

# SIMMER-IIIによるCABRI-FAST EFM1試験解析

(研究報告)



2001年11月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4-49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184

Japan

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

2001

## SIMMER-III による CABRI-FAST EFM1 試験解析

藤田朋子\* 飛田吉春\*

### 要旨

CABRI-FAST 炉内試験計画（1992～1995 年に過渡試験を実施）の中で実施された EFM1 試験は、「破損後の継続した燃料加熱条件下での燃料分散挙動の解明」を主要な目的としている。本研究は、EFM1 試験データ及び既往解析結果の分析によって、物理現象の全体的挙動を把握するとともに、二次元多相多流体解析 SIMMER-III コードの燃料分散・固化挙動にかかわる解析モデルを検証し、今後のモデル改良に向けて課題を明確にすることを目的とする。

運動量交換関数モデルの改訂、適切な速度場成分の割り当て等を行うことにより、試験の燃料分散挙動の再現を可能にした。また、燃料分散挙動に関わるパラメータ解析を実施することにより、投入エネルギー及び気液間運動量カップリングが燃料の可動性と駆動力に対し影響が大きいことを明らかにした。

本研究は、実用化戦略調査研究の一環として、ナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心の再臨界回避方策として提案されている、ABLE 集合体（Axial Blanket Eliminated: 軸ブランケット削除型集合体）の有効性の評価に対し、EFM1 試験の実験的知見を取り入れるために実施したものである。

---

\*大洗工学センター要素技術開発部リスク評価研究グループ

An Analysis of CABRI-FAST EFM1 Experiment using the SIMMER-III Code

Tomoko FUJITA\* and Yoshiharu TOBITA\*

Abstract

The EFM1 test was performed in the CABRI-FAST in-pile experiment program carried out in 1992 —1995. The main objective of this test was to study fuel relocation behavior under a continued fuel heating condition beyond fuel disruption. The objectives of the present study are to understand the phenomena in the experiment, verify the fuel dispersal/freezing model in SIMMER-III and clarify the models to be improved in the future.

The analysis showed good agreement with the experiment using the modification of the momentum exchange coefficients model and the adequate assignment of the energy components to the velocity fields. The parametric study showed that the liquid-vapor momentum coupling and the energy injection have large influence on the fuel dispersal behavior.

This study was performed as an effort in the feasibility study on commercialized fast breeder reactor cycle systems. The results of this study will be used in the future study to evaluate the effectiveness of ABLE (Axial Blanket Eliminated) type subassembly, which is one of the candidates for the measures to prevent re-criticality events in sodium-cooled large MOX core.

---

\*Nuclear System Safety Research Group, Advanced Technology Div., O-arai Engineering Center, JNC.

## 目次

1. 目的	1
2. EFM1 試験について	1
3. 解析条件	2
(1) 解析体系	2
(2) 解析コード	3
(3) 初期条件	3
4. 解析モデルの検討	3
(1) 速度場の割り当て	3
(2) 運動量交換関数算出モデル	4
(3) 燃料溶融固化モデル	6
(4) その他	6
5. 解析結果	8
(1) 初期状態	8
(2) LOF 中の沸騰挙動	8
(3) TOP 投入後の燃料挙動	9
6. パラメーター解析	13
(1) UAB,LAB を考慮/無視する影響	13
(2) 投入エネルギーの影響	14
(3) 実効粘性の影響	15
(4) 気液間カップリングの影響	15
(5) 燃料溶融固化モデルの影響	16
7. 考察	18
8. 結論	19
9. 謝辞	20
10. 参考文献	20

## 図表リスト

- 図 2-1 EFM1 試験体系 (TOP 印加時の燃料ピンの状態)
- 図 2-2 LOF 中の冷却材入口流量の推移
- 図 2-3 TOP 印加中の燃料移動シナリオ
- 図 3-1 EFM1 試験 SIMMER-III 解析体系
- 図 5-1 定格運転時の軸方向圧力分布の比較
- 図 5-2 定格運転時の軸方向燃料温度分布の比較
- 図 5-3 LOF カーブの比較
- 図 5-4 ボイド拡大挙動の比較
- 図 5-5 TOP 投入後の燃料ピンエンタルピー
- 図 5-6 ホドスコープデータと SIMMER-III 燃料体積率の比較
- 図 5-7 燃料分布の推移
- 図 5-8 全圧の推移
- 図 5-9 分圧の推移
- 図 5-10 規格化燃料ワースの比較
- 図 5-11  $\gamma$  スキャン結果と SIMMER-III 解析結果との比較
- 図 5-12 -50mmBFC 付近の金相写真(AC4)
- 図 6-1 UAB,LAB を考慮/無視する影響
- 図 6-2 投入エネルギーの影響
- 図 6-3 実効粘性の影響
- 図 6-4 気液間カップリングの影響
- 図 6-5 燃料溶融固化モデルの影響
- 添付 1 SAS4A コード及び SIMMER-III コードで設定されている MOX 熱伝導度の比較

## 1. 目的

CABRI-FAST 炉内試験計画（1992～1995 年に過渡試験を実施）の中で実施された EFM1 試験は、「破損後の継続した燃料加熱条件下での燃料分散挙動の解明」を主要な目的としている（EFM は、Extended Fuel Motion の意）。

本検討では、EFM1 試験を対象とした SIMMER-III 解析を実施し、試験データ及び既往解析結果の分析によって、燃料分散・固化挙動にかかわる SIMMER-III 解析モデルの妥当性や課題を確認し、試験結果を適切に模擬できるように、モデル改訂や解析条件の選定を行う。

解析体系は径方向 1 メッシュとして、軸方向の挙動のみを評価した。比較の対象として、試験結果の他に、SAS4A による解析結果を補足的に使用した。

本検討は、実用化戦略調査研究の一環として、ナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心の再臨界回避方策として提案されている、ABLE 集合体（Axial Blanket Eliminated: 軸ブランケット削除型集合体）の有効性の評価に資する目的で実施されたものである。

## 2. EFM1 試験について<sup>1)</sup>

EFM1 試験は、仏 IPSN 及び独 FZK との共同研究である CABRI-FAST 試験計画の 1 つとして、1994 年 5 月に仏国カダラッシュの CABRI 炉で実施された試験である。単一ピンの試験体系（図 2-1 参照）を用い、流量低下によって冷却材を沸騰させた後、過出力を投入する試験である。試験ピン、試験条件、試験概要について下記に説明する。

### ○ 試験ピン

試験ピンには、燃料軸長約 750mm、燃料外径／内径がそれぞれ 7.13mm／2.03mm の MOX 中空太径燃料の SCARABIX ピン(CABRI タイプ)を使用している。同ピンは、Phenix 炉で最大燃焼度 6.4at%まで前照射されており、照射後試験から、初期燃料質量に対する FP ガスの保持率は約 0.16%程度と評価されている。上下軸ブランケット長は、それぞれ 3cm,2cm であり、数 10cm の軸ブランケット長さを持つ通常の燃料ピンに比べると、ABLE 集合体の軸ブランケット削除型ピンに類似している。

### ○ 試験条件

初期条件として、試験ピンの出力は 31.05kW、冷却材の入口流量は 0.1345kg/s であり、冷却材入口／出口温度はそれぞれ 390℃／572℃としている。

定格運転状態から流量半減時間約 7.5 秒で冷却材流量を低下させ、除熱量を低下させる。図 2-2 に冷却材入口流量の推移を示す。LOF 開始後約 22 秒で沸騰が開始し、バルク沸騰開始から 8 秒後に、最大が定格出力の約 120 倍となる過出力を印加する。図 2-3 に出力履歴と推定されるイベントシーケンスの概要を併せて示す。TOP 投入開始後 900 ミリ秒で試験体をスクラムさせており、スクラムまでに燃料に与えられるエネルギーは、約 1.6MJ/kg である。

#### ○ 試験結果概要

LOF 開始から約 21.9 秒が経過すると、炉心燃料上端部で冷却材中に気泡が発生し、LOF 開始から 22.7 秒後には、安定した沸騰が開始する。ボイド化領域は、炉心燃料上端を中心に上下に拡大する。沸騰開始から約 3.7 秒後には、プレナムガス放出が生じ、急速に試験ピン全域に渡ってボイド化するが、沸騰開始から約 5 秒後にはプレナムガスの放出を終了している。さらに沸騰が進展すると、被覆管がドライアウトして、被覆管は溶融移動を開始する。

沸騰開始から約 8.03 秒後に TOP が投入されると、燃料はさらに加熱され急激にスウェリングが進行する。ホドスコープ等による詳細な分析によると、TOP 投入開始から 380~480 ミリ秒後に、フィッサイル下端から 22~69cm 上方位置において、燃料崩壊を生じたと推測される。

崩壊燃料は、ミッドプレーンを中心に、上下方向へ移動を開始する。出力ピーク直前の TOP 開始から 540 ミリ秒後には、フィッサイル上端の燃料が約 8cm 程度上方へスライドアップしている。スライドアップした燃料は、一時的に閉塞を生じて停止するが、TOP 開始後 550 ミリ秒以降の急激な出力上昇に駆動された分散燃料によって閉塞は解消し、さらに上方へ移動する。また、同時刻での下方への燃料分散によって、フィッサイル下端から約 12cm 下方の位置で閉塞を生じ、燃料排出を制限している。

### 3. 解析条件

SIMMER-III コードを用いて、EFM1 試験の再現解析を実施するための解析条件を示す。

#### (1) 解析体系

軸方向の燃料移動挙動に着目するため、図 3-1 に示すように、径方向 1 メッシュ、軸方向 45 メッシュの解析体系とし、試験データ及び SAS4A 定常照射解析結果を参考に、照射後の燃料外径、ギャップコンダクタンス、FP ガス保持率、出力プロファイル等を設定している。



## (2) 解析コード

二次元多相多流体解析コード SIMMER-III(ver.2H,CSF52,AFF15)の熱流体力学計算部を使用する。但し、EFM1 試験の再現解析を実施する過程で、解析モデルの検討を実施している(次章参照)。

## (3) 初期条件

- ・冷却材入口流量の推移、出力履歴は、試験条件と同様に設定する。
- ・入口出口プレナム圧力及びピン圧損は、SAS4A 解析結果を参考に設定する。

## 4. 解析モデルの検討

熔融燃料のピン束間への侵入及び固化・閉塞挙動を SIMMER-III にて解析評価するにあたり、適切な燃料分散固化挙動が得られるよう、解析モデルの改訂及びパラメータ値の設定を実施した。

EFM1 試験での燃料の流出挙動を解析する上で、各成分の速度場の割り当ての検討、及び流体と構造材との運動量交換関数の算出モデルの検討、燃料の熔融固化モデルの検討が必要となった。

## (1) 速度場の割り当て

SIMMER-III の流体力学コードは、3 速度場の数値計算手法を基礎として、流動様式・境界面積、運動量交換関数、熱伝達係数、熔融・固化、蒸発・凝縮、状態方程式といった要素モデルで構成されている。

SIMMER-III では通常、速度場 1 に燃料(液相、粒子)、速度場 2 にスチール(液相、粒子)、ナトリウム、制御材、速度場 3 にガスを割り当てて、解析を実施している。

しかしながら、EFM1 試験の金相写真から、燃料ピン-構造材間へ侵入する燃料の先端部は、粒子状や再固化燃料の明確な区別はなく、ポーラス状の一体化した形状であることが明らかになっている。通常、速度場の割り当てでは、流動性の高い液相燃料が、燃料ピンが崩壊して生じた燃料粒子間に侵入して、先端部へ流出し固化する挙動を模擬できないことが、評価検討の過程で明らかとなった。

このような燃料の移動挙動に着目して、液相燃料と粒子燃料の現実的な相対運動を模擬するように、速度場の割り当てを下記のように変更した。

- 速度場 1 : 液相燃料、液相スチール、ナトリウム
- 速度場 2 : 燃料粒子、スチール粒子、制御材
- 速度場 3 : ガス

(&XMSC IVDL(1)=1,1,1,2,2)

(2) 運動量交換関数算出モデル

SIMMER-III コードでは、流体-流体間、及び流体-構造材間など異なる速度場 (q, q') のドラッグによる運動量交換を、運動量交換関数 K を用いて算出している。

$$K_{qq'} = A_{qq'} + B_{qq'} |V_{q'} - V_q|$$

第 1 項は層流項、第 2 項は乱流項であり、基本的に、前者はストークス法、後者は、Ishii のモデルを用いている。A<sub>qq'</sub>, B<sub>qq'</sub> は、流動様式や、連続流、分散流、構造材など運動量交換の成分に依存して変化する。

本検討では、速度場の割り当てを、それぞれ q 1 に液相及び冷却材、q 2 に粒子及び制御材、q 3 にガスとしたため、運動量交換関数は、下記に示すような複数のモデルを併用し、流動様式やマテリアル毎に算出することとした。

	オリジナル	PARVIS	ERGUN	PACKING	CHUNK
流体-流体間	○	×	×	×	×
流体-構造材間	○	粒子(q2)のみ○	×	粒子(q2)のみ○	×

(○: 考慮、×: 無視)

特に、構造材と試験ピン間ギャップへの燃料侵入、固化・閉塞挙動を模擬する観点から、燃料と構造材との運動量交換関数算出モデルに着目した。以下に、それぞれのモデルについて説明する。

●流体と構造材間の運動量交換関数について

(i) 流体実効粘性モデル (PARVIS モデル)

流体の運動量交換関数は、液相中に粒子が存在するために、液相の粘性率を増加させる見かけ上の実効粘性率を考慮する必要がある。

液相中に粒子が存在する流体の見かけ上の実効粘性率は、下記のように、流体中の固相液相割合で決定する。すなわち、流体のエンタルピーに依存して、粘性が変化するモデルとなっている。下記の式の粒子割合に乗ずる粘性係数 CPVISI は、入力で任意に与えられるパラメーターであるが、理論式と実験値の比較から、CPVISI=5.0 とする場合により一致が確認されている<sup>2)</sup>。

$$\mu_{CP} = \left[ 1 + CPVISI \cdot \frac{\alpha_{lim} \cdot \frac{\alpha_p}{\alpha_l + \alpha_p}}{\left( \alpha_{lim} - \frac{\alpha_p}{\alpha_l + \alpha_p} \right)} \right] \cdot \mu_l$$

ここで、α<sub>l</sub>, α<sub>p</sub> はそれぞれ流体中の液相割合、固相割合であり、α<sub>lim</sub> は、最大粒子ジャミング割合である。流体中の固相割合が α<sub>lim</sub> (推奨値 62%) を超過すると、流体の実効粘性率が急増して運動を停止する現

象を模擬することが報告されている<sup>3)</sup>。

本検討では、液相成分及び粒子成分の両方に、PARVIS モデルが考慮されるよう設定した。

#### (ii) 粒子パッキングモデル (PACKING モデル)

流体中の固体粒子の体積率がある値を超えると、その地点には粒子が流入できなくなると考えられる。SIMMER-III では、この現象を模擬するため、モデル上、運動量交換関数を急増させて粒子の流入を停止しており、粒子のパッキング現象の生じる限界体積率は、66.5%としている。

(APJ=0.7, BPJ=0.95, CPJ=-10.0 (デフォルト値))

本検討では、粒子成分 (速度場 2) にのみ、Particle Packing モデルが考慮されるように設定している。

#### (iii) チャンクモデル (CHUNK モデル)

本解析では使用しなかったが、参考までに概略を記しておく。チャンクモデルは、上流から下流へ粒子が移動する際に、下流側流路の水力等価直径と上流側の粒子径を比較して、流路が小さい場合に粒子運動を停止する現象をモデル化している。下流側がピン束形状の場合など、幾何形状に依存して流路に侵入可能な最大粒子径を決定している。本モデルは SAS4A コードのチャンクモデルを参考に、ほぼ等価な形で追加したものである。しかしながら、粒子径に不確かさが介在するため、燃料侵入への影響が大きい可能性があることから、本モデルを使用しないこととした。

### ●流体と流体間の運動量交換関数について

#### (i) 管内閉塞摩擦モデル (ERGUN モデル)<sup>4)</sup>

本検討では、粒子間の液体成分の通過を過小評価するため、使用しないものとしたが、検討の過程で調査及び SIMMER-III へのモデル化を行ったため、追記しておく。

流路中で粒子が閉塞し、その隙間を液相が通過する現象を模擬するために、管内閉塞摩擦モデル (ERGUN モデル) を追加した。ERGUN の評価モデルによる運動量交換関数は、下記のように表される。

$$K_{qq'} = \frac{150\mu}{D_p^2} \frac{\alpha_p^2}{(1-\alpha_p)^3} |V_{q'} - V_q| + \frac{1.75\rho}{D_p} \frac{\alpha_p}{(1-\alpha_p)^3} |V_{q'} - V_q|^2$$

ここで、 $\alpha_p$  は流路中の粒子割合、 $D_p$  は平均粒子直径、 $\mu$ 、 $\rho$  はそれぞれ流体の粘性率と密度を示す。

粒子で閉塞した流路の圧力損失を考慮しており、第 1 項の層流項では、間隙が流路に対して 50%以下の時に既存の層流評価式 Blake-Kozeny 式とよい一致を示し、第 2 項の乱流項では、摩擦係数に実験的知見を取

り入れることで既存の乱流評価式 Buike-Plummer 式とよい一致を示している。

### (3) 燃料溶融固化モデル<sup>5)</sup>

燃料溶融固化モデルには、バルクフリージングモデルが一般的であるが、本検討では、Fuel caps 固化モデルを使用する。(XCNTL HMTOPT(81)=3 他) 同モデルは、構造材表面に接触した溶融燃料の過冷却による固化現象をモデル化したものであり、融体と壁とのギャップによる熱抵抗も考慮している。過冷却層での固化が不完全である間、壁に形成される固相(クラスト)は、液相成分と熱的に平衡とならない点で、バルク固化モデルと異なる。バルク固化モデルと同じ形式で簡易的に示すと下記の式のようになる。

$$Z_p = \frac{\rho_l D_h V}{4h_l} \left\{ C_l \ln \left( 1 + \frac{T_{lo} - T_{liq}}{T_{liq} - T_{lffw}} \right) + \frac{\theta L_f}{T_{liq} - T_{lffw}} \right\}$$

ここで、 $Z_p$ は燃料侵入長、 $\theta$ は溶融潜熱割合、 $L_f$ は燃料溶融潜熱、 $T_{lffw}$ は、燃料の過冷却温度を表している。

Fuel caps 固化モデルは、融体に  $UO_2$  を用いスチールチューブの侵入長を評価した GAYSER 等による固化試験を対象に検証されており、よい一致を示している。

検討の過程で、壁面上のクラストの形成が燃料流出に大きな影響を与えることが明らかとなった。同モデルは、クラスト-壁面間の熱抵抗も考慮しており、熱抵抗が大きいとクラストの存在は不安定となる。この熱抵抗は、燃料と構造材の接触点密度に依存しており、GAYSER 試験では、 $4.0E+7(m^{-2})$ 程度であることが分かっている。接触点密度は、構造材の加工条件、試験圧力等にも依存し、不確かさを持つ因子であるが、試験圧力が GAYSER 試験よりも高いことなどを考慮し、 $3.0E+8(m^{-2})$ とした。

### (4) その他

- ・燃料崩壊直後から気液間のカップリングを強化

燃料崩壊直後に生じる FP ガスのドラッグ効果によって、燃料は試験ピン-構造材間への侵入を開始する。燃料崩壊直後は、溶融燃料と FP ガスは泡状の混合物を形成しており、気液間カップリングが大きいと考えられる。これを模擬するため、SIMMER-III の流動様式マップにおける気泡流領域の最大ボイド率  $\alpha_B$  を 0.9 まで増加させる。気液間のカップリングを強化することにより、試験結果と同程度の燃料分散範囲を得ている。

(ALPBUB=0.9,ALPDSP=0.95)

- ・燃料スライドアップとガスプレナム内への燃料侵入

試験では、TOP 開始から約 540 ミリ秒後に、炉心燃料領域の圧力上昇に駆動されて、炉心燃料上端の燃料ペレットが形状を保ったまま上方へ移動する、スライドアップ現象が生じている。このような現象は、SIMMER-III コードでは模擬できないため、上部軸ブランケット燃料（以下、UAB と呼ぶ）の残存は、燃料分散の抑制となることから、解析上は UAB を考慮しないものとした。

また、ガスプレナム配管内への流体の侵入を模擬するため、上部及び下部軸ブランケット燃料（以下、下部軸ブランケット燃料を LAB と記す）が崩壊する時点で、ガスプレナム内断面積を流路としてガスプレナム内断面積を流路に開放する一方で、水力等価直径を保存するために、接触ピン表面積を倍にする。

- ・ 燃料ピン崩壊判定

燃料ピンの崩壊判定条件は、SAS4A 解析と同様に、燃料溶融割合 25% に到達する時点で崩壊と判定した。(&XCNTL HMTOPT(66)=0)

- ・ 被覆管の溶融移動判定

燃料崩壊に先行して、被覆管が溶融移動し、炉心燃料領域上下部で固化して流路を塞ぐこと、また SAS4A 解析結果との燃料崩壊時のエンタルピーの推移の合致を考慮して、被覆管はリキダス温度に到達した時点で溶融移動するものとした。(&XSTR CMELT=1.0)

- ・ 下部ナトリウムを FP ガスに置換

試験では観測されていない有意な FCI の発生を抑制するため、燃料崩壊以降において、炉心燃料領域から下方（冷却材入口側）の冷却材を圧力を保存するように FP ガスに置換している。

- ・ Nb チューブの模擬

試験ピンを取り囲む構造材は、EFM1 試験では Nb チューブを使用している。ニオブの融点は MOX 融点よりも低い 2741K であるが、燃料温度がソリダス点を超過する本試験の条件を踏まえ、Nb チューブが溶融破損しないように、Nb チューブを模擬する構造材成分のみ融点を高くするなどの改訂を行った。

- ・ 液相燃料－液相スチール間の熱伝達について

液相燃料と液相スチールを同一速度場に割当てることにより、両者の相対速度が零となるため熱伝達が悪くなる。液相燃料と液相スチールの温度差が大きいまま推移し、スチール蒸気圧を過小評価する問題があった。本検討では、液相燃料と液相スチール間の熱伝達係数を 1000 倍することにより、両者の混合を模擬した。

(&XHTC HRTMUL(1)=1000.0, HRTMUL(6)=1000.0)

## 5. 解析結果

EFM1 試験における SIMMER-III 解析結果を、試験結果及び SAS4A 解析結果と対比しながら確認する。

### (1) 初期状態

SIMMER-III による解析結果から、図 5-1 に圧力分布、図 5-2 に燃料の軸方向温度分布を SAS4A 計算結果と比較して示す。圧力分布については、両者はよく一致している。燃料温度は、SAS4A 計算結果と比較して、約 500K 程度 SIMMER-III 計算結果の方が高い結果となっている。

SIMMER-III 解析結果及び SAS4A 解析結果の燃料表面温度は同程度であるが、SIMMER-III の方が SAS4A よりも MOX 熱伝導度が低く（添付 1 参照）、両コードの物性データの差異が燃料最高平均温度の差異となったと考える。

また、SIMMER-III では、モデル上、過渡時におけるギャップコンダクタンスは不変として解析を実施しているが、現実的には被覆管膨張によりギャップコンダクタンスは定常状態よりも低減し、燃料温度は上昇する。従って、SIMMER-III では、この LOF 中の温度上昇を過小評価している可能性があり、この効果を考慮するために、特に MOX 熱伝導度の調整を行わず、SAS4A 解析結果よりも高い定常燃料温度のまま過渡解析を実施した。

LOF 中の燃料エンタルピー分布は、結果的には SAS4A 解析結果よりもやや高く、TOP 中の燃料エンタルピーの推移を模擬するために、試験や SAS4A 解析結果よりも、約 0.05 秒程度早く TOP 投入を開始している。

### (2) LOF 中の沸騰挙動

EFM1 試験では、流量半減時間約 7.5 秒のフローコーストダウンを想定している。図 5-3 に LOF カーブを試験、SAS4A 計算結果、SIMMER-III 計算結果を比較して示す。試験結果に対し、SIMMER-III 計算結果は良い一致を示している。

流量低下によって出力流量比のミスマッチが生じ、最も冷却材温度の高い炉心燃料上端部において、冷却材は沸騰を開始する。図 5-4 に沸騰によるボイドの拡大挙動を比較して示す。SIMMER-III では、LOF 開始後約 22.46 秒に沸騰を開始している（流路中の有効ボイド率 10%以上で判定）。試験結果における局所沸騰開始 21.9 秒及びバルク沸騰開始 22.7 秒の間にあることから、ほぼ妥当と考える。下方へのボイドの拡大は、試験結果を非常によく模擬している。試験結果では、LOF 開始から約 4 秒後に、プレナムガス放出による急速なボイド拡大が生じているが、燃

料崩壊後挙動への影響は小さいと考えられることから、SIMMER-III 解析では無視している。また、上方へのボイドの拡大は、SIMMER-III 計算結果は、試験結果よりも大きい傾向である。

沸騰が進展し、SIMMER-III 計算結果では、LOF 開始後 31.07 秒に、炉心燃料軸方向中心よりもやや上部で、被覆管は熔融移動を開始する。先行して熔融移動するスチールによる流路閉塞の防止や燃料エンタルピー上昇速度を SAS4A 計算結果と調整する必要があったため、計算上、被覆管温度がリキダス点に到達する時点で被覆管破損とし、熔融スチールを流路へ開放している。このため、試験結果（LOF 開始後約 28 秒で被覆管熔融移動と推定）よりも、遅い被覆管移動開始時刻となっている。

### (3) TOP 投入後の燃料挙動

#### ●燃料エンタルピー推移

TOP 投入の開始時刻については、試験条件では、バルク沸騰開始から 8.03 秒後としているが、沸騰開始時刻の不確かさの観点から、燃料崩壊前のエンタルピーの推移がほぼ同じとなるように、LOF 開始から 30.75 秒後に TOP 投入を開始した。図 5-5 は、TOP 投入後の燃料ピンエンタルピーと崩壊領域の推移を示した図である。SIMMER-III 計算結果では、TOP 開始後 320 ミリ秒後に、炉心燃料軸方向中心よりやや上方のセルで、燃料熔融割合 25% に達し、燃料崩壊に至る。SAS4A 計算結果と比較すると、SIMMER-III 計算結果は燃料エンタルピーが全体的に高く、燃料崩壊時刻も SAS4A 計算結果よりも約 90 ミリ秒早い。概ねエンタルピー分布の推移や崩壊領域の拡大挙動は一致している。

#### ●ホドスコープ比較

試験結果及び SAS4A 解析結果のホドスコープと SIMMER-III による軸方向燃料体積率を比較して、図 5-6 に示す。ホドスコープデータは、中性子の自己遮蔽効果や、ブランケット燃料による中性子吸収などの効果により、燃料体積率と一対一に対応しないものであるが、概略の燃料分散の程度を把握するために、比較を行った。なお、試験における計測範囲は、下部軸ブランケット燃料下端から、上部軸ブランケット燃料上端までを十分に含む。

TOP 投入開始から約 500 ミリ秒以降、炉心燃料領域の上下へ燃料が分散し、閉塞を形成する挙動は、SIMMER-III でもよく再現できている。TOP 投入開始から約 550 ミリ秒以降では、UAB よりも上方に燃料が分散しているが、これは、炉心上端燃料と UAB のスライドアップ及び上部被覆管内への燃料侵入などを SIMMER-III でも考慮しているためである。ホドスコープデータとの比較では、SIMMER-III 解析結果は、若干燃料分散

を保守的に評価する傾向にあるものの、挙動を概略模擬している。ホドスコープデータの測定範囲外である LAB より下方、あるいは UAB より上方は、後述の $\gamma$ スキャン結果による燃料の最終的な配置によって推定する。

● 体積率、圧力の推移

SAS4A 解析結果と SIMMER-III 解析結果の軸方向体積率の推移を比較して、図 5-7 に示す。図 5-8 及び 5-9 に全圧及び分圧の推移の比較を示す。

・ 燃料崩壊直後 (TOP 開始後 320~550 ミリ秒後)

TOP 開始から 320 ミリ秒後に燃料が崩壊すると、最大約 9 気圧の FP ガスを駆動圧として、燃料は上下方向へ分散を開始する。SIMMER-III 解析結果では、可動性の高い液相燃料及び液相スチールが先行して、崩壊領域から移動し、未崩壊試験ピン-構造材間のギャップに侵入している。

・ 最大出力到達時刻 (TOP 開始後 550~600 ミリ秒)

出力の上昇に伴って燃料エンタルピーが上昇し、燃料の可動性が増す。SIMMER-III 解析結果では、出力上昇により約 12 気圧まで上昇している。スチール蒸気圧は最大 4 気圧程度まで上昇するが、FP ガスによる圧力上昇が支配的である。

TOP 開始から 560 ミリ秒後に、炉心燃料上端部の燃料ペレットが崩壊して、上部ガスプレナム内部へも燃料の侵入が可能になる。上部ガスプレナム内部への侵入の開始時刻は、試験結果での燃料スライドアップの開始時刻とほぼ合致している。

下方に堆積する燃料は、比較的低温であるため粒子が多く、崩壊領域下端セルでは、閉塞を生じている。このため、TOP 開始後約 600 ミリ秒以降は、燃料は、上方への流出が顕著であり、試験ピンと構造材間に炉心燃料領域の上端から約 44cm 程度の長さまで侵入している。

・ TOP ピーク後 (TOP 開始後 600~900 ミリ秒)

下方への燃料流出は、TOP 開始後約 650 ミリ秒以降に、微量の熔融燃料が徐々に下方へ侵入し、炉心燃料領域の下端から約 20cm 程度の長さまで到達して固化している。また、上方への燃料分散は、上部リフレクター部の先端部燃料の固化、圧力の低下 (5 気圧以下) により、侵入を停止している。下方への燃料侵入長は SIMMER-III は試験結果よりもやや少なく、下方へ分散する燃料の大部分が、未崩壊燃料ペレットの上部に堆積している。

・ スクラム後 (TOP 開始後 900 ミリ秒以降)

TOP 開始から 900 ミリ秒後にスクラムするため、投入出力は零とす



る。スクラム時点の炉心領域内の燃料は、半分以上が粒子で占められており、上方や下方で閉塞を生じている。炉心領域内に残存する液相燃料も、徐々に落下しつつエンタルピーを失って粒子となる。

最終状態の燃料侵入長は、炉心燃料領域の上下端から、それぞれ、上方へ約 44cm、下方へ約 20cm 程度である。

TOP 投入から 1.5 秒経過後に、下部未崩壊燃料ペレット上部に堆積する燃料粒子のエンタルピーは、約 0.8MJ/kg (約 2630K に相当) である。

#### ● 規格化燃料ワースの比較

燃料分散の程度を把握するため、図 5-10 に示すように規格化燃料ワースを比較した。規格化燃料ワースとは、CABRI 試験での軸方向出力分布と各軸方向位置での燃料質量の積を軸方向に積分し、過渡前の初期値で規格化したものであり、軸方向への分散によって初期値 1 から減少していく。

TOP 開始後約 600 ミリ秒近傍では、SIMMER-III 解析結果では、スライドアップを模擬して、崩壊燃料は被覆管内への侵入を開始している。同時間帯での SIMMER-III による規格化燃料ワースの推移は、試験結果のホドスコープデータや SAS4A 解析結果と比較して、概略一致している。

TOP 開始後 650 ミリ秒以降の SIMMER-III 解析結果の規格化燃料ワースは緩やかな低下となり、試験結果や SAS4A 解析結果と比較して、過小評価となっている。上方への燃料流出の先端位置で閉塞を生じるため、上方へ分散した燃料の一部が重力と F P ガス圧に駆動されて落下し、規格化燃料ワースは一時的に増加する。しかし、下方には低温の燃料粒子が堆積しており、液体燃料は粒子間を通過する過程でエンタルピーを低下し、炉心領域外へ流出する前に固化する。SIMMER-III では、このような燃料の固化、閉塞現象を過大評価しているため、規格化燃料ワースの解析結果を過小評価する原因となっている。

現実的には、上部の燃料堆積部分での閉塞は完全ではなく、ガス流出が持続し、分散燃料の落下を抑制すると考えられる。

従って、SIMMER-III 解析結果は、燃料分散の後期には過小評価であるが、全般的には燃料移動挙動を妥当な範囲で模擬できている。

#### ● $\gamma$ スキャン (LA-140) との燃料分布の比較

$^{140}\text{La}$  が崩壊燃料に均一に分散していると仮定し、 $\gamma$  スキャン結果による燃料の最終配置と解析結果 (燃料体積率) の比較を実施した。図 5-11 に、規格化したデータを比較して示す。

試験結果では、燃料は、炉心燃料領域の上下に分散配置しており、特に炉心燃料下端近傍と上部リフレクター部に多く堆積している。上方への燃

料分散については、解析結果は、試験結果と同様に、被覆管内部へ燃料は侵入し、上部リフレクター部で固化・閉塞を生じている。炉心燃料領域中心部では、解析結果では、燃料が部分的に残存しているが、構造材との熱伝達によってエンタルピーが低下し、粒子が取り残されたものである。また、炉心燃料下方では、崩壊燃料は、未崩壊燃料ペレット上に多く堆積しており、試験結果をよく模擬している。

LAB よりも下方へ流出した燃料量は、試験結果の  $^{140}\text{La}$  の分布から推定すると約 23g 程度である。一方、解析結果では約 6g 程度の流出であり、更にメッシュサイズが粗いために、図 5-12 の金相写真で観察されている LAB 下方約 2cm の被覆管溶融は模擬できていない。別途詳細メッシュ解析 (~3cm/mesh) を実施したところ、LAB 下方の被覆管温度は、分散燃料によってソリダス点以上まで上昇した。従って、EFM1 試験解析から、LAB 下方への燃料流出、被覆管溶融は、SIMMER-III は若干過小評価であるが、燃料回り込みによる被覆管温度上昇は再現可能であることが示された。

## 6. パラメーター解析

前章では、EFM1 試験結果をよく模擬するような解析モデルの整備及びパラメーター設定を決定し、良好な一致を得た。これを基準ケースとし、特に燃料の流出・固化・閉塞挙動に着目したパラメーター解析を実施することにより、燃料分散を保守側に評価する因子を抽出する。

燃料の流出・固化・閉塞挙動に対し、現象への影響が大きいと考えられるパラメーターを選定し、下記のように解析ケースを想定した。

- ・ UAB,LAB を考慮／無視する影響
- ・ 投入エネルギーの影響
- ・ 実効粘性の影響
- ・ 気液間カップリングの影響
- ・ 燃料溶融固化モデルの影響

### (1) UAB,LAB を考慮／無視する影響

EFM1 試験ピンは、炉心燃料の上下にそれぞれ 3cm,2cm のブランケットを有しているが、これらの軸ブランケット燃料の有無が、崩壊燃料の流出挙動に与える影響を確認するため、UAB,LAB を考慮したケース、UAB,LAB を無視したケースについて検討を実施した。

図 6-1 に、UAB 及び LAB を考慮したケース、UAB,LAB を無視したケース、基準ケース（UAB 無視、LAB 考慮）の場合の燃料分布の推移を示す。

3 ケースともに、出力が最大となる TOP 投入後 560 ミリ秒から 600 ミリ秒までの燃料分散が顕著であり、これらはいずれも炉心燃料領域から上方への移動である。

UAB,LAB を考慮したケースでは、TOP 投入から約 600 ミリ秒後に上部ブランケット部で閉塞を生じ、下方への燃料流出を開始し促進させるが、下部のペレット未崩壊領域でも閉塞を生じる。約 74%の燃料が、ラッパ管上にクラストを形成するなどして、炉心領域に取り残される。

UAB,LAB を無視したケースでは、炉心領域上端部が崩壊すると、被覆管内部への燃料侵入が可能となるため、UAB,LAB を考慮したケースよりも多くの燃料を上方へ排出する。その一方、下方への流出は抑制されている。上方への燃料分散は、基準ケースの場合と同様であるが、UAB,LAB を無視したケースでは、TOP 投入後 610ms に燃料粒子の閉塞が生じ、基準ケースよりも上方への燃料流出が抑制されている。これは、UAB 及び LAB 分の熱容量を削除した影響というよりはむしろ、UAB 及び LAB を削除することによって冷却材温度分布、被覆管温度分布が若干変わり、沸騰挙動や被覆管溶融挙動に微少な影響を与えたことに起因している。

すなわち、UAB 及び LAB を無視したケースでの、燃料流出挙動を過小評価する原因は、上部ガスプレナム部へ先行的に分散したスチール粒子との後続の熔融燃料との熱交換により、燃料粒子が増加して閉塞を生じたものである。

炉心領域に残留する燃料は、基準ケースでは約 58%、UAB,LAB を無視したケースでは約 61%程度であることから、このような、現象のランダム性により、燃料流出には少なくとも数%程度の不確定性があることを認識する必要がある。

EFM1 試験では、軸ブランケット燃料長が短く UAB,LAB は燃料排出過程においても有意に昇温していないことから、UAB、LAB の熱容量によって、燃料排出を抑制する効果は小さく、むしろ未崩壊燃料によって、燃料排出が阻害される効果が明らかとなった。上方への被覆管内への燃料侵入を考慮すると、1 割程度の燃料流出促進が期待できる。しかしながら、下方では、被覆管及び構造材温度が低いことから、燃料エンタルピーが低く、燃料は未崩壊ペレット燃料上に堆積する。この結果、下方への流出はいずれのケースも微少となっている。

## (2) 投入エネルギーの影響

エネルギーの投入によって燃料エンタルピーが上昇すると、燃料は可動性を増し、燃料分散を促進する。投入エネルギーは燃料流出挙動の駆動力の1つであり、影響を把握することは重要である。

図 6-2 に、出力ピークを 2 倍としたケース、1/2 倍としたケース、基準ケースの場合の燃料分布の推移を示す。

出力ピークを 2 倍とした場合には、炉心領域の燃料エンタルピーが 0.374MJ まで上昇する。炉心領域の全燃料がソリダス点、リキダス点であるときのエンタルピーは、それぞれ 0.305MJ、0.382MJ であることを考慮すると、炉心領域内のほとんどの燃料が熔融していると推測される。分散する燃料の侵入長は、炉心燃料上下端からそれぞれ約 67cm、約 30cm である。

炉心領域に残留する燃料割合は、基準ケース 58%に対し、42%であり、流出する燃料のほとんどは、上部ガスプレナム部へ移動し、固化・閉塞している。

出力ピークを 1/2 倍とした場合には、炉心領域の燃料エンタルピーは 0.321MJ の上昇にとどまる。分散燃料の侵入長は、炉心燃料上下端からそれぞれ約 27cm、約 11cm である。炉心領域には、クラストが多く堆積し、クラストを再熔融するエネルギーが得られなかったことを示している。炉心領域に残留する燃料割合は 69%であり、流出する燃料のほとんどは、上

部ガスプレナム部へ移動し、固化・閉塞している。

これらの解析結果から、炉心領域外への燃料流出量及び侵入長は、投入エネルギー量にほぼ比例し、流出する燃料のほとんどは、上方へ移動し、固化・閉塞を生じることが明らかとなった。

### (3) 実効粘性の影響

SIMMER-III コードでは、流体-構造材間の粒子の実効的な粘性を、実効粒子粘性係数 CPVISI を使用して表している。半経験式から決定された CPVISI=5 とすれば、試験の流出挙動をよく模擬するため、基準ケースではこの値を使用している。この粒子の実効的な粘性が燃料流出挙動へ与える影響を確認する。

図 6-3 に、粒子実効粘性を 10000 倍としたケース、1/100 倍としたケース、基準ケースの場合の燃料分布の推移を示す。

解析結果から、粒子の実効粘性の増減が燃料流出挙動へ与える影響は微小であることが明らかとなった。これは、TOP 開始後 550~650ms 間の初期の流出は、液相燃料によるものであることを示している。本検討では、燃料粒子と液相燃料を別速度場に置き、かつ、エンタルピーの低下に伴い、燃料粒子は構造材上に固化するように、燃料流出モデルを改訂している。このため、粒子のみの実効粘性を増減することでは、顕著な差異が現れない結果となった。

各解析結果の若干の差異は、実効粘性の差異というよりはむしろ、実効粘性に依存して燃料エンタルピー増大の程度が若干異なるために生じる。実効粘性の影響は、燃料エンタルピーの影響よりも小さく、燃料エンタルピーの影響評価に包括されると考える。

### (4) 気液間カップリングの影響

燃料崩壊直後は、熔融燃料と FP ガスは泡状の混合物を形成しており、気液間カップリングが大きい。これを模擬するため、基準ケースでは、SIMMER-III の流動様式マップにおける気泡流領域の最大ボイド率  $\alpha_B$  を 0.9 まで増加させている。(ALPBUB=0.9,ALPDSP=0.95)

気液間カップリングが燃料流出に与える影響を確認するため、気液間カップリングをデフォルト値まで低下させたケース (ALPBUB=0.3, ALPSDP=0.7) の解析を実施し、基準ケースの場合と比較した。図 6-4 に燃料分布の推移を示す。

基準ケースでは、TOP 投入後 550 ミリ秒 (燃料崩壊から約 230 ミリ秒後) には、炉心領域から燃料排出が開始されているのに対し、気液間カップリング低下ケースでは、TOP 投入後 600 ミリ秒 (燃料崩壊から約 280 秒程度) の時間を要している。気液間カップリング低下ケースでは、炉心

領域で発生するFPガスが抜けやすく、ドラッグ効果による燃料分散駆動力が低下することが原因と考えられる。このため、炉心領域の圧力は、基準ケースでは最大 8.5 気圧まで上昇しているのに対し、気液間カップリング低下ケースでは、4.5 気圧の上昇にとどまっている。

炉心領域に残存する燃料割合は、基準ケース 58%に対し、気液間カップリング低下ケースでは 93%である。

気液間カップリングは、炉心燃料の排出駆動力として影響が大きく、気泡流判定をボイド率 90%から 30%まで低下させると、残留燃料割合は約 30%増加することが明らかとなった。

#### (5) 燃料溶融固化モデルの影響

燃料溶融固化モデルは、溶融燃料が被覆管などの構造材との伝熱と侵入挙動を取り扱うモデルである。基準ケースでは、燃料の過冷却状態を考慮した Fuel Caps 固化モデルを使用しているが、バルク固化モデルを使用した場合についても影響を確認する。一般に、バルク固化モデルは、Fuel Caps 固化モデルと比較して、溶融燃料と構造材との熱伝達率を大きく評価するため、ピン束間への侵入長は短く評価される。

図 6-5 に、燃料溶融固化モデルに Fuel Caps 固化モデルを使用した場合(基準ケース)、バルク固化モデルを使用した場合の燃料分布の推移を示す。

炉心領域からの燃料排出開始後初期の燃料分散挙動は、基準ケースと比較してほぼ同程度であるが、TOP 開始後 600ms を経過すると、バルク固化モデルでは、上部ガスプレナム部で閉塞を形成するため、上方への燃料流出が抑制されている。両ケースのクラスト質量を比較すると、バルク固化モデルを使用したケースは、基準ケースの約 2 倍多くクラストが形成されている。バルク固化モデルが、構造材との熱伝達を Fuel Caps 固化モデルよりも大きく評価するために、クラストが形成されやすく、このため炉心領域内の可動な燃料のエンタルピーが低下し、炉心領域外へ燃料排出されにくくなっている。

しかしながら、バルク固化モデルは、炉心領域からの燃料流出を若干過小評価する傾向はあるものの、大局的には Fuel Caps 固化モデルの場合とほぼ同程度であり、両モデルが燃料流出挙動に与える影響は小さい。

#### ●結論

パラメータ解析の結果、燃料の可動性(燃料エンタルピーの程度)及び駆動力が、特に燃料分散に対して重要であり、燃料分散の程度を保守的に評価する観点から、軸ブランケット燃料の有無、投入エネルギー及び気液間カップリングは、燃料分散挙動に対して影響が大きい

ことが明らかとなった。以下に、各パラメーターケースについての結論を示す。

- ・ EFM1 試験では、軸ブランケット燃料の軸長が短いため、UAB,LAB の熱容量自体が燃料流出挙動に与える影響は小さいが、未崩壊燃料ペレットが残存することによって、閉塞などの流動抵抗を形成しやすく、燃料流出を抑制する結果となっている。
- ・ 投入エネルギーは、炉心領域外への燃料流出量及び侵入長とほぼ比例関係にあり、重要な因子の1つである。
- ・ 実効粘性の影響は、燃料エンタルピーの増減の影響に包括される。
- ・ 気液間カップリングは、炉心燃料の排出駆動力として影響が大きく、気泡流判定を引き下げることにより、燃料排出能力は低下する。
- ・ 燃料熔融固化モデルは、大局的な燃料分散挙動は、バルク固化モデルでも、Fuel Caps モデルと同様の挙動を示すが、バルク固化モデルは、若干燃料分散を過小評価する傾向がある。

今後、実機評価を行う際に燃料分散の観点から保守性をもった評価を行う条件としては、投入エネルギー及び気液間カップリングの因子に着目して、設定することとする。

## 7. 考察

本検討では、主に下記 2 点に着目したことにより、解析結果は試験結果とよい一致を得ることができた。

- (1) 燃料の固相成分、液相成分を別速度場に割り当てることにより、閉塞した燃料粒子間を液相燃料が移動する挙動などを模擬した。
- (2) 冷却材入口プレナムから炉心燃料領域までのナトリウムを、燃料崩壊と同時に FP ガスに置換することで、試験結果と解析結果とのよい一致を得ることができた。EFM1 試験での燃料移動挙動においては、単相ナトリウムの寄与は小さいことから、FP ガスに置換することが可能であった。

しかしながら、実機評価を視野に入れ、より詳細な評価を行う場合を考えると、以下の点で更なるコード改良の余地があると考えられる。

### ●チャンク燃料と液相燃料の扱い

燃料の固相成分、液相成分が同一速度場に割り当てられると、ブランケット燃料等が被覆管による支持を喪失して流路に放出される場合、燃料粒子体積率が瞬時に増加し、閉塞を生じて流出を妨げる。本検討では、固体燃料粒子と液相燃料を別速度場に割り当てることにより、チャンク燃料によって閉塞を生じているセルでの液相燃料の通過を可能にし、試験結果を再現することができた。

このように、特にピン束間など閉塞を生じやすい流路における燃料流出挙動を評価する上では、燃料の固相成分、液相成分を別速度場に割り当てることは、重要である。

さらに、将来的には、チャンク燃料と再固化燃料を別成分として扱うことで、より機構論的な燃料のピン束への侵入固化モデルを構築できる。チャンク燃料と再固化燃料を別速度場に置くことにより、燃料スライドアップなどの現象を適切に評価できる。

### ●速度場成分数について

実機の CDA 解析では、炉心領域内での液相スチールと液相燃料の密度分離の効果は、反応度変化に大きく影響することから、液相スチールと液相燃料は別速度場にすることが望まれる。

一方で、同時にピン束への燃料侵入固化挙動を適切に模擬するには、本検討で示されたように、燃料の固相成分と液相成分を別速度場に割り当てる必要がある。

従って、これらの挙動をより現実的に模擬するためには、液体の速度場成分数として、現状の 2 成分よりも増加させた 3 成分が必要となる。



## 8. 結論

CABRI-FAST 試験計画 EFM1 試験を対象として、SIMMER-III コードにて解析を実施し、試験と同程度の燃料分散挙動を得ることができた。

検討の過程で、特に燃料粒子粘性モデルや燃料固化モデルなどの燃料分散、固化・閉塞挙動に関わるモデルの改良、及びパラメーター値を決定した。

より詳細な検討を進める際には、現行の 3 速度場成分では限界があり、割り当て可能な速度場成分を増加させることが重要である。

また、パラメーター解析の結果、燃料の可動性（燃料エンタルピーの程度）及び駆動力が、特に燃料分散に対して重要であり、燃料分散の程度を保守的に評価する観点から、軸ブランケット燃料の有無、投入エネルギー及び気液間カップリングは、燃料分散挙動に対して影響が大きいことが明らかとなった。

今後、この検討結果を踏まえ、ナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心の再臨界回避方策として提案されている ABLE 集合体の有効性の評価を行う予定である。

## 9. 謝辞

本研究の実施にあたり、詳細にわたり技術のご指導、ご助言を賜りましたリスク研究グループの佐藤 一憲グループリーダーに深く感謝の意を表します。解析業務に際し多大に助勢下さいました原子力システム(株)菅谷正昭氏に厚くお礼申し上げます。

## 10. 参考文献

- 1) 小野田雄一、佐藤一憲、“CABRI-FAST EFM1 試験における破損後燃料移動挙動”、サイクル機構技報、No.7、p71-81、JNC TN1340 2000-002
- 2) 飛田吉春、私信、1986
- 3) W.B.Russel, “Effects of Interactions between Particles on the Rheology of Dispersions” , THEORY OF DISPERSED MULTIPHASE FLOW, Meyer,ACADEMIC PRESS. ,1983
- 4) R.B.BIRD, “TRANSPORT PHENOMENA” , p196-200, 1960
- 5) Sa.Kondo,et.al., “PHASE2 CODE ASSESSMENT OF SIMMER-III, A COMPUTER PROGRAM FOR LMFR CORE DISRUPTIVE ACCIDENT ANALYSIS” , JNC TN9400 2000-105, Sep. 2000

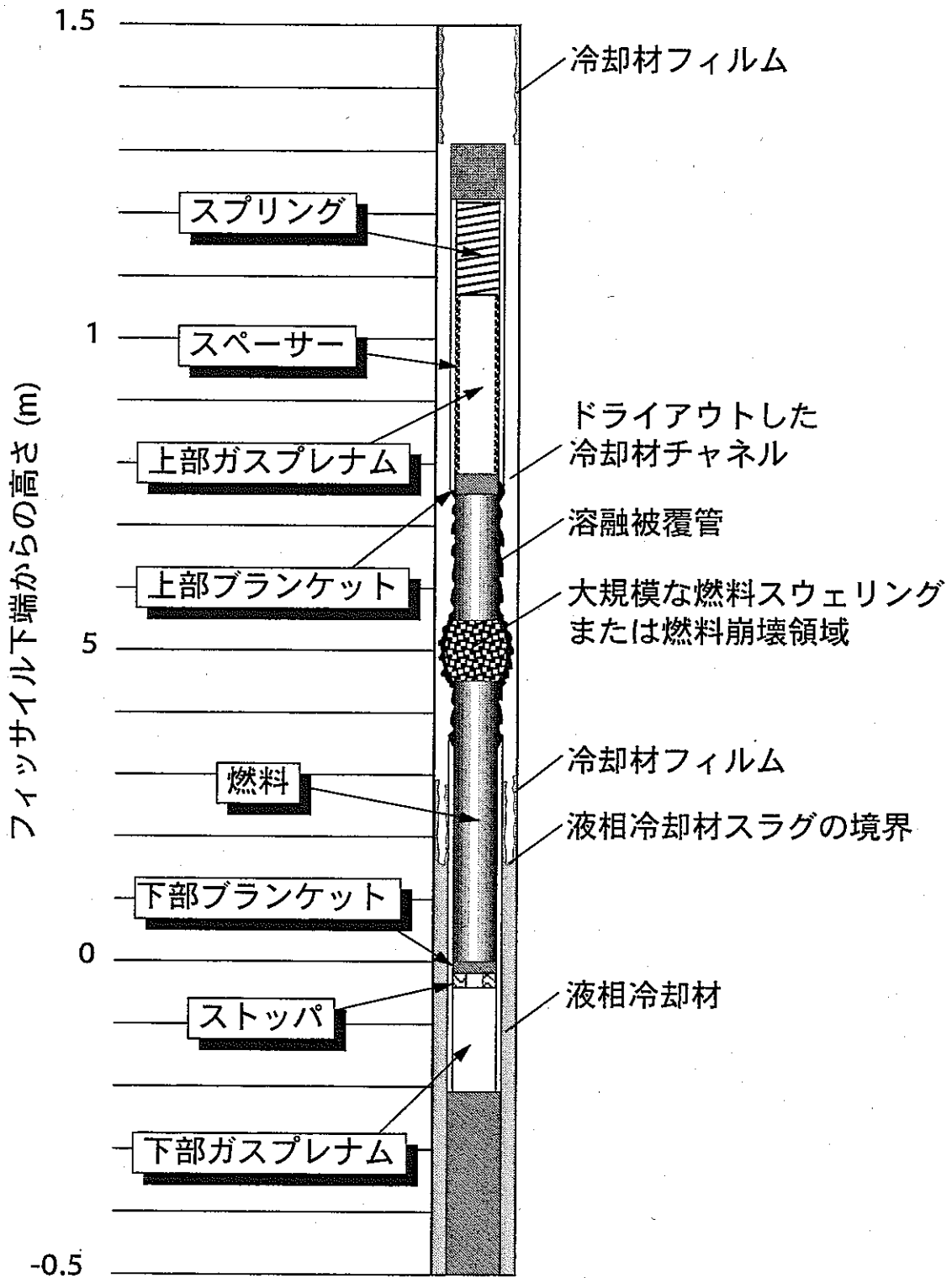


図2-1 EFM1試験体系 (TOPEP加時の燃料ピンの状態)

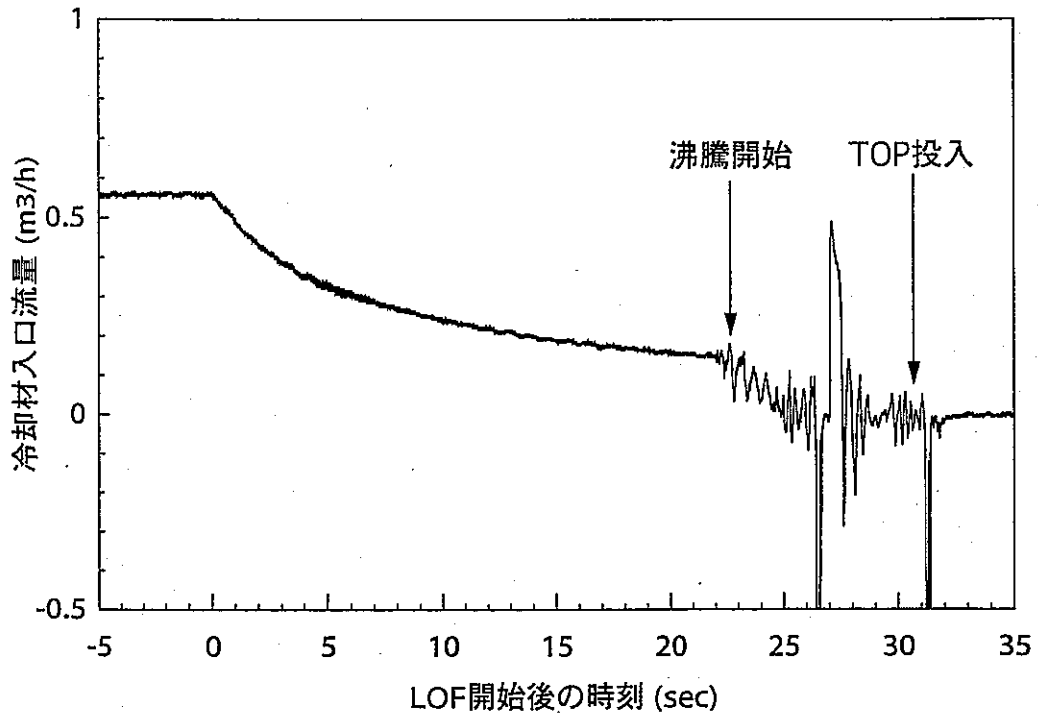


図2-2 LOF中の冷却材入口流量の推移

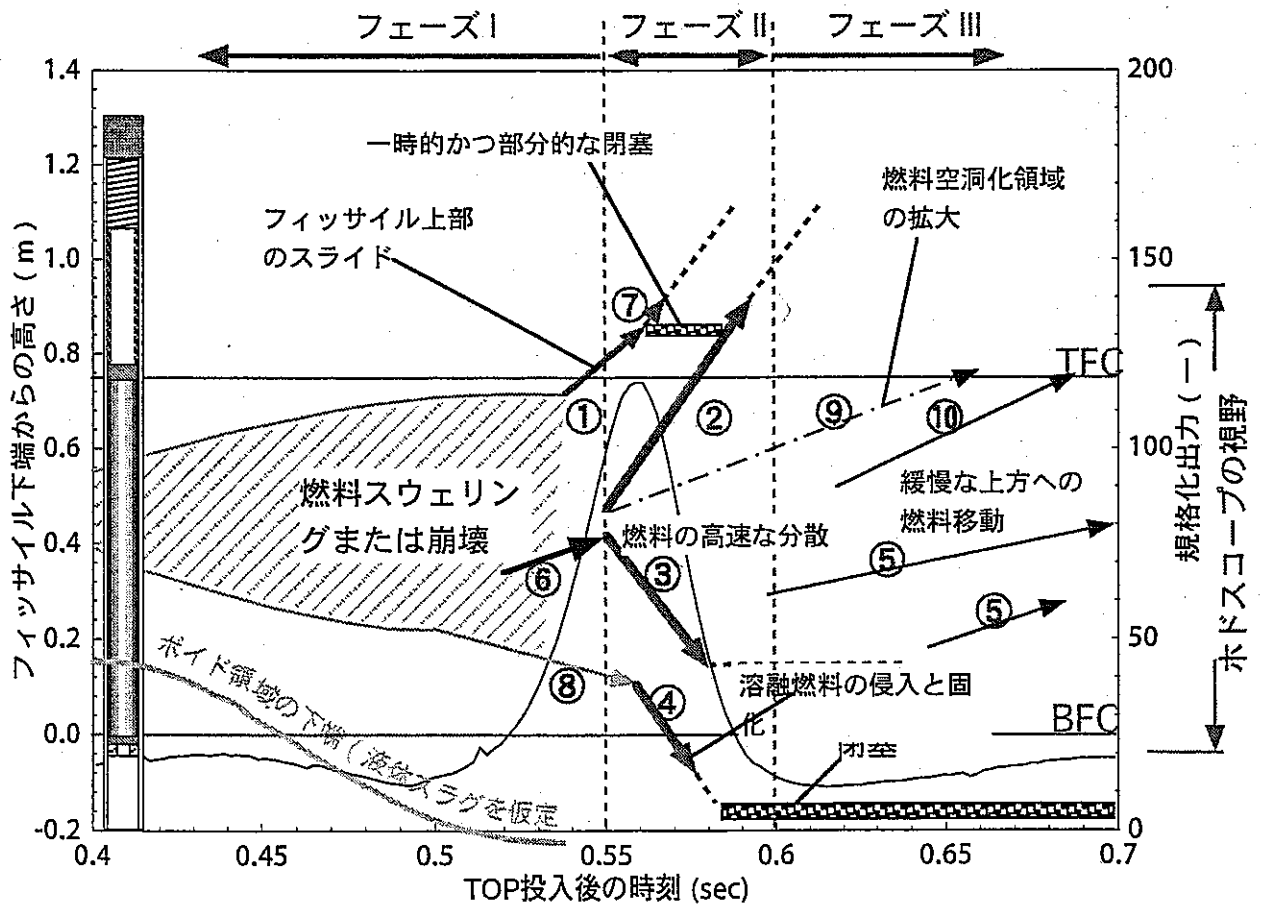


図2-3 TOP印加中の燃料移動シナリオ

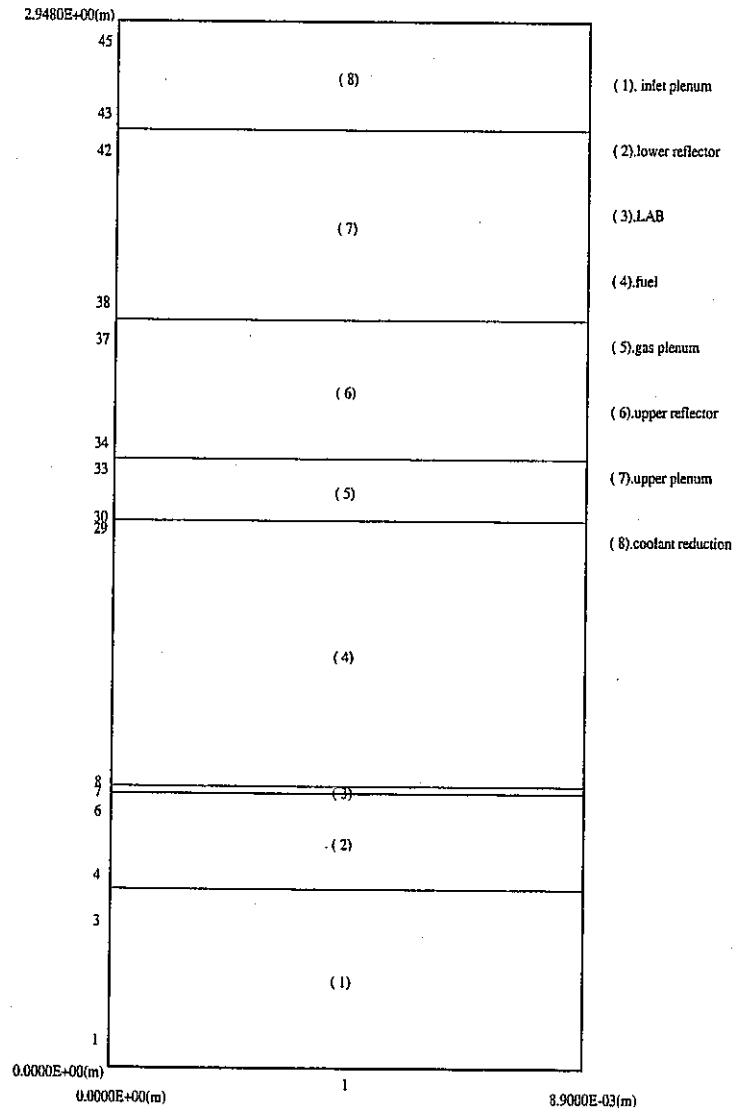


図 3-1 EFM1 試験 SIMMER-III 解析体系

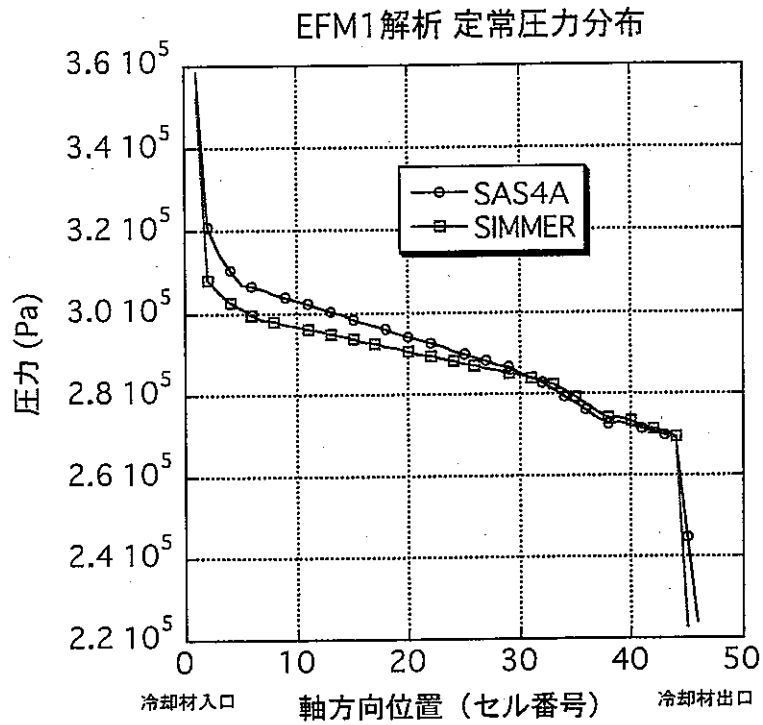


図 5-1 定格運転時の軸方向圧力分布の比較

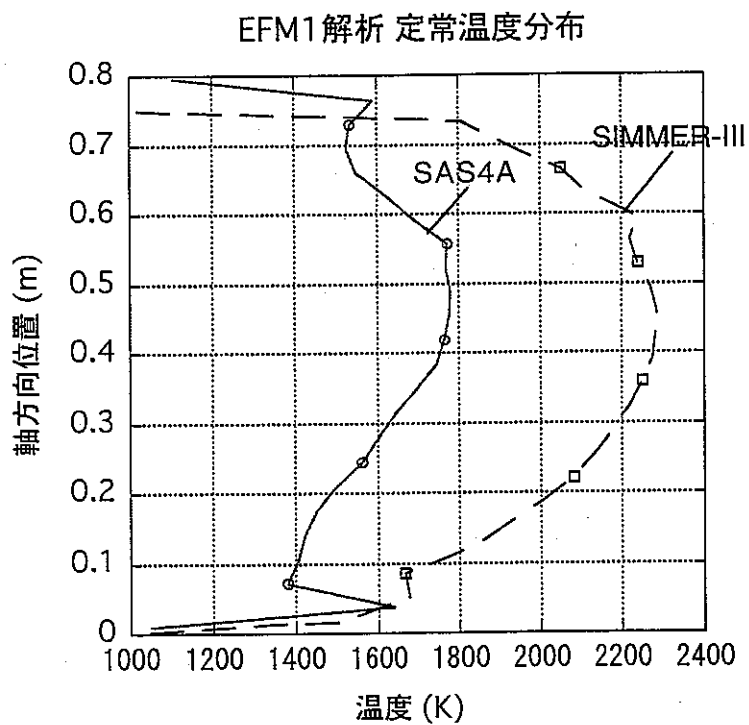


図 5-2 定格運転時の軸方向燃料温度分布の比較

EFM1解析 LOFカーブ

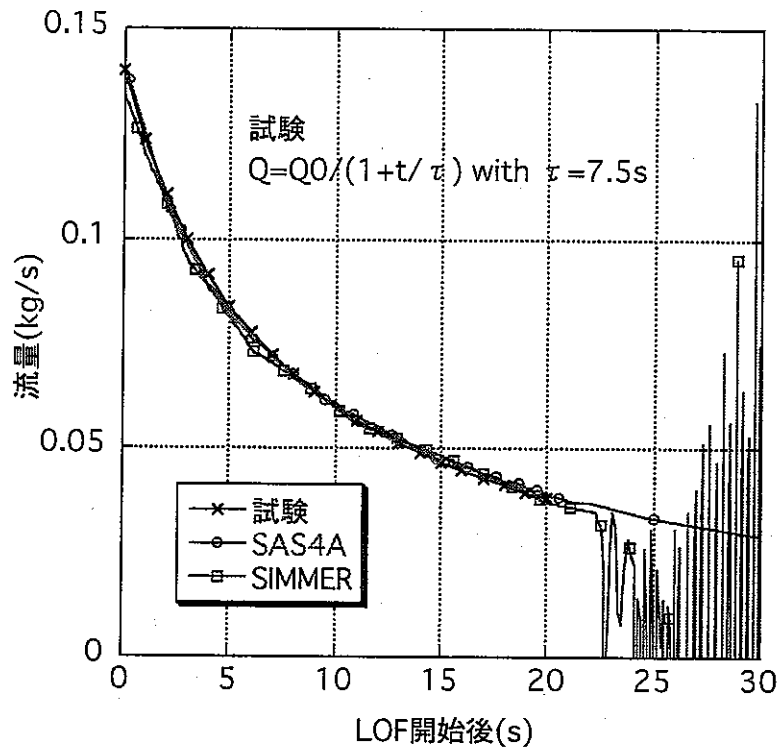


図 5-3 LOF カーブの比較

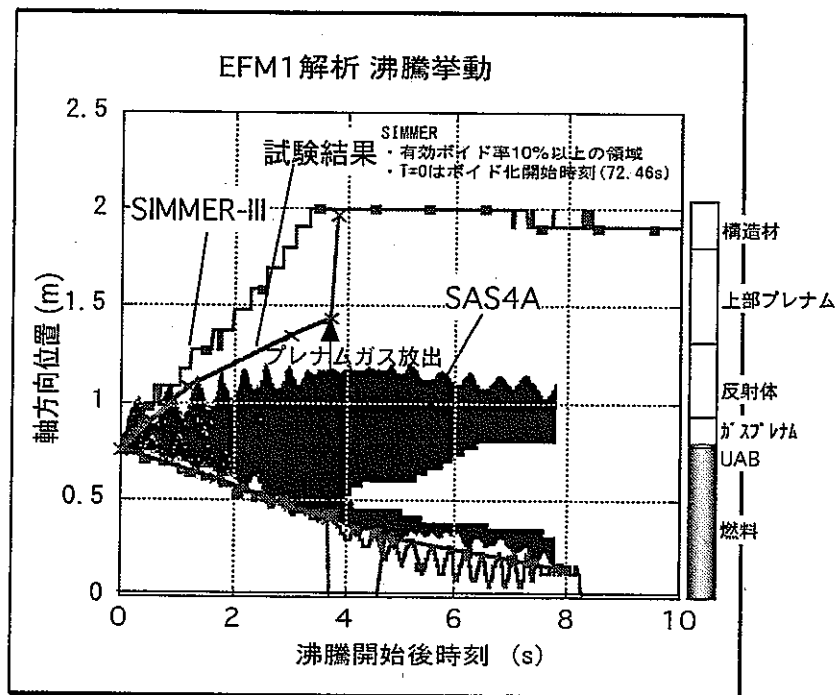


図 5-4 ボイド拡大挙動の比較

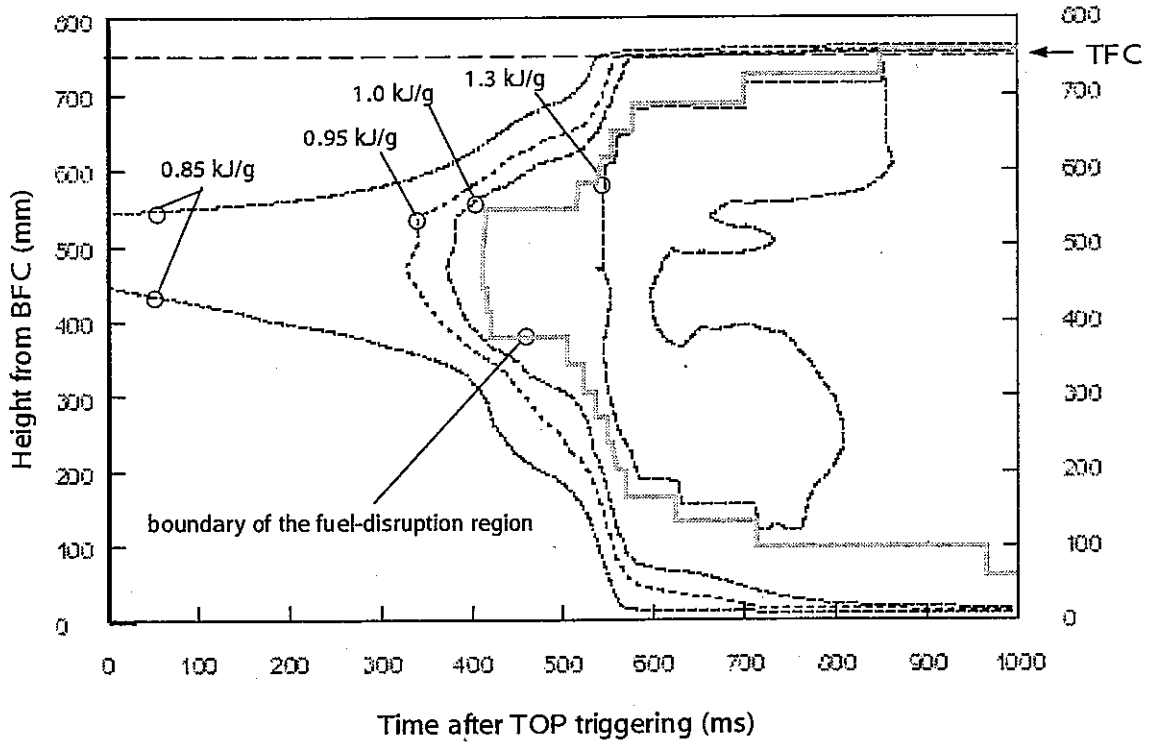


図 5-5(1) TOP 投入後の燃料ピンエンタルピー (SAS4A 解析結果)

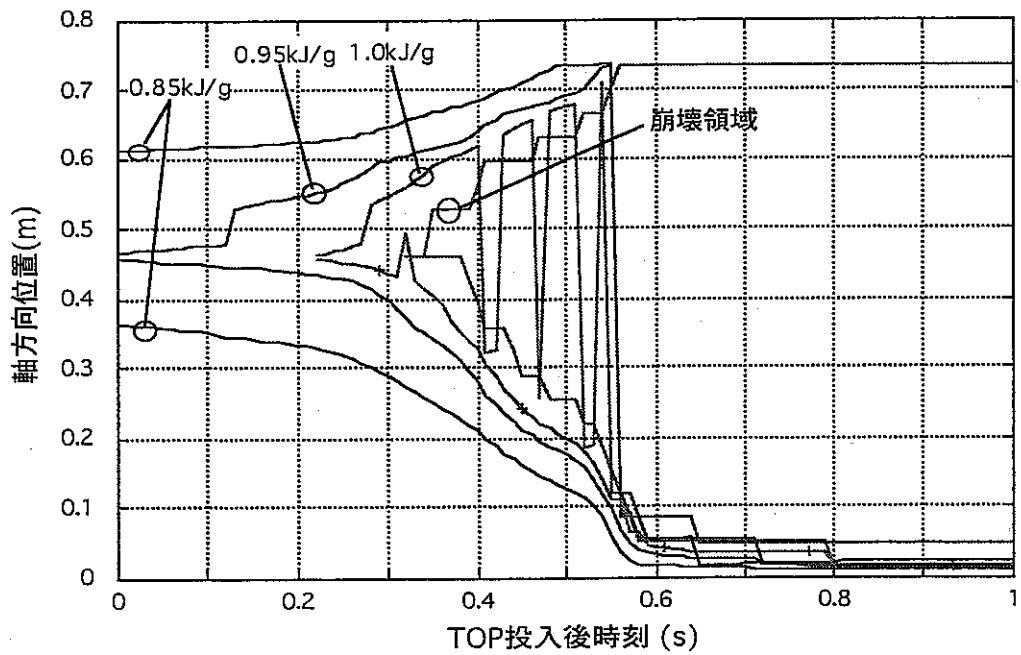


図 5-5(2) TOP 投入後の燃料ピンエンタルピー (SIMMER-III 解析結果)



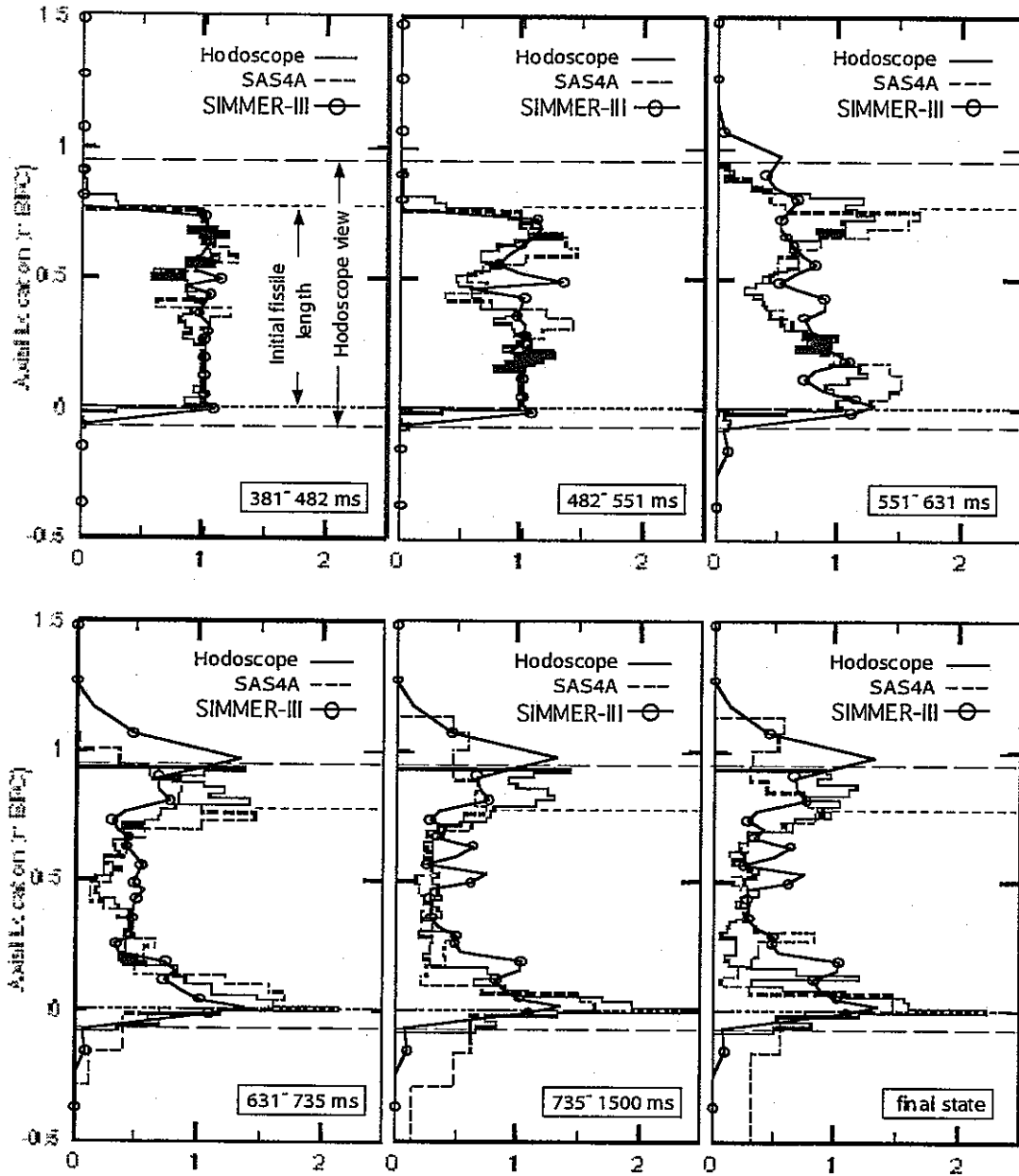


図 5-6 ホドスコープデータと SIMMER-III 燃料体積率の比較

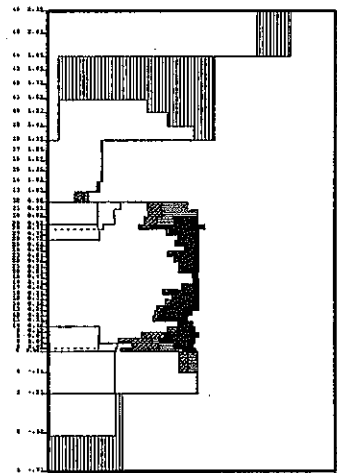
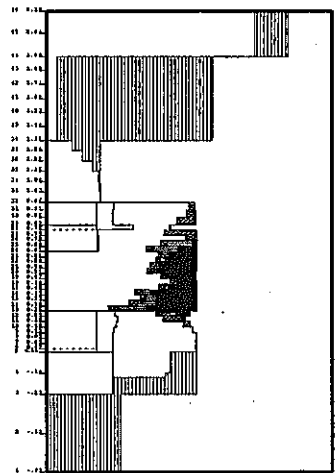
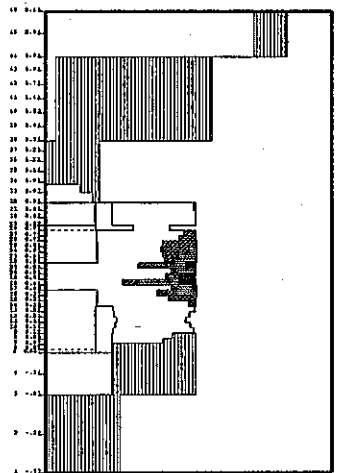
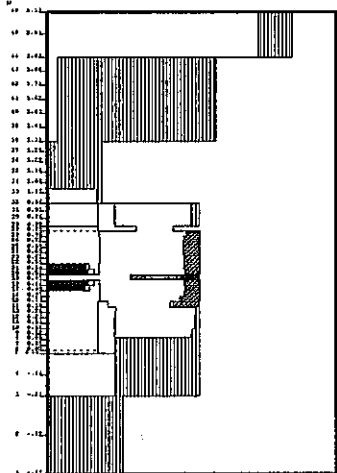
TOP投入後

(1) 413ms (燃料崩壊)

(2) 450ms

(3) 550ms

(4) 650ms



(5) 800ms

(6) 900ms

(7) 1200ms

(8) 1500ms

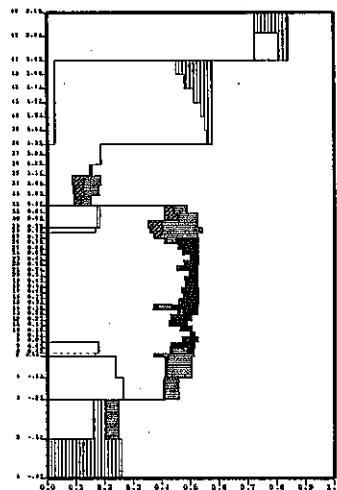
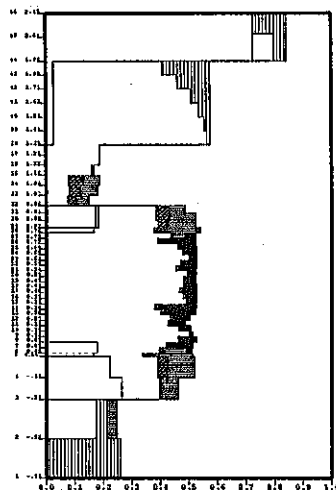
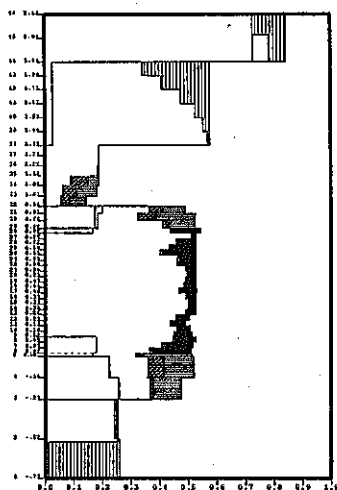
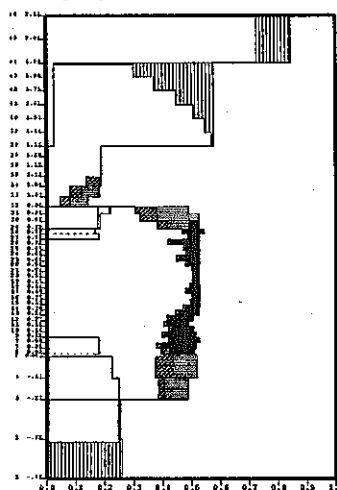
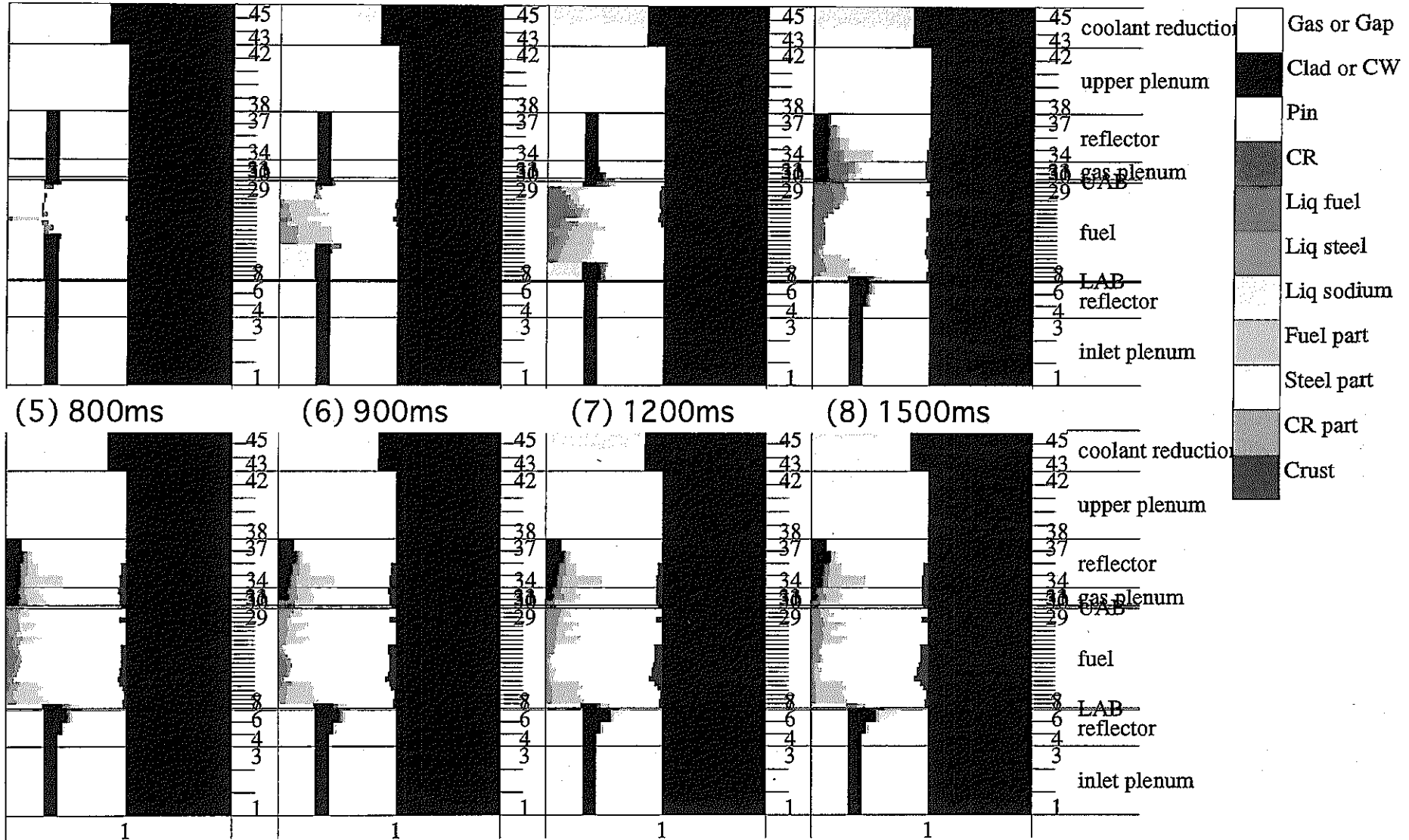


図5-7(1) 燃料分布の推移 (SAS4A解析結果)

TOP投入後

(1) 380ms(燃料崩壊) (2) 450ms (3) 550ms (4) 650ms



JNC TR9400 2001-100

[i= 1, 1] [j= 1, 45]

図5-7(2) 燃料分布の推移 (SIMMER-III解析結果)

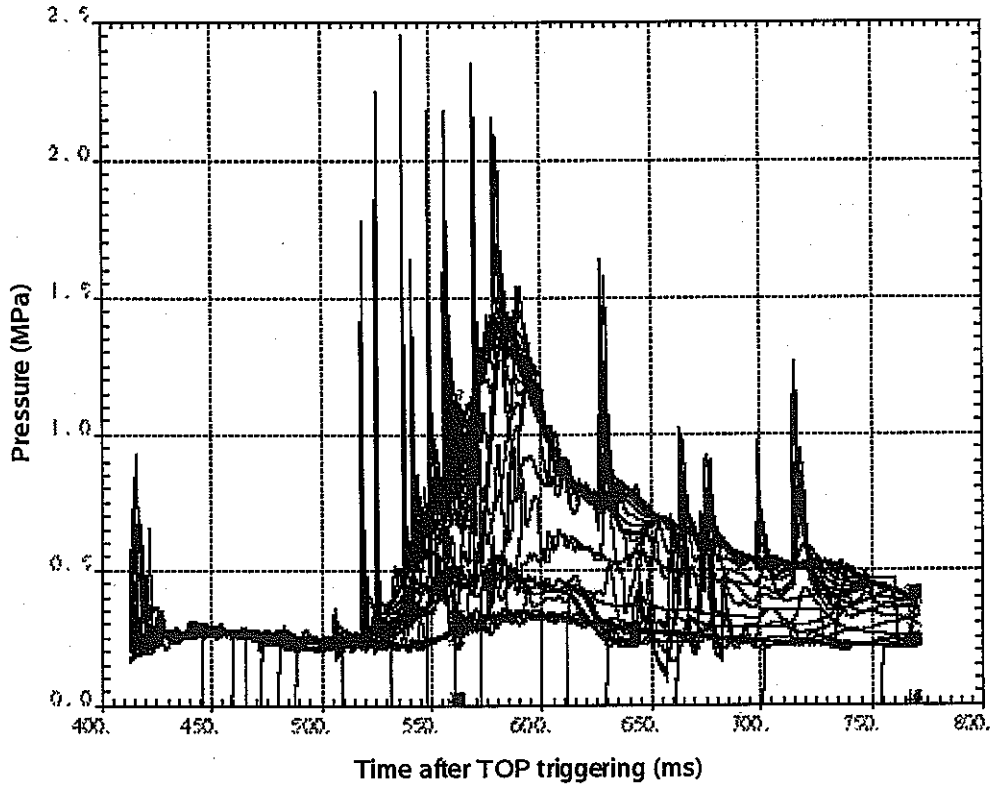


図 5-8(1) 全圧の推移(SAS4A 解析結果)

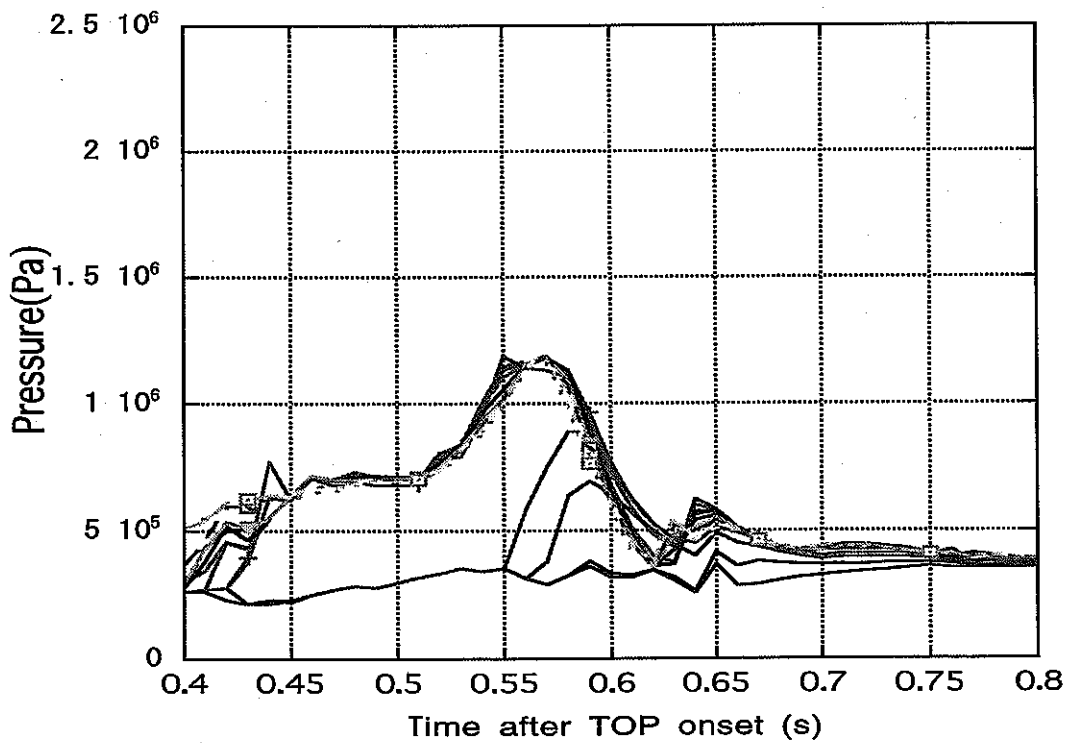


図 5-8(2) 全圧の推移(SIMMER-III 解析結果)

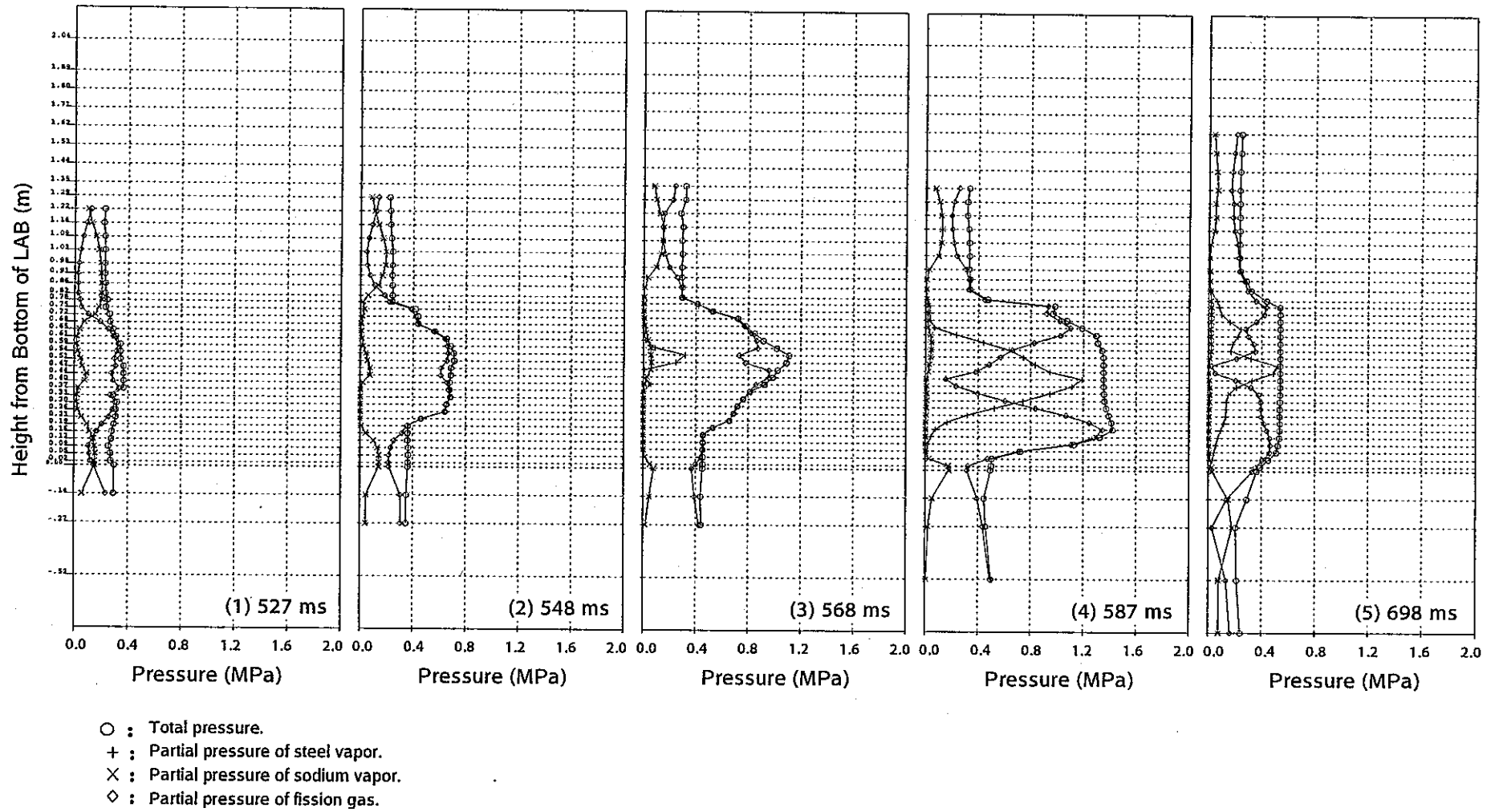


図5-9(1) 分圧の推移 (SAS4A解析結果)

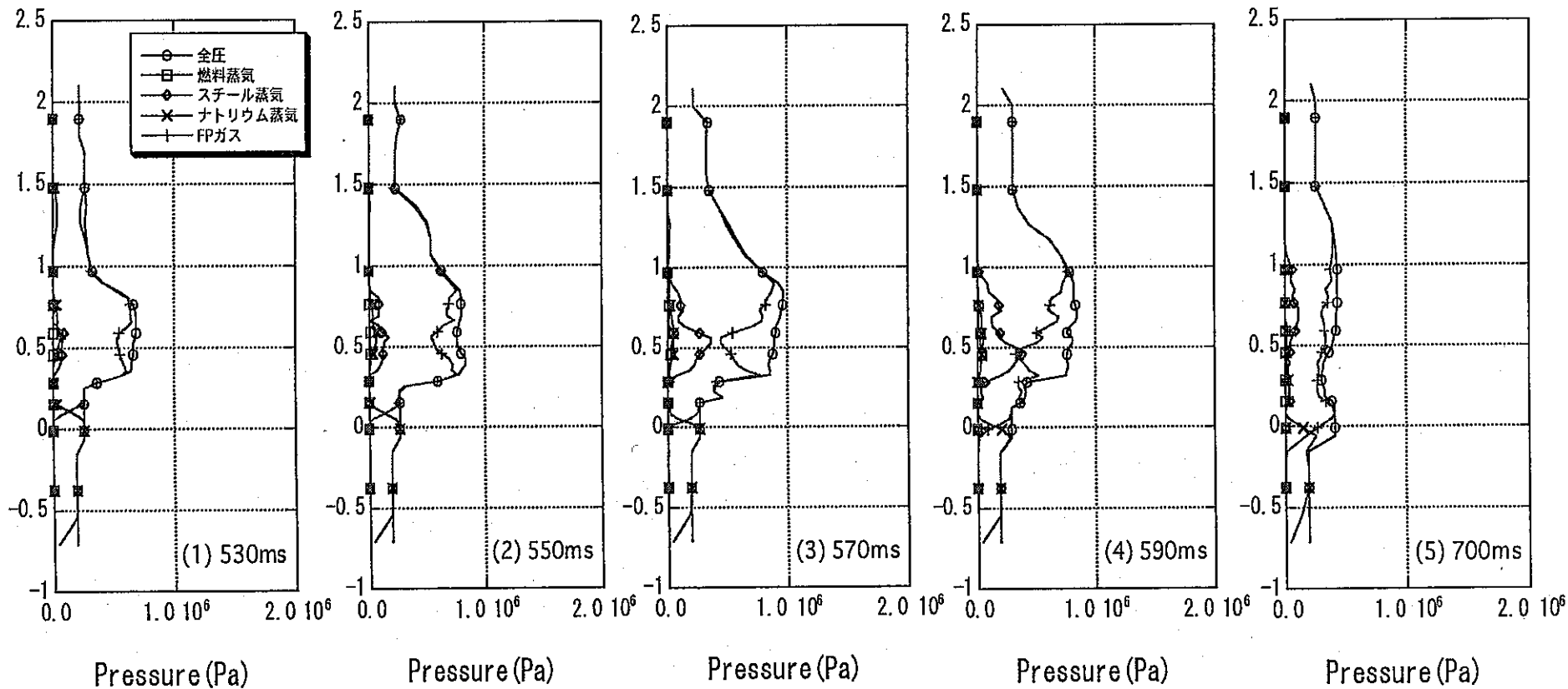


図5-9(2) 分圧の推移 (SIMMER-III解析結果)

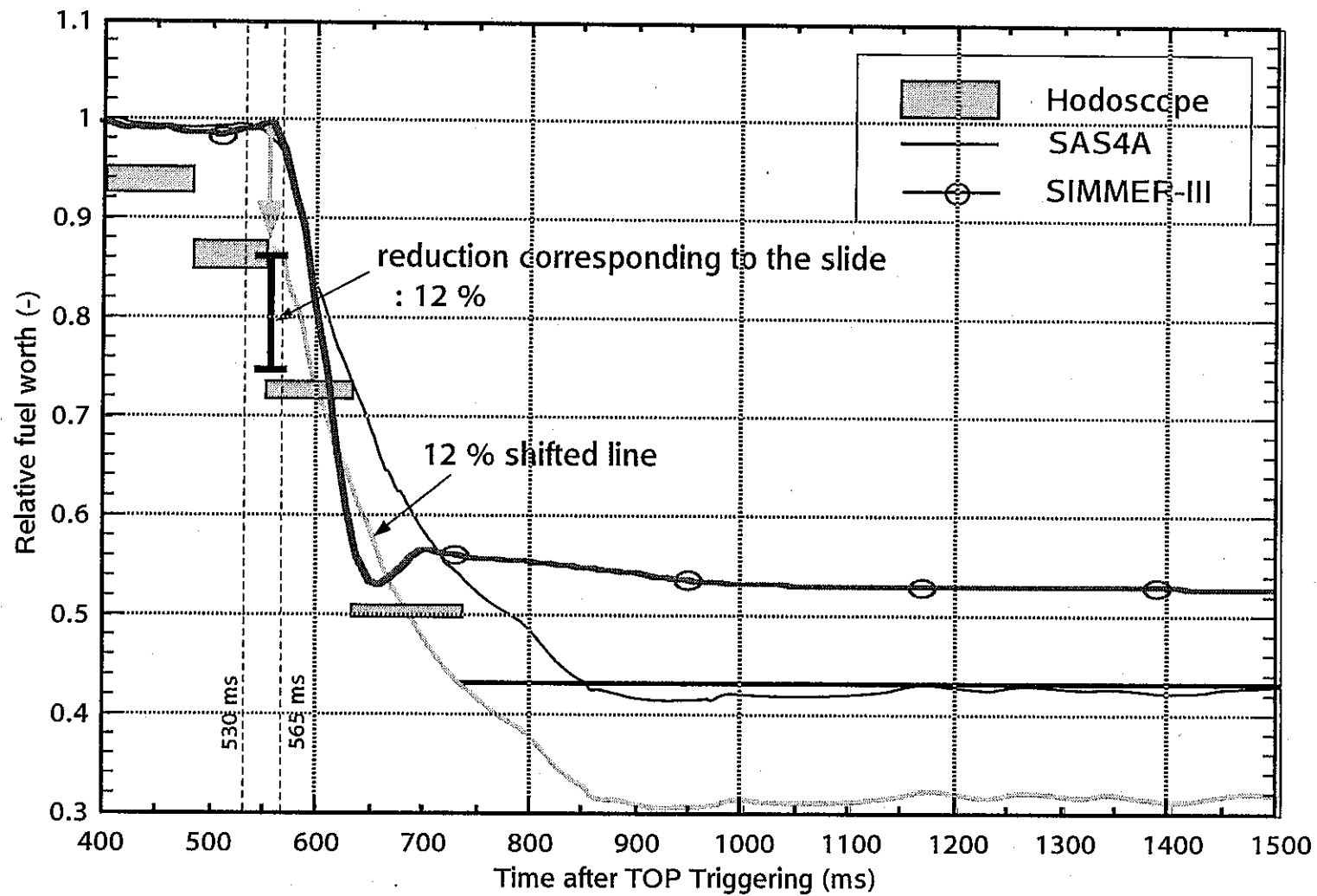


図5-10 規格化燃料ワースの比較

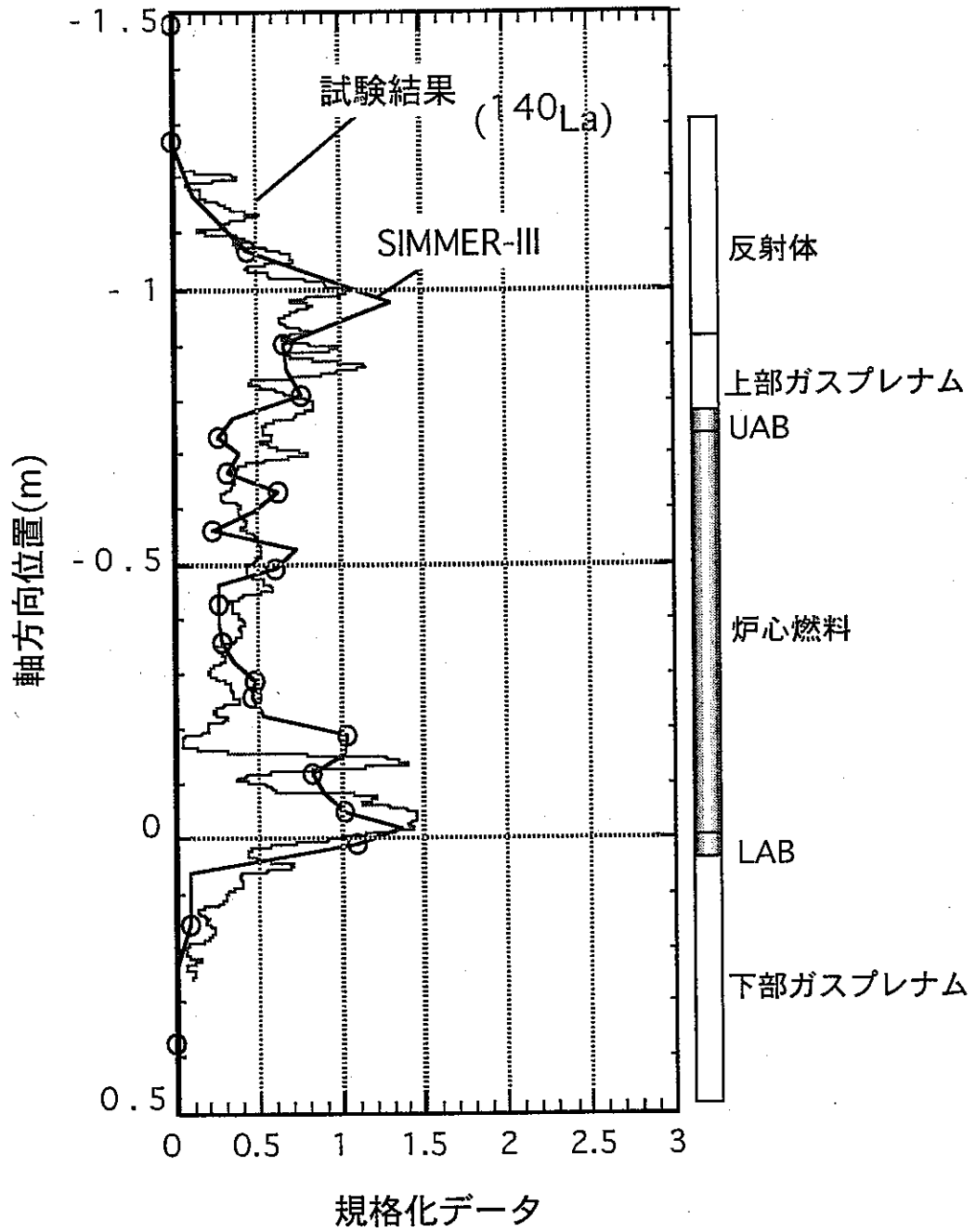


図5-11  $\gamma$ スキャン結果とSIMMER-III解析結果との比較



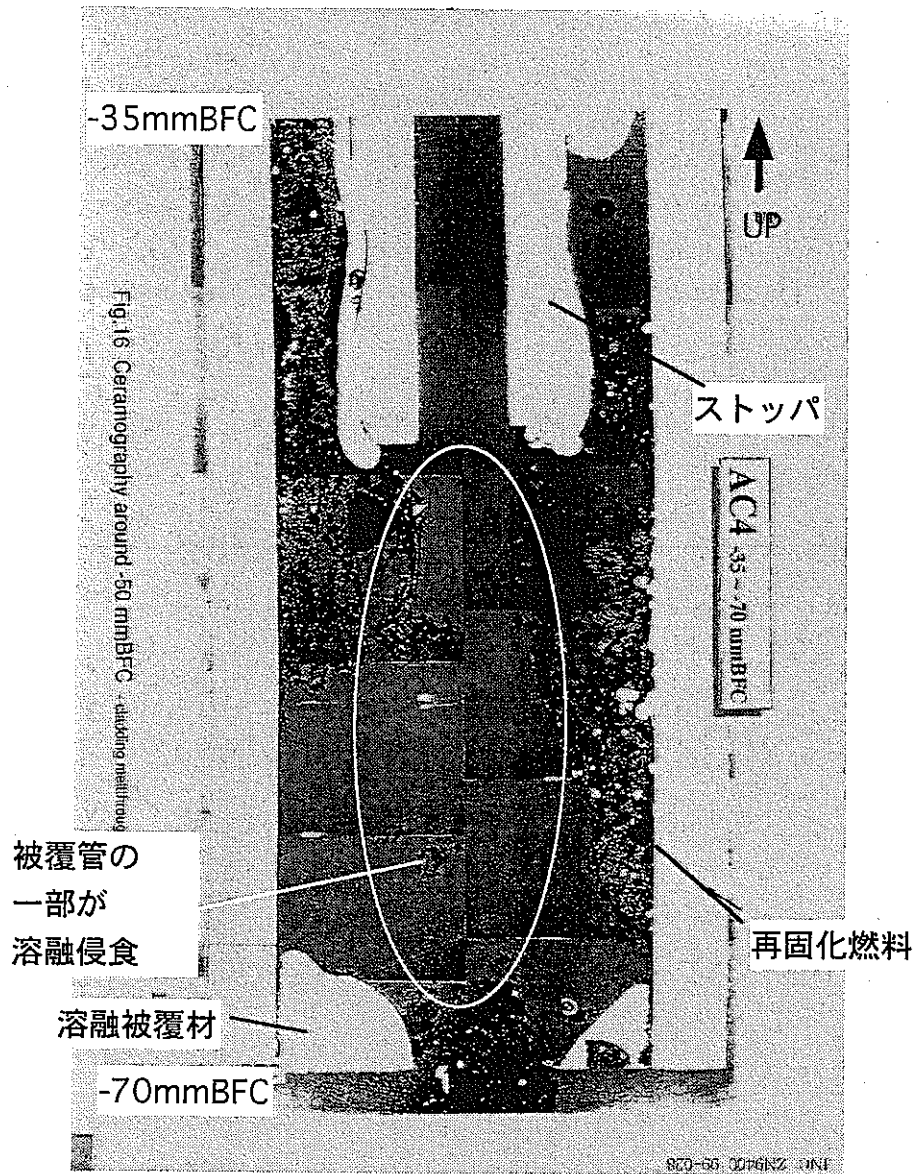


図5-12 -50mmBFC付近の金相写真 (AC4)

## UAB,LABの影響

EFM1パラメーター解析  
(1) UAB,LAB有無の影響

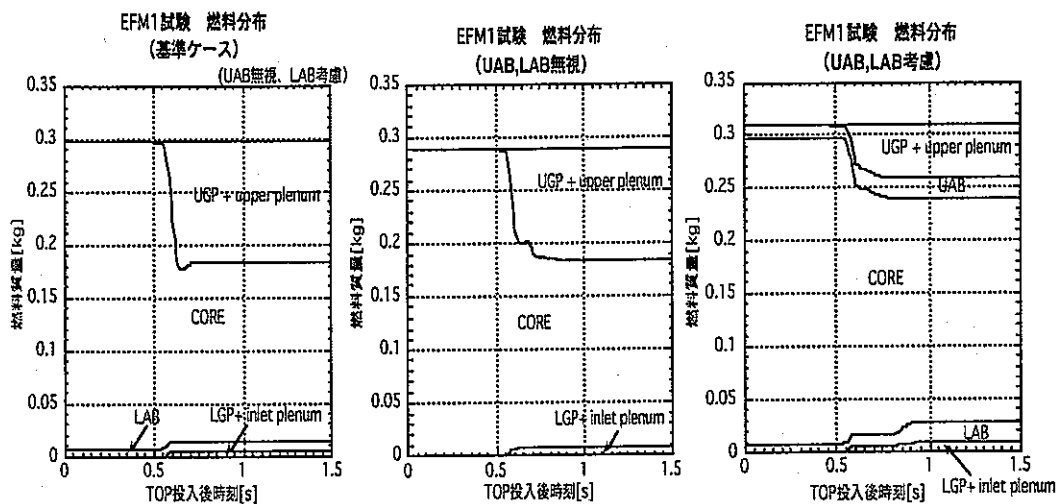
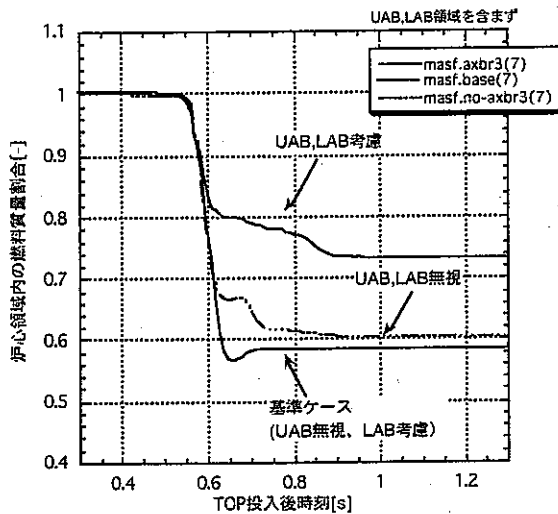


図 6-1 UAB,LABを考慮/無視する影響

## 投入エネルギーの影響

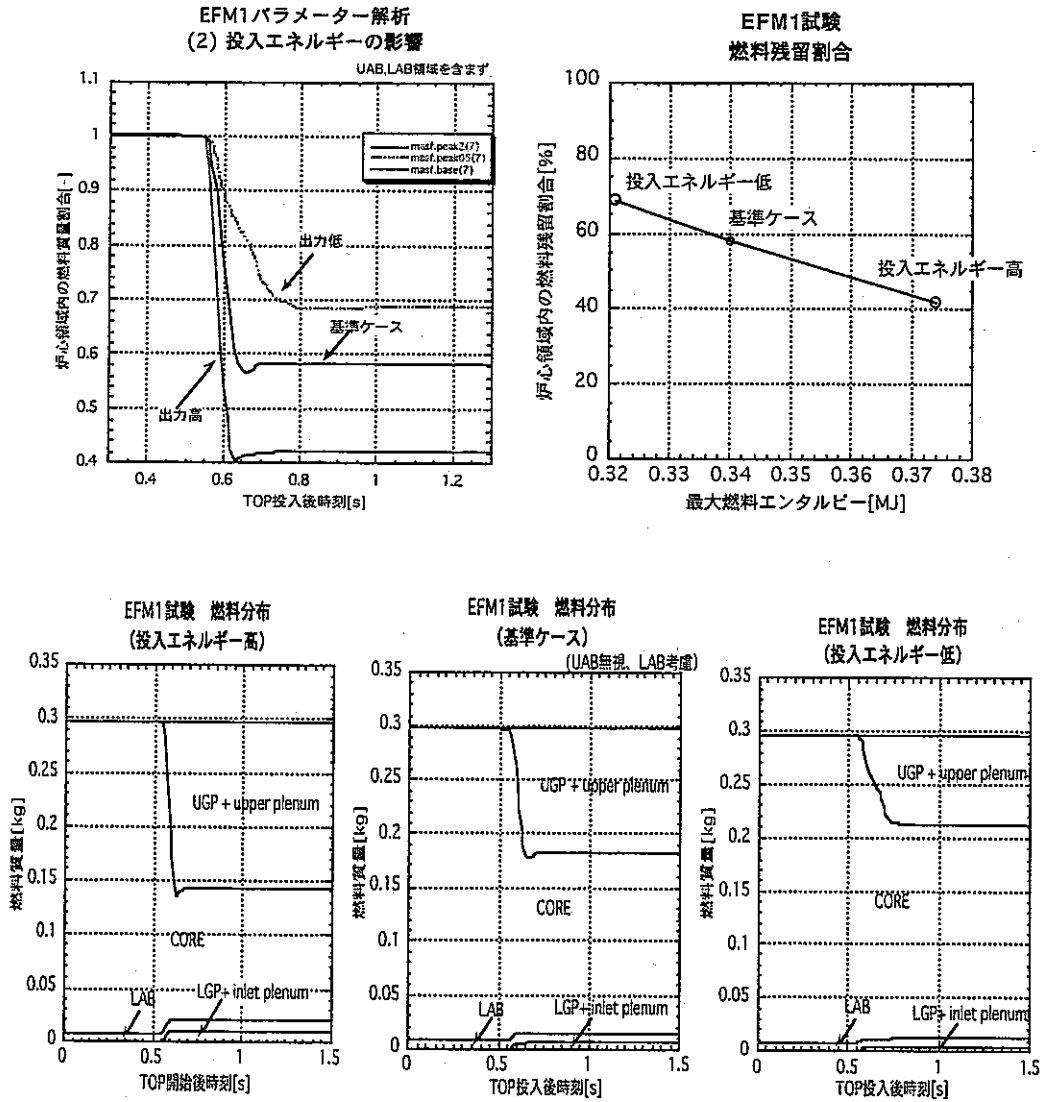


図6-2 投入エネルギーの影響

## 実効粘性の影響

### EFM1パラメータ解析 (3) 実効粘性の影響

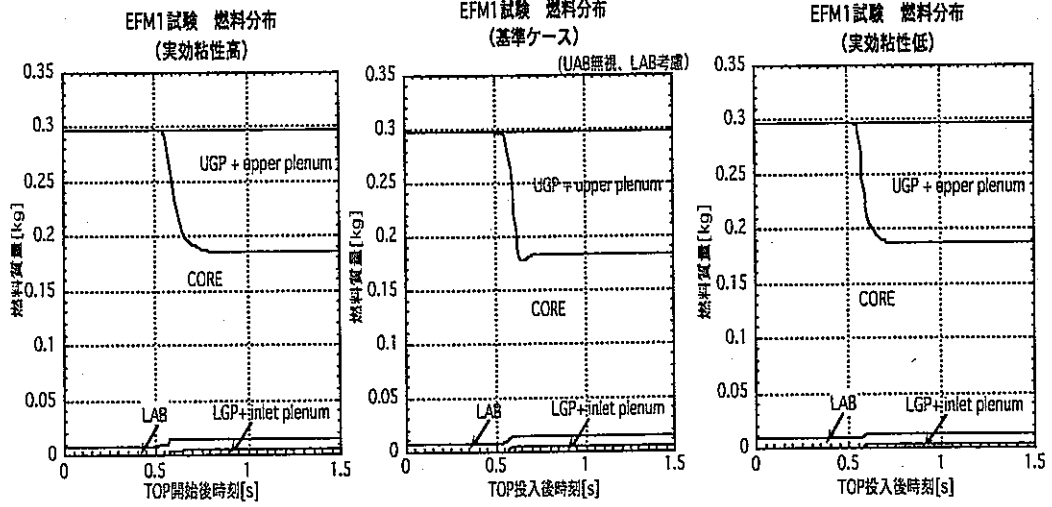
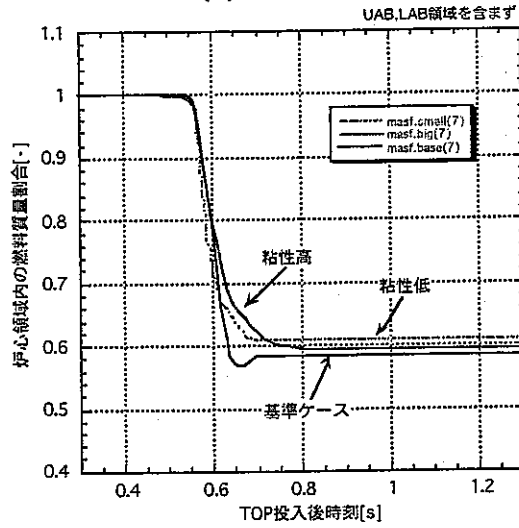


図 6 - 3 実効粘性の影響

## 気液間カップリングの影響

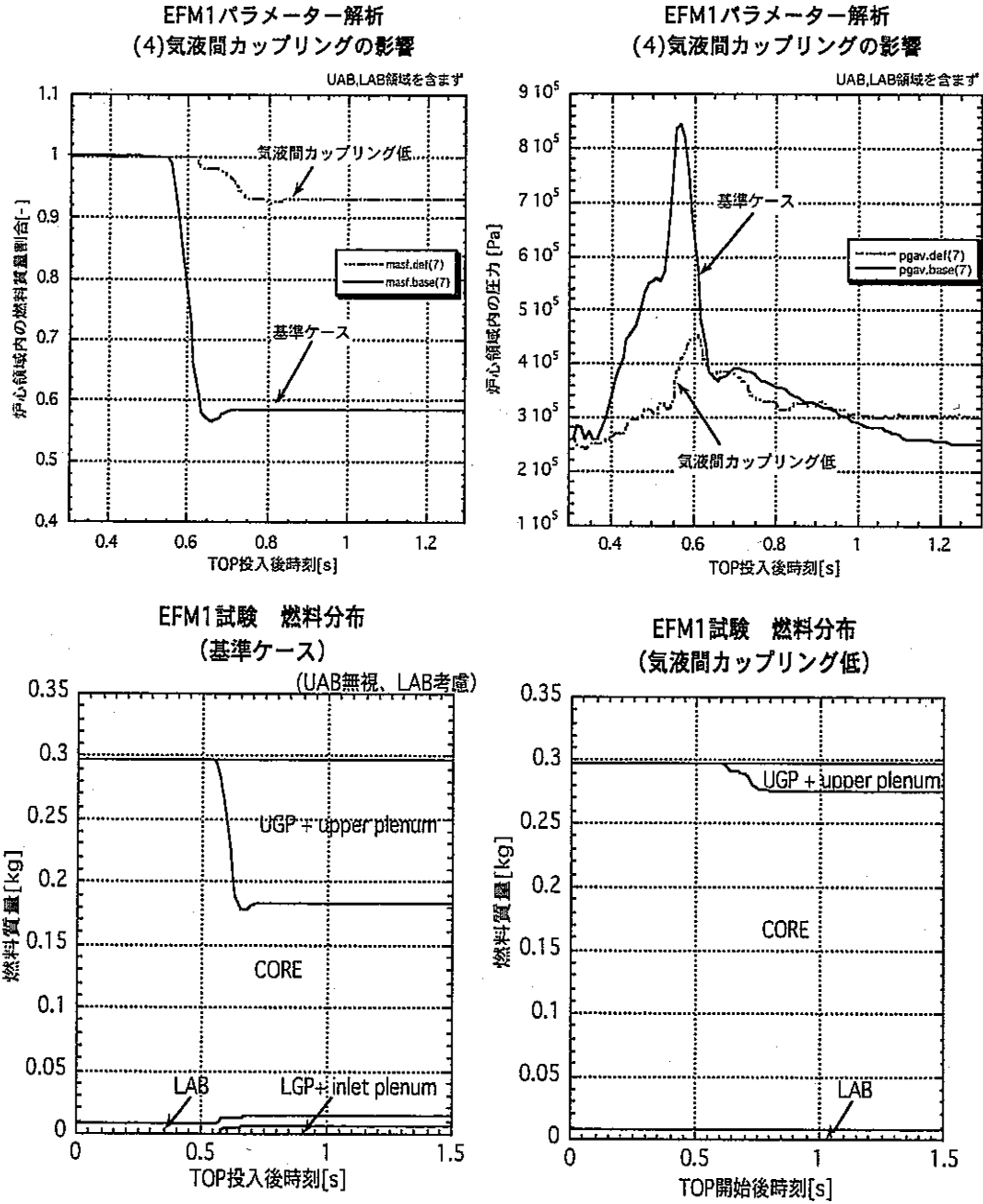


図 6-4 気液間カップリングの影響

### 燃料溶融固化モデルの影響

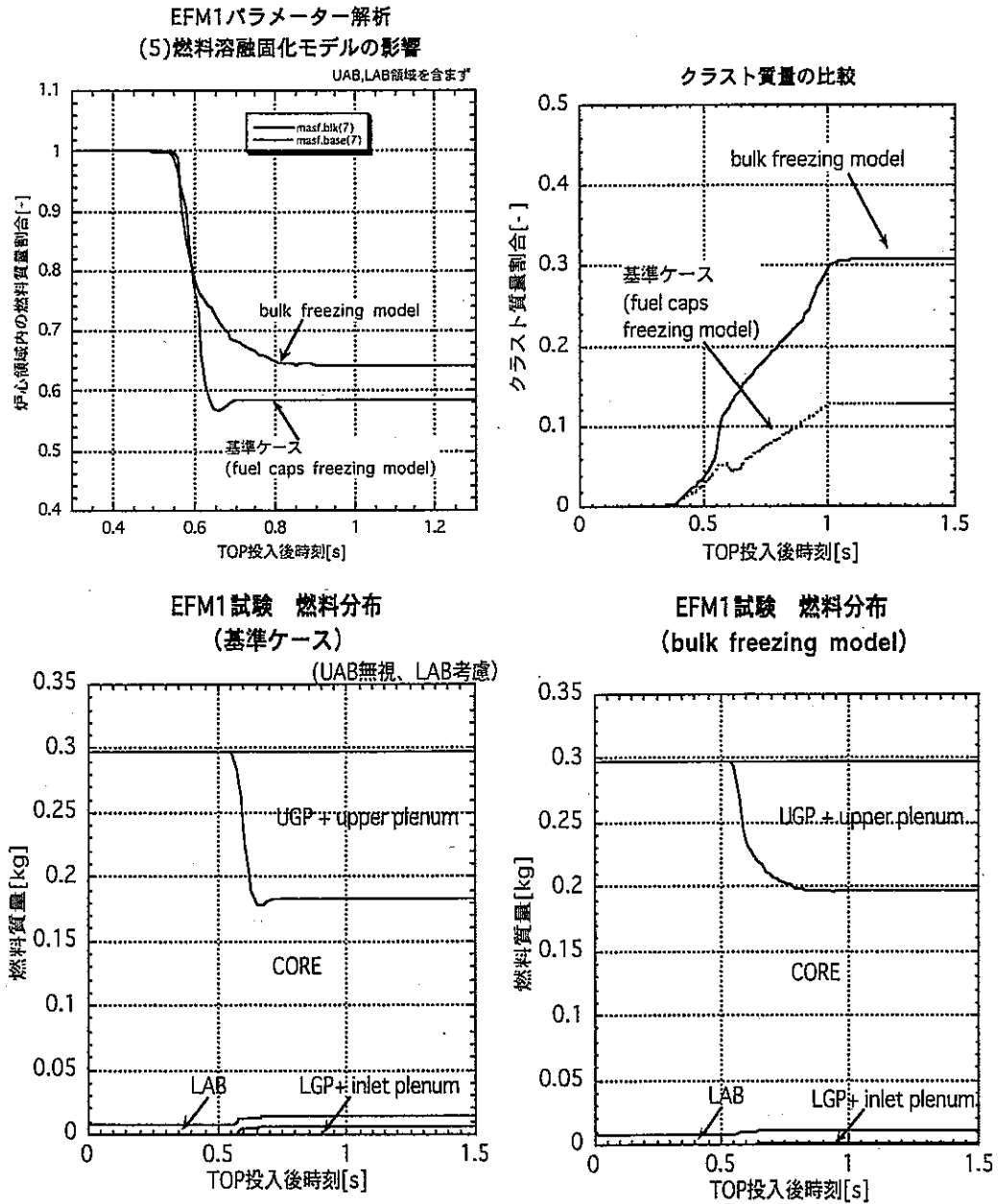
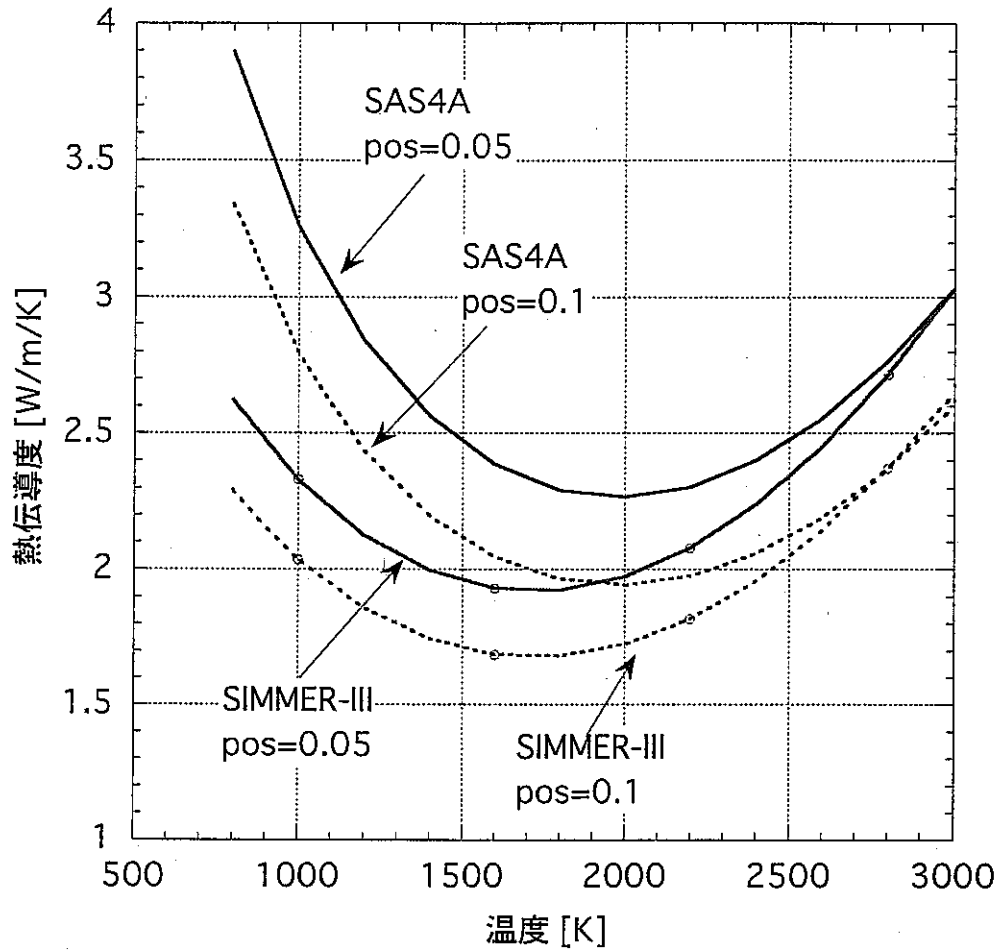


図 6-5 燃料溶融固化モデルの影響

添付 1

MOX熱伝導度の比較



SAS4A: 改良Martinの式  
SIMMER-III: Eq.2-1式 (PNC ZN9410 95-022 Rev.3)