

高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(I)

—SAS3D計算コードによるHCDA解析—

(抜粋編)

1982年3月

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ください。

〒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

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, 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)

1982年3月

高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(I)
—SAS3D計算コードによるHCDA解析—
(抜粹編)

石田政義* 遠藤 寛*

青井貞利**

要　　旨

高速増殖原型炉「もんじゅ」（定格熱出力 714 MW）の仮想的炉心崩壊事故（HCDA）時の炉心の核・熱挙動を、事故解析計算コード SAS 3D*** により評価した。HCDA 起因事故事象としては、定格運転中の、外部電源喪失による炉心流量減少事故（LOF）および、制御棒連続引抜による反応度挿入事故（TOP）を、炉停止系作動失敗の想定のもとで解析した。炉心の燃焼状態は、零燃焼度の初装荷炉心初期（BOIC）および、平衡炉心（集合体取出平均燃焼度 80 MWD/kg）の燃焼初期（BOEC）および、燃焼末期（EOEC）の 3 状態である。また、解析では、炉心の諸反応度係数に核設計計算ノミナル値を使用した。

TOP 事故では、炉出力トランジエントは、高出力燃料集合体の燃料溶融破損による FCI（溶融燃料と冷却材ナトリウムの熱的相互作用）発生に伴う反応度効果による穏やかな炉出力上昇（定格出力の高々 5 倍以下）で特徴づけられ、この FCI に伴う炉心部からの燃料の流出（fuel sweepout）による負反応度効果により、炉心は未臨界となる。燃料破損（FCI）の起こる集合体数は、径方向出力ピーキングが低く、FP ガス効果のない BOIC で一番多く、炉心中央部の約 17 % の高出力燃料集合体で破損がある。平衡炉心では、炉心中央部の約 5 % の高出力燃料集合体で破損があり、BOIC に比べ径方向出力ピーキングが高く、かつ FP ガス圧効果により比較的急速に、溶融燃料放出に続く fuel sweepout が起こるために、破損領域は局所的に止まる。事故評価は、この後、事故後熱除去評価に引継がれる。

LOF 事故では、冷却材沸騰・溶融被覆材移動・燃料スランピング（冷却材ボイド化後の燃料ピンの崩れ）・FCI・燃料分散、等の諸現象に伴う正・負反応度効果の競合のもとで、炉出力・全反応度が変化する。これらの諸現象解析に係わる広範囲のパラメータ解析結果によると、「も

* 大洗工学センター、蒸気発生器開発部、FBR 安全性試験室

** 現在、三菱原子力工業（株）動力炉開発部制御安全開発課

*** 本計算コードは、高速炉安全性研究情報交換に関する日・米協定に基づいて、米国エネルギー省（DOE）より導入したものである。

んじゅ」の LOF 事故は、放出エネルギー評価の上で保守側の、厳しい解析条件設定をした場合はボイドワースの高い燃料集合体での FCI 発生により即発臨界反応度 $1\$$ を超過する出力暴走となるが、超即発臨界での全反応度上昇率は高々 $10\$ /sec$ 、炉出力最大値は定格出力の約 600 倍以下となり、機械的炉心崩壊フェーズへ移行するほどの激しさとはならない。各炉心ケースとも、出力トランジエント末期には、燃料分散による負反応度効果により、炉は未臨界状態に至り、起因事故フェーズの事象展開は終る。起因事故フェーズの末期の炉心は、高ボイド率 ($\sim 70\%$ 以上) で、50% 以上の炉心燃料溶融割合の状態にあり、殆どの燃料は炉心領域に残存している。溶融炉心が、この時点で保有している熱エネルギーは、燃料蒸気による等エントロピー膨脹仕事量 (大気圧までの膨脹) に換算して高々 60 MJ である。

LOF 事故評価は、この後、HCDA 遷移フェーズ (Transition Phase) における溶融炉心挙動の解析に引継がれなければならない。この解析では、炉心の上・下および軸プランケット領域にブロックを形成した状態にある構造材 (主に被覆材) および燃料デブリの挙動が評価されねばならず、これらの炉心物質の再配置挙動に依存して、再臨界の可能性も残されている。従って、放出エネルギー量の上限値の評価も遷移フェーズの評価を待たねばならない。

なお、本報告における解析では、炉心の諸反応度係数に設計ノミナル値を使用したが、これらに核計算不確かさを考慮した場合は、LOF 事故は機械的炉心崩壊フェーズに移行する場合も考えられるため、その様な場合の解析が必要となる。

Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accident
in
Prototype Fast Breeder Reactor Monju
(I)

- Analysis of HCDA Initiating Phase by SAS3D Code -

Masayoshi ISHIDA*
Hirosi ENDO*
Sadanori AOI**

ABSTRACT

A study of hypothetical core disruptive accidents (HCDA) in the prototype fast breeder reactor Monju (714 MWe) has been conducted by using the SAS3D# accident analysis code. A loss-of-flow (LOF) due to the loss of off-site power and a transient overpower (TOP) due to control assembly withdrawal, both at rated power, are considered as the HCDA initiators with a postulated total failure of the reactor shutdown system. The accident scenarios of each postulated anticipated transient without scram are studied for the three burnup stages of Monju: the beginning-of-initial cycle (BOIC); a beginning-of-equilibrium cycle (BOEC); and an end-of-equilibrium cycle (EOEC). The neutronics data used in this study has been obtained by a 3-dimensional HEX-Z diffusion code and the first order perturbation calculations. The reactivity coefficients used in this study are the design nominal values without taking into account their uncertainties. The nominal design value of the maximum positive sodium void worth in Monju is a relatively small value of 2.5\$ in the EOEC core.

In the 2 cents/sec TOP, the reactor power shows a sudden increase following the onset of FCIs (Molten-Fuel/Coolant Interactions) in high-powered fuel assemblies but the maximum power level reached is less than 5 times the rated power and due to the fuel sweepout negative reactivity in the FCI fuel assemblies, the reactor is shutdown within 0.1 sec at the latest after the first FCI onset. The extent of damaged fuel assemblies is largest in the clean (FP-gas free) BOIC core in which the radial power peaking is smaller than in BOEC and EOEC cores, and about 17% of the fuel assemblies are damaged in the central region of the core. In the equilibrium cycle cores the damage extents are limited to about 5% core-center assemblies and this is smaller than in the BOIC core because of the larger radial power peaking and the rapid fuel sweepout reactivity insertion accelerated by the FP-gas pressure in the molten fuel-pin cavity. The TOP-HCDA scenario must be followed by the evaluation of post-accident heat removal from the partially damaged reactor core.

* Fast Reactor Safety Laboratory, Steam Generator Division, O-arai Engineering Center, PNC

** Advanced Reactors Department, Mitsubishi Atomic Power Industries, Inc.

In the LOF-HCDA, both positive and negative reactivity effects appear such as coolant boiling, motion of molten clad, fuel slumping, FCIs, and fuel dispersion together with the Doppler and axial fuel expansion as the accident progresses. The reactor power changes in a complex way as the net reactivity changes. Extensive parameter studies have been conducted on these phenomena modeled in SAS3D. The results show that under some pessimistic conditions in which either the axial fuel expansion or FP-gas-driven fuel dispersion are disregarded, the net reactivity exceeds 1\$ due to FCIs in high void worth assemblies but the ramp rate of net reactivity during the superprompt-critical interval is at most 10\$/sec with maximum power level less than 600 times the rated power. The reactor becomes subcritical by a large negative reactivity due to fuel axial dispersion from the core center region driven by either FP-gases in the fuel or fuel vapor pressure itself in voided assemblies at the end of the initiating phase. The energy release during the power burst is too low to switch to a mechanical disassembly calculation. The isentropic fuel vapor expansion work (to atmospheric pressure) available from this mild power burst is at most 60 MJ.

The molten core at the end of the LOF initiating phase is highly voided (more than 70% void of coolant) with a core melt fraction greater than 50%. And in the realistic cases where the negative reactivity effect from axial fuel expansion is considered, extensive cladding blockages are formed near both ends of the active core as a result of separate clad motion due to a slower power transient. Majority of the active core fuel still remains in the original region. The LOF-HCDA evaluation must be followed by an analysis of the molten core behavior in the transition phase. There is some possibility that the initiating phase accident enters directly into the mechanical disassembly phase with an energetic power burst if the uncertainties in the reactivity coefficients are taken into account.

Received from the US Department of Energy under the Special Memorandum of Agreement on LMFBR Safety between US DOE and PNC

- 注記 -

本報告書は、同一タイトルの報告書の抜粋編である。本抜粋編には、目次に示した全8章のうち、報告書全体の概要が把握できることを目的として、以下の部分を抜粋した。

要 旨

第1章 緒 言

第2章 解析結果要約と結論

第7章 謝 辞

第8章 参考文献

目 次

要 旨

List of Tables

List of Figures

1. 緒 言	1 - 1
1.1 動機と実施経過	1 - 1
1.2 SAS 3D 解析の Case ID	1 - 3
2. 解析結果要約と結論	2 - 1
2.1 起因事故事象と対象炉心	2 - 1
2.2 解析条件と解析ケース	2 - 1
2.3 炉心流量減少事故 (LOF)	2 - 2
2.3.1 事故シーケンス概要	2 - 2
2.3.2 起因事故フェーズの解析結果	2 - 4
2.4 反応度挿入事故 (TOP)	2 - 7
2.4.1 事故シーケンス概要	2 - 7
2.4.2 起因事故フェーズの解析結果	2 - 8
2.5 HCDA 起因事故フェーズ解析の結論	2 - 10
2.5.1 解析条件の不確かさ	2 - 10
2.5.2 LOF - HCDA Energetics	2 - 13
2.5.3 TOP - HCDA Energetics	2 - 14
3. SAS 3D 解析モデル及び解析条件	3 - 1
3.1 SAS 3D 解析モデル	3 - 1
3.1.1 起因事故事象	3 - 1
3.1.2 SAS 3D モデル概要	3 - 2
3.2 解析条件	3 - 5
3.2.1 炉心体系	3 - 5
3.2.2 核熱設計データ	3 - 7
3.2.3 一次冷却系のモデル化	3 - 10
3.2.4 物性値	3 - 11
3.3 基準計算ケースの選定	3 - 12
3.3.1 最適パラメータケース	3 - 12

3.3.2 パラメータ解析基準ケース	3-14
3.4 パラメータ解析ケースの選定	3-16
3.4.1 概要	3-16
3.4.2 燃料スランピングパラメータ解析	3-16
3.4.3 FCI パラメータの解析	3-18
3.4.4 ギャップコンダクタンスの解析	3-19
4. 初装荷炉心の起因事故解析	4-1
4.1 炉心のモデル化	4-1
4.1.1 SAS チャンネル構成	4-1
4.1.2 初期定常状態	4-5
4.2 炉心流量減少事故(LOF)	4-59
4.2.1 概要	4-59
4.2.2 基準ケースの解析	4-61
4.2.3 パラメータ解析	4-69
4.2.4 結論	4-79
4.3 反応度挿入事故(TOP)	4-183
4.3.1 概要	4-183
4.3.2 基準ケースの解析	4-185
4.3.3 パラメータ解析	4-89
4.3.4 結論	4-195
5. 平衡初期炉心の起因事故解析	5-1
5.1 炉心のモデル化	5-1
5.1.1 SAS チャンネル構成	5-1
5.1.2 初期定常状態	5-9
5.2 炉心流量減少事故(LOF)	5-87
5.2.1 概要	5-87
5.2.2 基準ケースの解析	5-105
5.2.3 パラメータ解析	5-117
5.2.4 結論	5-129
5.3 反応度挿入事故(TOP)	5-257
5.3.1 概要	5-257
5.3.2 基準ケースの解析	5-265
5.3.3 パラメータ解析	5-273
5.3.4 結論	5-281

6. 平衡末期炉心の起因事故解析	6— 1
6.1 炉心のモデル化	6— 1
6.1.1 SAS チャンネル構成	6— 1
6.1.2 初期定常状態	6— 3
6.2 炉心流量減少事故 (LOF)	6— 25
6.2.1 概要	6— 25
6.2.2 基準ケースの解析	6— 27
6.2.3 パラメータ解析	6— 39
6.2.4 結論	6— 45
6.3 反応度挿入事故 (TOP)	6—191
6.3.1 概要	6—191
6.3.2 起因事故フェーズの解析	6—193
6.3.3 結論	6—199
7. 謝辞	7— 1
8. 参考文献	8— 1

1. 緒 言

1. 緒 言

1.1 動機と実施経過

本報告書は、高速増殖原型炉「もんじゅ」の仮想的炉心崩壊事故（HCDA）時の、炉心の核・熱過渡挙動を計算モデルによって解析・評価したものである。

これまでの高速炉安全設計研究結果から、^{1)～4)} 原子炉スクラム系の不作動を同時に想定した起因事故事象（ATWS 事故事象）の中で、広範囲の炉心燃料溶融に至る可能性の大きな事故として、原子炉定格運転中の、以下の 2 つが主要な事象とされている。

- (1) 外部電源喪失事故（スクラム系不作動）
- (2) 制御棒連続引抜事故（スクラム系不作動）

Fig. 1.1-1 に、「もんじゅ」の原子炉容器構造を示した。外部電源喪失事故では、一次冷却系の主循環ポンプ（3 台）のコストダウンに伴い、炉容器入口流量が減少するため、炉心流量減少事故（LOF : Loss-of-Flow Accident）とも呼ばれる。主循環ポンプ・ヘッド（規格化値）は Fig. 1.1-2 に示す減衰特性に従って変化する。^(注) 炉容器入口流は、炉心部で冷却材沸騰が起こるまでは、次式で近似できるコストダウンを示す。

$$f/f_0 = (\Delta P/\Delta P_0)^{1/2}$$

f/f_0 : 炉容器入口流量（規格化値）

f_0 : 定格入口流量

$\Delta P/\Delta P_0$: 主循環ポンプ・ヘッド（規格化値）

ΔP_0 : 定格ポンプ・ヘッド

制御棒連続引抜事故では、制御棒引抜に伴い、正反応度が挿入されるため、反応度挿入事故とも呼ばれる。この場合、事故発生により炉出力が上昇し過出力状態になるため、事故は TOP (Transient Over-Power Accident) とも略称される。反応度挿入率は、 $2\%/\text{sec}$ の連続挿入となる。⁶⁾

LOF, TOP いずれの場合も、事故発生により、炉心燃料集合体の出力と冷却材流量が不整合な状態に至り、更に、原子炉スクラム系の不作動を想定するために、冷却材の沸騰や、燃料ピンの溶融へと、事故は拡大していく。

従来、「もんじゅ」の HCDA 時の炉心核・熱過渡挙動の解析は、HARHO-IN および VENUS-PM の両事故解析計算コードを用いて、⁷⁾ 三菱原子力工業により、また、類似の計算コードを用いて、⁸⁾ 東芝および日立によって実施してきた。解析に用いられた、

(注) Fig. 1.1-2 のコストダウン・カーブは主循環ポンプの慣性モーメント (GD^2) が $5700 \text{ Kg} \cdot \text{m}^2$ 、摩擦トルクは無視した場合に対応したものである。

これらの計算コードは、LOF および TOP 事故時の過渡熱流力現象を記述する幾つかの計算モデルをもってはいるが、基本的には保守側の安全評価を目的とした簡略な計算モデルから構成されている。

HCDA 解析のために開発されてきた事故解析コードの中で、今日、最も詳細な計算モデルを有するものに、米国 DOE (Department of Energy) の SAS 3D コードがある。^{12)~14)} このコードは、HCDA 過渡事象過程で知られている諸現象を記述する計算モデルを一通り含んでおり、現象解析を目的とした計算コードである。SAS 3D による HCDA 解析の例としては、既に、CRBR (米)³⁾ および SNR-300 (西独)^{9),10)} について結果が報告されている。動燃事業団は、1979 年 6 月に DOE より SAS 3D コードを導入した。これに伴い、SAS 3D コードによる「もんじゅ」HCDA 解析が計画され、1979 年 11 月に、前述した 3 社より報告者らが参加して解析が開始された。本解析は、「もんじゅ」の HCDA を従来よりも詳細な現象解析モデルにより評価して、従来の解析方法では不確かさが大きかった要素を除いて、より現実的な評価を得る事が目的である。

初期に実施した、HCDA 起因事故フェーズの予備解析結果から、「もんじゅ」の HCDA シナリオは、種々の保守側解析条件下でも、大きな破壊エネルギー放出を伴う炉心崩壊事故とはならず、TOP では局所的な炉心破損（高出力燃料集合体の破損）にとどまり、また、LOF では広範囲の炉心溶融に発展し、所謂、Transition Phase へ移行することが判った。この結果を、CRBR および SNR-300 の場合と比較すると、「もんじゅ」の LOF-HCDA 時の出力暴走規模は、これら海外 2 炉心の場合よりも小さなエネルギー放出のものである。検討結果、この差異の主要因が冷却材ボイド係数の大きさの違いに起因していることが判った。Table 1. 1-1 に、これら 3 炉心の主要設計パラメータを比較した。また、平衡末期炉心 (EOEC) の、SAS 3D (又は SAS 3A) による HCDA 解析で用いられたボイド係数およびドップラー係数を比較して示した。¹⁷⁾ 「もんじゅ」炉心の最大正ボイド・ワースは、他の 2 炉心に比べて、1 \$ 以上も小さい。ボイド係数をパラメータとした LOF 解析の結果によると、「もんじゅ」炉心では、ボイド係数を核設計計算不確かさの範囲 ($\pm 50\%$) で⁶⁴⁾ ノミナル値から増加させた場合、LOF-HCDA シナリオは、起因事故フェーズから炉心崩壊フェーズへ移行するものとなることが判った。

上述した反応度係数に加え、HCDA シナリオは、炉心の燃焼度にも依存する。そのため、解析パラメータとして、更に、燃焼状態の異なる 3 つの炉心状態を考慮した。これらは、初装荷炉心の初期、平衡炉心での初期および末期である。

各炉心での起因事故解析では、上述した反応度係数の他に、事故シナリオに影響すると考えられる主要パラメータについて、パラメータ解析を実施した。解析ケース選定については第 3 章に記した。

これらの解析結果を 2 つの報告書に分けて報告する。本報告書(I)には、炉心反応度係数に核計算ノミナル値を用いた場合の HCDA 解析結果を記述する。前述したように、この場合は各炉心

ケースとも、破壊エネルギー放出を伴う炉心崩壊フェーズに至ることはないため、結果の記述は、SAS 3D による起因事故フェーズのものに限った。

解析条件および解析ケースの選定については第 3 章に記述したが、我々にとって SAS 3D による HCDA 起因事故解析の経験は皆無であったため、解析ケースの選定においては基本的には CRBRP の HCDA 解析例 (CRBRP の PSAR³⁾ に記載された申請者側の解析例および、PSAR を規制者側の立場で批判した NRC による解析例¹⁾ がある)、および SNR-300 の解析例⁹⁾ を参考にした。特に、SAS 3D 特有のモデルである燃料スランピング、溶融被覆材移動、および FCI に関するモデルで必要な入力パラメータの多くについては、CRBRP の PSAR で用いられた値または NRC が用いた値をそのまま用いた。解析ケースは基本的には以下の 3 つのグループに分類できる。

- (i) 最も確からしいモデルパラメータを用いたケース
- (ii) 可能な範囲で、CRBRP - HCDA の NRC による解析の標準ケースに一致させたケース
- (iii) (i) および (ii) のケースを参考にして設定した基準ケースと、そのパラメータ解析ケース

CRBRP および SNR-300 の解析例には報告されていなかったパラメータ解析ケースの一つは、FCI 開始条件となる燃料破損基準をパラメータとした場合の解析である。LOF 解析では、高出力燃料集合体のスランピング発生に後続する fuel dispersal 現象と、低出力燃料集合体での FCI 発生の相対的な時間遅れの関係が、出力暴走の規模を決定する重要な因子となる。その理由は、前者が負のフィードバック反応度効果を伴うのに対して、後者 (FCI) は通常、正の反応度効果を伴うためである。一般に、FCI 発生が fuel dispersal 現象の顕著になる時間よりも遅れる程、その正反応度効果は全反応度の上昇に有効には寄与しない。この様な考察を基に、これまでの実験事実に矛盾しない範囲で、FCI 発生が早期化する条件設定を検討し、パラメータ解析ケースに加えた。

各炉心の LOF および TOP 解析結果は、第 4 章から第 6 章までに記述した。

1.2 SAS 3D 解析の Case ID

本報告書に記載した SAS 3D 解析ケース数は、約 40 ケース以上になる。これらのケースを判別するための Case ID を以下の補足に示した約束に従って設けた。これらの Case ID は、計算結果の図・表に付記されているため、図・表のタイトルには必ずしも陽に Case ID を入れていないことがあるので注意されたい。

補足 - SAS 3D ランケース ID の約束 -

(1) 表意 ID と Serial ID の併用

表意 ID : この ID で、事故種別、炉心状態、パラメータ解析内容の概略が判別できるよう決定する。

Serial ID : この ID で事故種別と、その事故解析の一連ケース#が判別できるものとする。

(2) 表意 ID の約束

表意 ID の形式は下記の様にする。

事故種別(炉心状態) - パラメータ種別(Serial ID)

① 事故種別の略号

LOPI → LP (配管破損事故)

LOF → LF (炉心流量減少事故)

TOP → TP (反応度事故)

② 炉心状態の略号

BOIC → BIC (初装荷炉心初期)

BOEC → BEC (平衡炉心初期)

EOEC → EEC (平衡炉心末期)

但し、LOPI 解析は、EOEC 炉心のデータをベースとしているので、炉心状態区別の ID 不要となるため、()内には、单又は多チャンネル区別を入れる。

単チャンネル解析 S

マルチチャンネル解析 M

③ パラメータ種別の略号

この種別には多数考えられ得るが、パラメータ値までの判別は不要として、下記の略号を設ける。

◦ FCI (関連の) パラメータ FCI

◦ スランピング " SLP

◦ Clad 移動 " CLZ

◦ Liquid film 又は Na " NA

◦ 反応度係数 " REAC

◦ その他 適当に略号を設ける。

(3) Serial ID の約束

事故種別と炉心状態を判別できる番号付けを含め、その他の判別は事故種別ごとのランクーステーブルで管理する。

◦ LOPI ケースの Serial ID 形式 C1N **

◦ LOF ケースの " C2N **

◦ TOP ケースの " C3N **

N 炉心状態識別 1 BOIC

2 BOEC

3 EOEC

** 00 から始まる Serial 番号(管理テーブルを作成する)

Table 1.1-1 LMFBR core design comparison

<u>Item</u>	<u>Reactor:</u>	<u>Monju</u>	<u>CRBRP(Homo.)</u>	<u>SNR-300</u>
- General -				
Power(MWt)	714	975	762	
Burnup, Max/Avg. (10^4 MWD/MTM)	10.0/8.0	15.0/10.0	8.5/5.7	
Core Volume(l)	2335.0	2540.0	2404	
Core Eq. Diam.(cm)	178.8	188.1	182.4	
Core Height(cm)	93.0	91.4	95.0	
Axial Blanket Length(cm)				
Upper/Lower	30.0/35.0	35.56/35.56	40.18/40.18	
Radial Blanket Eq. Diam.(cm)	240.0	244.6	217.7	
Core Volume Fraction				
Fuel/SS/Na/Void	33.5/24.5/40.0/2.0	32.2/23.1/42.6/2.1	29.5/19.54/49.3/1.66	
Pu Enrichment				
Inner/Outer-EC-Core	16.1/20.8 (Pu-fissile/Pu+U)	18.7/27.1 (Pu-fissile/Pu+U)	24.7/35.6 (Pu-Total/Pu+U)	
Power:				
Av. Power Density(W/cc)	273.0	342.0	290.0	
Av. LHGR(W/cm)	210.0	230.0	230.0	
Peak LHGR(W/cm)	394.0	480-520	380.0	
Coolant:				
Inlet/Outlet Temp.(C)	397 / 529	388 / 535	377 / 546	
- Fuel Design -				
No. of Fuel Assemblies	198	198	199	
No. of Pins/Assembly	169	217	166	
Hex Cell Pitch(mm)	115.6	121.6	114.98	
Fuel Pin Pitch(mm)	7.9	7.307	7.9	
Duct Outer Face-to-Face(mm)	110.6	116.2	110.2	
Duct Wall Thickness(mm)	3.0	3.048	2.79	
Clad Outer Diam.(mm)	6.5	5.84	5.99	
Clad Thickness(mm)	0.47	0.381	0.381	
Pellet Diam.(mm)	5.4	4.92	5.09	
Pellet Density(%TD)	85	91.3	86.5	
- Core Reactivity Coeffs. - (used in SAS3D/SAS3A for EOEC-HCDA Analysis)				
Max Void Worth(\$) (EOEC)	2.52**	3.5**	4.68	
Core Fuel Doppler(10^{-3} Tdk/dT)***				
Na-In Core	-6.8	-5.94	-5.1	
Na-Out Core	-5.0	-3.77	-3.0	
Axial Core Expansion (\$/cm)	-0.64		-0.7	
Beta Effective(10^{-3})	3.64	3.35	3.04	
Prompt Neutron Life Time (Na-in, micr. sec)	0.438	0.425	0.462	

Note

* Data partially from FBCR-19, S50, Nov. PNC

** Not including ex-wrapper sodium worth (about 27% in Monju, 16% in SNR-300, and 20.4% in CRBRP). The 4.68 \$ of SNR-300 includes the ex-wrapper sodium worth.

*** Including axial blanket Doppler contributions (about 10% contribution)

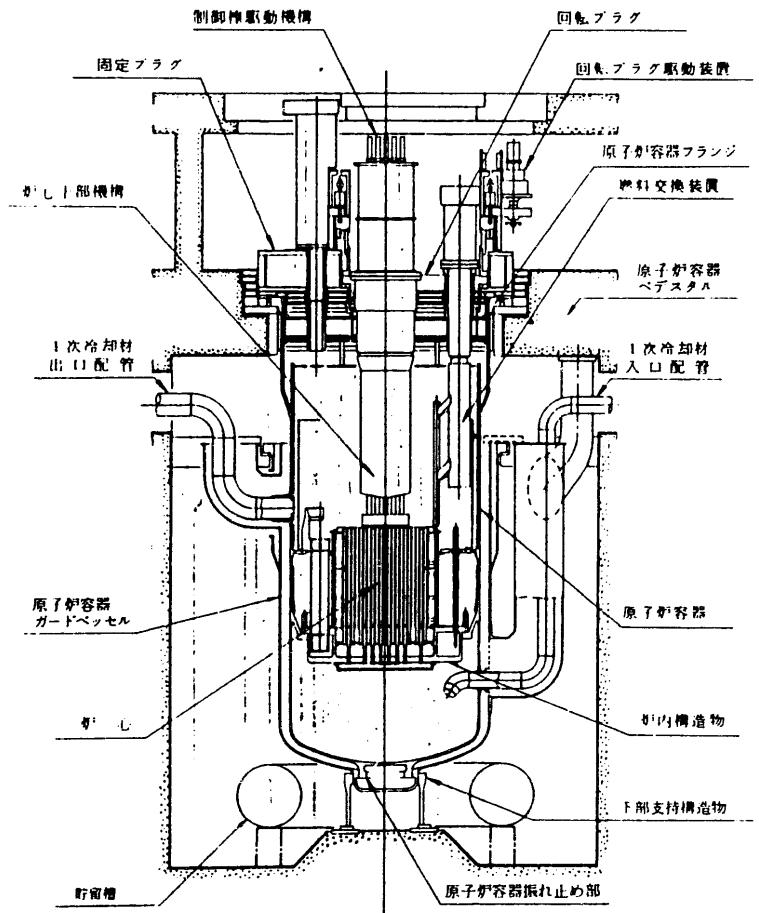


Fig. 1.1-1 Cross-sectional view of Monju reactor vessel

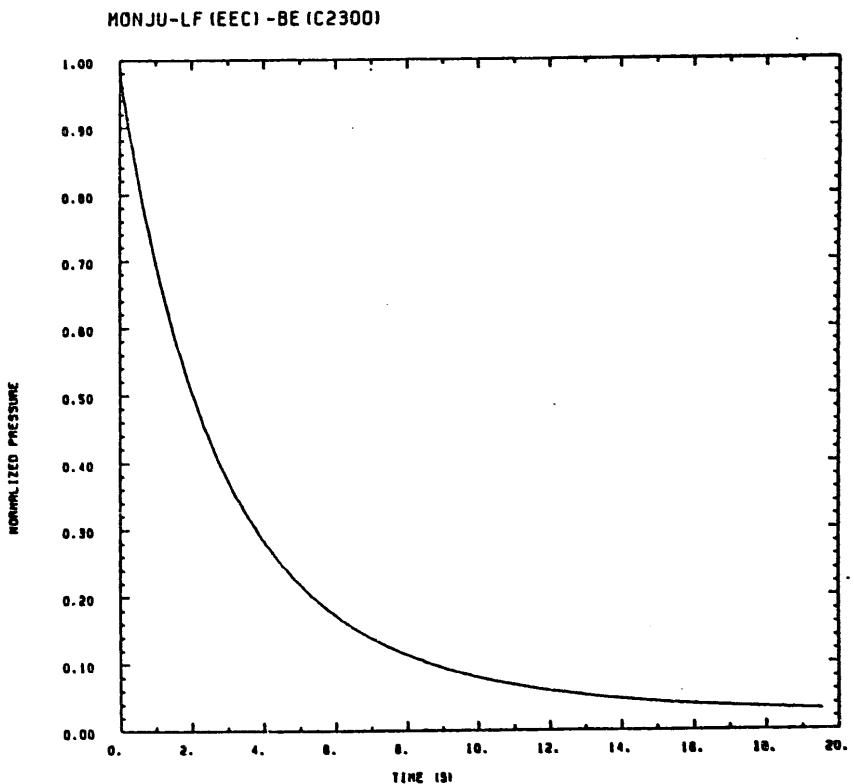


Fig. 1.1-2 Primary pump head decay curve during LOF

2. 解析結果要約と結論

2. 解析結果要約と結論

2.1 起因事故事象と対象炉心

HCD A起因事故事象としては、定格運転中における以下の2事象を解析した。

- (1) 外部電源喪失事故
- (2) 制御棒連続引抜事故

いずれの場合も、スクラム系の不作動を想定した ATWS 事象とする。以下では、前者を LOF、後者を TOP と略称する。LOF 時の炉容器入口流量は主循環ポンプ・コーストダウン特性に従って、Fig. 2.1-1 に示すカーブにそって低減する（約 14 秒以降は破線がコーストダウンカーブ。実線は炉心の沸騰発生による効果を含んだもの）。TOP 時の反応度挿入率は、2 ϕ/\sec のランプ状連続挿入となる。

解析対象炉心は、

初装荷炉心の燃焼初期（BOIC と略記）

平衡炉心の燃焼初期（BOEC）および末期（EOEC）

である。Table 2.1-1, -2 に、これらの3炉心の領域出力分担率および、冷却材ボイド・ワースとドップラー係数を示した。BOIC および BOEC 炉心では、制御棒が挿入状態にあるものとし、EOEC では、微調整棒を除く全制御棒は引抜き状態にある。これらの炉心を SAS 3D のマルチ・チャンネルでモデル化した。各炉心で用いたチャンネル数と径方向出力ピーキングは以下の通りである。

炉 心	チャンネル数	径方向出力ピーキング
BOIC	16	1.19
BOEC	16	1.28
EOEC	14	1.35

BOEC と EOEC の径方向出力ピーキングの差異は、主に粗調整制御棒 10 本の挿入状態の違いに起因している。Fig. 2.1-2, Table 2.1-3 に各炉心のチャンネル構成とチャンネルの諸特性を示した。

2.2 解析条件と解析ケース

解析に用いた核計算データ（出力分布・反応度係数）は、3次元 Hex-Z 拡散・1次摂動計算によるもので、諸反応度係数には核設計計算ノミナル値を使用する。

解析ケースは、LOF および TOP の場合とも、大きく 3 つに分類される。

- (i) 「最も確からしい解析条件を用いたケース」

このケースを、以下では Case BE と略記する。

- (ii) 「CRBR の HCDA 評価で、NRC (米) が標準ケースで用いた条件¹⁾と、ほぼ同一の解析条件を用いたケース」

このケースを、以下では Case EXNRC と略記する。

- (iii) 「パラメータ解析基準ケース」（以下では Case RP と略記）およびパラメータ解析ケース

Fig. 2.1 - 3 に、各解析ケース間の解析条件の主要な差異を示した。同図に示した各ケースは、BOIC, BOEC および EOEC の 3 炉心で、ほぼ共通に解析したケースである。各ケース間の解析条件の違いは、Case RP を基準に、RP との差異を示している。解析条件の詳細は、本報告書(I)の第 3 章に記述があり、また、後述する解析結果の要約表に主要なものを示した。パラメータ解析は、FCI および燃料分散現象に係わる計算条件に関するもの、および、燃料ピンのギャップ熱伝達率の取扱いに関するものより構成されている。なお特定の炉心ケースで、Fig. 2.1 - 3 には示していないパラメータ・ケースの解析も実施した。

以下、2.3 節に LOF 解析、2.4 節に TOP 解析の結果の要約を記し、2.5 節に結論を記述した。

2.3 炉心流量減少事故 (LOF)

2.3.1 事故シーケンス概要

Fig. 2.3 - 1 に 3 つの基本ケース (Case BE, EXNRC, RP) における諸事象の最初の発生時間（事故発生を時間の原点とする）を、3 つの炉心ケースについて比較して示した。LOF 事故での発生事象は、その発生順に、冷却材沸騰、溶融被覆材移動、燃料スランピングがあり、これらの後に、FCI とスランピング領域の燃料分散が相い前後して起こる。これらの事象が SAS 3D でモデル化されている現象で、いずれも反応度変化に係わっている。

LOF 事故では、沸騰開始までは炉出力は、ほぼ定格値のままとなり、ボイド反応度挿入開始後、急速に上昇し始める。事象展開は、沸騰発生領域の拡大に伴って速くなる。Fig. 2.3 - 1 では、最初の燃料スランピング発生（燃料ペレット径方向 50 % 溶融割合で発生）後の時間軸は拡大して示してある。

各基本ケースで、3 炉心間の比較をみると、径方向出力ピーピングが一番低い BOIC 炉心の諸事象発生時間が一番遅い。次いで、BOEC, EOEC となり、径方向出力ピーピングの高い炉心の順に事象発生は早くなっている。事象発生の早さには、ボイド係数やドップラー係数の大きさも関係している。諸事象の展開は概ね以下の様に要約できる。

最初の沸騰開始は、定常時の出力／流量比が高く（冷却材出口温度が高い）、また、出力／流量比が近接したチャンネル間では出力の最も高いチャンネルで起こる。そのため、チャンネル番

号の若いもの（出力／流量比が大きい）ほど最初に沸騰し易い。最初の沸騰は 13.3 秒から 16.3 秒に発生しているが、この時点での炉容器入口流量は定格値の約 23 %まで低減している。沸騰開始軸方向位置は、炉心頂部よりも幾分上（～ 10 cm）のブランケット領域となる。

溶融被覆材の移動は、肉厚全体に渡って溶融した位置から始まり、軸方向位置はピーク出力ノードよりも幾分（～ 10 cm）上方となる。既沸騰チャンネルで、出力の高いチャンネルから被覆材移動が始まる。溶融開始から移動までの時間は、ほぼ 1 秒以内である。

燃料スランピングは、前述した様に 50 % 燃料溶融割合到達ノードで起こるとした。従って、必ずしもそのノードの被覆管移動が先行するとは限らない。高出力チャンネルから順にスランピング開始となる。

燃料溶融は、部分沸騰（ボイド）チャンネル及び未沸騰チャンネルでも進行し、50 % 燃料溶融割合に達したノードの被覆管が破損する。このノード位置の冷却材流路がボイド化していかなければ、FCI 発生となる。従って、FCI は、沸騰開始が遅れる低出力チャンネルで起き易い。これらの低出力チャンネルは外側炉心の外周部に多く、ボイドワースが負のチャンネルが多い。しかし、沸騰によるボイド反応度挿入が速い場合には、燃料溶融も速くなり、出力が比較的高いチャンネルでも、冷却材流路がボイド化する前に燃料破損を起こし、FCI 発生となる。正ボイド・ワースチャンネルの FCI 発生は、急速な正反応度挿入をもたらす。

LOF 事故のトランジエント末期は、FCI 発生およびスランピング・チャンネルの燃料加熱による燃料分散が相い前後して起こる。正ボイド・ワースチャンネルの FCI は正反応度効果となり、燃料分散は負反応度効果となる。これらの反応度効果の競合により、炉出力・全反応度の最大値が決まる。起因事故フェーズは、スランピング・チャンネルの燃料分散によって全反応度が未臨界となり終る。

以下に、基本 3 ケースの事象展開の概要を記述した。なお、Table 2.3-1 に 3 炉心の全解析ケースの結果を示した。

(1) Case BE

燃料の軸方向膨脹反応度（負）効果により出力上昇は、他の 2 ケースに比べ遅れる。この反応度は、ドップラー反応度のほぼ 70 % 程度となっている。平衡炉心ケース（BOEC, EOEC）ではスランピング発生後、燃料ペレット内残留 FP ガスによる分散効果を考慮したため、燃料分散負反応度挿入が早く、上述した出力上昇の遅れも加わって、FCI 発生がない。FP ガスのない初期炉心（BOIC）では、燃料分散開始は、燃料蒸気圧を待つまで遅れている。燃料分散の遅れに伴なって、スランピングによる正反応度挿入が大きく、全反応度・炉出力最大値は BOIC で一番高い。なお、BOIC では FCI 発生はあるが、負ボイド・ワースチャンネルの FCI が多いため、全反応度上昇には寄与していない。

(2) Case EXNRC

燃料軸方向膨脹および FP ガス燃料分散を同時に否定したため、出力上昇は速くなっている。

FCI は、ボイド・ワースが正のチャンネルでも発生し、その正反応度効果が平衡炉心ケースの出力上昇規模を決定している。

BOIC でも、FCI 発生は Case BE に比べて増加しているが、負ボイド・ワース・チャンネルの FCI 発生が多いために、正反応度寄与はない。また燃料分散開始が早くなつたため、Case BE に比べ、スランピングによる正反応度効果は小さな寄与で終つている。

(3) Case RP

Case EXNRCとの差異は、主に、沸騰チャンネルの残留液膜挙動モデルの違いによるボイド反応度挿入の違いに起因している。最初の沸騰発生までは、Case EXNRCと同一の出力変化を示しているが、沸騰発生後の事象展開は、Case EXNRCよりも幾分遅く、ボイド反応度挿入の遅れに起因している。この遅れに起因して、BOEC では FCI 発生がない。

2.3.2 起因事故フェーズの解析結果

パラメータ解析ケースも含め、全解析ケースの内で、全反応度の到達最大値は EOEC 炉心の Case FCI 25 で、1.016 \$ となつた。このケースでは、FCI 発生条件を燃料溶融割合が 25 % 到達時とし、更に、炉心軸方向中央で被覆管破損が起るものとした。全反応度は 1 \$ を超過しているが、超即発臨界での全反応度上昇率は高々 10 \$ /sec と低く、出力暴走挙動は、機械的炉心崩壊に至るほどの激しさではない。起因事故フェーズ末期までのエネルギー放出量が最大となつたケースは、炉出力が最大（定格値の約 570 倍）となつた BOIC 炉心の Case BE である。このケースの燃料エネルギーは、1 気圧までの燃料蒸気等エントロピー膨脹仕事量にして約 60 MJ となる。

以下、Table 2.3-1 に示した各ケースの結果を簡単に記述する。

(1) Case BE (全炉心ケース)

全炉心ケースとも燃料軸方向膨脹による負反応度効果が、また平衡炉心ケースでは更に、FP ガスによる早期燃料分散効果が加わって、沸騰開始後の炉出力上昇が緩まんなものになっている。そのため、燃料ピン破損前に大部分の燃料集合体はボイド化し、FCI 発生は無いか、又は、沸騰の遅れる低出力チャンネル（ボイド・ワースが負）での FCI となる。そのため出力暴走規模は小さい。FP ガス分散効果のない BOIC では、燃料分散開始が遅れるため、燃料スランピングによる正反応度効果が大きく、全反応度最大値は 1.007 \$ に達している。しかし、即発臨界以上での全反応度上昇率は低く（< 5 \$ /sec），炉心崩壊フェーズへ移行する規模の出力暴走ではない。

このケースでは、全炉心ケースとも燃料分散による負反応度により、全反応度は未臨界となるが、炉心部には大部分の燃料が残つており、この後の溶融炉心の挙動は遷移フェーズの解析によらなければならぬ。

(2) Case EXNRC (全炉心ケース)

燃料軸方向膨脹反応度効果および、FPガス燃料分散効果を否定したこのケースでは、沸騰ボイド反応度挿入による炉出力上昇は、Case BEよりも急速になる。その結果、部分沸騰又は未沸騰チャンネルでのFCI発生がある。BOICでは、FPガス効果の否定は何の影響も与えないが、軸方向膨脹負反応度の否定により、FCI発生チャンネル数は増加している。しかし、負ボイド・ワースチャンネルのFCIであり、正反応度効果は小さい。また、出力上昇が速くなったため、溶融被覆材移動が起こる前にスランピングを起こすチャンネルが増加し、被覆材移動反応度はCase BEと比べて寄与が小さい。これは3炉心に共通した特徴である。

BOECでもFCI発生はあるが、負ボイド・ワースチャンネルのFCIが多く、FCIによる正反応度効果は小さい。全反応度最大値は、Case BEよりも高く、0.998\$となっている。その正反応度要因は、スランピング・チャンネルの燃料移動反応度である。FPガス分散効果を否定したため、燃料分散開始前までに挿入される燃料移動反応度はCase BEの場合よりも大きい。

EOECでも、BOECと類似した結果がみられる。しかし、EOECでは、FCIによる正反応度効果が大きい。ボイド・ワースの大きな中出力チャンネルでのFCIによるボイド反応度、および低出力チャンネルでのFCIによる燃料移動反応度が、全反応度を、1.005\$まで上昇させている。

Table 2.3-1にみられる様に、Case EXNRCでは、BOICとEOECで全反応度は1\$を超過している。しかし、1\$以上での全反応度上昇率は、いずれの炉心ケースでも低く、機械的炉心崩壊を起こす程の激しさではない。いずれの炉心ケースも遷移フェーズへ移行する。

(3) Case RP(全炉心ケース)

沸騰チャンネルの液膜を、静止モデルで記述したCase EXNRCに対して、このケースでは運動モデルを用いた。これらのモデル間の差異は、沸騰気泡成長挙動に差異をもたらし、本ケースの場合の方がボイド反応度挿入が遅れる。これは、液膜運動モデルによる膜の波の形成が冷却材蒸気の運動を抑えるために、気泡の成長が遅れることに起因している。この結果、各炉心ケースとも、最初のFCI発生はCase EXNRCに比べて遅れている。このため、BOECでは、FCI発生は無く、またEOECでは、ボイド・ワースの高い中出力チャンネルでのFCI発生がない。燃料溶融の拡大に比べて、沸騰領域の拡大が、Case EXNRCの場合よりも速くなっているためである。また、EOECでは、全反応度最大値はFCI発生前に決っている。

ボイド反応度挿入の遅れ、および、FCIによる正反応度効果の減少の結果、各炉心の本ケースの全反応度および炉出力の最大値はCase EXNRCよりも小さい。この様に、燃料溶融の拡大速度は、正ボイド・ワース・チャンネルでのFCI発生の有無に係わり、出力暴走規模を決定する。従って、沸騰開始後のボイド反応度挿入による全反応度上昇は、出力暴走規模に大きく影響する。このことは、本報告書(I)での解析では考慮しなかった、ボイド・ワースおよびドップラー係数の不確かさが出力暴走規模の評価の上で重要な因子となり得ることを示して

いる。

(4) Case FPSLP (BOEC 及び EOEC 炉心)

Case RP で、 FP ガスによる早期燃料分散を考慮したケースである。BOEC では、燃料分散の早期化に起因して、スランピングによる正反応度効果が減少し、全反応度・炉出力最大値は Case RP よりも小さく抑えられている。EOEC でも、燃料分散負反応度効果による出力上昇の遅れのため、FCI 発生が無くなり、全反応度・炉出力最大値は、Case RP よりも低く抑えられている。

(5) Case SDFRIC.SLP (BOIC 炉心ケース)

スランピング・チャンネルでの燃料の運動に対して冷却材蒸気流による抵抗を無視したケースである。この抵抗の無視は、燃料のスランピング（落下）および分散運動を容易にする。本ケースでは、スランピングによる燃料移動正反応度効果の増大により、全反応度は最大 1.007 \$ に達している。しかし、即発臨界以上での全反応度上昇率は 5.2 \$/sec と低く、機械的炉心崩壊フェーズへ移行する程の激しさはない。

(6) Case FCI 25 (全炉心ケース)

Case RP で、FCI 開始時間を早めた場合に相当する。これに伴い、BOIC および BOEC では FCI 発生チャンネル数は増加しているが、いずれの場合も負ボイド・ワース・チャンネルの FCI であるため、正味の正反応度効果は小さい。EOEC では、Case RP に比べ、更に正ボイド・ワース・チャンネルの FCI 発生は起こっていないが、FCI による正反応度挿入のタイミングが燃料分散負反応度挿入よりも更に (Case RP に比べ) 先行しているため、全反応度最大値は 1.016 \$ に達し、全解析ケースの中で最も高い。炉出力最大値は、定格出力の約 510 倍となっている。

本ケースの結果は、未沸騰又は部分沸騰チャンネルの燃料ピン破損条件 (FCI 開始条件) が出力暴走規模を決定する重要な因子の一つであることを示している。なお、本ケースでの解析条件で想定した、炉心軸方向中央での FCI 発生および、スランピング・チャンネルでの燃料分散に際しての被覆材蒸気圧の無視も、全反応度最大値を上昇させる要因となっている。

(7) Case BURST.FCI (全炉心ケース)

被覆管破損 (FCI 開始) を、燃料ピン溶融キャビティ圧力によるバースト破損モデルで記述したケースである。BOEC および EOEC では、FCI 開始は、FP ガスによるキャビティ圧上昇により、Case RP よりも早くなり、従って燃料溶融割合も Case RP の場合 (50 %) よりも低い値で起こっている。EOEC 炉心ケースでは、Case FCI 25 の場合と類似の理由で出力暴走規模は Case RP よりも大きく、全反応度最大値は、FCI 25 と同じく、1.016 \$ に達している。しかし、全反応度上昇率 (1 \$ 以上で) は 6 \$/sec と低い。本ケースでは、被覆管破損限界応力を保守側に (LOF 事故の場合)、低応力データで与えたため、FCI 開始時の燃料溶融割合は、最大で約 10 % と低い。この場合、燃料ピンからの溶融燃料放出モ

ルが、この様に低い溶融割合の場合に対して限界のあることに注意する。即ち、SAS／FCI モデルは、この場合、溶融燃料流出レートを過大評価する方向にあり、FCI 反応度効果を過大評価する方向にある。

(8) Case GAPCON (全炉心ケース)

Case RP では燃料ペレット／被覆管ギャップ幅依存性のギャップ熱伝達率を用いた。本ケースでは、これを、定常・過渡時とも一定値 $0.405 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ($714 \text{ Btu/hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$) に設定した。定常時の燃料最高温度は、両ケース間では、各チャンネルとも $\pm 20^\circ\text{C}$ 以内で一致している。

LOF 事故の場合、過渡時のギャップ熱伝達率は、出力上昇が急速になるまでは単調に低下する（ギャップ幅増加のため）。そのため、ギャップ熱伝達率を一定とした本ケースでは、Case RP に比べて、冷却材沸騰開始が早くなり、また気泡成長速度も、Case RP に比べて大きい。しかし、EOIC および BOEC では、この効果は全反応度上昇に正の寄与ではなく、特に BOEC では、FCI ではなく、燃料分散が早くなつたため、全反応度最大値は Case RP よりも小さい。EOEC では、FCI 発生は Case RP と同じチャンネルであるが、その正反応度効果は Case RP よりも増大し、全反応度最大値は 1 \$をわずかに超過し、1.001 \$に達している。

(9) Case LRIP, FCI (EOEC 炉心)

FCI 発生時の燃料ピン破損口を Case RP の 6 倍の大きさに設定したケースである。EOEC 炉心の Case RP では、全反応度最大値は FCI 反応度効果の直接の影響をうけないため、FCI 開始時間が Case RP と変わらない本ケースの全反応度・炉出力最大値は Case RP と同じである。従って、本ケースの破損口大きさを与えるパラメータは、出力暴走規模には何らの顕著な影響を与えていない。

2.4 反応度挿入事故 (TOP)

2.4.1 事故シーケンス概要

$2 \text{ e}/\text{sec}$ の事故反応度挿入（連続挿入）による TOP 事故シナリオは、LOF 事故シナリオに比べて非常に単純な事象展開となる。即ち、事故反応度挿入により炉出力は指数関数的に上昇するが、その上昇は、ドップラー反応度（負）および、燃料軸方向膨脹負反応度（Case BE の場合）により抑えられ、非常に緩慢である。炉心は過出力状態におかれるため、燃料温度が上昇し、やがて溶融が始まる。冷却材・被覆材温度も上昇するが、LOF と場合とは違い、これらの沸騰・溶融は燃料溶融よりも遅れる。

50 % 燃料溶融破損を想定した、基本 3 ケースでは、燃料ピン破損による ECI 発生は、Fig. 2.4-1 に示したように、事故発生後、44 秒から 80 秒で起こる。FCI 発生時間は、各炉心間

で、また、基本ケース間で顕著に異なっている。FCI 発生時の炉出力は、定格値の 3 ~ 3.4 倍程度に達している。また、この時点までに、制御棒引抜による事故反応度は、1\$ ~ 1.6 \$ 插入されているが、その大部分はドップラー効果および、Case BE では燃料軸方向膨脹効果による負反応度で相殺され、FCI 発生時の全反応度は各ケースとも、0.16 \$ 程度となっている。また、基本 3 ケースでは、どの炉心ケースでも冷却材沸騰はない。

FCI 発生は、平衡炉心ケースでは最高出力チャンネルでのみ起こっている。径方向出力ピーキングの低い BOIC では、第 2 高出力チャンネルであり、出力／流量比の高い Ch. 4 で最初の FCI 発生となり、更に、Ch. 12, 10, 2 が、ケースに依存して FCI チャンネルとなっている。

FCI による反応度効果は、ボイド反応度および、燃料移動反応度からなり、後者は、燃料ピン溶融キャビティーから破損口を経て冷却材流路へ流出するまでの移動と、FCI による冷却材流路での移動に分けられる。燃料ピン破損は軸方向ピーク出力ノードより幾分（～8 cm）上方となる。炉心中央部の高出力チャンネルでの FCI は、正ボイド反応度効果をもたらし、また、燃料ピン内での燃料移動も正反応度効果となる。これらの正反応度効果により、全反応度は急速に上昇し、これに伴い、炉出力も急昇する。しかし、Fig. 2.4-1 に示したように、FCI 開始後、約 30 ms 以内に、冷却材流路へ出た燃料が FCI ゾーンの成長と共に流路下流へ流出（fuel sweepout）を開始するために、負反応度挿入が起り、全反応度および炉出力上昇は抑えられる。

FCI 開始後、約 0.1 秒以内に、fuel sweepout による負反応度によって、炉は未臨界状態に至る。燃料破損発生のある集合体数は、BOIC で一番多く、全炉心の約 17 % の集合体（炉心中央領域）となる。平衡炉心ケースでは、炉心中央部の高々 5 % の集合体で燃料破損が起る。炉出力および全反応度の最大値は、それぞれ、定格出力の高々 5 倍および、0.46 \$ である。

2.4.2 起因事故フェーズの解析結果

パラメータ解析ケースも含め、全解析ケースの中で、全反応度および炉出力の最大値は、EOEC 炉心の Case BE で、それぞれ、0.46 \$ および定格出力の約 5 倍となった。従って、出力暴走規模は小さく、前述のように炉心破損の規模も局所的な範囲に止まる。

以下に、Table 2.4-1 に示した各ケースについて、その結果を簡単に記述する。

(1) Case BE (全炉心ケース)

燃料の軸方向膨脹負反応度効果を考慮したため、事故反応度挿入による出力上昇は、この効果を否定した他のケースよりも緩まんである。FCI 開始は、50 % 燃料溶融割合での燃料ピン破損発生によるが、どのケースよりも、10 秒から 20 秒遅れている。TOP では、燃料軸方向膨脹反応度効果は、ノミナル計算値の 50 % に制限した。TOP では、出力上昇に伴い、燃料ペレットと被覆管のギャップが閉じる方向にあり、燃料スクックの軸方向膨脹は被覆管に拘束される可能性が大きい。そのため、保守側に、ノミナル値の 1/2 を有効とした。その結果、こ

の反応度効果は、ドップラー効果の約30%強となっている。

全炉心の燃料溶融割合（非破損燃料の溶融質量も含め）は、BOICで24%，BOECおよびEOECでは、10%以下である。これらの差異は、前述したFCI発生集合体数の差異と同じ理由による。

(2) Case EXNRC および RP (全炉心ケース)

両ケースとも、FCI解析条件は、FCIゾーンでの溶融燃料と冷却材の混合時定数（溶融燃料の微粒化現象の模擬）を除くと、同じである。Case EXNRCでは、この時定数を零とし、瞬時混合を想定し、Case RPでは10msとした。しかし、全反応度および炉出力の最大値にはこの時定数の差異は顕著には現われていない。

FCI始時間は、Case BEよりも10～20秒早くなっているが、全反応度・炉出力の最大値は、各ケースとも同程度となっている。従って、起因事故フェーズ末期の燃料溶融割合も、基本3ケース間では、ほぼ同じである。

(3) Case LRIP. FCI (全炉心ケース)

FCI発生燃料ピンの破損口大きさを、Case RPの6倍にとったケースである。スリット状の破損口を想定し、その長さ、および、面積ともに6倍としている。このパラメータは、溶融燃料流出レートおよび、燃料ピンから溶融燃料が流出する際の燃料移動範囲に影響する。本ケースの場合、流出レートが増大（約6倍）する結果、燃料移動反応度およびボイド反応度挿入率は増大する。反面、燃料が破損口位置（その軸方向中心は、ピーク出力ノードよりも幾分上方）に集結する範囲が、燃料ワースの低い領域を含む広い範囲に広がるために、その反応度効果は小さくなる。

BOICおよびBOEC炉心ケースでは、本ケースの結果は、Case RPに比べて同じか又は、わずかに高い全反応度および炉出力最大値を与えていた。EOEC炉心ケースでは、逆に、これらの値は、Case RPよりも低い。これらの炉心間差異は、制御棒挿入状態の違いにより生じている、出力および諸反応度係数の軸方向ピーキング及び、ピーク位置の違いに起因している。制御棒挿入状態にあるBOICおよびBOEC炉心では、これらのピーク位置は炉心軸方向中央よりも下部（ $\lesssim 5\text{ cm}$ ）となり、制御棒引抜状態にあるEOECでは炉心中央となっている。

(4) Case LRAD. FCI (全炉心ケース)

FCIゾーンでの溶融燃料微粒子化半径を、Case RPの2.5倍に設定したケースである。この結果、燃料と冷却材間の実効熱伝達率が低下することになり、FCIゾーンの成長速度がCase RPに比べて低下する。計算結果では、この効果は現われているが、全反応度および炉出力最大値に大きな違いをもたらしてはいない。

(5) Case BURST. FCI (BOEC および EOEC 炉心ケース)

被覆管破損をバースト破損モデルで記述したケースである。Case RPでは50%燃料溶融割合で破損とした。破損限界応力には、SAS3Dコード内蔵のHEDL相関式を用いた（LOF

事故の場合とは逆に、TOPでは高応力破損限界を設定した）。最初のFCI発生チャンネルは、Case RPとは異なり、外側炉心の最外周に位置する低出力集合体となった。このチャンネルの燃料ピンは運転温度が低いため、燃料ペレット内のFPガス残留量が多いgassy pinである。FPガスによる溶融キャビティー圧がバースト破損原因となっている。燃料ピン破損時の燃料溶融割合は、BOEC(Ch.16燃料ピン)では約10%，EOEC(Ch.11)では約33%である。BOECのCh.16ピンは低出力ピンのため、中心空孔が生じてなく、低い溶融割合で破損している。FCI開始時間は、Case RPよりも、約10秒遅く、この時点に最高出力チャンネルの燃料ピンは60%を越える溶融割合に達している。この遅れに伴い、高出力・高出力／流量比チャンネルの集合体出口近傍では冷却材沸騰が起こっている。

FCI発生は、上述した低出力チャンネルのみで起こり、これらのチャンネルは負ボイド・ワース・チャンネルであるため、全反応度上昇には殆んど寄与しない。全反応度最大値は、他の全てのケースよりも低い。しかし、上述した理由から起因事故フェーズ末期の全炉心の溶融割合は、Case RPの2.5倍以上に達している。なお、上述した高出力チャンネルでの沸騰発生は、小さな負の反応度効果となっている。

(6) Case GAPCON(全炉心ケース)

定常・過渡時のギャップ熱伝達率を一定値 $0.405\text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ としたケースである。TOPでは、過渡時の燃料と被覆間ギャップは閉じる方向にあるため、ギャップ熱伝達率は増大する。これを無視した本ケースの結果では、FCI発生チャンネルの内訳がBOICではCase RPと異なっている。しかし、全反応度および炉出力の最大値は、Case RPよりも幾分低い程度で大きな違いはない。

2.5 HCDA起因事故フェーズ解析の結論

2.5.1 解析条件の不確かさ

2.3, 2.4節に記述したLOFおよびTOP起因事故解析で用いた、主要な解析条件の位置づけを記し、各解析ケースの結果の位置づけを明確にする。解析条件を大きく、

- 燃料ピンギャップ熱伝達率
- 反応度係数
- 沸騰チャンネルの解析条件
- FCI発生チャンネルの解析条件

に分けて記述する。

(1) 燃料ピンギャップ熱伝達率

パラメータ解析ケースであるCase GAPCONを除く全てのケースでは、定常および過渡時ともに燃料ペレットと被覆管のギャップ幅依存性を考慮したギャップ熱伝達率 h_{gap} を用い

た。但し、SAS 3D では、 h_{gap} の過渡変化は、ギャップ幅の変化及び熱輻射の変化を通して起り、¹⁴⁾より詳細な Ross & Stout 型モデルよりも簡略化された半経験式で計算される。ギャップ・ガスの熱伝導率は定常時の燃焼度に依存して決まる He (封入ガス) と FP ガスのモル比から、混合ガス熱伝導率モデルにより算出し、入力データとして与える。これらについて第 3 章に記述した。

h_{gap} は、LOF と TOP では異なる過渡変化を示し、また、LOF では、事故後、ボイド反応度挿入前と後では、その増減挙動が逆転する。そのため、 h_{gap} の過渡変化を考慮した場合の方が、解析結果の解釈が物理的に矛盾しない。各炉心ケースの定常時の各チャンネルの燃料最高温度は、 h_{gap} に一定値 $0.405 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ($714 \text{ Btu/hr ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$) を用いた Case G-APCON の場合と $\pm 20^\circ\text{C}$ 以内で一致していた。但し、GAPCON で用いた h_{gap} 値は、熱設計で定常時のノミナル燃料温度評価に用いられる $1000 \text{ Btu/hr ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$ に工学的不確定因子の処理をして得られる最小値であり、定常時の最確値ではない。

本解析で用いた（但し、Case GAPCON は除く）ギャップ熱伝達率の定常時における値は、Ross & Stout モデルを用いた PAPAS - 1S による結果と比較すると、 h_{gap} の最大値および軸方向依存性は、比較的良好く一致している。

上述の事情を考慮すると、Case GAPCON の位置づけは、一つの参考データとしての意味しかない。LOF および TOP 評価上、一定ギャップ熱伝達率を用いる方が保守側の評価になる、という保証はないことに注意する。

(2) 反応度係数

3 次元 Hex-Z 座標・拡散・一次摂動計算による核設計計算ノミナル値を用いた。核設計では、諸反応度係数のノミナル値には、以下の不確かさを見込む必要があるとしている。

反応度係数*	不確かさ
ドップラー係数	ノミナル値の $\pm 30\%$
冷却材ボイド反応度価値	ノミナル値の $\pm 50\%^{**}$
燃料反応度価値	ノミナル値の $\pm 20\%$
構造材反応度価値	ノミナル値の $\pm 30\%$

(注) * 一次摂動計算による分布係数

** 但し、炉心領域の部分ボイド時の反応度価値計算値（直接 K_{eff} 計算）

に対しては、 $\pm 30\%$

これらの不確かさを考慮した場合、出力暴走挙動、特に、LOF 事故のそれが大きく変化する可能性があることは、2.3 節でもふれた。第 1 章（緒言）に記したように、「もんじゅ」炉心の最大正ボイド・ワース（ノミナル値）は、CRBR や SNR - 300 の値よりも小さく、上述した不確かさを正側に見込むと、CRBR の値より大きくなる。本報告書で得た「もんじゅ」の LOF Energetics が CRBR に比べて低い結果となった主要因は、このボイド・ワースの違

いにある。

上述した事情から、反応度係数の不確かさを考慮した解析が必要となる。この解析は HCDA 解析(II)で実施する。

(3) 沸騰チャンネルの解析条件

(i) 燃料ピン被覆管破損

LOF 事故時の沸騰チャンネルの燃料被覆管破損は、PAPAS - 1S による予測では、沸騰開始後、ドライアウト発生までの間（～0.7秒）に起こる可能性が大きく（高出力ピンの場合）、低出力ピンの場合は幾分遅れる。しかし、いずれの場合も、沸騰気泡が軸方向へ十分に成長する以前に破損する可能性が大きく、破損位置は炉心頂部または、その幾分下方（遅れる場合）となる。そのため、破損後放出される FP ガス（ブレナムガス）は、ボイド領域の拡大を急速にし、従って、ボイド反応度挿入挙動に影響する。しかし、本報告書での解析では、この FP ガスボイド現象を無視した。この現象を記述する SAS 3D のモデルが完備してないためである。

(ii) 燃料スランピング開始基準

燃料スタックの崩れをモデル化した SAS 3D の燃料スランピングは、被覆管破損発生以降となる。本解析では、50 % 燃料溶融割合到達時又は、燃料ペレット表面が融点に達した場合にスランピング開始とした。この判断基準は TREAT (米) での実験結果が基になっており、従来の解析でも標準的に使われている。

(iii) 燃料分散

分散の圧力源として、Case BE および Case FPSLP では、燃料ペレット内残留 FP ガスの放出による圧力を考慮した。TREAT での F シリーズの実験、その他で、EPガスによる分散現象は確認されている。

上述の 2 つのケースを除く全てのケースでは、この FP ガス効果を否定し、分散は、被覆材および燃料の蒸気圧によって起こる、とした。従って、FP のない BOIC 炉心の場合を除くと、これらの全ての平衡炉心ケースでは、現実と合わない条件を設定していることに注意する。この FP ガス効果の無視は、LOF 事故時の放出エネルギーの保守側評価を念頭においたものである。

スランピング・チャンネルの燃料分散を記述する SLUMPY モデルの一つの限界は、この分散燃料が炉心の上・下領域に残存している液相冷却材と接触しても、その際に起こる FCI 現象を記述できない点である。

(4) FCI 発生チャンネルの解析条件

(i) 燃料ピン被覆管破損基準 (FCI 開始基準)

LOF および TOP の Case BURST. FCI を除く全てのケースでは、破損判定を燃料ペレットの径方向溶融割合で判定した。50 % 溶融破損を標準としている。

Case BURST. FCI で用いた、SAS 3D のバースト破損モデルは、簡略化モデルではあるが物理的に正しい近似モデルである。但し、このケースで必要な被覆管破損限界応力（温度依存）には、不確定幅が大きく、解析では LOF および TOP のそれぞれの場合で、出力暴走エネルギー放出が大きくなる側のデータを用いた。LOF の場合、FCI 開始時間は、Case BURST. FCI と 50 % 溶融破損設定ケースで異なっているが、FCI 発生チャンネルの内訳は、ほぼ同じとなっている。しかし、TOP の場合は、FCI 発生チャンネルが全く異なっており、この場合は Case BURST. FCI の方が、より確からしい予測を与えているだろう。従って、TOP の Case BE は、この点で Best Estimate ではない点に注意する。

(ii) FCI 計算モデルパラメータ

パラメータ解析ケースで、FCI 計算に係わる入力パラメータの効果を幾つか検討した。これらの中で、破損口の大きさに関する Case LRIP.FCI で想定した、基本ケースの 6 倍の破損口大きさは、実験データに基づいたものではなく、単に感度解析を目的としたものである。基準ケース (Case RP) で用いた長さ 5 cm のスリット状破損口（面積 0.1 cm²）を、30 cm 長に拡大した際に、面積も 6 倍にとったものである。このケースの非現実性は、燃料集合体内の全数 (169 本) の燃料ピンを全く同じものとして扱っていることにある。一本のピンで代表する扱いは、他のケースでも同じであるが、その場合、FCI 計算に限らず、種々の計算条件は多数の燃料ピンの平均値的なものでもあることに注意する。

(iii) FCI 燃料ピンの FP ガス効果

平衡炉心ケース (BOEC, EOEC) では、Case BE および Case FPSLP を除く、全てのケースで、燃料ペレット内残留 FP ガスの取扱いに矛盾がある。即ち、前述したように、FP ガスによる燃料分散効果を無視している反面、FCI 発生燃料ピンでは、FP ガスによる溶融キャビティ圧力上昇を考慮した。BOIC (FP ガス無し) の FCI 現象は、溶融燃料放出レートが低いために、BOEC や EOEC の FCI に比べて緩まんであり、従って、これに伴う反応度挿入率は小さい。従って、FCI における FP ガス効果は大きい。上述したランピング・チャンネルおよび、FCI チャンネルでの FP ガス効果の別々の考え方は、事故の保守側評価の観点に立ったものである。

以上を総合すると、LOF および TOP 解析で実施した全解析ケースの内で (Fig. 2.1 - 3 参照)，HCDA 評価上、特に重みを置くべきケースは、基本 3 ケース (Case BE, EXNRC, RP) の他は、Case FPSLP, Case BURST. FCI となる。

2.5.2 LOF-HCDA Energetics

各炉心ケースの LOF 事故シナリオは、広範囲のパラメータ解析結果によると、起因事故フェーズでは出力暴走規模は小さく、比較的小さなエネルギー放出の後に、炉心燃料の小規模の分散により終息することが判った。全反応度が 1 \$ を超過し、超即発臨界出力暴走となる場合もある

が、その全反応度上昇率は最大のもので $10 \$/\text{sec}$ 、全反応度最大値は $1.016 \$$ となる（EOEC の Case FCI 25）。また、炉出力最大値は定格出力の約 570 倍が、全ケースの中で最大のものである（BOIC の Case BE）。

起因事故フェーズ末期の出力暴走終息時点で、炉心燃料は反応度ワースの低い領域へ分散した状態にあるが、依然として炉心領域に残存している。従って、溶融燃料の再配置挙動によっては、再臨界の可能性も残されている。起因事故フェーズ以降の溶融炉心の挙動は、従って、遷移フェーズの挙動評価に依らなければならない。

解析した全ケースについて、起因事故フェーズ末期の溶融炉心が有する熱エネルギー量を、その炉心の燃料蒸気が大気圧（1気圧）まで等エントロピー膨脹した場合の仕事量で評価してみる。この評価のために、SAS 3D による炉心燃料温度の最終分布を基に、等エントロピー膨脹計算を実施した。Fig. 2.5-1 に、各炉心の全ケースの結果を示した。最大の有効仕事量は、BOIC 炉心の Case BE で、約 57 MJ となる。また同図から、起因事故フェーズ末期の炉心の熱エネルギーは、径方向出力ピーキングが一番小さい BOIC 炉心ケースが他の炉心ケースに比べて高いことがわかる。前述したように、起因事故フェーズ末期の炉心は一時的に未臨界状態に至っても、燃料が依然として炉心領域に残存しているため、これらの燃料が再臨界の可能性が否定できる程度まで分散しない限り、エネルギー放出は続く。この核的な永久終息に至るまでに放出されるエネルギーが、LOF-HCDA Energetics の最終値となるが、この評価は遷移フェーズの解析を待たなければならない。

また、2.5.1 項に記した様に、反応度係数の不確かさを考慮した場合の Energetics 評価については、本解析の Phase (II) で実施する。

2.5.3 TOP-HCDA Energetics

2.4 節に記した様に、TOP 起因事故フェーズで放出されたエネルギーは、大部分が溶融燃料エネルギーとして、未破損燃料ピン内に蓄えられている。また、エネルギー放出量は、LOF 事故の場合に比べて 1 衡程小さい。起因事故フェーズの後の事故シナリオ評価は、事故後炉心の熱除去評価に引継がれる。

Table 2.1-1 Region powers of Monju Reactor

Core Region	Core Burnup State*		
	BOIC	BOEC	EOEC
Inner Core	54.3 %	52.7 %	53.0 %
Outer Core	39.4	37.8	36.0
Axial Blankets	2.2	3.5	4.1
Radial Blanket	4.1	6.0	6.9

Note: * BOIC - Beginning-of-Initial Cycle
 BOEC - Beginning-of-Equilibrium Cycle
 EOEC - End-of-Equilibrium Cycle

Table 2.1-2 Void worth and Doppler coefficients

Core Burnup State	BOIC	BOEC	EOEC
Max. Coolant Void Worth(\$)	2.10	2.15	.2.52
Doppler Coeff. in Na-In Core ($T \cdot dk/dT \times 10^3$)**	-6.93	-6.55	-6.82

Note: * Nominal design values
 ** Including axial blanket contributions

**Table 2.1-3 Fuel-assembly channel characteristics
in BOIC, BOEC, and EOEC**

<u>SAS Fuel Assembly Channel Average Quantities</u> <u>Begin-of-Initial-Cycle(BOIC) Core</u>								
Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power ^a (Relative)	Flow ^b (g/cm ² .sec)	Power/Flow ^c (Relative)	Burnup ^d (10 ⁴ KWD/MTM)	Void Worth ^e (10 ⁻³ Δk/k)
1	4	9	1.056 -- 1.088	1.055	477.4	1.065	0.0	0.317
2	3	9	1.059 -- 1.077	1.133	513.2	1.063		0.420
3	5	18	1.033 -- 1.088	0.971	444.2	1.053		0.472
4	2	6	1.042 -- 1.056	1.167	537.9	1.045		0.324
5	6	12	1.027 -- 1.051	1.119	518.7	1.039		-0.089
6	8	12	1.007 -- 1.058	0.846	394.7	1.032		-0.642
7	4	15	1.017 -- 1.034	1.012	477.4	1.021		0.477
8	3	15	1.011 -- 1.040	1.088	513.2	1.021		0.697
9	2	6	1.009 -- 1.020	1.129	537.9	1.011		0.326
10	1	6	1.001 -- 1.007	1.193	574.0	1.001		0.352
11	5	12	0.978 -- 1.003	0.911	444.2	0.989		0.216
12	1	12	0.974 -- 0.992	1.168	574.0	0.980		0.749
13	6	24	0.954 -- 1.011	1.055	518.7	0.980		-0.100
14	7	18	0.939 -- 0.989	0.878	435.9	0.970		-1.097
15	8	18	0.782 -- 0.930	0.728	394.7	0.888		-1.113
16	6	6	0.873 -- 0.876	0.942	518.7	0.875		-0.201

<u>SAS Fuel Assembly Channel Average Quantities</u> <u>Begin-of-Equilibrium-Cycle(BOEC) Core</u>								
Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power ^a (Relative)	Flow ^b (g/cm ² .sec)	Power/Flow ^c (Relative)	Burnup ^d (10 ⁴ KWD/MTM)	Void Worth ^e (10 ⁻³ Δk/k)
1	5	12	1.075 -- 1.153	1.026	444.2	1.113	0.87	0.238
2	2	3	1.113	1.242	537.9	1.113	2.05	0.178
3	3	12	1.069 -- 1.163	1.183	513.2	1.111	1.45	0.332
4	4	12	1.065 -- 1.113	1.088	477.4	1.098	1.82	0.410
5	1	9	1.009 -- 1.111	1.284	574.0	1.077	0.67	0.530
6	6	15	0.986 -- 1.115	1.123	518.7	1.043	0.72	-0.062
7	7 & 8	12	0.999 -- 1.079	0.889	415.3	1.031	0.38	-0.683
8	4	12	0.995 -- 1.038	1.003	477.4	1.012	5.17	0.517
9	5	18	0.960 -- 1.072	0.927	444.2	1.005	4.76	0.516
10	3	12	0.958 -- 1.024	1.063	513.2	0.998	5.89	0.769
11	2	9	0.995 -- 1.017	1.112	537.9	0.996	5.68	0.613
12	1	9	0.923 -- 1.009	1.155	574.0	0.969	5.75	0.664
13	7 & 8	30	0.879 -- 0.982	0.793	411.2	0.929	4.01	-1.369
14	6	21	0.880 -- 0.952	0.993	518.7	0.922	4.98	-0.031
15	6	6	0.785 -- 0.822	0.865	518.7	0.803	5.36	-0.160
16	8	6	0.782 -- 0.820	0.657	394.7	0.801	1.77	-0.355

<u>SAS-Fuel-Assembly-Channel Average Quantities</u> <u>End-of-Equilibrium-Cycle(EOEC) Core</u>								
Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power ^a (Relative)	Flow ^b (g/cm ² .sec)	Power/Flow ^c (Relative)	Burnup ^d (10 ⁴ KWD/MTM)	Void Worth ^e (10 ⁻³ Δk/k)
1	1	9	1.117 -- 1.144	1.349	574.0	1.132	2.69	0.880
2	3	9	1.083 -- 1.161	1.203	513.2	1.129	3.12	0.638
3	2	3	1.126	1.258	537.9	1.127	4.03	0.280
4	4	12	1.092 -- 1.124	1.094	477.4	1.104	3.57	0.693
5	5	18	1.051 -- 1.162	1.002	444.2	1.087	3.60	0.773
6	2	15	1.014 -- 1.076	1.106	537.9	1.038	6.90	1.264
7	2	9	0.991 -- 1.069	1.157	574.0	1.037	7.17	0.902
8	4	12	1.010 -- 1.050	1.024	477.4	1.033	6.81	0.771
9	6	15	0.977 -- 1.074	1.104	518.7	1.023	2.31	0.086
10	1	9	0.981 -- 1.044	1.218	574.0	1.022	7.59	1.000
11	7 & 8	15	0.960 -- 1.052	0.843	411.3	0.983	2.37	-0.661
12	3	12	0.968 -- 0.993	0.906	444.2	0.983	6.55	0.497
13	7 & 8	23	0.744 -- 0.950	0.740	409.8	0.870	4.86	-1.417
14	6	27	0.748 -- 0.953	0.937	518.7	0.870	6.63	0.134

Note: * Subassembly average

** Over core length

Table 2.3-1 Summary of Monju LOF-HCDA analysis by SAS3D

		Accident Category: LOF		Reactor Core State: BOIC							
Input Condition & Result		Case ID #		1 BE, C2100	2 EXNRC, C2108	3 RP, C2107	4 SDFRIC, SLP, C2112	5 NSS.FCI25 CNT, C2110	6 BURST.FCI C2113	7 GAPCON, C2109	8
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)		50% F.M.F. or Surface Melt	50% F.M.F. or Surface Melt	Same to Case RP							
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F.			25% F.M.F.	Burst Failure	50% F.M.F.			
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0			
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	100	100	100	100		
Fuel Dispersal due to	FP gas	Yes	No	No	No	No	No	No	No		
	SS vapor	Yes	Yes	Yes	Yes	No	Yes	Yes	Yes		
Other Conditions					No Na Vapor Friction	Midplane FCI					
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void			Nominal Values								
Axial Core Expansion		100% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None		
Max. Net Reactivity (\$) & Time (sec)		1.007 22.085	1.004 19.693	0.991 20.300	1.007 20.266	0.990 20.297	0.987 20.294	0.992 19.220			
Max. Relative Power (P/P ₀)		566.5	391.1	238.9	415.9	261.1	240.8	250.6			
Core Average Void Fraction (%) *		88.0	68.9	74.5	70.8	74.7	74.9	73.0			
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		5000 75.0	4320 64.8	3490 52.3	4430 66.5	3570 53.5	3930 58.9	4750 71.2			
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		3560 2880	3350 2030	3150 1290	3380 2150	3170 1350	3220 1590	3460 2490			
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Fuel Dispersals in Slumping Channels									
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		4.8	2.0	—	5.2	—	—	—	—		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		2.5	4.4	—	5.7	—	—	—	—		

		Accident Category: LOF		Reactor Core State: BOEC							
Input Condition & Result		Case ID #		1 BE, C2214	2 EXNRC, C2215	3 RP, C2204	4 FPSLP, C2216	5 NSS.FCI25 CNT, C2218	6 BURST.FCI C2220	7 GAPCON, C2217	8
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)		50% F.M.F. or Surface Melt	50% F.M.F. or Surface Melt	Same to Case RP (Case #3)							
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F.			25% F.M.F.	Burst Failure	50% F.M.F.			
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0			
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	100	100	100	100		
Fuel Dispersal due to		FP gas	Yes	No	No	Yes	No	No	No		
SS vapor		Yes	Yes	Yes	Yes	Yes	No	Yes	Yes		
Other Conditions							Midplane FCI		714 Btu/hr ft ² °F		
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void			Nominal Values								
Axial Core Expansion		100% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None		
Max. Net Reactivity (\$) & Time (sec)		0.947 20.159	0.998 18.207	0.984 18.799	0.951 18.864	0.984 18.797	0.984 18.801	0.972 18.709			
Max. Relative Power (P/P ₀)		58.6	465.0	194.0	74.7	188.8	168.2	134.9			
Core Average Void Fraction (%) *		90.8	61.8	71.4	82.9	82.2	89.4	69.9			
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		2923 34.7	4218 62.9	3800 56.7	2565 38.3	3850 57.5	3463 51.7	3368 50.3			
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		3290 1020	3410 2100	3270 1630	3230 1050	3280 1680	3380 1630	3220 1360			
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Fuel Dispersals in Slumping Channels									
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		—	—	—	—	—	—	—	—		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	—	—	—	—	—	—	—		

		Accident Category: LOF		Reactor Core State: EOEC							
Input Condition & Result		Case ID #		1 LF.BE, C2300	2 LF.EXNRC, C2308	3 LF.RP, C2309	4 LF.FPSLP, C2311	5 LF.NSS.FCI25 CNT.C2312	6 LF.LRIP.FCI C2314	7 LF.BURST.FCI.C2313	8 LF.GAPCON C2310
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)		50% F.M.F. or Fuel Surface Melt	50% F.M.F. or Fuel Surface Melt	Same to Case RP (Case #3)							
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F. (50% Fuel Area Melt Fraction)			25% F.M.F.	50% F.M.F.	Burst Failure	50% F.M.F.		
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	5.0	5.0	30.0	5.0	5.0		
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.6	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	100	100	100	100		
Fuel Dispersal due to		FP gas	Yes	No	No	Yes	No	No	No		
SS vapor		Yes	Yes	Yes	Yes	No	Yes	Yes	Yes		
Other Conditions		(Cavity Area 40.138cm ²)					Midplane FCI		Low Stress Failure	714 Btu/hr ft ² °F	
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void			Nominal Values								
Axial Core Expansion		Nominal	None	None	None	None	None	None	None		
Max. Net Reactivity (\$) & Time (sec)		0.986 19.602	1.005 17.369	0.983 17.942	0.959 17.939	1.016 17.951	0.983 17.942	1.016 17.946	1.001 17.494		
Max. Relative Power (P/P ₀)		113.0	456.2	215.8	76.2	511.2	215.8	482.1	354.7		
Core Average Void Fraction (%) *		91.6	70.0	59.6	84.1	67.7	48.5	82.4	57.9		
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		2330 35	4140 62	3250 49	2320 34.6	4070 61	3120 46.6	3720 55.6	4185 62.5		
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		3220 940	3420 2090	3200 1280	3310 1040	3250 1710	3210 1310	3260 1580	3350 2800		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal & Ch.1,14 Fuel Sweepouts	Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal	Ch.1 Fuel Dispersal & Ch.1,14 Fuel Sweepouts		
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		~8	—	—	~10	—	~6	~0	~0		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		~1.7	—	—	~2.6	—	~3.1	~0.6	~0.6		

Note: * Values are at initiating phase shutdown.

Table 2.4-1 Summary of Monju TOP-HCDA analysis by SAS3D

Input Condition & Result		Case ID #	1 BE. C3100	2 EXNRC. C3103	3 RP. C3101	4 LRIP.FCI C3106	5 LRAD.FCI. C3107	6 CAPCON. C3104	7	8
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)										
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.		
	Rip Length (cm)		15.0	5.0	5.0	30.0	5.0	5.0		
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1		0.1	0.6	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)		117	100	100	100	250	100		
	Mixing Time (ms)		10	0	10	10	10	10		
Other Conditions										
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None		
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		0.149 79.815	0.155 61.400	0.159 61.397	0.177 61.397	0.155 55.600	0.150 53.579			
Max. Relative Power (P/P ₀)		3.45	3.42	3.44	3.52	3.44	2.65			
Core Average Void Fraction (%) *		4.9	4.9	4.9	4.9	4.9	5.0			
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		1598 24.0	1627 24.4	1614 24.2	1506 22.6	1552 23.3	1048 15.7			
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		2974 427	2974 434	2974 430	2974 402	2974 414	2974 280			
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown										
Fuel Sweepout from FCI Channels										
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		—	—	—	—	—	—	—		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	—	—	—	—	—	—		

Input Condition & Result		Case ID #	1 BE. C3205	2 EXNRC. C3206	3 RP. C3201	4 LRIP.FCI C3203	5 LRAD.FCI C3204	6 BURST.FCI C3210	7 GAPCON. C3208	8
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)										
FCI Model	Clad Rupture Criteria			50% F.M.F.				Burst Failure	50% F.M.F.	
	Rip Length (cm)		15.0	5.0	5.0	30.0	5.0	5.0	5.0	
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1		0.1	0.6	0.1	0.1	0.1	
	Particle Radius (μm)		117	100	100	100	250	100	100	
	Mixing Time (ms)		10	0	10	10	10	10	10	
Other Conditions										
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None	
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		0.217 56.432	0.354 45.142	0.251 43.919	0.255 43.903	0.230 43.910	0.183 44.751	0.256 41.664		
Max. Relative Power (P/P ₀)		3.20	3.99	3.22	3.24	3.12	3.88	2.79		
Core Average Void Fraction (%) *		4.9	7.1	4.9	5.5	4.9	4.8	4.9		
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		552 8.3	694 10.4	533 7.8	573 8.6	529 7.9	1840 27.6	330 5.0		
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		2974 155	2974 194	2974 146	2974 161	2974 148	2974 516	2974 92		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown										
Fuel Sweepout from FCI Channels										
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		—	—	—	—	—	—	—		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	—	—	—	—	—	—		

Input Condition & Result		Case ID #	1 TP.BE. C3300	2 TP.EXNRC. C3308	3 TP.RP. C3309	4 TP.LRIP. FCI.C3312	5 TP.LRAD. FCI.C3313	6 TP.BURST. FCI.C3311	7 TP.GAPCON. C3310	8
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)										
FCI Model	Clad Rupture Criteria			50% F.M.F. or Surface Melt	50% F.M.F. or Surface Melt			Same to Case RP (Case #3)		
	Rip Length (cm)		15.0	5.0	5.0	30.0	5.0	Burst Failure	50% F.M.F.	
	Rip Area (cm ²)	Cavity Area	0.1	0.1	0.6	0.1	0.1		5.0	
	Particle Radius (μm)		117	100	100	100	250	100	100	
	Mixing Time (ms)		10	0	10	10	10	10	10	
Other Conditions	2 Cents/sec External Reactivity Insertion	(Cavity Area ≈ 0.138 cm ²)						HEDL Burst Failure Correlation	714 Btu/hr ft ² °F Gap. Con.	
Doppler Reactivity Coeffs. Na Void	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None	
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		0.455 61.179	0.381 48.523	0.386 48.767	0.294 48.732	0.359 48.754	0.153 57.412	0.367 48.751		
Max. Relative Power (P/P ₀)		4.92	4.33	4.40	3.81	4.19	3.89	3.79		
Core Average Void Fraction (%) *		6.7	4.8	6.5	4.9	7.0	7.3	7.3		
Molten Fuel Mass (kg) & * Core Melt Fraction (w/o)		646 9.7	675 10.0	750 11.3	704 10.6	740 11.1	1660 25.0	647 9.7		
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		2974 181	2974 190	2974 210	2974 197	2974 208	2981 472	2974 182		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout	Ch.1 Fuel Sweepout		
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion (\$/sec)		—	—	—	—	—	—	—		
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	—	—	—	—	—	—		

Note: * Values are at initiating phase shutdown.

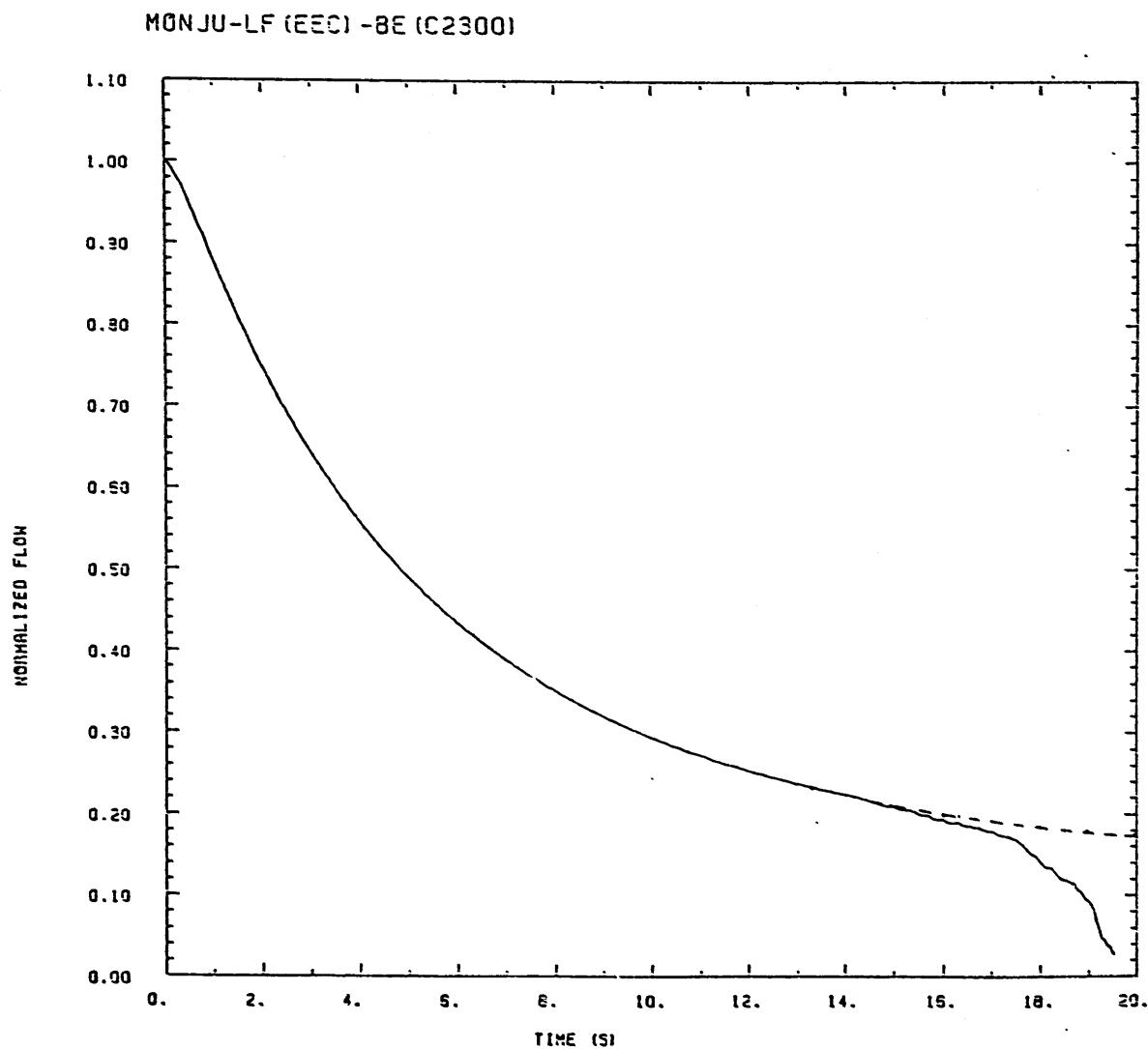
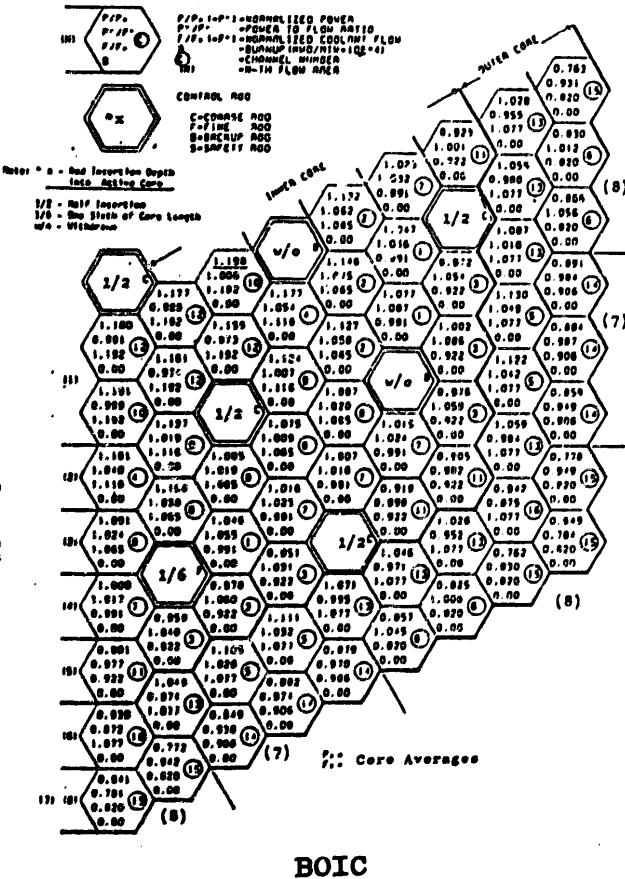
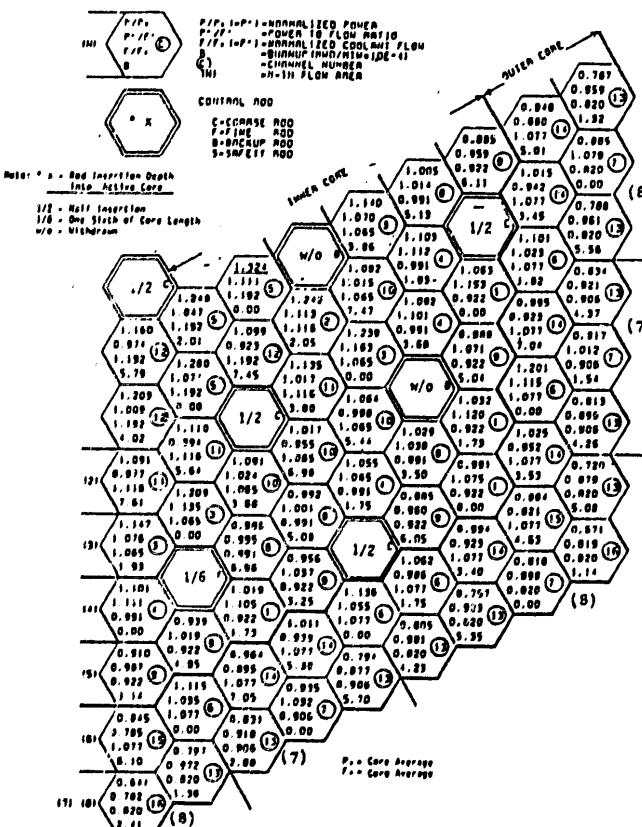


Fig. 2.1-1 Reactor vessel-inlet flow coastdown curve during LOF accident



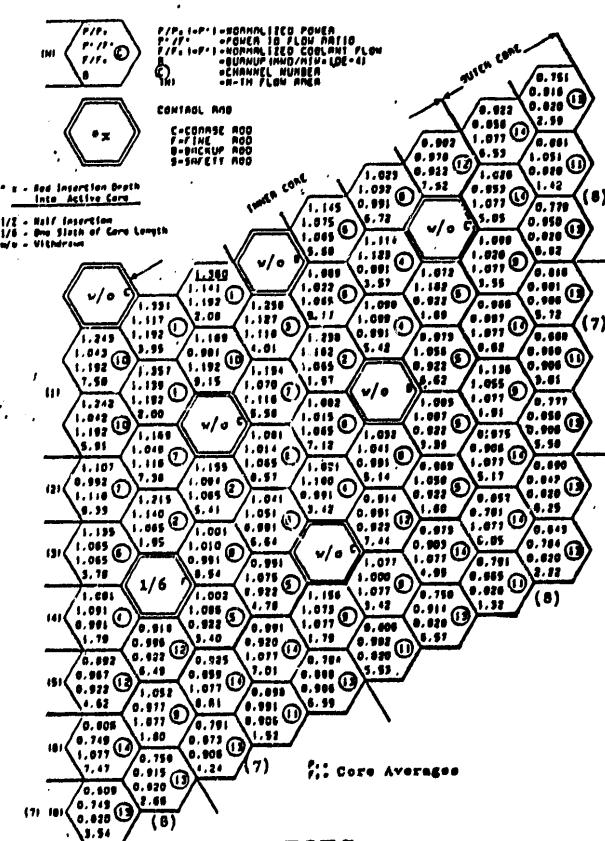
BOIC

Fuel Assembly Characteristics in BOIC Core



BOEC

Fuel Assembly Characteristics in BOEC Core



EOEC

Fuel Assembly Characteristics in ZOEC Core

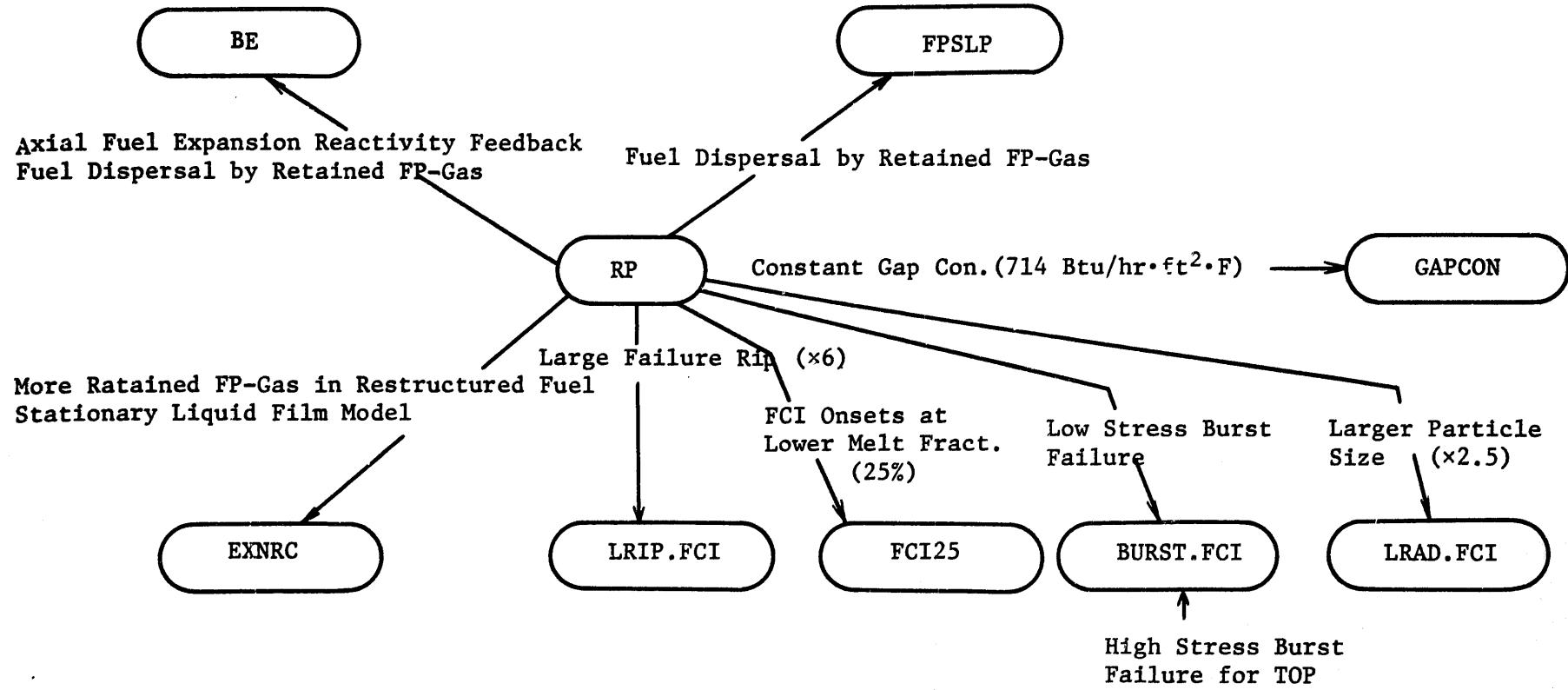


Fig. 2.1-3 Main differences among parameter run cases

Case BE				
Reactor State	First Onset Timings Under Nominal Reactivity Coefficients			
BOIC	B(2)	CR(4) SLP(4)	DSP(7)	FCI(15)
BOEC	16.225 s	Post-SLP	FCI	No FCI
EOEC	B(2)	CR(5) SLP(2)	No FCI	DSP(5)
EOEC	14.745 s	Post-SLP	FCI	No FCI
EOEC	B(1)	CR(1) SLP(1)	No FCI	DSP(1)
EOEC	14.019 s	Post-SLP	FCI	No FCI

Case EXNRC				
Reactor State	First Onset Timings Under Nominal Reactivity Coefficients			
BOIC	B(2)	CR(4)	FCI(16)	
BOIC	15.337 s	SLP(4)	DSP(4)	
BOEC	B(2)	CR(5) SLP(5)	FOI(14)	1s/cm for Pre-SLP, 10ms/cm for Post-SLP
BOEC	13.984 s	Post-SLP	DSP(5)	
EOEC	B(1)	CR(1) SLP(1)	FCI(8)	
EOEC	13.348 s	Post-SLP	DSP(1)	

Case RP				
Reactor State	First Onset Timings Under Nominal Reactivity Coefficients			
BOIO	B(2)	CR(2)	FCI(16)	
BOIO	15.337 s	SLP(2)	No FCI	
BOEC	B(2)	CR(5) SLP(5)	No FCI	DSP(5)
BOEC	13.984 s	Post-SLP	FCI(11)	
EOEC	B(1)	CR(1) SLP(1)	FCI(11)	
EOEC	13.348 s	Post-SLP	DSP(1)	

Model: B = Boiling
 CR = Cladding Relocation
 SLP = Fuel Slumping
 FOI = Fuel/Cladding Interaction
 Number(s) in parentheses denote channel number.

Fig. 2.3-1 First event-onset timings in LOF-HCDAs in BOIC, BOEC, and EOEC

Case BB		
Reactor State	First Onset Timings	
BOIC	SWP(4) FCI(4)	FCI(12) FCI(10)
	79.717s	↓ 56.395s
BOEC	FCI(5) SWP(5)	FCI(1) SWP(1)
	56.395s	↓ 61.164s
EOEC	FCI(1) SWP(1)	
	48.500s	

Case EXNRC		
Reactor State	First Onset Timings	
BOIC	SWP(4) FCI(4)	FCI(12) FCI(2) FCI(10)
	61.369s	↓ 45.113s
BOEC	FCI(5) SWP(5)	FCI(1) SWP(1)
	45.113s	↓ 48.500s
EOEC	FCI(1) SWP(1)	
	48.500s	

Case RP		
Reactor State	First Onset Timings	
BOIC	FCI(4) SWP(4)	FCI(12)
	61.369s	↓ 43.876s
BOEC	FCI(5) SWP(5)	FCI(1) SWP(1)
	43.876s	↓ 48.713s
EOEC	FCI(1) SWP(1)	
	48.713s	

Note: FCI - Fuel/Coolant Interaction
SWP - Fuel Sweepout

Number in () is the channel number

Fig. 2.4-1 First event-onset timings in TOP-HCDA in BOIC, BOEC, and EOEC

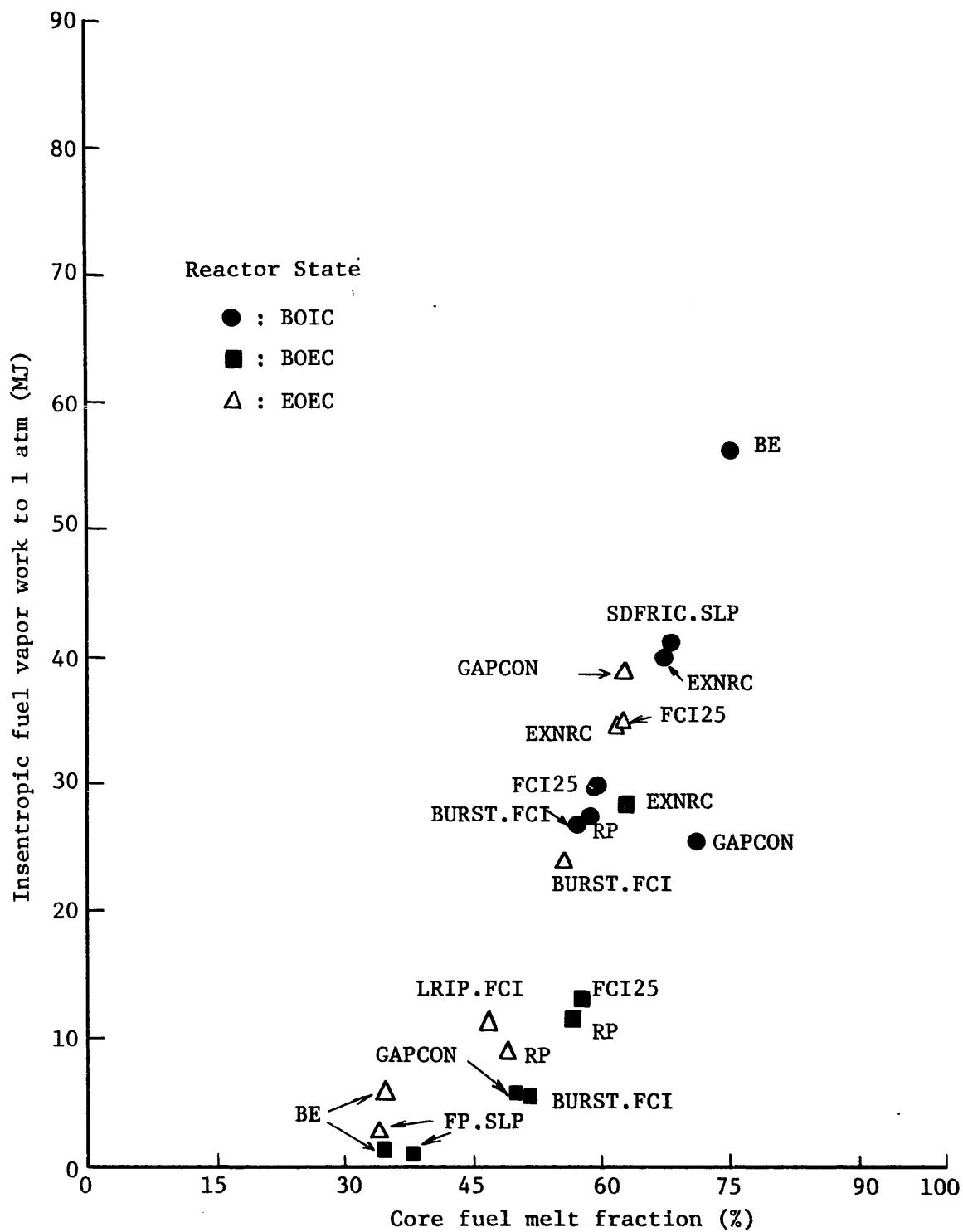


Fig. 2.5-1 LOF-HCDA energetics in the initiating phase

7. 謝 辞

7. 謝 辞

本章の謝辞は、1980年8月に一度執筆した。この報告書(I)および別報の(II)が印刷に廻るまでに、実に多くの再検討・再計算、補足等を実施した。これらには、以下の項目が含まれる。

- (1) SAS 3D 計算途中停止ケースのトラブル・シューティング
- (2) VENUS 炉心モデルの再検討
- (3) VENUS 計算における径方向ブランケット・データの修正
- (4) SAS 3D / VENUS 接続コードの修正
- (5) VENUS - PM 有効仕事量計算ルーチンの修正

これらに加えて、

- (6) 有効仕事量の、SAS 3D / VENUS 接続点伝存性の検討
- (7) 制御棒集合体の取扱いの検討

等も、LOF - HCDA Energetics 評価の上で重要な検討項目であった。

上記の项目的実施は1980年の11月にスタートし、これらの実施に当っては、また多くの人々の協力が必要であった。これらに対する謝辞は後述するとして、まず1980年8月時点を振り返える。なお、「もんじゅ」第一次安全審査は、1981年6月に安全評価関係の審査が開始（公式には1980年12月10日に設置許可申請書が科技庁により受理されている）され同年12月末までに終了している。これまでのHCDA評価実施経過を、Table 7.1に示した。

Table 7.1 PNC/OEC における HCDA 評価実施経過

年	月	項 目
'79	6	• SAS 3D コード導入 (USDOE より)
	11	• FACOM M-190 運用スタート
	11	• ④ CDA 解析 (SAS 3D / VENUS -PM) 準備スタート→業務協力員(B) 3名
'80	5	• VERSATEC PLOT (静電式プロッター) 運用スタート→図形出力高速化
	6	• SIMMER-II コード導入 (USNRC より) →M-190への導入準備スタート
	8	• LOF, TOP 解析 (Phase I) 終了
	8	• CDA 解析コード・システムの合理化スタート→補助計算コード開発による解 析作業の迅速化
	11	• SIMMER-II による炉心崩壊後挙動解析スタート→LOF Energetics 評 価値の低減
	11	• SAS 3D / VENUS -PM による LOF, TOP 解析 (Phase II) 再開
	12 ◎	「もんじゅ」設置許可申請書受理
'81	3	• LOF, TOP 解析 (Phase II) 終了
	4	• SAS 3D / SIMMER-II による LOF Energetics 解析スタート →VENUS-PMモデル妥当性チェック及び、遷移フェーズ解析への準備
	4	• FACOM M-200 運用スタート (M-190 置換) →計算スピードアップ
	6	• COMシステム運用スタート→計算出力のマイクロフィルム化
	6 ◎	• 「もんじゅ」第一次安全審査 安全評価関係の審査スタート
	9	• MSS 運用スタート→データ・ストレージ容量・効率アップ
	9	• PISCES-2D-ELK コード導入 (PI社(米), 2年間使用契約) →炉容 器耐衝撃評価の充実
	10	• FACOM M-200 / M-190 並列運用開始
	12 ◎	「もんじゅ」第一次安全審査終了
'82	3 (現時点)	

7.1 フェーズーIにおける協力者

本報告書(I)および報告書(II)に記載された全ての解析結果は、1979年11月1日から1980年8月までの10ヶ月間に実施した膨大な計算ケースを基に、これに更に、追加検討を加えてまとめたものである。これらの解析を、報告者等3名が直接担当したが、ここに解析を完了し得たの

は、以下の方々の協力があったからである。

(1) 大洗工学センター計算室

解析には、SAS 3D, PLOT 3D, SAVE, VENUS-PM 2及び、その他の関連補助コードを使用した。本報告書(I), (II)には、最終的に約85ケースのSAS 3Dによるラン結果が収められている。平均して、SAS 3Dによる1ケースの起因事故解析には、計算室のFACOM M-190で約90 minのCPU時間を要する。上述の85ケースの最終結果を得るために、予備解析および再計算などを含めると、SAS 3Dのランケースは合計すると、85ケースの2ないし3倍となるだろう。さらに、これらのSAS 3Dランケースは全て2M ByteのRegion Sizeを要した。

SAS 3Dの計算結果は、プリント出力およびPLOT 3Dにより図形出力された。SAS 3Dが作成したプロットデータは全て磁気テープに保存し、必要なものをプロット出力した。同様に、プリント出力も極力、必要なものに限ったが、これらの出力量は膨大なものとなった。VENUS-PM 2およびSAVEの出力はおもに、プロット出力である。これらのランケース数も、かなりの数に及んだが、所要CPU時間は3 min程度のものであり、SAS 3D以外のこれらのコードのランでは、プロット出力に特別作業量が大きかった。

大洗工学センター計算室への謝辞の前に計算量の概略を記したのは、これらの作業を消化する上で、五十嵐室長、的場氏、佐藤氏等に多くの協力を得なければ作業の完了は望めなかつたであろうことを示すためである。計算処理を直接担当したのは、いうまでもなく、オペレーター諸氏である。彼等、計算室の諸氏に謝意を表します。なお、佐藤氏には、PLOT 3Dの燃料スランピングプロット出力を16 mmフィルム・アニメーション(約2000 frames)に作成する際にも便宜をはかって頂いた。的場氏には、PLOT 3DをCALCOMPバージョンから、最新のVERSATECバージョンに変換して頂いたが、上述したように、膨大なプロット出力がこれによりほとんど、その日のうちに得られたのは、作業消化上、不可欠であった。

(2) 本社 FBR本部

SAS 3D-PLOT 3Dシステムの保守を指揮された、渡辺章グループ・リーダーに謝意を表します。彼には、解析結果に関して討論して頂いた。彼のANL時代のSASコードラン経験から頂いたコメントは、SAS 3Dのランをルーチン・ワークに乗せる上で非常に貴重であった。彼の開発した出力・反応度係数内挿コードSPLITは膨大な入力データの処理を実際に容易にした。同じく、LAXYMも直接・間接に役立った。

渡辺氏に関して更に及言しなければならないのは、我々の使用した大洗工学センターM-190の存在そのものだろう。本章の執筆を担当した報告者の一人は、数年前、FBR事故解析専門委員会で、彼が、動燃への大型計算機導入の必要性を種々のデータを基に強調していたのを記憶している。我々が今回の解析に際して、計算費予算の制限を受けずに、必要なランケースを計算できたのは、偏にM-190が使用できたからである。前述した膨大な計算を外注計算で

実施した場合の計算コストは膨大なものであったろうし、また、この8ヵ月間では消化できなかっただろう。このM-190によるBenefitは今後も積分され続ける。

本解析作業の直接の依頼元であるFBR本部原子炉課の相沢および可児副主任研究員の両氏には、大洗へ出向いて、解析結果について幾度か議論して頂いた。また、作業実施に当って報告者等の自主性を尊重して頂いた。両氏および関係者等に謝意を表します。

(3) 大洗工学センター FBR 安全解析グループ

安全解析グループ(FSA)のグループリーダ吉川氏をはじめとし、メンバーの方々には、解析結果の議論や計算コード類の保守、TSS 端末利用の上で多くの協力を頂いた。また、SAS 3D および PLOT 3D コードの保守およびテスト計算を担当した小山和也氏(三菱原子力工業(株)、業務協力員。現在、ANL へ長期出張中)には、これらのコード使用がルーチンワーク的に実施できる上で不可欠の協力を得た。彼は、第四試験室では夜遅く最後に帰る仲間の一人であったが、彼による執ようなまでの SAS 3D テスト計算の実施は、我々の SAS 3D ラン結果に疑問点を残すことなく終らせててくれた。ここで、FSA のメンバー諸氏に謝意を表します。小山氏には、ANL での活躍を心から望みます。

(4) 大洗工学センター「もんじゅ」HCDA 解析グループ

標記グループは略して MHA グループと呼ばれる。以下の謝辞は同じ MHA メンバーであった、また、である、報告者等 3 名以外の方々に対するものである。

まず、大田修一氏(日本原子力事業(株)業務協力員)には、昨年(昭和 54 年)暮、Karlasruhe からの長期出張帰り後、落ちつく間もなく、SAS 3D-to-VENUS-PM Switch コードシステムを、本解析のために開発して頂いた。このシステムは、SAS 3D コードの一部改修による SAS 3D データファイル(VEN-file)作成機能の追加および、VEN-file 処理による VENUS-PM2 入力データ作成コード SAVE から成る。このコードシステムは、SAS 3D による起因事故フェーズ末期の炉心燃料温度・溶融状態および冷却材ボイド分布等の大量の詳細データの計算機処理を可能にした。SAVE による出力データは容易にプロット出力でき、恐らく膨大であったであろう労力を大幅に削減できた。更に、SAVE により、空間的に 3 次元モデルである SAS 3D データを、2 次元モデルの VENUS-PM2 データに変換できたが由に、SAS 3D(起因事故フェーズ)から、VENUS-PM2(炉心崩壊フェーズ)への、比較的忠実な HCDA 解析の接続が可能であった。VENUS-PM の計算結果が起因事故フェーズからの接続点(事故時間)に依存して大きく変化する、という従来の不合理も、SAVE による忠実な接続によって解消できた。本文中にも記したように、本解析において SAVE コードは重要な役割を果した。ここに、このコードを開発した大田氏の寄与の大きさを記すると同時に、彼に謝意を表します。

今年(1980 年)の 4 月以降、我々の解析を補助してくれた増田和幸氏および長谷部武氏(両氏ともコンピュータ・サービス(株)よりの派遣員)の両氏にも謝意を表します。増田

氏には、プログラマーとしての経験を生かし、SAVE およびVENUS-PM 2による計算結果のプロット出力ルーチンを作成して頂いた。このプロットルーチンにより大きな労力削減がはかれた。また、長谷部氏も含め、彼等はほとんど毎日のOver Time を一緒に消化してくれた。

7.2 フェーズーⅡにおける協力者

以下、1昨年11月以降、現時点までの作業実施において、下記の諸氏に再度謝意を表します。

(1) SAS 3D トラブルシューティング

石谷隆広氏（業務協力員、富士通（株））に協力を頂いた。また、これを実施中、LASL（米）に出張中だった近藤悟氏、および、小山氏（当時ANL 出張中）からはトラブルシューティングのために貴重な情報を頂いた。

(2) VENUS - PM の有効仕事量計算ルーチンの修正

大田氏の貴重な協力を得た。

(3) SAS 3D / PLOT 3D およびSPLINT改良版、SASSEQ コード作成

増田氏（現在、（株）エリック派遣員）はSAS 3D / PLOT 3D 改良版を作成した。この改良版の使用により、1年前時点では得られなかった計算結果の図形処理が可能となり、結果の解釈に際して役立った。SPLINT と SASSEQ は福田謙氏（三菱原子力工業（株）より出向）と長谷部氏が改良版を作成した。SASSEQ の原型はKfK（西独）によるものだが、このコードは計算結果の処理に際して、労力削減に役立った。

終りに、本解析全般を通して、種々の便宜をはかって頂いた、SG 部堀部長および小松室長に謝意を表します。

8. 参考文献

8. 参考文献 (報告書(I),(II)共通)

- 1) J.F. Meyer, et al., "An Analysis and Evaluation of the Clinch River Breeder Reactor Core Disruptive Accident Energetics", NUREG-0122, 1977.
- 2) W.R. Bohl, et al., "An Analysis of the Unprotected Loss-of-Flow Accident in the Clinch River Breeder Reactor with an End-of-Equilibrium-Cycle Core", ANL/RAS 77-15, 1977.
- 3) Preliminary Safety Analysis Report for the Clinch River Breeder Reactor Plant, Project Management Corporation, Appendix F, 1978.
- 4) J.L. Mc Eiory, et al., "Clinch River Breeder Reactor Plant", CRBRP-GEFR-00103, 1978.
- 5) S.K. Rhow, et al., "An Assessment of HCDA Energetics in the CRBRP Heterogeneous Reactor Core", GEFR-00523 (DRAFT), 1981.
- 6) M.G. Steevenson, et al., "Report on the Analysis of the Initiation Phase of a Loss-of-Flow (without Scram) Accident in the FTR", ANL/RAS 74-24, 1974.
- 7) W.R. Bohl, et al., "An Analysis of Transient Undercooling and Transient Overpower Accident Without Scram in the Clinch River Breeder Reactor", ANL RAS 75-29, 1975.
- 8) T.G. Theofanous, "Multiphase Transients with Coolant and Core Materials in LMFBR Core Disruptive Accident Energetics Evaluations", NUREG/CR-0224, 1978.
- 9) P. Royl, et al., "Untersuchungen zu Kühlmitteldurch satzstörfällen im abgebrannten Mark 1A-Kern des Kernkraftwerks Kalkar", KfK-2845, 1979.
- 10) P. Royl, et al., "Analysis of Hypothetical Loss-of-Flow Accidents Without Scram in the SNR-300 End-of-Life Mark 1A Core Using the SAS3D Code System", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, P.624, 1979.
- 11) M.A. Perks, et al., "Comparative Analysis of Hypothetical Transient Over Power Accident in a LMFBR Using Different Computer Models for Clean and Irradiated Core Problems", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, P.645, 1979.
- 12) S.C. Yung, et al., "Survival of Peripheral Pins During a TOP-HCDA", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, P.655, 1979.

- 13) F.E. Dunn, et al., "The SAS3A LMFBR Accident Analysis Computer Code", ANL/RAS 75-17, 1975.
- 14) F.E. Dunn, et al., "The SAS2A LMFBR Accident Analysis Computer Code", ANL-8138, 1974.
- 15) A Preliminary User's Guide to Version 1.0 of the SAS3D LMFBR Accident Analysis Computer Code, unpublished.
- 16) L.L. Smith, et al., "SAS/FCI: The SAS3A Fuel-Coolant Interaction Model", ANL/RAS 75-33, 1975.
- 17) W.R. Bohl, "SLUMPY: The SAS3A Fuel Motion Model for Loss-of-Flow", ANL/RAS 74-18, 1974.
- 18) F.E. Dunn, et al., "The SAS2D LMFBR Accident Analysis Computer Code", ANL/RAS 75-37, 1975.
- 19) G. Höppner, "Sodium Film Motion Model of SAS3A", ANL/RAS 74-22, 1974.
- 20) F.E. Dunn, et al., "The PRIMAR-2 Primary Loop Module for the SAS3A Code", ANL/RAS 76-05, 1976.
- 21) W.R. Bohl, "CLAZS: The SAS3A Clad Motion Model", ANL/RAS 74-15, 1974.
- 22) J.E. Cahalan, "DIF3DS: A Multidimensional, Multigroup Diffusion/Perturbation Theory Computer Code", ANL/RAS 79-01, 1979.
- 23) E.E. Gruber, "Transient Gas Release from Oxide Fuels: Parametric Representation of FRAS Results", ANL/RAS 75-7, 1975.
- 24) E.E. Gruber, "Calculation of Transient Fission-Gas Release from Oxide Fuels", ANL-8143, 1974.
- 25) J.E. Cahalan, "The Status and Experimental Basis of the SAS4A Accident Analysis Code System", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.603, 1979.
- 26) D.S. Dutt, et al., "A Correlated Fission Gas Release Model for Fast Reactor Fuels", Trans. Am. Nucl. Soc., 15 (1972).
- 27) C.H. Bowers, et al., "Analysis of TREAT Tests L7 and L8 with SAS3D, LEVITATE and PLUTO2", Specialists' Workshop on Predictive Analysis of Material Dynamics in LMFBR Safety Experiments, LA-7938-C, 1981.
- 28) J.F. Jackson and R.E. Nicholson, "VENUS-II: An LMFBR Disassembly Program", ANL-7951, 1972.
- 29) W.T. Sha, et al., "VENUS: A Two-Dimensional Coupled Neutronics Hydrodynamics Computer Program for Fast Reactor Power Excursions", ANL-7701, 1970.

- 30) D.P. Weber, "The VENUS-III HMT Algorithm: A Non-linear Implicit Eulerian Hydrodynamics Algorithm for Two-fluid Models without slip", ANL/RAS 79-5, 1979.
- 31) D.H. Barker, et al., "Improvement and Verification of Fast Reactor Safety Analysis Techniques", COO-2571-8, 1977.
- 32) J. Marchaterre, et al., "Work Energy Characterization for Core Disruptive Accidents", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1121, 1976.
- 33) T.F. Bott, et al., "Experimental Comparison Studies with the VENUS-II Disassembly Code", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1134, 1976.
- 34) C. Essig, "Note on the Determination of K-Values for P-V Relations in an Isentropic Expansion of a Two-Phase Working Medium", PSB 642, 1978.
- 35) C. Essig, et al., "Einfluß Konsistenter Zustandsaten auf die energetischen Grenzfälle von Sekundärkriticalitäten im Mark 1A kern des SNR-300", PSB. N203, 1980.
- 36) D.L. Booth, "The Thermodynamics Properties of Na, Al₂O₃, Mo, and UO₂ above 2000 °K", TRG 1759, 1968.
- 37) A.B. Reynolds, et al., "Fuel Vapor Generation in LMFBR Core Disruptive Accidents", Nucl. Technol., 26, 165, 1975.
- 38) A.B. Reynolds, et al., "Molten Material-Coolant Interaction and Plutonium Source in LMFBR Accident Analysis", ORO-4313-11, 12, 1975.
- 39) D.C. Menzies, "The Equation of State of Uranium Dioxide at High Temperature and Pressures", TRG-1119(D), 1966.
- 40) P. Combette, et al., "Equation of State for LMFBR Fuel (Measurement of Fission Gas Release During Transients)", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1052, 1979.
- 41) M. Bober, et al., "Investigations of Thermodynamic Data of State of Fast Reactor Core Materials for Hypothetical Accident Analysis", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1475, 1979.
- 42) N.E. Buttery, et al., "Studies of the Effects of Fuel EOS Uncertainties on FBR Disassembly Energetics", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1486, 1979.
- 43) C.H. Bowers, et al., "An Improved Two-Component Sodium Voiding Model for the SAS4A Analysis Code", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.99, 1979.

- 44) L.L. Smith, et al., "SIMMER-II: A Computer Program for LMFBR Disrupted Core Analysis", NUREG/CR-0453, 1980.
- 45) R.J. Henninger, et al., "Application of the SIMMER-I Code to LOF Accidents in an LMFBR", LA-7194-MS, 1978.
- 46) R.E. Alcouffe, et al., "An Examination of Subassembly Scale Fuel Motion Using the SIMMER-II Code", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.2008, 1979.
- 47) A.J. Suo-Anttila, "Analysis of Postdisassembly Expansion Experiments", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1848, 1979.
- 48) C.R. Bell, et al., "Impact of SIMMER-II Model Uncertainties on Predicted Postdisassembly Dynamics", NUREG/CR-1058, 1979.
- 49) K.O. Ott, "Probabilistic Fast Reactor Accident Analysis", Nucl. Sci. Eng., 64, 452, 1977.
- 50) R.D. Burns III and K.O. Ott, Trans. Am. Nucl. Soc., 23, 337, 1976.
- 51) P. Royl, et al., "Effect of Failure Incoherence in a LMFBR Hypothetical Overpower Accident", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.947, 1976.
- 52) H.U. Wider, et al., "The PLUTO2 Overpower Excursion Code and a Comparison with EPIC", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.120, 1979.
- 53) D.C. Kolesar, et al., "Molten Fuel Motion During a Fast Reactor Overpower Transient", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1236, 1976.
- 54) S.J. Hakim, et al., "A Study of Fuel Freezing and Channel Plugging During Hypothetical Overpower Transients", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1757, 1976.
- 55) E. Bojarsky, et al., "Effect of Fuel-Sodium Interaction in TOP tests with Electronically Heated Fuel Pins", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1896, 1976.
- 56) D.H. Cho, et al., "Pressure Generation by Molten Fuel-Coolant Interactions under LMFBR Accident Conditions", Proc. Conf. on New Developments in Reactor Mathematics and Applications, Idaho, 1971.
- 57) D.H. Cho, et al., "A Rate Limited Model of Molten Fuel-Coolant Interactions", Trans. Am. Nucl. Soc., 13, 659, 1970.
- 58) A. Padilla, "Analysis of Mechanical Work Energy for LMFBR Maximum Accidents", Nucl. Technol., 12, 348, 1971.

- 59) E.P. Hicks, et al., "Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident", Proc. Conf. Safety, Fuels, and Core Design in Large Fast Power Reactors, ANL-7120, 1965.
- 60) O. Reil, et al., "Prompt Burst Energetics Experiments: Fast Oxide/Sodium Series", NUREG/CR-0367, 1978.
- 61) A.J. Briggs, et al., "A REview of Progress with Assessment of MFCI Phenomenon in Fast Reactor Following the CSNI Specialist Meeting in Bournemouth, 1979", Proc. Intl. Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, 1979.
- 62) D.A. Cantley, et al., "Axial Expansion of Mixed-Oxide Fuel Measured In-Pile", GEAP-10403, 1971.
- 63) 青井貞則, 他 "高速炉心崩壊過程の解析研究", PNC SJ 206 76-25, 1976.
- 64) もんじゅ製作準備設計—Ⅱ
- 65) "炉心崩壊過程の総合評価", PNC ZJ 206 80-27, 1980.
- 66) J.G. Eberhart, et al., "Final Report on the L2 Loss-of-Flow Experiment", ANL/RAS 74-10, 1974.
- 67) A.K. Fisher, et al., "Fuel Dynamics Loss-of-Flow Test Experiment", ANL/RAS 75-2, 1975.
- 68) J.G. Eberhart, et al., "Final Report on Test L4-A Loss-of-Flow Experiment", ANL/RAS 75-16, 1975.
- 69) Simm et al., "Loss-of-Flow Test L5 on FFTF-Type Irradiation Fuel", ANL/RAS 75-30, 1975.
- 70) R.G. Palm, et al., "Fl Phenomenological Test on Fuel Motion", ANL/RAS 76-11, 1976.
- 71) 大田修一, 他 "SAS 3D 及び VENUS - PM 2 接続コード「SAVE」の開発, 印刷準備中, 1982.
- 72) S. Ohta, et al., "Modefication to SAS3D Serial 2-Development of VENINP Subroutine, 1981", PNC SN941 81-21, 1981.
- 73) 関 雄次, 他 "三次元反応度係数分布", PNC SJ 206 76-27, 1976.
- 74) ATWS解析 SAS 3D 入力データ集, 印刷準備中.
- 75) 三菱原子力工業株式会社 "炉心崩壊事故解析用 3 次元反応度係数分布(I), (II)", 1979.
- 76) N. Suda, et al., "SPLINT (Spline-Interpolation Routine to Produce SAS Material Woths with Plots and Graphs) User's Manual", PNC SN 941-82-73, 1982.
- 77) 秋山 守, 他 "溶融燃料 - Na 相互作用 (FSI) 調査会報告 - III," PNC SN 942 80-04, 1980.

- 78) A.M. Tenter, et al., "LEVITATE-A Mechanical Model for the Analysis of Fuel and Cladding Dynamics Under LOF Condition for SAS4A", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1998, 1979.
- 79) R.E. Hennry, et al., "Cladding Relocation Experiments", Proc. Intl. Conf. on Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, p.1691, 1976.
- 80) P. Sasa, et al., "The Contribution of Metallic Fission Product Inclusion to Axial Fuel Motion Potential", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.130, 1979.
- 81) T.E. Mckone, "Whole Core Effect of Prefailure Axial Fuel Motion on Transient Overpower Accidents", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.139, 1979.
- 82) B.W. Spencer, et al., "Interim Report on TREAT Test R8, a Seven-pin Loss-of-Flow Test with Pressurized Pins:", ANL/RAS 78-39, 1978.
- 83) E.H. Randklev, "Fission Gas Behavior in Mixed-Oxide Fuel During Transient Overpoer", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.1021, 1979.
- 84) P. Coddington, et al., "Internal Molten Fuel Motion and Its Effect on TOP Accidents", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, p.2030, 1979.
- 85) M. Ishida, H. Endo, and S. Aoi, "Analysis of Hypothetical Core Disruptive Accident in Prototype Fast Breader Reactor Monju (II)", PNC-ZN941 82-75, 1982.