

JAERI-M
87-059

Chernobyl Nuclear Power Plant Accident
 Reactor Core Space Motion Characteristic Analysis

1987年5月

高野 誠・新藤 隆一・山下 清信
 沢 和弘

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

Chernobyl Nuclear Power Plant Accident Analysis of the Reactor Core Space-time Characteristics

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部

高野 誠・新藤 隆一・山下 清信
沢 和弘

(1987年3月18日受理)

Chernobyl Nuclear Power Plant Accidentに関する動特性解析を3次元炉心核熱動特性解析コードCOMICにより実施した。使用したCOMICコードは元来六角形状ブロックで構成される高温ガス炉の炉心核熱動特性を解析する目的で開発したものであり、本事故の解析を行うため、冷却材としてヘリウムの他に軽水も取扱えるようにする等の改造を行った。

解析は主に炉心内の出力分布と動特性との関連に注目して行い、全炉心を3次元形状でモデル化した場合と炉心内の1制御棒チャンネルとその周辺の6燃料チャンネルからなるスーパーセルモデルの場合について取扱っている。

解析の結果、炉心全体で見たボイド反応度添加速度が炉心の出力分布や流量分布に依存することが示され、そのためこれらの分布が異常出力上昇に関するピーク値や発生時刻にも影響を及ぼす可能性のあることが示された。

Analysis of space-time core dynamics
on reactor accident at Chernobyl

Makoto TAKANO, Ryuichi SHINDO, Kiyonobu YAMASHITA
and Kazuhiro SAWA

Department of Power Reactor Projects
Japan Atomic Energy Research Institute

(Received March 18, 1987)

Regarding reactor accident at Chernobyl in USSR, core dynamics has been analyzed by COMIC code which solves space-time dependent diffusion equation in three-dimension taking spatial thermohydraulic effect into account. The code was originally developed for high temperature gas-cooled reactors (HTGR), however, has been modified to include light water as coolant, instead of helium, for analysis of the accident.

In the analysis, emphasis is placed on spatial effects on core dynamics. The analyses are performed for the cases of modeling the core fully and partially where 6 fuel channels surround one control rod channel.

The result shows that the speed of applying void reactivity averaged over the core depends on the power and coolant flow distributions. Therefore, these distributions have potential to influence on the value and the time of peak power estimated by calculation.

KEYWORDS: Reactor Accident, Chernobyl, RBMK, Core Dynamics, Space-time, COMIC, Simulation, Void Reactivity, Power Distribution.

目 次

| | |
|-------------------------------|----|
| 1. 緒 言 | 1 |
| 2. 解析コード(COMIC)の概要 | 2 |
| 2.1 核計算部 | 2 |
| 2.2 熱計算部 | 4 |
| 2.3 軽水用冷却チャネルモデルへの変更 | 5 |
| 2.4 動特性解析までの手順 | 6 |
| 3. 解 析 | 8 |
| 3.1 予備的解析 | 8 |
| 3.1.1 使用データとモデル化 | 8 |
| 3.1.2 制御棒誤引抜き事象の解析 | 8 |
| 3.1.3 冷却材流量喪失事象の解析 | 10 |
| 3.1.4 予備的解析結果に基づく事故原因推定 | 10 |
| 3.2 ソ連発表データに基づく解析 | 11 |
| 3.2.1 断面積の作成 | 11 |
| 3.2.2 全炉心解析 | 12 |
| 3.2.3 局所的炉心解析 | 14 |
| 3.2.4 出力ピークと空間依存性 | 16 |
| 4. 各種効果の検討 | 44 |
| 4.1 燃料ピン内の燃焼度分布による効果の検討 | 44 |
| 4.2 動特性へのXeの効果 | 45 |
| 4.3 RETRANコードとの比較 | 46 |
| 4.4 ボイド係数を約2倍とした場合 | 47 |
| 4.5 吸収体入り燃料部を有する場合 | 47 |
| 4.6 炉心平均ボイド反応度に関する検討 | 47 |
| 5. 結 論 | 56 |
| 謝 辞 | 57 |
| 参考文献 | 57 |

Contents

| | | |
|-------|---|----|
| 1. | Introduction | 1 |
| 2. | Brief description of code (COMIC) for analysis | 2 |
| 2.1 | Neutronic part | 2 |
| 2.2 | Thermal part | 4 |
| 2.3 | Modification of coolant channel for light water | 5 |
| 2.4 | Procedures to dynamic analysis | 6 |
| 3. | Dynamic analysis | 8 |
| 3.1 | Preliminary analysis | 8 |
| 3.1.1 | Data and modeling | 8 |
| 3.1.2 | Transient analysis of control rod withdrawal | 8 |
| 3.1.3 | Transient analysis of loss of coolant flow rate | 10 |
| 3.1.4 | Result of analysis | 10 |
| 3.2 | Analysis based on USSR report | 11 |
| 3.2.1 | Preparation of cross section set | 11 |
| 3.2.2 | Full core analysis | 12 |
| 3.2.3 | Partial core analysis | 14 |
| 3.2.4 | Spatial effect on power peak | 16 |
| 4. | Various effects | 44 |
| 4.1 | Effect of burnup distribution in fuel pin | 44 |
| 4.2 | Effect of xenon on dynamics | 45 |
| 4.3 | Comparison with RETRAN result | 46 |
| 4.4 | Case of doubled void coefficient | 47 |
| 4.5 | Core with poisoned fuel region | 47 |
| 4.6 | Discussion on core averaged void coefficient | 47 |
| 5. | Conclusion | 56 |
| | Acknowledgement | 57 |
| | References | 57 |

1. 緒 言

チェルノブイル原子炉事故⁽¹⁾に関する動特性解析を3次元炉心核熱動特性解析コードCOMIC⁽²⁾により実施したものである。本コードは、元来六角柱状ブロックで構成される高温ガス炉の炉心核熱動特性を解析する目的で開発されたものであり、時間・空間依存の多群拡散方程式および熱計算チャネルモデルをシェミレーション言語SLCS⁽³⁾を用いて解いている。核計算により得られた熱出力は熱計算部で燃料温度や冷却材温度の計算に使用される。一方、熱計算部の結果により、核計算部で使用される断面積を改訂し核計算との結合を行っている。各燃料タイプ毎に入力される断面積セットは、燃料温度およびボイド体積率をパラメータとして入力されており、ドップラー効果およびボイド反応度効果は断面積の変化として表現されることになる。熱計算用チャネルモデルは、核計算の計算メッシュ点毎に1チャネル存在し、メッシュ単位の詳細度で核熱結合の動特性計算が行われている。本事故の解析を行うため、冷却材としてヘリウムの他に軽水も取扱えるよう改造を行うとともに、計算時間の短縮化を図るためベクトル化プログラミングを行った。

本報の解析では、事故発生時の暴走出力値や暴走出力発生時刻そのものの推定を行うことは避け、むしろ炉心を3次元で取扱うことによる効果についての検討を主眼とする。これは、本コードは、まだ実験データによる検証も今後の課題である点や、炉心部のみを取り扱うコードであり本事故の様にプラント全体での解析が必要な場合には直接取扱えない点があり、絶対値的な推定を行うには無理があるためである。

解析は主に炉心内の出力分布と動特性との関連に着目して行い、全炉心を3次元形状でモデル化した場合と炉心内の1制御棒チャネルとその周辺の6燃料チャネルからなるスーパーセルモデルの場合について取扱っている。各モデルは、燃焼度の異なる燃料を組み合せて燃焼度分布を持たせた非均質炉心となっている。全炉心解析では、ソ連データ発表以前の状況における解析も行っている。

解析の結果、炉心全体で見たボイド反応度添加速度が炉心の出力分布や流量分布に依存することが示され、そのためこれらの分布が暴走出力ピーク値や発生時刻にも影響を及ぼす可能性のあること等が示された。

2. 解析コード(COMIC)の概要

本コードは、六角柱状のブロックで炉心が構成されるヘリウム冷却、黒鉛減速の高温ガス炉動特性を3次元で解析するために開発されたものである。炉心を構成するそれぞれの六角柱状ブロックが、コード内で一つのメッシュ点に対応し、核計算および熱計算が行われる基本単位となっている。計算のメッシュ点数、中性子エネルギー群数、遅発中性子群数は可変であり、さらに全炉心をそのまま3次元形状でモデル化することの他に、1/6回転対称性を有する場合には、炉心を60度部分のみモデル化して解析することも可能である。

炉心の核的な動特性は、時間・空間依存の拡散方程式により取扱い、熱的な動特性は燃料ブロック毎に設けられた冷却チャネルモデルにより取扱われる。本コードでは、燃料温度および減速材温度依存の断面積セットをデータとして持っており、熱計算で求まる燃料ブロック毎の平均燃料温度および平均減速材(黒鉛)温度により核計算用断面積が燃料ブロック単位で時間的に変化する。また、制御棒を既に組込まれた制御系ロジックにより操作することも可能であり、現在標準的な原子炉出力制御系や原子炉出口温度制御系が組込まれている。また、燃料カム単位の流量配分や流量制御も可能であり、さらにこの他にも任意の制御系を組むことができる。本コードは、微分方程式系を容易に取扱えるシミュレーション言語SLCS-IIIで記録されている。本コードは大きく核計算部と熱計算部に分けることができ、特に熱計算部は Chernobyl炉の解析を行うため冷却材としてヘリウムの代りに水を取扱えるように変更を行っている。

2.1 核計算部

核計算部では、モデル化された炉心の各メッシュ点に対し以下の様な微分方程式を時間積分として解いてゆく。

なお、以下の式に用いている各記号の定義を節末に示す。

① 中性子 ϕ_g ($g = 1 \sim 4$)

$$\frac{V}{v_g} \frac{\partial \phi_g}{\partial t} = D_g V^2 \phi_g V + \frac{(1-\beta)}{k} \sum_{g'=1}^4 \nu \sum_f^{g'} \phi_{g'} \chi_g^p V - \sum_t^g \phi_g V \\ + \sum_{g' \neq g}^4 \sum_s^{g' \rightarrow g} \phi_{g'} V + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \chi_g^d V, \quad (2.1)$$

ただし、

$$\sum_t^g = \sum_a^g + \sigma_{xg} X + \sum_{g' \neq g}^4 \sum_s^{g' \rightarrow g} + F_g + \sum_{rod}^g, \quad (2.2)$$

である。

(2) 遅発中性子先行核濃度 C_i ($i = 1 \sim 6$)

$$V \frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{\beta_i}{k} \sum_{g=1}^4 \nu \sum_f^{g'} \phi_{g'} V - \lambda_i C_i V \quad (2.3)$$

(3) ヨウ素濃度 I

$$\frac{\partial I}{\partial t} V = \frac{\Gamma^I}{k} \sum_{g=1}^4 \sum_f^{g'} \phi_{g'} V - \lambda^I I V \quad (2.4)$$

(4) キセノン濃度 X

$$\frac{\partial X}{\partial t} V = \lambda^X I V + \frac{\Gamma^X}{k} \sum_{g=1}^4 \sum_f^{g'} \phi_{g'} V - X \sum_{g'=1}^4 \sigma_{xg'} \phi_{g'} V - \lambda^X X V \quad (2.5)$$

以下に本節で用いられた記号の名称および単位を示す。さらに、これら変数に対する値が入力データで与えられるものか、計算により与えられるものかどうかについて示している。

| 記号 | 名称 | 単位 | I/O |
|-----------------|-----------------------------|-----------------------------------|--------------------------------|
| t | 時間 | s | SLCS 内部変数 |
| ϕ_g | 中性子束 (第 g 群) | /cm ² ・s | 計算結果 |
| ϕ_k | " | " | k はメッシュ点位置を示す。 |
| C_i | 遅発中性子先行核濃度 (i 群) | /cm ³ | 計算結果 |
| I | ヨウ素濃度 | 10 ²⁴ /cm ³ | " |
| X | キセノン濃度 | " | " |
| V | メッシュ体積 | cm ³ | 入力データから計算 |
| h_r | 水平方向メッシュ点間距離 | cm | " |
| h_z | 垂直 " | " | 入力データ |
| S_r | ブロック側面積の 1/6 | cm ² | 入力データより計算 |
| S_z | ブロック上面の面積 | " | " |
| C_s^g | 外挿境界条件定数 | - | 定数 0.4692(全群に対し同一) |
| P | 定常時炉出力 | MW | 入力データ |
| v_g | 中性子速度 | cm/s | 断面積編集部出力 |
| D_g | 拡散係数 | cm | " |
| β | 遅発中性子比率 | - | $\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$ |
| k | 実効増倍率 | - | 入力データ又は制御部出力 |
| ν | 核分裂当り中性子収量 | - | 断面積編集部出力 |
| \sum_f^g | 核分裂断面積 | /cm | " |
| χ_g^p | 即発中性子スペクトル | /cm | " |
| χ_g^d | 遅発 " | - | " |
| \sum_a^g | 吸収断面積 | /cm | " |
| σ_{xg} | X_e のミクロ吸収断面積 | cm ² | " |
| $\sum_s^{g-g'}$ | $g \rightarrow g'$ 群への散乱断面積 | /cm | " |
| F_g | 外乱で与える吸収断面積 | /cm | 制御部出力 |
| \sum_{rod}^g | 制御棒の動きを示す吸収断面積 | /cm | " |
| β_i | 第 i 群の遅発中性子比率 | - | 断面積編集部出力 |

| 記号 | 名称 | 単位 | I/O |
|-------------|---------------------------|----|--|
| λ_i | 第 <i>i</i> 群の遅発中性子先行核崩壊定数 | /s | 断面積編集部出力 |
| Γ^I | ヨウ素の核分裂当り収率 | - | " (I^{135} U^{235} 6.17%) |
| Γ^X | キセノン " | " | " (X^{135} U^{235} 0.24%) |
| λ^I | ヨウ素の崩壊定数 | /s | " (I^{135} 2.882×10^{-5}) |
| λ^X | キセノン " | /s | " (X^{135} 2.109×10^{-5}) |
| | 添字 | | |
| <i>g</i> | 中性子群数 | | |
| <i>i</i> | 遅発中性子先行核群数 | | |
| <i>k</i> | メッシュ位置指標 | | |
| <i>j</i> | " | | |

2.2 熱計算部

熱計算部では核計算部で得られた出力分布に基づき、炉心中の各燃料カラム毎に単位冷却チャンネルモデルによる熱計算を行い、燃料コンパクト、黒鉛スリーブ、冷却材および黒鉛減速材の温度を求める。得られた各部の温度から、各燃料ブロックに対する燃料平均温度および黒鉛平均温度が求められ断面積編集部へ送られる。熱計算式は以下に示す様な簡単なものを使っている。この熱計算モデルは、単位冷却チャンネルの半径方向の熱移動についてのみ取扱い、軸方向の熱移動については考慮していない。軸方向には、冷却材の温度のみが伝達されてゆく。

$$V_1 C_1 \rho_1 \frac{dT_1}{dt} = K_{12} S_1 \frac{T_2 - T_1}{\Delta R_1} \quad (2.6)$$

$$V_2 C_2 \rho_2 \frac{dT_2}{dt} = K_{23} S_2 \frac{T_3 - T_2}{\Delta R_2} - K_{12} S_1 \frac{T_2 - T_1}{\Delta R_1} + \frac{\alpha P_i}{N_{CH}} - \beta_{24} (T_2 - T_4) \quad (2.7)$$

$$V_3 C_3 \rho_3 \frac{dT_3}{dt} = K_{34} S_3 \frac{T_4 - T_3}{\Delta R_3} - K_{23} S_2 \frac{T_3 - T_2}{\Delta R_2} \quad (2.8)$$

$$V_4 C_4 \rho_4 \frac{dT_4}{dt} = H_{45} S_4 (T_5 - T_4) - K_{34} S_3 \frac{T_4 - T_3}{\Delta R_3} + \beta_{24} (T_2 - T_4) - \beta_{46} (T_4 - T_6) \quad (2.9)$$

$$V_5 C_5 \rho_5 \frac{dT_5}{dt} = H_{56} S_5 (T_6 - T_5) - H_{45} S_4 (T_5 - T_4) - C_5 F_\ell 2 (T_5 - T_{5in}) \quad (2.10)$$

$$V_6 C_6 \rho_6 \frac{dT_6}{dt} = H_{56} S_5 (T_6 - T_5) + \beta_{46} (T_4 - T_6) \quad (2.11)$$

$$T_{50ut} = 2 (T_5 - T_{5in}) + T_{5in} \quad (2.12)$$

これらの式により単位冷却チャンネルモデルの各部温度が求められる。各記号については節末に示す。熱計算部より断面積編集部へ出力される燃料平均温度 T_f および黒鉛平均温度 T_m は次式により求められる。

$$T_f = T_2 \quad (2.13)$$

$$T_m = T_4 V_4 + T_6 V_6 / (V_4 + V_6) \quad (2.14)$$

| 記号 | 名称 | 単位 | J/O |
|-----------------------|---------------------|---------------------------|---|
| $R_{1 \sim 6}$ | ユニットセル半径 | cm | 入力カード |
| $C_{1 \sim 6}$ | 比熱(メッシュ構成物質) | cal/g °C | " |
| $\rho_{1 \sim 6}$ | 密度 | g/cm ³ | " |
| K_{mn} | $m \sim n$ 間の等価熱伝導率 | cal/cm·s·°C | " |
| H_{mn} | " 等価熱伝達率 | cal/cm ² ·s·°C | " |
| α | MW→cal 換算係数 | cal/s·MW | 2.389×10^5 |
| β_{mn} | 熱輻射用係数 | - | 入力カード(熱輻射の効果を考慮するための係数) |
| $V_{1 \sim 6}$ | 熱計算メッシュ体積 | cm ³ | 入力データより計算 |
| $S_{1 \sim 6}$ | " 側面積 | cm ² | " |
| $\Delta R_{1 \sim 6}$ | メッシュ点間距離 | cm | "(メッシュ点位置は、メッシュ) |
| P_i | 核計算メッシュ点炉出力 | MW | (体積の中間にあるものとする) |
| T_{5in} | 冷却材入口温度 | °C | 核計算部より 最上段メッシュに対しては制御部より 他のメッシュは、その上段メッシュの T_{5out} を使用 |
| F_ℓ | 冷却材流量 | g/s | 制御部より |
| $T_{1 \sim 6}$ | 熱計算メッシュ点温度 | °C | 計算結果 |
| $T_{f,m}$ | 燃料、減速材平均温度 | " | " |
| T_{cout} | 燃料チャネル冷却材出口温度 | " | " |
| N_{CH} | 核計算 1 メッシュ内燃料チャンネル数 | - | 入力データ |

2.3 軽水用冷却チャネルモデルへの変更

RBMK炉では冷却材として軽水が使用されており、COMIC コードでもヘリウムの代りに軽水が使用できるよう改良を行う。熱計算部の基本式(2.10)を、次式のような水のエンタルピ計算式で置換する。

$$V_5 \rho_5 \frac{di_{out}}{dt} = H_{45} (T_4 - T_5) S - (i_{out} - i_{in}) F_\ell \quad (2.15)$$

ここで、 i_{out} および i_{in} はそれぞれあるメッシュ点の出口および入口での冷却水エンタルピで

ある。また、軽水の密度 ρ_5 、熱伝達係数 H_{56} 、温度 T_4 はメッシュ点平均のエンタルピから求めている。このため、COMIC コード内へ、RETRAN コードで使用されている物性値ルーチン (WAT シリーズ) を組み込んでいる。熱伝達係数としては、単相流の強制対流域に対し Dittus-Boelter の式、核沸騰域に対し Thom の式が使用されている。ただし、急激な沸騰に伴う冷却材圧力変動等については取扱っておらず、軽水の運動をも含めた動特性解析とはなっていない。

2.4 動特性解析までの手順

COMIC コードの入力データとして計算体系の形状データや熱計算チャンネルモデルデータの他に、核計算部用の定常（初期）中性子束分布および燃料や減速材等のマクロ断面積セットが必要となる。そのため、動特性解析を行うまでの手順はおよそ Fig. 2.1 に示す如くとなる。マクロ断面積を DELIGHT コードや SRAC コードで作成する。このとき、燃料温度、減速材温度や燃焼度の異なる数点について作成することにより、燃料温度変化に伴うドップラー効果などの反応度効果を考慮できる。次に CITATION コードにより、COMIC コードと同一解析形状モデルを使用し定常時中性子束分布を求める。マクロ断面積と定常時中性子束分布が求められた後に、COMIC コードで定常熱計算を行う。このとき中性子束分布は不変である。最後に、核熱定常データを入力として過渡応答計算を再度 COMIC コードで行い、最終結果が得られる。

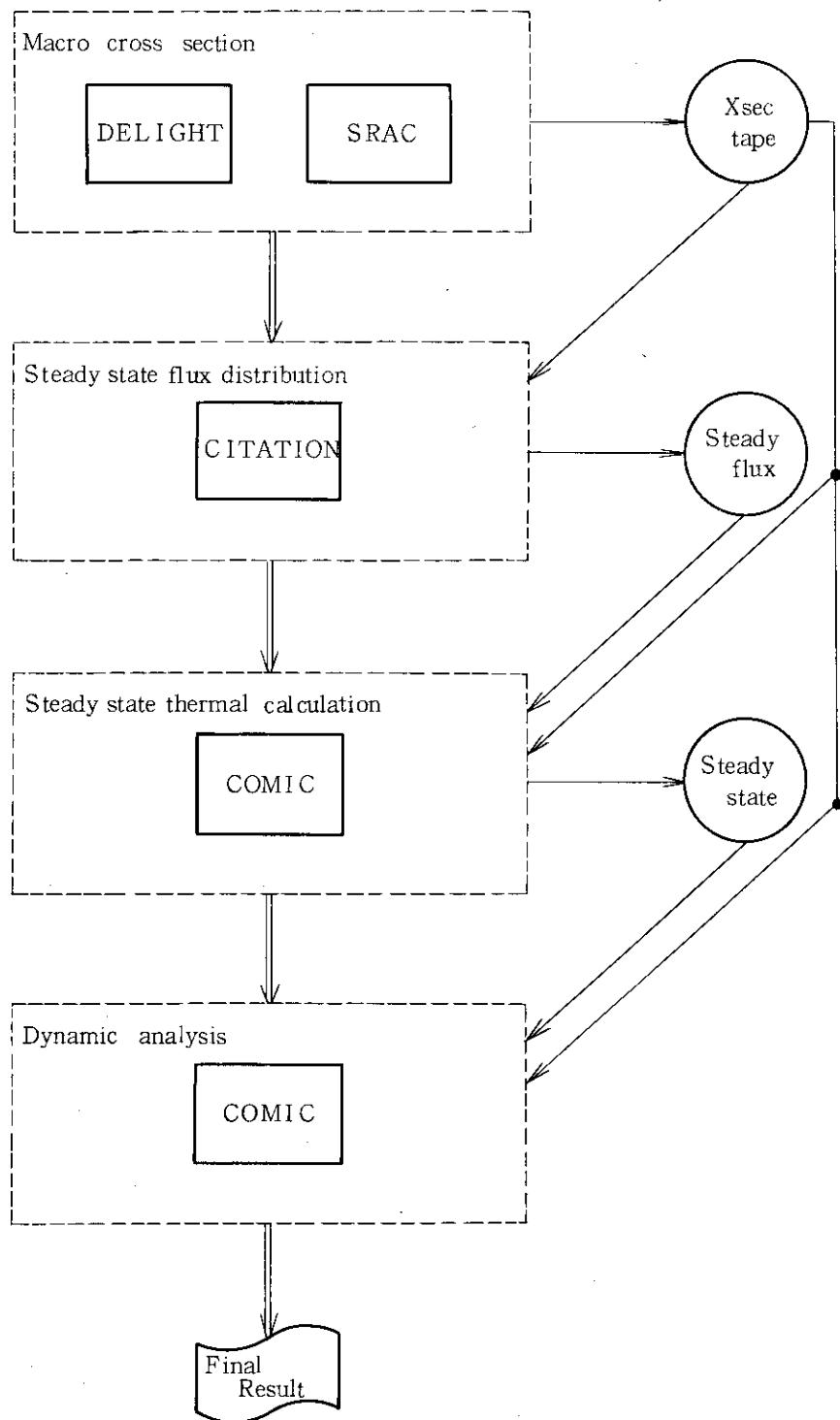


Fig. 2.1 Flow of calculation

3. 解 析

本章は、3.1 予備的解析、3.2 全炉心解析、3.3 局所的炉心解析の3節より成り、予備的解析では事故直後の少ない情報に基づき事故解析を試みた時の結果を示したものである。この予備的解析で、この事故が正のボイド反応度効果によるものであることが予想された。一方、全炉心解析および局所的炉心解析では、昭和61年8月25日から29日にかけてIAEAで開催された専門家会合でソ連が提出した報告等のデータに基づき解析を行っている。この報告により、炉出力の異常な上昇が正のボイド係数に大きく依存していることが報告された。ここでは、ボイド反応度係数が燃料燃焼度に大きく依存することから、炉心内燃焼度分布の非均質性がボイド発生に伴う出力異常上昇に及ぼす効果に着目した解析を実施した。

3.1 予備的解析

事故発生直後に得られた情報はおよそ、「定格の7%出力で運転中に出力が異常上昇して爆発が発生した」というものである。炉出力を急上昇させる様な反応度添加が発生した訳であるが、その可能性として制御棒の誤引抜きや冷却材流量喪失による冷却材中ボイド率の増加が考えられ、この点につき解析を行う。ここで予備的解析で使用したデータは、後のソ連発表データと必ずしも一致していないので注意する必要がある。

3.1.1 使用データとモデル化

断面積はSRACコードにより、Fig. 3.1のような形状モデルを使用して作成する。燃料として濃縮度1.3W/Oの燃焼初期のものを使用する。黒鉛温度を700°Cで一定とし、燃料温度およびボイド体積率をそれぞれ300, 700, 2000°Cおよび0, 50, 100%に変化させた 3×3 のマトリクス状断面積セットを用意する。

切尔ノブイリ原子炉の炉心燃料領域は、等価直径約12m、高さ約7mである。この炉心をCOMICコードの六角ブロック単位のメッシュを用いてモデル化したものをFig. 3.2に示す。定常中性子束計算のためのCITATIONコード用形状モデルも同図中に示す。また、燃料領域各メッシュ点毎に計算される燃料温度や冷却材温度を求めるためのチャンネルモデルをFig. 3.3に示す。さらに、各予備解析ケースに共通なデータの値をTable 3.1に示す。ここで、予備解析では水の相変化を直接取扱うことによる計算時間の増大を避けるため、簡便な方法により取扱う。ただし、3.2および3.3節では、相変化による不連続な現象も第2.3節に示した方法で、計算で直接取扱っている。

3.1.2 制御棒誤引抜き事象の解析

Fig. 3.2に示された3次元六角メッシュモデル形状を用い、初期状態の中性子束分布をCITATIONコードにより求める。使用した断面積は燃料温度は300°Cおよび冷却材中ボイド体積

率は0%に対するものである。得られた中性子束分布は、燃料が一種類で均質炉心となっているため、軸方向および半径方向ともに、ほぼコサイン状である。

(1) 制御棒誤引抜き事象（スクラム作動）

初期状態・全制御棒は燃料中段まで挿入（この状態が定格の7%出力に相当すると仮定）。

- 冷却材流量は定格流量とする。

外乱設定・炉心中央カラム（Fig. 3.2 の①）内制御棒（約5本相当）を 1m/sec^{*1} で2秒間引抜いた。

- 他の制御棒は外乱発生と同時に 1m/sec でスクラム開始。

解析結果

Fig. 3.2 中の①～④の各メッシュ点での出力変化を Fig. 3.4 に示す。この図では、燃料領域の上段、中段、下段のそれぞれに対し一つのグラフで出力変化が示されている。各グラフとともに時刻 $t = 0$ において炉心中心位置で出力が最大であり、コサイン状出力分布を有しているのがわかる。時刻 $t > 0$ では、中央カラムの出力が燃料部下段では他のスクラムされたカラムと同様に出力は急激に低下する。これは、中央カラムに隣接するカラムに制御棒が挿入されたためである。一方、燃料部中段では中央カラムの制御棒が引抜かれたため、引抜きが停止するまでの2秒間だけは他のカラムと異なる出力変化を示している。さらに、この影響が燃料部上段にまで及んでいることもわかる。ただし、中段、上段ともに出力の絶対値は下段に比べ非常に小さく、炉心全体としては $t = 0$ より炉出力は低下し、炉は停止する。また、燃料温度や冷却材温度も上昇することなく低下する。

この解析により、制御棒を5本程度同時に急速に引抜いた場合でも、スクラムが正常作動すれば炉は安全に停止することがわかる。したがって、出力が異常上昇するためには、スクラムの不作動を仮定する必要が生じる。

(2) 制御棒引抜き事象（スクラム不作動、ATWS-1）

初期状態および外乱設定はスクラム不作動である事以外はと同様である。解析結果を Fig. 3.5 に示す。各メッシュ点で出力が増大しているが、その増加割合は小さく定格出力（3200 MW）にも到達していない。ここで、出力上昇後にも冷却材中にはボイドが発生しなかったが、これは炉心入口での冷却材サブクール度および流量がそれぞれ 20°C および定格出力時の流量であると解析で仮定したためであると考えられる。

(3) 制御棒誤引抜き事象（スクラム不作動、ATWS-2）

制御棒の引抜き本数を(2)の場合より増加させたもので、Fig. 3.2 中①および②カラムの制御棒（約35本相当）を引抜く。さらに冷却材流量を定格の25%としている。

解析結果を Fig. 3.6 に示す。この図から炉出力は $t \approx 2$ 秒頃から急激に増大するのがわかる。出力ピークでは初期炉出力の数10倍に達し、燃料平均温度も 2000°C 以上となる。制御棒の誤

*1) チェルノブイリ炉での制御棒スクラム速度は 40cm/sec であることが後に報告された。ここで設定した制御棒挿入・引抜き速度は実際よりもかなり速いものとなっている。

*2) 通常はスクラム開始までの遅れ時間を考慮する必要があるが、ここでは詳細が不明であったため無視した。

引抜きが終了する 2 秒以降で出力が急増するのは、この頃に丁度、冷却材温度が飽和温度を越えてボイドが発生し、正のボイド反応度がさらに加わったためである。ここで先の(2)の場合に比べ、制御棒による添加反応度が約 7 倍となり、制御棒引抜きによる出力上昇が大きく、一方冷却材流量は 1/4 としておりボイドが発生しやすい条件となっている。

各メッシュ点での出力変化を全炉心出力で規格化して見ると Fig. 3.7 の様であり、制御棒が引抜かれているメッシュ点で炉出力の大部分を占めているのがわかる。さらに、①および②カラム中の制御棒による $t = 0 \sim 2$ 秒までの反応度添加による出力上昇は、ボイド反応度添加によるものと比べ無視できる程度に小さいものであることがわかる。

この解析により、炉心の異常な出力上昇は制御棒誤引抜きによる反応度添加よりも、冷却材中のボイド発生による反応度添加により生じる可能性が高いことがわかる。さらに、ボイド反応度添加による全炉心出力上昇は、制御棒が挿入されていない領域が大きい程、顕著なものになると考えられる。

3.1.3 冷却材流量喪失事象の解析（スクラム不作動、ATWS-3）

先の第 3.1.2 節(3)の解析により、チャルノブイリ炉出力暴走の要因としては制御棒による外乱よりも熱水力系による外乱の方が重要であることが明らかとなった。そのため、ここでは、制御棒による外乱ではなく、冷却系による外乱を想定した解析を行う。冷却系外乱として、冷却材流量喪失事象を考える。

初期状態・全制御棒は燃料中段まで挿入

- 冷却材流量は定格の 25%

外乱設定・冷却材流量を $t = 0$ から 1 秒間で定格流量の 1 %までランプ状に減少させる。

- スクラムは不作動とする。

解析結果・Fig. 3.8 に全炉心出力で規格化した各メッシュ点での出力変化を示す。

冷却材流量を 1 %まで減少させた後、4 秒程度で冷却材中にボイドが発生し始めるため、それ以降急激に出力が増加する。また、出力は制御棒の挿入されていない燃料部下段で主に発生している。先の制御棒引抜きによる出力上昇でボイドが発生した場合(3.1.2(3))に比較し、炉出力のピーク値が小さくなっているが、これは制御棒が挿入されていない領域が先の場合より小さいためであると考えられる。

3.1.4 予備的解析結果に基づく事故原因推定

以上の予備的解析から、急激な炉出力上昇は以下の条件下で発生するものと考えられる。

- ① スクラムは有効に機能しない。
- ② 冷却材中のボイドが増加する。

したがって、この出力暴走事故を詳細に解析するためには、熱水力系の挙動に重点を置いた解析が必要となる。一方、炉出力ピークは制御棒が挿入されていない領域が増える程、顕著なものになる。

3.2 ソ連発表データ⁽¹⁾に基づく解析

昭和61年8月25日から29日にかけてIAEAで開催された専門家会合でソ連が提出した報告書等から得られたデータの内、予備解析で使用していたデータと異なるものを以下に列挙する。

- I) 燃料濃縮度 2%
- II) 燃料平均燃焼度 10.3 GWd/t
燃料の75%程度は12~15 GWd/tの燃焼度である。
- III) 制御棒の大部分が全引抜き状態である。
- IV) 冷却材流量は定格の113%程度であり、温度は飽和温度から数度程度のみ低い状態である。

また、出力異状上昇の起因事象としては、運転員の操作による冷却材流量低下であると推察される。さらに、本原子炉では、制御棒が全引抜き状態の場合にはスクラムを行っても急速に負の反応度を投入できず、スクラムボタンを押しても有効に負の反応度が投入されるまで約6秒かかる状態であったと報告されている。一方、出力異状はスクラム開始より4秒後に生じており、スクラムによる負の反応度は殆んど投入されておらず、スクラムが作動しなかったものと考えても実質的な相違は無い。

以上より、先の3.1「予備的解析」で予想された炉出力の急激な異常上昇に対する条件と、チェルノブイリ炉事故直前の状況はほぼ同様であると言える。さらに、制御棒が全引抜き状態に近いことから、ボイド反応度の出力増大に対する効果は最大であり、最悪の状況であったと予想される。

ソ連の発表により、事故発生の主要因が判明したため本節では、炉心内燃料の燃焼度分布が非均質であることによる効果を、ボイド発生に引続く出力上昇の観点から検討する。また、解析では水に対し2.3節で示した変更を行った後のCOMICコードを、改訂データと共に使用する。

3.2.1 断面積の作成

解析に必要な断面積セットはFig.3.1に示された燃料チャネルモデルを使用しSRACコードにより作成する。初めに、燃焼度依存の燃料内核種毎原子数密度を求めるため、定格出力運転を想定してSRACにより燃焼計算を行う。次に、各燃焼度点における事故解析用断面積セットをボイド体積率および燃料温度をパラメータとして作成する。

(1) 燃焼計算

定格運転時の炉心平均ボイド体積率が40%であるとし、さらに燃料温度1300K、黒鉛減速材温度900K、水、圧力管、燃料被覆管およびスペーサー等の温度を550Kとして燃焼計算を行う。使用した燃焼チェーンはENDF/B-IIのデータに基づくGarrisonモデルである。中性子群数は高速36群、熱43群の計79群であり、燃焼度点としては、0, 0.1, 0.7, 1, 3, 5, 7, 9, 10.3, 11, 12, 13, 14, 15 GWd/tの計14点である。燃焼度依存原子数密度データは、0, 0.7, 7, 9, 10.3, 11, 12, 13, 14, 15 GWd/tの計10点に対して計算する。燃料ペレット内のU²³⁵およびPu²³⁹の原子数密度の燃焼依存による変化をFig.3.9に示す。

(2) 事故解析用断面積セット

COMIC コードでは、ある 2 つのパラメータの関数として断面積セットを入力しており、ここでは、燃料温度および冷却材中のボイド体積割合をパラメータに選んでいる。したがって、ボイド增加による反応度の添加や燃料温度上昇に伴うドップラー効果は、断面積の変化により表現される。

SRAC コードにより 2 群定数を、4 温度点、4 ボイド率点、10 燃焼度点の計 160 点に対し作成した。形状モデルは先の(1)「燃焼計算」で使用したものと同一であり、燃料以外の温度設定値についても同様である。燃料温度点、ボイド率点および燃焼度点を以下に示す。

- a. 燃料温度点(K) 500, 1300, 2400, 4500
- b. ボイド率点(%) 0, 50, 75, 100
- c. 燃焼度点(GWd/t) 0, 0.7, 7, 9, 10.3, 11, 12, 13, 14, 15

中性子群数は高速 10 群、熱 15 群の計 25 群であり、各々のセル計算で得られた実効増倍率(k_{eff})を Table 3.2 に示す。このデータを用いて得たボイド係数を Fig. 3.10 に示す。これより、炉心平均燃焼度である 10.3 GWd/t の燃料体では約 $2.1 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$ のボイド係数となる。断面積セットは、制御棒チャネルも含めて均質化した全炉心解析用のものと、制御棒チャネルを含まず燃料チャネルのみで局所的炉心解析用のものとの 2 セットを用意した(計 320 ケース)。

ここで得られた係数は、エネルギー群数を全 25 群とした際の冷却材ボイド体積率が 0% と 100% の時の実効増倍率(k_{eff})の差から求めたものであるが、エネルギー群数を全 54 群とした際には $2.36 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$ のボイド係数となる。さらに、54 群で、無限増倍率(k_∞)を用いて評価すると $2.52 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$ となる。炉心を代表するボイド係数としては、 k_{eff} を使って評価したものの方がより適切であると考えられる。エネルギー群は詳細である方が良いが、ここでは 54 群計算と 25 群計算の差($0.26 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$ は燃料棒クラスター配列寸法データの詳細が不明である点(ボイド係数へ影響する)や、本報の解析では絶対値的解析ではなく定性的特性に重きを置いている点から無視できるものとする。また、25 群計算とすることにより全 320 ケースの断面積を効率良く作成できる。

3.2.2 全炉心解析

先の「3.1 予備解析」の形状モデルと新たに作成した断面積セットを用いた解析を、初期出力分布の相異による効果に着目して行う。

(1) モデル化と定常状態の作成

モデル化形状は、Fig. 3.2 に示したものと同様であるが、六角ブロックの平径および高さをそれぞれ 233.3 cm と 187.9 cm に変更し、反射体を除いた炉心部体積(燃料部)を実機と同様となるようにする。次に、定常時の中性子束分布を CITATION により 3 つの異なる燃焼度分布に対して求める。仮定した炉内燃焼度分布を Fig. 3.11 に示す。ここで燃焼度は炉心平面方向にのみ分布を持たせ、軸方向は同一の燃焼度であるとしている。全炉心熱出力を 200 MW とした時、計算により得られた燃料部中段位置での半径方向出力分布を Fig. 3.12 に示す。同図中には、炉心静特性計算で得られる中性子束分布の重みがかかったボイド反応度係数を示しており、SRAC で得られたセル平均ボイド反応度係数($2.1 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$)より 5% ~ 16% 程度小さめの値と

なっている。体積平均した炉心燃焼度からボイド係数を推定した場合（約 $1.98 \sim 2.00 \times 10^{-4}$ ）よりもかなり小さく、中性子束分布に強く依存していることがわかる。

動特性解析は、Fig. 3.11に示した3ケースのうちCase 1と3に対して行う。ここで、Case 1は全炉心 10.3 GWd/t の燃焼度の燃料を使用した参考用炉心と考えることができ、Case 3は実際のRBMK炉心におけるRadial Peaking factor ≈ 1.1を再現したものと考えることができる。^{*1}

(2) 燃焼度 10.3 GWd/t 均一燃料炉心の解析

解析のために設定した初期状態をTable 3.3に示す。外乱としては、冷却材流量を約 $1\%/\text{sec}$ の割合で定格流量の 113% 流量から減少させている。これは発表データの平均流量低下割合 $0.4\%/\text{sec}$ より大きいが、出力ピーク発生に到る定性的過程には大きな相違はないものと考えられる。

炉出力変化をFig. 3.13に示す。同図から炉出力は約25秒後にピークに達し定格出力（ 3200 MW ）の約6倍まで炉出力は上昇する。さらに燃料中段位置での半径方向各メッシュ位置での出力変化、冷却材中ボイド率変化および燃料平均温度変化をFig. 3.14～3.16に示す。メッシュ毎の出力変化および燃料平均温度は、ピーク時においても初期出力分布とほぼ同様の分布が保たれている。またボイドはピーク発生時に、ほぼ $80\sim90\%$ まで達する。初期状態においてボイドは約 10% 存在しているため、炉心静特性計算で得られた平均ボイド反応度係数 ($1.99 \times 10^{-4} \Delta \rho / \%$) により、約 $1.8 \sim 1.5 \times 10^{-2} \Delta \rho$ 程度のボイド反応度が炉心へ添加されたものと考えられ、炉出力の上昇があまり大きくならなかったものと考えられる。

時刻 $t = 0$ の初期状態と $t = 25(\text{sec})$ の出力ピーク時の相対出力分布をFig. 3.17(a)(b)にそれぞれ示す。これから、初期状態とピーク発生時ではほぼ同様の分布を示しているが、全体的にはピーク発生の方が出力密度の小さい外周部で分布の盛り上がりが見られる。炉心の中央位置を基準にして初期状態からの分布の歪み具合を同図中(C)に示す。これから外周部へ行く程、初期状態からの盛り上がりが大きくなっているのがわかる。この現象はボイド反応度と、それを打ち消すドップラー効果との関係から説明できる。

今、炉心内のある点でのボイド反応度を $\Delta \rho_v$ 、ドップラー反応度を $\Delta \rho_T$ 、出力密度を P とし、ドップラー効果が温度に比例すると仮定すれば、

$$\Delta \rho_T = \alpha_1 \Delta Q \quad (3.1)$$

と書ける。ここで α は係数、 ΔQ は発生出力である。一方、 ΔQ はドップラー効果が顕著となる以前では、遅発中性子を無視した即発跳躍近似の動特性方程式から、ある時刻で、

$$\Delta Q = \alpha_2 \Delta \rho_v P \quad (3.2)$$

と書ける。したがって

$$\Delta \rho_T = \alpha_3 \Delta \rho_v P \quad (3.3)$$

*1) RBMK炉の設計者であるエミリアノフ著の文献には、炉心の燃料領域を大きく2領域としているという記述がある。これらは、炉心の大部分の領域を占める中央領域と、炉心外周部領域であり、ほぼ同心円状となっている。さらに外周部領域は外周部ⅠとⅡに区分されている。このような方法で半径方向ピーキングは1.1に収められている。一方、各領域内は多数のペリオディックセルから構成されており、一つのペリオディックセル内に各種の燃焼度を有する燃料が分散装荷されている。

となる。上式より次のことが言える。つまり、 $\Delta\mu_v$ が一定であれば、 $\Delta\rho_T$ はPにはほぼ比例すると考えられる。解析結果との対応では、 $\Delta\mu_v$ は炉心内ではほぼ同一であるため、出力分布の相異により $\Delta\rho_T$ の効果が炉心内で非均一に働くものと考えられる。出力密度の小さい外周部では炉心中央部に比べ、同一のボイド反応度投入に対し、発生全エネルギーは小さいためドップラー効果の影響も小さくなり、その分だけ中央部より出力の増加率が大きくなつたと考えられる。

Fig. 3.17(C)に、出力増加率の出力分布依存性が見られる。

(3) 燃焼度 10.3 GWd/t および 9 GWd/t からなる 2 領域炉心の解析

解析に用いた初期状態および流量外乱は先の(2)で使用したものと同一であり、2領域にしたことによる出力分布および燃料燃焼度が異なる。炉心平均燃焼度（体積平均）が 9.7 GWd/t となつたことおよび中性子束分布の効果により炉心静特性計算により得られたボイド反応度係数は 1.81×10^{-4} ($\Delta\rho/\%$ Void) であり、(2)の場合よりも約10%程度小さ目の値となっている (Fig. 3.12 参照)。

解析により得られた全炉出力変化を Fig. 3.18 に、先の(2)で得た結果と併せて示す。炉出力は約18秒後にピークに達し定格出力 (3200MW) の約 7.5 倍まで上昇する。先の(2)で得た結果よりも、出力ピークは 25% 大きくなり、さらに出力ピーク発生時刻も約 7 秒早くなっている。これは、この炉心に投入されたボイド反応度が見かけ上、(2)の場合より大きくなっていることを意味している。燃料中段位置での半径方向メッシュ位置での出力変化、冷却材中ボイド率変化および燃料平均温度変化を Fig. 3.19~3.21 に示す。

ここで、先の(2)の場合（1領域炉心）よりも炉心静特性計算で得たボイド係数が約10%程度小さくなっているにもかかわらず、ピーク炉出力が25%程度も大きくなつた点について検討する。これはボイド增加の過程を比較することにより説明することができる。Fig. 3.22 に燃料部中段位置でのボイド率変化を、先の(2)の場合と併せて示す。これより明らかなことは、2領域炉心として出力分布を平坦化した場合には、炉心内のボイドの急激な増加が、1領域炉心に比べ短時間で行われるという点である。例として、ボイドが 60 % に各メッシュ点で到達するのに、図より 1 領域炉心では 2.3 秒必要なのに対し、2 領域炉心では 0.8 秒しかかからない。したがってボイド反応度量が同一であったとしても 2 領域炉心の方がボイド反応度を急激に投入していることに相当し、出力ピークが 1 領域炉心の場合より大きくさらに出力ピークも早目に発生したものと考えられる。

3.2.3 局所的炉心解析

ソ連の報告書によれば、新燃料へ装荷してその余剰反応度を調整する補助吸収体は 1 本しかなかったと記述されている。したがって、半径方向出力分布平坦化は各種燃焼度の燃料を組み合わせて行っているはずである。先の(2)において使用した形状モデル（全炉心モデル）中の 1 つのカラムに新燃料を装荷（新燃料チャネル 40 本相当）して CITATION コードにより出力分布を計算すると、このカラムでの出力ピーニングが非常に大きくなる (~10) ことがわかった。今、半径方向出力ピーニングが RBMK 炉では 1.1 程度であるという情報（エミリアノフ著の文献⁽⁶⁾等から、炉心内には新燃料チャネルのみからなる領域はなく、むしろ新燃料と燃焼の進んだ燃料を接近させた混存状態として出力分布の平坦化を行つているものと推定される。この考え方

は先の脚注に示したペリオディックセルの概念で支持されるものと考えられる。

一方、炉心の平均燃焼度は 10.3 GWd/t とされているが、ソ連報告書では全燃料体中 75% は $12 \sim 15 \text{ GWd/t}$ の燃焼度であるとされており、残りの 25% は平均 0.7 GWd/t と逆算される。したがって、この 25% 中には新燃料も含まれていると考えられ、本節では新燃料チャネルが $12 \sim 15 \text{ GWd/t}$ の燃焼度チャネルと混在し、局所ピーキングが最大となる状況を想定し、スーパーセルモデルによる動特性計算を実施する。

(1) モデル化と定常状態の作成

解析で使用する断面積セットは第 3.2.1 節に示した様に、全炉心用の断面積セットと異なり、制御棒チャネルの黒鉛部を含まずに燃料チャネルのみで均質化したものである。これは COMIC C コード用のスーパーセルモデル中に制御棒チャネルを非均質に取扱っていることと対応づけるためである。

RBMK 炉心を局所的に見れば Fig. 3.23(a) の様になっており、制御棒チャネルを 1 本中央に置いたスーパーセルを考えることができる。このスーパーセルを COMIC コードの六角形メッシュでモデル化するため、同図(b) に示すようなモデルを作成する。このモデルではスーパーセルよりも燃料チャネルが 1 本少なくなっている。メッシュ点間の距離は半径方向では約 27 cm 、軸方向には 100 cm で、燃料部軸方向に計 7 メッシュ点が存在する。また、平面方向の境界条件を外挿型から反射型とするため COMIC コードを改造する必要がある。実際には、このような形状に対する反射境界条件は現実には存在せず、あくまでも炉心内部の燃焼度分布非均質効果の検討を主要目的としている。また、同図(C) には初期中性子束を計算する際の CITATION コード用形状モデルを用いている。

静特性計算により得られた出力分布および出力ピーキングを Fig. 3.24 に示す。これは全炉出力を 200 MW とした時の、燃料部中央位置のメッシュ点に対応するものである。エミリアノフ著の参考文献⁽⁶⁾によれば、新燃料チャネルの出力ピーキングは 1.5、さらに軸方向ピーキングは 1.3 となっている。本節での計算では平面方向ピーキングは 1.36、軸方向ピーキングは 1.36 となっている。この平面方向ピーキングを局所ピーキングと考えて、半径方向ピーキング 1.1 を掛け合わせれば、1.50 となり解析で用いた出力分布はほぼ妥当なものと言えよう。一方、炉心静特性計算で得られたボイド反応度係数は $1.78 \times 10^{-4} (\Delta \rho / V_{\text{Void}})$ であり SRAC のセルボイド係数 ($2.1 \times 10^{-4} \Delta \rho / V_{\text{Void}}$ at 10.3 GWd/t) よりも 15% 程度小さ目になっている。これはボイド係数の小さい新燃料 ($1.2 \times 10^{-4} \Delta \rho / V_{\text{Void}}$) の重みが大きいためと考えられる。ここで、体積平均燃焼度は 10.8 GWd/t である。

動特性解析は、多燃料チャネルに均一に冷却材を流した場合と、各チャネルの出力ピーキングに比例させて流量配分した場合の 2 ケースに対して行った。この流量調整はチャンネル型原子炉である RBMK 炉では通常行われている操作である。

(2) 均一流量の場合

解析のために設定した初期状態を Table 3.4 に示す。外乱としては、冷却材流量を約 $0.7\%/\text{sec}$ の割合で定格の 113% 流量から減少させている。ここで、初期状態および外乱の設定が必ずしも先の全炉心解析の場合とは対応しない。

出力変化を Fig. 3.25 に示す。同図中には体積割合から求めた定格出力 (3200MW) を単位とし

た換算用目盛を付している。同図から、出力ピークは約32秒後に生じ、定格出力の11倍程度まで上昇する。出力ピーキングが最大である新燃料装荷チャネルについて、軸方向メッシュ点での出力変化、燃料平均温度変化、冷却材中ボイド体積率変化さらに冷却材エンタルピ変化を Fig. 3.26 ~ 3.29 に示す。出力変化を見れば軸方向ピーキングが最大となる燃料中央位置で出力も最大となっており、この最大出力メッシュ点では定格出力時の平均出力メッシュ点と比較して18倍程度の出力となっている。このメッシュ点では燃料平均温度が 3000°C 程度まで達しているのがわかる。この事から、同一の炉心ピーク出力値に対しても局所出力は出力ピーキングに依存し、最大ピーキングとなる位置では相当大きな出力に到達する可能性がある。

先に述べたようにエミリアノフ著の文献^[6]によれば、新燃料チャネルではチャネルピーキング係数が 1.5 程度になると記述されており、軸方向ピーキング係数が 1.3 であるという記述と併せると局所的なピーキング係数は 1.95 となる。したがって全炉出力で見た出力ピークの約 2 倍程度の出力が局所的に十分発生し得ることになる。ただし、このピーキング係数は通常運転時のものであり、事故時にはさらにピーキング係数は大きなものであったとも考えられる。

出力ピーク値および出力ピーク発生時刻を全炉心解析の場合と比較すると、出力ピーク値は約50%増加し、発生時刻も約10秒程度遅くなっている。発生時刻のずれは主に流量低下速度が小さく ($1\%/\text{sec} \rightarrow 0.7\%/\text{sec}$) なったことに起因するものと考えられる。ボイド係数にも当然依存するが、どちらの場合もおよそ流量が約20%程度減少する頃に出力ピークが発生していく。また出力ピーク値が大きくなった点については、Fig. 3.30 のボイド率変化のある横断面（燃料上端より 1.5 m の位置）で示したグラフでも明らかなように、時間依存で見たボイド反応度の投入が空間的にはほぼ均一になっているためと考えられる。これは全炉心の場合の Fig. 3.22 と比較すれば明らかである。この他に、当然の事ではあるが解析初期条件の相違や、計算モデルの外周を反射境界条件とした点などが挙げられる。

(3) チャンネル出力ピーキングに合わせて流量調整した場合

使用した初期状態および流量外乱は先の(2)の場合と同様であるが、各燃料チャネルへの流量配分を Fig. 3.24(b) の出力ピーキング係数により行う。

解析の結果得られた出力変化を Fig. 3.31 に示す。先の均一流量の場合に比べ、出力ピーク値は約15%増しとなり、ピーク発生時刻も約 5 秒早目となっている。これは、流量調整を行ったことにより、時間依存で見たボイドの発生が空間的にさらに均一になったためと考えられる。この点は、ボイド率の平面方向空間での時間変化を示す Fig. 3.32 と先の Fig. 3.30 を比較すれば明らかである。Fig. 3.33~3.36 には新燃料チャネルの出力変化、燃料平均温度、冷却材中ボイド体積変化および冷却材エンタルピ変化をそれぞれ示す。

3.2.4 出力ピークと空間依存性

これまでに行った 3 次元解析により、ボイド反応度により引き起こされる出力上昇に関し以下の事が明らかとなった。

- ① ピーク時の全炉出力は、半径方向出力ピーキングが小さい程大きくなり、ピーク発生時刻も早くなる。
- ② チャンネル出力ピーキングに合わせて流量調整を行った場合の方が、全炉出力ピークは大

きくなり、ピーク発生時刻も早くなる。

これら 2 点は、炉心へ加わるボイド反応度の添加速度に関する。最終的に炉心に与えられる全ボイド反応度量が同一であっても、それを添加する速度が遅くなればなる程速効性を持つドップラー効果により出力ピーク値は小さなものとなってゆく。したがって各チャネル毎又は各領域毎に見たボイド添加速度が同じであっても、空間的にボイド発生時刻にずれがあれば、炉心全体では見かけ上ボイド反応度添加速度が変化したのと同等の効果を示すことになる。

つまり、炉心全体へ加わるボイド反応度の添加速度が炉心の出力分布や流量分布に依存する訳である。炉心内の各燃料チャネルで見た時間的なボイド増加曲線が全て等しい時に最も急激にボイド反応度が添加されることになる。全ボイド反応度量および冷却材中ボイド率が 60% の時の空間的に見た時間差 (Fig. 3.22, 3.30, 3.32 参照) とピーク時到達出力を Table 3.5 および Fig. 3.37 に示す。同表から空間的なボイド発生の同時性に対する出力ピーク値の依存性が見られる。ここで、同表の傾向は上記の効果のみによるものでは決してないが、出力ピーク値や出力ピーク発生時刻自体を問題にする場合には、炉心内の空間的要素（出力分布、燃焼度分布、流量分布）を考慮する必要があると言えよう。

これと同様の効果が、軸方向の出力分布および冷却材の流れ方向に沿ったボイド率分布に対しても存在するはずである。ただし、核的には空間依存性を無視した一点近似動特性方程式を使用していても、通常熱計算用チャネルモデルは軸方向に対し空間的考慮がなされている。したがって、ボイド発生時刻の軸方向位置依存性は考慮されていると考えられ、一点近似用のボイド反応度を算出する際の重み関数を適切に選べば大きな問題とはならないと考えられる。

次に、第 3.2.3 節の解析により以下のことが言える。

③ ボイド係数の大きい（高燃焼度）チャネルで必ずしも出力ピークが最大となる訳ではなく、むしろ出力ピーキング係数が最大のチャネルで出力も最大となる。

したがって、RBMK 炉では、新燃料チャネルの軸方向中央部では出力ピーキングが約 2 度となっており、出力異状上昇時にはこの点で破損等が発生しやすいものと考えられる。

Table 3.1 Initial condition
(Preliminary analysis)

| | | |
|---|---|---------------------------------------|
| Reactor power | 224 MWt (7% of full power) | |
| Coolant inlet temperature | 270 °C | |
| Neutron energy | 2-group, cut off 2.38 eV | |
| Delayed neutron | 1-group, fraction 0.0068 | |
| Control rod position | inserted up to $\frac{2}{3}$ active core height | |
| Specific heat (cal/g °C) | Density (g/cm³) | Thermal conductivity (cal/cm·s °C) |
| Fuel pellet | 0.052 | 1.096 |
| Cladding | 0.11 | 7.9 |
| Coolant | 1.25 | 0.751 |
| Heat transfer coefficient of coolant (flow rate dependent) | 1.72 ~ 0.0432 | (cal/cm²·s °C) |

Table 3.2 Cell multiplication factor (k_{eff})

| Burnup | | 0 GWd/t | | | | 11 GWd/t | | | |
|------------|------|---------|---------|---------|---------|----------|---------|---------|---------|
| Fuel(K) | Temp | 500 | 1300 | 2400 | 4500 | 500 | 1300 | 2400 | 4500 |
| Void % | | | | | | | | | |
| 0 | | 1.30758 | 1.29191 | 1.27971 | 1.26314 | 1.07622 | 1.06336 | 1.05349 | 1.04012 |
| 50 | | 1.32021 | 1.30400 | 1.29113 | 1.27379 | 1.08878 | 1.07520 | 1.06479 | 1.05082 |
| 75 | | 1.32431 | 1.30798 | 1.29501 | 1.27766 | 1.09482 | 1.08107 | 1.07055 | 1.05652 |
| 100 | | 1.32778 | 1.31174 | 1.29910 | 1.28234 | 1.10262 | 1.08899 | 1.07861 | 1.06491 |
| 0.7 GWd/t | | | | | | 12 GWd/t | | | |
| 0 | | 1.24997 | 1.23574 | 1.22408 | 1.20824 | 1.05836 | 1.04572 | 1.03603 | 1.02291 |
| 50 | | 1.26283 | 1.24821 | 1.23589 | 1.21930 | 1.07139 | 1.05803 | 1.04781 | 1.03409 |
| 75 | | 1.26781 | 1.25335 | 1.24094 | 1.22431 | 1.07786 | 1.06436 | 1.05402 | 1.04023 |
| 100 | | 1.27332 | 1.25941 | 1.24728 | 1.23119 | 1.08632 | 1.07298 | 1.06277 | 1.04928 |
| 7 GWd/t | | | | | | 13 GWd/t | | | |
| 0 | | 1.14657 | 1.13339 | 1.12280 | 1.10844 | 1.04084 | 1.02848 | 1.01897 | 1.00609 |
| 50 | | 1.15801 | 1.14416 | 1.13300 | 1.11800 | 1.05437 | 1.04132 | 1.03128 | 1.01780 |
| 75 | | 1.16284 | 1.14878 | 1.13752 | 1.12249 | 1.06129 | 1.04813 | 1.03796 | 1.02441 |
| 100 | | 1.16858 | 1.15462 | 1.14357 | 1.12896 | 1.07042 | 1.05744 | 1.04738 | 1.03411 |
| 9 GWd/t | | | | | | 14 GWd/t | | | |
| 0 | | 1.11154 | 1.09828 | 1.08806 | 1.07420 | 1.02334 | 1.01131 | 1.00199 | 0.9898 |
| 50 | | 1.12336 | 1.10943 | 1.09865 | 1.08417 | 1.03742 | 1.02474 | 1.01490 | 1.0070 |
| 75 | | 1.12866 | 1.11462 | 1.10373 | 1.08921 | 1.04484 | 1.03207 | 1.02210 | 1.0082 |
| 100 | | 1.13530 | 1.12132 | 1.11062 | 1.09646 | 1.05471 | 1.04216 | 1.03229 | 1.0127 |
| 10.3 GWd/t | | | | | | 15 GWd/t | | | |
| 0 | | 1.08848 | 1.07549 | 1.06537 | 1.05183 | 1.00605 | 0.99441 | 0.98526 | 0.97288 |
| 50 | | 1.10075 | 1.08703 | 1.07650 | 1.06235 | 1.02070 | 1.00844 | 0.99877 | 0.98581 |
| 75 | | 1.10651 | 1.09262 | 1.08197 | 1.06777 | 1.02863 | 1.01628 | 1.00648 | 0.99343 |
| 100 | | 1.11388 | 1.10008 | 1.08959 | 1.07573 | 1.03918 | 1.02710 | 1.01738 | 1.00457 |

Table 3.3 Initial condition
(Whole core model)

| Reactor power | 200 MWt |
|---|---------------------------|
| Coolant (at reactor inlet) | |
| * enthalpy | 300 cal/g |
| * pressure | 70.6 kg/cm ² |
| flow rate | 1.1907×10^4 kg/s |
| Delayed neutron fraction (β_{eff}) | 0.0053 |
| precursor decay constant (λ) | 0.457 (/s) |

* constant during excursion

Table 3.4 Initial condition
(Super cell model)

| Reactor power | 200 MWt |
|---|---------------------------|
| Coolant (at reactor inlet) | |
| * enthalpy | 305.4 cal/g |
| * pressure | 76 kg/cm ² |
| flow rate | 1.1907×10^4 kg/s |
| Delayed neutron fraction (β_{eff}) | 0.0053 |
| precursor decay constant (λ) | 0.457 (/s) |

* constant during excursion

Table 3.5 Spatial void formation effect

| Void reactivity ($\times 10^{-2} \Delta \rho$) | Time width at 60% Void (sec) | Peak power ($\times 3200 \text{MW}$) |
|--|--------------------------------|--|
| 1.99 | 2.3 | 6 |
| | 2.3 | 6 * |
| 1.81 | 1.0 | 6.7 * |
| | 0.8 | 7.5 |
| 1.78 | 0.4 | 11 |
| | 0.1 | 12.5 |

* Results of Section 4.3

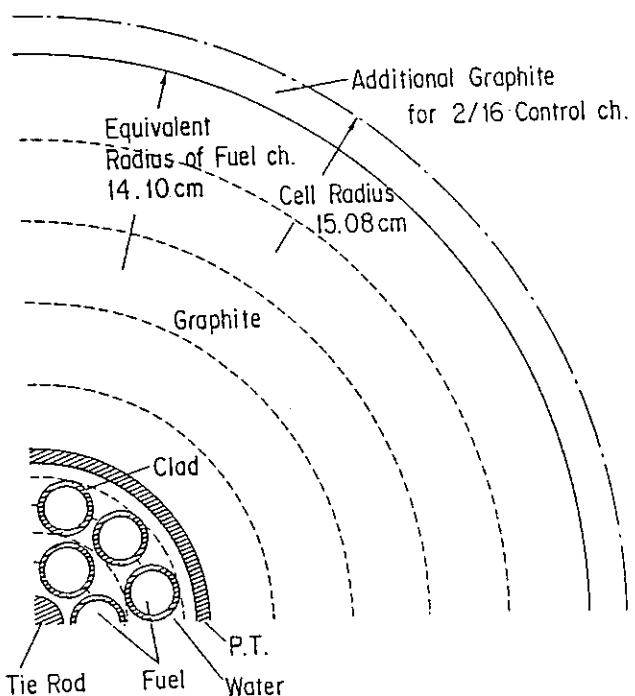


Fig. 3.1 Cell model for fuel channel

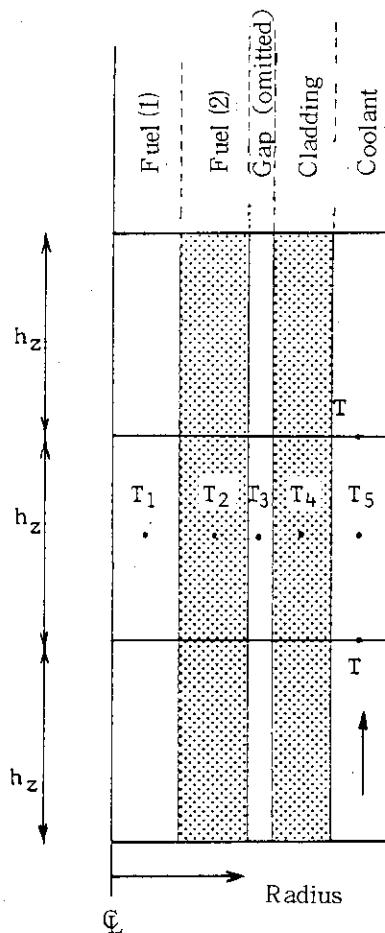
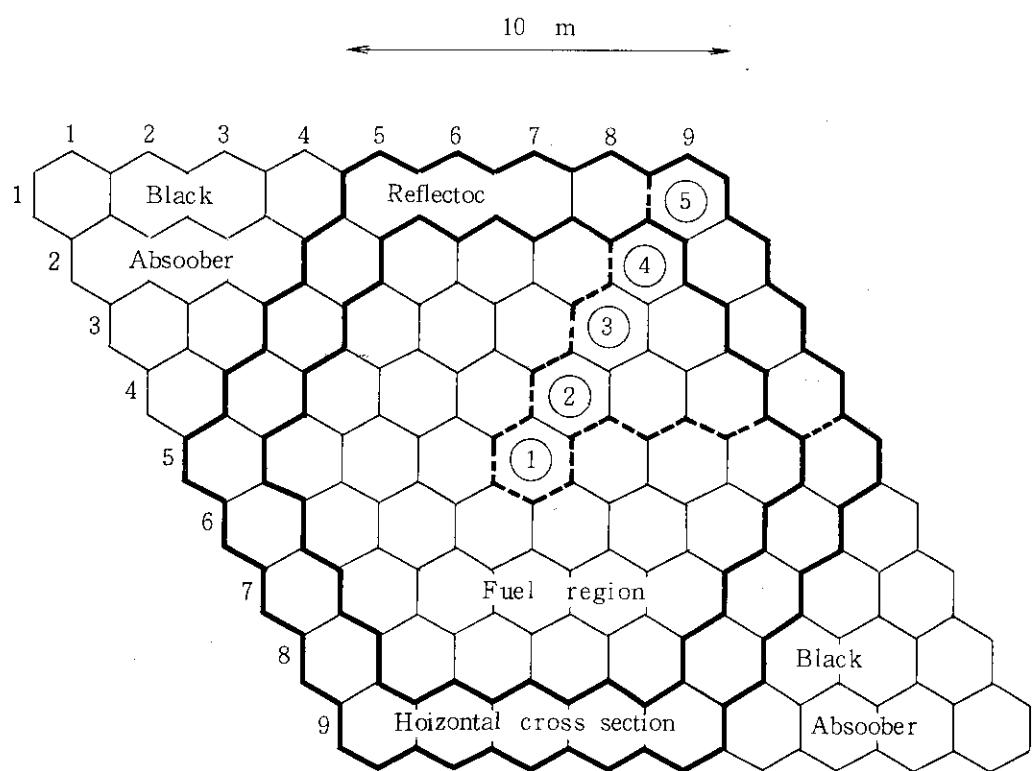
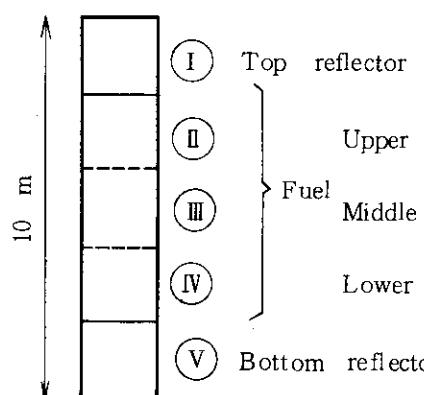


Fig. 3.3 Geometrical model for thermal calculation



CITATION
COMIC



Vertical cross section

Fig. 3.2 Full core model for COMIC

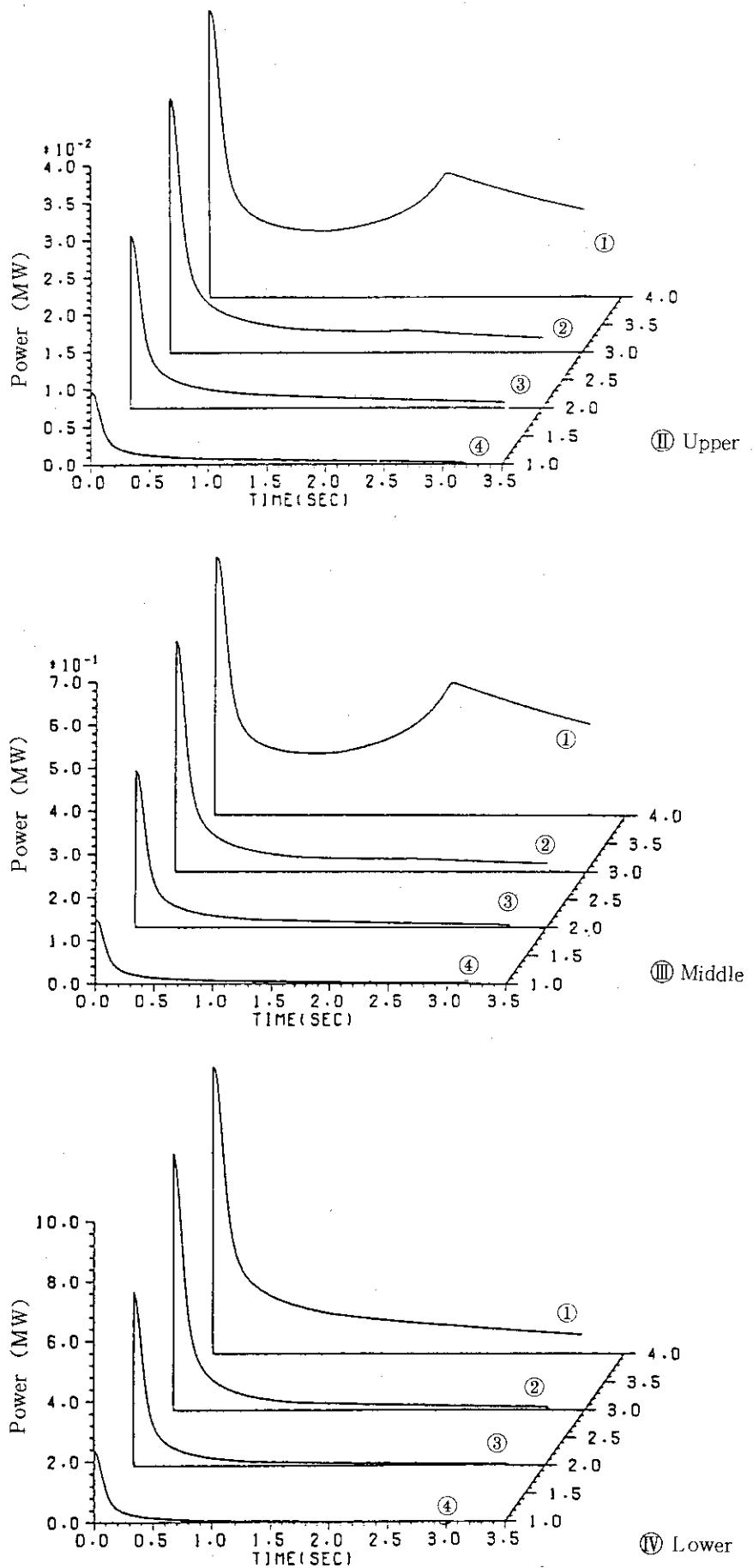


Fig. 3.4 Mesh power change (control rod withdrawal)

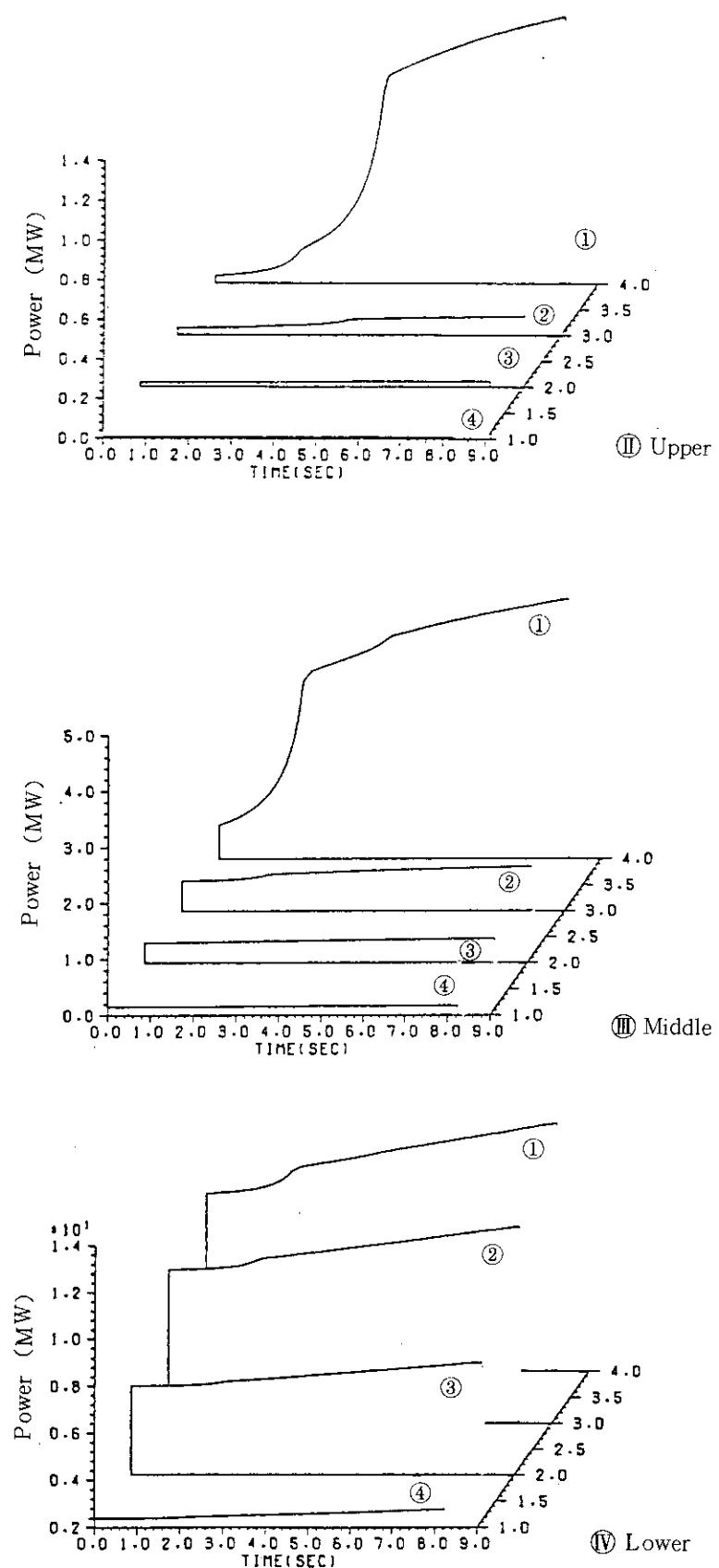


Fig. 3.5 Mesh power change (ATWS-1)

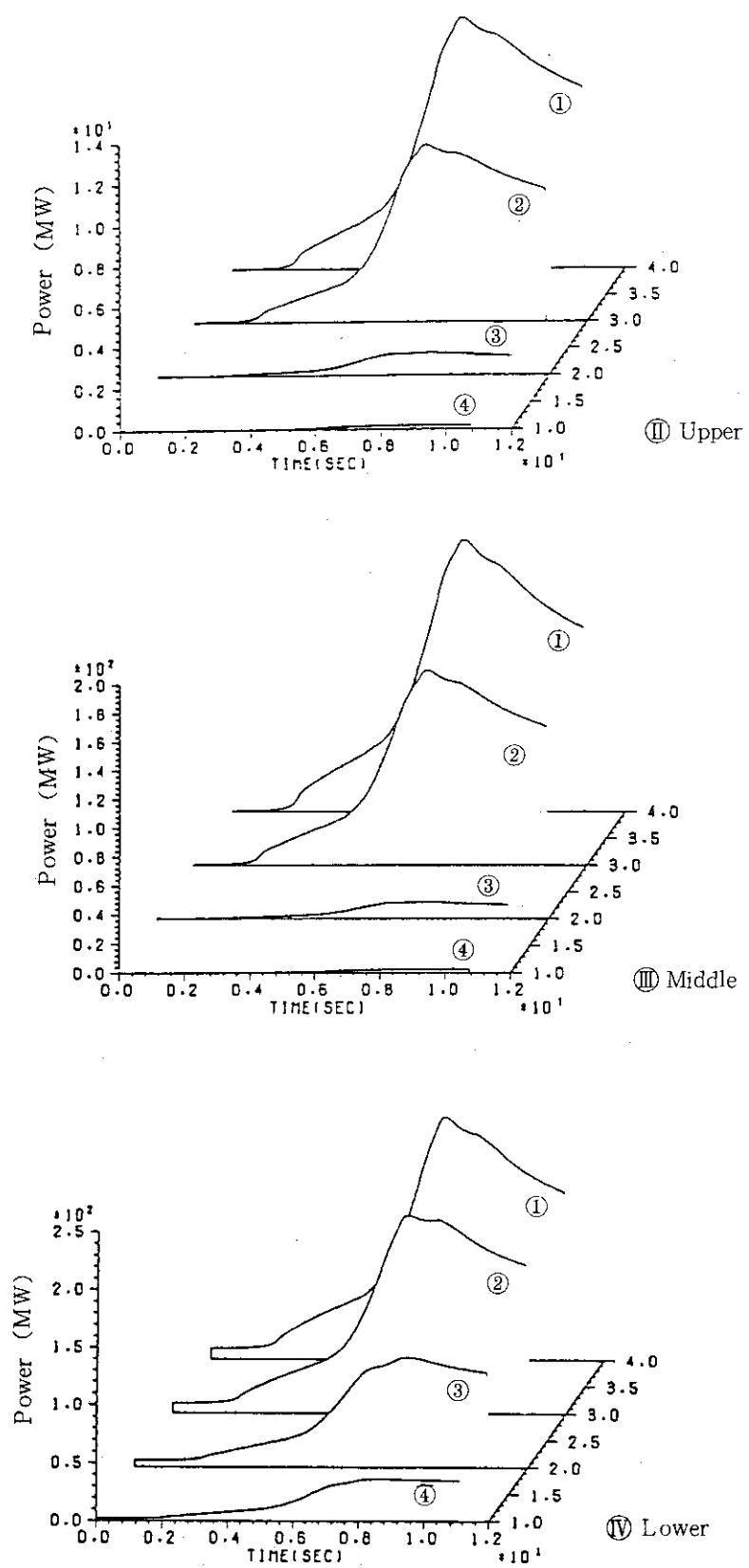


Fig. 3. 6 Mesh power change (ATWS-2)

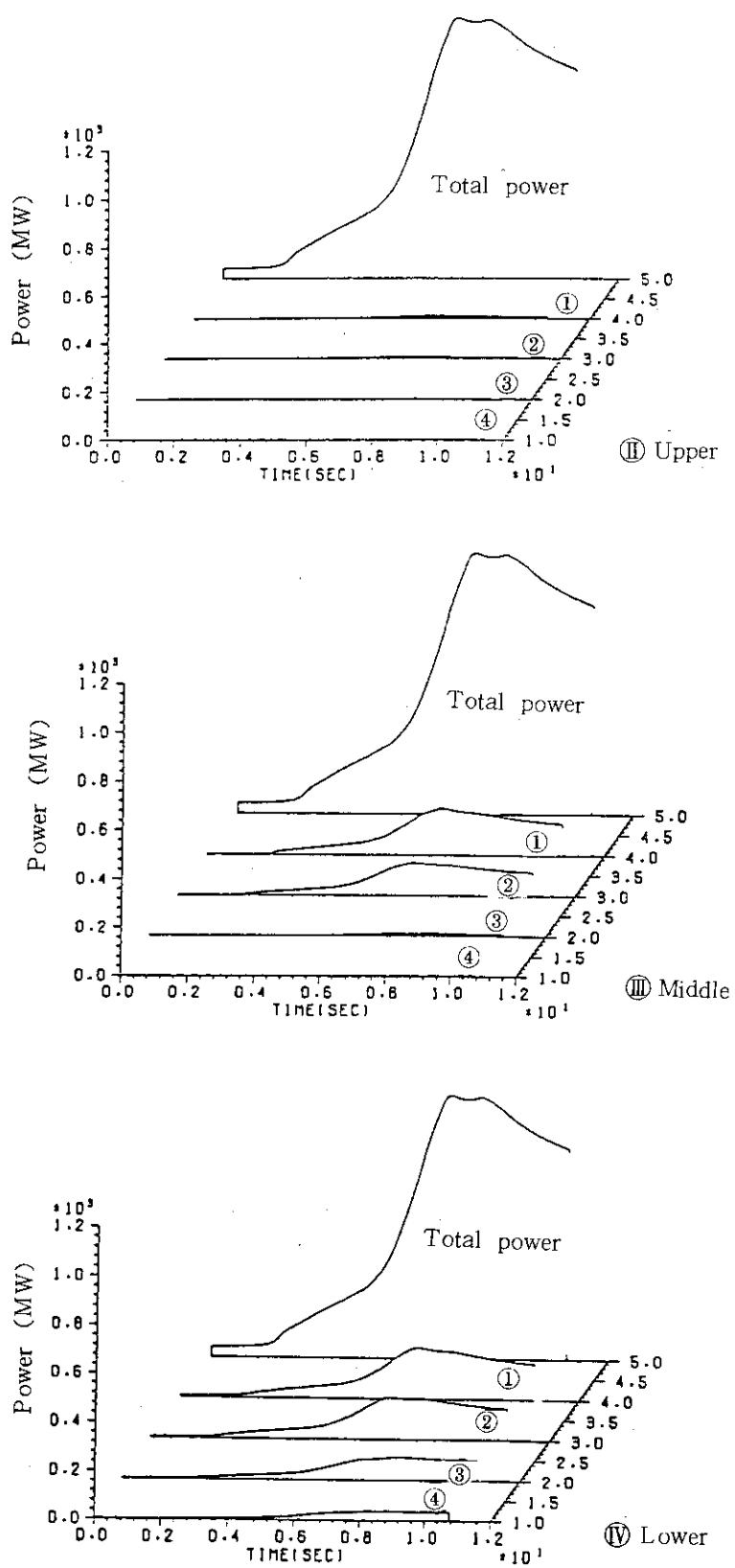


Fig. 3.7 Mesh power change (ATWS-2)

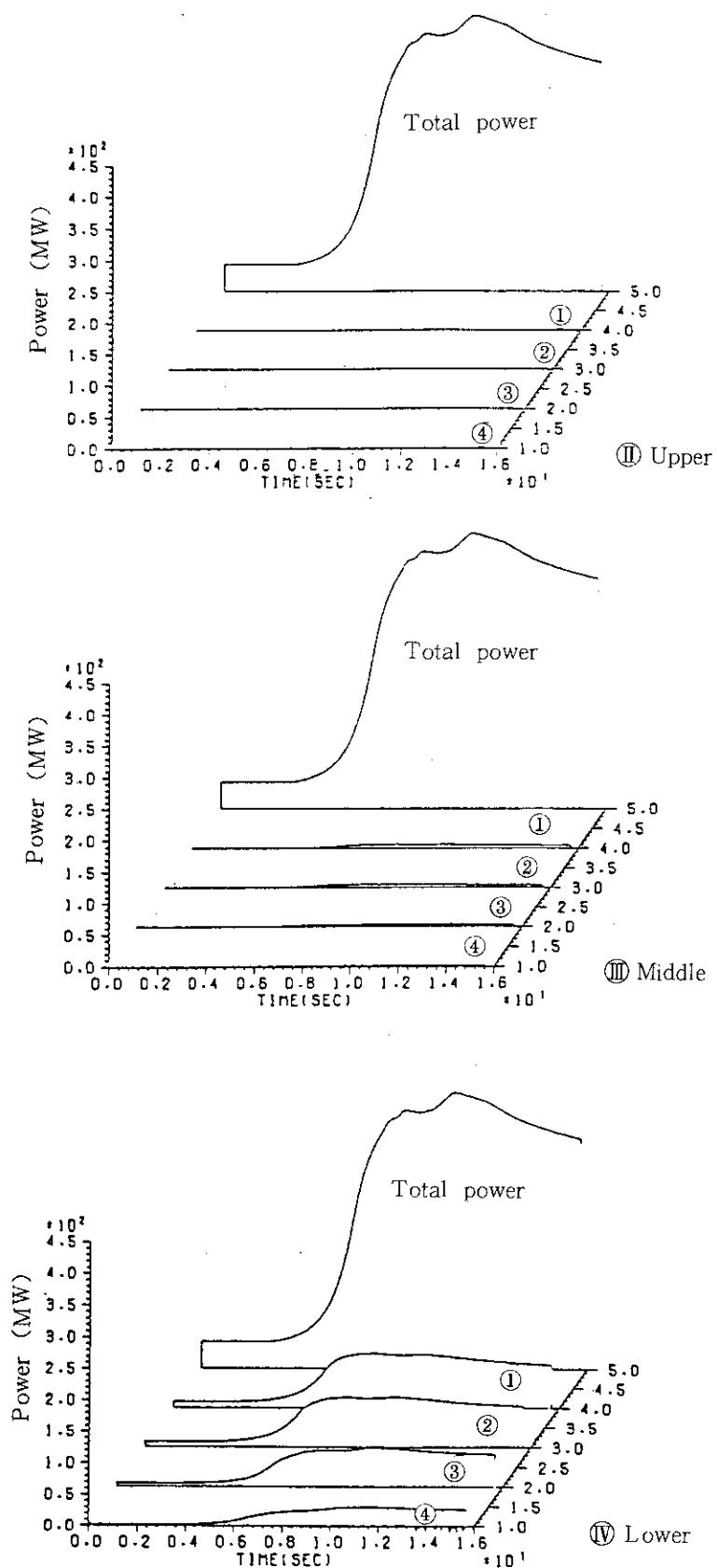


Fig. 3.8 Mesh power change (Loss of flow rate)

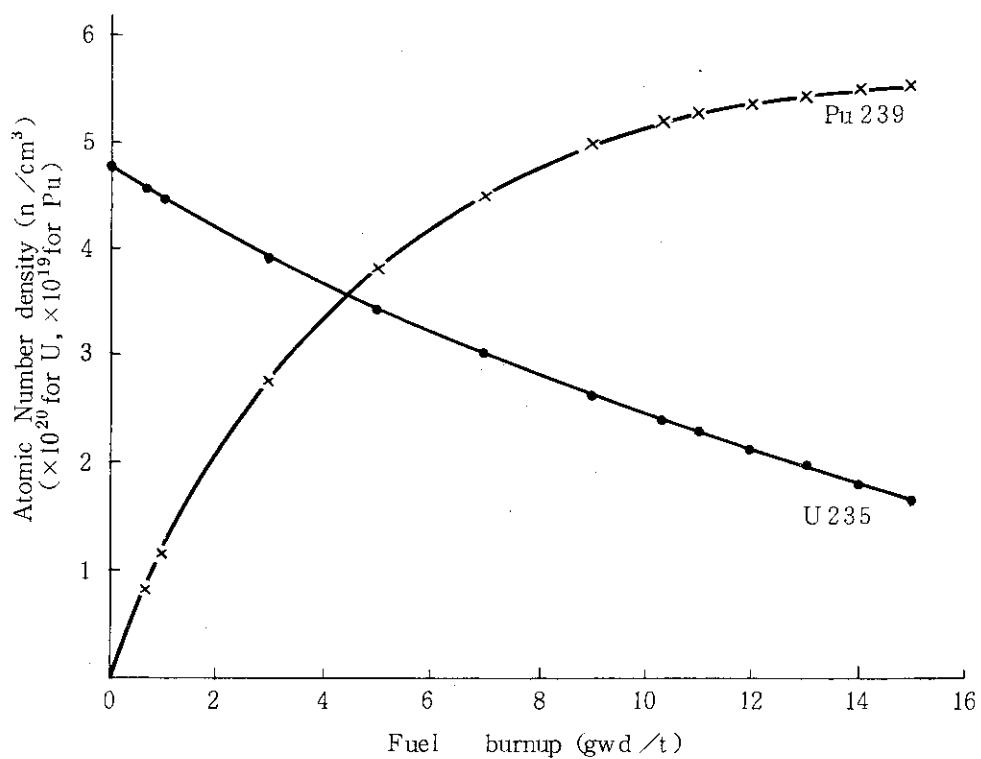


Fig.3.9 Variation of U^{235} and Pu^{239} atomic number densities in fuel pellets with burnup

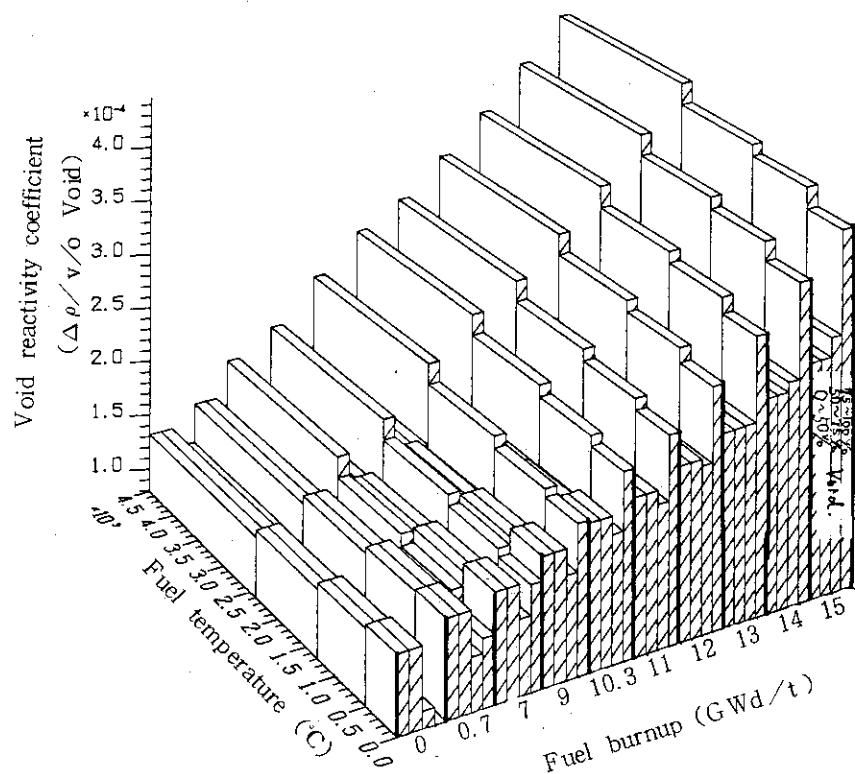


Fig. 3.10 Void reactivity coefficient

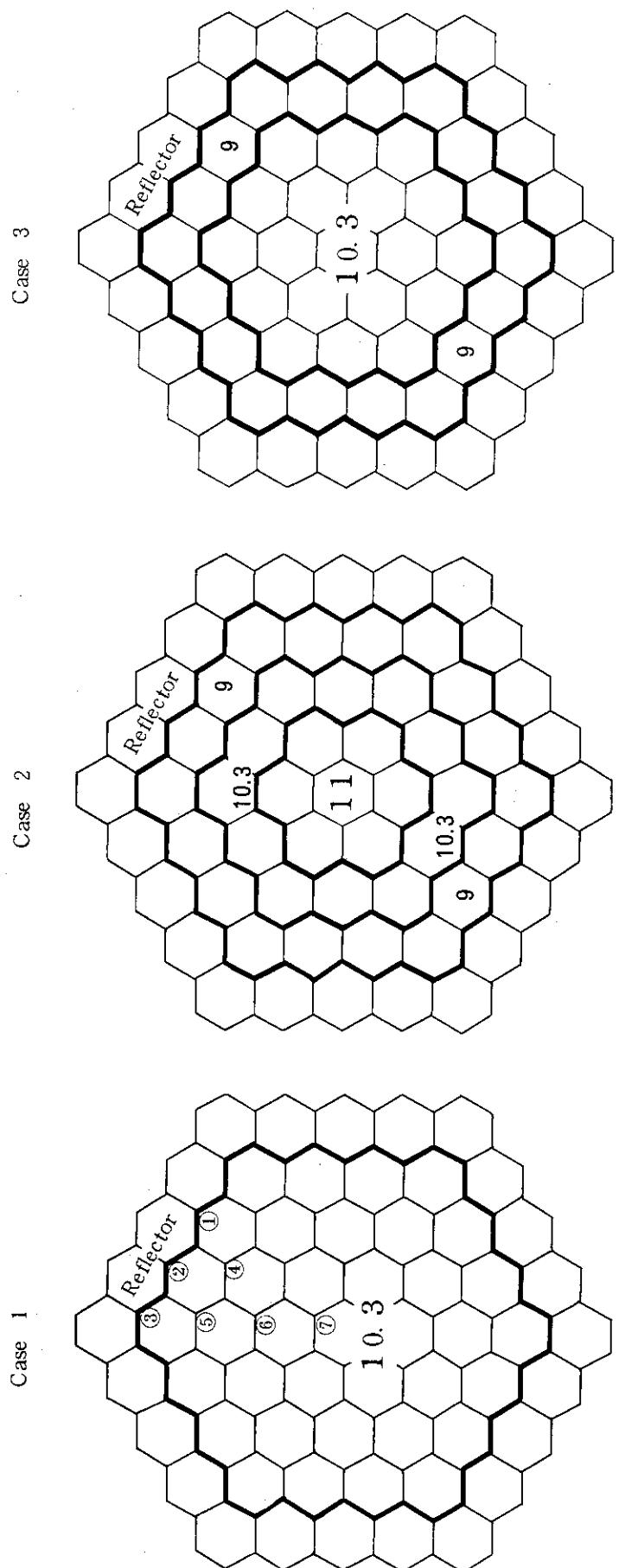
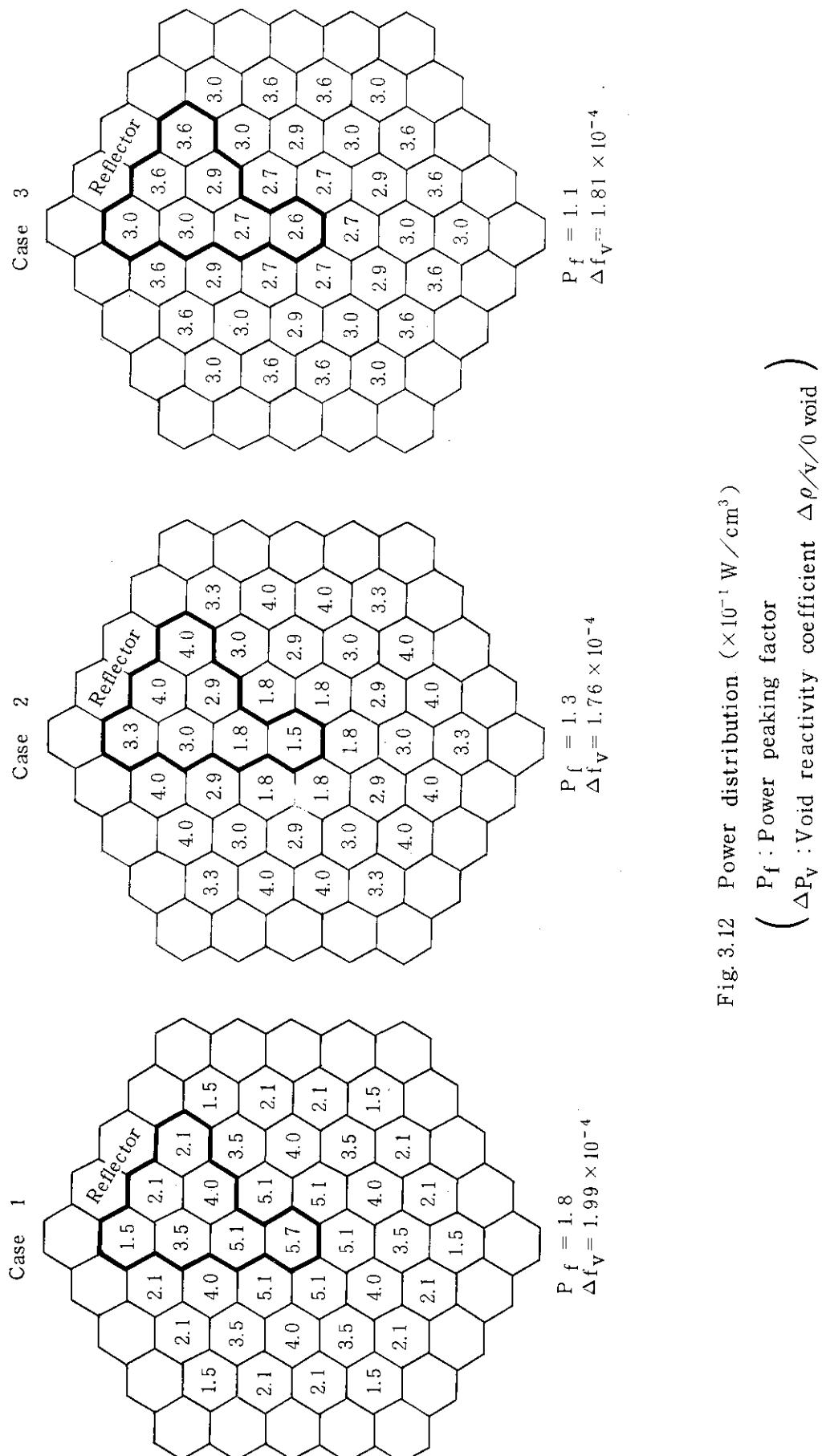


Fig. 3.11 Assumed distribution of fuel burnup (GWD/t)
(B_{ave} : Volume averaged core burnup)

Fig. 3.12 Power distribution ($\times 10^{-1} \text{ W}/\text{cm}^3$)

$(P_f : \text{Power peaking factor}$
 $(\Delta P_V : \text{Void reactivity coefficient } \Delta \rho / \sqrt{0 \text{ void}})$

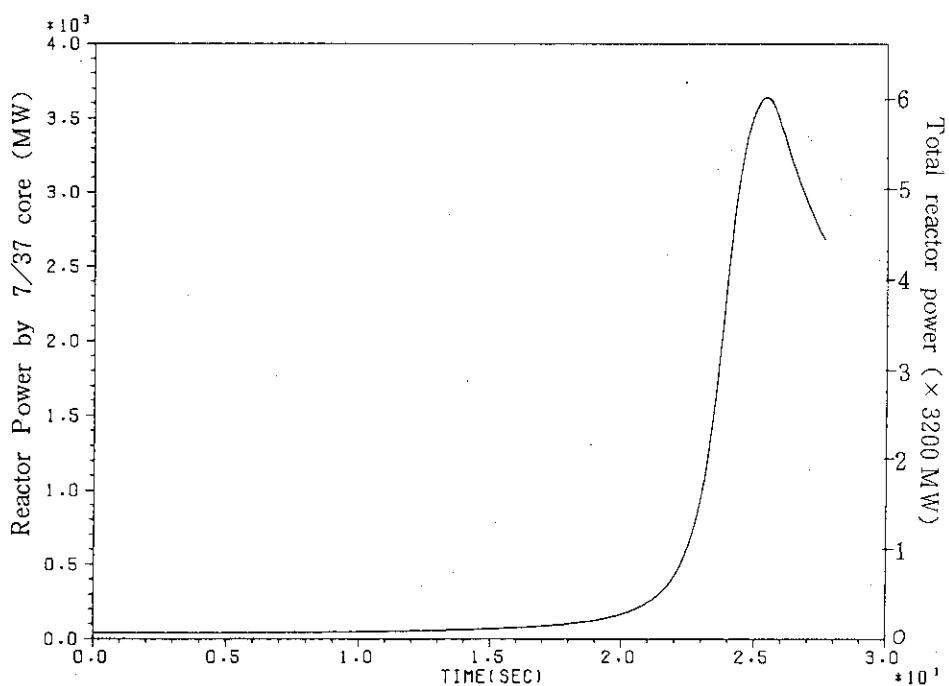


Fig. 3.13 Reactor power change (1 Region)

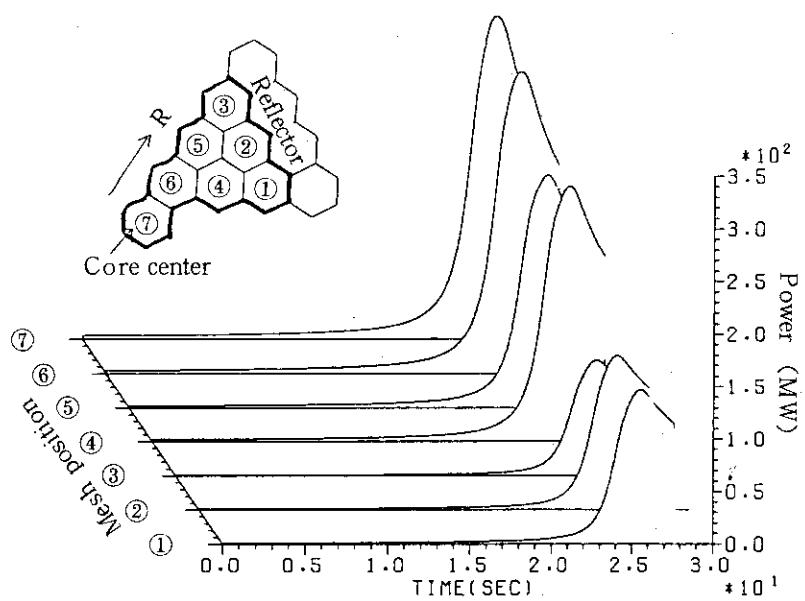


Fig. 3.14 Meshwise power change (1 Region)

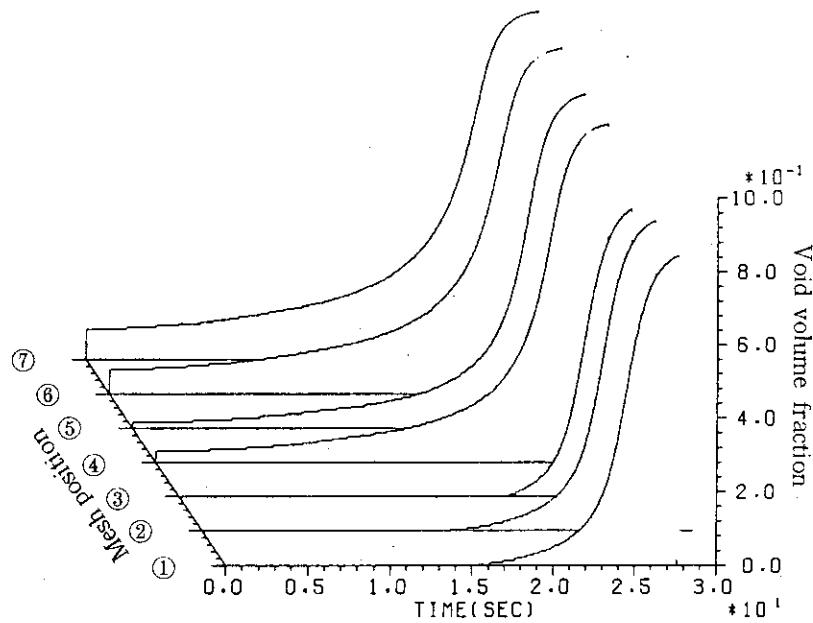


Fig. 3.15 Meshwise power change (1 Reg ion)

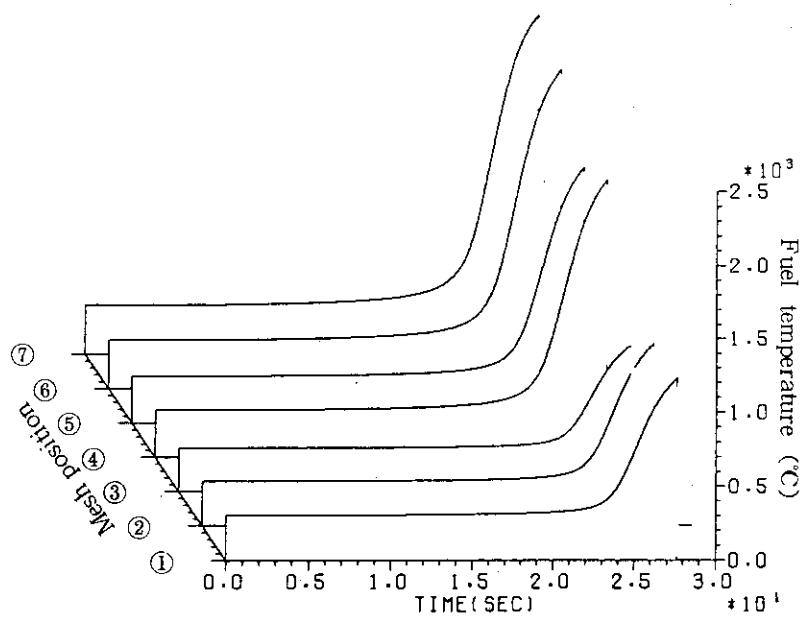
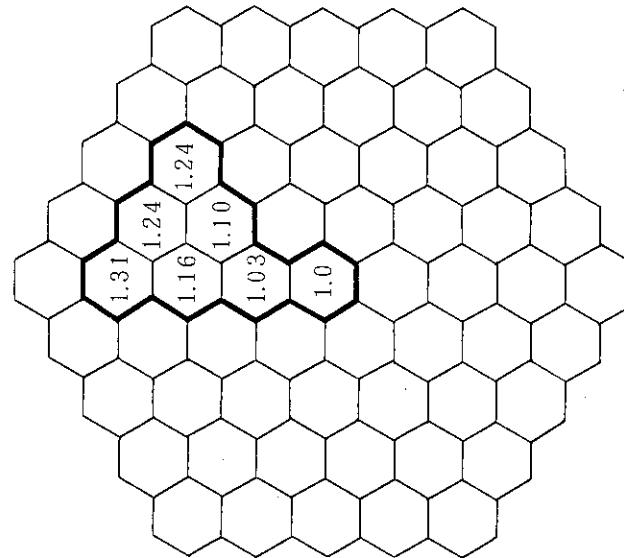
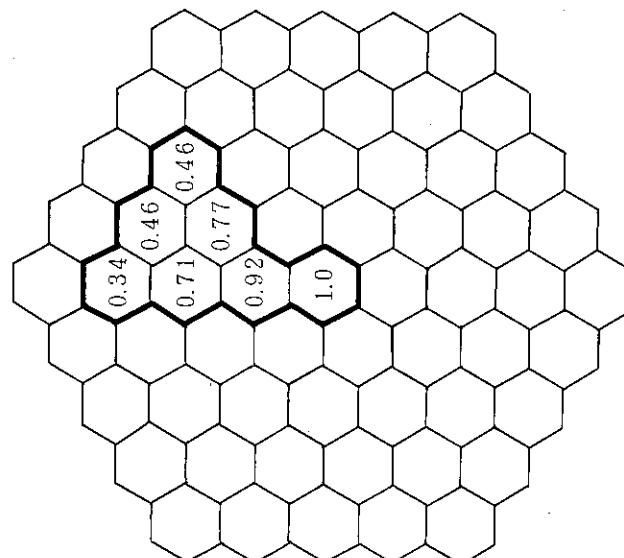
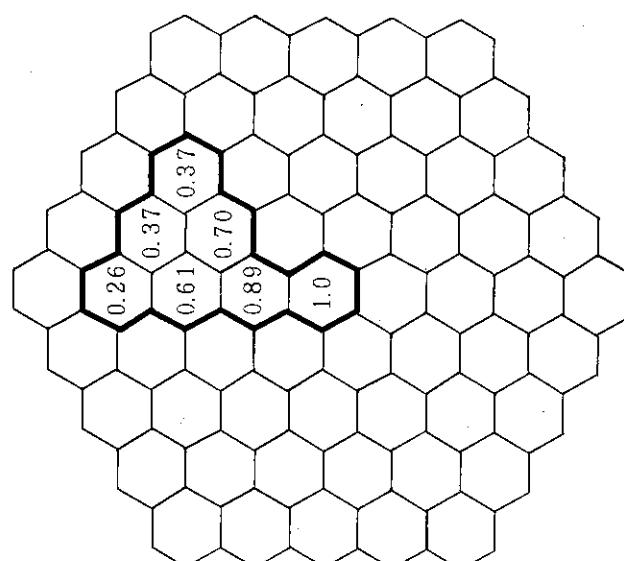


Fig. 3.16 Meshwise fuel average temperature

(c) $P(r)t = 25 \vee P(r)t = 0$ (b) $P(r)t = 25$ (a) $P(r)t = 0$ Fig. 3.17 Relative power distribution ($P(r)$) — 1 Region —

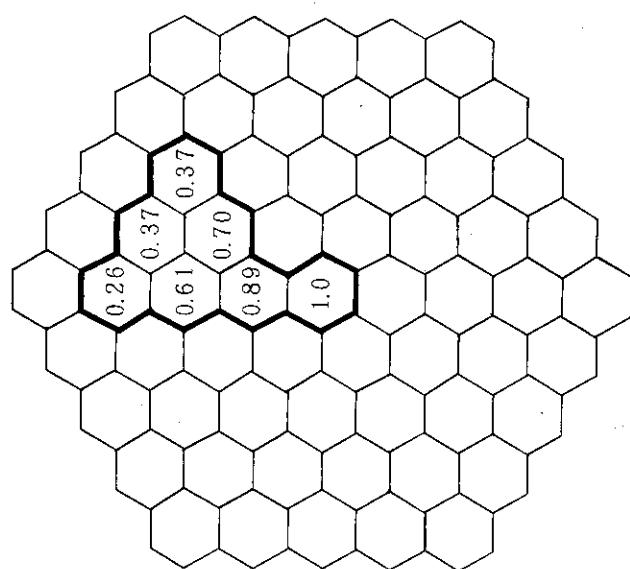
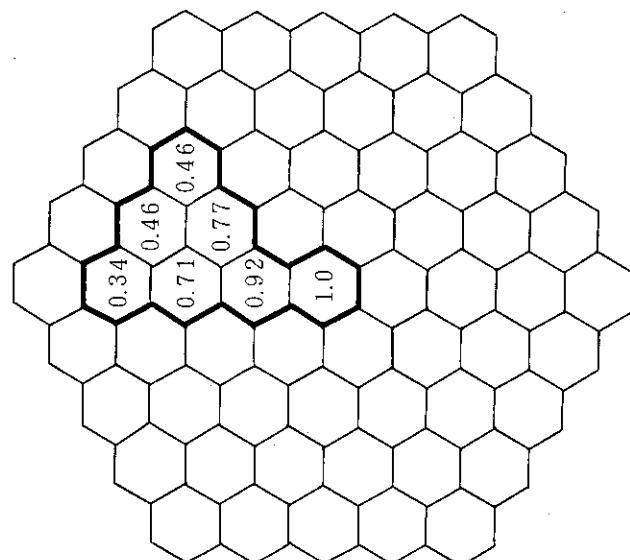
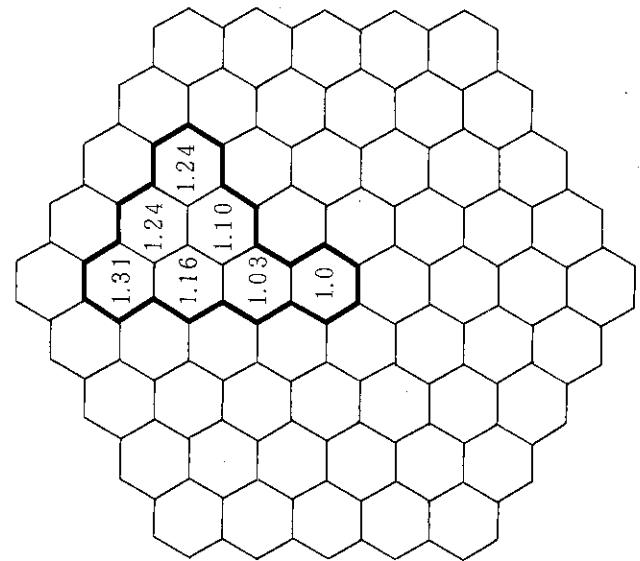


Fig. 3.17 Relative power distribution ($P(r)$) — 1 Region —

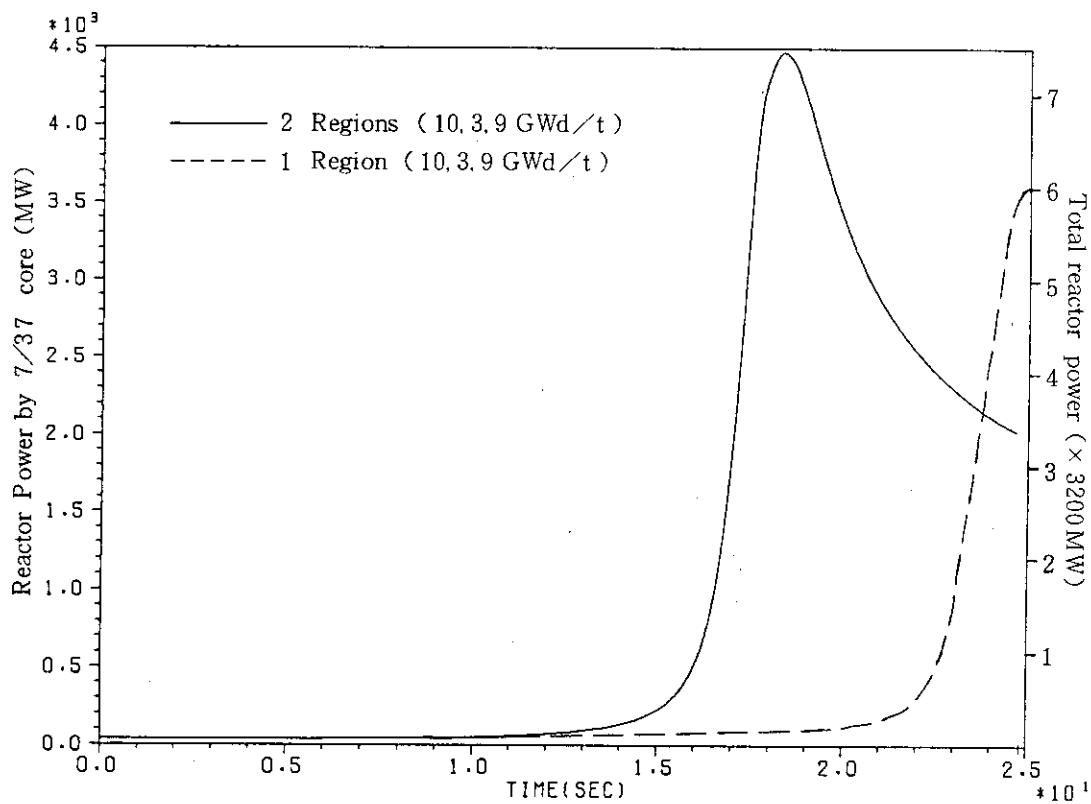


Fig. 3.18 Reactor power change

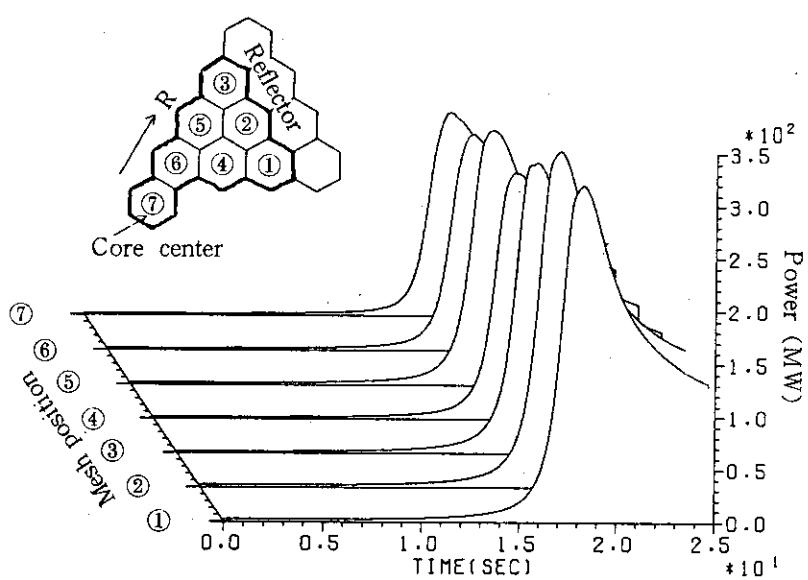


Fig. 3.19 Meshwise power change (2 Regions)

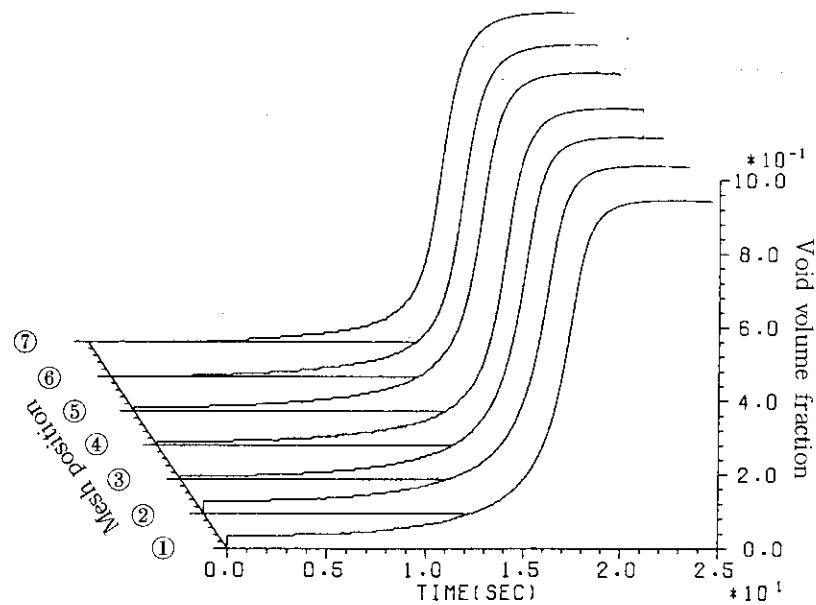


Fig. 3.20 Meshwise power change (2 Regions)

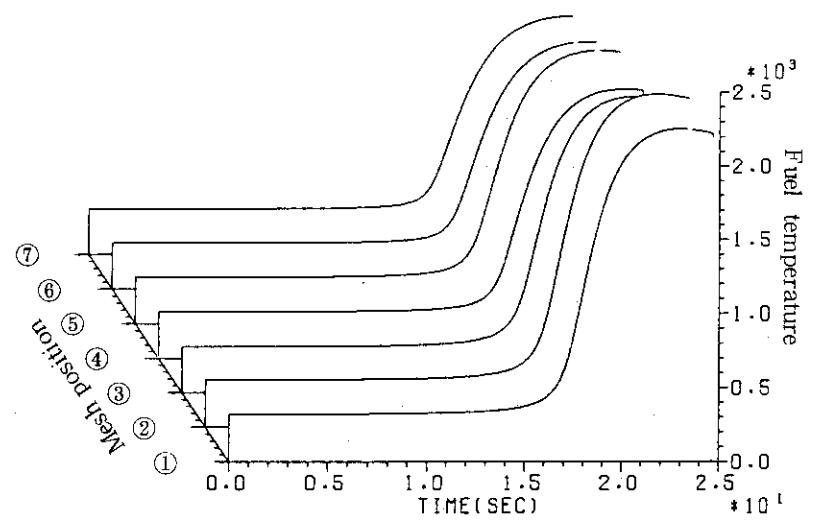
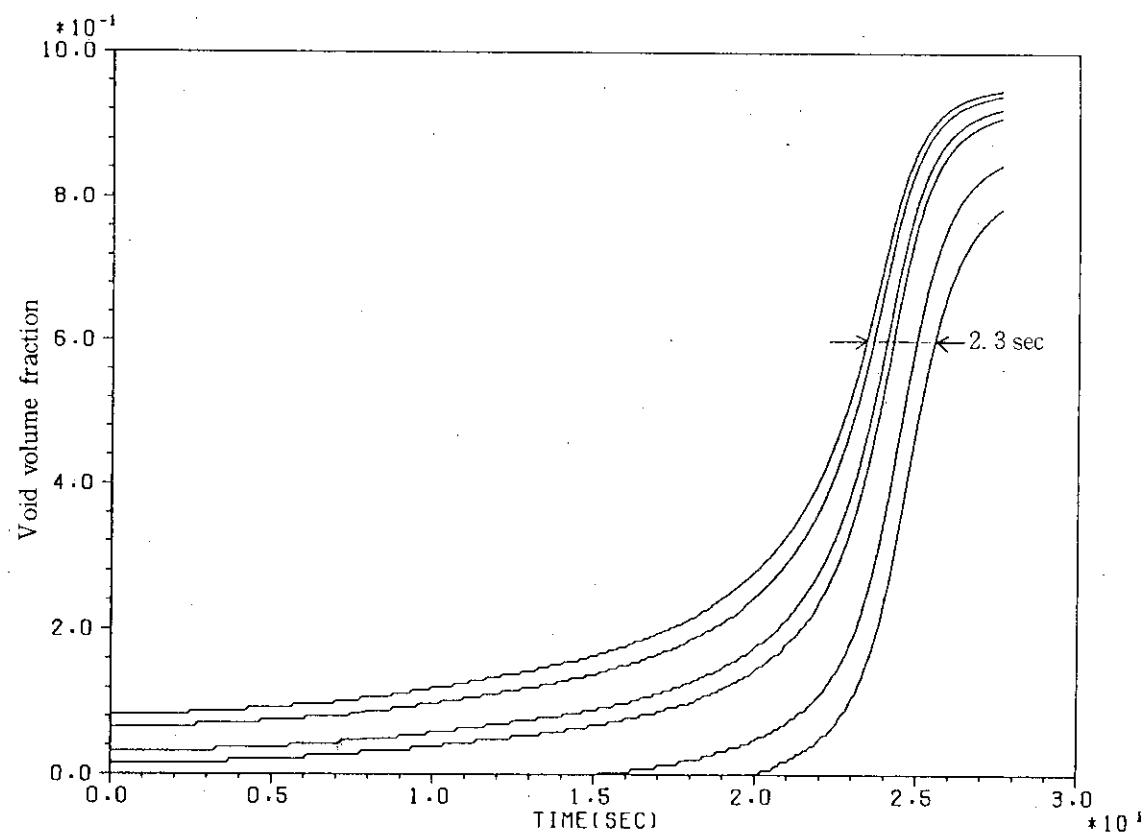
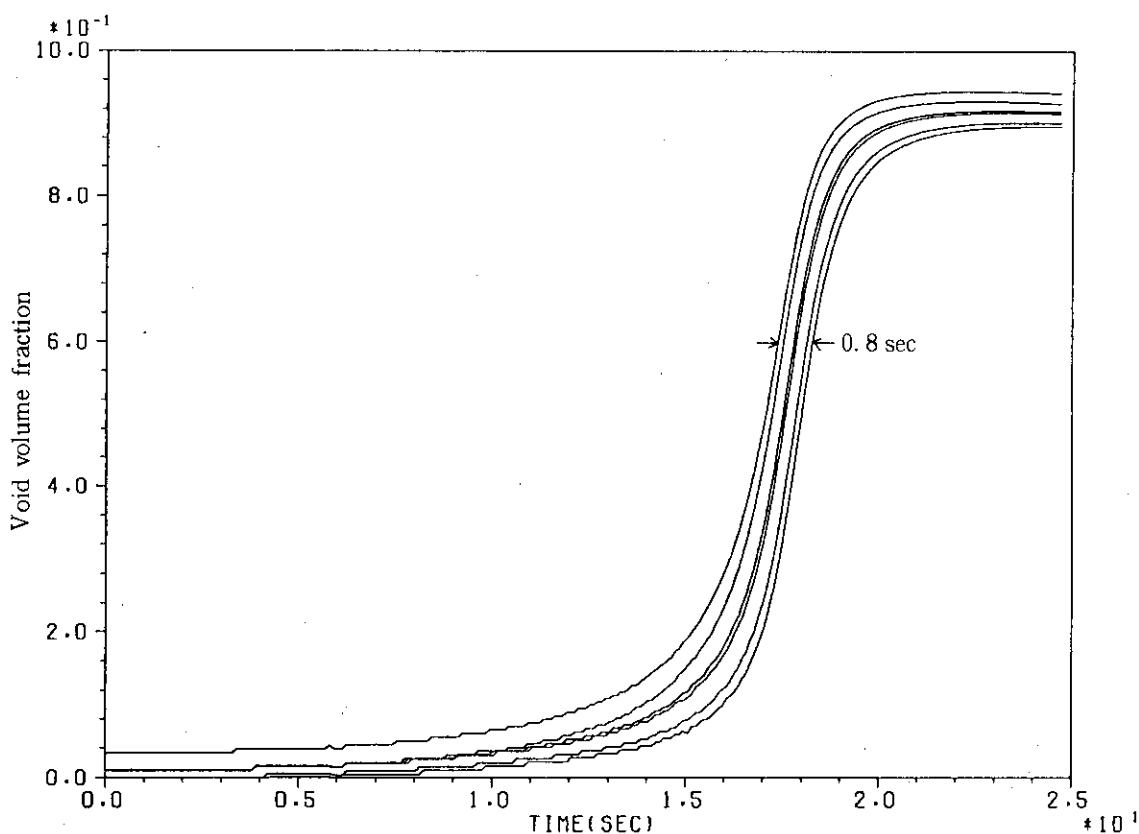


Fig. 3.21 Meshwise fuel average temperature (2 Regions)



(a) 1 Region



(b) 2 Regions

Fig. 3.22 Meshwise void change

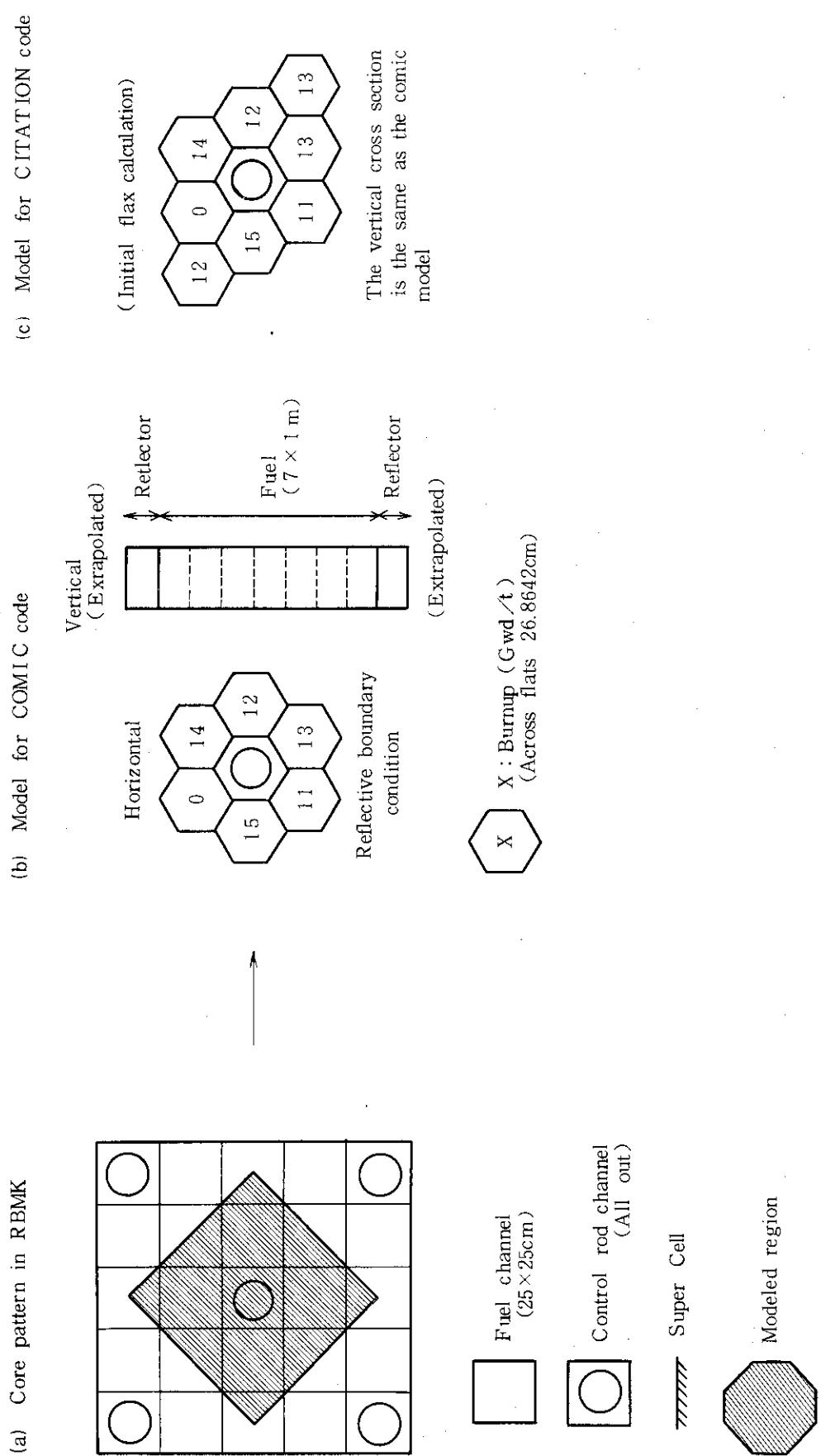


Fig 3.23 Model for local core analysis

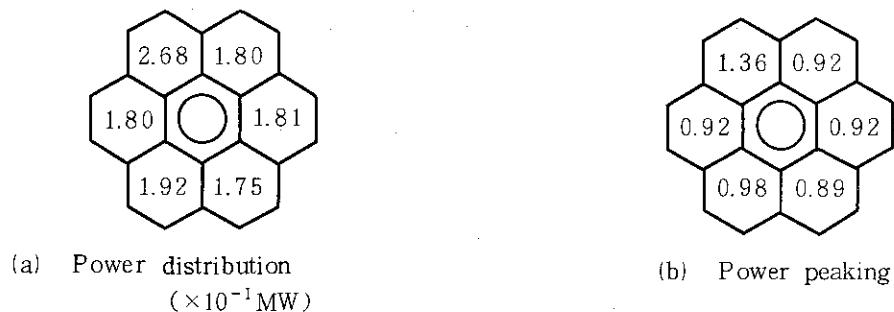


Fig. 3.24 Steady state calculation

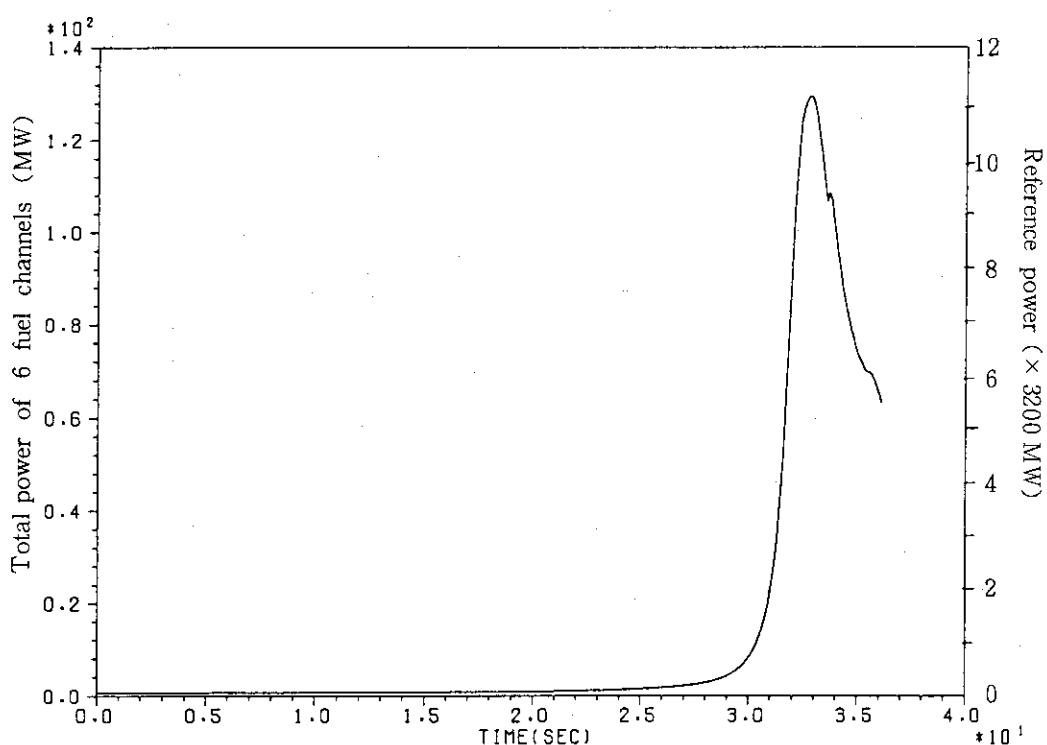


Fig. 3.25 Power change (6 fuel channel, uniform flow distribution)

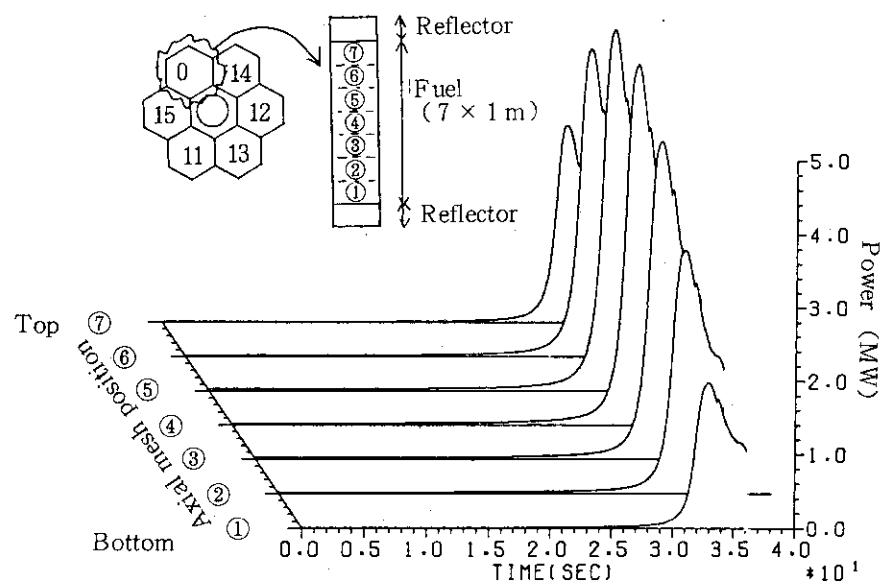


Fig. 3.26 Power change at fresh fuel channel

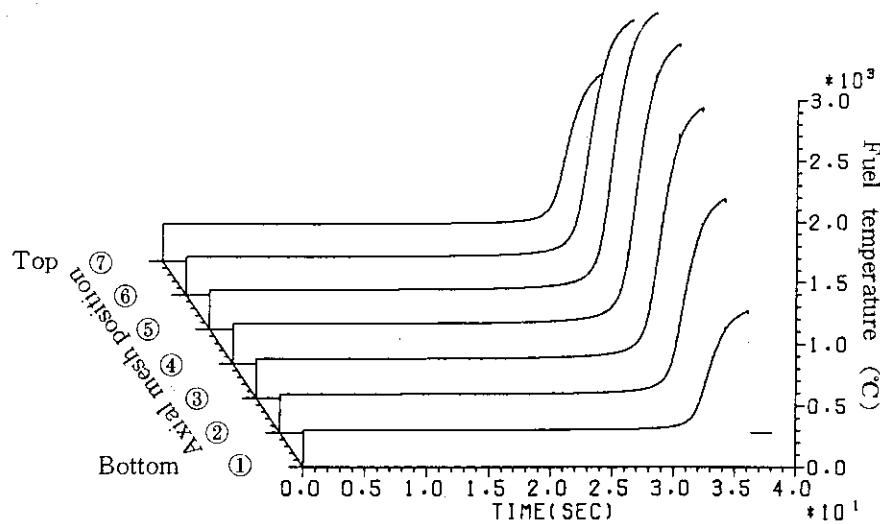


Fig. 3.27 Average fuel temperature at fresh fuel channel

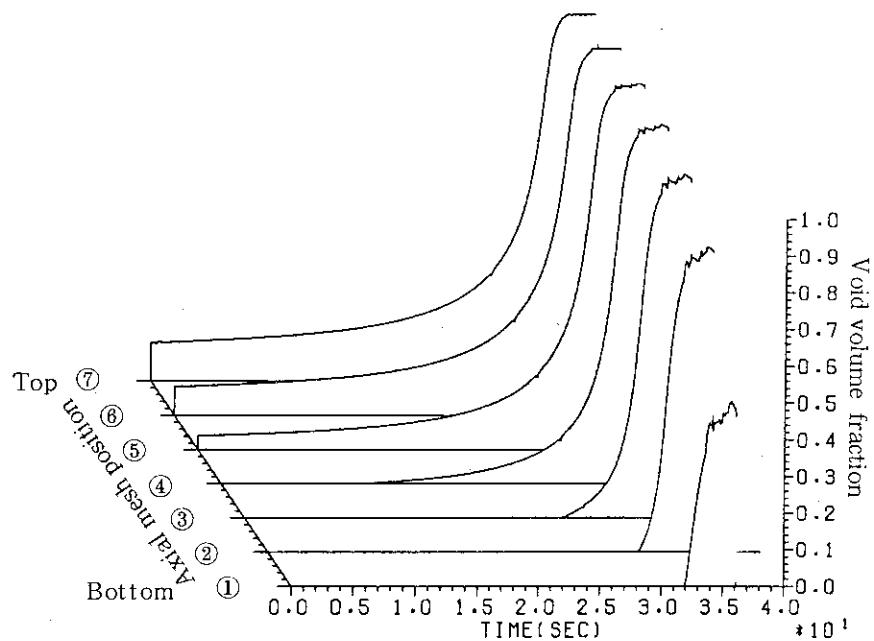


Fig. 3.28 Void fraction change at fresh fuel channel

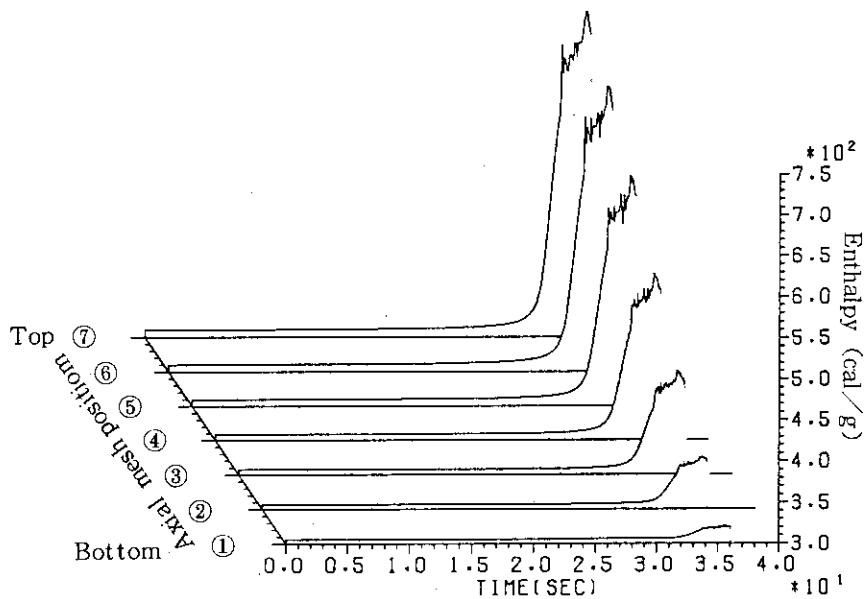


Fig. 3.29 Coolant enthalpy change at fresh fuel channel

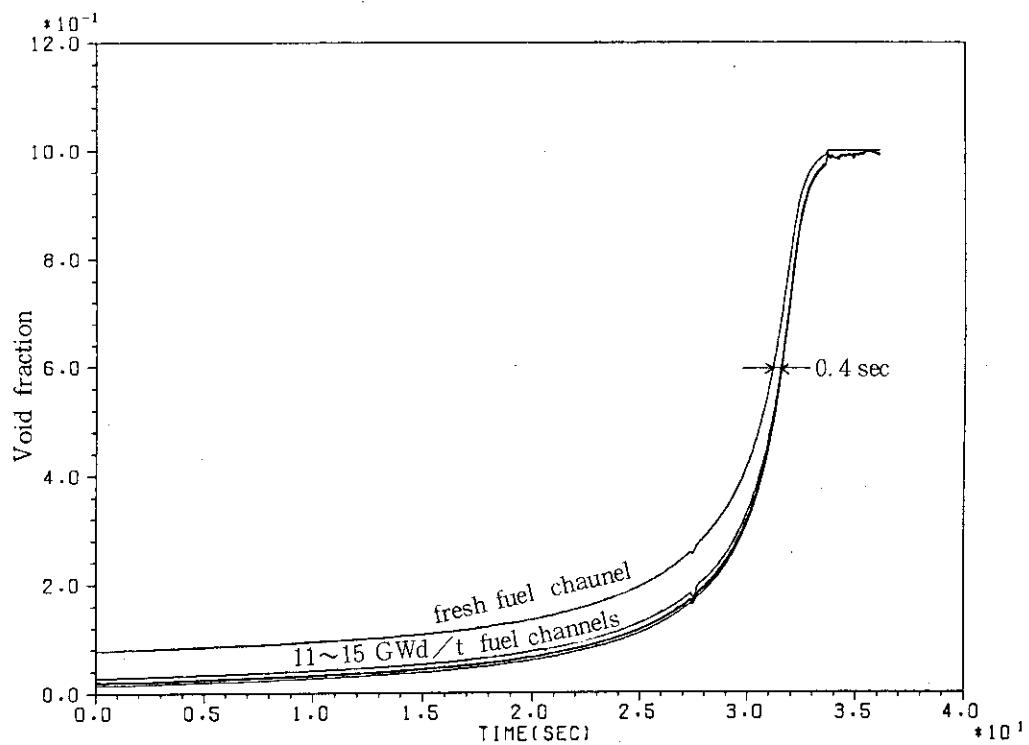


Fig. 3.30 Void fraction change at 2nd layer of Axial meshes

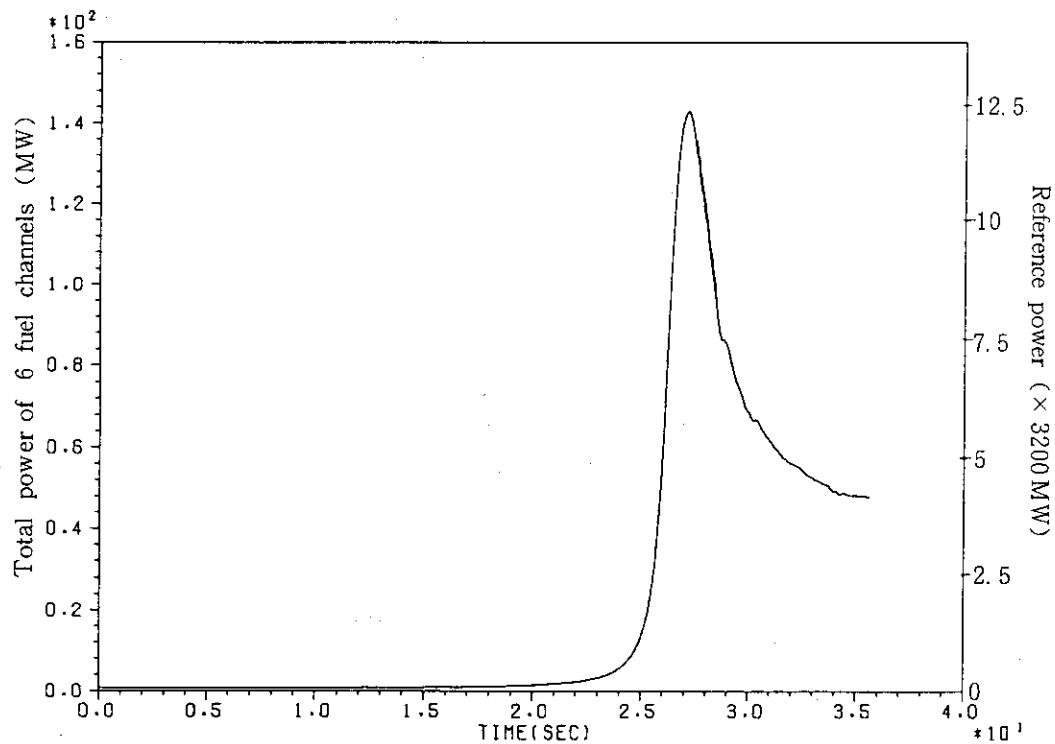


Fig. 3.31 Power change (6 fuel channels, adjusted flow distribution)

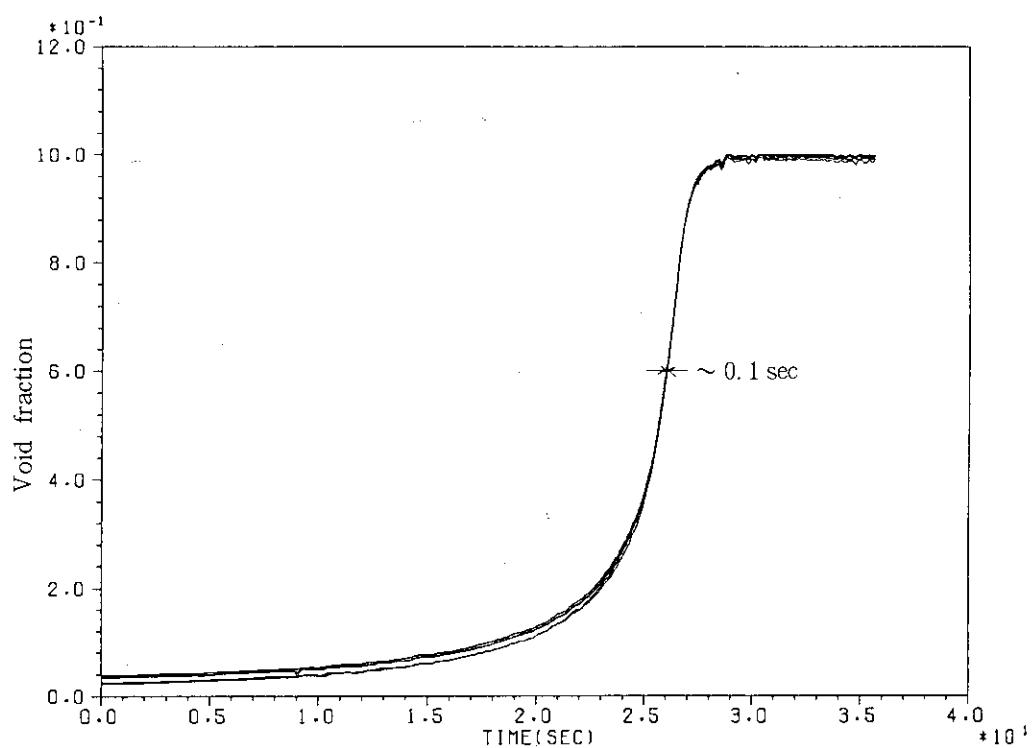


Fig. 3.32 Void fraction change at 2nd layer of Axial meshes

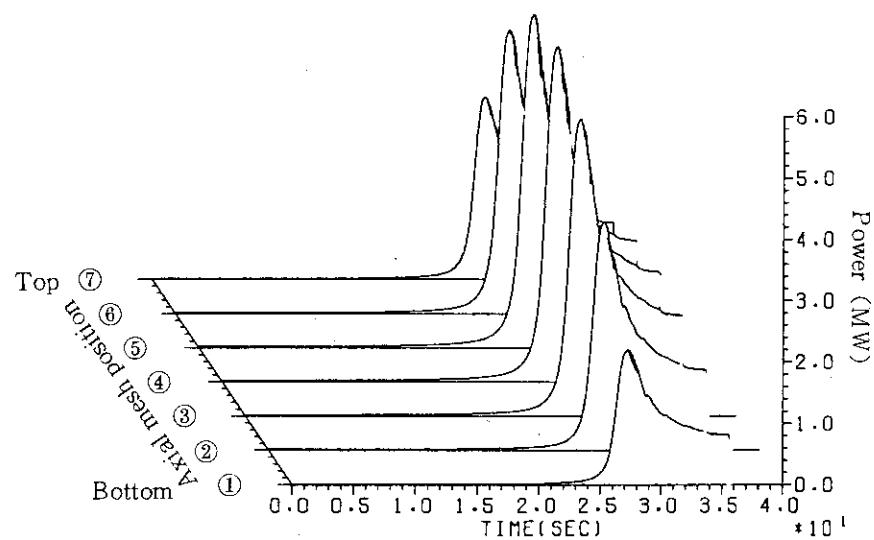


Fig. 3.33 Power change at fresh fuel channel

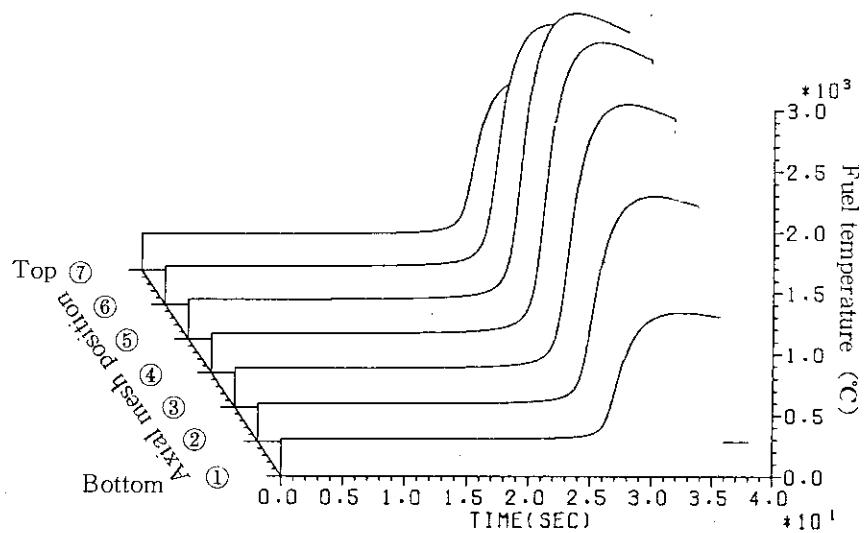


Fig. 3.34 Average fuel temperature at fresh fuel channel

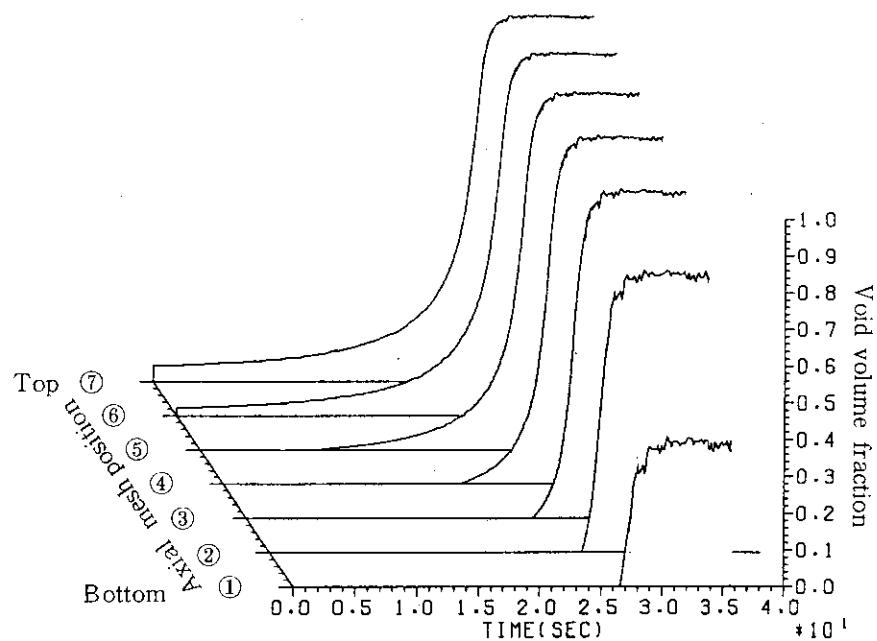


Fig. 3.35 Void fraction change at fresh fuel channel

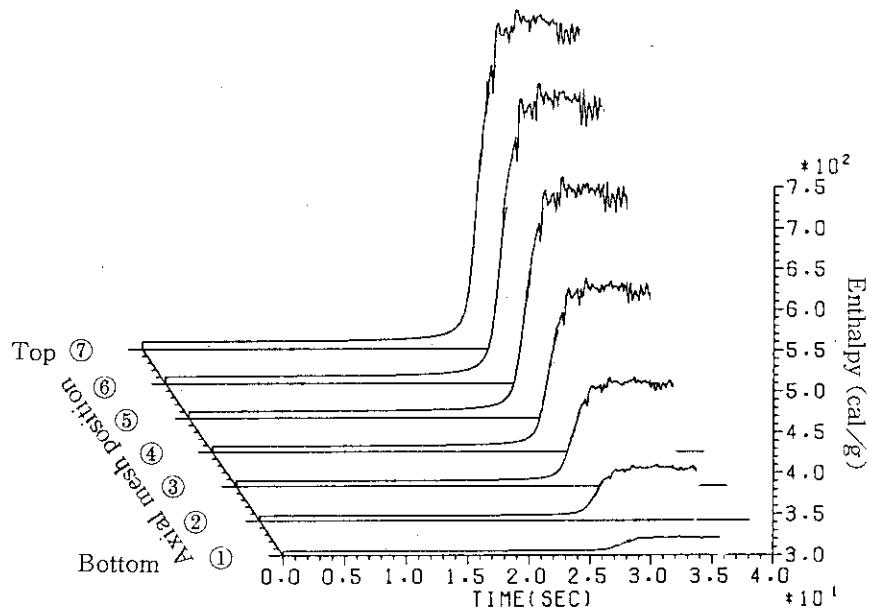


Fig. 3.36 Coolant enthalpy change at fresh fuel channel

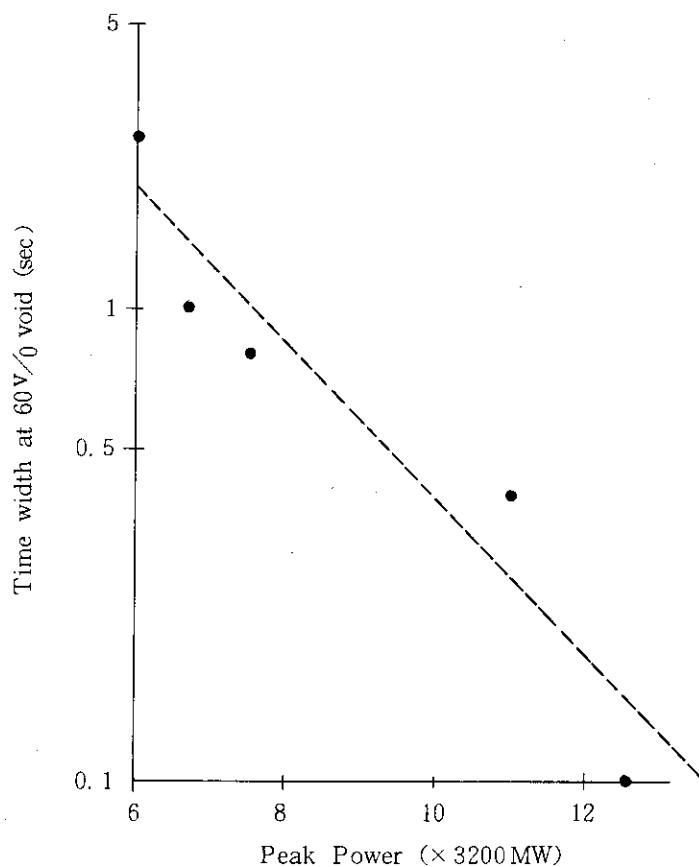


Fig 3.37 Relation between peak power and time width

4. 各種効果の検討

前章の解析により、ボイド反応度の空間依存性が明らかとなつたが、本章では出力ピーク値や出力ピーク発生時刻に影響を及ぼすと思われる、その他の点について検討する。まず初めに、燃料ピン内部での出力分布と共鳴領域中性子束分布に着目した検討を行い、ドップラー効果の取扱いについて議論する。次に、出力異状上昇発生以前の炉内ではXeが生成しつつあり、Xeの生成による負の反応度が出力ピーク値等へどのように影響するかを解析により検討する。

さらに、RETRANコードにより得られた出力ピーク発生前の冷却材エンタルピと圧力、さらに流量減少データを用いてCOMICコードによる解析を行い、両者の比較を行う。また、ボイド係数を約2倍となるような断面積操作を行った場合、さらにBP入り燃料領域を設けた場合の解析についても示す。

ここで、本章の解析はこれまでのものとは独立に行っており、使用断面積セットや入力データが必ずしも同一ではなく、解析結果を直接比較する際には注意する必要がある。

4.1 燃料ピン内の燃焼度分布による効果の検討

燃料チャネル内には計18本の燃料ピンが二重リング状に配置されている。そのため、外側リングの燃料ピンの方が内側リングのものより燃焼度が高くなると考えられ、さらに同一燃料ピン内でもチャンネルの外側に向いた部分と内側に向いた部分では中性子束レベルが異なり、外側に向いた部分の方が燃焼度が高くなっていると思われる。

燃料ピン毎および燃料ピン内で燃焼度分布を考慮した共鳴領域中性子束や熱群中性子束の分布に着目するためFig. 4.1のようなチャネル形状モデルを使いSRACによる計算を行う。

燃焼度が 10.3 GWd/t の時の燃料ピン内 Pu^{239} 分布をFig. 4.2(a)に示す。同図より燃料ペレットの表面(0.75 mm厚さ部分)に Pu^{239} が平均6割増以上に蓄積されることがわかる。特に外側リングの圧力管に向いた面には平均の倍程度 Pu^{239} が蓄積している。ここで内側リング燃料ペレットについては一次元円筒と同等の計算となっており図中に示された結果は左右対称となる。さらにFig. 4.2(b)には、共鳴エネルギー群(0.4~130 eV)、熱エネルギー群(0~0.4 eV)の中性子束分布を示したものであり、共鳴エネルギー群では中性子束の減衰はピン表面に比較し最大でも4%であり、殆んど平坦であると言える。一方、熱群中性子束は最大で15%程度の減衰が見られる。このことから、燃料ピン内での発熱分布は非均一であり、熱群の中性子束分布にはほぼ一致する様な分布であると考えられる。

燃料の温度上昇に伴うドップラー効果を、燃料ピン内の非均一性に着目して考慮する際には燃料ピン内温度分布および共鳴核種分布を考慮する必要がある。燃料ピン内温度分布は熱群中性子束分布を発熱分布として熱計算モデルを解くことにより通常得られるが、得られた温度分布に基づきドップラー効果を求める際には各共鳴核種の分布が重要になる。これは、燃料ペレット内温度上昇が均一であるとしても共鳴核種分布によりドップラー効果のペレット内位置依

存性が生ずるためである。したがって、より詳細に取扱うためには、燃料ペレットを径方向および方位角方向に多領域で取扱った核熱動特性計算が必要となる。COMICコードは拡散理論に基づいており、このような目的には適さず、今後の課題となろう。

一方、ボイド反応度係数に対する燃料ペレット内非均質性の効果は殆んど見られないことが計算の結果判明した。ペレットの表面に P^{239} 等が多く蓄積しても、ペレット全体としてはほぼ均一燃焼時と同様の燃料粗成となっていると考えられ、ボイド係数に影響を与える程には中性子スペクトルが変化しなかったためと考えられる。この効果をさらに詳細に検討するためには、現在無視されている Pu^{239} の 0.297 eV の共鳴も考慮する必要があろう。

4.2 動特性への Xe の効果

これまでの解析では、炉心に添加される反応度は主にボイド反応度とドップラー反応度の 2 種のみしか注目していなかった。しかしながら、冷却材流量が減少し始めてから出力暴走に至るまでの炉心反応度変化は各種反応度量変化の総和として得られる。ここで、ソ連発表データなどから、少なくとも以下の諸量が全反応度変化に関係していたものと考えられる。

- ① ボイド反応度（正）
- ② ドップラー効果（負）
- ③ 自動制御棒挿入（負）
- ④ Xe の生成（負）

したがって、これまでの解析では③と④の効果が無視されており、この効果につき本節で概略検討する。

解析では、①と②による反応度に加え、④の効果を考慮する。③の効果も、負の反応度がボイド増加中に添加されるという観点から定性的な傾向は同様であると思われる。Xe および I の増減については、以下の微分方程式を COMIC コード内で各メッシュ毎に時間積分して解いている。簡単のため中性子エネルギーを 1 群として表示すれば、

$$\frac{dI}{dt} = \Gamma^I \Sigma_f \phi - \lambda^I I, \quad (3.1.2.2-1)$$

$$\frac{dX}{dt} = \lambda^I I + \Gamma^X \Sigma_f \phi - \sigma_X \phi - \lambda^X X, \quad (3.1.2.2-2)$$

となる。ここで、

I , X それぞれヨウ素およびキセノンの原子数密度

Γ^I , Γ^X それぞれヨウ素およびキセノンの核分裂当り収率

λ^I , λ^X それぞれヨウ素およびキセノンの崩壊定数

Σ_f 核分裂マクロ断面積

ϕ 中性子束

σ_X キセノンのミクロ吸収断面積

実際の解析では、炉出力 1600 MW で長時間運転され、Xe と I が平衡している状態から、瞬

時に炉出力を 200 MWまで低下させて、同時に冷却材流量減少の動特性シミュレーションを開始した。炉出力変化を Xe と I の効果を無視した参考ケースとともに Fig. 4.3(a) に示す。この図から炉出力のピークは参考ケースに比べ約10秒遅れて発生し、ピーク出力も大幅に低下している。これは、出力を 200 MWに低下した直後より急速に Xe が増加し、冷却材流量減少の初期に見られる、比較的ゆっくりとしたボイド反応度添加率をある程度打消してしまうためと考えられる。Fig. 4.3(b) に Xe の時間変化を示す。初めの15秒間程度は急激な出力低下に伴う Xe の増加を示しているが、それ以降では炉出力増大に伴う Xe の中性子捕獲による消失で減少するのがわかる。ただし、この変化量は原子数密度で 0.02 %程度であり非常に小さく、反応度が比較的大きく変化する出力ピーク発生前後の数秒間では無視できる程度のものであると思われる。

本節での検討では、予備的解析データ（新燃料）を使用したり、瞬時に 200 MWへ出力を低下するなどの仮定をしているため、不確定な要素も多いが、流量減少開始直後のボイド増加率が小さい領域では、Xe や制御棒等の小さな反応度量も無視できないものとなる可能性があることを示唆している。

4.3 RETRAN コードとの比較

冷却材の炉心入口での条件を RETRAN コードの炉心モデル入口のものと同一として COMIC コードによる解析を行い両者を比較する。流量の低下は一様ではなく、ソ連発表データに近い形で変化させている。

全炉出力変化を Fig. 4.4 に示す。RETRAN コードに比べ出力ピーク値は約半分となり、さらに出力ピークの発生が約10~20秒早くなっている。また、第 3.2.2 節の全炉心解析結果と比べると、流量低下率が小さくなつたため出力ピーク発生時刻は 15~20 秒程度遅れているが、到達出力ピーク値はほぼ同様である。また、ボイド率が空間的に 60 %に達する時の時間幅は (Fig. 3.22 に対応)、先の全炉心解析の場合と同様となっている。

ここで出力ピーク値について考えると、RETRAN コードの場合には、出力分布に依存するボイド反応度投入速度が最大（半径方向出力分布依存性なし）の場合に対応する。これまでの COMIC コードによる解析では、第 3.2.3 節「局所的炉心解析」(3)「チャネル出力ピーニングに合わせて流量調整した場合」に対応し、炉出力は定格の約 12.5 倍であり、RETRAN コードによる約 13 倍とほぼ一致している。一方、出力ピーク発生時刻が異っているのは、両コードの熱計算モデルの相違により、ドップラー効果の影響のし方が異なるためと思われる。つまり、COMIC コードでは考慮していない燃料ピンと被覆材間のギャップによる熱抵抗により、RETRAN コードでは燃料温度が上昇しやすく、そのためボイド反応度が打ち消され、出力ピーク到達が遅くなると考えられる。ただし、RETRAN コードでは冷却チャネル内の沸騰による圧力上昇や流れ方向の逆転等、冷却水自体の動特性も考慮しており、COMIC コードとは根本的に異なる点もあり直接の比較は困難である。

4.4 ボイド係数を約2倍とした場合

COMICコードではボイド反応度は各燃料メッシュ点に対する断面積変化として与えられ、一点動特性方程式のように反応度係数として陽に与えることができない。ここではボイド係数を約2倍とするため便宜的な取扱いを行ってその効果を見る。つまり、ボイド率0 v/o~100 v/oまでにしか定義されていない断面積を外挿して、200 v/o相当まで仮想的に断面積を使用可能とする。次に熱計算で得られたボイド率(0~100 v/o)を2倍にした値を使用して断面積と対応させる。この様にして約2倍($\sim 3.5 \times 10^{-4} \Delta \rho / V/O$ Void)のボイド係数とした解析を行うことができる。

全炉出力変化をFig. 4.5に示す。同図から炉出力が定格出力の170倍程度にまで達しており、これまでの解析で得られている定格出力の10倍程度とは大きく異っている。したがって、COMICコードでもボイド係数として $3.5 \times 10^{-4} \Delta \rho / V/O$ Voidに相当する断面積セットを与えるれば定格の100倍以上の出力ピークを発生し得ることがわかる。断面積に外挿をしない標準ケースでは約5.5秒後に定格の8倍程度の出力ピークに達する。

4.5 吸収体入り燃料部を有する場合

これまでの解析で対象とした燃料では、いわゆる可燃性毒物(BP)又は補助吸収体等が装荷されておらず、ボイド係数は全ての燃料で正となっている。このため冷却材流量低下により発生する出力上昇では、全燃料領域ではほぼ同様の割合で出力が増大し、各燃料領域で異なる燃焼度によるボイド係数の相異があまり明らかとなっていない。そのため、ボイド係数が負($\sim -4 \times 10^{-4} \Delta \rho / v/o$ Void)であるBP棒入り燃料部を炉内に設けた場合の解析を実施する。

解析に使用した炉内燃焼度分布および初期相対出力分布をFig. 4.6(a),(b)にそれぞれ示す。さらに出力ピーク発生時の相対出力分布を同図(c)に示す。これから、負のボイド係数を有するBP入り燃料体部では出力ピークで初期分布よりも相対出力値が小さくなっている。一方、正のボイド係数を有する他の燃料領域では、出力ピーク発生時には定常時より増大又は同等となっている。したがって、負のボイド係数を有する燃焼部では、他の燃料体の出力上昇に引きづられて出力は上昇するが、その上昇割合は明らかに負のボイド係数を反映したものとなっていることがわかる。

4.6 炉心平均ボイド反応度に関する検討

SACコードにより得られる燃料セル平均のボイド反応度との差は、体系外へ中性子がもれることによる効果と、異種燃料が混存することによる効果の2つに分類できる。

i) 中性子のもれによる効果

SACコードにより1燃料チャネル分をモデル化し、以下の条件でセル計算を行いボイド反応度(0→100 v/o ボイド量変化に対応)を求める。

- ① 中性子エネルギーを54群として無限増倍率(k_{∞})によりボイド反応度を評価すると

$2.52 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となる。 k_{∞} で評価しているので、中性子のもれによる効果は考慮されていない。

- ② 54群のまま実効増倍率 (k_{eff})で評価するとボイド反応度は $2.36 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となり、①より約 6 %小さくなる。ここで、バックリングとしては軸方向高さに相当するものを使用しており、軸方向の中性子のもれによる効果でボイド反応度が小さくなったものと言える。

ここで、中性子のもれによる効果はセル計算で適切なバックリングを使うことで考慮されていると言える。

II) 異種燃料の混在による効果

R BMK に炉心では⁽⁶⁾、燃料領域は炉心周辺領域と中央領域の 2 領域に大きく同心円状に分割されている。炉心周辺領域はさらに周辺領域 I と II に分割されている。これらの領域は炉心をマクロ的に見た場合であり、このときの出力ピーキング係数は約 1.1 である。一方、ミクロ的に見た場合には、上記各領域はさらにペリオディックセルという単位から成っている。このペリオディックセル内には燃焼度の異なる燃料棒が混在している。また新燃料での出力ピーキングは 1.5 であることから、ペリオディックセル内のみでの局所的ピーキングは新燃料に対し約 1.36 程度 ($1.5 / 1.1$) と予想される。

以上の点を踏まえ、CITATION コードにより以下の様な炉心計算を行った。

- ③ 炉心全体に燃焼度 10.3 GWd/t の燃料を装荷した均質炉心の場合には、ボイド反応度は $1.99 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となる。

- ④ 炉心をマクロ的に見た場合として、炉心中央領域へ 10.3 GWd/t の燃料を装荷し、周辺領域へ 9 GWd/t の燃料を装荷した場合には、ボイド反応度は $1.81 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となる。

このとき、出力ピーキング係数は 1.1 となっており、R BMK 炉心と同じである。ここで体積平均燃焼度は 9.7 GWd/t であり、得られたボイド反応度が 10.3 GWd/t 燃焼時のものに対応するよう補正すると、 $1.89 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となり、③の均質炉心に比べ約 5 % ボイド反応度は小さくなる。これは、ボイド係数の小さい 9 GWd/t の燃焼部での中性子束の重みによる効果と言える。

- ⑤ 次に炉心をミクロ的に見た場合として、ペリオディックセルに相当するものを考える。ここでは、燃焼度 0, 11, 12, 13, 14, 15 GWd/t の燃料チャンネルと制御棒チャンネルが総て一本づつ混在する計 7 チャンネルのモデルで評価する。このモデルでの体積平均燃焼度は 10.8 GWd/t である。このときのボイド反応度は $1.78 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となり、 10.3 GWd/t 平均燃焼度に対応するよう補正すると、 $1.70 \times 10^{-2} \Delta \rho$ に相当する。したがって、③の均質炉心に比べ約 18 %程度ボイド係数は小さくなる。④の場合に比べ異種燃料混在による効果が大きいのは、新燃料での出力ピーキングが 1.36 と大きいためである。

実際のペリオディックセル内での燃焼度分布の詳細は不明であるが、ソ連の報告から炉内燃料の 25 %が平均燃焼度 0.7 GWd/t であり、残り 75 %が 13.5 GWd/t の平均燃焼度であったと推定される。ここで、 0 GWd/t の燃料を使って評価したことから、ペリオディックセル中での異種燃料混在による効果は正確な情報がなく不明な点もあるが、少なくとも最大で 18 %程度であると考えられる。

以上の検討により、炉心平均ボイド反応度として考慮すべき - i) 中性子のもれによる効果 -についてはセル計算の段階で取扱え特に問題はない。ただし、- ii) 異種燃料の混在による効果 -では、④と⑤の効果は独立であると考えられ、燃焼度 10.3 GWD/t 燃料の均質炉心に比べ最大で約23%程度ボイド反応度は小さくなると考えられる。ここでは、炉心内に制御棒が挿入されていないものとして検討を行ったが、出力ピーピングを制御棒により調整している場合にはまた別の結果になるとと考えられる。

一方、燃料チャンネル上部はソ連の発表でも出力暴走以前からある程度ボイドが発生しているしたがって、炉心に投入されるボイド反応度はこの点を考慮して評価する必要がある。ここでは、Fig. 4.7 に示すように炉心を軸方向 2 領域に予めボイドが発生している状況を模擬する。径方向には 3 領域として出力分布の平坦化を行う。計算はエネルギー 10 群の燃焼依存断面積を S R A C コードで作成し、C I T A T I O N コードの R-Z 2 次元形状で行う。計算結果を Table 4.1 に示す。同表より、ボイドが 100 v/o まで達した時のボイド反応度量は、初期に炉心内に予め存在するボイド量にほぼ反比例することがわかる。

ここで、ボイド反応度係数はボイド体積率が 0 ~ 100 v/o の範囲でのみ定義されるものであり、ボイドの変化範囲に上限・下限が存在する。したがって、ボイド反応度係数のみで各種の比較を試みるのではなく、炉心に加わる全ボイド反応度という観点から、ボイドの体積変化範囲にも注意を払う必要があると言える。つまり、出力暴走解析の初期状態において、予めボイドが炉心平均で 10 v/o 発生している場合とボイドが発生していない場合では、投入ボイド反応度に差がつくことになる。

Table 4.1 Effect of initial Void distribution on Void reactivity

| Void volume (v/o) | | | Effective multiplication factor (keff) | Void reactivity | |
|-------------------|------------|--------------|--|-------------------------------|----------------|
| Upper half | Lower half | Core average | | $\Delta\rho (\times 10^{-2})$ | Comparison (%) |
| 0 | 0 | 0 | 1.09311 | 1.53 | 100 |
| 5 | 0 | 2.5 | 1.09371 | 1.48 | 96.7 |
| 10 | 0 | 5 | 1.09431 | 1.43 | 93.5 |
| 20 | 0 | 10 | 1.09555 | 1.32 | 86.3 |
| 100 | 100 | 100 | 1.11165 | — | — |

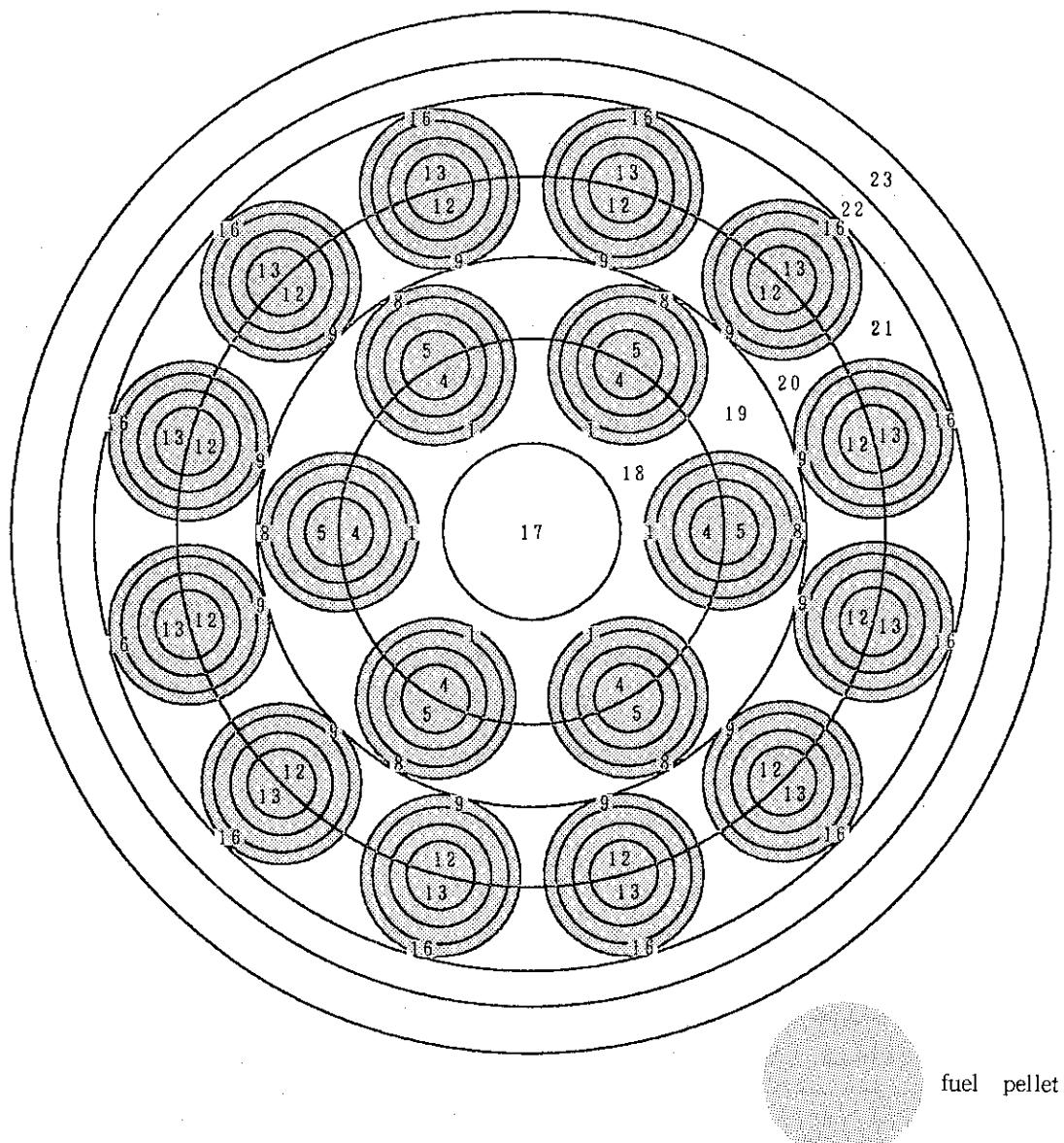
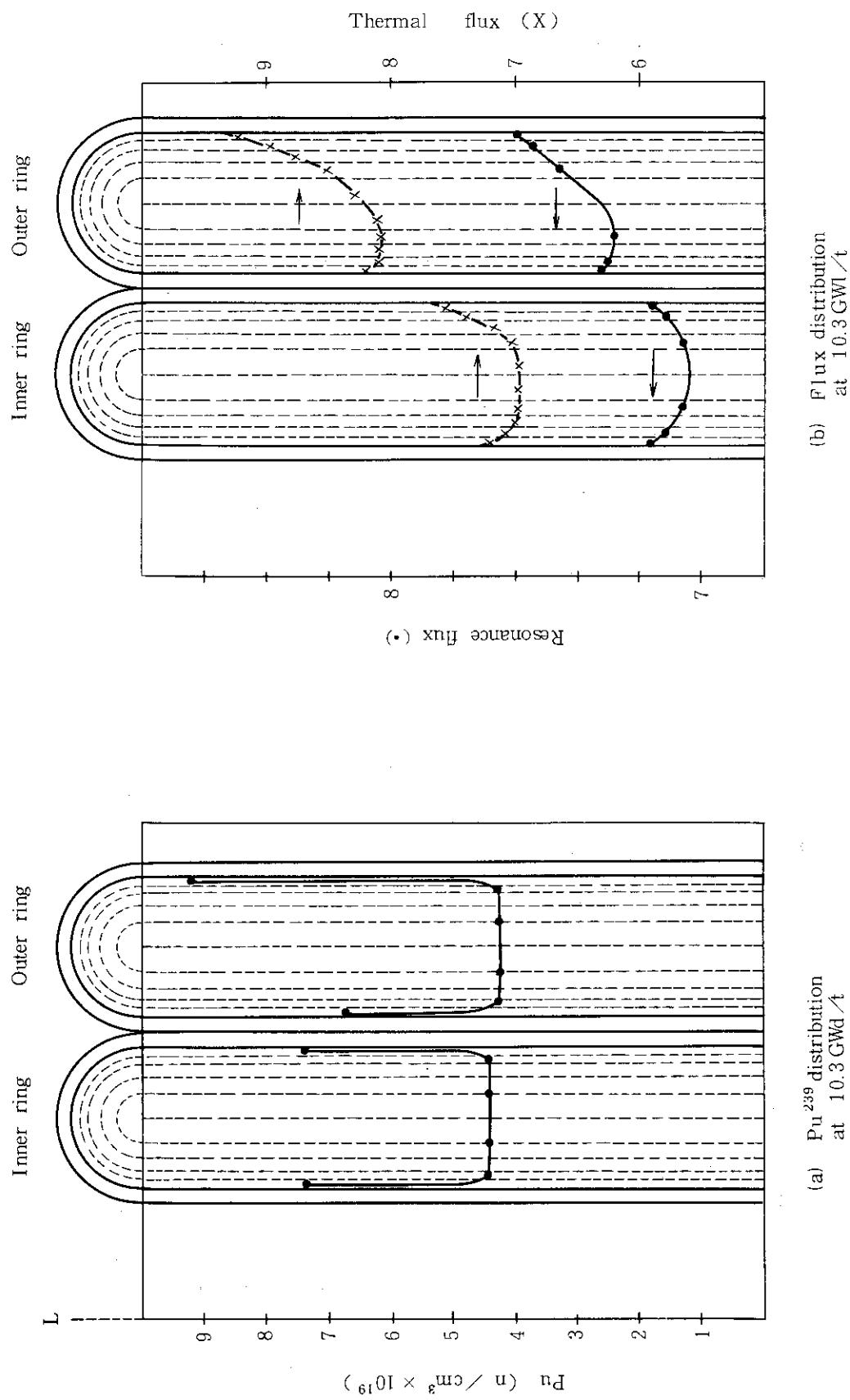
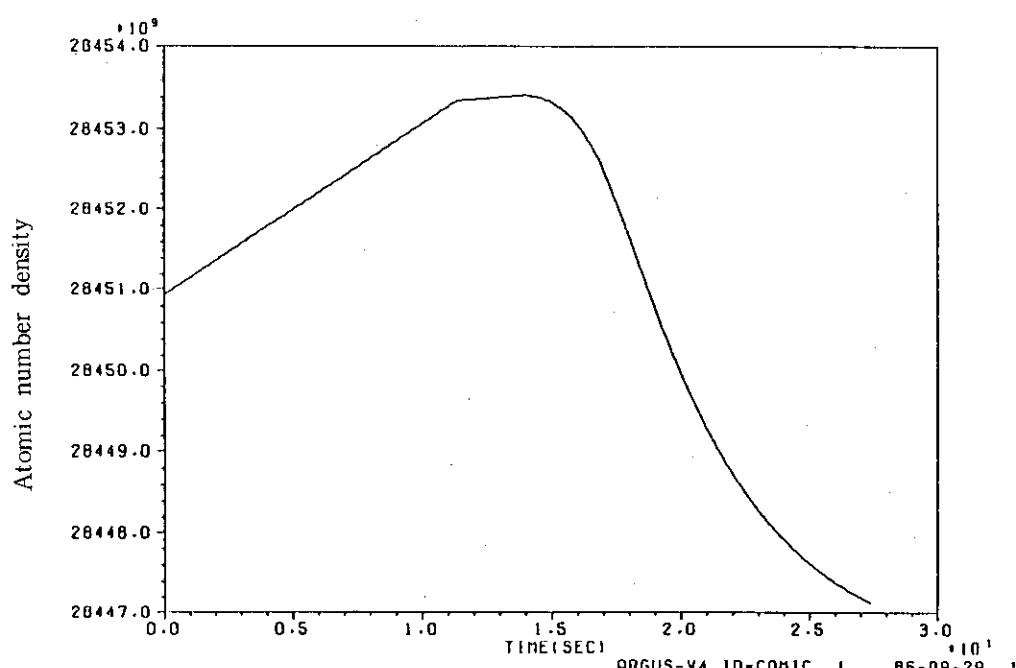
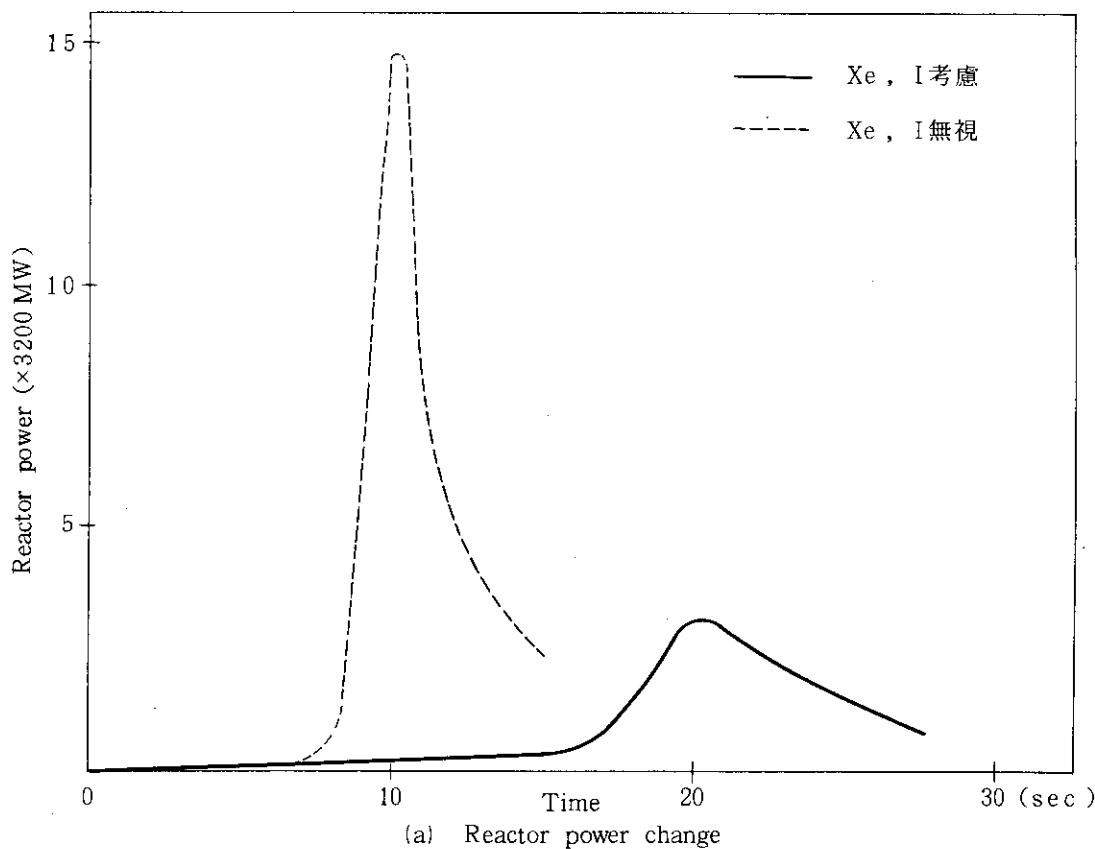


Fig. 4.1 SRAC model for multi region fuel rod (Graphite moderator part is not shown)

Fig. 4.2 Pu and flux distributions



(b) Change of Xe atomic number density

Fig. 4.3 Effect of Xe and I on dynamics

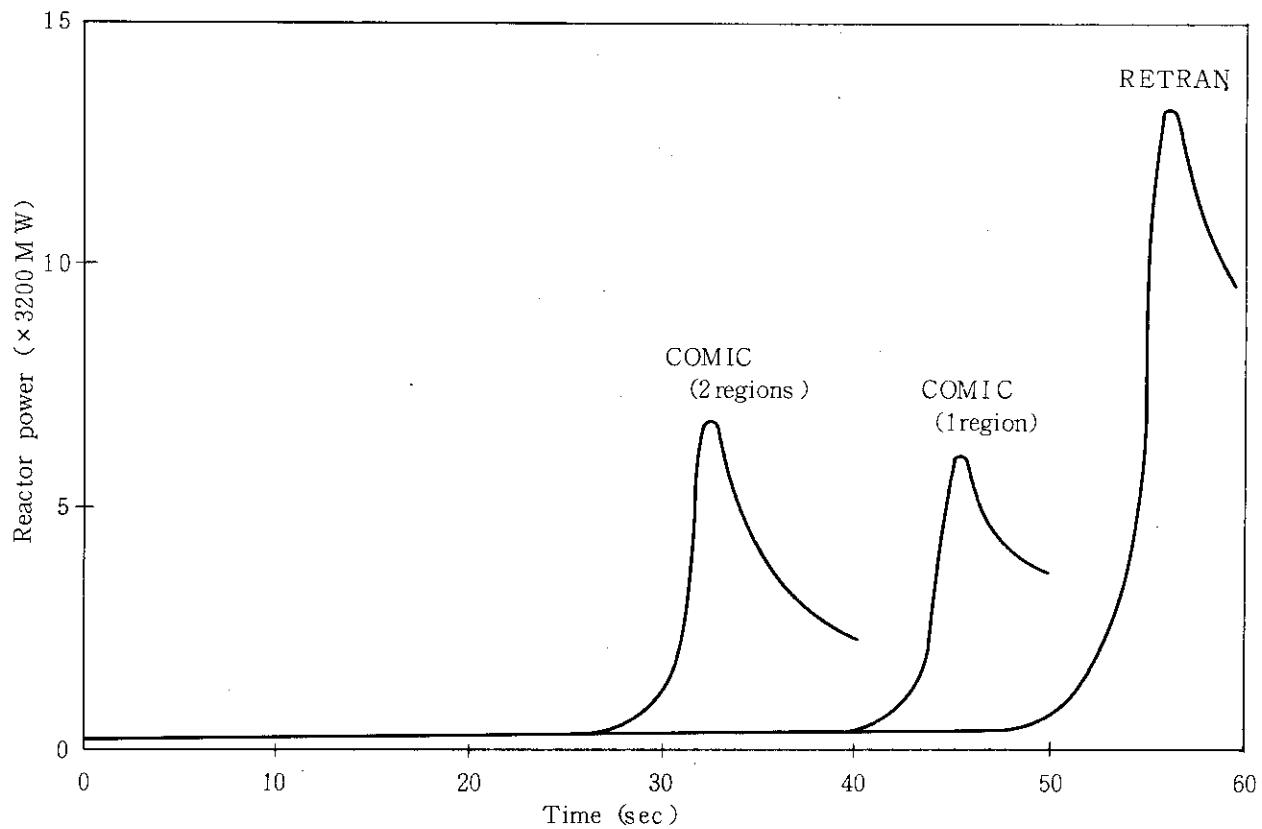


Fig 4.4 Total core power change

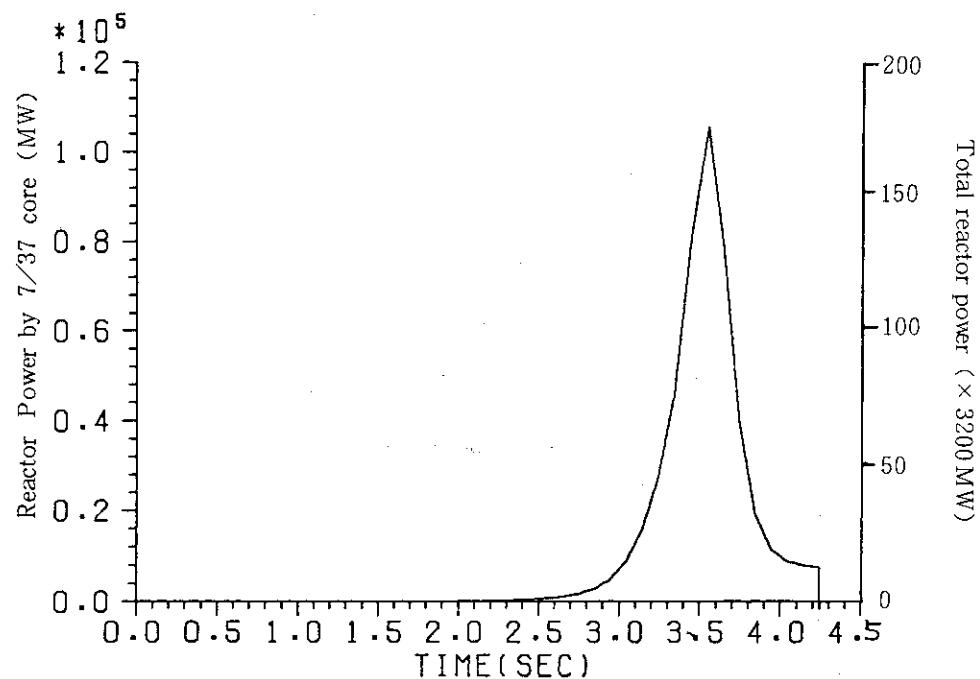
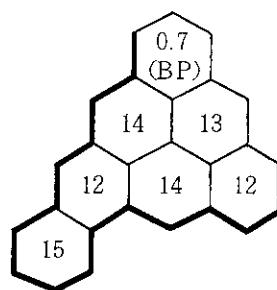
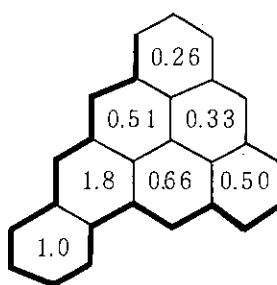


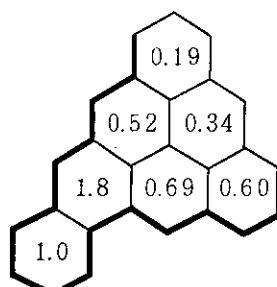
Fig. 4.5 Power peak in case of doubled void coefficient



(a) Burnup distribution



(b) Steady state power distribution



(c) Peak power distribution

Fig. 4.6 Effect of negative void coefficient

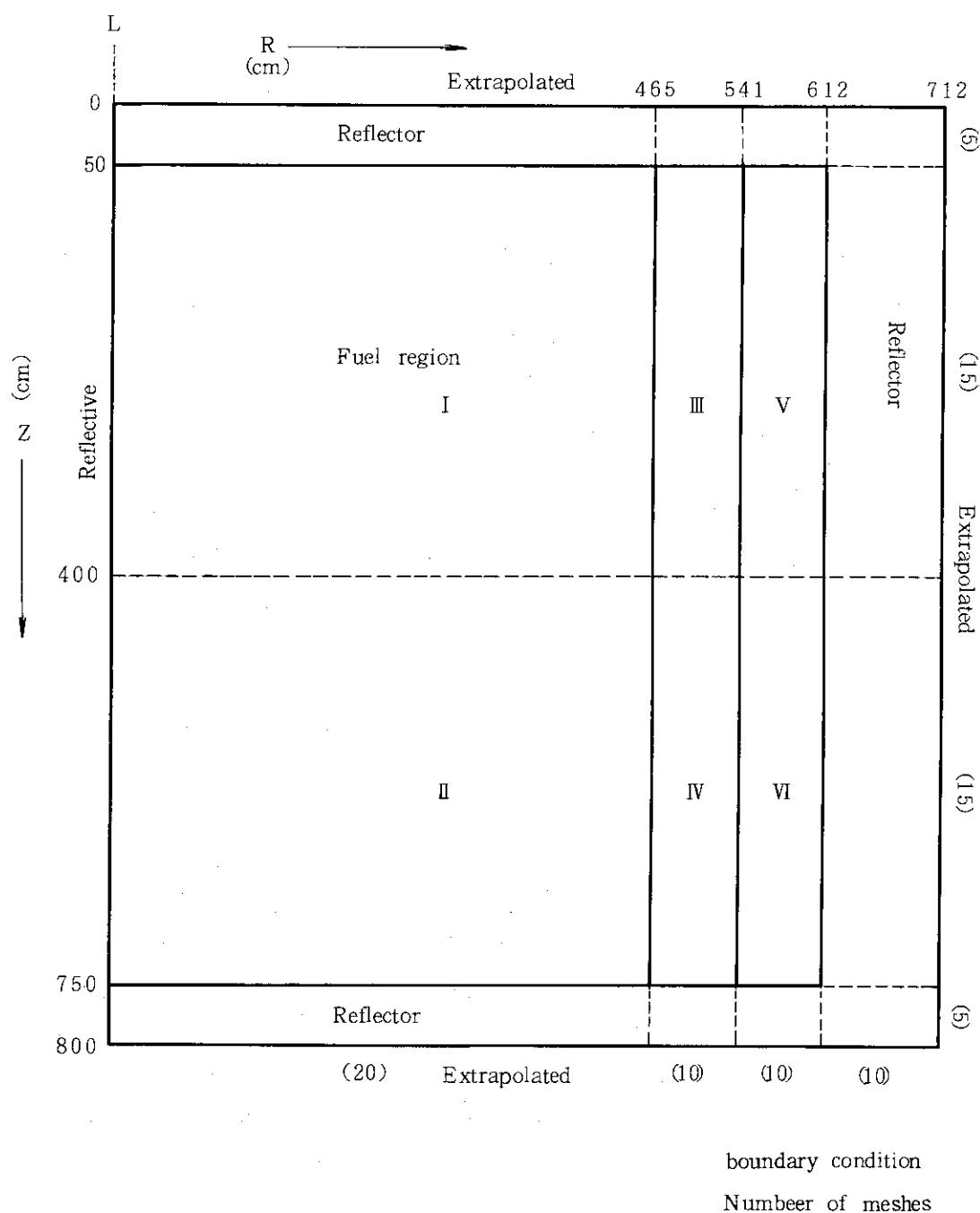


Fig. 4.7 R-Z model for Void reactivity calculation

5. 結 論

チェルノブイリ原子炉事故の解析を、冷却材として軽水を取扱える様に改造した高温ガス炉用核熱動特性解析コード COMICにより行い、炉心動特性解析における空間的効果について検討を行った。

解析により判明した点で最も重要な点は、ボイド反応度の見かけの炉心内投入速度が出力分布に依存するということである。この投入速度は、正のボイド反応度を打ち消す速効性のドップラー効果との兼合いにより、暴走出力ピーク値やピーク発生時刻に影響を及ぼす。このボイド反応度投入速度は、出力分布が平坦化されている程大きくなることが示された。さらに冷却材流量をチャンネルピーピング係数に比例させて、チャンネル出口冷却材エンタルピが等しくなるように流量調整をした場合には、さらに投入速度が大きくなる。つまり、この投入速度は炉心内でのボイドの増加に空間依存性が無く一様である時に最大になると考えられる。したがって、ボイド反応度を单一チャンネルでのみ評価するモデルでは、投入速度としては最大のものを使用したことになる。以上の点から、本事故の解析において、出力ピーク値やピーク発生時刻を正確に解析で推定するためには、出力暴走直前の出力分布、冷却材流量配分さらに燃焼度分布が必要となる。

その他にも、出力ピーク値やピーク発生時刻の解析による推定では、チェルノブイリ炉の運転履歴を追った Xe および I の変化や、ソ連報告書に示された自動制御棒動作も考慮した反応度の評価が重要となろう。

また、燃焼度の大きなチャンネルではボイド反応度係数が大きく、一般的には出力ピークも燃焼度の小さいものより大きくなると考えられる。しかしながら、燃焼度が高くなると U²³⁵ の減損等により必然的に燃料の有する反応度は低下するため、炉内へ装荷した場合には出力ピーピングも小さくなってしまう。一方、出力ピーク発生時の出力分布と定常時の出力分布は、この原子炉ではほぼ同様であるため、定常時の出力が最大である燃料チャンネルが、出力ピーク時にも最大出力となる。したがって、出力暴走時に最大出力に達すると考えられるのは、ボイド係数の大きい最大燃焼度チャネルではなく、むしろチャネル出力ピーピングが最大となる新燃料チャネルとなる。さらにこの点に関連して、通常の RBMK 炉では新燃料チャネルに対するチャンネル出力ピーピングは約 1.5 であり、さらに軸方向ピーピングが 1.3 であることから、新燃料チャネルの軸方向中央部では出力ピーピングは約 2.0 程度となる。したがって、全炉心での暴走出力値が小さく、炉心全体に及ぶ燃料破損を発生させる程ではなくても、新燃料チャネルでは破損を生じさせるに十分なエネルギーが発生している可能性がある。

謝　　辞

本報で使用したC O M I C コードは、10秒程度の解析を行うのにも当初5時間程のC P U時間が必要とした。そのため、ベクトル計算機によりC P U時間の短縮を試みた。一方、本コードは通常のF O R T R A N 言語とは異なるシミュレーション言語S L C Sで記述されており、ベクトル化には豊富な専門的知識が不可欠である。本コードのベクトル化に際しては富士通株式会社の牧野氏には多大の御尽力をいただいた。その結果、約10倍の計算時間短縮が達成され、本報の各種解析が可能となったものであり、ここに深く感謝いたします。

さらに、計算センターの浅井室長および富山氏には、本解析を円滑に行うため、計算機の優先使用等御配慮いただいた。

参　考　文　献

- (1) "The accident of the Chernobyl Nuclear Power Plant and its Consequences", Information Compiled for the IAEA Experts Meeting, 25 - 29 August 1986, Vienna.
- (2) 高野　誠, 滝川　好夫, 「多目的高温ガス実験炉用3次元炉心核熱動特性解析コード—C O M I C - 60 (Version 1)—」, JAERI-M 84-242 (1985).
- (3) 富士通, 「FACOM OS-IV S L C S - IV 解説書(言語編)速続型シミュレーション言語」(1979).
- (4) 土橋　敬一郎, 石黒　幸雄, 金子　邦男, 井戸　勝, 「S R A C コードシステム改訂版」, JAERI-1302 (1986).
- (5) T. B. Fowler, "Nuclear Reactor Core Analysis Code : C I T A T I O N", ORNL-TM-2496 (Rev. 2) (1971).
- (6) N. A. Dollezhal', I. Y. Emel'yanov, "The Channel Type Nuclear Power Reactor", Translated from Russian by IAEA, (1986).

謝 辞

本報で使用したC O M I C コードは、10秒程度の解析を行うのにも当初5時間程のC P U時間が必要とした。そのため、ベクトル計算機によりC P U時間の短縮を試みた。一方、本コードは通常のF O R T R A N 言語とは異なるシミュレーション言語S L C Sで記述されており、ベクトル化には豊富な専門的知識が不可欠である。本コードのベクトル化に際しては富士通株式会社の牧野氏には多大の御尽力をいただいた。その結果、約10倍の計算時間短縮が達成され、本報の各種解析が可能となったものであり、ここに深く感謝いたします。

さらに、計算センターの浅井室長および富山氏には、本解析を円滑に行うため、計算機の優先使用等御配慮いただいた。

参 考 文 献

- (1) "The accident of the Chernobyl Nuclear Power Plant and its Consequences", Information Compiled for the IAEA Experts Meeting, 25 - 29 August 1986, Vienna.
- (2) 高野 誠, 滝川 好夫, 「多目的高温ガス実験炉用3次元炉心核熱動特性解析コード—C O M I C - 60 (Version 1)—」, JAERI-M 84-242 (1985).
- (3) 富士通, 「FACOM OS-IV S L C S - IV 解説書(言語編)速続型シミュレーション言語」(1979).
- (4) 土橋 敬一郎, 石黒 幸雄, 金子 邦男, 井戸 勝, 「S R A C コードシステム改訂版」, JAERI-1302 (1986).
- (5) T. B. Fowler, "Nuclear Reactor Core Analysis Code : C I T A T I O N", ORNL-TM-2496 (Rev. 2) (1971).
- (6) N. A. Dollezhal', I. Y. Emel'yanov, "The Channel Type Nuclear Power Reactor", Translated from Russian by IAEA, (1986).