

# ヴァーチャル炉心ラボラトリーの開発に関する研究（1）

－ 核－熱流動－構造結合解析プロトタイプシステムの開発 －

1999年9月

核燃料サイクル開発機構

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

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松 4 番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, JNC  
4-49 Muramatsu, Naka-gun, Ibaraki 319-1194

1999年 9 月20日

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
1999

## ヴァーチャル炉心ラボラトリーの開発に関する研究 (1)

### — 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの開発 —

宇都 成昭\*<sup>1</sup>, 月森 和之\*<sup>2</sup>, 根岸 仁\*<sup>2</sup>  
江沼 康弘\*<sup>3</sup>, 菅谷 寿男\*<sup>1</sup>, 堺 公明\*<sup>4</sup>

### 要 旨

核燃料サイクル開発機構(以下、サイクル機構と称する)では、核、熱流動、構造、燃料材料が複雑に干渉し合う原子炉内での物理現象を統合的に評価し、かつ適切な設計への反映を図るため、これら複合現象を計算機空間に構築して、実規模炉心システムを対象とする数値実験を行うヴァーチャル炉心ラボラトリーの開発を進めている。

本研究では、ヴァーチャル炉心ラボラトリーを開発する上で必要となる核、熱流動、構造が結合した炉心挙動の評価を行うためのプロトタイプシステムを開発した。本システムは、サイクル機構が開発した空間依存核-熱流動結合解析システムに対し、新規作成した熱流動-構造結合インターフェースプログラムを介して炉心変形解析コードを結合したもので、DEC/Alpha ワークステーションクラスタ上で稼動する。各コード間の接続にはメッセージ通信ライブラリーMPI1を用いる。

高速原型炉を模擬した体系で、ULOHS(除熱源喪失かつスクラム失敗)事象の進展中に一部の吸収体の急速落下を伴う仮想的な過渡事象に対して、本システムの試計算を行った。その結果、炉心変形とそれに伴う反応度変化を物理的に説明し得る妥当な評価結果が得られた。

本研究成果により、種々の設計パラメータの不確かさに対する炉心安全特性の感度評価や受動的安全炉心の特性等を過渡時における出力分布の空間歪み及び炉心変形反応度応答を考慮して評価できることを示した。

---

\*1 技術展開部 情報システム室

\*2 大洗工学センター システム技術開発部 構造・材料技術開発グループ

\*3 大洗工学センター システム技術開発部 FBR システムグループ

\*4 大洗工学センター システム技術開発部 熱流体技術開発グループ

## Study on Development of Virtual Reactor Core Laboratory (1)

- Development of Prototype Coupled Neutronic, Thermal-Hydraulic and Structural Analysis System -

Nariaki Uto<sup>\*1</sup>, Kazuyuki Tsukimori<sup>\*2</sup>, Hitoshi Negishi<sup>\*2</sup>  
Yasuhiro Enuma<sup>\*3</sup>, Toshio Sugaya<sup>\*1</sup>, Takaaki Sakai<sup>\*4</sup>

### Abstract

A study on development of virtual reactor core laboratory, which is to conduct numerical experiments representative of complicated physical phenomena in practical reactor core systems on a computational environment, has progressed at Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC). The study aims at systematic evaluation of these phenomena into which nuclear reactions, thermal-hydraulic characteristics, structural responses and fuel behaviors combine, and effective utilization of the obtained comprehension for core design.

This report presents a production of a prototype computational system which is required to construct the virtual reactor core laboratory. This system is to evaluate reactor core performance under the coupled neutronic, thermal-hydraulic and structural phenomena, and is composed of two analysis tools connected by a newly developed interface program; 1) an existing space-dependent coupled neutronic and thermal-hydraulic analysis system arranged at JNC and 2) a core deformation analysis code. It acts on a cluster of several DEC/Alpha workstations. A specific library called MPI1 (Message Passing Interface 1) is incorporated as a tool for communicating among the analysis modules consisting of the system.

A series of calculations for simulating a sequence of Unprotected Loss Of Heat Sink (ULOHS) coupled with rapid drop of some neutron absorber devices in a prototype fast reactor is tried to investigate how the system works. The obtained results show the core deformation behavior followed by the reactivity change that can be properly evaluated.

The results of this report show that the system is expected to be useful for analyzing sensitivity of reactor core performance with respect to uncertainties of various design parameters and establishing a concept of passive safety reactor system, taking into account space distortion of neutron flux distribution during abnormal events as well as reactivity feedback from core deformation.

---

\*1 Information System Section, Technology Management Division

\*2 Structure and Material Research Group, System Engineering Technology Division, OEC

\*3 FBR System Engineering Group, System Engineering Technology Division, OEC

\*4 Thermal-Hydraulics Research Group, System Engineering Technology Division, OEC

## 目 次

## 要旨

1. 序論-----	1
2. 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの全体概要-----	3
2.1 概要-----	3
2.2 開発方針及びシステム基本構成-----	3
2.3 システムを構成する各解析コードの特徴-----	6
3. 核-熱流動結合インターフェースプログラムの改修・整備-----	9
3.1 インターフェースプログラムの概要-----	9
3.2 動特性パラメータの更新-----	10
4. 熱流動-構造結合インターフェースプログラムの作成-----	12
4.1 インターフェースプログラムの概要-----	12
4.2 熱流動側から構造側へのラッパ管温度データの通信-----	13
4.3 炉心変形反応度の計算-----	15
5. MPI ライブラリーによる各解析コード間接続-----	22
5.1 概要-----	22
5.2 MPI 版核-熱流動結合システムの作成-----	22
5.3 MPI 版核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの作成-----	24
6. システム総合機能評価-----	27
6.1 概要-----	27
6.2 サンプル問題-----	27
6.3 計算結果及び特性評価-----	29
6.3.1 炉心変形反応度を考慮しない場合の炉心過渡特性-----	29
6.3.2 炉心変形反応度を考慮した場合の炉心過渡特性-----	31
6.3.3 ラッパ管壁面温度の送信タイミングの違いが炉心変形反応度に与える影 響-----	36
6.4 計算時間と通信負荷の評価-----	40
7. 結論-----	45
8. 今後の方針-----	47

## 謝辞

## 参考文献

付録 1 SSC-L のラッパ管壁面温度の PRECISE への受け渡しについて

付録 2 核-熱流動結合解析システム PVM 版, PVM・DEC 版, MPI・DEC 版による  
サンプル計算結果の比較

## 表リスト

- 表 2.3-1 CITATION コードの仕様
- 表 2.3-2 PERKY コードの仕様
- 表 2.3-3 SSC-L コードの仕様
- 表 2.3-4 PRECISE コードの仕様
- 表 5.1-1 DEC/Alpha ワークステーションクラスターの仕様
- 表 6.2-1 PRECISE の計算モデルの幾何条件
- 表 6.2-2 PRECISE の計算条件
- 表 6.3.1-1 SASS の作動時刻：ケース 1 (炉心変形なし)
- 表 6.3.1-2 SASS 作動時に CITATION によって計算された中性子実効増倍率  
：ケース 1 (炉心変形なし)
- 表 6.3.2-1 SASS の作動時刻：ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )
- 表 6.3.2-2 SASS の作動時刻：ケース 2-2 ( $\alpha=60$ )
- 表 6.3.2-3 SASS の作動時刻：ケース 2-3 ( $\alpha=100$ )
- 表 6.3.2-4 SASS 作動時に CITATION によって計算された中性子実効増倍率  
：ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )
- 表 6.3.2-5 SASS 作動時に CITATION によって計算された中性子実効増倍率  
：ケース 2-2 ( $\alpha=60$ )
- 表 6.3.2-6 SASS 作動時に CITATION によって計算された中性子実効増倍率  
：ケース 2-3 ( $\alpha=100$ )

表 6.4-1 各モジュールの CPU 時間 (待ち時間, 通信時間を含まない)  
: ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

表 6.4-2 各モジュール間の主な通信時間 : ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

表 6.4-3 各ケースの全計算時間

## 図リスト

- 図 2.1-1 PVM を用いた核-熱流動結合解析システム
- 図 2.1-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステム構成
- 図 4.2-1 PRECISE における積分点温度を決定する方法の適用例
- 図 4.2-2 炉心変形反応度フィードバック効果の取り扱いに係わるデータの送受信
- 図 4.3-1 燃料反応度係数勾配の決定方法
- 図 4.3-2 燃料反応度係数の径方向分布の例
- 図 4.3-3 燃料反応度係数の X 方向勾配分布の例
- 図 4.3-4 SSC-L で扱う集合体番号, X 軸の定義及び燃料集合体軸方向モデル
- 図 4.3-5 定常状態からの変移に伴う X 及び Y 方向の変位成分
- 図 4.3-6 集合体間ギャップナトリウム領域の決定方法
- 図 6.2-1 SSC-L で扱う燃料集合体配置モデル
- 図 6.2-2 SSC-L で扱う集合体軸方向モデル
- 図 6.2-3 SSC-L で扱う集合体番号と X-Y 軸の定義
- 図 6.2-4 CITATION, PERKY で扱う燃料集合体配置モデル
- 図 6.2-5 CITATION, PERKY で扱う集合体軸方向モデル
- 図 6.2-6 PRECISE で扱う燃料集合体配置モデル



- 図 6.2-7 PRECISE で扱う集合体軸方向モデル
  
- 図 6.3.1-1 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮しないケース) -SASS 位置の炉心出口温度-
  
- 図 6.3.1-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮しないケース) -反応度-
  
- 図 6.3.1-3 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮しないケース) -相対出力-
  
- 図 6.3.2-1 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=20$ )  
-SASS 位置の炉心出口温度-
  
- 図 6.3.2-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=60$ )  
-SASS 位置の炉心出口温度-
  
- 図 6.3.2-3 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=100$ )  
-SASS 位置の炉心出口温度-
  
- 図 6.3.2-4 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=20$ ) -反応度-
  
- 図 6.3.2-5 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=60$ ) -反応度-
  
- 図 6.3.2-6 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=100$ ) -反応度-
  
- 図 6.3.2-7 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=20$ ) -相対出力-

- 図 6.3.2-8 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=60$ ) - 相対出力 -
- 図 6.3.2-9 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=100$ ) - 相対出力 -
- 図 6.3.2-10 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 一定常状態における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) の各集合体の径方向変位 -
- 図 6.3.2-11 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 一定常状態におけるガスプレナム上端位置 ( $z=253.5\text{cm}$ ) の各集合体の径方向変位 -
- 図 6.3.2-12 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 一定常状態における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) の各集合体のラッパ管平均温度 -
- 図 6.3.2-13 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体の定常状態における X 軸方向変位の軸方向分布 -
- 図 6.3.2-14 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 終状態 ( $t=995$  秒) における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) の各集合体の径方向変位 -
- 図 6.3.2-15 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
- 終状態 ( $t=995$  秒) におけるガスプレナム上端位置 ( $z=253.5\text{cm}$ ) の各集合体の径方向変位 -

- 図 6.3.2-16 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 (炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
 -終状態 ( $t=995$  秒) における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 の各集合体のラッパ管平均温度-
- 図 6.3.2-17 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 (炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
 -炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体の終状態 ( $t=995$   
 秒) における X 軸方向変位の軸方向分布-
- 図 6.3.2-18 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 (炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
 -SSC-L 集合体番号 355 の集合体の各ラッパ管壁面平均温度差  
 の時間変化-
- 図 6.3.2-19 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 -炉心変形を考慮する場合 ( $\alpha=20$ ) としない場合の違いによる、  
 SSC-L 集合体番号 240 の集合体における炉心出口温度時間  
 変化の比較-
- 図 6.3.2-20 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 -炉心変形を考慮する場合 ( $\alpha=20$ ) としない場合の違いによる  
 反応度時間変化の比較-
- 図 6.3.2-21 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 -炉心変形を考慮する場合 ( $\alpha=20$ ) としない場合の違いによる  
 相対炉出力時間変化の比較-
- 図 6.3.2-22 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 (炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
 -SSC-L 集合体番号 503 の集合体 (内側炉心最外層) における x  
 軸方向変位の時間変化-
- 図 6.3.3-1 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
 (炉心変形を考慮したケース)  
 - $\alpha$  の値の違いによる炉心変形反応度の時間変化の比較-

- 図 6.3.3-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
-SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-3 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
-SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-4 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=60$ )  
-SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-5 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=60$ )  
-SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-6 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=100$ )  
-SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-7 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=100$ )  
-SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体の径方向変位-
- 図 6.3.3-8 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
-SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体のラッパ管平均温度-

- 図 6.3.3-9 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=20$ )  
-SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体のラッパ管平均温度-
- 図 6.3.3-10 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=100$ )  
-SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体のラッパ管平均温度-
- 図 6.3.3-11 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果  
(炉心変形を考慮したケース： $\alpha=100$ )  
-SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における各集合体のラッパ管平均温度-
- 図 6.3.3-12 PRECISE に送信されるラッパ管壁面温度点の送信時間ステップ幅の違いによる比較概念図
- 図 6.3.3-13 SSC-L 集合体番号 503 の燃料集合体における X 方向変位の推移
- 図 6.3.3-14 SSC-L 集合体番号 503 の燃料集合体における X 方向変位の推移  
( $Z=1385\text{mm}$  ; 350 秒~450 秒)
- 図 6.3.3-15 SSC-L 集合体番号 503 の燃料集合体における X 方向変位の推移  
( $Z=2585\text{mm}$  ; 350 秒~450 秒)
- 図 6.3.3-16 SSC-L 集合体番号 503 の燃料集合体における X 方向変位の推移  
( $Z=3690\text{mm}$  ; 350 秒~450 秒)

## 1. 序論

原子炉プラントは複雑な形状空間の中で、核、熱、流動、構造、燃料材料等の複数分野の物理現象が複合したシステムである。したがって、原子炉プラントで生じ得る様々な物理現象を理解し、それらの複合事象を統合的に評価して、適切な設計への反映を図る必要がある。

従来の研究開発では、複合事象を個別の要素分野に還元し、分野毎に評価手法の開発と設計への反映を行う方法を採用してきた。そのため、複合物理現象における分野間の境界条件の授受は、本来双方向であるべきにも係わらず、ある分野から他分野への一方向としているのが実状である。このような方法は、例えば安全評価においては、分野間の物理的結合に係わる特性に不確かさを残し、そのため分野毎に個別の安全裕度を設けざるを得ず、結果として過度な安全裕度の設定、並びにそれによる設備対応への過度な投資を招く。したがって、高速炉の実用化に強く求められる高い安全性と優れた経済性のバランスを実現するためには、従来のこのような方法を見直す必要がある。

上述の設計評価手法の妥当性を確認する方法として、従来は個別分野毎の大規模なモックアップ試験に依存した確認手段を基本としてきた。一般にモックアップ規模の試験施設は、試験装置の設計・製作・組み立て・検査合格等に大幅な期間並びにコストを要し、核燃料物質を取り扱う臨界実験装置のような施設では施設自体の設置許可取得にも相当な期間を必要とするのが実状である。また、一般にモックアップ規模の試験はある特定のプラントシステムを想定しているため、試験条件や設定パラメータに制約が加わり、試験施設の汎用性に問題が生じる。したがって、このような大規模試験主導型の研究開発手法は、上述の要素還元論的方法と同様、高速炉の実用化を実現する上で必ずしも最適な方法とは言えない。

核燃料サイクル開発機構（以下、サイクル機構と称する）では、近年の高い計算機演算能力やオブジェクト指向等の高度なプログラミング技法に基づく数値演算の高速化、並列化を駆使しつつ、原子炉プラント内で生じ得る様々な物

理現象を計算機空間に統合的に構築することにより、設計期間並びにコストの大幅な縮小化を図り、従来の研究開発手法を抜本的に改革する新しいエンジニアリング手法、すなわちヴァーチャルエンジニアリングの開発を進めている。

ヴァーチャルエンジニアリングの一つとして、核反応、冷却材熱流挙動、構造物応答、燃料材料照射挙動が複合する原子炉内物理挙動に着目し、それらを高精度に模擬する数値モデルの開発、並びにそれらを結合した実規模炉心システム（ヴァーチャル炉心ラボラトリー）を計算機空間に構築する手法の開発を進めている。

本報では、ヴァーチャル炉心ラボラトリーを開発する上で必要となる核、熱流動、構造が結合した炉心挙動を評価するための解析システムプロトタイプを開発し得られた成果について述べる。

2章では、システムの開発方針や基本構成を含めた本システムの全体概要について述べる。3章ではサイクル機構が開発した空間依存核-熱流動結合システム<sup>(1)</sup>で用いているインターフェースプログラムを改修・整備した内容について、4章では核-熱流動結合システムに対して、今回新たに炉心変形解析コードを結合するために作成したインターフェースプログラムの内容について述べる。5章では、MPI(Message Passing Interface)ライブラリー<sup>(2)</sup>による各解析コード間の接続方法を説明する。6章ではサンプル問題を用いて、本研究で開発したシステムの機能・動作確認を計算結果に対する物理的考察を含めて行うとともに、計算効率と通信負荷に関するシステム性能について評価する。8章で本成果をまとめ、9章で本システムの今後の展開について述べる。

## 2. 核－熱流動－構造結合解析プロトタイプシステムの全体概要

### 2.1 概要

原子炉の安全性を評価する上で、制御棒誤引き抜き、1次系主循環ポンプの故障、除熱源喪失等炉心に異常な過渡あるいは事故が生じ、かつスクラム系のご不作動が重畳した仮想的な事故事象を考えた場合でも、炉心が適切な安全裕度を有することを確認する事象推移評価が重要である。

一般にこのような事象進展下においては、炉心は異常な出力上昇あるいは冷却材温度上昇を示す。これら核的あるいは熱的变化に加えて、炉心冷却材に接触するラッパ管がその温度上昇に起因して変形するという構造変化（本報ではこの変化を炉心変形とよぶ）も生じることになる。この構造変化が炉心の反応度変化とそれに伴う炉出力の変化をもたらす、それによって炉出力と冷却材除熱性能とのバランスに変化が生じ、再び冷却材の温度上昇とラッパ管の変形を招くことになる。このような核、熱流動、構造が互いに結合した物理的变化を繰り返しながら事象が進展していく。

本報で述べるシステムは、このような個別の物理現象が複合して進展していく過程を、一連の計算流れの中で評価することを目指して開発したものである。

### 2.2 開発方針及びシステム基本構成

本システムの開発においては、各専門分野で既に使用実績のある解析コードを、インターフェースプログラム及び専用のメッセージ通信ライブラリーを用いてワークステーションクラスター上で結合させることを基本方針とした。すなわち、

- ①解析コードそのものの開発・整備に要する作業負荷を可能な限り抑えるため、各コード間のデータの授受はインターフェースプログラムを介して行うこととし、各コードの新規開発は行わない。これにより、将来各解析コードの改良や別コードによる置換が必要になった場合におけるシステムのメンテナンスの容易化を図る。



- ②解析コード間のデータ送受信は従来のようなファイルによるものでなく、専用のメッセージ通信機能を用いて行う。これにより、原子炉内の複合事象を形成する各々の物理現象（本研究の例では核，熱流動，構造）の間で頻繁に生じる相互作用を適正にかつ効率良く評価できるようにする。
- ③最近のワークステーションにみられる飛躍的な演算能力の向上、及びワークステーションの広範な普及に伴う研究職場単位でのソフトウェア利用の柔軟性（プログラム開発・改良・移植の容易性，職場間でのプログラム利用の容易性等）を考慮し、ワークステーションをネットワーク上でクラスタ結合するシステム構成とする。

以上の基本方針に基づき、本研究で考案したシステムの基本構成について以下で説明する。

サイクル機構では、図 2.1-1 に示すような空間依存核-熱流動結合解析システム<sup>(1)</sup>を既に開発している。このシステムは、一部の制御棒の誤引き抜きや急速落下を伴う異常な過渡あるいは事故時において、大型高速炉に特徴的な中性子束分布の空間的歪みを適切に考慮した炉心及びプラント過渡応答解析を行うために開発されたものである。システム構成については、炉物理，熱流動分野で使用実績を有する以下 3 つの解析コードを、核-熱流動結合インターフェースプログラムを介してネットワーク上で結合する。

- ・核計算コード：CITATION<sup>(3)</sup>
- ・摂動計算コード：PERKY<sup>(4)</sup>
- ・プラント過渡応答解析コード：SSC-L<sup>(5)</sup>

図 2.1-1 にみるように、CITATION, PERKY は 1 台ずつの DEC/Alpha400AXP にそれぞれ割り当てられ、SSC-L は Cray J916 に、核-熱流動結合インターフェースプログラムは Sun にそれぞれ振り分けられる。HP9000 に割り当てられたマスタープログラムによる計算の全体制御の下、これら計算モジュールの

各々が PVM ライブラリー<sup>(6)</sup>によるメッセージ通信を相互に行いながら計算が進行する。PVM の特性上、核-熱流動構造結合インターフェースプログラムは CITATION 及び PERKY からデータを受信したとき、その旨を必ずマスタープログラムに返す。同様に SSC-L にデータを送信する直前においても、送信することをマスタープログラムに通知してからデータの送信を行うようにする。

このシステムでは、核計算により得られる中性子束分布の空間的歪み効果を熱計算でより詳細に考慮するため、SSC-L における炉心内温度分布評価モデルを従来用いられていた同心円モデルから 1 集合体を 1 チャンネルとするより詳細な全チャンネルモデルに改良している<sup>(7)</sup>。また、一巡の過渡計算の中で複数の反応度係数マップを一度に SSC-L に入力することができるように、データの入出力機能を含めてオリジナルの PERKY をサイクル機構内で一部改修している。ただし、この改修は現状ではマクロ断面積入力版 2 次元円柱及び 3 次元直交座標体系に対して行っている。したがって、PERKY の上流側に相当する CITATION による計算は 3 次元直交座標体系で行っている。

一方、サイクル機構では炉心過渡応答特性に影響を与える炉心変形挙動を評価するための解析コード PRECISE を開発しており<sup>(8)</sup>、現在も改良・整備を継続している。

そこで本研究では、図 2.1-2 の基本構成図に示すように、図 2.1-1 に示した核-熱流動結合解析システムと現存する PRECISE の結合により全体のシステムを構成することとした。構造側の PRECISE と熱流動側である SSC-L を結合するため、熱流動-構造結合インターフェースプログラムを新規に作成した。したがって、図 2.1-2 にみるように本システムは、2 種類のインターフェースプログラムを介して核、熱流動、構造の各解析コードを結合する。これらは DEC/Alpha クラスタ型ワークステーション上で稼動する。また、システム全体を構成する解析コードの数が増えるにつれて、マスタープログラムとの通信を頻繁に必要とする PVM ライブラリーの利用は通信性能の著しい低下に

つながる恐れがある。このことから、本システムではマスタープログラムによる制御を基本的に各解析コードの起動に係わるもののみとする MPI ライブラリーをメッセージ通信に用いることとした（PVM 版が採用しているマスタープログラムを介した吸収体位置情報の送受信については本 MPI 版においてもそのまま残した。）。これに伴い、現行の核-熱流動結合解析システムにおける PVM 指示文はすべて MPI 指示文に変更することとした。

## 2.3 システムを構成する各解析コードの特徴

本研究で開発した核-熱流動-構造結合解析システムを構成する各解析コードの特徴について説明する。

### (1) CITATION

CITATION コードは米国オークリッジ国立研究所で開発された拡散理論に基づく炉心核特性解析用の汎用コードである。本コードは中心差分による有限差分法を用いており、1, 2, 3 次元いずれの体系でも計算を行うことができる。3 次元体系では直交座標系の他に、円柱座標系や高速炉炉心の模擬に適する六角座標系、三角座標系の取り扱いも可能である。計算機能としては固有値計算の他に、燃焼計算や 1 次摂動計算を行う機能も有する。本研究では、日本原子力研究所が高速炉の中性子ストリーミング効果を考慮するため異方性拡散係数を扱えるように入出力部を改良した CITATION-FBR コードを用いた。コード仕様を表 2.3-1 に示す。

### (2) PERKY

PERKY コードは拡散摂動論に基づき、物質反応度価値、反応度変化及び動特性パラメータを 2, 3 次元体系で計算するものであり、日本原子力研究所により開発された。摂動計算には CITATION による計算で得られた論理機番 FT34 に出力される中性子束及び随伴中性子束データが入力され、1 次摂動、厳密摂動の両方を扱うことができる。また、断面積についてはマクロ断面積入力、ミクロ断面積入力の両方が可能である。既に 2.1 節で述べたように、本研究では

オリジナルコードに対してサイクル機構内にて一部改修したものを用いた。コード仕様を表 2.3-2 に示す。

### (3) SSC-L

SSC-L コードは米国ブルックヘブン国立研究所で開発されたループ型液体金属冷却高速増殖炉の熱流力学挙動解析コードである。SSC-L は高速増殖炉の通常運転時から事故時までのプラント挙動を解析することが可能である。また、崩壊熱除去系の機器配置、システム構成を任意に指定でき、システムコードとして優れた機能を有している。

サイクル機構では 1981 年に SSC を導入し、実験炉常陽、原型炉もんじゅ及び高速増殖実証炉に利用するために、多くのシステムや機器のモデル開発、解析精度と数値安定性向上のための改良を図ってきた。また、これらの改良を加えた SSC の検証解析や高速炉プラントへの適用解析を広範に実施してきている<sup>(9)(10)(11)</sup>。コード仕様を表 2.3-3 に示す。

### (4) PRECISE

PRECISE は、高速炉の過渡事象時に炉心の急激な温度変化によって集合体等が湾曲した結果生じる炉心の変形挙動、長期的に中性子照射を受けるなどして徐々に生じる炉心の変形挙動を解析するために、サイクル機構において開発された専用プログラムである。炉心の変形挙動は、百本を超える集合体個々の湾曲とそれらの相互干渉によって生じる大規模な非線形問題であるため、このプログラムでは計算時間を短縮するために並列処理を利用とした設計となっている。並列処理のアルゴリズムのポイントは、全体の剛性マトリクスについて隣接する集合体パッド部での接触、非接触の判定から集合体連成のパターンを使って BBDM(Block Bordered Diagonal Method)が利用できるように re-ordering を行っている点である。これによって連立 1 次方程式が並列処理によって解かれる。現在、集合体をビーム要素でモデル化したものとシェル要素でモデル化したものと 2 つのバージョンがあるが、後者については今のところ計算機能力の関係から多数の集合体を有する炉心モデルの計算の実績はない。前

者については、並列汎用機 Cray T3D、富士通 VPP-300 のほか EWS(DEC Alpha マシン)等での計算実績がある。コード仕様を表 2.3-4 に示す。

### 3. 核-熱流動結合インターフェースプログラムの改修・整備

#### 3.1 インターフェースプログラムの概要

核-熱流動結合インターフェースプログラムは、核計算コード CITATION、摂動計算コード PERKY の各々で得られた核特性をプラント過渡応答解析コード SSC-L の入力形式に合致するように送信するという、媒介機能の役割を果たすものである。PVM 制御によるプログラムは図 2.1-1 に示したシステムにおいて既に用いられている。

通信される情報は以下の通りである。

##### (1) 定常計算

- ①出力密度分布の送受信 (CITATION → 核-熱流動結合インターフェース → SSC-L)
- ②中性子束分布, 随伴中性子束分布, 物質マップ (各領域に割り当てられた物質領域番号) の送受信 (CITATION → PERKY)
- ③反応度係数と動特性パラメータの送受信 (PERKY → 核-熱流動結合インターフェース → SSC-L)

##### (2) 過渡計算

- ①吸収体位置情報の送受信 (SSC-L → マスター → CITATION)
- ②出力密度分布の送受信 (CITATION → 核-熱流動結合インターフェース → SSC-L)
- ③印加反応度の送受信 (CITATION → 核-熱流動結合インターフェース → SSC-L)
- ④中性子束分布, 随伴中性子束分布, 物質マップの送受信 (CITATION → PERKY)
- ⑤反応度係数と動特性パラメータの送受信 (PERKY → 核-熱流動結合インターフェース → SSC-L)
- ⑥燃料反応度係数とナトリウム反応度係数の送受信 (PERKY → 核-熱流動結合インターフェース → 熱流動-構造結合インターフェース)

出力密度分布は詳細メッシュ毎、中性子束及び随伴中性子束分布はエネルギー群毎、詳細メッシュ毎の値としてそれぞれ CITATION で算出され、本インターフェースプログラムを介して SSC-L に送信される。

反応度係数については、まず幾つかの核的摂動（ドップラー効果、燃料密度変化、冷却材密度変化、構造材密度変化、吸収材密度変化等）を炉心構成材料における各原子数密度の変化割合（ドップラー効果の場合のみ燃料核種の温度変化）で与えた時のそれぞれの反応度変化を PERKY で求める。燃料核種の温度変化及び原子数密度の変化割合は PERKY による計算実行前にユーザーが設定する。次に、得られた値を本インターフェースプログラムに送信し、それらの値を用いて同プログラム内にて SSC-L が取り扱う反応度係数の単位に変換（ $(\Delta k/k) / (\Delta \rho/\rho) \rightarrow \Delta k/k/kg$ ）した後 SSC-L に送信する。

動特性パラメータと、燃料反応度係数及びナトリウム反応度係数の送受信については本研究で新たに追加した機能である。動特性パラメータの送受信については次節で、ナトリウム反応度係数の送受信については次章でそれぞれ詳しく述べる。

なお、現状の SSC-L では、

- ・ドップラー効果
- ・ナトリウム密度変化、ボイド
- ・燃料軸方向膨張
- ・炉心支持板膨張（冷却材流入、径方向変位、燃料・構造材密度減少）
- ・構造材膨張（被覆管膨張、ラッパ管膨張）

を反応度フィードバック効果として考慮することができるが、今回の開発では炉心変形に伴う反応度フィードバック効果の取り扱い機能を確認することが重要なテーマの一つであることを踏まえ、ドップラー効果、ナトリウム密度変化、燃料密度変化（燃料軸方向膨張の一部）の3種類のみを対象とした。

### 3.2 動特性パラメータの更新

中性子束分布の空間的歪みに伴い動特性パラメータの変化を適切に考慮する必要がある。ところが現行の核-熱流動結合解析では、初期の炉心体系に対して予め求められた動特性パラメータを SSC-L にユーザー入力し、その値を計算終了まで一貫して用いている。そこで本研究では、現行の核-熱流動結合インターフェースプログラムに対して動特性パラメータを計算・更新する機能を付加した。

動特性パラメータは炉物理の 1 次摂動論に基づき、中性子束分布、随伴中性子束分布、核種毎のマイクロ断面積等を用いて PERKY にて算出される。ここでいう動特性パラメータとは、実効遅発中性子割合と中性子生成時間のことである。

但し、本研究で開発した解析システムにおいて、現状では CITATION, PERKY とともにマクロ断面積入力による計算機能のみが有効であるため、これら動特性パラメータは従来と同じく予め求めておいた値をユーザー入力することで対応する。今後、CITATION, PERKY とともにマイクロ断面積入力による計算を機能させ、一巡計算の中で動特性パラメータの初期設定及び必要に応じての更新を行うことができるように本システムのバージョンアップを図る予定である。



## 4. 熱流動－構造結合インターフェースプログラムの作成

### 4.1 インターフェースプログラムの概要

本章で述べる熱流動－構造結合インターフェースプログラムは、炉心動特性解析を含めた熱流動解析側の SSC-L と構造解析側の PRECISE との間で行われる熱と構造の結合に係わる情報通信を媒介するものである。さらにこのプログラムは、PERKY で算出された反応度係数マップと PRECISE で算出されたラッパ管変形量に基づいて炉心変形反応度を計算し、その結果を正味反応度への印加反応度として SSC-L に送信する役割も有する。

このような役割を実現するために本インターフェースプログラムが具備する制御機能は以下の通りである。

#### (1) 定常計算

①ラッパ管温度の送受信 (SSC-L → 熱流動－構造結合インターフェースプログラム → PRECISE)

#### (2) 過渡計算

①ラッパ管温度の送受信 (SSC-L → 熱流動－構造結合インターフェースプログラム → PRECISE)

②ラッパ管変位量の送受信 (PRECISE → 熱流動－構造結合インターフェースプログラム)

③炉心変形反応度を計算するのに必要な反応度係数の送受信 (PERKY → 核－熱流動結合インターフェースプログラム → 熱流動－構造結合インターフェースプログラム)

(1)－①及び(2)－①は SSC-L による計算の 1 ステップ毎に行うだけでなく、計算精度への影響を軽微に抑えつつ計算時間を効率的に短縮するため、何ステップか進んだ後ユーザーが入力で指定する条件を満足したときにも送信できる機能を設けることにした。このユーザーによる入力指定方法については次節で述べる。

(2) -③については、中性子束歪みが生じて CITATION による中性子束分布の再計算、及びそれに伴う PERKY による反応度係数の更新を行う度にデータの送受信を行う。

#### 4.2 熱流動側から構造側へのラッパ管温度データの通信

熱流動側の SSC-L コードと構造側の PRECISE コードは六角形状のラッパ管の温度をそれぞれ次のように定義している。

- ・ SSC-L : 軸方向メッシュ毎の六角管各壁面の平均値
- ・ PRECISE : 六角管の上段, 中段, 下段断面の六角形の頂点 (積分点)

このため、SSC-L が計算したラッパ管壁面温度を PRECISE の計算体系に適合するように変換する必要がある。本研究ではこの変換を次のように行うことにした。

まず、軸方向メッシュの中心面におけるラッパ管壁面中心で壁面温度が SSC-L により求められているとする。この同じ面における六角形断面の 6 頂点の温度を次のいずれかの方法で決定する。

- ①単純平均
- ②Akima の内挿法<sup>(12)</sup>
- ③1 次関数面へのフィッティング

①は六角頂点の温度をその両側の壁面温度の平均で表す方法である。

②は局所的な 5 点のデータを 3 次の多項式を用いてフィッティングし、滑らかな曲線にて評価点を内挿補間する方法である。

③は 6 点の温度を用い、最小二乗法により次の  $x$  または  $y$  に関する 1 次関数にフィッティングする方法である。

$$T(x,y) = a_0 + a_1x + a_2y + a_3xy$$

ここで、

$T(x,y)$  : 着目集合体内のラッパ管上の位置 $(x,y)$ における温度

$a_i$  : フィッティング係数 ( $i=1,2,3$ )

である。

上記3つのオプションはユーザーが入力により任意に指定することができる。指定された方法に対して軸方向中点における六角形各頂点の温度が定まる。

各方法を適用した例を図 4.2-1 に示す。同図右上に示した数値は各壁面の平均温度 (単位 K) の例である。ラッパ管の位置 3 での温度は、この位置の壁面が制御棒集合体に隣接していることにより他に比べて低い。グラフ横軸の数字はラッパ管の各壁面中心の位置を表しており、隣接する 2 つの数字の中央が六角頂点の位置に相当する。

このように決定された六角頂点の温度を軸方向に線形内挿して、PRECISEが必要とする全積分点温度を決定する。

なお、これらラッパ管壁面温度の変換方法の違いは炉心変形挙動に有意な影響を及ぼし得る重要な因子の一つであると考えられる。この影響については付録 1 で詳細に考察した。

ところで、4.1 節で触れたように、SSC-L から PRECISE への温度データの送信は、ユーザーが入力で指定する以下のいずれかの条件を満足した時に行われる。

- ①SSC-L の時間ステップの  $\alpha$  倍ごと ( $\alpha$  はユーザーによる入力指定)
- ②入力で指定した時刻に到達した場合
- ③入力で指定した径方向ノード番号と軸方向メッシュ番号に対応する集合体に

において、その軸方向発熱上端温度が前回のフィードバック時からある既定温度変化した場合

これらの条件のいずれかが満たされると SSC-L はラッパ管温度データを送信し、PRECISE による構造計算が開始される。この間、SSC-L は PRECISE の計算が終了するまで待ち状態となる。

PRECISE の計算が終了すると熱流動-構造結合インターフェースプログラムはラッパ管変位量を受信し、4.3 節で述べる方法に従い炉心変形反応度を計算してその結果を SSC-L に送信する。これを SSC-L が受信して、再度熱流動及び動特性計算を行う。

PERKY で計算済みの燃料反応度係数マップ及びナトリウム反応度係数マップは、PERKY から核-熱流動結合インターフェースプログラムを介して熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送信し記憶しておく。一部の制御棒の誤引き、誤落下、部分挿入等に起因する中性子束分布の大きな変化が生じた場合は PERKY による反応度係数の再計算が行われるが、このとき熱流動-構造結合インターフェースプログラムで使用する反応度係数マップを更新しなければならない。したがって、熱流動-構造結合インターフェースプログラムはこのような中性子束分布の大きな変化が生じる度に必ず起動される。

以上で述べたデータの流れを図 4.2-2 に示す。

### 4.3 炉心変形反応度の計算

炉心変形に伴う反応度、すなわち炉心変形反応度は正味反応度の一部として SSC-L コードにおける炉出力時間変化の計算に反映される。

4.1 節で述べたように、SSC-L が計算に用いる各種反応度係数は、PERKY にて算出された各種反応度変化を核-熱流動結合インターフェースプログラムに送信し、それを同プログラムにて SSC-L が扱う単位に変換することにより得られる。この各種反応度係数の中の燃料反応度係数及びナトリウム反応度係

数と、PRECISE で算出されるラッパ管変位量が熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送信される。そのラッパ管変位量に基づき、集合体中心の変位量及び集合体間ギャップナトリウムの体積変化が同インターフェースプログラムにて算出される。

本研究では、これら 2 つの反応度係数と集合体中心の変位量及び集合体間ギャップナトリウムの体積変化との積和で得られる炉心変形反応度を正味反応度への印加反応度として SSC-L コードに送信する方法を採用した。

### (1) 考慮する現象

炉心変形反応度には次の 2 つの物理変化が寄与する。

#### ①燃料の変位

燃焼度や燃料富化度といった炉心特性や集合体位置等の違いにより、一般に炉心内の中性子束及び中性子インポートランスは空間依存性を示す。そのため、各集合体が有する燃料反応度係数（燃料がある単位量（単位体積、単位質量等）だけ変化した時に生じる反応度）は集合体毎に異なった値を持つことになる。この燃料反応度係数の空間依存性に起因して、集合体単位で均質な燃料が初期位置から径方向に変位することに伴い反応度変化が生じることになる。

ただし、プロトタイプシステムの開発とした本報での開発レベルを考慮し、ここでは燃料の変位のモデル化に関して以下の 2 点を仮定した。

#### (a) 燃料ピン東部とラッパ管との相対変位を無視

ラッパ管の変位が生じても燃料ピン東部とラッパ管は初期の相対位置関係を常に保つ。すなわち、ラッパ管が変位した場合、燃料ピン東部は初期の形状を保ちつつラッパ管に完全に密着しながら変位する。

#### (b) ラッパ管の軸方向変位による燃料軸方向膨張への寄与を無視

ラッパ管の軸方向変位と燃料の軸方向膨張は互いに独立して生じる。

その結果、集合体中心の水平面上変位量のみが考慮されることになる。

上記仮定の妥当性は、集合体及びピン仕様を始めとする炉心設計条件や、燃焼度を始めとする炉心特性に大きく依存する。例えば、燃料ピン束部とラッパ管との機械的相互作用、いわゆる BDI (Bundle-Duct Interaction) が重要となる燃焼度の進んだ燃料集合体では、燃料ピン束部とラッパ管との密着が無視できない。したがって仮定 (a) の妥当性は高いと考えられるが、同時にラッパ管の軸方向変位に追随して燃料ピンが軸方向に変位する可能性も生じることとなり、仮定 (b) の妥当性は低くなると考えられる。一方、初装荷炉心についてはこれと全く逆のことがいえる。

これらについては、今後実験データの詳細な分析を含めた炉心の燃焼度や炉心設計条件との関係を統合的に整理・評価することによって、より詳細なモデル化並びにそれに基づく数値実験システム構築への適切な反映を図ることが重要である。

## ②集合体間ギャップナトリウム体積変化

集合体が径方向に変位することにより、集合体間のギャップナトリウムの占める体積が変化する。これによりギャップナトリウムからの中性子漏洩量が変化し、その結果反応度変化が生じることになる。

### (2) 計算式

炉心変形反応度は以下の式<sup>(13)</sup>で求めることとした。

$$\Delta\rho_{\text{bowing}} = \int_F \frac{\partial W}{\partial L} \Delta L dV_F + \int_{Na} \omega_{Na} \frac{\Delta V_{Na}}{V_{Na}} dV_{Na} \quad (4.1)$$

式(4.1)の右辺第 1 項が燃料の変位に起因する反応度、第 2 項が集合体間ギャップナトリウム体積変化に起因する反応度である。

ここで、

$W$  : 燃料反応度係数  $[\Delta k/k/cm^3]$

$\frac{\partial W}{\partial L}$  : 燃料反応度係数のL方向勾配  $[\Delta k/k/cm^3/cm]$

- $\Delta L$  : 集合体中心の変位量 [cm]  
 $dV_F$  : 均質化燃料領域の体積要素 [cm<sup>3</sup>]  
 $\omega_{Na}$  : ナトリウム反応度係数 [ $\Delta k/k/cm^3$ ]  
 $\frac{\Delta V_{Na}}{V_{Na}}$  : 集合体間ギャップナトリウム体積の変化割合  
 $dV_{Na}$  : 集合体間ギャップナトリウムに対する体積要素 [cm<sup>3</sup>]

である。

式(1)の離散化式は次のように表すことができる。

$$\Delta \rho_{bowing} = \sum_{i,j} \left( \frac{\partial W}{\partial L} \right)_{i,j} \Delta L_{i,j} \cdot \Delta V_{F,i,j} + \sum_{i,j} \omega_{Na,i,j} \left( \frac{\Delta V_{Na}}{V_{Na}} \right)_{i,j} \cdot \Delta V_{Na,i,j} \quad (4.2)$$

上式において、 $i, j$  は空間メッシュ位置を表すインデックスで、ここではそれぞれ集合体位置 (番号)、及びその集合体の軸方向メッシュ位置を表す。

### (3) インターフェースプログラムにおけるデータ処理

式(4.2)の右辺各項を形成する諸因子は、本熱流動-構造結合インターフェースプログラムではそれぞれ次のように決定される。

#### ① 燃料反応度係数の勾配 $\frac{\partial W}{\partial L}$

PERKY で算出され、核-熱流動結合インターフェースプログラムで単位変換された燃料反応度係数マップを用いて決定する。径方向については図 4.3-1 に示す  $x$  方向 (ラッパ管壁面に垂直な方向) 及び  $y$  方向 (ラッパ管の向かい合う 2 頂点を結ぶ直線方向) の勾配を使用する。

x 方向についてはその方向に隣接する集合体の燃料反応度係数を用いて次式で求める。

$$\left( \frac{\partial W}{\partial L} \right)_{x,i,j} \approx \frac{1}{2} \left( \frac{W_{i+1,j} - W_{i,j}}{h} + \frac{W_{i,j} - W_{i-1,j}}{h} \right) \quad (4.3)$$

ここで、h は集合体ピッチである。同様に図 4.3-1 に示した u 方向及び v 方向（ともに x 方向以外のラッパ管壁面に垂直な方向）についても燃料反応度係数の勾配を求め、y 方向の勾配を次式で求める。

$$\left( \frac{\partial W}{\partial L} \right)_{y,i,j} \approx \frac{1}{2} \left( \frac{\partial W}{\partial L} \Big|_{i,j,u} + \frac{\partial W}{\partial L} \Big|_{i,j,v} \right) \quad (4.4)$$

なお、制御棒集合体には燃料反応度係数が存在しないため、燃料集合体と制御棒集合体が隣接している箇所については制御棒集合体位置に当たる燃料集合体反応度係数をゼロとした。また、制御棒集合体に限らず、隣接集合体の燃料反応度係数の値が存在しないケースについては、すべて式 (4.3) の反応度係数をゼロとして勾配を求めた。

燃料反応度係数及び燃料反応度係数の勾配の各分布例をそれぞれ図 4.3-2、4.3-3 に示す。両図に示されている X 軸は図 4.3-4 に示す SSC-L で定義された集合体番号のうち、188 と 528 の集合体中心を結んでできる直線である。X=0cm は体系の中心、すなわち集合体番号 358（制御棒集合体）の中心に当たり、1 目盛りは集合体ピッチに相当する。

図 4.3-2 における燃料反応度係数の値をみると、制御棒集合体が存在する X=0cm で 0 となっており、その隣接燃料集合体位置で急峻なピークを示している。さらに体系の中心から離れるに従い単調に減少しており、その様子は X=0cm に対してほぼ対称である。したがって、図 4.3-3 に示されているように燃料反応度係数の微分係数は X=0cm を中心にほぼ点対称となっており、これ



らの対称性は図 4.3-4 における体系の幾何構成から考えて物理的に妥当と判断されるものである。また、図 4.3-2 において軸方向面の位置の違いにより燃料反応度係数を比較すると、炉心燃料の中心面に相当する  $z=87.75\text{cm}$  で最大となり、その面に対して互いに軸対称の関係にある  $z=48.75\text{cm}$  と  $z=126.75\text{cm}$ 、及び  $z=68.25\text{cm}$  と  $z=107.25\text{cm}$  ではいずれの場合においても互いにほぼ同じ値をとっている。この特徴は図 4.3-3 にも現れており、物理的に妥当な結果を与えている。

## ②集合体位置の変位 $\Delta L$

図 4.3-5 に示すように、各径方向、軸方向メッシュ中心座標の定常状態からの変位 (PRECISE コードで求められたもの) に伴う  $x$  及び  $y$  方向の変位成分を決定する。

## ③燃料領域体積要素 $\Delta V_F$

反応度に対する重み付けとしてメッシュ体積を使用する。

## ④ナトリウム反応度係数 $\omega_{Na}$

PERKY で算出され、核-熱流動結合インターフェースプログラムで単位変換されたナトリウム反応度係数マップを用いる。

## ⑤ギャップナトリウム体積変化割合 $\frac{\Delta V_{Na}}{V_{Na}}$

軸方向メッシュ毎のギャップナトリウムの占める体積の変化量を使用する。

ここでは、ラッパ管の膨張はラッパ管壁面の温度変化に応じて六角形状を保持したまま一様に変形すると仮定した。図 4.3-6 に示すように、集合体中心間距離と各集合体の中心からラッパ管外表面までの距離とからナトリウムギャップ幅が定まる。これを用いて次のように体積変形を決定する。

$$w^{m,i \leftrightarrow i+1} = \frac{\{h^{m,i \leftrightarrow i+1} - (\xi_i + \xi_{i+1})\}}{2} \quad (4.5)$$

$$\left( \frac{\Delta V_{Na}}{V_{Na}} \right)_{i,j} \approx \sum_m \frac{\Delta w^{m,i \leftrightarrow i+1}}{w_0^{m,i \leftrightarrow i+1}} = \sum_m \left( \frac{w^{m,i \leftrightarrow i+1}}{w_0^{m,i \leftrightarrow i+1}} - 1 \right) \quad (4.6)$$

式(4.5)において、 $h^{m,i \leftrightarrow i+1}$ は集合体*i*と*i+1*との水平面上における中心間距離(*m*方向とする)で、PRECISEで得られる中心座標から決定する。 $\xi_i$ は集合体*i*の水平面上における中心からラッパ管外表面までの距離で、ここでは一様膨張の仮定により方向*m*に依存しないとして扱っている。したがって、式(4.5)で得られる $w^{m,i \leftrightarrow i+1}$ は評価時刻における集合体*i*と*i+1*とのギャップナトリウム幅を表す。この $w^{m,i \leftrightarrow i+1}$ と定常状態におけるギャップナトリウム幅 $w_0^{m,i \leftrightarrow i+1}$ を用いて式(4.6)に示すようにナトリウム体積変化割合が計算される。

なお $\xi_i$ は、ラッパ管壁面の平均温度に応じて次式で求める。

$$\xi_i = \xi_{0(20)}(1 + \alpha_s \Delta T) \quad (4.7)$$

ここで、 $\xi_{0(20)} = 11.49/2 = 5.745 \text{ cm}$  (室温時の値)、 $\alpha_s$ は構造材の線膨張係数、 $\Delta T$ は室温との温度差である。

#### ⑥ギャップナトリウム体積要素 $\Delta V_{Na}$

反応度に対する重み付けとしてメッシュ体積を使用する。

## 5. MPI ライブラリーによる各解析コード間接続

### 5.1 概要

MPI は豊富な通信機能や微細な制御まで可能とする多彩な通信手段等を備えたメッセージ通信ライブラリーであり、その利用者は近年ますます増大しつつある。1992 年 4 月に米国で設立され、以来精力的に活動が繰り広げられている MPI Forum 等を通じて、MPI は今後の標準メッセージ通信ライブラリーとして認知されることが期待されている。

本研究で開発したシステムは SSC-L, CITATION, PERKY, PRECISE の各解析コードにマスタープログラム及び 2 種類のインターフェースプログラムを加えた 7 つのプログラムを結合し、これらの中で必要なメッセージを通信させなければならない。このような多数のモジュールからなるシステムでは、全体制御を行うマスタープログラムを除く各モジュールがマスタープログラムと直接通信する必要がない場合には、モジュール間で直接メッセージを通信することがメッセージ通信の煩雑さ及び通信の遅延を極力避ける観点から望ましい。MPI はこのような要求に応える機能を有しており、本システムの構築に適合したメッセージ通信ライブラリーである。

本章では、サイクル機構が開発した PVM 制御による核-熱流動結合解析システム（以下、PVM 版と称する）を基に、MPI 制御による核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムを構築した方法について述べる。なお、本研究では MPI1 の仕様に基づくフリーウェアの MPICH<sup>(2)</sup>をメッセージ通信プログラムに用いた。

本研究で使用した DEC/Alpha ワークステーションクラスタの仕様を表 5.1-1 に示す。

### 5.2 MPI 版核-熱流動結合システムの作成

まず、PVM 版を構成する以下 5 つのモジュールを DEC/Alpha ワークステーションクラスタに移植した。

- ①マスタープログラム
- ②核-熱流動結合インターフェースプログラム
- ③SSC-L
- ④CITATION
- ⑤PERKY

移植されたシステムを PVM・DEC 版と称する。

さらに、この PVM・DEC 版の PVM 制御文をすべて MPI 制御文で書き換えた。

①と③に同じ PE (Processor Element) を、残りの各々に1つずつ PE を割り当て、これまで PVM 版で用いたサンプルデータ (高速原型炉を模擬した体系において、除熱源喪失にスクラム失敗が重畳した仮想的な事象を対象とした入力データ) を PVM・DEC 版、MPI・DEC 版にも与えてサンプル計算を行った。付録 2 に示すように、炉心出口冷却材温度、相対炉出力、反応度の各時間変化を 3 つのバージョン間で比較した結果、いずれにおいても良好な一致を示した。このことから、PVM 版の DEC/Alpha ワークステーション上への移植及び MPI 制御文への書き換えは正常に行えたことが確認できた。

なお、MPI 制御文に書き換える際、以下の点について特に留意した。

- ・本研究で用いた MPI ライブラリーは MPI1 の仕様に基づいているため、一旦終了したプロセスは二度と生成できない。本研究の例では、CITATION, PERKY, 核-熱流動インターフェースプログラムについて通常のプログラム流れのまま実行すると、初期状態の中性子束分布並びに反応度係数を計算した後は二度と計算が実行されない。すなわち、これらの更新が必要になってもその更新は二度と行われなくなる。本研究ではこの状況を回避するため、これらのモジュールについては各々の計算終了後 GOTO 文によってプログラムの先頭に戻り、マスタープログラムからの再計算命令待ちにす

るようにした。ただし、SSC-L は計算開始から終了まで連続的に実行されるので、このような GOTO 文による制御は必要ない。したがって、各モジュールは一斉に起動し、各プロセスはすべての計算が終了した時点で消去されることになる。

- ・MPI 版では最初からすべてのモジュールが一斉に起動するので、各モジュールを起動したいとき、マスタープログラムから MPI\_SEND( )によって 'boot' という文字列をそのモジュールに送信するようにした。モジュール側はプログラム先頭で MPI\_RECV( )を呼び出し、'boot' という文字列を受信するまで待機する。
- ・SSC-L と核-熱流動インターフェースプログラム、CITATION と核-熱流動インターフェースプログラム、PERKY と核-熱流動インターフェースプログラム、CITATION と PERKY のそれぞれの間では同期をとる必要があるが、そのために MPI では各プロセスのペアに付随したコミュニケータを生成する必要がある。そこで、各プログラムの最初でそれぞれのペアについて

```
MPI_COMM_SPLIT(MPI_COMM_WORLD, color, key, NEW_COMM, ierr)
```

を呼び出して上記 4 つのペアに対応するコミュニケータをそれぞれ作成し、MPI\_BARRIER( )で同期をとるときに対応するコミュニケータを引くようにした。

### 5.3 MPI 版核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの作成

前節で正常に作動することを確認した MPI・DEC 版に対し、PRECISE コード及び第 4 章で述べた熱流動-構造結合インターフェースプログラムを結合した。

ここで作成した MPI 版核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムにおける、各計算モジュール間で行われるデータ送受信の様子は図 2.1-2 に示した通りである。

まず、定常計算を次のようにして実行する。CITATION により炉心の実効増

倍率，中性子束分布，随伴中性子束分布，出力密度分布を求める。これらのうち中性子束及び随伴中性子束分布を PERKY に送信し、同コードにて各物理摂動（ドップラー，ナトリウム密度変化等）に対応する反応度変化量を求める。これを核-熱流動結合インターフェースプログラムに送信し、SSC-L の入力フォーマットに合致した反応度係数の単位に変換する。なお、動特性パラメータについては、CITATION 及び PERKY を用いた計算において本報のようにマクロ断面積を用いた場合、ユーザーが入力で与えた値を計算終了まで一貫して使用し、ミクロ断面積を用いた場合には PERKY で算出した後、その結果を核-熱流動結合インターフェースプログラムに送信する。CITATION で得られた中性子束分布及び出力密度分布も核-熱流動結合インターフェースプログラムに送信する。この出力密度分布と単位変換された反応度係数を SSC-L に送信し、同コードにて炉心の定常特性を計算する。ここで得られた定常時のラッパ管壁面温度分布を熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送信し、同プログラムにて PRECISE が要求するフォーマットに変換した後 PRECISE に送信する。

次に過渡計算の流れについて、次章でサンプル問題に取り上げる ULOHS (Unprotected Loss Of Heat Sink) 事象に、SASS (Self-Actuated Shutdown System) の作動が重畳するとした仮想的な事象を例に説明する。タービントリップ等による除熱源喪失トリガが生じると、SSC-L は既に受信済みの出力密度分布，反応度係数，動特性パラメータを用いて炉心内詳細温度分布計算及びプラント動特性計算を行う。ここで得られたラッパ管壁面温度データを熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送信し、定常計算のときと同様にフォーマット変換後 PRECISE に送信する。これらの送信は SSC-L の時間ステップが 4.2 節で述べたユーザー入力指定による条件を満たす度に行われる。PRECISE は受信後、受信した当該時間ステップにおけるラッパ管壁面温度データと前回の時間ステップにおけるラッパ管壁面温度データを用いて、これら時間ステップ間における炉心変形量を計算する。得られた結果は熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送られ、その変形量に対応する炉心変形反応度を PERKY から受信した燃料反応度係数及びナトリウム反応度係数を用い

て同インターフェースプログラムにより求める。この炉心変形反応度は炉心への印加反応度として SSC-L に送信され、SSC-L は次の時間ステップにおける過渡計算を再び実行する。

SSC-L が過渡計算を実行中に、SASS 位置の炉心出口温度が SASS 作動温度（本研究では 670℃に設定）に達し、SASS の作動に伴う大きな中性子束分布の空間歪みを生じる場合、SSC-L はその吸収体である SASS に関する情報をマスタープログラムに送信するとともに自らの計算を一旦中断する。マスタープログラムは受信した情報を CITATION に送信し、CITATION は SASS が作動した後の新しい体系に対して、再び炉内中性子束分布等の核特性を算出する。得られた核特性のうち、中性子束分布と随伴中性子束分布は PERKY に送信され、それらを基に同コードにて反応度変化量の更新が行われた後、核-熱流動結合インターフェースプログラムにて単位変換された新しい反応度係数が SSC-L に送信される。また、出力密度分布と中性子実効増倍率及び SASS 作動により生じる印加反応度（前回の体系で得られている中性子実効増倍率と SASS 作動後の体系で新たに得られた中性子実効増倍率に基づいて定義）は、核-熱流動結合インターフェースプログラムを介して SSC-L に送信される。更新されたこれら核特性を用いて SSC-L は再び過渡計算を実行し、以後上記プロセスを計算終了時刻まで繰り返す。

## 6. システム総合機能評価

### 6.1 概要

前章で述べたように、本研究で開発した解析システムは DEC/Alpha ワークステーションクラスター上で正常に動作することが確認された。

本章では、このシステムに対してサンプル問題を適用し、得られた結果の物理的妥当性に係わる機能評価を行う。また、計算及び通信時間の観点から本システムの計算効率を評価し、今後システムの高度化を図る上での留意点について述べる。

### 6.2 サンプル問題

実用化段階の高速炉においては、経済性とのバランスを常に考慮しつつ、高い安全性を具備することが求められる。そうした中で、従来の能動的安全方策に加え、自然現象を有効に活用した受動的安全方策を利用することが検討されており、安全性の一層の向上を図るという点で注目されている<sup>(14)(15)</sup>。

受動的安全方策が作動する状況下では、原子炉は核、熱流動、構造の各物理現象のすべてが複合しながら事象推移を示すことになる。したがって、このような事象を解析することは、システム特性評価手法の高度化に加えて、本システムを合理的な炉心・プラント設計を行うためのツールとして活用する観点から意義が大きい。

そこで本報では、原子炉の安全裕度を確認する事象の一つとして、ULOHS (Unprotected Loss Of Heat Sink) 進展中に、受動的安全方策であるキュリー一点式 SASS (Self-Actuated Shutdown System)<sup>(16)</sup>が作動する仮想的な事象をサンプル問題に適用した。ULOHS は除熱源喪失にスクラム系の不作動が重畳したとする仮想的な事象である。SASS は制御棒駆動軸と制御棒吸収体を磁気力で連結している磁性体が、キュリー一点と称するしきい値温度 (670℃程度) に達すると制御棒吸収体に対する保持力を失い、制御棒が重力落下により炉心に挿入されるというものである。これにより、異常な炉心温度上昇が生じ、かつスクラム系の信号回路が正常に機能しない場合でも、その温度上昇をトリガ



として速やかに炉停止させることが期待される。

本報で述べているプロトタイプ開発段階においては、炉心過渡特性に対しラッパ管の変形挙動が与える影響についての基本特性を把握することに主眼を置いている。このことから、本報で用いるサンプル問題では、物理現象として単純なものが望ましい。ULOHS では1次系冷却材の温度上昇が炉心全域にわたって比較的一様となるため、熱と構造の結合で生じるラッパ管の変形挙動も集合体毎に大きく異なるとは予想されない。したがって、ULOHS は本報の目的に合致するサンプル問題として適切である。

また、評価には入力データが整備されている高速原型炉を模擬した体系を用いた。この体系における炉心水平断面図を図 6.2-1 に示す。SASS は同図に示す S1~6 の位置に1体ずつ計6体設置した。SASS のキュリー一点温度、すなわち作動温度は6体とも670℃とした。計算対象時間は1000秒とした。なお、核計算は中性子エネルギー群数7群で実行した。

解析対象に対して、SSC-L, CITATION, PERKY, PRECISE の各解析コードで採用している計算モデルを以下に示す。

### ①SSC-L

集合体配置は図 6.2-1 に示したものと同一である。図 6.2-2 に炉心の軸方向モデルを集合体毎に模式的に示す。また、図 6.2-3 に各集合体の配置番号とともに X 及び Y 軸の定義を示す。

### ②CITATION, PERKY

計算体系は XYZ (3次元直交) 座標系で表現されている。図 6.2-4 に集合体配置を示す。また、図 6.2-5 に炉心の軸方向モデルを集合体毎に模式的に示す。

### ③PRECISE

PRECISE の計算モデルの形状、寸法を表 6.2-1 に、計算条件を表 6.2-2 にそ

れぞれ示す。計算体系は図 6.2-6 に示すように、本報で使用したワークステーションのメモリ上の制約により、内側炉心領域に相当する 7 層の集合体領域を対象とした。図 6.2-7 に集合体の軸方向モデルを示す。

### 6.3 計算結果及び特性評価

作成した解析システムにおいて、炉心変形に伴う反応度効果の計算に係わる機能を確認するために、炉心変形反応度フィードバック効果を考慮しないケース（以下、ケース 1 と称する）と考慮するケース（以下、ケース 2 と称する）を計算比較した。

以下では、炉心過渡挙動を評価する上で重要である以下の特性に着目し、得られた結果について評価を行う。

- ・ SASS 作動時刻
- ・ CITATION の計算で得られた中性子実効増倍率
- ・ 炉心出口温度の時間変化
- ・ 印加反応度，各フィードバック反応度，全反応度の時間変化
- ・ 相対炉出力の時間変化
- ・ PRECISE の計算で得られた炉心変形量

#### 6.3.1 炉心変形反応度を考慮しない場合の炉心過渡特性

後述する炉心変形による反応度フィードバック効果を評価するための比較ケースとして、炉心変形反応度フィードバック効果を考慮しないケースの計算を行った。

各 SASS が作動した時刻を表 6.3.1-1 に、SASS 作動直後の炉心の中性子実効増倍率を表 6.3.1-2 にそれぞれ示す。各 SASS 位置の炉心出口温度の時間変化を図 6.3.1-1 に、各反応度成分の時間変化を図 6.3.1-2 に、相対炉出力の時間変化を図 6.3.1-3 にそれぞれ示す。図 6.3.1-2 において、reactivity insertion は SASS 作動による投入反応度を、total reactivity（全反応度）は SASS 作動による投入反応度、ドップラー反応度、ナトリウム反応度の和を指す。

図 6.3.1-1 にみるように、除熱源喪失に伴い 1 次系への熱輸送遅れを経て 70 秒後あたりから徐々に炉心出口温度の上昇が始まる。ところでナトリウム反応度係数は、ここではナトリウムがすべての領域にわたって単位質量増加した場合の反応度変化で定義されており、炉心積分値としては負である。したがって、ナトリウムがすべての領域にわたり単位温度上昇した場合の反応度変化の炉心積分値は正の値を示す。ところが本解析では、ナトリウムの温度上昇に伴う反応度フィードバックは負の値を示した。これは次のように説明される。ULOHS の事象推移は、常に炉心下端側に位置する炉心入口側から冷却材の温度が上昇する特徴を示すが、炉心下端側ではナトリウムの温度上昇に伴う反応度変化は中性子漏洩増大による負の反応度効果が卓越し一般に負の値を示す。したがって、この負の反応度効果を示す炉心下端側での温度上昇幅が炉内の他の領域に比べて大きいことが、冷却材の温度上昇に伴う反応度フィードバック効果を負にする要因になっていると考えられる。

この負の冷却材反応度フィードバック効果により、図 6.3.1-2 にみるように SASS 作動による負の反応度印加が生じる前で全反応度は負となり、それに伴って図 6.3.1-3 にみるように炉出力は徐々に低下する。

その後、しばらく炉出力と除熱の不均衡が続き、377 秒後に集合体番号 326 の SASS が、それとほぼ同時に集合体番号 301 の SASS が落下する。これにより、図 6.3.1-2 にみるようにステップ状に負の反応度が投入され、炉出力も図 6.3.1-3 にみるように急激な低下を示す。

なお、SASS が 1 体作動する毎に、炉内全領域にわたり割り付けられる物質マップの更新が行われる。それとともに CITATION による炉心計算並びに PERKY による摂動計算が行われ、更新された物質マップに対応する中性子束分布、随伴中性子束分布及び反応度変化量マップが得られる。

炉出力の低下に伴い燃料温度が低下するので、正のドップラー反応度が投入され全反応度は少しずつ上昇し始めるが、負の値を維持するため炉出力は依然として低下し続ける。ただ、除熱不足も継続するため、炉心出口温度は再び上昇し始める。そのため 737 秒後に集合体番号 446 の SASS が、さらに 140 秒後に集合体番号 333 の SASS が SASS 作動温度に達し落下する。集合体番号 446

の SASS の落下については、この SASS が集合体番号 372 と 344 を結ぶ直線に対して、既に落下済みの番号 301 及び 240 の SASS と反対の位置にあること、それに伴い集合体番号 446 側の炉出力が高くなるような炉出力の空間歪みが生じていたことが落下の要因になっていると考えられる。

その後も炉出力は低下するものの、依然として除熱不足が継続するため炉心出口温度の上昇は続く。915 秒後に残された集合体番号 498 と 240 の 2 体の SASS がほぼ同時に落下し、炉出力は崩壊熱レベルまで低下している。このような低い炉出力では炉心出口温度は依然上昇し続けるものの、その様子は極めて緩慢になっていることが図 6.3.1-1 よりわかる。

### 6.3.2 炉心変形反応度を考慮した場合の炉心過渡特性

炉心変形反応度フィードバックを考慮するケース 2 として以下の 3 ケースの計算を行った。

	炉心変形に伴う反応度フィードバック
ケース 2-1	SSC-L のタイムステップの 20 倍毎に考慮 ( $\alpha=20$ )
ケース 2-2	SSC-L のタイムステップの 60 倍毎に考慮 ( $\alpha=60$ )
ケース 2-3	SSC-L のタイムステップの 100 倍毎に考慮 ( $\alpha=100$ )

炉心変形による印加反応度は、SSC-L の計算開始後 3 秒を定常状態とみなし、このときの炉心変形反応度を基準値とした。

ケース 2-1, 2-2, 2-3 の各々について得られた計算結果を以下のように示す。

- ・ SASS が作動した時刻 : 表 6.3.2-1, 6.3.2-2, 6.3.2-3
- ・ SASS 作動直後の炉心の中性子実効増倍率 : 表 6.3.2-4, 6.3.2-5, 6.3.2-6
- ・ 各 SASS 位置の炉心出口温度の時間変化 : 図 6.3.2-1, 6.3.2-2, 6.3.2-3
- ・ 各反応度成分の時間変化 : 図 6.3.2-4, 6.3.2-5, 6.3.2-6
- ・ 相対炉出力の時間変化 : 図 6.3.2-7, 6.3.2-8, 6.3.2-9

$\alpha=20$  としたケース 2-1 を例に、まずラッパ管の変形挙動についてみる。

定常状態における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )、ガスプレナム上端位置 ( $z=253.5\text{cm}$ ) での集合体径方向変位をそれぞれ図 6.3.2-10, 6.3.2-11 に示す。定常状態における炉心燃料位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) での各集合体のラッパ管平均温度 (ラッパ管 6 壁面の温度を平均した値) を図 6.3.2-12 に示す。図 6.3.2-12 より、SASS 設置の有無によらず制御棒集合体ではラッパ管平均温度が約 705K となっており、周囲の燃料集合体に比べて 110~120K 程度低い値を示している。制御棒集合体に隣接する燃料集合体は、ガスプレナム上端部で低温側の制御棒集合体の方向に、炉心燃料上端位置で制御棒集合体から離れる方向にそれぞれ変位する傾向を示しており、変位量はガスプレナム上端部の方が大きいことが図 6.3.2-10, 6.3.2-11 よりわかる。すなわち、制御棒に隣接する燃料集合体では、既に定常状態の段階で軸方向位置での変位の向きが異なるという特徴的な変位挙動を示していることがわかる。このような特徴は、炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体について、X 軸方向変位の軸方向分布を示した図 6.3.2-13 にも現れている。変位量についてはガスプレナム上端部で最大  $\pm 1\text{mm}$  程度、炉心燃料上端位置でその 1/10 程度となっている。

一方、終状態 ( $t=995$  秒) における炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )、ガスプレナム上端位置 ( $z=253.5\text{cm}$ ) での集合体径方向変位をそれぞれ図 6.3.2-14, 6.3.2-15 に、終状態における炉心燃料位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) での各集合体のラッパ管平均温度 (ラッパ管 6 壁面の温度を平均した値) を図 6.3.2-16 に示す。また、炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体の終状態における X 軸方向変位の軸方向分布を図 6.3.2-17 に示す。図 6.3.2-14~6.3.2-17 はいずれもケース 2-1 ( $\alpha=20$ ) について示したものである。図 6.3.2-14, 6.3.2-15 より定常状態に比べて終状態では変位が著しく減少していることがわかる。図 6.3.2-17 をみても、ガスプレナム上端位置を含む軸方向位置 2000mm 以上の領域では、定常状態で  $\pm 1\text{mm}$  程度生じていた変位がその 1/5 程度にまで減少しており、2000mm 以下の炉心燃料位置を含む領域では変位量はほぼゼロに等しい。これは、時間の経過とともに図 6.3.2-7 にみるように炉出力が低下し、各ラッパ管壁面温度差が定常状態に比べて小さくなったことによる。このことを確認するため、SSC-L 集合体番号 355 の集合体における各ラッパ管壁面平均温度差の時

間変化を周囲 6 体の集合体との隣接状態とともに図 6.3.2-18 に示す。温度差は①のラッパ管壁面の温度に対する差で示した。集合体番号 355 の集合体は②のラッパ管壁面が制御棒と隣接しており、事象開始直後は②以外のラッパ管壁面間での温度は 0.4K 以内であるのに対し、②のみ 5K 程度の温度差が生じている。ところが時間の経過とともに、②と他のラッパ管との壁面温度差は徐々に縮まり、終状態である 995 秒後では 0.4K 程度の温度差にまで縮小していることがわかる。制御棒集合体におけるラッパ管平均温度は 19 体すべてに対し 934.2K となっており、周囲の燃料集合体との温度差は高々 10K 程度である。すなわち、この温度差は定常状態に比べて 100K 程度低下していることがわかる。このように、各集合体のラッパ管壁面平均温度の差が時間とともに縮小することにより、定常状態において既に変位していた各集合体が次第に真っ直ぐな状態に戻っていくと考えられる。

次に、炉心変形反応度フィードバックを考慮しない場合（ケース 1）と考慮する場合とで炉心過渡挙動にどのような違いが生じるかについて、特に SASS の作動時刻の違いに着目し考察する。なお、炉心変形反応度フィードバックを考慮しないケースとしてここでは上述のケース 2-1 を取り上げる。

SSC-L 集合体番号 240 の SASS 集合体における炉心出口温度の時間変化を図 6.3.2-19 に、各反応度成分の時間変化を図 6.3.2-20 に、相対炉出力の時間変化を図 6.3.2-21 にそれぞれ示す。図 6.3.2-20 にみられるように、炉心変形反応度は事象開始後約 70 秒で負の値を示し始め、300 秒あたりまで緩やかに負側に増大している。それ以後は 1000 秒までほぼ一定値  $-0.02\%$  ( $=-2\text{c}$ ) を保ち続けている。表 6.3.2-1 に示した時刻で各 SASS が作動したことによる炉心変形反応度の時間変化への影響は図 6.3.2-20 をみるかぎり無視できる程度に十分小さい。

このように炉心変形反応度フィードバックが負であることから（その要因については後述）、全反応度はわずかながら炉心変形を考慮した場合の方がより負となり、図 6.3.2-21 に示されているように炉出力の低下率も炉心変形を考慮した場合の方がやや大きい。このため、図 6.3.2-19 にみられるように、炉心出

口温度の SASS 作動温度への到達が炉心変形を考慮すると 20 秒程度遅れていることがわかる。その後も、負の炉心変形反応度による影響で図 6.3.2-21 のように炉心変形を考慮した場合の方がより急激に炉出力が低下する。このため、表 6.3.1-1 と 6.3.2-1 の比較、及び図 6.3.2-20 からわかるように、ケース 1 とケース 2-1 とで同じ SASS の作動時刻に有意な違いが見られる。3 番目に作動した集合体番号 446 の SASS では、炉心変形を考慮するとその作動時刻が 100 秒程度遅れており、4 番目以降に作動した SASS (集合体番号 333, 498, 240) でも炉心変形を考慮しない場合に比べて 50 秒程度の遅れを示している。

以上により、本報で示した負の炉心変形反応度フィードバックは SASS の作動時刻を最大 100 秒程度遅らせる効果があることを示した。言い換えれば、 $-2\%$  という小さな反応度とはいえ、冷却材の温度上昇をより緩やかに抑えて SASS の作動を期待する時刻を遅らせ (すなわち、*grace time* (=猶予時間) を延長させ)、炉心過渡挙動の事象推移をより緩慢にするといった炉心安全裕度の向上に有意な効果をもたらす。

なお、ケース 1 とケース 2-1 とで各 SASS 作動時刻に違いはみられたものの、各 SASS の作動順序は全く同じである。これは、本報では炉心変形による中性子束及び出力密度分布の変化が炉物理における一次摂動論で近似できるほど十分小さいと仮定し、これらの変化を無視したこと、それに伴い冷却材温度の空間分布も大きく変化しなかったためであると考えられる。また、炉心変形に伴う中性子束空間分布や各領域の核断面積が変わらないとしているため、表 6.3.1-2 と 6.3.2-4 にみるように同一の SASS が作動した直後の両者の中性子実効増倍率は全く同じである。

ここで、炉心変形反応度が負の値を示した要因について述べる。図 6.3.2-22 に、ケース 2-1 について得られた SSC-L 集合体番号 503 の集合体 (内側炉心最外層) における X 軸方向変位の時間変化を示す。同図にみられるようにほぼ初期状態に当たる  $t=3$  秒での集合体は、炉心燃料部と上下軸方向ブランケット部を合わせた領域で制御棒から遠ざかる向きに、上部軸方向ブランケットより上の領域で制御棒に近づく向きにそれぞれ変位している。このように、2 つの

領域で集合体の変位が互いに逆向きになっていることから、初期状態で既に隣接する集合体どうしでパッド間接触が生じているものと考えられる。時間の経過とともに、最初の SASS 作動時刻である  $t=396$  秒に近い  $t=379$  秒までは初期の曲がった状態が全体的に制御棒側に倒れこむように変位し、 $t=421$  秒以降は全体として真っ直ぐな状態に戻ろうとする挙動を示している。実際に炉心の反応度変化に影響を及ぼす炉心燃料部及び上下軸方向ブランケット部に関していえば、時間の経過とともに初期の反った状態から真っ直ぐな状態に戻ろうとするが、制御棒に対する変位の向きについては  $t=421$  秒までは制御棒に近づく向きに、それ以降は制御棒から遠ざかるように変位しており、終状態に近い  $t=995$  秒ではほぼ真っ直ぐな状態になっている。一方、既に図 4.3-3 に示したように本報では制御棒集合体における燃料反応度係数を強制的にゼロとしているため、図 4.3-4 に示したように燃料反応度係数の微分係数は燃料集合体から制御棒に向かって負、制御棒から離れる向きに正の勾配をそれぞれ持つことになる。すなわち、燃料集合体が制御棒に向かって変位した場合は負の反応度フィードバックが生じる。本報では、制御棒に隣接する燃料集合体が炉心燃料部及び上下軸方向ブランケット部において制御棒に近づくように変位しているため、それに伴う反応度効果は負の特性を示すことになる。

上述からわかるように、制御棒に隣接する燃料集合体の変位挙動は炉心変形反応度に大きく影響するため、制御棒集合体とそれに隣接する燃料集合体との間における燃料反応度係数の微分係数を決定する方法は炉心過渡特性に大きな影響を与えるといえる。本報では制御棒位置の燃料反応度係数をゼロとして計算を実行した。ただし、制御棒位置には燃料が存在しないものの、実際には制御棒吸収材の存在に起因して燃料反応度係数に代わり得る別の反応度係数（例えば吸収材反応度係数と称されるもの）が制御棒領域では定義される。したがって、今後本システムの高度化を図る上で、燃料集合体と制御棒のような燃料の存在しない集合体との境界における炉心変形反応度フィードバックモデルの構築が必要である。

また、本報の計算では使用したワークステーションのメモリの制約上、炉心



変形の解析対象（PRECISE の解析対象）を内側炉心領域に限定した。ところが、外側炉心と径方向ブランケットとの境界のような燃料反応度係数の勾配が大きい領域も炉心過渡特性に有意な影響を与えられられることから、今後は計算機メモリの増設及びメモリを削減し得るプログラミングという、ハードウェア及びソフトウェアの両方の観点から改善を図ることが重要である。

### 6.3.3 ラッパ管壁面温度の送信タイミングの違いが炉心変形反応度に与える影響

既に述べたように、SSC-L で算出された各時刻のラッパ管壁面温度データは、ユーザーが指定する条件を充足する毎に熱流動-構造結合インターフェースプログラムに送信され、PRECISE における炉心変形解析に用いられる。

ここでは、4.2 節で挙げた 3 種類のラッパ管壁面温度データ送信方法のうち、“SSC-L の時間ステップの  $\alpha$  倍ごと” に送信する方法について、 $\alpha$  を 20, 60, 100 とした場合にみられる炉心変形反応度への影響を評価する。パラメータ  $\alpha$  は計算時間の効率的短縮化を図るために設定したもので、 $\alpha$  を小さくするほどデータ送受信の頻度が増大することになり、より忠実な計算結果を得ることが期待できる反面、相当の計算時間を要する（後述 6.4 節参照）。

3 種類の  $\alpha$  に対する炉心変形反応度の時間履歴を比較したものを図 6.3.3-1 に示す。同図から、1 体目の SASS（SASS 番号 3, SSC-L 集合体番号 326）が落下する  $t=396$  秒より前では、3 ケース間でほとんど差がみられないが、SASS 作動直後で 3 ケース間に差が生じ、それ以後はこの差をほぼ保ちながら進展している。 $\alpha$  の値が大きいほど、すなわち SSC-L で得られたラッパ管壁面温度データを PRECISE に送信するときの時間ステップ幅が大きいほど炉心変形反応度をより正側に評価する特徴を示している。

この特徴を説明するため、まず炉心変形反応度を直接規定する SASS 作動前後におけるラッパ管の変形の様子を  $\alpha$  の違いにより比較する。炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ 。図 6.2-7 参照。) における SASS 落下前及び後の各集合体水平面内変位を  $\alpha=20$  の場合について図 6.3.3-2 及び 6.3.3-3 に、 $\alpha=60$  の場合について図 6.3.3-4 及び 6.3.3-5 に、 $\alpha=100$  の場合について図 6.3.3-6 及び 6.3.3-

7 にそれぞれ示す。図 6.3.3-2, 6.3.3-4, 6.3.3-6 より、 $\alpha$ の違いによらずどの集合体についても SASS が作動する前ではラッパ管の変形に差がみられない。ところが、SASS が作動した後のラッパ管の変形を表す図 6.3.3-3, 6.3.3-5, 6.3.3-7 においては、ハッチングした部分にみられるように  $\alpha$ の違いによる変形の差異が生じている。 $\alpha$ の値が大きいほど変形の大きさは小さくなる傾向を示している。これは、前述の  $\alpha$ の値が大きいほど炉心変形反応度を正側に評価するという特徴と整合する。

次に、SASS 作動前後で  $\alpha$ の値の違いにより炉心変形挙動に差が生じる要因について考える。主な要因としては、以下の2点が考えられる。

- ①炉心変形に対する直接の決定因子であるラッパ管壁面温度変化の差異
- ②ある時刻から別の時刻まで直接ラッパ管壁面温度が変化するとした場合のラッパ管変位と、これら時刻間の逐次温度変化を考慮した場合のラッパ管変位の違い

まず①について考える。炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ ) における SASS 落下前及び後の各集合体ラッパ管平均温度を  $\alpha=20$  の場合について図 6.3.3-8 及び 6.3.3-9 に、 $\alpha=100$  の場合について図 6.3.3-10 及び 6.3.3-11 にそれぞれ示す。これらの図から、SASS 作動前後における温度変化の両ケース間における違いはどの集合体についても高々 0.1K であり、ほとんど差がない。したがって、①は炉心変形反応度の差異に影響を与える直接的な因子にはなり得ない。

次に②について考える。計算結果に基づく考察の前に、SSC-L から PRECISE に送信される SASS 作動前後付近のラッパ管壁面温度データを模式的に表し、 $\alpha$ の値の違いにより比較したものを図 6.3.3-12 に示す。同図の実曲線が SSC-L の計算により得られるとした場合の温度履歴で、●が PRECISE に送信される温度点である。(a)が  $\alpha$ が小さい場合、(b)が  $\alpha$ が大きい場合である。いま、図中に示した極大点及び極小点近傍の温度変化、すなわち図の  $P_1$  から  $P_2$  及び  $Q_1$  から  $Q_2$  への変化に着目する。例えば  $P_1$  から  $P_2$  への変化においては、これら2点間の温度差だけに着目すると温度は上昇している。ところが、実際に SSC

—L の計算結果が示す温度変化は、途中まで上昇しその後は下降している。(a) のように途中の  $P_{1.1}$ 、 $P_{1.2}$ 、 $P_{1.3}$  における温度点を考慮する場合は、この変化の特徴をほぼ忠実に再現しているが、(b) のように直接  $P_2$  へ変化する場合は極大点の存在を無視している。6.3.2 で述べたように、本計算では既に初期状態からパッド間接触が生じていると考えられるが、 $P_{1.1}$ 、 $P_{1.2}$ 、 $P_{1.3}$  の各点におけるパッド間接触によって、一般に (a) のように極値の存在を考慮した場合と (b) のようにそれを無視した場合との間で  $P_2$  におけるラッパ管変位に差異が生じることになる。この差異は  $Q_1$  から  $Q_2$  への変化のように途中で極小点を持つ場合についても同様に生じる。またこのような変化の途中で極値を持つ場合、温度変化の符号が途中で逆転することから、 $P_2$  から  $Q_1$  への変化のように途中で極値が存在せず、温度変化の符号が変化しない場合に比べて変化の途中におけるパッド間接触はより複雑になる。したがって、途中で極値が存在する温度変化の場合、それが存在しない変化に比べて、途中の計算温度点が多い (a) とそれが少ない (b) との間における温度変化後のラッパ管変位の差異はより顕著になると考えられる。

以上により、SASS 作動前後で  $\alpha$  の値の違いにより炉心変形反応度に差がみられたのは、 $\alpha$  の値が大きくなるほどラッパ管壁面温度の極値付近の変化とそれに伴う途中のパッド間接触によるラッパ管の変位挙動を忠実に模擬できなくなるためであると考えられる。本計算では、1 体目の SASS 作動に伴い炉心出口温度が急激な温度低下を示す経過時間は図 6.3.2-1 から約 25 秒となっている。ラッパ管の壁面温度も冷却材温度の変化にほぼ同時に追従するため、ラッパ管壁面温度変化についても SASS 作動に伴う経過時間は 25 秒程度であると考えられる。この経過時間に対して、本計算では  $\alpha=20$  の場合 2.5~3 秒、 $\alpha=100$  の場合 10~15 秒の時間ステップ幅でそれぞれラッパ管壁面温度データを PRECISE に送信している。したがって、後者の場合、SASS が作動する付近の温度点を 2~3 点程度しか考慮していないことになり、急激な温度変化を示す時間領域でのラッパ管変位挙動の模擬性を損なう要因になり得る。

このことを確認するため、SSC-L 集合体番号 503 の燃料集合体における X

方向変位の推移を図 6.3.3-13 に示す。この集合体は炉中心に対して最初に落下した SASS (SSC-L 集合体番号 326) の反対側に近い位置にあるため、この SASS 落下後の核的インポートランスが相対的に増大し、炉心変形反応度に対する影響もより大きくなる。このことを考慮し、SSC-L 集合体番号 503 を炉心変形の推移評価の対象に選んだ。

同図において、20Z×, 60Z×, 100Z× (×=B, M, T) と記されているのは、 $\alpha$  の値がそれぞれ 20, 60, 100 の場合を指し、B (Bottom), M (Middle), T (Top) は図 6.2-7 における Z 軸上において、それぞれ 1385mm, 2583mm, 3690mm の位置で X 方向変位をグラフ化したことを示す。

同図より、最初の SASS が落下する  $t=396$  秒より前では Z 軸上のどの位置においても  $\alpha$  の値の違いによる X 方向変位の差異はみられない。ところが、最初の SASS が落下した後は、いずれの Z 軸上位置においても  $\alpha$  の値が大きいほど X 方向変位はより正側の値を示している。

この様子をさらに詳しくみるため、最初の SASS が落下する時刻付近の変形挙動を拡大したものを  $Z=1385\text{mm}$ ,  $2583\text{mm}$ ,  $3690\text{mm}$  の各場合について図 6.3.3-14, 6.3.3-15, 6.3.3-16 にそれぞれ示す。これらの中で、炉心変形反応度への有意な影響が考えられる炉心燃料上端位置に相当する  $Z=1385\text{mm}$  での挙動を示した図 6.3.3-14 についてみる。 $\alpha=20$  の場合において、 $t=396$  秒から  $t=406$  秒にかけて X 方向負側への変位量の急激な変化が示されているが、PRECISE へのラッパ管壁面温度の送信点数がより少ない  $\alpha=60, 100$  の場合では同じ時間領域において、変位量の時間変化がより緩やかになっている。これは上述したように、ラッパ管壁面温度の極大点に相当する  $t=396$  秒近傍での温度変化の模擬が  $\alpha=20$  の場合に比べて粗いため、SASS の落下過程の一部である  $t=396$  秒から  $t=406$  秒の時間領域において、 $\alpha=20$  の場合では適切に評価していた温度変化毎の逐次的パッド間接触を過小評価するためである。このため、変位の向きが X 方向正側に転じ始める  $t=406$  秒において、 $\alpha$  の値が大きいほどより正側の X 方向変位量をとることになる。それ以降では 3 つの  $\alpha$  のケース間でほぼ平行状態を保ちながら推移する。これにより、SASS 落下前までは  $\alpha$  の値の違いによる差異を示さなかった変位量が、SASS の落下過程における

パッド間接触の評価の違いに起因して SASS 落下以降は  $\alpha$  の値の違いによる有意な差を示すことになる。 $\alpha$  の値が大きいほど変位量の絶対値は小さいため、炉心変形反応度の投入量もより小さくなる。このような特性は SASS 落下直後の X 方向変位の変化の向きに違いはあるものの、図 6.3.3-15, 6.3.3-16 にそれぞれ示した Z=2583mm, Z=3690mm の各場合においても同じように言える。

以上の考察結果を踏まえ、炉心変形反応度の評価結果に影響を与えない程度に PRECISE にラッパ管壁面温度データを送信するには、極値を与える温度点をできるだけはずさないように留意した上で、許容される計算時間の範囲内で極値近傍の時間ステップ数を適度に大きくとることが重要であるといえる。

なお、本計算では、変形はすべて弾性変形としており、また表 6.2-2 に示したように摩擦係数をゼロとしているため、仮にパッド間接触がないとした場合は、集合体変位はラッパ管壁面温度変化の途中の経路によらず 2 点間の温度差のみで決まる。すなわち、ラッパ管の変位とそれに伴う炉心変形反応度の時間履歴は  $\alpha$  の値に依存しない。

#### 6.4 計算時間と通信負荷の評価

本章で行ったサンプル計算について、各モジュールが計算に要する時間及びこれらの中で生じる通信に要する時間を調べ、計算機資源の利用効率の観点から本システムの性能を評価する。

前節 6.3 で述べたケース 2-1 ( $\alpha=20$ ) について、各モジュールが費やした CPU 時間（待ち時間及び通信時間を含まない）を表 6.4-1 に、各モジュール間の通信に要した時間を表 6.4-2 にそれぞれ示す。ケース 2-1 における全計算時間は 472 分である。

表 6.4-1 にみられるように、この全計算時間に対するもっとも大きな割合を示しているのは PRECISE であり、57%と全体の半分以上を占めている。それに対して SSC-L が 31%と続き、核計算関係では CITATION と PERKY を合わせて約 11%である。したがって、核、熱流動、構造の各分野の中では核計算に要する CPU 時間がもっとも短い。核-熱流動及び熱流動-構造の各インタ

ーフェースが要した CPU 時間については、両者を合わせても全体の 1%程度と小さい。

一方、表 6.4-2 における各モジュール間の通信時間をみると、もっとも長い場合で熱流動-構造インターフェースプログラムと PRECISE の間で行われるラッパ管壁面温度の 2.5 分である。これは表 6.4-1 に示した 2 つのインターフェースによる計算時間の和の 2 倍強となっているが、全通信時間は 4 分弱で全計算時間の 1%に満たない。したがって、本研究で開発した解析システムは  $\alpha$  を 20 以上とする計算条件の下では通信時間が著しく小さいシステムであると言える。 $\alpha$  の値をさらに小さくすると熱流動-構造インターフェースプログラムと PRECISE との間で生じる通信時間はさらに増大する。例えば  $\alpha=1$  (すなわち、SSC-L で得られるラッパ管壁面温度データを 1 回のステップ毎に PRECISE に送信) とした場合の通信時間は、通信時間が送信される時間ステップ数、すなわち  $\alpha$  の値に単純に逆比例するとすれば約 50 分となる。ただし、このとき同時に PRECISE の計算時間も表 6.4-1 に示した 271 分を大幅に上回ることになり、 $\alpha$  の値に単純に比例するとすれば PRECISE のみで約 5400 分の CPU 時間を費やすこととなる。したがって、ラッパ管壁面温度の通信時間が全計算時間に対して占める割合はやはり 1%未満である。すなわち、 $\alpha$  以外の条件を変更しない場合、通信時間が全計算時間に対して占める割合は  $\alpha$  の値によらず 1%未満に抑えられる。

なお、表 6.4-1 に示した CPU 時間の総和と表 6.4-2 に示した通信時間の総和を合わせた時間は 476 分であり、全計算時間の 472 分を上回っている。これは計算過程において各モジュールが並行して計算を実行している時間が存在するためである。ただし、これら両者の時間の差は 1%以下であることから、あるモジュールが計算あるいはデータ通信を実行している間、その他すべてのモジュールは事実上常に待機状態となっている。すなわち、本システムではモジュール間における並列計算はほとんど行われず、どのモジュールもその上流側のモジュールが実行終了して初めて実行に移ることになる。

ところで、本解析システムは MPI1 に基づいて作成されているため、動的プロセス制御ができない。すなわち、あるプロセスが生成されると、そのプロセスに用いられる計算機が所有する CPU 及びメモリは計算が終了するまで常にそのプロセスのみに帰属し、どのプロセスも一旦消滅すると一連の計算の中では二度と生成されない。このため、例えば CITATION の計算に用いられる計算機は、CITATION による 1 回の計算が終了してもその計算機が所有する CPU 及びメモリを他の計算機に解放することを許されず、逆に CITATION が計算を実行しない間は、その計算機は常に待ち状態となる。表 6.4-1 にみるように、CITATION による計算が要した CPU 時間は全計算時間の 7% であるが、これは全計算時間の 93% に相当する間、CITATION は待ち状態を続けていたことを意味する。他のモジュールについても程度の違いはあるものの同じような待ち状態の問題が生じている。このことから、本解析システムで使用される個々の計算機の稼働率は決して高いものとはいえない。

この稼働率の特性については、動的プロセス制御が可能な MPI2 に基づくメッセージ通信ライブラリーを用いることにより大幅に改善されることが期待される。MPI2 を用いた場合、必要に応じて各プロセスを生成あるいは消滅することができ、待機状態にあるプロセスが所有しているメモリを適時解放することによって計算機資源を有効に活用することが可能になる。このようにすれば、例えば本解析システムの中でも特に大きなメモリを必要とする PRECISE が計算を行う場合、使用されるすべての計算機のメモリを活用することができ、本報で示したサンプル問題に比べてさらに大規模な問題に対しても容易に対応することが可能となる。さらに、個々のモジュールが並列化されていれば、解放された計算機のすべてをあるモジュールの計算に割り当てることが可能になり、計算時間の大幅な短縮化が期待される。

$\alpha$  の値の違いによる全計算時間の比較を表 6.4-3 に示す。同表より、 $\alpha$  の値が小さいほど計算時間が増大していることがわかる。これは  $\alpha$  の値が小さい方が、PRECISE の計算ステップ数が増加し、それに伴い PRECISE の計算時間及び熱流動-構造結合インターフェースプログラムにおけるラッパ管壁面温度

のフォーマット変換に要する時間が増大するためである。 $\alpha$ の値を小さくすることはこれらの時間が増大するほか、PRECISEの各時間ステップにおける収束性向上による計算時間の短縮効果も期待されるが、本報で行った $\alpha \leq 100$ の条件下では、PRECISEの計算ステップ数増加による計算時間の増大効果の方が卓越するため、全計算時間としては増大したと考えられる。また、 $\alpha$ の値を変化させても計算条件が変化するのはPRECISE及び熱流動-構造結合インターフェースプログラムの2つのみであるため、これら以外のモジュールによる計算が全計算時間の増大に影響を与えることはない。

ただし、 $\alpha$ を過剰に小さくとると、さらなる収束性の向上は得られないにもかかわらずPRECISEの計算回数だけが増大し、不要に計算時間を増大させる恐れがある。その一方で、ラッパ管壁面温度変化に極値が存在する時刻付近では、 $\alpha$ を炉心変形反応度の挙動に有意な影響を与えない程度に大きくとるべきであることを前節6.3で述べた。したがって、 $\alpha$ の値については特にこの極値点付近における炉心変形挙動の評価精度とCPU時間の許容範囲との間で適切なバランスを保ちつつ設定することが重要であるといえる。

なお、SSC-L, CITATION, PERKY, 核-熱流動結合インターフェースプログラムのCPU時間の総和197分は $\alpha$ の値によらずほとんど変わらないと考えられる。そこで、この197分をすべての $\alpha$ のケースに対して共通であるとする、ケース2-1, 2-2, 2-3の各ケースにおけるPRECISEと熱流動-構造結合インターフェースプログラムの計算時間の和はそれぞれ275分, 93分, 54分となる。したがって、これらの相対比率とケース間の $\alpha$ の相対比率とはほぼ一対一に対応していることがわかる。このことを利用すれば、任意の $\alpha$ の値に対する全計算時間を概ね予想することができ、要求される評価精度とのバランスをとりつつ、実用的な計算負荷条件の下で計算を実行することが可能となる。また、PRECISEや熱流動-構造結合インターフェースプログラムに限らず他のモジュールについても、それぞれにおいて設定される条件を変更したときの計算時間の増大傾向を予め把握しておけば、その変更した計算条件下で要する全計算時間を概ね予想することができる。例えば、仮に核計算において、中性



子エネルギー群数を本報で設定した 7 群から 18 群に変更した場合、CITATION, PERKY が要する計算時間がともに約 5 倍に増大するとの傾向があったとする。この変更はこれら 2 つ以外のモジュールの計算に基本的には影響しない。したがって、さらに  $\alpha=10$  として計算を実行したとすると、全計算時間は

$$197 + (33.4 + 18.2) \times (5 - 1) + 275 \times (20 / 10) = 953.4 \text{ (分)}$$

となる。前述したように、通信時間は  $\alpha$  の値によらず全計算時間の 1% 未満と考えられることから、計算開始後 16 時間程度で全計算結果が得られると推定される。

## 7. 結論

原子炉設計に要する期間及びコストの縮小化を目指したヴァーチャル炉心ラボラトリーの開発に資するため、核、熱流動、構造の各分野で既に開発済みの解析コードをメッセージ通信ライブラリー MPI1 で結合したプロトタイプ解析システムを開発した。

高速炉を模擬した体系において、ULOHS 事象の進展中に SASS の急速落下を伴う仮想的な過渡事象をサンプル問題に選定し、本システムの機能確認を行った。SASS の作動時刻、炉出力や炉心出口温度等の時間履歴、炉心変形挙動等の各種物理特性が相互に作用しながら事象進展する様子を分析した結果、炉心変形とそれに伴う反応度変化を物理的に説明し得る妥当な挙動が得られた。これにより本システムが正常に機能することを確認するとともに、熱計算で得られたラッパ管壁面温度の炉心変形計算への送信タイミングが炉心過渡挙動に及ぼす基本特性を把握した。

本システムの特徴を以下にまとめる。

- (1) 核計算においては、中性子拡散理論に基づき 3 次元直交座標体系に対して中性子束及び随伴中性子束分布を求める。これらの計算結果を用いて、動特性計算に必要な反応度係数マップを 1 次摂動論に基づく摂動計算により求める。
- (2) 熱流動においては、個々の集合体を 1 チャンネルとして扱う多チャンネルモデルに基づく集合体間熱移行効果を考慮することができる。動特性計算においては、反応度及び原子炉出力の時間履歴を(1)で得られた反応度係数マップに基づき求める。
- (3) 炉心変形計算においては、3 次元ビームモデルを用いて炉心変形の大きさとその向きを求める。
- (4) 過渡時における中性子束分布の空間歪みと炉心変形による反応度フィードバック効果が複合して生じる空間依存炉心動特性評価を、3 次元体系モデル

に基づき一連の計算 1 回のみで行うことができる。ここで扱う空間依存動特性は、中性子束空間分布の時間微分と遅発中性子による中性子源への寄与を無視した断熱近似法に基づいている。

- (5) (4)により、例えば大型高速炉において制御棒の誤引き抜きが生じそれに伴い SASS が作動し、さらに炉心変形まで重畳するような複雑な炉心過渡挙動に対しても、すべての物理挙動を一連の流れとして結合させながら評価を行うことが可能になる。これにより、本来複合して起こる物理挙動を個別の物理挙動に分離して計算し、それらを重ね合わせて全体の挙動を評価する従来の方法に比べて、評価結果に対する不確かさに過度な保守性を与えることなく、合理的な炉心設計への反映が期待される。

## 8. 今後の方針

本研究で開発したプロトタイプシステムを本格化させ、将来原子炉の設計や安全評価に適切に反映させるために、今後は以下を重点項目としてシステムの高度化を図る必要がある。

- (1) MPI2 による動的プロセス制御を利用し、各計算機の CPU 及びメモリ使用効率を向上させる。これに合わせ、PRECISE コードを始めとして各計算モジュールに並列計算機能を取り入れ、今後のより複雑な事象やより大規模な体系を対象とする計算速度の高速化を図る。
- (2) 計算の途中経過及び結果を視覚的に確認し、シミュレーションに対する物理的妥当性の判断と、分野間を超えた物理現象の共通認識による設計の合理化を支援する可視化モニタリング機能を充実させる。
- (3) 過渡時における炉心の反応度挙動に影響を与える吸収体の核断面積決定方法についてモデル化を検討する。
- (4) 特に炉心変形反応度の評価に対する体系の近似度を抑制するため、3次元三角座標系による炉心計算及び振動計算機能を組み込む。
- (5) 炉心変形反応度の評価に大きな影響を与える燃料反応度係数の非燃料集合体周辺における空間微分について評価モデルを開発する。
- (6) 炉心変形による反応度フィードバック効果の評価結果に対する影響を詳細に分析した上で、ラッパ管壁面当たり複数点による壁面温度の計算、及び炉心変形に伴う集合体間ギャップの変化が集合体温度に与える影響を考慮することが可能となるよう SSC-L コードの改修を検討する。
- (7) 炉心変形挙動の評価結果に直接影響を与える炉心変形モデルについて、現状のビームモデルからシェルモデルへの改良を検討する。
- (8) 熱計算から炉心変形計算へのラッパ管壁面温度データ送信タイミングの違いが炉心過渡挙動に与える影響について、ULOHS 以外の事象 (ULOF, UTOP 等) 及び原型炉以外の体系規模 (大型炉等) まで含めて幅広く検討し、計算時間とのバランスの中で送信タイミングの最適化を図る。

- (9) 今後、高速炉の実用化に向けて重要視される炉心の高燃焼度化に際して、炉心変形挙動への影響が大きいとされる定常時の中性子照射スウェリング特性を評価結果に適切に考慮するため、核側と構造側を結合するインターフェースプログラムを新たに作成する。

## 謝辞

本研究を進めるに当たって、数多くの方々にご協力を賜りました。

(株) 三菱総合研究所原子カシステム研究部の角田弘和部長並びに船曳淳氏にはプログラムの作成・改修及びサンプル計算の実行において全面的なご協力を賜りました。カスタマシステム(株)の山崎智明氏(技術展開部情報システム室所属)には計算機利用環境の整備や計算結果の確認に加え、膨大なデータ編集に基づくグラフ作成など大変なご協力を賜りました。同村上諭氏(システム技術開発部熱流体技術開発グループ所属)には反応度計算の確認についてご協力を頂きました。原子カシステム(株)の川島滋代氏(ナトリウム・安全工学試験部原子炉工学グループ所属)には摂動計算コードの詳細について有益なご助言を賜りました。FBR サイクル開発推進部 FBR サイクルシステム統合グループの佐藤和二郎グループリーダーには MPI を用いた通信方法を含め、本研究の方向性について有益なご助言を賜りました。国際技術センター FBR 研修グループの小屋越直喜氏には炉心変形計算に必要な体系図面をご提供頂きました。

これらの諸兄に対し、ここに厚く感謝の意を表します。

## 参考文献

- (1) 江沼 康弘, 堺 公明, 宇都 成昭, 「受動的炉停止機構作動時のプラントシステム解析 - 炉心内空間出力分布を考慮した ULOF 解析 -」, PNC TN9410 98-012 (1997 年 11 月).
- (2) William Gropp, Ewing Lusk, Nathan Doss, and Anthony Skjellum, "A High-Performance, Portable Implementation of the MPI Message-Passing Interface Standard," *Parallel Computing*, **22** : pp789-828 (1996).
- (3) T. B. Fowler, et al., "Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION," ORNL-TM 2946, Rev. 2 (1971).
- (4) 飯島 進他, 「高速炉設計計算用プログラム・2 (2次元・3次元拡散擾動理論計算コード : PERKY)」, JAERI-M-6993 (1977 年 2 月).
- (5) J. G. Guppy, "Super System Code [SSC Rev. 2] An Advanced Thermohydraulic Simulation Code for Transients in LMFBRs," BNL-NUREG-51650, April (1983).
- (6) A. Geist, et al., "PVM 3 User's Guide and Reference Manual," ORNL/TM-12187, September (1994).
- (7) Y. Enuma, H. Ohira, A. Yamaguchi, "Inter-Subassembly Heat Transfer Model of FBR system Dynamics code for Natural Circulation Simulation," *NURETH-8*, Kyoto (1997).
- (8) H. Negishi, K. Tsukimori, K. Matsubara and T. Sato, "Development of Core Deformation Analysis Program by Using Parallel Algorithm," *HPCN Europe '98 Proc.*, pp999-1001 (1998).
- (9) A. Yamaguchi, et al., "Improvement of Intermediate Heat Exchanger Model for Super System Code and Its Application to Loss-of-Heat-Sink Accident Analysis in LMFBR," *Proc. of National Heat Transfer Conf.*, Houston, USA, July (1998).

- (10) A. Yamaguchi, et al., "Plant-wide Thermal Hydraulics Analysis of Natural Circulation Test at JOYO with Mk-II Irradiation Core," *Proc. of Int. Topl. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics.*, Karlsruhe, F. R. G (1989).
- (11) A. Yamaguchi, H. Niwa, et al., "Comprehensive Analyses of Passive Safety Test Phase IIB in the Fast Flux Test Facility," *Nuclear Technology*, Vol. 107(1), pp.23-37 (1997).
- (12) H. Akima, "Algorithm 433 : Interpolation and Smooth Curve Fitting Based on Local Procedures," *Comm. of the ACM*, Vol. 15, p.914 (1972).
- (13) M. Nakagawa, et al., "Development of the core-bowing reactivity analysis code system ATLAS and its application to a large FBR core," *Nucl. Eng. Des.*, 157, p.15-26 (1995).
- (14) Y. Ieda, et al., "Assessment of Proposed Passive Prevention and Mitigation Measures for Future Fast Breeder Reactors," *Int. Topl. Mtg. on Advanced Reactors Safety (ARS '94)*, Pittsburgh, April 17-21 (1994).
- (15) N. Uto, et al., "A Study of Passive Safety Features by Utilizing Intra-Subassembly-Equipped Self-Actuated Shutdown Mechanism for Future Large Fast Breeder Reactors," *The 4th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-4)*, New Orleans, March 10-14 (1996).
- (16) R. B. Tupper, et al., "Development of a Self-Actuated Shutdown System," ASME-JPGC-NE-8 (1981).



表 2.3-1 CITATION コードの仕様

計算対象	定常炉心特性及び燃焼特性
計算体系	1次元, 2次元 (RZ, XY, R $\theta$ ), 3次元 (XYZ, Hex-Z, Tri-Z)
使用言語	FORTRAN
基礎理論	中性子拡散理論
数値解法	中心メッシュ有限差分法

表 2.3-2 PERKY コードの仕様

計算対象	物質反応度価値, 反応度変化
計算体系	1次元, 2次元 (RZ, XY), 3次元 (XYZ, Hex-Z, Tri-Z)
使用言語	FORTRAN
基礎理論	拡散摂動論

表 2.3-3 SSC-L コードの仕様

計算対象	プラントシステム過渡応答
計算体系	炉心部多チャンネル, 1次元 (一部多次元)
使用言語	FORTRAN
基礎理論	核 : 1点近似動特性方程式 流動 : 1次元運動方程式

表 2.3-4 PRECISE コードの仕様

計算対象	炉心変形挙動 (熱変形, 照射変形)
計算体系	3次元ビームモデル (本システムで使用) /3次元シェルモデル
使用言語	FORTRAN
基礎理論	仮想仕事の原理
数値解法	<ul style="list-style-type: none"> <li>・有限要素法</li> <li>・マトリクスの Re-Ordering と BBDM(Block Bordered Diagonal Method)を用いた並列処理</li> </ul>

表5.1-1 DEC/Alphaワークステーションクラスタの仕様

	製品名	販売元	数量
マ ス タ ー	Personal Workstation 500au PowerStorm3D30 2MBキャッシュ 64MB ECC DIMM(SDRAM)メモリ 256MB ECC DIMM(SDRAM)メモリ 4. 3GB UltraWide SCSIディスク×2 9. 3GB UltraWide SCSIディスク 4MM DAT 68pin to 50pin 変換アダプタ 12倍速CD-ROMドライブ 1. 44MB FDD Ultra Wide SCSI コントローラ 100BaseTx イーサネットインタフェース 日本語DigitalUNIX 2ユーザライセンス DEC Open3D ライセンス 日本語入力 WX3/UNIX Lic&Media	日本DEC	1式
	17インチカラーモニタ	日本DEC	1式
	日本語DigitalUNIX 対応ソフトウェアライブラリ	日本DEC	1式
	DEC PSE ライセンス	日本DEC	1式
ス レ ー ブ	Personal Workstation 600au PowerStorm3D30 2MBキャッシュ 64MB ECC DIMM(SDRAM)メモリ 256MB ECC DIMM(SDRAM)メモリ×2 4. 3GB UW ディスク 12倍速CD-ROMドライブ 1. 44MB FDD Ultra Wide SCSI コントローラ 100BaseTx イーサネットインタフェース 日本語DigitalUNIX 2ユーザライセンス DEC Open3D ライセンス 日本語入力 WX3/UNIX Lic&Media	日本DEC	4式
	17インチカラーモニタ	日本DEC	1式
	DEC PSE ライセンス	日本DEC	4式
	ネット ワーク	EtherWorks Switch 8T/TX	日本DEC

表 6.2-1 PREICSE の計算モデルの幾何条件

形状	寸法 [mm]
燃料集合体全長	3690
ラッパ管の長さ	3126
接続管長さ	564
エントランスノズル長さ	530
ラッパ管対面間距離	107.6
ラッパ管板厚	3
接続管対面間距離	82.8
接続管板厚	27.8
エントランスノズル直径	38.9
エントランスノズル板厚	4.9
パッド位置 (ギャップ初期値)	130 (1.0)
	2155 (1.0)
	3510 (1.0)
ラッパ管配列ピッチ	115.6
ラッパ管径方向層数	2

表 6.2-2 PRECISE の計算条件

項目		計算条件
拘束 条件	拘束棒位置 [mm]	130, 2155, 3150
	垂直方向剛性 [kg/mm]	$10^4$ , $10^4$ , $10^4$
	固着時水平方向剛性 [kg/mm]	$10^3$ , $10^3$ , $10^3$
	ギャップ初期値 [mm]	0.5, 0.5, 0.5
	摩擦係数	0.0, 0.0, 0.0
収束判定誤差 [mm]		$10^{-6}$
レファレンス温度 [°C]		20

表 6.3.1-1 SASS の作動時刻  
：ケース 1（炉心変形なし）

SASS 番号（集合体番号）	作動時刻 [sec]
3 (326)	377.0000
2 (301)	377.3125
5 (446)	737.1250
4 (333)	897.1250
6 (498)	915.2500
1 (240)	915.5000

表 6.3.1-2 SASS 作動時に CITATION によって計算された  
中性子実効増倍率 : ケース 1（炉心変形なし）

SASS 番号（集合体番号）	中性子実効増倍率
(SASS 作動前)	1.019516
3 (326)	1.019082
2 (301)	1.018649
5 (446)	1.018214
4 (333)	1.017882
6 (498)	1.017552
1 (240)	1.017206

表 6.3.2-1 SASS の作動時刻：ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

SASS 番号 (集合体番号)	作動時刻 [秒]
3 (326)	396.2500
2 (301)	396.5625
5 (446)	846.0000
4 (333)	946.5625
6 (498)	965.8750
1 (240)	966.2500

表 6.3.2-2 SASS の作動時刻：ケース 2-2 ( $\alpha=60$ )

SASS 番号 (集合体番号)	作動時刻 [秒]
3 (326)	396.1250
2 (301)	396.3750
5 (446)	842.5000
4 (333)	944.6250
6 (498)	963.8750
1 (240)	964.2500

表 6.3.2-3 SASS の作動時刻：ケース 2-3 ( $\alpha=100$ )

SASS 番号 (集合体番号)	作動時刻 [秒]
3 (326)	395.9375
2 (301)	396.2500
5 (446)	841.0000
4 (333)	943.6875
6 (498)	963.0000
1 (240)	963.2813

表 6.3.2-4 SASS 作動時に CITATION によって計算された  
中性子実効増倍率 : ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

SASS 番号 (集合体番号)	中性子増倍率
(SASS 作動前)	1.019516
3 (326)	1.019082
2 (301)	1.018649
5 (446)	1.018214
4 (333)	1.017882
6 (498)	1.017552
1 (240)	1.017206

表 6.3.2-5 SASS 作動時に CITATION によって計算された  
中性子実効増倍率 : ケース 2-2 ( $\alpha=60$ )

SASS 番号 (集合体番号)	中性子増倍率
(SASS 作動前)	1.019516
3 (326)	1.019082
2 (301)	1.018649
5 (446)	1.018214
4 (333)	1.017882
6 (498)	1.017552
1 (240)	1.017206

表 6.3.2-6 SASS 作動時に CITATION によって計算された  
中性子実効増倍率 : ケース 2-3 ( $\alpha=100$ )

SASS 番号 (集合体番号)	中性子増倍率
(SASS 作動前)	1.019516
3 (326)	1.019082
2 (301)	1.018649
5 (446)	1.018214
4 (333)	1.017882
6 (498)	1.017552
1 (240)	1.017206



表 6.4-1 各モジュールの CPU 時間 (待ち時間, 通信時間を含まない)  
: ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

	CPU 時間 [min.]	全計算時間 (472 分) に対する割合 [%]
SSC-L	144	31
CITATION	33.4	7.0
PERKY	18.2	3.9
PRECISE	271	57
核-熱流動結合インターフェイス	1.21	0.26
熱流動-構造結合インターフェイス	4.62	0.98

表 6.4-2 各モジュール間の主な通信時間 : ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )

通信を行うモジュール	主な通信データ内容	通信時間 [min.]
核-熱 I/F ⇔ SSC-L	出力密度 各反応度係数	0.00056 0.027
核-熱 I/F ⇔ CITATION	出力密度	0.00082
核-熱 I/F ⇔ PERKY	各反応度係数	0.034
熱-構造 I/F ⇔ SSC-L	ラッパ管温度	0.84
熱-構造 I/F ⇔ PRECISE	ラッパ管温度 炉心変形量	2.5 0.38
CITATION ⇔ PERKY	中性子束, 随伴中性子束	0.082

表 6.4-3 各ケースの全計算時間

	ケース 2-1 ( $\alpha=20$ )	ケース 2-2 ( $\alpha=60$ )	ケース 2-3 ( $\alpha=100$ )
計算時間 [min.]	472	290	251

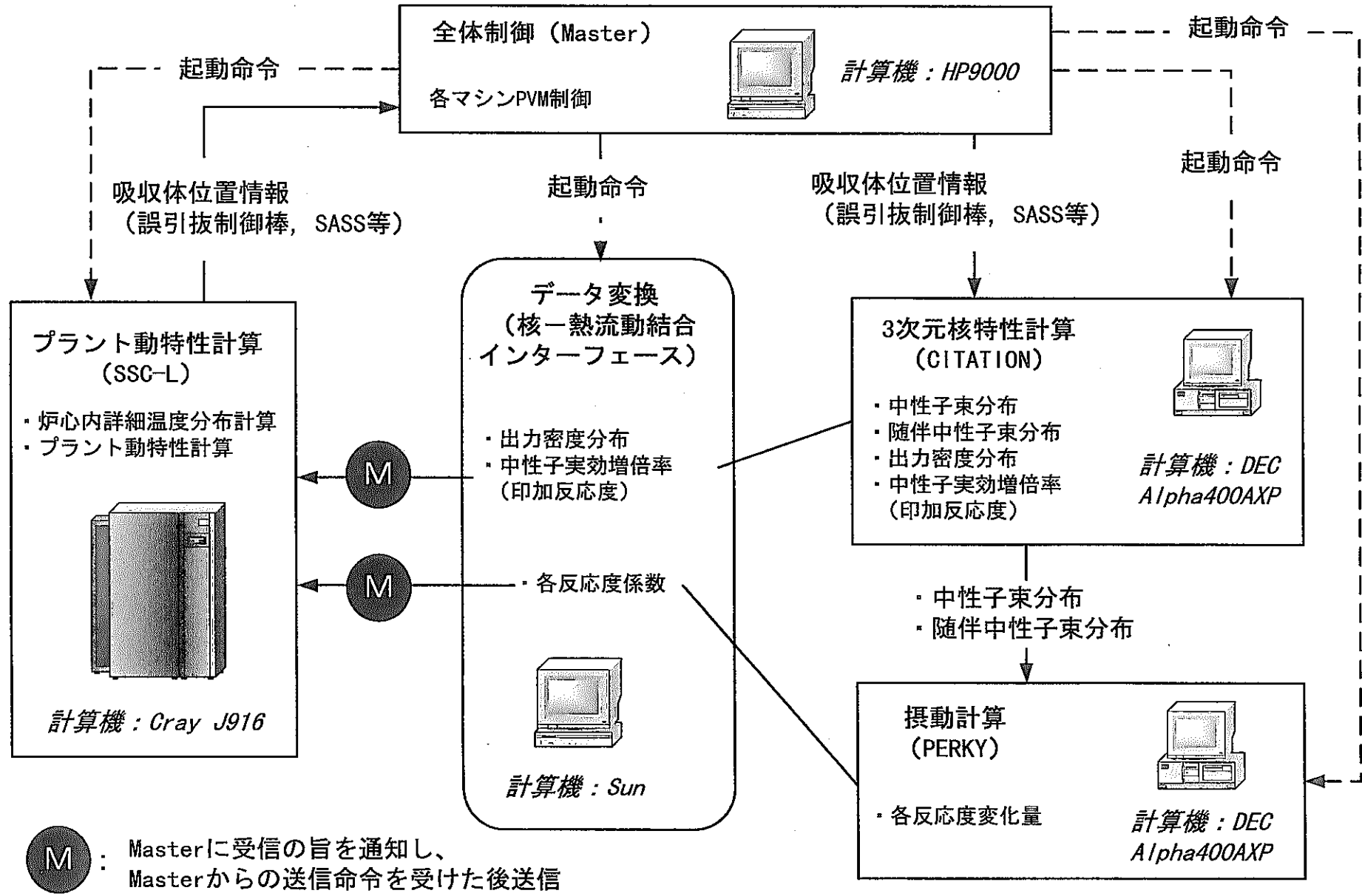


図2.1-1 PVMを用いた核-熱流動結合解析システム

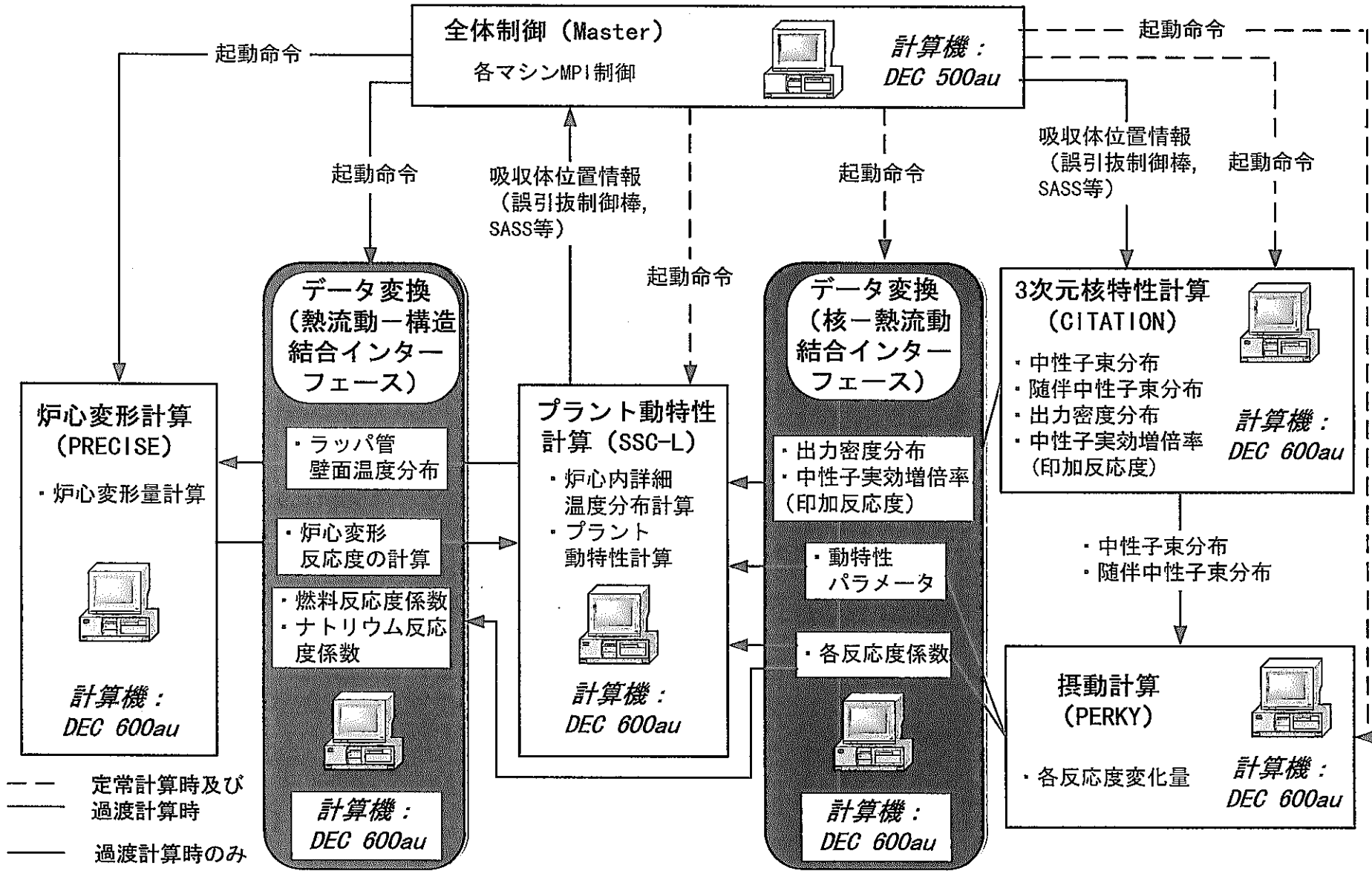


図2.1-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステム構成

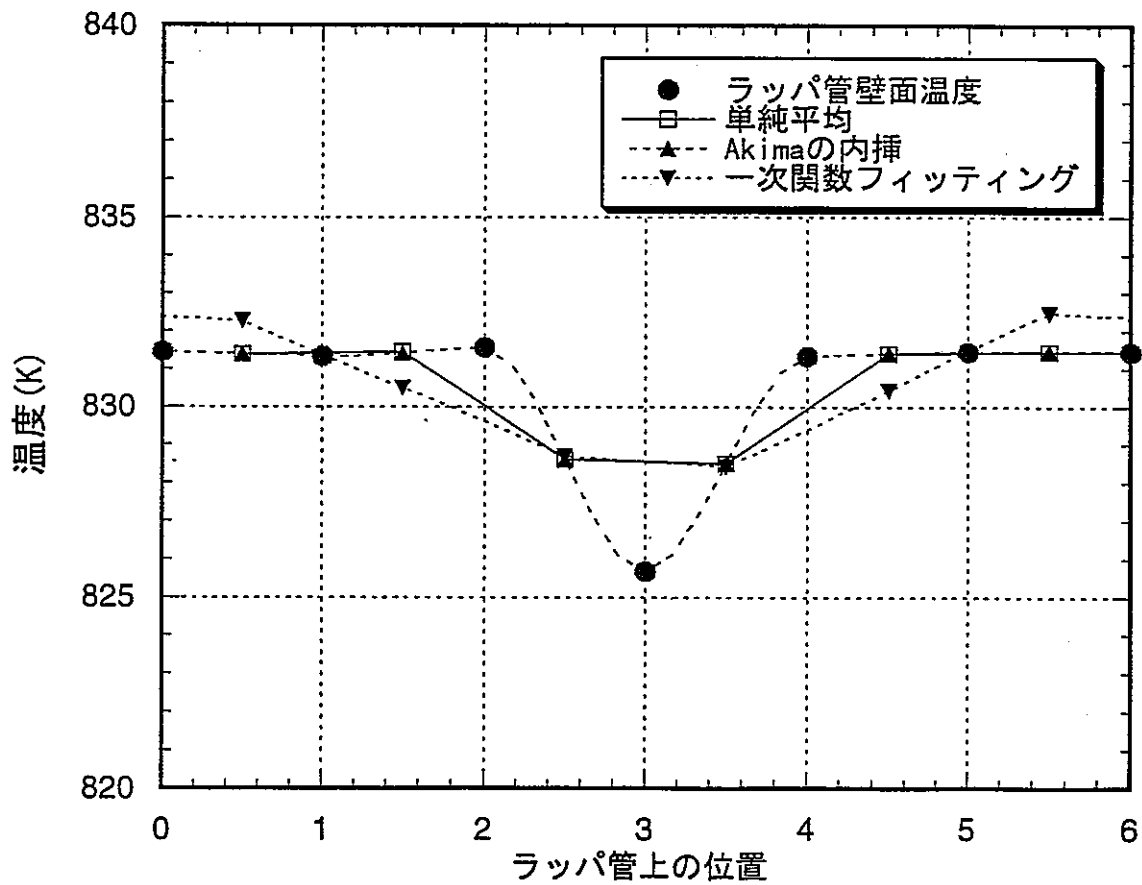
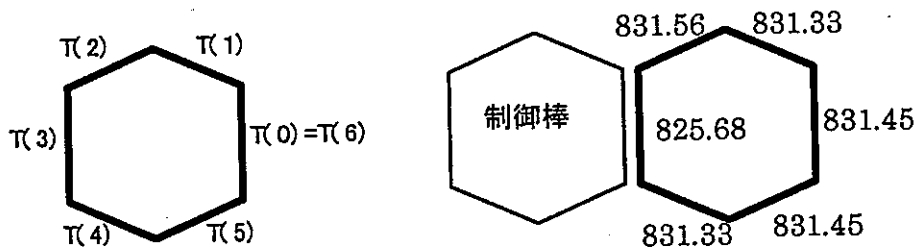


図 4.2-1 PRECISE における積分点温度を決定する方法の適用例

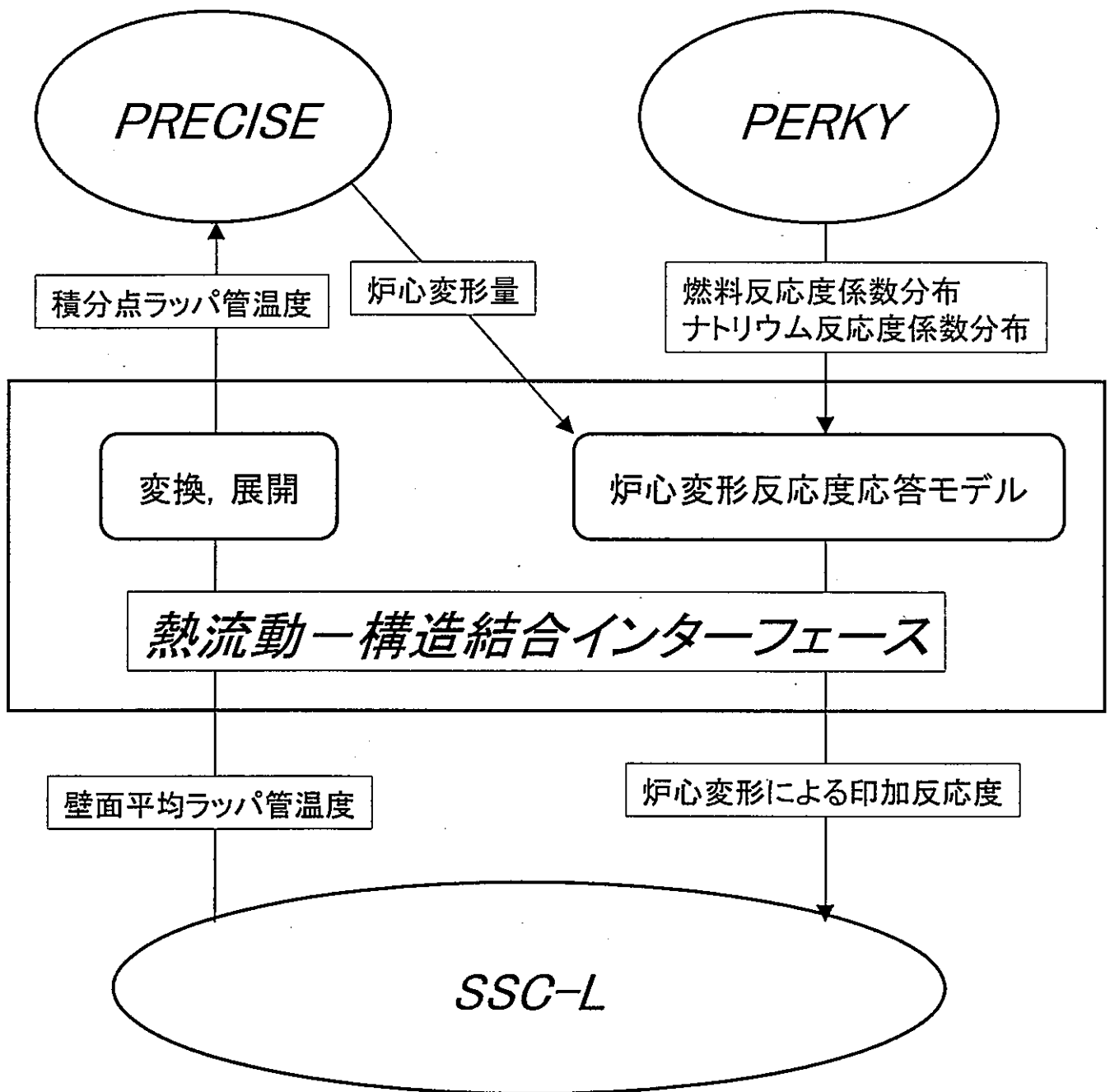
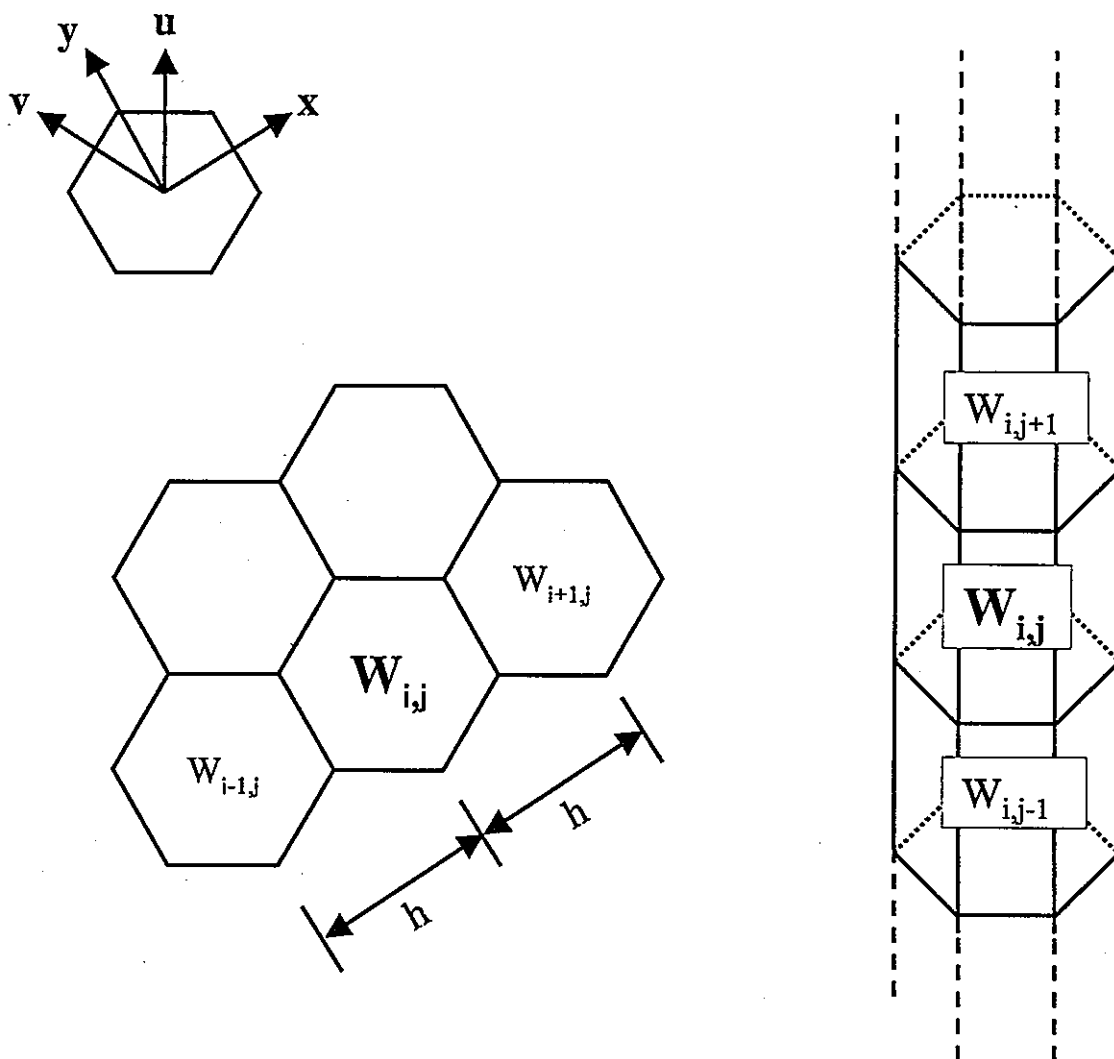


図4.2-2 炉心変形反応度フィードバック効果の取り扱いに係わるデータの送受信



$$\left( \frac{\partial W}{\partial L} \right)_{x,i,j} \approx \frac{1}{2} \left( \frac{W_{i+1,j} - W_{i,j}}{h} + \frac{W_{i,j} - W_{i-1,j}}{h} \right)$$

図4.3-1 燃料反応度係数勾配の決定方法

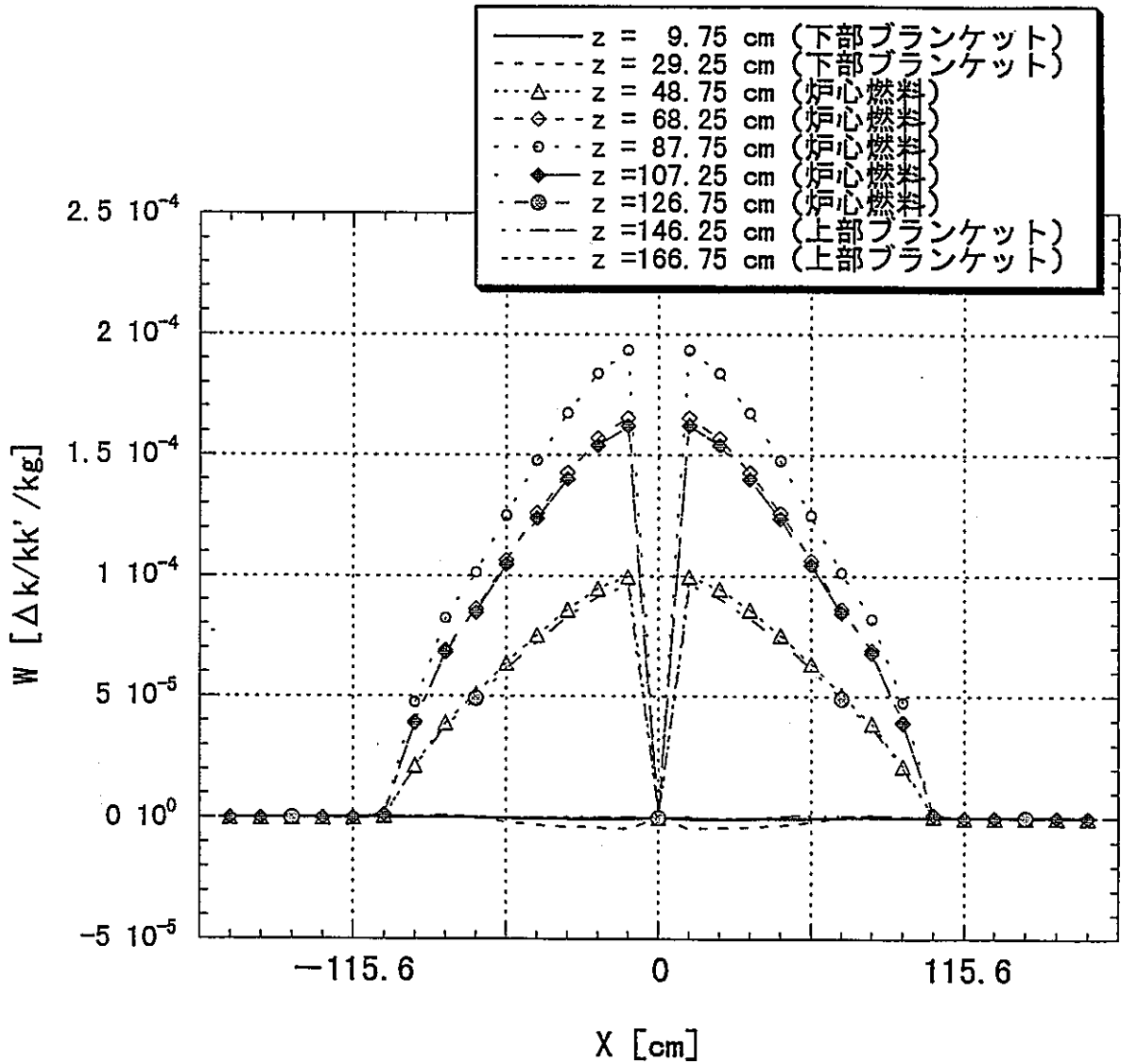


図 4.3-2 燃料反応度係数の径方向分布の例

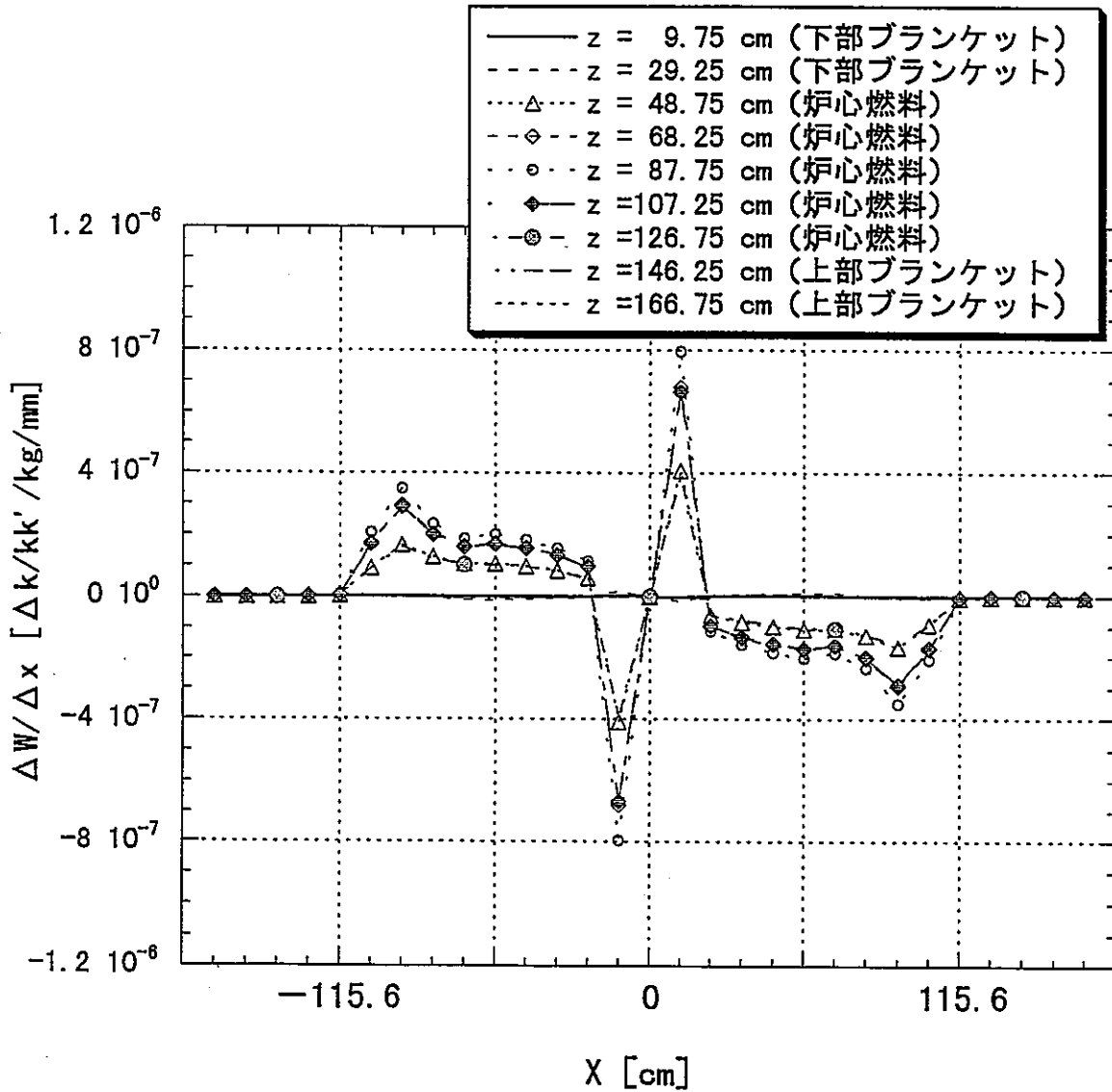


図 4.3-3 燃料反応度係数の X 方向勾配分布の例



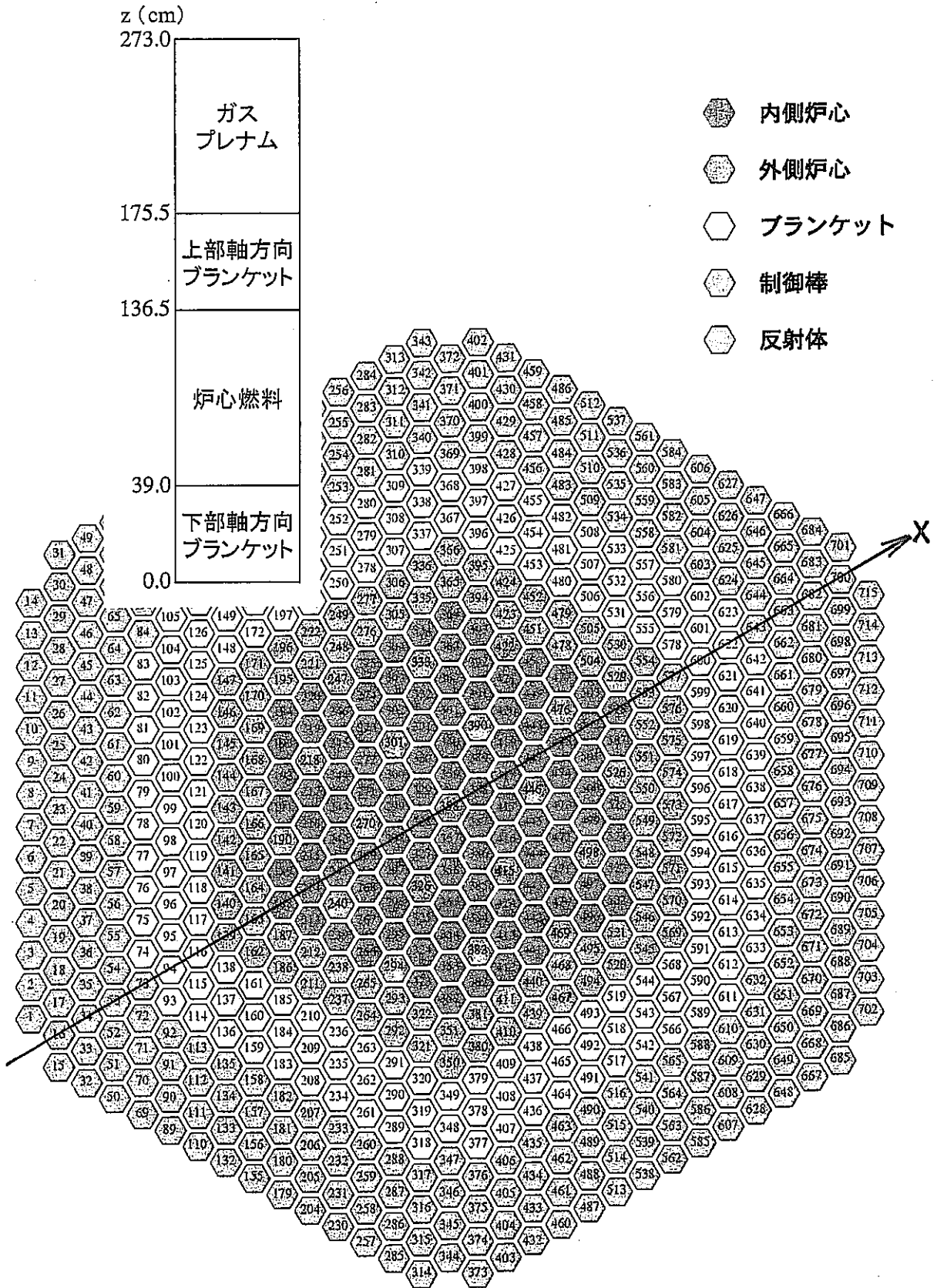


図 4.3-4 SSC-L で扱う集合体番号, X 軸の定義及び  
燃料集合体軸方向モデル

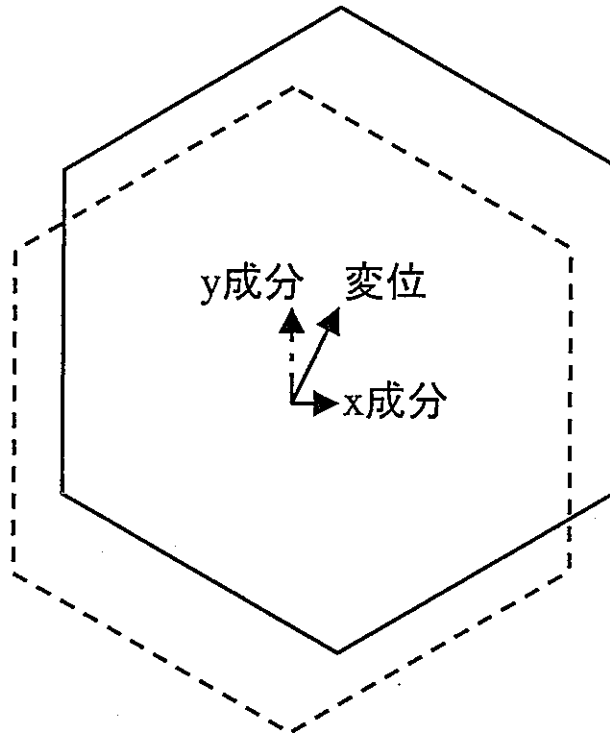


図4.3-5 定常状態からの変移に伴うx及びy方向の変位成分

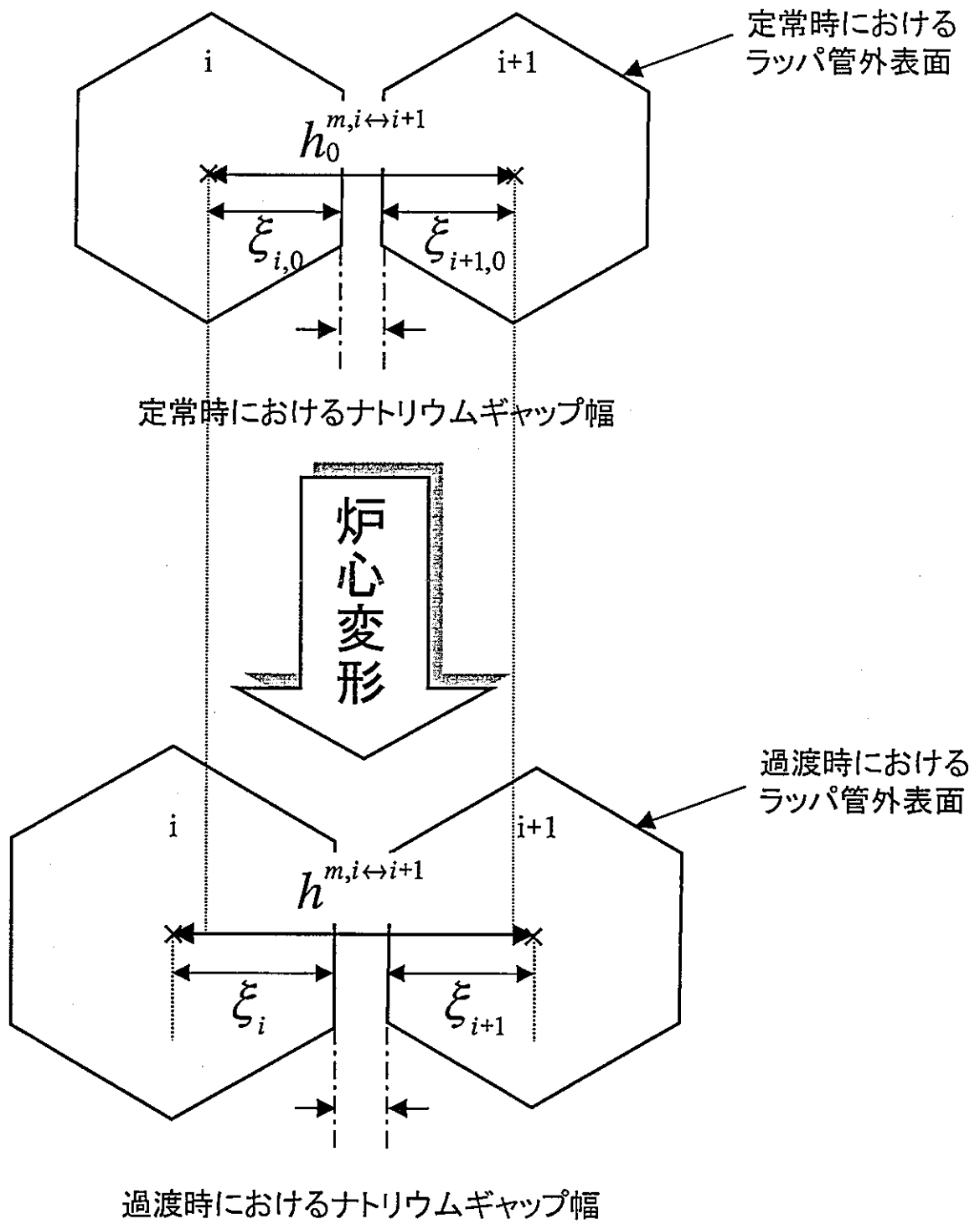
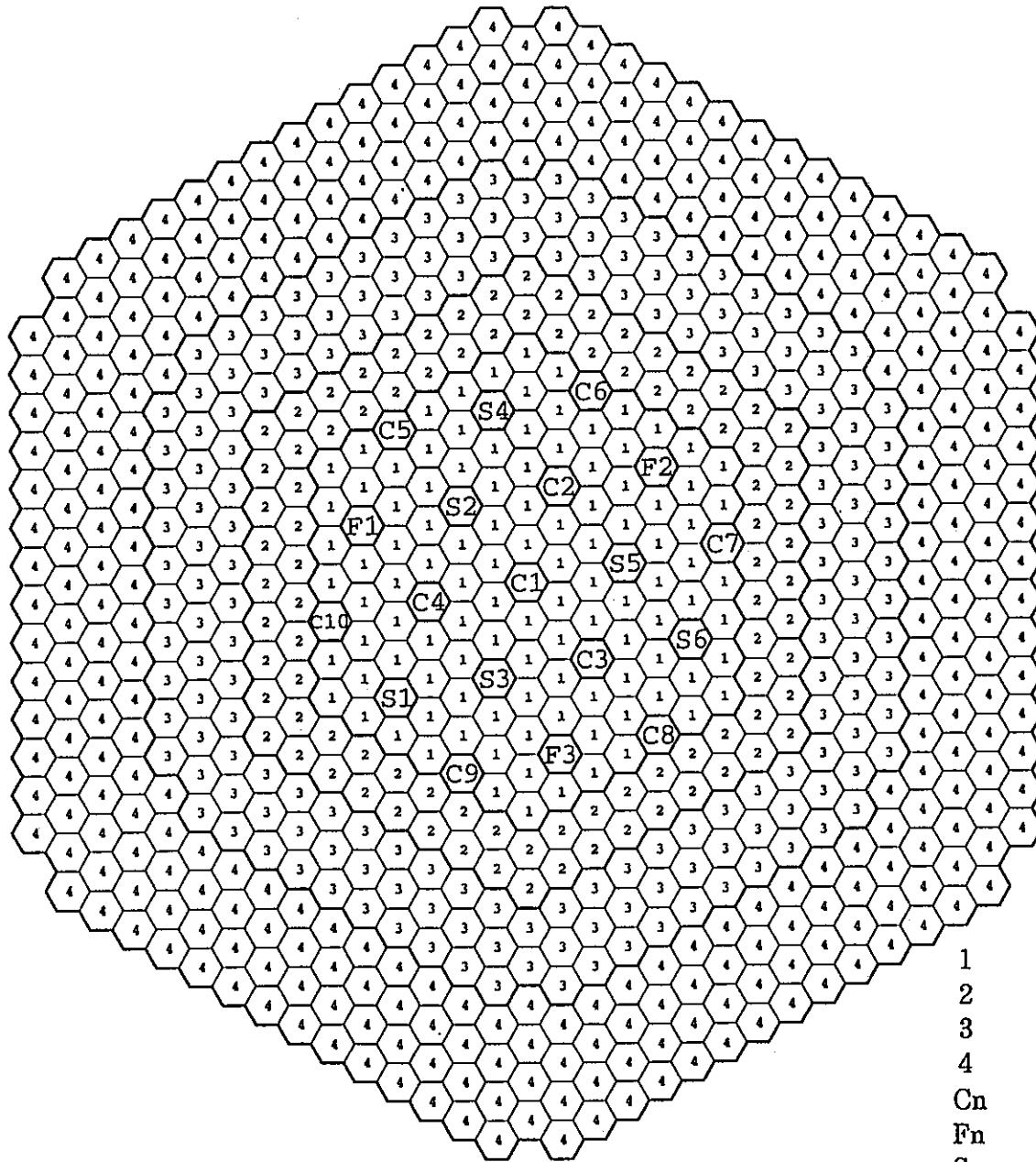
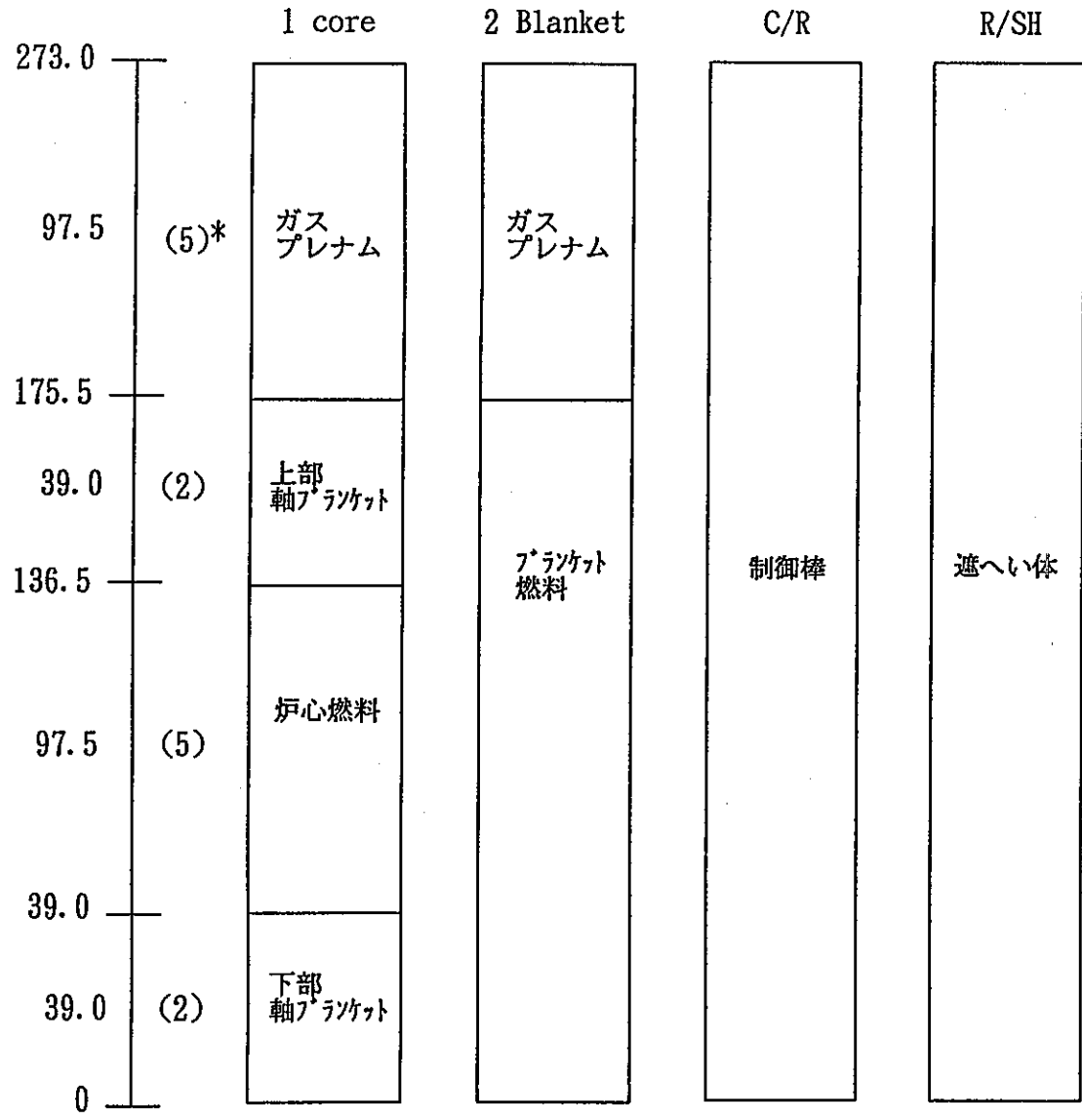


図4.3-6 集合体間ギャップナトリウム領域の決定方法



- 1 内側炉心集合体
- 2 外側炉心集合体
- 3 径方向ブランケット集合体
- 4 径方向遮蔽集合体
- Cn 粗調整棒
- Fn 微調整棒
- Sn SASS

図 6.2-1 SSC-L で扱う燃料集合体配置モデル



\* ( ) 内は軸方向等分割数を表す。

図 6.2-2 SSC-L で扱う集合体軸方向モデル

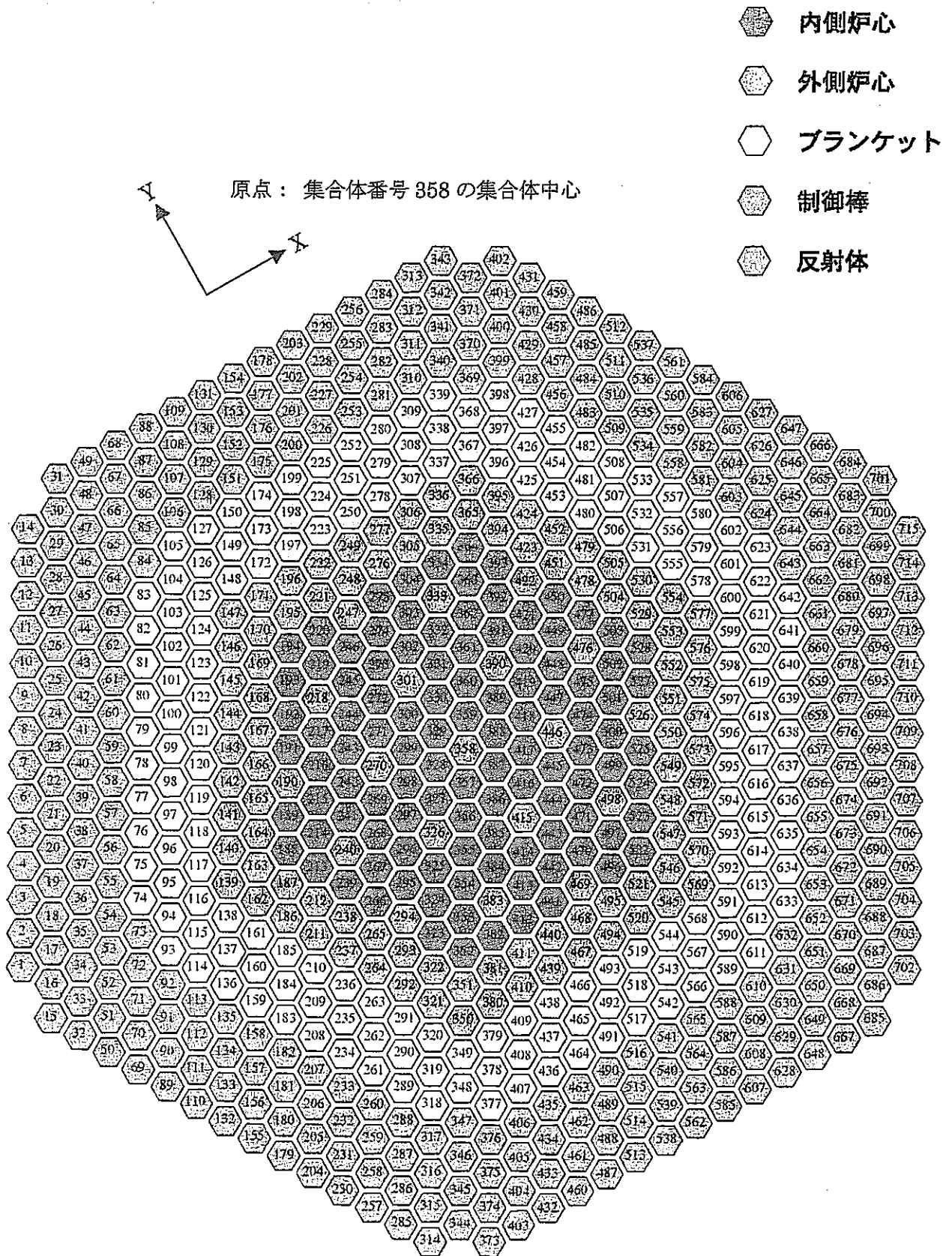
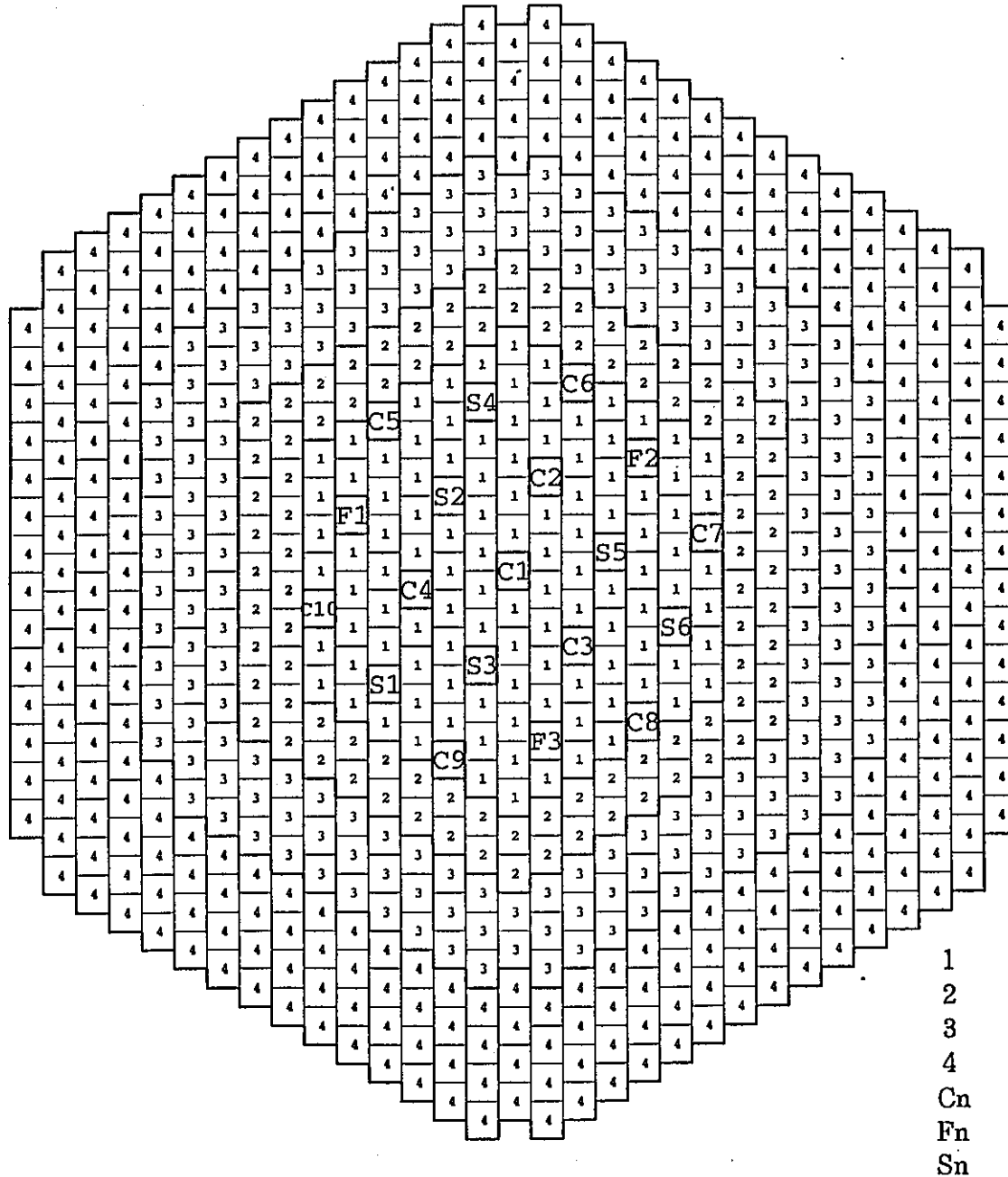
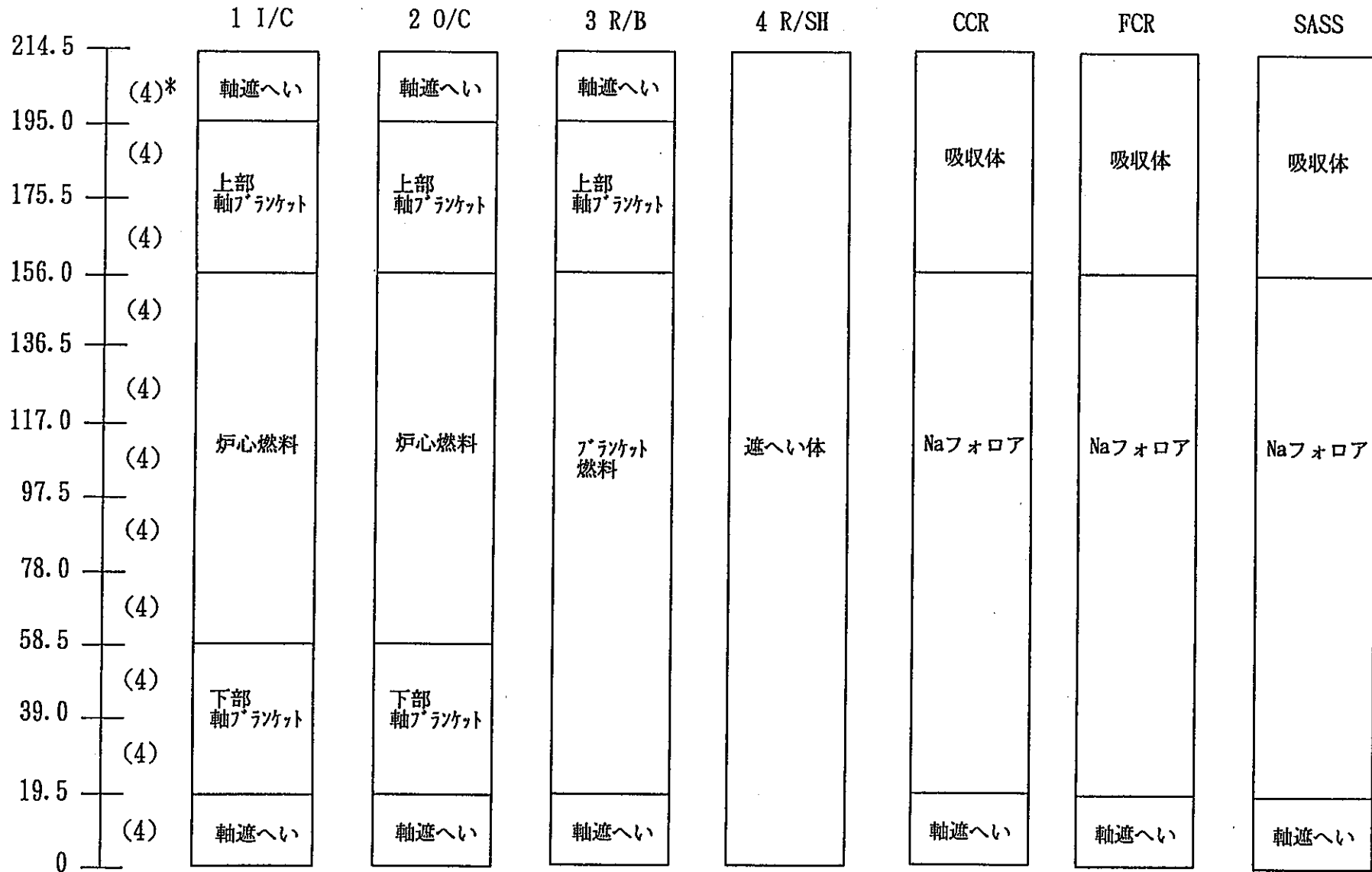


図 6.2-3 SSC-L で扱う集合体番号と X-Y 軸の定義



- 1 内側炉心集合体
- 2 外側炉心集合体
- 3 径方向ブランケット集合体
- 4 径方向遮蔽集合体
- Cn 粗調整棒
- Fn 微調整棒
- Sn SASS

図 6.2-4 CITATION, PERKY で扱う燃料集合体配置モデル



\* ( ) 内は軸方向等分割数を表す。

図 6.2-5 CITATION, PERKY で扱う集合体軸方向モデル



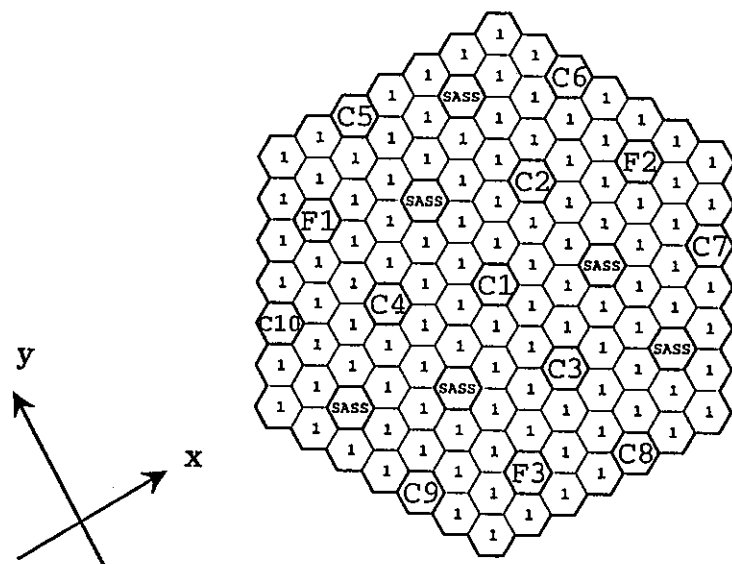


図 6.2-6 PRECISE で扱う燃料集合体配置モデル

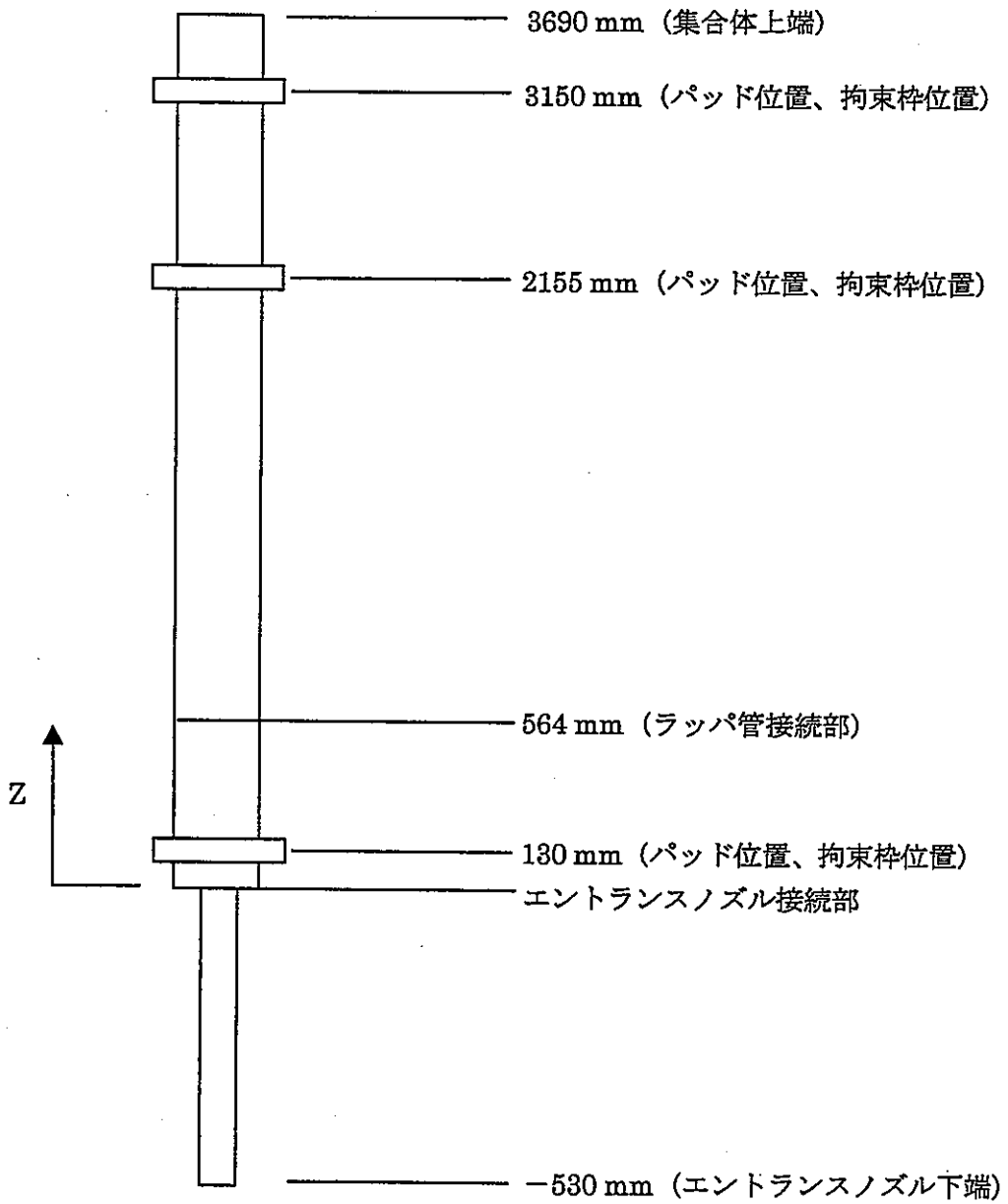


図 6.2-7 PRECISE で扱う集合体軸方向モデル

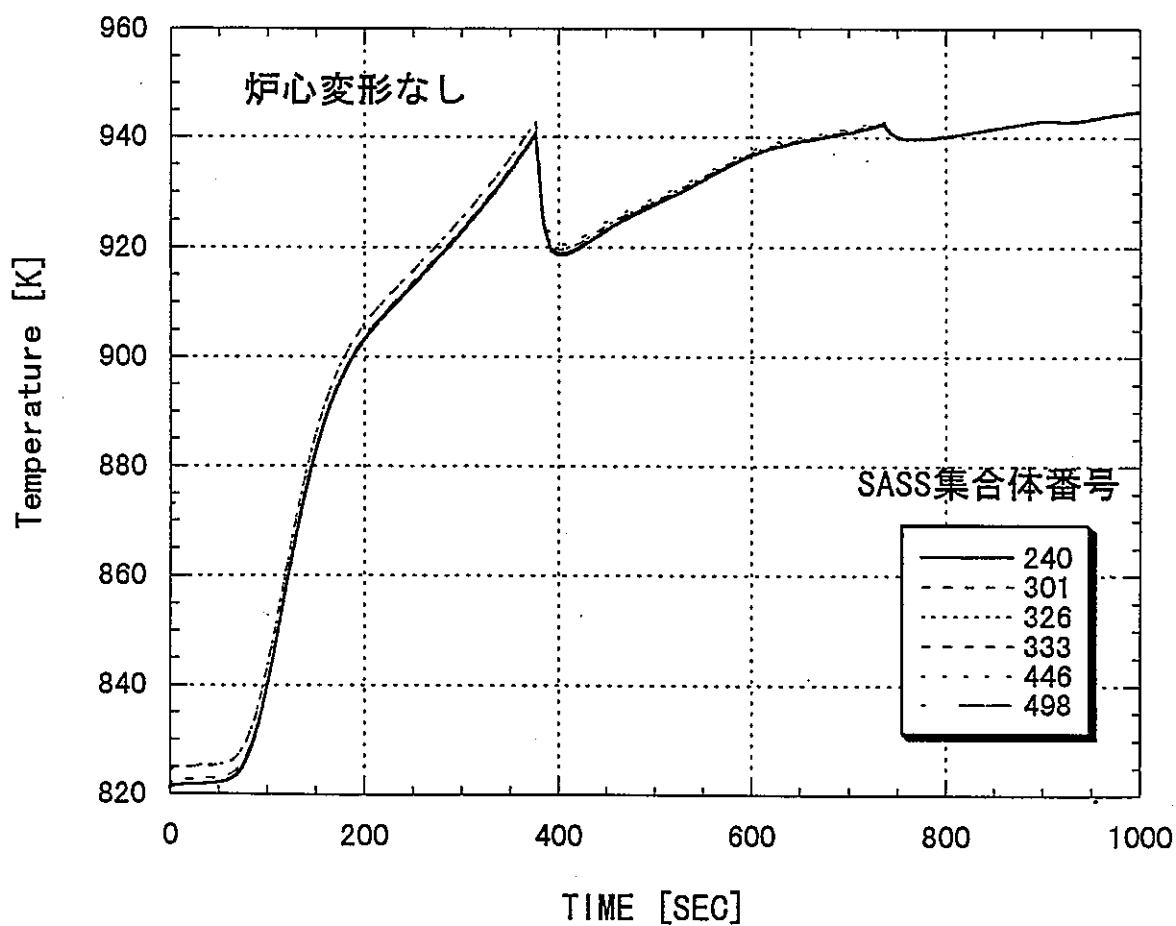


図 6.3.1-1 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果（炉心変形を考慮しないケース）  
 — SASS 位置の炉心出口温度 —

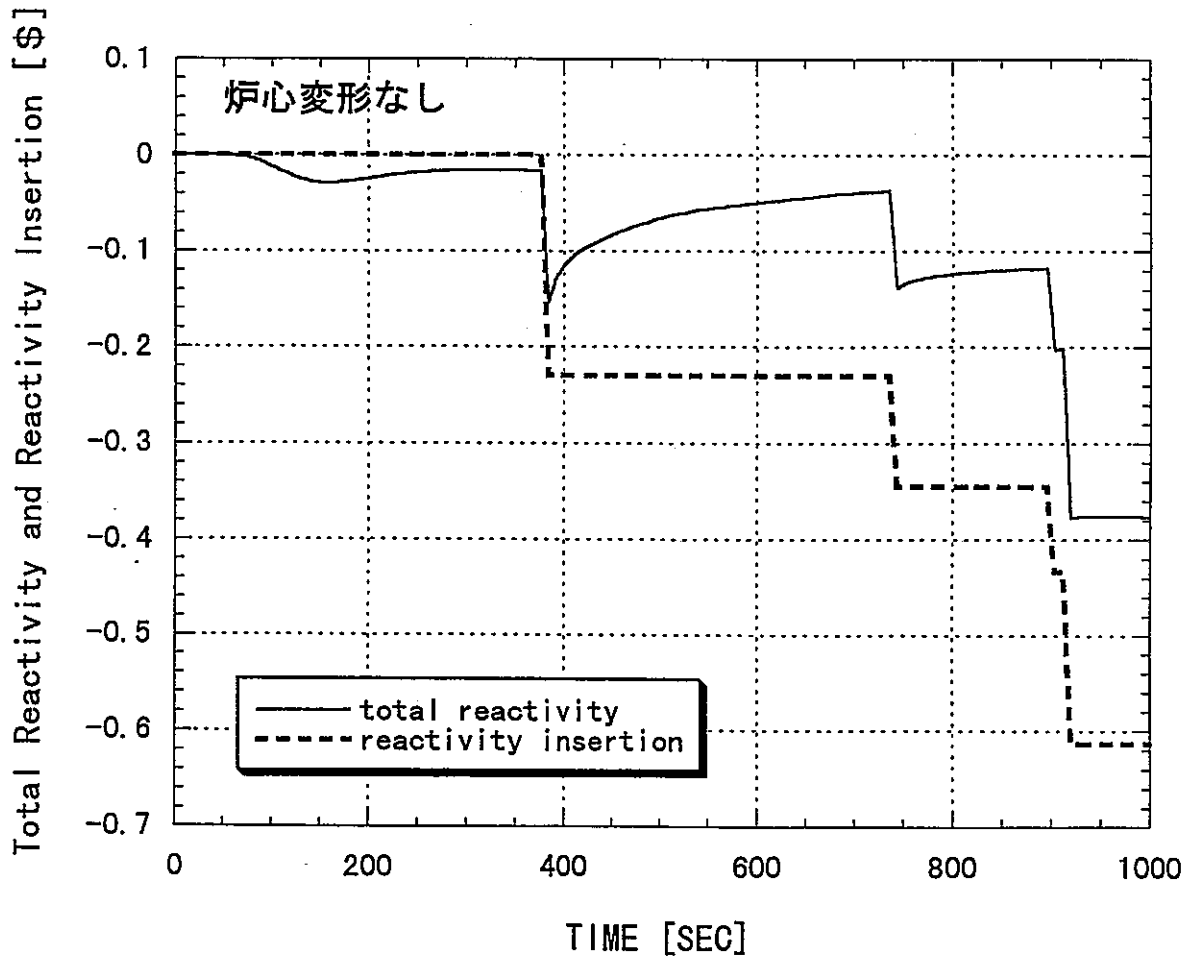


図 6.3.1-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮しないケース)  
 - 反応度 -

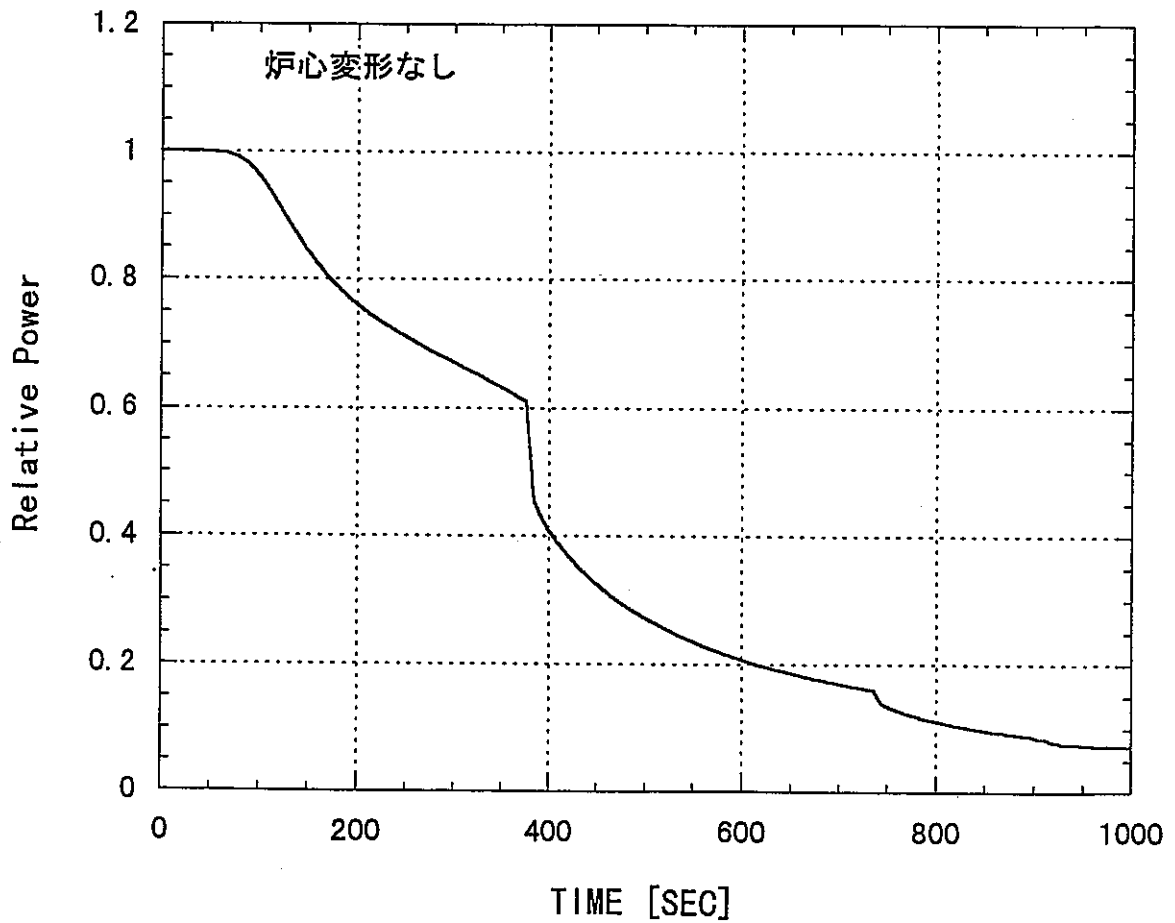


図 6.3.1-3 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮しないケース)  
— 相対出力 —

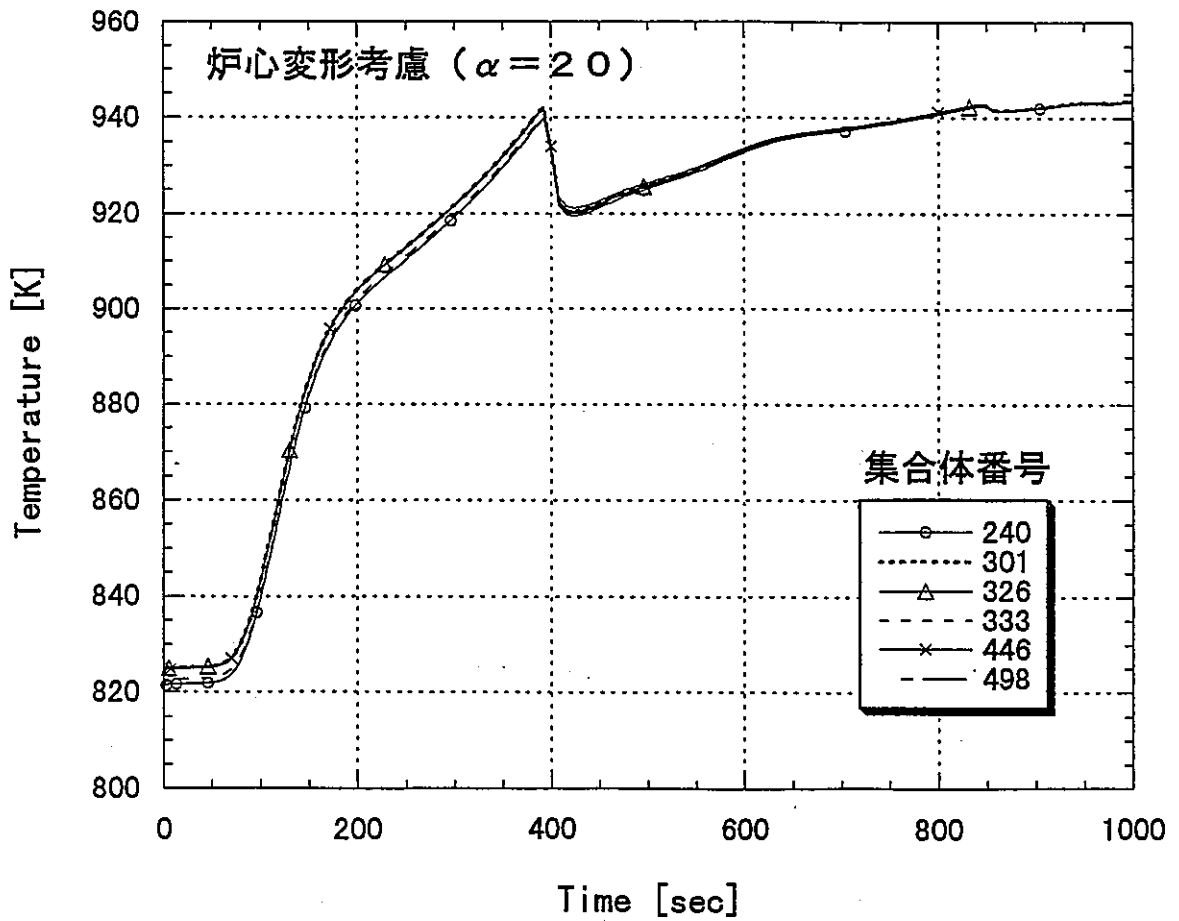


図 6.3.2-1 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - SASS 位置の炉心出口温度 -

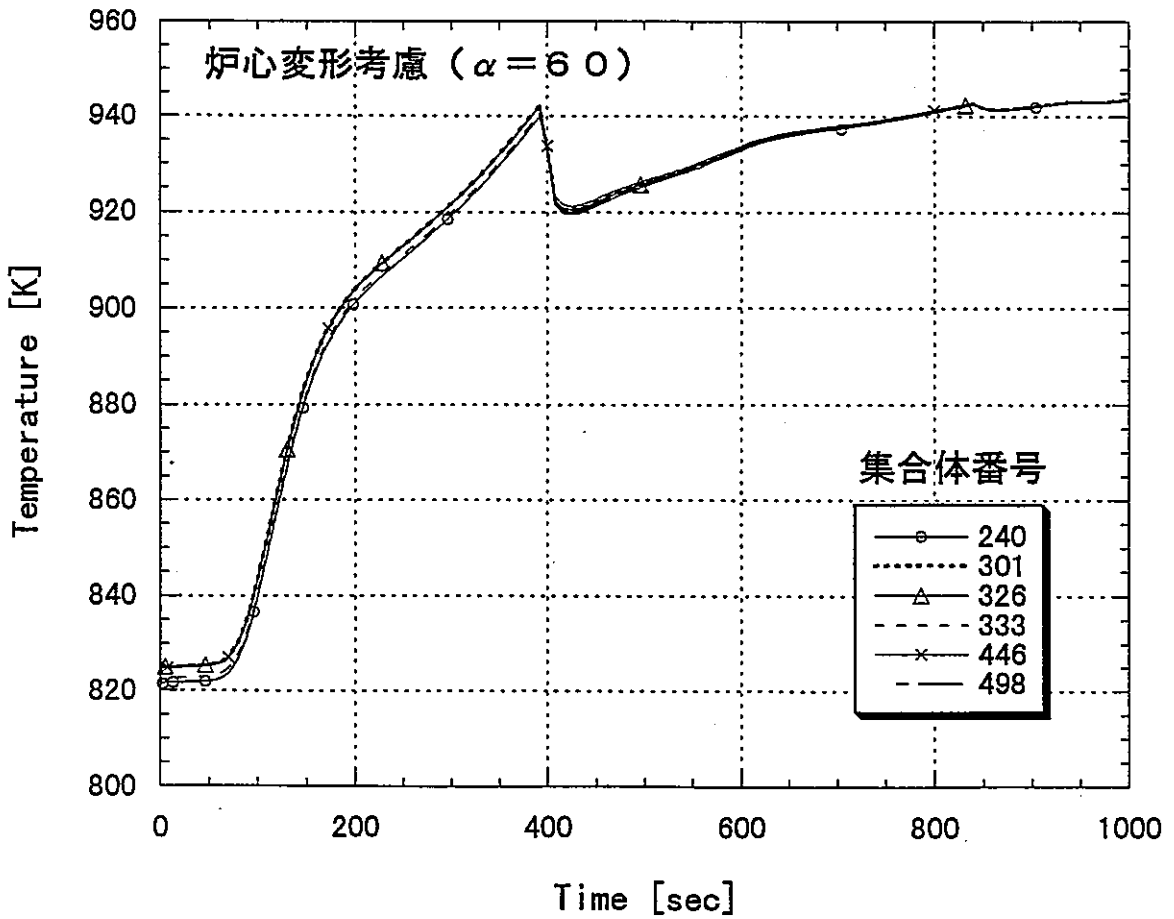


図 6.3.2-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 60$ )  
 - SASS 位置の炉心出口温度 -

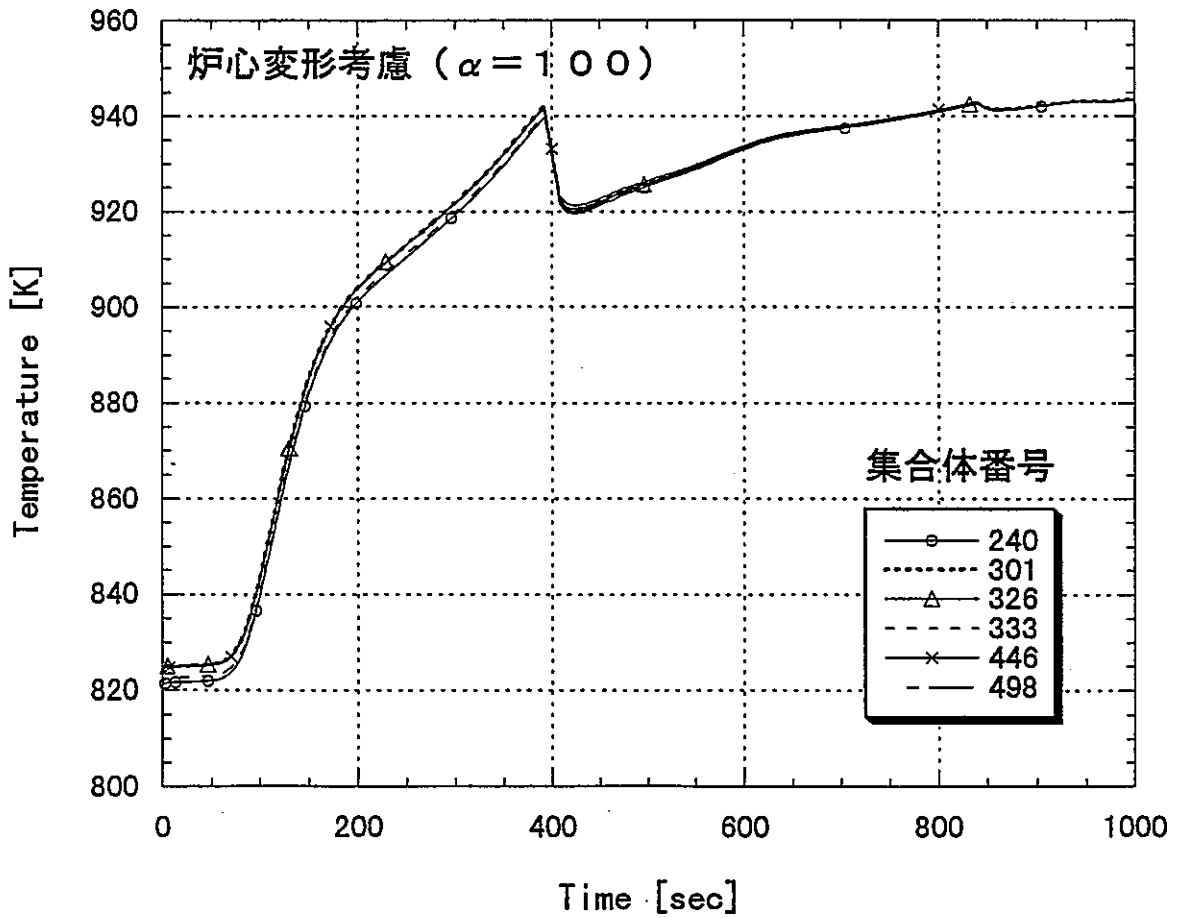


図 6.3.2-3 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 - SASS 位置の炉心出口温度 -



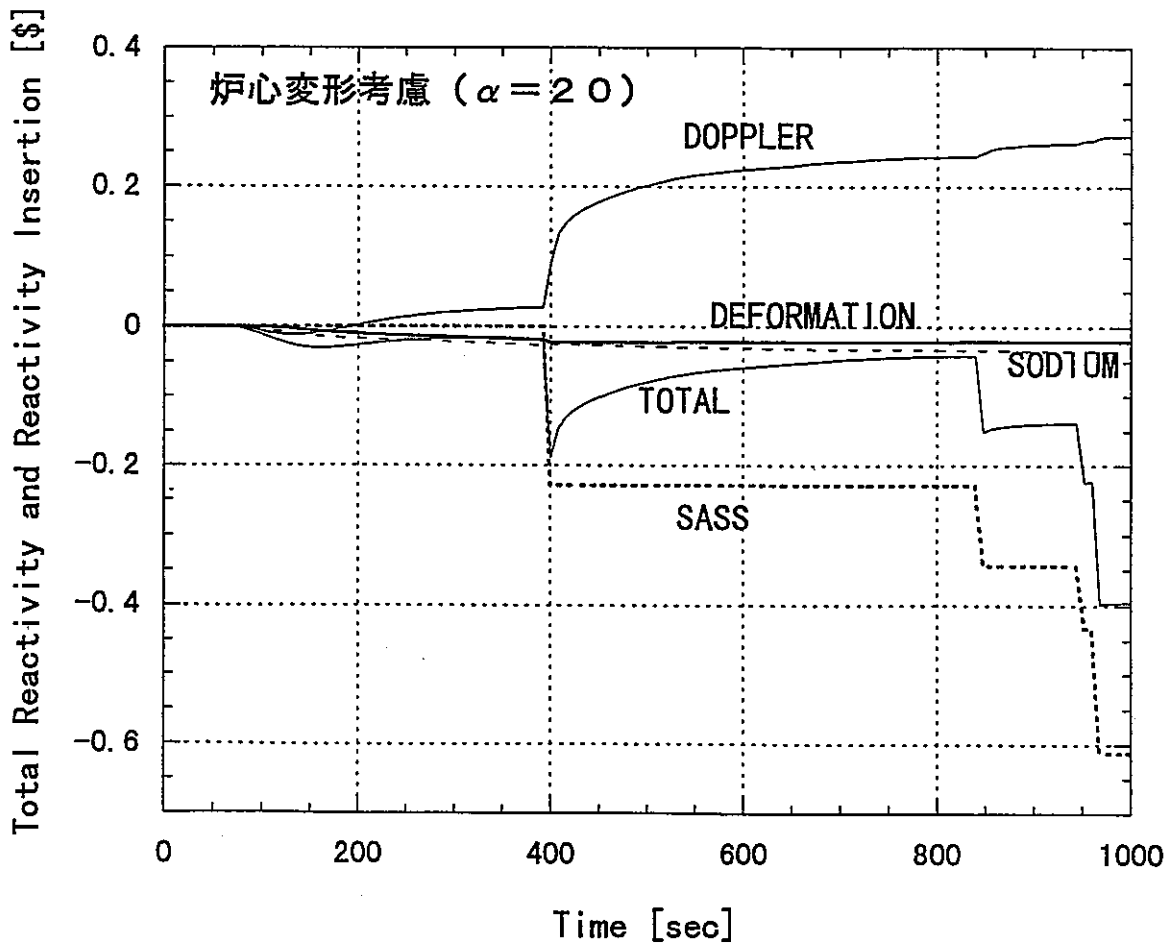


図 6.3.2-4 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=20$ )  
 - 反応度 -

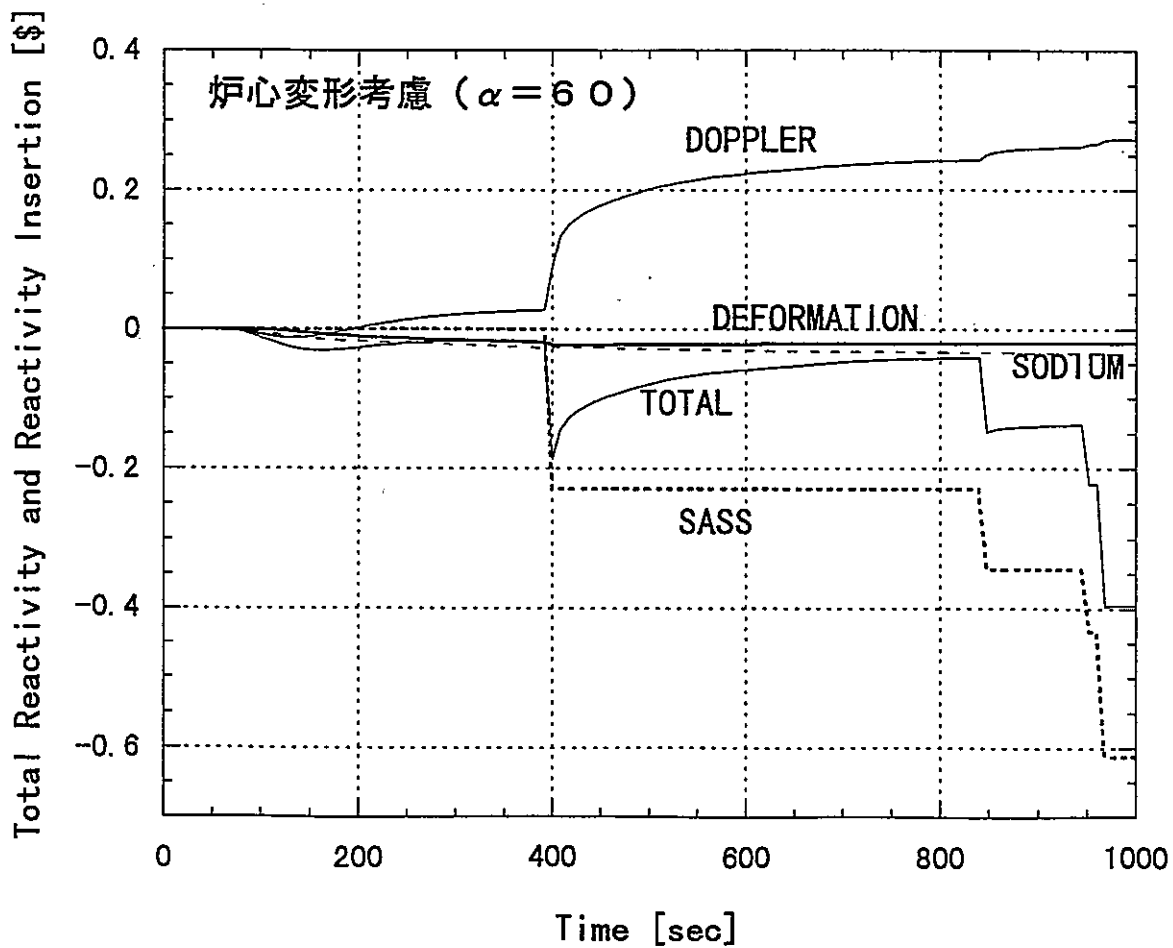


図 6.3.2-5 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha=60$ )  
 — 反応度 —

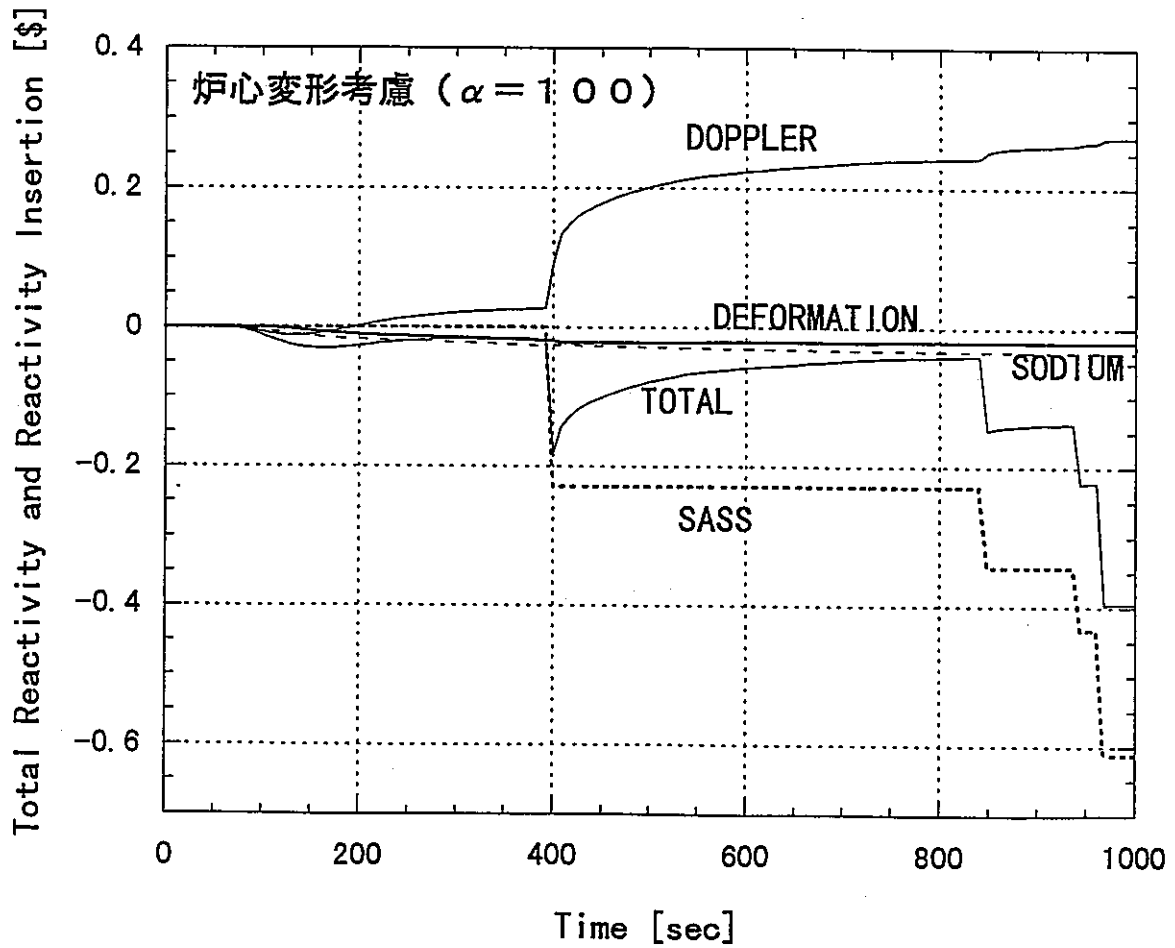


図 6.3.2-6 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 — 反応度 —

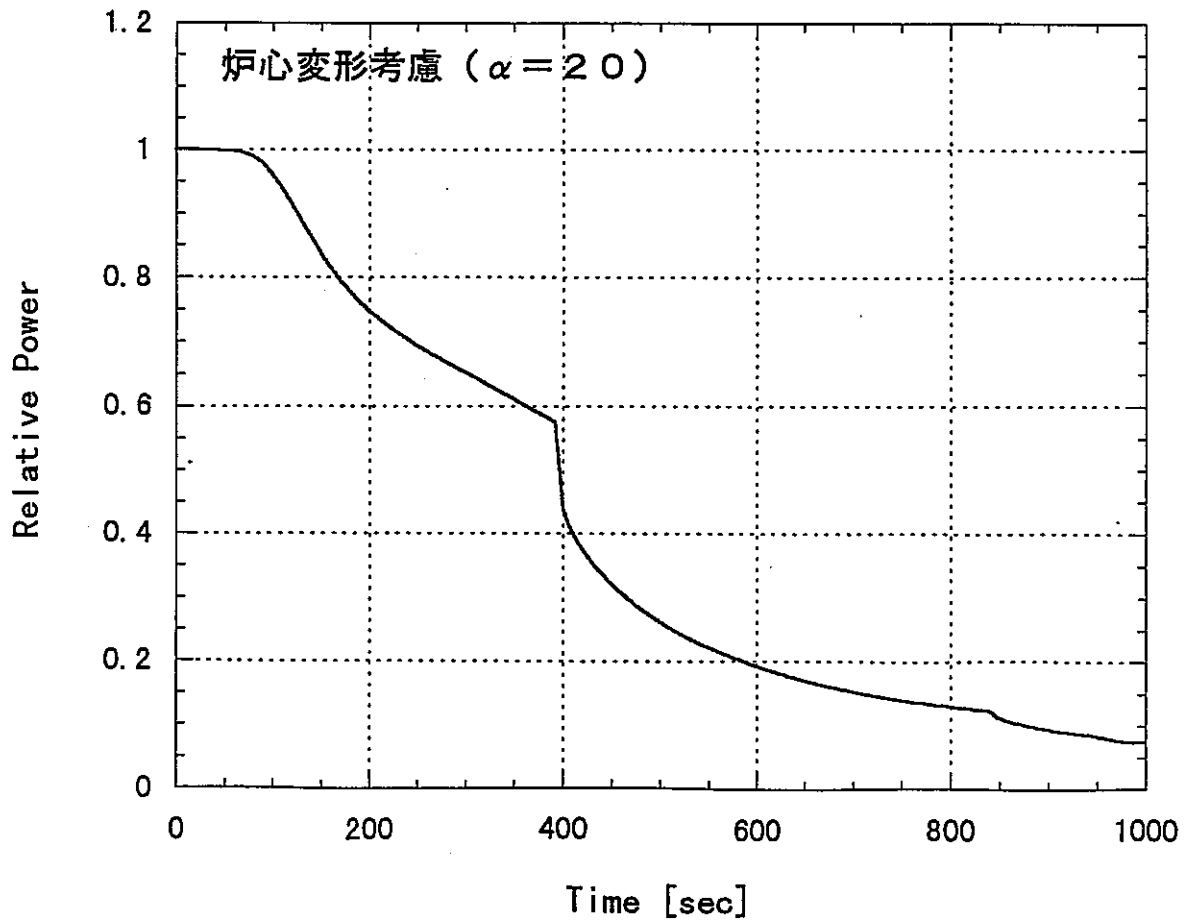


図 6.3.2-7 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — 相対出力 —

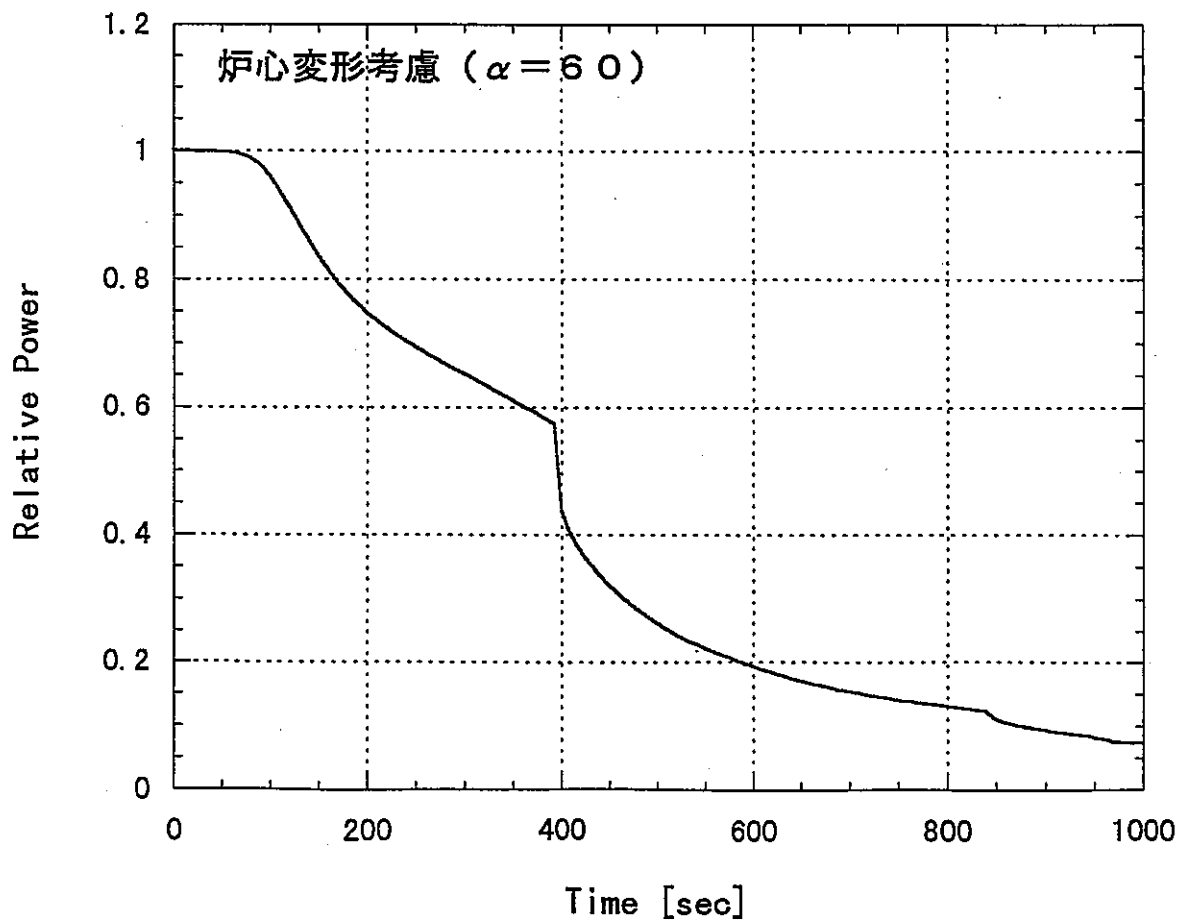


図 6.3.2-8 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 60$ )  
 — 相対出力 —

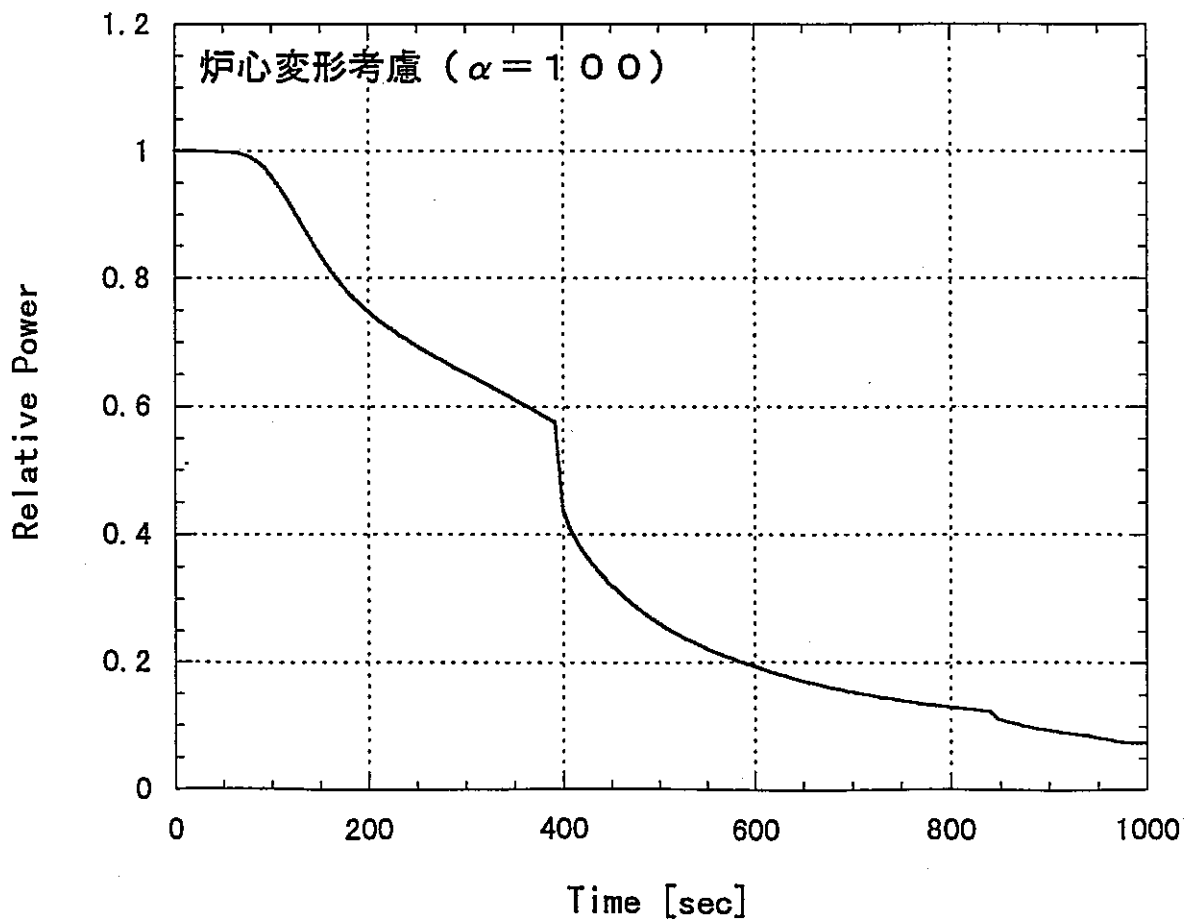
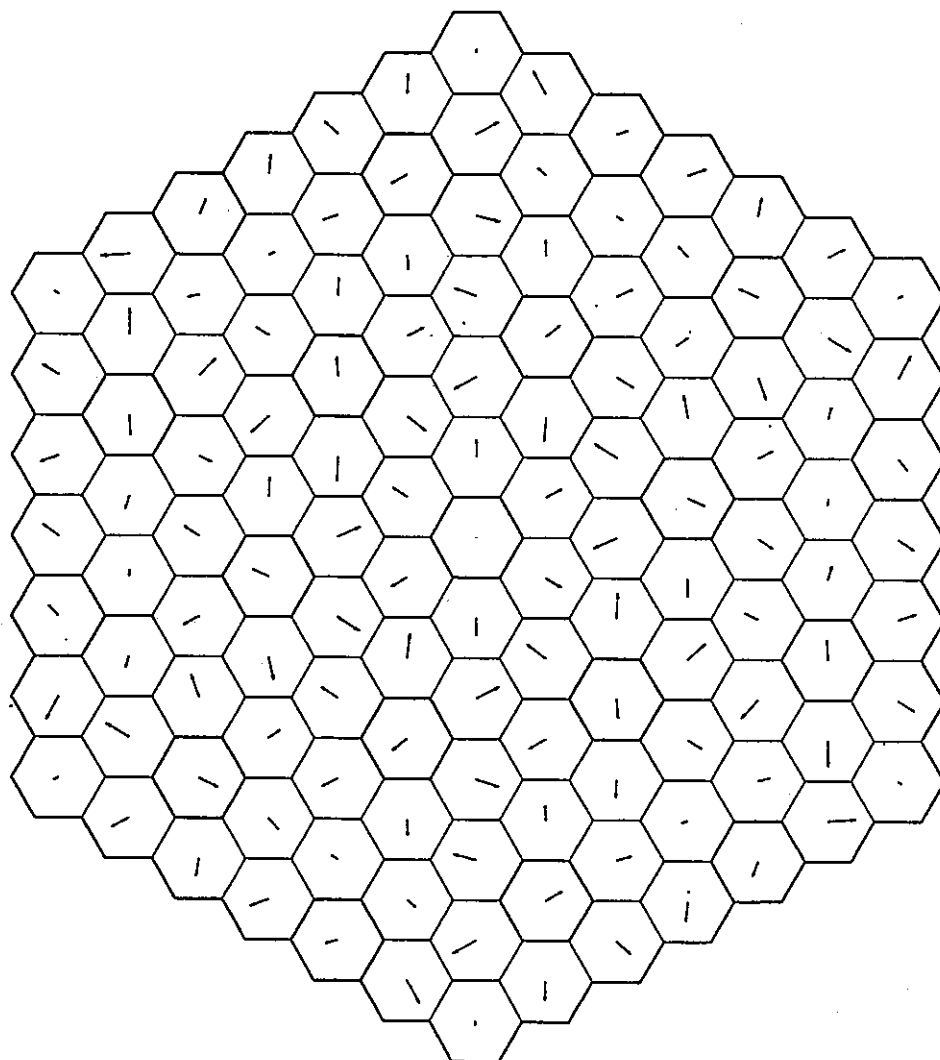
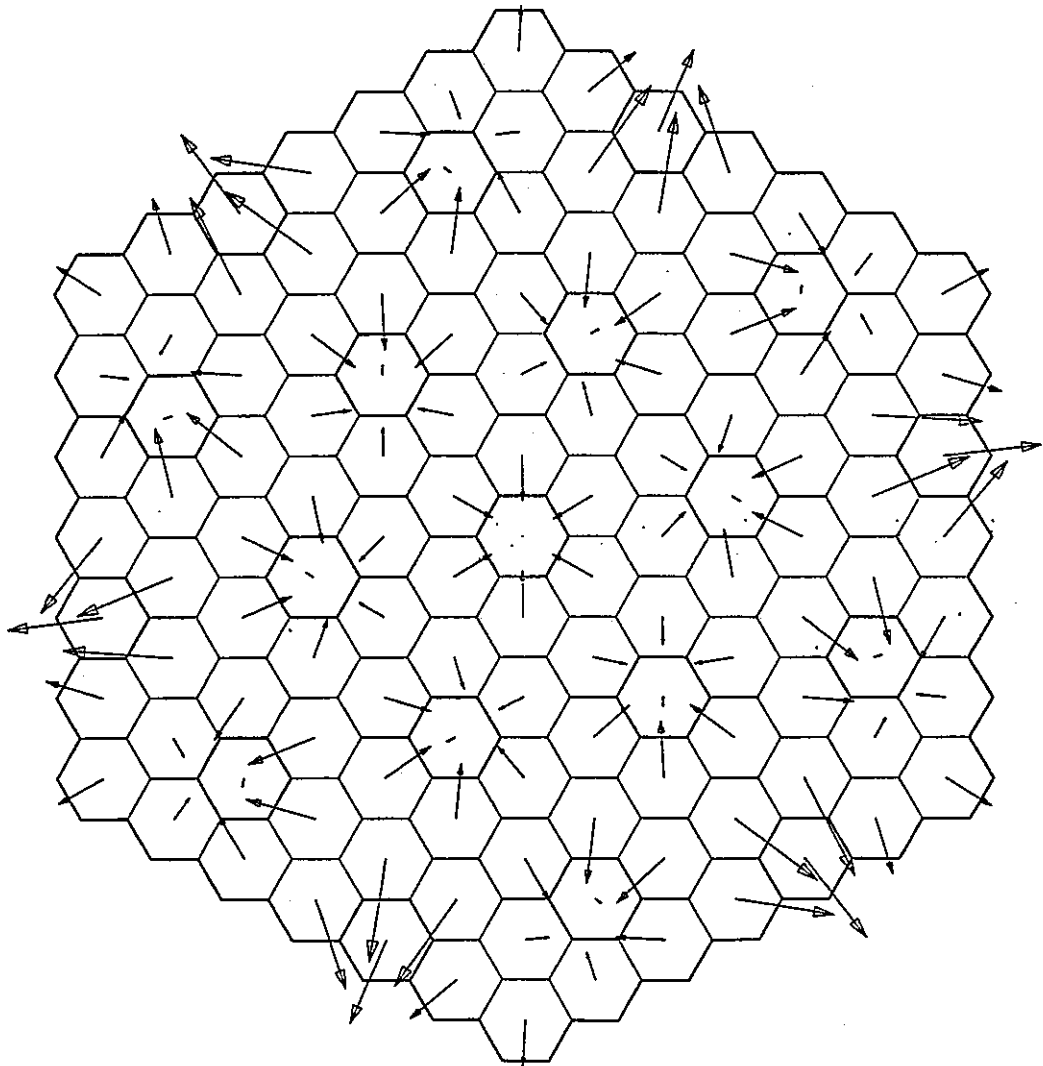


図 6.3.2-9 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 — 相対出力 —



→ :3.000E-01 (mm)

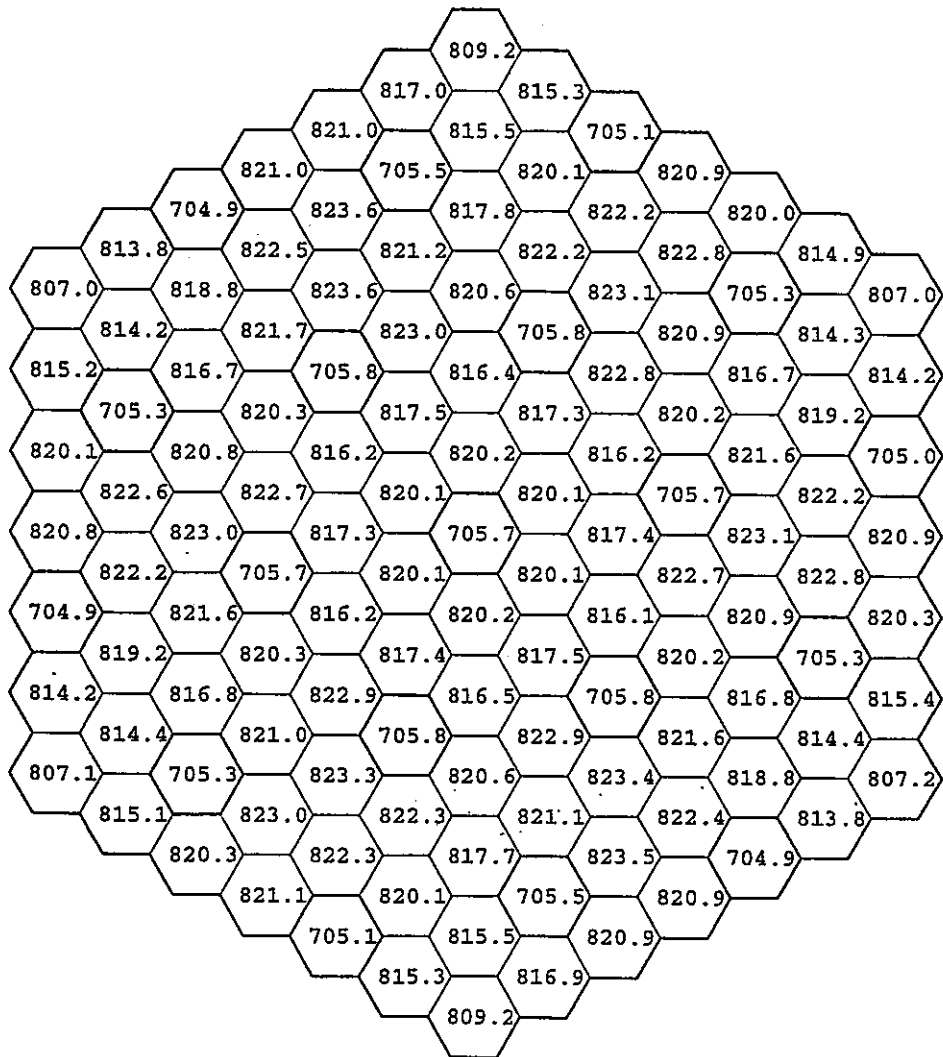
図 6.3.2-10 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
— 定常状態における炉心燃料上端位置( $z=126.75\text{cm}$ )  
の各集合体の径方向変位 —



→ :3.000E-01 (mm)

図 6.3.2-11 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
— 定常状態におけるガスプレナム位置 ( $z=253.5\text{cm}$ )  
の各集合体の径方向変位 —





単位 : K

図 6.3.2-12 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — 定常状態における炉心燃料上端位置( $z=126.75\text{cm}$ )  
 の各集合体のラッパ管平均温度 —

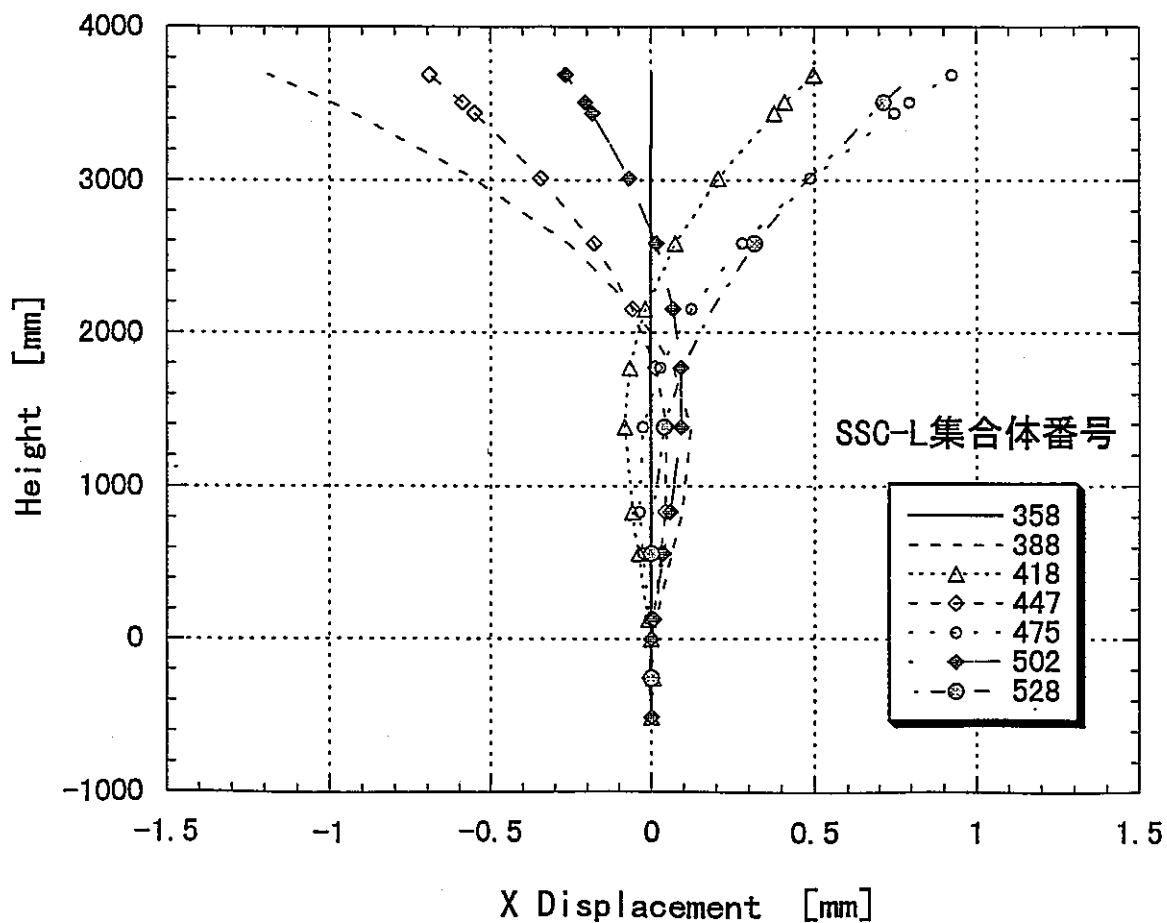
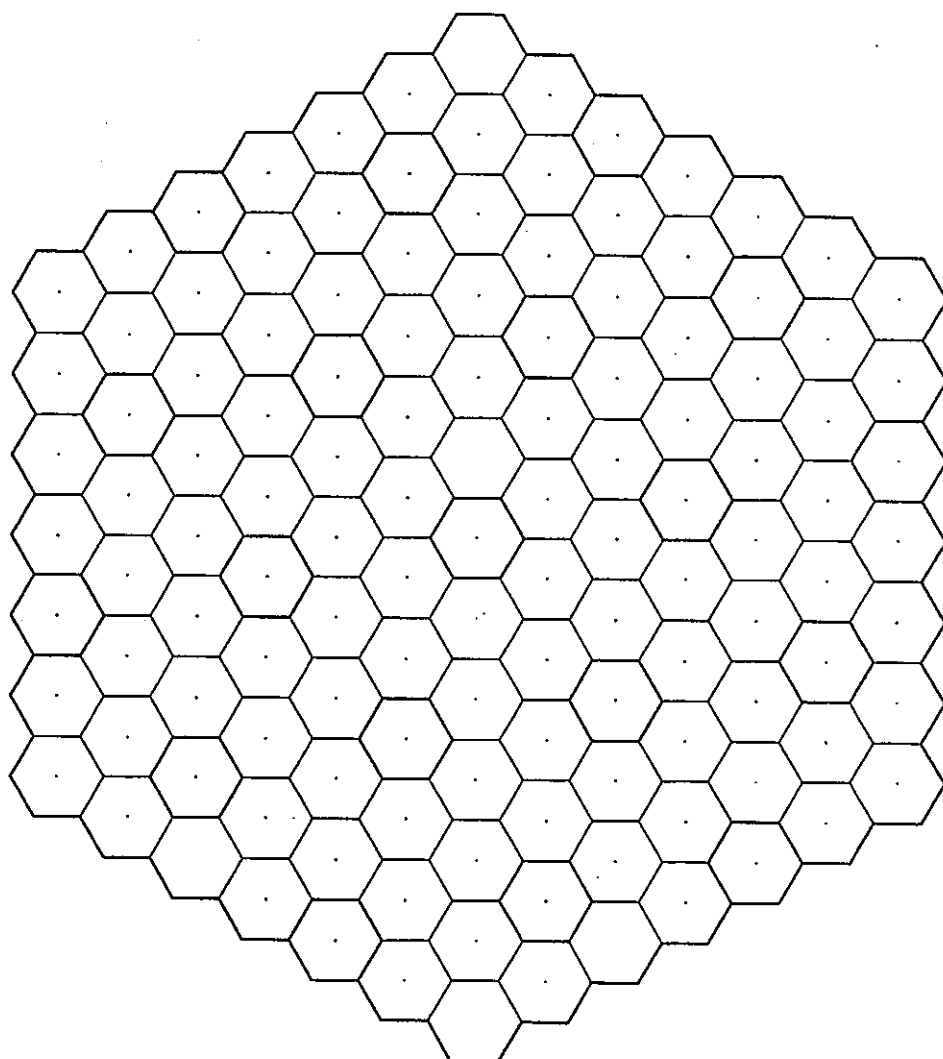
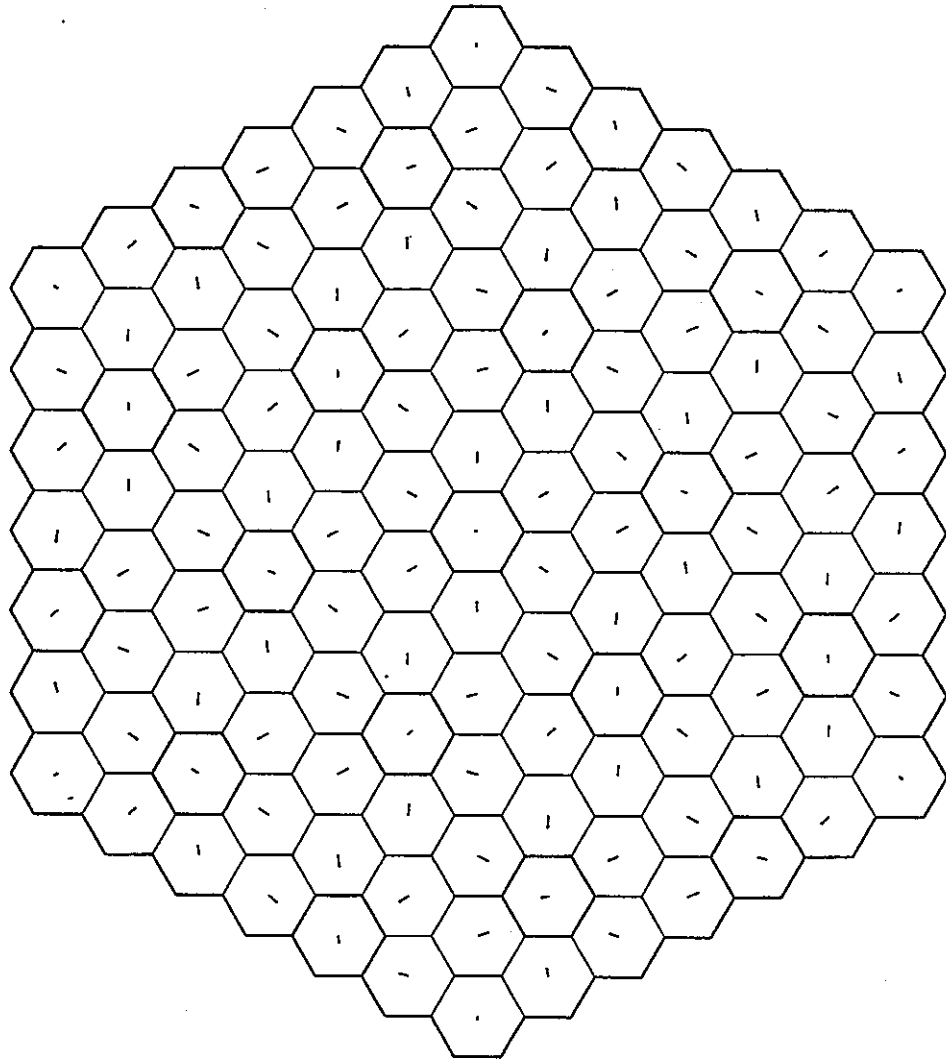


図 6.3.2-13 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果（炉心変形を考慮したケース： $\alpha = 20$ ）  
 — 炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体の  
 定常状態における X 軸方向変位の軸方向分布 —



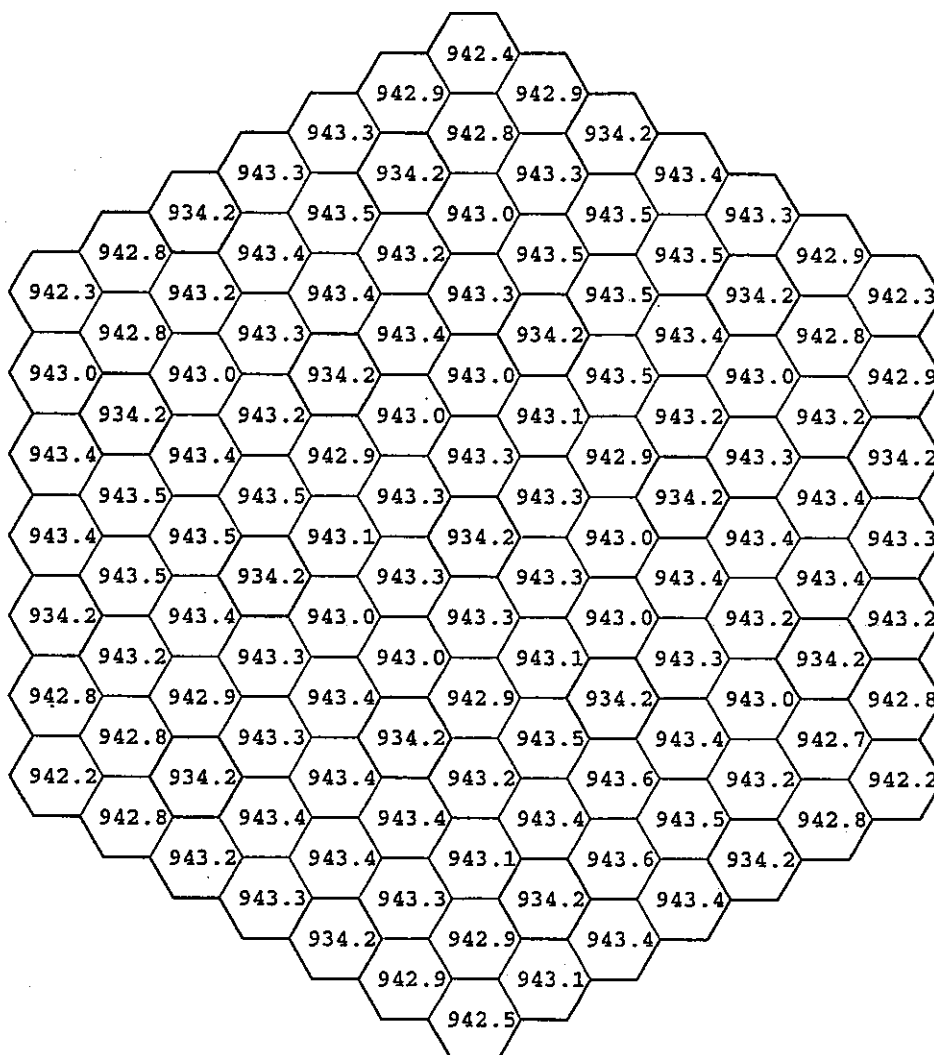
→ :3.000E-01 (mm)

図 6.3.2-14 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — 終状態( $t=995$  秒)における炉心燃料上端位置  
 ( $z=126.75\text{cm}$ )の各集合体の径方向変位 —



→ : 3.000E-01 (mm)

図 6.3.2-15 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - 終状態( $t=995$  秒)におけるガスプレナム上端位置  
 ( $z=253.5$ cm)の各集合体の径方向変位 -



単位 : K

図 6.3.2-16 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — 終状態( $t=995$  秒)における炉心燃料上端位置  
 ( $z=126.75$ cm)の各集合体のラッパ管平均温度 —

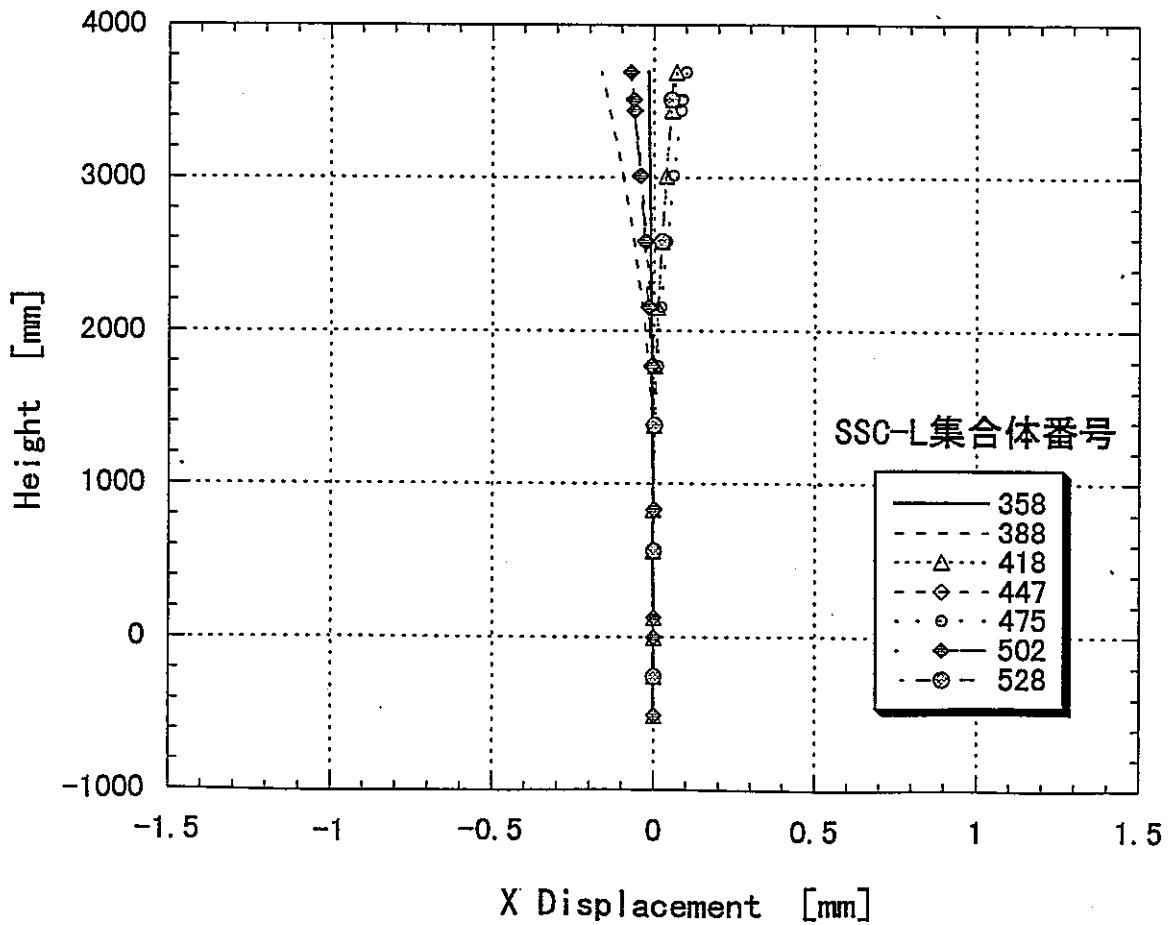


図 6.3.2-17 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — 炉心中心から X 軸上正方向に並ぶ 7 体の集合体の  
 終状態( $t=995$  秒)における X 軸方向変位の軸方向分布 —

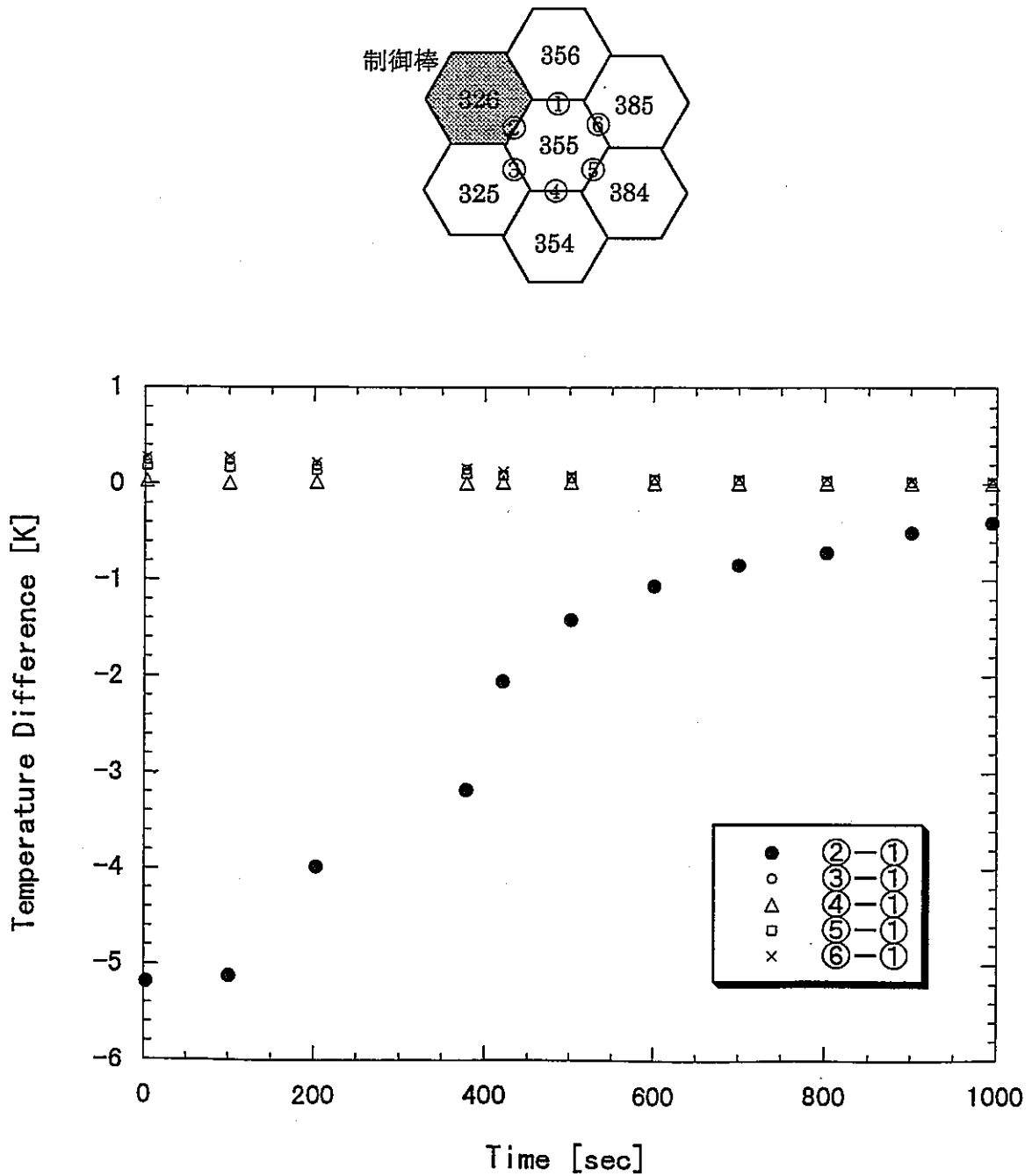


図 6.3.2-18 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - SSC-L 集合体番号 355 の集合体の各ラツパ管壁面  
 平均温度差の時間変化 -

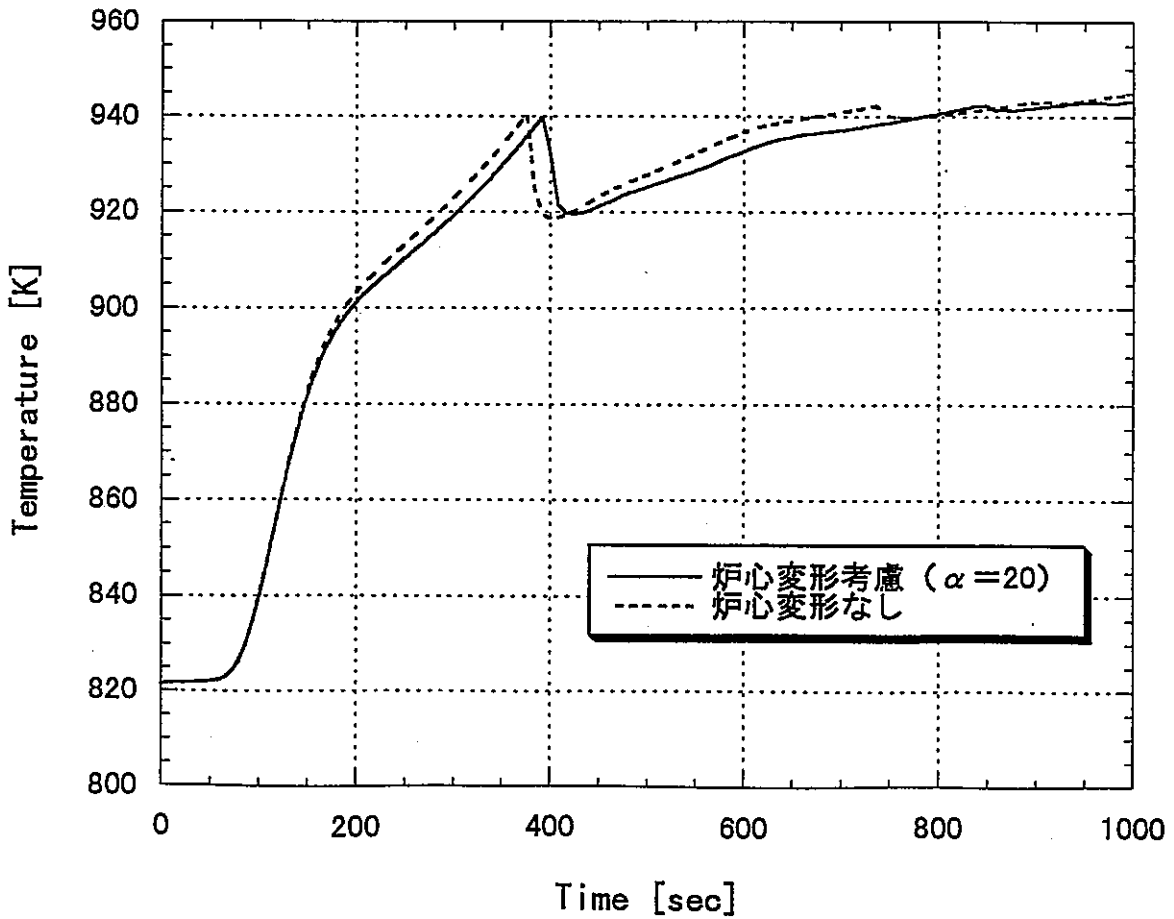


図 6.3.2-19 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの試計算結果

— 炉心変形を考慮する場合 ( $\alpha = 20$ ) としない場合の違いによる、SSC-L 集合体番号 240 の集合体における炉心出口温度時間変化の比較 —



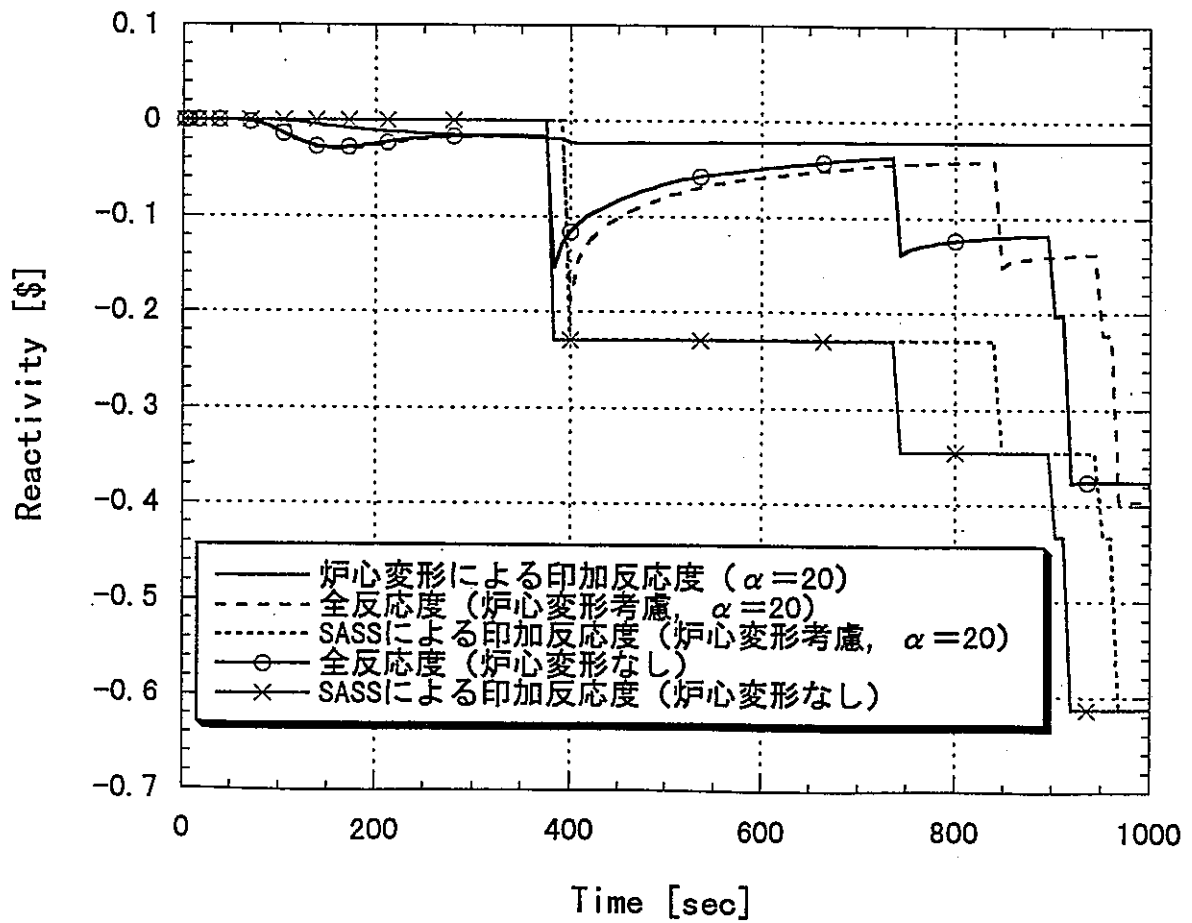


図 6.3.2-20 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果

— 炉心変形を考慮する場合( $\alpha = 20$ )としない場合の  
違いによる反応度時間変化の比較 —

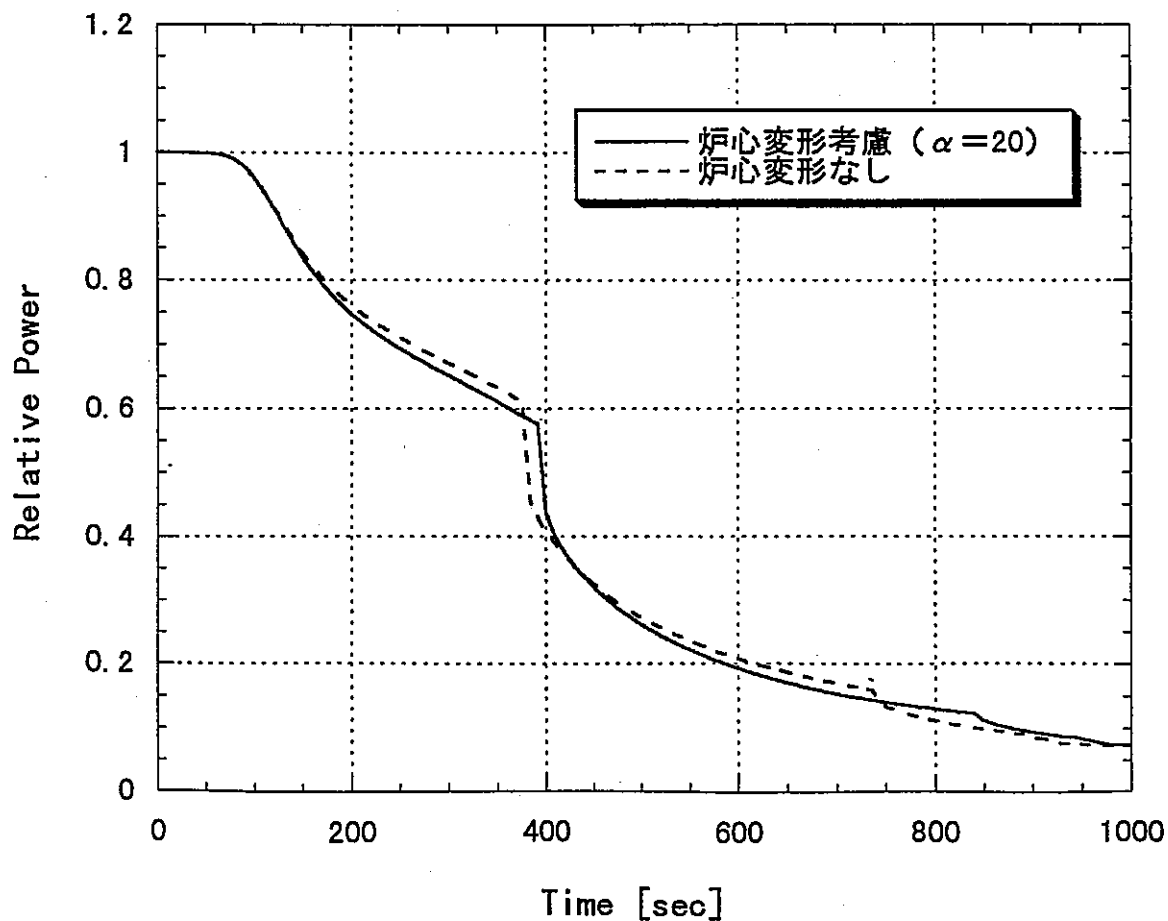


図 6.3.2-21 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果

— 炉心変形を考慮する場合 ( $\alpha=20$ ) としない場合の  
違いによる相対炉出力時間変化の比較 —

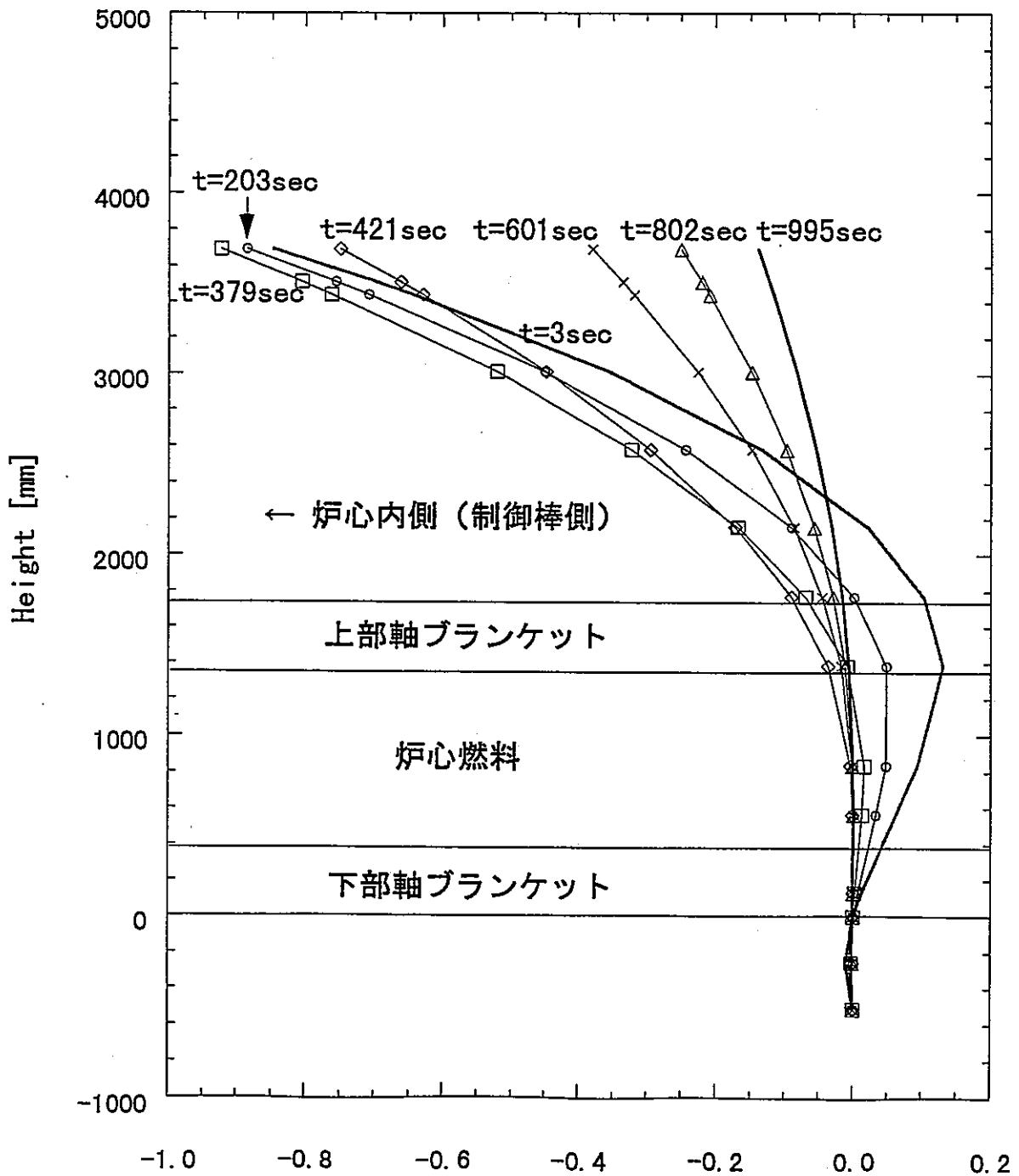


図 6.3.2-22 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - SSC-L 集合体番号 503 の集合体(内側炉心最外層)  
 における X 軸方向変位の時間変化 -

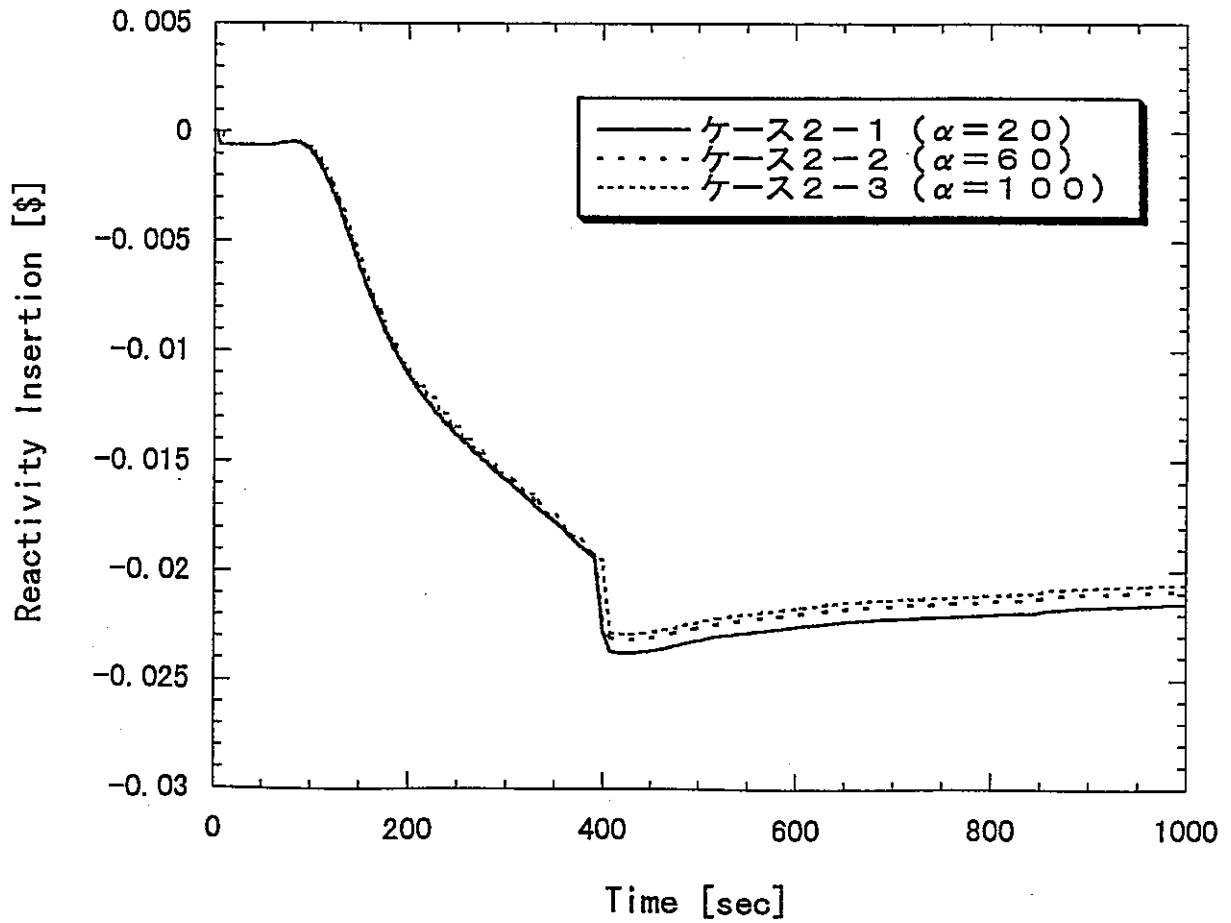
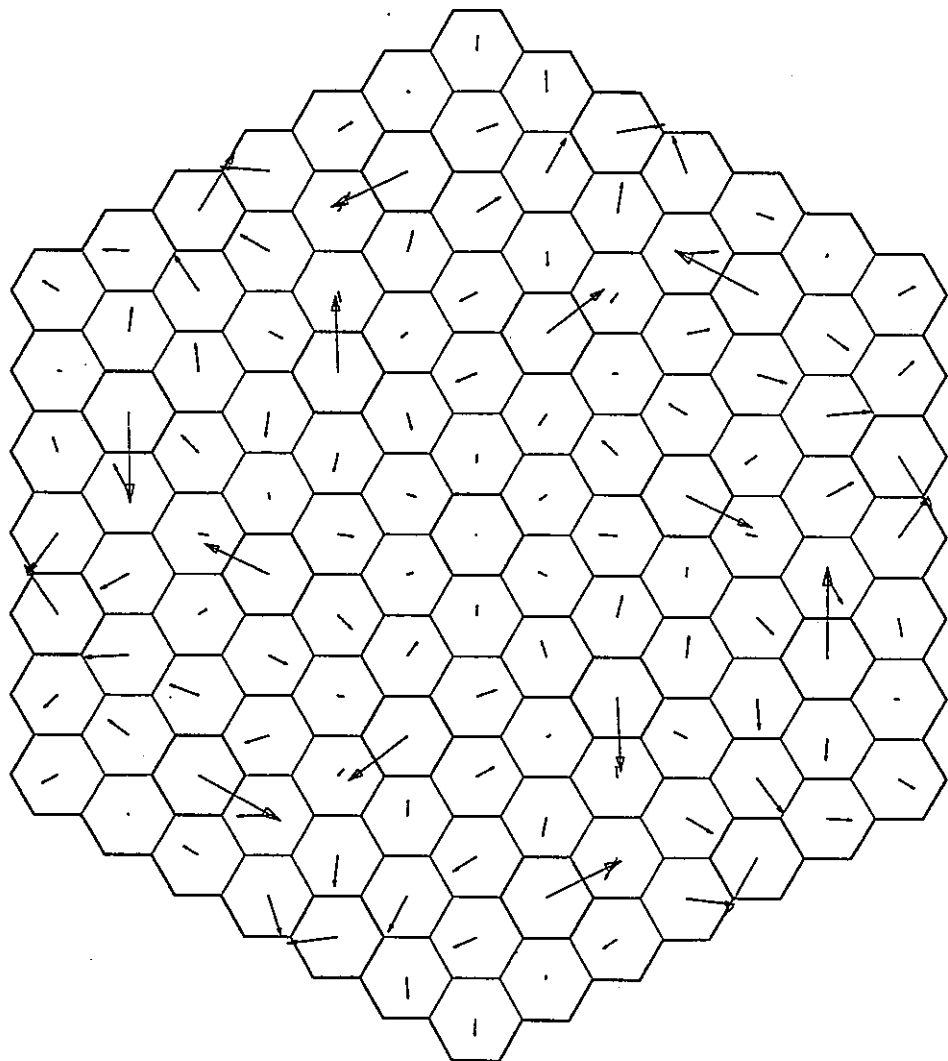
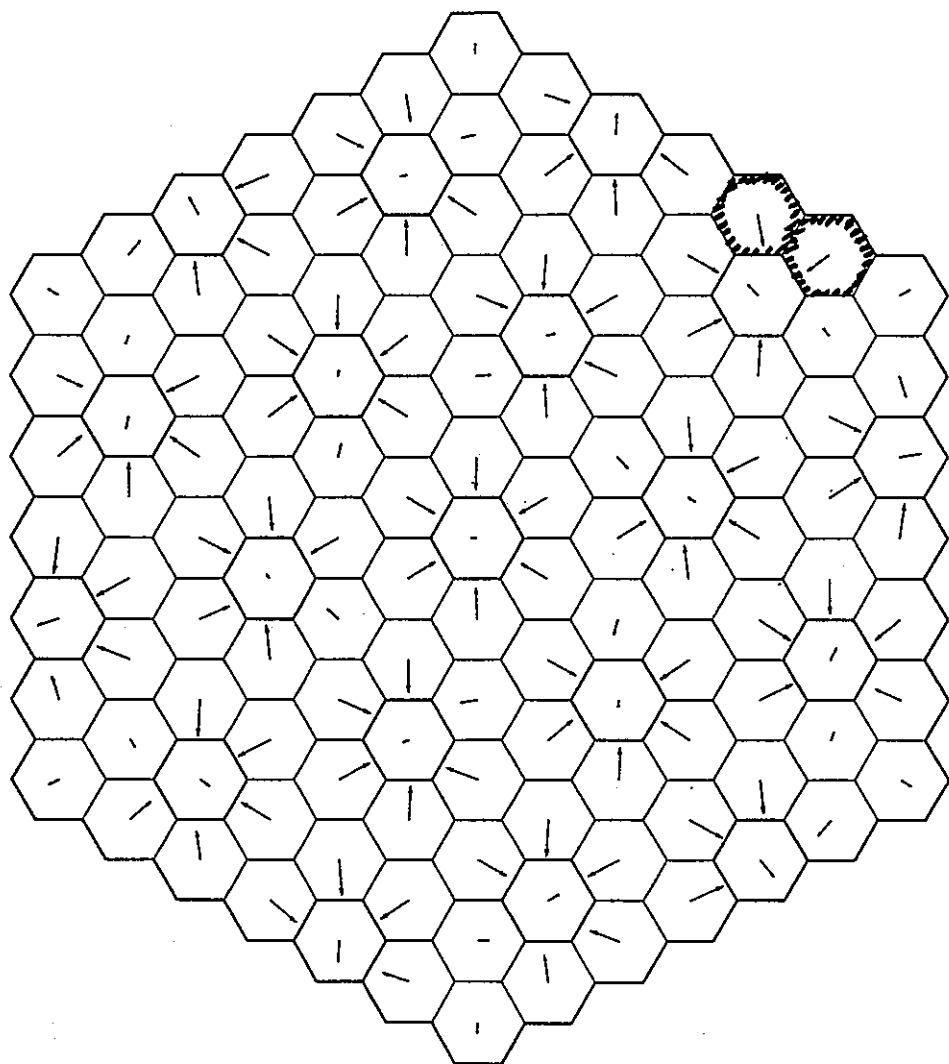


図 6.3.3-1 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース)  
 -  $\alpha$  の値の違いによる炉心変形反応度の時間変化の  
 比較 -



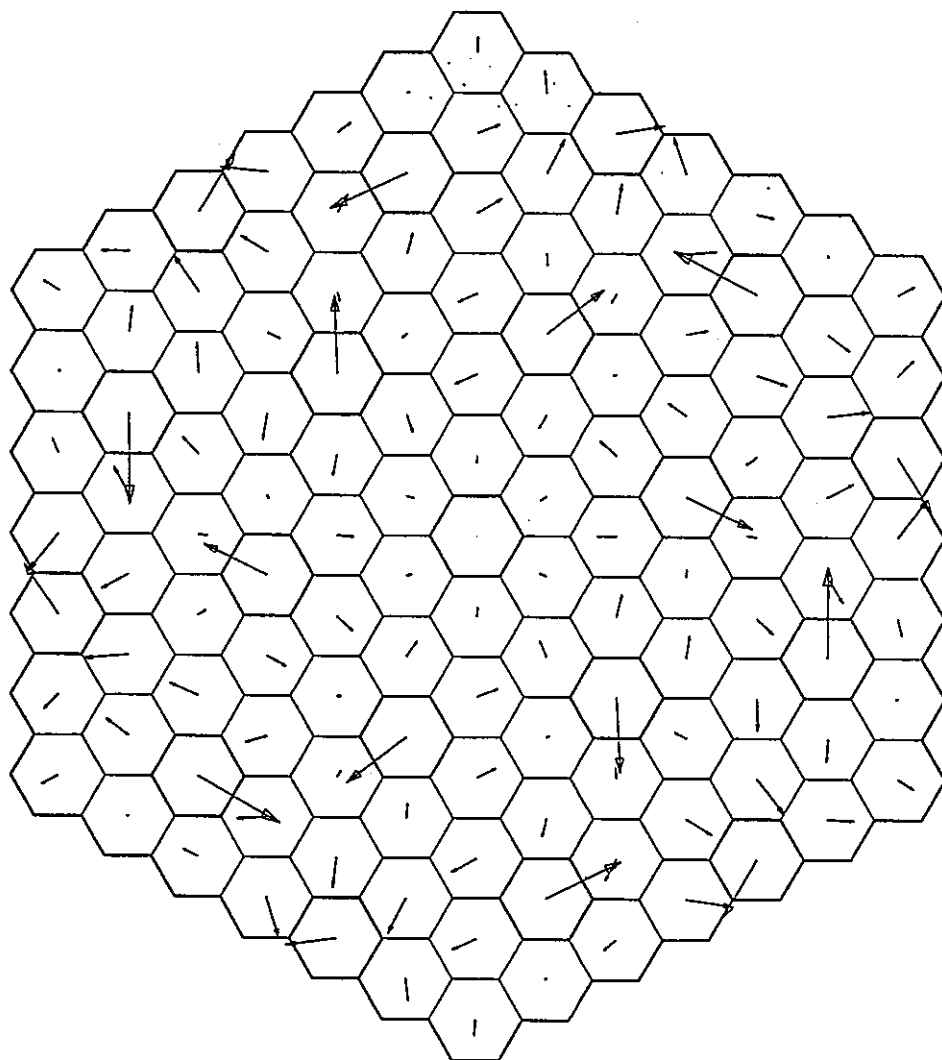
→ :5.000E-02 (mm)

図 6.3.3-2 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
- SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
における各集合体の径方向変位 -



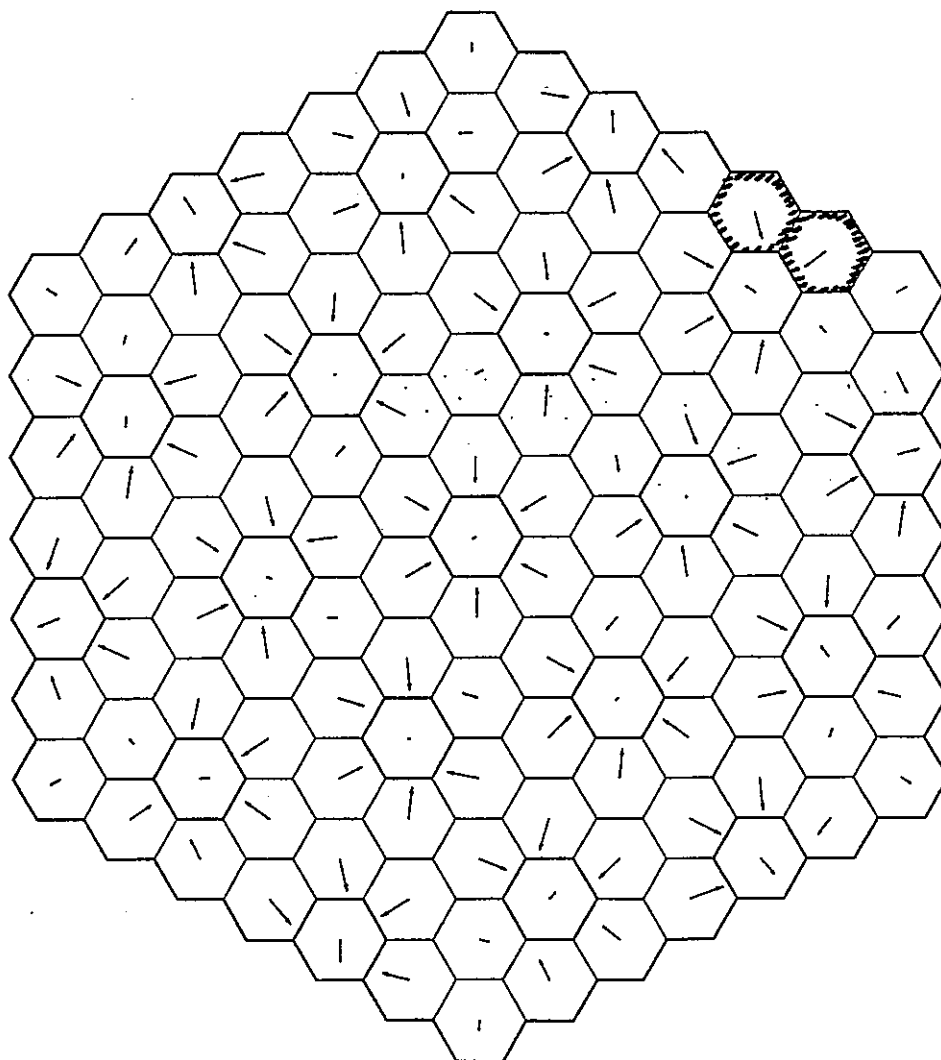
→ :5.000E-02 (mm)

図 6.3.3-3 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体の径方向変位 -



→ :5.000E-02 (mm)

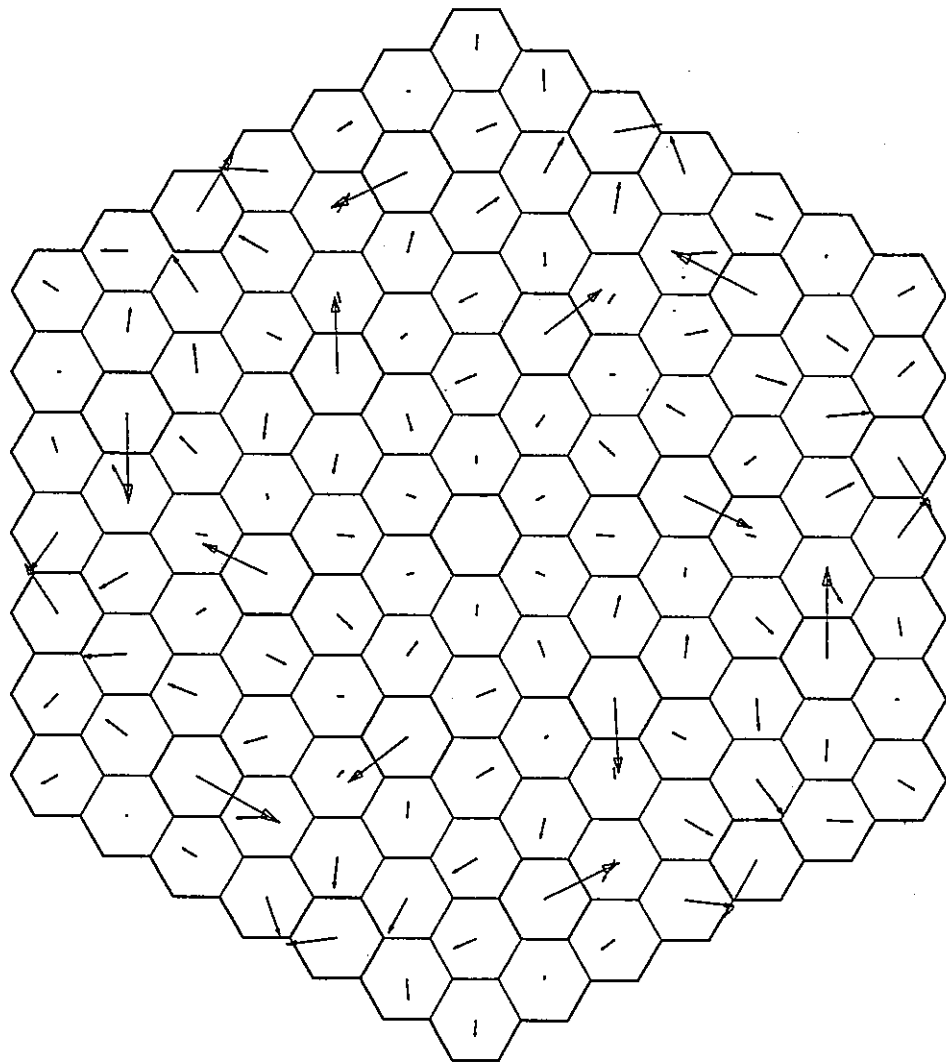
図 6.3.3-4 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 60$ )  
— SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
における各集合体の径方向変位 —



— : 5.000E-02 (mm)

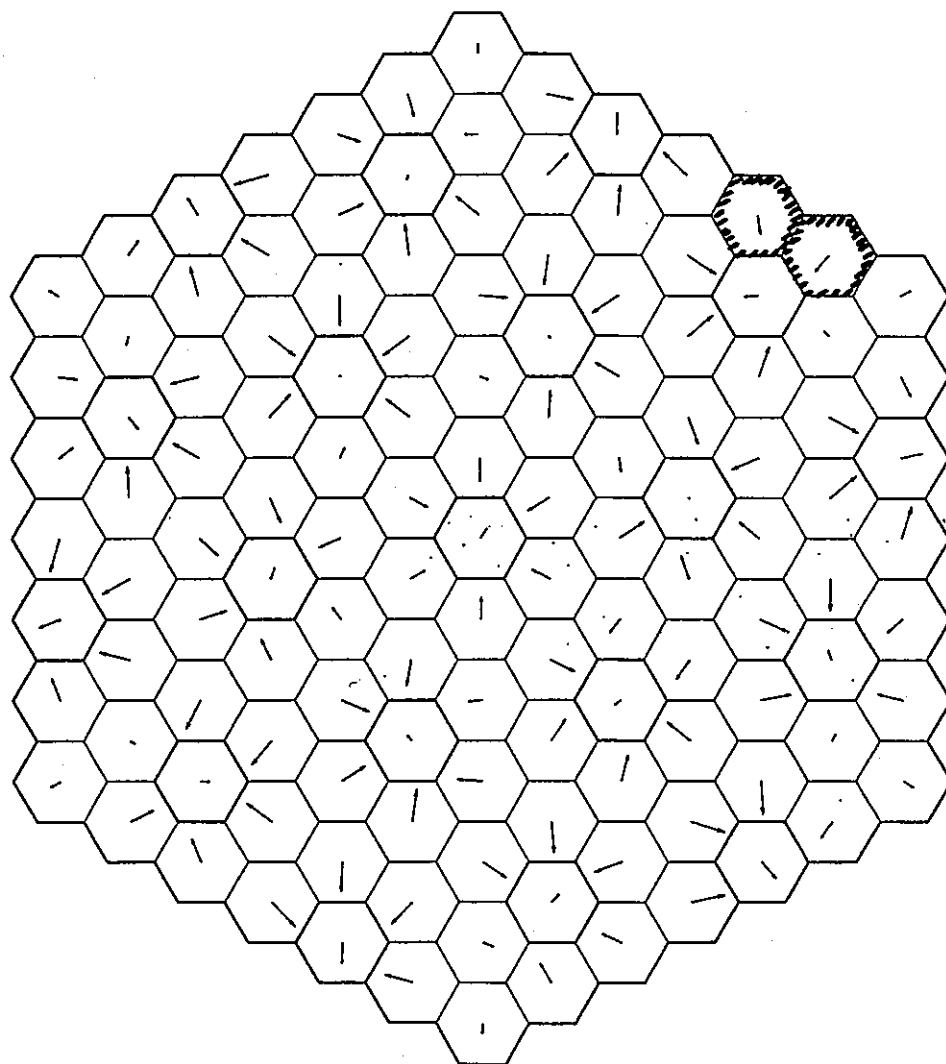
図 6.3.3-5 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 60$ )  
 — SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体の径方向変位 —





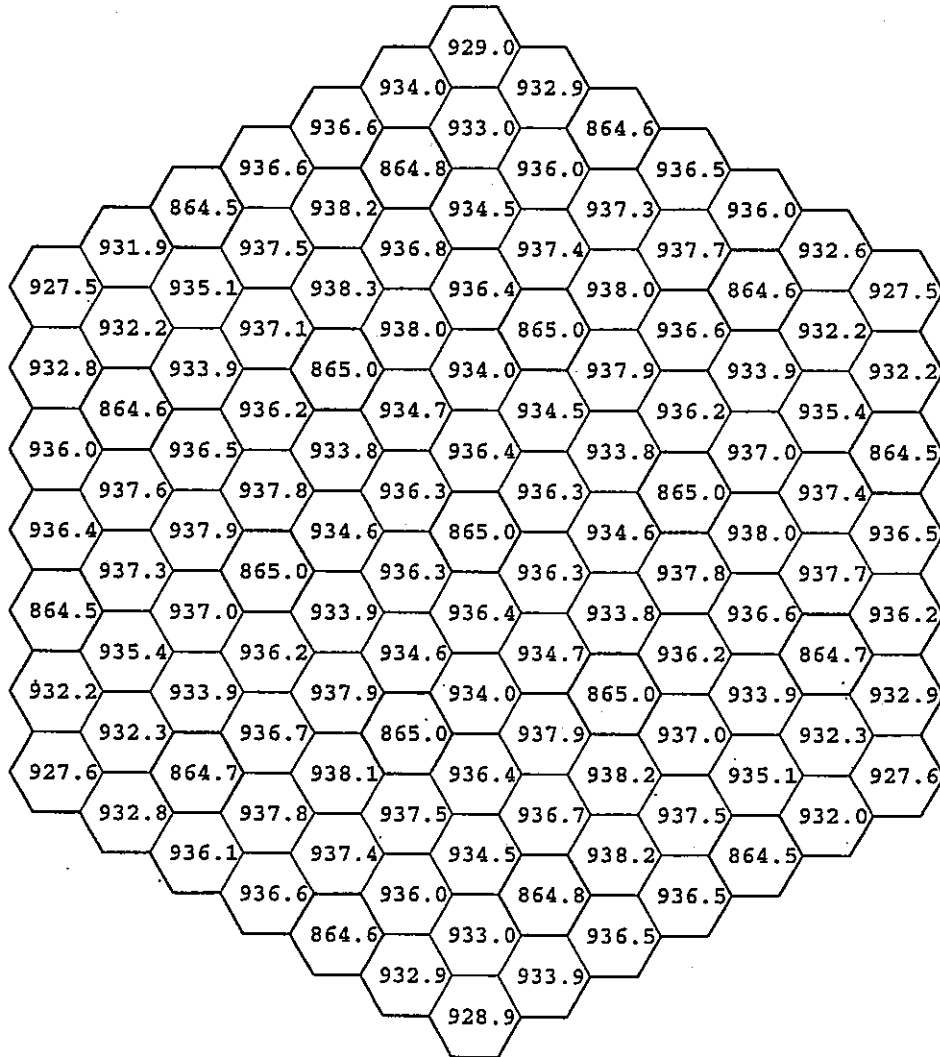
→ : 5.000E-02 (mm)

図 6.3.3-6 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
- SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
における各集合体の径方向変位 -



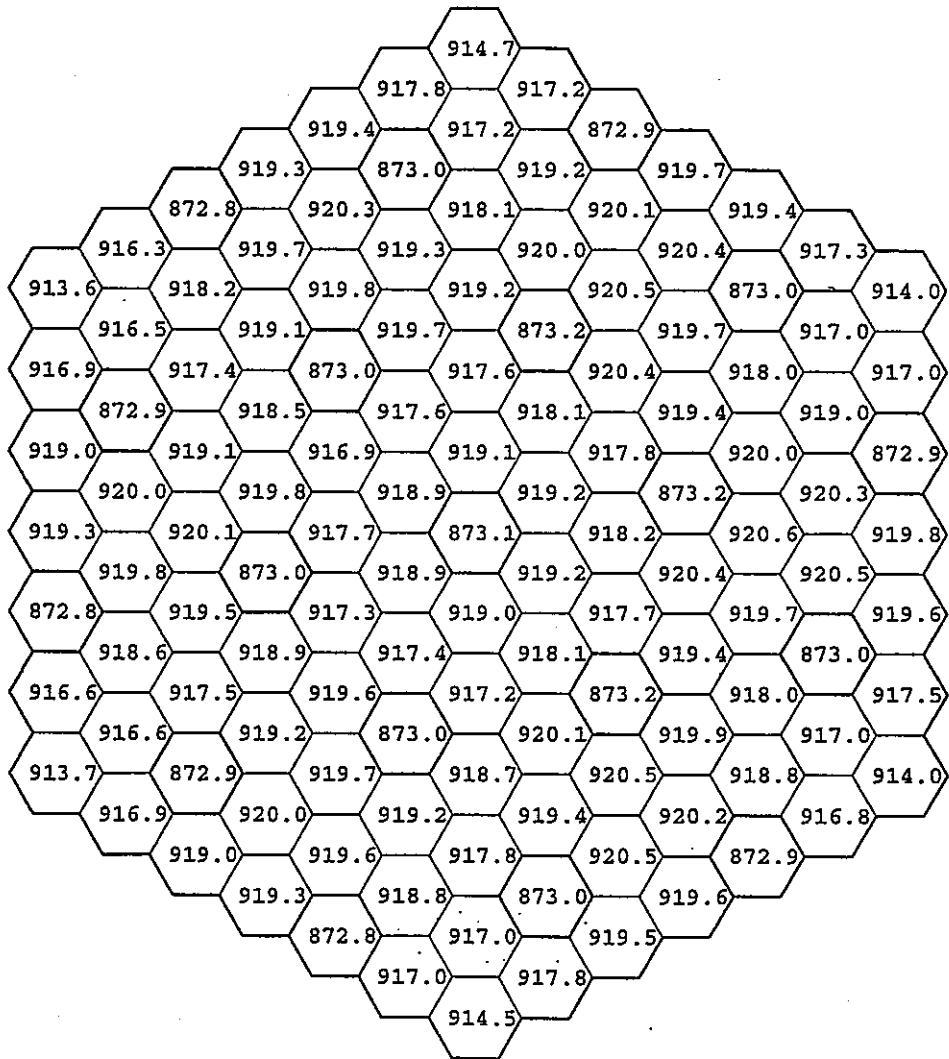
→ :5.000E-02 (mm)

図 6.3.3-7 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 - SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体の径方向変位 -



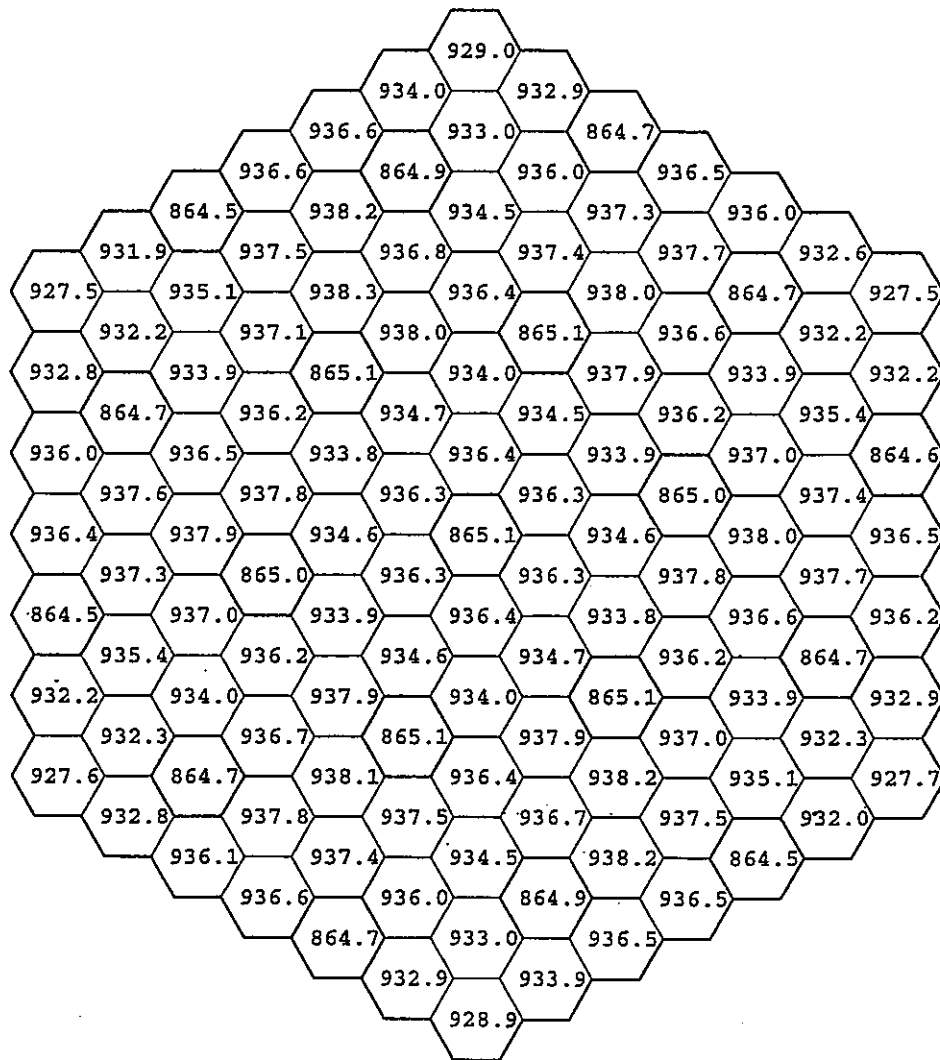
単位 : K

図 6.3.3-8 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 - SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体のラッパ管平均温度 -



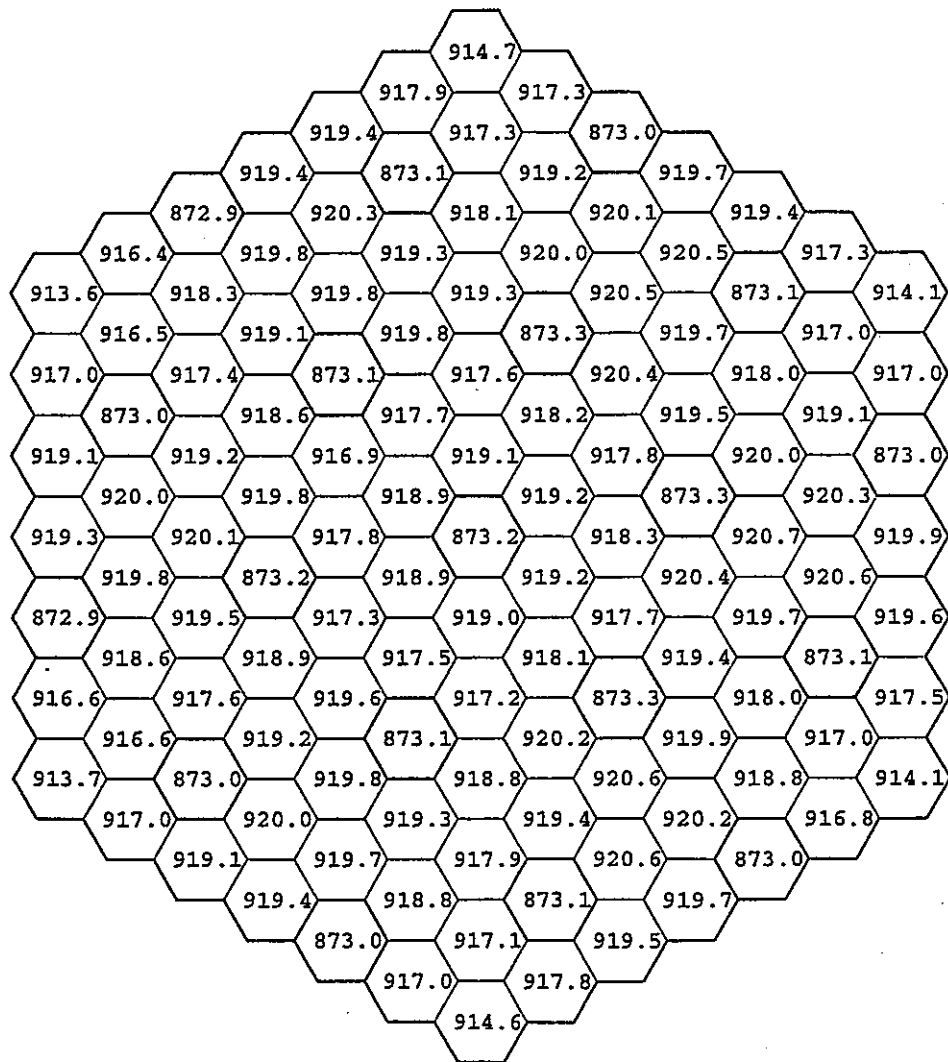
単位 : K

図 6.3.3-9 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 20$ )  
 — SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体のラッパ管平均温度 —



単位 : K

図 6.3.3-10 核—熱流動—構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 — SASS 落下前の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体のラッパ管平均温度 —



単位 : K

図 6.3.3-11 核-熱流動-構造結合解析プロトタイプシステムの  
 試計算結果 (炉心変形を考慮したケース:  $\alpha = 100$ )  
 - SASS 落下後の炉心燃料上端位置 ( $z=126.75\text{cm}$ )  
 における各集合体のラッパ管平均温度 -



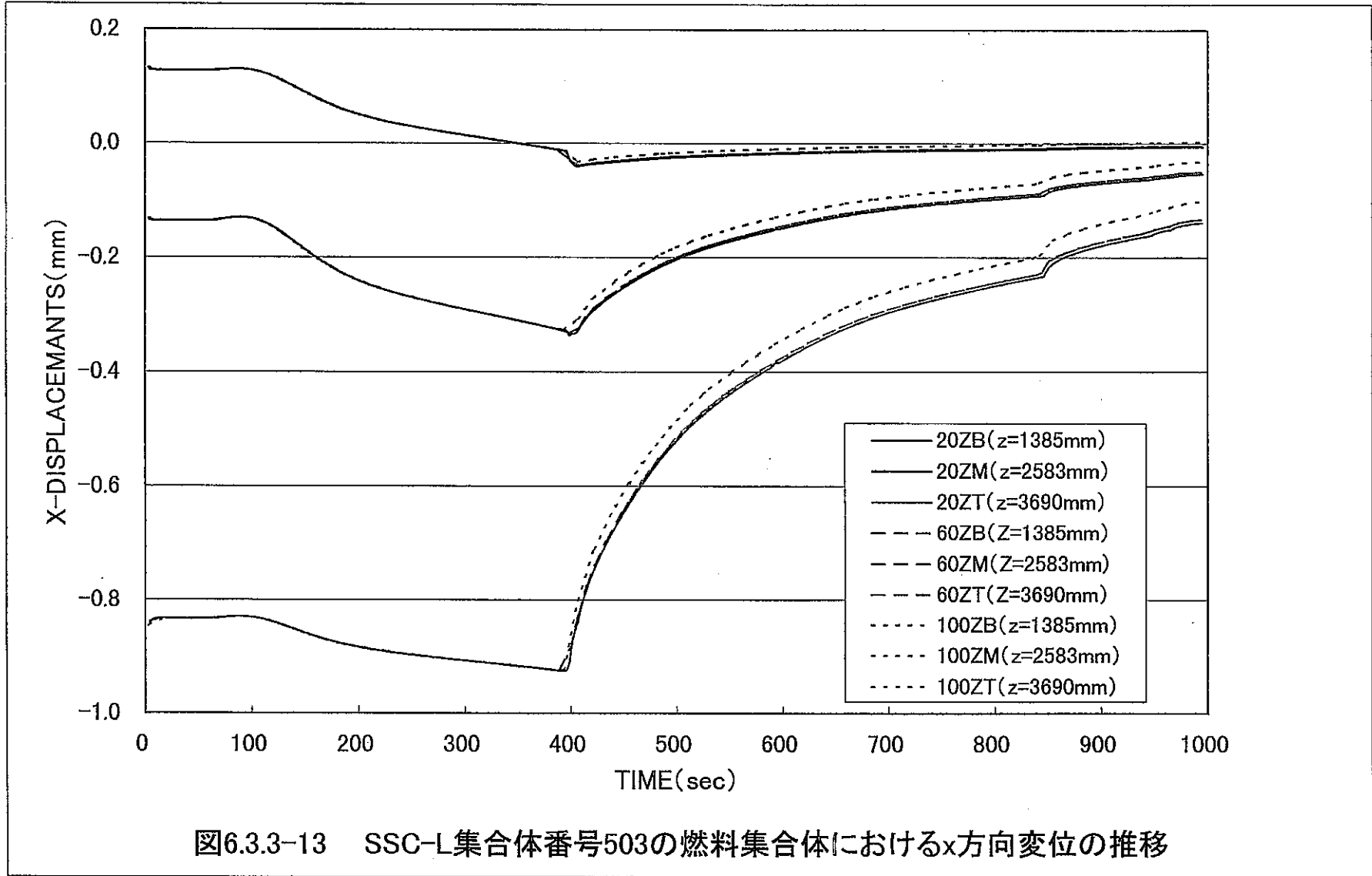


図6.3.3-13 SSC-L集合体番号503の燃料集合体におけるx方向変位の推移



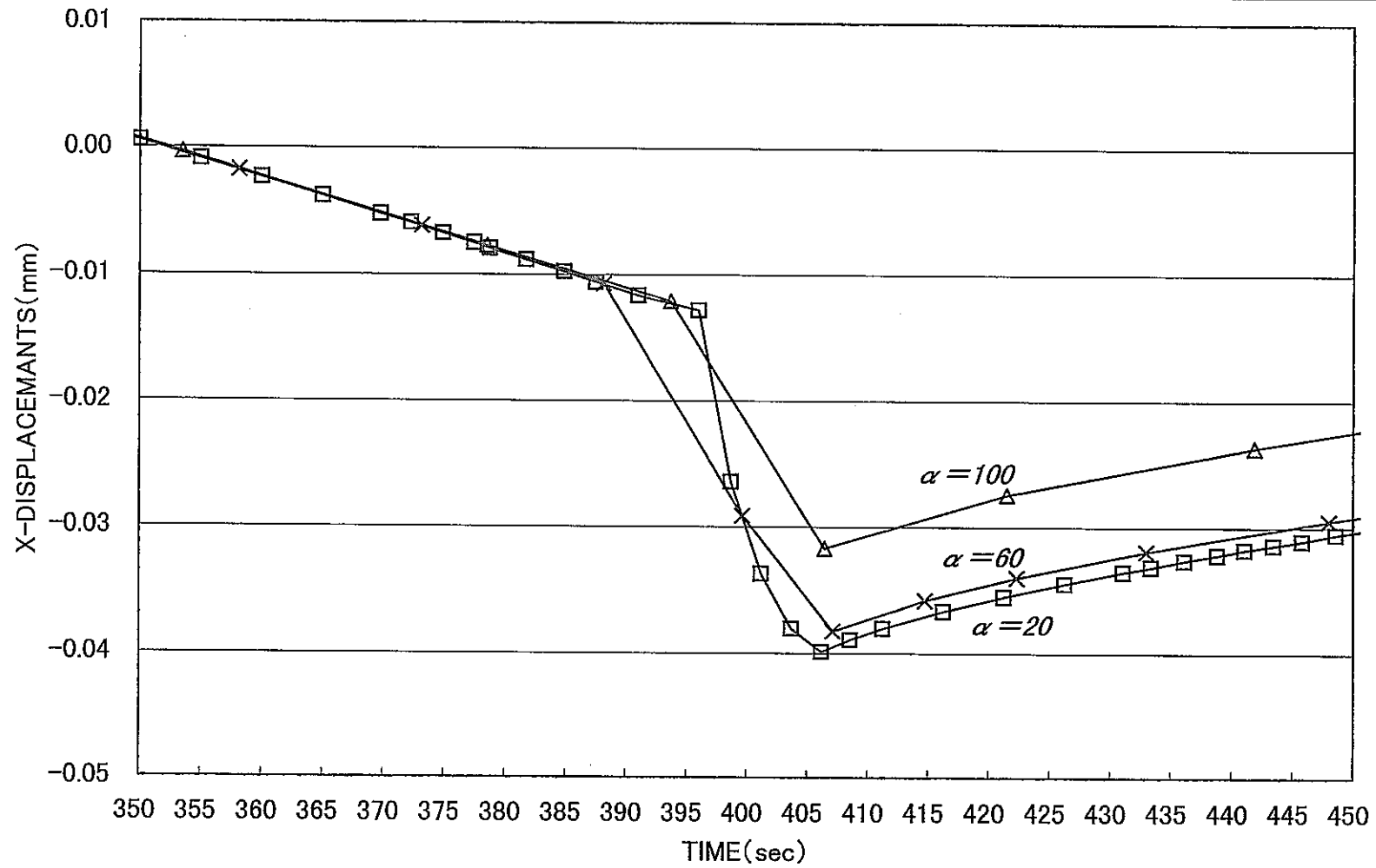


図6.3.3-14 SSC-L集合体番号503の燃料集合体におけるx方向変位の推移  
(Z=1385mm; 350秒~450秒)

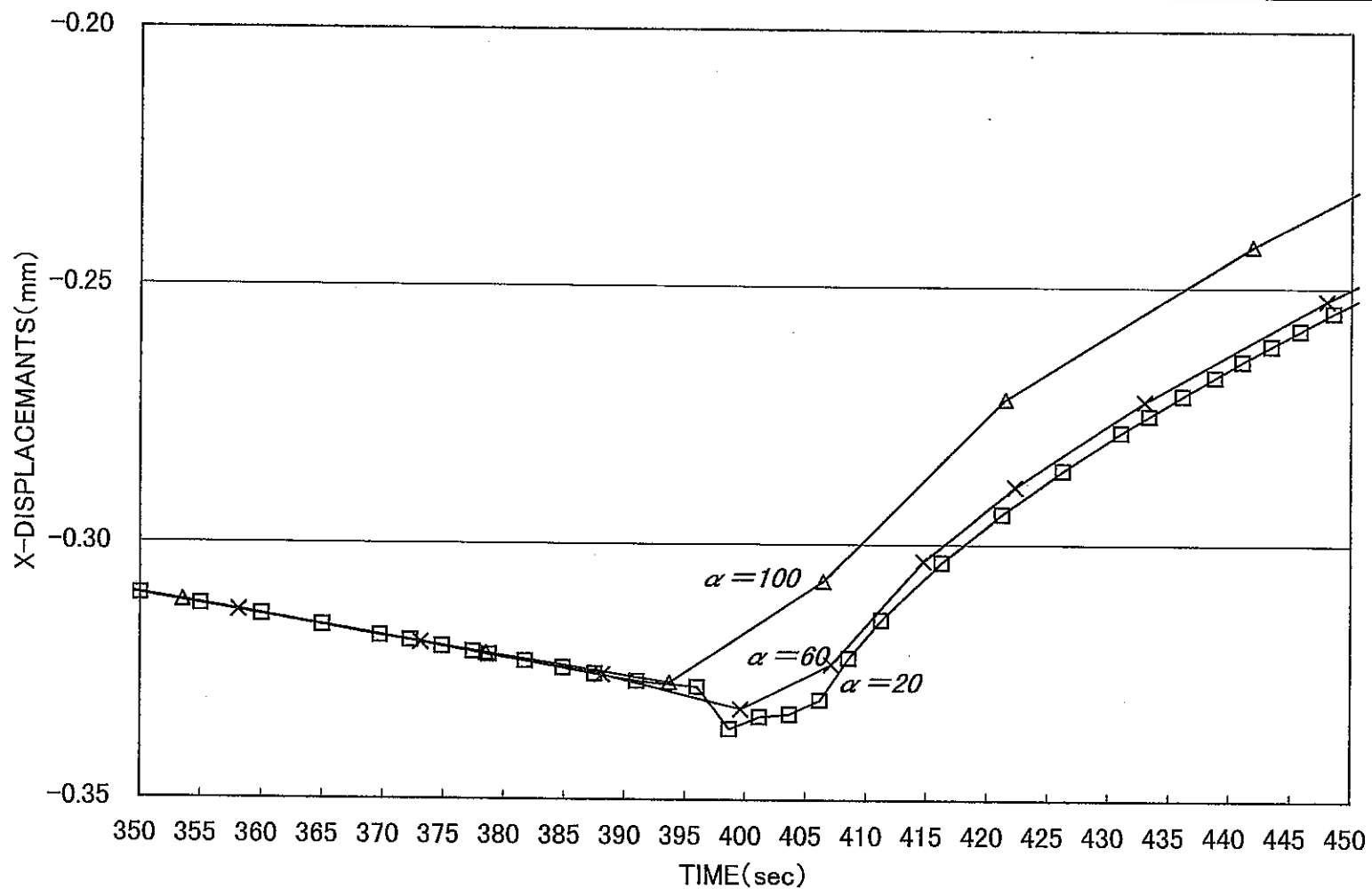


図6.3.3-15 SSC-L集合体番号503の燃料集合体におけるx方向変位の推移  
(Z=2583mm; 350秒~450秒)

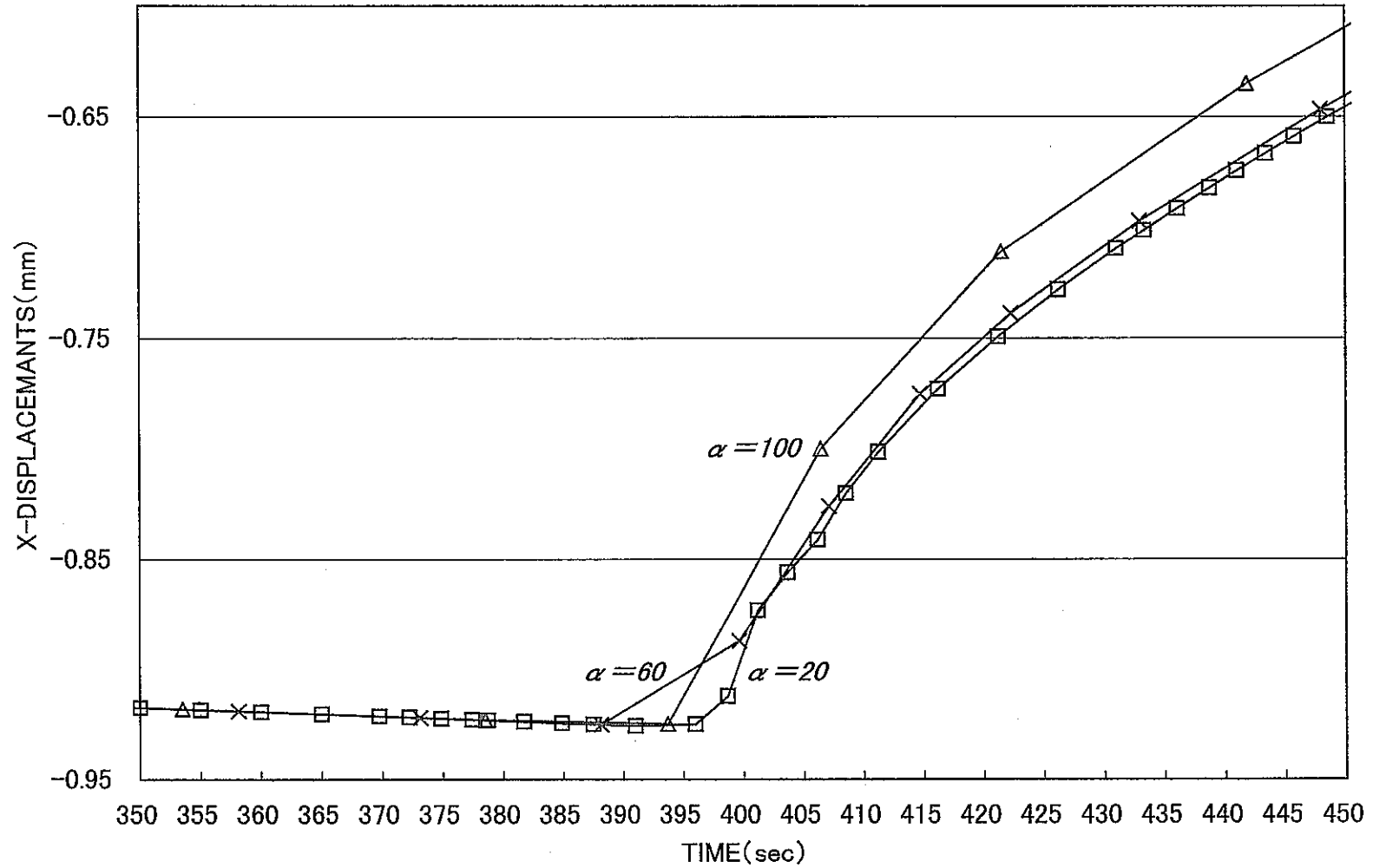


図6.3.3-16 SSC-L集合体番号503の燃料集合体におけるx方向変位の推移  
(Z=3690mm; 350秒~450秒)

## 付録 1

SSC-L のラッパ管壁面温度の PRECISE への  
受け渡しについて

## SSC-L のラップ管壁面温度の PRECISE への受け渡しについて

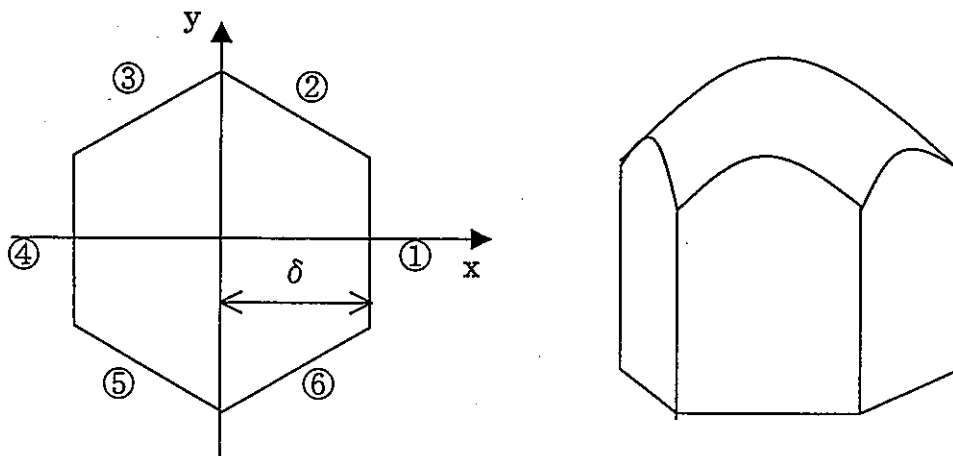
ラップ管壁面の温度について、SSC-L の計算結果を受けて、PRECISE 側でラップ管の彎曲計算を行う。ここで、SSC-L から与えられるラップ管の温度は 6 つの壁面の代表（平均）温度で各面の中央に与えられる。一方、PRECISE 側でのラップ管の温度は積分点の状態量であり、最低次で 1 断面の 6 点、六角形の各頂点で定義される。したがって、SSC-L から PRECISE へのラップ管壁面温度の授受については、その意味を勘案したトランスレーションが必要となる。ここでは、その方法について考察をする。

### 1. 双 2 次多項式で空間の温度分布を仮定する方法

次の双 2 次多項式で空間の温度分布を仮定する。

$$T(x,y) = \frac{a}{\delta^2}x^2 + \frac{b}{\delta^2}xy + \frac{c}{\delta^2}y^2 + \frac{d}{\delta}x + \frac{e}{\delta}y + f \quad (A1-1)$$

ここで、 $\delta$  はラップ管面間距離の半分であり、ラップ管断面について座標系と面(辺)の番号を下左図のように定義する。



式(A1-1)については、x-y 平面に平行な断面で楕円、x-y 平面に垂直な断面で上に凸の放物線となるような曲面を期待するもので、例えば x-y 平面に平行な断面で中心を通る円( $a=c, b=d=e=0$ )の場合、ラップ管断面の各辺の温度は両端で低く中央で高い、上右図に示す鉛筆の削り口のような分布になる。各辺は次式で表される。

$$\begin{aligned}
 (1) \quad & x = \delta && \left( -\frac{1}{\sqrt{3}}\delta \leq y \leq \frac{1}{\sqrt{3}}\delta \right) \\
 (2) \quad & y = -\frac{1}{\sqrt{3}}x + \frac{2}{\sqrt{3}}\delta && \left( \begin{array}{l} \delta \geq x \geq 0 \\ \frac{1}{\sqrt{3}}\delta \leq y \leq \frac{2}{\sqrt{3}}\delta \end{array} \right) \\
 (3) \quad & y = \frac{1}{\sqrt{3}}x + \frac{2}{\sqrt{3}}\delta && \left( \begin{array}{l} 0 \geq x \geq -\delta \\ \frac{2}{\sqrt{3}}\delta \geq y \geq \frac{1}{\sqrt{3}}\delta \end{array} \right) \\
 (4) \quad & x = -\delta && \left( -\frac{1}{\sqrt{3}}\delta \geq y \geq -\frac{2}{\sqrt{3}}\delta \right) \\
 (5) \quad & y = -\frac{1}{\sqrt{3}}x - \frac{2}{\sqrt{3}}\delta && \left( \begin{array}{l} -\delta \leq x \leq 0 \\ -\frac{1}{\sqrt{3}}\delta \geq y \geq -\frac{2}{\sqrt{3}}\delta \end{array} \right) \\
 (6) \quad & y = \frac{1}{\sqrt{3}}x - \frac{2}{\sqrt{3}}\delta && \left( \begin{array}{l} 0 \leq x \leq \delta \\ -\frac{2}{\sqrt{3}}\delta \leq y \leq -\frac{1}{\sqrt{3}}\delta \end{array} \right)
 \end{aligned} \tag{A1-2}$$

式(A1-1)と式(A1-2)を連立することで各辺の温度分布が得られる。

$$\begin{aligned}
 (1) \quad & T_{(1)}(y) = c\frac{y^2}{\delta^2} + (b+e)\frac{y}{\delta} + (a+d+f) \\
 (2) \quad & T_{(2)}(x) = \left(a - \frac{b}{\sqrt{3}} + \frac{c}{3}\right)\frac{x^2}{\delta^2} + \left(\frac{2}{\sqrt{3}}b - \frac{4}{3}c + d - \frac{1}{\sqrt{3}}e\right)\frac{x}{\delta} + \left(\frac{4}{3}c + \frac{2}{\sqrt{3}}e + f\right) \\
 (3) \quad & T_{(3)}(x) = \left(a + \frac{b}{\sqrt{3}} + \frac{c}{3}\right)\frac{x^2}{\delta^2} + \left(\frac{2}{\sqrt{3}}b + \frac{4}{3}c + d + \frac{1}{\sqrt{3}}e\right)\frac{x}{\delta} + \left(\frac{4}{3}c + \frac{2}{\sqrt{3}}e + f\right) \\
 (4) \quad & T_{(4)}(y) = c\frac{y^2}{\delta^2} + (-b+e)\frac{y}{\delta} + (a-d+f) \\
 (5) \quad & T_{(5)}(x) = \left(a - \frac{b}{\sqrt{3}} + \frac{c}{3}\right)\frac{x^2}{\delta^2} + \left(-\frac{2}{\sqrt{3}}b + \frac{4}{3}c + d - \frac{1}{\sqrt{3}}e\right)\frac{x}{\delta} + \left(\frac{4}{3}c - \frac{2}{\sqrt{3}}e + f\right) \\
 (6) \quad & T_{(6)}(x) = \left(a + \frac{b}{\sqrt{3}} + \frac{c}{3}\right)\frac{x^2}{\delta^2} + \left(-\frac{2}{\sqrt{3}}b - \frac{4}{3}c + d + \frac{1}{\sqrt{3}}e\right)\frac{x}{\delta} + \left(\frac{4}{3}c - \frac{2}{\sqrt{3}}e + f\right)
 \end{aligned} \tag{A1-3}$$

式(A1-3)から各辺の平均温度を求める。

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(1)} &= \frac{\sqrt{3}}{2\delta} \int_{\frac{1}{\sqrt{3}}\delta}^{\frac{1}{\sqrt{3}}\delta} T_{(1)}(y) dy \\
 &= a + \frac{1}{9}c + d + f
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(2)} &= \frac{1}{\delta} \int_b^{\delta} T_{(2)}(x) dx \\
 &= \frac{1}{3}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c + \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(3)} &= \frac{1}{\delta} \int_b^{\delta} T_{(3)}(x) dx \\
 &= \frac{1}{3}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c - \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(4)} &= \frac{\sqrt{3}}{2\delta} \int_{\frac{1}{\sqrt{3}}\delta}^{\frac{1}{\sqrt{3}}\delta} T_{(4)}(y) dy \\
 &= a + \frac{1}{9}c - d + f
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(5)} &= \frac{1}{\delta} \int_b^{\delta} T_{(5)}(x) dx \\
 &= \frac{1}{3}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c - \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f
 \end{aligned}
 \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
 \bar{T}_{(6)} &= \frac{1}{\delta} \int_b^{\delta} T_{(6)}(x) dx \\
 &= \frac{1}{3}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c + \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f
 \end{aligned}
 \tag{6}$$

(A1-4)

式(A1-4)の連立方程式を解くことによって式(A1-1)の係数が定まる。  
 ここで、式(A1-4)の係数行列式を求める。

$$D = \begin{vmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{9} & 1 & 0 & 1 \\ \frac{1}{3} & \frac{2}{3\sqrt{3}} & \frac{7}{9} & \frac{1}{2} & \frac{3}{2\sqrt{3}} & 1 \\ \frac{1}{3} & -\frac{2}{3\sqrt{3}} & \frac{7}{9} & -\frac{1}{2} & \frac{3}{2\sqrt{3}} & 1 \\ 1 & 0 & \frac{1}{9} & -1 & 0 & 1 \\ \frac{1}{3} & \frac{2}{3\sqrt{3}} & \frac{7}{9} & -\frac{1}{2} & -\frac{3}{2\sqrt{3}} & 1 \\ \frac{1}{3} & -\frac{2}{3\sqrt{3}} & \frac{7}{9} & \frac{1}{2} & -\frac{3}{2\sqrt{3}} & 1 \end{vmatrix} = 0
 \tag{A1-5}$$

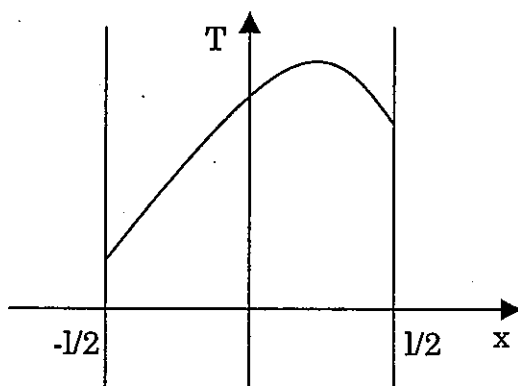
したがって、与えられた各辺の6つの平均温度を使って、式(A1-4)を解いて式

(A1-1)の空間の温度分布を表す曲面の式を定めることはできない。

## 2. 2次多項式で各辺の温度分布を仮定する方法

各辺について2次多項式で温度分布を表現することを試みる。この場合についても、前述と同じようにラップ管断面の各辺の温度は鉛筆の削り口のような分布になることを期待している。

座標系を各辺について下図のように定める。



ここで、 $l$ は1辺の長さである。

各辺の温度分布を次の式で表す。

$$T_{(i)}(x) = \frac{a_i}{l^2}x^2 + \frac{b_i}{l}x + c_i \quad \left(-\frac{1}{2}l \leq x \leq \frac{1}{2}l\right) \quad (A2-1)$$

$(i = 1, 6)$

式(A2-1)から各辺の平均温度を求める。

$$\begin{aligned} \bar{T}_{(i)} &= \frac{1}{l} \int_{-l/2}^{l/2} T_{(i)}(x) dx \\ &= \frac{a_i}{12} + c_i \quad (i = 1, 6) \end{aligned} \quad (A2-2)$$

さらに、隣接する辺の境界で温度が等しいという条件を課す。

$$\begin{aligned} T_{(i)}'\left(-\frac{l}{2}\right) &= \frac{a_i}{4} - \frac{b_i}{2} + c_i \\ T_{(i)}\left(\frac{l}{2}\right) &= \frac{a_i}{4} + \frac{b_i}{2} + c_i \end{aligned} \quad (i = 1, 6) \quad (A2-3)$$

であるから、



$$\begin{aligned}
 \frac{1}{4}(a_1 - a_2) + \frac{1}{2}(b_1 + b_2) + c_1 - c_2 &= 0 \\
 \frac{1}{4}(a_2 - a_3) + \frac{1}{2}(b_2 + b_3) + c_2 - c_3 &= 0 \\
 \frac{1}{4}(a_3 - a_4) + \frac{1}{2}(b_3 + b_4) + c_3 - c_4 &= 0 \\
 \frac{1}{4}(a_4 - a_5) + \frac{1}{2}(b_4 + b_5) + c_4 - c_5 &= 0 \\
 \frac{1}{4}(a_5 - a_6) + \frac{1}{2}(b_5 + b_6) + c_5 - c_6 &= 0 \\
 \frac{1}{4}(a_6 - a_1) + \frac{1}{2}(b_6 + b_1) + c_6 - c_1 &= 0
 \end{aligned}
 \tag{A2-4}$$

式(A2-2)と式(A2-4)だけでは、18の未知数に対して12の条件式であるから、各辺の温度分布を一意に定めることはできない。

式(A2-1)において、係数  $a_i$  は放物線の開き具合を示すものである。ここで、条件を単純化するために、この係数を全ての辺で等しく置き、さらにこれを定数として与えるものとする。

$$a_1 = a_2 = a_3 = a_4 = a_5 = a_6 = -k \tag{A2-5}$$

式(A2-5)を式(A2-2)と式(A2-4)に使うと、 $b_i$  のみに関する6つの式が得られる。

$$\begin{aligned}
 b_1 + b_2 &= 2(\bar{T}_{(2)} - \bar{T}_{(1)}) \\
 b_2 + b_3 &= 2(\bar{T}_{(3)} - \bar{T}_{(2)}) \\
 b_3 + b_4 &= 2(\bar{T}_{(4)} - \bar{T}_{(3)}) \\
 b_4 + b_5 &= 2(\bar{T}_{(5)} - \bar{T}_{(4)}) \\
 b_5 + b_6 &= 2(\bar{T}_{(6)} - \bar{T}_{(5)}) \\
 b_6 + b_1 &= 2(\bar{T}_{(1)} - \bar{T}_{(6)})
 \end{aligned}
 \tag{A2-6}$$

式(A2-6)の係数行列式は、

$$D = \begin{vmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} = 0 \tag{A2-7}$$

となり、やはり温度分布を定めることができない。

### 3. 最小自乗法による近似法

式(A1-1)を仮定し、式(A1-4)から次の誤差の自乗和を求める。

$$\begin{aligned}
 S = & (a + \frac{1}{9}c + d + f - \bar{T}_{(1)})^2 + (\frac{1}{3}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c + \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(2)})^2 \\
 & + (\frac{1}{3}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c - \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(3)})^2 + (a + \frac{1}{9}c - d + f - \bar{T}_{(4)})^2 \\
 & + (\frac{1}{3}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c - \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(5)})^2 \\
 & + (\frac{1}{3}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{7}{9}c + \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(6)})^2
 \end{aligned} \tag{A3-1}$$

式(A3-1)を最小にする条件として、

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial c} = \frac{\partial S}{\partial d} = \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{\partial S}{\partial f} = 0 \tag{A3-2}$$

したがって、

$$\begin{aligned}
 \frac{22}{3}a + \frac{34}{9}c + 10f &= 3\bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + 3\bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6 \\
 b &= \frac{3\sqrt{3}}{8}(\bar{T}_2 - \bar{T}_3 + \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\
 \frac{34}{3}a + \frac{198}{9}c + 30f &= \bar{T}_1 + 7\bar{T}_2 + 7\bar{T}_3 + \bar{T}_4 + 7\bar{T}_5 + 7\bar{T}_6 \\
 d &= \frac{1}{6}(2\bar{T}_1 + \bar{T}_2 - \bar{T}_3 - 2\bar{T}_4 - \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \\
 e &= \frac{\sqrt{3}}{6}(\bar{T}_2 + \bar{T}_3 - \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\
 \frac{10}{3}a + \frac{10}{3}c + 6f &= \bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + \bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6
 \end{aligned} \tag{A3-3}$$

第1、第3、第6式を連立させた場合の係数行列式は、

$$\begin{vmatrix}
 \frac{22}{3} & \frac{34}{9} & 10 \\
 \frac{34}{3} & \frac{198}{9} & 30 \\
 \frac{10}{3} & \frac{10}{3} & 6
 \end{vmatrix} = 0 \tag{A3-4}$$

となり、やはり温度分布を定めることができない。

(1)  $a = c$  を仮定する場合

この場合、式(A3-1)は、

$$\begin{aligned}
S = & \left(\frac{10}{9}a + d + f - \bar{T}_{(1)}\right)^2 + \left(\frac{10}{9}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(2)}\right)^2 \\
& + \left(\frac{10}{9}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b - \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(3)}\right)^2 + \left(\frac{10}{9}a - d + f - \bar{T}_{(4)}\right)^2 \\
& + \left(\frac{10}{9}a + \frac{2}{3\sqrt{3}}b - \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(5)}\right)^2 \\
& + \left(\frac{10}{9}a - \frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(6)}\right)^2
\end{aligned} \tag{A3-5}$$

式(A3-5)を最小にする条件として、

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{\partial S}{\partial f} = 0 \tag{A3-6}$$

したがって、

$$\begin{aligned}
\frac{20}{3}a + 6f &= \bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + \bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6 \\
b &= \frac{3\sqrt{3}}{8}(\bar{T}_2 - \bar{T}_3 + \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\
d &= \frac{1}{6}(2\bar{T}_1 + \bar{T}_2 - \bar{T}_3 - 2\bar{T}_4 - \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \\
e &= \frac{\sqrt{3}}{6}(\bar{T}_2 + \bar{T}_3 - \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\
\frac{20}{3}a + 6f &= \bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + \bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6
\end{aligned} \tag{A3-7}$$

第1、第5式は、同値となり、やはり温度分布を定めることができない。

(2)  $a = c = 0$  を仮定する場合

この場合、式(A1-1)は、

$$T(x, y) = \frac{b}{\delta^2}xy + \frac{d}{\delta}x + \frac{e}{\delta}y + f \tag{A3-8}$$

式(A3-1)は、

$$\begin{aligned}
S = & (d + f - \bar{T}_{(1)})^2 + \left(\frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(2)}\right)^2 \\
& + \left(-\frac{2}{3\sqrt{3}}b - \frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(3)}\right)^2 + (-d + f - \bar{T}_{(4)})^2 \\
& + \left(\frac{2}{3\sqrt{3}}b - \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(5)}\right)^2 + \left(-\frac{2}{3\sqrt{3}}b + \frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(6)}\right)^2
\end{aligned} \tag{A3-9}$$

式(A3-9)を最小にする条件として、

$$\frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{\partial S}{\partial f} = 0 \quad (\text{A3-10})$$

したがって、

$$\begin{aligned} b &= \frac{3\sqrt{3}}{8}(\bar{T}_2 - \bar{T}_3 + \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\ d &= \frac{1}{6}(2\bar{T}_1 + \bar{T}_2 - \bar{T}_3 - 2\bar{T}_4 - \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \\ e &= \frac{\sqrt{3}}{6}(\bar{T}_2 + \bar{T}_3 - \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\ f &= \frac{1}{6}(\bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + \bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \end{aligned} \quad (\text{A3-11})$$

(3)  $a = b = c = 0$  を仮定する場合

この場合、平面分布で近似することになり、式(A1-1)は、

$$T(x, y) = \frac{d}{\delta}x + \frac{e}{\delta}y + f \quad (\text{A3-12})$$

式(A3-1)は、

$$\begin{aligned} S &= (d + f - \bar{T}_{(1)})^2 + \left(\frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(2)}\right)^2 \\ &\quad + \left(-\frac{1}{2}d + \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(3)}\right)^2 + (-d + f - \bar{T}_{(4)})^2 \\ &\quad + \left(-\frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(5)}\right)^2 + \left(\frac{1}{2}d - \frac{3}{2\sqrt{3}}e + f - \bar{T}_{(6)}\right)^2 \end{aligned} \quad (\text{A3-13})$$

式(A3-13)を最小にする条件として、

$$\frac{\partial S}{\partial d} = \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{\partial S}{\partial f} = 0 \quad (\text{A3-14})$$

したがって、

$$\begin{aligned} d &= \frac{1}{6}(2\bar{T}_1 + \bar{T}_2 - \bar{T}_3 - 2\bar{T}_4 - \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \\ e &= \frac{\sqrt{3}}{6}(\bar{T}_2 + \bar{T}_3 - \bar{T}_5 - \bar{T}_6) \\ f &= \frac{1}{6}(\bar{T}_1 + \bar{T}_2 + \bar{T}_3 + \bar{T}_4 + \bar{T}_5 + \bar{T}_6) \end{aligned} \quad (\text{A3-15})$$

なお、六角形断面の各辺の中点での温度の値との誤差の自乗和の最小化を行っても、式(A3-15)とまったく同じ係数が得られる。

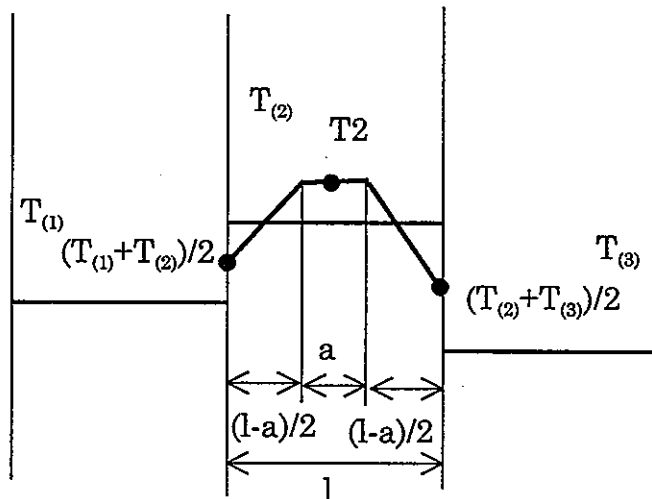
4. 六角形コーナーの温度を隣接する辺の平均温度の半分とする方法

構造解析側の六角形断面の積分点数を 6 とする場合、6 頂点での温度を隣接する辺の平均温度の平均値(半分)とする方法は最も単純といえる。この場合、各積分点での温度は、

$$\begin{aligned}
 T_1 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(2)}), & T_2 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(3)}), & T_3 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(4)}), \\
 T_4 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(5)}), & T_5 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(6)}), & T_6 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(1)})
 \end{aligned}
 \tag{A4-1}$$

この方法では、式(A4-1)の右辺が各辺の平均温度のさらに平均となっていることから、集合体の彎曲という観点からは少なめに評価することになるのではないかという懸念が残る。

そこで、各辺の midpoint での温度も加えて、積分点数を 12 とすることを考える。下図のように、各辺の長さを 1 として、各辺の中央の幅  $a$  についてはフラットな温度分布で、他は直線で結んだ温度分布と仮定する。



辺の midpoint での温度は、その辺の温度分布の辺方向の積分値と辺の平均温度と辺の長さの積を等値することで得られる。このようにして得られた 12 個の積分点での温度は、第 1 辺と第 2 辺のコーナーから反時計回りに順に次のとおりになる。

$$\begin{aligned}
 T_1 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(2)}), & T_2 &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(2)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(3)}) \right\}, \\
 T_3 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(3)}), & T_4 &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(3)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(4)}) \right\}, \\
 T_5 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(4)}), & T_6 &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(4)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(5)}) \right\}, \\
 T_7 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(5)}), & T_8 &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(5)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(6)}) \right\}, \\
 T_9 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(6)}), & T_{10} &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(6)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(1)}) \right\}, \\
 T_{11} &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(1)}), & T_{12} &= \frac{1}{2(l+a)} \left\{ (3l+a)\bar{T}_{(1)} - \frac{l-a}{2}(\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(2)}) \right\}
 \end{aligned} \tag{A4-2}$$

特別な場合として、

$$a = 0;$$

$$\begin{aligned}
 T_1 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(2)}), & T_2 &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(2)} - (\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(3)}) \}, \\
 T_3 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(3)}), & T_4 &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(3)} - (\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(4)}) \}, \\
 T_5 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(4)}), & T_6 &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(4)} - (\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(5)}) \}, \\
 T_7 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(5)}), & T_8 &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(5)} - (\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(6)}) \}, \\
 T_9 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(6)}), & T_{10} &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(6)} - (\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(1)}) \}, \\
 T_{11} &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(1)}), & T_{12} &= \frac{1}{4} \{ 6\bar{T}_{(1)} - (\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(2)}) \}
 \end{aligned} \tag{A4-3}$$

$$a = l;$$

$$\begin{aligned}
 T_1 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(1)} + \bar{T}_{(2)}), & T_2 &= \bar{T}_{(2)}, \\
 T_3 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(2)} + \bar{T}_{(3)}), & T_4 &= \bar{T}_{(3)}, \\
 T_5 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(3)} + \bar{T}_{(4)}), & T_6 &= \bar{T}_{(4)}, \\
 T_7 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(4)} + \bar{T}_{(5)}), & T_8 &= \bar{T}_{(5)}, \\
 T_9 &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(5)} + \bar{T}_{(6)}), & T_{10} &= \bar{T}_{(6)}, \\
 T_{11} &= \frac{1}{2}(\bar{T}_{(6)} + \bar{T}_{(1)}), & T_{12} &= \bar{T}_{(1)}
 \end{aligned} \tag{A4-4}$$

FINAS による比較計算：

(PIPE3 1要素、六角形中空断面、片持ちはりモデル)

- ・対面間距離：107.6 mm
- ・板厚：3 mm
- ・長さ：1000 mm
- ・弾性定数： $1.5 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$
- ・線膨張係数： $20.0 \times 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$

- (1) 24 積分点：階段状分布
- (2) 12 積分点：階段状分布(平均値ベース  $a=1$  の場合に一致)、最小自乗近似(曲面/平面)、平均値ベース( $a$ :パラメータ 3 種類(0, 1/2, 1)、Akima の方法)
- (3) 6 積分点：最小自乗近似(曲面/平面)、平均値、Akima の方法

(11 種類)

計算ケース：

温度分布 2 ケース(単位： $^\circ\text{C}$ )

・ケース A

$$\begin{aligned} \bar{T}_{(1)} &= 480, & \bar{T}_{(2)} &= 490, & \bar{T}_{(3)} &= 500, \\ \bar{T}_{(4)} &= 500, & \bar{T}_{(5)} &= 490, & \bar{T}_{(6)} &= 480 \end{aligned}$$

・ケース B

$$\begin{aligned} \bar{T}_{(1)} &= 831.45, & \bar{T}_{(2)} &= 831.33, & \bar{T}_{(3)} &= 831.56, \\ \bar{T}_{(4)} &= 825.68, & \bar{T}_{(5)} &= 831.33, & \bar{T}_{(6)} &= 831.45 \end{aligned}$$

(計 22 種類)

比較項目：

曲率、軸ひずみ、周方向応力分布

## 解析ケース

ケース No.	温度パターン	積分点数	手法	備考
A24S	A	24	階段	
A12L1		12	最小自乗(曲面)	(平面の場合と同じ)
A12L2			最小自乗(平面)	
A12M1			平均値(a=0)	
A12M2			平均値(a=1/2)	
A12M3			平均値(a=1)	12 積分点階段と同じ
A12A			Akima の方法	
A06L1		6	最小自乗(曲面)	
A06L2			最小自乗(平面)	
A06M			平均値	
A06A			Akima の方法	
B24S	B	24	階段	
B12L1		12	最小自乗(曲面)	
B12L2			最小自乗(平面)	
B12M1			平均値(a=0)	
B12M2			平均値(a=1/2)	
B12M3			平均値(a=1)	12 積分点階段と同じ
B12A			Akima の方法	
B06L1		6	最小自乗(曲面)	
B06L2			最小自乗(平面)	
B06M			平均値	
B06A			Akima の方法	

考察

## (前提)

温度分布について正解がなく、六面の各平均値が与えられる。そこで、FINAS における PIPE3 要素の断面の最大積分点数 24 を使って、各辺の 3 積分点に与えられた温度をそのまま与え、コーナー積分点については隣接する辺の温度の平均値を与えたケース(A24S および B24S)をレファレンスとした。この場合、各辺でフラットな温度分布を仮定しているため曲率については若干少なめとなることが予想される。また、応力の分布についても参考のため付すが、同じ理由から必ずしも実態を反映したものにはならない。



## [ケース A]

Fig. A1: A-1(a)および Fig. A1: A-1(b)に 12 積分点と 6 積分点の場合の各ケースの温度分布を 24 積分点にケース A24S と比較して示す。このケースでは、最小自乗法による近似では、A12L1 は平面の式になり、A12L2 に一致する。

Fig. A1: A-2 に各ケースについて得られた熱膨張による軸ひずみと曲率を比較して示す。軸ひずみについては、各ケースに違いは見られない。最も曲率を大きく評価するのは A12M1( $a=0$ )であり、パラメータ  $a$  を増大させると曲率は小さく評価される。 $a$  が最も大きい 1 の場合(A12M3)、各辺の温度分布はフラットに近づき、A24S の結果にほぼ等しくなる。2 番目に曲率を大きく評価しているのは、最小自乗法による近似であり、これは積分点が 12(A12L1(2))の場合と 6(A06L1(2))の場合で差異は認められない。次は平均値ベースの A12M2( $a=1/2$ )であり、これは、12 積分点の Akima の方法(A12A)に近い。6 積分点の平均値ベース(A06M)、Akima の方法(A06A)はいずれも A24S よりも小さい。感じとしては、A12M2 と A12A が A24S よりも若干大きい程度でほどよく思える。6 積分点に制約されるならば、若干さらに大きめではあるが、A06L1(2)を使うべきであろう。

Fig. A1: A-3(a)および Fig. A1: A-3(b)に 12 積分点と 6 積分点の場合の各ケースの応力分布を 24 積分点にケース A24S と比較して示す。最小自乗法による場合は、温度分布を平面上の分布に近似しているため、周方向の熱膨張に不ぞろいがなく、応力は発生しない。

## [ケース B]

Fig. A1: B-1(a)および Fig. A1: B-1(b)に 12 積分点と 6 積分点の場合の各ケースの温度分布を 24 積分点にケース B24S と比較して示す。Fig. A1: B-1(b)からわかるように、12 積分点の Akima の方法 B12A)は、この場合ほぼ B24S のラインに乗っている。

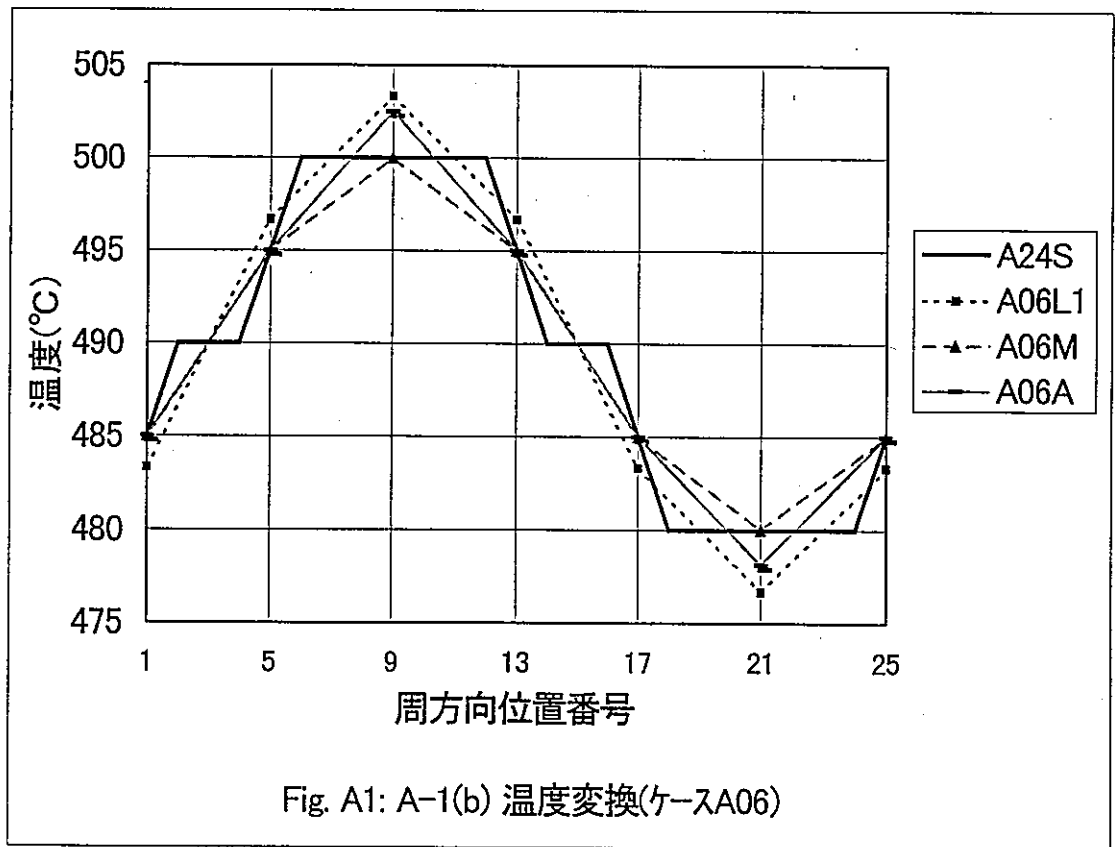
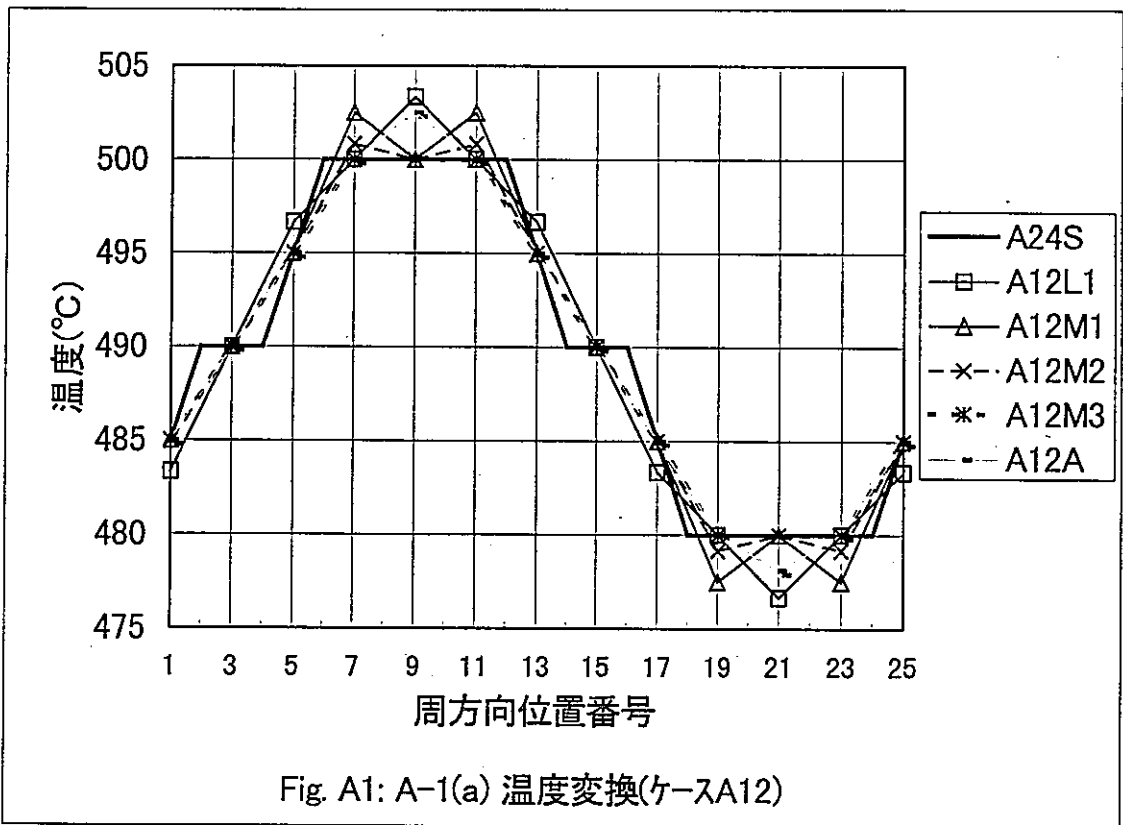
Fig. A1: B-2 に各ケースについて得られた熱膨張による軸ひずみと曲率を比較して示す。軸ひずみについては、各ケースに違いは見られない。最も曲率を大きく評価するのはやはり B12M1( $a=0$ )であり、パラメータ  $a$  を増大させると曲率は小さく評価される。 $a$  が最も大きい 1 の場合(B12M3)、各辺の温度分布はフラットに近づき、B24S および B12A の結果にほぼ等しくなる。2 番目に曲率を大きく評価しているのは、最小自乗法による B06L1 であり、B12L1, B12L2, B06L2 がほぼ同値でこれに続く。次は平均値ベースの B12M2( $a=1/2$ )である。やはり 6 積分点の平均値ベース(B06M)、Akima の方法(B06A)はいずれも B24S よりも小さい。感じとしては、B12M2 が B24S よりも若干大きい程度でほどよく思える。6 積分点に制約されるならば、若干さらに大きめでは

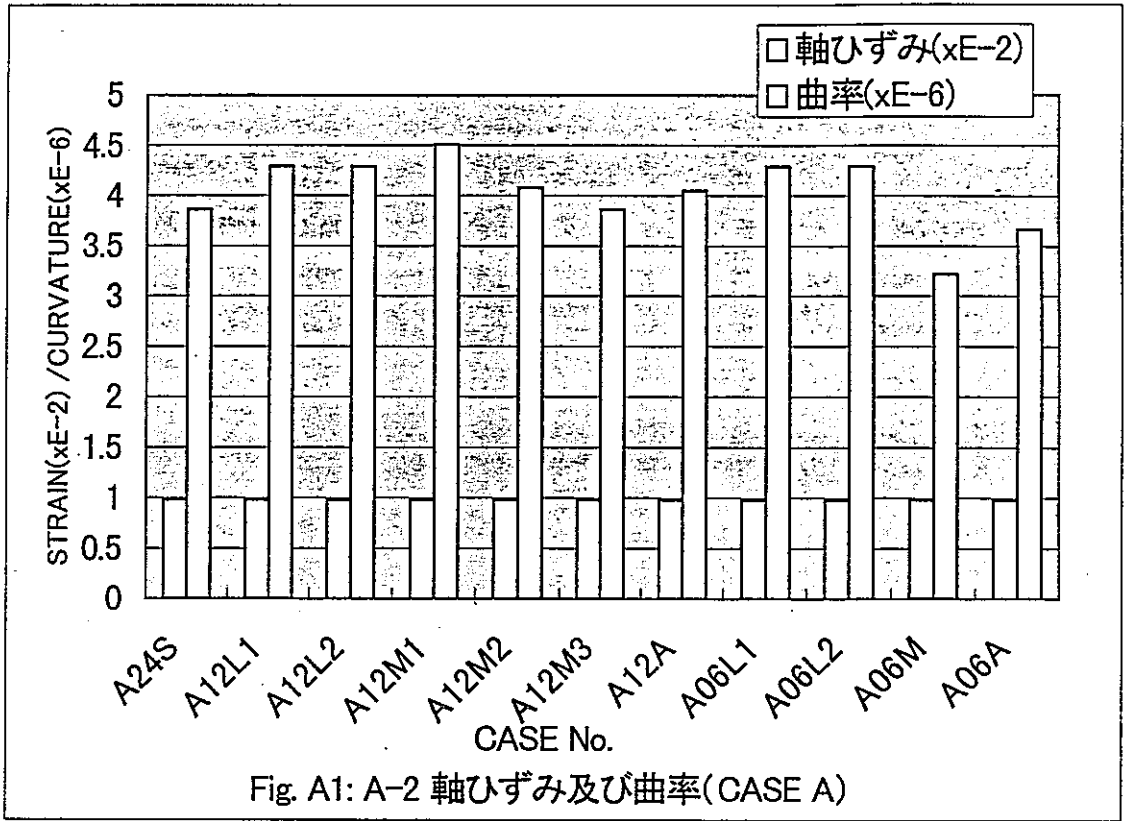
あるが、B06L2 を使うべきであろう。

Fig. A1.: B-3(a)および Fig. A1.: B-3(b)に 12 積分点と 6 積分点の場合の各ケースの応力分布を 24 積分点にケース B24S と比較して示す。最小自乗法による B12L2 および B06L2 では応力は発生しないので除いている。

(まとめ)

- ・ 正確な温度分布がレファレンスとしてないので、どの方法がベストであるとは断言できない。
- ・ 各辺の平均温度データ 6 点からコーナ一点 6 点の温度を評価することは厳密には困難であり、少なくとも 12 点の温度データが与えられることが望ましい。
- ・ やむなく、各辺平均温度データ 6 点からコーナ一点 6 点の温度を評価しなければならない場合は、6 積分点を追加して 12 積分点で平均値ベースで補間する方法 (パラメータ  $a=1/2$  程度) がよいように思える。
- ・ 計算負荷などから 6 積分点に制約される場合は、若干変形を大きめに評価する可能性はあるものの、最小自乗法による近似がよいと思われる。
- ・ 12 積分点で最小自乗法を使う意味は無い。





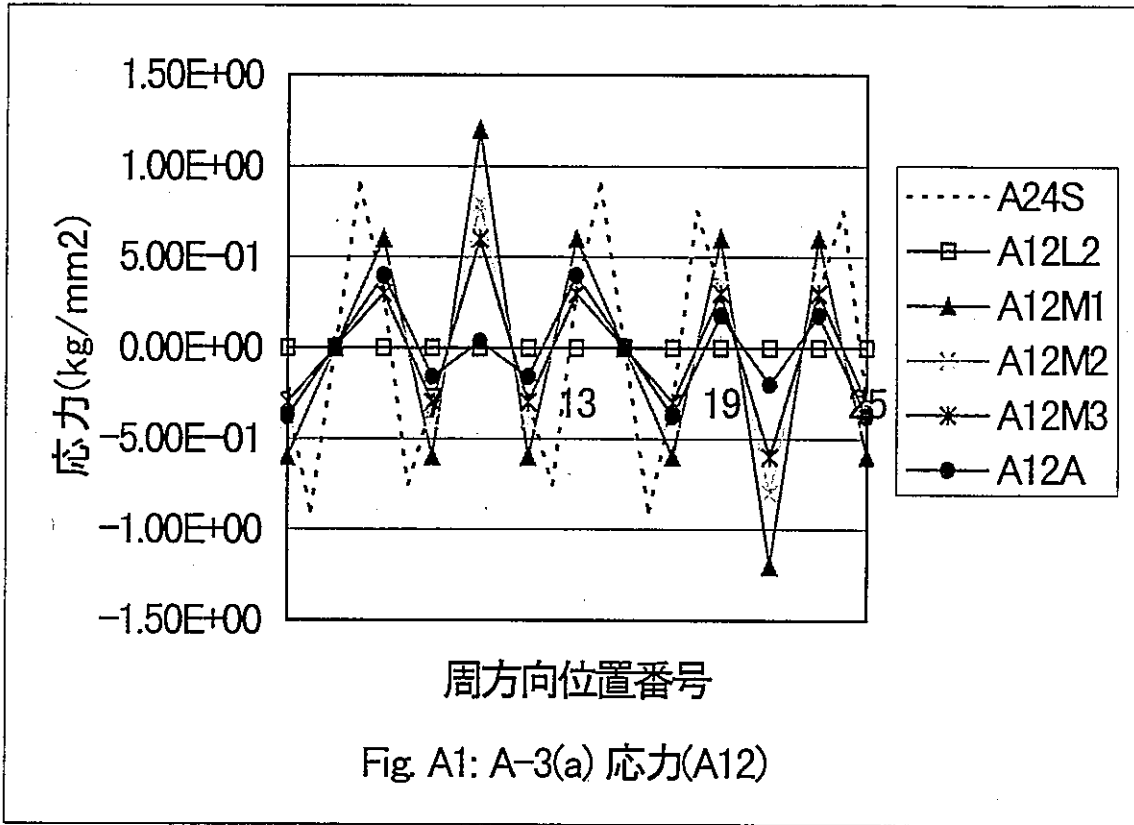


Fig. A1: A-3(a) 应力(A12)

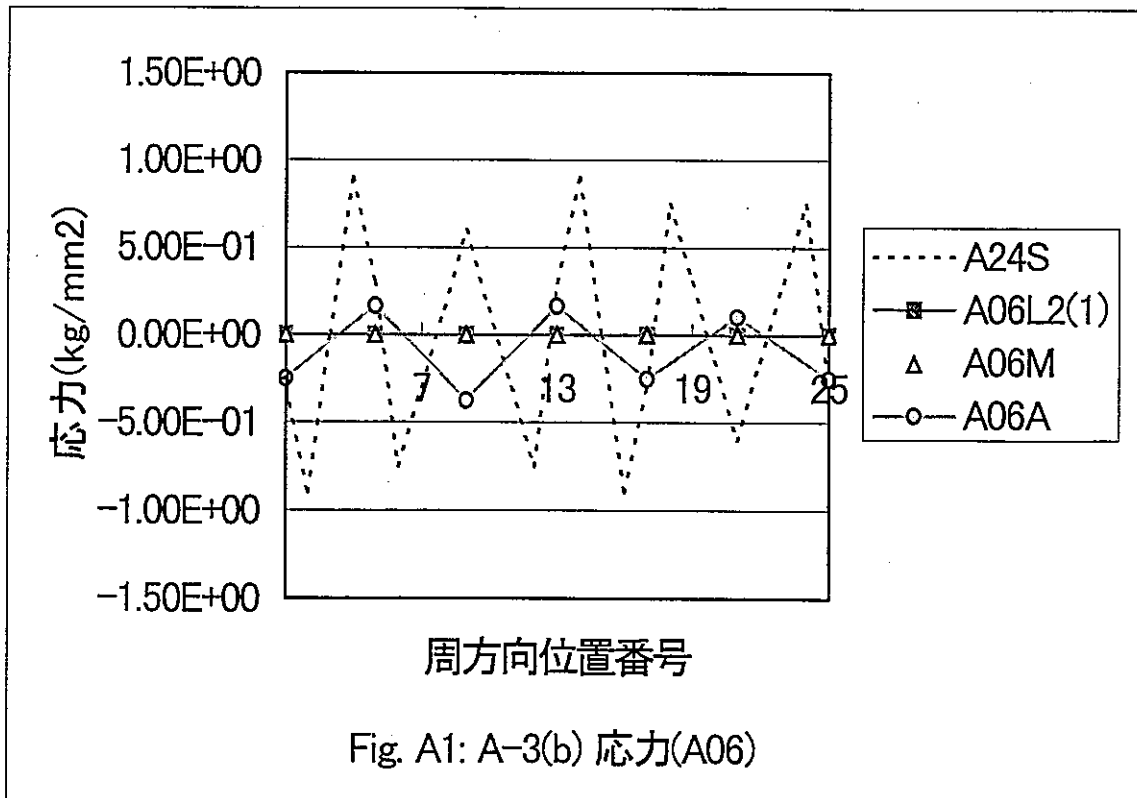
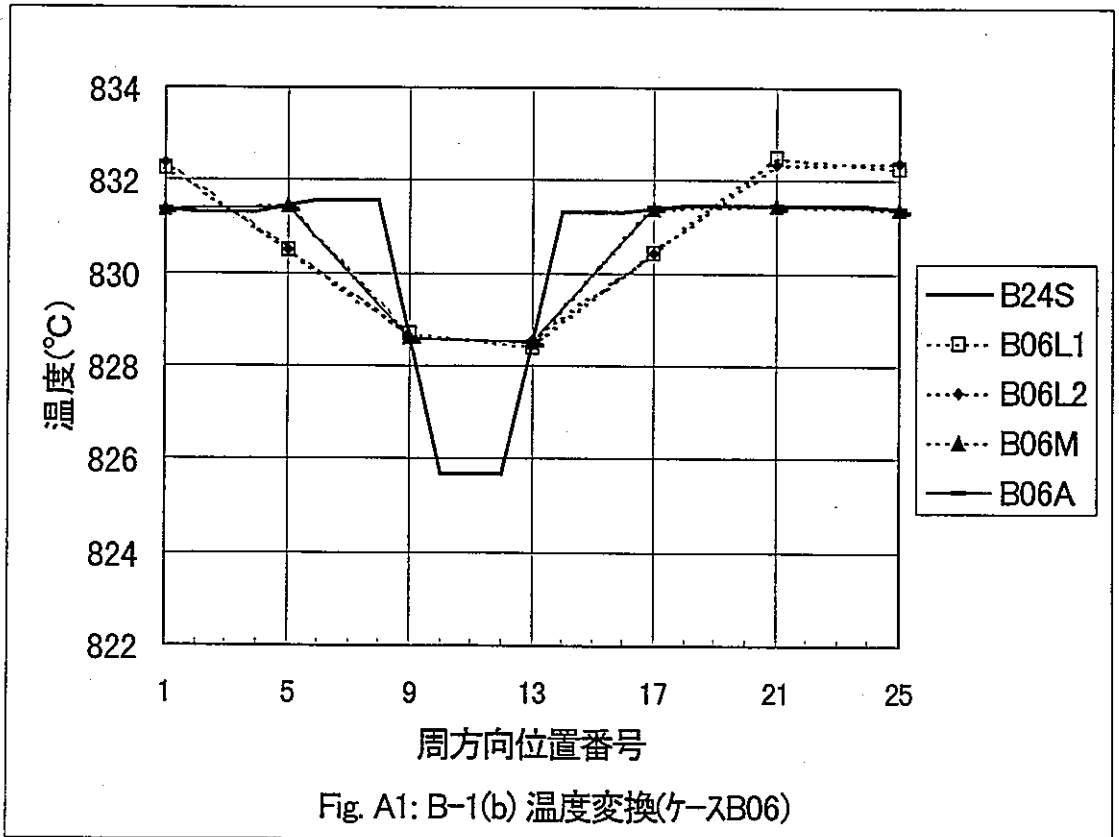
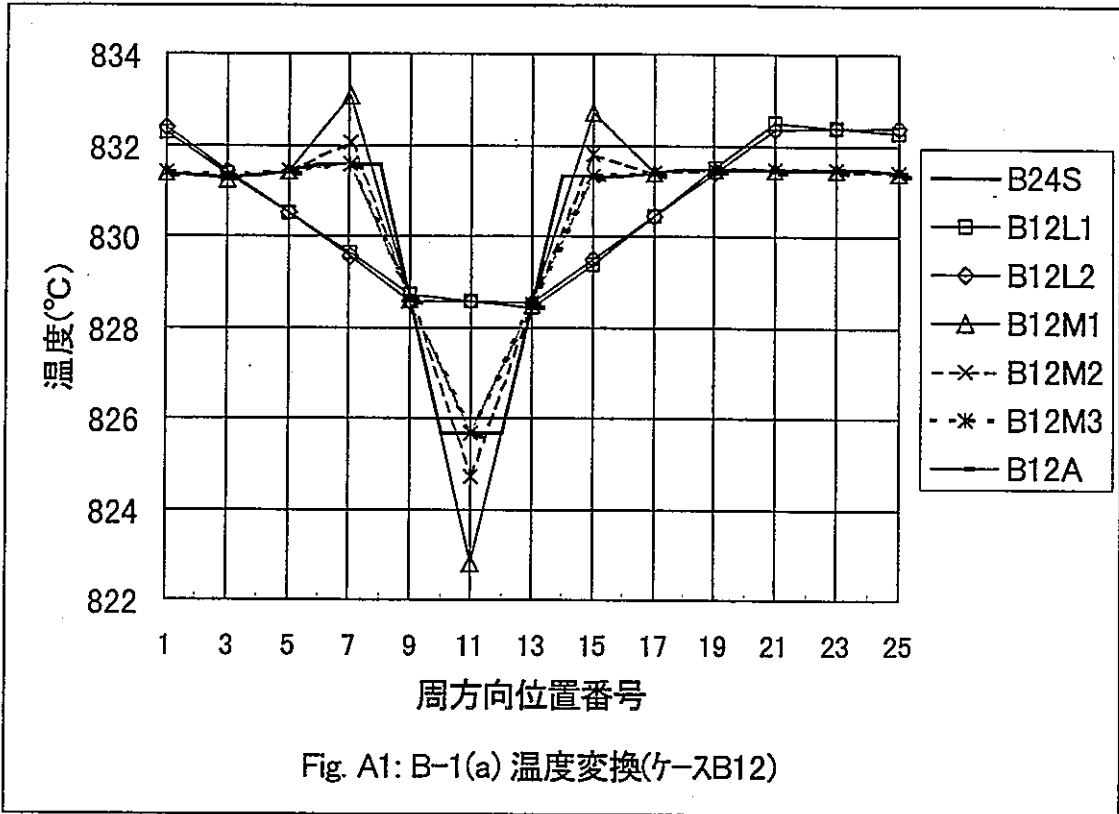
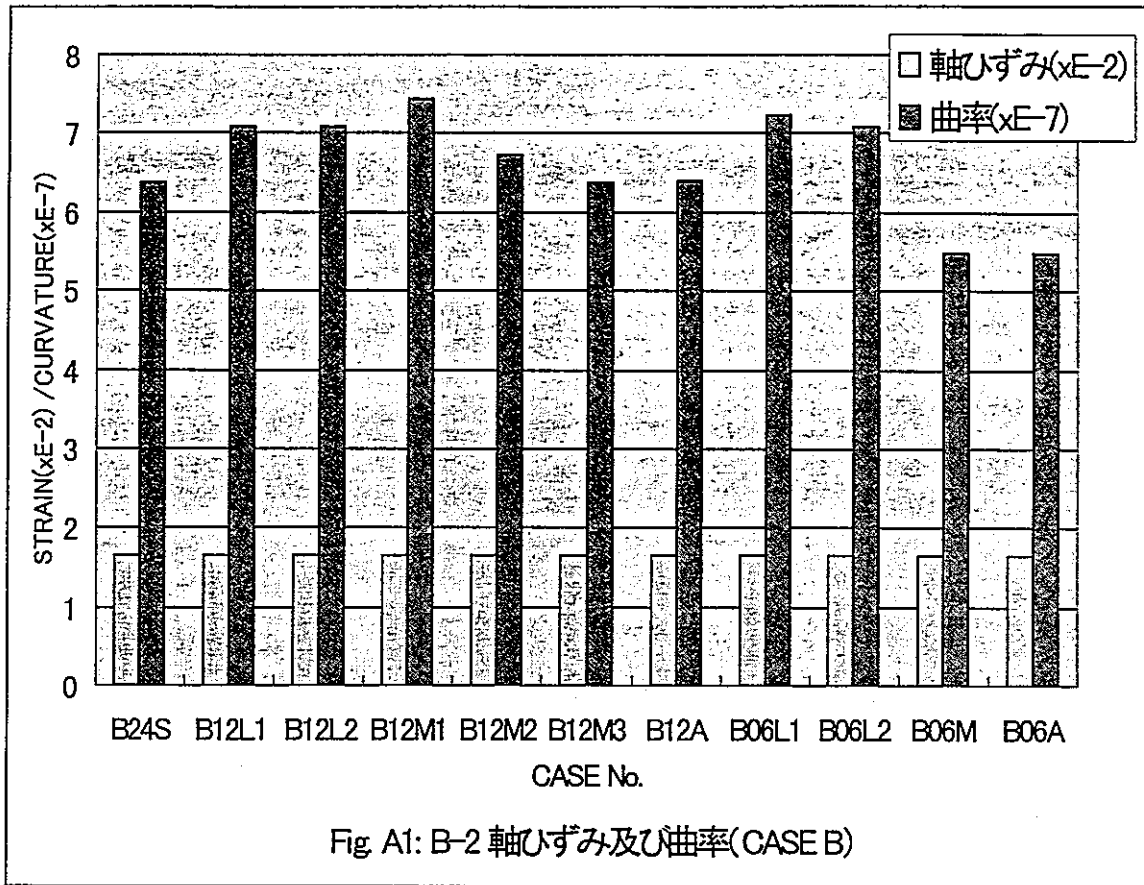


Fig. A1: A-3(b) 应力(A06)





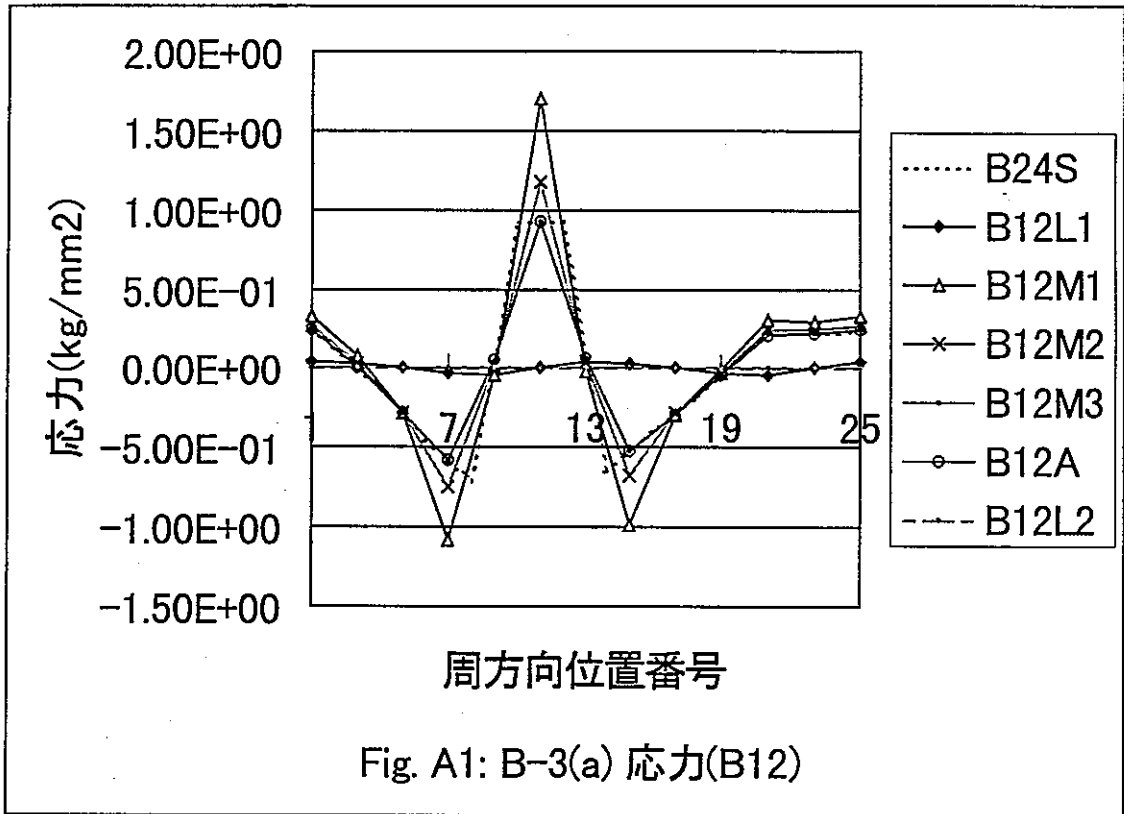


Fig. A1: B-3(a) 应力(B12)

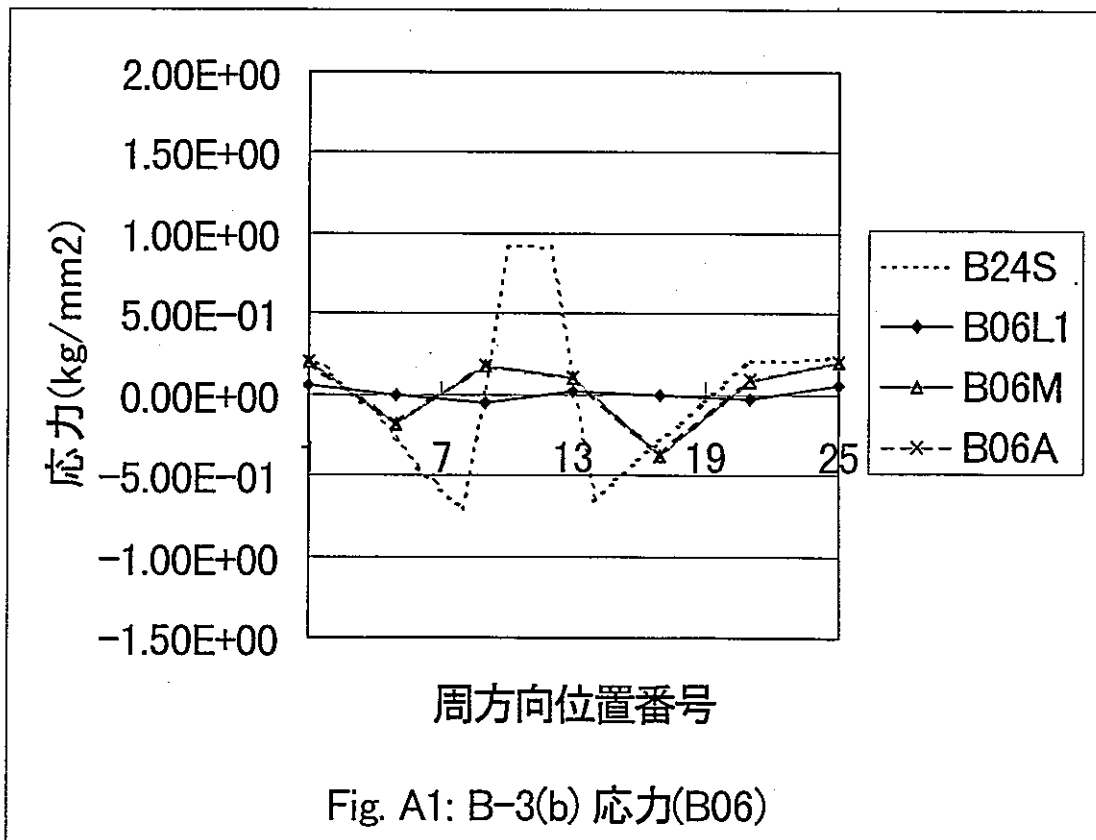


Fig. A1: B-3(b) 应力(B06)



## 付録 2

核－熱流動結合解析システム PVM 版, PVM・DEC 版,  
MPI・DEC 版によるサンプル計算結果の比較

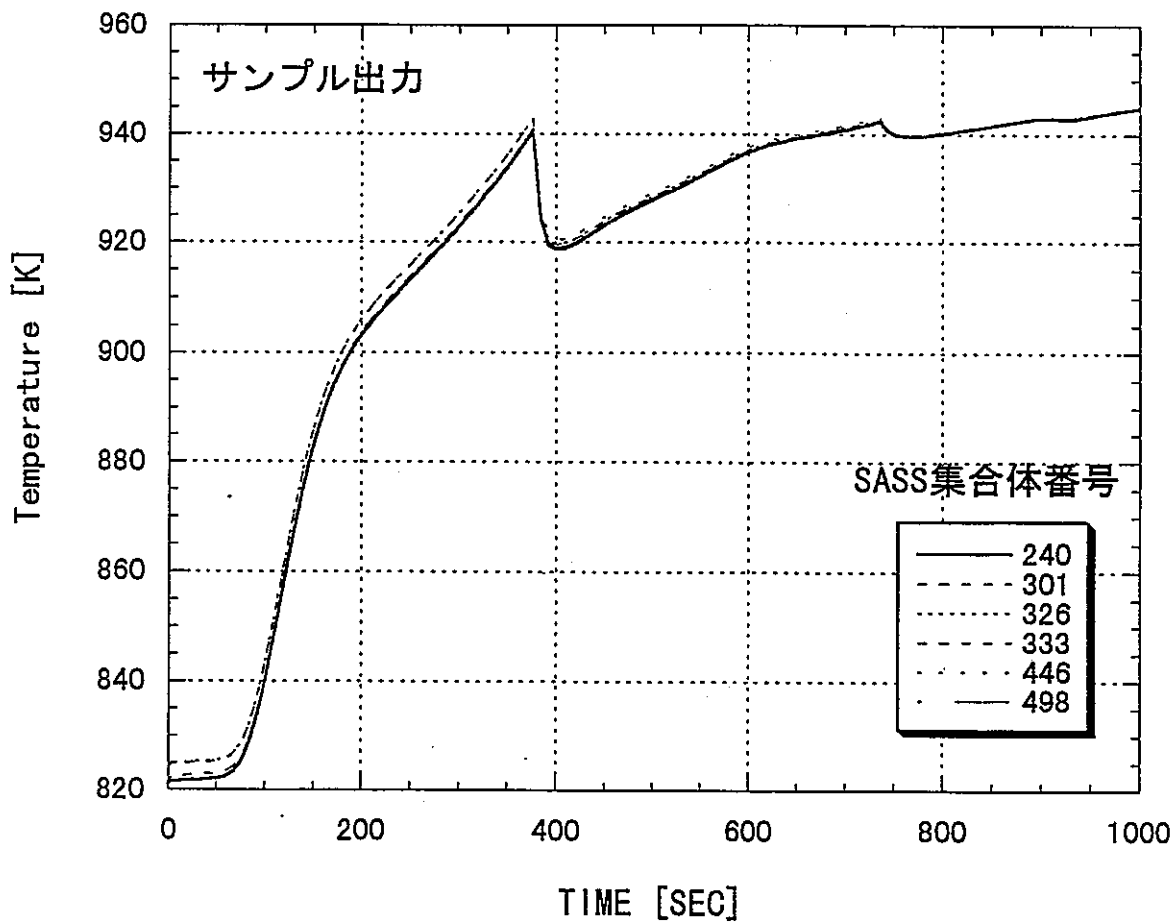


図 A2-1 核-熱流動結合解析システム原版による PVM 環境におけるサンプル計算結果  
 — SASS 位置の炉心出口温度 —

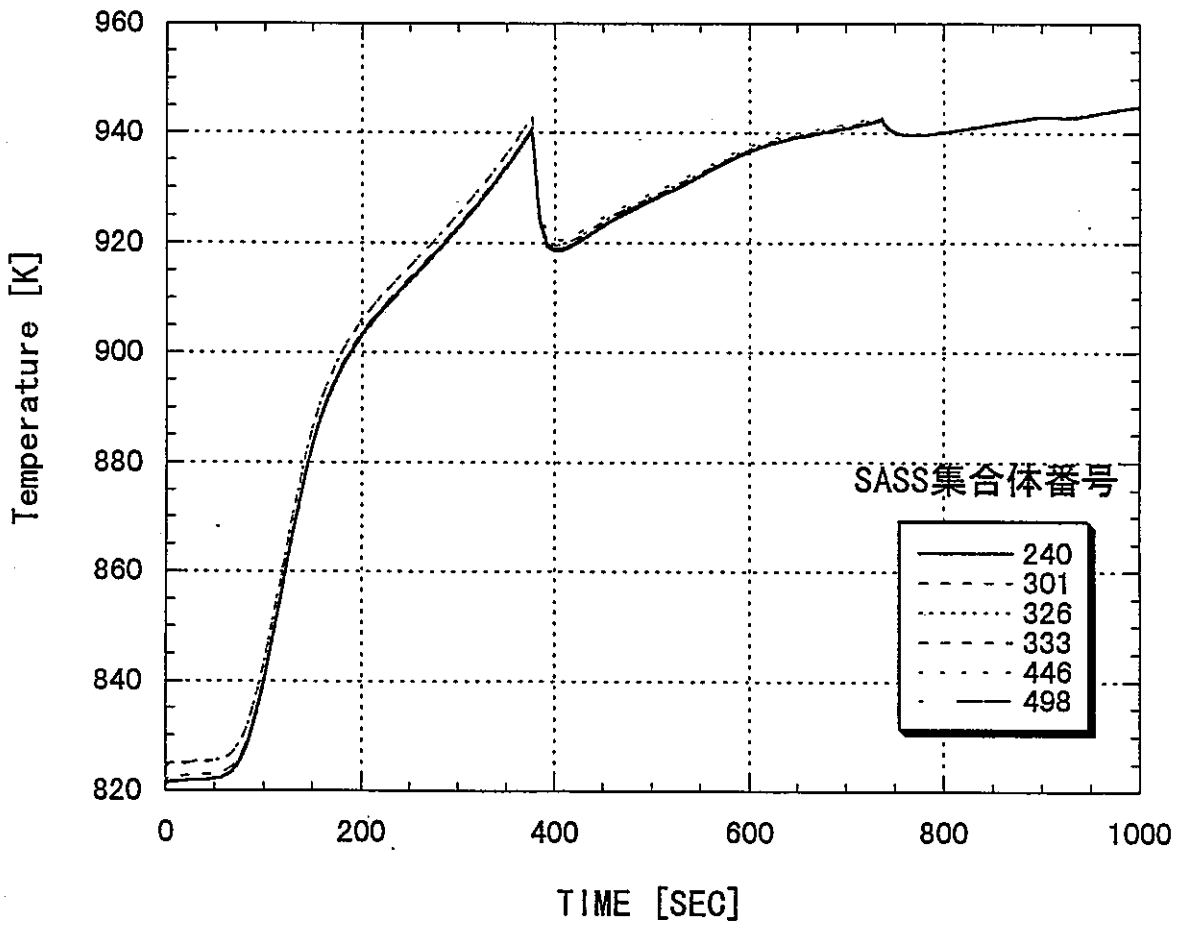


図 A2-2 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
 クラスタ版による PVM 環境におけるサンプル計算結果  
 - SASS 位置の炉心出口温度 -

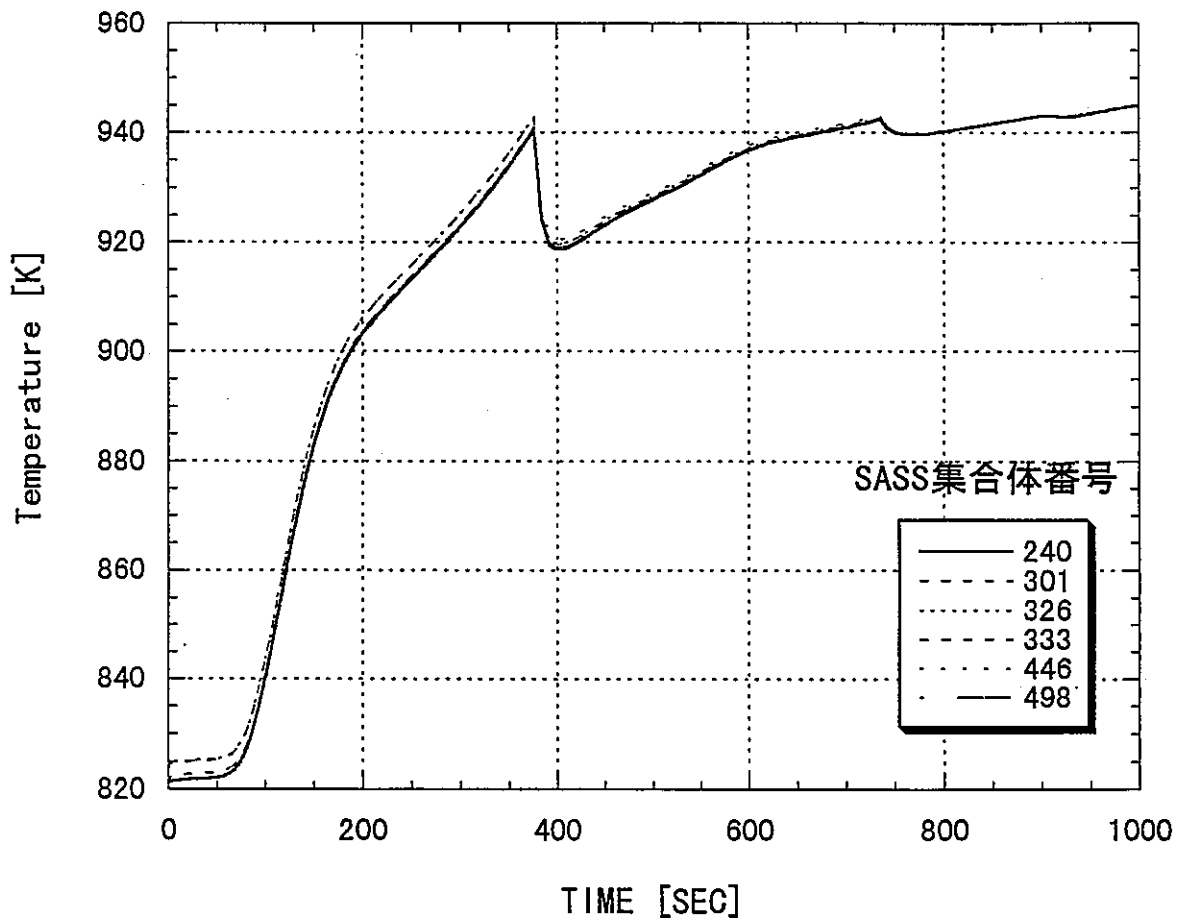


図 A2-3 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
 クラスタ版による MPI 環境におけるサンプル計算結果  
 - SASS 位置の炉心出口温度 -

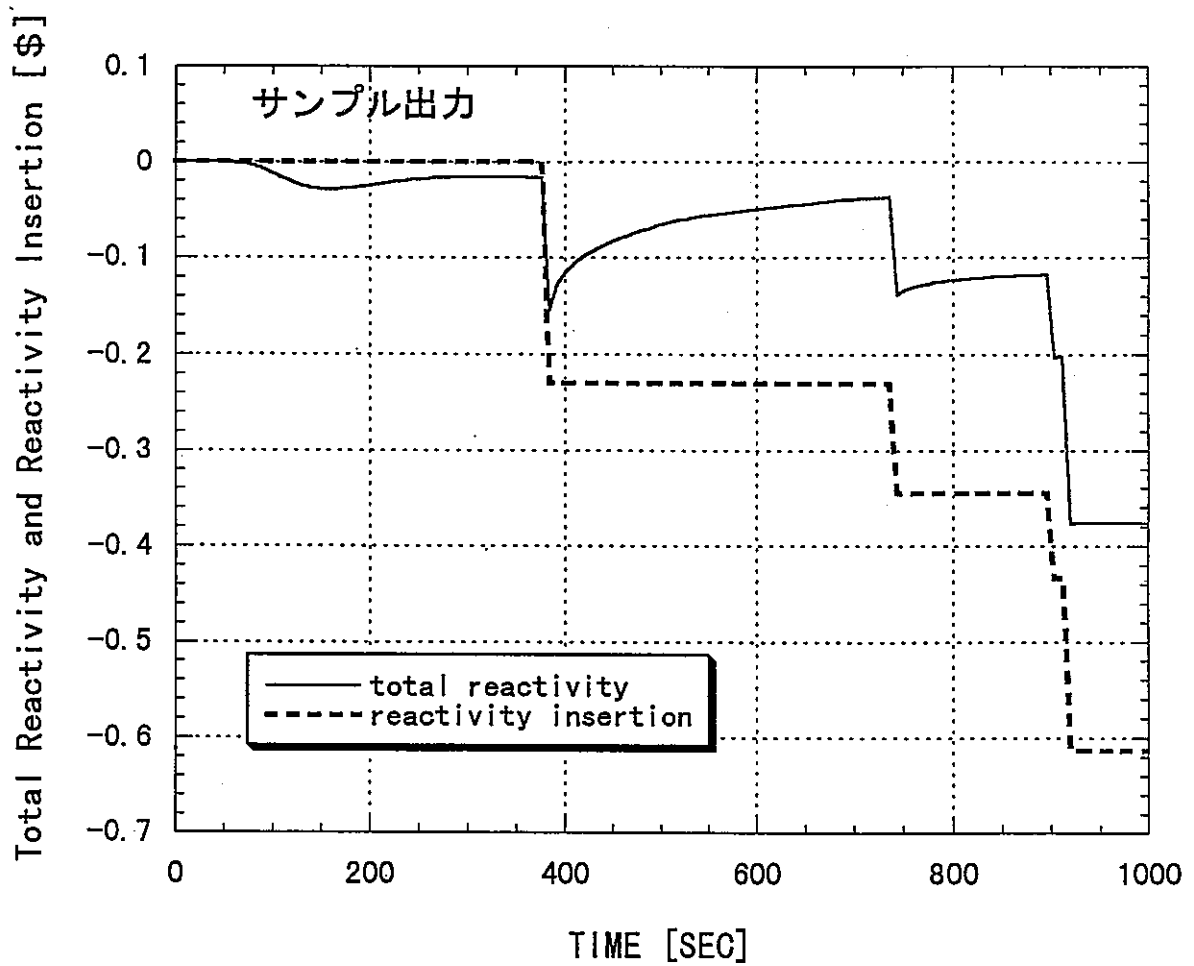


図 A2-4 核-熱流動結合解析システム原版によるPVM環境におけるサンプル計算結果  
 - 反応度 -

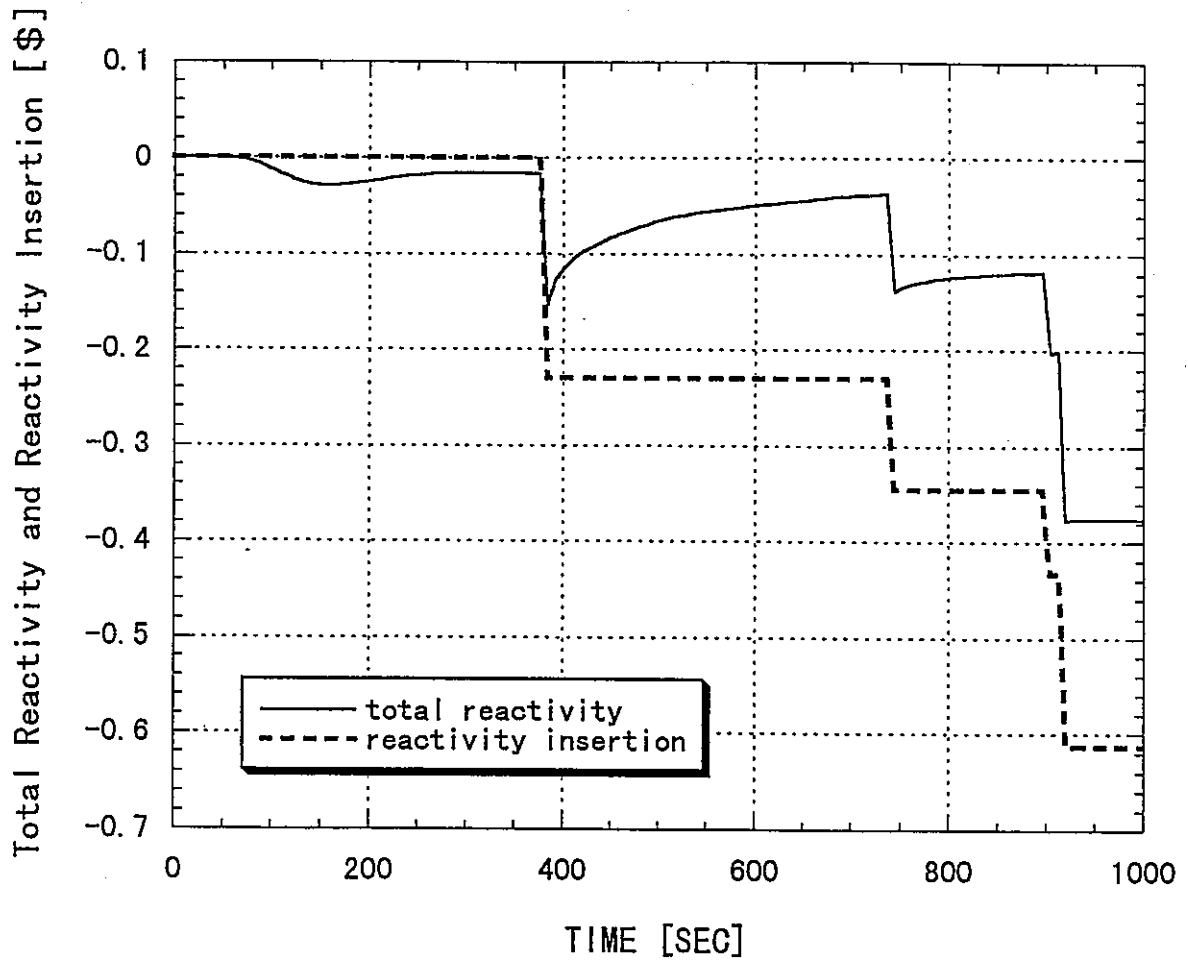


図 A2-5 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
 クラスタ版による PVM 環境におけるサンプル計算結果  
 — 反応度 —

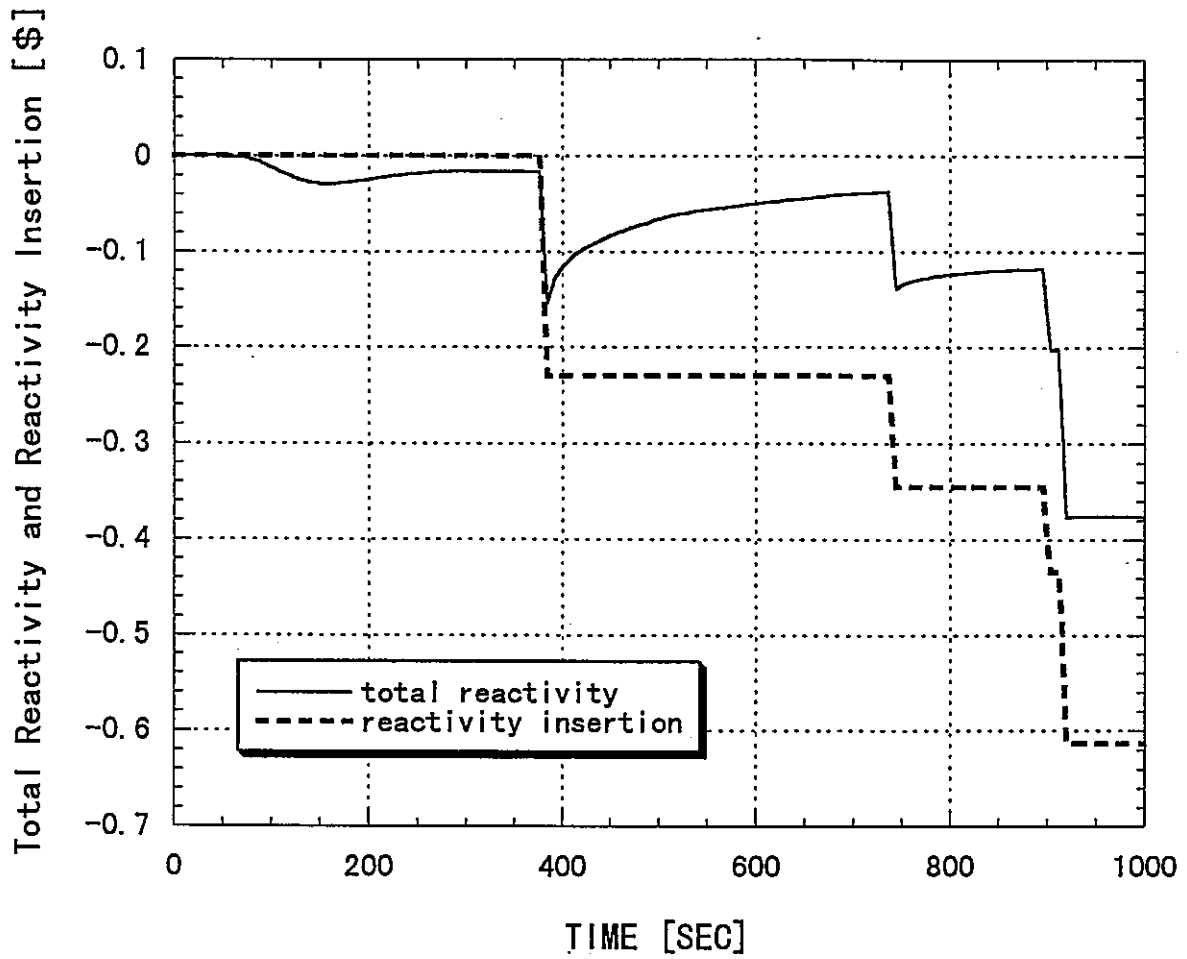


図 A2-6 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
 クラスタ版による MPI 環境におけるサンプル計算結果  
 - 反応度 -

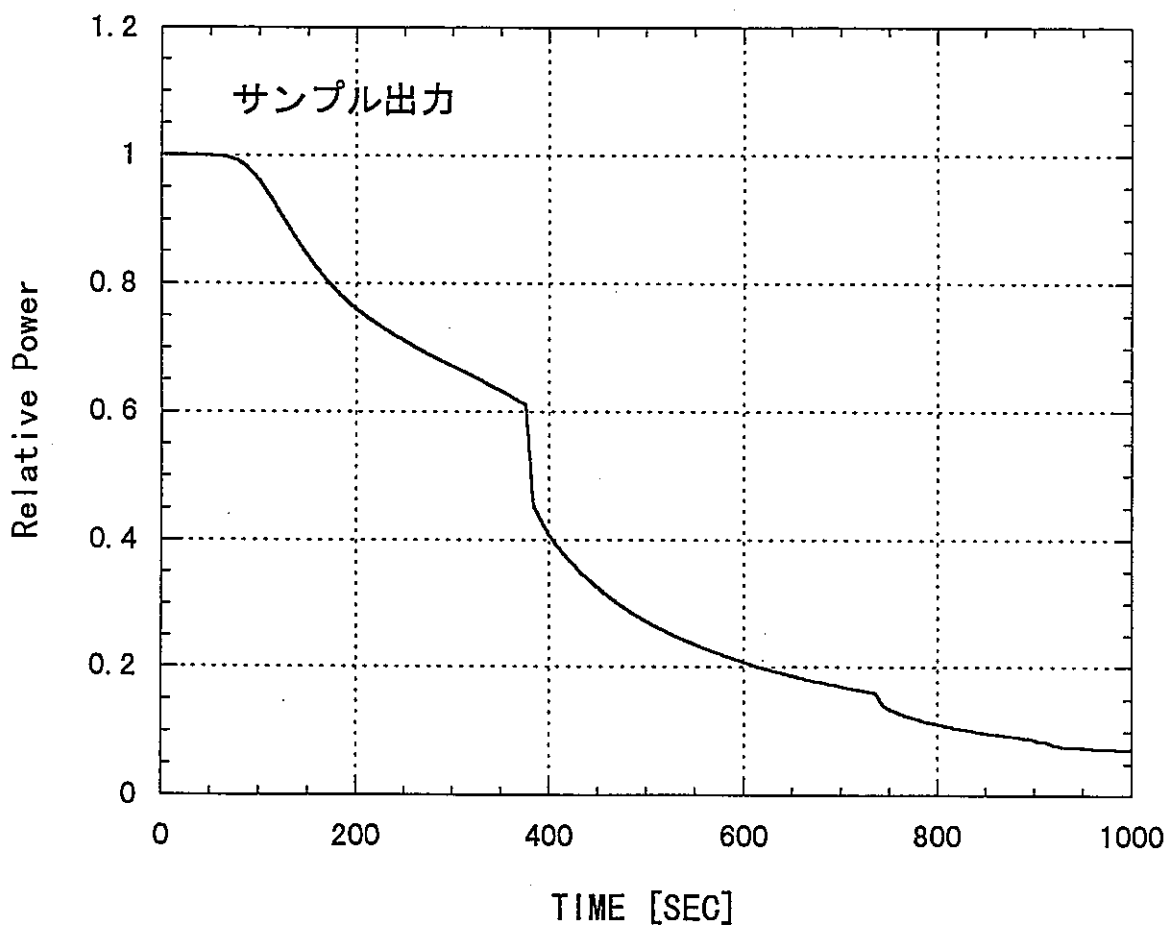


図 A2-7 核-熱流動結合解析システム原版による PVM 環境におけるサンプル計算結果  
— 相対出力 —



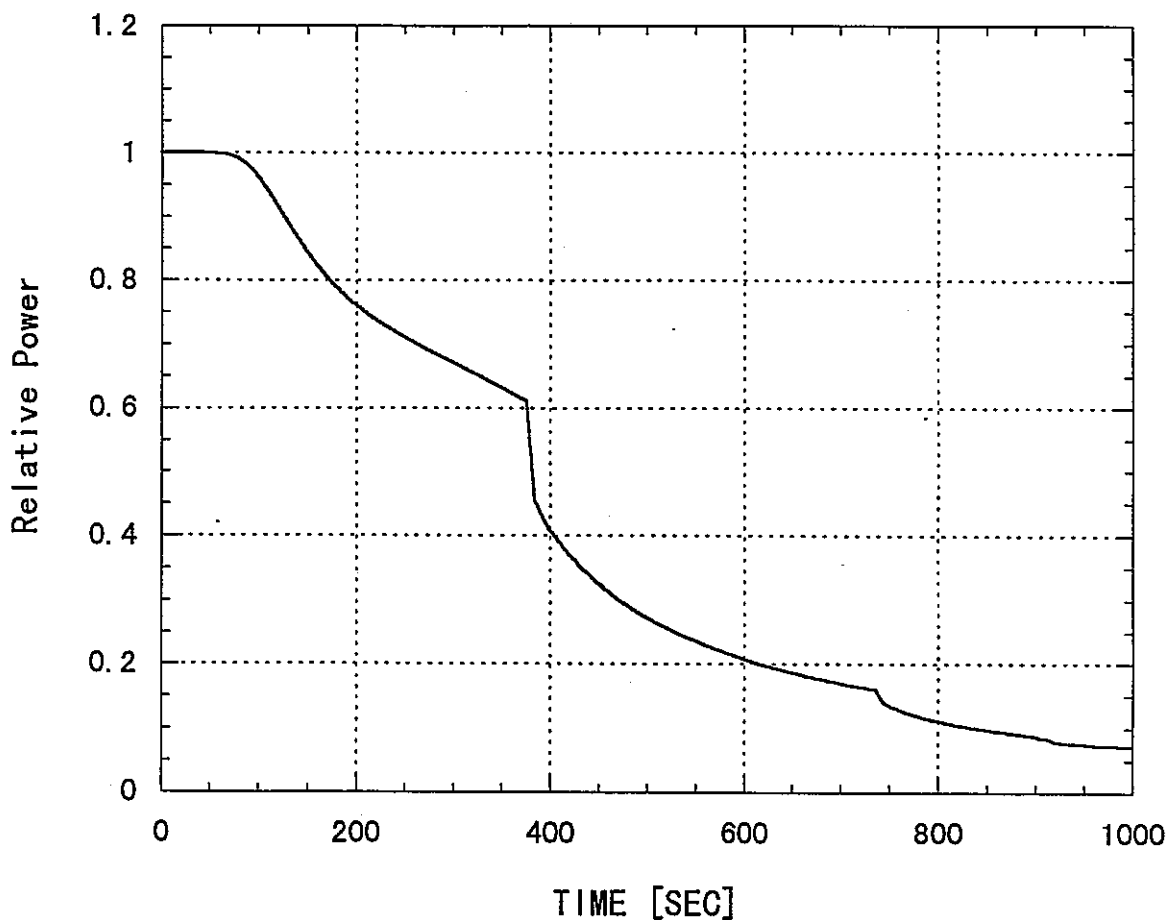


図 A2-8 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
クラスタ版による PVM 環境におけるサンプル計算結果  
— 相対出力 —

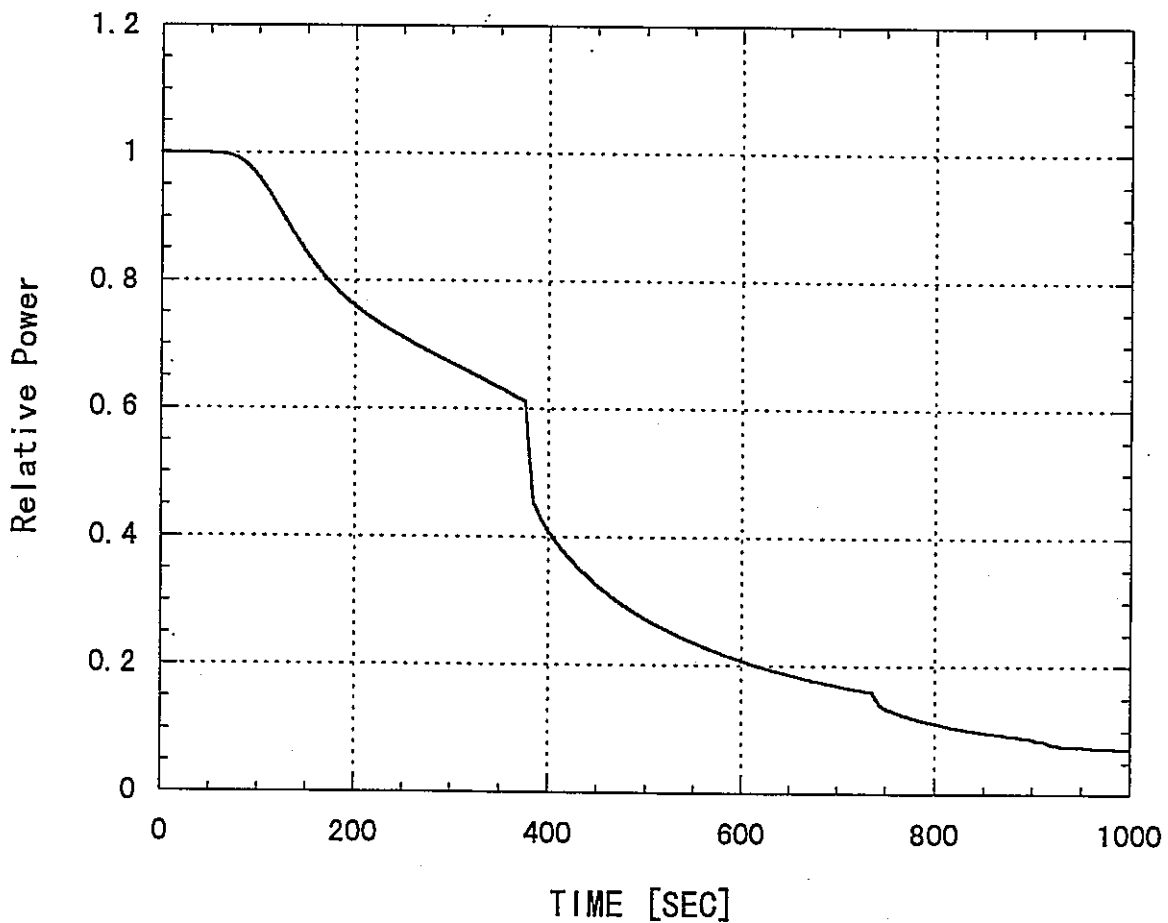


図 A2-9 核-熱流動結合解析システム DEC/Alpha ワークステーション  
クラスタ版による MPI 環境におけるサンプル計算結果  
- 相対出力 -