

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)



2001年3月

核燃料サイクル開発機構  
(財)電力中央研究所

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to  
Technical Cooperation Section.  
Technology Management Division.  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

(C) 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
(財) 電力中央研究所 (Central Research Institute of Electric Power Industry)  
2001

# 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)

(財) 電力中央研究所 太田宏一、尾形孝成、横尾 健

(金属燃料・乾式リサイクルプロジェクト)

核燃料サイクル開発機構 池上哲雄、林 秀行、水野朋保、山館 恵

(システム技術開発部)

核燃料サイクル開発機構と電気事業者が共同で実施している「FBR サイクル実用化戦略調査研究」では、将来の FBR 実用化に向けて、最も適当な FBR システムを明確化するために、従来からの酸化物燃料の他、金属などの新型燃料サイクルについても比較検討を行うことになっている。その一環として、本研究では実用炉クラスを想定した金属燃料 FBR の炉心核熱流力設計および燃料健全性評価を行い、達成可能な性能を明らかにするとともに、他の燃料形態との比較評価を行うことを目的としている。

### (1) 炉心特性評価

スケールメリットやサイクルコスト低減による経済性の向上を図った大型高燃焼度金属燃料炉心（1,500MWe 級、150GWd/t）の核熱流力設計を行い、その炉心特性について以下の点を明らかにした。

- ・通常の均質炉心によって、酸化物燃料炉心では難しい 30 年を下回る複合システム倍増時間が達成できる。またナトリウムボイド反応度は 8-10\$程度（炉心損傷事故時における即発臨界防止の目安制限値以下）に收まり、酸化物燃料炉心と同等の安全性が確保できる。
- ・径方向非均質炉心の場合にはボイド反応度を 5\$程度に低減できることから、炉心損傷事故に対して十分な余裕が確保される。ただしプルトニウム富化度が増大するため、倍増時間は長期化する。

### (2) 燃料健全性評価

大型均質炉心において最大燃焼度が 200GWd/t に達し、照射条件が最も厳しいと考えられる燃料要素の健全性評価を行い、以下の点を確認した。

- ・燃料挙動解析の結果、様々な不確かさを保守側に仮定した場合にも燃焼末期までクリープ破損を防止することが可能であり、通常運転時の健全性が確保

---

本報告は、核燃料サイクル開発機構と（財）電力中央研究所の共同研究により実施した成果である。

される。

- ・過渡時には、金属燃料特有の「液相形成に伴う被覆管内面浸食」が起こり得る。しかし、本解析の結果、設計基準事象において推測される数百秒以内の被覆管過熱状態の継続時間では液相浸食が被覆管健全性に与える影響は小さいことが分かった。即ち、過渡時の健全性確保の観点からは液相浸食対策は必要ないと言える。

## A Design Study on the FBR Metal Fuel and Cores

Central Research Institute of Electric Power Industry

Hirokazu Ohta, Takanari Ogata and Takeshi Yokoo

Japan Nuclear Cycle Development Institute

Tetsuo Ikegami, Hideyuki Hayasi, Tomoyasu Mizuno

and Megumi Yamadate

### Abstract

A feasibility study for FBR and related fuel cycle has been conducted in collaboration between Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC) and Electric Power Industry, where potentialities on a variety of fuel cycle concepts are evaluated in order to determine the suitable systems in the future commercial FBRs and related fuel cycle.

The purpose of the present study is to show quantitatively the performance of commercial metal fuel FBRs. This report summarizes the results of core neutronic and thermal-hydraulic analyses and fuel integrity evaluations for metal fuel FBRs.

#### (1) Core characteristics

Neutronic and thermal-hydraulic design studies are performed on 1,500MWe-class metal fuel cores that can attain a high burnup of 150GWd/t. The results show that the metal fuel core can achieve a compound system doubling time (CSDT) of less than 30 years by a conventional homogeneous layout with reasonable axial blanket loading, whereas such a short CSDT is not realistic for the same scale oxide fuel cores. The sodium void reactivity of the metal fuel homogeneous core satisfies the safety criterion (<8-10\$) to avoid prompt criticality in the core disruptive accidents. A radial heterogeneous core design improves safety parameters; the sodium void reactivity for driver region is decreased to about 5\$. Higher plutonium enrichment required for the heterogeneous core increases a CSDT.

#### (2) Fuel integrity

The cladding integrity is evaluated for the hottest fuel element of which maximum burnup is about 200GWd/t in the metal fuel homogeneous core. As

---

This work is a joint study between Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC) and Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI).

a result, the cladding is kept intact during normal reactor operation even if the conservative assumptions are made for the various uncertainties. In the transient conditions, a liquid phase may be formed at the fuel-cladding interface, which leads to the cladding wastage. However, the present analysis shows that this liquid phase formation has insignificant influence on the cladding integrity during the design basis events. This suggests that any protection measures against a liquid phase formation may not be required to maintain the cladding integrity in off-normal conditions.

## 目次

1. まえがき	1
2. 研究計画	1
2.1 研究目的	1
2.2 研究内容	1
2.3 研究体制および期間	2
2.4 研究工程	2
3. 燃料・炉心設計	2
3.1 設計仕様	2
3.1.1 基本仕様	2
3.1.2 炉心安全性確保の考え方	3
3.1.3 プラント設計側からの要求	4
3.1.4 再臨界回避方策	4
3.1.5 増殖性	4
3.1.6 燃料組成	4
3.1.7 解析手法	5
3.2 燃料集合体仕様	5
3.3 炉心核特性評価	7
3.3.1 基本燃焼特性	7
3.3.2 リサイクル組成による炉心特性への影響	10
3.4 熱流力特性	11
4. 金属燃料要素の健全性に関する検討	14
4.1 通常運転時の健全性	14
4.1.1 金属燃料要素の定常照射時の破損機構	14
4.1.2 通常運転時の被覆管破損に対する余裕	14
4.1.3 解析結果の評価	17
4.2 過渡時の健全性	18
4.2.1 金属燃料要素の過渡時における破損機構	18
4.2.2 過渡時の被覆管破損に対する余裕	21
5. 酸化物燃料炉心の検討	24
5.1 酸化物燃料炉心の設計仕様	24
5.1.1 基本仕様	24
5.1.2 炉心安全性確保の考え方	24
5.1.3 プラント設計側からの要求	24
5.1.4 再臨界回避方策	25
5.2 炉心・燃料仕様	25
5.3 炉心特性解析結果	25
5.4 金属燃料炉心との比較	27
5.4.1 均質炉心の比較	28
5.4.2 径方向非均質炉心の比較	28

6. 今後の検討項目 .....	2 9
7. まとめ .....	2 9
参考文献 .....	3 0

## 図 目 次

図 2-1	主な実施スケジュール	2
図 3-1	燃料要素、集合体の軸方向仕様	6
図 3-2	金属燃料炉心の集合体配置	7
図 3-3	径方向非均質炉心のシャフリングパターン	8
図 3-4	軸方向ブランケット装荷による増殖性能の変化	10
図 3-5(a)	大型炉心の流量配分結果(1/6 炉心モデル)	13
図 3-5(b)	小型炉心の流量配分結果(1/3 炉心モデル)	13
図 4-1	ピーク線出力、被覆管内側最高温度、冷却材最高温度、 燃料スラグ最高温度の履歴	15
図 4-2	F P ガス放出率とプレナム体積の変化	15
図 4-3	燃料スラグのスエリング成分、プレナムガス圧、FCMI 力の履歴	15
図 4-4	照射末期における燃料スラグ-被覆管機械的相互作用 (FCMI) の 軸方向分布 (ALFUS による計算結果)	15
図 4-5	照射末期における被覆管外径変化成分の軸方向分布 (ALFUS による計算結果)	16
図 4-6	照射末期におけるクリープの CDF と FCCI 量の軸方向分布 (ALFUS による計算結果)	16
図 4-7	最大液相侵食速度のデータ	19
図 4-8	160%過出力(~800W/cm ピーク線出力)時の 燃料ピン内軸方向温度分布(ボンド N a 浸入は考慮せず)	20
図 4-9	金属燃料ピンを均一かつ一定温度の過熱状態においていた場合に CDF=0.1 となる、あるいは被覆管貫通する時間(大型炉心燃料、照射末期)	22
図 5-1	酸化物燃料炉心の集合体配置図	26

## 表 目 次

表 2-1	主な作業分担	2
表 3-1	炉心、サイクル基本仕様	3
表 3-2	燃料要素、集合体仕様	6
表 3-3	平衡サイクル時における主要な核特性	9
表 3-4	リサイクル新燃料組成[Wt%]	11
表 3-5	リサイクル組成による大型(3,900MWt)金属燃料高速炉の主要燃焼特性	11
表 3-6	リサイクル組成による小型(800MWt)金属燃料高速炉の主要燃焼特性	11
表 3-7	被覆管最高温度評価用工学的安全係数	12
表 4-1	被覆管が過熱状態となる設計基準事象における 被覆管最高温度上昇と過熱状態継続時間—原型炉の場合—	23
表 5-1	炉心基本仕様	24
表 5-2	各炉心の燃料仕様	25
表 5-3	酸化物燃料炉心の主要特性	27
表 5-4	金属燃料および酸化物燃料炉心の特性比較	28

## 1. まえがき

核燃料サイクル開発機構（以下、サイクル機構と略す）と電気事業者が共同で実施している「FBR サイクル実用化戦略調査研究」では、将来の高速炉実用化に向け、経済性や安全性および資源の有効利用性などの観点から、最も適当なシステムを明確化するために、従来からの酸化物燃料の他、金属などの新型燃料を用いた高速炉について炉心特性の比較検討を行うことになっている。

ここでは、実用化時代の金属燃料高速炉によって達成される炉心及び燃料性能を定量的に示すことを目的に、実用化要求に適合する金属燃料炉心に関して、経済性や安全性及び増殖性について先進リサイクル技術との整合を考慮しながら設計し、燃料健全性と合わせてその基本特性評価を行うとともに、比較対象となる酸化物燃料高速炉の炉心特性についてもまとめることとする。

実施にあたっては、以前より「金属燃料高速炉・乾式リサイクル技術」に関する研究を実施している（財）電力中央研究所（以下、電中研と略す）を中心となって金属燃料炉心を、また、サイクル機構が中心となって酸化物燃料炉心の設計を行い、両者が議論を深めながら評価を行う。

## 2. 研究計画

### 2.1 研究目的

金属燃料サイクルは将来の高速炉燃料サイクルの重要な候補の一つとして考えられている。このため、金属燃料および金属燃料炉心に期待できる性能を定量的に把握し、また開発課題を明らかにしておくことが必要である。本研究は、実用炉クラスを想定した金属燃料高速炉の燃料・炉心設計研究を実施し、その結果をもとに他の燃料形態との比較評価を行うものである。

### 2.2 研究内容

「FBR サイクル実用化戦略調査研究」において実用炉の主要な条件となると考えられている、高い経済性や増殖性および安全性を追求した金属燃料高速炉の炉心核熱流力設計と燃料健全性評価を実施した。主な実施項目は以下に示す通りである。

- ①. 燃料、炉心仕様の設定
- ②. 炉心核特性および燃料健全性の概略評価
- ③. 他の燃料形態との比較検討（予備段階）
- ④. 炉心核熱流力設計
- ⑤. 燃料挙動解析
- ⑥. 他の燃料形態との比較検討

ここで、平成 11 年度の段階で得られている知見をもとに、③. 他の燃料形

態との比較検討（予備段階）を行い、引き続き、平成12年度に実施される、熱流力設計や燃料挙動解析の結果を踏まえて、⑥.他の燃料形態との比較検討を再度行う計画とした。

### 2.3 研究体制および期間

本件は、サイクル機構と電中研において平成11年度下期から平成12年度にかけて共同研究として実施されたものである。

### 2.4 研究工程

本共同研究における主な項目毎の実施スケジュールおよびそれぞれの作業分担について以下の図2-1および表2-1に示す。

図2-1 主な実施スケジュール

項目／年度	H11	H12
①燃料、炉心仕様の設定	—	—
②炉心核特性および燃料健全性の概略評価	—	—
③他の燃料形態との比較検討（予備段階）	—	—
④炉心核熱流力設計	—	—
⑤燃料挙動解析	—	—
⑥他の燃料形態との比較検討 報告書作成	△	△

表2-1 主な作業分担

項目	電中研	サイクル機構
①燃料、炉心仕様の設定	○	○
②炉心核特性および燃料健全性の概略評価	◎	○
③他の燃料形態との比較検討（予備段階）	○	◎
④炉心核熱流力設計	◎	○
⑤燃料挙動解析	◎	○
⑥他の燃料形態との比較検討	○	◎
報告書作成	○	○

注) ◎: 主担当、○: 共同実施

## 3. 燃料・炉心設計

### 3.1 設計仕様

#### 3.1.1 基本仕様

U-Pu(TRU)-10wt%Zr合金からなる金属燃料は、重金属密度や熱伝導度が高く、経済性や安全性を追求した新型高速炉の炉心燃料として注目されている。そこで本研究では、将来の高速炉実用化時代に適合し得る炉心仕様として、大

規模出力で長期運転サイクルを達成する高燃焼度金属燃料炉心を中心に、需要に関する広いニーズに対応する小型炉心についてもあわせて設計を行うこととした。ここで本研究における小型炉心とは、通常の炉心設計手法が適用可能な範囲で、RVACSなどの静的設備の利用が可能となる出力規模(300MWe程度)とした。炉心の配置構成は、出力分布が平坦化され、これまでに多くの設計経験が蓄積されている「プルトニウム富化度2領域均質炉心」に加え、増殖性向上のポテンシャルが高く、ナトリウムボイド反応度の低減に有効な「径方向非均炉心」<sup>1)</sup>についても設計検討を行うこととした。

表3-1に各炉心の設計基本仕様について示す。金属燃料炉心では燃料合金と被覆管境界での液相形成防止の観点から、工学的安全係数(不確かさ)を考慮した被覆管最高温度を650°C以下に制限し<sup>2,3)</sup>、冷却材の炉心出入口温度は510/355°Cの達成を目標としている。また金属燃料の優れた熱伝導性を生かし、定格時最大線出力は500W/cmとしている。

表3-1 炉心、サイクル基本仕様

項目	大型炉心	小型炉心
原子炉出力	3,900MWt <sup>*1</sup>	800MWt <sup>*2</sup>
運転サイクル期間	≥1.5年(稼働率≥90%)	←
平均燃焼度	~150GWd/t	←
炉心配置	Pu富化度2領域均質炉心 Pu富化度1領域非均質炉心	← ←
被覆管最高温度	≤650°C	←
冷却材出入口温度	510/355°C	←
最大線出力	≤500W/cm	←
バンドル圧損	~2.0kgf/cm <sup>2</sup>	~3.5kgf/cm <sup>2</sup>
遮蔽体外接円径	660cm	←
標準的Pu組成	軽水炉取出	←
増殖比	≥1.02 <sup>*3</sup>	←
ナトリウムボイド反応度	≤8-10\$	←
原子炉停止系	主・後備2系統	←
リサイクル技術	先進方式(乾式)	←
炉外時間	3サイクル(5年)	←
リサイクルロス	1w/o	←

\*1: 1,500MWe(出口=510°C; 熱効率38.5%)、1,560MWe(530°C; 40.0%)

\*2: 300MWe(出口=510°C; 熱効率38.5%)、320MWe(530°C; 40.0%)

\*3: 最大1.3~1.4をねらう

### 3.1.2 炉心安全性確保の考え方

#### (1) 起因過程における即発臨界の防止

スクラム失敗を伴う流量喪失事故(ULOF)に起因するCDAを対象とした解析評価によれば、種々の不確かさを保守側に重畠しても、全炉心ナトリウムボイド反応度が8\$以下の場合には、金属燃料炉心固有の炉心損傷機構を考慮することによって起因過程での即発臨界によるエナジエティクスを回避できるこ

とが報告されている<sup>4)</sup>。さらに燃料分散速度や軸方向膨張などのパラメータを適切に設定した場合には、全炉心ボイド反応度が 10\$ 未満であれば即発臨界を超過しないことも示されている。

## (2) 再臨界回避条件

何らかの原因によって炉心損傷に至った場合、溶融燃料を速やかに体系外に排出することにより、事象が終息することを再臨界回避条件としている。そのためには、燃料集合体からの溶融燃料排出を確保するための構造上の工夫が必要である。

### 3.1.3 プラント設計側からの要求

経済性向上の観点から、出来るだけ炉心径を縮小することとの要求があり、当面の取り合いとして遮蔽体最外接円径を 660cm と設定している。また、流量減少事故に対する要求、及び炉心下部構造等の肉厚を低減して原子炉構造を簡素化する観点から、大型炉心の燃料バンドル圧損を  $2\text{kg}/\text{cm}^2$  程度とした。

### 3.1.4 再臨界回避方策

金属燃料炉心における再臨界回避へのアプローチとして、ここでは下部軸ブランケットを削除または削減することによって溶融燃料の速やかな排出を促す炉心概念、およびナトリウムボイド反応度を低減し、かつ、炉心燃料領域を幾つかの円環領域に区切ることによって、全炉心溶融燃料プールの形成を防ぐことが可能な径方向非均質炉心について、増殖性とあわせて検討を行うこととした。

### 3.1.5 増殖性

増殖性能は軸方向ブランケットの装荷量によって大きく変化する。ここでは軸ブランケットを装荷しない場合にも、最低限の目標としてリサイクルロスを補償し自己リサイクルが達成できる程度の増殖性（増殖比～1.02）を確保するものとした。

### 3.1.6 燃料組成

新燃料中のプルトニウム組成には、標準的な値として軽水炉取り出し組成 ( $\text{Pu238/Pu 239/Pu 240/Pu 241/Pu 242=0/58/24/14/4\text{wt\%}$ ) を適用した。一方、リサイクル技術には電解精製・射出成型を主体とする乾式法を想定し、開発の現状を参考に所要期間や重金属回収率、除染係数などの仕様を定めた。また、リサイクル燃料組成による炉心特性への影響についても検討を行った。

### 3.1.7 解析手法

金属燃料炉心の核・熱流力設計解析には、電中研の標準的な手法によって評価を行った。すなわち、核特性解析には高速炉用多群定数（JFS-3-J3.2）とともに、高次 TRU の燃焼や崩壊チェーンを取り扱える拡散燃焼コード、および 1 次摂動コードなどからなるコードシステムを用いて、三角メッシュ 3 次元モデルで 18 群計算を行うことによって評価した。また熱流力特性解析には全炉心サブチャネルコードによって工学的安全係数を考慮した評価を行った。なお、炉心配置の対称性を利用して、全炉心または部分炉心体系（1/6 または 1/3 炉心）モデルを対象に解析評価を行った。

### 3.2 燃料集合体仕様

本研究における炉心の配置構成は、1. 出力分布が平坦化され従来からの設計経験の豊富なプルトニウム富化度 2 領域均質炉心の他、2. 増殖性向上のポテンシャルが高く、ナトリウムボイド反応度の大幅低減に有効な径方向非均質炉心についても設計を行うこととした。

燃料要素の設計には EBR-II における照射実績を参考に、平均燃焼度 150GWd/t（ピーク燃焼度 200GWd/t）の高燃焼度まで FCMI 破損を防止するため、金属燃料要素のスミア密度は炉心燃料要素で 75%TD、径方向プランケット要素で 85%TD とした。大型炉心の場合には、燃料要素を太径化し 331 本／集合体の大型集合体とすることにより、集合体総数の低減を図った。さらに大型化によるナトリウムボイド反応度の増大を抑制し、バンドル部圧損を低減するために、炉心高さは 85cm に短尺化した。一方、小型炉の場合には、炉心高さを 100cm とし核特性の向上をねらった。炉心上下の軸方向プランケット長さは、高速炉の導入時点で必要とされる増殖性能の要求に応じて 0cm～40cm の範囲で可変とした。ただし高い増殖性と「再臨界回避方策」を両立するため上部軸プランケット長さを 40cm とし、下部軸プランケット長さを 5cm に削減した炉心を基準体系とした。

大型均質炉心における径方向プランケットの燃料要素数は 127 本／集合体とし、高い燃料体積比を確保した。ただし炉心内部にプランケットが配置される径方向非均質炉心では、運転期間中のプルトニウムの蓄積により出力分担率が増大することが予想されるため、要素径を細径化（169 本／集合体）し、ピーク線出力を抑える仕様とした。

さらに高燃焼度化によってピークフルエンスが増大することから、被覆管材料にはフェライト系などの低スウェーリング材を使用する必要があると考えられる。そこで現在 JNC において開発段階にある酸化物分散強化型フェライト材（PNC-ODS）のデータ<sup>⑤</sup>をもとに、燃焼末期においても FP ガス圧や FCMI

による CDF 値が 1.0 を十分に下回るように、プレナム長さや被覆管肉厚の設定を行った。ただし、核計算に用いる構造材組成比には、SUS316 を模擬した組成 (Cr/Mn/Fe/Ni/Mo=17.0/1.5/65.5/13.5/2.5wt%) を適用している。

詳細な燃料健全性評価については 4 章に示す。主な燃料・集合体仕様を表 3-2 に示す。また軸方向仕様は、図 3-1 に示すとおりである。

表 3-2 燃料要素、集合体仕様

	大型炉心 炉心燃料	ブランケット*	小型炉心 炉心燃料	ブランケット
要素数/集合体	331	127/169	271	127
スミア密度, %TD	75	85/←	75	85
要素外径, mm	8.5	14.8/12.2	7.8	12.0
被覆管肉厚, mm	0.5	←/←	←	←
被覆管材	PNC-ODS	←/←	←	←
炉心部高さ, mm	850	850-1650/←	1000	1000-1800
上下軸ブランケット, mm	0-400	—	0-400	—
ワイヤ径, mm	1.39	1.21/←	1.26	1.22
ダクト肉厚, mm	4.0	←/←	←	←
ダクト材	PNC-FMS	←/←	←	←
集合体間ギャップ, mm	6.0	←/←	4.0	←
燃料体積比, %	43.2	55.7/49.2	42.0	51.5
集合体ピッチ, mm	197.7	←/←	164.5	←

\* : 均質炉心/径方向非均質炉心

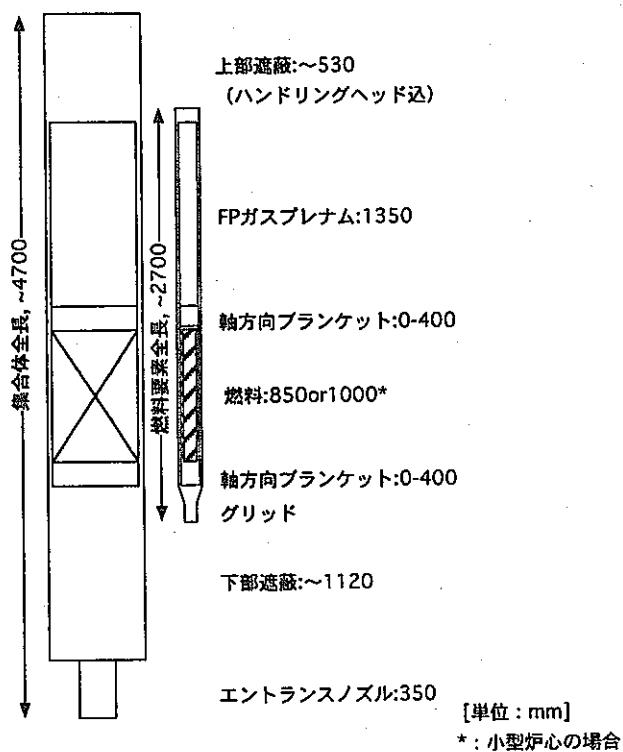


図 3-1 燃料要素、集合体の軸方向仕様

### 3.3 炉心核特性評価

#### 3.3.1 基本燃焼特性

燃焼特性解析の結果、図 3-2 のような各炉心の集合体配置を得た。均質炉心設計では 3.2 で設定した集合体仕様をもとに、内／外炉心の出力ピーキングや、バッチ間の出力変動を抑制するように各集合体および制御系の配置を決定した。一方、径方向非均質炉心の場合には、より高い増殖比の達成とナトリウムボイド反応度やピークフルエンスの大幅な低減をねらって設計を行ったため、比較的内部ブランケット装荷量の多い体系となった。また、炉心最外周に水素化ジルコニウムなどの高性能吸収体を配置すれば遮蔽体は一層に節約でき、最も大きな大型径方向非均質炉心の場合にも遮蔽体外接円の直径は 660cm 以内に収まる見通しとなった。

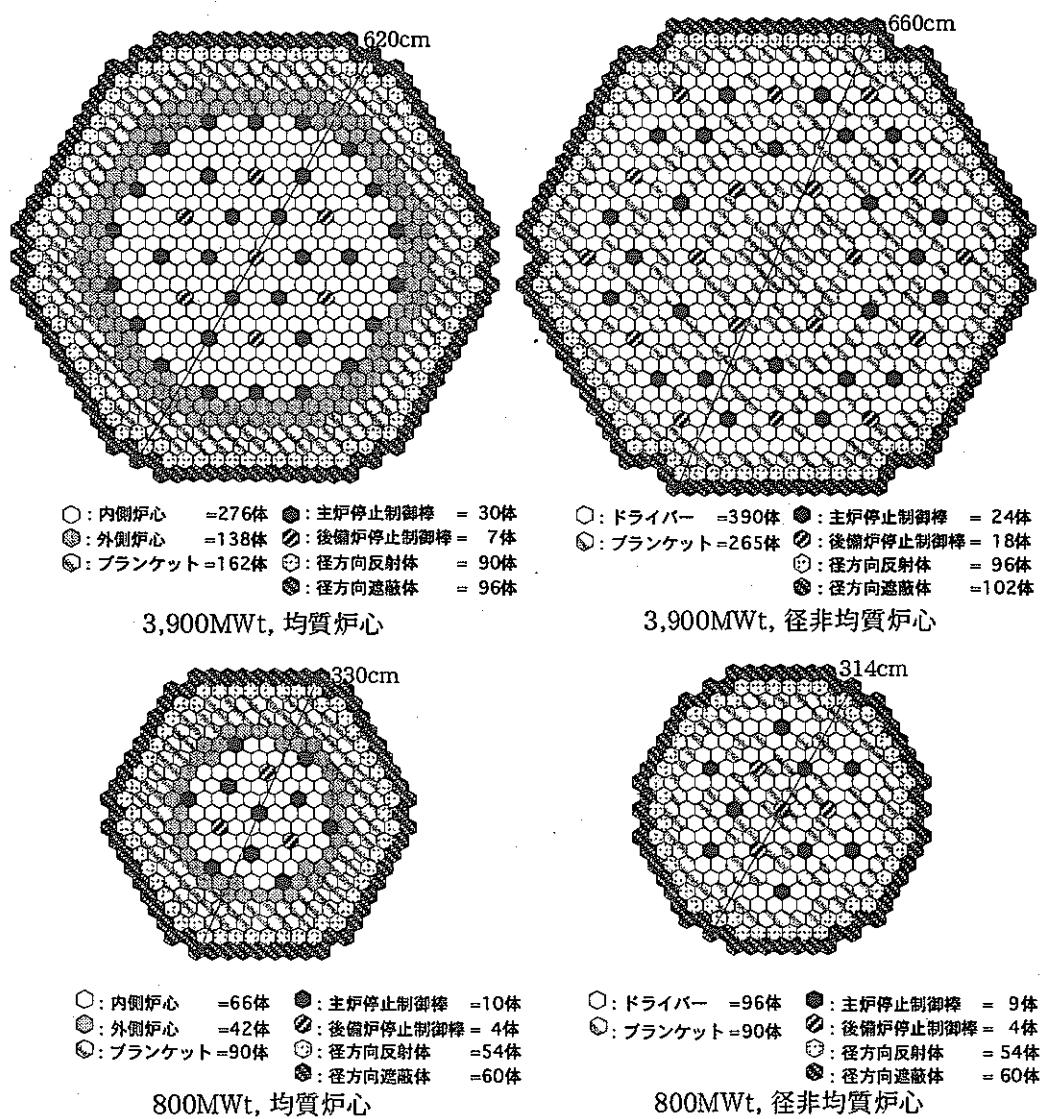


図 3-2 金属燃料炉心の集合体配置

径方向非均質炉心の場合、内部プランケット集合体の出力変動が大きく、出力分布の平坦化を図るために運転サイクル毎に集合体の装荷位置を変更すること(=シャフリング)が必要となった。特にドライバー領域の出力漸減が大きい小型径方向非均質炉心の場合には、内部プランケット集合体だけでなくドライバー集合体もシャフリングする必要があった。各集合体のシャフリングパターンは取り出し燃焼度のばらつきが抑えられるように図 3-3 に示すように決められた。一方、均質炉心の場合には出力変動が比較的低く抑えられるため、特にシャフリングを行う必要はない。

それぞれの炉心における平衡サイクル時の主要な核特性結果を表 3-3 に示す。

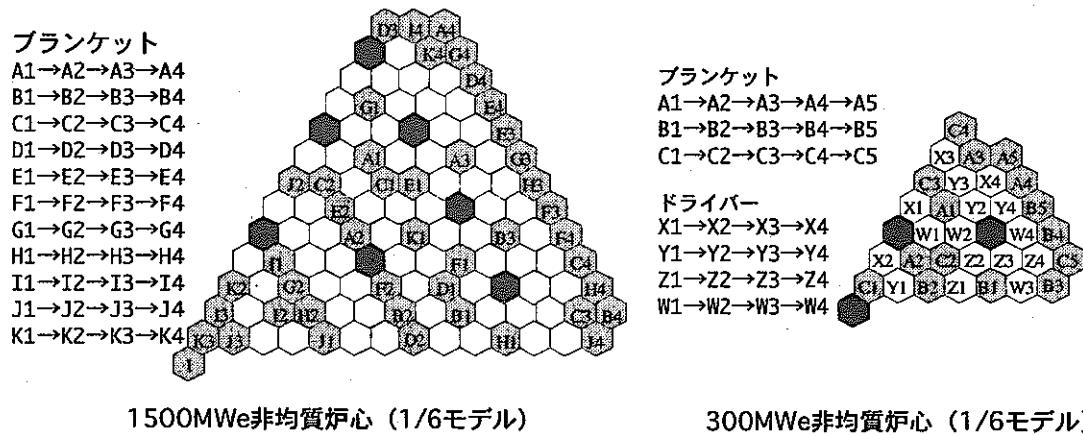


図 3-3 径方向非均質炉心のシャフリングパターン

表 3-3 に示すように、径方向非均質炉心の場合にもシャフリングのような出力分布を平坦化する工夫によって、燃焼度や最大線出力などの核設計条件が概ね達成されることが分かった。さらに径方向非均質炉心ではプルトニウム富化度が 1 領域であるため燃料製造工程への負担軽減が期待される。その一方で、今回の設計では増殖比の向上やナトリウムボイド反応度の大幅な低減をねらって、比較的多くの内部プランケットを配置したため、炉心燃料のプルトニウム富化度が大幅に増大する結果となった。そのため均質炉心に較べ増殖比や燃焼反応度が向上しナトリウムボイド反応度も低減される一方で、プルトニウム装荷量の増加によって倍増時間はむしろ長期化されることになった。したがって、燃料サイクルの観点からは、内部プランケット装荷量をある程度削減して、炉心燃料のプルトニウム富化度を低減する方が望ましいといえる。

小型炉心では、高燃焼度化によって均質炉心での燃焼反応度が約  $4\% \Delta k/kk'$  に達する。この場合も 92%濃縮の  $B_4C$  制御棒によって十分な反応度収支が成り立つことを確認しているが、燃焼初期に大きな余剰反応度を要することは安全上好ましくない。したがって小型炉の場合には径方向非均質炉心によって燃

焼反応度を低減することが有効と考えられる。

表 3-3 平衡サイクル時における主要な核特性

炉心体系	大型炉		小型炉	
	均質炉心	非均質炉心	均質炉心	非均質炉心
運転サイクル長	570 日	600 日	580 日	610 日
バッチ数	4/4 <sup>*1</sup>	←	4/5 <sup>*1</sup>	←
シャフリング	無/無 <sup>*1</sup>	無/有 <sup>*1</sup>	無/無 <sup>*1</sup>	有/有 <sup>*1</sup>
炉心等価直径×高さ (cm)	510×85	550×85	250×100	244×100
上/下プランケット厚さ (cm)	40/5	←	←	←
燃料集合体 Pu 富化度(wt%)	12.2/17.1 <sup>*2</sup>	19.2	15.4/23.7 <sup>*2</sup>	23.8
Pu 装荷量 (kg/cycle)	1900	2480	530	600
最大線出力(W/cm)	461/484 <sup>*2</sup>	470/477 <sup>*1</sup>	389/451 <sup>*2</sup>	447/455 <sup>*1</sup>
燃焼反応度 (%dk/kk)	1.11	0.57	3.97	1.29
ピーク燃焼度 (GWd/t)	194	195	208	183
炉心部取出平均燃焼度 (GWd/t)	148	146	148	148
最大高速中性子照射量 (n/cm <sup>2</sup> )	6.5×10 <sup>23</sup>	5.4×10 <sup>23</sup>	6.2×10 <sup>23</sup>	4.4×10 <sup>23</sup>
増殖比	1.25	1.28	1.16	1.18
原子炉倍増時間 <sup>*3</sup> (年)	19.7	24.2	45.0	48.3
複合システム倍増時間 <sup>*4</sup> (年)	27.9	35.8	64.0	67.0
実効遅発中性子割合	3.57×10 <sup>-3</sup>	3.67×10 <sup>-3</sup>	3.56×10 <sup>-3</sup>	3.67×10 <sup>-3</sup>
ナトリウムボイド反応度 <sup>*5</sup> (\$)	7.9	4.5	5.9	3.2

<sup>\*1</sup>:ドライバー (炉心燃料) /プランケット、<sup>\*2</sup>:内側炉心/外側炉心、

<sup>\*3</sup>:燃焼初期の核分裂性 Pu 量/1 年あたりの核分裂性 Pu 生成量、

<sup>\*4</sup>:炉外時間 5 年、稼働率 90%、リサイクルロス 1%、

<sup>\*5</sup>:ドライバー (炉心燃料) 領域のラッパ管内冷却材ナトリウムのボイド化、非均質効果を考慮。

表 3-3 に示すナトリウムボイド反応度の値には、集合体内部のピン非均質効果が適切に考慮されている。その結果、大型均質炉心の場合も安全上の目安である 8-10\$を越えないことが示された。また同出力の場合には、径方向非均質炉心によって大幅なナトリウムボイド反応度の低減が図られ、十分な安全裕度が確保されることがわかった。

これらの炉心では下部軸プランケット厚さを 5cm と削減しているが、その場合も増殖比が 1.20 以上、複合システム倍増時間が 30 年以下を達成する高増殖炉心の設計が可能であることが分かった。

さらに金属燃料炉心の増殖性について詳しく検討するため、大型および小型均質炉心を対象に、基本的な炉心仕様は維持しながら軸プランケット装荷量のみを変えて燃焼解析を行い図 3-4 を得た。その結果、軸プランケットを装荷しない場合でも増殖比は 1.04 を超え、リサイクルロスを十分補償して自己リサイクルが成立することが分かった。これは、金属燃料炉心の優れた内部転換によると考えられる。さらに炉心上下に 40cm ずつ (計 80cm) の軸プランケットを装荷した場合には、小型炉でも約 1.25、大型炉では約 1.40 の増殖比が得られ、複合システム倍増時間はそれぞれ 40 年および 20 年となる。すなわち将

来の高速炉導入期に予想されるプルトニウム需要にも柔軟に対応可能であることが明らかとなった。

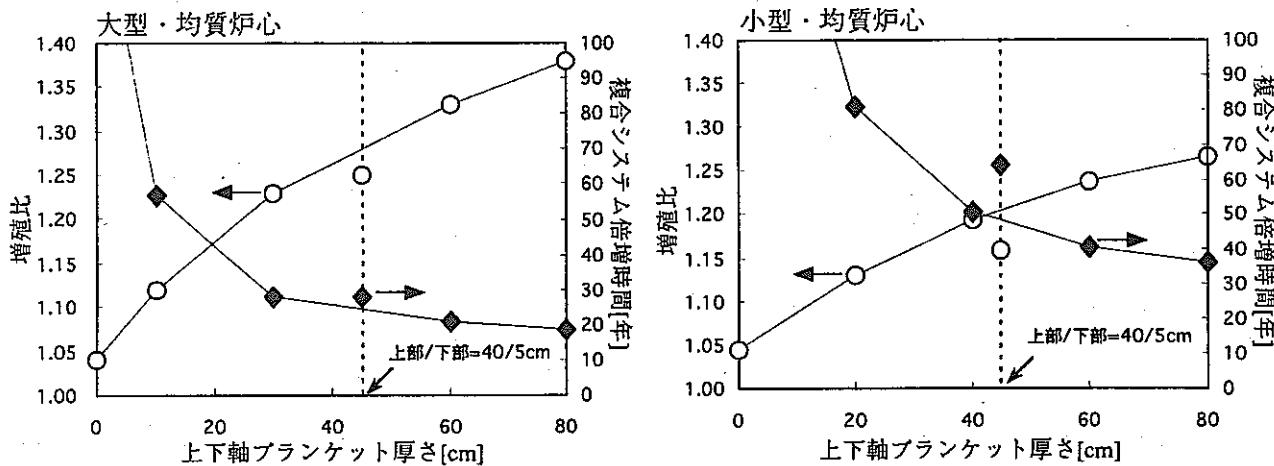


図 3-4 軸方向ブランケット装荷による増殖性能の変化

### 3.3.2 リサイクル組成による炉心特性への影響

前節までに示した炉心特性結果は、新燃料として軽水炉取出しプルトニウム組成を想定しており、高速炉時代のリサイクルによって供給される燃料組成とは異なると考えられる。実際に装荷される燃料の組成は、それまでに導入されている炉型やリサイクル条件によって変化するが、一般には高次のマイナーアクチニド（以下、MA と略す）や核分裂生成物（以下、FP と略す）の混入によって、増殖性能やナトリウムボイド反応度などの炉心特性に影響する。そこで、ここでは代表的なリサイクル組成として、1. 金属燃料高速炉の多重リサイクル組成<sup>6)</sup>、および 2. 酸化物燃料高速炉の多重リサイクル組成<sup>7)</sup>について、さらに MA 割合の高い、3. 高燃焼度 MOX 燃料軽水炉からの取出し組成<sup>7)</sup>について検討を行った。

それぞれの条件における新燃料組成を表 3-4 に示す。ここで金属燃料高速炉の多重リサイクル組成には乾式再処理技術の適用を想定し、随伴 FP の除染係数は 10 とした。また酸化物燃料高速炉の多重リサイクルおよび高燃焼度 MOX 燃料軽水炉取出し組成には、低除染再処理技術の適用が想定されており、2vol% ( $Nd^{143}$  換算で 0.9wt%) の随伴 FP の混入が見込まれている。

これらの燃料組成をもとに、各種金属燃料高速炉の燃焼解析を行った。その結果得られた主要な燃焼特性について表 3-5 および表 3-6 に示す。

リサイクル組成では核分裂性核種の割合が低いため、新燃料中のプルトニウム富化度は高くなる。その一方で増殖性能は向上し燃焼反応度も低く抑えられることがわかる。また MA による高速核分裂の増加によって、ナトリウムボイド反応度は増大するが、MA 混入率が最も高い「高燃焼度 MOX 軽水炉取出し

組成」による大型均質炉心のケースでも 8.7\$であり、目安制限値（8-10\$）を大幅に上回ることはない。さらに、燃焼反応度などの核特性が向上していることから、燃料体積比を下げるといった設計上の工夫をすれば、さらにナトリウムボイド反応度を低減することも可能と考えられる。したがって、装荷される新燃料組成が炉心成立性に大きな影響を与えることはないと考えられる。

表 3-4 リサイクル新燃料組成 [wt%]

	Pu 組成 <sup>*1</sup>	MA 組成 <sup>*2</sup>	FP
金属燃料高速炉多重リサイクル	1.0/66.0/25.2/2.4/2.4	0.4/1.6/0.5/0.4/0.1	0.3 <sup>*3</sup>
酸化物燃料高速炉多重リサイクル	1.1/54.1/32.1/4.3/3.9	0.5/2.0/1.0/1.0/0.0	0.9 <sup>*4</sup>
高燃焼度 MOX 軽水炉取出	3.0/33.7/29.1/12.9/10.6	0.4/5.4/3.0/1.7/0.3	0.9 <sup>*4</sup>
軽水炉取出	0.0/58.0/24.0/14.0/4.0	—	—

\*1:Pu<sup>238</sup>/Pu<sup>239</sup>/Pu<sup>240</sup>/Pu<sup>241</sup>/Pu<sup>242</sup>、\*2:Np<sup>237</sup>/Am<sup>241</sup>/Am<sup>241</sup>/Cm<sup>244</sup>/Cm<sup>244</sup>

\*3:乾式再処理による随伴 FP、\*4:低除染再処理による随伴 FP

表 3-5 リサイクル組成による大型(3,900MWt)金属燃料高速炉の主要燃焼特性

燃料組成 炉心体系	金属燃料高速炉リサイクル		酸化物燃料高速炉リサイクル		高燃焼度 MOX 取出	
	均質炉心	非均質炉心	均質炉心	非均質炉心	均質炉心	非均質炉心
Pu 富化度 [wt%]	12.1/17.1 <sup>1</sup>	19.3	13.2/18.4 <sup>1</sup>	21.2	13.9/19.3 <sup>1</sup>	22.5
MA 割合 [wt%]	0.4/0.5 <sup>1</sup>	0.6	0.6/0.9 <sup>1</sup>	1.0	1.7/2.3 <sup>1</sup>	2.7
燃焼反応度 [Δ k/kk']	-0.21	-0.54	-0.35	-0.58	-0.16	-0.13
増殖比	1.27	1.29	1.29	1.32	1.34	1.38
複合システム倍増時間 <sup>2</sup> [年]	23.9	29.3	21.5	26.7	18.4	23.5
ナトリウムボイド反応度 [\$]	8.2	5.1	8.4	5.2	8.7	5.5

<sup>1</sup>:内側炉心/外側炉心、<sup>2</sup>:炉外時間 5 年、稼働率 90%、リサイクルロス 1%、

注) 上/下軸ブランケット装荷量=40/5cm

表 3-6 リサイクル組成による小型(800MWt)金属燃料高速炉の主要燃焼特性

燃料組成 炉心体系	金属燃料高速炉リサイクル		酸化物燃料高速炉リサイクル		高燃焼度 MOX 取出	
	均質炉心	非均質炉心	均質炉心	非均質炉心	均質炉心	非均質炉心
Pu 富化度 [wt%]	15.4/23.7 <sup>1</sup>	23.8	16.7/25.5 <sup>1</sup>	26.0	18.0/26.8 <sup>1</sup>	27.5
MA 割合 [wt%]	0.5/0.7 <sup>1</sup>	0.7	0.8/1.2 <sup>1</sup>	1.2	2.2/3.2 <sup>1</sup>	3.3
燃焼反応度 [Δ k/kk']	2.75	-0.03	2.49	-0.18	2.92	0.33
増殖比	1.18	1.20	1.22	1.23	1.26	1.28
複合システム倍増時間 <sup>2</sup> [年]	49.4	52.4	40.3	45.2	35.0	39.0
ナトリウムボイド反応度 [\$]	6.7	4.0	7.0	4.2	7.3	4.4

<sup>1</sup>:内側炉心/外側炉心、<sup>2</sup>:炉外時間 5 年、稼働率 90%、リサイクルロス 1%、

注) 上/下軸ブランケット装荷量=40/5cm

### 3.4 熱流力特性

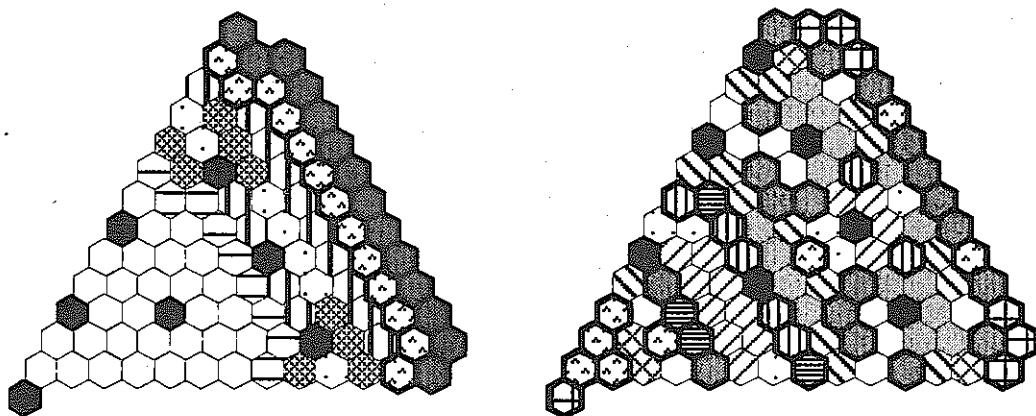
つづいて、これまでの燃焼解析によって得られた平衡サイクル時の出力分布に基づいて炉心の熱流力解析を行った。冷却材の必要流量は各集合体の発熱に応じ、被覆管最高温度を制限値以下に抑えるように配分される。今回の金属燃料炉心の熱設計では表 3-7 に示す工学的安全係数を見込んだ被覆管最高温度を 650°C 以下に抑える仕様としている。そこで得られた必要流量をもとに、適当

な流量配分を行った結果を図 3-5(a), 図 3-5(b)に示す。比較的出力分布の平坦な大型均質炉心では適切な流量配分が可能であり、設計仕様を上回る炉心出口温度 (515°C) が得られる見通しとなった。一方、各集合体の出力変動が大きい径方向非均質炉心や小型炉心の場合には、工学的安全係数の改善や集合体内の周辺流れ効果および無効流量の抑制など熱流力設計技術の高度化によって炉心流量を 1~2%程度、合理化する必要があるといえる。特にこれらの炉心では、工学的安全係数の大きいブランケット領域の出力分担率が高いので、この領域の設計精度向上が効果的と考えられる。また小型径方向非均質炉心の流配結果からわかるように、燃焼サイクル毎に全集合体のシャフリングを行うことは炉心流量の節約にも有効な手段といえる。

表 3-7 被覆管最高温度評価用工学的安全係数

処理	工学的安全因子	工学的安全係数					
		炉心			径ブランケット		
		冷却材	フィルム	被覆管	冷却材	フィルム	被覆管
直接	核設計精度	1.05	1.10	1.10	1.10	1.15	1.15
	流路変形効果	1.03			1.02		
	流量配分精度	1.02			1.04		
	出力レベル測定(較正)誤差		1.02	1.02		1.02	1.02
	炉心部冷却材温度計測誤差	1.02			1.04		
統計 (3σ)	炉物理実験誤差	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07
	臨界性誤差	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02	1.02
	サブチャネル解析誤差	1.06			1.06		
	燃料製作公差	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10
	流調機構製作公差	1.06			1.08		
	物性値公差	1.02	1.30	1.03	1.02	1.30	1.03

\*: 通常時の統計因子は  $2\sigma$  で検討



◎:43.9kg/s ◎:41.9kg/s ◎:40.0kg/s  
 ◎:37.1kg/s ◎:34.9kg/s ◎:14.3kg/s  
 ◎:3.1kg/s ◎:CR集合体

総流量=19042kg/s (5%の無効流量込)  
出入口温度=515/355°C

均質炉心

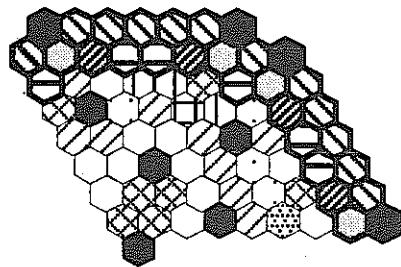
◎:43.5kg/s ◎:41.3kg/s ◎:38.5kg/s  
 ◎:36.0kg/s ◎:33.6kg/s ◎:31.7kg/s  
 ◎:23.0kg/s ◎:20.6kg/s ◎:16.2kg/s  
 ◎:13.9kg/s ◎:10.5kg/s ◎:CR集合体

総流量=19985kg/s (5%の無効流量込)  
出入口温度=509/355°C

径方向非均質炉心

図 3-5(a) 大型炉心の流量配分結果 (1/6 炉心モデル)

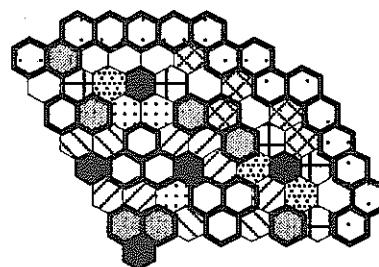
太枠：プランケット集合体



◎:40.2kg/s ◎:37.5kg/s ◎:34.9kg/s  
 ◎:32.9kg/s ◎:30.7kg/s ◎:28.1kg/s  
 ◎:26.0kg/s ◎:12.8kg/s ◎:10.4kg/s  
 ◎:7.2kg/s ◎:4.0kg/s ◎:1.9kg/s  
 ◎:CR集合体

総流量=4124kg/s (5%の無効流量込)  
出入口温度=508/355°C

均質炉心



◎:40.7kg/s ◎:35.2kg/s ◎:30.4kg/s  
 ◎:26.5kg/s ◎:22.7kg/s ◎:19.5kg/s  
 ◎:16.4kg/s ◎:12.8kg/s ◎:9.8kg/s  
 ◎:CR集合体

総流量=3950kg/s (5%の無効流量込)  
出入口温度=514/355°C

径方向非均質炉心

図 3-5(b) 小型炉心の流量配分結果 (1/3 炉心モデル)

太枠：プランケット集合体

## 4. 金属燃料要素の健全性に関する検討

### 4.1 通常運転時の健全性

#### 4.1.1 金属燃料要素の定常照射時の破損機構

スミヤ密度が 75% 程度に低い場合でも 10at% を超える高燃焼度では、固体 FP の蓄積によって有意なレベルの燃料 - 被覆管機械的相互作用 (FCMI) が発生する<sup>8)</sup>。FCMI 力は燃料スラグ下部で大きいが、燃料スラグ上部では放出 FP ガスによる内圧上昇に比べて小さい<sup>9)</sup>。一方、被覆管の CDF (本報告ではクリープに関する累積損傷和) は、希土類 FP 等による被覆管内面の減肉 (FCCI) が厳しく、被覆管のクリープ強度が最も低い燃料スラグ頂部付近で最大となる。したがって、金属燃料要素の寿命による破損の主要因は、プレナムガス圧の上昇に FCCI による被覆管減肉が重畠した被覆管応力の増加であり、これに起因した内圧クリープによって被覆管破損が生じると考えられる。

#### 4.1.2 通常運転時の被覆管破損に対する余裕

##### (1) 解析対象とした燃料要素

大型の金属燃料均質炉心において、最大燃焼度や被覆管最高温度といった照射条件が最も厳しいと考えられる燃料要素を解析対象とした。この要素では、使用期間は 4 サイクル (= 6 年間 = 52560 時間)、ピーク燃焼度が約 200GWd/t、被覆管外径 8.5mm、肉厚 0.5mm (これより製造公差分 0.03mm を差し引く)、燃料スラグ長 850mm、プレナム長 1350mm、スマア密度 75%、プルトニウム富化度 13.5% である。被覆管材は PNC-ODS とした。

##### (2) 照射挙動解析コード ALFUS による解析

ピーク線出力、被覆管内側最高温度、冷却材最高温度の履歴を図 4-1 に示す。被覆管内側最高温度が約 650°C (第 1 サイクル末期) となるように ALFUS の入力データである冷却材流量を調整した。

FCCI による被覆管減肉量については、これが局所燃焼度の平方根に比例すると仮定して HT9 鋼に対する文献値をフィッティングして得た下記の暫定式が ALFUS コードに組み込まれている。

$$\Delta\delta_{FCCI} = \sqrt{K \cdot \Delta Bu}, \quad K = 1.069 \times 10^{13} \cdot \exp(-20000/T) \quad (1)$$

ここで、 $\Delta\delta_{FCCI}$  : 侵食量の増分 ( $\mu\text{m}$ )、 $\Delta Bu$  : 局所燃焼度の増分 (at%)、 $T$  : 被覆管内面温度 (K)。FCCI はスラグと被覆管とが接触した時点から計算されることになっている。

被覆管の応力ひずみは有限要素法で計算されるが、CDF の評価においては、プレナムガス圧、FCMI 力および被覆管有効肉厚を基に薄肉円筒近似により被覆管周方向応力を算出し、 $S_t$  値 ( $S_R$  強度に安全係数 0.8 を考慮した値) を用い

た。

図 4-1 には、燃料スラグ最高温度履歴の解析結果も示している。解析には図 4-2 に示す FP ガス放出率とプレナム体積の時間変化やオープンポアへのボンド Na の浸入を考慮し、燃料スラグの熱伝導率の不確かさ幅 35% も含めている。ピーク温度は約 810°C であり、固相線温度～1100°C と比較すると中心溶融に対して大きな余裕があることがわかる。

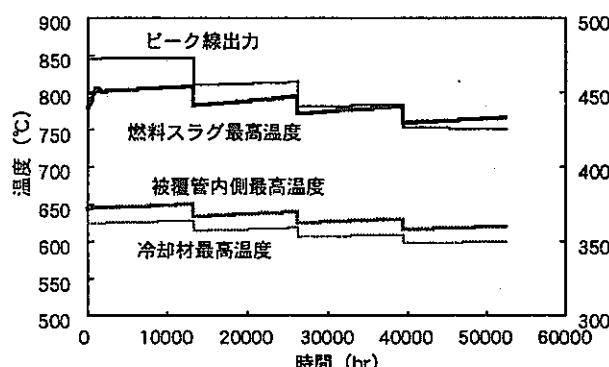


図4-1 ピーク線出力、被覆管内側最高温度、冷却材最高温度、燃料スラグ最高温度の履歴

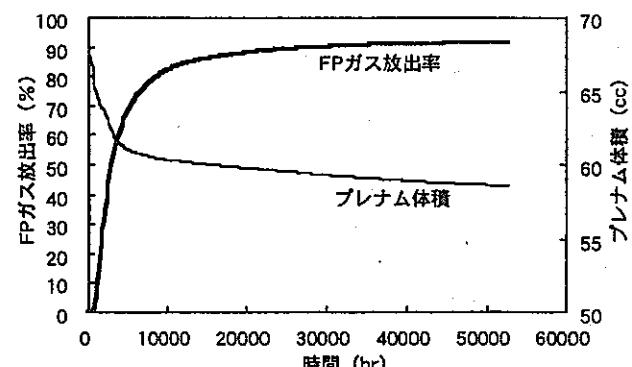


図4-2 FPガス放出率とプレナム体積の変化

燃料スラグの下端からの軸方向位置  $z=360\text{mm}$  および  $z=815\text{mm}$  における燃料スラグのスエリング成分、プレナムガス圧、FCMI 力の履歴を図 4-3 に示す。

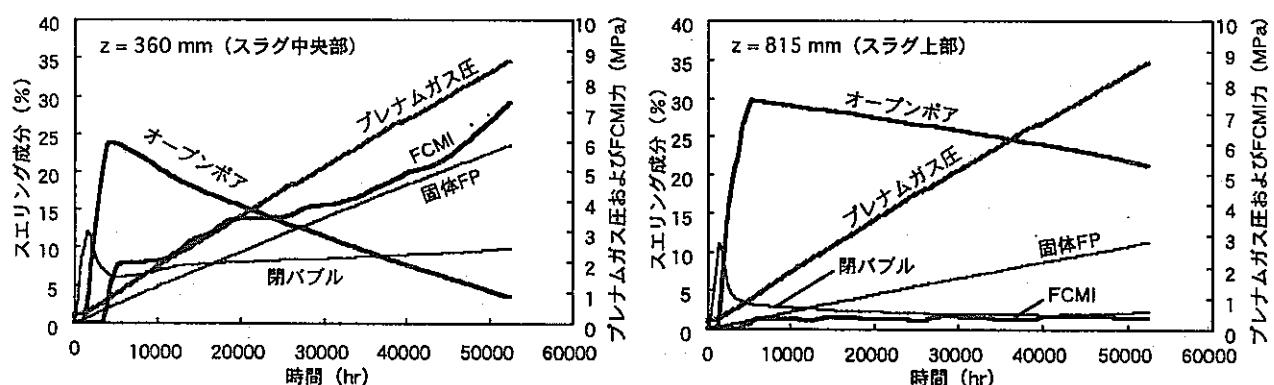


図4-3 燃料スラグのスエリング成分、プレナムガス圧、FCMI力の履歴  
(燃料スラグ下端からの軸方向位置 $z=360\text{mm}$ および $z=815\text{mm}$ )

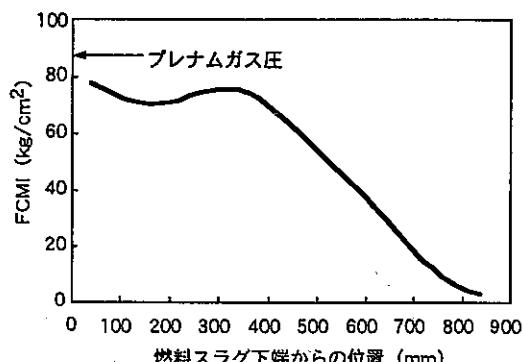


図4-4 照射末期における燃料スラグー被覆管機械的相互作用(FCMI)の  
軸方向分布(ALFUSによる計算結果)

燃料スラグ中央部から下部にかけては、燃料スラグ温度が低くオープンポアの潰れに高い応力が必要となるため、固体 FP の蓄積に伴い FCMI が大きくなる。一方、燃料スラグ上部では固体 FP の蓄積が少なくオープンポアも潰れ易いため、FCMI は低いレベルにとどまる。この結果、図 4-4 に示すように FCMI 力の軸方向分布は燃料スラグ下部で大きいものとなり、燃料スラグ上部では FCMI 力はプレナムガス圧 ( $8.6 \text{ MPa} = 88 \text{ kg/cm}^2$  : 照射末期) に比べて無視できるほど小さいことがわかる。これは、4.1.1 に述べた金属燃料の寿命による破損機構の妥当性を裏付けるものである。

被覆管ひずみ（照射クリープとスエリング）の軸方向分布を図 4-5 に示す。また照射末期における希土類による被覆管浸食（FCCI）量とクリープ寿命分母和（CDF）の軸方向分布を図 4-6 に示す。FCCI 量は燃料スラグ上部で  $157 \mu\text{m}$ 、被覆管有効肉厚= $0.295\text{mm}$ （被覆管外面 Na 腐食= $18 \mu\text{m}$ 、被覆管製造公差= $30 \mu\text{m}$ ）となった。燃料スラグ下部で FCMI が厳しくなるものの、FCCI 量が大きくクリープ強度が低い燃料スラグ上部で CDF が最大（0.0013）となる。なお、この位置での被覆管周方向応力は照射末期で約  $115 \text{ MPa}$ （約  $1170 \text{ kg/cm}^2$ ）となる。

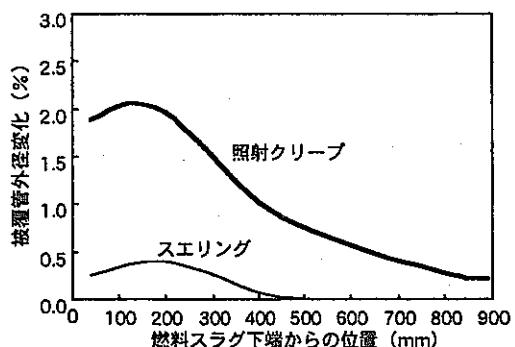


図4-5 照射末期における被覆管外径変化成分の軸方向分布 (ALFUSによる計算結果)

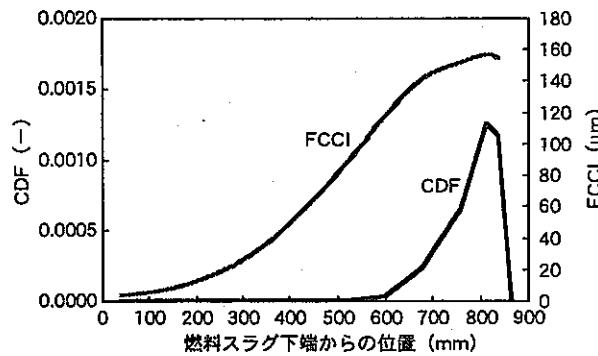


図4-6 照射末期におけるクリープのCDFとFCCI量の軸方向分布 (ALFUSによる計算結果)

### (3) 簡易手法による不確かさを考慮した解析

被覆管破損に対する余裕を一層明瞭に示すため、保守的な仮定の下での内圧クリープに関する CDF 値を簡易に計算した。なお、4.1.2(2)の解析結果を踏まえ、FCMI は考慮しないこととした。本手法における仮定は次のとおりである。

- ・発生 FP ガスの全量は 4.1.2(2)の ALFUS による解析結果から算出した（ $0.0765\text{mol}$ ）。燃料挙動予測の不確かさのために非保守側の評価とならないように、発生 FP ガスの全量がガスプレナムに移行する、つまり FP ガス放出率を 100% と仮定した。
- ・ボンド Na は照射開始直後に全てガスプレナム部へ移行すると仮定する。この場

合、プレナム有効体積は 50.25cc となる。

- ・被覆管内側最高温度は第 1 サイクルは 650°C 一定で第 2 サイクルから EOL まで 620°C まで線形に低下するとし、プレナム温度は被覆管内側最高温度より 10°C 低いものとした。
- ・FCCI 量の算出には前出の暫定式(1)をそのまま用いた。ただし、FCCI は燃料スラグと被覆管とが接触しなくとも照射直後から生じるものとした。
- ・被覆管外面の Na 腐食については、4.1.2(2)の ALFUS による解析で求められた照射末期の値：20 μm を照射前から差し引いた。

以上により算出されるプレナムガス圧および被覆管有効肉厚を基に、薄肉円筒近似により被覆管の周方向応力を計算し、ALFUS による解析と同様に  $S_t$  値を用いて CDF 評価を行った。その結果、EOLにおいて、プレナム内圧=11.2MPa (114kg/cm<sup>2</sup>)、被覆管周方向応力=191MPa (1950 kg/cm<sup>2</sup>)、被覆管有効肉厚=0.275mm (FCCI 厚さ=175 μm、被覆管外面 Na 腐食=20 μm、被覆管製造公差=30 μm)、CDF=0.13 となった。

#### 4.1.3 解析結果の評価

##### (1) 被覆管破損に対する余裕

FCMI を考慮し、FP ガス放出率およびプレナム体積について最確値評価を行う ALFUS コードでは CDF 値は 0.0015 以下であり、破損に対して十分な余裕があることを示している。また、被覆管温度、FP ガス放出率、およびプレナム体積について最も厳しい値を仮定した簡易解析においても、EOL における CDF は 0.5 より十分小さい値 0.13 であり、通常運転時の破損に対する十分な余裕を確認できた。なお、本簡易解析において設定した過度に保守的な仮定を今後見直し、より合理的かつ明快な簡易評価手法を確立してゆくことが望まれる。

ここでの解析では大型金属燃料炉心の燃料要素を対象としたものであるが、この燃料要素には特殊な設計をしておらず、代表的な仕様である。したがって、他の仕様の金属燃料要素の場合にも目標性能に応じて適度な余裕を見込んだ設計が可能と判断される。

ただし、FCCI 層厚さの評価においては次の点に留意する必要がある。

##### (2) FCCI 評価式の妥当性と課題

上述の 2 通りの計算に共通して用いた FCCI 量を算出するための暫定式(1)の基になっているデータ<sup>2,9,10)</sup>は、局所燃焼度約 10at% 以下、被覆管内面温度約 600°C までの範囲で得られたもので、いずれも 100 μm 以下であった。今回の解析で求められた 160~180 μm の FCCI 層厚さは、FCCI 暫定式(1)に基づき

被覆管温度について約50°C高温側に外挿した結果であり、これまでに観測されたレベルのFCCI量を大きく超えるものである。すなわち暫定式(1)の作成に用いた試験データの範囲や数は十分ではなく、後述のようにFCCIの機構も定量的に解明されていない。このような現状においては、今回の解析で求められたFCCI厚さの妥当性や保守性について判断を下すことはできない。

金属燃料のFCCIの機構に関しては、希土類FPが燃料スラグ外周部に凝集して被覆管と反応することは照射後試験の結果からわかっている<sup>11)</sup>ものの、希土類FPが凝集する機構と速度、および被覆管との反応機構は殆ど解明されていない。今回の解析で用いた暫定式(1)は、スラグ外周部に凝集した希土類FPが被覆管と拡散メカニズムによって反応すると仮定し、時間パラメータとして局所燃焼度を便宜的に用いて作成されたものである。反応速度定数の温度依存性はアレニウスプロットにおいて直線になるものとしている。実際の現象では、スラグ内の温度勾配、オープンポア量、プルトニウム濃度などが希土類FPの移行過程に影響すると考えられ、しかも多元素・多相が反応に関与するため、被覆管の浸食は1つの反応速度定数で表現できない可能性もある。さらに、暫定式の作成に用いた試験データはHT9被覆管についてのものであるが、例えばODS被覆管では酸素や窒素などの微量元素の成分がHT9とは異なるため、被覆管の浸食速度も大きく異なる可能性がある。

今後、被覆管の国内候補材を用いた600°C以上での照射試験によってFCCIデータを取得するとともに、適切な炉外試験等によってFCCI機構を解明して、適切なFCCI評価式を設定する必要がある。こうして評価したFCCI厚さが現状の予測：160～180μmより小さければ、従来の手法によって金属燃料要素の設計が可能である。一方、現状レベルを超えることになった場合、

- ・目標燃焼度や使用条件に応じて被覆管厚さを変える、
  - ・被覆管内面の酸化処理などFCCI速度低減方策の検討、
- などが必要となる。

## 4.2 過渡時の健全性

### 4.2.1 金属燃料要素の過渡時における破損機構

#### (1) 液相形成に伴う被覆管内面浸食

金属燃料では、ある被覆管温度以上ではU-Pu-Zr燃料合金とFe系被覆管材の相互拡散によって両者の接触部に液相が形成される<sup>2)</sup>。燃料合金中のプルトニウム濃度の増加とともに、液相が形成される被覆管温度が下がる傾向にあり、プルトニウム富化度が25%の時には約650°Cより高い温度で液相が形成される<sup>3)</sup>。このような液相形成によって被覆管減肉が加速されるため、通常運転時には液相が形成しないように燃料設計が行われることになるが、被覆管温度が通

常運転時の値を超えるような過渡変化時には液相が形成し得る。しかし、液相が形成しても瞬時に被覆管貫通が生じることはなく、有限の速度で被覆管減肉が進行する。図 4-7 は照射済燃料要素の一部を加熱する試験 (FBTA 試験)<sup>9)</sup> によって得られた最大液相浸食速度のデータ (定常照射時 FCCI 層厚さ分は除く) である。液相による被覆管の浸食は必ずしも周方向に均一ではないが、ある燃料要素断面で観察された浸食量の最大値に基づくデータが示されている。

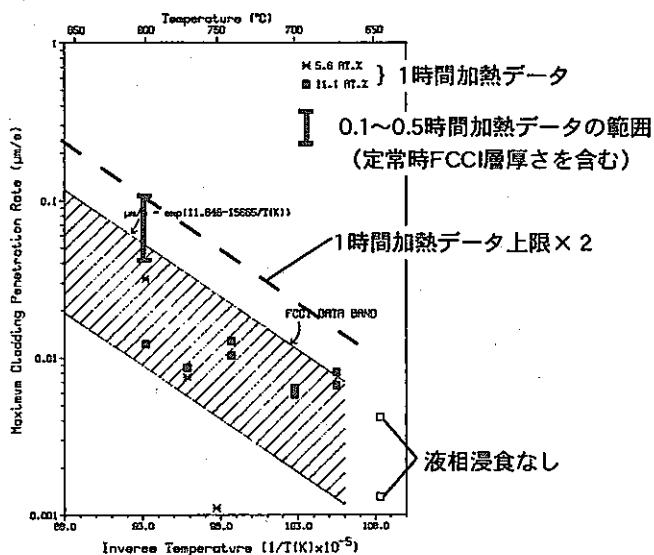


図4-7 最大液相浸食速度のデータ

A.B. Cohen et al., J. Nucl. Mater. 204 (1993) 244.

## (2) 冷却材流量低下型事象の場合の破損機構

冷却材流量が低下すると、出力と冷却の不整合により一時的に冷却材温度が上がり被覆管温度やガスプレナム温度は上昇するものの、種々の信号による原子炉スクラムあるいは負の反応度フィードバックによって原子炉出力が下がるため燃料中心温度は低下する。この場合、被覆管破損の主要因子には、(1)被覆管の温度上昇に伴う強度低下、(2)ガスプレナムの温度上昇に伴う燃料要素内圧上昇、(3)液相浸食による被覆管有効肉厚の減少・引張り応力の増大、の 3 つがある。このうち(1)と(3)が燃料スラグ上端部で最も厳しくなるため、被覆管破損は燃料スラグ上端部で生じる。また、上記(1)～(3)の影響の大きさは被覆管温度上昇のレベルによって変化し、被覆管の有効肉厚と(2)の内圧の大きさは各々通常運転時の FCCI 量と燃焼度にも依存する。つまり、被覆管温度や燃焼度によって上記(1)～(3)の因子の相対的な重要度が変わる<sup>12)</sup>が、いずれにせよ、燃焼度が高いほど、プレナムガス圧が高いため破損に対する余裕は小さくなる。

上記(1)～(3)のうち、(1)および(2)は酸化物燃料と同様であり、4.1.1 で述べたような内圧クリープによる累積損傷和 (CDF) 考え方に基づく破損予測が可能

と考えられる。ただし、CDF 評価の際には金属燃料特有の(3)を考慮する必要がある。

### (3) 過出力型事象の場合の破損機構

原子炉が過出力状態となった場合にも、冷却材温度の上昇に伴って被覆管温度やガスプレナム温度が上昇し、種々の信号による原子炉スクラムあるいは負の反応度フィードバックによって原子炉出力が下がり始めるまでは燃料中心温度も上昇する。燃料中心部が燃料スラグの固相線温度（約 1100°C）を超えて溶融に至るピーク線出力は、図 4-8<sup>13)</sup>に示すように定格出力の約 1.6 倍以上と見積られる（ノミナル評価）ため、スクラムを伴う設計基準事象においては中心溶融が生じる可能性は非常に低いと予測される。中心溶融が生じたとしても、燃料スラグの高熱伝導率のため燃料溶融はスラグ上部から始まるところから、FP ガス気泡合体による溶融燃料の膨張分は燃料スラグ上部へ抜ける<sup>14)</sup>。そのため、燃料スラグの溶融部分の膨張に伴う FCMI 発生は殆どないと考えられる。燃料中心溶融に至らない場合でも、燃料合金と被覆管材との熱膨張量の差に起因した FCMI が発生する懸念はある。しかし、被覆管温度が最も高く破損に対する余裕が最も小さい燃料スラグ上部においては、スラグ内にポアやクラックが高い割合で含まれていると考えられるため、それらの潰れによって熱膨張差に起因した FCMI は緩和されるであろう。したがって、燃料スラグの中心溶融や被覆管との熱膨張差に起因した FCMI は被覆管破損の主要因子ではない。実際、EBR-II で照射した U-Pu-Zr 燃料要素を TREAT 炉で過出力試験を行った結果<sup>14)</sup>によれば、被覆管破損は定格出力の 4 倍以上で燃料スラグ上端部に生じており、破損しなかった燃料要素でも燃料スラグ断面積の 60~85% が溶融していた。

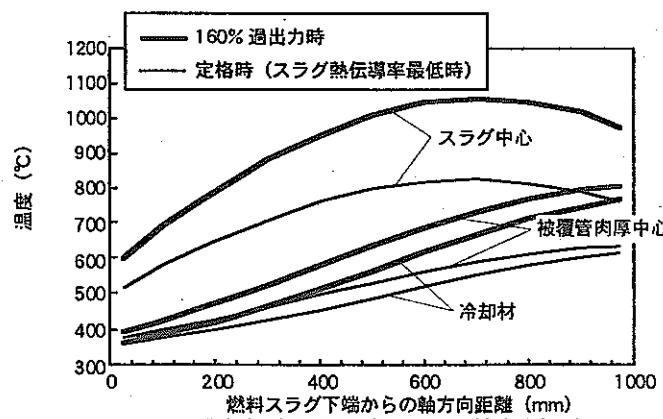


図4-8 160% 過出力（～800W/cm ピーク線出力）時の  
燃料ビン内軸方向温度分布（ボンドNa浸入は考慮せず）  
T. Ogata & T. Yokoo, ICONE-8237 (2000).

FCMI が破損主要因子ではないため、過出力型事象の場合の破損主要因子は

前述の冷却材流量低下型事象の場合と同様になる。すなわち、(1)被覆管の温度上昇に伴う強度低下、(2)ガスプレナムの温度上昇に伴う燃料要素内圧上昇、(3)液相浸食による被覆管有効肉厚の減少・引張り応力の増大、である。破損の予測手法としては、前述の冷却材流量低下型事象の場合と同様のものが適用可能であろう。なお、運転時の異常な過渡変化時において通常運転に復帰できる状態を維持するためには、燃料形状を安定に保持する観点から燃料中心溶融を避ける方が望ましい。

#### 4.2.2 過渡時の被覆管破損に対する余裕

これまで述べた冷却材流量低下型事象および過出力事象における被覆管破損機構を踏まえ、液相浸食による被覆管減肉を考慮した CDF の考え方に基づいて、過渡時の被覆管破損に対する余裕を検討した。

検討対象とした燃料要素は、4.1.2 の解析と同じ大型金属燃料炉心のものである。破損に対する余裕が最も小さい照射末期（ピーク燃焼度~200GWd/t）を想定し、4.1.2 の ALFUS による解析結果から、過熱開始前のプレナムガス圧を 88kg/cm<sup>2</sup> (600°C) 、被覆管有効肉厚を 0.325mm とした。

液相浸食量を与える式としては、浸食速度一定と仮定して得られている次の浸食速度上限式がある<sup>9)</sup>。

$$\frac{d\delta_{liq}}{dt} = \exp(11.646 - 15665/T) \quad (2)$$

ここで、 $d\delta_{liq}/dt$  : 液相浸食速度 ( $\mu\text{m/s}$ ) 、 $T$  : 温度 (K) である。図 4-7 の斜線部の上限が(2)式に相当するが、図 4-7 に示されたデータ (×と■) は1時間加熱の試験結果のみである。液相浸食速度は時間とともに低下することが FBTA 試験の結果<sup>10)</sup>からわかっているため、(2)式では1時間以下の加熱では過小評価、1時間以上では過大評価する。従って、液相浸食速度について保守側の評価を行うためには、1時間以下の加熱で得られたデータも考慮して浸食速度上限式を設定しなくてはならない。FBTA 試験では 800°Cにおいてのみ 0.1 ~ 0.5 時間の加熱時間でデータが取得されているが、この結果（ただし、定常時 FCCI 層厚さが不明のためこれも含んだ値）を図 4-7 に重ねて示す。(2)式の 2 倍の浸食速度を設定することで十分保守側の評価が可能となることがわかる。そこで、本検討では、(2)式の 2 倍の液相浸食速度を用いた。

プレナムガス圧と被覆管有効肉厚（過渡開始前の有効肉厚 - 液相浸食量）から薄肉円筒近似により周方向応力を求め、通常運転時の評価と同様に  $S_t$  値を用いて CDF 評価を行った。

前記燃料要素を一定温度の過熱状態において場合に CDF が 0.1 となる時間の計算結果を図 4-9 の破線で示す。この線より左側に離れるほど破損に対する

余裕が大きいことになる。なお、計算では、プレナムガス温度上昇の時間遅れを無視して被覆管温度とプレナム温度を同一とした。比較のため、図4-9には、液相浸食のみで被覆管が貫通する時間（細線）、および液相浸食がない場合に内圧クリープのみで  $CDF=0.1$  となる時間（太線）も示した。図より、被覆管の過熱状態の継続が数百秒以内の場合、PNC-ODS 被覆管のクリープ強さが破損時間を支配しており、金属燃料特有の現象である液相浸食の影響は小さいことがわかる。また、図の「液相浸食のみで被覆管貫通」と「内圧クリープのみで  $CDF=0.1$ 」の曲線の位置関係から、被覆管のクリープ強度が  $1/10 \sim 10$  倍変わっても液相浸食の影響は小さいままであることが容易に推測される。

表4-1は、原型炉の設計基準事象の解析における被覆管最高温度上昇幅（肉厚中心、ピーク値）と過熱状態の継続時間をまとめたものである。表より、「冷却材流路閉塞事故」を除いて、過熱状態の継続は数百秒以内であることがわかる。燃料形態が異なっても原子炉保護系の設計が同等であれば、原子炉の自動停止を前提とする設計基準事象の推移はほぼ同様になると考えられるため、金属燃料高速炉の場合にも過熱状態継続時間は数百秒以内であると推測される。したがって、設計基準事象においては、被覆管健全性確保の観点からは液相浸食対策は必要ないと考えられる。なお、異常過渡経験後の再使用限界等についてはさらに検討する必要がある。

今後、具体的な金属燃料高速炉プラントに対して設計基準事象を選定し、各事象の推移を解析した上で上記と同様の CDF 評価を行うことによって、金属燃料要素の破損に対する余裕を定量的に評価することが可能となる。

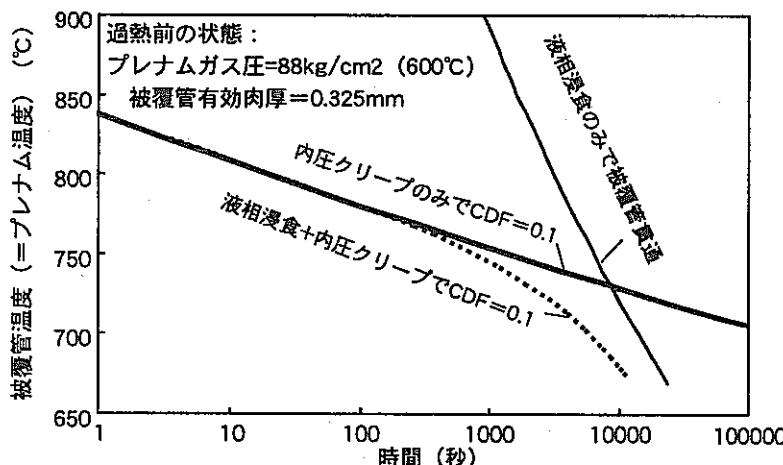


図4-9 金属燃料ピンを均一かつ一定温度の過熱状態においていた場合に  $CDF=0.1$  となる、あるいは被覆管貫通する時間（大型炉心燃料、照射末期）

表4-1 被覆管が過熱状態となる設計基準事象における  
被覆管最高温度上昇と過熱状態継続時間－原型炉の場合－

	事象	被覆管最高温度上昇 (肉厚中心、°C)	過熱状態継続時間 (秒)
運転時 の異常な過渡変化	出力運転中の制御棒の異常な引抜き	45	~10
	制御棒落下	25	$\infty^*$ 1
	1次冷却材流量減少	35	~5
	1次冷却材流量増大	15	~310
	外部電源喪失	55	~5
	2次冷却材流量減少	5	~5
	2次冷却材流量増大	5	~200
	給水流量喪失	5	~3
	給水流量増大	5	$\infty^*$ 1
事故	負荷の喪失	5	~3
	制御棒急速引抜き事故	45	~10
	燃料スランピング事故	45	~300
	気泡通過事故	5	~2
	冷却材流路閉塞事故	55	$\infty^*$ 2
	1次主冷却系循環ポンプ軸固着事故	125	~10
	2次主冷却系循環ポンプ軸固着事故	55	~80
	上給水ポンプ軸固着事故	5	~3
	1次冷却材漏えい事故	65	~5
	2次冷却材漏えい事故	95	~100
	上蒸気管破断事故	5	~3
	上給水管破断事故	5	~3

\*1 原子炉自動停止なし、モニタにより異常を検知可能。スクラム信号の設定などプラント設計の工夫によって、異常状態の継続時間を1000秒以内にすることは可能と思われる。

\*2 1サブチャネルの閉塞は検知できないため、閉塞チャネル付近のピン破損は起こり得る。破損検知は可能。

## 5. 酸化物燃料炉心の検討

### 5.1 酸化物燃料炉心の設計仕様

#### 5.1.1 基本仕様

炉心基本仕様は金属燃料炉心の場合とほぼ同様であるが、原子炉温度条件については、実証炉設計と同じとした。燃料被覆管最高温度についても、実証炉設計と同様に、700°C以下となるように集合体必要流量を設定するものとした。

表 5-1 炉心基本仕様

項目	仕様
原子炉出力	3,570MWt <sup>*1</sup>
運転サイクル期間	~1.5 年 (稼働率 ≥ 90%)
平均燃焼度	~150GWd/t
被覆管最高温度	≤ 700°C
冷却材出入口温度	550/395°C
最大線出力	≤ 430W/cm
燃料バンドル圧損	~2kg/cm <sup>2</sup>
増殖比	~1.2(プランケット装荷時)
ナトリウムボイド反応度	≤ 6\$
炉心最外接円径	≤ 660cm

\*1: 1,500MWe (熱効率 42.0%)

#### 5.1.2 炉心安全性確保の考え方

##### (1) 起因過程における即発臨界の防止

大型酸化物燃料炉心に対する流量喪失スクラム失敗事象 (ULOF) 等の解析経験に基づき、全炉心ナトリウムボイド反応度を 6\$以下に抑えるものとした。起因過程における事象推移は、ナトリウムボイド反応度だけでなく、燃料分散時の反応度減少等、炉心形状に依存する要因が大きな比重を占めることから、上記条件は目安と位置付け、実際に、炉心崩壊事象を解析することによって、その妥当性を確認するものとした。

##### (2) 再臨界回避条件

金属燃料炉心と同様、遷移過程で十分な量の燃料が体系外へ排出されることによって事象が終息され、デブリの安定冷却に移行できることを条件としており、このことを確実にするために燃料集合体構造では何らかの溶融燃料排出バスを設置するものとした。

#### 5.1.3 プラント設計側からの要求

プラント設計側からの基本的な要求は金属燃料炉心の場合と同様であり、炉心最外接円径 660cm 以下、燃料バンドル部圧損を 2kg/cm<sup>2</sup>程度と設定した。

### 5.1.4 再臨界回避方策

ここでは、再臨界回避方策として、上下軸ブランケットの一部のペレットを取り除くことで溶融燃料の排出パスを確保する ABLE 型均質炉心概念、更に、ナトリウムボイド反応度を低減し、全炉心溶融燃料プールの形成を防ぐことが可能な ABLE 型径方向非均質炉心の 2 つの炉心について検討し、MOX 燃料炉心の増殖性向上と炉心安全性確保の両立を図るものとした。

### 5.2 炉心・燃料仕様

以下に示す表 5-2 には、上下軸ブランケットの一部（集合体中央部の 37 本）からペレットを削除した ABLE 型の均質炉心及び径方向非均質炉心の燃料仕様を示した。図 5-1 には各炉心の炉心配置図を示した。径方向非均質炉心では、燃料集合体毎の溶融燃料の早期排出が不十分だったとしても、溶融燃料プールの拡大が防止できるように、円環状の内部ブランケット配置としている。

表 5-2 各炉心の燃料仕様

	均質炉心		非均質炉心		
	炉心	径ブランケット	炉心	内部ブランケット	径ブランケット
燃料要素本数	271	127	331	217	127
燃料スミヤ密度,%TD	82.0	90.0	82.0	91.4	←
燃料要素外径,mm	8.5	13.0	8.8	10.9	15.4
被覆管肉厚,mm	0.5	0.55	0.6	0.5	←
燃料スタック長,mm	800	1500	1000	1800	←
上-下軸ブランケット,mm	350-350	-	400-400	-	-
ワイヤ径,mm	1.48	1.50	1.34	1.32	1.00
ダクト肉厚,mm	4.4	←	5.0	7.0	5.0
集合体間ギャップ,mm	3.0	←	3.0	←	←
実効燃料体積比,%	35.1	45.0	35.2	43.8	54.0
集合体ピッチ,mm	179.7	←	201.0	←	←

### 5.3 炉心特性解析結果

表 5-3 には主要な炉心特性の解析結果を比較して示した。新燃料の TRU 組成は、表 3-4 に示した酸化物燃料高速炉の多重リサイクル組成に基づいている。

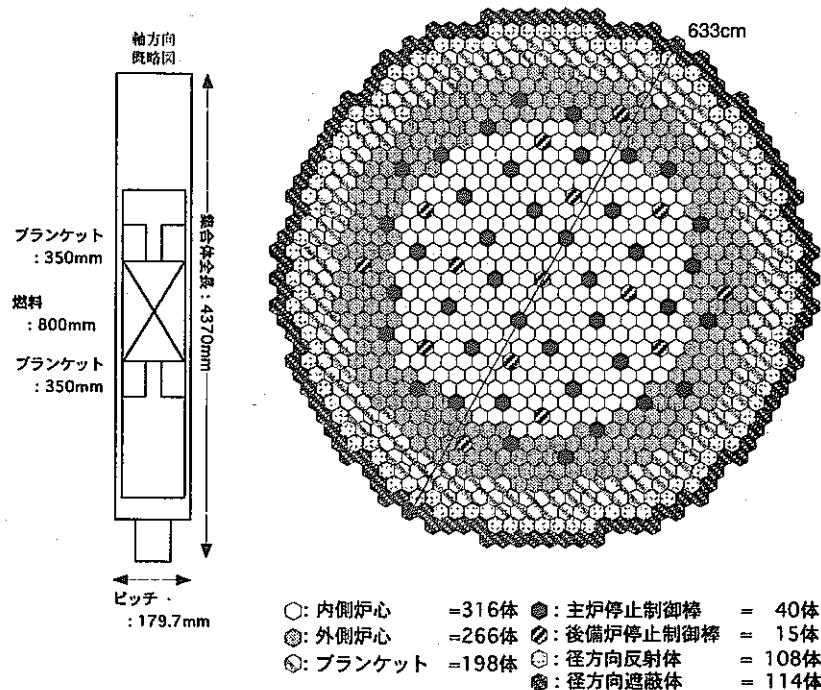


図5-1(a). Pu富化度2領域均質炉心

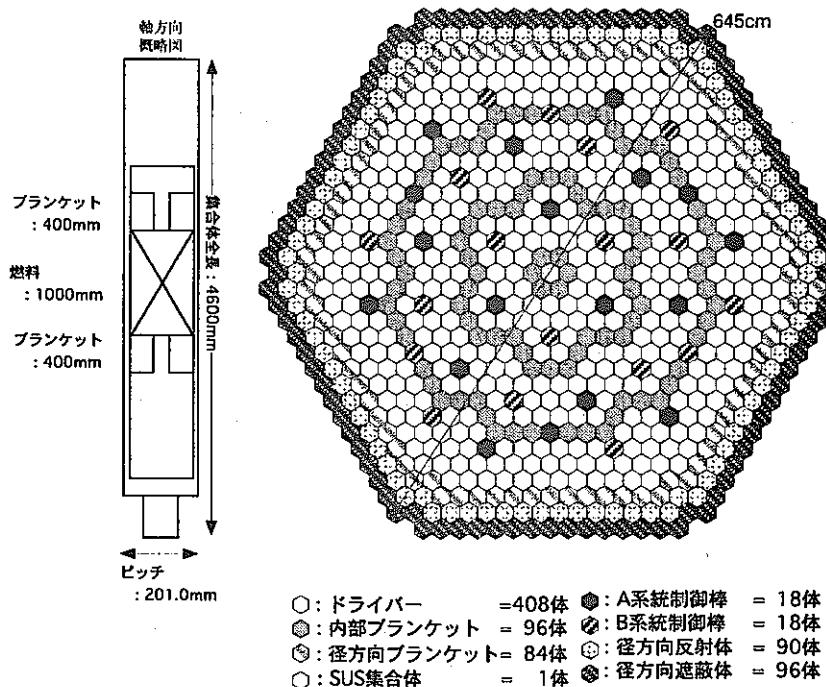


図5-1(b). 径方向非均質炉心

図5-1. 酸化物燃料炉心の集合体配置図

表 5-3 酸化物燃料炉心の主要特性

	均質炉心	非均質炉心
燃焼期間 [日]	517	570
燃料交換バッチ	4/4 <sup>*1</sup>	4/2/4 <sup>*2</sup>
Pu 富化度 [wt%]	21.1/24.9 <sup>*1</sup>	26.0
炉心部取出平均燃焼度 [GWd/kg]	149	147
燃焼反応度 [%Δk/k'k]	3.1	2.1
増殖比	1.17	1.24
最大線出力 [W/cm]	429/431 <sup>*1</sup>	430
最大高速中性子照射量 [n/cm <sup>2</sup> ]	4.8 × 10 <sup>23</sup>	4.3 × 10 <sup>23</sup>
原子炉倍増時間 <sup>*3</sup> [年]	31.6	25.3
複合システム倍増時間 <sup>*4</sup> [年]	44.2	33.8
ナトリウムボイド反応度 <sup>*5</sup> [\$]	5.7	5.0

<sup>\*1</sup>:内側炉心/外側炉心、<sup>\*2</sup>:炉心/内部プランケット/径プランケット<sup>\*3</sup>:燃焼初期の核分裂性 Pu 量/1 年あたりの核分裂性 Pu 生成量、<sup>\*4</sup>:稼働率：炉外時間 5 年、稼働率 90%、リサイクルロス 1%、<sup>\*5</sup>:ドライバー（炉心燃料）領域のラッパ管内冷却材ナトリウムのボイド化、非均質効果を考慮

増殖比については、均質炉心が 1.17、径方向非均質炉心が 1.24 となり、設計目標がほぼ満足される結果となった。複合システム倍増時間では均質炉心が約 44 年、径方向非均質炉心が約 34 年である。また、軸プランケットの一部削除 (ABLE 化) による増殖性への影響はそれほど大きくない（増殖比で 0.01 程度の減少）ことを確認している。酸化物燃料炉心では均質炉心、径方向非均質炉心のいずれも固定バッチ分散方式による燃料交換を熱設計の前提としている。径方向非均質炉心では、炉心とプランケットの出力分担率の変化による冷却材無駄流量の増加を極力低減するために、内部プランケットは 2 バッチ交換とした。しかし、これは再処理負荷を増加させ、燃料サイクルコストを上昇させる要因ともなることから、今後の検討では、金属燃料炉心と同様に、シャフリングを含めた燃料交換方式の最適化を図る必要があると判断される。再臨界回避の条件として、全炉心ナトリウムボイド反応度の制限目安値を 6 \$以下としたが、表 5-3 に示されるように、均質炉心では 5.7\$ となり、炉心高さを 80cm まで扁平化することによって、この条件を満足できた。径方向非均質炉心は、炉心高さは 100cm であるが、内部プランケットが配置されたことにより、炉心部分のナトリウムボイド反応度は 5.0\$ まで低減されている。また、径方向非均質炉心は、非同時性が高いとされており、起因過程での即発臨界は生じにくくないと判断される。

#### 5.4 金属燃料炉心との比較

表 5-4 には本研究で検討を行った同一出力規模 (~1,500MWe) および同一燃焼度 (~150GWd/t) の金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の炉心特性を比較して示した。ここでは、いずれの炉心も新燃料には酸化物燃料高速炉の多重リサイクル組成 (表 3-4) を用いた。また、両者の増殖比をほぼ同程度とするため、

金属燃料炉心の軸プランケット長さを調整している。

#### 5.4.1 均質炉心の比較

本研究で比較した均質炉心では、金属燃料炉心はサイクル長さ 570 日、4 パッチ燃料交換、酸化物燃料炉心はサイクル長さ 517 日、4 パッチ燃料交換であり、炉心取出平均燃焼度がほぼ 150GWd/t と同一であることから、炉心重金属インベントリは金属燃料炉心の方がやや大きい。一方、炉心等価直径は金属燃料炉心が 514cm、酸化物燃料炉心が 545cm で金属燃料炉心の方が 30cm 程度小さい。これは、金属燃料の重元素密度が酸化物燃料よりも 30%程度高いことによるものであり、炉心コンパクト化へのポテンシャルが高いことを意味している。本研究では炉心部の取出平均燃焼度を一致させているため、プラント熱効率に対応して熱出力の大きな金属燃料炉心の炉心部重金属装荷量は酸化物燃料炉心に較べ多くなる。しかし、重金属密度が高く中性子経済の良好な金属燃料炉心ではプルトニウム富化度を低減でき、内部転換比が増加することから、同程度の増殖比（～1.2）を得るために必要とされるプランケットを含めた全重金属装荷量は、金属燃料炉心の方が低減される結果となった。また、3.3.1（図 3-4）でも述べたように、金属燃料炉心は、軸プランケット長さを増加することにより、さらに高い増殖性を達成することも可能である。

#### 5.4.2 径方向非均質炉心の比較

今回の設計のように内部プランケット装荷量の多い金属燃料炉心では、炉心領域の出力分担率が低くなるため、炉心部の重金属装荷量が低減される。一方、酸化物燃料炉心の場合は、内部プランケットの滞在期間が短い（2 パッチ）ため、炉心領域の出力分担率が低くならず重金属装荷量もほとんど変化していない。さらにプランケット（特に内部プランケット）部の重金属装荷量が増大するため、再処理側への負担が増加すると考えられる。増殖性の低下が予想されるとしても、シャフリングにより出力変動の平坦化を図り、内部プランケットの寿命延長、プランケット装荷量の低減を図る必要があると考えられる。

表 5-4 金属燃料および酸化物燃料炉心の特性比較

	均質炉心		非均質炉心	
	金属燃料炉心	酸化物燃料炉心	金属燃料炉心	酸化物燃料炉心
出力 [MWt]	3,900	3,570	3,900	3,570
炉心等価直径 <sup>*1</sup> ×高さ [cm]	514×85	545×80	550×85	528×100
上/下軸プランケット装荷量 [cm]	10/10	35/35	10/10	40/40
Pu 富化度 [wt%]	13.2/18.4	21.1/24.9	21.2	26.0
増殖比	約 1.20	1.17	約 1.25	1.24
炉心部重金属装荷量 [t/年]	8.7	7.8	7.8	7.8
プランケット部重金属装荷量 <sup>*2</sup> [t/年]	-/6.2/2.1	-/6.4/5.9	4.9/3.4/1.8	8.2/4.4/5.6

\*1: 含, 径方向プランケット、\*2: 内部プランケット/径方向プランケット/軸方向プランケット装荷量

## 6. 今後の検討項目

この2カ年の設計研究によって、実用化時代に適合する金属燃料高速炉の炉心特性および燃料健全性について定量化が図られた。

今後は金属燃料炉心のポテンシャルを生かした高性能化を追求するとともに、より適切な設計評価を行うために以下の項目について検討する。

- ①MA や長半減期 FP の核変換性能について検討を行い、環境負荷低減の観点から特性評価を行う。
- ②モジュール効果や受動的安全性など小～中規模出力の炉心に関する特徴や設計要求を整理し、適切な出力規模の炉心設計および特性評価を行う。
- ③国内の被覆管候補材を用いた照射試験によって FCCI データを取得するとともに、適切な炉外試験等によって FCCI 機構を解明し、液相浸食量の合理的な評価方法を確立する。
- ④金属燃料高速炉で想定されるべき設計基準事象を検討し、それらの解析を行うことによって、燃料要素の破損に対する余裕を事象毎に確認する。

## 7. まとめ

高速炉サイクルの実用化戦略調査研究で想定されている、実用化時代の高速炉への要求性能の観点から、金属燃料高速炉の炉心特性および燃料健全性を評価した。

ここではスケールメリットを追求した大型炉(3900MWt)、および広汎な要求に対応できる小型炉(800MWt)について検討を行った。炉心型式は出力分布を平坦化できるプルトニウム富化度 2 領域均質炉心の他、増殖性向上のポテンシャルが高く、ナトリウムボイド反応度の低減が可能な径方向非均質炉心による設計を行った。その結果、長サイクル化による稼働率向上(18 ケ月、～90%)や高燃焼度化によるサイクルコスト低減(150GWd/t)を図った炉心の成立性見通しが確認された。径方向非均質炉心の場合、比較的多くの内部ブランケットを装荷することによって燃焼反応度やナトリウムボイド反応度が大幅に低減される一方で、プルトニウム富化度が高く倍増時間が長期化することが示された。リサイクルに伴う MA や希土類 FP の混入については、燃料・炉心特性への影響が小さいことを確認した。また炉心損傷時の再臨界回避対策として下部軸ブランケットを削減しても 1.25 以上の増殖比が得られ、本格導入期に適した複合システム倍増時間 30 年以下を達成し得ることがわかった。一方、酸化物燃料炉心では、均質炉心の場合には 40 年以上、径方向非均質炉心としても 30 年以上の複合システム倍増時間となることが分かった。

大型均質炉心において、最大燃焼度や被覆管最高温度といった照射条件が最も厳しい(約 200GWd/t、650°C)と考えられる金属燃料要素の照射挙動を評価し

た。その結果、FCMI を考慮し FP ガス放出率やプレナム体積などを最確値で評価する場合には、燃焼末期における CDF 値が 0.0015 以下であった。また様々な不確かさについて最も厳しい値を仮定した場合においても、CDF 値は 0.5 より十分小さい値 0.13 であり、通常運転時の破損に対する十分な余裕が確認できた。過渡時においては、金属燃料特有の「液相形成に伴う被覆管内面浸食」が起こることがあるが、設計基準事象において推測される数百秒以内の被覆管過熱状態の継続時間では、燃料破損に対しては被覆管のクリープ強さが支配的であることがわかった。したがって、過渡時の被覆管健全性確保の観点からは液相浸食対策は必要ないと考えられる。

以上のように、金属燃料炉心では燃料健全性を確保し、コンベンショナルな均質炉心でも再臨界回避方策と優れた増殖性能が両立できること、あるいは低ボイド反応度で安全裕度が高く、増殖性の良好な径方向非均質炉心を活用して小型化や環境負荷低減性能を追求できる利点があると言える。

#### 参考文献

- 1 R. Turski et al., P0998A US DOE Rep. ANL-FRA-161, p43 (1987).
- 2 A.B. Cohen et al., *J. Nucl. Mater.*, vol.204 (1993) 244.
- 3 K. Nakamura et al., *J. Nucl. Sci. Technol.*, vol.38, No.2 (2001) 112.
- 4 植田伸幸、「金属燃料 FBR の炉心損傷解析コードの開発と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書 T01002、2001 年 4 月(予定)
- 5 S. Ukai, et al., *J. of Nucl. Sci. Technol.*, 34,256(1997).
- 6 横尾 健 他、「金属燃料リサイクルシステムの設計評価 平成 11 年度報告書」、電力中央研究所共同研究報告書 T989907、2000 年 5 月.
- 7 高速炉エンジニアリング（株）、電共研報告書、「FBR リサイクルシステムに関する研究（その 4）」 平成 11 年度最終報告書.
- 8 T. Ogata and T. Yokoo, *Nucl. Technol.*, vol.128 (1999) 113.
- 9 R.G. Pahl et al., *J. Nucl. Mater.*, vol.204 (1993) 141.
- 10 H. Tsai et al., *Proc. 3rd Int. Conf. Nucl. Eng.*, April 23-27, 1995, Kyoto, Japan.
- 11 G.L. Hofman and L.C. Walters, "Metallic Fast Reactor Fuels," *Materials Science and Technology, A Comprehensive Treatment*, R.W. Cahn et al., Eds., Vol. 10A, *Nuclear Materials*, Part 1, B.R.T. Frost, Ed., VCH Verlagsgesellschaft mbH (1994).
- 12 Y.Y. Liu et al., *J. Nucl. Mater.*, vol.204 (1993) 194.
- 13 T. Ogata and T. Yokoo, *Proc. 8th Int. Conf. Nucl. Eng.*, April 2-6, 2000, Baltimore, USA.
- 14 T.H. Bauer et al., *Nucl. Technol.*, vol.92 (1990) 325.