

高速増殖原型炉ULOF事象の評価研究

—最新の知見を反映した炉心損傷評価—

1997年9月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

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, O-arai Engineering Center, Power Reactor
and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-machi, O-arai-machi,
Higashi-Ibaraki, Ibaraki-Ken 311-13, Japan.

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

公開資料
PNC TN 9410 97-079
1997年9月

高速増殖原型炉 ULOF 事象の評価研究
－最新の知見を反映した炉心損傷評価－

飛田吉春*、守田幸路**、川田賢一***、
丹羽 元***、野中信之**

要 旨

本研究は、FBRの安全研究の一環として大洗工学センターにおいて実施してきた炉心損傷事故（CDA: Core Disruptive Accident）に関する実験的及び解析的研究の成果を反映して、最新の技術知見と安全評価手法により「高速増殖原型炉」のスクラム不作動流量減少事故（ULOF: Unprotected Loss Of Flow）を対象に炉心損傷過程の安全評価を実施したものである。

炉心安全の研究では、炉心損傷時のエネルギー発生過程に注目し、CABRI計画等の国際共同炉内試験からエネルギー緩和の機構と効果に関する新たな知見を集約し、国内外での炉外試験データにより個別現象の理解を深めると共に、これらの実験事実に基づきSAS、SIMMER等の安全解析コードの開発・改良・検証を行ってきた。本研究では、これらの成果知見を反映した最新の技術を実機の解析評価に適用し、エネルギー発生過程の詳細で定量的な把握を行うことを目的としている。本研究では、これまでの実機評価で重要性が高いと認識されている炉心溶融進展段階（遷移過程）の挙動における炉心物質の可動量及び運動の履歴とエネルギー発生機構との関係に重点を置き、以下の方法と考え方の下で解析評価を行った。

- ・損傷初期の炉心ボイド化にともなう過渡挙動（起因過程）の解析にSAS4Aコード、その後の溶融進展にともなう炉心物質運動（遷移過程）及びエネルギー発生時の炉心外への物質輸送から機械的エネルギーへの変換に至る過程の解析にSIMMER-IIIコードを用い、それぞれ欧州研究機関との協力の下に開発・検証した最新バージョンを適用、
- ・臨界実験評価等の最新の炉物理研究成果に基づいて、ボイド、ドップラー反応度係数に対する不確定幅を考慮（不確定性の低減）、
- ・燃料過渡挙動と物質運動に関する最新の実験的知見とモデル検証に基づき事象推移の判断と主要物理パラメーターを選定（物理的因果関係の重視）、
- ・遷移過程における核的ポテンシャル低減機構の評価への適切な反映（評価技術の進歩）、
- ・原型炉の炉心物質の詳細な空間配置模擬（事故推移の特徴確認とエネルギー発生へ

- の燃料運動の非同時効果の正確な把握)、
 ・炉心エネルギー発生時の機械的エネルギーへの変換を炉心物質の炉心外への輸送と
 プレナムでのナトリウムとの反応過程の詳細評価（現実的物理機構に基づく評価）

以上の方針に基づく一連の解析評価と結果の分析から以下の結論を得た。

- (1) ULOF 事象のボイド反応度に駆動される損傷初期の過渡挙動では、反応度印加を緩和する現象固有の自己制御機能により、有意な機械的エネルギーを生ずることなく終始し、炉心内燃料の分散配位を維持した状態で遷移過程へ進む。この結論は、支配現象に対し想定すべき不確かさを最大限考慮したとしても変わらない（起因過程からの早期の炉容器バウダリへの衝撃荷重の発生なし）。
- (2) 起因過程における過渡挙動と物質分布変動の履歴を適切に反映し、その後の現象進展と物質運動の相関を考慮した最も確度の高い遷移過程の推移では、有意な機械的エネルギーを生ずる再臨界事象の発生はなく、炉心溶融の拡大に伴って反応度は継続的に低下し恒久的な未臨界に至る（核的事象の終息）。ここでは、炉心溶融の拡大と圧力発達に伴う炉心外への燃料の移行・流出やブランケット燃料の混入・希釈といった固有の緩和機構（核的活性度低減）が重要な役割を果たすことが明確に示された。
- (3) 本過程においては、これら核的活性度低減機構として効果的な炉心外への燃料の移行・流出及びブランケット燃料の混入・希釈を一律に抑制し、事象発達の物理的相関を仮想的に変更した保守的想定を課した場合にのみ、機械的なエネルギーを生ずる再臨界事象が発現する。
- (4) この保守的想定の場合においても、炉心エネルギーのバウダリへの伝達過程を詳細に扱い、炉心上部のナトリウムスラグの運動で機械的エネルギーを定義すれば、実質的衝撃荷重のエネルギーの参考値は 16 MJ （燃料蒸気の等エントロピー膨脹仕事換算で約 110 MJ ）と評価される。この値は、バウンダリ構造の衝撃力保持荷重に比べて十分に小さく、従って、ULOF に起因する CDA によってバウンダリ構造の健全性が脅かされることはない（バウンダリの健全性保持）。
- (5) 以上の結果は、これまでの評価において示されてきた事象進展の基本的特徴や炉心損傷時の放射性物質の放散抑制機能を改めて確認するとともに、設置許可申請時の機械的エネルギーの評価結果（燃料蒸気の等エントロピー膨脹仕事で約 380 MJ ）の保守性を再確認するものである。

本研究は、リスク評価技術開発室と高速炉安全工学室が合同で実施したものである。

* 基盤技術開発部・リスク評価技術開発室、安全工学部・高速炉安全工学室兼務
 ** 安全工学部、高速炉安全工学室
 *** 基盤技術開発部・リスク評価技術開発室

An Evaluation Study on ULOF Event Sequences in the Prototype FBR

- An Evaluation of CDA Reflecting the Latest Knowledge -

Yoshiharu Tobita*, Koji Morita**,
Ken-ichi Kawada***, Hajime Niwa***,
Nobuyuki Nonaka**

ABSTRACT

The sequences of ULOF (unprotected loss-of-flow) event in the prototype FBR has been evaluated, as a part of the research and development (R&D) in the reactor safety research, reflecting the latest experimental and analytical knowledge on CDA (core disruptive accident) which has been accumulated at O-arai Engineering Center.

In the R&D activity on the FBR reactor safety subject, we have accumulated the experimental knowledge of mitigation mechanism in the energy generating process in CDA, utilizing international in-pile safety experimental programs such as CABRI program, as well as the out-of-pile experiments in Japan and foreign countries. This knowledge has been reflected to the development and validation of the SAS and SIMMER code. The objectives of this study are to apply these new assessment techniques to the prototype FBR and to clarify quantitatively in detail the energy generation process of CDA. In this study, an emphasis is placed on the event sequence of the melt progression phase ("transition phase") which has been recognized as one of the important issues of CDA analysis. The major parameters to be considered in this phase are the change of the mobile molten fuel mass and the history of the fuel motion, and also the relation between these parameters and energy generation mechanism.

The following methods and approaches have been taken into account in this evaluation study.

- The SAS4A code is used for the analysis of the transient behavior in the first phase driven by core voiding ("initiating phase"), and the SIMMER-III code is used for the latter phases with melt-progression (transition phase) and also the energy conversion process from the thermal one to the mechanical one. These codes have been developed and validated under the collaboration among PNC, CEA and FZK.
- The uncertainty band of the void reactivity worth and Doppler coefficient has been reduced through the re-evaluation of the critical experimental data in the neutron physics area. These results are taken into account.
- Judgment of the scenario and selection of the major physics parameters have been conducted based on the latest experimental knowledge of the transient fuel behavior and material motion, and also on the model validation studies.
- The mitigation mechanisms of the neutronic potential in the transition phase are reasonably considered in the assessment.
- A distribution of the core materials in the prototype FBR is simulated in detail in order to clarify the incoherence of the material motion.
- The energy conversion process from the thermal one to the mechanical one is

reasonably evaluated by considering the transportation of the core material out of the core and the interaction process between the core material and sodium in the upper plenum.

The following conclusions were deduced from the analysis and assessment based on the directions shown above.

- (1) The initial transient in ULOF accident sequence, which is driven by the void reactivity, does not produce a significant energy due to the existence of the inherent mechanism which mitigates the reactivity insertion. The disrupted fuel remains dispersed in the core and the initial transient is followed by the transition phase. This conclusion does not change even if all the uncertainties concerning the dominant mechanisms are considered to the maximum in the analysis.
- (2) In the most probable event progress in the transition phase, the reactivity lowers continuously with the core melting propagation and the accident eventually terminates at the permanent sub-critical state without any significant energy release. This result was deduced from the analysis which reflects the event progress and the material distribution in the initiating phase appropriately and considering the interrelation between the event progress and the material motion. This analysis also showed that the inherent mitigation mechanism which decreases the neutronic activity of the reactor such as the fuel escape from the core with the core melt propagation and pressure buildup plays an important role.
- (3) The recriticality event which produces kinetic energy is only possible under the conservative assumptions in which these mitigating mechanisms are restricted and the consistency of event progress is modified hypothetically.
- (4) Even with this conservative assumption, the effective mechanical load to the reactor boundary was estimated to be about 16 MJ (about 110 MJ in IEW: isentropic expansion work of the fuel vapor to 1 atm). This mechanical load was obtained by analyzing the energy transformation process from the thermal energy in the core to the kinetic energy of the sodium slug which collides with the shielding plug. This kinetic energy is sufficiently smaller than the mechanical strength limit of the boundary structure and hence the CDA in ULOF sequence does not threaten mechanically the integrity of the reactor boundary.
- (5) The conclusions noted above verify the basic characteristics of the event progress and the functions which restricts the release of radioactive materials in CDA in the former assessment and re-confirm the conservatism of the assessed energy release in the licensing procedure (about 380 MJ in IEW).

This study was performed jointly by the Nuclear System Safety and Reliability Research Section and the FBR Safety Engineering Section.

* Advanced Tech. Div., Nuclear System Safety and Reliability Research Section.
(FBR Safety Section as an additional post).

** Safety Eng. Div., FBR Safety Section.

*** Nuclear System Safety and Reliability Research Section.

目 次

1 緒言	1
2 起因過程解析	4
2. 1 本解析研究の位置づけ	4
2. 2 起因過程の事象推移	4
2. 3 解析体系	9
2. 4 解析ケースの設定	9
2. 5 解析結果と考察	11
2. 6 結論	13
3 遷移過程解析	40
3. 1 本解析研究の位置付け	40
3. 2 遷移過程の事象推移	41
3. 3 解析条件	44
3. 4 解析ケースの設定	46
3. 5 解析結果と考察	49
3. 6 結論	53
4 爐心膨張過程解析	68
4. 1 本解析研究の位置付け	68
4. 2 爐心膨張過程の事象推移	68
4. 3 爐心膨張過程解析モデル及び解析条件	71
4. 4 解析ケースの設定	71
4. 5 解析結果と考察	72
4. 6 結論	73
5 結論	80
6 謝辞	82
7 参考文献	83
Appendix A SAS4A モデル概要	89
Appendix B SIMMER-III モデル概要	94

1. 緒言

事業団における高速炉の炉心安全性に関する研究は、実験データベースの蓄積や解析コードの開発・整備などを、国際協力を活用しつつ、また1986年度からは原子力安全委員会が定める安全研究年次計画に則って着実に進められてきた。炉心損傷事故（CDA: core disruptive accident）の事象推移に関する研究については、1970年代後半より、米国TREAT、ACRR炉等、仏国CABRI、SCARABEE炉等、事業団の試験施設等を用いた炉内・炉外安全性試験による燃料挙動に関する試験データの蓄積や、SAS3Dコード、SIMMER-IIコードの改良、検証を進め、概ね1990年の時点で評価技術として集約し、これらを適用評価を通じてFBRの炉心損傷推移の物理的特徴の把握に役立てた^(1-1, 2)。この段階では、起因過程評価においては、同過程におけるエネルギー発生挙動に注目し、それまでの評価で保守的な想定を設定してきた項目について実験データベースに基づいて見直しを実施し、起因過程からの核的なエネルギーの発生量が大幅に減じられることを示した^(1-3, 4)。また、遷移過程評価においては、同過程の基本的事象推移とこれを支配する因子に注目した評価技術を構築するとともに、遷移過程における発生エネルギーが不確かさを考慮しても許認可申請時における発生エネルギー評価値を下回ることを確認している⁽¹⁻⁵⁾。

1990年以降では、これらの成果を踏まえ、実証炉を含む将来炉の設計及び許認可評価への適用を目的として、プラントの大型化を念頭に置いたより機構論的な評価手法の構築を目指すことを目標として設定した⁽¹⁻⁶⁾。この考え方には、CABRI／SCARABEE炉等による炉内試験や事業団における炉外試験の計画を策定すると共に、試験データの蓄積を進めてきた。こうした知見を踏まえ、より機構論的な解析を目的とするSAS4Aコード、SIMMER-IIIコードの開発を行い、これらを大型プラントの評価に適用する研究も実施してきている^(1-7, 8)。

本報告では、研究開発の1つのマイルストーンとして、設計条件が既に定まっている高速増殖原型炉「もんじゅ」に対して現在までの最新の知見を反映した評価を行うことを通して、現在の評価技術の標準化を図ることを目的とした。評価に際しては、事象進展の前後の物理的因果関係から確度の高いと考えられる推移と結果の範囲の明確化を図り、また不確かさの残る部分に対しては合理的な包絡方法を採用するように努めている。

なお、許認可申請時の評価を含むこれまでの評価では、パラメータの不確かさ幅の効き方を調べるために物理的な因果関係を無視した極端に保守的な条件を重ね合わせる解析が実施されたこともあった。しかしそのような想定での解析結果は実際の現象とはかけ離れたものとなることは言うまでもない。本報告ではそのようなパラメータ選定に対する再整理も視野に入れる。

評価対象は「もんじゅ」において、炉心内の核分裂生成物の保持量が最大となり、またボイド反応度が最も大きくなる平衡炉心燃焼末期であり、事故事象としては、CDAの

起因事象として代表的である1次冷却材流量減少時炉停止失敗事象（ULOF：unprotected loss of flow）とした。また、評価の範囲は、核的なエネルギー発生に注目するため、起因過程（事故の開始から燃料の破損・分散まで）、遷移過程（炉心の溶融進展から核的に終息するまで）、及び炉心膨張過程（有意な核的エネルギー発生が生じた場合の炉心物質の炉心外への放出を介したエネルギー伝達変換の過程）である（図1-1参照）。

以下、第2章、第3章、第4章では各々起因過程評価、遷移過程評価、炉心膨張過程評価について述べる。各章とも、初めに評価の目的や注目点を述べ、続いて事象推移の説明と現状知見のまとめ、解析条件と解析ケースの設定、解析結果と考察を記し、結論に至るとの構成である。

SAS4Aコード、SIMMER-IIIコードの簡単な概要をAppendix A, Bに示す。

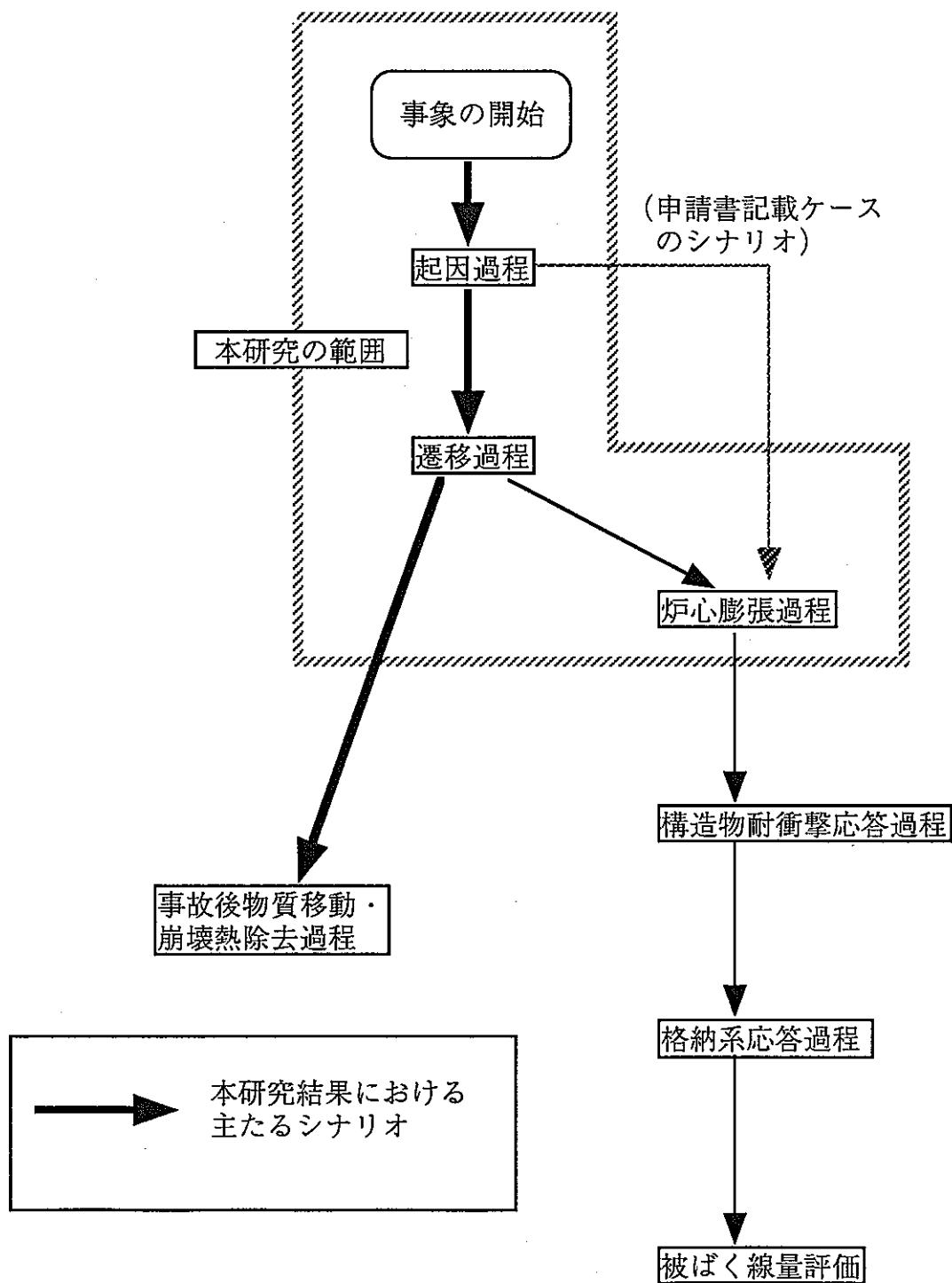


図1-1 炉心損傷事象の評価の流れ、
及び本研究の範囲とシナリオ

2. 起因過程解析

2. 1 本解析研究の位置づけ

起因過程とは事故の開始から燃料の破損を経て損傷が集合体規模を越えて拡大するまでを対象とした事故過程である。この過程では核的には冷却材ボイド反応度が主要な支配因子であり、ドップラー反応度、燃料膨張反応度、燃料移動反応度等がこれに対して競合、相殺する形で作用する因子となる。これらに関連する熱流力現象として、冷却材の沸騰、燃料の熱過渡挙動、燃料破損と燃料の移動などが挙げられる。

第1章で触れたように、事業団における起因過程の研究では概ね1990年の時点で評価技術としての集約が図られた。そこでは起因過程におけるエネルギー発生挙動に注目し、主要現象の不確かさが低減した結果、起因過程からの核的なエネルギーの発生量が大幅に低減されることが示された（許認可申請時に比べ、溶融燃料の熱エネルギー換算で1/3に）^(2-1, 2)。

その後は実証炉を含む大型炉への適用を目標に、より機構論的な事象推移の評価と遷移過程への接続条件の明確化を目指して、特に以下のような観点で評価技術の高度化を進めてきている。

- ・より緩慢な出力過渡の条件下にも燃料分散等の緩和機構が作用することの確認
- ・ボイド反応度に駆動される初期の出力過渡と燃料破損・分散の後の低出力状態における冷却材沸騰や燃料、被覆材の追加的移動挙動

これらに関する研究の成果はいずれもSAS3Dの後継コードであるSAS4Aコード（Appendix A参照）の改良モデルに反映されている。

従って本評価における注目点は、定格出力の数10倍以下の比較的緩慢な過渡条件下における燃料分散負反応度効果、燃料の停止・再移動挙動、追加的な沸騰や被覆材及び燃料移動挙動、遷移過程への接続時の炉心状態などである。

2. 2 起因過程の事象推移

（1）事象推移と支配因子の説明

ULOF事象の事象推移は核的挙動と熱流動挙動が動的に作用し合う現象であり、概略下記のように進展する。概略図を図2.2-1に示す。

- ①流量減少開始
- ②冷却材温度が上昇し、冷却材密度反応度が入る。「もんじゅ」炉心の中央部ではわずかに正である。
- ③除熱低下により燃料温度が上昇し、燃料軸方向膨張反応度（負）、ドップラー反応度（負）が入る。②での冷却材密度反応度との和で全反応度の正負が定まり、出力の増減が定まる。しかし出力が上昇した場合には燃料軸方向膨張反応度とドップラー反応度が負のフィードバックとして働くので、この段階での出力変化は小さい。
- ④出力流量比（P/F: power-to-flow ratio）の高い集合体で、冷却材温度の高いフィッサイ

ルの頂部から沸騰が開始し、ボイド反応度が入る。「もんじゅ」では、炉心上下端部での沸騰であれば中性子の漏洩が勝って負の効果であるが、中央部では正である。沸騰領域の拡大とともに全反応度は上昇し、出力も徐々に上昇する。

- ⑤沸騰領域はフィッサイル部頂部から上方及び炉心中心部へ拡大していき、数秒以内にドライアウトを生じる。被覆管（スティール）温度は上昇し、およそ1200°Cを越えると強度を殆ど失って、プレナムガスの放出が始まる。ただしこの時には既に沸騰領域は炉心下端近傍まで拡大しているので、プレナムガスの放出によって沸騰領域がさらに拡大しても、ボイド反応度を大きく変化させることはない。次いで被覆材の溶融が生じ、ナトリウムの蒸気流によって溶融被覆材は上方UAB（上部軸ブランケット）部へ移動する。これは正の反応度フィードバックとなる。
- ⑥「もんじゅ」程度のボイド反応度の炉心（正值部の合計でも2.6\$）の場合、沸騰によるボイド反応度の挿入は、出力上昇、燃料温度上昇によって作用する燃料軸方向膨張反応度とドップラー反応度の負のフィードバックによって相殺され、全反応度の挿入率としては僅かに正（1~2\$/s以下）となる^(2-3, 4, 5)。
- ⑦全反応度は主としてボイド反応度の挿入によって負のフィードバックを僅かに上回りつつ上昇する。全反応度が0.9\$程度に達すると、出力も比較的短い炉周期（100msのオーダー）で上昇するので、燃料が溶融し、破損・分散に至る。燃料分散の駆動力はナトリウム蒸気圧、FPガス圧であり、燃料が高温になればスティール蒸気圧、次いで燃料蒸気圧も効いてくる。燃料の分散は負の反応度効果となり、出力は低下する。
- ⑧その後、中・低P/F集合体での沸騰発生・拡大、及び被覆材溶融移動が生じる。⑦における燃料分散による負の反応度が十分でなければ、これらの効果によって再度の出力上昇が生じ得る。しかし炉心周辺部におけるこれらの現象による反応度効果は、炉心中心部での同様の現象による場合よりも弱く、かつ、既に破損した高P/F集合体内部での追加的な燃料分散が発生するため、起因過程の後期に生じるこれらの現象によつては大きな出力バーストには至らない。
- ⑨健全燃料ペレット柱（燃料スタブと呼ぶ）の運動が、起因過程の後期に生じうる。これは次小節で述べるように、プレナムガスの放出・減圧が不十分で、かつ被覆材がその昇温により強度が低下した場合に生じるものである。CABRI等の実験結果では、数cmの移動に過ぎないことが観測されている。これはわずかに正の反応度効果を与えるが、新たに生じる中・低P/F集合体での燃料破損、分散や、既に破損した集合体での追加的な燃料分散によって相殺される。
- ⑩ 炉心の有するボイド反応度が大きな炉心（たとえば6ドル以上）でLOFの時定数が数秒の場合では、上述の⑥や⑦において、沸騰領域の拡大によるボイド反応度の挿入率が高いために全反応度の増加が速く、従って出力の増加も速くなる。この場合には中・低P/Fの未沸騰・部分沸騰集合体で燃料の溶融が急速に進み、バースト型の燃料ピン破損が生じる。燃料ピン内の溶融燃料は破損口へ向かってピン内を移動し、冷却材流路中へ吹き出される。この燃料は冷却材とFCI（fuel-coolant interaction）を生じ、急速に冷却材のボイド化を進めるため、ボイド反応度の印加も加わる。バースト型破損における破損口の軸方向位置に依存して、破損口へ向かうピン内の溶融燃料移動に

よる反応度効果が正あるいは負となる（後述）。

（2）現状の知見のまとめ

ここでは従来の解析評価において取り扱われていた起因過程における主要な諸現象につき、現状の知見をまとめておく。

(a) 燃料軸方向膨張

もんじゅの許認可申請時の解析では、燃料の熱膨張による軸方向伸びを無視することも想定した。しかしその後のCABRI試験において高精度のホドスコープによって多くの実験データベースが得られた。その測定結果と解析とから、特に被覆管が高温化するULOF事象では、LOFの過程で燃料ー被覆管のギャップが拡大する方向であるため、被覆管による機械的拘束が無い条件では燃料の伸びを考慮することが妥当であると判断されている⁽²⁻¹⁾。

(b) プレナムガス放出

ガスプレナムに蓄積されたFPガスが、被覆管を破って冷却材中に放出する現象である。プレナムガス放出は、CABRI-I, -II シリーズのLOFタイプ試験を始めとして、はっきりと観測されている試験が多い⁽²⁻⁶⁾。CABRI試験の中でも流量減少が進展し沸騰が拡大した時刻で出力過渡を与えた試験では、広い範囲で被覆管温度が上昇し、被覆管強度が低下した時点で被覆管が破損し、プレナムガス放出が起きている。放出に要する時間は、典型的な例で1～2秒である。沸騰が発生あるいは拡大する以前に出力過渡を与えた試験では、燃料が破損し、流路中に放出された燃料が被覆管を加熱し強度が低下することによって、プレナムガスの放出が開始している。

プレナムガス放出による冷却材ボイドの拡大によって、ボイド反応度挿入の可能性があるが、試験結果、解析結果の検討を行った結果、LOFタイプの事象の場合、プレナムガス放出開始時刻には、冷却材ボイド界面の下端がフィッサイル下端にまで到達しており、ボイド反応度挿入への影響は小さいとの結論を得ている⁽²⁻⁷⁾。

また、プレナムガスの圧力は後述するスタブモーションの駆動源となり得るが、プレナムガスが放出されれば、スタブの運動は制限される。

(c) 燃料崩壊型破損と分散

被覆材が高温化あるいは溶融して強度を失った状態での燃料の崩壊型破損については、やはりCABRI試験により豊富なデータベースが蓄積されており、燃焼した燃料では、軸方向最大線出力位置での径方向エンタルピーが1kJ/gを越えると崩壊型破損に至ることがわかっている⁽²⁻¹⁾。破損後の燃料分散についても、まずナトリウム蒸気と、照射燃料であれば放出されるFPガスとによって生成する圧力勾配によって燃料分散が駆動され、次いでスティール蒸気や燃料蒸気がこれに加わること、FPガスのない未照射燃料であってもまずナトリウム蒸気によって十分に分散駆動力が与えられることなどが分かった⁽²⁻¹⁾。従って、もんじゅの許認可申請時の解析では燃料の分散駆動力としてFPガスと

ナトリウム蒸気との寄与を無視すると想定したが、これらは非常に保守側の想定であったと言える。

FPガスの保持量については、様々な照射燃料の事後試験から、被覆材のスウェーリング程度などに依存して生成量の60~80%程度以上が照射中に燃料ペレットから放出されてガスプレナムへ移行しており、残量のうち大部分は非再組織化領域に保持されていることが知られている。この定常照射挙動はSAS4Aコードにモデル化されているが、解析結果と照射試験結果との比較から、FPガスの保持量についてはおよそ±50%の幅を考慮すれば不確かさ幅を十分に包絡できると判断している。

(d) スタブ運動（スタブモーション）

崩壊型の燃料破損の後に、健全形状を維持している上下の燃料ペレット柱が被覆管の中を移動する現象をスタブモーションと言う。スタブモーションの駆動源はプレナムガス圧であり、被覆管温度が上がりペレットを拘束する強度を失った時点で運動が開始する。言い換えると、被覆管温度が融点近傍の強度を失う条件に達するまで、スタブモーションは発生しない。

上部にガスプレナムがある燃料ピン設計では、燃料崩壊以前にプレナムガスの放出が生じないか不十分であった場合、残留圧によってフィッサイル中心方向へ上部スタブが加速落下する可能性がないとは言えない。CABRI試験では沸騰が発生あるいは拡大する以前に出力過渡を与えた試験では、破損後数100ms後に上部スタブの下向きの移動が見られている。しかしその運動距離は最大数cmに過ぎない。これは、スタブの運動に伴ってプレナムガス放出流路の長さが短縮されかつ断面積が拡大することによってガスの放出が促進されて減圧が速まるここと、燃料と被覆管の間の摩擦が高まること（クラックにより生じた燃料の破片がかじること、ペレット自体が変形していく移動先で被覆管と干渉すること）、などが原因と考えられている。

沸騰拡大後に出力過渡を与えた試験では、燃料破損の前にプレナムガスが放出されてしまい、スタブモーションの駆動源となる上部プレナムガス圧が低いと考えられ、上部スタブの運動は見られていない⁽²⁻⁸⁾。

破損後1秒以上を経過してから生じる下部スタブの上向きの運動は、試験条件によらずCABRI試験で発生が確認されている。これは、下部の被覆管は比較的低温であるため、下部プレナムガスを保持し続けることが出来たためと考えられる。しかしもんじゅではガスプレナムは下部には存在しないので、この現象は問題とはならない。

(e) 燃料分散の停止

CABRI試験結果によれば、破損後、軸方向に分散する燃料は、エネルギー状態や周辺の熱的機械的状況に対応して停止する。

投入エネルギーが低い場合には、固体片を含む燃料の流れが残存しているピン東部へ侵入する流路断面積が狭くなる部分で堆積し停止する。この挙動は、SAS4Aでは、化学工学における粉粒体の流れの知見に基づく閉塞モデルの開発導入によって模擬できるようになっている^(2-9, 10)。

燃料のエンタルピーレベルが高い場合には、溶融燃料はピン東部へ侵入し、被覆管に伝熱して固化する。被覆管は昇温・溶融して流路中の溶融スティールに加わり、圧力勾配によって燃料よりも更に下流側へ移動・分離して固化することがある。

炉心内には燃焼度分布、発熱分布があることから、起因過程の後期状態では、上部のピン東部への燃料の侵入状態にも分布が生じることとなる。

(f) 未沸騰・部分沸騰集合体におけるバースト型燃料破損

被覆管が機械的強度を維持している場合のバースト型破損は、ピン内での燃料の溶融・FPガス放出で生じた内圧が被覆管内に周方向応力を発生させ、被覆材の引き張り強さを超過することで生じることが、CABRI試験及び解析評価から分かっている⁽²⁻¹⁾。

破損の軸方向位置については、CABRI等の炉内試験では破損口位置は軸方向の相対高さ（破損位置のフィッサイル下端からの高さ÷フィッサイル全長）で0.65程度となっている⁽²⁻¹⁾。これは、被覆管には軸方向に温度分布があるため、より高温で従って引き張り強さがより低く（すなわち燃料ピンのより上部側）、かつ燃料溶融による加圧がより加わり易い（すなわち軸方向の出力分布に従って、燃料ピンのより中央側）との2つの条件が交差した所で最初の破損が生じるためと解釈できる。このことから、破損の発生位置を炉心の軸方向中心に固定する想定は、破損のメカニズムを無視した想定であると言える。

また、バースト型の破損はこのようなメカニズム（2つの条件の交差点）で生じることから、軸方向に広い範囲にわたって同時に被覆管の破損条件が満たされることはない。ちなみにCABRIの試験結果では、バースト型破損の場合、各々2cmの軸方向視野を持つホドスコープで、初期には1～2個程度の視野で燃料の放出が観測される。これは初期の破損口長さがおよそ4cm程度以下であることを示している。従って、より長い破損口を破損の初期に想定することは、上述のような破損のメカニズムを無視した非現実的な想定であると言える。

このように未沸騰・部分沸騰集合体におけるバースト型燃料破損の判定は機構論的に行えることが分かっている。従って、破損判定のための燃料の溶融割合条件を燃料内のFPガス保持分布とは無関係に変化させるようなパラメータ解析は、破損の物理的機構を無視した想定であり、また、沸騰集合体における崩壊型破損の判定との整合性をも損なっていると言える。

ひとたび破損口が生じて溶融燃料の放出が始まると、ピン内の圧力は減少するため、急速な破損口の拡大は抑制される。但し高過出力条件ではピン内での燃料の溶融、FPガスの放出が持続するため、圧力が維持されることがある。また、流路に放出された高温の燃料は被覆管を流路側から加熱するため、いずれ被覆管は強度を失い、破損口の拡大、続いて崩壊型の破損へ移行する。このような現象も、SAS4Aコードにおいて模擬できる⁽²⁻¹⁾。

(g) 事象推移の非同時性に関する炉心特性

ULOF事象の起因過程では、冷却材の沸騰や燃料の破損、移動といった現象は、各々

の燃料集合体における出力、流量、燃焼度などの特性の相違があるために、時間的に同時に発生することはない。この非同時性によって、出力流量比が高く従って先行的に沸騰が生じる集合体では、先行的にボイド反応度の印加に寄与するかも知れないが、先行的に燃料の破損、分散が生じて負の反応度挿入に寄与することとなり、遅れて沸騰あるいは破損する集合体における正の反応度変化因子と拮抗することとなる。従ってCDA評価においては、炉心内燃料集合体の出力及び出力流量比分布、燃焼度分布、燃料状態の模擬などが極めて重要である。従ってこれらに配慮されていない炉心体系を対象とした解析は、非現実的な設定であると言える。

2. 3 解析体系

対象とした炉心の諸元を表2.3-1に示す。対象とする炉心は安全審査用解析対象炉心と同じ最高燃焼度を94,000MWD/tとする高燃焼度炉心である。

燃料交換は1/3炉心対象性を維持しつつ5バッチで行われる。燃料交換計画を検討し、事象推移の非同時性に関する保守性に留意して、図2.3-1に示す平衡炉心末期の炉心状態を解析対象として選定した。

反応度係数については、JENDL-2の核断面積セットを基にして、炉定数調整法により新たに評価された断面積ライブラリセット⁽²⁻¹²⁾を用いて燃焼計算を行い、得られた原子数密度分布から、3次元拡散理論に基づく摂動計算で反応度価値マップを求めた。ボイド反応度、ドップラー係数共に安全審査用解析時に用いた値との差異は数%以下である。炉定数調整法による断面積ライブラリセットを用いてた場合の実証炉クラスの大型炉における最大限の誤差幅は下記の通りであり、本評価では、この不確かさ幅を使用した。

ボイド反応度 ±20%⁽²⁻¹³⁾

ドップラー係数 ±14%⁽²⁻¹²⁾

SAS4Aコードでは炉心燃料を最大34のグループ（チャンネルと呼ぶ）に分けてモデル化することができる。ここでは炉心内各リング毎に燃焼サイクル数が同じ集合体を同一チャンネルとして最大限詳細なモデル化を行うこととし、炉心燃料については計32チャンネルで、さらに径プランケットも解析体系に加えることとして、合計33チャンネルで炉心をモデル化した。各チャンネルの特性を表2.3-2に、出力流量比分布と燃焼度分布を図2.3-2に示した。

2. 4 解析ケースの設定

評価に際しては、最確シナリオを明らかにすることを第1の目的とした。また現状の不確かさ幅を最大限に想定した場合の事象推移の変化やエネルギーの発生可能性も調べることとした。この目的に則り、解析ケースの設定に当たっては現状の実験的知見、及

び解析モデルの現状を勘案して、以下の3ケースを設定した（図2.4-1参照）。

(1) 基準ケース

現状知見において標準的と考えられる想定を使用したケース。燃料のスタブ運動については、試験データでは沸騰集合体中での燃料破損後数100msで生じていることから、先行する燃料崩壊型破損の直後（数10ms）に発生する反応度や出力のピークには影響を与えることなく、また移動距離も数cmであるために反応度変化も小さいことから、基準ケースでは考慮しないこととした。ここでは比較的緩慢な出力過渡による燃料分散挙動や、遷移過程への接続時の炉心状態に注目する。

次のケースでは現状の不確かさ幅を最大限に考慮した場合の事象推移の変化に注目する。

(2) 保守側ケース

このケースでは上述の基準ケースに対して、以下の保守側想定を加えた。

反応度保守側（ボイド反応度+20%、ドップラー係数-14%）

燃料分散保守側（分散に寄与するFPガス割合を基準ケースの1/2）

未沸騰中破損保守側（被覆管破損に係わる応力閾値を0.7倍に低減）

燃料スタブ運動保守側（注）

これらを同時に重ね合わせる。このケースの事象推移は既に現実の事象推移とはかけ離れたものとなっていると考えられるが、このケースを起因過程のエネルギー発生の上限を見るためのケースと位置付ける。

（注）現在のSAS4Aの燃料スタブ運動モデルは、本来燃料破損後も継続されるべきプレナムガス放出を燃料破損と同時に中断する、実験で見られているような数cmでの燃料スタブの運動停止を適切に模擬できない、燃料崩壊型破損の後、直ちに運動を開始するなど、燃料スタブの運動による正反応度効果を過大に扱うモデルである。

遷移過程に接続するケースとしては基準ケースを用いる。ただし起因過程解析は33チャネルで解析を行ったが、SIMMER-IIIにより遷移過程解析を行う際には計算機資源の適正化を図る必要がある。このために、33チャネルケースと同等の特性を示す11チャネルケースを設定して解析を行い、33チャネルケースとの結果の同等性を確認の上、遷移過程解析へ接続した。これを「11CH.基準ケース」とした。

(3) 11CH.基準ケース

遷移過程解析用に設定した11チャネルの基準ケースである。33チャネルの体系を、起因過程における事象推移の主要な支配因子である出力流量比と燃焼度、及び遷移過程

解析において重要な径方向位置に着目して縮約を行ったものである。

2. 5 解析結果と考察

現在までの実機評価の経験によって、もんじゅ炉心の起因過程の事象推移は大方予測できる。すなわちLOF事象においては、ボイド反応度によって出力上昇の方向へ進み、各エネルギーレベルにおいて緩和・低減機構（ドップラー反応度、燃料軸方向膨張、破損燃料分散）が顕在化し、反応度低下の方向へと進むはずである。今回のもんじゅ解析においても、上述の内容に沿った事象推移となっており、結果的に有意な機械エネルギー発生は無いとの結果となっている。

以下に、各ケースの事象推移の特徴を述べ、考察を加える。また、全ケースの解析結果を表2.5-1～2.5-3に示す。

（1）基準ケース

全般

LOF開始後 17.47 秒に外側炉心ではあるが最もP/Fの高い CH.23 で冷却材沸騰が開始し、被覆材の溶融、移動と続き、22.28 秒にCH.23 で燃料破損となる。破損形態は、冷却材沸騰チャンネル中の燃料崩壊型破損である。CH.23の冷却材沸騰状態を図 2.5-1 に示す。最大ピーク出力は $26.4 P_0$ (22.29秒)、最大全反応度は $0.93 \$$ (22.28秒) と、緩慢な結果となった。出力・反応度図を図 2.5-2、図 2.5-3 に示す。

反応度過渡変化

反応度成分の内訳図を図 2.5-4、図 2.5-5 に示す。LOF開始初期は、冷却材温度上昇により冷却材密度反応度が正に入るものの、燃料温度上昇とともに燃料密度反応度、ドップラー反応度が負に入ることにより、全反応度は負で推移する。冷却材の沸騰が始まると、ボイド反応度が大きく正に入り、それに続いて、溶融被覆材の移動により正反応度が入る。これらの正の反応度成分に支配されて、全反応度は上昇し、炉出力も上昇する。これにより燃料の溶融が進み、燃料が破損し、負の燃料移動反応度が入る。この段階で全反応度、炉出力ともにピークとなり、各々 $0.93 \$$ 、 $26.4 P_0$ である。ボイド反応度は $1.7 \$$ (炉心ボイド率51%)、被覆材移動反応度 $0.3 \$$ が正の成分であり、これがドップラーと燃料軸方向膨張反応度により相殺され、さらに燃料移動の負反応度によつて減少していく。その後、炉心部の冷却材沸騰が進むことにより、ボイド反応度の挿入は飽和し、被覆材移動反応度も正に入ってはいるが、燃料破損による燃料移動反応度が大きく負（出力ピーク後1秒時点 $-1.8 \$$ ）に入ることから、全反応度は負のまま推移する。

以上の事象推移は、2.2節及び図2.2-1で記したように、遷移過程へ進む典型的な事象推移である。

計算終了時炉心状態

LOF開始後 23.72秒後（燃料破損後 1.44秒後）の燃料分布図を図 2.5-6 に示す。この時刻では、ほとんどの燃料がフィッサイル領域に留まっている。軸方向ブランケットを

含めた領域に残っている燃料は、初期量の約 99 % となっている。上部軸方向プランケットへの燃料侵入距離は約 14 cm、下部軸方向プランケットへの燃料侵入距離は最大で 15cm であるが、ほとんどのチャンネルの下部では、燃料ペレットが残っているため、フィッサイル領域に留まっている。また、径方向プランケットチャンネルを除いた炉心フィッサイル領域の冷却材ボイド率は約 97%、炉心燃料平均温度は約 2700 K となっている。燃料の分布については、先行的に破損したチャンネルでは、破損後 1.4 秒を経ているため、Na 蒸気圧、FP ガス圧に駆動され分散し、フィッサイル領域の上下端近傍にピークを持つ分布となっている。

全フィッサイルチャンネルの計算終了時の物質配置図を図 2.5-7 に示す。先行破損したチャンネル (CH.23, 10 など) ではラッパー管の溶融も始まっている。従って、このような核的には一時的な未臨界の状態で遷移過程へ進むものと考える。

(2) 保守側ケース

表 2.5-1 に示したように、基準ケースと比較して、沸騰の開始で約 1 秒、燃料破損で約 2 秒程早い事象推移となっている。出力・反応度図を図 2.5-8、図 2.5-9 に示す。

反応度過渡変化

反応度成分の内訳を図 2.5-10、図 2.5-11 に示す。主としてボイド反応度の挿入により 1 つ目の出力過渡が生じる。燃料破損後の分散反応度が破損直後に生じるスタブ運動によって一時的に抑制されると、ボイド反応度の追加挿入と被覆材移動反応度の挿入による 2 つ目の出力増加が生じる。これにより固相燃料が流動化し、燃料分散がより大規模に生じて全反応度は急速に負に転じている。ボイド反応度値を大き目に設定したために、沸騰開始から最初の燃料破損までの時間は基準ケースよりも約 1.3 秒短く、また燃料破損時の炉心ボイド率がより小さい状態であり、これが未沸騰・部分沸騰冷却材中のバースト型破損が生じる集合体を増やす結果となった。未沸騰・部分沸騰冷却材中の破損は、合計 8 チャンネル、集合体数にして 45 体 (全集合体 198 体の 23%) で予測されているが、破損位置が中央よりも上方であるために燃料移動による反応度効果は正とはならない。

最終的な炉心燃料平均温度は約 2900K 程度であり、これは燃料蒸気が発生する温度ではなく、またスティール蒸気であれば保守側に見ても 1 気圧程度の圧力にしかならない。最も高温の Ch.23 では、平均温度は 3000 K、圧力は 6 気圧程度である。従って有意な機械的エネルギーを発生するレベルではない。すなわち、本ケースのごとく不確かさ幅を保守側に重ね合わせる想定をしても起因過程においては有意な機械的エネルギーの発生は生じないと判断できる。また、炉内に残存する燃料は、一部を軸プランケット部へ流出させた核的活性度の低い状態で遷移過程へ進むものと判断される。

ちなみに、この結果 (炉心燃料平均温度 2900K) は、参考文献 (2-2) に示された評価結果から大幅に低減された値である。その理由は、燃料の破損分散に係わる解析モデルの高度化 (例えば、SAS4Aにおいては、先にバースト型燃料破損が予測された燃料

集合体においても、その後に崩壊型の燃料破損の条件が満たされれば崩壊型破損へ移行し、水力等価直径が拡大して燃料移動分散が容易となる現象を模擬できる。APPENDIX A参照）に加え、反応度係数の不確かさ幅低減が貢献しているものと考えられる。

(3) 11CH基準ケース

本ケースの過渡反応度推移については全般的に基準ケースとほとんど同様となっている。出力・反応度図を図2.5-12、図2.5-13に示す。

33CH基準ケースと比較すると、表2.5-2に示すように過渡反応度推移については出力、反応度挙動共に緩慢な起因過程事象推移という点で変わり無い。沸騰開始の順序はチャンネルの縮約の影響により両ケースで多少の変化があるが、おおむね一致していると言える。出力過渡については、少数チャンネルに縮約した11chケースの方が事象推移の同時性が強まっているので到達反応度、最高出力ともにやや高くなっている。

遷移過程接続時の状態（表2.5-3、11ch基準ケース燃料分布図（図2.5-14））については、両ケースとも全反応度、出力ともに低下した、沸騰開始後約6秒の時点と判断され、炉心平均温度で2700～2800K（緩慢な起因過程事象推移の結果として特徴的な温度）、出力はおよそ1P₀、全反応度もおよそ-1ドル近傍である。径方向プランケットを除いたフィッサイル領域のボイド率は、いずれも97%以上であり、全炉心がボイド化している。また、軸プランケットを含む炉心内にほぼ全量の燃料が残存しており、軸プランケットへの侵入距離についても11chケースの方が燃料温度が高いことを反映して数cm程度多く侵入しているチャンネルもあるが、緩慢な起因過程事象推移の結果として基本的に同等と考えて良い。

2. 6 結論

ULOF事象の起因過程における事象推移では有意な機械的エネルギー発生に至ることなく遷移過程へ進む。このシナリオは、主要なパラメータや現象の不確かさの幅を最大限に考慮しても変わらないことが明らかとなった。

評価を通して明らかとなった事項は以下の通りである。

- 従来想定していたよりも低い出力過渡条件下においても、燃料破損後の燃料分散が予測されている。このような状況はCABRI-II炉内試験計画における中過出力条件の試験において観測されている現象であり、これらのR&Dの成果が解析コードの改良、検証を通して有効に実機評価に反映されている。
- もんじゅにおいて、起因過程から遷移過程へ移行する際の炉心状態では、少量の燃料が軸プランケット部へ侵入しているものの、大部分は炉心フィッサイル領域の上下に分散配置している。炉心部の冷却材はほぼ全域で沸騰しており、燃料平均温度は3000K以下である。

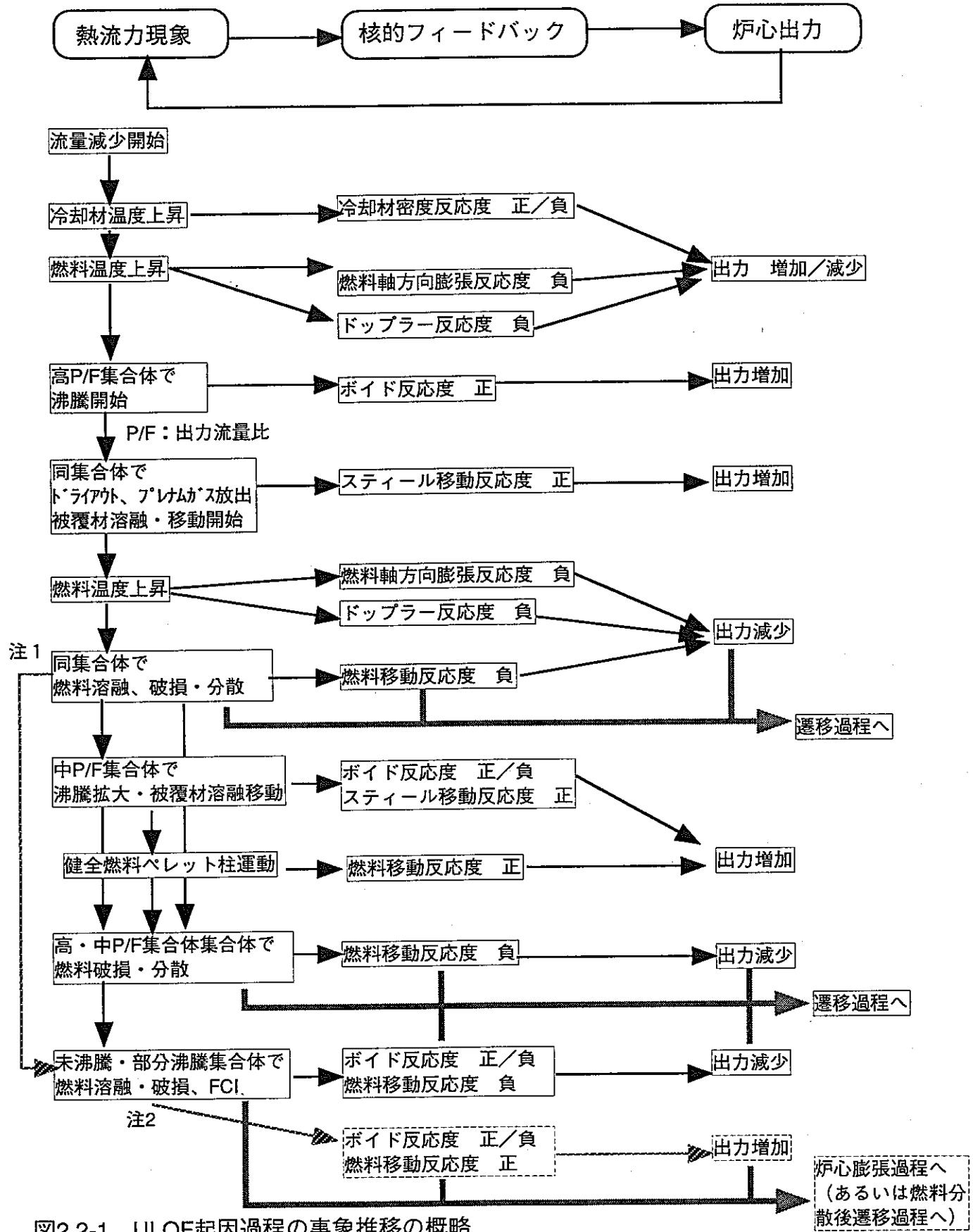


図2.2-1 ULDF起因過程の事象推移の概略

注1) ボイド反応度大 ($> 6 \sim 7 \$$) の炉心や高P/F集合体での燃料分散を過小評価するなど保守的な想定をした場合

注2) 燃料破損位置を軸方向中心とするなど保守的な想定をした場合

Table 2.3-1 Prototype FBR Core Design Parameters

- General -

Power (MWt)	714
Burnup, Max/Av. (10^4 MWD/MTM)	10.0 / 8.0
Core Volume (l)	2335.0
Core Eq. Diam. (cm)	178.8
Core Height (cm)	93.0
Axial Blanket Length (cm) Upper/Lower	30.0 / 35.0
Radial Blanket Eq. Diam. (cm)	240.0
Core Volume Fraction Fuel/SS/Na/Void	33.5 / 24.5 / 40.0 / 2.0
Pu Enrichment	16.1 / 21.6
Innner/Outer-EC-Core	(Pu-fissile / Pu+U)
Power:	
Av. Power Density (W/cc)	273.0
Av. LHGR (W/cm)	210.0
Peak LHGR (W/cm)	394.0
Coolant:	
Inlet/Outlet Temp. (°C)	397 / 529

- Fuel Design -

No. of Fuel Assemblies	198
No. of Pins/Assembly	169
Hex Cell Pitch (mm)	115.6
Fuel Pin Pitch (mm)	7.9
Duct Outer Face-to-Face (mm)	110.6
Duct Wall Thickness (mm)	3.0
Clad Outer Diam. (mm)	6.5
Clad Thickness (mm)	0.47
Pellet Diam. (mm)	5.4
Pellet Density (%TD)	85

- Core Reactivity Coeffs. - (Used in SAS4A for EOEC-ULOF Analysis)

Max Void Worth (\$)* (EOEC)	2.6*
Core Fuel Doppler (10^{-3} Tdk/dT)	
Na-in Core	-6.1
Na-Out Core *	-5.2
Axial Core Expansion (\$/cm)	-0.6
Beta Effective (10^{-3})	3.59
Prompt Neutron Life Time (Na-in, micr.sec)	0.427

Note * Not Including ex-wrapper sodium

表2.3-2 33チャンネルの特性と定常状態

CH	SA数	プレナムガス圧 (x105 Pa)	FPガス放出率	燃焼度 MWD/MT	規格化出力	P/F値
1	3	19.1	0.54	6.96E+04	2.04	0.95
2	3	30.7	0.65	1.06E+05	1.93	0.90
3	3	9.6	0.41	2.66E+04	2.23	1.03
4	3	13.8	0.47	4.92E+04	2.12	0.99
5	3	24.7	0.60	8.76E+04	1.97	0.91
6	3	30.3	0.65	1.05E+05	1.91	0.89
7	6	13.8	0.46	4.87E+04	2.10	1.04
8	3	18.7	0.53	6.85E+04	2.00	0.99
9	3	30.2	0.64	1.04E+05	1.89	0.94
10	6	9.5	0.40	2.60E+04	2.17	1.13
11	3	13.5	0.45	4.77E+04	2.06	1.07
12	6	18.9	0.53	6.84E+04	2.00	1.04
13	6	23.9	0.59	8.58E+04	1.91	0.99
14	3	31.7	0.66	1.07E+05	1.92	1.00
15	3	9.0	0.37	2.46E+04	2.04	1.14
16	9	27.2	0.65	9.17E+04	1.98	1.11
17	6	16.5	0.47	6.37E+04	1.85	1.04
18	6	23.4	0.58	8.42E+04	1.87	1.04
19	12	8.3	0.32	2.25E+04	1.86	1.11
20	3	16.1	0.46	6.24E+04	1.81	1.09
21	6	19.9	0.50	7.82E+04	1.73	1.04
22	9	24.7	0.56	9.40E+04	1.68	1.01
23	6	9.7	0.42	2.66E+04	2.18	1.12
24	9	13.7	0.47	4.87E+04	2.05	1.05
25	9	16.4	0.48	6.47E+04	1.84	0.94
26	12	22.1	0.57	8.36E+04	1.81	0.93
27	6	29.4	0.65	1.05E+05	1.82	0.93
28	9	6.9	0.20	1.84E+04	1.50	1.01
29	9	8.3	0.24	3.39E+04	1.42	0.96
30	9	11.4	0.32	5.32E+04	1.51	0.92
31	9	11.0	0.27	6.00E+04	1.29	0.87
32	12	13.6	0.32	7.34E+04	1.27	0.86
33	174	4.8	0.00	2.11E+03	0.09	

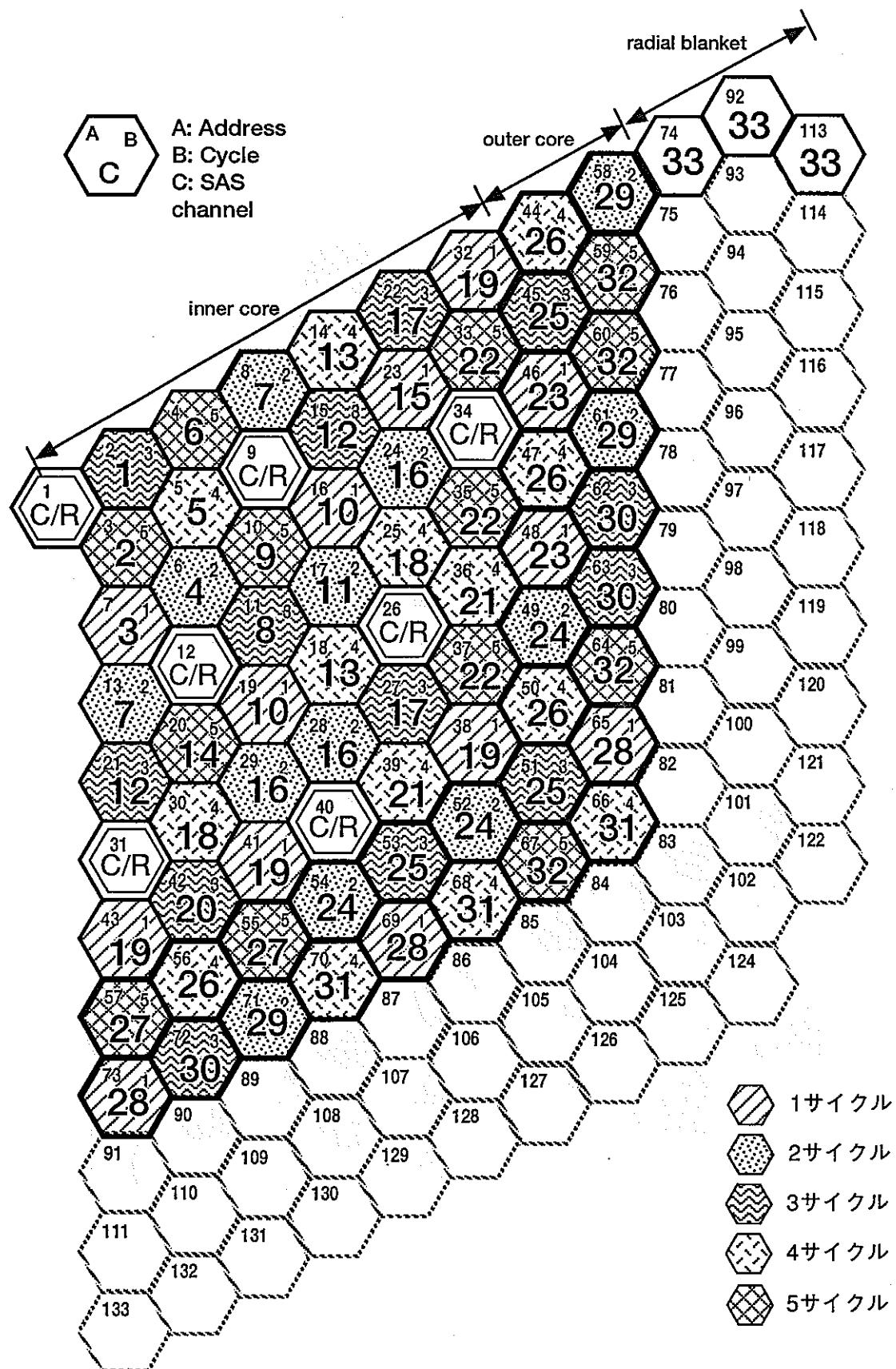


図2.3-1 もんじゅ平衡炉心末期集合体配置とSASチャンネル分割

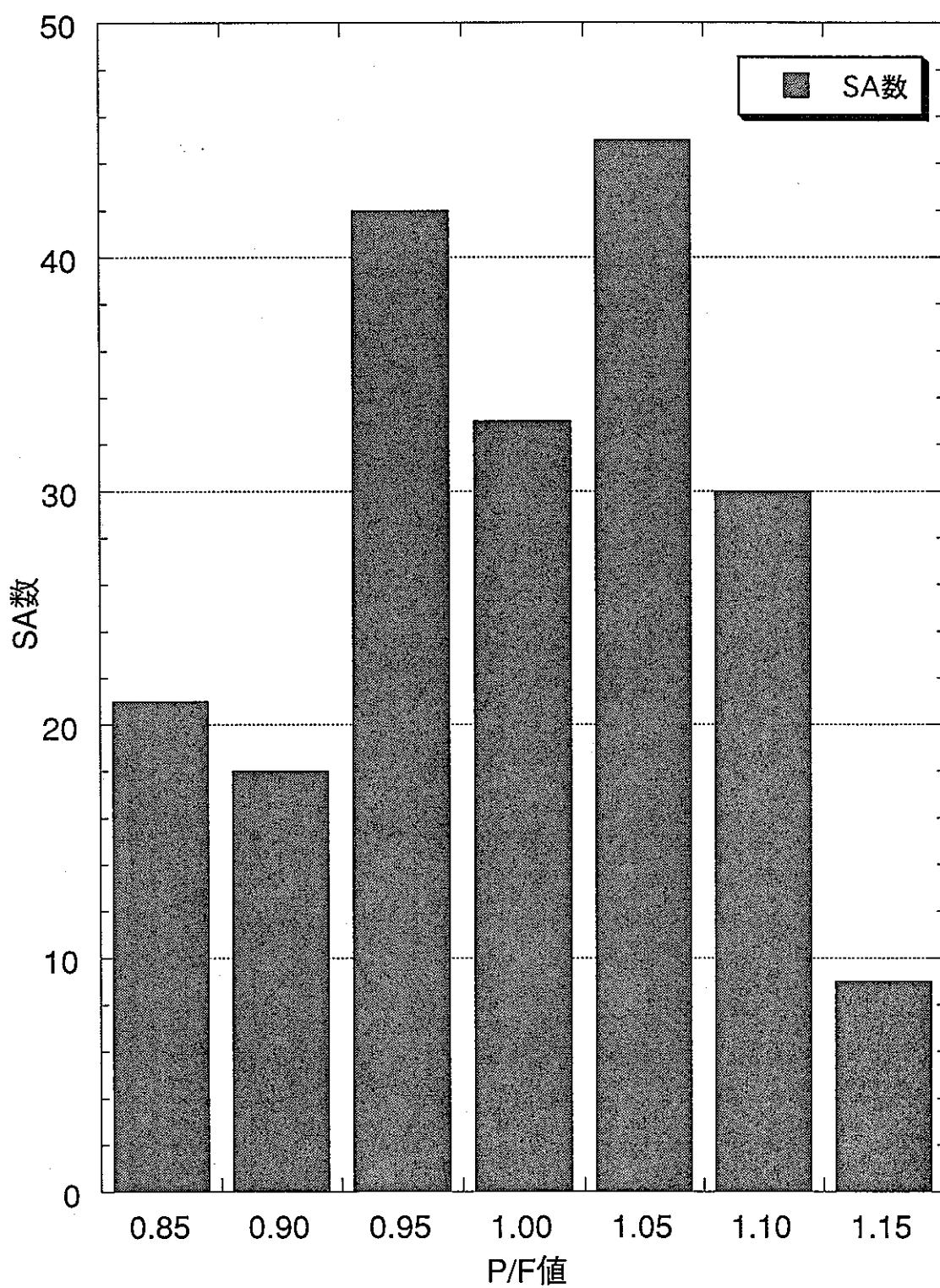


図2.3-2(1) 燃料集合体出力流量比分布

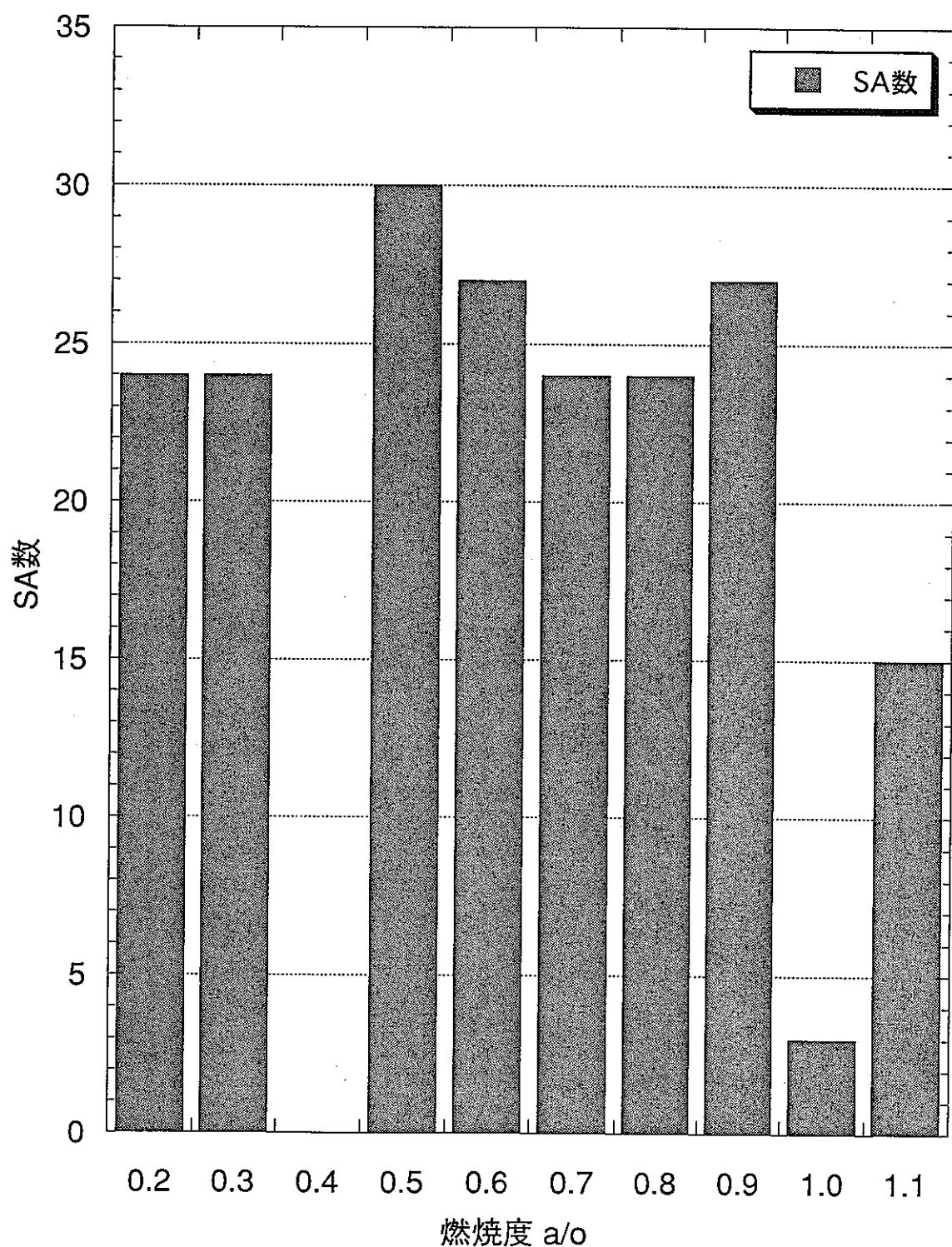


図2.3-2(2) 燃料集合体燃焼度分布

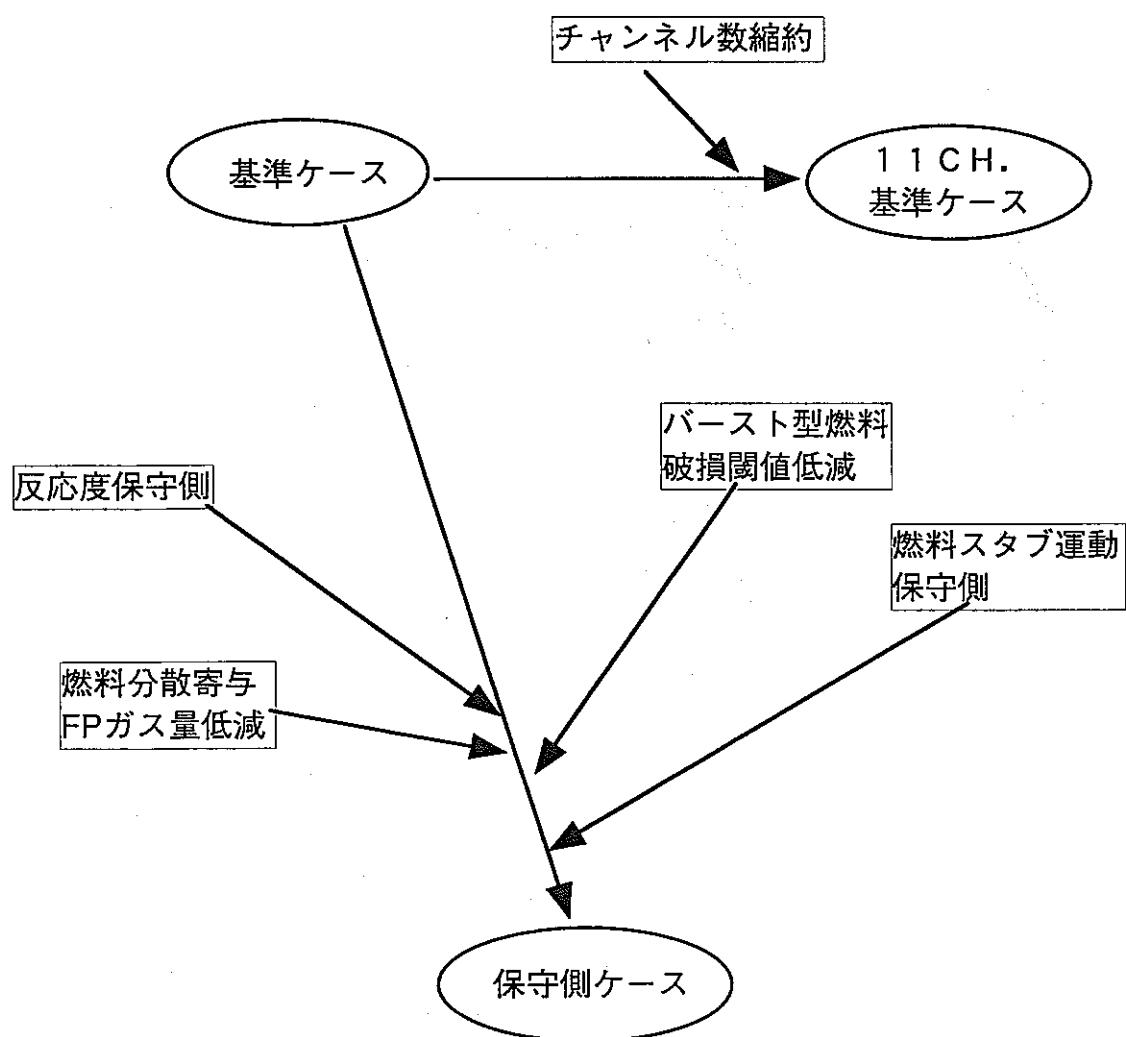


図2.4-1 起因過程解析ケース相関図

表2.5-1 起因過程解析条件及び結果

解析条件	基準ケース	保守側ケース
ドップラー係数	ノミナル	ノミナル×0.86
ボイド反応度価値	ノミナル	正値部 ノミナル×1.2 負値部 ノミナル×0.8
燃料分散に対するFPガスの寄与率	80%	40%
バースト型燃料破損しきい値	被覆材破損応力ノミナル	ノミナル×0.7
プレナムガス放出	考慮せず	考慮
燃料スタブモーション	考慮せず	保守的に考慮

解析結果	基準ケース	保守側ケース
沸騰開始時刻(s)	17.47	16.41
チャンネル	第23ch	第23ch
被覆管溶融開始時刻(s)	20.18	18.85
溶融被覆管移動開始時刻(s)	21.42	19.65
燃料破損(沸騰)開始時刻(s)	22.28	19.89
チャンネル	第23ch	第23ch
破損時ボイド率*	51%	42%
沸騰～破損(s)	4.81	3.48
基準ケースとの差(s)	-	-1.331
燃料破損(未沸騰・部分沸騰)開始時刻(s)	(なし)	19.92
チャンネル	(なし)	第25ch
最大出力(P_o)	26.4	118.0
到達時刻(s)	22.29	19.92
最大全反応度(\$)	0.93	0.99
到達時刻(s)	22.28	19.92
沸騰～最大全反応度(s)	4.81	3.51
炉心平均温度(K)	2324	2568
炉心平均最高温度(K)	2670	2872
計算終了時刻(s)	23.72	20.11
破損～終了(s)	1.44	0.22
計算終了時 出力(P_o)	1.49	1.96
計算終了時 全反応度(\$)	-0.26	-0.80
計算終了時 炉心平均温度(K)	2670	2839
計算終了時 ボイド率*	97%	78%

*R/B(CH.33)を除くフィッサイル領域

表2.5-2 33Ch、11Ch 両基準ケースにおける事象推移の比較

		11CH基準ケース	33CH基準ケース
沸騰開始	s	18.6／18.7／20.1 · · ·	17.5／17.5／17.7 · · ·
チャンネル		5／8／1 · · ·	23／10／3 · · ·
位置		第4,5／6,7／2,3リング · · ·	第8／5／3リング · · ·
破損時刻	s	22.7	22.3
最高出力	P_0	30.1	26.4
最高反応度	\$	0.94	0.93

表2.5-3 33Ch、11Ch 両基準ケースにおける遷移過程接続時状態

		11CH基準ケース	33CH基準ケース
沸騰後時間	s	6.06	6.08
破損後時間	s	1.98	1.27
炉心平均温度	K	2800	2700
出力	P_0	0.9	1.1
反応度	\$	-1.0	-0.8
炉心内*残存燃料	%	99.98%	99.92%
炉心部**ボイド率	%	100%	97%

* フィサイル、UAB、LAB領域

** R/Bチャンネルを除いたフィッサイル領域

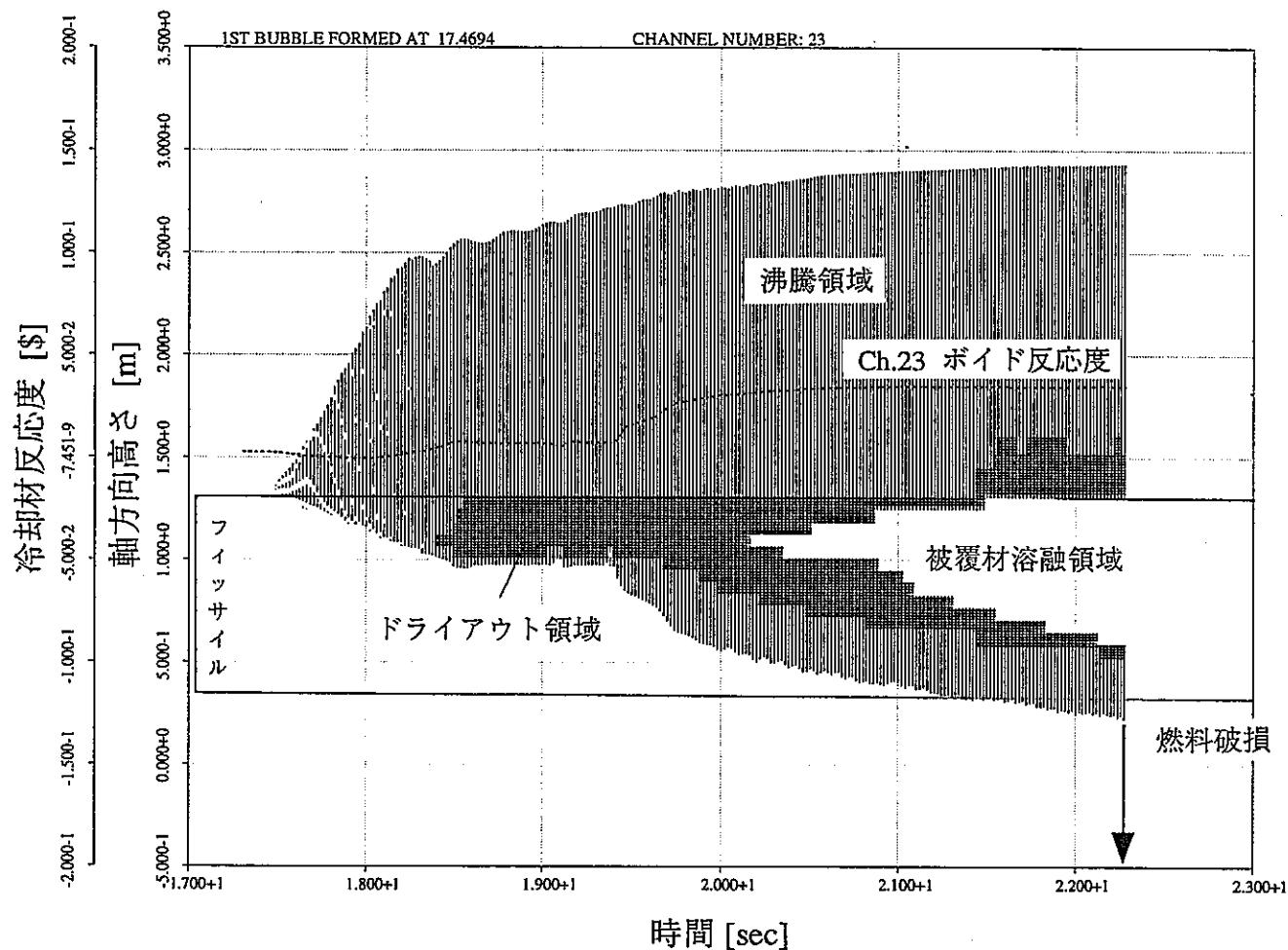


図2.5-1 燃料破損までの冷却材沸騰状態図
(基準ケース Ch.23)

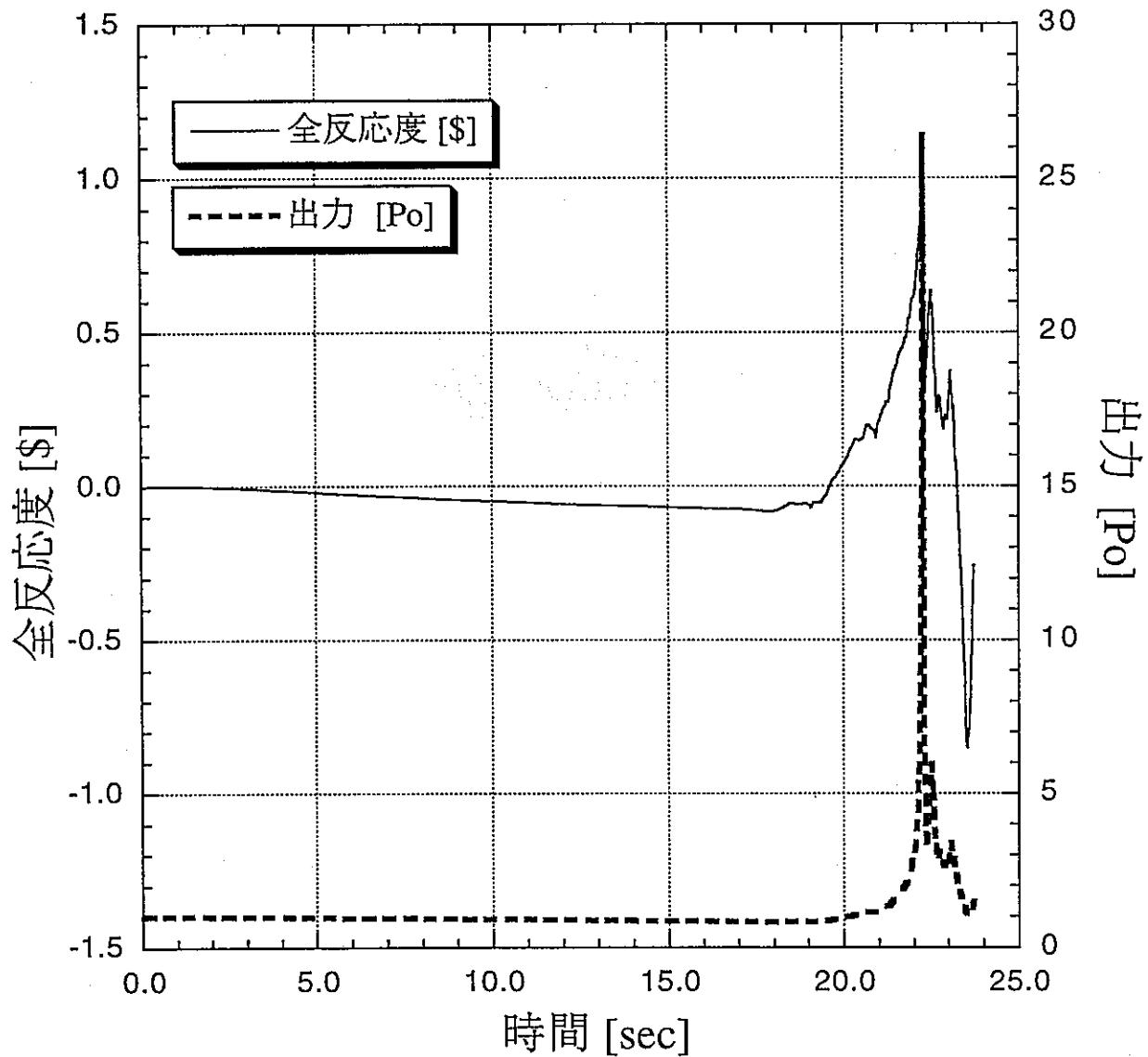


図2.5-2 出力・反応度図（基準ケース）

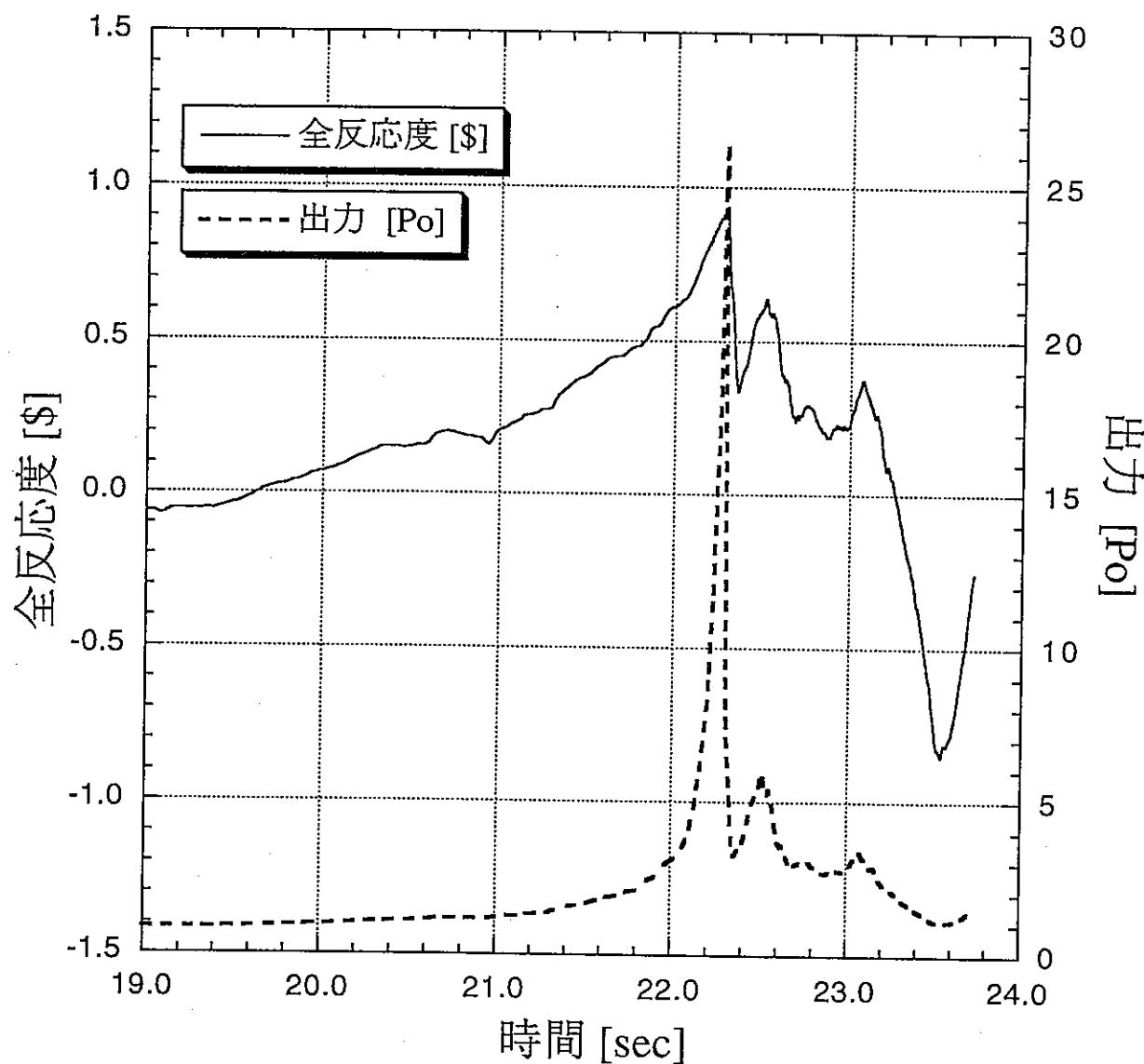


図2.5-3 出力・反応度図（拡大）（基準ケース）

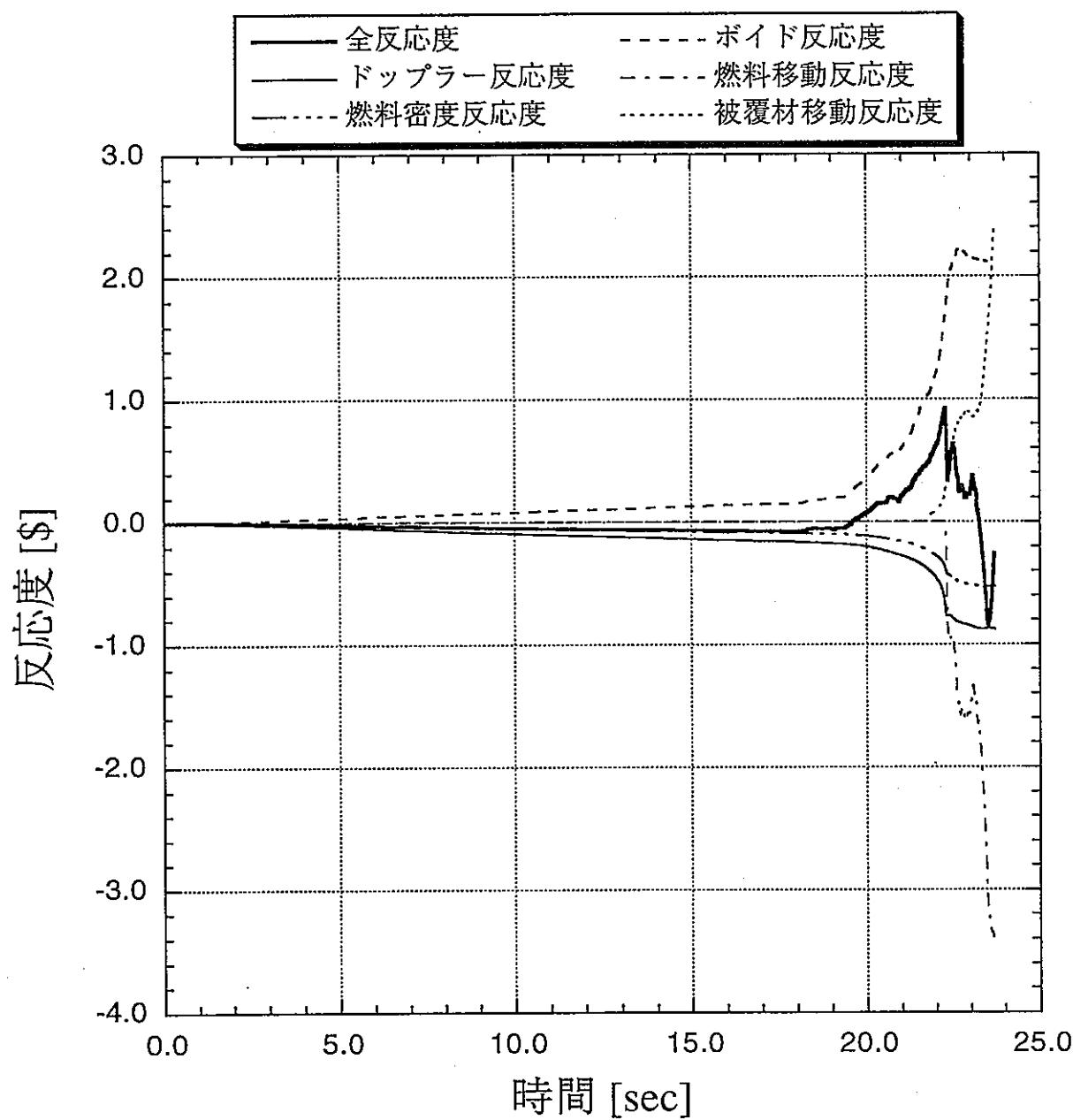


図2.5-4 反応度内訳図 (基準ケース)

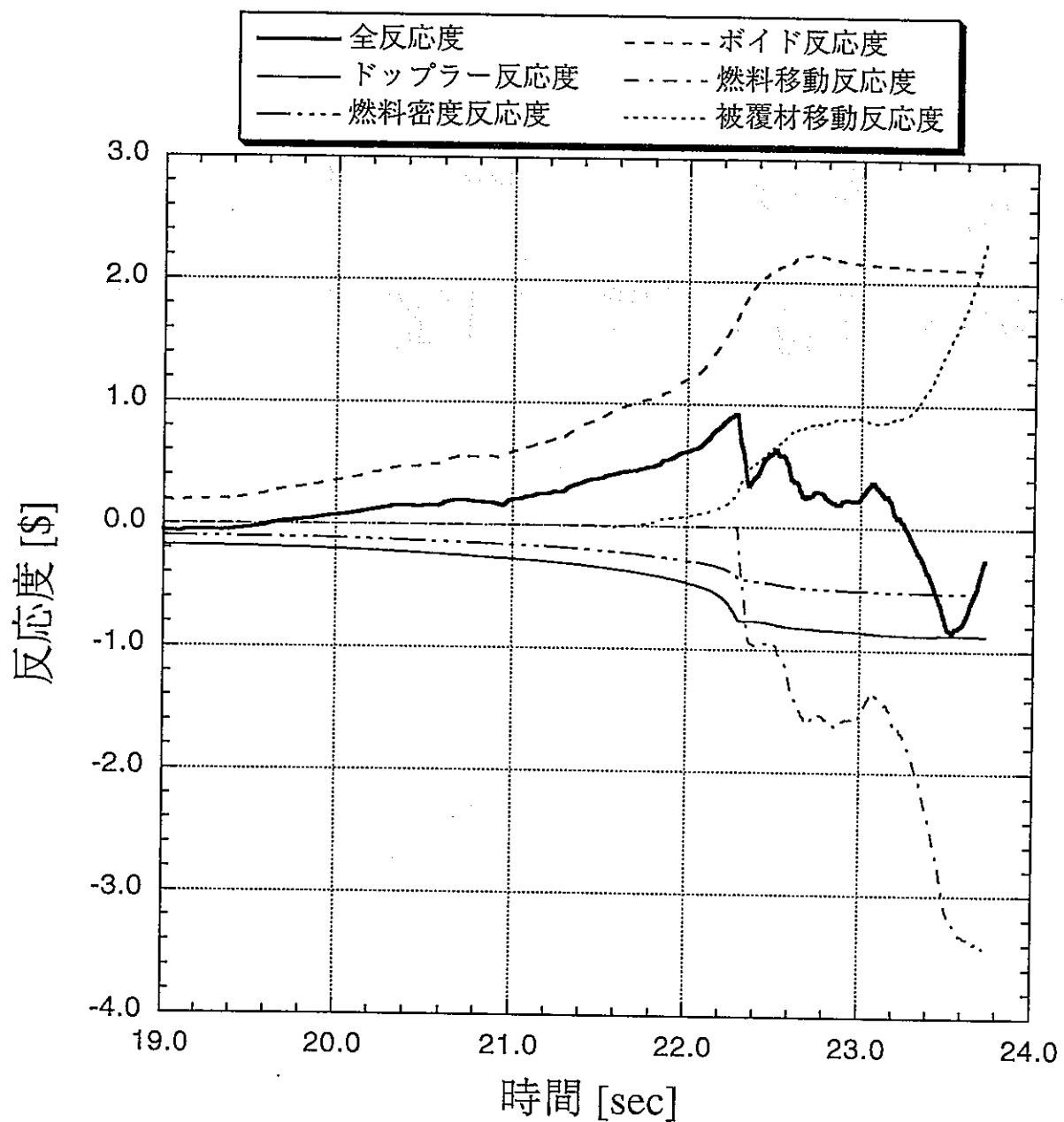
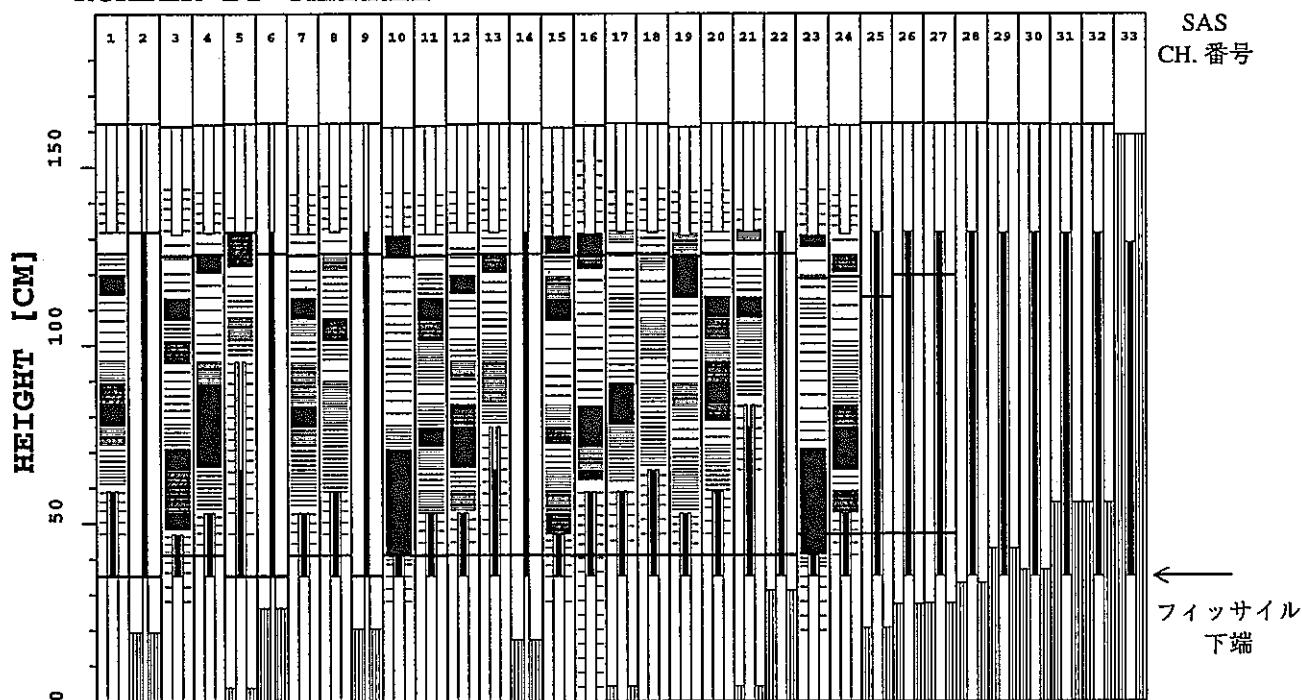


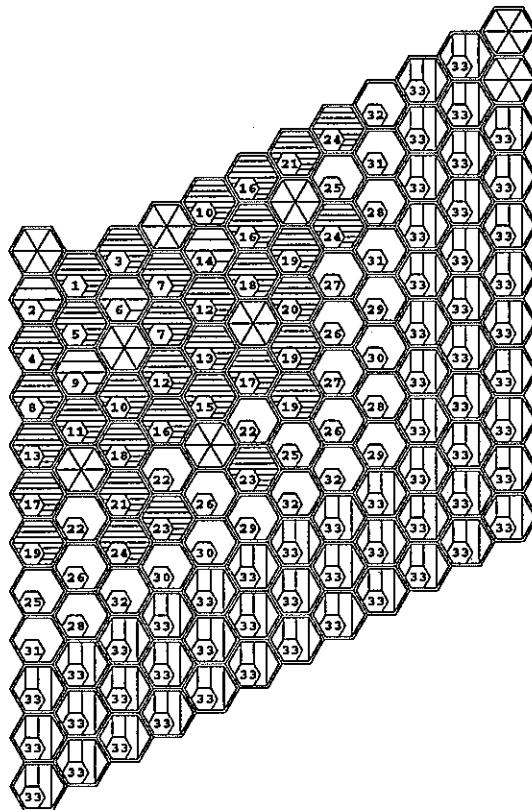
図2.5-5 反応度内訳図（拡大）（基準ケース）

STEP = 2070
TIME = 23.7211 [SEC]
NUMBER BY CHANNEL



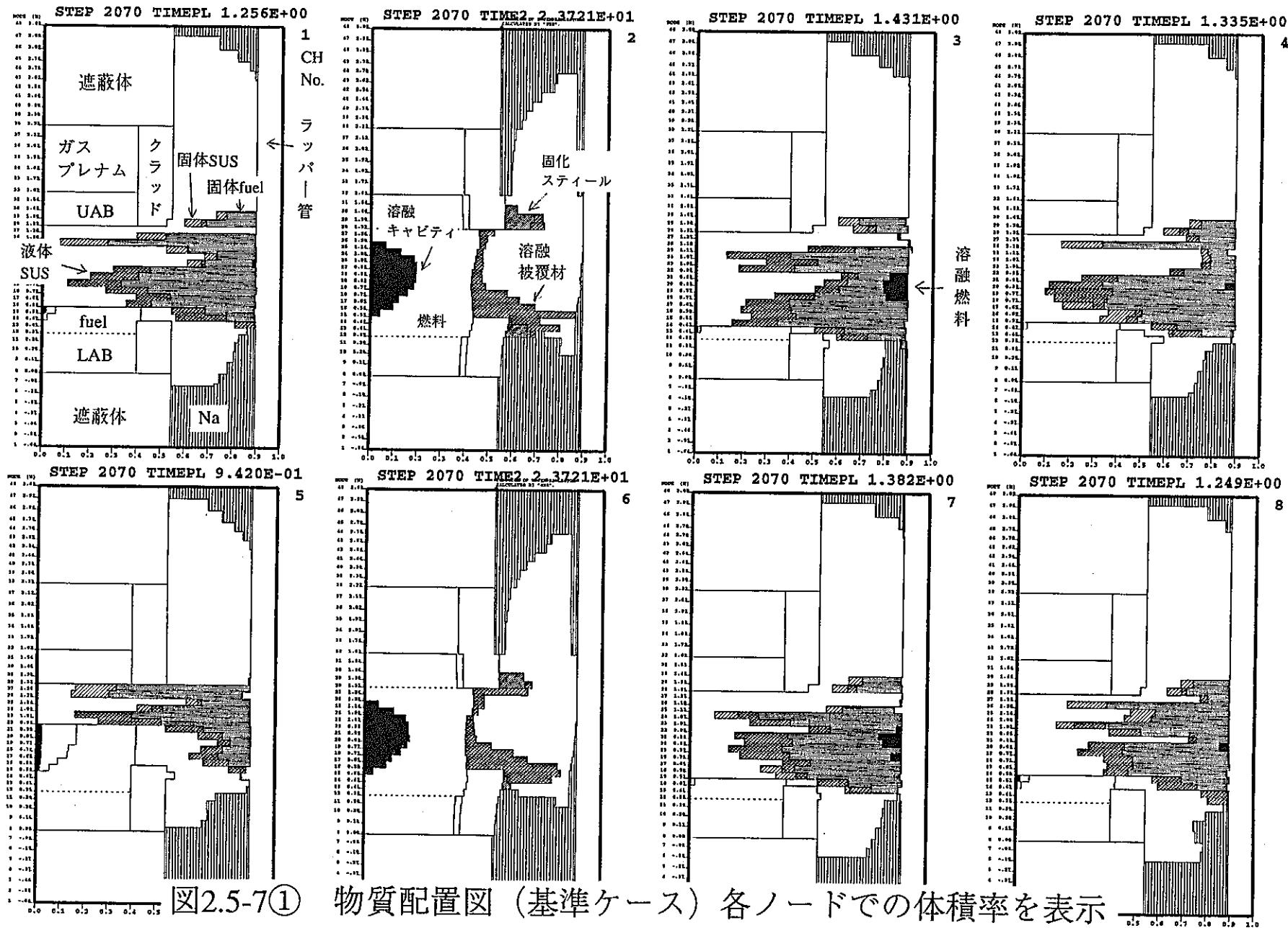
NET RHO = -0.2589 [DOLLARS]
POWER = 1.4900 [P₀]

- : 制御棒
- : 未沸騰
- : 沸騰
- : 沸騰および被覆材移動
- : 沸騰中破損
- : 被覆材溶融および沸騰中破損
- : 未沸騰・部分沸騰破損



CORE STATE OF SAS-CHANNEL

図2.5-6 燃料分布図（基準ケース）



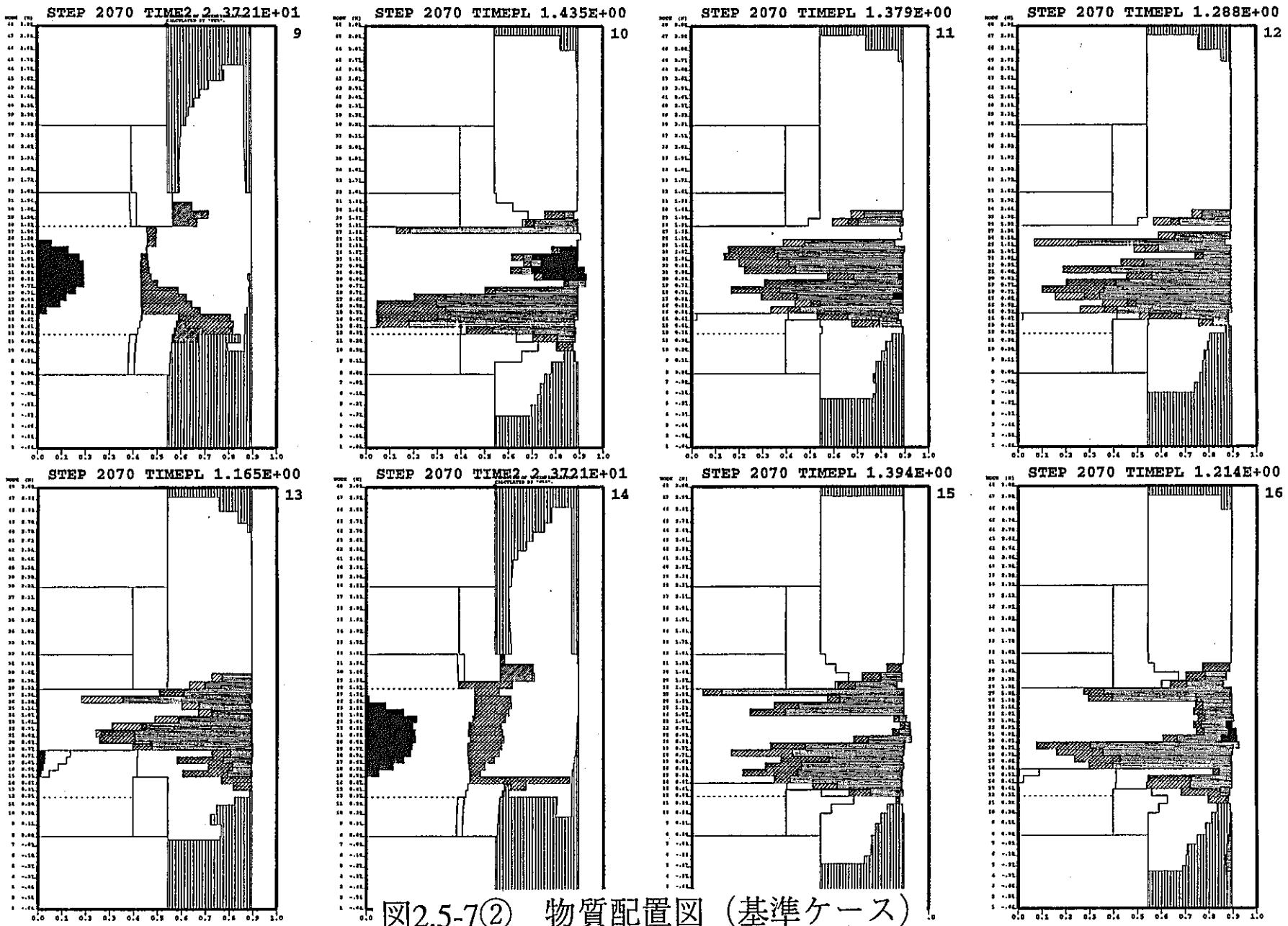


図2.5-7(2) 物質配置図（基準ケース）

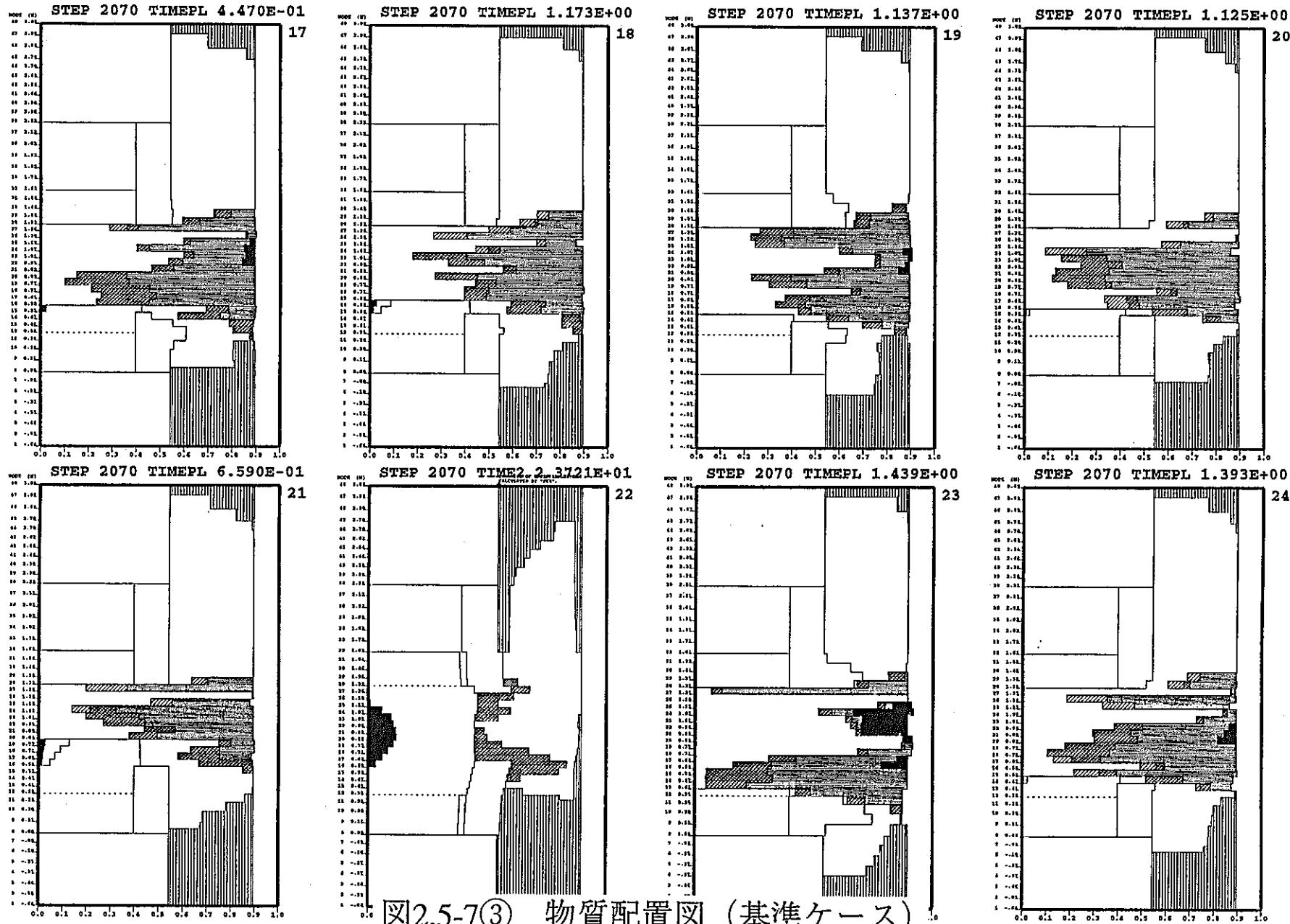


図2.5-7③ 物質配置図（基準ケース）

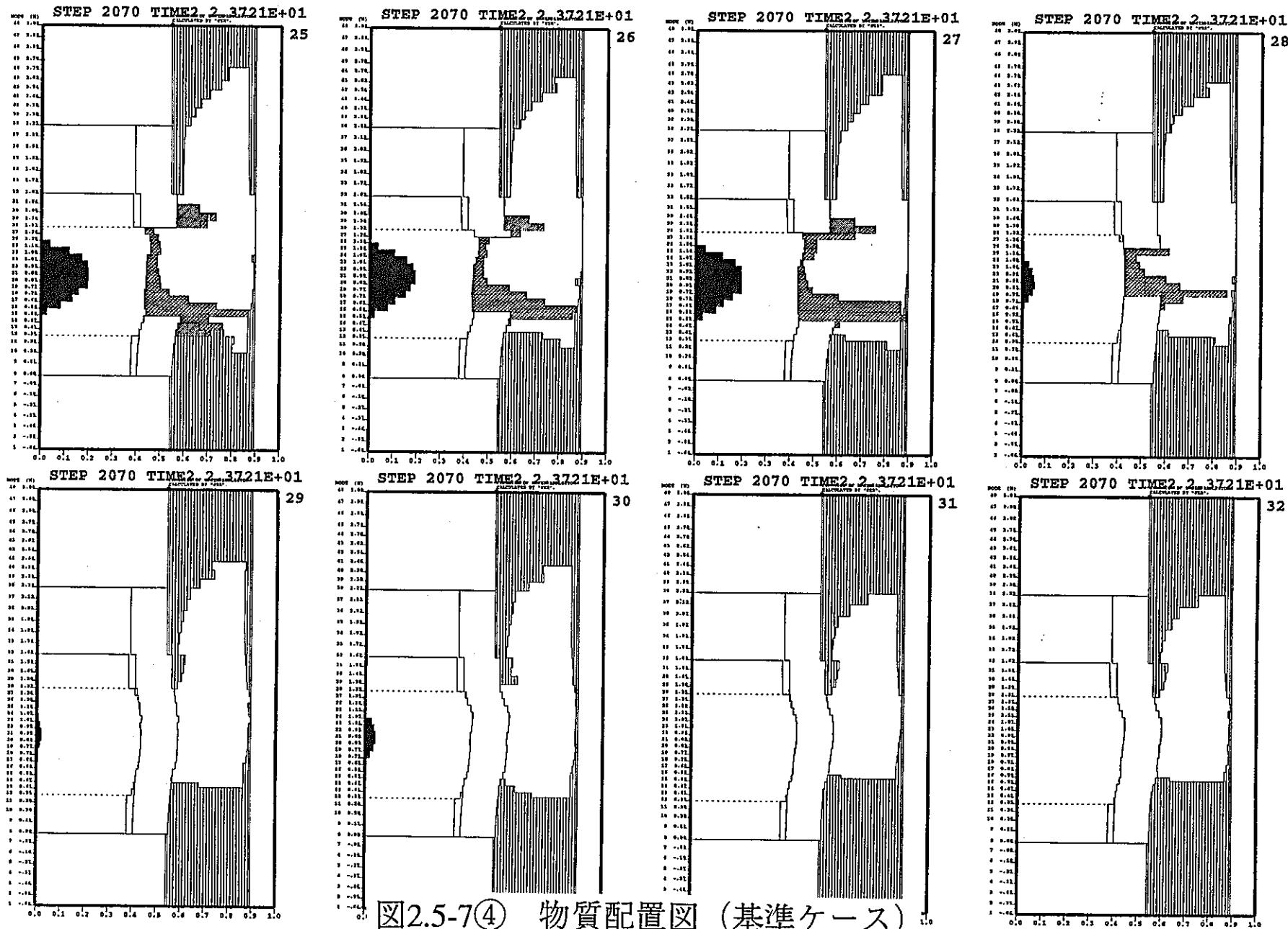


図2.5-7④ 物質配置図（基準ケース）

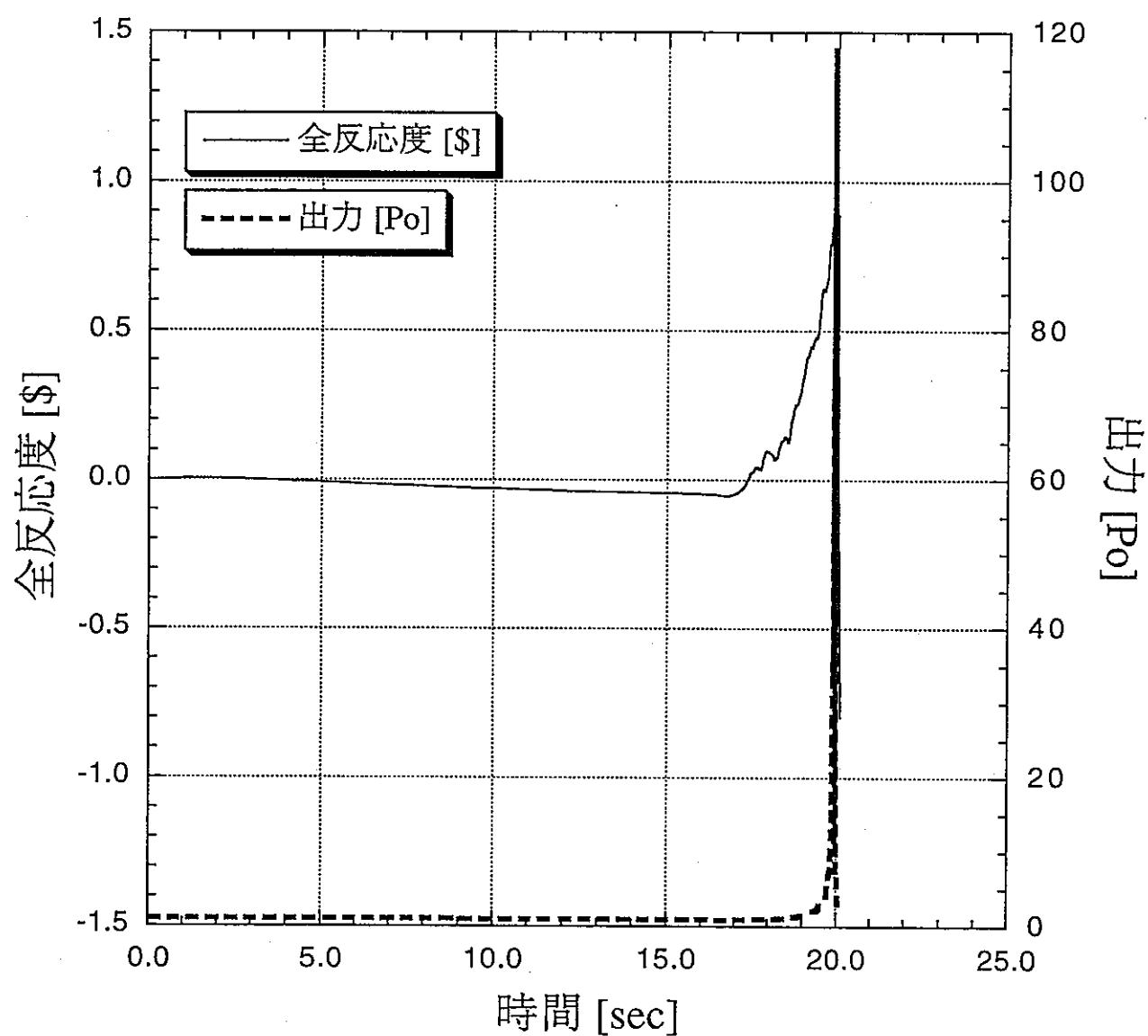


図2.5-8 出力・反応度図（保守側ケース）

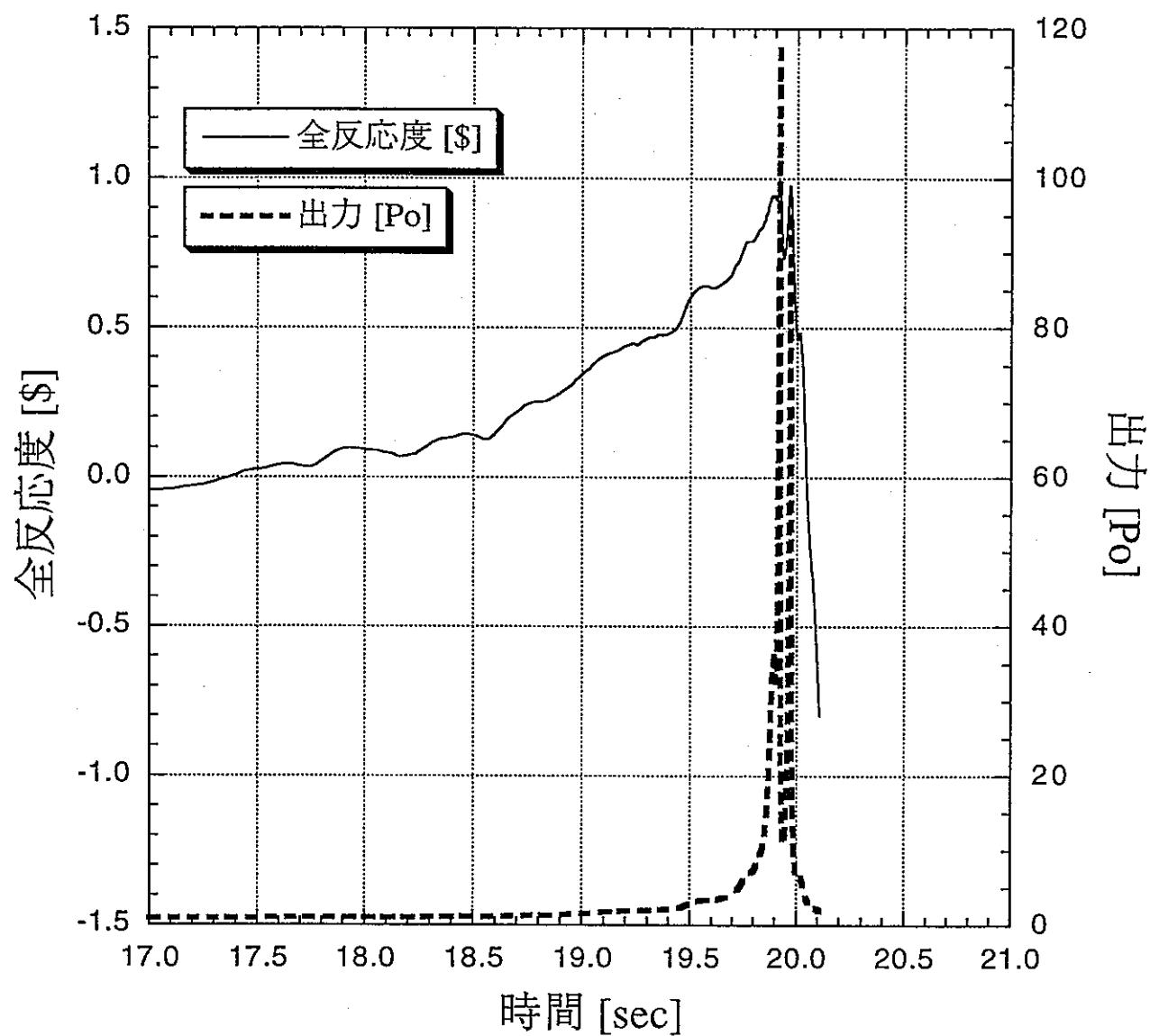


図2.5-9 出力・反応度図（保守側ケース）

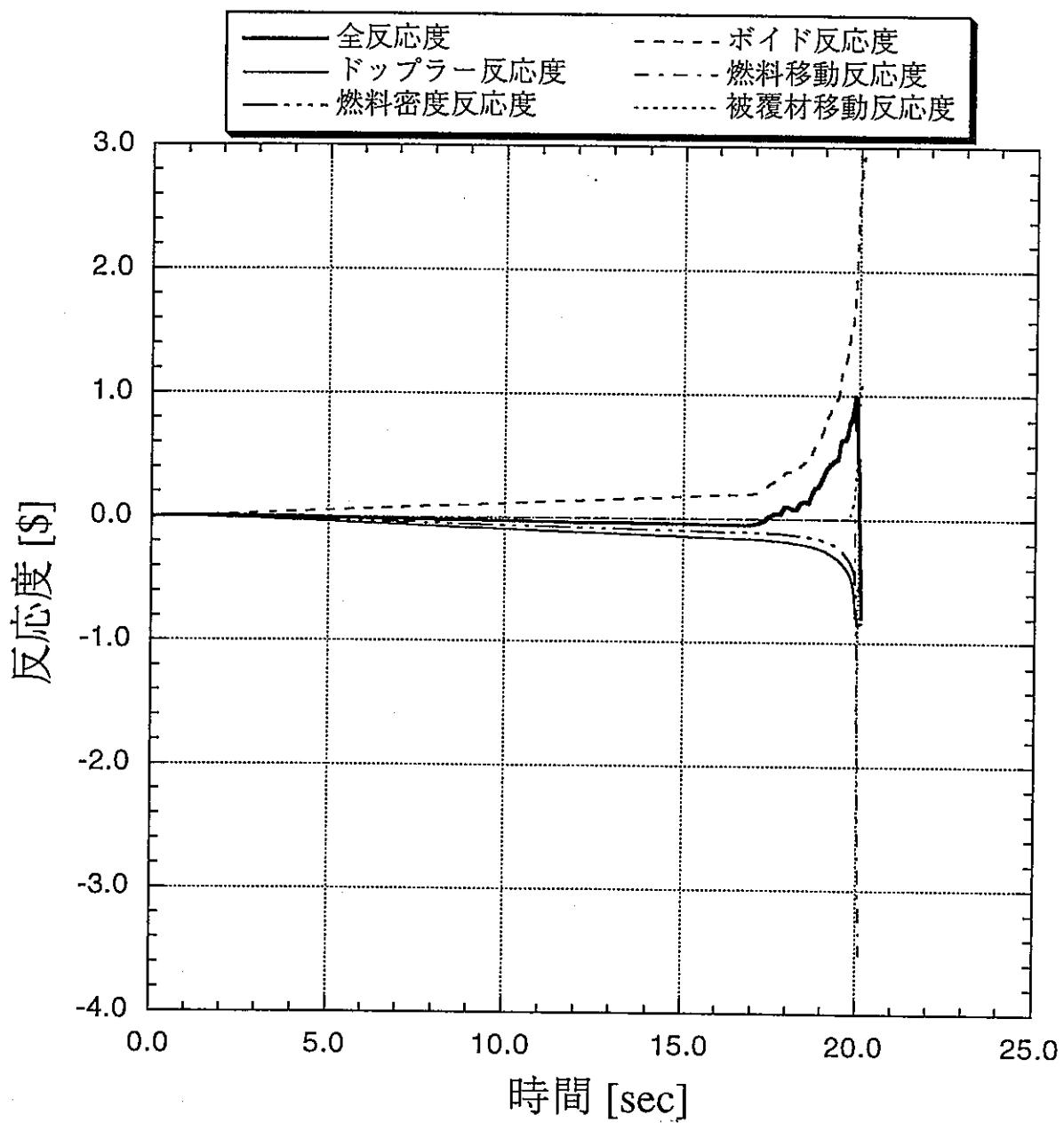


図2.5-10 反応度内訳図（保守側ケース）

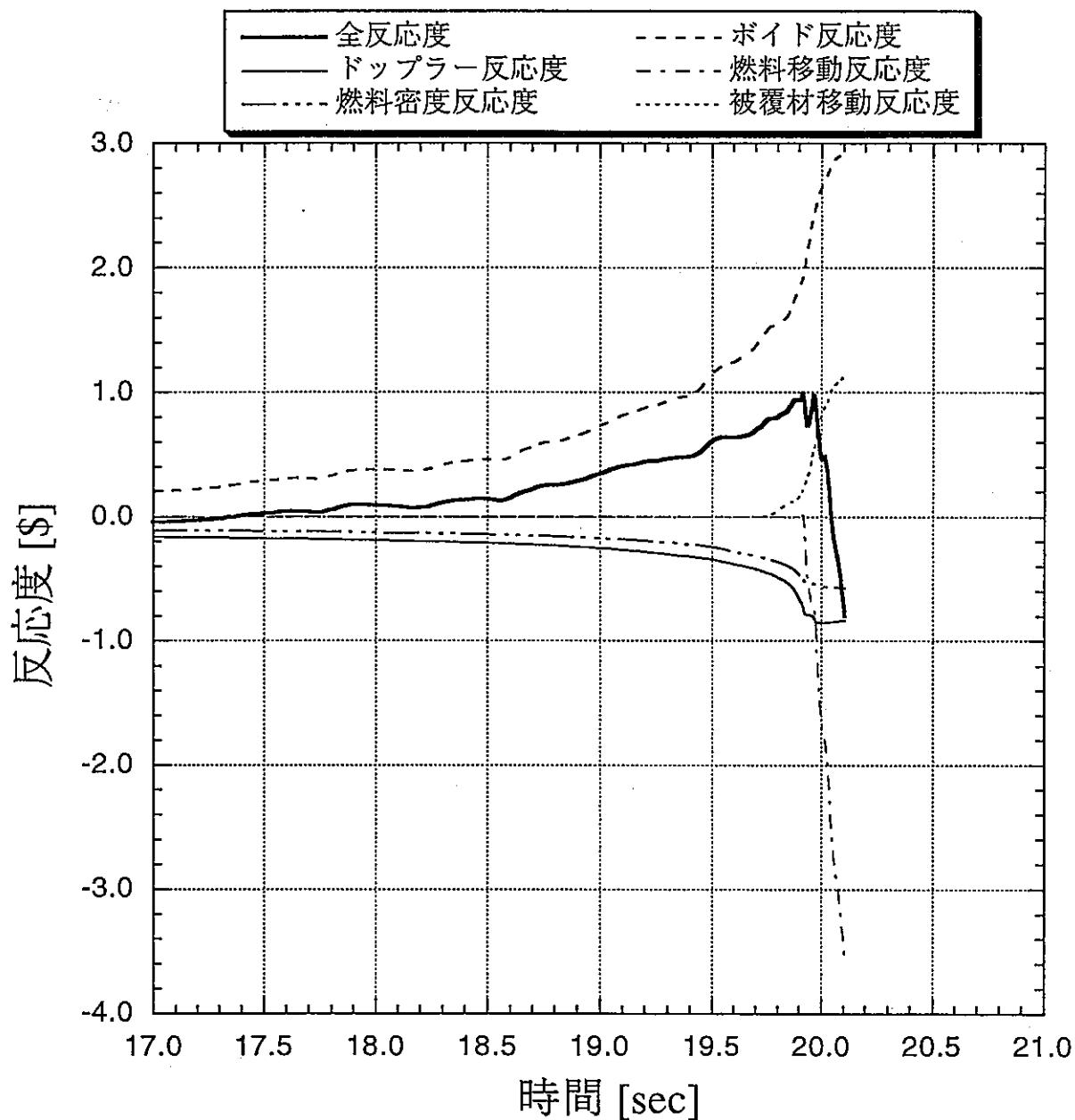


図2.5-11 反応度内訳図（拡大）（保守側ケース）

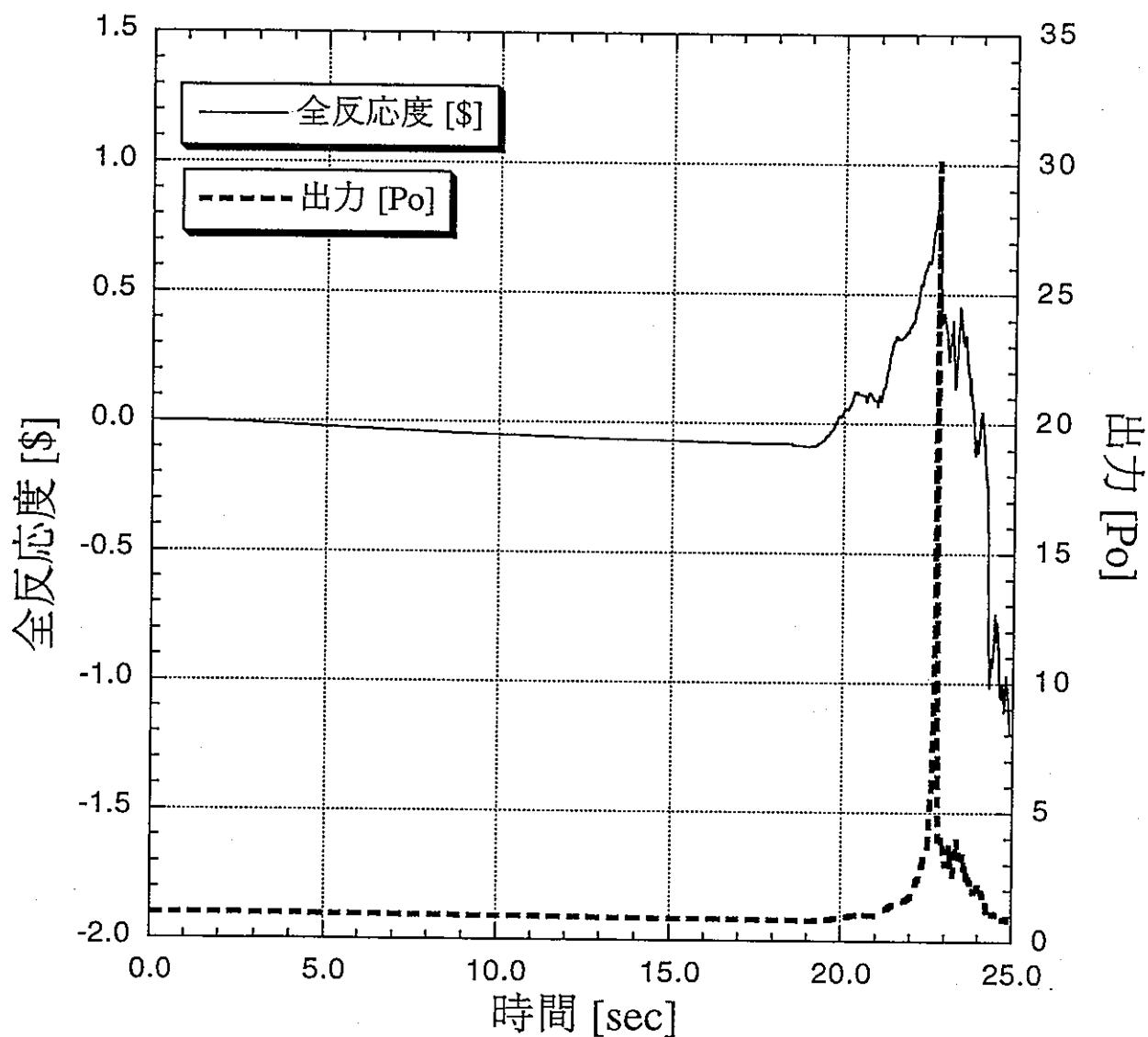


図2.5-12 出力・反応度図 (11Ch基準ケース)

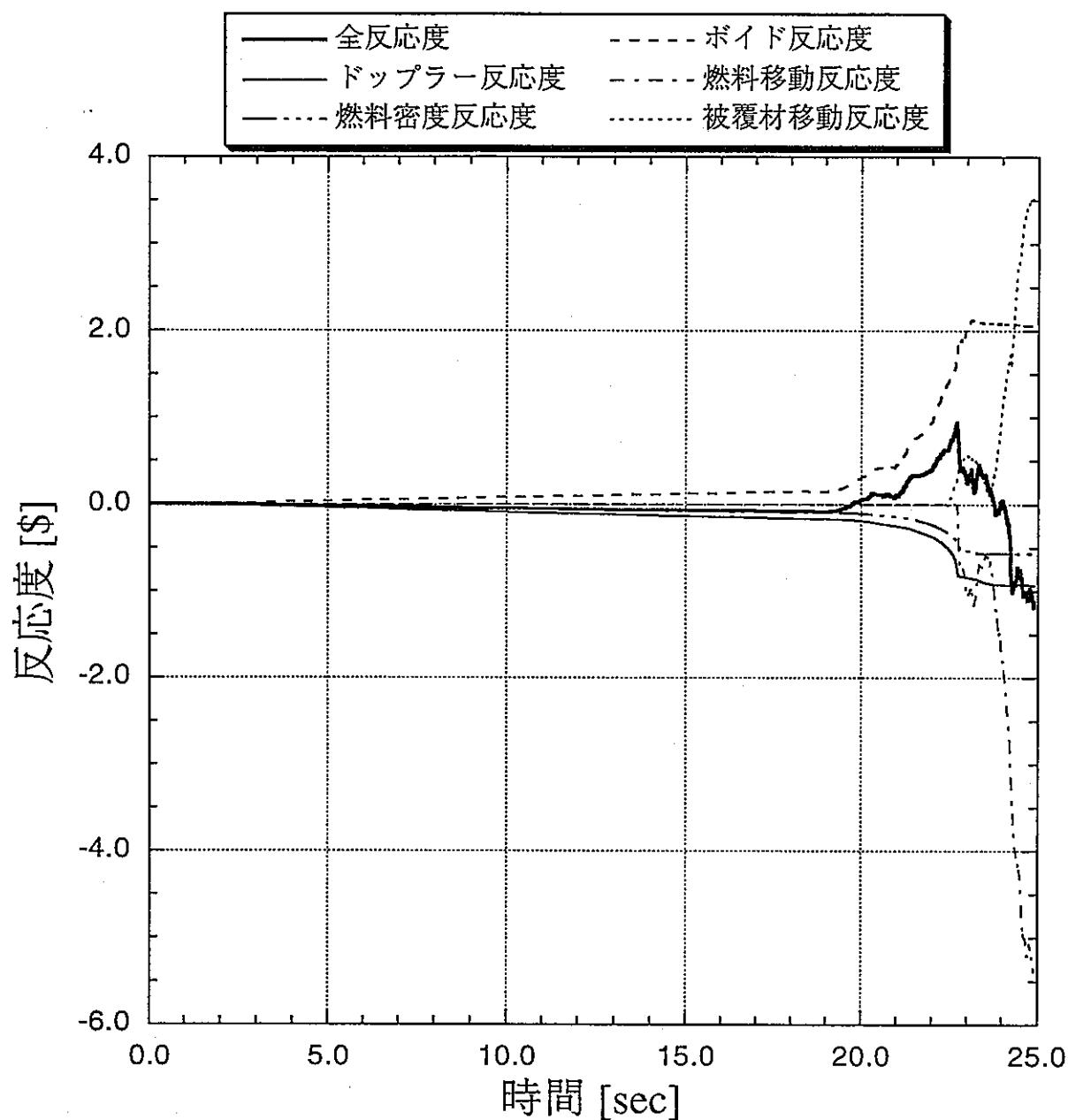
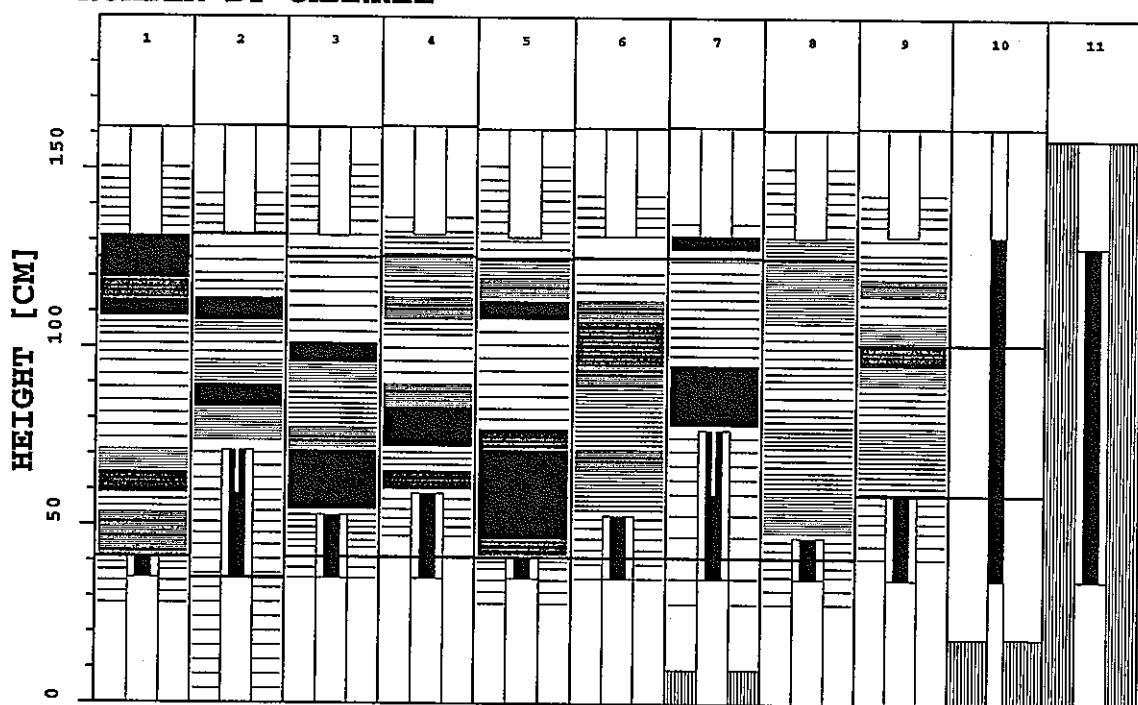


図2.5-13 反応度内訳図 (11Ch基準ケース)

STEP = 2600
 TIME = 24.6950 [SEC]
 NUMBER BY CHANNEL



燃料移動反応度 $[F]$ = -5.0804
 ポイド反応度 $[V]$ = 2.0585
 ドップラー反応度 $[D]$ = -0.9258
 燃料密度反応度 $[X]$ = -0.5682
 被覆材移動反応度 $[S]$ = 3.3845

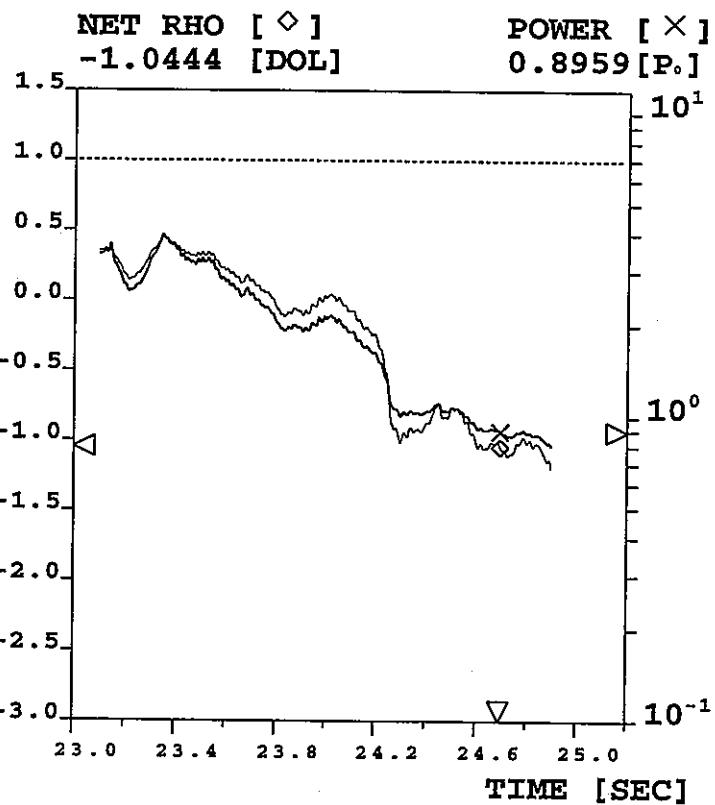


図2.5-14 燃料分布図 (11Ch基準ケース)

3. 遷移過程解析

3. 1 本解析研究の位置付け

遷移過程は出力上昇により燃料が集合体内で溶融・分散配置した状態から炉心の溶融が徐々に拡大する事故進展過程である。遷移過程における着目点は再臨界の可能性とその結果としてのエネルギー発生量の評価である。この過程では炉心の溶融領域の拡大に伴う燃料の空間移動自由度が増加する一方で、炉心内の温度・圧力の上昇に駆動された燃料の炉心外への流出による反応度低下が生じる。

この過程の解析は CRBR 均質炉心の解析⁽³⁻¹⁾に始まり、1000MW 級大型炉心に対する解析^(3-2, 3)、米国 NRC による CRBR 非均質炉心の解析^(3-4, 5)が実施された。独国においては、SNR-300 を対象とした遷移過程解析が実施されている^(3-6, 7)。我が国においても「もんじゅ」に対する解析が行われている^(3-8, 9)。この評価では、遷移過程初期の一次元的燃料凝集とプール溶融拡大過程における溶融プールの 2 次元的な揺動による燃料凝集を典型的な再臨界挙動として、燃料の凝集性に関する不確定性を考慮した評価を行った。一方、再臨界の駆動要因に対してこれを緩和する機構として炉心からの燃料流出挙動に着目し、実験的知見に基づいて保守的評価を実施した。このように、遷移過程の基本事象推移を把握し、その支配因子に着目した評価手法を構築するとともに、不確定性を考慮しても発生エネルギーが許認可申請時における発生エネルギー評価値を下回るとの結論が出されていた。

本研究は、事象進展を支配する因子に関するその後の新たな知見を加えてより信頼度の高い評価を目指したものである。遷移過程の事象進展における支配因子となる物理現象に関しては、前述の「もんじゅ」評価を通して重要性が認識されていた炉心からの燃料流出挙動に関して、その後の研究の成果を反映した評価を行った。特に、炉心内または炉心に隣接して存在する制御棒集合体や径方向ブランケットなどの炉心隣接構造が炉心の溶融プールからの熱・機械的負荷による破損挙動の解明が実験的知見と解析研究によって進展しており、今回の解析では破損に派生して駆動される反応度印加と緩和機構の影響を取り入れた評価を行った。また、遷移過程の解析技術としてはこれまでの評価で用いられた SIMMER コードの最新版である SIMMER-III (Appendix B 参照) を使用することで、反応度変化に大きな影響を持つ溶融 プール内の燃料とスティールの相対運動の効果を評価に取り入れ、数値安定性の改善と高次差分の導入によって解析の精度と信頼性が向上させている。

3. 2 遷移過程の事象推移

(1) 事象推移と支配因子

遷移過程における事象推移は溶融プール規模の拡大に伴う燃料の可動性・分散性の増大、プール規模の拡大の各段階における反応度印加機構と反応度印加を緩和する機構、及び燃料流出による反応度レベルの低下挙動によって支配される。ここでは、溶融領域の拡大の各段階におけるこれらの反応度変化に関する主要な機構について事象進展に即して説明する。

遷移過程の初期状態では、炉心部のナトリウムはほぼ完全にボイド化しており、燃料は炉心の一部又は全体にわたって溶融・崩壊している。ラッパー管も存在しているが、その温度はほぼ炉心全領域で 1300K 以上となっており一部は溶融が始まっている。この状態では燃料の溶融・崩壊領域は集合体毎に独立して形成されている（集合体規模プールと呼ぶ）。集合体規模プールでの再臨界の要因は、起因過程において炉心上部に分散再配置した溶融崩壊燃料の重力による一次元的な凝集である。この再臨界が発生するには十分可動化した燃料が存在し、かつ燃料の凝集性が高い必要がある。ここで燃料の凝集性が高いとは、燃料の落下を妨げる炉心圧力が低く、かつ気液間の抵抗力が小さいことに相当する。実際には、各集合体毎のエネルギー条件が異なるために分散燃料の落下は非齊時的になると考えられること、及び 2. 2 節で述べたように、反応度印加によって出力が上昇する場合には燃料ペレットの崩壊と固体燃料の溶融に伴う F P ガスの放出やナトリウム蒸気圧の発生等に駆動された燃料分散による負の反応度効果が存在するため、一次元的な燃料凝集によるエネルギー発生はマイルドな挙動になると考えられる。一方、この燃料凝集に駆動された再臨界が発生することによって炉心の温度と圧力が上昇すれば炉心の燃料は上下の軸方向ブランケット領域のピン束流路へ侵入し、その結果、炉心の核的活性度が低下し、事象進展が終息する。

集合体規模プールにおいて、上下ピン束への燃料流出量が不十分であった場合、炉心の出力が維持されて集合体ラッパー管が溶融し、溶融プールが結合・拡大していく。この過程においては炉心の中に存在する制御棒集合体が溶融破損し、広い等価直径を持った制御棒案内管が燃料排出の有効な流路となる。この燃料排出の駆動力は制御棒案内管破損時の燃料-冷却材相互作用 (F C I) による発生圧力と重力である。F C I による発生圧力は燃料流出の駆動力として働くと同時に、炉心の溶融プールに対しては燃料の径方向の運動を起因する駆動力となる可能性がある。実際の炉心の状況では制御棒集合体の破損が周方向で一斉に同時に発生する可能性は極めて低く、F C I によるプールの運動によって燃料の同時的な大量の凝集が起きることはない。

以上の事象進展の過程で常に発生する可能性のある炉心の核的活性度の低下機構として上部軸プランケットの落下がある。上部軸プランケット内に侵入する炉心物質は燃料の融点近傍の高温状態であるため、既に遷移過程の初期状態で 1300K を超える温度状態となっている軸プランケット領域の被覆管は溶融破損してプランケット燃料ペレットが可動化する。この状態で炉心と破損領域との圧力平衡が達成されればプランケット燃料が炉心内に落下して大幅な反応度低下に寄与する⁽³⁻⁸⁾。

上下軸プランケットへの燃料侵入と制御棒案内管を通しての燃料排出による燃料排出量が不十分であり、さらに上部軸プランケットの落下が生じないとの極めて保守的な条件が重なった場合に限り、燃料の可動性及び移動同時性が高まりエネルギー発生の可能性が高い状況に至るような全炉心規模のプールが形成される。全炉心プールにおいては燃料の径方向の移動による燃料凝集による再臨界によって炉心の温度と圧力が上昇し、炉心上下のプランケットでの閉塞物の崩壊に伴う燃料流出、または径方向プランケット領域への燃料流出によって事象が終息する。

(2) 現状の知見のまとめ

(A) 初期遷移過程における一次元的燃料凝集

初期遷移過程での燃料落下によって反応度・出力が上昇すると固体燃料ペレットの崩壊に伴う FP ガス放出、FCI によるナトリウム蒸気圧の発生によって燃料が分散して、出力上昇が抑制される緩和機構が存在する。これらの緩和機構に関する知見の詳細については 2. 2 (2) 節を参照されたい。

初期遷移過程での燃料の落下挙動はピン束の崩壊によって生じた燃料固体粒子と気相の間の抵抗力によって支配される。この抵抗力は燃料固体粒子の径に対応して定まるため、燃料固体粒子径は燃料の一次元的な凝集性を支配する主要な因子となる。燃料ピンが崩壊して生じる固体燃料粒子径は燃料の加熱速度に依存しており、低い加熱速度で被覆管が溶融することで流路に放出される場合は、燃料ペレットの直径 5.4mm に近い粒子径となり、一方、早い加熱速度で急速に崩壊する場合には粒界 FP ガス気泡の加圧による破損促進に駆動されて 0.1mm～1.0mm 程度までの燃料微細化が生じることが、ANL の DEH 試験⁽³⁻¹⁰⁾、SNL の FD/STAR 試験⁽³⁻¹¹⁾、CABRI 炉内試験⁽³⁻¹²⁾によって明らかにされている。

(B) ピン束への融体侵入

遷移過程の初期から存在する燃料の流出経路として前述のように上下軸プランケット領域のピン束流路がある。ピン束流路は水力等価直径が 3mm 程度の狭

い流路であるため流路に侵入した炉心物質は急速に冷却される。同時に、被覆管は熱容量も小さいために容易に溶融される。炉心物質を用いた実験データとしては、ANL の炉外試験⁽³⁻¹³⁾ 及び SNL の TRAN⁽³⁻¹⁴⁾ を用いた炉内燃料固化試験がある。特に、被覆管の溶融が生じ、かつ固体燃料粒子を含む固化・閉塞形成挙動という、実際の現象に近いデータとしては ANL の炉外試験が有効であり、燃料が溶融した状態（約 3400K）で 20 気圧以上の炉心圧力が存在すれば融体は 30cm 以上ピン束流路へ侵入することが知見として得られている。また、初期に分散した燃料が固体粒子となって閉塞を形成している流路への融体侵入挙動を模擬した試験としては THEFIS⁽³⁻¹⁵⁾ が行われており、固体粒子が存在している流路条件でも 1 気圧の駆動圧力に対して 3~5cm 程度融体が侵入するとの結果が得られている。

このような燃料固化・閉塞形成挙動を支配する要因は融体から構造材への熱損失と融体の固化に伴う流動性の低下挙動である。これらの試験の SIMMER-II による解析^(3-8, 16) では、融体の閉塞形成挙動を支配する要因の一つである融体の固化に伴う流動性低下を模擬するモデルにおいて、流体中の固体粒子の増加による粘性度の増加率を決定する因子である粒子粘性係数を適切に設定することで侵入長を保守側に評価できることが示されている。本研究においても SIMMER-III による ANL の炉外試験の解析を実施し、SIMMER-III の標準的な熱伝達モデルと構造材との運動量交換関数を用いた場合、融体の侵入長を実験値に対して 30% 以下に保守側に評価することを確認している。

(C) 炉心燃料集合体隣接構造の破損と燃料流出

制御棒案内管や径方向ブランケットといった炉心燃料集合体に隣接する構造が燃料流出経路として有効になるためには、その壁面が溶融プールからの熱・機械的負荷によって開口することが必要である。これらの炉心燃料集合体隣接構造のように内部にナトリウムが存在する壁面が高温の溶融炉心物質からの負荷によって開口する挙動に関する試験データとしては SCARABEE 炉を用いた炉内試験^(3-16, 17) による知見が有効である。これまでに得られている SCARABEE 試験での構造材破損に関わる知見とそれに基づく SIMMER-III による解析評価^(3-19, 20) を実施してきており、早期の構造材壁面の開口とそれに続く開口部を通しての燃料流出が発生することが示されている。本評価においても、SIMMER-III による壁面破損挙動の解析を行い、溶融プールの形成後 0.9~3.0 秒（プールの初期温度にして 3500K~2600K に対応する）で構造材の壁面が開口し、燃料流出が開始するとの結論を得た。この評価では構造壁に作用する差圧と構造材内の温度勾配の発達による熱応力負荷による機械的破損を考慮していないが、この効果を考慮すればさらに開口に要する時間が短縮される。

壁面の開口後、炉心燃料集合体隣接構造内のナトリウムと炉心融体が接触する FCI によってナトリウム蒸気圧が発生する。この蒸気圧によって炉心燃料集合体隣接構造内のナトリウムは急速にボイド化し、ボイド化した流路に炉心内の圧力と重力によって燃料が流出する^(3-20, 22)。このように壁面開口に伴う FCI 挙動は構造材壁開口後の燃料流出挙動において重要な役割を果たす。これまでもに、壁面の開口とその後の FCI 挙動をナトリウムと炉心物質の組み合わせで実現した試験として ANL の CAMEL 炉外試験⁽³⁻²³⁾と SCARABEE 炉の PV-A 試験⁽³⁻²⁴⁾等の炉内外試験が実施されており、FCI 発生圧力の特性として、ピーク圧力 20~40 気圧、持続時間数 ms となることが実験的事実として得られている。また、ナトリウム系での FCI 挙動を模擬した代表的な試験である THINA 試験⁽³⁻²¹⁾の SIMMER-III による解析⁽³⁻²²⁾が実施され、ナトリウム系での FCI の基本特性を SIMMER-III が適切に再現することが示されている。本研究においても、SIMMER-III による CAMEL, SCARABEE PV-A 試験の解析を行い、FCI に伴う圧力発生挙動を適切に評価できることを確認している。

制御棒案内管開口後の燃料流出挙動に関しては、SIMMER-III を用いた支配因子に関する不確定性を考慮した評価を実施し、案内管開口時の溶融プールの温度条件に依存した燃料の流出速度、流出量が定量化されている^(3-19, 20, 25)。燃料が固体粒子として存在している低温プール条件ではダッシュュポット及び制御棒ピン束流路で閉塞が形成されるため、炉心からの燃料流出量として原型炉の制御棒 1 体当たり約 35kg、流出速度は約 10kg/s となる。燃料が溶融している高温プール条件では、制御棒案内管内の構造材は熱的に溶融浸食されて流動抵抗が喪失し、連続的な燃料流出が達成される。この場合の燃料流出速度は 50kg/s 以上となる。

以上のように、遷移過程における反応度印加及び緩和に関わる主要な現象について炉内・炉外試験の知見が蓄積され、かつ SIMMER-III コードによる適切な模擬が可能となっている。

3. 3 解析条件

(1) 解析体系

解析の対象とした炉心は起因過程と同じく、高燃焼度平衡末期炉心 (EOEC) である。SIMMER-III では炉心を構成するピン束とラッパー管の幾何形状をそれぞれの体積率と単位体積当たりの表面積としてモデル化する。本評価で用いた炉心及び径方向ブランケットの幾何形状データを表 3.3-1 に示す。炉心以外の構成要素に関してもモデル化の考え方は同じであり、SIMMER-III が有する構造材成分に対して各構成要素を割り当てることでモデル化する。例えば、軸方向遮蔽体での流路中央部の遮蔽体は被覆管成分として扱う。遷移過程では炉心の燃

料集合体の殆どはすでに破損もしくはボイド化した状態を初期状態として解析を行うため、集合体の流量配分はそれ程大きな影響を与えないが、定常状態での流量を再現するようにオリフィス係数を下部反射体の下部に設定した。

基準となる体系は炉心内の燃料集合体を出力流量比、燃焼度に応じて 10 のリングに分類して SIMMER-III の R-Z 二次元体系に割り当てた体系である。この体系の初期条件は後述する様に SAS4A の 11 チャンネル体系（SAS4A では径方向ブランケットを 1 チャンネルとするので SIMMER-III の炉心集合体リング数よりチャンネル数が 1 つ多い）の解析結果を元に SAS4A/SIMMER-III 接続コード SAME-II を用いて作成する。この基準体系以外に、評価目的に応じて制御棒集合体を加えた 13 リング体系と SAS4A の 33 チャンネル体系に対応する 32 リング体系も使用した。10 リング体系と 13 リング体系における解析体系図を図 3.3-1 及び図 3.3-2 に示す。

（2）起因過程解析からの接続

SIMMER-III の初期条件として SAS4A による起因過程解析の結果が必要となる。この際に SAS4A の膨大な解析結果を元に SIMMER-III の入力データを作成するツールとして SAME-II を用いた。本評価では、物質の温度・流動形態・圧力分布等の物理量の整合性を保ち、SAS4A で評価されてきた事象進展との連続性を保つために、SAS4A のチャンネル及び軸方向メッシュに対する混合平均操作は行わずにそのまま SIMMER-III のリングに 1 対 1 対応で引き継ぐようにした。起因過程解析の標準的な解析ケースでは出力流量比、燃焼度分布、燃料反応度価値分布を適切に扱うために炉心集合体を 33 のチャンネルに割り当てた体系で解析が行われるが、遷移過程解析では、計算機資源の適正化を図るために、33 チャンネル体系の事象進展と同等の特性を再現する 11 チャンネル体系（2.5（4）参照）による SAS4A 解析結果を SIMMER-III へ接続した体系を基準体系として使用する。

SAS4A は燃料ピンの破損と集合体内での一次元的燃料挙動を詳細に解析するのに適しているコードであり、一方、SIMMER-III は径方向運動を含めた大きな燃料配位の変動とそれに伴う核的挙動の評価に適しているコードである。このため、SAS4A から SIMMER-III への接続は両コードの適用範囲内であり、かつ物質の運動が静定している状態で行う必要がある。即ち、接続時点としては、燃料ピンが炉心の主要な領域で崩壊して燃料分散・被覆管移動による反応度変化がほぼ静定し、かつラッパー管の溶融が開始する直前が適切である。

本解析では SAS4A から SIMMER-III への接続時点は沸騰開始後 6.06 秒時点とした。炉出力は約 0.9P₀、反応度は約 -1.0 \$ である。この時点では炉心はほぼ全

領域にわたってボイド化しており、燃料は外側炉心の最外層の一列を除いて溶融・崩壊している。炉心内の燃料質量は約 6.4ton であり、起因過程において約 4% の炉心燃料が上下軸プランケット領域へ侵入している。燃料分散・被覆管移動による反応度変化もほぼ収まりつつあり、物質の配位状態が安定している。一方、内側炉心の高温のチャンネルではラッパー管の溶融も一部始まって、径方向の運動が影響を持つようになる状況であることから、この時点を接続時点とした。また、3. 2 で述べた初期遷移過程における集合体間のエネルギーレベルの違いによる物質移動の非斉時性を確認する目的で SAS4A の 33 チャンネル体系のノミナルケースを直接接続した 32 リングの体系を用いた解析も 1 ケースのみ実施した。このケースでの接続時点は沸騰開始後 6.08 秒時点、炉出力は約 1.1P₀、反応度は約 -0.8 \$ である。

(3) 核データ

SIMMER-III は核データとして ABBN 型の無限希釈断面積 (ISOTXS ファイル) と自己遮蔽因子 (BRK0XS ファイル) を入力とする。これらは 70 群の基本核データライブラリ JFS-3 から作成される。本評価では、JENDLE-2 の修正炉定数 91 年版を用いて最新のもんじゅ燃焼計算結果を基に核データを作成した。

3. 4 解析ケースの設定

3. 2 節における検討で摘出された、遷移過程の事象進展を支配する主要な因子は初期遷移過程における一次元的な燃料凝集、ピン束への燃料侵入と閉塞形成、制御棒案内管破損に伴う燃料流出、制御棒案内管破損時の FCI による炉心プールの径方向スロッシング、径方向プランケットへの燃料流出、及び上部プランケット燃料の混入となる。

評価に当たっては現状での知見に基づき、最も確からしい事象進展を明らかにする事を目的として、基準解析ケースを設定した。さらに、上記の支配因子に関してエネルギー発生の観点から保守的な想定を用いてエネルギー発生値を評価するために保守的想定ケースとして以下に示す 3 ケースを設定した。本評価における解析ケースの条件一覧表を表 3.4-1 に示す。

(1) 基準解析ケース

基準解析ケース

3. 2 節で述べた現状の知見に基づき、遷移過程における最も確からしい事象進展として本ケースを設定する。

初期遷移過程における燃料固体粒子径は起因過程における直径が約 0.5~1.0mm に分布しており、現状の知見から適切であると判断されるため、接続状態の値をそのまま適用する。燃料ペレットの崩壊に伴う FP ガスの瞬時放出割合に関し

ては従来の知見⁽³⁻²⁴⁾では最大20%のFPガスが放出されるとされており、本解析では保守的に5%とした。

炉心の溶融領域の拡大と温度の上昇に伴い、制御棒案内管の壁面が開口し、開口部を通した燃料流出が生じる。この事象進展を模擬するために、制御棒案内管を含む13リングの解析体系を用い、制御棒案内管の壁面の開口に伴う燃料流出を考慮する。ただし、制御棒案内管内の燃料流出距離は保守性を考慮して下方向をダッシュポットまで、上方向は上部ディフューザーまでで制限する。ピン束への燃料流出挙動に関してはSIMMER-IIIの標準的なモデル(3.2(2)(B)を参照)を適用する。

初期遷移過程挙動確認解析ケース

本解析ケースは、各集合体毎のエネルギーレベルの分布による燃料挙動の非齊時性と上述の初期遷移過程における現象進展と物質運動の相関関係を考慮することで、初期遷移過程における最も確からしい事象進展を確認し、リング数を縮約した基準ケースの初期遷移過程の挙動の妥当性を確認することを目的としたケースである。従って本ケースでは、解析の範囲をラッパー管の溶融によって溶融プールが連結を開始するまでに限定する。

このケースではSAS4Aによる33ch体系の解析結果をそのままSIMMER-IIIに接続した体系を用いることで、起因過程における物質分布とエネルギー分布を適切に反映する。本ケースではラッパー管の溶融によって溶融プールが連結を開始するまでの初期遷移過程における事象進展を解析の対象とするため、制御棒案内管は設定しない。初期遷移過程での燃料分散の駆動力として重要である、燃料ピン崩壊時の粒界FPガス放出割合に関しては、基準解析ケースと同様に保持FPガス量の5%とする。

(2) 保守的解析ケース

保守的解析ケース1

初期遷移過程における一次元的な燃料凝集に駆動された再臨界による発生エネルギーの上限を評価することを目的としたケースである。

解析体系として10リング体系を用いることによって燃料落下運動の齊時性を大きく評価することに加え、被覆管破損によって流路に放出される固体燃料粒子直径を燃料ペレット直径相当の5.4mmとすることで、気液間の抵抗力を最小限に、即ち燃料の凝集性を最大限に想定する。ピン束への燃料侵入と閉塞挙動に関してはSIMMER-IIIの標準的なモデルを用いる。

保守的解析ケース2：

本解析ケースは、ラッパー管の溶融によって炉心の溶融領域が拡大していく過程において、制御棒案内管が熱的・機械的な負荷を受けて開口する際の FCI に駆動された 2 次元的な燃料凝集挙動による再臨界の発生エネルギーを評価することを目的とする。

実際の事象進展においては、制御棒案内管の開口は各案内管毎に独立に発生するために非齊時的であり、また開口孔の生じる壁面の方向もランダムであるため、開口時の FCI 圧力によって炉心プールの理想的な二次元運動が駆動されることはない。しかしながら、本解析ケースでは、制御棒案内管の周方向の齊時的な破損を想定し、SIMMER-III による R-Z 二次元体系で炉心溶融プールの運動を解析するという保守的な評価を行う。

本解析ケースでは、最初に壁面が開口すると考えられる炉心第 4 列目の粗調整棒案内管 3 体と微調整棒案内管 3 体を併せた 6 体の周方向の齊時的開口を想定した保守的解析ケース 2 A と、続いて開口する制御棒集合体である炉心 6 列目にある後備炉停止棒案内管 3 体と粗調整棒案内管 3 体を併せた 6 体の同時開口を想定した保守的解析ケース 2 B を設定した。これは制御棒案内管の炉心内の位置の影響を把握するためであり、破損位置が炉心外側にある保守的解析ケース 2 B が燃料の中心部への凝集の観点からより保守的になる。

制御棒案内管壁面の開口とその後の燃料流出挙動の評価から制御棒案内管 1 体の壁面の開口時に溶融プール内の圧力上昇に寄与するナトリウム量は最大でも約 80g であるとの結果が得られており、本ケースでは制御棒案内管 6 体に相当する約 500g のナトリウムを 10 リング体系の溶融プール内で炉心第 4 列目に相当する位置に設定した。

プールの温度条件は、炉心プールのエネルギーレベルの変化と制御棒案内管の破損挙動の時間競合関係を基に、制御棒案内管の壁面が開口する時点における炉心内温度分布を設定した。最初の集合体壁が破損する時点での炉心平均温度は約 2700K である。また、ラッパー管は炉心下部を除いて溶融し、溶融領域は全炉心プールにわたって連結しているとの結果が得られており、本ケースにおいても炉心下部に各集合体毎のエネルギーレベルに対応したラッパー管構造の残存する全炉心プールを想定した。燃料の上下軸プランケット領域への侵入挙動に関しては粒子粘性係数を 1000 とし、かつ炉心からの侵入長を 15cm に制限するという保守的な想定を行った。炉心内の燃料インベントリーは、遷移過程の初期状態である約 6.4ton の燃料が全量残存していると想定した。プールの平均ボイド率及び核的な初期条件に関してはノミナルケース 1 で第 4 列目の制御棒が破損した直後の状態を適用し、平均ボイド率で約 20%、反応度-4.7\$、出

力約 $0.4P_0$ とした。

保守的解析ケース 3 :

本ケースでは、炉心からの燃料の流出を最も保守的に想定した全炉心プールの形成過程でのエネルギー発生量を求める目的とする。すなわち、上下軸プランケットピン束への燃料流出挙動に関して粒子粘性ファクターを 1000 とし、炉心燃料が上下軸方向プランケット領域へ侵入できる距離を炉心の上下端から 15cm に制限すると共に、上部軸プランケットの落下が発生せず、さらに溶融プールの拡大過程における制御棒案内管を通しての燃料流出が起きないという仮想的な想定を行う。

ただし、炉心の溶融領域が全炉心に広がって炉心の温度と圧力が上昇した状態のまま溶融燃料を保持し続けることは物理的に不可能である。従って、このケースにおいては径方向プランケット集合体のラッパー管の溶融炉心による熱的負荷による開口とその後の燃料流出を考慮する。3.2(2)で述べた構造材壁面の溶融プールによる開口挙動の検討結果では、炉心プールの平均温度が 3500K の条件で 1 秒以内で燃料集合体に隣接する構造材壁面が開口するとの結果が得られており、本解析ケースでも径方向プランケット集合体のラッパー管の開口が炉心プールの平均温度が 3500K に達してから 1 秒で起きるとする。

3.5 解析結果と考察

(1) 基準解析ケース

基準解析ケース

反応度と出力、炉心内燃料質量の時間履歴図を図 3.5.-1、図 3.5-2 に示す。初期の 1 次元的な燃料凝集は緩慢に推移し、燃料の一次元的な沈降に伴って反応度が徐々に 0\$ に近接するため、出力は約 1.9 秒の時点で約 $2P_0$ まで上昇するが、燃料溶融に伴う FP ガス圧発生に駆動された燃料分散によって低下する。約 2.4 秒で炉心 4 列目の制御棒案内管が開口し、10 気圧程度の FCI 圧力に駆動された燃料の分散とピン束流路への燃料侵入、制御棒案内管開口部を通しての燃料流出によって反応度が 2.9 秒の時点で約 -10\$ まで低下していく。その後、炉心中心の制御棒案内管、炉心 7 列目の制御棒案内管が順次 3.5 秒までに破損し、FCI 圧力による燃料の分散と流出の加速、分散燃料の落下によって反応度は数 \$ 程度の振動を繰り返しながら燃料流出に伴って低下し、厳しいエネルギーが発生することなく事象終息に至る。最終的な燃料の流出量は炉心インベントリーの約 28% に相当する。

このケースの解析結果から、現状の知見に基づく最も確からしい事象進展では、FP ガス圧力と溶融領域が拡大する過程で炉内で発生する FCI 圧力に駆動さ

れた上下軸ブランケット領域のピン束への燃料侵入と制御棒案内管の開口部を通しての燃料流出により炉心の核的な活性度が低下し、過大なエネルギーが発生することなく事象が終息する。

初期遷移過程挙動確認解析ケース

反応度と出力の時間履歴図を図 3.5.-3 に示す。遷移過程接続後、反応度は 0.0\$近傍で数 100 €の振幅で上下した後、燃料の落下による増加と分散による減少を繰り返しながら低下していく。ここでは、先行して燃料が分散しているエネルギーレベルの高い集合体では燃料が落下する一方で、出力上昇による燃料ペレットの崩壊に伴う FP ガスの放出とナトリウム蒸気圧の発生に駆動された燃料の分散が起きている。このケースでは制御棒集合体の破損による FCI 圧力の発生がないため、燃料のピン束への侵入量は限られており、1.1 秒の時点で炉心インベントリの 5%程度である。この段階で内側炉心の殆どの集合体でラッパ一管が溶融してプールが連結し二次元的なプールの運動が影響を与えるようになるため本ケースの解析はこの時点までとした。

本ケースの結果で確認されたように集合体毎の温度条件の違いによる燃料落下の非齊時性と燃料分散駆動機構の存在により、実炉の条件をより忠実に模擬した事象進展では初期遷移過程の一次元的な燃料凝集によるエネルギー発生はマイルドになる。基準解析ケースの初期の事象進展も本ケースと同様の挙動を示しており、10 リング体系によって事象進展挙動を適切に評価できる事が確認された。

(2) 保守的解析ケース

保守的解析ケース 1 :

本解析ケースは初期遷移過程における一次元的な燃料凝集に駆動された再臨界による発生エネルギーの上限を評価することを目的としたケースである。反応度と出力、炉心内燃料質量の時間履歴図を図 3.5.-4、図 3.5.-5 に示す。一次元的な燃料凝集性に関して保守的な想定を用いているため、初期遷移過程における燃料凝集による出力バーストが 0.35 秒で発生する。反応度が 1\$を超える時点での反応度挿入率は約 21\$/s であり、出力バーストのピーク値は約 2040P₀、積算出力は約 8.8FPS となる。この結果、液体燃料の炉心平均温度は約 4000K、炉心内圧力は約 20 気圧となる。炉心圧力の殆どは固体燃料粒子内に存在していた FP ガスが燃料溶融とともに放出されたことによって発生している。この炉心圧力に駆動されて炉心燃料が上下軸ブランケット領域に流出し、1.0 秒時点での炉心内の燃料質量は約 5.2ton となる。最初の出力バーストによって駆動された径方向の燃料運動によって、1.1 秒時点での反応度が 1\$に近接するが、炉心燃料量の減少のために再臨界には至らず、ピーク値が約 40P₀、積算出力が約 1.6FPS の

マイルドな出力上昇となる。この時点での炉心平均燃料温度は約 3400K である。その後、この出力上昇に加速された燃料流出によって炉心燃料の 40%以上の流出に伴う核的活性度の低下により、燃料がほぼ炉心下部に沈降した 2.0 秒における反応度レベルは-30\$以下に低下し、これ以後に厳しい再臨界が発生することなく、事象が終息する。

本ケースの結果から、初期遷移過程での一次元的な燃料凝集による出力バーストは保守的に評価しても過大なエネルギーを発生することなく、一方で出力バーストによる炉内圧力上昇によって燃料が炉外へ流出し、事象が終息する。なお、本ケースでは制御棒案内管への流出を考慮していないが、この一次元的燃料凝集による出力上昇によって炉心の温度レベルが 4000K 程度まで高まれば、制御棒案内管の開口が早まると同時に開口後の燃料流出速度と流出量も増大し、早期に反応度の低下による事象終息に至ると考えられる。

保守的解析ケース 2

この解析ケースの目的は制御棒案内管開口時の FCI 圧力発生によって駆動される燃料の径方向揺動によるエネルギー発生挙動を評価することである。

保守的解析ケース 2 A の反応度と出力の時間履歴図を図 3.5.-6 に示す。FCI 発生地点が炉心 4 列目と炉心中心部に近いために炉心外側方向へ加速される燃料が多く、揺動開始直後は反応度が約-10\$まで低下する。外側炉心に移動した燃料が炉心内側に戻ってくることで 0.5 秒で反応度が約-2\$まで上昇するが、再臨界には至らない。その後、プールの径方向揺動に駆動された燃料凝集のために反応度が 3 秒の時点で再度ピーク値を取るが、最大で約-1.5\$であり、再臨界は発生しない。

保守的解析ケース 2 B では炉心 7 列目（内側炉心の外側）の制御棒案内管の破損時の FCI 圧力に駆動される燃料の径方向揺動と凝集による再臨界規模を評価する。反応度と出力の時間履歴図を図 3.5.-7 に示す。FCI 発生地点が内側炉心と外側炉心の境界に近いため、保守的解析ケース 2 A に比較すると FCI によって炉心中心方向へ加速される燃料が多くなる。この影響で初期の燃料の動きによる反応度低下は-6\$程度に留まる。この後、外側炉心に移動した燃料が炉心中心部に戻ってくることで反応度が約-0.8\$まで上昇するが、再臨界には至らない。保守的解析ケース 2 と同様に、プールの径方向揺動による反応度上昇によって反応度が約 1.9 秒で再びピーク値を取るが最大で約-5\$であり、再臨界には至らない。

本ケースの結果から、制御棒案内管の開口に伴う FCI 圧力発生に駆動された燃料の径方向揺動に伴う再臨界は、周方向の齊時的な同時開口という非現実的

な想定を用い、さらに燃料流出挙動に関して保守的な想定を用いた場合でも有意なエネルギー発生には至らない。これは、制御棒案内管の破損が生じる時点では炉心下部のラッパー管構造が溶融せずに残存しており、炉心燃料全体が径方向揺動に参加しないために、燃料の凝集が制限されるためである。

保守的解析ケース 3

炉心プールの温度・圧力が上昇する過程でのピン束への燃料流出挙動を保守側に評価すると共に、溶融プールの拡大過程における制御棒案内管開口部を通しての燃料流出が起きないという極めて保守的な想定を行ったケースである。

反応度と出力、炉心内質量、炉心内燃料平均温度の時間履歴図を図 3.5-8~10 に示す。1.3 秒での初期遷移過程の一次元的燃料凝集による再臨界はマイルドで、反応度が 1\$を超える時点での反応度挿入率は約 8.8\$/s、出力バーストのピーク値は約 270P₀、積算出力は約 2.8FPS、出力バースト後の液体燃料平均温度は 3150K である。炉心の内圧は局所的なピーク値で約 10 気圧、その後の平衡定常圧で約 5 気圧前後となり、その殆どは FP ガス圧力である。この時点ではラッパー管も一部残存しているため燃料分散も 1 次元的であり、分散による反応度低下は約-10\$に留まる。最初の出力バーストで分散した燃料が再び 1 次元的に落下すると同時に内側炉心領域のラッパー管も殆どが溶融して 2 次元的な溶融プールが形成され、この溶融プールが炉心中心方向に移動することで 2 回目の再臨界が 2.1 秒で発生する。この再臨界では反応度が 1\$を超える時点での反応度挿入率は約 36\$/s、出力バーストのピーク値は約 3780P₀、積算出力は約 8.2FPS、出力バースト後の液体燃料平均温度は約 3770K である。この出力バーストによって炉心中心部では燃料蒸気圧とスティール蒸気圧によってピーク値約 100 気圧、半值幅約 5ms 程度の圧力が発生し、その後はスティール蒸気圧と FP ガス圧力によって炉心内圧は 30 気圧~40 気圧で推移する。この状態での炉心平均燃料温度は 3560K 程度である。3 回目の 2.8 秒での再臨界は 2 回目の出力バーストによって炉心内の燃料が攪拌・分散した状態での再臨界となるために、比較的マイルドとなり、反応度が 1\$を超える時点での反応度挿入率は約 18\$/s、出力バーストのピーク値は約 682P₀、積算出力は約 3.5FPS、出力バースト後の液体燃料平均温度は約 4100K である。また、この出力バーストは燃料が分散した状態からの再臨界であるため、次の出力バーストに向けての物質の動きは炉心中心の上側から加速される。このため、反応度の減少は約-10\$程度に留まる。2 回目の出力バースト直後から炉心の燃料平均温度は 3500K 以上、圧力は 30 気圧以上となっており、径方向ブランケット領域への燃料流出が 3.0 秒で発生する。この結果、燃料は約 50 気圧の炉心圧力によって急速に径方向ブランケット領域に流出して核的に事象が終息する。

本解析ケースは、燃料の炉心外への流出挙動に関して現時点での知見に基づいて最も保守側の想定を行ったケースであり、結果的に本評価での最大の発生エネルギーを生じたケースとなった。このケースにおける事象終息時点での炉心燃料平均温度は約 4100K であり、この炉心状態に基づいて 4 章において再臨界による発生エネルギーの機械的エネルギーへの変換過程を評価する。

3. 6 結論

遷移過程の事象推移を支配する反応度印加機構と燃料流出機構に関して現時点での知見に基づき不確定性の範囲を同定し、その影響を評価した。最確の事象進展では、FP ガス圧力及び制御棒案内管開口時の FCI 圧力に駆動された上下軸プランケットのピン束流路への燃料侵入、及び制御棒案内管開口部を通した燃料流出によって過大なエネルギーが発生することなく核的な事象が終息する。

燃料の流出挙動を最も保守的に想定した場合は核的な活性度が維持された状態で燃料の径方向揺動に伴う複数回の再臨界によって炉心のエネルギーレベルが上昇していくが、燃料が高温になれば必然的に径方向プランケットの壁に開口が生じるので、燃料が流出し事象の核的終息に至る。また、炉心の溶融領域が拡大していく過程における制御棒案内管等の構造破損に伴う FCI 圧力に駆動された燃料凝集挙動においても、不確定性を包絡する保守的な想定を適用しても有意なエネルギー発生に至らないとの結論を得た。

表3.3-1 もんじゅ炉心及び径方向ブランケット幾何形状

項目	構造/組成	数値	単位
(1)炉心燃料集合体(軸方向ブランケットを含む)			
燃料要素形式	インテグラルワイヤ密封型		
断面形状	正六角形		
燃料要素配列	三角		
燃料要素数	169	(本)	
被覆管材質	SUS 316		
被覆管外径	6.5	(mm)	
被覆管肉厚	0.47	(mm)	
燃料要素配列ピッチ	7.9	(mm)	
燃料要素間隙	1.4	(mm)	
ペレット直径	5.4	(mm)	
ペレット-被覆管間隙(半径)	0.08	(mm)	
ペレット密度	%TD		
炉心	85		
軸方向ブランケット	93		
ペレット材質			
炉心	Pu02-U02		
軸方向ブランケット	U02(Uは0.3%劣化ウラン)		
スペーサ形式	ワイヤ型		
ワイヤ直径	1.32	(mm)	
ワイヤ巻ピッチ	307	(mm)	
ラッパ管材質	SUS 316		
ラッパ管内側対辺間距離	105	(mm)	
ラッパ管外側対辺間距離	111	(mm)	
ラッパ管肉厚	3	(mm)	
集合体配列ピッチ	115.6	(mm)	
(2)半径方向ブランケット			
燃料要素形式	インテグラルワイヤ密封型		
断面形状	正六角形		
燃料要素配列	三角		
燃料要素数	61	(本)	
被覆管材質	SUS 316		
被覆管外径	11.6	(mm)	
被覆管肉厚	0.5	(mm)	
燃料要素配列ピッチ	13	(mm)	
燃料要素間隙	1.5	(mm)	
ペレット直径	10.4	(mm)	
ペレット-被覆管間隙(半径)	0.1	(mm)	
ペレット密度	%TD		
ブランケット	93		
ペレット材質			
軸方向ブランケット	U02(Uは0.3%劣化ウラン))	
スペーサ形式	ワイヤ型		
ワイヤ直径	1.36	(mm)	
ワイヤ巻ピッチ	251	(mm)	
ラッパ管材質	SUS 316		
ラッパ管外側対辺間距離	111	(mm)	
ラッパ管肉厚	3	(mm)	
集合体配列ピッチ	115.6	(mm)	

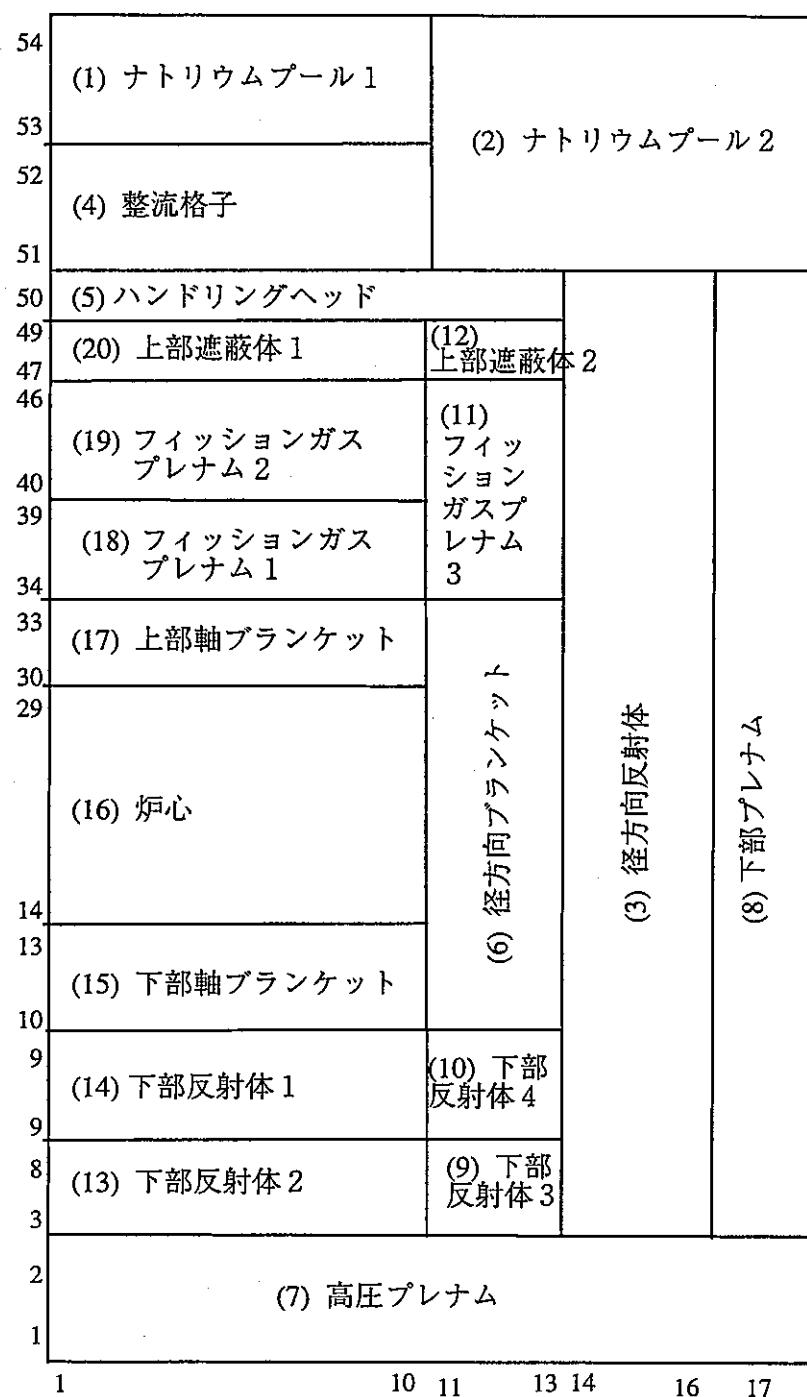


図3.3-1 もんじゅ SIMMER-III解析10リング体系

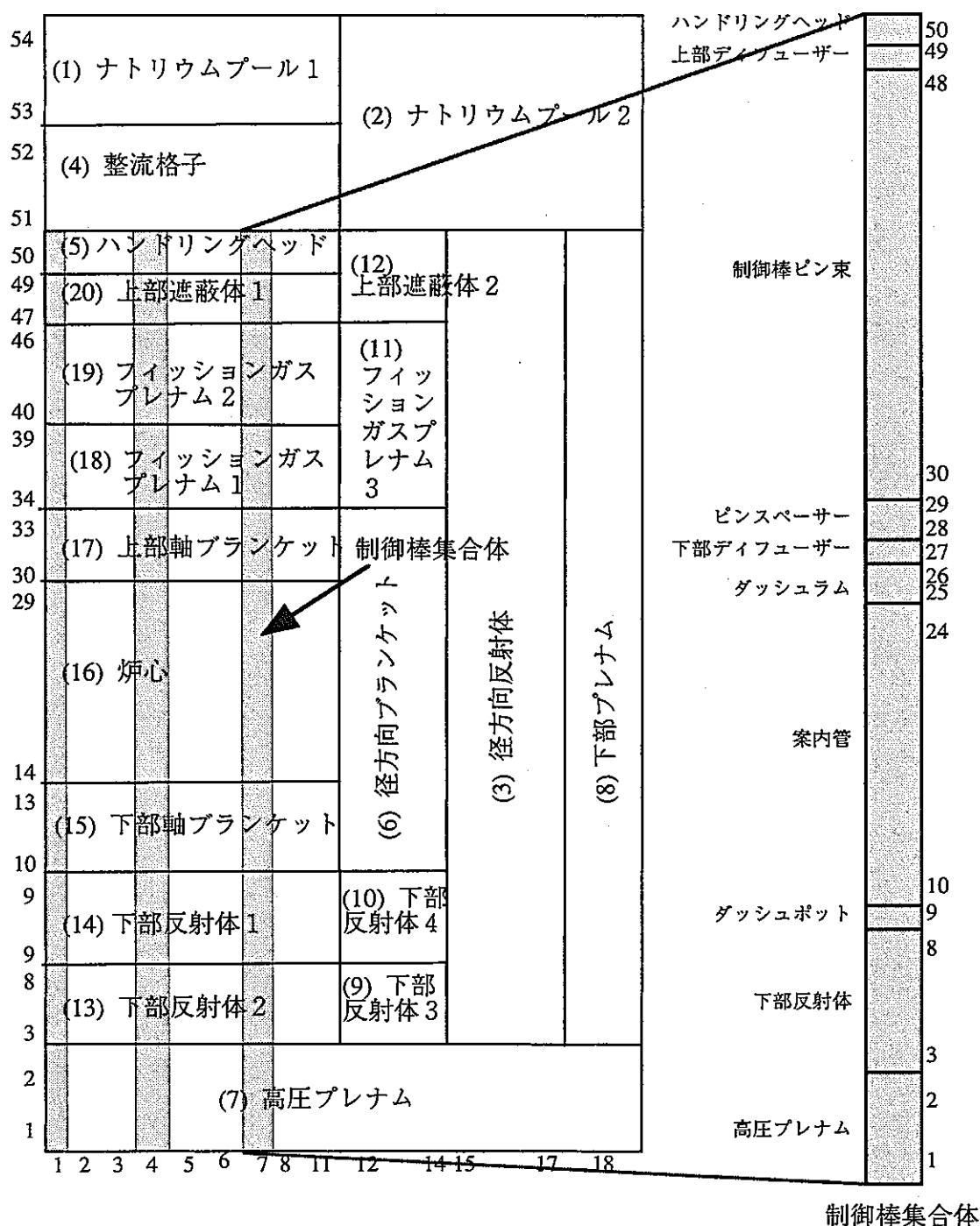


表3.4-1 解析ケース・条件一覧表

	初期遷移過程における一次元的燃料凝集	上下軸ブランケットへの燃料流出	制御棒集合体を通しての燃料流出	制御棒集合体破損時のFCIに駆動された燃料運動	径方向ブランケットへの燃料流出
基準解析 ケース	ノミナル	ノミナル	考慮	模擬	—
参考解析 ケース 1	保守的 (凝集を早める ^{*1})	ノミナル	—	—	—
参考解析 ケース 2 A、 2 B	ノミナル	保守的 (流出を抑制 ^{*2})	考慮しない	周方向の破損同時性と燃料の二次元的運動を強調する条件で模擬	—
参考解析 ケース 3	ノミナル	保守的 (流出を抑制 ^{*2})	考慮しない	無し	有り

*1 被覆管溶融破損によって生じる燃料粒子直径が取り得る最大値であるペレット直径5.4mmとする。

*2 融体エネルギーの低下に伴う流動性低下を大きく想定し、かつ燃料の軸方向ブランケットへの侵入長を15cmに制限。

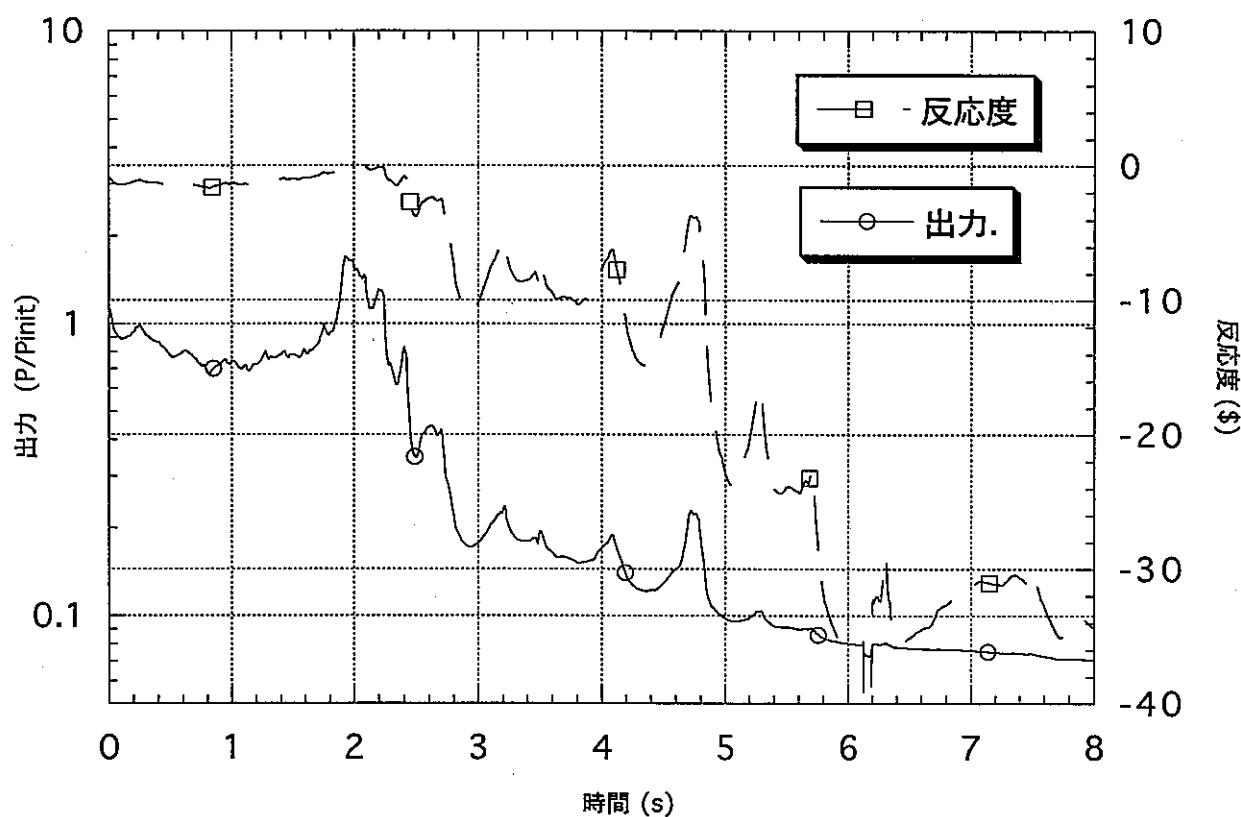


図3.5-1 もんじゅ解析 基準解析ケース 反応度・出力

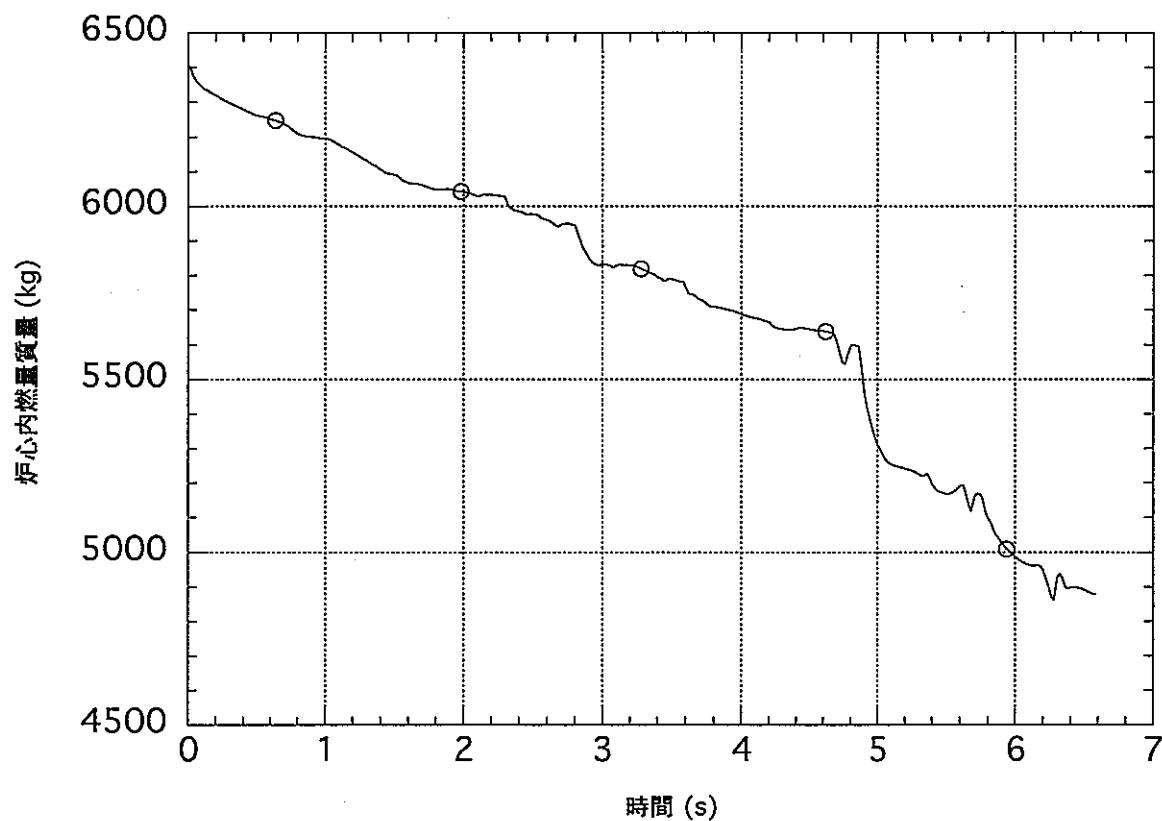


図3.5-2. もんじゅ解析 基準解析ケース 炉心内燃料質量

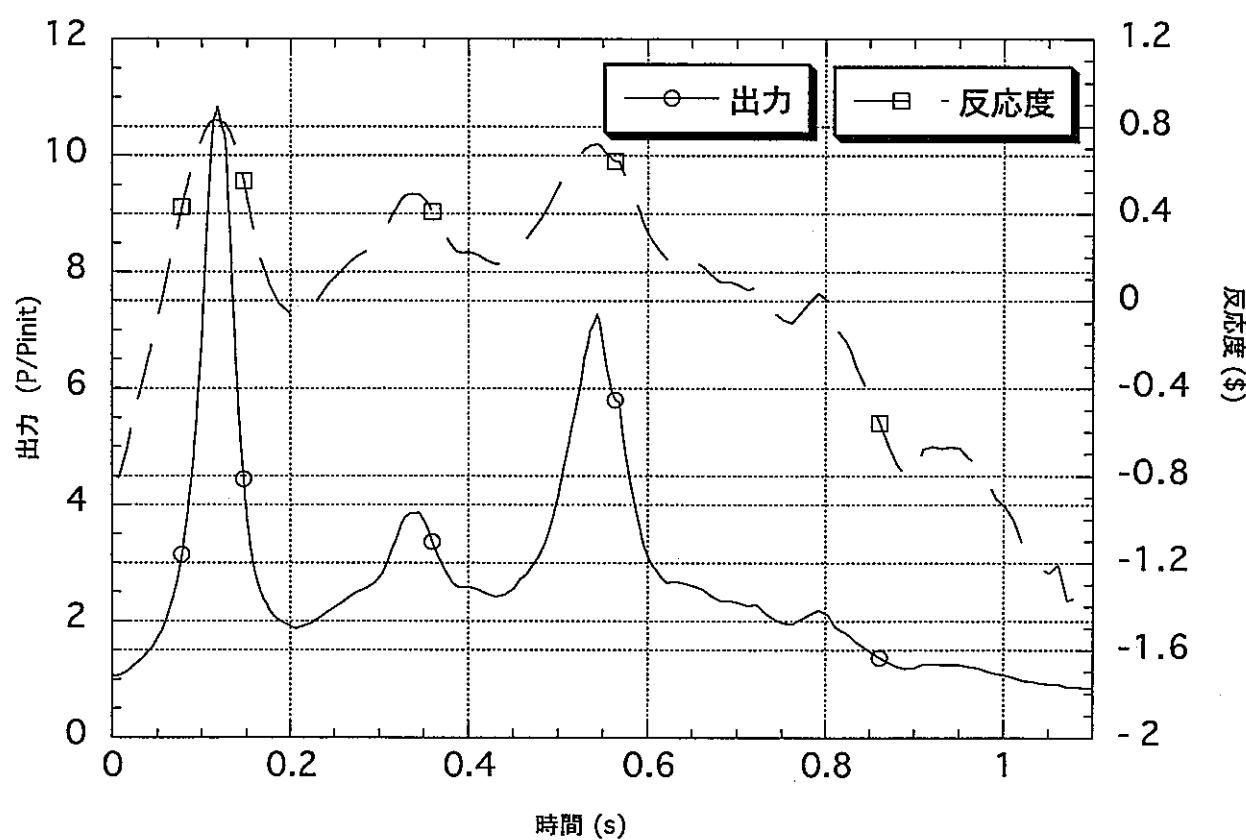


図3.5-3 もんじゅ解析 初期遷移過程拳動確認ケース 反応度・出力

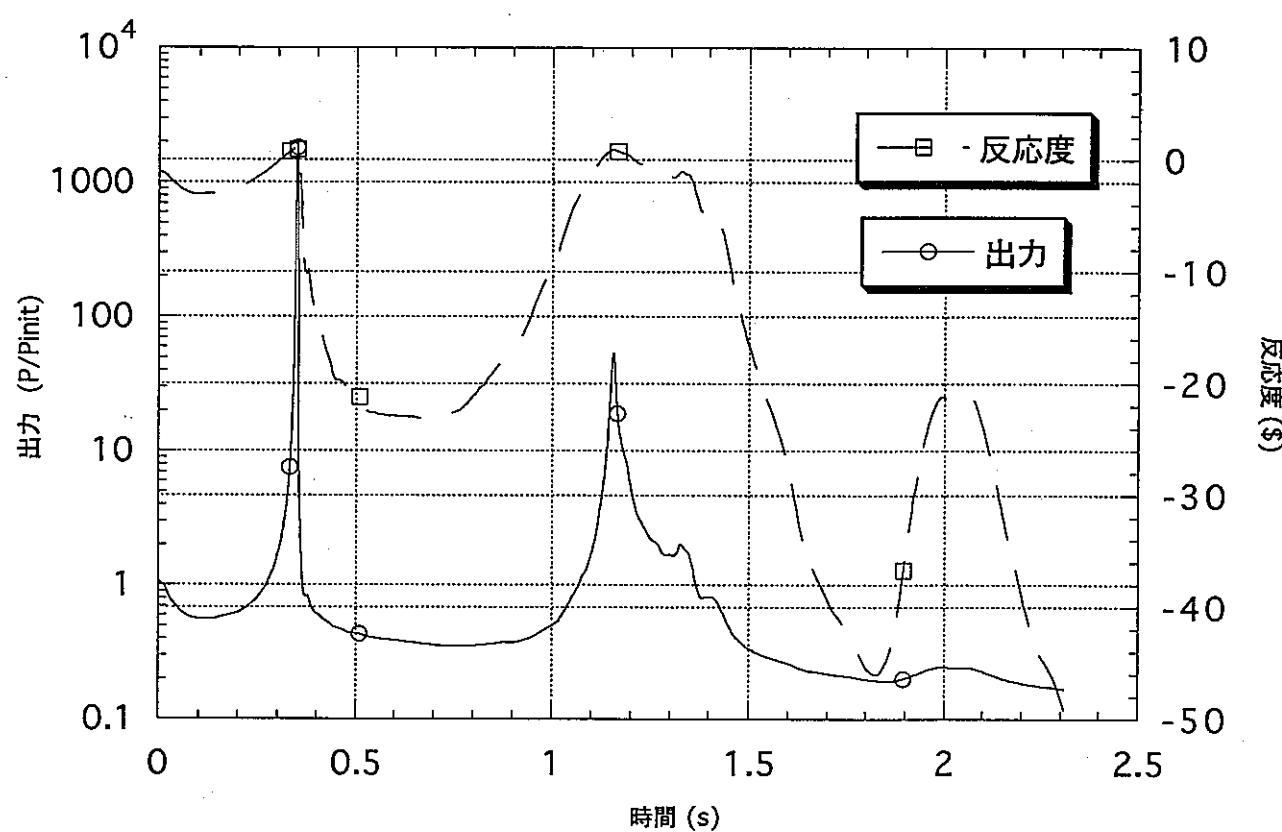


図3.5-4. もんじゅ解析 保守的解析ケース1 反応度・出力

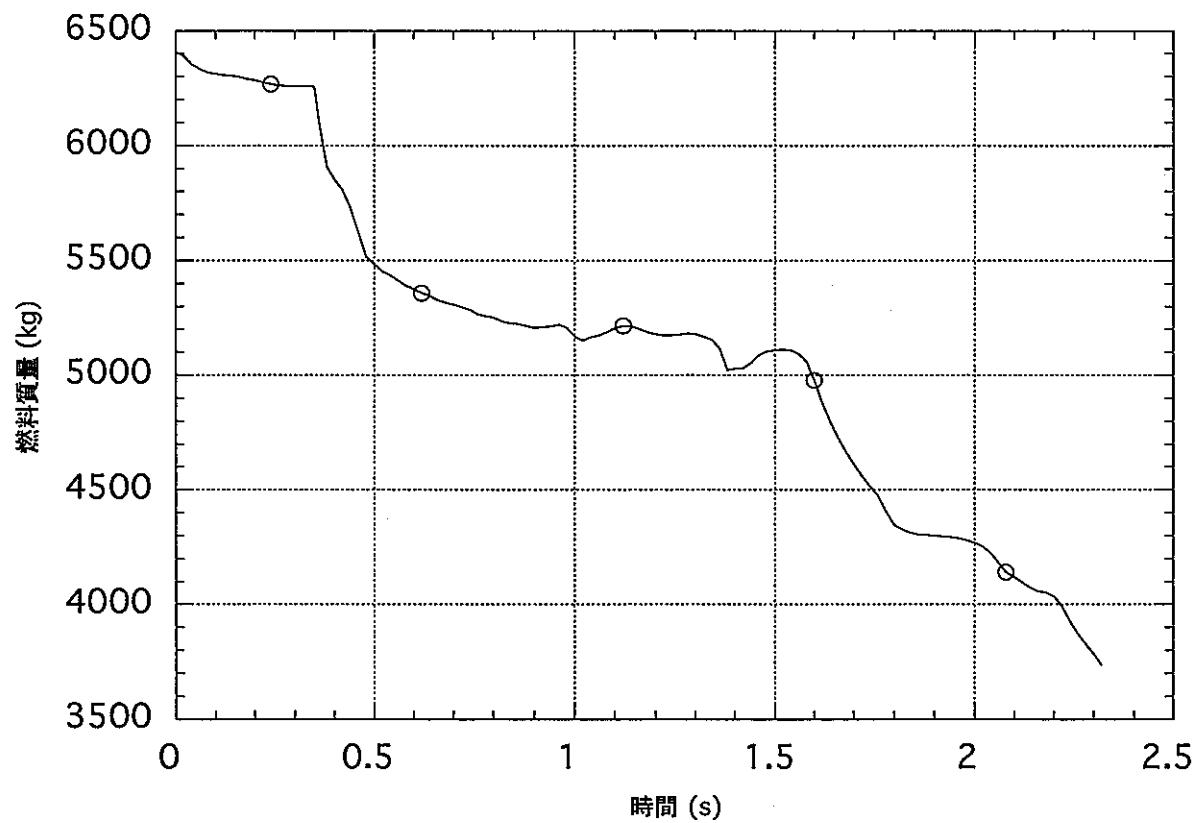


図3.5-5. もんじゅ解析 保守的解析ケース1 炉心内燃料質量

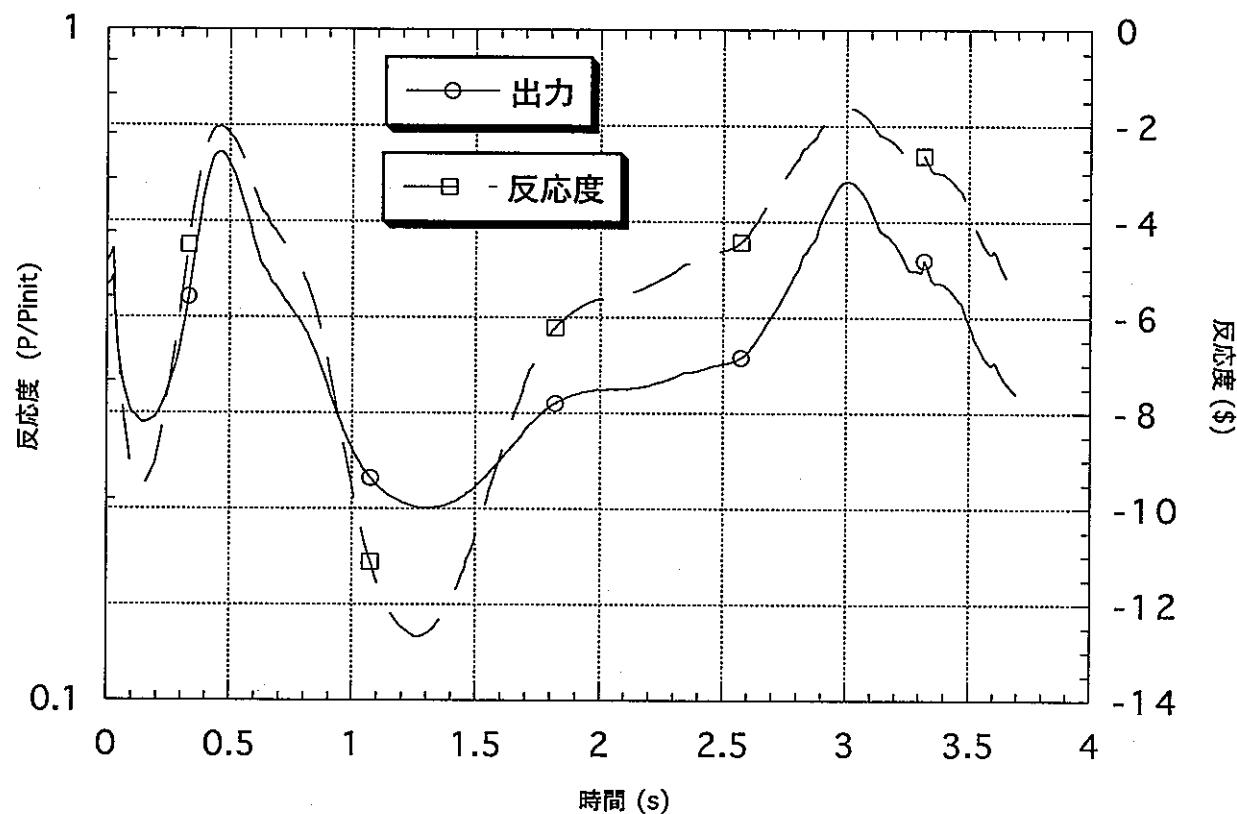


図3.5-6. もんじゅ解析 保守的解析ケース 2 A 反応度・出力

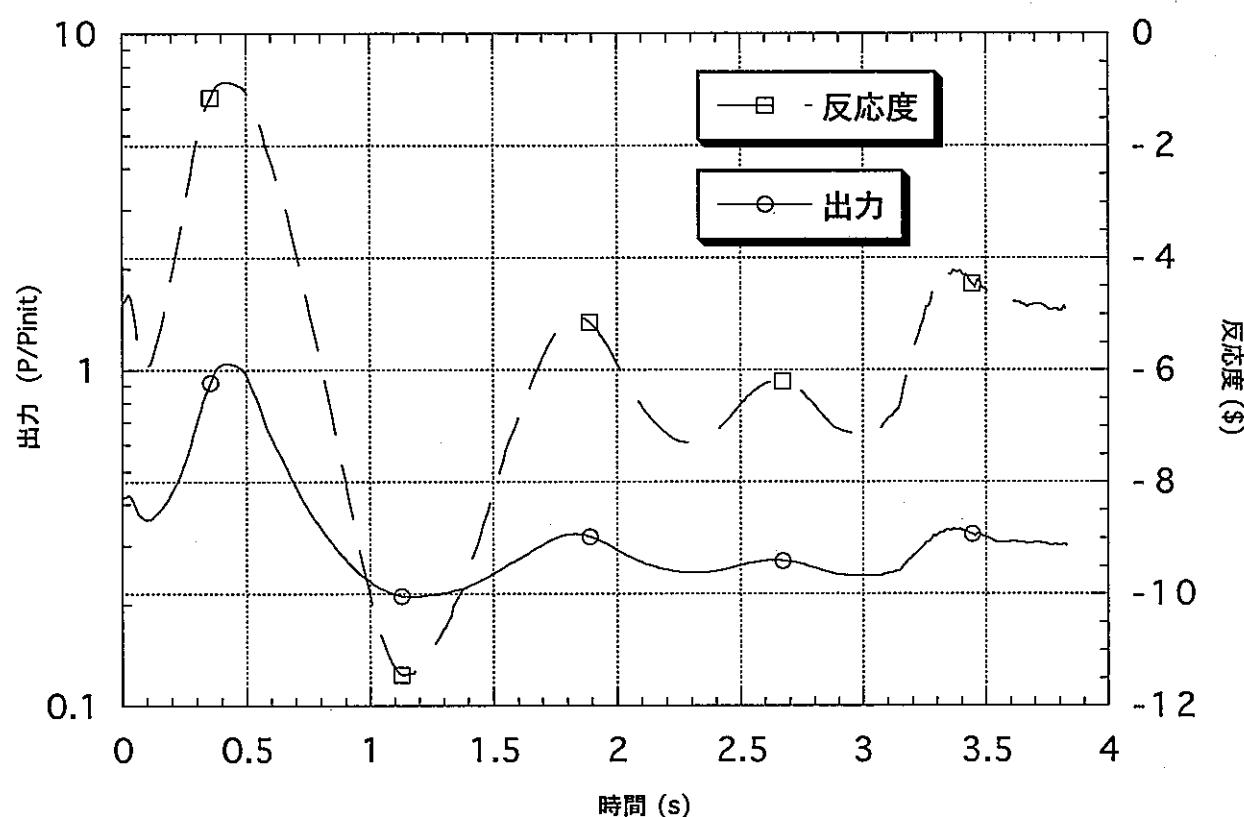


図3.5-7. もんじゅ解析 保守的解析ケース 2 B 反応度・出力

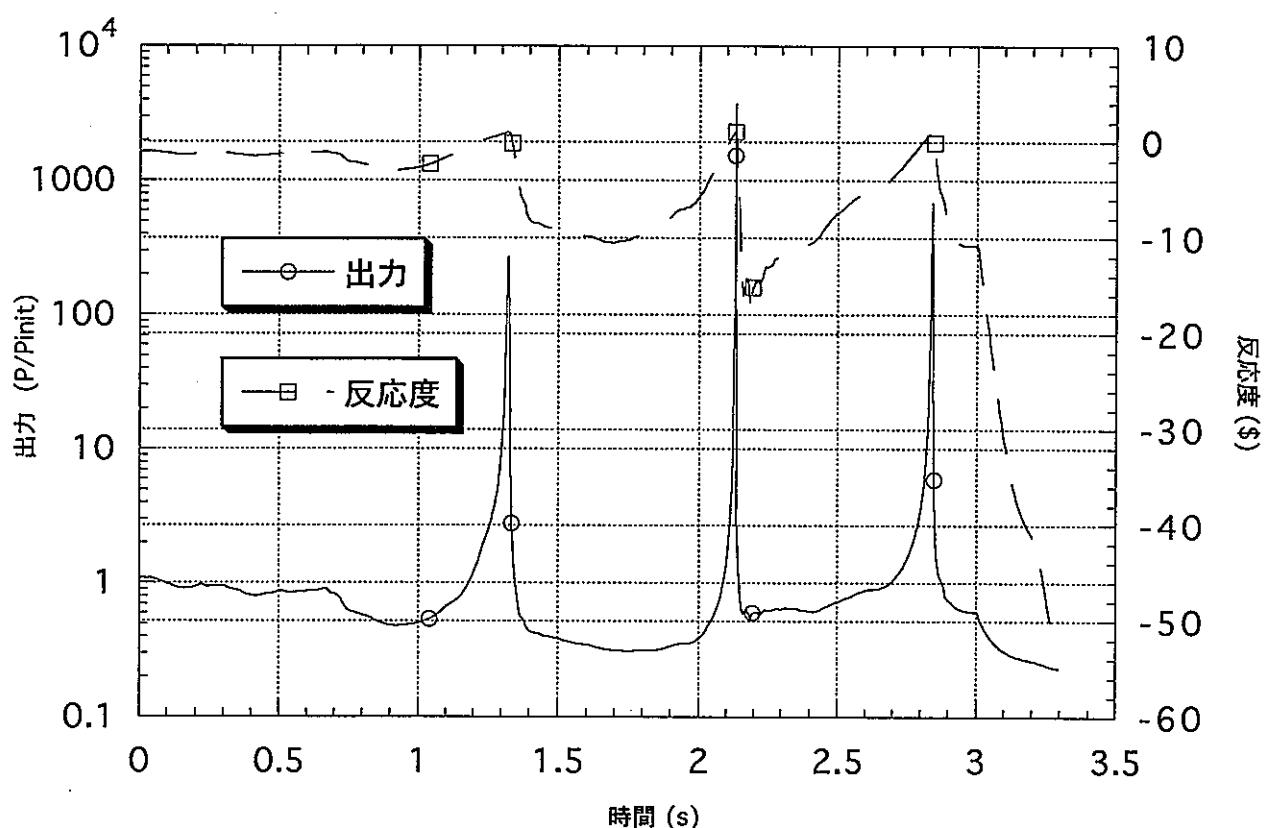


図3.5-8. もんじゅ解析 保守的解析ケース3 反応度・出力

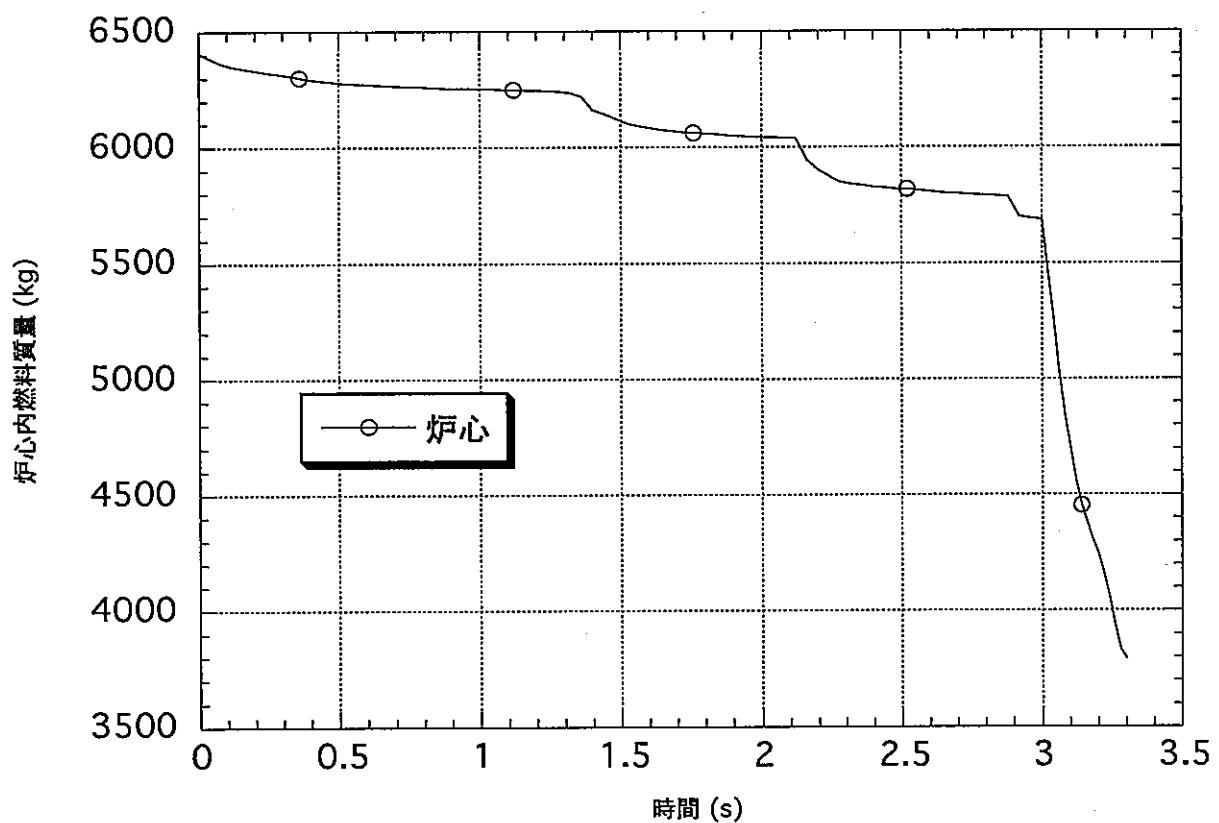


図3.5-9. もんじゅ解析 保守的解析ケース3 炉心内燃料質量

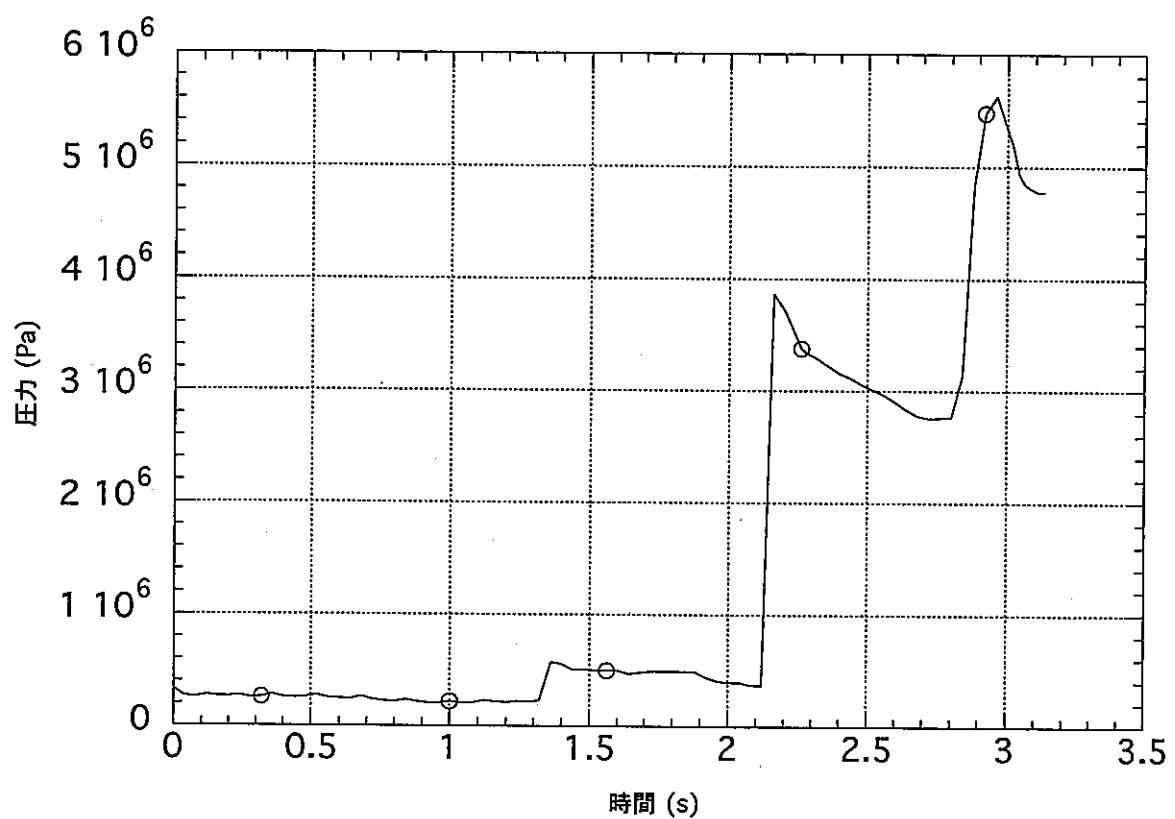


図3.5-10. もんじゅ解析 保守的解析ケース3 炉心内平均圧力

4. 炉心膨脹過程解析

4. 1 本解析研究の位置付け

炉心膨脹過程は、起因過程における臨界超過または遷移過程における再臨界によって発生した熱エネルギーが炉容器や遮蔽プラグ等の一次系バウンダリーに対する負荷となる機械的エネルギーに変換される過程である。この変換過程では、炉心物質が炉心内の圧力に駆動されて上部ナトリウムプレナムに移動し、ナトリウムとの熱的な相互作用を行う。その結果発生するナトリウム蒸気圧によって炉容器内のナトリウム（ナトリウムスラグと呼ぶ）が上方に加速され、遮蔽プラグ下面に衝突することで一次系バウンダリーに対する機械的な負荷を与える。

起因過程、遷移過程解析の全解析ケースを通じて最大の発生エネルギーを生じるケースは、遷移過程において上下軸プランケット部の流路の燃料侵入長を人為的に制限し、かつ制御棒集合体壁面開口部を通しての燃料流出も無視した解析ケースである。このケースにおいても炉心燃料の平均温度は約 4100K であり、一次系バウンダリーに対して有為な機械的負荷を及ぼすエネルギーレベルではない⁽³⁻⁹⁾。しかしながら、ここでは一次系バウンダリーに対する機械的影响の程度を評価するという観点から炉心膨脹過程の解析を行う。

前述の遷移過程解析ケースでは炉心内の圧力が数 10 気圧以上となっても軸方向プランケット領域の閉塞燃料が破損して燃料流出が生じないという保守的な条件を適用している。本解析では、機械的エネルギーを最大限に評価するという観点から、遷移過程解析では想定していた閉塞燃料をはずし、炉心物質が急速にナトリウムプレナム内へ流出する条件で発生エネルギーを評価するという、事象進展の整合性の観点からも極めて保守的な解析を行う。

4. 2 炉心膨脹過程の事象推移

(1) 事象推移と支配因子

ここでは、炉心膨脹過程における事象進展とその過程で機械的エネルギーへの変換において重要な現象について述べる。まず、炉心膨脹過程の初期状態では出力分布に対応した温度分布と圧力分布が存在する。炉心内に存在するボイド空間がこの圧力分布により急激に膨脹する結果、圧力分布が平坦化されると同時に、炉心中央の高温燃料と周辺部の低温燃料が混合され、温度分布も平坦化する。また、同時に燃料からスティールへ熱が移行し、炉心内の圧力はスティール蒸気圧で支配されるようになる。

次の過程では高温高圧の炉心物質が、上部軸プランケット、ガスプレナム、軸方向遮蔽体などの炉心上部構造（；以下 UCS: Upper Core Structure と書く）中

の流路を通って炉心上方へ移行する。同時に UCS は炉心の圧力によって上方へ移動し、整流格子と制御棒駆動軸等から構成される炉上部構造(;以下 UIS: Upper Internal Structure と書く) を押し上げ、変形させる。この過程では炉心周辺の構造物と炉心物質との熱交換によって炉心物質の温度が低下すると共に、炉心物質の流動は UCS 内の狭い流路による流動抵抗により抑制される。

最後は、上部プレナム中の蒸気泡の成長とナトリウムスラグの加速の過程である。上部ナトリウムプレナムの中心部に放出された炉心物質はナトリウムとの熱的相互作用 (FCI) を行う。その結果、ナトリウム蒸気が発生しその圧力によって上部プレナム内に蒸気泡が成長する。蒸気泡の成長に伴い、ナトリウムスラグが上方に加速されることで機械的エネルギーが発生する。炉容器内のカバーガス領域で加速されたナトリウムスラグは炉容器上部の遮蔽プラグ底面に衝突し、炉容器及び遮蔽プラグ構造に機械的な負荷を与える。

(2) 機械的エネルギー評価の指標について

もんじゅの安全審査において炉容器及び遮蔽プラグの機械的な応答を評価する際に使用されていたエネルギーの指標は、炉心膨張過程を純粹に断熱的な熱力学的状態変化の過程と考え、燃料が大気圧まで等エントロピー膨張すると仮定した場合の圧力-体積仕事を評価したものである⁽⁴⁻¹⁾。この値は現実に炉容器システムの構造応答に直接関係する有効なエネルギーではなく、単に膨張の初期状態の炉心が持つ熱力学的な仕事ポテンシャルであり、炉容器システムの機械的応答評価を行うエネルギー指標としては過度に保守的である。前述のように炉容器及び遮蔽プラグに対する直接の機械的な負荷は上部ナトリウムプレナム内での FCI 圧力によって加速されたナトリウムスラグが遮蔽プラグ下面に衝突することによって発生する。従って炉容器等の機械的応答評価に使用するエネルギーとしてはナトリウムスラグが遮蔽プラグに衝突する直前の運動エネルギー (IKE: Impact Kinetic Energy) を用いる方が適切である。本評価においては炉心崩壊事故の機械的影響を評価する値としてこの IKE を採用する。

ちなみに、もんじゅの安全審査で使用した大気圧までの等エントロピー膨張ポテンシャル 380MJ と比較するために、本評価の炉心膨張過程解析ケースの等エントロピー膨張ポテンシャルを評価すると約 110MJ となる。数値の低下は、本評価における燃料平均温度が約 4100K と燃料沸点（約 3810K）との温度差が小さいことによる。

(3) 現状の知見のまとめ

(A) UCS による熱流体的損失

UCS による熱流体的損失に関して、模擬物質として高温水を用いた炉外試験

として米国 LANL の USD 試験⁽⁴⁻²⁾、PNC の VECTORS 試験⁽⁴⁻³⁾が実施されており、高温流体から構造材への熱損失のために、熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換効率は数%以下となることが示されている。

(B) ナトリウムプール中での FCI

ナトリウムプールの底部に溶融炉心物質を放出するという実機模擬性の高い試験として THINA 試験⁽⁴⁻⁴⁾が実施されている。本評価で使用している SIMMER-III による試験解析⁽⁴⁻⁵⁾も実施されており、SIMMER-III の標準的なモデルによって試験で測定された圧力発生挙動、ボイドの発達挙動が良く再現できるとの結論が得られている。この解析研究から、FCI による圧力発生挙動を評価する上で、低温液体であるナトリウムと高温融体の炉心物質の相対運動による混合挙動をモデル化することが重要であり、SIMMER-III の 3 速度場モデルが FCI 挙動を適切に評価する上で有効であることが明らかとなっている。

(C) ナトリウムプレナム中での気泡成長挙動

ナトリウムプール中に形成される蒸気泡の生成と気液界面への凝縮挙動に関する実験的研究としては、米国 SRI における CRBR 11/30 スケールモデル試験⁽⁴⁻⁶⁾、米国 Purdue 大学の Omega 試験⁽⁴⁻⁷⁾、独国 FZK の SRI 試験⁽⁴⁻⁸⁾、が実施されている。これらの試験はいずれもナトリウムプールを模擬した水・フレオン等の冷却材プール中に炉心物質、または FCI によって発生するナトリウム蒸気を模擬した高温の窒素ガス・高温水等を放出して蒸気泡の挙動を観察する試験であり、気液界面の不安定性による液滴の取り込みや UIS による混合効果によって蒸気の凝縮が促進されることが確認されている。

(D) UIS の構造変形

もんじゅの UIS は 19 本の制御棒駆動軸とその案内管が UIS 側胴板及び底板で覆われ、底板の下方に整流格子が制御棒上部案内管によって保持される構造となっている。炉心内圧によって上方に移動してきた UCS が UIS 下面に到達することで炉心圧力による荷重が UIS に印加される。この状況での UIS の変形挙動を有限要素法解析コードにより解析評価した。この結果、炉心燃料平均温度で約 4100K のエネルギー状態に対応した炉心圧力のレベルでは、UIS の底面の変位が約 20~30cm で収まる事が示されている。一方、UIS の下部に存在している整流格子、上部案内管等の構造は 60ms 以内の短時間に崩壊し、UCS は UIS の下面に直接押しつけられる。このため、実際の事象進展では変形したこれらの構造物と UCS の上部が炉心物質がナトリウムプレナム中へ放出する経路を塞ぐ形となり、炉心物質とナトリウムとの接触・混合を妨げる状況になる。

(E) カバーガスの圧縮挙動

カバーガスはナトリウムスラグの上昇に伴う圧縮によって圧力を上昇させ、ナトリウムスラグの加速を抑え、IKE を低減する効果を持つ。カバーガス配管系・プラグの隙間などのカバーガス漏洩経路へのガスの漏洩も臨界流条件によって抑制され、カバーガスによる IKE 低減効果が有効に働くと考えられる。一方、カバーガスが圧縮される事でナトリウムプールの表面に負の加速度が働くため、ナトリウムプール液面から液滴がカバーガス中に取り込まれる可能性がある。このナトリウム液滴によるカバーガスの冷却によってカバーガスの圧力が低下する機構も考えられる。

4. 3 炉心膨張過程解析モデル及び解析条件

炉心膨張過程の評価では遷移過程と同様に SIMMER-III による解析を行う。SIMMER-III による解析体系を図 4.3-1 に示す。径方向は炉心中心から炉容器の内面まで、軸方向は下部軸ブランケットから遮蔽プラグ下面までをモデル化する。本評価では遮蔽プラグの下面に取り付けられている熱遮蔽層の機械的強度を考慮しないため、その間隙部の体積を加えた 60m^3 をカバーガス空間の体積とする。また、カバーガスによるスラグインパクトの低減効果は考慮しない。すなわちカバーガス空間はナトリウム蒸気としてモデル化し、ナトリウムスラグの上昇に際して即応的に凝縮してスラグを減速させないため、保守的な取り扱いとなる。炉心の下端及び径方向外端は剛体としてモデル化する。この結果炉心物質の膨張は上方向のみに生じることになり、ナトリウムスラグの加速に対しては保守的な想定となる。前述したように炉心圧力荷重による UIS の変形は 30cm 以下であるため、UCS は炉心上方に留まり、炉心物質の放出に対する熱的・流体力学的抵抗として有効であると考えられる。また、炉心圧力によって押し上げられた UCS は UIS 下部の構造を巻き込んだ形で閉塞を形成し、炉心物質がナトリウムプレナムへ流出する経路を塞ぐと考えられるが、この閉塞形成の効果は保守性の観点から考慮しない。さらに、UCS によるエネルギー低減効果に関する不確定性を包絡するために解析ケースの設定にあたっては保守的な条件を用いる解析ケースも設定する。炉心膨張過程解析の初期条件は、遷移過程解析で最大の発生エネルギーを与える参考解析ケース 4 を基に設定する。このケースで最大の燃料温度を与える時点の下部軸ブランケットから上部遮蔽体までの領域における各物理変数の空間分布をそのまま炉心膨張過程解析体系に移行することで SIMMER-III の入力データを作成した。この時点の炉心燃料平均温度は 4100K、液体スティールの平均温度は 3705K である。

4. 4 解析ケースの設定

4. 1 及び 4. 3 節で述べたように本解析での炉心膨張過程は炉心で発生した熱エネルギーが一次バウンダリーへ与える機械的影響を保守的に評価するこ

とを目的とするため、炉心物質の炉心外への流出挙動に関して、極めて保守的な解析条件を用いている。このため、参考解析ケースとしては、エネルギー低減に最も影響の大きいと考えられる UCS における熱損失・流体力学的損失に着目したケースのみを設定する。基準解析ケースでは、ピン東形状の UCS をそのままモデル化する。この場合 UCS 内の等価水力直径は 3~4mm 程度の狭い流路となって、炉心の融体がこの流路内を流れることによる熱流体力学的損失が評価される。一方、保守側ケースとして UCS による熱流体力学的損失に関わる現象の不確定性を包絡する保守的な条件を以下のように設定した。UCS の下部は炉心膨張過程開始時点で 1000°C 以上の温度条件となっており、炉心圧力によって機械的に変形すると考えられる。このピン東の変形が集合体中心部からラッパー管側に吹き寄せられるモードとなり、各集合体中心に单一の大きな流路が形成される状態が UCS による熱流体力学的損失を最小に評価する状態であるため、保守側ケースとしてこの条件を用いた。

4. 5 解析結果と考察

基準解析ケース

図 4.5-1 にカバーガス体積とナトリウムスラグの運動エネルギーの時間変化をプロットしたグラフを示す。カバーガス体積の減少、すなわちナトリウム蒸気泡の成長は炉心膨張過程開始後約 40ms で開始し、気泡体積の増加と共にナトリウムスラグの運動エネルギーも増加し、約 480ms でスラグインパクトに至る。スラグインパクト時の運動エネルギーは最大値ではなく、運動エネルギーはスラグインパクト時点の 20ms 前で最大値 9.4MJ に達する。本評価では以後スラグインパクトの瞬間ではなく、ナトリウムスラグの運動エネルギーの最大値を以て IKE とする。

保守側ケース

図 4.5-2 にカバーガス体積とナトリウムスラグの運動エネルギーの時間変化をプロットしたグラフを示す。事象進展は基準解析ケースに比べて大きく変化することはないが、UCS による熱流体力学的損失が小さいために炉心物質のナトリウムプールへの放出とそれに続く FCI 等の事象進展が早くなつた影響を受けてスラグインパクトまでの時間が約 360ms と早くなり、運動エネルギーの最大値も増加して IKE は約 16MJ となる。

保守側ケースで IKE が増加する要因を示すために、ナトリウムプレナムに放出された炉心物質が最初にナトリウムと相互作用を起こす地点である UIS 直下のナトリウムプレナム下部領域の炉心物質の質量積算図と圧力波形を図 4.5-3~5 に示す。基準解析ケースでは UCS への熱損失のために初期にナトリウムプレナムへ放出される燃料は殆どが固体粒子でありスティールも半分は固体粒子と

なっている。このケースで液体燃料がナトリウムプレナムに到達するのは 200ms 以後である。一方、保守側ケースでは UCS への熱損失と流動抵抗が小さいため、放出の初期から液体燃料がナトリウムプレナムへ放出され、またスティールもそのほとんどが液体の状態でナトリウムと熱的に相互作用を行う。この結果、ナトリウムプレナム下部における FCI によって保守側ケースでは早期に高い圧力が発生し、スラグインパクトが早まるとともに IKE が増大する。図 4.5-5 に示すように、この両ケースの IKE の違いを生じているのはナトリウムプレナムにおける FCI 挙動であることから、機械的エネルギー発生の駆動力は FCI 圧力であることが確認された。

4. 6 結論

機械的エネルギー発生を低減する機構に関する不確定性を包絡する極めて保守的な想定を行った場合でも、発生する最大の機械的エネルギーは高々 16MJ である。このレベルの機械的エネルギーに対しては、一次系バウンダリーの構造的な健全性は余裕を持って保持される。また、炉心膨張過程における機械的エネルギーはナトリウムプレナム下部に放出された炉心物質とナトリウムとの FCI 圧力によって駆動されて発生することが今回の評価を通じて再確認された。

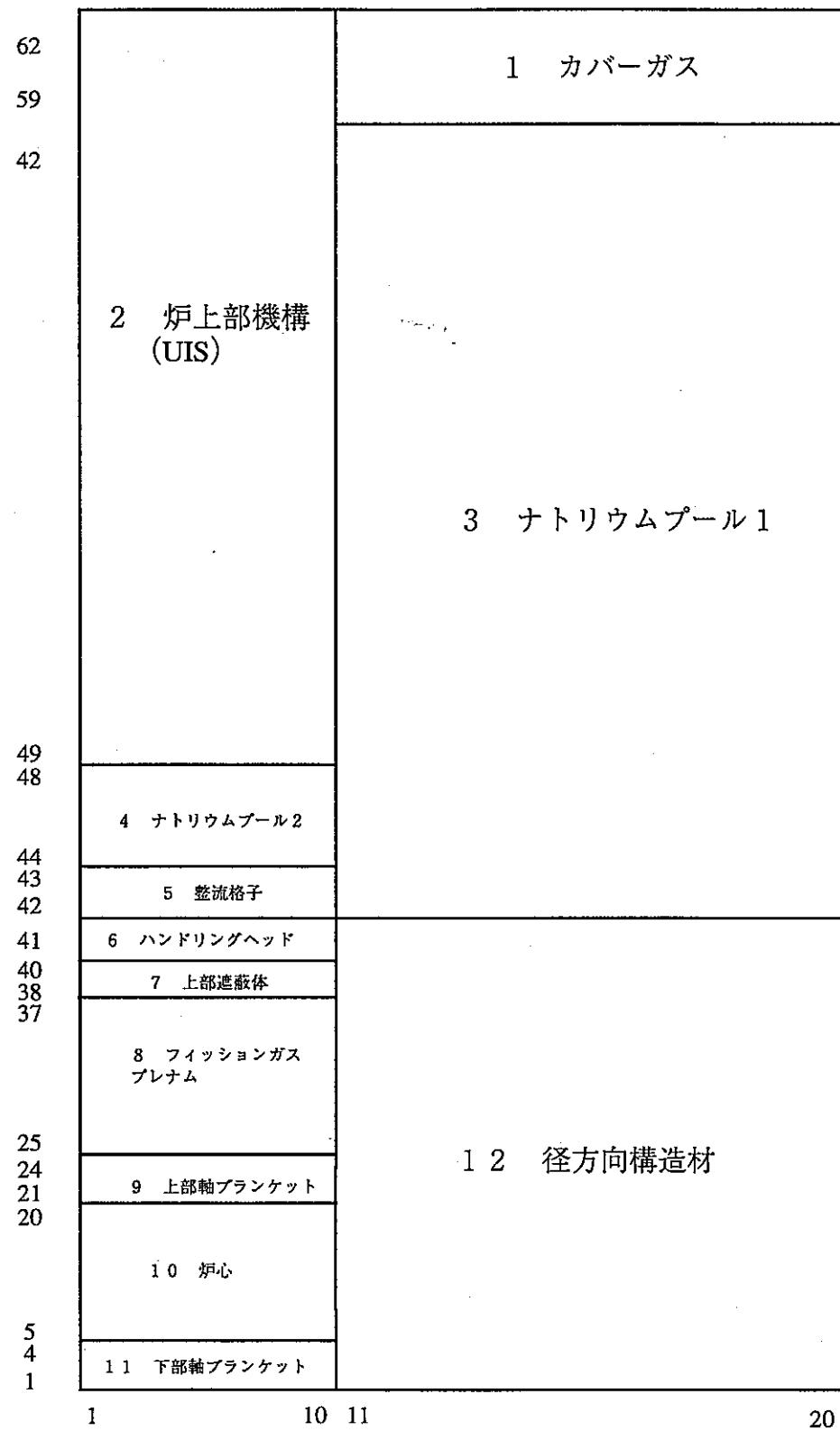


図4.3-1 もんじゅ炉心膨張過程解析体系

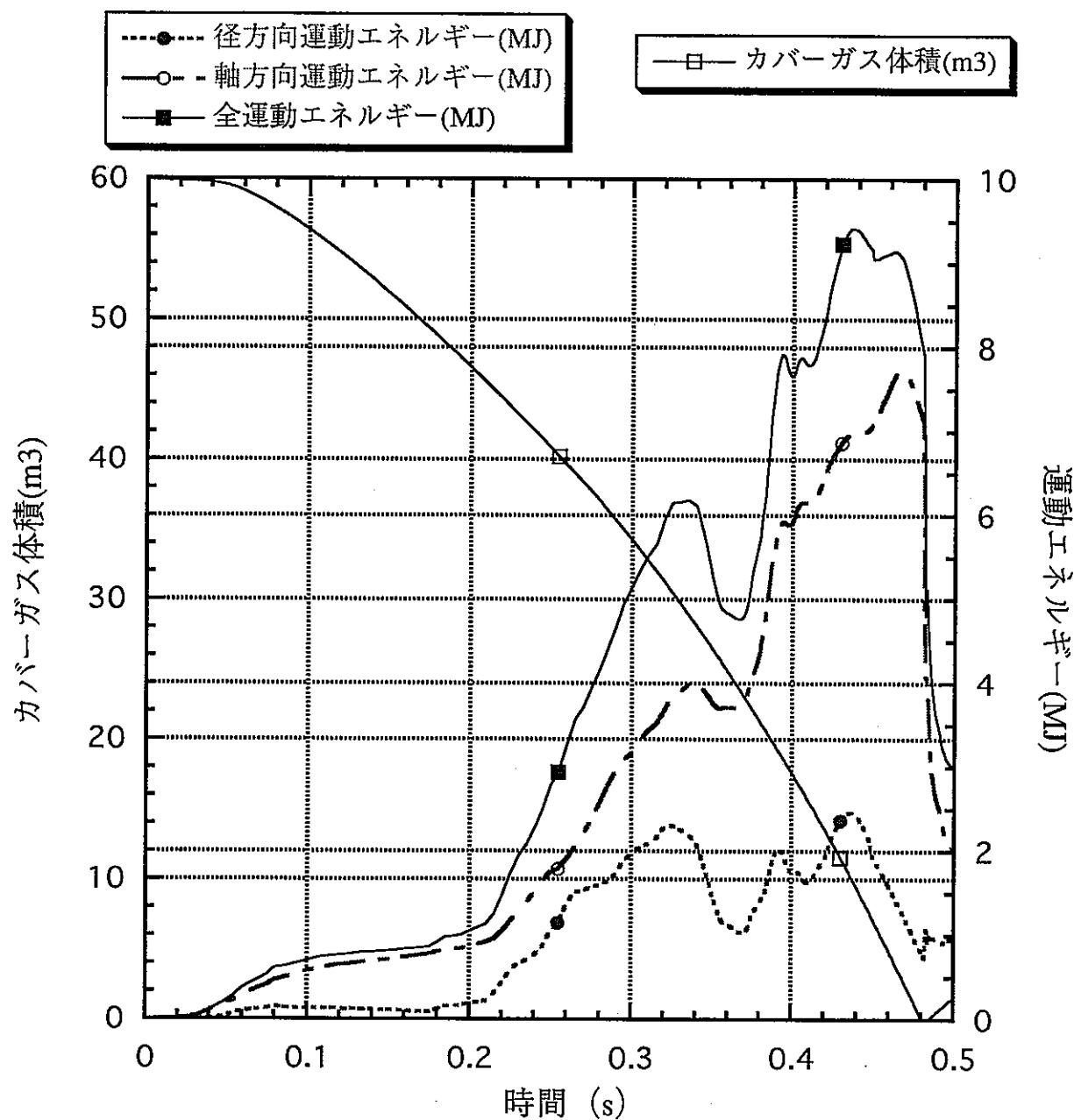


図4.5-1 ナトリウムスラグ運動エネルギーの時間変化（ノミナルケース）

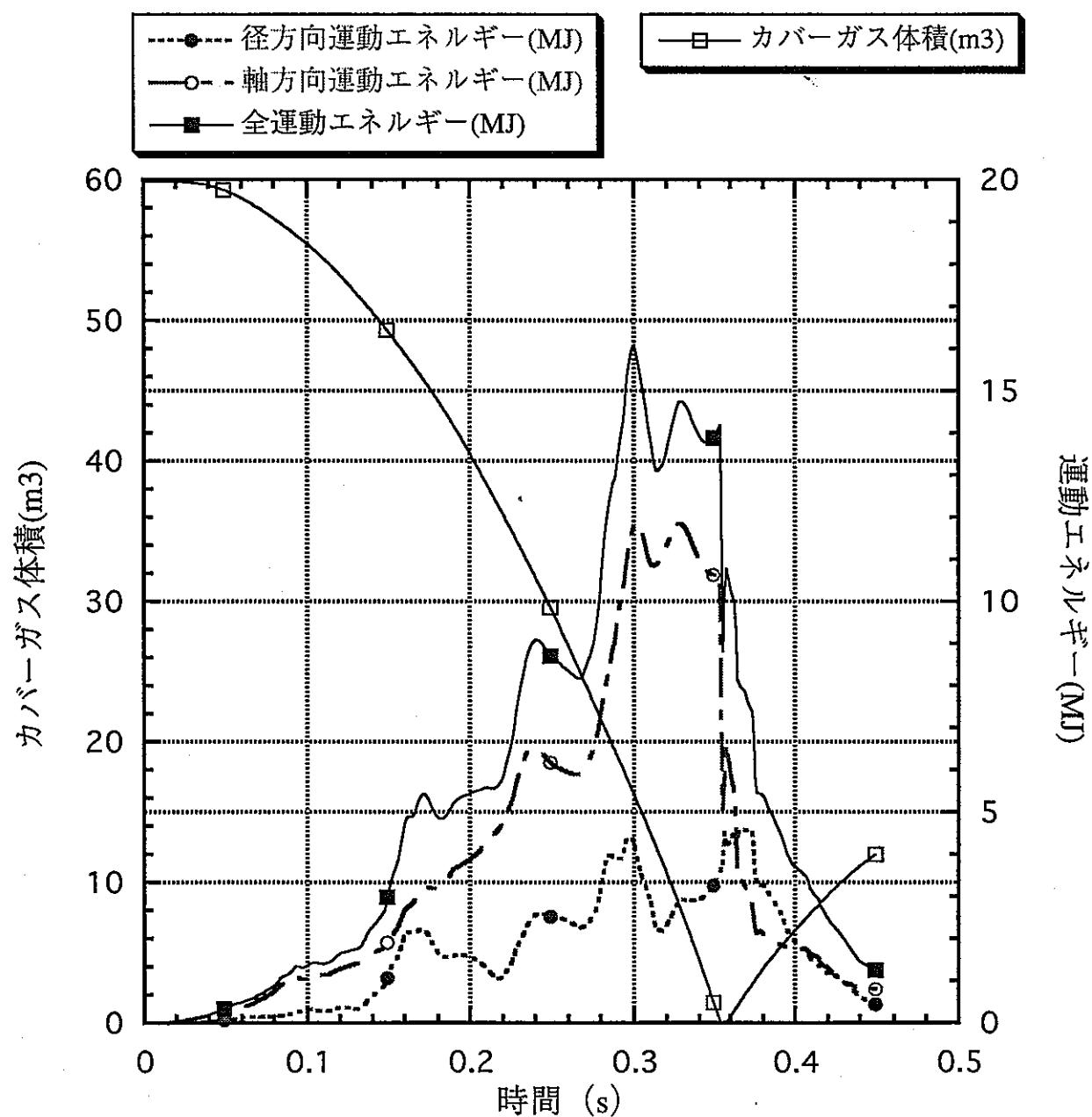


図4.5-2 ナトリウムスラグ運動エネルギーの時間変化（保守側ケース）

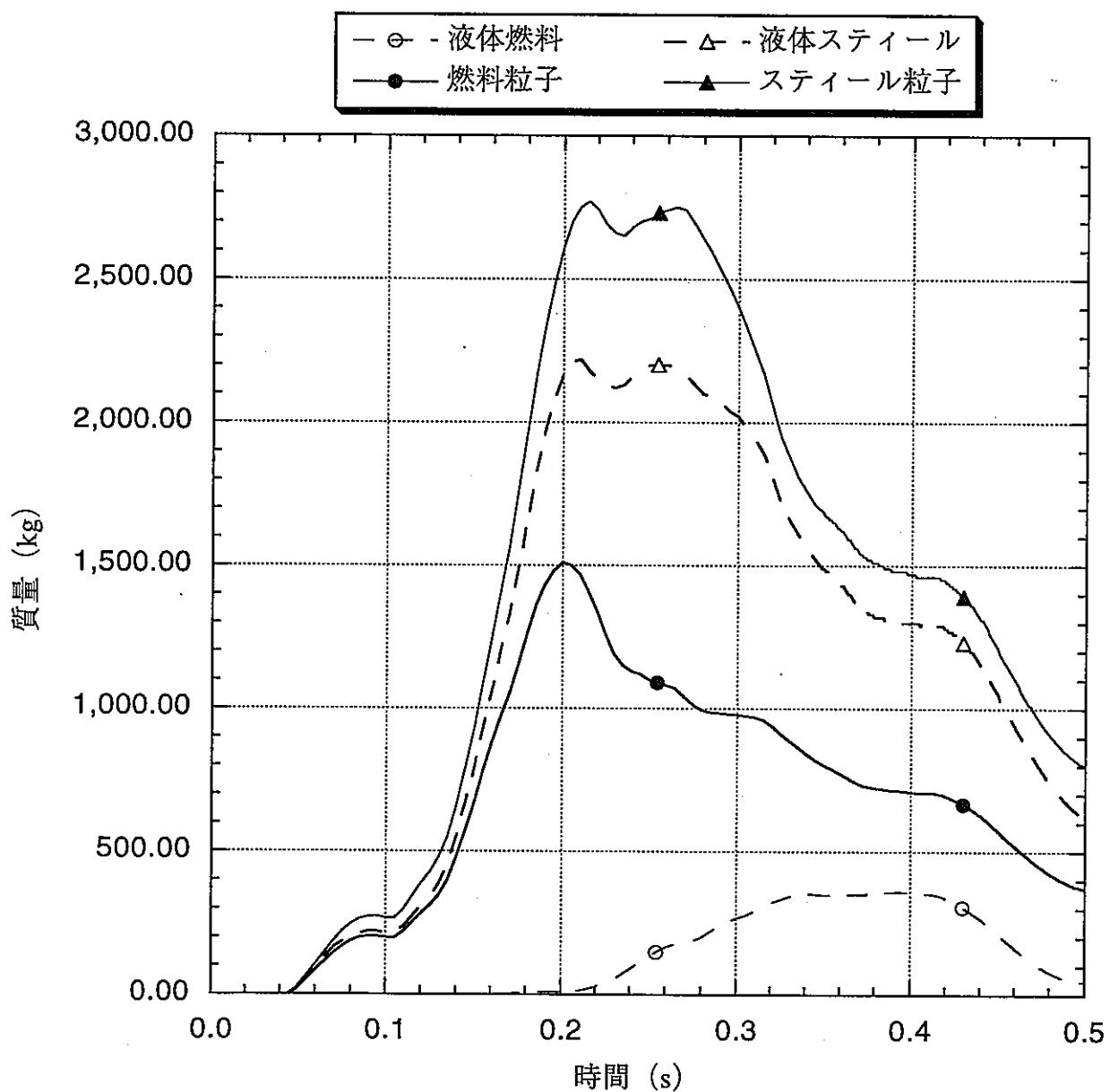


図4.5-3 ナトリウムプレナム下部における
放出炉心物質質量積算図（ノミナルケース）

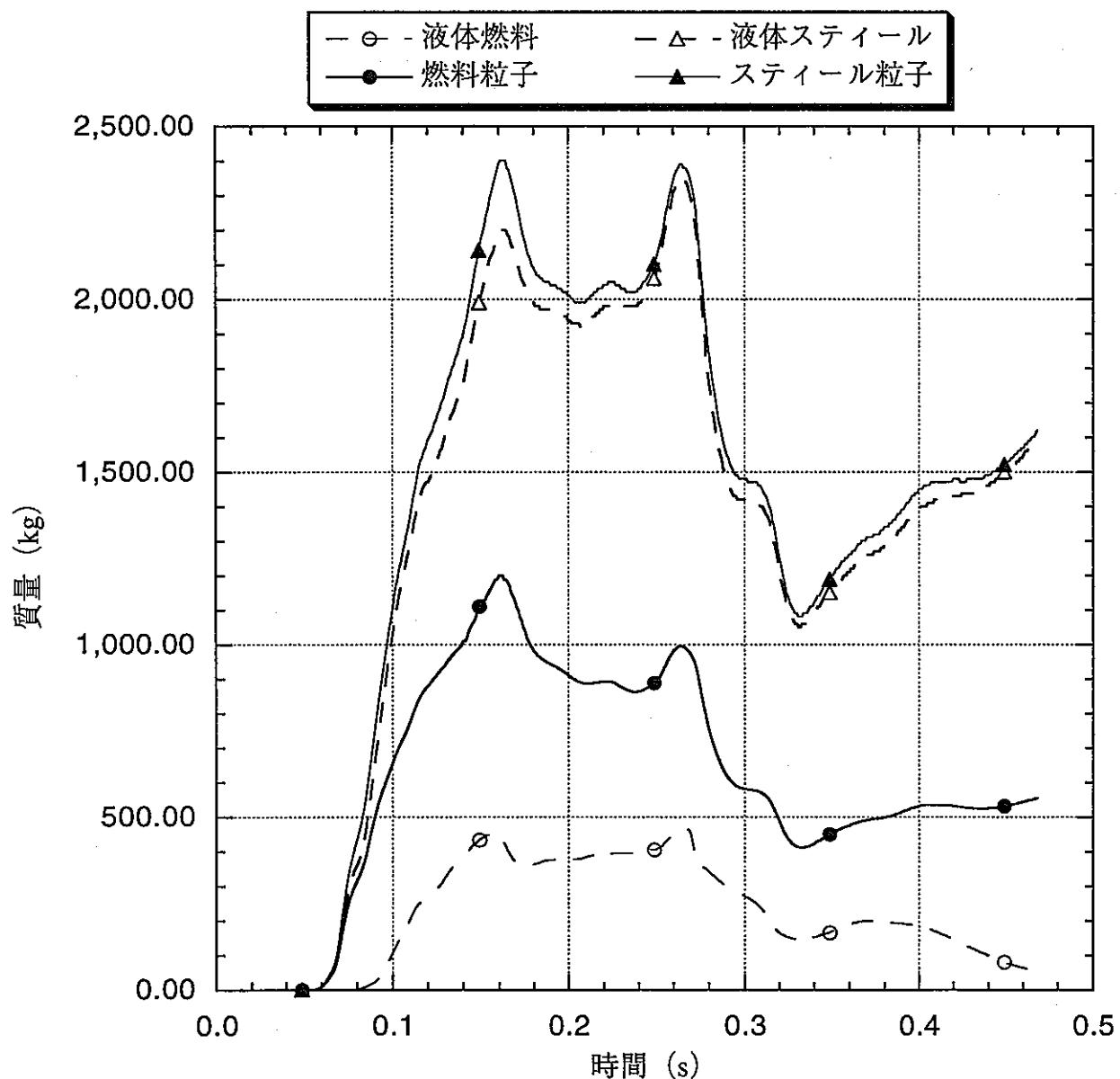


図4.5-4 ナトリウムプレナム下部における
放出炉心物質質量積算図（保守側ケース）

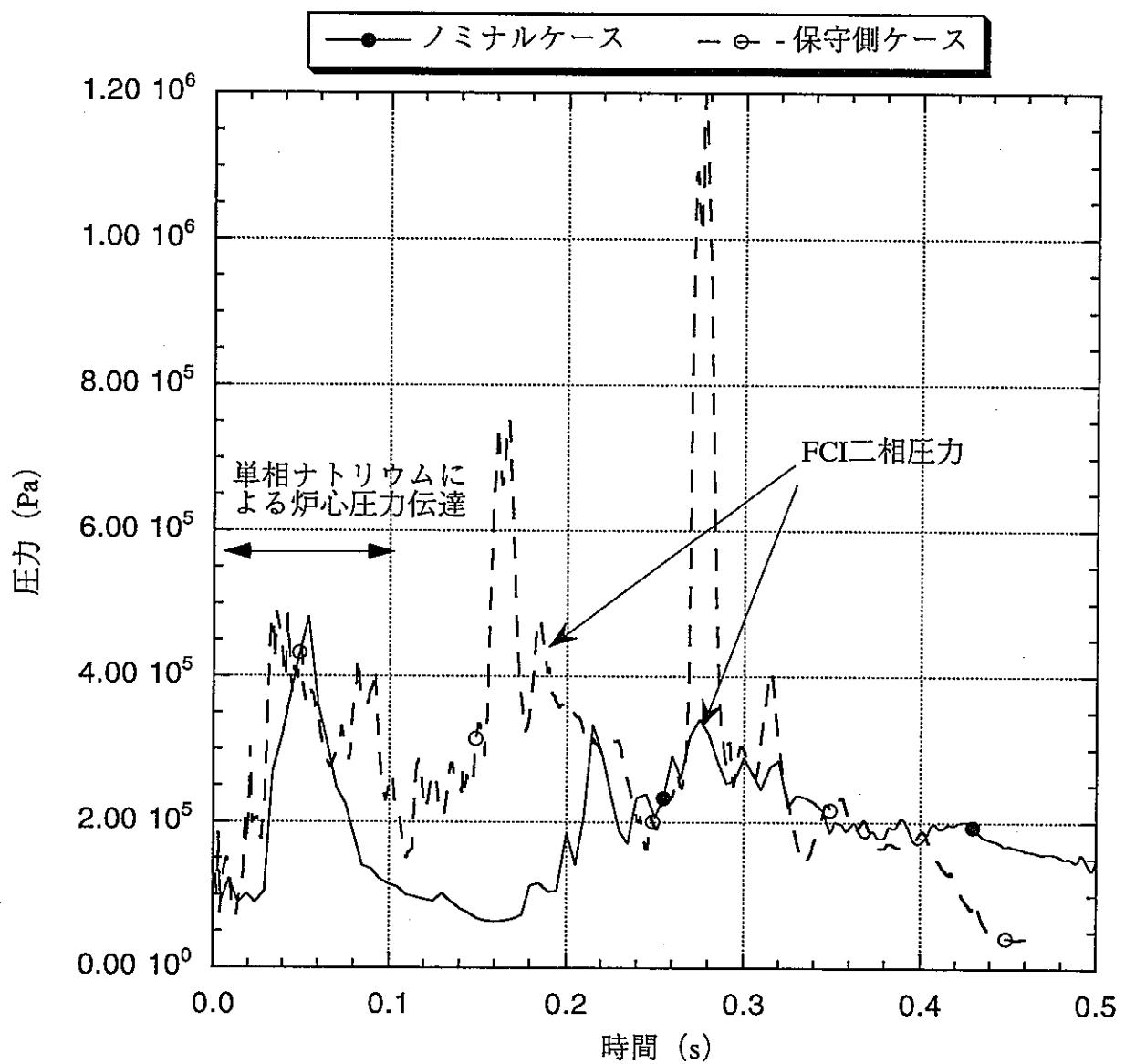


図4.5-5 ナトリウムプレナム中心での圧力変化

5. 結論

大洗工学センターにおいて実施してきたこれまでの炉心損傷事故（CDA）に関する安全研究の成果を集約し、最新の技術知見と安全評価手法により「高速増殖原型炉」の平衡炉心末期におけるスクラム不作動流量減少事故（ULOF）を対象に、炉心損傷時の発生エネルギーに注目した安全評価を実施した。

本評価では、特に1980年代初頭以降の研究進展、即ち、CABRI計画等による国際共同炉内試験から得たエネルギー緩和の機構と効果に関する新たな知見、国内外での炉外試験による個別現象の理解の増進、これら実験事実に基づくSAS、SIMMER等の安全解析コードの開発・改良・検証、等の成果を反映したより信頼度の高い評価手法を実機の解析評価に適用し、エネルギー発生過程の物理的特性と発生量の定量的な把握を行った。

本評価にあたっては、これまでの研究や国内・海外での実機評価等でも重要性が高いと認識される炉心溶融進展段階（遷移過程）の挙動における炉心物質の可動量及び運動の履歴とエネルギー発生機構との関係に重点を置き、以下の手法を取り入れて解析評価を行った。

- ・損傷初期の炉心ボイド化とともに過渡挙動（起因過程）の解析と、その後の溶融進展とともに炉心物質運動（遷移過程）及びエネルギー発生時の炉心外への物質輸送から機械的エネルギーへの変換に至る過程の解析に、それぞれ欧州研究機関との協力の下に開発・検証したSAS4A、SIMMER-IIIの最新バージョンを適用、
- ・臨界実験評価等成果を反映した最新の炉物理技術に基づき、ボイド、ドプラー反応度係数に対する不確定幅を考慮（不確定性の低減）、
- ・燃料過渡挙動と物質運動に関する最新の実験的知見とモデル検証に基づく事象推移の判断と主要物理パラメーターの選定（物理的因果関係の重視）、
- ・遷移過程における核的ポテンシャル低減機構の評価への適切な反映、
- ・炉心物質の詳細な空間配置模擬（事故推移の特徴確認とエネルギー発生への燃料運動の非同時効果の正確な把握）、
- ・炉心エネルギー発生時の機械的エネルギーへの変換を炉心物質の炉心外への輸送とプレナムでのナトリウムとの熱的相互作用を物理的に詳細に記述する機構論的モデルに基づき評価

以上の方針に基づく一連の解析評価と結果の分析から以下の結論を得た。

- (1) ULOF事象のボイド反応度に駆動される損傷初期の過渡挙動では、反応度印加を緩和する現象固有の自己制御機能により、有意な機械的エネルギーの発生に至ることなく終始し、炉心内燃料の分散配位を維持した状態で遷移過程へ進むことが確認された。この結論は、支配現象に対し想定すべき不確かさを最大限考慮したとしても同じである（起因過程からの早期の炉容器バウダリへの衝撃荷重の発生なし）。

- (2) 起因過程における過渡挙動と物質分布変動の履歴を適切に反映し、その後の現象進展と物質運動の相関を考慮した最も確度の高い遷移過程の推移では、有意な機械的エネルギーの発生に至る再臨界事象の発生はなく、炉心溶融の拡大に伴って反応度は継続的に低下し恒久的な未臨界に至る（核的事象の終息）。ここでは炉心溶融の拡大と圧力発達にともなう炉心燃料集合体隣接構造を介しての炉心外への燃料の移行・流出や昇温過程でのブランケット燃料の混入・希釈といった固有の緩和機構（核的活性度低減）が重要な役割を果たすことが明確に示された。また、燃料の流出に際しては、制御棒案内管等の炉心低温領域に残存するナトリウムは、高温物質との熱的相互作用を介して燃料を炉内から順次排出する効果的な機能を持つ。
- (3) これら核的活性度低減機構として有効な炉心外への燃料の移行・流出及びブランケット燃料の混入・希釈を一律に抑制し事象発達の物理的相関を仮想的に変更した保守的想定を課した場合にのみ、機械的なエネルギー発生に至る再臨界事象が発現すると評価された。
- (4) この保守的想定の場合に炉心に発生するエネルギーのバウダリ構造への伝達過程は、燃料からスティールへの伝熱、溶融炉心物質の炉心上部構造を通じた上部ナトリウム空間への輸送とそこでのナトリウムとの混合、熱伝達、ナトリウム蒸発・加圧によるナトリウムスラグの加速から構成される。この物理的推移を詳細に扱い、炉心上部プレナムのナトリウムスラグの加速運動で機械的エネルギーを定義すれば、実質的衝撃荷重のエネルギーの参考値は約 1.6 MJ（燃料蒸気の等エントロピー-膨張仕事量換算で約 1.10 MJ）と評価される。この値は、バウンダリ構造の衝撃力保持荷重に比べて十分に小さく、従って、ULOFに起因するCDAによってバウンダリ構造の健全性が脅かされることはないと結論される。
- (5) 以上の結果は、これまでの原型炉の評価において示されてきた事象進展の基本的特徴やFBRの炉心損傷時の放射性物質の放散抑制の機能を改めて確認するとともに、設置許可申請時の機械的エネルギーの評価結果の保守性を再確認するものである。

6. 謝辞

本研究の実施にあたり、以下の方々に技術的なご指導、ご協力を頂きました。ここに深く感謝の意を表する次第です。

東海炉燃室・高下浩文副主研、大洗炉心室・石川 真室代、構材室・月森和之担当役、炉安室・佐藤一憲担当役、神山健司研究員、山野秀将研究員、リスク評価室・藤田哲史研究員、水書裕実嘱託、藤田朋子嘱託。

また、SAS4Aコード、SIMMER-IIIコードによる解析の実施に当たっては、以下の方々に御協力を頂きました。深く感謝いたします。

炉安室・菅谷正昭氏（丸紅ソフトウェア）、井上方夫氏（アライドエンジニアリング）、リスク評価室・根村和之氏（丸紅ソフトウェア）、細野正剛氏（原子力システム）、金沢成和氏（CSK）、吉田 正氏（丸紅ソフトウェア）。

7. 参考文献

- (1-1) N. Nonaka, O. Miyake, S. Kondo, "Characterization of LMFBR Severe Accident Progression," *Intnl. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant*, Tokyo, October 1992.
- (1-2) S. Kondo, et al., "Integrated Analysis of In-Vessel and Ex-Vessel Severe-Accident Sequences," *1990 Intnl. Fast Reactor Safety Mtg.*, Snowbird, Utah, U.S.A., August 1990.
- (1-3) 野中信之, 佐藤一憲, 丹羽 元, 「国際共同CABRI炉内試験計画の進展とその成果」
動燃技報, No.82, p.38, 1992年6月
- (1-4) N. Nonaka and I. Sato, "Improvement of Evaluation Method for CDA Initiating-Phase Energetics Based on CABRI-I In-Pile Experiments," *Nucl. Technol.*, Vol.98, p.54, 1992.
- (1-5) Satoru Kondo, et al., "SIMMER-II Application and Validation Studies in Japan for Energetics Accommodation of Severe LMFBR Accidents," *Int. Mtg. on Fast Reactor Safety, Knoxville*, Tennessee, April, 1985.
- (1-6) H. Ninokata, et al., "Key Issues in R&Ds and Their Prospective Views Related to LMFBR Core Disruptive Accidents," *Intnl. Conf. on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant*, Tokyo, October 1992.
- (1-7) O. Miyake and H. Niwa, "Prospected Roles of Containment Based on Evaluation of CDA Consequences in Future LMFBRs," Proc. Int'l. Mtg. on Advanced Reactor Safety (ARS'94), Pittsburgh, May, 1994.
- (1-8) H. Niwa, "A Comprehensive Approach of Reactor Safety Research Aiming at Elimination of Recriticality in CDA for Commercialization of LMFBR," 2nd Int'l Symposium on Global Environment and Nuclear Energy Systems (GENES-2), Tsuruga, Fukui, Japan, Oct. 29 - Nov. 1, 1996.

- (2-1) 野中信之、佐藤一憲、丹羽 元、「国際共同CABRI炉内安全性試験計画の進展とその成果」、動燃技報、No.82、p.38、1992.6.
- (2-2) N. Nonaka and I. Sato, "Improvement of Evaluation Method for Initiating-Phase Energetics Based on CABRI-1 In-Pile Experiments," Nucl. Tech., vol. 98-1, 54 (1992).
- (2-3) H. Niwa, "Model development of SAS4A and investigation on the initiating phase consequence in LMFRs related with material motion," IAEA/TWGFR Tech. Comm. Mtg. on Material Motion in LMFRs, O-arai, Japan, June, 1994.
- (2-4) 丹羽 元、「FBRのULOF起因過程事象推移に対するボイド反応度等の影響」、1995日本原子力学会年会要旨集B 3 0
- (2-5) H. Niwa, "A Comprehensive Approach of Reactor Safety Research Aiming at Elimination of Recriticality in CDA for Commercialization of LMFBR," 2nd Intl Symposium on Global Environment and Nuclear Energy Systems (GENES-2), Tsuruga, Fukui, Japan, Oct. 29 - Nov. 1, 1996.
- (2-6) D. Struwe, et al., "Two-Phase Flow, Clad Melting and Transient Materials Relocation in the CABRI-1 Experiments," Proc. of the Intl. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, Utah, Vol. 1, pp.431-440, (1990).
- (2-7) 川田賢一、丹羽 元、「燃料破損時のプレナムガス放出モデルの開発」、日本原子力学会1996年春の年会要旨集、(1996年3月)
- (2-8) J. Papin, et al., "Fuel Pin Behaviour under Conditions of Control Rod Withdrawal Accident in CABRI-2 Experiments," Proc. of Intl. Topic. Mtg. on Sodium Cooled Fast Reactor Safety (FRS'94), vol. 2, p.122, Obninsk, Russia, October 3-7, 1994.
- (2-9) Imke, et al., "Status of the SAS4A-code development for consequences analysis of core disruptive accidents," Proc. of Intl. Topic. Mtg. on Sodium Cooled Fast Reactor Safety (FRS'94), vol. 2, p.232, Obninsk, Russia, October 3-7, 1994.
- (2-10) 丹羽 元、「SAS4Aコード改良：固体片燃料による流路閉塞モデルの開発」、日本原子力学会1994年春の年会要旨集、(1994年3月)
- (2-11) 川田賢一、他「CABRI-2炉内試験総合評価（2）：破損後物質移動モデルの改良と適用」、日本原子力学会1993年秋の大会要旨集、(1993年10月)
- (2-12) M. Ishikawa, "Consistency Evaluation of Jupiter Experiment and Analysis for Large FBR Cores," Proc. Intl. Conf. on the Physics of Reactors (PHYSOR 96), Mito, Vol. 2, p. E-36 (Sep. 1996)
- (2-13) M. Ishikawa, et al.: "Improvement of Nuclear design Method for Large LMFBR Cores Using the Cross-Section Adjustment," Proc. Int. Conf. on Mathematical Methods and Supercomputing in Nuclear Applications (M&C+SNA'93), Karlsruhe, Vol.1, p.593 (Apr. 1993)

- (3-1) Bohl, W.R., "Some Recriticality Studies with SIMMER-II," The Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, 1415-1424 (Aug. 1979).
- (3-2) Luck, L.B. et al., "An Evaluation of the Calculated Results of an Unprotected Transient Undercooling Accident in a Large, Heterogeneous-Core, Liquid-Metal-Cooled Fast Breeding Reactor," NUREG/CR-3031, LA-9553-MS (Dec.1982).
- (3-3) Luck, B.L. et al., "A Transition Phase Calculation of a Large, Heterogeneous Core LMFBR," Transactions of the ANS, Vol.39, 665-666 (Dec.1981).
- (3-4) Theofanous, T.G. and Bell, C.R., "An Assessment of CRBR Core Disruptive Accident Energetics," NUREG/CR-3224, LA-9716-MS (Mar. 1983).
- (3-5) Luck L.B., "Results of an Initiating- and Transition-Phase Calculation for CRBR," Transactions of ANS, Vol.45, 421-422 (Nov.1983).
- (3-6) Maschek, W. Fischer, E.A. and Asprey, M.W., "Transition Phase and Recriticality Analyses for a SNR-type Homogeneous Core with SIMMER-II Code," Proc. of the L.M.F.B.R. Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, III-357-368 (Jul,1982).
- (3-7) Maschek and Asprey, M.W., "SIMMER-II Recriticality Analyses for a Homogeneous Core of the 300-MW (electric) Class," Nuclear Technology, Vol.63, 330-336 (Nov. 1983).
- (3-8) Kondo, S., Furutani, A. and Ishikawa, M., "SIMMER-II Application and Validation Studies in Japan for Energetics Accommodation of Severe LMFBR Accidents," CONF-850410, Proc. Int. Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Knoxville, Tennessee, 481-488 (Apr.1985).
- (3-9) Nonaka N. et al., "Characterization of LMFBR Severe Accident Progression," Proc. Int. Conf. Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants (ANP '92), Tokyo, Japan (Oct. 1992).
- (3-10) Fenske, G.R. and Bandyopadhyay, G., "Review of Direct Electrical Heating Experiments on Irradiated Mixed-Oxide Fuel," Proc. L.M.F.B.R. Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, IV-311-322 (1982,7)
- (3-11) Wright, S.A., et al., "In-Core Fuel Disruption Experiments Simulating LOF Accidents for Homogeneous and Heterogeneous Core LMFBRs," Proceedings of the L.M.F.B.R. Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, II-113-122 (1982.7)
- (3-12) 野中 信之、他 2 名、「国際共同 CABRI 炉内試験計画の進展とその成果」

動燃技報 No.82 (1992 年 6 月)。

- (3-13) Spencer, B.W. et al., "Summary and Evaluation of Reactor-Material Fuel Freezing Tests," Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, Washington, 1766-1775 (1979.8)
- (3-14) Gauntt, R.O. et al., "In-Pile Fuel Freezing and Penetration Experiments - The ACRR TRAN Program," Proc. the BNES Conf. on Science and Technology of Fast Reactor Safety, Guernsey, Channel Islands, UK (1986.5)
- (3-15) Fieg, G., et al., "Penetration and Freezing Phenomena of Ceramic Melts into Pin Bundles," The 1990 Int. Conf. on Fast Reactor Safety, Snowbird, Utah, Vol.II, 387, August 12-16 (1990)
- (3-16) Maschek, W., et al., "Experimental Investigations of Freezing Phenomena of Liquid/Particle Mixtures in the THEFIS Facility and Their Theoretical Interpretation," The 1990 Int. Conf. on Fast Reactor Safety, Snowbird, Utah, Vol.I, 519, August 12-16 (1990)
- (3-17) G. Kayser, R. Stansfield, "SCARABEE Experimental Expertise on Failure Mechanisms of Stainless Steel Walls Attacked by Molten Oxide," Proc. 1st. Int. Topical Mtg. on Advanced Reactor Safety (ARS '94), Pittsburgh, April 1994.
- (3-18) G. Kayser, "Limit Design Studies for LMFBR Subassemblies after Blockage and Fuel Meltdown," Proc. Int. Conf. on FAST Reactor Core and Fuel Structural Behavior, Inverness, UK, June 1990.
- (3-19) 守田 幸路、他 3 名, "FBR 安全性炉内試験計画 SERAPH(11) : 再臨界排除に関わる融体挙動の検討," 日本原子力学会 1996 年秋の大会要旨集, D20 (1996 年 9 月)。
- (3-20) 守田 幸路、他 3 名, "FBR 安全性炉内試験計画 SERAPH(15) : 炉心からの燃料流出挙動に関する検討," 日本原子力学会 1997 年春の年会要旨集, H30 (1997 年 3 月)。
- (3-21) Huber, F. and Keiser, A.: "Experiments on the Behaviour of Thermite Melt Injected into Sodium - Final Report on the THINA Tests Results," Proc. IAEA/IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, 167, O-arai, Japan, June 6-9, 1994.
- (3-22) K. Morita et al., "SIMMER-III Applications to Fuel-Coolant Interactions," OECD/CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interaction (FCI), Tokai, Japan, May 19-21, 1997.

- (3-23) B. W. Spencer *et al.*, "Results of Recent Reactor-Material Tests on Dispersal of Oxide Fuel From a Disrupted Core," *Proc. Int. Topical Mtg. on Fast Reactor Safety*, 2, 877, Knoxville, April 1985.
- (3-24) M. Schwarz *et al.*, "The SCARABEE PV-A Test for Melt Propagation of a Boiling Pool into a Neighboring Pin Bundle," *Proc. Int. Topical Mtg. on Sodium Cooled Fast Reactor Safety (FRS '94)*, 2-102, Obninsk, Russia, Oct. 1994.
- (3-25) Morita, K. *et al.*, "SIMMER-III Application to Key Phenomena of CDAs in LMFBR," *Proc. 8th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-8)*, Kyoto, Japan, (Sep. 1997).
- (3-26) Meyer, J.F., *et al.*, "An Analysis and Evaluation of the Clinch River Breeder Reactor Core Disruptive Accident Energetics," NUREG-0122 (March 1977).

- (4-1) Marchaterre, J. et al., "Work-Energy Characterization for Core-Disruptive Accidents," CONF-761001, Proc. Int. Mtg. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, Illinois, 1121-1133 (1976.10)
- (4-2) D. Wilhelm et al., "Expansion of Fuel Simulants into the Upper Core Structure using CRBR and SNR Geometries," Proc. LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon-Ecully, France, July 19-23, 1982.
- (4-3) 磯崎 三喜男、他、「炉心膨張時の熱一機械的仕事変換率に関する試験（炉心上部構造物の影響）」 日本原子力学会 1991 年春の大会要旨集, D29 (1991 年 3 月).
- (4-4) Huber, F. et al.: "Experiments with Injection of Thermite Melt into Sodium," Proc. 4th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-4), 1-290, Karlsruhe, Germany, Oct. 10-13, 1989.
- (4-5) K. Morita et al., "SIMMER-III Applications to Fuel-Coolant Interactions," OECD/CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interaction (FCI), Tokai, Japan, May 19-21, 1997.
- (4-6) Tobin, R.J. and Cagliostro, D.J., "Effects of Vessel Structures on Simulated HCDA Bubble Experiments", SRI Technical Report No.5, Contract No. EY-76-C-03-0115 (1978)
- (4-7) Theofanous, T.G. and Saito, M., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs," Seattle Conf.
- (4-8) Wilhelm, D. et al., "Two simulant material experiments studying the fluid dynamics in core disruptive accidents", Proc. the BNES Conf. on Science and Technology of Fast Reactor Safety, Guernsey, Channel Islands, UK (1986.5)

Appendix A : SAS4Aモデル概要

炉心損傷事象の起因過程解析コードSAS4Aは、最初は米国DOEにて1970年代後半に開発に着手したコード^(A-1)である。PNCはこれを1983年に導入し、その酸化物燃料版をDOEとの協力の下に改良、検証を継続した^(A-2)。1991年からは独・KfK（現在FZK）、仏・CEA（現在IPSN）と協力して大型FBRへの適用を目標にモデルの改良、検証を行ってきており^(A-3)、現在、実機に適用できる段階に来ている。

図A-1にSAS4Aコードの概念図を示した。核・熱・流動モデルを結合させるその基本構造は、SAS4Aの前身であるSAS3Dコード^(A-4, 5)と同様であるが、実験データに基づいて、より機構論的なモデルとして改良されている。ここではSAS4Aのモデルの概略について特にSAS3DとSAS4Aの違いに着目して記すが、詳細については参考文献を参照されたい。

定常照射時燃料挙動モデル^(A-6)

SAS4Aは定常照射挙動の解析機能を備えており、過渡用の燃料挙動解析モデルと概ね同機能を有している。定常照射挙動の解析モデルでは、燃料ピン内での照射に伴うFPの生成、ポロシティの移動、結晶粒の成長、FPガスの放出、燃料と被覆材のスウェーリング、クリープ、以上による塑性変形を含む応力・歪量、発生応力によるクラッキング及びそのヒーリング、ギャップコンダクタンス、燃料内温度分布などの変化を各タイムステップ毎に計算していく。特にCABRI試験に用いる燃料の定常照射解析を通して検証が為されている。

過渡時燃料挙動モデル

基本的に定常照射燃料挙動モデルと同等^(A-6)であるが、クラックのヒーリングやポロシティの移動、結晶粒の成長などは定常照射挙動であるので考慮しない。代わりに燃料溶融による溶融キャビティの生成とその加圧がモデル化されている。特にULOF事象で見られる速い過渡に対してはCABRI試験解析を通して広範な検証が行われている^(A-3)。

核計算モデル

予め3次元摂動計算によって求めた物質の反応度価値マップに基づき、以下の反応度成分を求める。燃料軸方向膨張、被覆材の軸方向膨張反応度、ボイド反応度、ドップラー反応度、燃料移動反応度、スティール移動反応度。さらに、プログラム反応度、炉心の径方向膨張反応度、制御棒駆動軸膨張反応度などを与えることができる。これらの総和として求められる全反応度に対して、1点近似動特性により出力の変化を求める。すなわち出力分布の形状の変化は考慮しないが、起因過程で考慮する程度の燃料移動の範囲では十分な近似である。SAS3Dのモデルと基本的に同等である。

沸騰モデル

複数の気泡の生成、蒸発凝縮、その運動などを扱えるモデルであり、基本的にSAS3Dモデルと同等であるが、SAS4Aでは流路断面積の変化を詳細に扱えるように改良されている。CABRI試験解析を通じて広範な検証が行われた^(A-7)。

プレナムガスの放出モデルも開発導入され、CABRI試験解析を通じて検証されている^(A-8)。現在のプレナムガス放出モデルは燃料破損時以降の放出を考慮しておらず、後述の燃料スタブ運動モデルに対して過度に保守側の圧力境界条件を与えていたと考えられるため、今後改良を計画している。

破損前ピン内溶融燃料移動モデル

SAS4Aのオリジナルバージョンには、米国ANLが開発した破損前溶融燃料ピン内移動モデルとしてPINACLEモデルがある（1次元、1速度場）。これに対してさらに物理的な完備性を向上させたEJECTモデルが開発中である^(A-3)。このモデルが検証され導入されれば、ULOF事象やUTOP事象において、更なる緩和効果が期待できるものと考えられる。

破損予測モデル

SAS3Dコードで用いたと同様な、CABRI試験解析を通じて検証された破損予測モデルを組み込んでいる^(A-9)。すなわち、被覆材が強度を有していない沸騰集合体においては、FPガスを多量に保持している非再組織化領域の溶融開始時点で破損する（ピン形状を喪失することから崩壊型破損と呼ぶ）と判定する。また、被覆材が強度を有している集合体では、溶融キャビティの圧力により発生する被覆材周方向応力が、その被覆材温度における引き張り応力と比較して上回っておれば破損（ピン形状を維持したまま、内圧によって被覆管に破損口が生じることからバースト型破損と呼ぶ）と判定するモデルである。

溶融被覆材移動モデル

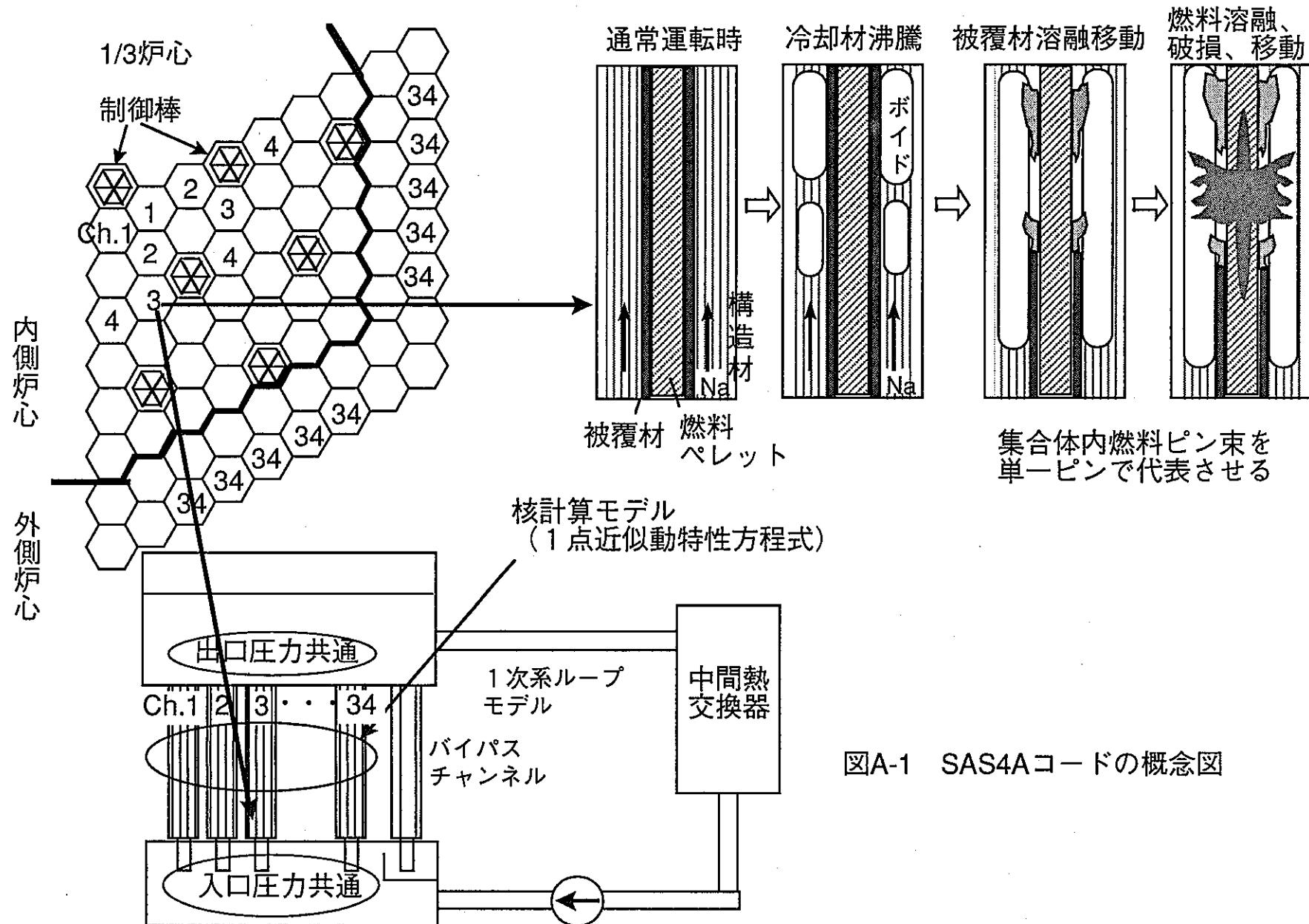
SAS3Dコードに備えられているラグランジュ座標系のモデルから改良されたオイラー座標系でのfilm motionモデルである^(A-1)。溶融したスティールは燃料ペレット表面に接する円環流として扱われ、ナトリウム蒸気流と燃料ペレット表面からの摩擦力及び重力とが作用し、移動しつつ燃料ペレットとナトリウム蒸気との間での伝熱が考慮され、また固化、流路断面積の縮小もモデル化されている。

破損後物質移動モデル

未沸騰、部分沸騰集合体での破損後挙動用にPLUTO2モデル^(A-10)が、沸騰集合体での破損後挙動用にLEVITATEモデル^(A-11)があり、解析の過程で燃料の崩壊型破損の条件が満たされれば、PLUTO2からLEVITATEへスムースに移行できる。これにより、SAS3Dでは未沸騰、部分沸騰集合体中で破損と判定された集合体においては崩壊型破損に移行することによって流路の水力等価直徑が拡大し燃料分散が促進される現象が扱えなかった点が改善された。

LEVITATEには、燃料ピン内溶融キャビティでの運動を扱う1速度場モデルとチャンネル側の運動を扱う3速度場モデル（溶融燃料+溶融スティール、固体燃料+固体スティール、Na蒸気+Na液体+燃料蒸気+スティール蒸気）が含まれている。

固体片燃料（チャック燃料）の閉塞モデルの開発・導入により、上部軸ブランケット燃料部での燃料分散停止を適切に扱うことができる^(A-12)。更に、残存するプレナムガス圧で加速される健全燃料ペレット柱（燃料スタブ）の運動を固体片燃料の運動によって模擬するモデルがLEVITATEモデルに導入されている。しかし現在のモデルでは実験で観測されているような運動開始の遅延や数cmの移動距離で停止するような現象を記述するモデルが導入されていないために、反応度印加に関して過度に保守的なモデルとなつており、改良を計画している。



参考文献

- (A-1) A. M. Tentner et al., "The SAS4A LMFBR Whole Core Accident Analysis Code" Proc. International Meeting on Fast Reactor Safety, pp 989-998, Knoxville, TN (April 1985).
- (A-2) H. Niwa, "Model development of SAS4A and investigation on the initiating phase consequence in LMFBRs related with material motion," IAEA/IWGFR Tech. Comm. Mtg. on Material Motion in LMFBRs, O-arai, Japan, June, 1994.
- (A-3) Imke, H. Niwa, et al., " Status of the SAS4A-code development for consequences analysis of core disruptive accidents," Proc. of Intl. Topic. Mtg. on Sodium Cooled Fast Reactor Safety (FRS'94), vol. 2, p.232, Obninsk, Russia, October 3-7, 1994.
- (A-4) J. E. Cahalan, D. R. Ferguson, "A Preliminary User's Guide to Version 1.0 of the SAS3D LMFBR Accident Analysis Computer Code," Argonne NAtional Laboratory. (1977)
- (A-5) N. Nonaka and I. Sato, "Improvement of Evaluation Method for Initiating-Phase Energetics Based on CABRI-1 In-Pile Experiments," Nucl. Tech., vol. 98-1, 54 (1992).
- (A-6) K. J. Miles, Jr., "Deform-4: Fuel Pin Characterization and Transient Response in the SAS4A Accident Analysis Code System," Intl. Mtg. on Fast Reactor Safety, Guernsey, England (May 1986).
- (A-7) D. Struwe, N. Nonaka, et al., "Two-Phase Flow, Clad Melting and Transient Materials Relocation in the CABRI-1 Experiments," Proc. of the Intl. Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, Utah, Vol. 1, pp.431-440, (1990).
- (A-8) 川田賢一、丹羽 元、「燃料破損時のプレナムガス放出モデルの開発」、日本原子力学会1996年春の年会要旨集、(1996年3月)
- (A-9) 野中信之、佐藤一憲、丹羽 元、「国際共同CABRI炉内安全性試験計画の進展とその成果」、動燃技報、No.82、p.38、1992.6.
- (A-10) H. U. Wider, "PLUTO2: A Computer Code for the Analysis of Overpower Accidents in LMFBRs," Trans. ANS, vol.27, p. 533, (1977).
- (A-11) A. M. Tentner and H. U. Wider, "LEVITATE- A Mechanistic Model for the Analysis of Fuel and Cladding Dynamics under LOF Conditions," Int. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, WA, (Aug. 1979), p. 1998.
- (A-12) 丹羽 元、「SAS4Aコード改良：固体片燃料による流路閉塞モデルの開発」、日本原子力学会1994年春の年会要旨集、(1994年3月)

Appendix B SIMMER-III モデル概要

本評価では遷移過程における炉心物質の溶融・破損・移動とそれに伴う反応度・炉出力変化の解析に SIMMER-III コード^(B-1)を用いた。SIMMER-III は r-z 2 次元、3 速度場、多相多成分、オイラー座標系の流体力学コードを中心とし、物質配位及びエネルギー状態に依存した空間依存の核計算部と有機的に結合した核熱流動の総合コードであり、欧州研究機関との協力の下に系統的な検証研究を行ってきている^(B-2)。

図 B-1 に SIMMER-III のコード全体構成を示す。コードは流体力学部、構造材部、及び核計算部の 3 つの要素から構成されている。コード全体の約 2/3 を占める流体力学部は、燃料ピン及び集合体管壁（ラッパ管）表面での熱及び質量移行を通じて構造材モデルと結合されている。核計算部は、流体力学部と構造材部によって計算された質量及びエネルギー分布に基づいて核発熱分布を計算する。各構成部における適切なタイムステップの大きさが異なるため、SIMMER-III では 3 種類の階層式タイムステップ制御が用いられている。これらを小さい順に列挙すると流体力学、反応度（及び燃料ピン熱伝達）、及び中性子束形状タイムステップである。

図 B-2 に示すように SIMMER-III の基本的な計算体系は 2 次元 R-Z であり、流体力学計算に対しては、X-Z あるいは 1 次元系も選択することができる。核計算メッシュは、流体力学の計算メッシュをさらに細分したメッシュとすることもできる。流体力学部のメッシュ・セルでは、燃料ピン及び集合体管壁が構造材場として定義されている。集合体管壁は炉心プールの溶融拡大挙動を現実的に模擬するために左右のセル境界で区別して扱われている。さらに、流体との熱過渡応答を適切に取り扱うために、構造材に表面ノードと内部ノードを設定し、各々について温度点を定義している。

流体力学モデルで取り扱う構造材、液体及び蒸気場成分の一覧を表 B-1~3 に示す。燃料物質については、炉心内でのプルトニウム富化度の空間分布を表すために、その密度成分を親物質と核分裂物質に分けて扱う。しかしながら、これら 2 種の物質は本質的には均一混合しているため、エネルギー成分としては单一の温度が割り当てられている。ピン燃料の内部成分は、燃料ピンモデルのみで扱うため、表 B-2 には含まれていない。ピン燃料内部は 1 点の温度ノードとしてモデル化している。流体成分の 3 つの速度場への割当については、表 B-2 及び表 B-3 に示した通りであるが、これは、燃料とスティールあるいは冷却材との相対運動を模擬するように割り当てられたものである。蒸気成分については蒸気分子が完全に混合した状態を模擬するために、単一のエネルギー成分を与えていている。

流体力学部は、高次差分を用いた3速度場の数値計算手法を基礎として、運動様式・境界面積、運動量交換関数、熱伝達係数、溶融・固化、蒸発・凝縮、状態方程式という要素モデルによって構成されている。これらのモデルについては参考資料^(B-3~9)を参照されたい。

燃料ピンモデル及び集合体管壁モデルでは、炉心内の静止した構造材を健全状態から過渡破損挙動までを含めて取り扱う。これらの構造材は流体に対する流路壁（時間的に変化し得る。）を形成するとともに、その表面積と体積率から流路の水力等価直径が計算される。

SIMMER-III の標準燃料ピンモデルは、燃料ペレットを表面ノードと内部ノードの2点で代表し、その破損の判定も熱的な溶融割合で行うなどの、簡易なものとなっているが、ペレットに表面ノードを設けたことで流体力学計算との熱的な結合の過渡応答特性を確保している。燃料ピンの内部ノードは比較的大きな熱慣性を有しているために、燃料ピン内の熱伝達計算は、流体力学部の計算タイムステップよりも大きなタイムステップを用いる。この簡易モデルは流量低下型の炉心損傷事象における典型的なボイド化チャンネルでの燃料挙動を模擬するには十分な精度を有すると考えられる。

集合体管壁のモデルでは、2次元 R-Z 体系のメッシュセルにおける左側セル境界の管壁と右側セル境界の管壁の質量及び温度を独立に取り扱うことで、集合体管壁の破損（溶融）に伴う炉心プールの拡大挙動を適切に評価できるようしている。さらに、熱及び質量移行のバランスから燃料の固化が生じるような場合は、集合体管壁上の燃料クラストが形成され、クラストの形成によるスティール構造材への熱抵抗の増加が考慮できる。また、特殊な取り扱いとして、セル境界で隣り合う2つの集合体管壁のどちらかが存在しなくなった場合には、径方向セル間の構造材と流体の熱伝達も計算されるようになる。なお、集合体管壁が存在するセル境界では、流体はこれを横切って流れることができないように制御している。

核計算モデルでは、中性子束の空間依存性は TWOTRAN-II と類似の Sn 輸送理論に基づき、動特性は改良準静近似を用いている^(B-10)。高速増殖炉の炉心損傷事象では、炉心構成物質の質量とエネルギーの分布の時間変化が、炉心の核的状態を決めるので、流体力学部との結合では、無限希釈ミクロ断面積と自己遮蔽因子を入力して、実効マクロ断面積を反応度計算ステップ毎にコード内で計算する手法を用いている。

表 B-1 SIMMER-III 構造材場成分
密 度 エネルギー

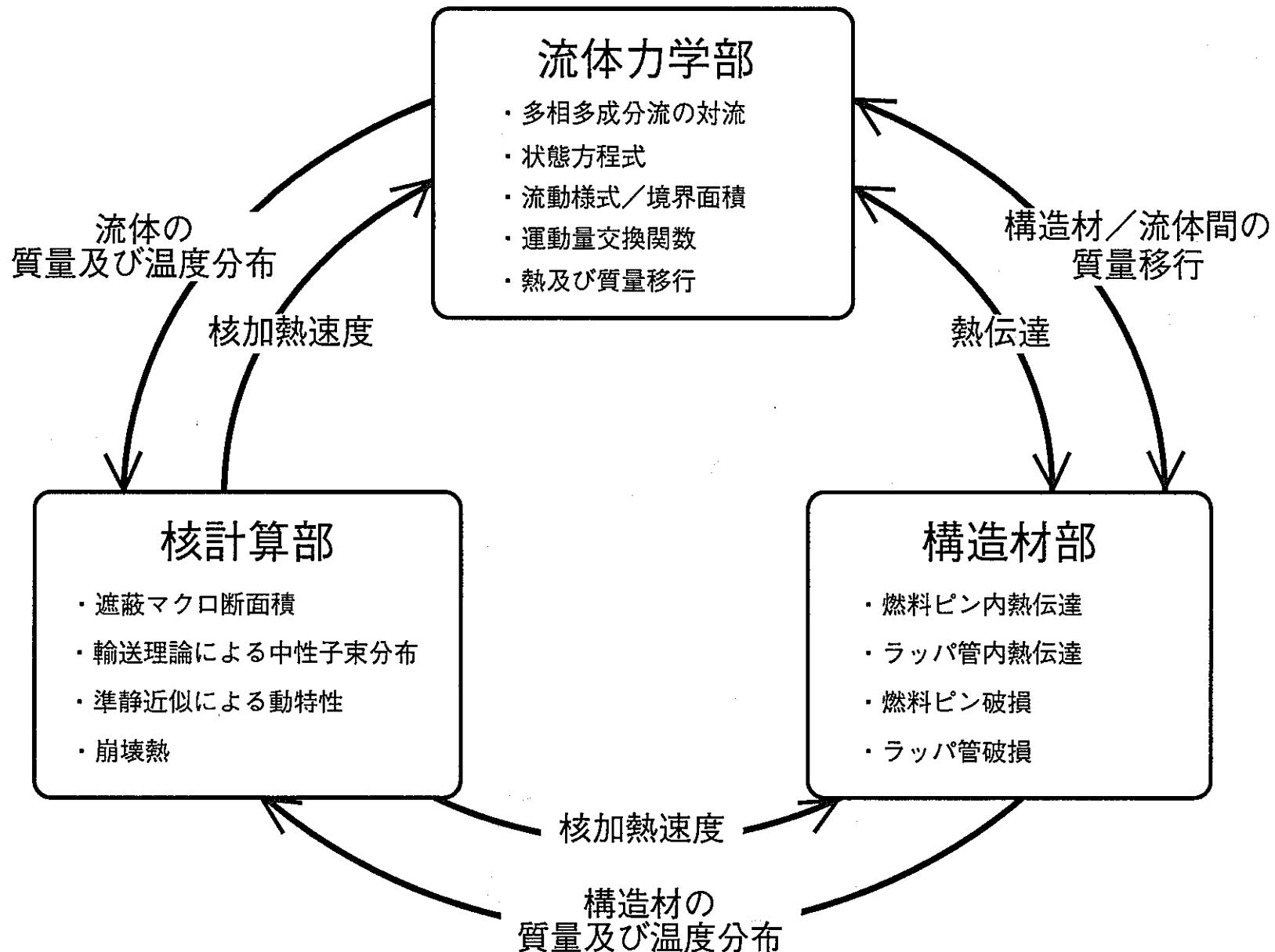
<i>s1</i>	親物質ピン燃料表面	<i>S1</i>	ピン燃料表面
<i>s2</i>	核分裂物質ピン燃料表面		
<i>s3</i>	左側親物質燃料クラスト	<i>S2</i>	左側燃料クラスト
<i>s4</i>	左側核分裂物質燃料クラスト		
<i>s5</i>	右側親物質燃料クラスト	<i>S3</i>	右側燃料クラスト
<i>s6</i>	右側核分裂物質燃料クラスト		
<i>s7</i>	被覆管	<i>S4</i>	被覆管
<i>s8</i>	左側集合体管壁表面	<i>S5</i>	左側集合体管壁表面
<i>s9</i>	左側集合体管壁内部	<i>S6</i>	左側集合体管壁内部
<i>s10</i>	右側集合体管壁表面	<i>S7</i>	右側集合体管壁表面
<i>s11</i>	右側集合体管壁内部	<i>S8</i>	右側集合体管壁内部
<i>s12</i>	制御材	<i>S9</i>	制御材

表 B-2 SIMMER-III 液体場成分
密 度 エネルギー 速 度

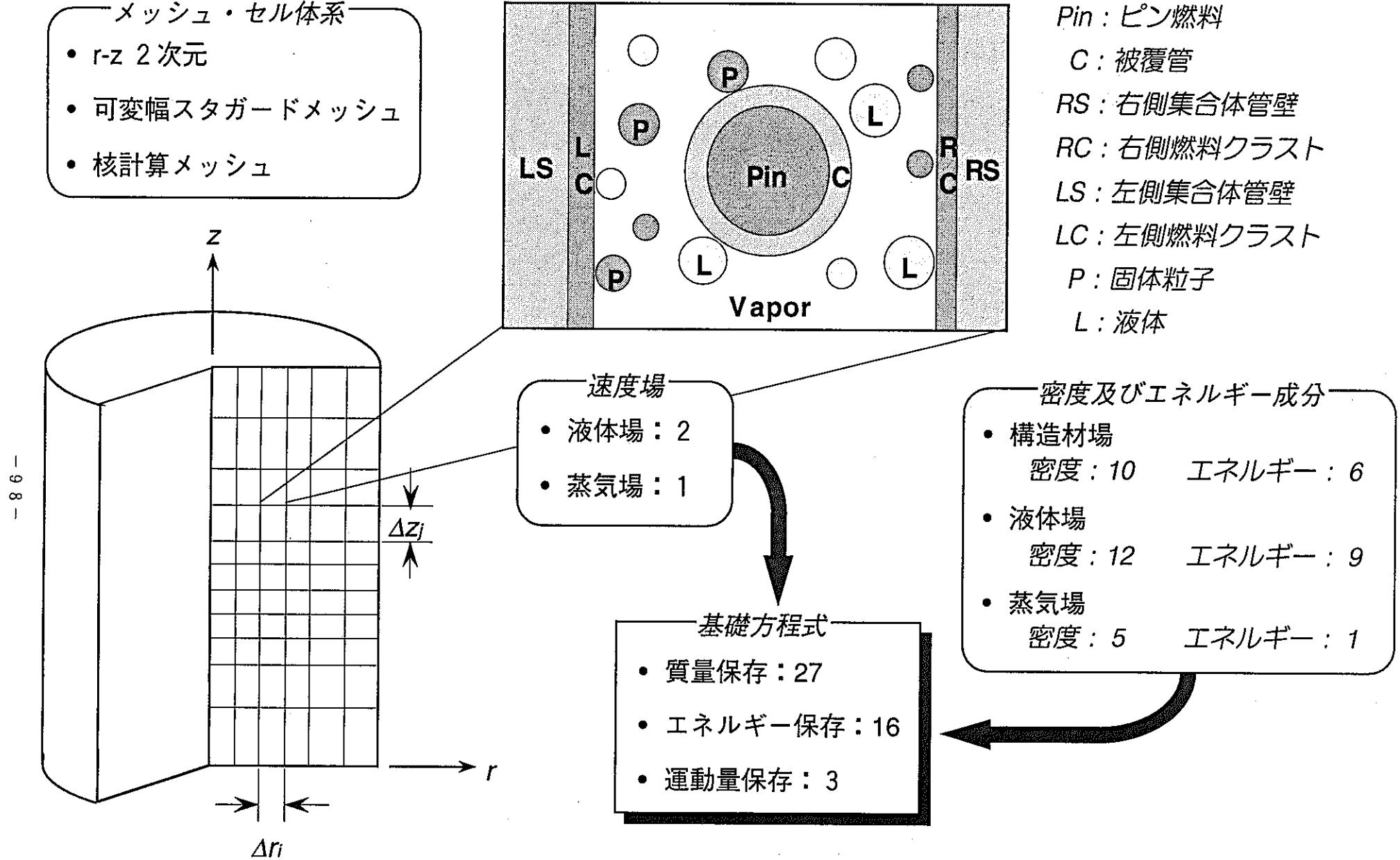
<i>l1</i>	液体親物質燃料	<i>L1</i>	液体燃料	<i>q1</i>
<i>l2</i>	液体核分裂物質燃料			<i>q1</i>
<i>l3</i>	液体スティール	<i>L2</i>	液体スティール	<i>q2</i>
<i>l4</i>	液体ナトリウム	<i>L3</i>	液体ナトリウム	<i>q2</i>
<i>l5</i>	親物質燃料粒子	<i>L4</i>	燃料粒子	<i>q1</i>
<i>l6</i>	核分裂物質燃料粒子			<i>q1</i>
<i>l7</i>	スティール粒子	<i>L5</i>	スティール粒子	<i>q2</i>
<i>l8</i>	制御材粒子	<i>L6</i>	制御材粒子	<i>q2</i>
<i>l9</i>	液体燃料中 FP ガス			<i>q1</i>
<i>l10</i>	燃料粒子中 FP ガス			<i>q1</i>

表 B-3 SIMMER-III 蒸気場成分
(混合蒸気は、速度場 *q3* に割当てられる)
密度 エネルギー

<i>g1</i>	親物質燃料蒸気	<i>G</i>	混合蒸気
<i>g2</i>	核分裂物質燃料蒸気		
<i>g3</i>	スティール蒸気		
<i>g4</i>	ナトリウム蒸気		
		<i>g5</i>	FP ガス



図B-1 SIMMER-III のコード全体構成



図B-2 SIMMER-III 計算セルの幾何構造

参考文献

- (B-1) 近藤 悟、他、「高速炉の核熱流動安全解析コード SIMMER-III の開発」、動燃技報 No.89 (1994.3)
- (B-2) 守田 幸路、他、「高速炉安全解析コード SIMMER-III の開発の現状と成果」、動燃技報 No.101 (1997.3)
- (B-3) 近藤 悟、他 5 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (1) —コード構成及び基本アルゴリズム—" 日本原子力学会 1991 年春の年会要旨集, F35 (1991 年 3 月).
- (B-4) 飛田 吉春、他 5 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (2) —プール流流動様式及び運動量交換関数モデル—" 日本原子力学会 1991 年春の年会要旨集, F36 (1991 年 3 月).
- (B-5) 守田 幸路、他 5 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (3) —多成分状態方程式モデル—" 日本原子力学会 1991 年春の年会要旨集, F37 (1991 年 3 月).
- (B-6) 白川、他 3 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (4) —多速度場多成分流体力学アルゴリズムの開発及び検証—" 日本原子力学会 1991 年秋の大会要旨集, D27 (1991 年 10 月).
- (B-7) 飛田 吉春、他 3 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (5) —チャンネル流流動様式及び運動量交換関数モデル—" 日本原子力学会 1991 年秋の大会要旨集, D28 (1991 年 10 月).
- (B-8) 守田 幸路、他 3 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (6) —多成分溶融／固化モデル—" 日本原子力学会 1991 年秋の大会要旨集, D29 (1991 年 10 月).
- (B-9) 守田 幸路、他 3 名, "高速炉の核熱安全解析コード SIMMER-III の開発 (7) —多成分蒸発／凝縮モデル—" 日本原子力学会 1992 年秋の大会要旨集, M37 (1992 年 10 月)
- (B-10) 近藤 悟、石川 真、"SIMMER-III コードと高速炉の空間依存動特性," 第 7 回「原子力におけるソフトウェア開発」研究会報告集, JAERI-M 92-054 (1992 年 3 月).