

JNC TY9400 99-002

金属燃料の過渡時挙動に関する基礎的研究（平成10年度）

（共同研究報告書）

1999年3月

東北大学  
核燃料サイクル開発機構

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

〒319-1194 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 319-1194,  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
1999

## 金属燃料の過渡時挙動に関する基礎的研究（平成10年度）

### （共同研究報告書）

馬場 護\* 平野 豪\* 川田賢一\*\* 丹羽 元\*\*

### 要旨

従来の高速増殖炉の燃料の主流を占める酸化物燃料に代わる新型燃料として、金属燃料が注目されているが、過渡時の金属燃料の挙動については解明されていない点が多い。そこで、金属燃料高速炉炉心の炉心損傷事故時における過渡時挙動の特徴、及び放出エネルギーに係わる基本的傾向を明らかにすることにより、新型燃料の採用検討に際しての基本的知見の整備を図ることを目的に、東北大学・サイクル機構の共同研究として、「金属燃料の過渡時挙動に関する基礎的研究」を実施した。本年度は2カ年計画の最終年で、研究成果は以下の通りである。

#### （1）解析対象および解析結果

解析対象はATWSの代表的事象である炉停止失敗を伴うLOF事象(ULOF)とした。解析対象炉心は電気出力600MWの2領域均質の金属燃料炉心および減速材を添加した金属燃料の初装荷炉心である。炉心損傷事象起因過程解析コードを金属燃料炉心に適用出来るようにするため物性値や入力パラメータを検討し、必要な改訂を行った。

解析条件は、基準となるLOFと電磁ポンプを想定した全電源喪失型LOF事象とした。その結果、金属燃料炉心では基準となるLOFにおいてある程度の流量が確保される場合、および減速材添加金属燃料炉心では全ての場合において起因過程においては再臨界に至ることなく、穏やかに遷移過程へ移行することが示された。減速材添加の効果として、炉心損傷事象が大幅に緩和されることが示された。ただし、起因過程以降の再臨界の可能性については遷移過程解析が必要である。

#### （2）起因過程解析コードの核計算部の改良

現行の起因過程解析コードでは、過渡時の炉心の大きな核的变化に対応するのが困難であった。そこで、空間依存動特性（断熱近似）の採用によるコードの核計算部の改良を行い、金属燃料炉心に適用してその妥当性の検討を行った。

#### （3）まとめ

金属燃料高速炉の炉心損傷事象時の挙動を起因過程解析コードを用いて解析し、起因過程における過渡時挙動の特徴についての知見を得た。

---

本報告書は、東北大学と核燃料サイクル開発機構の共同研究「金属燃料の過渡時挙動に関する基礎的研究」により実施した成果である。（契約番号：104F0026）

機構担当部署：大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

\* 東北大学

\*\* 核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

## A Basic Research on the Transient Behavior for a Metallic Fuel FBR

Mamoru BABA \* Go HIRANO \* Ken-ichi KAWADA \*\* Hajime NIWA \*\*

### Abstract

A metallic fuel with novel design has received great deal of interest recently as an option of advanced fuel to be substituted MOX fuel, however, the behavior at the transient has not been studied in many aspects. Therefore, for the purpose to show the basic tendency of the behavior and released energy at CDA (core disruptive accident) for a metallic fuel FBR and to prepare the basic knowledge for consideration of the adoption of the advanced fuel, Tohoku university and Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation have made a joint research entitled " A basic research on the transient behavior for a metallic fuel FBR ". The results are the following.

#### (1) Target and Results of analysis

The accident initiator considered is a LOF accident without scram. The LOF analysis was performed for a metallic fuel 600MWe homogeneous two region core at the beginning of cycle, both for an ordinary metallic fuel core and for a metallic fuel core with ZrH pins. It was necessary mainly to change the constants of input parameters to apply the code for the analysis of a metallic fueled reactor. These changes were made by assuming appropriate models.

Basic LOF cases and all blackout case that assumed using electromagnetic pumps were analyzed. The results show that the basic LOF cases for a metallic fuel core and all the cases for a metallic fuel core with ZrH pins could be avoided to become prompt-critical, and mildly transfer to the transition phase. It is shown that the moderator is quite effective to mitigate the accident at the initiation phase. However, it is necessary to analyze the transition phase to know if the re-criticality is totally avoided after the initiation phase.

#### (2) Improvement of CDA initiation phase analysis code

At present, it is difficult for the code to adapt to the large scale material movement in the core at the transient. Therefore, the nuclear calculation model in the code was improved by using the adiabatic space dependent kinetics, and examined through application to the metallic fueled core..

#### (3) Conclusion

The behavior at CDA of a metallic fueled core of a fast reactor was analyzed using the CDA initiation phase analysis code and the knowledge of the important characteristics at the CDA initiation phase was obtained.

---

Work performed by Tohoku university and Japan Nuclear Cycle Development Institute  
JNC Liaison : Nuclear System Safety Research Group, System Engineering Technology Division, O-arai Engineering Center

\* Tohoku university

\*\* Nuclear System Safety Research Group, System Engineering Technology Division, O-arai Engineering Center, Japan Nuclear Cycle Development Institute

## 目次

第1章 序論	1
1-1 背景	1
1-2 本研究の目的	1
1-3 研究内容	1
第2章 炉心損傷事象起因過程解析コードの金属燃料への適応	2
2-1 炉心損傷事象の概略	2
2-2 炉心損傷事象起因過程解析コード	4
2-3 炉心損傷事象起因過程解析コードの金属燃料炉心への適用	5
2-4 炉心損傷事象起因過程解析コード適用上の問題点	12
2-5 本章のまとめ	13
第3章 金属燃料高速炉の LOF 解析	14
3-1 解析対象炉心とその炉心特性	14
3-2 金属燃料炉心の反応度マップの作成	17
3-2-1 反応度マップ作成の検討	17
3-2-2 各種反応度の比較	18
3-3 金属燃料炉心の LOF 解析	22
3-3-1 解析条件	22
3-3-2 解析結果	22
3-4 本章のまとめ	39
第4章 減速材添加高速炉の LOF 解析	40
4-1 解析対象炉心とその炉心特性	40
4-2 減速材添加金属燃料炉心の LOF 解析	43
4-2-1 解析条件	43
4-2-2 解析結果	43
4-3 減速材添加による炉心損傷事象の回避	50
4-3-1 解析条件	50
4-3-2 解析結果	50
4-4 本章のまとめ	54

第5章 起因過程解析コード核計算部の改良	56
5-1 改良の背景と目的	56
5-2 コード改良の概略	57
5-2-1 動特性解法の種類	57
5-2-2 新しいモデルと旧モデルの動特性解法の違い	57
5-2-3 断熱近似動特性解法の限界	60
5-3 炉心計算コードの組み込み	61
5-4 改良した解析コードの妥当性の検討	66
5-5 改良した解析コードによる解析	79
5-5-1 急激な LOF の解析	79
5-5-2 基準となる LOF の解析	82
5-6 本章のまとめ	85
第6章 結論	86
参考文献	88

表・図リスト

表リスト

Table2-1 主な物性値の違い

Table3-1 本研究で用いた炉心の仕様

Table3-2 炉心燃料の寸法仕様

Table3-3 1次冷却材流量配分

Table3-4 各種反応度の比較

Table3-5 体系1での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table3-6 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table3-7 体系1での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table3-8 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table3-9 体系1での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table3-10 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table 4-1 炉心パラメータの比較

Table 4-2 体系1での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table 4-3 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table 4-4 体系2破損条件（1150℃）のピーク時・破損時の反応度および出力の違い

Table 5-1 遅発中性子割合および即発中性子寿命の変化

Table 5-2 ピーク時・破損時の反応度および出力の比較

Table 5-3 各チャンネル破損時刻

図リスト

Fig.2-1 炉心損傷事象の事象推移の概略

Fig.2-2 SAS-3Dコードの概念図

Fig.2-3 金属燃料（U-Pu-Zr）の熱伝導率

Fig.2-4 フィッションガスの放出率を燃焼度の関係

Fig.2-5 燃焼度と軸方向燃料スエリングの関係

Fig.2-6 1時間昇温試験による実効的な液相進展速度

Fig.2-7 高温側での液相侵食試験結果

Fig.2-8 TREAT炉におけるEBR-II燃料（U-Fs）の過出力試験時の伸び

- Fig.3-1 600MWe 金属燃料炉心 炉心構成図
- Fig.3-2 反応度マップ作成の流れ図
- Fig.3-1 ガスプレナム長とボイド反応度の関係
- Fig.3-2 軸方向出力分布
- Fig.3-3 径方向出力分布
- Fig.3-4 ボイド反応度軸方向分布
- Fig.3-5 反応度の時間変化 (体系 2・破損条件 1100℃)
- Fig.3-6 反応度の時間変化 (体系 2・破損条件 1150℃)
- Fig.3-7 ボイド領域の時間変化 (体系 1・破損条件 1100℃・c h 1)
- Fig.3-8 ボイド領域の時間変化 (体系 2・破損条件 1100℃・c h 1)
- Fig.3-9 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化 (体系 2・破損条件 1100℃・c h 1)
- Fig.3-10 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化 (体系 2・破損条件 1150℃・c h 1)
- Fig.3-11 構造材温度の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃)
- Fig.3-12 構造材温度の時間変化 (体系 2・破損条件 1150℃)
- Fig.3-13 出力の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃)
- Fig.3-14 出力の時間変化 (体系 2・破損条件 1150℃)
- Fig.3-15 流量と時間の関係 (体系 2・破損条件 1100℃・チャンネル 1)
- Fig.3-16 反応度の時間変化 (ケース 2・体系 1・破損条件 1150℃)
- Fig.3-17 反応度の時間変化 (ケース 3・体系 1・破損条件 1150℃)
- Fig.3-18 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃・c h 1)
- Fig.3-19 出力の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃)
- Fig.3-20 構造材温度の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃)
  
- Fig.4-1 減速材 (ZrH) の添加方法
- Fig.4-2 軸方向出力分布 (体系 1)
- Fig.4-3 径方向出力分布 (体系 1)
- Fig.4-4 減速材なし炉心 (体系 1・破損温度 1150℃) の反応度の時間変化図
- Fig.4-5 減速材あり炉心 (体系 1・破損温度 1150℃) の反応度の時間変化図
- Fig.4-6 減速材なし炉心 (体系 1・破損温度 1150℃) の出力の時間変化図
- Fig.4-7 減速材あり炉心 (体系 1・破損温度 1150℃) の出力の時間変化図
- Fig.4-8 減速材なし炉心のボイド領域の時間変化図 (体系 1・破損温度 1150℃・c h 1)
- Fig.4-9 減速材あり炉心のボイド領域の時間変化図 (体系 1・破損温度 1150℃・c h 1)
- Fig.4-10 減速材なし炉心の構造材温度 (体系 1・破損温度 1150℃)
- Fig.4-11 減速材あり炉心の構造材温度 (体系 1・破損温度 1150℃)
- Fig.4-12 流量半減時間およびポニーモーター流路と炉心損傷事象の関係
- Fig.4-13 基準となる LOF の出力の時間変化 (体系 2)



- Fig.4-14 基準となる LOF の燃料被覆管境界の最高温度の時間変化 (体系 2)
- Fig.4-15 全電源喪失型 LOF の出力の時間変化 (体系 1)
- Fig.4-16 全電源喪失型 LOF の燃料被覆管境界の最高温度の時間変化 (体系 1)
  
- Fig.5-1 断熱近似動特性と一点炉近似動特性の違い
- Fig.5-2 解析体型図
- Fig.5-3 SAS-CITATION コードの流れ
- Fig.5-4 断面積の内挿法
- Fig.5-5 リメッシュの方法
- Fig.5-6 各チャンネルの比出力の比較 (SAS-CIT(R-Z)/SAS-3D)
- Fig.5-7 各チャンネルの比出力の比較 (HEX-Z/ R-Z)
- Fig.5-8 冷却材沸騰までの反応度の時間変化
- Fig.5-9 破損前後の反応度の時間変化
- Fig.5-10 冷却材沸騰までの出力の時間変化
- Fig.5-11 破損前後の出力の時間変化
- Fig.5-12 事象初期における Net 反応度の比較 (SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-13 事象初期における Net 反応度の比較 (SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-14 破損前後における Net 反応度の比較 (SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-15 破損前後における Net 反応度の比較 (SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-16 燃料破損後の Net 反応度の比較 (SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-17 燃料破損後の Net 反応度の比較 (SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-18 燃料破損後の Net 反応度の比較 (SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)
- Fig.5-19 反応度の時間変化の比較
- Fig.5-20 出力の時間変化図
- Fig.5-21 反応度の比較
- Fig.5-22 事象初期における反応度の時間変化
- Fig.5-23 破損前後における反応度の時間変化
- Fig.5-24 破損後の反応度の時間変化
- Fig.5-25 出力の時間変化

## 第1章 序論

### 1-1 背景

金属燃料は、経済性および安全上の利点から、高速炉の新型燃料の候補の1つとして期待されている。経済上の利点としては、乾式の再処理・成形加工が可能であることが挙げられ、安全上の利点としては、燃料の伝熱が優れており、除熱能力が高いことが挙げられる。高速炉の実用化を考えた際、まず第一に安全であることが求められる。しかしながら、金属燃料炉心に限らず、高速炉炉心は軽水炉炉心と異なり、通常炉心が反応度最大体系でないという特徴から、スクラム失敗を伴う異常な過渡事象時(ATWS)に炉心損傷(CDA)さらには再臨界に至る潜在的な可能性を持っている。ATWS時における金属燃料炉心の最確シナリオとして、金属燃料炉心固有の安全特性により、冷却材は沸騰することなく、CDAには至らないという報告がある<sup>1-1)</sup>が、万一これらの固有の安全特性が機能しなかった場合の事象推移、すなわち炉心損傷事象の事象推移についても把握しておく必要があることは言うまでもない。現状において、金属燃料の炉心損傷事象起因過程の事象推移については、TREAT炉内試験<sup>1-2)</sup>の結果をもとに知見の整備が進められている。すでに、平野等により、これらの知見を反映させた金属燃料炉心のATWS事象の代表事象である冷却材流量減少事象起因過程における基礎的研究がなされている<sup>1-3)</sup>。本研究はこれに基づいてさらに詳細な検討を行った。

### 1-2 本研究の目的

本研究では、将来の新型燃料の候補の1つである金属燃料を用いた高速炉炉心を対象とし、炉心損傷事象時の過渡的挙動の特徴、および放出エネルギーに係わる基本傾向を明らかにすることにより、新型燃料の採用を検討するに際しての基本的知見の整備を図ることを目的とする。平成9年度は炉心損傷事象推移起因過程の解析を行った。平成10年度は起因過程解析コードの核計算部の改良を行い、その妥当性の検証を行った。

### 1-3 研究内容

金属燃料炉心の起因過程の解析を行うために必要な起因過程解析コードに変更を加え、金属燃料炉心を対象とした冷却材流量喪失(ULOF)事象の起因過程の解析を行った。通常の金属燃料炉心および、反応度係数の向上を目的とした減速材添加金属燃料炉心を解析の対象とした。従来の起因過程解析コードを金属燃料炉心に適用するために、物性値などの入力値の変更の他、金属燃料炉心の過渡事象時に特有のエクストリュージョンのモデル化を試みた。また、減速材添加炉心での過渡時に予想される減速材の解離等の事象に対応するため、起因過程解析コードと静的炉心計算コードをリンクさせることにより、減速材の解離による核的変化の影響を考慮できるよう改良し、その妥当性の検証を行った。改良したコードは、従来のコードよりも事象を厳しく見積もる傾向があった。

## 第2章 炉心損傷事象起因過程解析コードの金属燃料への適応

本章では、炉心損傷事象の事象推移について簡単に述べ、その後、解析に用いる炉心損傷事象起因過程解析コードを金属燃料に適用するために行った変更点および適用の限界について述べる。本研究では、炉心損傷事象起因過程解析コードとしてSAS-3Dコードを用いる。このコードは酸化物燃料を対象に開発されたコードであるため、金属燃料高速炉を解析するには様々な変更が必要となる。そこで、本章では、変更すべき点を示し、行った変更の妥当性およびその限界について検討する。

### 2-1 炉心損傷事象の概略<sup>2)1)</sup>

炉心損傷事象（CDA : Core Disruptive Accident）とは、異常発生時にスクラム失敗や崩壊熱除去失敗を仮想的に重ね合わせた事象であり、プラント設計基準事象を越える設計基準外事象と位置づけられている。高速炉プラントにおいて、CDAの発生頻度は工学的には無視しうるほど小さいものであるが、防止対策に万全を期すこと、深層防御の観点からCDA事象の進展およびその影響が格納容器内に限定され、放射性物質の放散が適切に抑制されていることを評価することが求められる。

一般に高速炉炉心はその状態で反応度最大となるように設計されていないために物質の再配置により正の反応度が挿入され、その結果、機械的エネルギーの発生に至るという可能性がある。すなわち、高速炉炉心は潜在的にCDA事象に至る可能性を含んでいることになる。このため、CDA事象に対する研究が高速炉の開発当初から行われてきた。

以下にCDA事象の推移について、その代表的な事象であるULOF（Unprotected Loss of Flow）を例に取り、その概略および解析手法を述べる。

ULOF事象は、原子炉冷却材バウンダリは健全な状態を保ちながらも1次系の冷却材流量が減少し、定格出力運転のまま炉心の冷却能力が低下することによりCDAに至る事象であり、その事象推移は、冷却材の流量減少特性や各種炉心パラメータにより異なる。ULOF事象に限らず、CDA事象は、事象推移全体をいくつかの過程に分けて取り扱うのが通例である。

#### 1) 起因過程

起因過程は、冷却材の温度上昇、その後の沸騰を経て、燃料ピンの破損に至る過程である。この過程では、炉心の核熱設計に加えて、炉心内の正負の反応度効果の大小によりその事象進展が決まる。燃料ピン破損後の燃料分散による負の反応度挿入により事象が終息する可能性もあるが、悲観的には、事象が遷移過程に進展すると考えられている。起因過程解析コードの代表的なものとしてSASシリーズが開発されている。

#### 2) 遷移過程

遷移過程は、起因過程が緩慢に推移した後に炉心損傷領域が拡大する過程である。遷移過程における事象推移は、燃料の炉心外への排出と熔融プールの動的挙動が支配的因子となる。遷移過

程解析コードの代表的なものとして SIMMER シリーズが開発されている。

### 3) 炉心解体・機械的エネルギー変換・構造応答過程

起因過程・遷移過程で大きなエネルギー発生があった場合、発生エネルギーは、炉心物質の膨張・放出を介して機械的エネルギーに変換される。この段階が機械的エネルギー変換・構造応答過程である。この過程でも、機械的エネルギーの発生を緩和する様々な熱流体効果が存在し、解析コードに取り入れられている。

### 4) 事故後物質移動・崩壊熱除去過程

事故が核的に終息すると、炉心出力は崩壊熱レベルに落ち着く。崩壊熱除去過程では、炉心物質の移動と分散・堆積したデブリの崩壊熱除去・炉心容器内での保持が評価される。

### 5) 格納容器施設応答過程

格納容器施設応答過程では、構造応答過程で原子炉格納容器施設内床上にナトリウムなどが放出された場合の、ナトリウムの燃焼に伴う格納容器の健全性と放射性物質の移行・放出量が評価される。

狭い意味で再臨界事故問題は起因過程での即発臨界および遷移過程での再臨界を対象としており、その排除には、起因過程で即発臨界に至らないこと、さらに、その後の遷移過程においても再臨界に至らないことの確認が目標とされる。しかしながら、この段階での再臨界排除の考え方は、いまだ完成に至っていない。一方、崩壊熱レベルでの再臨界では、仮に再臨界に至ったとしても、起因過程や遷移過程での再臨界事故のような出力暴走には至らないであろうと考えられている。

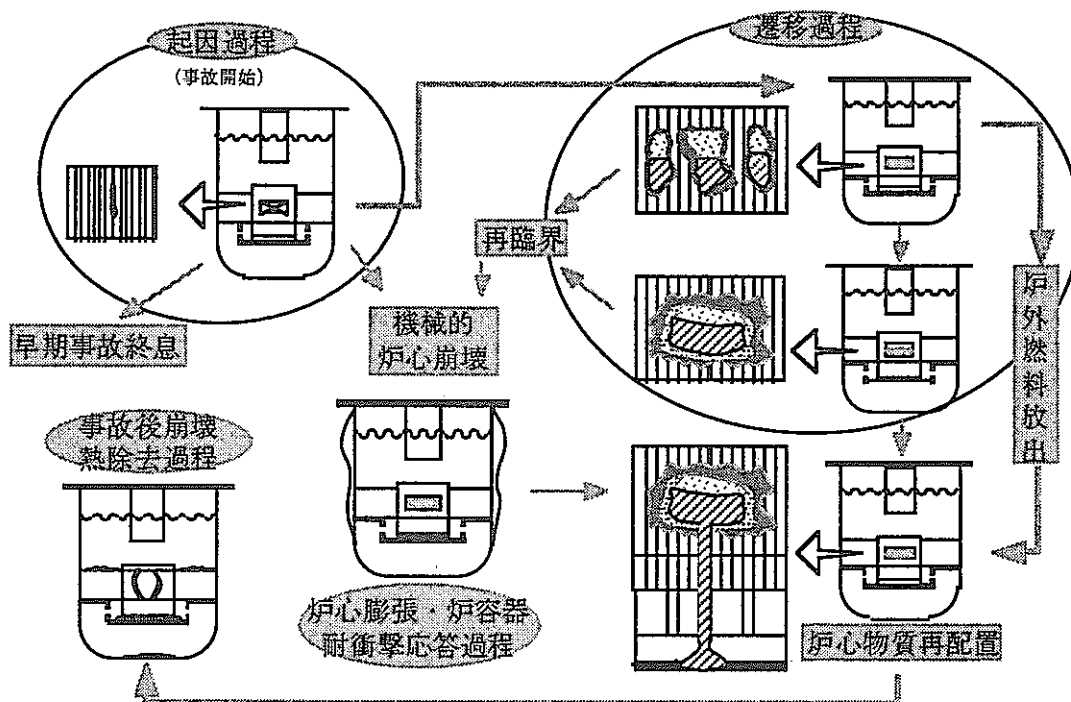


Fig.2-1 炉心損傷事象の事象推移の概略

## 2-2 炉心損傷事象起因過程解析コード

本研究で用いた炉心損傷事象起因過程解析コードは、前節でも触れた SAS シリーズの中の SAS-3D コードである。SAS-3D コードは、現在使用可能な炉心損傷事象起因過程解析コードの中で最も新しいコードであり、(最新のコードである SAS-4A コードは開発途上にある。ただし、本研究の結果は SAS-4A を用いても大きく変わることはないと考えられる。) 各種パラメータを指定することにより、様々なケースを想定した解析を行える。

SAS-3D コードは ANL で開発された起因過程解析コードで、事故の発生・炉心燃料の局所的な溶融・移動あるいは出力の急上昇に至る炉心の過渡挙動を評価する。SAS-3D コード内では、起因過程を以下の項目を重ね合わせた炉心挙動として取り扱う。

- ・原子炉出力および反応度変化
- ・炉心燃料の熱的な過渡変化
- ・冷却材の沸騰および残留液膜挙動
- ・燃料破損の予測およびその後の FCI (Fuel Coolant Interaction)、燃料スランピング、被覆管溶融移動などの事象

SAS-3D コードの概念図を Fig.2-2 に示す。同図に示す如く、SAS-3D コードは、燃料集合体を単ピンで代表させ、その燃料ピンの挙動を解析し、複数の燃料集合体の集まりとして炉心全体の挙動を模擬している。

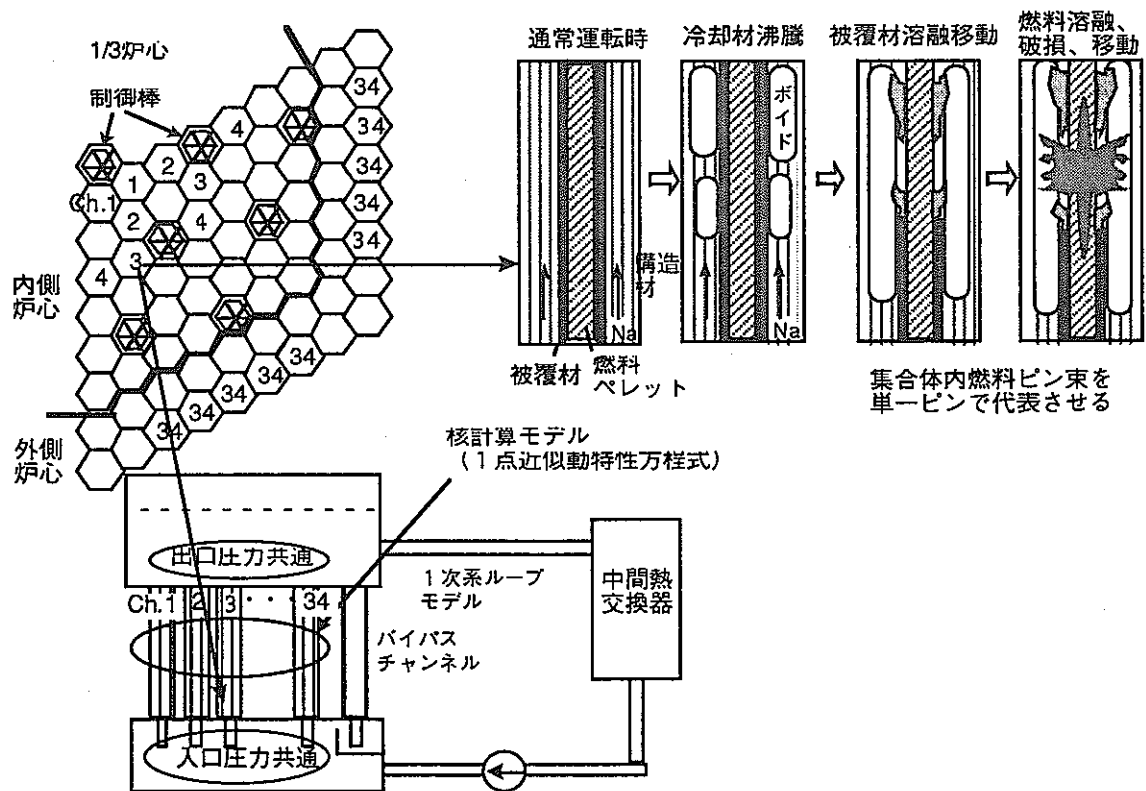


Fig.2-2 SAS-3D コードの概念図

## 2-3 炉心損傷事象起因過程解析コードの金属燃料炉心への適用

既に述べたように SAS-3D コードは酸化物燃料を解析対象としたコードであるため、金属燃料高速炉の解析にはそのままでは使用できない。そこで、本節では、酸化物燃料と金属燃料の違いと金属燃料高速炉の解析を行うために必要な変更点について説明する。

酸化物燃料を金属燃料に置き換えるので、まず、各種物性値や炉心物質の変更に伴い、各種炉心パラメータを変更する。主な物性値の違いを Table 2-1 に示す。

Table2-1 主な物性値の違い<sup>2,2)</sup>

	金属燃料	酸化物燃料
富化度	U-15%Pu-10%Zr	UO <sub>2</sub> -20%PuO <sub>2</sub>
密度 (g/cm <sup>3</sup> )	15.8	10.6
熱伝導度 (W/cm・℃)	0.22	0.023
比熱 (J/g・℃)	0.20	0.38
熱膨張係数 (1/℃)	2.0x10 <sup>-5</sup>	1.2x10 <sup>-5</sup>
融点 (℃)	1100℃前後	2750
共晶のしきい温度 (℃)	700~750℃	-----
ギャップコンダクタンス (W/cm <sup>2</sup> ・℃)	10	~1

その他の金属燃料と酸化物燃料炉心では

通常運転時：

- ・ ボンド材の違い
- ・ フィッションガスの燃料ピンからの放出およびスエリング

過渡時：

- ・ エクストリュージョン
- ・ 燃料ピンの破損モデルおよび破損条件
- ・ 燃料と被覆管の液相化（共晶）
- ・ 破損後の溶融燃料の挙動

が異なる。以下に具体的な変更点について述べる。

### 物性値

本研究で金属燃料高速炉の解析を行う際用いた物性値の一部を示す。

- ・ 熱伝導度<sup>2,3)</sup>

ウラン-プルトニウム-ジルコニウム 3 元合金 (U-Pu-Zr) の熱伝導度には以下の式を用いた。

$$k_0 = A + BT + CT^2 \quad (\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1})$$

ここで、

$$A = 17.5\{(1 - 2.33W_z)/(1 + 1.63W_z) - 2.62W_p\}$$

$$B = 1.54 \times 10^{-2}\{(1 - 0.0061W_z)/(1 + 1.61W_z) + 0.90W_p\}$$

$$C=9.38 \times 10^{-6}(1-2.70W_p)$$

である。ただし、T：温度 (K) W<sub>Zr</sub>：Zr 重量(%) W<sub>Pu</sub>：Pu 重量(%)である。熱伝導率を Fig.2-3 に示す。

・燃料密度

室温における密度を 15.8g/cm<sup>3</sup>とし、温度依存性には以下の式を用いた。

$$\begin{aligned} (\text{密度}) &= 15.8/(1+0.000018(T-25))^3 && : 20^\circ\text{C} < T < 595^\circ\text{C} \\ &= 15.3235/(1+0.000074(T-595))^3 && : 595^\circ\text{C} < T < 665^\circ\text{C} \\ &= 15.0/(1+0.000020(T-665))^3 && : 665^\circ\text{C} < T \end{aligned}$$

ただし、これは文献[2-4]の熱膨張率をもとに決めた。

・比熱・潜熱

比熱については適当なデータがなかったため、ウランとジルコニウムおのこの比熱 を原子数割合で重み付けた平均を用いた。また、溶融潜熱については、103(Jg<sup>-1</sup>)とした。

物性値は比熱といった基本的なものすらきちんとしたデータがない。比熱のように金属燃料の物性値のないものについては金属UやU-Zrの物性値で代用した。また、溶融後の物性値についてはほとんどない。そこで、本研究では、溶融後の物性値は融点における物性値で代用した。それすらないものについては、酸化物燃料の物性値で代用した。

ボンド材の取り扱い

酸化物燃料ではボンド材にヘリウムガスが用いられる。このため、SAS-3D コードではボンド材は気体 (ヘリウムガス) が充填されたものとなっている。一方、金属燃料では、金属燃料とナトリウムの両立性がよいため、ボンド材に熱伝導の良いナトリウムが用いられる。ボンド材が異なることにより、熱伝達などの熱的挙動、燃料スエリング、燃料ピンの破損判定 (または条件)、破損後の溶融燃料の移動に影響があると考えられる。

熱的挙動についてはギャップコンダクタンスをナトリウムの熱伝導並にすることによりその挙動を模擬することとした。用いたギャップコンダクタンスは 10(W/cm<sup>2</sup>/°C)で、この値は、ナトリウムを 800Kとした時の値である。

燃料スエリング、破損判定、破損後の燃料移動への影響については、それぞれフィッションガスの放出とスエリング、破損判定および破損後の溶融燃料の移動のところで述べる。

フィッションガスの放出とスエリング <sup>2-52-6)</sup>

フィッションガスの放出率と燃焼度の関係を Fig.2-4 に示す <sup>2-4)</sup>。燃焼度 1%付近から急速にフィッションガスの放出が始まり、燃焼が進むと 70~80%に漸近する。この挙動は燃料スエリングとも関係がある。燃焼が進むとフィッションガスバブルの相互連結が起こり、燃料内部のガスの抜け道が形成されて、フィッションガスの放出が始まる。本研究では Fig.2-4 をもとに、一次近似したフィッションガスの放出率を用いた。また、溶融燃料からのフィッションガスの放出については報告例がないため、酸化物燃料と同様の振る舞いをするとした。

金属燃料は、燃料スエリングが径方向と軸方向とで異なる。スエリングによる燃料ピンの軸方向膨張率と燃焼度の関係を Fig.2-5 に示す。これから、軸方向のスエリングは径方向に比べ小さく、フィッションガスの放出と同様、燃焼度 1%付近を境に軸方向膨張が始まることが分かる。

#### 燃料と被覆管の液相化（共晶）<sup>2-5)</sup>

現在のところ被覆管温度 700℃以下での液相化の報告はないことから、液相化には 700～750℃の間にしきい値が存在すると考えられている。そのため、通常運転時において燃料外側温度が 700℃を下まわっていれば、液相化による影響を受けないといえる。液相侵食速度と被覆管温度の関係を Fig2-6 に示す。

しかし、過渡時（CDA 事象時など）には被覆管温度が 700℃を越えることもあり、液相化の影響を考慮しなければならない。液相が形成されると、被覆管の実効的な厚さが減少し、破損しやすくなるためである。さらに高温になると液相化の速度は速くなる。高温時の液相侵食速度と被覆管温度の関係を Fig2-7 に示す。同図にもあるが、液相化の速度は 1080K あたりにもう 1 つのしきい値があり、このしきい値を超えると液相化の速度は約 1mm/s 近くになる。このように、液相化は出力の上がる過渡時においては燃料ピン破損の主要因の 1 つとなる。

#### エクストリュージョン<sup>2-5)2-6)</sup>

金属燃料特有の燃料挙動で、燃料溶融後に燃料ピン内で燃料が軸方向に大きく伸びる現象である。エクストリュージョンの機構については解明されていないが、燃料溶融前には燃料に大きな変化は見られず、燃料溶融後にエクストリュージョンが起こっていることから、燃料溶融面が上部ガスプレナムに達する時、溶融燃料内のキャビティ圧とガスプレナムの圧力差により溶融燃料がガスプレナム領域に噴出されるためではないかと考えられている。Fig2-8 に TREAT 炉でのエクストリュージョンの実験結果を示す。同図から分かるように、エクストリュージョンによる燃料スラグ長の増加割合は燃料や燃焼度への依存性が大きい。U-Pu-Zr 燃料の場合にはあまり大きくないが、それでも最も小さい場合で約 2%の伸びがあり、エクストリュージョンに伴う負の反応度の挿入は大きいことが期待できる。しかし、SAS-3D コードにはこのような現象の取り扱いは含まれていない。

現在、モデルの組み込み作業を行っている。

#### 燃料ピンの破損モデル（破損条件）

液相化のところで述べたように、金属燃料ピンの破損は、燃焼度により異なる。低燃焼度のピンでは液相侵食貫通が、高燃焼度のピンでは内圧クリープが破損の主原因となり、中燃焼度のピンは液相侵食貫通と内圧クリープの相乗効果により破損する。

SAS-3D コードの破損判定条件は、燃料温度やキャビティ圧で指定できるので、燃焼度に対応する破損判定条件を設定して対応させる。ただし、液相侵食貫通による破損を燃料温度に直すことはできないので、破損判定となる燃料温度をバタメータにして対応させる。燃料ピン破損後は、破損個所の冷却材チャンネルに冷却材があれば FCI がおき、なければボイド領域への燃料の放



出が起こる。SAS-3D コードでは、破損箇所の冷却材チャンネルに冷却材があるかどうかで、その後用いられるモジュールが FCI モジュールと SLUMPY モジュールに分かれる。冷却材がある場合はそのまま FCI モジュールに移行するが、冷却材がない場合には SLUMPY モジュールに移行することになる。

#### 破損後の熔融燃料の挙動

SAS-3D コードでは、冷却材がボイド化した領域での燃料破損に対し、その破損領域を 1 次元圧縮性流体（燃料・スチール・フィッションガスの 3 者の一様混合流体）と見なし、燃料移動の駆動力としては燃料蒸気圧・スチール蒸気圧・ナトリウム蒸気圧・フィッションガス圧および重力が考慮されている。このため、ボンド材の取り扱いのところで触れたように、ボンド材をヘリウムガスで代用していることから破損後の燃料移動に対してヘリウムガス圧（コード上はフィッションガス圧に含まれる）が駆動力に加わってしまう。ただし、破損時にはボンドナトリウムが減圧沸騰すると考えられることから、ヘリウムガス圧以上の燃料放出の圧力が働くものと予想される。

これは新燃料では問題となる。初装荷炉心では、フィッションガスがなく、ガス圧（ヘリウムガス圧）が燃料移動の駆動力にはならない。そこで、初装荷炉心では、燃料放出時およびその後の燃料移動にフィッションガス圧（ヘリウムガス圧を含む）が作用しないようにした。一方、燃焼進展後の燃料に対して、ヘリウムガスの量が少ないため、影響はあるものの破損後の燃料移動にあまり大きな影響は及ぼさない。

熔融燃料の移動の駆動力はヘリウムガス圧だけではない。燃料中のフィッションガス圧もその駆動力となる。本研究では解析を保守的にするという立場から、燃料破損直後にはフィッションガスは燃料移動に作用せず、その後熔融燃料中のフィッションガスの 20% が作用するとした。この量は、全生成フィッションガスのわずか 4% であり、保守的な立場である。

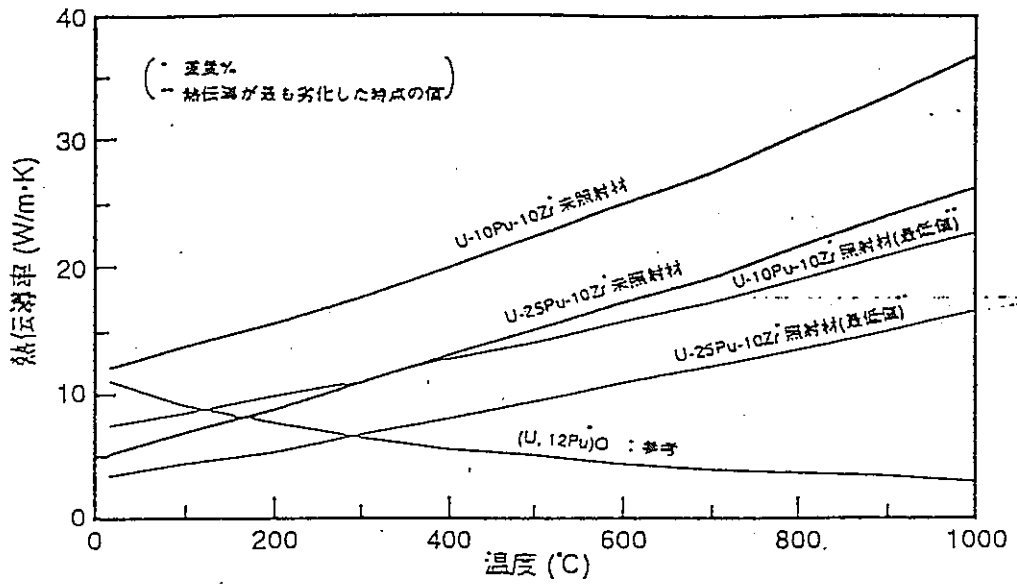


Fig.2-3 金属燃料 (U-Pu-Zr) の熱伝導率

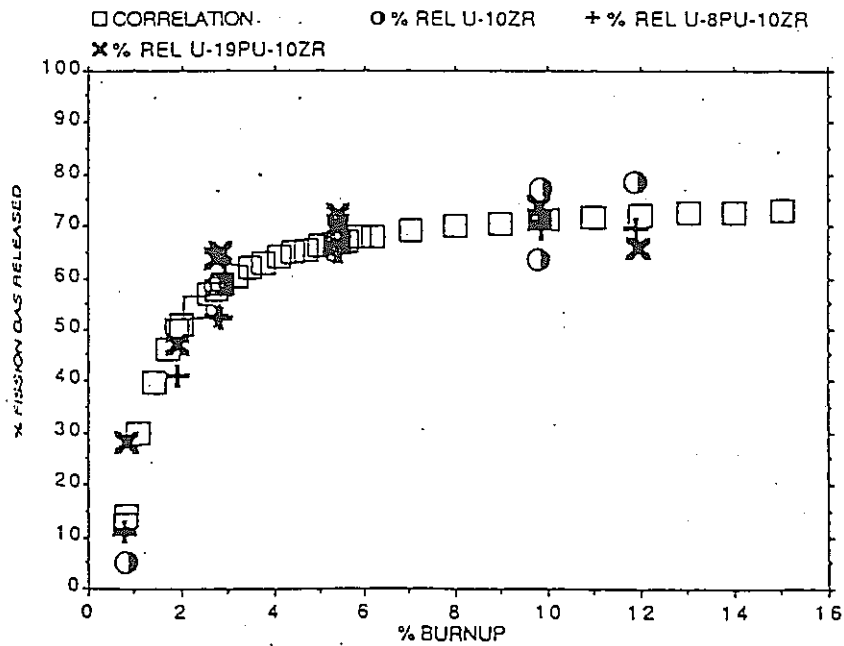


Fig.2-4 フィッションガスの放出率を燃焼度の関係

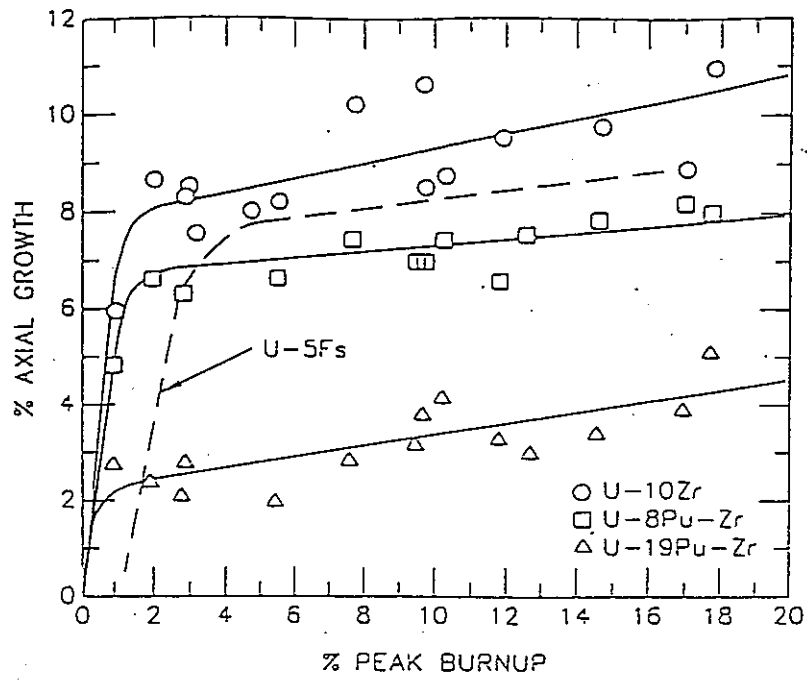


Fig.2-5 燃焼度と軸方向燃料スエリングの関係

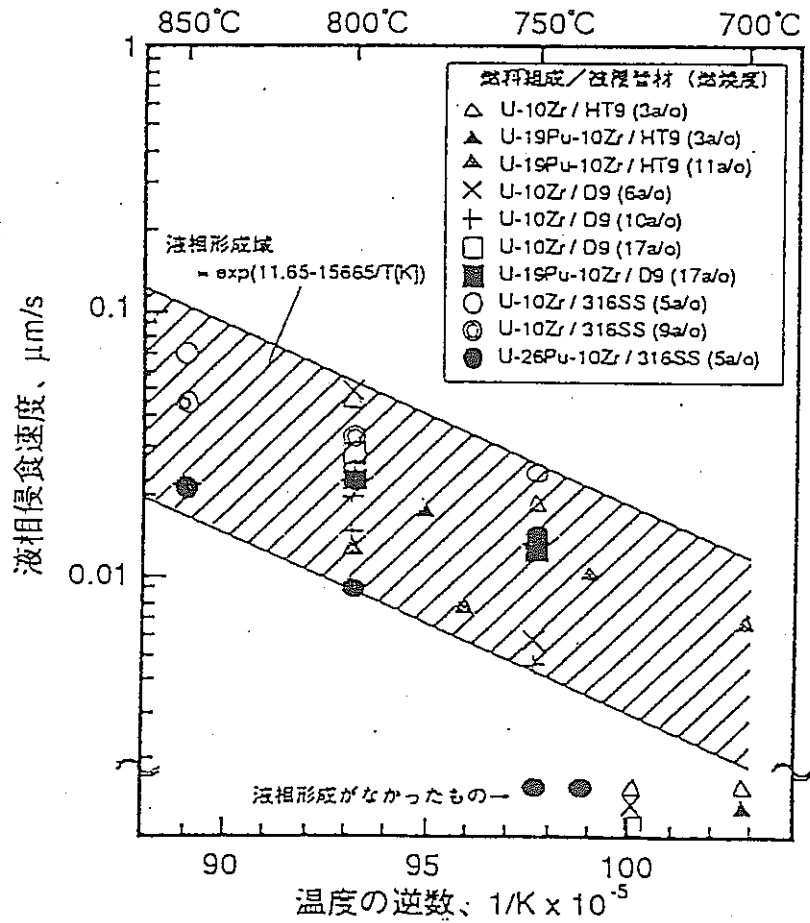


Fig.2-6 1時間昇温試験による実効的な液相進展速度

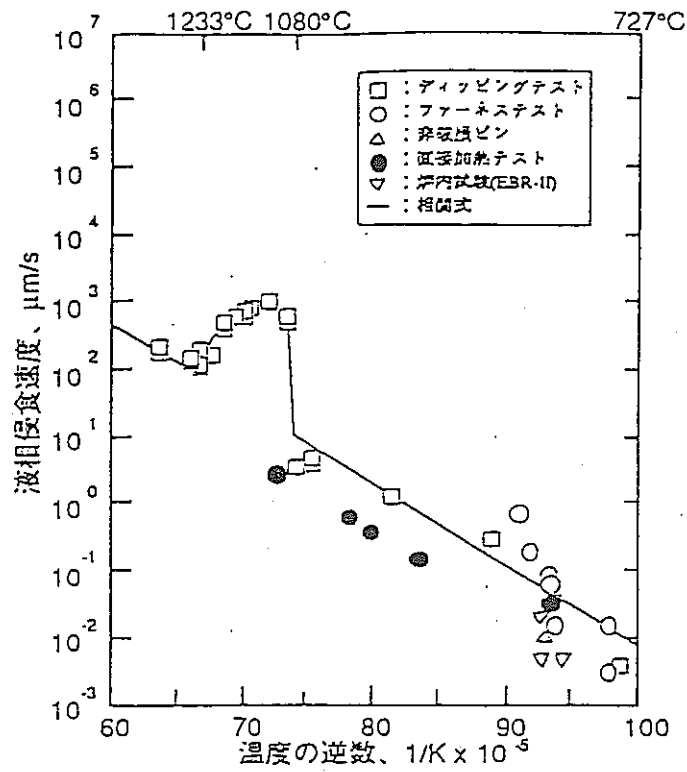


Fig.2-7 高温側での液相侵食試験結果

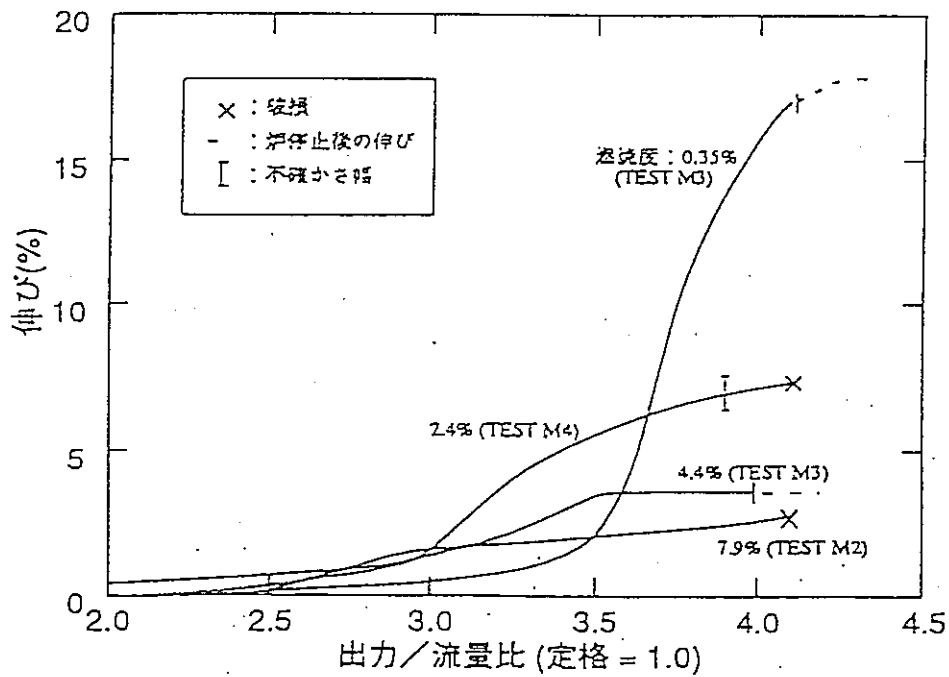


Fig.2-8 TREAT 炉における EBR-II 燃料 (U-Fs) の過出力試験時の伸び

## 2-4 炉心損傷事象起因過程解析コード適用上の問題点

これまで、SAS-3Dコードを用いて金属燃料炉心の解析を行うにあたって変更を行った点とその変更の内容について述べてきた。しかし、本研究における変更によって金属燃料高速炉の模擬が必ずしも正確に行われているとはいえない。ここでは、本研究で行った変更により生じた問題点および解析可能範囲の検討を行う。

### ◆変更により生じた問題点

各変更項目ごとにその変更の問題点または妥当性について検討する。その後、全体としての問題点と適用範囲について検討する。

#### ボンド材の取り扱い

熱的挙動については、ギャップコンダクタンスをナトリウム並にすることによりその挙動を模擬しており、特に問題ない。

#### フィッションガスの放出とスエリング

SAS-3Dコードでは、燃料スエリングを軸方向と径方向で独立に取り扱うことが出来ない。金属燃料では、燃焼初期において径方向スエリングが著しく、径方向スエリングに合わせて軸方向もスエリングをさせると軸方向膨張を過大評価してしまうことになる。径方向と軸方向のどちらかに合わせることになるが、今回は、軸方向に合わせて径方向の燃料スエリングを調整した。径方向の燃料スエリングが多少異なるが、ボンド材も金属であるので熱的挙動に大きな違いはなく、破損判定などの重要なところには影響がない。

#### 燃料と被覆管の液相化（共晶）

定常時については、被覆管燃料側温度が700℃を下まわっていれば液相化の影響は受けない。また、新燃料での燃料ピン破損条件に被覆管温度をパラメータとして液相化の影響を考慮しており、特に問題ない。

#### 燃料ピンの破損モデル（破損条件）

新燃料では液相侵食貫通による破損判定を、被覆管温度を破損判定のパラメータとして評価する。一方の燃焼の進んだ燃料についてはクリープ圧破損をキャビティ圧破損で模擬しており、破損判定については特に問題はない。

#### 破損後の溶融燃料の挙動

溶融後の燃料挙動として、その駆動力となるフィッションガスの作用を抑えることにより保守的なものとしてあり、燃料移動により挿入される反応度を過大に評価することはない。

#### ◆変更した解析コードの解析可能範囲

本研究で変更した解析コードの解析可能範囲を検討する前に、SAS-3D コードの解析可能範囲について触れておく。SAS-3D コードは炉心損傷事象起因過程解析コードであり、解析可能範囲は起因過程のみである。解析コード上で起因過程がどこまでを指すのかと言うと、具体的には構造材（ラッパー管）の溶融が始まる時点までである。これは、構造材の溶融が起こると炉心に大きな溶融プールが生成し、遷移過程へと移行するためである。このことをふまえ、変更した解析コードの解析可能範囲について検討する。

新燃料：SAS-3D コードの解析可能範囲と同じく構造材溶融開始時刻

新燃料については、破損判定およびその後に挿入される燃料移動反応度については保守的になっていることから、SAS-3D コードの解析可能範囲までの結果を信頼できるものと判断した。一方、燃焼の進んだ燃料に対しては、エクストリュージョンのモデルが適切に組み込まれていないので解析可能とは言えない。

#### 2-4 本章のまとめ

本章においては炉心損傷事象起因過程解析コード（SAS-3D コード）を金属燃料高速炉の解析に適用させるための変更について述べた。まず、変更の必要な項目についての検討を行い、その具体的な変更点について述べた。また、実際に解析を行う際に生じると予想される問題点についての検討を行った。この結果、新燃料については遷移過程の手前まで解析できることが示された。燃焼の進んだ燃料の解析においてはエクストリュージョンをモデル化することにより解析を行うことを準備中である。

次章以降で、この金属燃料高速炉に適用させるために変更したコードによる炉心損傷事象起因過程解析を行う。

### 第3章 金属燃料高速炉のLOF解析

第2章で炉心損傷事象起因過程解析コード(SAS-3Dコード)を金属燃料炉心の解析に用いるための変更点とその問題点について検討した。これらの点をふまえ、本章では、実際に金属燃料高速炉の炉心損傷事象起因過程解析を行う。解析対象はATWS事象の1つであるULOF(Unprotected Loss of Flow)事象とした。また、前節の結果から、解析対象炉心は初装荷炉心とした。(燃焼の進んだ炉心の解析はエクストリュージョンのモデル組み込まれ次第行う)解析結果から、炉心損傷事象起因過程時の金属燃料高速炉の挙動を調べ、金属燃料高速炉の再臨界の可能性について検討を行う。

#### 3-1 解析対象炉心とその炉心特性

本研究では、対象炉心を600MWe級の大型金属燃料炉心とした。炉心パラメータについては、文献[3-1]の値を用いた。原子炉の仕様をTable3-1に、炉心燃料要素および集合体パラメータをTable3-2に、炉心図をFig.3-1に示す。炉心は、2領域均質炉心であり、炉心部分高さは100cm、炉心等価直径(径方向ブランケット含む)は320cmの炉心である。金属燃料を用いているため軸方向ブランケットはない。この炉心設計は、金属燃料の利点をいかしコンパクトなものとなっている。集合体内燃料ピンの本数が違うなどのことから、一概には比較できないが、同じ出力の酸化燃料と比較して炉心体積が約20%小型となっている。燃料はU-Pu-10%Zr 3元合金を使用する。初期燃料のプルトニウム組成は典型的な軽水炉使用済み燃料からの取り出し燃料を想定し、 $^{239}\text{Pu}$ ： $^{240}\text{Pu}$ ： $^{241}\text{Pu}$ ： $^{242}\text{Pu}$ の割合をそれぞれ0.58：0.24：0.14：0.04とした。また、冷却材流量についても文献[3-1]の値を用いた。冷却材流量をTable3-3に示す。燃料富化度は、初期燃料において体系が臨界になるように決定した。

炉心損傷事象起因過程解析コードの解析に用いる反応度の算出については次節に述べる。

Table3-1 本研究で用いた炉心の仕様

	仕様
原子炉出力	600MWe
熱効率	38%
炉心構成、Pu富化度領域数	2領域均質
冷却材原子炉入/出口温度	380/510℃
炉心高さ	100cm
ブランケット	軸方向：なし 径方向：2層

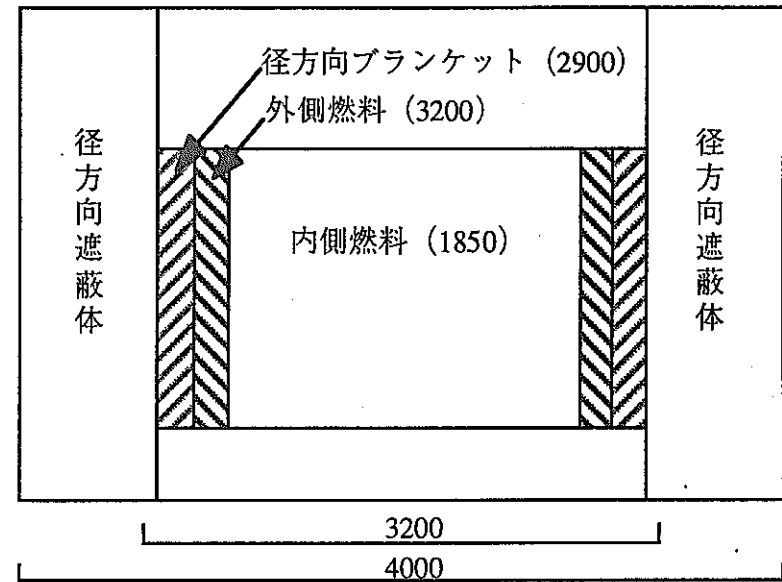
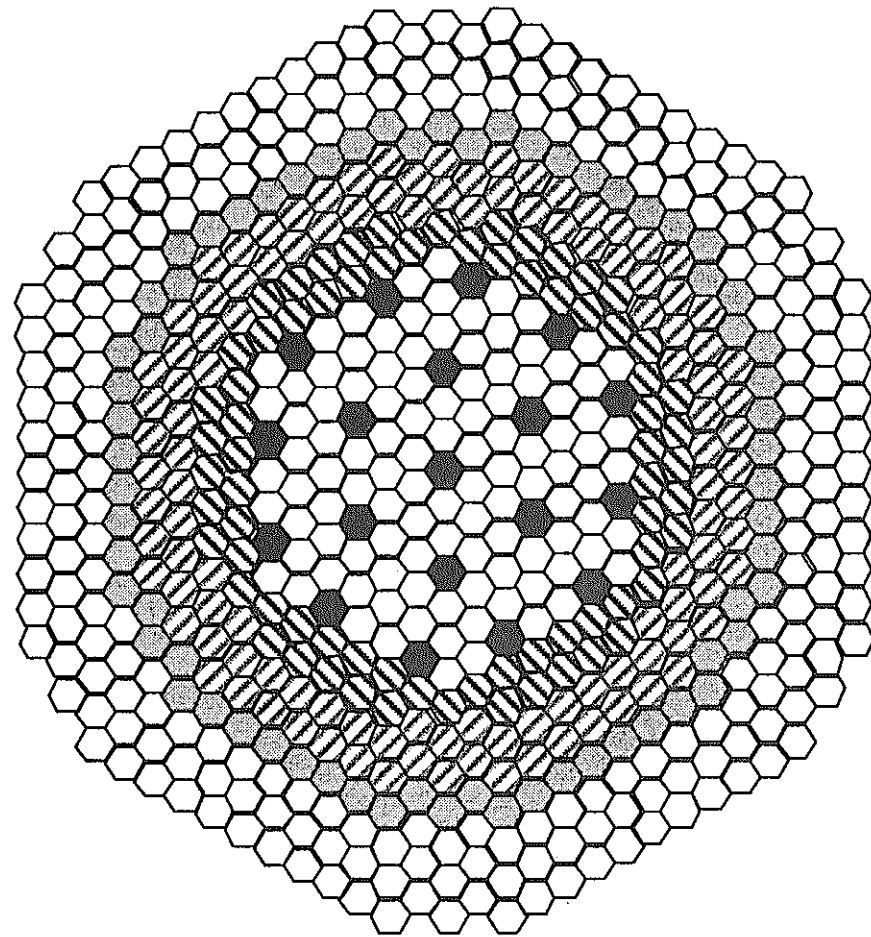
Table3-2 炉心燃料の寸法仕様

	燃料	ブランケット
燃料要素数/集合体数	270	127
被覆管内径 (mm)	6.1	10.5
燃料スミア密度 (%TD)	75	同左
被覆管肉厚 (mm)	0.5	0.4
燃料要素外径 (mm)	7.1	11.3
燃料スラグ長 (cm)	100	130
燃料要素全長 (cm)	約 260	約 275
燃料要素配列ピッチ (cm)	8.80	12.83
ワイヤ径 (mm)	1.65	1.47
ダクト内対面距離 (cm)	14.77	同左
ダクト肉厚 (mm)	4.0	同左
ダクト間ギャップ (mm)	4.0	同左
集合体配列ピッチ (cm)	15.59	同左
燃料体積比 (%)	35.8	49.8
冷却材体積比 (%)	39.4	31.9
集合体全長 (cm)	約 440	同左

Table3-3 1次冷却材流量配分

熱出力 (MWt)	1600
一次冷却材流量 (kg/s)	8004
内側炉新領域	4
各領域の集合体数/流量	30/42.9
	18/39.1
	36/34.8
	18/31.5
内側炉心流量 (kg/s,%)	4045 (50.5)
外側炉心領域	3
各領域の集合体数/流量	24/40.4
	24/35.8
	24/31.7
外側炉心流量 (kg/s,%)	2585 (32.3)











	内側燃料	108体
	外側燃料	72体
	軸方向ブランケット	114体
	径方向遮蔽体 (SUS)	66体
	径方向遮蔽体 (B4C)	234体
	制御棒	19体
合計		613体

Fig.3-1 600MWe金属燃料炉心 炉心構成図

### 3-2 金属燃料炉心の反応度マップの作成

本節では、炉心損傷事象起因過程解析に必要な反応度マップの作成について述べる。

#### 3-2-1 反応度マップ作成の検討

本研究では、反応度マップの作成を SLAROM、CITATION-FBR、PERKY コードを用いて行った（計算の流れ図を Fig.3-2 に示す）。以下に、各コードを用いる際の検討事項について示す。

##### SLAROM コード（断面積算出コード）<sup>3-2)</sup>

断面積作成の計算体系はどの体系が適切か？（均質・非均質・2重非均質）

→計算体系は2重非均質（6角集合体）とする（後で述べる減速材添加燃料の断面積は2重非均質でないと正確に評価できず、減速材による効果を比較するために同じ体系で解析する必要がある）

##### CITATION-FBR コード（炉心計算コード）<sup>3-3)</sup>

拡散理論に基づくコードのため、軸方向ブランケットなどの炉心燃料部以外ではその計算精度にやや難があることが知られており、今回対象としている金属燃料炉心は、軸方向ブランケットがなく、適切な計算体系により解析することが求められる。すなわち、支持構造物やガスプレナム長をどう決定するかということである。

→ボイド反応度が文献値に近くなるよう、炉心支持構造物やガスプレナムの長さを調整する

##### PERKY コード（摂動法による反応度算出コード）<sup>3-4)</sup>

本体系への適用に際して、特に問題はない

#### CITATION-FBR コードの解析体系の決定

高速炉といえども、反射体効果を見捨てることはできず、適切な解析体系により反射体効果を考慮する必要があるが、前にも述べているように、拡散近似による炉心計算では、炉心燃料部以外の領域で計算精度に難がある。金属燃料炉心は、軸方向ブランケットがなく炉心の外側にすぐにガスプレナムや炉心支持構造物があるため、ガスプレナムや炉心支持構造物の長さによって出力やボイド反応度などの反応度係数の軸方向分布が変化することが予想される。CITATION-FBR コードを用いた炉心計算において、これらの炉心の周りの構造物をどの程度とれば良いのかということはいまだに厳密に考えられていないようであり、一般的には上下に50cmほど取るのが普通であるが、今回は文献[3-1]とボイド反応度が近くなるように上下の構造材の長さを決定することとした。

#### ボイド反応度の決定

参考文献には、平衡サイクル初期の冷却材温度係数が与えられているが、ボイド反応度係数は直接与えられていない。そこで、冷却材温度係数からボイド係数を算出する。以下にボイド反応

度係数の算出法を示す。なお、冷却材の密度変化（温度の関数）には SAS-3D コード内のナトリウム密度変化式を用いた。初期状態において、入口温度 380℃・出口温度 510℃とすると、炉心平均温度は約 450℃である。冷却材の沸点は約 880℃であるから、冷却材の沸騰直前までの密度変化は約 12%となる。これから、冷却材ボイド反応度は平衡サイクル初期において、（ただし、冷却材温度係数は 0.146 (°/℃)、実効遅発中性子割合は  $3.76 \times 10^{-3}$  である）

$$\text{ボイド反応度} = 0.146 (\text{°}/\text{°C}) \times (880 - 450) / 0.12 \times 3.76 \times 10^{-3} = 1.967 \times 10^{-2} (\Delta k/k)$$

と算出される。本研究の解析炉心は初装荷炉心であり、このボイド反応度は平衡サイクル初期のものであるので、直接この値と比較して、近ければいいとはいえないが、目安として用いることは出来る。そこで、今回はボイド反応度が  $2.0 \times 10^{-2} (\Delta k/k)$  前後になるように構造材の長さを決定する。

解析体系（炉心支持構造物およびガスプレナムの長さ）の決定

ガスプレナム長と炉心のボイド反応度の関係を Fig.3-3 に示す。なお、この計算に用いた断面積の算出には、SLAROM コードでの 2 重非均質体系（六角集合体）を用いた。以下の 4 つの炉心に対して計算を行った。(1)裸の炉心、(2)径方向ブランケット長までの炉心（裸の炉心+15cm）、(3)更にもう+15cm の炉心、(4)裸の炉心+100cm の炉心の計 4 つの炉心である。計算結果を Fig.3-3 に示す。同図から、ボイド反応度  $2.0 \times 10^{-2} (\Delta k/k)$  はガスプレナム長 15cm から 30cm の間にあることが分かる。そこで、今後の解析はこの 2 つの体系に対して行うこととする。

### 3-2-2 各種反応度の比較

反応度マップ作成対象炉心として、裸の炉心プラス上下に各 15cm とした炉心を体系 1 とし、更にもう 15cm づつ足した炉心を体系 2 とする。体系 1 および 2 の各種反応度の値を Table3-4 に、軸方向および径方向の出力分布を Fig.3-4、Fig.3-5 に、炉心中心部のボイド反応度の軸方向分布を Fig.3-6 に示す。

Table 3-4 各種反応度の比較

	体系 1	体系 2
Pu 富化度 (内/外)	11/14	11/14
ドップラー係数	$-4.53 \times 10^{-3}$	$-5.06 \times 10^{-3}$
ボイド反応度 (炉心全体)	4.44\$	6.17\$
(正の和)	6.88\$	7.53\$
燃料ワース	88.5\$	80.8\$

$$\beta_{\text{eff}} = 3.6 \times 10^{-3} \text{ と 仮 定}$$

Table3-4 から、体系 1 と体系 2 とでは、ボイド反応度の炉心全体の値が他の反応度の値の変化と比べ大きいことが分かる。

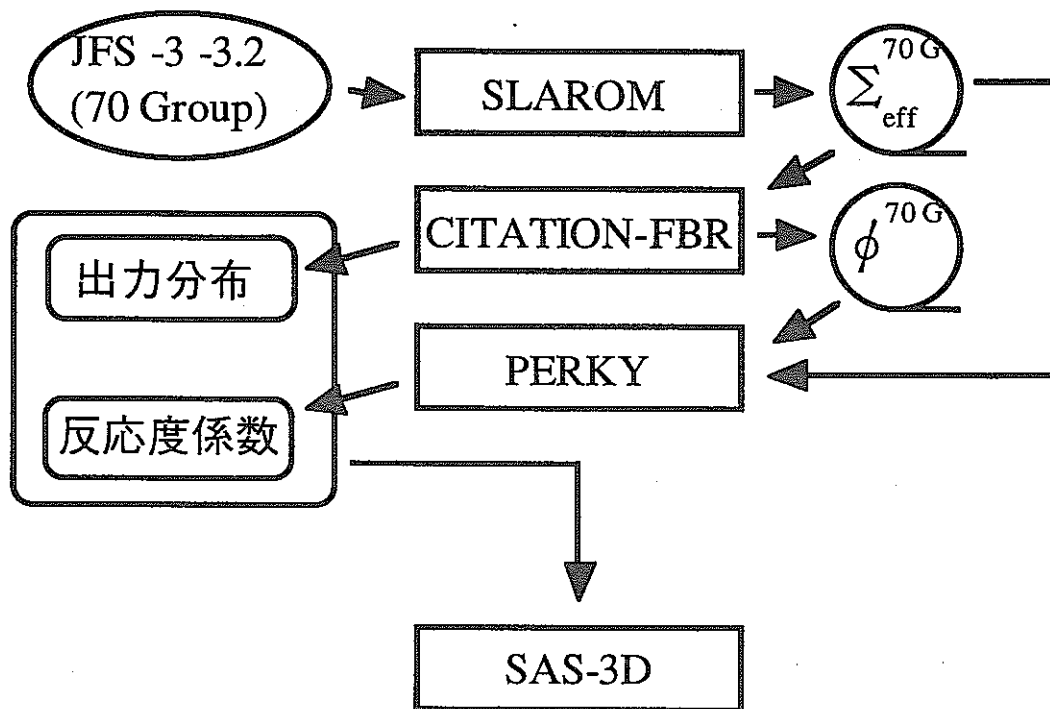


Fig.3-2 反応度マップ作成の流れ図

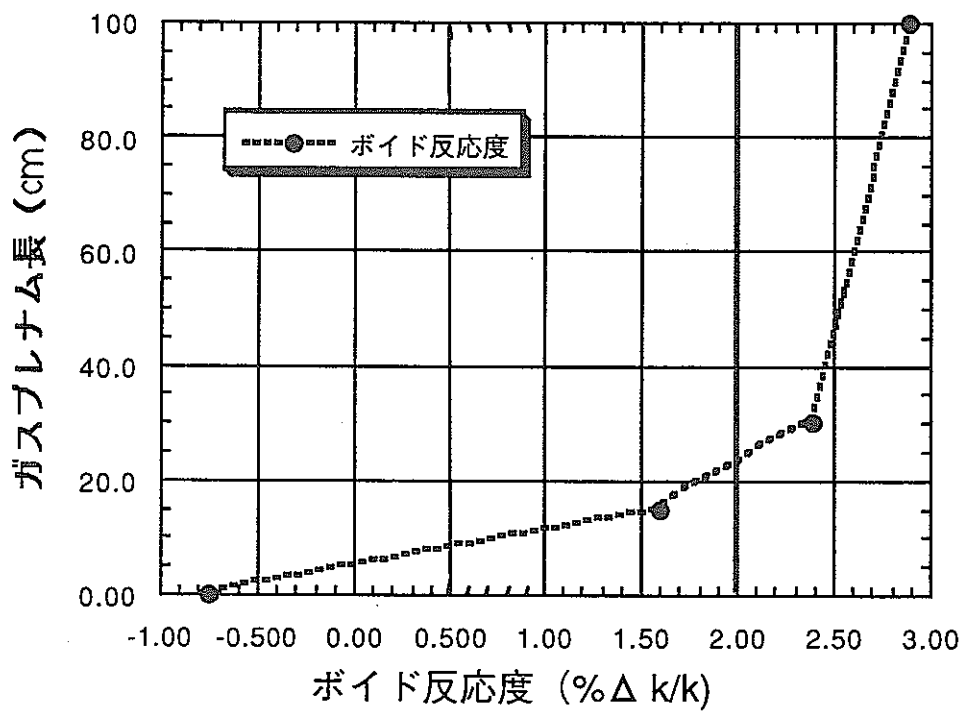


Fig.3-3 ガスプレナム長とボイド反応度の関係

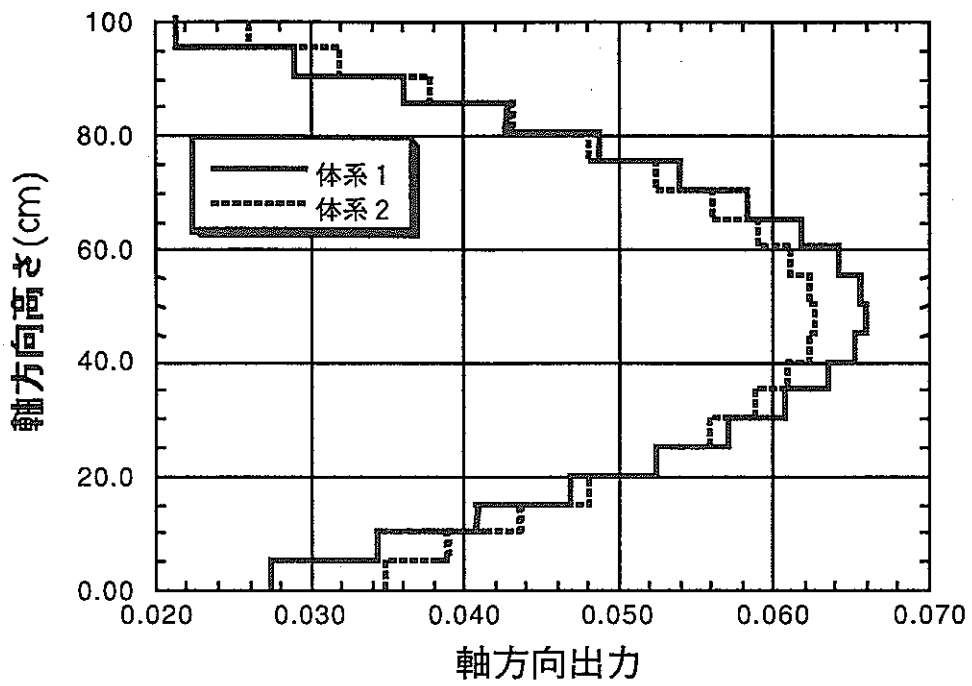


Fig.3-4 軸方向出力分布

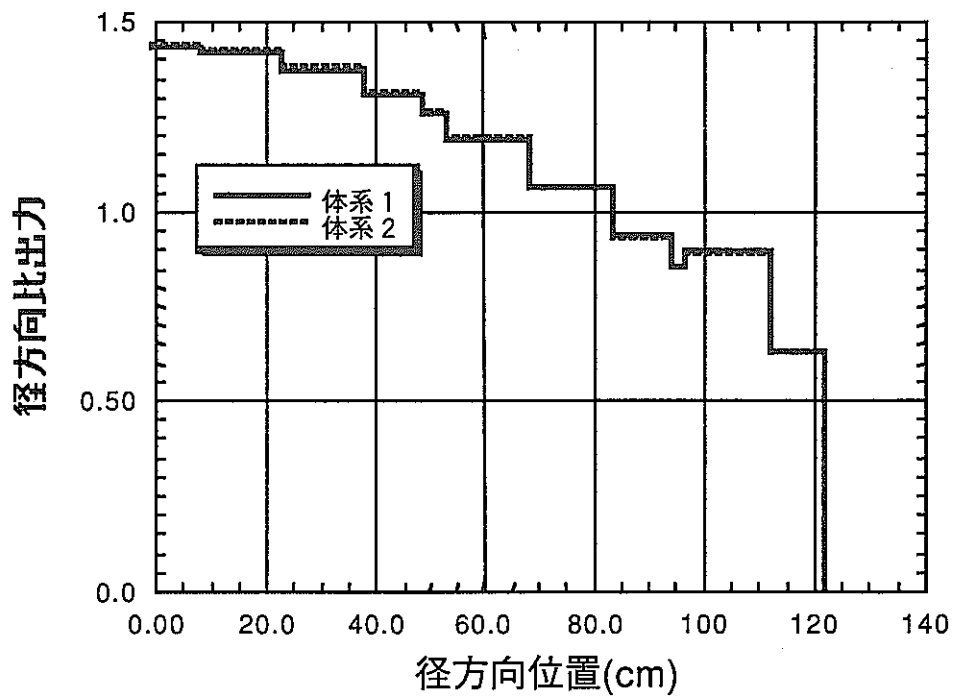


Fig.3-5 径方向出力分布

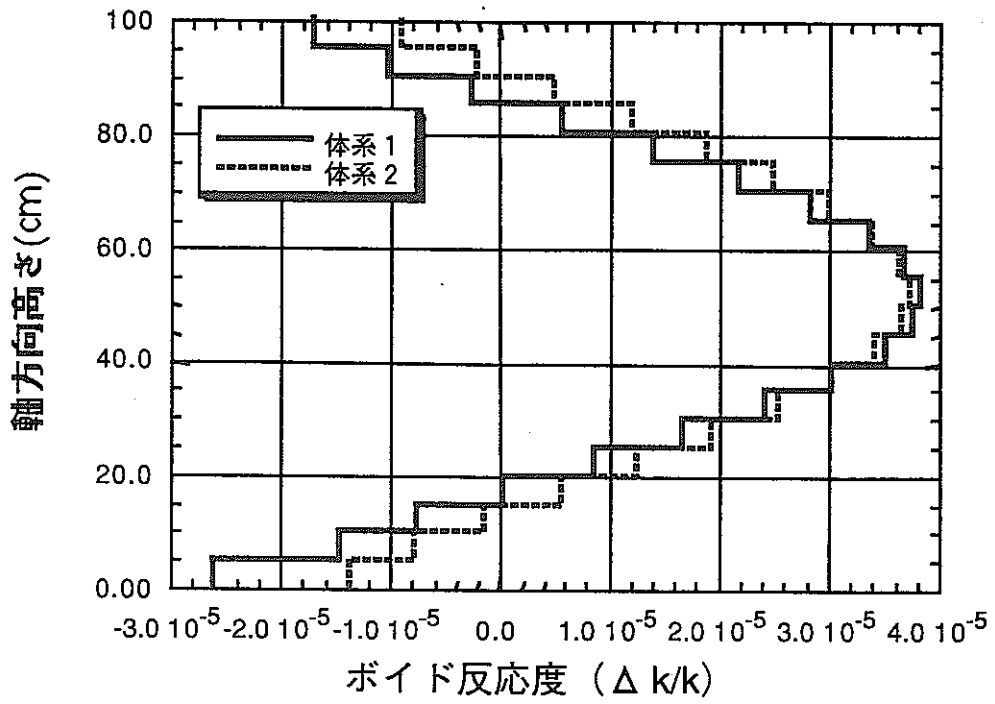


Fig.3-6 ボイド反応度軸方向分布

### 3-3 金属燃料炉心のLOF解析

#### 3-3-1 解析条件

本節では、炉心損傷事象の代表的な事象と考えられる ULOF 事象の解析を行う。解析対象は、初装荷炉心とし、LOF の流量半減時間は、この炉心サイズで基準となる LOF の場合（流量半減時間約 5 秒、以後、「基準となる LOF」とする）と、電磁ポンプを想定し、外部電源の全喪失による急速な LOF の場合（流量半減時間約 0.5 秒に相当、以後、「全電源喪失型 LOF」とする）の 2 つを想定した。なお、基準となる LOF については、流量減少後に自然循環により定格時の約 2% の流量が確保されるとしたケースと、ポニーモーターにより流量減少後も定格時の約 10% の流量が確保できるとした 2 つのケースについて検討した。液相侵食貫通による破損については、液相化のしきい温度が約 700℃にあるものの、この温度での液相化の速さは LOF の速さと比べて遅く、液相化が速くなる臨界点（約 1080℃）に達するまでに液相化により破損するとは考えにくく（仮に、燃料と被覆管の境界温度を 800℃とすると、今回用いた被覆管が液相侵食貫通するのにかかる時間は約 1 時間となるので）、破損は、液相化が速くなる臨界点を越してから起こると考えられる。被覆管温度が 1100℃の状態では、液相化が速くなる臨界点を越しており、すでに燃料ピンは破損に至っていると考えられる。また、燃料融点が 1100℃であるので、この温度の他に燃料の溶融潜熱の影響を考慮し被覆管温度が 1100℃より少し高め 1110℃とした場合と、保守的な立場から被覆管温度をさらに高くした 1150℃の 3 点を破損条件として解析を行った。

#### 3-3-2 解析結果

ケース 1：基準となる LOF でポニーモーター作動

基準となる LOF で、ポニーモーターの作動により流量減少後も定格時の約 10% の流量が確保されるという仮定での解析である。解析ケース 3 つの中で最も事象推移が穏やかであると予想される。「3-2 金属燃料炉心の反応度マップの作成」で定義した体系 1 および体系 2 の破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違いを Table3-5 および Table3-6 に示す。

Table3-5 体系 1 での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.06	0.771	0.826
同時刻(s)	18.18	19.21	19.23
ピーク出力(Po)	0.78	4.44	6.10
同時刻(s)	18.18	19.21	19.23
破損開始時刻(s)	17.98	19.05	19.13
同時刻 Net 反応度(\$)	-0.239	0.699	0.708
同時刻 出力(Po)	0.61	2.55	3.12

Table3-6 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.523	0.947	1.011
同時刻(s)	16.27	16.39	16.39
ピーク出力(Po)	2.02	25.71	144.83
同時刻(s)	16.27	16.39	16.39
破損開始時刻(s)	15.73	16.28	16.35
同時刻 Net 反応度(\$)	0.217	0.831	0.876
同時刻 出力(Po)	1.14	6.25	10.01

#### 燃料ピン破損付近までの事象推移について

事象の厳しい体系2を検討を主に行う。体系2の破損付近までの反応度の時間変化(破損条件が被覆管温度1100℃、1150℃)をそれぞれFig.3-7、Fig.3-8に示す。事象推移は体系や破損条件により異なるが、初期においては大きな違いはない。

#### ○全ての解析条件に対して共通していること

まず、冷却材流量の減少により出力・流量の不整合が起き、その後、炉心燃料の温度上昇によるドブラー反応度と燃料密度の変化による負の反応度と冷却材の密度減少による正の反応度の釣り合いにより冷却材沸騰までの炉心出力が決まる。ケース1では、体系によらず、最初に流量の低下によるナトリウム密度の低下により正の反応度が挿入され、わずかに出力が上昇するが、その後、燃料温度の上昇に伴うドブラー反応度や燃料密度の変化により挿入される負の反応度の絶対値が正のナトリウム密度変化による反応度よりも大きいため、冷却材の沸騰開始まで出力は徐々に低下していく。体系により冷却材の密度減少による反応度の大きさが異なるので(ボイド反応度とナトリウム密度変化による反応度は比例関係にある)、出力の低下の傾きは異なる。出力の低下中も冷却材流量は減少しており、やがて冷却しきれずに冷却材の沸騰が始まる。

冷却材の沸騰は燃料上部から始まるため、一時的に冷却材ボイド反応度が低下する。しかし、冷却材ボイド領域の炉心燃料部への拡大に伴って、挿入されるボイド反応度は大きくなり、炉心出力は急激に上昇する。また、冷却材の沸騰により被覆管から冷却材流路への除熱が出来なくなり、出力の上昇と除熱能力の低下の相乗効果により燃料温度、被覆管温度は急上昇する。金属燃料は融点が低いため(約1100℃)冷却材の沸騰後すぐに燃料が溶け始め、燃料溶融後、液相侵食による燃料ピンの破損が起きる。燃料ピンの破損により燃料が冷却材チャンネルへ噴出し、燃料分散による負の反応度が挿入されるが、破損直後は燃料移動に伴い挿入される負の反応度が大きくないため、十分な燃料分散が起きるまで全反応度の和は増加する。



### ○解析条件による違い

体系1の方が体系2よりも事象推移が穏やかである。これは、ボイド反応度の大小によるものである。体系により沸騰開始時刻は異なるものの、冷却材の沸騰が炉心上部で発生し拡大していく点に変わりはない（体系1および体系2の破損条件 1100℃・チャンネル1のボイド領域の時間変化図を Fig.3-9、Fig.3-10 に示す）。ボイド反応度は、中心部では体系1の方が僅かに大きいものの、炉心の外側では体系2の方が大きく（Fig.3-6 より）、結果として、同じボイド領域でも挿入されるボイド反応度は体系2の方が大きくなり、事象推移が厳しくなる。

被覆管温度について比較すると、破損条件である被覆管温度が 1100℃の場合と被覆管温度 1110℃および 1150℃とでは被覆管温度 1100℃の方が穏やかである。これは、燃料の融点を 1100℃に設定しているためである。というのは、温度でみると、被覆管温度が 1100℃と 1110℃では 10℃の違いしかないが、炉心に蓄えられるエネルギーでみると燃料の溶融潜熱があり、燃料を溶かすだけのエネルギーを蓄えてから（すなわち出力が上昇してから）破損するか、そうでないかの違いが破損条件である被覆管温度 1100℃と 1110℃の違いになっている。また、破損条件が被覆管温度 1110℃および 1150℃の場合は、エネルギーを蓄えてから破損するため、破損領域の拡大および燃料分散が急速に起こりボイド反応度の上昇よりも燃料分散による負の反応度挿入が大きいので、結果として、最初の破損前後での反応度および出力ピークを過ぎると後は反応度および出力は落ちていく。一方、破損条件が被覆管温度 1100℃の場合は、破損領域の拡大および燃料分散が遅いため、燃料分散による負の反応度挿入ではボイド反応度の上昇分を抑えることが出来ずに反応度および出力が上昇する。しかし、ある程度の出力まで上昇すると燃料分散による負の反応度挿入がボイド反応度よりも大きくなり、事象は落ちついていく。

### 即発臨界について

解析条件により反応度のピークは異なるが、体系2の破損条件を被覆管温度 1150℃としたケースを除いて反応度の和の最大値が即発臨界の目安となる 1\$を越すことはなかった。ただし、体系2で破損条件を被覆管温度 1150℃としたケースにおいては、即発臨界に至っていたものの（1\$を越していた時間は、わずかに約 1.98ms であり）ピーク出力は約 150Po 程度であった。

### 燃料ピン破損後までの事象推移について

燃料ピンの破損後、燃料は冷却材チャンネルへ噴出する。噴出した燃料は圧力勾配や重力などの外力を受けて冷却材チャンネルを移動する。SAS-3D コードで考慮されている燃料移動の駆動力は、フィッションガス圧・ナトリウム蒸気圧・燃料蒸気圧・スチール蒸気圧および重力である。これらの圧力により生じた圧力勾配に従って燃料は移動する。ケース1の燃料最高温度は体系2の破損条件を被覆管温度 1150℃としたケースで約 3350℃であり、この場合の燃料分散駆動力は、ナトリウム蒸気圧・燃料蒸気圧・スチール蒸気圧および重力となるが、多くのケースではナトリウム蒸気圧および重力が燃料分散駆動力であった。体系2の破損条件を被覆管温度 1100℃および 1150℃とした場合のチャンネル1の破損位置と溶融燃料境界位置の時間変化を Fig.3-11、

Fig.3-12に示す。いずれの場合も破損時の冷却材液面が高く、冷却材蒸気圧により燃料分散が起きていることが分かる。また、破損条件が被覆管温度 1150℃の場合には冷却材ボイド領域が大きくなっていて、燃料蒸気圧や構造材蒸気圧も作用するため、燃料分散が速くかつ大きい。破損領域の拡大について見ると、破損条件が被覆管温度 1150℃の方が早い。これは、最初の破損時の Net 反応度が破損条件の被覆管温度が高い方が高く、炉心出力が高いためである。

破損燃料の最低温度は燃料融点である 1100℃を上回っており、燃料は冷却材チャンネル中では固化していないことから、燃料が固化して流路を塞いでいるにも拘わらず燃料分散がおきているという、分散量の過大評価はしていないことは確認した。

破損位置が燃料上部から始まり、燃料分散駆動力がナトリウム蒸気圧であることから、燃料は炉心よりも上部へ分散している (Fig.3-11、Fig.3-12)。解析コード上、炉心外部に分散した燃料はその燃料価値がゼロとなってしまう、燃料移動反応度を過大評価していることが考えられるものの、大きな負の反応度の挿入が期待できることは変わらないであろう。

#### 起因過程以降の事象推移について

解析終了時点よりも後の事象推移について、すなわち、遷移過程に移行するかどうかについて簡単な検討を行う。起因過程の解析終了時点に於いて、多量の燃料が炉心外に放出され、低出力・反応度が負の状態にあり、放出された燃料が再び炉心に戻ってこないことに加え、崩壊熱が除去できれば、再臨界に至らない可能性がある。しかし、これらの条件のいずれかが欠ければ、解析終了時点以降に再臨界に至る可能性があり、遷移過程解析コードにより再臨界の可能性を確かめる必要がある。起因過程において、事象推移が穏やかであれば燃料分散は少なく、事象が厳しければ溶融プールが生成されるので、いずれにしても再臨界の可能性はある。また、炉心損傷状態において、崩壊熱の除去を期待することは一般的に難しく、溶融燃料が構造材と共晶を起こすであろうことを考慮すると、いずれのケースに対しても遷移過程の解析が必要であると言える。

そこで、解析終了時点において、すでに遷移過程に移行しているかどうか、遷移過程への以降が穏やかであるかについて調べる。今回、溶融プールの有無を、すでに遷移過程に移行しているかどうかの判断条件として用いた。溶融プールが生成している状態とは、構造材が溶けている状態であるので、構造材が融点に達しているかどうかということになる。しかし、金属燃料は構造材と共晶を起こすと考えられることから、今回は、構造材温度が液相化の速くなる臨界温度を越していたら構造材は溶ける、すなわち、溶融プールになると判断する。各体系で事象が最も厳しかった破損条件が被覆管温度 1150℃のケースを中心に検討を行う。破損条件が被覆管温度 1150℃のときの体系 1 および体系 2 の構造材温度の時間変化を Fig.3-13、Fig.3-14 に示す。体系 1 では、液相化の速くなる臨界点を超していないことから、溶融プールの生成はない。加えて、出力は解析終了時点で低く (Fig.3-15)、Net 反応度も負であることから、炉心外へ放出した燃料は初装荷燃料のわずか 1.5%程度であったが、穏やかに遷移過程へ移行するものと考えられる。一方、体系 2 のケースの一部は構造材の融点を超しており、溶融プールが生成していることから、解析終了時点においてすでに遷移過程にあるといえる。ただし、内側炉心燃料を中心に初装荷燃

料の約 38%が炉心外へ放出されており、放出燃料が再び炉心内に戻ってこなければ、穏やかな遷移過程が期待できる。炉心外へ放出される燃料は、事象推移が厳しいものほど多く、事象推移が穏やかなものほど少なかった。

今回の解析では、解析終了時点で溶融プールが生成していたのは体系 2 において破損条件が被覆管温度 1150℃の場合だけであった。このことから、流量半減時間約 5 秒が確保できるのであれば、穏やかに遷移過程に移行すると言える。

#### ケース 1 のまとめ

- ・破損後の燃料移動の駆動力としてナトリウム蒸気圧が作用している
- ・冷却材チャンネル中の燃料は固化しておらず、被覆管への付着固化はない
- ・燃料分散による燃料移動反応度により大きな負の反応度の挿入が期待できる（ただし、この反応度を過大評価している可能性もある）
- ・穏やかに遷移過程に移行する

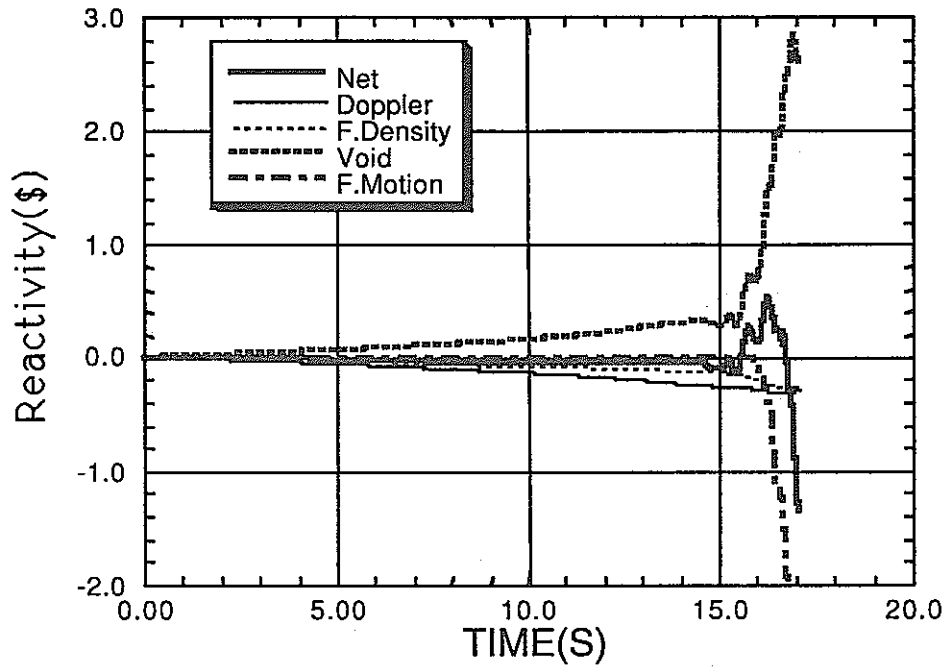


Fig.3-7 反応度の時間変化 (体系 2 ・ 破損条件 1100°C)

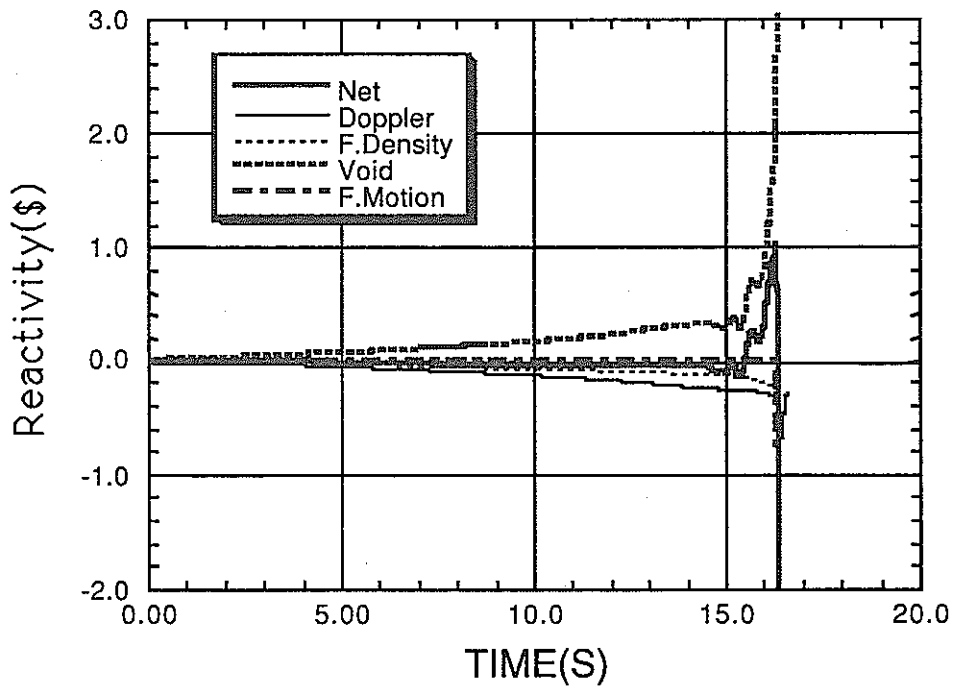


Fig.3-8 反応度の時間変化 (体系 2 ・ 破損条件 1150°C)

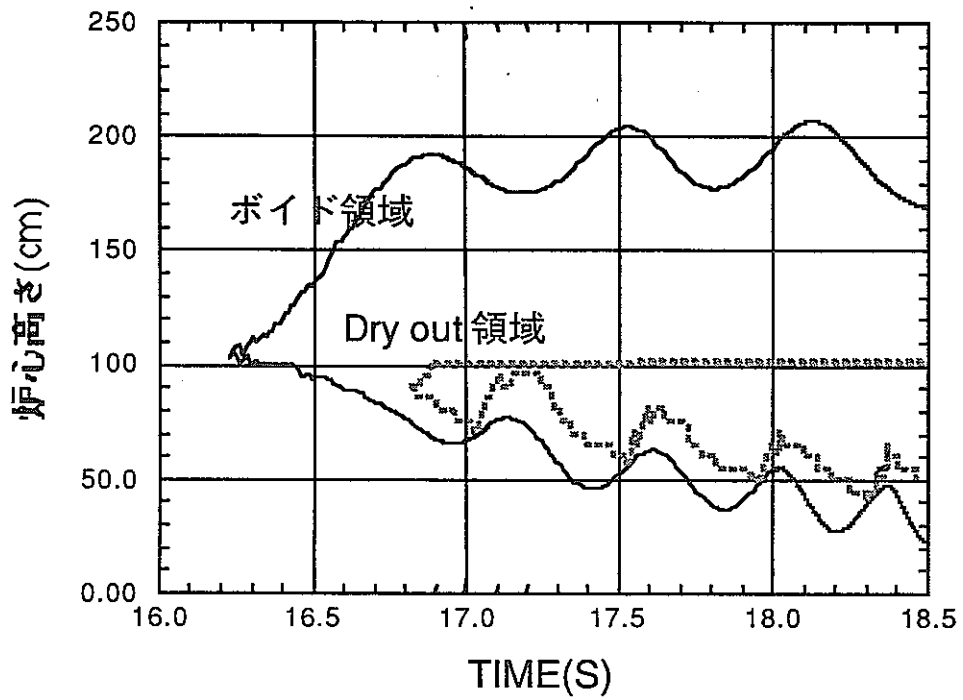


Fig.3-9 ボイド領域の時間変化 (体系1・破損条件 1100℃・チャンネル1)

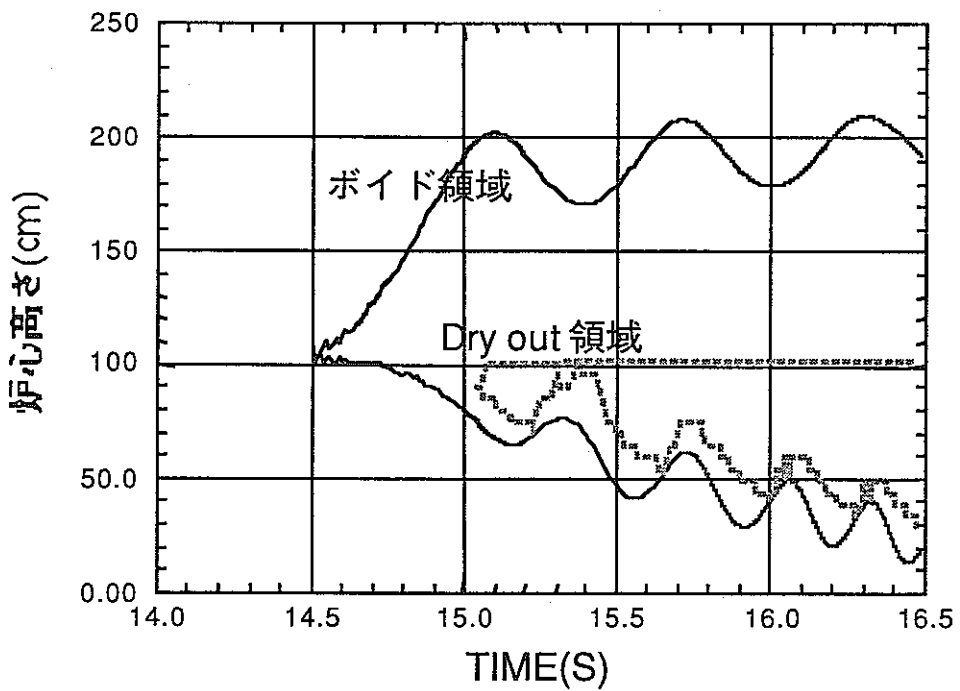


Fig.3-10 ボイド領域の時間変化 (体系2・破損条件 1100℃・チャンネル1)

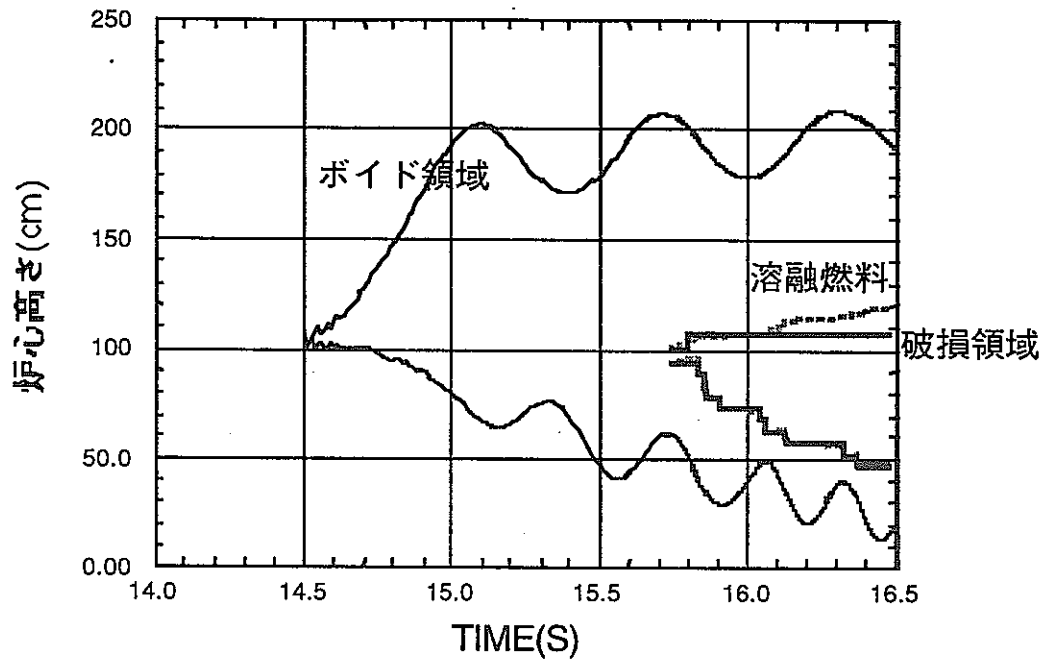


Fig.3-11 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化  
(体系 2・破損条件 1100℃・チャンネル 1)

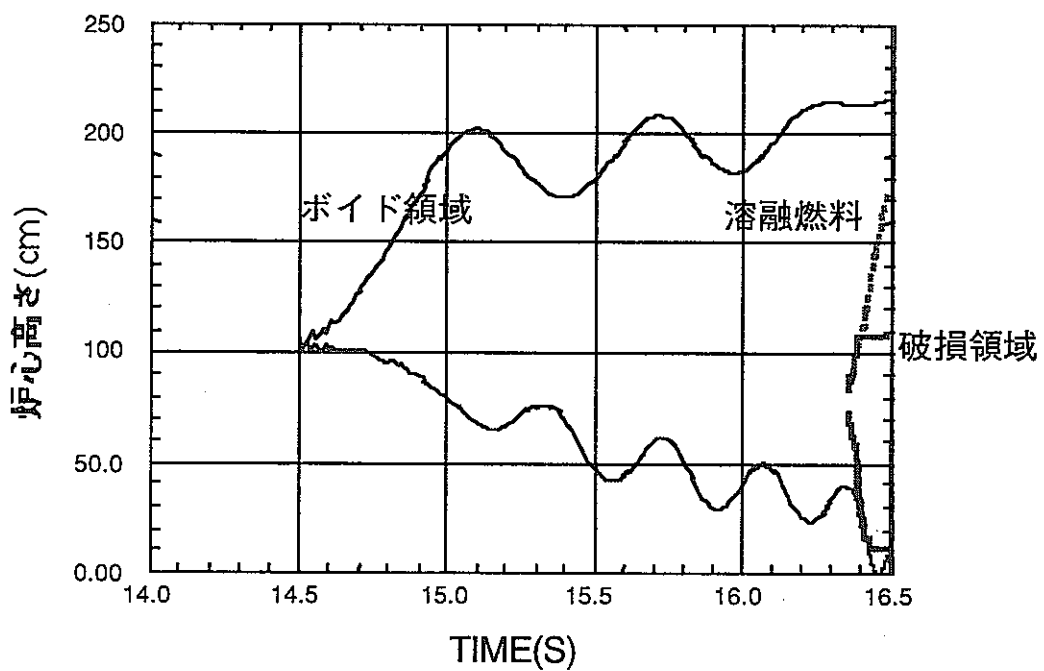


Fig.3-12 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化  
(体系 2・破損条件 1150℃・チャンネル 1)

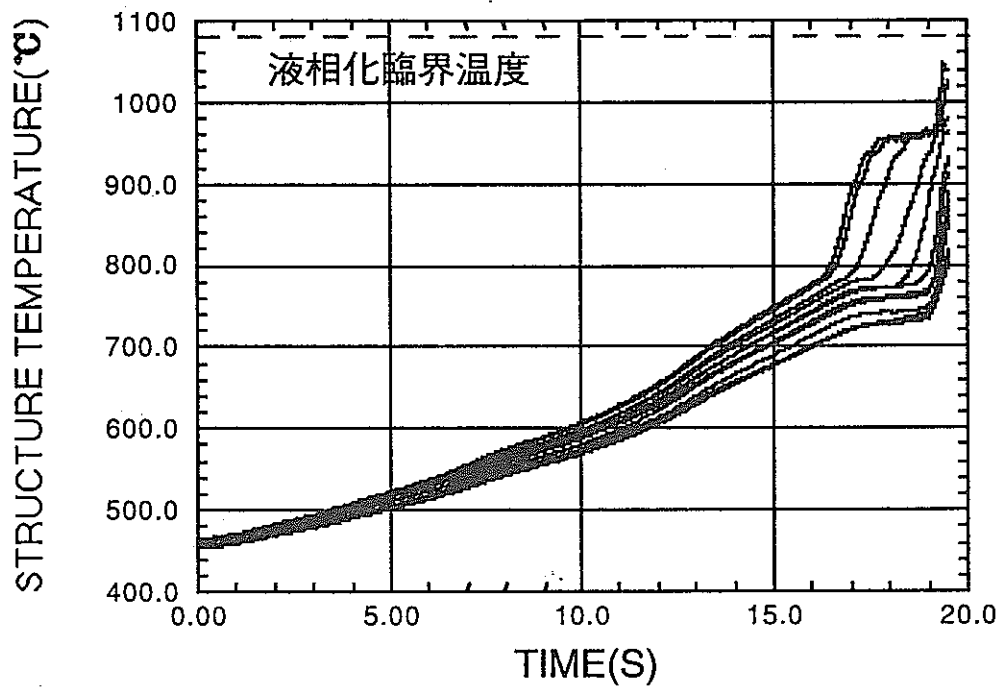


Fig.3-13 構造材温度の時間変化 (体系1・破損条件 1150°C)

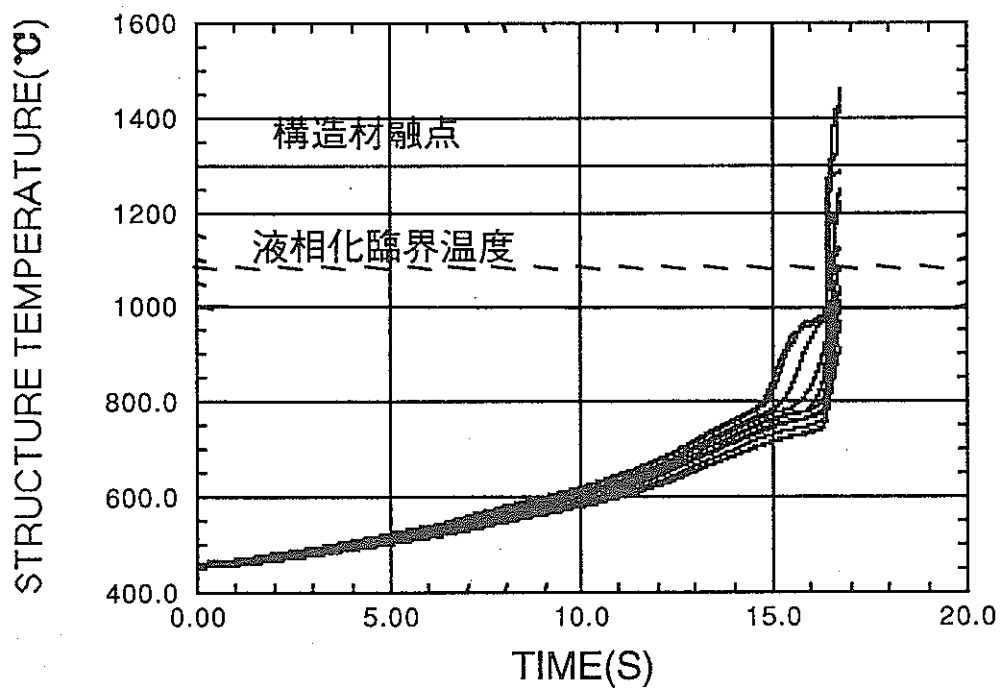


Fig.3-14 構造材温度の時間変化 (体系2・破損条件 1150°C)

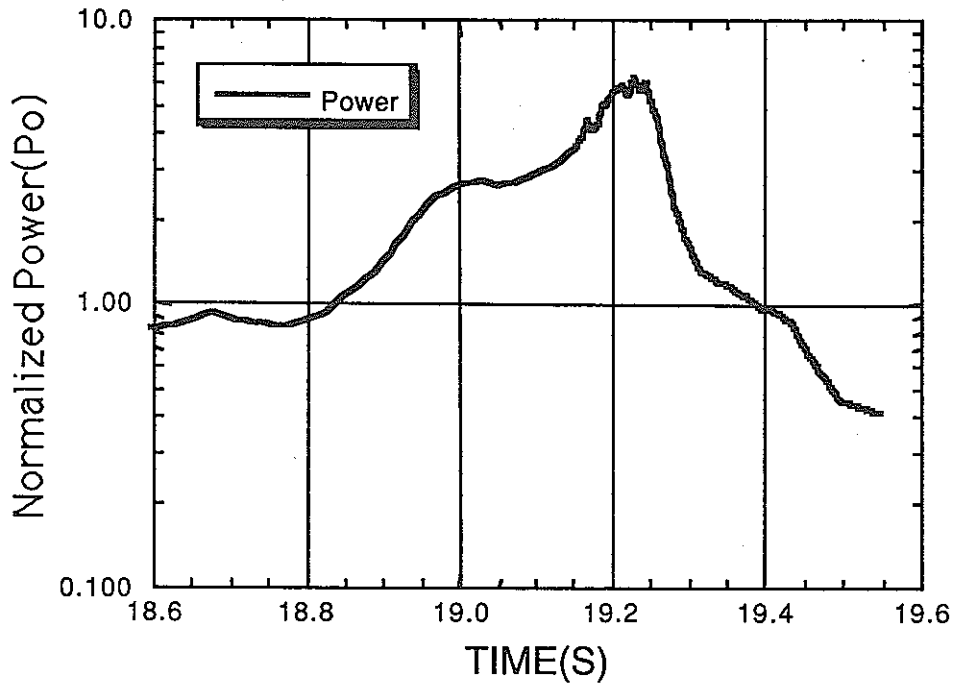


Fig.3-15 出力の時間変化 (体系 1・破損条件 1150℃)

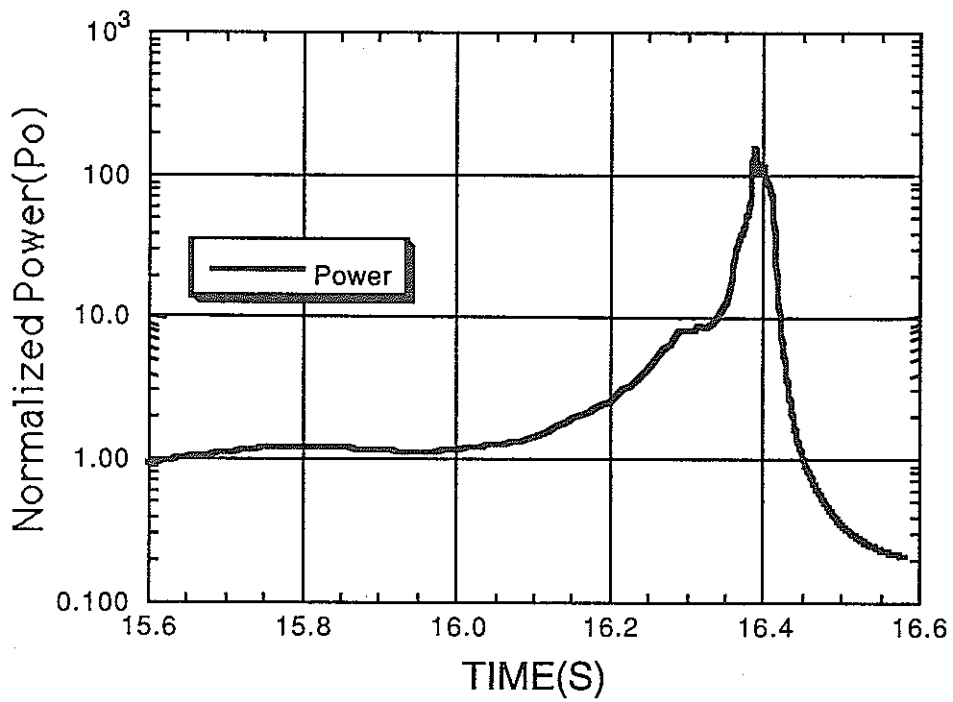


Fig.3-16 出力の時間変化 (体系 2・破損条件 1150℃)



ケース2：基準となる LOF でポニーモーターなし

基準となる LOF で、ポニーモーターが起動せずに流量減少後は自然循環により定格時の約 2%の流量が確保されるという仮定での解析である。ケース1よりは事象が速く、また厳しくなると予想される。このケースも体系1および2に対して解析を行った。体系1および体系2のそれぞれの破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違いを Table3-7 および Table3-8 に示す。

Table3-7 体系1での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.09	0.794	0.842
同時刻(s)	18.17	19.04	19.18
ピーク出力(Po)	0.81	4.32	7.03
同時刻(s)	18.17	19.09	19.18
破損開始時刻(s)	17.99	19.04	19.09
同時刻 Net 反応度(\$)	-0.259	0.793	0.782
同時刻 出力(Po)	0.60	4.13	4.31

Table3-8 体系2での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.585	0.903	0.986
同時刻(s)	16.30	16.34	16.37
ピーク出力(Po)	2.42	13.25	117.29
同時刻(s)	16.30	16.34	16.38
破損開始時刻(s)	15.74	16.27	16.33
同時刻 Net 反応度(\$)	0.263	0.835	0.907
同時刻 出力(Po)	1.21	6.43	13.59

ケース1と比べ、大きな違いはない。これは、冷却材流量が定格時の約 15%になったところで沸騰が始まるため (Fig.3-17 に流量と時間の関係図を示す)、流量減少後に確保される流量が 10% (ケース1) であっても 2% (ケース2) であっても沸騰開始時刻に変わりがないためである。沸騰後の事象推移は速く、沸騰開始時刻に差がないと、その後の事象推移にも大きな差はなくなる。違いは、ケース2の方がケース1よりも流量が減少しているため、僅かであるが冷却材ボイド領域が拡大しやすいことである。このため、僅かであるが事象推移が速くなる (ボイド領

域が拡大しやすいということは、挿入される冷却材ボイド反応度が大きくなりやすいため)。また、冷却材ボイド領域が大きくなるので、燃料分散が容易となり体系2で破損条件が被覆管温度1150℃の場合でも即発臨界に至らなくなっている。しかし、ピーク出力に注目すると、僅かに低下しているものの大きな違いはない。

ケース1、ケース2から、流量半減時間5秒が確保できるのであれば、ポニーモーターの有無はあまり事象推移に影響しないことが分かる。また、流量半減時間5秒の場合、被覆管破損条件を保守的に見ると、一時的に即発臨界に至ってしまう場合もあったが、その場合でも出力ピークは約150(Po)程度であった。

#### ケース2のまとめ

- ・全ての解析条件で即発臨界に至ることはない
- ・ケース1との比較から、ポニーモーターの有無は起因過程の事象推移にあまり影響しない
- ・ケース1と同様、穏やかに遷移過程に移行する

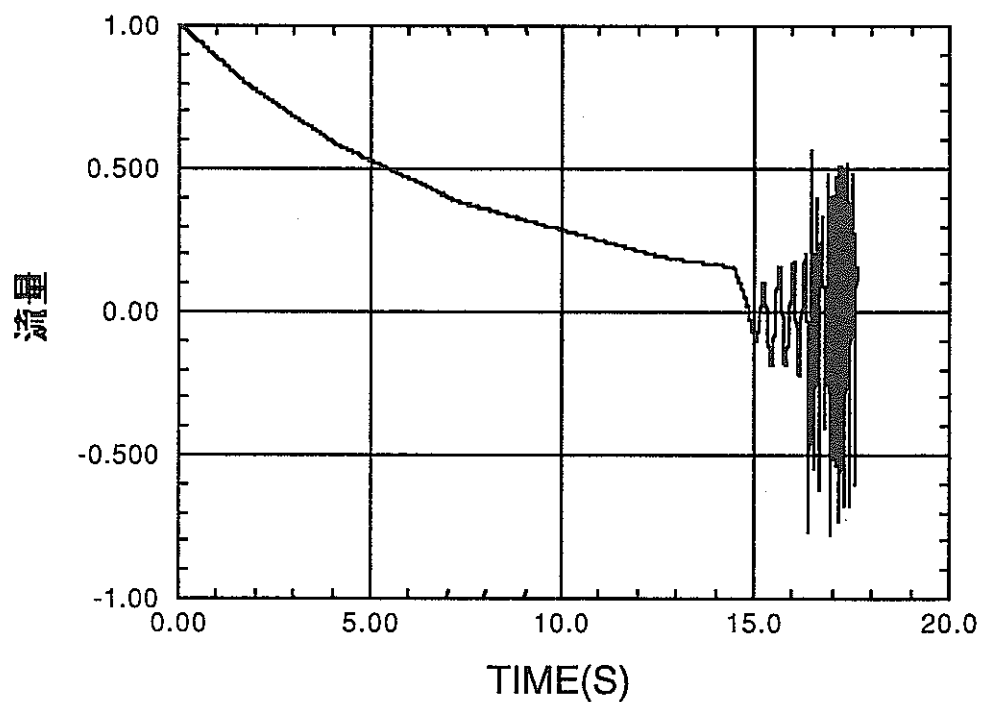


Fig.3-17 流量と時間の関係 (体系2・破損条件1100℃・チャンネル1)

### ケース 3：全電源喪失型 LOF

全電源喪失型 LOF は、電源喪失により電磁ポンプの急停止を仮定した解析で、流量半減時間約 0.5 秒とした事象である。基準となる LOF であったケース 1・ケース 2 よりも事象は速く、また厳しくなると予想される。このケースも体系 1 および 2 に対して解析を行った。体系 1 および体系 2 のそれぞれの破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違いを Table3-9 および Table3-10 に示す。

Table3-9 体系 1 での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.985	0.990	0.999
同時刻(s)	2.86	2.86	2.84
ピーク出力(Po)	118.67	118.94	274.73
同時刻(s)	2.86	2.86	2.88
破損開始時刻(s)	2.79	2.82	2.85
同時刻 Net 反応度(\$)	0.825	0.908	0.977
同時刻 出力(Po)	6.30	12.72	92.12

Table3-10 体系 2 での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	1.001	1.003	1.027
同時刻(s)	2.71	2.70	2.70
ピーク出力(Po)	353.42	390.73	1574.58
同時刻(s)	2.71	2.71	2.70
破損開始時刻(s)	2.65	2.67	2.68
同時刻 Net 反応度(\$)	0.919	0.947	0.985
同時刻 出力(Po)	14.99	25.36	215.07

全ての解析条件で、ケース 1 およびケース 2 よりも非常に事象は厳しくなっている。さらに、体系 2 では、破損条件に依らず、全ての場合で即発臨界の目安となる 1 \$ を越し、出力も高くなる結果となっており、今回の解析結果に基づけば、体系 2 での全電源喪失型 LOF は起きてはならない事象といえる。このような事態を避ける対策として、体系 2 のようなボイド反応度とならぬよう、ボイド反応度低減の努力をすること、あるいは、フローコストダウン付き電磁ポンプを採用することなどが考えられる。

体系2に対しては、このケースのような事象にならない対策が必要であるということなので、体系1について検討を行うことにする。

体系1についても、体系2と同様、事象推移が速く、非常に厳しい結果となっている。これは、流量半減時間が短いため、事象初期に挿入される冷却材密度反応度が大きいためとボイド領域の拡大が早いのである（体系1・破損条件1150℃のケース2およびケース3の反応度の時間変化図をFig.3-18、fig.3-19に示す）。まず、冷却材流量が前2ケースよりも早く減少するので、冷却材密度変化反応度の挿入が大きくなる。それに伴い出力も上昇するのでドブラー反応度などの負の反応度も挿入されるが、ケース3では、事象初期において前2ケースと異なり、正の冷却材密度反応度と負の反応度が相殺しあい、全反応度は0\$近傍であった。このため、定格時とほぼ同じ出力を維持して冷却材の沸騰が始まる。沸騰開始箇所がケース1およびケース2では炉心上端であったのに対しケース3では炉心下部から3/4付近になり（ケース3・体系1・破損条件、被覆管温度1150℃の場合のチャンネル1のボイド領域の時間変化図をFig.3-20に示す）、前2ケースでは、あるチャンネルで沸騰が生ずると最初にまず負の反応度が挿入され事象が厳しくならない方向に働いていたのに対し、今回のケースでは、沸騰するとすぐに正の反応度が挿入され事象をさらに厳しくなる方向に作用する。この結果、出力が上昇→ボイド領域の拡大→正の反応度挿入→出力が上昇（正のフィードバック）を繰り返し、事象が厳しくなる。

燃料分散のメカニズムは、基準となるLOFのケースと変わらない。破損後の燃料分散により事象は終息に向かうが（出力の時間変化図をFig.3-21に示す）、多くのチャンネルで構造材は融点を超しており（構造材温度の時間変化図をFig.3-22に示す）、溶融プールを生成している。これは、体系1の全ての破損条件に対して起きており、破損条件に依らず遷移過程へ移行すると考えられる。

#### ケース3のまとめ

- ・体系2のような反応度マップの場合には、即発臨界に至っており、フローコーストダウン付き電磁ポンプの採用などの対策が求められる
- ・基準となるLOFと比べ、事象は速く・厳しくなる
- ・燃料移動の駆動力はナトリウム蒸気圧である
- ・破損条件（被覆管温度）によらず溶融プールが形成され、遷移過程へ移行する

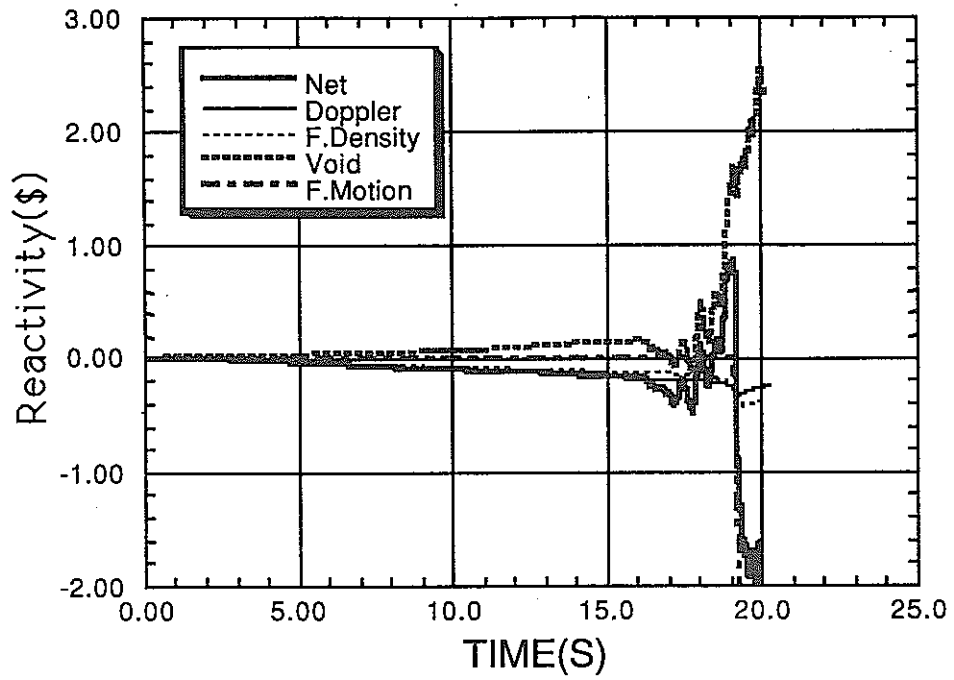


Fig.3-18 反応度の時間変化 (ケース 2 ・ 体系 1 ・ 破損条件 1150℃)

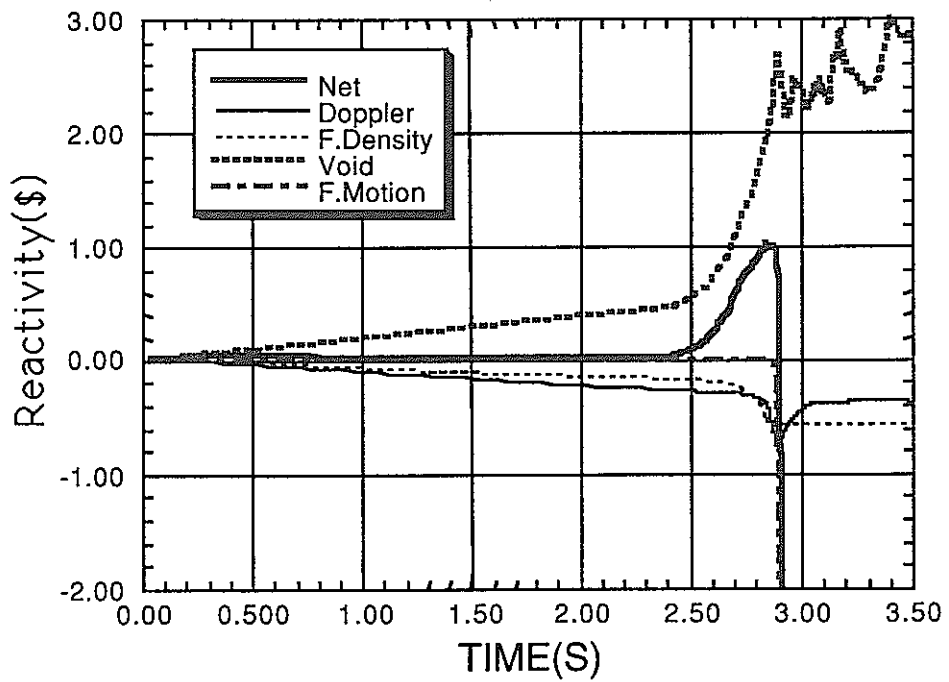


Fig.3-19 反応度の時間変化 (ケース 3 ・ 体系 1 ・ 破損条件 1150℃)

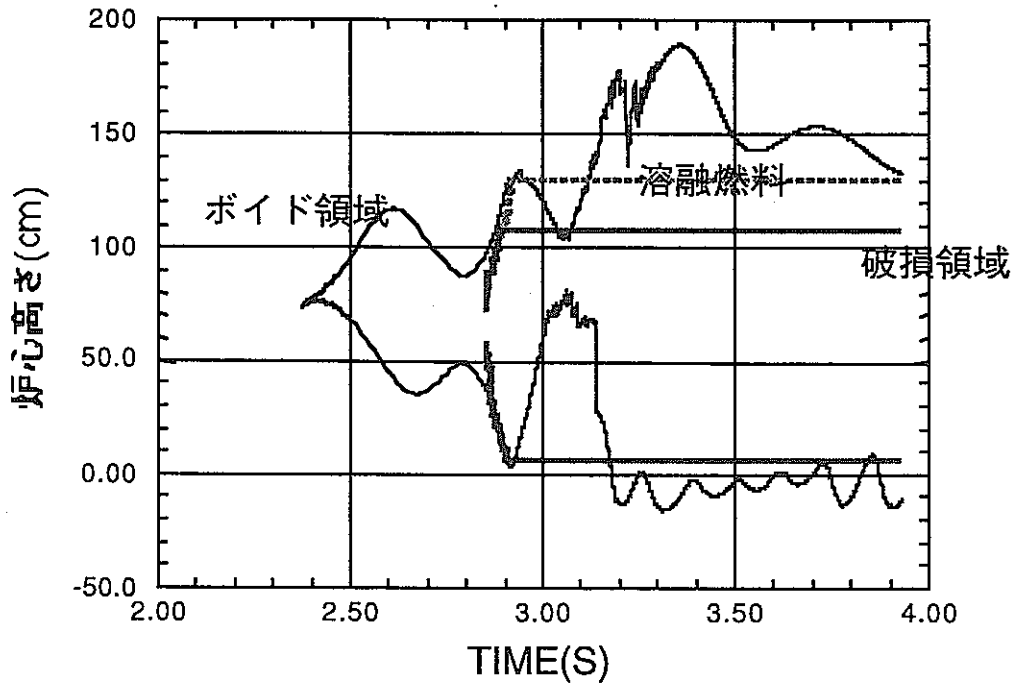


Fig.3-20 破損位置と熔融燃料の軸方向分布の時間変化  
(体系1・破損条件 1150℃・チャンネル1)

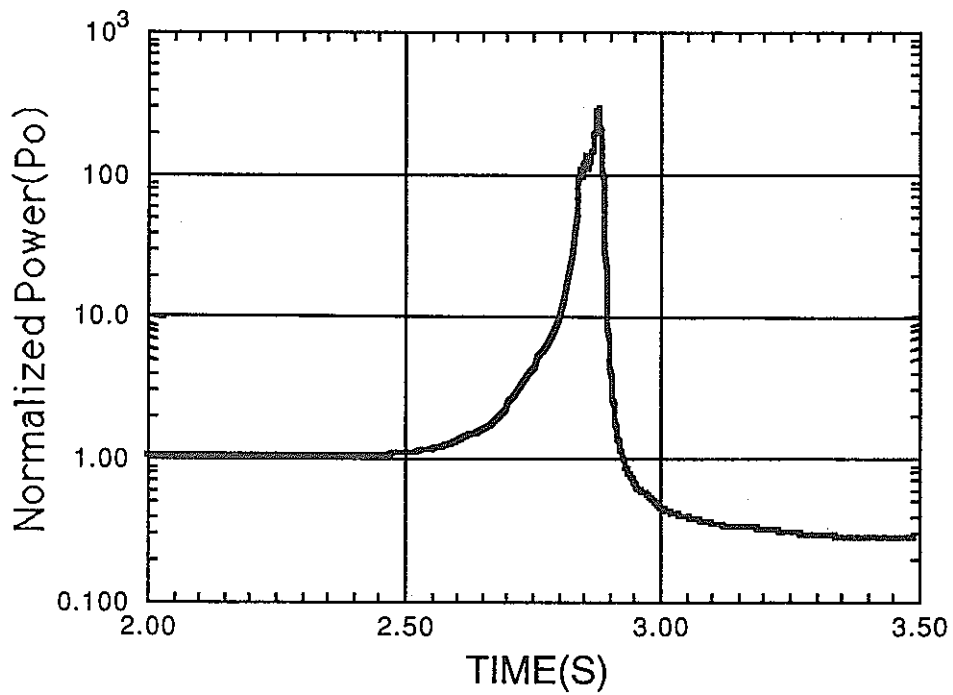


Fig.3-21 出力の時間変化 (体系1・破損条件 1150℃)

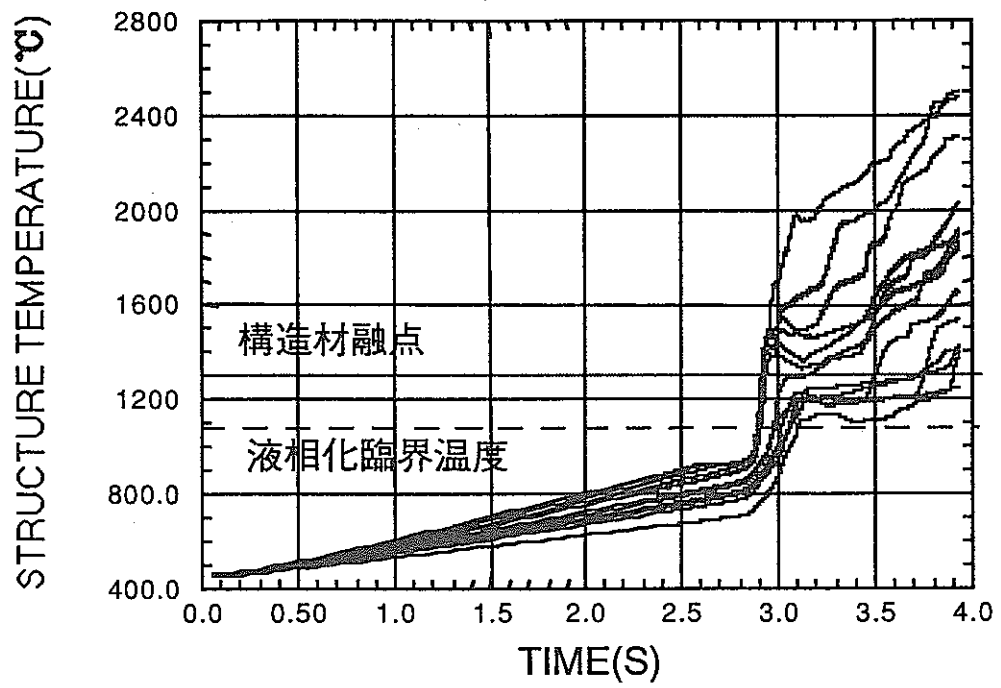


Fig.3-22 構造材温度の時間変化 (体系1・破損条件 1150°C)

### 3-4 本章のまとめ

本章においては、第2章で金属燃料高速炉に対して解析を行えるよう整備した炉心損傷事象起因過程解析コード（SAS-3Dコード）を用いて出力600MWeの大型金属燃料高速炉の解析を行った。初装荷炉心に対して基準となるLOFと全電源喪失型LOFを解析対象とした。液相侵食による破損は、破損条件（被覆管温度）をパラメータにすることにより模擬した。解析の結果、以下のことが示された。

#### 事象推移について

冷却材流量の減少による出力・流量の不整合→冷却材の沸騰→燃料の溶融  
→液相侵食貫通による燃料ピンの破損（→沸騰状態での燃料移動条件達成）  
→溶融燃料の冷却材チャンネルへの放出→事象の終息へ  
という推移が予測される。

#### 解析結果について

##### 基準となるLOF：

- ・燃料移動の駆動力はナトリウム蒸気圧である（LOFの速さに依存しない）
- ・破損判定の被覆管温度により、溶融プールが生成されるかが決まる
- ・解析条件の多くで、即発臨界に至ることなく、穏やかに遷移過程に移行する

##### 全電源喪失型LOF：

- ・体系2のような反応度マップでは、即発臨界に至っており、フローコストダウン付き電磁ポンプの採用などの対策が求められる
- ・基準となるLOFと比べ、事象は速く、かつ厳しくなる
- ・燃料移動の駆動力はナトリウム蒸気圧である
- ・破損条件（被覆管温度）によらず溶融プールが形成され、遷移過程へ移行する

#### 再臨界の可能性について

流量半減時間5秒が確保されるのであれば、穏やかに遷移過程に移行する。全電源喪失型LOFについては、体系1に関しては、遷移過程に移行することが予想される。再臨界の正確な評価のためには、遷移過程の解析が必要である。



## 第4章 減速材添加高速炉のLOF解析

本章では、第3章の金属燃料高速炉の炉心損傷事象起因過程の解析に続き減速材添加高速炉の解析を行う。減速材を添加した炉心はアイディア段階であるが、炉心損傷に至らないようなATWSに対しては効果があることが示されている<sup>4)</sup>。そこで、減速材添加炉心に対して、第3章と同じく再臨界についての検討を行い、3章の金属燃料高速炉の解析結果との比較から減速材を添加した影響についての検討を行う。さらに、減速材の添加により炉心損傷事象に至らないことが可能であるかについての検討を行う。

### 4-1 解析対象炉心とその炉心特性

解析対象炉心は基本的に第3章で解析を行った炉心と同じものである。違いは、減速材を添加してあることと、そのために燃料富化度を変えたことである。減速材の添加方法は東北大学で研究が行われてきた燃料ピンの一部を減速材であるジルコニウムハイドライド (ZrH) ピンに置き換える方式とした。減速材の添加の方式を Fig.4-1 に示す。減速材の添加量は、文献[4-1]を参考に決定した。反応度係数(ドップラー反応度およびボイド反応度係数)が酸化物燃料なみに改善されること、核計算および反応度係数の算出における計算誤差が小さいという理由から、添加する減速材の本数を燃料集合体1体(燃料ピンは271本)につき7本とした。減速材の添加による中性子スペクトルの変化や富化度を変えたことによる影響については後で述べる。燃料富化度についても金属燃料の時と同様、初期燃料において体系が臨界になるよう決定した。炉心損傷事象起因過程解析コードの解析時に用いる反応度係数の算出方法は金属燃料と同じである。

減速材として ZrH を用いるが、元来、これは冷却材(ナトリウム)が沸騰により失われない炉心状態を前提としており、ATWS 事象において ZrH は冷却材が沸騰するような温度になると、ZrH 中の水素(H)が解離することが問題となる。水素が解離すると減速材が無くなることとなり、高富化度の金属燃料炉心と同じこととなるため、出力が上昇すると考えられる。しかし、本解析では減速材入りの効果を見ることだけに限定して、水素の解離は取り扱わない。

#### 減速材添加の影響

酸化物燃料・金属燃料・減速材入り燃料炉心の炉心パラメータの比較を Table 4-1 に示す。ただし、これらの値は、「3-2 金属燃料炉心の反応度マップの作成」で定義した体系2についての値である。減速材添加燃料のボイド反応度やドップラー反応度係数は温度上昇による減速材中の水素の解離はないものとして算出した。減速材の添加により、Pu 富化度は多少増加するものの、ボイド反応度係数は炉心全体・正の部分の和とも向上し、ドップラー反応度係数は酸化物燃料なみになる(今回用いた減速材中の水素の平衡解離圧を1気圧とすると約750℃で平衡解離圧に達してしまい<sup>4)</sup>、この温度を越すと減速材の効果はなくなり、富化度の高い金属燃料炉心となんら変わらなくなってしまうものと考えられる)。

軸方向および径方向の体系1に対する炉心中心部の出力分布を Fig.4-2、Fig.4-3 に示す。出力

の軸方向分布に大きな違いはなく事象推移(冷却材の沸騰→燃料溶融→燃料の破損→燃料分散により事象終息へ)が金属燃料と大きく異なることはないと予想される。減速材の添加に伴う富化度の変化に起因して、径方向の出力分布が少し平坦になっている。

Table 4-1 炉心パラメータの比較

	酸化物燃料	金属燃料	減速材添加燃料
出力 [万 kWe]	60	同左	同左
炉心等価直径 内側/外側 [mm]	2400/3010	1850/2300	同左
炉心高さ [cm]	100	同左	同左
プレナム高さ [cm]	35.0/35.0	150	150
ピン径 [mm]	8.5	7.1	同左
Pu 富化度:内側/外側 [%]	16/21	10/14	11/15
ボイド反応度係数 (炉心全体) [ $\Delta k/k$ ]	$1.69 \times 10^{-2}$	$2.32 \times 10^{-2}$	$1.70 \times 10^{-2}$
ボイド反応度係数 (正の和) [ $\Delta k/k$ ]	$1.76 \times 10^{-2}$	$2.83 \times 10^{-2}$	$2.26 \times 10^{-2}$
ドップラー反応度係数 [ $T \Delta k / \Delta T$ ]	$-1.02 \times 10^{-2}$	$-5.06 \times 10^{-3}$	$-1.23 \times 10^{-2}$
燃料ワース [ $\Delta k/k$ ]	$3.14 \times 10^{-1}$	$3.04 \times 10^{-1}$	$2.70 \times 10^{-1}$

但し、ボイド反応度は摂動計算・直接計算の大きい方を採用  
ドップラー係数 ( $K_D$ ) は、 $dK/dT = K_D/T$  と定義

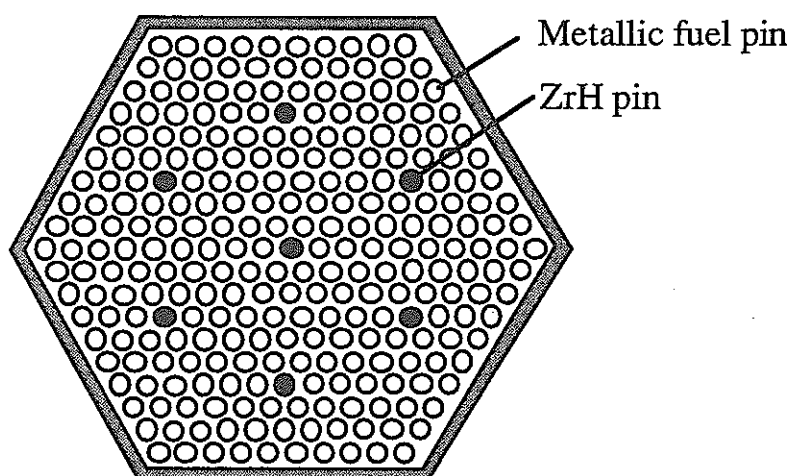


Fig.4-1 減速材 (ZrH) の添加方法

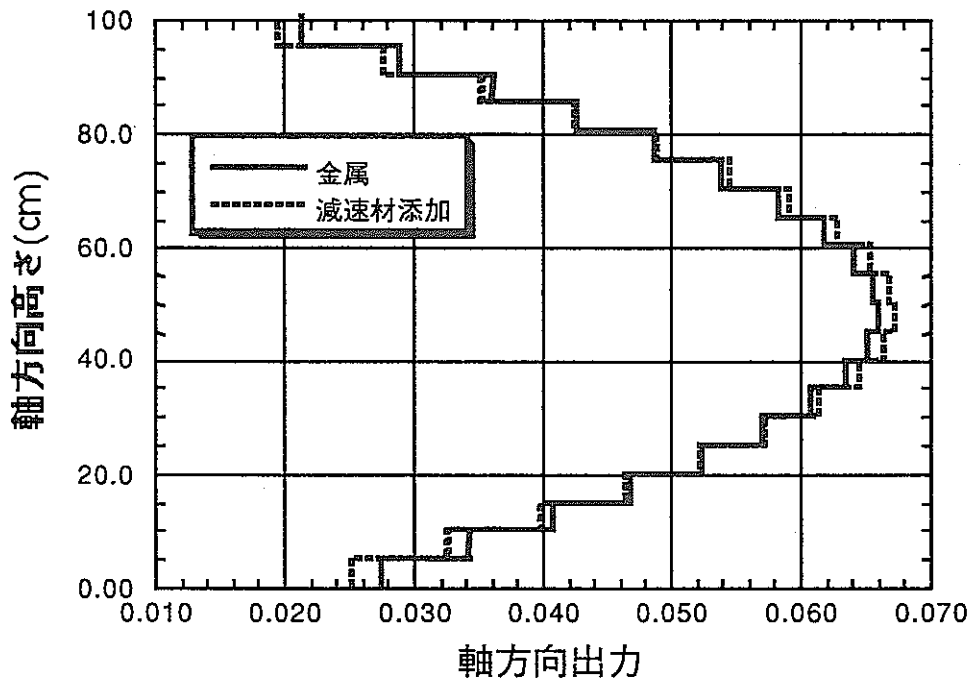


Fig.4-2 軸方向出力分布 (体系1)

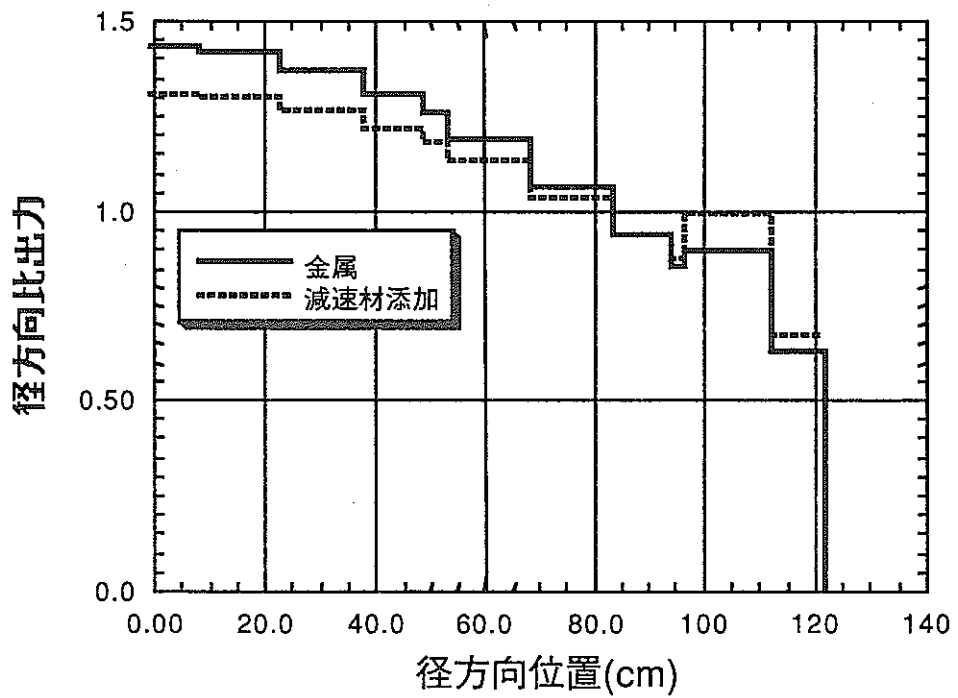


Fig.4-3 径方向出力分布 (体系1)

## 4-2 減速材添加金属燃料炉心の LOF 解析

### 4-2-1 解析条件

金属燃料炉心の解析結果から、事象の最も厳しかった全電源喪失型 LOF を解析対象とする。これは、基準となる LOF の場合には、破損条件を保守的にとると一時的に即発臨界に至ってしまう場合はあったが、多くの場合、穏やかな事象推移であることが示されていることから、事象の最も厳しかった全電源喪失型 LOF に対して減速材添加の効果を検討するのが適切であると判断したためである。反応度マップ作成時の体系は「3-2 金属燃料炉心の反応度マップの作成」で定義した体系 1 および体系 2 の両体系とする。その他の解析条件も金属燃料炉心の解析の時と同様である。

### 4-2-2 解析結果

全電源喪失型 LOF は、電源喪失により電磁ポンプが急停止することを仮定した解析である。流量半減時間約 0.5 秒に相当する事象である。体系 1 および体系 2 の破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違いを Table 3-5 および Table 3-6 に示す。

Table 4-2 体系 1 での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.749	0.902	0.957
同時刻(s)	4.24	4.60	4.63
ピーク出力(Po)	3.58	12.08	33.82
同時刻(s)	4.25	4.60	4.63
破損開始時刻(s)	4.14	4.55	4.60
同時刻 Net 反応度(\$)	0.383	0.774	0.885
同時刻 出力(Po)	1.38	4.70	10.31

Table 4-3 体系 2 での破損条件によるピーク時・破損時の反応度および出力の違い

破損条件 (被覆管温度)	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度(\$)	0.889	0.924	0.936
同時刻(s)	4.17	4.18	4.21
ピーク出力(Po)	10.53	16.10	20.41
同時刻(s)	4.18	4.18	4.21
破損開始時刻(s)	4.04	4.13	4.21
同時刻 Net 反応度(\$)	0.654	0.858	0.936
同時刻 出力(Po)	2.57	7.20	20.41

減速材なしの金属燃料炉心（以後、「減速材なし炉心」とする）では、即発臨界に至っていた体系2において、減速材を添加した体系では即発臨界に至ることなく、最大出力は約20Po程度であるという結果が得られた。また、体系1も含めて、いずれの解析条件においても即発臨界に至ることはなく、出力も体系1の破損温度1150℃としたケースの約35Poが最大であり、減速材なし炉心と比べ穏やかな事象推移である。減速材添加の効果の検討は、体系2の減速材なし炉心では即発臨界に至っていることなどから正確な比較が難しいため、体系1に対して行う。

#### 減速材添加の効果

減速材なし炉心および減速材添加金属燃料炉心（以後、「減速材あり炉心」とする）の反応度および出力の時間変化図を Fig.4-4~7 に示す。減速材あり炉心の方が、事象推移が遅く、出力ピークも低くなっている。

減速材あり炉心の事象推移は、減速材なし炉心の事象推移と同様、まず、冷却材流量の減少により出力・流量の不整合が起こる。その後、炉心燃料の温度上昇に伴うドップラー反応度と燃料密度の変化による負の反応度と冷却材の密度減少による正の反応度の大小により冷却材沸騰までの事象推移が決まるが、減速材添加の効果によるドップラー反応度の影響が大きく、炉心出力は定格出力の約6割程度にまで低下する。その間も冷却材流量は減少し、やがて冷却材の沸騰が始まるが、沸騰開始までに出力は低下しているため、ボイド開始時刻が遅くなる（Fig.4-8,9 に減速材なし炉心および減速材あり炉心のボイド領域の時間変化図を示す）。沸騰開始以降は、冷却材のボイド領域の拡大に応じて挿入されるボイド反応度も大きくなり、炉心出力は上昇するが、ボイド開始時の出力が小さいため、ボイド領域の拡大も減速材なし炉心と比べ遅い。減速材なし炉心では冷却材の沸騰後、すぐに燃料溶融が始まっていたが、減速材あり炉心ではボイド反応度が小さいことに加えボイド領域の拡大速度も遅いため、減速材なし炉心に比べ出力が大きくなり、冷却材の沸騰開始時刻と燃料溶融開始時刻の時間差が大きくなる。燃料溶融後に液相侵食により燃料ピンは破損することは、減速材なし炉心と同様である。一概にはいえないが、沸騰開始時の出力が低いことが、破損開始時の出力およびその後の出力ピークの低下に効いており、ピーク出力の低下により破損領域が減少している。燃料ピンの破損とその後の燃料分散については減速材なし炉心と同様である。

減速材なし炉心および減速材あり炉心の構造材温度の時間変化図を Fig.4-10,11 に示す。体系1・破損条件が被覆管温度1150℃という条件において、減速材なし炉心では多くのチャンネルで構造材融点を超していた（液相化の臨界温度は全てのチャンネルで超していた）が、減速材あり炉心では、解析終了時点において構造材融点を超しているチャンネルはなかった。ただし、いくつかのチャンネルは液相化の臨界温度を超しており、解析を続ければいずれ構造材融点を超すものと考えられるが、減速材添加の効果として溶融プールが出来にくいということがいえる。また、解析終了時点において、反応度が負であり出力も小さいことから、穏やかに遷移過程へ移行すると考えらる。

減速材の添加により、事象が基準となるLOFと比べて厳しかった全電源喪失型LOFであっても、減速材なし炉心の基準となるLOFと同じほど穏やかな事象推移となることが示された。

また、同様のことは体系2についてもいえ、減速材なし炉心では、フローコストダウン付き電磁ポンプにするなどの対策が必要であったが、減速材を添加すれば、このような対策を考慮に入れずとも減速材なし炉心の基準となる LOF と同じ程度の穏やかな事象推移となる可能性が示された。

今までの議論から、減速材添加の効果としてドップラー反応度が大きく影響していることが示された。そこで、核的精度を保守的にとって同様のことが言えるかどうかについて検討を行った。比較は事象の厳しかった体系2の破損条件を被覆管温度 1150℃としたケースとし、ドップラー反応度係数を保守的なケースでは $-2\sigma$  (約30%<sup>43)</sup> 振った。解析結果を Table 4-4 に示す。なお、「減速材なし」は基準となる LOF の解析結果で、「減速材あり」はノミナル・保守とも全電源喪失型 LOF の解析結果である。

Table 4-4 体系2 破損条件 (1150℃) のピーク時・破損時の反応度および出力の違い

解析条件	減速材なし ノミナル	減速材あり ノミナル	減速材なし 保守
ピーク Net 反応度(\$)	1.011	0.936	1.002
同時刻(s)	16.39	4.21	3.64
ピーク出力(Po)	144.83	20.41	101.88
同時刻(s)	16.39	4.21	3.64
破損開始時刻(s)	16.35	4.21	3.65
同時刻 Net 反応度(\$)	0.876	0.936	0.972
同時刻 出力(Po)	10.01	20.41	85.85

ドップラー反応度を保守的にすると、即発臨界の目安である 1\$ を超してしまっているが、減速材なし炉心の基準となる LOF よりはピーク Net 反応度・出力とも僅かではあるが小さく、ドップラー反応度を保守的にしたケースにおいても、減速材なし炉心の基準となる LOF と同じ程度の事象推移となる可能性が示された。

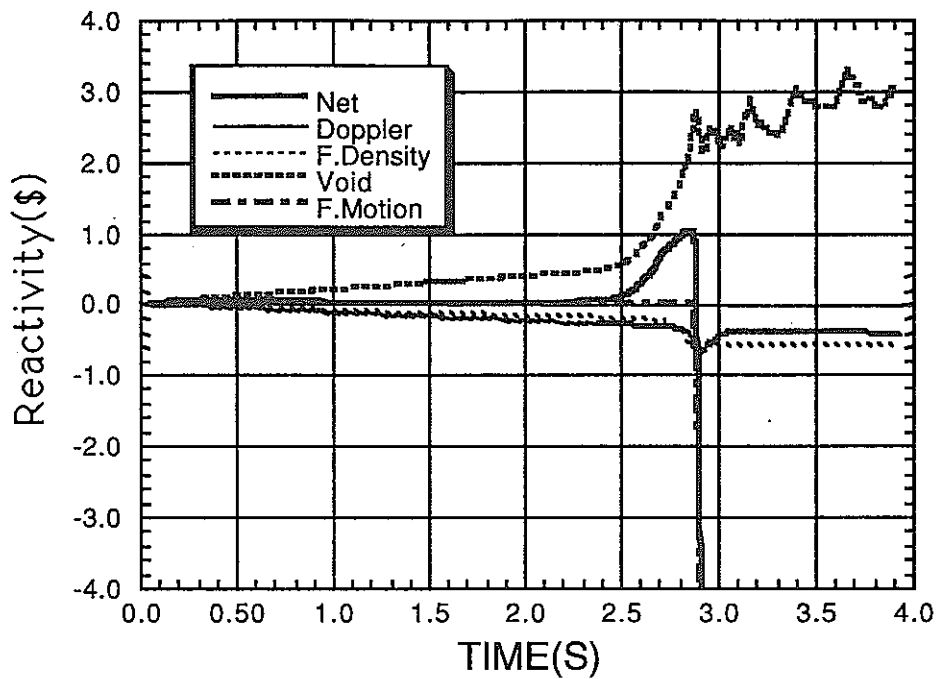


Fig.4-4 減速材なし炉心（体系1・破損温度 1150℃）の反応度の時間変化図

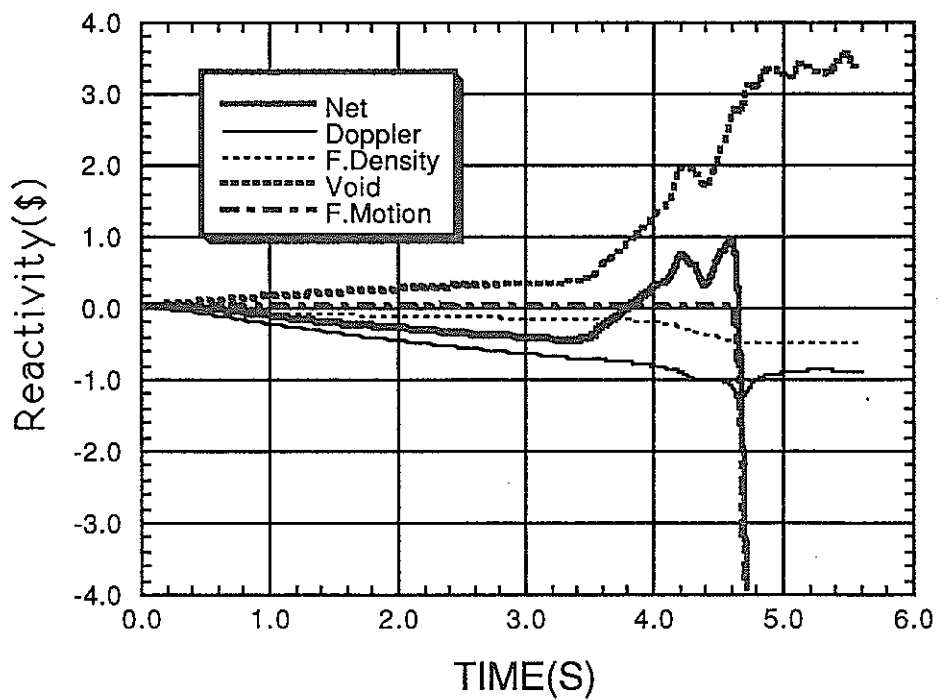


Fig.4-5 減速材あり炉心（体系1・破損温度 1150℃）の反応度の時間変化図

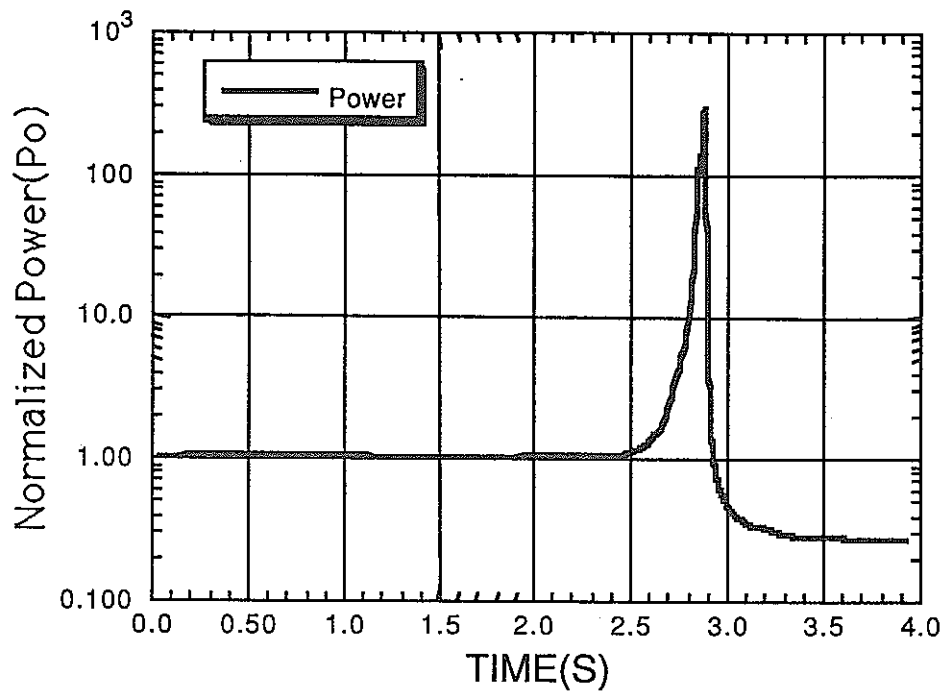


Fig.4-6 減速材なし炉心（体系1・破損温度 1150℃）の出力の時間変化図

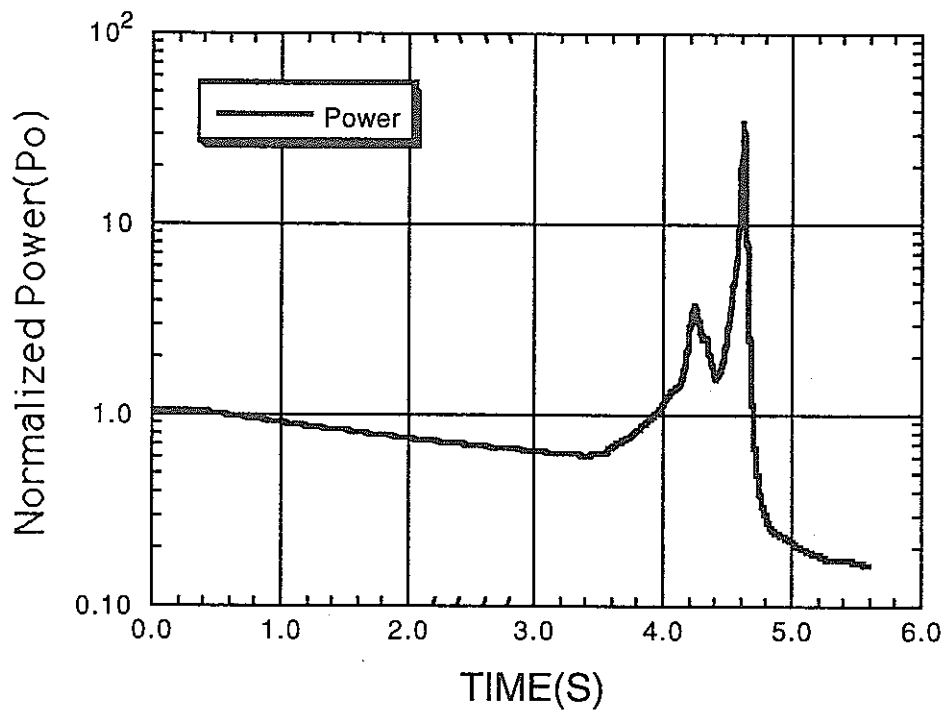


Fig.4-7 減速材あり炉心（体系1・破損温度 1150℃）の出力の時間変化図



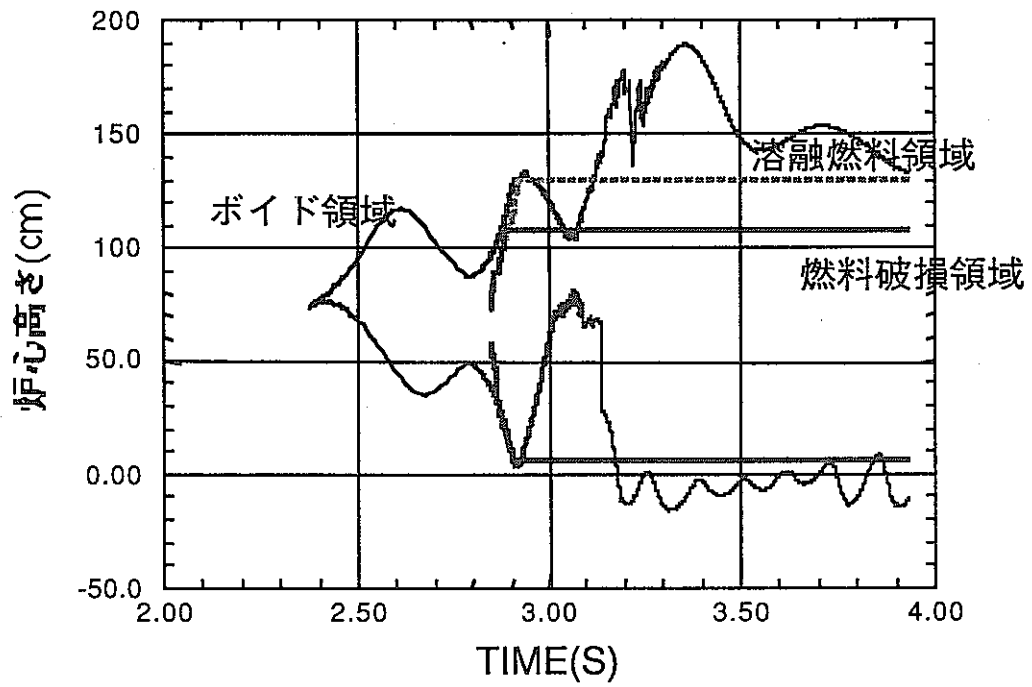


Fig.4-8 減速材なし炉心のボイド領域の時間変化図  
(体系1・破損温度 1150℃・チャンネル1)

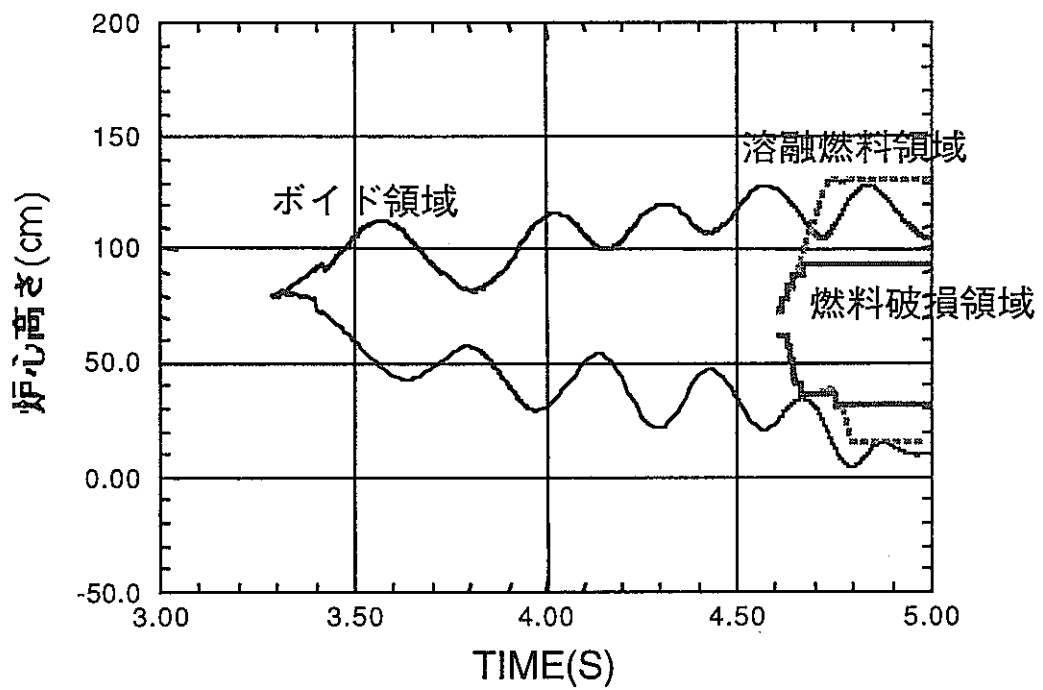


Fig.4-9 減速材あり炉心のボイド領域の時間変化図  
(体系1・破損温度 1150℃・チャンネル1)

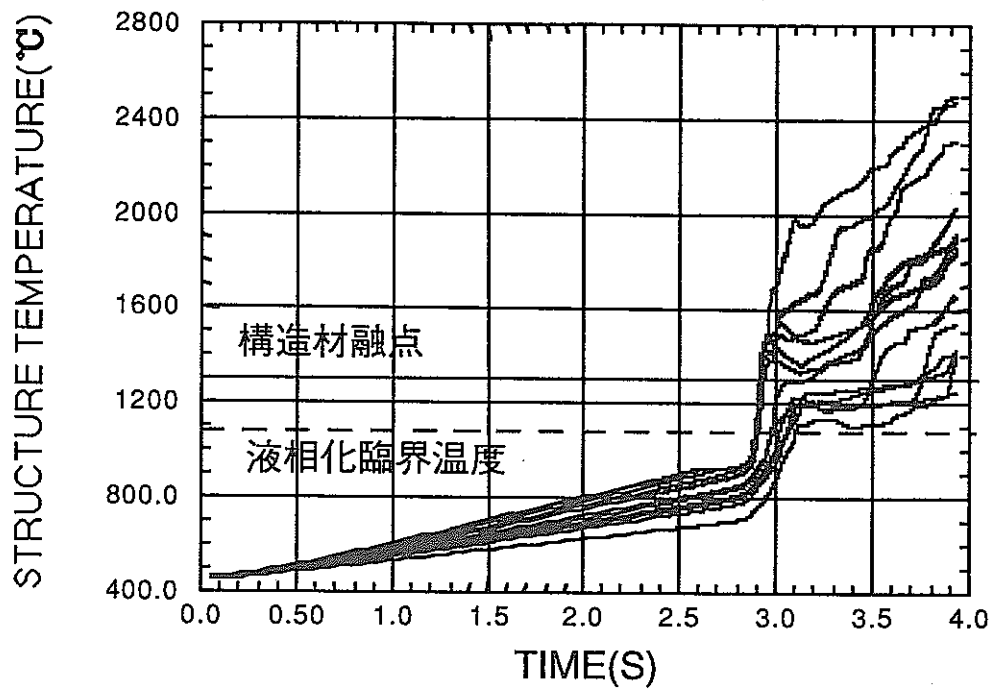


Fig.4-10 減速材なし炉心の構造材温度 (体系1・破損温度 1150°C)

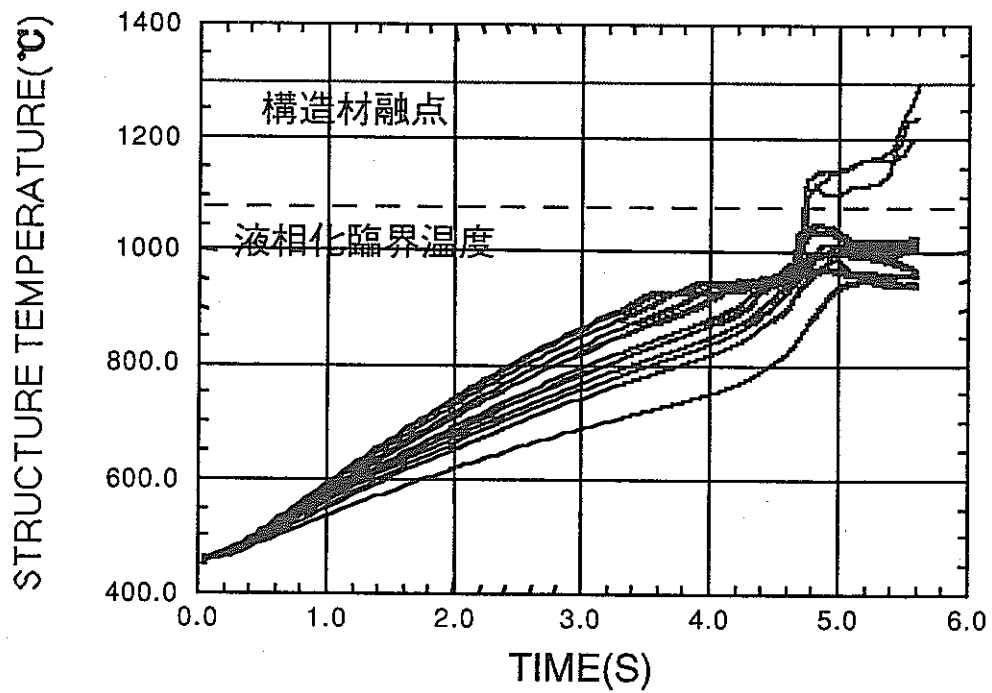


Fig.4-11 減速材あり炉心の構造材温度 (体系1・破損温度 1150°C)

#### 4-3 減速材添加による炉心損傷事象の回避

前節において、減速材の添加は炉心損傷事象時における事象の緩和に大きな効果があることが示された。本節では、さらに、減速材の添加により炉心損傷事象を回避することができるかについての検討を行う。

##### 4-3-1 解析条件

減速材を添加した炉心に対して、炉心損傷に至らない条件をボイド反応度の大きい体系2を中心に対して調べた。ただし、現実的に可能な解析条件の上限として、解析の上限を冷却材流量半減時間は10.0秒、ポニーモーターにより流量減少後に確保される流量を15%に設定した。前節において、減速材添加炉心では事象初期にドップラー反応度が大きく働き出力が低下することが示されており、ドップラー反応度が炉心損傷事象に至るかどうかに強く影響すると考えられる。そこで、前節同様、保守的なケースとしてドップラー反応度を保守側に振ったケースについても検討を行う。その他の解析条件として、減速材の解離は考慮しない。また、冷却材が一巡すれば冷却材入口温度が変化するが、冷却材入口温度を約380℃で一定とした。

##### 4-3-2 解析結果

解析結果を Fig.4-12 に示す。ただし、実際に解析を行ったのは、ノミナルケース・ドップラー反応度を保守的にしたケースとともに、流量半減時間について3点、ポニーモーターの流量について3点の計9点（図面上のポニーモーターの流量と流量半減時間の各条件の交点）である。Fig.4-12は、9点の解析結果を基に、炉心損傷に至る条件を太い斜線、炉心損傷に至らない領域を空白に、解析上は炉心損傷に至らないものの減速材の解離や冷却材の沸騰などが起きていて炉心損傷に至る可能性のある領域を細い斜線をとって領域分けをした。

ノミナルケースについてであるが、流量半減時間が5.0秒（基準となるLOFの条件）であるならばポニーモーターの流量を15%、流量半減時間が10.0秒であるならばポニーモーターの流量を10%確保できれば炉心損傷を回避できる可能性がある。また、流量半減時間が10.0秒、ポニーモーターの流量なし（ただし、自然循環により流量の2%が確保される仮定としている）のケースでは解析上は炉心損傷に至ることはなかった。しかし、炉心中心部上端で冷却材の沸騰が一時的に起きており、このような状態では減速材の解離が起これると考えられることから、炉心損傷に至らないとは言い切れないものであった。解析結果のうち、流量半減時間5.0秒、ポニーモーターの流量15%の時の出力の時間変化を Fig.4-13、体系2の炉心中心部の燃料と被覆管境界の最高温度の時間変化を Fig.4-14 に示す。Fig.4-14から、炉心中心部の燃料被覆管境界の最高温度は約740℃で、かつ700℃を超している時間はわずかに約8.5秒であり、共晶による被覆管破損の可能性も低いことが分かる。

保守的なケースでは、炉心損傷に至らないのは、流量半減時間10.0秒、ポニーモーターの流量が15%の時だけであった。また、流量半減時間が5.0秒、ポニーモーターの流量が15%のケースでは解析上は炉心損傷に至ることはなかったが、ノミナルケースの流量半減時間10.0秒、

ポニーモーターなしの時と同様、炉心中心部上端で冷却材の沸騰が一時的に起きており、減速材の解離を考えられると、炉心損傷に至らないと言い切れないものであった。

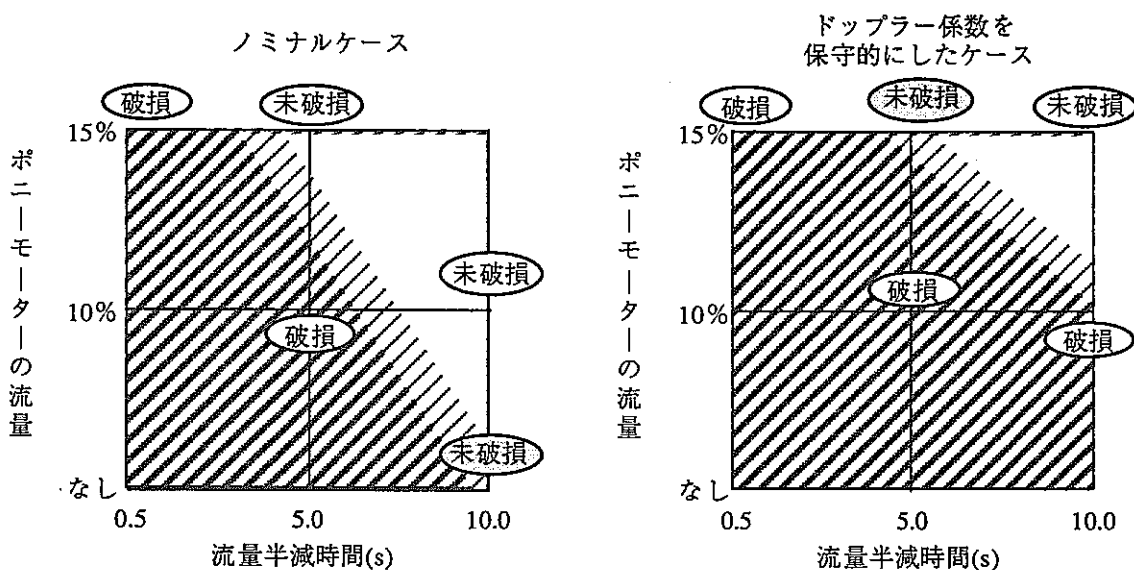


Fig.4-12 流量半減時間およびポニーモーター流路と炉心損傷事象の関係

全電源喪失型 LOF に対しては、体系 2 では炉心損傷に至ってしまうが、体系 1 では、基準となる LOF と同様、ポニーモーター起動により流量減少後に定格時の 15% の流量が確保されるならば炉心損傷に至らない可能性があるという結果が得られた。この時の出力の時間変化を Fig.4-15、炉心中心部の燃料と被覆管境界の最高温度の時間変化を Fig.4-16 に示す。Fig.4-16 から、炉心中心部の燃料被覆管境界の最高温度は約 810℃で、かつ 700℃を超している時間はわずか約 9.1 秒であり、共晶による被覆管破損の可能性も低いことが分かる。

流量半減時間、ポニーモーターの流量、ドップラー反応度の 3 つをパラメータとして、炉心損傷に至るかどうかについて検討した。その結果、流量半減時間 10.0 秒、ポニーモーターの流量が 15% 確保されるのであれば炉心損傷に至らない可能性がかなり大きいこと、炉心損傷に至るかどうかに対してドップラー反応度の影響が大きいことが示された。また、今回の解析のなかで、炉心損傷を回避する可能性があること示されたケース (Fig.4-12 の空白の領域) では、冷却材温度が減速材の解離の目安とした 750℃を超さなかった。

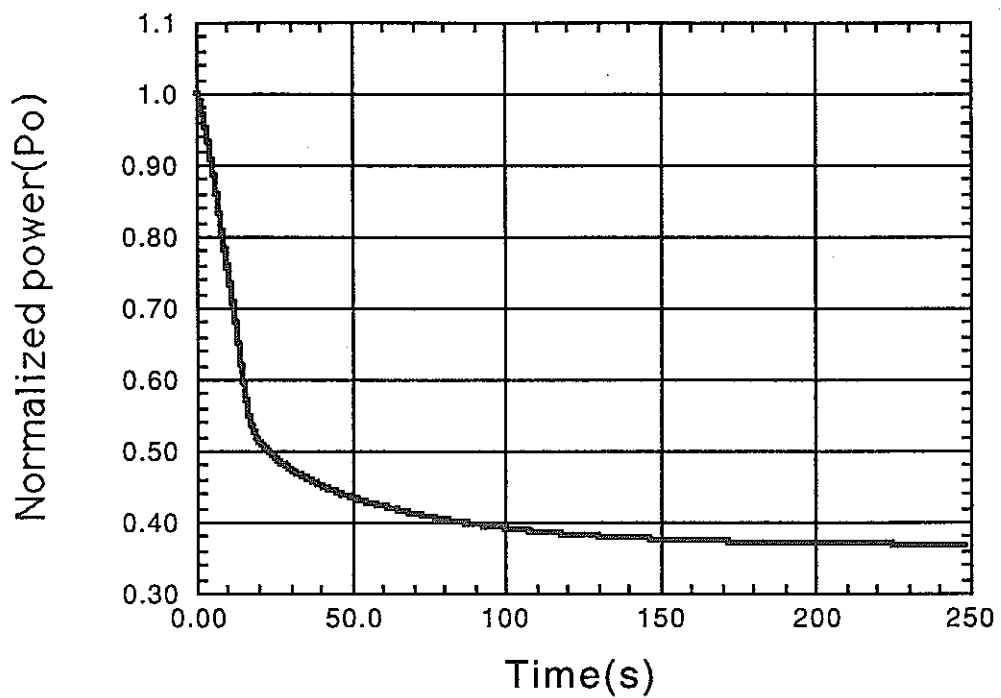


Fig.4-13 基準となる LOF の出力の時間変化 (体系 2)

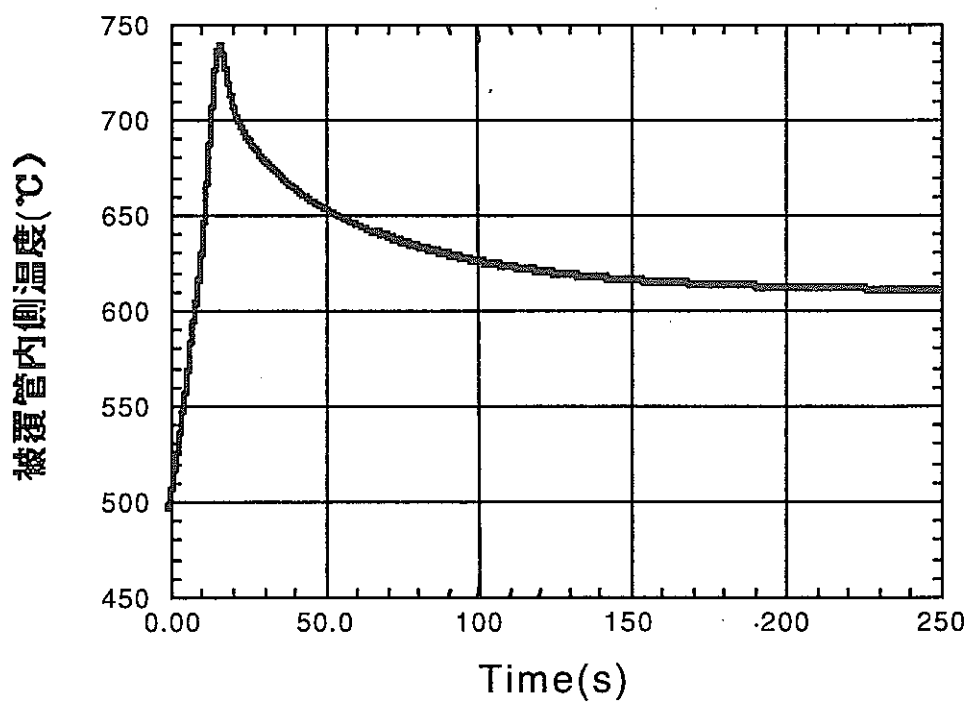


Fig.4-14 基準となる LOF の燃料被覆管境界の最高温度の時間変化 (体系 2)

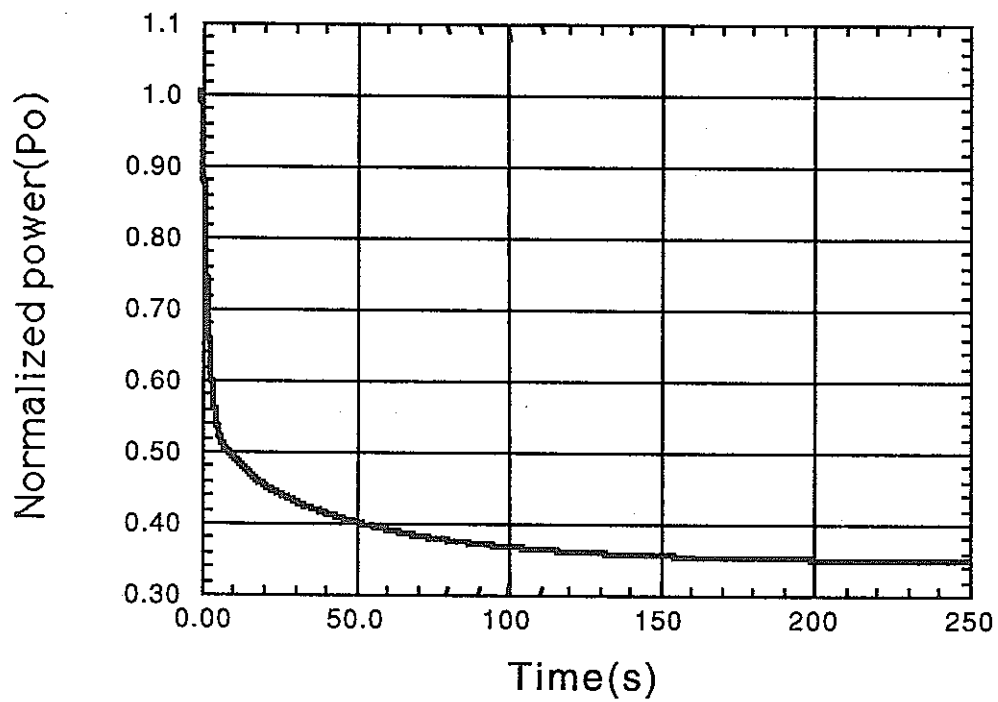


Fig.4- 15 全電源喪失型 LOF の出力の時間変化 (体系 1)

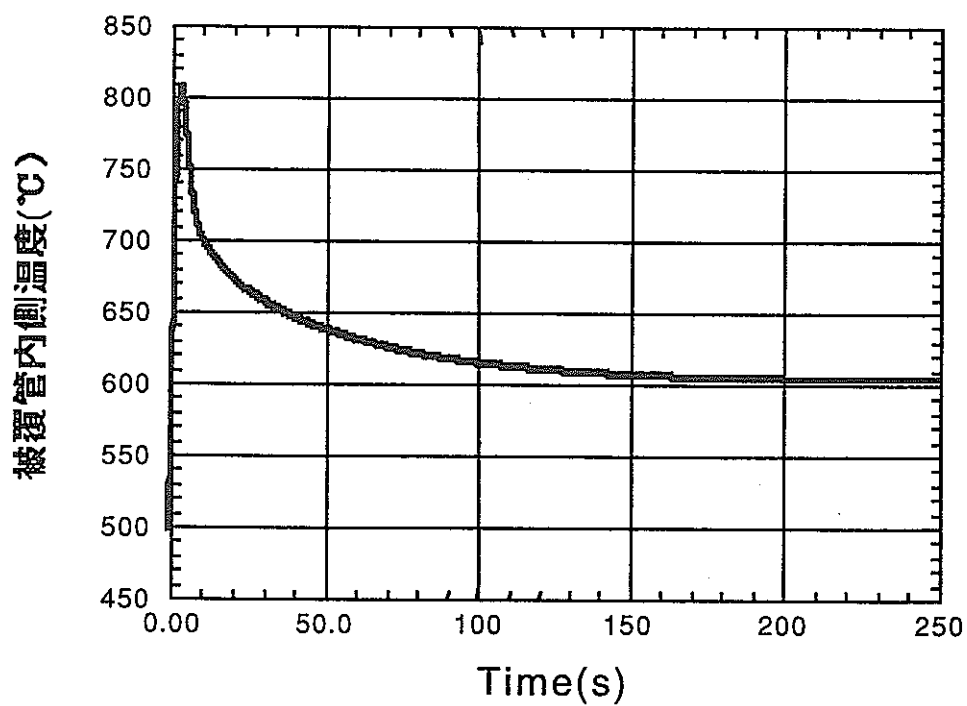


Fig.4- 16 全電源喪失型 LOF の燃料被覆管境界の最高温度の時間変化 (体系 1)

#### 4-4 本章のまとめ

金属燃料炉心に減速材を添加することにより反応度係数を向上させるアイデアがある。本章においては、このアイデアの炉心が ATWS 事象を伴う LOF 時にどのような効果があるかを確認するために、第 3 章で解析を行った炉心と同じ炉心に減速材添加を行った場合を想定して同様の解析を行った。解析対象は、減速材なし炉心の解析で最も厳しい結果であった全電源喪失型 LOF とした。また、減速材の添加による炉心損傷事象の回避の可能性についての検討を行った。その結果、以下のことが示された。

##### 減速材添加の効果

破損前の事象推移は、減速材の添加によりドップラー反応度が大きく働き、沸騰開始まで出力が減少していくため、沸騰開始時刻が遅れる。ボイド領域の拡大により反応度・出力とも上昇するが、ボイド反応度が小さいことと、出力が低くボイド領域の拡大が遅いことから、破損時刻が遅れる。破損後の溶融燃料の分散駆動力は、減速材なし炉心と同様、冷却材の蒸気圧であった。ドップラー反応度をノミナル値とした条件において、減速材の添加による効果をまとめると以下のようなになる。

- ・ 全ての解析条件で即発臨界に至ることがなかった
- ・ 過渡時初期に負のドップラー反応度が大きく作用する
- ・ 出力、Net 反応度のピーク値が低下する
- ・ 破損領域が減少する
- ・ 構造材の溶融がない
- ・ 全電源喪失型 LOF の事象推移が、減速材なし炉心の基準となる LOF と同程度の穏やかな事象になる
- ・ 体系 2 に対して、フローコストダウン付き電磁ポンプにするなどの対策が必要なくなる

ドップラー反応度係数を保守的に振ったケースの解析でもほぼ同様の結果であり（ただし、一番最初の即発臨界に至らないという結果は当てはまらない）、これらのことから、減速材の添加は炉心損傷事象時における事象の緩和に大きな効果があると言える。

##### 再臨界の可能性について

起因過程において、減速材なし炉心の解析では即発臨界に至るような解析条件であっても、減速材を添加すれば、即発臨界およびその後の再臨界に至ることはないことが示された。事象推移が減速材の添加により減速材なし炉心の基準となる LOF と同じ程度まで穏やかになることが示された。しかし、再臨界の正確な評価のためには、遷移過程の解析が必要である。

#### 減速材添加による炉心損傷事象の回避について

ノミナルケースにおいて、基準となる LOF に対しては、ポニーモーター起動により流量減少後に定格時の 15% の流量が確保されるならば解析体系に依らず炉心損傷に至らない可能性があること、全電源喪失型 LOF に対しては、体系 2 では炉心損傷に至ってしまうが、体系 1 では基準となる LOF と同様、ポニーモーター起動により流量減少後に定格時の 15% の流量が確保されるならば炉心損傷に至らない可能性があることが示された。



## 第5章 起因過程解析コード核計算部の改良

### 5-1 改良の背景と目的

第4章において、反応度係数（特にボイド反応度・ドップラー反応度）の向上を目的とした減速材添加燃料炉心に対する炉心損傷事象起因過程解析を行い、減速材の添加が、炉心損傷事象に対しても効果があることが示された。減速材としてジルコニウムハイドライド (ZrH) を用いているが、ZrHは冷却材が沸騰するような状態では水素が解離してしまう。水素の解離による中性子スペクトルの変化などの核的影響を現行のSAS-3Dコードで適切に評価するのは困難である。そこで、核計算部を現行の反応度マップによる一点炉動特性から、空間依存の断熱近似動特性に相当するものに改良し、スペクトルの変化に対応する。また、この方式では、燃料などの物質の大規模な移動にも対応できるので、現行のSAS-3Dコードでは誤差が大きくなると考えられていた大規模な燃料分散時における計算精度の向上が期待できる。

断熱近似動特性への改良には炉心計算コードを組み込み、ある瞬間ステップごとに炉心計算を行い中性子束分布が時間に依存するようにならなければならない。理想的には、毎ステップごとに炉心計算を行うことが望ましいが、膨大な計算時間を要する。炉心損傷事象の解析において、LOF解析を例にとると、流量半減時間にも依るが少なくとも500～1000ステップの計算が必要である。仮に、1ステップにつき炉心計算が2時間とすると、1つの解析に1000～2000時間かかり、とても現実的な解析ツールとは言えなくなってしまう。近年の計算機の向上により、炉心計算に要する計算時間が短縮されこのような毎ステップごとに炉心計算を要する解析を行える環境になりつつあるが、現実的な解析ツールとして使用するためにはさらなる時間短縮が必要である。今回の断熱近似動特性への改良のためには、炉心計算コードを組み込むことはもちろんであるが、解析時間のさらなる短縮が求められる。

## 5-2 コード改良の概略

### 5-2-1 動特性解法の種類<sup>5-1)</sup>

動特性の解法には、近似を交えず数値的に直接解く方法（直接解法）の他に、近似の仕方によって幾つかの解法がある。近似解法を、解析手法の理論的精度の高い順に並べると、準静近似解法→断熱近似解法→一点（炉）近似解法となる。以下に、各近似解法の特徴を述べる。

#### 準静近似解法

時間依存の中性子束が時間のみ依存する振幅関数部と主に空間に依存する形状関数部の積で表されるという近似解法。近似解法の中では、精度が高い。

#### 断熱近似解法

準静近似解法よりも近似度が低い。形状関数の時間変化に対する振幅関数の時間微分項の寄与および即発中性子と遅発中子線の区別を無視するという近似解法、すなわち、遅発中子がもとの中子線の形状を維持する効果を無視して、中性子束分布（形状関数）がその時のマクロ断面積のみから算出されるという解法である。中性子束分布の変化をあらかじめ静的計算により算出しておき、振幅関数の計算と組み合わせることにより出力の時間変化を算出するもので、本研究では、後述の一点炉近似解法から断熱近似解法への改良を行った。

#### 一点炉近似解法

近似度が一番低い。過渡時の中性子束分布の空間変化を全く考慮しない近似である。初期の中性子束分布がそのまま維持されると仮定して出力の時間変化を算出するもので、現行のSAS-3Dコードはこの解法を用いている。

本研究では、断熱近似解法への改良を行うこととした。その理由として、中性子スペクトルの変化といった炉心の核的变化にも充分対応できること、解析時間を実用可能な範囲内で抑えられること、現状の一点炉近似解法よりも近似精度がよくなることが挙げられる。

### 5-2-2 新しいモデルと旧モデルの動特性解法の違い

動特性方程式は、新しいモデル・旧モデル共に以下の一点炉動特性方程式である。

$$\frac{dn}{dt} = \left\{ \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \right\} n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) - \lambda_i C_i(t) \quad , i = 1, \dots, 6 \quad (2)$$

また、この連立微分方程式を解く（数値解法上の）アルゴリズムも新しいモデルと旧モデルに違いはない。前節で述べたように、この2つのモデルの違いは、この動特性方程式を解く際の中性子束分布の空間依存性の考慮の仕方が異なることである。具体的には、中性子束分布 $\phi$ が時間に依存した $\phi(t)$ であるか、固定値 $\phi$ であるかという違いである。Fig.5-1に断熱近似動特性と一点炉近似動特性の違いを示す。この図からも分かるように、旧モデル（一点炉近似解法）は、この

動特性方程式を解くにあたり、中性子束の空間分布の時間依存性を全く考慮せず、過渡時の中性子束分布が定常時の中性子束分布の形状を保つと仮定している (Fig.5-2 右下)。一方、新しいモデル (断熱近似解法) は、過渡時の中性子束分布  $\phi$  が時間の関数  $\phi(t)$  として取り扱われるようになった。ただし、この解法は、中性子束分布の形状関数の時間変化に対する振幅関数の時間微分項の寄与および即発中性子と遅発中性子の区別を無視するという近似を含んでいる (Fig.5-2 左下)。

用いられる一点炉動特性方程式の記述 (式1及び2) には、中性子束分布が直接現れていないが、以下の3変数が中性子束分布に依存する。その変数は、遅発中性子割合  $\beta$ ・即発中性子寿命  $\Lambda$  および反応度  $\rho$  であり、厳密にはこれらの変数は中性子束分布の関数となる。ただし、ここでは  $\beta$  や  $\Lambda$  の定義についてはふれないが、過渡時における (中性子束分布の変化による) これらの変数の変化が過渡事象に対してあまり影響しないことから (検討結果は後述)、新しいモデルにおいても上式にもあるように時間に依存しない、すなわち中性子束分布の変化に依存しない変数として扱う。故に、2つのモデル間の違いは、反応度算出時の中性子束分布の取り扱いの違いということになる。

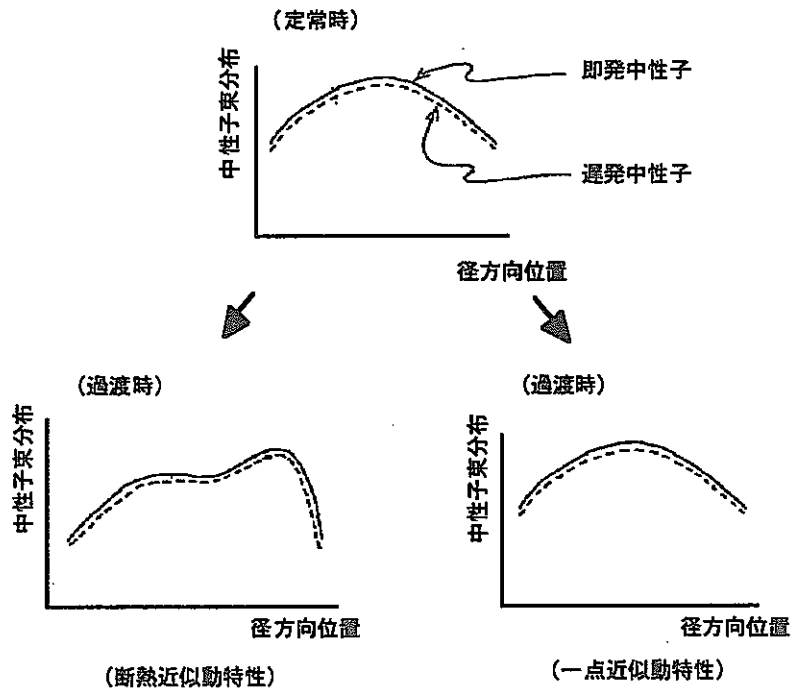


Fig.5-1 断熱近似動特性と一点炉近似動特性の違い

反応度の算出法を比較する。旧モデルでは、初期状態からの変化分を、入力の反応度マップを用いて各反応度について算出し、総和を用いる。

$$\rho = \rho_{f,d} + \rho_{f,m} + \rho_{dop} + \rho_{cool} + \rho_{prg} \quad (3)$$

$\rho_{f,d}$  : 燃料密度変化による反応度、軸方向膨張に対応

$\rho_{f,m}$  : 燃料移動反応度

$\rho_{dop}$  : ドップラー反応度

$\rho_{cool}$  : 冷却材密度変化反応度および冷却材ボイド反応度

$\rho_{prg}$  : プログラム反応度

一方、新しいモデルでは、毎ステップ炉心計算を行い中性子束分布の変化を反映した実効増倍率を計算している。計算された実効増倍率を用い、以下の定義式より反応度を算出する。

$$\Delta\rho = \rho' - \rho = \left( \frac{k' - 1}{k'} - \frac{k - 1}{k} \right) \quad (4)$$

ここで、 $k$  は定常時の実効増倍率で  $k'$  はそのタイムステップでの実効増倍率である。(4)式による反応度の算出には、算出した反応度が CITATION-FBR コードの実効増倍率の収束条件 ( $10^{-4}$ ) よりも小さくなってしまい、その精度に問題が生じる可能性があったが、実際に解析を行ったところ影響はなかった。

#### 遅発中性子割合 $\beta$ および即発中性子寿命 $\Lambda$ の過渡事象に対する影響

遅発中性子割合  $\beta$  および即発中性子寿命  $\Lambda$  は、反応度  $\rho$  と同様、中性子束分布に依存する変数である。中性子束分布の変化に対してこれらの変数がどの程度変化するかを検討した。

定常状態と炉心損傷後を想定した炉心の2つの炉心に対してこれらの変数を比較する。比較する炉心図を Fig.5-2 に示す。

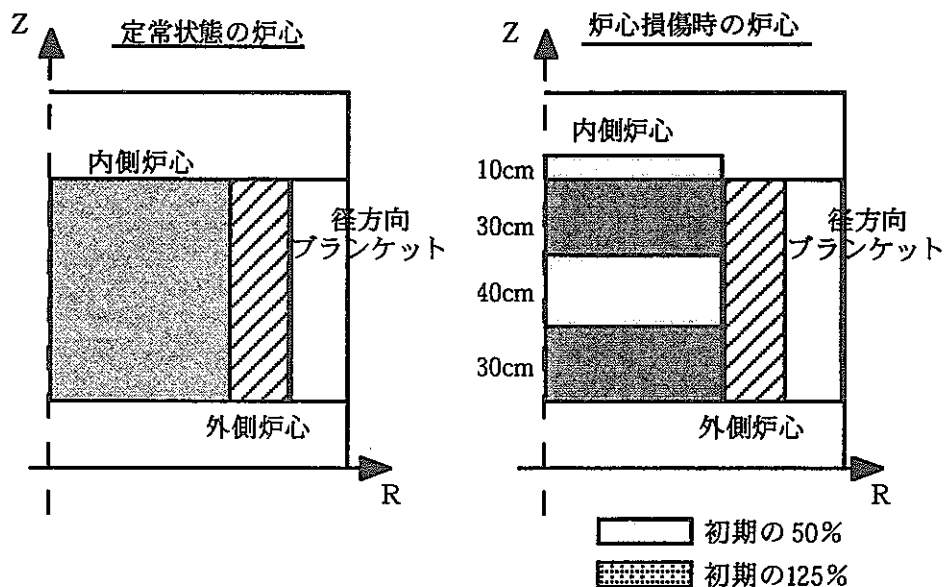


Fig.5-2 解析体系図

定常状態の炉心でボイド化なし、定常状態の炉心で内側炉心ボイド化、および炉心損傷時の炉心でボイド化なしの3炉心に対して比較解析を行った。解析結果をTable5-1に示す。

Table 5-1 遅発中性子割合および即発中性子寿命の変化

	ボイド化	炉心損傷時
遅発中性子割合 $\beta$	-1.5%	1%未満
即発中性子寿命 $\Lambda$	-4.5%	14.6%

遅発中性子割合は冷却材ボイド化による中性子スペクトルの変化により約1.5%減少し、即発中性子寿命は燃料分散により約15%増加している。遅発中性子割合については、燃料配置の変化による値の変化はほとんどなく、また、ボイド化による中性子スペクトル硬化による値の変化も少ないことから、過渡時における遅発中性子割合の変化の影響を無視できると判断した。一方、即発中性子寿命は、過渡時における変化が大きく、その影響を見る必要がある。そこで、即発中性子寿命を15%増加させたケースの解析を行った。結果を比較すると、即発中性子寿命を増加させた影響がほとんどないことが分かった。このことは、平均中性子寿命により説明できる。平均中性子寿命を以下の式で定義すると、

$$\langle l \rangle = (1 - \beta)l + \sum_{i=1}^6 \beta_i \left[ \frac{1}{\lambda_i} + l \right]$$

この平均中性子寿命は実効的な中性子寿命を意味しており、即発中性子寿命  $l$  が多少変化しても平均中性子寿命は大きく変化しない。そのため、即発中性子寿命を変化させた解析を行っても影響がほとんどない結果となる。ただし、これは即発臨界以下の状態であることが前提となる。

以上のことから、今回の改良において、遅発中性子割合および即発中性子寿命は入力値をそのまま用いることとした。

### 5-2-3 断熱近似動特性解法の限界

近似というからには、近似に伴う限界が存在する。一般に、断熱近似解法は、直接解法や準静近似解法と比べ、出力上昇量および出力分布歪みを過大評価する傾向にある。(ただし、1点炉解法では過小評価する傾向があり、こちらの方が解析精度は良い。) これらの原因として

- ・遅発中性子先行核分布の時間遅れが中性子歪み量を抑制すること
- ・中性子束の時間微分項は数値解析上空間分布のある吸収硬化となること

が挙げられる。これらの影響は、反応度が大きいときに顕著で、

静的核計算を行っているので、燃料分散や減速材の解離による中性子スペクトルの変化といった核的变化には対応できるようになったが、一方で、現行のコードでは核計算精度を反応度マップの値をふるることにより考慮した解析が可能であったが、改良したコードではこのような核計算の誤差を解析に反映させるのが難しくなっている。

### 5-3 炉心計算コードの組み込み

Fig.5-3 に動特性計算部を改良したコード (SAS-CITコード) の計算の流れ図を示す。前述の通り、現行のコードは、入力した各種反応度マップを用いた一点炉近似解法 (Fig.5-3 の「今までの計算」の枠) であるが、新しいコードでは、静的計算をリンクした断熱近似解法となっている。以下に、今回の改良に当たり追加したコードの中身について述べる。具体的には、過渡計算部と炉心計算部をつなぐインターフェイス部の構造、炉心計算に用いる断面積の算出法、および過渡計算部と炉心計算部のメッシュの関係などである。この中で、断面積の算出において、大幅な時間の短縮を達成できた。

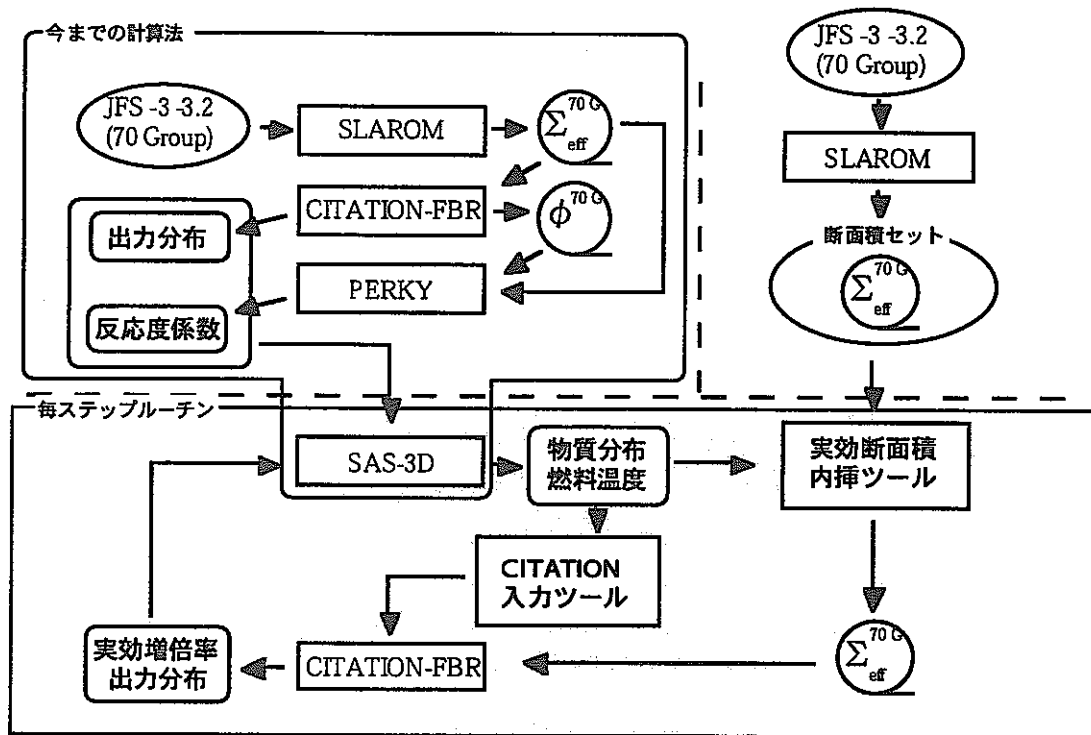


Fig.5-3 SAS-CITATIONコードの流れ

#### ・インターフェイス部について

新しいコードでは、現行のSAS-3Dコードに以下の部分を加えた。

- ① SAS-3Dコードからの各メッシュの物質の分布や温度の取り出し
- ② 各メッシュについて①の断面積の作成 (断面積の内挿)
- ③ 静的計算コード (CITATION-FBRコード) による炉心計算の実行
- ④ 静的計算から実効増倍率・出力分布をSAS-3Dコードに戻す

これにより、中性子束分布の時間依存性を考慮できるようにした。新しいコード内で行っている処理のうち、インターフェイス部にあたる断面積の作成とSAS-3DコードとCITATION-FBRコード間のリメッシュについて詳しく説明する。

・内挿による断面積の作成について

中性子スペクトルや中性子束分布の時間変化を考慮するには、タイムステップごとに炉心計算を行う必要がある。炉心計算には、各メッシュについての断面積データが必要であるから、タイムステップごとに新しい断面積データを準備しないとならない。断面積データの算出に断面積算出コード（一般的なものとしてSLAROMコードがある）を用いたとすると、SAS-3D 16チャンネル 軸方向30meshの場合で1ステップにつきIBM RS6000 591コンピュータでCPU時間で約2時間かかってしまう。これを毎ステップ行うことは非常に時間がかかり現実的ではない。そこで、今回の改良では各メッシュに対してSLAROMコードを用いるのではなく、別な方法により断面積を算出することとした。新しいコードでは、あらかじめ炉心損傷時に想定されるいろいろな状態のメッシュに対して断面積を用意しておき、そこから状態の似ているものを選び、それらの断面積からの内挿により新しい断面積を作成することとした（今後、この手法を断面積内挿法と記述する）。この断面積内挿法では、最初に多量の断面積を準備しておかなければならないが、計算時間は格段に短くなる（上と同じ条件で約30s程度）。また、一度断面積セットを作成しておけば、同じ炉心に対して使い回しがきく利点もある。

断面積セットのエネルギー群数は70群とした。縮約断面積を用いれば計算機への負荷も減り解析時間は短くなるが、今回は縮約断面積を用いないこととした。断面積の縮約には縮約スペクトルが必要であるが、起因過程は冷却材の沸騰により炉心の中性子スペクトルが変化する過渡事象であり、このように中性子スペクトルが変化するような場合は、妥当な縮約中性子スペクトルの選定が難しいからである。ここでいう妥当な縮約スペクトルとは、起因過程の支配的因子の1つであるボイド反応度を正しく評価できる縮約スペクトルのことである。

断面積の内挿に用いるパラメータは、反応度（ドブラー・ボイド反応度および燃料移動反応度）に影響のある以下の4つとした。断面積の算出に必要なデータは幾何形状の他に、各核種の数密度と温度であり、この4つのパラメータはこのデータに対応するものである。

断面積の内挿に用いる4つのパラメータ

- ①燃料の密度
- ②燃料の温度
- ③冷却材の密度（未沸騰時）
- ④冷却材が沸騰しているかどうか

これらをパラメータとし、各メッシュの断面積の内挿を行う。パラメータ毎に

- ①：定格時を100%として5%ごとに40種類
- ②：500(K)から200(K)ごとに2700(K)までの12種類
- ③：200℃と881℃（冷却材の沸点）の2種類
- ④：ボイド状態の1種類

の断面積を用意する（合計約1500個）。そのメッシュの状態に最も近い断面積をそれぞれに対して選ぶ。冷却材が未沸騰のメッシュでは4つの断面積データから、冷却材が沸騰している

メッシュでは2つの断面積データから内挿を行う。燃料と冷却材の密度については、断面積データを直線内挿する。燃料温度については  $1/T$  にフィッティングして内挿する。部分ボイドのメッシュについては、冷却材沸騰領域および未沸騰領域の断面積をそれぞれ内挿した後、さらに冷却材が沸騰している部分としていない部分の体積比により直線で内挿する。 Fig.5-4 にこれらの断面積の内挿法を示す。

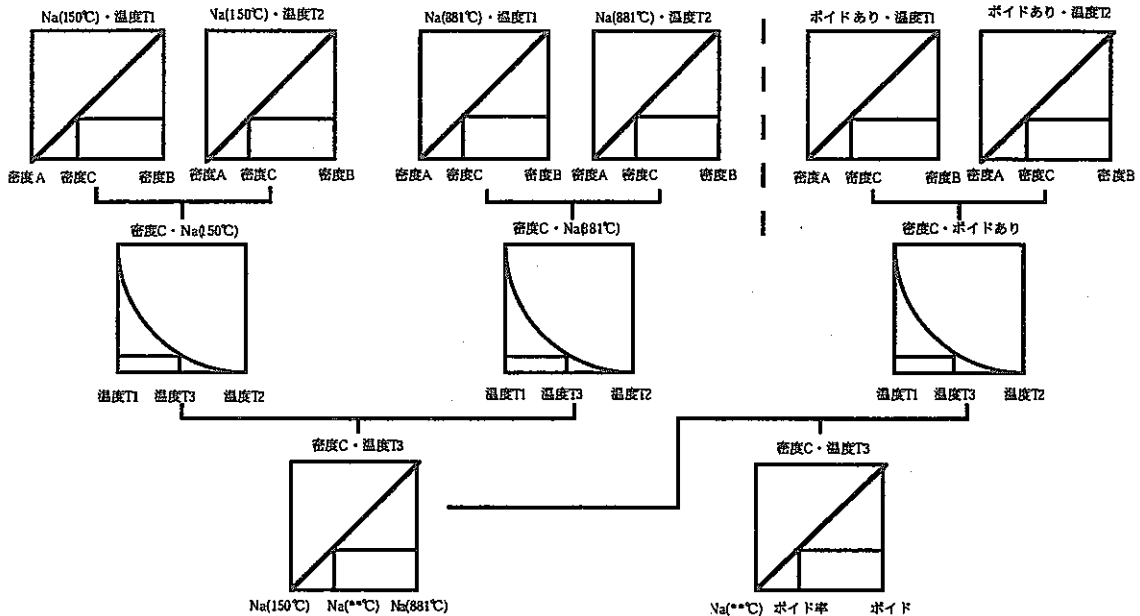


Fig.5-4 断面積の内挿法

#### 燃料密度と燃料温度の内挿について

燃料密度の直線内挿の誤差を評価した。対象として、燃料温度を約 820(K)とし、燃料密度 100%と 80%の場合から 90%の場合を内挿するものとした。SRAROMコードによる計算結果と比べ、断面積の各成分の最大誤差は約 1.4%であった。実際の内挿では、5%刻みで断面積セットを用意しており、その間を内挿することから燃料密度の直線による内挿法は妥当であると判断した。

燃料温度の内挿誤差評価は、燃料密度 100%で、燃料温度 820(K)と 1020(K)から 920(K)の値を内挿することにより行った。SLAROMコードによる計算結果と比べ、断面積の各成分の最大誤差は約 0.07%であったことから、燃料温度の  $1/T$  による内挿法は妥当であると判断した。

#### 冷却材密度変化および一部ボイド時断面積の内挿について

SAS-3Dコードでは、ナトリウムの密度を以下の式で算出している。

$$\text{Density} = 9.514 \times 10^{-1} - 2.392 \times 10^{-4} \times T(\text{K})$$



入口温度を約 380℃とすると、沸点 (881℃) とでは約 15%の密度の違いがあることになる。このナトリウム密度の変化による影響を評価するために、全炉心の冷却材チャンネルのナトリウム (集合体間冷却材およびボンドナトリウムは同じ) が 200℃であるケースと沸点であるケースおよび沸騰後のケースを比較し、ナトリウムの密度変化による反応度挿入の大きさを調べた (対象とした炉心は金属燃料炉心、出力 1600Mwth である。また、冷却材温度が 200℃のときと 881℃の場合の密度変化は約 20%である)。結果は以下の通りである。

冷却材の温度 200℃	$K_{eff} = 1.0043184$	
冷却材の温度 881℃	$K_{eff} = 1.0062096$	反応度で約 0.467\$
冷却材沸騰	$K_{eff} = 1.0157337$	反応度で約 2.798\$

冷却材温度が 200℃と 881℃では冷却材の密度の違いは約 20%であるが、冷却材の密度変化により挿入される反応度が冷却材の密度変化に比例すると仮定すると、ボイド時の反応度は約 2.89\$となる。これは、実際のボイド反応度 (約 2.798\$) と大きな差はなく、冷却材の密度変化により挿入される反応度は、中性子スペクトルの変化などの考慮なしに、ほぼ冷却材の密度変化に比例するといえる。また、この比例関係を用いると、炉心全体で冷却材入口温度から沸点まで温度上昇したとしても挿入される反応度は約 0.3\$程度であると予想される。

ただし、コード内では、中性子スペクトルの変化をできるだけ反映させるために、冷却材の密度に関する内挿は沸騰までの間とし、沸騰後は、沸騰領域と未沸騰領域の体積比で各断面面積を内挿している。

#### ・ SAS-3D コードと CITATION-FBR コード間のリメッシュについて

SAS-3D コードと CITATION-FBR コードでは、計算体系の概念が異なる。SAS-3D コードは、集合体を 1 本のピンで代表させ、ピンレベルの計算を行うので、各チャンネルで軸方向のメッシュ幅がスエリング等に起因して異なる。一方、CITATION-FBR コードでは、ピンレベルの計算ではなく、炉心全体を解析対象としており、軸方向のメッシュは 1 つで与えなければならない。SAS-3D コードの結果を CITATION-FBR コードで解析するには、各変数をリメッシュする必要がある。Fig.5-5 に、CITATION-FBR コード (R-Z 体系) へのリメッシュの方法を示す。

リメッシュにあたり、基準となるピンは最も燃料部が高いものとした (ガスプレナムのメッシュは燃料部のメッシュに比べ粗いため、短い燃料ピンに合わせてしまうと長い燃料ピンはガスプレナム中に燃料の 1 部を薄めてしまう事になるため)。リメッシュは、炉心計算に必要な SAS-3D コード中の変数である燃料および冷却材の質量と温度、各メッシュのボイド率と静的計算の出力の出力分布密度を対象としている。

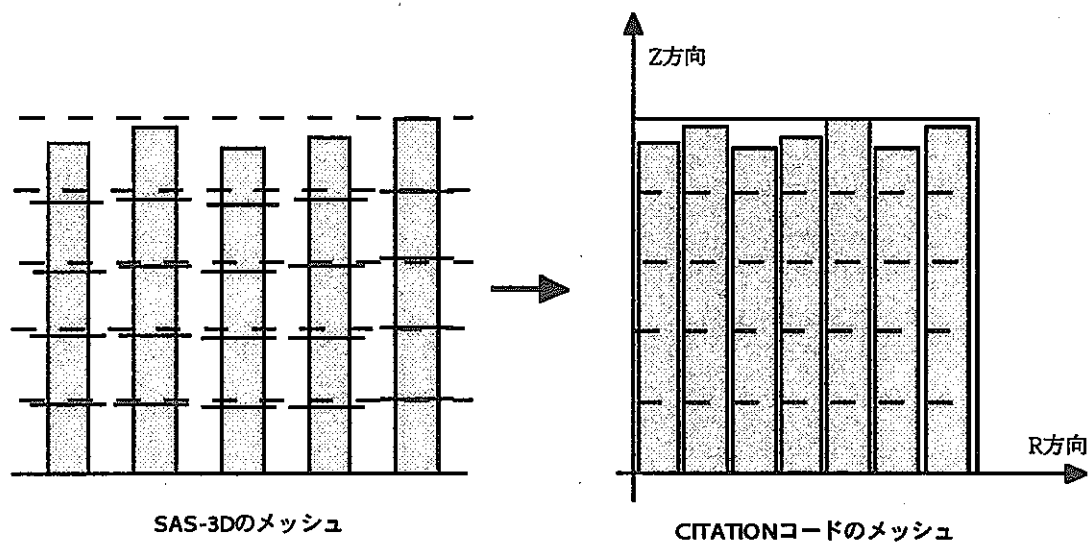


Fig.5-5 リメッシュの方法

#### 5-4 改良した解析コードの妥当性の検討

初装荷炉心、金属燃料炉心の全電源喪失型 ULOF 事象を対象に現行の SAS-3D コードと改良した (SAS-CIT) コードによる解析の比較を行った。ただし、現行の SAS-3D コードでは、金属燃料の軸方向膨張を正確に模擬出来ていない (過大評価) ため、この解析では SAS-3D コードおよび SAS-CIT コードともに軸方向膨張は起きないものとした。また、燃料ピン破損条件は被覆管温度 1150°C とした。

SAS-CIT コードにより核計算 R-Z 体系モデル (以後 R-Z モデルと呼ぶ) と六角-Z (HEX-Z) 体系モデル (以後 HEX-Z モデルと呼ぶ) の 2 モデルの解析を行った。冷却材の沸騰や燃料破損のタイミングは、同一リング上にある集合体でも異なり、冷却材の沸騰後や燃料破損後は同一リング上でも非対称な物質配置になる。HEX-Z モデルは R-Z モデルでは考慮できない炉心物質配置の非対称な影響を正確に考慮でき解析精度はいいが、計算時間は R-Z モデルの 10 倍以上かかるという難点があり、解析時間を考えると R-Z モデルが望ましい。そこで、従来の SAS-3D コードと R-Z モデルの比較により動特性解法の違いによる影響を検討し、R-Z モデルと HEX-Z モデルの比較により非対称な炉心物質配置を対称と近似した影響を検討する。

従来の SAS-3D コードと R-Z モデルの比較とした理由は SAS-3D コードの反応度マップ作成時の核計算体系にある。今まで述べていなかったが、SAS-3D の反応度マップ作成時に同一リングにある集合体の出力は同じであると仮定し、R-Z 体系による核計算により算出してきた。このため、HEX-Z 体系よりも R-Z 体系の方が出力分布や反応度係数が SAS-3D コードに近い値を取り、比較に際して動特性解法の違いを見ることができる。

事象推移に影響のある出力分布の比較結果を、Fig.5-6 に各チャンネルの中心部における出力分布の比 (R-Z モデル/SAS-3D) について、Fig.5-7 に各チャンネルの中心部における出力分布の比 (R-Z モデル/HEX-Z モデル) について示す。R-Z モデルはチャンネル数すなわちリング数は 16 であるのに対しマップ作成時 (SAS-3D コード) はリング数 11 であり、出力分布などが全く同じとなるわけではない。HEX-Z モデルは、SAS-3D コードとの比較から 16 チャンネルの計算を行った。この時、同一チャンネルには出力分布が近くなる集合体を選んだが、こちらも出力分布などは多少異なっている。マップ作成時には冷却材の密度は一樣として断面積を作成していたが、SAS-CIT コードでは冷却材の密度変化を取り入れた炉心計算が可能であるため軸方向の出力分布も多少であるが異なっている。これら出力分布の違いが事象推移に与える影響については後ほど検討する。

サンプルケースのピーク時・破損時の反応度および出力の違いを Table5-2 に示す。ピーク出力およびピーク反応度については、第 1 および第 2 ピークのそれぞれの値を記した (Fig.5-10 参照)。ここで、第 1 ピークはボイド反応度の挿入とドブラー反応度により反応度が一時的に下がることにより生じるもので、第 2 ピークは第 1 ピーク後、さらにボイド反応度が挿入され再び反応度が上昇した時のピークで燃料分散により反応度は低下する。Fig.5-8 に破損時刻付近の

反応度の時間変化図を、Fig.5-9 に破損後の燃料分散による反応度の低下の時間変化図を示す。また、Fig.5-10 および Fig.5-11 にこの時の出力の時間変化図を示す。出力の時間変化図をみると、第1および第2ピークの時間推移がよく分かる。

Table 5-2 ピーク時・破損時の反応度および出力の比較

解析コード	SAS-3D コード	SAS-CITコード R-Zモデル	SAS-CIT コード HEX-Zモデル
ピーク反応度：1 (\$)	0.999	1.000	0.993
2 (\$)	0.983	0.990	0.997
同時刻：1 (s)	3.11	3.10	3.15
2 (s)	3.13	3.13	3.18
ピーク出力：1 (Po)	160.82	176.45	131.72
2 (Po)	167.11	260.45	195.12
同時刻：1 (s)	3.11	3.10	3.15
2 (s)	3.14	3.13	3.18
破損開始時刻(s)	3.11	3.10	3.16
同時刻 Net 反応度(\$)	0.964	0.952	0.964
同時刻 出力(Po)	92.15	72.77	93.47

事象推移を以下の3つに分け、SAS-3DコードとR-Zモデルの比較、R-ZモデルとHEX-Zモデルの比較を行う。

- ・事象初期 (冷却材のボイド開始まで)
- ・破損前後の事象 (冷却材ボイド開始後から破損後少しの間)
- ・破損後の燃料分散 (破損領域の拡大と燃料分散)

事象初期および破損前後の事象については、炉心燃料の大規模な移動はなくSAS-3Dコードの解析精度を信頼できることから、今回の改良にあたり取り入れた様々なインターフェイス部の妥当性の検討に用いる。妥当性を確認した後、今回の改良したSAS-CITコードを破損後の大規模な燃料分散挙動を含む範囲にまで拡張し、SAS-3Dコードにおける破損後の燃料分散の評価を行う。また、炉心物質配置の取り扱い方の違いによる影響を、

- ・破損前後の事象における冷却材ボイド反応度への影響
- ・破損後の燃料分散時における燃料分散反応度への影響

について検討する。

#### 事象初期について

ここでいう事象初期とは冷却材の沸騰開始により反応度の立ち上がるまでの間を指す。冷却材の沸騰までの間は、R-Zモデルと SAS-3D コードで反応度の時間変化がかなりよく一致している。核計算体系の違いにより冷却材沸騰開始時刻が異なり、HEX-Zモデルの方が R-Z モデルよりも冷却材の沸騰開始時刻が遅い。この原因は、R-Zモデルの方が冷却材密度変化による反応度を大きく、またはドップラー反応度を小さく評価していることによる可能性が考えられる。今回は冷却材密度反応度の評価が主な要因であろう。

Fig.5-12に R-Zモデルによる事象初期の Net 反応度の比較結果を、Fig.5-13に HEX-Zモデルの結果を示す。この図で、実線は SAS-CIT コードによる Net 反応度であり、点線は同じ炉心状態を SAS-3D コードの入力に用いた反応度マップを基に算出した Net 反応度である（後者を以後、ワースマップ方式と呼ぶ）。Fig.5-12において、約 2.7 秒から反応度が立ち上がっているが、これは冷却材の沸騰開始を示している。この結果も R-Zモデルはワースマップ方式とよく一致している。また、HEX-Zモデルについてもいい一致であった。この解析は事象推移が非常に早いため、SAS-CIT コードとワースマップ方式の反応度に差が生じる前に冷却材の沸騰に至ったと考えられる。事象初期においては 1 点炉動特性手法と断熱近似手法の間に大きな差は生じないといえる。

#### 破損前後の事象について

時間範囲は Fig.5-8 に対応する。ここでは、以下の 3 点に対して検討を行う。

- ・冷却材沸騰後の反応度の傾き
- ・ピーク出力
- ・破損領域の拡大の早さ

#### 冷却材沸騰後の反応度の傾きについて

Fig.5-8 から分かるように、SAS-3D コードと R-Z モデルでは、冷却材沸騰後の反応度の傾きが異なる。この原因は、冷却材ボイド反応度の挿入率が異なることによると考えられる。冷却材ボイド反応度の挿入率は、ボイド反応度の大きさとボイド領域の拡大の早さに依存する。Fig.5-14 および Fig.5-15（破損前後の事象での Net 反応度の SAS-CIT コードとワースマップ方式の比較）から、ワースマップ方式は SAS-CIT コードに比べ Net 反応度を小さく見積もる傾向があることが分かる。この傾向は R-Zモデルでの計算で顕著であった。ワースマップ方式と SAS-CITコードで Net 反応度の大きさが異なる原因として、

- (1) 断熱近似手法（5-2-3 参照）の特徴
- (2) 出力分布の違い
- (3) 反応度マップの作成法
- (4) R-Z体系による非対称な炉心物質配置の均質化の影響

が挙げられる。Fig.5-14とFig.5-15を比較すると、解析体系による違いが大きいと推測できる。大雑把であるが、Fig.5-15における2つの反応度算出法による差が上に示した原因の(1)~(3)に相当し、Fig.5-14における差からFig.5-15相当分を除いた分が(4)に相当すると考えられる。

ボイド領域の拡大の早さは出力分布に関係しており、冷却材の沸騰を伴う過渡時の出力変化でボイド領域は最高で約3%程度出力が高くなっており、ボイド領域の発生→出力分布の上昇→ボイド領域の拡大が早くなる、という影響は少なからずあると思われるが、上にある原因の(1)~(3)の中で反応度の傾きが異なる主な原因は、SAS-CITコードとワースマップ方式で算出されるボイド反応度が異なることであろう。

#### ピーク出力および破損領域の拡大の早さについて

ピーク出力と破損領域の拡大の早さは密接に関係しており、一緒に検討を行う。出力は、有効な負の反応度が挿入されるまで上昇する。有効な負の反応度とは、正の反応度すなわち冷却材ボイド反応度の挿入率を上回るということで、それぞれのピークで挿入される負の反応度は、第1ピークではドップラー反応度、第2ピークにおける燃料分散による反応度である。2つのピークに共通しているのは、R-Zモデルの方がボイド反応度を大きく算出するため、有効な負の反応度として大きな負の反応度が必要であり、第1ピーク出力の差はこれが要因である。第2ピーク出力の差の要因は、これに破損領域の拡大の早さが異なることが加わる。Table 5-3に各チャンネルの破損時刻（上の段は破損時刻、下の段は最初の破損からの時間）を示す。破損時刻は、出力分布に依存しており、Fig.5-6において比出力が1.0より大きいチャンネルはR-Zモデルの方がSAS-3Dコードよりも早く、1.0より小さいチャンネルは遅く破損している。破損開始時刻から第2ピークまでの約0.03秒間にSAS-3Dコードでは16チャンネル中10チャンネルで破損しているのに対し、R-Zモデルでは8チャンネルと破損初期の破損領域の拡大が遅く、結果としてピーク出力が高くなる。

事象初期および破損前後の事象のについてまとめると、事象推移の違いとして、冷却材沸騰後の傾きやピーク出力などが挙げられる。これらの違いの主な原因は、出力分布の違いや冷却材ボイド反応度の算出値が異なることである。また、R-Zモデルは、炉心物質配置の非対称な影響を考慮できないため、Net反応度およびピーク出力を大きく見積もる傾向があることが分かった。また、今回の改良にあたり取り入れたインターフェイス部の処理プログラムは妥当であると判断した。今回の改良を、燃料の大規模な移動を伴う時間にまで拡張し、以下にSAS-3Dコードにおける燃料分散の評価を行う。

## 破損後の燃料分散について

今回の改良の目的の1つである SAS-3D コードの燃料分散による負の反応度の算出精度についての検討を行う。SAS-3D コードでは1点炉動特性手法に基づく反応度の算出を行っていることから、解析精度が良くないことは容易に想像がつく。故に、ただ算出精度が悪いというだけでは議論は意味がなく、解析精度がどの程度の範囲で信頼できるかについての検討が必要である。これについては次節で他の解析例と比較しながら検討する。

Fig.5-9 において、HEX-Z は反応度が下がっている途中で終了している。これは CITATION-FBR コードによる核計算が、指定収束計算回数 (999 回) 以内に収束条件を満たせなかったためである。指定収束計算回数を増やせばこの先の計算も可能であると思われるが、計算時間が膨大になりあまりいい方法ではない (収束計算回数 999 回は SUN Ultra-5 で約 1.5 時間に相当)。HEX-Z モデルでの解析を可能にするには、収束回数を減らす何らかの工夫が必要である。CITATION-FBR コードは、中性子束分布がフラットな状態から収束計算を始めており、適当なフラックスを初期条件とすれば収束回数が減らせる。しかし、サンプル解析において、この方法で求めた実行増倍率と通常の方法で求めた実行増倍率は一致しなかったため、今回の改良ではこの方法は採用しなかった。

既に、今回の改良にあたり取り入れたインターフェイス部の妥当性については確認済みであるが、ここでも簡単な確認を行う。Fig.5-9 をみると、反応度の落ち着く値と反応度の傾きが異なることが分かる。この図と Fig.5-16 (破損後の Net 反応度の比較 (R-Z モデルとワースマップ方式)) を比較すると、SAS-3D コードの反応度の値と R-Z モデルの反応度をワースマップ方式で算出したものは似た値を有している。このことから、今回の改良は燃料の大規模な移動を伴う時間範囲まで拡張可能である。

Fig.5-17 と Fig.5-18 を比べると、Net 反応度  $-7\%$  程度までの範囲において、SAS-CIT コードの反応度の値とワースマップ方式の差に大きな違いはなく、燃料分散による炉心の非均質効果の影響はあまりないと言える。また、解析精度については、この1例の解析結果のみで結論づけることはできないが、Fig.5-17 および Fig.5-18 から、一点炉手法と断熱近似手法の対応 ( $-10\% \rightarrow -7\%$  程度) は他のケースについても成り立つと思われる。

## SAS-3D コードと SAS-CIT コードの比較のまとめ

事象初期から破損後の大規模な燃料分散を伴う時間範囲にわたり、今回の改良により取り入れたインターフェイス部の妥当性を確認した。R-Z モデルは、燃料破損後の大規模な燃料分散を適切に考慮できることが示された。R-Z モデルは冷却材沸騰の同一リング非対称性を考慮できないため、反応度や反応度に起因したピーク出力を大きく見積もる傾向があるものの、この傾向は保守的なものであり、安全解析コードとしては問題としなくてよい。

Table 5-3 各チャンネル破損時刻

破損の順番	SAS-3Dコード		SAS-CITコード R-Zモデル		SAS-CITコード HEX-Zモデル	
	1	1	3.11483 0.0	1	3.10015 0.0	1
2	2	3.11483 0.0	2	3.10015 0.0	2	3.16132 0.00126
3	3	3.11867 0.0384	3	3.10386 0.00371	3	3.16582 0.00576
4	4	3.12492 0.01009	4	3.11085 0.01070	4	3.17192 0.01186
5	5	3.12492 0.01009	5	3.11425 0.01410	5	3.17832 0.01826
6	6	3.12981 0.01498	6	3.11485 0.01470	13	3.18152 0.02146
7	7	3.13181 0.01698	7	3.12065 0.02050	7	3.18211 0.02205
8	13	3.14215 0.02732	13	3.12445 0.02430	6	3.18698 0.02692
9	14	3.14215 0.02732	8	3.13523 0.03508	8	3.20359 0.04353
10	9	3.14465 0.02982	9	3.14759 0.04744	10	3.21167 0.05161
11	8	3.15421 0.03938	10	3.15420 0.05405	9	3.21467 0.05461
12	11	3.17119 0.05636	11	3.15620 0.05605	14	3.21904 0.05898
13	10	3.17351 0.05868	14	3.15820 0.05805	12	3.22254 0.06248
14	12	3.17851 0.06368	12	3.16068 0.06053	11	3.23811 0.07805
15	15	3.19684 0.08201	15	3.17708 0.07693	15	3.23811 0.07805
16	16	3.20112 0.08629	16	3.18608 0.08593	16	3.24711 0.08705



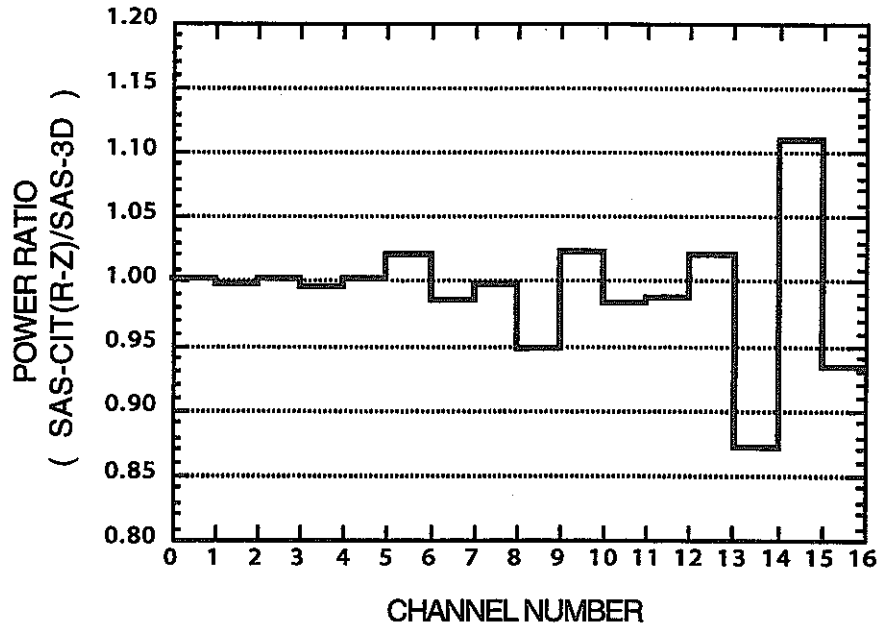


Fig.5-6 各チャンネルの比出力の比較 ( SAS-CIT(R-Z)/SAS-3D )

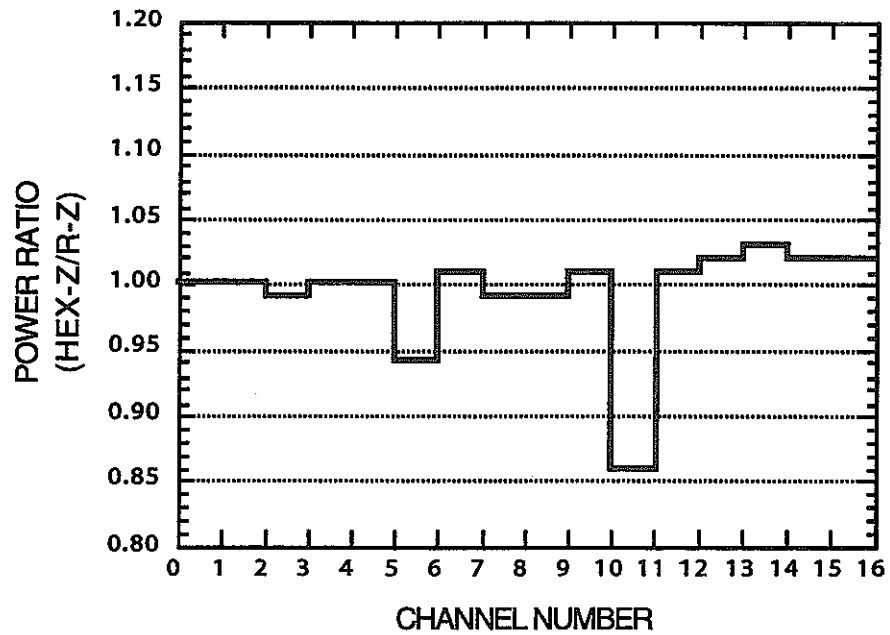


Fig.5-7 各チャンネルの比出力の比較 ( HEX-Z/R-Z )

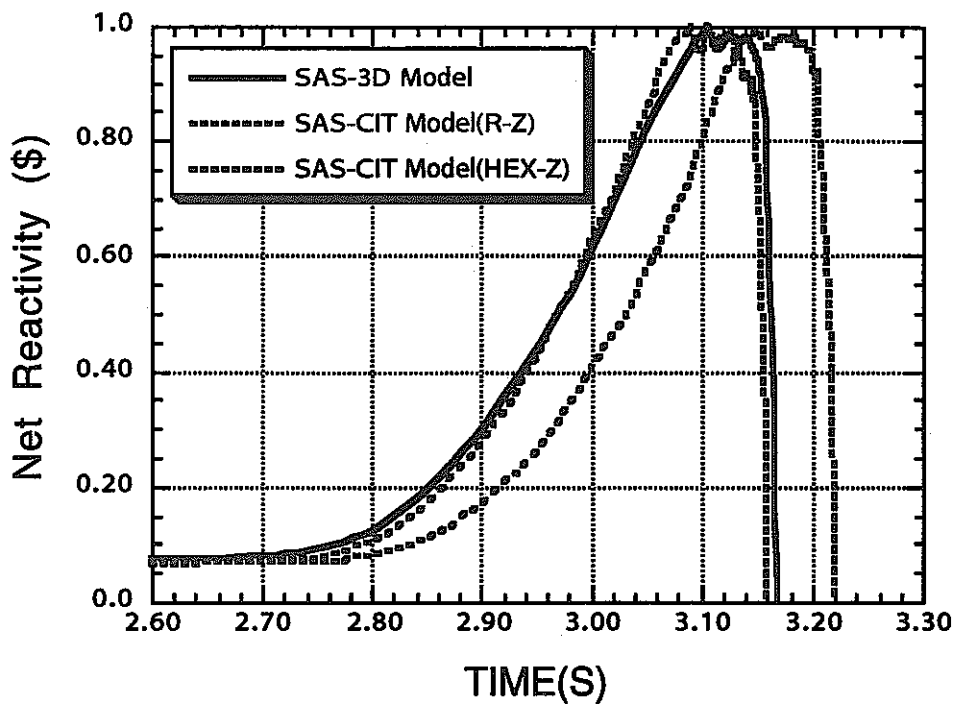


Fig.5-8 冷却材沸騰までの反応度の時間変化

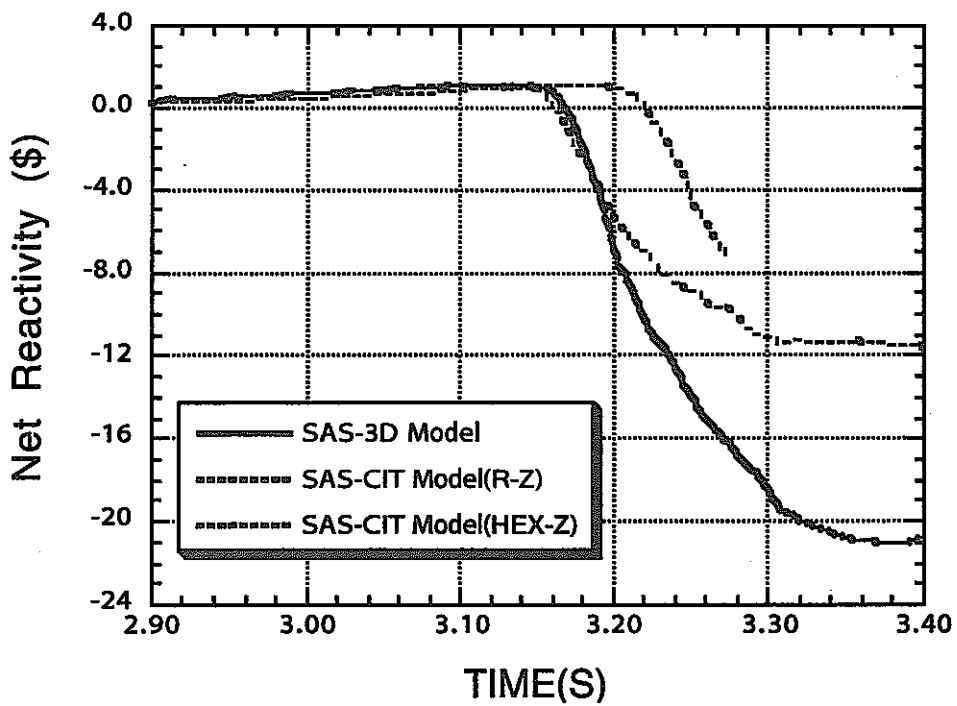


Fig.5-9 破損前後の反応度の時間変化

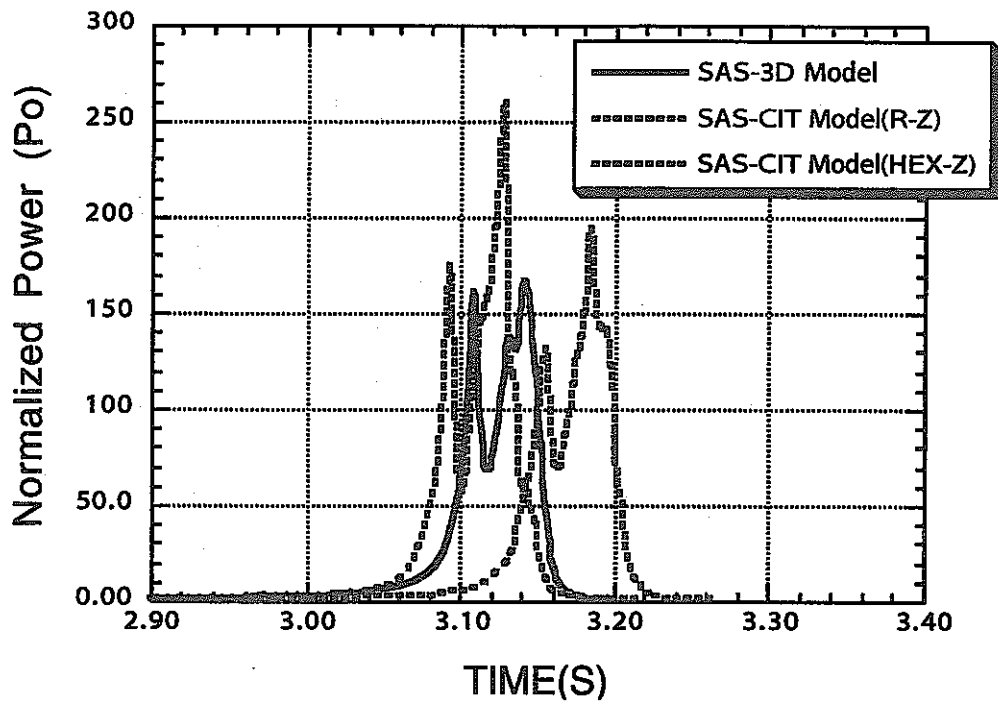


Fig.5-10 冷却材沸騰までの出力の時間変化

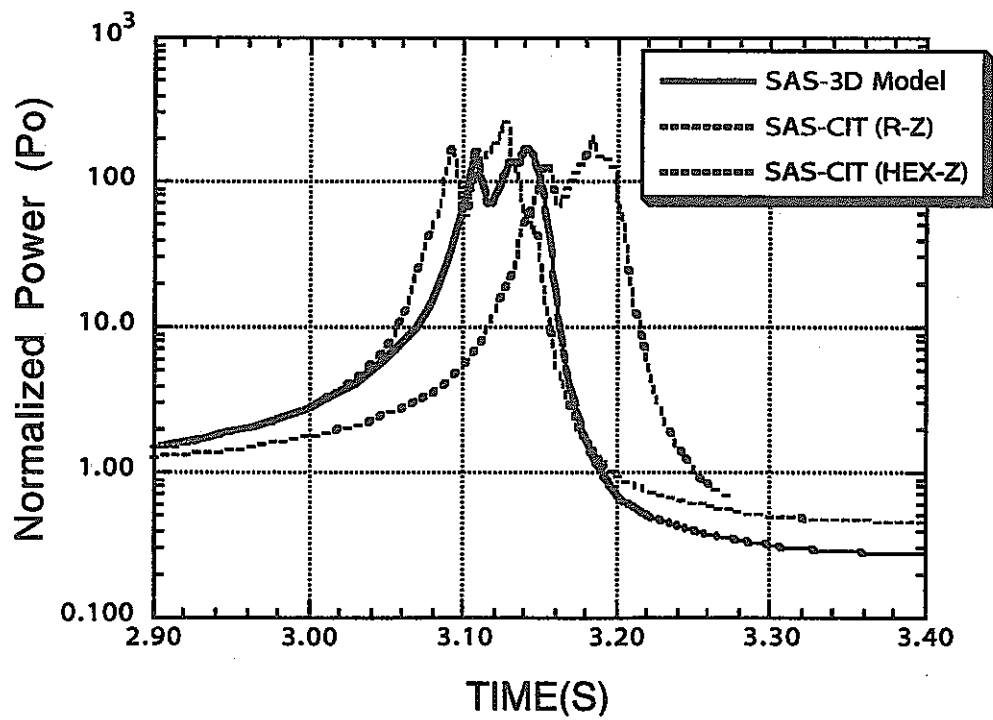


Fig.5-11 破損前後の出力の時間変化

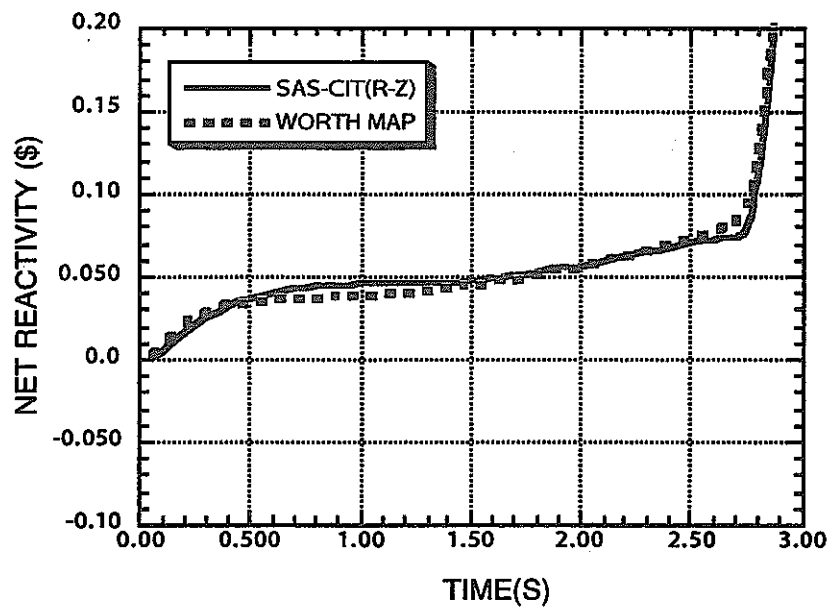


Fig.5-12 事象初期における Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)

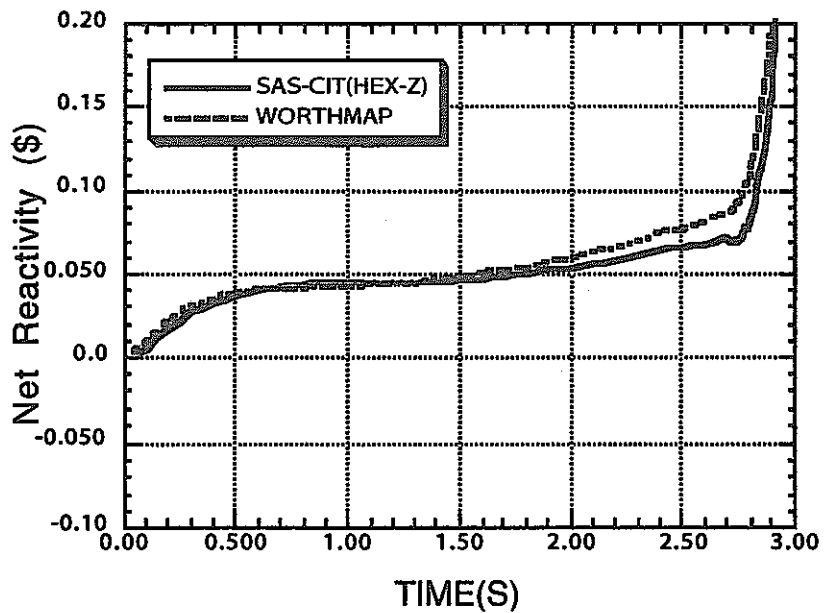


Fig.5-13 事象初期における Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)

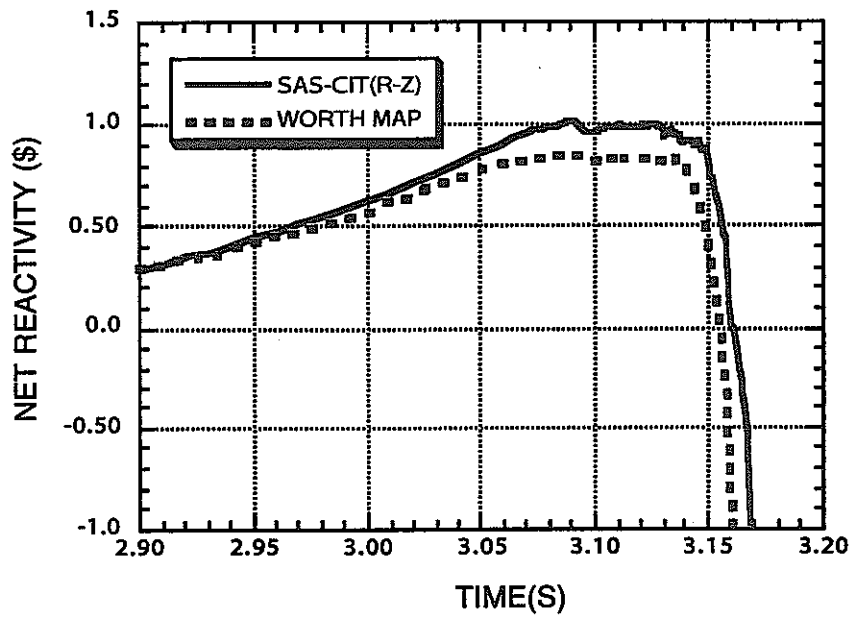


Fig.5-14 破損前後における Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)

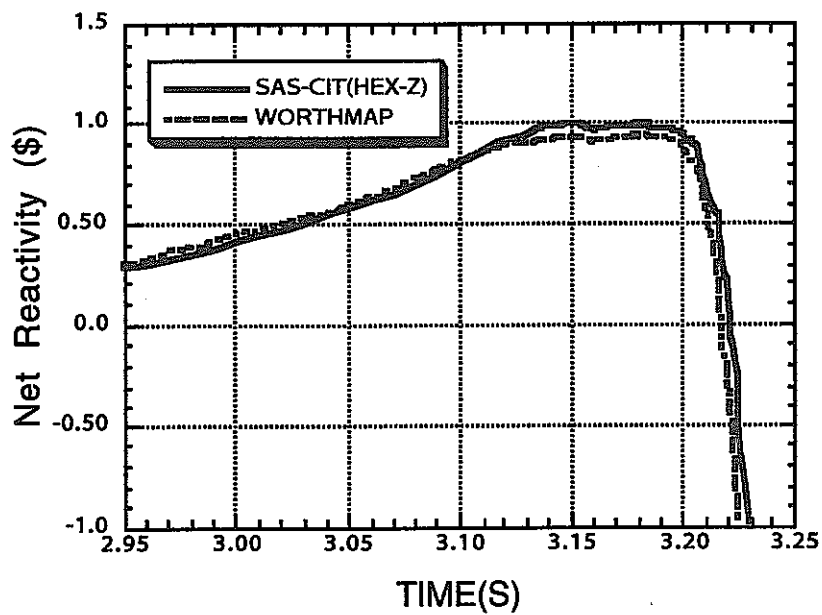


Fig.5-15 破損前後における Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)

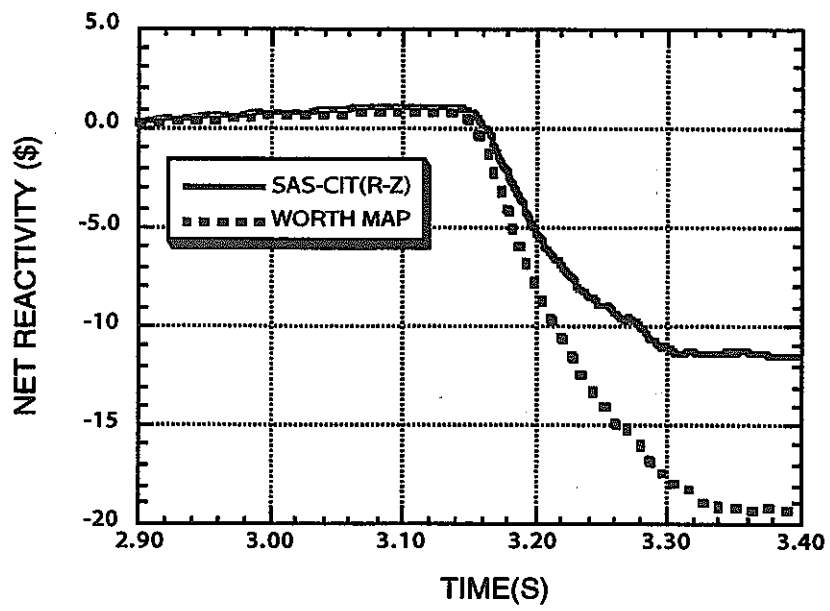


Fig.5-16 燃料破損後の Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)

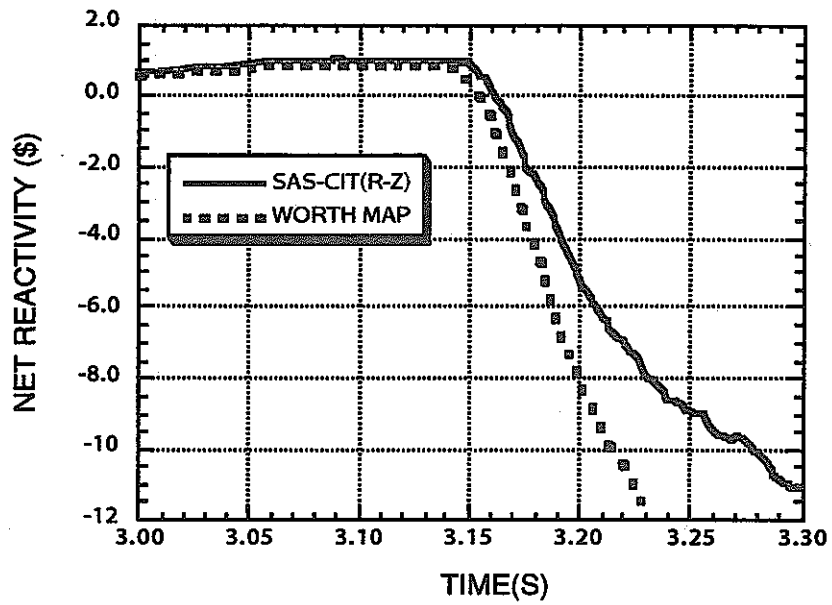


Fig.5-17 燃料破損後の Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(R-Z)とワースマップ方式)

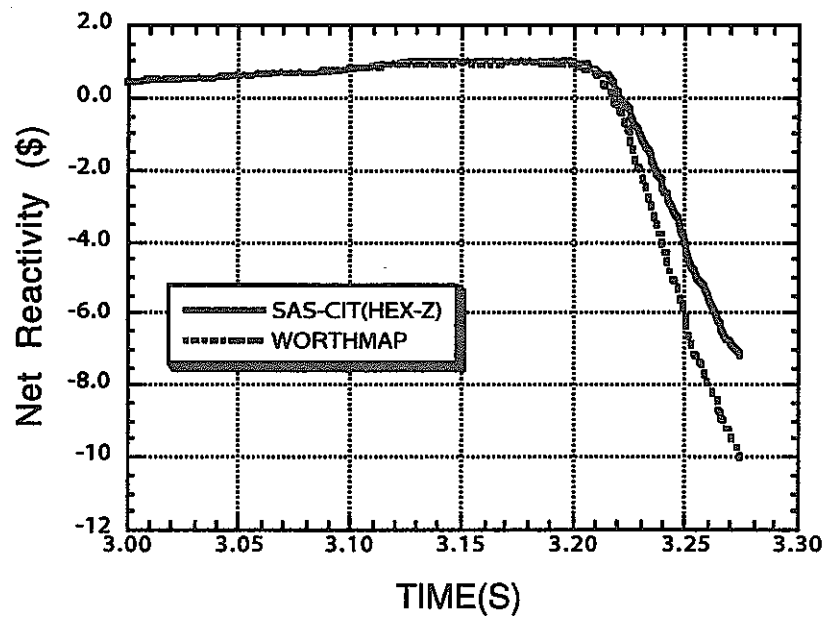


Fig.5-18 燃料破損後の Net 反応度の比較  
(SAS-CIT(HEX-Z)とワースマップ方式)

## 5-5 改良した解析コードによる解析

前節において、改良したコードの検証を行った。この節では他の条件に対する解析を行う。解析には SAS-CIT コード R-Z モデルを用いた。解析条件は、

- ・急激な LOF、被覆管破損条件 被覆管温度 1100℃
- ・基準となる LOF、ポンプモーター流量 2%、被覆管破損条件 被覆管温度 1100℃
- ・基準となる LOF、ポンプモーター流量 2%、被覆管破損条件 被覆管温度 1150℃

の 3 ケースとした。破損条件が 1110℃ のケースは 1100℃ および 1150℃ のケースから推測できるため省略することとした。これらの解析によって、従来の解析コードで得られた解析終了時点での反応度が、改良したコードを用いるとどうなるかの目安を得ることを目的とする。

### 5-5-1 急激な LOF の解析

改良したコードの検証のところで既に破損条件 1150℃ についての解析を行っており、ここでは 1100℃ の解析結果を示す。反応度の時間変化図を Fig.5-19 に、出力の時間変化図を Fig.5-20 に示す。また、SAS-CIT コードとワースマップ方式の反応度の比較を Fig.5-21 に示す。Fig.5-19 および Fig.5-20 において実線は破損条件 1150℃ を、点線は破損条件 1100℃ のケースを表す。Fig.5-21 において、実線は SAS-CIT コードの反応度を点線はワースマップ方式の反応度を表す。

従来のコードによる解析により得られている、破損が早い方が燃料分散による負の反応度が早く挿入されるため第 2 ピーク出力の値が低下する傾向は、Fig.5-20 においても再現されている。また、出力ピークが低下するため燃料分散が少なくなり、燃料分散後の Net 反応度の負の絶対値が小さくなる傾向も Fig.5-19 において再現されている。

従来のコードでは燃料分散による反応度挿入後に、燃料の重力落下により正の反応度が挿入されていた。これは、金属燃料炉心が軸方向ブランケットを持たない炉心であるため、燃料が炉心外に分散しやすいことと、ワースマップ方式では炉心外に分散した燃料の影響を的確に評価出来なかったことが原因であった。今回の改良では核計算範囲を炉心外にも拡大したため、核計算体系外への流出がなくなり、核計算体系外（炉心より上部）へ分散した燃料が炉心へ戻ることによる正の反応度の挿入がなくなった。このため、燃料分散後の反応度が落ち着いている。

ワースマップ方式と SAS-CIT コードの反応度を比べると、

改良したコード 4 \$ → ワースマップ方式 6 \$

改良したコード 7 \$ → ワースマップ方式 9 \$

の関係にあった。改良したコードの反応度とワースマップ方式の反応度が 2 : 3 であるという結果は破損条件に依らず一致していた。



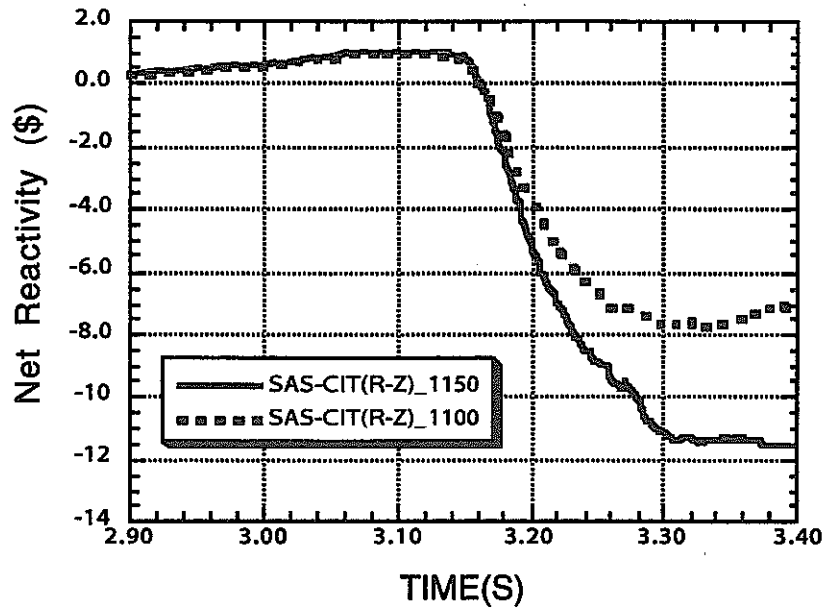


Fig.5-19 反応度の時間変化の比較

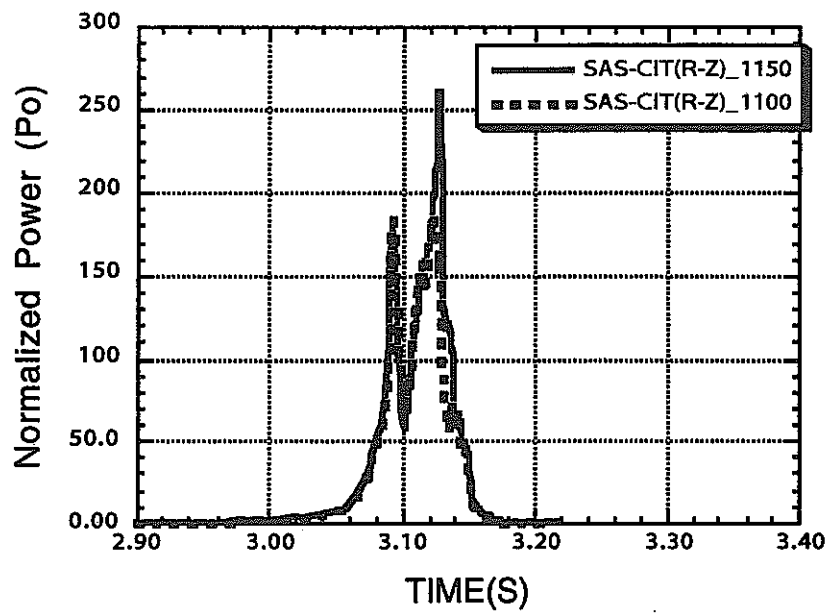


Fig.5-20 出力の時間変化図

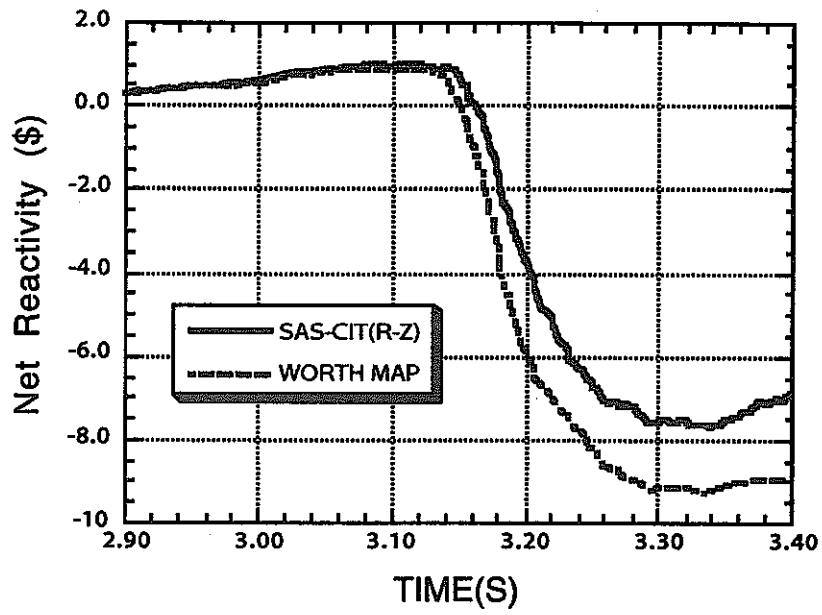


Fig.5-21 反応度の比較

### 5-5-2 基準となる LOF の解析

これまでの急激な LOF 解析は、事象初期における事象推移が早く、SAS-3D コード・SAS-CIT コードおよびワースマップ方式の反応度に差がほとんどなかった。しかし、冷却材沸騰後は SAS-3D コード・SAS-CIT コード間で反応度に違いが生じ、SAS-CIT コードの方が反応度を大きく見積もる傾向があることが分かっている。今回の解析条件では、事象初期から、急激な LOF の冷却材沸騰後の事象のように反応度に差が出来ると考えられる。そこで、今回の解析では、事象初期における反応度の差がどの程度であるか、その差がその後の事象推移に与える影響、事象推移が比較的穏やかな事象を SAS-CIT コードで解析するとどうなるかなどに着目して検討を行う。解析条件は、流量半減時間約 5 秒で、被覆管破損温度は 1150℃である。

反応度の時間変化図および出力の時間変化図を Fig.5-22～25 に示す。反応度のグラフでは、実線が SAS-3D コードの結果を、目の細かい点線が SAS-CIT コードの結果を、目の粗い点線がワースマップ方式の結果を表している。出力のグラフでは、実線が SAS-3D コードの結果を、点線が SAS-CIT コードの結果を表している。

事象初期の反応度を見ると (Fig.5-22)、SAS-CIT コードの結果は SAS-3D コードの結果と比べ大きく、急激な LOF の冷却材沸騰後の時の傾向を再現している。図上ではわかりにくいですが、SAS-3D コードの結果とワースマップ方式の結果はよく一致している。SAS-CIT コードは僅かであるが、反応度を大きく見積もっているため、冷却材の沸騰開始時刻が早まっている。冷却材沸騰開始時刻は約 0.1 秒の違いだった。冷却材沸騰後は (Fig.5-23)、コードの検討の所で述べたように、SAS-CIT コードは反応度挿入率を SAS-3D コードよりも大きく見積もるため、事象の進展が早い。結果として、ピーク反応度の時刻で約 0.7 秒の差がついている。また、反応度の違いは出力となって現れ、出力の時間変化を見ると (Fig.5-25)、ピーク出力が大きく異なっている (SAS-3D コードが約 30Po に対し、SAS-CIT コードは約 120Po)。出力の時間履歴の違いは、破損領域の違いにつながる。SAS-CIT コードは、解析終了時点において 16 チャンネル中 12 チャンネルが破損に至っていたが、SAS-3D コードは同じ反応度の時点で 6 チャンネルの破損であった。これらの結果は、SAS-CIT コードは SAS-3D コードの結果よりも比較的穏やかな事象でも比較的厳しい事象と評価することが示している。

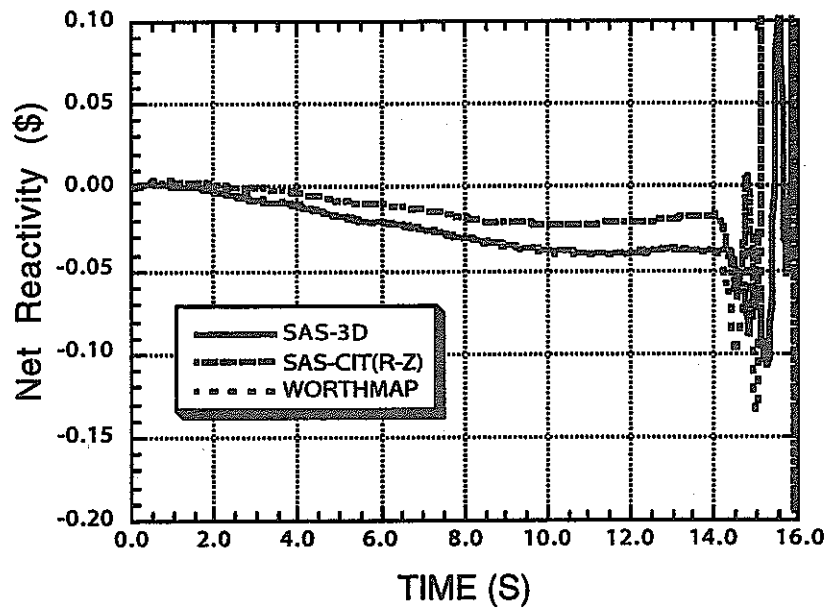


Fig.5-22 事象初期における反応度の時間変化

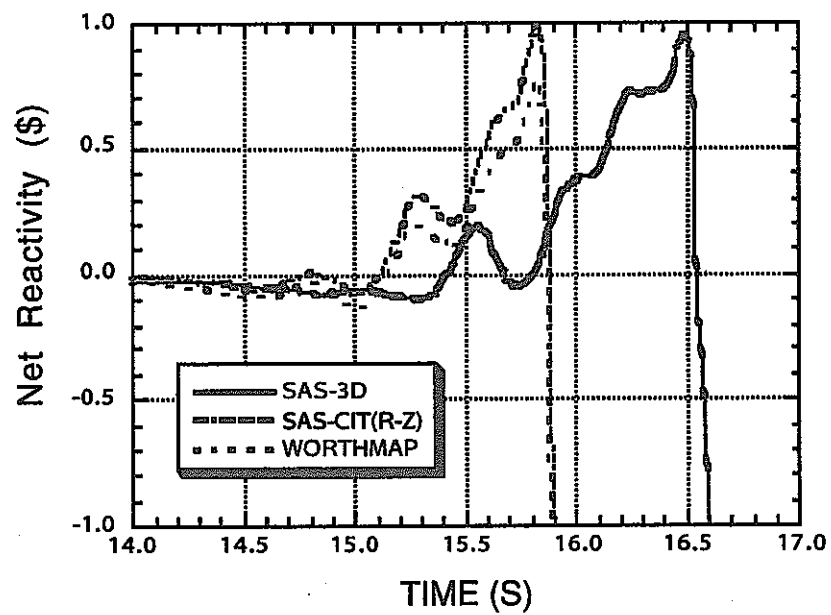


Fig.5-23 破損前後における反応度の時間変化

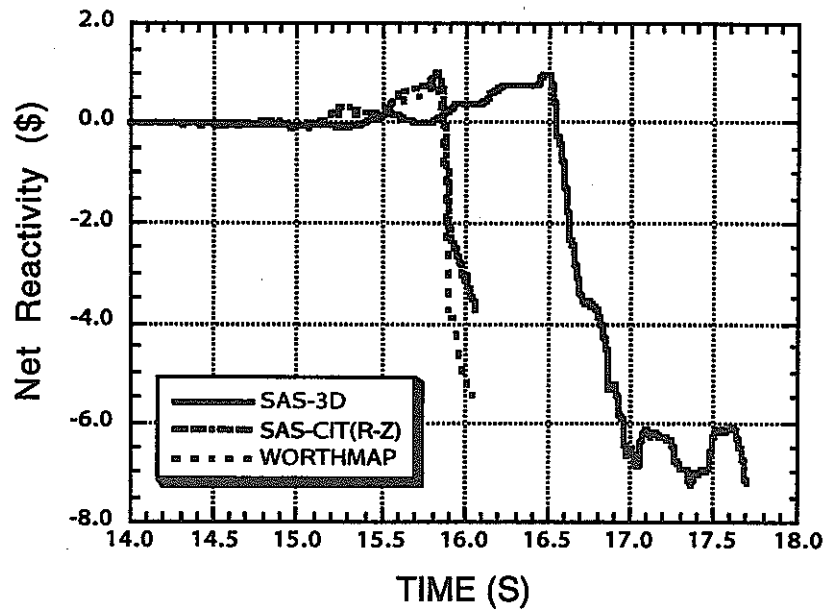


Fig.5- 24 破損後の反応度の時間変化

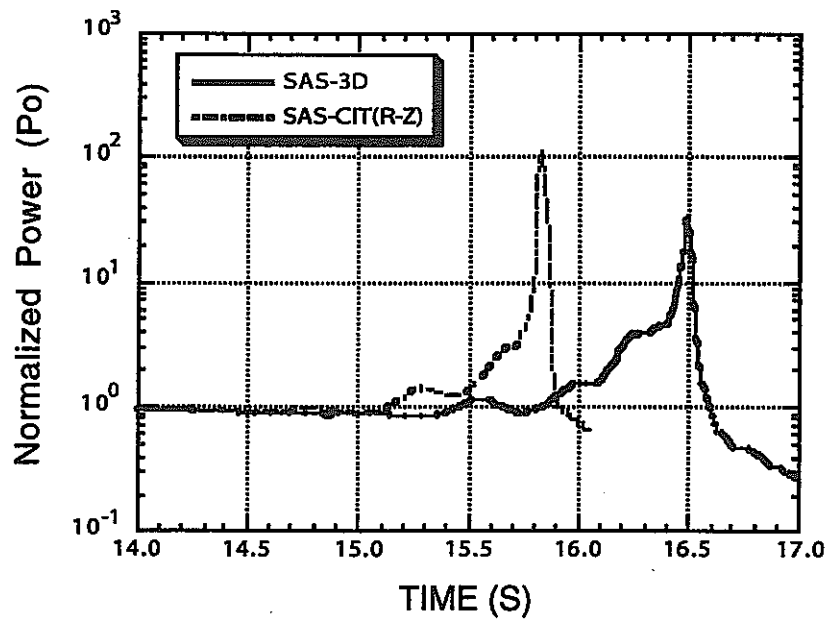


Fig.5- 25 出力の時間変化

## 5-6 本章のまとめ

現行の起因過程解析コードでは取り扱いの困難であった解析中における炉心の核的变化(減速材中の水素の解離や大規模な燃料移動)に対応するため、核計算部の改良を行い、金属燃料炉心を対象にサンプル解析を実施した。核計算部を現行の一点炉近似動特性モデルから断熱近似空間依存動特性モデルに改良した。今回の改良では、核計算体系 R-Z モデルを採用したが、この手法は反応度を現行のコードよりも大きく見積もる傾向があり、事象推移を現行のコードよりも厳しく評価するものであった。改良したコードを用いる際には、この点をよく注意する必要がある。

## 第6章 結論

本研究は、将来の新型燃料の候補の一つである金属燃料を用いた高速炉炉心を対象とし、炉心損傷事故時の過渡時挙動の特徴、および放出エネルギーに係わる基本的傾向を明らかにすることにより、新型燃料の採用検討に際しての基本的知見の整備を図ることを目的とした、東北大学と核燃料サイクル開発機構（旧動力炉・核燃料開発事業団）の2カ年の共同研究である。東北大学で設計された金属燃料炉心に対し ULOF 事象起因過程解析を行い、起因過程の過渡挙動や再臨界の可能性について検討を行った。

本報告書の内容を以下にまとめる。

第2章において、起因過程解析コードを金属燃料炉心の解析に適用するために変更の必要な点を示し、その具体的な変更点について述べた。

第3章において、第2章の変更に基づき、想定した金属燃料について、初装荷炉心に対する ULOF 解析を行った。その結果、基準となる LOF（流量半減時間 5.0 秒）では、解析条件により（1 ケースのみ）即発臨界に至るものもあったが、そのケースでも最大出力は約 150（Po）程度であった。他の解析条件では、即発臨界に至ることなく、穏やかに遷移過程に移行することが示された。電磁ポンプを想定した全電源喪失型 LOF（流量半減時間 0.5 秒）では、ボイド反応度が大きい体系（論文中の体系 2）で、全ての解析条件において即発臨界を上回る結果となり、フローコーストダウン付き電磁ポンプにする、または、ボイド反応度の低減努力などが必要であるということが示された。起因過程以降の再臨界の可能性の評価のためには、引き続き遷移過程の解析を行う必要がある。

第4章において、反応度係数の向上を目的とした減速材添加金属燃料炉心に対する ULOF 解析を行い、第3章との比較から、減速材添加の効果について検討を行った。また、減速材の添加により炉心損傷事象を回避する可能性についても検討を行った。その結果、減速材の添加により、炉心損傷時の事象推移が大幅に緩和されること、全電源喪失型 LOF が減速材の添加により減速材なし炉心の基準となる LOF 程度にまで穏やかになることが示された。また、炉心損傷を回避する可能性については流量半減時間が 10.0 秒、ポンプ流量が 15% 確保できるのであれば、（炉心径方向膨張に頼ることなく）炉心損傷に至らない可能性が強いことが示された。

第5章において、過渡時の炉心の核的变化に対応させるための起因過程解析コードの動特性部の改良について述べた。この改良により、本コードは減速材中の水素の解離や炉心物質の大規模な変化にも対応できる。金属燃料、初装荷炉心に対するサンプル解析では、破損初期までの間で良い一致を見せており、今回の改良が妥当であることが示された。なお、現行の動特性手法でも破損初期までは妥当な結果を与えることを確認した。

以上のことから、金属燃料炉心の起因過程では、基準となる LOF（流量半減時間 5.0 秒）が

確保されるのであれば、また、減速材添加金属燃料炉心の起因過程では、全電源喪失型 LOF（流量半減時間 0.5 秒）であっても、再臨界に至ることなく、穏やかに遷移過程へ移行する可能性が強いことが示された。ただし、起因過程以降の再臨界の可能性については遷移過程解析が必要である。減速材添加の効果として、炉心損傷事象が大幅に緩和されることが示された。



## 参考文献一覧

- 1-1) 横尾健他：“金属燃料炉心における安全性確保の対策と課題”、電力中央研究所報告 T92007
- 1-2) Theodore H. Bauer et al.：“Behavior of Modern Metallic Fuel in TREAT Transient Overpower Tests”, *Nucl. Technol.*, **92**, 325 (1990)
- 1-3) 平野 他：“金属燃料高速炉における再臨界事故の起因過程に関する研究”、動力炉・核燃料開発事業団報告書 PNC TY9601 97-001 (1997)
- 2-1) 堀政夫監修“基礎高速炉工学” (1993)
- 2-2) Peter H. Royl et al.：“Performance of Metal and Oxide Fuel Cores during Accidents in Large Liquid-Metal-Cooled Reactors”, *Nucl. Technol.*, **97**, 198 (1992)
- 2-3) M.C. Billone et al.,：“Status of Element Modeling Codes for Metallic Fuels”, *Inc. Conf. on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors*, Tucson, Arizona, Sep. 7-11, 1986
- 2-4) J.H. Kittel, et al.,：*Nuclear Engineering and Design* vol.15(1971)373
- 2-5) 尾形孝成他：“金属燃料解析コード ALFUS の開発” 電力中央研究所報告 T92095
- 2-6) G.L. Hofman, L.C. Walters, and T. Hbauer: “Metallic Fast Reactor Fuels” *Progress in Energy*, Vol.31, No1/2, pp.83-110, 1997
- 3-1) 横尾健、田中洋司、西村友宏：“金属燃料高速増殖炉の設計検討—経済性、安全性を追求した炉心の設計—”、電力中央研究所報告：T88043(1989)
- 3-2) Nakagawa M. and Tsuchihashi.: “OSLROLOM: A Code, for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor”, JAERI 1294(1984)
- 3-3) T.B. Fowler, D.R. Vondy and G.W. Cunningham: “Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION”, ORNL-TM-2496(1969)
- 3-4) 飯島進、吉田弘幸、桜木廣隆：“高速炉設計用計算プログラム・2 (2次元・3次元摂動理論計算コード)：PERKY”、JAERI-M 6993(1977)
- 4-1) 辻本和文：“水素添加による金属燃料高速増力炉の反応度係数の向上に関する研究” 平成7年度博士論文
- 4-2) Coffey C. O. et al.,：“Characteristic of Large Reactivity Insertions in a High-performance TRIGA Uranium-Zirconium Hydride Core”, *proc. Symposium on Nuclear Engineering at The University of Arizona*, Tucson, 1965, p.398 (1965)
- 4-3) 石川 眞他：“JUPITER 実験解析の実証炉心設計への反映”、日本原子力学会 1990秋の大会予稿集、D37 (1990)
- 5-1) Karl O. Ott, Robert J. Neuhold：“Introductory Nuclear Reactor Dynamics”, American Nuclear Society