

# 高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(II)

—SAS3D, VENUS-PM2計算コードによるHCDA解析—

## 技術資料コード

開示区分	レポートNo.
T	N 941 82-75 Vol. 1/4

この資料は 図書室保存資料です  
閲覧には技術資料閲覧票が必要です

動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室

1982年3月

動力炉・核燃料開発事業団

## 分置

## 高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(II)

—SAS3D, VENUS-PM2計算コードによるHCDA解析—

(抜粋編)

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 SAS3D<sup>\*\*\*</sup> および VENUS-PM2 により評価した。本解析は、同解析(I)に引きついで実施したもので、解析(I)では炉心の反応度係数に核設計計算しミナル値を使用したのに対し、本解析では冷却材ボイド係数およびドップラー係数に、核計算不確かさを最大保守側に見込んだ値を使用した。

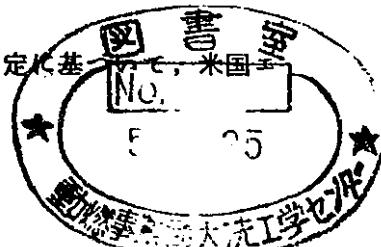
HCDA 起因事故事象としては、定格運転中の、外部電源喪失による炉心流量減少事故（LOF）および、制御棒連続引抜による反応度挿入事故（TOP）を、炉停止系作動失敗の想定のもとで解析した。炉心の燃焼状態は、零燃焼度の初装荷炉心初期（BOIC）および、平衡炉心（集合体取出平均燃焼度 80 MWD/kg）の燃焼初期（BOEC）および、燃焼末期（EOEC）の 3 状態である。

TOP-HCDA 解析結果は、解析(I)の場合と、ほぼ同じで、炉出力トランジッ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）発生による穏やかな出力上昇（定格出力の 10 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、径方向出力ビーキングが低く、FPガス効果のない BOIC で一番多く、約 26 % 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 % の集合体で破損が起こる。事故評価は、この後、局所破損炉心の事

\* 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、三菱原子力工業機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いて、米国エネルギー省（DOE）より導入したものである。



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)

故後熱除去評価に引継がれる。

LOF-HCDA事故シナリオは、炉心の軸方向膨脹による負反応度効果および、燃料スラッピング（冷却材ボイド化後の燃料ピンの崩れ）発生に際しての燃料ペレット内残留FPガスによる燃料分散（fuel dispersal）効果（但し、BOICでは除く）が期待できる限り、炉出力は即発臨界反応度以下の過渡変化となり、事故は冷却材のボイド化した溶融炉心状態で遷移フェーズへ移行する。LOF-HCDAが超即発臨界出力暴により機械的炉心崩壊フェーズへ至るのは、上記の2つの反応度効果を無視した場合にのみ起こる。この点は、ノミナル反応度係数を保証した解析(I)の場合と異なり、炉心崩壊フェーズへ移行した要因には、上記2効果の否定の他に、保守側反応度係数の想定がある。LOF-HCDAの放出エネルギー（Energetics）は、出力暴走駆動反応度要因となるFCI現象の解析条件に強く依存する。Energeticsの最大は、EOEC炉心で起り、次いでBOECとなる。FPの無いBOICではEnergeticsは低い。

LOF-HCDAは、この後、得られた放出エネルギーに対する炉容器構造の耐衝撃評価および、事故後炉心の熱除去評価、等に引継がれる。更に大きな評価事項は、大きな確率で予想される遷移フェーズ事故シナリオの評価である。

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

- HCDA Analysis by SAS3D and VENUS-PM2 Codes -

Masayoshi ISHIDA\*, Hiroshi ENDO\*  
and Sadanori AOI\*\*

ABSTRACT

A study of hypothetical core disruptive accidents (HCDA's) in the prototype fast breeder reactor Monju (714 MWt) has been conducted by using SAS3D# for the HCDA-initiating phase analysis and VENUS-PM2 for the mechanical disassembly phase. 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 systems.

The preceding work (I) concentrated on the Monju HCDA analysis with nominal design values of the reactivity coefficients. The present volume is aimed at similar analyses but with pessimistic values of the reactivity coefficients, in particular, of the sodium void and Doppler coefficients taking into account their uncertainties. 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); the beginning-of-equilibrium cycle (BOEC); and the end-of-equilibrium cycle (EOEC). The maximum sodium void worth used in the present analyses is 3.8\$ (1.5 times the nominal value) in the EOEC core and the Doppler coefficient

---

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

\*\* Advanced Reactors Engineering Department, Mitsubishi Atomic Industries, Inc.

of each core is reduced by 30% from the nominal value. A summary of the study follows.

The scenario of the 2 cents/sec TOP-HCDA obtained in this study is much the same as in the nominal case (I). 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 10 times the rated power and the reactor is shutdown due to the fuel sweepout reactivity in the FCI fuel assemblies 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 26% of the core fuel assemblies are damaged. In the equilibrium cycle cores the damage extents are limited to about 5% core-center assemblies. The TOP-HCDA scenario must be followed by the evaluation of post-accident heat removal from the partially damaged reactor core.

In the LOF-HCDA the accident enters into the transition phase after a severe power transient with a net reactivity less than 1\$ in the initiating phase, if the negative reactivities due to axial fuel expansion and early fuel dispersion driven by FP-gases in the fuel in voided assemblies are both effective. Only when these negative reactivity effects are disregarded, the LOF accident enters into the mechanical core-disassembly phase where a large amount of energy is released during a superprompt-critical power burst. The accident scenario obtained in the present study (II) differs at this point from the one in the preceding study (I) in which no pessimistic assumption led to the mechanical disassembly scenario. That is, the assumption of the pessimistic reactivity coefficients is one of the primary factors which makes the LOF-HCDA turn into the energetic-HCDA scenario. LOF cases which enter into the mechanical disassembly phase are switched to VENUS-PM2

for the evaluation of energy release during the superprompt-critical power burst .

The energetics evaluated for the LOF-HCDA strongly depends upon the conditions assumed for FCI which turns out the most dominant driving mechanism for the superprompt-critical power burst . The maximum energy release is calculated for the EOEC core , and the one in BOEC is lesser . Energetics in the FP-gas free BOIC core is low due to a milder FCI and a lower void worth than in the other two cores .

The LOF-HCDA evaluation must be followed by structural damage evaluation against the released available work during the postdisassembly molten core expansion . And the most difficult item left to be studied is the behavior of a molten core in the transition phase into which the majority of the LOF initiating-phase scenarios appears to enter .

---

# 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	I
List of Tables	X
List of Figures	XVII
1. 緒　　言	1-1
1.1 動機と経過	1-1
1.2 解析範囲	1-6
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	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
2.3.3 炉心崩壊フェーズの解析結果	2-8
2.4 反応度挿入事故	2-10
2.5 HCDA Energetics評価の結論	2-11
2.5.1 LOF Energetics	2-11
2.5.2 TOP Energetics	2-13
2.5.3 LOF及びTOP事故シナリオ分類	2-13
3. 解析モデル及び解析条件	3-1
3.1 SAS3D-to-VENUS-PM Switch Code SAVE	3-1
3.2 解析条件	3-4
3.2.1 起因事故フェーズ解析条件	3-4
3.2.2 炉心崩壊フェーズ解析条件	3-6
7. 謝　　辞	7-1
8. 参考文献	8-1

List of TablesSection 1

Table 1 .1-1	LMFBR Core Design Comparison .....	1-8
--------------	------------------------------------	-----

Section 2

Table 2 .1-1	Region powers of Monju reactor .....	2-1 5
--------------	--------------------------------------	-------

Table 2 .1-2	Void worth and Doppler coefficients .....	2-1 5
--------------	---	-------

Table 2 .1-3	Fuel-assembly channel characteristics in BOIC, BOEC, and EOEC .....	2-1 6
--------------	--	-------

Table 2 .3-1	Summary of Monju LOF-HCDA analysis by SAS3D .....	2-1 9
--------------	---	-------

Table 2 .3-2	Summary of LOF-HCDA energetics calculated by SAS3D-to-VENUS-PM2 switch .....	2-2 0
--------------	---	-------

Table 2 .4-1	Summary of Monju TOP-HCDA analysis by SAS3D .....	2-2 2
--------------	---	-------

List of FiguresSection 2

<b>Fig. 2.1-1</b>	<b>Primary-pump head decay curve during LOF accident .....</b>	<b>2-23</b>
<b>Fig. 2.1-2</b>	<b>Fuel assembly characteristics and channel arrangement in BOIC, BOEC, and EOEC .....</b>	<b>2-24</b>
<b>Fig. 2.1-3</b>	<b>Main differences among parameter run cases .....</b>	<b>2-25</b>
<b>Fig. 2.3-1</b>	<b>First event onset timings in Case BE of LOF-HCDA .....</b>	<b>2-26</b>
<b>Fig. 2.3-2</b>	<b>First event onset timings in Case EXNRC of LOF-HCDA .....</b>	<b>2-27</b>
<b>Fig. 2.3-3</b>	<b>First event onset timings in Case RP of LOF-HCDA .....</b>	<b>2-28</b>
<b>Fig. 2.5-1</b>	<b>Summary of LOF-HCDA energetics by SAS3D/VENUS- PM2 calculations .....</b>	<b>2-29</b>
<b>Fig. 2.5-2</b>	<b>Molten core states at the end of initiating or disassem- bly phase of parameter run cases for LOF and TOP- HCDA's (BOIC) .....</b>	<b>2-30</b>
<b>Fig. 2.5-3</b>	<b>Molten core states at the end of initiating or disassem- bly phase of parameter run cases for LOF and TOP- HCDA's (BOEC) .....</b>	<b>2-31</b>
<b>Fig. 2.5-4</b>	<b>Molten core states at the end of initiating or disassem- bly phase of parameter run cases for LOF and TOP- HCDA's (EOEC) .....</b>	<b>2-32</b>
<b>Fig. 2.5-5</b>	<b>Monju reactor core-disruptive-accident evaluation path structure .....</b>	<b>2-33</b>

Section 3

<b>Fig. 3.1-1</b>	<b>Calculation tool system used for Monju HCDA analysis ...</b>	<b>3-12</b>
<b>Fig. 3.2-1</b>	<b>Monju core assembly configuration used in VENUS-PM2...</b>	<b>3-13</b>
<b>Fig. 3.2-2</b>	<b>SAS-channel states at SAS3D-to-VENUS-PM2 switch ...</b>	<b>3-14</b>
<b>Fig. 3.2-3</b>	<b>R-Z cell structure used in VENUS-PM2 calculation .....</b>	<b>3-15</b>
<b>Fig. 3.2-4</b>	<b>Reactor core regions used in VENUS-PM2 .....</b>	<b>3-16</b>

---

## 第1章 緒 言

---

## 1. 緒 言

### 1.1 動機と経過

高速増殖原型炉「もんじゅ」の仮想的炉心崩壊事故（HCDA）の起因事故解析(I)を既に実施し、報告した。同解析では、炉心の諸反応度係数には核設計計算ノミナル値を使用し、種々の解析条件の基で、以下の2つの起因事故事象を、事故解析コードSAS3Dを用いて実施した。

- (i) 定格出力運転中の外部電源喪失に起因する、炉心流量減少事故で、スクラム系の不作動を想定した事故 (LOF without Scram, LOFと略記)
- (ii) 定格出力運転中の制御棒連続引抜に起因する、反応度挿入事故で、スクラム系の不作動を想定した事故 (TOP without Scram, TOPと略記)

これらのHCDA起因事故解析を、初装荷初期炉心（BOIC）および、平衡炉心の燃焼初期（BOEC）および燃焼末期（EOEC）の3つの炉心状態について実施した。解析条件設定の不確かさを考慮して、各炉心ケースとも、解析ケースを大きく、3つの場合に分けた。これらは、以下の通りである。

- (a) 最も確からしい（又は現実的な）条件を設定したケース（Case BEと略記）。  
Case BEでは、燃料の軸方向膨脹による負のフィード・バック反応度効果を考慮し、更に、燃料スランピングに際して、燃料ペレット内残留FPガスによる燃料分散効果を考慮した。この2点が、以下の2つの場合と本質的に異なる条件設定となっている。
  - (b) 標準的条件設定ケースに相当し、Case BEでは考慮した、燃料軸方向膨脹フィードバックおよびFPガスによる燃料分散効果を否定した。  
燃料スランピング、FCI等の発生条件には、燃料ペレット径方向50%溶融割合を用い、また、これらの現象計算に係るパラメータには、従来用いられている標準的な値を用いた。
  - (c) 標準ケース(b)を基に、燃料スランピング、FCI等のパラメータを、出力暴走規模が拡大する方向へ変更した場合の、パラメータ解析ケースを設定した。
- ここで、これら起因事故解析(I)の結果の要約を記述し、本報告における起因事故解析および炉心崩壊フェーズの解析(II)の実施に至った経過を述べる。

起因事故解析(I)の要約

## (1) L O F 事故

燃焼度・径方向出力ピーピング等、核熱特性の異なる、3つの炉心ケースでは、流量減少事故時の過渡事象展開には差異はあるが、各炉心ケースとも、事故シナリオは類似しており、以下の様に要約できる。

- (i) 事故発生後、約14～15秒で、高出力／流量比又は高出力を有する燃料集合体から順次、冷却材沸騰が始まり、ボイド反応度挿入による出力上昇が起こる。
- (ii) 沸騰開始後、約3～4秒で、炉心中央よりも約10cm上方位置の被覆管は肉厚全体に渡って溶融し、被覆材の移動が始まる。
- (iii) 最初の被覆材溶融移動開始後、約1～1.5秒に、ボイド化した高出力燃料集合体で最初の燃料スランピングが起こる。この時点で、炉心の全反応度は0.9\$以上に達しており、その主要な正反応度成分は沸騰によるボイド反応度であり、これに、溶融被覆材の移動反応度が加わっている。この時点には、全反応度は即発臨界値1\$に近接しているため、出力上昇速度は大きく、過渡事象展開は急速である。
- (iv) 最初の燃料スランピング開始後、約50～80msで、スランピングしつつある燃料は分散を開始する。燃料分散を起こす圧力源は、FPガス、被覆材、および燃料等の蒸気圧であり、上述した(a), (b), (c)の各場合で異なってくる。出力暴走は、炉心燃料が反応度価値の高い炉心軸方向中央部から、上・下へ分散移動することによる負反応度効果により終息する。

この起因事故フェーズ末期における出力暴走放出エネルギーの大きさは、燃料分散開始前までに全反応度が到達する大きさに依存する。この全反応度上昇挙動は、部分沸騰又は未沸騰燃料集合体の燃料破損に伴なって起こる、FCIによる反応度効果に強く依存する。FCI発生状況は、各炉心ケースおよび(a), (b), (c)の場合で異なっている。

上述した様に、L OF時の出力暴走規模は、FCI発生による反応度効果に強く依存するが、反応度係数に核設計計算ノミナル値を使用した上記の解析では、以下の結果を得た。

- (v) 最も確からしい解析条件を用いたケース(a)では、FCI発生は全く無いか、又は沸騰開始の遅れる低出力燃料集合体に限られている。これは、燃料軸方向膨脹

反応度およびFPガスによる早期の燃料分散反応度（但し、FPのないBOIC炉心は除く）により、炉出力上昇が抑えられ、FCI発生前に全炉心冷却材がボイド化してしまうためである。またFCI発生があっても、ボイド・ワースが負の燃料集合体でのFCIとなるため、正の反応度効果とはならない。

(vi) (b)および(c)の場合には、FCI発生は更に出力の高い燃料集合体にまで及んでくる。正ボイド・ワースを有する燃料集合体でのFCI発生は、急速なボイド反応度挿入をもたらすため、全反応度上昇の要因となるが、一方、多くの早期沸騰燃料集合体では、既に燃料スランピングが進行し、分散を開始しつつある。そのため、出力トランジェット末期には、FCIによる正反応度挿入と、燃料分散による負反応度挿入の競合により、全反応度は変化する。(b)および(c)で設定した保守側の解析条件ケースでも、FCI発生は燃料分散開始後となるか、又は燃料分散開始の直前となり、全反応度の到達最大値は、高々1.016\$止まりとなり、多くのケースでは1\$以下である。超即発臨界ケースでも、1\$以上での全反応度上昇率は、高々 $10\$/s$ となり、炉出力到達最大値は、定格出力の約570倍となっている。放出されたエネルギー量は、燃料蒸気の1気圧までの等エントロピー膨脹仕事量にして、最大60MJとなる。

上述のように、解析条件の不確かさの範囲で最も保守側の条件設定をした場合でも、LOF時の出力暴走挙動は、比較的穏やかであり、機械的炉心破壊を伴う規模のものではない。この小規模のエネルギー放出に対応して、起因事故フェーズ末期の炉心領域では、まだ殆どの燃料が残留しており、これらが反応度価値の低い領域に分散した状態にある。そのため、この後の溶融炉心物質の移動と、再度のエネルギー放出の可能性については、遷移フェーズの解析により評価する必要がある。

## (2) TOP事故

制御棒連続引抜きによる $2\ell/sec$ の反応度連続挿入で炉出力上昇が始まる。TOP事故シナリオは、単純で以下の様に要約できる。

(i) 事故発生後、50～70秒で最高出力の燃料集合体で、燃料ペレット溶融割合が50%に達し、最初のFCI発生がある。このFCI発生までに、炉出力は定格出力の高々4倍、全反応度は十数セントであり、制御棒引抜きによる1～1.4\$の反応度の大部分はドップラー効果および、燃料軸方向膨脹効果（但し、前述の(a)の場合）による負反応度で相殺されている。また、炉心流量は定格値に保たれ

ているため、冷却材の沸騰発生までは温度余裕が数十度ある（上部ブランケット上端で）。

FCI開始時間は、3つの炉心で差異があり、径方向出力ピーキングが一番低いBOICで一番遅い。

(ii) FCI開始軸方向位置は、炉心軸方向中央よりも幾分上方 ( $\sim 6\text{ cm}$ ) となる。FCI発生による正反応度挿入の主成分はボイド反応度であり、これに燃料ピン溶融キャビティーから破損口への燃料移動に伴う正反応度が加わる。

(iii) FCIゾーンの拡大に伴なって、冷却材流路へ流出した燃料は、炉心外へ運び去られるため、この燃料移動による大きな負反応度挿入があり、ボイド反応度挿入による全反応度の上昇は、高々  $0.5\$$  止まりに抑えられる。炉出力最大値も、定格出力の5倍以下に抑えられる。全反応度は、炉心外への燃料流出による負反応度により、未臨界まで低下し、出力トランジットは終る。

FCI現象は、未燃焼炉心であるBOICと、燃焼炉心であるBOEC、およびEOECとでは顕著に異なる。燃料被覆管破損後、FCIゾーンへ放出される溶融燃料流出レートは、燃料ピン溶融キャビティー圧に依存し、この圧力は溶融燃料内に放出されるFPガスの有無に強く依存する。FPガスの存在しないBOICでは、キャビティーからの溶融燃料流出レートが、BOEC、EOECに比べて低いため、FCIゾーンの圧力上昇は低く、FCIゾーンの成長は破損口よりも下流側へしか起こらない。これに伴い、BOICではボイド反応度挿入量は小さく、全反応度の最大値は、高々  $0.18\$$  で、FCI発生直前の値からの上昇度合は、わずかである。

(iv) FCI発生のある燃料集合体は、径方向出力ピーキングの高いBOEC ( $\sim 1.30$ ) およびEOEC炉心 ( $1.35$ ) では、第一流量配分領域の高出力燃料集合体 (約10体) に限られており、他の領域へFCI発生が拡大する前に全反応度は未臨界まで低下している。一方、BOICでは径方向ピーキングが、 $1.19$  と低いため、FCI発生集合体数はBOECやEOECに比べて多く、30体以上に及んでいる場合もある。しかし、前述した様に緩まんなFCI挙動のため、その反応度効果はBOECやEOECに比べて小さい。

上述の様に、TOP起因事故では、出力暴走規模は小さく、燃料破損発生も炉心の高出力領域に限定されたものとなる。この後、事故後熱除去の評価が残されてい

る。

上述した起因事故解析(I)の結果を、米国のC R B R (初期の均質炉設計)のS A S 3 A<sup>1),3)</sup>によるH C D A 解析と比較すると、T O P 事故シナリオは、「もんじゅ」とC R B R の場合で、ほぼ類似したものとなっている。しかし、L O F 事故では、前述した標準ケースの場合の出力暴走規模が大きく異なり、C R B R のB O E C炉心ケースでは、数十\$/secの反応度挿入率で超即発臨界出力暴走となり、起因事故フェーズから炉心崩壊フェーズへ移行する事故シナリオとなっている。従って、標準ケースの放出エネルギーは、大きく異なり、燃料蒸気の等エントロピー膨張仕事量(1気圧まで)で、C R B R 炉心では、「もんじゅ」炉心の10倍以上に達している。

この様なL O F H C D A のエネルギー放出規模の差異は、両炉心の冷却材ボイド・ワースの違いに起因している。Table 1.1-1に、「もんじゅ」炉心の諸設計パラメータを、CRBRおよびSNR-300と比較して示した。同表にE O E C炉心の反応度係数を示したが、「もんじゅ」炉心のボイド・ワース(正ボイド・ワースの合計)は、他の2炉心よりも約1\$以上小さい。更に、ドップラー係数は他の2炉心よりも大きく、これらの反応度係数の差異がL O F H C D A のエネルギー放出規模に差異をもたらしている、と考えられる。

起因事故解析(I)の要約に記述した様に、L O F H C D A の出力暴走規模は、燃料分散による負反応度効果と、正ボイド・ワース燃料集合体でのF C I 発生による正反応度効果の競合挙動に依存している。F C I 発生が時間的に早くなる程、ボイド・ワースの高い燃料集合体でのF C I 発生となり、また燃料分散開始よりも先行するため、全反応度は上昇する。このF C I 発生時間は、沸騰によるボイド反応度挿入が大きいほど早くなる。従って、炉心のボイド・ワースの大きさは、出力暴走規模を支配する重要な因子となる。また、同様にドップラー反応度の減少も全反応度の上昇につながるため、重要な因子となる。

上述の議論から、炉心のボイド・ワースおよびドップラー係数など、反応度係数の核計算不確かさが、H C D A のエネルギー放出量評価の上で重要な影響をもつ可能性のあることが判る。「もんじゅ」の核設計計算では、ボイド・ワースのノミナル計算値に対して、±50%の不確かさを見込む必要がある、としている。また、ドップラー係数には、±30%の不確かさがある。これらの不確かさを考慮した場合に、H C D A の事故シナリオが、どの様に変化するかを解析するのが、本報告書での解析

の目的である。

## 1.2 解析範囲

本報告書における解析では、1.1節に記した様に、炉心の反応度係数に核設計計算不確かさを見込んだ条件の基で、起因事故解析(I)で実施した解析ケースを、ほぼ全ケースに渡って再度解析した。

反応度係数の不確かさの考慮については、冷却材ボイド・ワースおよびドップラー係数に対して、これらを最も保守側に見込んだ。即ち、正のボイド係数ノミナル値を一律に1.5倍し、負のボイド係数を一律に0.5倍した値を使用し、また、ドップラー係数にはノミナル値の0.7倍の値を使用した。

燃料ワースおよび構造材ワースの核計算不確かさは、それぞれ±20%および±30%である。これらの反応度係数には不確かさを見込まないものとした。燃料移動反応度は、正・負両符号の成分が同時に現われるため、不確かさの符号のいずれをとるのか保守側の評価となるかが明確でないためである。また、炉心の臨界性に係わる燃料ワースに対して、全炉心領域に渡って一律に一定の不確かさを見込むことは、非現実的な取扱いとなるためである。構造材ワースの不確かさの考慮は、溶融被覆材移動が広範囲の炉心領域に拡大するケースでのみ重要となる。しかし、その様なケースは、1.1節のケース分類では(a)に対応する場合であり、出力暴走が緩まんなケースに対応している。エネルギー放出の上限を与える(b), (c)の場合には、被覆材移動は沸騰が事故後、早期に起こる高出力／流量比・高出力の燃料集合体に限られるため、大きな反応度寄与はなく、構造材ワースの不確かさは重要な因子ではない。

SAS3Dによる起因事故フェーズ解析の結果が、大きな反応度挿入率で超即発臨界出力暴走に至るケースについては、解析を炉心崩壊解析コード VENUS-PM2<sup>63)</sup>に接続し、全反応度が即発臨界を越える時間領域の出力暴走を解析した。SAS3DからVENUS-PM2への接続方法については、第3章に記述した。VENUS-PM2による炉心崩壊フェーズの解析では、全反応度が炉心膨脹による負反応度により未臨界に至るまでを計算した。溶融炉心は、この後、崩壊後の膨脹フェーズに移行する。

上述した事故過程で放出された熱エネルギーは、崩壊後の膨脹フェーズで機械エネルギーに変換され、炉容器・構造物への衝撃荷重となる。このフェーズの現象解析はSIMMER-IIコードの解析範囲となる。本報告書の範囲では、機械エネルギーへの

変換効率を最も保守側に評価した場合を想定し、VENUS-PM2により得られた炉心燃料の最終温度分布から、燃料蒸気の等エントロピー膨脹仕事量を算出した。

以下、第2章に本報告書における解析結果の要約と結論を記述し、第3章以降に解析条件および各炉心ケースの解析結果を記述した。

**Table 1.1-1 LMFBR Core Design Comparison\*****LMFBR CORE DESIGN COMPARISON\***

<u>Item</u>	<u>Reactor:</u>	<u>Monju</u>	<u>CRBRP(Homo.)</u>	<u>SNR-300</u>
<b>- General -</b>				
Power(MWt)	714	975	762	
Burnup, Max/Av. ( $10^4$ 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 → "	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	
<b>- Fuel Design -</b>				
<b>Core Fuel</b>				
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 Height(mm)Core/Ax-BLK	8.0/10.0			
Pellet Density(ZTD)	" 85 / 93	91.3 /	86.5 /	
Wrapping Wire Diam.(mm)	1.32	1.42	14 Grid Spacers	
" Pitch(mm)	30.7	30.0	-----	
<b>- Core Reactivity Coeffs. - (used in SAS3D/SAS3A for EOEC-HCDA Analysis)</b>				
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)

---

## 第2章 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

H C D 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 A T W S 事象とする。以下では、前者を L O F , 後者を T O P と略称する。L O F 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. 21-1 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）。T O P 時の反応度挿入率は、 $2\%_{sec}$  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 21-1, -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 SAS3D 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、粗調整制御棒 10 本の挿入状態の違いに起因している。Fig. 21-1, Table 21-3 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

報告書(I)における解析条件と異なる点は、ボイド係数およびドップラー係数の取扱いにあり、本報告書(II)での解析は、これら 2 つの反応度係数に核設計計算不確かさを、

最大保守側に見込んだ値を使用した。即ち、正のボイド係数（分布係数）ノミナル値を1.5倍、負のボイド係数ノミナル値を0.5倍したものを使用し、ドップラー係数には、ノミナル値（健全・ボイド両炉心とも）の0.7倍の値を使用した。従って、本解析で使用した最大ボイド・ワースは、Table 21-2 の値の1.5倍（EOEC炉心では378 \$）となる。

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（均質炉）のHCDA評価で、NRC（米）が標準ケースで用いた条件<sup>1)</sup>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. 21-3 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、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関す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. 21-3 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

ノミナル反応度係数ベースの解析（報告書(I)）では種々の保守側解析条件を設定した場合でも、起因事故フェーズが破壊エネルギー放出を伴う炉心崩壊フェーズに発展する可能性は否定された。また、保守側の解析条件を設定した幾つかのケースでは多数の低出力燃料集合体におけるFCI発生による正反応度効果によ

り、小規模の出力暴走には至るが、高出力燃料集合体の溶融破損に引続く燃料分散による負反応度効果によって、炉は起因事故フェーズで核的にシャットダウン状態に至ることが結論された。

本報告書(IV)における保守側ボイド係数およびドップラー係数の想定は、事故時の破壊エネルギー放出(HCDA Energetics)の点で報告書(I)の場合と質的に異なるLOFシナリオへ導く結果を与えた。正ボイド係数の増加に伴って、報告書(I)の場合と異なった点は主に以下のものである。

- (i) 事故後の出力上昇が速くなり、各事象(沸騰・燃料スランピングなど)の発生時間が早期化している。
- (ii) 最初のFCI発生直前における全反応度が、ノミナル反応度係数ベースの解析に比べて、即発臨界値1\$により近接している。
- (iii) 出力上昇速度が大きいために、FCI発生燃料集合体が、低出力のものだけ(ノミナル反応度係数の場合がそうだった)でなく、中出力燃料集合体にまで及び、FCI発生燃料集合体数が増加している。

Fig. 23-1, -2, および-3に、Case BE, EXNRCおよびRPについて、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、各炉心ケースについて示した。同図では、報告書(I)のノミナル反応度係数ベースの場合も比較のために示した(上段)。これらの図に、上述した(i), (iii)の記述に対応するものが見られる。最初のFCI発生チャネルは、ノミナル反応度係数ベースの場合よりも出力又は出力/流量比の高いチャネル(チャネル番号の小さいもの)となつておらず、FCIチャネル数は増加している。Table 21-3に示したように、出力の高いチャネルほど大きなボイド・ワースをもち、そのFCI発生に伴う正反応度効果は大きい。

出力トランジエント末期は、FCI発生による正反応度挿入と、スランピング・チャネルの燃料分散(fuel dispersal)による負反応度の競合による反応度変化となり、一般に燃料分散開始が遅れるほど、全反応度の上昇は高くなる。また、ボイド・ワースの高いチャネルのFCI発生がある場合ほど、全反応度の上昇は高い。Fig. 23-1～Fig. 23-3に示した3つの基本ケースの結果は以下の様に要約できる。

## (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(ノミナル値の70%)と同程度又は以上となっている。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・ワースの大きな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暴走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っている。

## (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。

平衡炉心ケースでは、Case EXNRCの場合と同様に正ボイド・ワース・チャンネルのFCI発生が出力暴走規模を決定している。

## 2.3.2 起因事故フェーズの解析結果

各炉心ケースについて解析した全ケースの、SAS3Dによる計算結果を、Table 2.3-1に示した。同表には、各ケースの主要解析条件も示した。計算結果は、全てSAS3Dによるもので、VENUS-PM2へ接続した結果については次項に

記述する。同表の注に示したように、炉心の冷却材ボイド率、溶融燃料質量（及び溶融割合）、溶融燃料平均温度、エネルギー等は、

炉心崩壊フェーズ（VENUS-PM2計算）へ移行したケースでは、VENUS-PM2へ接続した時点の値を示し、

起因事故フェーズで小規模の出力暴走により終結したケースについては、全反応度が未臨界値まで低下した時点の値を示している。

以下では、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、燃料スラッピングによる正反応度効果が大きく、全反応度最大値は1.011\$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、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っており、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ない。

#### (2) Case EXNRCおよびCase RP (全炉心ケース)

燃料軸方向膨脹およびFPガスによる燃料分散の負反応度効果を否定した、これらのケースでは、FCI発生が正ボイド・ワースチャンネルにまで及んでいる。このFCIにより、平衡炉心ケース（BOEC及びEOEC）では、事故は全反応度上昇率 $30\%/\text{sec}$ 以上で超即発臨界出力暴走となり、炉心崩壊フェーズへ移行する。

BOIC炉心でもFCI発生チャンネル数は増加しているが、その正反応度効果は小さい。BOICのFCI現象は、FCIゾーンへの溶融燃料流出レートが燃焼炉心ケースに比べて低いため、穏やかであり、これに伴う反応度挿入率は低い。これは、BOICではFPガスによる燃料ピン溶融キャビティー圧

上昇効果が無いためである。また、負ボイド・ワース・チャンネルのFCI発生が多く、正反応度効果を打消している。これらが、BOECの出力暴走を他の炉心ケースに比べて小規模のものにしている。

(3) Case FPSLP ( BOEC 及び EOEC 炉心で解析した )

Case RP で FP ガスによる燃料分散効果を考慮した場合、事故は炉心崩壊フェーズには移行せず、遷移フェーズへ移行する。

(4) Case FCI 25 ( BOEC 及び EOEC 炉心 )

Case RP で、FCI 開始時間を早めた場合に相当する。FCI 発生が、Case RP の場合よりも更に出力の高いチャンネルにまで広がる。高出力チャンネルは、ボイドワースも高いため、正反応度効果は大きい。また、FCI 開始が燃料分散開始に先行するため、全反応度上昇率は Case RP よりも大きくなる。BOEC 及び EOEC 炉心ケースとも、炉心崩壊フェーズへ移行する。

(5) Case FCI 25 · AXEX ( BOEC 炉心 )

Case FCI 25 に対して、燃料軸方向膨脹による負反応度効果を考慮したケースである。出力上昇が遅れるため、高ボイドワースチャンネルのFCI発生が減少し、Case RP よりも出力暴走規模は小さい。

(6) Case FCI 25 · FP ( BOEC 炉心 )

Case FCI 25 に対して、FP ガスによる燃料分散効果を考慮したケースである。FCI 発生チャンネルの内訳は、Case FCI 25 と同じである。しかし、燃料分散開始が早くなるため、出力暴走規模は Case FCI 25 よりも小さくなっているが、Case RP よりも大きい。

前述した Case FCI 25 · AXEX と比べると、FP ガス効果よりも燃料軸方向膨脹効果の方が、出力暴走抑制効果の大きいことが判る。後者の効果は事故発生直後から作用するが、前者 (FP ガス) はスランピング発生後に作用するために、両効果の違いが出ている。

(7) Case FCI 10 ( BOEC 炉心 )

FCI 開始条件を、10% 燃料溶融割合とした場合である。FCI 現象が穏やかなものとなり、Case RP よりも出力暴走規模は小さくなっている。

(8) Case LPIP · FCI ( EOEC 炉心 )

FCI 発生時の溶融燃料流出破損口面積を、Case RP の 6 倍に設定したケ

ースである。燃料ビンからの溶融燃料流出に伴う燃料移動反応度挿入率が大きく、全パラメータ解析ケースの内で最大の出力暴走規模を与えたケースとなっている。

#### (9) Case BURST・FCI ( BOEC 及び EOEC 炉心 )

被覆管破損 ( FCI 開始 ) を、燃料ビ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。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。Case FCI 25 の場合と類似の理由で出力暴走規模は Case RP よりも大きい。しかし、被覆管破損位置がボイド係数のピーク位置よりも上方へ ( 被覆管温度の高温側へ ) 移るため、Case FCI 25 よりも出力暴走規模は小さい。

#### (10) Case BURST・FCI・PIN3G ( EOEC 炉心 )

FCI 発生燃料集合体内の燃料ビン ( 169 本 ) の破損事象の非同時性を模擬したケースである。Case BURST・FCI で、燃料ビン破損グループを 3 つに分け、最初の破損ビングループ ( 40% の燃料ビン ) に対して、30% は 2ms、残り 30% は 4ms 遅れで破損する ( FCI 発生 ) とした。この非同時性考慮は、最大出力を幾分低下させている。

#### (11) Case GAPCON ( 全炉心ケース )

Case RP では燃料ベレット / 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  $0.405 \frac{W}{cm^2 \cdot ^\circ C}$  ( $714 \frac{Btu}{hr \cdot ft^2 \cdot ^\circ F}$ ) 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  $\pm 20^\circ C$  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、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。その結果、ボイド反応度挿入率が Case RP よりも高く、全炉心ケースとも出力暴走規模は Case RP よりも大きくなっている。

#### (12) Case BE・BURN ( BOIC 炉心 )

BOIC 炉心ケースで出力分布は不变として、燃焼末期 ( EOIC ) の燃焼度を与えた場合に相当する。燃料ベレット内の FPガス蓄積効果を調べるために

設定したケースである。Case BE をベースにした本ケースでは、FP ガスによる燃料分散効果が作用し、炉出力最大値は未燃焼炉心の  $\frac{1}{10}$  以下となっている。

### (3) Case EXNRC・BURN および RP・BURN ( BOIC 炉心 )

Case EXNRC および RP をベースに、EOIC 炉心を模擬したケースである。いずれのケースも未燃焼炉心の場合より全反応度上昇は高く、炉心崩壊フェーズへ移行する。(2), (3) に記した様に、BOIC では FP が無いため、FCI 現象が穏やかで、それに伴う反応度挿入率は小さい値に止まった。しかし、EOIC では、FP ガス効果により出力暴走は激しいものとなっている。

#### 2.3.3 炉心崩壊フェーズの解析結果

起因事故フェーズの解析 (SAS 3D 計算) 結果で、炉心崩壊フェーズへ移行すると判断されたケースについては、全反応度が即発臨界値 1 \$ を超過して以降の出力暴走挙動を VENUS - PM2 で解析した。SAS 3D から VENUS - PM2 への接続は、SAS / VENUS 接続コード SAVE により行ない、接続時点における燃料温度・冷却材ボイド率等の分布を可能な限り忠実に受渡した。

VENUS - PM2 への外部挿入反応度は、SAS 3D より予測された出力暴走駆動反応度  $\rho_{ex}(t)$  を、時間テーブル形式で与えた。 $\rho_{ex}(t)$  は次式で定義される。

$$\rho_{ex}(t) = \rho_{net}(t) - \rho_{Doppler}(t)$$

$\rho_{net}(t)$  : SAS 3D による時間  $t$  での全反応度

$\rho_{Doppler}(t)$  : SAS 3D による Doppler 反応度

接続時点は、全反応度が 1 \$ を超過し、外部反応度挿入率が数十ドル毎秒に達して以降とし、また、燃料分散開始より十分に前となる様に選択した。

接続計算を実施したケースには、Table 23-1 で、「Switch-to-VENUS - PM2」と表示した。BOEC 炉心ケースでは、基本ケース (Case EXNRC と RP) と、反応度挿入率の上限ケースについてのみ実施した。Table 23-2 に全ての接続計算ケースの放出エネルギー計算結果を示した。燃料蒸気による有効仕事量は、熱エネルギーから機械エネルギーへの変換効率が最大となる等エンタロピー膨脹仕事量で定義した。この仕事量は、VENUS - PM2 計算により出力暴走が終息した時点における燃料温度分布を基に計算した。この仕事量には FCI 等によるものは含まれていない。

Table 2.3-2 に示した燃料蒸気の仕事量は以下の 3つである。

- a : 大気圧までの膨脹仕事量
- b : ゲージ圧ベースの膨脹仕事量
- c : 燃料蒸気がカバーガス体積まで膨脹した時点までの仕事量。 $27.8\text{m}^3$   
のカバーガス体積は、上部ブレナムナトリウムが炉容器遮へいプラグ  
に衝突するまでに必要な膨脹体積である。 $70\text{m}^3$ は全カバーガス体積  
である。

なお、炉心崩壊フェーズに移行したケースについては、最終結果は Table 2.3-2 に示した VENUS-PM2 によるものとなるが、Table 2.3-1 に示した SAS3D 計算の結果にも、炉出力・全反応度の最大値が示されている。VENUS-PM2 と SAS3D では、炉心崩壊時の物質運動モデルが、前者は R-Z・2 次元、後者 (SAS3D) は軸方向 (Z) 1 次元と、本質的に異なり、VENUS-PM2 の方が低いエネルギー放出量評価を与える。

有効仕事量の計算結果は以下のように要約できる。

燃料軸方向膨脹による負反応度効果を否定し、更に、FPガスによる早期燃料分散効果を否定した保守側の評価条件を設定した、燃焼炉心の各ケースは炉心崩壊フェーズへ移行している。これらのうち、FCI 解析条件に従来から用いられている標準的なものを適用した Case EXNRC 及び Case RP では、有効仕事量の最大値は、平衡炉心の燃焼末期 (EOEC 炉心) の Case EXNRC の値となる。(注) このケースの有効仕事量は以下の通りである。

1気圧までの膨脹仕事量	: 356 MJ
ケージ圧ベースの同上仕事量	: 263 MJ
ナトリウム・スラグ・インパクト時の仕事量	: 110 MJ (カバーガス体積 $27.8\text{m}^3$ ) 160 MJ ( " " $70\text{m}^3$ )

FCI 解析条件は、LOF-HCDA 時の放出エネルギー評価に大きな不確かさ

(注) 放出エネルギーの最終値は、これらの値より幾分増加 (~7.3%) し 356 MJ は 382 MJ となる。VENUS 計算における制御棒集合体の取扱いに起因して生じた補正であり、詳細は 6.1.5 項に記述した。この補正是 EOEC 炉心ケースについてしか実施していないため、本章では記述しなかった。

を与える要因となっている。Table 23-2 に示した、バラメータ解析結果の有効仕事量（1気圧まで）は、200MJから1000MJの範囲に分布している。不確かさをもたらすFCIバラメータは以下の通りである。

- (i) FCI開始時間と決める被覆管破損基準
- (ii) 燃料ビンからの溶融燃料放出レートに係わるバラメータ
- (iii) 燃料ビン破損事象（FCI開始）の非同時性（但し、(i)とも関連する）

#### 2.4 反応度挿入事故(TOP)

$2^{\ell}/\text{sec}$  のTOP事故シナリオは、冷却材ボイド係数およびドップラー係数の保守側評価によっても、報告書(I)の場合と変らず、即発臨界反応度(1\$)以下の小規模な出力トランジェットで終結するものとなった。過渡時の全反応度は、初期に燃料破損を起こした燃料集合体群(チャンネル)におけるFCIによる反応度効果(燃料移動およびボイドによる反応度)で一時的に急昇する。しかし、FCIの進展につれて炉外への燃料流出(fuel sweepout)が起り、その負反応度効果によって全反応度の最大値は高々0.6\$に抑えられ、炉はFCI発生後、高々100ms以内にシャットダウン状態に至る。ノミナル反応度係数ベースの解析に比べて、本解析結果では、炉出力上昇が速くなり、報告書(I)に対応する各ケースのFCI発生時間は約14秒早くなっている。

Table 24-1 に各炉心のTOP解析から、各解析ケースの主要結果を示した。解析結果は以下のように要約される。

- (i) 燃料破損基準に燃料溶融面積割合を用いた場合、TOP条件下では、一般に最高出力チャンネルで最初の燃料破損が起こる。燃料破損後のFCI現象は、燃料ビン溶融キャビティー圧力に強く依存し、燃料ペレット内残留FPガス量が多いほど激しい。従って、FPの存在しない初期炉心(BOIC)と燃焼の進んだ平衡炉心(BOEC, EOEC)では、FCI挙動が顕著に異なっている。
- (ii) 起因事故フェーズ末期の炉心破損の規模は、FCI発生燃料集合体数で特徴づけられる。この集合体数は、径方向出力ピーキングの一番低いBOIC炉心ケースが一番多い。
- FCI発生集合体は、BOECおよびEOECでは、最高出力チャンネルの9集合体となる。BOICでは、Case BEで最大51体(全炉心の26%)となって

いる。これらは、FCI発生条件に、50%燃料溶融割合を適用した場合のものである。

(iii) FCI発生を被覆管のバースト破損モデルにより記述すると、FCIは燃料ペレット内残留FPガス量の多い低出力集合体で発生する。BOECおよびEOEC炉心では、外側炉心の負ボイドワースチャンネルでFCIが起こっている。

(iv) 径方向出力ピーキングの低いBOIC炉心(ピーキング1.198)で、ピーキングを不变として、1サイクル燃焼によるFPガス効果を考慮した、Case RP.BURNでは、全反応度最大値が約0.84\$, 炉出力最大値が定格値の約1.9倍まで上昇している。燃焼および制御棒計画による出力分布変化を考慮したEOICの解析は、今回は実施していないが、EOICでは径方向出力ピーキングは、約1.282まで増加するため、FCI発生はBOICの場合ほど広範囲にはならないだろう。従って、全反応度上昇もCase RP.BURNよりは低下するだろう。

## 2.5 HCDA Energetics評価の結論

### 2.5.1 LOF Energetics

保守側反応度係数ベースのLOF解析で、炉心崩壊フェーズへ移行した解析ケースのうち、VENUS-PM2計算により、放出エネルギー評価を行なった全ケースの結果をFig. 25-1に示した。図は、燃料蒸気等エントロピー膨脹仕事量(1気圧まで)を、出力暴走駆動反応度の等価挿入率の関数として示した。

VENUS-PM2計算では、SAS3Dにより得られた駆動反応度 $\rho_{ex}(t)$ を時間テーブル形式で与えたが、等価反応度挿入率は、 $\rho_{ex}(t)$ と等価な有効仕事量を与えるものとして定義されている(Table 2.3-2参照)。有効仕事量は等価反応度挿入率の1次又は2次関数的に増加している。しかし、有効仕事量は炉心崩壊フェーズへ移行した時点の炉心燃料温度、冷却材ボイド率等にも依存するため、ほぼ同一の等価反応挿入率に対して幾分ばらついている。

基本ケースの有効仕事量最大値を与える、EOEC炉心のCase EXNRCは、等価反応度挿入率が約100\$/secとなり、1気圧までの有効仕事量は356MJである。有効仕事量は、FCI解析モデルのパラメータに強く依存し、FCI発生に際して、燃料ピンからの溶融燃料放出レートがCase RPのほぼ6倍となっているCase LRIP.FCI(EOEC炉心ケース)では、等価反応度挿入率が

$190 \frac{\$}{sec}$ 、有効仕事量は約 1000MJ に達している。被覆管破損基準 (FCI 開始条件) を 25 % 燃料溶融割合とした (Case RP では 50 %), Case FCI 25 では、FCI 開始の早期化により等価反応度挿入率は増加し、約 150~160  $\frac{\$}{sec}$  となり、有効仕事量は BOEC, EOEC とも約 700MJ となっている。これらのパラメータ解析のうち、Case LRIP.FCI では、被覆管破損口面積を全ての FCI 燃料ビンに対して基本ケース RP の 6 倍 ( $0.6 \text{ cm}^2$ ) を想定しており、現実的な条件設定ではない。しかし、破損口面積が重要因子であることを示している。

Case FCI 25 は、被覆管破損基準に対するパラメータ解析に相当する。同じく、Case BURST.FCI では破損現象を、簡略モデルによってではあるが、より物理モデルベースで (Mechanistic IC) 記述するよう試みている。この 2 つのケースでは、FCI は燃料溶融割合が基本ケースの  $\frac{1}{2}$  (FCI 25), 又は  $\frac{1}{2}$  以下 (BURST.FCI) で起こっている。BURST.FCI では、更に被覆管破損軸方向位置が基本ケースよりも上方 (被覆管温度の高温側) となっている。Case BURST.FCI (EOEC 炉心) の Energetics が基本ケース (RP, EXNRC) と同程度となっているのは興味深い。なお、BOEC 炉心の Case BURST.FCI の外部反応度挿入率は、同炉心の Case RP より幾分高く ( $\sim 85 \frac{\$}{sec}$ )、有効仕事量は 300MJ と推定される。これらのケースに、破損の非同時性を模擬した Case BURST.FCI.PIN3G も加えて、FCI チャンネルの被覆管破損モデルの重要性が判る。

Fig. 2.5-2 ~ Fig. 2.5-4 IC, 各炉心ケースの放出エネルギーを、溶融燃料質量 (および溶融割合) と、溶融燃料エネルギー (融点以上のエネルギー) の平面上に示した。これらには、未破損燃料のエネルギーも含む。同図には、ノミナル反応度係数ベースの解析も含め、LOF 及び TOP の全 PNC TN941 82-72(1) で LOF ケースに着目すると、以下の点が指摘できる。

- (i) 平衡炉心ケースでは、反応度係数の保守側評価に伴なって Energetics は大きく増加している。但し、ノミナル反応度係数の場合の全ケースは遷移フェーズへ移行しているため、図に示した放出エネルギーは起因事故フェーズ末期のものであることに注意する。
- (ii) 初期炉心 (BOIC) では、反応度係数の 2 つの場合で Energetics に明確な

差異が見られない。FCI 現象で重要な役割をもつ FP ガスが存在しないために、保守側反応度係数の適用により FCI 発生チャンネル数が増加しても、放出エネルギーの顕著な増加につながっていないことを示している。

(iii) 平衡炉心ケースで FP ガスによる燃料分散効果を考慮した Case BE, FPS LP では、反応度係数の 2つの場合で放出エネルギーに顕著な差異がなく、いずれも遷移フェーズへ移行している。

### 2.5.2 TOP Energetics

各炉心の基本ケースおよびパラメータ解析ケースの全ケースとも、FCI チャンネルの fuel sweepout により出力トランジェットは終息し、炉心破損は高出力燃料集合体領域に限定されている。Fig. 25-2 ~ Fig. 25-4 に各炉心ケースの放出エネルギーが示されている。これらの結果から、以下の点が指摘できる。

- (i) 反応度係数の 2つの場合（ノミナル、保守）で、燃料溶融の度合にほとんど差異がみられない。保守側反応度係数を想定した場合も、FCI 発生時の反応度挿入率は増加している（ノミナルに比べて）が、これに伴う準同時的な、他チャンネルの FCI 発生を誘発するまでには至っていないためである。
- (ii) 初期炉心（BOIC）の各ケースは、対応する平衡炉心ケースに比べて、FCI 発生燃料集合体数が多く、溶融燃料質量・エネルギーは大きい。これは BOIC では、径方向出力ピーピングが低いこと、および FP ガス効果がないため fuel sweepout が遅れることに起因している。
- (iii) BOEC と EOEC では、前者の方が放出エネルギーが少ない（Case BURST, FCI を除いて）。FCI 発生チャンネルのボイド・ワースの違いに起因している。
- (iv) 平衡炉心の Case BURST, FCI の放出エネルギーが、他のケースに比べて大きいのは、被覆管破損判定に高応力破損限界を用いたためである。TOP ケースでは LOF の場合（低応力破損）とは逆に、高い燃料溶融割合で破損となる様な（反応度挿入率が増加する側）破損限界データを用いた。

### 2.5.3 LOF 及び TOP 事故シナリオ分類

原子炉スクラム系の不作動を想定した場合の、LOF 及び TOP 起因事故解析の結果、各起因事故事象はその解析条件に依存して、Fig. 25-5 に示した事故フェーズへ移行する。

反応度挿入率  $2\%_{sec}$  の TOP では、厳しい解析条件ケースを含む広範囲のパラメータ解析ケースの全てが、即発臨界以下の穏やかな出力ランジェットとなり、FCI 発生による炉出力上昇は定格値の高々 7 倍である。FCI 発生のある燃料集合体数は、平衡炉心では炉心中央部の高出力集合体 9 体（全炉心の約 4.5 %），径方向出力ピーキングの低い初装荷炉心初期では、炉心中央部と外側炉心の高出力集合体に及び全炉心の約 26 % となり、初装荷炉心の破損規模は大きい。TOP 事故の評価は、この後、破損炉心の事故後熱除去に進まなければならない。

LOF 起因事故は、解析条件に依存して、Fig. 2.5-5 の様に遷移フェーズへ移行する場合と、大きな反応度挿入率で機械的炉心崩壊フェーズへ移行する場合とに分かれる。炉心の反応度係数に核設計計算ノミナル値が保証された場合、広範囲のパラメータ解析ケースでは、事故は遷移フェーズへ移行するシナリオとなる。冷却材ボイド係数およびドップラー係数を、核計算不確かさの範囲で最大保守側に評価した場合には、機械的炉心崩壊フェーズへ移行する場合がある。しかし、この場合でも燃料の軸方向膨脹による負反応度効果および FP ガスによる早期燃料分散効果が、事故シナリオの方向を決める鍵となり、これらの両効果を有効とした場合、事故は遷移フェーズへ移行する。

Table 21-1  
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 21-2  
Void Worth and Doppler Coefficients\*

Core Burnup State	BOIC	BOEC	EOEC
Max. Coolant Void Worth (\$)	210	215	252
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

SAS Fuel Assembly Channel Average Quantities  
Beginning-of-Initial-Cycle (BOIC) Core

Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power* (Relative)	Flow* (g/cm <sup>2</sup> .sec)	Power/Flow* (Relative)	Burnup* (10 <sup>4</sup> MWD/MTM)	Void Worth** (10 <sup>-3</sup> 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 -- 0.950	0.728	394.7	0.888		-1.113
15	6	6	0.873 -- 0.876	0.942	518.7	0.875		-0.201

Table 21-3 (Cont.)

SAS Fuel Assembly Channel Average Quantities  
Beginning-of-Equilibrium-Cycle (BOEC) Core

Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power* (Relative)	Flow* (g/cm <sup>2</sup> .sec)	Power/Flow* (Relative)	Burnup* (10 <sup>4</sup> .MWD/MTM)	Void Worth** (10 <sup>-3</sup> 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	0.532
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	0.550
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	0.954 -- 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	-1.569
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

Table 2.1-3 (Cont.)

SAS-Fuel-Assembly-Channel Average Quantities  
End-of-Equilibrium-Cycle (EOEC) Core

2-18

Channel #	Coolant Zone #	Subassemblies	Subassembly Power/Flow (Min. -- Max.)	Power* (Relative)	Flow* (g/cm <sup>2</sup> .sec)	Power/Flow* (Relative)	Burnup (10 <sup>4</sup> .MWD/MTM)	Void Worth** (10 <sup>-3</sup> Δk/k)
1	1	9	1.117 -- 1.144	1.349	574.0	1.132	2.69	0.880
2	3	9	1.085 -- 1.161	1.203	513.2	1.129	3.12	0.658
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	537.9	1.037	7.47	0.902
8	4	12	1.010 -- 1.050	1.024	477.4	1.033	6.80	0.771
9	6	15	0.977 -- 1.074	1.104	518.7	1.025	2.51	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	0.845	411.3	0.983	2.57	-0.661
12	5	12	0.968 -- 0.995	0.906	444.2	0.983	6.55	0.497
13	7 & 8	33	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	6.65	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 REAC.BE. C2116	2 REAC.EXNRC. C2117	3 REAC.RP. C2115	4 REAC. GAPCON. C2118	5 REAC.BE. BURN C2119	6 REAC. EXNRC.BURN C2120	7 REAC.RP. BURN C2121	
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)		50% F.M.F. or Surface Melt	50% F.M.F.	50% F.M.F. or Surface Melt	Same to Case RP	Same to Case BE	Same to Case EXNRC	Same to Case RP		
FCI Model	Clad Rupture Criteria	50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.	50% F.M.F.	(50% Fuel Areal Melt Fraction)				
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	5.0	15.0	5.0	5.0		
	Rip Area (cm <sup>2</sup> )	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)	117.0	100	100	100	117	100	100		
Fuel Dispersal due to FP gas		Yes	No	No	No	Yes	No	No		
SS vapor		Yes	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes		
Other Conditions					714 Btu/hr. (ft <sup>2</sup> F)	180 Day Burnup				
Reactivity Coeffs.	Doppler Na Void		70% of Nominal Value 150% of Positive and 50% of Negative Nominal Void Coefficients							
	Axial Core Expansion	100% of Nominal	None	None	None	100% of Nominal	None	None		
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		1,011	1,001	1,003	1,016	0,899	1,025	1,095		
17,185		14,949	15,175	14,742	16,820	14,780	14,974			
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )		515	401	543	790	30.5	383	5800		
Core Average Void Fraction (%)*		61.8	43.6	39.2	36.8	56.0	35.3	35.3		
Molten Fuel Mass(kg) & Core Melt Fraction (w/o)*		5410	5140	5150	4870	1080	1870	2000		
80.7		76.6	76.9	72.7		16.1	27.9	30.0		
Molten Fuel Average Temp.(K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		3700	3700	3680	3570	2947	3080	3070		
3480		3320	3270	2810		300	620	660		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Fuel Dispersal	←	←	←	←	Switch to VENUS-PM2			
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion(\$/sec)		7.4	4.5	11.4	14.3	—	20.8	14.7		
Duration of Super Prompt Critical State(ms)		3.1	1.0	0.8	4.7	—	8.6	7.5		

Accident Category: LOF Reactor Core State: BOEC

Input Condition & Result		Case ID #	1 REAC.BE. C2222	2 REAC. EXNRC. C2224	3 REAC.RP. C2223	4 REAC. FFSLP. C2230	5 REAC.NSS. FC125.CNT. C2225	6 REAC.FCI25. AXEX. C2228	7 REAC.FCI25. FP. C2229	8 REAC. FC110 C2231	9 REAC. BURST.FCI C2227	10 REAC. GAPCON. C2226
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)												
50% F.M.F. or Surface Melt												
Same to Case RP (Case #3)												
FCI Model	Clad Rupture Criteria	50% F.M.F. (50% Fuel Areal Melt Fraction)					25% F.M.F.			10% F.M.F.	Low Stress Burst Failure	50% F.M.F.
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0			Same to Case RP					
	Rip Area (cm <sup>2</sup> )	Cavity Area	0.1	0.1			Same to Case RP					
	Particle Radius (μm)	117	100	100			Same to Case RP					
Mixing Time (ms)		10.0	0.0	10.0			Same to Case RP					
Fuel Dispersal due to FP gas		Yes	No	No	Yes	No	No	Yes	No	No	No	
SS vapor		Yes	Yes	Yes	Yes	No	No	Yes	Yes	Yes	Yes	
Other Conditions												714 Btu/hr. ft <sup>2</sup> F
Reactivity Coeffs.	Doppler Na Void	70% of Nominal Value 150% of Positive, and 50% of Negative Nominal Void Coefficients										
	Axial Core Expansion	100% of Nominal	None	None	None	None	100% of Nominal	None	None	None	None	
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		0,953	1,071	1,102	0,991	1,146	1,087	1,134	1,086	1,109	1,097	
16,104		14,241	14,459	14,448	14,458	16,777	14,460	14,454	14,456	14,402		
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )		61.6	3260	6050	197	11460	5420	7330	5310	7020	6350	
Core Average Void Fraction (%)*		95.8	38.0	39.0	75.2	39.0	49.2	39.0	38.0	38.2	37.7	
Molten Fuel Mass (kg) & Core Melt Fraction (w/o)*		3280	3260	3350	2420	2300	2280	1870	1910	2300	2170	
49.0		48.7	50.0	36.1	54.4	33.9	27.9	28.4	34.4	32.3		
Molten Fuel average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)		3310	3240	3250	3080	3130	3110	3070	3080	3130	3080	
3480		1350	1400	800	800	800	620	620	630	820	1040	
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Fuel Dispersal	Switch to VENUS-PM2		Fuel Dispersal	Switch to VENUS-PM2		Disassembly Phase				
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion(\$/sec)		—	25 – 30	30 – 35	—	50 – 55	15 – 20	45 – 50	25 – 30	30 – 35	30 – 35	
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	3.6	4.4	—	4.8	6	5	5	5	5	

Accident Category: LOF Reactor Core State: EOEC

Input Condition & Result		Case ID #	1 LF.REAC.BE. C2316	2 LF.REAC.EXNRC. C2318	3 LF.REAC.RP. C2317	4 LF.REAC.FFSLP. C2320	5 LF.REAC.NSS.FC125.CNT. C2320	6 LF.REAC.LRIP.FCI. C2323	7 LF.REAC.BURST.FCI. C2319	8 LF.REAC.BURST.FC1. PIN3GC2324	9 LF.REAC.GAPCON. C2322
Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)											
50% F.M.F. or Surface Melt											
Same to Case RP(Case #3)											
FCI Model	Clad Rupture Criteria	50% F.M.F. (50% Fuel Areal Melt Fraction)					25% F.M.F.	50% F.M.F.	Low Stress 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	5.0	
	Rip Area (cm <sup>2</sup> )	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.6	0.1	0.1	0.1	
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	100	100	100	100	100	
Mixing Time (ms)		10	0	10	10	10	10	10	10	10	
Fuel Dispersal due to FP gas		Yes	No	No	Yes	No	No	No	No	No	
SS vapor		Yes	Yes	Yes	Yes	No	Yes	Yes	Yes	Yes	
Other Conditions		• *	Cavity Area = 0.138cm				Midplane FCI			3 Failure Pin Groups	714 Btu/hr. ft <sup>2</sup> F
Reactivity Coeffs.	Doppler Na Void	70% of Nominal Value 150% of Positive, and 50% of Negative Void Coefficients									
	Axial Core Expansion	100% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None	None	
Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))		0,968	1,101	1,099	0,969	1,174	1,200	1,092	1,102	1,101	
15,269		13,572	13,77	13,791	13,771	13,776	13,773	13,773	13,773	13,663	
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )		93.1	5620	4230	112.5	10990	17200	4590	4103	4780	
Core Average Void Fraction (%)*		85.9	29.0	29.0	61.0	28.3	30.0	28.8	29.5	29.8	
Molten Fuel Mass (kg) & Core Melt Fraction (w/o)		2550	1870	2650	2680	2016	2370	1700	2290	3100	
38.1		28	40	40	30	35.4	25.4	34.2	46.3		
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)*		3230	3030	3190	3190	3110	3140	3090	3160	3230	
1045		577	1030	1040	704	863	576	860	1270		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown		Fuel Dispersals	Switch to VENUS-PM2	Switch to VENUS-PM2	Fuel Sweep-out (Ch.6) & Dispersals		Switch to VENUS-PM2				
Average Net Reactivity Ramp Rate during Superprompt Critical Excursion(\$/sec)		—	35	40	—	40	51	25	35	40	
Duration of Super Prompt Critical State (ms)		—	6.8	4.9	—	5.2	5.3	6.6	4.1	5.4	

Note: \* Values are at initiating phase shutdown in non-energetic CDA case, or at SAS3D-to-VENUS-PM switch in energetic CDA case

Table 2.3-2 Summary of LOF-HCDA Energetics Calculated by SAS3D-to-VENUS-PM2 Switch

Initial Conditions & Results		VENUS-PM2 Case ID	1 EXNRC C2224	2 EXNRC C2318	3 RP C2223	4 RP C2317	5 GAPCON C2322	6 BURST. FCI C2319	7 BURST. FCI.PIN3G C2324
Calculated Results by VENUS-PM2	Reactor Core State		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC	EOEC	EOEC	EOEC
	Insertion-Reactivity $\ominus$ Ramp Rate (\$/sec)		42	95	78	80	98	85	72
	Max. Power ( $P_{max}/P_o$ )		860	4420	2430	3000	3010	3740	2940
	Max. Net Reactivity (\$)		1.018	1.126	1.065	1.096	1.080	1.102	1.083
	Duration of Superprompt Critical Excursion (ms)*		2.6	6.0	2.5	1.8	2.3	5.1	3.5
	Total Energy Released (MJ)**		2190	6660	3910	4240	4550	6140	4900
	Total Molten Fuel Mass (kg)		3830	5950	5680	5530	5650	5670	5460
	Molten Fuel Average Temperature (K)		3880	4320	4080	4120	4190	4210	4050
	Active Core Fuel Average Temp. (K)		3460	4160	3880	3910	3990	4010	3840
	Fuel Vapor Work (MJ) <sup>#</sup>	to 1 atm.	62	356	213	232	263	275	204
		$\int (P-1.0)dV$ Work	38	263	146	162	185	200	145
		at Na Slug Impact: A/B <sup>##</sup>	25/38	110/160	63/94	61/102	74/111	85/128	63/96

Note:

- \* Duration since switch to VENUS-PM2
- \*\* Energy calculated since switch to VENUS-PM2
- # Work by isentropic expansion
- ## A: For cover gas volume of 27.8 m<sup>3</sup>  
B: For 70 m<sup>3</sup>
- $\ominus$  Equivalent ramp rate to table-lookup reactivity insertion

Table 2.3-2 Summary of LOF-HCDA Energetics Calculated by SAS3D-to-VENUS-PM2 Switch (Cont.)

Initial Conditions & Results		VENUS-PM2 Case ID	8 FCI25 C2225	9 FCI25 C2320	10 LRIP . FCI.C2323	11 EXNRC BURN C2120	12 RP. BURN C2121
Calculated Results by VENUS-PM2	Reactor Core State	BOEC	EOEC	EOEC	BOIC	BOIC	
	Insertion-Reactivity @ Ramp Rate (\$/sec)	150	160	190	46	120	
	Max. Power ( $P_{max}/P_o$ )	8170	8160	10650	2120	3890	
	Max. Net Reactivity (\$)	1.155	1.164	1.196	1.064	1.080	
	Duration of Superprompt Critical Excursion (ms) *	3.8	3.2	5.0	4.1	3.4	
	Total Energy Released (MJ) **	8080	8250	9260	4650	6050	
	Total Molten Fuel Mass (kg)	6280	6280	6380	4840	5860	
	Molten Fuel Average Temperature (K)	4790	4750	5110	3870	4480	
	Active Core Fuel Average Temp. (K)	4670	4640	5010	3620	4280	
	Fuel Vapor # Work (MJ)	to 1 atm.	690	676	992	96	418
		$\int (P-1.0)dV$ Work	539	529	802	61	310
		at Na Slug Impact: A/B ##	210/296	205/295	305/434	31/50	109/168

Note \* Duration since switch to VENUS-PM2

\*\* Energy calculated since switch to VENUS-PM2

# Work by isentropic expansion

## A: For cover gas volume of 27.8 m<sup>3</sup>B: For 70m<sup>3</sup>

@ Equivalent ramp rate to table-lookup reactivity insertion

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

Input Condition & Result		Case ID #	1 REAC.BE C3109	2 REAC. EXNRC. C3110	3 REAC.RP C3108	4 REAC. LRIP.FCI. C3113	5 REAC. FC175 C3111	6 REAC. GAPCON. C3112	7 REAC.RP. BURN. C3114	8
<b>Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)</b>			50% F.M.F. or Fuel Surface Melt						Same to Case RP (Case #3)	
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F.		50% F.M.F.	75% F.M.F.		Same to Case RP		
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	30.0	5.0	5.0	5.0		
	Rip Area (cm · cm)	Cavity Area	0.1	0.1	0.6	0.1	0.1	0.1		
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	100	100	100		
Mixing Time (ms)			10	0	10	10	10	10		
<b>Other Conditions</b>								714 Btu/hr. ft <sup>2</sup> · F	180 Day Burnup	
Reactivity Coeffs	Doppler Na Void		70% of Nominal Value 150% of Positive, 50% of Negative Nominal Void Coefficients							
	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None	
	Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))	0.180 60.400	0.216 42.770	0.227 42.770	0.253 42.760	0.395 42.353	0.199 38.322	0.839 38.723		
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )			3.52	3.63	3.68	3.81	6.02	2.82	18.8	
Core Average Void Fraction (%)*			5.3	4.9	5.0	5.2	7.0	4.9	19.5	
Molten Fuel Mass (kg) & Core Melt Fraction (w/o)*			1623 24.3	1593 23.9	1593 23.9	1538 23.8	2885 43.2	1074 16.1	1598 24.0	
Molten Fuel Average Temp.(K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)			2973 435	2973 425	2973 425	2973 424	3086 972	2973 283	2973 427	
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 REAC.BE C3211	2 REAC. EXNRC. C3213	3 REAC.RP. C3212	4 REAC. LRIP.FCI. C3219	5 REAC. LRAD.FCI. C3218	6 REAC. FC160 C3220	7 REAC. BURST.FCI C3215	8 REAC. GAPCON. C3217
<b>Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)</b>			50% F.M.F. or Fuel Surface Melt						Same to Case RP(Case #3)	
FCI Model	Clad Rupture Criteria		50% F.M.F.						60% 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	5.0	5.0
	Rip Area (cm · cm)	Cavity Area	0.1	0.1	0.6	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
	Particle Radius (μm)	117	100	100	100	250	100	100	100	100
Mixing Time (ms)			10	0	10	10	10	10	10	10
<b>Other Conditions</b>									714 Btu/hr. ft <sup>2</sup> · F	
Reactivity Coeffs	Doppler Na Void		70% of Nominal Value 150% of Positive, and 50% of Negative Nominal Void Coefficients							
	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None	None	None
	Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))	0.258 41.801	0.472 32.887	0.325 31.400	0.340 31.381	0.283 31.389	0.532 35.690	0.286 34.332	0.361 31.016	
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )			3.11	4.83	3.44	3.502	3.23	6.17	4.19	3.28
Core Average Void Fraction (%)*			4.9	7.0	4.9	4.9	5.4	6.4	5.6	4.9
Molten Fuel Mass (kg) & Core Melt Fraction (w/o)*			350 5.2	698 10.4	467 7.0	456 6.8	464 6.9	1290 19.3	1826 27.3	335 5.0
Molten Fuel Average Temp. (K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)			2973 98	2973 195	2973 131	2973 128	2973 130	2975 362	3000 536	2973 94
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.REAC.BE C3314	2 TP.REAC. EXNRC. C3316	3 TP.REAC.RP C3315	4 TP.REAC. LRIP.FCI. C3319	5 TP.REAC. LRAD.FCI. C3317	6 TP.REAC. FC160 C3318	7	8
<b>Fuel Slumping Model (Slumping Criteria)</b>			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. (50% Fuel Areal Melt Fraction)					Burst Failure	50% F.M.F.	
	Rip Length (cm)	15.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	
	Rip Area (cm · cm)	Cavity Area	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	
	Particle Radius (μm)	117	100	100	250	100	100	100	100	
Mixing Time (ms)			10	0	10	10	10	10	10	
2 Cents/sec External Reactivity Insertion			(Cavity Area =0.138cm <sup>2</sup> )				HEDL Burst Failure Correlation	714 Btu/hr. ft <sup>2</sup> · F Gap. Con.		
Reactivity Coeffs	Doppler Na Void		70% of Nominal Value 150% of Positive, and 50% of Negative Void Coefficients							
	Axial Core Expansion	50% of Nominal	None	None	None	None	None	None		
	Max. Net Reactivity (\$ & Time (sec))	0.570 46.150	0.532 34.374	0.566 34.716	0.535 34.703	0.223 39.01	0.535 34.815			
Max. Relative Power (P/P <sub>0</sub> )			6.19	5.73	6.25	5.77	4.21	5.26		
Core Average Void Fraction (%)*			6.5	6.4	6.1	5.8	7.0	6.1		
Molten Fuel Mass (kg) & Core Melt Fraction (w/o)*			641 9.6	760 11.4	822 12.3	814 12.2	1680 25.0	670 10.0		
Molten Fuel Average Temp.(K) & * Energy above Fuel Solidus (MJ)			2974 180	2974 213	2974 231	2974 228	2980 476	2974 188		
Reactivity Component for Initiating Phase Shutdown			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

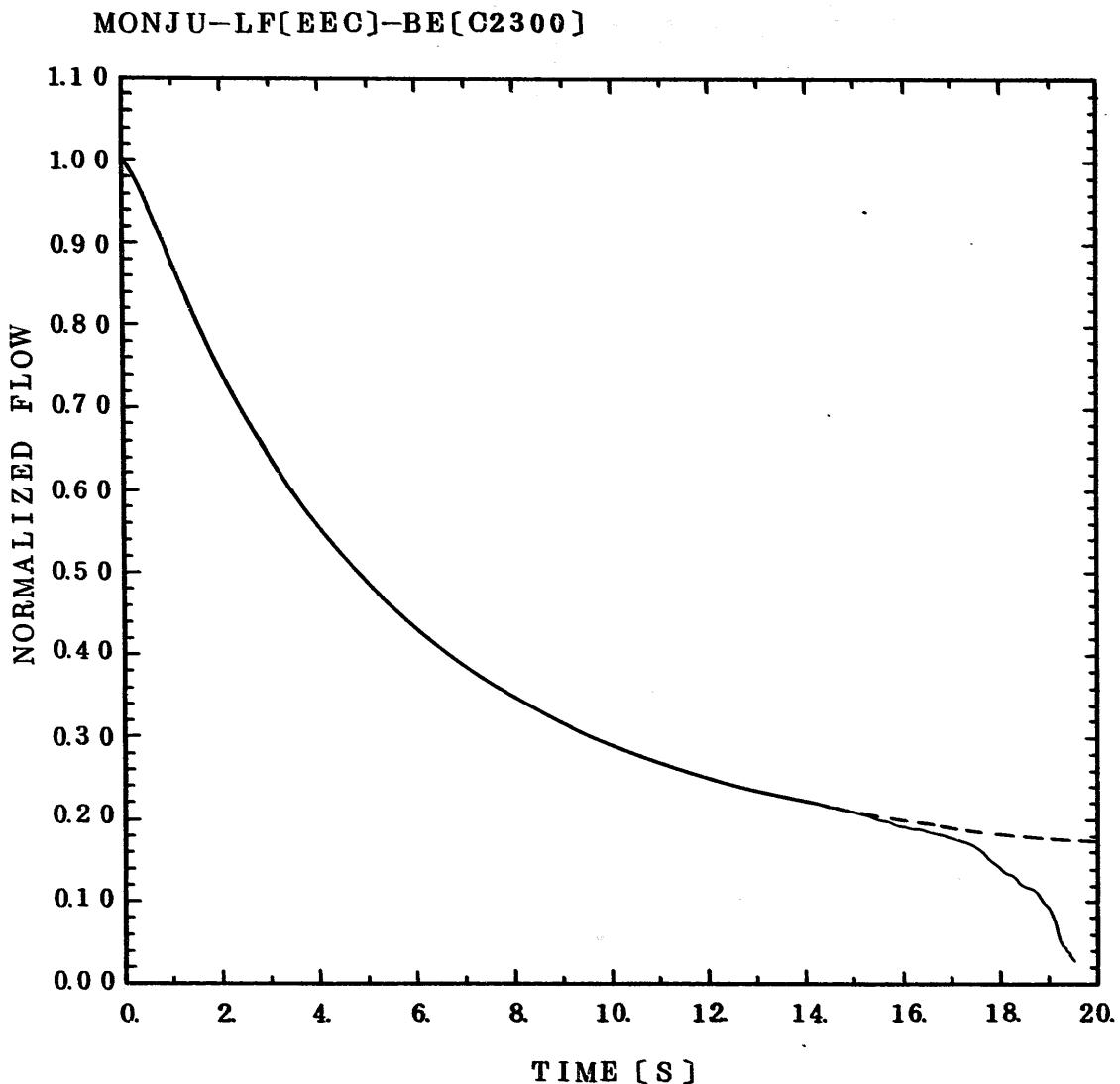
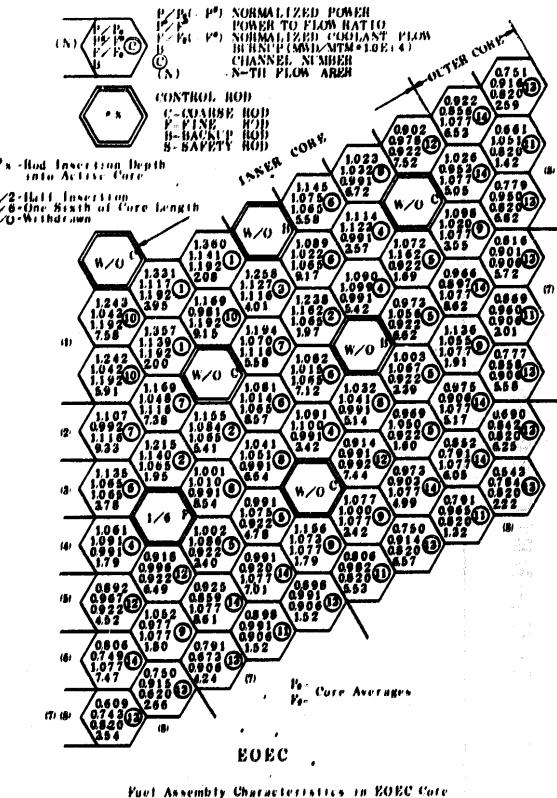
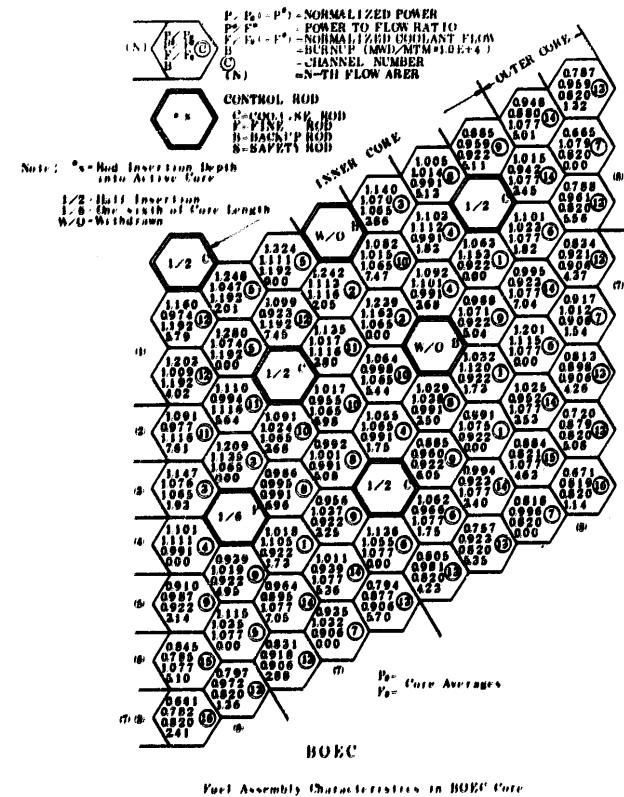
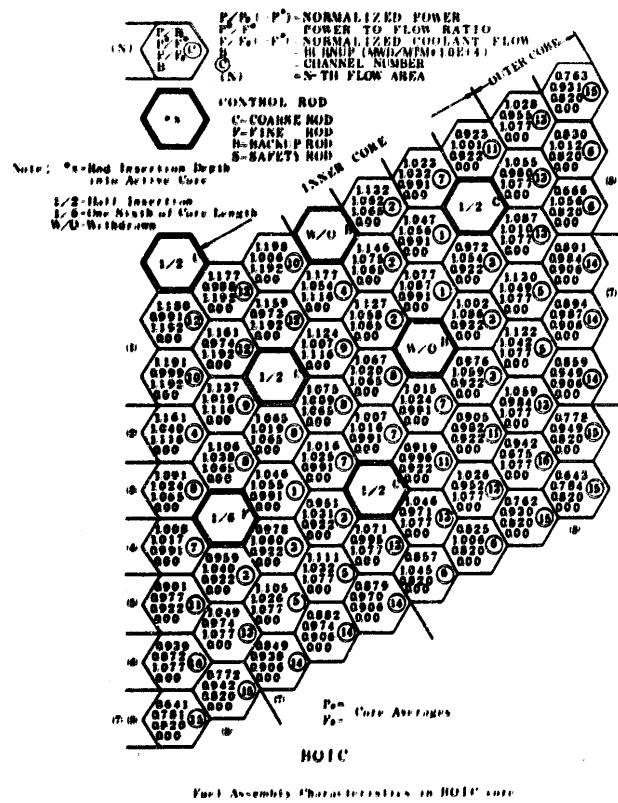


Figure 21-1 Reactor Vessel Inlet Flow Coastdown Curve during  
LOF Accident

2-24



**Figure 2.1-2 Fuel Assembly Characteristics and Channel Arrangements in BOIC, BOEC, and EOEC**

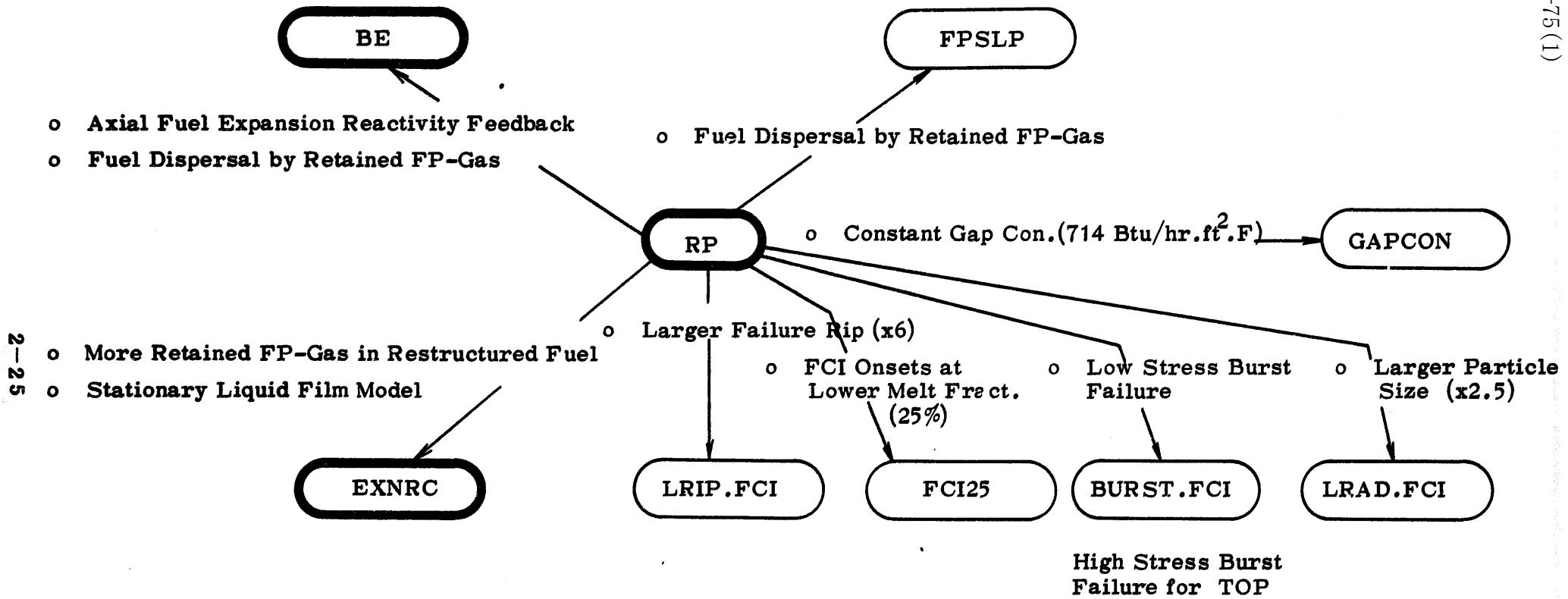


Fig. 2.1-3 Main Differences among Parameter Run Cases

Reactor State	First Onset Timings : Under Nominal Reactivity Coefficients				
BOIC	B(2) 16.235s	CR(4) SLP(4)  1s	DSP(4)  10ms	FCI(15)	
BOEC	B(2) 14.715s	CR(5)SLP(2,5)  1s	No FCI	DSP(5)	
EOEC	B(1) 14.019s	CR(1) SLP(1)  1s	No FCI	DSP(1)	
First Onset Timings : Under Conservative Void and Doppler Coefficients					
BOIC	B(2) 14.368s	SLP(4)  1s	FCI(16)  10ms	DSP(4)	
BOEC	B(2) 13.257	CR(5) DSP(5)  1s	SLP(5)	No FCI	
EOEC	B(1) 12.501s	CR(1) DSP(1)  1s	SLP(1)	No FCI	

Note : B - Boiling  
 CR - Cladding Relocation  
 SLP - Fuel Slumping, DSP - Fuel Dispersal  
 FCI - Fuel/Coolant Interaction  
 Number(s) in ( ) is the channel number

Figure 2 .3-1 First event onset timings in Case BE of LOF-HCDA

Reactor State	First Onset Timings: Under Nominal Reactivity Coefficients				
BOIC	B(2) 15.337s	CR(4) SLP(4)		FCI(16) DSP(4)	
BOEC	B(2) 13.984 s	CR(5) SLP(5)		FCI(14) DSP(5)	1s/cm for Pre-SLP, 10ms/cm for Post-SLP
EOEC	B(1) 13.348 s	CR(1) SLP(1)		FCI(8) DSP(1)	
First Onset Timings : Under Conservative Void and Doppler Coefficients					
BOIC	B(2) 13.001 s	SLP(4) FCI(13)		DSP(4)	
BOEC	B(2) 12.178 s	CR(5) SLP(5)		FCI(10) DSP(5)	1s/cm for Pre-SLP, 10ms/cm for Post-SLP
EOEC	B(1) 11.481 s	CR(1) SLP(1)	FCI(6)	DSP(1)	

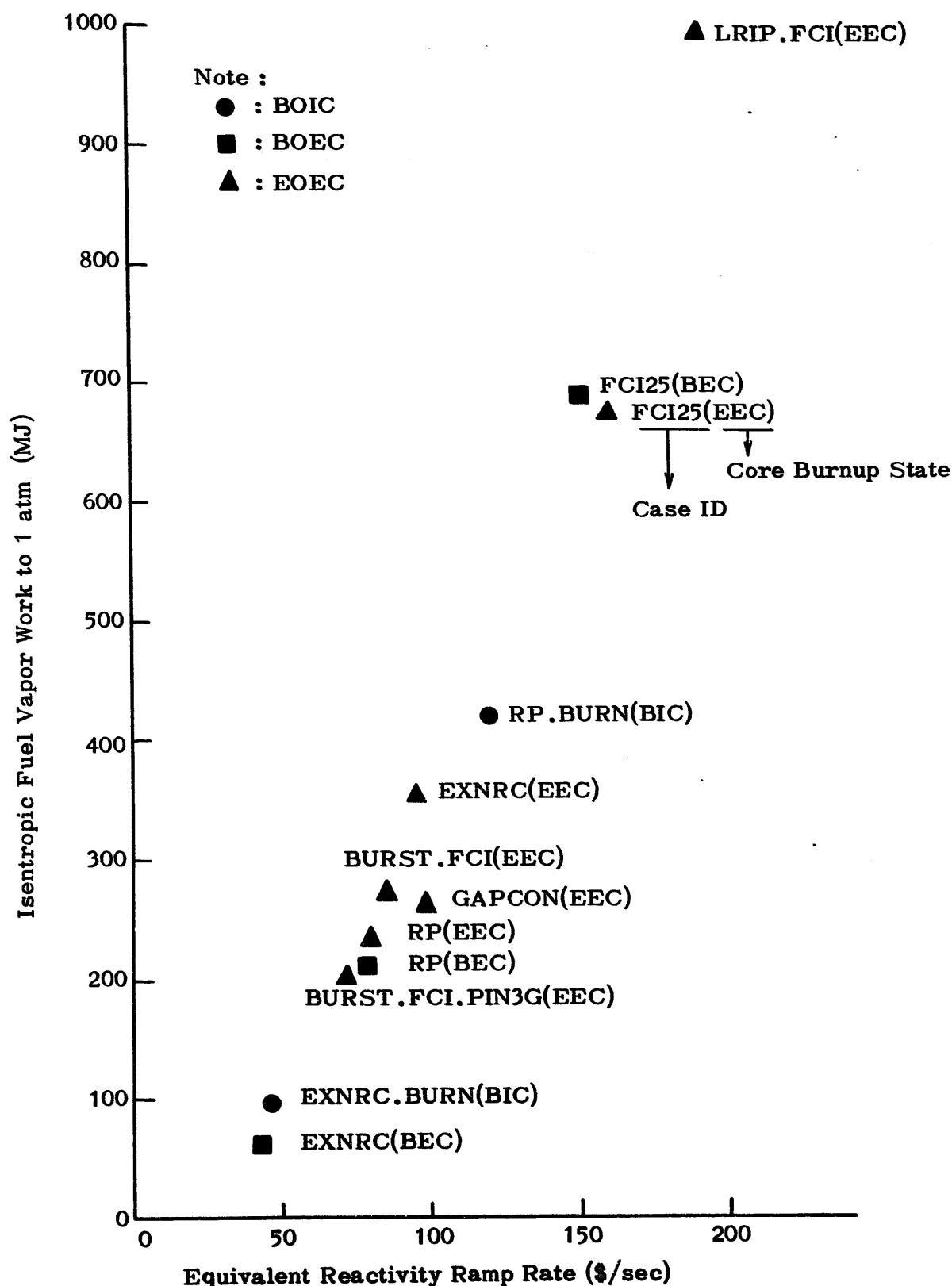
Note : B - Boiling  
 CR - Cladding Relocation  
 SLP - Fuel Slumping, DSP - Fuel Dispersal  
 FCI - Fuel/Coolant Interaction  
 Number(s) in ( ) is the channel number

Figure 2.3-2. First event timings in Case EXNRC of LOF-HCDA

Reactor State	First Onset Timings : Under Nominal Reactivity Coefficients				
BOIC	B(2) 15.337s	CR(2) 1s	SLP(4)	→ 10ms ←	FCI (16)
BOEC	B(2) 13.984s	CR(5) SLP(5) 1s		No FCI	DSP(5)
EOEC	B(1) 13.348s	CR(1) SLP(1) 1s		→ 10ms ←	FCI(11) DSP(1)
First Onset Timings: Under Conservative Void and Doppler Coefficients					
BOIC	B(2) 13.001s	SLP(4, 12) DSP(4) FCI(13)			
BOEC	B(2) 12.178s	CR(5) \$LP(5)	FCI(8)	1s/cm for Pre-SLP, 10ms/cm for Post-SLP	DSP (5)
EOEC	B(1) 11.481s	CR(1) SLP(1)	FCI(6) DSP(1)		

Note : B - Boiling  
CR - Cladding Relocation  
SLP - Fuel Slumping, DSP - Fuel Dispersal  
FCI - Fuel/Coolant Interaction  
Number(s) in ( ) is the channel number

**Figure 2.3-3.** First event onset timings in Case RP of LOF-HCDA



**Figure 2.5-1      Summary of LOF-HCDA energetics by SAS3D/VENUS-PM2 calculations**

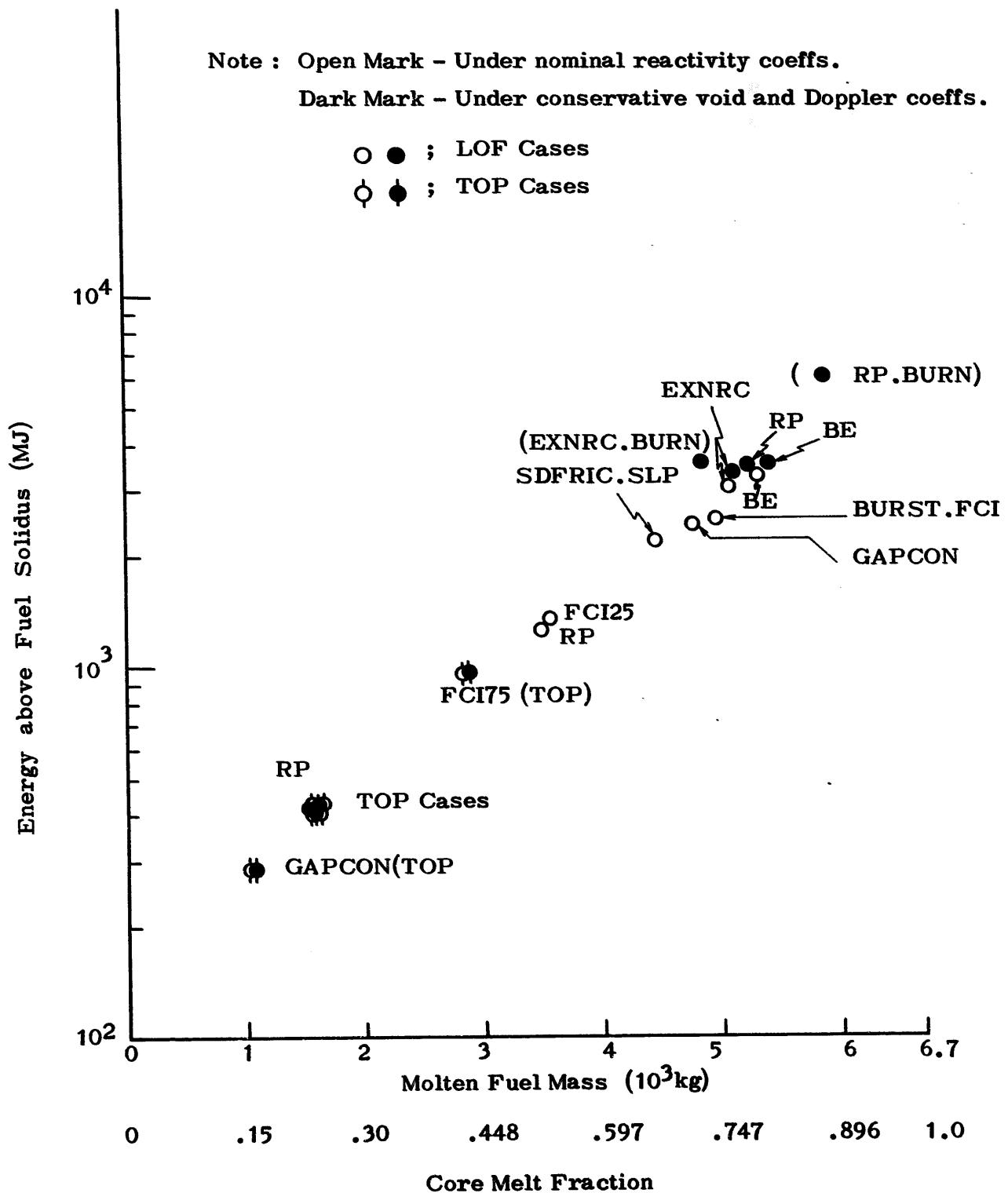
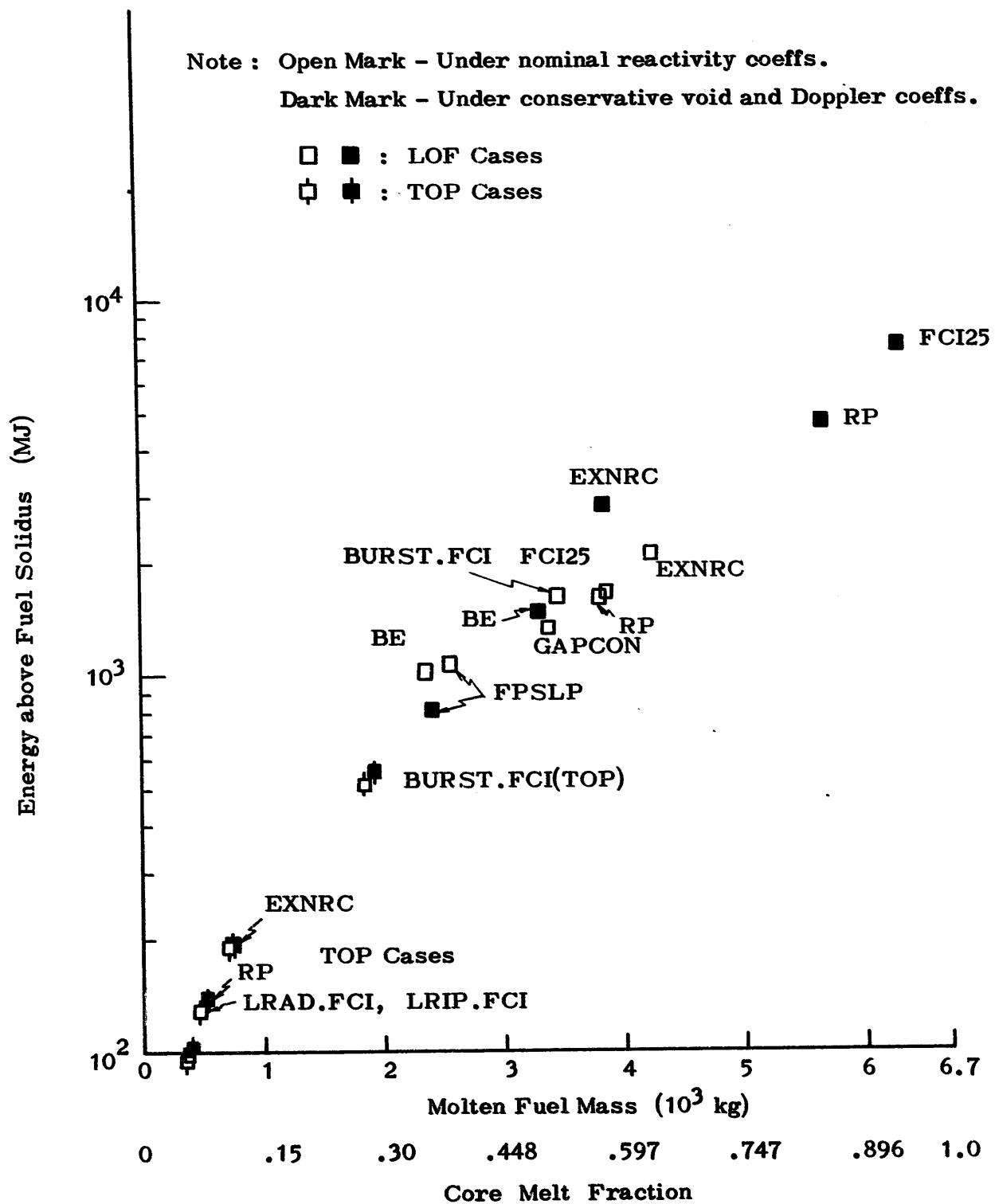


Figure 2.5-2. Molten core states at the end of initiating or disassembly phase of parameter run cases for LOF and TOP-HCDA's (BOIC Core)



**Figure 2.5-3** Molten core states at the end of initiating or disassembly phase of parameter run cases for LOF and TOP-HGDA's (BOEC Core)

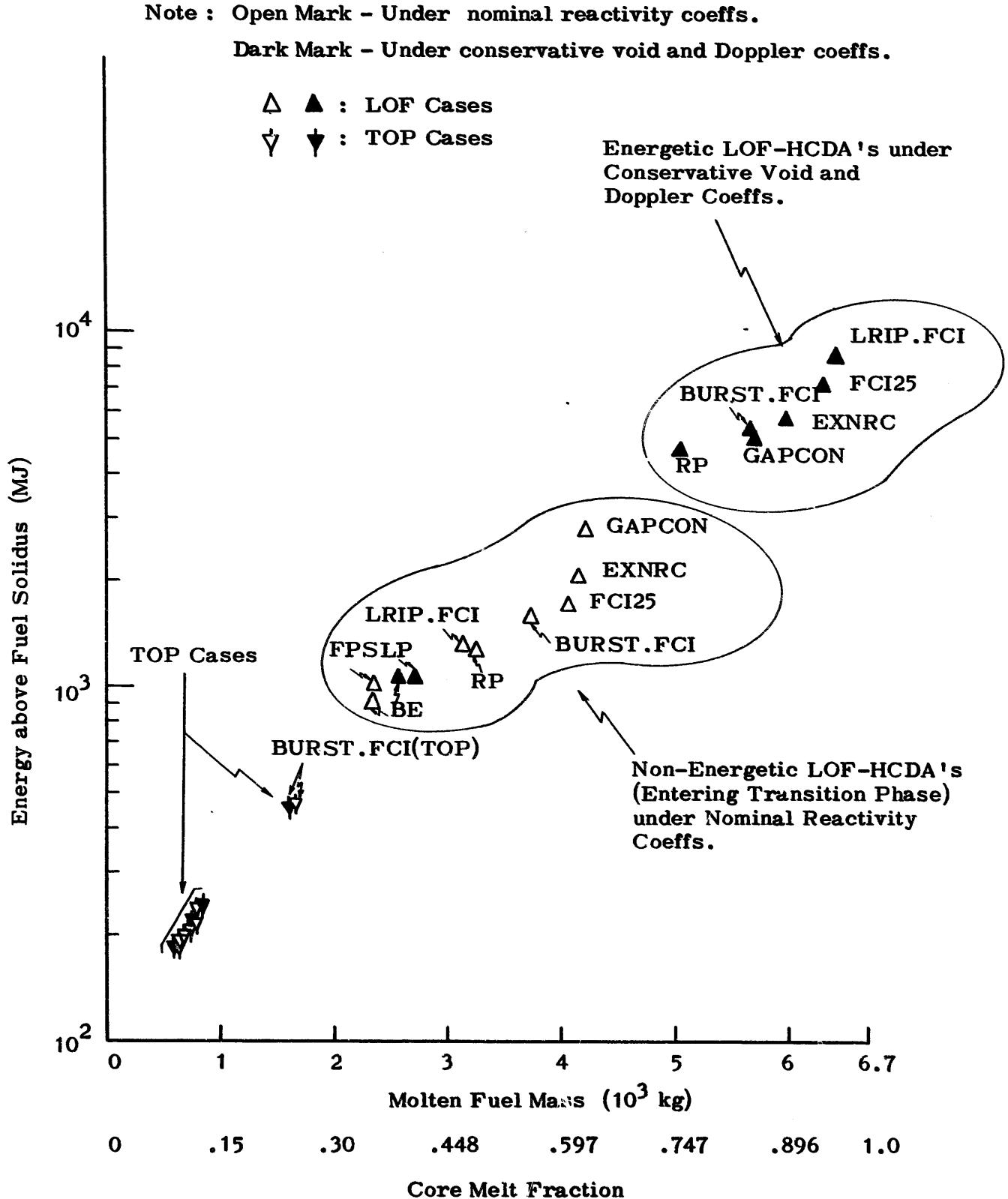
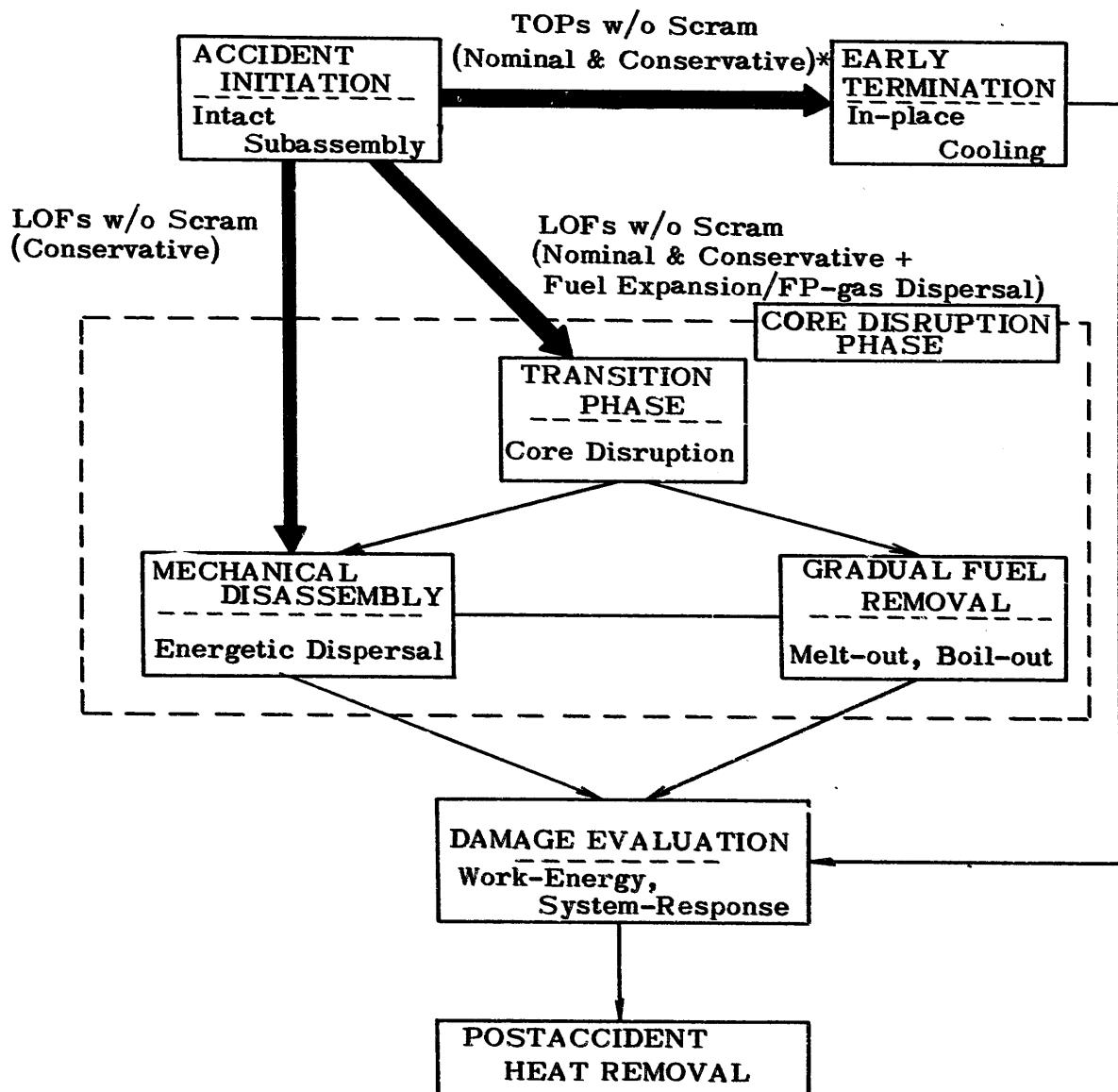


Figure 2.5-4. Molten core states at the end of initiating or disassembly phase of parameter run cases for LOF and TOP-HCDA's (EOEC Core)



Note : \* Nominal : With nominal reactivity coefficients  
 Conservative: With conservative void and Doppler coefficients

**Figure 2.5-5. Monju Reactor Core-Disruptive-Accident Evaluation Path Structure**

---

## 第3章 解析モデル及び解析条件

---

### 3. 解析モデル及び解析条件

本報告書(II)での解析に用いた解析モデルのうち、SAS3Dに関するものは、報告書(I)<sup>85)</sup>に記述した。また、起因事故フェーズの解析結果が機械的破壊エネルギー放出を伴う超即発臨界出力暴に至る計算ケースについては、このエネルギー評価のために炉心崩壊フェーズをVENUS-PM2<sup>63)</sup> 計算コードにより解析する。今回の解析ではVENUS-PM2 コードの機能のうち、このコードの基になったVENUS-I<sup>28, 29)</sup> コードに対応する部分を用いた。従って、VENUS-PM2 コードのモデルについては記述を省略し、以下では必要に応じて、このモデルに及ぶ。

以下では、起因事故フェーズから炉心崩壊フェーズへの計算の接続方法に関して、および、各々のフェーズの解析条件について記述する。

#### 3.1 SAS3D-to-VENUS-PM2 SwitchコードSAVE

SAS3Dの炉心モデルは、取扱えるSASチャンネルの数の制限を除くと、燃料ピン構造まで含む幾何学的には近似的に3次元モデルとなっている。一方、炉心が広範囲に溶融した状態からSAS3Dに接続して計算に入るVENUS-PM2 コードによる炉心のモデルは、R-Z 2次元モデルであり、かつ、このモデルの基本的な仮定により燃料ピン構造の概念ではなく、炉心は各メッシュセルごとに均質化された均質分布で表現される。

従って、解析をSAS3DからVENUS-PM2へ接続する場合に、SAS3Dで得られた過渡時の炉心の3次元情報をR-Z 2次元情報に変換する必要がある。本解析では、VENUS-PM2への入力データとなる炉心状態に関する物理量（燃料温度、冷却材体積率など）をR-Zメッシュセルごとに与えるものとした。このデータを作成するため、SAS3D-to-VENUS-PM2 接続計算コードSAVEが開発された。<sup>71)</sup>

Fig.3.1-1に、起因事故フェーズから炉心崩壊フェーズに至る解析のための計算コードシステム構成を示した。ここで、起因事故フェーズの計算は報告書(I)でも同様のシステムによって実施した。炉心崩壊フェーズの解析に必要な炉心情報の大半はSAS3Dへの入力データ及びその計算結果から取込まれる。接続コードSAVEの開発では、

- a. SAS3Dへのサブルーチン追加による、SAS3D計算データファイル  
(VENINP-file)<sup>72)</sup> の作成

b. VENINP-file 及び VENUS-PM2 ベースデータを用いた VENUS-PM2

入力データ作成 (SAVE コード)

の 2 つの機能を果す計算コードが作成された。以下、SAVE コードによる主要なデータの計算モデル概要を記述する。

(1) 炉心の温度分布

燃料温度分布が主要な温度分布データとなる。構造材及び冷却材の温度分布は、VENUS-PM2 で定義する領域 (Region)ごとの平均値が必要となる。

VENUS-PM2 への燃料温度初期値は、温度のみが入力でき、エンタルピーの入力は出来ない。そのため、接続に際して、SAS3Dからの燃料温度・エンタルピー情報を、全ては入力できない。燃料温度データの作成では、以下の手順がとられている。

(i) VENUS R-Z リングを構成する SAS チャンネルの燃料温度平均値の算出。この平均操作ではエンタルピー保存条件を課する。

(ii) (i)により、VENUS R-Z メッシュセルの燃料温度及び溶融割合が算出される。平均操作のため、エンタルピーは保存されるが、溶融燃料質量の合計値は SAS3D の計算値と違ってくる。

(iii) VENUS-PM2 へ渡すのは燃料温度のみであるため、(ii)で得られた各セルの溶融割合 MF が、

$$0 < MF < 1.0$$

の状態にある場合は便宜的に以下の処法をとった。

即ち、各メッシュセル ( $i, j$ ) について、その温度  $T_{ij}$  は、

$$0 < MF < 0.5 \text{ の場合は, } T_{ij} = T_{melt} \quad (\text{VENUS-PM2 では未溶融として扱う})$$

$$0.5 \leq MF < 1.0 \text{ の場合は, } T_{ij} = T_{melt} + 1.0$$

とした。ここで、 $T_{melt}$  は燃料の融点である。

上述の処法は、VENUS-PM2 への燃料温度初期条件がエンタルピー初期値として入力できないという欠点に起因して、やむをえずとった便法である。解析結果の章に示すように、SAS3D から VENUS-PM2 への接続点で、反応度カーブが自然に接続できない原因の一つは、この欠点に起因していると考えられる。

## (2) 冷却材ボイド分布

SAS 3D の冷却材沸騰及びFCI 計算の結果から得られる冷却材ボイド率データを用いて、SAS チャンネルから VENUS R-Z メッシュセルへの平均操作により算出する。VENUS - PM2 の初期 R-Z メッシュセルは、通常はコールド状態の形状寸法で定義される。SAVE では、ボイド率として、コールド状態で存在する燃料ペレット／被覆管ギャップの体積率を冷却材ボイド率に加算したものを算出する。

## (3) 燃料・構造材の体積率

SAS 3D では、燃料スランピングおよび溶融被覆管移動計算モデルにより、燃料および構造材密度の再分布が計算される。これらの再分布が顕著なのは LOF 起因事故の場合である。典型的な計算ケースについて炉心崩壊フェーズへの接続点で密度再分布が顕著なのは、高出力チャンネル（冷却材沸騰順位の高いチャンネル）の溶融被覆管の軸方向分布である。しかし、このような燃料集合体は炉心中央部の極く一部に限られている。

スランピングによる燃料密度の再分布も、fuel dispersal 開始よりも十分に早い、通常の接続時点でも起っているが、均質化密度は、ほぼ再分布前の均質化密度に等しい。

上記の事情から、SAVE コードでは接続点における燃料および構造材均質化密度分布としては健全炉心の値をそのまま採用している。

## (4) 炉心物質反応度ワース分布

SAS 3D へ入力した、燃料・構造材・冷却材の反応度ワース分布データを用いて、R-Z メッシュセルの物質（上記 3 者の混合）ワース分布を算出する。但し、VENUS - PM2 への入力はオプションにより別途入力可能である。SAS 3D で使用する反応度ワースデータは、通常は健全炉心での値であるため、LOF ケースの場合には SAVE による物質ワースには炉心ボイドによる物質ワースの増加効果が含まれないことに注意しなければならない。一般に、ボイド係数が正の炉心では、ボイド炉心の物質ワースは健全炉心の物質ワースよりも高い（燃料ワースの増加に起因する）。従って、いずれの物質ワースを用いるかで、VENUS - PM2 の結果は異ってくるが、一般に、物質ワースを過小評価すると、炉心崩壊時の物質移動による負反応度効果を過小評価することになる。

## (5) ドップラー係数

VENUS - PM2 では、そこで定義する領域 (R-Z メッシュセルの集合) ごとのドップラー係数  $T \cdot dk/dT$  が用いられる。SAVE では、SAS3Dへ入力した、健全炉心およびボイド炉心のドップラー係数分布 (メッシュセルごとの分布) を用い、メッシュセルのボイド率に従って、これら 2 つの係数を重み平均して得られるドップラー係数から、領域の積分ドップラー係数を算出する。ボイド率重み平均の方法は、SAS3D で用いている方法と同じである。

以上に、SAVE コードの概要を記した。このコードの開発は、本 HCDA 解析のスタート時点で、その必要性を重視して同時にスタートした。SAS3D による接続点での詳細データを可能な限り忠実に炉心崩壊フェーズの初期条件として用いる上で、SAVE コードは不可欠のものであったことを強調しておく。

### 3.2 解析条件

#### 3.2.1 起因事故フェーズの解析条件

SAS3D による起因事故フェーズの解析は、本 HCDA 解析の報告書(I)での解析と同様に、初装荷炉心、平衡炉心の燃焼初期および末期について実施した。これらのうち、初装荷炉心については、報告書(I)では燃焼度が零のクリーンな炉心のみについて解析したが、本報告書(II)の解析では、燃焼によるペレット内 FP 蓄積の効果を調べるために、1 サイクル (180 日) 燃焼後の炉心についても解析した。

解析に際しての炉心のモデル化、基本入力データなどは、反応度係数の取扱いを除くと報告書(I)で使用したものと全く同じである。従って、以下では報告書(I)での条件と異なるものについてのみ記述する。

##### (1) 反応度係数

SAS3D 計算で使用する以下の諸反応度係数に対して、原型炉核設計計算書<sup>64)</sup>では、ノミナル計算値に対して以下の「不確かさ」を見込むものとしている。

<u>反応度係数*</u>	<u>不確かさ</u>
ドップラー係数	ノミナル値の±30%
冷却材ボイド反応度係数	ノミナル値の±50%**
燃料反応度係数	ノミナル値の±20%
構造材反応度係数	ノミナル値の±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  
係数計算値（直接  $k_{eff}$  計算）に対しては、  
±30%

報告書(I)の解析では、これらの反応度係数にはノミナル値を使用した。本報告書(II)の解析では、ドップラー係数および冷却材ボイド係数に対してのみ、それらの「不確かさ」を見込むものとした。報告書(I)での結果から、HCDA 放出エネルギー評価の点からは、これらの反応度係数の負のフィードバック効果を抑え、正の効果を増加させた場合に保守側の評価結果を与えることが予想された。従って、本解析ではドップラー係数および冷却材ボイド係数の保守側計算値として以下の値を用いた。

ドップラー係数 ..... ノミナル値の 70% の値

冷却材ボイド係数

正值ボイド係数 ..... ノミナル値の 150% の値

負值ボイド係数 ..... ノミナル値の 50% の値

上記のボイド係数の取扱いは、この係数が炉心内の位置によって正および負値の場合があるためにとった処置である。

なお、燃料および構造材の反応度係数にはノミナル値を使用したが、これらの反応度係数は、燃料スランピング、FCI および溶融被覆管の移動に起因する反応度効果に関係している。燃料移動の場合は、正および負の反応度効果が同時に現われ得るため、保守側反応度係数を採用しなかった。被覆管移動反応度効果は、本解析の場合は炉心中央部の少數の燃料集合体でしか現われないと

(注)  
め、その反応度係数の取扱いは2次的な重要度しかないと考えられる。

## (2) 解析ケース

解析ケースおよび各計算モデルへの入力データ条件は、基本的には報告書(I)の場合と同じである。

### 3.2.2 炉心崩壊フェーズの解析条件

起因事故フェーズの解析結果が、機械的な破壊エネルギー放出を伴った炉心崩壊フェーズに移行するケースについては、SAS3D計算をVENUS-PM2計算へ接続する。以下、VENUS-PM2による炉心崩壊フェーズの解析条件について記述する。

#### (1) 炉心のモデル化

Fig. 3.2-1に計算対象とした炉心径方向の範囲を示した。VENUS-PM2では、体系をR-Z2次元座標でモデル化する。径方向へは、各集合体列ごとに多重円環層を構成する。最外層領域には、SAS3D計算には含めなかった径方向ブランケット（3層174集合体）を配置した。

Fig. 3.2-2に、SAS3DからVENUS-PM2へ計算を接続する時点の、SASチャンネルの状態の一例を示した（EOEC炉心ケースの例）。この炉心を、径方向へ円環モデルで表現する場合の大きな問題点は、同一集合体列に所属する異なるSASチャンネルが、大きく異なる燃料温度分布をもっているため、これらを混合して平均した場合に、SAS3DからVENUS-PM2へ接続した時点で、炉心の温度分布が平均化されたものに変化してしまうことである。炉心崩壊フェーズの燃料移動は、燃料温度分布に敏感であるため、径方向のリング構成では、異なるSASチャンネルを混合するモデルは不適当となる。そのため、一つの集合体列に所属するSASチャンネルを分離して、これらを、集合体列のサブリングに配置する方法を採用した。Fig. 3.2-3に、Fig. 3.2-2の場合に対応するR-Zモデルを示した。

Fig. 3.2-3のR-Z炉心モデルでは、制御棒集合体を、同一集合体列の最低

---

(注) ポイド係数の増加およびドップラー係数減少のため、ノミナル反応度係数ベースの場合よりも出力トランジエットが速く、被覆管移動よりも燃料スランピング開始が先行するためである。

出力 S A S チャンネルで置換するモデルを採用した。従って、VENUS-PM2 計算では、炉心部の燃料質量合計値が実際よりも 20% 弱 ( $271/198$ ) 増加していることに注意する。R-Z メッシュは、BOIC, BOEC, および EOEC の各炉心ケースとも、

半径方向：23 メッシュ区間

軸方向：23 メッシュ区間

とした。但し、半径方向メッシュ座標点は S A S チャンネル構成に依存し、各炉心ケースで異なる。軸方向は全炉心とも共通である。また、Fig. 3.2-3 で、同一の集合体列に属する異なる S A S チャンネルをサブリングに配列する際に、径方向の配列の仕方が一意的には決まらない。そのため、各炉心ケースで、その配列の仕方の種々の場合について VENUS-PM2 による放出エネルギーを算出し、これが最大となる配列を採用した。

なお、上述のメッシュセル数は、VENUS-PM2 で用い得る最大値にほぼ等しい。Fig. 3.2-4 に VENUS-PM2 で定義する領域 (Region) 区分を示した。この領域区分は、物質反応度ワース分布を領域ごとに入力する（領域内のメッシュ点に対して与える）のに用いられ、VENUS モデルでは、各領域ごとに炉心物質（特に燃料）組成が近似的に一様であることを要求する。物質移動が、領域境界を越えて隣接領域に入る場合にも、その物質移動による反応度変化は、この物質が初期に所属していた領域の物質ワース分布カーブを外挿して算出される。

## (2) 核・熱データ

炉心崩壊フェーズの主要な初期条件は、起因事故フェーズの計算結果を前述した SAVE コードにより処理して、VENUS-PM2 へ渡される。これらの初期条件データには以下のものがある。

- (i) 燃料温度分布
- (ii) 冷却材ボイド率分布
- (iii) ドップラー係数（領域ごとの  $T \cdot \frac{dk}{dT} \cdot$  ボイド率依存）
- (iv) 初期出力および遅発中性子先行核密度
- (v) 接続点での全反応度

上記データの内でドップラー係数については以下の取扱いを行なった。

SAS3D解析からVENUS-PM2解析へ接続する際に、VENUS-PM2の炉心モデルでは燃料集合体数が19体増加している。制御棒集合体を燃料集合体で置換したことによるものである。このため、SAVEでは各領域のドップラー係数として、増加した燃料集合体の寄与も含めた値を算出する。そのため、この増加分を修正する処置をとった。具体的には、Fig. 3.2-4で内側炉心の各領域および上・下軸ブランケットのドップラー係数を修正した。この取扱いは、SAS3Dからの初期出力、遅発中性子先行核密度、外部挿入反応度等のデータが198体の炉心燃料集合体によるものであり、これらをそのままVENUS-PM2へ入力したことに対応させたものである。なお、ドップラー係数にはSAS3Dで使用したものが、そのまま用いられており、前述した様にノミナル値の70%の値である。放出エネルギーのドップラー係数依存性については別途パラメータ解析を実施した。

SAS3Dへの入力データを用いてSAVEよりVENUS-PM2へ渡されるデータには、以上の他につきのものがある。

(vi) 出力分布

(vii) 物質反応度ワース分布（燃料と構造材ワースの和）

(viii) 遅発中性子（6群）割合および崩壊定数

(ix) 燃料・構造材の体積率および密度

これらのデータのうち、物質ワース分布の径方向分布形状（相対値）には2次元R-Z計算によるものを用いた。これは、3次元Hex-Zによるデータでは一集合体内の物質ワースの径方向分布が平坦になってしまふため、これを避けるためにとった処置である。なお、物質ワースの各領域積分値は3次元Hex-Z核計算による値に一致させた。

SAS3D計算では含まれなかつた径方向ブランケットの出力・物質ワース・ドップラー係数等のデータには2次元R-Z核計算によるデータを用いた。

### (3) 物性値

VENUS-PM2で使用した物性値は以下のものである。

(i) 燃料比熱

下記④のANL EOS<sup>28)</sup>内に、燃料の内部エネルギーと温度の関係式の形で含まれている。<sup>39)</sup> Menziesによる高温領域でのデータが基本となっている。

(ii) 燃料融点  $T_{\text{melt}} = 2973^{\circ}\text{K}$ (iii) 燃料溶融潜熱  $H_{\text{fuse}} = 280 \text{ J/g}$ 

(iv) 燃料状態方程式 ANL EOS (ANL Equation of State)

また、VENUS-PM2 の燃料蒸気等エントロピー膨脹仕事量計算で使用した、燃料の諸物性値は以下の通りである。

(v) 燃料内部エネルギー (Joule/g)<sup>28)</sup>

$$u_f(T) = 0.437254 (T - 273.0), T(\text{°C})$$

37, 38)

(vi) 鮑和液体燃料比体積 (cm<sup>3</sup>/g)

$$v_f(T) = \{10.9277 + 1.7169 \times 10^{-4} \cdot T_{\text{melt}} - 6.8182 \times 10^{-4} \cdot T\}^{-1}, T(\text{°K})$$

(vii) 鮑和気体燃料比体積 (cm<sup>3</sup>/g)<sup>37, 38)</sup>

$$v_g(T) = \exp \{46.4564 - 1.85322 \times 10^{-2} \cdot T + 2.6899 \times 10^{-6} \cdot T^2$$

$$- 1.39106 \times 10^{-10} \cdot T^3\}, T(\text{°K})$$

(viii) 燃料沸点  $T_B$ <sup>28)</sup>

$$T_B = 3761^{\circ}\text{K}$$

上記 (v) ~ (vii) で、燃料温 T は絶対温度である。等エントロピー膨脹仕事量計算は Reynolds の方法<sup>37)</sup>によった。仕事量は、VENUS-PM2 の R-Z セルに対して、高温セルから順に膨脹させ、低温セルと合体する方法を採用している。

#### (4) 解析ケース

各炉心ケースとも、超即発臨界出力暴走に至る事故シナリオとなったケースを、VENUS-PM2 へ接続した。但し、炉心崩壊フェーズの放出エネルギーは、起因事故フェーズ解析 (SAS 3D 計算) より得られる外部反応度の挿入率により、ほぼ一意的に決まるため、VENUS-PM2 計算ケースの選択では、反応度挿入率の大きなものを重点的にえらんだ。

### 3.3 起因事故フェーズから炉心崩壊フェーズへの接続点

SAS 3D による起因事故解析から VENUS-PM2 による炉心崩壊フェーズへの接続時点を、どの時点にとるかについては前節でも述べた。接続時点をパラメータとした場合に、VENUS モデルによる出力暴走放出エネルギーが顕著に変る場合のあることが従来の SAS 3A-VENUS 解析例から知られている。<sup>1, 3, 4)</sup>

今回用いた解析コードシステムでは、SAVE コードにより接続時点における炉心

の温度・冷却材ボイド率などのSAS3Dによる計算結果を、出来るだけ忠実にVENUS-PM2へ受け渡すことが可能となった。従って、接続点を変化させた場合の燃料温度分布などの変化は比較的よく反映されると考えてよい。第4章以下に記述した、LOF時の炉心崩壊フェーズの解析では、VENUS-PM2による放出エネルギーが、また特に、この放出エネルギーの結果として得られる燃料蒸気の等エントロピー膨脹による有効破壊エネルギーの値が、接続点の変化によってどのように変化するかを幾つかのケースについて検討した。これらの結果については、各章に記述する。SAS3DからVENUS-PM2への接続点は、基本的には以下の条件を満たした場合とした。

- (i) 全反応度が1\$を超過し、炉出力が定格値の $10^2$ 倍のオーダーに達していること。
- (ii) ボイドチャンネルのスランピング領域範囲が広く、かつ、分散開始前であること。
- (iii) SAS3Dによる全反応度の増加率が十分に高く（数十ドル毎秒）、かつ、その上昇率が数ms接続していること。

これらの条件設定は、VENUS-PM2モデルが炉心物質を流体として取扱っているため、炉心物質の運動が流体で近似できる程度に高温で、速やかに膨脹し得る状態にあることを保証するためのものである。

なお、VENUS-PM2の計算結果として得られる種々の放出エネルギーのうち、有効仕事量（または有効破壊エネルギー）の計算値としては下記の3つの量を算出した。いずれも燃料蒸気の等エントロピー膨脹を仮定した仕事量である。

- a. 1気圧までの等エントロピー膨脹仕事量（AWと略記）
- b. ゲージ圧力ベースの膨脹仕事量

この仕事量は次式のように定義したものである。

$$\int_0^{V_{final}} (P - 1.0) dV = AW - 1.01325 \times 10^{-7} V_{final} \quad (\text{MJ})$$

ここで、 $V_{final}$ ：1気圧までの膨脹時における燃料蒸気全体積（cm<sup>3</sup>）

P：燃料蒸気圧（atm）

上記の仕事量の定義は、炉容器への応力荷重は外側環境の大気圧に対して内側の燃料蒸気圧が大気圧を超過した場合にのみ有意である、という論理に基づく。

- c. 燃料蒸気が炉容器内のガス空間、即ち、カバーガス空間体積まで膨脹した時点での仕事量。この時点で上部プレナムの液相ナトリウム・スラグは炉容器頂部の

遮へいプラグに衝突することになるため、この仕事量は Slug Impactまでの仕事量と呼ばれる。

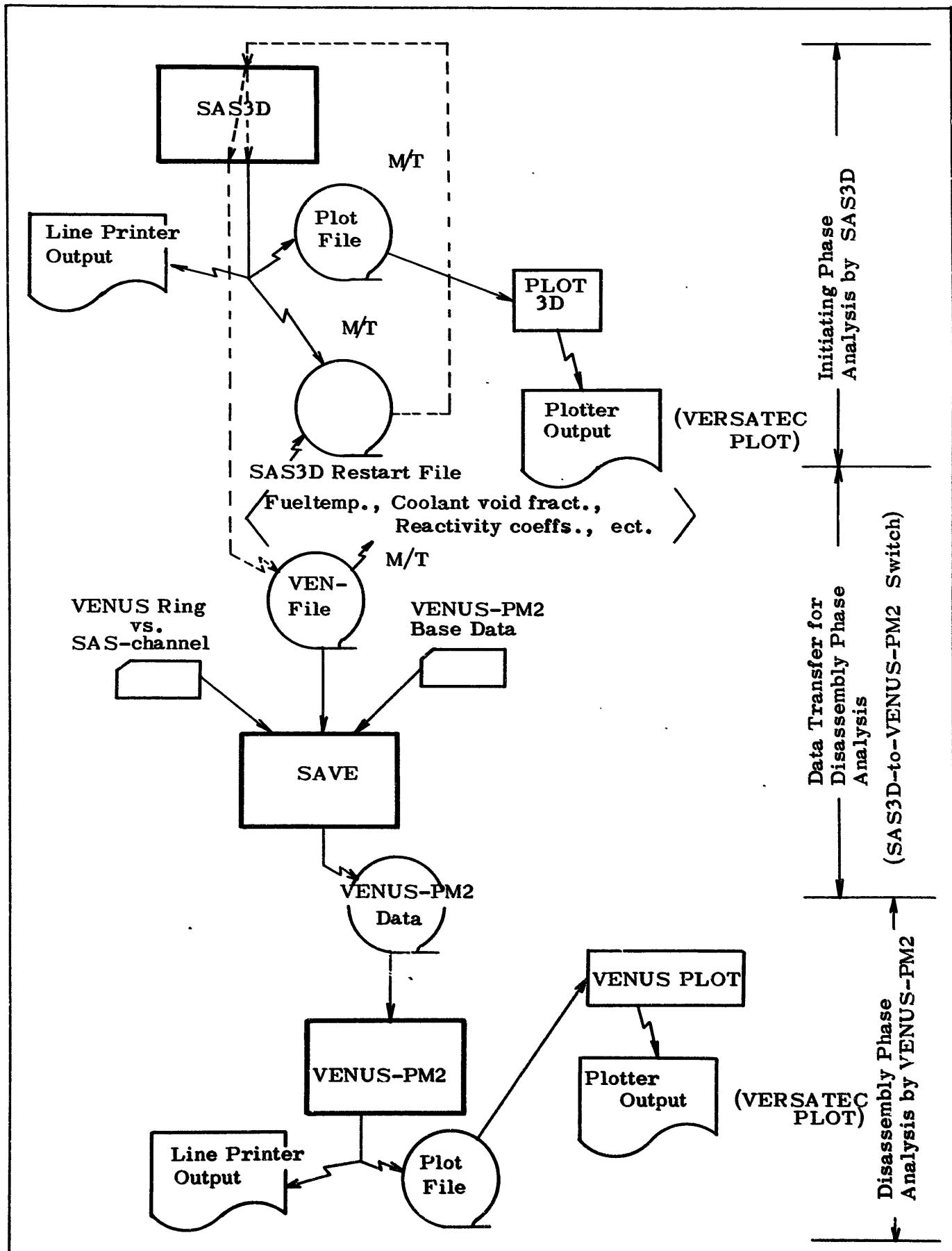
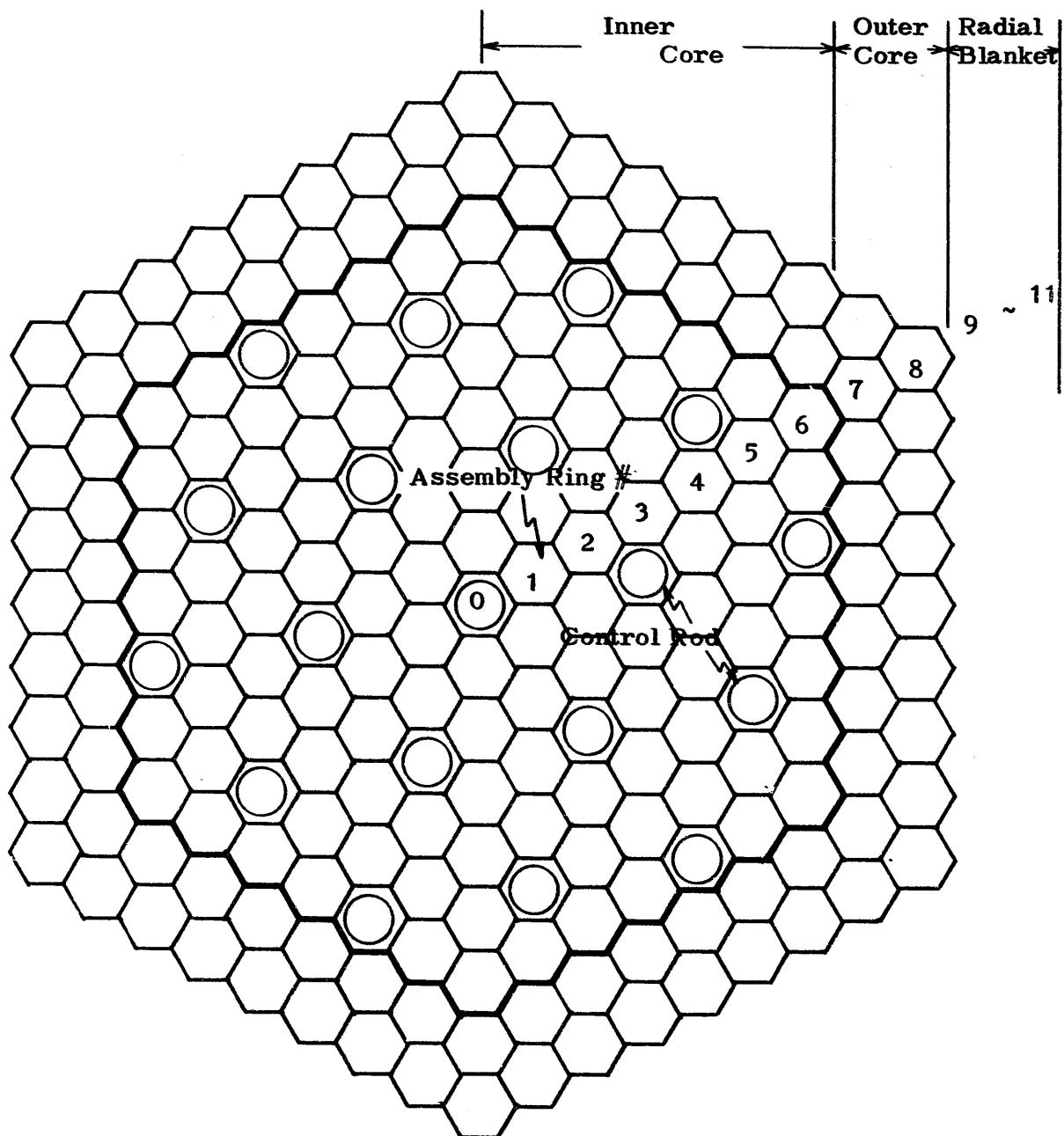


Figure 3.1-1. Calculation tool system used for Monju-HCDA analysis



**Note :** Control rod is replaced with a fuel assembly of lower power SAS-channel in each assembly ring

Figure 3.2-1. Monju core assembly configuration used in VENUS-PM2

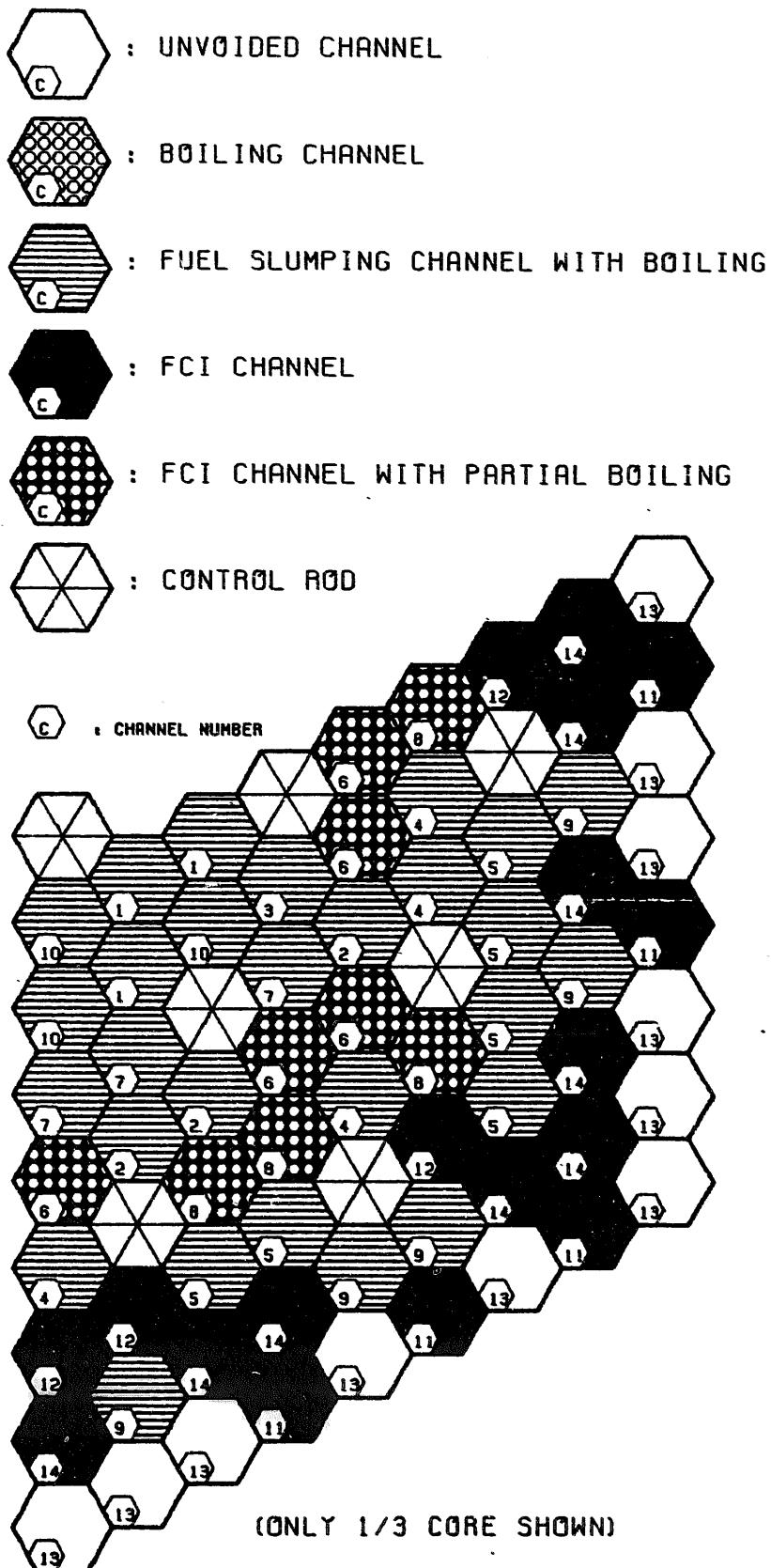
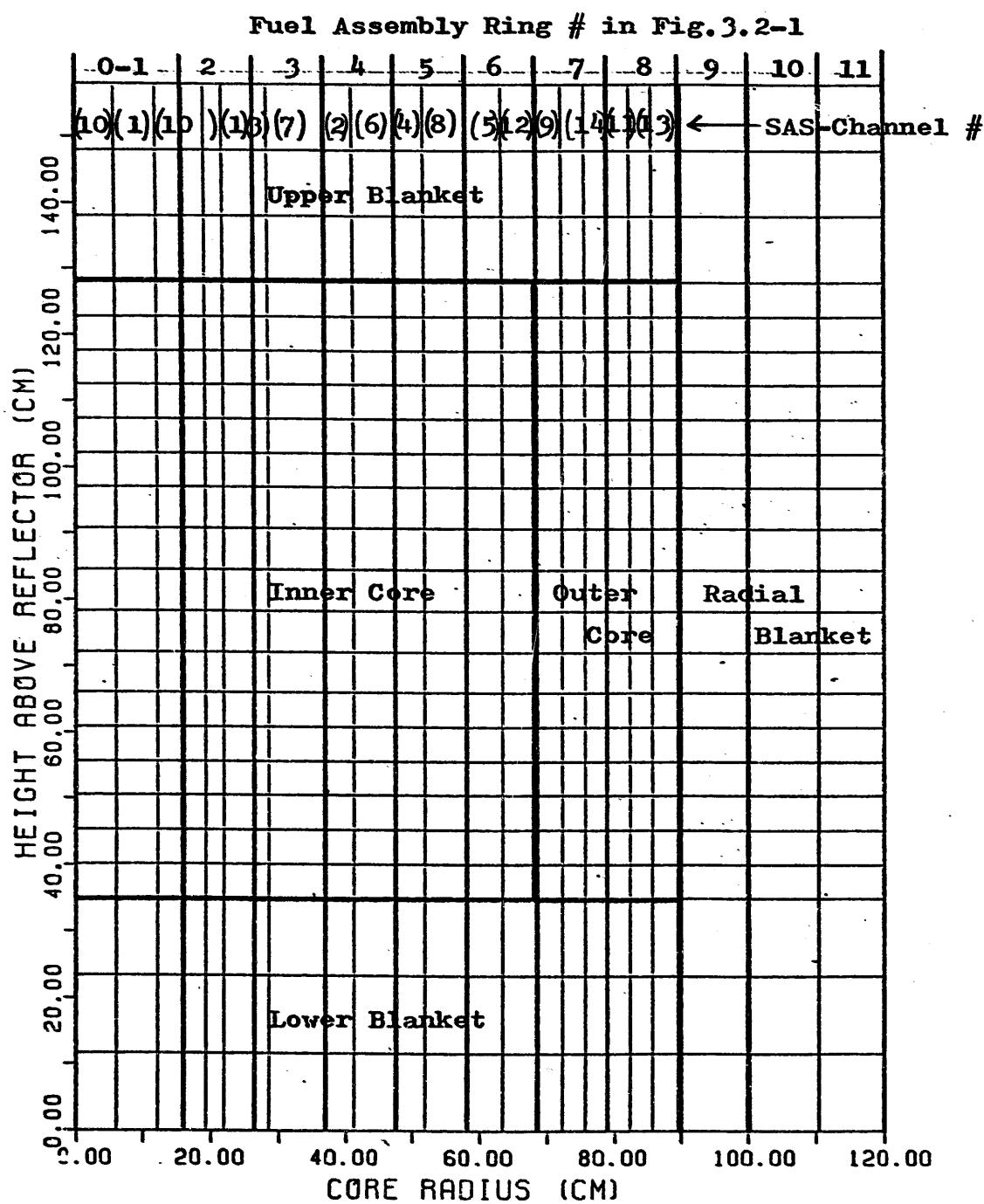


Fig. 3.2-2. SAS-Channel states at SAS3D-to-VENUS-PM2 switch



**Note:** A radial mesh contains all of, or part of a single SAS-channel.

**Fig. 3.2-3. R-Z cell structure used in VENUS-PM2 calculation**

Note : Inner Core - Region 2, 4, 6  
Outer Core - Region 3, 5, 7

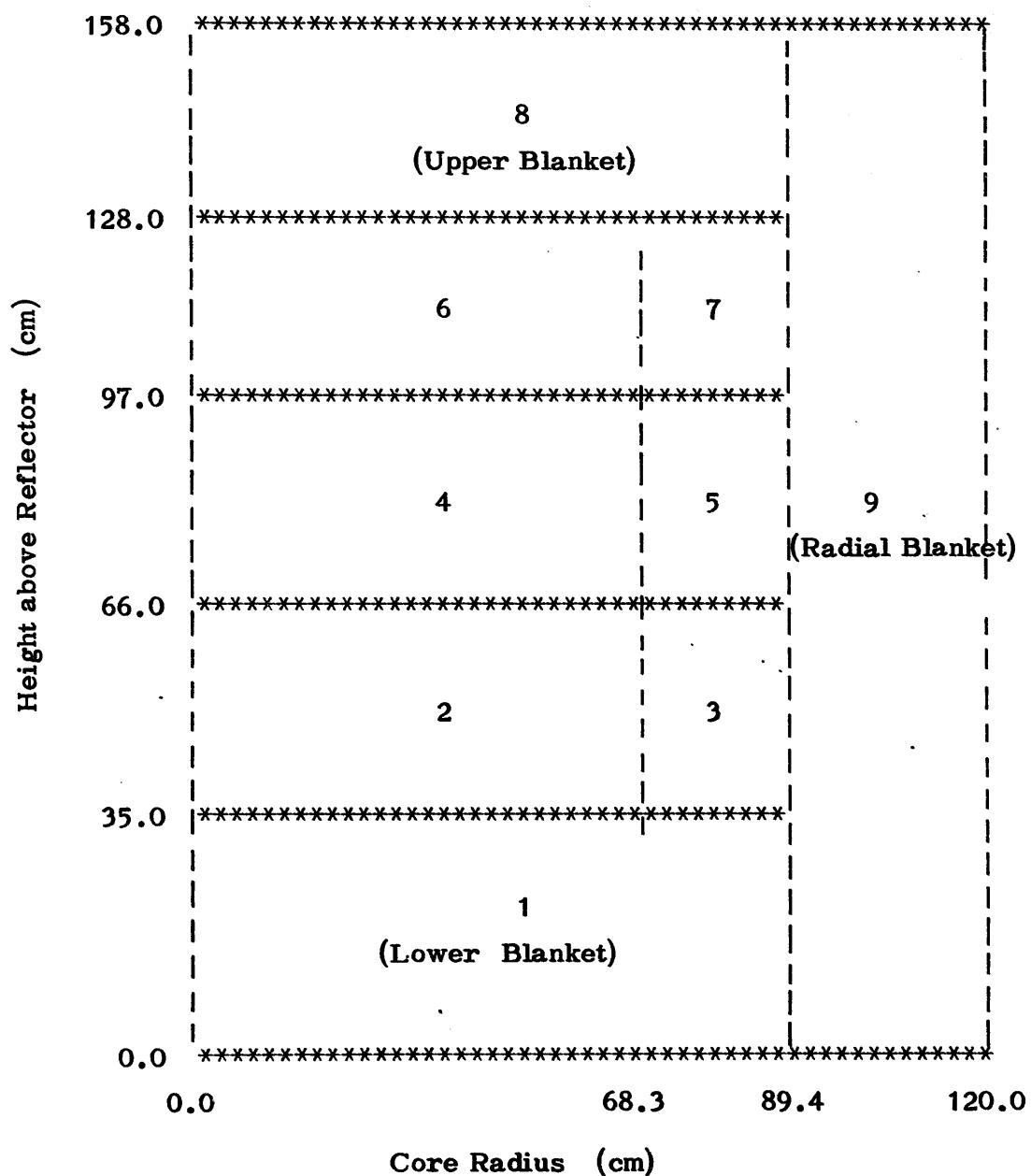


Figure 3.2-4. Reactor core regions used in VENUS-PM2

---

## 第7章 謝辭

---

## 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(Ⅳ)および別報の(I)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ェの修正

これらに加えて、

- (6) 有効仕事量のSAS 3D/VENUS接続点依存性の検討
- (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。

上記の項目の実施は1980年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実質的な審査が開始（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。

### 7.1 フェーズーIにおける協力者

報告書(I)および本報告書(Ⅳ)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月末までの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-PM2 及びその他の関連補助コードを使用した。本報告書(I), (Ⅳ)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

Table 7.1  
PNC/OECにおけるHCDA評価実施経過

年 月	項 目
'79 6	• SAS3Dコード導入 ( USDOEより )
11	• FACOM M-190 運用スタート
11	• ④ CDA解析 ( SAS3D/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	• SAS3D/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	• SAS3D/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実質的審査スタート
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 )

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、SAS3D のランケースは合計すると、85 ケースの 2.5 ないし 3 倍となるだろう。さらに、これらの SAS3D ランケースは全て 2 M Byte の Region Size を要した。

SAS3D の計算結果は、プリント出力および PLOT3D により図形出力された。SAS3D 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-PM2 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、SAS3D 以外のこれらのコードのランでは、プロット出力に伴う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 PLOT3D 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、PLOT3D 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

SAS3D-PLOT3D 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、SAS3D 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 SPLINT は膨大な入力データの処理を実に容易にした。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ヶ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本部原型炉準備室の相沢および可児の両副主任研究員には、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、SAS3DおよびPLOT3D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㈱・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4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SAS3Dテスト計算の実施は、我々のSAS3Dラン結果に疑問点を残すことなく終らせてくれた。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」HCD A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㈱・業務協力員)には、昨年(昭和54年)暮、Karlsruheからの長期出張帰り後、落ちつく間もなく、SAS3D-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、SAS3Dコードの一部改修によるSAS3D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、SAS3D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SAS3Dデータを、2次元モデルVENUS-PM2のデータに変換できたが由に、SAS3D（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H C D A 解析の接続が可能であった。VENUS-PM2の計算結果が起因事故フェーズからの接続点（事故時間点）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ー・サービス㈱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-PM2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。

（以上、1980年8月記を一部修正）

## 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) SAS3Dトラブルシューティング

石谷隆広氏（業務協力員、富士通㈱）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A N L 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) SAS3D／PLOT3D及びSPLINT改良版、SASEQコード作成

増田氏（現在、㈱エリック派遣員）はSAS3D/PLOT3D 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SASEQは福田護氏（三菱

原子力工業省より出向)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。

---

## 第8章 参考文献〔報告書(I),(II)共通〕

---

## 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. McElroy, 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. Stevenson, et al., "Report on the Analysis of the Initiating Phase of a Loss-of-Flow (without Scram) Accident in the FTR", ANL/RAS 74-24, 1973.
- 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. Theofanos, "Multiphase Transients with Coolant and Core Materials in LMFBR Core Disruptive Accident Energetics Evaluations", NUREG/CR-0224, 1978.
- 9) P. Royl, et al., "Unkrsuchungen zu Kühlmitteldurch-Satgstörfällen 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, P624, 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, P645, 1979.
- 12) S.C. Yung, et al., "Survival of Peripheral Pins During a TOP-HCDA", Proc. Intl. Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, P655, 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, "CLAZAS: The SAS3A Clad Motion Model", ANL/RAS 74-15, 1975.
- 22) J.E. Cuhalan, "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.B. 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", C00-2571-8, 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 Zustandsäten auf die energetischen Grenzfälle von Sekundärkriticitäten im Mark 1A Kern des SNR-300", PSB-Ber. N203, 1980.
- 36) D.L. Booth, "The Thermo-dyanmics Properties of Na,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , Mo, and  $\text{UO}_2$  above  $2000^{\circ}\text{K}$ ", 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 Thermo-dyanamic Data of Fast Reactor Core Materials for Hypothetical Accident Analysis", Proc. Intl. Meeting or 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, P1481, 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-1 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. Royle, 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 : Fresh 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 "高速炉炉心崩壊過程の解析研究", PNC SJ206 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 ZJ206 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., "Final 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) R. Simms et al., "Loss-of-Flow Test L5 on FFTF-Type Irradiation Fuel", "ANL/RAS 75-30, 1975.
- 70) R.G. Palm, et al., "F1 Phenomenological Test on Fuel Motion", "ANL/RAS 76-11, 1976.
- 71) 大田修一, 他, "SAVE:SAS 3DからVENUS-PMI Iへの接続コード", 印刷準備中.
- 72) S. Ohta, et al., "Modification 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 SJ206 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 Works 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 SN942 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 Overpower", 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) 石田, 遠藤, 青井, "高速増殖原型炉もんじゅ仮想的炉心崩壊事故解析(I)",  
PNC ZN941 82-74, 1982.