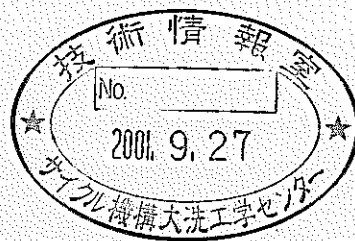


# 多様な炉心における炉心安全性の検討(1) (研究報告)



2001年3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村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquires 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

## 多様な炉心における炉心安全性の検討（1）

（研究報告）

丹羽 元<sup>1)</sup>、飛田吉春<sup>1)</sup>、藤田朋子<sup>1)</sup>、  
栗原国寿<sup>1)</sup>、遠藤 寛<sup>1)</sup>、石田政義<sup>1)</sup>、  
川田賢一<sup>1)</sup>、藤田哲史<sup>1)</sup>、山野秀将<sup>2)</sup>

### 要 旨

1999 年度から 2 年間の計画で実用化戦略調査研究フェイズ 1 を実施している。本報告書は同調査研究の中で対象とした FBR プラントシステムについて、炉心安全性の観点から検討加えた結果をフェイズ 1 の中間段階でとりまとめたものである。ここでは、新型燃料の安全特性を把握し、各炉心が目標とする炉心安全性を備えていることを確認する目的で、基礎的な検討も含めて下記を行った。すなわち、各種炉心の損傷状態における再臨界性の検討、再臨界回避方策の検討、Na 冷却 MOX 炉の評価、金属燃料、窒化物燃料の安全特性比較、Na 冷却炉のボイド反応度の目安、各種炉心の CDA 事象推移の検討、等である。ここでの検討結果は適宜、炉心、プラントの設計に反映されている。フェイズ 1 の後半では安全性の観点における判断に備えるため、各炉心・プラントの設計の進捗に合わせてさらに検討を進めていく。

---

<sup>1)</sup> 大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

<sup>2)</sup> 大洗工学センター 要素技術開発部 高速炉安全工学グループ

(WBS 番号：I-1-F-②)

**Study on Reactor Safety for Various FBR Plant Concepts (1)**  
**- Results in 1999 -**

Hajime Niwa<sup>1)</sup>, Yoshiharu Tobita<sup>1)</sup>, Tomoko Fujita<sup>1)</sup>,  
Kunitoshi Kurihara<sup>1)</sup>, Hiroshi Endo<sup>1)</sup>, Masayoshi Endo<sup>1)</sup>,  
Kennichi Kawada<sup>1)</sup>, Satoshi Fujita<sup>1)</sup>, Hidemasa Yamano<sup>2)</sup>

**Abstract**

The Phase 1 of the Feasibility Studies on Commercialized Fast Breeder Reactor Cycle System is being performed for two years from Fiscal Year (FY) 1999. This report describes the results obtained in FY 1999 as an interim report of the Phase 1 from the viewpoint of reactor safety for various FBR plant candidates. The objectives of the study are to understand the safety characteristics of advanced fuel and to examine the fulfillment of the target level of reactor safety in each plant concept. The items studied are the recriticality characteristics of degraded core for various core concepts, investigation of the measures for avoiding recriticality event, safety analysis of sodium cooled MOX fueled cores, target of void worth in core design for sodium cooled reactors, and investigation of core disruptive accident sequences in various reactor concepts. The results of this study have been reflected properly to the core and plant design. In FY 2000, the study will be continued along with the progress of the plant design in order to prepare for the judgment of the candidates from the viewpoint of reactor safety.

---

<sup>1)</sup> Nuclear System Safety Research Group, System Engineering Technology Division, OEC

<sup>2)</sup> Fast Reactor Safety Engineering Group, Advanced Technology Division, OEC

執筆担当者一覧

第1章	丹羽 元 <sup>1)</sup>
第2章	栗原 国寿 <sup>1)</sup>
第3章	藤田 朋子 <sup>1)</sup> 、飛田 吉春 <sup>1)</sup>
第4章	川田 賢一 <sup>1)</sup>
第5章	
(1)、(5)	石田 政義 <sup>1)</sup> 、丹羽 元
(2)、(6)、(7)	丹羽 元
(3)	石田 政義
(4)	遠藤 寛 <sup>1)</sup> 、丹羽 元
第6章	遠藤 寛、石田 政義
第7章	
(1)	飛田 吉春、藤田 哲史 <sup>1)</sup>
(2)	山野 秀将 <sup>2)</sup> 、飛田 吉春、藤田 哲史
(3)	栗原 国寿
第8章	丹羽 元
第9章	丹羽 元

---

<sup>1)</sup> 大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

<sup>2)</sup> 大洗工学センター 要素技術開発部 高速炉安全工学グループ

目 次 多様な炉心における炉心安全性の検討(1)

1. 序 .....	1
2. 各種炉心の損傷状態における再臨界性の検討 .....	2
3. 再臨界回避方策の検討 .....	4
(1) 内部ダクト付き集合体の評価 .....	4
(2) LAB 一部削除型集合体 .....	5
4. Na 冷却MOX炉の評価 .....	6
(1) 第1炉心(120cm 炉心) .....	6
(2) 第2炉心(80cm 炉心) .....	7
5. 金属燃料、窒化物燃料の安全特性比較 .....	8
(1) 安全上重要な物性、及び冷却材との共存性 .....	8
(2) 核特性、受動安全特性 .....	10
(3) FCI 特性 .....	11
(4) 金属燃料の共晶 .....	11
(5) 窒化物燃料の解離 .....	12
(6) 燃料-冷却材の組合せと事故後熱除去 .....	13
(7) 新型燃料の安全特性比較のまとめと開発課題 .....	15
6. Na 冷却炉のボイド反応度の目安 .....	18
7. 各種炉心の CDA 事象推移の検討 .....	20
(1) 鉛冷却MOX炉 .....	20
(2) ガス冷却MOX炉 .....	24
(3) 水冷却炉 .....	26
8. まとめ .....	28
9. 今後の計画 .....	30
[参考文献] .....	32

Phase1 中間報告書 「多様な炉心における炉心安全性の検討(1)」 図表リスト

表

表4. 1	Na冷却MOX炉心:解析対象炉心諸元 .....	33
表4. 2	Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第1炉心:炉心高さ120cm) .....	34
表4. 3	Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第2炉心:炉心高さ80cm) .....	34
表5. 1	融点温度における炉心燃料・材料の主要物性値の比較 .....	35
表5. 2	燃料と冷却材の共存性 .....	36
表5. 3	長期冷却可能なデブリ厚さ.....	37
表5. 4	燃料形態のナトリウム冷却条件での安全上の特性比較 .....	38
表6. 1	解析に用いた金属燃料及び窒化物燃料炉心仕様 .....	39
表7. 1	鉛冷却炉における反応度変化の静的評価条件及び結果 .....	40
表7. 2	水冷却炉:検討対象炉心の主要諸元.....	41

図

図2. 1	円柱および平板体系臨界厚さおよび臨界高さ(MOX燃料) .....	42
図2. 2	各種燃料からなる無限平板の臨界厚(燃料ポロシティ=0).....	43
図2. 3	各種燃料からなる無限平板体系の臨界厚さ(スチール混入).....	43
図3. 1	内部ダクト付き集合体概念図.....	44
図3. 2	内部ダクト付き集合体燃料流出挙動解析結果 .....	45
図3. 3	内部ダクト付き集合体、40%燃料流出時の炉心状態.....	45
図3. 4	LAB一部削除型集合体解析体系及び燃料流出挙動解析結果 燃料短尺ピン/LABのみ削除ピン .....	46
図3. 5	LAB一部削除型集合体解析結果40%燃料流出時の物質配置 .....	46
図4. 1	Na冷却MOX燃料炉心解析モデル(第1炉心:炉心高さ120cm) .....	47
図4. 2	Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第1炉心:炉心高さ120cm) .....	48
図4. 3	Na冷却MOX燃料炉心の燃料反応度値分布 (第1炉心:炉心高さ120cm) .....	49
図4. 4	Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第2炉心:炉心高さ80cm) .....	50
図5. 1	酸化物燃料(MOX) / ナトリウム系のFCI基本モードの 温度条件マップ .....	51
図5. 2	混合窒化物(MN)燃料 / Na系のFCI基本モードの 温度条件マップ .....	51
図5. 3	金属燃料(U-20Pu-10Zr) / ナトリウム系のFCI基本モードの 温度条件マップ .....	51

図5.4	窒化物燃料(及び金属燃料)／鉛冷却材系のFCI基本モードの 温度条件マップ .....	52
図5.5	MOX燃料／鉛冷却材系のFCI基本モードの温度条件マップ .....	52
図5.6	炉外試験結果に基づく液相侵食速度の温度依存性 .....	53
図5.7	Fe-U二元系状態図 .....	53
図5.8	UN、PuN(L)上の解離窒素分圧、全蒸気圧等 .....	54
図6.1	金属燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討 .....	55
図6.2	MN燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討 (通常のドップラー係数) .....	55
図6.3	MN燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討 (スペクトルシフト炉心、上部Naプレナム付炉心) .....	55
図7.1	SIMMER-IIIによる鉛冷却炉解析体系 .....	56
図7.2	FPガス放出を考慮しないケースにおける炉出力と反応度の時間変化 (鉛冷却MOX燃料炉) .....	57
図7.3	FPガスの放出を考慮したケースにおける出力と反応度の時間変化 (鉛冷却MOX燃料炉) .....	57
図7.4	水冷却炉: 損傷炉心高さと臨界高さの関係 .....	58



## 1. 序

実用化戦略調査研究においては、FBR プラントの安全性の要求として、同世代の軽水炉と同等以上の安全性を掲げている。この達成のために、実用化戦略調査研究では、既存の安全基準類の遵守に加えて炉停止や崩壊熱除去系に対する受動安全性の導入を求めることによって、炉心損傷発生頻度を  $10^{-6}/\text{ry}$  未満とすることを一つの目標としている。さらに、炉心損傷が発生した場合をも考慮し、代表的な炉心損傷の起回事象に対しては、炉心損傷時にも再臨界によって格納系の健全性に影響を及ぼすような有意な機械的エネルギーの発生が無いこと（再臨界回避）を求めている。

以上を踏まえて、多様な炉心体系における炉心安全性の検討では、F/S フェーズ 1 で対象とする炉心、及び燃料を対象に、以下の検討を行った。

- (1) 各種炉心の損傷状態における再臨界性の検討
- (2) 再臨界回避方策の検討
- (3) Na 冷却MOX炉の評価
- (4) 金属燃料、窒化物燃料の安全特性比較
- (5) Na 冷却炉のボイド反応度の目安
- (6) 各種炉心の CDA 事象推移の検討

以下に各項の検討結果を述べ、最後に今後の計画を記す。

なお、安全性の目標に関する検討、及び再臨界回避の考え方については、プラント技術検討書の安全技術開発の小節、安全設計方針の項に記した。

## 2. 各種炉心の損傷状態における再臨界性の検討

実用化戦略調査研究では、燃料種別、冷却材種別、炉心出力規模等に応じて様々な炉心が提案される。そのような多様な炉心における炉心損傷時の再臨界特性を検討する際に、あらかじめ臨界となる体系についてのマップを用意しておけば便利である。したがって本項では、Pu フィッサイル富化度をパラメータに、燃料種別、臨界形状、温度、ポロシティ、冷却材又は構造材との混合状態、反射体の材質と厚さ、等を変化させた場合の臨界形状のマップを作成し、炉心設計側への情報提供を図ると共に、再臨界回避方策の要否の1次判断に使用することとした。

以下に代表的な3枚の図を示す。

図 2.1 に、横軸をMOX燃料のPu フィッサイル富化度、縦軸に無限平板の臨界厚さ、および円柱体系の臨界高さをプロットした。下方の3本のカーブはスチール反射体付き、上方の3本は裸の体系であり、各々、無限平板、直径4.6m、1.8mの円柱体系に対応している。燃料の密度は室温であり、100%の理論密度比である。この図より、Pu フィッサイル富化度が10%程度以上では、無限平板体系でも直径1.8mの円柱体系でも臨界厚さ及び臨界高さはあまり異なること、大型MOX炉心の設計で通常使用される12%程度のPu フィッサイル富化度では、裸の炉心では臨界厚さ及び臨界高さは30cm程度であり、反射体の有無は倍半分の違いとなること、が分かる。また、通常の炉心設計ではフィッサイル長が100cm程度、燃料の体積率が40%程度であるが、このような炉心が炉心損傷の過程で仮に完全に1次元的に凝集すると40cmの高さになることから、裸の炉心であっても臨界体系となることが分かる。この図の検討から、炉心損傷時の再臨界性の低い炉心とは、Pu フィッサイル富化度が低いこと、フィッサイル長が低いこと、燃料体積率が低いこと、が上げられ、また、炉心損傷時には早い段階で炉心部の燃料が炉心外へ流出すれば再臨界の問題は緩和されることが分かる。

図 2.2 に、横軸をPu フィッサイル富化度、縦軸を無限平板の臨界厚さとして、燃料を金属燃料、窒化物燃料、MOX燃料とした場合のスチール反射体付きでの臨界厚さをプロットした。ただしこれも室温の場合であり、燃料融点近傍では、燃料の密度低下によって臨界厚さはこれよりも増大する。Pu フィッサイル富化度12%の所では、金属燃料と窒化物燃料の臨界厚さがほぼ同程度で約8cm、MOX燃料では約12cmとなる。Pu フィッサイル富化度9%以下では臨界厚さは増加するが、金属燃料がもっとも増加の程度が小さく、臨界性がよい。窒化物燃料も同程度である。

炉心損傷時には燃料のみではなくスチールが混入する。仮に体積率で30%のスチールを混入させた場合には、図 2.3 となる(同じく室温条件)。フィッサイル富化度12%の所での臨界厚さを見ると、金属燃料で約26cm、窒化物燃料で約28cm、MOX燃料では約40cmとなる。

このように、臨界性は金属燃料と窒化物燃料が同程度に良く、MOX 燃料は三者の中では最も臨界性が悪いと言える。

なお、これらの計算は1次元体系には Sn 輸送計算コード ANISN を使い、断面積セットは SRAC システムのライブラリを使用、また、エネルギー群数は 107 群とした。また円柱体系には 2次元 Sn 輸送コード TWOTRAN を用いた。

実用化戦略調査研究においては、提案された炉心の仕様に基づいてこれらの図上にプロットすることにより、炉心損傷時の再臨界の可能性を簡易に把握するとともに、再臨界回避方策の要否の1次判断に用いるることとした。ただし最終判断は詳細評価に基づいて行うものとする。

### 3. 再臨界回避方策の検討

プラント技術検討書 6.7(4)で示した再臨界回避方策の中で最も有効性が高いと考えられる内部ダクト付き集合体と、炉心性能への影響が最も小さいと考えられる LAB (Lower Axial Blanket) 一部削除型集合体につき、2次元多相多流体解析コード SIMMER-III を用いて、燃料破損挙動の評価を行った。評価の目的は

- ① 内部ダクト方式の有効性を確認すること、及び
- ② LAB 一部削除型における燃料流出能力を内部ダクト型と比較すること、

の2点である。ただしここで実施した解析はあくまでも予備的な解析であり、プレナムガスの未考慮、解析メッシュが粗いなど、いくつかの重要な条件が考慮されていないとの問題があることを明記しておく。解析は H12 年度も継続する。

解析はフィッサイル長さ 120cm の集合体に対して実施した。単一の集合体を切り出し、SIMMER-III の解析体系とした。起因過程解析コード SAS4A の解析で得られた遷移過程へ進むケースの流量挙動と出力過渡を時間テーブルで SIMMER-III に与えることにより、SIMMER-III コードで事故の開始から燃料破損、燃料移動、内部ダクト等を通して炉心外へ流出するまでの挙動を一貫して解析した。以下に、内部ダクト付き集合体、及び軸ブラー一部削除型の解析結果の概略を示す。

#### (1) 内部ダクト付き集合体の評価

図 3.1 に示すような集合体の中央部 37 ピン程度を内部ダクトで置換した概念であり、下端を低圧プレナムへ接続する概念と、高圧プレナムへ接続する概念とがある。後者では内部ダクト内外の圧力差が緩和されるため、内部ダクトの肉厚を薄くとれる利点がある。ただし、高圧プレナムに接続する場合には、流量制御のためにダクト上部にオリフィスを設ける必要がある。

解析結果は、図 3.2 に示すようにいずれの場合でも燃料破損後 1 秒程度で炉心部燃料の 40% が初期の炉心領域の外へ流出した。炉心部に 10MPa を超える FCI 圧力が発生しているが、これは内部ダクト (直径約 6 cm) 内を径方向に 1 メッシュとしてモデル化したためにダクト内に侵入した燃料と冷却材との良好な混合、FCI (Fuel Coolant Interaction) が発生すると評価されたためである。しかし実際には、SCARABEE 炉を用いた PVA 炉内試験、THINA 炉外試験、ANL の CAMEL 炉外試験等から、このようなタイプの FCI による発生圧力は 2~3MPa であることが知られており、これまでに実施した SIMMER-III による THINA 試験解析においてはメッシュの詳細化によって良好な実験結果の再現が可能であることも分かっている。

図 3.3 に 40% の燃料が炉心外へ流出した時刻における燃料の分布を示す。高圧プレナムに接続したケースでは上方へは殆ど流出していないが、これはダクトの上部にあるオリフィスによって冷却材の流出が抑制されているためである。

以上から、内部ダクト付き集合体の場合には低圧プレナムへ接続する場合も高圧プレナムへ接続する場合も、FCI 圧力が過大評価されているために燃料流出に要す

る時間は燃料破損から1秒よりも大きいものと想定されるものの、いずれも有効な燃料流出機能を有するものと評価できる。

ただし、40%の燃料流出まで外側ダクト（ラッパー管）の健全性を維持しようとすると、流出に要する時間との競合となる。1秒の間だけラッパー管を健全に保つには5mmの厚みが必要である。

## (2) LAB 一部削除型集合体

解析体系の概念図を図 3.4 に示す。ここでは集合体中央部の 37 本程度の燃料ピンのフィッサイルの下部を 30cm ほどと LAB を削除した短尺燃料ピンと、通常の長さのフィッサイル長で LAB を削除した燃料の場合を評価した。いずれも 37 本の燃料ピンについては UAB (Upper Axial Blanket) も削除した体系を対象とした。

予備的な解析結果ではあるが、同じく図 3.4 に燃料の流出挙動が示されており、燃料短尺ピンの場合には 40%の燃料の流出に 0.78 秒を、通常ピンの場合には 2.61 秒を要するとの結果となった。この結果のみを見ると燃料短尺ピンは内部ダクト付き集合体よりも燃料流出能力が優るように見えるが、しかし実際には図 3.5 に示すようにこの解析では内側の 37 ピンを1つの径方向メッシュで、外側の残りの燃料ピンを1つの径方向メッシュで代表させるという粗い体系であり、ピン束間隙へ侵入する燃料の径方向の運動が過大評価されている、また、ガスプレナムからの流出 FP ガスの影響がこの解析では未考慮である、との問題がある。しかしながら、ガスプレナムのように熱容量の小さい領域への燃料の侵入が比較的容易に行われて流出経路を形成する可能性があることが示されたことの意義は大きく、今後、より詳細な評価を実施する対象として考慮することとする。

なお、流出挙動は流出駆動力としての FCI の発生に強く依存しており、不確かさが大きいことを付記しておく。

通常のフィッサイル長さを有する燃料形状では、フィッサイル上下端の比較的低温の燃料の存在が熔融燃料の流出を阻害している。しかしそれでも 2.6 秒と比較的短時間で流出していることから、今後の検討の対象として考慮するものとする。

#### 4. Na 冷却MOX炉の評価

Phase1 においては、Na 冷却 MOX 燃料大型炉心として、先ず高い性能を狙ったフィッサイル長 120cm (集合体内 SASS 付き、ボイド反応度 7.4\$) の第1炉心が設計された。この炉心の炉心安全性を調べるために ULOF 事象起因過程解析を SAS4A コードにより実施した結果、以下に示すように厳しい結果となった。この結果を踏まえてボイド反応度をより低減したフィッサイル長 80cm の第2炉心 (内部ダクト付き、ボイド反応度 5.4\$) が設計され、同様に SAS4A による解析の結果、事象推移は緩慢となるものと判定された。本節ではこれら2つの炉心に対する評価結果を示す。対象とした炉心の諸元表 4.1 に示す。

##### (1) 第1炉心 (120cm 炉心)

ここで対象とするナトリウム冷却 MOX 燃料大型炉心の第1炉心は、高燃焼度 (取り出し平均 15 万 MWd/t)、高いボイド反応度 (正值部合計 7.4 \$。集合体ギャップ及び内部ダクト内 Na を除く)、高い炉心長 (フィッサイル長 120 cm)、太いピン径 (被覆管外径 9.7mm) という特徴をもつ。SAS4A コードでは通常は炉心燃料集合体を最大 34 のグループ (チャンネル) に分けてモデル化するが、今回の評価では、多数の集合体を1つの SAS チャンネルで模擬することによる事象の同時性を排除するために、より詳細にチャンネルを分割した 140 チャンネル (図 4.1) のモデルによる解析を SAS4A の特別バージョンで行った。

ボイド反応度の大きさに注目して、解析ケースを以下のように設定した。全ケースにおいて、流量半減時間は 5.5 秒とした。

- ① Void 7.4 \$ ケース
- ② Void 6 \$ ケース
- ③ Void 5 \$ ケース
- ④ Void 8 \$ ケース

表 4.2 に主要な解析結果を示す。また、全ケースの出力、全反応度、及び炉心燃料平均温度の挙動を図 4.2 に示す。

ボイド反応度が 7.4\$ の場合には、即発臨界超過となった。ボイド反応度が 6\$ の場合にも、やはり即発臨界超過に至っている。ボイド反応度を 5\$ まで下げたケースでは、即発臨界に至らず比較的緩慢に遷移過程に進む結果となった。また、ボイド反応度を保守側に設定した 8\$ の場合には、やはり即発臨界超過に至っている。

当初の予想では 6\$ では比較的緩慢に遷移過程に進む可能性もあると考えていたが、この予想どうりにはならなかった。分析の結果、理由として以下が挙げられた。

- ・出力流量比の高い先行破損集合体での燃料移動による負の反応度効果の効き方が実証炉等と比べて弱い。この大型炉心では燃料単位質量当たりの燃料反応度が実証炉の約 1/4 と小さいこと (図 4.3 参照)、軸長が 120cm であることによって 100cm の場合と比べて燃料分散による単位距離当たりの反応度低下量が小さいことが理由

として挙げられる。

- ・やはり出力流量比の高い先行破損集合体において、中央部において燃料が破損した後、下部に残っている燃料ピンの燃料の溶融が進行し、放出される FP ガスの圧力によって継続的に炉心の軸方向中央部へ向かって溶融燃料の in-pin motion が生じており、これが正の反応度を加えている（燃料分散による負の反応度効果を減殺している）。

## (2) 第2炉心 (80cm 炉心)

この第2炉心は Na ボイド反応度を低減した炉心となっており、ボイド反応度 5.2 \$ (正值部合計。集合体ギャップ及び内部ダクト内 Na を除く)、フィッサイル長 80 cm という特徴をもつ。ただしこのために燃料の Pu 富化度は増加し、ドップラー係数も小さくなっている。

解析体系は従来通り各リング位置毎に燃焼サイクル数が同じ集合体を同一チャンネルにするという基本方針の基に、リング位置、流量領域、集合体出力について、同一のものだけをグループ化することにし、考え得る最も詳細な 145 チャンネルとしてモデル化した。

ボイド反応度に注目して解析ケースを以下のように設定した。全ケースにおいて、流量半減時間は 5.5 秒とした。

- ① Void 5.2\$ ケース
- ② Void 6\$ ケース
- ③ Void 7\$ ケース

表 4.3 に主要な解析結果を示す。また、全ケースの出力、全反応度、及び炉心燃料平均温度の挙動を図 4.4 に示す。

ボイド反応度が 5.2\$ の場合には、起因過程でのエネルギー発生はなく、緩慢に遷移過程に進む結果となった。ボイド反応度が 6\$、7\$ の場合にも、やはり緩慢に遷移過程に進む結果となり、炉心高さを低くした効果が現れたと考える。

## 5. 金属燃料、窒化物燃料の安全特性比較

ここでは、MOX 燃料に替わってより高い炉心性能を発揮できる可能性の高い金属燃料、及び混合窒化物 (MN) 燃料について、その安全性の観点から比較検討を行った。検討の目的の第一は、炉心安全性の観点から炉心損傷事象推移の検討等を通して新型燃料が有するかもしれない致命的な欠陥の有無を確認することであり、第二には、各燃料の安全上の開発課題を整理する事である。なお、新型燃料に係わる今後の実用化戦略調査研究における優先順位は、炉心燃料やサイクル等分野で検討された判断材料に、ここで実施される安全性に係わる材料も加えて、別途判断されることになる。なお、この報告は H11 年度末までに実施した調査・検討の成果であり、フェイズ 1 の中間報告に当たる。したがって H12 年度に実施する検討の結果によってはこの内容が変更されることもあり得る。

本報告では、両燃料についての基本的な物性の確認、共晶や熱解離等の特徴的な現象の現状知見の確認、炉心としての反応度応答特性、FCI 特性などの調査結果を基に、炉心損傷時の事象推移の検討を行い、炉心設計に際してのボイド反応度の目安を求めた。また、再臨界回避方策に係わる検討、事故後物質移動及び冷却特性等に係わる定性的検討を行った。最後にこれらをまとめ、開発課題を整理することとした。ナトリウム冷却炉を主たる対象としたが、炉心損傷の事象推移の検討においては、ガス冷却炉や重金属冷却炉についても、若干の検討を実施した。

なお、本節の内容は、サイクル機構、電力中央研究所、高速炉エンジニアリング (株)、新型炉技術開発 (株) 等の専門家より成る安全技術開発 W/G にて検討を行った成果である。また、サイクル機構と電力中央研究所との共同研究成果[1]も含む。

### (1) 安全上重要な物性、及び冷却材との共存性

MOX 燃料、金属燃料、および混合窒化物燃料の物性値を表 5.1 に比較して整理する。特に窒化物燃料については、高温物性が十分には知られておらず、開発に当たっては、物性データの蓄積が不可欠である。

以下には、上記の表ではカバーされていない物性について記しておく。

#### (a) FP ガス放出速度

金属燃料、窒化物燃料における FP ガスの放出速度を整理する。

##### 金属燃料

これまでの U-Pu-Zr 燃料に対する実測データでは、照射末期 ( $>10\text{at}\% \text{Bu}$ ) で 80% に漸近しており、このレベルをこえるデータはない。実測データは次式で包絡できる。

$$FGR = 0 \quad ; \quad Bu^* < 0.5$$



$$FGR = 85 \cdot (1 - \exp(0.5 - Bu^*)) \quad ; \quad Bu^* \geq 0.5$$

ここで、 $FGR$  : ガス放出率 (%)、 $Bu^*$  : ピーク燃焼度 (at%)。

### 窒化物燃料

ANL の窒化物/炭化物燃料照射挙動解析コード UNCLE では、窒化物ペレット燃料の FP ガス放出速度を次式でモデル化している[2]。

$$Fg' = 9.06E-5 [1 - 5(P - 0.1)P^{(-2/3)}] \text{Exp}(-Q/RT), (1/s)$$

ここで、

$$Q = 27400 \times 4.18 \text{ J/mol},$$

$$R: \text{Gas const.} = 8.3145 \text{ J/mol/K}$$

T: 温度(K)

P: 開気孔率(-)

$$(P - 0.1) > 0, \text{ if } P < 0.1 \rightarrow (P - 0.1) = 0$$

### (b) 冷却材との共存性

金属燃料、窒化物燃料と各種冷却材との共存性を整理する。ただし、以下で何らかの反応があると記してあっても、安全上問題となるか否かについては詳細検討が必要であり、直ちにその燃料と冷却材との組合せは採用できないとの判断を示すものではない。(表 5.2 参照)

### 金属燃料

金属燃料とナトリウムとの共存性は、ナトリウムがボンド材として用いられることから分かるように、極めて良い。

金属燃料は鉛と金属間化合物を形成し、その密度は金属燃料より 30% ぐらい低いので、破損時には燃料と鉛との反応に伴いピンにふくれが生じる可能性がある。反応物形成の速度論については不明である。

鉛ビスマスとの反応については不明である。

ガス冷却材については、炭酸ガスとは反応して酸化するが、安全上問題となるような急激な反応とはならないと考えられる。ヘリウムガスについては、不純物ガスとの反応は生ずるであろうが、炭酸ガスの場合よりも問題はさらに小さいであろう。ただし、金属燃料はナトリウムボンドが必須であるが、燃料ピンの破損時にはボンドナトリウムと炭酸ガスとの反応が生ずる。ただしこれも直ちに安全上の問題となるわけではないと考えられる。

水冷却材とは、高温下では反応して水素を発生する。また、被覆管破損時にはボンド材のナトリウムが流出してナトリウム-水反応を生じる。

ちなみに金属燃料は空気中では高温では燃焼する可能性がある。

### 窒化物燃料

ナトリウムとの共存性は、ナトリウムがボンド材として用いられることから分かるように、極めて良い。

鉛、鉛ビスマスとは、特に問題はない。この点については、ロシアで炉外共存性試験も実施されているようである。

ガス冷却材については、ヘリウムガスとは反応しないが、炭酸ガスとは反応して酸化物を形成していく。ただしボンド材としてナトリウムを用いると、被覆管破損時にナトリウムと炭酸ガスとは化学反応を生じる。しかしこれも直ちに安全上の問題となるわけではないと考えられる。

水冷却材とは、反応してアンモニアと水素を発生するとの報告がある。しかしこの反応については、急速に進むとの推定と、反応表面に中間化合物の「皮膜」が形成されるので反応は緩慢に進むであろうとの推定の両者があり、明確ではない。また、ボンド材としてのナトリウムの使用は金属燃料の場合と同様に、燃料ピン破損時にナトリウム-水反応の問題がある。

ちなみに窒化物燃料は空気中では室温においても酸素と反応して燃焼する。

## (2) 核特性、受動安全特性

既に炉心設計の検討において議論されているように、金属燃料炉、MN 燃料炉ともに、中性子スペクトルが硬いことのために、同規模の MOX 燃料炉と比較して、ドップラー係数が小さく、またポイド反応度が大きくなる特性がある。さらに、燃焼に伴う反応度欠損を小さく抑えられる。

以上の特徴と各燃料の熱的特性から、以下のような受動安全特性が導かれる。

### 金属燃料

運転時の燃料温度が低く（平均 660℃程度、最高 800℃程度）出力補償反応度が小さい（大型炉でも～1 \$）ために、ATWS 時の受動的な出力整定に必要な反応度が小さいという利点があり、SASS 等の設置に際して、その負担が軽減されることなどが考えられる。

ULOF 時のドップラー反応度は、過渡開始直後には正であるがすぐに負に転換するため、冷却材密度反応度との差を補償する負の反応度が外部より投入されれば、受動的炉停止（低出力・高温状態での整定）を達成できる。燃料温度上昇によるドップラー反応度が大きい点から、金属燃料では、この必要外部反応度は MOX よりも小さくできるメリットがある。

TOP 型事象に対しては、燃焼欠損反応度が小さいことから、制御棒誤引抜事象では投入反応度が小さくなることが期待できる。

### 窒化物燃料

ボンド材としてナトリウムを用いる場合には運転時の燃料温度が低いため（平均 600℃程度、最高 770℃程度）、基本的に上述した金属燃料の場合と同様のメリットがある。特に窒化物燃料の融点は金属燃料よりも高く MOX 燃料程度であるため、許容される温度上昇幅が金属燃料の場合よりも大きくなり（しかし燃料融点まで取れる訳ではなく、被覆材の健全性が維持される温度までである）、より受動安全性に期待し得る幅が広い。

ボンド材としてヘリウムガスを用いる場合には燃料温度が上昇するため（平均 800℃程度、最高 1100℃程度）、許容される燃料温度上昇幅が小さくなる。

### (3) FCI 特性

高温の溶融燃料と冷却材が接触した場合の FCI のモードについて、燃料温度と冷却材温度による FCI モードマップが、MOX 燃料と Na、窒化物燃料と Na、金属燃料と Na の各系に対して作成された。図 5.1～5.3 参照。ここで、モード C と記された領域では膜沸騰が生じることによっていわゆる粗混合状態が顕れ得るので、激しい FCI を生じる可能性のある領域である。金属燃料では 3300℃以上、窒化物燃料では 3100℃以上でモード C の条件が生じ得ることが分かる。MOX 燃料では沸点以上となる。

さらに、窒化物燃料及び金属燃料と鉛冷却材、MOX 燃料と鉛冷却材の各系に対しても作成された。図 5.4～5.5 参照。モード C となり得る燃料温度はいずれの燃料でも極めて高温となるため、結論としてこれらの燃料は鉛とは激しい FCI を生じる条件とはならないと言える。

### (4) 金属燃料の共晶

図 5.6 に炉外試験結果等に基づく液相浸食速度の温度依存性を示す。また、図 5.7 に Fe-U 二元系における状態図を示す。図 5.6 により、約 750℃程度から共晶による液相の浸食が始まることが分かる。この時の浸食速度は最大でも 1 ミクロン/秒程度である。浸食速度は温度とともに増加するが、1050℃のところで大きな増加がある。これは図 5.7 における図の左方、鉄 23a/o で 1055℃にて液相が生じることに対応している。1100℃程度では、最大 1 mm/s の浸食速度となる。

このように U-Fe 系では 1000℃で液相が形成される。すなわち被覆管を貫通する速度が速くなる（0.1～1mm/sec 程度）。

実際の燃料の系では、Pu、Fe、Zr、FP の影響（共晶、金属間化合物形成など）で速度は変化する。しかし U-Fe 系の状態図からして、高くとも約 1200℃、すなわち被覆管融点よりはかなり低い温度で液相となると予想できる。

U-Pu-Zr の融点は1100℃以下である。また、ある程度燃焼が進んだ燃料では外周部分は U-Fe 系 (U リッチ側) となっており、800-900℃で液相となる。

#### (5) 窒化物燃料の解離

従来の検討では、MN 燃料炉では炉心損傷時に全量の燃料が溶融し解離すると、解離窒素ガスのために炉容器の内圧が数十気圧となって健全性を維持できない (カバースペース体積 100m<sup>3</sup> 相当)、あるいは炉容器厚さが十数センチとなって非現実的な設計となる、との主張があった。しかし、熱解離は以下の2つの条件により抑制されるものと考えられる。

(a) 融点以上の飽和蒸気圧に関する検討が進んだことにより、狭い空間における溶融燃料の解離・蒸発が飽和蒸気圧によって抑制されることが明らかとなった。

◆Fischer (1998) [3]は、融点以下での試験データに基づき、PuN 上の全蒸気圧を化学熱力学計算により求めた (図 5.8 参照)。窒素ガス圧は、3500K で約 0.05MPa (全圧 0.14MPa)、4000K で 0.3MPa (全圧 0.83MPa)、5000K で 3.6MPa (全圧 10.1MPa) である。ただし Fischer は「固体状態での試験結果に基づく外挿であるので不確かさは大きい、よって試験データが必要」と指摘している。

◆溶融した UN 上の全蒸気圧曲線については、上記 PuN の場合と同程度の飽和蒸気圧であるとの情報があり、確認中である。

(b) 溶融状態にある UN(L)の解離に必要な解離熱は 3100K において 953kJ/kg と求められた。これは窒化物燃料の溶融潜熱(208kJ/kg) の約 5 倍程度の大きさであり、MOX 燃料の蒸発潜熱 1666kJ/kg の 6 割弱に相当し、妥当と考えられる値である。すなわち解離の現象は燃料の溶融に伴って自動的に進む現象ではなく、蒸発現象と同様な吸熱反応であり、熱を供給し続けなければ解離熱を奪われて冷却される。従って、たとえ窒素ガス平衡分圧を考慮しなくともよいような広い空間内で燃料が溶融しても、その温度が維持されない限り、解離が無制限に進むわけではない。仮にある量の燃料が融点を 500K だけ超過したとしても、その温度が維持されなければ、融点以上の顕熱のみによって解離できる燃料は溶融燃料量の 16%に過ぎない (比熱 300J/kg/K を使用)。ただし、実際には発生した窒素ガス等が系外へ向かって膨張するわけであるから、その顕熱の全てが解離に使用されるわけではないため、実際の解離度はこの値よりも更に低くなる。なお、実機条件ではスチール、ブランケット燃料等の溶け込みによる冷却があるので、崩壊熱のみで融点を超過する温度を維持することはできない。

従って、CDA 事象において MN 燃料の最高到達温度を、MOX 燃料の場合と同

様にボイド反応度の制限と再臨界の回避方策によって 3500～4000K 以下に抑制できれば、解離窒素ガス圧によって炉容器の健全性が問題とならない可能性がある。ただし、この推測を確認するためには、前述の通り融点以上での UN 及び PuN、並びに (U, Pu) N の飽和蒸気圧に関する試験データが必須である。なお、解離挙動は酸素等の不純物の存在によって促進されるとのデータもあるので、照射を含む実機条件の材料に対する試験データの取得も不可欠である。

(6) 燃料－冷却材の組合せと事故後熱除去

燃料及び冷却材の違いが事故後崩壊熱除去に与える影響の大きさを把握する目的で、主要候補と考えられる燃料と冷却材の組合せについて、損傷炉心が堆積したデブリベッドの状態を想定し、Lipinski のデブリベッド温度計算モデルに基づく計算コードを使用して、継続して除熱、保持可能な堆積厚さを評価して比較した結果からの知見を以下に整理する。

(a) Na 冷却デブリベッドの除熱可能厚さの比較

冷却材が沸騰してドライアウトに至ることなく冷却が継続できるデブリベッドの厚さを評価した (表 5.3)。

○同一の発熱密度、ポロシティ、粒径の条件であれば、燃料の違いによる冷却可能厚さの差は 10%程度以内と小さい。(ただし金属>窒化物>MOX の順で厚さが大きい)。差異が小さい理由は、Na の熱伝導がこれら 3 種類の燃料のいずれの熱伝導度よりも大きいため、デブリベッド内の温度分布に対して燃料による違いは現れにくいことによる。

○さらに、デブリベッド内での Na の自然対流により除熱が促進される効果が大い。Lipinski のデブリベッド温度計算モデルで考慮されるこの効果は以下の程度である。表 5.3 のリファレンスケース (MOX 燃料、初年津量 10MW/m<sup>3</sup>、ポロシティ 0.5、粒径 400μm) で上方向の等価的な熱伝導が、熱伝導率のみにより計算した値の 3.8 倍になっている (Nu 数)。他のケースの値は以下の通り。

ポロシティの影響	Nu 数
0.3	1
0.5	3.8
0.7	14.5
粒径の影響	Nu 数
0.4mm	3.8

1.2mm	16.7
3.6mm	80

なお、窒化物燃料では MOX のリファレンスの条件で 3.5 となる。

○ベッド厚さに Nu 数が比例して増加するため、効果が協調されている。このためポロシティ、粒径が大きくなるほど冷却が継続できるデブリベッド厚さが顕著に増大する。

○金属燃料のデブリベッドが大きなポロシティとなるという PAMR (Post-Accident Material Relocation) の知見は、金属燃料の PAHR (Post-Accident Heat Removal) を容易にする要因であると言える。ただし、金属燃料のデブリベッドは大きなポロシティではあるが自然対流が促進される体系であるかどうかは試験を通した確認が必要である (例として、高いポロシティであってもシート状のデブリが平板状に堆積するのであれば、自然対流は促進されないであろう。)

(b) 鉛冷却デブリベッドの除熱可能厚さの比較

鉛冷却材の沸点あるいは燃料融点のうちの低いものを判断条件として用いた。

○MOX 燃料と窒化物燃料の場合は冷却材沸点で決まり、冷却が継続できるデブリベッドの厚さはほぼ等しく、Na 冷却の約 2 倍となる。

○自然循環の効果は Na 冷却より多少大きく、MOX のリファレンスの条件で 5.2。

(c) ガス冷却、水冷却デブリベッドの除熱可能厚さの比較

○Na あるいは鉛冷却材のケースと比較すると除熱可能なデブリベッドの厚さは小さい。

○ガス中で熔融燃料が有効に微粒化する機構は見いだせないこともあり、特にガス冷却炉の場合には、例えばコアキャッチャーの上で熔融燃料を保持するというように、冷却材中でデブリベッドの形で保持するのとは異なった形態の保持を考慮する必要がある。

(d) 今後の課題

目安を得る目的で、知見の多い Na-MOX の PAHR の除熱形態 (粒子状デブリのベッド) を他の燃料-冷却材の組合せに適用して比較検討した。この想定でカバーできない要因も多く、以下のような開発課題があると考えられる。

- 溶融した金属燃料、窒化物燃料が固化する際の挙動についての実験データの拡充が必要である。現状金属燃料と Na の組合せの実験結果が多少ある程度、その他の組合せについては殆ど無く、窒化物については全く知見が無い。特に窒化物については、解離挙動との関係でシナリオの不確かさが非常に大きい。
- いずれの燃料についても鉛中でどのようなデブリベッドが形成されるかのデータベースが無いため不確かさが大きい。
- 鉛冷却材の沸点はスチール構造材の融点よりも高いため、安定冷却の確認には周囲温度を含めた評価が必要となる。また、金属燃料と鉛が共晶を作る現象についても考慮が必要である。
- ガス中で溶融燃料が有効に微粒化する機構は見いだせないこともあり、特にガス冷却炉の場合には、例えばコアキャッチャーの上で溶融燃料を保持するというように、冷却材中でデブリベッドの形で保持するのとは異なった形態の保持を考慮する必要がある。
- ガス冷却炉の事故後熱除去過程では、設計に依存するものの、溶融燃料のプールが緩慢に冷却されて固化するプロセスが生じ得る。この状況下では融点の高い UO<sub>2</sub> が選択的に先に固化するため、PuO<sub>2</sub> の濃度の高い層が生成するかも知れないとの指摘があった。しかし元来、UO<sub>2</sub> と PuO<sub>2</sub> とは固溶体を作っており、また密度が近いことから両者は分離し得ない。また、仏 IPSN の研究者で CABRI 炉内試験計画等の燃料破損実験の事後検査における物質分布分析に詳しい者によれば、「発熱していて対流のあるプールであることを考慮すると分離は生じ難いと考えられる」とのこと。ちなみに、Na 冷却炉、鉛冷却炉においては、溶融燃料は事故後物質移行過程において冷却材との接触により急速に固化してしまう（クエンチ）ため、分離することはない。

#### (7) 新型燃料の安全特性比較のまとめと開発課題

炉心安全性の観点から、Na 冷却炉における新型燃料として考えられている金属燃料と窒化物燃料の特性比較を行った。以下にそのまとめと開発課題を整理する。またこれらの検討結果を表 5.4 にまとめて示す。

- (1) 受動安全特性に関しては Na ボンドであればいずれも MOX より有利であるが、制限温度の高い窒化物の方がより有利である。
- (2) 炉心核設計におけるボイド反応度の目安について概略値を得た。金属燃料は約 8 \$ であれば ULOF 起因過程では厳しいエネルギー発生とはならないであろう。窒化物燃料炉心における起因過程初期では MOX の場合と同様な事象推移を示すと考えられ、MOX 燃料と同様の値（6 \$）とした。スペクトル調整等を行って

ドップラー係数を改善すれば、8 \$ 程度まで改善の余地はある。ただしこれらの値はいずれも MOX 燃料に対して蓄積してきた十分な試験データに基づくものではなく、不確かさは大きい。また、この値は設計に際しての目安とするものである。実際の炉心挙動は出力流量比分布、燃料分散時の反応度変化特性等に依存することから、単にボイド反応度の目安を満たすのみでは判定できないため、事象推移評価に基づいて判断する事とする。

- (3) 窒化物燃料では 5 \$ 以上で激しい FCI の発生の可能性があるが、非凝縮性である窒素ガスを含む熔融燃料である場合には緩和の可能性もある。実験的確認が必要である。
- (4) 金属燃料では共晶による早期燃料破損閾値と負の反応度効果をもたらす分散挙動の実験的確認が必要である。
- (5) 金属燃料炉心における再臨界回避のための内部ダクトの設置は、燃料温度が低い場合には燃料固化による流出阻害の可能性はある。MOX 燃料では生成されるクラストが金属燃料では生じない。よって流出現象については確認が必要である。内部ダクト以外の方策も検討する必要がある。
- (6) 金属燃料における事故後の冷却性については、クエンチ時にポロシティ大となるために比較的容易である。
- (7) しかし高温の金属燃料が大量に炉心下方へ移動した場合には、ボイド化によりクエンチが困難となり、支持板、炉容器の共晶破損の可能性があるので、事象推移の検討が必要である。また共晶破損の防止対策の検討が必要となる。
- (8) 窒化物燃料については融点以下でのピン内での熱解離は解離平衡圧により制限される。ただし不純物や FP の影響については確認が必要である。
- (9) 窒素ガス放出が破損挙動に与える影響の実験的確認が必要である。
- (10) 窒化物燃料の熔融破損後の熱解離の進展と、窒素ガスを含む熔融金属燃料の挙動は詳細不明である。しかし PuN の飽和蒸気圧（窒素ガス分圧を含む）があまり高くはないこと、熱解離に要する解離熱が熔融潜熱の約 5 倍と大きいことが明らかとなり、燃料熔融への近接・超過時に解離による窒素ガスの大量の発生は生じない可能性があることが把握された。このことは、ボイド反応度や燃料の移動による再臨界によって MN 燃料が融点を大幅に超過するような高温（～4000K 程度か？）とならない限り、炉容器の健全性が維持される可能性があることを示している。しかしここでも不純物・FP の影響等不明点は多く、急速加熱時の解離挙動について試験を含めて詳細に調べる必要がある。また、解離の進行中には燃料の見かけの比熱が増加することとなり、昇温速度が鈍ることにより負のドップラー反応度の挿入が低減される可能性がある。
- (11) 窒素ガスを含む泡状の混合物には再臨界防止効果があると考えられる。窒素ガスと分離した後の挙動は熔融金属燃料と同様となるであろう。分離に要する時間スケールについては不明である。また、窒素ガスによるソースタームの輸送についても不明である。不揮発性 FP でも輸送効果大の可能性があるので確認が必要。



- (12) 熔融 MN 燃料／金属燃料と Na との激しい FCI の可能性に留意する必要がある。非凝縮性である窒素ガスが混在すれば、FCI の緩和効果があり得る。
- (13) 事故後の冷却性については、窒素ガスと分離していれば金属燃料と同様。炉容器内が昇圧しているために Na の沸点が上昇している利点はある。(1500K で 11bar.)
- (14) 炉心支持板や炉容器の共晶防止対策の検討が必要である点は金属燃料と同じである。

### 安全技術 W/G としての見解

- 金属燃料、窒化物燃料ともに、Na 冷却炉において、ナトリウムボンド材を採用すれば、運転時の燃料温度が低いこと、燃焼反応度が小さいことなどによって、高い受動的安全性を確保できるポテンシャルがある。制限温度の高い窒化物の方がより有利である。
- RBCB (Run beyond cladding Breach) や局所事故に対して、金属燃料については、特段の問題は無い。窒化物燃料については判断の根拠とする情報が無いが、Na との共存性からして問題は無いであろう。
- 炉心安全性の観点では、現状の知見では、窒化物燃料の方が事象推移が複雑であり、不確かさの幅が広い。特に熱解離挙動に関連して燃料破損及び破損後挙動に関して不明点が多い。窒化物燃料の解離熱が熔融潜熱の約 5 倍と大きいことがどのように影響するのかが不確かであり、試験・解析を通して明らかにする必要がある。
- これまでに得られた窒化物燃料の解離に関する飽和蒸気圧や解離熱の情報からして CDA 時の燃料の高温化が防止できれば (例えば燃料最高温度で 4000K 以下)、炉容器の健全性は確保できる可能性がある。このシナリオを確認するためには、まず窒化物燃料の融点以上での解離平衡圧を純粋な燃料、及び照射燃料について測定する必要がある。その結果を踏まえて、MOX 燃料炉に対して TREAT 炉や CABRI 炉を用いて実施してきたと同様に、燃料ピン破損・破損後挙動に関する試験と解析モデルの整備をもって検証し、ボイド反応度に起因する出力の過渡が過大とならないようなボイド反応度の目安を定め、次いで、熔融燃料の移動による再臨界を回避する方策を検討・導入することとなる。
- 炉心安全性に係わる開発課題を金属燃料と窒化物燃料とで比較すると、明らかに窒化物燃料の方が熱解離という複雑な現象を含むために課題が多く、かつ、現象が高温で生じるという実験技術上の難しさが加わる。なお、窒化物燃料の代替となるような高温で熱解離を生じる模擬物質については調査を行っていない。

## 6. Na 冷却炉のボイド反応度の目安

炉心損傷時の事象推移の評価において、炉心のボイド反応度は、初期の事象推移（起因過程）における主要な支配因子の一つである。したがって、既存の情報に基づいて、炉心核設計におけるボイド反応度の目安について概略値を示しておくこととする。ただし以下で示す値はいずれも MOX 燃料において得られているのと同程度に十分な試験データに基づくものではなく、不確かさは大きい。また、この値は設計に際しての目安とするものである。実際の炉心挙動はボイド反応度のみならず、出力流量比分布、燃料分散時の反応度変化特性等にも依存することから、炉心安全性の判断は、ボイド反応度が目安値を満たしていることのみをもって判定することはできない。

したがって、炉心安全性の判断は、設計が為された段階で SAS4A コード等による事象推移評価に基づいて判断することとする。

評価の方法は以下の通りである。

金属燃料、窒化物燃料炉心について、既存の炉心設計（いずれも 100 万 kWe クラス）を基に、評価対象とする炉心設計を設定した（表 6.1 参照）。窒化物燃料については、減速材添加によるスペクトルシフト炉心、上部ナトリウムプレナム付炉心等の設計が入手可能であったが、比較のため、これらの安全対策を特段講じていない炉心を設定することとした。

評価に際しては ARGO コードを使用した。

燃料の破損判定については、金属燃料炉心については被覆材の液相貫通温度により判定することとし、最確値を 1000℃、保守側の上限として 1200℃を設定した。窒化物燃料については 50% 燃料熔融割合到達により判定した。

破損後の燃料分散挙動については、金属燃料、窒化物燃料ともに試験情報は無い。従って MOX 燃料を用いた CABRI BI2、BI3 試験結果に基づいて燃料分散速度を仮定し、これに相当する燃料分散による負の反応度挿入率を用いて模擬した。

以上のように、現状では試験データの欠如により粗い評価とならざるを得ないが、ここでの評価の結果は以下のようにまとめられる。

### 金属燃料

- ① 金属燃料の事象推移支配因子は、被覆管液相貫通条件と FP ガスによる燃料分散挙動の 2 因子である。

- ②最確液相貫通条件（被覆材温度 1000℃）での燃料分散を仮定すると、広いボイド反応度の範囲（5～10\$）に対して事象推移が緩慢であり、燃料破損割合が30%以下の部分損傷段階で事象終息する可能性がある。
- ③ボイド反応度が10\$以上では、冷却材沸騰のみで軽微な即発臨界超過に至る。
- ④被覆管破損温度が増大すると、部分損傷では留まらずに全炉心損傷へ進む。被覆管破損温度の上限値として1200℃を採用すれば（これ以上を想定する必要はない）、ボイド反応度の目安は8\$となる。（図6.1参照）

#### 窒化物燃料

- ①窒化物燃料炉心では、ボイド反応度が同一のMOX燃料炉心と類似した挙動を示す。またボイド反応度が5\$以上の炉心では、未沸騰/部分沸騰集合体での燃料破損が生じ、全炉心損傷に至る。
- ②通常に設計されたドップラー係数が $-5 \times 10^{-3}$  Tdk/dT程度の炉心では、6\$以上で即発臨界超過に至る（図6.2参照）。減速材添加によりドップラー係数を増加させた（ $-9 \times 10^{-3}$  Tdk/dT）スペクトルシフト炉心では、8\$が即発臨界の限界となる。（図6.3参照）
- ③したがって、窒化物燃料炉心のボイド反応度の目安値は、熱解離の影響を考慮しなければ、炉心設計に依存して、6～8\$程度と判断される。MOXの場合と同様に通常の炉心設計と比較するならば、ボイド反応度の目安値は6\$と考えるべきである。

## 7. 各種炉心の CDA 事象推移の検討

### (1) 鉛冷却 MOX 炉

ここでは、鉛冷却 MOX 炉の CDA 事象推移を検討した結果について述べる。解析の対象とした炉は、炉燃グループ設計による Pb-MOX 炉（熱出力 712MWth、通常圧損炉心）である。CDA の起因事象には Na 冷却炉の代表事象と同様に ULOF を選定し、SIMMER-III コードによって起因事象から深い未臨界状態が達成されるまでの事象推移を解析した。起因事象から燃料が崩壊するまでの挙動は、詳細な燃料ピンモデルを有する SAS4A コードで解析すべきであるが、SAS4A コードの冷却材物性を鉛に置き換えることは容易ではなく、また冷却材未沸騰状態での被覆管の溶融移動、及び燃料崩壊後の燃料粒子の運動を SAS4A が安定に解析できるか不明であるため、この検討では起因事象から SIMMER-III を用いて事象推移を解析する。SIMMER-III の燃料ピンの挙動を扱うモデルは簡易であるため、急速な出力変動による燃料ピンの崩壊挙動は適切に解析できない可能性があるが、Pb-MOX 炉での燃料崩壊は、冷却材が未沸騰状態で被覆管の溶融が進行する緩慢なものになると予想されるため、SIMMER-III を CDA の初期から適用することも不可能ではないと考えられる。ただし、出力が急速に上昇するような現象が生じた場合のエネルギー発生量を定量的に評価するには SAS4A コードによる解析が必要となる。

#### (a) 解析体系と解析条件

今回作成した SIMMER-III 解析体系図を図 7.1 に示す。炉燃グループによる設計では炉心上方に B4C の遮蔽体が設置されているが、これは単に Na-MOX 炉に準じるという理由のみで残されているものであり、実際には鉛冷却材が反射体としても有効であるため、B4C 遮蔽体は不要である。炉心損傷事故時には被覆管が溶融して单相冷却材中に燃料が放出された後、燃料と冷却材の密度がほぼ等しいために冷却材の流れによって燃料が上方に運ばれる可能性があり、この炉心からの燃料排出を妨げないために B4C 反射体を除いた体系とした。各部位の幾可形状は炉燃グループから提供されたもの以外は実証炉設計と同様の形状を仮定して入力データを作成した。

鉛冷却炉の解析では起因事象開始の時点から数分程度の期間の事象推移を SIMMER-III で解析するのにかなりの計算量が必要とされる。今回の解析は鉛冷却炉への SIMMER-III の適用性を確認して鉛炉における事象推移の概要を把握することを主な目的としており、現実的な計算時間（24 時間／1 ケース程度）とするために、内側炉心を 1 リング、外側炉心を 1 リングで代表させ、制御棒リングを炉心中心と内側炉心と外側炉心の間設置するという極めて簡易な体系を用いる。このため、炉心内部での事象の同時性が高く評価されている可能性があり、最終的にはより詳細な体系での評価が必要とされる。

現在の Pb-MOX 炉の設計では炉容器の出入り口圧力が指定されていないので、解析体系における入り口プレナムの圧力を  $14.0 \times 10^5$  Pa、カバーガスの圧力を  $1.7 \times 10^{5\text{M}}$  Pa として、各燃料集合体の流量が設計データと一致するように集合体の入り口オリフィス係数を設定した。定格出力 (712.4MW) での定常計算を実施し、30s でほぼ定常状態に達することを確認した。

BREST-300 の安全解析は 28s で 12%の流量に低下する条件で行なわれているため、流量半減時間として約 10s の流量減少曲線を適用した。実際にはポンプモーター起動と自然循環ヘッドによりある程度の流量が確保され、燃料が未破損のまま事象が終息する可能性もあるが、炉心崩壊事故の事象推移の特性を検討するという本検討の目的のために、流量が約 40s でほぼ 0.0 となる想定を用いた。

なお、従来鉛冷却 MOX 燃料炉では、鉛の密度が MOX 燃料よりも大きいため、燃料破損時には燃料が浮上することによって燃料が炉心から排出される可能性が指摘されていたが、鉛の密度の温度依存性を考慮すると被覆管が熔融破損する温度では燃料ペレットの密度 (95%理論密度) が鉛の密度よりも 5%ほど大きくなり、燃料は逆に沈降する傾向にある。SIMMER-III は液体成分に 2つの速度場を割り当てるのが可能である。Na 冷却炉の CDA の事象進展を解析する場合は、燃料とスチールの相対運動が重要であるために燃料を速度場 1へスチールと冷却材を速度場 2へ割り当てる。鉛冷却炉では、後述するように単相冷却材中での被覆管の熔融移動によって反応度が印加される現象が重要であることから、今回の解析では燃料と鉛を速度場 1に、スチールを速度場 2に割り当てた。従って鉛冷却材中での燃料の沈降による反応度印加挙動が考慮されていないことになり、その影響について今後検討を行う必要がある。

#### (b) 鉛冷却炉の炉心崩壊事故における反応度変化

鉛冷却炉の炉心崩壊事故において反応度を印加する主な要因として、(1)被覆管の熔融浮上、(2)プレナムガス放出によるボイド反応度印加、(3)燃料粒子内の FP ガス放出によるボイド反応度印加、が考えられる。そこで、静的核計算によって被覆管の移動反応度とボイド反応度を CITATION による 70 群計算及び SIMMER-III (TOWDANT ベース) による 18 群計算で求めた。用いた基本核ライブラリーは JENDL-3.2 ベース統合炉定数 (JFS-J3.2(ADJ98)) である。表 7.1 に示すボイド化パターン及びスチール移動パターンに対して健全体系からの反応度変化を求めた。この表には CITATION と SIMMER-III によって得られた反応度変化値も記してある。全体に、SIMMER-III による反応度変化量は CITATION に比べて過小評価されている。これは SIMMER-III による評価では、ボイド化体系でも健全体系のスペクトルで縮約した核データを用いざるを得ないこと、及び高燃焼度化に従って  $^{239}\text{Pu}$ -FP を SIMMER-III の fissile 成分に割り当てる影響が大きくなったことによると考えられ、現在この過小評価の傾向を改善する方策を検討している。後述する SIMMER-III による事象推移評価では CITATION による評価値よりも約 30%程

小さい反応度変化を与える核データを使用していることに留意する必要がある。

### (c) 解析ケース及び解析結果

解析を行ったケースはFPガスの放出の取り扱いを変えた以下の2ケースである。

ケース1) ガスプレナム、燃料粒子からのFPガス放出なし。

ケース2) ガスプレナム及び燃料粒子からのFPガス放出を考慮する。

ケース1は鉛冷却炉の特徴である高い冷却材密度と沸点が炉心崩壊事故に与える影響を検討するため、FPガス放出によるボイド反応度印加が生じない設定とした。従ってこのケースでは反応度上昇は被覆管の溶融移動のみによって生じる。図7.2にケース1における反応度と出力の時間変化を示す。被覆管はLOF開始後42sで溶融破損を開始する。破損位置は炉心高さの約2/3の位置である。その後、被覆管の溶融と浮上に伴って反応度が印加されるが反応度印加率は最大でも5\$/s程度であり、即発臨界を超過することはなく、反応度が44.5sで最大値0.76\$でピークに到達した後は、ドップラー反応度と燃料の鉛冷却材による炉心上方への流出によって反応度は-25\$程度まで低下していく。その後、外側炉心における被覆管破損と一旦炉心上方へ流出した燃料の再流入によって反応度が増減し、一時は-5\$程度まで上昇するが、今回解析を行った100sまでの範囲では、再臨界は生じていない。また、このような単相の鉛冷却材の流れによる物質の移動では、反応度印加率は最大でも数\$/s以下であり、これによって厳しい再臨界が生じるとは考えられない。

ケース2ではガスプレナム及び燃料粒子からのFPガス放出によるボイド反応度が印加される。ガスプレナム内の初期圧力はNa冷却MOX炉の評価圧力をもとに、鉛冷却炉では被覆管破損時の温度が高いことを考慮して約30atmとした。燃料ペレット内のFPガス量もNa-MOX炉のSAS4Aによる解析で中程度のガス蓄積量の集合体の値を用いて設定した。鉛冷却MOX炉の燃料形状は未定であるため、ここでは設計条件であるスメア密度85%に相当する中空ペレットを想定し、上部ガスプレナムからのガス放出に対応したガス放出条件を用いた。SIMMER-IIIにはガスプレナムからのガス放出を扱うモデルが存在していないので、今回の検討ではSAS4AのガスブローアウトモデルをSIMMER-IIIへ組み込んで解析を行った。

解析された反応度と出力の時間変化を図7.3に示す。被覆管破損と同時にガスプレナムからのガス放出によってボイド反応度が挿入される(LOF開始後41.3s)が、流量調節のためのオリフィスが炉心下方にあるためにボイド化領域が炉心上部及び上部ガスプレナムに広がって中性子漏洩の効果が大きくなる。従ってFPガス放出のみでは再臨界に至ることはなく、反応度は0.44\$をピーク値に約-2\$まで低下する。反応度印加率も最大で15\$/s程度である。放出されたプレナムガスの浮上に伴い炉心部は再び鉛で満たされて中性子漏洩の効果が無くなり、破損した被覆管が炉心外に排出されたことによって反応度は0.7\$程度まで上昇する(4.3s)。炉心は単相の鉛冷却材に満たされているが、流量がほとんど無く、出力が定格の2倍程度に維持

されているため、46s で燃料が融点に到達して溶融を開始し、同時に固体ペレット内に残存していた FP ガスの放出によって炉心中央部でボイド化が進み、LOF 開始後約 48s の時点で即発臨界を超過する。ただし、即発臨界超過による発生エネルギーは 2FPS 程度であり、かつ燃料の温度が低い状態からの再臨界であるためこれによって厳しいエネルギー発生とはならない。また、この出力ピークによって外側炉心の燃料が追加的に溶融破損することもない（ペレット平均温度で 2600K 以下）。ドップラー反応度と FP ガス（炉心中心で 20atm 程度の圧力）による燃料分散によって急速に反応度が低下し、解析を行った 100s まで反応度は-40%以下に保たれる。今回の解析は内側炉心を 1つの径方向メッシュで表した簡易体系で行われており、集合体間の非同時性を考慮する詳細体系では、反応度印加が緩和される可能性があり、今後の検討が必要とされる。

#### (d) 鉛冷却 MOX 炉解析のまとめ

鉛冷却 MOX 炉の ULOF 事象進展を SIMMER-III を用いて解析した。鉛冷却炉における炉心損傷の初期に被覆管の溶融移動に伴う反応度と出力の上昇が生じる。ただし、被覆管の溶融移動による反応度印加率は最大でも数%/s であり、これにより再臨界が駆動されることはない。被覆管破損後の FP ガスプレナムからのガス放出は、被覆管の破損位置が炉心の上部であり、かつ流量調節オリフィスが炉心下方にあるためにボイド化領域が炉心の上方に拡大して中性子漏洩によって反応度が抑えられるため、内側炉心での一斉の放出を想定しても厳しい再臨界を駆動することはないと考えられる。一方、被覆管の溶融移動に伴う出力レベルの上昇によって燃料が溶融することで放出される FP ガスによるボイド化は炉心中心で生じるため、ボイド反応度の挿入によって再臨界を駆動するポテンシャルを有する。ただし、燃料の温度が融点近傍であることと発生した FP ガスによって燃料が炉心領域から排除されることで厳しいエネルギー発生には至らなかった。

今回の解析では LOF 開始後 100s までの事象推移を評価した。100s の時点で反応度は未臨界状態となっているが、上下プレナムに分散している燃料が鉛冷却材とともに炉心に再流入するか、もしくは密度の高い燃料が鉛中を沈降して再臨界に至る可能性の有無を判断する必要がある。このために、炉心の燃料集合体の 1列をそれぞれ径方向の 1メッシュに割り当てる程度の詳細体系でより現実的な事象推移を解析するとともに、現在は被覆管の移動反応度を評価するために同一速度場に割り当てている鉛と燃料を別々の速度場に割り当てた解析を実施して燃料の沈降の影響を評価する必要がある。

ただし、起因過程後半からの溶融プールの形成と再臨界の可能性については、炉心内の状況が液相の鉛と固相の燃料から成るプールであり、大きな反応度挿入率となるような燃料の運動は考えにくい。また、たとえ再臨界による出力上昇・燃料の昇温が生じて、冷却材の沸騰による燃料の分散によって直ちに終息する可能性がある。しかし、その際、発生した鉛蒸気泡によるボイド反応度の印加、及び蒸気泡

の凝縮・崩壊時に激しい燃料の凝集が生じる可能性があることについては留意しておく必要がある。

## (2) ガス冷却MOX炉

ここではガス冷却炉MOX燃料を用いた場合について検討する。窒化物燃料ガス冷却炉についてはH11年度にはその評価を実施するには至っていない。

なお、金属燃料については、ガス冷却炉との適合性は良くないと考えられる。高温化が可能なガス冷却炉において比較的融点の低い金属燃料を用いることの適否は別途論じられるが、安全性の観点からは、燃料被覆材の微小破損時に、ナトリウムボンド材が流出すると、燃料と被覆材間のギャップ熱伝達が低下して燃料の昇温、溶融、もしくは共晶反応の発生に至る可能性がある。これを避けるためにはガスボンド化、低線出力化等が考えられるが、いずれも金属燃料の有する特長を減殺する方向である。

## ULOF 事象

- (1) 流量低下により冷却材出口温度が上昇し、冷却材密度は低下するが、ボイド反応度の挿入は僅少である。しかし、ガス冷却炉では、Na 冷却炉における冷却材の沸騰という構造材の温度上昇を一時的にでも制限する現象が無いことに注意する必要がある。被覆管の温度が 1000℃を超えると、内圧によるクリープ破損の可能性が増す。燃料の上部からプレナムガスの放出が生じ、次いで被覆材の溶融に至る。
- (2) 燃料が未溶融の場合、プレナムガスの放出が終了すれば(1秒程度で終了)、燃料ピンの周囲に圧力源は無くなる。ガス流量が低下した状態では、溶融スチールは主として下へドレインする。(Na 冷却炉では液体 Na の流速が低下しても、Na 蒸気の流速が高いので、溶融スチールは上方へ運ばれるのとは異なる。) スチールのドレインは正の反応度効果である。ちなみに Na/MOX 炉ではスチールの流出による反応度効果はプラス数\$程度であり、ボイド反応度と同程度である。なお、スチールは重力によりドレインするだけであるので、これによる正の反応度挿入率により即発臨界超過に至ることはないであろう。すなわちスチールの反応度値をボイド反応度のように炉心設計において制限する必要は無いであろう。
- (3) 先行破損集合体(出力流量比の高い集合体)ではスチールが溶融落下した後に燃料溶融、破損と分散が生じるが、出力流量比のより低い集合体では、スチールと燃料との同時分散となる。ナトリウム冷却炉における FCI のような現象はなく、FP ガス、そして温度条件によってはスチール蒸気が燃料分散の駆動力源となる。このとき、被覆材は溶融すると主として下方へドレ



インするため、上方のスティールプラグは、たとえ存在していても、あまり強固ではないと考えられる。

- (4) ドレインしたスティールは LAB 部で閉塞を作る可能性がある。しかしピンピッチの広いガス炉では（ピン当たりの冷却材流路断面積は Na/MOX 炉の 3 倍）LAB が短ければガスペナム部まで侵入してしまい、集合体下方への燃料流出の可能性が高まる可能性もある。この現象の有無は以後の再臨界の可能性の回避に繋がる可能性があるため、H12 年度にガス冷却炉の重点項目として評価する予定である。
- (5) 1.5m のフィッサイル長を持つガス炉では、たとえ燃料の体積率が 20-30%程度であっても、炉心がコンパクションした状態では臨界を超過する。先行的にドレインしたスティールが炉心下方に閉塞を形成していた場合には、分散した燃料の落下による溶融プールの形成と再臨界発生の可能性が生じる。再臨界の回避には内部ダクトの設置は有効であろう。ただしナトリウム冷却炉における内部ダクトの有効性と若干異なる点は、FCI による駆動圧の発生に期待できない点である。溶融燃料は、ダクト内を重力により落下することとなる。他の代替手段として、集合体中央部の 37 ピン程度の LAB を削除する方法も有効である可能性があり、H12 年度に評価を行う。
- (4) 他方、ガス冷却炉では、たとえ再臨界が発生しても、ガス中であることから、PCRIV への機械的エネルギーの伝達は脅威とはならないであろう。ただし、溶融燃料の分散により、PCRIV 壁や直接冷却系の DHX が機械的・熱的に損傷を受けることが懸念されるので、その影響の検討や必要に応じて対策を検討しておくことが必要である。また、ミサイルが発生しないことも設計において考慮しておくことが重要である。
- (5) PAHR の対策は必須である。MOX 燃料であれば鉛ブロック中に溶融浸食させて、冷却し閉じ込めるのが、後の処理を容易とするであろう。ただし鉛は良い反射体であるので、再臨界には注意が必要。
- (6) 開発課題として、ガス冷却でピンピッチの広いバンドル中での燃料破損・移動挙動を知る必要がある。ガス流量のある条件では Sandia の ACRR を用いた STAR 試験の結果があるが、ガス流量が低下した条件での試験は無い。ただし流量無し、あるいは低の条件では炉内試験は比較的容易であり、基礎的な実験は NSRR で可能（水炉条件に近い）、スティールの閉塞生成まで見ようとするならば IGR や TREAT の規模の炉内試験装置が必要であろう。
- (7) SIMMER-III によるガス炉の解析は H12 年度初頭までに実施する予定である。SAS4A コードの改修・適用もその後に実施する予定である。

なお、Na 冷却炉では液体 Na が存在すれば構造材は健全であると考えることができた。しかしガス炉ではそのような判断の指標が無いため、局所的に高温に曝さ

れている構造材を見落とす可能性がある。よって各部の構造材温度の評価には注意が必要である。

### (3) 水冷却炉

水冷却 FBR として提案されている以下の3炉心について、前述の「各種炉心の損傷状態における再臨界性の検討」の節で示した臨界体系マップを用いた炉心損傷時の再臨界性を検討した。

- (1)RBWR：炉心高さ 68cm、炉心等価直径 7.2m
- (2)HPWR：重水冷却、炉心高さ 200cm、炉心等価直径 5m
- (3)SCFBR：窒化物燃料、炉心高さ 280cm、炉心等価直径 280cm

簡単な諸元を表 7.2 に示す。

図 7.4 は横軸に Pu フィッサイル富化度を、縦軸に臨界厚さおよび臨界高さをとった臨界体系マップである。MOX 燃料については、上下にスチールの反射体がある場合と裸の場合につき、無限平板（1次元）、直径 4.6m（2次元円柱体系）、直径 1.8m（2次元円柱体系）の計6体系についてプロットした。また、窒化物燃料については上下にスチールの反射体がある場合で無限平板体系についてプロットした。燃料の密度は室温であり、100%の理論密度比である。

同じ図中に、3種類の水炉について、健全時の炉心高さと、軸方向にコンパクションした場合の高さ（損傷炉心高さと呼ぶ）がマークしてある。各炉につき、燃料を内部ブランケットと混合し希釈された場合の損傷炉心高さ（○の中に×印）、及び燃料だけをコンパクションさせた場合の損傷炉心高さ（○の中に+印）の2点がある。

この図から明らかなように、いずれの炉心であっても、炉心損傷によって燃料がコンパクションすると、反射体付きはもとより、裸の炉心の臨界厚さおよび臨界高さをも超えている。特に HPWR と SCFBR については臨界厚さを大きく上回っている点に注意が必要である。RBWR については、ボイド反応度を負とすることを意図した炉心の扁平化が再臨界の問題をも緩和していることが分かる。

ここでの検討では、コンパクションした燃料の温度、ポロシティ、被覆材の混入等の臨界性を緩和する可能性のある要因が考慮されていない。他方、水・蒸気が損傷炉心中に混入して臨界性を向上させる影響も考慮されていない。しかし他の体系での検討から、これらの影響は図 7.4 における損傷炉心高さや臨界厚さの上下の相対関係を大きく変化させるものではないことがわかっている。（温度すなわちドッ

プラーの効果は同図上では極めて小さい。ポロシティを考慮すれば損傷炉心高さを増加させるが、臨界高さもほぼ比例して増加する。スチールの混入は臨界高さを若干高めるが、例えば 30%のポロシティにスチールを詰めた場合の臨界高さの増加は十数%に過ぎず、被覆材として核的に良好なジルカロイ (RBWR) やインコネル (SCFBR) を使用する場合にはこの増分は十%程度に減少する。もちろんポロシティへの水・蒸気の混入は臨界高さを減少させる。) )

以上の検討から、水炉については、炉心損傷時の再臨界問題を注意深く検討する必要があることが結論される。特に炉心高さの高い炉心については、通常設計の Na 冷却 MOX 燃料炉心 (炉心高さ 100cm 程度、損傷炉心高さ 40cm 程度) を上回る再臨界の可能性があると考えるべきであり、例えば LOCA 時に制御棒が挿入された状態で炉心損傷に進展する場合 (TMI-2 のような状況) にも、再臨界の問題を忘れてはならない。再冠水の条件についても更なる注意が必要である。

## 8. まとめ

実用化戦略調査研究においては、実用化時代の FBR プラントの安全性の要求として同世代の軽水炉と同等以上の安全性を掲げており、この基で、炉心損傷が発生した場合をも考慮し、代表的な炉心損傷の起因事象に対しては炉心損傷時にも再臨界によって格納系の健全性に影響を及ぼすような有意な機械的エネルギーの発生が無いこと（再臨界回避）を求めている。この要求に沿って多様な炉心体系における炉心安全性の検討を実施している。検討の目的は、提案される多様な炉心における炉心損傷事故の事象推移を明らかにすること、及び炉心損傷の過程で有意な機械的エネルギーの発生に至らない炉心とすること、の2点である。

さらにもう一つ重要な目的として、新型燃料の安全特性の比較検討が加えられた。これは MOX 燃料では高い目標を同時に満たすには限界があることを踏まえて、金属燃料、または窒化物燃料の高い炉心性能を期待して、その1次絞り込みに資する目的である。

検討の結果は以下のようにまとめられる。

- ① 多様な炉心における炉心損傷時の再臨界性を簡易に判断するためのマップを作成し、炉心設計、再臨界回避方策の要否の1次判断に供した。
- ② 炉心損傷時の再臨界を回避するために提案された内部ダクト付き集合体の有効性は確認された。また、炉心性能への影響の小さい方策として軸ブランケット一部削除型が提案され、解析の結果、内部ダクト付き集合体には若干劣るものの有望であり、今後の検討対象とするとの結論を得た。
- ③ 2つのNa冷却MOX燃料大型炉心についてULOF事象起因過程をSAS4Aコードにより評価した結果、ボイド反応度7.4%の炉心では即発臨界を超過する事象推移となり、他方ボイド反応度を5.2%に低減させた炉心では従来の予測通り緩慢な事象推移となった。
- ④ 金属燃料、及び窒化物燃料の安全上の特徴を比較した。金属燃料では1000℃を超えると被覆材との共晶の問題が出てくるのに対して、窒化物燃料では炉心損傷時の融点以上での燃料の解離・窒素ガスの放出・昇圧による炉容器健全性への脅威、が問題点として挙げられた。特に窒化物燃料の解離については飽和蒸気圧検討結果のレビューや解離熱の算定により、解離窒素ガス圧の問題は脅威とはならない可能性があることを指摘した。
- ⑤ 炉心損傷時の再臨界問題の回避のためには、冷却材沸騰時のボイド反応度挿入による即発臨界の超過を回避する必要がある。Na冷却炉についてはこのために炉心核設計に際してのボイド反応度目安値を提示することとした。MOX燃料炉心については従来の知見から約6%、金属燃料及び窒化物燃料については、簡易な解析ではあるが、各々約8%、約6%と求められた。ただし新型燃料炉に対するこの値は今後より詳細なモデル開発と試

験データによる検証を通じて改訂されていくべき性質のものであることに注意。

- ⑥ ガス冷却炉については定性的な炉心損傷事象推移の検討に留まった。溶融被覆材の移動による反応度挿入や比較的広い冷却材流路を介したスチール及び燃料流出の可能性を調べる目的で、現在炉心損傷事象の解析を開始したところである。
- ⑦ 鉛冷却 MOX 燃料炉については予備的な解析結果が得られたところであり、被覆材の溶融移動、プレナムガスの放出、燃料からの FP ガスの放出によって正の反応度印加が生じ得ることが見いだされた。燃料破損後の挙動については液体の鉛中に固体の燃料が存在する状態であるために、燃料の集中による厳しい再臨界の発生の可能性を見いだすことは難しい。今後、解析体系の詳細化等によりシナリオの明確化を進める。
- ⑧ 水冷却炉については損傷炉心高さとの比較検討に留まった。特に炉心高さの高い炉心では、炉心損傷を想定すると十分に臨界高さを上回る体系となることから、炉心損傷時の再臨界問題を注意深く検討する必要があることが結論された。

## 9. 今後の計画

### (i) 2000 年度計画

2000 年度には既存の解析手法を用いて Na 冷却金属燃料炉、窒化物燃料炉、鉛冷却炉、ガス冷却炉等の解析を一通り実施し、CDA 事象推移の概要を把握する。

#### (1) Na 冷却炉

- ・ MOX : 合理的な再臨界回避方策の検討  
軸ブラ中空化によるボイド制限の緩和可能性  
合理的な熔融燃料排出方策の具体化
- ・ 金属 : CDA 事象推移評価 (電中研コード) による 8\$制限の妥当性確認  
SAS4A による CDA 事象推移評価 (全体まとめ 3 年後)  
再臨界回避の有効性概略評価 (全体まとめフェイズ 2)
- ・ 窒化物 : CDA 事象推移評価  
予備評価 : ARGO ベース、その後 SAS4A ベースに移行  
(全体まとめフェイズ 2)

#### (2) ガス冷却炉

炭酸ガス : MOX 及び窒化物

- ・ 再臨界回避方策の検討  
流路からの燃料流出可能性の評価 (貫通距離評価)  
内部ダクト構造、軸ブラ削除等の有効性評価と仕様条件)
- ・ CDA 事象推移評価

ヘリウム : MOX 及び窒化物

炭酸ガスでの検討結果をベースに同様の項目について類推

#### (3) 鉛-Bi 冷却 :

MOX : SIMMER-III による CDA 事象推移評価

想定される再臨界の影響が軽微なものとなるかどうかの判断

重金属条件で厳しい再臨界が発生するか、機械的エネルギー放出となるとエネルギー放出が考えられるか。

必要であれば、再臨界回避方策の検討

窒化物 : MOX ベースから類推

#### (4) 水冷却 :

MOX：臨界体系マップの作成と評価

評価対象：沸騰水冷却(RBWR)、重水冷却、超臨界水冷却(SCFBR)  
再臨界回避方策が必要な場合、その方策の提示

(ii) フェイズ2 開発計画

多様な炉心における炉心安全性の検討においては、以下を行う。

- ① 設計が進められた各炉心・プラント概念における固有・受動的な安全特性の定量的把握
- ② 多様な FBR における代表的な起因事象に対する炉心損傷事象推移評価
- ③ 各炉心概念の特徴に適合した合理的な再臨界回避概念の創出と評価
- ④ 上記②に利用する目的で、多様な FBR への適用のためのモデル改良・整備 (SAS、SIMMER、事故後崩壊熱除去解析手法)

**[参考文献]**

- [1] 植田伸幸、横尾 健、丹羽 元、川田賢一、「金属燃料高速増殖炉の炉心安全性評価に関する研究」(平成 11 年度共同研究報告書)、共同研究報告:T989906、平成 12 年 5 月、財団法人電力中央研究所、核燃料サイクル開発機構
- [2] M.C. Billone et al., Progress in Modeling Carbide and Nitride Fuel Performance in Advanced LMFBRs, Advanced LMFBR Fuels, ANS Topical Meeting Proc., p.516, 1977.
- [3] E. A. Fischer, An Equation of State of Plutonium Nitride Fuel, (FZKA 6081, 1998 年 5 月)



表4.1 Na冷却MOX炉心：解析对象炉心諸元

	Na-MOX大型炉 (120cm)	Na-MOX大型炉 (80cm)
<b>- General -</b>		
Power (MWt)	3800	3800
Burnup, Max/Av. ( $10^4$ MWD/MTM)	15.0	15.0
Core Eq. Diam. (cm)	459	510
Core Height (cm)	120	80
Axial Blanket Length (cm) Upper/Lower	1.2 / 10.0	40 / 40
Pu Enrichment Inner/Outer-EC-Core	17.1 / 19.4 (Pu / Pu+U)	22.2 / 27.7 (Pu / Pu+U)
Coolant: Inlet/Outlet Temp. ( c)	395 / 550	395 / 550
<b>- Fuel Design -</b>		
No. of Fuel Assemblies	462	576
Inner/Outer No. of Pins/Assembly	234 / 271	294
Hex Cell Pitch (mm)	195.4	194.5
Fuel Pin Pitch (mm)		9.85
Inner/Outer Duct Outer Face-to-Face (mm)	64.6 / 192.4	60 / 191.5
Inner/Outer Duct Wall Thickness (mm)	1.5 / 3.0	1.0 / 5.0
Clad Outer Diam. (mm)	9.7	8.8
Clad Thickness (mm)	0.6	0.6
Clad - Pellet Gap Width (mm)	0.09	0.09
Pellet Inner/Outer Diam. (mm)	2.26 / 8.32	2.28 / 7.42
Pellet Density (%TD)	95	95
<b>- Core Reactivity Coeffs. - (Used in SAS4A for EOEC-ULOF Analysis )</b>		
Max Void Worth (\$) (EOEC)	7.4*	5.2*
Core Fuel Doppler ( $10^{-3}$ Tdk/dT)		
Na-in Core	-7.3	-6.6
Na-Out Core	-5.4	-4.9
Beta Effective ( $10^{-3}$ )	3.45	3.36
Prompt Neutron Life Time (Na-in, micr.sec)	0.508	0.398

Note

\* Not Including ex-wrapper sodium worth

表 4.2 Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第1炉心: 炉心高さ120cm)

Case	LOF halving time [s]	Void worth (positive sum) [\$]	Peak net reactivity [\$]	Peak normalized total power [P/Po]	FPS* value from boiling initiation to maximum fuel temperature	Peak ave. fuel temperature [K]	Boiling initiation [s] (Ch.)	Fuel motion initiation in voided channel [s] (Ch.)	Void reactivity ramp rate at fuel motion initiation [\$/s]	Fuel motion initiation in unvoided channel [s] (Ch.)
① Void 7.4\$ case	5.5	7.4	1.015	1200	22	3210	11.456 (Ch.71)	12.818 (Ch.10)	24	12.822 (Ch.5)
② Void 6\$ case	5.5	6.0	1.004	500	18	3010	13.046 (Ch.71)	15.156 (Ch.12)	18	15.165 (Ch.5)
③ Void 5\$ case	5.5	5.0	0.966	150	16	2900	14.473 (Ch.71)	17.412 (Ch.12)	8	17.425 (Ch.5)
④ Void 8\$ case	5.5	8.0	1.021	1090	22	3190	10.900 (Ch.71)	12.048 (Ch.54)	35	12.050 (Ch.5)

\*FPS: full power second. One FPS is the thermal energy generated during 1 second of nominal power reactor operation.

表 4.3 Na冷却MOX燃料炉心ULOF事象起因過程解析結果 (第2炉心: 炉心高さ80cm)

Case	LOF halving time [s]	Void worth (positive sum) [\$]	Peak net reactivity [\$]	Peak normalized total power [P/Po]	FPS value from boiling initiation to maximum fuel temperature	Peak ave. fuel temperature [K]	Boiling initiation [s] (Ch.)	Fuel motion initiation in voided channel [s] (Ch.)	Void reactivity ramp rate at fuel motion initiation [\$/s]	Fuel motion initiation in unvoided channel [s] (Ch.)
① Void 5.2\$ case	5.5	5.2	0.967	130	12	2780	14.957 (Ch.59)	18.124 (Ch.95)	8	18.140 (Ch.41)
② Void 6\$ case	5.5	6.0	0.976	180	12	2830	13.802 (Ch.59)	16.366 (Ch.95)	11	16.380 (Ch.41)
③ Void 7\$ case	5.5	7.0	0.994	360	12	2930	12.438 (Ch.59)	14.486 (Ch.95)	19	14.495 (Ch.41)

表5.1 融点温度における炉心燃料・材料の主要物性値の比較

材 料 -->	MOX燃料 MOX (20wt%PuO <sub>2</sub> )	金属燃料 (#2) U-20wt%Pu-	窒化物燃料 (#1) MN (20wt%PuO <sub>2</sub> )	被覆材(316SS) (at 1753K)
融点 T <sub>sol./Tliq.</sub> (K)	3002(s)/3041(L)	1346(s)/1480(L)	3100	1713(s)/1753(L)
溶融潜熱 H <sub>sl</sub> (J/kg)	2.66E+05	9.00E+04	2.08E+5(#3)	3.39E+05
沸点 T <sub>bp</sub> (K) (under 1 atm)	3811	3703	NA(Not avail.)	3085
蒸発潜熱 H <sub>evap</sub> (J/kg)	1.66E+06	??	NA	6.24E+06
密度 ρ (kg/m <sup>3</sup> ) at solidus	9980	14640	12172	7250
密度 ρ (kg/m <sup>3</sup> ) at liquidus	9190	14142	11208	7226
[ρ・g] (atm/m)	0.889	1.368	1.084	0.699
比熱 C <sub>p</sub> (J/kg/K) at solidus	687	214	300	690
比熱 C <sub>p</sub> (J/kg/K) at liquidus	503	214	300	775
熱伝導率 k (W/m/K) at solidus	3.2	30	31	36.2
熱伝導率 k (W/m/K) at liquidus	2.5	30	31	18.2
粘性係数 μ (Pa.s)	4.50E-03	6.50E-03	NA	6.00E-03
$\nu = \mu / \rho$ (m <sup>2</sup> /s)	4.90E-07	4.60E-07	NA	8.30E-07
Prandtl No. Pr=C <sub>p</sub> μ/k (-)	9.05E-01	4.64E-02	NA	2.55E-01
表面張力 σ (N/m)	0.494	1.55	NA	1.6

Note #1: 窒化物燃料の物性値データ出典は別途報告書に記載

#2: 燃料/被覆管接触温度が750℃以上で、共晶反応有り。接触温度が1100℃を越えると、短時間で共晶による液相化貫通が生じる。

#3: 約1730℃(2003 K)以上でMN燃料の金属(U, Pu)とNが解離する。この解離反応は吸熱反応であり、解離の潜熱は1.161E6 J/kg-MNと評価できる。

表5.2 燃料と冷却材の共存性

燃料	MOX (ペレット)	MOX (バイパック)	金属 Naボンド	窒化物 Naボンド	窒化物 Heボンド
冷却材					
ナトリウム	U-Na化合物生成		良好	良好	良好
鉛	酸素ポテンシャル次第でPb-U(Pu)-O系酸化物形成の可能性はあり。要確認。		鉛と金属間化合物を形成し、密度低下。	良好（ロシア炉外試験で確認済み）	同左
鉛ビスマス	(同上?)		鉛と金属間化合物を形成し、密度低下。	良好（ロシア炉外試験で確認済み）	同左
二酸化炭素	若干の酸化反応（影響は無視し得る）		酸化反応 Naボンド材流出時のCO <sub>2</sub> との反応	酸化反応 Naボンド材流出時のCO <sub>2</sub> との反応	酸化反応
ヘリウム	良好		良好	良好	良好
水	良好		水素発生 Naボンド材流出時のNa水反応	アンモニアと水素を発生（急速に反応との推測と、被膜形成で緩慢化との推測がある） Naボンド材流出時のNa水反応	アンモニアと水素を発生（急速に反応との推測と、被膜形成で緩慢化との推測がある）
空気（参考）	安定		高温では燃焼？	室温でも燃焼	

表5.3 長期冷却可能なデブリ厚さ

(a)ナトリウム冷却材の場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシティ			ポロシティ			ポロシティ		
		0.3	0.5(ref)	0.7	0.3	0.5	0.7	0.3	0.5	0.7
発熱密度	5(MW/m <sup>3</sup> )		0.2			0.22			0.21	
	10(MW/m <sup>3</sup> )	0.56	0.134	0.36	0.068	0.148	0.44	0.064	0.146	0.38
	15(MW/m <sup>3</sup> )		0.09			0.1			0.098	
	30(MW/m <sup>3</sup> )		0.056			0.066			0.062	
デブリ 粒子径	4.0E-4(ref)(m)		0.134			0.148			0.146	
	1.2E-3(m)		0.26			0.27			0.265	
	3.6E-3(m)		0.605						0.65	

(b)鉛冷却材の場合

		MOX燃料			金属燃料			窒化物燃料		
		ポロシティ			ポロシティ			ポロシティ		
		0.3	0.5	0.7	0.3	0.5	0.7	0.3	0.5	0.7
発熱密度	5(MW/m <sup>3</sup> )		0.41			0.215			0.405	
	10(MW/m <sup>3</sup> )	0.122	0.258	0.695	0.076	0.132	0.335	0.112	0.252	0.645
	15(MW/m <sup>3</sup> )		0.192			0.098			0.186	
	30(MW/m <sup>3</sup> )		0.118			0.058			0.114	

レファランス

表5.4 燃料形態のナトリウム冷却条件での安全上の特性比較

カテゴリー	項目	燃料形態			
		酸化物ペレット燃料	金属燃料	窒化物燃料	
		(Heボンド)	(Naボンド)	(Naボンド) (Heボンド)	
①基本特性： 燃料	燃焼反応度	中	小	小	
	燃料融点	2750℃	1200℃	2800℃、1730℃(2000K)以上の高温領域では熱解離に起因して燃料組織が不安定となるが、ピン内のように閉じこめられた状況では融点以下であれば解離はほとんど進まない。	
	定格時燃料最高温度	2200℃	800℃	770℃	
	定格時燃料平均温度	1100℃	660℃	600℃	
	被覆管	被覆管温度制限	700℃	650~675℃ (クリープ破損：共晶回避のための温度制限が必要) <sup>#1</sup>	700℃
		反応度係数	(クリープ破損)	(クリープ破損)	(クリープ破損)
②受動安全特性	ドブプラ係数	大	小	中	
	ボイド反応度	中	大	大	
③再臨界排除対策	ULOF、UTOP時の特性 (MOX燃料との比較)	UTOP: 引き抜き制御棒を1本に制限するためのロッドストップ対策が必要 (バンク制御は不可) ULOF: 燃料運転温度低→事象安定に必要な負反応度小→事象安定が比較的容易 ULOF: 流量半減時間6秒以上でSASS適用可能	UTOP: 燃焼反応度小→制御棒引き抜き反応度小→事象安定が容易 引き抜き制御棒を1本に制限するためのロッドストップ対策が必要 (バンク制御は不可) ULOF: 燃料運転温度低→事象安定に必要な負反応度小→事象安定が比較的容易 但し、径方向膨張等による効果は不確かであり、SASSあるいはGEM+ロッドストップ機構等の受動的炉停止機構の導入が必要	ULOF: 燃焼反応度小→制御棒引き抜き反応度小→事象安定が容易 引き抜き制御棒を1本に制限するためのロッドストップ対策が必要 (バンク制御は不可) ULOF: 燃料運転温度低→事象安定に必要な負反応度小→事象安定が比較的容易 但し、径方向膨張等による効果は不確かであり、SASSあるいはGEM+ロッドストップ機構等の受動的炉停止機構の導入が必要	
	SASSの適用性	適用可能 550℃条件に適合するSASS開発計画を実施中。	適用が容易 燃料から冷却材への熱移行等により、事象推移が緩慢され、設計条件を大幅に緩和可能。	適用が容易 燃料から冷却材への熱移行等により、事象推移が緩慢され、設計条件を大幅に緩和可能。	適用可能 Naボンドに比べ劣るものの、燃料温度が低い分、酸化物燃料より有利。
④Na冷却材との熱的相互作用	ボイド反応度制限	6\$程度 燃料要素及び軸ブラ燃料を中空化すれば若干緩和の可能性あり。但し、試験データの取得、解析評価が必要	8\$程度 但し、燃料分散データの取得、解析評価による検証が必要	酸化物と同様と推定: 試験データの取得、解析モデルの構築・検証、解析評価が必要	
	熔融燃料排出方策	集合体内部ダクトの設置等有効性については解析評価により確認済、試験計画は実施中。 より合理的な方策も検討中。	下部軸ブラ領域削除概念 但し、その有効性については解析評価及び試験データの取得が必要	現在、CDAシナリオを検討中。今後、解析評価を実施予定。	
⑤留意事項	FCI特性	Energetic FCIの発生可能性なし。	燃料融点が高いため、ULOF時の燃料最高到達温度は最大1500℃程度と予測されるため、Energetic FCIの発生可能性はない。	燃料融点が2500℃以上であり、熱解離により金属相となるため、出力過渡時には金属燃料でのEnergetics FCIの温度条件 (3100℃以上) を満たす可能性がある。しかし解離窒素ガスの存在によりFCIは緩和される可能性もある。試験データの取得、解析評価が必要。	
		1) 炉心設計への影響を緩和する合理的な熔融燃料排出方策について検討し、その有効性と試験による検証計画の具体化が必要。 2) 燃料破損、分散挙動、熔融燃料排出方策等の試験データの取得内容と計画立案の検討が必要。	1) 事故後冷却過程での冷却性確認。必要に応じて、デブリ保持構造の共晶貫通防止対策を講じる。 2) 燃料破損、分散挙動、熔融燃料排出方策等の試験データの取得内容と計画立案の検討が必要。	1) 熱解離現象の解明 (解離エネルギーの測定、飽和蒸気圧の測定、動的な解離特性など)、CDA事象推移の把握、必要な設計対策の検討を要す。 2) 窒素の熱解離が大規模に生じる場合には燃料が金属燃料相となるため事故後冷却過程での冷却性確認と、必要に応じて、デブリ保持構造の共晶貫通防止対策を講じる。 3) Naと接触する熔融燃料が、所定量以上とならないことの確認あるいは設計対策 (激しいFCIの発生対策)、窒素ガス共存時の高温金属燃料のFCI特性を把握する必要がある。 4) 試験データの取得内容と計画立案の検討が必要。	

#1 燃料要素と被覆管の間に挿入できるライナー管を開発することで、共晶問題を解消できる可能性がある。

表6.1 解析に用いた金属燃料及び窒化物燃料炉心仕様

冷却材	Na	←	←
種類	金属燃料炉心 (電中研100万kW級)	上部ブレナム炉心	スペクトル燃料炉心 JNC核研(原子力安全誌, Vol.39, No.11(1997))
<b>&lt;燃料・冷却材種類&gt;</b>			
冷却材種類(Na/CO2/Pb)	←	←	←
燃料種類(Mox/Metal/MN)	金属(Metal)	窒化物(MN)	窒化物(MN)
ボンド材種類(He/Coolant)	Na	Na	Na
<b>&lt;炉心一般仕様&gt;</b>			
炉心出力(MWt/Mwe)	2600/1000	2600/1000	3200/1300
燃焼度(1.0E4 MWd/t)(最大/平均)	15.9/11.1	18.2/12.8	10.2
サイクル長さ	3年 7ヶ月/365日	5年 7ヶ月/365日	4年 7ヶ月/375日
炉心等価直径(m)	2.97	3.93	3.88
炉心高さ(m)	1.0	0.7	0.9
炉心体積(l)(CR含む)	6913	8501	10624
総燃料質量(tonne)			
平均出力密度(kW/l)	388	335	306
線出力(W/cm)	平均 316 最大 IC: 491/ OC: 514	227 381	231 382
比出力密度(W/g)	平均 91.0 最大	66.8	
<b>体積割合(炉心平均)</b>			
燃料(実効割合)	26.9	35.1	33.3
構造材	29.8	23.4	22.1
冷却材	34.4	32.7	35.3
ギャップ	9.0	7.0	6.5
<b>冷却材温度(°C)</b>			
入口/出口	355/510	380/530	390/510
<b>各部平均温度(°C)</b>			
燃料	560	730	
構造材	432.5	455	450
冷却材	432.5	455	450
<b>&lt;燃料設計仕様&gt;</b>			
制御棒本数(1st/2nd)	25(18+7)	36(30+6)	37(25+12)
燃料集合体数(IC/OC)	288(174/114)	444(246+198)	216/234
軸ブランケット長 上部/下部(cm)	0/0	0/30	35/35
管ブランクetter数	138	259(18:61, 08:198)	84
ピン数/集合体	271	331	331
集合体ピッチ(mm)	159.7	161	167.3
燃料ピンピッチ(mm)	8.8	8.2	8.95
P/D(-)	1.239	1.171	1.176
ダクト外対面距離(mm) 燃料管	155.7	156.5	162.3
CR Inner duct/FA Inner duct			
ダクト肉厚(mm) 燃料管/Inner duct	4	4	4
被覆管外径(mm)	7.1	7	7.1
被覆管肉厚(mm)	0.5	0.42	0.4
燃料管外径(mm) / 燃料管径(mm)	1.65/1.7	1.0/1.1	1.2/1.1
燃料レット径(mm)		6.01	5.8
燃料レット密度(%TD)		84	95
燃料スミア密度(%TD)	75	80	80.5
空隙ギャップ(μm)			
<b>炉心部燃料ピン当たりの燃料質量(g/pin)</b>			
<b>&lt;主要核特性&gt;</b>			
Pu富化度(IC/OC)	14.7/20.3	18.7/21.3	15.4/17.2
[Pu-fissile/Pu-total=0.7]	[Pu-t/Pu+U]	[Pu-t/Pu+U]	
燃焼反応度(%Δk/kk')	3.78	3.26	2.49
増殖比(-)	1.03	1.14	1.2
倍增時間(年)			
遅発中性子割合	3.59E-03	3.69E-03	(3.69E-03)
即発中性子寿命(sec)	2.76E-07	2.68E-07	
最大高速中性子束(n/cm <sup>2</sup> ・s)	4.77E+15	4.97E+15	2.79E+15
<b>&lt;反応度係数・他&gt;</b>			
EOEC	EOEC	EOEC	EOEC
ドップル係数(1.0E-3 Δk/dT)	-4.2	-4.1	-10.3
(非ボイド炉心の炉心部)			
燃料温度係数(×10 <sup>6</sup> Δk/kk'/°C)	-4.5	-2.5	同左(暫定)
構造材温度係数(×10 <sup>6</sup> Δk/kk'/°C)	+1.8	+1.4	同左(暫定)
冷却材温度係数(×10 <sup>6</sup> Δk/kk'/°C)	+4.7	+1.3	(+4.8)
炉心支持板温度係数(×10 <sup>6</sup> Δk/kk'/°C)	-13.6	-10.8	(-10)
最大正ボイド反応度(\$)	8.1	3.8	5.9
(ピンバンドル部のみボイド化)	(2.92%Δk/kk')	(1.41%Δk/kk')	(2.18%Δk/kk')

表 7.1 鉛冷却炉における反応度変化の静的評価条件及び結果

ボイド領域	CITATION 70 群	SIMMER-III 18 群
(1)内側炉心のみ	7.11\$	5.01\$
(2)内側・外側炉心	7.22\$	3.73\$
(3)内側・外側炉心・軸ブランケット	6.39\$	3.19\$
(4)内側・外側炉心・軸ブランケット・上部ガスプレナム	3.85\$	0.90\$
(5) 内側・外側炉心・全ブランケット	3.97\$	1.49\$
ステナール移動パターン	CITATION 70 群	SIMMER-III 18 群
(1)炉心の被覆管が無くなった場合	-	7.25\$
(2)炉心の被覆管が炉心上部に集まった場合	-	3.97\$



表7.2 水冷却炉：検討対象炉心の主要諸元

項 目		RBWR	HPWR	SCFBR	FBR(MOX) (参考)	備 考
電気出力	MW	1100	1000	1520	1600	
(熱出力	MW)	3188	2900	3600	3188	
炉心高さ	m	0.68	2	2.8	0.8	
炉心等価直径	m	7.2	5	2.8	5.1	
燃料集合体数		924 <sup>1)</sup>	210/169 <sup>2)</sup>		576	1) 軸方向非均質燃料
体積比	%					2) シード/ブランケット燃料
燃料		45	54 <sup>3)</sup>	55.7	40.7	
冷却材		34.8	27 <sup>3)</sup>	33	35.0	3) 暫定値
構造材		20.2	20 <sup>3)</sup>	11.3	24.3	
燃料		MOX	MOX	窒化物	MOX	
Pu fis 富化度(1) <sup>4)</sup>	%	10.2	6.6	8.2	14.8	4) 炉心+内部ブランケットの平均
Pu fis 富化度(2) <sup>5)</sup>	%	18	15.0	12.3	14.8	5) 炉心燃料集合体部の値
熔融炉心高さ (1) <sup>6)</sup>	m	0.44	1.48	1.88	0.52	6) 燃料+構造材が熔融
熔融炉心高さ (2) <sup>7)</sup>	m	0.31	1.08	1.56	0.33	7) 燃料のみ熔融

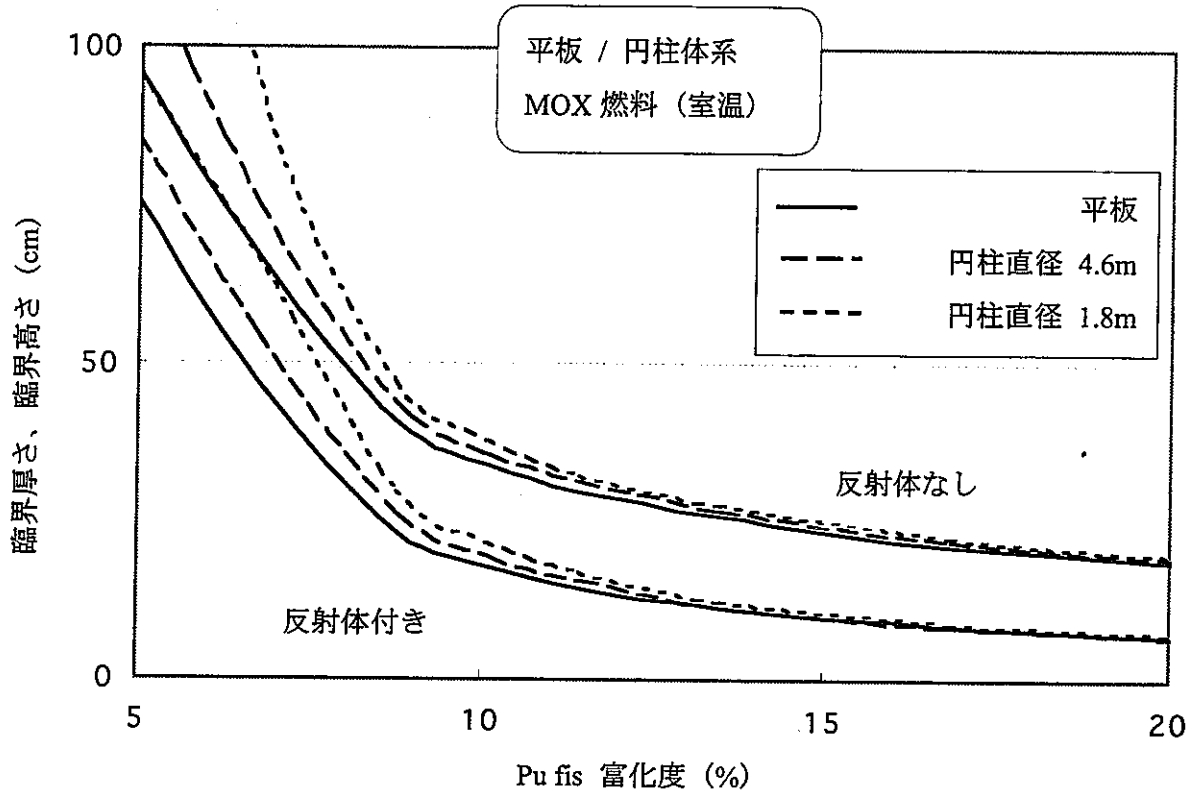


図 2.1 円柱および平板体系臨界厚さおよび臨界高さ (MOX 燃料)

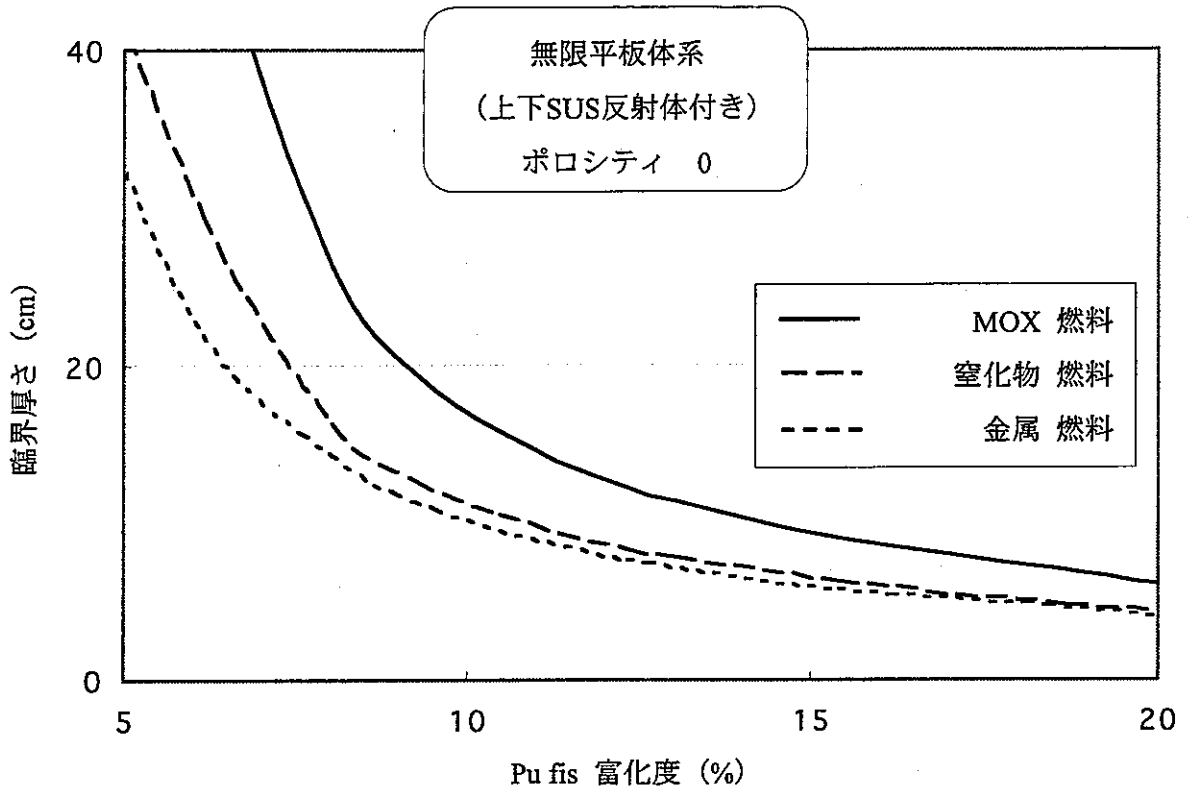


図 2.2 各種燃料からなる無限平板の臨界厚 (燃料ポロシティ=0)

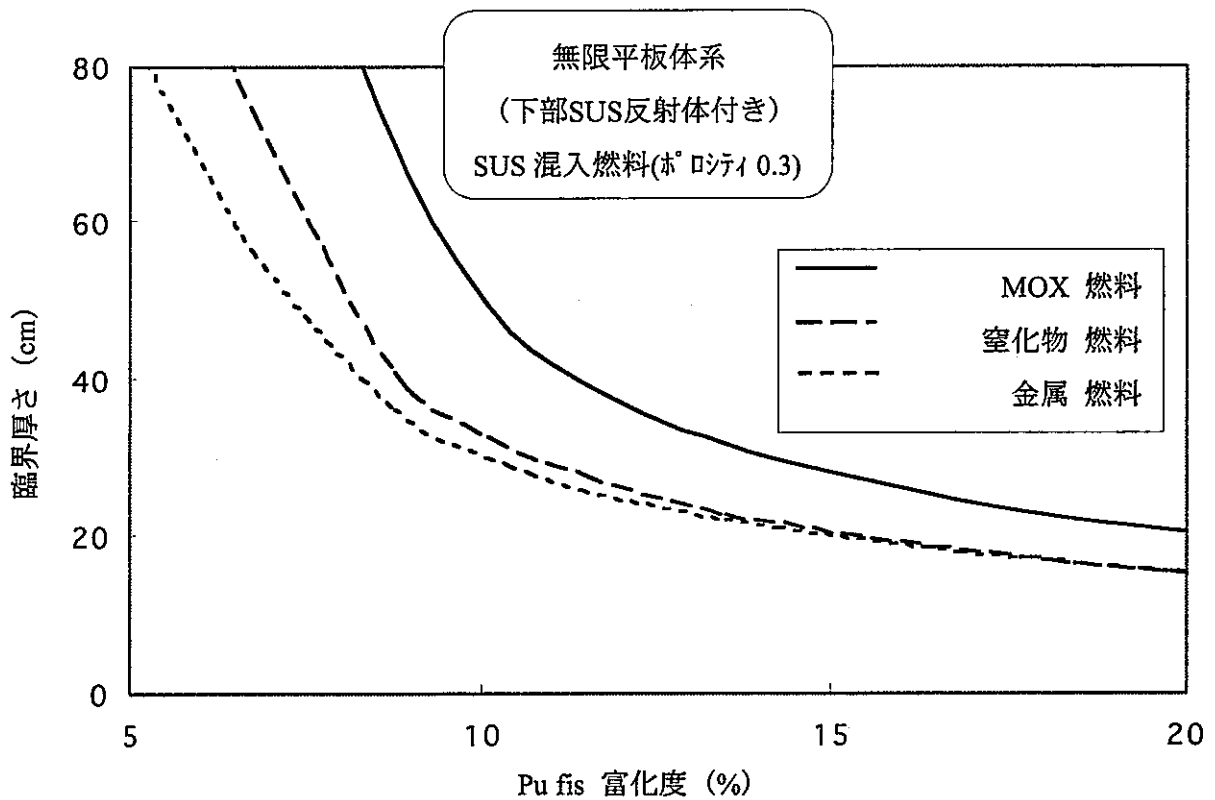


図 2.3 各種燃料からなる無限平板体系の臨界厚さ (スチール混入)

内部ダクト型：低圧プレナム接続／高圧プレナム接続

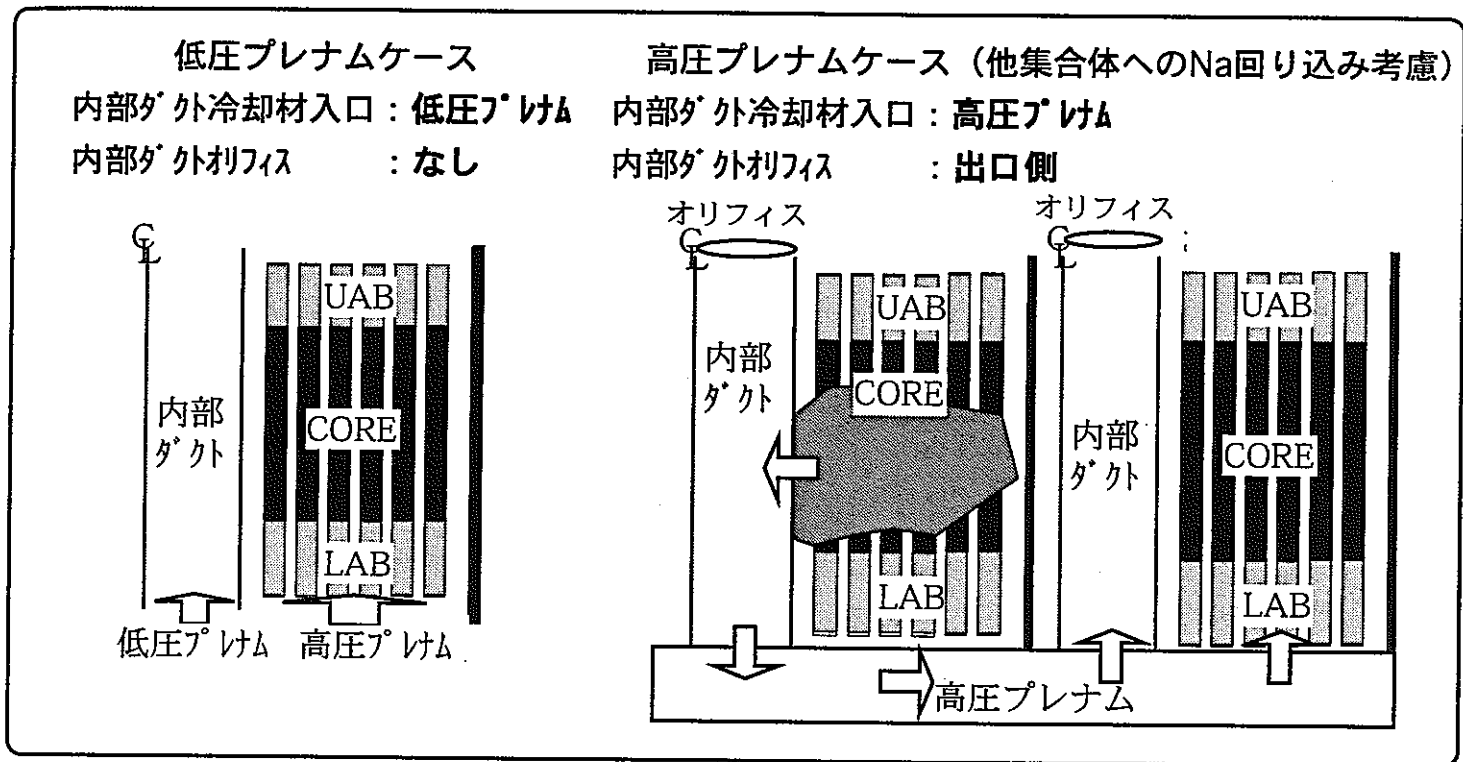


図 3.1 内部ダクト付き集合体概念図

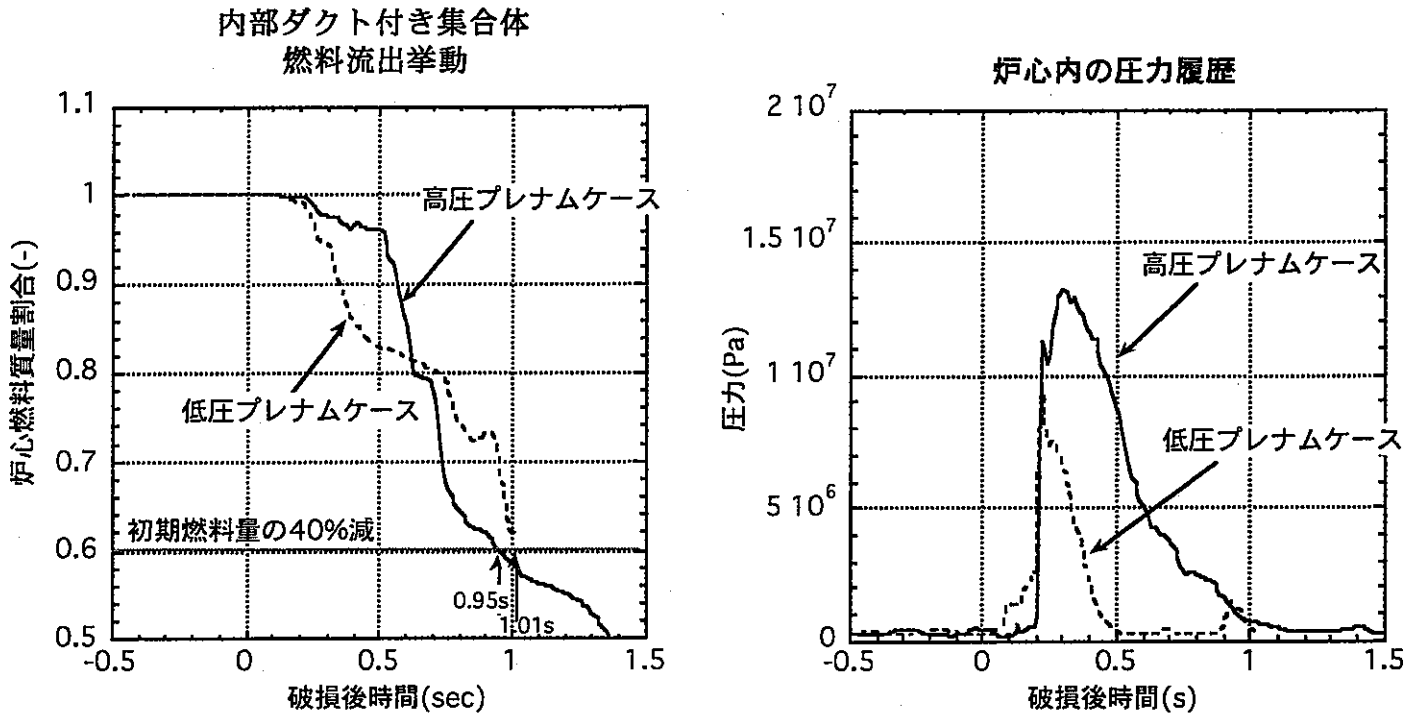
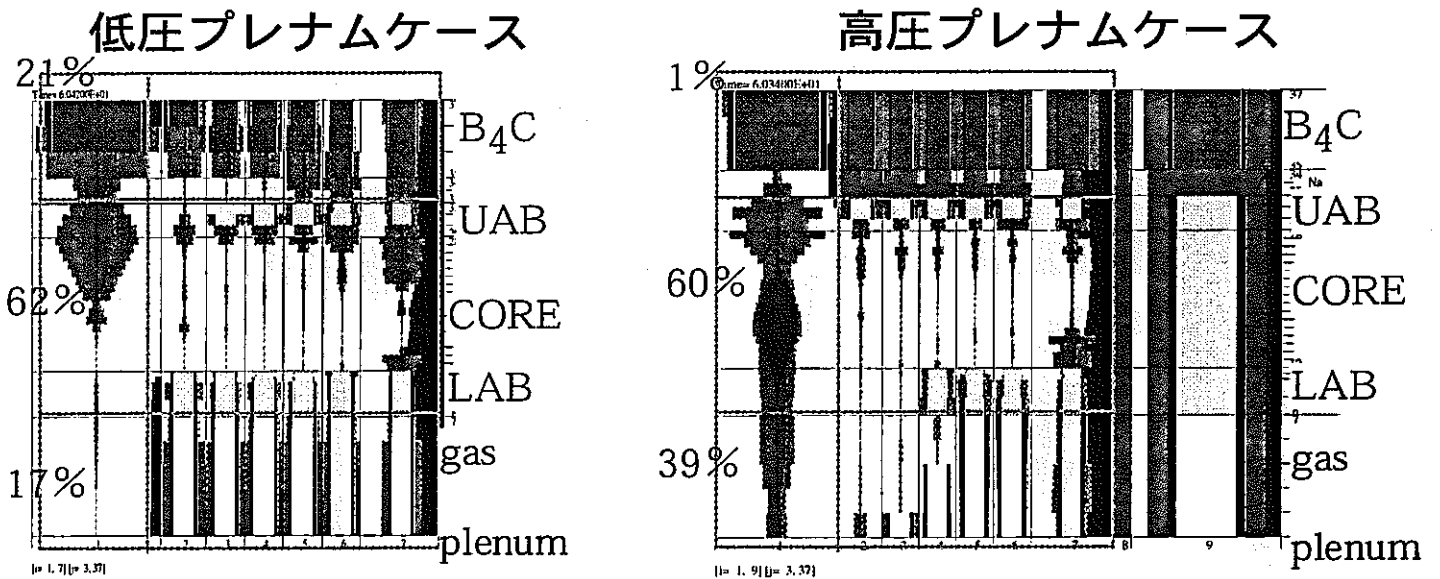


図 3.2 内部ダクト付き集合体燃料流出挙動解析結果



高圧プレナムに接続する場合

- ・燃料流出時間は、低圧プレナムに接続する場合とほぼ同じ
- ・但し、FCIの発生によって炉心内圧力が増大する。
- ・ほとんどの燃料が冷却材入口側へ流出する。

図 3.3 内部ダクト付き集合体、40%燃料流出時の炉心状態

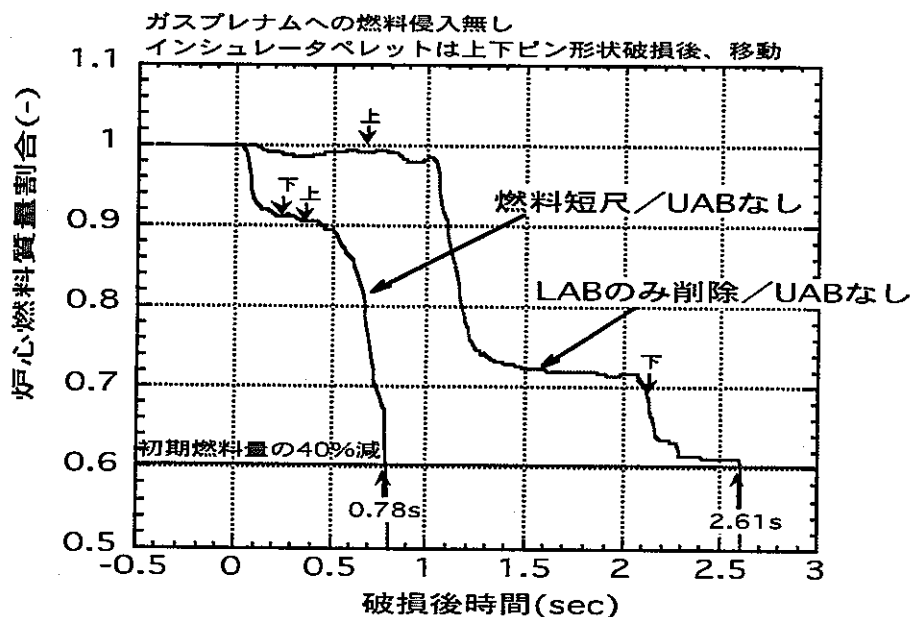
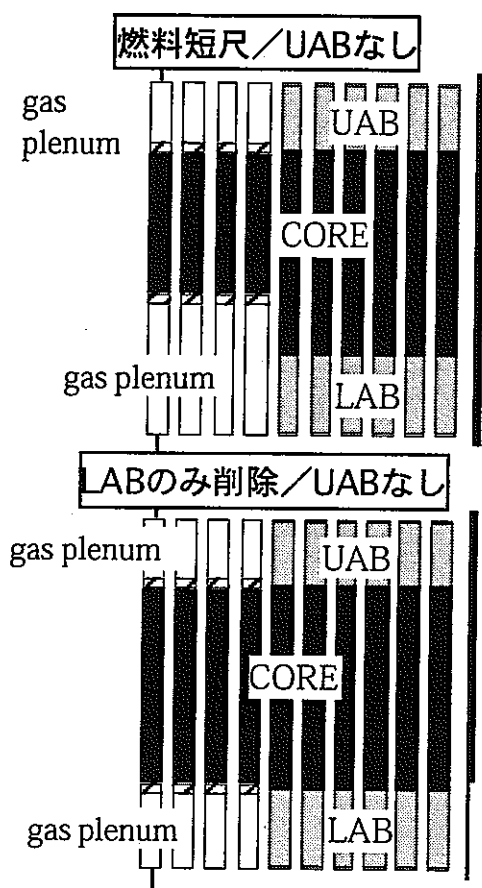


図 3.4 LAB 一部削除型集合体解析体系及び燃料流出挙動解析結果 燃料短尺ピン/LAB のみ削除ピン

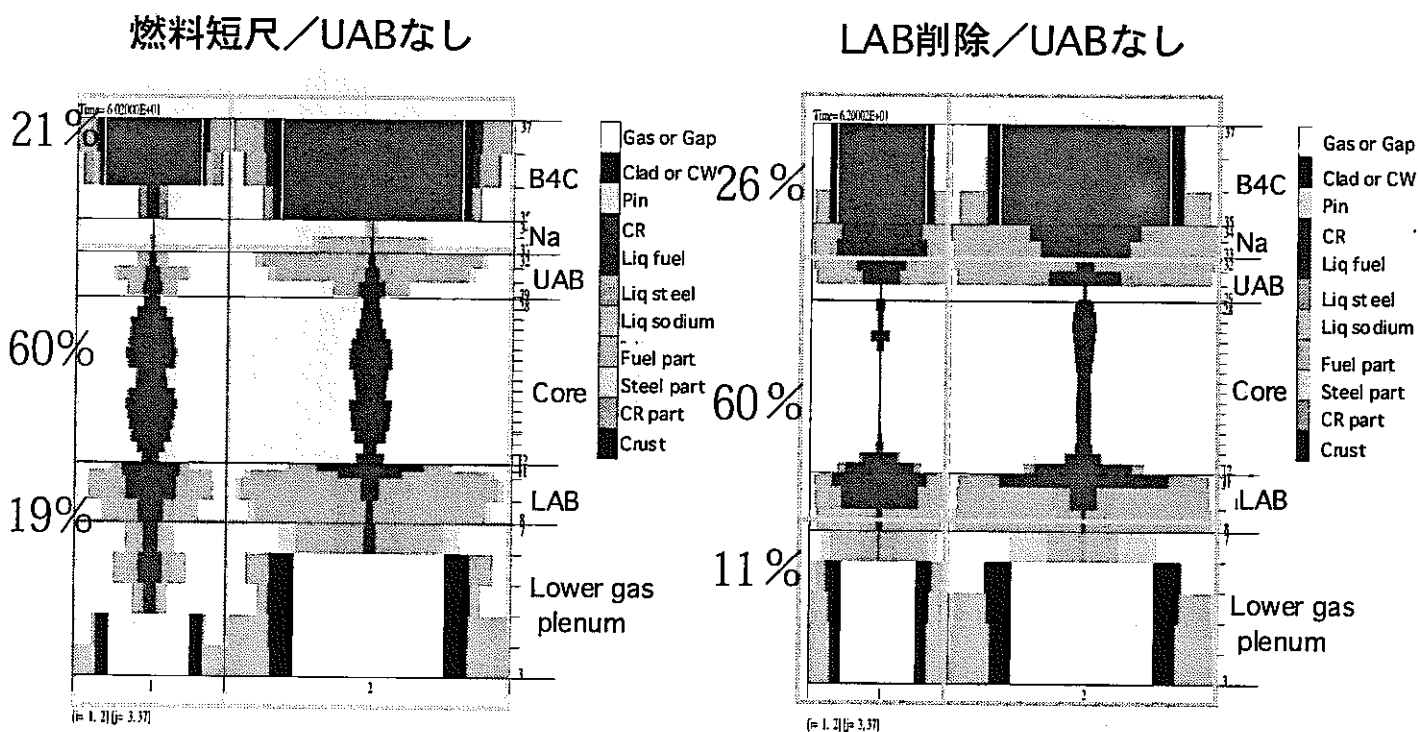


図 3.5 LAB 一部削除型集合体解析結果 40%燃料流出時の物質配置

	全炉心	(合計)	1/3体系炉心	(合計)
内側炉心燃料数	252体		84体	
外側炉心燃料数	210体	462体	70体	154体
径ブランケット数	150体	612体	50体	204体

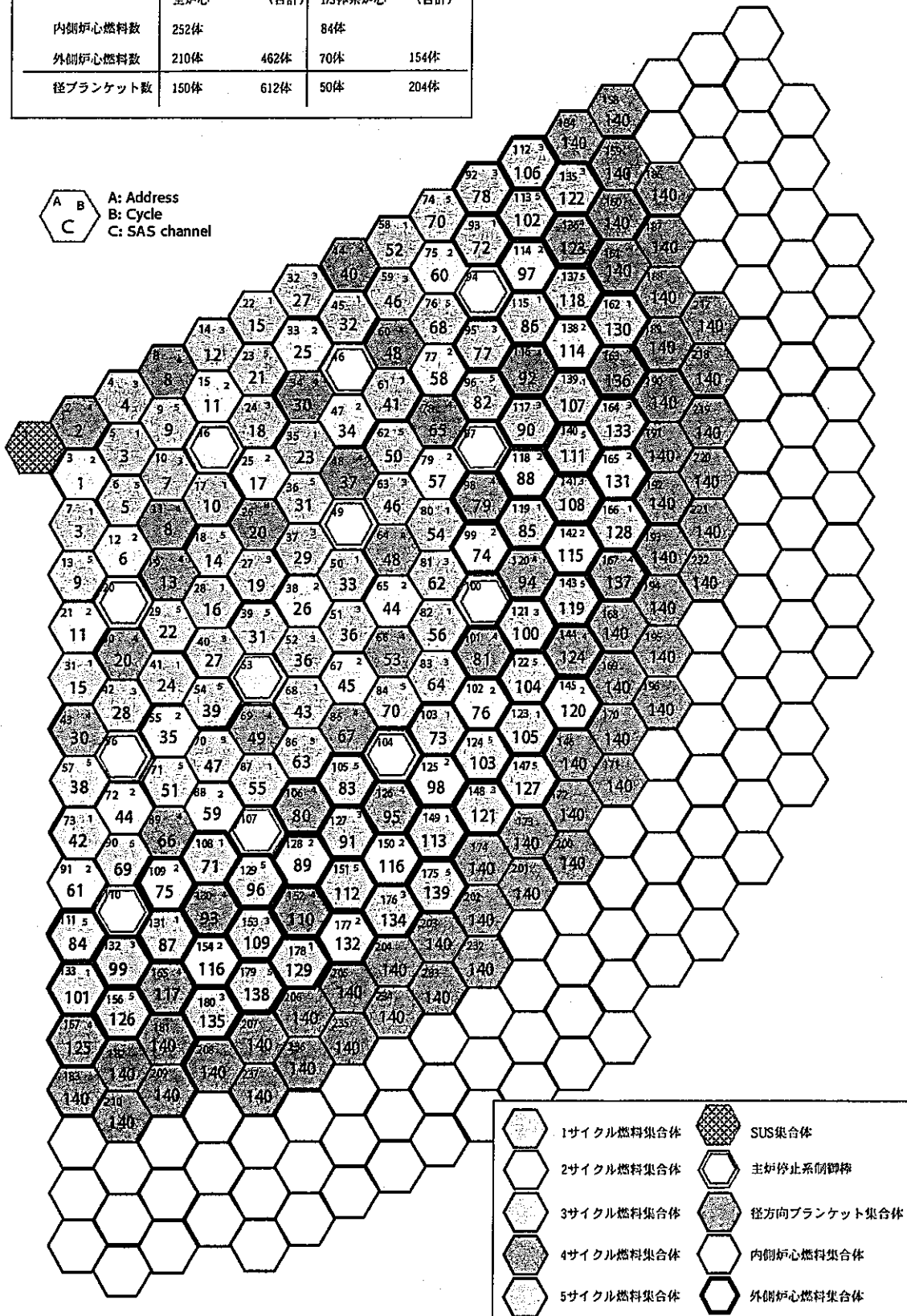
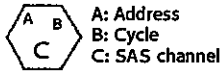
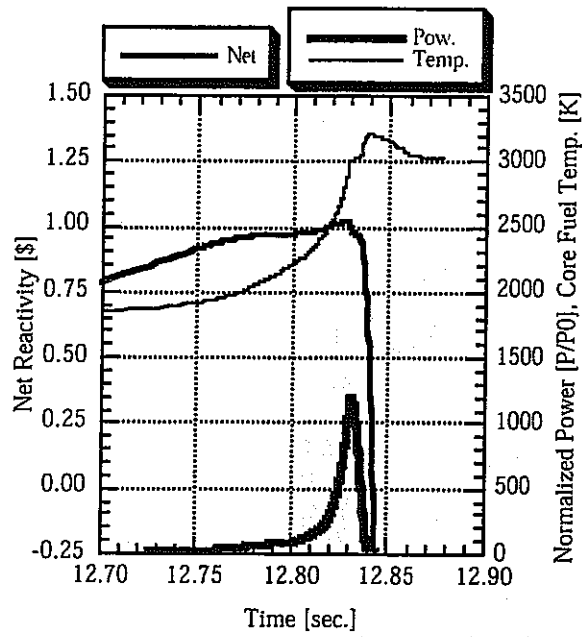
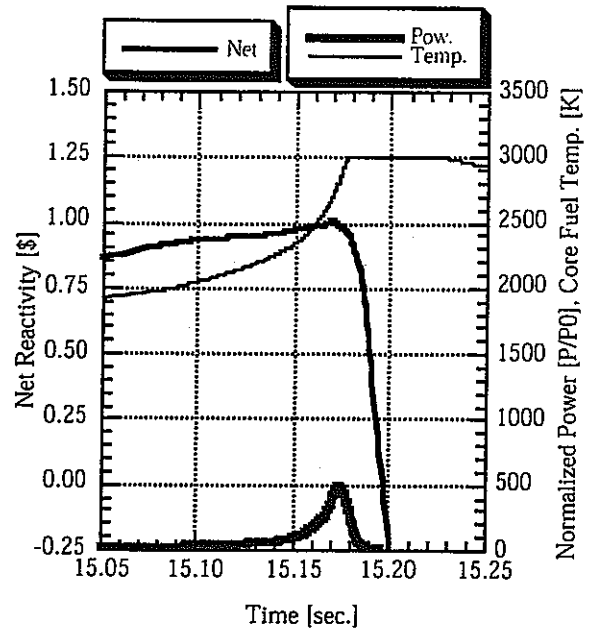


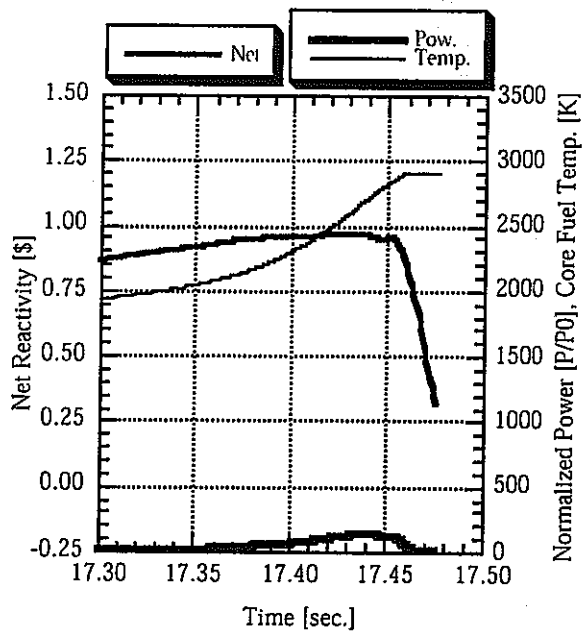
図 4.1 Na 冷却 MOX 燃料炉心解析モデル (第 1 炉心 : 炉心高さ 1 2 0 cm)



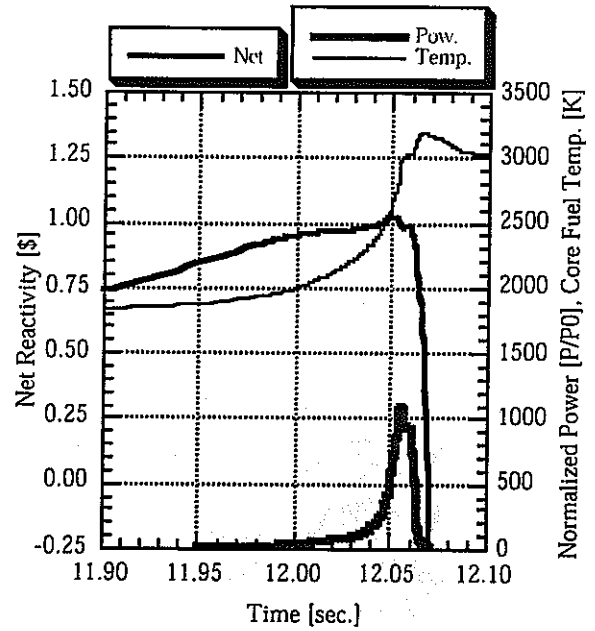
① Void 7.4\$ Case



② Void 6\$ Case



③ Void 5\$ Case



④ Void 8\$ Case

図 4.2 Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果  
(第 1 炉心 : 炉心高さ 120cm)



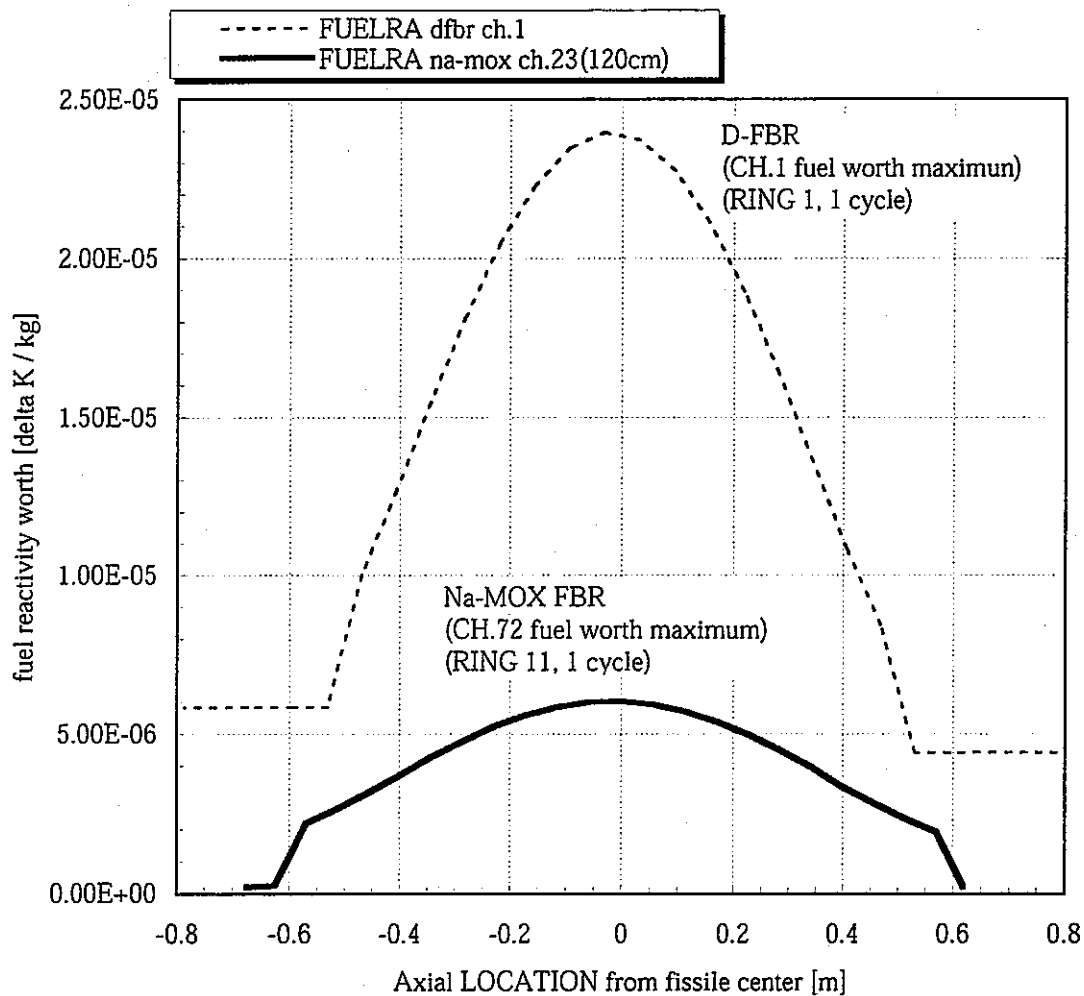
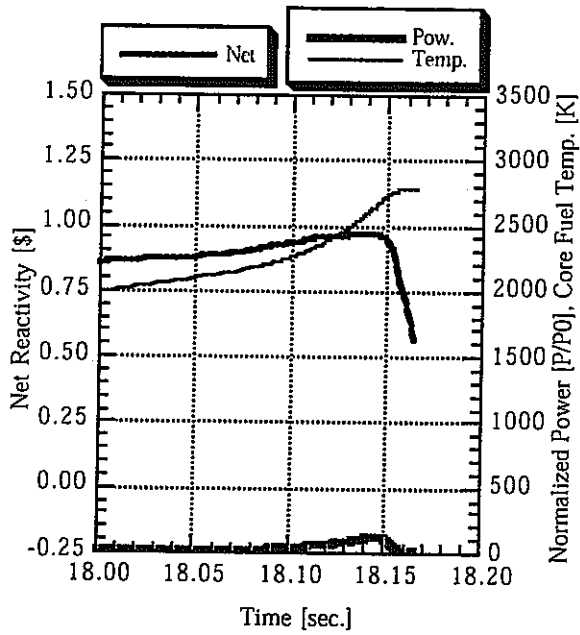
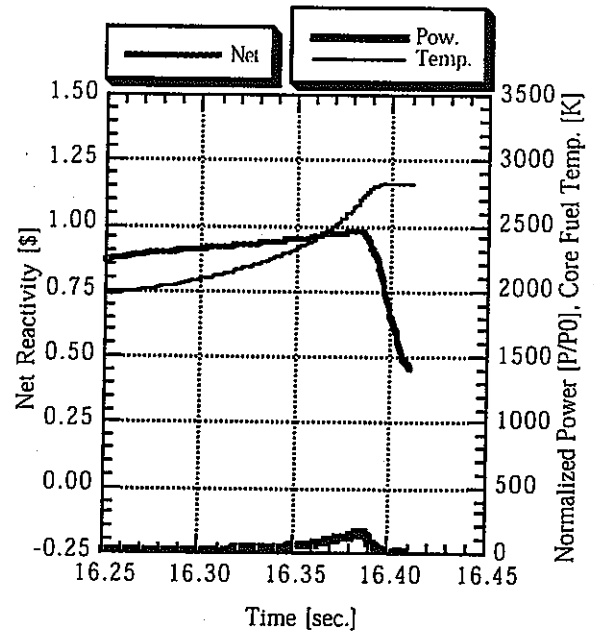


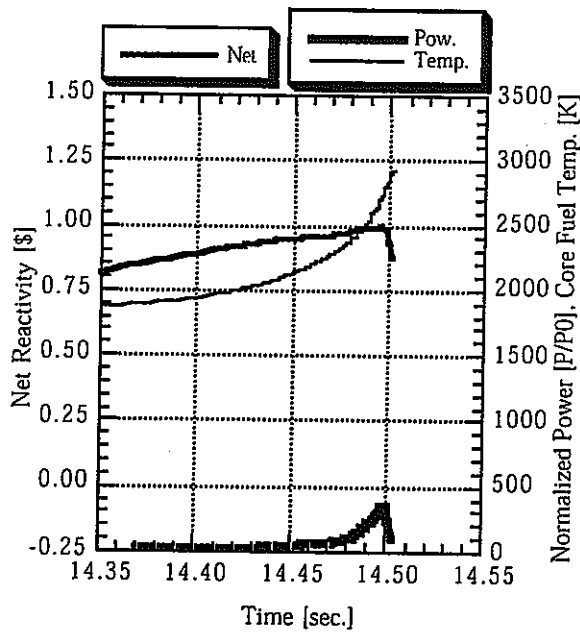
図4.3 Na冷却MOX燃料炉心の燃料反応度価値分布  
(第1炉心：炉心高さ120cm)



① Void 5.2\$ Case



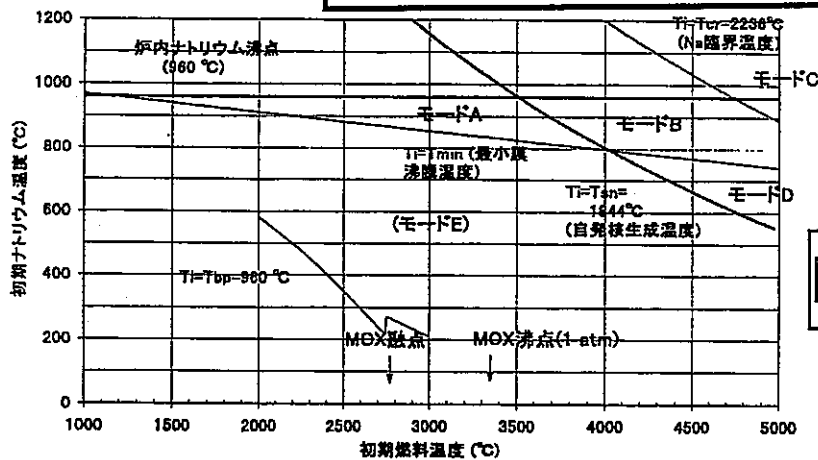
② Void 6.0\$ Case



③ Void 7.0\$ Case

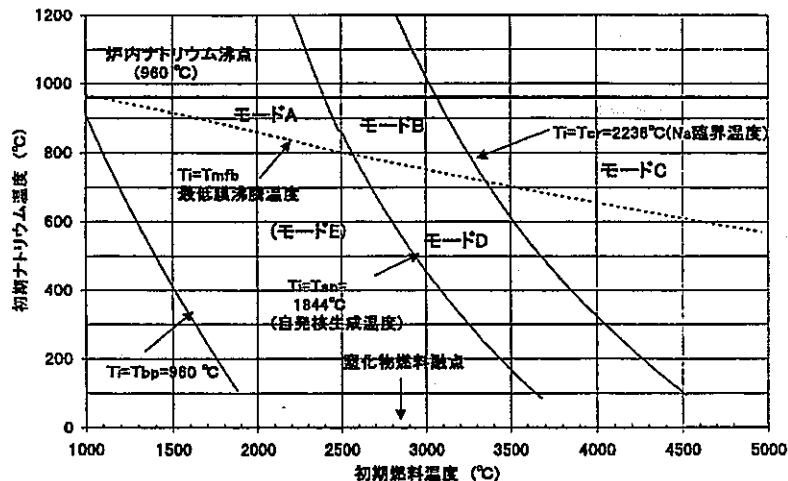
図 4.4 Na 冷却 MOX 燃料炉心 ULOF 事象起因過程解析結果  
(第 2 炉心 : 炉心高さ 80cm)

**モードC : 激しいFCIの領域**



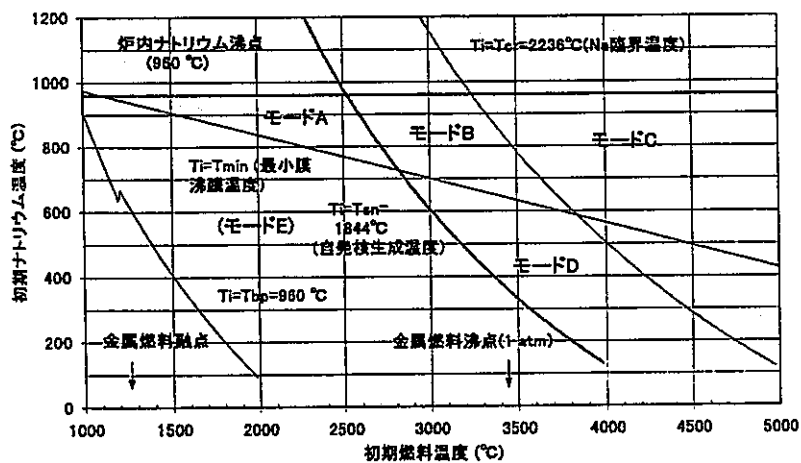
**Na-MOX**

図 5.1 酸化物燃料(MOX)/ナトリウム系のFCI基本モードの温度条件マップ



**Na-窒化物**

図 5.2 混合窒化物(MN)燃料/Na系のFCI基本モードの温度条件マップ



**Na-金属**

図 5.3 金属燃料(U-20Pu-10Zr)/ナトリウム系のFCI基本モードの温度条件マップ

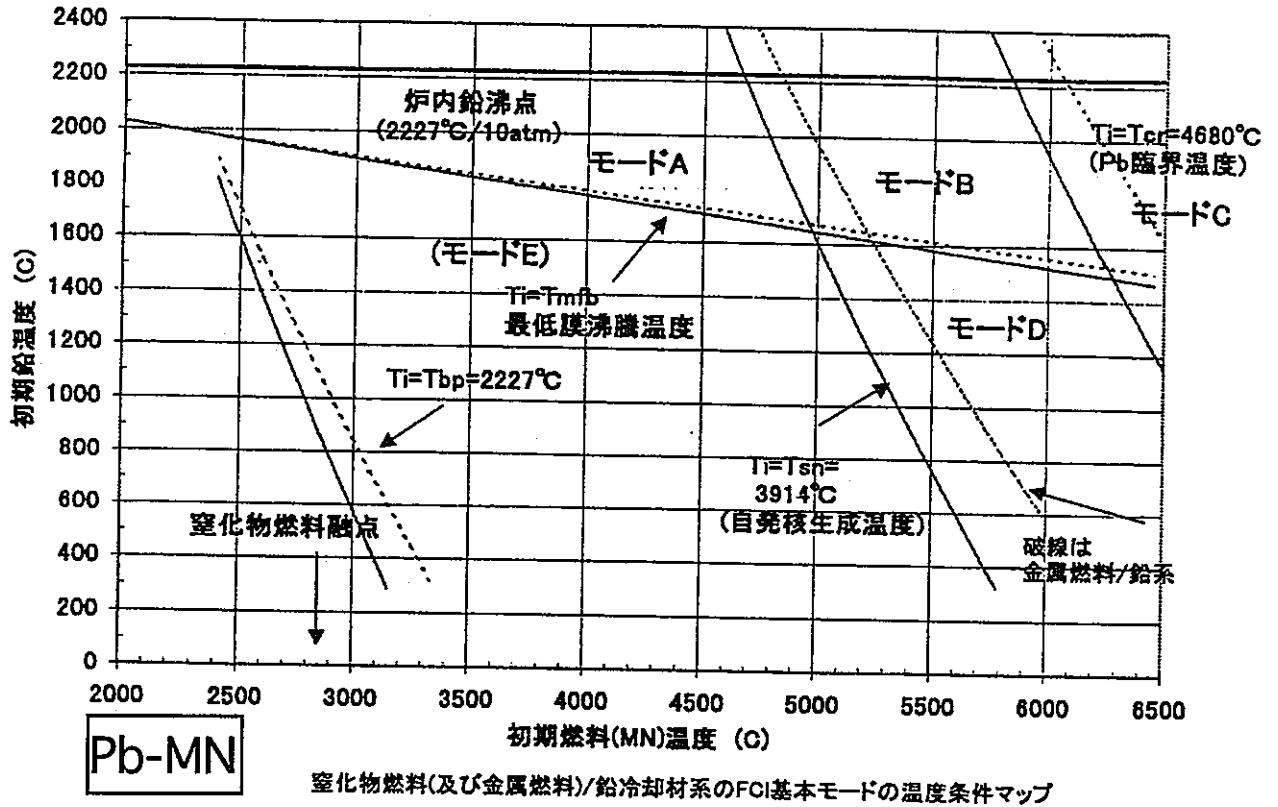


図 5.4

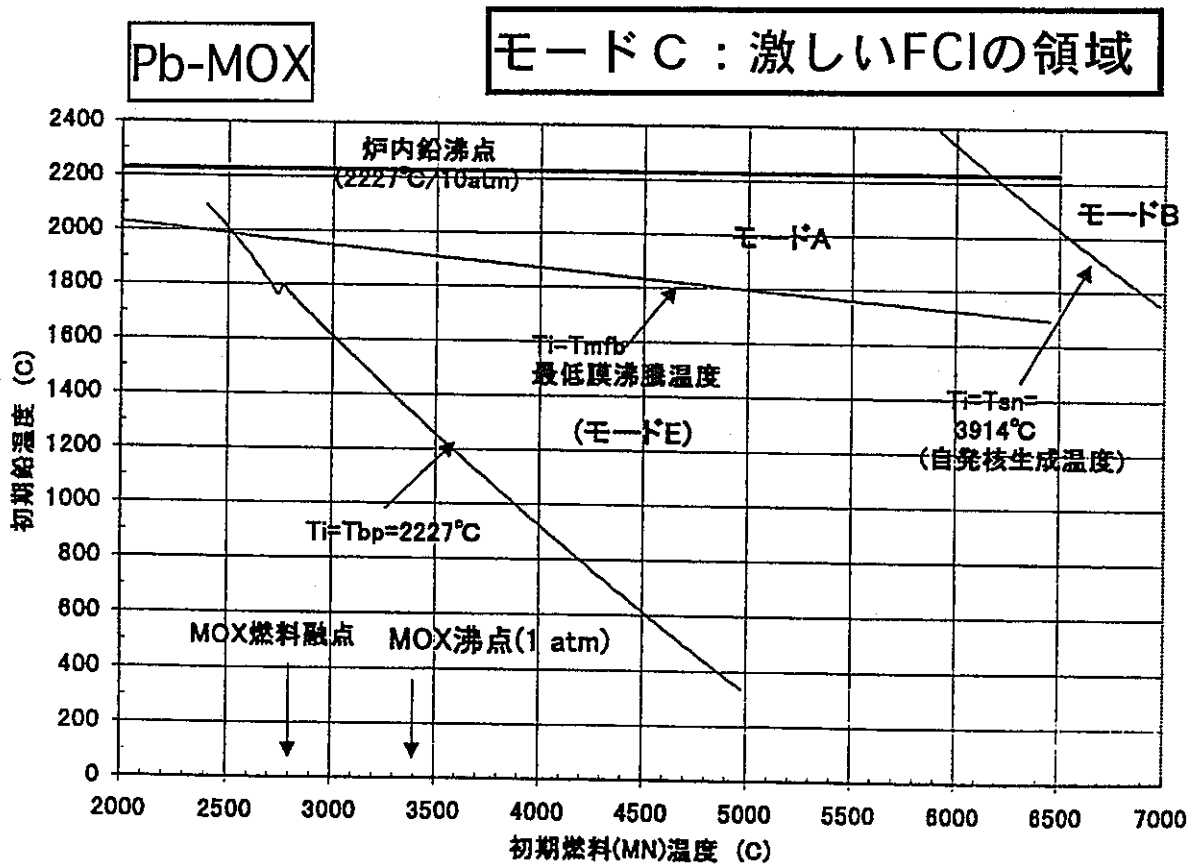


図 5.5

MOX燃料/鉛冷却材系のFCI基本モードの温度条件マップ

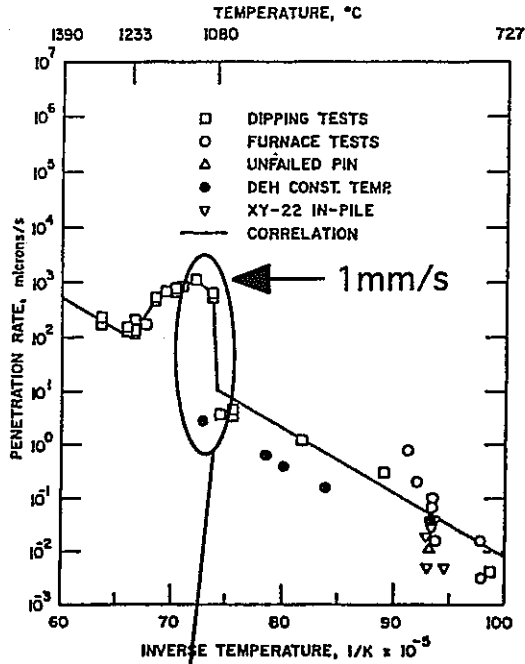


Fig. 1. Cladding Penetration by eutectic from various sources. Dipping tests (Walters and Kelwan 1966) on uranium and iron. Furnace tests (Betten, Bottcher and Seidel 1983) unfailed pin (Seidel 1980), and XY-22 in-pile tests (Lahm, Koenig, Betten, Lehto and Seidel 1987) on uranium-plutonium and stainless steel. Constant temperature DEH tests on U-19Pu-102r and D9 stainless steel.

図 5.6

炉外試験結果に基づく液相侵食速度の温度依存性

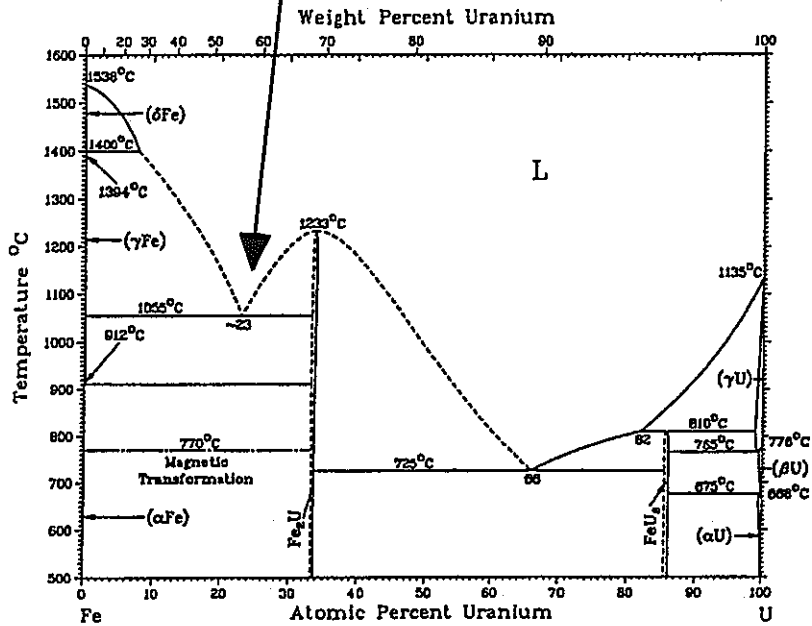


図 5.7

Fe-U二元系状態図

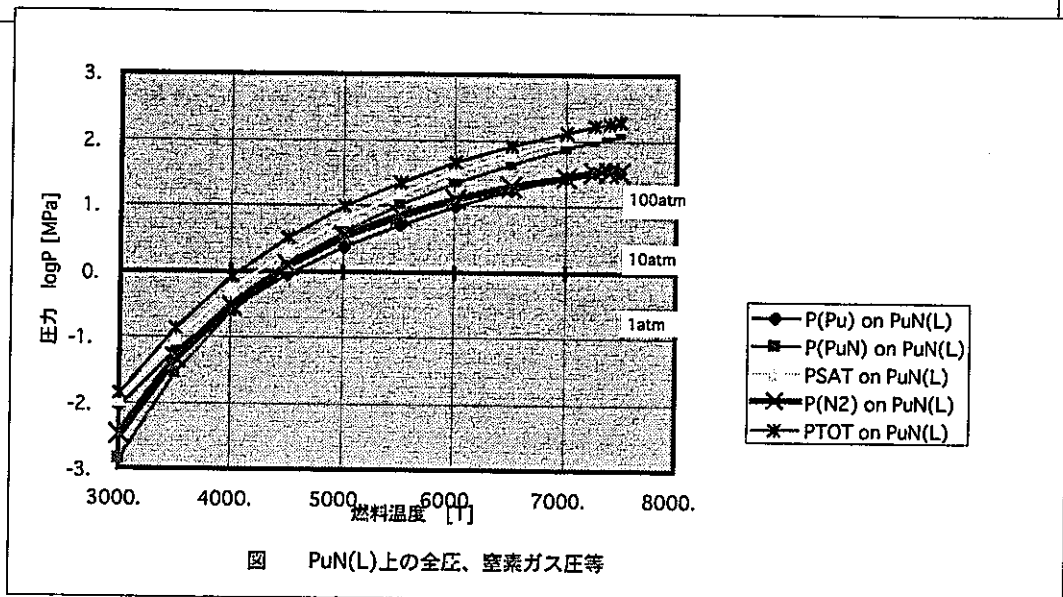
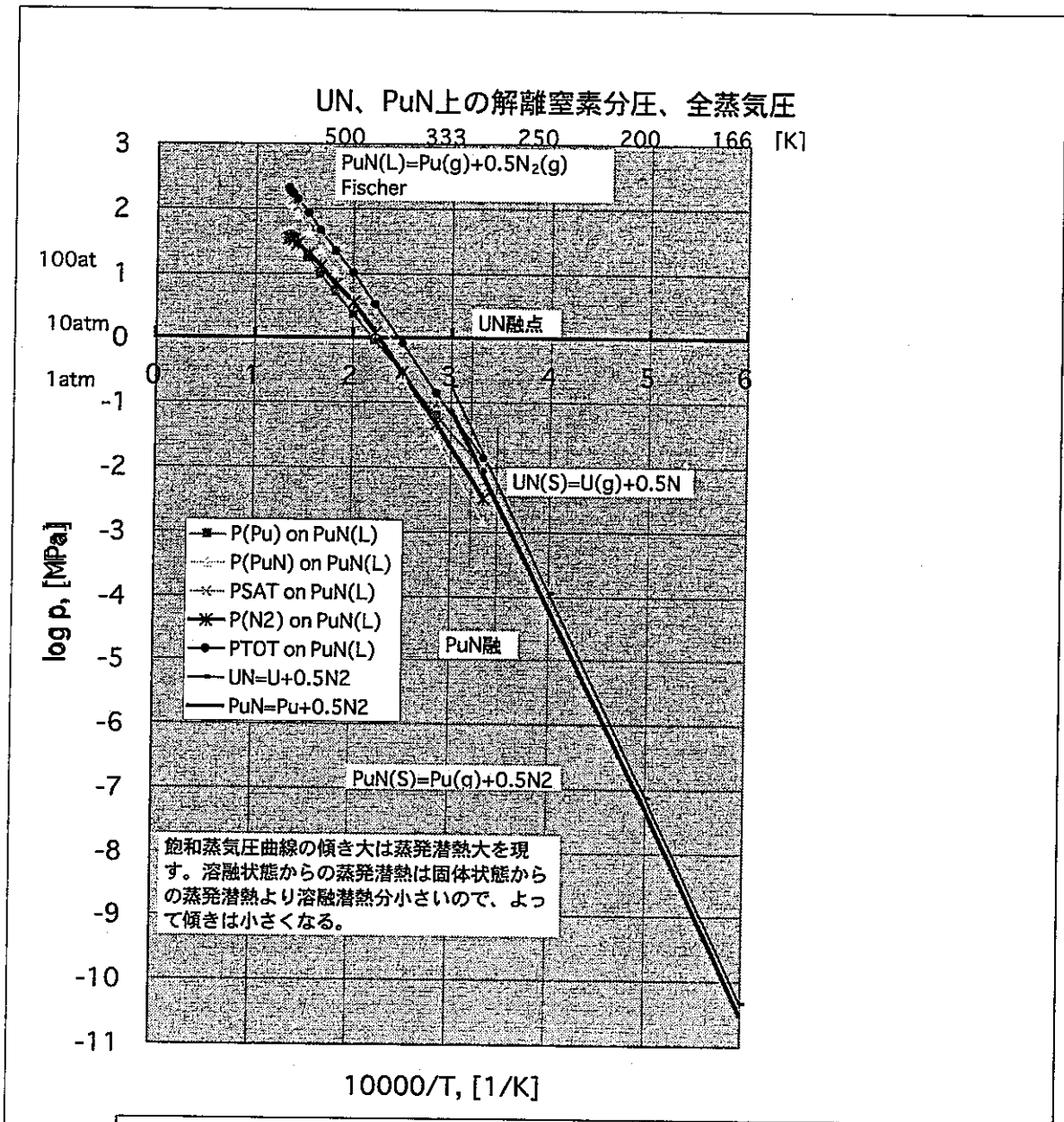
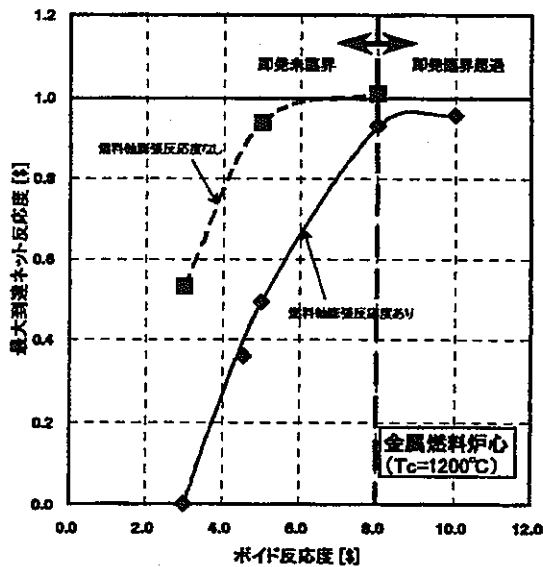
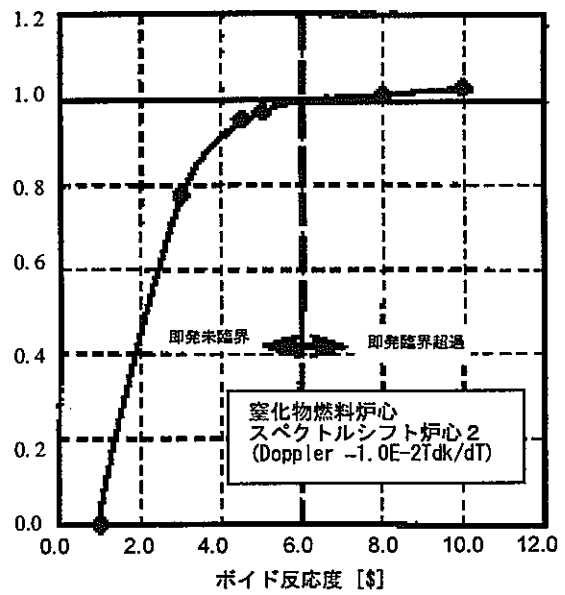


図 5.8 UN、PuN(L)上の解離窒素分圧、全蒸気圧等



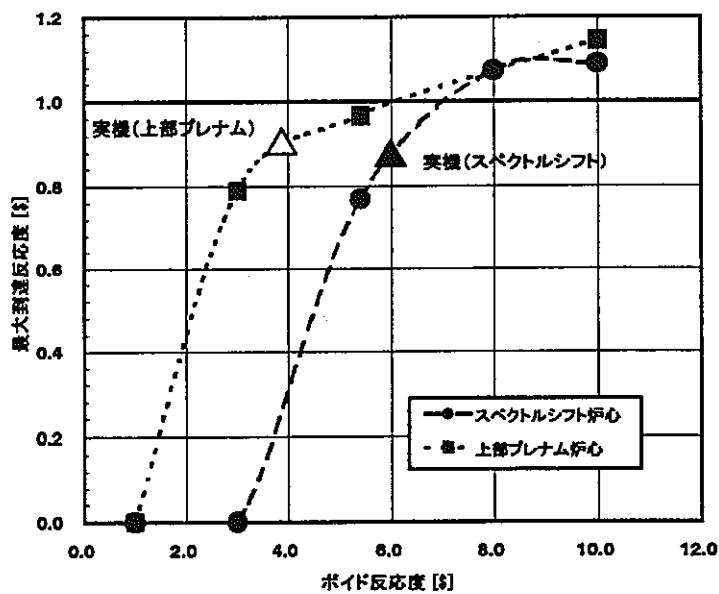
最大ネット反応度とボイド反応度の関係

図 6.1 金属燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討



最大ネット反応度とボイド反応度の関係

図 6.2 MN燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討 (通常のドップラー係数)



最大到達反応度とボイド反応度の関係

図 6.3 MN燃料炉心におけるボイド反応度目安値の検討 (スペクトルシフト炉心、上部Naプレナム付炉心)

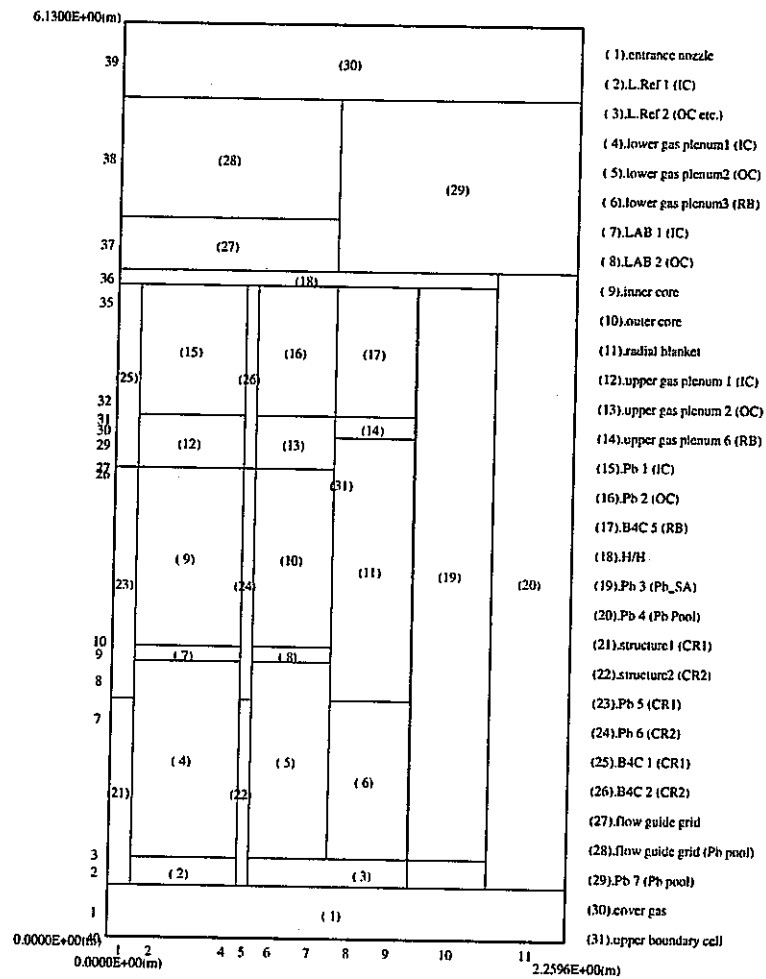


図 7.1 SIMMER-III による鉛冷却炉解析体系



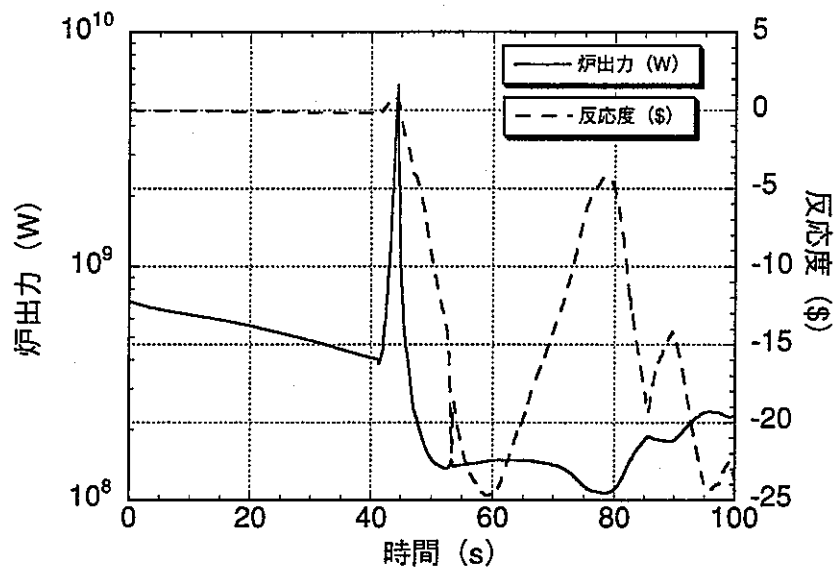


図 7.2 FP ガス放出を考慮しないケースにおける炉出力と反応度の時間変化  
(鉛冷却 MOX 燃料炉)

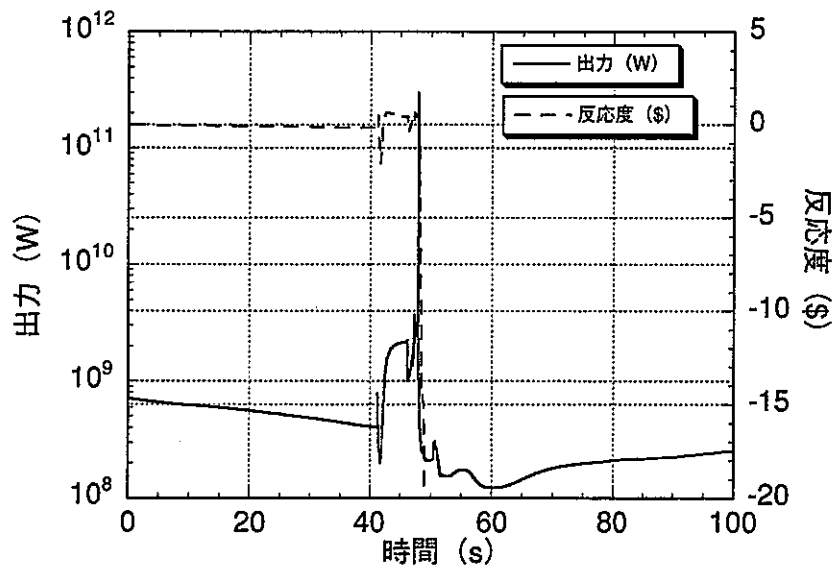


図 7.3 FP ガスの放出を考慮したケースにおける出力と反応度の時間変化  
(鉛冷却 MOX 燃料炉)

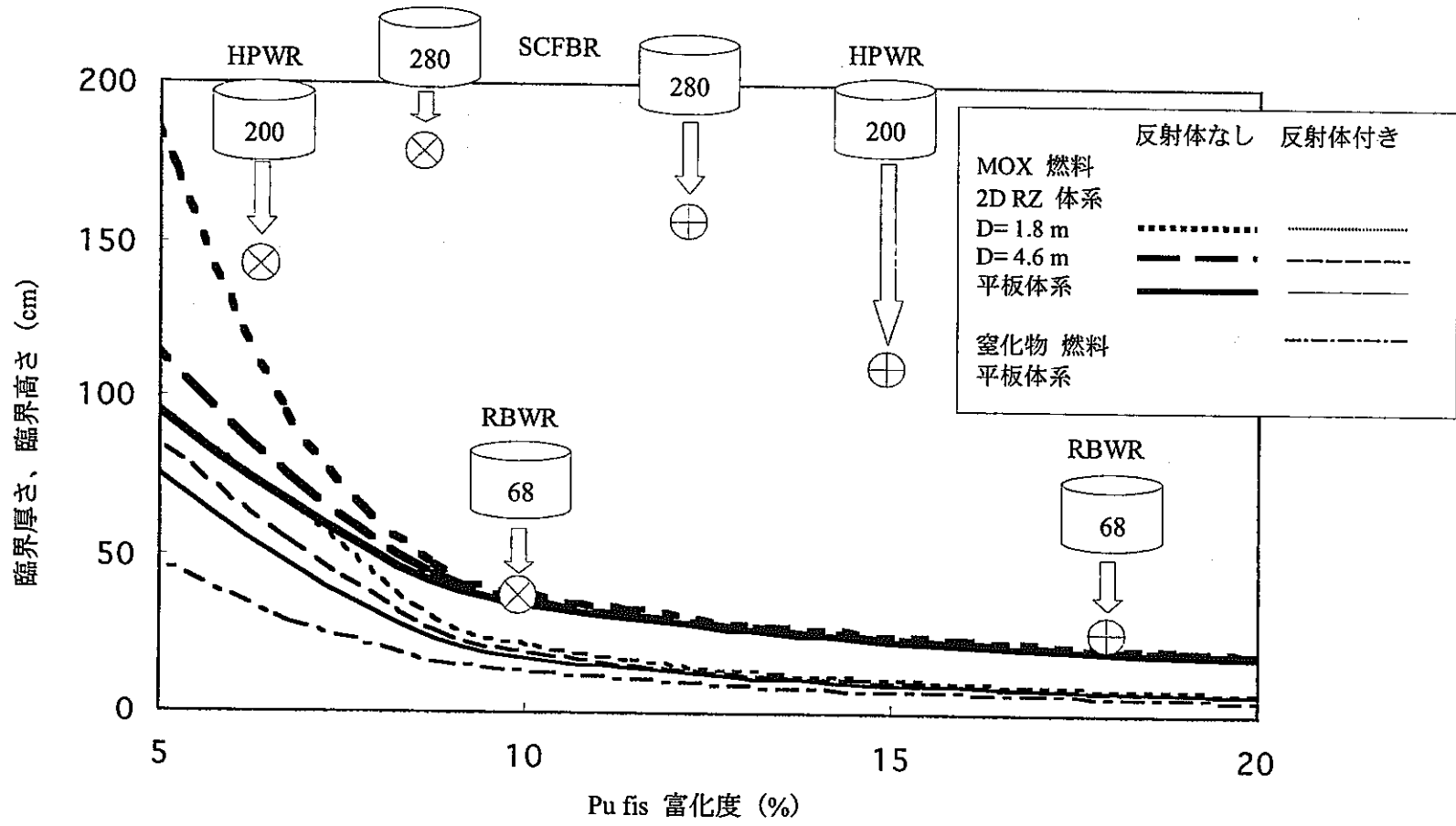


図 7.4 水冷却炉：損傷炉心高さと臨界高さの関係