

ヘリウムガス冷却高速炉の炉心・燃料設計検討  
(被覆粒子型燃料炉・ピン型燃料炉)

— 2001年度報告 —

(研究報告)

2002年11月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

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

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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

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

© 核燃料サイクル開発機構  
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2002

ヘリウムガス冷却高速炉の炉心・燃料設計検討(被覆粒子型燃料炉・ピン型燃料炉)  
— 2001 年度報告 — (研究報告)

永沼正行<sup>1)</sup> 杉野和輝<sup>1)</sup>  
高木直行<sup>1)\*</sup> 水野朋保<sup>1)</sup>

要 旨

実用化戦略調査研究(以下、FS)では、「ヘリウムガス冷却高速炉」として、被覆粒子型燃料炉とピン型燃料炉の 2 種類を候補概念とし設計研究を進めている。これらの炉については、これまでの検討結果から核特性と安全性の両立が課題となることが認識されている。そこで、新たに核特性と安全性に関し幅広いパラメータサーベイを実施して、その結果から設計方針を設定し、2001 年度レファレンス炉の設計評価を行った。各炉について、以下の結果が得られた。

[被覆粒子型燃料炉]

燃料体積比を増加すると、核特性の向上のみならず、減圧反応度の低下に伴う安全性の改善も期待できることがわかった。燃料体積比の上限は、主に集合体の熱流動条件に支配され、最大 10 数%程度まで達成の可能性があること、燃料体積比を 16.2%にした 2001 年度レファレンス炉心については、核特性として、燃焼度 15 万 MWd/t で 1.1 近傍の増殖比が期待できることがわかった。また、安全性について、ここで想定している横方向流冷却概念を適用できれば、受動的炉停止機能に期待しなくても、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に炉心溶融回避の可能性があることがわかった。

[ピン型燃料炉]

「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に、固有の特性のみで炉心溶融回避は困難であり、応答性に優れる受動的炉停止機能が必須となること、自然循環除熱の達成には 1.65 程度の比較的大きなピンピッチ/ピン直径比が必要となることがわかった。これを満足するため燃料体積比を 24.3%とした 2001 年度レファレンス炉心については、被覆材として  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用することにより、燃焼度 15 万 MWd/t で 1.1 程度の増殖比が得られ、更に減圧事象に有効な受動的炉停止機能付き鉛反射体を設置すれば、上記想定事象時に炉心溶融回避できる可能性があることが示された。

以上の結果から、被覆粒子型燃料炉では、上記の様な非常に厳しい事象においても、受動的炉停止機能に期待せず炉心溶融回避の可能性があるあり、増殖性を確保した上で安全性上より優れるものと考えられる。そのため、FS におけるガス冷却炉検討では、当面、被覆粒子型燃料炉心を優先して検討するのが適切と考えられる。

---

1) 大洗工学センター システム技術開発部 炉心・燃料システムグループ

\* : 日本原子力発電(株)からの派遣者

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

**Design Study on Core and Fuel Properties of Helium Gas Cooled Fast Reactors  
(Coated Particle Type Fuel Reactor / Pin Type Fuel Reactor)**

— Results in JFY2001 —

Masayuki NAGANUMA<sup>1)</sup>, Kazuteru SUGINO<sup>1)</sup>,  
Naoyuki TAKAKI<sup>1)\*</sup>, Tomoyasu MIZUNO<sup>1)</sup>

**Abstract**

In the Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle System in Japan (F/S), two types of Helium gas cooled FBR core (Coated particle type fuel core and Pin type fuel core) have been studied. One of the main issues of this study is considered to be consistent achievement both of core performance and safety features. Therefore, in this study we conducted the parametric study on the issue to choose the directions of core and fuel design, and studied the designs of the two core concepts. In conclusion, the following results have been obtained.

[Coated Particle Type Fuel Core]

The parametric study shows that the increase of fuel volume fraction results in not only core breeding capability improvement but also safety feature improvement, which is due to the reduction of depressurization reactivity. Therefore, a core with the maximum acceptable fuel volume fraction (16.2%) is designed based on the sub-assembly thermal hydraulic considerations. The core reveals about 1.1 of breeding ratio with 150 GWd/t of discharge average burn-up and possible safety features of core meltdown proof in “depressurization accident without scram and forced convection”.

[Pin Type Fuel Core]

The parametric study shows that it is difficult for pin type fuel core to achieve core meltdown proof in “depressurization accident without scram and forced convection”, because a pin type fuel core has low heat capacity and low Doppler coefficient. Therefore, a core with passive shutdown mechanism for depressurization events is designed. The core that applies  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  as core material reveals about 1.1 of breeding ratio with 150 GWd/t of discharge average burn-up and possible safety features of core meltdown proof in “depressurization accident with passive shutdown and without forced convection”.

Based on the results, a coated particle type fuel is selected as a core concept to be studied with more priority in the JFY2002 design study.

---

1) Fuel and core system engineering group, System engineering technology division, O-arai engineering center

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

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

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 2001年度検討の概要 .....	2
3. 設計目標 .....	4
4. 被覆粒子型燃料炉心に関する検討	
4.1 核・安全性把握に向けたパラメトリック評価	
4.1.1 核特性パラメータサーベイ .....	5
4.1.2 安全性パラメータサーベイ .....	7
4.2 炉心・燃料設計方針の検討 .....	33
4.3 炉心・燃料仕様選定に関する検討 .....	33
4.4 炉心・燃料仕様設定と特性評価	
4.4.1 仕様設定 .....	40
4.4.2 核特性 .....	40
4.4.3 熱特性 .....	42
4.4.4 安全性 .....	45
4.5 被覆粒子型燃料炉心のまとめ .....	71
5. ピン型燃料炉心に関する検討	
5.1 核・安全性把握に向けたパラメトリック評価	
5.1.1 核特性パラメータサーベイ .....	72
5.1.2 安全性パラメータサーベイ .....	74
5.2 炉心・燃料設計方針の検討 .....	104
5.3 炉心・燃料仕様選定に関する検討 .....	105
5.4 炉心・燃料仕様設定と特性評価	
5.4.1 仕様設定 .....	105
5.4.2 核特性 .....	106
5.4.3 熱特性 .....	107
5.4.4 安全性 .....	109
5.5 ピン型燃料炉心のまとめ .....	126
6. 被覆粒子型燃料炉心とピン型燃料炉心の特性比較 .....	127
7. まとめ .....	128
8. 今後の課題 .....	130
9. 謝辞 .....	131
10. 参考文献 .....	132
(付録) 受動的炉停止機能付き鉛反射体集合体概念 .....	133

## 表リスト

- 表 4.1-1 2000 年度レファレンス炉心の主要な炉心・燃料仕様
- 表 4.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (炉心高さの核特性への影響)
- 表 4.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比( $V_f$ )・被覆層材体積比( $V_c$ )の核特性への影響) (被覆層材 TiN 炉心)
- 表 4.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比( $V_f$ )の核特性への影響) (被覆層材  $Si_3N_4$  炉心)
- 表 4.1-5 安全性パラメータサーベイ結果
- 
- 表 4.3-1 2000 年度レファレンス炉心燃料集合体各部の圧力損失構成
- 表 4.3-2 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心高さ/等価直径比保存ケース、内管ポロシティ 5%)
- 表 4.3-3 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心等価直径比保存ケース、内管ポロシティ 5%)
- 
- 表 4.4-1 2001 年度レファレンス炉心における主要な炉心・燃料仕様 (被覆粒子型燃料炉心)
- 表 4.4-2 2001 年度レファレンス炉心における主要な核特性 (被覆粒子型燃料炉心)
- 表 4.4-3 燃焼度 15 万 MWd/t 炉心の主要な核特性 (被覆粒子型燃料炉心)
- 表 4.4-4 MOX 燃料炉心の主要な核特性 (被覆粒子型燃料炉心)
- 
- 表 5.1-1 2000 年度「CDA 影響緩和炉心」の主要な炉心・燃料仕様
- 表 5.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (被覆材の核特性への影響)
- 表 5.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )・材料体積比( $V_m$ )の核特性への影響) (被覆材 Nb 基合金炉心)
- 表 5.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )・材料体積比( $V_m$ )の核特性への影響) (被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心)
- 表 5.1-5 安全性パラメータサーベイ結果 (燃料ピン径・P/D の安全性への影響) (被覆材 Nb 基合金炉心)
- 
- 表 5.4-1 2001 年度レファレンス炉心における主要な炉心・燃料仕様 (ピン型燃料炉心)
- 表 5.4-2 2001 年度レファレンス炉心における主要な核特性 (ピン型燃料炉心)
- 表 5.4-3 2001 年度レファレンス炉心の流量配分、及び、熱流力特性 (ピン型燃料炉心)

## 図リスト

- 図 2-1 2001 年度の検討フロー (被覆粒子型燃料炉心・ピン型燃料炉心共通)
- 図 4.1-1 横方向冷却方式集合体、及び、被覆粒子型燃料の構造概念図
- 図 4.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (炉心高さの増殖比への影響)
- 図 4.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の増殖比への影響) (被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 ( $V_c/V_f$  の増殖比への影響)(被覆層材 TiN 炉心)
- 図 4.1-5 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比のドップラ係数への影響)(被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-6 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の減圧反応度への影響)(被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-7 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の増殖比への影響)(被覆層材  $Si_3N_4$  炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-8 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比のドップラ係数への影響)(被覆層材  $Si_3N_4$  炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-9 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の減圧反応度への影響)(被覆層材  $Si_3N_4$  炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))
- 図 4.1-10 中性子スペクトルの比較 (被覆層材 TiN 炉心、被覆層材  $Si_3N_4$  炉心)
- 図 4.1-11 事故時被覆最高温度履歴の比較 (ドップラ係数、SASS 有/無)(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 4.1-12 安全性パラメータサーベイ結果(ドップラ係数の 1 次・2 次ピーク温度への影響)
- 図 4.1-13 事故時被覆最高温度履歴の比較 (減圧反応度、SASS 有/無) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 4.1-14 安全性パラメータサーベイ結果 (減圧反応度の 1 次・2 次ピーク温度への影響)
- 図 4.1-15 事故時被覆最高温度履歴の比較 (圧力損失(内管ポロシティ)) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 4.1-16 安全性パラメータサーベイ結果 (圧力損失(内管ポロシティ)の 1 次・2 次ピーク温度への影響)
- 図 4.1-17 径方向流量の軸方向分布の比較 (内管ポロシティ 4%(レファレンス)、5%、6%)
- 図 4.1-18 事故時被覆最高温度履歴の比較 (熱容量)(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 4.1-19 安全性パラメータサーベイ結果 (熱容量の 1 次・2 次ピーク温度への影響)
- 図 4.1-20 タービン側流量の履歴 (流量条件)
- 図 4.1-21 事故時被覆最高温度履歴の比較 (フローコーストダウン)(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 4.1-22 安全性パラメータサーベイ結果 (フローコーストダウンの 1 次・2 次ピーク温度への影響)
- 図 4.3-1 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心高さ/等価直径比保存ケース、内管ポロシティ 5%)

- 図 4.3-2 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心等価直径保存ケース、内管ポロシティ 5%)
  
- 図 4.4-1 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置 (被覆粒子型燃料炉心)
- 図 4.4-2 燃料集合体概念図 (被覆粒子型燃料炉心)
- 図 4.4-3 軸方向出力分布 (2001 年度レファレンス炉心) (内側炉心部)
- 図 4.4-4 径方向出力分布 (2001 年度レファレンス炉心)
- 図 4.4-5 燃料集合体・コンパートメントの熱流動解析モデル概要
- 図 4.4-6 コンパートメント部全体の温度コンタ (定格運転時)
- 図 4.4-7 最高温度発生位置における径方向断面温度コンタ (定格運転時)
- 図 4.4-8 コンパートメント部全体の流速コンタ (モデル体系の X,Y,Z 方向成分合計)(定格運転時)
  
- 図 4.4-9 内管部の径方向流速の軸方向分布 (定格運転時)
- 図 4.4-10 軸方向最高温度位置での径方向流速ベクトル (定格運転時)
- 図 4.4-11 コンパートメント部全体の温度コンタ (低流量時)
- 図 4.4-12 最高温度発生位置における径方向断面温度コンタ (低流量時)
- 図 4.4-13 最高温度位置における径方向流速ベクトル (低流量時)
- 図 4.4-14 径方向と軸方向成分を合成した流速ベクトル (低流量時)
- 図 4.4-15 軸方向流量と径方向流量の軸方向分布 (低流量時)
- 図 4.4-16 輻射熱輸送特性評価の 3 次元熱流動解析モデル
- 図 4.4-17 粒子燃料充填層最外層の軸方向温度分布
- 図 4.4-18 最高温度位置断面における温度コンタ (輻射無し)
- 図 4.4-19 最高温度位置断面における温度コンタ (輻射有り : 輻射率 0.8)
- 図 4.4-20 粒子燃料充填層内における径方向温度分布
- 図 4.4-21 ホットチャンネル温度の履歴 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)
- 図 4.4-22 主要な反応度の履歴 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)
- 図 4.4-23 炉容器内圧力の履歴 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)
- 図 4.4-24 炉心出力・流量の履歴 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)
- 図 4.4-25 ホットチャンネル温度の履歴 (ULOF 事象)
- 図 4.4-26 主要な反応度の履歴 (ULOF 事象)
- 図 4.4-27 炉容器内圧力の履歴 (ULOF 事象)
- 図 4.4-28 炉心出力・流量の履歴 (ULOF 事象)
- 図 4.4-29 ホットチャンネル集合体における軸方向温度分布(燃料交換時強制循環失敗事象)
  
- 図 5.1-1 炉心部中性子スペクトルの比較 (被覆材 Nb 基合金炉心・被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心)
- 図 5.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比の増殖比への影響) (被覆材 Nb 基合金炉心)
- 図 5.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 ( $V_m/V_{\text{eff}}$  の増殖比への影響) (被覆材 Nb 基合金炉心)
- 図 5.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比のドップラ係数への影響) (被覆材 Nb 基合金炉心)



- 図 5.1-5 Vf 及び  $V_m/V_{eff}$  比と増殖比の関係マップ (被覆材 Nb 基合金炉心)
- 図 5.1-6 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比の増殖比への影響) (被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心)
- 図 5.1-7 核特性パラメータサーベイ結果 ( $V_m/V_{eff}$  の核特性への影響) (被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心)
- 図 5.1-8  $V_{eff}$  及び  $V_m/V_{eff}$  比と増殖比の関係マップ (被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心)
- 図 5.1-9 圧力損失-実効燃料体積比に関するサーベイ範囲のマップ
- 図 5.1-10 事故時温度履歴 (短期挙動・長期挙動) (ケース 2-5) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-11 事故時ドップラ反応度履歴 (短期挙動・長期挙動) (ケース 2-5) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-12 安全性パラメータサーベイ結果 (圧力損失-実効燃料体積比と 2 次ピーク温度の関係マップ)
- 図 5.1-13(1) 事故時温度履歴の比較 (熱容量) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-13(2) 事故時温度履歴の比較 (熱容量) (長期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-14 事故時ドップラ反応度履歴の比較 (熱容量) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-15(1) 事故時温度履歴の比較 (ドップラ係数) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-15(2) 事故時温度履歴の比較 (ドップラ係数) (長期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-16 事故時ドップラ反応度履歴の比較 (ドップラ係数) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-17 事故時温度履歴の比較 (冷却材物性値、全ての物性を固定ケース) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-18 事故時温度履歴の比較 (冷却材物性値、「動粘性係数」のみ固定ケース) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-19(1) 事故時温度履歴の比較 (流出孔面積) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-19(2) 事故時温度履歴の比較 (流出孔面積) (長期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
- 図 5.1-20 事故時ドップラ反応度履歴の比較 (流出孔面積) (短期挙動) (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)
  
- 図 5.4-1 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置 (ピン型燃料炉心)
- 図 5.4-2 燃料集合体概念図 (ピン型燃料炉心)
- 図 5.4-3 輻射を考慮した熱流動解析の解析モデル概念図
- 図 5.4-4 輻射を考慮した集合体内温度分布解析結果の比較 (流量 1.5% ケース)
- 図 5.4-5 輻射を考慮した集合体内温度分布解析結果の比較 (流量 0.75% ケース)
- 図 5.4-6 ホットスポットにおける熱流速の内訳 (対流伝熱・輻射伝熱) (「流量 1.5% ケース」と「流量 0.75% ケース」比較)

- 図 5.4-7 ホットチャンネル温度履歴（「減圧事故＋スクラム失敗＋自然循環除熱」事象）
- 図 5.4-8 主要な反応度の履歴（「減圧事故＋スクラム失敗＋自然循環除熱」事象）
- 図 5.4-9 ホットチャンネル温度履歴（ULOF 事象）
- 図 5.4-10 主要な反応度の履歴（ULOF 事象）
- 図 5.4-11 メンテナンス時全電源喪失事故による自然循環除熱時の過渡挙動（基準ケース（ガスパーシ無しケース））
- 図 5.4-12 メンテナンス時全電源喪失事故による自然循環除熱時の過渡挙動（炭酸ガスパーシ有りケース）

## 1. はじめに

「ヘリウムガス冷却高速炉」は、ヘリウムの不活性を活かし原子炉出口温度高温化による高熱効率直接ガスタービン発電や熱利用の可能性を有すること等の理由から、実用化戦略調査研究(以下、FS)における有望な候補概念の1つと考え、現在設計研究を進めているところである。

この炉概念では、現在、炉心出口温度として850℃程度、炉心燃料ホットテストチャンネルでは1,100℃～1,200℃程度の高温条件を設定しているため、高温条件で適用可能な燃料・集合体概念の構築が重要な課題としてあげられる。また、高温ガス炉(熱中性子炉)について主張されているように、炉心溶融発生の可能性が極めて低い概念とすることを狙って、ガス冷却炉における代表的な厳しい仮想事象(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」)においても炉心溶融に至らない工夫を取入れることも試みている。

FSでは、過去のガス冷却高速炉設計例などに関する調査の結果、「被覆粒子型燃料」と密封した「ピン型燃料」の2種類を候補概念と選定した。「被覆粒子型燃料」は、高温ガス炉で多くの実績を有する燃料であり、熱中性子スペクトル下ではあるが、同レベルの高温条件での使用実績を有する燃料概念である。「ピン型燃料」は、現状では被覆材として高融点金属を想定したものであり、高融点金属としては米国で宇宙炉(「SP-100」)用の材料として開発されたNb基合金(Nb-1%Zr-C)等が照射実績を有している。FSでは、これら2種類の燃料・集合体概念の炉心を対象に安全評価を含む第1次的な設計評価を実施している<sup>[1][2]</sup>。これまで(2000年度)の成果について概略を以下にまとめた。

### (1) 被覆粒子型燃料炉

- ・被覆粒子型燃料の被覆層材としてTiNを採用し、被覆粒子をコンパートメントと呼ばれる2重円筒カゴ形状の構造物に充填して、横方向流れで冷却する燃料・集合体概念を設定、種々の前提を設定した数値計算上は熱流動的な成立見通しを得てきている。
- ・上述の仮想事象でも炉心溶融を回避することを狙ったため、炉心圧力損失・炉心出力密度が低減され、核特性は大幅に制限される結果であった。2000年度レファレンス炉心では、取出平均燃焼度10万MWd/tで増殖比1.1程度となり、燃焼度15万MWd/tでは増殖性を確保することは困難な見通しであった。
- ・このように炉心性能上のデメリットを容認する概念の場合は、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定した厳しい事象時に、圧力損失・炉心出力密度の低減、1次系破損開口面積の制限(50cm<sup>2</sup>)等の方策を施すとともに、SASS等の受動的な安全機器(応答時間として300秒程度)の作動が期待できれば、炉心溶融は回避できる可能性があることがわかった。

### (2) ピン型燃料炉

- ・被覆粒子型燃料炉心と比較しドップラ係数・熱容量が小さいので、減圧事故初期に温度上昇速度が速く、炉心固有の特性によって炉心溶融を回避することは著しく困難である見込みとなった。そのため、2000年度は迅速な応答性の受動的な安全機器(応答時間として30秒程度)・崩壊熱除去のための強制循環冷却を前提とし、核特性の向上に主眼を置いた炉心を設定した(「CDA影響緩和炉心」と設定)。
- ・被覆材を含む炉心材料としてNb基合金を採用し、被覆管表面に熱伝達向上のためのリブ(粗面加工)を付設することにより、定常時について熱流動的な成立見通しを得た。

- ・ 上述の通り仮想事象においても強制循環冷却が期待できると仮定し、比較的大きな炉心圧力損失を容認したため、燃料体積比を高く設定でき、炉心材料の主成分である Nb の中性子吸収効果が大きいにもかかわらず、取出平均燃焼度 15 万 MWd/t で 1.2 程度の増殖比が得られた。

以上からわかるように、2000 年度の検討結果として、何れの燃料概念の炉についても、「安全性」と「核特性」の両立が課題となることが判明した(「被覆粒子型燃料炉」では、安全性上の特徴追求を狙い核特性が必ずしも十分でない概念となり、「ピン型燃料炉」では、強制循環除熱などを前提とし核特性の向上に主眼を置いたまとめとなった)。また、他の課題として、2000 年度は炉心固有の特性を最大限に活用して炉心溶融回避達成することを視野に検討したが、検討範囲が限られていたので「被覆粒子型燃料炉」においても、受動的安全機器の作動が前提であったことが挙げられる。この点について、2001 年度検討では、更に検討を深める余地は残されているものといえる。

## 2. 2001 年度検討の概要

1 章の内容を受け、2001 年度におけるガス冷却高速炉の設計検討の方向として、両炉概念(被覆粒子型燃料炉・ピン型燃料炉)について、まず、「安全性」「核特性」両立の可能性を追求すること、そして、更なる安全性の高度化、つまり、炉心固有の特性による炉心溶融回避の可能性を評価することを課題とした。そのため、2001 年度の検討では、

- ① 設計目標の設定  
↓
- ② 両炉概念を対象に核特性・安全性に関する幅広いパラメータサーベイを実施し、核・安全に関する設計上の特性を把握  
↓
- ③ ②の結果を反映する形で炉心・燃料の設計方針を選定  
↓
- ④ 成立性を有する燃料・集合体仕様を検討  
↓
- ⑤ 2001 年度レファレンス炉心の仕様設定  
↓
- ⑥ 各種特性(核特性・安全性)の評価  
↓
- ⑦ 「被覆粒子型燃料炉」 vs 「ピン型燃料炉」の特性比較

の順で検討を行うこととし、上記の課題については、②のパラメータサーベイで調査し、③で設計方針に反映させることとした。そして、レファレンス炉心の評価を受け、最終的に、「被覆粒子型燃料炉」と「ピン型燃料炉」について、ガス冷却高速炉の候補概念として、当面、どちらの炉心概念に主軸を置くべきかの絞込みの判断に資することとした。

以上の 2001 年度ガス冷却炉設計検討の概要については、詳細なフローを図 2-1 にまとめた。

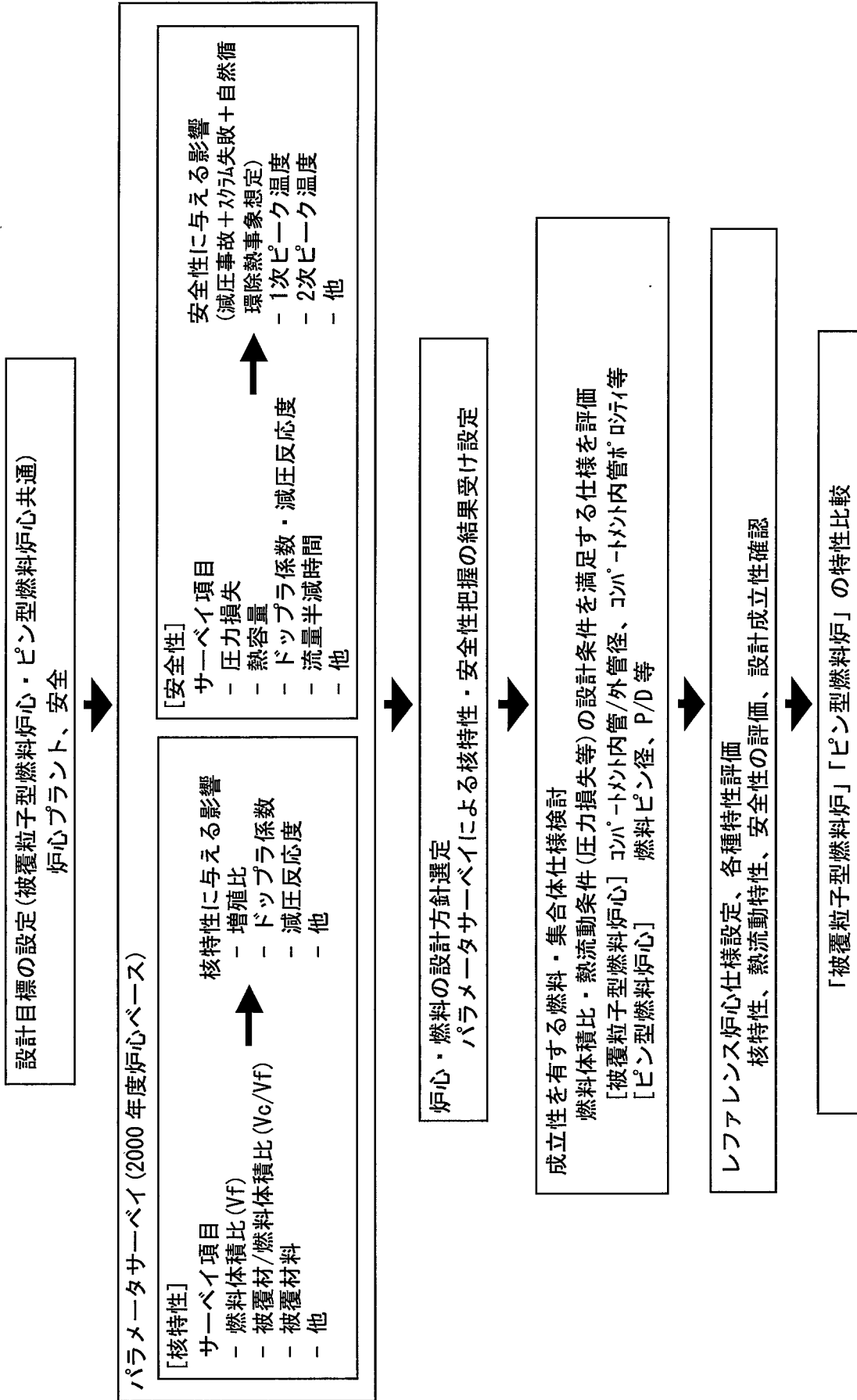


図 2-1 2001 年度の検討フロー (被覆粒子型燃料炉心・ピン型燃料炉心共通)

### 3. 設計目標

2001 年度の設計検討に先立って、ヘリウムガス冷却高速炉の炉心・プラント設計、安全に関する設計目標を、FS 検討の他の炉心候補概念の設計目標も考慮し、以下の通り設定した。この設計目標は、被覆粒子型燃料炉・ピン型燃料炉の両炉心概念について共通の目標である。

前年度(2000 年度)の設計目標との大きな相違点としては、1 章・2 章の内容を踏まえ、安全に関しピン型燃料炉心についても、減圧事故 + スクラム失敗を重ね合わせた厳しい事象時に自然循環で除熱可能な炉心を目指したことであり、それ以外の項目については、概ね 2000 年度目標と同様である。

#### (1) 炉心・プラント

- ・原子炉熱出力 : 2400 MWt
- ・原子炉出入口温度 : 850°C/460°C
- ・冷却材圧力 : 6 MPa
- ・炉心取出平均燃焼度 : 約 15 万 MWd/t
- ・増殖比 : 約 1.1
- ・運転サイクル長さ : 18 ヶ月以上
- ・炉心等価直径 : 5 m 程度 (炉容器径 9 m 程度)

#### (2) 安全

- ・「減圧事故+スクラム失敗」事象時に自然循環除熱成立

以上、レファレンス炉心の設定では、上記の設計目標の達成を目指すこととする。

## 4. 被覆粒子型燃料炉心に関する検討

### 4.1 核・安全性把握に向けたパラメトリック評価

被覆粒子型燃料炉心について、核と安全に関する特性を把握し、適切な炉心・燃料仕様の選定に資するためパラメトリックな評価を行うこととした。最初に、参考として、FSで検討を行っている横方向冷却方式の燃料集合体、及び、被覆粒子型燃料の構造概念<sup>[1][2]</sup>を図4.1-1に示した。

本評価では、核特性について、「炉心高さ」「燃料体積比(Vf)・被覆層材体積比(Vc)」をパラメータとし、主に「増殖比」「ドップラ係数」「減圧反応度」への影響を把握することとした。また、安全性については、「反応度(ドップラ係数・減圧反応度)」「圧力損失」「熱容量」「コストダウン」をパラメータとし、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定した厳しい事象時の過渡挙動として、「被覆温度(1次ピーク・2次ピーク)」への影響を把握することとした。ここで、パラメータの範囲としては実際の設計成立性に捕らわれず、幅広く独立に設定することとした。

#### 4.1.1 核特性パラメータサーベイ

##### (1) 検討条件

- ・対象炉心
  - 2000年度検討のレファレンス炉心<sup>[1][2]</sup>を対象とした。2000年度レファレンス炉心の基本仕様について、表4.1-1に示した。
- ・核計算
  - 2次元RZ拡散燃焼計算
- ・核データ
  - ADJ2000
- ・数密度設定
  - 各パラメータケースにおいては、炉心内の重金属量保存の条件とした。
- ・炉心形状
  - パラメータとして炉心高さを想定したケース以外では、炉心高さ/直径比(以下、H/D比)は一定とした。
- ・ブランケット
  - ブランケット厚さは各ケースとも(炉心径の相違に係わらず)一定とした。

##### (2) 検討結果

###### (i) 炉心高さ

炉心高さの変更による炉心特性への影響を把握するため、炉心高さをパラメータとして核計算を実施し、増殖特性・燃焼欠損反応度等に対する感度を評価した。炉心高さとしては、基準ケース(レファレンス、炉心高さ：320cm、H/D比：0.57)から±30%を想定した。

評価結果を表4.1-2・図4.1-2に示した。図4.1-2ではH/D比で結果を整理しているが、増殖比はH/D比が基準ケースから最適条件である1に近い方が当然増加するが、炉心高さ30%増加による増分は0.03(1.15 → 1.18)、30%減少による低下分も0.03(1.15 → 1.12)と感度は比較的小さいことが認められた。また、燃焼欠損反応度についても、炉心高さの感度は小さく、ほぼ一定であることが認められた。

以上、炉心高さの核特性への感度は、今回検討の範囲では、比較的小さいことが確認された。

## (ii) 燃料体積比(Vf)・被覆層材体積比(Vc)

被覆層材としては、TiN をレファレンスとしてサーベイを行うとともに、参考として Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>についても評価を行った。

## (a) 被覆層材 TiN 炉心

燃料体積比としては、レファレンス(基準ケース)、2倍、4倍ケースを想定した。被覆層材(TiN)体積比については、被覆層厚さとして、レファレンス(基準ケース)、20%減、40%減、40%増ケースを想定した。

評価結果として、各ケースの体積比(Vf・Vc・Vs・V<sub>He</sub>)・増殖比・ドップラ係数・減圧反応度等の値を表 4.1-3 にまとめた。また、燃料体積比と増殖比の関係を図 4.1-3 に、Vc/Vf と増殖比の関係を図 4.1-4 に、燃料体積比とドップラ係数の関係を図 4.1-5 に、燃料体積比と減圧反応度の関係を図 4.1-6 に示した。

燃料体積比を増加することにより、内側炉心・外側炉心部の増殖比は大きくなるが、径ブランケット・軸ブランケット部では低下する傾向があることがわかった。被覆層厚さレファレンスケースでは、燃料体積比を 2 倍とすることで、炉心部で増殖比が 0.723 → 0.908 と 0.185 増加するのに対し、ブランケット部で 0.432 → 0.324 と 0.108 減少している。トータルでは 1.154 → 1.229 と 0.075 増加する結果であった。過去の検討では、被覆層材として TiN を想定した場合、Ti の中性子吸収が大きいことから、増殖性に対し Vc/Vf 比が支配的であり燃料体積比の感度は小さいという見通しであったが、今回の結果から燃料体積比も増殖性に対し大きな感度を有することが確認された。燃料体積比の増加により、ブランケット部の増殖が大きく低下する原因としては、今回のサーベイでは炉心部の重金属量一定の条件で設定しているため、燃料体積比の増加により炉心領域が小さくなり、ブランケットは厚さ一定の条件であるため、ブランケット装荷量が減少している寄与が大きいものと考えられる。また、Vc/Vf の増殖性への感度については、燃料体積比が大きいほど大きい傾向が認められた。

減圧反応度については、燃料体積比を増加することで大幅に減少することがわかった。被覆層厚さレファレンスケースでは、燃料体積比を 2 倍とすることで、2.35 \$ → 1.07 \$ (輸送補正考慮)と 1/2 程度まで減少する結果であり、これは減圧事故時の安全性に大きく影響するものと考えられる。この原因としては、減圧反応度は、ヘリウムによる 1 MeV 付近の共鳴散乱が無くなり、スペクトルが硬化することにより生じるが、燃料体積比の大きい炉心(=冷却材体積比の小さい炉心)の減圧によるヘリウム密度減少の効果は、相対的に小さく、スペクトル硬化は燃料体積比の小さい炉心(=冷却材体積比の大きい炉心)より小さくなることが考えられる。また、当然、燃料体積比が大きいと減速効果も大きくなり、これら双方の効果により、減圧事故時のスペクトル硬化が低下するためと考えられる。(これらのことを踏まえ、減圧反応度の特性には、燃料体積比と冷却材体積比の双方が関係し、およそ両者の比で決まるものと考えられる)

ドップラ係数については、燃料体積比による感度は小さいことが認められた。被覆層厚さレファレンスケースでは、燃料体積比を 2 倍とすることで、-0.00971 Tdk/dT → -0.0103 Tdk/dT と微増程度である結果であった。

以上のことから、燃料体積比を増加した場合、減圧による正の反応度は大幅に低減されるが、ドップラによる負の反応度は同等の値が期待でき、核特性の改善のみならず安全性の向上にも繋がることがわかった。



(b) 被覆層材  $\text{Si}_3\text{N}_4$  炉心

燃料体積比としては、レファレンス(基準ケース)、2倍ケースを想定した。被覆層材( $\text{Si}_3\text{N}_4$ )体積比については、被覆層厚さとして、レファレンス(基準ケース)のみとした。

評価結果として、各ケースの体積比(燃料体積比  $V_f$ 、被覆層材体積比  $V_c$ 、構造材体積比  $V_s$ 、冷却材体積比  $V_{He}$ )・増殖比・ドップラ係数・減圧反応度の値を表 4.1-4 にまとめた。また、燃料体積比と増殖比の関係を図 4.1-7 に、燃料体積比とドップラ係数の関係を図 4.1-8 に、燃料体積比と減圧反応度の関係を図 4.1-9 に、TiN と  $\text{Si}_3\text{N}_4$  で中性子スペクトルの比較を図 4.1-10 に示した。

被覆層材を TiN から  $\text{Si}_3\text{N}_4$  にすることにより、増殖比は燃料体積比レファレンスケースで 1.154 → 1.262 と増加分が 0.108 となり、大きく改善されることがわかった。これは、Si の中性子吸収断面積が Ti と比べて 1/10 程度と小さいことによるものである(参考: 1 群縮約中性子吸収断面積の比較(ヘリウム冷却 MOX 燃料炉心の中性子スペクトル想定) Si  $2.49 \times 10^{-3}$  barn、Ti  $2.59 \times 10^{-2}$  barn)。

燃料体積比を増加することにより、 $\text{Si}_3\text{N}_4$  についても TiN 同様、内側炉心・外側炉心部の増殖比は大きくなるが、径ブランケット・軸ブランケット部では低下する傾向があることがわかった。燃料体積比を 2 倍とすることで、炉心部では増殖比が 0.752 → 0.955 と 0.203 増加するのに対し、ブランケット部では 0.511 → 0.409 と 0.102 減少していた。これは、TiN ケース同様、ブランケットの装荷量が減少する効果の寄与が大きいと考えられる。

減圧反応度については、燃料体積比レファレンスケースで 2.60 \$ (輸送補正考慮) と TiN ケースの値 2.35 \$ より大きい値であった。燃料体積比を 2 倍とすると、減圧反応度は 1.27 \$ となり、TiN ケース同様、1/2 程度まで減少することが認められた。ドップラ係数については、燃料体積比レファレンスケースで -0.00953 Tdk/dT と TiN ケースの値 -0.00971 Tdk/dT より小さい値であった。燃料体積比を 2 倍にしても -0.00916 Tdk/dT と、TiN 同様、感度が小さいことが認められた。このように、被覆層材を TiN から  $\text{Si}_3\text{N}_4$  に変更した場合、減圧反応度・ドップラ係数とも(若干ではあるが)安全上厳しい方向となることがわかった。

中性子スペクトルについては、被覆層材 TiN ケースと被覆層材  $\text{Si}_3\text{N}_4$  ケースを比較すると、TiN の方が高エネルギー側にシフトしている結果が認められた。

## 4.1.2 安全性パラメータサーベイ

## (1) 検討条件

## ・解析方法

ヘリウム冷却プラント向け汎用動特性コードを使用。系統図、燃料集合体概略図に従い流動ネットワークをモデル化。

## ・対象炉心

2000 年度検討のレファレンス炉心<sup>[1][2]</sup>を対象とした。2000 年度レファレンス炉心の基本仕様については、表 4.1-1 参照。

## ・想定事象

厳しい仮想事象として「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定。動特性解析の主要な条件としては、2000 年度検討同様、以下の通りとした。

- 実効開口面積 : 50 cm<sup>2</sup>(フローリストラクターにより制限)
  - スクラム : 失敗
  - 受動的安全機器 : SASS 想定 (作動温度 950°C(平均チャンネル出口温度)、応答遅れ 300 秒)
  - 崩壊熱除去系 : 自然循環 4 系統  
空気冷却器ダンパ(タービントリップ後 10 秒で全開)
  - 原子炉容器内圧力 : 定格時内圧 6 MPa から格納容器雰囲気圧 0.6 MPa までの低下を想定
  - タービン流量半減時間 : 10 秒(流量が 90%になった時点でタービン保護動作が働きコーストダウン開始)
- ・ 成立目安温度(暫定)
- 2,200°C以下(事故時における冷却材流路確保の観点から、構造材である SiC の形状維持<sup>[4]</sup>が期待される温度として暫定的に設定)

## (2) 検討結果

### (i) ドップラ係数

ドップラ係数について、2000 年度レファレンスである-0.0092 Tdk/dT (基準ケース)から、-0.0070 Tdk/dT まで低減、-0.0136 Tdk/dT まで増加したケースを想定した。ここで、増加ケース(-0.0136 Tdk/dT ケース)については、固有安全性把握のため SASS 有/無の 2 ケースを想定することとした。評価結果として、各ケースの 1 次・2 次ピーク温度を表 4.1-5 にまとめた。また、各ケースの被覆最高温度履歴を図 4.1-11 に SASS 有/無ケースに分類して示すとともに、1 次・2 次ピーク温度の感度を図 4.1-12 にまとめた。

1 次ピーク温度について、図 4.1-12 に示したように、ドップラ係数(絶対値)が低減すると、減圧事故による温度上昇に対し抑制効果が小さくなるため、1 次ピーク温度は高くなる傾向が認められた。この時の 1 次ピークは SASS の作動により生じている。ドップラ係数(絶対値)が増加する場合は、1 次ピーク温度は低下し、-0.0136 Tdk/dT 程度まで増加すると、1 次ピーク温度は SASS 作動の有無に影響を受けない結果が得られた。SASS 作動の有無による被覆温度履歴の比較を図 4.1-11 に示してあるが、この理由としては、SASS 有ケースでも 1 次ピークはドップラ反応度の効果で生じており、SASS は 1 次ピークより遅れて作動しているためであることがわかる。このことから、仮にドップラ係数を増加できれば、1 次ピーク温度については、SASS 無しでも成立目安温度をクリア可能であるものと考えられる。

一方、2 次ピーク温度については、崩壊熱と自然循環流量(炉心圧損)により支配されることから、図 4.1-12 に示したように、ドップラ係数の感度は比較的小さい結果が認められた。SASS が作動しない場合は、図 4.1-11 にある通り、ドップラ係数増加ケースでも 2,200°Cを大幅に超えており、ドップラ係数だけでは成立目安温度をクリアできないことがわかった。

### (ii) 減圧反応度

減圧反応度について、2000 年度レファレンスである 2.4 \$ (基準ケース)から、1.5 \$、1.28 \$まで低減、3.3 \$まで増加したケースを想定した。ここで、減圧反応度低減ケース(1.5 \$、1.28 \$ケース)については、固有安全性把握のため SASS 有/無の 2 ケースを想定することとした。評価結果として、各ケースの 1 次・2 次ピーク温度を表

4.1-5 にまとめた。また、各ケースの被覆最高温度履歴を図 4.1-13 に SASS 有/無ケースに分類して示すとともに、1 次・2 次ピーク温度の感度を図 4.1-14 にまとめた。

1 次ピーク温度について、図 4.1-14 に示したように、減圧反応度が増加すると高くなる傾向が認められた。この時の 1 次ピークは SASS の作動により生じている。減圧反応度が低下したケースでは、1 次ピーク温度も低くなり、1.5 \$ 程度まで減少すれば、ドップラ係数の結果同様、SASS 作動の有無に影響を受けない結果が得られた。SASS 作動の有無による被覆温度履歴の比較を図 4.1-13 に示してあるが、この理由としては、ドップラ係数同様、1 次ピークはドップラ反応度の効果で生じ、SASS の作動は 1 次ピークより遅れるためである。このことから、減圧反応度についても、値を低減できれば、1 次ピーク温度については、SASS 無しで成立目安温度をクリア可能であるものと考えられる。

一方、2 次ピーク温度についても、図 4.1-14 に示したようにドップラ係数同様、感度が比較的小さい結果が認められた。SASS が作動しない場合は、図 4.1-13 の温度履歴の通り、減圧反応度が 1.5 \$ のケースでは 2,200°C を超える結果を示しているが、1.2 \$ 弱程度まで低減できれば 2 次ピークについても成立目安温度を満足する見通しがあると考えられる。

以上、もし、2000 年度レファレンス値の半分程度の減圧反応度(1.2 \$ 弱)を達成できれば、SASS 無しでも 1 次・2 次ピークとも成立目安温度のクリアが期待できることがわかった。

### (iii) 圧力損失

横方向流れ冷却を採用した本集合体概念では、コンパートメント内管に大きな流動抵抗を与えることで軸方向流量の平坦化を行っている。そのため、内管メッシュ部の圧力損失が全圧力損失の上で支配的である。この部分の圧力損失はメッシュ部のポロシティで決まることから、内管ポロシティをパラメータとすることとし、2000 年度レファレンスの 4 % (基準ケース) から、5 %、6 % まで増加したケースを想定することとした。評価結果として、各ケースの 1 次・2 次ピーク温度を表 4.1-5 にまとめた。また、各ケースの被覆最高温度履歴を図 4.1-15 に比較して示すとともに(参考として、内管ポロシティ 5%+内管径 7.7cm ケースも追記)、1 次・2 次ピーク温度の感度を図 4.1-16 にまとめた。

圧力損失は自然循環時の流量に影響することから、2 次ピーク温度を左右する。図 4.1-15 に示したように、ポロシティを基準ケースの 4 % から 5 % に増加することで、圧力損失が低下し、自然循環時流量が増加され、2 次ピーク温度は 2,090°C → 2,019°C へ 70°C 程度低下していることがわかる。ところが、ポロシティを 5 % から更に 6 % まで増加させると、逆に 2,019°C → 2,067°C と 30°C 程度増加する結果となった。この原因としては、ポロシティを 6 % まで増加させると、内管部の圧力損失が下がりすぎ、軸方向流量の平坦化のための流動抵抗として十分機能しなくなり、コンパートメント上下端で流量が増加、中央部で減少する流量分布となり集合体出口温度が上昇するためと考えられる。この挙動を確認するため、各ポロシティケースにおける径方向流量の軸方向分布を図 4.1-17 に比較して示した。この図から、ポロシティ 4 % の基準ケースから、5 %、6 % とすることで軸方向分布が平坦でなくなっていく傾向が明確に認められる。

以上、本集合体概念の炉心では、コンパートメント内管ポロシティは 5 % が熱流動特性上最適であることがわかった。

## (iv) 熱容量

熱容量について、2000年度レファレンス（基準ケース）から、2倍まで増加、1/2まで低減したケースを想定した。評価結果として、各ケースの1次・2次ピーク温度を表4.1-5にまとめた。また、各ケースの被覆最高温度履歴を図4.1-18に比較して示すとともに（参考として、被覆層材のみ2倍増加、1/2低減したケースも追記）、1次・2次ピーク温度の感度を図4.1-19にまとめた。

1次ピーク温度について、図4.1-18に示したように熱容量を増加した方が初期の温度上昇が穏やかとなり、ピーク温度が抑えられる結果であった。その一方、温度上昇が小さい分、ドップラ反応度の効果は弱く、1次ピーク直後の温度低下は小さくなっていることがわかる。また、熱容量の2次ピーク温度への感度は、1次ピーク温度と比べ、比較的小さいことが認められた。

## (v) コーストダウン

コーストダウン条件について、2000年度レファレンス（基準ケース）の流量半減時間10秒（流量90%になった時点からコーストダウン開始）から、5秒、2秒まで低減したケースを想定した。また、減圧事故発生と同時に流量半減時間5秒でコーストダウン開始するケースについても解析を行った（これは、電源喪失が減圧事故発生と同時に生じたこと想定するものである）。流量条件として、タービン側流量の履歴を図4.1-20に示した。評価結果として、各ケースの1次・2次ピーク温度を表4.1-5にまとめた。また、各ケースの被覆最高温度履歴を図4.1-21に比較して示すとともに、1次・2次ピーク温度の感度を図4.1-22にまとめた。

1次ピーク温度について、図4.1-21に示したようにコーストダウンが早くなると減圧反応度添加による温度上昇が早くなり、DHX起動による除熱により1次ピークとなる。この1次ピーク温度はコーストダウンが早いほど高くなるが、5秒以下ではほとんど同程度となる結果であった。2次ピーク温度については、1次ピーク温度が高い方がドップラ反応度の効果が大きく温度が低下するため、コーストダウンが早いほうが低くなる結果であった。

また、減圧事故発生と同時にコーストダウンを開始したケースについては、初期の温度上昇が早くなり、早期にドップラ反応度の効果が現れるため1次ピークは抑えられ、2次ピーク温度についても低くなる結果であった。このように、減圧事故時に、電源喪失の重ね合わせのタイミングが最高温度に影響を与えることがわかった。

表 4.1-1 2000 年度レファレンス炉心の主要な炉心・燃料仕様

	項目	仕様
炉心仕様	炉心出力	2400 MWt
	炉心出入口温度	850°C/460°C
	冷却材圧力	6 MPa
	炉心等価直径	562 cm
	炉心高さ	3.2 m
	軸方向ブランケット高さ(上/下)	40cm/40cm
	集合体ピッチ	24.7 cm
	コンパートメント体積比	33 %
	被覆粒子充填率	60 %
	体積比 燃料 (MN) 被覆層材 (TiN) 構造材 (SiC) 冷却材 (He)	9.15 % 10.65 % 8.00 % 72.20 %
燃料仕様	燃料形態	窒化物 ( <sup>15</sup> N 100%濃縮)
	被覆粒子径	1.94 mm
	燃料核直径	1.5 mm
	第1層 (バッファ層)	120 μm (40%密度 TiN)
	第2層 (強度層)	100 μm (100%密度 TiN)
	集合体・コンパートメント材料	SiCf/SiC コンポジット
	コンパートメント内管内径	10.0 cm
	コンパートメント外管内径	19.2 cm
	コンパートメント内管ポロシティ	4.0 %
コンパートメント外管ポロシティ	40.0 %	

表 4.1-2 核特性パラメータサーベイ結果  
(炉心高さの核特性への影響)

項目	基準ケース (2000年度レファレンス炉心)	炉心高さ 30%増加ケース*	炉心高さ 30%減少ケース*
炉心高さ(H)	320 cm	416 cm	246 cm
炉心等価直径(D)	562 cm	493 cm	640 cm
H/D 比	0.57	0.84	0.38
Pu 富化度(内側/外側)	19.7/25.9 w/o	19.3/25.4 w/o	20.6/27.1 w/o
燃焼欠損反応度	0.86 % $\Delta k/kk'$	0.84 % $\Delta k/kk'$	0.85 % $\Delta k/kk'$
増殖比			
内側炉心	0.486	0.503	0.451
外側炉心	0.237	0.243	0.228
径方向ブラケット	0.288	0.333	0.250
軸方向ブラケット	0.144	0.101	0.195
合計	1.154	1.181	1.124
基準ケースとの増殖比の差	-	0.027	-0.030

\* サーベイ条件：炉心体積一定、ブラケット厚さ(軸方向・径方向)一定

表 4.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比(Vf)・被覆層材体積比(Vc)の核特性への影響) (被覆層材 TiN 炉心)

項目	燃料体積比レフアレンスケース*1 (2000年度レフアレンス)				燃料体積比2倍ケース*1				燃料体積比4倍ケース*1			
	被覆層厚さケース				被覆層厚さケース				被覆層厚さケース			
	レフアレンス (基準ケース)	20%減	40%減	20%増	レフアレンス	20%減	40%減	20%増	レフアレンス	20%減	40%減	20%増
体積比(%)燃料 Vf (MN)	9.15	←	←	←	18.30	←	←	←	36.61	←	←	←
被覆層材 Vc (TiN)	10.65	8.07	5.73	13.47	21.30	16.15	11.47	26.93	42.59	32.29	22.93	53.86
構造材 Vs (SiC)	8.00	←	←	←	8.00	←	←	←	8.00	←	←	←
冷却材 V <sub>He</sub> (He)	72.20	74.77	77.11	69.38	52.40	57.55	62.23	46.76	12.80	23.10	32.46	1.53
Vc/Vf (-)	0.883	0.665	0.468	1.124	0.883	0.665	0.468	1.124	0.883	0.665	0.468	1.124
炉心高さ (cm)	320	←	←	←	254	←	←	←	202	←	←	←
炉心等価直径 (cm)	562	←	←	←	446	←	←	←	354	←	←	←
H/D (-)	0.57	←	←	←	0.57	←	←	←	0.57	←	←	←
Pu 富化度(内側/外側) (w/o)	19.7/25.9	18.8/24.7	18.0/23.7	20.7/27.2	14.8/19.4	13.8/18.1	12.8/16.9	15.9/21.0	11.9/15.7	10.7/14.1	9.6/12.6	13.1/17.3
燃焼欠損反応度(%Δk/kk')	0.88	0.65	0.42	1.10	-0.15	-0.47	-0.78	0.25	-1.02	-1.57	-2.14	-0.46
増殖比(-)	0.486	0.490	0.492	0.479	0.606	0.624	0.635	0.585	0.683	0.728	0.770	0.636
外側炉心	0.237	0.242	0.246	0.233	0.299	0.301	0.307	0.295	0.365	0.356	0.350	0.373
径ブランク	0.288	0.312	0.335	0.268	0.216	0.233	0.254	0.200	0.151	0.157	0.164	0.144
軸ブランク	0.144	0.153	0.163	0.134	0.108	0.117	0.126	0.099	0.071	0.079	0.088	0.064
合計	1.154	1.196	1.235	1.114	1.229	1.274	1.321	1.178	1.269	1.321	1.372	1.218
基準ケースとの差(増殖比)	—	0.042	0.081	-0.040	0.075	0.120	0.167	0.024	0.115	0.167	0.218	0.064
ドップラ係数(Tdk/dT)	-0.00971	—	-0.00850	—	-0.0103	—	-0.00887	—	—	—	—	—
減圧反応度*2 (\$*3)	2.35	—	2.86	—	1.07	—	1.52	—	—	—	—	—

\*1 サーベイ条件：H/D比一定、ブランク厚さ(軸方向・径方向)一定

\*2 輸送理論補正考慮

\*3  $\beta_{eff} = 0.00331$

表 4.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比(Vf)の核特性への影響) (被覆層材 Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 炉心)

項目	燃料体積比レフアレンスケース*1		燃料体積比 2 倍ケース*1	
	被覆層材 Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> 炉心	(参考) 被覆層材 TiN 炉心 (基準ケース)	被覆層材 Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> 炉心	(参考) 被覆層材 TiN 炉心
体積比(%) 燃料 Vf (MN)	9.15	9.15	18.30	18.30
被覆層材 Vc (TiN)	10.65	10.65	21.30	21.30
構造材 Vs (SiC)	8.00	8.00	8.00	8.00
冷却材 V <sub>He</sub> (He)	72.20	72.20	52.40	52.40
Vc/Vf (°)	0.883	0.883	0.883	0.883
炉心高さ (cm)	320	320	254	254
炉心等価直径 (cm)	562	562	446	446
H/D (°)	0.57	0.57	0.57	0.57
Pu 富化度(内側/外側) (w/o)	17.6/23.1	19.7/25.9	12.2/16.0	14.8/19.4
燃焼欠損反応度(%Δk/k <sup>0</sup> )	0.25	0.88	-1.13	-0.15
増殖比(°)	0.503	0.486	0.647	0.606
外側炉心	0.249	0.237	0.308	0.299
径ブランク	0.348	0.288	0.278	0.216
軸ブランク	0.163	0.144	0.131	0.108
合計	1.262	1.154	1.365	1.229
基準ケースとの差(増殖比)	0.108	-	0.211	0.075
ドップラ係数(Tdk/dT)	-0.00953	-0.00971	-0.00916	-0.0103
減圧反応度*2 (\$*3)	2.60	2.35	1.27	1.07

\*1 サーベイ条件：H/D 比一定、ブランク厚さ(軸方向・径方向)一定

\*2 輸送理論補正考慮

\*3 β eff = 0.00331



表 4.1-5 安全性パラメータサーベイ結果

項目	2000年度 Vアリス (基準ケース)		ドップラ係数		減圧反応度			圧力損失		熱容量		コーストダウン		
	増加ケース	低減ケース	増加ケース	低減ケース	増加ケース	低減ケース (1)	低減ケース (2)	低減ケース (1)	低減ケース (2)	増加ケース (燃料+被覆材)	低減ケース (燃料+被覆材)	低減ケース (1)	低減ケース (2)	0秒から半減 時間 5秒ケース
ドップラ係数	-0.0136 Tdk/dT	-0.0070 Tdk/dT	-0.0092 Tdk/dT											
減圧反応度			3.3\$	1.5\$	1.28\$	2.4\$								
圧力損失						ホ <sup>o</sup> ロジテイ 5%	ホ <sup>o</sup> ロジテイ 6%			ホ <sup>o</sup> ロジテイ 4%				
熱容量								基準値	2倍	1/2倍	基準値			
コーストダウン											流量半減 時間 5秒	流量半減 時間 5秒	流量半減 時間 2秒	流量半減 時間 5秒
1次ヒ-グ温度	1865°C (1865°C)*	2621°C	2606°C	1967°C (1967°C)*	1913°C (1913°C)*	2207°C	2214°C	2278°C	2289°C	2153°C	2289°C	2278°C	2274°C	2142°C
基準ケースとの差 (1次ヒ-グ温度)	-354°C (-354°C)*	402°C	387°C	-252°C (-252°C)*	-306°C (-306°C)*	-12°C	-5°C	59°C	70°C	-66°C	70°C	59°C	55°C	-77°C
1次ヒ-グ時刻	320秒 (320秒)*	360秒	360秒	300秒 (300秒)*	300秒 (300秒)*	340秒	340秒	260秒	260秒	360秒	260秒	260秒	260秒	240秒
2次ヒ-グ温度	2035°C (2514°C)*	2183°C	2183°C	2048°C (2381°C)*	2040°C (2257°C)*	2019°C	2067°C	1950°C	2126°C	2115°C	2126°C	1950°C	1950°C	1926°C
基準ケースとの差 (2次ヒ-グ温度)	-55°C (424°C)*	93°C	93°C	-42°C (291°C)*	-50°C (167°C)*	-71°C	-23°C	-140°C	36°C	25°C	36°C	-140°C	-140°C	-164°C
2次ヒ-グ時刻	4500秒 (2600秒)*	3000秒	3000秒	4100秒 (2800秒)*	4150秒 (3000秒)*	3700秒	4050秒	3000秒	3400秒	3700秒	3400秒	3000秒	3000秒	3200秒

\* 受動的安全機器(SASS)無し条件での解析結果

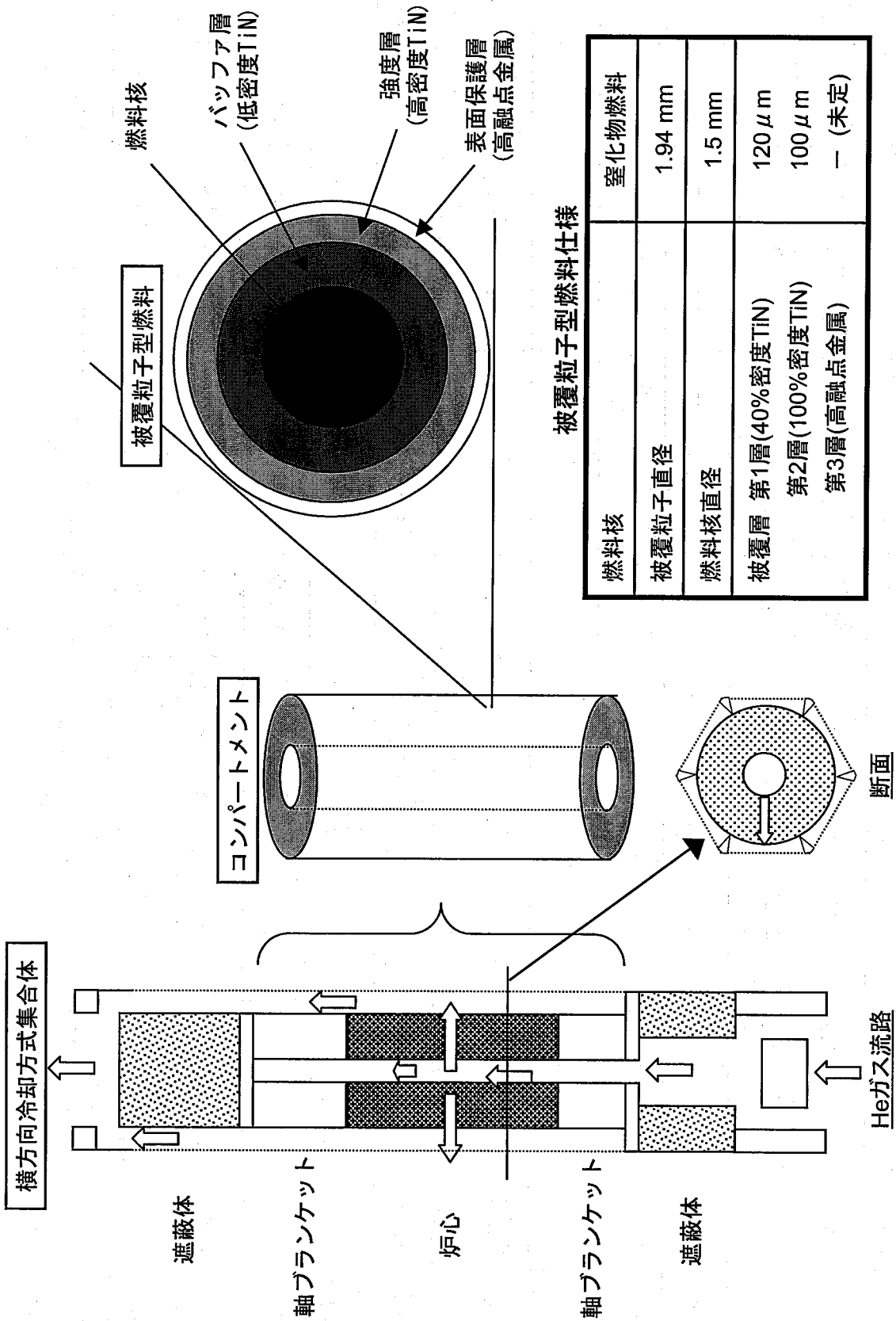


図4.1-1 横方向冷却方式集合体、及び、被覆粒子型燃料の構造概念図

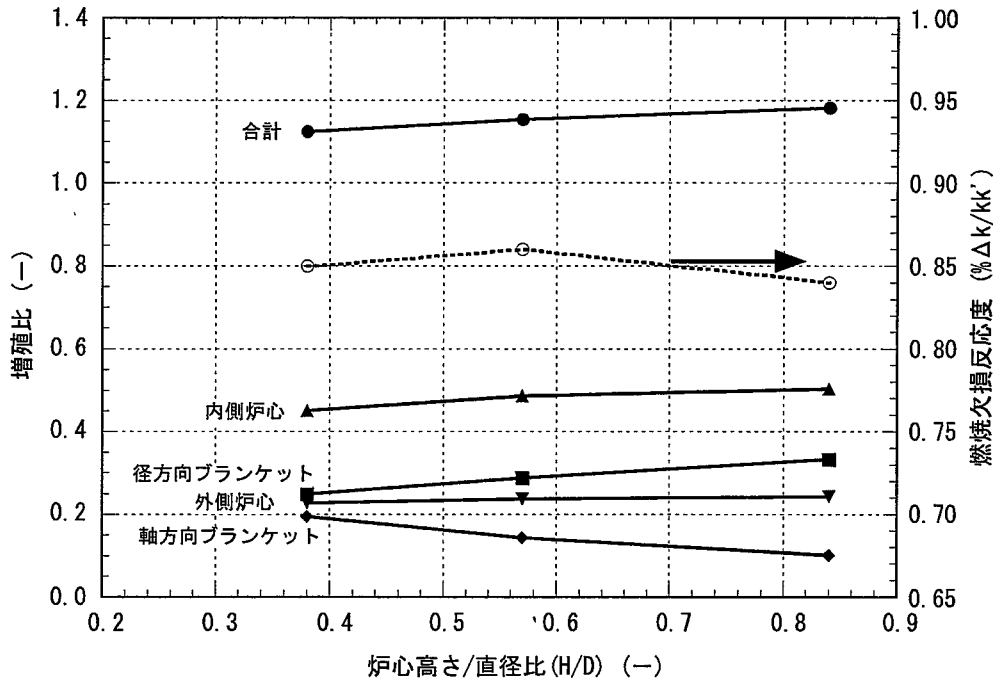


図 4.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (炉心高さの増殖比への影響)

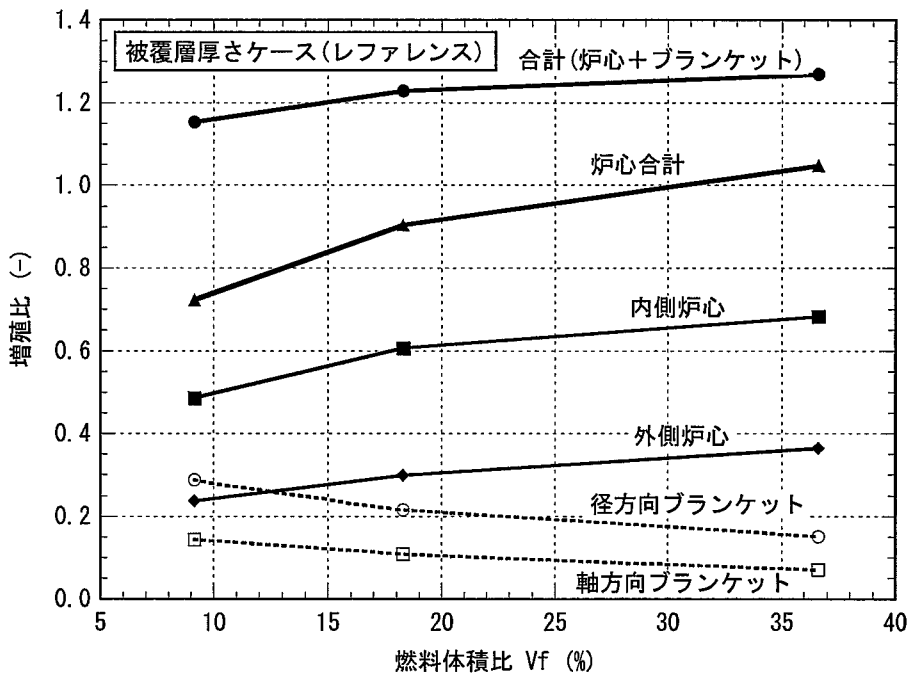


図 4.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の増殖比への影響)  
(被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

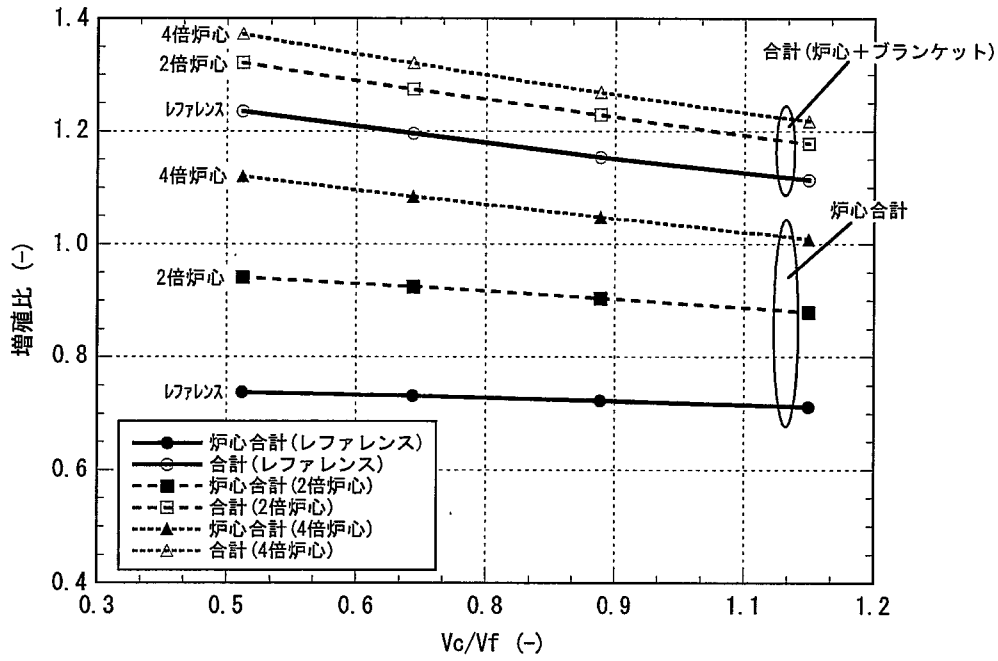


図 4.1-4 核特性パラメータサーベイ結果 ( $V_c/V_f$  の増殖比への影響)  
(被覆層材 TiN 炉心)

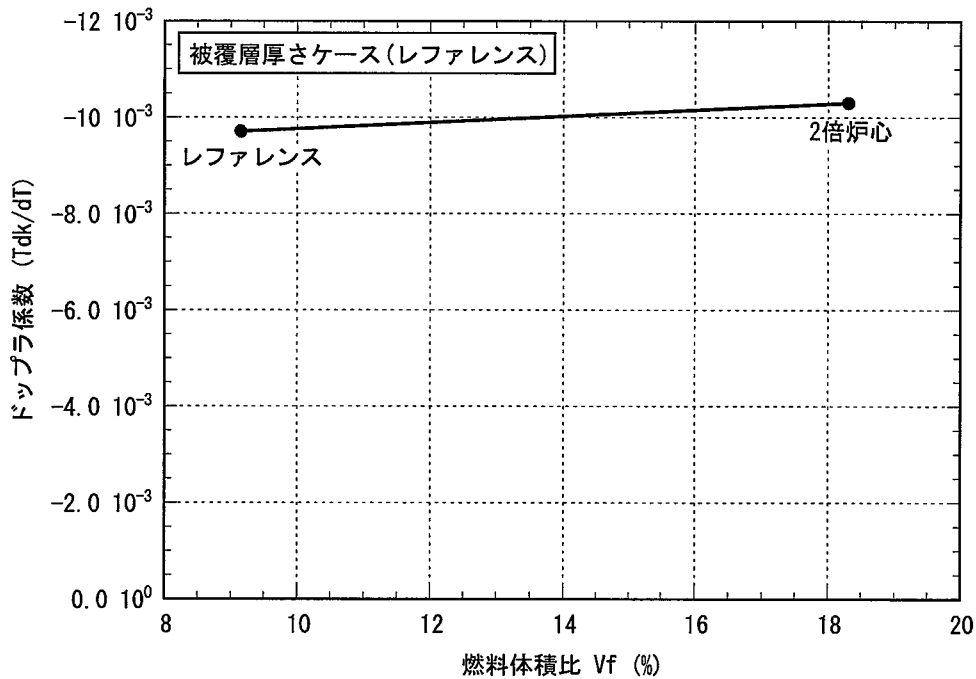


図 4.1-5 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比のドップラ係数への影響)  
(被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

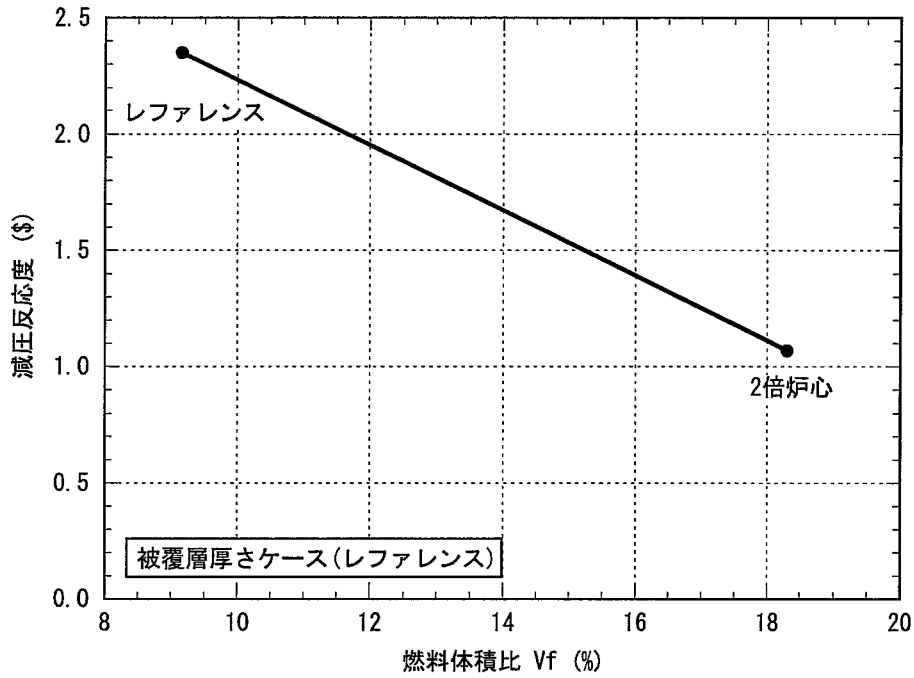


図 4.1-6 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の減圧反応度への影響)  
(被覆層材 TiN 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

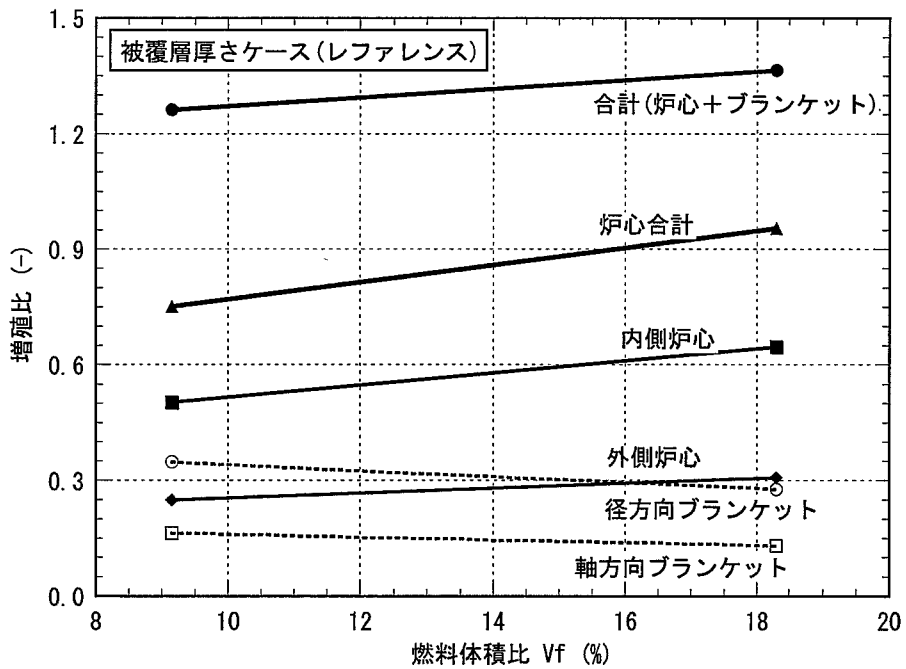


図 4.1-7 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の増殖比への影響)  
(被覆層材 Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

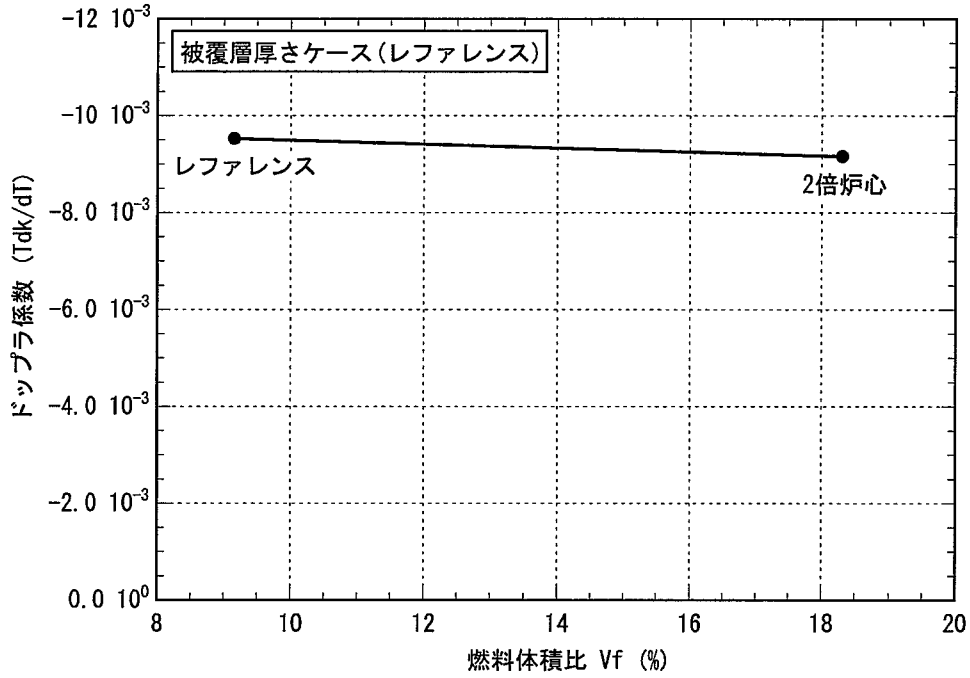


図 4.1-8 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比のドップラ係数への影響)  
(被覆層材 Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

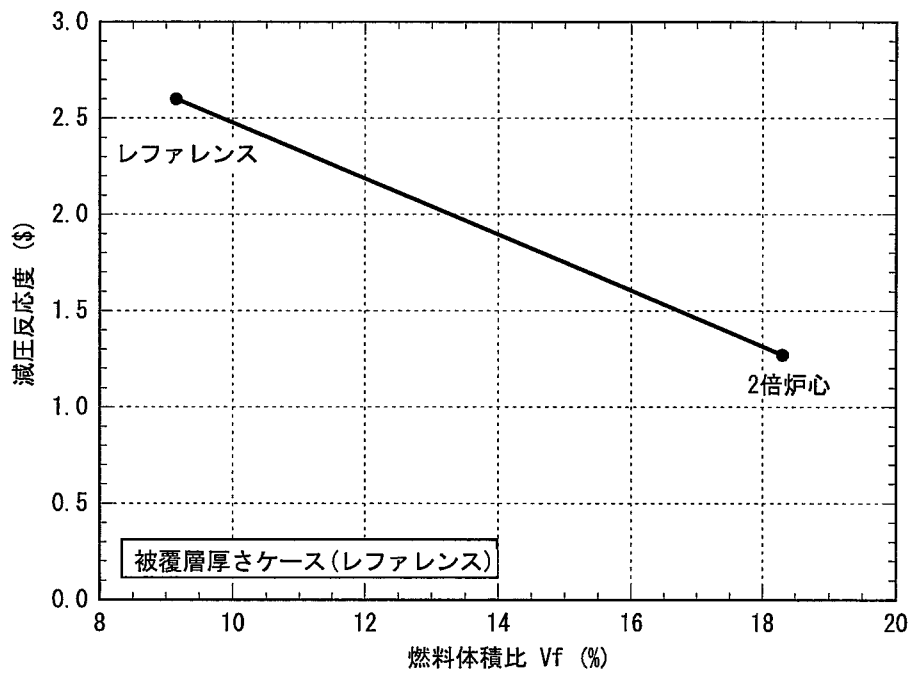


図 4.1-9 核特性パラメータサーベイ結果 (燃料体積比の減圧反応度への影響)  
(被覆層材 Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 炉心、被覆層厚さケース(レファレンス))

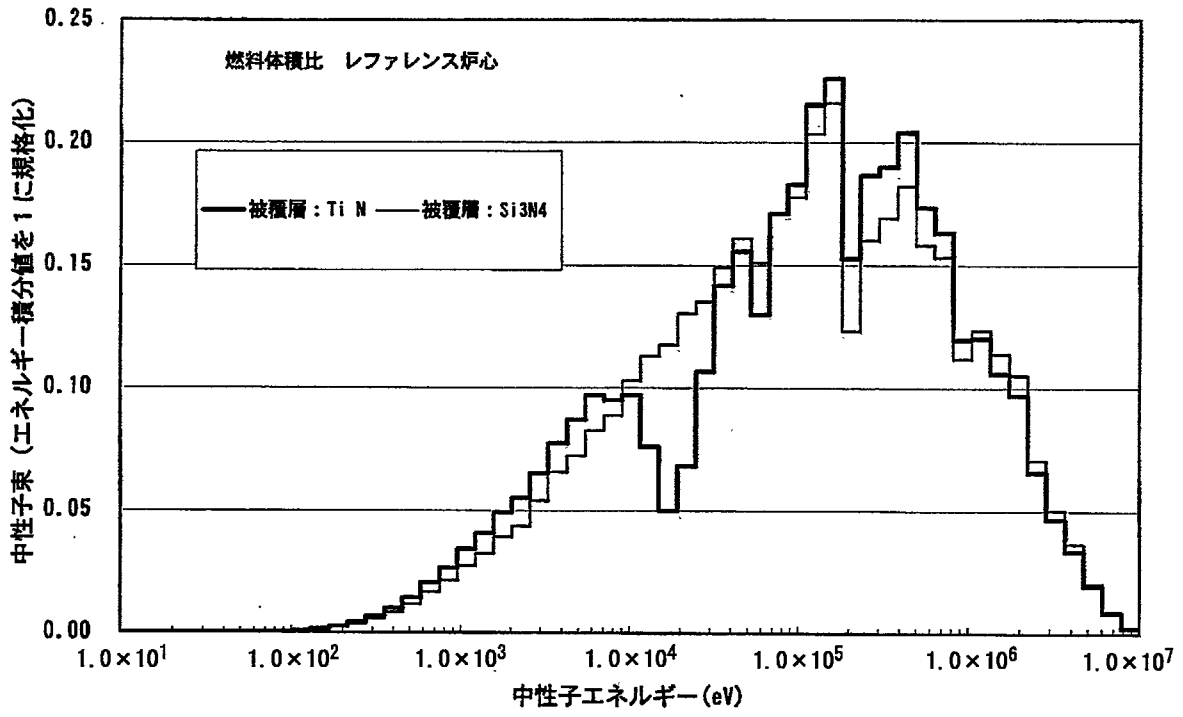
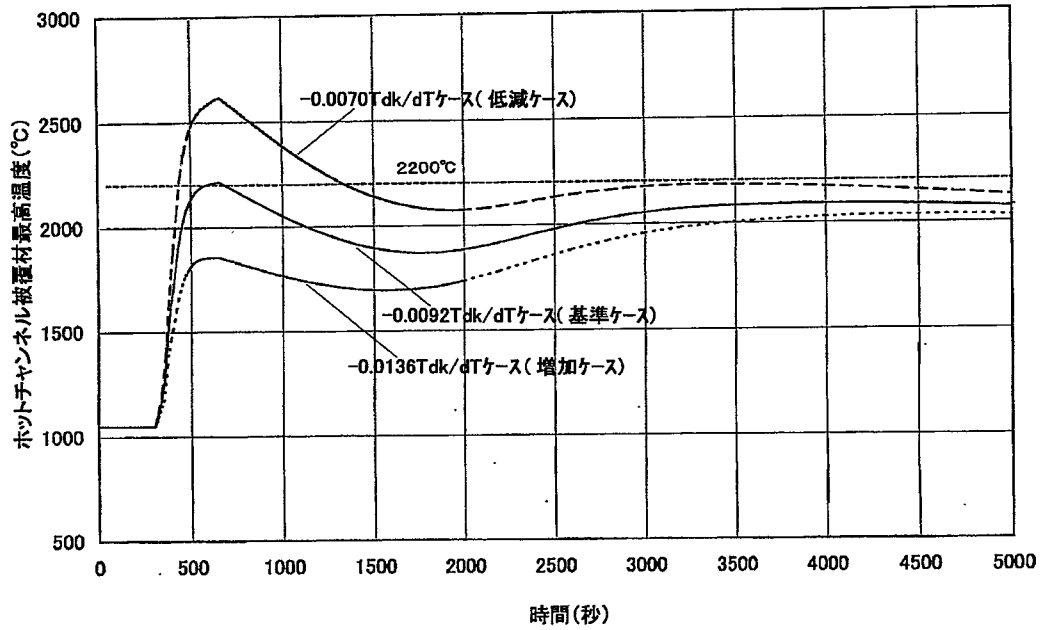
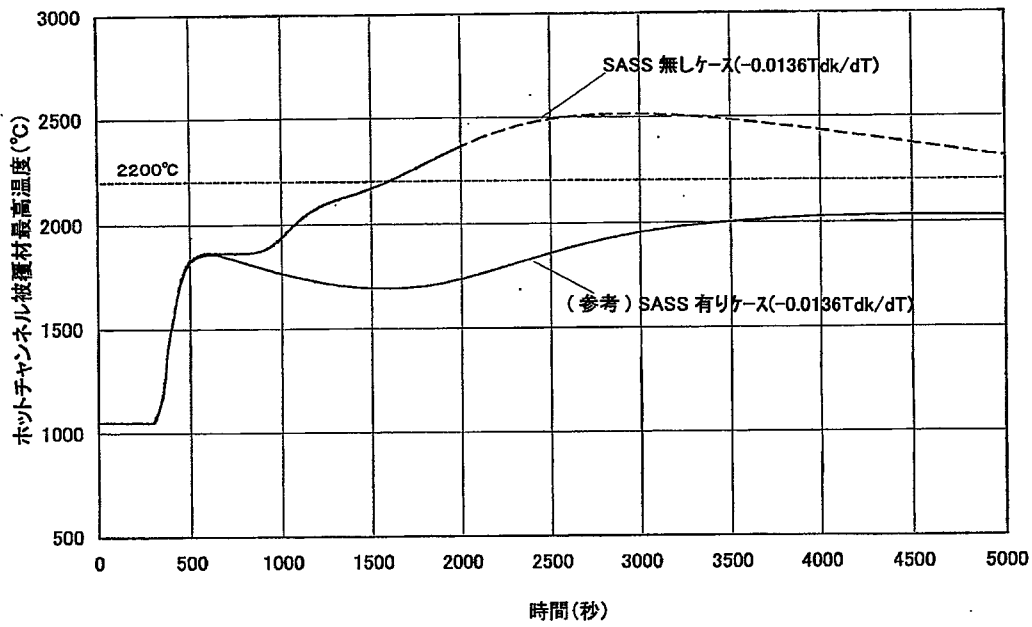


図 4.1-10 中性子スペクトルの比較(被覆層材 TiN 炉心、被覆層材 Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 炉心)



(SASS 有りケース)



(SASS 無しケース)

図 4.1-11 事故時被覆最高温度履歴の比較 (ドップラ係数、SASS 有/無)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



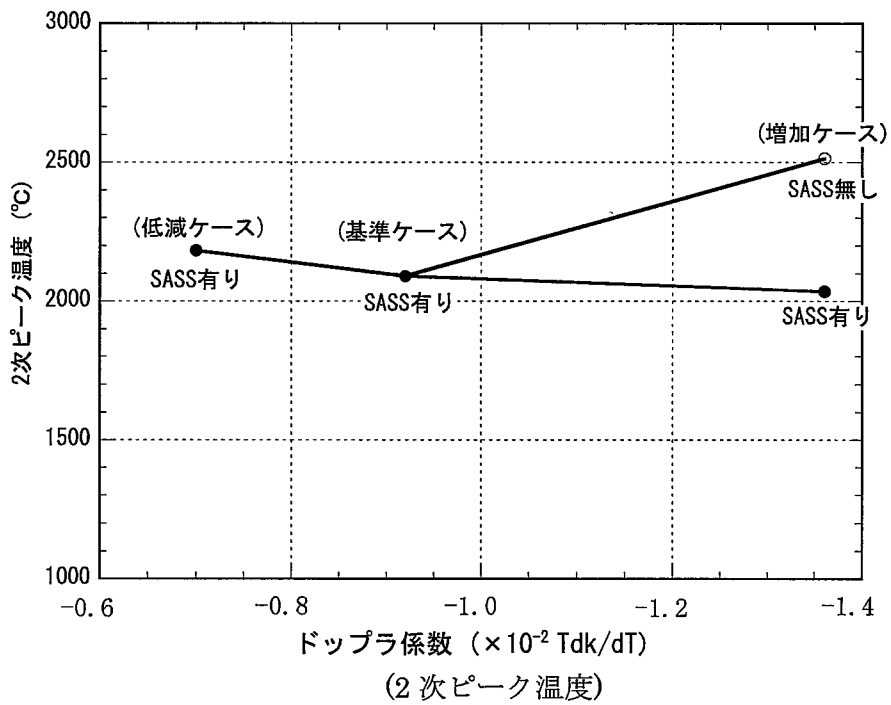
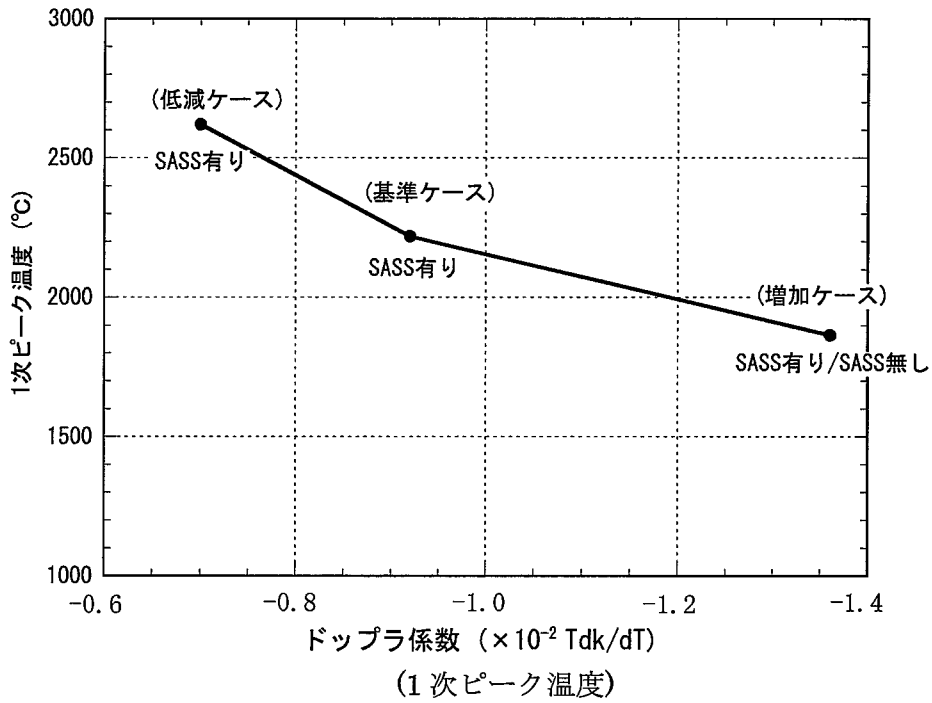
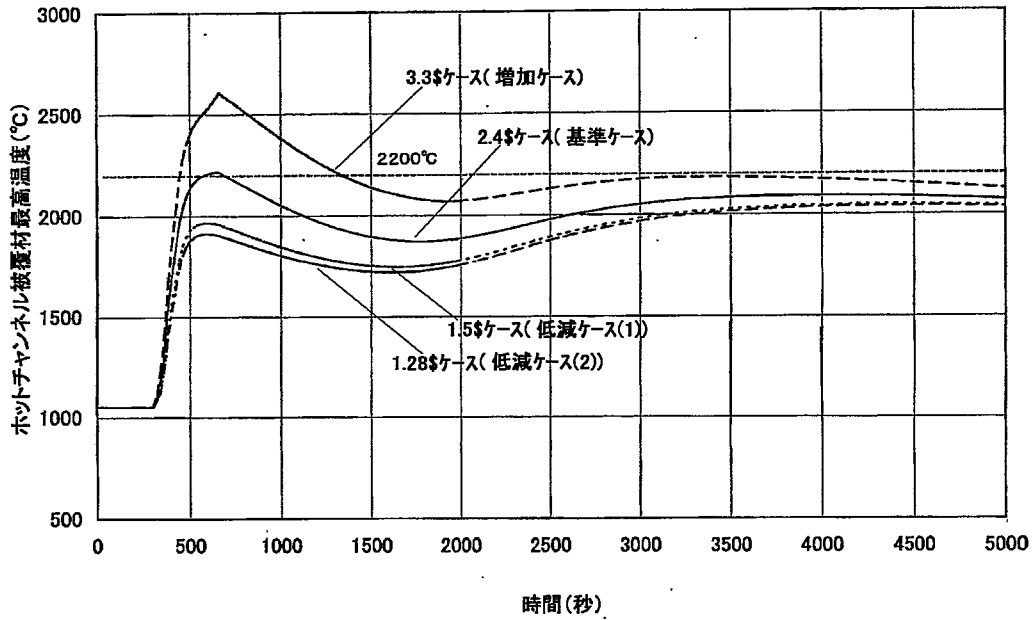
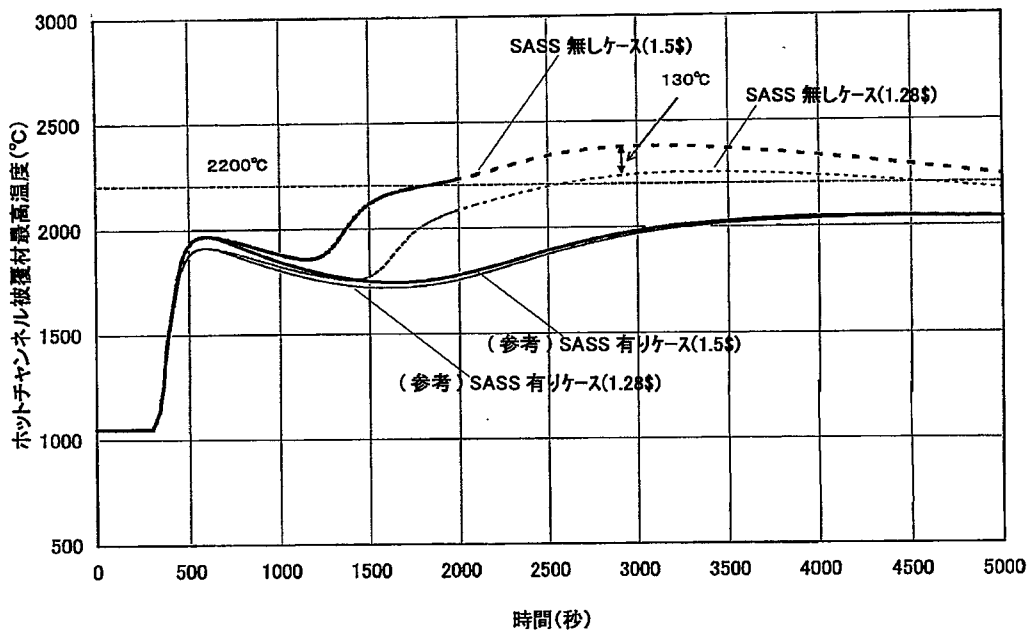


図 4.1-12 安全性パラメータサーベイ結果  
(ドップラ係数の1次・2次ピーク温度への影響)

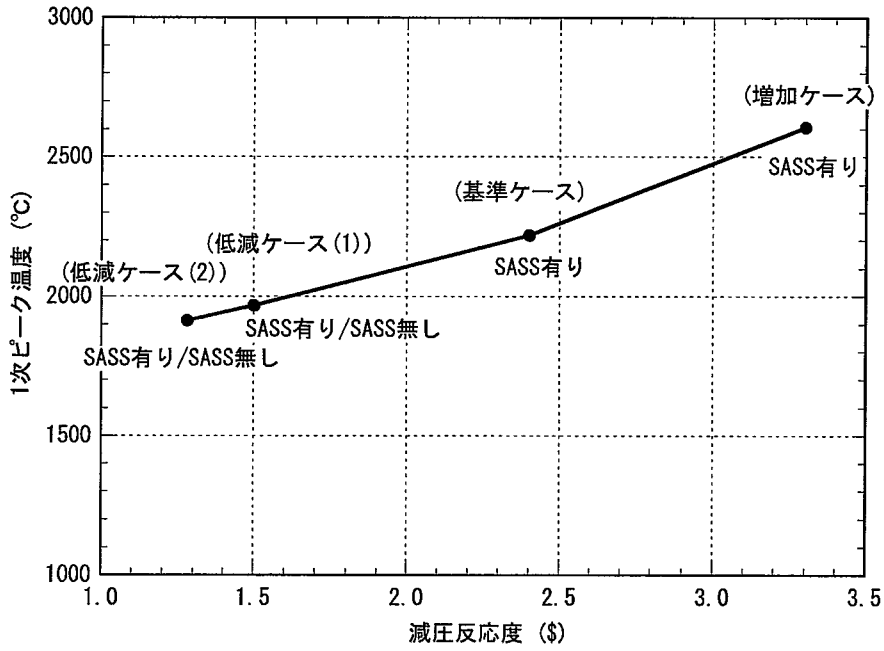


(SASS 有りケース)

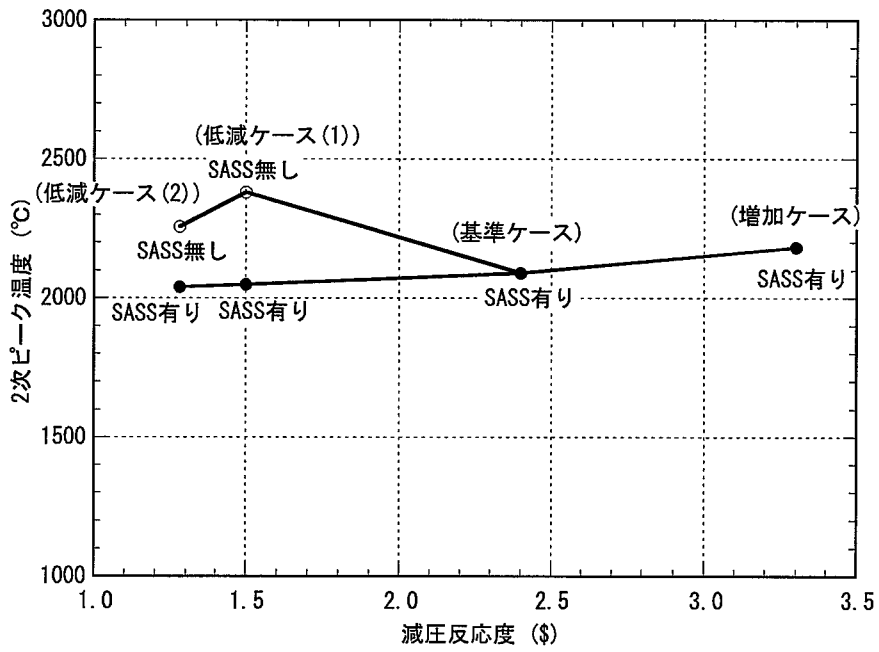


(SASS 無しケース)

図 4.1-13 事故時被覆最高温度履歴の比較 (減圧反応度、SASS 有/無)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



(1次ピーク温度)



(2次ピーク温度)

図 4.1-14 安全性パラメータサーベイ結果  
(減圧反応度の1次・2次ピーク温度への影響)

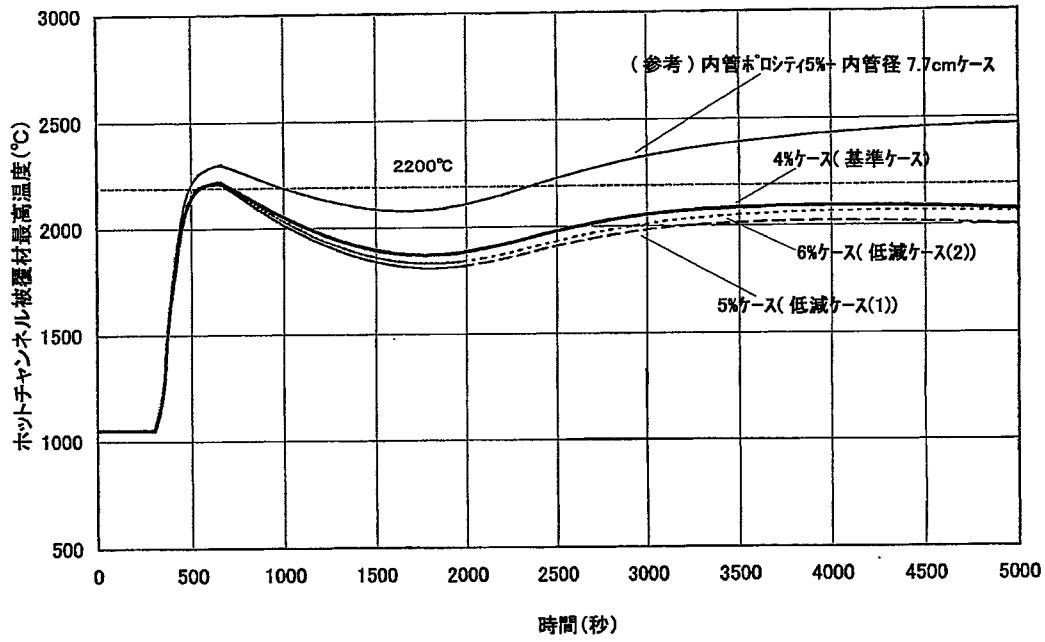
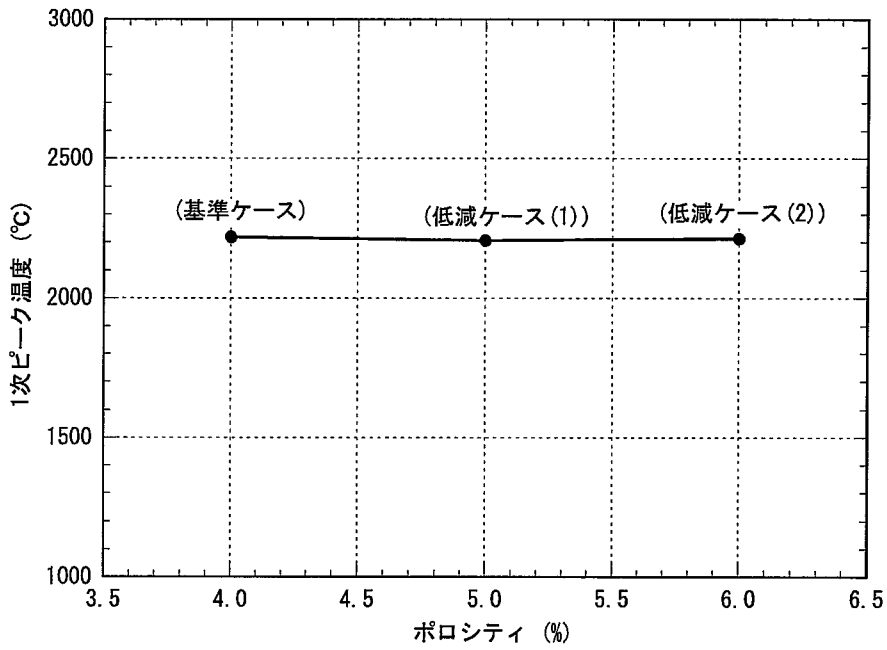
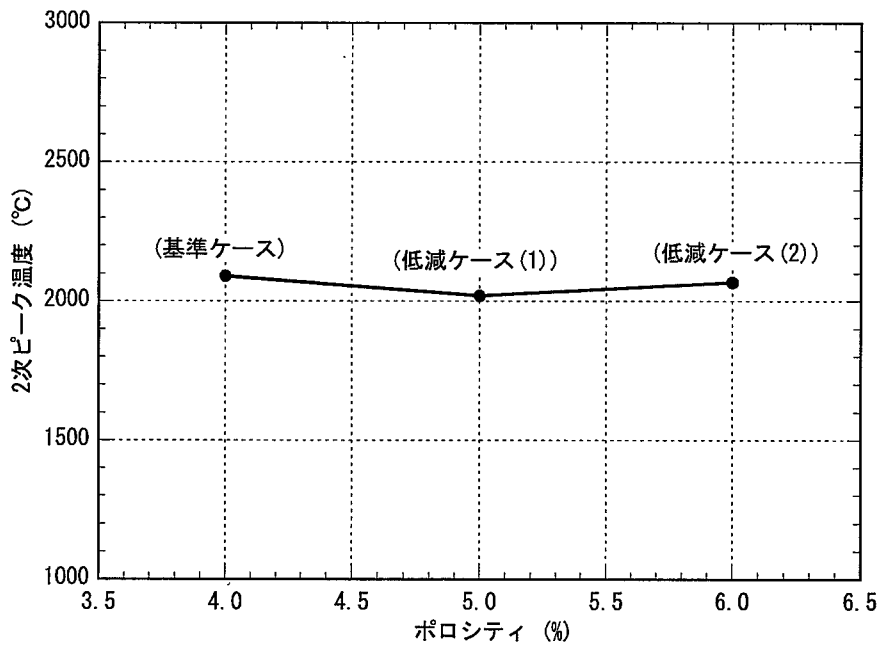


図 4.1-15 事故時被覆最高温度履歴の比較 (圧力損失(内管ポロシティ))  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

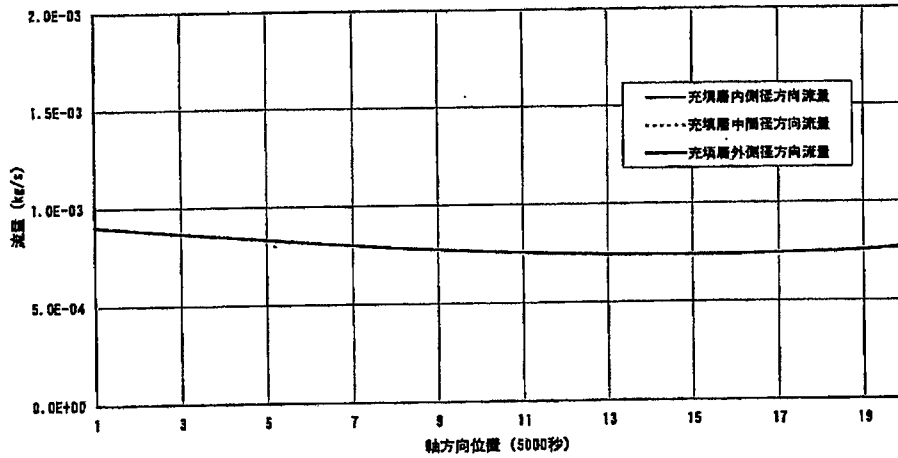


(1次ピーク温度)

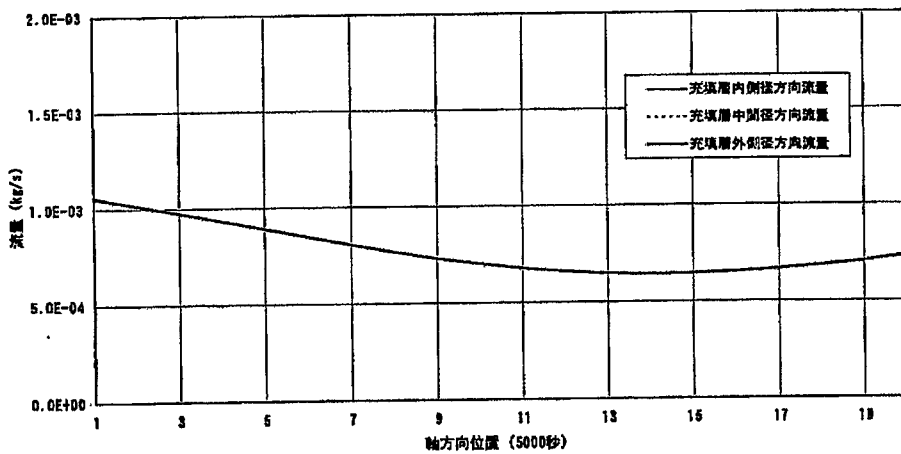


(2次ピーク温度)

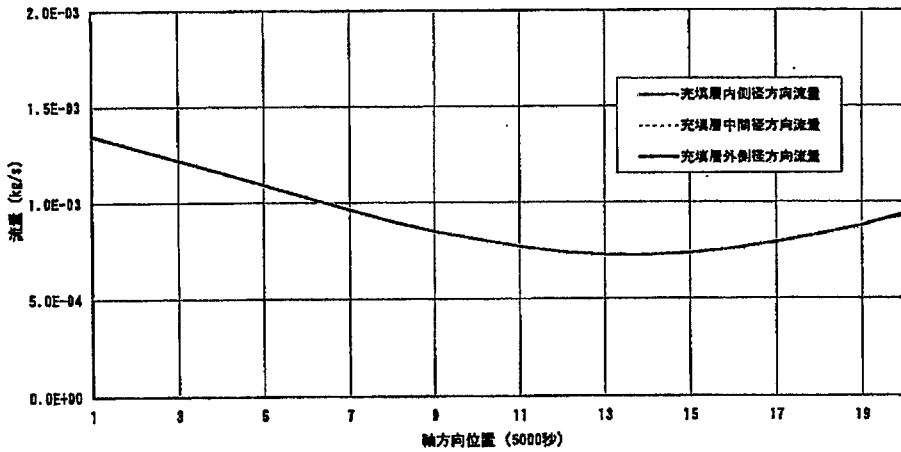
図 4.1-16 安全性パラメータサーベイ結果  
(圧力損失(内管ポロシティ)の 1次・2次ピーク温度への影響)



(内管ポロシテイ 4%(基準ケース))



(内管ポロシテイ 5%)



(内管ポロシテイ 6%)

図 4.1-17 径方向流量の軸方向分布の比較  
 (内管ポロシテイ 4%(基準ケース)、5%、6%)

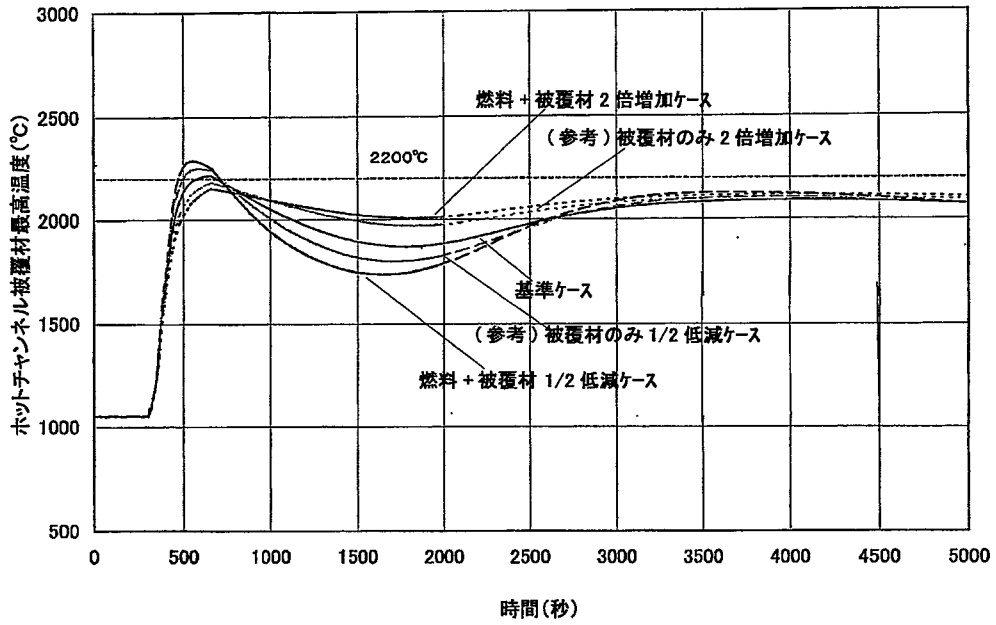
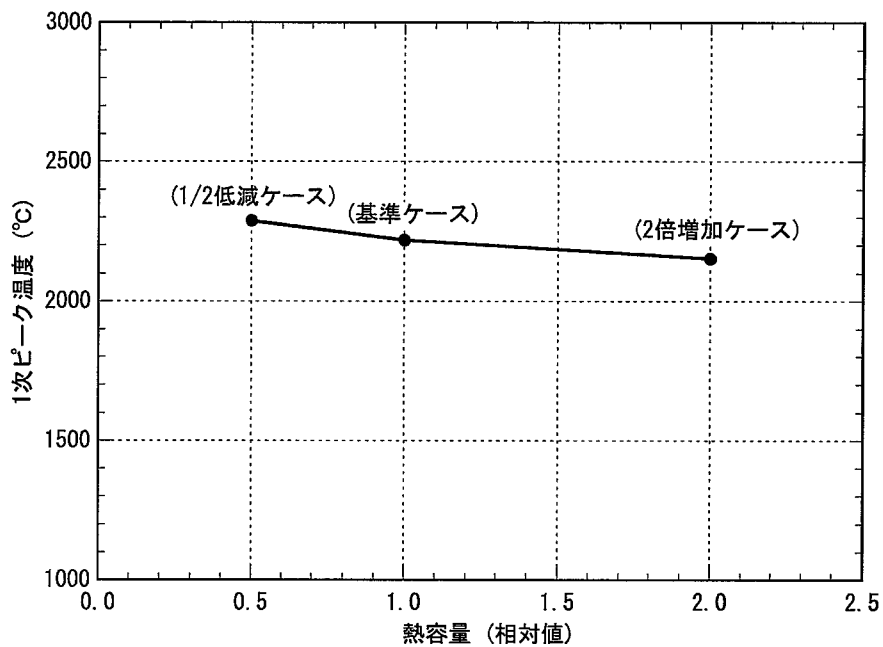
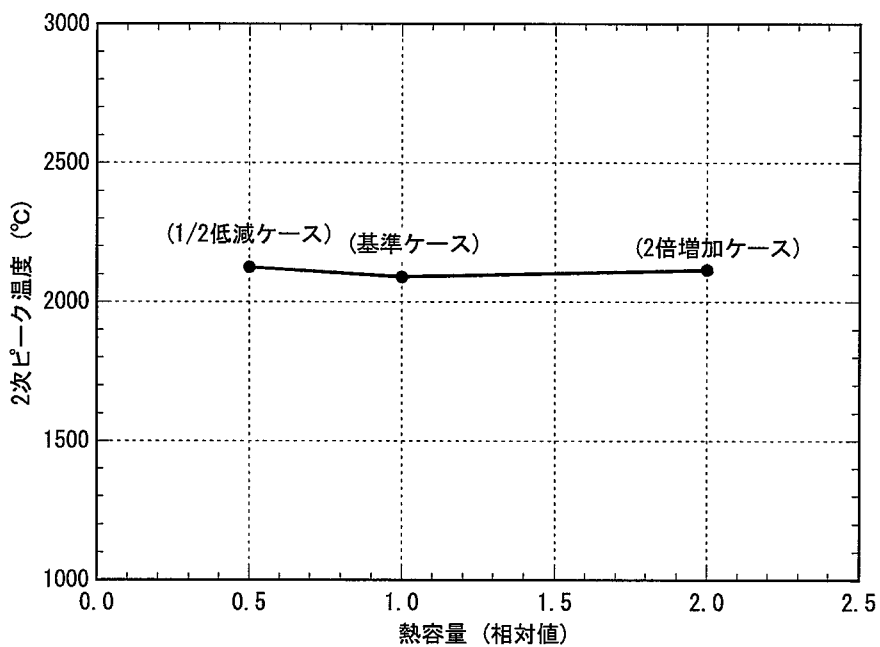


図 4.1-18 事故時被覆最高温度履歴の比較 (熱容量)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



(1次ピーク温度)



(2次ピーク温度)

図 4.1-19 安全性パラメータサーベイ結果  
(熱容量の1次・2次ピーク温度への影響)



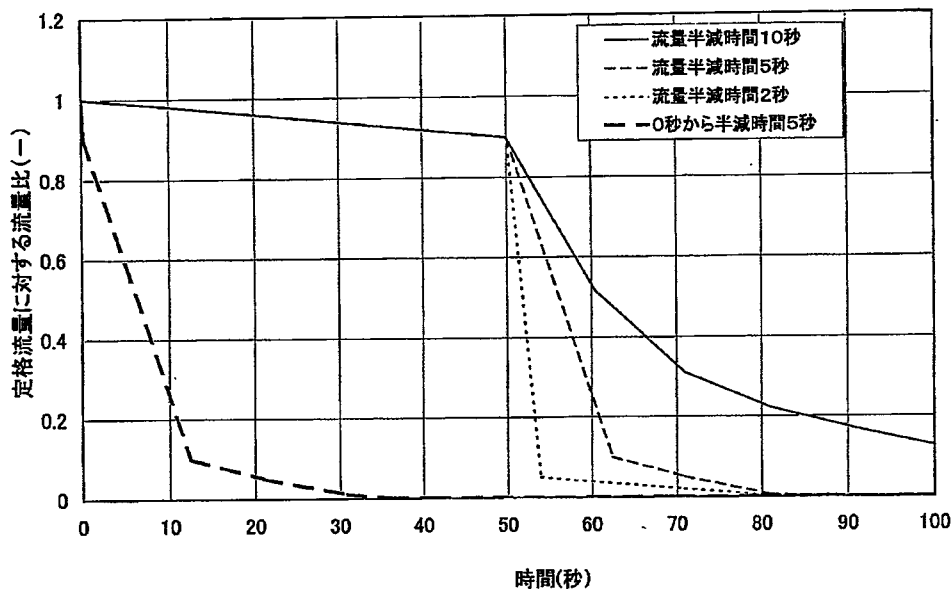


図 4.1-20 タービン側流量の履歴 (流量条件)

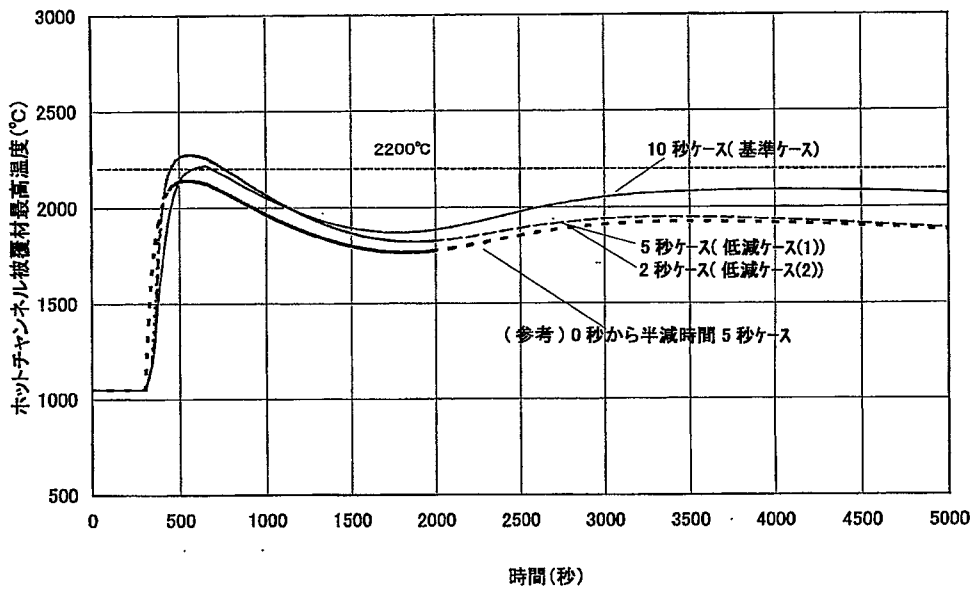
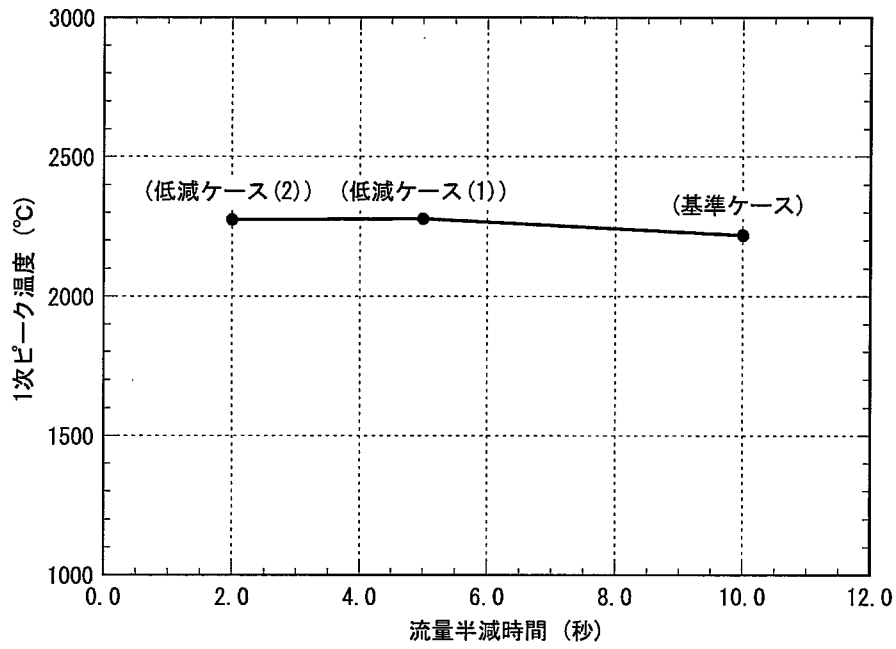
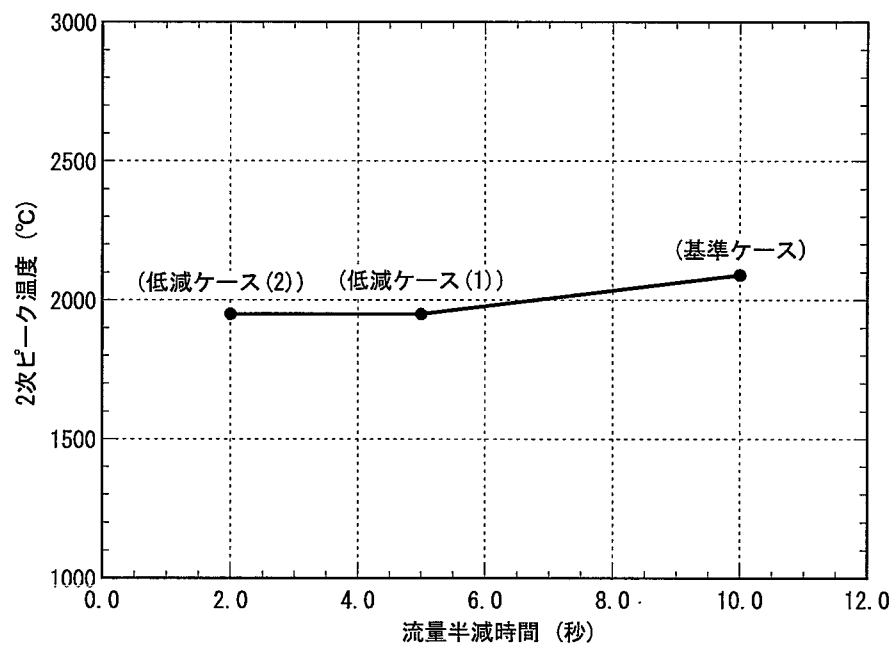


図 4.1-21 事故時被覆最高温度履歴の比較 (フローコーストダウン)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



(1次ピーク温度)



(2次ピーク温度)

図 4.1-22 安全性パラメータサーベイ結果  
(フローコストダウンの1次・2次ピーク温度への影響)

## 4.2 炉心・燃料設計方針の検討

4.1 節の核特性・安全性に関するパラメータサーベイの結果、減圧反応度を大幅に低下(1.2 \$弱程度まで)させた仕様とすることで、SASS 等の受動的安全器機の作動に期待しなくても、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定した厳しい事象時に 1 次ピーク・2 次ピーク温度が成立目安温度をクリアできる可能性があることが判明した。また、燃料体積比を 2000 年度炉心の 2 倍程度(約 18%)まで増加できれば、炉心性能の向上のみならず、減圧反応度の大幅低減(2000 年度炉心の 1/2 倍程度、約 1.2 \$)が期待できる結果が得られた。

そこで、本検討における被覆粒子型燃料レファレンス炉心の設計方針としては、燃料体積比を熱流動上の成立条件を満足する条件で 2000 年度の 2 倍程度を目標に増加させる仕様を探り、炉心性能の向上とともに、仮想事象時に受動的安全器機の作動無しで、つまり固有の特性のみで成立目安温度クリアする方向を目指すこととした。

### 炉心・燃料設計方針

燃料体積比を増加させることにより、以下の方向を目指す。

- ① 炉心性能の向上
  - ② 仮想事象時(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」)に受動的安全器機の作動無しで成立目安温度クリア
- 熱流動上の成立条件を満足する条件で、燃料体積比 2 倍を達成できるような集合体・コンパートメント仕様を調査

## 4.3 燃料・集合体仕様選定に関する検討

熱流動に関する設計条件(圧力損失・冷却材軸方向流速)を満足しつつ、2000 年度レファレンス炉心の 2 倍程度の燃料体積比(～約 18%)を達成する集合体・コンパートメント仕様の検討を行った。具体的には、以下の対応を行うこととした。

- ① 被覆粒子充填部の体積比向上のため、コンパートメント内径：減、コンパートメント外径：増。
- ② 圧力損失低減、及び、軸方向流量分布の平坦化の観点から、コンパートメント内管ポロシティの最適化。(4.1 節のパラメータサーベイの結果から 5%)
- ③ コンパートメント入口部の冷却材軸方向流速を抑制するためには、集合体当たりの発熱量を低減する必要がある、炉心高さ：短縮。

### (1) 設計条件

#### ・圧力損失

2000 年度レファレンス炉心と同等の自然循環特性を維持する観点から、同一の圧損として 0.14 MPa とした。参考として、2000 年度炉心のコンパートメント各部の圧損構成を表 4.3-1 に示した。

#### ・冷却材軸方向流速

過去のガス冷却高速炉の設計例を参考に過大な速度とならないよう、暫定的に 100 m/s 程度とした。

- ・コンパートメント内管ポロシティ  
4.1 節のパラメータサーベイの結果から、最適条件として 5%とした。
- ・被覆粒子型燃料仕様  
被覆粒子型燃料の仕様は、2000 年度レファレンス炉心と同一とした。2000 年度レファレンス炉心の基本仕様については、表 4.1-1 参照のこと。
- ・対象集合体  
評価対象は、最大発熱集合体を想定した。
- ・重金属装荷量  
各ケースとも、重金属量は保存することとした。

## (2) 集合体・コンパートメント仕様の検討

上記の圧力損失と軸方向流速条件を満足し、かつ、燃料体積比を大幅に増加させる集合体・コンパートメント仕様の検討を行った。ここで、燃料体積比の目標としては、減圧反応度を 2000 年度炉心の 1/2 程度まで低減できるよう、2000 年度炉心の 2 倍程度(～約 18%)を目標とすることとした。

変更パラメータとしては、コンパートメント内管・外管径の調整のため、「集合体ピッチ」と「集合体ピッチ(P<sub>sa</sub>)に対するコンパートメント外管径(D<sub>cp</sub>)の比(以下、D<sub>cp</sub>/P<sub>sa</sub> 比)」を変更させ、圧力損失が 0.14MPa となるコンパートメント内管径を設定し、燃料体積比を評価することとした。また、燃料体積比増加の方法としては、① 炉心高さ/等価直径比(以下、H/D 比)を保存して調整するケース、② 炉心等価直径を保存し炉心高さを低減することで調整するケース、の 2 ケースについて検討を行うこととした。以下に、各ケースの検討結果を示す。

### (i) 炉心高さ/等価直径比保存ケース

H/D 比としては、2000 年度レファレンス炉心の値 0.57 を設定した。この値を保存し燃料体積比を増加させることから、燃料体積比の増加に伴い、炉心等価直径・炉心高さはともに同じ割合で減少することになる。変更パラメータとしては、以下を想定した。

- ・集合体配列ピッチ  
0%(基準ケース)、10%減、20%減、30%減
- ・集合体ピッチに対するコンパートメント外管径の比(D<sub>cp</sub>/P<sub>sa</sub> 比)  
0.78(基準ケース)、0.90、0.94

各ケースの主要な解析条件、及び、評価結果として、「コンパートメント入口部軸方向流速」「コンパートメント外側軸方向流速」「燃料体積比」を表 4.3-2 にまとめた。また、この結果を図 4.3-1 に整理した。

解析の結果、H/D 比保存の条件では、コンパートメント内管径：減、コンパートメント外管径：増の方向に仕様変更することで、2 倍近くまでの燃料体積比増加は見込めるが、その場合、コンパートメント入口部軸方向流速、外側軸方向流速が 100m/s の条件をクリアすることは困難であることがわかった。この原因としては、H/D 比保存の条件で集合体配列ピッチを減少させた場合、集合体総数が減らず、集合体当たりの流量が基準ケースと同様であるのに係らず、コンパートメント内管・外管部面積が縮小されるため、流速が相対的に増加するためと考えられる。

このように、集合体総数を同一とする H/D 比保存の条件では、軸方向流速の条件を満たすことは困難であることがわかった。

## (ii) 炉心等価直径保存ケース

炉心等価直径としては、2000 年度レファレンス炉心の値である 562cm を設定した。この値を保存し燃料体積比を増加させることから、炉心高さは減少することになる。変更パラメータとしては、以下を想定した。

- ・ 集合体配列ピッチ  
0%(基準ケース)、10%減、20%減、30%減
- ・ 集合体ピッチに対するコンパートメント外管径の比( $D_{cp}/P_{sa}$  比)  
0.78(基準ケース)、0.90、0.94、0.96

各ケースの主要な解析条件、及び、評価結果として、「コンパートメント入口部軸方向流速」「コンパートメント外側軸方向流速」「燃料体積比」を表 4.3-3 にまとめた。また、この結果を図 4.3-2 に整理した。

解析の結果、炉心等価直径保存の条件で集合体配列ピッチを減少させた場合、H/D 保存ケースと異なり、集合体総数が増加することから、集合体当たりの流量は減少し、コンパートメントの軸方向流速は比較的抑えられることがわかった。図 4.3-2 に示したように、集合体配列ピッチ：10%減、 $D_{cp}/P_{sa}$  比：0.94 のケース(ケース 6-3)では、コンパートメント入口部軸方向流速、外側軸方向流速が、それぞれ 111.6 m/s、106.4 m/s と 100m/s 近傍であるとともに、燃料体積比は 1.77 倍(16.24 %)という結果であり、今回設定した条件を概ねクリアしていることがわかる。

以上、集合体流量を低減できる炉心等価直径保存のケースでは、圧力損失と軸方向流量条件を満足し、かつ、2 倍近傍の燃料体積比を達成できる仕様が見込めることがわかった。

## (iii) まとめ

以上の検討より、軸方向流速を制限した条件の下、燃料体積比を増加させるには、集合体流量を低減する必要から、集合体発熱量を抑制できる炉心高さ低減仕様が望ましいことがわかった。そこで、プラント側との取合い条件である 2000 年度炉心並の炉心等価直径を保存し、炉心高さを低減させ、コンパートメント内管・外管径を調整することで、2000 年度炉心の 1.77 倍程度まで燃料体積比は増大可能である見通しが得られた。

表 4.3-1 2000 年度レファレンス炉心燃料集合体各部の圧力損失構成

集合体内領域	定格時圧力損失
コンパートメント内管	$1.06 \times 10^5 \text{ Pa}$
被覆粒子充填層	$5.08 \times 10^2 \text{ Pa}$
コンパートメント外管	$1.28 \times 10^2 \text{ Pa}$
その他（オリフィス部、遮蔽体等）	$3.44 \times 10^4 \text{ Pa}$
合計	$1.41 \times 10^5 \text{ Pa}$

表 4.3-2 熱流動条件を満たす集合体・コンパーストメント仕様サーベイ結果  
(炉心高さ/等価直径比保存ケース、内管ホロウェイ5%)

項目	集合体配列ピッチ 0% (レファレンス)			集合体配列ピッチ 10%減			集合体配列ピッチ 20%減			集合体配列ピッチ 30%減		
	ケース 1-1 (基準ケース)	ケース 1-2	ケース 1-3	ケース 2-1	ケース 2-2	ケース 2-3	ケース 3-1	ケース 3-2	ケース 3-3	ケース 4-1	ケース 4-2	ケース 4-3
集合体配列ピッチ (cm) $P_{sa}$	24.7	←	←	22.23	←	←	19.76	←	←	17.29	←	←
コンパーストメント外管外径 (cm) $D_{cp}$	19.2	22.2	23.2	17.3	20.0	20.9	15.4	17.8	18.6	13.4	15.5	16.2
$D_{cp}/P_{sa}$ (・)	0.78	0.90	0.94	0.78	0.90	0.94	0.78	0.90	0.94	0.78	0.90	0.94
炉心高さ (cm) H	301	280	275	297	274	268	295	270	263	293	267	260
炉心等価直径 (cm) D	529	492	482	522	481	470	518	474	462	515	470	457
H/D (・)	0.57	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←
コンパーストメント内管内径 (cm)	7.7	10.5	11.5	6.1	8.2	9.0	4.7	6.4	7.0	3.5	4.8	5.2
被覆粒子充填層厚さ (cm)	4.9	5.1	5.1	4.8	5.1	5.1	4.5	4.9	5.0	4.2	4.6	4.7
集合体流量 (kg/s)	3.42	3.96	4.12	2.84	3.35	3.51	2.29	2.72	2.87	1.77	2.13	2.24
圧力損失 (MPa)	0.14	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←
コンパーストメント入口部 軸方向流速 (m/s)	183.0	115.3	100.0	244.8	157.5	137.6	329.3	215.5	189.3	450.7	297.9	262.7
コンパーストメント外側 軸方向流速 (m/s)	53.1	103.8	144.5	54.5	108.4	151.9	55.4	111.7	157.3	55.9	113.8	160.8
燃料体積比 Vf (%)	10.97	13.65	14.49	11.41	14.57	15.62	11.70	15.24	16.45	11.86	15.67	17.01
燃料体積比(2000年度 リアレンス9.15%に対する比)	1.20	1.49	1.58	1.25	1.59	1.71	1.28	1.67	1.80	1.30	1.71	1.86

表 4.3.3 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果  
(炉心等価直径保存ケース、内管ボロティ5%)

項目	集合体配列ピッチ 0% (レファレンス)				集合体配列ピッチ 10%減				集合体配列ピッチ 20%減				集合体配列ピッチ 30%減			
	ケース5-1 (基準ケース)	ケース5-2	ケース5-3	ケース5-4	ケース6-1	ケース6-2	ケース6-3	ケース6-4	ケース7-1	ケース7-2	ケース7-3	ケース7-4	ケース8-1	ケース8-2	ケース8-3	ケース8-4
集合体配列ピッチ (cm) P <sub>sa</sub>	24.7	←	←	←	22.23	←	←	←	19.76	←	←	←	17.29	←	←	←
コンパートメント外管外径 (cm) D <sub>cp</sub>	19.2	22.2	23.2	23.7	17.3	20.0	20.9	21.3	15.4	17.8	18.6	19.0	13.4	15.5	16.2	16.6
Dep/P <sub>sa</sub> (°)	0.78	0.90	0.94	0.96	0.78	0.90	0.94	0.96	0.78	0.90	0.94	0.96	0.78	0.90	0.94	0.96
炉心高さ (cm) H	263	204	189	182	254	195	180	174	249	189	174	168	246	185	170	164
炉心等価直径 (cm) D	562	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←
H/D (°)	0.47	0.36	0.34	0.32	0.45	0.35	0.32	0.31	0.44	0.34	0.31	0.30	0.44	0.33	0.30	0.29
コンパートメント内管内径 (cm)	7.5	9.7	10.4	10.8	5.9	7.7	8.4	8.7	4.6	6.1	6.6	6.9	3.5	4.6	5.1	5.3
被覆粒子充填層厚さ (cm)	5.1	5.5	5.6	5.6	4.9	5.3	5.5	5.5	4.6	5.0	5.2	5.2	4.2	4.6	4.8	4.9
集合体流量 (kg/s)	3.03	←	←	←	2.45	←	←	←	1.94	←	←	←	1.48	←	←	←
圧力損失 (MPa)	0.14	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←	←
コンパートメント入口部 軸方向流速 (m/s)	172.8	103.6	89.0	82.8	222.2	130.6	111.6	103.4	289.4	166.9	141.8	131.1	387.5	219.5	185.5	170.9
コンパートメント外側 軸方向流速 (m/s)	47.0	79.5	106.4	128.8	47.0	79.5	106.4	128.8	47.0	79.5	106.4	128.8	47.0	79.5	106.4	128.8
燃料体積比 Vf (%)	11.13	14.37	15.50	16.07	11.51	15.01	16.24	16.86	11.76	15.47	16.79	17.46	11.89	15.79	17.18	17.88
燃料体積比(2000年度 レファレンス9.15%に対する比)	1.22	1.57	1.69	1.76	1.26	1.64	1.77	1.84	1.29	1.69	1.83	1.91	1.30	1.73	1.88	1.95



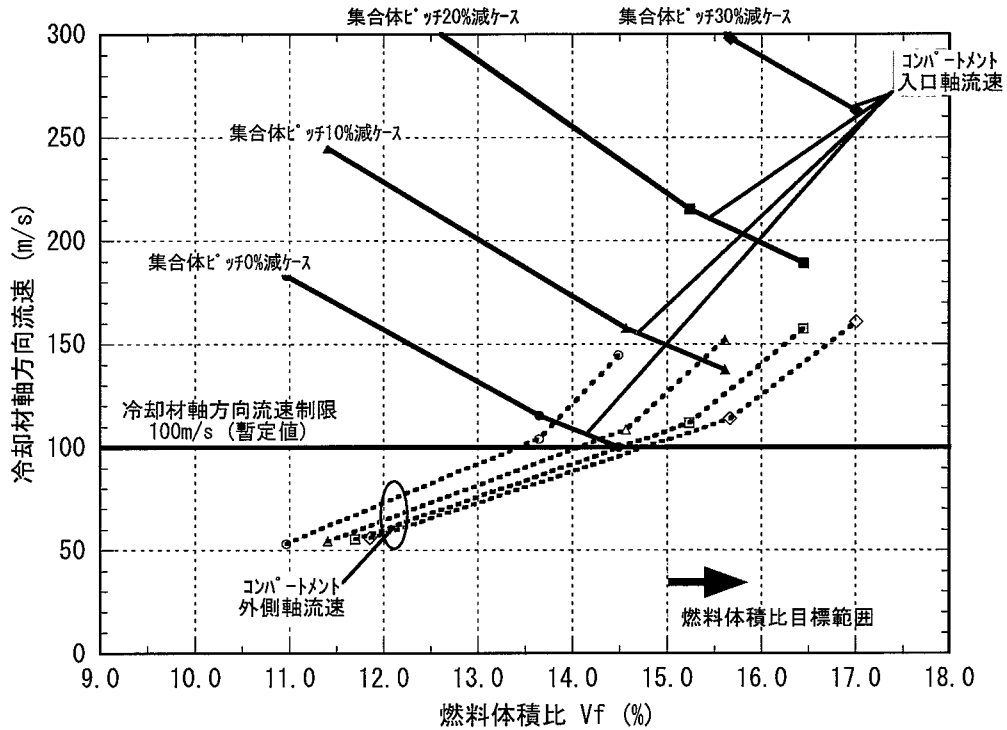


図 4.3-1 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心高さ/等価直径比保存ケース、内管ポロシティ5%)

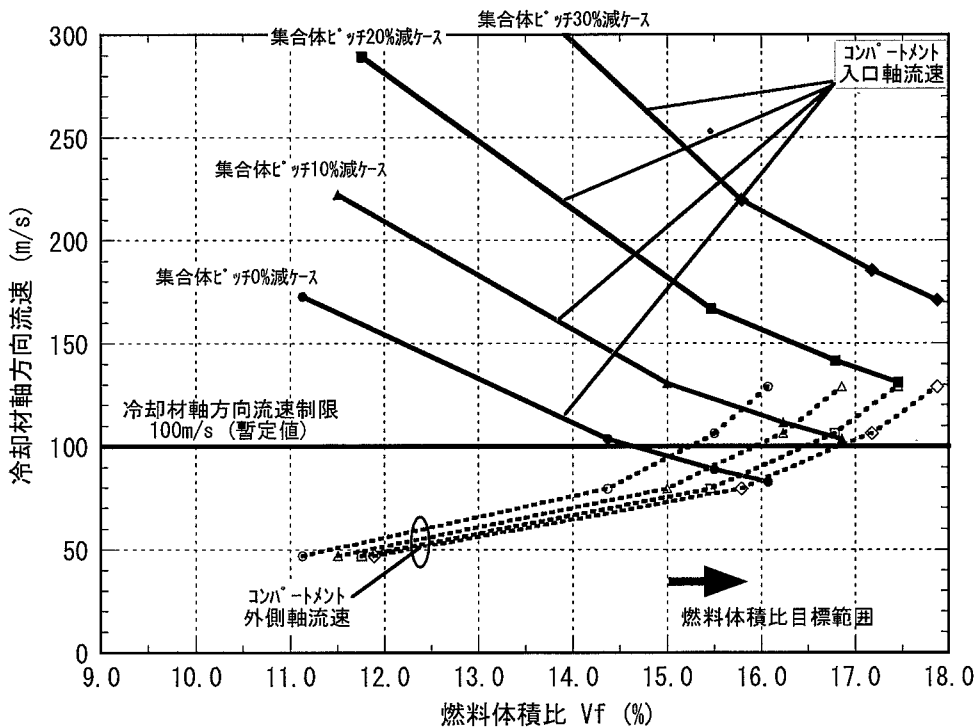


図 4.3-2 熱流動条件を満たす集合体・コンパートメント仕様サーベイ結果 (炉心等価直径比保存ケース、内管ポロシティ5%)

#### 4.4 炉心・燃料仕様設定と特性評価

##### 4.4.1 仕様設定

4.3 節の仕様選定検討の結果、炉心高さの低減、コンパートメント内管・外管径の調整等の変更を行うことで、熱流動条件を満足した上で、燃料体積比を 2 倍近傍まで増加できる仕様の見通しが得られた。その検討結果に基づき、炉心・燃料仕様を設定するとともに、炉心配置の設定を行った。新たに設定した 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置を図 4.4-1、燃料集合体の概念図を図 4.4-2 に示すとともに、炉心・燃料仕様を表 4.4-1 にまとめた。表 4.4-1 では、参考のため 2000 年度炉心の仕様も併せて記載することとした。2000 年度炉心から 2001 年度炉心に向けて主要な変更点は、以下の通りである。

- ・炉心高さ  
集合体当たりの流量を低減するため 3.2m→1.8m に縮小。
- ・コンパートメント内管/外管径  
コンパートメント体積比(被覆粒子充填部体積比)向上のため、内管内径について 10.0 cm → 8.4 cm 低減、外管外径について 19.2 cm → 20.9 cm 増加した。その結果、コンパートメント体積比は 33 % → 58.4 %に向上した。
- ・燃料体積比  
コンパートメント体積比向上の効果により、燃料体積比は 9.15 % → 16.20 %と 1.77 倍まで増加。一方、冷却材体積比は、被覆粒子体積比が増加した分減少するので、72.20 % → 56.95 %と 0.79 倍まで低減。
- ・コンパートメント内管ポロシティ  
軸方向流量分布の平坦化を維持した上で、圧力損失を低減させるため 4 % → 5 %へ増加。

##### 4.4.2 核特性

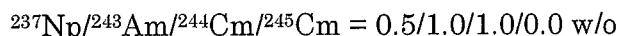
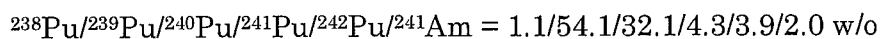
###### (1) レファレンス炉心

上記の 4.4.1 項で設定した 2001 年度レファレンス炉心について、核特性把握のため核計算を実施した。

###### (i) 解析条件

- ・炉心核計算  
2次元 RZ 拡散燃焼計算
- ・炉心体系  
1/2RZ モデル
- ・制御棒モデル  
制御棒完全引抜き  
(制御棒効果の補正として、軸方向ブランケットの増殖比を 2 割減とした)
- ・燃料組成

FBR 多重リサイクル組成( TRU + 随伴 FP)を想定、詳細は以下の通り。



低除染後の随伴 FP 量として、燃料体積の 2v/o を想定 (随伴 FP は  $^{143}\text{Nd}$  で代表することとし、等価係数として  $^{143}\text{Nd}$  の数密度に 1.5 を乗して使用)。

- ・ 核定数セット  
ADJ2000 (2000 年度検討では ADJ98 を使用、本報告書中に記載されている  
2000 年度炉心核特性の値は ADJ98 使用による解析結果)
- ・ 炉心燃料仕様  
表 4.4-1 参照
- ・ ブランケット仕様  
2000 年度レファレンス炉心仕様と同様、コンパートメント体積比 70%(燃料体  
積比 26.6%)を想定。

## (ii) 解析結果

解析結果として、2001 年度レファレンス炉心について主要な炉心特性を表 4.4-2 に、2000 年度炉心と比較してまとめた。また、軸方向出力分布を図 4.4-3 (内側炉心部)に、径方向出力分布を図 4.4-4 に示した。

燃料体積比が 9.15 %から 16.20 %へ 1.77 倍改善された効果により、増殖比は、炉心取出平均燃焼度は 10 万 MWd/t 程度であるが、2000 年度レファレンス炉心の 1.09 から 1.21 に大幅に向上する結果が得られた(ここで、2000 年度炉心の核計算は ADJ98 を使用しており、2001 年度炉心同様、ADJ2000 を使用した場合には 1.15)。また、2 次元 RZ 拡散燃焼計算による出力ピーキングファクタは 1.50 (内訳：径方向 1.27、軸方向 1.18)であり、2000 年度炉心の 1.55 (内訳：径方向 1.31、軸方向 1.18)と比較し、出力は平坦化されていることがわかった。

減圧反応度については、燃料体積比 1.77 倍増加の効果により、2000 年度炉心の 1.87 \$ (輸送補正考慮)から 0.94 \$ と約 0.5 倍まで低減することが確認された。一方、ドップラ係数については、-0.0092 Tdk/dT から -0.0088 Tdk/dT と概ね同程度を維持する結果であった。

このように、核特性に関するパラメータサーベイの結果の通り、燃料体積比の増加により、大幅に増殖比が向上し、かつ、減圧反応度が低下することが認められた。

## (2) 燃焼度 15 万 MWd/t 炉心とした場合の影響評価

2001 年度レファレンス炉心について、取出平均燃焼度を 10 万 MWd/t から 15 万 MWd/t まで増加させた場合、どの程度核特性に影響を与えるかを簡易的に評価すべく、主要な炉心・燃料仕様をそのままサイクル長さを単純に 1.5 倍した炉心について核計算を行った。解析結果として、主要な核特性の値を燃焼度 10 万 MWd/t 炉心(2001 年度レファレンス炉心)と比較して表 4.4-3 にまとめた。

サイクル長さを 18.7 ヶ月から 1.5 倍の 28.1 ヶ月へ増加したが、取出平均燃焼度は 13.9 万 MWd/t に留まった(今回は簡易評価ということで 15 万 MWd/t となるよう微調整は行わなかった)ので、この炉心を燃焼度 15 万 MWd/t 炉心と呼ぶことにする)。この燃焼度 15 万 MWd/t 炉心では、増殖比は 1.21 から 1.15 まで低下する結果が得られた。実際の炉心・燃料設計では、燃焼度を増加させる場合、被覆粒子型燃料中の FP ガス放出量・燃料スエリング量が増加することから、健全性を維持する観点から被覆仕様を見直す(バッファ相厚さ、強度層厚さの増加)必要がある。そのため、燃料体積比の低下、材料(TiN)体積比の増加を導き、増殖比は 1.15 より更に低下するものと考えられる。ただ、過去の検討経験から、現状の設計条件(TiN 被覆強度制限値等)を想定する場合には、増殖比として 1.1 近傍は確保するものと

推測される。

安全性に影響する反応度への影響について、ドップラ係数は、燃焼度を 10 万 MWd/t から 15 万 MWd/t とすることで、 $-0.0088\text{Tdk/dT}$  から  $-0.0078\text{Tdk/dT}$  と 10%程度低下、減圧反応度については 0.94\$ から 1.16\$ に 20%程度増加する結果が得られた。いずれも安全上厳しい側に移行していることから、取出平均燃焼度を 15 万 MWd/t とすることで安全性上の影響は大きいものと考えられる。

安全成立性を含めた詳細な燃焼度 15 万 MWd/t 炉心の評価については、今後の課題として評価を実施する予定である。

### (3) MOX 燃料炉心とした場合の影響評価

2001 年度レファレンス炉心について、燃料形態を窒化物から MOX に変更した場合、どの程度核特性は低下するか把握すべく、他の炉心・燃料仕様をそのまま燃料核部を単純に MOX 燃料に置換えた炉心について核計算を行った。解析結果として、主要な核特性の値を窒化物燃料炉心(2001 年度レファレンス炉心)と比較して表 4.4-4 にまとめた。

今回はあくまで参考的な簡易評価という位置付けであることから、燃料核部を単純に MOX 燃料に置換え、MOX で重金属密度が低下する分を考慮しなかったため、重金属量インベントリは減少し燃焼度は 12.6 万 MWd/t と増加している。この MOX 燃料炉心について、Pu 富化度は、窒化物の 17.1/22.6 w/o から 22.9/30.1 w/o へ大きく増加、増殖比も 1.21 から 1.05 に大きく低下する結果であった。ただ、燃焼度を 10 万 MWd/t となるようサイクル長さを調整するか、重金属量インベントリを保存するよう重金属量を増加すれば、増殖比の値は若干は改善されるものと考えられる。また、被覆層材料として TiN のままを想定したが、実際は MOX 燃料を採用する場合、被覆層材料・仕様についても見直すことになるため、その影響も大きいものと推測される。被覆層材として SiC を採用する場合、Si の中性子吸収断面積が Ti の 1/10 程度であり核特性の改善効果が期待できる一方、SiC の強度は弱く厚膜化する等の問題があり、燃料設計も含めた詳細な評価は今後の課題と考えられる(参考：1 群縮約中性子吸収断面積の比較(ヘリウム冷却 MOX 燃料炉心の中性子スペクトル想定) Si  $2.49 \times 10^{-27} \text{ cm}^2$ 、Ti  $2.59 \times 10^{-26} \text{ cm}^2$ )。

参考的な位置付けではあるが、今回の検討の範囲でも、MOX 燃料炉心の増殖比は 1.0 以上を確保しており、Pu 受給シナリオ上、積極的に増殖性を要求しないオプションでは、MOX 燃料炉心も適用の可能性は期待できるものと考えられる。

#### 4.4.3 熱特性

4.3 節の仕様選定検討の結果選定された、燃料体積比を増加させるためコンパートメント内管・外管径等を変更した 2001 年度レファレンス仕様の燃料集合体について、熱的成立性を確認するため、定格流量時の熱流動解析を行った。また、低流量時(減圧事故後の自然循環除熱条件相当)においても、コンパートメント内流況に顕著な異常が生じていないことを確認するため、同様の熱流動解析を行った。また、コンパートメント間の輻射を考慮した場合、最高温度にどの程度影響を与えるか把握するため、別途コンパートメント列群体系で熱流動解析を行った。

## (1) 定格流量時

## (i) 解析条件

## ・対象集合体

評価対象としては、最大発熱集合体とした。

## ・解析モデル

コンパートメント部分(炉心領域)、及び、コンパートメントと集合体との隙間で形成される外側流路部分を想定し、1/4 セクタモデルとした。図 4.4-5 に解析モデルを示した。

## ・入口流速

コンパートメント入口部に対し、定格運転時流量 2.45 kg/s 相当の軸方向流速として 111.6 m/s を想定した。

## ・コンパートメント内管・外管メッシュ部

分散抵抗体(ポーラスメディア)として扱うこととした。外管メッシュ部のポーラスメディア流動抵抗値としては、Ergun モデル<sup>4)</sup>を用いた。内管メッシュ部については、安全評価との整合性の観点から流速 2 乗依存の簡易評価式を設定した。

## ・輻射

輻射の効果は考慮しないこととした。ただし、(3)にて輻射の影響について別途評価を行った。

## ・成立目安温度

定格流量時の成立目安温度として、1,100°Cを暫定した。

## (ii) 解析結果

熱流動解析の結果として、コンパートメント部全体の温度コンタを図 4.4-6 に示した。被覆粒子充填層内では、軸方向中央部で温度が最も高いことがわかる。これは径方向流れが支配的で軸方向分布が平坦であるため、出力が大きい中心部で高温となるためである。最高温度が発生する軸方向位置での径方向断面の温度コンタを図 4.4-7 に示した。最高温度は、コンパートメント外側流路の最も狭い流路付近で生じているが、その温度は 983°Cと定格流量時の成立目安温度を下回っていることが確認された。

次に、コンパートメント部全体の流速(モデル体系の X,Y,Z 方向成分合計)コンタを図 4.4-8 に示した。内管では、内管入口から高速で流入し、上部側に向かって流速が零になるまで減速、外管では、下部側で流速が零から上部側に向けて徐々に増加している特性が認められる。図 4.4-9 にコンパートメント内管部の径方向流速の軸方向分布、図 4.4-10 に軸方向最高温度位置での径方向流速ベクトルを示した。図 4.4-9 より、内管部の径方向流速は上部側で若干増加する分布が認められた。また、図 4.4-10 より、被覆粒子充填層内では内側から外側に向けて流速が低下している傾向が認められた。これは、温度の高い充填層外側部で熱膨張により冷却材体積が増加する効果より、流路面積が増加する影響の方が大きいためと考えられる。

(2) 低流量時

(i) 解析条件

・冷却材圧力

減圧事故を想定し、0.6 MPa とした。

・熱流量条件

減圧事故時の自然循環相当の条件を設定するものとして、流量は、定格時の 0.26 %、集合体出力は、最高温度が 2,000°C となるよう定格時の 0.91 % を想定した。

・その他

上記以外の主要な解析条件については、定格流量時と同様とした。

(ii) 解析結果

熱流動解析の結果として、コンパートメント部全体の温度コンタを図 4.4-11 に、最高温度が発生する軸方向位置での径方向断面の温度コンタを図 4.4-12 に示した。最高温度は、定格流量時と同様、コンパートメント外側流路の最も狭い流路付近で生じていることがわかる。また、最高温度位置における径方向流速ベクトルを図 4.4-13 に、径方向と軸方向成分を合成した流速ベクトルを図 4.4-14 に示すとともに、軸方向流量と径方向流量の軸方向分布を図 4.4-15 に示した。この図から、径方向流量は軸方向に概ね平坦な分布を示しており、定格流量時と同様、軸方向流量と比較すると径方向流量が支配的であることが認められた。

このように、減圧事故時に最高温度が 2,000°C まで上昇する熱流動条件においても、コンパートメント内の流況・温度分布に特異な挙動は生じないことが認められた。

(3) 輻射熱輸送効果の評価

コンパートメント間の輻射を考慮した場合、コンパートメント出口部の最高温度にどの程度影響を与えるかを把握すべく、コンパートメント列群体系を想定し熱流動解析を行った。

(i) 解析条件

・対象炉心

2000 年度レファレンス炉心を評価対象とし、2000 年度検討における自然循環時の低流量条件での熱流動解析結果をベースに比較評価を行った。2000 年度炉心の燃料集合体仕様については、表 4.4-1 を参照のこと。

・解析モデル

解析モデルとしては、コンパートメント 3 体の炉心部分を対象とするものとし、対象性を考慮し図 4.4-16 の通りモデル化した。ここで、コンパートメント外管の外表面に輻射要素を定義し、コンパートメント 3 体間での輻射の効果を検討することとした。コンパートメント 3 体の構成としては、評価対象集合体(A1)として最大発熱集合体、近い側の隣接集合体(A2)として寿命中平均発熱集合体、遠い側の隣接集合体(A3)として寿命末期発熱集合体を想定することとした。

・集合体発熱条件

最大発熱集合体の発熱量は、定格時の 1.5 % に相当する 0.103 MW とし、その他の集合体については 2000 年度炉心の検討結果から以下の通り想定した。

- 最大発熱集合体 : 0.103 MW (相対値 : 1.000)
- 寿命中平均発熱集合体 : 0.096 MW (相対値 : 0.932)
- 寿命末期発熱集合体 : 0.091 MW (相対値 : 0.885)

- ・ 輻射率

コンパートメント外管(SiC)の輻射率として、文献データ<sup>6)</sup>に基づき 0.8 を想定した。

- ・ 入口流速

各コンパートメントの入口の流速として、定格時流量の 0.4 %を想定し 3.15 m/s とした。

- ・ 冷却材圧力

減圧事故を想定し、0.6 MPa とした。

## (ii) 解析結果

熱流動解析の結果として、最大発熱集合体の最高温度位置(径方向)での温度、及び、その位置に隣接する寿命平均発熱集合体の温度の軸方向温度分布を、輻射無し・輻射有り(輻射率 0.8)のケースを比較して、図 4.4-17 に示した。輻射有りのケースは、両集合体とも最高温度が輻射無しに比べ軸方向中央部で約 76℃低くなり、集合体上端・下端領域では輻射無しケースに比べむしろ高くなる結果が得られた。この集合体の上端・下端で温度が上昇する挙動は、隣接する集合体高温部からの輻射効果によるものと考えられ、軸方向温度分布の平坦化を導くものである。図 4.4-18・図 4.4-19 に輻射無し・有り(輻射率 0.8)ケースの軸方向最高温度位置における断面の温度分布を示した。各集合体ともに充填層外層では輻射効果により温度が低下している様子がわかる。また、最大発熱集合体のコンパートメント被覆粒子充填部内における径方向温度分布を、輻射無し・有り(輻射率 0.8)ケースを比較して、図 4.4-20 に示した。輻射効果によりコンパートメント外部で温度は低下しているが、温度の低下が顕著に見られるのは外層付近の領域のみであり、被覆粒子充填部の内部では概ね同等であることがわかる。

以上、集合体間の輻射熱輸送の効果を考慮した場合、コンパートメント出口部の最高温度は若干低下(最高温度 2,000℃に対し 80℃程度)することが認められた。また、コンパートメントの軸方向温度分布は輻射の効果により平坦化されることがわかった。

### 4.4.4 安全性

4.4.1 項で設定した 2001 年度レファレンス炉心について、その安全成立性を確認すべく、ガス冷却高速炉で想定される代表的な厳しい事象について動特性解析を実施することとした。代表的な事象としては、①「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象、② ULOF 事象、③ 燃料交換時強制循環冷却失敗事象の 3 事象を想定した。

#### (1) 「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象

ガス冷却炉で最も厳しいと考えられる減圧事故にスクラム失敗+自然循環除熱を重ね合わせた事象時について動特性解析を実施した。

(i) 解析条件

- ・ホットチャンネル集合体条件
  - 集合体出力：5.22 MW
  - 集合体流量：2.45 kg/s
- ・受動的安全機器
  - 受動的安全機器の作動無し
- ・実効開口面積
  - フローリトリクタ(流量制御機構)<sup>[7]</sup>により、破断開口面積(相当値)を 50cm<sup>2</sup>に制限
- ・コーストダウン
  - タービン流量半減時間 2 秒 (流量 90%でタービントリップ、タービントリップに伴う減圧考慮)
- ・崩壊熱除去系
  - 4 系統自然循環 (グラビティダンパの動作遅れ、タービントリップ後 10 秒)
- ・原子炉容器内圧力
  - 定格時内圧 6 MPa から格納容器雰囲気圧 0.6 MPa までの低下を想定
- ・反応度
  - ドップラ係数・減圧反応度について、以下の暫定値を用いて解析を実施 (レファレンス炉心の最終評価結果、未反映)
    - ドップラ係数：-0.0093 Tdk/dT
    - 減圧反応度：1.2 \$

(ii) 解析結果

解析結果として、図 4.4-21 にホットチャンネル温度の履歴、図 4.4-22 に主要な反応度の履歴、図 4.4-23 に炉容器内圧力の履歴、図 4.4-24 に炉心出力・流量の履歴を示した。

解析の結果、減圧事故にスクラム失敗+自然循環除熱を重ね合わせた厳しい事象においても、1 次ピーク温度は、受動的安全機器の作動無しで 1,960℃(事象開始後 180 秒)、また、2 次ピーク温度は、自然循環除熱で 2,122℃(事象開始後 3,400 秒)と、成立目安温度である 2,200℃を下回ることが認められた。この原因としては、1 つには減圧反応度の低下によるものであり、他にホットチャンネル集合体の出力が低く抑えられていることも考えられる。後者については、2001 年度炉心のホットチャンネル集合体出力は、核特性向上による出力平坦化の効果により、2000 年度炉心 6.87 MW から 5.22 MW まで抑制されており、昨年度の動特性解析より大幅に緩和された条件となっているためである。



## (2) ULOF 事象

減圧事故以外の事象における安全性を確認するため、減圧事故に次いで厳しい結果が予想される ULOF 事象(Unprotected Loss Of Flow : 流量喪失事象)について動特性解析を実施した。

## (i) 解析条件

- ・ホットチャンネル集合体条件  
「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象と同様
- ・受動的安全機器  
受動的安全機器の作動無し
- ・コストダウン  
タービン流量半減時間 2 秒 (タービントリップに伴いコストダウン開始)
- ・崩壊熱除去系  
4 系統自然循環 (グラビティダンパの動作遅れ、タービントリップ後 10 秒)
- ・原子炉容器内圧力  
定格時内圧 6 MPa から、タービン容器の低圧部との均厚化により、3.75 MPa までステップ状低下を想定
- ・反応度  
ドップラ係数・減圧反応度について、以下の暫定値を用いて解析を実施 (レファレンス炉心の最終評価結果、未反映)
  - ドップラ係数 : -0.0093 Tdk/dT
  - 減圧反応度 : 0.45 \$ (減圧事故時の反応度に対し、圧力低下分を比例内挿により設定)

## (ii) 解析結果

解析結果として、図 4.4-25 にホットチャンネル温度の履歴、図 4.4-26 に主要な反応度の履歴、図 4.4-27 に炉容器内圧力の履歴、図 4.4-28 に炉心出力・流量の履歴を示した。

解析の結果、ULOF 事象においても、1 次ピーク温度は、受動的安全機器の作動無しで 1,974°C(事象開始後 116 秒)、また、2 次ピーク温度は、自然循環除熱で 1,267°C(事象開始後 1,800 秒)と成立目安温度である 2,200°Cを下回ることが認められた。ここで、より厳しいと考えられる「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象より、ULOF 事象時の 1 次ピーク温度の方が高くなっている原因としては、事象初期の炉容器圧力の相違によるものと考えられる。減圧事故条件では、事故後、流量 90%でタービンはトリップし、その後流量半減時間 2 秒のコストダウンを想定しているが、ULOF 事象条件では、事象直後からコストダウンが開始しており、図 4.4-23 と図 4.4-27 の比較でわかるように、初期の減圧が大きく、それに伴い初期の減圧反応度の挿入量が大きくなるためと考えられる。

(3) 燃料交換時強制循環失敗事象

ガス冷却炉では、運転時の流量喪失事象同様、点検・メンテナンス・燃料交換時等においても流量が減少する事象は安全評価上厳しいことが予想される。そこで、ここでは、燃料交換時において燃料集合体取出し中に強制循環冷却に失敗し自然循環状態となる事象を想定し、集合体内の温度評価を実施することとした。

(i) 解析条件

・崩壊熱条件

崩壊熱による集合体出力：8.5 kW（燃料交換開始時点として炉停止後 19 日を想定、その時点における崩壊熱から設定）

・原子炉容器内圧力

燃料交換時の条件として大気圧相当を想定

・流量条件

自然循環除熱で整定状態を想定

(ii) 解析結果

解析結果として、図 4.4-29 にホットチャンネル集合体における軸方向温度分布を示した。

解析の結果、ホットチャンネル集合体の燃料最高温度は 1,316℃であり、成立目安温度である 2,200℃を大きく下回ることが認められた。ただ、この時点における集合体流量は  $2.25 \times 10^{-3}$  kg/s と非常に小さい値であるので(定格時集合体流量 2.45 kg/s)、今後、モデルの扱い・メッシュ数等に関し詳細な評価が必要と考えられる。

表 4.4-1 2001 年度レファレンス炉心における主要な炉心・燃料仕様  
(被覆粒子型燃料炉心)

	項目	2001 年度炉心	2000 年度炉心
炉心仕様	炉心出力	2400 MWt	←
	炉心出入口温度	850°C/460°C	←
	冷却材圧力	6 MPa	←
	炉心等価直径	564 cm	562 cm
	炉心高さ	1.8 m	3.2 m
	軸方向ブランケット高さ(上/下)	40cm/40cm	←
	集合体ピッチ	22.23 cm	24.7 cm
	コンパートメント体積比	58.4 %	33 %
	被覆粒子充填率	60 %	60 %
	体積比 燃料 (MN)	16.20 % (1.77 倍)*	9.15 %
	被覆層材 (TiN)	18.85 %	10.65 %
	構造材 (SiC)	8.00 %	8.00 %
	冷却材 (He)	56.95 % (0.79 倍)*	72.20 %
燃料仕様	燃料形態	窒化物( <sup>15</sup> N 100%濃縮)	←
	被覆粒子径	1.94 mm	←
	燃料核直径	1.5 mm	←
	第 1 層 (バッファ層)	120 μ m(40%密度 TiN)	←
	第 2 層 (強度層)	100 μ m(100%密度 TiN)	←
	集合体・コンパートメント材料	SiCf/SiC コンポジット	←
	コンパートメント内管内径	8.4 cm	10.0 cm
	コンパートメント外管内径	20.1 cm	19.2 cm
	コンパートメント内管ポロシティ	5.0 %	4.0 %
	コンパートメント外管ポロシティ	40.0 %	←

\* ()内の値は 2000 年度仕様との比

表 4.4-2 2001 年度レファレンス炉心における主要な核特性  
(被覆粒子型燃料炉心)

項目	2001 年度炉心	2000 年度炉心
Pu 富化度(内側/外側)	17.1/22.6 w/o	20.5/27.0 w/o
取出平均燃焼度	9.6 万 MWd/t	9.5 万 MWd/t
運転サイクル長さ	18.7 ヶ月	←
バッチ数	7 バッチ	←
燃焼欠損反応度	0.34 % $\Delta k/kk'$	1.1 % $\Delta k/kk'$
増殖比	1.21	1.09 <sup>*1</sup>
ピーク高速中性子束	$0.78 \times 10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> s	$0.73 \times 10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> s
ピーク高速フルエンス	$2.7 \times 10^{23}$ n/cm <sup>2</sup>	$2.5 \times 10^{23}$ n/cm <sup>2</sup>
複合システム倍増時間	48 年	117 年
ドップラ係数	-0.0088 Tdk/dT (0.96 倍)*	-0.0092 Tdk/dT
減圧反応度(輸送補正後)	0.0031 $\Delta k/k$ 0.94 \$ (0.50 倍)*	0.0084 $\Delta k/k$ 1.87 \$

\*1 核定数セットとして ADJ98 を使用した計算結果(ADJ2000 使用時は 1.15)

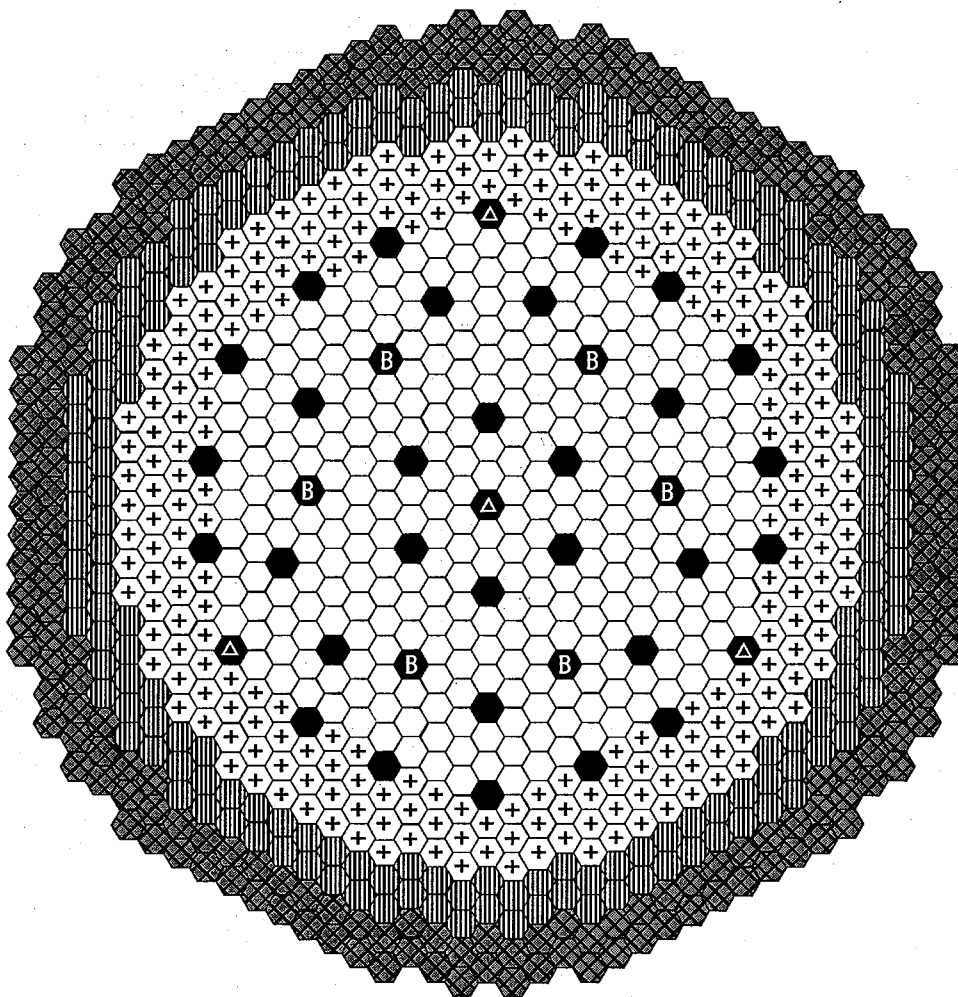
\*2 ()内の値は 2000 年度仕様との比

表 4.4-3 燃焼度 15 万 MWd/t 炉心の主要な核特性  
(被覆粒子型燃料炉心)

項目	燃焼度 15 万 MWd/t 炉心	燃焼度 10 万 MWd/t 炉心 (2001 年度レファレンス炉心)
原子炉熱出力	2400 MWt	2400 MWt
運転サイクル長さ	28.1 ヶ月	18.7 ヶ月
バッチ数	7 バッチ	7 バッチ
取出平均燃焼度	13.9 万 MWd/t	9.6 万 MWd/t
Pu 富化度(内側/外側)	17.9/23.6 w/o	17.1/22.6 w/o
燃焼欠損反応度	0.90 % $\Delta k/kk'$	0.34 % $\Delta k/kk'$
増殖比 内側炉心	0.4538	0.4897
外側炉心	0.2570	0.2751
径方向ブランケット	0.1936	0.1946
軸方向ブランケット	0.2441	0.2513
合計	1.1485	1.2107
ドップラ係数	-0.0078 Tdk/dT	-0.0088 Tdk/dT
減圧反応度(輸送補正後)	0.0038 $\Delta k/kk'$ 1.16 \$	0.0031 $\Delta k/kk'$ 0.94 \$

表 4.4-4 MOX 燃料炉心の主要な核特性  
(被覆粒子型燃料炉心)

項目	MOX 燃料炉心	窒化物燃料炉心 (2001 年度レファレンス炉心)
原子炉熱出力	2400 MWt	2400 MWt
運転サイクル長さ	18.7 ヶ月	18.7 ヶ月
バッチ数	7 バッチ	7 バッチ
取出平均燃焼度	12.6 万 MWd/t	9.6 万 MWd/t
Pu 富化度(内側/外側)	22.9/30.1 w/o	17.1/22.6 w/o
燃焼欠損反応度	1.38 % $\Delta k/kk'$	0.34 % $\Delta k/kk'$
増殖比 内側炉心	0.3914	0.4897
外側炉心	0.2181	0.2751
径方向ブランケット	0.2171	0.1946
軸方向ブランケット	0.2274	0.2513
合計	1.054	1.2107
ドップラ係数	—	-0.0088 Tdk/dT
減圧反応度(輸送補正後)	—	0.0031 $\Delta k/k$ 0.94 \$



○	内側炉心燃料集合体	303体
⊕	外側炉心燃料集合体	240体
▨	径方向ブランケット燃料集合体	186体
⊗	可動反射体（黒鉛）	210体
●	制御棒（主炉停止系）	30体
ⓑ	制御棒（後備炉停止系）	6体
△	制御棒（受動的炉停止系）	4体
合 計		979体

図 4.4-1 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置  
(被覆粒子型燃料炉心)

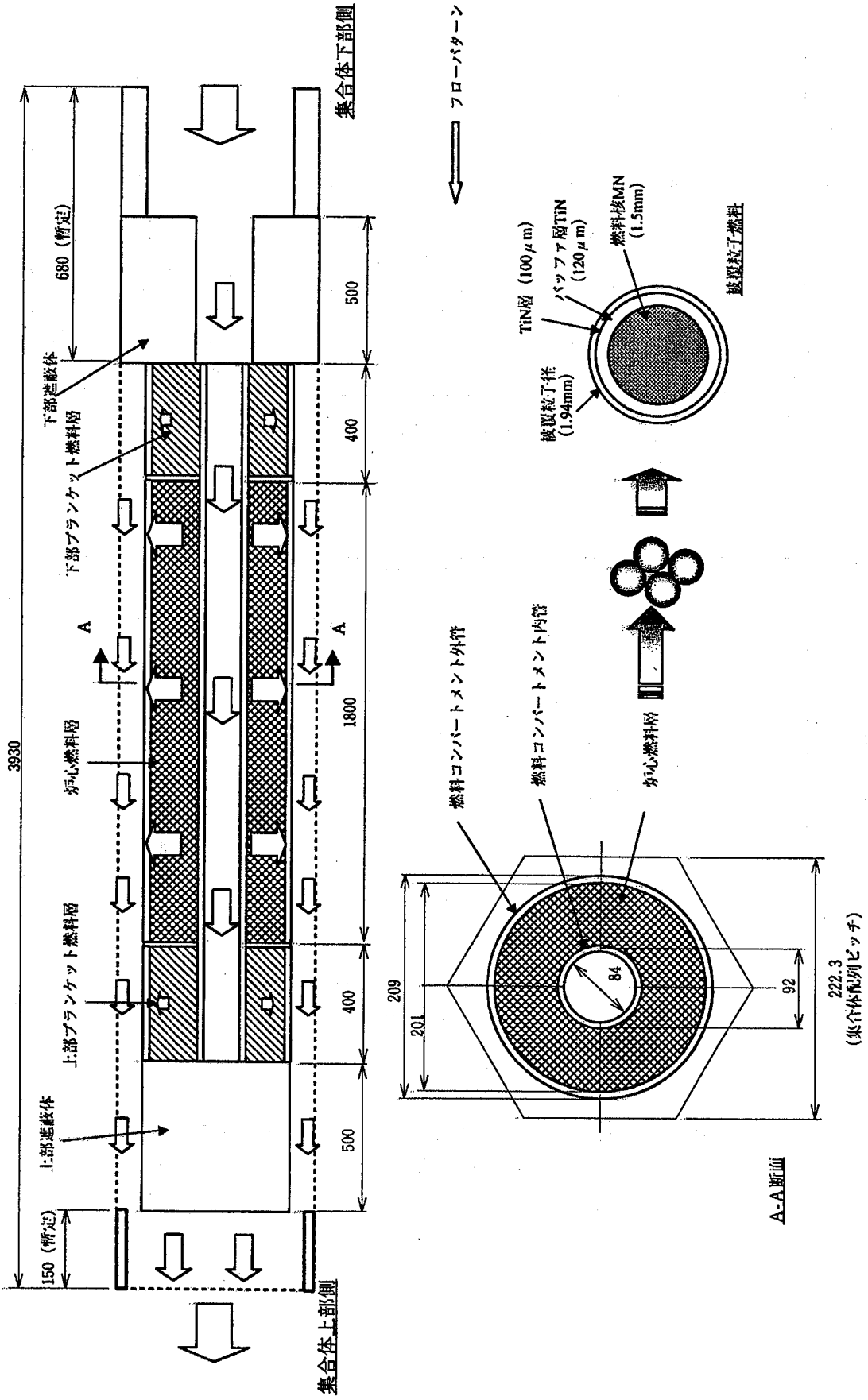
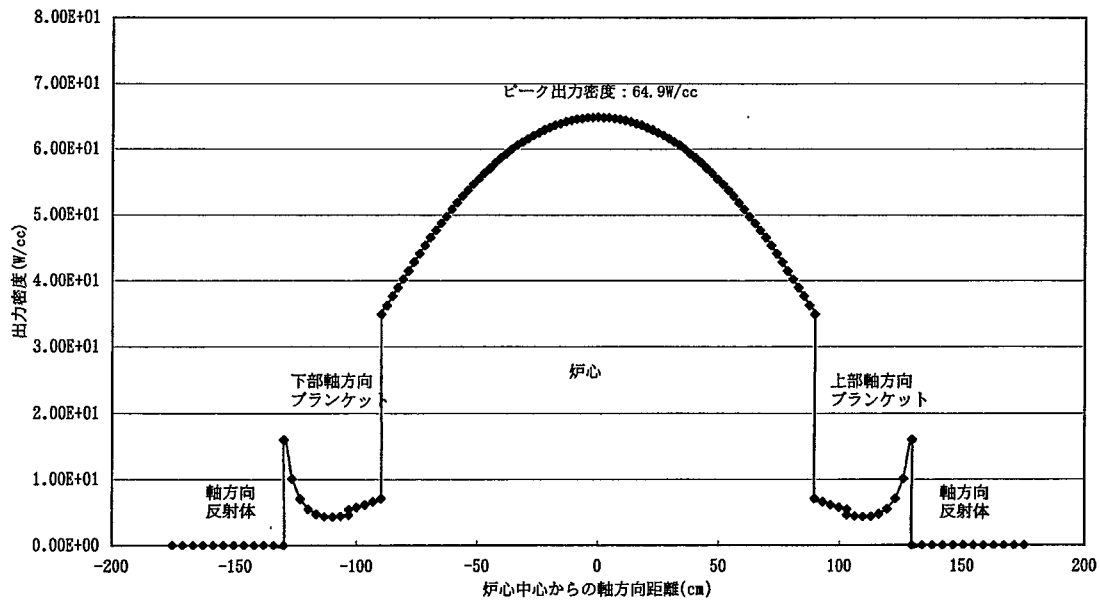
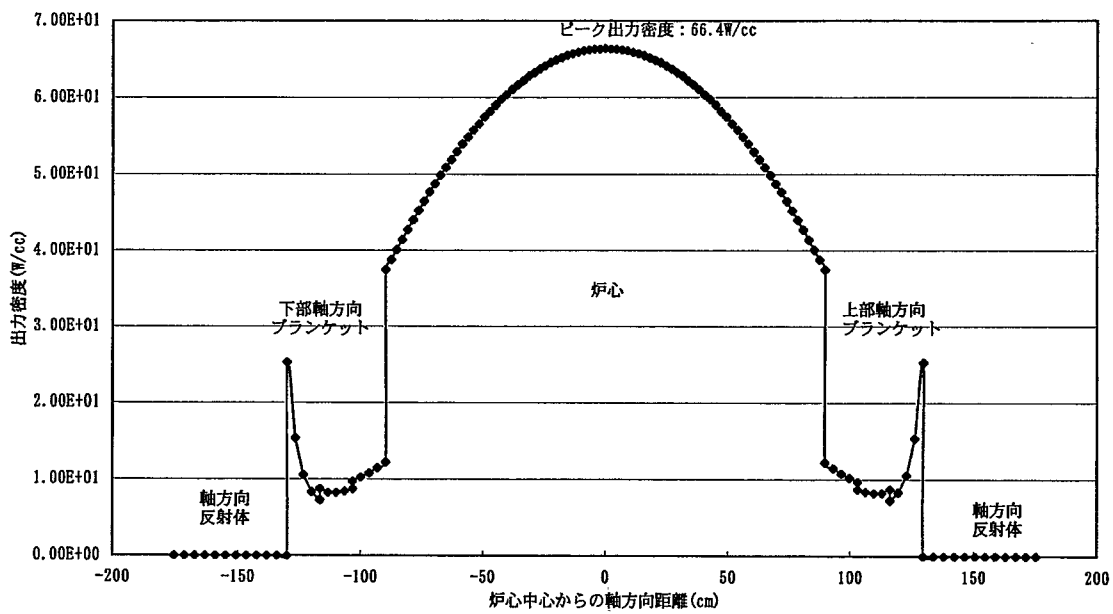


図 4.4-2 燃料集合体概念図 (被覆粒子型燃料炉心)



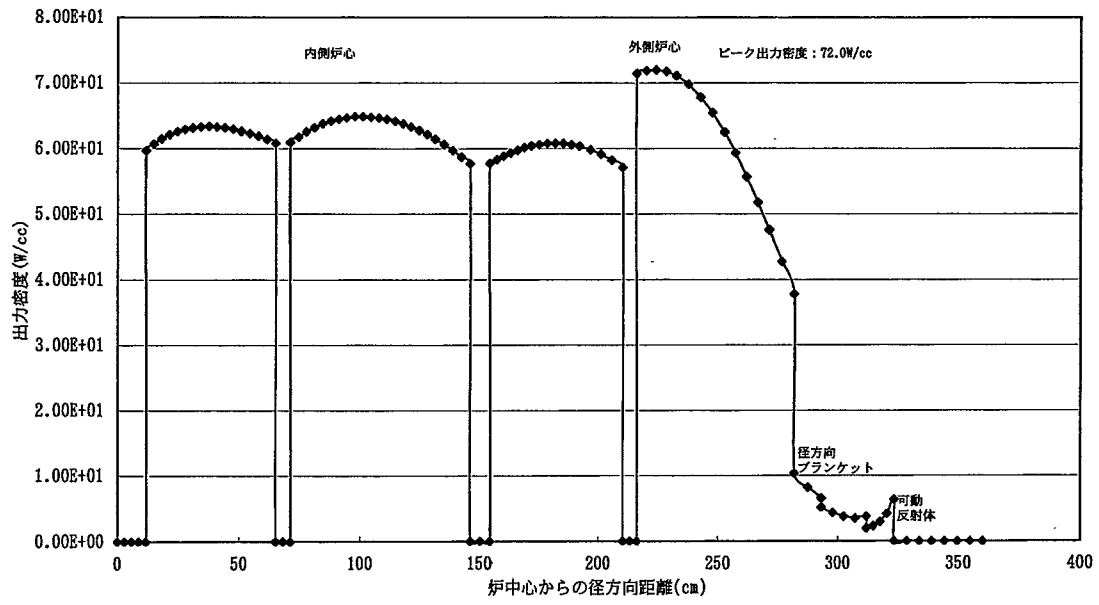
[平衡初期]



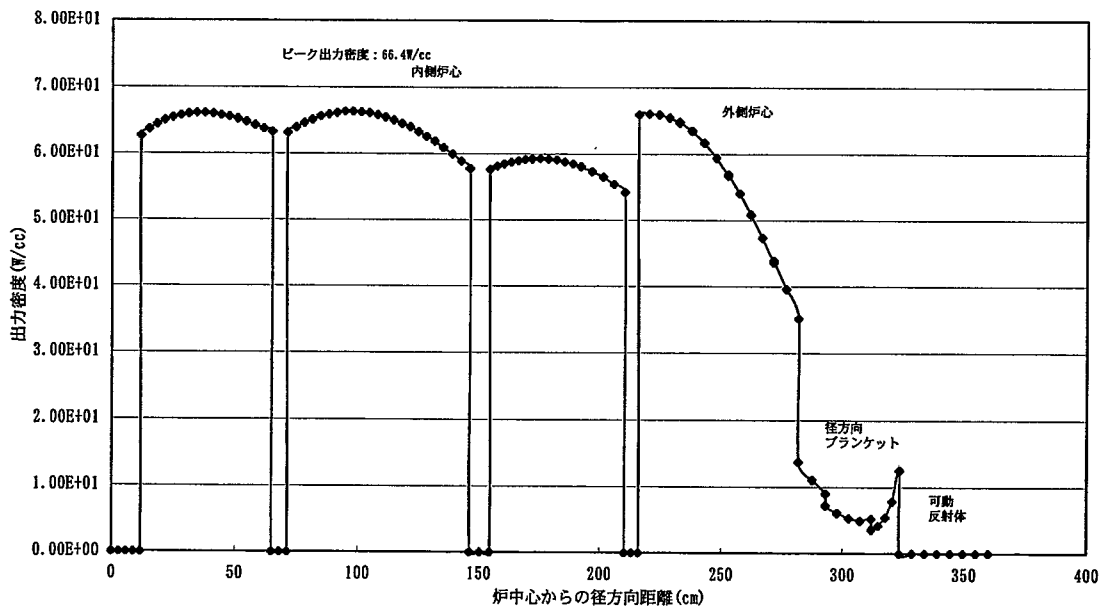
[平衡末期]

図 4.4-3 軸方向出力分布 (2001 年度レファレンス炉心)  
(内側炉心部)





[平衡初期]



[平衡末期]

図 4.4-4 径方向出力分布 (2001 年度レファレンス炉心)

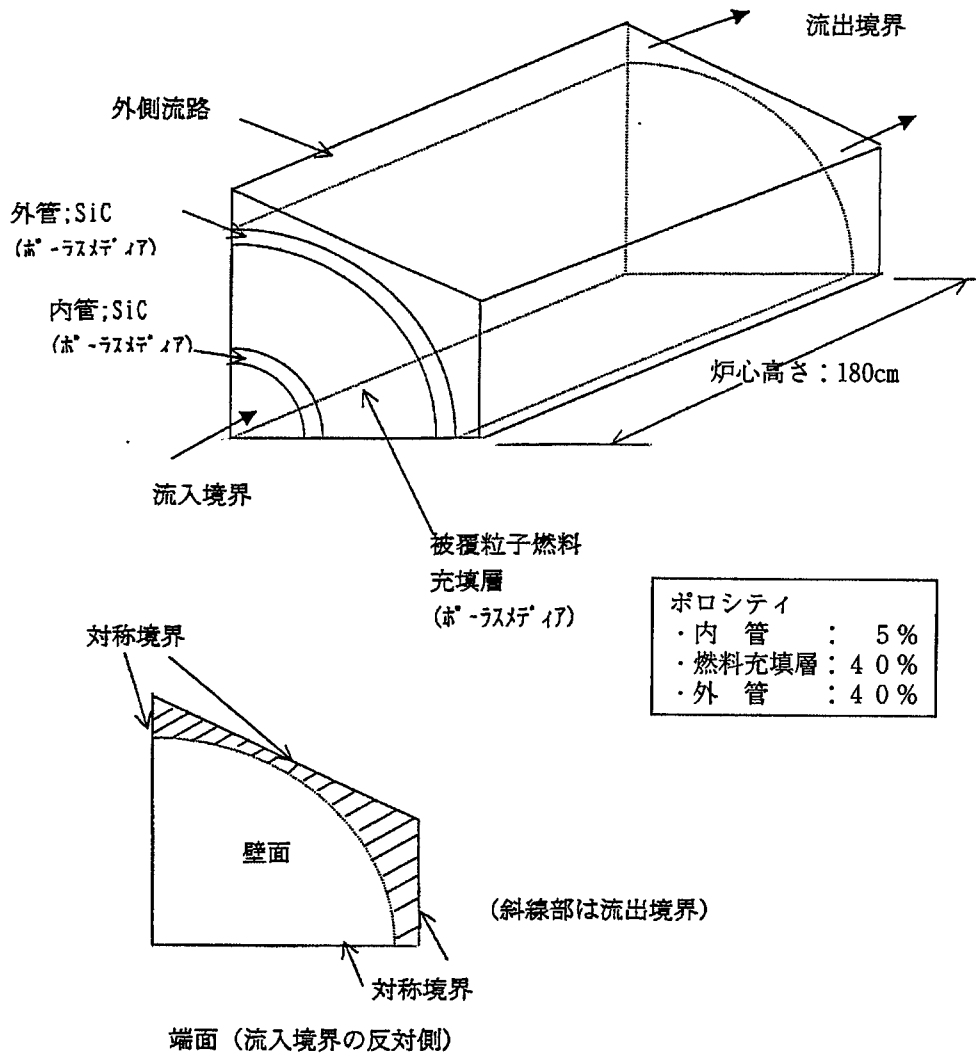


図 4.4-5 燃料集合体・コンパートメントの熱流動解析モデル概要

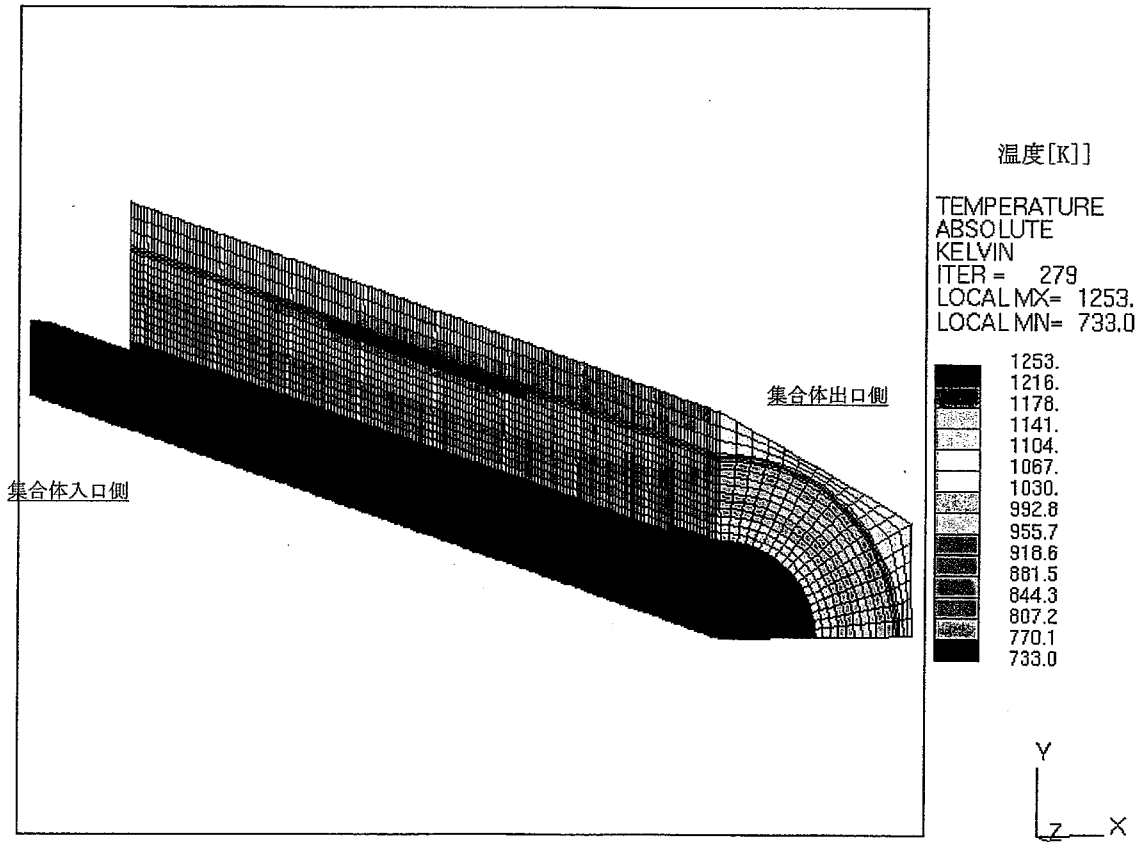


図 4.4-6 コンパートメント部全体の温度コンタ  
(定格運転時)

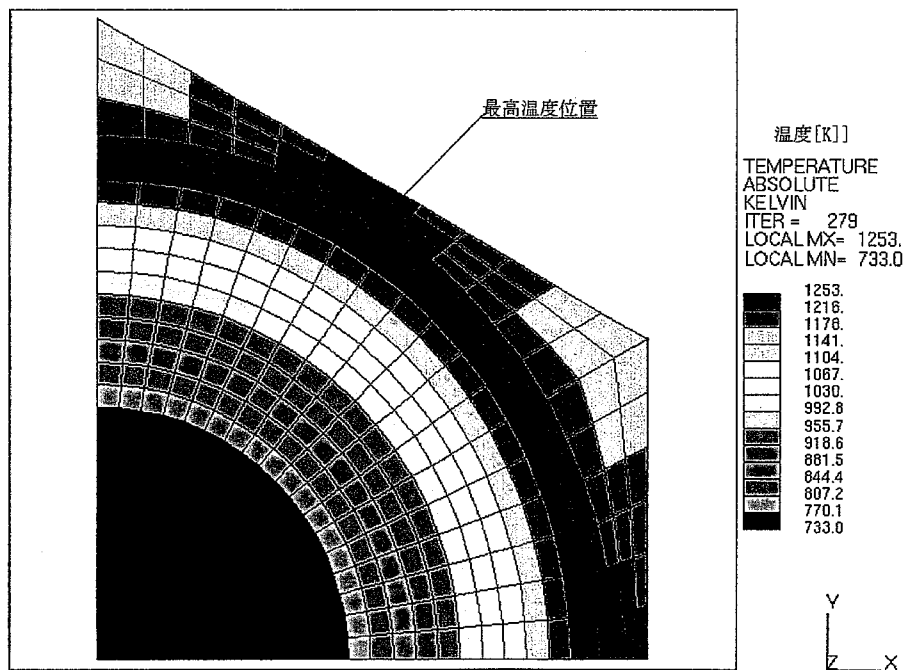


図 4.4-7 最高温度発生位置における径方向断面温度コンタ  
(定格運転時)

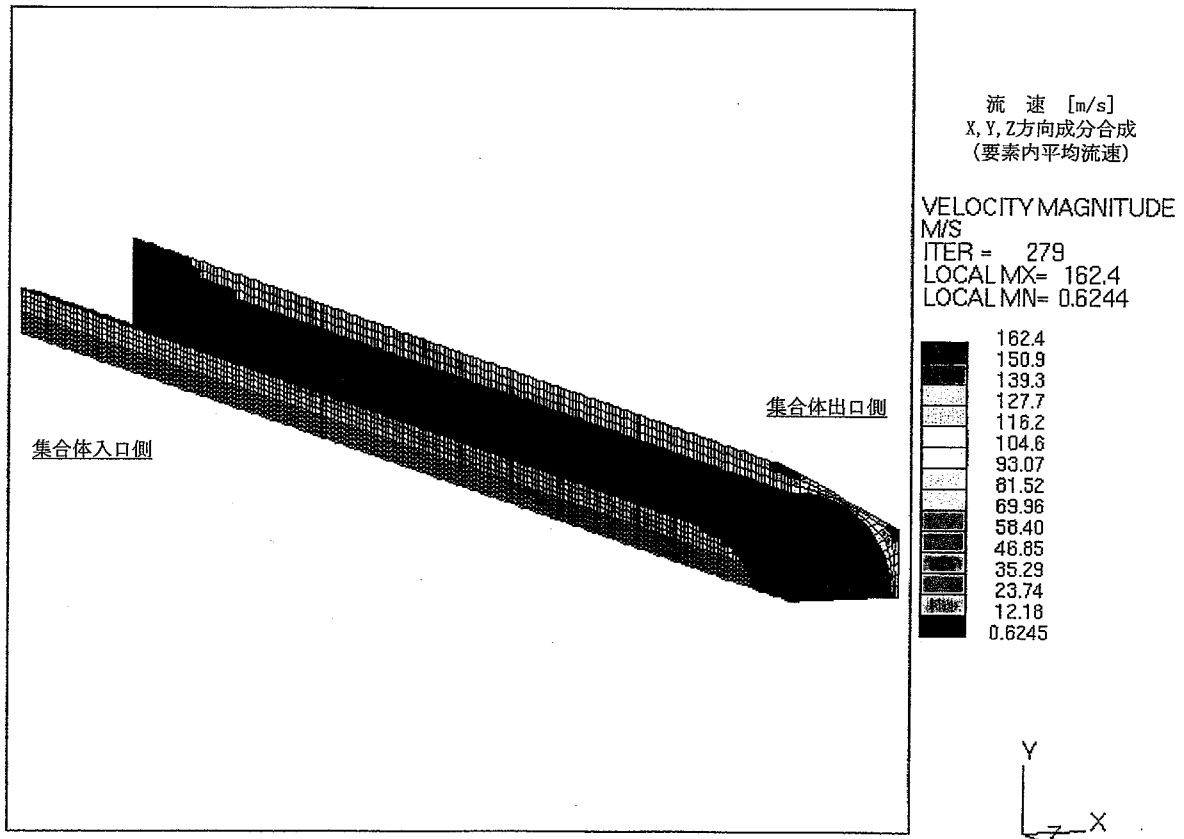


図 4.4-8 コンパートメント部全体の流速コンタ(モデル体系の X,Y,Z 方向成分合計)  
(定格運転時)

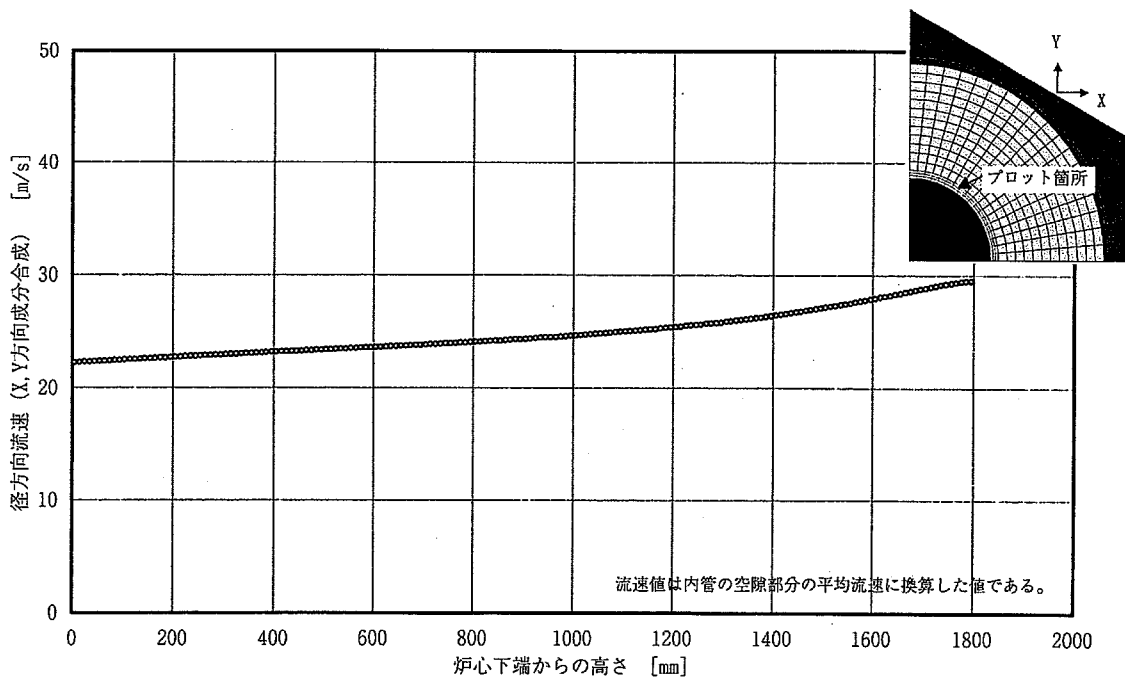


図 4.4-9 内管部の径方向流速の軸方向分布  
(定格運転時)

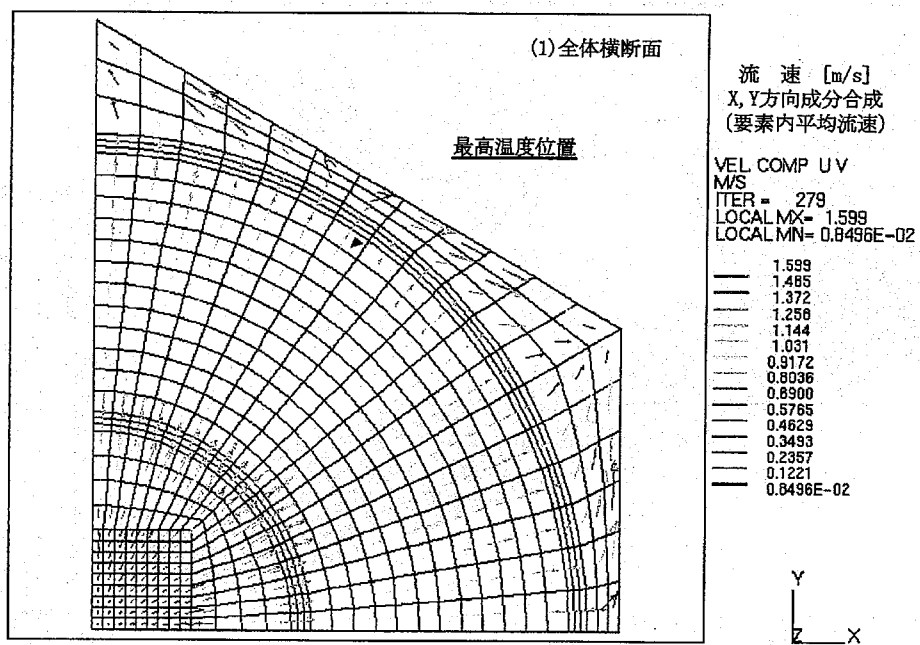


図 4.4-10 軸方向最高温度位置での径方向流速ベクトル  
(定格運転時)

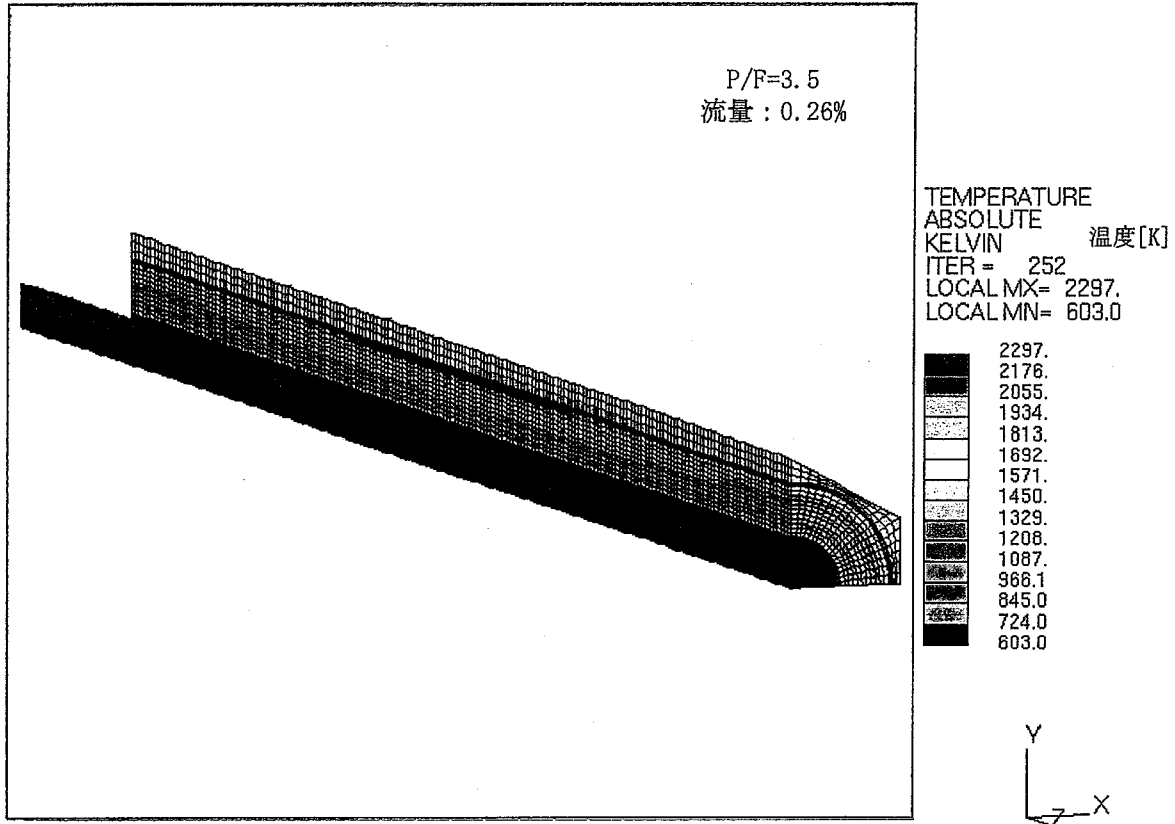


図 4.4-11 コンパートメント部全体の温度コンタ  
(低流量時)

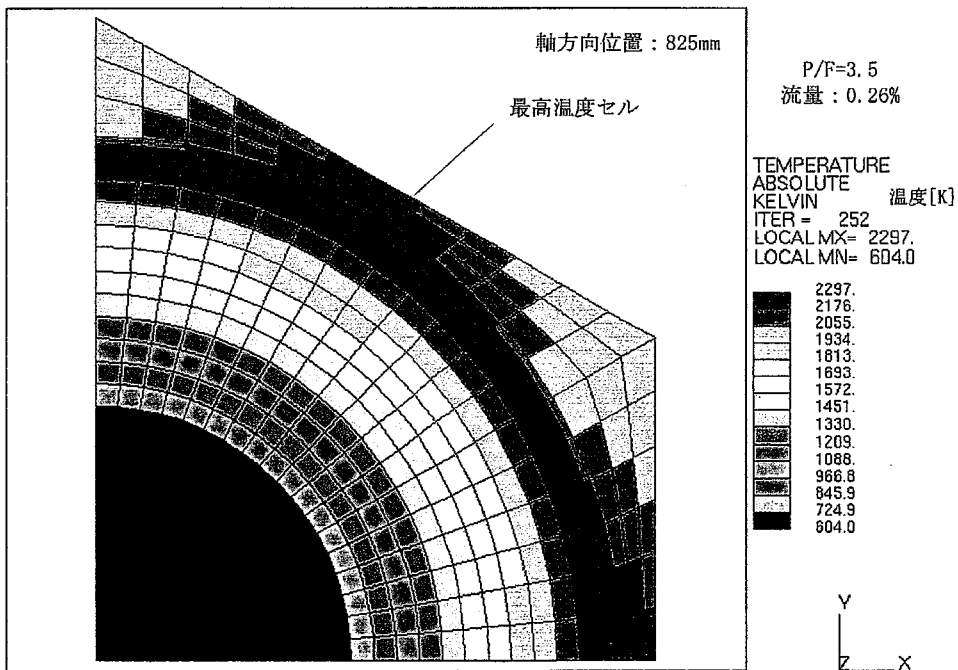


図 4.4-12 最高温度発生位置における径方向断面温度コンタ  
(低流量時)

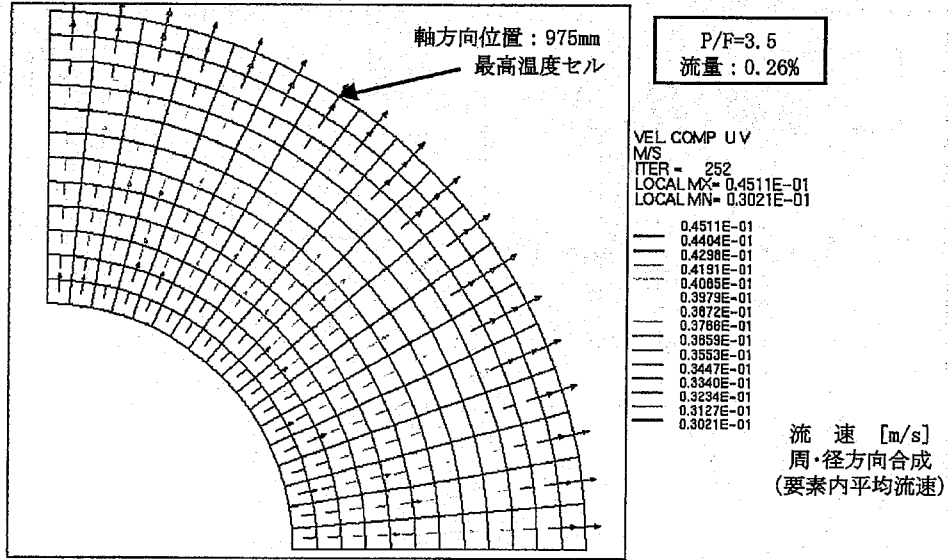


図 4.4-13 最高温度位置における径方向流速ベクトル (低流量時)

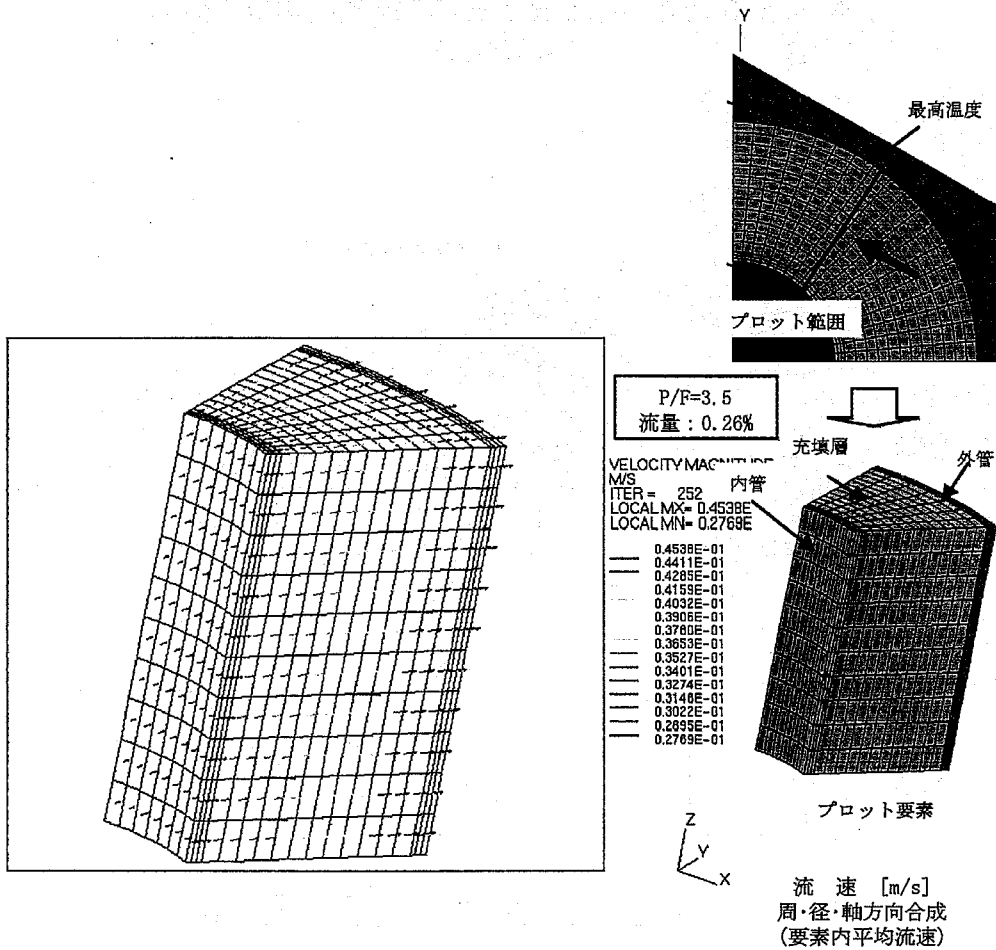


図 4.4-14 径方向と軸方向成分を合成した流速ベクトル (低流量時)

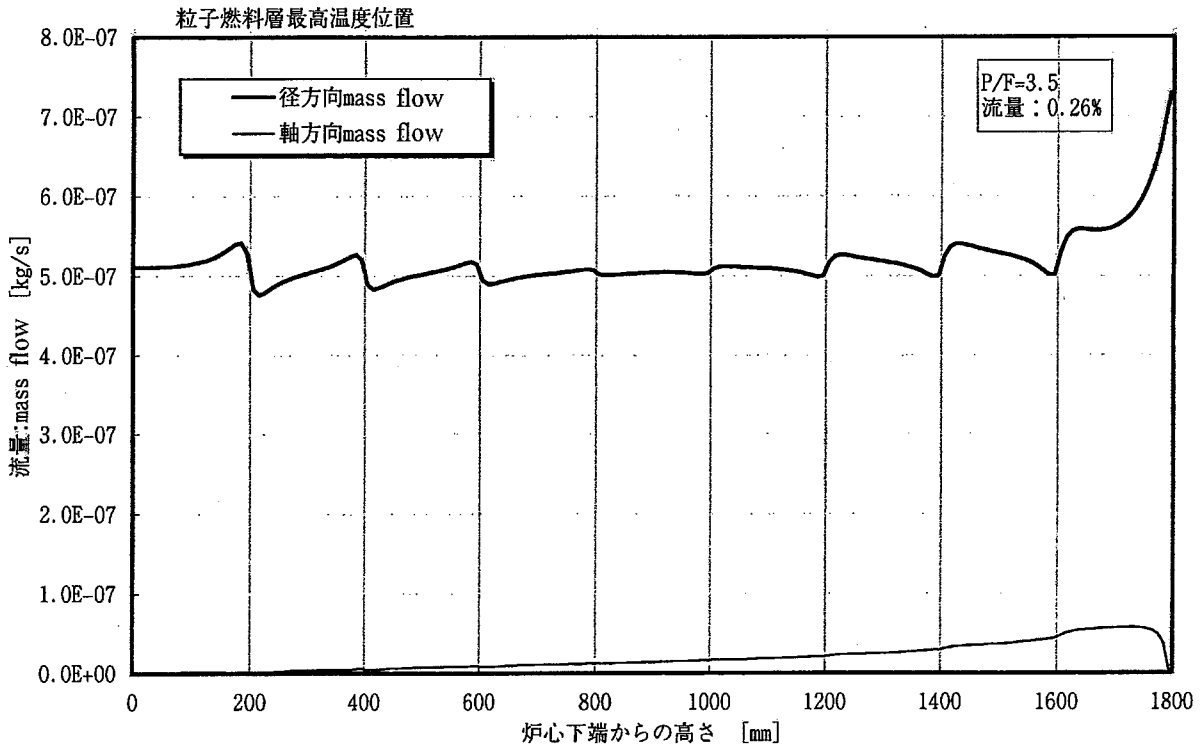


図 4.4-15 軸方向流量と径方向流量の軸方向分布 (低流量時)

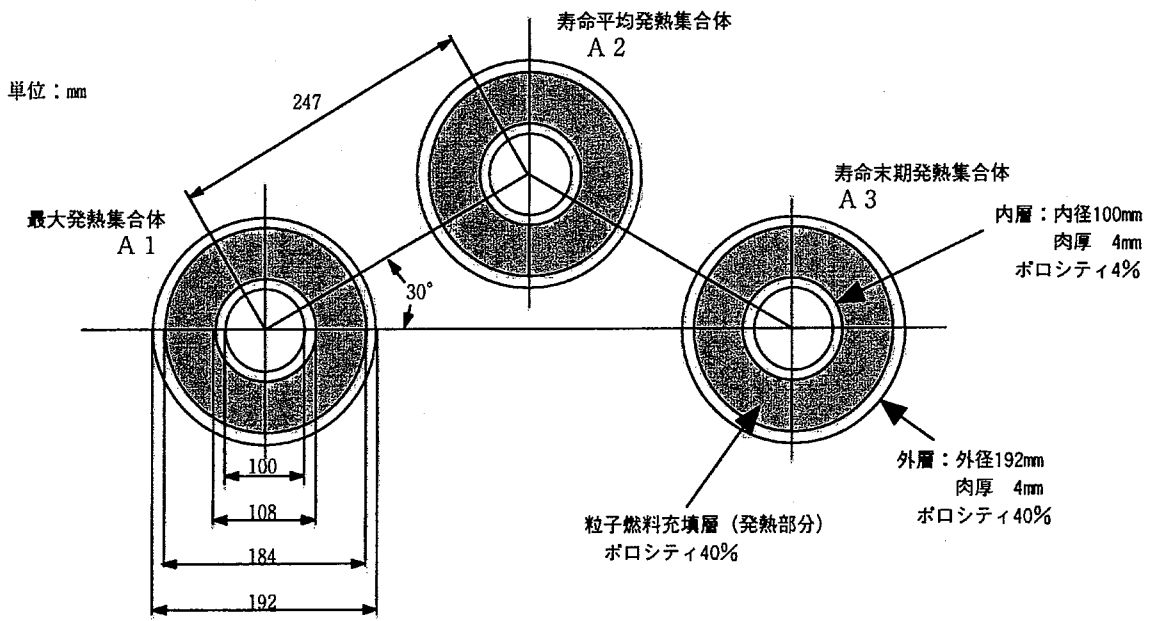


図 4.4-16 輻射熱輸送特性評価の 3次元熱流動解析モデル



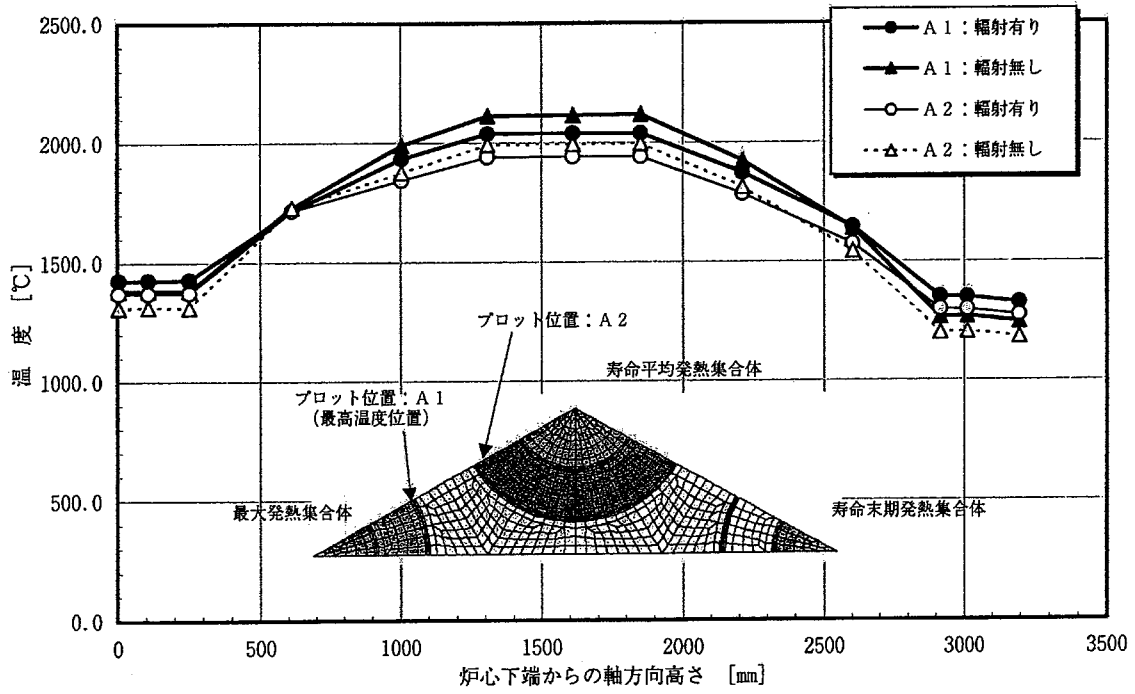


図 4.4-17 粒子燃料充填層最外層の軸方向温度分布



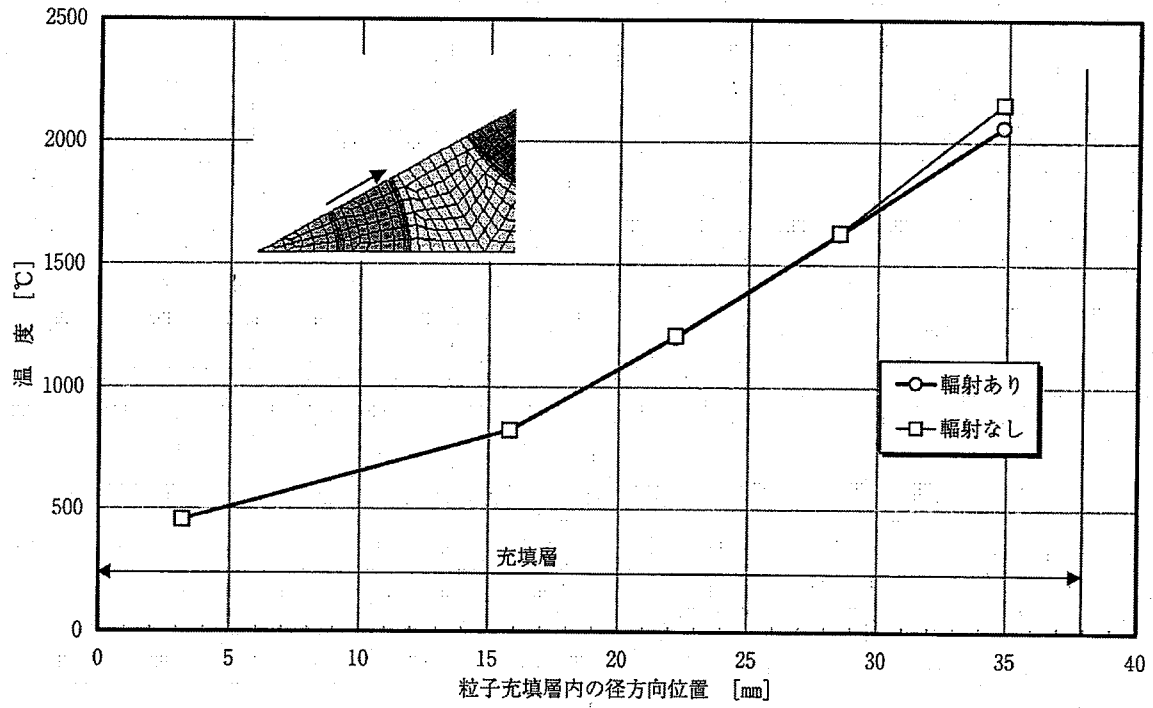


図 4.4-20 粒子燃料充填層内における径方向温度分布

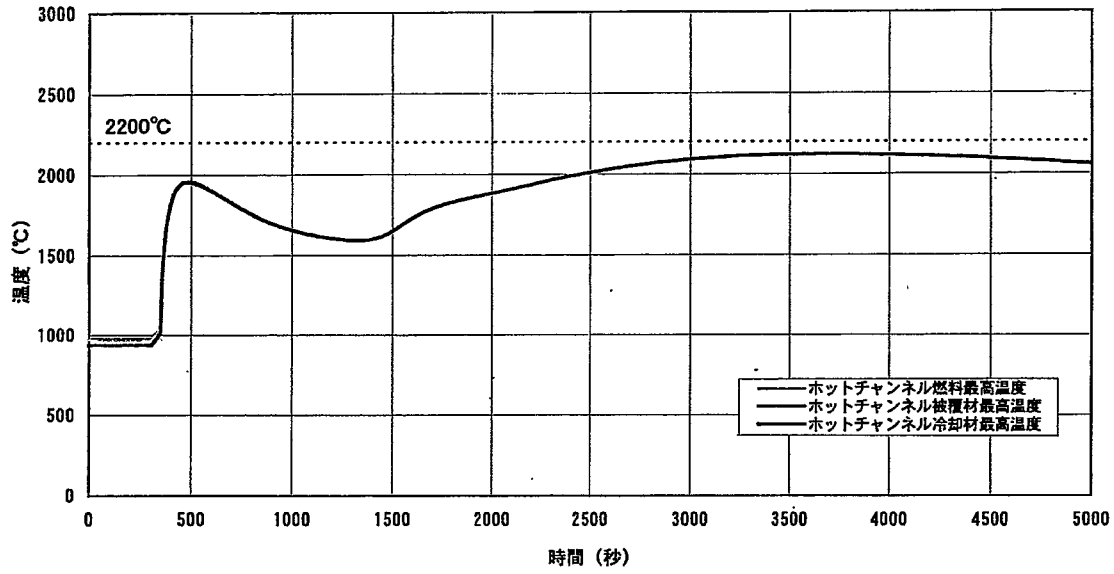


図 4.4-21 ホットチャンネル温度の履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

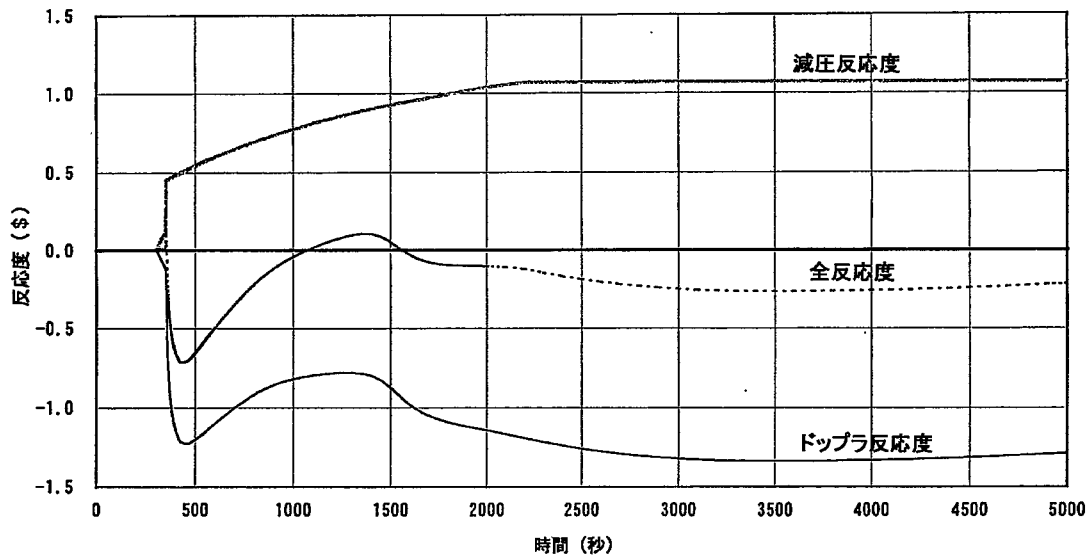


図 4.4-22 主要な反応度の履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

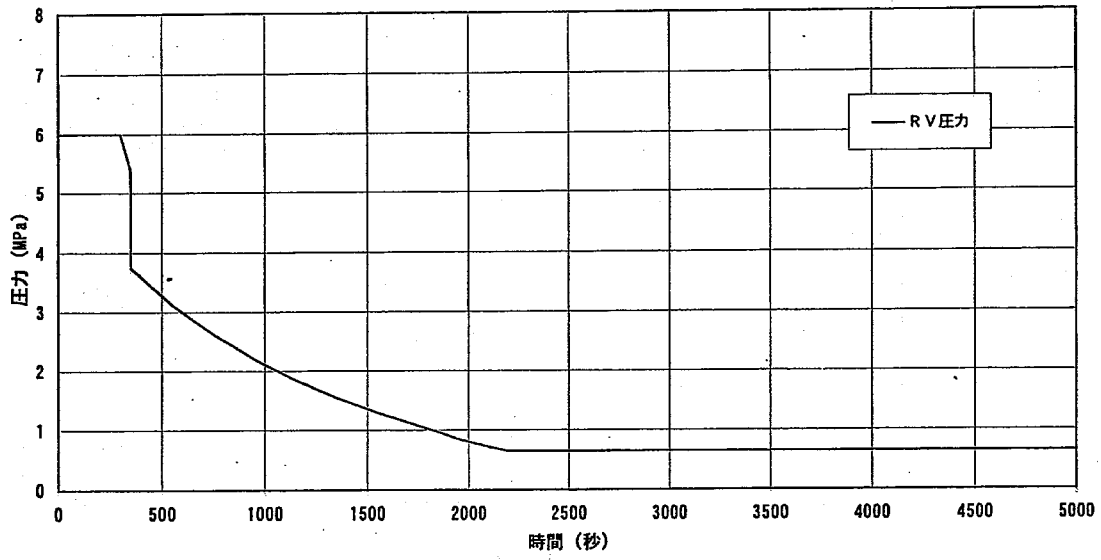


図 4.4-23 炉容器内圧力の履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

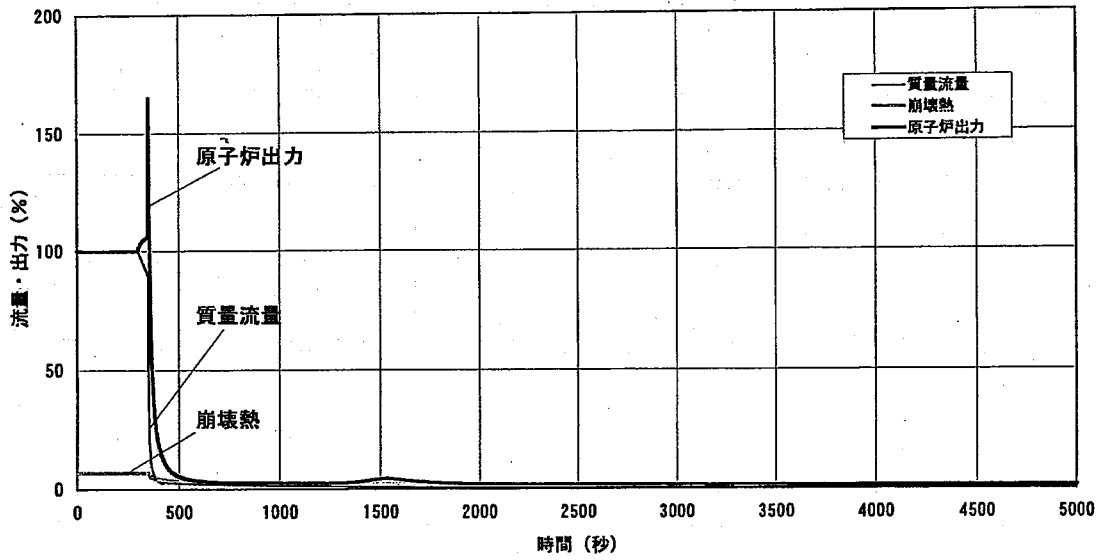


図 4.4-24 炉心出力・流量の履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

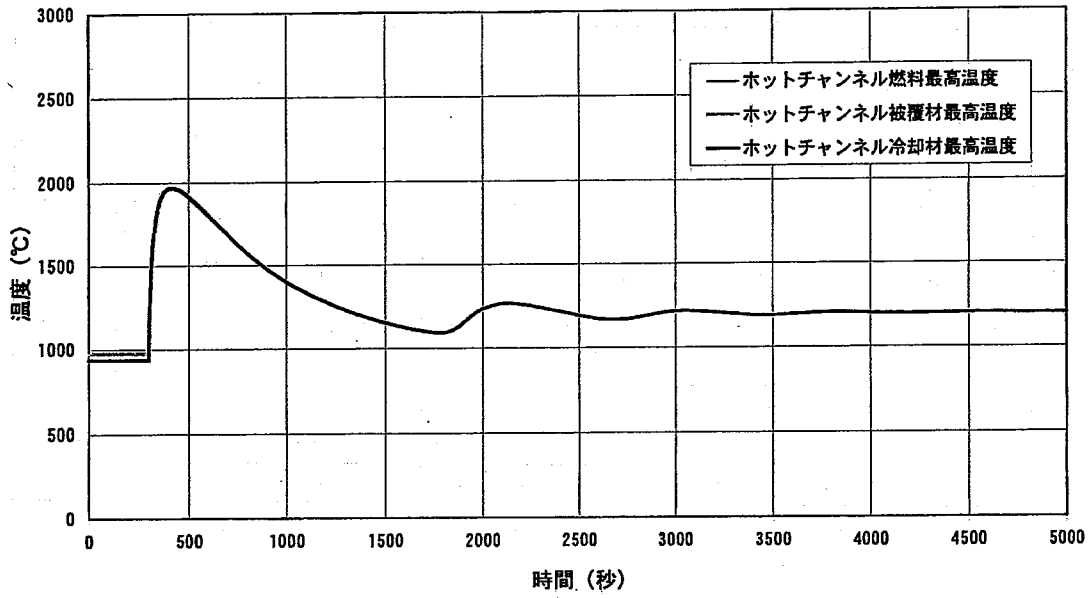


図 4.4-25 ホットチャンネル温度の履歴  
(ULOF 事象)

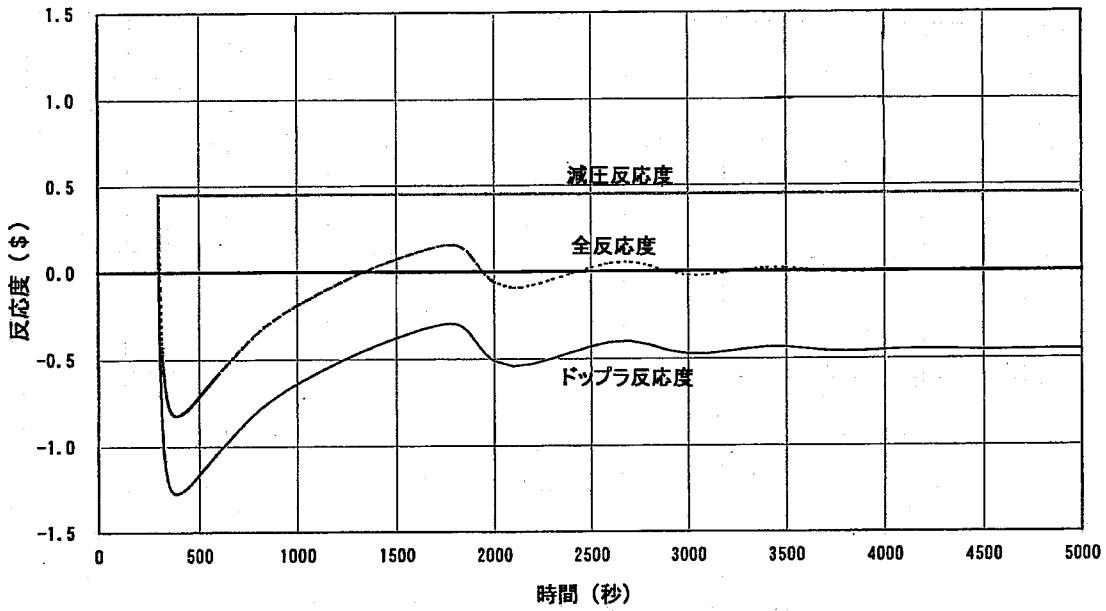


図 4.4-26 主要な反応度の履歴  
(ULOF 事象)

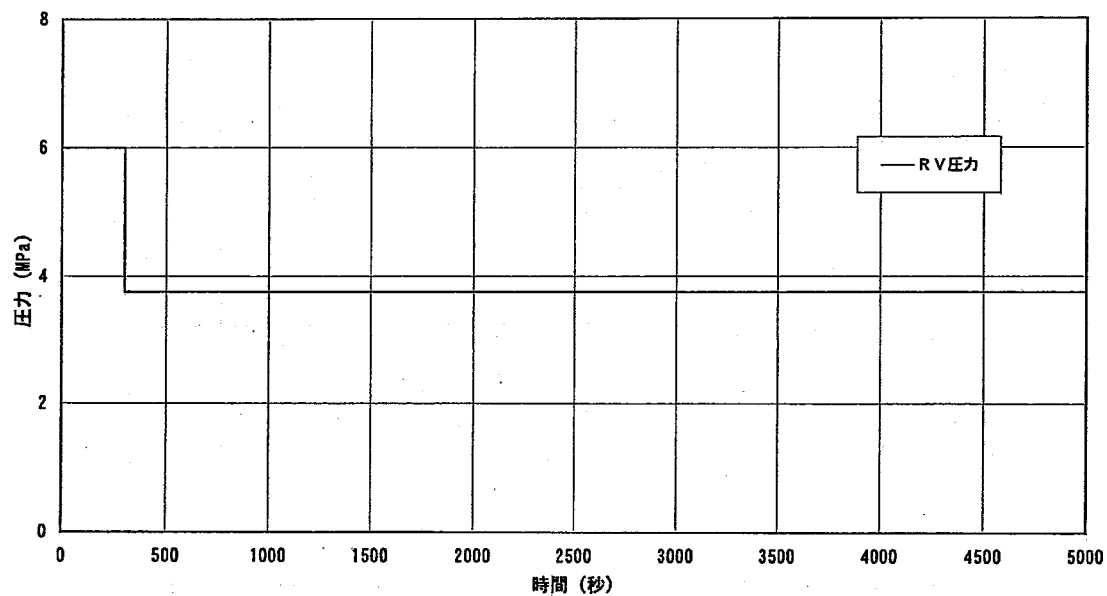


図 4.4-27 炉容器内圧力の履歴  
(ULOF 事象)

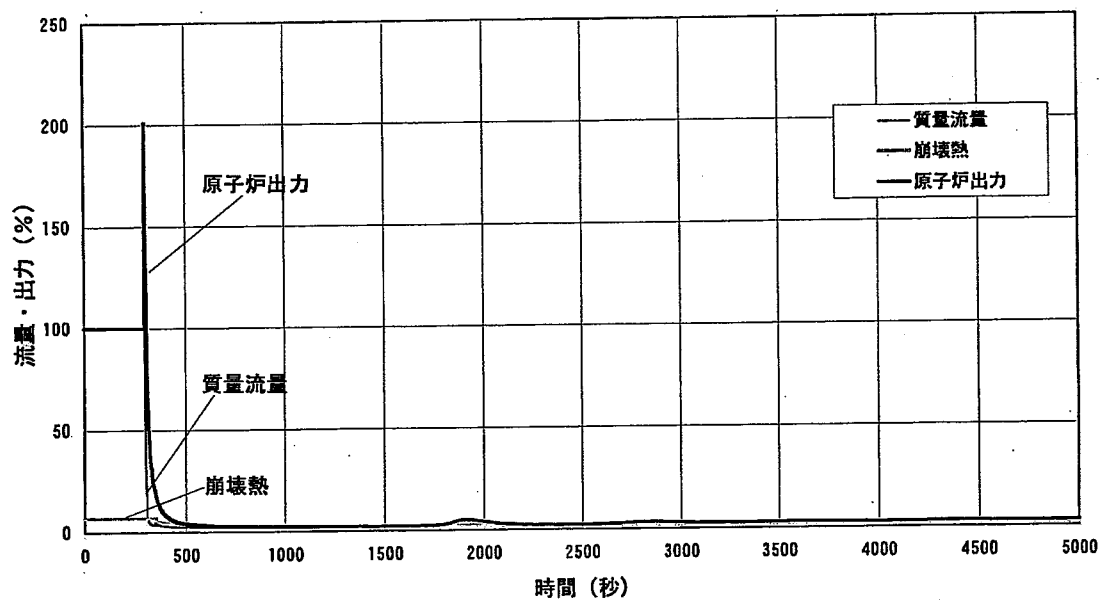


図 4.4-28 炉心出力・流量の履歴  
(ULOF 事象)

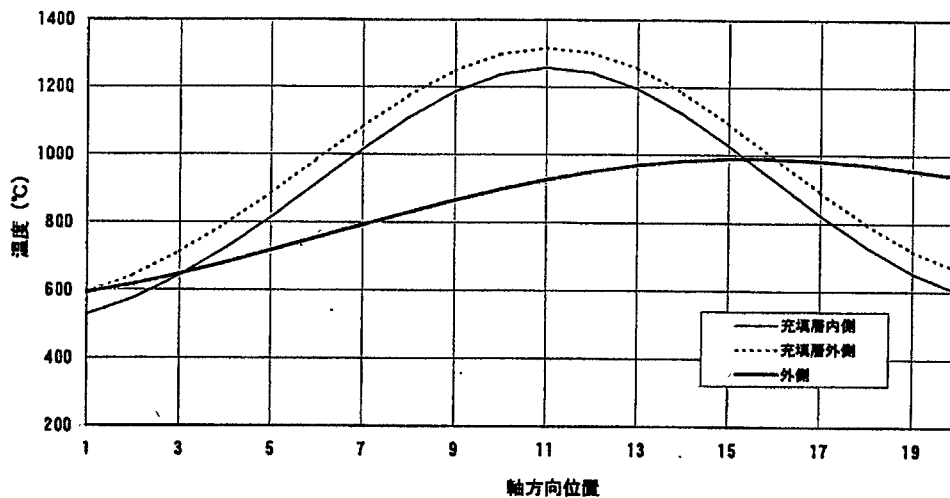


図 4.4-29 ホットチャンネル集合体における軸方向温度分布  
(燃料交換時強制循環失敗事象)



#### 4.5 被覆粒子型燃料炉心のまとめ

被覆粒子型燃料炉心の設計上の特性把握のため、核特性・安全性に関する幅広いパラメータサーベイを実施した。その結果、安全性について、減圧反応度を 1.2 \$弱程度まで低減できれば、受動的安全器機の作動に期待しなくても、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定した厳しい事象時に 1 次ピーク・2 次ピーク温度を成立目安温度(2,200°C)以下に抑制可能であることがわかった。また、核特性について、燃料体積比を ~18 %程度まで増加することができれば、減圧反応度を 1 \$近傍まで低減可能である結果が得られた。このように、燃料体積比の増加は、核特性の向上のみならず安全性についても有効であることがわかった。

以上の結果を受け、2001 年度レファレンス炉心の設計方針としては、燃料体積比を増加させることで、受動的安全器機の作動無し、つまり、固有の特性のみで炉心溶融回避を狙うとともに、増殖性を改善した炉心を目指すこととした。

ここで、燃料体積比の増加に向けては、コンパートメント内管・外管径等の仕様を変更することから、圧力損失・冷却材の軸方向流速等の熱流動特性に大きく影響を与えるものと考えられる。そのため、熱流動条件として、2 次ピーク温度を成立目安温度以下に抑制する圧力損失、過大とならない冷却材の軸方向流量を設定し、この条件を満たす範囲で燃料体積比を増加させる集合体・コンパートメント仕様のサーベイを行った。その結果、燃料体積比は 16.2 %程度まで増加可能という結果が得られた。

上記の燃料体積比を達成できる仕様をレファレンスとして設定し、このレファレンス炉心の各種特性について評価を行った。その結果、核特性については、取出平均燃焼度は 10 万 MWd/t 程度であるが、増殖比 1.21 という結果が得られた。このことから、取出平均燃焼度として 15 万 MWd/t を想定した場合でも、1.1 近傍の増殖比は期待できるものと考えられ、設計目標を概ね満足する可能性が示された。安全性については、燃料体積比の増加により減圧反応度は 0.94 \$まで低減しており、「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に受動的安全機器の作動が無くても、固有の特性のみで成立目安温度を達成、つまり、炉心溶融回避達成の可能性が認められた。

## 5. ピン型燃料炉心に関する検討

### 5.1 核・安全性把握に向けたパラメトリック評価

ピン型燃料炉心について、核と安全に関する特性を把握し、適切な炉心・燃料仕様の選定に資するためパラメトリックな評価を行った。核特性については、「被覆管材料」「実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )・材料体積比( $V_m$ )」をパラメータとし、主に「増殖比」「ドップラ係数」への影響を把握することとした(ここで、実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )は、燃料体積比( $V_f$ )とスミア密度の積と定義した。また、材料体積比( $V_m$ )は、被覆材体積比( $V_c$ )と構造材体積比( $V_s$ )の和と定義した)。また、安全性については、「燃料ピン仕様(圧力損失)」「熱容量」「ドップラ係数」「物性値」等をパラメータとし、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定した厳しい事象時の過渡挙動として、「燃料温度(1次ピーク・2次ピーク)」への影響を把握することとした。ここで、パラメータの範囲としては実際の設計成立性に捕らわれず、幅広く独立に設定することとした。

#### 5.1.1 核特性パラメータサーベイ

##### (1) 検討条件

###### ・対象炉心

2000年度検討を行った炉心のうち「CDA 影響緩和炉心」<sup>[1]</sup>を対象とした。「CDA 影響緩和炉心」の基本仕様については、表 5.1-1 に示した。(ここで、「CDA 影響緩和炉心」は炉心溶融回避等の高度な安全性の追求を放棄し、炉心・燃料仕様に対する制限を緩和することで炉心性能の向上を目指した炉心である。)

###### ・核計算

2次元 RZ 拡散燃焼計算

###### ・核データ

ADJ2000

###### ・数密度設定

各パラメータケースにおいては、炉心・ブランケット内の重金属量保存の条件とした。

###### ・炉心形状

炉心高さ一定とし、重金属量保存の条件で炉心等価直径を設定した。

##### (2) 検討結果

###### (i) 被覆管材料

被覆材としては、2000年度検討の炉心で採用していた Nb 基合金と金属間化合物である  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  の 2 種類を対象とした。ここで、 $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を新たに選定した理由としては、Nb 基合金では、Nb の中性子吸収が大きすぎて要求する核特性の達成が困難と考えられるためであり、そのため、中性子吸収の少ない  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を候補として追加した(Si の中性子吸収断面積は Nb と比較し 2 オーダー程度小さい)。一般に金属間化合物は極めて脆い性質を有しているが、微少成分を適切に調整することで延性が改善されることを示す結果も報告されていることから、耐高温材料として選定することとした。

評価結果として、被覆材 Nb 基合金炉心と被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心の主要な核特性を表 5.1-2 に比較して示した。また、図 5.1-1 に炉心部の中性子スペクトルを比較して示した。図 5.1-1 において、被覆材 Nb 基合金炉心のスペクトルは、被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心と比較し硬いものになっていることがわかる。これは、Nb が低エネルギー側に大き

な中性子吸収断面積を有していることによるものと考えられる。

表 5.1-2 より、被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心では、Pu 富化度が被覆材 Nb 基合金炉心の 17.0/21.0 w/o から 11.1/15.5 w/o に大幅に低下し、増殖比は被覆材 Nb 基合金炉心の 1.20 から 1.53 と 0.3 程度増加する結果が得られた。最大線出力については、被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心で燃焼ミスマッチが低下した効果により 434 W/cm から 384 W/cm に低下している。ドップラ係数(絶対値)については、 $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心では、Nb 基合金炉心の約 1.5 倍の値を示しており安全性上も望ましい結果であった。これは、中性子スペクトルが Nb 基合金炉心に比べ軟らかいことによるものと考えられる。減圧反応度については、両炉心とも(被覆粒子型燃料炉心と異なり)負の値を示しており、 $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心の方が 0.2 %  $\Delta k/k'$  程度小さい結果であった。ただ、今回の評価は拡散計算で行っており、減圧反応度については、今後、輸送計算等で詳細に調査する必要があるものと考えられる。

## (ii) 実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )・材料体積比( $V_m$ )

### (a) 被覆材 Nb 基合金炉心

実効燃料体積比については、2000 年度検討の「CDA 影響緩和炉心」の値(30.8%)を包絡する範囲で 35%・20%・5%の 3 ケースを設定した。材料体積/実効燃料体積比(以下、 $V_m/V_{f,eff}$ 比)については、「CDA 影響緩和炉心」の 0.4 が下限と考えられることから、それより大きい側で 0.4・0.7・1.1 の 3 ケースを設定した。

評価結果として、各ケースの実効燃料体積比、 $V_m/V_{f,eff}$ 比、Pu 富化度、増殖比、ドップラ係数等の値を表 5.1-3 にまとめた。また、実効燃料体積比と増殖比の関係を図 5.1-2、 $V_m/V_{f,eff}$ と増殖比の関係を図 5.1-3、実効燃料体積比とドップラ係数の関係を図 5.1-4、 $V_f$ 及び  $V_m/V_{f,eff}$ 比と増殖比の関係マップを図 5.1-5 に示した。

被覆材 Nb 基合金炉心では、Nb の中性子吸収効果が大きいことため全体的に増殖比が低くなる傾向であり、図 5.1-2・図 5.1-3 より、実効燃料体積比・ $V_m/V_{f,eff}$ とも増殖比に対する感度は大きい結果であった。また、図 5.1-5 の  $V_{f,eff}$ 及び  $V_m/V_{f,eff}$ 比と増殖比の関係マップより、 $V_m/V_{f,eff}$ 比は少なくとも「CDA 影響緩和炉心」の 0.4 以上の値となることから、設計目標である 1.1 以上の増殖比を確保するためには、少なくとも 0.22 以上の実効燃料体積比が要求される結果であった。

ドップラ係数については、図 5.1-4 に示したように、実効燃料体積比を 35%から 20%に低減することで、絶対値で 34%程度減少する結果であり、燃料体積比の減少は安全性上厳しくなる方向であることがわかった。

### (b) 被覆材 $\text{Si}_3\text{Zr}_5$ 炉心

Nb 基合金炉心のパラメータサーベイ同様、実効燃料体積比について 35%・20%・5%の 3 ケース、材料体積/実効燃料体積比( $V_m/V_{f,eff}$ 比)について 0.4・0.7・1.1 の 3 ケースを設定し評価を行った。評価結果として、各ケースの実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )、 $V_m/V_{f,eff}$ 比、Pu 富化度、増殖比、ドップラ係数等の値を表 5.1-4 にまとめた。また、実効燃料体積比と増殖比の関係を図 5.1-6、 $V_m/V_{f,eff}$ と増殖比の関係を図 5.1-7、 $V_{f,eff}$ 及び  $V_m/V_{f,eff}$ 比と増殖比の関係マップを図 5.1-8 に示した。

$\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心では、Nb 基合金炉心に比べ被覆材の中性子吸収効果が小さいことから全体的に増殖比が高い結果であった。被覆材の核特性への影響が小さいため、図 5.1-7 に示したように、 $V_m/V_{f,eff}$ の増殖比に対する感度は非常に小さく、図 5.1-6 に示したように、増殖比はほぼ実効燃料体積比で決まることがわかった。また、

図 5.1-8 の  $V_{f,eff}$  及び  $V_m/V_{f,eff}$  比と増殖比の関係マップより、被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心では、設計目標である 1.1 以上の増殖比を確保するために必要な実効燃料体積比は 0.16 以上であり、被覆材 Nb 基合金炉心より大幅に改善されることがわかった。

### 5.1.2 安全性パラメータサーベイ

安全性に関するパラメータサーベイとして、① 燃料ピン仕様(実効燃料体積比・圧力損失)、② 物性値・ドップラ係数、をパラメータとして設定して、代表的な仮想事象(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」)時の 1 次ピーク・2 次ピーク温度への影響を評価することとした。

#### (1) 燃料ピン仕様(実効燃料体積比・圧力損失)

##### (i) 検討条件

###### ・解析方法

ヘリウム冷却プラント向け汎用動特性コードを使用。系統図、燃料集合体概略図に従い流動ネットワークをモデル化。

###### ・対象炉心

2000 年度検討の「CDA 影響緩和炉心」<sup>[4]</sup>を対象とした。「CDA 影響緩和炉心」の基本仕様については表 5.1-1 参照。

###### ・想定事象

厳しい仮想事象として「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」を想定。動特性解析の主要な条件としては、以下の通りとした。

- 実効開口面積 : 50 cm<sup>2</sup>(フローリストラクター<sup>[7]</sup>により制限)
- 流量 : 事象後 0.1 秒で 4 ループから 3 ループへ低下 (流量 75%に低下)
- スクラム : 失敗
- 受動的安全機器 : SASS 想定 (作動温度 950°C(平均チャンネル温度)、応答遅れ 100 秒)
- 崩壊熱除去系 : 自然循環 4 ループ  
空気冷却器ダンパ (事象開始後 60 秒で全開)
- 原子炉容器内圧力 : 定格時内圧 6 MPa から格納容器雰囲気圧 0.6 MPa までの低下を想定
- タービン流量半減時間 : 60 秒

###### ・成立目安温度(暫定)

2,000°C以下(Nb 基合金の融点は 2,650°C程度であり、事故時における冷却材流路確保の観点から、Nb 基合金の形状維持が期待される温度として暫定的に設定)

##### (ii) 検討結果

実効燃料体積比と圧力損失を変更させるべく、燃料ピン径と燃料ピンピッチをパラメータとし、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時における安全性をサーベイすることとした。ピン径としては、15.4 mm、12.1 mm、8.8 mm、5.5 mm の 4 ケースを想定し、ピンピッチは各ピン径ケースとも適切な実効燃料体積比・圧力損失範囲をカバーするよう設定することとした。今回のサーベイでカバーしている圧力損失-実効燃料体積比の範囲を図 5.1-9 にマップとして示した。

表 5.1-5 に、パラメータである「燃料ピン仕様」「実効燃料体積比」「圧力損失」等、及び、動特性解析の結果として「1次ピーク温度」「2次ピーク温度」等をまとめた。解析の結果、安全成立性を有するケースとして、「ケース 1-1」「ケース 2-4」「ケース 2-5」「ケース 3-3」「ケース 3-4」「ケース 4-2」「ケース 4-3」が得られ、代表的な結果としてピン径 12.1 mm・P/D=1.53 の「ケース 2-5」の過渡挙動(短期挙動、長期挙動)、及び、ドップラ反応度の推移を図 5.1-10・図 5.1-11 に示した。

いずれのケースとも 1 次ピークは SASS の作動で発生しており、1 次ピークの成立性については、100 秒程度の迅速な応答時間で添加される負の反応度添加機能が必要であることがわかった。自然循環時に生じる 2 次ピークについては、図 5.1-12 に圧力損失-実効燃料体積比と 2 次ピーク温度の関係マップを示すが、圧力損失が小さく燃料体積比が大きい領域(マップ右下側)で、2 次ピーク温度が低くなる傾向が認められた。ここで、2 次ピークが成立性目安温度(2,000°C)を満足する条件としては、ピン径 12.1 mm のケースでは P/D=1.5 以上、ピン径 8.8 mm のケースでは P/D=1.6 以上、ピン径 5.5 mm のケースでは P/D=1.7 以上となる結果が得られた。このことから、2 次ピークの成立性に関しては、ピン径を太径とするか、そうでない場合には P/D をより大きく設定する必要があることがわかった。

## (2) 物性値・ドップラ係数・流出孔面積

### (i) 検討条件

#### ・解析方法

上述(5.1.2 項 (1)(i))と同様。

#### ・対象炉心

燃料ピン径 8.80 mm・P/D=1.82 (実効燃料体積比 14.9%・圧力損失 0.155kgf/cm<sup>2</sup>)  
とした炉心を基準ケースとした。

#### ・想定事象

「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象を想定した。動特性解析の主要な条件としては、上述(5.1.2 項 (1)(i))の条件をベースに実効開口面積のみ緩和した条件を想定し、以下の通りとした。

・実効開口面積 : 100 cm<sup>2</sup>(フローリストラクター<sup>[7]</sup>により制限)

#### ・成立目安温度(暫定)

上述(5.1.2 項 (1)(i))と同様、2,000°C以下。

### (ii) 検討結果

#### (a) 炉心熱容量

単位出力当たりの熱容量について、基準ケース炉心の 7,261 J/K/MW から 30,000 J/K/MW (4.13 倍)まで増加することを想定した。解析結果として、各ケースの温度・ドップラ反応度の履歴(短期・長期挙動)を図 5.1-13・図 5.1-14 にそれぞれ基準ケースと比較して示した。

評価の結果、SASS 作動前は、発熱量と対流除熱量の差による蓄熱量と熱容量の比が温度上昇に寄与するが、熱容量が大きいと温度上昇が遅れるため、ドップラ反応度の効果が遅れ、結果として蓄熱量が増加し熱容量が大きい分をキャンセルすることになり、1 次ピーク温度の抑制はあまり期待できないことがわかった。SASS 作動後については、急激に発熱量が減少するため、対流除熱量と熱容量の比が温度低下に寄与するが、対流除熱量は変わらないため、熱容量が大きい効果が

直接働くことになり、温度低下は基準ケースより明らかに緩慢となることが認められた。

以上、熱容量の増加は、1次ピーク温度について、やや低下するものの大きな変化は見られないのに対し、1次ピーク以降の温度低下挙動は明らかに緩慢となることから、むしろ高温状態を長時間維持する結果を導くことがわかった。

#### (b) ドップラ係数

ドップラ係数について、基準ケース炉心の $-0.002 \text{ Tdk/dT}$ から $-0.01 \text{ Tdk/dT}$  (5倍)まで増加することを想定した。解析結果として、各ケースの温度・ドップラ反応度の履歴(短期・長期挙動)を図 5.1-15・図 5.1-16 にそれぞれ基準ケースと比較して示した。

結果として、1次ピークについて、基準ケースでは SASS 作動時に  $2,000^\circ\text{C}$  を越えているが、ドップラ係数増大ケースでは、事象初期に $-30\%$ 程度のドップラ反応度が添加されることで出力の上昇が抑制され、SASS の作動無しで  $1,660^\circ\text{C}$  と成立目安温度以下に制限されることがわかった。しかし、一方で、SASS のような原子炉を停止させる機構が作動していないことから、炉心出力は 1,800 秒以降では崩壊熱レベルよりも高めで推移するため(定格比の 1.8 %程度)、ホットストップの温度は発散し 3,000 秒では  $2,500^\circ\text{C}$  と成立目安温度を大きく上回る結果が得られた。

以上、ドップラ係数の増加は、1次ピーク温度の抑制には効果的であるが、1次ピーク以降の温度の抑制については、別途 SASS 等の原子炉を停止する機構が必要となることがわかった。

#### (c) 冷却材物性値に関する検討結果

冷却材が液体の場合には、一般に、液体温度の上昇とともに流体の粘性係数は減少するため流動抵抗が減少し、かつ、高温部では浮力も大きくなることから、高温チャンネルでは流量が相対的に増加し、流量の再配分が生じることになる。一方、冷却材がガスの場合には、ガス温度の上昇によりガスの粘性係数は(液体とは逆に)増加し流動抵抗も増加するため、ホットチャンネルの流量は低下することになる。層流域においては、流動抵抗係数は流速に反比例するため、流量の低下は流動抵抗の増加を導き、更なる流量低下を招く悪循環が生じることになる。唯一、浮力だけが温度上昇とともに増加し、流量を増加させる方向に作用するが、気体の熱膨張率は気体の絶対温度に反比例するため、高温になるほど温度上昇による浮力の増加率は低くなる。以上のことに起因して、ガス冷却炉のホットチャンネルについては、流量減少時に温度上昇が逸走する結果が認められる。そこで、ガスの物性値(「動粘性係数」「密度」「比熱」「熱伝導度」)が自然循環時の熱挙動に及ぼす影響を検討するため、ホットチャンネルの物性値をパラメータとしてサーベイを行うこととした。

ここで、解析ケースとしては、① 基準ケースのホットチャンネルにおける物性(「動粘性係数」「密度」「比熱」「熱伝導度」)を全て平均チャンネル最高温度での値に固定したケースと、② ホットチャンネルにおける物性の内「動粘性係数」のみ平均チャンネル最高温度での値に固定したケース、の 2 ケースについて解析を行った。解析結果として、両ケースの最高温度の履歴を図 5.1-17・図 5.1-18 にそれぞれ基準ケースと比較して示した(ここで、ドップラ係数としては、(b)のドップラ係数増大ケースの値( $-0.01 \text{ Tdk/dT}$ )とした)。

図 5.1-17 において、ホットチャンネルにおける全ての物性を平均チャンネル最高温度の値に固定したケースでは、ホットチャンネルの最高温度に逸走が見られず整定する結果が得られた。また、図 5.1-18 の「動粘性係数」のみ平均チャンネル最高温度の値に固定したケースでは、先のケースと比較して温度上昇に伴う密度低下により浮力が上昇する効果加わるため、自然循環流量が多くなり、先のケースより低い温度で整定することが認められた。

以上、ホットチャンネルの物性について、仮に一定の温度の物性値を採用した場合には、過渡時の最高温度について逸走が生じないことが確認された。

#### (d) 流出孔面積に関する検討結果

流出孔面積について、基準ケースの  $100\text{cm}^2$  から  $50\text{cm}^2$  に制限することを想定した。解析結果として、各ケースの温度・ドップラ反応度の履歴(短期・長期挙動)を図 5.1-19・図 5.1-20 にそれぞれ基準ケースと比較して示した(ここで、炉心熱容量としては、(a)の熱容量増加ケースの値( $30,000\text{ J/K/MW}$ )とした)。

結果として、1次ピークについては、流量・圧力の低下が遅れる分、基準ケースより  $500^\circ\text{C}$  程度低減していることがわかる。また、長期挙動についても、減圧の時定数が延びることから自然循環流量は増加し、基準ケースより低い温度で推移する結果が得られた。

以上、流出孔面積の減少は、流量・圧力低下の遅れを導き除熱性が向上するため1次ピーク・2次ピーク温度とも大幅に改善されることが確認された。

表 5.1-1 2000 年度「CDA 影響緩和炉心」の主要な炉心・燃料仕様

	項目	仕様
炉心仕様	炉心出力	2400 MWt
	炉心出入口温度	850°C/460°C
	冷却材圧力	6 MPa
	炉心等価直径	489 cm
	炉心高さ	1.2 m
	軸方向ブランケット高さ(上/下)	40cm/40cm
	燃料集合体数(内側/外側/径ブラ)	168/150/150 体
	集合体ピッチ	20.71 cm
	体積比 燃料 (MN) 冷却材 (He) 構造材 (被覆+ラッパ管)(Nb 基合金)	38.5 % 46.6 % 14.9 %
	実効燃料体積比*	30.8 %
燃料仕様	燃料形態	窒化物 ( <sup>15</sup> N 100%濃縮) 中空ペレット
	被覆材	Nb 基合金(Nb-1%Zr-C)
	燃料ピン内径/外径	1.000/1.100 cm
	燃料ピンピッチ	1.331 cm
	燃料ピンピッチ/外径比(P/D)	1.21
	燃料ピン支持方式	グリッドスパーサ
	スミア密度	80 %TD
	燃料ピン全長	320.0 cm
	粗面長(リブ領域長さ)	120.0 cm
	粗面要素(リブ)高さ/幅	0.15/0.30 mm
	粗面要素(リブ)間隔	1.5 mm
	集合体当たり燃料ピン本数	214 本

\* 燃料体積比にスミア密度(80%TD)考慮。



表 5.1-2 核特性パラメータサーベイ結果  
(被覆材の核特性への影響)

項目	被覆材 Nb 基合金炉心 (基準ケース)	被覆材 Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub> 炉心
被覆材	Nb 基合金 (Nb-1%Zr-C)	Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub>
Pu 富化度(内側/外側)	17.0/21.0 w/o	11.1/15.5 w/o
運転サイクル長さ	23.2 ヶ月	23.2 ヶ月
燃料交換バッチ数	6 バッチ	6 バッチ
取出平均燃焼度	13.6 万 MWd/t	12.8 万 MWd/t
燃焼欠損反応度	-1.9 % Δ k/kk'	-1.3 % Δ k/kk'
増殖比 炉心	0.76	0.92
軸方向ブランケット	0.30	0.39
径方向ブランケット	0.14	0.21
合計	1.20	1.53
出力分担 炉心	0.91	0.85
軸方向ブランケット	0.07	0.11
径方向ブランケット	0.02	0.04
最大線出力	434 W/cm	384 W/cm
ドップラ係数	-1.2×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT	-2.9×10 <sup>-3</sup> Tdk/dT
減圧反応度	-0.08 % Δ k/kk'	-0.33 % Δ k/kk'

表 5.1-3 核特性パラメータサーベイ結果(実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )・材料体積比( $V_m$ )の核特性への影響)  
(被覆材 Nb 合金炉心)

項目	ケース 1-1 (基準ケース)	ケース 1-2	ケース 1-3	ケース 2-1	ケース 2-2	ケース 2-3	ケース 3-1	ケース 3-2	ケース 3-3
・実効燃料体積比( $V_{f,eff}$ )*1	35 %		20 %		5 %				
・材料体積*2/実効燃料体積比 ( $V_m/V_{f,eff}$ 比)	0.4	0.7	1.1	0.4	0.7	1.1	0.4	0.7	1.1
・炉心等価直径	3.7 m		4.9 m			9.9 m			
・炉心高さ	120 cm								
・Pu 富化度(内側/外側)	17.7/21.1 w/o	22.1/26.3 w/o	26.9/32.0 w/o	23.2/27.6 w/o	27.1/32.2 w/o	31.4/37.4 w/o	58.0/69.0 w/o	59.9/71.3 w/o	62.5/74.4 w/o
・燃焼欠損反応度	2.2 % $\Delta k/kk'$	3.7 % $\Delta k/kk'$	4.7 % $\Delta k/kk'$	2.9 % $\Delta k/kk'$	3.9 % $\Delta k/kk'$	4.6 % $\Delta k/kk'$	3.2 % $\Delta k/kk'$	3.4 % $\Delta k/kk'$	3.5 % $\Delta k/kk'$
・増殖比 炉心 軸ブラ 径ブラ 合計	0.74 0.31 0.16 1.21	0.64 0.24 0.12 1.00	0.54 0.17 0.09 0.80	0.56 0.34 0.18 1.08	0.50 0.28 0.14 0.92	0.44 0.22 0.11 0.77	0.17 0.18 0.11 0.47	0.17 0.18 0.10 0.45	0.16 0.17 0.09 0.41
・ドップラ係数	$-1.18 \times 10^{-3}$ Tdk/dT	-	-	$-0.78 \times 10^{-3}$ Tdk/dT	-	-	-	-	-

\*1 燃料体積比にスミア密度(80%TD)考慮。

\*2 材料体積比( $V_m$ ) = 被覆材体積比( $V_c$ ) + 構造材体積比( $V_s$ )

表 5.1-4 核特性パラメータサイベイ結果(実効燃料体積比( $V_{\text{eff}}$ )・材料体積比( $V_m$ )の核特性への影響)  
(被覆材  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  炉心)

項目	ケース 1-1 (基準ケース)	ケース 1-2	ケース 1-3	ケース 2-1	ケース 2-2	ケース 2-3	ケース 3-1	ケース 3-2	ケース 3-3
・実効燃料体積比( $V_{\text{eff}}$ )*1	35 %								
・材料体積*2/実効燃料体積比 ( $V_m/V_{\text{eff}}$ 比)	0.4	0.7	1.1	0.4	0.7	1.1	0.4	0.7	1.1
・炉心等価直径	3.7 m			4.9 m			9.9 m		
・炉心高さ	120 cm								
・Pu 富化度(内側/外側)	11.7/16.4 w/o	12.5/17.5 w/o	13.5/18.9 w/o	18.2/25.5 w/o	18.8/26.3 w/o	19.6/27.4 w/o	44.7/62.6 w/o	44.4/62.2 w/o	44.3/62.0 w/o
・燃焼欠損反応度	-1.0 % $\Delta k/kk'$	-0.5 % $\Delta k/kk'$	0.1 % $\Delta k/kk'$	1.6 % $\Delta k/kk'$	1.8 % $\Delta k/kk'$	2.1 % $\Delta k/kk'$	2.6 % $\Delta k/kk'$	2.7 % $\Delta k/kk'$	2.7 % $\Delta k/kk'$
・増殖比 炉心 軸ブラ 径ブラ 合計	0.88 0.40 0.24 1.52	0.87 0.38 0.23 1.47	0.85 0.35 0.21 1.41	0.64 0.37 0.26 1.27	0.64 0.35 0.25 1.24	0.63 0.34 0.23 1.20	0.24 0.24 0.19 0.66	0.25 0.25 0.18 0.67	0.25 0.25 0.18 0.68
・ドップラ係数	$-1.61 \times 10^{-3}$ Tdk/dT								

\*1 燃料体積比にスミア密度(80%TD)考慮。

\*2 材料体積比( $V_m$ ) = 被覆材体積比( $V_c$ ) + 構造材体積比( $V_s$ )

表 5.1-5(1/2) 安全性パラメータサーベイ結果(燃料ピン径・P/D の安全性への影響)  
(被覆材 Nb 合金炉心)

項目	ケース 1-1	ケース 2-1	ケース 2-2	ケース 2-3	ケース 2-4	ケース 2-5
燃料ピン径	15.40 mm	12.10 mm				
燃料ピンピッチ	22.48 mm	16.34 mm	17.30 mm	17.55 mm	17.91 mm	18.51 mm
P/D	1.46	1.35	1.43	1.45	1.46	1.53
実効燃料体積比(V <sub>feff</sub> )*1	0.237	0.272	0.243	0.237	0.228	0.214
V <sub>m</sub> /V <sub>feff</sub>	0.375	0.392	0.399	0.400	0.403	0.407
定格時バンドル部圧力損失	0.0674 MPa	0.1906 MPa	0.1029 MPa	0.0887 MPa	0.0697 MPa	0.0511 MPa
最大線出力	1120.3 W/cm					
定格時燃料最高温度 (ノミナルホッテスト)	994°C	1211°C	1251°C	1258°C	1275°C	1287°C
定格時被覆管最高温度 (ノミナルホッテスト)	926°C	926°C	943°C	948°C	964°C	973°C
1次ピーク温度(被覆管)	1962°C	1793°C	1818°C	1840°C	1860°C	1847°C
1次ピーク発生時間	101秒	101秒	101秒	109秒	101秒	101秒
2次ピーク温度(被覆管)	1390°C	2次ピーク無し (発散)	2次ピーク無し (発散)	5159°C	1825°C	1138°C
2次ピーク発生時間	3950秒	2次ピーク無し (発散)	2次ピーク無し (発散)	6212秒	4571秒	3808秒
安全成立性*2	成立	不成立 (1554秒)	不成立 (2378秒)	不成立 (2729秒)	成立	成立

\*1 燃料体積比にスミア密度(80%TD)考慮。

\*2 成立条件として、1次ピーク・2次ピーク(被覆管)が成立目安温度(2,000°C)を下回ることを想定。不成立のケースについては、2次ピーク温度が成立目安温度を越える時刻を記述。

表 5.1-5(2/2) 安全性パラメータサーベイ結果(燃料ピン径・P/D の安全性への影響)  
(被覆材 Nb 合金炉心)

項目	ケース 3-1	ケース 3-2	ケース 3-3	ケース 3-4	ケース 4-1	ケース 4-2	ケース 4-3
	燃料ピン径	5.50 mm					
燃料ピンピッチ	13.38 mm	13.55 mm	13.73 mm	14.52 mm	9.35 mm	9.46 mm	9.63 mm
P/D	1.52	1.54	1.56	1.65	1.70	1.72	1.75
実効燃料体積比(V <sub>feff</sub> )*1	0.211	0.206	0.201	0.180	0.183	0.179	0.174
V <sub>m</sub> /V <sub>feff</sub>	0.454	0.456	0.458	0.469	0.523	0.526	0.531
定格時バンドル部圧力損失	0.0724 MPa	0.0640 MPa	0.0562 MPa	0.0326 MPa	0.0496 MPa	0.0451 MPa	0.0392 MPa
最大線出力	162.0 W/cm						
定格時燃料最高温度 (ノミナルホッテスト)	1114°C	1120°C	1125°C	1147°C	1032°C	1035°C	1040°C
定格時被覆管最高温度 (ノミナルホッテスト)	927°C	932°C	936°C	955°C	919°C	921°C	925°C
1次ピーク温度(被覆管)	1776°C	1789°C	1790°C	1817°C	1668°C	1673°C	1686°C
1次ピーク発生時間	120秒	121秒	120秒	120秒	122秒	122秒	123秒
2次ピーク温度(被覆管)	2次ピーク無し (発散)	2744°C	1613°C	892°C	2192°C	1695°C	1308°C
2次ピーク発生時間		6653秒	4679秒	3701秒	5745秒	5000秒	6268秒
安全成立性*2	不成立 (-)	不成立 (3754秒)	成立	成立	不成立 (4425秒)	成立	成立

\*1 燃料体積比にスミア密度(80%TD)考慮。

\*2 成立条件として、1次ピーク(被覆管)が成立目安温度(2,000°C)を下回ることを想定。不成立のケースについては、2次ピーク温度が成立目安温度を越える時刻を記述。

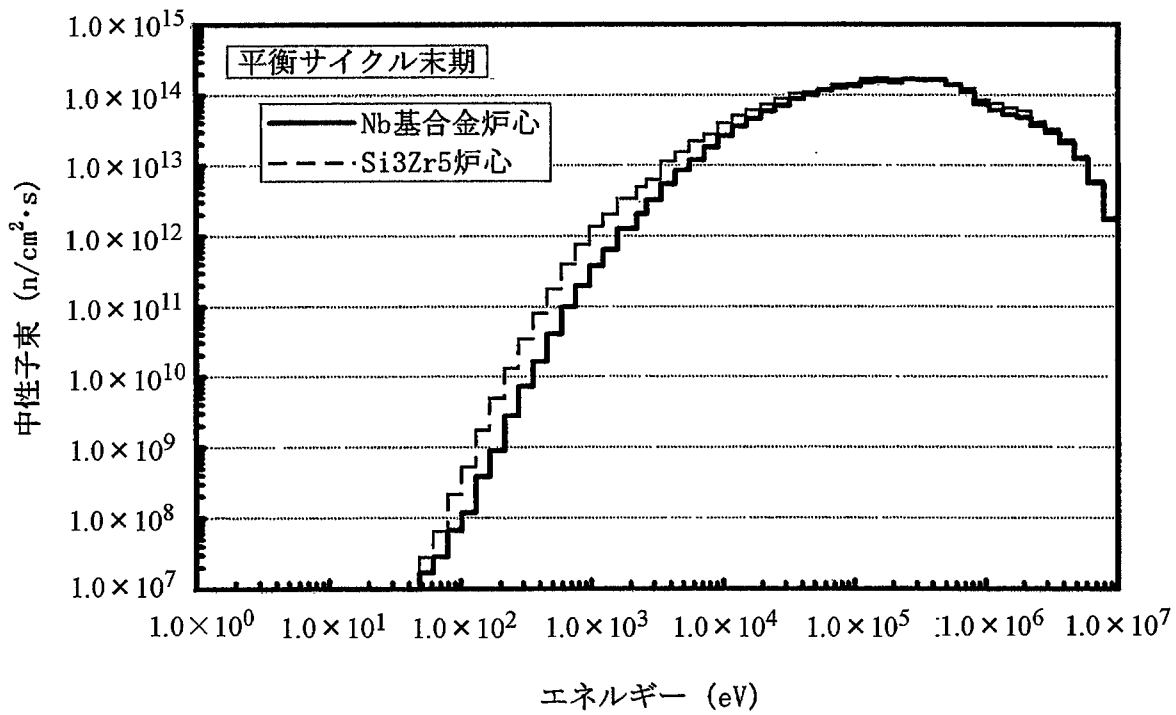
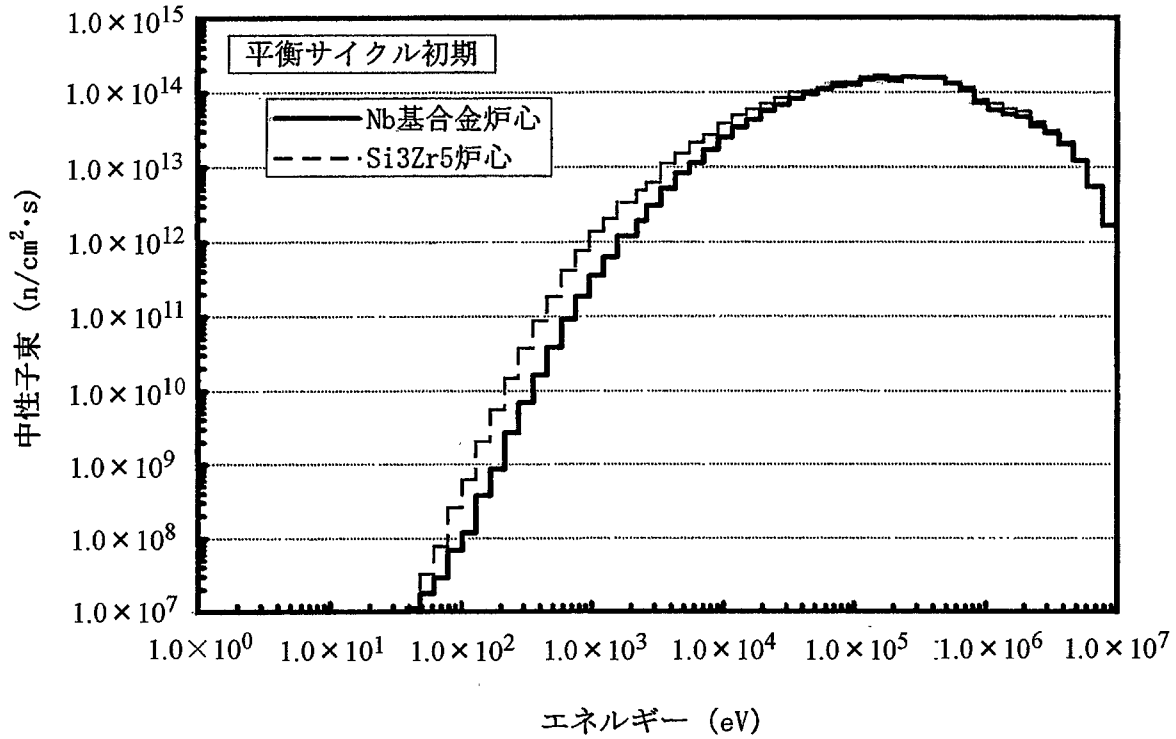


図 5.1-1 炉心部中性子スペクトルの比較  
(被覆材 Nb 基合金炉心・被覆材 Si<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub>炉心)

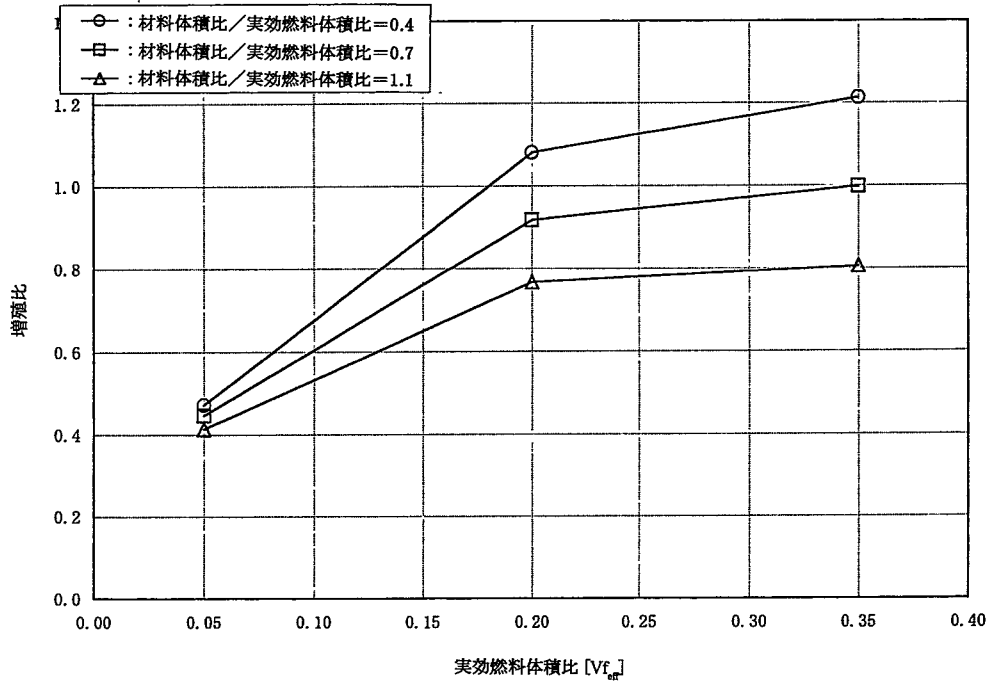


図 5.1-2 核特性パラメータサーベイ結果 (実効燃料体積比の増殖比への影響)  
(被覆材 Nb 基合金炉心)

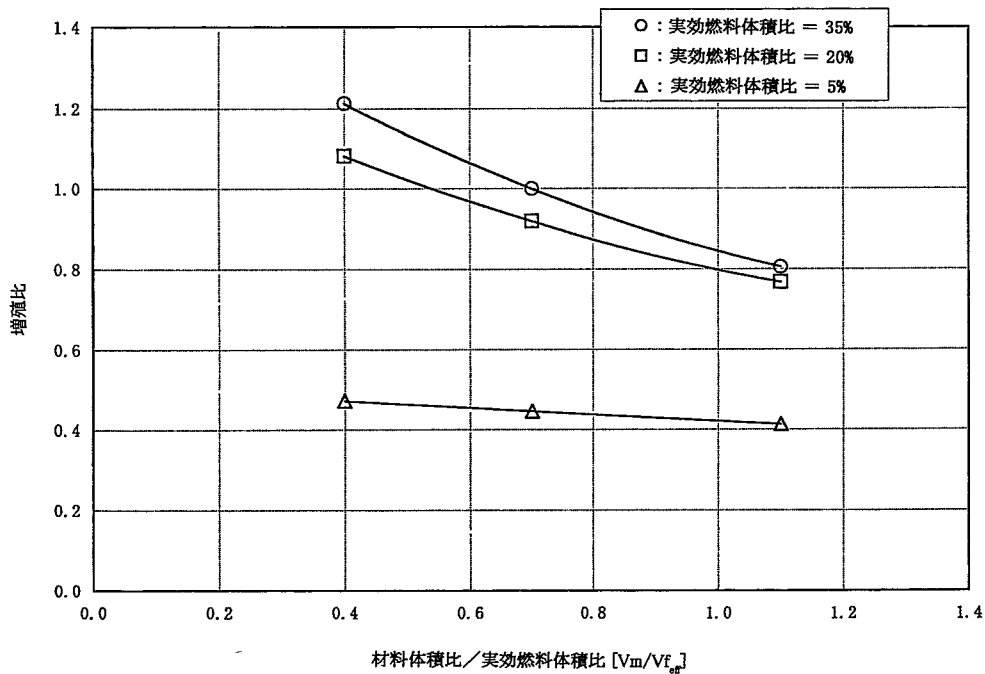


図 5.1-3 核特性パラメータサーベイ結果 (Vm/Vf<sub>eff</sub>の増殖比への影響)  
(被覆材 Nb 基合金炉心)

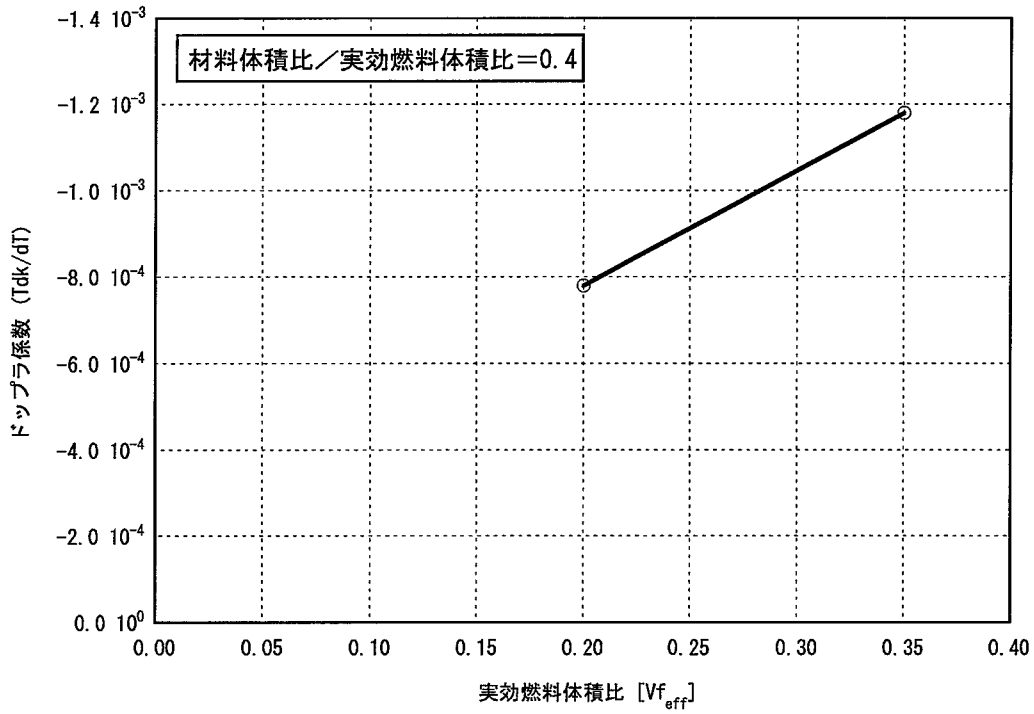


図 5.1-4 核特性パラメータサーベイ結果(実効燃料体積比のドップラ係数への影響)  
(被覆材 Nb 基合金炉心)

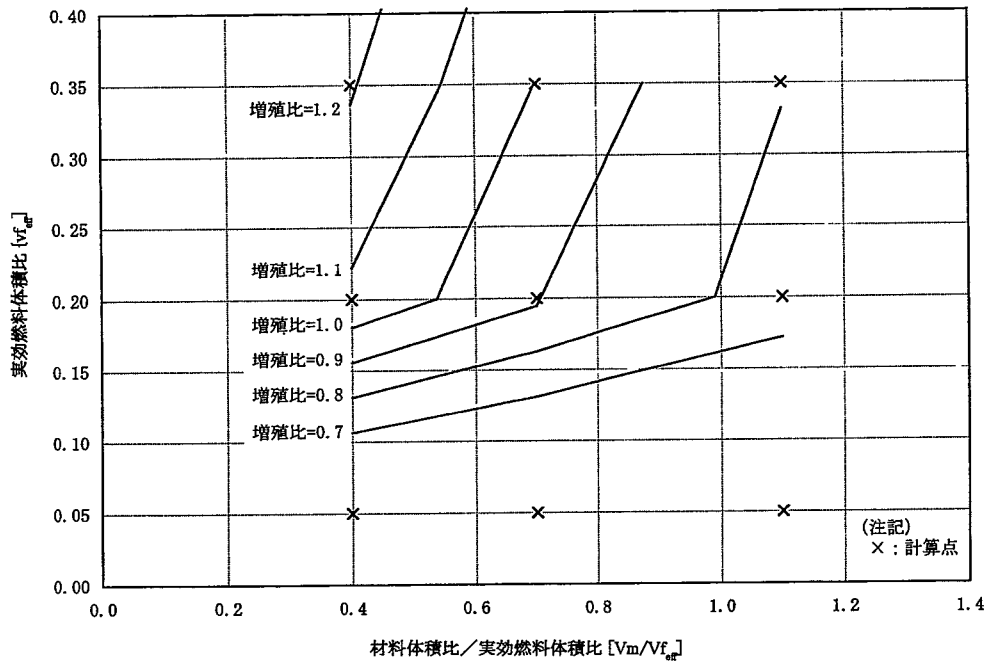


図 5.1-5  $V_{f_{eff}}$  及び  $V_m/V_{f_{eff}}$  比と増殖比の関係マップ  
(被覆材 Nb 基合金炉心)



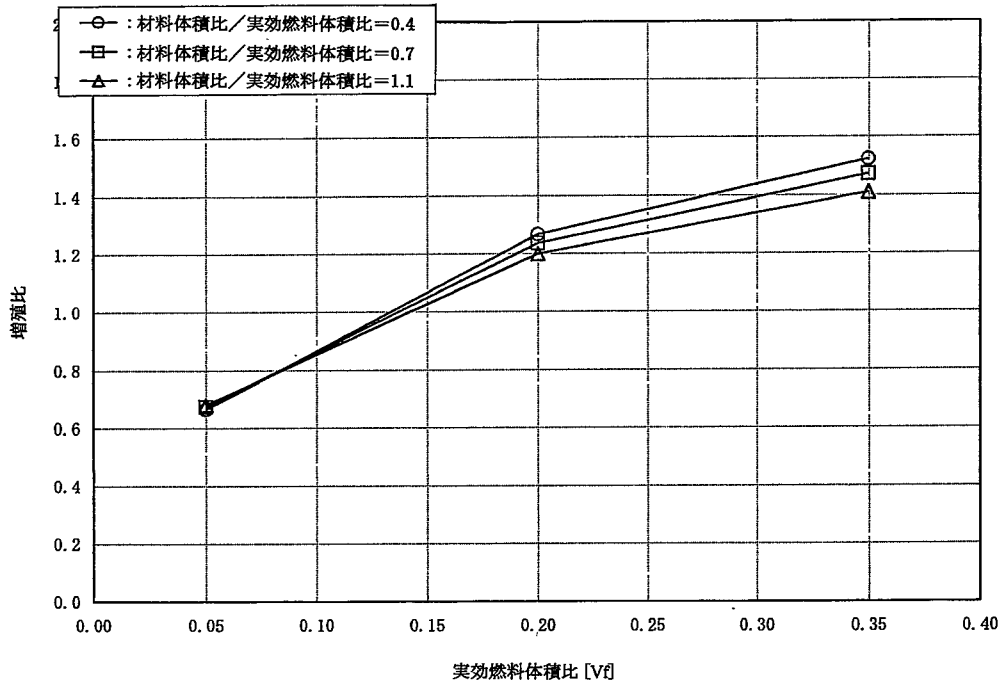


図 5.1-6 核特性パラメータサーベイ結果(実効燃料体積比の増殖比への影響)  
(被覆材 Si<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub> 炉心)

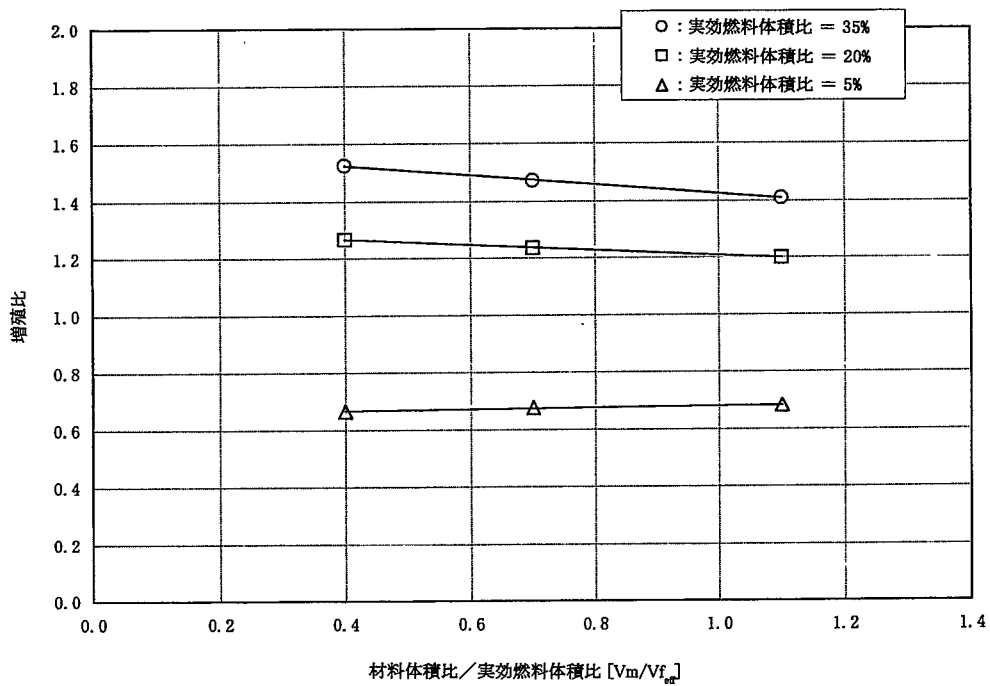


図 5.1-7 核特性パラメータサーベイ結果(V<sub>m</sub>/V<sub>f,eff</sub>の核特性への影響)  
(被覆材 Si<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub> 炉心)

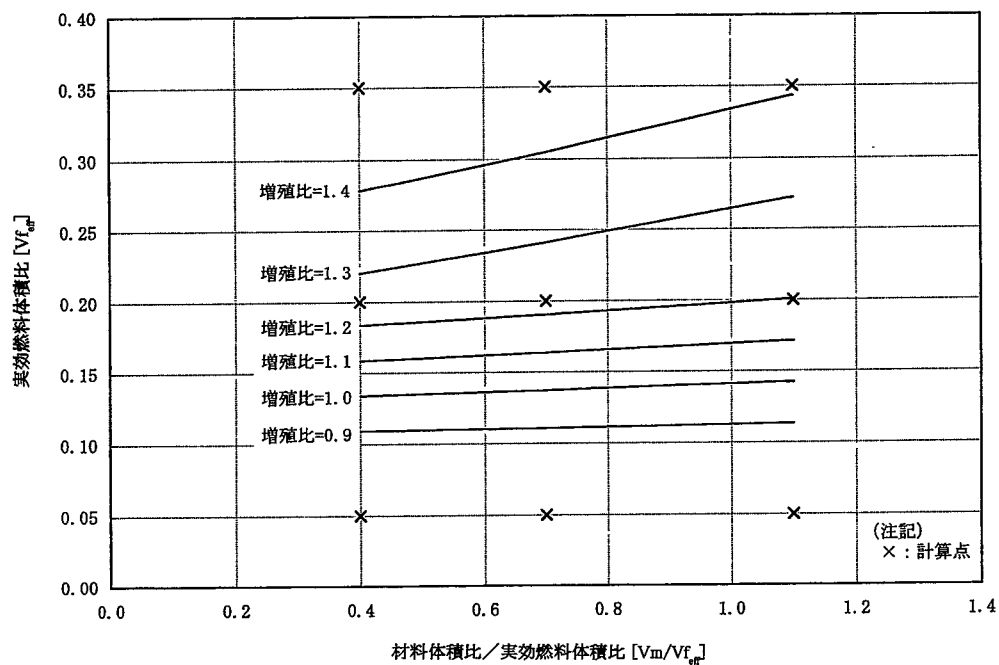


図 5.1-8  $V_{eff}$  及び  $V_m/V_{eff}$  比と増殖比の関係マップ  
(被覆材  $Si_3Zr_5$  炉心)

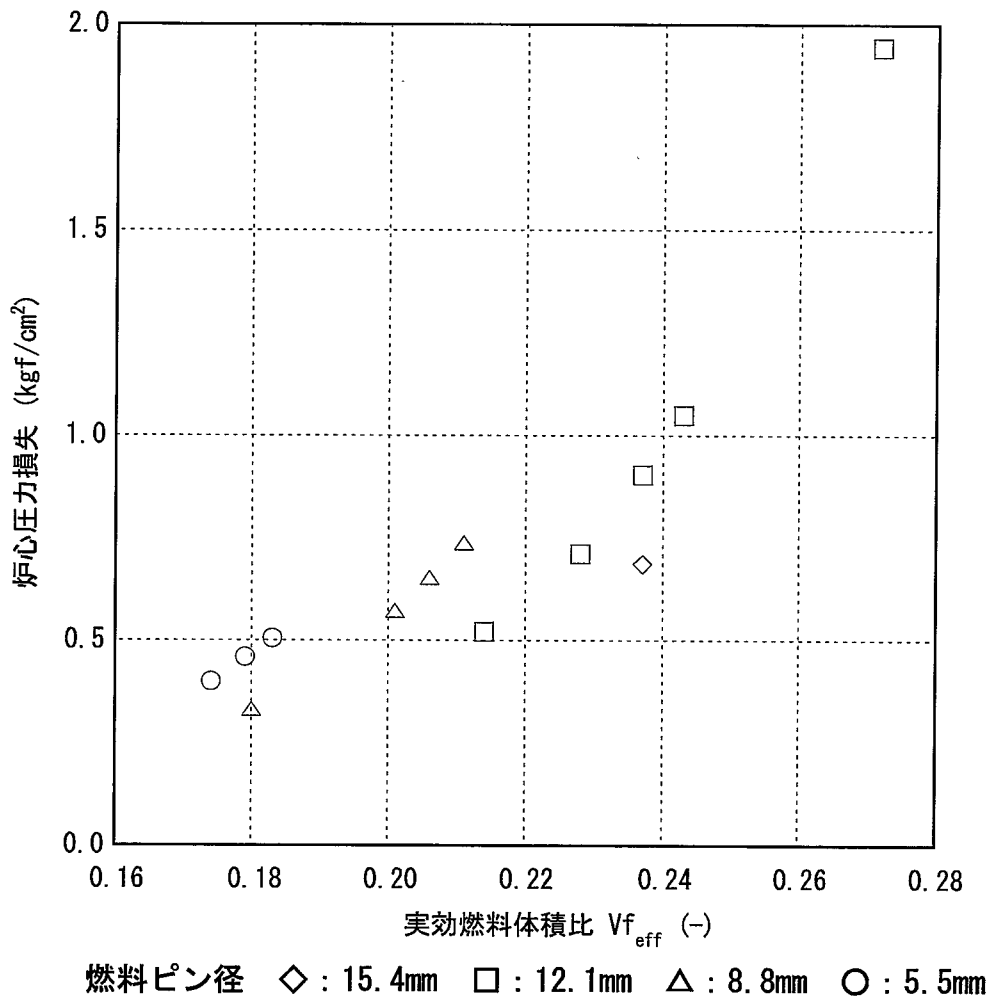
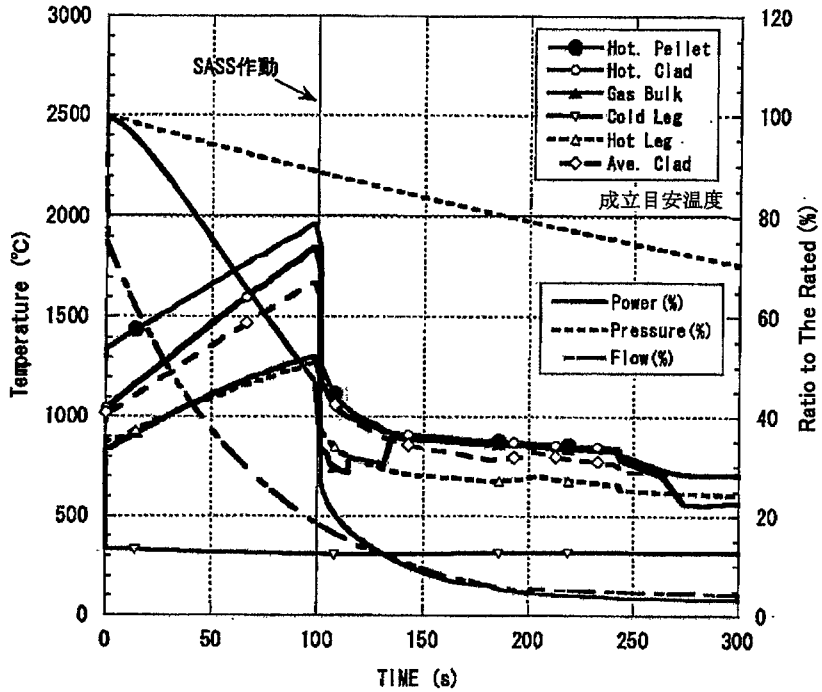
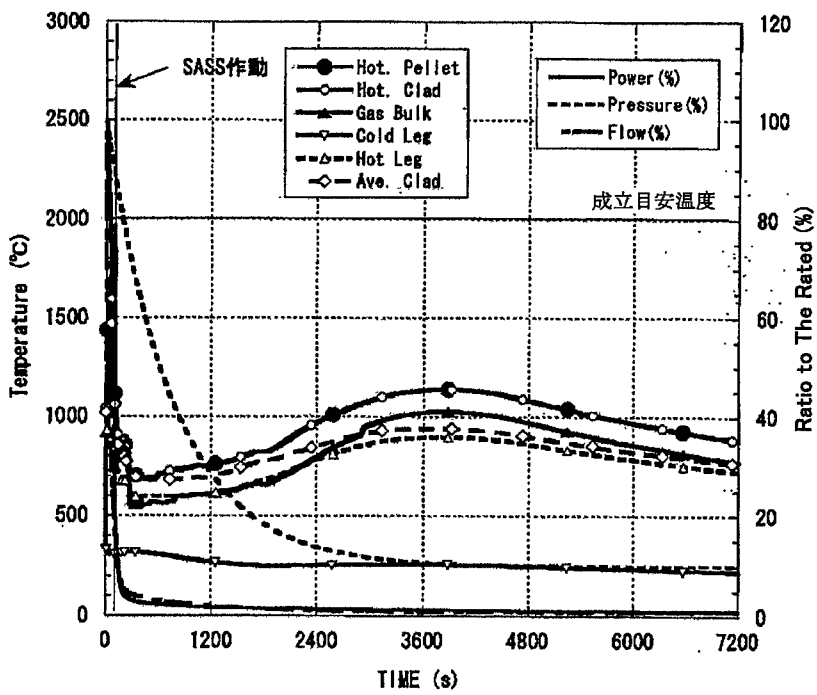


図 5.1-9 圧力損失-実効燃料体積比に関するサーベイ範囲のマップ



(a) 短期挙動



(b) 長期挙動

図 5.1-10 事故時温度履歴(短期挙動・長期挙動)(ケース 2-5)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

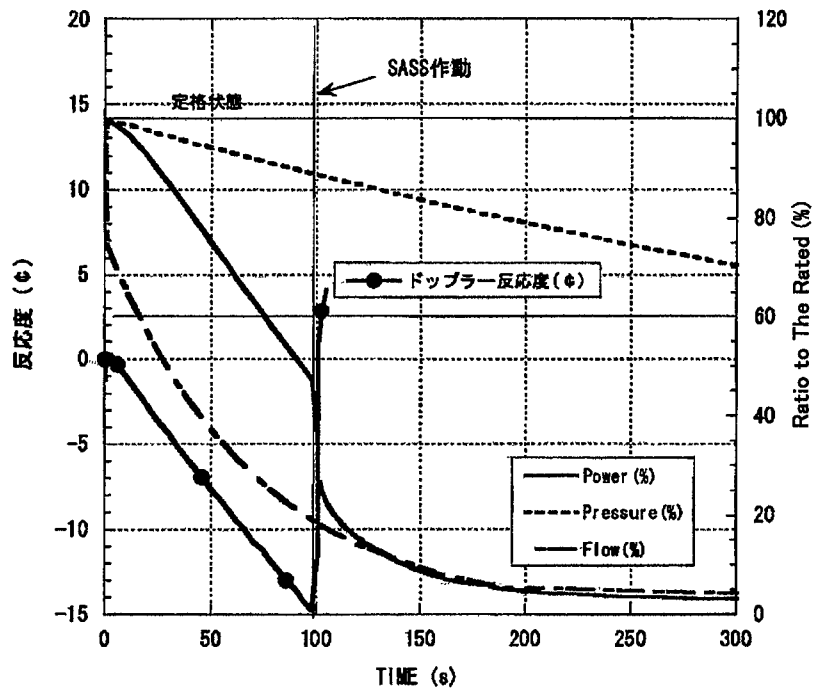


図 5.1-11 事故時ドップラ反応度履歴(短期挙動・長期挙動)(ケース 2-5)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

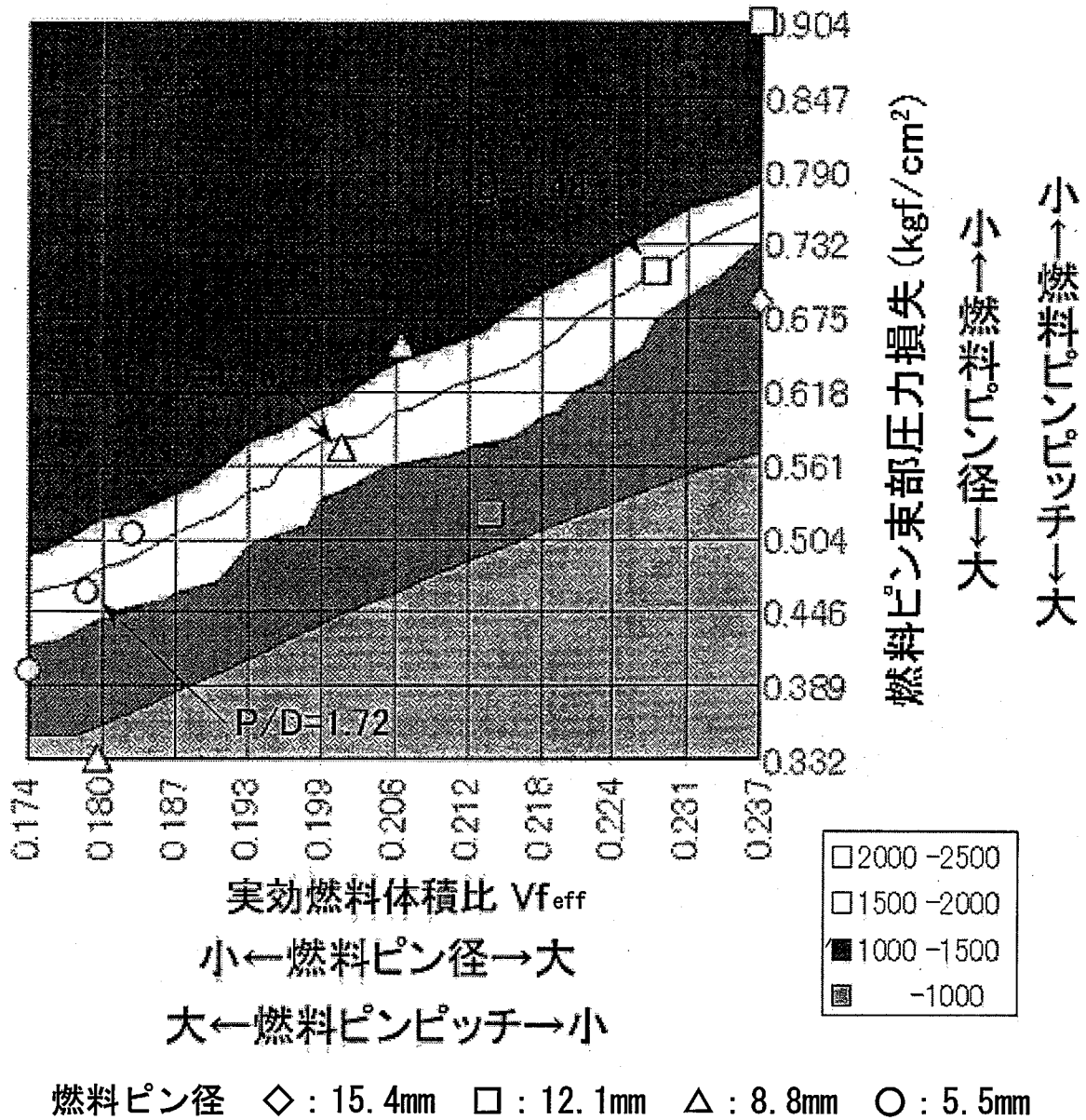
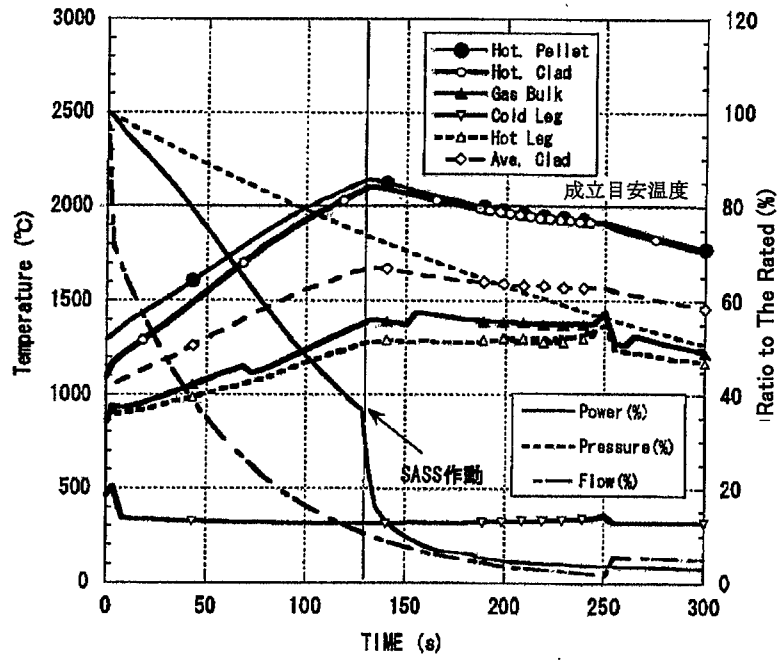
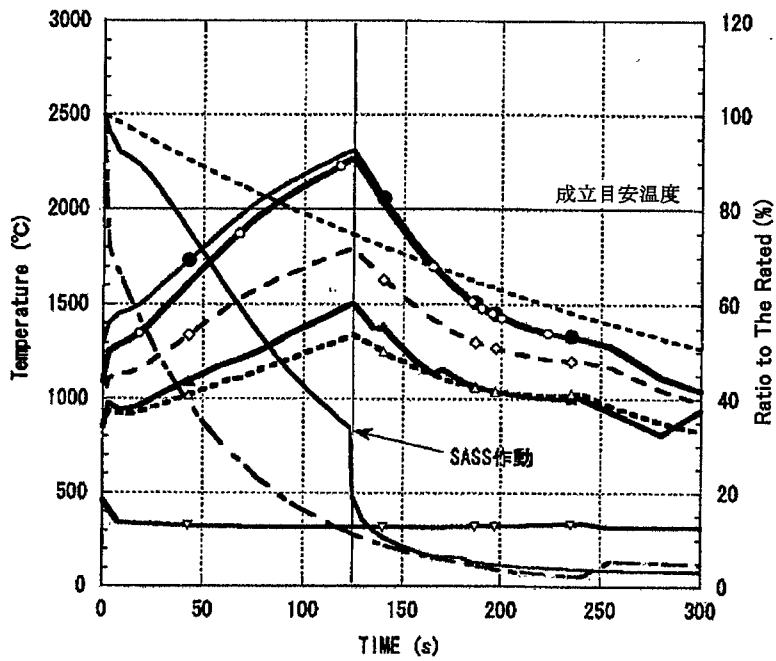


図 5.1-12 安全性パラメータサーベイ結果  
(圧力損失-実効燃料体積比と 2 次ピーク温度の関係マップ)

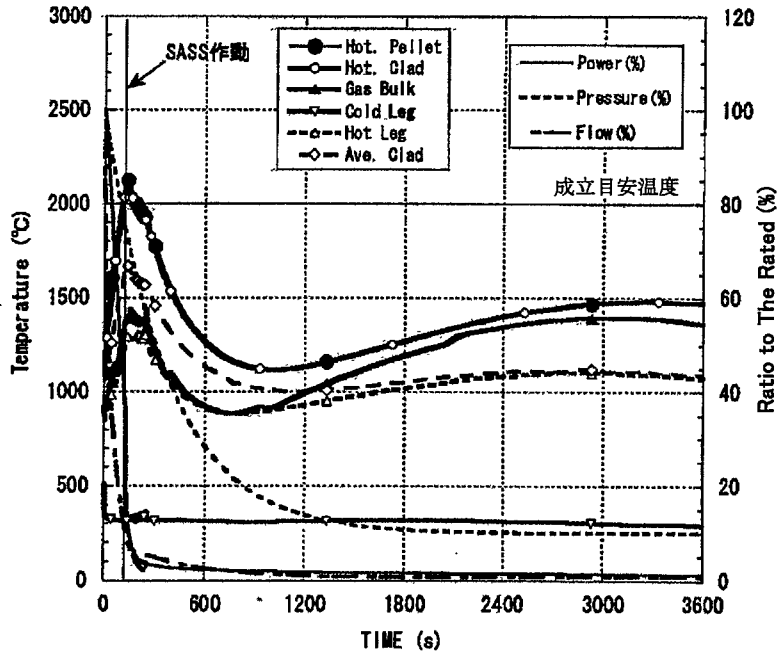


(a) 熱容量増加ケース(熱容量 : 30,000 J/K/MW)

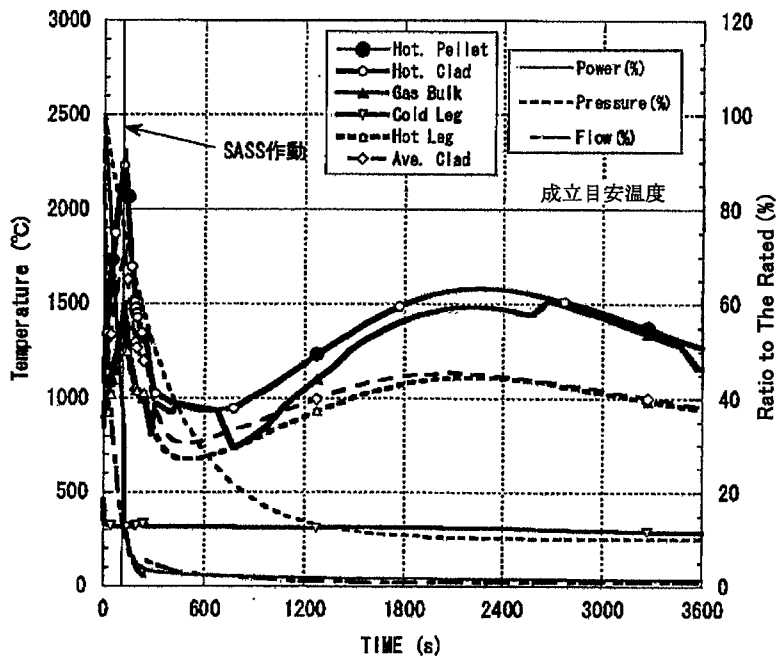


(b) 基準ケース(熱容量 : 7,261 J/K/MW)

図 5.1-13(1) 事故時温度履歴の比較(熱容量) (短期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



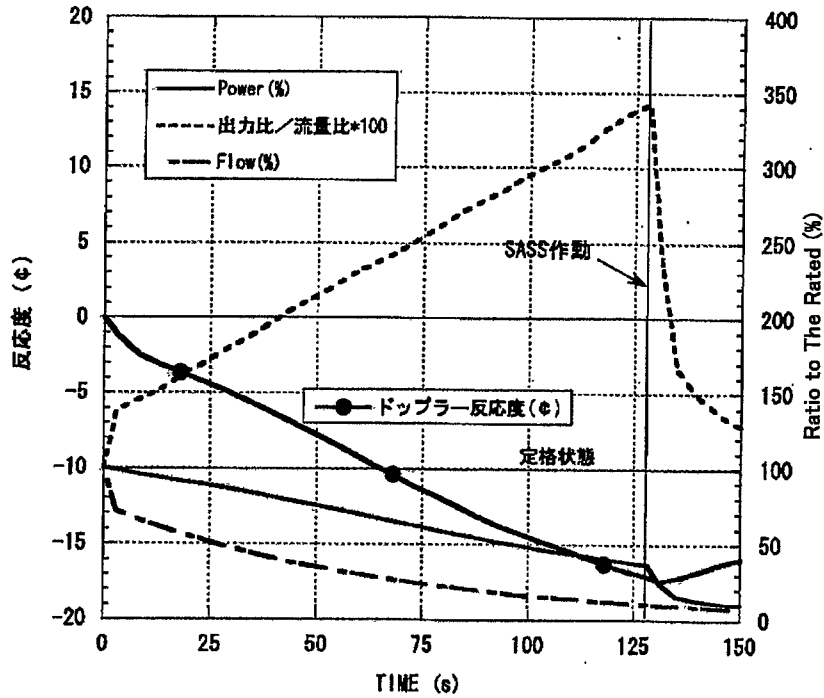
(a) 熱容量増加ケース(熱容量 : 30,000 J/K/MW)



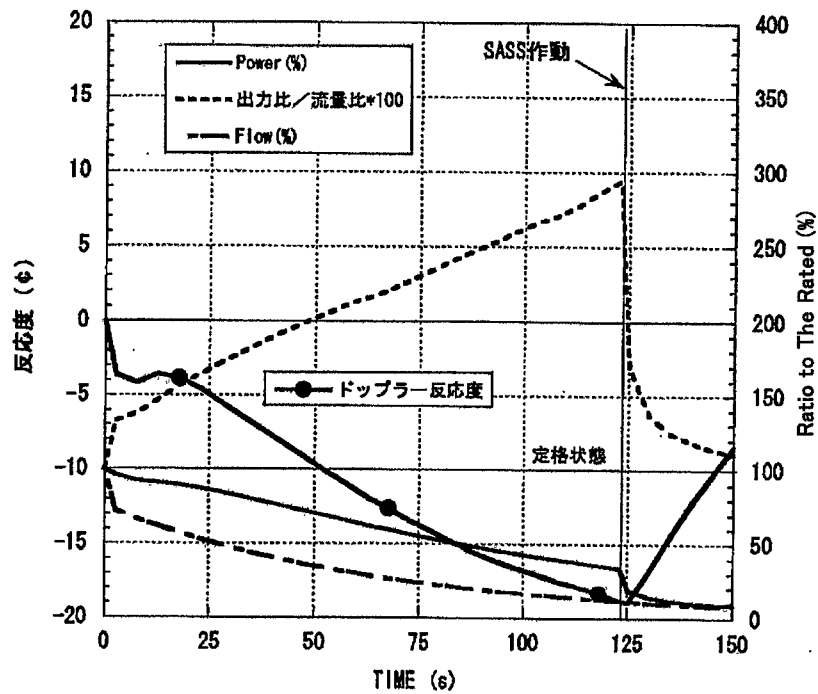
(b) 基準ケース(熱容量 : 7,261 J/K/MW)

図 5.1-13(2) 事故時温度履歴の比較(熱容量) (長期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



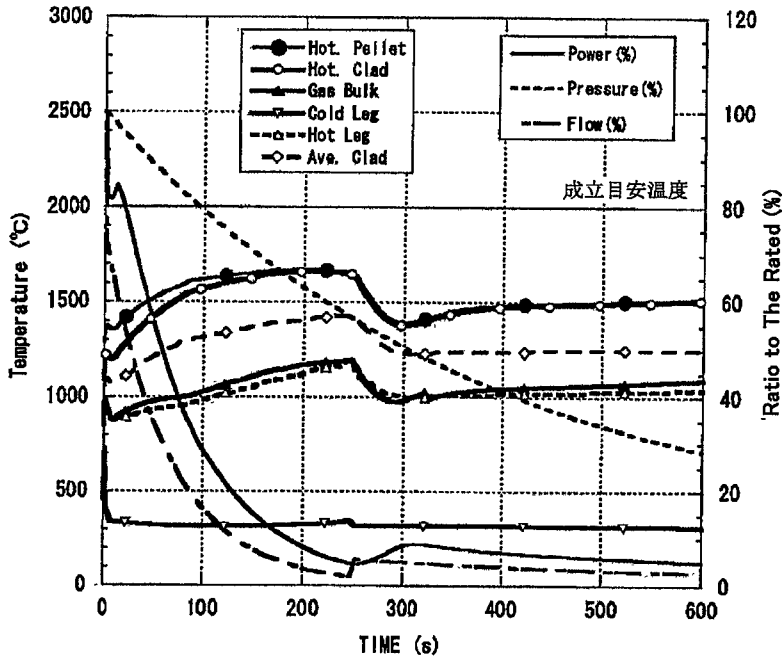


(a) 熱容量増加ケース(熱容量 : 30,000 J/K/MW)

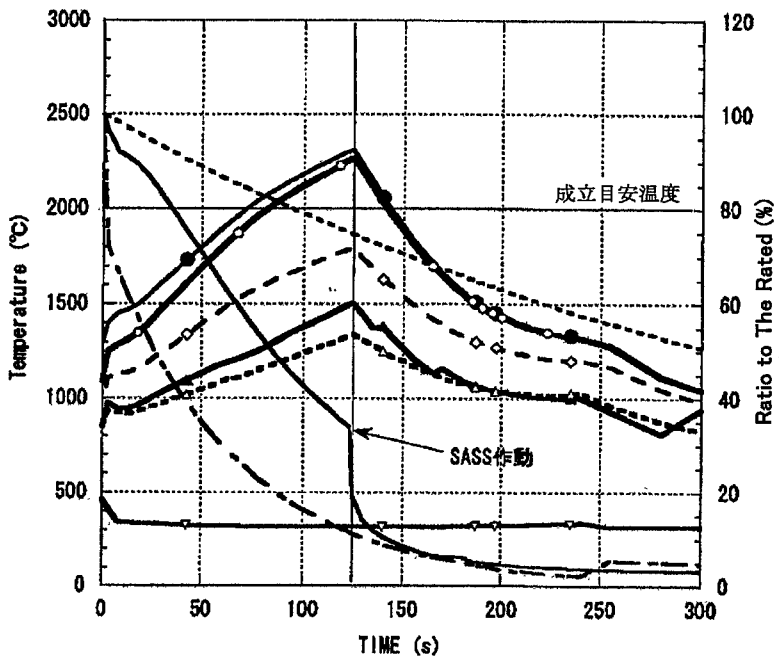


(b) 基準ケース(熱容量 : 7,261 J/K/MW)

図 5.1-14 事故時ドップラ反応度履歴の比較(熱容量) (短期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

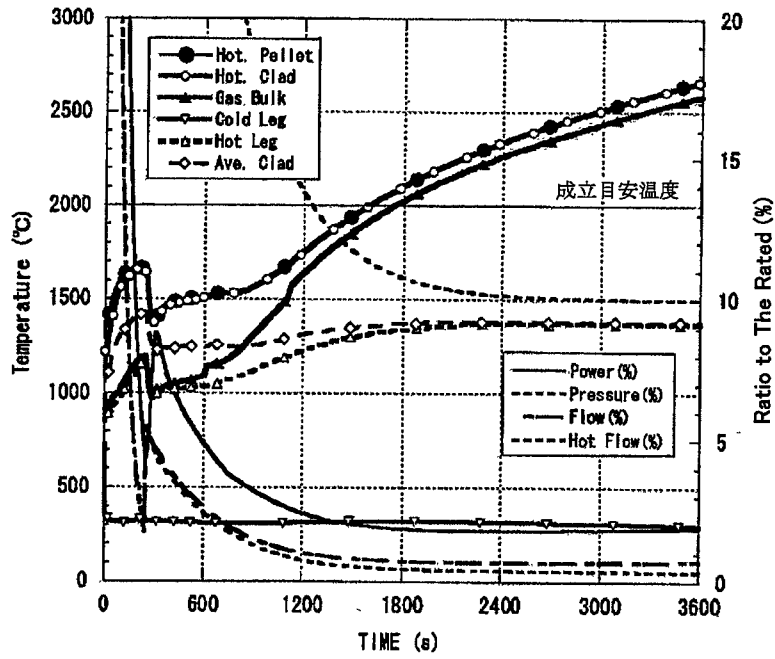


(a) ドップラ係数増加ケース(ドップラ係数 : -0.01 Tdk/dT)

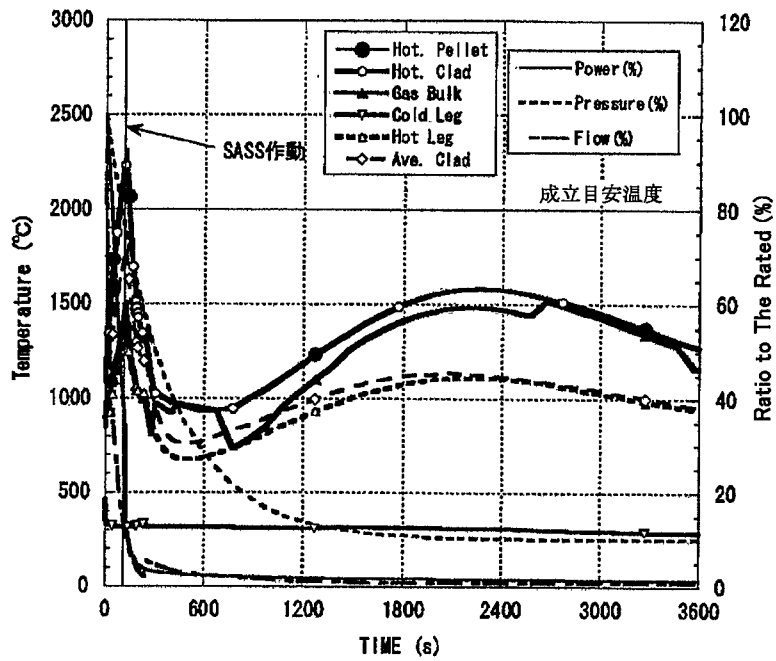


(b) 基準ケース(ドップラ係数 : -0.002 Tdk/dT)

図 5.1-15(1) 事故時温度履歴の比較(ドップラ係数) (短期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

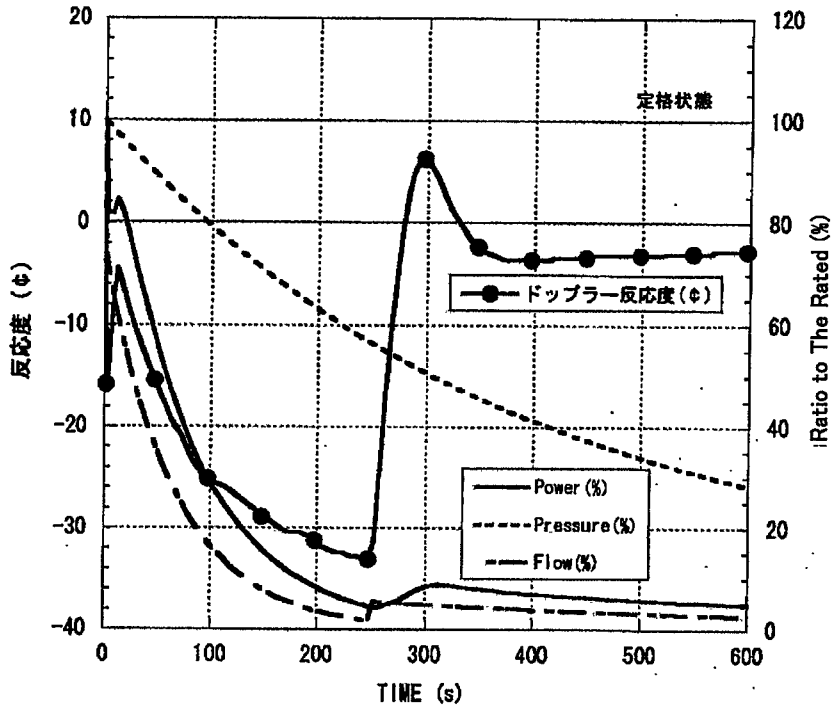


(a) ドップラ係数増加ケース(ドップラ係数:  $-0.01 \text{ Tdk/dT}$ )

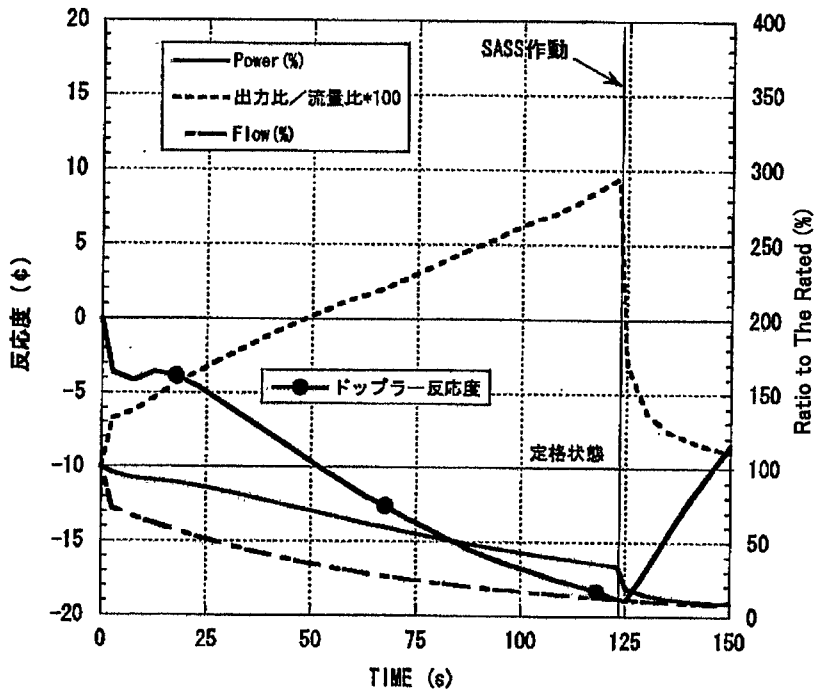


(b) 基準ケース(ドップラ係数:  $-0.002 \text{ Tdk/dT}$ )

図 5.1-15(2) 事故時温度履歴の比較(ドップラ係数)(長期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

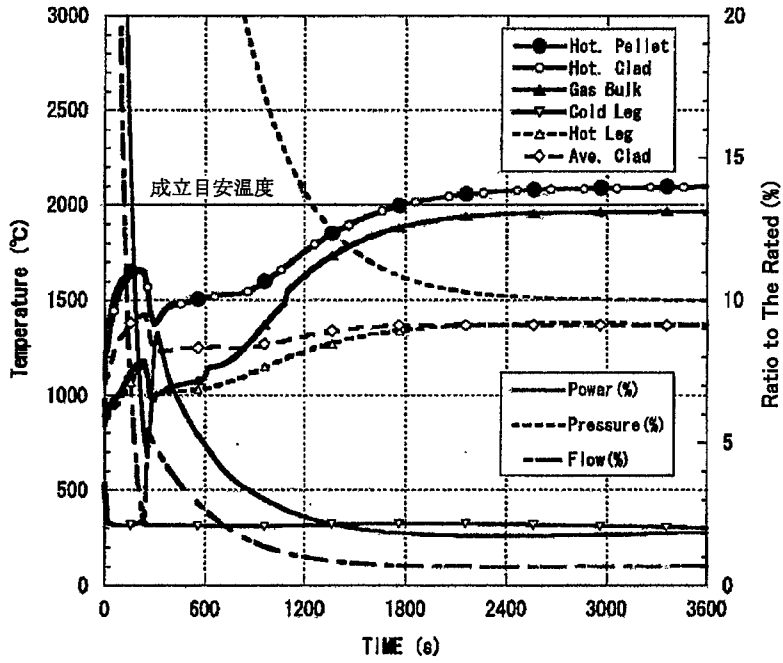


(a) ドップラ係数増加ケース(ドップラ係数 :  $-0.01 \text{ Tdk/dT}$ )



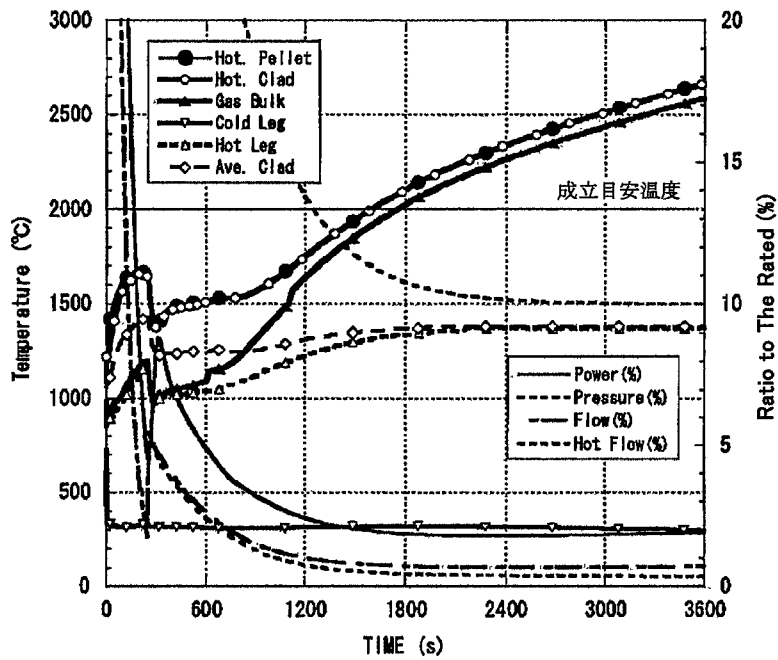
(b) 基準ケース(ドップラ係数 :  $-0.002 \text{ Tdk/dT}$ )

図 5.1-16 事故時ドップラ反応度履歴の比較(ドップラ係数)(短期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



(a) 冷却材物性値固定ケース①

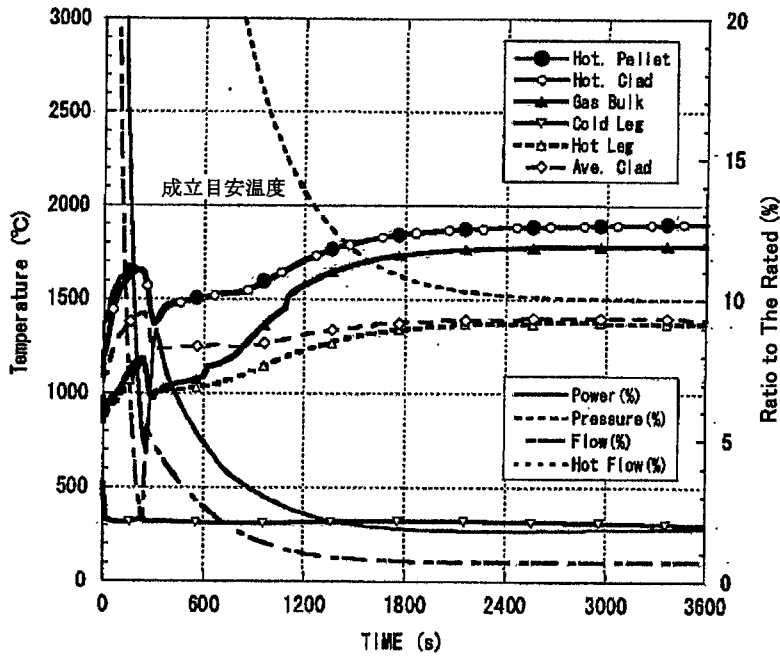
(ホットチャンネルにおける全ての物性を平均チャンネル最高温度での値に固定、ドップラ係数：-0.01 Tdk/dT)



(b) 基準ケース

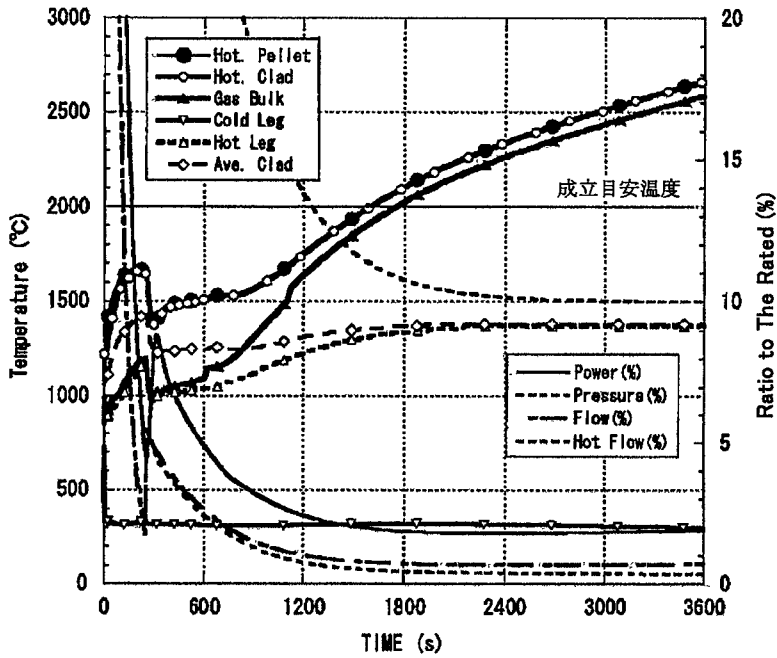
(冷却材物性値温度依存性考慮、ドップラ係数：-0.01 Tdk/dT)

図 5.1-17 事故時温度履歴の比較(冷却材物性値、全ての物性を固定ケース)  
(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



(a) 冷却材物性値固定ケース①

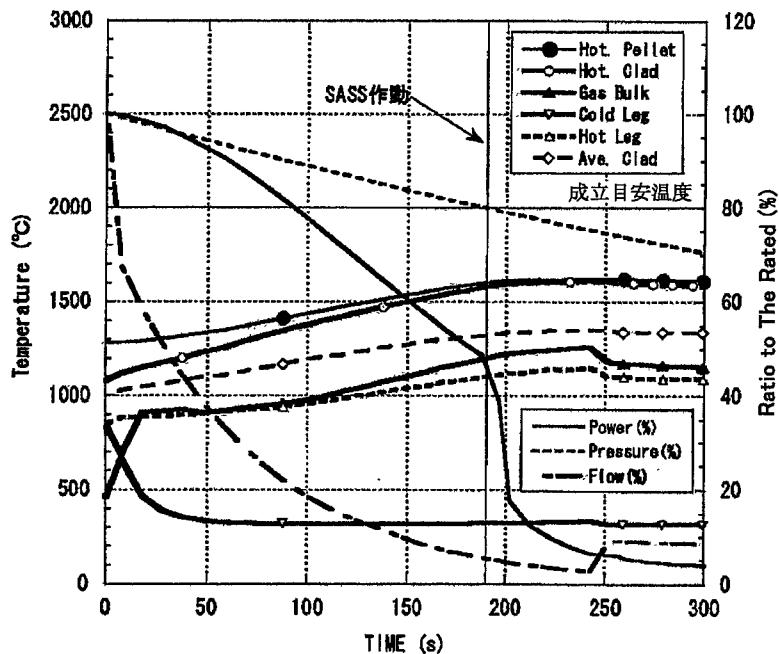
(ホットチャンネルにおける物性のうち「動粘性係数」のみを平均チャンネル最高温度での値に固定、ドップラ係数：-0.01 Tdk/dT)



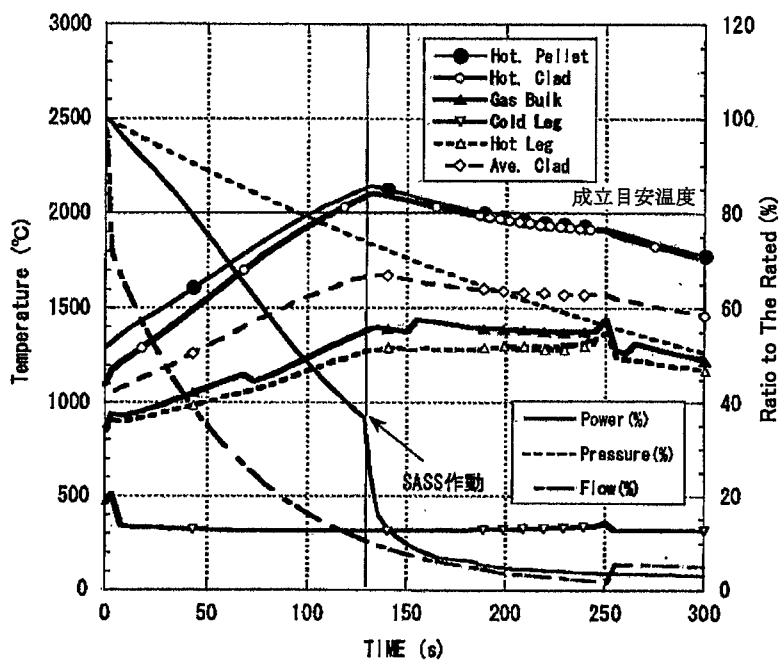
(b) 基準ケース

(冷却材物性値温度依存性考慮、ドップラ係数：-0.01 Tdk/dT)

図 5.1-18 事故時温度履歴の比較(冷却材物性値、「動粘性係数」のみ固定ケース)  
(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

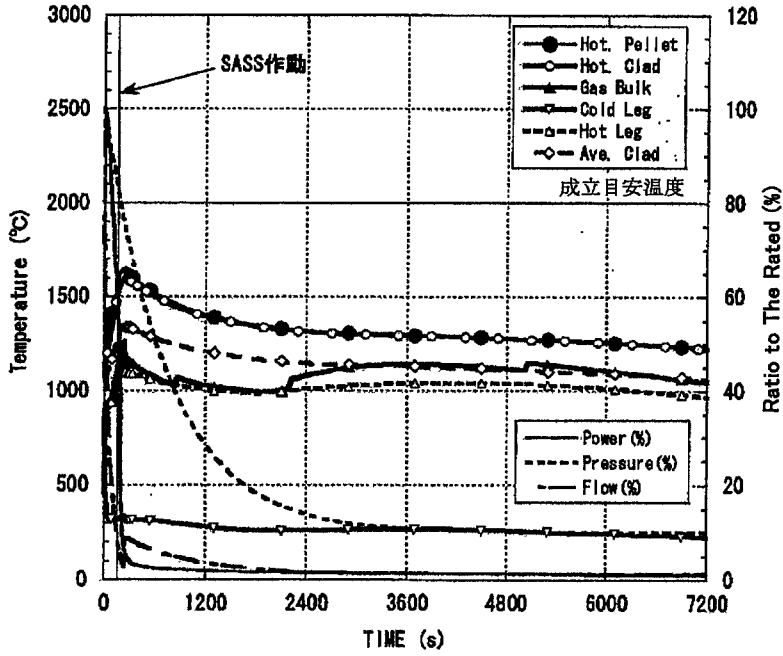


(a) 流出孔面積制限ケース(流出孔面積: 50cm<sup>2</sup>、熱容量: 30,000 J/K/MW)

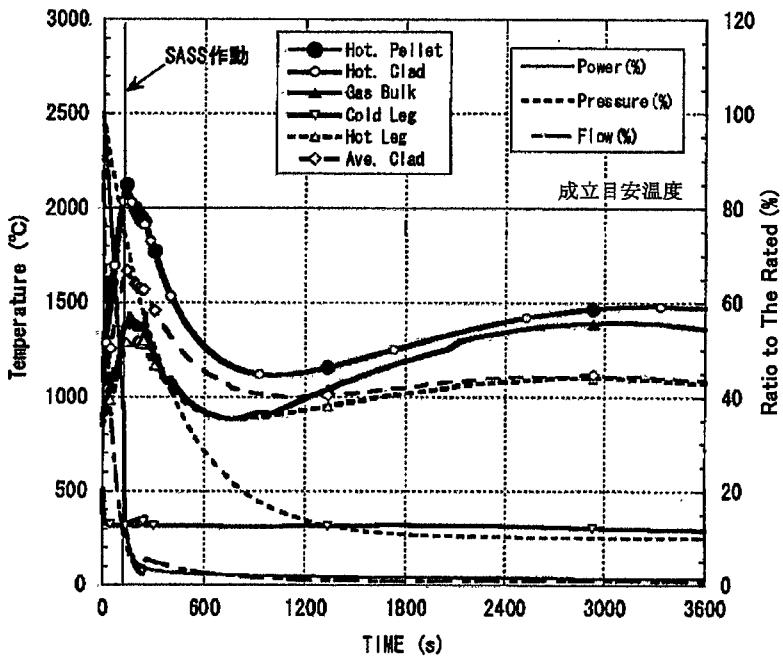


(b) 基準ケース(流出孔面積: 100cm<sup>2</sup>、熱容量: 30,000 J/K/MW)

図 5.1-19(1) 事故時温度履歴の比較(流出孔面積)(短期挙動)  
(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)



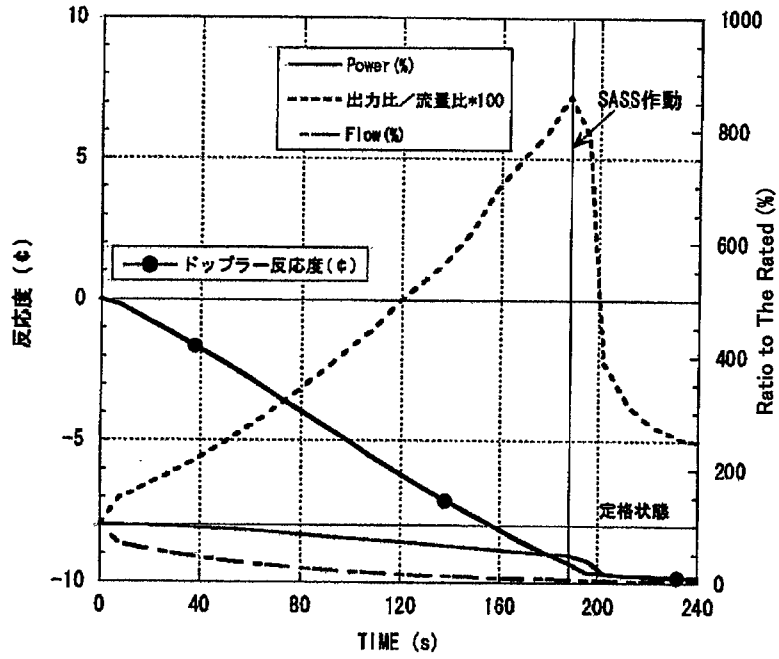
(a) 流出孔面積制限ケース(流出孔面積 : 50cm<sup>2</sup>、熱容量 : 30,000 J/K/MW)



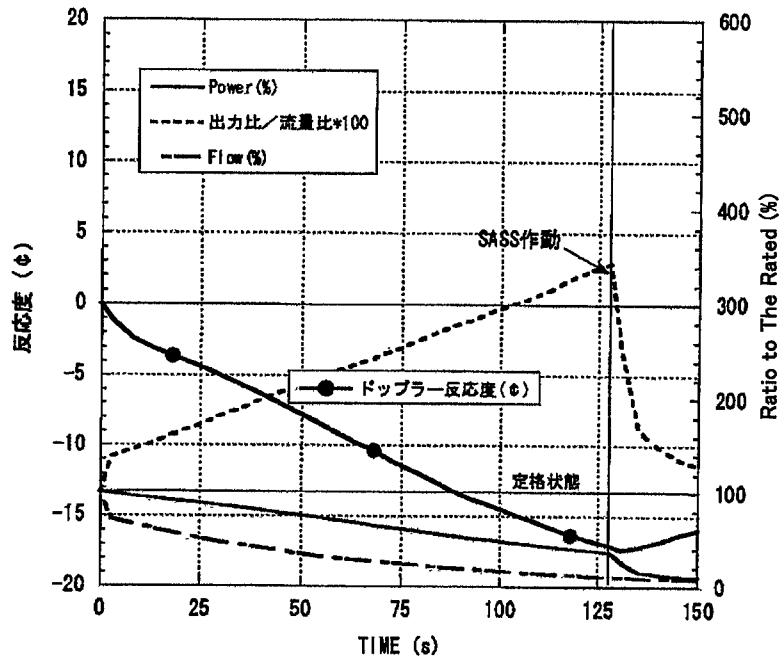
(b) 基準ケース(流出孔面積 : 100cm<sup>2</sup>、熱容量 : 30,000 J/K/MW)

図 5.1-19(2) 事故時温度履歴の比較(流出孔面積)(長期挙動)  
(「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)





(a) 流出孔面積制限ケース(流出孔面積：50cm<sup>2</sup>)



(b) 基準ケース(流出孔面積：100cm<sup>2</sup>)

図 5.1-20 事故時ドップラ反応度履歴の比較(流出孔面積) (短期挙動)  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象想定)

## 5.2 炉心・燃料設計方針の検討

5.1 節の燃料ピン仕様をパラメータとした安全性に関するサーベイの結果、自然循環除熱で 2 次ピーク温度を成立目安温度以下に抑制するには、燃料ピン径を太径とするか、そうでない場合には P/D をより大きく設定する必要があるという認識に至った。太径化については、重金属量を保存した条件で太径化を行う場合、線出力が増加することを導く。従来 Na 冷却炉の窒化物燃料でも高線出力とする場合、被覆管肉厚方向の温度勾配が大きく熱応力が問題になることを考慮し、450 W/cm 程度に抑えていた状況であり、ヘリウムガス冷却炉についても同様の制限が必要と考えられる。そのため、燃料ピン径については、線出力 450 W/cm 程度を目途に中程度のピン径を採用することとし、P/D の値をより大きく設定することで対応することとした。

ピン型燃料炉心では、被覆粒子型燃料炉心と比較しドップラ係数・熱容量が小さく、減圧事故時の事象進展が速いことから、1 次ピーク温度を成立目安温度以下にする方策として、迅速な応答時間の受動的安全機器を想定していた。この方策について、炉心固有の特性のみで対処可能であるか 5.1 節でサーベイを行った。その結果、ドップラ係数については、絶対値を増加させることで 1 次ピーク温度への抑制効果はあるが、1 次ピーク以降の熱挙動については、結局、炉停止のため負の反応度が添加されない条件では高い出力で整定しており、成立目安温度を越える結果であった。熱容量については、1 次ピーク温度への効果自体小さく、1 次ピーク以降の温度挙動についても、むしろ緩慢になることから芳しくない結果であった。これらのサーベイ結果から、ピン型燃料炉心では、炉心固有の特性のみで成立条件をクリアすることは困難であり、負の反応度源として迅速な受動的安全機器の設置が必須であるとの認識に至った。ここで、迅速な応答性（応答時間：100 秒程度）を有する受動的安全機器については、現状、SASS では構造の成立に課題が大きい見通しであり、受動的炉停止機能を有した鉛反射体をレファレンスとして採用することとした（鉛反射体の構造については付録参照のこと）。ただし、炉停止に必要な反応度を確保するには、炉心の外周（径方向ブランケットの間）1 層に鉛反射体集合体を設置することが必要となり、核特性への影響は極めて大きいものと考えられる。

以上、レファレンス炉心燃料の設計方針としては、燃料ピン径として中程度で P/D を大きくする仕様とし、また、鉛反射体集合体を炉心の周囲に 1 層設置する配置を採用することとした。その結果、本ピン型燃料炉心では増殖性が大幅に低下すると考えられ、核特性向上の観点から被覆材として中性子吸収が小さい  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用することとした。

### 炉心・燃料設計方針

「減圧事故＋スクラム失敗＋自然循環除熱」事象時に、炉心溶融を回避することを目指し、以下の方向で対応。

- ① 自然循環除熱による 2 次ピーク温度抑制のため、大きな P/D を採用。
- ② 迅速な受動的安全機器として、受動的炉停止機能付き鉛反射体を炉心の周囲（径方向ブランケットの間）に 1 層設置。

→ 増殖性が大幅に制限される。

→ 被覆材として中性子吸収の少ない  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用。

### 5.3 燃料・集合体仕様選定に関する検討

5.1.2 項でサーベイした燃料ピン仕様の安全性への影響評価の結果、表 5.1-5 のケース 3 のシリーズ(燃料ピン径：8.80mm)において最大線出力が 366 W/cm であり、最大線出力 450 W/cm となるピン径としては、この値(8.80 mm)を若干上回る程度の中径になるものと考えられる。また、図 5.1-12 の圧力損失-実効燃料体積比と 2 次ピーク温度の関係を示したマップから、ケース 3 程度のピン径で、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に 2 次ピークが成立目安温度をクリアする条件としては、P/D の値が 1.6 以上程度であることがわかる(参考：Na 冷却炉では一般に 1.2 程度)。

以上の検討を考慮した上で、2001 年度レファレンス炉心の燃料仕様としては、燃料ピン径：9.90 mm (この時の最大線出力 448 W/cm)、燃料ピンピッチ：16.33 mm (P/D：1.65) を選定することとした。

### 5.4 炉心・燃料仕様設定と特性評価

#### 5.4.1 仕様設定

5.3 節において、自然循環除熱時の 2 次ピーク温度をクリアすると考えられる燃料仕様(燃料ピン径・P/D)の選定を行った。その結果設定された 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置を図 5.4-1、燃料集合体の概念図を図 5.4-2 に示すとともに、炉心・燃料仕様を表 5.4-1 にまとめた。表 5.4-1 には、参考のため 2000 年度検討の「CDA 影響緩和炉心」の仕様も併せて記載することとした。2001 年度レファレンス炉心の主要な変更点については、以下の通りである。

- ・燃料ピン径  
最大線出力 450 W/cm の制限を満足するよう 1.1 cm→0.99 cm に縮小。
- ・燃料ピンピッチ/ピン径比 (P/D)  
減圧事故+スクラム失敗事象時に自然循環で除熱が成立するよう 1.21→1.65 と 1.36 倍まで大幅に増加。
- ・燃料体積比  
P/D 増加の効果により、38.5%→24.3%と 0.63 倍まで大幅に低下。
- ・受動的安全機器  
減圧事故+スクラム失敗事象時の 1 次ピーク温度抑制のため、受動的炉停止機能付き鉛反射体を炉心の外周(径方向ブランケットとの間)に 1 層設置。
- ・被覆材  
P/D の増加、及び、鉛反射体を炉心外周部に 1 層設置の効果により、核特性が大幅に制限されることから、中性子吸収の大きい Nb 基合金から Si<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub>に変更。

## 5.4.2 核特性

## (1) レファレンス炉心

上記の 5.4.1 項で設定した 2001 年度レファレンス炉心について、核特性把握のため核計算を実施した。

## i) 解析条件

- ・ 炉心核計算  
2次元 RZ 拡散燃焼計算
- ・ 炉心体系  
RZ モデル
- ・ 制御棒モデル  
制御棒完全引抜き

## ・ 燃料組成

FBR 多重リサイクル組成 (TRU+随伴 FP) を想定、詳細は以下の通り。

$$^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{241}\text{Am} = 1.1/54.1/32.1/4.3/3.9/2.0 \text{ w/o}$$

$$^{237}\text{Np}/^{243}\text{Am}/^{244}\text{Cm}/^{245}\text{Cm} = 0.5/1.0/1.0/0.0 \text{ w/o}$$

低除染後の随伴 FP 量として、燃料体積の 2v/o を想定(随伴 FP は  $^{143}\text{Nd}$  で代表することとし、等価係数として  $^{143}\text{Nd}$  の数密度に 1.5 を乗して使用)。

## ・ 核定数セット

ADJ2000 (2000 年度検討では ADJ98 を使用、本報告書中に記載されている 2000 年度炉心核特性の値は ADJ98 使用による解析結果)

## ・ 炉心燃料仕様

表 5.4-1 参照

## ・ ブランケット仕様

ピン径・P/D 仕様等のピン仕様は炉心燃料と同様。ただし、ペレットについては中実ペレットを想定しており、スミア密度は 90.1%TD (ペレット外径は炉心燃料と同様で、中心空孔径を 0mm と設定)。

## ii) 解析結果

解析結果として、2001 年度レファレンス炉心の主要な核特性を表 5.4-2 にまとめた。

P/D の増加により燃料体積比が 38.5%から 24.3%へ 0.63 倍低下した効果、及び、炉心と径方向ブランケットの間に鉛反射体集合体を 1 層設置した効果による増殖性の低下分と、被覆材として中性子吸収の少ない  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用した効果による増加分が相殺し、結果として、増殖比は炉心取出平均燃焼度 15 万 MWd/t で 1.06 であった。これは、炉心性能向上を指向した 2000 年度検討の「CDA 影響緩和炉心」の 1.16 から大幅に低下する結果であるが、設計目標である 1.1 は概ね満足する値を維持しているといえる(ここで、2000 年度の核計算では ADJ98 を使用しており、2001 年度計算同様、ADJ2000 を使用した場合には 1.20 となる)。また、最大線出力は 448 W/cm であり、条件である 450 W/cm を満足していることが認められた。

ドップラ係数については、 $-0.002 \text{ Tdk/dT}$  と被覆粒子型燃料炉心の 1/4 程度と非常に小さい結果であった。減圧反応度については、2000 年度炉心の 0.5 \$ から  $-1.6 \text{ \$}$  と符号が逆転する結果であったが、今回の結果はあくまで拡散計算の結果

であり、今後、輸送計算等により詳細な評価が必要と考えられる(安全解析では、減圧反応度として、保守的に 0.0 \$ を設定し解析を実施した)。また、鉛反射体の反応度を評価した結果、-5 \$ であり減圧事故時に炉停止は確保できるものと考えられる。

以上、P/D 増加・鉛反射体集合体設置の効果が大きく寄与し核特性は大幅に低下することが予想されたが、被覆材として  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用した効果により、設計目標である増殖比 1.1 程度は確保することが認められた。

### 5.4.3 熱特性

#### (1) 定格時

5.4.1 項で設定した 2001 年度レファレンス炉心について、熱流力特性把握のため暫定的に流量配分を行い、定格時における被覆管最高温度・圧力損失に関する評価を行った。表 5.4-3 に暫定的に設定した各流量領域における流量、被覆管最高温度、バンドル部圧力損失を示した。ここで、流量領域の区分については、内側炉心の被覆管最高温度を極力低く抑えることを目標に、集合体層をベースとして内側炉心：6 領域、外側炉心：4 領域、径方向ブランケット：3 領域の全 12 領域とした。

解析の結果、被覆管最高温度として、内側炉心：1250℃、外側炉心：1268℃、径方向ブランケット：1253℃となる結果が得られた。仮に被覆管最高温度として 1200℃以下に抑えることを想定した場合、冷却材流量は 7%程度不足する結果であった。バンドル部圧力損失については、内側炉心：0.02 MPa、外側炉心：0.01 MPa であり、径方向ブランケット：0.001 MPa 以下であった。

#### (2) 輻射熱輸送効果の評価

燃料ピン間、及び、隣接集合体間の輻射を考慮することで、被覆管最高温度にどの程度影響を与えるかを把握すべく、集合体内の燃料ピン・隣接集合体からなる体系を想定し、崩壊熱レベルの出力・自然循環の低流量条件での熱流動解析を行った。ここで、集合体流量・輻射率についてはパラメータとして評価を行った。

##### (i) 解析条件

###### ・対象炉心

2000 年度検討の「CDA 影響緩和炉心」を評価対象とした。「CDA 影響緩和炉心」の炉心・燃料仕様については、表 5.1-1 を参照。

###### ・解析モデル

輻射を考慮した熱流動解析の解析モデル概念図を図 5.4-3 に示した。ここで、モデル範囲は、着目した集合体の中心ピンから隣接集合体ラップ管外面までとし、図 5.4-3(a)の通り六角配列の燃料ピン列に囲まれるサブチャンネルを流路面積の等しい等価円筒に置き換えて径方向メッシュに分割し解析を行った。燃料ピン間の輻射伝熱パスについては、図 5.4-3(b)の通り着目ピンと隣接ピン+2 列先のピンとの正面・斜め上下方向のパス熱交換を考慮することとした。燃料ピンとラップ管間の輻射伝熱パスについても、燃料ピンと同様、ラップ管と隣接するピン+2 列先のピンの正面・斜め上下方向のパスを考慮した(図 5.4-3(c))。また、集合体間の輻射伝熱については、隣接ラップ管の外表面に平均チャンネルのホットレグ温度を想定し、着目集合体のラップ管が隣接集合体

のラップ管温度より高い部分について輻射伝熱を考慮することとした。

- ・発熱量

崩壊熱条件として、定格時出力の 2.4 % を想定した。

- ・流量

自然循環流量として、定格時流量の ① 1.5%、② 0.75% の 2 ケースを想定することとした。

- ・輻射率

被覆管の輻射率として、定格時流量 ① 1.5%、② 0.75% の各ケースについて、以下の値をパラメータとして想定した。

- ① 流量 1.5 % ケース

輻射率：0.0、0.2、0.5 の 3 ケース

- ② 流量 0.75 % ケース

輻射率：0.0、0.5、0.8 の 3 ケース

(ii) 解析結果

輻射を考慮した熱流動解析の結果として、図 5.4-4・図 5.4-5 に、①流量 1.5% ケース、②流量 0.75% ケースの集合体内軸方向温度分布と径方向温度分布を、各輻射率ケースを比較して示した(グラフ中 eps は輻射率であり、eps=0.0 は輻射未考慮のケースである)。ここで、軸方向温度分布は集合体中心ピン、径方向分布は被覆管最高温度点における分布である。

図 5.4-4 より、「流量 1.5% ケース」では、輻射率 0.0 の基準ケースで被覆管最高温度は 1,500°C 程度であるが、輻射率を 0.0 → 0.2 → 0.5 と変更することにより、集合体中心ピンの被覆管最高温度は 1,482°C → 1,478°C → 1,470°C と、低下の効果が僅かであることがわかった。一方、「流量 0.75% ケース」では、図 5.4-5 に示した通り、輻射率 0.0 の基準ケースで被覆管最高温度は 2,400°C 程度であり、輻射率を 0.0 → 0.5 → 0.8 と変更することで被覆管最高温度は 2,427°C → 2,241°C → 2,130°C と低減効果が 200~300°C 程度と比較的大きい結果となることがわかった。ここで、ホットスポットにおける熱流速の配分(対流伝熱・輻射伝熱)を、図 5.4-6 に「流量 1.5% ケース」と「流量 0.75% ケース」を比較して示すが、「流量 1.5% ケース」では対流伝熱が 93.7% と支配的であるのに対し、「流量 0.75% ケース」ではピン表面温度が 2,400°C 程度の高温であることから輻射の効果が大きく、対流を逆転していることがわかる。

以上、輻射による被覆管最高温度への影響は、厳しい仮想事象時のように 2,000°C 以上の高温状態ではある程度期待できるが、1,500°C 以下の比較的溫度が低い状態では影響が小さいことが認められた。

#### 5.4.4 安全性

5.4.1 項で設定した 2001 年度レファレンス炉心について、その安全成立性を確認すべく、ガス冷却高速炉で想定される代表的な厳しい事象について動特性解析を実施することとした。代表的な事象としては、①「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象、② ULOF 事象、③ メンテナンス時全電源喪失事故の 3 事象を想定した。

##### (1) 「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象

ガス冷却炉で最も厳しいと想定される減圧事故にスクラム失敗+自然循環除熱を重ね合わせた事象時について動特性解析を実施した。

##### (i) 解析条件

###### ・事象開始

時刻 0.0 秒に炉容器-発電容器連通配管がギロチン破断、電源喪失によりフローコストダウン開始

###### ・実効開口面積

フローリストラクタ<sup>7)</sup>により、破断開口面積(相当値)を 50cm<sup>2</sup>に制限

###### ・コストダウン

タービン流量半減時間 2 秒(タービントリップに伴う減圧考慮)

###### ・反応度

減圧反応度について、暫定的に 0.0 \$ を想定 (5.4.2 項の核計算の結果、減圧反応度として負の値(-1.6 \$)が得られたが、今回の結果はあくまで拡散計算の結果であり、今後、輸送計算等により詳細な評価が必要と考えられることから、保守的に 0.0 \$ を仮定することとした)

###### ・受動的安全機器

受動的炉停止機能を有する鉛反射体を想定 (鉛反射体の構造概念については付録参照。本解析では、集合体内鉛液位の低下挙動についてモデル化を実施)

###### ・崩壊熱除去系

自然循環 4 ループ

空気冷却器ダンパ (事象開始後 60 秒で全開)

###### ・原子炉容器内圧力

定格時内圧 6 MPa から格納容器雰囲気圧 0.6 MPa までの低下を想定

###### ・成立目安温度(暫定)

2,000℃以下 (Nb 基合金の融点は 2,650℃程度であり、事故時における冷却材流路確保の観点から、Nb 基合金の形状維持が期待される温度として暫定的に設定)

##### (ii) 解析結果

解析結果として、図 5.4-7 にホットチャンネル温度の履歴、図 5.4-8 に主要な反応度の履歴を示した。

解析の結果、減圧事故にスクラム失敗+自然循環除熱を重ね合わせた厳しい事象時には、事象初期の出力/流量比の mismatch による 1 次ピーク、減圧によるガスの熱輸送能力の低下と流動抵抗の増加による 2 次ピークの発生が認められるが、いずれの温度も 1,500℃程度以下であり、成立目安温度 2,000℃に対し余裕をもって満足することが確認された。

以上、今回設定した 2001 年度レファレンス炉心は、鉛反射体の作動を想定すれ

ば、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時においても、鉛反射体による迅速な炉停止、及び、その後の自然循環除熱により、炉心溶融を回避可能であることが認められた。

## (2) ULOF 事象

減圧事故以外の事象における安全性を確認するため、減圧事故に次いで厳しい結果が予想される ULOF 事象について動特性解析を実施した。

### (i) 解析条件

- ・ 事象開始  
時刻 0.0 秒に、電源喪失によりフローコストダウン開始
- ・ コストダウン  
タービン流量半減時間 2 秒(タービントリップに伴う減圧考慮)
- ・ 受動的安全機器  
受動的炉停止機能を有する鉛反射体集合体を想定 (鉛液位の低下挙動についてモデル化実施)
- ・ 崩壊熱除去系  
自然循環 4 ループ  
空気冷却器ダンパ (事象開始後 60 秒で全開)
- ・ 成立目安温度(暫定)  
1,730℃以下 (減圧を伴わない事象では、被覆管の外圧として大きな圧力が維持され、クリープ損傷への影響が減圧事故時と異なることから暫定的に 1,730℃を設定。この温度は窒化物燃料の解離開始温度であり、燃料ペレットが発熱源である以上、被覆管もこの温度を越えられないことから設定した。)

### (ii) 解析結果

解析結果として、図 5.4-9 にホットチャンネル温度の履歴、図 5.4-10 に主要な反応度の履歴を示した。

解析の結果、ULOF 事象では、タービントリップ後も炉内圧力は 3.0 MPa 程度を維持し自然循環流量が多いことから 2 次ピークは発生せず、ピークは 1 次ピークのみであることがわかる。この 1 次ピークは 50 秒時点で発生しており、この時の被覆管最高温度は約 1,500℃と成立目安温度である 1,730℃を満足していることが認められた。また、反応度挙動については、流量・圧力の急減に鉛反射体が追従し、事象発生後 10 秒で約 2 \$ の負の反応度が挿入され、30 秒時点で崩壊熱レベルに達する結果であった。

以上、今回設定した 2001 年度レファレンス炉心は、鉛反射体の作動を想定すれば、ULOF 事象時においても、鉛反射体による迅速な炉停止、及び、その後の自然循環除熱により、炉心溶融を回避可能であることが確認された。

## (3) メンテナンス時全電源喪失事故

ガス冷却炉では、運転時の流量喪失事象同様、点検・メンテナンス・燃料交換時



等においても流量が減少する事象は安全評価上厳しいことが予想される。そこで、ここでは、定期点検のタービンメンテナンス時に全電源喪失事故が発生し、且つ、無停電電源により駆動される補助ガス循環器が機能終了後も交流電源が復帰しない厳しい事象を想定し、自然循環除熱状態における過渡挙動を評価することとした。

(i) 解析条件

・崩壊熱条件

メンテナンスが実施される時期を保守的に見込み、炉停止後 5 日に相当する出力として定格出力の 0.4 % 想定

・流量条件

補助ガス循環器の強制循環流量である定格流量 1.0 % から流量半減時間を 5 秒とし、自然循環除熱へ移行することを想定

・ガスパージ

自然循環除熱能力向上の可能性を把握すべく、① ガスパージ無しケース(基準ケース、ヘリウムまま)、② 炭酸ガスパージ有りケース、の 2 ケースを想定

(ii) 解析結果

解析結果として、図 5.4-11 に「ガスパージ無しケース」の過渡挙動、図 5.4-12 に「炭酸ガスパージ有りケース」の過渡挙動を示した。

図 5.4-11 より、ガスパージが無くヘリウムのみ条件では、強制循環の停止とともに流量が急減し、約 40 分後には被覆管最高温度が成立目安温度(2,000℃)を越える結果が得られた。一方、炭酸ガスパージ有りの場合では、図 5.4-12 に示したように、炭酸ガスの密度が大きく動粘性係数が小さい効果により自然循環能力が向上し流量が増加していることがわかる。しかし、炭酸ガスは比熱が小さいことから(ヘリウムの 1/5 程度)、冷却材温度自体は増加する傾向にある。それでも、被覆管最高温度は 810℃で安定しており、成立目安温度に対し大きな裕度を持ち自然循環で崩壊熱除去を達成していることが認められた。

上記の結果を踏まえ、大気圧条件での自然循環除熱を考えた場合、更に厳しくなることは明白であり、燃料ピンピッチを更に広げる等の仕様変更が要求される。これは、核特性・経済性の観点から成立困難と考えられ、従って、大気圧条件でメンテナンス時に自然循環除熱を達成する現実的な方策としては、炭酸ガスパージが必須となるものと考えられる。

表 5.4-1 2001 年度レファレンス炉心における主要な炉心・燃料仕様  
(ピン型燃料炉心)

	項目	2001 年度炉心	2000 年度炉心 (CDA 影響緩和炉心)
炉心仕様	炉心出力	2400 MWt	←
	炉心出入口温度	850°C/460°C	←
	冷却材圧力	6 MPa	←
	炉心等価直径	504 cm	489 cm
	炉心高さ	1.2 m	←
	軸方向ブランケット高さ(上/下)	40/40 cm	←
	燃料集合体数(内側/外側/径ブラ)	192/126/162 体	168/150/150 体
	集合体ピッチ	25.46 cm	20.71 cm
	体積比 燃料	24.25 % (0.63 倍)*1	38.5 %
	冷却材(He)	66.63 % (1.43 倍)*1	46.6 %
構造材(Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub> )	9.12 %(Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub> )	14.9 %(Nb 基合金)	
実効燃料体積比*2	18.19 %	30.8 %	
燃料仕様	燃料形態	窒化物( <sup>15</sup> N 100%濃縮) 中空ペレット	←
	被覆材	Si <sub>3</sub> Zr <sub>5</sub>	Nb 基合金(Nb-1%Zr-C)
	燃料ピン内径/外径	0.900/0.990 cm	1.000/1.100 cm
	燃料ピンピッチ	1.633 cm	1.331 cm
	燃料ピンピッチ/外径比(P/D)	1.65 (1.36 倍)*1	1.21
	燃料ピン支持方式	グリッドスペーサ	←
	スミア密度	75 %TD	80 %TD
	燃料ピン全長	320.0 cm	←
	粗面長(リブ領域長さ)	120.0 cm	80.0 cm (ピン上部側)
	粗面要素(リブ)高さ/幅	0.15/0.30 mm	←
	粗面要素(リブ)間隔	1.5 mm	←
	集合体当たり燃料ピン本数	214 本	←

\*1 ()内の値は 2000 年度仕様との比

\*2 燃料体積比にスミア密度考慮。

表 5.4-2 2001 年度レファレンス炉心における主要な核特性  
(ピン型燃料炉心)

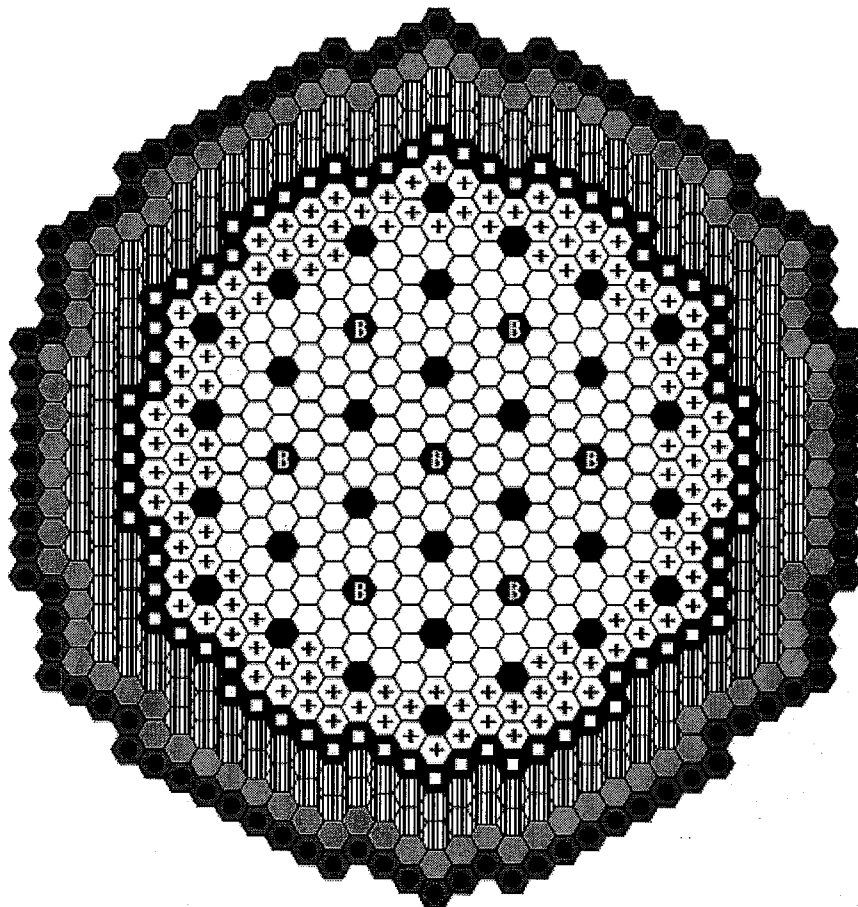
項目	2001 年度炉心	2000 年度炉心 (CDA 影響緩和炉心)
Pu 富化度(内側/外側)	22.4/28.0 w/o	17/21 w/o
取出平均燃焼度	14.9 万 MWd/t	13.7 万 MWd/t
運転サイクル長さ	20 ヶ月	23.1 ヶ月
バッチ数	6 バッチ	←
燃焼欠損反応度	2.8 % $\Delta k/kk'$	2.2 % $\Delta k/kk'$
増殖比	1.06	1.16*1
最大線出力	448 W/cm	455 W/cm
ピーク高速中性子束	$1.5 \times 10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> s	$1.82 \times 10^{15}$ n/cm <sup>2</sup> s
ピーク高速フルエンス	$4.8 \times 10^{23}$ n/cm <sup>2</sup>	$6.66 \times 10^{23}$ n/cm <sup>2</sup>
複合システム倍増時間	161 年	67.8 年
ドップラ係数	-0.0017 Tdk/dT	-0.002 Tdk/dT
減圧反応度	-0.0055 $\Delta k/k$ -1.6 \$	0.0018 $\Delta k/k$ 0.5 \$
鉛反射体反応度	-5.0 \$	—

\*1 核定数セットとして ADJ98 を使用した計算結果(ADJ2000 使用時は 1.20)

表 5.4-3 2001 年度レフアレンス炉心の流量配分、及び、熱流力特性 (ピン型燃料炉心)

領域	集合体層		流量領域		出力		流量配分		被覆管最高温度(肉厚中心)		バンドル部 圧損(MPa)
	No.	集合体数	No.	集合体数	集合体出力 [最大] (MW)	最大線出力 (W/cm)	集合体流量 (kg/s)	領域流量 (kg/s)	ノミナル (°C)	ホットスポット (°C)	
内側炉心	2	6	1	6	10.48	447.6	4.1	24.6	1,113	1,240	0.02
	3	12	2	12	10.32	439.5	3.9	46.8	1,119	1,247	0.02
	4	12	3	36	9.69	431.6	3.8	136.8	1,111	1,241	0.02
	5	24			9.89	429.0			1,107	1,236	0.02
	6	30	4	54	9.47	413.4	3.6	194.4	1,118	1,250	0.02
	7	24			9.08	396.6			1,107	1,233	0.02
	8	42	5	42	8.71	374.9	3.4	142.8	1,119	1,248	0.01
	9	42	6	42	8.12	356.3	3.2	153.6	1,113	1,241	0.01
	9	6	6	6	7.96	373.8			1,112	1,242	0.01
外側炉心	10	36	7	36	8.64	402.4	3.5	126.0	1,114	1,246	0.01
	11	60	8	60	8.03	369.3	3.1	186.0	1,131	1,266	0.01
	12	24	9	24	6.57	322.7	2.7	64.8	1,132	1,268	0.01
	13	42	10	42	1.17	55.1	0.62	26.04	1,110	1,251	0.0003
径方向ブ ラケット	14	78	11	78	0.90	44.0	0.49	38.22	1,113	1,253	0.0002
	15	42	12	42	0.46	21.2	0.22	9.24	1,100	1,231	0.0000
	合計	480	-	480	-	-	-	1149.3*	-	-	-

\* 燃料集合体に配分可能な流量=1149.6 kg/s [燃料以外への流量配分 = 3%]



○	内側炉心燃料集合体	192体
+	外側炉心燃料集合体	126体
	径方向ブランケット燃料集合体	162体
■	Pb反射体 (減圧時Pb落下機能付)	72体
●	SUS遮蔽体	90体
●	B <sub>4</sub> C遮蔽体	96体
●	主系制御棒	30体
B	後備系制御棒	7体
合 計		775体

図 5.4-1 2001 年度レファレンス炉心の炉心配置  
(ピン型燃料炉心)

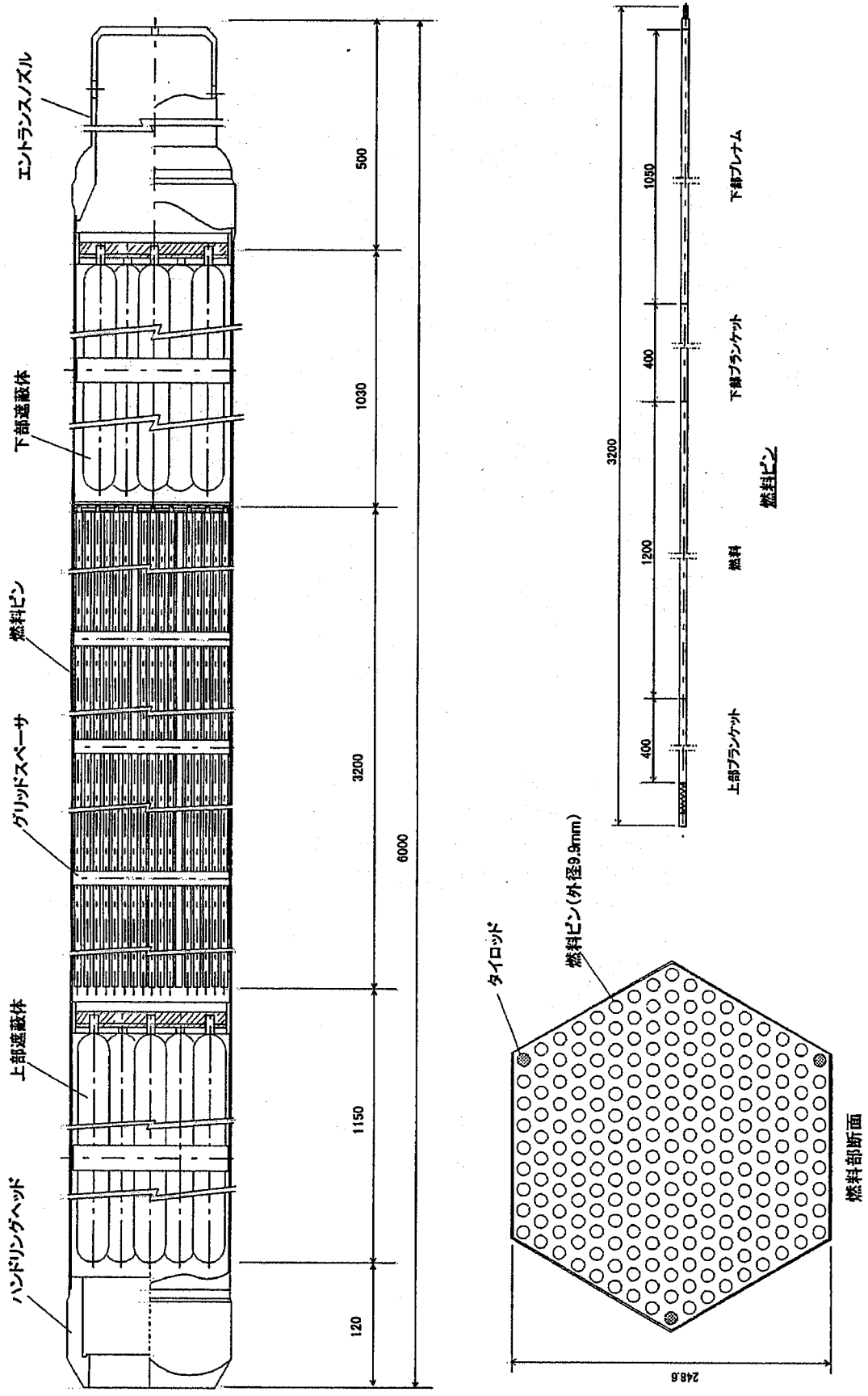
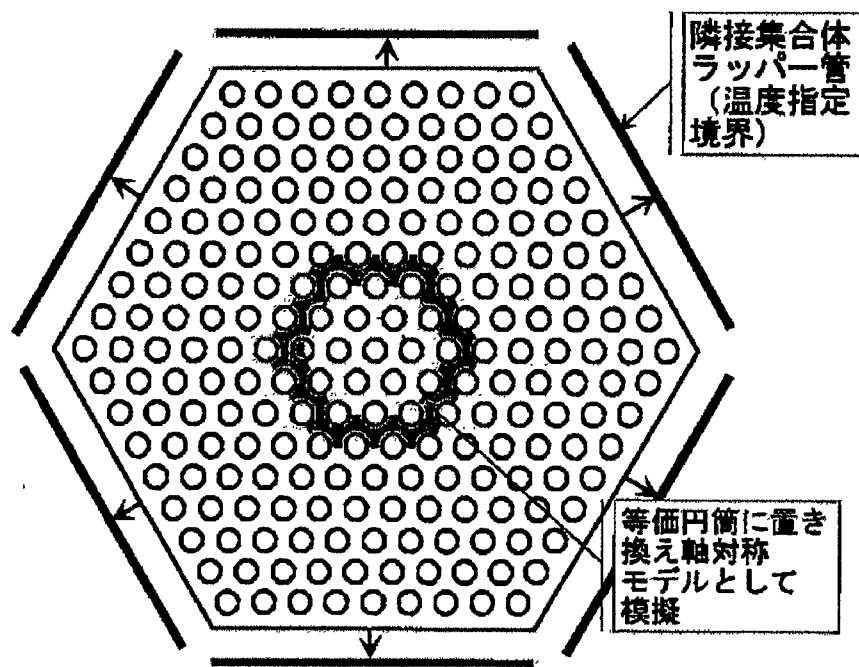
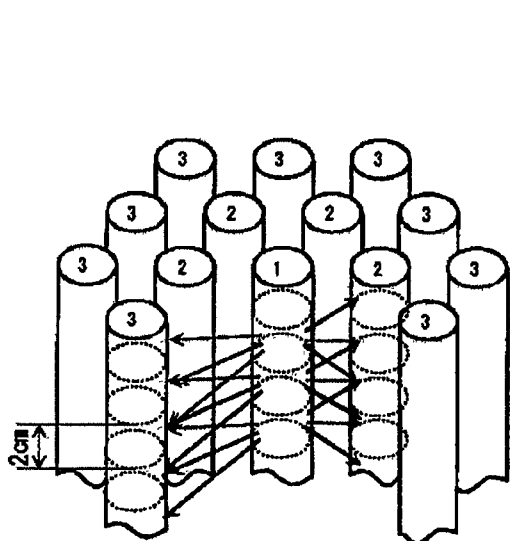


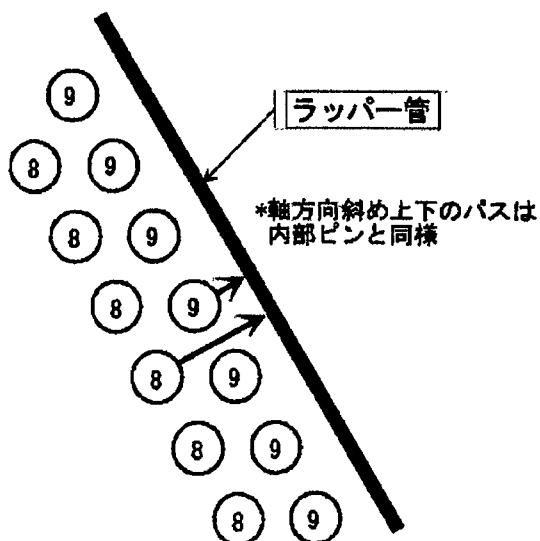
図 5.4-2 燃料集合体概念図 (ピン型燃料炉心)



(a) 集合体水平断面と集合体間熱移行の輻射伝熱パス

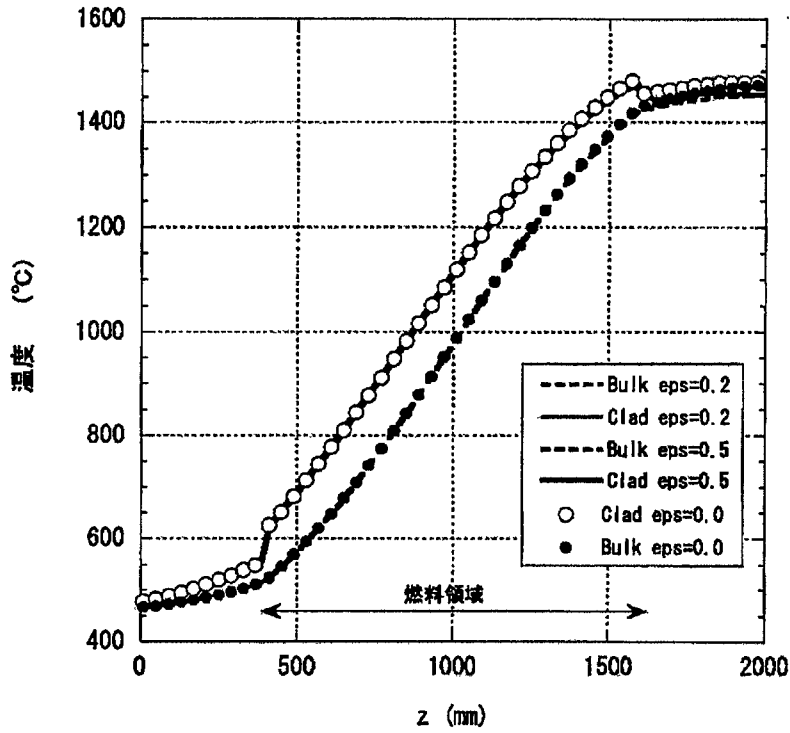


(b) 集合体内燃料ピンの輻射伝熱パス

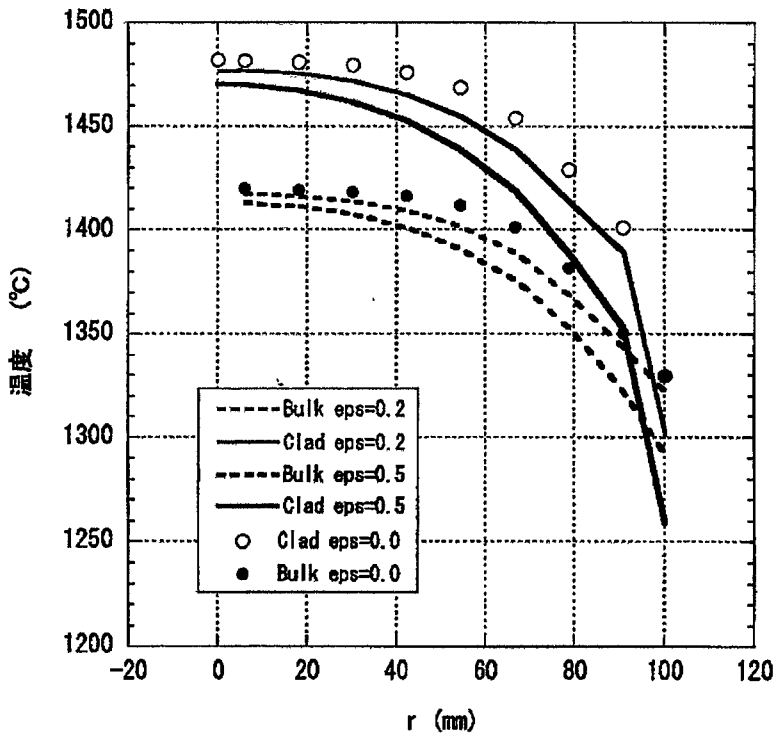


(c) 燃料ピン-ラッパ管間輻射伝熱パス

図 5.4-3 輻射を考慮した熱流動解析の解析モデル概念図



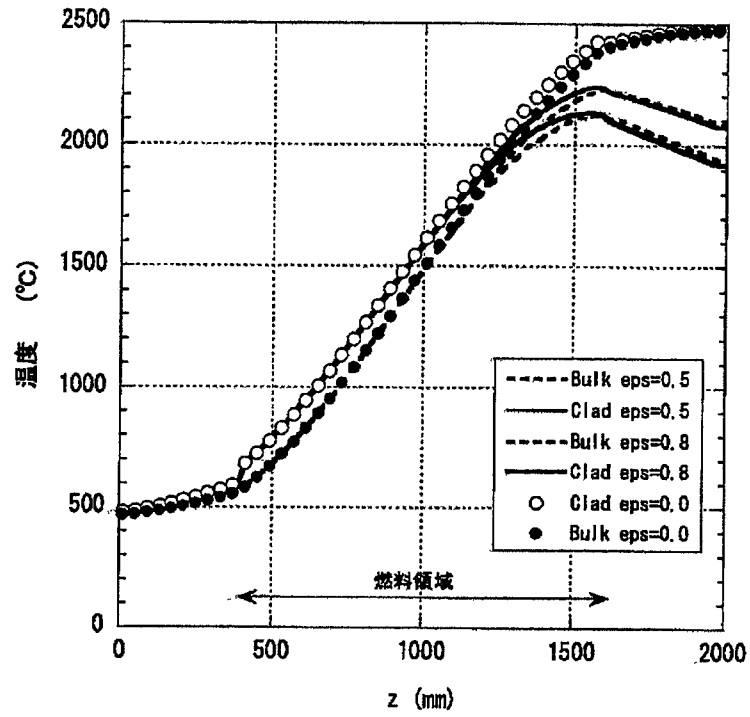
(a) 軸方向温度分布(グラフ中 eps は輻射率)



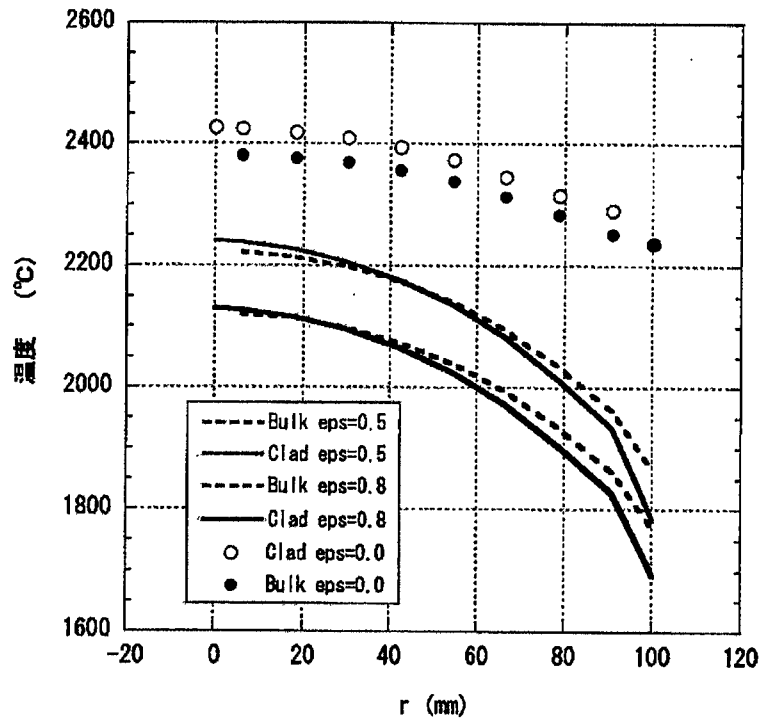
(b) 径方向温度分布(グラフ中 eps は輻射率)

図 5.4-4 輻射を考慮した集合体内温度分布解析結果の比較  
(流量 1.5% ケース)



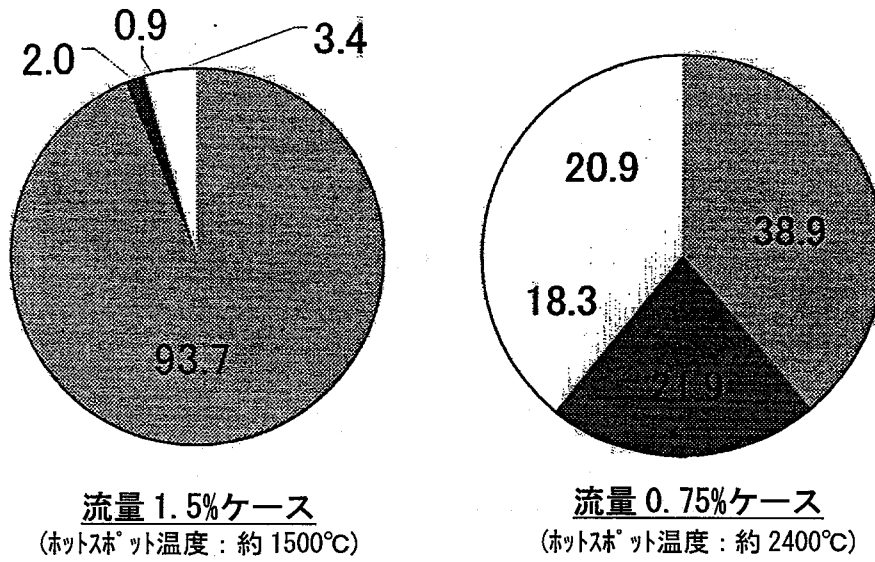


(a) 軸方向温度分布(グラフ中 eps は輻射率)



(b) 径方向温度分布(グラフ中 eps は輻射率)

図 5.4-5 輻射を考慮した集合体内温度分布解析結果の比較  
(流量 0.75% ケース)



Contribution (%)

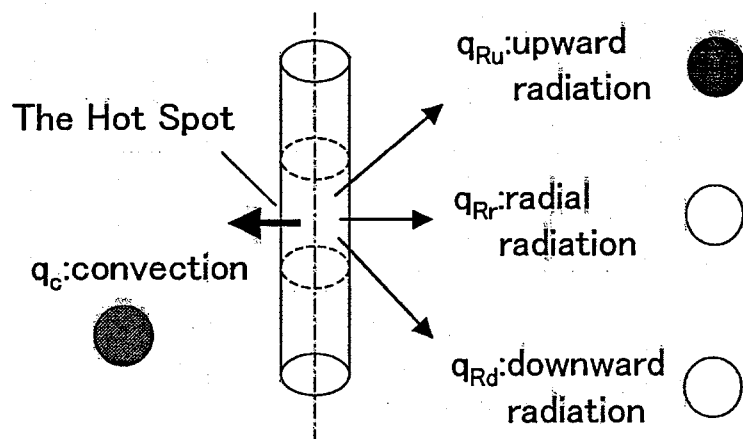
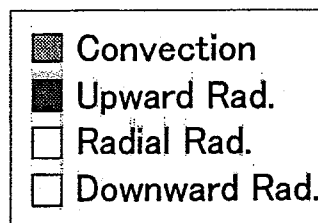


図 5.4-6 ホットスポットにおける熱流速の内訳(対流伝熱・輻射伝熱)  
 (「流量 1.5% ケース」と「流量 0.75% ケース」比較)

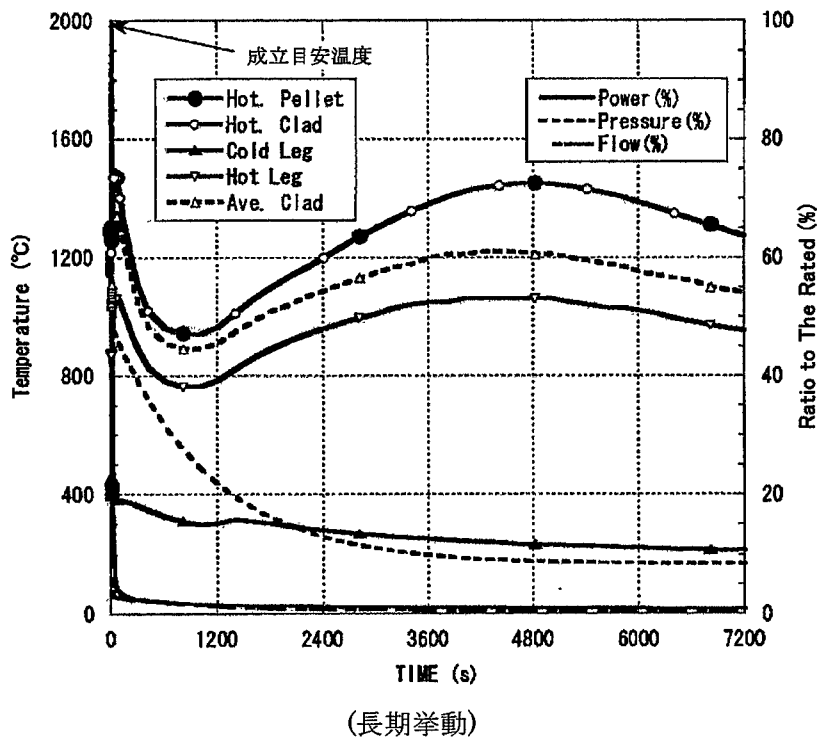
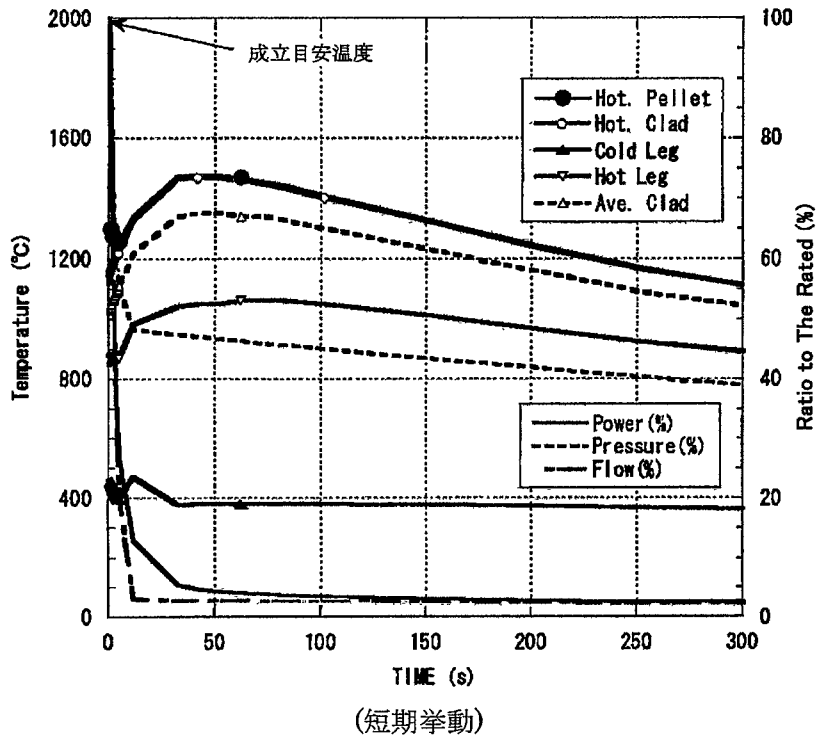


図 5.4-7 ホットチャンネル温度履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

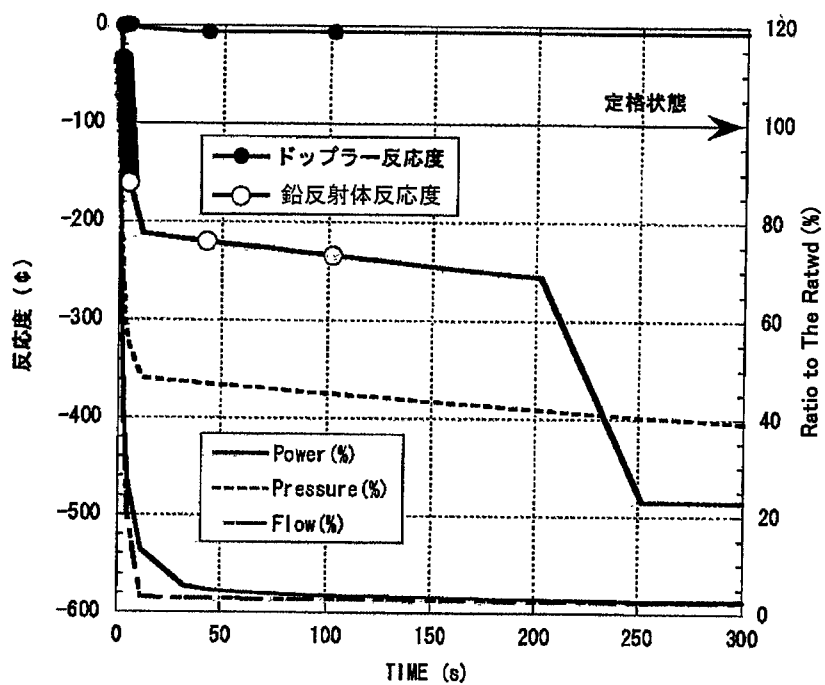


図 5.4-8 主要な反応度の履歴  
 (「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象)

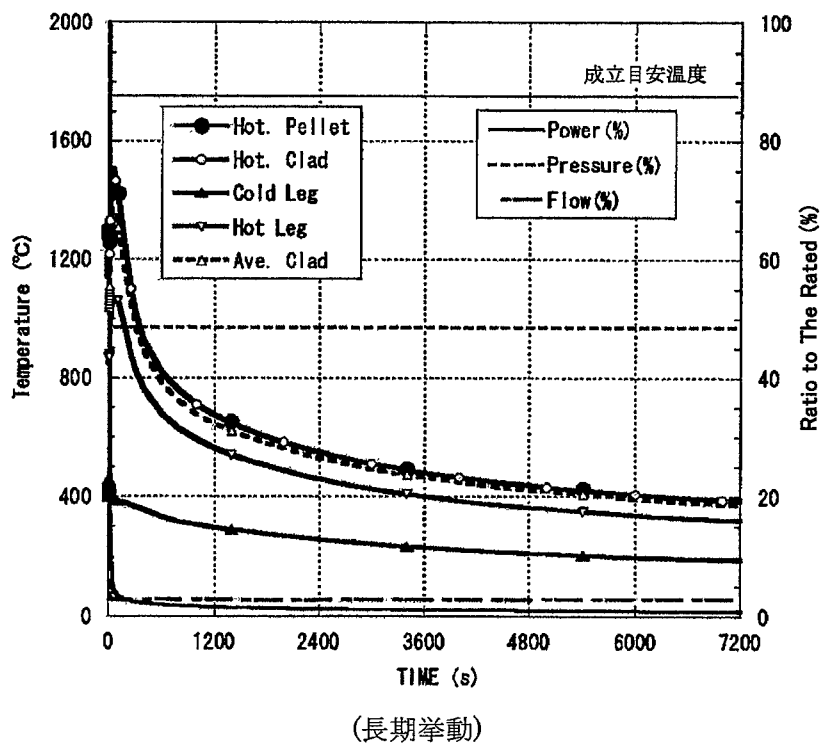
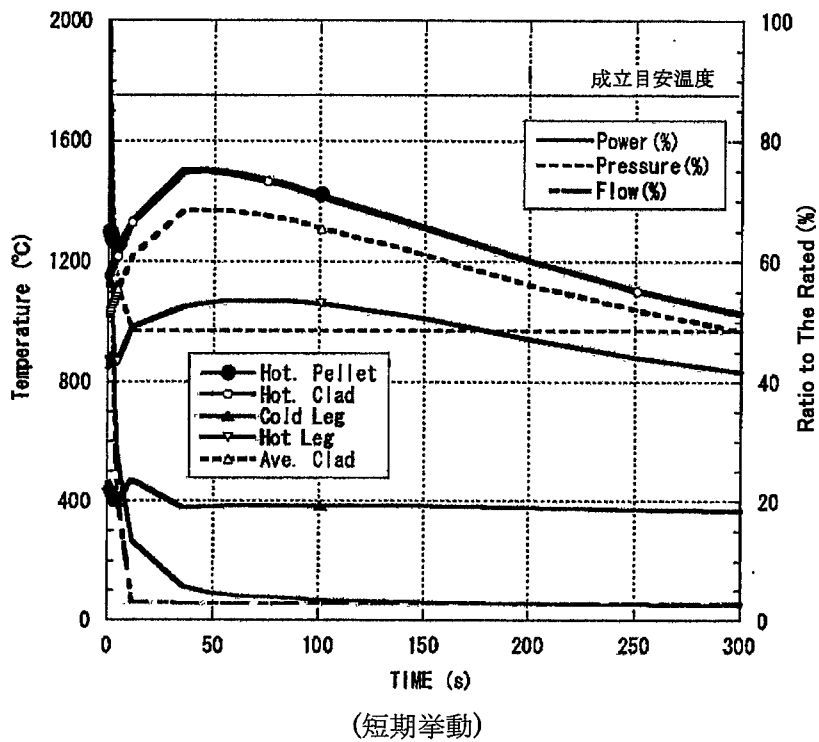


図 5.4-9 ホットチャンネル温度履歴 (ULOF 事象)

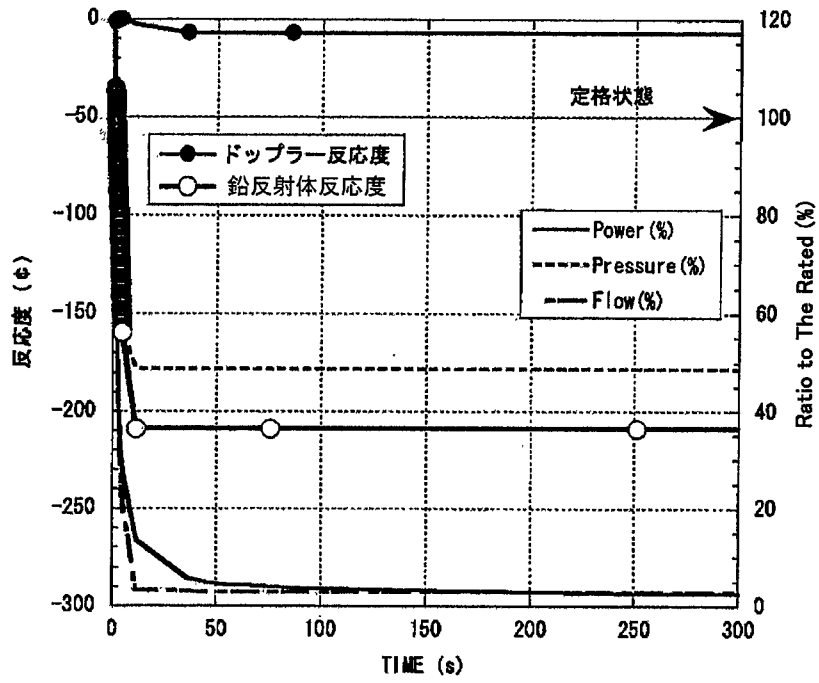


図 5.4-10 主要な反応度の履歴 (ULOF 事象)

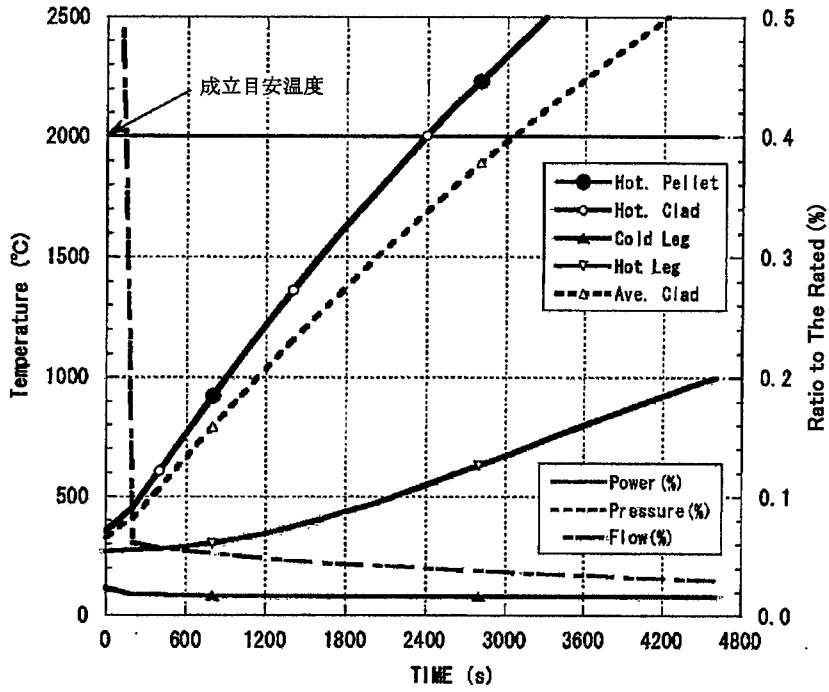


図 5.4-11 メンテナンス時全電源喪失事故による自然循環除熱時の過渡挙動 (基準ケース(ガスパージ無しケース))

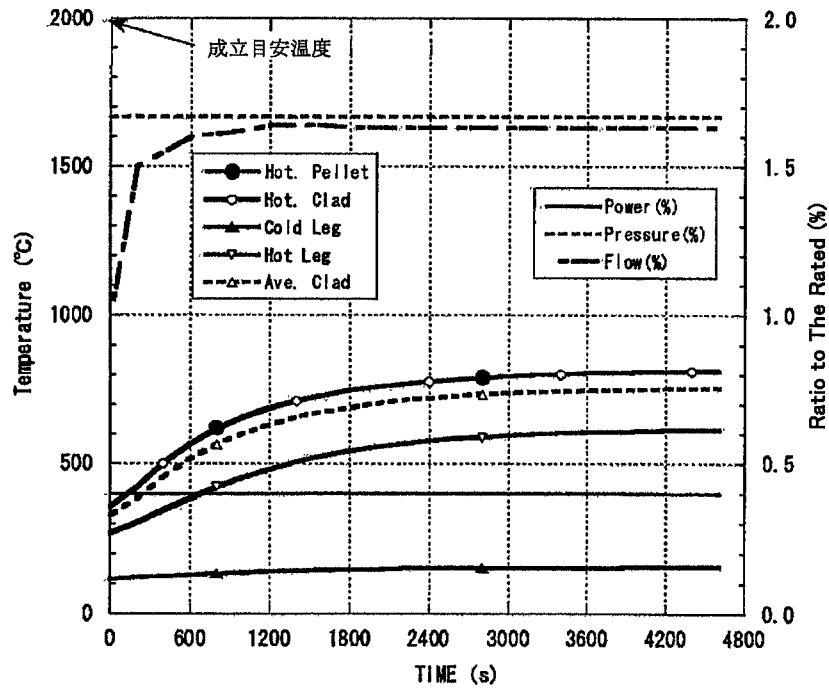


図 5.4-12 メンテナンス時全電源喪失事故による自然循環除熱時の過渡挙動 (炭酸ガスパージ有りケース)

## 5.5 ピン型燃料炉心のまとめ

2001年度検討のピン型燃料炉心では、2000年度検討の「CDA 影響緩和炉心」から設計目標を変更し、減圧事故＋スクラム失敗時に自然循環で除熱達成可能な安全性を高度化した炉心を指向したことから、自然循環時にピーク温度を抑制するため P/D を非常に大きく設定する必要が生じ、燃料体積比が著しく制限されることがわかった。また、ピン型燃料炉心は、被覆粒子型燃料炉心と比べドプラ係数・熱容量が小さいことから、減圧事故時に事象の進展が速く、1次ピーク温度を抑制するには、迅速に負の反応度を投入可能な受動的安全機器が必須となることがわかった。迅速な応答性を有する受動的安全機器としては、現状、減圧事故時に鉛液位の低下により負の反応度を投入するタイプの受動的炉停止機能付き鉛反射体が有望であると判断し設置することとした。ここで、炉停止達成に必要な反応度を確保する観点から、鉛反射体集合体は炉心外周(径方向ブラケットとの間)に1層設置することとした。

これらの「燃料体積比低減」「鉛反射体を炉心外周1層に設置」といった安全上の方策は、何れも核特性を劣化させる方向であり、その効果は非常に大きいものと推測される。そのため、被覆材については、2000年度炉心で想定していた Nb 基合金から変更し、中性子吸収が小さい  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$ (金属間化合物)を採用することとした。そして、2001年度レファレンス炉の燃料仕様としては、減圧事故＋スクラム失敗事象時に自然循環除熱で2次ピーク温度が成立目安温度をクリアする条件を考慮し、ピン径は 9.90 mm の中径、P/D は 1.65 を選定することとした。

設定したレファレンス炉心の特性について評価を行った結果、核特性については、取出平均燃焼度 15 万 MWd/t で増殖比 1.06 と、2000年度「CDA 影響緩和炉心」の 1.16 からは大幅に低下するものの、設計目標は概ね満足することが認められた。また、安全性については、P/D を広げ、鉛反射体集合体を炉心周囲に設置したことで、「減圧事故＋スクラム失敗＋自然循環除熱」を想定した厳しい事象においても成立目安温度をクリアすることが認められた。ただし、被覆粒子型燃料炉心で見込まれているような、固有の特性のみ(ドプラ反応度・熱容量等の改善による、受動的安全機器の作動無し)で成立目安温度をクリア可能な、より高度な安全性を確保した炉心概念の達成については極めて困難であることが認められた。



## 6. 被覆粒子型燃料炉心とピン型燃料炉心の特性比較

## [核特性]

被覆粒子型燃料炉心については、2001年度レファレンス炉心では、燃料体積比が16.2%まで改善され、燃焼度15万MWd/tで増殖比1.1近傍の値が期待できる結果となった。一方、ピン型燃料炉心については、2001年度レファレンス炉心では、減圧事故＋スクラム失敗事象時に自然循環で除熱達成可能とするためP/Dを大幅に増加させた結果、燃料体積比は24.3%（実効燃料体積比18.2%）まで低下し、増殖比は燃焼度15万MWd/tで1.06（拡散近似ベース）という結果となった。被覆粒子型燃料炉心については、燃焼度15万MWd/t炉心の詳細な設計評価を未実施な状況であり、被覆粒子のTiN被覆層厚さ等を見直すことで増殖比が低下することも考えられることから、両炉心の増殖特性に大きな差は無いものと判断した。

## [安全特性]

被覆粒子型燃料炉心については、受動的安全機器の作動に期待しなくても減圧事故＋スクラム失敗事象時に自然循環除熱で炉心溶融を回避できる見通しが得られた。一方、ピン型燃料炉心については、被覆粒子型燃料炉心と比較してドップラ係数・熱容量が小さいことから、減圧事故初期に温度上昇速度が速く、1次ピーク温度の抑制には迅速に応答可能な受動的安全機器（2001年度レファレンス炉心では、炉停止機能付き鉛反射体を想定）の作動が必須となる結果となった。このことから、安全特性については被覆粒子型燃料の方が優位であると考えられる。

## [燃料製造・再処理性]

被覆粒子型燃料炉心については、製造時のTiN被覆のコーティング、SiCf/SiCコンボジットによるコンパートメントの製造、及び、再処理時のTiN脱被覆処理等多くの開発課題を有している。一方、ピン型燃料炉心についても、被覆材として金属間化合物である $\text{Si}_3\text{Zr}_5$ を想定していることから、ピン製作、リブの付設等に課題を有している。ただし、ピン型燃料は製造・再処理の実績が多く、従来技術の適用が容易であることから、被覆粒子型燃料と比べて課題は少ないものと考えられる。このことから、燃料製造・再処理性についてはピン型燃料の方が優位であると考えられる。

以上、2001年度時点での被覆粒子型燃料炉心とピン型燃料炉心の特性比較結果は以下の通りであり、被覆粒子型燃料炉心は、ここで想定している集合体概念が成立するのであれば、増殖性を確保した上で安全性上の特徴を活かしやすい概念であると考えられる。そのため、実用化戦略調査研究におけるガス冷却炉検討では、当面、被覆粒子型燃料炉心を優先して検討するのが適切と考えられる。

・核特性	:	被覆粒子型	=	ピン型
・安全特性	:	被覆粒子型	>	ピン型
・燃料製造・再処理性	:	被覆粒子型	<	ピン型

## 7. まとめ

## [被覆粒子型燃料炉心]

- ・核・安全特性に関するパラメータサーベイの結果、減圧反応度を 1.2 \$弱程度まで低減できれば、受動的安全器機に期待しなくても、「減圧事故+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に成立目安温度以下に抑制可能であることがわかった。また、燃料体積比を～18 %程度まで増加できれば、減圧反応度は 1 \$近傍まで低減可能であった。このように、燃料体積比の増加は、核特性向上のみならず安全特性についても有効であることがわかった。
- ・上記の結果を受け、2001 年度におけるレファレンスの設計方向性として、被覆粒子充填層に冷却材を横方向(水平方向)に通過させ冷却する構造を仮定し、熱流動条件を満足する範囲で可能な限り燃料体積比を増加することとした。熱流動条件としては、圧力損失・冷却材軸方向流速の条件を設定し、この条件を満たす範囲で燃料体積比は 16.2 %程度まで増加可能となることがわかった。
- ・設定した 2001 年度レファレンス炉心について、核・安全特性に関する評価を行った結果、核特性については、取出平均燃焼度 10 万 MWd/t で 1.2 程度の増殖比が得られた。燃焼度 15 万 MWd/t でも 1.1 近傍の増殖性が期待できる見込みとなり、増殖特性上の設計目標は達成される見通しが得られた。安全特性については、燃料体積比の増加により減圧反応度が 1 \$程度となり、炉心動特性解析の結果、「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象を想定しても、炉心溶融が回避される可能性があることがわかった。

## [ピン型燃料炉心]

- ・減圧事故時の長時間側崩壊熱を自然循環で除熱可能な炉心をねらうと、P/D として 1.6 程度以上といった大きな値が要求される結果が得られた。そのため、燃料体積比は制限され、核特性は低減されることがわかった。
- ・ピン型燃料炉心は、2001 年度に設定した範囲では、被覆粒子型と比べドププラ係数・熱容量が小さく事故時の応答性が速いことから、「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に、炉心溶融回避するためには、迅速な応答性の受動的安全機器の設置が必須となることがわかった。受動的安全機器としては受動的炉停止機能付き鉛反射体を炉心外周(径方向ブランケットとの間)に 1 層に設置することとした。
- ・設定した 2001 年度レファレンス炉心について、核・安全特性に関する評価を行った結果、核特性については、被覆材として  $\text{Si}_3\text{Zr}_5$  を採用することにより、取出平均燃焼度 15 万 MWd/t で増殖比 1.06 と設計目標は概ね満足する結果が得られた。安全特性については、受動的炉停止機能付き鉛反射体の効果を期待できれば、「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に、炉心溶融が回避される可能性があることがわかった。

## [2001 年度両炉心概念の比較]

- ・核特性については、両炉心概念の増殖特性に大きな差はないと判断した。安全特性については、被覆粒子型燃料炉心では、受動的安全機器の作動に期待しなくても炉心溶融回避の可能性がある、より安全性上の特徴を活かし易い概念であると考えられる。燃料製造・再処理性については、ピン型燃料炉心の方が、従来技術の適用が容易であり開発課題が小さいものと考えられる。

- ・以上の結果から、2001年度時点において、被覆粒子型燃料炉心は、増殖性を確保した上で安全性上の特徴を活かし易い概念であると考えられる。そのため、実用化戦略調査研究におけるガス冷却炉検討では、当面、被覆粒子型燃料炉心を優先して検討するのが適切と考えられる。

## 8. 今後の課題

## [被覆粒子型燃料炉心]

- ・今回設定したレファレンス炉心の取出平均燃焼度は10MWd/tであり、燃焼度15万MWd/tの炉心についても、核特性・安全特性に関し、ある程度期待できる見込みが得られた。このことから、燃焼度15万MWd/tの炉心について、燃料(被覆粒子燃料仕様)・熱流動の成立性を有する仕様の詳細検討を行い、その炉心について、核特性・安全特性の詳細確認評価を行うことが必要と考えられる。
- ・今年度の核計算は拡散近似計算で実施したが、ガス冷却高速炉では、臨界性に対する輸送・メッシュ効果の影響が大きいことが報告されている<sup>8)</sup>。今後、減圧反応度やドップラ係数といった安全性に関する特性を含む核特性について、これらの効果を考慮した詳細な検討を実施し、炉心・燃料設計への影響を評価することが必要と考えられる。
- ・今回の燃料・集合体構造としては、2000年度炉心と同様にコンパートメントに被覆粒子を充填し、横方向流れで冷却する構造を採用していた。この構造が、核特性・熱流動性の観点から最適であるか、他の有望な構造概念は存在しないか調査することが必要と考えられる。また、この構造では、剥出しの被覆粒子の表面を冷却材が流れることになり、被覆層材がセラミックスであることを考慮すると、被覆粒子に統計的な製造時破損が生じ、破損粒子から冷却材中に燃料が放出される可能性も考えられる。そこで、燃料の包蔵性を強化するため、被覆粒子を第2の障壁で閉込める構造を有する集合体概念について、成立の見通しがあるか検討する必要があると考えられる。
- ・熱流動設計に関する直近の懸案事項として、ヘリウムガスの高温側での圧力損失相関式の取得、コンパートメント内管メッシュ部の不均一性による影響の評価、コンパートメント内の上下軸方向ブランケット領域の除熱法の検討等を実施することが必要と考えられる。
- ・被覆層材料の候補材(TiN・Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>等)の強度特性、照射特性、製作性、再処理性等に関する基礎試験・評価を実施する必要があると考えられる。

## [ピン型燃料炉心]

- ・ガス冷却高速炉で要求される迅速な応答時間で作動が可能な受動的な安全機器として、受動的な安全機能付き鉛反射体、SASS等に関する詳細な構造概念・成立性評価が必要と考えられる。特に、ピン型燃料炉心は、被覆粒子型と比べドップラ係数・熱容量が小さく事故時の応答性が速いことから、「減圧反応度+スクラム失敗+自然循環除熱」事象時に、炉心溶融回避するためには、迅速な応答性の受動的な安全機器の設置が必須であり、本炉心概念の成立上重要である。
- ・今年度の核計算は拡散近似計算で実施したが、ガス冷却高速炉では、臨界性に対する輸送・メッシュ効果の影響が大きいことが報告されている<sup>8)</sup>。今後、減圧反応度やドップラ係数といった安全性に関する特性を含む核特性について、これらの効果を考慮した詳細な検討を実施し、炉心・燃料設計への影響を評価することが必要と考えられる。
- ・被覆管材料の候補材(Si<sub>3</sub>Zr<sub>5</sub>等)の強度特性、照射特性、製作性、再処理性等に関する基礎試験・評価を実施する必要があると考えられる。

## 9. 謝辞

本ヘリウムガス冷却高速炉の設計・評価につきましては、JNCが立案した基本方針と概念検討方法、炉心燃料仕様絞込みの考え方に従って、「被覆粒子型燃料炉心」は、ARTECH 大久保良幸氏、三菱重工業 菱田 正彦氏（2002年11月時点、JNC大洗工学センター システム技術開発部 FBR システムグループへ出向中）、白木 貴子氏、NDC 清野 俊氏に、「ピン型燃料炉心」は、川崎重工業 赤津 実氏、西村 元彦氏、日立エンジニアリング 小川 隆氏に解析作業（炉心・燃料解析、熱流力解析、安全解析等）をご担当頂きました。

上記の方々には、設計・評価作業全般につきまして、厳しいスケジュールの中ご尽力頂きました。この場において、感謝の意を込めてお礼を申し述べさせていただきます。

10. 参考文献

- [1] 池上 哲雄, 林 秀行, 水野 朋保 他, 「炉心・燃料(燃料形態)の技術検討書—実用化戦略調査研究(フェーズ I)成果報告—」, JNC TY9400 2001-011, (2001).
- [2] 木曾 芳広, 永沼 正行 他, 「被覆粒子燃料ヘリウムガス冷却高速増殖炉の検討」, JNC TN9400 2001-073, (2001).
- [3] IAEA TECDOC 978, “Fuel performance and fission product behavior in gas cooled reactors”, (1997).
- [4] Heinz Nabilek, Werner Heit, et al., “THE PERFORMANCE OF HIGH-TEMPERATURE REACTOR FUEL PARTICLES AT EXTREME TEMPERATURES”, Nuclear Technology, Vol.84, (1989).
- [5] Bird, R. B., Stewart, W. E., and Lightfoot, E. N., “Transport Phenomena”, Jhon Wiley & Sons, New York, 1966.
- [6] 伝熱工学資料 改訂第4版、日本原子力学会.
- [7] 森部 剛志, 三枝 利家, 此村 守 他, 「ガス炉の概念に関する研究(研究報告)」, JNC TY9400 2002-008, (2002).
- [8] 杉野 和輝, 「ガス冷却高速炉の炉心核特性の非均質効果・輸送効果の評価(研究報告書)」, JNC TN9400 2002-050, (2002).

## (付録) 受動的炉停止機能付き鉛反射体の概念

「受動的炉停止機能付き鉛反射体」は、系統圧力の変化に追従し集合体中の鉛液位を上下させることで、定格運転時は反射体として機能し、事故時には鉛液位の低下から中性子の漏れを誘導し負の反応度を印加させる受動的な安全機器である。本鉛反射体は、大きく 3 つの部分（下部鉛貯留筒、連通管、上部鉛容器）から構成されるシンプルな構造を有しており、系統圧力の変化による流動を作動原理として利用することから、減圧事故時に迅速な応答性が期待できるものと考えられている。以下に、この鉛反射体の構造・作動原理の理解のため、定格運転時・事故時における鉛液位の状態を (a) ～ (d) に分けて説明した。

- (a) 初期状態では、鉛が下部鉛貯留筒内に固体状態で充填されている。
- (b) 炉内装荷後、加熱により下部鉛貯留筒中の鉛は溶融する。プラント運転時には、下部鉛貯留筒内の溶融鉛は系統圧力により押し上げられ、連通管を通り上部鉛容器内に移動する。
- (c) 連通管の下端が下部の鉛液位を切ると、ガスのみが上部鉛容器に気泡として供給される。従って、鉛充填量・下部鉛貯留筒・連通管・上部鉛容器を適切に設定すれば、定格運転時に、上部鉛容器中の鉛を炉心高さレベルに保持する状態を維持でき、鉛は反射体として機能する。
- (d) 事故等によって系統圧力が低下すれば、圧力差、及び、温度上昇に伴う上部鉛容器の上部のガス容積の膨張効果により、鉛液位は押し下げられ、炉心高さレベルに保持されていた鉛が下部に排出される。その結果、中性子の漏洩量が増加し、負の反応度が印加される。事故時にはこの状態が維持される。

上記の鉛液位挙動により、定格時の反射体機能と事故時に負の反応度を印加する受動的な安全機器の機能が可能となる。ピン型燃料レファレンス炉心を対象とした核計算の結果、炉心の外周（炉心と径方向ブランケットの間）に鉛反射体を 1 層装荷することにより、5 \$ 程度の反応度が得られる結果が得られ、炉停止は可能と推測される。ただし、この場合（炉心の外周 1 層に鉛反射体を装荷時）には、核特性の大幅な低下を導くデメリットが伴うことを認識する必要がある。