

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

(平成8年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書)

1997年3月

東北大学
動力炉・核燃料開発事業団

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

システム開発推進部・技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to : Technology Management Section. System Engineering Division. O-arai Engineering Center Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-machi, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki-gun, Ibaraki-Ken, 311-13, Japan

© 動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1997

共同研究報告書 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 (平成 8 年度)

東北大学 平野 豪、 平川直弘
動燃事業団 川田賢一*、 丹羽 元*

要旨

従来の高速増殖炉の燃料であ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、過渡時の金属燃料特有の挙動については解明されていない点が多い。そこで、金属燃料高速炉の炉心損傷事象時の再臨界の可能性を評価することを目的に、東北大学・動燃の共同研究として「新型燃料高速炉における CDA の研究」を実施した。本年度の成果は以下の通りである。

(1) 解析対象および解析コード

解析対象は ATWS を伴う LOF 事象とした。解析対象炉心は出力 60 万 kWe の 2 領域均質金属燃料炉心の他に、減速材を添加した金属燃料に対しても解析を行った。解析コードには炉心損傷事象起因過程解析コード SAS-3D コードを用いた。ただし、金属燃料高速炉の解析に適用できるよう必要な箇所は、適切なモデルを用いて得られた定数に変更した。

(2) 解析結果

解析条件として、流量半減時間を 0.5 秒(全電源喪失時)と 5.5 秒(代表的な LOF)としたが、その条件によらず、すべての場合について即発臨界に至らないことが示された。解析条件によっては、遷移過程の解析が必要となるものの、燃料移動によって再臨界に至らない可能性があることが示された。ただし、採用した物性値等の問題点から、解析結果は燃料移動を過大評価しているものと考えられる。また、炉心損傷時においても事象の早期終息に減速材の効果があることが示された。

(3) まとめ

金属燃料高速炉の炉心損傷事象時の挙動を、SAS-3D コードを用いて金属燃料炉心に適用できるよう定数を変更して解析した。その結果、炉心損傷時において再臨界に至らない可能性があることが示された。

本報告書は、東北大学と動燃事業団の共同研究により実施した成果である。

契約番号：084F048

事業団担当部課室および担当者：基盤技術開発部リスク評価技術開発室 川田賢一

* 大洗工学センター 基盤技術開発部

Research on CDA for advanced fuel FBR

Go HIRANO*, Naohiro HIRAKAWA*, Ken-ichi KAWADA**, and Hazime 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 of evaluating possibility of the re-criticality of a metallic fueled reactor, Tohoku university and Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation have made a joint research entitled " Research on CDA for advanced fuel FBR ". The results of this year are the following.

(1) Target and Code of analysis

The accident initiator considered is a loss-of-flow accident with ATWS. The LOF analysis was performed for the metallic fueled 600MWe homogeneous two region reactors, both for a metallic fuel only and for a metallic fuel core with ZrH pin. The SAS3D CDA initiation phase analysis code was used to investigate the re-criticality potential at the severe accident. The change mainly in the constants was necessary to apply the code for the analysis of a metallic fueled reactor. These changes were made by assuming appropriate models.

(2) Results

LOF with flow decay half time of $t_{1/2}=0.5(s)$ (all blackout case) and 5.5(s) (ordinary LOF case) were analyzed. Independent of the conditions of the analysis, the results show all the cases could avoid to become prompt-critical. Depending on the analysis condition, it becomes necessary to transfer to the transient phase, it is also shown there is a possibility to avoid re-criticality due to the motion of molten fuel both for the metallic fuel and for the metallic fuel with ZrH moderator. However, because of the constants used for the material property the results might overestimate the fuel motion. It is shown that the moderator is effective to terminate the accident at an early stage.

(3) Conclusion

The behavior of metallic fueled reactors at CDA was analyzed with SAS3D code by modifying the constants of material properties to be applied to the reactor. It is shown that a metallic fueled reactor has a possibility to avoid re-criticality at CDA.

Work performed by Tohoku University and Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

PNC Liaison : Ken-ichi KAWADA, Nuclear System Safety and Reliability Research Section, Advanced Technology Division

* Department of Quantum Science and Energy Engineering, Tohoku University

** Nuclear System Safety and Reliability Research Section, Advanced Technology Division, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

目次

第 1 章 序論	1
1-1 背景	1
1-2 炉心損傷事象の概略	2
1-3 金属燃料高速炉	4
1-4 減速材添加高速炉	6
1-5 本論文の目的と概要	7
第 2 章 炉心損傷起因過程解析コードの金属燃料への適用	8
2-1 炉心損傷事象起因過程解析コード	8
2-2 炉心損傷起因過程解析コードの金属燃料への適用	10
2-3 炉心損傷事象起因過程解析コード適用上の問題点	20
2-4 本章のまとめ	23
第 3 章 金属燃料高速炉の LOF 解析	24
3-1 解析対象炉心とその炉心特性	24
3-2 金属燃料炉心の LOF 解析	31
3-2-1 解析条件	31
3-2-2 解析結果の妥当性	31
3-2-3 解析結果	47
3-3 本章のまとめ	72
第 4 章 減速材添加高速炉の LOF 解析	74
4-1 解析対象炉心とその特性	74
4-2 減速材添加金属燃料炉心の LOF 解析	78
4-2-1 解析条件	78
4-2-2 解析結果の妥当性	78
4-2-3 解析結果	87
4-3 本章のまとめ	110
第 5 章 結論	111
参考文献	113

第1章

序論

1-1 背景

日本では、1956年の原子力開発利用長期化計画策定当時より、平和利用を目的として、核燃料サイクルの確立とエネルギーの安全確保を図ることを原子力政策の基本としてきた。すでに軽水炉において大規模な発電を行っており、核燃料サイクルの早期の確立が求められている。その中で、高速増殖炉は核燃料サイクルの中核をなすものとして位置づけられ、開発が進められてきた。高速増殖炉の開発に対し、疑問の声もあるが、ウラン資源をこのまま現状の軽水炉のみを使用したとすると、埋蔵量は50年ぐらいと言われている。軽水炉はウラン資源のわずか1%しかエネルギーに変換できないが、高速炉は限られたウラン資源を効率よく使おうというものであり、実質的なウラン資源量は飛躍的に増加する。エネルギー資源の乏しい日本において、また、現在発展途中にあるといわれる国々の今後の生活レベルの向上を考えても、化石燃料以外の長期に亘るエネルギー源の確保が求められる。その1手段として、核燃料サイクルの確立およびその中核をなす高速増殖炉の開発が必要となる。

高速炉に限らず、原子炉の実用化には、高い安全性とその上で経済性が求められる。高速炉は低圧のシステムであり、また、ガードベッセル設置や配管配置の工夫などにより冷却材喪失による炉心損傷の確率は軽水炉よりも低いと言われているが、それにも関わらず、炉心損傷時にはナトリウムの正のボイド係数や燃料移動のため、即発臨界や再臨界事故の可能性を持っている。そのため、高速炉原型炉の許認可において、炉心損傷事象(CDA)は「その起因となる異常な過渡変化時制御棒挿入失敗事象(ATWS)の発生頻度が工学的に無視し得るほど十分小さいにも関わらず、運転経験が少ないことを事故影響が適切に抑制されていることを確認すべき事象」と位置づけられ、様々な研究がなされてきている。しかし、高速炉が多数運転される時代を考えると、大きな反応度挿入を伴う再臨界事故の可能性をなくすことが必要と考えられる。一方の経済性では、高速炉は冷却材にナトリウムを用いており、一次系と二次系とを必要とするので、プラント建設費が軽水炉と比べ、高くなることは避けられない。このため、高速炉の実用化を考えると、より高い安全性とより高い経済性が求められる。近年、従来の高速炉の一般的な燃料である酸化物燃料に代わる新型燃料として、高い経済性、安全性を有すると考えられる金属燃料が期待されている。次節において、現在一般的な高速炉の燃料である酸化物燃料を対象に炉心損傷事象の概略について述べる。

1-2 炉心損傷事象の概略 1-1)

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、プラント設計基準を大幅に越える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は CDA 事象の進展およびその影響を適切に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はある。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 事象の推移を、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について述べる。

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、高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の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、遷移過程に事象が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。SAS コードでは、起因過程での冷却材の熱流動や燃料ピンの過渡挙動・破損挙動およびその後の燃料分散による負の反応度効果が適切に評価される。

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事象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は SIMMER シリーズが開発されており、炉心物質の多相多成分熱流動と核的動特性が結合している。

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る場合に、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。

狭い意味では、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、再臨界排除の考え方は、いまだに完成されていない。一方、崩壊熱レベルでの再臨界は、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。

1-3 金属燃料高速炉

高速炉開発の初期には燃料として金属燃料が多く用いられていた。しかし、融点が低いこと、燃料スエリングによる照射初期の燃料破損（FCMI：Fuel Cladding Mechanical Interaction）などの問題点があった。このため、高速炉開発の主流は、酸化物燃料へと移行した。しかしながら、アルゴンヌ国立研究所（ANL）では、金属燃料高速炉実験炉 EBR-II において継続的な技術開発が行われてきた。その結果、これらの問題点は、それぞれ、ウラン-プルトニウム合金に 10w/o のジルコニウムを添加することによる融点の大幅な改善および、被覆管内の燃料スミア密度を 75% とし、燃料スエリングの飽和値（約 30% Δ V/V）までのスエリングしろを確保して、FCMI 破損を回避することにより、ほぼ克服された。

このように金属燃料の問題点にめどが立ったことに加え、その経済性・安全性上の利点が示されおり、実用炉の燃料として酸化物燃料に代わる新型燃料となることが期待されている。以下に、ANL での研究により報告されている金属燃料の利点を示す。

- 1) 高温冶金法による乾式の再処理・成形加工法を用いることにより、従来の酸化物燃料をピューレックス法で再処理する場合に比べ、施設の簡素化や燃料サイクル費の低減という経済性の向上が期待される
- 2) 除熱性が優れていること。燃料の熱伝導が良いこと、被覆管内の熱的ボンド材にナトリウムを用いることから、定格時の燃料温度および過渡時の出力を低く抑えられる
- 3) 燃料の融点が低いことから（約 1110℃）燃料破損時に酸化物燃料のような激しい FCI（Fuel Coolant Interaction）を起こし、その結果生じる正の反応度の挿入が起きないことが期待できる

この他に、金属燃料でも酸化物燃料なみの 100MWd/kg 以上という高燃焼度まで使用可能なこと、高い増殖比・低い燃焼欠損反応度が可能となることも示されている。¹⁻²⁾

しかしながら、金属燃料については、安全性上基本的となる物性値の整備すらきちんとされおらず、金属燃料特有の燃料挙動（燃料と被覆管の共晶など）に解明されていない点も多く、今後の研究が求められている。

金属燃料高速炉の開発当初からの安全性上の問題点として、酸化物燃料と比べた際にドップラー反応度やボイド反応度が非安全的であることが挙げられる。これは、中性子スペクトルが硬いことに起因しており、共鳴領域の中性子が少なくドップラー係数が小さくなり、減速材物質が存在しないためにナトリウムのボイド化に伴うスペクトルの硬化の影響が大きくなるためである。高速炉の安全上、ドップラー反応度・ボイド反応度が重要な役割を果たしていることは言うまでもない。そのため、金属燃料の利点である高い経済性を維持しつつ、ドップラー反応度・ボイド反応度を向上させるためのさまざまな研究がなされている。

金属燃料高速炉はその安全性上の長所が期待されているが、異常発生時のスクラム失敗

事象（ATWS：Anticipated Transient Without Scram）、および、その後の CDA 事象に対する解析報告がほとんどない現状にある。これは、CDA 解析コードが酸化物燃料を対象に開発されたこと、そのため CDA 解析に必要な各種物性値についても不明なものがあるためである。

1-4 減速材添加高速炉¹⁻³⁾

高速炉では、金属燃料炉心に限らず、ナトリウム冷却高速炉であれば、小型炉をのぞきナトリウムボイド反応度は炉心全体として正となる。また、ドップラー反応度の大きな炉心が望ましいことは言うまでもないことである。このため、これらの反応度係数の向上、特にボイド反応度の低減は高速炉開発の長年の研究テーマであった。

ドップラー反応度係数、ボイド反応度係数の向上を個別に見てみる。まず、ドップラー反応度係数の向上は、共鳴領域の中性子割合を増加させればよく、そのためには減速材の割合を増やせばよい。一方、ナトリウムボイド反応度は、大きく漏洩項と非漏洩項に分けられる。漏洩項はナトリウムボイド時の中性子の漏れにより生じる負の反応度効果を持ち、一方非漏洩項はスペクトルの硬化によりプルトニウムを含む炉心においては正の反応度効果を持つ。従って、ナトリウムボイド反応度は正負の反応度効果の大小により決まり、負の反応度効果を持つ漏洩項を大きくし、正の反応度効果を持つ非漏洩項を抑えられれば、ボイド反応度を低減できる。

反応度係数を向上させるためのアイディアとして減速材の添加が挙げられる。減速材添加によりスペクトルは軟化する。その結果、共鳴吸収が増加するのでドップラー反応度係数は増加する。また、ナトリウムがボイド化したときのスペクトルの硬化を抑えることができるので、正の反応度効果を持つ非漏洩項を抑えることができ、ボイド反応度係数が低下する。

このように減速材の添加は、ドップラー反応度・ボイド反応度を向上させられるが、一方では増殖性能を低下させる。このため、酸化物燃料では実用化はされなかった。しかし、金属燃料高速炉では、元来の増殖性能が高いため、減速材添加により増殖性能が低下しても、なお増殖性能を保ち、なおかつ安全性を向上させることが期待できる。

このような観点から、東北大学工学部量子エネルギー工学科極限エネルギー輸送工学研究室では、減速材として ZrH（ジルコニウムハイドライド）を用いた金属燃料高速炉のドップラー反応度・ボイド反応度の向上の研究がなされてきた。その結果、ピン状の減速材（ZrH）を金属燃料に局所的に添加することにより反応度係数を大幅に向上させること、従来の酸化物燃料よりも高い増殖比が可能であることが示されている。

1-5 本論文の目的と概要

上述のように、従来の酸化物燃料に代わる新型燃料として安全性、経済性の有利さから金属燃料が注目されている。金属燃料高速炉に限らず、炉心損傷事象時の再臨界問題は高速炉の実用化に向け解決しなければならない安全面での問題の1つである。再臨界問題の解決には予想しうる様々な事故シーケンスにに対して1つ1つ事象を追って再臨界に至らないことを示さなければならない。しかし、金属燃料高速炉の炉心損傷事象の解析はほとんどなされていない。これは1つに、炉心損傷事象の解析コードで金属燃料高速炉に対しても解析可能な公開されているコードがないためである。そこで、本研究は現在使用可能な炉心損傷事象解析コードを、適当な仮定でモデルを置き換えることにより金属燃料に適用し、炉心損傷事象時の再臨界の可能性について検討を行うことを目的とする。再臨界問題の解決には様々な事象に対して検討する必要があるが、本研究ではその中の1つである1次系冷却材喪失事象を取り上げることとした。また、解析コードとしては、事象が起因過程から始まることから本研究では起因過程の解析を行った。解析コードとしては、酸化物燃料炉心の炉心損傷事象起因過程解析に実績のある炉心損傷事象起因過程解析コード（SAS-3D コード）を用いることにした。以下に各章の構成について述べる。

第2章では、SAS-3D コードの金属燃料高速炉の解析を行うための変更点について述べる。また、実際の解析を行う前に予想される本研究で行った変更点の問題点を検討し、解析可能な範囲についての検討を行う。

第3章では、第2章で変更したSAS-3D コードによる実際に金属燃料高速炉の炉心損傷事象起因過程の解析を行う。実際の解析結果をもとに、コードの変更時の検討ではできなかった解析結果の妥当性についてさらに検討を行う。その後、解析結果から炉心損傷事象起因過程時の再臨界問題について検討する。

第4章では、金属燃料高速炉の反応度係数を向上させたものである減速材添加金属燃料高速炉を対象として、第3章と同じく1次系冷却材喪失事象の解析を行う。解析結果の妥当性を評価した後、再臨界問題について検討する。

第5章では本論文を総括し結論を述べる。

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用

本章では、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。前章でもふれたが、炉心損傷事象起因過程コードは酸化物燃料を念頭に開発されたコードのため、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、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、前章でもふれた 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一番新しいコードであり、(一番最新のコードである SAS-4A コードは公開されていない。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。) 各種パラメーターを指定することにより、様々なケースを想定して解析を行える。以下に、SAS-3D コードの概略を述べる。

SAS-3D コード

ANL で開発された起因過程解析コードである。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、起因過程を以下の項目の重ね合わさっ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、被覆管移動などの事象

また、これらの挙動を評価するため、9種類の現象(中性子動特性と核的フィードバック、燃料ピン熱過渡特性、燃料変形、冷却材沸騰、FCI、燃料スランピング、被覆管移動、1次冷却系過渡挙動、冷却材残留液膜挙動)を評価するモジュールを有機的に結合させてある。SAS-3D コードの構成を fig.2-1 に示す。

2-2 炉心損傷事象起因過程解析コードの金属燃料への適用

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。このため、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、金属燃料高速炉の解析を行うために必要な変更点を決定し、変更を行う。まず、酸化物燃料と金属燃料の違いについてふれ、その後、具体的に変更について述べる。

酸化物燃料を金属燃料に置き換えるので、各種物性値が異なることは自明のことである。また、炉心物質の変更に伴い各種炉心パラメーターも変わる。主な物性値の違いを Table 2-1 に示す。

その他の金属燃料と酸化物燃料炉心で異なる点として

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
- ・ 燃料と被覆管の液相化（共晶）

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
- ・ 破損後の熔融燃料の挙動

が異なると考えられる。以下に具体的な変更について述べる。

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 ²⁻¹⁾

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。

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

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_z：Zr 重量(%) W_p：Pu 重量(%)である。熱伝導率を fig.2-2 に示す。

- ・ 燃料密度

室温における密度を 15.8g/cm³ とし、温度依存性は以下の式を用いた。

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

$$= 15.0/(1+0.000020(T-665))^3 \quad : 665^{\circ}\text{C} < T$$

ただし、これは文献[2-2]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のおのの比熱を原子数割合で重み付けた平均を用いた。また、潜熱については、103(J/g)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、熔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、熔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を代用した。

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 コードでもボンド材は気体（ヘリウムガス）が充填されたものとなっている。一方、金属燃料ではボンド材としてナトリウムが用いられる。すなわち、金属燃料とナトリウムの両立性がよいために、ボンド材に熱伝導の良いナトリウムを用いることが出来る。ボンド材の異なることにより、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）、破損後の熔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 $10(\text{W}/\text{cm}^2/^{\circ}\text{C})$ で、この値は、ナトリウムを 800K とし、新燃料時の値である。

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熔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 2-3)2-4)

フィッションガスの放出率と燃焼度の関係を fig.2-3 に示す 2-2)。燃焼度 1% 付近からフィッションガスの放出が急速に始まり、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.2-3 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、熔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、酸化物と同様の振る舞いをするとした。

燃料中に残ったフィッションガスは、燃料ピン破損後の燃料移動時の駆動力となる。このことについては熔融燃料の挙動のところで述べる。

燃料スエリングは燃焼度 2~3% までには飽和値（約 $30\% \Delta V/V$ ）に達するといわれている。このため、金属燃料ピンはスミア密度を 75% としてスエリングしろを確保している。飽和値に達すると、燃料スエリングは被覆管のスエリングに依存する。これは、被覆管の拘束

力により燃料スエリングが抑えられるためである。燃料スエリングは径方向と軸方向で異なる。2-3)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.2-4 に示す。これからも分かるように、軸方向のスエリングは径方向に比べ小さい。また、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。

本研究では燃料スエリングは燃焼度 1%までに飽和値に達し、その後は被覆管のスエリングに対応させることにした。これは、フィッションガスの放出や軸方向の燃料スエリングに燃焼度 1%のところにしきい値があることを反映させたためである。燃料スエリングは軸方向のスエリングと径方向のスエリングでスエリングの大きさが異なるが、SAS-3D コードでは径方向も軸方向も同じスエリングの大きさを用いている。これは、ボンド材がヘリウムであるため、燃料スエリングに対する拘束力がないためである。そこで、燃料スエリングは軸方向スエリングが一致するようにした。ただし、このままでは径方向のスエリング量が過小評価されてしまうので、初期燃料半径を大きくすることで、結果的にスエリング後の燃料半径が一致するようにした。

燃料と被覆管の液相化 (共晶) 2-4)

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。液相浸食速度と被覆管温度の関係を fig2-5 に示す。

しかし、過渡時 (CDA 事象時など) には被覆管温度は 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は減少し、破損しやすくなるためである。高温時の液相浸食速度と被覆管温度の関係を fig2-6 に示す。液相化は温度の上昇とともに進行速度が上がるため、出力の上がる過渡時においては燃料ピン破損の要因の 1 つとなる。破損に至る時間と被覆管内温度の関係を fig.2-7 に示す。このように、プレナム圧が高い場合、すなわち燃焼度の高いピンでは、液相化による液相浸食貫通による燃料ピンの破損が破損の主要因となることはない。一方、低燃焼度または新燃料ピンでは、燃料ピンの内圧が上がらないため、液相浸食貫通が燃料ピン破損の主要因となる。液相化の影響による破損判定への影響は破損判定のところで述べる。

エクストリュージョン 2-3)

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モデル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。2-3) fig2-8 に TREAT 炉でのエクストリュージョンの結果を示す。fig2-8 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 燃料ではあまり大きくないが、それでも最も小さい場合で 2% あり²⁻⁴⁾、エクストリュージョンに伴う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が含まれていない。

本研究では、燃料溶融時の燃料密度を変化させることにより、燃料を軸方向に膨張させてエクストリュージョンを模擬する。

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浸食貫通が、高燃焼度のピンでは内圧クリープが破損の主要因となり、中燃焼度のピンは液相浸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を設定して対応させる。ただし、液相浸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パラメーターにして対応させる。

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予想される。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、その後に用いられるモジュールが FCI モジュール・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。しかし、SAS-3D コードでは、SLUMPY モジュールには燃料破損条件とは異なる起動条件があり、燃料ピンが破損しても、すぐには起動しない場合もある。SLUMPY モジュールの起動条件として、燃料溶融割合と燃料温度がある。金属燃料は、酸化物燃料と比べ径方向の温度分布が平坦なため燃料溶融割合は適切でないと考え、燃料温度を SLUMPY モジュール起動条件とした。このため、高燃焼度のピンでは、破損判定はキャビティ圧・SLUMPY モジュール起動条件は燃料温度となり、燃料ピン破損直後には、燃料ピン破損条件は満足しているにも関わらず、SLUMPY モジュールが起動されない状態になる。この時間差が少なくなるよう燃料温度を設定する。

破損後の溶融燃料の挙動

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、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、ボンダ材の取り扱いのところで触れたように、ボンダ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。

これは新燃料では問題となる。新燃料炉心では、フィッションガスもなく、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、新燃料炉心では、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、燃焼後の燃料に対しても影響はあるものの、ヘリウムガスの量は少ないため、破損後の燃料移動にはあまり影響を及ぼさない。

溶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、その後溶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。

金属燃料は融点が酸化物燃料と比べ低いので、酸化物燃料のような激しい FCI は起きないと考えられる。FCI は溶融燃料を上部プレナムに移動させる駆動力になることから、溶融燃料が上部プレナムへスウィープアウト（sweepout）しにくくなること、溶融燃料が自由落下により炉心下部に集まることが予想される。

Table2-1 主な物性値の違い 1-3)

	金属燃料	酸化物燃料
富化度	U-15%Pu-10%Zr	UO ₂ -20%PuO ₂
密度 (g/cm ³)	15.8	10.6
熱伝達率 (W/cm ² ・℃)	0.22	0.023
比熱 (J/g・℃)	0.20	0.38
熱膨張係数 (1/℃)	2.0x10 ⁻⁵	1.2x10 ⁻⁵
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 ² ・℃)	10	~1

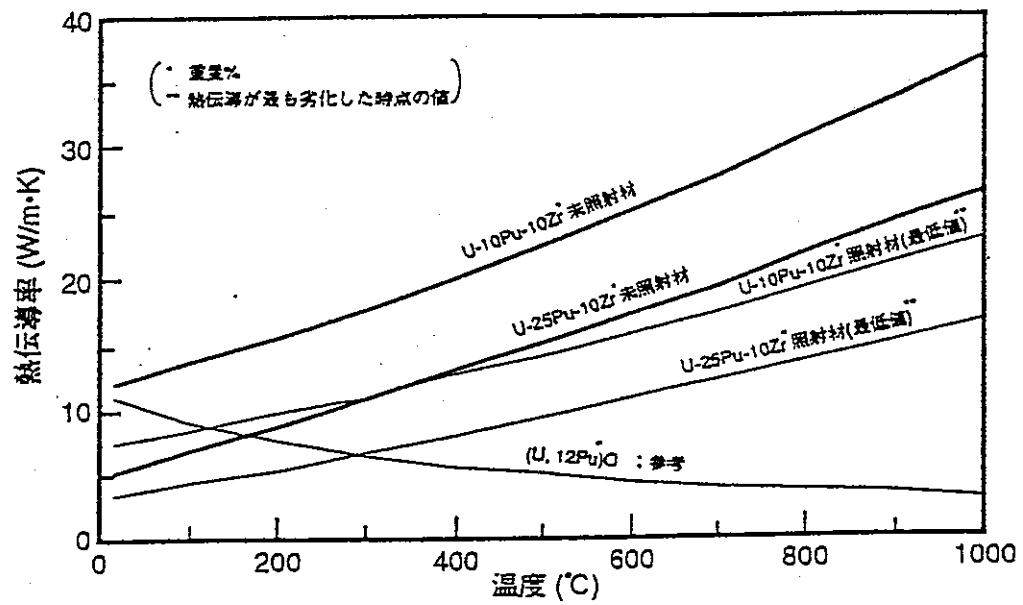


fig.2-2 ウラン-プルトニウム-ジルコニウム (U-Pu-Zr) 3 元合金の熱伝導率

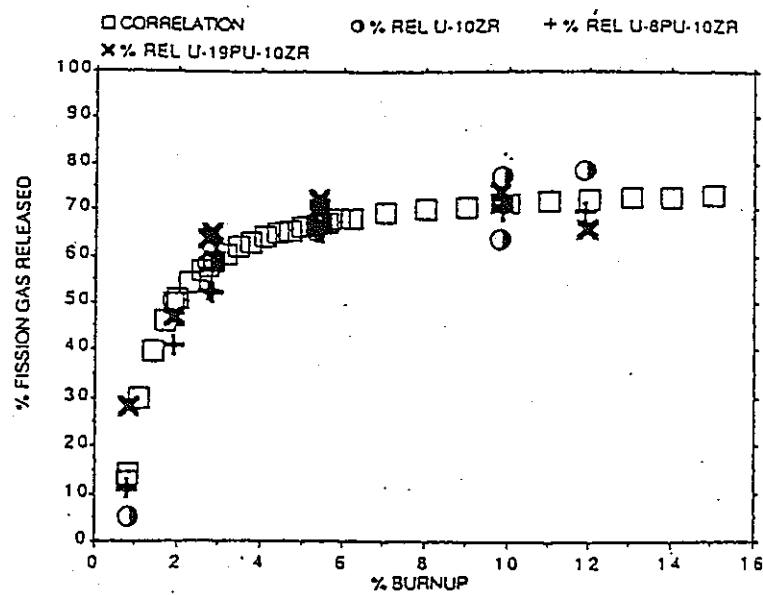


fig.2-3 フィッションガスの放出率と燃焼度の関係

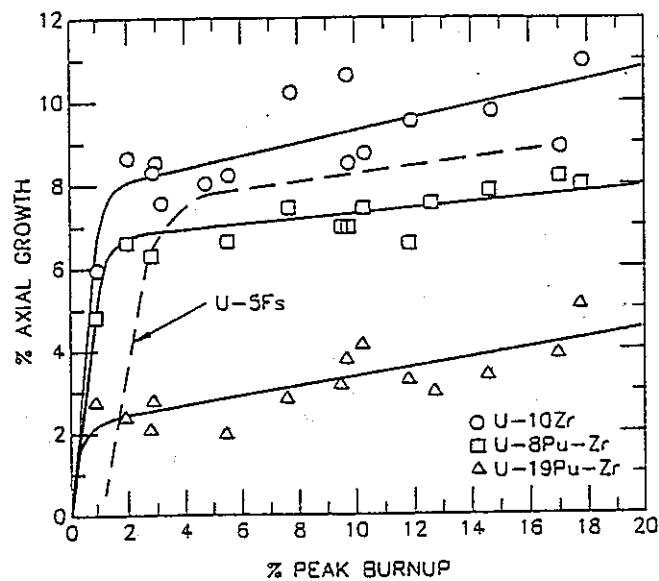


fig.2-4 燃焼度と軸方向燃料スエリングの関係

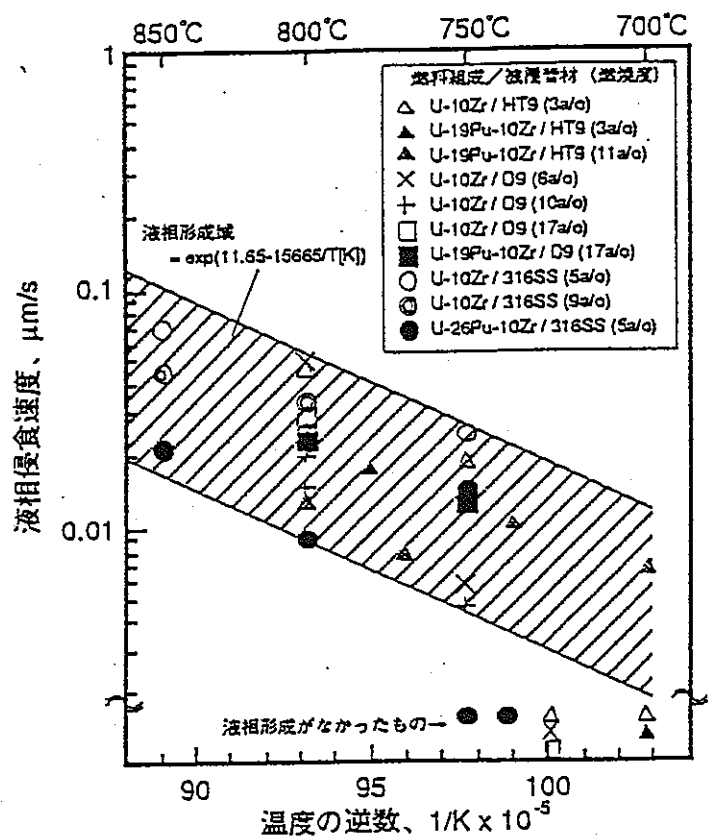


fig.2-5 1時間の昇温試験による実効的な液相進展速度

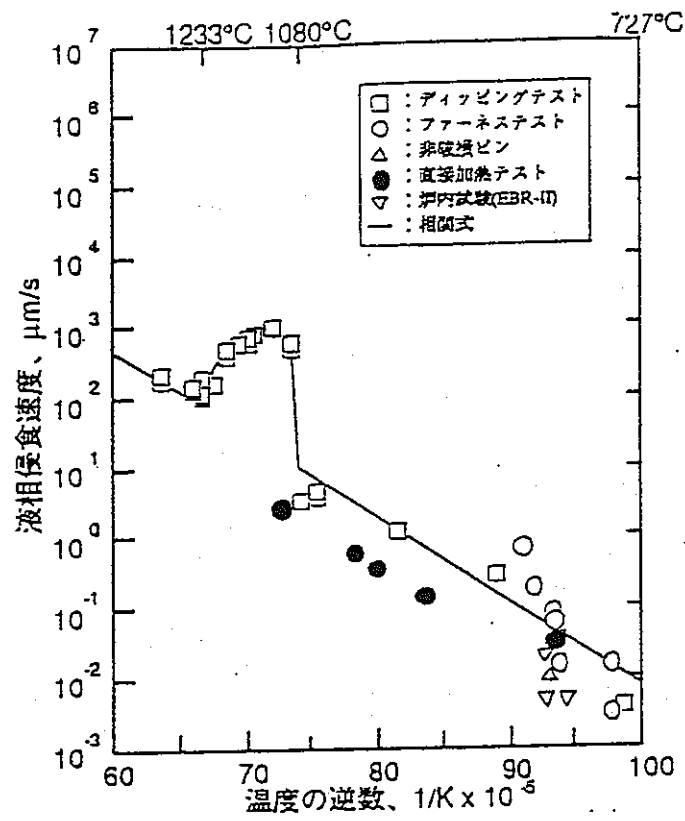


fig.2-6 高温側での液相浸食試験結果

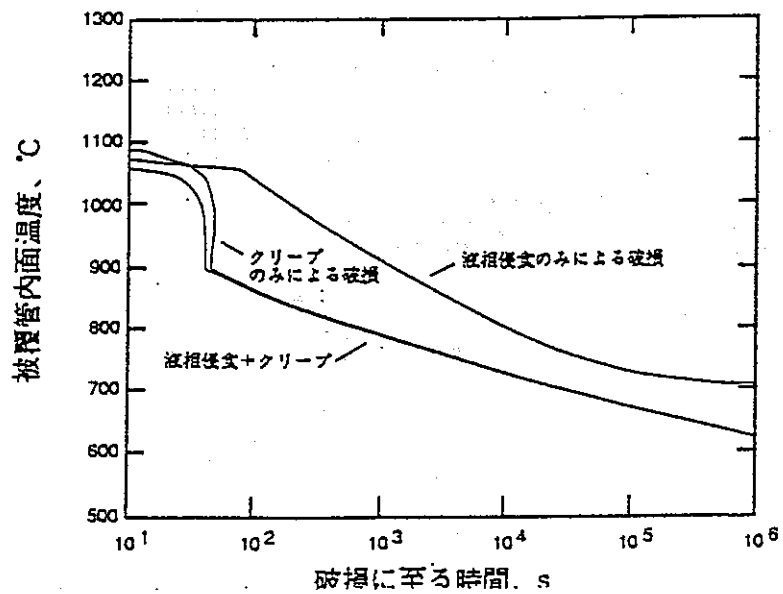


fig.2-7 液相浸食または内圧クリープを原因とする燃料破損温度予測

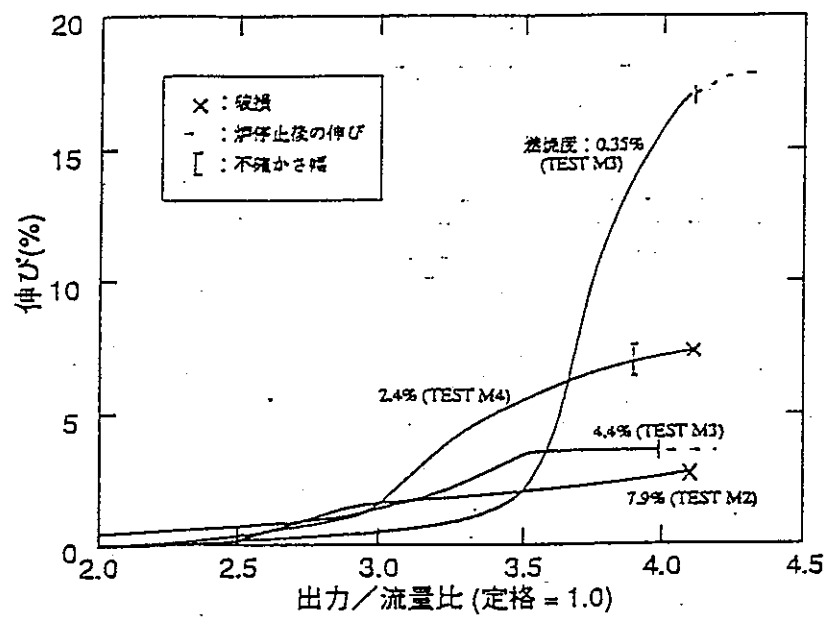


fig.2-8 TREAT 炉における EBR-II 燃料 (U-Fs) の過出力試験時の伸び

2-3 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の変更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で金属燃料高速炉の模擬が必ずしも正確に行われているわけではない。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。

2-3-1 変更により生じた問題点

各変更点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。

物性値

SAS-3D コードは酸化物燃料を対象とした解析コードであるため、コードの入力で指定できる物性値については金属燃料の物性値を使用しているが、コードの中にすでに組み込まれている酸化物燃料の物性値があるかもしれない。また、変更のところで述べたように、物性値のないものは金属 U などの他の物性値で代用している。

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なみ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。ボンド材の違いが燃料スエリングや破損判定、破損後の燃料移動へ及ぼす問題点についてはそれぞれのところで述べる。

フィッションガスの放出とスエリング

燃料スエリングを軸方向に合わせて径方向の燃料スエリングを調整しており、燃料スエリングが多少異なることが考えられるが、熱的挙動を模擬していることから、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ーとして液相化の影響を考慮しており、モデル化については特に問題ない。

エクストリュージョン

エクストリュージョンを燃料密度の変化による軸方向への燃料膨張で模擬したが、その結果、燃料の長さについては模擬されているものの、その燃料の分布が一致しているかど

うかは分からない。これは、正しい実験値があるものでもモデルがあるものでもないことから、判断のしようがない。しかし、この燃料膨張により挿入される反応度の取り扱いが燃料移動でなく燃料の密度変化による軸方向への膨張としていることにより、過小評価しているものと考えられる。

一方、破損個所での燃料密度が場所により過大評価にも過小評価にもなる。過小評価であるものに対しては、破損後の燃料移動反応度も過小評価となるものと考えられるが、過大評価しているところについては問題が残る。

燃料ピンの破損モデル（破損条件）

新燃料では液相浸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ーとして評価する。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。

これらのことをまとめると、問題点としては、

- ・物性値の面から、酸化物燃料的な挙動を示すところもありうる
- ・燃焼後の燃料では、エクストリュージョンの模擬の結果、エクストリュージョンにより挿入される反応度が過小評価であること、燃料破損後の燃料移動反応度が過大評価されている可能性もある

ことが挙げられる。

2-3-2 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ふれておく。SAS-3D コードは炉心損傷事象起因過程解析コードである。そのため、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とはどこまでなのかと言うと、具体的には構造材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発生し、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。

前節において、本研究で行った変更の問題点として、物性値とエクストリュージョンの模擬による燃料移動反応度の過大評価の可能性が分かった。すなわち、これが解析可能範囲の限界となる。

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

燃料の進んだ燃料：燃料ピン破損後、しばらく

新燃料については物性値に問題があるかもしれないが、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、燃焼の進んだ燃料の解析可能範囲を破損後しばらくとしたのは、破損後に挿入される燃料移動反応度の大きさを確認した後、新燃料との比較により、挿入される反応度の妥当性を検討する。その後の炉心挙動については新燃料炉心をもとに推測する。

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、変更の必要な点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。実際に解析を行うとさらに問題点が生じることが予想されるが、解析を行う前に判断できる解析上の問題点について検討した。問題点としては、

- ・コード内に組み込まれた物性値の中に酸化物燃料特有のものがあるかもしれないことから一部酸化物燃料のような振る舞いをするかもしれないこと。特に、このことは燃料ピン破損後の燃料挙動について言える。
- ・燃焼の進んだ燃料については、エクストリュージョンの取り扱いがかなり過小評価されていることが予想されること。

が分かった。このことから、新たな燃料については遷移過程の手前まで解析できること、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過小に取り扱っていると考えられることから、燃料ピン破損のすこし後までをその解析可能範囲とした。

次章以降で、この金属燃料高速炉を適用させ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。解析対象事象としては ATWS 事象の1つである ULOF (Unprotected Loss Of Flow) 事象とした。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。炉心燃料要素および集合体パラメータを Table 3-1 に、原子炉の仕様を Table 3-2 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、一概に比較できないが、同じ出力の酸化物燃料と比較して 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}Pu : ^{240}Pu : ^{241}Pu : ^{242}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 Table 3-3 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。燃焼後の各反応度係数は初期燃料における反応度係数で代用する。本来、平衡サイクル末期において臨界が保たれるよう初期燃料の富化度を決定する方が望ましいが、今回の目的が、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、再臨界の可能性を検討することであることから、燃焼計算はしなかった。

破損には出力の分布が影響を与える。これは、一概には言えないものの、定常時に燃料温度の高いところからボイド化が始まり、やがて破損に至るためである。fig.3-2 に炉心中心部での軸方向の出力分布を、fig.3-3 に炉心中心部の径方向の出力分布を示す。

Table 3-1 炉心燃料の寸法仕様

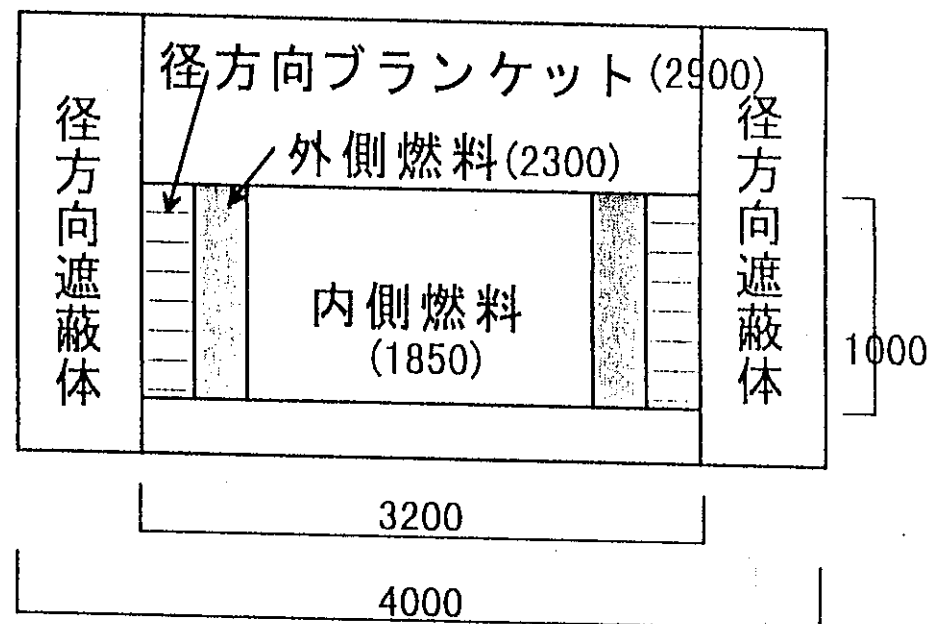
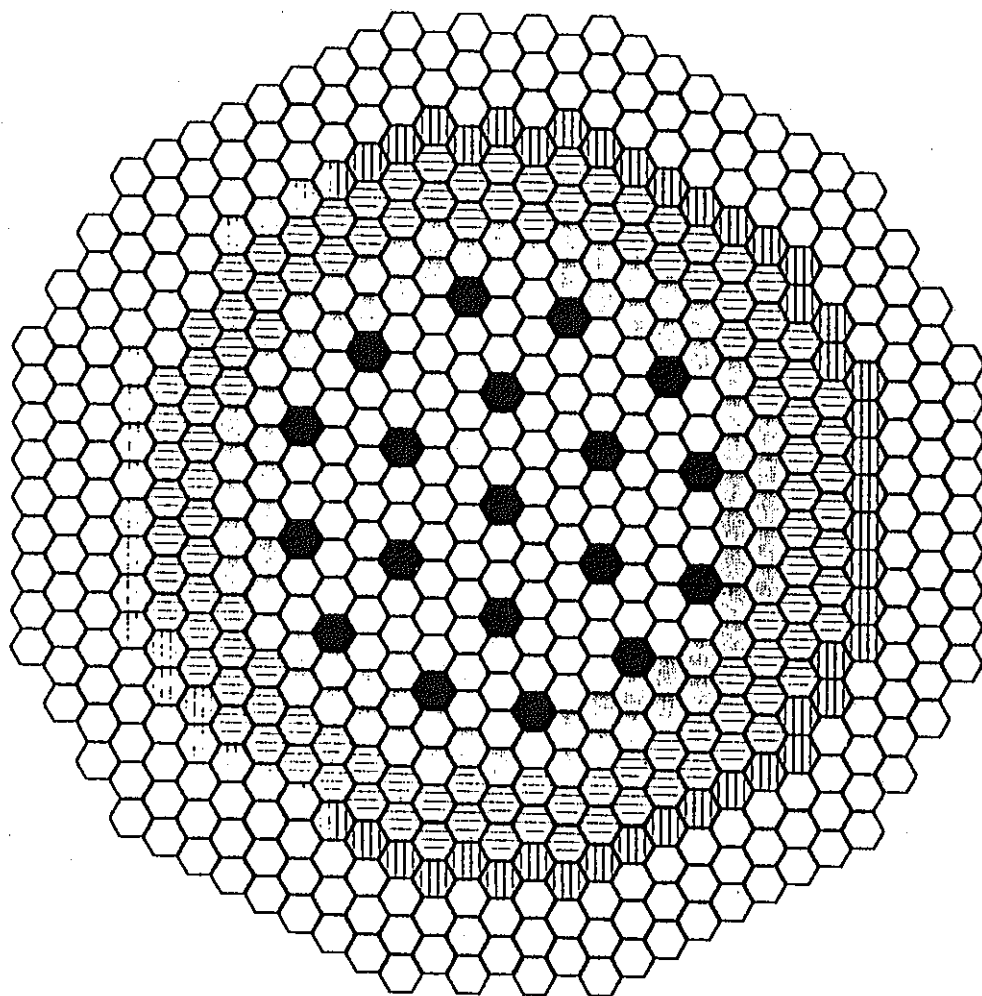
	燃料	ブランケット
燃料要素数/集合体	270	127
被覆管内径 (mm)	6.1	10.5
燃料スミア密度 (%TD)	75	同左
被覆管肉厚 (mm)	0.5	0.4
燃料要素外径 (mm)	7.1	11.3
燃料スラグ長 (cm)	100	130
プレナム長 (cm)	150	135
燃料要素全長 (cm)	約 260	約 275
燃料要素配列ピッチ (cm)	8.80	12.83
ワイヤ径 (mm)	1.65	1.47
ダクト内対面間距離 (cm)	14.77	同左
ダクト肉厚 (cm)	4.0	同左
ダクト間ギャップ (mm)	4.0	同左
集合体配列ピッチ (cm)	15.59	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

Table 3-2 本研究で用いた炉心の仕様

	仕様
原子炉出力	600 M We
原子炉熱効率	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	355/510℃
炉心高さ	100cm
ブランケット	軸方向：なし、径方向：2 層

Table 3-2 1 次冷却材流量配分

熱出力 (MWt)	1579
1 次冷却材流量 (kg/s)	8004
内側炉心領域	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 60万KWe炉心(金属燃料) 炉心構成図

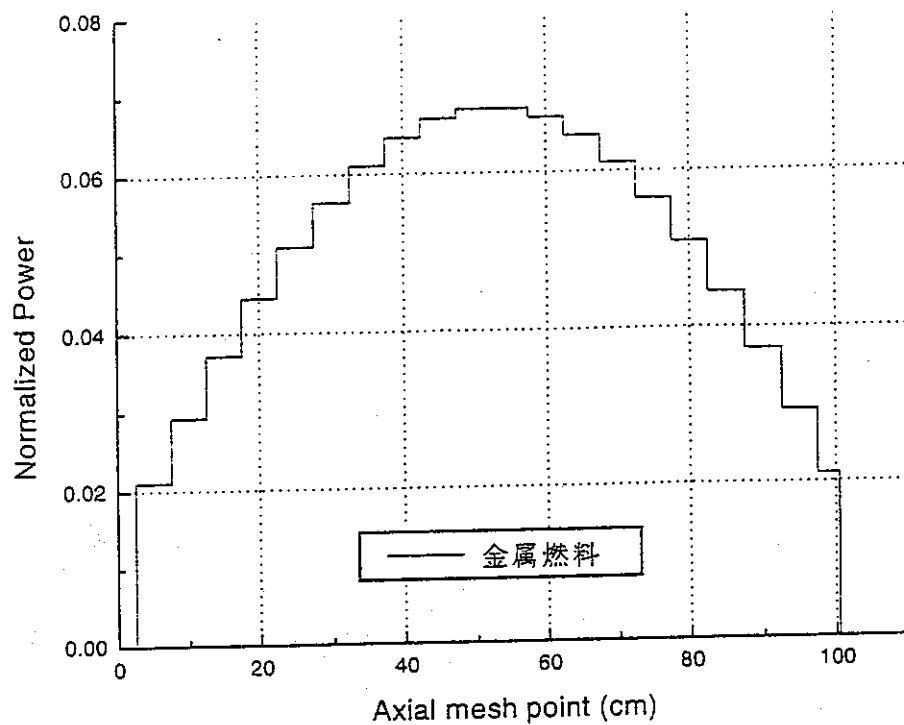


fig.3-2 軸方向の出力分布

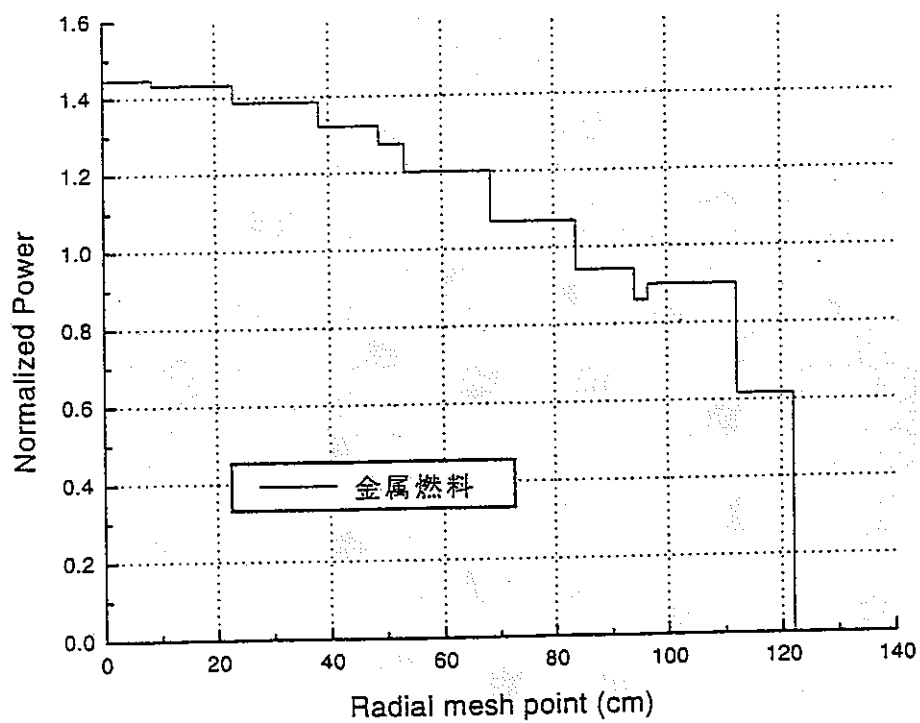


fig.3-3 径方向の出力分布

反応度係数の算出

SAS-3D コードによる解析について述べる前に、SAS-3D コードの入力に用いる各反応度係数の算出法について述べる。SAS-3D コードでは、炉心の炉物理量として、各メッシュごとのドップラー反応度・ボイド反応度・燃料および被覆管の反応度価値・比出力および出力分布などを入力する。本研究では、これらを SLAROM・CITATION-FBR・PERKY コードにより算出した。これらのコードは高速炉の炉心計算等で標準的に使用されているコードである。以下に各コードの概略を述べる。

SLAROM コード³⁻²⁾

高速炉や高速臨界集合体の格子均質化計算を行うコードである。各領域の実効断面積は、重核種に対しては共鳴遮蔽因子に対する非均質効果を考慮して計算される。コード内では、積分型輸送方程式を衝突確率法により解いている。体系の実効増倍率は入力されたバックリングに対して求められるか、あるいは1になるよう臨界調整を行う。セルの均質化断面積は領域積分された中性子束を重みとして求められ、非等方拡散係数が Benoit の定義に基づいて計算される。また、格子計算の他にも、一次元拡散方程式を解いて中性子束と随伴中性子束を求めるモジュールが含まれており、これらの中性子束を、断面積の縮約に用いることができる。

本コードは、多群断面積ライブラリーとして JFS2³⁻³⁾または JFS3³⁻⁴⁾型断面積セットを用いる。1994 年 4 月に JENDL ライブラリーは、JENDL-3.1³⁻⁵⁾から JENDL-3.2 に改訂された。従って、本研究での SLAROM コードの計算はすべて JENDL-3.2 を基に作成された JFS-3-J3 断面積セットを用いて行った。

CITATION-FBR コード

拡散理論に基づき 2 次元および 3 次元モデルで体系計算を行い、実効増倍率、中性子束および随伴中性子束を計算する。本コードは、拡散計算コード CITATION³⁻⁶⁾をもとに高速炉体系における炉心設計と実験解析に対応するために開発されたものである。従って、基本的な拡散方程式の解法等は CITATION コードと共通である。新たに開発された部分の中でも特にナトリウムボイド反応度の評価等で重要となる中性子漏洩に対し、非等方拡散係数を用いることにより中性子漏洩の方向依存性を考慮することができる。また、体系内の各領域毎の中性子漏洩を含む中性子バランスを計算することができる。本研究においては、各領域毎の実効断面積は SLAROM コードで作成したのもを使用した。

本研究では、CITATION-FBR コードで計算された出力分布、比出力を SAS-3D コードに使用した。

PERKY コード 3-7

拡散計算に基づく摂動理論を用いて2次元および3次元体系で物質反応度価値、動特性パラメータの計算を行う。具体的には、実効遅発中性子割合、即発中性子寿命、反応度価値および反応度変化の計算が可能である。反応度変化の計算は厳密摂動または一次摂動のいずれによっても計算可能である。また、非等方拡散係数を用いることにより、中性子の漏洩の非等方性を考慮することができる。摂動計算で必要となる体系の中性子束および随伴中性子束は他の計算コードにより計算されたものを用いる。本研究においては、中性子束および随伴中性子束は CITATION-FBR コードにより計算されたものを使用する。

反応度係数算出の流れを fig.3-4 に示す。本研究では、PERKY コードにより計算された反応度係数（ドップラー反応度およびボイド反応度係数）、反応度分布（燃料および被覆管反応度分布）を SAS-3D コードに使用した。

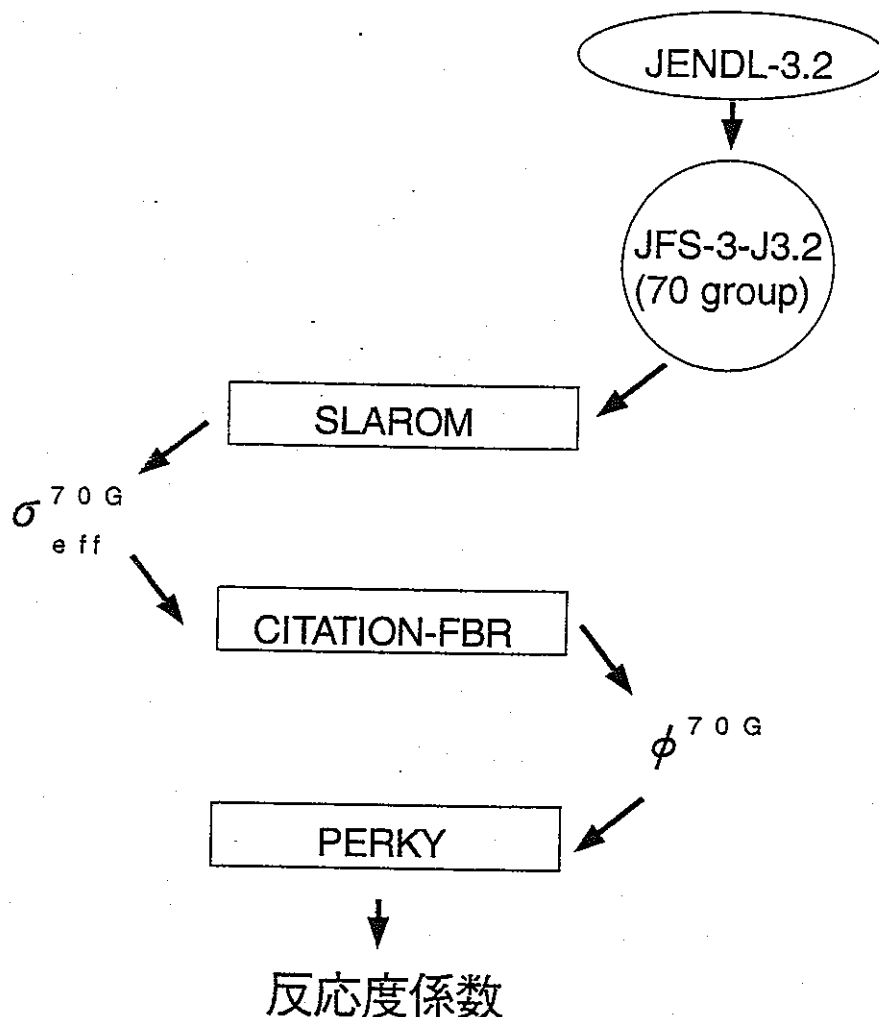


fig.3-4 反応度係数算出の流れ

3-2 金属燃料炉心の LOF 解析

3-2-1 解析条件

本研究では、この中でも最も炉心損傷事象に至りやすいといわれる ULOF 事象の解析を行う。冷却材流量の減少は、外部電源の全喪失による急速な LOF・本研究で用いた炉心サイズで一般的な LOF の 2 つの場合を想定した。新燃料の液相浸食貫通を破損時の被覆管温度を 1100℃、1110℃、1150℃の 3 つとした場合についての解析結果から推測する。

3-2-2 解析結果の妥当性

第 2 章において SAS-3D コードを金属燃料高速炉の解析に適応させるに当たっての変更点およびその限界を検討した。ここでは、実際の解析結果をもとに今回の適応の妥当性について、以下の 3 項目を検討する。

- (1) 事象推移
- (2) 破損判定
- (3) 破損後の燃料移動

(1) 事象推移

事象推移は、燃料の燃焼の有無によるエクストリュージョンの有無、破損判定が異なる等の違いが生じるものの大きな差はない。

全電源喪失型 LOF の新燃料で破損判定条件を被覆管温度 1150℃の場合と 300 日燃焼の進んだ燃料の場合を例にとり、Table 3-3 に冷却材のボイド化・Dry-out・燃料溶融および燃料ピン破損開始時刻を示す。

Table 3-3 事象開始時刻

	ボイド化	Dry-out	燃料溶融	燃料ピン破損
新燃料	2.90(s)	3.14(s)	3.21(s)	3.47(s)
300 日燃焼	3.05(s)	3.31(s)	3.47(s)	3.66(s)

(Dry-out：冷却材が沸騰して被覆管がむき出しになること)

燃料ピン破損前後の反応度の時間変化を、新燃料については fig.3-5 に 300 日燃焼した燃料については fig.3-6 に示す。燃料密度変化による反応度が 300 日燃焼の進んだ燃料の方が大きくなっているが、これはエクストリュージョンを燃料密度の変化により模擬した為である。

事象の推移は、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より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釣り合いにより炉心出力は、ほぼ一定値を保つ。その間も冷却材流量は減少し、やがて冷却材のボイド化が始まる。冷却材のボイド領域の拡大に比例して挿入されるボイド反応度も大きくなり、炉心出力は急激に上昇する。金属燃料は融点が低いため（約 1100℃）冷却材のボイド化後すぐに燃料が溶け出す。燃料溶融後、新燃料では液相浸食による燃料ピンの破損が、燃焼している燃料では内圧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、燃料移動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、破損領域が拡大するまでは全反応度の和は増加する。解析条件により反応度のピークは異なるが、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。

(2) 破損判定

燃料の燃焼により異なる破損の仕方（破損判定）が得られた。新燃料では、存在しないはずのヘリウムガスが、燃料ピンの破損判定に影響を及ぼす可能性もあったが、今回の解析ではその影響はなかった。

(3) 燃料ピン破損後の燃料移動

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、燃料蒸気圧・スチール蒸気圧・ナトリウム蒸気圧・フィッシュンガス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。金属燃料は融点が低く、熱伝導も良いことから、破損後の温度もそれほど高くない（本研究では最高で約 2400℃）。このため、燃料蒸気圧・スチール蒸気圧は燃料移動の駆動力にはならない。新燃料では、フィッシュンガスが存在しないことから燃料移動の駆動力はナトリウム蒸気圧および重力となり、燃焼の進んだ燃料であればフィッシュンガス圧がこれに加わる。

新燃料（破損判定：被覆管温度 1100℃・被覆管温度 1110℃・被覆管温度 1150℃）のチャンネル 1 における燃料ピン軸方向の破損領域の時間変化および破損した燃料の冷却材チャンネル中の軸方向の存在領域の時間変化を、それぞれ fig.3-7・fig.3-8・fig.3-9 に、燃焼の進んだ燃料についてを fig.3-10 に示す。これ以降、燃料破損領域の変化図と略す。ここで、実線は燃料ピン軸方向の破損領域の上端および下端であり、点線は破損した燃料の冷却材チャンネル中の軸方向の存在領域の上端および下端を示す。新燃料では、破損領域の拡大は破損条件である被覆管温度が高いものほど速い。被覆管温度が破損条件を満足するには、燃料温度はそれより少し高くなっており、破損判定の被覆管温度が燃料の融点と同じ 1100℃であると、燃料の一部しか溶けていない。燃料は溶けるのに溶融潜熱が必要であるため、燃料ピンの健全な部分が破損条件を満足するには溶融潜熱分の熱が必要となるため破損の拡大に時間がかかる。破損判定が被覆管温度 1150℃の場合は、破損時にはすでに燃料ピン内の燃料は溶融しており、溶融潜熱は必要なく破損の拡大が速くなる。破損燃料の冷却材中の存在範囲は、新燃料では燃料駆動力がナトリウム蒸気圧であるため、ナトリウムのボイ

ド領域に関係する。燃焼の進んだ燃料についてはフィッシュンガス圧により燃料分散が起こるためボイド領域とは関係なく冷却材チャンネル中の破損燃料領域が拡大する。

新燃料（破損判定：被覆管温度 1100℃・被覆管温度 1110℃・被覆管温度 1150℃）のチャンネル 1 における冷却材のボイド領域および Dry-out 領域の時間変化を、それぞれ fig.3-11・fig.3-12・fig.3-13 に、燃焼の進んだ燃料についてを fig.3-14 に示す。これ以降、冷却材ボイド領域の変化図と略す。ここで、実線は冷却材のボイド領域の軸方向の上端および下端を、点線は Dry-out 領域の軸方向の上端および下端である。冷却材のボイド領域はチャギングしておりチャギングによるボイド領域の拡大に引かれる形で燃料分散が起こる。また、Dry-out 領域は燃料の冷却材領域への放出により拡大しており、Dry-out 領域の拡大により発生するナトリウム蒸気圧も燃料分散に寄与している。

新燃料（破損判定：被覆管温度 1100℃・被覆管温度 1110℃・被覆管温度 1150℃）のチャンネル 1 における破損後の冷却材領域中の燃料温度を、それぞれ fig.3-15・fig.3-16・fig.3-17 に、燃焼の進んだ燃料についてを fig.3-18 に示す。これ以降、破損燃料の温度変化図と略す。それぞれ、破損した燃料の冷却材チャンネル中の軸方向の存在領域上端および下端の燃料温度、存在領域の最高温度および最低温度のことである。最高温度に注目すると新燃料では低くともピーク時に 2100℃を上回っており、燃焼の進んだ燃料の最高温度である約 1800℃と比べ 300℃近く高い。これは、燃料した燃料では破損直後から燃料分散が起こるため、出力ピークが新燃料に比べ低いためである。一方の新燃料では、燃料ピン破損直後には燃料分散の駆動力が重力とナトリウム流量の圧力差のため、あまり移動することなく破損個所付近にとどまる。この間に燃料温度は上昇し、温度の上昇により残留ナトリウムが蒸発し、ナトリウム蒸気圧を発生する事になる。

新燃料（破損判定：被覆管温度 1100℃・被覆管温度 1110℃・被覆管温度 1150℃）のチャンネル 1 における破損後の冷却材領域中の燃料圧力を、それぞれ fig.3-19・fig.3-20・fig.3-21 に、燃焼の進んだ燃料についてを fig.3-22 に示す。これ以降、破損燃料の圧力変化図と略す。それぞれ、破損した燃料の冷却材チャンネル中の軸方向の存在領域下端圧力と存在領域中の最高圧力のことである。圧力変化はなめらかでなく、細かいピークができています。これは、解析上の問題で、解析のタイムステップとメッシュの長さの選択が圧力計算に不適であることが考えられる。新燃料では破損領域中の圧力が大きくなるのに時間がかかっており、先ほどの議論と斉合した結果を示している。一方、燃焼の進んだ燃料では破損直後から圧力が高く、破損の拡大に比例して圧力が上昇していることが分かる。

新燃料（破損判定：被覆管温度 1100℃・被覆管温度 1110℃・被覆管温度 1150℃）のチャンネル 1 における冷却材チャンネル中の破損燃料分布の時間変化を、それぞれ fig.3-23・fig.3-24・fig.3-25 に、燃焼の進んだ燃料についてを fig.3-26 に示す。これ以降、冷却材中の燃料分布の変化図と略す。新燃料では燃料分散の駆動力はナトリウム蒸気圧であり、ナトリウム蒸気圧が発生するまでに時間がかかり、燃料分散は破損後少したってから起こることが分かる。また、冷却材の蒸発が燃料破損領域の下部より少し上で起こり出すので、燃料分散は燃料ピン上部に向かって起こる。燃焼の進んだ燃料では、燃料移動の圧力源が破損燃料

中のフィッションガス圧であるため、燃料分散の圧力源は破損箇所となる。このため、燃料の分散の仕方が新燃料と燃焼の進んだ燃料とは大きく異なる。

新燃料（被覆管温度：1150℃）と燃焼の進んだ燃料のチャンネル 1 における炉心部外に分散した燃料の割合（チャンネル 1 の初期装荷燃料に対する割合）を fig.3-27 に示す。燃料の破損後、最終的に新燃料では初期装荷燃料の約 30%が、燃焼の進んだ燃料では約 40%が炉心外へ分散している。また、破損燃料の温度変化図（fig.3-15～18）で、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固化していない。SAS-3D コードでは固化した燃料が被覆管に付着するという概念はないため、実際には燃料が固化して被覆管に付着して栓ををしてしまっているのに計算上では燃料分散がさらに進行してしまい、燃料分散を過大に評価してしまうことも心配されたが、燃料融点を上回っていることから、このことは問題ないと言える。ただし、前節でも述べたように、溶融後および燃料破損後の物性値の不明なものについては酸化物燃料の値で代用していることから、燃料の移動量については正確な評価とはいえないものの、かなりの燃料が分散することが期待できる。燃料の分散に伴い、燃料移動反応度が挿入される。また、新燃料については、炉心中心部の破損燃料がナトリウム蒸気圧により上部に移動していることから、こちらについても大きな燃料移動反応度が期待できる。それ故、解析で得られた燃料移動反応度は過大評価の可能性もあるものの挿入される燃料移動反応度は大きいことが期待できる。

これまでのことをまとめると以下ようになる。

- ・事象推移については妥当である。
- ・破損判定も模擬されている。
- ・破損後の燃料移動の駆動力は、新燃料ではナトリウム蒸気圧、燃焼の進んだ燃料に対しては燃料中のフィッションガス圧である。
- ・冷却材チャンネル中の燃料は固化しておらず、被覆管への付着はない。
- ・燃料分散後による燃料移動反応度は物性値の関係上、過大評価している部分もあるかもしれないが、大きいことが期待できる。
- ・新燃料においては、炉心中心部から燃料が移動するため、大きな燃料移動反応度が期待できる。

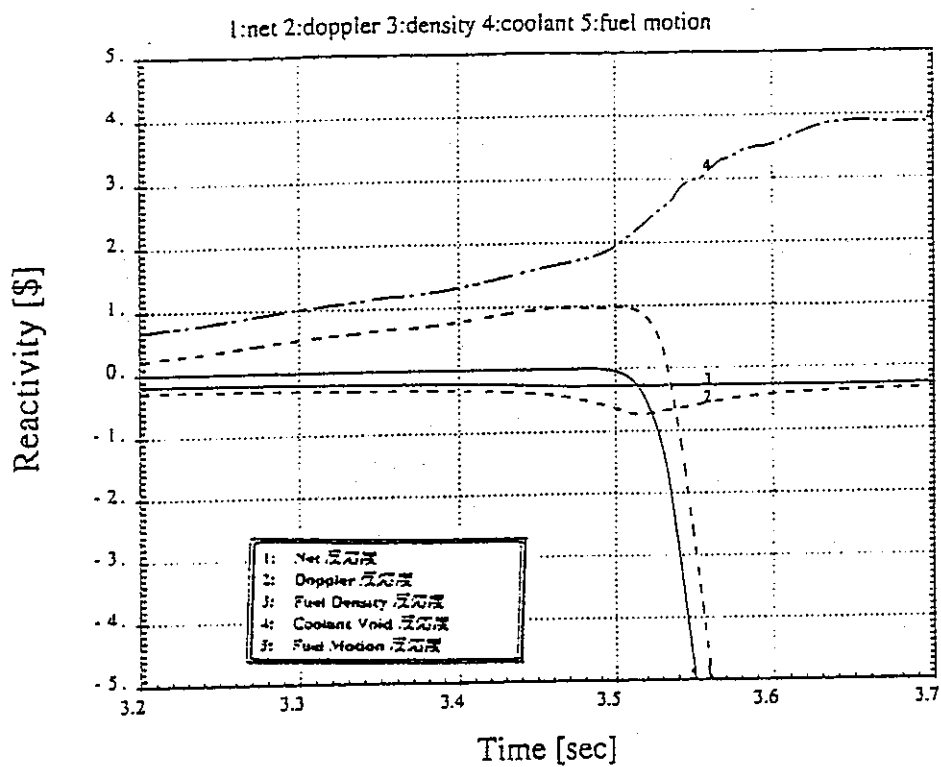


Fig.3-5 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の反応度の時間変化

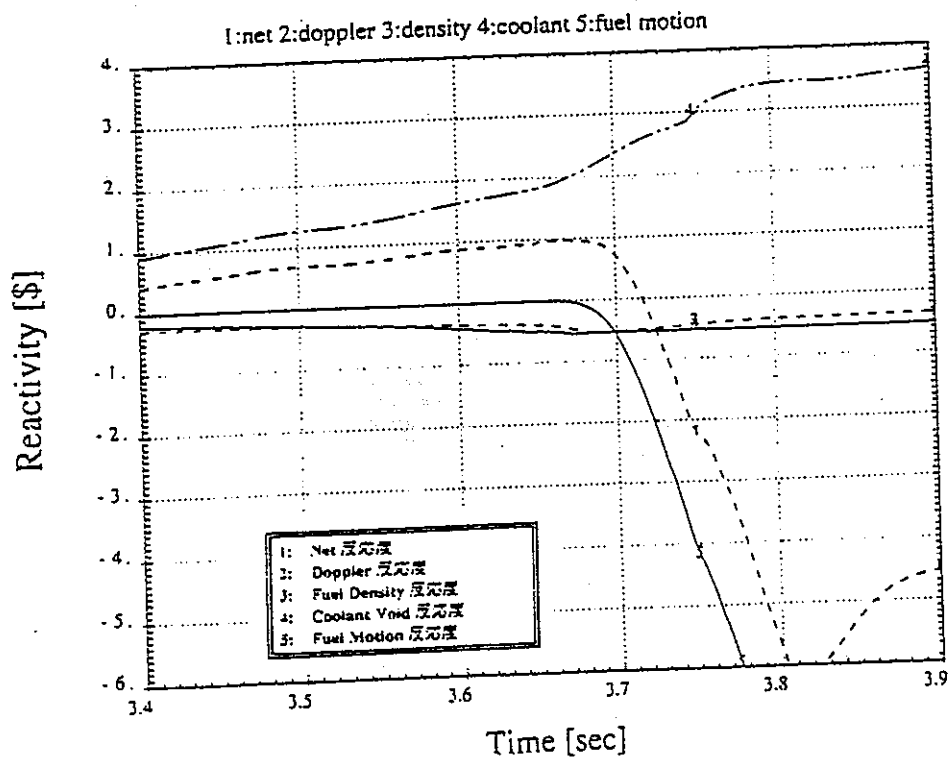


fig.3-6 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化

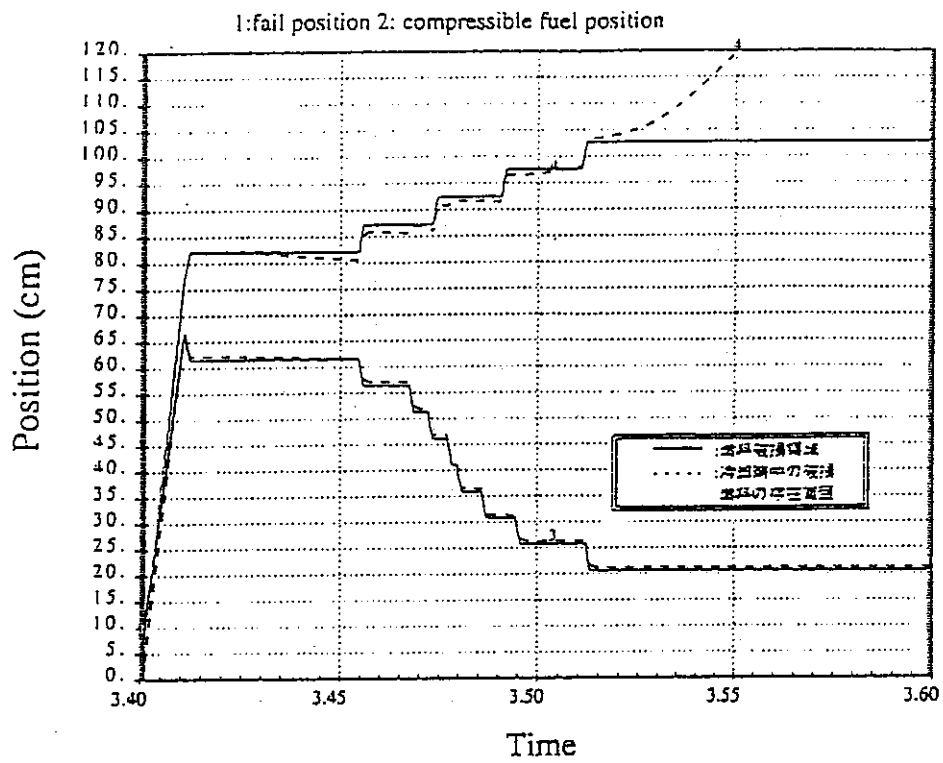


fig.3-7 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の燃料破損領域の変化図

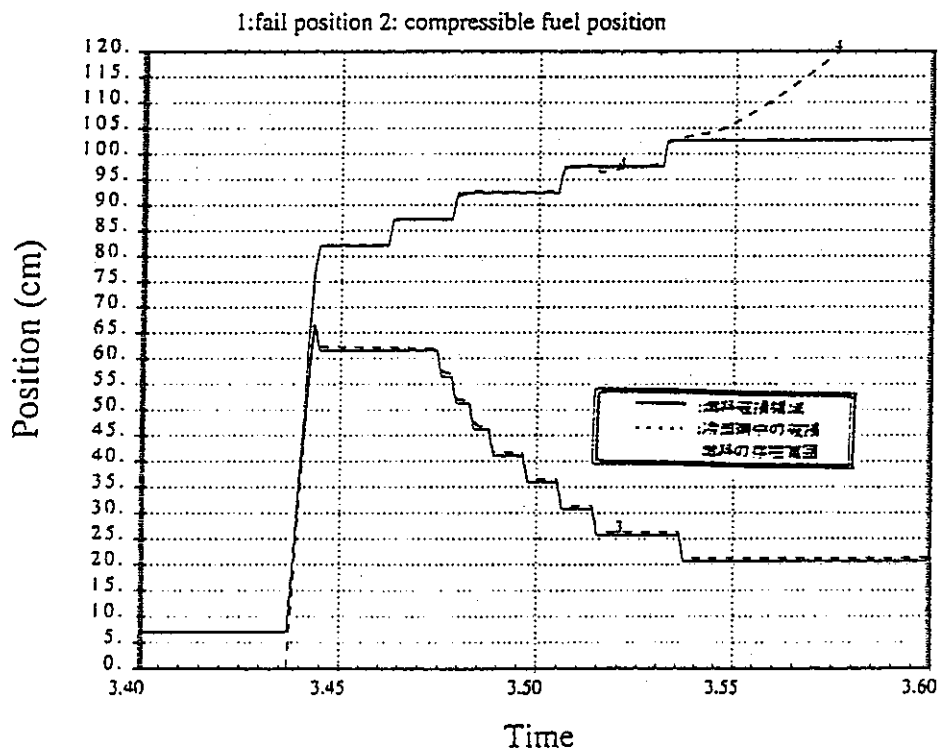


fig.3-8 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の燃料破損領域の変化図

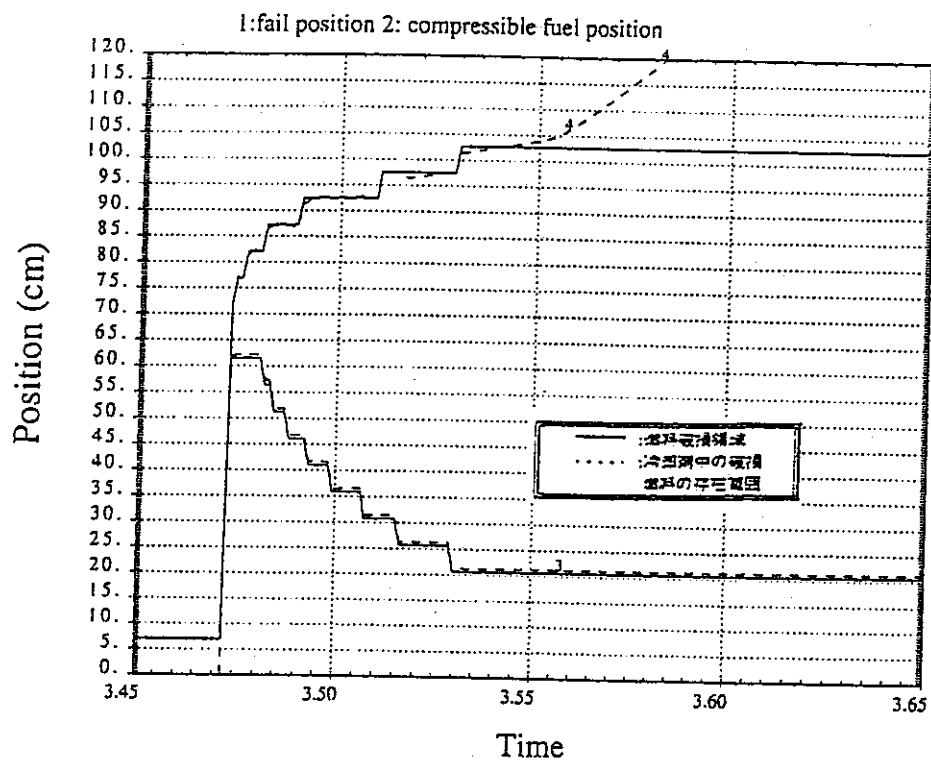


fig.3-9 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の燃料破損領域の変化図

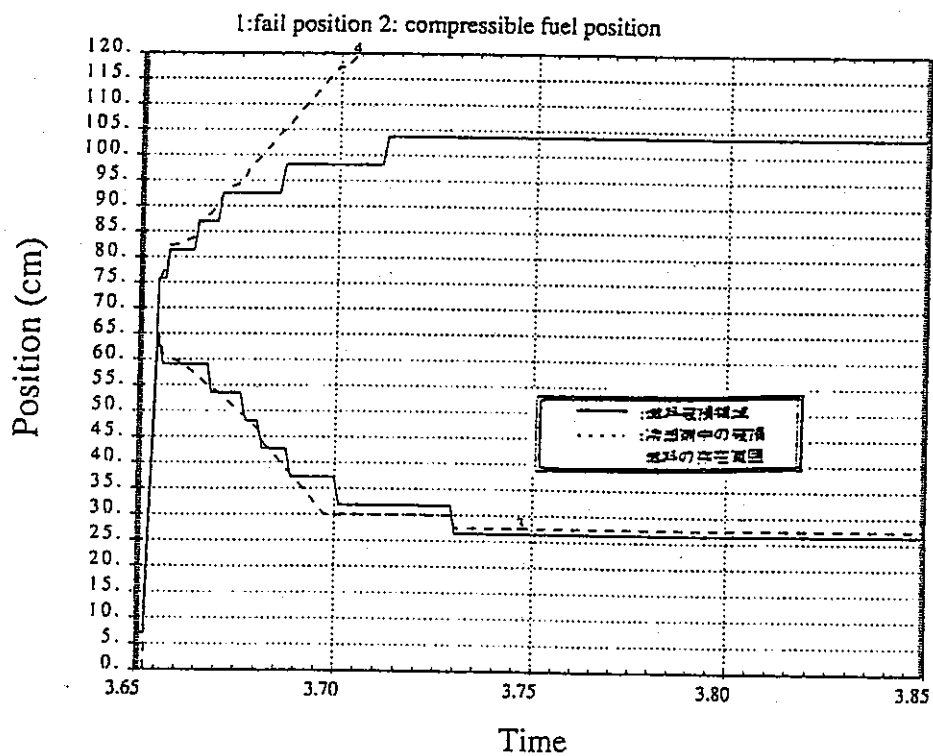


fig.3-10 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の燃料破損領域の変化図

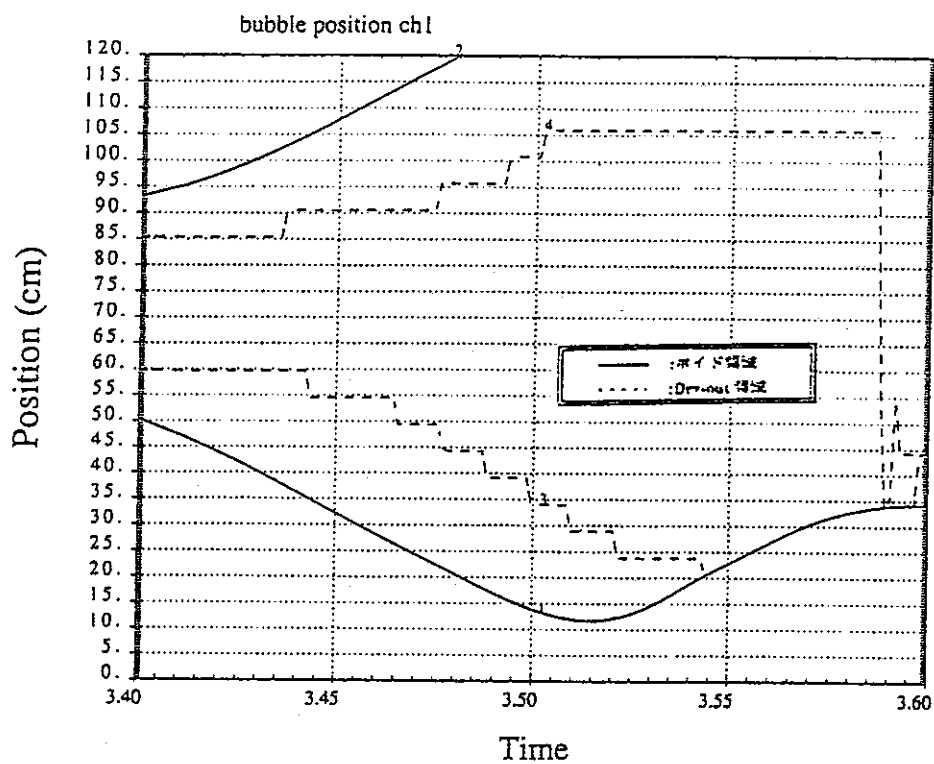


fig.3-11 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の冷却材ボイド領域の変化図

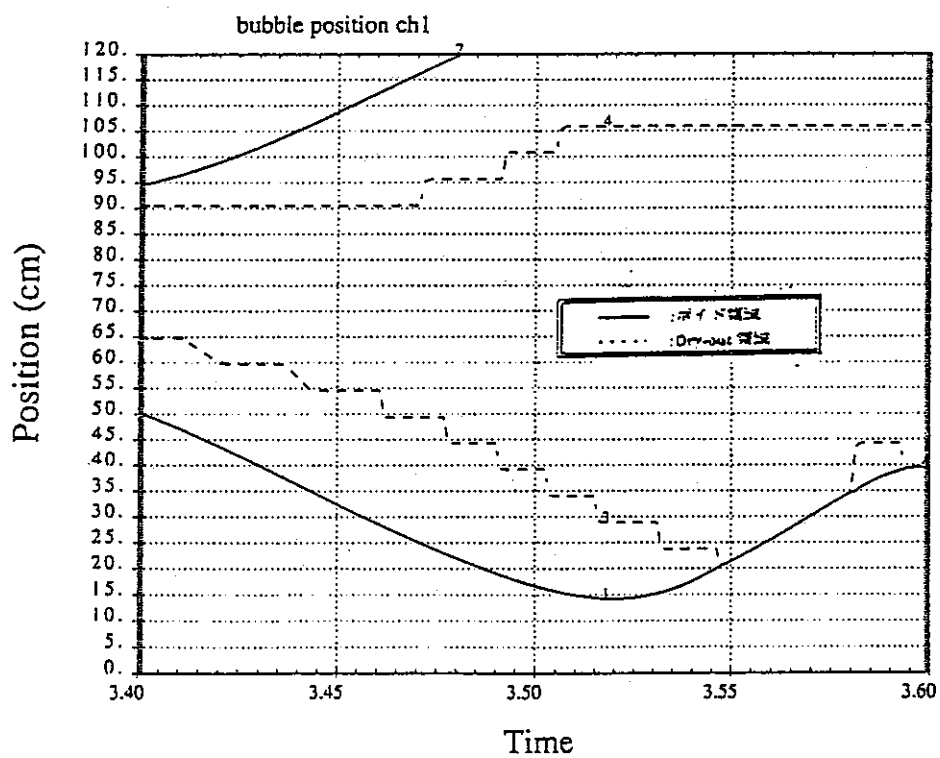


fig.3-12 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の冷却材ボイド領域の変化図

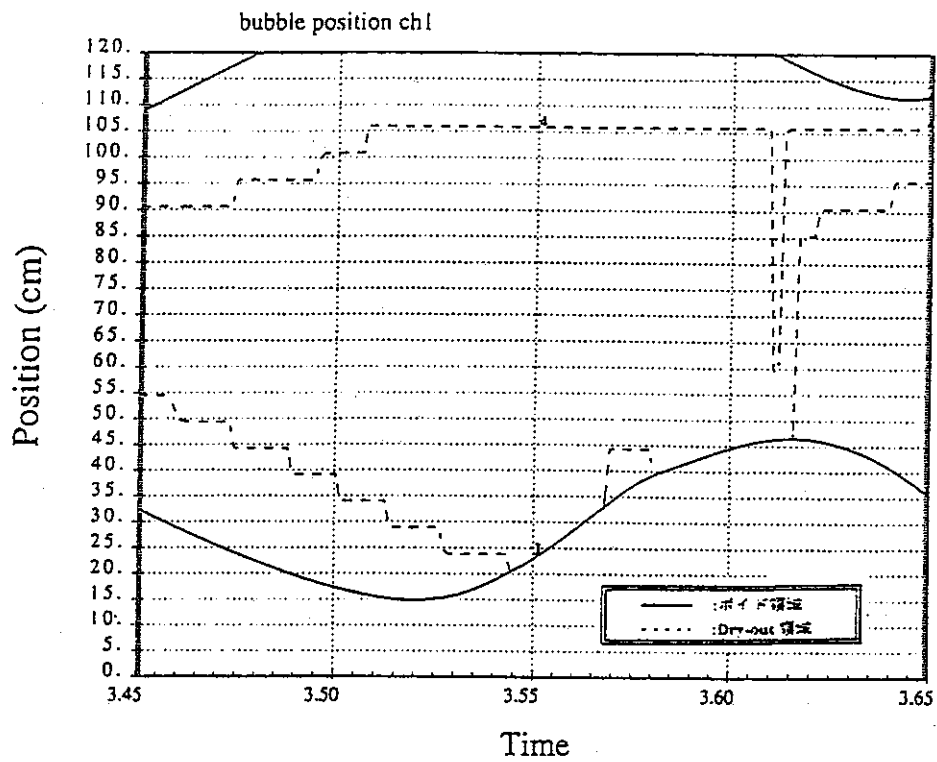


fig.3-13 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の冷却材ボイド領域の変化図

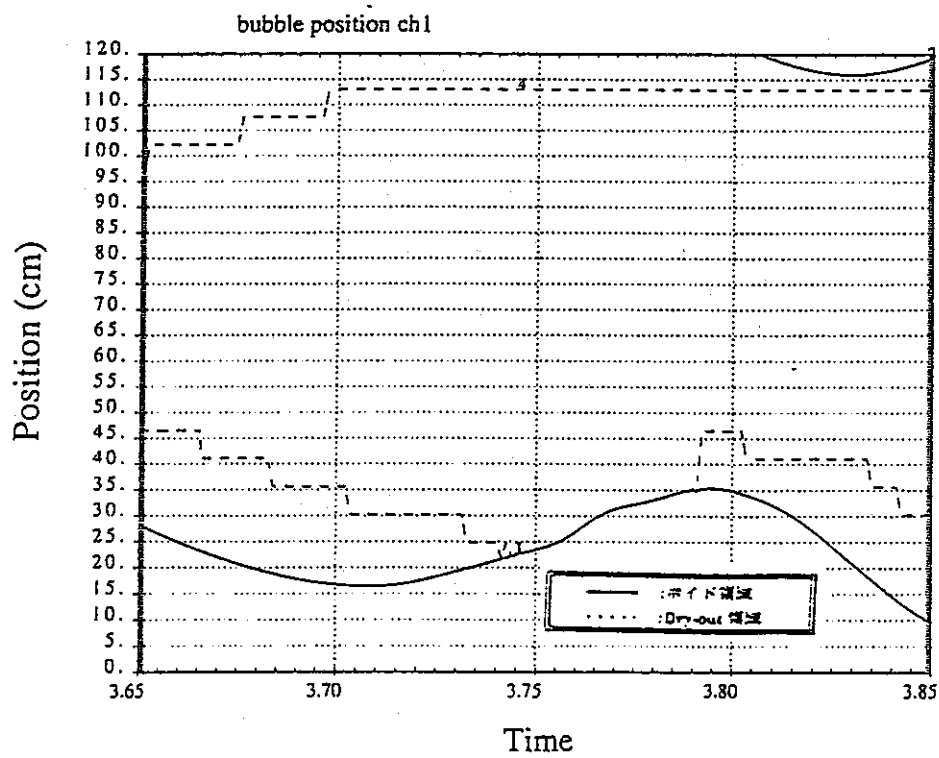


fig.3-14 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材ボイド領域の変化図

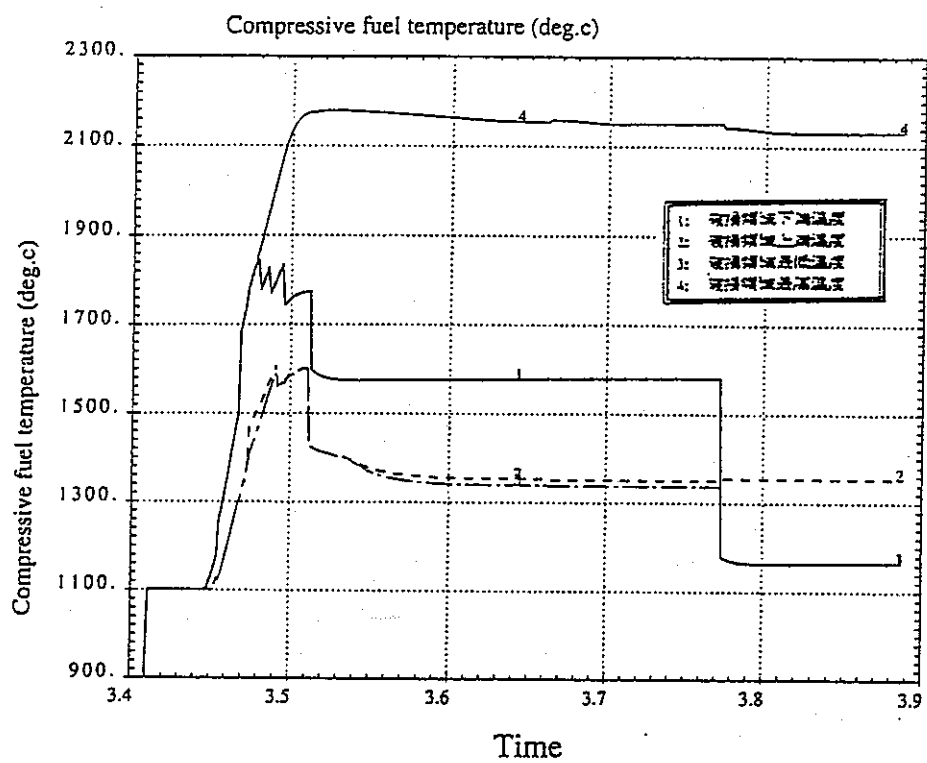


fig.3-15 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の破損燃料の温度変化図

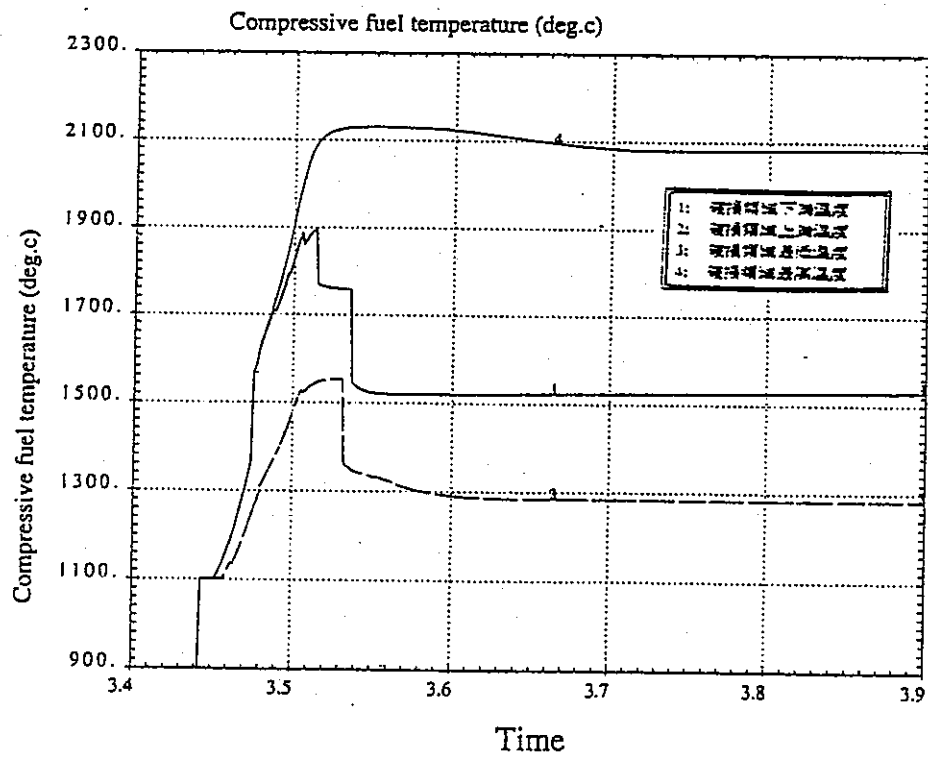


fig.3-16 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の破損燃料の温度変化図

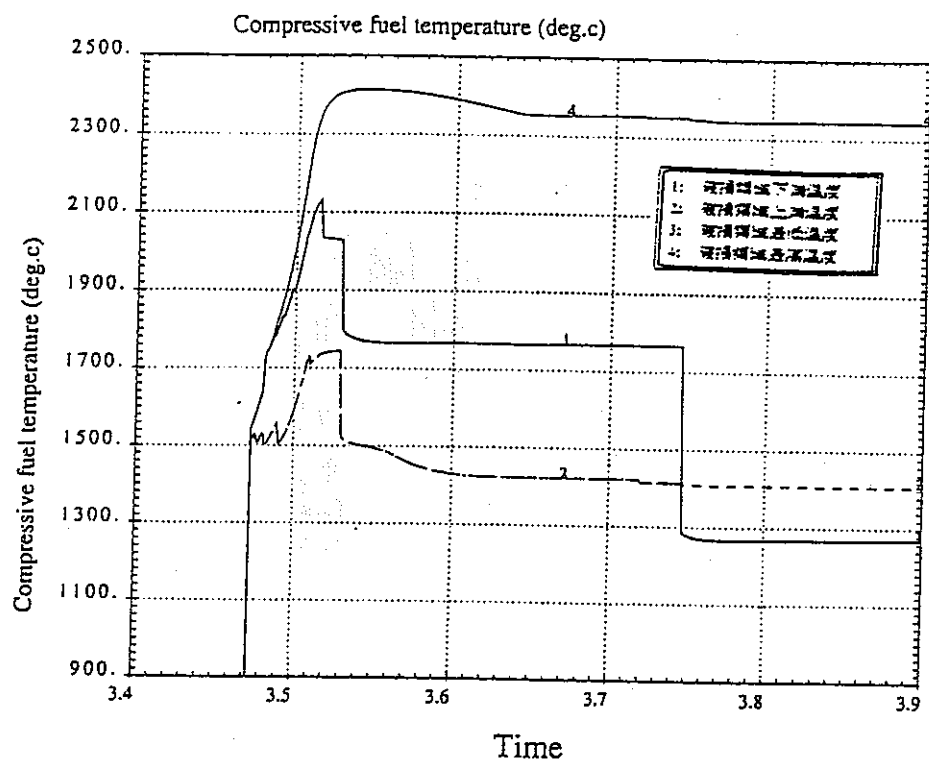


fig.3-17 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の破損燃料の温度変化図

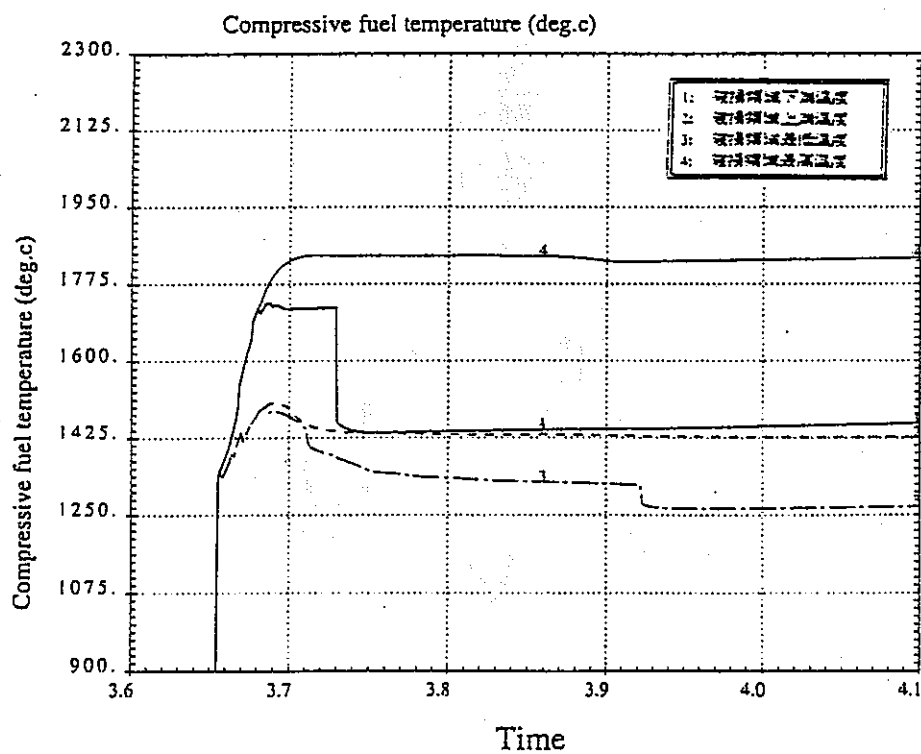


fig.3-18 新燃料（燃焼日数：300 日）の破損燃料の温度変化図

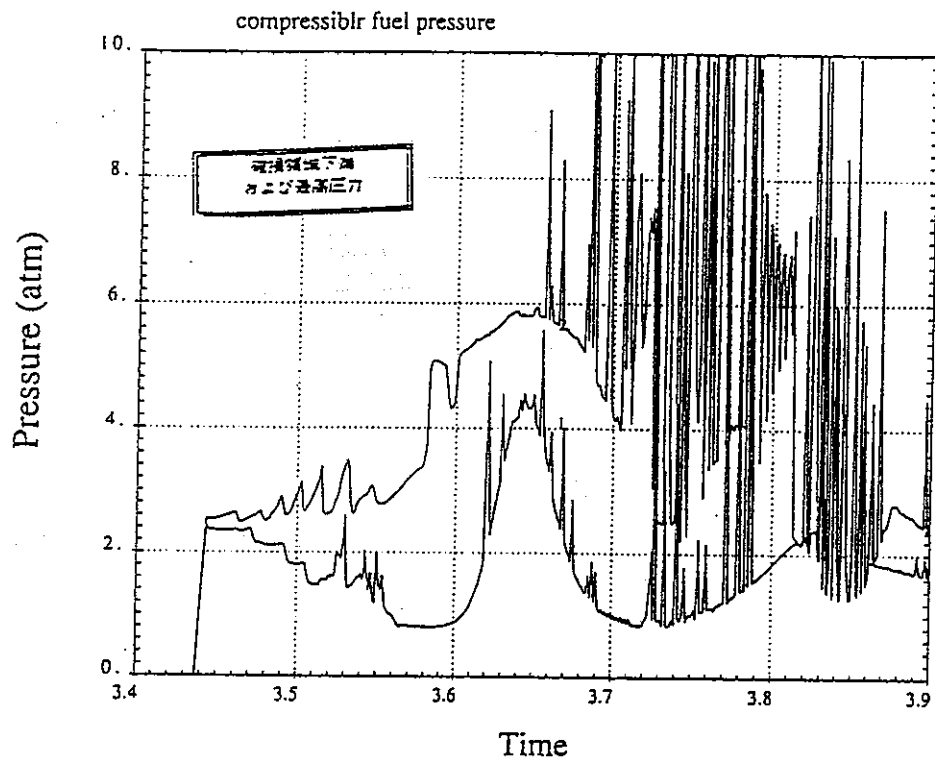


fig.3-19 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の破損燃料の圧力変化図

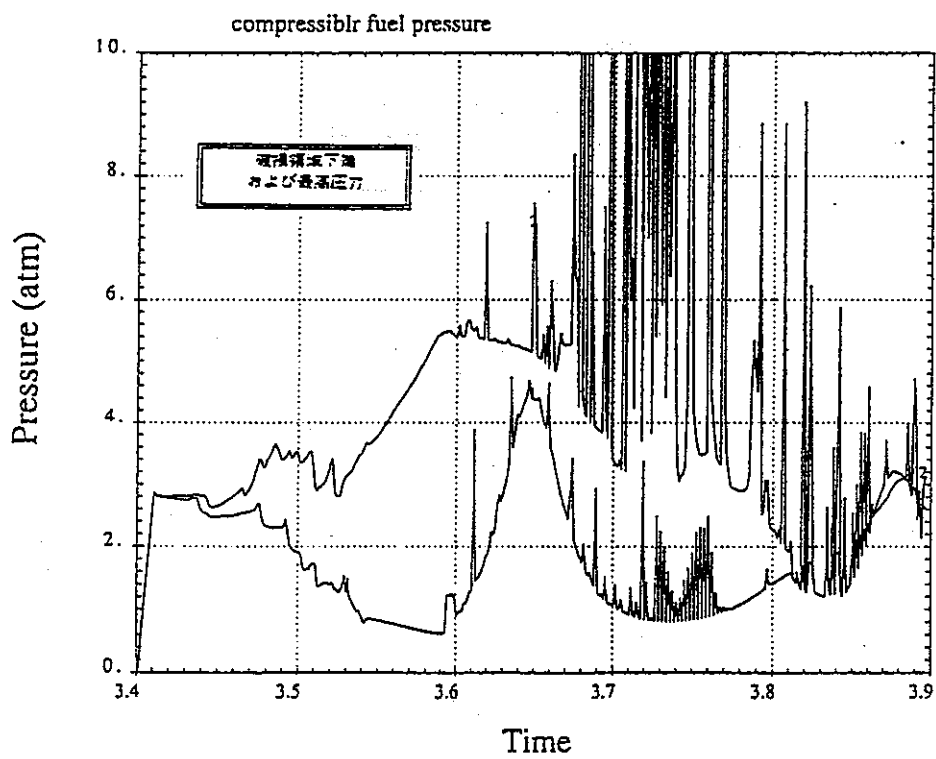


fig.3-20 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の破損燃料の圧力変化図

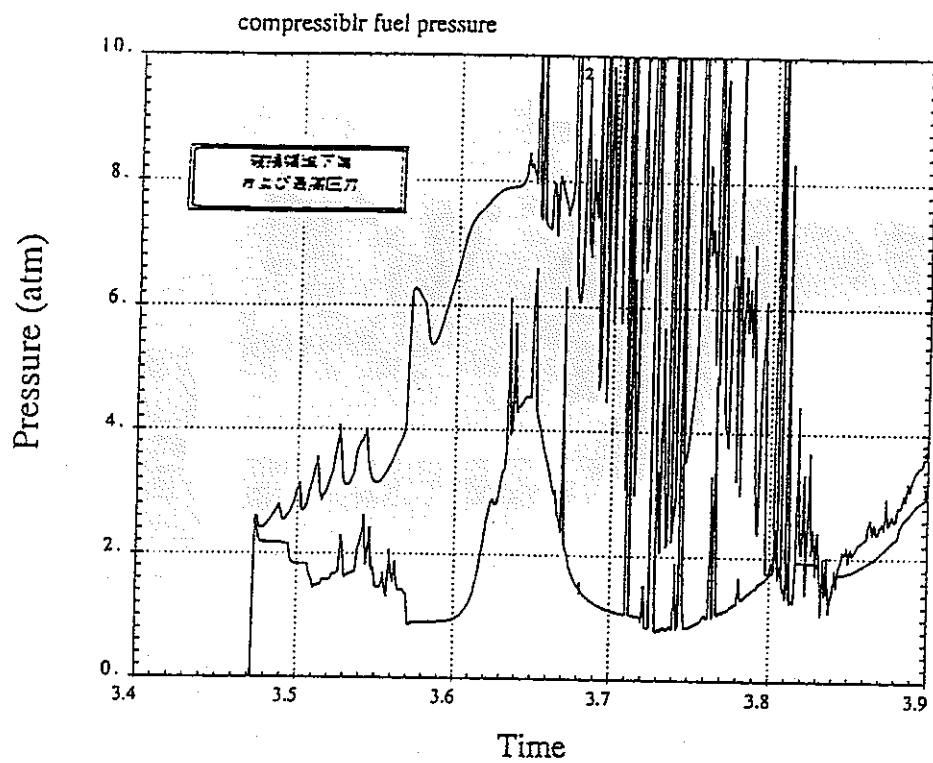


fig.3-21 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の破損燃料の圧力変化図

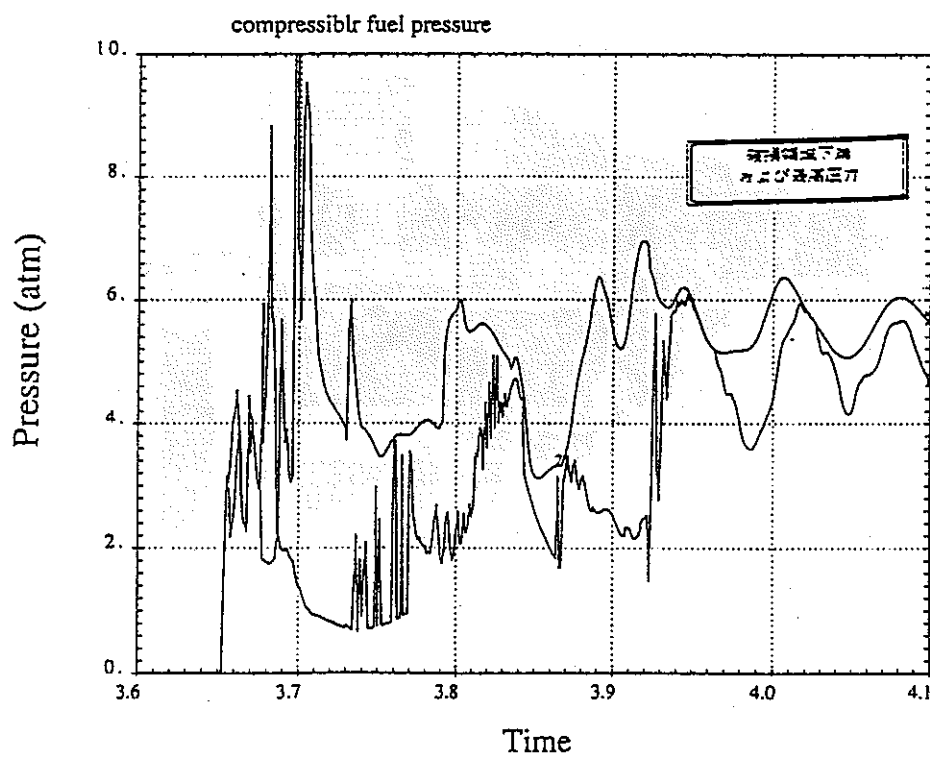


fig.3-22 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の破損燃料の圧力変化図

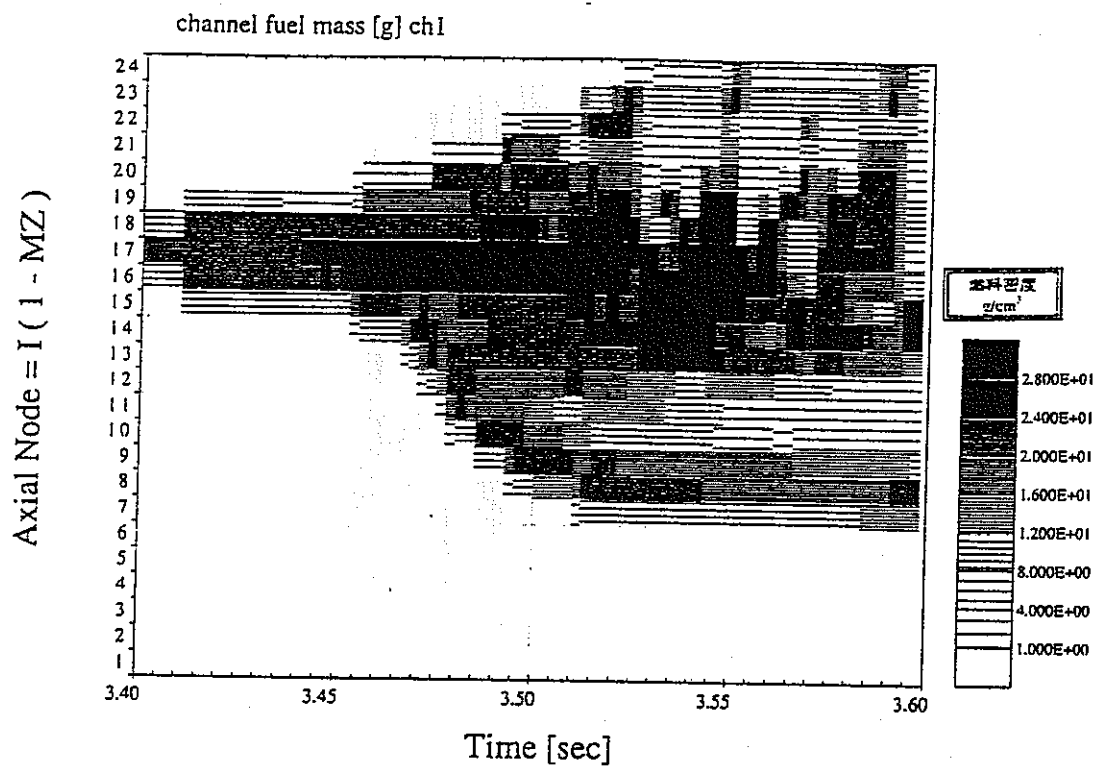


fig.3-23 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の冷却材中の燃料分布の変化図

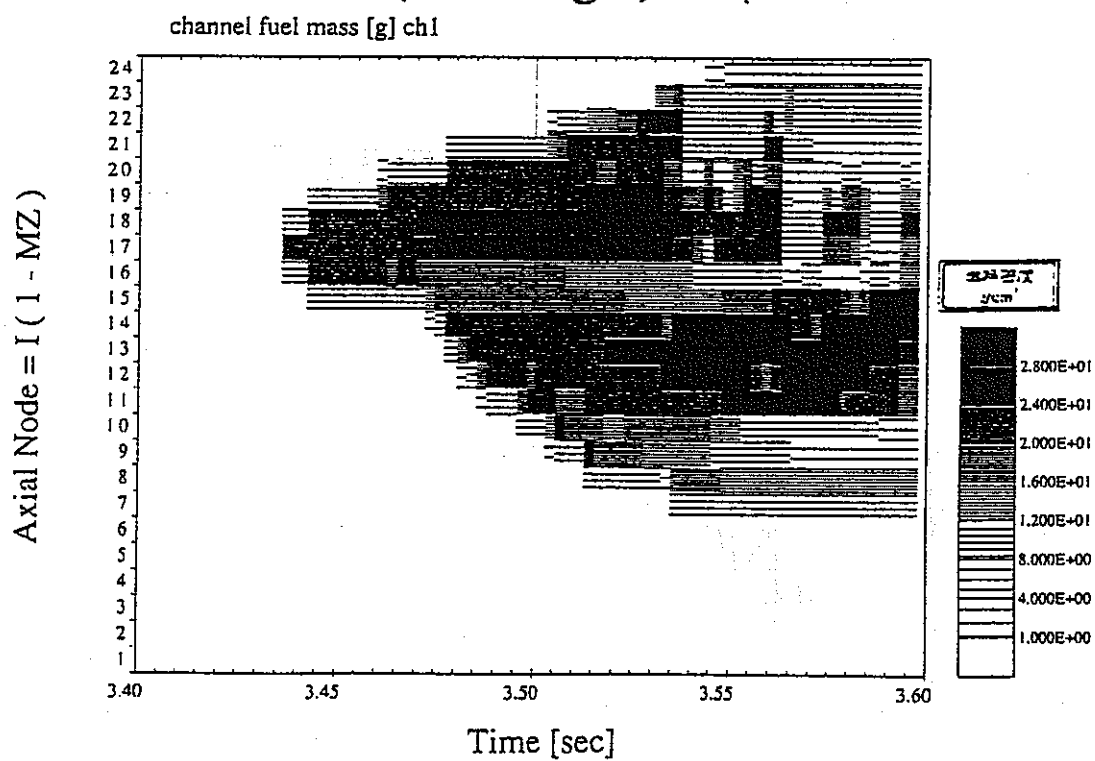


fig.3-24 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 110℃）の冷却材中の燃料分布の変化図

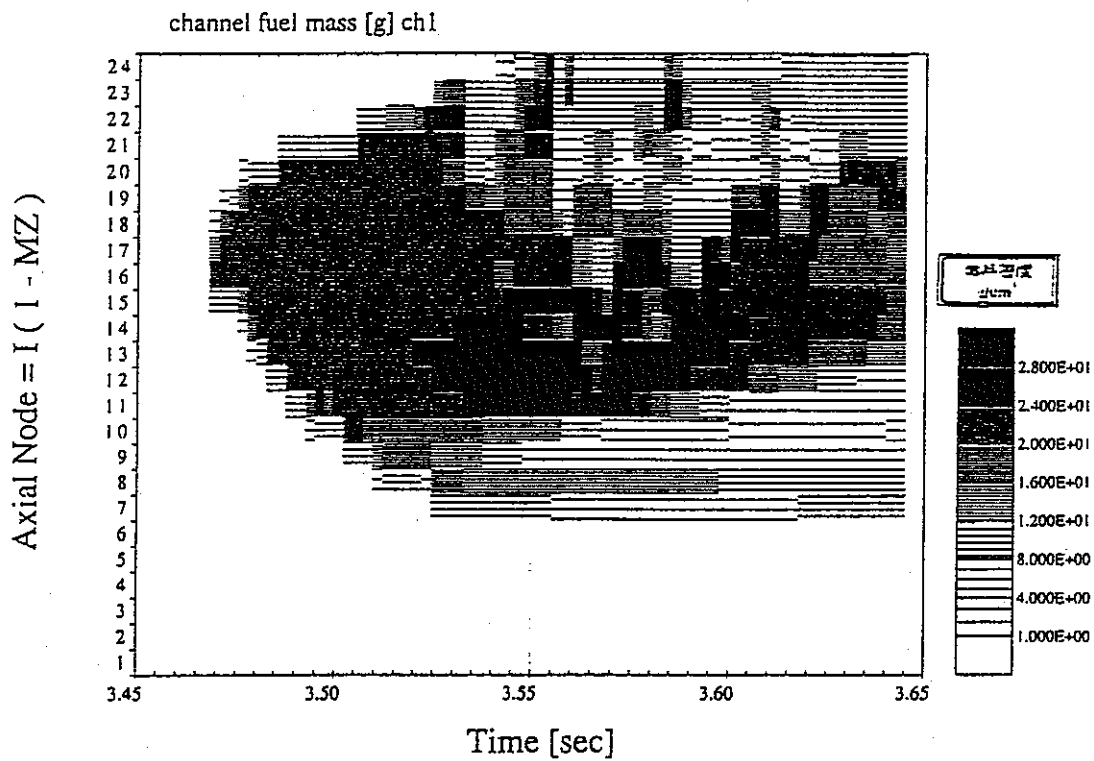


fig.3-25 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の冷却材中の燃料分布の変化図

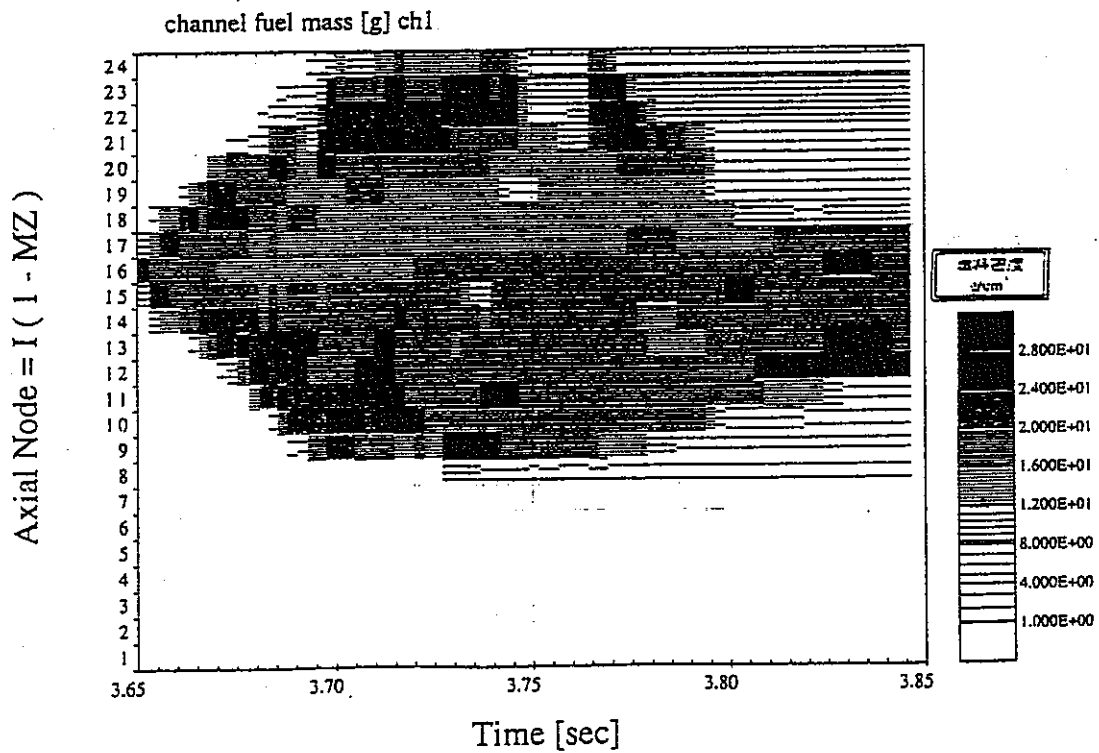


fig.3-26 新燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材中の燃料分布の変化図

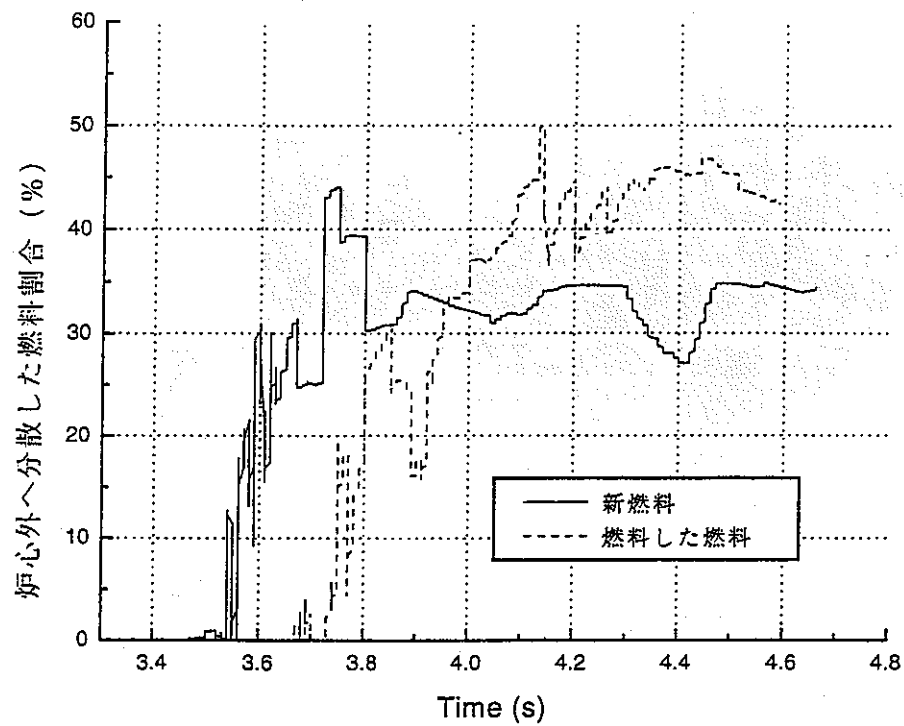


fig.3-27 炉心外へ分散した燃料の割合の比較

3-2-3 解析結果

前節において、実際の解析結果をもとに解析結果の妥当性を評価したところ、燃料移動反応度が物性値の関係上過大評価されるかもしれないことと、新燃料については炉心中心部の燃料が移動するため大きな燃料移動反応度が期待できることが分かった。この結果をふまえ、ここでは、解析結果を個々に分析し、再臨界の可能性について検討する。

(1) 新燃料：全電源喪失型 LOF 時

液相浸食貫通による破損を模擬するため、破損時被覆管温度を 1100℃、1110℃、1150℃ の 3 つとしたときの比較を行った。反応度の時間変化の全体図を fig.3-28・fig.3-29・fig.3-30 に、破損前後を拡大したものを fig.3-31・fig.3-32・fig.3-33 に、各チャンネルの燃料移動反応度の時間変化を fig.3-34・fig.3-35・fig.3-36 に、出力の時間変化図（縦軸は対数スケールである）を fig.3-37・fig.3-38・fig.3-39 に示す。全反応度の和（Net 反応度）のピーク値、ピーク出力および破損時の Net 反応度や出力の比較を Table 3-4 に示す。

Table 3-4 ピーク時・破損時の反応度および出力の比較

被覆管温度	1100℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度	0.987	0.975	0.977
ピーク Net 反応度時刻(s)	3.45	3.46	3.50
ピーク出力 (Po)	89.4	54.4	115.5
ピーク出力時刻(s)	3.46	3.47	3.51
破損開始時刻(s)	3.41	3.43	3.47
破損開始時刻 Net 反応度	0.818	0.888	0.967
破損開始時出力	5.99	9.99	62.7

（出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を t=0 とした）

破損時刻および破損時 Net 反応度の値は破損判定条件である被覆管温度の上昇に応じて、破損時刻は遅く、破損時 Net 反応度の値は大きくなっているが、ピーク Net 反応度の値やピーク出力は異なり、被覆管温度 1110℃の時の値が最小となる。。これは、破損時の燃料温度と燃料ピンの破損の進み具合に依存する。燃料移動駆動力および燃料移動反応度のメカニズムは前節で述べたとおりである。燃料破損時刻とピーク Net 反応度の時刻に時間差があるが、これは、ナトリウム蒸気圧発生までの時間差に相当する。燃料温度 1100℃の場合が他の 2 ケースと比べ長いのは、燃料溶融のために溶融潜熱が必要なためと、燃料ピンの破損が穏やかなためである。燃料ピンの破損が穏やかだと燃料移動反応度も小さくなり、燃料移動反応度の上昇率がボイド反応度の上昇率より大きくなるのに時間がかかり、最大 Net 反応度が被覆管温度 1100℃の時に最も高くなる。

新燃料では、燃料移動反応度として一般的な炉心外（今回は炉心上部）への燃料分散の他に、炉心内の燃料分布による反応度が加わる。SAS-3D コードでは、燃料移動反応度に限らず、反応度計算は摂動論の考え方を採用している。このため、中性子束や燃料分布価値などは、炉心物質が移動しても変化しない。燃料価値分布は炉心中心部でピークとなり大きな値である。新燃料では、燃料移動駆動力としてナトリウム蒸気圧が作用するが、ナトリウム蒸気圧により炉心中心部の燃料が上部へ分散するため、炉心内の燃料分布の変化により大きな燃料移動反応度が挿入されることになる。

構造材温度の時間変化をそれぞれ fig.3-40・fig.3-41・fig.3-42 に示す。構造材の融点は 1300℃であり、1300℃を越したところから熔融プールの拡大が始まり、遷移過程へ移行することになる。破損条件が被覆管温度 1150℃の場合には、破損後約 0.2 秒後には構造材の一部が溶け出し始めており、遷移過程への移行が予想される。被覆管温度が 1110℃、1150℃の場合には、炉心中心部に熔融プールが形成されるが、遷移過程に移行するものかどうかは分からない。

一般的に、炉心損傷事象起因過程コードは構造材の熔融割合が大きくなった時に遷移過程解析コードに移行する。それ故、今回の解析結果についても、遷移過程解析コードにつないで解析する必要がある。しかし、燃料移動の反応度のところでも述べたが、炉心内の燃料物質の再分布に対して計算を行うことは、SAS-3D コードの適用範囲外であると考えられることから、金属燃料の新燃料解析を行う場合には、ナトリウム蒸気圧により炉心中心部の燃料が炉心上部へ移動した段階で遷移過程解析コードに移行することが望まれる。遷移過程解析コードはタイムステップ毎に核計算を行うため、SAS-3D コードのような摂動論の限界はなく、燃料移動反応度を正確に評価することが可能となる。

新燃料炉心の全電源喪失型 LOF 解析を液相浸食貫通による破損を破損条件である被覆管温度をパラメータにして解析を行った以下のことが示された。

- ・ いずれの場合においても即発臨界に至ることはない。
- ・ 燃料移動反応度は、炉心外への燃料分散の他に炉心内での燃料分布の変化もあり、大きな反応度の挿入が期待できる。ただし、物性値やコードが摂動論に基づいているため、はじめに反応度価値の高かった炉心中心部からの燃料移動の効果がそのまま持続するという仮定となっており、今回の解析結果の値は過大評価していることが考えられる。
- ・ ナトリウム蒸気圧により炉心中央部の燃料が炉心上部へ移動した時点を遷移過程解析コードへの移行時期とする
- ・ 破損条件である被覆管温度によらず熔融プールは形成され、遷移過程への移行が予想される。
- ・ 遷移過程への移行が予想されるが、本計算終了時点で出力レベルが低く、かつ反応度も負であることから、このまま崩壊熱レベルで落ち着くことが期待できる。

(2) 燃焼の進んだ燃料：全電源喪失型 LOF 時

燃焼日数を 300 日とし、エクストリュージョンを燃料密度の変化によって模擬した。反応度の時間変化の全体図を fig.3-43 に、破損前後を拡大したものを fig.3-44 に示す。各チャンネルの燃料移動反応度の時間変化を fig.3-45 に、出力の時間変化図（縦軸は対数スケールである）を fig.3-46 に示す。全反応度の和（Net 反応度）のピーク値、ピーク出力および破損時の Net 反応度や出力の比較を Table 3-5 に示す。

Table 3-5 ピーク時・破損時の反応度および出力

ピーク Net 反応度	0.993
ピーク Net 反応度時刻(s)	3.76
ピーク出力 (Po)	81.9
ピーク出力時刻(s)	3.77
破損開始時刻(s)	3.75
破損開始時刻・Net 反応度	0.973
破損開始時出力	29.9

（出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を t=0 とした）

新燃料と異なる点はエクストリュージョンを模擬した燃料密度変化による反応度と燃料移動の駆動力である。エクストリュージョンは燃料ピン内の燃料移動であるが、燃料密度による燃料ピンの熱膨張で模擬していることから、過小評価されていることが考えられる。各チャンネルの燃料移動反応度は新燃料と比較して小さい。これは、新燃料では燃料移動反応度が炉心外への燃料分散と炉心内の燃料分布の変化による燃料移動の 2 つの和であったものが、燃焼の進んだ燃料ではフィッションガス圧による炉心外の燃料分散だけになってしまっているためである。

新燃料と燃焼の進んだ燃料の破損燃料の圧力変化図 (fig.3-19～22) を比べると、新燃料よりも燃焼の進んだ燃料の方が破損直後の圧力が高くなっている。これは、フィッションガス圧であり燃料分散の圧力源となる。新燃料と燃焼の進んだ燃料の破損燃料の温度変化図 (fig.3-15～18) を比べると、燃焼の進んだ燃料は最高温度で約 300℃ 以上低い。燃焼の進んだ燃料では、燃料分散が破損直後から起こるため、燃料温度が新燃料ほど上昇しておらず、燃料による冷却材の蒸発とその蒸発圧が燃料移動の駆動力になりにくい。それに加え、破損時刻が遅くなっているため冷却材が Dry-out しており、燃料が冷却材チャンネルに噴出しても残留液膜ナトリウムを蒸発させることもない。このことから、燃料移動の駆動力としてナトリウム蒸気圧は作用しない。このことは、冷却材中の燃料分布の時間変化にも示されている。

構造材温度の時間変化を fig.3-47 に示す。構造材の融点である 1300℃ を越しているのはチャンネル 4 のみである。このことは、大きな溶融プールが形成されない可能性を示している。仮に、アセンブリー壁間の冷却材の自然循環で崩壊熱レベルの熱除去が可能であるならば、燃焼の進んだ燃料では、全電源喪失型 LOF においても即発臨界に至ることなく、なお

かつ、その後も再臨界に至ることなく事象が終息することが期待できる。

今回の解析で、チャンネル番号 10 では、FCI が起きていた。金属燃料と冷却材の相互作用のメカニズムについては不明だったため、酸化燃料の FCI と同じとして解析を行った。このことが、チャンネル 10 で燃料移動反応度などが他とまったく異なる挙動を示している原因であろう。

燃焼の進んだ燃料炉心の全電源喪失型 LOF 解析の結果、以下のことが示された。

- ・即発臨界に至ることはない。
- ・燃料移動の駆動力はフィッションガス圧であり、ナトリウム蒸気圧は作用しない。
- ・燃料移動反応度は燃料の炉心外への分散のみで、炉心内の燃料分布の変化による反応度の挿入はきかない。
- ・アセンブリ壁間の冷却材の自然循環によって崩壊熱レベルの除去が可能であれば再臨界に至らない可能性がある

(3) 新燃料：代表的な LOF

本研究で用いた炉心サイズで一般的な LOF と言われる流量半減時間：5.5(s)に対し、新燃料で破損判定条件を被覆管温度 1110℃、1150℃とした場合の解析を行った。各反応度の時間変化の全体図を fig.3-48・fig.3-49 に、燃料ピン破損前後の拡大図を fig.3-50・fig.3-51 に、各チャンネルの燃料移動反応度を fig.3-52・fig.3-53 に示す。出力の時間変化図（縦軸は対数スケールである）を fig.3-54・fig.3-55 に示す。事象推移の目安となる事象の開始時刻を Table 3-6 に、各々のピーク Net 反応度やピーク出力等を Table 3-7 に示す。

Table 3-6 事象開始時刻

	ボイド化	Dry-out	燃料溶融	燃料ピン破損
被覆管温度 1110℃	26.35(s)	27.00(s)	27.68(s)	28.51(s)
被覆管温度 1150℃	同上	同上	同上	28.57(s)

(Dry-out：冷却材が沸騰して被覆管がむき出しになること)

Table 3-7

被覆管温度	1100℃	1150℃
ピーク Net 反応度	0.8661	0.9921
ピーク Net 反応度時刻(s)	28.74	28.70
ピーク出力 (Po)	8.759	14.41
ピーク出力時刻(s)	28.74	28.71
破損開始時刻(s)	28.51	28.57
破損開始時刻 Net 反応度	0.6783	0.6901
破損開始時出力	3.064	3.385

(出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を $t=0$ とした)

事象の推移は全電源喪失型 LOF の時とだいたい同じである。また、燃料移動の駆動力も同じくナトリウム蒸気圧である。違うところは、冷却材のボイド化開始時刻と燃料ピン破損開始時刻の時間差が長いことである。今回の LOF 条件では、燃料ピンが破損するときに冷却材はすでに完全にボイド化している。新燃料の時にあった燃料の破損により冷却材のボイド領域が拡大し、ボイド領域の拡大により燃料ピンが破損するという循環は起きない。このため、燃料ピンの破損の拡大は穏やかなものとなり、挿入される燃料移動反応度も小さく、事象の推移も穏やかなものとなる。破損条件の被覆管温度 1110℃と 1150℃とした場合の反応度の時間変化に注目すると両者にあまり大きな差はなかった。燃料ピン破損条件が被覆管温度 1150℃の場合について、冷却材のボイド領域の変化図を fig.3-56・fig.3-57 に、冷却材中の燃料分布の変化図を fig.3-58・fig.3-59 に示す。

破損燃料の温度変化図を fig.3-60・fig.3-61 に示す。これから分かるように、冷却材チャンネル中の燃料温度が燃料融点である 1100℃になっているところが存在する。実際に燃料温度が融点まで下がっていれば、固化して被覆管に付着している可能性もあることから、妥当な解析結果といえるのは冷却材チャンネル中の燃料温度の最低値が燃料融点に達した時点までである。

構造材温度の時間変化を fig.3-62・fig.3-63 に示す。破損条件を被覆管温度 1110℃とした場合では構造材温度は 1100℃を上回ることにはなかった。このことから、破損条件が被覆管温度 1110℃の場合については、アセンブリー壁間の冷却材の自然循環で崩壊熱レベルの除熱可能であるなら、このまま事象が終息することが期待できる。

新燃料炉心に対する代表的な速さの LOF 解析の結果以下のことが示された。

- ・即発臨界に至ることはない。
- ・穏やかな LOF に対しては、事象も穏やかになる。
- ・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どうかが決まる。

- ・破損判定条件が被覆管温度 1110℃の場合では、崩壊熱レベルがアセンブリー壁間の自然冷却で除熱可能であるなら、即発臨界に至ることなく、さらに、再臨界にも至らない可能性がある。

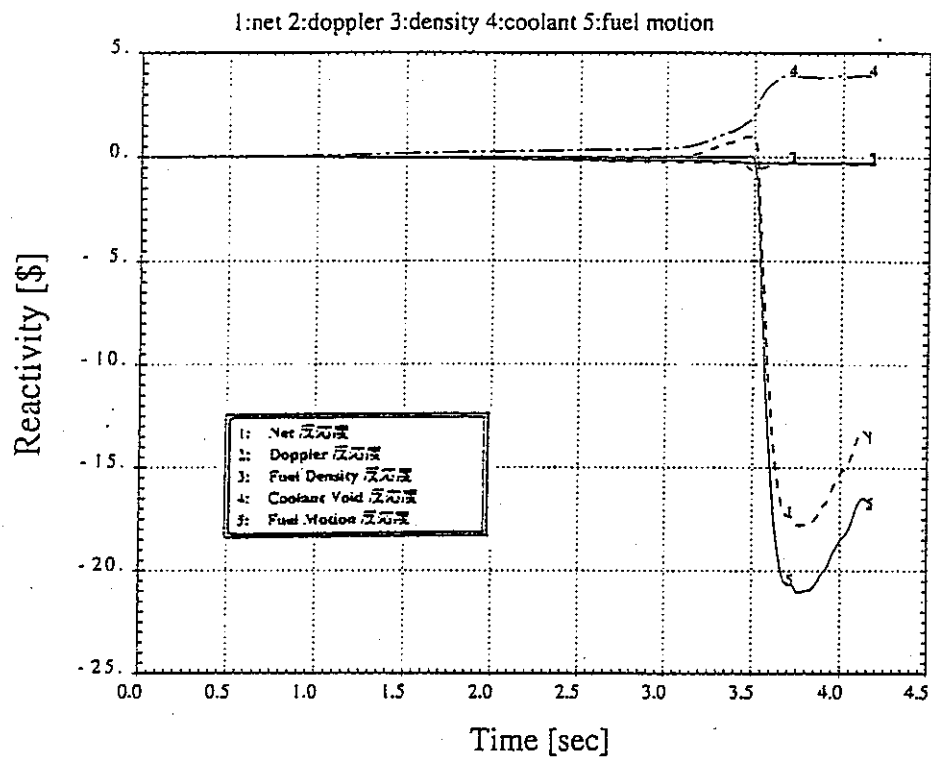


fig.3-28 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の反応度の時間変化（全体図）

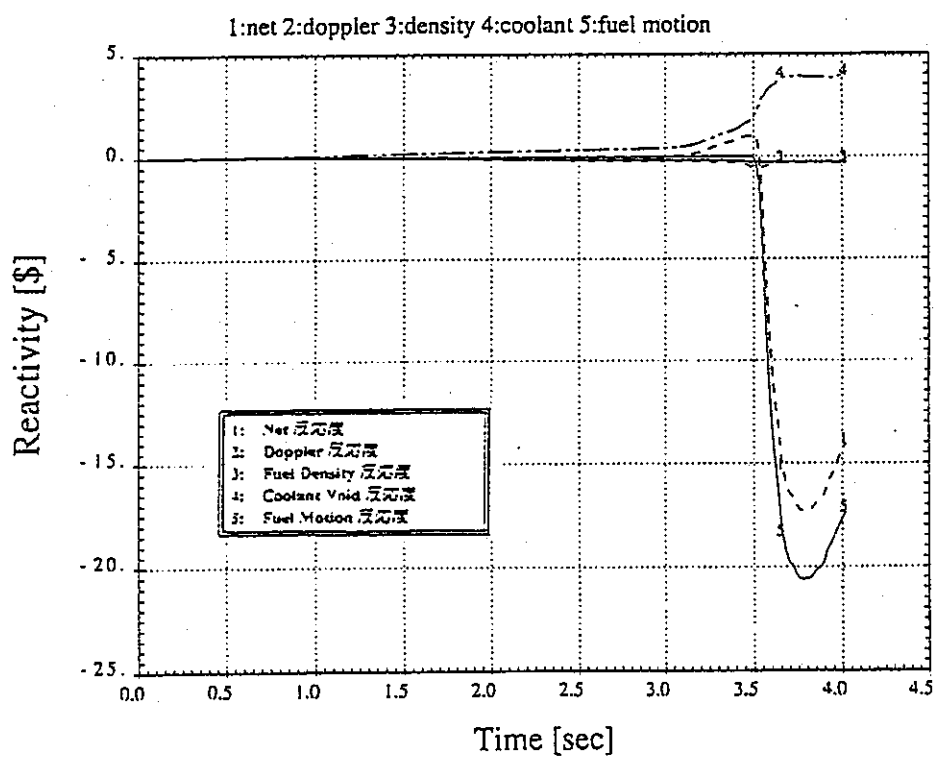


fig.3-29 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の反応度の時間変化（全体図）

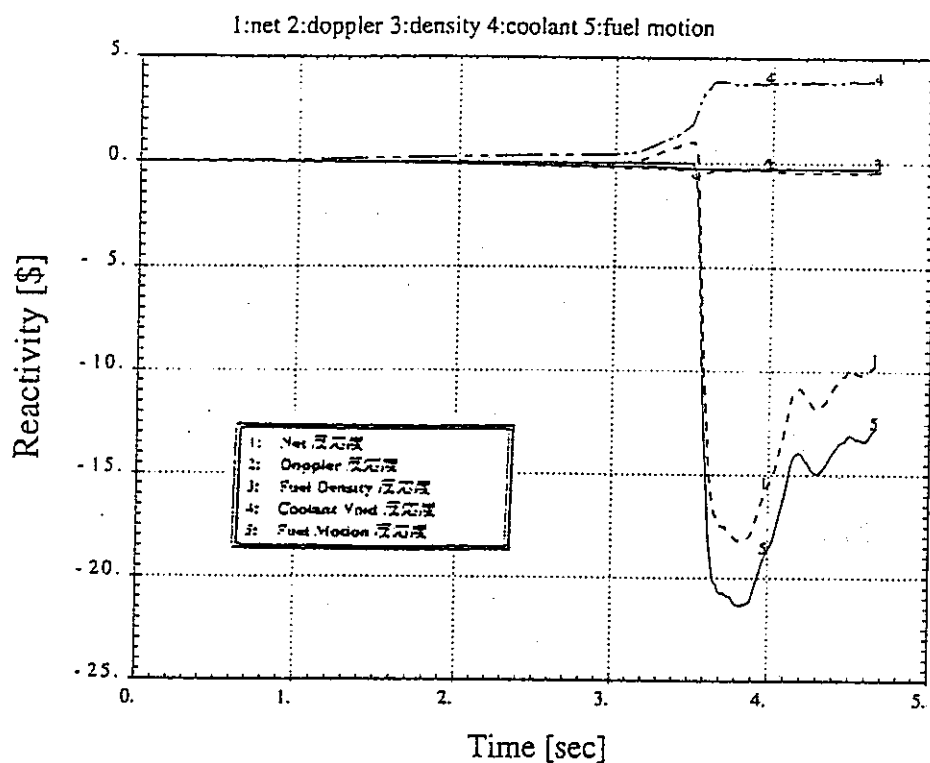


fig.3-30 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の反応度の時間変化（全体図）

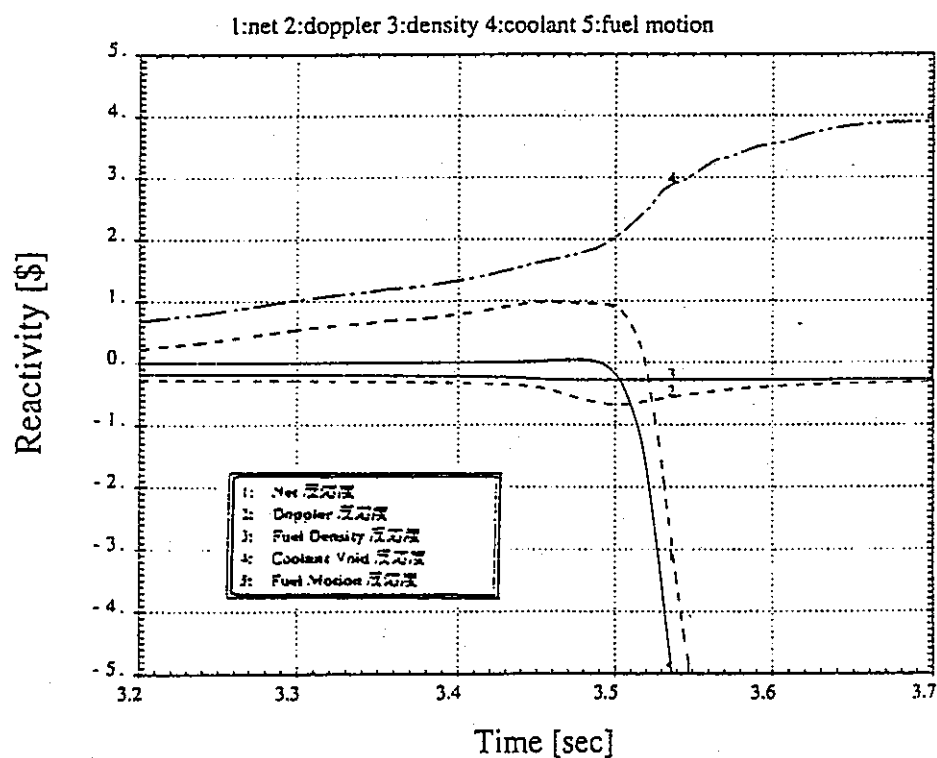


fig.3-31 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の反応度の時間変化（拡大図）

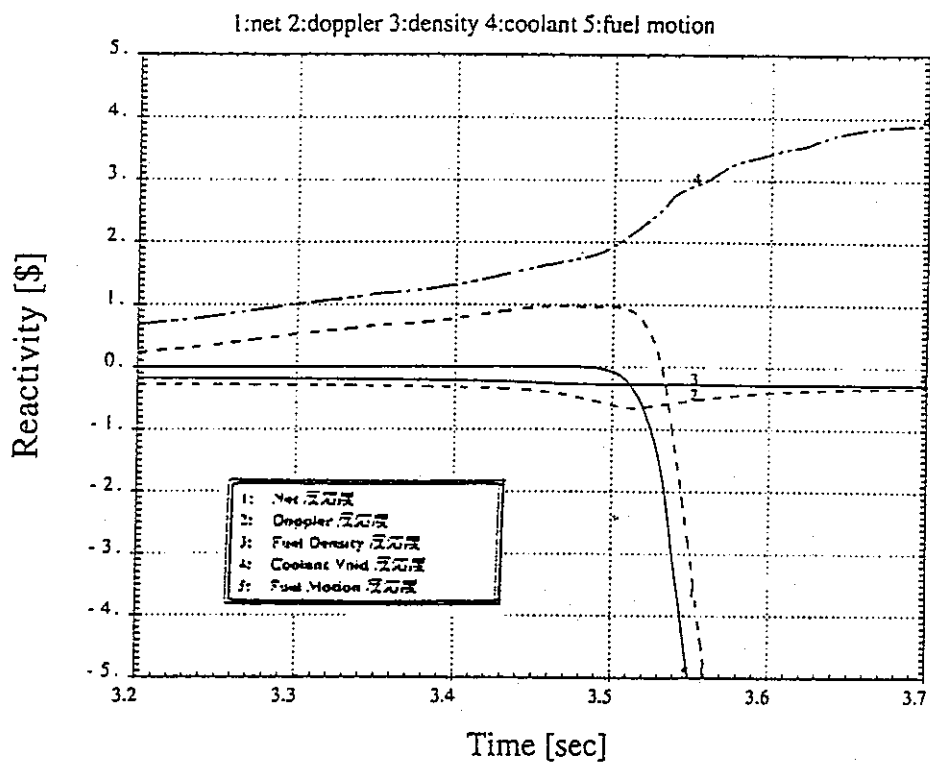


fig.3-32 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の反応度の時間変化（拡大図）

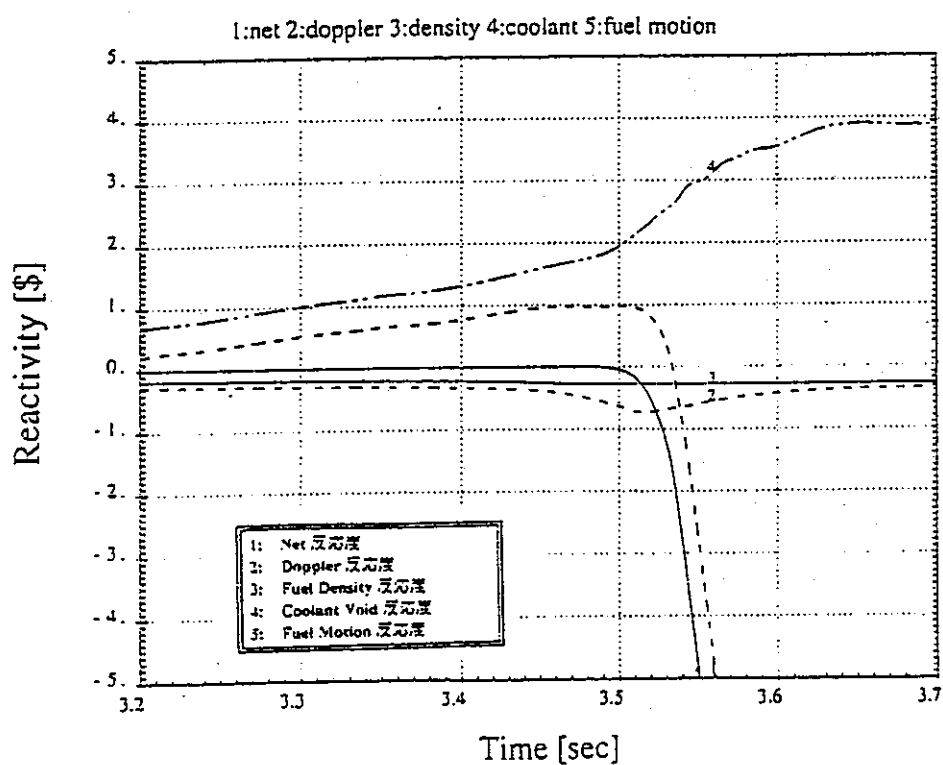


fig.3-33 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の反応度の時間変化（拡大図）

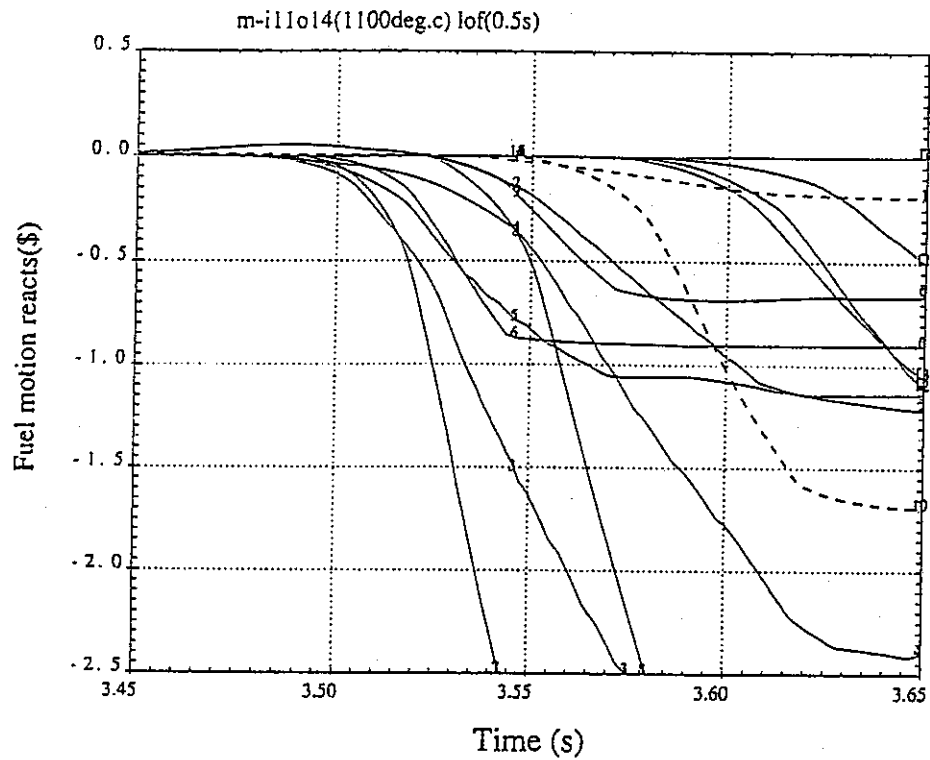


fig.3-34 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の各チャンネルの燃料反応度

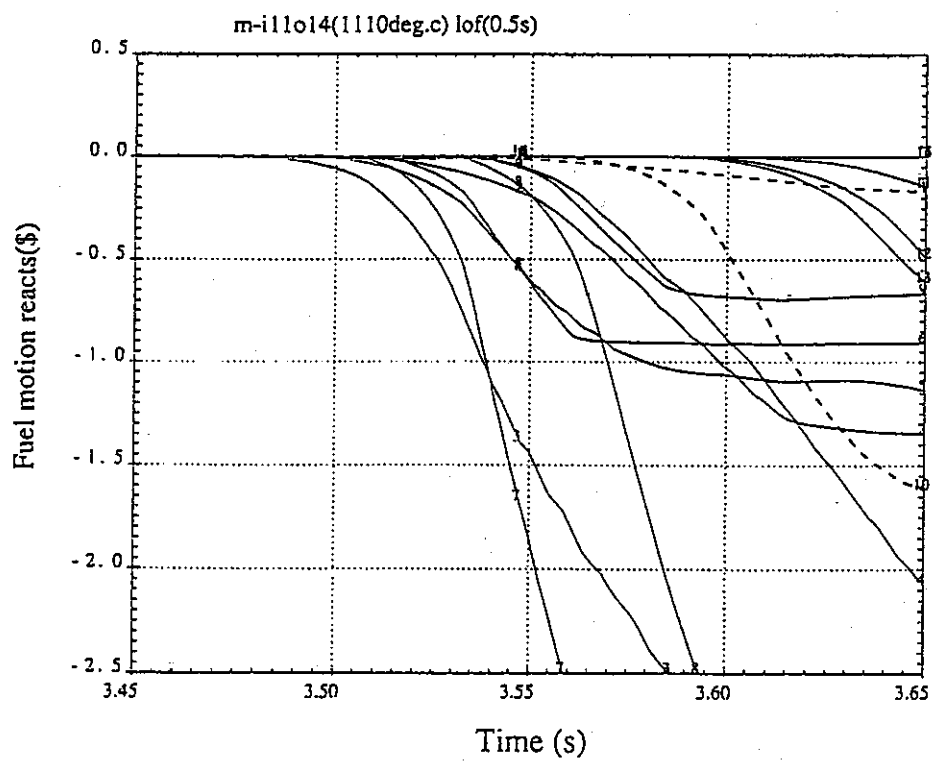


fig.3-35 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の各チャンネルの燃料反応度

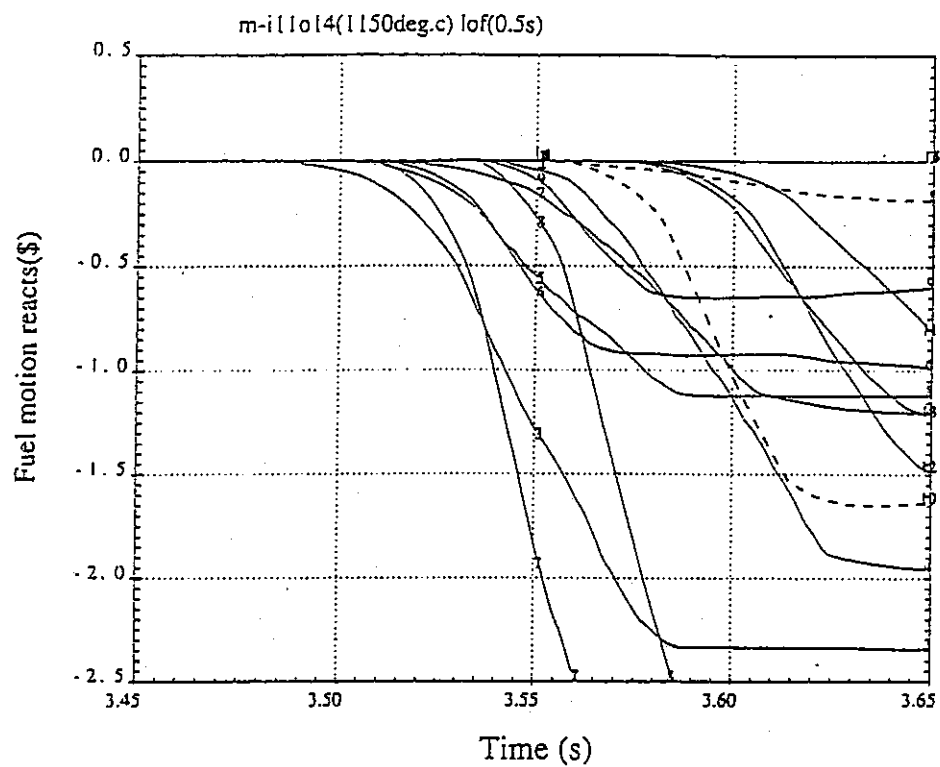


fig.3-36 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の各チャンネルの燃料反応度

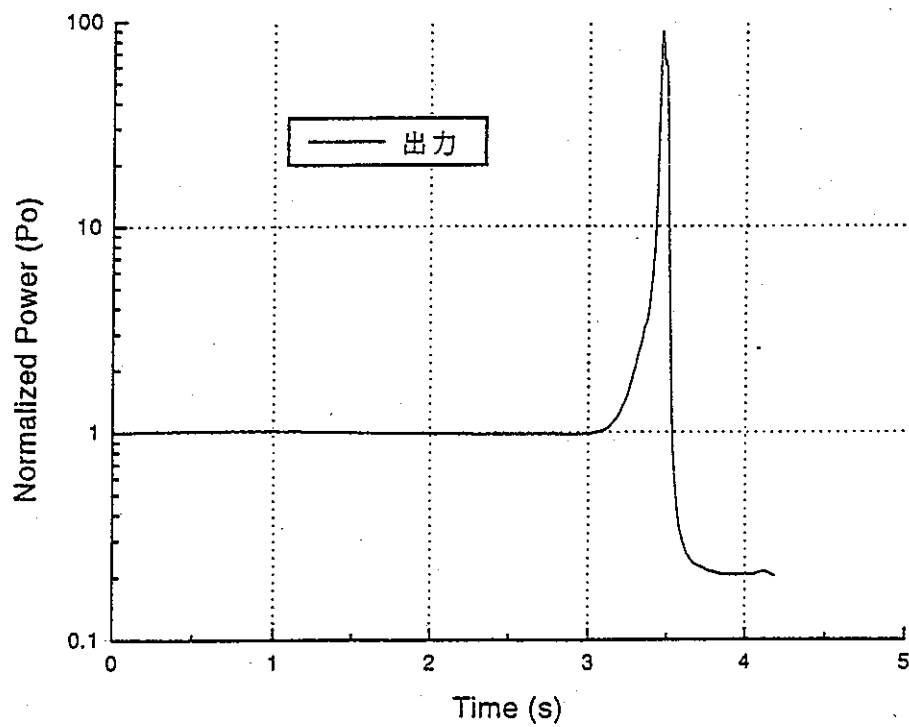


fig.3-37 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の出力の時間変化

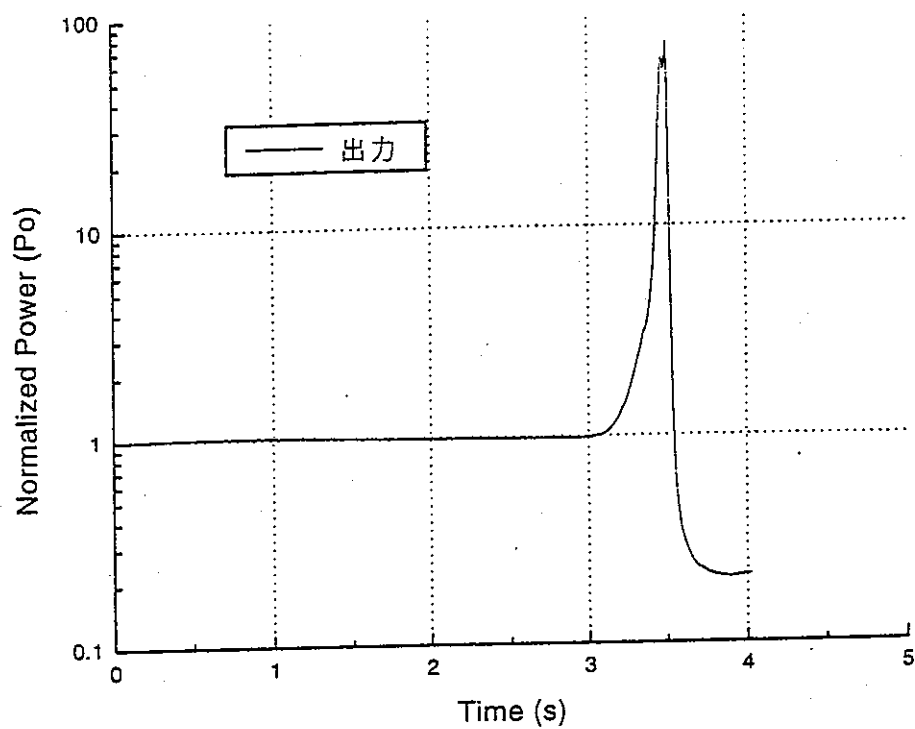


fig.3-38 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の出力の時間変化

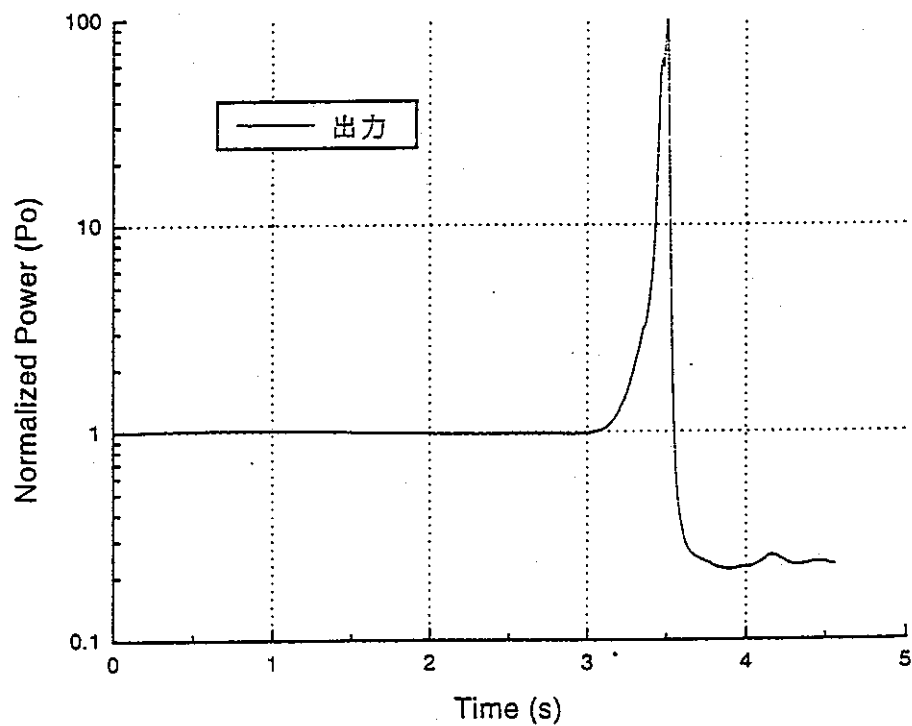


fig.3-39 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の出力の時間変化

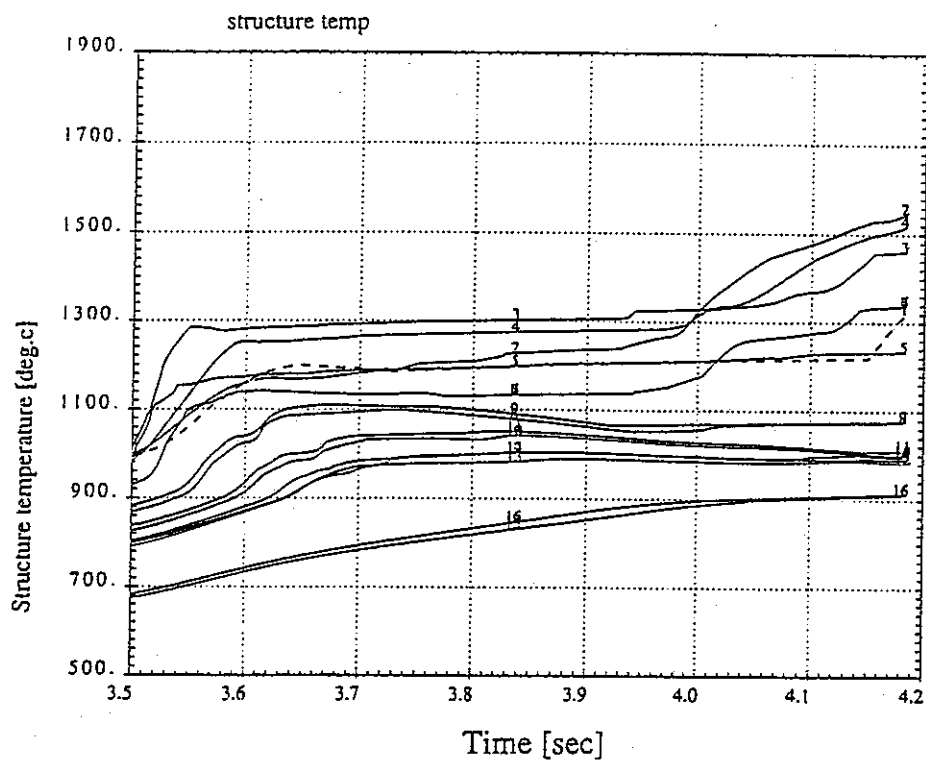


fig.3-40 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1100℃）の構造材温度の時間変化

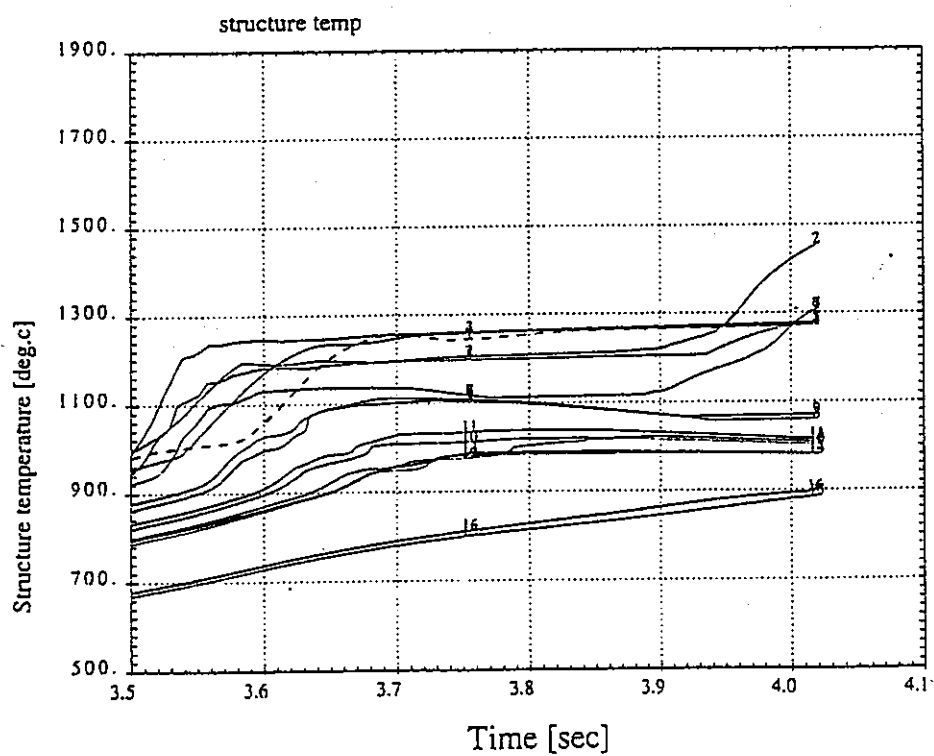


fig.3-41 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）の構造材温度の時間変化

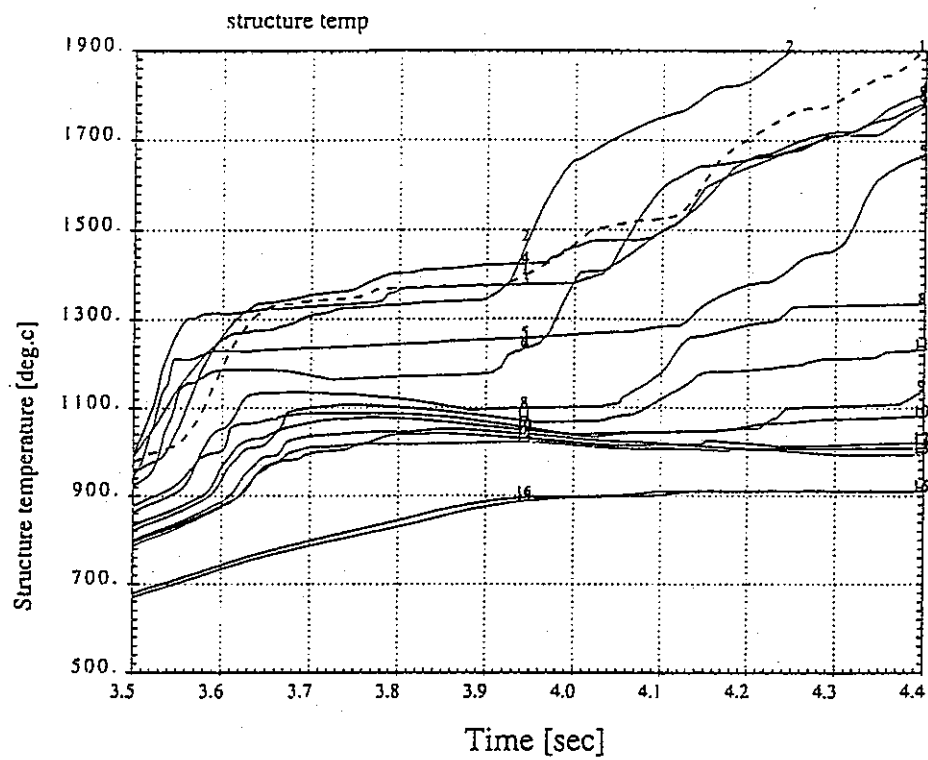


fig.3-42 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の構造材温度の時間変化

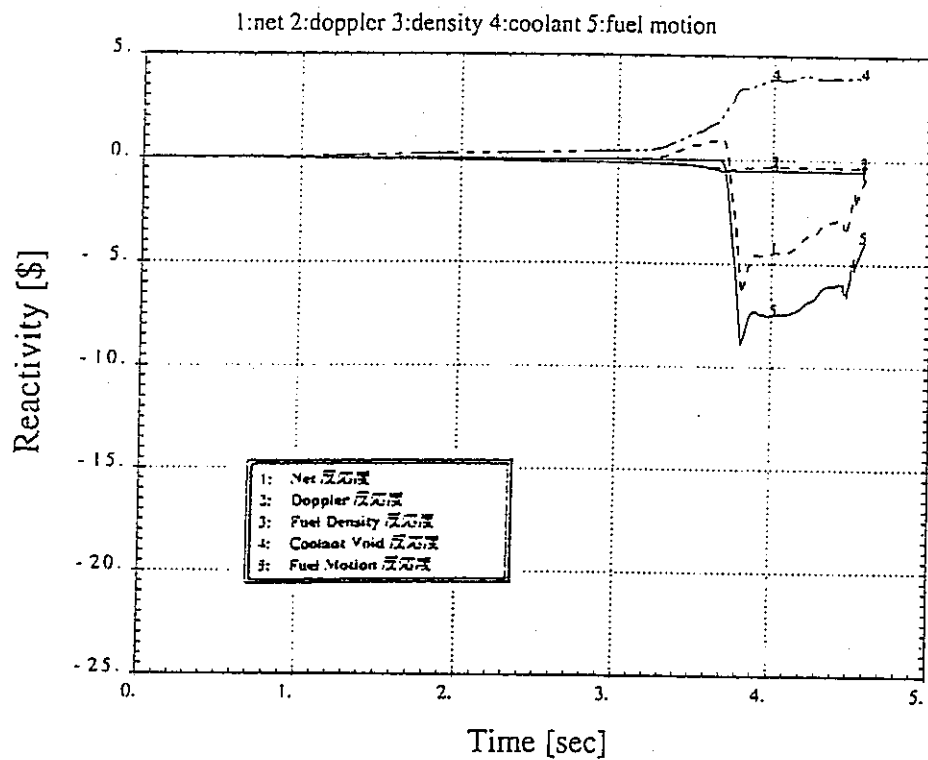


fig.3-43 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化（全体図）

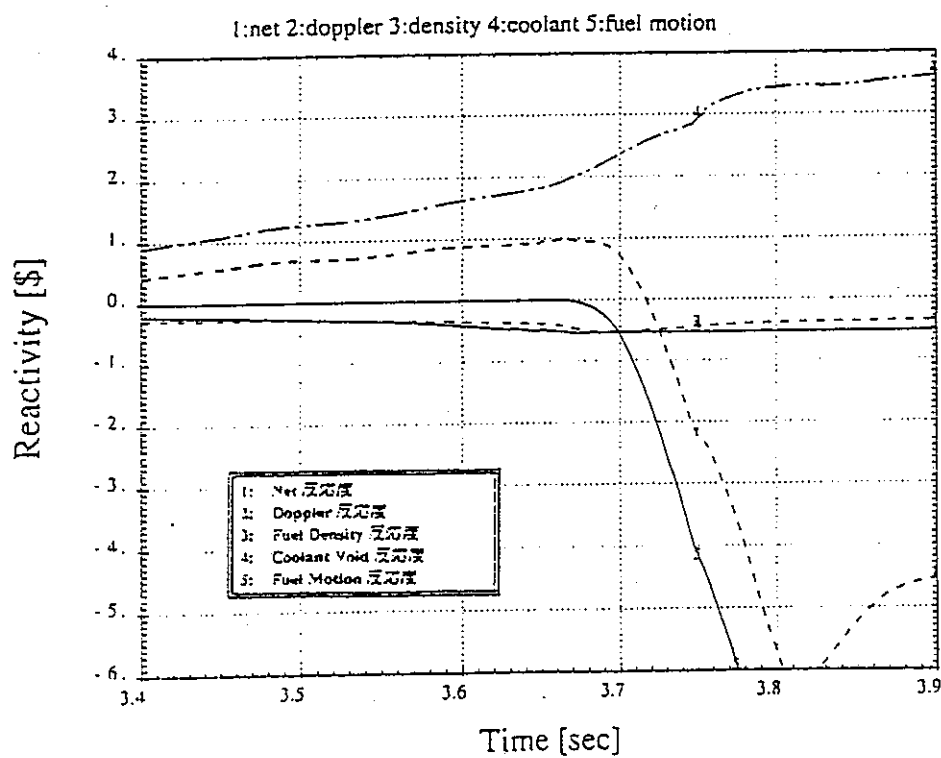


fig.3-44 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化（拡大図）

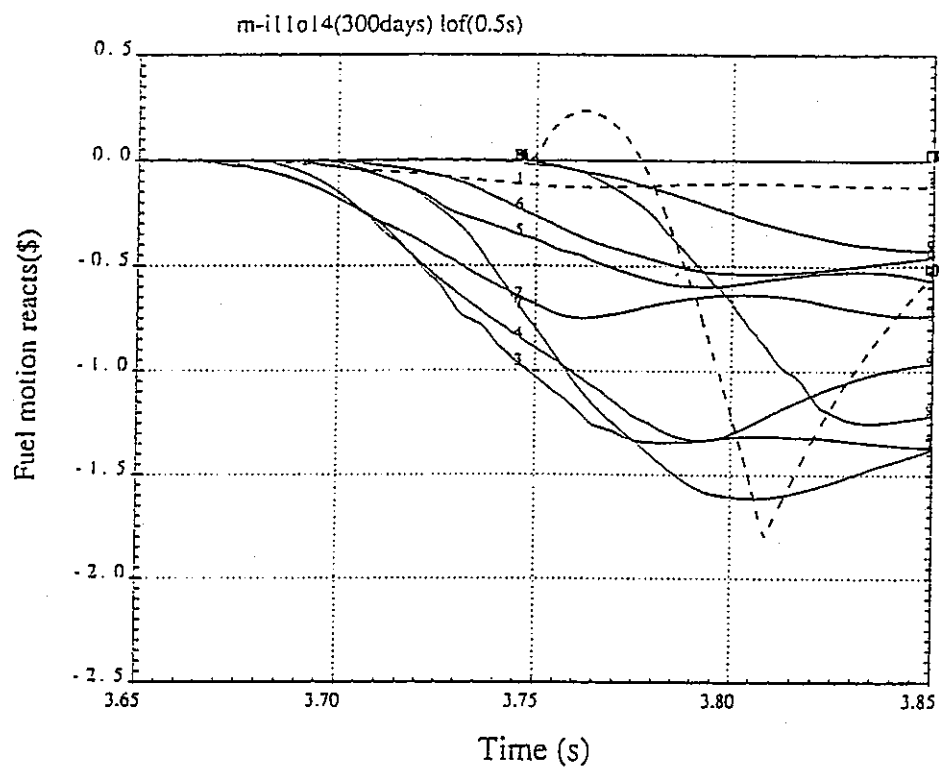


fig.3-45 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の各チャンネルの燃料移動反応度

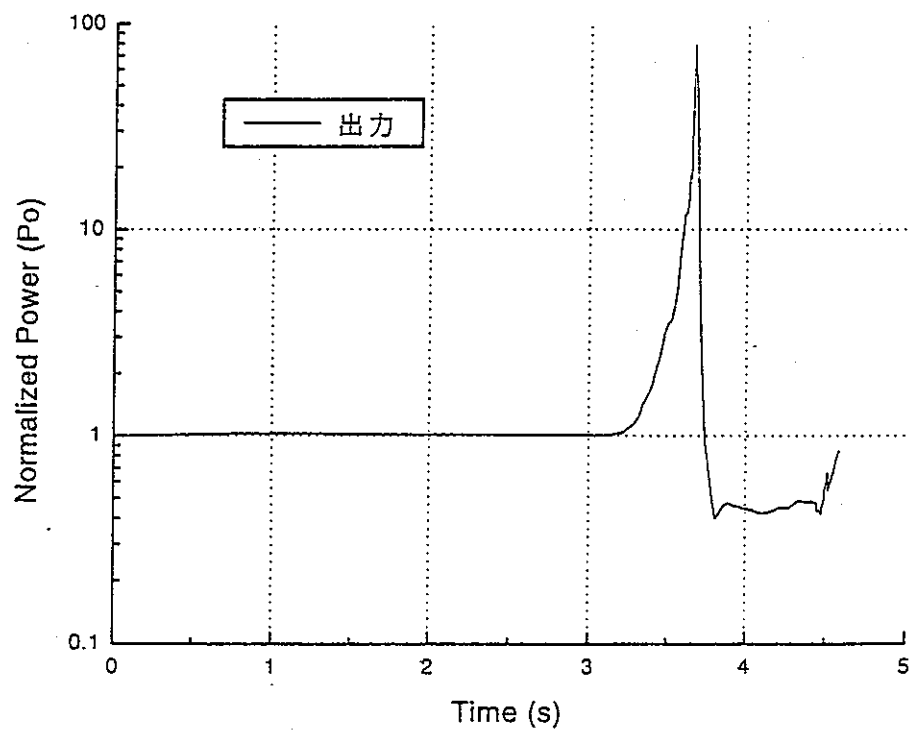


fig.3-46 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の出力の時間変化

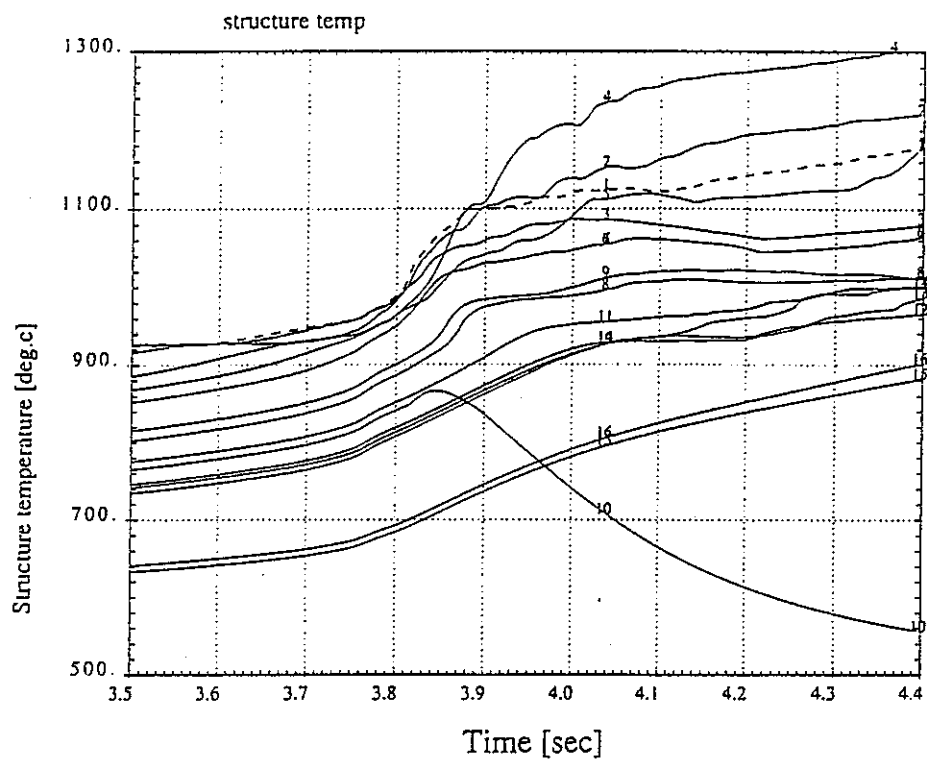


fig.3-47 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の構造材温度の時間変化

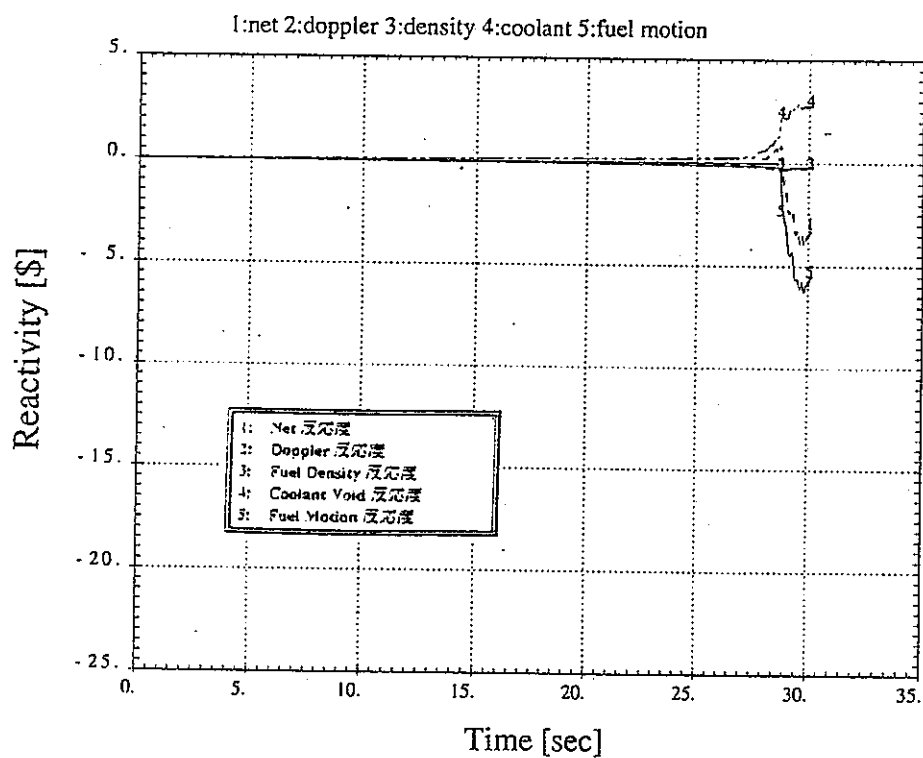


fig.3-48 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）
の反応度の時間変化（全体図）

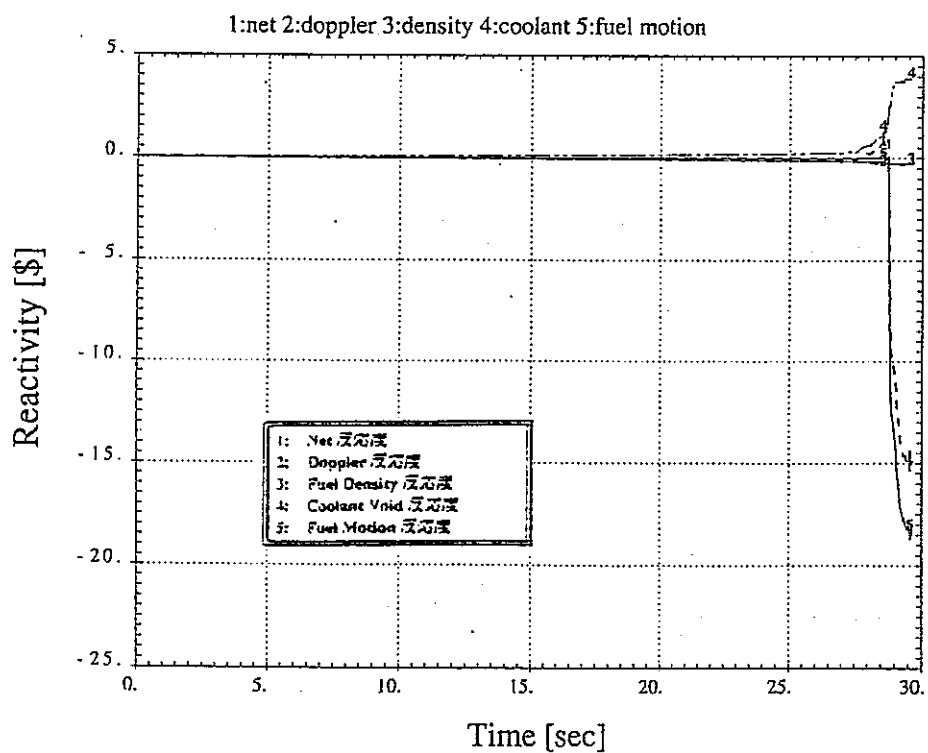


fig.3-49 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）
の反応度の時間変化（全体図）

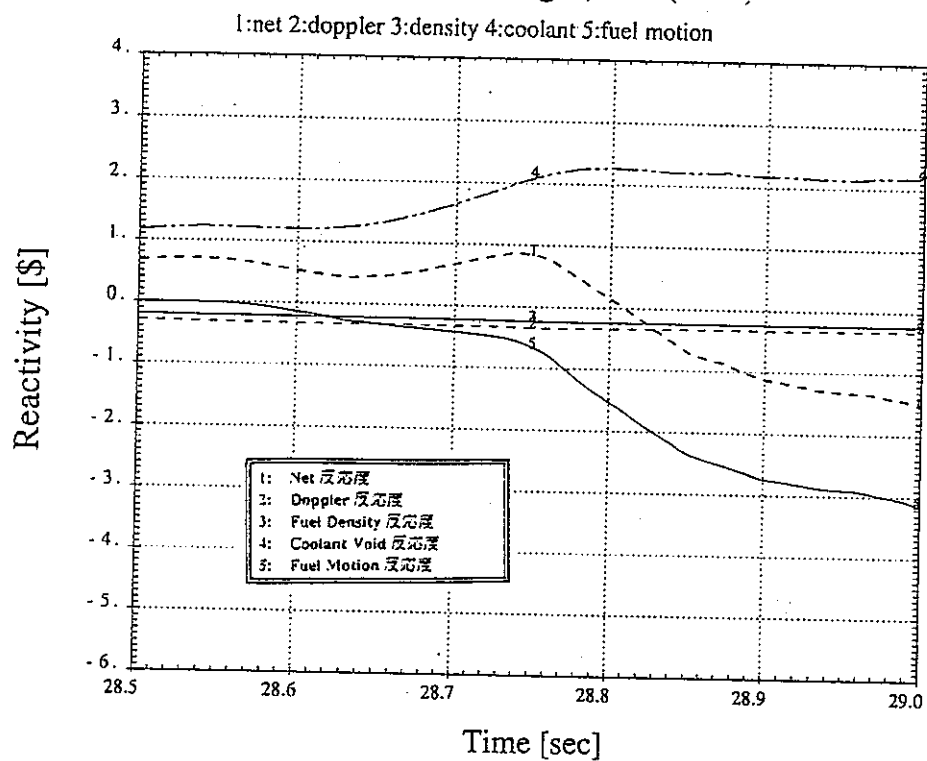


fig.3-50 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件: 被覆管温度 1110°C)
の反応度の時間変化 (拡大図)

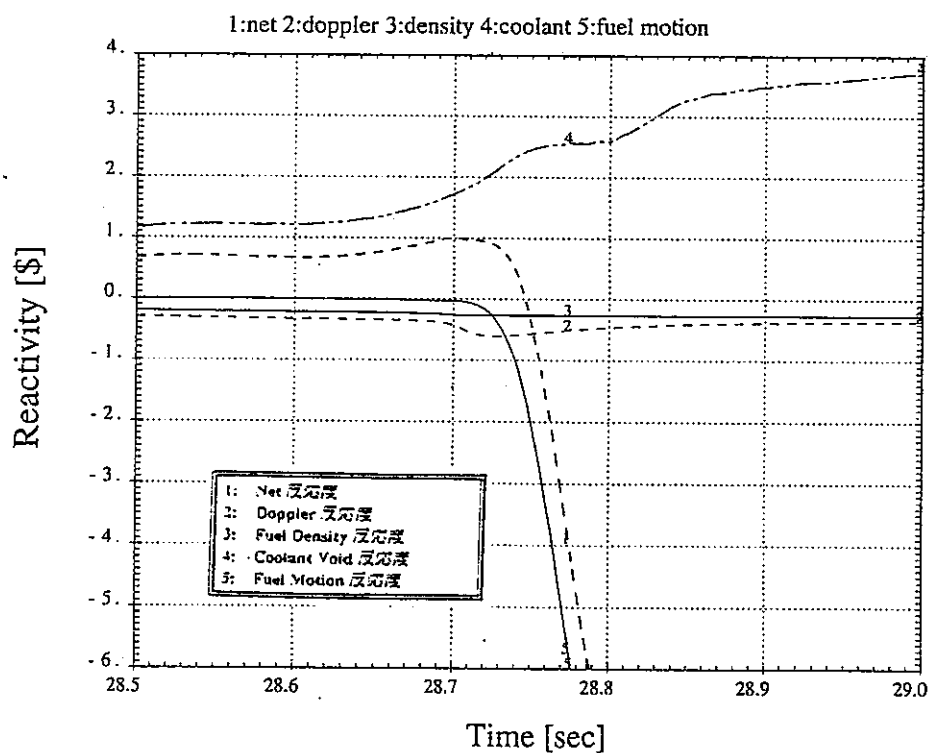


fig.3-51 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件: 被覆管温度 1150°C)
の反応度の時間変化 (拡大図)

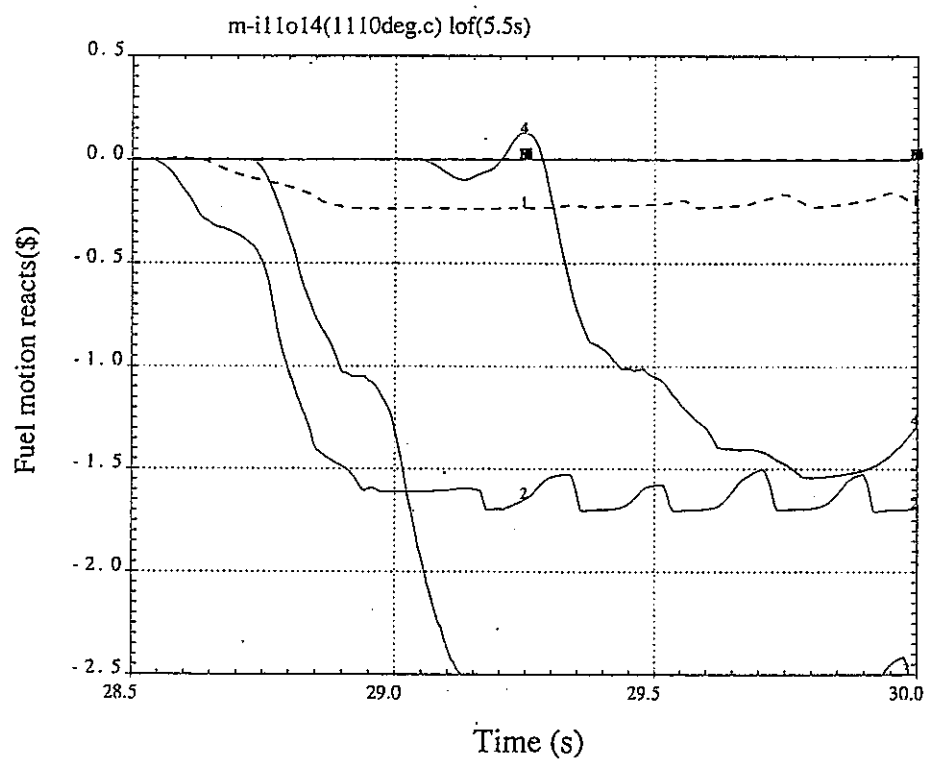


fig.3-52 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件：被覆管温度 1110℃)
の各チャンネルの燃料移動反応度

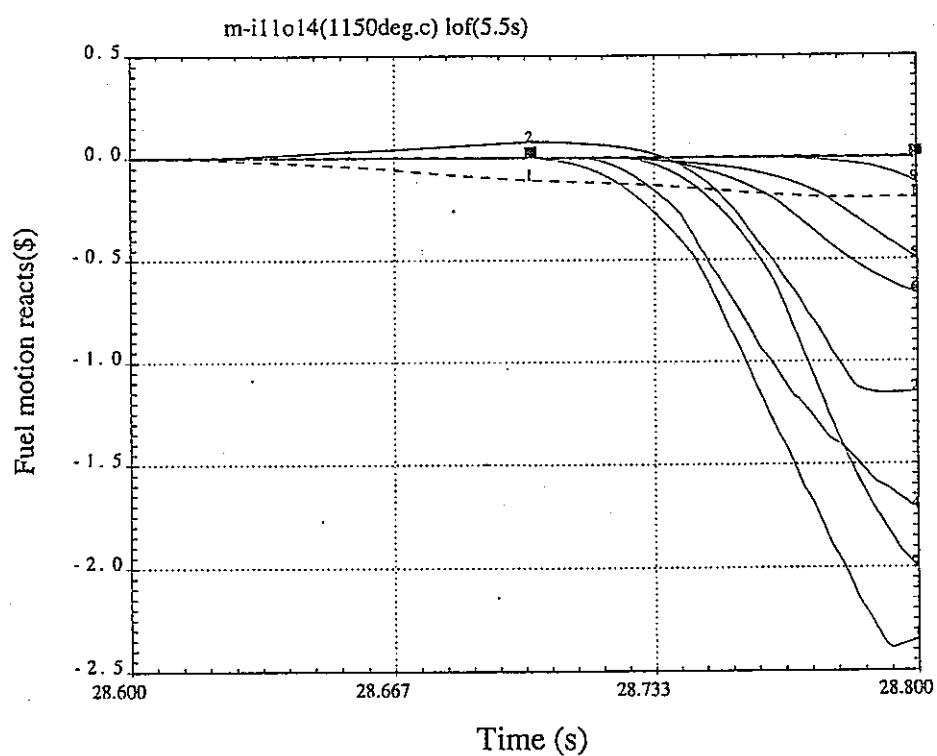


fig.3-53 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件：被覆管温度 1150℃)
の各チャンネルの燃料移動反応度

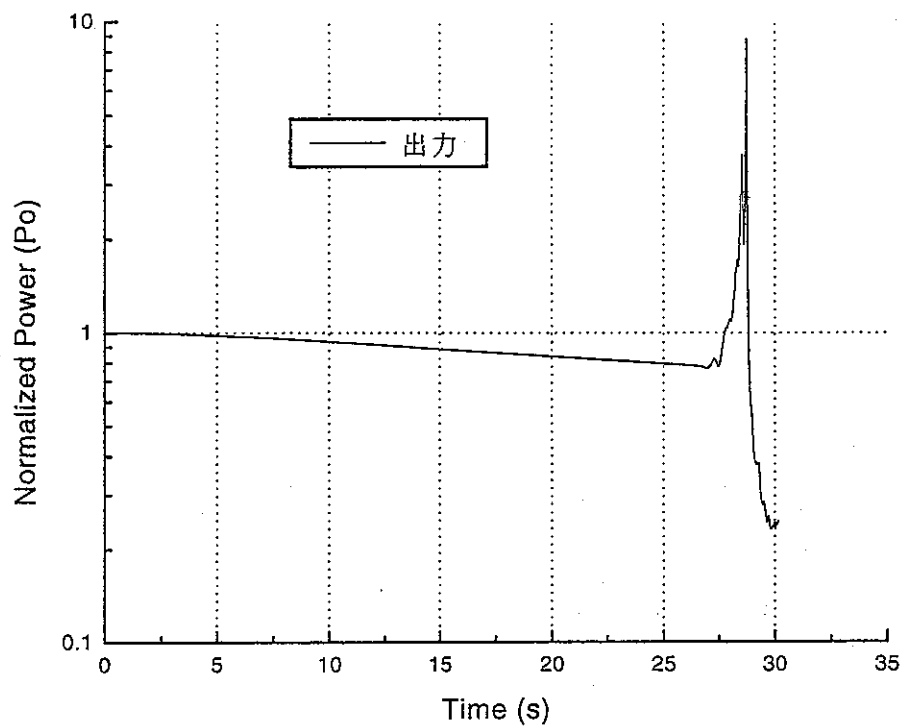


fig.3-54 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）
の出力の時間変化

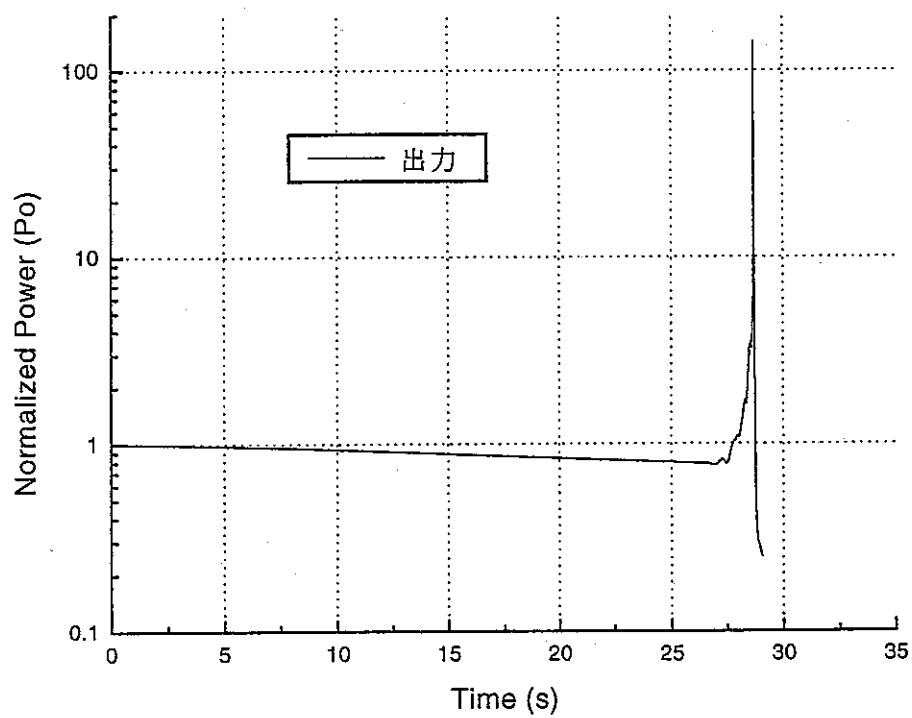


fig.3-55 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）
の出力の時間変化

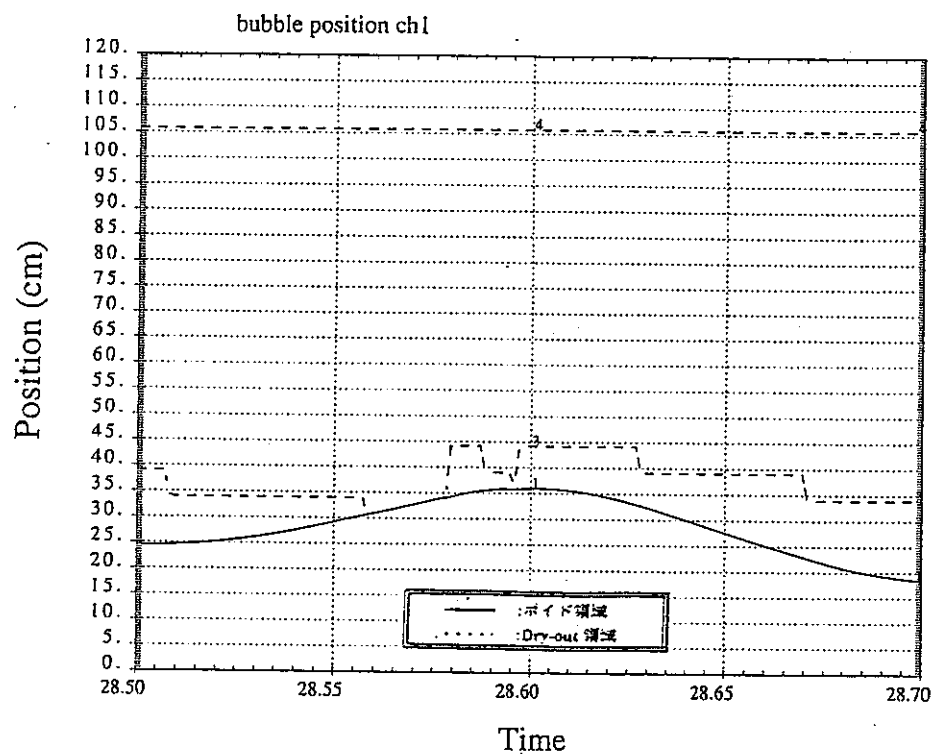


fig.3-56 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）
の冷却材ボイド領域の変化図

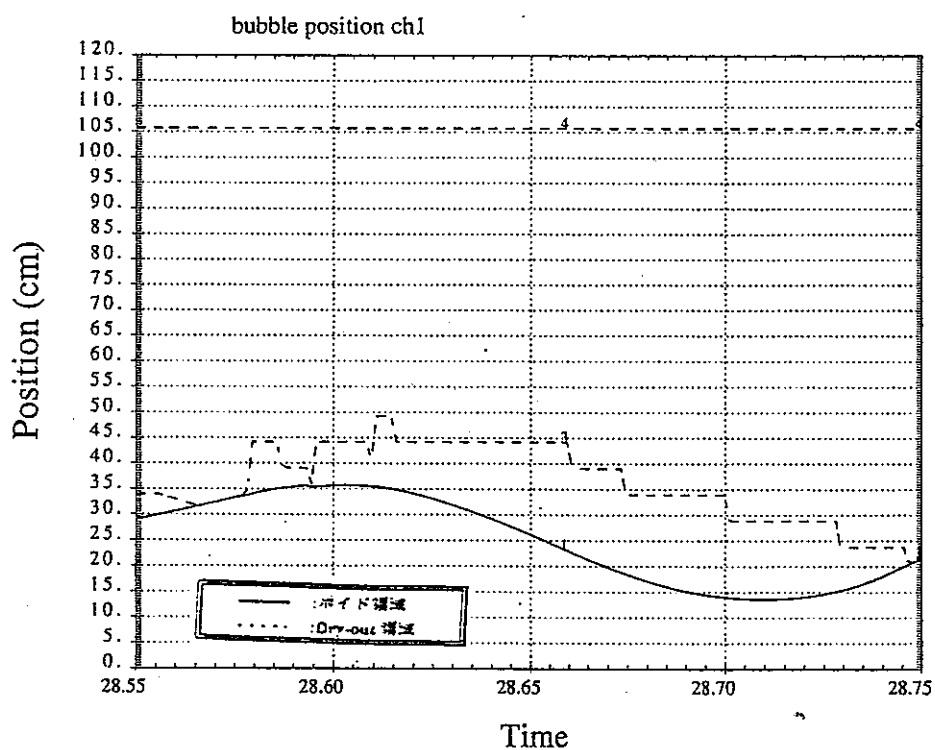


fig.3-57 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）
の冷却材ボイド領域の変化図

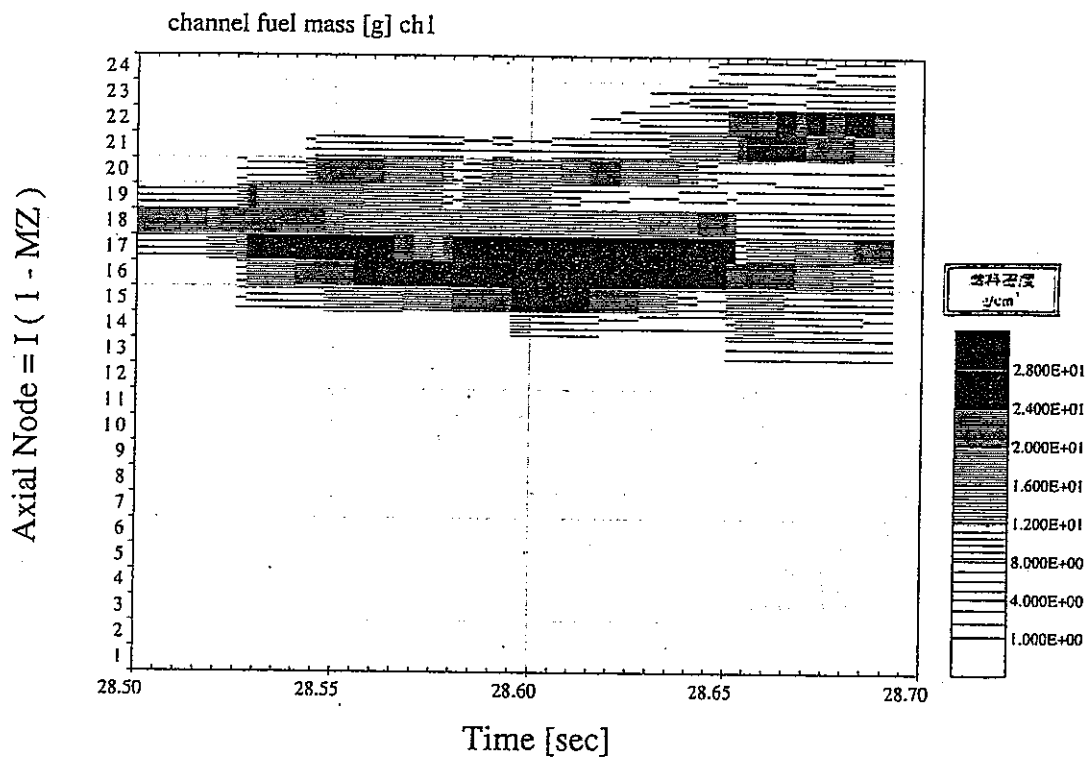


fig.3-58 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）
の冷却材中の燃料分布の変化図

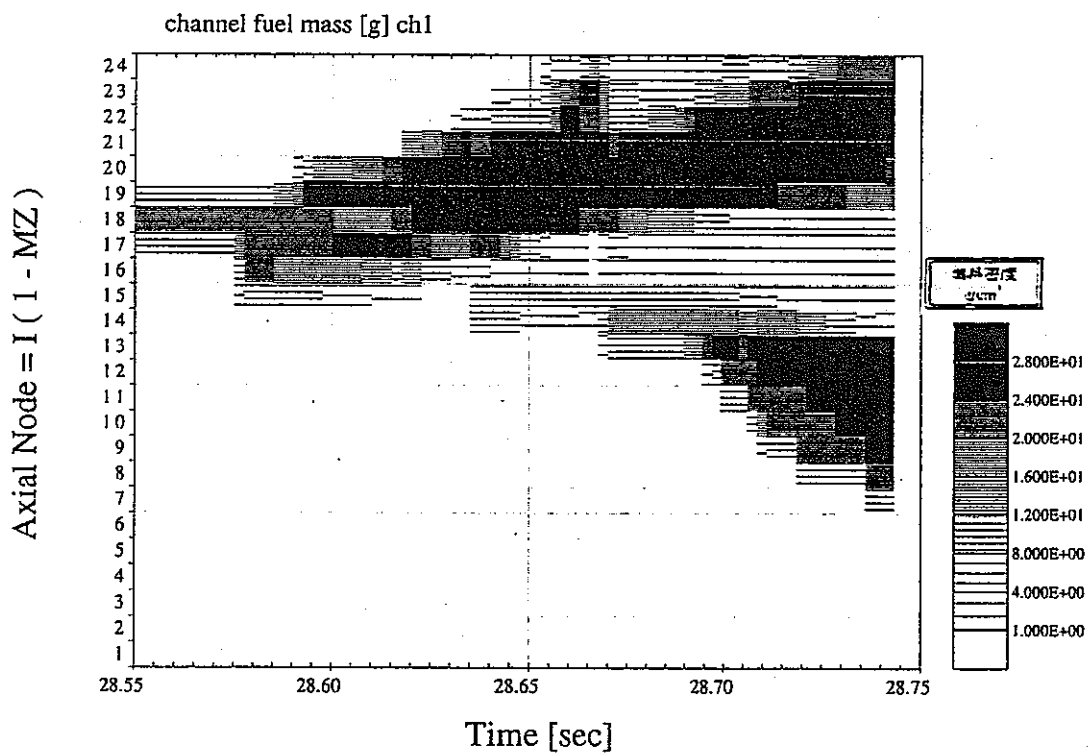


fig.3-59 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）
の冷却材中の燃料分布の変化図

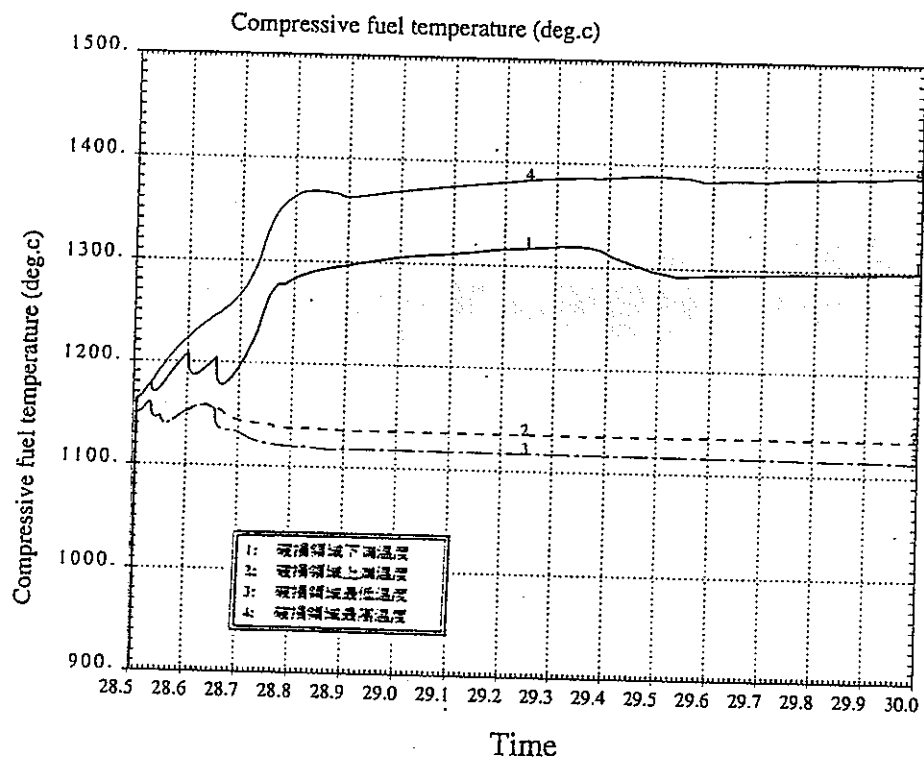


fig.3-60 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1110℃）
の破損燃料の温度変化図

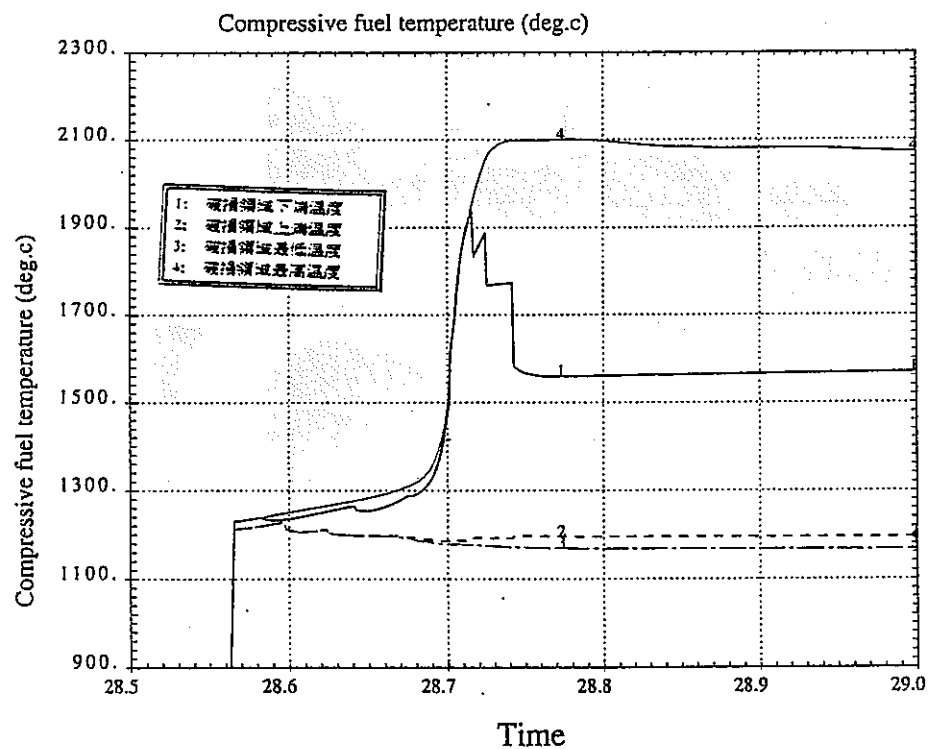


fig.3-61 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）
の破損燃料の温度変化図

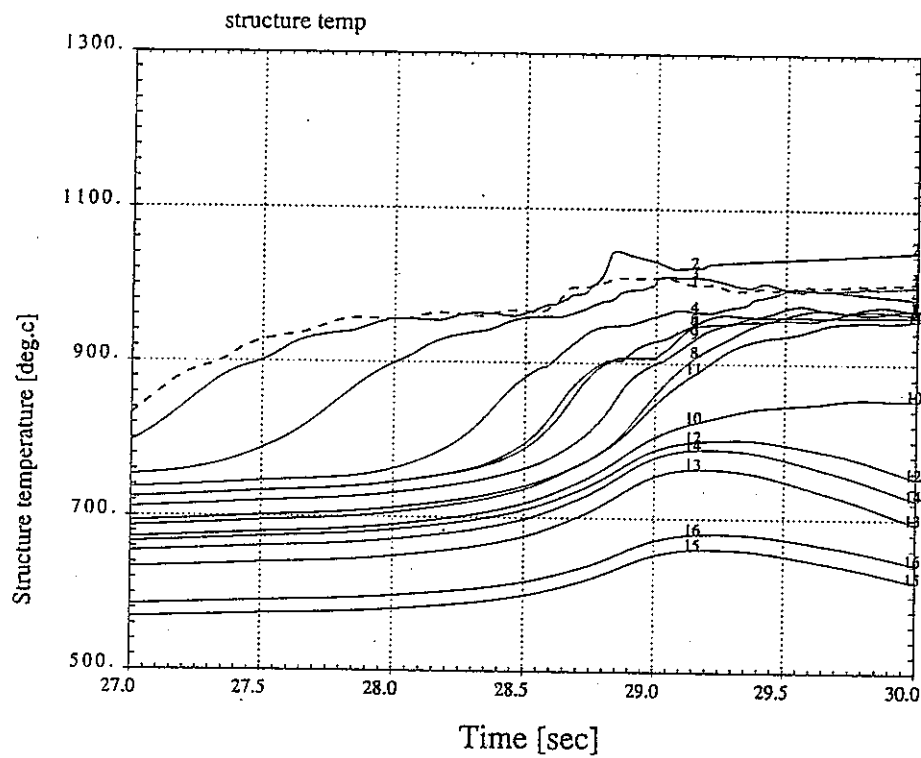


fig.3-62 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件：被覆管温度 1110℃)
の構造材温度の時間変化

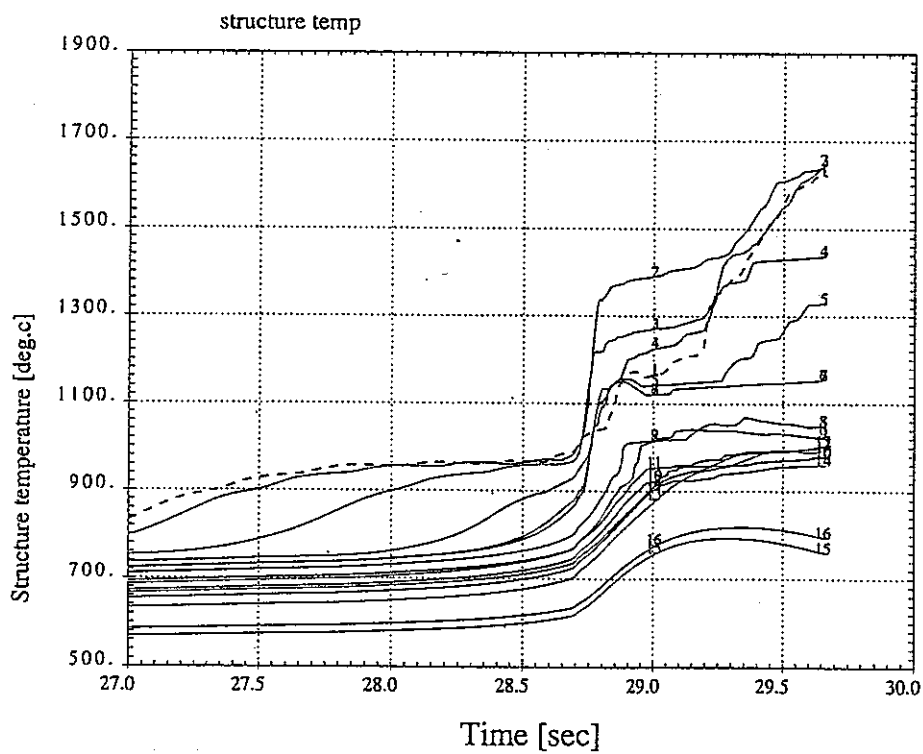


fig.3-63 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件：被覆管温度 1150℃)
の構造材温度の時間変化

3-3 本章のまとめ

本章においては、2章で金属燃料高速炉に対して解析でき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）を用いて実際の金属燃料高速炉の解析を行った。全電源喪失型 LOF の新燃料と燃料した燃料を、代表的な速さの LOF に対しては新燃料を解析対象とした。新燃料の液相浸食は破損判定である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

燃料が新しいか燃焼したもののかにより事象推移は異なる。結果は以下の通りである。

新燃料：

冷却材流量の減少による出力・流量の不整合→冷却材のボイド化→燃料の溶融
→液相浸食貫通による燃料ピンの破損（→スランピイ条件達成）
→溶融燃料の冷却材チャンネルへの放出→事象の終息へ

燃焼している燃料：

冷却材流量の減少による出力・流量の不整合→冷却材のボイド化→燃料の溶融
→エクストリュージョン（燃料の軸方向膨張）
→クリープ圧（キャビティ圧）による燃料ピンの破損（→スランピイ条件達成）
→溶融燃料の冷却材チャンネルへの放出→事象の終息へ

解析結果について

いずれの解析条件でも、即発臨界に至ることはなかった。以下に、解析条件による特徴を述べる。

新燃料炉心の全電源喪失型 LOF：

- ・燃料移動の駆動力はナトリウム蒸気圧である
- ・燃料移動反応度は、炉心外への燃料分散の他に炉心内での燃料分布の変化もあり、大きな反応度の挿入が期待できる。ただし、物性値やコードが摂動論に基づいていることから、燃料移動反応度が今回の解析結果では過大評価されていることが考えられる
- ・破損条件である被覆管温度によらず溶融プールは形成され、遷移過程への移行が予想される

燃焼の進んだ燃料炉心の全電源喪失型 LOF：

- ・燃料移動の駆動力はフィッシュンガス圧であり、ナトリウム蒸気圧は作用しない
- ・燃料移動反応度は燃料の炉心外への分散のみで、炉心内の燃料分布の変化による反応度の挿入はきかない
- ・アセンブリー壁間の冷却材の自然循環によって崩壊熱レベルの除去が可能であれば再

臨界に至らない可能性がある

新燃料炉心に対する代表的な速さの LOF :

- ・ 燃料移動の駆動力は LOF の速さによらず、ナトリウム蒸気圧である
- ・ 穏やかな LOF に対しては、事象も穏やかになる
- ・ 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どうかが決まる
- ・ 破損判定条件によっては、崩壊熱レベルがアセンブリー壁間の自然冷却で除熱可能であるなら、即発臨界に至ることなく、さらに、再臨界にも至らない可能性がある

再臨界の可能性について

解析条件によっては遷移過程を経ることなく崩壊熱レベルに達し、再臨界に至ることなく終息する可能性がある。他の解析条件についても、遷移過程に移行することが予想されるものの、低い出力状態で、かつ反応度的には負のところに落ち着きそうなことから、再臨界に至らないことが期待できる。

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。¹⁻³⁾そこで、第3章と同じく解析結果の妥当性の評価を行った後、再臨界問題についての検討する。また、3章の金属燃料高速炉の解析結果と比較し、減速材を添加した影響について検討する。

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当研究室で研究が行われてきた燃料ピンの一部を減速材である 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の計算誤差が小さいことから、添加する減速材の本数をアセンブリー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。燃焼の進んだ燃料での反応度係数は、金属燃料の解析時と同様、初期燃料の反応度係数で代用した。金属燃料炉心では、燃焼による反応度係数の影響があまり大きくないが、減速材を添加した燃料に対しても同じ事が言えるかどうかは疑問であるが、本研究の目的から燃焼計算は省略しても、その目的は達せられると考える。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、これはナトリウムが沸騰により失われないことを前提としており、ATWS 事象において ZrH は炉心燃料が溶ける温度になると、ZrH 中の H が解離することが問題となる。H 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り、出力の上昇が考えられる。本研究では減速材入りの効果を見ることだけに限定して、H の解離は取り扱っていないが、減速材添加燃料が実用化になるようであれば、さらに高温にも耐えられるような水素添加物を追求することが必要であろう。

減速材添加の影響

減速材の添加による富化度の違いを Table 4-1 に、反応度係数（ドップラー係数・ボイド係数）の違いを Table 4-2 に、中性子スペクトルの変化を fig.4-2 に示す。炉心全体での各燃料物質の反応度価値を Table4-3 に示す。

Table4-1 燃料富化度

	内側燃料	外側燃料
金属燃料	11(%)	14(%)
減速材添加金属燃料	18(%)	25(%)

(ただし、Pu 富化度)

Table 4-2 反応度係数の比較

	ドップラー係数 ($T \Delta k / \Delta T$)	ボイド係数 (全体) ($\Delta k / k$)	ボイド係数 (正) ($\Delta k / k$)
金属燃料	-4.13×10^{-3}	1.38×10^{-2}	1.90×10^{-2}
減速材添加金属燃料	-1.40×10^{-2}	1.11×10^{-3}	2.31×10^{-2}

Table4-3 燃料物質価値

	235-U	238-U	239-Pu	240-Pu	241-Pu	242-Pu
金属燃料	2.39×10^{-4}	-1.63×10^{-5}	3.36×10^{-4}	4.31×10^{-5}	4.58×10^{-4}	2.56×10^{-5}
減速材添加燃料	3.42×10^{-4}	-3.12×10^{-5}	4.32×10^{-4}	-7.69×10^{-6}	7.10×10^{-4}	-1.31×10^{-5}

(ただし、単位体積・ 10^{24} 原子あたり)

中性子スペクトルの軟化により、240-Pu および 242-Pu は燃料としてではなく中性子吸収体となっている。このことが、燃料富化度を大幅に増加させている。減速材の添加によりドップラー係数が大きく、ボイド係数も全炉心的には低くなっている。軸方向および径方向の炉心中心部の出力分布を fig.4-3、fig.4-4 に示す。出力が軸方向に平坦になっており、このことが、燃料ピンの破損箇所とその後の燃料移動に影響を及ぼすことが考えられる。ボイド化は炉心中心部から始まる。炉心中心部のボイド係数（ボイド反応度）が減速材に影響されないため、ボイド化が始まるとドップラー反応度は大きく働くもののボイド反応度を相殺するには至らず、ボイド化開始以降は減速材があっても基本的には金属燃料と同じ事象推移をたどることが予想される。

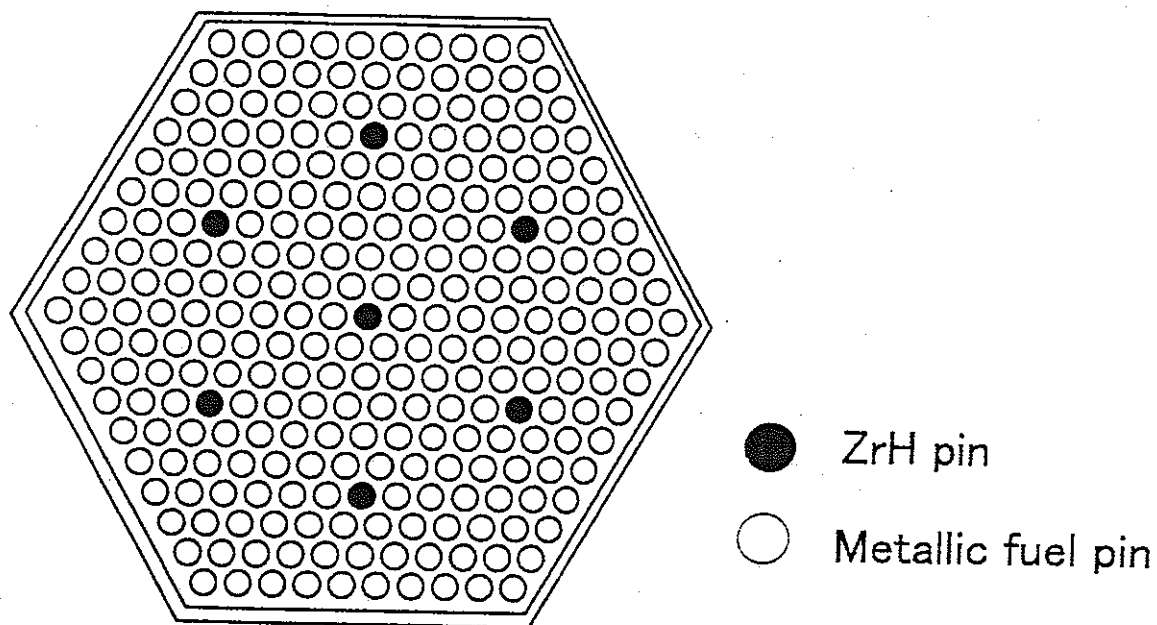


fig.4-1 減速材 (ZrH) の添加方法

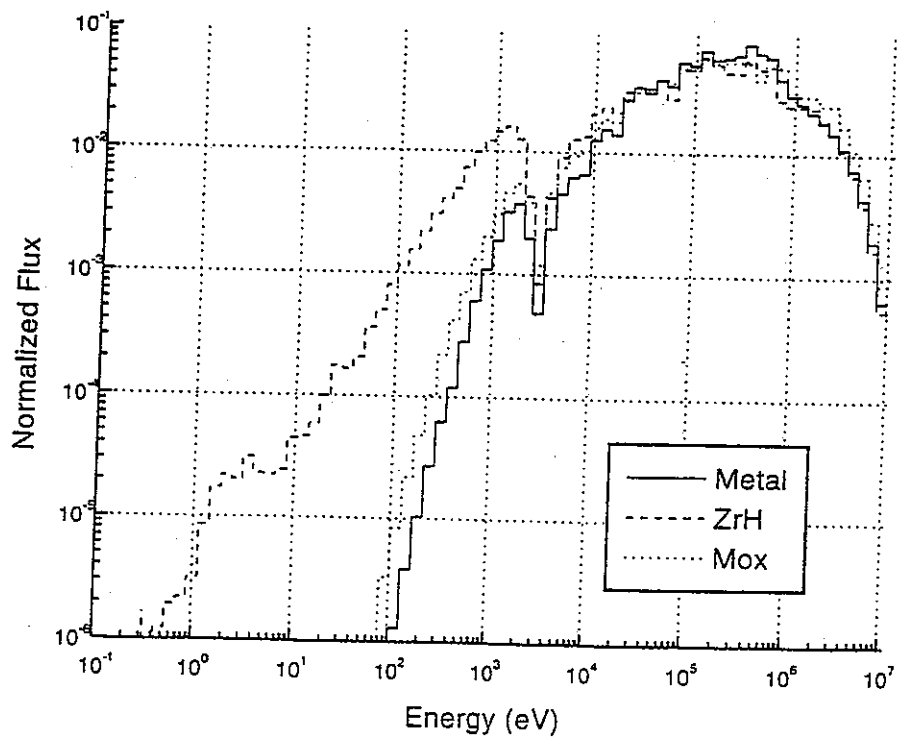


fig.4-2 中性子スペクトルの違い

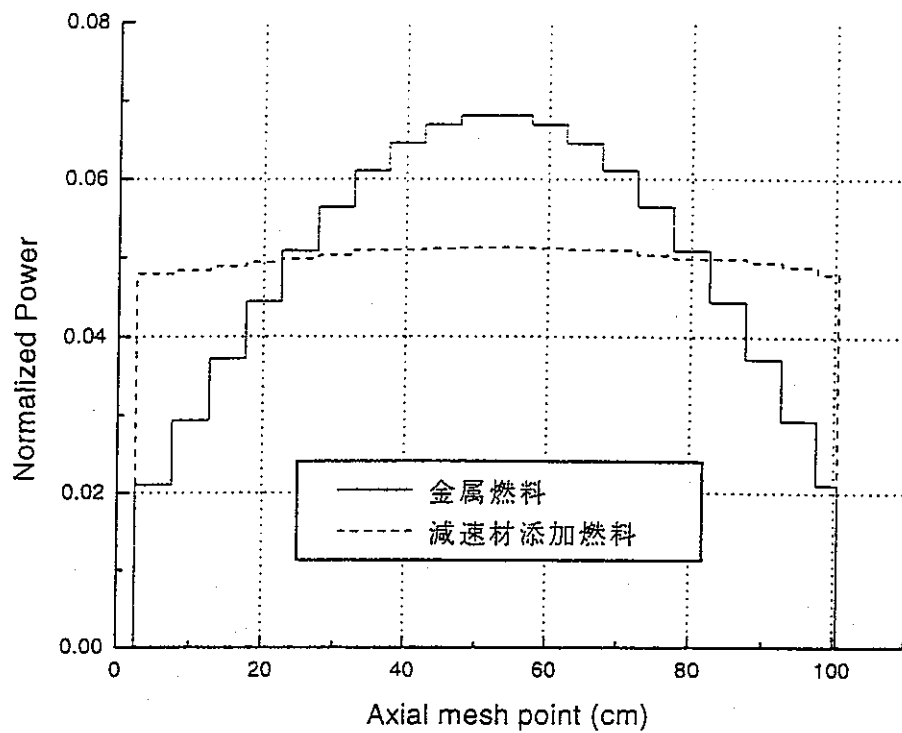


fig.4-3 軸方向の出力分布の比較

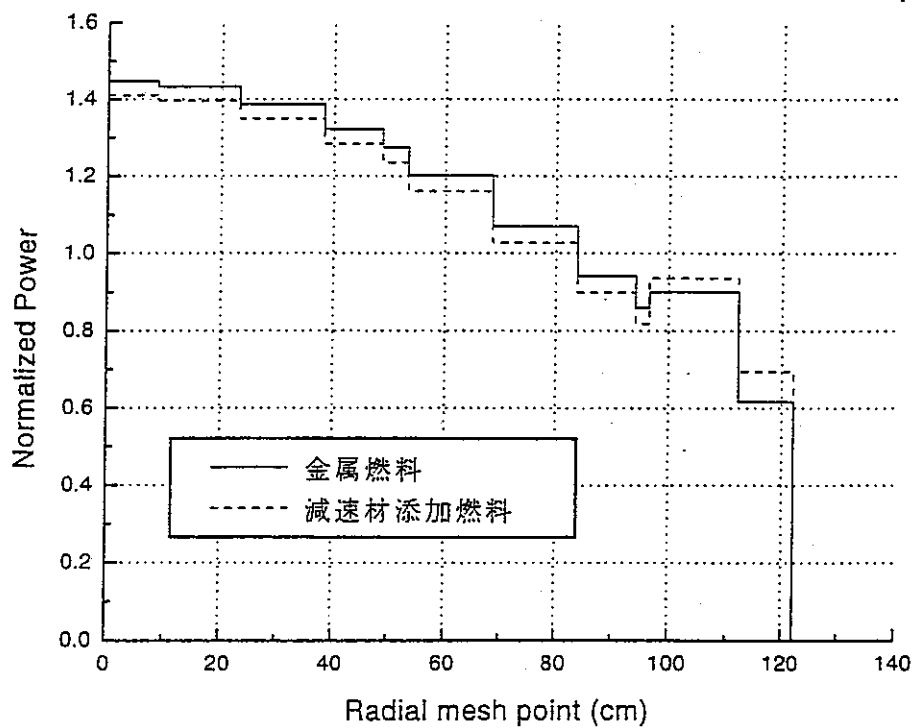


fig.4-4 径方向の出力分布の比較

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、液相浸食貫通による破損で、破損条件である被覆管温度の違いが結果にあまり影響しないことが示されている。そこで、全電源喪失型 LOF は新燃料を 2 ケース（破損判定条件として被覆管温度 1110℃および 1150℃）と燃焼の進んだ燃料の炉心を、代表的な LOF は新燃料で破損判定条件が被覆管温度 1150℃とした場合を解析対象とした。その他の解析条件は金属燃料炉心の解析の時と同様である。

4-2-2 解析結果の妥当性

金属燃料の解析結果の妥当性を検討した 3 項目について、減速材添加燃料に対しても同様の検討を行う。

(1) 事象推移

事象推移は金属燃料と大体同じである。異なる点は、冷却材流量減少開始からボイド化開始までの間、金属燃料では出力が一定であったのが減速材添加燃料では出力が下がっていることと、破損直前にドップラー反応度が大きく働くことである。

全電源喪失型 LOF の新燃料で破損判定条件を被覆管温度 1150℃とした場合と 300 日燃焼の進んだ燃料の場合の冷却材のボイド化・Dry-out・燃料溶融および燃料ピン破損開始時刻を Table 4-4 に示す。

Table 4-4 減速材添加燃料の各事象開始時刻

	ボイド化	Dry-out	燃料溶融	燃料ピン破損
新燃料	4.51(s)	4.97(s)	5.45(s)	5.67(s)
300 日燃焼	4.73(s)	5.18(s)	5.70(s)	5.98(s)

(Dry-out：冷却材が沸騰して被覆管がむき出しになること)

燃料ピン破損前後の反応度の時間変化を、新燃料については fig. 4-3 に 300 日燃料した燃料については fig. 4-4 に、新燃料での減速材の有無による出力の違いを fig. 4-5 に示す。

冷却材流量減少開始からボイド化開始までの間、ドップラー反応度が大きく働くため出力が下がり、ボイド化開始時刻が遅くなる。また、ボイド化後もドップラー反応度が大きく働き、ボイド化開始時刻と燃料ピン破損開始時刻の時間差が広がる。このことは、新燃料・燃焼の進んだ燃料の両方について言える。

減速材添加燃料の事象推移は、金属燃料の事象推移と同様、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より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が競合するが、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半分程度まで低下する。その間も冷却材流量は減少し、やがて冷却材のボイド化が始まる。冷却材のボイド領域の拡大に比例して挿入されるボイド反応度も大きくなり、炉心出力は急激に上昇する。減速材添加燃料ではボイド化開始時刻が金属燃料よりも遅くなる。金属燃料では冷却材のボイド化後、すぐに燃料が溶け出していたが、減速材添加燃料では冷却材のボイド化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、新燃料では液相浸食による燃料ピンの破損が、燃焼している燃料では内圧による燃料ピンの破損が起きる。出力が平坦であることから、燃料ピンの破損箇所は拡大しやすい。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、燃料移動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、破損領域が拡大するまでは全反応度の和は増加する。解析条件により反応度のピークは異なるが、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。

(2) 破損判定

金属燃料の解析の時と同様、燃料の燃焼により異なる破損の仕方（破損判定）が得られた。

(3) 燃料ピン破損後の燃料移動

破損後の燃料移動の駆動力は、新燃料ではナトリウム蒸気圧、燃焼の進んだ燃料に対しては燃料中のフィッシュンガス圧であり、冷却材チャンネルへ噴出した燃料の燃料移動の駆動力についても金属燃料と同じである。

減速材添加燃料では出力が平坦なため、燃料ピン破損箇所が炉心上部となり、破損後の燃料が炉心燃料部上端付近で固化してしまうことが考えられる。全電源喪失型 LOF の新燃料で破損判定条件を被覆管温度 1150℃とした場合のチャンネル 1 および 2 の燃料破損領域の変化図を fig.4-6・fig.4-7 に、冷却材中の燃料分布の変化図を fig.4-8・fig.4-9 に、破損燃料の温度変化図を fig.4-10・fig.4-11 に示す。また、燃料の炉心外への分散割合を fig.4-12・fig.4-13 に示す。チャンネル 1 では問題はないが、チャンネル 2 に注目すると、冷却材チャンネル中の炉心上端の燃料は固化している可能性があるにもかかわらず燃料分散領域が拡大していることが分かる。しかし、破損後しばらくは燃料分散領域は拡大しているものの、燃料分散割合は少ないことから、解析結果で信頼できるのは燃料分散割合が低い間のみである。

これまでのことをまとめると以下ようになる。

- ・減速材添加炉心でも、事象推移や破損後の燃料挙動など、大筋は金属燃料と大きく変わることはない。また、大きく変わらないということから解析結果が妥当なものであると言える。
- ・炉心出力分布が平坦なことから、破損箇所は金属燃料よりも炉心上部となる。

- ・条件によっては冷却材チャンネル中の燃料は固化していることも考えられ、解析結果の信頼できる範囲は、炉心外への燃料分散が小さい間である。

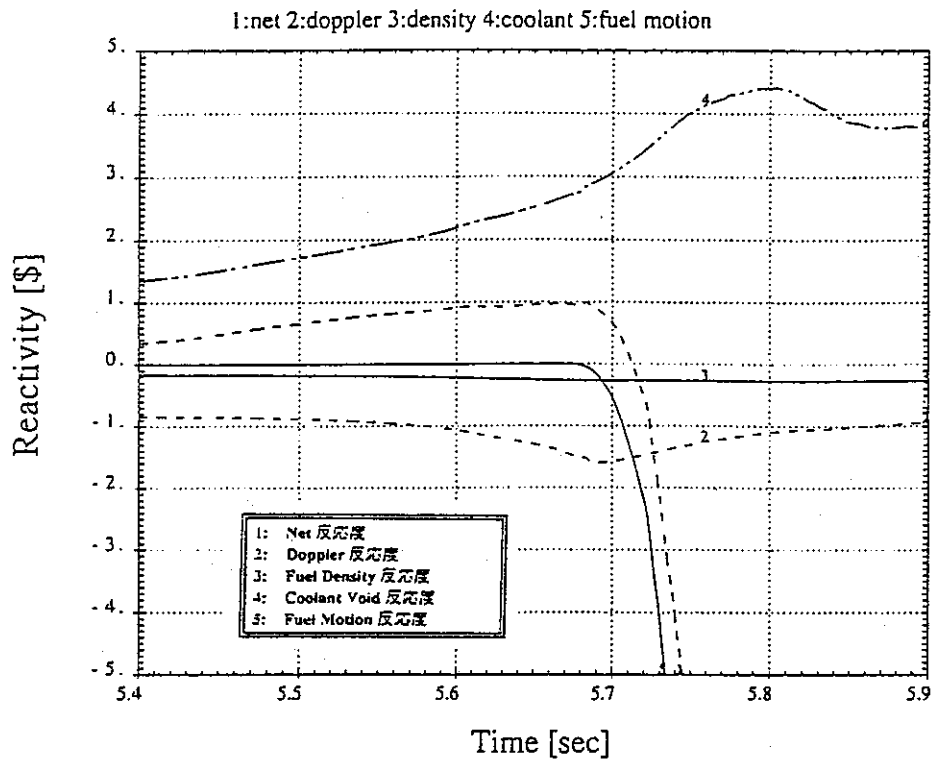


fig.4-3 新燃料（破損判定条件：被覆管温度 1150℃）の反応度の時間変化（拡大図）

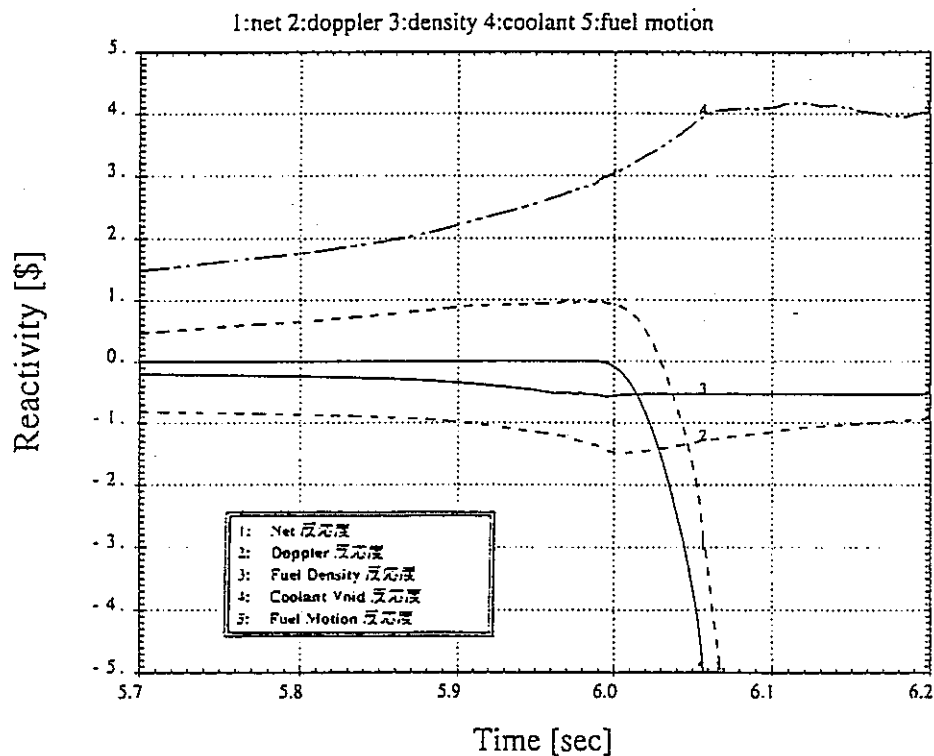


fig.4-4 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化（拡大図）

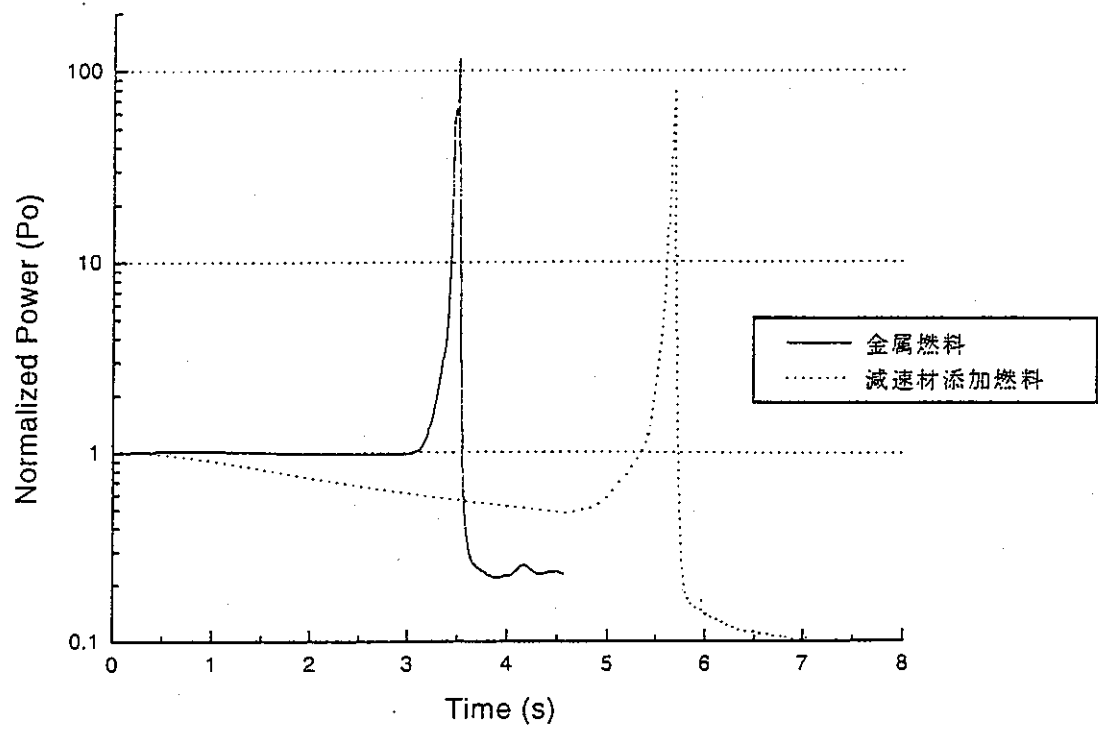


fig.4-5 全電源喪失型 LOF 時の出力の時間変化の比較

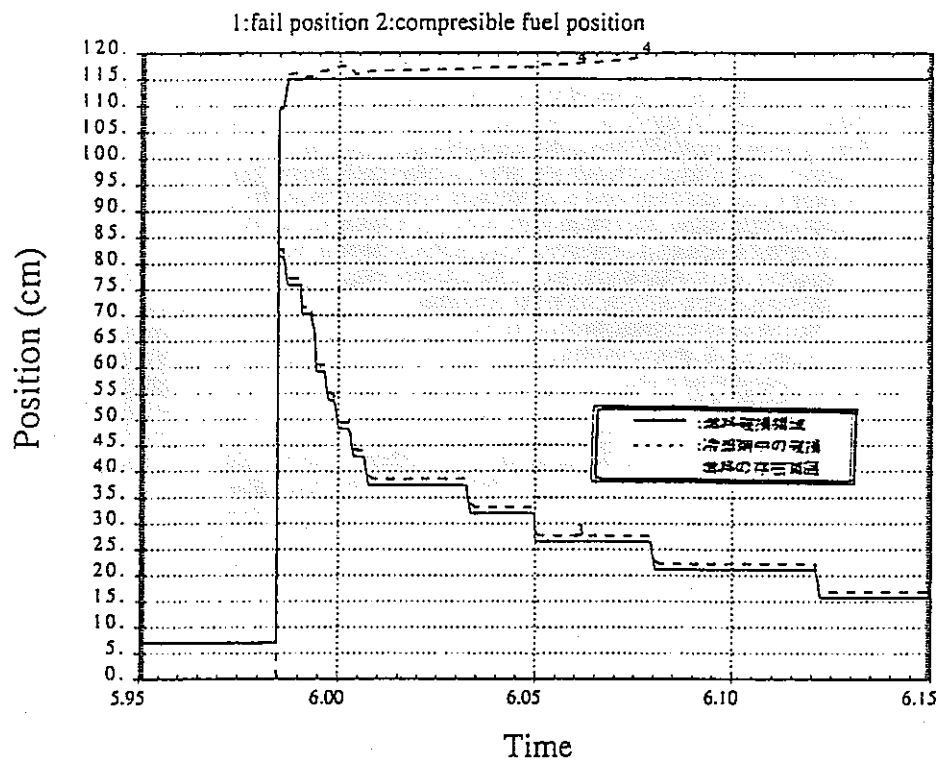


fig.4-6 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の
燃料破損領域の変化図（チャンネル 1）

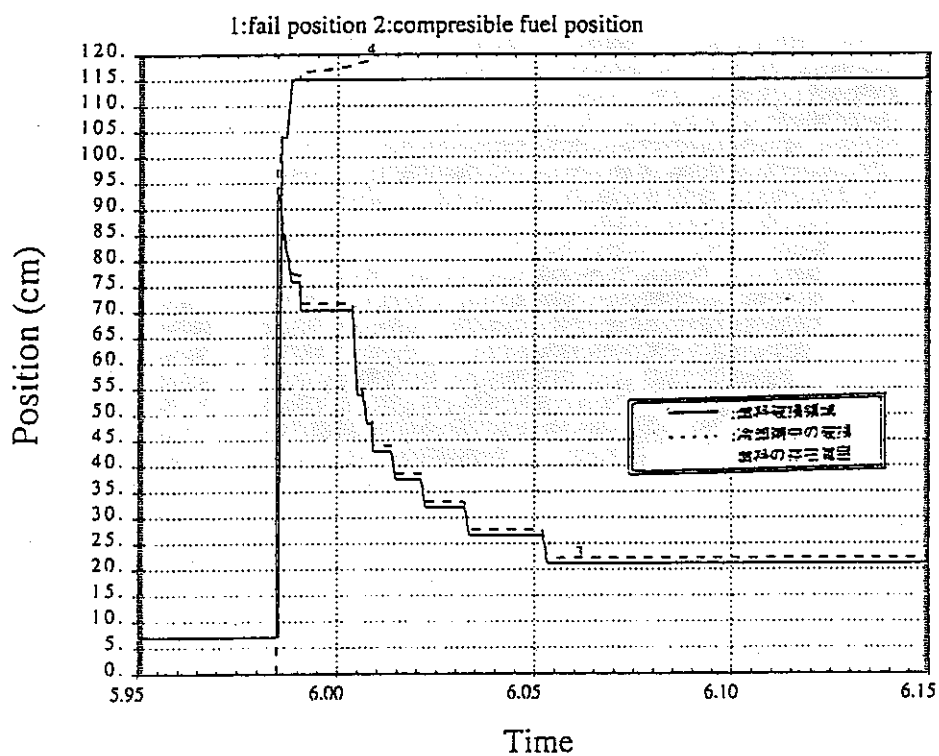


fig.4-7 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の
燃料破損領域の変化図（チャンネル 2）

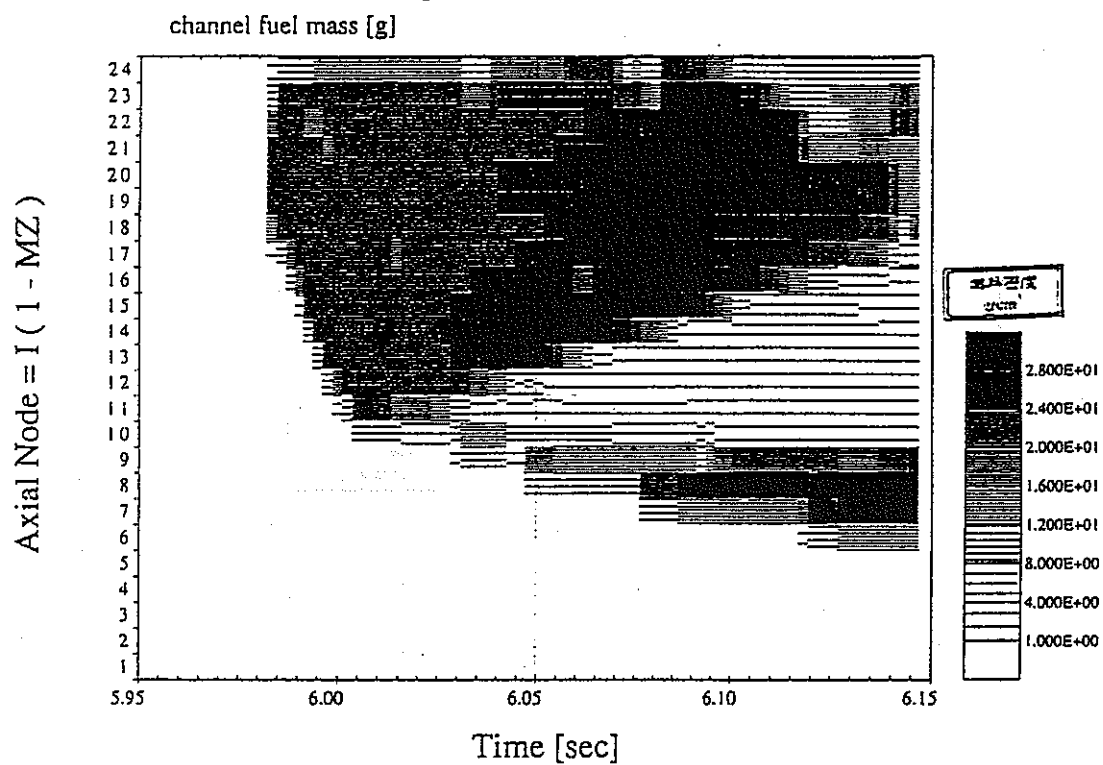


fig.4-8 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材中の燃料分布の変化図（チャンネル 1）

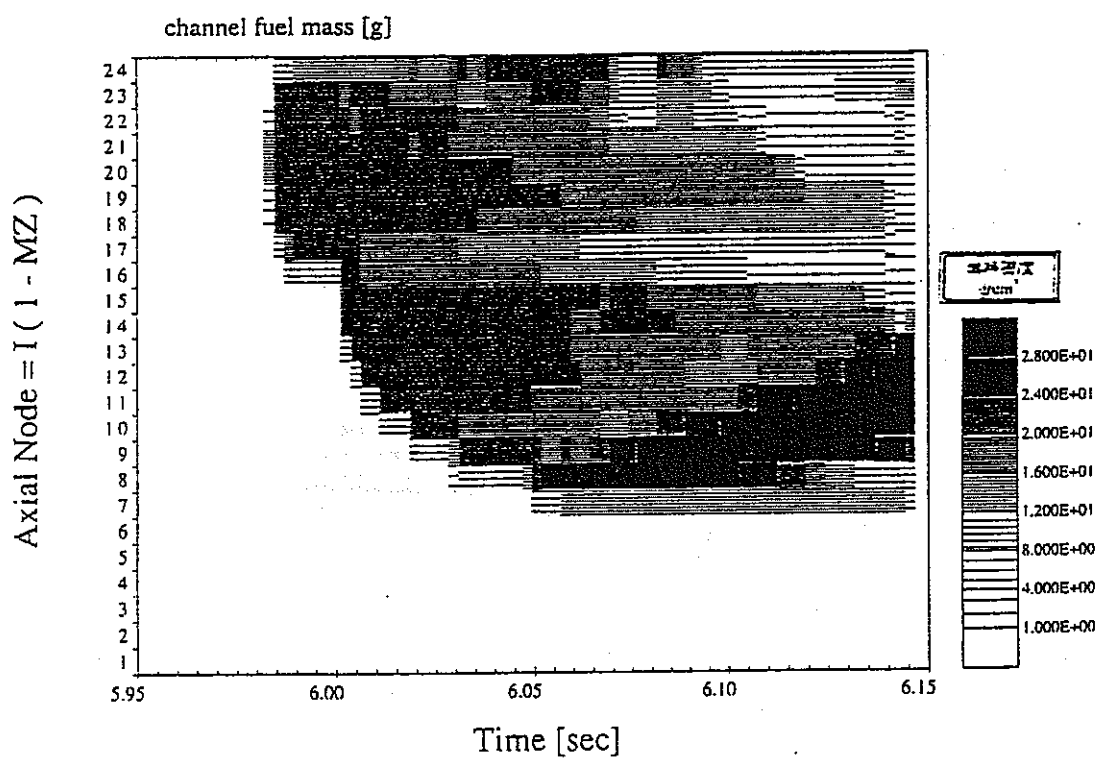


fig.4-9 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材中の燃料分布の変化図（チャンネル 2）

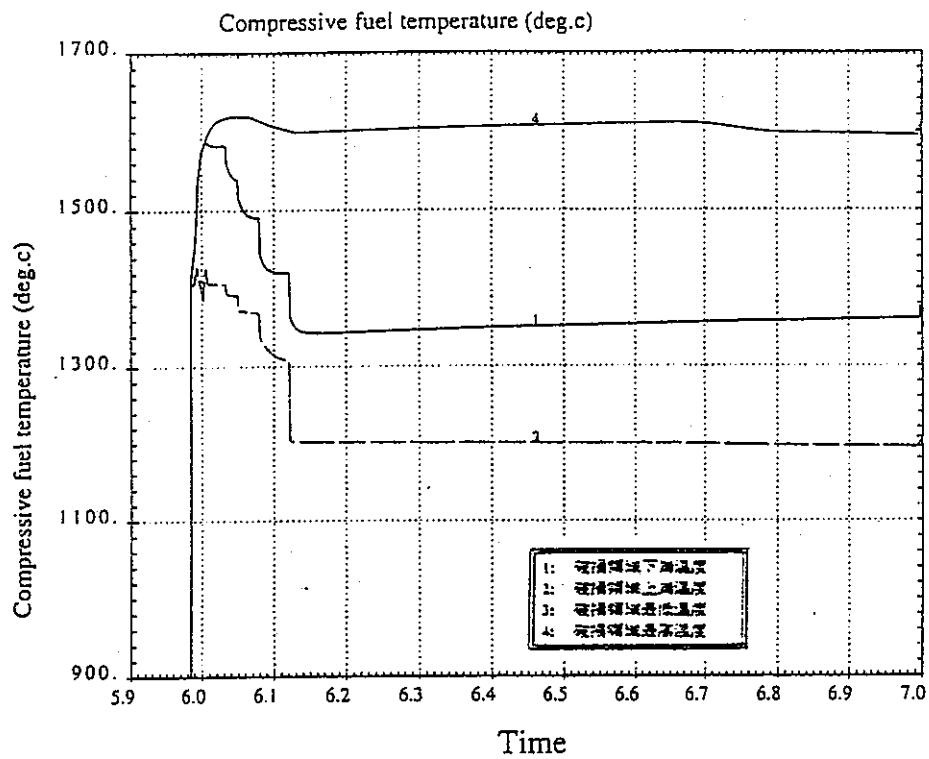


fig.4-10 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の
破損燃料の温度変化図（チャンネル 1）

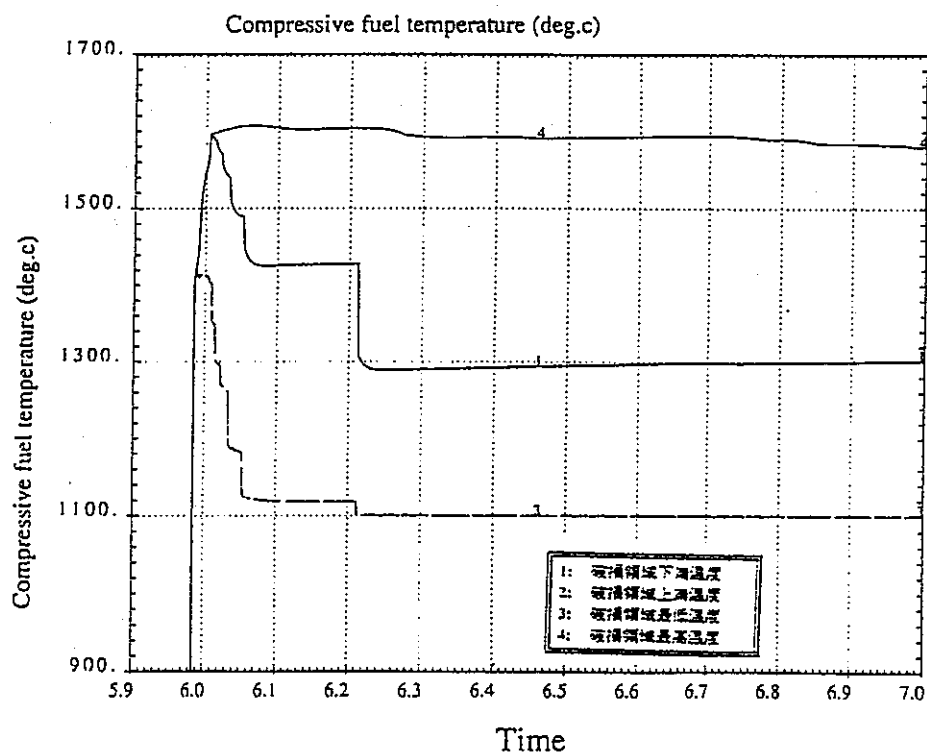


fig.4-11 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の
破損燃料の温度変化図（チャンネル 2）

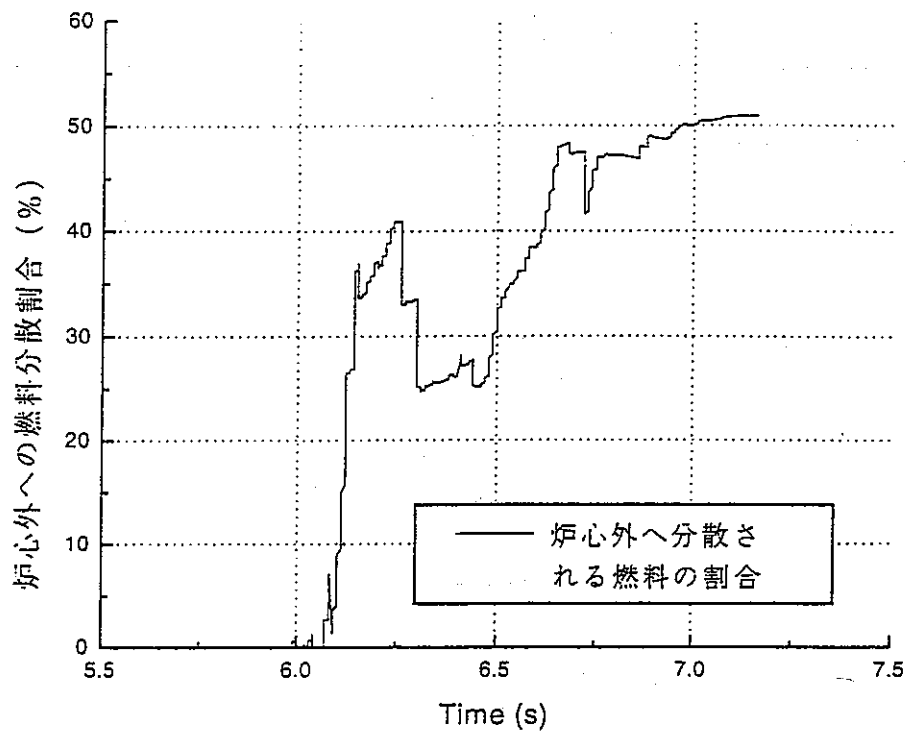


fig.4-12 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の燃料の
炉心外への分散割合（チャンネル 1）

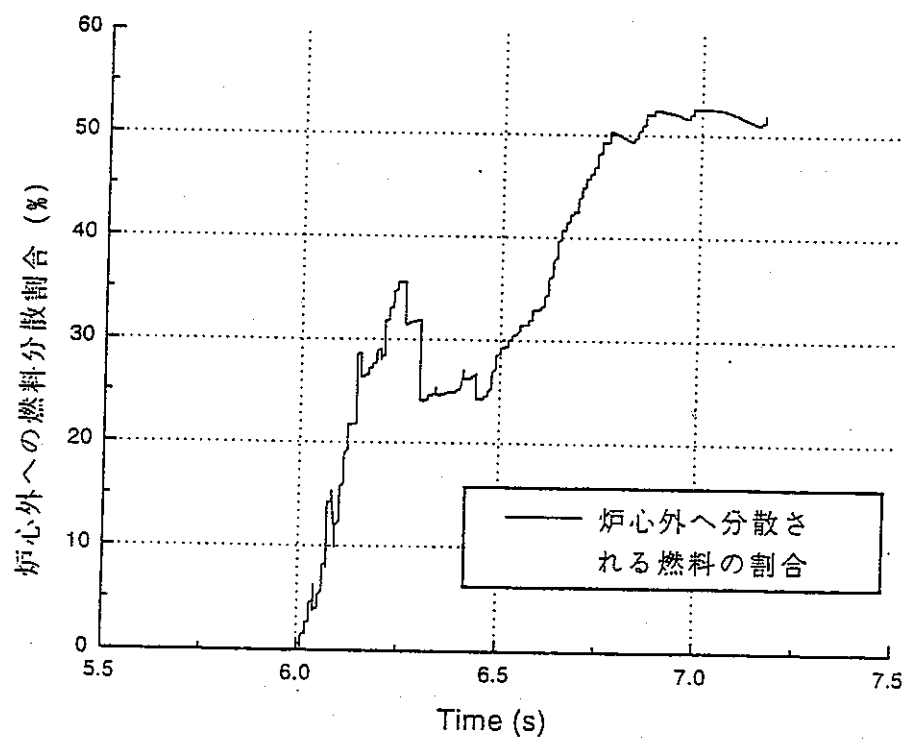


fig.4-13 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の燃料の
炉心外への分散割合（チャンネル 2）

4-2-3 解析結果

減速材添加燃料では、条件によっては冷却材チャンネル中の燃料が固化していることも考えられ、解析結果の信頼できる範囲は、炉心外への燃料分散が小さい間に限られてしまう。燃料の炉心外への漏れが過大評価されているかもしれないので、それ以降の事象推移については、この時点までの減速材添加燃料の解析結果と金属燃料の解析結果の場合の解析結果から類推する。ここでは、個々の事象に対し、再臨界の可能性と金属燃料と減速材添加燃料の事象推移の違いについて検討を行う。

(1) 新燃料：全電源喪失型 LOF 時

減速材添加炉心では液相浸食貫通による破損を模擬するため、破損時被覆管温度を 1110℃・1150℃の2つとして、その比較を行った。反応度の時間変化の全体図を fig.4-14・fig.4-15 に、破損前後の変化を拡大したものを fig.4-16・fig.4-17 に、各チャンネルごとの燃料移動反応度の時間変化を fig.4-18・fig.4-19 に、出力の時間変化を fig.4-20・fig.4-21 に示す。ピーク出力や燃料破損時の出力など金属燃料と減速材添加燃料の比較を Table 4-5 に示す。

Table 4-5 各事象時のパラメーターの比較

被覆管温度	金属燃料		減速材添加燃料	
	1110℃	1150℃	1110℃	1150℃
ピーク Net 反応度	0.975	0.977	0.933	0.978
ピーク Net 反応度時刻(s)	3.46	3.50	5.61	5.66
ピーク出力 (Po)	54.4	115.5	15.3	63.3
ピーク出力時刻(s)	3.47	3.51	5.61	5.66
破損開始時刻(s)	3.43	3.47	5.62	5.67
破損開始時刻 Net 反応度	0.888	0.967	0.924	0.970
破損開始時出力	9.99	62.7	15.0	62.4

(出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を t=0 とした)

燃料ピン破損開始時の全反応度の和や出力、全反応度の和のピークの値を見ると、あまり差がないが、ピーク出力の値は半分近くまで低減されている。これは出力が平坦なため、破損領域が大きくなることおよび破損箇所が炉心上部となるため炉心外への燃料分散が起こりやすいことに起因する。ピーク出力が低いことから、事象が終息しやすくなることが期待できる。

燃料破損領域の変化図を fig.4-22・fig.4-23 に、冷却材中の燃料分布の変化図を fig.4-24・fig.4-25 に、冷却材ボイド領域の変化図を fig.4-26・fig.4-27 に、破損燃料の温度分布を

fig.4-28・fig.4-29 に、構造材の温度変化を fig.4-30・fig.4-31 に示す。炉心部上端に当たる冷却材チャンネルの燃料は固化している可能性があることを示している。仮に、固化した燃料によって栓が出来てしまったとすると、この後の事象推移は、溶融プールの拡大、または固化した燃料栓を溶融プールの内圧で吹き飛ばして燃料分散がおこることが考えられる。仮に、炉心上端部の冷却材チャンネルで燃料の固化により栓が出来たとしても、燃料の融点が 1100℃と構造材の融点（約 1300℃）より小さいことから溶融プールの集合体内での拡大はあっても、集合体レベルで溶融プールが拡大することは、少なくとも短時間では考えにくい。集合体内で溶融プールが拡大したときの挙動については、現在の解析コードの範囲を超えており議論できる段階にないが、出力レベルが低下しており、構造材が健全であることが予想されるので、アセンブリ壁間の自然冷却により除熱可能であれば事象は遷移過程へ移行することも、したがって、再臨界に至ることなく終息することが期待できる。

減速材添加燃料の新燃料での全電源喪失型 LOF 解析を、液相浸食貫通による破損を仮定して、破損条件である被覆管温度をパラメータにして行い、再臨界を生じる可能性を金属燃料の結果と比較し、減速材の影響を検討した結果、以下のことが示された。

- ・いずれの場合も即発臨界には至らない。
- ・事象の推移はドップラー反応度が大きいことによる影響はあるものの、本質的には変わらない。ドップラー反応度が大きいことにより、ボイド開始時刻やその後の事象の進行は穏やかになる。
- ・燃料移動の駆動力などは金属燃料も減速材添加燃料も同じナトリウム蒸気圧であるが、破損箇所や破損領域の違いにより、燃料移動反応度の挿入がはやい。
- ・アセンブリ壁間の自然冷却により崩壊熱レベルの熱除去が可能であれば、破損条件によらず、即発臨界および再臨界に至ることなく事象が終息することが期待できる。

(2) 燃焼の進んだ燃料：全電源喪失型 LOF 時

金属燃料の解析の時と同じ解析条件、すなわち燃焼日数 300 日、エクストリュージョンを燃料密度の変化によって模擬することにより解析を行った。反応度の時間変化の全体図を fig.4-32 に、破損前後の反応度変化の拡大図を fig.4-33 に、各チャンネルの燃料移動反応度の時間変化を fig.4-34 に、出力の時間変化を fig.4-35 に示す。燃料破損領域の変化図を fig.4-36 に、冷却材中の燃料分布の変化図を fig.4-37 に、冷却材ボイド領域の変化図を fig.4-38 に、破損燃料の温度変化を fig.4-39 に、構造材の温度変化を fig.4-40 に示す。ピーク出力・ピーク Net 反応度および破損時の出力などを Table 4-6 に示す。

Table 4-6 ピーク時・破損時の反応度および出力の比較

	金属燃料	減速材添加燃料
ピーク Net 反応度(\$)	0.993	0.996
ピーク Net 反応度時刻(s)	3.76	5.96
ピーク出力 (Po)	81.9	102.5
ピーク出力時刻(s)	3.77	5.97
破損開始時刻(s)	3.75	5.97
破損開始時刻 Net 反応度(\$)	0.973	0.977
破損開始時出力(Po)	29.85	102.4

(出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を $t=0$ とした)

金属燃料と減速材添加燃料とを比較すると、後者の方が破損開始時刻での出力が大幅に高くなっている。これは、破損前後の反応度の時間変化を見ても分かるように、全反応度の和の上昇がドップラー反応度によって抑えられるため、全反応度の和が 0.9~1.0(\$)以下の所にいる時間が長くなり、結果的に出力が上昇してしまうためである。また、冷却材チャンネルの燃料分布の時間変化から、燃料移動反応度は炉心外への燃料放出の他に、金属燃料の新燃料の時に燃料移動の駆動力となったナトリウム蒸気圧による炉心内の燃料分布の変化による燃料移動反応度も加わっている。このことは、金属燃料の解析のところでも述べたように、燃料移動反応度が過大に評価されている可能性があることを示している。

新燃料の解析の時と同様、構造材温度は構造材の融点である 1300℃を越えていないことから、燃料プールは各集合体内でおさまっており、アセンブリー同士による溶融プールの拡大は起きないと予想できる。このことから、アセンブリー壁間の冷却材の自然循環により崩壊熱の除熱が可能であれば、再臨界に至ることなく事象が終息することが期待できる。

減速材添加燃料の燃焼の進んだ燃料を用いた炉心の全電源喪失型 LOF 解析の結果、以下のことが示された。

- ・即発臨界には至らない。
- ・燃料移動反応度として、炉心外への燃料移動の他に、炉心内の燃料分布の変化による反応度の挿入される。ただし、炉心内の燃料分布の変化による燃料移動反応度は過大評価されていることが考えられる。
- ・燃料溶融プールは各アセンブリー内でおさまっており、アセンブリー壁間の自然冷却で崩壊熱の除去が可能であれば、出力レベルが低いことと反応度が負で落ち着いていることから再臨界に至らないことが期待できる。

(3)新燃料：代表的な LOF 時

本研究で用いたサイズの炉心で一般的な LOF といわれる流量半減時間：5.5(s)に対し、減速材添加の新燃料で破損判定条件を被覆管温度 1150℃とした場合について解析を行った。反応度の時間変化の全体図を fig.4-41 に、破損前後の反応度変化の拡大図を fig.4-42 に、各チャンネルの燃料移動反応度の時間変化を fig.4-43 に、出力の時間変化を fig.4-44 に示す。燃料破損領域の変化図を fig.4-45 に、冷却材中の燃料分布の変化図を fig.4-46 に、冷却材ボイド領域の変化図を fig.4-47 に、破損燃料の温度変化を fig.4-48 に、構造材の温度変化を fig.4-49 に示す。ピーク出力・ピーク Net 反応度および破損時の出力などを Table 4-7 に示す。

Table 4-7 ピーク時・破損時の反応度および出力の比較

	金属燃料	減速材添加燃料
ピーク Net 反応度	0.992	0.958
ピーク Net 反応度時刻(s)	28.70	36.93
ピーク出力 (Po)	14.4	32.9
ピーク出力時刻(s)	28.71	36.94
破損開始時刻(s)	28.85	36.93
破損開始時刻 Net 反応度	0.690	0.958
破損開始時出力	3.39	26.9

(出力は定格出力を 1 Po としたときの値、時間は LOF 開始時を t=0 とした)

解析結果は、全電源喪失型 LOF の燃料ピン破損条件を被覆管温度 1150℃とした場合とほぼ同じである。燃料移動反応度はナトリウム蒸気圧を駆動力とする燃料の炉心外への分散であり、分散した燃料温度は 1100℃を越していることから、炉心外での固化は起きていない。構造材温度が融点である 1300℃を越していないことから、溶融燃料プールはアセンブリー内におさまっており、アセンブリー壁間の冷却材の自然循環で崩壊熱の除去が可能であれば再臨界に至らないことが期待できる。

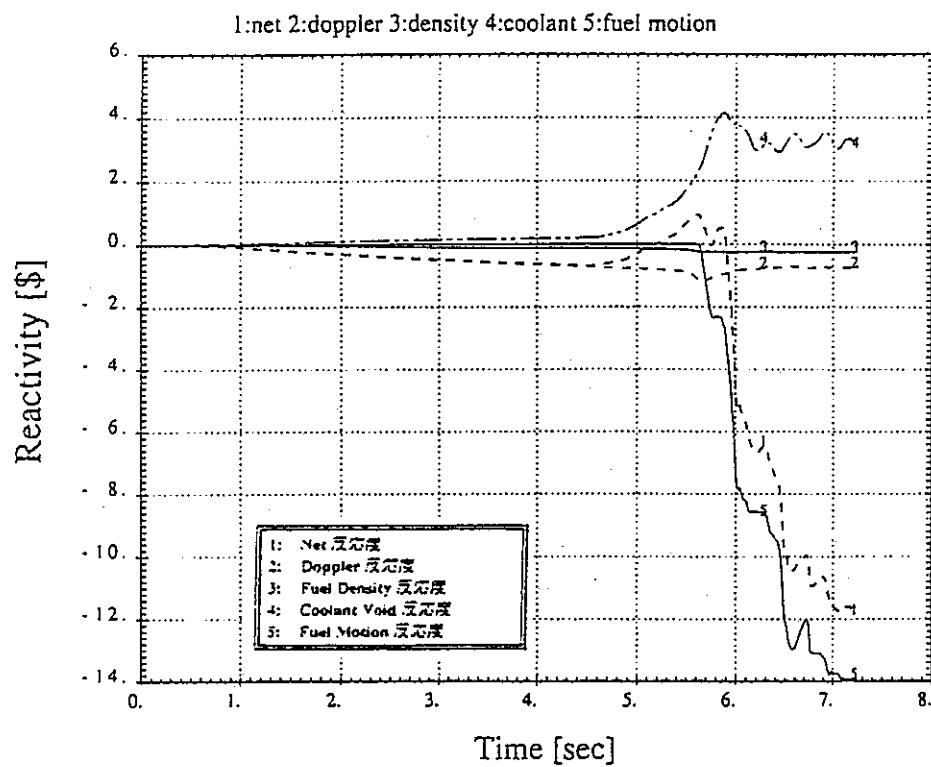


fig.4-14 新燃料（破損判定条件：1110℃）の反応度の時間変化（全体図）

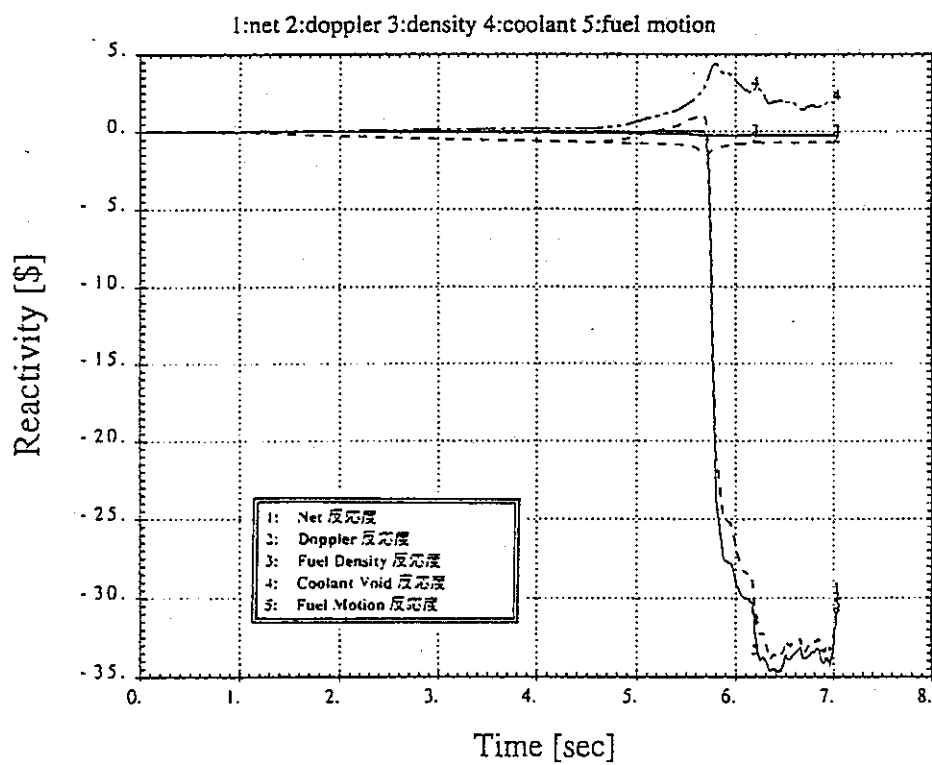


fig.4-15 新燃料（破損判定条件：1150℃）の反応度の時間変化（全体図）

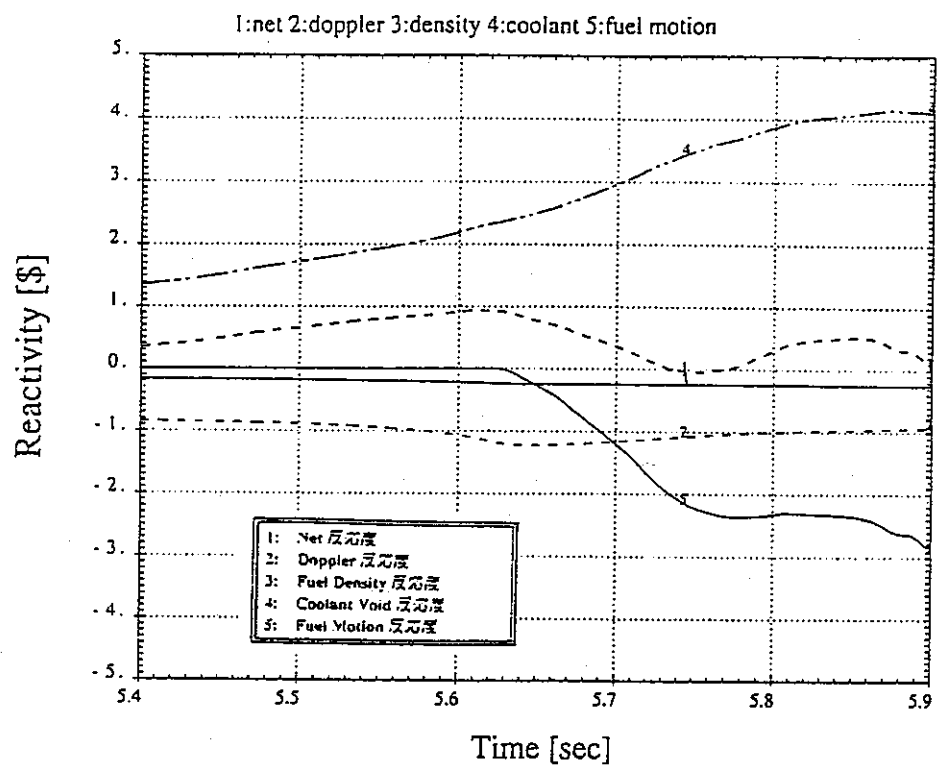


fig.4-16 新燃料（破損判定条件：1110℃）の反応度の時間変化（拡大図）

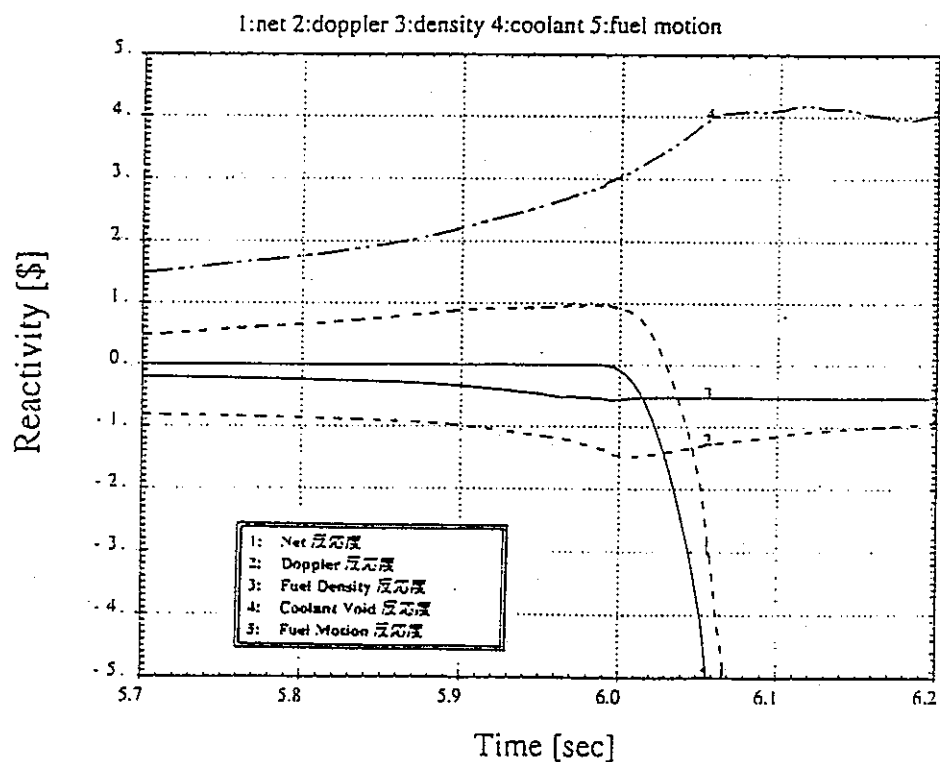


fig.4-17 新燃料（破損判定条件：1150℃）の反応度の時間変化（拡大図）

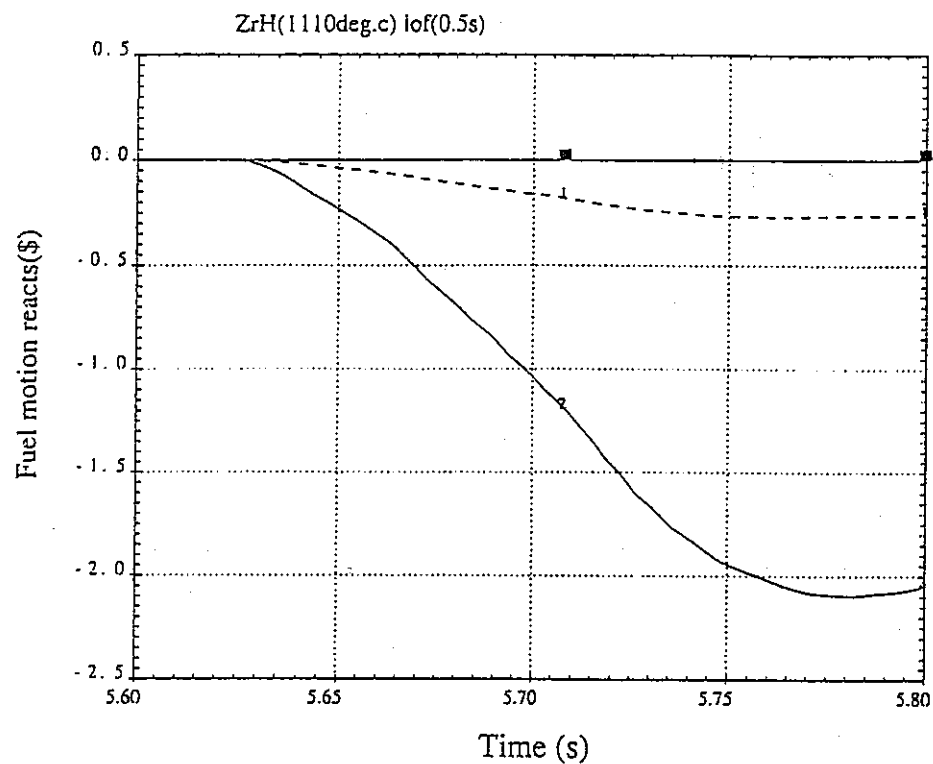


fig.4-18 新燃料（破損判定条件：1110℃）の各チャンネルの燃料移動反応度

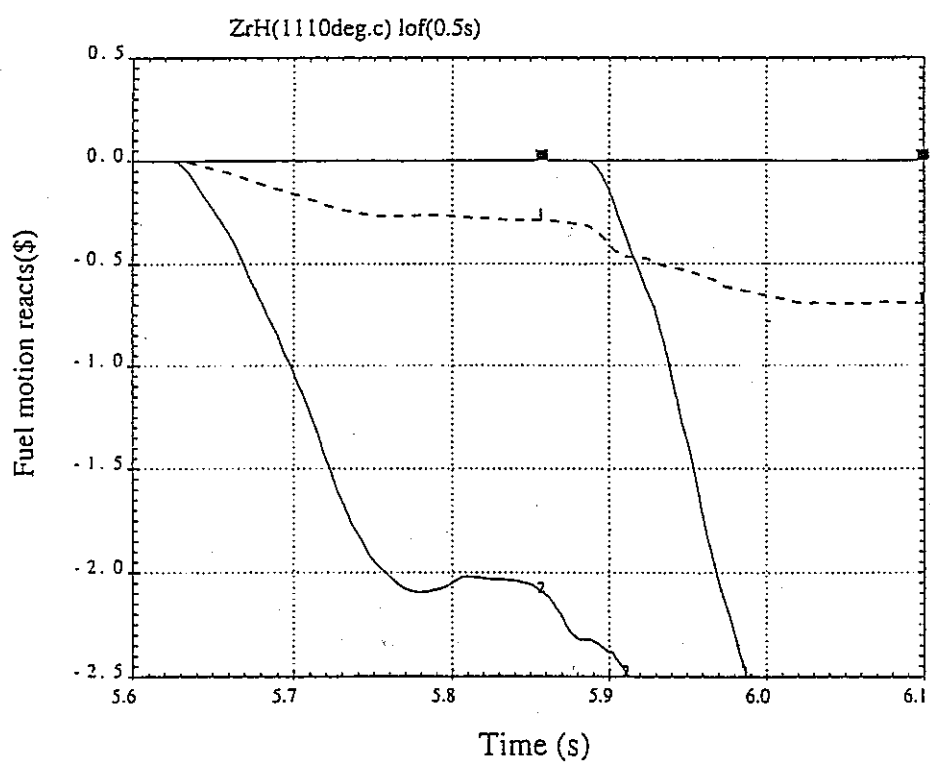


fig.4-19 新燃料（破損判定条件：1150℃）の各チャンネルの燃料移動反応度

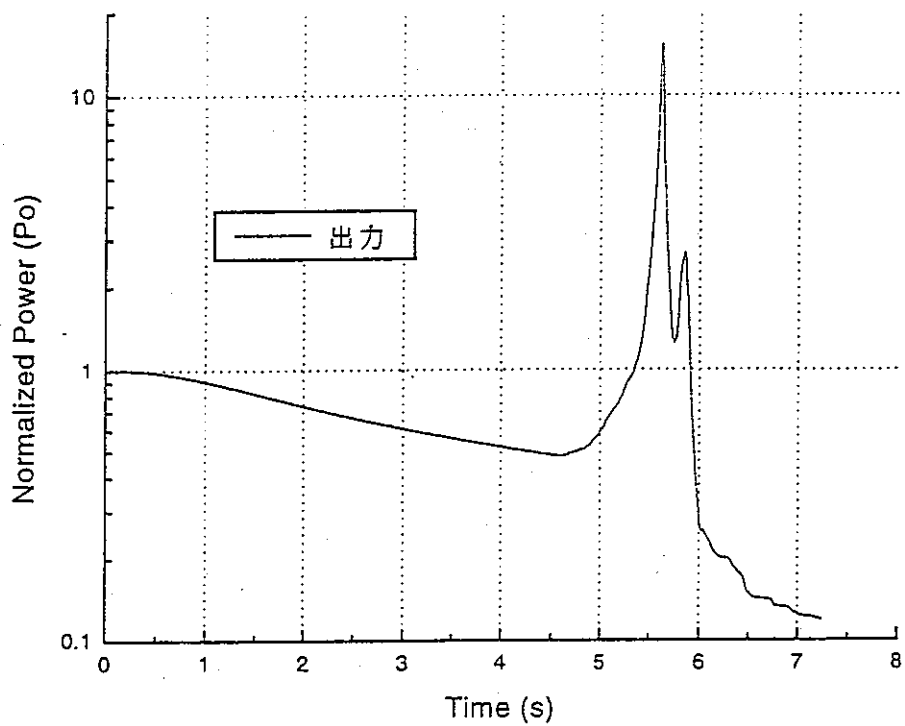


fig.4-20 新燃料（破損判定条件：1110℃）の出力の時間変化

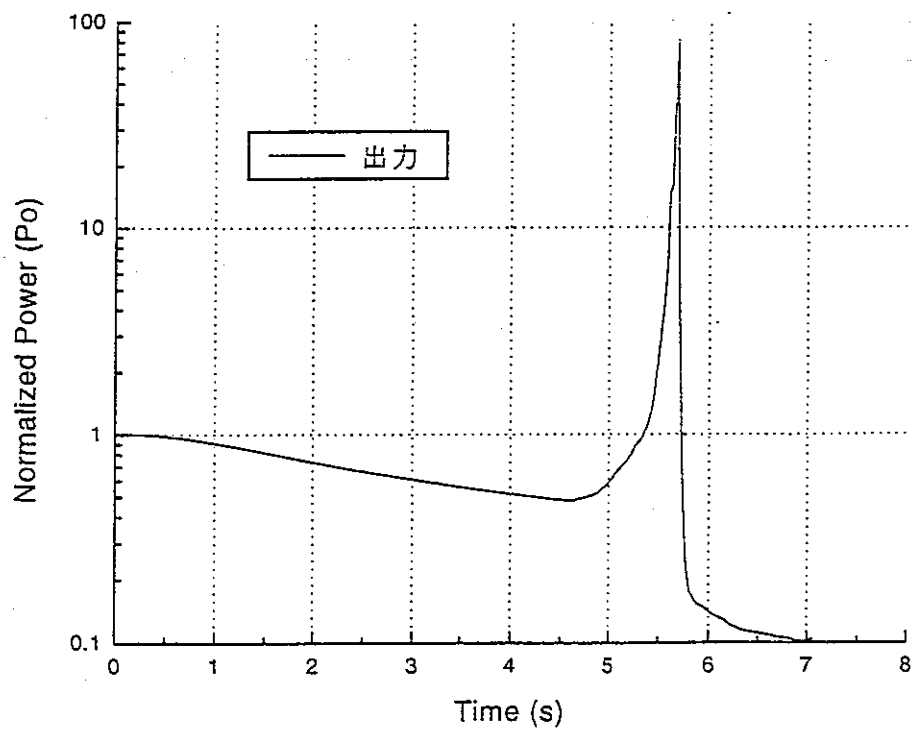


fig.4-21 新燃料（破損判定条件：1150℃）の出力の時間変化

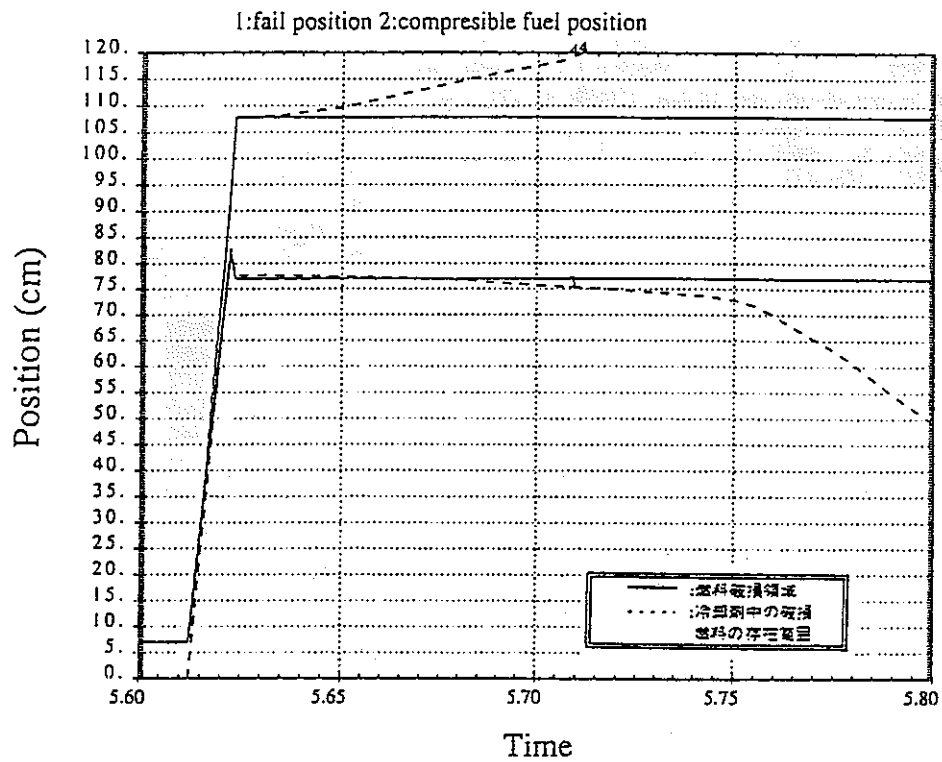


fig.4-22 新燃料（破損判定条件：1110℃）の燃料破損領域の変化図

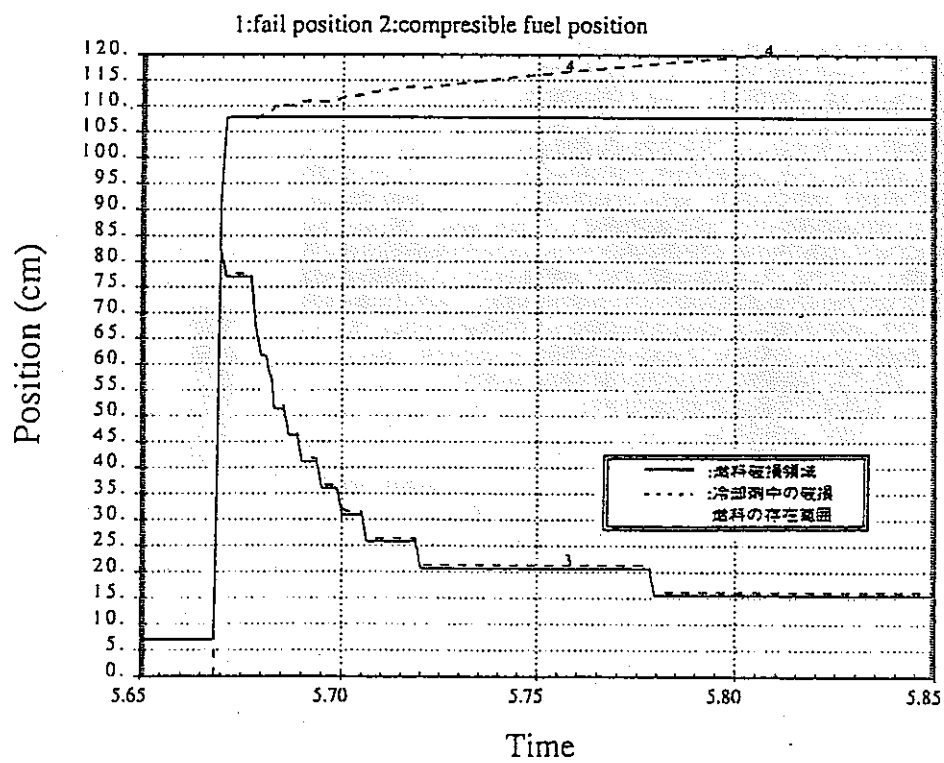


fig.4-23 新燃料（破損判定条件：1150℃）の燃料破損領域の変化図

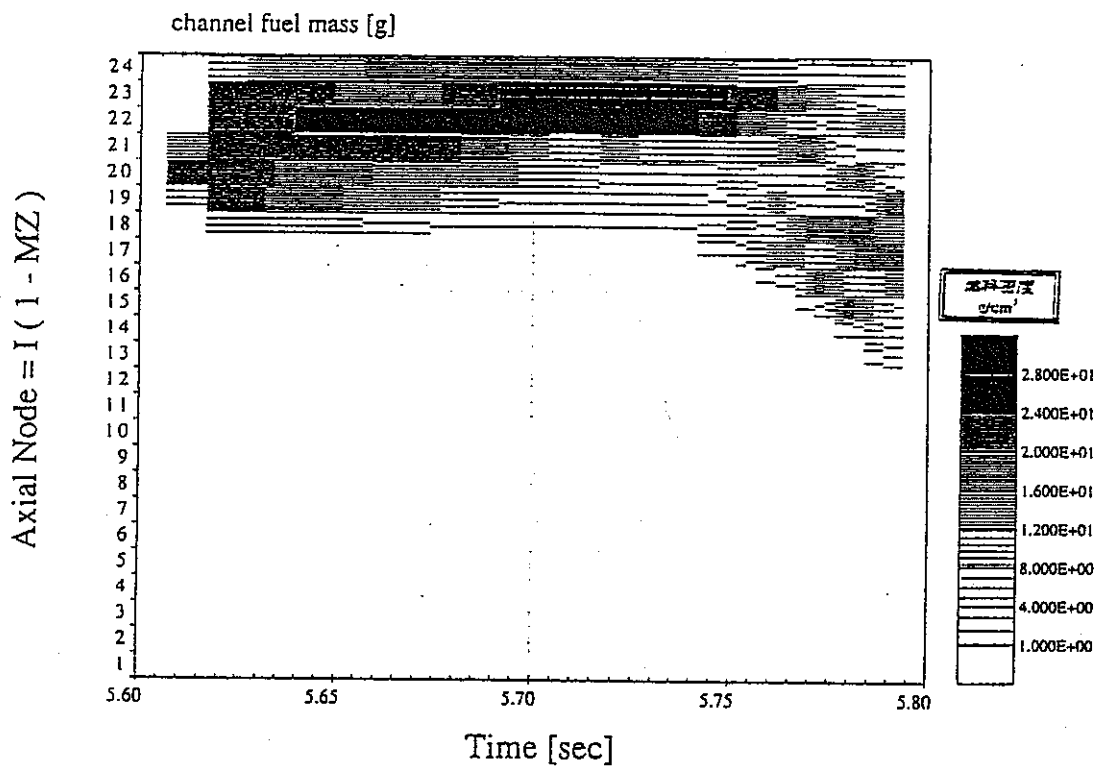


fig.4-24 新燃料（破損判定条件：1110℃）の冷却材中の燃料分布の変化図

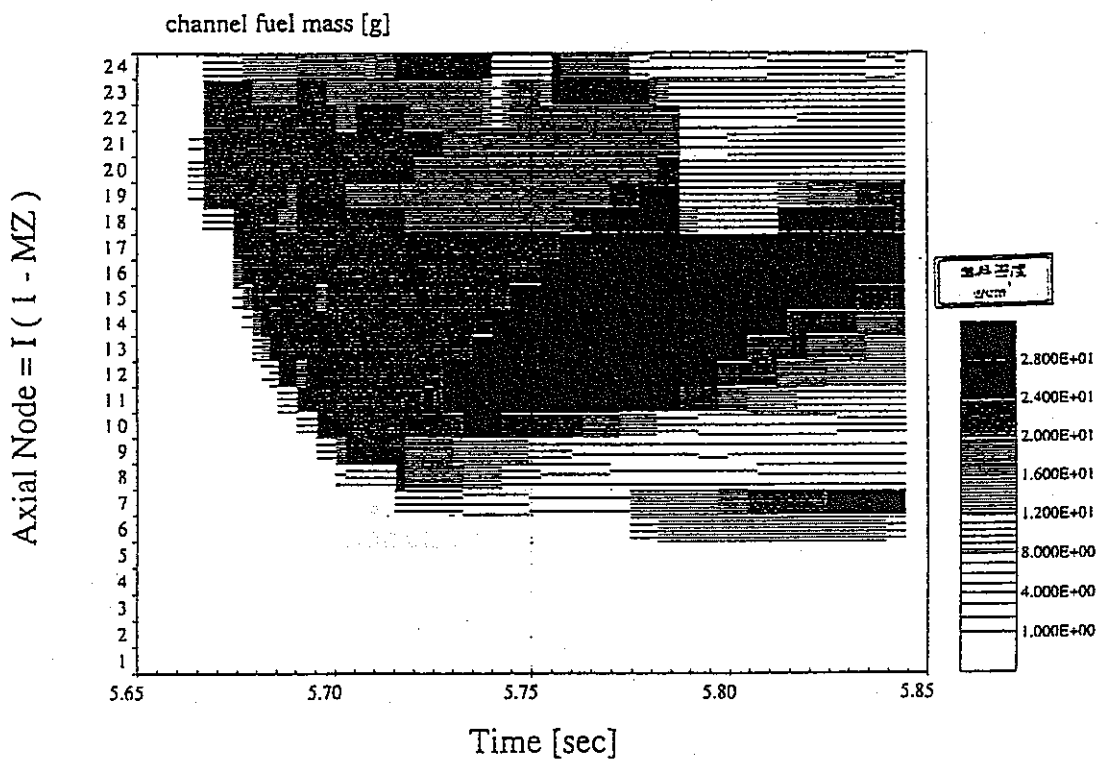


fig.4-25 新燃料（破損判定条件：1150℃）の冷却材中の燃料分布の変化図

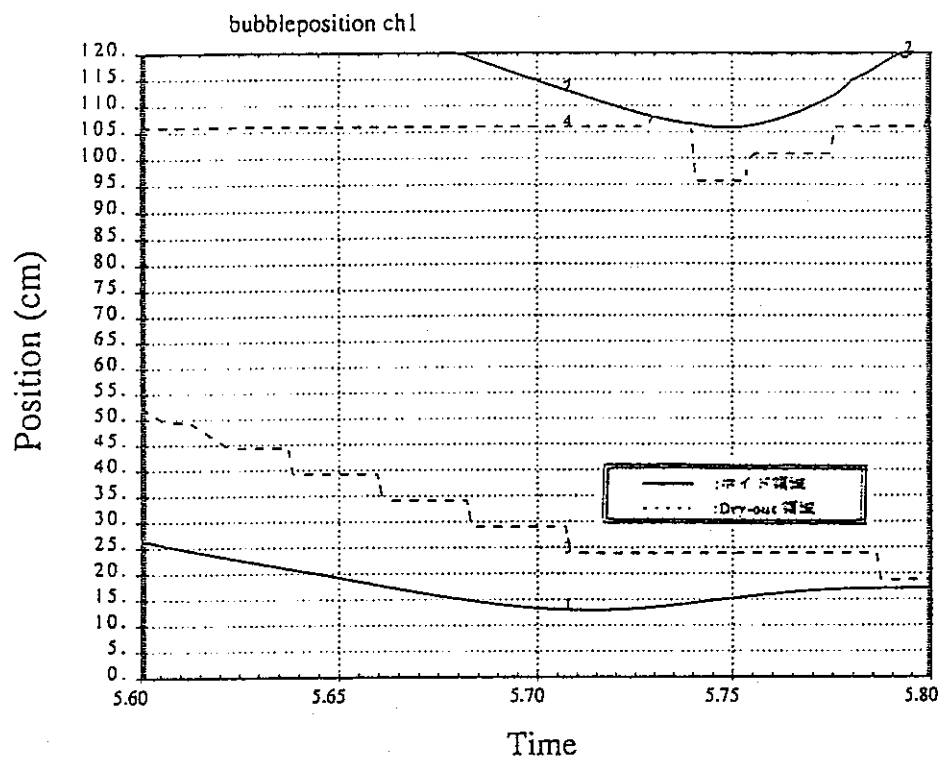


fig.4-26 新燃料（破損判定条件：1110℃）の冷却材ボイド領域の変化図

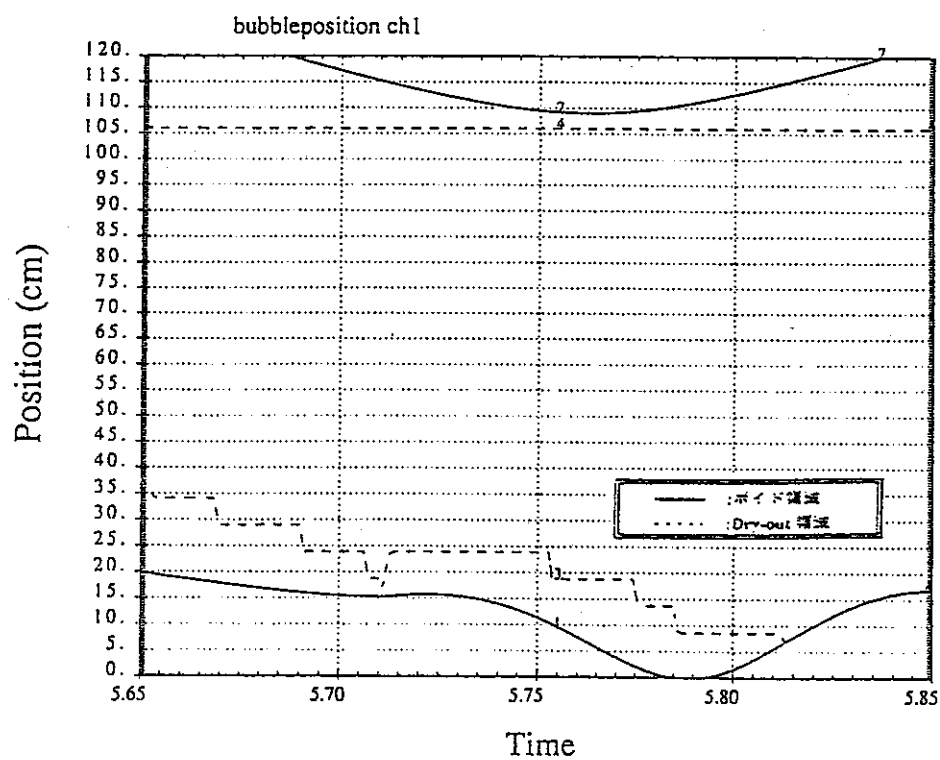


fig.4-27 新燃料（破損判定条件：1150℃）の冷却材ボイド領域の変化図

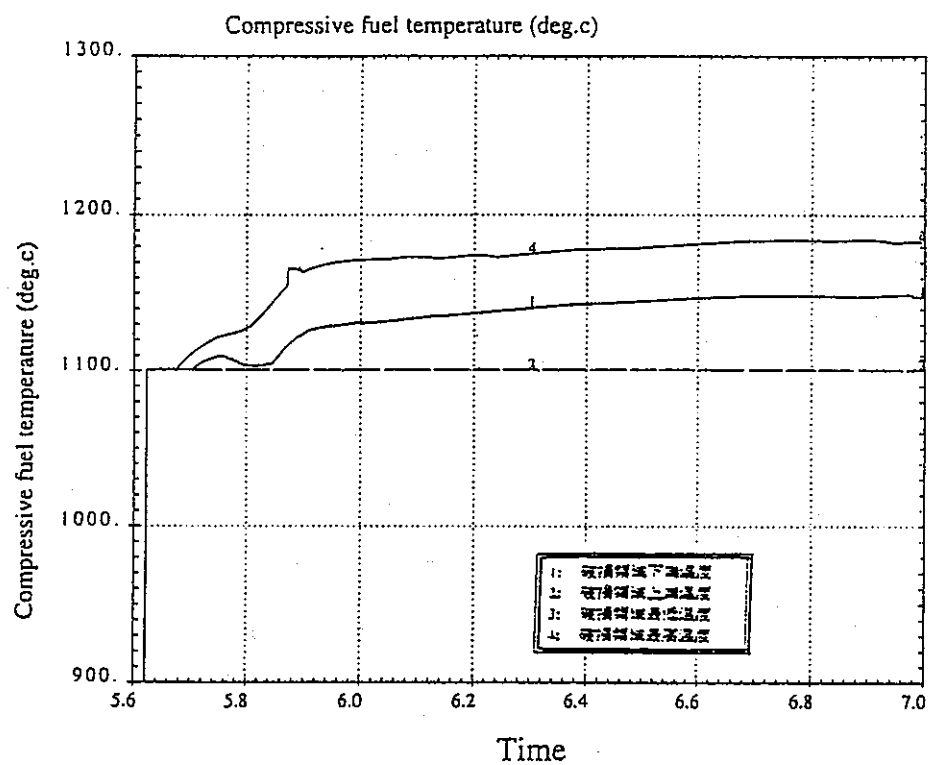


fig.4-28 新燃料（破損判定条件：1110℃）の破損燃料の温度変化図

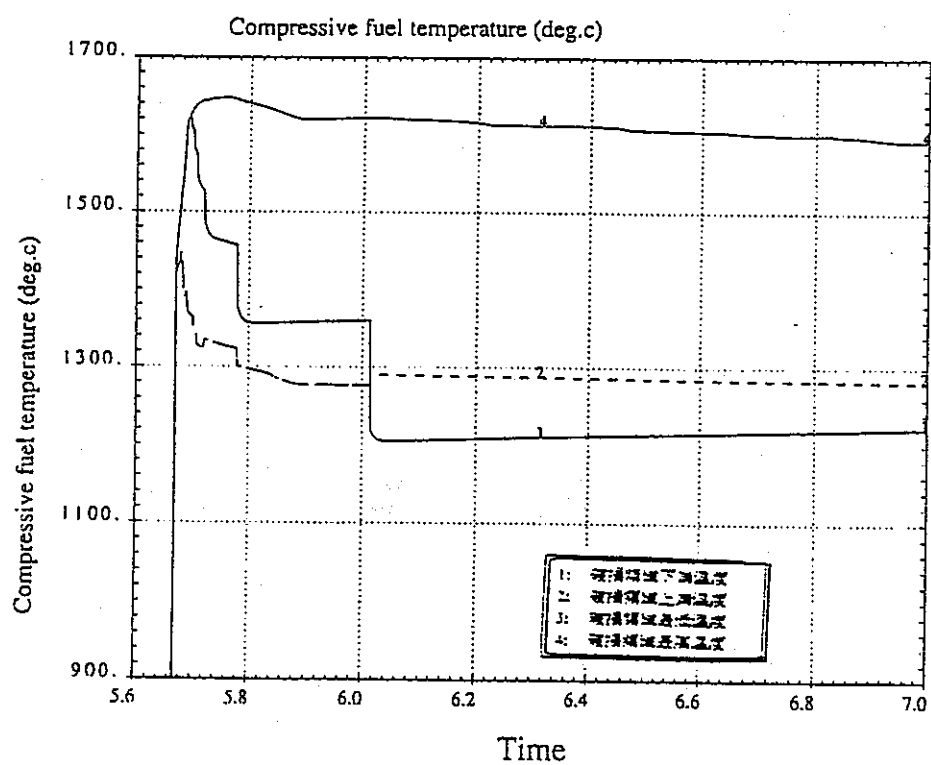


fig.4-29 新燃料（破損判定条件：1150℃）の破損燃料の温度変化図

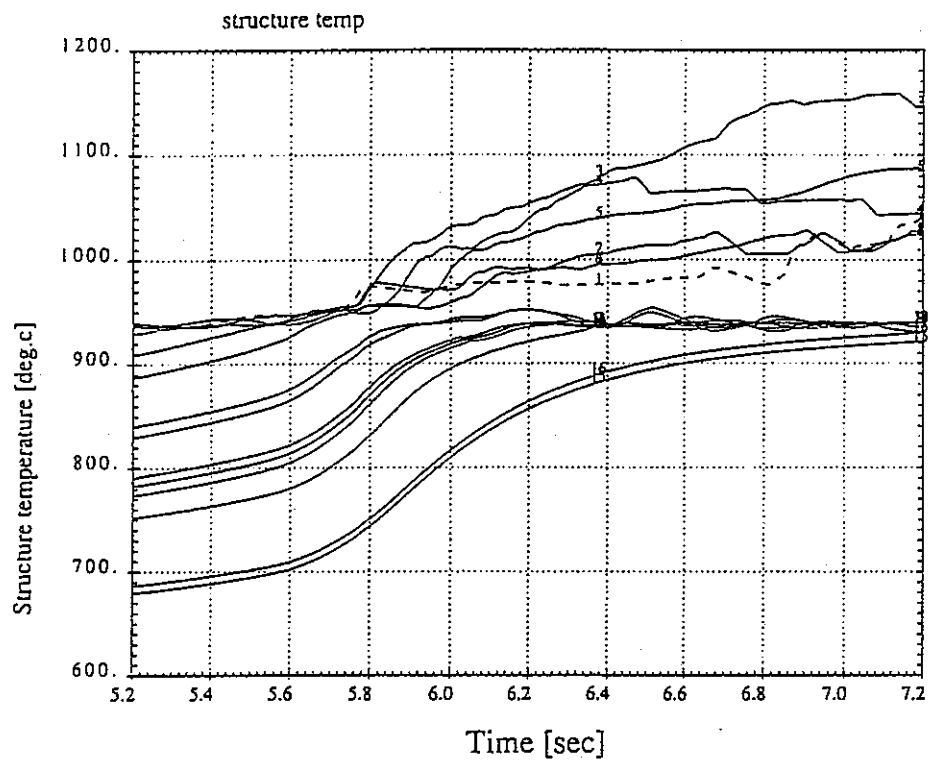


fig.4-30 新燃料（破損判定条件：1110℃）の構造材の温度変化

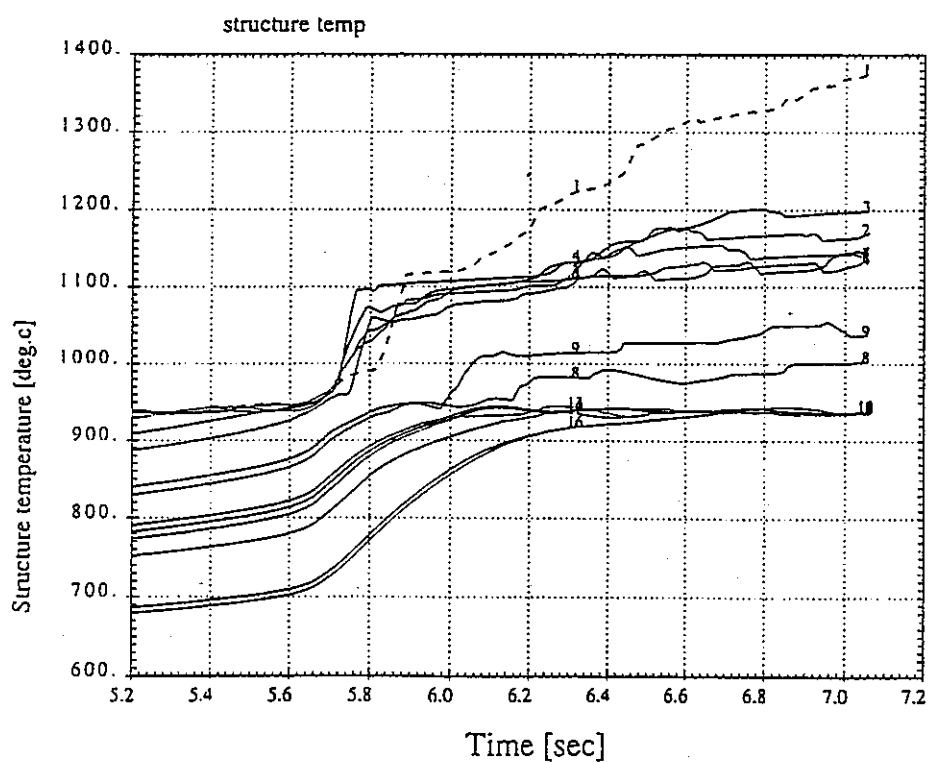


fig.4-31 新燃料（破損判定条件：1150℃）の構造材の温度変化

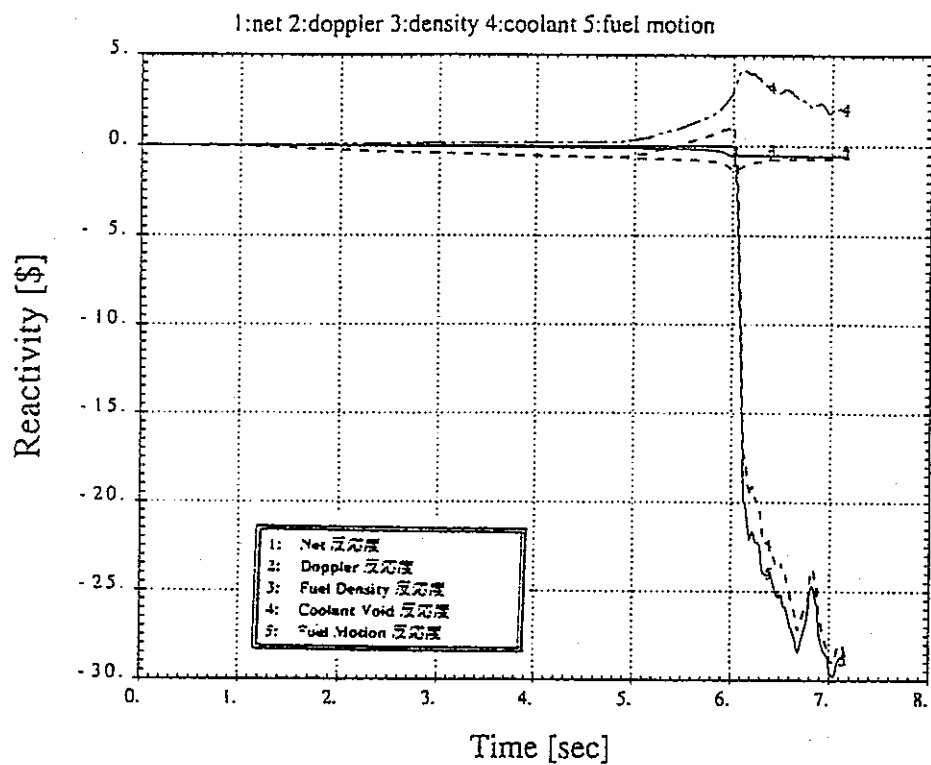


fig.4-32 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化（全体図）

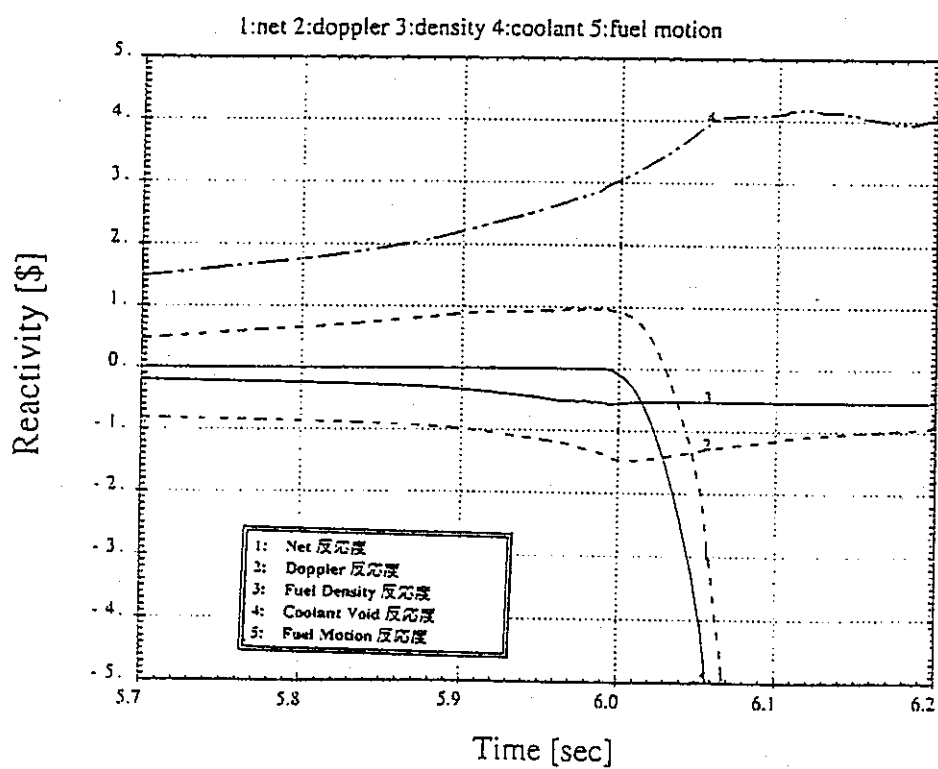


fig.4-33 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の反応度の時間変化（拡大図）

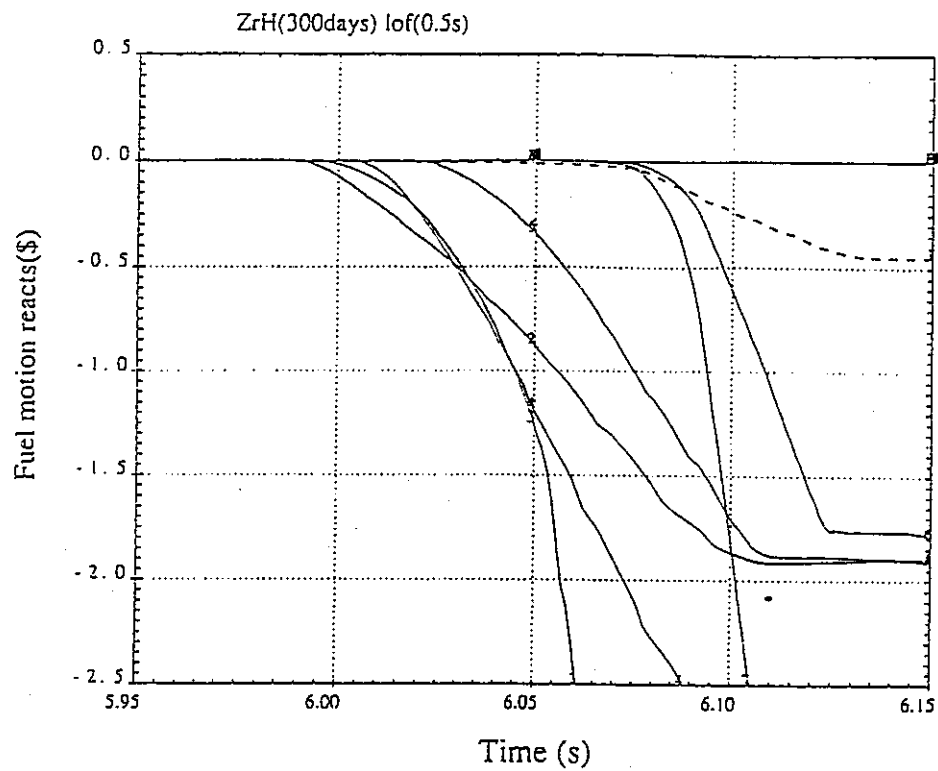


fig.4-34 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の各チャンネルの燃料移動反応度

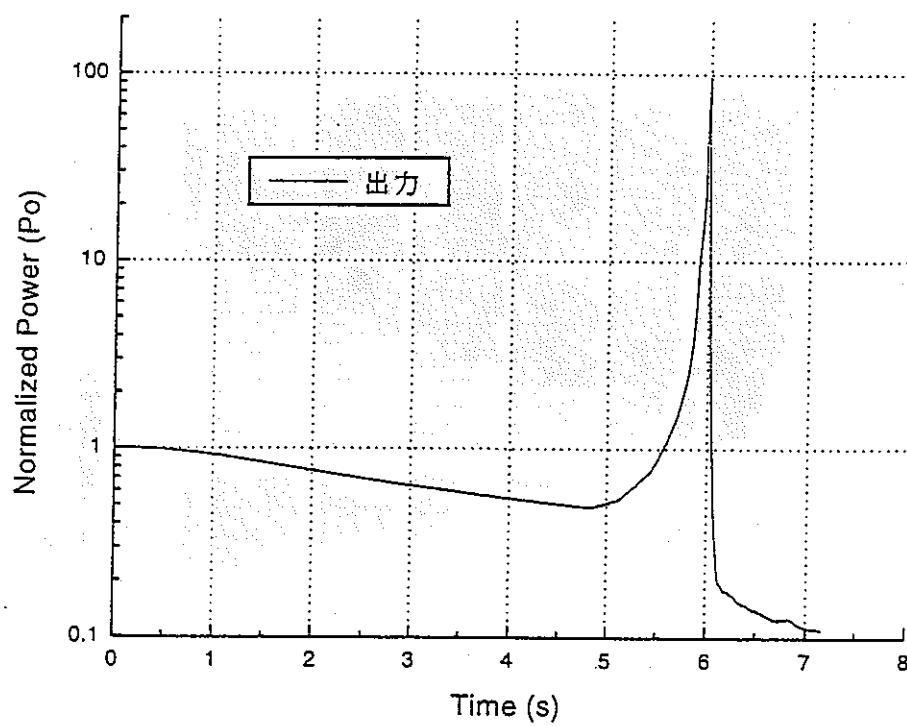


fig.4-35 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の出力の時間変化

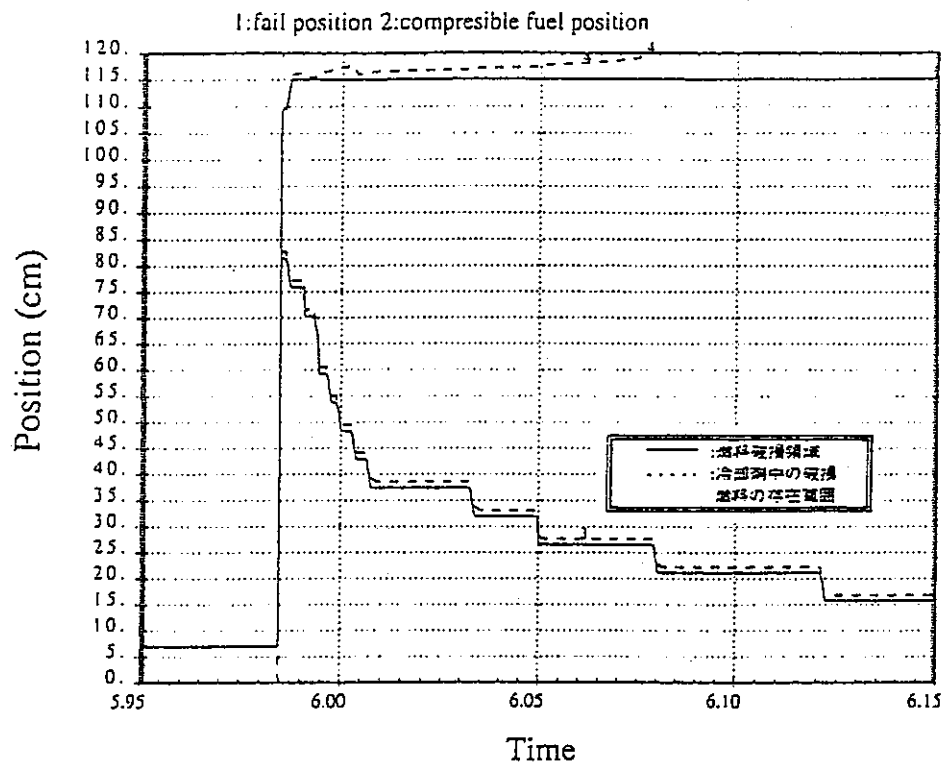


fig.4-36 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の燃料破損領域の変化図

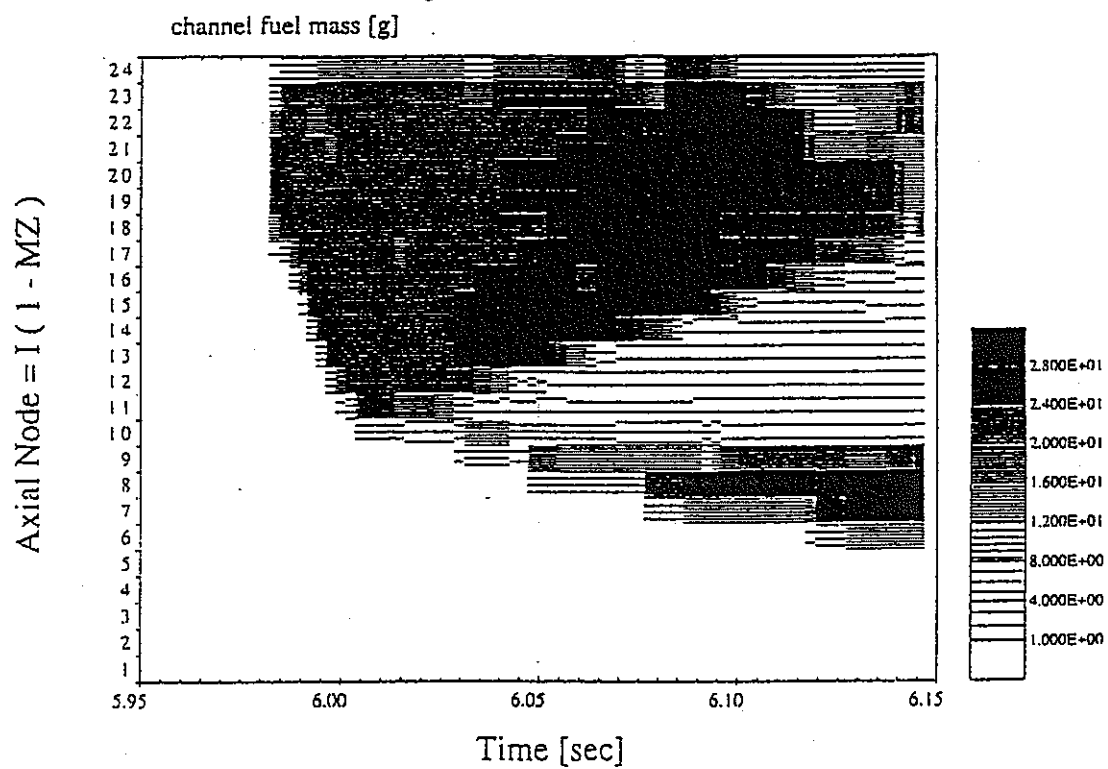


fig.4-37 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材中の燃料分布の変化図

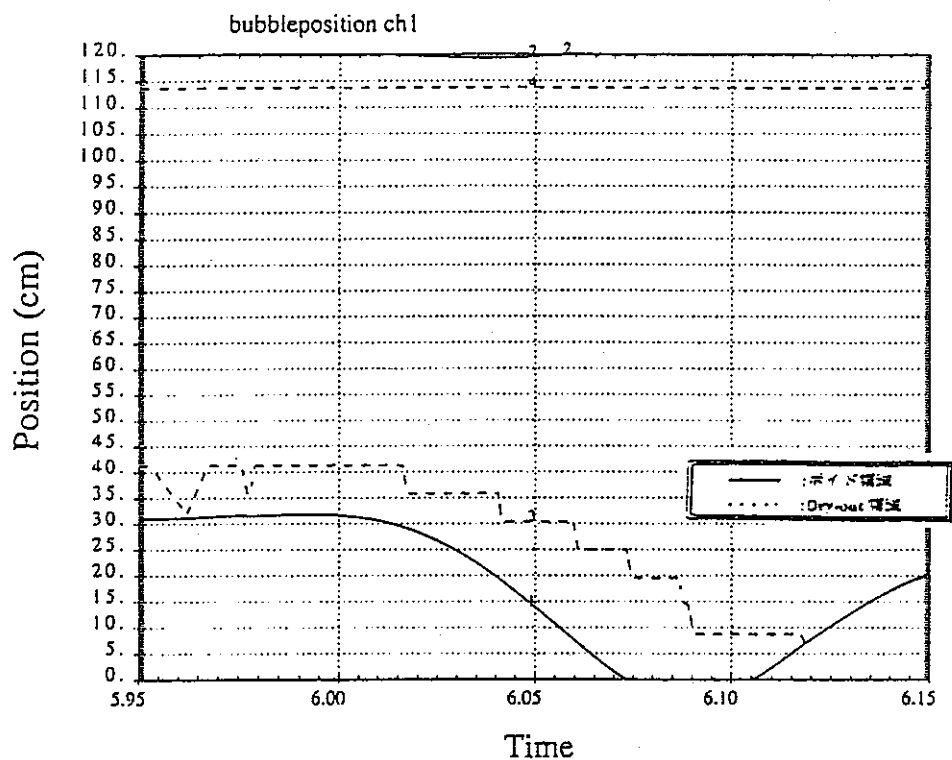


fig.4-38 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の冷却材ボイド領域の変化図

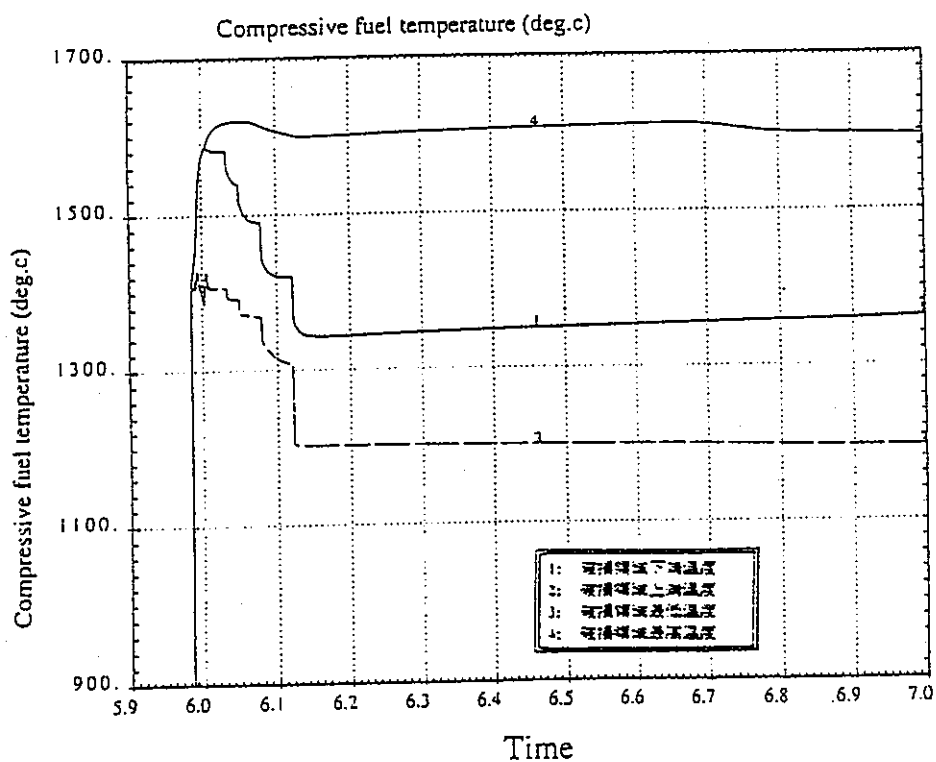


fig.4-39 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の破損燃料の温度変化図

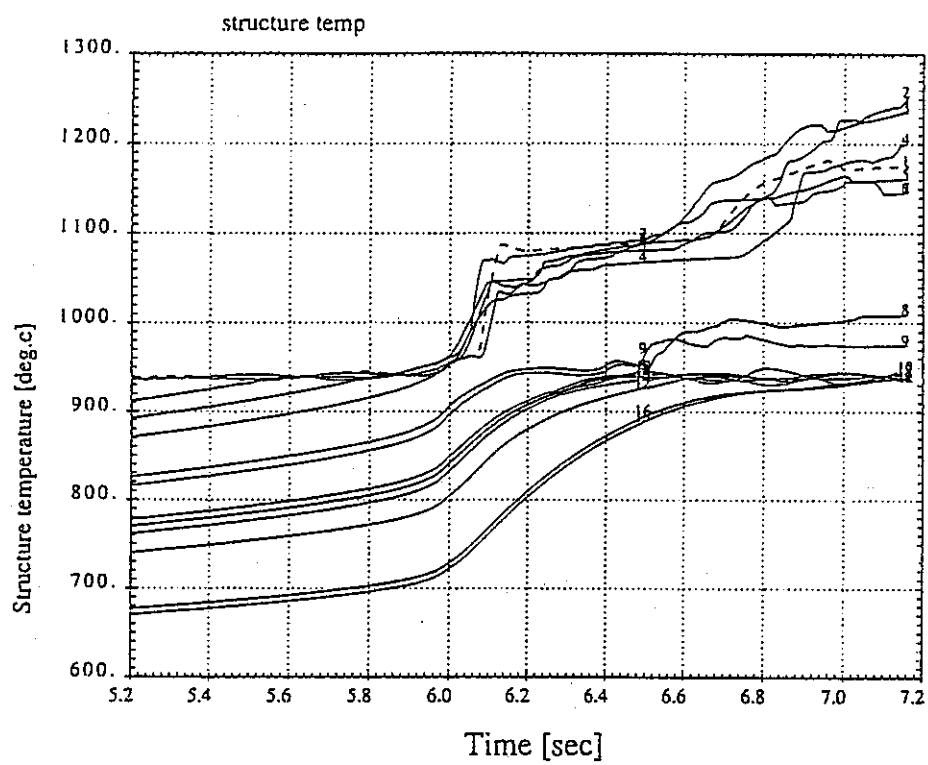


fig.4-40 燃焼した燃料（燃焼日数：300 日）の構造材の温度変化

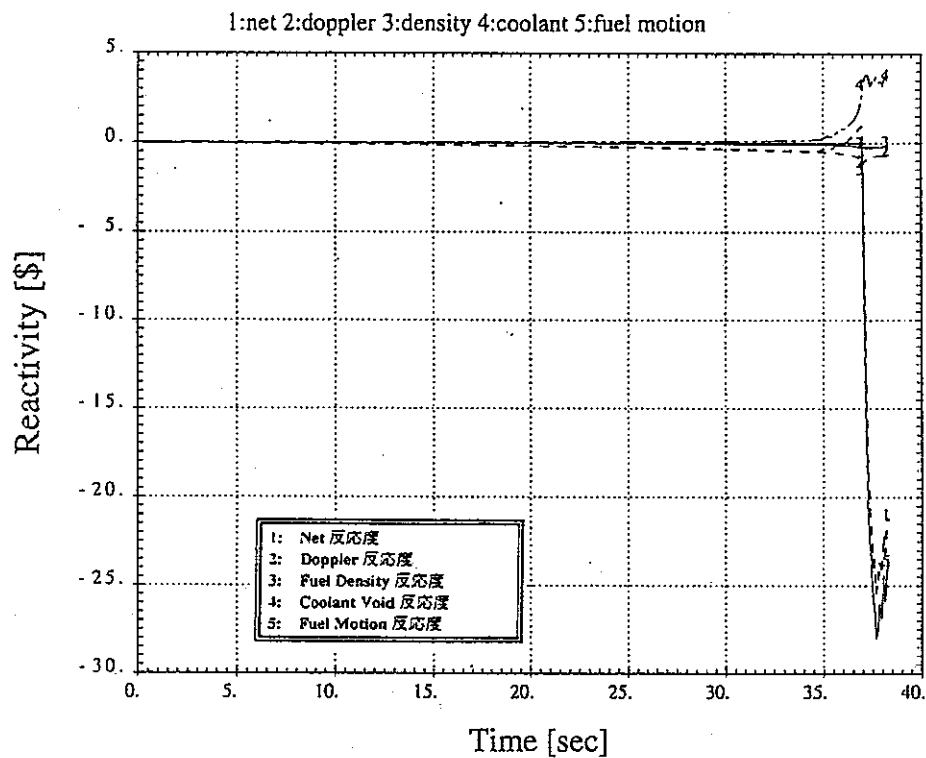


fig.4-41 代表的な速さのLOFの新燃料（破損判定条件：1150℃）の
反応度の時間変化（全体図）

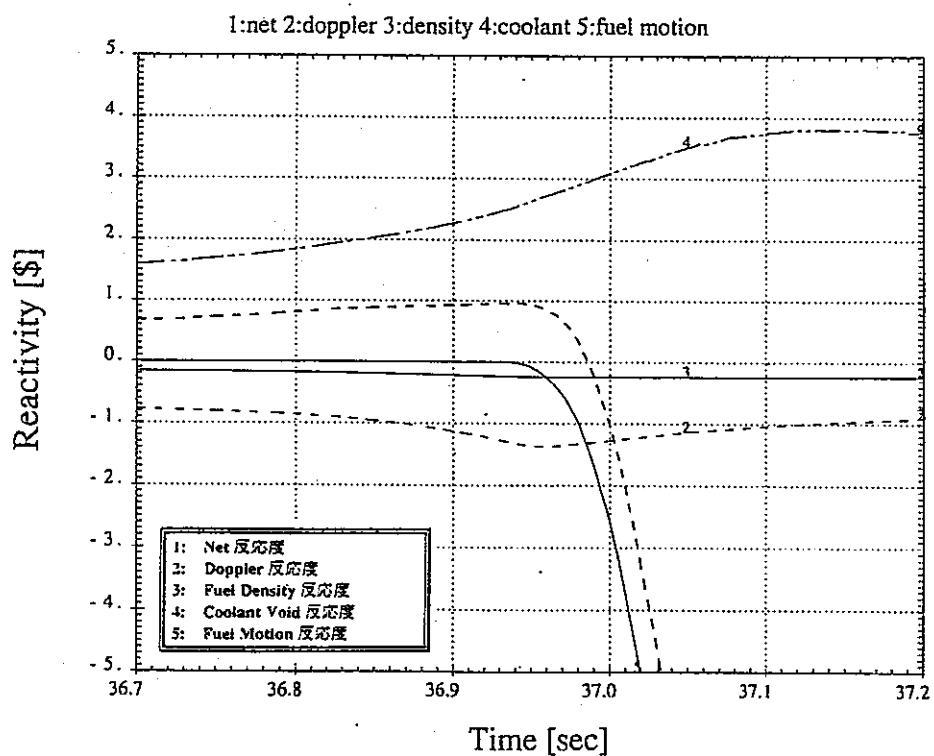


fig.4-42 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
反応度の時間変化（拡大図）

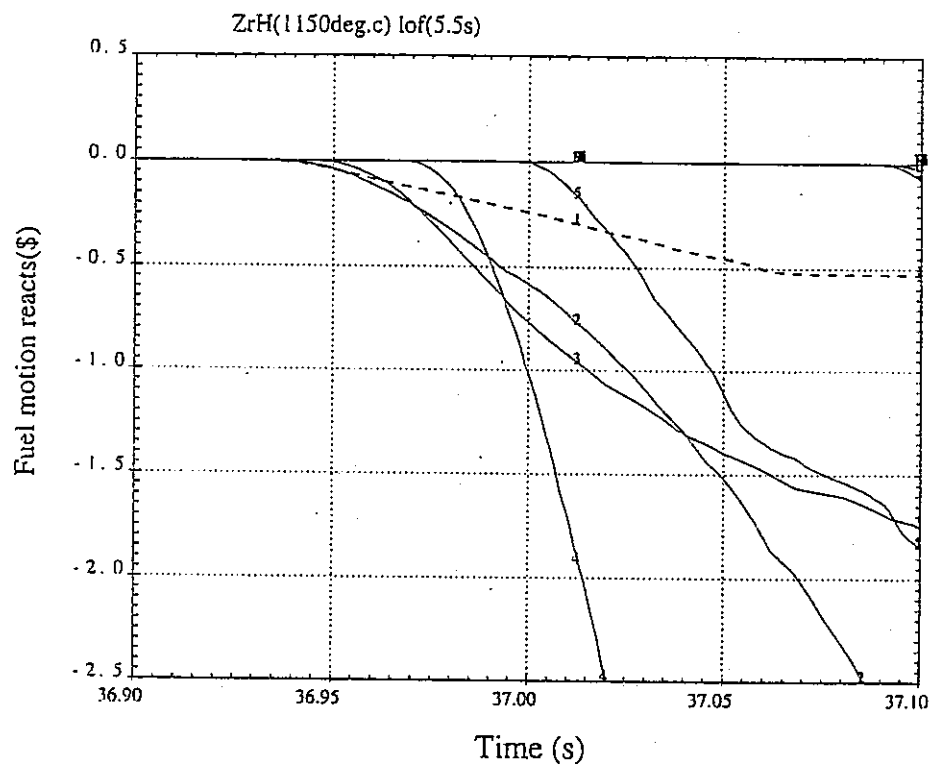


fig.4-43 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
各チャンネルの燃料移動反応度

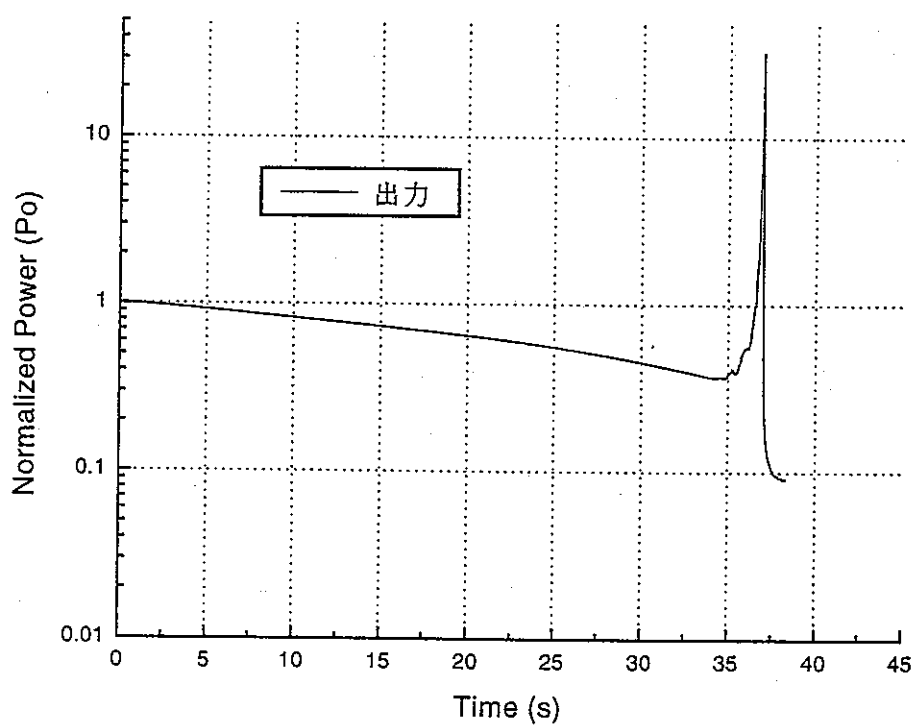


fig.4-44 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
出力の時間変化

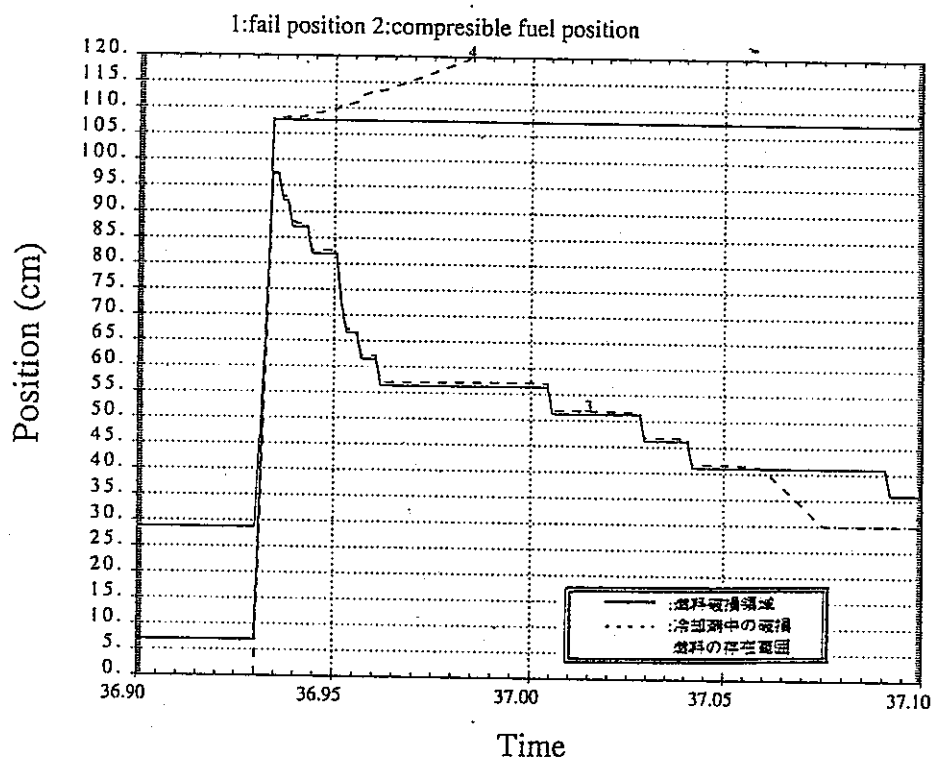


fig.4-45 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
燃料破損領域の変化図

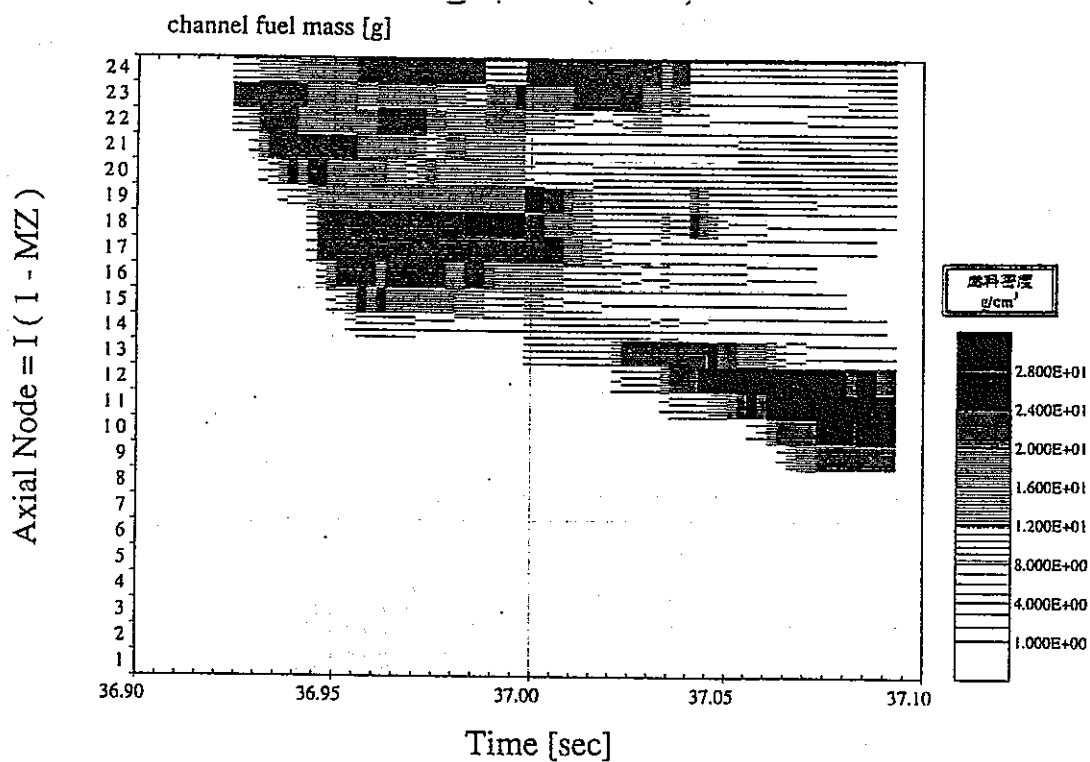


fig.4-46 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
冷却材中の燃料分布の変化図

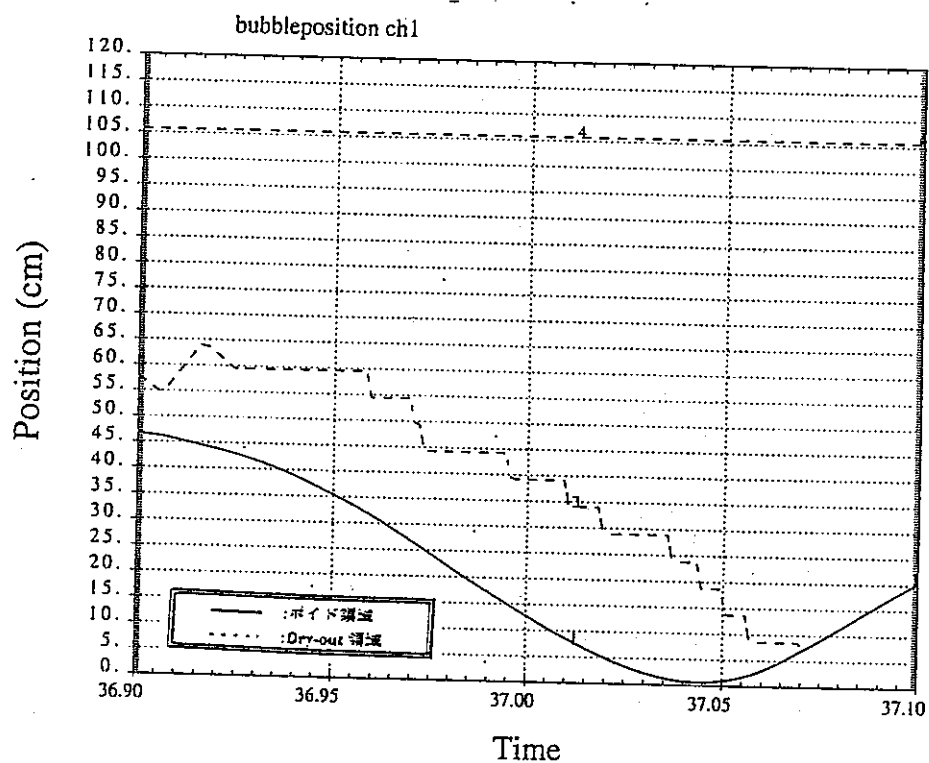


fig.4-47 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件: 1150℃) の
冷却材ボイド領域の変化図

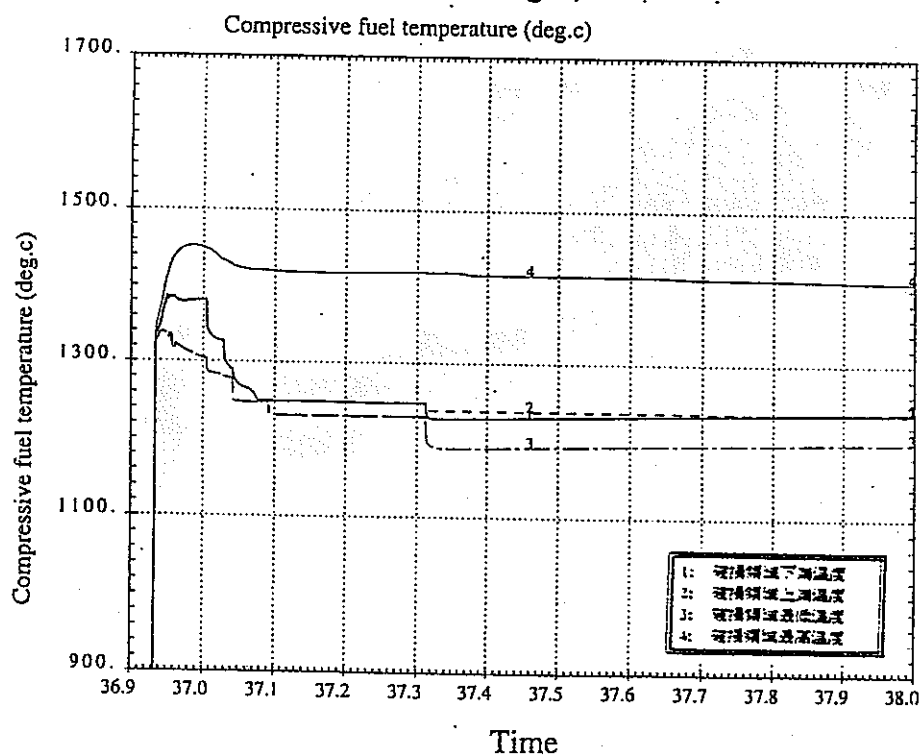


fig.4-48 代表的な速さの LOF の新燃料 (破損判定条件: 1150℃) の
破損燃料の温度変化図

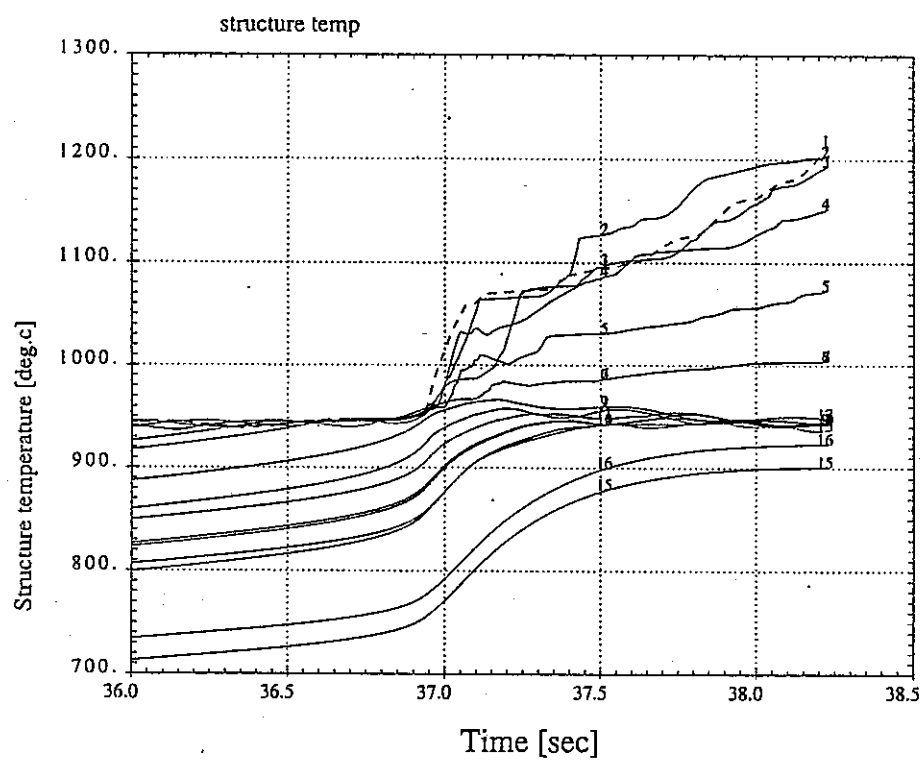


fig.4-49 代表的な速さの LOF の新燃料（破損判定条件：1150℃）の
構造材の温度変化

4-3 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ィアがある。本章においては、このアイディアの炉心が 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燃料を用いた場合を想定して同様の解析を行った。その結果、以下のことが示された。

減速材添加の影響

事象推移について

事象推移は金属燃料炉心と減速材添加燃料炉心とで大きく変わることはない。減速材の添加によりドップラー反応度が大きく働く。この結果、ボイド化開始まで出力は減少し、定格出力の約半分まで下がる。その後、ボイド化が拡大し、正の反応度が挿入され、出力が大幅に上昇する。出力の上昇によりドップラー反応度が挿入されるため、反応度の高い状態が長くなる。このため、破損時の出力は、減速材を添加した燃料を用いた場合の方が大きくなる。その後は、燃料移動が起き、事象は終息へ向かう。

再臨界排除の可能性について

金属燃料の解析では、条件によっては遷移過程への移行が考えられたが、減速材添加燃料では、構造材温度が融点を超えることは少なく（今回の解析では、新燃料で中心の 1 体が溶融しただけ）、遷移過程に移行することなく事象の終息に向かう可能性のあることが示された。ただし、事象の終息には、アセンブリー壁間の冷却材の自然循環により崩壊熱の除去が可能であることが求められる。仮に、このことが満足されるなら、減速材添加燃料では燃料ピンの破損条件によることなく、即発臨界および再臨界に至ることなく事象が終息することが期待できる。しかし、本研究では、ZrH からの H の解離を考慮しておらず、この考え方がそのまま実用化され、再臨界を排除した炉心概念を構築したとは言い切れないが、再臨界の排除に対しても減速材添加の効果があることが示された。

第5章

結論

本論文では、近年、酸化物燃料に代わる新型燃料として注目されている金属燃料に対し、炉心損傷事象時の再臨界の可能性の排除を目的とし、炉心損傷事象解析コードを金属燃料においても妥当な結果が得られるよう適当なモデル化により模擬し（解析コードが酸化物用であるため、モデル化が必要となる）、想定した金属燃料炉心に対し LOF 解析を行い、再臨界を生ずる可能性を検討した。

第2章において、金属燃料高速炉の解析を行うための変更点を示し、その具体的な変更点について述べた。また、本論文で用いたモデル化や変更点の限界についても検討を行い、その結果、物性値の点から、破損後の燃料移動が過大に評価されるかもしれないことを示した。

第3章においては、第2章の変更に基づき、想定した金属燃料炉心について、新燃料および燃焼の進んだ燃料を対象として、ATWS 事象を伴う LOF 事象に対する解析を行った。その結果、即発臨界に至ることはなく、その後の事象推移について妥当と考えられる結果が得られた。問題点としては、燃料ピン破損後の燃料移動が新燃料の場合に過大評価されていることが考えられる。また、被覆管温度が構造材融点を超えるところもあり、溶融プールの拡大が予想されるが、破損箇所では初期装荷燃料の約3割が炉心外へ放出されており、また、計算終了時の出力が低く、反応度が負であることから、再臨界には至らずに、事象は終息に向かうことが期待できる。しかしながら、溶融領域が拡大しており、正確な評価のためには遷移過程解析コードによる解析が必要である。

第4章においては、減速材添加燃料に対し、金属燃料と同じ炉心、同じ条件で解析を行い、炉心損傷事象時の減速材添加の効果について検討を行った。減速材添加の効果として、事象が穏やかになることと、破損後により低い出力に速くなることが示され、炉心損傷事象のような厳しい条件に対しても減速材の効果があることが示された。また、被覆管温度が構造材の融点を超えることがほとんどなかったことから、破損後、短時間のうちに溶融プールが生成され、再臨界に至ることもないことが期待できる。しかしながら、本研究で用いた減速材は、 ZrH であり、 ZrH はナトリウムが沸騰するような状態においては H の解離が問題となるが、本研究では、ATWS を伴う LOF 事象での減速材の効果を見ることを目的とし、 H の解離は考慮していない。従って、 ZrH を減速材として添加した炉心が再臨界排除に成功したとは言えないものの、減速材の添加は以上の点においての効果があることが示された。

以上のように、金属燃料炉心においては、溶融プールが生成されるものの、計算終了時に、破損箇所（だいたい内側炉心部と同じ）の初期装荷燃料の約3割が炉心外に放出されており、なおかつ、出力が低く、反応度が負であることから、再臨界に至らず事象が終息することが期待できる。さらに、減速材添加燃料炉心においては、構造材温度が被覆管温度を超えるこ

とはほとんどない（今回の解析では一例）ことから、穏やかな事象推移と速やかな事象の終息が期待できることが示された。

参考文献一覧

- 1-1) L.C.Walter , B.R.Seidel and J.H.Kittel : "Performance of Metallic Fuels and Blankets in Liquid-Metal Fast Breeder Reactors," Nucl.technol.,65,179(1984)
- 1-2) 堀政夫監修 "基礎高速炉工学"
- 1-3) 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
- 2-1) 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
- 2-2) J.H.Kittel, et al., : Nuclear Engineering and Design vol.15(1971)373
- 2-3) 尾形孝成、木下幹康、西村友宏他: "金属燃料解析コード ALFUS の開発" 電力中央研究所報告 T92095
- 2-4) G.L.Hofman, L.C.Walters, and T.H.bauer: "Metallic Fast Reactor Fuels" Progress in Energy , Vol.31, No1/2, pp.83-110, 1997
- 2-5) 横尾健、植田伸幸、石田政義他: "金属燃料における安全性確保の方策と課題" 電力中央研究所報告 T92007
- 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.: "SLROLOM: A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor", JAERI 1294(1984)
- 3-3) Takano H., Hagiwara M., Ishiguro Y. and Katsuragi S.: "JAERI Fast Reactor Group Constants Set, Version II", JAERI 1225(1978)
- 3-4) Takano H. and Ishiguro Y.: "Production and Benchmark Tests of Fast Reactor Group Constant Set JFS-3-J2", JAERI-M 820135(1982)
- 3-5) Shibata K. et al.: "Japanese Evaluated Nuclear Data Library -JENDL-3-" JAERI-1319(1982)
- 3-6) T.B.Fowler, D.R.Vondy and G.W.Cunningham: "Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION", ORNL-TM-2496(1969)
- 3-7) 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)