	10
3.5.4 開発課題	10
4. 炉心設計検討	15
4.1 検討条件及び解析評価手法	15
4.2 金属燃料炉心の特性を活かした炉心の候補に関する検討	17
4.2.1 燃料組成及び炉心高さに関する炉心特性サーベイ検討	17
4.2.2 候補炉心概念へのアプローチ策の検討	19

4.3 高増殖炉心の検討	20
4.3.1 炉心仕様の検討	20
4.3.2 導入性の検討	25
4.4 コンパクト炉心の検討	26
4.4.1 炉心仕様の検討	26
4.4.2 Heボンド粒子型金属燃料の予備検討	27
5. FaCTレファレンス炉心の安全評価	55
5.1 炉心安全性の評価方法	55
5.2 金属燃料炉心損傷解析コードCANISの概要	55
5.3 大型炉の評価例	59
5.4 中型炉の評価例(3領域炉心)	62
5.5 FaCTレファレンス炉心の評価	65
5.6 まとめ	66
6. おわりに	100
参考文献	102

# Contensts

1. INTROD	UCTION	1
2 . OVERAL	L PLAN	3
3. DISCUS	SION ON SPECIFICATION OF METAL FUEL	4
3.1 Zr-c	ontent	4
3.1.1	Irradiation Test Performance	4
3.1.2	Restrictions and Target Values on Conceptual Design	4
3.1.3	Points to be considered in Conceptual Design	5
3.1.4	R&D Subjects	5
3.2 Pu-e	enrichment	6
3.2.1	Irradiation Test Performance	6
3.2.2	Restrictions and Target Values on Conceptual Design	6
3.2.3	Points to be considered in Conceptual Design	6
3.2.4	R&D Subjects	7
3.3 MA-	content	7
3.3.1	Irradiation Test Performance	7
3.3.2	Restrictions and Target Values on Conceptual Design	7
3.3.3	Points to be considered in Conceptual Design	8
3.3.4	R&D Subjects	8
3.4 Sme	ear Density	8
3.4.1	Irradiation Test Performance	8
3.4.2	Restrictions and Target Values on Conceptual Design	9
3.4.3	Points to be considered in Conceptual Design	9
3.4.4	R&D Subjects	9
3.5 Stac	k Length	9
3.5.1	Irradiation Test Performance	9
3.5.2	Restrictions and Target Values on Conceptual Design	10
3.5.3	Points to be considered in Conceptual Design	10
3.5.4	R&D Subjects	10
4 . CONCEI	PTUAL DESIGN OF METAL FUEL CORE	15
4.1 Con	ditions and Evaluation Method	15
4.2 Cand	idates of Attractive Concept of Metal Fuel Core	17
4.2.1	Survey on Core Characteristics of Fuel Composition and Core Heights	17

4.2.2 Approach for Attractive Core Concepts Down Selections	19
4.3 High Breeding Ratio Core Design	20
4.3.1 Discussions on Core Design & Performance Parameters	20
4.3.2 Discussions on FBR Installation Scenario by using Simplified Models	25
4.4 Compact Core Design	26
4.4.1 Compact Core Design Specifications	26
4.4.2 Preliminary Considerations on He-bonded Metal Fuel	27
5 . SAFTY STUDY ON THE FaCT-REFERNCE CORE	55
5.1 Reactor Core Safety Evaluation Method	55
5.2 Overview of CANIS	55
5.3 Example of Results of Core Damage Analysis of Large Metal Fuel Core	59
5.4 Example of Core Damage Analysis of Medium Metal Fuel Core	62
5.5 Safety Study on Core Damage Analyses of the FaCT-reference Core	65
5.6 Summary	66
6 . SUMMARY	100
REFERENCES	102

# 表リスト

- 表 3.1 金属燃料の主な仕様の検討結果
- 表 4.1 H18 レファレンス炉心の主要仕様
- 表 4.1.1 炉心検討の条件
- 表 4.1.2 TRU 組成
- 表 4.2.1 燃料組成パラメータの解析条件
- 表 4.3.1 Pu 富化度 2 領域高増殖炉心(819 集合体)の内外比調整結果
- 表 4.3.2 高増殖炉心の主要仕様
- 表 4.3.3 Zr 含有率 3wt%燃料を採用した高増殖炉心の主要仕様
- 表 4.3.4 導入性効果計算条件
- 表 4.4.1 コンパクト炉心の主要仕様
- 表 5.3.1 炉心仕様
- 表 5.3.2 集合体仕様
- 表 5.3.3 燃料要素仕様
- 表 5.3.4 最大出力のまとめ
- 表 5.3.5 最大ネット反応度のまとめ
- 表 5.3.6 被覆管破損孔の大きさの影響
- 表 5.3.7 同時性評価のための集合体グルーピング
- 表 5.3.8 同時性評価の結果
- 表 5.3.9 大型炉と中型炉の P/F の比較
- 表 5.3.10 大型炉における燃料破損のタイミング
- 表 5.4.1 主な炉心仕様
- 表 5.4.2 炉心体積割合
- 表 5.4.3 反応度係数
- 表 5.4.4 冷却材ボイド反応度の分布
- 表 5.4.5 内側炉心の出力・流量
- 表 5.4.6 中間炉心の出力・流量
- 表 5.4.7(1) 外側炉心の出力・流量(1)
- 表 5.4.7(2) 外側炉心の出力・流量(2)
- 表 5.4.7(3) 外側炉心の出力・流量(3)
- 表 5.4.8 大型炉と中型炉での燃料仕様の比較
- 表 5.4.9 燃料破損のイベントタイミング
- 表 5.5.1 レファレンス炉心の主要仕様
- 表 5.5.2 燃料集合体各領域の体積割合 [H18 レファレンス炉心]
- 表 5.5.3 燃料スラグ、構造材及び冷却材の密度 [H18 レファレンス炉心]
- 表 5.5.4 集合体内径方向出力ピーキング係数
- 表 5.5.5 動特性パラメータ [H18 レファレンス炉心、平衡サイクル末期]
- 表 5.5.6 各領域と先行的な破損が予測される集合体の熱流力設計値

# 図リスト

- 図 3.1.1 U-Pu-Zr 合金の固相線温度
- 図 3.1.2 U-Pu-Zr 合金の熱伝導率
- 図 3.1.3 U-Pu-Zr 燃料の溶融線出力の保守的評価
- 図 3.2.1 U-Pu-Zr 合金と Fe 系被覆管材との接触界面における液相形成温度と Pu 富化度 (Pu/(U+Pu)比) との関係
- 図 4.1 H18 レファレンス炉心の炉心配置
- 図 4.1.1 燃焼チェーン
- 図 4.2.1 Zr 含有率サーベイ結果
- 図 4.2.2 Zr 含有率による中性子スペクトルの変化
- 図 4.2.3 MA 含有率サーベイ結果
- 図 4.2.4 炉心高さサーベイ結果
- 図 4.2.5 高増殖炉心の検討フロー
- 図 4.2.6 低ボイド反応度炉心の検討フロー
- 図 4.3.1 高増殖炉心検討における集合体数内外比サーベイ結果
- 図 4.3.2 Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心の高速中性子束分布(E>0.1MeV)
- 図 4.3.3 Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心の出力密度分布の比較
- 図 4.3.4 Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心の Pu 含有率の径方向分布の比較
- 図 4.3.5 高増殖炉心検討におけるワイヤ径サーベイ結果
- 図 4.3.6 高増殖炉心検討における燃料集合体数サーベイ結果
- 図 4.3.7 燃料交換バッチ数サーベイ結果
- 図 4.3.8 簡易モデルによる導入性効果の比較
- 図 4.4.1 コンパクト炉心の検討フロー
- 図 5.2.1 金属燃料炉心損傷解析コード CANIS のモデル
- 図 5.3.1 CANIS 解析用集合体グルーピング
- 図 5.3.2 基準ケースの出力履歴
- 図 5.3.3 基準ケースの出力履歴 (ピーク周辺)
- 図 5.3.4 基準ケースの反応度履歴
- 図 5.3.5 基準ケースの反応度履歴(ピーク周辺)
- 図 5.3.6 代表チャネル1における冷却材と燃料反応度の推移
- 図 5.3.7 代表チャネル1における燃料溶融キャビティ圧力と臨界流速の変化
- 図 5.3.8 起因過程解析結果のまとめ
- 図 5.3.9 起因過程解析結果のまとめ (パラメータモデルによる燃料分散)
- 図 5.3.10 出力変化の比較(1)
- 図 5.3.11 出力変化の比較(2)
- 図 5.3.12 ネット反応度変化の比較
- 図 5.3.13 冷却材反応度変化の比較

- 図 5.3.14 冷却材反応度投入率の比較
- 図 5.3.15 燃料反応度投入率の比較
- 図 5.4.1 中型炉の炉心体系(1/3 炉心)
- 図 5.4.2 代表チャネルの軸方向メッシュ分割
- 図 5.4.3 中型炉及び大型炉の P/F 分布
- 図 5.4.4 解析結果:出力と反応度の推移
- 図 5.4.5 解析結果:出力と流量の推移
- 図 5.4.6 解析結果:全反応度と変化率
- 図 5.4.7 解析結果:反応度成分の変化
- 図 5.4.8 解析結果:被覆管破損温度の影響(1)
- 図 5.4.9 解析結果:被覆管破損温度の影響(2)
- 図 5.4.10 大型炉心の代表チャネル1の燃料破損の推移
- 図 5.4.11 中型炉心の代表チャネル1の燃料破損の推移
- 図 5.5.1 集合体構造
- 図 5.5.2 軸方向集合体出力分布
- 図 5.5.3 レファレンス炉心と中型炉の P/F 分布の比較
- 図 5.5.4 P/F と P の分布の比較

This is a blank page.

# 1. はじめに

ナトリウム冷却金属燃料炉心は MOX 燃料炉心に比較して、重金属密度が高い、そのため中性 子スペクトルが硬い、中性子経済が良好であるという特性を持っている。このことから、財団法 人 電力中央研究所 (以下「電中研」)と核燃料サイクル開発機構 (現 日本原子力研究開発機構、 以下「原子力機構」)は、平成 11 年度~15 年度にかけて、共同研究「金属燃料高速炉の炉心燃料 設計に関する研究 (1)」及び「同(2)」を実施した[1-1,1-2]。その結果、金属燃料設計手法を整 備するとともに、実用炉を想定した金属燃料および炉心性能を定量的に示すことができ、実用化 に向けての開発課題を明らかにすることができた。これらの成果は、「高速増殖炉サイクル実用化 戦略調査研究」(FS)フェーズ1およびフェーズ2の取りまとめに活用された[1-3,1-4]。FSフェ ーズ2では、ナトリウム冷却金属燃料炉心は、副概念として採択され、高速増殖炉サイクル実用 化研究開発 (以下、FaCT と記す)の中でも継続して概念検討(以下、FaCT 副概念炉心)が実 施されている[1-5]。

FaCT 副概念炉心は、プラント設計から要求される取合条件及び FBR 導入シナリオとの整合性 の観点からの運転サイクル長さや取出平均燃焼度などの多くの設計要求項目を満足しつつ、MOX 燃料炉心と同じ原子炉出口温度(550℃)を実現するものである。金属燃料炉心は MOX 燃料炉 心と比較して、被覆管温度制限値を約 50℃低く設定している。このことから、FaCT 副概念炉心 では、径方向出力分布を平坦化し、かつ、出力変動を小さくする設計とすることで被覆管温度制 限値が低いことを補い、原子炉出口温度の高温化を図った概念を構築している[1-5,1-6]。

FaCT 副概念炉心検討では早期実現性を目指した設計を示すことが要求されていたことから、 従来知見から見通せる製造性及び照射実績に基づいて金属燃料仕様が設定されていて、将来有望 視されるもののこれらの実績の蓄積に時間を要する金属燃料の適用は検討範囲から外れている。 したがって、原子炉出口温度やバンドル部圧損などのプラント設計との取合や導入シナリオとの 整合、金属燃料の製造及び照射実績から与えられる設計要求項目や燃料仕様の成立範囲を緩和し て、高増殖、コンパクト、低インベントリ、低ボイド反応度などに特化した種々の金属燃料炉心 を構築し、それらの得失を比較検討することで、従来の概念を上回る魅力を有する金属燃料炉心 概念の方向性を示すことができると考えられる。

金属燃料中のジルコニウム含有率や MA 含有率などの金属燃料仕様を幅広く検討し、ナトリウ ムボイド反応度や炉心(燃料バンドル部)圧損などの設計条件に柔軟性を持たせて、これらの種々 の炉心概念を検討することを目的として、共同研究「金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研 究(3)」(平成 19 年度~平成 20 年度)を実施することとなった。本報では共同研究の成果とし て、まず、燃料 Zr 含有率、燃料 Pu 富化度、燃料 MA 含有率、燃料スミア密度及び燃料スタック 長に関する照射試験の実績に基づいた金属燃料仕様の設定範囲に関する検討結果を示す。この金 属燃料仕様の設定範囲に基づき、上記の候補概念の一つである高増殖炉心について、熱流力特性 も考慮した上での検討を実施し、ブランケットを装荷することなく増殖比 1.34 を実現できること を示す。この高増殖炉心検討の過程で得られた知見として、①径方向ピーキング係数抑制の観点 で Pu 富化度 1 領域炉心より Pu 富化度 2 領域炉心が適していること、②燃料交換バッチ数を増 加させることで原子炉出口温度の低下を抑制でき、増殖比も向上すること、③Zr 含有率を低減さ せた金属燃料の適用により、増殖比の向上だけでなく、ボイド反応度が低減することを示す。こ こで得られた高増殖炉心について、FBR 導入性評価のための簡易モデルを考案し、このモデルに 基づく FBR 導入期間の評価結果から、増殖比の向上だけでなく初装荷 Pu-f 重量の低減が FBR 導入期間の短縮に効果的であることを示す。また、金属燃料炉心の安全性に関して、FaCT 副概 念炉心のうち、大型高出口温度型金属燃料炉心(以下、H18 レファレンス炉心)[1-5]を対象にし た炉心損傷解析について検討した結果を示す。

# 2. 全体計画

燃料 Zr 含有率、燃料 Pu 富化度及び MA 含有率など金属燃料仕様を幅広く検討し、ボイド反応 度、炉心圧損、運転サイクル長さなどに柔軟性を持たせて、種々の炉心概念を検討することによ って、従来の概念を上回る魅力を有する金属燃料炉心概念の方向性を検討する。また、安全性に 関する金属燃料炉心概念の特性を評価する。

共同研究では、下記の項目に関する検討を実施した。

- 金属燃料仕様の検討
  - 検討対象とできる金属燃料仕様範囲や制約事項等の検討
  - ・ 開発課題および見通しの整理
- ② 金属燃料炉心概念の検討
  - 金属燃料仕様の検討結果を踏まえた種々の炉心の核熱検討
  - ・ 高増殖炉心を中心とした種々の炉心概念の検討
- ③<br />
  事故時の特性評価
  - ・ 炉心損傷時の挙動解析

①の金属燃料仕様の検討では、燃料 Zr 含有率、燃料 Pu 富化度及び MA 含有率等の仕様について、設計上の制限めやす、サイクル技術等からの制約事項、開発課題と見通しなどを整理する。 スミア密度や燃料スタック長さ等については、炉心性能の見通しなどを考慮して設定する。

②の金属燃料炉心概念の検討では、①の検討結果を参照して、炉心核熱検討を実施する。ボイド反応度、炉心圧損及び運転サイクル長さ等の検討条件は幅広く設定する。得られるいくつかの 炉心概念について相互比較を行い、得失を整理、評価する。

③の事故時の特性評価では、代表的な金属燃料炉心設計として FaCT 副概念炉心に対して、炉 心損傷時の安全性評価を行い、金属燃料炉心の安全上の特性を取りまとめる。

今後の方向性としては、高増殖炉心以外の炉心概念検討を継続し、得失を整理することで典型 的な炉心概念を選定し、必要に応じて He ボンド粒子型金属燃料などの先進的概念の適用性の検 討を行うことなどがある。

# 3. 金属燃料仕様の検討

従来の概念を上回る魅力を有する金属燃料炉心概念の検討に資するため、金属燃料仕様のうち、 Zr 含有率、Pu 富化度、MA 含有率、スミア密度及び燃料スタック長について、照射試験実績、 現状までの知見に基づく制約事項と設計上の仕様めやす、設計検討時の留意点および開発課題を 検討した。検討結果の要約を表 3.1 に示す。

# 3.1 Zr 含有率

# 3.1.1 照射試験実績

1984~1994年の米国IFRプログラムにおいては、U-Pu-10wt.%Zr燃料を中心に開発が行われ、 実験炉 EBR-II における照射試験ではピーク燃焼度約 20 at.%を達成した[3-1,3-2]。Zr 含有率が 照射挙動に及ぼす影響を調べるため、Zr 含有率を 6 wt.%および 14 wt%とした U-Pu-Zr 燃料が ピーク燃焼度約 10at%まで照射されている[3-3]が、U-Pu-10wt.%Zr 燃料と異なる照射挙動は見 られていない。また、溶融した U-Pu-3wt.%Zr 合金を外径 4.4mm 厚さ 0.2mmの Zr 管に注入し 冷却することによって U-Pu-3wt.%Zr 合金の外周部に Zr 層を配置させた「Zr-シース燃料」がピ ーク燃焼度約 2 at.%まで照射されている[3-4,3-5,3-6]。この照射試験では、外周部の Zr 層にクラ ックが 生じて、U-Pu-3wt.%Zr 合金は径方向と軸方向の両方にスエリングしており、 U-Pu-10wt.%Zr と同程度の FP ガス放出率が見られている。ブランケット燃料要素の開発のため、 U-2wt.%Zr、U-6wt.%Zr および U-10wt.%Zr 燃料を照射した試験では、ピーク燃焼度約 1at.%に おいて U-2wt.%Zr 燃料に非等方的な異常な照射成長が見られ、被覆管に過大なひずみが観察さ れている[3-5,3-7]。

近年の米国の AFCI プログラムにおいては、AFC-1 試験との名称で U を含まない燃料合金 (Pu-12Am-40Zr、Pu-10Am-10Np-40Zr、Pu-60Zr、Pu-40Zr)および U 含有量を低くした燃料 ( U-28Pu-4Am-2Np-30Zr 、 U-27Pu-3Am-2Np-40Zr 、 U-34Pu-4Am-2Np-20Zr 、 U-29Pu-7Am-30Zr)の4~8 at.%燃焼度まで(PIE 完了分のみ、一部 28 at.%燃焼度以上まで照 射継続中)の照射が ATR で実施され、等価な核分裂密度で比較すると U-Pu-10wt.%Zr と同等の 照射挙動であったことが報告されている[3-8]。

# 3.1.2 制約事項と設計上の仕様目安

U単体および U-Pu2元系合金を照射した場合、照射成長や粒界割れを伴う燃料スラグの異常な変形が起きることが知られているが、燃料スラグの変形を安定化して過大な被覆管応力の発生を防止するためには、一定量以上の **Zr** 等の元素を添加することが必要である。

外周部に Zr 層を有する U-Pu-3wt.%Zr 燃料(Zr シース燃料)の照射試験では、燃料スラグの 異常な変形挙動は見られておらず、FP ガス放出も U-Pu-10wt.%Zr 燃料と同程度であったことか ら、U-Pu-3wt.%Zr 燃料の機械的な挙動は U-Pu-10wt.%Zr 燃料と同等であると推察される。な お、厚さ 0.2mm の Zr 層に照射中にクラックが入ったことから、この Zr 層が U-Pu-3wt.%Zr 燃 料の変形挙動を安定化させる効果は小さかったものと判断される。U-Pu-2wt.%Zr 燃料のスエリ ング挙動は不明であるが、U-2wt.%Zr 燃料では異常な照射成長のため過度の被覆管変形を生じさ せたことから、2wt.%の Zr 含有率では好ましくないと推定できる。

Zr 含有率の上限については、最近 60wt.%まで添加した合金の照射試験が行われ、

U-Pu-10wt.%Zr と同等の照射挙動が報告されていることから、照射性能の点からは Zr 含有率の 上限は現状 60wt.%とすることができる。しかし、金属燃料製造に射出鋳造法を適用する場合、 グラファイト製溶融るつぼとその内面にコーティングしたイットリアとの反応を抑えるために溶 融燃料合金の温度を 1600℃以下に抑える必要がある。一方、十分な長さの燃料スラグを得るため には溶融合金温度を液相線温度に比べて十分に高く設定する必要があるため、燃料合金の液相線 温度を増加させる Zr の含有量をあるレベルに抑える必要がある。良好な鋳造品が得られた U-10wt.%Zr 合金の射出鋳造試験[3-9]では、射出温度は制限温度 1600℃に近い約 1530~1570℃ の範囲であったことから、U-Zr 2 元合金の場合には 10 wt.%以上の Zr の添加は好ましくないと 考えられる。U-Pu-Zr 3 元合金の射出鋳造においては、Pu の添加によって液相線温度が低下する ため U-Zr 合金に比べて低い射出温度とすることができるが、実用化が期待される大型炉の燃料 では Pu 富化度が十数%と低く、Pu 添加による液相線温度の低下は 30℃程度に留まる。したがっ て、U-Pu-Zr 3 元合金の場合にも、10 wt.%を超える Zr の添加は望ましくない。

以上を踏まえて、Zr含有率のめやすを3wt.%以上、10wt.%以下とする。

なお、燃料合金に MA が添加される場合には、蒸気圧が比較的高い Am の揮発を抑えるために 燃料合金の溶融温度をできるだけ低くすることが望ましい。また、照射済燃料を電解精製法によ って再処理する場合、燃料合金中の Zr 含有率を下げることができれば Zr の処理(回収あるは廃 棄)に要するコストを削減できる。これらの点からも Zr 含有率をできるだけ抑えることが好ま しい。

# 3.1.3 設計検討時の留意点

Zr 含有率を 10 wt.%未満とした場合、燃料合金と被覆管との間で液相が生じる温度で発生する 被覆管内面の「液相侵食」の速度が U-Pu-10wt.%Zr 燃料に比べて速くなる可能性がある。これ は、燃料合金と被覆管との反応によって生じる安定な金属間化合物 Fe2Zr(融点 1600℃以上)は 液相侵食速度を抑える効果があると考えられるが、この Fe2Zr 化合物の形成量が燃料合金中の Zr 含有率の低下とともに減少すると考えられるためである。ただし、液相が生じ始める温度(液相 形成温度)については、文献[3-10]に報告されているように Zr 含有率の影響は小さいと考えられ る。

Zr 含有率を 10 wt.%未満とする場合には、図 3.1.1 に示すように融点(固相線温度)が下がり 燃料中心溶融線出力が低下することが懸念されるが、図 3.1.2 に示すように熱伝導率は大きくな るため、燃料中心溶融線出力の低下は限定的となる。図 3.1.3 は、文献[3-11]に示された方法によ って、照射中の溶融線出力の最小値を保守側に評価したものである。評価対象とした金属燃料ピ ンは、定常時ピーク線出力 380W/cm、被覆管内側最高温度 650℃、スミア密度 75%の U-Pu-Zr 燃料である。大型炉心用燃料では Pu 富化度は 10~15%の範囲に設定されることが多いが、この 場合には Zr 含有率 3 wt.%としても溶融線出力は約 570W/cm 以上(定常時最高線出力に対する 比 1.5 以上)であり、実用上問題のないレベルが確保できることがわかる。

# 3.1.4 開発課題

Zr 含有率 10 wt.%未満の U-Pu-Zr 燃料については、試験実績は数本の燃料ピンのみであるが 照射挙動は Zr 含有率 10 wt.%の燃料と概ね同等であったことから、ピーク燃焼度 15 at.%以上の 達成の見通しはある。ただし、照射済燃料の過熱試験などによる液相侵食速度の評価が必要であ る。また、Zr 含有率 10 wt.%の場合に比べて射出温度等の鋳造パラメータは緩和される方向では あるものの、低 Zr 含有率の燃料スラグを製造した実績が僅少であるため、射出鋳造法等による 鋳造特性の確認も望まれる。

# 3.2 Pu 富化度

# 3.2.1 照射試験実績

前出の IFR プログラムにおいては、U-19wt.%Pu-10wt.%Zr 燃料(Pu 富化度 21%)が、被覆 管内側最高温度 600℃以下であるが、20at.%近いピーク燃焼度を達成している[3-2]。Pu 富化度 24~29%の燃料の照射実績はピーク燃焼度 6.6 at.%に留まっている[3-12]ものの、 U-19wt.%Pu-10wt.%Zr 燃料と同等の照射挙動が示されており、被覆管内側最高温度 600℃以下 であれば、ピーク燃焼度約 20at.%の達成には問題ないものと考えられる。

AFC-1 試験で照射された U 含有量を低くした燃料 (U-28Pu-4Am-2Np-30Zr、 U-27Pu-3Am-2Np-40Zr、U-34Pu-4Am-2Np-20Zr、U-29Pu-7Am-30Zr)[3-8]のPu富化度は概 ね42%と高いが、いずれもZr含有率も高く、前節のZr含有率のめやす値を超えるものである。

# 3.2.2 制約事項と設計上の仕様目安

Zr 含有率 3~10 wt.%の U-Pu-Zr 燃料においては、Pu 富化度の増加に伴い、被覆管の液相侵 食が始まる「液相形成温度」の低下、および燃料合金の融点(固相線温度)と熱伝導率の両者の 低下による中心溶融線出力の低下の2点が懸念されることから、Pu 富化度に対してある上限値 を設定することができる。

高いプラント熱効率の達成に向けて冷却材炉心出口平均温度を 550℃を狙うとすれば、定格時の被覆管内面最高温度を 650℃以上とする必要がある。これを前提とすると、定格時の液相侵食防止の観点からは、図 3.2.1[3·10]に示されているように、Zr 含有率に関わらず Pu 富化度を 25%以下とする必要がある。溶融線出力の低下防止の観点からは、図 3.1.3 に示したように Zr 含有率によって溶融線出力が異なるため、Zr 含有率によって異なる Pu 富化度の上限めやすを考える必要がある。仮に、U-22.5wt.%Pu-10wt.%Zr 燃料 (Pu 富化度 25%)と同程度の溶融線出力(図 3.1.3 では定格時の 1.5 倍程度の 567W/cm)となるように Pu 富化度の上限めやすを設定することにすると、6 wt.%Zr の場合には約 20%以下、3 wt.%Zr の場合には約 15%以下となる。いずれの場合にも中型炉ないし大型炉の設計検討には差し支えないレベルであるが、Zr 含有率の低下とともに Pu 富化度の上限めやすは下がってくる。なお、図 3.1.3 はある特定の仕様の燃料ピンに関する評価結果であるため、軸方向ピーキング係数や冷却材入口温度などが異なる他の仕様の燃料ピンに対しては中心溶融に対する余裕を別途確認する必要がある。

以上より、Pu 富化度のめやす値は Zr 含有率に応じて設定することとし、10 wt.%Zr の場合に は約 25%以下、6 wt.%Zr の場合には約 20%以下、3 wt.%Zr の場合には約 15%以下とする。

なお、Pu 富化度の増加に伴い、燃料スラグに径方向のクラックが入りやすくなって、燃料ス ラグの軸方向伸びが抑えられる傾向[3-13,3-14]があるが、Pu 富化度を制約するものではない。こ れら以外の FP ガス放出率等の照射挙動は、Pu 富化度によって大きくは影響されない。

# 3.2.3 設計検討時の留意点

Pu 富化度 25 wt.%以下とした上記の仕様めやすは、被覆管内側最高温度 650℃以上を前提とし

た場合であるが、被覆管内側最高温度の制限を 650℃未満に設定する場合には、Pu 富化度の上限 めやすを 25 wt.%以上の値に設定できると考えられる。また、図 3.2.1 に示した Pu 富化度と液相 形成温度との関係の傾向から、Pu 富化度の上限を 25 wt.%より低い値に下げる場合、被覆管内側 最高温度の制限値を 650℃より高く設定できることが期待される。

また、前節で述べたように、燃料溶融防止の観点からは、Zr 含有率によって Pu 富化度の上限 めやすが異なってくることに留意すべきである。

#### 3.2.4 開発課題

試験実績が最も多い燃料の Pu 富化度は 21%であり、Pu 富化度 24~29%の燃料についても中 程度の燃焼度までの照射実績がある。中型~大型炉の設計においては、概ね 21%以下の Pu 富化 度の燃料が使用されることになるため、これ以上の Pu 富化度増大を目指した開発の必要性は少 ない。しかし、小型炉あるいは TRU 燃焼を目指した炉では、30%以上の Pu 富化度を必要とする ことがあり、その場合には、熱伝導率測定、液相形成温度確認および照射性能評価などのため炉 外試験および照射試験が必要となる。

# 3.3 MA 含有率

#### 3.3.1 照射試験実績

電中研と EU 超ウラン元素研究所 (ITU) の共同研究で MA を添加した U-Pu-Zr 合金の照射を Phenix 炉で実施しており、ピーク燃焼度約 11 at.%を目指して現在も照射が進められている [3-14]。これまでにピーク燃焼度 2.5 at.%および 7 at.%で計6本の試験燃料ピンを取り出し、ピ ーク燃焼度 2.5 at.%の 3 本については現在照射後試験を行っている[3-14]。照射した燃料合金の 組成は、U-19Pu-10Zr、U-19Pu-10ZR-2MA-2RE、U-19Pu-10ZR-5MA-5RE および U-19Pu-10ZR-5MA (以上、wt.%、MA: Np, Am, Cm、RE: Y, Ce, Nd, Gd) の4種類である。 これまでのところ、被覆管外径変化や燃料スラグ軸方向伸びなどは、標準的な組成の U-19Pu-10Zr 合金と有意な違いは見出されておらず、MA 添加の影響は見られていない[3-15]。

IFR プログラムにおいては、射出鋳造法によって製造した U-20Pu-10Zr-1.2Am-1.2Np (wt.%) 燃料をピーク線出力 450W/cm、被覆管内側最高温度 540℃でピーク燃焼度 7.6 at.%まで照射して いる[3-16]。照射後試験の結果、FCCI (燃料-被覆管化学的相互作用)による被覆管内面腐食層 は見出されず、FP ガス放出率および燃料スラグ軸方向伸びは U-Pu-10wt.%Zr と同等であったこ とが報告されている。

AFC-1 試験では、前述の通り、ATR において U-28Pu-4Am-2Np-30Zr、U-27Pu-3Am-2Np-40Zr、 U-34Pu-4Am-2Np-20Zr、U-29Pu-7Am-30Zr 合金が 4~8 at.%燃焼度まで照射されており、等価 な核分裂密度に換算して比較すると U-Pu-10wt.%Zr と同等の照射挙動であったことが報告され ている[3-8]。

# 3.3.2 制約事項と設計上の仕様目安

これまでのところ、被覆管減肉、FP ガス放出および融点降下などの U-Pu-Zr 合金の照射性能 に対して MA 添加が及ぼす影響は見出されていない。しかし、従来の U-Pu-Zr 合金と同等の照射 性能を求めることを前提とした場合、現状の照射試験実績に基づいて、U-Pu-Zr 合金の熱物性や 機械的物性値などが大きく変わらない範囲に MA 添加量を制限することが考えられる。 U-19Pu-10ZR-2MA-2RE および U-19Pu-10ZR-5MA-5RE の各合金の相変態温度、固相線温度、 液相線温度、熱膨張率、熱伝導率、弾性率およびポアソン比等は、U-19Pu-10Zr 合金と概ね変わ らないことが確かめられており[3-17]、また、燃焼度 2.5 at.%までの照射試験においても被覆管 外径変化や燃料スラグ軸方向伸びなどに有意な変化が見られていない[3-15]。

以上から、MA 含有率のめやすは現状では 5 wt.%とする。なお、AFC-1 試験では、より高い MA 含有率 6~7wt.%となっているが、Zr 含有率が 20 wt.%以上と高いこともあり、現在計画中 の AFC-2 試験[3-18]等の進展を見た上で仕様めやすを再検討することとする。

燃料製造工程に関しては、蒸気圧が比較的高いAmの蒸発が懸念されており、Amの添加量が 限定される可能性がある。3.3.1.節で述べたPhenix 照射試験燃料とAFC-1 試験のいずれもアー ク溶解法をベースとした方法で燃料合金ロッドを製造しており[3-8,3-19]、Amの蒸発に関する報 告はない。U-20Pu-10Zr-1.2Am-1.2Np 合金スラグを射出鋳造法によって製造した際に有意な量 のAmのロスがあったが、このロスの原因が蒸発以外によるものであることも指摘されている [3-20]。また、1500℃においてU-20Pu-10Zr-1.2Am-1.2Np 合金中のAm分圧の約3倍のMn分 圧を持つU-7.5Zr-1.5Mn 合金の射出鋳造試験[3-21]では、有意なMnの蒸発が認められなかった との報告もある。いずれにしても、Amの蒸発挙動は、現状では定量化されるに至っていない。

# 3.3.3 設計検討時の留意点

MA 含有率 5 wt.%とした仕様めやすは、従来の U-Pu-Zr 合金と同等の照射性能を要求した場合の現状での見通しであり、燃料製造工程における Am の蒸発に関しては考慮されていないことに注意を要する。今後の研究開発によって MA の製造時および照射中の挙動が明らかになれば、この仕様めやすを再検討する必要がある。

また、乾式再処理では希土類元素の除染係数が比較的低いため、プロセス設計によっては比較 的高濃度の希土類 FP がリサイクル燃料に混入する可能性がある。しかし、U-Pu-Zr 合金と希土 類元素との混和性が低く、希土類元素の濃度が 5~10 wt.%以上の場合には希土類を均一に溶解あ るいは分散させることが困難となる[3-17,3-18]。MA の一部は希土類の析出相に溶解するため、 希土類元素の混入が 5 wt.%以上の場合には、MA を含む燃料スラグの製造方法に注意する必要が ある。なお、現在検討されている電解精製法による乾式再処理プロセスでは、希土類 FP が製品 に混入する割合は約 0.2 wt.%程度であるが、このレベルの希土類元素の濃度では希土類の析出を 考慮する必要はない。

# 3.3.4 開発課題

燃料製造工程における Am の蒸発挙動については燃料製造試験等によって明らかにする必要が ある。5wt.%以上の MA を添加した燃料の照射挙動については、現在実施中の照射試験等によっ て明らかになって行くものと期待されるが、MA の挙動を明らかにするためのベースとして、MA を含む合金の熱伝導率、固相線温度、溶解度等の物性値データ等を蓄積することが望まれる。

# 3.4 スミア密度

#### 3.4.1 照射試験実績

IFR プログラムにおいては、最大燃焼度約 20 at.%を達成したスミア密度 72%の U-19wt.%Pu-10wt.%Zr燃料[3-1,3-2]を始め、多くの U-Pu-Zr燃料のスミア密度は 72~75%であ った。FFTF でピーク燃焼度約 14at.%まで照射された U-10wt.%Zr 燃料のスミア密度は 75%で あった[3-22]。X441 試験集合体[3-3]では、スミア密度を 70、75、85%と変えた U-Pu-Zr 燃料が 照射され、ピーク燃焼度 11at.%を達成した。この中で 85%スミア密度の燃料ピンでは、照射末 期に 2%程度の被覆管外径変化を生じており、FP ガス放出率は他のスミア密度の燃料に比べて 10~20%低い結果となっている。これは、スミア密度が高いためガス気泡同士の連結が十分には 進まず、過大な FCMI(燃料-被覆管機械的相互作用)が生じたためと考えられている[3-3]。

# 3.4.2 制約事項と設計上の仕様目安

スミア密度がある値を超えると過度の FCMI が照射末期に発生する可能性があるため、目標と する燃焼度に応じて、スミア密度を適正な値に制限する必要がある。85%スミア密度の燃料ピン では、上述のようにピーク燃焼度約 11 at.%までに過大な FCMI が発生している[3-3]ことから、 ピーク燃焼度をこのレベル以上とする場合にはスミア密度を 85%未満とすべきである。約 20 at.%のピーク燃焼度はスミア密度 72%の燃料ピンで達成されているが、照射挙動解析コード ALFUS による解析によれば、スミア密度を 75%としても過大な FCMI を発生させることなくピ ーク燃焼度約 20 at.%を達成できる見通しがある[3-11,3-23]。

スミア密度を下げる場合には、ガススエリング量が増加し、照射中の燃料スラグの実効熱伝導 率が過度に低下する可能性がある。そのため、スミア密度を照射試験実績より低い70%未満とす る際には、燃料スラグの溶融線出力が過度に低下しないことを確認する必要がある。なお、炉心 設計では重金属密度をできるだけ上げることが好ましく、70%未満のスミア密度を設定すること は一般的ではない。

以上から、スミア密度の仕様めやすは70%以上、75%以下とする。

#### **3.4.3** 設計検討時の留意点

ピーク燃焼度を 15 at.%未満とする場合には、燃焼度に応じてスミア密度を 75%以上に設定で きる可能性がある。しかし、その場合には、スミア密度 72~75%の範囲以外では十分な照射デー タがない現状においては、照射挙動解析コード等によって燃料ピンの健全性に十分な余裕がある ことを評価しておく必要がある。

# 3.4.4 開発課題

ピーク燃焼度約 20 at.%を達成した燃料ピンは数が限られており、しかもスミア密度が 72%で あったため、高燃焼度時の FCMI データの拡充が望まれる。また、金属燃料炉心では高速中性子 照射量が酸化物燃料炉心に比べて 3~4 割高くなるため、被覆管の中性子照射量の制限のために 燃焼度が制限される可能性がある。このような場合には、スミア密度の仕様めやすを目標燃焼度 に応じて合理的に設定することが考えられるが、スミア密度と FCMI 挙動との関連を詳細に把握 できるような照射データの蓄積が求められる。

# 3.5 燃料スタック長

#### 3.5.1 照射試験実績

IFR プログラムの下で照射された試験燃料ピンの燃料スタック長は、EBR-II では 343mm (燃料スラグ1本) [3-1]、FFTF では 914mm (燃料スラグ3本) [3-24]であった。FFTF 照射燃料で

は、燃料スタックの上下に各々165 mm の U-10wt.%Zr 合金の軸方向ブランケットが設置された [3-24]。EBR-II と FFTF の各々の試験燃料ピンは燃料スタック長が大きく異なっていたが、FP ガス放出率と燃料スラグ軸方向伸び(照射前の燃料スラグ長に対する割合)は両者とも概ね同等 であった[3-24]。Phenix 炉で照射した MA 含有金属燃料ピンでは、アーク溶解-重力鋳造で製造 した 2~5 cm 長の燃料合金ロッドを積み重ねて 485 mm の燃料スタックとしている[3-18]。2.5 at.%まで照射した MA 含有金属燃料ピンの非破壊検査データは EBR-II 照射燃料より軸方向伸び が小さい傾向を示したが、これは線出力分布の違いに起因するものであることが照射挙動解析コ ード ALFUS による解析によって説明されている[3-15]。

# 3.5.2 制約事項と設計上の仕様目安

燃料スタック長が長くなるにつれて、燃料スタック下部の燃料スラグに作用する自重による軸 方向の圧縮応力が大きくなり、軸方向のスエリングが抑えられる可能性がある。その結果、径方 向のスエリングが大きくなって FCMI が増加する懸念があるが、このような FCMI の増加はこれ まで見出されてはいない。軸ブランケットも含めた燃料スタック長 1244 mm の FFTF 照射燃料 では、軸方向伸びが若干抑えられる傾向が現れているものの、その原因は同定されていない。し かし、FFTF 照射燃料の燃料スタック長 1244 mm の場合にも上記のような FCMI 増加が見出さ れていないこと、燃料スタック下部の燃料スラグに作用する軸方向の圧縮応力には軸ブランケッ トの自重も燃料スラグの自重と同様に寄与すること等を考慮すると、1244 mm より若干長い燃 料スタック長としても問題はないものと考えられる。そこで、燃料スタック長のめやすを暫定的 に約 1500 mm とする。

# 3.5.3 設計検討時の留意点

金属燃料ではガスプレナムが燃料スタック上部に設けられるため酸化物燃料に比べてガスプレ ナムの長さが長くなる。そのため炉心圧力損失の制限等も考慮して燃料スタック長を設定する必 要がある。

# 3.5.4 開発課題

1500 mm の仕様めやすは暫定値であり、今後の実験や解析等の進展によって見直される可能 性が高い。燃料スタック長が1244mm を大きく超える場合には、照射試験データの拡充、炉外に おける U-Pu-Zr 合金のクリープダウンの測定、照射挙動解析コードによる解析評価などが必要で ある。

項目	Zr含有率	Pu富化度(Pu/(U+Pu))	MA含有率
照射試験実術	IFR: 10wt%の照射実績が最も豊富、3wt% (Zrシース燃料 および6~14wt%では10wt%と同様の照射挙動、 U-2wt,%Zrでは1at.%で異常な照射成長 AFGI: 20, 30, 40, 60wt%Zr燃料を~8at%までATR照射、 IFR燃料 (10wt%Zr) と同等の照射挙動	<ul> <li>IFR: U-19Pu-10Zr(wt.%)燃料(Pu富化度21%)でピーク 燃焼度約20at.%達成、Pu富化度24~29%では6.6at% 以下であるが、Pu富化度21%と同等の照射挙動 AFCI:42%Pu富化度の燃料をATR照射、ただし 20~40wt%Zr であり、Zr含有率の仕様めやす外</li> </ul>	IFR: U-20Pu-102r-2.4MA(wt%)を7.6at%まで照射、 MA含有なしの場合と同等の照射挙動 Phenix照射: 2wt%および5wt.%MAを2.5at%まで照射、 MA添加なしの燃料と同等の照射挙動 AFGI: 5~7wt.%MAを~85at%まで照射、MA添加なしの燃料と 同等の照射挙動、ただし20~40wt%2r
上 中 将 時	・鋳造時溶融合金温度く1600℃ (=グラファイトるつぼとイットリアコーティングとの反応防止) ・液相線温度に比べて十分に高い鋳造時溶融合金温度 (U-10wt%Zrでは溶融合金温度1530~1570℃)	・Pu富化度増加とともに液相形成温度が低下 ・被覆管最高温度を650℃以下に制限する場合、Zr含有率に 関わらずPu富化度は25%以下 ・Pu富化度増加とともに溶融線出力が低下	・U-Pu-Zr合金の熱物性や機械的物性値などへの影響が 小さいこと ・鋳造時のAmの蒸発が著しくないこと(ただし、現状では Amの蒸発挙動は定量化されていない)
Kerter Katin	・異常な照射成長等によるFCMI防止(≧3wt%Zr) (U-2wt%Zr燃料では異方的な照射成長)		
仕様めやす(注	E) 3w.%以上、10wt.%以下	・溶融線出力が10mt%Zr、Pu富化度25%の場合と同程度 となるように、Zr含有率に応じてPu富化度を制限: ≦25%(10mt%Zr)、≦20%(6wt%Zr)、≦15%(3wt%Zr)	≦5wt.%
設計検討時 <i>0</i> . 留意点	<ul> <li>Zr含有率が10wt%未満の場合、液相侵食速度が速くなるi 性がある。Zr含有率を下げるに従い溶融線出力の低下が 念されるが、3wt%でも問題ない見通しである。</li> </ul>	1能 液相形成温度はPul富化度に依存する傾向があり、Pul富化度 態 25%以下では被覆管最高温度制限を650℃以上に設定できる 可能性がある。	製造工程におけるMAの挙動(Amの蒸発等)や照射挙動の解 明の進展によって上記仕様めやすを見直す可能性がある。
開発課題	Zr含有率10 wt.%未満とする場合、液相侵食速度の評価お び鋳造特性の確認	本 小型炉あるいはTRU燃焼を目指した炉などに関して、30%以上 のPu富化度を必要とする場合には、熱伝導率測定、液相形成温度確認および照射性能評価	製造工程におけるMAの挙動(Amの蒸発等)の解明、 5wt.%を超えるMA添加の場合には照射挙動の解明および熱 伝導率等物性データの蓄積
(注)照射試験実績	【から実用的な炉心燃料としての性能(ピーク燃焼度15at%以上、	皮覆管最高温度約650℃、溶融線出力=定格時線出力×1.5程度)	が期待できる範囲

JAEA-Research 2009-025

麦 3.1 金属燃料の主な仕様の検討結果

(1/2)

	スミア密度	燃料スタック長
%スミア密度でピー/ %スミア密度では~ %および85%スミア密	7燃焼度約20at.%達成、 METAPHIX: 44 15at%、 IFR: 343mm (E 1度では11at.%達成 914mm(注	35mm(~7at%) EBR-II照射、~20at%)、 -ト)+165mm(7 ランケット)(FFTF照射~10at%)
度 (>15at%)時のFC ≛動解析コードによる 可能との見通し)	MI抑制 ・予測では75%でも20at.%以上 スタック長1244n スタック長1244n	はスラグのクリープダウンに伴うFCMI増大 料の上下各165mmの軸ブランケットを含めた nmではFCMIなし)
こリング量増加に伴う	燃料スラグ実効熱伝導率の低	
、75%以下	約1500mm以下	
焼度を15at.%未満とす を75%以上に設定でき	る場合には、燃焼度に応じてス  金属燃料特有0. きる可能性がある。 	り上部ガスプレナムのため、炉心圧力損失の て燃料スタック長を決定する必要がある。
∈時のFCMIデータの批 標燃焼度に応じて設 関係を照射試験や挙	、洗、特にスミア密度の制限め 1244mmを超え。 定する場合、スミア密度とFOMI 拡充、炉外にお 動解析等により把握する必要 照射挙動解析コ	るスタック長とする際には、照射試験データの けるU-Pu-Zr合金のクリーブダウンの測定、 iードによる解析評価などが必要

表 3.1 金属燃料の主な仕様の検討結果 (2/2)

(注)照射試験実績から実用的な炉心燃料としての性能(ピーク燃焼度15at.%以上、被覆管最高温度約 650℃、溶融線出力=定格時ピーク線出力×1.5 程度)が期待できる範囲



図 3-1-1 U-Pu-Zr 合金の固相線温度



図 3-1-2 U-Pu-Zr 合金の熱伝導率



1020 ◇U-Zr/Fe:液相無 ٨ ◆U-Zr/Fe:液相有 1000 ×U-Zr/Fe-Cr:液相無 980 □U-Pu-Zr/Fe:液相無  $\overline{\mathbf{S}}$ ■U-Pu-Zr/Fe:液相有 反応界面の温度 960 OU-Pu/Fe:液相無  $\bigcirc$ ●U-Pu/Fe:液相不明 940 ●U-Pu/Fe:液相有  $\square$ ΔÕ Ж C 920 жU-Pu-Zr/HT9:液相有 △U-Pu-Z r /HT9:液相無 900 Δ ▲U-Pu-Z r /HT9:液相有 880 0 0.05 0.1 0.15 0.2 0.25 0.3

図 3-2-1 U-Pu-Zr 合金と Fe 系被覆管材との接触界面における 液相形成温度と Pu 富化度(Pu/(U+Pu)比)との関係[3-10] (実線より上の範囲で液相形成)

Pu/(U+Pu)比 (-)

# 4. 炉心設計検討

炉心設計検討では、まず、FaCT で検討した H18 レファレンス炉心を出発点とし、Zr 含有率 や MA 含有率などの燃料組成及び炉心高さ(ボイド反応度)に関するパラメータサーベイから、 これらの条件の炉心特性に対する影響を評価する。このパラメータサーベイ結果に基づき、金属 燃料炉心の特性を活かす候補を摘出し、それぞれの候補概念の設計検討の方向性を明らかにし、 それらの炉心設計を行う。本報では、ブランケットを装荷しない高増殖炉心を検討する。今後、 コンパクト、低 Pu-f インベントリ、低ボイド反応度などの特性に特化した炉心を検討し、各候補 概念間の得失を比較検討する。なお、炉心設計検討の出発点として選定した H18 レファレンス炉 心[4-1]の主要仕様及び炉心配置図を表 4.1 及び図 4.1 に示す。

# 4.1 検討条件及び解析評価手法

# (1) 検討条件

表 4.1.1 に、本研究に用いた検討条件を H18 レファレンス炉心の設計条件[4-1]と併せて示す。 本研究では、種々の炉心概念を検討することを可能とするため、H18 レファレンス炉心の設計条 件と比較して、Zr 含有率、マイナーアクチニド (MA) 含有率など金属燃料仕様を幅広く検討し、 ボイド反応度、炉心圧損、運転サイクル長さなどに柔軟性を持たせた検討条件とした。

炉心熱出力及び一次系流量は H18 レファレンス炉心と同じものを採用した。炉心高さの上限は、 前記 3 章で暫定値として設定された 150cm を採用した。燃料ピンの外径の上限は、製造性およ び照射試験実績から定めた H18 レファレンス炉心の設計条件を採用した。金属燃料中の Zr 含有 率については、前記 3 章の仕様めやすより幅を拡げた 3~14wt%とした。MA 含有率、Pu 富化度 及び燃料スミア密度の設定範囲は、前記 3 章の仕様めやすを適用した。

スペーサワイヤ径は、EBR-IIにおける照射試験の実績から、0.8mm程度を下限とし、また、燃料バンドル部圧力損失(以下、バンドル部圧損)の上限は「もんじゅ」[4-2]のバンドル部圧損を 概略評価すると、その最大値が0.3~0.4MPaであることを基にして、0.4MPaとした。これらのこ とにより、燃料ピンを稠密に配置した炉心を検討できるようにした。ボイド反応度の上限はFaCT における上限値と同じく、流量喪失スクラム失敗事象(ULOF)起因過程における過大なエネル ギー放出回避の目安である8\$とした。最大線出力は、FaCTで設定された500W/cmとした。被覆 管はODS鋼の採用を想定し、被覆管温度制限値は被覆管内面温度が650℃以下とした。高速中性 子(E>0.1MeV)照射量は5×10<sup>23</sup>n/cm<sup>2</sup>をめやすとした。これらの条件の基で、仕様を変化させ ることによる炉心特性の変化に加えて、原子炉出口温度、取出平均燃焼度、運転サイクル長さ及 び遮へい体外接円径あるいは炉心等価直径等への影響を評価する。ただし、原子炉出口温度の算 出にあたり、冷却材流量と炉心熱出力から冷却材出入口温度差は155℃とした。

燃料中の TRU 組成については、高速炉多重リサイクル TRU 燃料組成[4-1]を基準とした。た だし、MA 含有率サーベイにあたっては、軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成を用いた。この組成 は、改良型軽水炉の燃焼度を 60GWd/t、冷却及び貯蔵期間を 40 年と仮定した場合に想定される 使用済燃料回収 TRU 組成[4-3,4-4]で、高速炉多重リサイクル TRU 燃料組成と比較して Pu の同 位体比が劣化している。高速炉多重リサイクル TRU 組成及び軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成を 表 4.1.2 に示す。高速炉多重リサイクル TRU 組成では乾式再処理により TRU を一括して再処理 することが想定され、MA 含有率を変更する余地がないのに対し、軽水炉使用済燃料回収 TRU 組成では、例えば先進湿式法のような Am および Cm の分離・回収工程が燃料再処理で想定され ており、MA 含有率に関する自由度があるためである。なお、湿式法を基本とした MA を含まな い U-Pu 燃料も検討対象とした。MA 含有率の変更に伴い、随伴 FP の量も変化すると考えられ るが、本検討では、FaCT で示されたものと同じ随伴 FP 量(0.4vol.%)を暫定値として用いた。 一方、MA を含まない U-Pu 燃料の場合では、湿式法を基本とした除染係数の高い再処理法によ り得られる燃料であることを想定し、随伴 FP を含まない燃料組成を想定した。高速炉多重リサ イクル TRU 組成の随伴 FP 量は FaCT の炉心設計条件と同じ 0.6vol.%とした。。

# (2) 解析評価手法

本検討に用いた核・熱特性の解析評価手法を以下に示す。

- (i) 核特性
  - (a) 炉定数

炉定数は、統合炉定数 ADJ2000R[4-5]を用いた。

(b) 核特性

核特性は、2 次元 RZ 体系 70 群の拡散・燃焼計算により求めた。なお、燃焼チェーンは 燃料の MA 含有率が高いことに考慮した詳細モデル(図 4.1.1 参照)を用いた。平衡サイ クルは、燃料交換バッチ数に1サイクル加えた最後のサイクルとした。Pu 富化度は、Pu 富化度1領域炉心では、平衡サイクル初期及び末期における値の小さいものについて 0.2% Δk/kk'の運転余裕を確保するように設定した。Pu 富化度2領域炉心では、この条件に加 えて、内側炉心及び外側炉心の最大線出力が概ね同じになるようにそれぞれの領域の Pu 富化度を調整した。

なお、最大線出力は、計算で得られた値に対して、燃料スラグの軸方向伸び(スエリング、 熱膨張)を考慮して評価した。

(e) ナトリウムボイド反応度、ドップラ係数及び動特性パラメータ

ナトリウムボイド反応度及びドップラ係数は、前記(b)項の平衡サイクル末期を対象に2 次元 RZ 体系 70 群の拡散計算により求めた。なお、ナトリウムボイド反応度は、非均質効 果 0.96 と輸送・メッシュ効果 0.99 を補正した値を評価値とし、ドップラ係数は、非均質 効果 1.04 と輸送・メッシュ効果 0.98 を補正した値を評価値とした。実効遅発中性子割合 は MA を含めて 70 群計算により求めた。

(ii) 熱流力特性

本研究では、熱流力特性のうち、原子炉出口温度及び最大燃料バンドル部圧力損失(以下、 「最大バンドル部圧損」)に着目し、それぞれ、H18レファレンス炉心の設計データを基に、 以下の方法で概略評価した。

(a) 原子炉出口温度

原子炉出口温度は原子炉入口温度に 155℃を加えた値として評価した。原子炉入口温度 は、被覆管温度制限値と原子炉入口温度との差について、平衡サイクルにおける包絡出 力に関する比例計算で算出した。すなわち、以下の式で算出した。

 $T_{in} = T_{max} - (T_{max} - T_{inH18}) \times Q / Q_{H18}$ 

ここで、T<sub>in</sub>は検討対象の原子炉入口温度、Tmax は被覆管温度制限値(650℃)、T<sub>inH18</sub>は H18 レファレンス炉心の冷却材入口温度(395℃)、Q は検討対象炉心の包絡出力、

Q<sub>H18</sub>はH18 レファレンス炉心の包絡出力(3,578MW)である。

(b) 最大バンドル部圧損

最大バンドル部圧損は、Cheng-Todoreasのモデル[4-6]で算出した。最大バンドル部圧 損の評価にあたり、バンドル流量の最大値及び燃料ピン全長を評価する必要がある。

バンドル流量の最大値は、バンドル出力がバンドル流量及び冷却材入口温度と被覆管温 度制限値との差に対して比例すると仮定し、以下の式から評価した。

 $\mathbf{F}_{\max} = \mathbf{F}_{\max H18} \times (\mathbf{q}_{\max} / \mathbf{q}_{\max H18}) \times \{ (\mathbf{T}_{\max} - \mathbf{T}_{inH18}) / (\mathbf{T}_{\max} - \mathbf{T}_{in}) \}$ 

ここで、F<sub>max</sub>及び q<sub>max</sub> は検討対象炉心のバンドル流量及びバンドル出力の最大値で、添 え字に H18 を付したものは H18 レファレンス炉心の設計データ(F<sub>maxH18</sub>=34.8kg/s、 q<sub>maxH18</sub>=7.28MW)である。バンドル出力の最大値は、拡散・燃焼計算から与えられる平

燃料ピン全長は、炉心高さ(燃料スラグ長)とガスプレナム長及び端栓部長さの和となる。炉心高さは解析条件で与えられる。端栓部の長さは、H18 レファレンス炉心の値と同じ7cmとした。ガスプレナム長さは、被覆管周方向応力に関して、H18 レファレンス炉心の設計値と同程度になるように決定した。すなわち、燃焼末期において最大燃焼度となる燃料ピンにおける FP ガスの発生量に基づき、この燃料ピンの内圧が H18 レファレンス炉心の最大燃焼度となる燃料ピンの内圧と同程度になるように決定した。取出燃焼度が最大となる燃料ピンは、高速中性子照射量(E>0.1MeV)が最大となっていると考えられる。 最大高速中性子照射量が同じ場合、燃料ピンの燃焼度も概ね同じであると仮定して、ガスプレナム長さは以下の式で算出した。燃料ピン中の重金属重量に比例し、被覆管内側の断面積に反比例するように与えた。

 $L_{GP} = L_{GPH18} \times \{ (W_{HM} \land A) \land (W_{HMH18} \land A_{H18}) \}$ 

ここで、L<sub>GPH18</sub>はH18レファレンス炉心のガスプレナム長さ(153cm)、W<sub>HM</sub>はピン1 本あたりの重金属重量、Aは被覆管内断面積である。

# 4.2 金属燃料炉心の特性を活かした炉心の候補に関する検討

衡サイクルの包絡出力分布から算出した。

魅力ある金属燃料炉心には、高増殖、コンパクト、低Pu-fインベントリ、低ボイド反応度、高 MA変換率、長期運転サイクルなど、種々の候補がある。これらの候補となる炉心の検討を実施す るにあたり、燃料組成及び炉心高さに関してパラメータサーベイを行い、これらの種々の候補炉 心に関する設計検討の方向性を示す。

# 4.2.1 燃料組成及び炉心高さに関する炉心特性サーベイ検討

# (1) 燃料組成サーベイ

炉心設計検討の出発点とした H18 レファレンス炉心に対し、Zr 含有率や MA 含有率などの燃料組成に関するパラメータサーベイを行い、炉心特性に対する燃料組成の影響について検討した。 パラメータサーベイに関する燃料組成の条件を表 4.2.1 に示す。

Zr 含有率サーベイにおける TRU 組成は、H18 レファレンス炉心と同じ高速炉多重リサイクル TRU 組成とした。Zr 含有率については、内側炉心と外側炉心との重金属密度比が H18 レファレ ンス炉心と同じになるように、下式を用いて設定した。表 4.1.1 から、Zr 含有率の設定範囲は 3 ~14wt%であることを考慮して設定した。 {100-(内側炉心の Zr 含有率)} / {100-(外側炉心の Zr 含有率)}

$$= \{100-10\} / \{100-6\}$$

一方、MA含有率サーベイにおけるTRU組成は、軽水炉使用済燃料回収TRU組成とし、MA含有率は0~5wt%で、内側炉心燃料と外側炉心燃料で同じMA含有率とした。

図 4.2.1 に、Zr 含有率に関するサーベイ結果を示す。この検討は、炉心高さ及び運転サイクル 長さを固定したものである。Zr 含有率が低くなると増殖比が大きくなり、ボイド反応度は僅かに 小さくなる。Zr 含有率が低くなるほど重金属インベントリが大きくなることから取出平均燃焼度 が小さくなる。Zr 含有率を小さくすることで重金属密度が大きくなることから、Pu 富化度の変 化ほど初装荷 Pu-f 重量は変化しない。最大線出力については、Zr 含有率の依存性が大きくない。 ドップラ係数は Zr 含有率が小さいほど絶対値が小さくなることから、ボイド反応度とドップラ 係数の比(VD比)は今回の計算では外側炉心の Zr 含有率が 6wt%のとき最小となっている。こ の図から、Zr 含有率を低減させることによる利点は、概ね以下のとおりである。

増殖比が増大する

・ ボイド反応度が低下する

Zr 含有率の低減による増殖比の増大については、Zr 含有率の低減に伴う重金属密度の増加に より、Pu 富化度が低減することが主要因である。重金属密度の増加に伴い、炉内の中性子スペ クトルは硬くなる方向に変化すると予想される。図 4.2.2 に外側炉心における中性子束を比較し た。この図で、縦軸は対数表示したものと線形表示したものを示した。Zr 含有率の低減により中 性子スペクトルは僅かに硬化することがわかる。中性子エネルギーが 0.1MeV 以上では、Zr 含有 率が低減すると規格化中性子束は数パーセント大きくなる。一方、keV 付近では外側炉心の Zr 含有率が 6wt%のものを基準にすると、たとえば 1.6~2keV では、外側炉心の Zr 含有率を 10wt% にしたときは約 2 割増加、3wt%にしたときは約 2 割減少した。keV 付近のエネルギー領域の中 性子束はドップラ係数に影響する。Zr 含有率が低減するほど keV 付近の中性子束が小さくなる ことから、ドップラ係数も小さくなる。

Zr 含有率とボイド反応度との関係については、Zr 含有率の低減に伴い重金属密度が増加して 中性子フラックスレベルが低下するため、ボイド反応度の非漏洩項が小さくなってボイド反応度 が低下するものと考えられる。

ボイド反応度が低下して増殖比が増大する観点で、Zr 含有率低減燃料は炉心高さを高くして増 殖比を高めた炉心に適していると考えられる。また、ボイド反応度が小さくなることを利用して、 低ボイド反応度炉心に適用することもできる。Zr 含有率の低減により重金属密度が増加すること から、コンパクト炉心や低 Pu インベントリ炉心にも適用できる。

図 4.2.3 に、MA 含有率に関するサーベイ結果を示す。MA 含有率を増加させることによる利 点は、MA 変換率の増加である。一方、課題としては、ボイド反応度が悪化することである。最 大線出力やバンドル部圧損の値にはあまり大きな変化がないことから、ボイド反応度の制限値

(8\$)を満足する範囲内で MA 含有率を増加させた炉心が高 MA 変換率炉心に適していることがわかった。

# (2) 炉心高さサーベイ

炉心設計検討の出発点とした H18 レファレンス炉心に対し、炉心高さを変化させて、ボイド反応度が 1\$~8\$となる炉心の特性を検討した。この検討では、ワイヤ径を下限値である 0.8mm として、もっとも燃料体積比が大きくなる条件を選定した。図 4.2.4 に検討結果を示す。

炉心高さを 15cm とした場合、ボイド反応度は 1.5\$程度であるのに対し、Pu 富化度が 50wt% を超過し、最大線出力も 1500W/cm 以上となっていることから、実現性が低いと考えられる。

炉心高さを 48cm としたボイド反応度が 4\$程度の炉心では、最大線出力が 500W/cm を僅かに 下回っており、Pu 富化度も 17.5wt%程度で、検討条件を満足している。増殖比が 1.0 を下回っ ていること、燃焼反応度が 5.8% Δ k/kk'と大きいことなどの課題はあるものの、この炉心は、低 ボイド反応度炉心の検討をするための出発点として採用できる。

炉心高さを87cmとしたボイド反応度が6\$となる炉心では、検討条件を全て満足している。今回の4つの仕様の中で原子炉出口温度が最も高い。ただし、現時点では、FaCTで設定されている550℃より高い原子炉出口温度を実現することの効果が明らかになっていないことから、原子炉出口温度の高温化の追求はここでは取り上げないこととする。

炉心高さを検討範囲の上限の150cmとした場合では、ボイド反応度は約7.5%で、検討条件を 満足している。このとき、増殖比は1.32で、運転サイクル長さは840日となった。バンドル部 圧損が1MPa程度となり、検討条件を超過しているものの、その他の条件は満足している。燃焼 反応度の絶対値が4%Δk/kk'と大きいこと、取出平均燃焼度が55GWd/tとなり、H18レファレ ンス炉心より40%程度小さくなることが課題であるものの、この炉心は高増殖炉心検討の出発点 として採用できる。

# 4.2.2 候補炉心概念へのアプローチ策の検討

前記 4.2.1 項の検討結果から、高増殖炉心、低ボイド反応度炉心、高 MA 変換率炉心について は、候補炉心検討の方向性が概ね定まった。

①高増殖炉心は、炉心高さを150cmとして、バンドル部圧損を満足するものを検討する。バンドル部圧損を満足させるためには、i)ピークバンドル出力すなわちピークバンドル流量を低減する、ii)流路面積の増加によりバンドル内の流速を低減する、の2つの方法がある。高増殖炉心の検討フローを図4.2.5に示す。

②低ボイド反応度炉心は、炉心高さ 48cm の 4\$炉心を出発点として、最大線出力に関する条件 (500W/cm)を満足させるように燃料ピン数を増加させつつ炉心高さを低減することで、さらに ボイド反応度を低下させた炉心を検討する。また、燃料ピン径についてもサーベイし、ボイド反 応度の変化と炉心等価直径や燃料サイクル長さ、燃焼反応度などの炉心特性について得失を比較 し、低ボイド反応度炉心の候補を絞り込む。増殖比が 1.03 に満たないことについては、軸ブラン ケットを設置して対応する。低ボイド反応度炉心の検討フローを図 4.2.6 に示す。

③高 MA 変換率炉心は、低ボイド反応度炉心に対し、ボイド反応度が 8\$を超えない範囲で MA 含有率を増加させる。当面の MA 含有率の上限値である 5wt%とした場合に、ボイド反応度が 8\$を 下回る場合には、MA 含有率を 5wt%に固定して、MA 変換率を高める炉心について検討する。

上記以外の金属燃料炉心の特性を活かした炉心の候補として、コンパクト炉心、低 Pu-f インベントリ炉心、長期運転サイクル炉心が考えられる。このうち、長期運転サイクル炉心については、検討の出発点とした H18 レファレンス炉心の運転サイクル長さが 745 日(約 25 ヶ月)であり、

それ以上の運転サイクルの長期化を目指して意味を持たせるには、10年以上の運転サイクル長さ が必要となると考えられる。今回のパラメータサーベイから、運転サイクル長さを大きく長期化 できる可能性のあるものが見出せないことから、長期運転サイクル炉心は検討しないこととした。

低 Pu-f インベントリ炉心の検討については、コンパクト炉心の検討過程から、その方向性が示 されると考えられることから、ここでは議論しないこととする。

#### **4.3 高増殖炉心の検討**

前記 4.2.2 の検討アプローチ(図 4.2.5)に基づき、高増殖炉心について検討した。まず、Zr 含有率を 6~10wt%として高増殖炉心を検討し、次に Zr 含有率を 3wt%まで低減した場合の効果 を検討した。また、高増殖炉心の魅力は FBR の導入期間の短縮であることから、導入性につい ても検討した。

# 4.3.1 炉心仕様の検討

高増殖炉心の検討の出発点は、炉心高さを150cmとしたものであり、バンドル部圧損を除き、 検討条件を満足したものになっている。単純に炉心高さを低減させてバンドル部圧損を満足させ るのは、増殖比が低減することが自明であり、前記 4.2.1 (1) 項の 6% 炉心 (炉心高さ 87 cm、増 殖比 1.13、バンドル部圧損 0.4 MPa)と同程度の炉心となる。ここでは、炉心高さを 150 cm と して、増殖比を著しく低減させることなくバンドル部圧損を低減させる方策を見出すことで、魅 力ある高増殖炉心の構築を目指す。

炉心高さを 150cm としてバンドル部圧損を満足させるためには、図 4.2.5 で示したように、ピ ークバンドル出力を低減してピークバンドル流量を低減させる方法と、スペーサワイヤを太径化 して流路面積を拡大し、流速を低減させる方法がある。前記 4.2.1 で述べたように、高増殖炉心 の出発点として採用した炉心では取出平均燃焼度が約 55GWd/t と低いことから、径方向ピーキ ングが大きくなっていると予想される。このことから、ピークバンドル出力を低減させることは、 バンドル部圧損を低減させるだけでなく、取出平均燃焼度の向上にも繋がる。一方、取出平均燃 |焼度が向上することで、増殖比が低減することから、径方向ピーキングを低減させることと、増 殖比を向上させることは相反する。また、ワイヤ太径化によるバンドル部圧損の低減を目指した 場合でも、燃料体積比が小さくなることから増殖比が低減し、ボイド反応度が増大する。これら の炉心特性を考慮し、内側炉心と外側炉心で異なる Pu 富化度を設定した Pu 富化度 2 領域炉心 についても併せて検討した。これは、Pu 富化度 2 領域炉心では、内側炉心と外側炉心の最大線 出力が同程度となるように Pu 富化度を調整するため、Pu 富化度 1 領域炉心より径方向ピーキン グの抑制に適していること、並びに、内側炉心と外側炉心の Zr 含有率を同じにできることから 炉心平均の Zr 含有率を低減し、Pu 富化度 1 領域炉心よりボイド反応度を低くして太径のワイヤ を採用できる見込みがあることを考慮したためである。Pu 富化度 2 領域炉心では、Pu 富化度 1 領域炉心と比較して出力変動が大きく、原子炉出口温度が低下することから、これらの得失も検 討するため、以下の(1)及び(2)では、Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心とを並 行して検討する。

# (1) 集合体数内外比を変化させた場合

内側炉心と外側炉心の集合体数内外比が核特性及び熱流力特性に与える影響について検討した

結果を図 4.3.1 に示す。

集合体数内外比が大きくなるにつれて、増殖比が低下した。Pu 富化度 1 領域炉心と 2 領域炉 心とでは、増殖比に関する有意な差は見られず、概ね 1.3 程度の増殖比となった。

一方、ボイド反応度は Pu 富化度 2 領域炉心が小さくなった。これは、前記 4.2.1 の燃料組成 パラメータサーベイの結果と同じく、燃料中の Zr 含有率について、Pu 富化度 1 領域炉心の場合 では内側炉心で 10wt%、外側炉心で 6wt%であるのに対し、Pu 富化度 2 領域炉心では内側炉心、 外側炉心とも 6wt%となり、Zr 含有率が低い Pu 富化度 2 領域炉心でボイド反応度が低くなるこ とがわかる。集合体数内外比が大きくなるほど、Pu 富化度 1 領域炉心では、Zr 含有率の大きな 内側炉心の燃料が相対的に多くなることから、炉心平均の Zr 含有率が増加するため、ボイド反 応度も増加する。一方、Pu 富化度 2 領域炉心では、集合体数内外比を変化させても Zr 含有率は 変化しないことから、ボイド反応度も集合体数内外比に対してほぼ一定の値になっている。

取出平均燃焼度については、Pu 富化度 1 領域炉心では集合体数内外比が 0.3 程度で極大値(約55GWd/t)となっていることから、集合体数内外比が 0.3 程度で径方向ピーキングが最小となっていることがわかる。一方、Pu 富化度 2 領域炉心では 70GWd/t 程度で、集合体数内外比が大きくなるにつれて、僅かではあるが取出平均燃焼度が大きくなっている。取出平均燃焼度について、Pu 富化度 1 領域炉心より Pu 富化度 2 領域炉心のほうが大きいことから、径方向の出力分布について、Pu 富化度 2 領域炉心は 1 領域炉心より径方向ピーキングが抑制されていると予想される。図 4.3.2~4.3.3 に径方向の中性子束及び出力密度分布について比較した。これらの図から、Pu 富化度 1 領域炉心では外側炉心で最大出力が同程度であることがわかる。内側炉心の出力 密度の最大値について、Pu 富化度 1 領域炉心は 2 領域炉心より 20%程度大きくなっている。径方向出力分布の図から、Pu 富化度 1 領域炉心は 2 領域炉心と比較して出力変動が小さいことがわかる。また、図 4.3.4 に示した Pu 含有率の径方向分布から、Pu 富化度 1 領域炉心では、Pu 富化度 2 領域炉心と比べて内側炉心の Pu 含有率がより大きくなることがわかる。

図 4.3.1 で、最大線出力については、Pu 富化度 1 領域炉心では外側炉心より内側炉心の出力が 大きく、250W/cm 程度以上となるのに対し、Pu 富化度 2 領域炉心では、内側炉心、外側炉心と も概ね 200W/cm 程度である。このことから、Pu 富化度 2 領域炉心は Pu 富化度 1 領域炉心と比 較して、径方向ピーキングが概ね 2 割低減できていることがわかる。

運転サイクル長さは、最大高速中性子(E>0.1MeV)照射量が 5×10<sup>23</sup> n/cm<sup>2</sup> 程度になるよう に定めたことから、Pu 富化度 1 領域炉心では最大でも 850 日程度であるのに対し、径方向の出 力分布が平坦な Pu 富化度 2 領域炉心では 1000 日以上と長くなった。

熱流力特性については、原子炉出口温度及びバンドル部圧損に着目する。原子炉出口温度については、Pu 富化度1領域炉心では集合体数内外比を変化させても530℃程度で一定となった。一方、Pu 富化度2領域炉心では、原子炉出口温度が510℃程度でPu 富化度1領域炉心より低く、集合体数内外比が大きくなるほど原子炉出口温度が低下した。これは、Pu 富化度2領域炉心はPu 富化度1領域炉心と比較して出力変動が大きく、Pu 富化度2領域炉心では集合体数内外比が大きくなるほど出力変動が大きくなるためである。

Pu 富化度 2 領域炉心は Pu 富化度 1 領域炉心と比べて径方向ピーキングが低減され、かつ、原 子炉入口温度が低下することから、バンドル部圧損については、Pu 富化度 2 領域炉心は Pu 富化 度 1 領域炉心より小さくなる。Pu 富化度 2 領域炉心では、集合体数内外比の増加につれてバン ドル部圧損が小さくなるものの、集合体数内外比が 0.85 のときで 0.5MPa 程度のバンドル部圧損 となっている。さらに集合体数内外比を大きくしてバンドル部圧損の低減を図ると、原子炉出口 温度が低下し、また、増殖比も低下することから、集合体数内外比を変化させただけではバンド ル部圧損を満足させることが難しいと判断した。

# (2) ワイヤ径を変化させた場合

内側炉心と外側炉心の集合体数内外比を 0.3 として、ワイヤ径に対する核特性及び熱流力特性の依存性を図 4.3.5 に示す。

ワイヤ径が増加すると、燃料体積比が減少することから、増殖比は低下する。Pu 富化度 1 領 域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心では、増殖比については有意な差が見られず、1.30~1.33 程度の 値となった。

一方、ボイド反応度は、ワイヤ径が増加するにつれて大きくなった。これは、ワイヤ径の増加 に伴い冷却材体積比も増加することによる。Pu 富化度 1 領域炉心は Pu 富化度 2 領域炉心と比較 して、Zr 含有率が大きいことからボイド反応度が 0.2\$程度大きくなった。このため、ボイド反応 度の検討条件である 8\$以下を満足できるワイヤ径は、Pu 富化度 1 領域炉心では 0.9mm で、Pu 富化度 2 領域炉心では 0.95mm となった。Pu 富化度 2 領域炉心のほうが太径のワイヤが使用で きることから、バンドル部圧損の低減の観点では Pu 富化度 2 領域炉心が優れているといえる。

取出平均燃焼度については、Pu 富化度 1 領域炉心では約 55GWd/t で、Pu 富化度 2 領域炉心 では約 65GWd/t となり、Pu 富化度 2 領域炉心が有利である。また、Pu 富化度 1 領域炉心では ワイヤ径の増加に伴い取出平均燃焼度が僅かに大きくなるものの、Pu 富化度 2 領域ではワイヤ 径が増加しても取出平均燃焼度はほぼ一定の値となった。このことから、Pu 富化度 1 領域炉心 では、ワイヤ径の増加につれて、わずかに径方向の出力分布が平坦化されることがわかる。

ピークバンドル出力については、Pu 富化度 2 領域炉心では 8.5MW 程度で、ワイヤ径によらず ほぼ一定である。Pu 富化度 1 領域炉心ではワイヤ径の増加につれて僅かではあるがピークバン ドル出力の低減が見られるものの、10MW 以上と大きな値となっている。

ピークバンドル出力が小さいことから、Pu 富化度 2 領域炉心のバンドル部圧損は Pu 富化度 1 領域炉心のものより小さくなる。ボイド反応を満足する範囲では、Pu 富化度 2 領域炉心でワイ ヤ径が 0.95mm の場合のバンドル部圧損が最も小さいものの、0.4MPa を超過している。このこ とから、ボイド反応度の条件を満足させられる範囲でワイヤ径を増加させても、バンドル部圧損 を満足させる仕様がないことがわかった。

# (3) 集合体数を増加させた場合

ここで、集合体数を増加させた解析の前に、前記(1)及び(2)で得られた知見を整理する。 検討の出発点として考えた Pu 富化度 1 領域炉心(炉心高さ 150cm、ワイヤ径 0.80mm)では、 バンドル部圧損の低減が課題であった。集合体数内外比やワイヤ太径化をパラメータとしたサー ベイ結果から、バンドル部圧損を検討条件である 0.4MPa 以下まで低減させる見込みはないこと がわかる。一方、Pu 富化度 2 領域炉心では、Pu 富化度 1 領域炉心より径方向ピーキングの低減 が可能で、ボイド反応度を満足できるワイヤ径も大きいことからバンドル部圧損を満足させるの に適している上、増殖比も Pu 富化度 1 領域のものと同程度である。このことから、高増殖炉心 には Pu 富化度 2 領域炉心が適しているといえる。前記(1)及び(2)の検討では、Pu 富化度 2 領域炉心であっても、バンドル部圧損の条件を満足させる仕様は見つかっていない。そこで、Pu 富化度2領域炉心について、集合体数を増加させてバンドル部圧損を低減させる方法を検討する。

集合体数が増加すると集合体の平均出力が低減する。集合体数によらず径方向ピーキング係数 が同じであれば、ピークバンドル出力が低減され、バンドル部圧損が低減できる。一方、炉心が 大きくなることからボイド反応度が増加すると予想され、集合体数が増加するにつれてボイド反 応度の条件を満足させるワイヤ径が小さくなると予想される。これらのことから、集合体数を増 加させるとともに、ワイヤ径も変化させたサーベイを行った。

Pu 富化度 2 領域炉心について、集合体数を 819 体に増加させた場合の核特性及び熱特性のワイヤ径依存性を図 4.3.6 に示す。この図では、図 4.3.5 で示した集合体数を 645 体とした場合の計算結果も合わせて示す。

集合体数が 645 体の場合の増殖比は 1.30~1.32 であるのに対し、819 体の場合では 1.32~1.34 程度となり、僅かに大きくなった。一方、集合体数が大きいほどボイド反応度は大きくなった。 ボイド反応度の条件を満足させるワイヤ径について、集合体数が 645 体の場合では 0.95mm 程度 であるのに対し、819 体では 0.9mm 程度となった。

取出平均燃焼度は集合体数を増加させてもほとんど変化がない。このことは、集合体数を増加 させた場合、出力密度の低下に応じて燃焼期間が増加していることを示している。

ピークバンドル出力とバンドル出力の平均値との比は、集合体数が 645 体の場合でも 819 体の 場合でも 1.6 程度であることから、集合体数が 819 体の場合のピークバンドル出力は、645 体の 場合の 0.8 倍程度になる。バンドル部圧損は概ねピークバンドル流量の2乗に比例することから、 集合体数が 819 体のバンドル部圧損は集合体数が 645 体の場合の約 0.7 倍になっている。原子炉 出口温度については、集合体数を変化させても 515℃程度でほぼ同じである。

集合体数が 819 体でワイヤ径を 0.9mm とした場合、バンドル部圧損は 0.36MPa で、増殖比は 1.32 である。一方、ワイヤ径を 0.8mm とした場合では、バンドル部圧損が 0.44MPa であるもの の、増殖比は 1.34 である。内側炉心と外側炉心の集合体数内外比を大きくすると、増殖比は小さ くなるものの、ピークバンドル出力が低減されることから、バンドル部圧損が小さくなる。この ことから、バンドル部圧損が検討条件より小さいワイヤ径 0.90mm の場合では集合体数内外比を 小さくして増殖比を増加させることが可能である。反対に、ワイヤ径が 0.80mm の場合では、集 合体数内外比を大きくしてバンドル部圧損を満足させると増殖比が低下する。両者の得失を比較 するため、集合体数を 819 体でワイヤ径を 0.80, 0.85, 0.90mm の 3 ケースについて、バンドル部 圧損が 0.4MPa 程度となるように集合体数内外比を調整して比較したものを表 4.3.1 に示す。ワ イヤ径を変化させても増殖比は 1.33 程度でほぼ同じ値となった。原子炉出口温度については、ワ イヤ径を 0.80mm として内外比を小さくしたものが優れているといえる。

一方、集合体数が819体でワイヤ径を0.9mmとした場合、バンドル部圧損は0.36MPaである ことから、バンドル部圧損の検討条件に対して10%程度の余裕があることから、集合体数の削減 について検討する。出力分布について、径方向ピーキングが集合体数によらず変化しないことを 前提とすると、ワイヤ径を0.90mmで集合体数内外比を0.30程度とした場合、5%程度の集合体 数削減が可能と考えられる。このことから、集合体数を765体として核特性及び熱特性を評価し た。図4.3.6から、集合体数を765体とした場合でも、バンドル部圧損やボイド反応度の条件も 満足していることがわかる。集合体数を819体の場合と比較して、増殖比は同程度であり、初装 荷核分裂性 Pu 重量が 7%小さい。このことから、集合体数を 765 体としたものを Pu 富化度 2 領域炉心の高増殖炉心として選定する。

# (4) 燃料交換バッチ数の影響及び高増殖炉心仕様の選定

Pu 富化度 2 領域炉心の課題の一つは、Pu 富化度 1 領域炉心と比較して出力変動が大きいこと から原子炉出口温度が低くなることである。このことから、出力変動を抑えて原子炉出口温度の 高温化を図るため、燃料交換バッチ数の増加について検討した。検討結果を図 4.3.7 に示す。

燃料交換バッチ数の増加につれて燃焼反応度の絶対値は小さくなり、6 バッチでは 3% Δ k/kk' 以下となった。このとき、増殖比は 1.35 となり、3 バッチの場合と比較して僅かに大きくなった。 燃料交換バッチ数の増加により出力変動が抑制されることから、原子炉出口温度は 519℃程度ま で高くなるものの、6 バッチの場合は 3 バッチの場合と比較して、ピークバンドル出力が約 4% 大きくなる。このことから、バンドル部圧損は 0.44MPa となり、上限値を超過した。このため、 6 バッチの炉心について、集合体数内外比を調整してバンドル部圧損を 0.4MPa となるようにし、 最終的な Pu 富化度 2 領域炉心の高増殖炉心を選定した。

選定された高増殖炉心の主要仕様を表 4.3.2 に示す。炉心高さ 150cm で、増殖比 1.34 とできる炉心が構築できた。初装荷核分裂性 Pu (Pu-f) 重量は 7.6 t/GWe で、原子炉出口温度は 519℃ である。この炉心の導入性については、次節で検討する。

# (5) Zr 含有率低減燃料の適用

前記 4.2 節での検討結果から、Zr 含有率を 3wt%まで低減させた燃料を用いることで、①増殖 比の向上及び②ボイド反応度の低減が期待できる。それぞれの計算結果を表 4.3.4 に示す。

増殖比向上に活用した場合

表 4.3.3 で示した高増殖炉心の選定炉心に対し、Zr 含有率 3wt%燃料を適用し、バンドル 部圧損の観点で集合体数内外比を変化させた。Zr 含有率を 3wt%に低減させた燃料を用い ることで、増殖比は 1.40 を達成できる見通しが得られた。複合システム倍増時間は 25.0 年で、Zr 含有率 6wt%のものより約 15%短縮できる。初装荷 Pu-f 重量は 7.6t/GWe で、Zr 含有率 6wt%のものと同じである。原子炉出口温度は 515℃で、Zr 含有率 6wt%のものと 比較して 4℃程度低くなること、燃焼反応度の絶対値が 3% $\Delta$ k/kk'を超過していることが課 題となるものの、Zr 含有率 3wt%燃料を用いることで、より大きな増殖比となる炉心が構 築できることがわかった。

② ボイド反応度低減を初装荷 Pu-f 重量の低減に活用した場合

表4.3.3 で示した高増殖炉心の選定炉心では、初装荷 Pu-f 重量が大きいことが課題である。 Zr 含有率低減によりボイド反応度が低減することから、太径のワイヤを採用して集合体数 を削減して初装荷 Pu-f 重量を低減させることができる。Zr 含有率 3wt%燃料を採用し、燃 料集合体数を 645 体とした場合について、ボイド反応度の観点で採用できるワイヤ径をサ ーベイし、1.0mm のワイヤを採用できることがわかった。このとき、増殖比は 1.37 程度 で、Zr 含有率 6wt%の場合より 5%ほど大きくなるものの、①の増殖比向上を目指したもの よりは小さくなった。しかしながら、初装荷 Pu-f 重量は 6.7t/GWe で、Zr 含有率 6wt%の 場合より約 12%低減できることがわかった。原子炉倍増時間についても 25.0 年で、増殖比 向上を目指したものと同じになった。また、原子炉出口温度は約 515℃で、Zr 含有率 6wt%
の場合より約4℃低下したものの、増殖比向上を目指したものと同程度となった。

以上のことから、Zr 含有率を 3wt%まで低減させた燃料を用いることで、若干の原子炉出口温 度の低下が見られるものの、増殖比は向上し、原子炉倍増時間も短縮することがわかった。増殖 比の向上に特化した場合と、初装荷 Pu-f 重量の低減に利用した場合の得失については、次節で議 論する。

#### 4.3.2 導入性の検討

前記 4.3.1 項で検討された高増殖炉心の導入性効果を議論する。ここでは、FBR 導入シナリオ に関わる複雑な議論を避けるため、簡易評価モデルを検討し、その上で高増殖炉心の導入性効果 として FBR 設備容量の推移について検討する。

# (1) 導入性効果簡易評価モデル

FBR の単位時間あたりの導入基数は、複合システム倍増時間を用いて表すことができる。

ΔN=N(t) (ln2/T<sub>D</sub>) Δt ···· (4.3.1) この式は、時刻 t=0 で N(0)基の FBR が導入された後、そこから排出される使用済燃料を再処 理して得られる燃料で導入される FBR の基数を表したものである。式中の T<sub>D</sub> は複合システム倍 増時間である。

実際に FBR が導入されていく場合では、軽水炉再処理から得られる燃料で導入される FBR の 基数も期待できる。ここで、燃料組成による炉心特性の依存性を無視すると、軽水炉再処理から の Pu-f で導入される FBR の基数は供給 Pu-f 量を FBR の初装荷 Pu-f 重量で割ったものとなる。 このことから、単位時間あたりの FBR 導入基数は、以下のように書き表すことができる。

 $\Delta N = (F/W) \Delta t + N(t) (ln2/T_D) \Delta t$  ··· (4.3.2) ここで、F は軽水炉再処理からの Pu-f 供給量、W は FBR の初装荷 Pu-f 重量である。右辺第 1 項が軽水炉再処理からの Pu-f を利用して導入される FBR の基数である。第 2 項は FBR の使用 済燃料からの Pu-f で導入される基数を表し、式 (4.3.1) と同じである。このモデルは、実用化 戦略調査研究フェーズ 2 (FS-II)[4-7]で示されている詳細なシナリオ解析のような現実的な FBR 導入シナリオを評価するものではなく、燃料組成の違いや FBR へ供給される Pu-f 量の時間変化 及び炉心の耐用年数などを考慮しない簡略なものであり、FBR 導入性の定性的な評価を目的とし たものである。本検討では炉心の性能と FBR 導入性の関係についての定性的な評価が目的であ ることから、以降の導入性効果の検討にはこのモデルを採用して評価する。

#### (2) 高増殖炉心の導入性効果の検討

前記 4.3.1 項で検討した高増殖炉心のうち、①Zr 含有率を 6wt%としたもの(集合体数 745 体、 ワイヤ径 0.9mm、増殖比 1.34)、②Zr 含有率を 3wt%としたもの(集合体数 745 体、ワイヤ径 0.9mm、増殖比 1.40)及び③FS-II で検討された Na 冷却金属燃料炉心(増殖比 1.10) について、 国内シナリオ相当の条件で導入性効果を検討した。国内シナリオでは、レファレンス条件(総設 備容量 58GWe)、二酸化炭素制約条件(同 80GWe)、水素製造条件(96GWe) について、総設備 容量の時間変化を考慮した検討がされている。簡易モデルでは総設備容量は取り入れていないた め、式(4.3.2)を単純に使用して評価した。

検討対象とした炉心の導入性効果評価用データを表 4.3.4 に示す。式(4.3.2) による FBR 導

入性評価にあたり、軽水炉使用済燃料から供給される Pu-f 供給量が重要なパラメータとなる。こ こでは、FS-II で想定された燃料製造施設の年間処理量(50tHM/y)と FS-II の FBR 導入シナリ オ解析で採用された金属燃料炉心の Pu-f インベントリから、3.4t/yと暫定的に与えた場合を基準 とし、その 1/2 の 1.7t/y の軽水使用済燃料からの Pu-f 供給量とした場合の 2 ケースについて検討 した。それぞれの軽水炉使用済燃料からの Pu-f 供給量を仮定した場合の導入カーブを図 4.3.8(a) 及び(b)に示す。

軽水使用済燃料からの Pu-f 供給量を 3.4t/y とした場合、Zr 含有率を 6wt%とした高増殖炉心 は、レファレンス条件では FS-II の Na 冷却金属燃料炉心より 3%程度長期化するものの、水素 製造条件の場合では 4%程度の短縮が期待できることがわかる。FBR の総設備容量が小さい場合 には、軽水炉使用済燃料による FBR の導入が効果的で、総設備容量が増加するほど、FBR 使用 済燃料の寄与が大きくなることを示している。今回の Zr 含有率 6wt%燃料を採用した高増殖炉心 では、初装荷 Pu-f 重量が 7.6t/GWe 程度となっており、FS-II の炉心より約 1.6 倍大きいことか ら、レファレンス条件では FS-II の Na 冷却金属燃料炉心より導入期間が長期化する。一方、Zr 含有率 3wt%燃料を適用した高増殖炉心については、増殖比向上を目指した炉心とインベントリ 低減を目指した炉心の2ケースがあるが、いずれの炉心ともレファレンス条件、CO2 制約条件、 水素製造条件で FS-II の炉心より導入期間の短縮が見込まれることがわかる。増殖比向上炉心の 場合、FS-II の導入期間と比較して、レファレンス条件で 5%、CO2 制約条件で 11%、水素製造 条件で 14%の短縮となり、低インベントリ炉心では、それぞれ、12%、17%、19%の短縮が可能 となるとの概略評価結果が得られた。

軽水使用済燃料からの Pu-f 供給量を 1.7t/y とした場合、式(4.3.2)の左辺第 1 項で表される 軽水炉使用済燃料からの Pu-f で導入される FBR が少なくなることから、増殖比が大きいものが 有利となると予想される。FS-II の Na 冷却金属燃料炉心は、導入する FBR 設備容量の目標値に 関わらず、導入期間が最も長期化する。Zr 含有率を 3wt%として Pu-f インベントリ低減を目指 した炉心が最も導入期間が短縮できるのは、図 4.3.3(a)の場合と同様である。FBR 導入設備容量 が最も大きな水素製造条件で比較すると、FS-II の炉心に対して、Zr 含有率を 6wt%とした高増 殖炉心は約 15%の導入期間短縮、Zr 含有率を 3wt%として高増殖を目指したものは 25%、低 Pu-f インベントリを目指したものは 28%の導入期間短縮が可能との概略評価結果が得られた。

以上の定性的な導入性評価結果から、FBR 導入期間の短縮には、高増殖比だけでなく Pu-fインベントリの低減も効果があることがわかった。

#### 4.4 コンパクト炉心の検討

#### 4.4.1 炉心仕様の検討

コンパクト炉心(炉心等価直径最小炉心)検討の方向性について考える。4.2.1 項での検討によ れば、炉心高さ 48cm のボイド反応度が 4\$の炉心では、最大線出力を 500W/cm とする検討条件 に非常に近いのに対して、バンドル部圧損は 0.2MPa 程度となっている。よって、バンドル部圧 損の条件を満足する範囲内で炉心を長くして、最大線出力を 500W/cm に保つように燃料ピン数 (燃料集合体数)を削減していくのが適当と考えられる。炉心等価直径低減のためには、ボイド 反応度を満足する範囲内でピン径を細くするのがよく、また、ワイヤ径を太くしてバンドル部圧 損を低減させて集合体数の削減を図れば良い。これらのサーベイを通して炉心等価直径が最小と なる炉心を検討し、増殖比が 1.03 に満たない場合には、炉心高さの増加、あるいは、ブランケッ トの設置で対応する。コンパクト炉心の検討フローを図 4.4.1 に示す。

サーベイ計算を通じて選定された炉心の主要仕様を表 4.4.1 に示す。サーベイは最大高速中性 子束が 5x10<sup>23</sup>n/cm<sup>2</sup>程度以下となる条件で行った。燃料ピンを細径化した場合、取出平均燃焼度 とボイド反応度が増加するが、逆に、取出平均燃焼度を一定とし、燃料ピンを細径化して太径ワ イヤを採用することにより、バンドル部の圧力損失を維持しつつ、Pu-fインベントリが低減され た炉心となった。

これまでの検討を通じ、Zr 含有率を低減させることで増殖比が増加しボイド反応度が低下する こと、並びに、Pu-f インベントリ低減には燃料ピンを細径化するのが効果的であることがわかっ ている。また重金属密度の増加に伴い、燃焼特性も向上する。選定炉心に対し単純に Zr 含有率 を 3wt%の燃料に置換して炉心特性を評価したところ、増殖比が増大(0.96→1.04 程度)し、ボイ ド反応度がわずかに低下(7.9\$→7.7\$)した。バンドル部圧損はほとんど増加しなかったが、これ は、Zr 含有率低減による出力変動の増加分を、炉心入口温度の低下でカバーしたためである。Pu-f インベントリは1割程度低減(3.1t/GWe → 2.8t/GWe 程度)できる可能性がある。なお最大線出力 が検討条件(500W/cm 以下)をわずかに超過したが、これは燃料集合体を数体増加させること により調整可能と考えられる。

# 4.4.2 He ボンド粒子型金属燃料の予備検討

金属燃料を He ボンド型とし、下部ガスプレナム構造とすることができれば、FP ガス温度を炉 心入口温度程度に低減可能なことから、ガスプレナムを大幅に短尺化できる。燃料ピンの短尺化 によるバンドル部圧力損失の低下分を、逆に、圧力損失を同程度に維持したままピン間ギャップ 幅を狭くすることに振向ければ、冷却材体積比の減少によりボイド反応度の低下が期待できる。 ガスプレナム長の削減は炉心入口温度が低いほど期待でき、また炉心の"大きさ"が小さくなる方 向であることから、出入口温度(527℃/372℃)が低く、かつ、炉心の小さいコンパクト炉心を 対象にその効果を検討することが妥当である。なお He ボンド型の粒子燃料(振動充填)のスミ ア密度は 72~75%程度の範囲で調整できると考えられることから、炉心設計では 75%を採用する。

上部ガスプレナム(想定温度 650℃)から下部ガスプレナム(想定温度 372℃)とすることに より、CDF<0.5 を満足するガスプレナム長は約 176cm から約 132cm となる。これに燃料スラグ や端栓部分の長さを考えることにより、燃料ピン全長としては約 275cm から約 234 cm へと短尺 化される。これによるバンドル部圧力損失の低下分(0.37MPa→0.32MPa)を、ピン間ギャップ を狭める方向に仕様変更した場合、ワイヤーラップ径は 1.45mm→1.35mm となり、実効燃料体 積率は 30%→31%と向上する。

さらに、下部プレナム構造が採用できれば、燃料要素長が削減できるだけでなく、SASS 作動 までの時間遅れの短縮や、集合体上部のナトリウム密度変化による反応度低減が期待できること から、過渡特性の観点からも魅力が大きい。

炉心特性と過渡特性の向上が期待できる He ボンド粒子型金属燃料炉心の検討を今後も進めて ゆく。

	項目	設計値	
	炉心熱出力 (MW)		3530
炉心	燃料ピン径(mm)		8.5
	炉心高さ(cm)		75
	燃料Zr含有率(wt%)		10/6
	燃料スミア密度[IC/OC] (%)		75/75
心 •	スペーサワイヤ径 (mm)		1.00
燃	集合体ピン本数		331
科仕様	厳約体積化[字动] (2)	IC	34.2
	※种种俱比L夫刘」(%)	00	34.2
	冷却材体積比[ピンバンドル音	ß] (%)	24.5
	燃料体数[IC/OC/合計]		150/495/645
	IC/OC 燃料体数比		0.30
	遮へい体外接円径 (m)		6.5
	) 毎年また 1月 1日	E	745
	建築がかたで	ヶ月	24.5
	バッチ数		3
	Pu富化度 (wt%)		12.2
	増殖比	1.031	
	燃焼反応度 (%∆k/kk')	0.7	
	取出平均燃焼度 (MWd/t)	96.6	
炉心	最大高速中性子照射量( (E≧0.1MeV)	5.50	
性		IC	304
	最大線出力(W/cm)	OC	347
		最大	347
	ボイド反応度(\$)	6.15	
	ドップラ <b>係数</b> (Tdk/dT)		-3.04E-03
	流量領域区分数[IC/OC]		2/9
	ピンハントル部圧損(MPa)		0.22
	被覆管内面最高温度[IC/0	(°C)	649/649

表 4.1 H18 レファレンス炉心の主要仕様

項目	本検討	FaCT		
炉心熱出力	3,530 MWt			
一次系冷却材流量	18,000	kg/s		
原子炉出入口温度	規定なし(ΔT=155℃)	550°C(出口)/395°C(入口)		
炉心高さ	150 cm以下	規定なし		
燃料ピン径	8.5 mm	以下		
燃料Zr含有率	3∼14 wt%	6 ~ 10 wt%		
燃料MA含有率	5wt%以下			
スペーサワイヤ径	0.8mm以上	1.0 mm以上		
増殖比	1.03以上(極力大きく)	1.03~1.1(低増殖炉心) 1.2(高増殖炉心)		
運転サイクル長さ	規定なし	24ヶ月以上		
ボイド反応度	8 \$ 以下			
最大線出力	500W/cm以下			
高速中性子照射量 (E>0.1MeV)	5×10 <sup>23</sup> n/cm <sup>2</sup> 程度以	以下(ODS鋼を想定)		
燃料バンドル部圧損	0.4MPa以下	0.2 MPa程度以下		
被覆管内面最高温度	650 °C 以下			

表 4.1.1 炉心検討の条件

	表	4.1.2	TRU	組成
--	---	-------	-----	----

高速炉多重り	ーサイクルTRU	軽水炉使用済燃料回収TRU <sup>*</sup>		
核種	組成(wt%)		核種	組成 (wt%)
Pu-238	1.1		Pu-238	2.8
Pu-239	66.0	Pu,Np	Pu-239	50.0
Pu-240	25.2		Pu-240	27.3
Pu-241	2.4		Pu-241	1.8
Pu-242	2.4		Pu-242	9.2
Np-237	0.4		Np-237	8.9[合計 100.0]
Am-241	1.6		Am-241	83.4
Am-242m	0.0		Am-242m	0.1
Am-243	0.5	Am,Cm	Am-243	14.9
Cm-244	0.4		Cm-244	1.2
Cm-245	0.1		Cm-245	0.4[合計 100.0]

\* 設計検討用, ALWR (60GWd/t) 使用済燃料回収 TRU (冷却・貯蔵 40 年)

	Ę	北泊	で世代上く。日	1 全 古家	2 2 2	W	A含有率パラメーぐ	
	Ŕ	<b>∔</b> ∃		+ F J		2wt%	3wt%	U-Pu
	TRU組成	I	高速炉多重TRU	Ţ	Ţ	軽水炉回収TRU	Ţ	Ţ
	燃料2r含有率(内側/外側)	wt%	1.7	7/3	14/10	10/6	Ļ	↓
<u>候</u> 业14日 <del>亡年</del>	金属燃料密度(内側/外側)	g/cm <sup>3</sup>	16.0/17.1	16.8/18.1	15.1/16.0	16.0/17.1	Ţ	↓
※※ 本土 小山 八 寺	燃料スミア密度(内側/外側)	%	75/75	↓	Ţ	Ţ	ţ	↓
	MA含有率[MA/HM]	wt%	0.4	0.3	0.4	2.0	3.0	0:0
	随伴FP	%lov	9.0	↓	↓	0.4	Ļ	0:0
	集合体ビン本数	₩	331	↓	↓	↓	↓	↓
-	r シ径	mm	8.5	↓	↓	Ļ	↓	→
形状	スペーサワイヤ径	mm	1.00	ţ	Ţ	Ţ	ţ	Ţ
寸法等	炉心高さ	cm	75	ţ	Ţ	ţ	ţ	t
	燃料体数(内側/外側/合計)	茶	150/495/645	↓	Ţ	Ţ	Ļ	↓
	内側/外側 燃料体数比	I	0.30	↓	↓	Ţ	↓	Ţ
	炉心熱出力	MWth	3530	↓	↓	↓	↓	→
その色	運転サイクル長さ	Ш	745	↓	↓	Ļ	↓	↓
	バッチ数	I	3	↓	↓	Ţ	↓	↓

表 4.2.1 燃料組成パラメータの解析条件

Item	Unit	ワイヤ径 = 0.80mm	ワイヤ径 = 0.85mm	ワイヤ径 = 0.90mm
集合体数比	-	0.64	0.29	0.22
運転サイクル長さ	days	1390	1340	1280
Pu富化度	wt%	7.8/8.6	7.7/8.5	7.7/8.5
増殖比	-	1.33	1.33	1.33
取出平均燃焼度	GWd/t	68.4	65.9	63.0
初装荷Pu−f重量	t/GWe	8.4	8.4	8.5
高速中性子照射量(E>0.1MeV)	n/cm <sup>2</sup>	5E+23	5E+23	5E+23
ボイド反応度	\$	7.46	7.68	7.92
原子炉出口温度	°C	512	516	517
バンドル部圧損	MPa	0.39	0.40	0.39
システム倍増時間	У	47.7	47.8	48.7

# 表 4.3.1 Pu 富化度 2 領域高増殖炉心(819 集合体)の内外比調整結果

項目	単位	主要仕様
TRU 組成	_	高速炉多重リサイクルTRU
ひ含有率(内側/外側)	wt%	6.0/6.0
密度 (内側/外側)	g/cm <sup>3</sup>	17.1/17.1
スミア密度(内側/外側)	%	75/75
燃料ピン数	-	331
燃料ピン外径	mm	8.5
スペーサワイヤ径	mm	0.90
炉心高さ	cm	150
集合体数(内側/外側/全体)	-	240/525/765
炉心等価直径	m	5.8
炉心熱出力	MWth	3530
運転サイクル長さ	day	650
燃料交換バッチ数 	-	6
Pu富化度 [Pu/HM](内側/外側)	wt%	7.4/8.3
增殖比	-	1.34
燃焼反応度	%∆k∕kk'	-2.81
取出平均燃焼度	GWd∕t	68.5
初装荷Pu-f重量	t/GWe	7.6
高速中性子束(E>0.1MPa)	n/cm²	5E+23
最大線出力	W/cm	177
実効遅発中性子割合	-	3.78E-03
ボイド反応度	\$	7.98
ドップラ係数	Tdk/dT	-3.34E-03
バンドル最大出力	MWth	7.0
原子炉出口温度	°C	519
バンドル部圧損	MPa	0.39

表 4.3.2 高増殖炉心の主要仕様

百日	単位	高増殖炉心	高增殖炉心(Zr含有率3wt%燃料適用)		
Xu	ーー (Zr含有率6wt%)		増殖比向上に利用	ボイド反応度低減に着目 (インベントリ低減に利用)	
TRU 組成	-	高速炉多重リサイクルTRU	←	←	
ひ含有率(内側/外側)	wt%	6.0/6.0	3.0/3.0	←	
密度 (内側/外側)	g/cm <sup>3</sup>	17.1/17.1	18.0/18.1	←	
スミア密度(内側/外側)	%	75/75	Ļ	←	
集合体あたり燃料ピン数	-	331	<i>←</i>	<i>←</i>	
燃料ピン外径	mm	8.5	→ ←		
スペーサワイヤ径	mm	0.90	← 1.00		
炉心高さ	cm	150	→ <i>←</i>		
集合体数(内側/外側/全体)	-	240/525/765	276/489/765	297/348/645	
集合体数内外比	-	0.46	0.56	0.85	
炉心等価直径	m	5.8	←	5.2	
炉心熱出力	MWth	3530	<u>←</u>	<u>←</u>	
運転サイクル長さ	day	650	680	630	
燃料交換バッチ数	-	6	←	<i>←</i>	
Pu富化度 [Pu/HM](内側/外側)	wt%	7.4/8.3	6.9/7.6	7.0/8.3	
増殖比	-	1.34	1.40 1.37		
燃焼反応度	%∆k⁄kk'	-2.81	-3.29	-3.10	
取出平均燃焼度	GWd∕t	68.5	65.7	72.2	
初装荷Pu─f重量	t/GWe	7.6	7.6	6.7	
高速中性子束(E>0.1MPa)	n/cm <sup>2</sup>	5.43E+23	5.47E+23	5.45E+23	
最大線出力	W/cm	177	182	198	
実効遅発中性子割合	-	3.78E-03	3.85E-03	3.83E-03	
ボイド反応度	\$	7.98	7.62	8.00	
ドップラ係数	Tdk/dT	-3.34E-03	-3.11E-03	-3.14E-03	
バンドル最大出力	MWth	7.0	7.1	7.8	
原子炉出口温度	°C	519	515	515	
バンドル部圧損	MPa	0.39	0.39	0.38	

# 表 4.3.3 Zr 含有率 3wt%燃料を採用した高増殖炉心の主要仕様

表 4.3.4 導入性効果計算条件

項目	単位	FS2-Metal	高増殖炉心 (Zr含有率6wt%)	高増殖炉心 (Zr含有率3wt%•高増殖)	高増殖炉心 (Zr含有率3wt%・低インベントリ)
初装荷Puf重量	t/GWe	4.9	7.9	7.6	6.7
複合システム倍増時間	У	58	29.4	25.0	25.0

	項目	単位	コンパクト炉心 [Naボンド・上部ガスプレナム]
	TRU組成	-	高速炉多重リサイクルTRU
燃料組成等	燃料Zr含有率 (内側/外側)	wt%	6.0/6.0
	随伴FP	vol%	0.6
	集合体ピン本数	本	331
	ピン径	mm	8.0
形状	スペーサワイヤ径	mm	1.45
•	炉心高さ	cm	92
寸法等	ガスプレナム長さ	cm	176
	燃料ピン長さ	cm	275
	燃料体数(内側/外側/合計)	体	168/195/363
	燃料	%	40.9
体積比	(実効燃料)	%	(30.5)
(炉心部)	構造材	%	23.2
	冷却材	%	35.9
	炉心熱出力	MWth	3530
その他	運転サイクル長さ	日	460
	バッチ数	-	3
	Pu富化度[Pu/HM](内側/外側)	wt%	10.5/14.5
	増殖比 <sup>*1</sup>	-	1.035
	取出平均燃焼度	GWd/t	93.9
	初装荷Pu-f重量	t/GWe	3.07
	初装荷HM重量	t/バッチ	17.3
	最大高速中性子照射量	n/cm <sup>2</sup>	5.39E+23
炉心特性	最大線出力 <sup>*2</sup>	W/cm	498
	実効遅発中性子割合	-	3.63E-03
	<u>ボイド反応度(平衡末期)<sup>*3</sup></u>	\$	7.9
	ドップラ係数(平衡末期) <sup>*4</sup>	Tdk/dT	-3.29E-03
	バンドル部圧損	MPa	0.37
	炉心出口温度	⊃°C	527
	炉心入口温度	⊃°	372

表 4.4.1 コンパクト炉心の主要仕様

\*<sup>1</sup> サイクル平均

\*<sup>2</sup> 燃焼ミスマッチファクター、ラッハ<sup>°</sup>管発熱(0.6%)、燃料膨張効果(0.6%)、燃料スラク<sup>\*</sup>軸伸び効果 (内側=8.5%, 外側=7.0%)を考慮した2次元RZ計算結果

\*3 ラッパ管間ギャップの冷却材は非ボイド、ボンド材Naなし燃料スラグの軸伸び考慮 (軸伸び体系計算)、集合体内非均質効果 [0.95]

\*<sup>4</sup> 燃料核種の温度を基準+500℃、非均質効果[1.02] ボンド材Naなし



図 4.1 H18 レファレンス炉心の炉心配置





図 4.2.1 Zr 含有率サーベイ結果 (1/2)



図 4.2.1 Zr 含有率サーベイ結果 (2/2)



(c) keV 領域の拡大図(線形軸表示)

図 4.2.2 Zr 含有率による中性子スペクトルの変化



図 4.2.3 MA 含有率サーベイ結果 (1/2)



(k) MA 変換率

図 4.2.3 MA 含有率サーベイ結果 (2/2)



図 4.2.4 炉心高さサーベイ結果 (1/2)



図 4.2.4 炉心高さサーベイ結果 (2/2)



図 4.2.5 高増殖炉心の検討フロー



図 4.2.6 低ボイド反応度炉心の検討フロー





中心からの距離(cm)





図 4.3.3 Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心の出力密度分布の比較



中心からの距離(cm)

図 4.3.4 Pu 富化度 1 領域炉心と Pu 富化度 2 領域炉心の Pu 含有率の径方向分布の比較



図 4.3.5 高増殖炉心検討におけるワイヤ径サーベイ結果





図 4.3.7 燃料交換バッチ数サーベイ結果 (1/2)





(a) 軽水使用済燃料からの Pu-f 供給量を 3.4t/y とした場合



(b) 軽水使用済燃料からの Pu-f 供給量を 1.7t/y とした場合 図 4.3.8 簡易モデルによる導入性効果の比較



図 4.4.1 コンパクト炉心の検討フロー

# 5. FaCT レファレンス炉心の安全評価

# 5.1 炉心安全性の評価方法

FaCTの副概念である金属燃料のレファレンス炉心の、炉心損傷時の安全評価について検討した。 最終的には、金属燃料の炉心損傷解析コードとして電中研が開発した CANIS コード[5-1,5-2]による 解析を通した評価を実施する。本報では、レファレンス炉心の①集合体の出力分布(P)、②出力/ 流量比分布(P/F)、③反応度係数などをもとに、過去の CANIS による解析例(電中研設計 150 万 kW 級、JAEA 設計3領域中型炉心)を参考に、事象推移を推定する。

過去の解析による知見を以下に示す。

(a) 金属燃料炉心で径方向膨張反応度を加味すると早期の炉心損傷は発生しない

- 長期高温化後の液相形成による被覆管減肉に伴う被覆管クリープ破損は発生する。
- 過去の解析では、早期の冷却材沸騰、燃料溶融と被覆管破損を伴う燃料破損を導くため、
  径方向の反応度は考慮していない。そのため、今回も考慮しない条件とする。
- (b) 最大出力、過剰 FPS(\*)は、沸騰開始から燃料破損までの時間差が支配的である。
  - ・ 沸騰開始は、第一にコーストダウン特性、第二に反応度フィードバック特性に依存する。
  - ・ 沸騰後の反応度投入率は集合体間の同時性に依存する。
  - ・ 強制循環引き継ぎ(ポニー流量)では冷却材沸騰が回避される可能性が大きいため、自然 循環移行で解析する。
  - (\*) 通常 FPS (Full Power Second: 定格出力時1秒間に発生するエネルギー量で規格化した値) で示すことが多い。
- (c) 同時性が強いと一般に厳しい結果となる
- (d) 冷却材ボイド反応度が小さいと、冷却材沸騰時の正の反応度投入率が小さいため、出力が上が りにくい。
  - ・ 燃料温度が上がらず燃料溶融分散タイミングが遅れる。
  - 同時性と冷却材ボイド反応度の効果のどちらが支配的かは、解析を実施しないと断定できないが、同じボイド反応度でも、大型炉に比べて同時性の強い中型炉では、炉心定格熱出力を Poとすると、最大出力が5Po程度から40Poに増大しているため、同時性の効果が強い可能性がある。
  - ・ 集合体の P/F の分布図と、P P/F 相関図を作成すると様相が分かる。

#### 5.2 金属燃料炉心損傷解析コード CANIS の概要

#### (1) CANIS コードの概要

CANIS コードは、金属燃料の炉心損傷を評価することを目的として開発を行った、冷却材ナトリウムの沸騰と燃料の溶融・分散挙動を扱うことのできる動特性解析コードである。

CANIS コードのモデル概要を、図 5.2.1 に示す。コードは、1次系一巡の流路モデルとなっており、炉心入口温度は境界条件として与えている。この温度境界条件は、数分程度の短時間挙動の場合は一定温度とする場合もあるが、別途1次系/2次系をモデル化した動特性解析コードの解析結

果から与える場合もある。ホットプレナムとコールドプレナムの間は、IHX に相当する流路(2次 系との熱交換モデルはない)がポンプを介してつながっている。ポンプは、循環ヘッドを変化させ ることで流量変化を与える。炉心は、流量、出力の観点から複数の集合体をグルーピング(ランピ ング)して1次元のピンモデル(代表チャネル)とし、それらを多数チャネルとして組み込むこと で全炉心またはセクター炉心をモデル化している。代表チャネル間の熱移行も考慮できるモデルと している。

熱流動は、1次元二流体モデルで、冷却材ナトリウムの沸騰を扱うことができる。速度場は、ナ トリウム気相とそれ以外(ナトリウム液相、分散燃料(固体、液体、FP ガス))としている。流動 スキームはオプションによって選択することができる。通常は、沸騰初期は気泡分散流、その後は 環状流として扱っている。ドライアウト判定も、いくつかのオプションを選択することができるが、 通常はクオリティで判定している。解法アルゴリズムは、陰解法である SIMPLE の二流体モデルへ の拡張である IPSA 法を適用している。

核動特性は、1点近似で Kganove[5-3]の方法で中性子束を計算する。反応度係数は、ドップラ、 冷却材密度、燃料密度(燃料の軸方向膨張効果であり、自由伸びと被覆管拘束のオプションがある)、 構造材密度(被覆管とラッパ管の軸方向膨張)の各反応度係数を、厳密3次元反応度分布で適用で きる。熱流動計算で得られた温度分布をもとに、各種反応度係数に乗じて全反応度の変化を計算す る。

反応度成分としては、他に、燃料軸方向膨張効果(初期炉心形状から上部にはみ出た部分の反応 度効果)と、径方向炉心膨張(湾曲)反応度がモデル化されている。

燃料溶融後の燃料分散駆動力は、主に燃料結晶中に蓄えられていた FP ガスである。燃料中の FP ガス分布は、金属燃料挙動解析コード ALFUS[5-4]により評価する。ALFUS の解析結果を、別途外 部ファイルから読み取り、FP ガス以外にも、燃料形状、燃料組成などの情報を CANIS へ与えてい る。

以下に計算の順番を示す。

step1

構造データ、計算条件などを入力する。

step2

ALFUS の解析結果の FP ガス、燃料形状、燃料組成などを入力する。

step3

冷却材沸騰、ドライアウト、燃料溶融、被覆管破損などを判定する。

step4

1次系モデルにより1次系流量、プレナム圧力及び温度を算出する。

step5

炉心領域の冷却材流路部境界条件を設定する。

step6

燃料分散モデルにより、燃料分散が生ずる場合は、extrusion 量または燃料分散量を計算する。

step7

反応度、核動特性を計算する。

step8

燃料ピン温度(燃料、被覆管及びラッパ管)を計算する。

step9

炉心領域の冷却材流路部を計算する。

step10

収束判定を行い、収束していれば次の時間ステップへ、収束していなかったら、step4 に戻る。

#### (2) 燃料溶融、溶融キャビティモデル

燃料部分は、軸方向および径方向に複数のノードでモデル化されており、個々の幾何形状と燃料 成分(Pu 富化度、FP 保有量)は ALFUS データより与えられる。ALFUS の燃料ふるまい計算で は、スエリングに伴い燃料外径が製造時の被覆管内径よりも大きくなる場合があるが、CANIS では 製造時の被覆管内径を燃料外径の上限として幾何形状を補正している。

各燃料ノードの融点は、ノードごとに入力ないしは相関式により指定できる(通常は、影響に差 がないため同一温度としている)。各タイムステップで代表チャネルの熱計算を行った後、各燃料ノ ードの温度と融点を比較し、溶融の有無を判定する。燃料内の出力分布に基づく温度分布により、 通常の炉心設計では溶融している燃料ノードは連続し、複数個所に分散することはない。

溶融していると判断された燃料ノードは結合され、溶融キャビティを形成する。溶融燃料が分散 するまでは、溶融キャビティは解析幾何形状にしたがって熱計算やそれに基づく反応度計算がなさ れるが、溶融燃料を分散する駆動力となる FP ガスは溶融キャビティの範囲で計算される。

溶融したと判断された燃料ノード中に含まれる FP ガスは、燃料マトリクス中から分離したもの として、溶融キャビティ内で集約する。FP ガスは、オープンポアとクローズドポアの両方に含まれ るが、前者は一部(入力で指定)がガスプレナム中に移動し、後者はすべてが溶融キャビティに維 持される。

タイムステップごとに熱計算の結果を反映して、溶融キャビティの有無と、その特性が計算され る。

#### (3) 燃料分散条件と被覆管破損モデル

被覆管が破損し、燃料が流出する条件として、4 つの種類を想定し、入力データで選択できるようにしている。

(a) 被覆管破損制限タイプ(1)

燃料溶融領域が被覆管内面に達し、かつ、被覆管が破損条件に達したと判断され、その位置 を破損孔として溶融燃料が分散する。 (b) 被覆管破損制限タイプ(2)

燃料溶融領域が被覆管内面に達しなくても、被覆管が破損条件に達したと判断された場合、 未溶融の同一径方向の燃料の割れを貫通して分散する。

(c) 燃料溶融優先タイプ

燃料溶融領域が被覆管内面に達すれば、被覆管が破損条件に達していなくても無条件に被覆 管が破損して燃料が分散する。

(d) extrusion  $\beta \mathcal{A} \mathcal{T}$ 

溶融領域が燃料頂部に達し、かつ、上端部で被覆管が破損した時、分散する。このタイプは、 現在未対応である。

(a) 及び(b)の被覆管が破損する判定基準は、以下から選択できる。

・CDF 値

· 被覆管残存肉厚

· 被覆管肉厚中心温度

・CDF 値と被覆管中心温度の重ね合わせ

おのおの、判断基準を与え、判断基準以上になれば、被覆管が破損したと判断する。

# (4) 燃料分散モデル

CANIS コードでの燃料分散モデルは、ピン内分散(extrusion)とピン外分散(dispersion)の2 つのモデルが用意されている。

ピン内分散モデルは、燃料の温度計算とそれに使用する密度は初期幾何形状で計算を続け、 extrusion 量(上部ガスプレナム内への燃料移動量)は前タイムステップの値に関係なく毎回評価さ れるモデルである。

一方、ピン外分散モデルは、ピン外に分散した燃料を控除してピン内燃料の温度計算が行われる。 また、冷却材流路に流出した燃料の発熱も考慮される。なお、現在は、両モデルを重ねあわせた事 象は解析対象外としている。

(a) extrusion モデル

extrusion による燃料分散を選択した場合、溶融キャビティが進展して、燃料上端ノードが溶融 した場合、ガスプレナム内に溶融キャビティが膨張する。結果的に、燃料が疎になって膨張する ことにより、負の反応度が誘起される。

溶融キャビティの膨張する量は、溶融キャビティ内に保有されている FP ガス(溶融キャビティ内の燃料平均温度に等しい温度)の圧力と、ガスプレナム内のガス圧力が等しくなるように体積として、瞬時断熱膨張で計算される。

事象推移に伴う溶融キャビティの変化と共に、extrusion 量も変化する。

(b) dispersion モデル

dispersion モデルを選択した場合、燃料溶融後、被覆管が破損すると FP ガスと混合した溶融 燃料が、冷却材流路に流出する。このような状況での、燃料ピン内及び燃料ピン外の挙動が計算 される。なお、ピン外に流出した溶融燃料は、冷却材とともに 2 流体モデルにより熱流動計算が 行われる。速度は、ナトリウム液相と同一として定義されている。

燃料ピン内のガスプレナム圧力及び燃料中に保持された FP ガス圧力は数10から数100気 圧であり、溶融燃料が被覆管破損孔から噴出する場合、臨界流になっていることが予想される。 このため、燃料ピンから流出する溶融燃料は、気液混相流の臨界質量流束を Fauske の式から求 める。臨界流の条件を満足しない場合、理想気体の等エントロピー噴流の式を使用して気相単相 の流速を求め、Fauskeの式に代入することで、気液混相流の質量流束を設定する。

# 5.3 大型炉の評価例

#### (1) 燃料、炉心仕様

大型炉の炉心損傷評価として、150 万 kW 級の金属燃料炉心を対象として解析を行った。主な炉 心仕様を表 5.3.1 に、集合体仕様を表 5.3.2 に、燃料仕様を表 5.3.3 に示す[5-5,5-6]。本炉心設計は、 U-Pu-Zr の 3 元合金を初期燃料とするが、将来的には、環境負荷低減を目的とした MA の添加炉心 も考えられている。こうしたことも考慮した、金属燃料炉心のボイド反応度は、炉心設計の観点か らも評価されている[5-5]。なお、MA 添加炉心では、ボイド反応度は増大する方向となる。

燃料の健全性を主目的とする安全解析上では、工学的安全係数等を考慮したホッテストピンを対象として評価するが、ボイド反応度制限を評価する本解析では、早期に燃料が破損することは安全 側と非安全側の両方の効果を持つことが分かっており、また、それらの大小関係は事象進展に依存 し、一意的に判断できないため、設計時の熱流力設計のノミナル値をそのまま使用することとした。

解析にあたっては、各集合体の出力/流量比を考慮して図 5.3.1 に示すように、37 のグループに グルーピングを行った。内側炉心(276 体)、外側炉心(138 体)、径方向ブランケット(162 体)を それぞれ 22 チャネル、12 チャネル、3 チャネルに分割した。また、遮蔽用集合体として 1 チャネ ル設置し、合計 38 の代表チャネルで解析を行った。

#### (2) 解析条件

前節の大型炉心を対象に、起因過程解析を実施し、炉心損傷の設計成立範囲を評価した。評価対象事象は、ナトリウム冷却高速炉の代表的な炉心損傷起因事象である ULOF 事象とした。流量半減時間は 5.5 秒とした。

解析上のパラメータは、全炉心ボイド反応度と被覆管破損温度とした。これらの2つのパラメー タは、炉心出力を加速させる正の反応度要因と、炉心出力を低減させる負の反応度要因に直結して いる。

ボイド反応度は、酸化物燃料炉心で炉心損傷解析から評価されている上限値である6 \$ を参考に、 金属燃料ではそれより大きい値が許容可能との観点から、8 \$ 程度の炉心設計が行われている[5-5]。

これをもとに、燃料分散挙動時の分散流速をパラメトリックに扱ったモデル(CANISの前バージョン)により、金属燃料での上限値を評価した[5-7]。その後、燃料分散挙動を機構論的モデルに改

良し、ボイド反応度上限値の再評価を行うとともに、再臨界排除に関係する燃料排出量も評価した。

対象炉心のボイド反応度の内訳は、ドライバ領域で7.4%である。解析にあたっては、冷却材密度 係数に、評価しようとするボイド反応度に相当するよう補正係数を乗じた。8% 炉心の場合は、8/7.4 を乗ずるなどである。ここでは、8、10、12%をパラメータとした。

被覆管破損条件は被覆管肉厚中心温度とした。燃料分散をパラメトリックに扱った先のボイド反応度上限の評価では、燃料と被覆管間での液相形成による減肉効果により、高温でのウランリッチな組成では減肉速度が速く、1000℃程度で破損が生ずると推定した。一方、鉄リッチな組成でも1200℃程度で破損すると推定した。破損メカニズムについて、液相形成の相乗効果が実験的に評価されていないことから、基準ケースとしては1200℃を選択した。

今回、酸化物燃料で限界破損温度として評価されている、1250℃(被覆管融点-150℃)も保守 ケースとして加えた。以上、1000、1200、1250℃を被覆管破損条件のパラメータとした。

# (3) 解析結果のまとめと考察

ボイド反応度8 \$ と被覆管破損温度1200℃の組み合わせとした、基準ケースの解析結果を図5.3.2 ~図5.3.5 に示す。最大出力は定格出力比5.46 と、酸化物燃料炉心の解析例である定格出力比の数100 倍に比べると、大幅に小さな値となっている。これは、酸化物燃料炉心では、最大ネット反応度がほぼ1\$に近接するのに対して、金属燃料炉心では、その最大値は0.742\$であり、即発臨界超過には十分な余裕があるためである。

反応度変化を見ると、冷却材反応度の最大投入量は7.36\$であり、ほぼ内側炉心の全域が沸騰していることと整合している。出力/流量比が一番大きい代表チャネル1において、最初に沸騰が生じ、かつ、燃料の溶融・分散も最初に生ずる。

代表チャネル1における冷却材と燃料の反応度の変化を図 5.3.6 に、燃料溶融キャビティ圧力と臨 界流速の変化を図 5.3.7 に示す。冷却材沸騰が盛んになり、冷却材反応度が急増するタイミングより 約 1.4 秒遅れで燃料分散が生じている。炉心全体の反応度変化のタイミングも、この代表チャネル 1のタイミングに支配される。図 5.3.4 及び図 5.3.5 に示すように、燃料の分散により大きな負の反 応度が投入されることで、深い未臨界状態に推移して事象は収束する。

# (4) 冷却材ボイド反応度上限の評価

他のパラメータケースを含め、最大出力と最大ネット反応度の解析結果を表 5.3.4 及び表 5.3.5 に 示す。もっとも厳しい 12\$と 1250℃の組み合わせでも即発臨界近くまでも到達することがなく、最 大出力も酸化物燃料炉心に比べると大幅に小さい値となっている。

解析結果を図 5.3.8 にまとめる。起因過程における出力変化からは、いずれのケースも成立性があると判断できる。図 5.3.9 に、燃料分散における分散速度を 5m/s とパラメトリックに扱った際の解析結果を示す[5-4]。このモデルでは、10\$炉心において、即発臨界近くまで達することから、ボイド反応度制限を 8\$と評価していた。

ボイド反応度については、起因過程での成立性だけではなく、出力係数などの炉心の制御性の観 点からの上限値があるものと考えられる。いずれにしろ、現状では、起因過程からの強いボイド反 応度制限はない。
## (5) 燃料分散条件の考察

燃料分散条件の違いによる負の反応度投入率の影響をサーベイした。H12年度までのモデルでは、 燃料分散速度をアプリオリに設定していた(parametric)。H13年度は、被覆管破損孔からの噴出 速度、および、冷却材チャネル中へ分散した後の冷却材を含めた流動解析を解くモデル (mechanistic)に改良を行った。

改良前後で比較すると、最大出力は 2.0\*(5.0m/s 固定)から 3.46 に増大した。なお、ドライアウト条件はボイド率 0.999 以上としている。

さらに、被覆管破損孔の面積についてサーベイした。レファレンスは、冷却材流路断面積の25% を用いていたのに対して、それの50%、10%の2ケースを解析した。解析結果を表5.3.6 に示す。 破損孔を半分にしたケースでは、レファレンスとほぼ同様の結果となった。これは、破損孔が小さ くなり、破損直後は分散しにくいが、被覆管内の溶融キャビティの拡大と内圧の上昇により溶融燃 料密度が上昇(FPガス体積が減少)し、結果として質量流速が同程度になったためである。10%の ケースでは出力が約2倍となったが、破損孔のサイズの影響はそれほど大きくないと考えられる。

# (6) 同時性に関する検討

大型炉心に対し、同時性に関するパラメトリックな検討を行った。以下では、ボイド反応度は8 \$、被覆管破損条件は1,200℃で統一した。

表 5.3.7 に、炉心の代表チャネルの設定を示すが、P/Fの大きいものからグルーピングの範囲を拡 大し、沸騰/燃料破損・分散の同時性を強めた。検討した各ケースは以下の条件とした。

ケース1:18集合体(内側炉心の6.5%)

ケース2:66集合体(内側炉心の23.9%)

ケース3:3領域グルーピング(内側炉心を約半分ずつと外側炉心)

表 5.3.8 に解析結果を示すが、同時性が強まるほど最大出力は大きくなる。また、沸騰開始時間は 各ケースで 17.3 秒から、17.6 秒、18.5 秒、19.8 秒と遅れる。また、出力上昇率が大きくなること から、ドライアウト発生前に被覆管が破損して燃料分散が生ずる。

図 5.3.10 及び図 5.3.11 に、出力の変化の比較を示す。図 5.3.12 にネット反応度変化の比較を示 す。レファレンスとケース1 では、ほぼ同一の推移であるが、ネット反応度が若干上昇することに より、出力が増大している。図 5.3.13 に、冷却材反応度のみの変化の比較を示す。同時性が強くな るにつれ、投入される反応度が増大するが、逆に、燃料分散が開始すると負の反応度投入量が大き く、ネット反応度は急激に負に反転している。

図 5.3.14 及び図 5.3.15 に冷却材と燃料の反応度投入率の比較を示す。ケース2と3では、溶融燃料分散直後に燃料反応度投入率が正に転じている。ただし、反応度自身は大きな負であるため、出

<sup>\*</sup>タイムステップが粗かったため、最大値を下回っていると予想される。反応度などの挙動からは、ほぼ同程度の推移と予測された。

力変化には影響していない。

比較的同時性の強い中型炉での起因過程の挙動について、表 5.3.9 に集合体出口温度(表中の TOUT)から算出した P/F 値と大型炉の値を比較したものを示す。また、表 5.3.10 にレファレンス ケースの燃料破損タイミングを示す。

19.5 秒に燃料の分散が始まるが、それまでに代表チャネル8までが沸騰し、チャネル4までがド ライアウトしている。チャネル8までの累積ボイド反応度は約2.5%であるが、冷却材反応度として 投入されている量は1.64%である(約66%)。

代表チャネル1に対するチャネル8の P/F 値の相対値は約 1.086 であり、P/F 値が比例すると過 程すれば、中型炉では、zone2 の最後の3チャネルを除いてカバーされる。中型炉のボイド反応度 は、zone1 と 2 でほぼ全量をカバーしているとすれば、燃料分散が開始するまでに、正の領域が非 同時的にゆっくりと沸騰を開始すると予想される(全ての領域がドライアウトするわけではない)。 そのため、ケース3よりも厳しい状況が予想される。なお、ケース3は、内側炉心の全領域で燃料 の溶融は起きているが、被覆管破損には至っていない。外側炉心は、出力ピーク時に部分的に溶融 するが出力急減後、再固化している。

#### 5.4 中型炉の評価例 (3領域炉心)

#### (1) 燃料、炉心仕様

本節で検討する炉心は、FS/フェーズIの中で、H12~H13年度に検討された中型炉心である。 金属燃料の内部転換が大きい特長を利用し、内部転換比が1以上で燃焼欠損反応度が小さく、出 力密度等の空間分布時間変化が少ないというロシアのBREST 炉心(鉛冷却:窒化物燃料炉心/ラ ッパ管削除型)は、その特性は鉛冷却に依存するものではなく重金属密度の高い窒化物燃料に依存 するとの推定から、Na冷却・金属燃料の組み合わせで炉心概念を検討した。その結果、取出燃焼度 は約7万 MWd/t と低いものの、ラッパ管型集合体でも燃料ピン径3領域の炉心概念でBREST 炉心 と同等以上の炉心特性が達成できるとの見通しが H12年度に得られた。

H13年度には、H12年度の炉心をベースに、内部転換比1以上を達成する50万kWの中型炉心概念を構築し、高燃焼度化、出口温度を従来の金属燃料炉心よりも高温化を図り、FSに適合した魅力ある中型炉概念を具体化した。

主な炉心仕様、炉心構成の体積割合、反応度係数をそれぞれ表 5.4.1~表 5.4.3 に示す。なお、反応度係数は各炉心領域で積分した値であり、解析ノードに対応した空間分布で評価されている。

冷却材ボイド反応度の分布を、表 5.4.4 に示す。炉心部分の合計で、約 7.2\$、中間炉心までで約 5.7\$である。炉心上部半分の燃料移動反応度と、ドライバ部の冷却材ボイド反応度の比は、内側炉 心で約 5、中間炉心で約 6 であり、燃料分散後は正の反応度を十分にキャンセルすることが予測で きる。大型炉では、内側炉心でも同様にその比は約 5 であった。

## (2) 解析用のモデル化

1/3 炉心体系をもとに、各集合体をグルーピング化して代表チャネルを作成した。図 5.4.1 に炉 心体系を示す。図中には、炉心反応度的に厳しいことから解析対象とした平衡サイクル末期の集合 体出力(単位:MW)を同時に示す。 表 5.4.5~表 5.4.7 に、各炉心領域の出力と流量の設計値を示す。従来は、これら出力/流量比(P/F) と出力(P)の傾向から、複数の集合体をグルーピング(ランピング)していた。本炉心では、類似 した P/F の集合体でも P に差異があったり、P/F と P が類似していても、集合体の位置が離れてい たり(集合体間の熱移行を考慮しようとするときに問題となる)しており、グルーピングが困難で あった。

そのため、内側炉心(20ch)、中間炉心(20ch)は1集合体を1代表チャネルとした。外側炉心 は、P/F で整理して、4 チャネルにグルーピングした。解析の結果、外側集合体で沸騰が生じ、事 象進展に影響があると判断した場合には、P/F に加えて P で整理してグルーピングを細かくする予 定であったが、結果的に本グルーピングで問題がなかった。

図 5.4.2 に、代表チャネルの軸方向分割を示す。ドライバ燃料とガスプレナム下部は、5cm メッシュとした。合計 46 メッシュである。なお、代表チャネルは 45 チャネルである。

中型炉と大型炉の燃料仕様の比較を表 5.4.8 に、P/F 分布の比較を図 5.4.3 に示す。炉心平均出口 温度 510℃の大型炉に比べて、炉心出口温度高温化を図った中型炉の P/F 分布が狭くなっているこ とが明らかであり、冷却材温度の同時性が強くなっていることがわかる。

# (3) 燃焼データの取扱い

CANIS では、燃料分散時の駆動力である FP ガスを考慮するために、燃料挙動データの計算結果 を必要とする。パラメトリックに燃料分散速度を与える場合は不要である。今回、中型炉心の燃焼 計算をする時間的余裕がなかったため、大型炉の計算データを用いて与えた。大型炉の解析では、 燃焼度依存性はそれほど強くなかったため、FP ガス圧が小さい第1バッチのデータから算出した。 平均燃焼度は約 40GWd/t で、これをもとに各領域の燃料形状にあわせて内外挿した。なお、基本デ ータとした大型炉燃料は、内側炉心である。

#### (4) 解析条件

以下に解析条件を示す。

- 1. 大型炉と同様に、ATWS のうち、ULOF を解析対象とした。
- 2. 流量半減時間は同じく 5.5 秒(もんじゅの条件)とした。
- 3. 反応度係数として、炉心湾曲および炉心支持板膨張は無視し、燃料の軸方向膨張(燃料密度 係数)は考慮したが、被覆管(HT-9で模擬)の熱膨張で制限した。燃料軸方向膨張係数の算 出は、燃料密度係数から外挿した。
- 5. 燃料破損条件はタイプ(a)とした(燃料溶融が最外周部に発達するとともに被覆管が破損する 状況が重畳したときに燃料が分散する)。

#### (5) 解析結果

解析の結果得られた燃料破損のイベントシーケンスを表 5.4.9 に示す。P/F、P 共に最大の内側炉 心の ch.1 が先行的に破損する。燃料溶融が 12.654 秒に開始し、12.963 秒に冷却材の沸騰が開始す る。沸騰が継続し、13.812 秒にドライアウトし、被覆管温度が上昇し 14.823 秒に被覆管が破損す る。その時、燃料溶融は燃料外周部まで達しており、同時に燃料分散が生ずる。

遅れて破損する代表チャネルでは、集合体出力が相対的に低いことから、冷却材沸騰が先行している。

出力と全反応度の推移を図 5.4.4 に示す。最大全反応度は、代表チャネル1の破損による負の燃料 反応度が投入される時間遅れ分だけ推移した、14.855 秒で 0.962\$と即発臨界に近づいており、大型 炉とは大きな違いを示している。その時の最大出力は約 46Poで、これも大型炉に比べて大きな値と なっている。

出力と流量の関係を図 5.4.5 に示すが、燃料が分散している時間帯で全流量は逆流している(個々の代表チャネルでは、燃料分散チャネルは逆流、非破損チャネルでは順流)。

全反応度と全反応度の変化率を図 5.4.6 に示すが、14.8~14.9 秒の短時間の間に多くの代表チャ ネルで燃料分散が生ずることから、正の冷却材沸騰と負の燃料分散があいまって全反応度変化は激 しく変化する。しかし、全体的に全反応度は最初の燃料分散後深い負の反応度となるため、炉心出 力は単調に低下している。

図 5.4.7 に各反応度成分の変化を示す。なお、構造材反応度は他の成分に比べて変化が小さい(数 セントから十数セントの変化)ため図から省略している(解析上は考慮している)。被覆管溶融によ る移動反応度が金属燃料では生じないため、酸化物燃料のような正の反応度効果がないのが特徴で ある。冷却材反応度は最大で 4.28%が投入されている。大型炉に比較すると、全炉心ボイド反応度に 対する割合は小さい。大型炉では、冷却材ボイド反応度のほとんどを占める内側集合体のほとんど が沸騰しているのに対して、中型炉では事象推移が速く、中間炉心の一部と外側炉心が沸騰してい ないためである。冷却材ボイド反応度の最大値が大型炉よりも小さい割には、最大出力が大きくな っているのは、集合体間の同時性が強いことによる正の反応度投入率が大きいためである。

被覆管破損温度条件を 1250℃とした場合の比較を、図 5.4.8 に示す。燃料分散タイミングが遅延 するぶんだけ正の反応度投入が継続する時間が長いため出力は増大し、約 80Po に達している。図 5.4.9 に、被覆管破損温度を 1100℃とした場合と合わせて示す。なお、1250℃の値が異なるのは、 解析時の最大値をプロットできるように解析時間ステップとプロット用出力時間ステップを細かく したためである (解析コード上の課題と考えている)。

燃料破損の推移を大型炉と比較したものを、図 5.4.10 及び図 5.4.11 に示す。大型炉では、沸騰が 先行し、炉心中心よりやや上方で溶融が開始する。冷却材の沸騰と共に溶融領域が拡大するが、燃 料頂部には達していない。一方、出力が速く上昇する中型炉では、炉心上方で溶融が生じ、早期に 燃料頂部に達している。この場合、extrusionが生ずることが予想される。また、溶融領域も下端の 一部を除いて、ほぼ全ピンに拡大している。

extrusion のモデルで解析すると、次々に代表チャネルが extrusion して早期に負の反応度が投入 されるため、dispersion モデルに比べて最大出力が小さくなり、その値は 3.86P<sub>0</sub> となった。最大全 反応度も 0.605\$と小さくなっている。

## 5.5 FaCT レファレンス炉心の評価

## (1) 燃料、炉心仕様

評価対象は炉心出口温度高温化を図った大型金属燃料炉心である。主要な炉心仕様と関連する仕様を表 5.5.1~表 5.5.5 に、集合体構造及び軸方向出力分布を図 5.5.1~図 5.5.2 に示す。

## (2) レファレンス炉心の特徴

ULOF 時の炉心損傷起因過程を解析する上での、本炉心の特徴を以下に示す。

- 1. 炉心高さが 75cm と低い
- 2. 最大線出力が、被覆管最高温度部で 200W/cm 以下と低い。
- 3. 炉心平均出口温度を高温化するために、集合体間の P/F が比較的そろっている。
- 4. 全炉心冷却材ボイド反応度が小さい

特徴の 1.の炉心高さについては、溶融燃料分散時に、その排出距離(分散距離)の観点から有利 に作用すると予測されるが、過去に炉心高さに関する検討を行ったことがないため、現段階でその 影響の良否については言及できない。次年度以降の CANIS による解析の結果を分析して影響を考 察する。

特徴の2.~4.については、以下で検討する。

## (3) 同時性の比較

炉心を構成する全集合体の出力と流量配分設計による流量をもとに、P/F 分布を計算した。前節の3領域中型炉心の P/F との比較を図 5.5.3 に示す。左右とも同じ比較図であるが、ヒストグラム 作成時の幅を変えたものである。3節の大型炉心よりも P/F 分布が狭く、すなわち同時性が強い中 型炉よりもレファレンス炉心はさらに同時性が強くなっていることが明らかである。

5.3 節と 5.4 節を通した、同時性の検討では設計段階での全炉心冷却材ボイド反応度の大小、過渡時に投入される冷却材ボイド反応度の大小よりも、同時性に依存した冷却材沸騰時の正の反応度投入率が、最大出力に影響することが分かっている。

そのため、全炉心冷却材ボイド反応度が 6.2\$と従来炉よりも小さいレファレンス炉心であっても、 出力上昇は厳しくなることが予測される。ただし、同時性が強いことは燃料分散の同時性も強いこ とであり、早期の負の反応度投入が予測され、エネルギー発生量はそれほど大きくならず、燃料溶 融範囲も限定されるのではないかと予測する。

#### (4) 破損集合体の推定(P-P/F マップ)

表 5.5.6 に、レファレンス炉心の全集合体を対象として、各流量配分領域の平均 P/F と上位集合体をまとめて示す。流量配分領域では、内側炉心の P/F が相対的に大きく、この領域から先行的に冷却材の沸騰と燃料溶融~破損分散が生ずると予想される。平均的には内側炉心であるが、個別の集合体でみると、領域2、5、6 に属す集合体の P/F が大きく先行破損が予想される。

一方、過去の解析経験から、P/F だけでなく、出力が大きい集合体も、P/F があるていど大きいと 先行的な破損を生ずることが分かっている。図 5.5.4 に、P/F-P の分布図を示す。本図から、P/F が 1.0 以上で、集合体出力が 6MW 以上の範囲にある集合体群が先行的な破損が生ずると予想される。

集合体出力の大きさでは、領域4に属する集合体(7MW以上)があり、これらを含めて、領域2、 4、5、6の集合体が先行破損するものと予想される。解析にあたっては、計算機の資源(メモリ と計算時間)の制約から、先行破損が予想される内側炉心を細かくグルーピングし、外側炉心は粗 めのグルーピング(多数の集合体を1チャネルで代表する)方針としたい。

# (5) 破損モードの検討

以上、過去の解析との比較より、レファレンス炉心は同時性が強いことにより、最大出力が大き くなることが予測される。しかし、これは燃料破損モードを被覆管破損に伴う dispersion と仮定し た場合の予測である。図 5.4.10 及び図 5.4.11 に示したように、大型炉では溶融キャビティの進展が 径方向に進むことから dispersion となるが、中型炉では軸方向の進展が径方向よりも速いことから、 extrusion の可能性が高い。extrusion の場合、早期に負の反応度が投入されることから最大出力は 小さく、終息も早い。

レファレンス炉心では、線出力が小さいことから中型炉に近い特性を持っており、extrusionが先 行する可能性が高く、その場合、炉心損傷の程度は小さいと考えられる。上部の軸ブランケット燃 料がないことも、extrusion を阻害しない要因となっている。

課題としては、extrusion後の推移であるが、出力低下後にガスプレナム中に膨張した燃料は固化 し、その後再溶融によるスランピング(FPガスは膨張して平衡状態にあるため、スランピングを防 止することができない)可能性もあり、いったん終息した後の冷却性が解析上のポイントとなる。

## 5.6 まとめ

レファレンス炉心の ULOF を起因事象とする炉心損傷について、過去の解析例である大型炉と中型炉の解析結果をもとに推測した。

同時性が強いことによる冷却材沸騰時の正の反応度投入率が大きくなるため、最大出力は大きく なることが予測される。しかしながら、燃料の特性、特に線出力が小さい特徴から、燃料破損モー ドが dispersion よりも extrusion となる可能性が高く、その場合、早期に事象は終息すると予測さ れる。

項 目	住 様
熱出力[MW]	3900
電気出力[MW]	1500
冷却材出入口温度[℃]	510/355
被覆管最高温度[℃]	650
運転サイクル期間[年]	1.5 (4バッチ)
取出し平均燃焼度[GWd/t]	約 150
最大線出力[kW/m]	50
炉心配置	均質2領域
内側/外側/径方向ブランケット[体]	276/138/162
Pu 富化度[w/oHM](内側/外側)	12. 2/17. 1
Pu 組成[%](239/240/241/242)	58/24/14/4

表 5.3.1 炉心仕様

表 5.3.2 集合体仕様

項目	炉心	径ブランケット
燃料要素数(本/集合体)	331	127
ダクト内対面距離[mm]	183.7	$\leftarrow$
ダクト肉厚[mm]	4.0	$\leftarrow$
ダクト間ギャップ[mm]	6.0	$\leftarrow$
集合体配列ピッチ[mm]	19.77	$\leftarrow$
炉心発熱部高さ[m]	0.85	1.30
上部軸ブランケット[m]	0.40	—
下部軸ブランケット[m]	0.05	—

表 5.3.3 燃料要素仕様

項目	炉心	径ブランケット
燃料スミア密度[%]	75.0	85.0
被覆管外半径[mm]	4.25	7.4
被覆管内半径[mm]	3.75	6.9
被覆管肉厚[mm]	0.50	0.5
要素配列ピッチ[mm]	9.95	16.02
ワイヤ径[mm]	1.39	1.21
冷却材流路面積[mm²/pin]	30.03	56.93
水力等価直径[mm]	3.64	4.12
燃料組成(wt%)	U-19Pu-10Zr	U-10Zr

ボイド	被覆	管破損温度	条件
反応度	1000	1200	1250
8\$	1.85	5.46	9.44
10\$	—	8.81	16.6
12\$	-	19.0	33.7

表 5.3.4 最大出力のまとめ

# 表 5.3.5 最大ネット反応度のまとめ

ボイド	被覆	管破損温度	条件
反応度	1000	1200	1250
8\$	0.495	0.742	0.835
10\$	-	0.809	0.879
12\$	_	0.900	0.930

表 5.3.6 被覆管破損孔の大きさの影響

被覆管破損孔面積	最大出力	燃料移動反応度投入率
レファレンス*1	$3.46P_0$	約-12 <b>\$</b> /s
レファレンスの 50%	$3.48P_0$	約-12 <b>\$</b> /s
レファレンスの10%	$8.20P_0$	約-8\$/s

\*1 流路面積の 25%

				共通条	<b>一</b>			L77	ランス			7-1	א 1 ביו			7-	Х 2			7-2	< 3	
	1 	」集合体流量	NAS	NPN	流量	流量比	出力	出力比	P/F	反応度	出力	出力比	P/F	反応度	出力	出力比	P/F	反応度	出力	出力比	P/F	反応度
	CII 色 Y	7 kg/s/体	体	ר ע	kg/s		MW/44	1	1	÷	MW/体		-	÷	MW/44	-		÷	MW/4	-	-	÷
	-	43.9	9	331	263.4	0.0138	12.179	0.0188	1. 3662	0.184	-	-	-		-		-		-			
	2	43.9	9	331	263.4	0.0138	12.038	0.0186	1.3503	0.181	12.062	0.0560	1.3530	0.562	-	-	-		-	_	-	
	3	43.9	9	331	263.4	0.0138	11.968	0.0185	1.3425	0.196	-	-	-									
	4	43.9	12	331	526.8	0.0276	11.926	0.0369	1. 3378	0.358	11.926	0.0369	1.3378	0.358	11.769	0.2002	1.3202	1.977				
	5	43.9	12	331	526.8	0.0276	11.696	0.0362	1.3120	0.352	11.696	0.0362	1.3120	0.352					11 3/8	0 3861	1 9730	3 830
	9	43.9	12	331	526.8	0.0276	11.593	0.0359	1.3004	0.364	11.593	0.0359	1.3004	0.364	-	_	-		11. 070	1000.0	I. 2100	0.000
	7	43.9	12	331	526.8	0.0276	11.423	0.0353	1.2814	0.342	11.423	0.0353	1.2814	0.342	-	-	-		-	_	-	
	8	43.9	18	331	790.2	0.0414	11.212	0.0520	1. 2577	0.531	11.212	0.0520	1.2577	0.531	11.212	0.0520	1. 2577	0.531				
	6	43.9	24	331	1053.6	0.0551	11.010	0.0681	1.2350	0.655	11.010	0.0681	1.2350	0.655	11.010	0.0681	1.2350	0.655				
	10	43.9	24	331	1053.6	0.0551	10.631	0.0658	1. 1925	0.667	10.631	0.0658	1.1925	0.667	10.631	0.0658	1. 1925	0.667				
U U	11	40.0	12	331	480.0	0.0251	9.564	0.0296	1.1774	0.293	9.564	0.0296	1.1774	0.293	9.564	0.0296 1	1.1774	0.293	-	-	-	
2	12	34.9	12	331	418.8	0.0219	8.305	0.0257	1.1718	0.197	8.305	0.0257	1.1718	0.197	8.305	0.0257	1.1718	0.197			-	
	13	43.9	12	331	526.8	0.0276	10.430	0.0323	1.1700	0.308	10.430	0.0323	1.1700	0.308	10.430	0.0323	1.1700	0.308				
	14	34.9	12	331	418.8	0.0219	8.113	0.0251	1. 1447	0. 187	8.113	0.0251	1.1447	0.187	8.113	0.0251	1.1447	0.187				
	15	37.1	12	331	445.2	0.0233	8.619	0.0267	1.1440	0.214	8.619	0.0267	1.1440	0.214	8.619	0.0267	1.1440	0.214			•	
	16	40.0	12	331	480.0	0.0251	9.254	0.0286	1.1392	0.241	9.254	0.0286	1.1392	0.241	9.254	0.0286	1.1392	0.241	242 0	0 9490	1 1995	101 0
	17	43.9	9	331	263.4	0.0138	10.140	0.0157	1.1374	0.148	10.140	0.0157	1.1374	0.148	10.140	0.0157	1.1374	0.148	3. 441	0. 0404	1. 1040	0.141
	18	40.0	9	331	240.0	0.0126	9.184	0.0142	1.1306	0.138	9.184	0.0142	1.1306	0.138	9.184	0.0142	1.1306	0.138				
	19	43.9	9	331	263.4	0.0138	10.036	0.0155	1. 1258	0.159	10.036	0.0155	1.1258	0.159	10.036	0.0155	1.1258	0.159	. –			
	20	40.0	12	331	480.0	0.0251	9.139	0.0283	1.1250	0.266	9.139	0.0283	1.1250	0.266	9.139	0.0283	1.1250	0.266	-	_	-	
	21	43.9	24	331	1053.6	0.0551	9.937	0.0615	1.1146	0.638	9.937	0.0615	1.1146	0.638	9.937	0.0615	1.1146	0.638				
	22	40.0	18	331	720.0	0.0377	8.659	0.0402	1.0661	0.332	8.659	0.0402	1.0661	0.332	8.659	0.0402	1.0661	0.332	-	_		
	23	37.1	12	331	445.2	0.0233	7.691	0.0238	1.0208	0.120	7.691	0.0238	1.0208	0.120	7.691	0.0238	1.0208	0.120				
	24	41.9	12	331	502.8	0.0263	8.401	0.0260	0.9873	0.155	8.401	0.0260	0.9873	0.155	8.401	0.0260	0.9873	0.155	-	_	-	
	25	37.1	12	331	445.2	0.0233	7.262	0.0225	0.9639	0.100	7.262	0.0225	0.9639	0.100	7.262	0.0225	0.9639	0.100	-	_	-	
	26	41.9	12	331	502.8	0.0263	8.088	0.0250	0.9505	0.136	8.088	0.0250	0.9505	0.136	8.088	0.0250	0.9505	0.136				
	27	41.9	12	331	502.8	0.0263	7.863	0.0243	0.9241	0.137	7.863	0.0243	0.9241	0.137	7.863	0.0243	0.9241	0.137				
00	28	41.9	9	331	251.4	0.0132	7.594	0.0117	0.8925	0.063	7.594	0.0117	0.8925	0.063	7.594	0.0117	0.8925	0.063	6 666	0 2371	0 8730	0 878
8	29	37.1	12	331	445.2	0.0233	6.355	0.0197	0.8435	0.061	6.355	0.0197	0.8435	0.061	6.355	0.0197	0.8435	0.061	-	_	-	
	30	34.9	18	331	628.2	0.0329	5.934	0.0275	0.8373	0.054	5.934	0.0275	0.8373	0.054	5.934	0.0275	0.8373	0.054				
	31	34.9	12	331	418.8	0.0219	5.736	0.0177	0.8093	0.030	5.736	0.0177	0.8093	0.030	5.736	0.0177	0.8093	0.030				
	32	34.9	12	331	418.8	0.0219	5.368	0.0166	0.7574	0.021	5.368	0.0166	0.7574	0.021	5.368	0.0166	0.7574	0.021				
	33	34.9	9	331	209.4	0.0110	5.095	0.0079	0.7189	0.000	5.095	0.0079	0.7189	0.000	5.095	0.0079	0.7189	0.000	-	-	-	
	34	34.9	12	331	418.8	0.0219	4.655	0.0144	0.6568	0.000	4.655	0.0144	0.6568	0.000	4.655	0.0144	0.6568	0.000	-	-	-	
	35	7.6	30	127	227.4	0.0119	0.967	0.0075	0.6282	0.000	0.967	0.0075	0.6282	0.000	0.967	0.0075	0.6282	0.000	0.967	0.0075	0.6282	0.000
BL	36	8.7	72	127	626.4	0.0328	0.942	0.0175	0.5334	-0.001	0.942	0.0175	0.5334	-0.001	0.942	0.0175	0.5334	-0.001	0.942	0.0175	0.5334	-0.001
	37	8.7	60	127	522.0	0.0273	0.556	0.0086	0.3148	-0.001	0.556	0.0086	0.3148	-0.001	0.556	0.0086	0.3148	-0.001	0.556	0.0086	0.3148	-0.001
SH	38	2.1	1	1	955.3	0.0500	0.000	0.0000	0.0000	0.000	0.000	0.0000	0.0000	0.000	0.000	0.0000	0.0000	0.000	0.000	0.0000	0.0000	0.000
合					19105.26	-					-	-	-		-	-	-		-	-	-	

表 5.3.7 同時性評価のための集合体グルーピング

NAS:代表チャネルに含まれる集合体の数 NPN:集合体当たりの燃料要素数

ケース	最大出力	最大出力比	最大 Net 反応度(\$)	最大冷却材反応度(\$)
レファレンス	$3.46P_0$	1	0.668	5.12
ケース1	4.91P <sub>0</sub>	1.42	0.749	5.16
ケース2	$10.1P_{0}$	2.92	0.825	6.29
ケース3	$39.0P_0$	11.3	0.933	6.71

表 5.3.8 同時性評価の結果

# 表 5.3.9 大型炉と中型炉の P/F の比較

	Tout	P/F		Tout	P/F		P/F
	588	1.245		589	1.252		1.3662
	587	1.239		588	1.245		1.3503
	586	1.232		588	1.245		1.3425
	585	1.226		586	1.232		1.3378
	585	1.226		586	1.232		1.3120
	583	1.213		583	1.213		1.3004
	583	1.213		583	1.213		1.2814
	582	1.206		581	1.200		1.2577
	582	1.206		579	1.187		1.2350
7ono1	582	1.206	Zono?	579	1.187		1.1925
Zoner	579	1.187	Zonez	578	1.181	$1500 \mathrm{MWe}$	1.1774
	579	1.187		577	1.174	IC	1.1718
	578	1.181		577	1.174		1.1700
	577	1.174		576	1.168		1.1447
	577	1.174		576	1.168		1.1440
	577	1.174		575	1.161		1.1392
	576	1.168		574	1.155		1.1374
	575	1.161		568	1.116		1.1306
	574	1.155		567	1.110		1.1258
	574	1.155		562	1.077		1.1250
							1.1146
							1.0661

(Tout:集合体出口温度)

Ch. No.	P/F	boiling	dryout	dispersion
1	1.3662	17.30	18.66	19.50
2	1.3503	0.52	0.24	0.20
3	1.3425	0.65	0.42	0.26
4	1.3378	0.87	0.65	0.34
5	1.3120	1.54	0.97	0.88
6	1.3004	1.73	1.03	1.09
7	1.2814	1.97	1.16	2.14
8	1.2577	2.13	1.25	
9	1.2350	2.28	1.37	
10	1.1925	2.40	1.55	
11	1.1774	2.65	1.88	
12	1.1718	3.49		
13	1.1700	2.54	1.66	
14	1.1447			
15	1.1440	3.55		
16	1.1392	2.93	2.40	
17	1.1374	2.68	1.86	
18	1.1306	2.95		
19	1.1258	2.68	1.90	
20	1.1250	3.05		
21	1.1146	2.76	2.00	
22	1.0661			

表 5.3.10 大型炉における燃料破損のタイミング

単位は [秒]

破損タイミングは、Ch.1 のみ過渡開始からの絶対時間。他は、Ch.1 破損タイミングからの相対時間。

定格時熱出力	1190MW
燃料要素数	169本/集合体
ラッパ管内対面距離	152.2mm
ラッパ管肉厚	5.0mm
集合体配列ピッチ	166.0mm
ハンドリングヘッド内径	117mm
炉心部発熱高さ	100cm
上部軸ブランケット	無し
下部ブランケット	無し
集合体構造概念	図5-4-2参照
ラッパ管材質	PNC-FMS鋼
被覆管材質	ODS鋼
被覆管外径	IC 9.2mm/MC 9.7mm/OC 10.3mm
被覆管肉厚	IC 0.54mm/MC 0.57mm/OC 0.61mm
燃料ピン配列ピッチ	11.6mm

表 5.4.1 主な炉心仕様

表 5.4.2 炉心体積割合

	1.tt	体積割合(%) *			
四	-	燃料	構造材	冷却材	
	内側炉心	-	21.8	41.5	
上部ガスプレナム	中間炉心	-	23.0	36.3	
	外側炉心	-	24.6	29.6	
	内側炉心	27.5	21.8	41.5	
炉心	中間炉心	30.6	23.0	36.3	
	外側炉心	34.4	24.6	29.6	
下部遮	へい体	-	70.0	30.0	

領域	ドップラ係数	密度係数	友[(∆k/kk')/(⊿	Δρ/ρ]
四场	[Tdk/dT]	冷却材	燃料	構造材
内側炉心	-1.526E-03	-1.286E-02	1.188E-01	-2.529E-02
中間炉心	-1.185E-03	-8.871E-03	1.039E-01	-2.109E-02
外側炉心	-1.185E-03	-5.389E-03	1.373E-01	-1.665E-02

表 5.4.3 反応度係数

表 5.4.4 冷却材ボイド反応度の分布

(単位:\$)

	内側1	内側2	中間	外側	合計
集合体数	19	39	60	138	256
GP(>20cm)	-0.0191	-0.0377	-0.0499	-0.0671	-0.1738
GP(20cm)	-0.0305	-0.0613	-0.0878	-0.1083	-0.2878
ドライバ	1.2074	2.1264	2.3586	1.4723	7.1647
下部遮蔽(20cm)	-0.0073	-0.0139	-0.0253	-0.0402	-0.0868
下部遮蔽(<20cm	0.0022	0.0028	-0.0003	-0.0031	0.0016

層	СН	出力	流量	P/	/F
No.	No.	(MW)	(kg/s)	(MJ/kg)	(–)
1	1	6.10	25.1	0.243	1.237
	2	5.83	25.1	0.232	1.183
	3	5.97	25.1	0.238	1.211
2	4	5.82	25.1	0.232	1.181
	5	5.70	25.1	0.227	1.156
	6	5.88	25.1	0.234	1.193
	7	5.89	25.1	0.235	1.195
	8	5.45	23.9	0.228	1.161
	9	5.62	23.9	0.235	1.197
3	10	5.64	23.9	0.236	1.202
	11	5.61	23.9	0.235	1.195
	12	5.75	23.9	0.241	1.225
	13	5.17	22.9	0.226	1.149
	14	5.39	22.9	0.235	1.198
	15	5.44	22.9	0.238	1.210
	16	5.13	22.9	0.224	1.141
*	17	5.18	22.9	0.226	1.152
	18	5.25	22.9	0.229	1.167
	19	5.53	22.9	0.241	1.230
	20	5.44	22.9	0.238	1.210

表 5.4.5 内側炉心の出力・流量

層	СН	出力	流量	P/	Ϋ́F
No.	No.	(MW)	(kg/s)	(MJ/kg)	(-)
	21	5.45	25.3	0.215	1.097
	22	5.73	25.3	0.226	1.153
	23	5.51	25.3	0.218	1.109
5	24	5.58	25.3	0.221	1.123
5	25	5.25	25.3	0.208	1.057
	26	5.71	25.3	0.226	1.149
	27	5.92	25.3	0.234	1.191
	28	5.68	25.3	0.225	1.143
	29	4.71	23.5	0.200	1.020
	30	5.11	23.5	0.217	1.107
	31	5.37	23.5	0.229	1.163
	32	5.43	23.5	0.231	1.176
	33	5.10	23.5	0.217	1.105
6	34	5.17	23.5	0.220	1.120
0	35	4.86	23.5	0.207	1.053
	36	5.11	23.5	0.217	1.107
	37	5.19	23.5	0.221	1.124
	38	5.42	23.5	0.231	1.174
	39	5.36	23.5	0.228	1.161
	40	5.07	23.5	0.216	1.098

表 5.4.6 中間炉心の出力・流量

表 5.4.7(1) 外側炉心の出力・流量(1)

Ring	Row	Ser.	Power	Flow	P,	/F	ch.
No.	No.	No.	(MW)	(kg/s)	(MJ/kg)	(-)	No.
1	1	1	4.35	25.70	0.169	0.862	43
1	2	2	4.98	25.70	0.194	0.987	41
1	3	3	5.34	25.70	0.208	1.058	41
1	4	4	5.09	25.70	0.198	1.008	41
1	5	5	5.29	25.70	0.206	1.048	41
1	6	6	5.21	25.70	0.203	1.032	41
1	7	7	4.78	25.70	0.186	0.947	42
1	8	8	4.43	25.70	0.172	0.878	43
1	9	9	4.72	25.70	0.184	0.935	42
1	10	10	5.30	25.70	0.206	1.050	41
1	11	11	5.21	25.70	0.203	1.032	41
1	12	12	5.06	25.70	0.197	1.002	41
1	13	13	5.13	25.70	0.200	1.016	41
1	14	14	4.98	25.70	0.194	0.987	41

Ring	Row	Ser.	Power	Flow	P,	/F	ch.
No.	No.	No.	(MW)	(kg/s)	(MJ/kg)	(-)	No.
2	1	15	3.11	21.70	0.143	0.730	44
2	2	16	3.74	21.70	0.172	0.878	43
2	3	17	3.92	21.70	0.181	0.920	42
2	4	18	4.26	21.70	0.196	1.000	41
2	5	19	4.50	21.70	0.207	1.056	41
2	6	20	4.38	21.70	0.202	1.028	41
2	7	21	3.91	21.70	0.180	0.917	42
2	8	22	3.77	21.70	0.174	0.885	43
2	9	23	3.19	21.70	0.147	0.748	44
2	10	24	3.66	21.70	0.169	0.859	43
2	11	25	4.24	21.70	0.195	0.995	41
2	12	26	4.41	21.70	0.203	1.035	41
2	13	27	4.23	21.70	0.195	0.993	41
2	14	28	4.29	21.70	0.198	1.007	41
2	15	29	4.03	21.70	0.186	0.946	42
2	16	30	3.57	21.70	0.165	0.838	43

表 5.4.7(2) 外側炉心の出力・流量(2)

表 5.4.7(3) 外側炉心の出力・流量(3)

Ring	Row	Ser.	Power	Flow	P,	/F	ch.
No.	No.	No.	(MW)	(kg/s)	(MJ/kg)	(-)	No.
3	1	31	2.51	16.60	0.151	0.770	44
3	2	32	2.78	16.60	0.167	0.853	43
3	3	33	2.89	16.60	0.174	0.886	43
3	4	34	3.21	16.60	0.193	0.985	41
3	5	35	3.30	16.60	0.199	1.012	41
3	6	36	3.06	16.60	0.184	0.939	42
3	7	37	2.73	16.60	0.164	0.837	43
3	8	38	2.50	16.60	0.151	0.767	44
3	9	39	2.44	16.60	0.147	0.748	44
3	10	40	2.84	16.60	0.171	0.871	43
3	11	41	3.05	16.60	0.184	0.935	42
3	12	42	3.28	16.60	0.198	1.006	41
3	13	43	3.08	16.60	0.186	0.945	42
3	14	44	3.11	16.60	0.187	0.954	42
3	15	45	2.68	16.60	0.161	0.822	43
3	16	46	2.46	16.60	0.148	0.755	44

# JAEA-Research 2009-025

	大型炉	中型炉					
炉心高さ(cm)	100	85					
被覆管内半径(mm)	3.75	4.06/4.28/4.54					
最大線出力(W/cm)	440	461					
Pu 富化度(wt%)	14.3	12.2					

表 5.4.8 大型炉と中型炉での燃料仕様の比較

表 5.4.9 燃料破損のイベントタイミング

Ch. No.	P/F	Power	F Melting	Boiling	Dryout	Broken	Disp.	C Melt.	Power	Net Rea	ctivity
UN NO.	(-)	(MW)	(sec.)	(sec.)	(sec.)	(sec.)	(sec.)	(sec.)	(Po)	(Δρ)	(\$)
1	1.237	6.10	12.654	12.963	13.812	14.823	14.823	14.884	32.724	0.0033	0.9473
3	1.211	5.97	13.076	13.329	14.231	14.847	14.847	14.928	45.301	0.0033	0.9495
12	1.225	5.75	13.235	13.304	14.345	14.859	14.859	14.968	17.698	0.0030	0.8624
7	1.195	5.89	13.316	13.538	14.510	14.849	14.849		33.564	0.0034	0.9628
6	1.193	5.88	13.346	13.566	14.558	14.849	14.849	14.959	33.564	0.0034	0.9628
19	1.230	5.53	13.480	13.386	14.543	14.867	14.867		5.376	0.0020	0.5777
2	1.183	5.83	13.497	13.706	14.684	14.861	14.861		14.836	0.0029	0.8289
4	1.181	5.82	13. 527	13.735	14.702	14.866	14.866		8.421	0.0025	0.6972
27	1.191	5.92	13. 557	13.560	14.362	14.870	14.870		5.866	0.0020	0.5744
10	1.202	5.64	13.575	13.609	14.735	14.857	14.857		28.672	0.0031	0.8894
9	1.197	5.62	13.637	13.668	14.820	14.876	14.876		3.405	0.0010	0.2884
11	1.195	5.61	13.668	13.697	14.846	14.875	14.875		4.347	0.0014	0.4075
15	1.210	5.44	13.762	13.647	14.803	14.878	14.878		3.968	0.0011	0.3065
20	1.210	5.44	13.762	13.647	14.803	14.878	14.878		3.968	0.0011	0.3065
5	1.156	5.70	13.877	14.097	14.866	14.883	14.883		2.667	0.0001	0.0296
14	1.198	5.39	13.908	13.801	14.830	14.888	14.888		1.906	-0.0014	-0.3864
22	1.153	5.73	14.076	14.108	14.973	14.988	14.988		0.337	-0.0331	-9.4122
8	1.161	5.45	14.110	14.199	15.037	15.093	15.093		0.278	-0.0409	-11.6065
26	1.149	5.71	14.123	14.169	14.989	15.014	15.014		0.312	-0.0366	-10.3952
28	1.143	5.68	14. 189	14.265	15.007	15.089	15.089		0.280	-0.0407	-11.5631
32	1.176	5.43	14.239	14.063	14.994	15.045	15.045		0.295	-0.0389	-11.0386
18	1.167	5.25	14.257	14.260	15.031	15.117	15.117		0.268	-0.0425	-12.0719
38	1.174	5.42	14.258	14.094	15.000	15.077	15.077		0.283	-0.0404	-11.4912
31	1.163	5.37	14.336	14.258	15.023	15.137	15.137		0.259	-0.0442	-12.5597
24	1.123	5.58	14.348	14.536	15.061	15.234	15.234		0.232	-0.0492	-13.9639
39	1.161	5.36	14.350	14.289	15.029	15.143	15.143		0.257	-0.0446	-12.6699
17	1.152	5.18	14.366	14.475	15.063						
13	1.149	5.17	14.379	14.500	15.067	15.307	15.307		0.219	-0.0510	-14.4892
23	1.109	5.51	14.425	14.670	15.116						
16	1.141	5.13	14.426	14.588	15.104						
21	1.097	5.45	14.477	14.749	15.127						
37	1.124	5.19	14. 515	14.698	15.131						
34	1.120	5.17	14. 529	14.727	15.138						
30	1.107	5.11	14.568	14. 797	15.163						
36	1.107	5.11	14.568	14. 797	15.163						
33	1.105	5.10	14.573	14.806	15.167						
40	1.098	5.07	14.589	14.831	15.180						
25	1.057	5.25	14. 595	14.871	15.195						
35	1.053	4.86	14.675	14.904	15.281						
41			14.696	14.946	15.337						
29			14.714	14.931	15.326						
42			14.804	15.310							
12	1		14 920			1	1	1			

	項目	値	備考
	燃料ピン本数	331本/集合体	
	ラッパ管内対面間距離	176.1mm	
	ラッパ管肉厚	5.0mm	
	集合体配列ピッチ	191.8mm	
	ハンドリングヘッド内径	90mm	大型MOX燃料炉心の仕様
	炉心高さ	75cm	
炉	上部軸ブランケット	無し	
小 -	下部軸ブランケット	無し	
集	燃料Zr含有率[内側炉心/外側炉心]	10wt% / 6wt%	
合	燃料スミア密度[内側炉心/外側炉心]	75% / 75%	
1本  什	集合体構造概念	図5-5-1参照	
様	ラッパ管材質	PNC-FMS鋼	
	被覆管材質	ODS鋼	
	被覆管外径	8.5mm	
	被覆管肉厚	0.5mm	
	燃料ピン配列ピッチ	9.55mm	
	燃料集合体各領域の体積割合	表5-5-2参照	ドップラ係数、密度係数の
	燃料スラグ、構造材及び冷却材の密度	表5−5−3参照	単位換算で使用した値
	炉心熱出力	3530MW	
	集合体出力分布	別資料を参考のこと	正体はノタッナ型マの目
	集合体軸方向出力分布	図5−5−2参照	平衡サイクル木期での 大線出力発生時点
核	集合体内径方向出カピーキング係数	表5-5-4参照	
性	遅発中性子群数		
	遅発中性子割合	== 5_5_5 ↔ 昭	
	遅発中性子先行核崩壊定数		
	即発中性子寿命		

A	+ <del></del>	体積割合(%) *1			
四	以	燃料	構造材 冷却材		
	内側炉心	-	23.7	30.4 *2	
	外側炉心	-	23.7	30.4 *2	
后心。	内側炉心	34.2	23.7	30.4 *2	
》 <sup>—</sup> "心"	外側炉心	34.2	23.7	30.4 *2	
		-	70.0	30.0	

表 5.5.2 燃料集合体各領域の体積割合 [H18 レファレンス炉心]

\*1 集合体セル面積····· 318.6cm2

\*2 ラッパ管間ギャップ冷却材体積割合・ 5.9%

表 5.5.3 燃料スラグ、構造材及び冷却材の密度 [H18 レファレンス炉心]

項目		密度(g/cc)
燃料スラグ	内側炉心	15.80
	外側炉心	16.89
構造材		7.87
冷却材		0.849

メッシュNo.	内側炉心	外側炉心
1	1.010	1.006
2	1.008	1.006
3	0.994	1.001
4	0.987	0.993
5	0.993	0.995
6	1.008	1.001
メッシュ位置	メッシュ6 メッシュ5 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	メッシュ6 メッシュ5 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

表 5.5.4 集合体内径方向出力ピーキング係数 ([H18 レファレンス炉心、平衡サイクル末期での最大線出力発生時点])

表 5.5.5 動特性パラメータ [H18 レファレンス炉心、平衡サイクル末期]

項目	值	
即発中性子寿命 (10 <sup>-6</sup> sec)		0.261
遅発中性子割合	β1	8.12E-05
	β2	7.18E-04
	β3	6.63E-04
	β4	1.33E-03
	β5	6.39E-04
	β6	2.02E-04
	eta eff	3.63E-03
	λ1	1.30E-02
	λ 2	3.14E-02
	λ 3	1.36E-01
	λ4	3.47E-01
	λ 5	1.38E+00
	λ6	3.83E+00

# 表 5.5.6 各領域と先行的な破損が予測される集合体の熱流力設計値

# 流量配分領域の平均値

# P/F上位集合体

	Power	P/F
Region	(MW)	(-)
1	6.325	1.013
2	6.082	1.072
3	7.354	1.039
4	6.930	1.042
5	6.604	1.061
6	6.010	1.037
7	5.151	0.959
8	4.035	0.890
9	3.412	0.860
10	2.543	0.796
11	1.991	0.796

A   Region   (kg/s)   (MW)   (MJ/kg)   (-)     18   12   5   30.6   6.946   0.2270   1.116     12   24   2   27.9   6.333   0.2270   1.116     20   24   2   27.9   6.333   0.2270   1.116     25   33   5   30.6   6.929   0.2264   1.113     27   33   6   28.5   6.453   0.2264   1.113     9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.452   0.2264   1.113	50 50 50 50 53 52 51 50
18   12   5   30.6   6.946   0.2270   1.116     12   24   2   27.9   6.333   0.2270   1.116     20   24   2   27.9   6.333   0.2270   1.116     25   33   5   30.6   6.929   0.2264   1.113     27   33   6   28.5   6.453   0.2264   1.113     9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.452   0.2264   1.113	50 50 50 53 52 51 50
12 24 2 27.9 6.333 0.2270 1.116   20 24 2 27.9 6.333 0.2270 1.116   25 33 5 30.6 6.929 0.2264 1.113   27 33 6 28.5 6.453 0.2264 1.113   9 39 5 30.6 6.928 0.2264 1.113   8 42 6 28.5 6.452 0.2264 1.113	50 50 53 52 51 50
20   24   2   27.9   6.333   0.2270   1.116     25   33   5   30.6   6.929   0.2264   1.113     27   33   6   28.5   6.453   0.2264   1.113     9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.452   0.2264   1.113	50 33 32 31 30
25   33   5   30.6   6.929   0.2264   1.113     27   33   6   28.5   6.453   0.2264   1.113     9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.453   0.2264   1.113	33 32 31 30
27   33   6   28.5   6.453   0.2264   1.113     9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.452   0.2264   1.113	32 31 30
9   39   5   30.6   6.928   0.2264   1.113     8   42   6   28.5   6.452   0.2264   1.113	31 30
8 42 6 28.5 6.452 0.2264 1.113	30
	20
16 36 2 27.9 6.312 0.2262 1.112	13
16 14 5 30.6 6.919 0.2261 1.111	17
17 9 6 28.5 6.440 0.2260 1.111	0
7 33 5 30.6 6.903 0.2256 1.109	<del>)</del> 1
23 39 5 30.6 6.901 0.2255 1.108	38
19 15 5 30.6 6.900 0.2255 1.108	36
7 39 6 28.5 6.412 0.2250 1.106	51
26 36 6 28.5 6.412 0.2250 1.106	51
6 36 6 28.5 6.404 0.2247 1.104	17
25 39 6 28.5 6.404 0.2247 1.104	17
20 18 2 27.9 6.262 0.2244 1.103	35
8 30 5 30.6 6.856 0.2241 1.101	6
21 39 5 30.6 6.852 0.2239 1.100	)9
7 27 4 32.7 7.321 0.2239 1.100	)7
16 12 5 30.6 6.847 0.2238 1.100	)1
20 42 4 32.7 7.315 0.2237 1.099	98



図 5.2.1 金属燃料炉心損傷解析コード CANIS のモデル



図 5.3.1 CANIS 解析用集合体グルーピング



図 5.3.2 基準ケースの出力履歴



図 5.3.3 基準ケースの出力履歴 (ピーク周辺)





図 5.3.5 基準ケースの反応度履歴 (ピーク周辺)



図 5.3.6 代表チャネル1における冷却材と燃料反応度の推移



図 5.3.7 代表チャネル1における燃料溶融キャビティ圧力と臨界流速の変化



図 5.3.8 起因過程解析結果のまとめ



図 5.3.9 起因過程解析結果のまとめ (パラメータモデルによる燃料分散)















図 5.3.13 冷却材反応度変化の比較







図 5.3.15 燃料反応度投入率の比較



図 5.4.1 中型炉の炉心体系(1/3 炉心)



図 5.4.2 代表チャネルの軸方向メッシュ分割





(2) 大型炉図 5.4.3 中型炉及び大型炉の P/F 分布



図 5.4.4 解析結果:出力と反応度の推移



図 5.4.5 解析結果:出力と流量の推移



図 5.4.6 解析結果:全反応度と変化率



図 5.4.7 解析結果:反応度成分の変化



図 5.4.8 解析結果:被覆管破損温度の影響(1)



図 5.4.9 解析結果:被覆管破損温度の影響(2)



図 5.4.10 大型炉心の代表チャネル1の燃料破損の推移

#### JAEA-Research 2009-025



図 5.4.11 中型炉心の代表チャネル1の燃料破損の推移


エントランスノス<sup>\*</sup>ル: 350mm

図 5.5.1 集合体構造



図 5.5.2 軸方向集合体出力分布



<sup>(</sup>a) P/F 増加値を 0.025 としたヒストグラム

(b) P/F 増加値を 0.05 としたヒストグラム





図 5.5.4 P/F と P の分布の比較

## **6**. おわりに

ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心に比較して、高い重金属密度、硬い中性子スペクトル、 良好な中性子経済というナトリウム冷却金属燃料炉心の特性を活かすことを主眼として、 高増殖、コンパクト、低 Pu-f インベントリ、低ボイド反応度などの性能に特化した、従来 の概念を上回る魅力を有する金属燃料炉心概念の方向性を示すことを目的として、燃料仕 様の設定範囲に関する検討、炉心設計に関する検討、安全性に関する検討を実施した。

燃料組成については、Zr 含有率を 3wt%まで低減した照射実績から、この Zr 含有率の 燃料が成立する見通しを得ることができた。異なる Zr 含有率に対して、中心溶融線出力 の観点から、Pu 富化度の上限値を設定した。MA 含有率については、照射実績及び U-Pu-Zr 合金の熱物性や機械的物性値が変わらない範囲という観点から、当面 5wt%をめやすとし た。スミア密度については、過大な FCMI 発生させることなくピーク燃焼度を高める見通 しが得られる上限値として 75%、ガススエリングによる燃料スラグの実効熱伝導率を低下 させない下限値として 70%と設定した。燃料スタック長さについては、長尺スラグの照射 試験データから、150cm 程度を上限と暫定した。

炉心設計については、燃料組成及び炉心高さに関するパラメータサーベイから、高増殖、 コンパクト、低 Pu インベントリ、低ボイド反応度、高 MA 含有率となる炉心が候補概念 として挙げられた。

候補概念のうち、ブランケットのない高増殖炉心を検討し、Zr 含有率の下限を FaCT と 同じ 6wt%とした場合には、Pu 富化度 2 領域炉心で、炉心高さ 150cm、燃料集合体数 765 体(初装荷 Pu・f 重量 7.6t/GWe)で、増殖比 1.34 を達成する見通しが得られた。Zr 含有 率を 3wt%に低減した燃料を採用した場合について、増殖比向上を目指した場合と初装荷 Pu・f 重量低減を目指した場合について検討した。増殖比向上を目指した場合には増殖比 1.40 を達成する見通しが得られた。ボイド反応度低減を利用した初装荷 Pu・f 重量の低減 を目指した場合では、約 12%の初装荷 Pu・f 重量の低減が可能で、増殖比も 1.37 とできる ことがわかった。

今回の高増殖炉心について、FBR 導入性に対する効果を評価するため、FBR 導入期間 の簡易評価モデルを提案した。このモデルに基づいて、FBR の導入期間について、FS-II における金属燃料炉心と比較した。Zr 含有率を 6wt%としたものでは導入期間の短縮は期 待できないことがわかった。しかし、Zr 含有率 3wt%燃料を採用することで、導入期間の 短縮が可能になり、総設備容量が最も大きい水素製造シナリオの場合では、増殖比向上を 目指した炉心で約 14%、低インベントリを目指した炉心で約 19%の短縮が期待できる結果 となり、低 Zr 含有率燃料を用いた高増殖炉心の有効性を示すことができた。増殖比が高 いものに比べて、Pu-f インベントリを低減したものが短期間の FBR 導入に適していると の結果が得られたことから、今後、低 Pu-f インベントリ炉心を含めた検討を行い、FBR 導入期間を短縮させるのに有効な炉心を検討していく予定である。また、今後の検討の方 向性として、低ボイド反応度、高 MA 変換率、導入期間短縮などを目指した炉心の検討な どがある。

金属燃料炉心の安全性について、FaCT 副概念炉心の一つである H18 レファレンス炉心 を対象にして、ULOF を起因事象とする炉心損傷について、過去の解析例である大型炉と 中型炉の炉心損傷解析結果をもとに推測した。同時性が強いことによる冷却材沸騰時の正 の反応度投入率が大きくなるため、最大出力は大きくなることが予測されるものの、H18 レファレンス炉心は線出力が小さい特徴をもつことから、燃料破損モードが dispersion よ りも extrusion となる可能性が高く、その場合、早期に事象は終息すると予測されること がわかった。

## 参考文献

- [1-1] 太田 宏一,他,"共同研究報告書 金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研究(平成 12 年度)", JNC TY9400 2001-015,核燃料サイクル開発機構(2001)
- [1-2] "金属燃料高速炉の炉心燃料設計に関する研究 平成 13 年度-15 年度共同研究報告書" T9800309 核燃料サイクル開発機構、電力中央研究所 (2004)
- [1-3] 野田 宏, 他, "高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究(フェーズ I)報告書", JNC TN1400 2001-006 (2001)
- [1-4] 此村 守,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)
- [1-5] 小川隆,他,"ナトリウム冷却金属燃料高出口温度型炉心の安全性向上に関する検討", 日本原子力学会 2007 年秋の大会予稿集(D36)
- [1-6] Sugino, K. et al., "Advanced Metal Fuel Core Design Study for SFR in the "Feasibility Study" in Japan", Proc. Int. Conf. Global 2005, Tsukuba, Japan, p.399 (2005)
- [3-1] R.G. Pahl, R.S. Wisner, M.C. Billone and G.L. Hofman, "Steady-State Irradiation Testing of U-Pu-Zr Fuel to >18 at.% Burnup," Proc. Int. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, vol.IV, American Nuclear Society (1990)
- [3-2] A.M. Yacout, S. Salvatores and Y. Orechwa, "Degradation Analysis Estimates of the Time-to-Failure Distribution of Irradiated Fuel Elements," Nucl. Technol., 113, p.177 (1996)
- [3-3] H. Tsai, A.B. Cohen, M.C. Billone and L.A. Neimark, "Irradiation Performance of U-Pu-Zr Metal Fuels for Liquid-Metal-Cooled Reactors," Proc. The 3rd JSME/ASME Joint Int. Conf. on Nucl. Eng., Kyoto, vol.2, p.849 (1995)
- [3-4] D.C. Crawford, C.E. Lahm, H. Tsai and R.G. Pahl, "Performane of U-Pu-Zr Fuel Cast into Zirconium Molds", J. Nucl. Mater. 204, p.157 (1993)
- [3-5] R.G. Pahl, D.L. Porter, D.C. Crawford and L.C. Walters, "Irradiation Behavior of Metallic Fast Reactor Fuels," J. Nucl. Mater., 188, p.3 (1992)
- [3-6] Integral Fast Reactor Program Annual Report FY1991, ANL-IFR-169, Argonne National Laboratory (1992)

- [3-7] Integral Fast Reactor Program Annual Report FY1990, ANL-IFR-149, Argonne National Laboratory (1991)
- [3-8] B.A. Hilton, D.L. Porter and S.L. Hayes, "AFC-1 Transmutation Fuels Post-Irradiation Hot Cell Examination 4 to 8 at.% Final Report," INL/EXT-05-00785 Rev.1, Idaho National Laboratory (2006)
- [3-9] T. Ogata and T. Tsukada, "Engineering-Scale Development of Injection Casting Technology for Metal Fuel Cycle," Proc. Global 2007 (2007)
- [3-10] K. Nakamura, T. Ogata, M. Kurata, T. Yokoo and M.A. Mignanelli, "Reactions of Uranium-Plutonium Alloys with Iron," J. Nucl. Sci. Technol., 38, p.112 (2001)
- [3-11] 尾形孝成、水野朋保、"高速炉用金属燃料の中心溶融線出力の評価",日本原子力学会 2008 年春の大会 (G12)
- [3-12] D.C. Crawford, S.L. Hays and R.G. Pahl, "Large-Diameter, High-Plutonium Metallic Fuel Testing in EBR-II," Trans. ANS, 71, p.178 (1994)
- [3-13] G.L. Hofman, R.G. Pahl, C.E. Lahm, and D.L. Porter, "Swelling Behavior of U-Pu-Zr Fuel," Metallurgical Trans. 21A, p.517 (1990)
- [3-14] H. Ohta, T. Yokoo, T. Ogata, T. Inoue, M. Ougier, J.P. Glatz, B. Fontaine and L. Breton, "Irradiation Experiment on Fast Reactor Metal Fuels Containing Minor Actinides to 7at.% Burnup," Proc. Global 2007 (2007)
- [3-15] H. Ohta, T. Ogata, T. Yokoo, M. Ougier, J.P. Glatz, B. Fontaine and L. Breton, "Low-Burnup Irradiation Behavior of Fast Reactor Metal Fuels Containing Minor Actinides," to be published in Nucl. Technol.
- [3-16] M.K. Meyer, S.L. Hayes, D.C. Crawford, R.G. Pahl and H. Tsai, "Fuel Design for the U.S. Accelerator Driven Transmutation System," Proc. ANS Conf. on Accelerator Applications in the New Millenium, Reno, NV, Nov.11-15 (2001)
- [3-17] 倉田正輝、他、"長半減期核種の消滅処理技術の開発-超ウラン元素含有合金の製造とその特性の把握-"、電力中央研究所報告 T92005 (1992)
- [3-18] H.J. MacLean and S.L. Hayes, "Irradiation of Metallic and Oxide Fuels for Actinide Transmutation in the ATR," Proc. Global 2007 (2007)
- [3-19] M. Kurata, et al, Proc. "Fabrication of U-Pu-Zr Metallic Fuel Containing Minor Actinides," Global '97 (1997)

- [3-20] C.L. Trybus, J.E. Sanecki and S.P. Henslee, "Casting of Metallic Fuel Containing Minor Actinide Additions," J. Nucl. Mater. 204, p.50 (1993)
- [3-21] C.L. Trybus, "Injection Casting of U-Zr-Mn, Surrogate Alloy for U-Pu-Zr-AM-Np," J. Nucl. Mater., 224, p.305 (1995)
- [3-22] A.L. Pitner, R.B. Baker, "Metal Fuel Test Program in the FFTF," J. Nucl. Mater. 204, p.124 (1993)
- [3-23] T. Ogata and T. Yokoo, "Irradiation Performance of a Prototypic Metallic Fuel for Fast Reactors," Proc. ICONE-8 (2000)
- [3-24] H. Tsai and L.A. Neimark, "Irradiation Performance of Full-Length Metallic IFR Fuels," Proc. Int. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Kyoto, 2-1, p.28, Atomic Energy Society of Japan (1992)
- [4-1] 小川 隆, 他, "ナトリウム冷却金属燃料高出口温度型炉心の安全性向上に関する検討", 日本原子力学会 2007 年秋の大会予稿集 (D36)
- [4-2] 動力炉・核燃料開発事業団、"高速増殖炉もんじゅ発電所原子炉設置許可申請書" (1989)
- [4-3] 横堀 仁, "Pu利用技術に関する調査(6) −PWRの炉心特性データの整備−", JNC
   TJ9420 2002-008 (2003)
- [4-4] 笹川 勝, 他, "Pu 利用技術に関する調査(7) -BWR の炉心特性データの整備-", JNC TJ9420 2001-003 (2001)
- [4-5] 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)
- [4-6] 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, pp.227-251 (1986)
- [4-7] 小野 清,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
  (3) 総合評価", JAEA-Research 2006-044 (2006)

- [5-1] 植田 伸幸、"金属燃料炉心の冷却材ボイド反応度制限の評価"、電力中央研究所研究 報告 (2001)
- [5-2] 植田 伸幸、他、"金属燃料炉心の炉心損傷時再臨界性評価--起因過程解析による大型 炉心の評価--"、電力中央研究所研究報告、T97004 (2004)
- [5-3] J.J.Kaganove, "Numerical Solution of the one-group space-independent reactor kinetics equations for neutron density given the excess reactivity", ANL-6132 Physics and Mathematics(TID-4500,15th Ed.)AEC Research and Development Report (1960)
- [5-4] 尾形 孝成 他、"金属燃料要素における燃料-被覆管機械的相互作用の解析的評価"、 電力中央研究所研究報告、T97004 (1998)
- [5-5] 太田 宏一、横尾 健、"金属燃料 FBR 炉心のボイド反応度評価"、電力中央研究所報告、T99090 (2000)
- [5-6] 横尾 健 太田 宏一、"1500MWe 級高燃焼度金属燃料炉心、および酸化物燃料炉心の特性評価"、電力中央研究所報告、T97040 (1998)
- [5-7] 植田 伸幸、西村 聡、"金属燃料炉心における ATWS 起因の燃料破損の解析的評価"、 電力中央研究所報告 T98079 (1999)

This is a blank page.

表 1. SI 基本単位							
甘木县			SI 基本単位				
芯平里			名	称		記号	
長	さ	×	-	ト	ル	m	
質	量	+	口 /	ブラ	4	kg	
時	間		Ŧ	\$		S	
電	流	7	ン	~	7	А	
熱力学温	度	ケ	N	ビ	ン	K	
物質	量	モ			N	mol	
光	度	力	2	デ	ラ	cd	

表2. 基本単位:	を用いて表されるSI組立単	位の例
组立县	SI 基本単位	a dan said
粗立里	名称	記号
面 積	平方メートル	m <sup>2</sup>
体積	立法メートル	m <sup>3</sup>
速 さ , 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>
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m <sup>2</sup>
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
量濃度 <sup>(a)</sup> ,濃度	モル毎立方メートル	mol/m <sup>3</sup>
質量濃度	キログラム毎立法メートル	kg/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 <sup>(b</sup>	(数字の) 1	1
比透磁率的	(数字の) 1	1

(a) 最濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元最あるいは次元1をもつ量であるが、そのこと を表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

	SI 組立単位					
組立量	名称	記号	他のSI単位による	SI基本単位による		
	10 10	р <b>ц</b> /у	表し方	表し方		
平 面 角	ラジアン(6)	rad	1 <sup>(b)</sup>	m/m		
立 体 角	ステラジアン(6)	sr <sup>(c)</sup>	1 (6)	$m^{2\prime}m^2$		
周 波 数	ヘルツ (d)	Hz		s <sup>-1</sup>		
力	ニュートン	N		m kg s <sup>-2</sup>		
圧力,応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>	$m^{-1}$ kg s <sup>-2</sup>		
エネルギー,仕事,熱量	ジュール	J	N m	$m^2 kg s^2$		
仕事率, 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	$m^2 kg s^3 A^{-1}$		
静電容量	ファラド	F	C/V	$m^{-2} kg^{-1} s^4 A^2$		
電 気 抵 抗	オーム	Ω	V/A	$m^2 kg s^3 A^2$		
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2} kg^{-1} s^3 A^2$		
磁東	ウエーバ	Wb	Vs	$m^2 kg s^2 A^1$		
磁 束 密 度	テスラ	Т	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	Н	Wb/A	$m^2 kg s^2 A^2$		
セルシウス温度	セルシウス度 <sup>(e)</sup>	°C		K		
光東	ルーメン	lm	cd sr <sup>(c)</sup>	cd		
照度	ルクス	lx	$lm/m^2$	m <sup>-2</sup> cd		
放射性核種の放射能(「)	ベクレル <sup>(d)</sup>	Bq		s <sup>-1</sup>		
吸収線量,比エネルギー分与,	グレイ	Gy	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>		
カーマ		ay	5. ng			
線量当量,周辺線量当量,方向	シーベルト (g)	Sv	J/kg	$m^2 s^2$		
111秋里司里, 旭八秋里司里	+ 4 1.	1		-1 .		
政 形 伯 1十	112-11	Kat		is mol		

酸 茶 店 作1/2 ダール kat [s'mo]

(a)SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはや コヒーレントではない。

(b)ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明 示されない。

(c)割光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。

(d)剤光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。

(d)剤光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。

(d)剤光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。

(d)剤光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の半位の表したがって、温度差や温度間隔を表す数値はとちらの単位で表しても同じである。

(f)放射性核種の放射能(activity referred to a radionuclide)は、しぼしば誤った用語で"radioactivity"と記される。

(g)単位シーベルト (PV,2002,70,205) についてはCIPM軸告2 (CI-2002) を参照。

表4.	単位の中	に固有の	名称と記	号を含む	SI組立単位の例
-----	------	------	------	------	----------

	S.	I組立単位	
組立量	名称	記号	SI 基本単位による 表し方
粘度	パスカル秒	Pa s	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-1</sup>
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup>
表 面 張 力	ニュートン毎メートル	N/m	kg s <sup>-2</sup>
角 速 度	ラジアン毎秒	rad/s	m m <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> =s <sup>-1</sup>
角 加 速 度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s <sup>2</sup>	$m m^{-1} s^{-2} = s^{-2}$
熱流密度,放射照度	ワット毎平方メートル	W/m <sup>2</sup>	kg s <sup>-3</sup>
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	$m^2 s^{2} K^{1}$
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^{2} s^{2}$
熱 伝 導 率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg 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	$J/m^3$	$m^{-1} kg s^{-2}$
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s <sup>-3</sup> A <sup>-1</sup>
電 荷 密 度	クーロン毎立方メートル	C/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> sA
表 面 電 荷	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> sA
電東密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> sA
誘 電 率	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} kg^{-1} s^4 A^2$
透磁 率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg 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 s <sup>-2</sup> mol <sup>-1</sup>
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	$m^2 kg s^2 K^1 mol^1$
照射線量(X線及びy線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg <sup>-1</sup> sA
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	$m^{2} s^{-3}$
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 s <sup>-3</sup> =m <sup>2</sup> kg 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	$W/(m^2 sr)$	m <sup>2</sup> m <sup>-2</sup> kg s <sup>-3</sup> =kg s <sup>-3</sup>
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> s <sup>-1</sup> mol

表 5. SI 接頭語							
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号		
$10^{24}$	Э	9 Y	10-1	デシ	d		
$10^{21}$	ゼ	9 Z	$10^{-2}$	センチ	с		
$10^{18}$	エク・	サ E	10-3	ミリ	m		
$10^{15}$	~ :	9 P	10-6	マイクロ	μ		
$10^{12}$	テ	7 T	10 <sup>-9</sup>	ナノ	n		
10 <sup>9</sup>	ギ ;	ガ G	$10^{-12}$	ピ コ	р		
$10^{6}$	* ;	ガ M	$10^{-15}$	フェムト	f		
$10^{3}$	+ 1	⊐ k	10 <sup>-18</sup>	アト	a		
$10^{2}$	ヘク	h h	$10^{-21}$	ゼプト	Z		
$10^{1}$	デジ	カ da	$10^{-24}$	ヨクト	у		

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位					
名称	記号	SI 単位による値			
分	min	1 min=60s			
時	h	1h =60 min=3600 s			
H	d	1 d=24 h=86 400 s			
度	0	1°=(п/180) rad			
分	,	1'=(1/60)°=(п/10800) rad			
秒	"	1"=(1/60)'=(n/648000) rad			
ヘクタール	ha	1ha=1hm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup>			
リットル	L, 1	1L=11=1dm <sup>3</sup> =10 <sup>3</sup> cm <sup>3</sup> =10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>			
トン	t	1t=10 <sup>3</sup> kg			

表7.	SIに属さない:	が、SI	[と併用]	される単	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 単位で表される数値				
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 <sup>-19</sup> J				
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 <sup>-27</sup> kg				
統一原子質量単位	u	1u=1 Da				
天 文 単 位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 <sup>11</sup> m				

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位						
名称	記号	SI 単位で表される数値				
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 <sup>5</sup> Pa				
木銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa				
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 <sup>-10</sup> m				
海 里	M	1 M=1852m				
バーン	b	$1 b=100 fm^2 = (10^{-12} cm) 2 = 10^{-28} m^2$				
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s				
ネーバ	Np					
ベル	В	31単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。				
デジベル	dB -					

表 9. 固有	すの名称	をもつCGS組立単位
名称	記号	SI 単位で表される数値
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	Р	1 P=1 dyn s cm <sup>-2</sup> =0.1Pa s
ストークス	St	$1 \text{ St} = 1 \text{ cm}^2 \text{ s}^{-1} = 10^{-4} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$
スチルブ	sb	$1 \text{ sb} = 1 \text{ cd cm}^{-2} = 10^4 \text{ cd m}^{-2}$
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm <sup><math>-2</math></sup> 10 <sup>4</sup> lx
ガル	Gal	1 Gal =1cm s <sup>-2</sup> =10 <sup>-2</sup> ms <sup>-2</sup>
マクスウェル	Mx	$1 \text{ Mx} = 1 \text{ G cm}^2 = 10^{-8} \text{Wb}$
ガウス	G	$1 \text{ G} = 1 \text{Mx cm}^{-2} = 10^{-4} \text{T}$
エルステッド <sup>(c)</sup>	Oe	$1 \text{ Oe} \stackrel{\sim}{=} (10^3/4\pi) \text{A m}^{-1}$

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 ▲ 」 は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例						
	-	名称			記号	SI 単位で表される数値
+	д		IJ	1	Ci	1 Ci=3.7×10 <sup>10</sup> Bq
V	ン	F	ゲ	ン	R	$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{C/kg}$
ラ				ド	rad	1 rad=1cGy=10 <sup>-2</sup> Gy
V				4	rem	$1 \text{ rem}=1 \text{ cSv}=10^{-2} \text{Sv}$
ガ		ン		7	γ	1 γ =1 nT=10-9T
7	I		N	111		1フェルミ=1 fm=10-15m
メー	ートル	系	カラ	ット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10-4kg
F				N	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標	準	大	気	圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
力	D		IJ	1	cal	1cal=4.1858J(「15℃」カロリー), 4.1868J (「IT」カロリー) 4.184J(「熱化学」カロリー)
11	ク		D	ン	μ	$1 \mu = 1 \mu m = 10^{-6} m$