

# 鉛冷却高速炉の炉心損傷事故事象解析

－ 平成 1 1 年度成果－

(研究報告)

2 0 0 0 年 7 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製・複写・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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

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

Japan

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

2000

# 鉛冷却高速炉の炉心損傷事故事象解析

## －平成11年度成果－

(研究報告)

飛田 吉春<sup>†</sup>、藤田 朋子<sup>†</sup>

藤田 哲史<sup>†</sup>

### 要旨

核燃料サイクル開発機構では、安全確保を前提に「経済性向上、資源の有効利用、環境負荷低減、核不拡散性の確保」を目標として、実用化に向けて競争力のある高速炉プラントを創出する実用化戦略調査研究を進めている。本報告書では、この調査研究において実用化炉の候補概念の一つとして検討されている重金属冷却高速炉の炉心安全性の特徴を明らかにすることを目的として実施した炉心損傷事故解析における事象進展について報告する。解析の結果、鉛冷却炉においては、鉛の有する高い沸点と密度のために炉心崩壊事故の事象進展は緩慢かつマイルドとなり、厳しい再臨界が発生することはないとの結果を得た。このため、鉛冷却炉では内部ダクト型集合体もしくは軸ブランケット一部削除型集合体のような再臨界回避を目的とした設計方策を採る必要はないと考えられる。一方、事故影響の炉容器内格納性の観点からは、高温化した鉛に対する一次系バウンダリ、炉容器内構造物及び崩壊熱除去機能の健全性維持が重要となることが指摘された。

---

<sup>††</sup>システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ  
実用化戦略調査研究フェーズ1  
WBS I-1-F

## CDA Analysis of Lead-Cooled Fast Reactor

- Results in 1999 -

Yoshiharu TOBITA<sup>†</sup>, Tomoko FUJITA<sup>†</sup>

Satoshi FUJITA<sup>†</sup>

### Abstract

The feasibility study for the commercialization of fast reactors is underway in Japan Nuclear Cycle Development Institute, aiming at the achievement of the economic competitiveness, making full use of the natural resources, reduction of the environmental impact and the assurance of the nuclear non-proliferation and safety. This report shows the results of the analysis of the core-disruptive accident in lead-cooled reactor, which was performed to clarify the safety aspects of the heavy metal cooled fast reactors.

The analysis showed that the high boiling point and density of lead made the event progression in the core-disruptive accident genuine and mild and prohibited the energetic re-criticality. Therefore, the dedicated designs to avoid the energetic recriticality, such as the fuel sub-assembly with inner duct and/or the fuel sub-assembly with partial removal of axial blanket pellet are not necessary in the lead-cooled fast reactor. On the other hand, the importance of the integrity of the primary boundary, structures in the reactor vessel, and decay heat removal system against the high temperature lead was pointed out from the viewpoint of the in-vessel retention of the accident.

---

<sup>†</sup> <sup>†</sup>System Engineering Tech. Div., Nuclear System Safety Research Group

## 目次

1.	はじめに.....	1
2.	解析手法及び解析条件.....	2
2.1	鉛冷却炉における事象推移.....	2
2.2	解析手法.....	2
2.3	解析体系と解析条件.....	2
2.4	解析ケースの設定.....	4
3.	解析結果と考察.....	5
3.1	F P ガス放出無し（ケース1）.....	5
3.2	F P ガス放出あり（ケース2）.....	5
4.	結論.....	7
5.	参考文献.....	8

## 表目次

表 1	鉛冷却 MOX 炉の設計情報 (1) .....	9
表 2	鉛冷却 MOX 炉の設計情報 (2) .....	10
表 3	SIMMER-III 解析体系における流量設定 .....	10

## 図目次

図 1	鉛冷却 MOX 炉の炉心周辺の幾可形状 (燃焼計算体系) .....	11
図 2	鉛冷却 MOX 炉解析体系の概念図.....	11
図 3	本解析における流量減衰曲線 (内側炉心集合体の流速) .....	12
図 4	F P ガス放出無しケースの出力反応度履歴 (0~100s) .....	13
図 5	F P ガス放出無しケースの出力反応度履歴 (50.0~60.0s) .....	13
図 6	燃料の炉容器内分布の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し) .....	14
図 7	燃料粒子の領域平均温度の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し) .....	14
図 8	鉛冷却材の領域平均温度の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し) .....	15
図 9	F P ガス放出有りケースの出力反応度履歴 (0~100s) .....	16
図 10	F P ガス放出有りケースの出力反応度履歴 (50.0~60.0 s) .....	16
図 11	燃料の炉容器内分布の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り) .....	17
図 12	燃料の領域平均温度の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り) .....	17
図 13	鉛の領域平均温度の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り) .....	18

## 1. はじめに

サイクル機構では、安全確保を前提に「経済性向上、資源の有効利用、環境負荷低減、核不拡散性の確保」を目標として、実用化に向けて競争力のある高速炉プラントを創出する実用化戦略調査研究を進めている<sup>[1]</sup>。本報告書では、この調査研究において実用化炉の候補概念の一つとして検討されている重金属冷却高速炉の炉心安全性の観点からの特徴を明らかにすることを目的として実施した炉心損傷事故（CDA: Core Disruptive Accident）における事象進展解析結果について報告する。

本研究では、従来のナトリウム冷却炉に対して、冷却材の違いが CDA の事象推移に与える影響を検討することを目的とする。このために、解析の対象炉心としては窒化物燃料とダクトレス燃料集合体を採用した BREST-300 炉心<sup>[2]</sup>ではなく、大洗工学センターの炉心燃料システムグループによって設計された MOX 燃料とラッパー管を採用した鉛冷却 MOX 炉心を解析対象とする。

本報告書では鉛冷却炉における CDA の事象推移の特性に関する定性的な議論とこれに基づく解析手法の整備、解析体系の作成と解析条件について 2 章で述べ、3 章において解析結果を議論し、4 章において結論としてまとめた。

## 2. 解析手法及び解析条件

### 2.1 鉛冷却炉における事象推移

鉛冷却炉では、高い冷却材沸点と密度のために、燃料崩壊挙動とその後の事象推移がナトリウム冷却炉と大きく異なると考えられる。ナトリウム冷却炉の代表的な炉心崩壊事故である流量喪失時スクラム不作動（ULOF: Unprotected Loss of Flow）事象では冷却能力と原子炉出力のバランスが崩れることでナトリウムが沸騰してボイド反応度が印加され、炉心の崩壊が加速される。これに対して鉛冷却炉の ULOF では、冷却材である鉛の沸点が燃料被覆管のスティールの融点よりも高いため、被覆管の熔融が单相の鉛冷却材の中で生じることになる。従って CDA の初期の過程では、鉛冷却材の沸騰によってボイド反応度が印加されることはなく、被覆管が熔融浮上して炉心から流出することによる正の反応度効果と、ガスペナム内の F P ガスが被覆管の破損孔を通して放出されることによるボイド反応度の挿入が反応度を上昇させると考えられる。崩壊後の燃料も高沸点の冷却材にクエンチされて固体燃料粒子となり、さらに冷却材と燃料の密度がほぼ等しいことから、冷却材と一緒に流動する。このために、燃料のみが集中して反応度が急上昇するような現象は起こりづらく、鉛冷却炉における CDA の事象推移は緩慢なものになると予想される。

### 2.2 解析手法

ULOF 等の起因事象発生後の燃料崩壊挙動は、燃料ピンの崩壊挙動を詳細に解析できる SAS4A コード<sup>[3]~[5]</sup>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熔融移動、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、本研究では、起因事象の発生時点から SIMMER-III コード<sup>[6], [7]</sup>を適用して事象推移を解析する。SIMMER-III のピン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取り扱え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熔融が進行する緩慢なものになると予想され、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。

さらに、本研究では鉛冷却炉における重要な反応印加要因であるガスペナムからの FP ガス放出によるボイド反応度印加を考慮するために、SAS4A のプレナムガス放出モデル PIPFLO<sup>[8]</sup>を SIMMER-III へ移植した。SAS4A では上下一方のガスペナムからのガス放出をモデル化しているが、SIMMER-III へ移植する際に両方のガスペナムからの放出を扱えるようにモデルを改良した。

### 2.3 解析体系と解析条件

本研究において解析を行った鉛冷却 MOX 炉の設計情報を表 1 及び 2 に示す。解析の対象

としたのは表 1 の通常圧損炉心である。炉心の幾何形状については、炉心の燃焼計算で使用された図 1 を用いる。ナトリウム冷却炉では炉心上方に  $B_4C$  の遮蔽体が設置されているが、鉛冷却炉では鉛が反射体としても有効であるため、 $B_4C$  遮蔽体は不要である。炉心周辺の各構造材の幾何形状は炉心燃料システムグループから提供されたもの以外は高速増殖炉実証炉の設計と同様の形状を仮定して入力データを作成した。炉容器内の構造物の概略形状、及び流路構成は BREST-300 炉とほぼ同様の形状を仮定した。

SIMMER-III による解析体系を図 2 に示す。径方向はダウンカマまで、軸方向は下部プレナムからカバーガスまでを径方向 7 メッシュ軸方向 24 メッシュでモデル化する。鉛冷却炉の CDA 解析では、100 s 以上の長時間にわたる炉心の挙動を SIMMER-III で解析する必要があり、現実的な解析時間とするために内側炉心と外側炉心をそれぞれ径方向 1 メッシュで表す。この取り扱いは事象進展の同時性を高く評価する非常に保守的なモデル化であり、最終的な結論を得るにはより詳細なメッシュを用いた解析が必要とされる。

BREST-300 炉では冷却材は炉容器内の液面よりも高い位置にポンプで汲み上げられ、その水頭圧力差を駆動力として循環している。解析体系では、ダウンカマ上部に圧力境界条件を与えることでこの水頭圧力を模擬するようにした。鉛冷却 MOX 炉の炉心各リング毎の平均出力密度と流量が表 3 のように与えられている。これは出力密度に応じて炉心出口温度が均一となるように、すなわち全炉心で P/F 値が一定となるように決められた流量配分であり、実際の燃焼進展に伴う P/F 値の分布を反映したものではないが、今回の解析では唯一存在するこの設計データに基づき均一の P/F 値の分布で解析を実施する。この取り扱いは炉心内での事象進展の同時性を高く評価する極めて保守的な扱いとなる。SIMMER-III の核計算モデルによる出力密度分布は TWOTRAN による R-Z 2 次元体系で解析されるため、炉心内各リングにおける出力密度評価値は表 3 に示すように設計値と若干異なる。同じく表 3 に示されている解析体系における流量分布は SIMMER-III による出力密度分布を用いて設計で与えられている P/F 値となるように設定する。設計データによるとピン束部の圧力損失は 1 集合体当たりのナトリウムの流量 407 kg/s に対して 2.76 kg/cm<sup>2</sup> とされている。SIMMER-III の解析体系ではグリッドスペーサーを模擬していないことから、構造材と冷却材間の抵抗係数を調整して、この圧力損失が生じるように調整する。内側炉心の燃料集合体の入り口オリフィス係数を 0 とし表 3 に示す内側炉心の流量を実現するために冷却材入り口の圧力境界条件を 0.835 MPa とする。この入り口圧力に対応して、定格運転時の下部プレナムの圧力は約 2.0 MPa、炉心中心の圧力は約 1.5 MPa となる。冷却材出口圧力はカバーガス圧力 0.1MPa に水頭圧力を加えた 0.236MPa とする。

外側炉心集合体、径方向ブランケットの入り口には表 3 の流量となるようにオリフィス

係数を設定する。一方、制御棒案内管では、燃料の下方への流出を妨げるような設計は行われないと想定して、流量調整用のオリフィス係数は炉心上方に設定する。定格出力（712MW）での定常計算を実施し、50s でほぼ定常状態に達することを確認した。現在の設計では燃料ペレットの温度が与えられていないが、この定常計算結果によると炉心中心部の燃料集合体の最高点温度で 1680 K となり、Na-MOX 炉とほぼ同様の値となっている。

炉心崩壊事故の起因事象として、ナトリウム冷却炉の ATWS の代表事象である ULOF (Unprotected Loss of Flow) を想定する。流量減少時間は過去の BREST-300 における解析例<sup>[9]</sup>から 10 s とする。重金属冷却炉では、ULOF 時においても自然対流ヘッドによって定格の 10～20%程度の流量が確保され、炉心損傷が回避できる可能性があるとされているが、今回の解析は重金属冷却炉の炉心損傷時の特徴を明らかにすることを目的としているため、ほぼ指数関数的な流量減少曲線を用いる。図 3 に本解析で適用した流量減衰挙動を燃料ピンの破損直前の 50 s までプロットしたグラフを示す。

#### 2.4 解析ケースの設定

今回の解析では、F P ガス放出を考慮しないケース 1 と考慮するケース 2 の 2 ケースの解析を実施する。ケース 1 は鉛冷却炉の C D A における特徴である、被覆管の移動反応度挿入の影響を調べるために、F P ガスの放出を抑止した解析ケースである。このケースでは、流量減少に伴って炉心の温度が上昇して被覆管の融点に到達し、被覆管が熔融・浮上することで反応度が印加されると予想される。本ケースの解析によって、被覆管の熔融浮上のみによって厳しい再臨界が生じる可能性の有無を確認する。ケース 2 では被覆管破損時にガスプレナムからの F P ガス放出による気泡が発生し、これによってボイド反応度が印加される事象における再臨界の可能性と事象推移を解析する。F P ガスの放出経路は、燃料ペレットの焼結密度を 95%として、設計情報のスメア密度 82%との差が中心空孔の体積に相当するとして中心空孔の大きさを求め、この中心空孔を通してガスが放出されると想定した。

### 3. 解析結果と考察

#### 3.1 FPガス放出無し（ケース1）

図4と図5に反応度と出力の時間履歴を示す。内側炉心と被覆管溶融・浮上に伴い、反応度が印加されるが、反応度印加率は時間平均で0.3 \$/s程度と小さいために即発臨界には至らず、規格化出力で6 Poのマイルドな出力ピークを生じる。さらに、56.5 s後に外側炉心の被覆管溶融・浮上により反応度が印加されるが、1 \$/s以下の反応度印加率であるために即発臨界には至らず、36 Poの出力ピークが発生する。2回目の出力ピークの直後に、制御棒集合体の管壁が溶融破損し、燃料の流出経路が形成される。この時点で炉心上方の被覆管も上部ガスプレナムを残して溶融しており、上部ガスプレナムの被覆管も融点に達してほとんど機械的強度は存在しない状態となっている。さらに崩壊した燃料ペレットによって鉛冷却材が加熱され、58.5 sに内側炉心で鉛の沸騰による炉心ボイド化が生じる。この沸騰によって炉心領域はボイド化するが、気泡の軸方向への拡大と同時に冷却材と同時に燃料も炉心から排除され、さらにCRGT及び炉心上方への燃料流出経路を通して燃料が上下方向へ流出するため、反応度は急速に低下する。59.5 sには炉心が鉛の単相状態に戻る。

図6に炉容器内の各領域における炉心燃料の分布の時間変化を示す。以後の図では、炉心とその周囲の領域を略号で表記しているが、これはLGP：下部ガスプレナム、LAB：下部軸ブランケット、CORE：炉心、UGP：上部ガスプレナム、FGG：整流格子、RB：径方向ブランケットに対応する。流量低下開始の100 s後では、初期に炉心及びLABにあった燃料の45%が炉心下方のLGP及び下部ガスプレナム部に、43%が上部プレナム部に流出しており、核的な事象は終息している。図7の燃料温度、図8の鉛冷却材温度の時間変化が示すように、100 sの時点で燃料は全てクエンチされ、1700 K以下となっている。また上部プレナムの鉛冷却材の温度は100 s時点で900 K程度であるが緩やかに上昇しており、また、炉心部から整流格子の領域にかけては1400 Kと高温に保たれているため、最終的な炉容器内の事象収束の判断ではこれらの高温の鉛に対する炉容器・崩壊熱除去系の健全性が重要となると考えられる。

#### 3.2 FPガス放出あり（ケース2）

本ケースは、FPガスプレナム及び燃料溶融に伴うFPガス放出によるボイド反応度の印加を考慮するケースである。図9と図10に反応度と出力の時間履歴を示す。このケースでは、内側炉心の燃料被覆管が炉心上部約25%の位置で溶融破損すると同時に上部ガスプレナムからFPガスが放出され、炉心上部がボイド化するが、ボイド領域は炉心上方へも同時に拡大するため、ボイド反応度印加は抑制され、緩やかな反応度と出力の上昇にとど

まる。放出されたF Pガス気泡は2 s程度で炉心上方へ浮上し、炉心は単相状態に戻るが、被覆管が溶融浮上しているために反応度は低下せず、54 sから56 sの間は0.5 \$程度に維持される。その後、外側炉心の燃料被覆管が同様に破損してF Pガスが放出され、ボイド反応度が挿入されるが、内側炉心と同様にF Pガス気泡は主に炉心上方へ拡大するために、即発臨界には至らず、最大反応度0.87 \$、ピーク出力27 Poという極めてマイルドな出力ピークにとどまる。この出力ピーク発生時に内側炉心で崩壊していた燃料が一部融点に達してペレット内のF Pガスも放出されるが、局所的なボイド率は最大でも12 %以下にとどまり、かつ燃料がF Pガス圧力によって分散されるため、反応度上昇への寄与は殆どない。その後は反応度が急速に低下し、反応度は-50 \$まで低下し、100 sの時点では出力も崩壊熱レベルまで低下する。

図1 1に炉容器内の各領域における炉心燃料の分布の時間変化を示す。燃料ピン破損後に炉心インベントリの約50%の燃料が炉心の上方へ移動しているが、30%は上部ガスプレナム領域及び整流格子領域に残存しており、燃料の重力沈降によって炉心内に再度流入し、反応度と出力が上昇する可能性が残存している。炉容器内の各領域における燃料は図1 2に示すようにクエンチされ、その領域平均温度は上部ガスプレナム領域の1500Kを除けば1200K以下に低下している。一方、上部プレナムにおける鉛の温度(図1 3)は100 sの時点で1000Kまで上昇している。最終的な事象終息に至るには、制御棒案内管の溶融破損、下部ガスプレナムからのF Pガス放出、鉛冷却材の沸騰などによって、燃料が上部または下部プレナム領域へ流出して深い未臨界状態を達成することが必要であり、この燃料移行過程における高温の鉛による炉容器及び炉容器内構造物の健全性も事故の炉内格納性を評価する上で重要な判断因子となる。

#### 4. 結論

鉛冷却型高速増殖炉の炉心安全性の特徴を明らかにすることを目的として鉛冷却 MOX 燃料炉の ULOF 事象における CDA 事象進展解析を行い、以下の結論を得た。

鉛冷却炉では、鉛の沸点が燃料被覆管などの構造材の融点よりも高いことから、被覆管の溶融が単相の冷却材中で生じ、溶融した被覆管が浮上して炉心から流出することによるスチール移動反応度の印加、およびガスプレナム内の F P ガスが被覆管の破損孔を通して放出されることによるボイド反応度の印加によって出力が上昇し、炉心損傷が進行する。

被覆管の溶融浮上による反応度印加率は数\$/s 以下であるため、これのみによって厳しい再臨界が駆動されることはない。また、被覆管の溶融破損は炉心の上部 1/4 の近辺で発生し、放出された F P ガス気泡は主に上方向に拡大するため、ボイド反応度の印加率は数\$/s 以下であり、厳しい再臨界が駆動されることはない。

炉心の損傷が進行した状態では、鉛冷却材の沸騰、燃料溶融に伴う燃料ペレット内の F P ガス放出によってボイド反応度が印加される可能性があるが、燃料と冷却材の密度がほぼ等しいために、これらのボイド発生は常に燃料の分散を伴うことになり、再臨界を駆動するような反応度挿入挙動とはならない。

以上のように、鉛冷却炉においては、鉛の有する高い沸点と密度のために炉心崩壊事故の事象進展は緩慢かつマイルドとなり、厳しい再臨界が発生することはなく、内部ダクト型集合体もしくは軸ブランケット一部削除型集合体のような再臨界回避を目的とした設計方策を採る必要はないと考えられる。一方、今回の解析結果では事故開始後 100 s の時点で上部プレナム内の鉛温度は 1000 K 程度に達して以後も維持される傾向を示しており、事故影響の炉容器内格納性の観点からは、高温化した鉛に対する一次系バウンダリ、炉容器内構造物及び崩壊熱除去機能の健全性維持が重要となる。

## 5. 参考文献

- [ 1] 早船、他「実用化戦略調査研究 (FBR プラント) - 平成10年度予備調査 幅広い技術選択肢の検討-」、JNC TN9400 99-080、Oct. 1999.
- [ 2] Adamov, E. O., et al., “Conceptual Design of BREST-300 Lead-Cooled Fast Reactor,” ARS 94, Vol. 1, 17-21, 1994.
- [ 3] Tentner A. M., et al., “The SAS4A LMFBR Whole Core Accident Analysis Code,” Proc. Intl. Mtg. on Fast Reactor Safety, pp.989-998, Knoxville, TN, April 1985.
- [ 4] Niwa H., “Model development of SAS4A and investigation on the initiating phase consequence in LMFRs related with material motion,” IAEA/IWGFR Tech. Comm. Mtg. on Material Motion in LMFRs, O-arai, Japan, June, 1994.
- [ 5] Imke, Niwa, H., et al., “Status of the SAS4A-code development for consequences analysis of core disruptive accidents,” Proc. of Intl. Topic. Mtg. on Sodium Cooled Fast Reactor Safety (FRS’ 94), vol.2, p.232, Obninsk, Russia, Oct.3-7, 1994.
- [ 6] Kondo Sa., et al., “Status and Achievement of Assessment Program for SIMMER-III, A Multiphase, Multicomponent Code for LMFR Safety Analysis,” Proc. of 8<sup>th</sup> Intl. Topic. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Kyoto, Japan, Sept.30 - Oct.4, 1997.
- [ 7] Kondo, Sa., et al., “Current Status and Validation of the SIMMER-III LMFR Safety Analysis Code,” Proc. of 7th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-7), Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.
- [ 8] Dunn, F., et al, “The SAS2A LMFBR Accident-Analysis Computer Code,” ANL-8138, Oct. 1974.
- [ 9] Orlov, L. L., et al., “Lead Coolant as a Natural Safety Component,” Mtg. on the Concept of Long-Term Nuclear Power Development around Inherent Safety Reactors with New Fuel Cycle, 1999.

表 1 鉛冷却 MOX 炉の設計情報 (1)

	Na冷却MOX 18ヶ月炉心	鉛冷却18ヶ月炉心		鉛冷却倍増時間短縮炉心	
		通常圧損炉心	低圧損炉心	通常圧損炉心	低圧損炉心
原子炉熱出力 (MW)	→	700	←	700	←
原子炉電気出力 (MW)	→	300	←	300	←
原子炉出入口温度 (出口/入口)	→	540/420	←	540/420	←
運転サイクル長さ (ヶ月)	→	18	←	12	←
燃料交換バッチ数	→	5	←	5	←
炉心集集体数 (IC/OC)	→	84 30/54	←	84 30/54	←
径ブランケット集集体数	→	78	←	78	←
制御棒本数	→	7	←	7	←
炉心高さ (cm)	→	120	←	80	←
炉心等価直径 (cm)	196	216	235	216	235
炉心出力密度 (W/cc) *	~190	~160	~135	~215	~180
軸ブラ厚み (上/下;mm)	→	12/100	←	400/400	←
ガスプレナム長 (上/下;mm)	→	298/1275	←	310/975	←
燃料ピン全長 (mm)	→	2975	←	2975	←
ピン本数 (本)	→	271	←	397	←
燃料スミヤ密度 (%TD)	→	82	←	82	←
被覆管内径 (mm)	→	8.5	←	6.9	←
被覆管肉厚 (mm)	→	0.6	←	0.55	←
被覆管外径 (mm)	→	9.7	←	8.0	←
ワイヤ径 (mm)	1.4				
ワイヤ巻きピッチ (mm)	150				
ピン配列ピッチ (mm)	11.5	12.50	13.60	10.30	11.25
P/D	1.186	1.289	1.402	1.288	1.413
ラッパ管内対面間距離 (mm)	186.4	207.0	226.0	207.0	226.0
ラッパ管肉厚 (mm)	3	3	3	3	3
集集体間ギャップ (mm)	3	3	3	3	3
集集体配列ピッチ (mm)	195.4	216.0	235.0	216.0	235.0
集集体ピッチ面積 (cm <sup>2</sup> )	330.6	404.1	478.3	404.1	478.3
実効燃料体積比 (%)	38.14	31.21	26.37	30.13	25.45
集集体冷却材流量 (kg/sec)	44	407	407	407	407
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	5.44	2.29	1.61	2.28	1.61
レイノルズ数	$6.8 \times 10^4$	$9.3 \times 10^4$	$9.2 \times 10^4$	$7.8 \times 10^4$	$7.7 \times 10^4$
グリッド圧損* (7段; kg/cm <sup>2</sup> )	-	0.79	0.39	0.78	0.39
バンドル部全圧損 (kg/cm <sup>2</sup> )	2.76	2.76	1.09	3.20	1.25

\*圧損評価

- ・鉛の物性 (密度、粘性係数、定圧比熱) の出典は、日本機械学会「伝熱ハンドブック」、93年2月
- ・グリッドはRhombusタイプを想定 (グリッドの流路断面に対する投影面積比を0.25)
- ・ベアバンドル部圧損はBlasiusの相関式、グリッド部圧損はRehmeの式において、 $C_v=6.5$ と設定

表 2 鉛冷却 MOX 炉の設計情報 (2)

計算条件および計算結果	18ヶ月炉心			倍増時間短縮炉心		
	鉛冷却炉心		Na冷却炉心	鉛冷却炉心		Na冷却炉心
	通常圧損炉心	低圧損炉心		通常圧損炉心	低圧損炉心	
原子炉熱出力(MW)	700	←	←	←	←	←
運転サイクル長さ(ヶ月)	18	←	←	12	←	←
炉心高さ(cm)	120	←	←	80	←	←
炉心等価直径(cm)	216	235	196	216	235	196
軸ブラ厚み(上/下:mm)	12/100	←	←	400/400	←	←
ガスプレナム長(上/下:mm)	298/1275	←	←	310/975	←	←
ピン本数	271	←	←	397	←	←
集集体配列ピッチ(mm)	216	235	195	216	235	195
実効燃料体積比(%)	31.2	26.4	38.1	30.1	25.5	36.7
Pu富化度(内側/外側)	19.04/24.74	21.11/26.83	18.29/23.84	23.79/29.48	26.15/31.93	22.64/28.23
燃焼反応度(% Δk/kk')	3.63	4.20	3.39	4.50	4.80	4.10
最大線出力(W/cm)	363.9	361.7	364	347.2	344.5	338.3
増殖比「平衡末期」 (R/B1層の時)	1.1 (1.027)	1.045 (0.976)	1.131 (1.037)	1.217 (1.144)	1.165 (1.096)	1.274 (1.178)
fissile Pu量(t)「平衡末期」	1.821	1.897	1.798	1.468	1.543	1.452
原子炉倍増時間(年) (R/B1層の時)	69.1 (237.9)	227.3 (-)	50.3 (154.8)	27.7 (42.0)	42.4 (79.8)	20.5 (31.0)
高速フルエンス(n/cm2)	5.21E+23	4.87E+23	4.96E+23	4.53E+23	4.23E+15	4.29E+23
ドップラー係数(Tdk/kk'/dt)	3.80E-03		5.69E-03	2.97E-03		4.61E-03
炉心平均燃焼度(MWd/t)	143200	143800	140600	146300	146500	143000

表 3 SIMMER-III 解析体系における流量設定

	i=	S/A 数	バッチ平均集 合体出力(MW)	規格化出力	設計流量	P/F	設計出力	設計流量	SIMMER-III	SIMMER-III
					[kg/s]		[MW]	[kg/s]	出力[MW]	P/F保存流量
					/集合体		/リング		/リング	[kg/s]
<b>CR</b>	1	1			70.35934					
<b>IC</b>	2	6	9.70	1.00	505.00	1.92E-02	274.20	1.427E+04	3.065E+02	1.5956E+04
	3	12	9.30	0.96	484.00	1.92E-02				
	4	12	8.70	0.90	453.00	1.92E-02				
<b>CR</b>	5	6			70.36					
<b>OC</b>	6	24	8.50	0.88	443.00	1.92E-02	399.00	2.077E+04	3.865E+02	2.0122E+04
	7	30	6.50	0.67	338.00	1.92E-02				
<b>RB</b>	8	36	0.81	0.08	42.20	1.92E-02	39.24	2.044E+03	1.943E+01	1.0117E+03
	9	42	0.24	0.02	12.50	1.92E-02				
<b>Pb_SA</b>	10	102			2.97143					

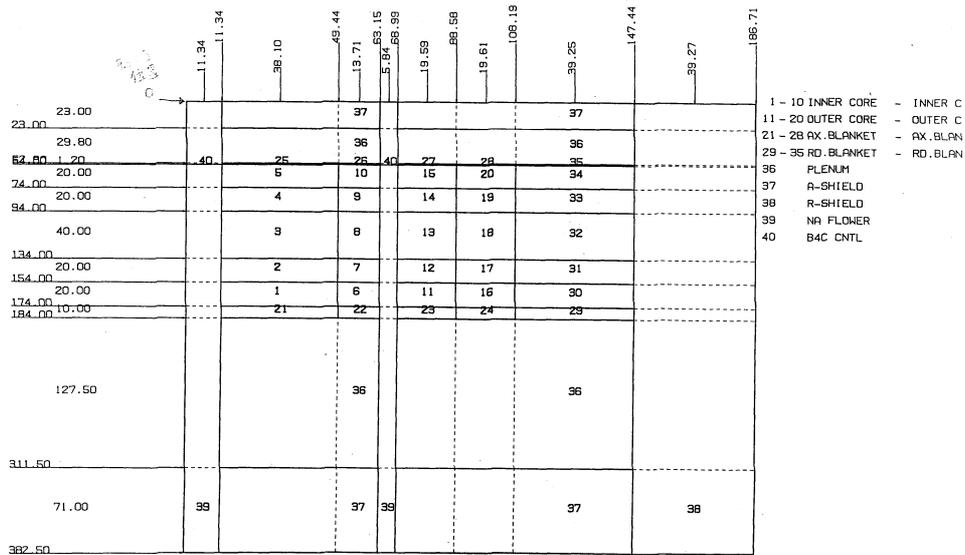


図 1 鉛冷却 MOX 炉の炉心周辺の幾可形状 (燃焼計算体系)

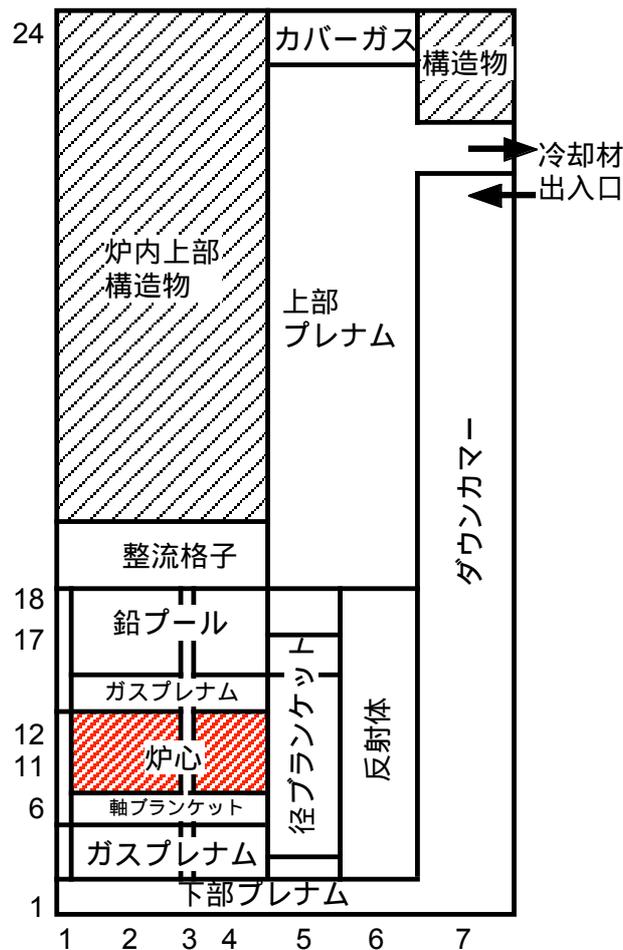


図 2 鉛冷却 MOX 炉解析体系の概念図

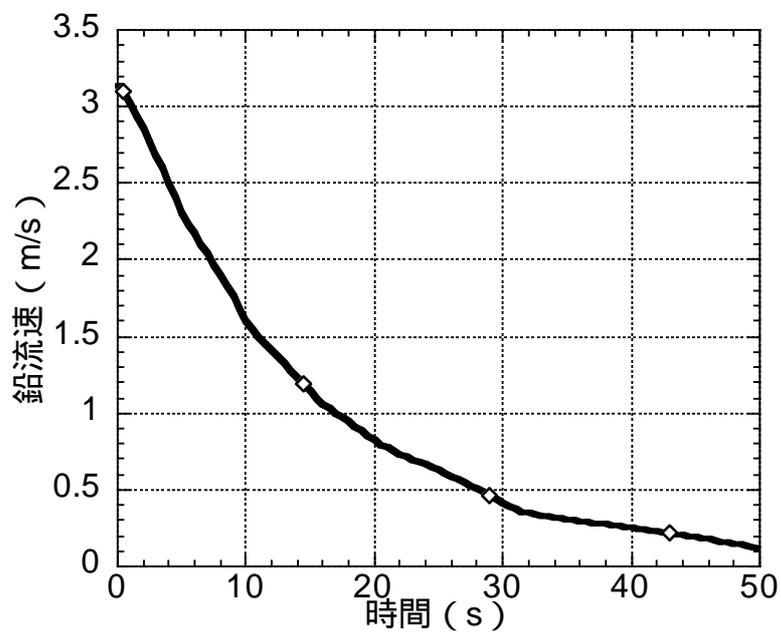


図 3 本解析における流量減衰曲線（内側炉心集合体の流速）

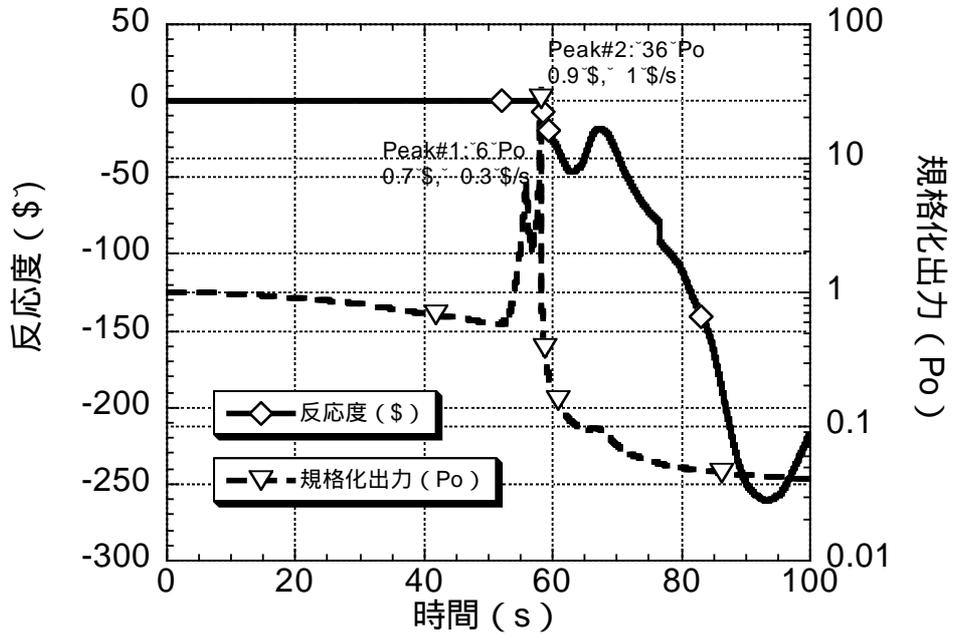


図 4 F P ガス放出無しケースの出力反応度履歴 (0~100s)

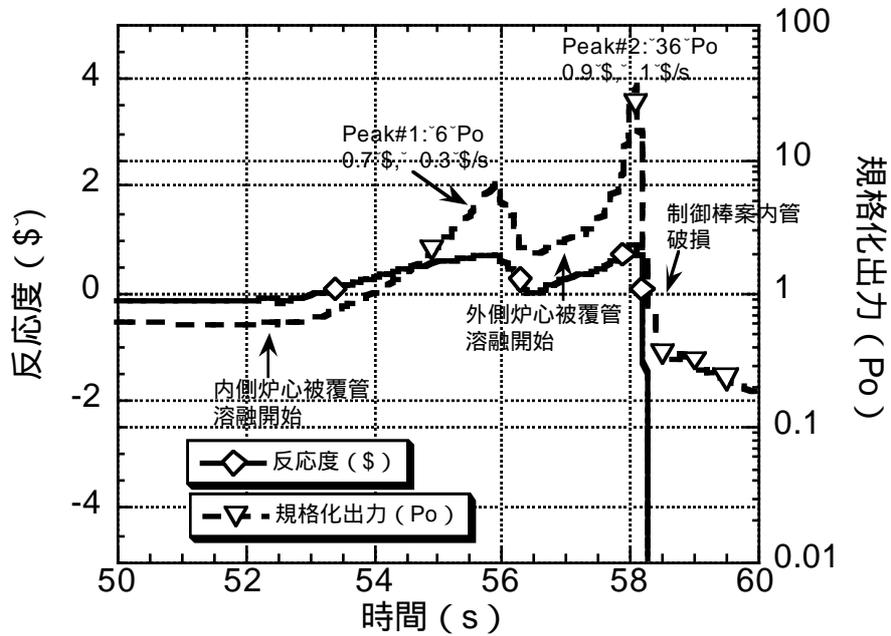


図 5 F P ガス放出無しケースの出力反応度履歴 (50.0~60.0s)

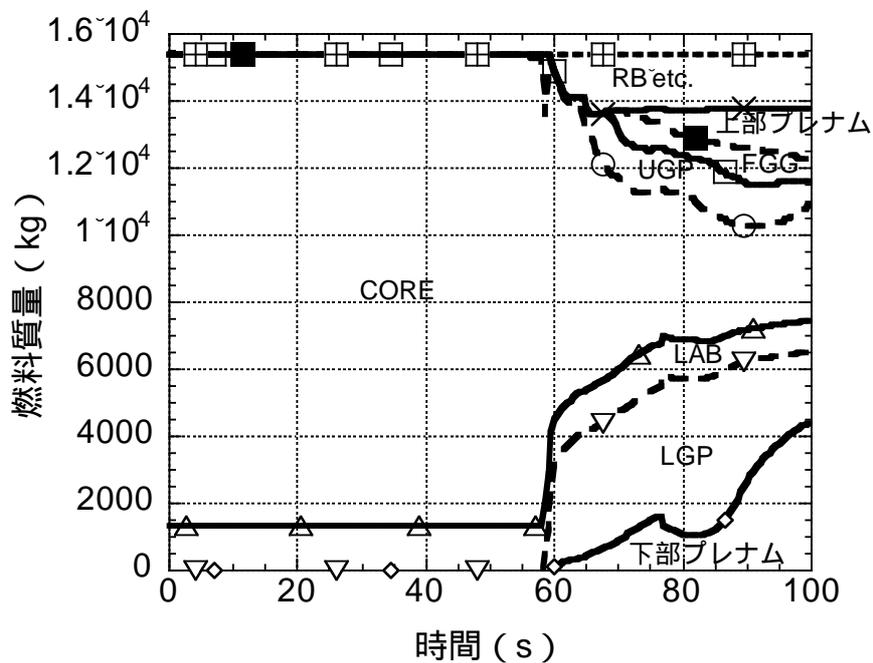


図 6 燃料の炉容器内分布の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し)

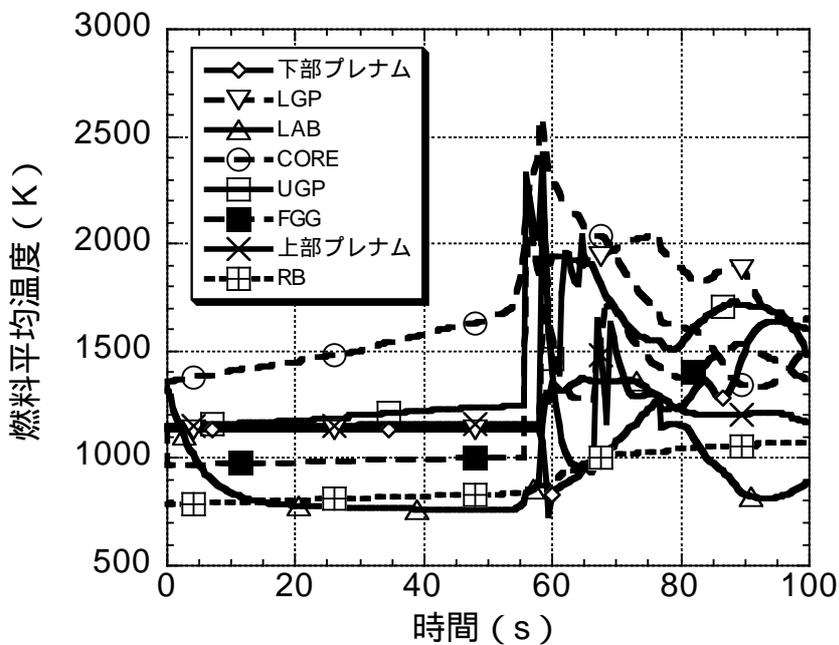


図 7 燃料粒子の領域平均温度の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し)

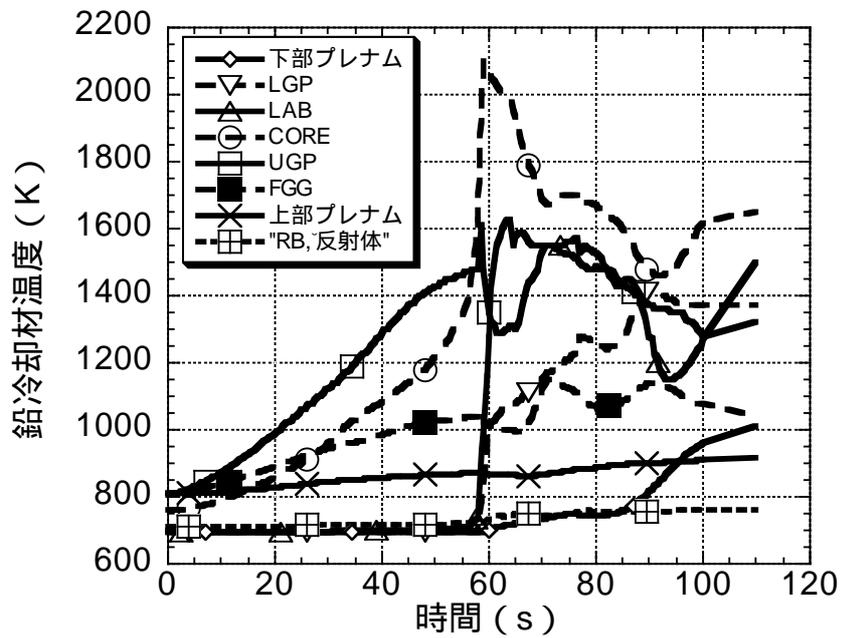


図 8 鉛冷却材の領域平均温度の時間変化 (ケース 1 : F P ガス放出無し)

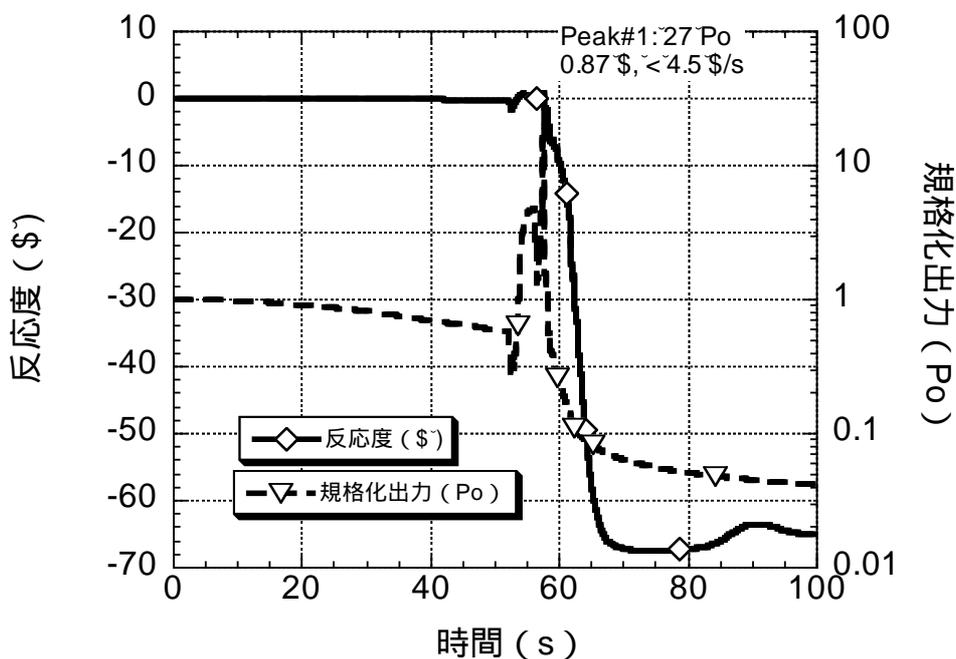


図 9 F P ガス放出有りケースの出力反応度履歴 (0~100s)

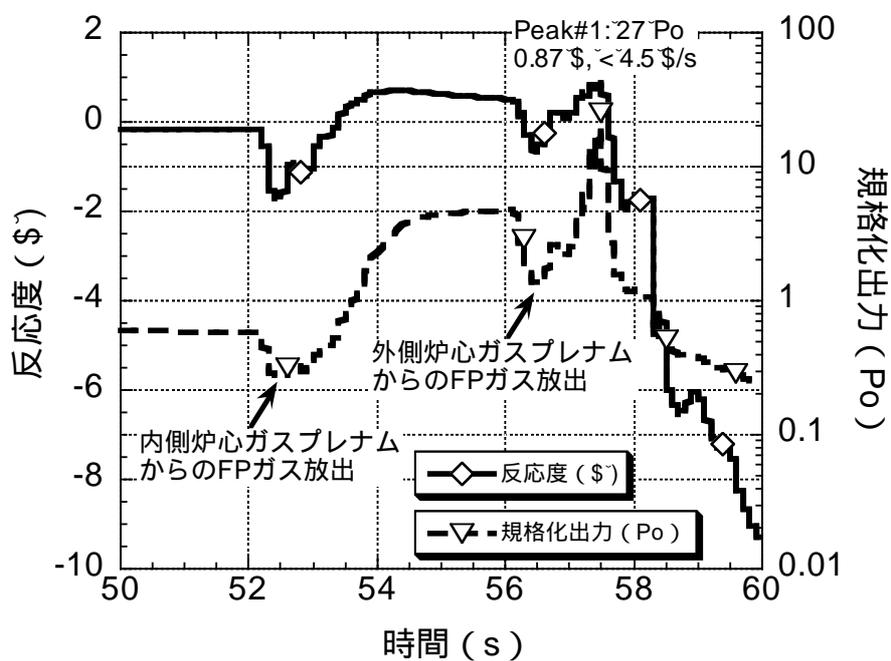


図 10 F P ガス放出有りケースの出力反応度履歴 (50.0~60.0 s)

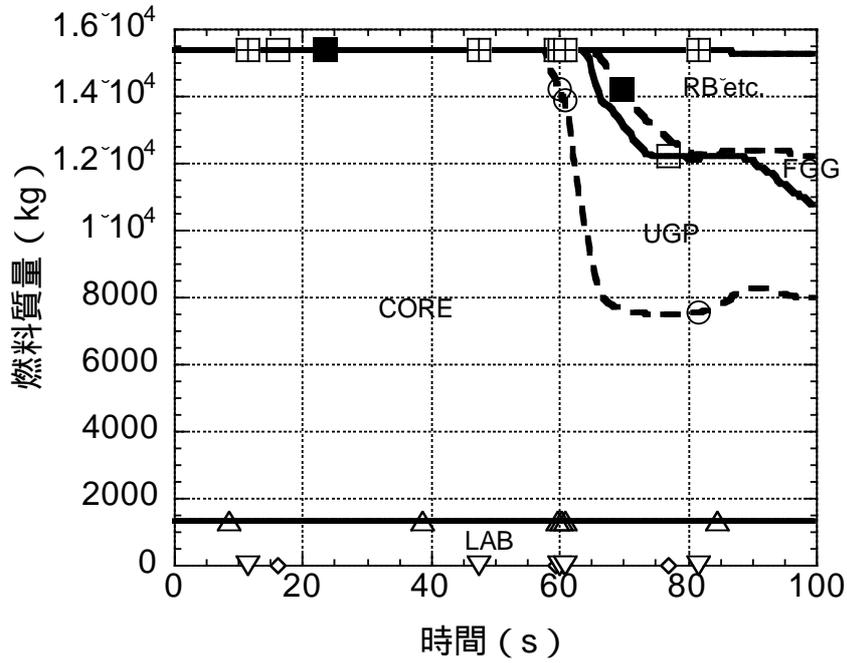


図 1.1 燃料の炉容器内分布の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り)

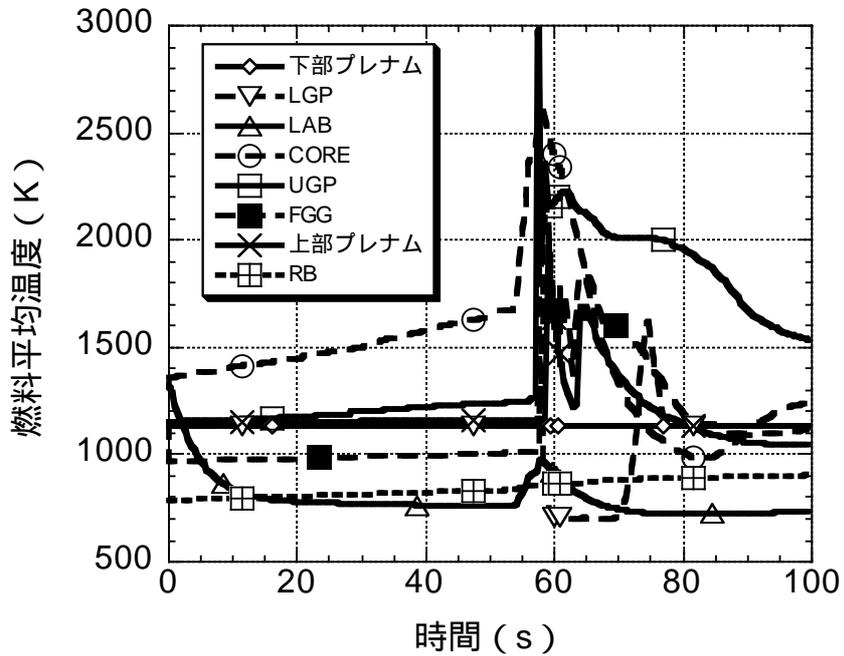


図 1.2 燃料の領域平均温度の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り)

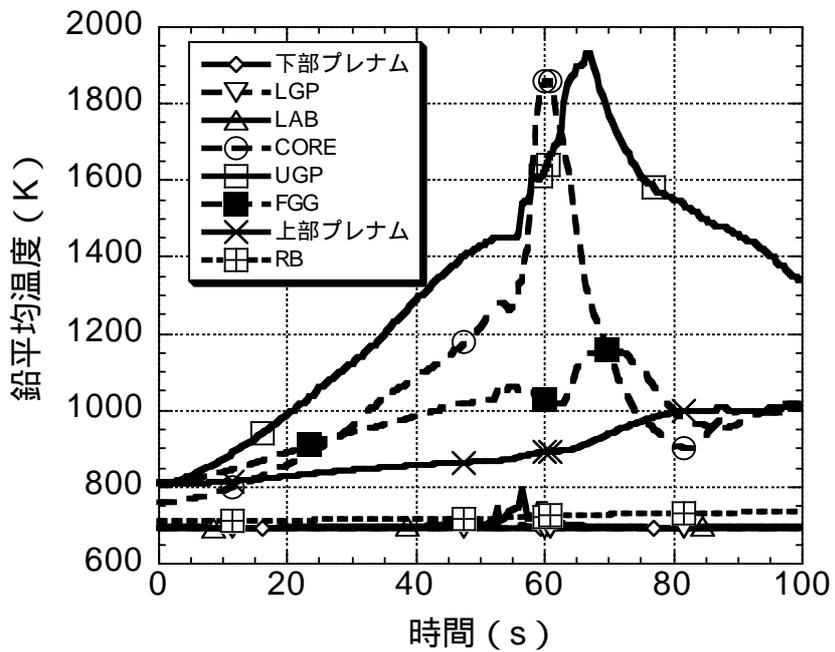


図 1.3 鉛の領域平均温度の時間変化 (ケース 2 : F P ガス放出有り)