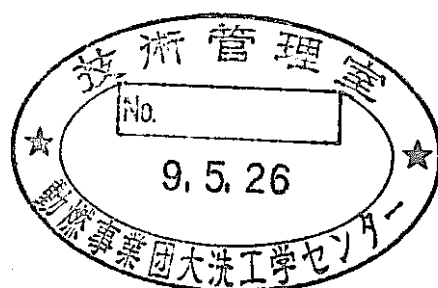


「常陽」安全特性試験のための 動特性解析

(動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書)



1997年3月

新型炉技術開発株式会社

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

「常陽」安全特性試験のための動特性解析

小山和也*1、島川佳郎*2

要 旨

「常陽」MK-III炉心を用いた安全特性試験実施に向けて、MK-IIIプラントの全系を模擬する動特性解析モデルを作成した。将来の安全特性試験の試験計画策定や試験後解析・評価への適用を念頭に置いて、本モデルは、特に、反応度フィードバックモデルを中心に詳細化し、整備した。

また、プラント動特性解析コード"SUPER-COPD"を用いて、MK-III標準平衡炉心における典型的なATWS（異常な過渡変化時スクラム失敗）の条件を模擬した解析を行い、作成した解析モデル及び入力データの妥当性を確認した。

さらに、静的及び動的反応度成分同定試験を模擬した解析を実施し、「常陽」において有効と考えられる反応度成分同定試験の試験項目を抽出した。

その結果、静的反応度成分同定試験により燃料軸方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度等を分離できる可能性があることが分かった。一方、現有設備ではステップ状のプロセス量変化を実現することが困難であることから、動的反応度成分同定試験により全反応度の変化から応答時定数の異なる反応度成分を分離して測定するためには、ステップ状の外乱を与えるという試験の手法を見直す必要があることが分かった。

本報告書は、動力炉・核燃料開発事業団殿との契約により、新型炉技術開発株式会社が実施した業務の成果である。

契約番号：08C3340

事業団担当部課室および担当者： 実験炉部技術課 吉田昌宏

*1：新型炉技術開発株式会社 技術部

*2：三菱重工業株式会社 原子力事業本部 原子力技術センター 制御安全技術部

目 次

要旨	i
表リスト	iii
図リスト	i v
1. はじめに	1-1
2. MK-IIIプラント動特性解析	2.1-1
2. 1 MK-IIIプラント動特性解析モデルの作成	2.1-1
2. 1. 1 原子炉熱計算モデル	2.1-1
2. 1. 2 冷却系熱流動計算モデル	2.1-2
2. 1. 3 反応度フィードバックモデル	2.1-3
2. 2 ULOF及びUTOP模擬試験の解析	2.2-1
2. 2. 1 ULOF模擬試験の解析	2.2-1
2. 2. 2 UTOP模擬試験の解析	2.2-2
3. 反応度成分同定試験予備計算	3.1-1
3. 1 静的反応度成分同定試験に関する計算	3.1-1
3. 1. 1 計算条件	3.1-2
3. 1. 2 計算結果及び評価	3.1-3
3. 2 動的反応度成分同定試験に関する計算	3.2-1
3. 2. 1 計算条件	3.2-1
3. 2. 2 計算結果及び評価	3.2-2
4. まとめ	4-1
5. 謝辞	5-1
6. 参考文献	6-1

表リスト

- 表 2. 1 - 1 MK - III 標準炉心の温度係数
- 表 2. 1 - 2 MK - III 標準炉心のドップラ反応度分布 (制御棒 1 / 3 挿入)
- 表 2. 1 - 3 MK - III 標準炉心の燃料密度係数分布
- 表 2. 1 - 4 MK - III 標準炉心の冷却材密度係数分布
- 表 2. 1 - 5 MK - III 標準炉心の構造材密度係数分布
- 表 3. 1 - 1 静的反応度成分同定試験の試験条件
- 表 3. 1 - 2 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (その 1)
- 表 3. 1 - 3 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (その 2)

図リスト

- 図 2. 1 - 1 MK - III 標準炉心の炉心構成
- 図 2. 1 - 2 炉心部熱計算モデル
- 図 2. 1 - 3 原子炉容器内熱計算モデル
- 図 2. 1 - 4 原子炉容器上部プレナム熱計算モデル
- 図 2. 1 - 5 原子炉容器下部プレナム熱計算モデル
- 図 2. 1 - 6 1 次冷却系及び 2 次冷却系の熱計算モデル (A ループ)
- 図 2. 1 - 7 1 次冷却系及び 2 次冷却系の熱計算モデル (B ループ)
- 図 2. 1 - 8 1 次冷却系流動計算モデル
- 図 2. 1 - 9 反応度フィードバックモデル
- 図 2. 1 - 10 MK - III 標準炉心における出力流量比と炉心湾曲反応度の関係
- 図 2. 2 - 1 U L O F 模擬試験の解析結果
- 図 2. 2 - 2 U T O P 模擬試験の解析結果
- 図 3. 1 - 1 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 1)
- 図 3. 1 - 2 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 2)
- 図 3. 1 - 3 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 3)
- 図 3. 1 - 4 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 4)
- 図 3. 1 - 5 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 5)
- 図 3. 1 - 6 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 2 D)
- 図 3. 2 - 1 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)
- 図 3. 2 - 2 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 2)
- 図 3. 2 - 3 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)
- 図 3. 2 - 4 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 1 : 炉心支持板の応答時定数 4 0 0 秒)
- 図 3. 2 - 5 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 2 : 炉心支持板の応答時定数 4 0 0 秒)
- 図 3. 2 - 6 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 3 : 炉心支持板の応答時定数 4 0 0 秒)

1. はじめに

FBRの実用化に向けての高速実験炉「常陽」の役割として、メンテナンスを含めた運転に関する知見の習得と実績の蓄積、FBR用材料等の照射試験データ取得に加え、FBRの安全上の特徴のデモンストレーションを行うことが挙げられる。

FBRの安全上の特徴としては、設計基準内の事象に対する安全性は勿論、設計上起こるとは考えられない事象に対してもその影響が受け入れられるものであることを示すことが必要である。FBRでは、最小臨界形状にないという炉心の性質から、炉心が溶融して集中し臨界となる炉心損傷事故の影響の評価が行われてきた。このような状態に至る原因として、原子炉の自動停止に失敗するATWS型の事象が典型的なものである。

これまでも海外では、FBRの実機を用いて設計基準外事象時のFBRの安全上の特徴を実証するための試験として、ATWS時の受動的な炉停止の試験がRAP SODIE（仏）、EBR-II（米）、FFTF（米）で行われた。また、DFR（英）では、局所的冷却材沸騰の試験が行われた例がある。「常陽」においても、自然循環試験が行われ、FBRの安全上の特徴の実証に大いに貢献した実績がある。

このような試験の結果は、試験を行ったプラントの安全性を実証するのみではなく、他のFBRプラントに適用することのできる汎用的な情報とすることが必要である。そのためには、解析コードによる解析を介するが、試験条件及び結果の詳細なデータが得られる国内のプラントで試験を実施することには大きな意味がある。また、特にATWSの試験を行うことを考えると、「常陽」では、過去に実施した「自然循環試験」により受動的な除熱能力が把握されていること、大きな負の冷却材温度係数を有し、ATWS、特に流量減少型試験を実現し易いことが有利な点として挙げられる。

本研究では、以上のような背景から、設計基準外事象時のFBRプラントの応答を把握するための安全性試験、特にATWS模擬試験を将来「常陽」で実施することを念頭に、その実現性を見通すための検討を行うことを目的とする。

設計基準外事象の模擬試験のように、通常の運転条件に大きな外乱を導入する試験では、設計段階では考慮されていなかった現象が顕著となってくる場合がある。ATWSの試験の場合には、種々の反応度フィードバックによる炉心出力の変化が重要であるが、通常の運転条件の範囲を超えた外乱により炉心湾曲反応度、制御棒や原子炉容器の膨張に関わる反応度等、安全評価上は無視されている反応度が重要な役割を演ずる。したがって、試験実施前の段階での解析評価の不確かさが大きくなることが予想されるので、本試験に先立ち、より小さな外乱を与える試験或いは外乱を要素に分けてある要素をのみを大きく変化させる試験を複数行い、解析手法の確立と精度の確認を行いつつ試験を進めることとなると思われる。このように、試験の実施までの手順の検討が重要な課題となる。

本研究での実施内容は、「MK-IIIプラント動特性解析」及び「反応度成分同定試験予備計算」である。

前者は、試験の計画と将来の試験データの他プラントへの反映に必須となる解析手法の確立に係るもので、拡張性のあるプラント動特性解析コードを元に、特に炉心の反応度フィードバックモデルを整備した。「常陽」でこれまでに行われた既試験結果を組み込み、また、将来実施する測定結果の反映が容易なよう考慮した。この解析コードに「常陽」MK-III改造後の炉心、プラントデータを組み込み、典型的なATWSの条件を模擬した解析を行った。

後者は、解析手法の確立と密接に関係する試験の実施までの手順の検討に係るもので、多数の反応度フィードバック要素が複雑に関係する炉心の反応度効果の要素を分離する目的で炉心のパラメータを変化させる実験を想定し、反応度効果の要素が分離できることを示すための予備計算を行った。反応度係数の絶対値のみではなく、その応答遅れも重要な要素であり、パラメータを静的に変化させる試験と、動的に変化させる試験のそれぞれについて、変化させるパラメータを変えて解析を行った。

2. MK-IIIプラント動特性解析

「常陽」MK-III炉心におけるATWS（異常な過渡変化時スクラム失敗）事象の支配因子を明らかにし、安全特性試験を実施する上での課題を抽出するため、MK-IIIプラントを対象とした動特性解析モデルを作成するとともに、ULOF（流量減少時スクラム失敗）事象及びUTOP（制御棒異常引抜時スクラム失敗）事象を模擬した解析を行う。

2. 1 MK-IIIプラント動特性解析モデルの作成

プラント動特性解析コード「Super-COPD」を用いて、以下に示すようなMK-III体系での動特性解析モデルを作成する。なお、モデル化の範囲は炉心から最終ヒートシンクに至るプラント全体とし、対象とする炉心はMK-III標準平衡炉心とする⁽¹⁾。

2. 1. 1 原子炉熱計算モデル

(1) 炉心部の熱計算モデル

図2. 1-1に示すMK-III標準平衡炉心の炉心構成に則した下記のチャンネルモデルで炉心を模擬する。炉心部の熱計算モデルを図2. 1-2に示す。

- | | |
|--------------------|----------|
| ① 燃料集合体（0～5列の各列） | →計6チャンネル |
| ② 反射体（材料照射用反射体を含む） | →計1チャンネル |
| ③ 遮へい集合体 | →計1チャンネル |
| ④ 制御棒 | →計1チャンネル |
| ⑤ ホットチャンネル | →計1チャンネル |

燃料ペレットでは半径方向1次元の熱伝導方程式を解き、半径方向及び軸方向の温度分布を求める。冷却材流路では軸方向1次元のエネルギー保存則を解き、軸方向温度分布を求める。

また、「Super-COPD」に組み込まれている熱移行モデルを用い、上記のチャンネル間の径方向熱移行を計算する。

なお、本計算では被覆管温度が高くなる燃料ピンをホットチャンネルとして設定することとし、MK-III標準平衡炉心の温度計算の結果に基づき、ホットチャンネルの条件を下記のとおりとしている。

- | | |
|---------|------------------------------|
| ① 集合体流量 | : 7. 051 kg/s（第5流量領域） |
| ② 集合体出力 | : 1. 74 MW（集合体最大線出力354 W/cm） |

- ③ 燃料最高温度 : 2044℃
- ④ 被覆管肉厚中心最高温度 : 610℃
- ⑤ 冷却材最高温度 : 601℃

(2) 原子炉容器プレナム部熱計算モデル

原子炉容器内の全体的な熱計算モデルを図2. 1-3に示す。

(a) 原子炉容器上部プレナム

原子炉容器上部プレナムの熱計算モデルを図2. 1-4に示す。本モデルは、プレナム内をA～Cの混合領域に分割し、冷却材の流動状況を考慮して混合領域間の結合を切り替えるものであり、定格流量時から自然循環時を含む低流量時までの広い運転範囲をカバーできる。

(b) 原子炉容器下部プレナム

原子炉容器下部プレナムの熱計算モデルを図2. 1-5に示す。本モデルでは、原子炉下部を入口プレナム部、高圧プレナム部及び低圧プレナム部の3つの完全混合領域に分割している。さらに、自然循環時のような低流量時には、冷却材の混合が進まない状況も考えられるので、各領域を多ノードに分割することも可能なモデルとする。

2. 1. 2 冷却系熱流動計算モデル

(1) 冷却系熱計算モデル

1次冷却系及び2次冷却系の熱計算モデルを図2. 1-6及び図2. 1-7に示す。

主中間熱交換器（管束部）及び主冷却器は伝熱管1本で代表させたモデルとし、軸方向1次元のエネルギー保存則を解いて伝熱管、冷却材等の軸方向温度分布を求める。

なお、主中間熱交換器のプレナム部は完全混合モデルとする。また、配管部は輸送遅れモデルとする。

(2) 冷却系流動計算モデル

1次冷却系及び2次冷却系の流動計算では、機器・配管の圧力損失特性、弁特性、循環ポンプの特性及び自然循環力を考慮した1次元フローネットワークモデルにより運動量保存則と質量保存則を連立して解き、冷却材の流量、圧力等の過渡変化を計算する。1次冷却系の流動計算モデルを図2. 1-8に示す。

2. 1. 3 反応度フィードバックモデル

原子炉核計算では、遅発中性子6群の一点近似動特性方程式を解き、炉出力の過渡変化を計算する。本計算では、下記の反応度フィードバックをモデル化する(図2. 1-9参照)。

- ① ドップラ反応度
- ② 燃料軸方向膨張反応度
- ③ 冷却材温度フィードバック反応度
- ④ 構造材温度フィードバック反応度
- ⑤ 炉心支持板膨張反応度
- ⑥ 制御棒・炉心相対変位反応度
- ⑦ 炉心湾曲反応度
- ⑧ 炉心流量変化による反応度

(1) ドップラ反応度及び各種温度フィードバック反応度

ドップラ反応度、燃料軸方向膨張反応度、冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度は、炉心部の熱計算により求められる燃料、被覆管、冷却材及びラッパ管の各チャンネル毎の平均温度とワースマップ(炉心部チャンネル構成に対応したもの)の値を乗じ、それらを全炉心について積分することにより求める。

各チャンネル毎の平均温度にワースマップは以下のように作成した。

(a) ドップラ反応度

表2. 1-2に示すMK-III標準平衡炉心のドップラ反応度分布(制御棒1/3挿入)に基づき、各チャンネルのドップラ係数を下記のように定めた。

第0列	: $-1.51 \times 10^{-5} \text{Tdk/dT}$
第1列	: $-1.89 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
第2列	: $-3.72 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
第3列	: $-2.83 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
第4列	: $-4.48 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
第5列	: $-5.50 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
合計	: $-1.86 \times 10^{-3} \text{Tdk/dT}$

(b) 燃料軸方向膨張反応度、冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度

表2. 1-1に示すMK-III標準平衡炉心の温度係数の計算結果に基づき、燃料集合体(0~5列)及び反射体のそれぞれについて各種温度係数の合計値を下記のように定めた。

	燃 料	冷却材	被覆管	ラッパ管
燃料集合体 :	-3.8	-8.09	-0.97	-1.18
反 射 体 :	0.0	-1.11	0.0	-0.97
合 計 :	-3.8	-9.2	-0.97	-2.15

[単位 : $\times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$]

各チャンネルの各種温度係数の値は、密度係数の分布と温度係数の分布がほぼ等しいものと仮定して、表2. 1-3~5より、各チャンネルの重みを計算し、上記の合計値を各チャンネルに割り振ることにより、下記のとおり定めた（初期出力140MWの場合について示す）。

	燃 料	冷却材	被覆管	ラッパ管
燃料集合体				
第0列 :	-0.034	-0.174	0.004	0.004
第1列 :	-0.374	-0.509	0.068	0.082
第2列 :	-0.734	-0.873	0.078	0.094
第3列 :	-0.689	-1.172	-0.035	-0.042
第4列 :	-1.116	-2.228	-0.308	-0.374
第5列 :	-0.853	-3.133	-0.776	-0.944
反 射 体 :	0.0	-1.11	0.0	-0.97
合 計 :	-3.8	-9.2	-0.97	-2.15

[単位 : $\times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$]

なお、燃料軸方向膨張反応度については、被覆管による燃料ペレットの拘束の有無を考慮できるモデルとする。すなわち、燃料温度係数に乗じる燃料温度を下記の式で算出する。

$$\Delta T f' = C \times \Delta T f + (1 - C) \times (\alpha c / \alpha f) \times \Delta T c$$

- ここで、 $\Delta T f'$: 燃料温度係数に乗じる燃料の温度変化
 $\Delta T f$: 炉心部熱計算で求められた燃料の温度変化
 $\Delta T c$: 炉心部熱計算で求められた被覆管の温度変化
 αf : 燃料の線膨張係数
 αc : 被覆管の線膨張係数
 C : パラメータ (= 0 ~ 1)
= 1 : 被覆管による燃料の拘束なし
= 0 : 被覆管による燃料の拘束あり

(2) 炉心支持板膨張反応度

炉心支持板膨張反応度は、高圧プレナムの温度を基に炉心支持板の伝熱遅れを考慮して炉心支持板温度を求め、炉心支持板温度係数を乗じて計算する。

なお、炉心支持板温度係数は $-11.63 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / ^\circ C$ 、炉心支持板の伝熱遅れ時定数は60秒とした⁽²⁾。

(3) 制御棒・炉心相対変位反応度

制御棒・炉心相対変位反応度は、制御棒駆動軸の膨張・収縮（炉心出口温度の変化による）、原子炉容器の膨張・収縮（原子炉容器上部プレナムに対応する原子炉容器温度の変化による）及び燃料の軸方向膨張・収縮（燃料温度の変化による）を計算し、これらの効果による制御棒と炉心との相対変位を求め、これに制御棒S字曲線の初期制御棒位置での傾きを乗じることにより計算する。

本計算では、制御棒の初期位置を1/3挿入位置とし、制御棒・炉心の相対変位による反応度挿入率を $-0.4809 \$/cm$ とした。また、制御棒駆動軸及び原子炉容器の伝熱遅れ時定数を30秒及び620秒とした⁽²⁾。

なお、炉心流量の変化により炉心支持板の変形が生じ、それによって制御棒と炉心との相対変位が生じる可能性があるが、現状では十分な知見がないことから、炉心流量の変化による反応度は、後述の(5)としてモデル化する。

(4) 炉心湾曲反応度

炉心湾曲反応度は原子炉出力と炉心流量との比(P/F)の関数として与えられるものとする。原子炉入口冷却材温度一定の条件で求められたP/Fと炉心湾曲反応度との関係をテーブルデータとして入力し、これに基づいて、炉心湾曲反応度を計算する。

本計算では、動燃殿提示データに基づき、図2.1-10に示すP/Fと炉心湾曲反応度との関係(B4Cワースを考慮したケース)を使用した⁽³⁾。

(5) 炉心流量変化による反応度

炉心流量変化による反応度は炉心流量の関数として与えられるものとする。炉心流量と炉心流量変化による反応度との関係をテーブルデータとして入力し、これに基づいて炉心流量変化による反応度を計算する。

本計算では、動燃殿提示データに基づき、炉心流量変化による反応度挿入率を $-2.0 \times 10^{-6} \Delta k/kk' / \%flow$ とした⁽³⁾。

表 2. 1 - 1 MK - III 標準炉心の温度係数

[$\times 10^{-6} (\Delta k/kk') / ^\circ\text{C}$]

炉心状態	項 目	領 域				全炉心 合 計
		炉 心	径方向 反射体	上部軸方向 反射体	下部空間部	
140 MW	燃料ペレット膨張	- 3.80				- 3.80
	被覆管膨張	- 0.97				- 0.97
	ラッパー管膨張	- 0.22	-0.97	-0.61	-0.35	- 2.16
	炉心支持板膨張	-11.63	-0.69	-0.47	-0.34	-13.12
	冷却材膨張	- 4.48	-1.11	-1.15	-2.46	- 9.20
	ドップラー効果	- 1.29				- 1.29
	合 計	-22.39	-2.77	-2.24	-3.15	-30.54
100 MW	燃料ペレット膨張	- 3.42				- 3.42
	被覆管膨張	- 0.97				- 0.97
	ラッパー管膨張	- 0.22	-0.97	-0.61	-0.35	- 2.15
	炉心支持板膨張	-11.63	-0.69	-0.47	-0.34	-13.12
	冷却材膨張	- 4.45	-1.10	-1.13	-2.46	- 9.14
	ドップラー効果	- 1.58				- 1.58
	合 計	-22.26	-2.76	-2.21	-3.15	-30.38
60 MW	燃料ペレット膨張	- 3.15				- 3.15
	被覆管膨張	- 0.96				- 0.96
	ラッパー管膨張	- 0.22	-0.97	-0.60	-0.35	- 2.14
	炉心支持板膨張	-11.63	-0.69	-0.47	-0.34	-13.12
	冷却材膨張	- 4.42	-1.10	-1.12	-2.46	- 9.09
	ドップラー効果	- 1.88				- 1.88
	合 計	-22.25	-2.75	-2.19	-3.15	-30.35
350°C	燃料ペレット膨張	- 2.61				- 2.61
	被覆管膨張	- 0.95				- 0.95
	ラッパー管膨張	- 0.22	-0.96	-0.59	-0.35	- 2.13
	炉心支持板膨張	-11.63	-0.69	-0.47	-0.34	-13.12
	冷却材膨張	- 4.37	-1.09	-1.09	-2.46	- 9.01
	ドップラー効果	- 3.11				- 3.11
	合 計	-22.88	-2.74	-2.16	-3.15	-30.93
250°C	燃料ペレット膨張	- 2.48				- 2.48
	被覆管膨張	- 0.93				- 0.93
	ラッパー管膨張	- 0.21	-0.94	-0.58	-0.35	- 2.08
	炉心支持板膨張	-11.39	-0.67	-0.46	-0.33	-12.85
	冷却材膨張	- 4.23	-1.06	-1.06	-2.38	- 8.72
	ドップラー効果	- 3.71				- 3.71
	合 計	-22.94	-2.67	-2.06	-3.06	-30.77

出典：PNC ZJ9214 93-002：MK - III 標準炉心の詳細核熱計算（II）

表2. 1-2 MK-III標準炉心のドップラ反応度分布 (制御棒1/3挿入)

出典: PNC ZJ9214 93-002: MK-III標準炉心の詳細核熱計算 (II) $[T \frac{dk}{dT}]$

		TYPE-B	第1列	TYPE-C	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列
	J/I	1	2	3	4	5	6	7	8
上部 インシュレータ	1	-9.011E-07	-2.178E-06	-2.244E-06	-4.337E-06	-3.985E-07	-6.801E-07	-5.155E-06	-3.943E-06
炉心部	2	-1.862E-06	-1.582E-05	-9.086E-06	-3.268E-05	-7.537E-07	-4.179E-06	-3.828E-05	-3.707E-05
	3	-1.812E-06	-1.813E-05	-9.899E-06	-5.328E-05	-1.298E-05	-2.076E-05	-6.327E-05	-8.652E-05
	4	-7.146E-07	-7.358E-06	-4.008E-06	-2.425E-05	-7.654E-06	-1.143E-05	-2.872E-05	-4.065E-05
	5	-7.460E-07	-7.716E-06	-4.205E-06	-2.592E-05	-8.335E-06	-1.241E-05	-3.070E-05	-4.312E-05
	6	-2.272E-06	-2.331E-05	-1.275E-05	-7.955E-05	-2.605E-05	-3.863E-05	-9.411E-05	-1.306E-04
	7	-4.292E-06	-3.627E-05	-2.184E-05	-1.272E-04	-4.548E-05	-6.735E-05	-1.541E-04	-1.794E-04
下部 インシュレータ	8	-2.463E-06	-6.990E-06	-7.045E-06	-2.509E-05	-1.163E-05	-1.390E-05	-3.399E-05	-2.852E-05

INNER CORE = -6.263E-04
 OUTER CORE = -1.081E-03
 UPPER INS. = -1.984E-05
 DOWN INS. = -1.296E-04

炉心 = $-1.71 \times 10^{-3} T \cdot dk/dT$

注) SUSのドップラ効果を含まず。

表2. 1-3 MK-III標準炉心の燃料密度係数分布

出典：PNC ZJ9214 93-002：MK-III標準炉心の詳細核熱計算（Ⅱ） $[(\Delta k/k')/(\Delta \rho/\rho)]$

	J/I	TYPE-B	第1列	TYPE-C	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列
		1	2	3	4	5	6	7	8
上部 インシュレータ	1	3.424E-05	8.463E-05	9.613E-05	3.153E-04	1.685E-04	1.896E-04	4.881E-04	3.300E-04
炉心部	2	9.806E-04	5.853E-03	4.854E-03	2.108E-02	7.000E-03	1.264E-02	3.145E-02	2.364E-02
	3	9.996E-04	6.054E-03	5.089E-03	2.180E-02	7.209E-03	1.332E-02	3.344E-02	2.576E-02
	4	3.567E-04	2.168E-03	1.828E-03	7.804E-03	2.579E-03	4.789E-03	1.204E-02	9.313E-03
	5	3.567E-04	2.168E-03	1.828E-03	7.806E-03	2.580E-03	4.792E-03	1.205E-02	9.325E-03
	6	9.995E-04	6.057E-03	5.090E-03	2.182E-02	7.221E-03	1.336E-02	3.358E-02	2.593E-02
	7	9.814E-04	5.845E-03	4.854E-03	2.106E-02	7.018E-03	1.267E-02	3.166E-02	2.399E-02
下部 インシュレータ	8	3.706E-05	8.823E-05	1.009E-04	3.080E-04	1.541E-04	1.557E-04	4.340E-04	2.527E-04

MAX POSITIVE WORTH = 5.283E-01

INNER CORE = 1.913E-01
 OUTER CORE = 3.338E-01
 UPPER INS. = 1.707E-03
 DOWN INS. = 1.531E-03
 C/R CHANNEL = 0.000E+00
 UPPER REF. = 0.000E+00
 DOWN AREA = 0.000E+00
 RAD. REF. INNR = -1.368E-03
 OTHERS = -5.527E-04

表 2. 1 - 4 MK - III 標準炉心の冷却材密度係数分布

出典：PNC ZJ9214 93-002：MK - III 標準炉心の詳細核熱計算（II） $[(\Delta k/k')/(\Delta \rho/\rho)]$

	J/I	TYPE-B	第1列	TYPE-C	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列
		1	2	3	4	5	6	7	8
上部 インシュレータ	1	1.035E-05	2.598E-05	2.875E-05	9.395E-05	4.798E-05	5.440E-05	1.410E-04	1.017E-04
炉心部	2	1.069E-04	1.678E-04	2.869E-04	6.856E-04	4.969E-04	3.890E-04	1.310E-03	1.445E-03
	3	9.809E-06	5.966E-06	2.004E-05	1.145E-04	1.164E-04	9.062E-05	6.962E-04	1.314E-03
	4	-3.832E-06	-8.925E-06	-1.150E-05	1.757E-06	1.369E-05	1.267E-05	2.083E-04	4.559E-04
	5	-3.824E-06	-8.927E-06	-1.150E-05	1.521E-06	1.342E-05	1.235E-05	2.071E-04	4.552E-04
	6	1.031E-05	6.564E-06	2.095E-05	1.134E-04	1.139E-04	8.675E-05	6.792E-04	1.302E-03
	7	1.135E-04	1.778E-04	3.027E-04	7.111E-04	5.124E-04	3.879E-04	1.274E-03	1.389E-03
下部 インシュレータ	8	1.208E-05	2.998E-05	3.321E-05	1.055E-04	5.167E-05	5.482E-05	1.489E-04	9.764E-05

MAX POSITIVE WORTH = 4.309E-02

INNER CORE = 4.075E-03
 OUTER CORE = 1.172E-02
 UPPER INS. = 5.041E-04
 DOWN INS. = 5.339E-04
 C/R CHANNEL = 7.126E-03
 UPPER REF. = 3.773E-03
 DOWN AREA = 6.516E-03
 RAD.REF. INNR = 3.864E-03
 OTHERS = 4.933E-03

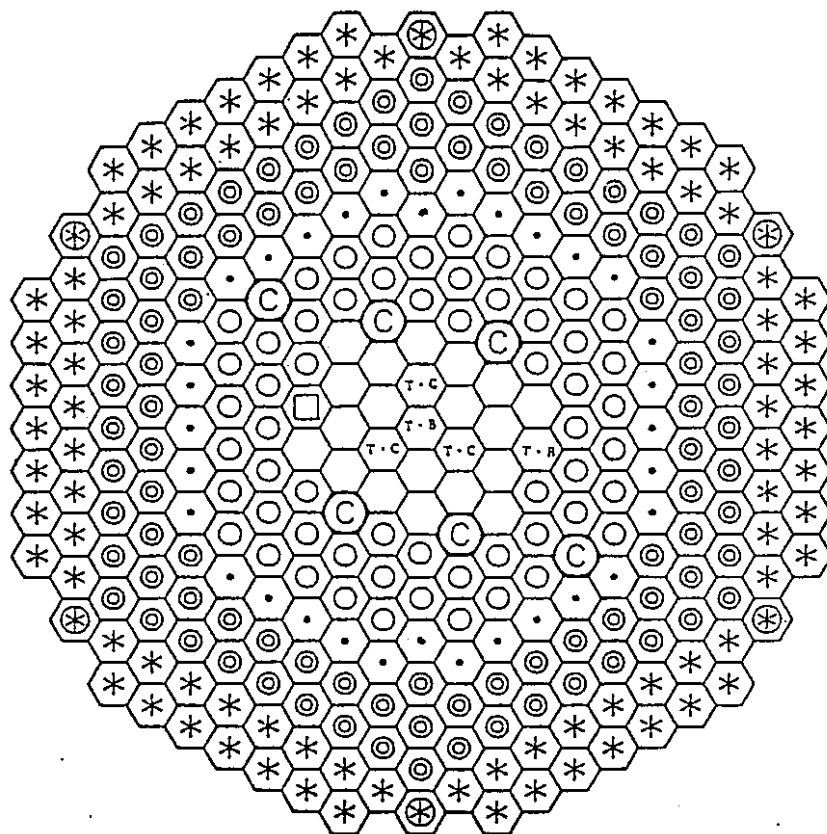
表 2. 1 - 5 MK - III 標準炉心の構造材密度係数分布

出典：PNC ZJ9214 93-002：MK - III 標準炉心の詳細核熱計算（II） $[(\Delta k/k')/(\Delta \rho/\rho)]$

	J/I	TYPE-D	第1列	TYPE-C	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列
		1	2	3	4	5	6	7	8
上部 インシュレータ	1	1.910E-05	4.761E-05	5.361E-05	1.783E-04	9.503E-05	1.070E-04	2.817E-04	2.069E-04
炉心部	2	1.459E-04	1.135E-04	2.548E-04	6.272E-04	7.340E-04	4.063E-04	1.859E-03	2.548E-03
	3	-1.290E-04	-3.149E-04	-3.326E-04	-9.020E-04	-2.820E-04	-3.991E-04	1.703E-04	2.059E-03
	4	-6.637E-05	-1.411E-04	-1.590E-04	-4.238E-04	-1.728E-04	-1.943E-04	-4.738E-05	6.938E-04
	5	-6.634E-05	-1.411E-04	-1.590E-04	-4.245E-04	-1.735E-04	-1.952E-04	-5.071E-05	6.914E-04
	6	-1.277E-04	-3.137E-04	-3.309E-04	-9.073E-04	-2.904E-04	-4.112E-04	1.206E-04	2.019E-03
	7	1.561E-04	1.224E-04	2.683E-04	6.192E-04	7.253E-04	3.584E-04	1.661E-03	2.317E-03
下部 インシュレータ	8	1.974E-05	4.723E-05	5.364E-05	1.662E-04	8.424E-05	8.530E-05	2.415E-04	1.545E-04

MAX POSITIVE WORTH = 1.208E-01

INNER CORE = -2.091E-03
 OUTER CORE = 1.361E-02
 UPPER INS. = 9.893E-04
 DOWN INS. = 8.524E-04
 C/R CHANNEL = 4.937E-03
 UPPER REF. = 1.977E-02
 DOWN AREA = 3.618E-03
 RAD. REF. INNR = 3.096E-02
 OTHERS = 4.101E-02



- | | | | |
|---|-------------|---|-------------------|
| ○ | : 内側炉心燃料集合体 | ⊗ | : 遮蔽集合体 |
| ⊙ | : 外側炉心燃料集合体 | ⊕ | : 遮蔽集合体 (スリット付き) |
| ◎ | : 制御棒 | ⊖ | : B型特殊燃料集合体 |
| ⊖ | : 内側反射体 | ⊗ | : C型特殊燃料集合体 |
| ⊕ | : 外側反射体 | ⊙ | : 材料照射用反射体 (CMIR) |

図 2. 1 - 1 MK - III 標準炉心の炉心構成

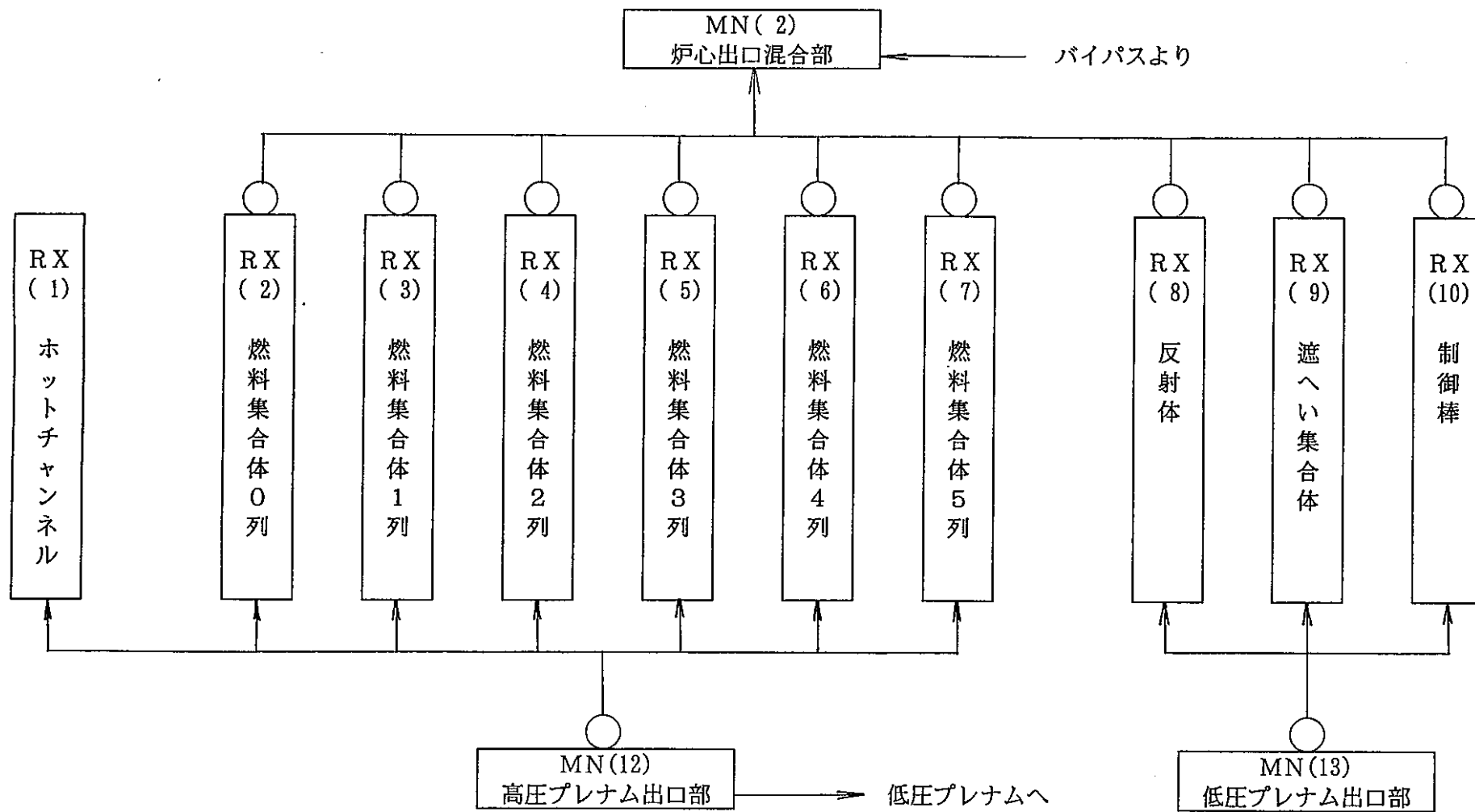


図 2. 1 - 2 炉心部熱計算モデル

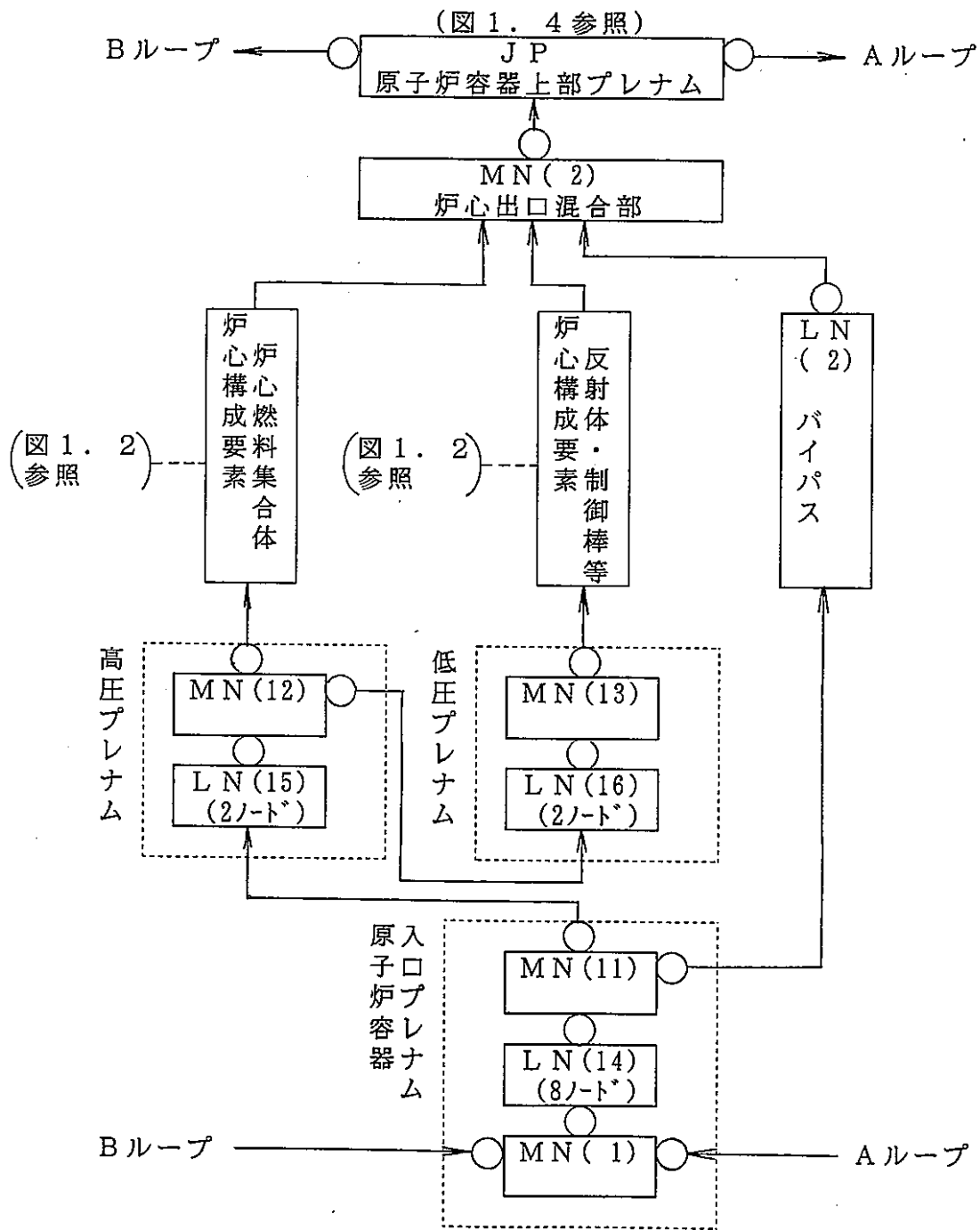


図 2. 1 - 3 原子炉容器内熱計算モデル

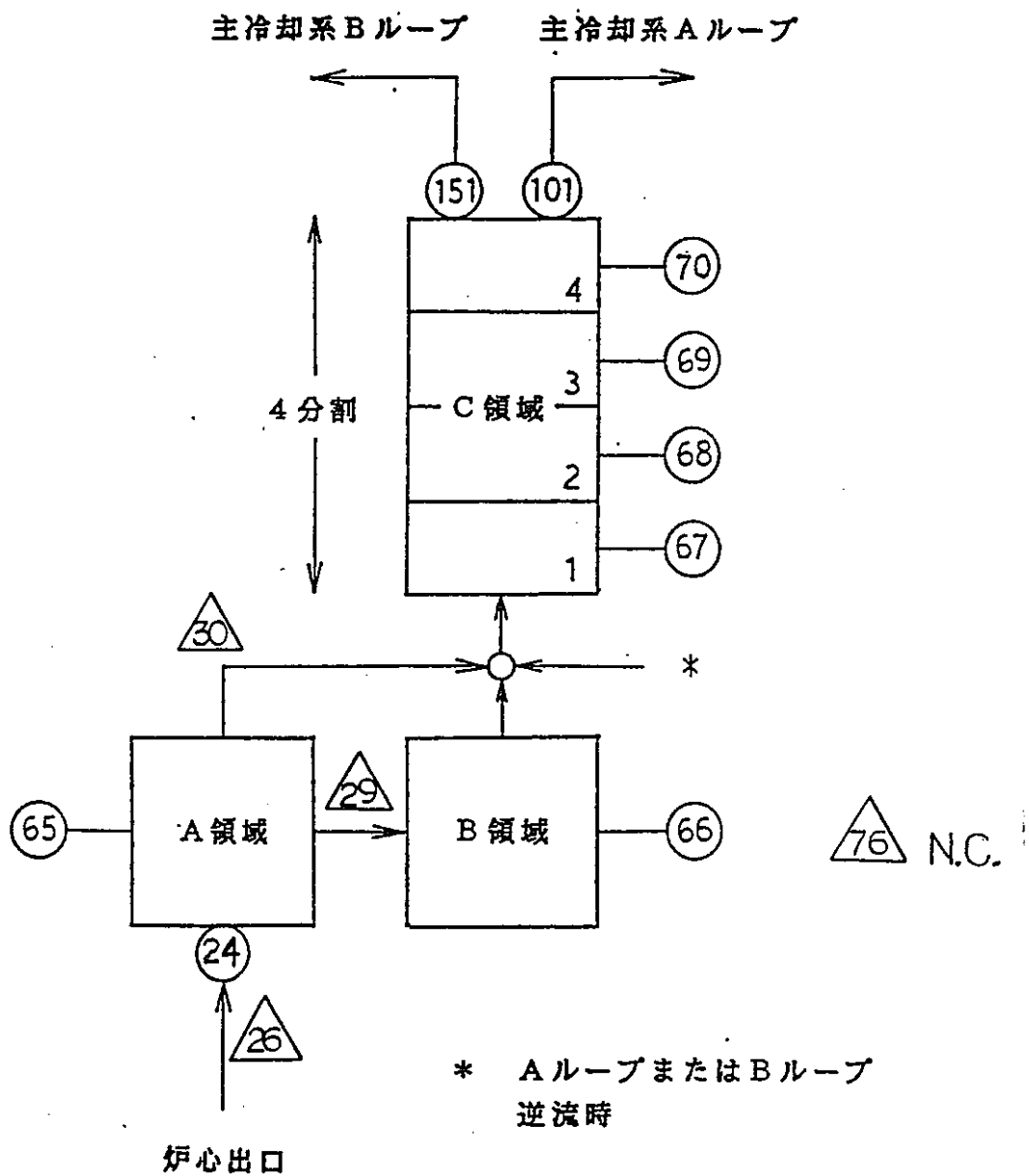
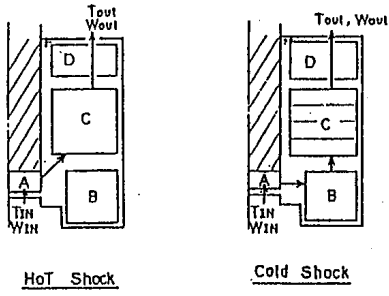
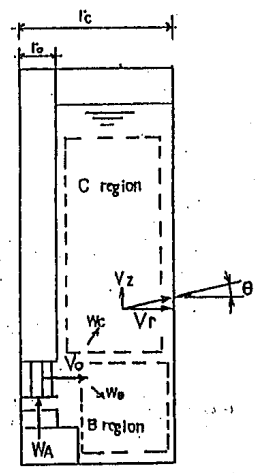


図2. 1-4 (1/2) 原子炉容器上部プレナム熱計算モデル



A, B : Complete Mixing Region
 C : If Hot Shock, Complete Mixing Region
 If Cold Shock, C is internally subdivided and Complete Mixing is supposed in each subdivided zone
 D : Neglecting

熱計算モデル



Impinging Angle

$$\tan \theta = \frac{V_z}{V_r} = \frac{-g \cdot t \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho}}{\frac{r_0}{r_c} \cdot V_0}$$

where $t = \frac{(r_1^2 - r_0^2)}{2 \cdot r_0 \cdot V_0}$

Flow Distribution

$$W_C = \frac{W_A}{2} \cdot (1 + \sin \theta)$$

$$W_B = \frac{W_A}{2} \cdot (1 - \sin \theta)$$

W_A : CORE JET FLOW ; kg/sec
 W_c : AVERAGE COER EXIT VELOCITY ; m/sec
 r_c : UCS radius ; m
 r_0 : Outer Shell radius ; m
 ρ : DENSITY ; kg/m³
 $\Delta \rho$: density difference ($\rho_A - \rho_C$) ; kg/m³

流動計算モデル

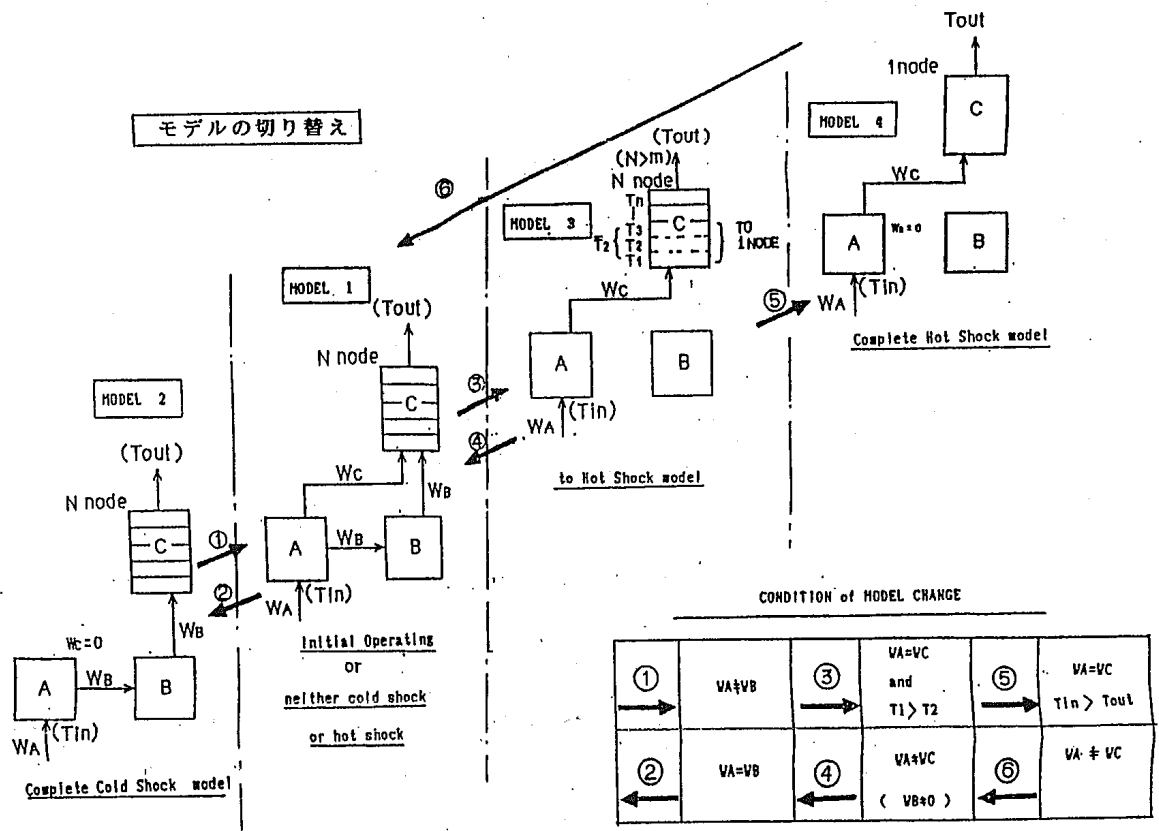


図2. 1-4 (2/2) 原子炉容器上部プレナム熱計算モデル

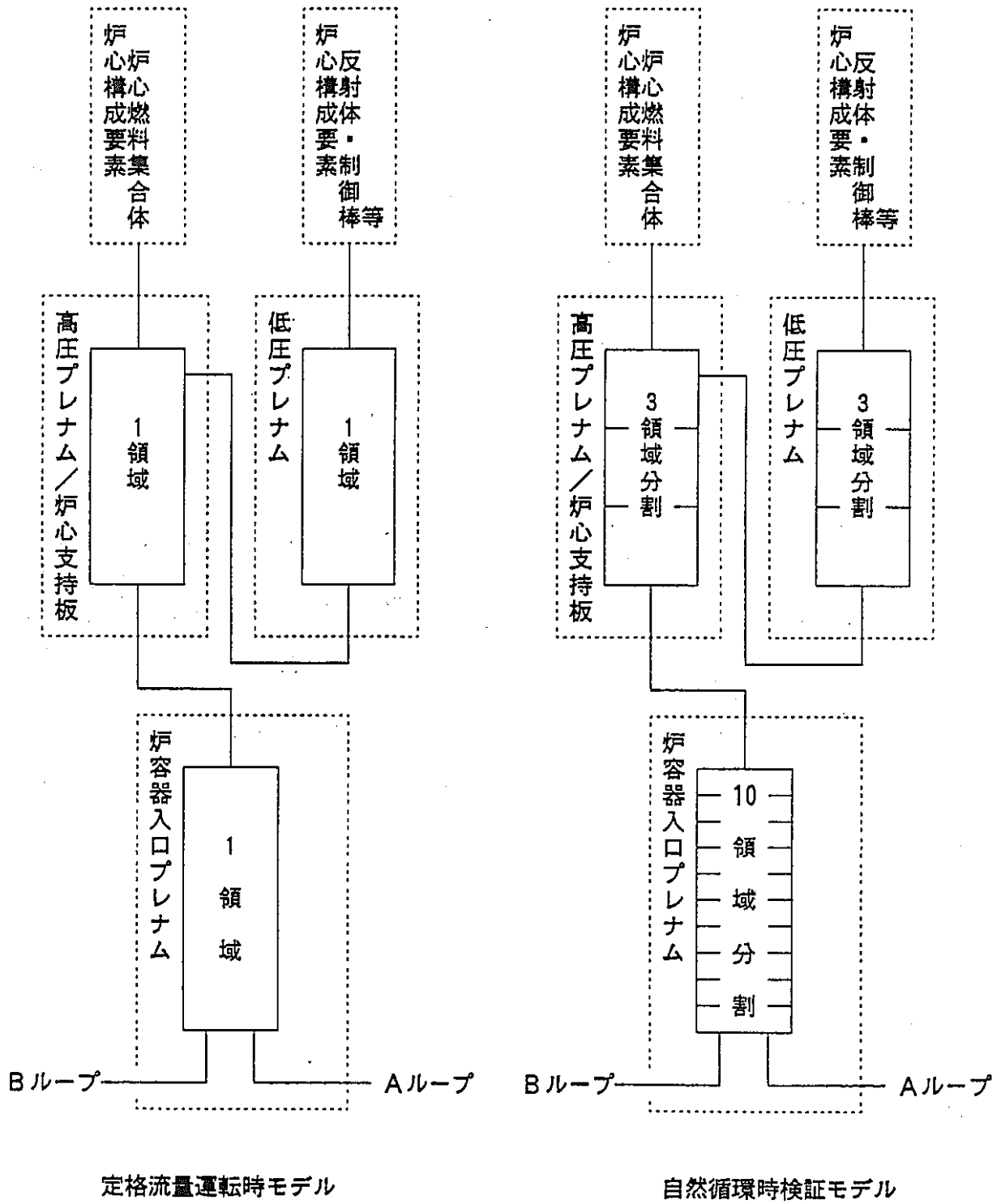


図2. 1-5 原子炉容器下部プレナム熱計算モデル

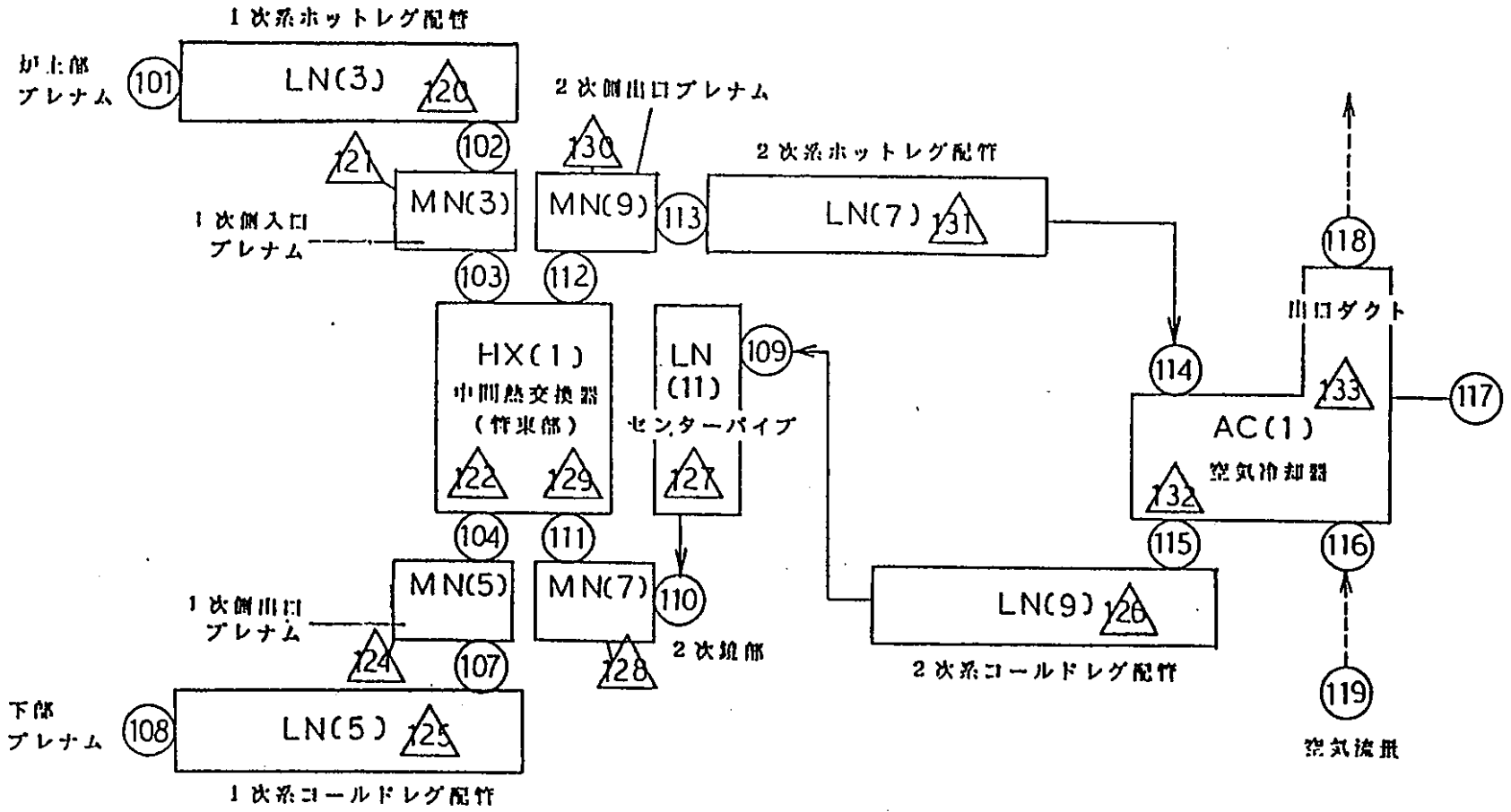


図2. 1-6 1次冷却系及び2次冷却系の熱計算モデル (Aループ)

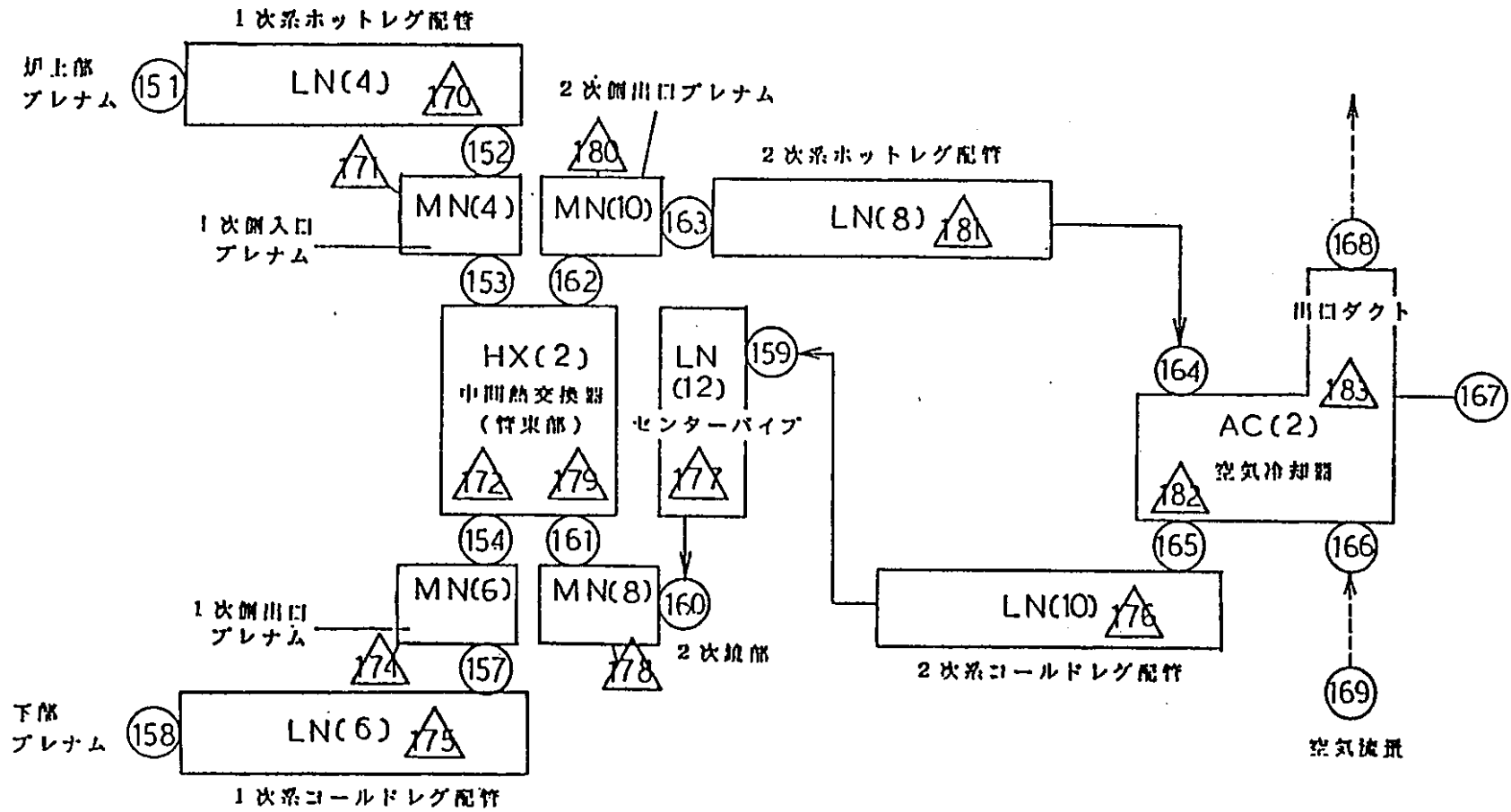


図2. 1-7 1次冷却系及び2次冷却系の熱計算モデル (Bループ)

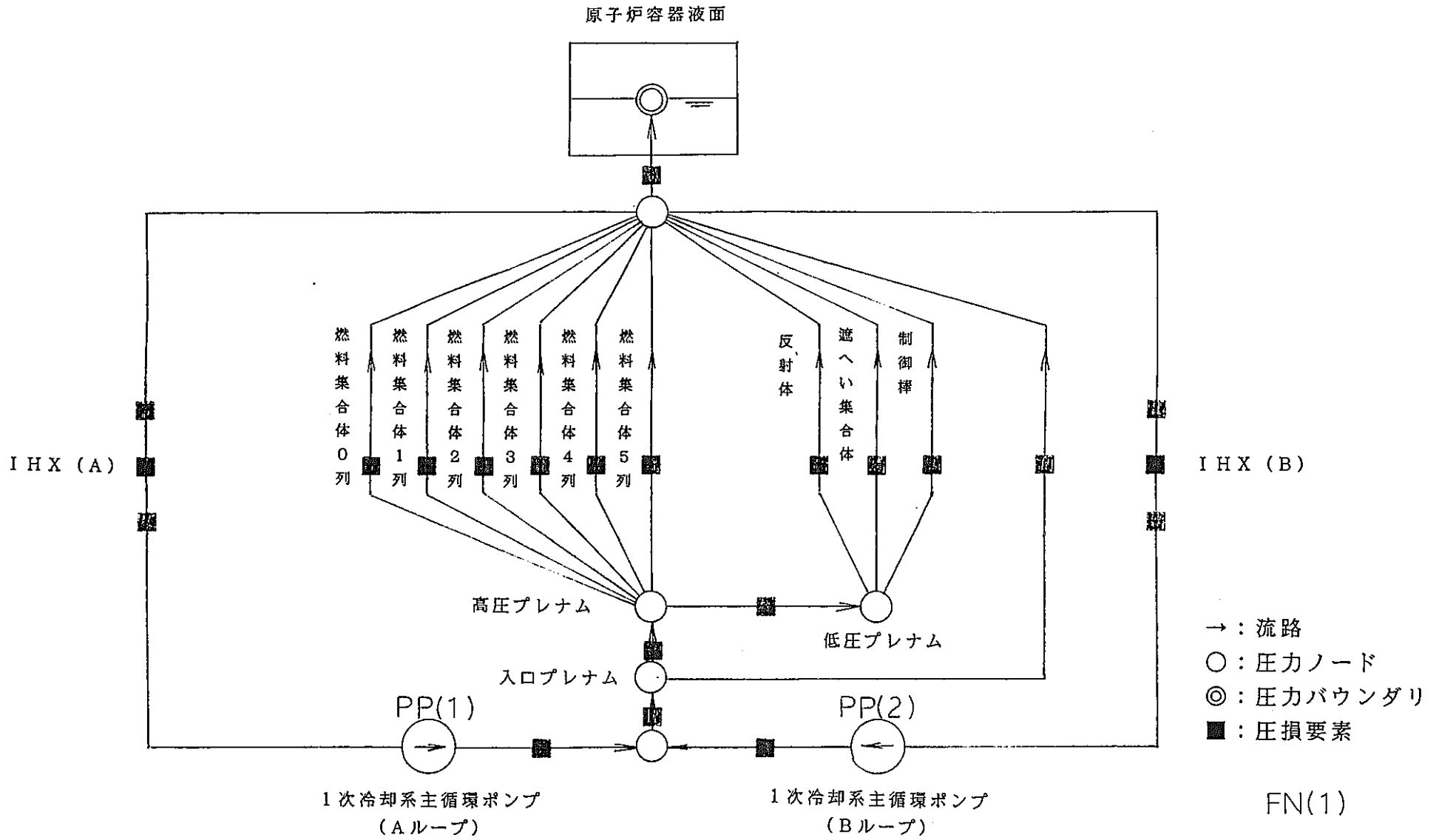


図 2. 1 - 8 1次冷却系流動計算モデル

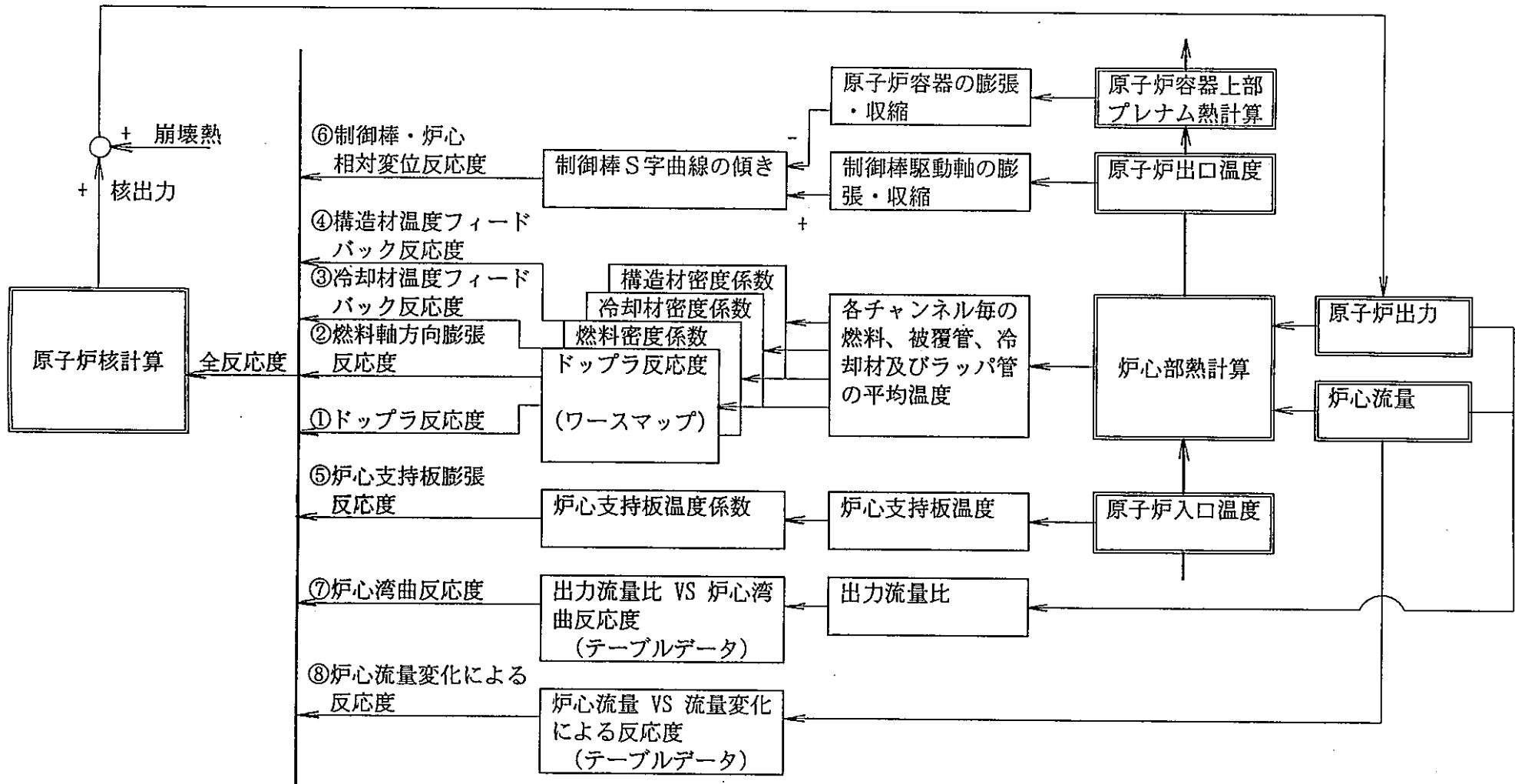


図 2. 1 - 9 反応度フィードバックモデル

出典：PNC ZJ9124 93-004：「常陽」安全特性試験に係る予備計算

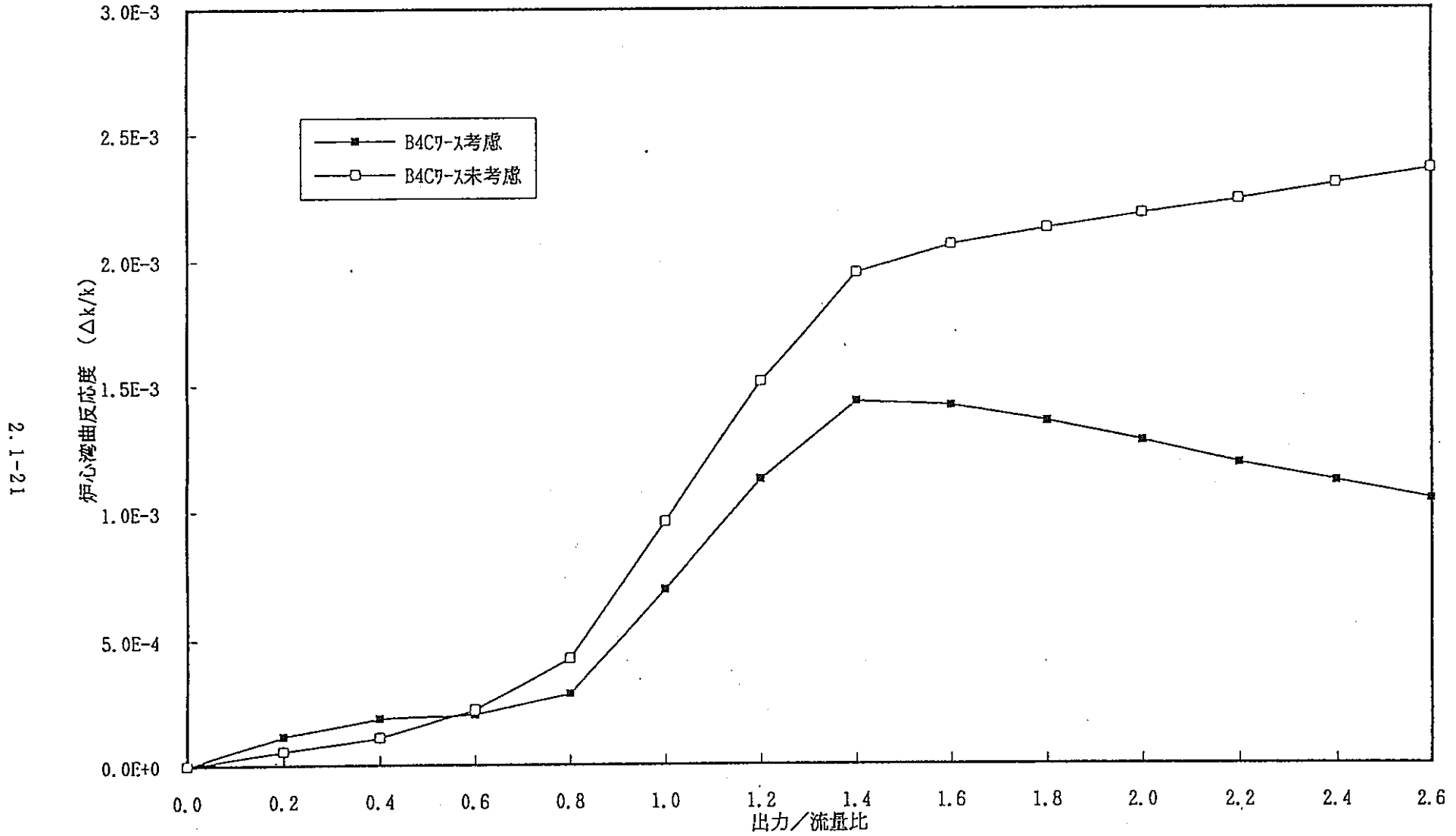


図2. 1-10 MK-III標準炉心における出力流量比と炉心湾曲反応度の関係

2. 2 ULOF及びUTOP模擬試験の解析

前記2. 1で作成したMK-IIIプラント動特性解析モデルを用いてULOF及びUTOPを模擬した条件で解析を行い、作成した解析モデル及び入力データの妥当性を確認する。

2. 2. 1 ULOF模擬試験の解析

(1) 解析条件

原子炉の出力運転中に、外部電源喪失等の原因により1次冷却材流量減少が生じ、その際、「1次冷却材流量低」信号等による原子炉スクラムに失敗する事象を模擬する条件で解析を行う。

主要な解析条件は、下記のとおりとする。

- (a) 初期出力は定格出力とする。
- (b) 1次冷却系主循環ポンプがトリップし、2ループともポニーモータに引き継がれるものとする。
- (c) 2次冷却系主循環ポンプがトリップするものとする。
- (d) 主送風機が停止し、空気流量が瞬時に定格流量の3%まで低下するものとする(MK-III炉心の安全解析における「外部電源喪失」と同じ条件)。
- (e) 被覆管による燃料ペレットの拘束を考慮する。(考慮しない場合、冷却材の沸騰や被覆管の破損に至り、本モデルの適用範囲を超えることから、拘束を考慮するモデルとした。)

(2) 解析結果

図2. 2-1に解析結果を示す。

本事象では、1次冷却系主循環ポンプの停止により1次冷却材流量が大きく減少するにも拘わらず、「1次冷却材流量低」信号等による原子炉スクラムに失敗することを想定しているため、炉心の被覆管及び冷却材の温度、ひいては炉心出口冷却材温度が急速に上昇する。

その結果、冷却材及び構造材の温度フィードバックによる負の反応度、燃料軸方向膨張による負の反応度(被覆管による燃料ペレットの拘束を考慮しているため)、並びに制御棒・炉心相対変位による負の反応度が炉心に投入されて原子炉出力が低下するため、炉心の出力流量比(P/F)が低下して、炉心の被覆管及び冷却材の温度上昇は抑制される。さらに、1次冷却系主循環ポンプがポニーモータに引き継がれると1次冷却材流量はほぼ一定(定格流量の15%程度)となり、P/Fは更に低下して炉心の被覆管及び冷却材の温度も低下に転ずる。

その後、原子炉入口冷却材温度の変動に伴って原子炉出力も幾分変動するが、定格出力の20～30%の範囲で概ね安定に推移する。

その間のP/Fのピーク値は2.3程度であり、炉心の被覆管及び冷却材の最高温度は900℃程度に抑えられ、原子炉冷却材バウンダリの温度も650℃以下に抑えられている。ただし、本解析では被覆管による燃料ペレットの拘束を考慮しており、燃料軸方向膨張反応度が負の値になるという楽観的な解析条件としていることに注意する必要がある。ULOF事象では、まず、炉心の冷却材及び被覆管の温度が上昇し、被覆管が径方向に膨張すると考えられるので、被覆管による燃料ペレットの拘束がない状態となっている可能性が高く、その場合には燃料軸方向膨張反応度が正の値となり、解析結果は厳しくなる。

なお、本解析では、炉心湾曲解析の結果に基づいて、図2.1-10に示すように、P/Fが0.8～1.4の範囲で大きな反応度が投入され、それ以外ではP/Fが変化しても大きな反応度が投入されないデータを使用している。そのため、事象発生直後にP/Fが上昇する際に大きな正の炉心湾曲反応度が投入され、事象発生後900秒～1000秒にかけて、P/Fが1.4より小さくなると、大きな負の反応度が投入される結果となっている。このような炉心湾曲反応度の特徴的な応答については、その解析手法や不確かさについての議論と併せて、今後、検討の余地があると考えられる。

また、本解析では炉心湾曲反応度をP/Fの関数としてテーブルデータ入力としたため、炉心湾曲の起因となるラップ管温度の応答遅れがモデル化されていない。そのため、事象発生直後に炉心湾曲反応度が即発的に投入され、原子炉出力にピークを生じる結果となっている。この点について、今後、ラップ管の温度応答遅れ相当の遅れを炉心湾曲反応度計算に取り込む等のモデルの見直しが必要と考える。

2.2.2 UTOP模擬試験の解析

(1) 解析条件

原子炉の出力運転中に、運転員の誤操作等の原因により制御棒の連続的な引き抜きが生じ、その際、「中性子束高(出力領域)」信号等による原子炉スクラムに失敗する事象を模擬する条件で解析を行う。

主要な解析条件は、下記のとおりとする。

- (a) 初期出力は定格出力とする。
- (b) 1次、2次冷却材流量及び主冷却器空気流量は定格流量のままとする。
- (c) 制御棒の誤引き抜きによる反応度投入速度は5¢/s、最大投入反応度量は40¢とする。なお、最大の反応度値を有する制御棒1本が、1/3挿入位置から上端まで引き抜かれた場合の投入反応度は約2\$であり、最大投入反応度量40¢という値は、燃料の溶融が生じない範囲での試験を想定した

暫定的な条件である。

- (d) 被覆管による燃料ペレットの拘束を考慮しない。(考慮する場合、燃料の溶融に至り、本モデルの適用範囲を超えることから、拘束を考慮しないモデルとした。)

(2) 解析結果

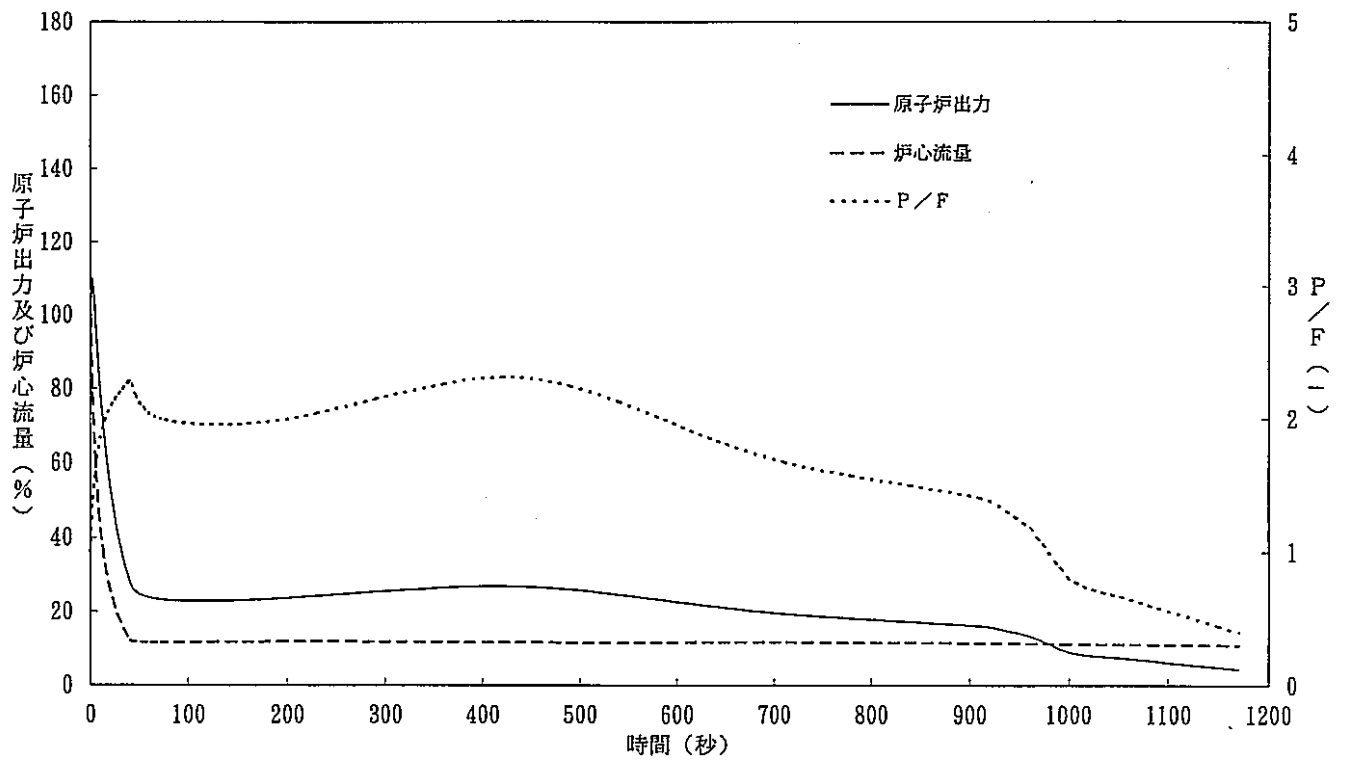
図2. 2-2に解析結果を示す。

本事象では、制御棒の誤引き抜きにより原子炉出力が大きく上昇するにも拘わらず、「中性子束高(出力領域)」信号等による原子炉スクラムに失敗することを想定しているため、炉心の燃料、被覆管及び冷却材の温度、ひいては炉心出口冷却材温度が上昇する。

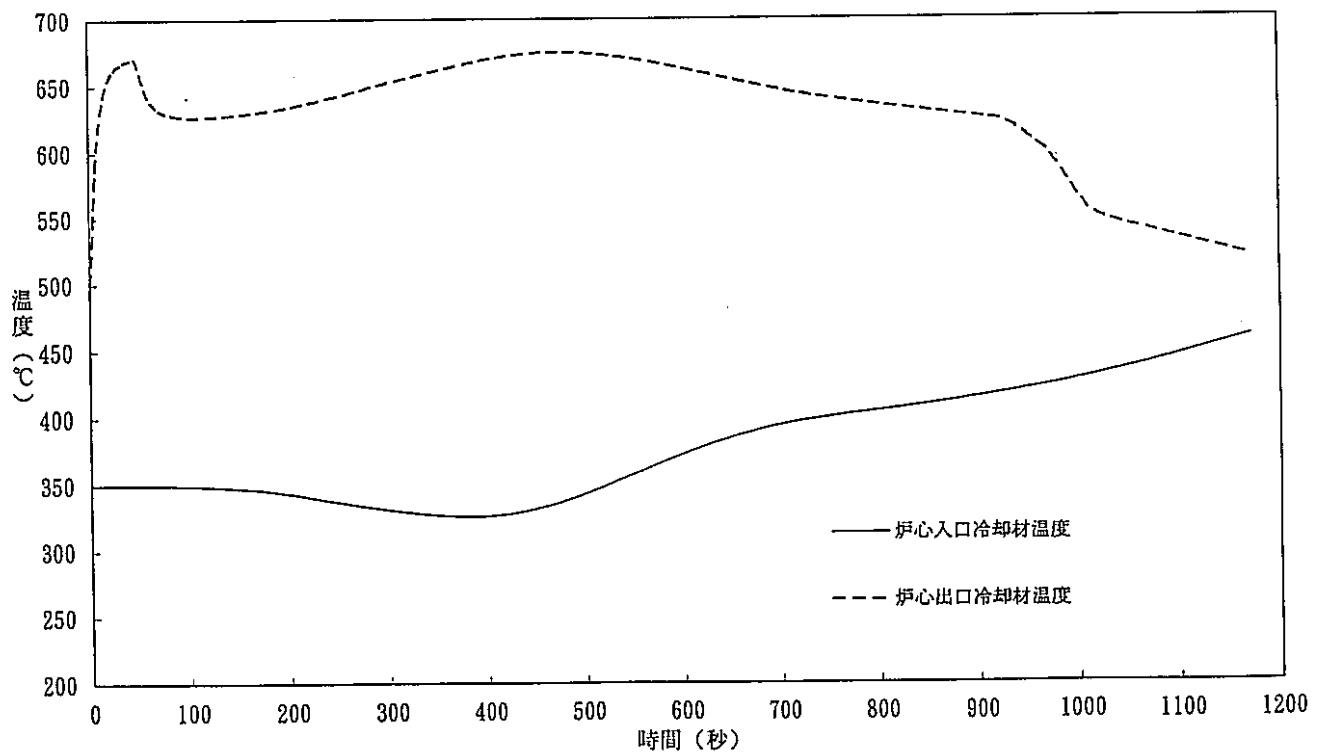
その結果、ドップラ効果及び燃料軸方向膨張による負の反応度、冷却材及び構造材の温度フィードバックによる負の反応度、並びに制御棒・炉心相対変位による負の反応度が炉心に投入されて原子炉出力の上昇が抑制され、制御棒の引き抜きが終了した時点で原子炉出力はほぼ一定値となる。

その後、原子炉入口冷却材温度の上昇に伴い、炉心支持版膨張による負の反応度が投入されて原子炉出力が幾分低下し、定格出力の120%程度の出力で概ね安定する。

本解析では、原子炉出力のピーク値は140%程度(したがって、P/Fのピーク値も1.4程度)であり、炉心の燃料温度は2650℃程度に、被覆管及び冷却材の最高温度は700℃程度に抑えられている。また、原子炉冷却材バウンダリの温度も570℃程度に抑えられている。ただし、本解析では制御棒の誤引き抜きによる反応度投入量を40¢とし、燃料の溶融が生じない範囲での試験を想定した解析条件としていることに注意する必要がある。

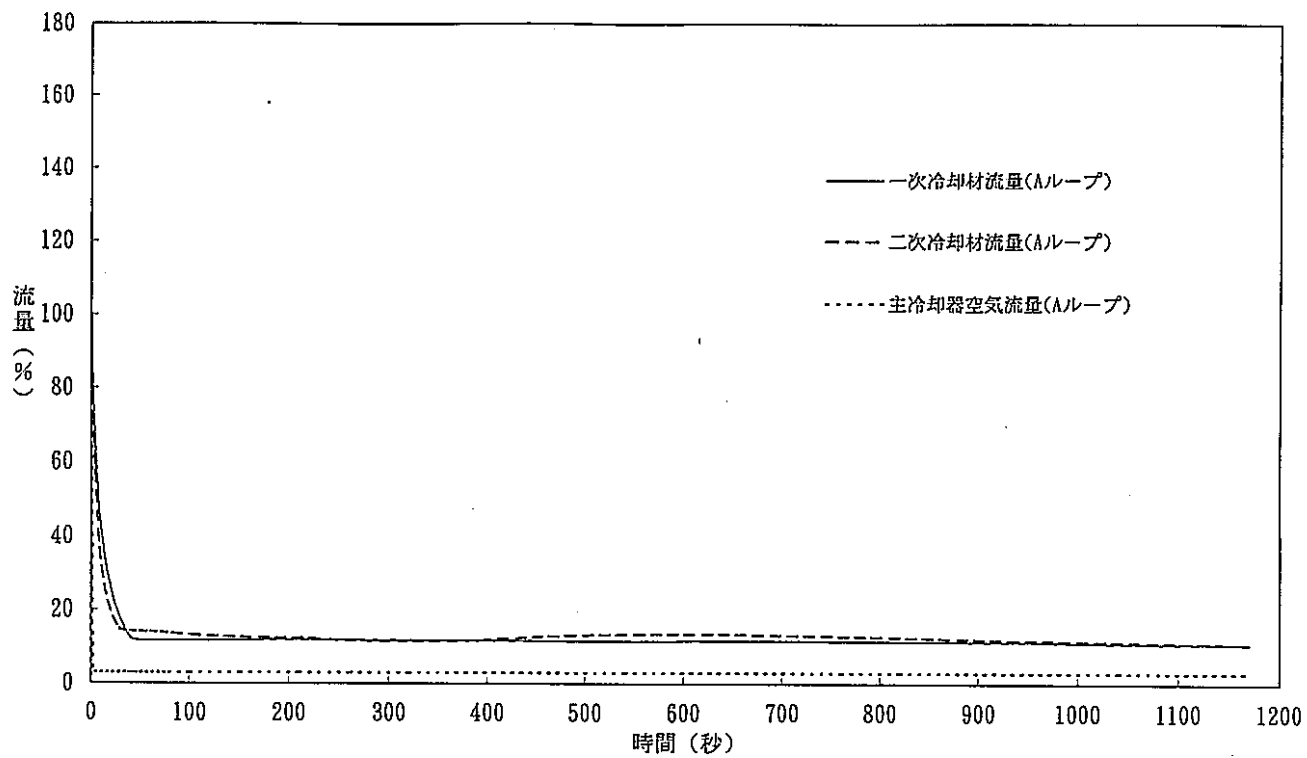


常陽ULOF解析結果

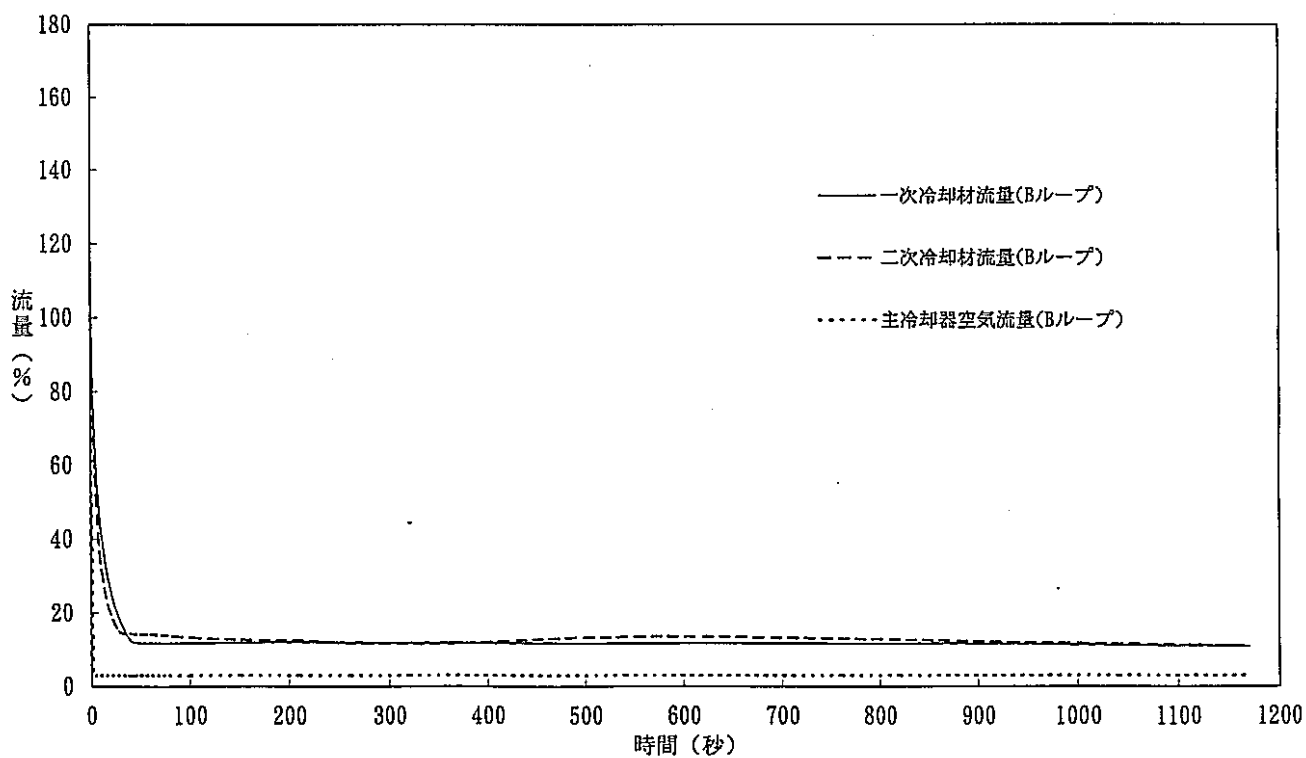


常陽ULOF解析結果

図 2. 2 - 1 (1/5) ULOF 模擬試験の解析結果

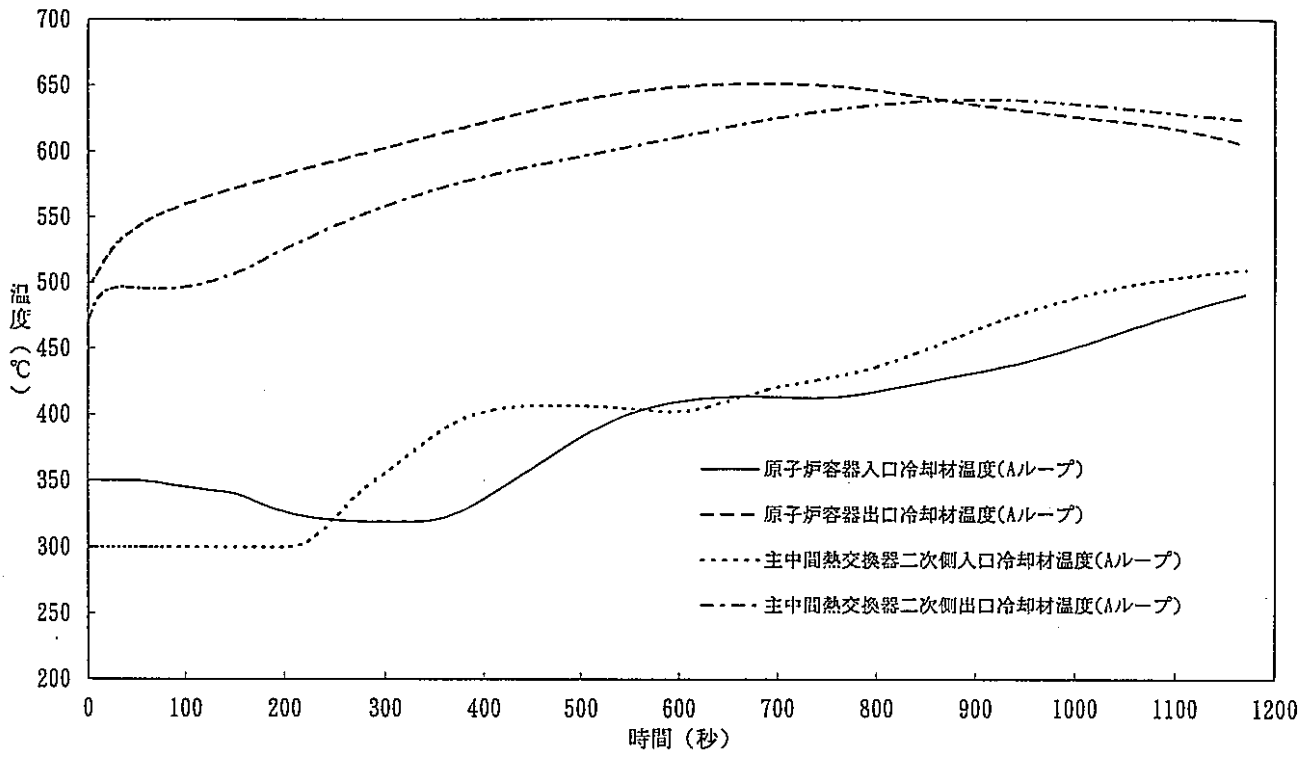


常陽ULOF解析結果

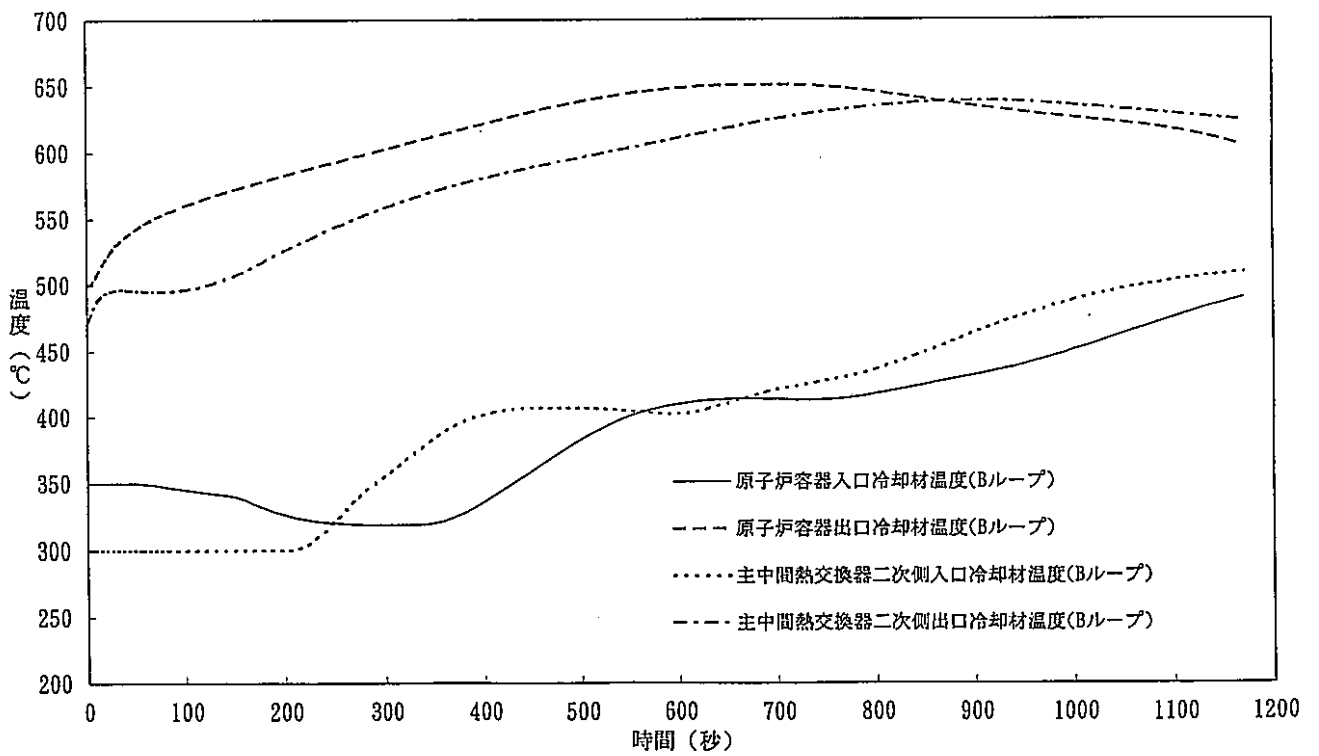


常陽ULOF解析結果

図 2. 2 - 1 (2/5) U L O F 模 擬 試 験 の 解 析 結 果



常陽ULOF解析結果



常陽ULOF解析結果

図 2. 2 - 1 (3/5) ULOF 模擬試験の解析結果

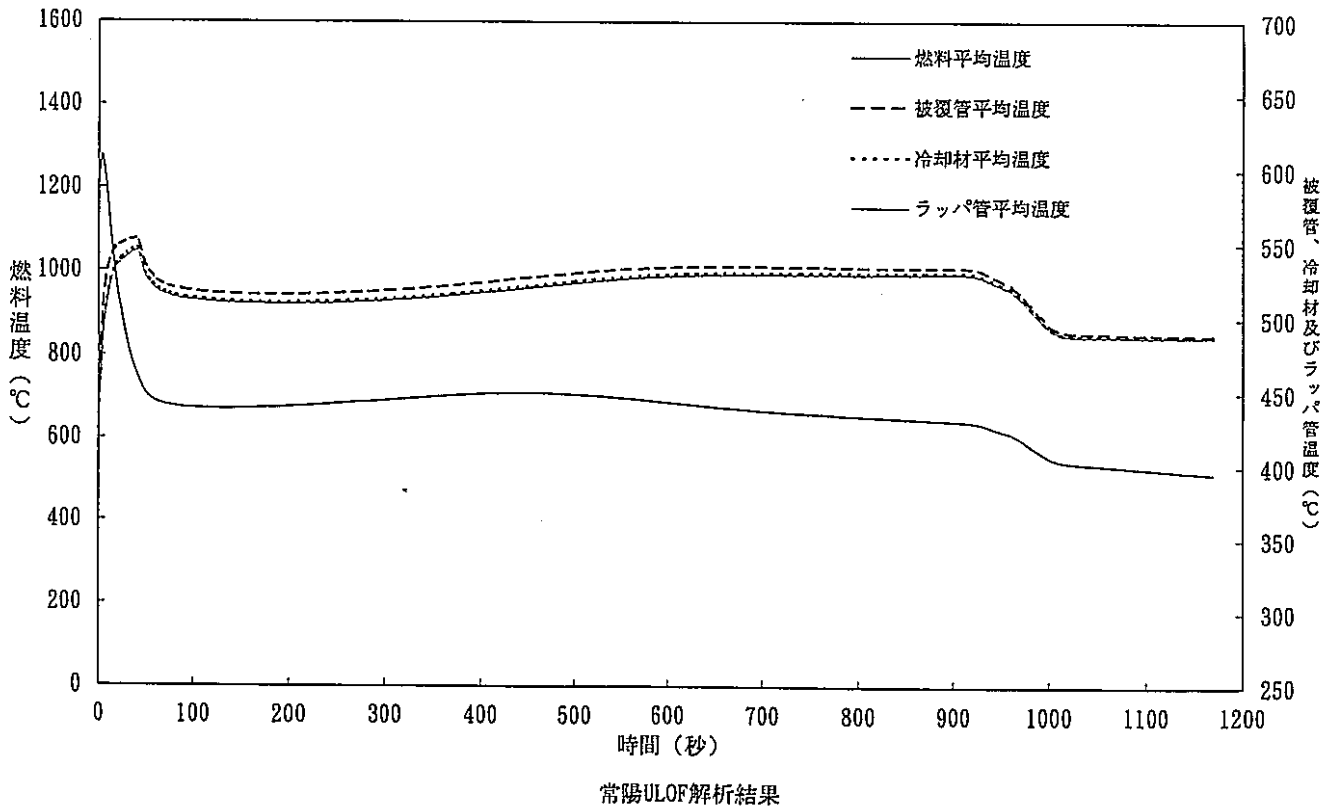
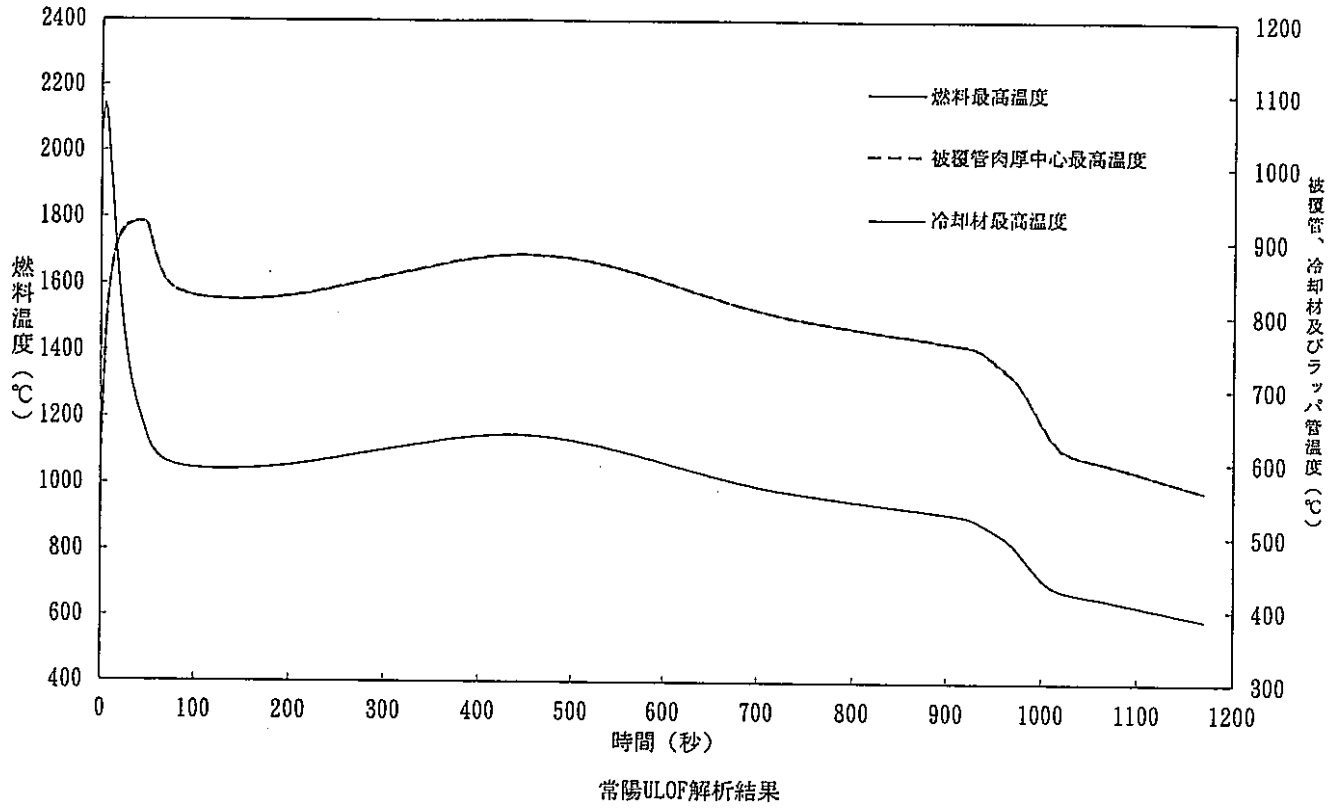
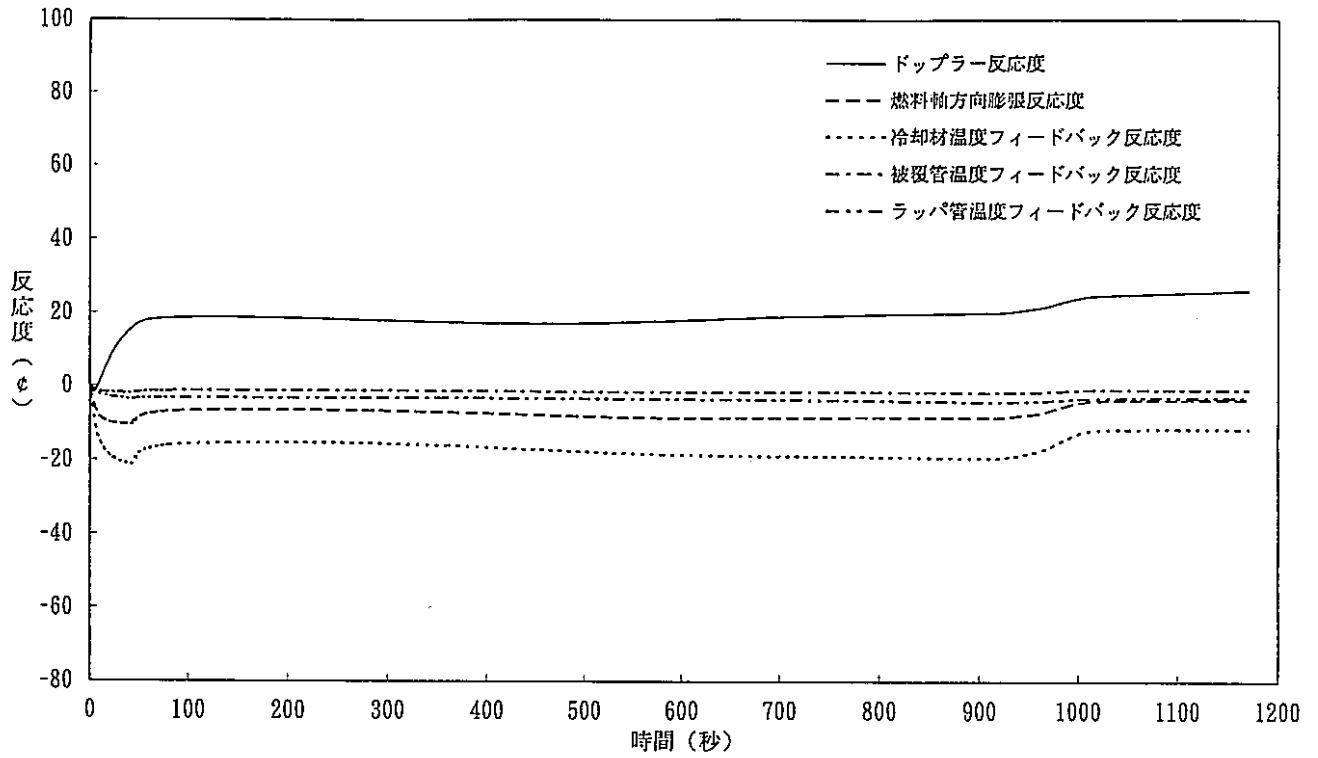
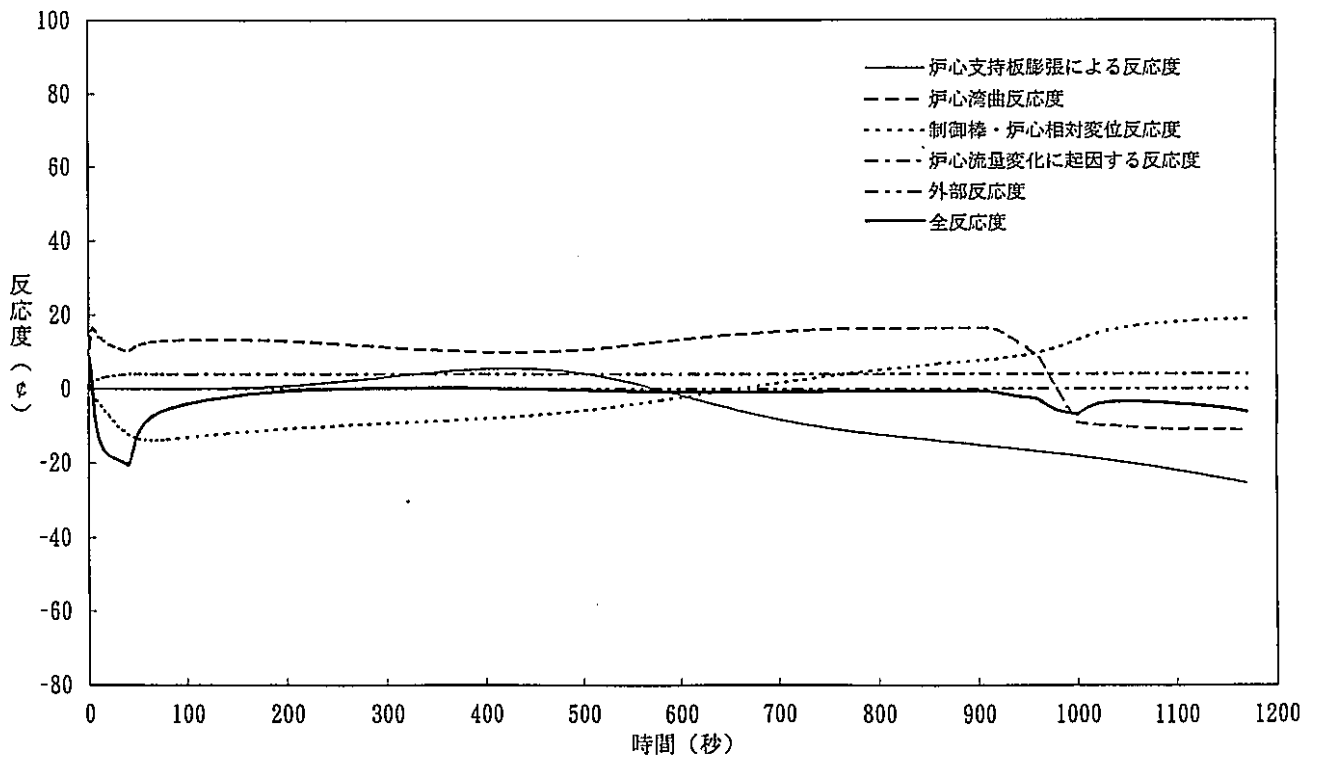


図 2. 2 - 1 (4/5) ULOF 模擬試験の解析結果

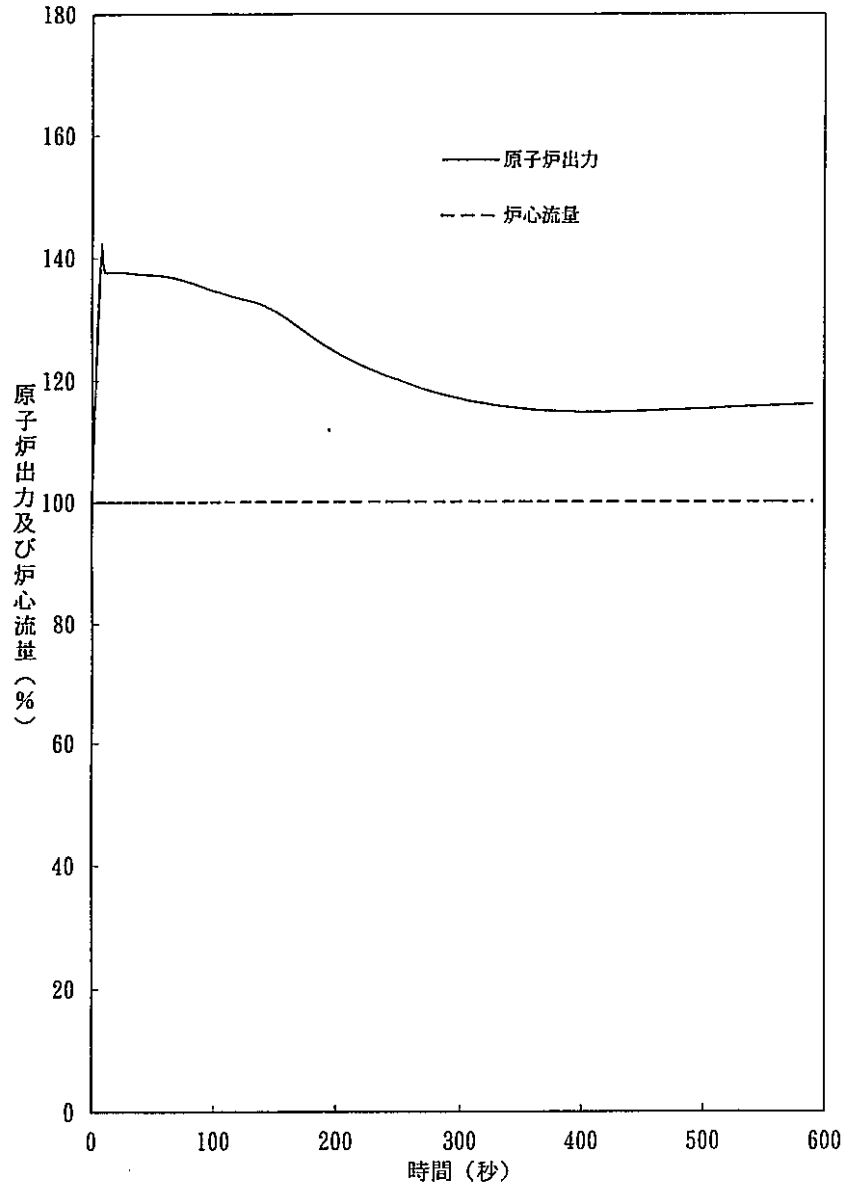


常陽ULOF解析結果

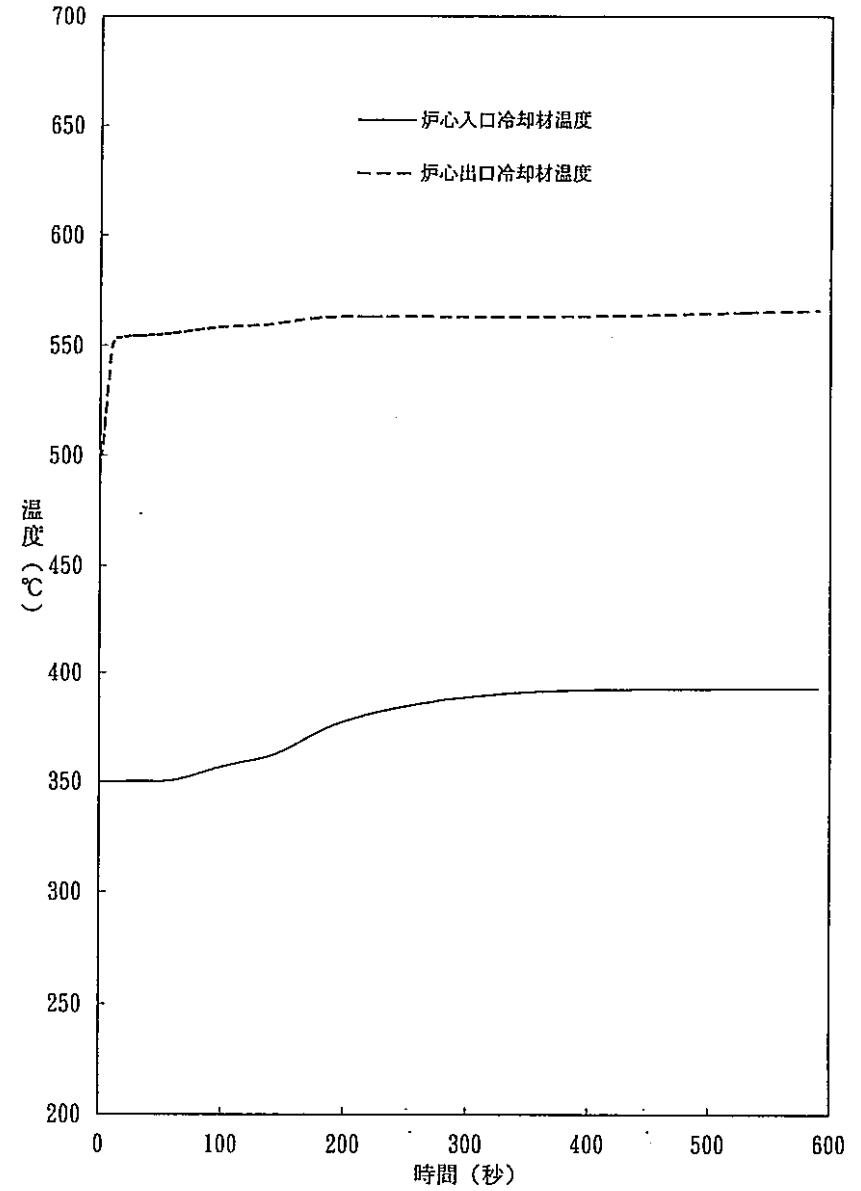


常陽ULOF解析結果

図 2. 2 - 1 (5 / 5) U L O F 模 擬 試 験 の 解 析 結 果

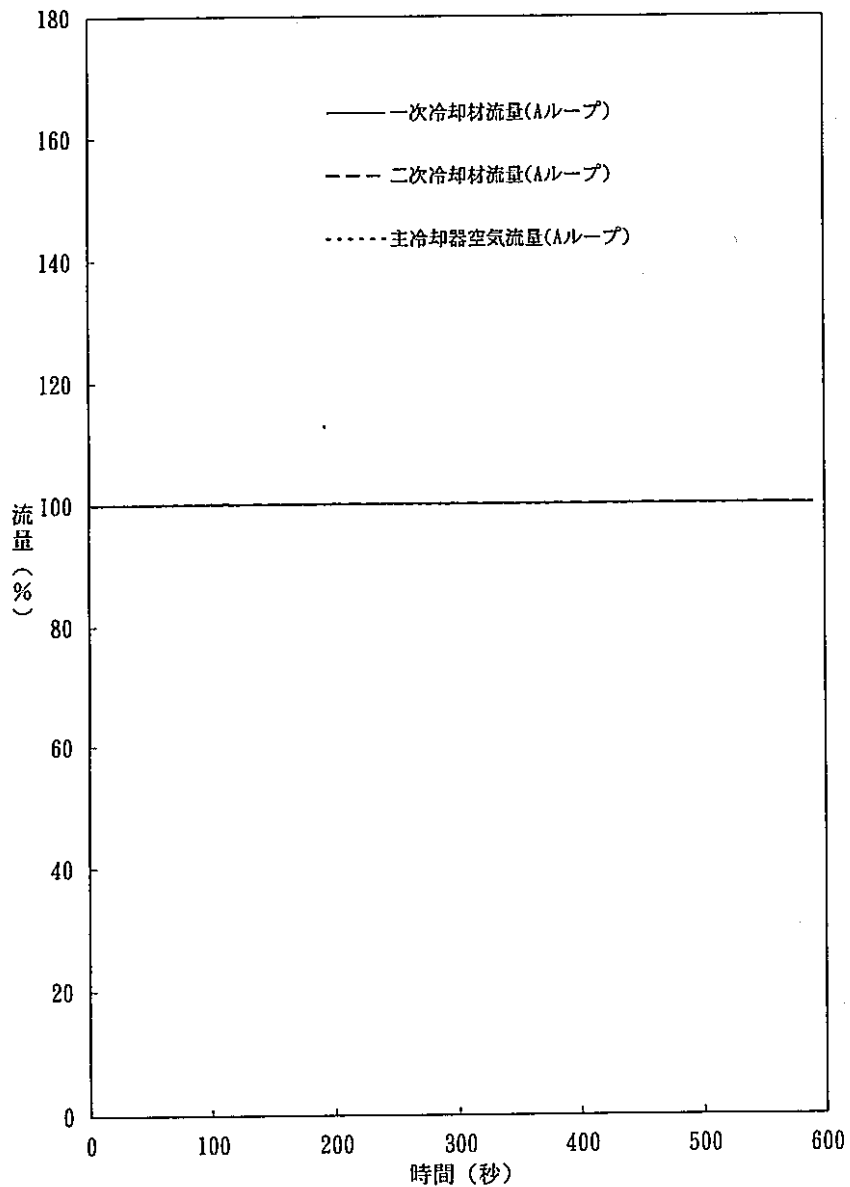


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40φ)

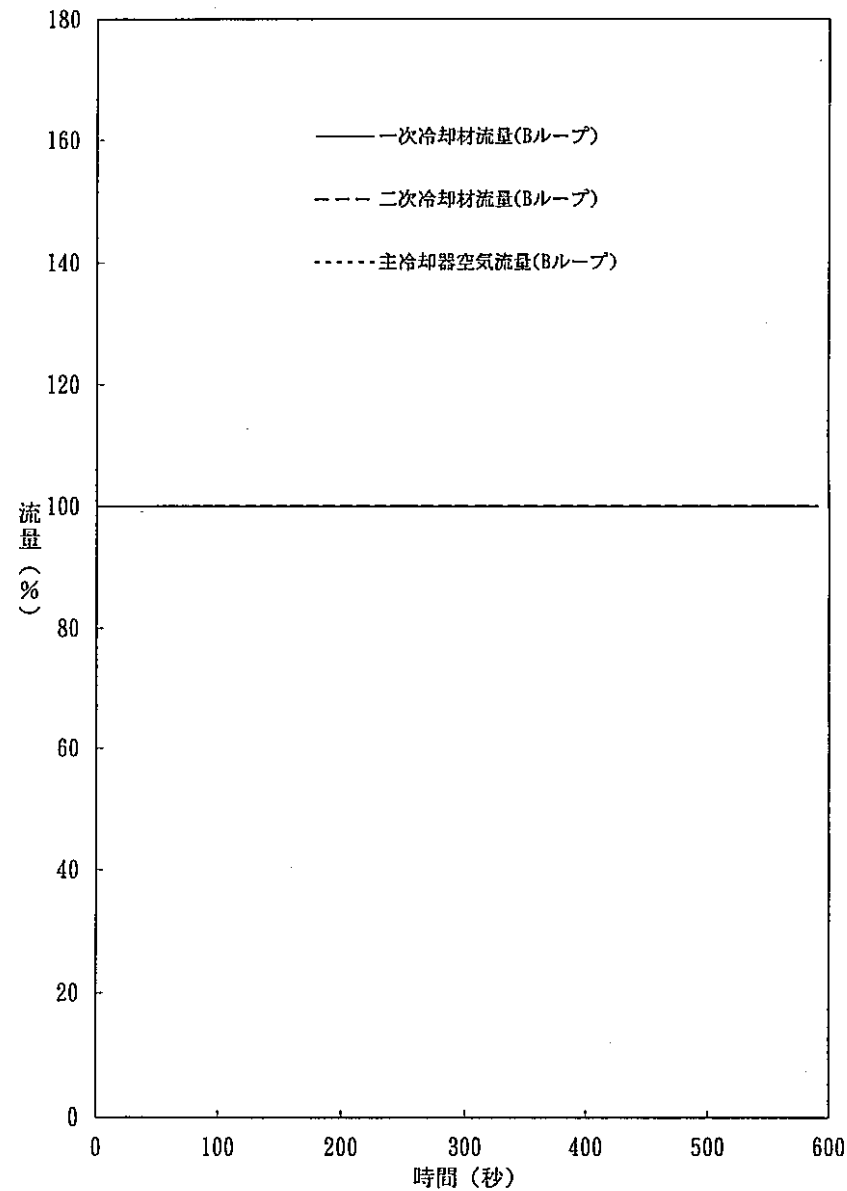


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40φ)

図 2.2-2 (1/5) UTOP 模擬試験の解析結果

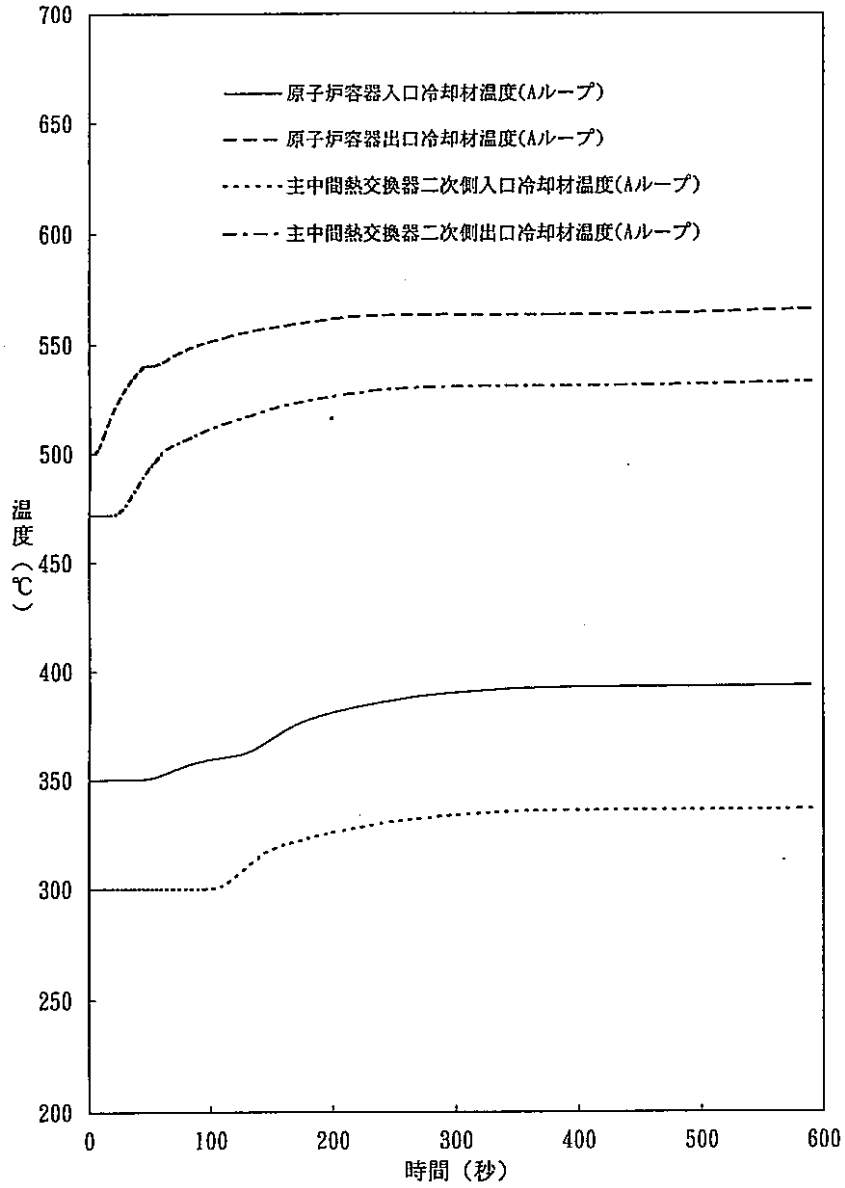


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

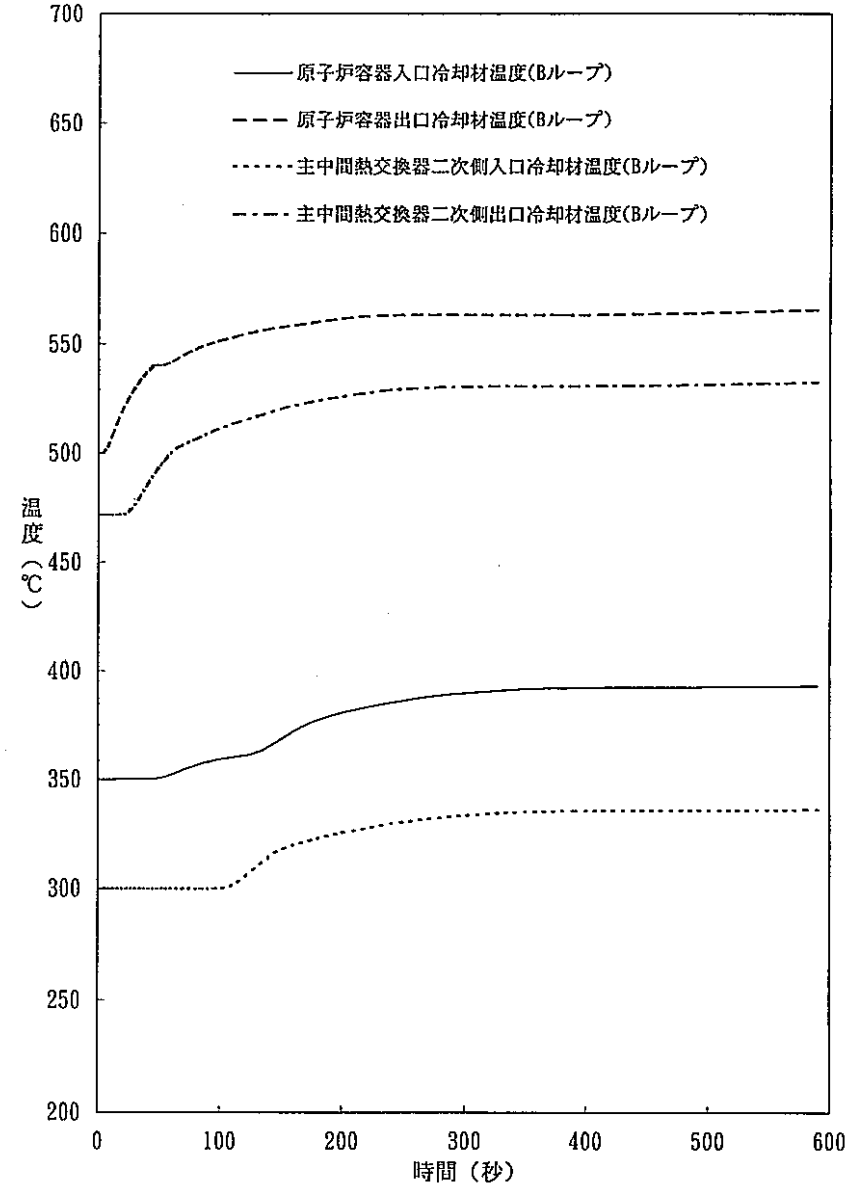


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

図 2. 2 - 2 (2/5) UTOP 模擬試験の解析結果

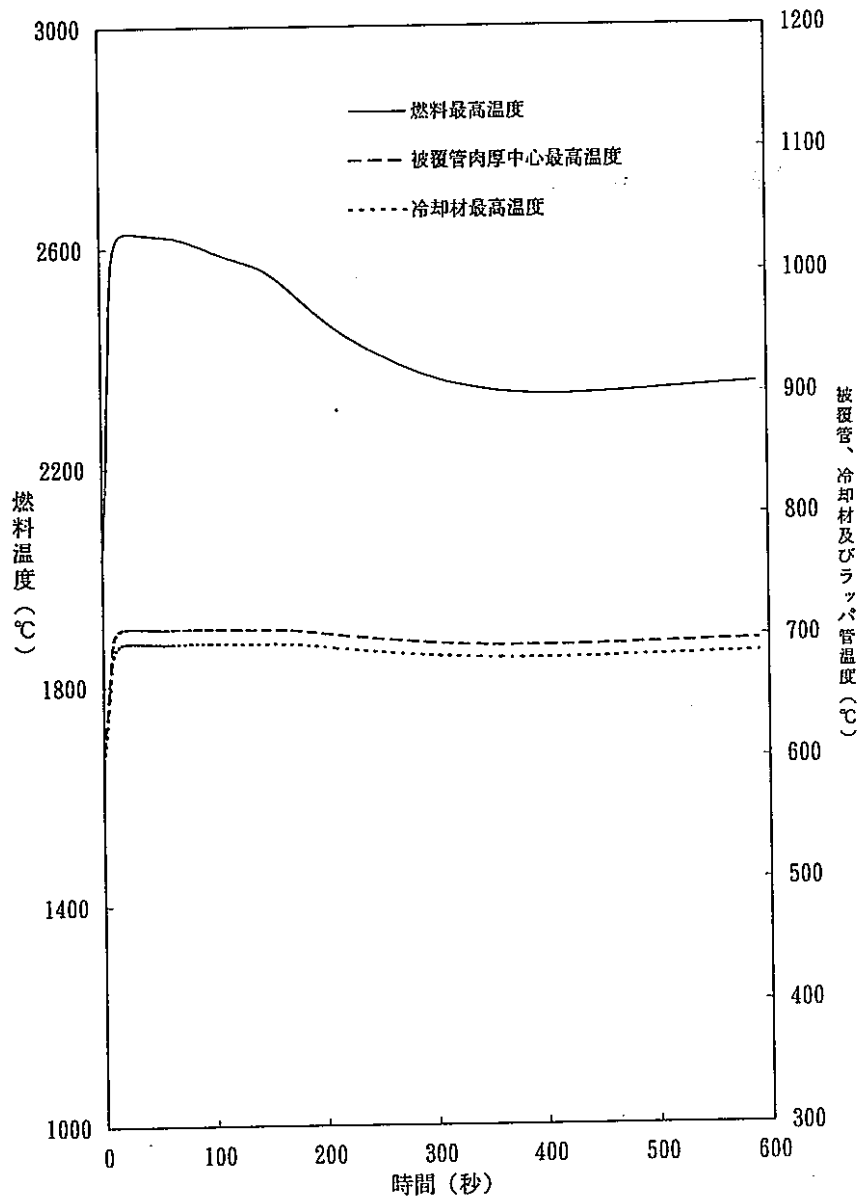


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

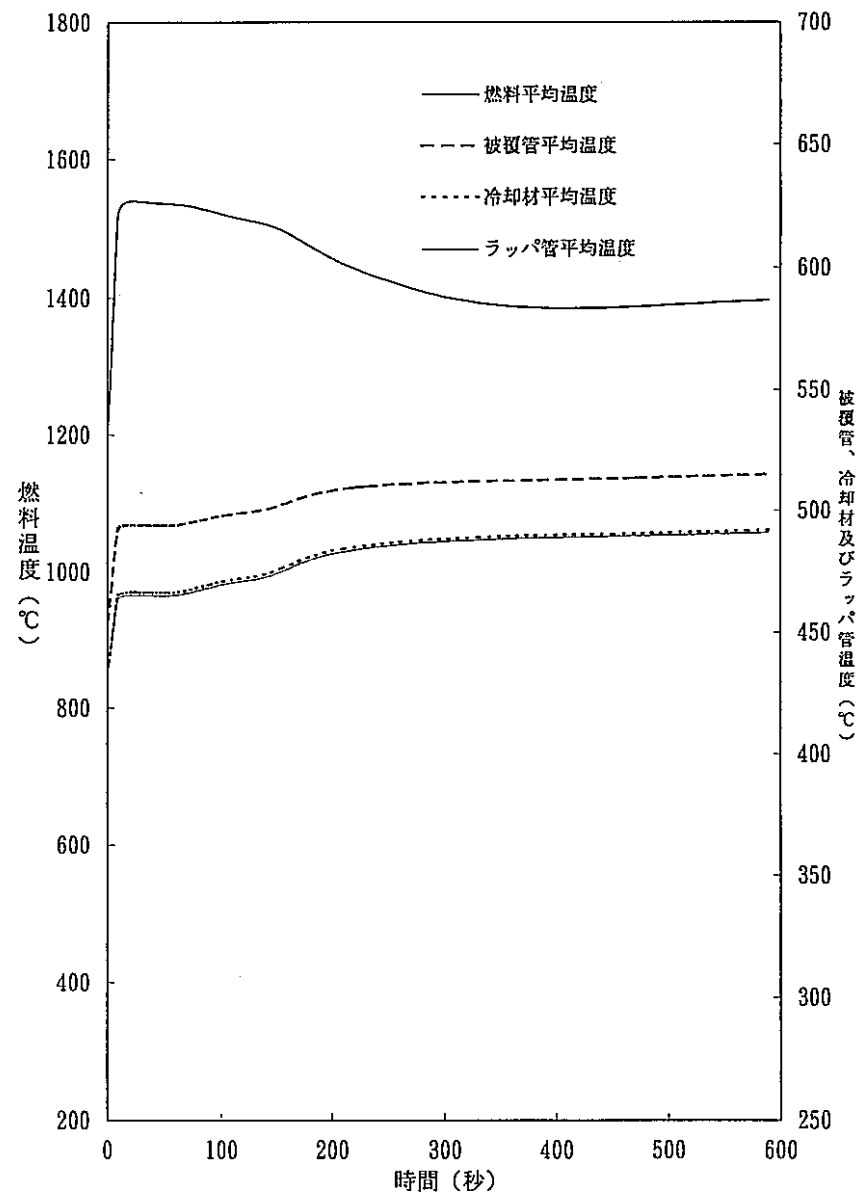


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

図 2. 2 - 2 (3/5) U T O P 模 擬 試 験 の 解 析 結 果

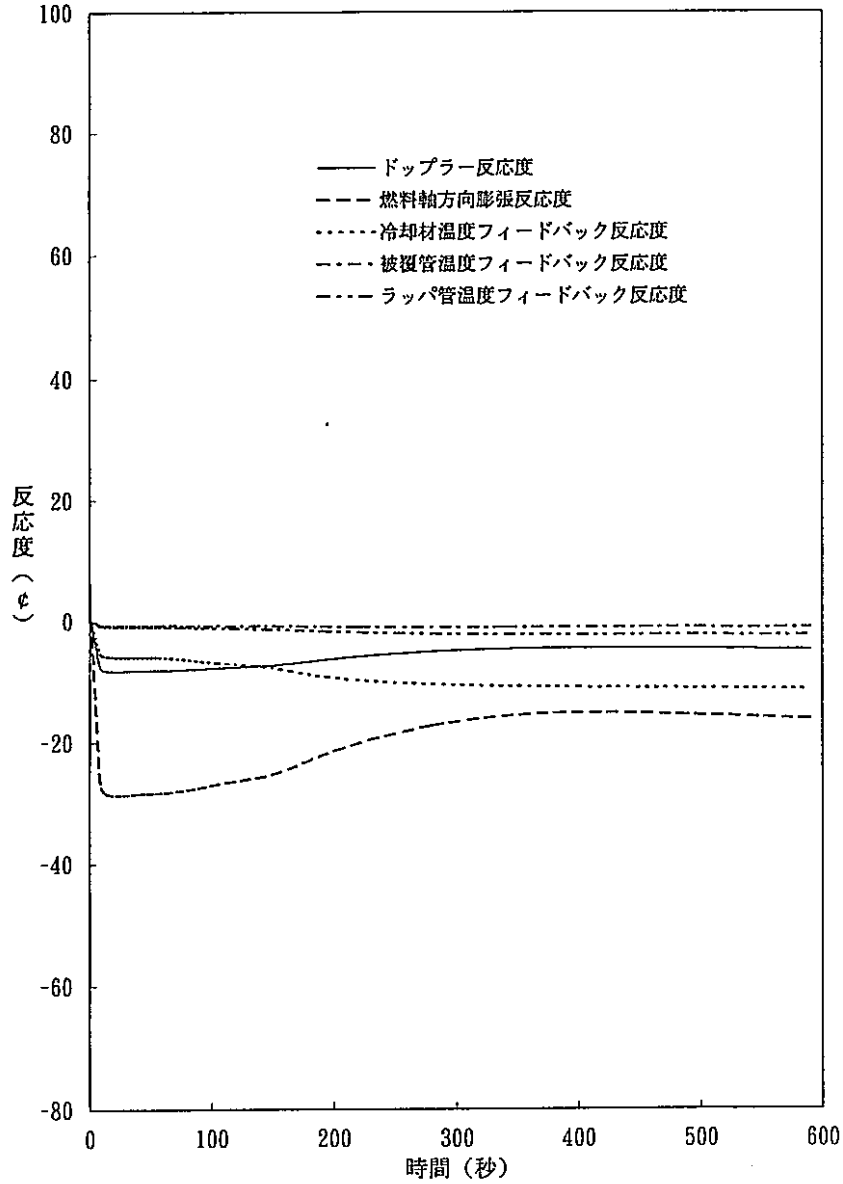


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

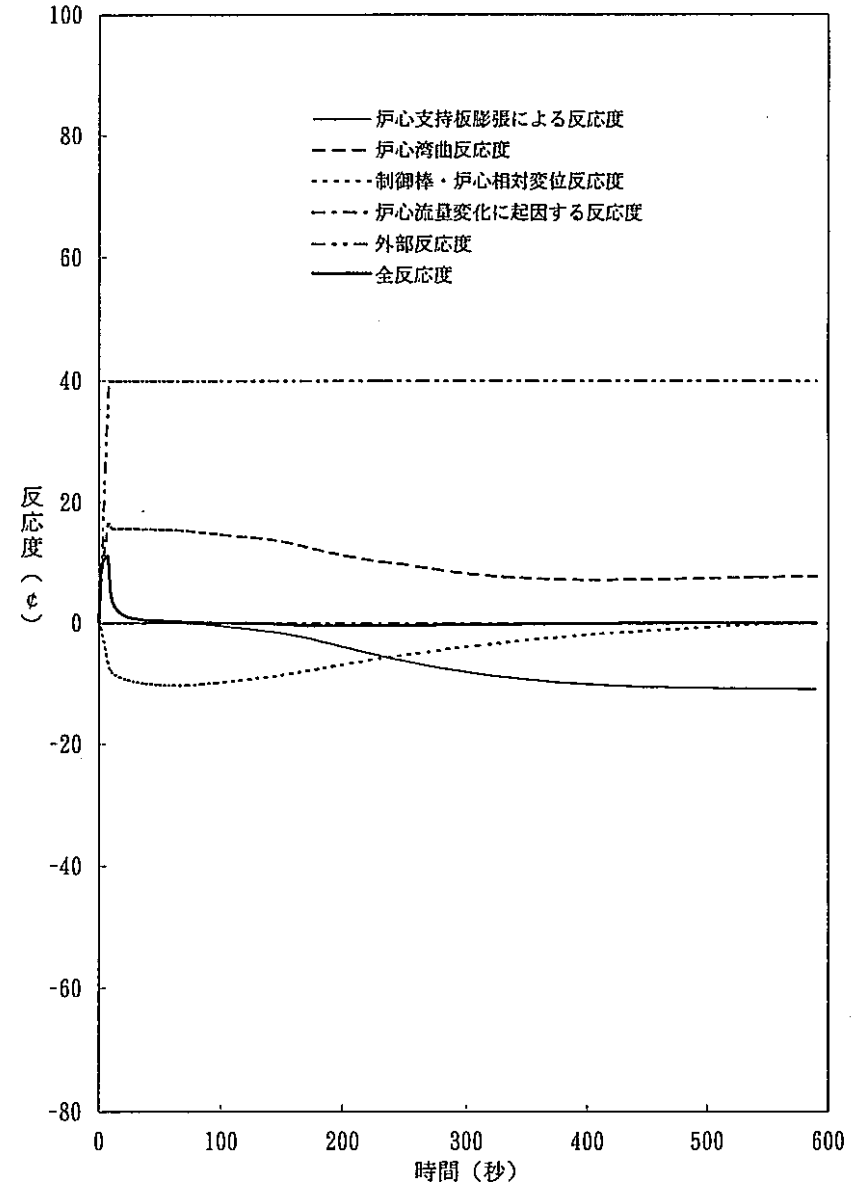


常陽UTOP解析結果 (添加反応度40%)

図 2. 2 - 2 (4/5) U T O P 模 擬 試 験 の 解 析 結 果



常陽UTOP解析結果 (添加反応度40φ)



常陽UTOP解析結果 (添加反応度40φ)

図 2. 2 - 2 (5/5) U T O P 模 擬 試 験 の 解 析 結 果

3. 反応度成分同定試験予備計算

安全特性試験の実施に向けての課題の解決に資するため、反応度成分同定試験を実施することを想定し、その予備計算を行って、「常陽」において有効と考えられる試験項目を抽出する。

3. 1 静的反応度成分同定試験に関する計算

静的反応度成分分離試験は、炉心廻りの特定のプロセス量を一定とする条件でプラント状態を静的に変化させ、その際の過剰反応度差から、それらのプロセス量に支配される反応度成分を分離して測定する試験である。

静的反応度成分分離試験として、下記のA-1～A-5の5とおりの試験を想定する（表3.1-1参照）。ここでは、MK-Ⅲ炉心においてこれらの試験を行った場合の反応度変化量を成分毎に計算し、「常陽」において有効と考えられる試験項目を抽出する。

(1) 試験A-1

原子炉出力及び炉心流量を出力流量比一定の条件で変化させ、かつ、炉心入口温度を一定に保つ。その結果、炉心出口温度と炉心出入口温度差は一定となり、冷却材平均温度もほぼ一定に保たれ、燃料温度及び炉心流量の変化に支配される反応度成分が分離して測定される。

(2) 試験A-2

原子炉出力を一定に保ちつつ炉心流量を変化させ、かつ、炉心入口温度と炉心出口温度との平均値を一定に保つ。その結果、燃料温度及び冷却材平均温度はほぼ一定に保たれ、炉心入口温度、炉心出口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が分離して測定される。

(3) 試験A-3

原子炉出力を一定に保ちつつ炉心流量を変化させ、かつ、炉心出口温度を一定に保つ。その結果、燃料温度はほぼ一定に保たれ、冷却材平均温度、炉心入口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が分離して測定される。

(4) 試験A-4

原子炉出力及び炉心流量を一定に保ちつつ、炉心入口温度を変化させる。その結果、炉心出入口温度差は一定となり、燃料温度もほぼ一定に保たれ、冷却材平均温度、炉心入口温度及び炉心出口温度に支配される反応度成分が分離して測定される。

(5) 試験A-5

原子炉出力を一定に保ちつつ炉心流量を変化させ、かつ、炉心入口温度を一定に保つ。その結果、燃料温度はほぼ一定に保たれ、冷却材平均温度、炉心出

口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が分離して測定される。

3. 1. 1 計算条件

(1) 共通の計算条件

下記の計算条件については全ケース共通とする。なお、試験を安全に進める観点から余裕のある初期状態として、ここでは、定格出力の50%を初期出力と想定している。

(a) プラントの初期運転条件

- ◎ 原子炉出力 : 定格出力の50%
- ◎ 炉心流量 : 定格流量
- ◎ 原子炉入口冷却材温度 : 350℃
- ◎ 原子炉出口冷却材温度 : 425℃

(b) 外乱の投入方法

- ◎ 0～100秒でプロセス量をランプ状に変化させ、その後一定値に保つ。
- ◎ 計算時間は主要なプロセス量が整定するまでとする。

(c) 反応度フィードバックモデル

- ◎ 反応度係数、伝熱時定数は第2章で定めた値とする。
- ◎ 被覆管による燃料の拘束はないものとする。

(2) 個別の計算条件

それぞれの試験において変化させるプロセス量及び一定に保つプロセス量を以下に示すように想定する。なお、原子炉保護系、警報及びインタロックの設定値に抵触しない範囲で試験を行うためには、実際の試験で許容されるプロセス量の変化幅はさらに限定されることが考えられるが、ここでは、「常陽」において有効と考えられる試験項目を抽出する観点から、原子炉保護系設定値等との関連は特に考慮しないこととした。

(a) 試験A-1

- ◎ 変化させるプロセス量 -- 原子炉出力 : 50% → 37.5%
- 炉心流量 : 100% → 75%
- ◎ 一定に保つプロセス量 -- 炉心入口温度 : 350℃

(b) 試験A-2

- ◎ 変化させるプロセス量 -- 炉心流量 : 100% → 75%
- 炉心入口温度 : 350℃ → 337.5℃
- ◎ 一定に保つプロセス量 -- 原子炉出力 : 50%

(c) 試験 A-3

- ◎ 変化させるプロセス量 -- 炉心流量 : 100% → 75%
炉心入口温度 : 350℃ → 325℃
- ◎ 一定に保つプロセス量 -- 原子炉出力 : 50%

(d) 試験 A-4

- ◎ 変化させるプロセス量 -- 炉心入口温度 : 350℃ → 325℃
- ◎ 一定に保つプロセス量 -- 原子炉出力 : 50%
炉心流量 : 100%

(e) 試験 A-5

- ◎ 変化させるプロセス量 -- 炉心流量 : 100% → 75%
- ◎ 一定に保つプロセス量 -- 原子炉出力 : 50%
炉心入口温度 : 350℃

3. 1. 2 計算結果及び評価

前章で作成した動特性解析モデルにより、上記のようにプロセス量を変化させた場合の原子炉廻りの応答を解析し、十分な時間が経過した後の整定状態を求めた。解析結果を図 3. 1-1 ~ 図 3. 1-5 に示す。また、各試験における反応度成分の変化量を表 3. 1-2 にまとめた。

(1) 試験 A-1

本試験では、燃料温度及び炉心流量の変化に支配される反応度成分が下記のように強調して測定される。

- ◎ ドップラ反応度 : 約 4. 2¢
- ◎ 燃料軸方向膨張反応度 : 約 7. 2¢
- ◎ 制御棒・炉心相対変位反応度 : 約 1. 8¢
- ◎ 炉心流量変化に起因する反応度 : 約 1. 1¢

制御棒の操作量は約 14. 3¢であり、ドップラ反応度及び炉心流量変化に起因する反応度を精度良く求めることができるならば、燃料軸方向膨張反応度及び（燃料の軸方向膨張・収縮による）制御棒・炉心相対変位反応度の分離が可能と考えられる。

(2) 試験 A-2

本試験では、炉心入口温度、炉心出口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が下記のように強調して測定される。

- ◎ 炉心支持板膨張反応度 : 約 3. 2¢
- ◎ 制御棒・炉心相対変位反応度 : 約 2. 4¢
- ◎ 炉心湾曲反応度 : 約 0. 7¢
- ◎ 炉心流量変化に起因する反応度 : 約 1. 1¢

制御棒の操作量は約 7. 2¢であり、炉心流量変化に起因する反応度を精度良く求めることができるならば、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変

位反応度及び炉心湾曲反応度の分離が可能と考えられる。

ただし、本試験における炉心湾曲反応度は他の成分に比べて小さく、有意な測定は困難と考えられる。

(3) 試験 A-3

本試験では、冷却材平均温度、炉心入口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が下記のように強調して測定される。

- ◎ 冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度 : 約 3.4%
- ◎ 炉心支持板膨張反応度 : 約 6.5%
- ◎ 炉心湾曲反応度 : 約 0.7%
- ◎ 炉心流量変化に起因する反応度 : 約 1.1%

制御棒の操作量は約 13.5% であり、冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度及び炉心流量変化に起因する反応度を精度良く求めることができるならば、炉心支持板膨張反応度及び炉心湾曲反応度の分離が可能と考えられる。

なお、試験 A-2 と同様、炉心湾曲反応度は他の成分に比べて小さく、有意な測定は困難と考えられる。

また、本試験では、冷却材平均温度の変化に伴って燃料温度も変化するため、原子炉出力を一定に保つても、燃料温度変化に起因するドップラ反応度及び燃料軸方向膨張反応度が同時に測定されており（約 1.4%）、その分、試験の精度が悪くなることが考えられる。

(4) 試験 A-4

本試験では、冷却材平均温度、炉心入口温度及び炉心出口温度に支配される反応度成分が下記のように強調して測定される。

- ◎ 冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度 : 約 6.9%
- ◎ 炉心支持板膨張反応度 : 約 6.5%
- ◎ 制御棒・炉心相対変位反応度 : 約 -4.2%

制御棒の操作量は約 12.4% であり、冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度を精度良く求めることができるならば、炉心支持板膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度の分離が可能と考えられる。

なお、試験 A-3 と同様、本試験でも、ドップラ反応度及び燃料軸方向膨張反応度が同時に測定されており（約 3.2%）、その分試験の精度が悪くなることが考えられる。

(5) 試験 A-5

本試験では、冷却材平均温度、炉心出口温度、炉心出入口温度差及び炉心流量に支配される反応度成分が下記のように強調して測定される。

- ◎ 冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度 : 約 - 3.5 ¢
- ◎ 制御棒・炉心相対変位反応度 : 約 4.5 ¢
- ◎ 炉心湾曲反応度 : 約 0.7 ¢
- ◎ 炉心流量変化に起因する反応度 : 約 1.1 ¢

制御棒の操作量は約 1.0 ¢ であり、冷却材及び構造材の温度フィードバック反応度及び炉心流量変化に起因する反応度を精度良く求めることができるならば、制御棒・炉心相対変位反応度及び炉心湾曲反応度の分離が可能と考えられる。

なお、試験 A-2 と同様、炉心湾曲反応度は他の成分に比べて小さく、有意な測定は困難と考えられる。

また、試験 A-3 と同様、本試験でも、ドップラ反応度及び燃料軸方向膨張反応度が同時に測定されており（約 1.8 ¢）、その分試験の精度が悪くなることが考えられる。

以上より、「常陽」において有効と考えられる試験項目として、試験 A-1 及び試験 A-2 が抽出される。

試験 A-1 では、燃料軸方向膨張反応度に関する情報を、また、試験 A-2 では、炉心支持板膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度に関する情報を得るための測定データを精度良く取得できる可能性がある。

なお、本計算では、図 2.1-10 の炉心湾曲反応度データを前提としているため、想定した試験条件 ($P/F = 0.5 \sim 0.67$) の範囲内では炉心湾曲反応度成分を明瞭に測定することができなかったが、図 2.1-10 の炉心湾曲反応度データが正であるとすれば、例えば、試験 A-2 において炉心流量変化を 100% → 50% とし、 P/F を 0.5 → 1.0 まで変化させることにより、有意な炉心湾曲反応度の測定が可能になる。

このような条件での試験（試験 A-2 D とする）を想定した場合の原子炉廻りの応答を図 3.1-6 に、各反応度成分の変化量を表 3.1-3 に示す。同表に示すように、この試験条件では炉心湾曲反応度が最も卓越した反応度成分となっており、炉心流量の変化幅が大きく試験の困難性は増すものの、炉心支持板膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度とあわせて炉心湾曲反応度を精度良く分離することが可能になると考えられる。

また、測定データを有効に活用する観点から、試験結果の評価手法として重回帰分析のような統計的な手法を用いることが考えられる。

重回帰分析とは、目的変数 Y （全反応度の変化）と p 個の説明変数 X_i （原子炉出力、炉心流量、冷却材平均温度等の変化幅）について n 組の測定データ（試験 A-1 ~ 5 により得られる測定データ）が存在するとき、重回帰モデル

$$Y = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 + \cdots + a_p X_p$$

等を仮定して、最小自乗法によりその係数 $a_0 \cdots a_p$ (各種反応度係数に相当) を定める手法である。このような手法によれば、試験 A-3 ~ 5 のような燃料温度の変化による反応度が混入している試験のデータも、有効に活用することが可能になるものと考えられる。

表 3. 1 - 1 静的反応度成分同定試験の試験条件

試験	固定パラメータ	変動パラメータ
A - 1	◎ 冷却材平均温度 ◎ 炉心入口温度 ◎ 炉心出口温度 ◎ 炉心出入口温度差	◎ 原子炉出力 (燃料温度) ◎ 炉心流量
A - 2	◎ 原子炉出力 (燃料温度) ◎ 冷却材平均温度	◎ 炉心入口温度 ◎ 炉心出口温度 ◎ 炉心出入口温度差 ◎ 炉心流量
A - 3	◎ 原子炉出力 (燃料温度) ◎ 炉心出口温度	◎ 冷却材平均温度 ◎ 炉心入口温度 ◎ 炉心出入口温度差 ◎ 炉心流量
A - 4	◎ 原子炉出力 (燃料温度) ◎ 炉心流量 ◎ 炉心出入口温度差	◎ 冷却材平均温度 ◎ 炉心入口温度 ◎ 炉心出口温度
A - 5	◎ 原子炉出力 (燃料温度) ◎ 炉心入口温度	◎ 冷却材平均温度 ◎ 炉心出口温度 ◎ 炉心出入口温度差 ◎ 炉心流量

各試験で分離される反応度に対応するプロセス量

	P	T _c	T _{in}	T _{ot}	ΔT	F
試験 A - 1	○					○
試験 A - 2			○	○	○	○
試験 A - 3		○	○		○	○
試験 A - 4		○	○	○		
試験 A - 5		○		○	○	○

P : 原子炉出力 ΔT : 炉心出入口温度差
 T_c : 冷却材平均温度 F : 炉心流量
 T_{in} : 炉心入口温度
 T_{ot} : 炉心出口温度

表3. 1-2 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果(その1)

項目	試験A-1	試験A-2	試験A-3	試験A-4	試験A-5
原子炉出力	50% → 37.5%	一定	一定	一定	一定
冷却材平均温度	一定	一定	387.5℃ → 375℃	387.5℃ → 362.5℃	387.5℃ → 400℃
炉心入口温度	一定	350℃ → 337.5℃	350℃ → 325℃	350℃ → 325℃	一定
炉心出口温度	一定	425℃ → 437.5℃	一定	425℃ → 400℃	425℃ → 450℃
P/F (炉心出入口温度差)	一定	75℃ → 100℃	75℃ → 100℃	75℃ → 75℃	75℃ → 100℃
炉心流量	100% → 75%	100% → 75%	100% → 75%	一定	100% → 75%
整定までに要する時間	短	長	短	長	長
ドップラ反応度	4.182 ϕ ○	-0.074 ϕ	0.505 ϕ	1.167 ϕ	-0.643 ϕ
燃料軸方向膨張反応度	7.159 ϕ ○	-0.136 ϕ	0.885 ϕ	2.041 ϕ	-1.154 ϕ
冷却材温度フィードバック反応度	-0.001 ϕ	-0.127 ϕ	2.462 ϕ ○	5.166 ϕ ○	-2.716 ϕ ○
構造材温度フィードバック反応度	0.043 ϕ	0.108 ϕ	0.984 ϕ ○	1.748 ϕ ○	-0.768 ϕ ○
炉心支持板膨張反応度	0.000 ϕ	3.238 ϕ ○	6.475 ϕ ○	6.475 ϕ ○	0.000 ϕ
制御棒・炉心相対変位反応度	1.823 ϕ ○	2.386 ϕ ○	0.310 ϕ	-4.180 ϕ ○	4.471 ϕ ○
炉心湾曲反応度	0.000 ϕ	0.717 ϕ ○	0.717 ϕ ○	0.000 ϕ	0.717 ϕ ○
炉心流量変化による反応度	1.114 ϕ ○	1.114 ϕ ○	1.114 ϕ ○	0.000 ϕ	1.114 ϕ ○
全反応度 (制御棒操作による反応度)	14.320 ϕ	7.226 ϕ	13.452 ϕ	12.417 ϕ	1.021 ϕ

(注) ○：試験により分離を図る反応度成分。

表3. 1-3 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果(その2)

項目	試験A-2	試験A-2D
原子炉出力	一定	一定
冷却材平均温度	一定	一定
炉心入口温度	350℃ → 337.5℃	350℃ → 312.5℃
炉心出口温度	425℃ → 437.5℃	425℃ → 462.5℃
P/F (炉心出入口温度差)	75℃ → 100℃	75℃ → 150℃
炉心流量	100% → 75%	100% → 50%
整定までに要する時間	長	長
ドップラ反応度	-0.074 ϕ	-0.210 ϕ
燃料軸方向膨張反応度	-0.136 ϕ	-0.388 ϕ
冷却材温度フィードバック反応度	-0.127 ϕ	-0.367 ϕ
構造材温度フィードバック反応度	0.108 ϕ	0.324 ϕ
炉心支持板膨張反応度	3.238 ϕ ○	9.713 ϕ ○
制御棒・炉心相対変位反応度	2.386 ϕ ○	7.052 ϕ ○
炉心湾曲反応度	0.717 ϕ ○	11.011 ϕ ○
炉心流量変化による反応度	1.114 ϕ ○	2.227 ϕ ○
全反応度 (制御棒操作による反応度)	7.226 ϕ	29.362 ϕ

(注) ○：試験により分離を図る反応度成分。

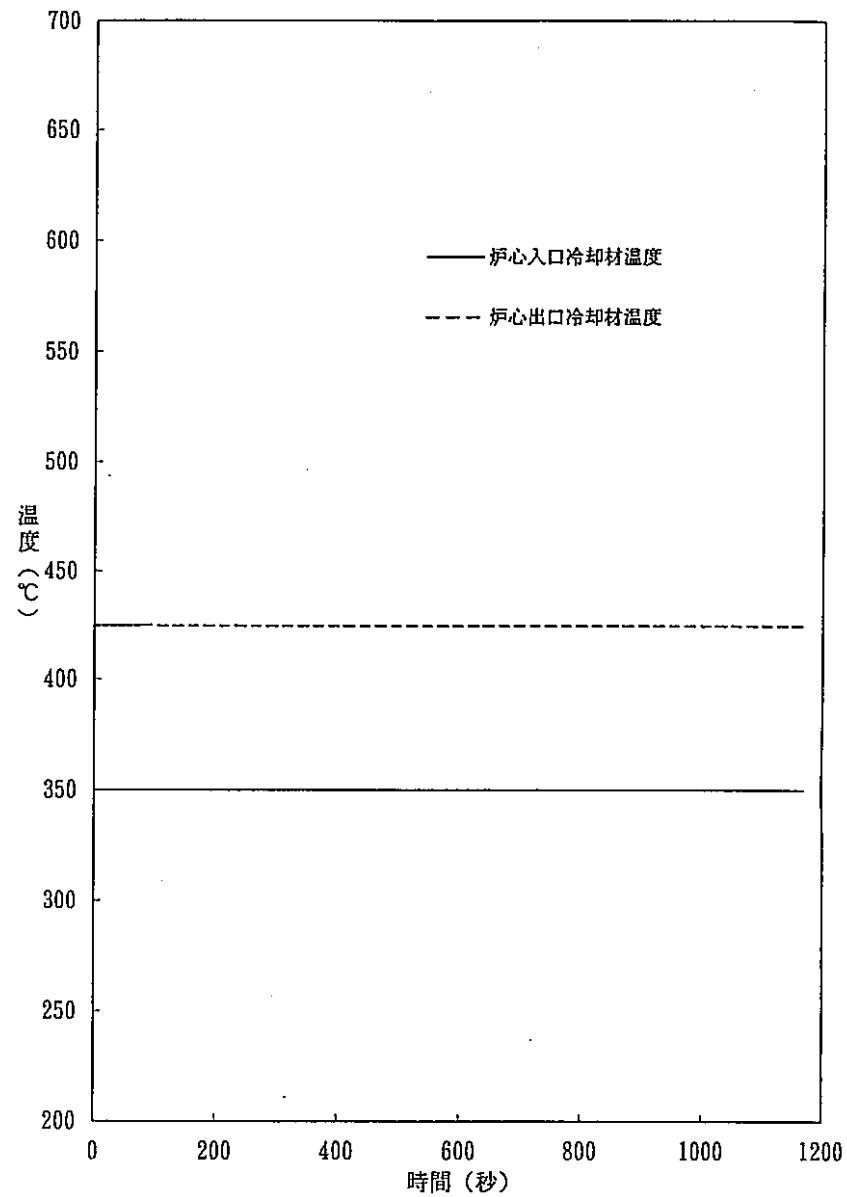
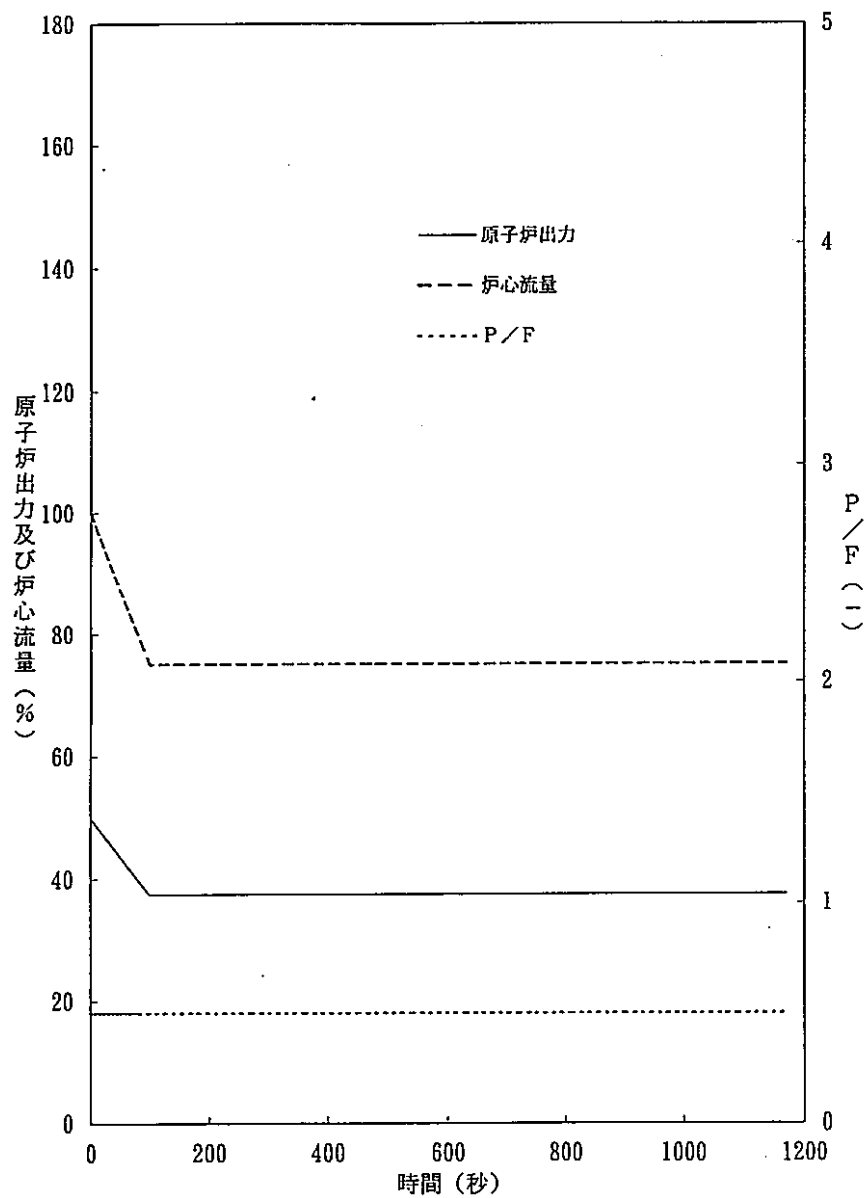


図3. 1-1 (1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-1)

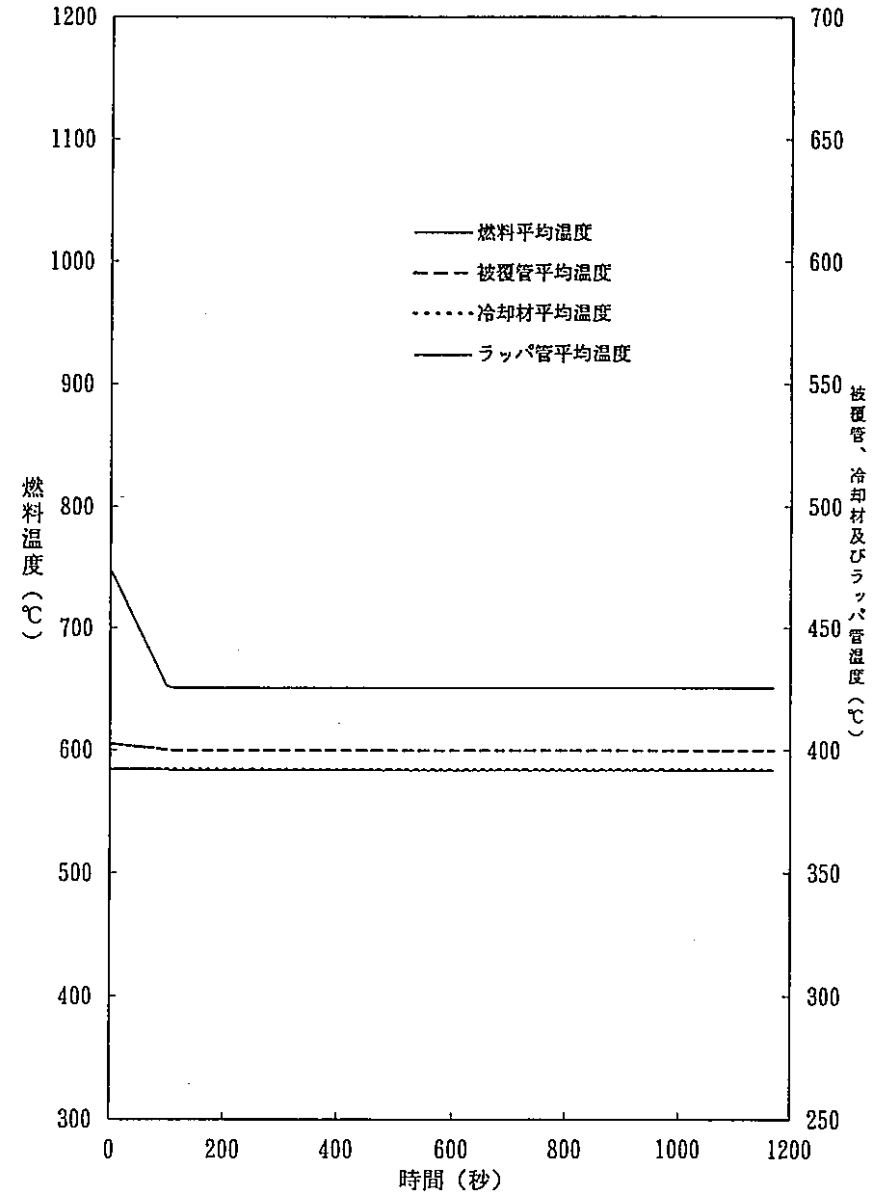
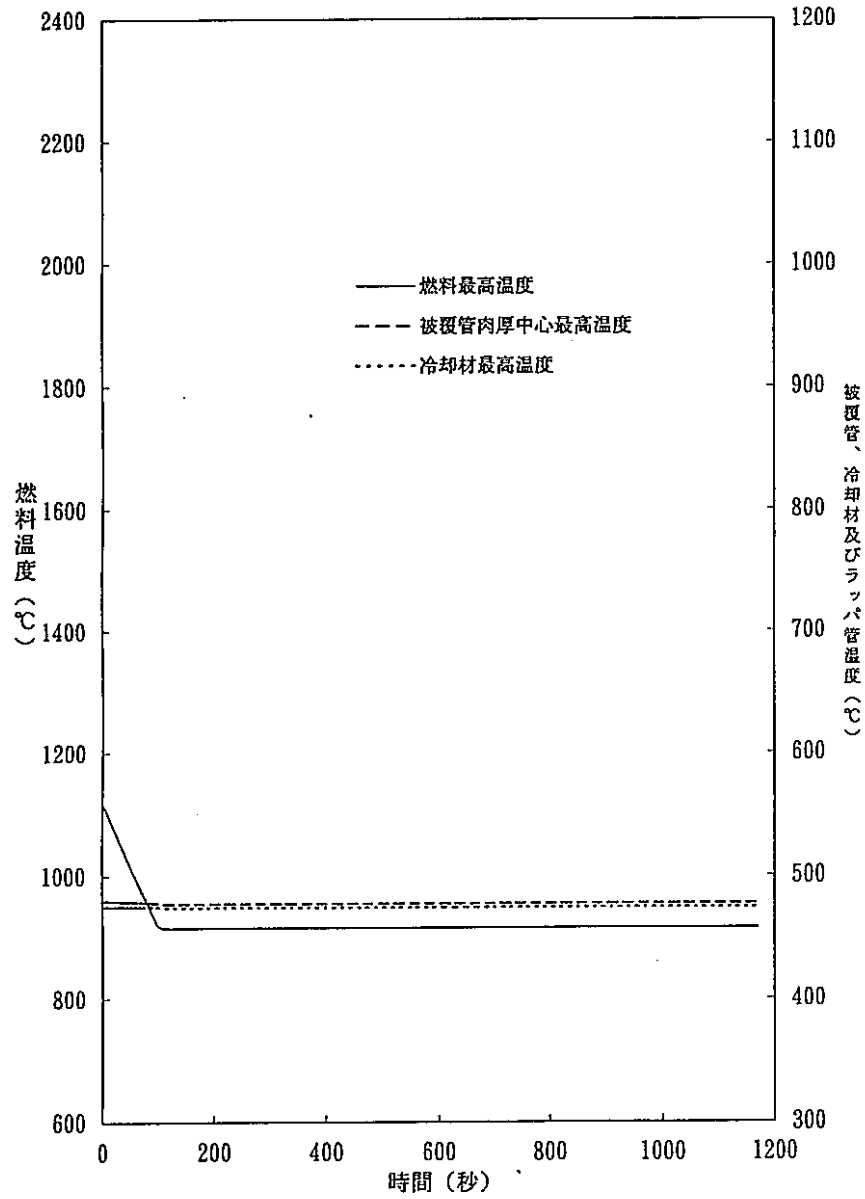


図3. 1-1 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-1)

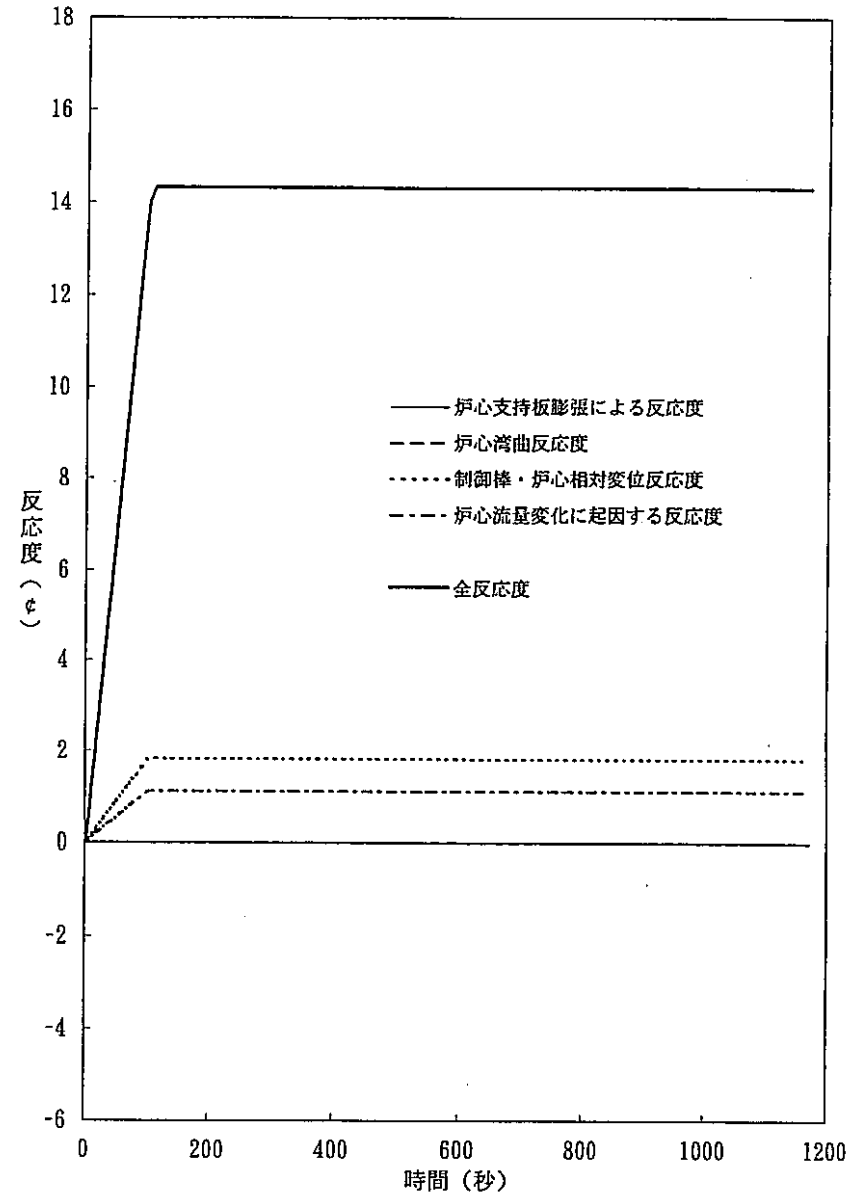
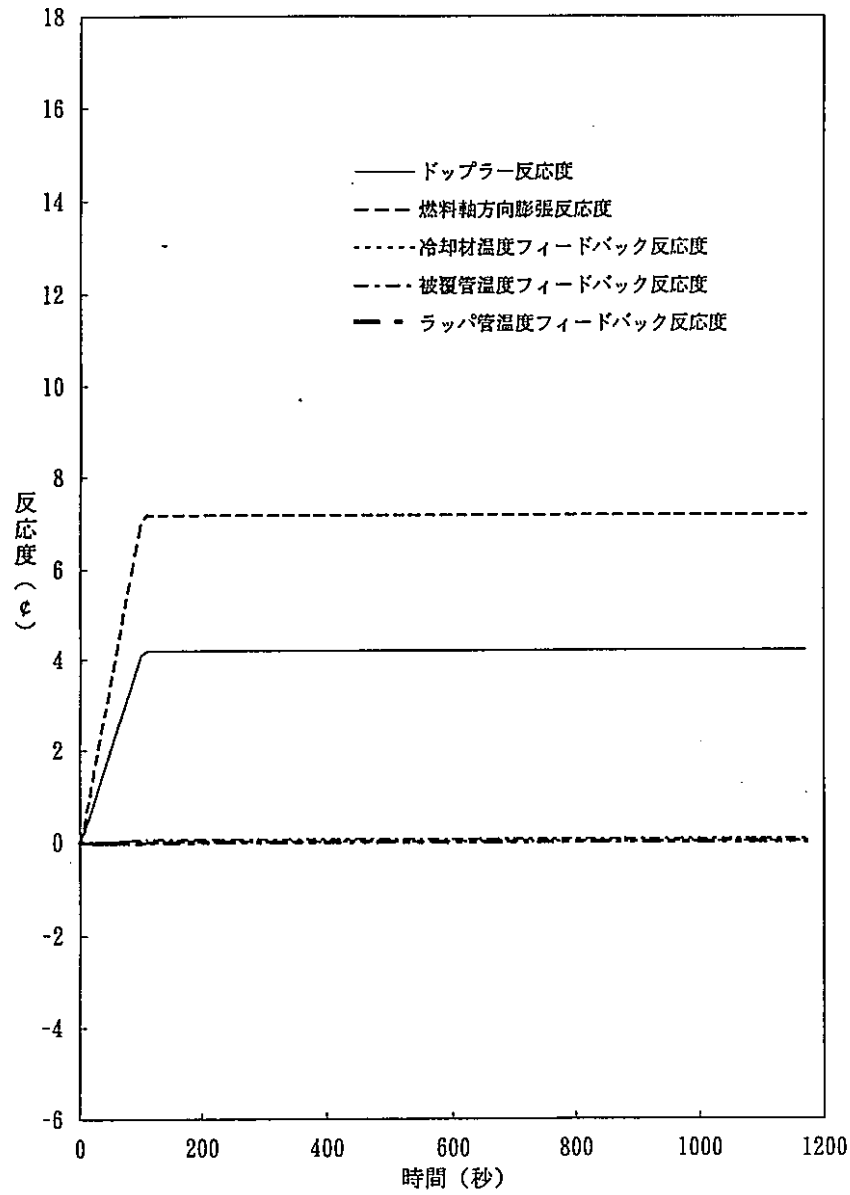


図3. 1-1 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-1)

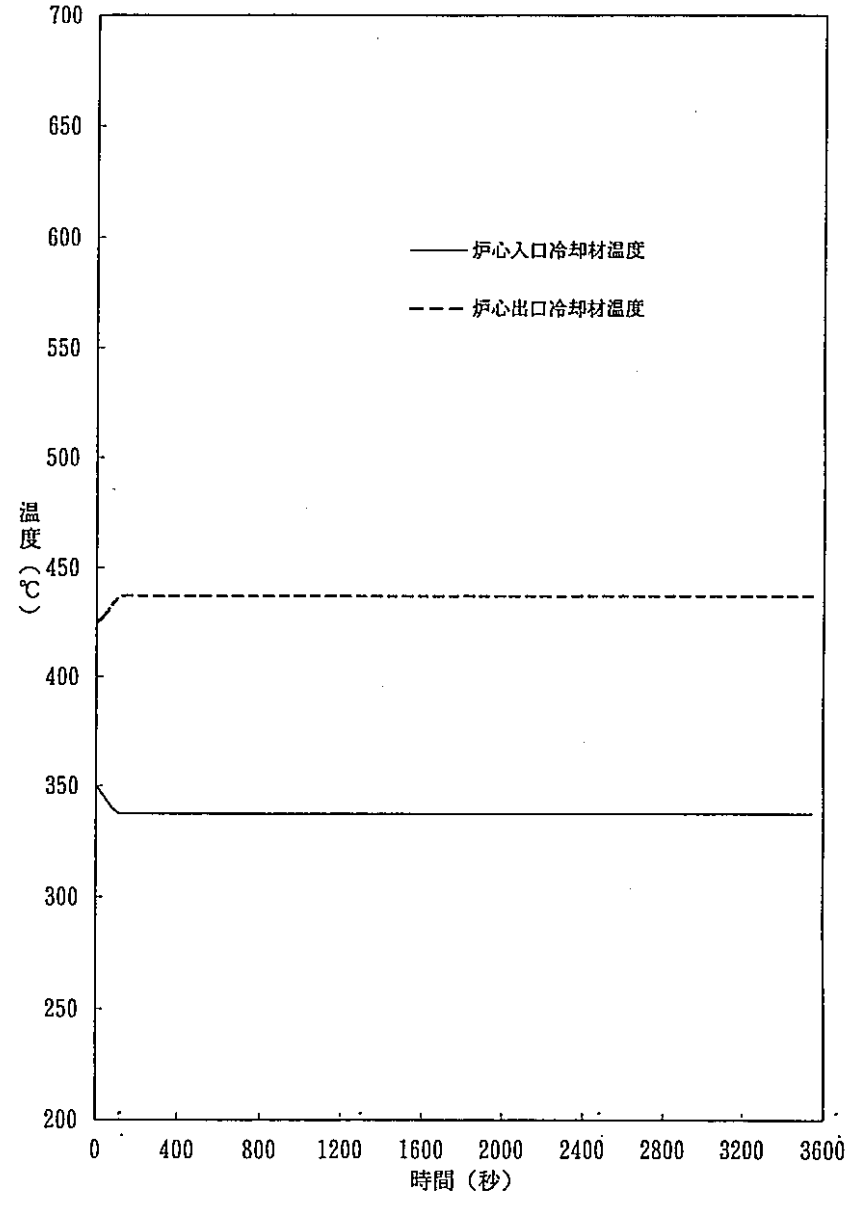
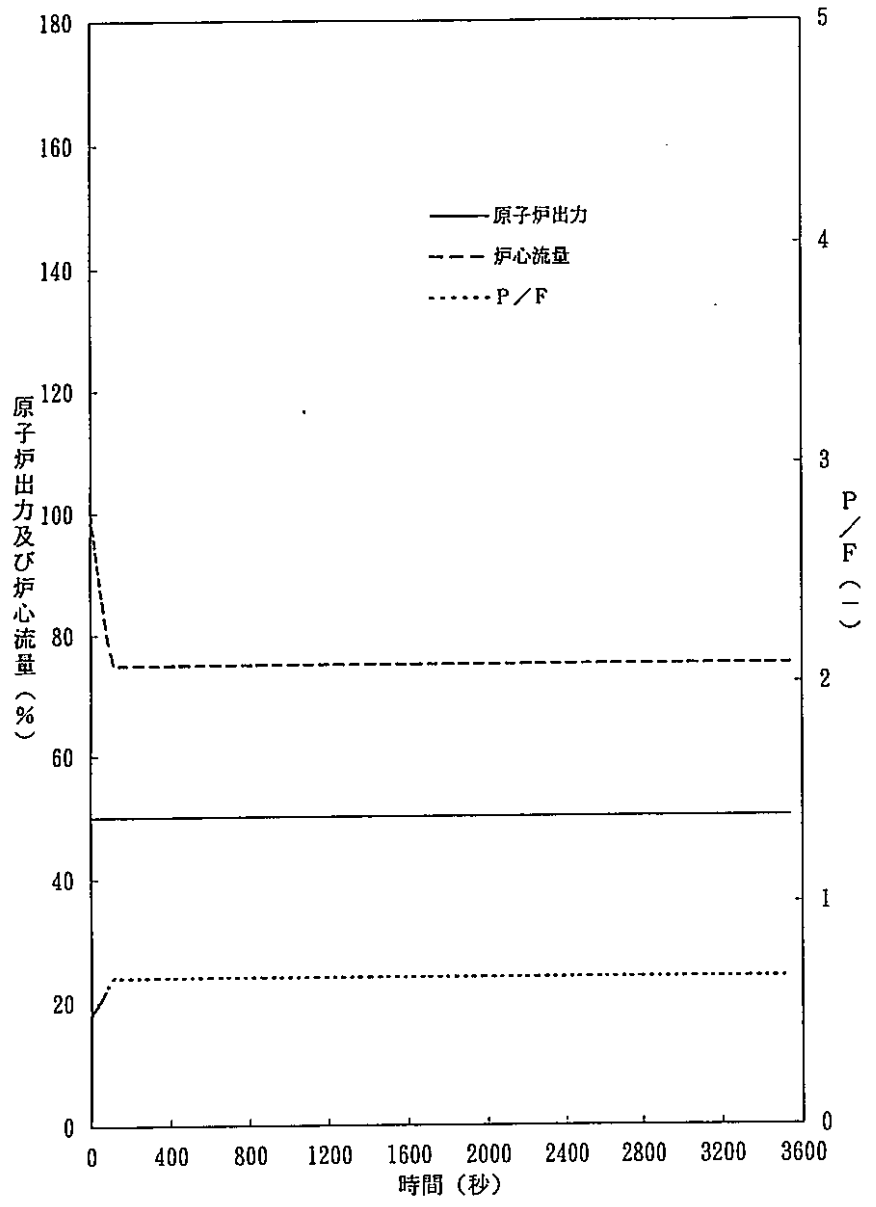


図3. 1-2 (1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-2)

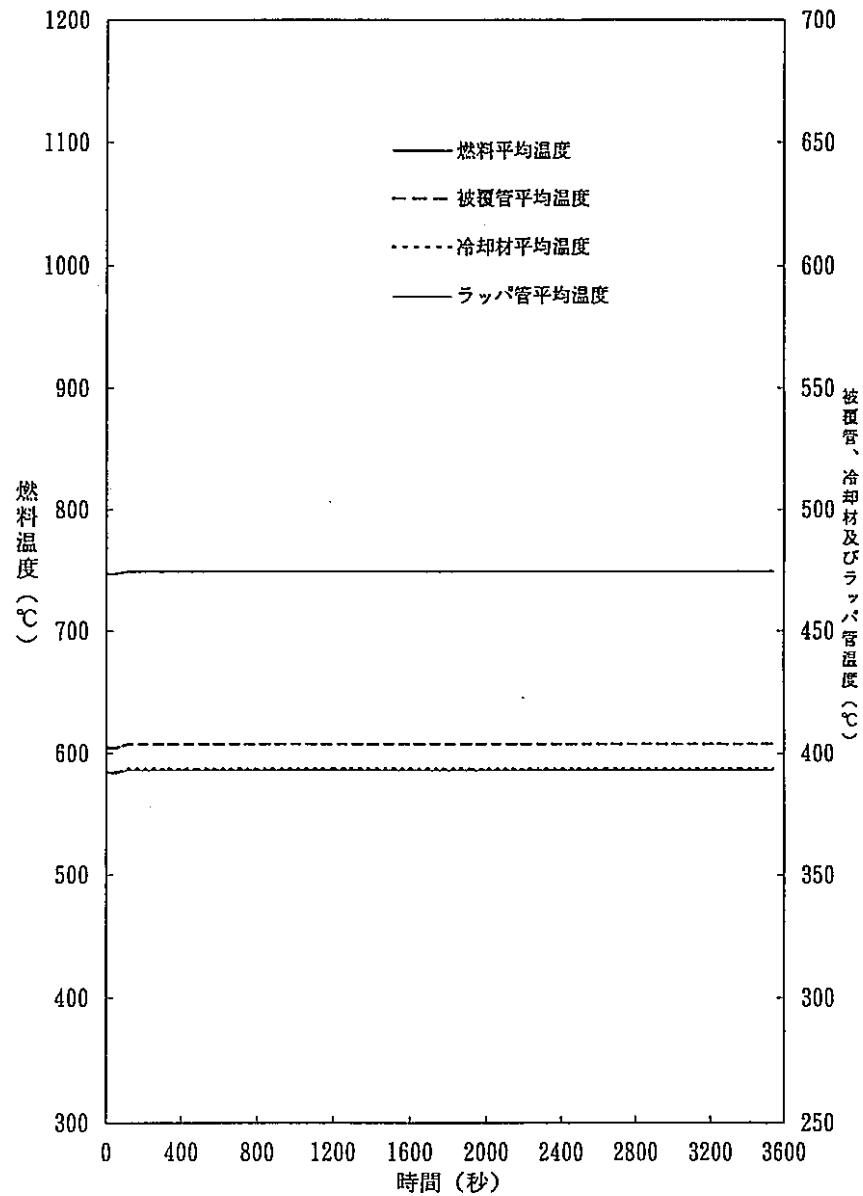
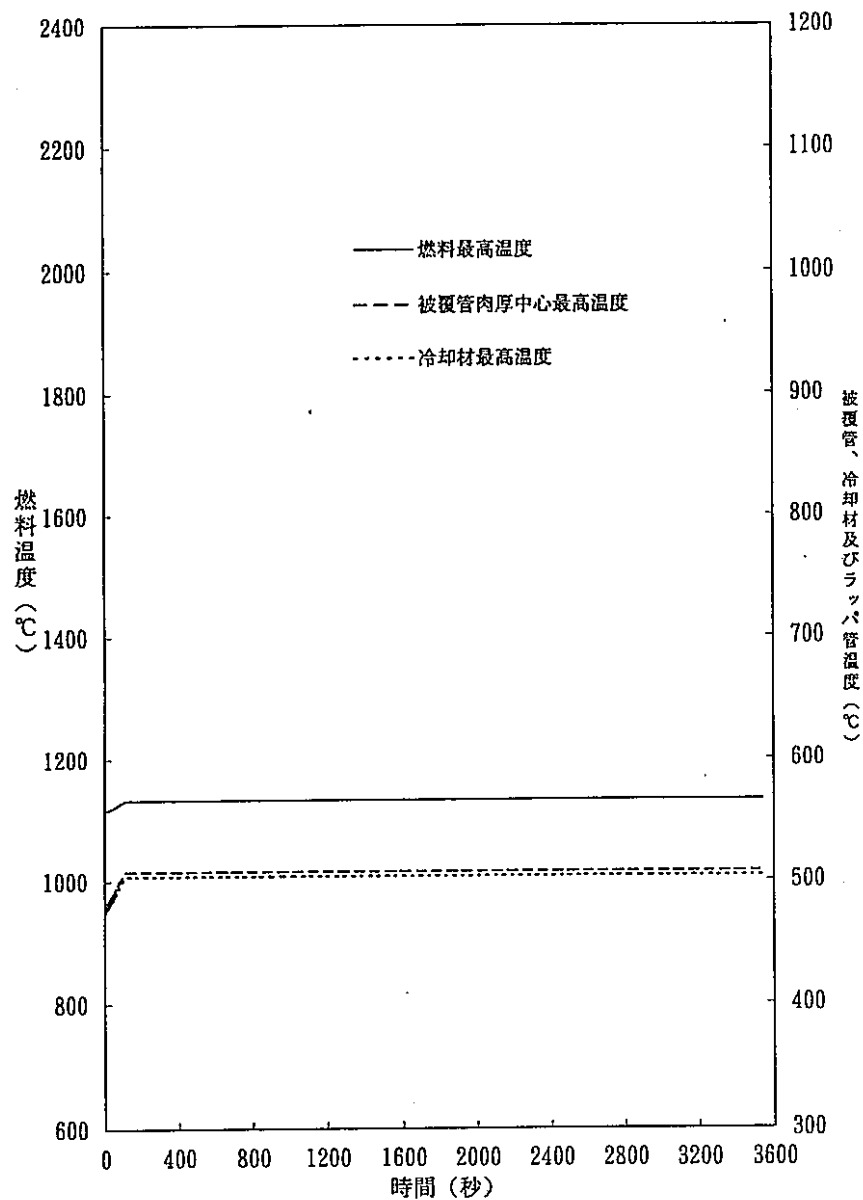


図3. 1-2 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-2)

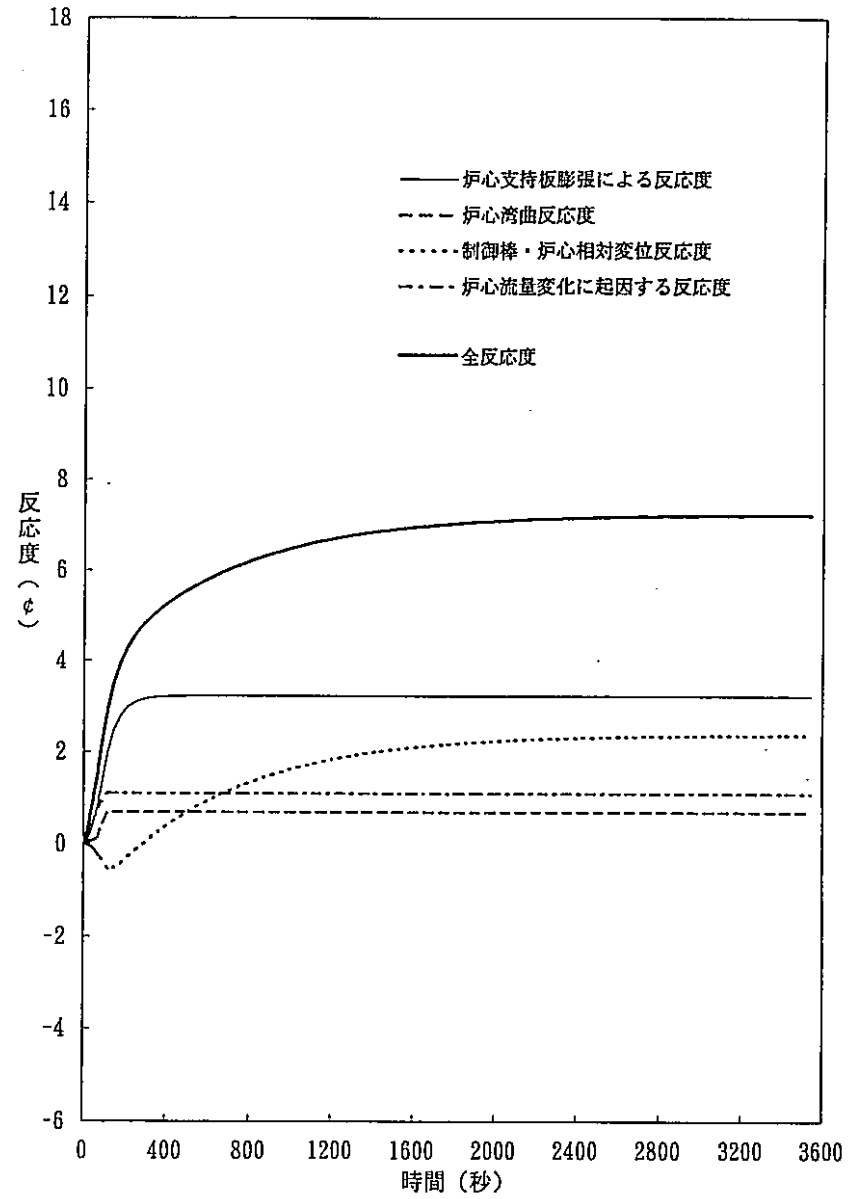
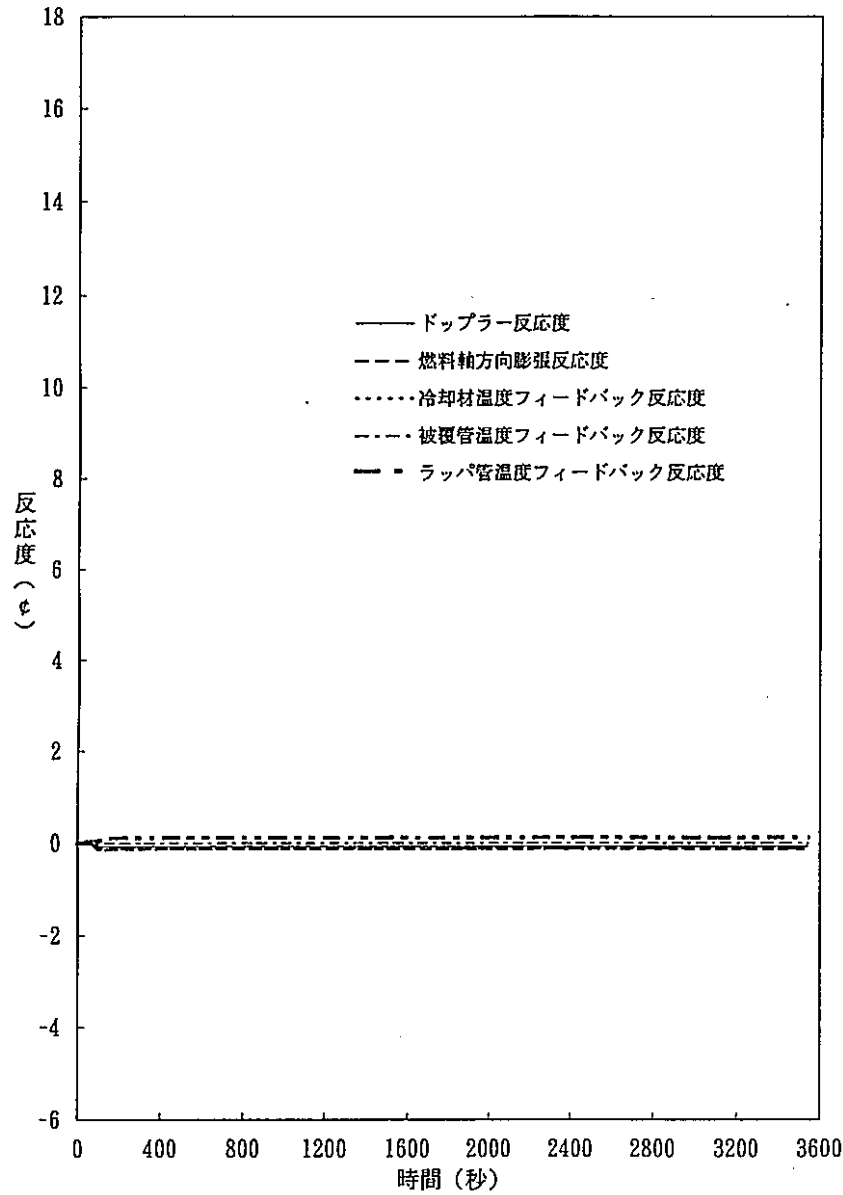


図3. 1-2 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-2)

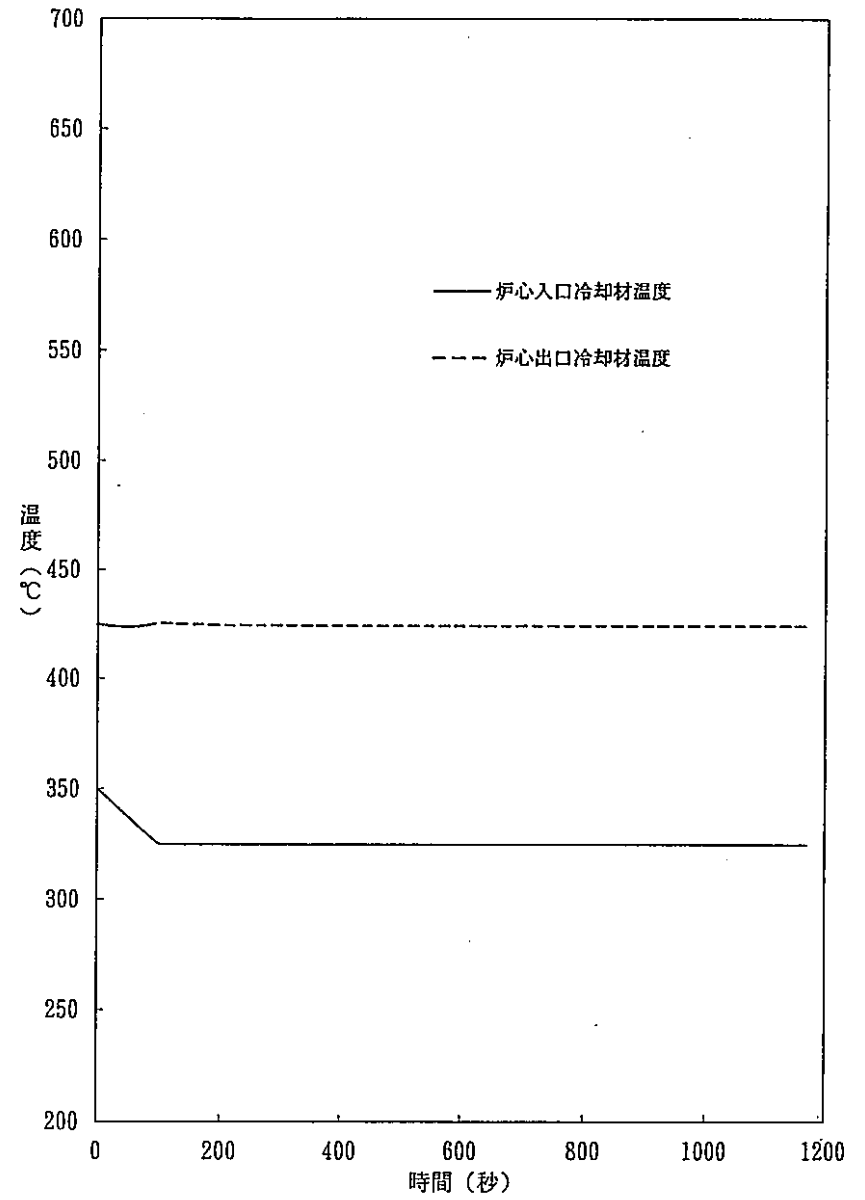
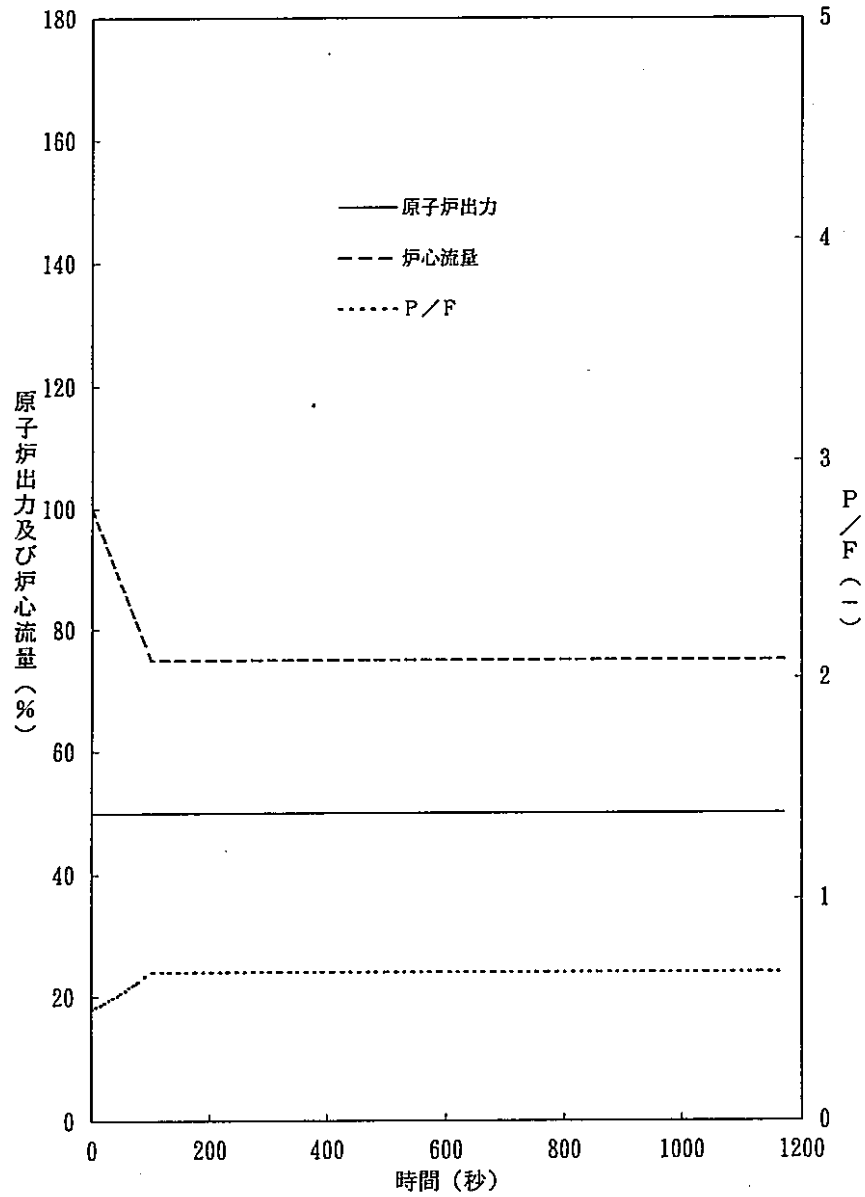


図3. 1-3(1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-3)

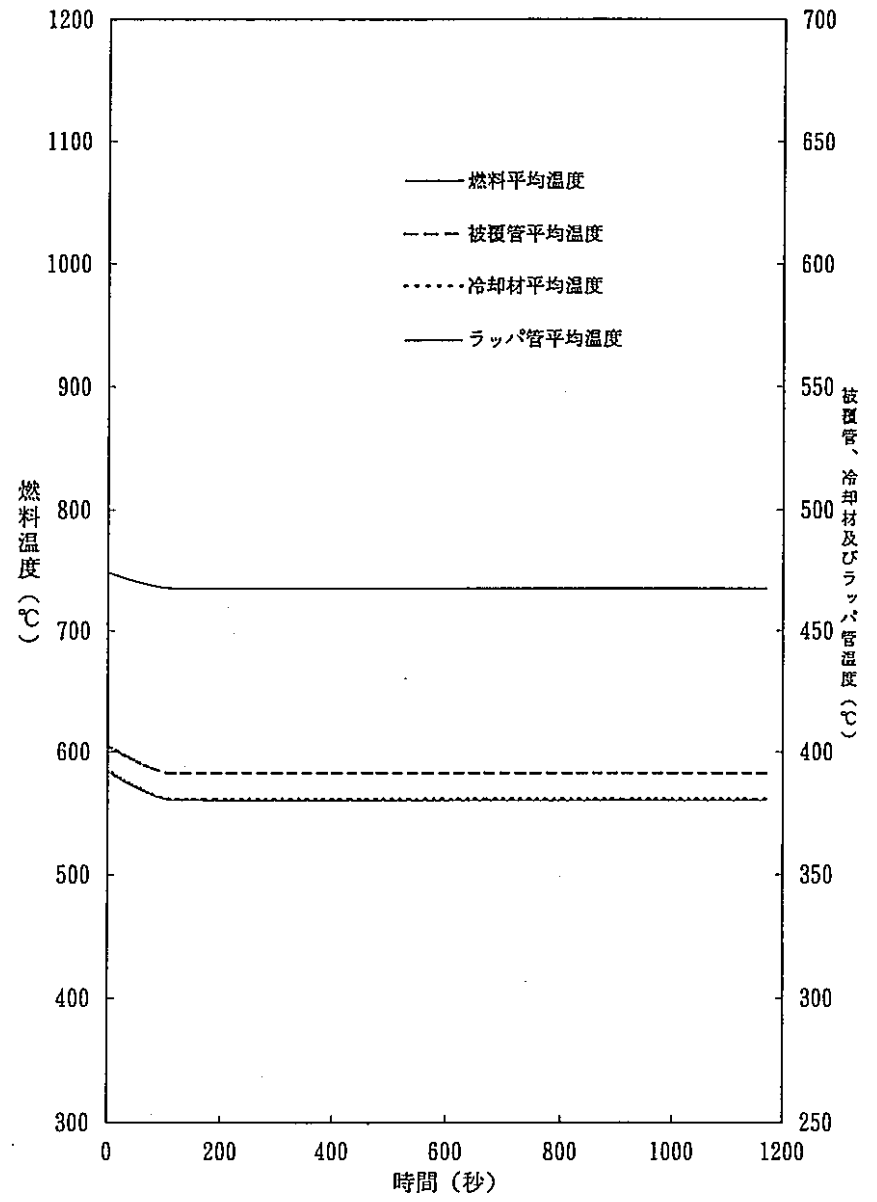
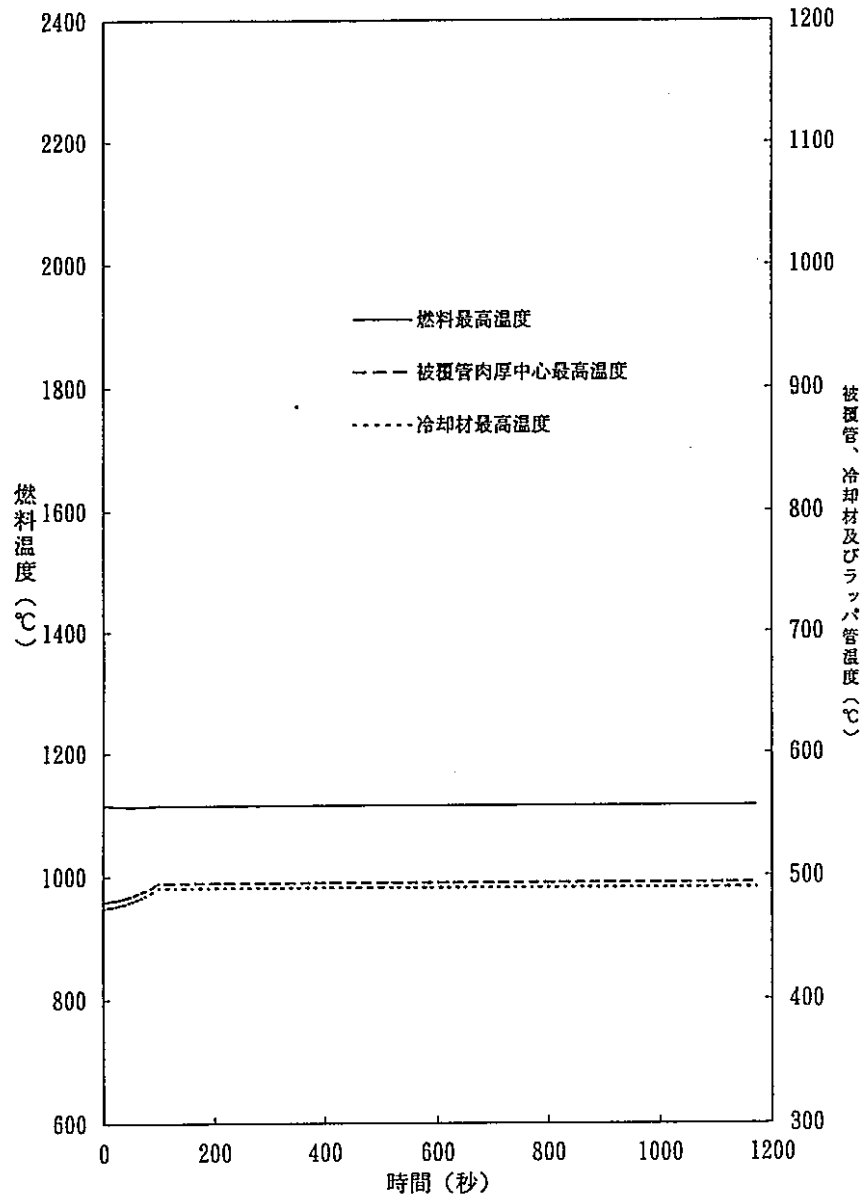


図3. 1-3 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-3)

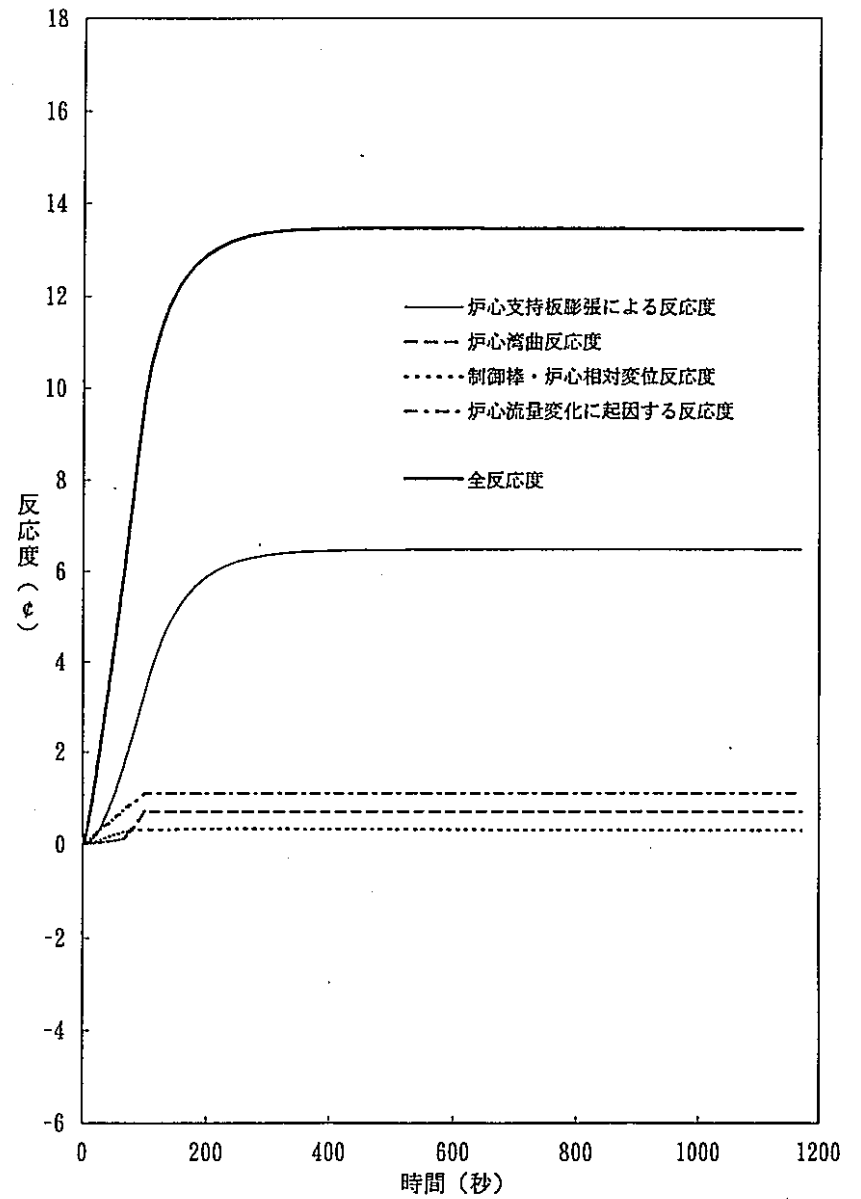
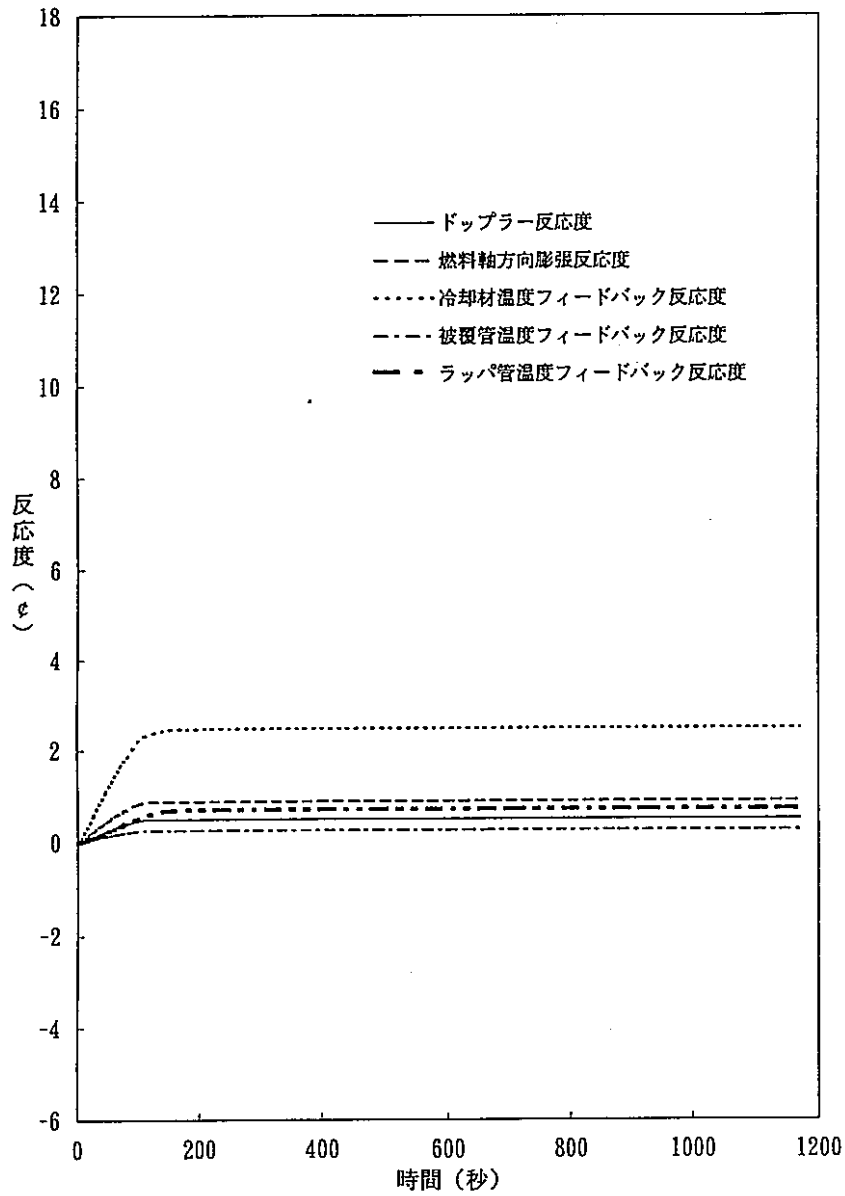


図3. 1 - 3 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A - 3)

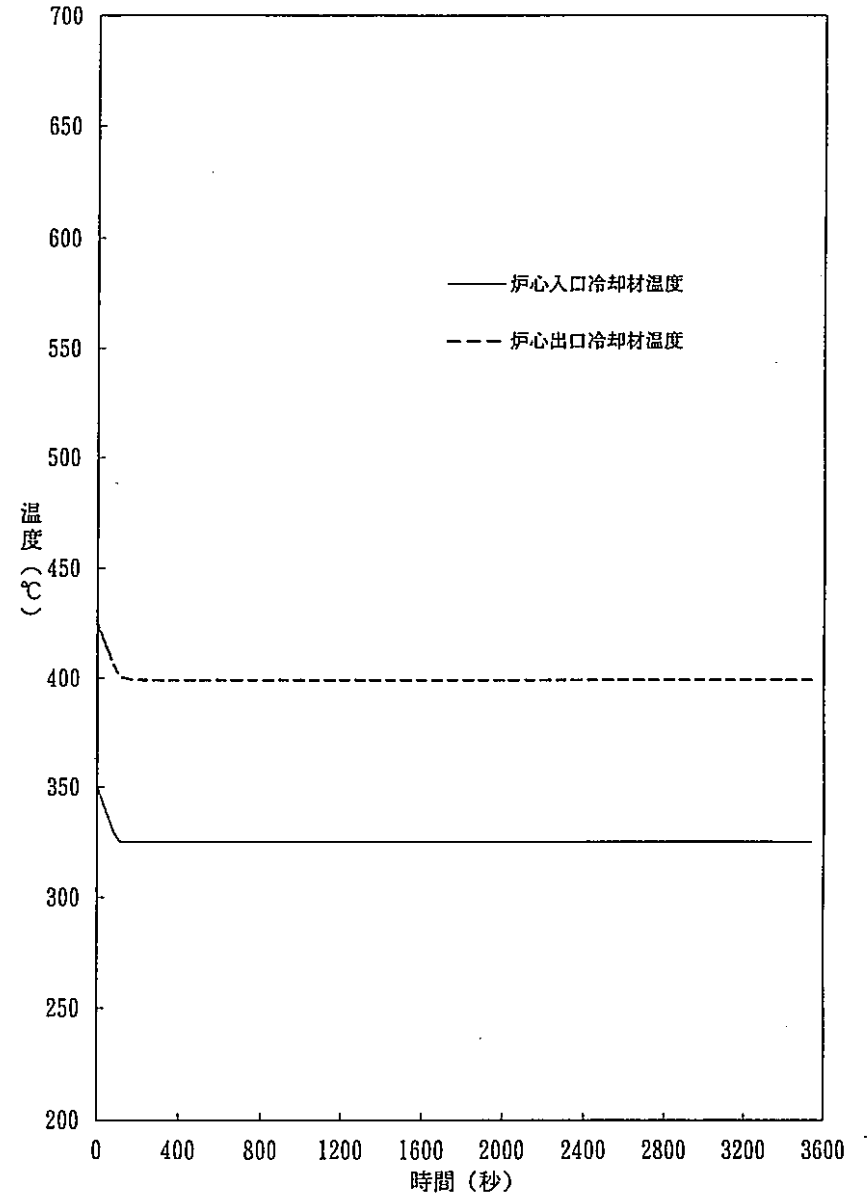
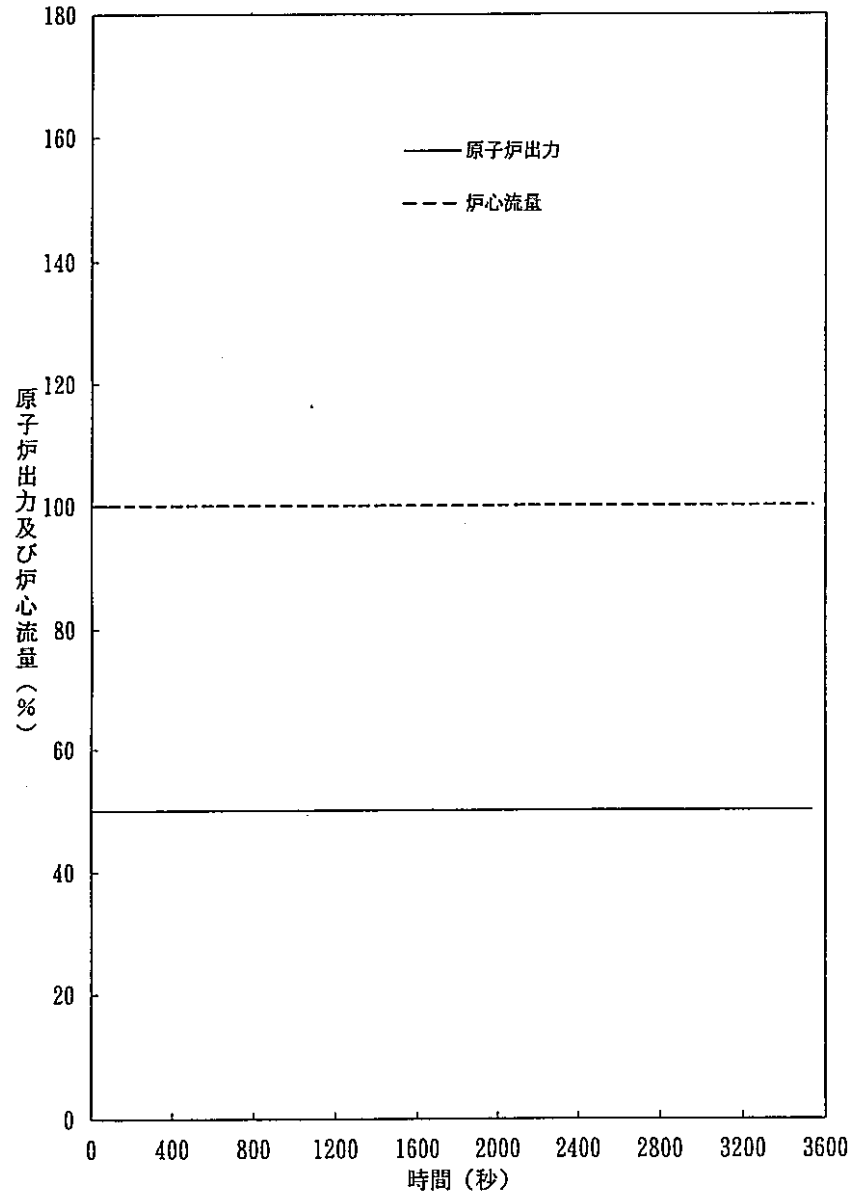


図3. 1-4(1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-4)

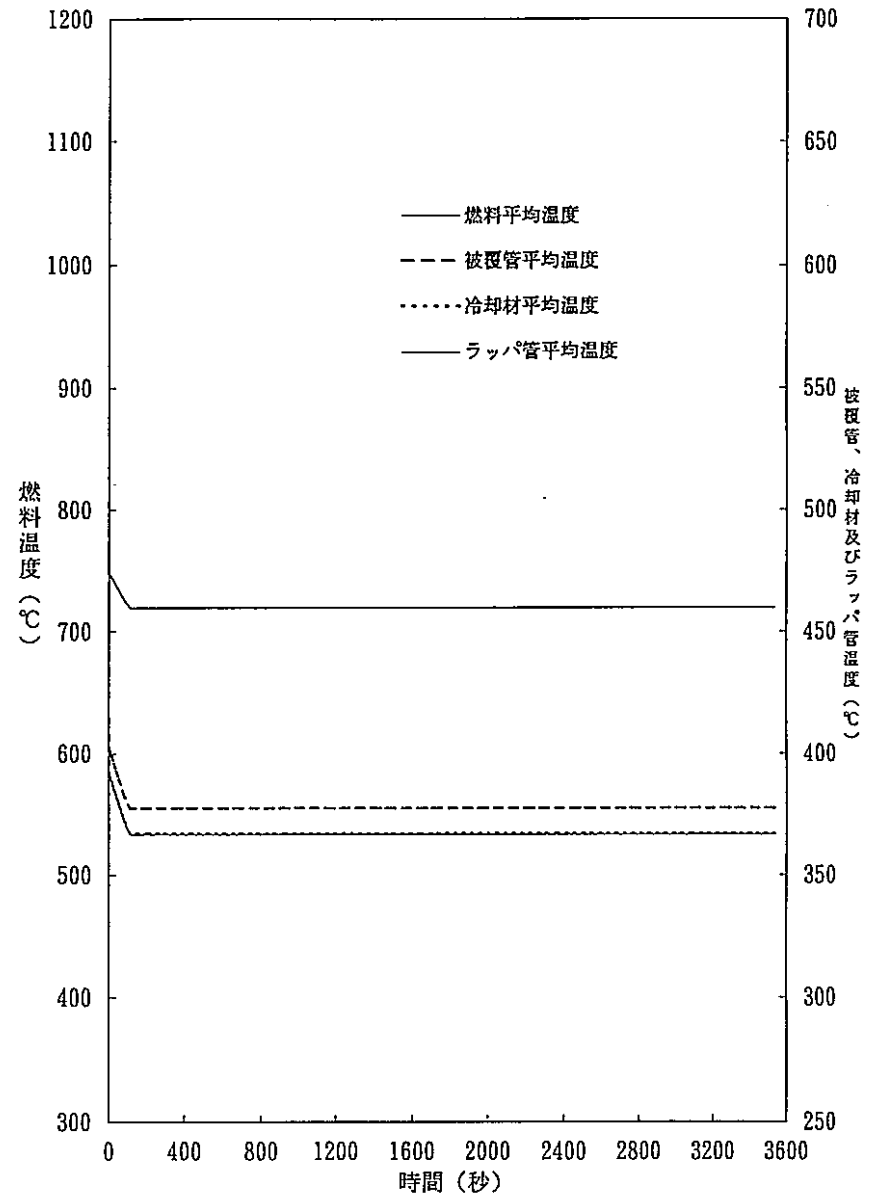
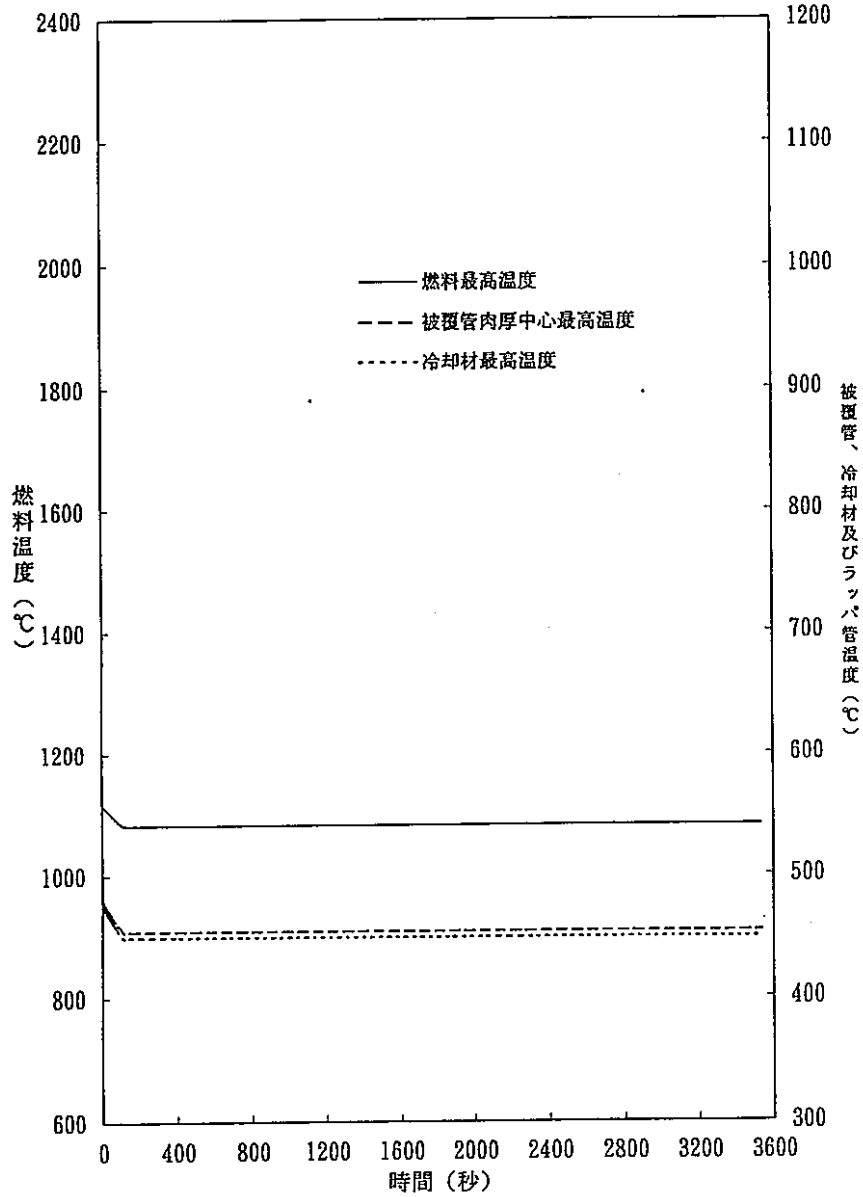


図3. 1-4 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-4)

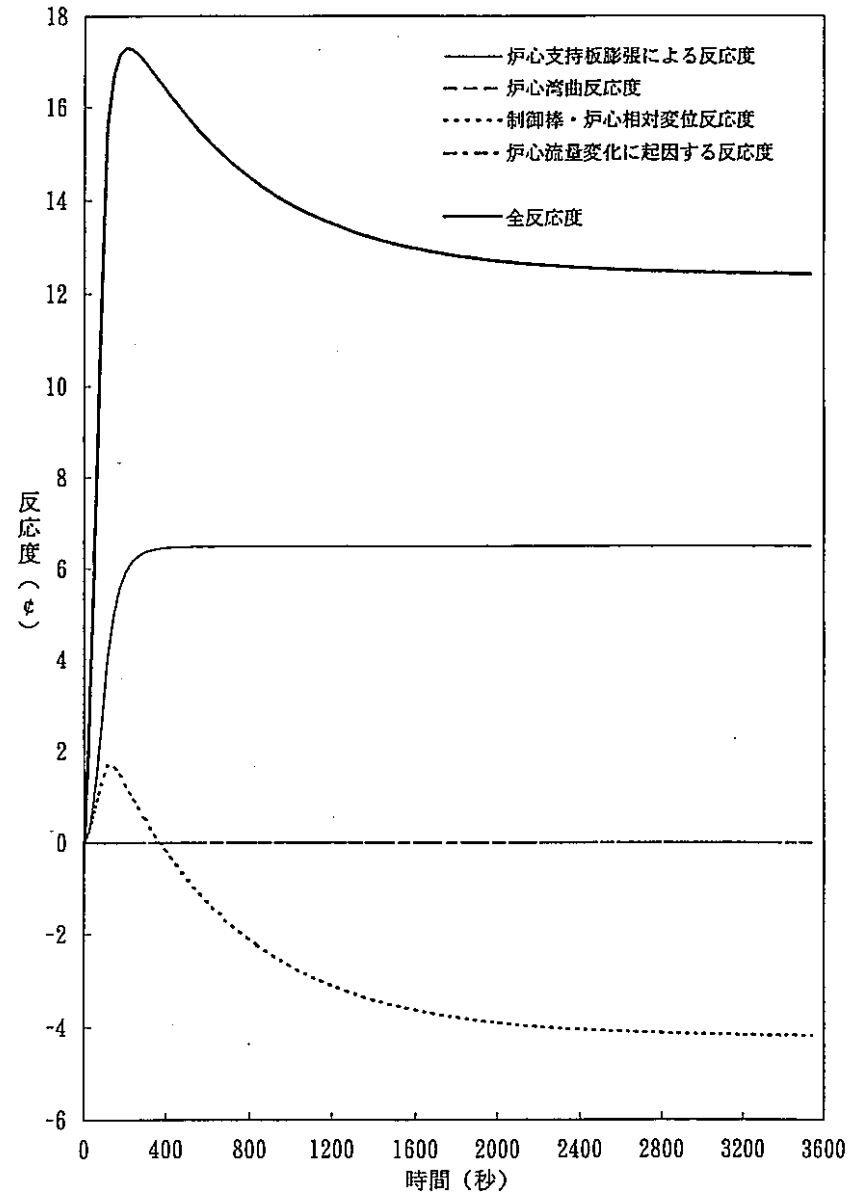
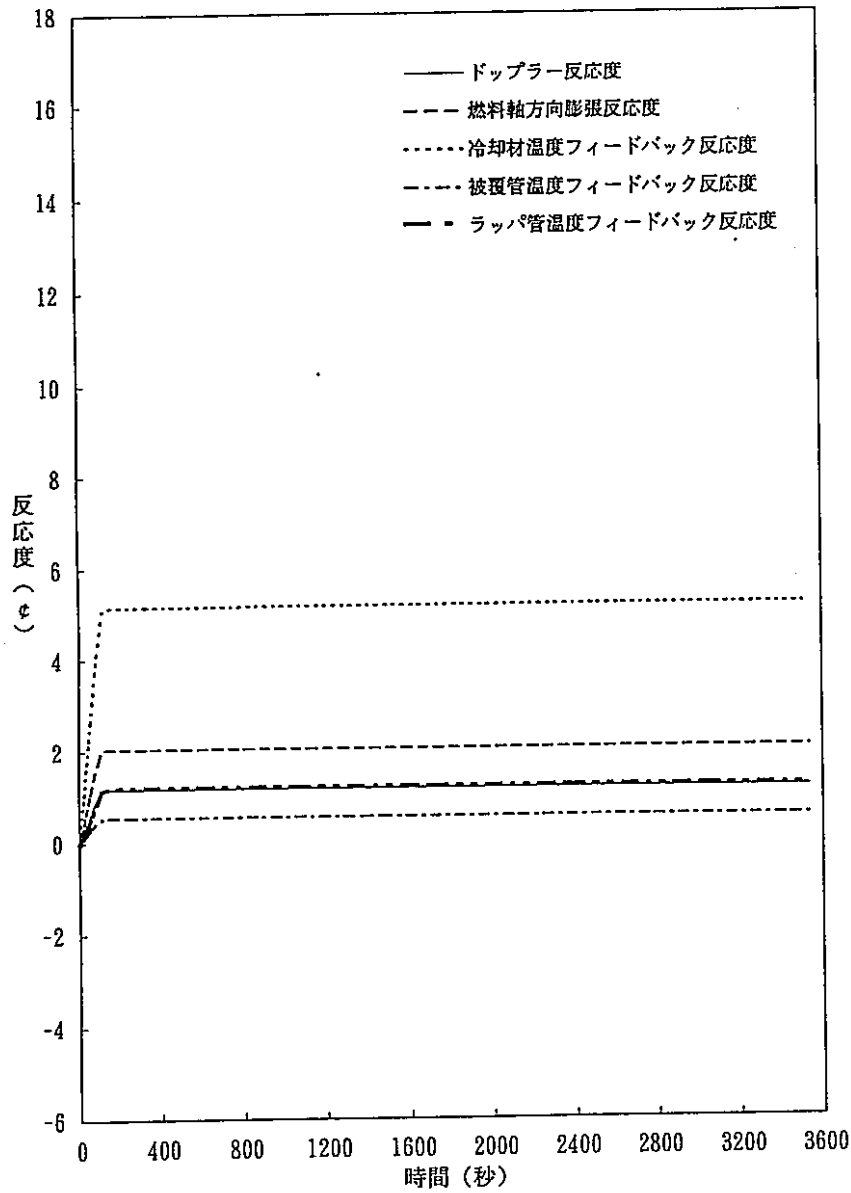


図3. 1-4 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-4)

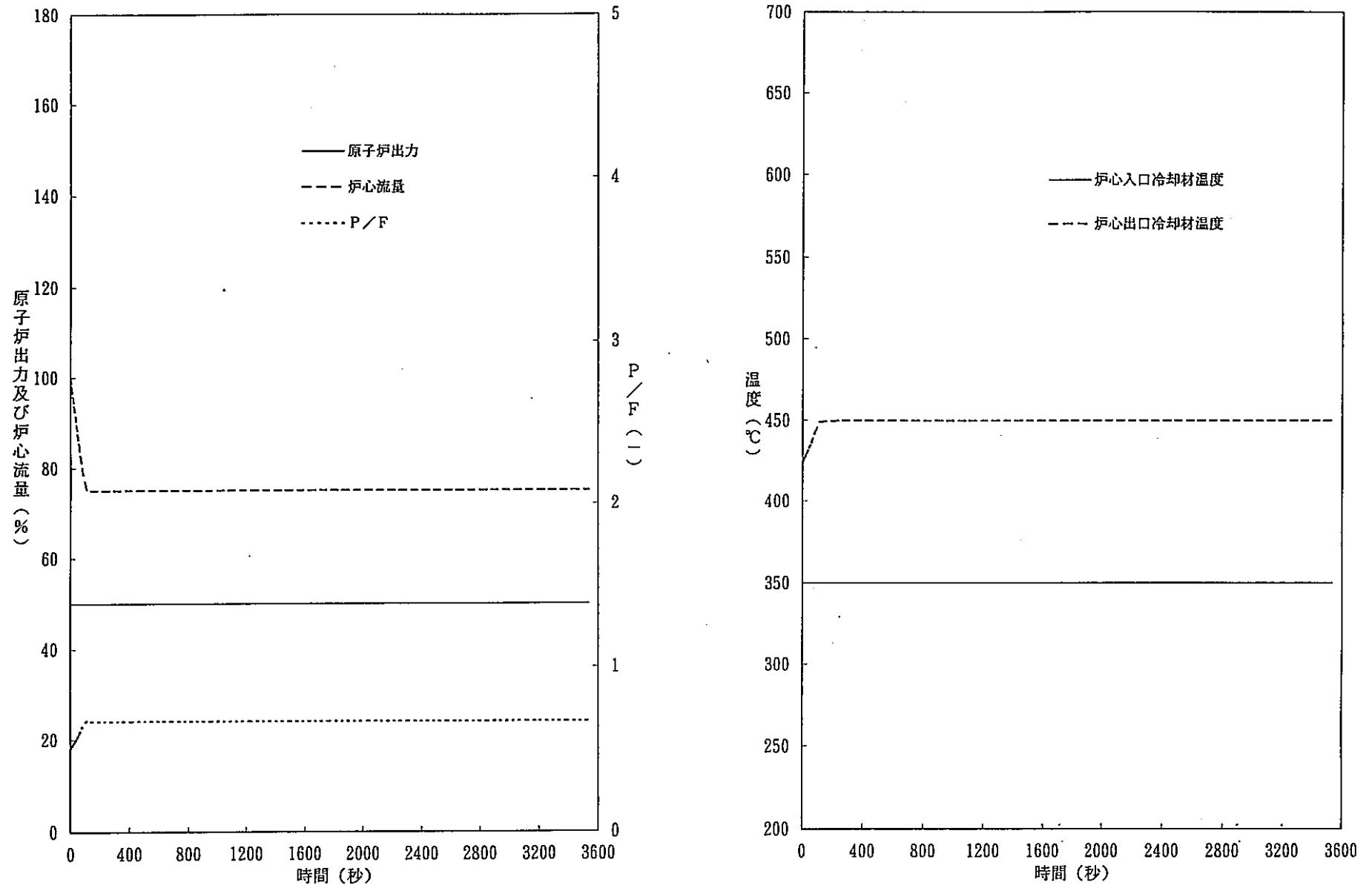


図3. 1 - 5 (1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A - 5)

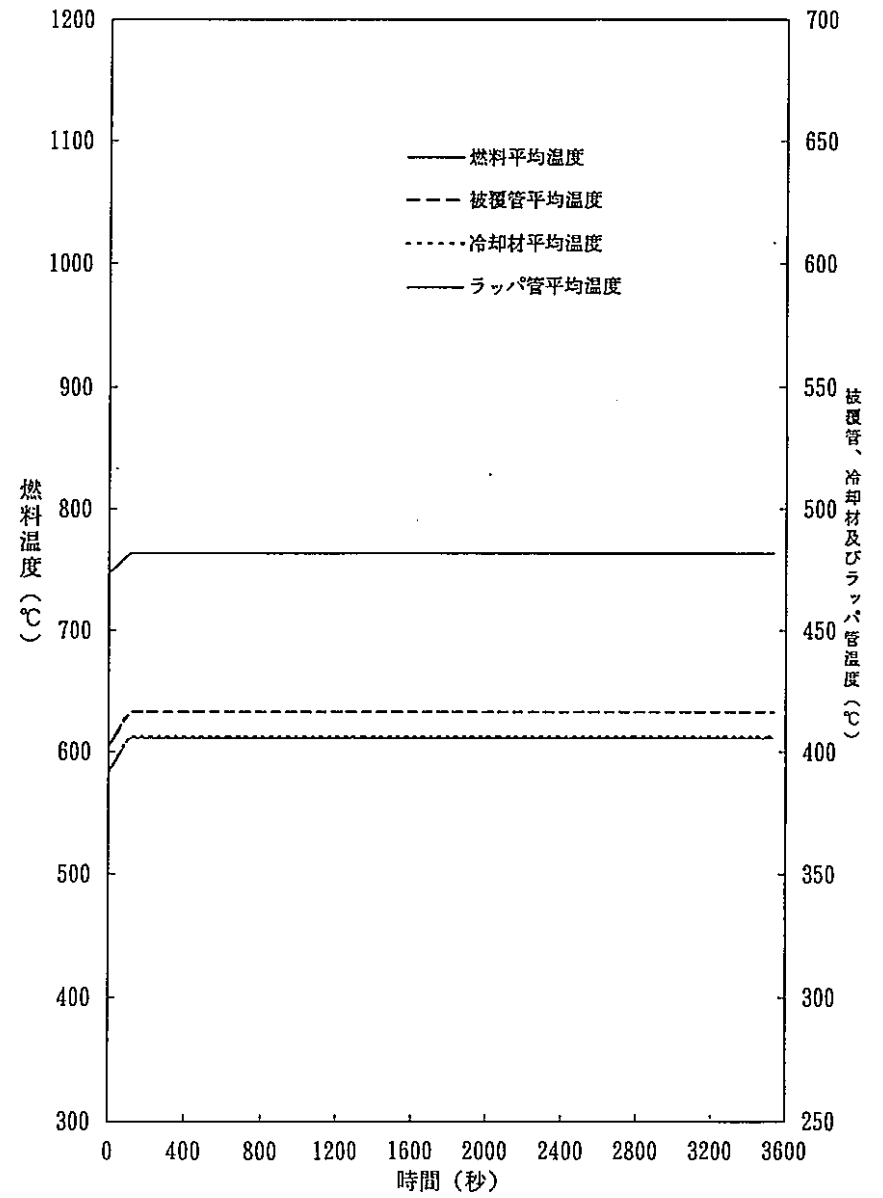
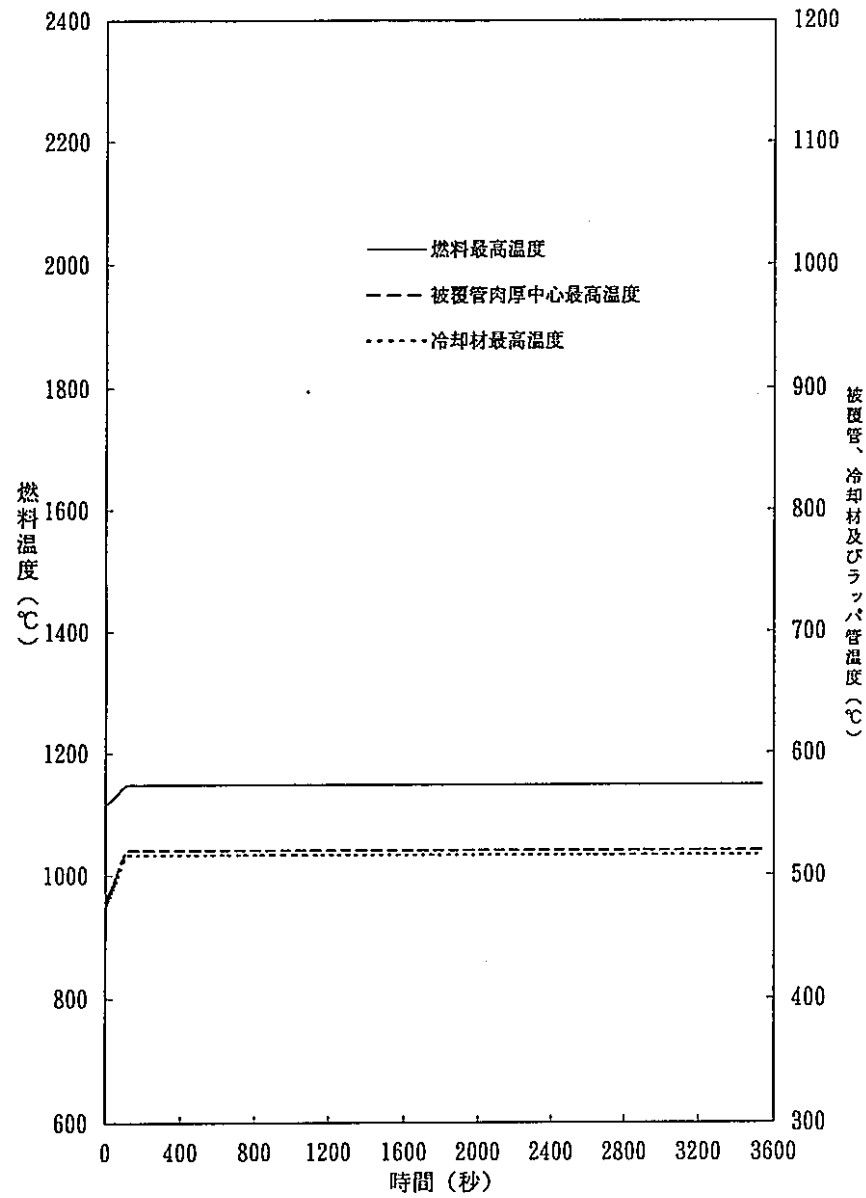


図3. 1-5 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-5)

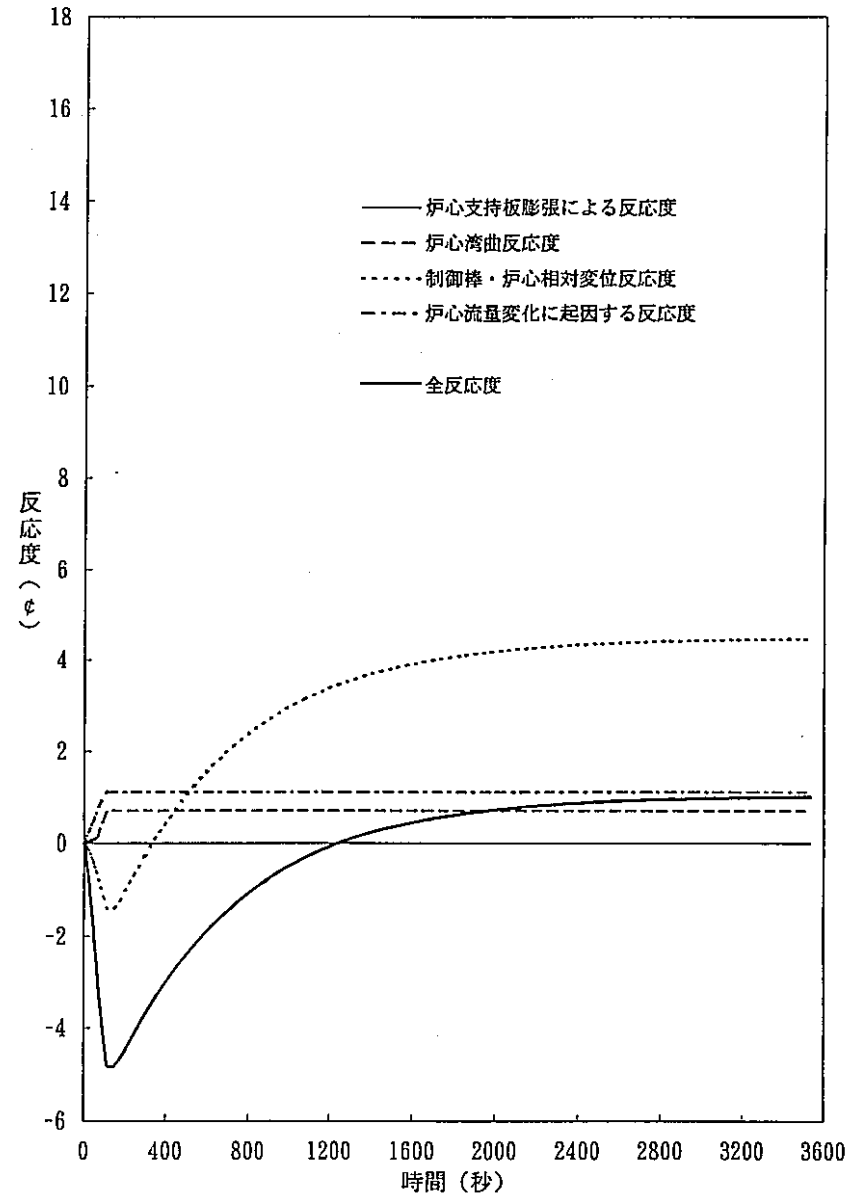
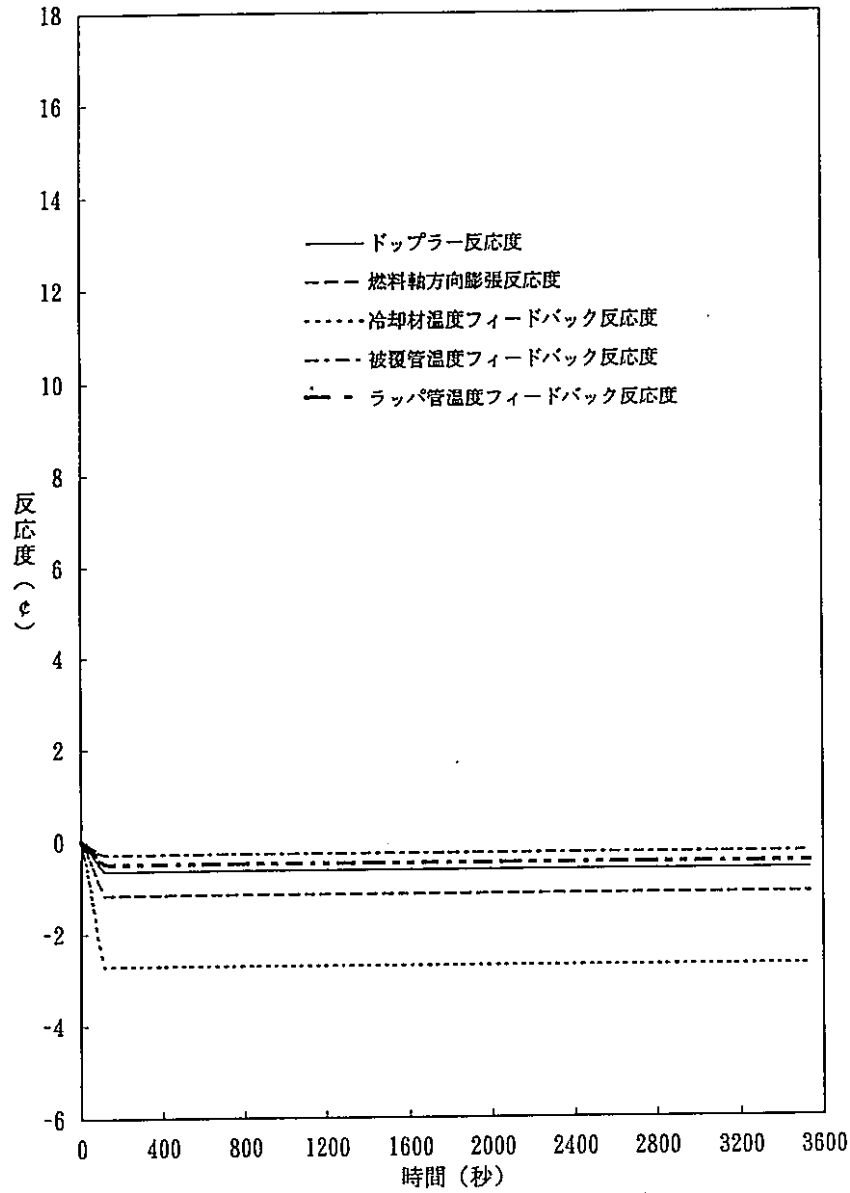


図3. 1-5 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験A-5)

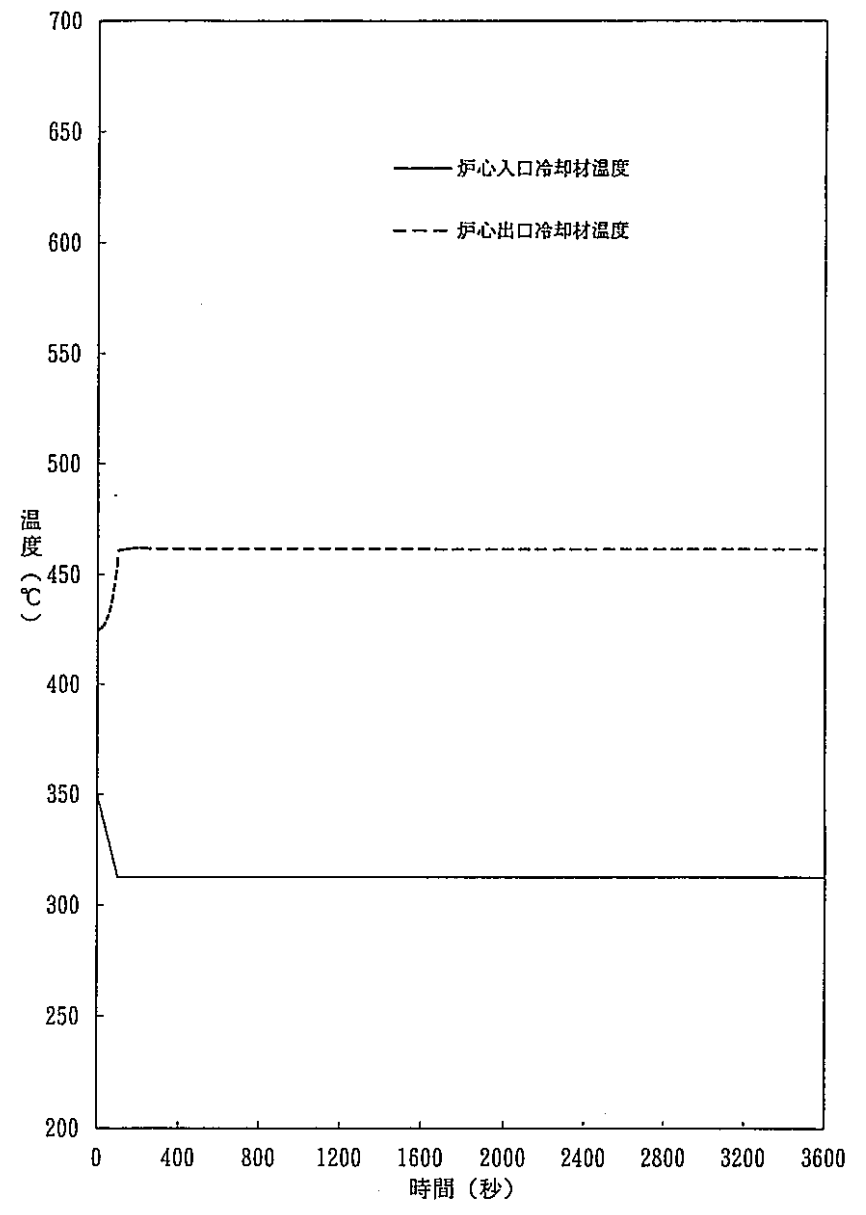
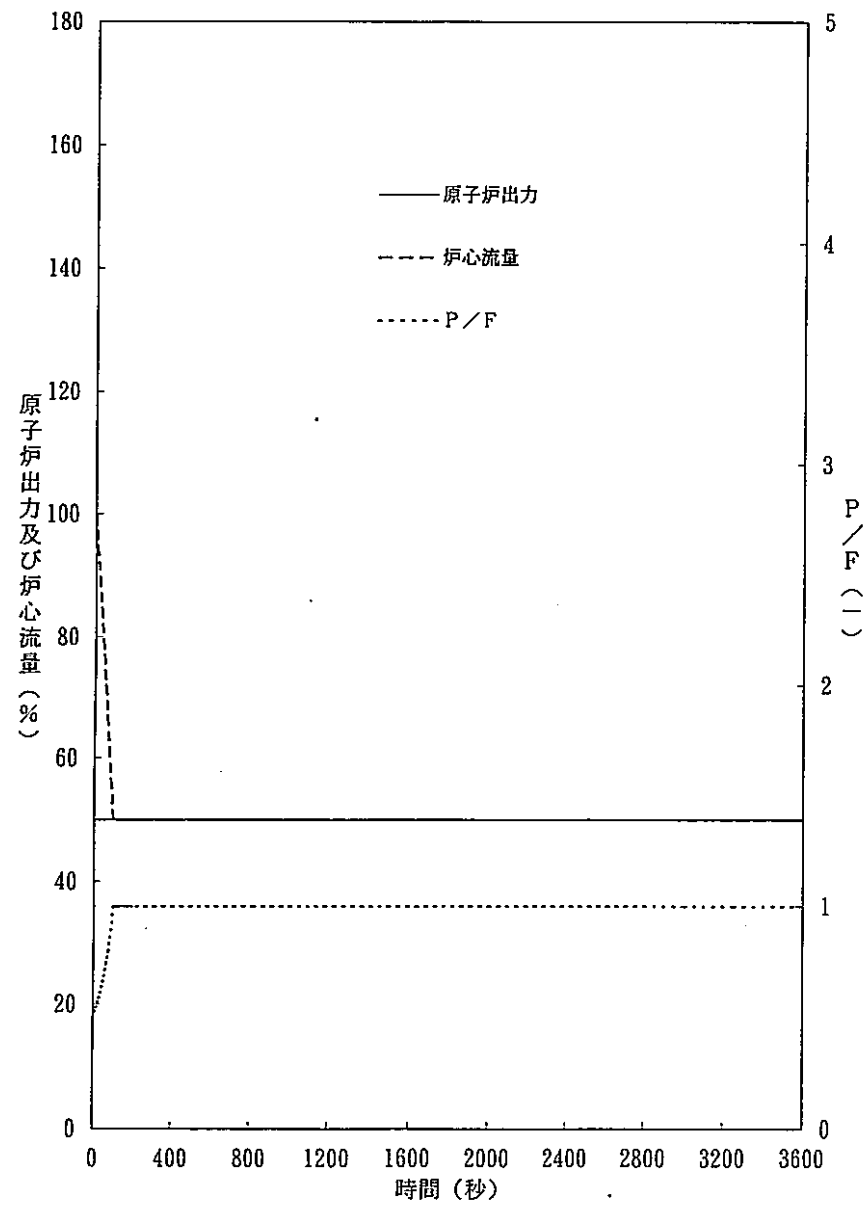


図 3. 1 - 6 (1/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 2 D)

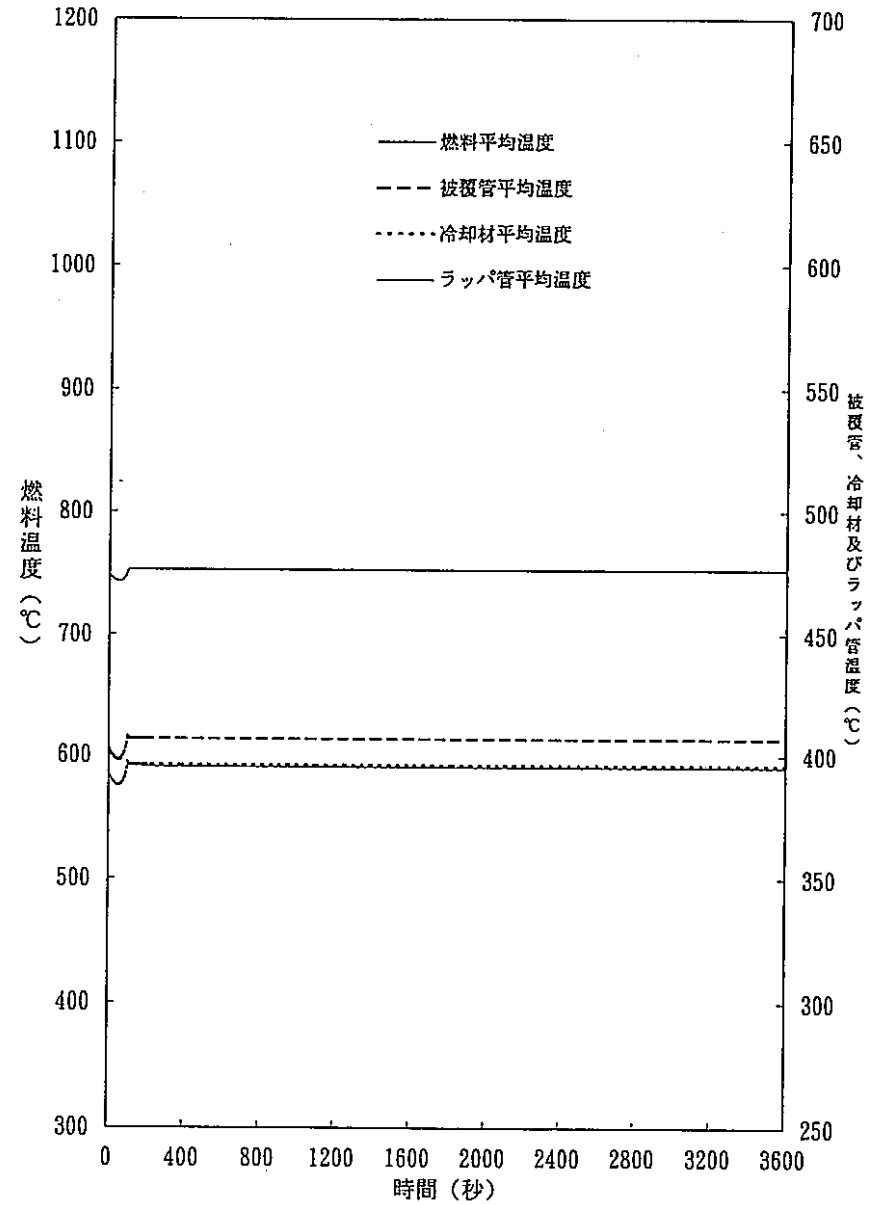
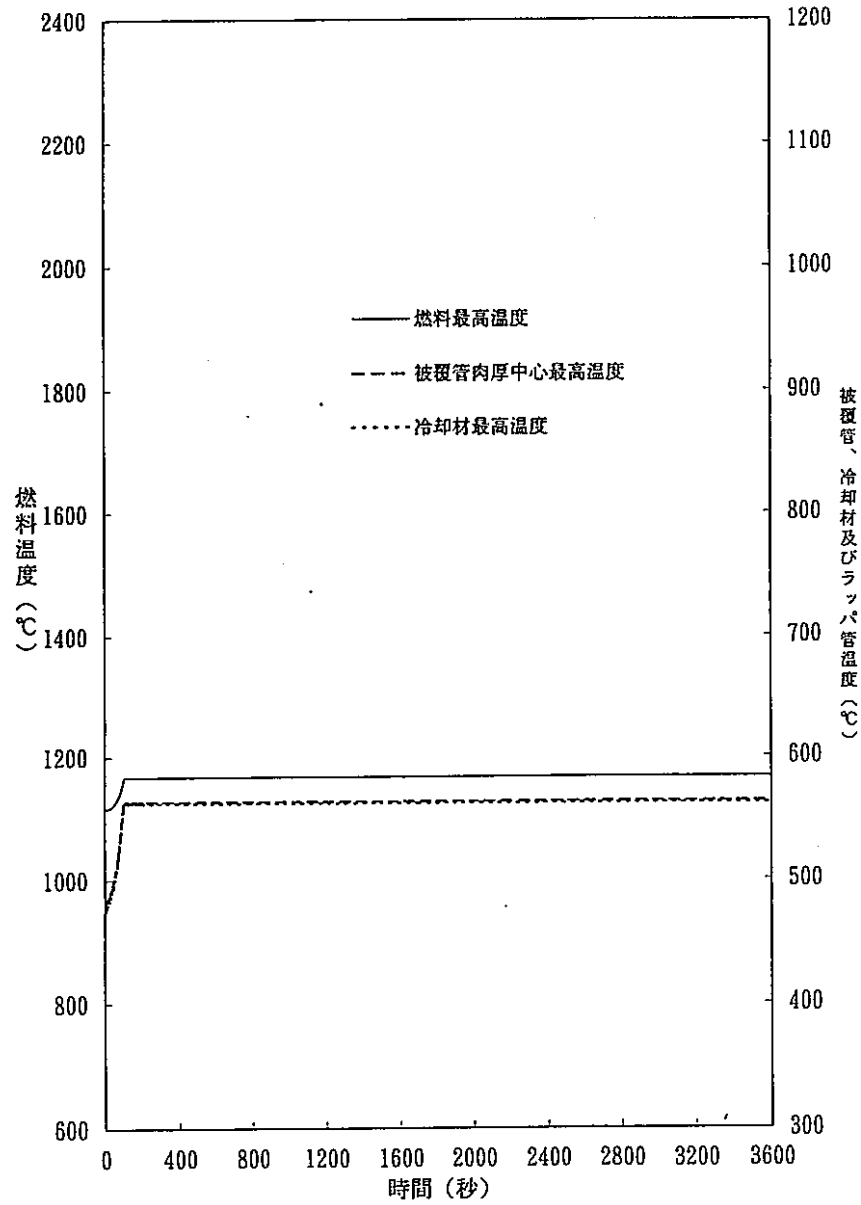


図 3. 1 - 6 (2/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 2 D)

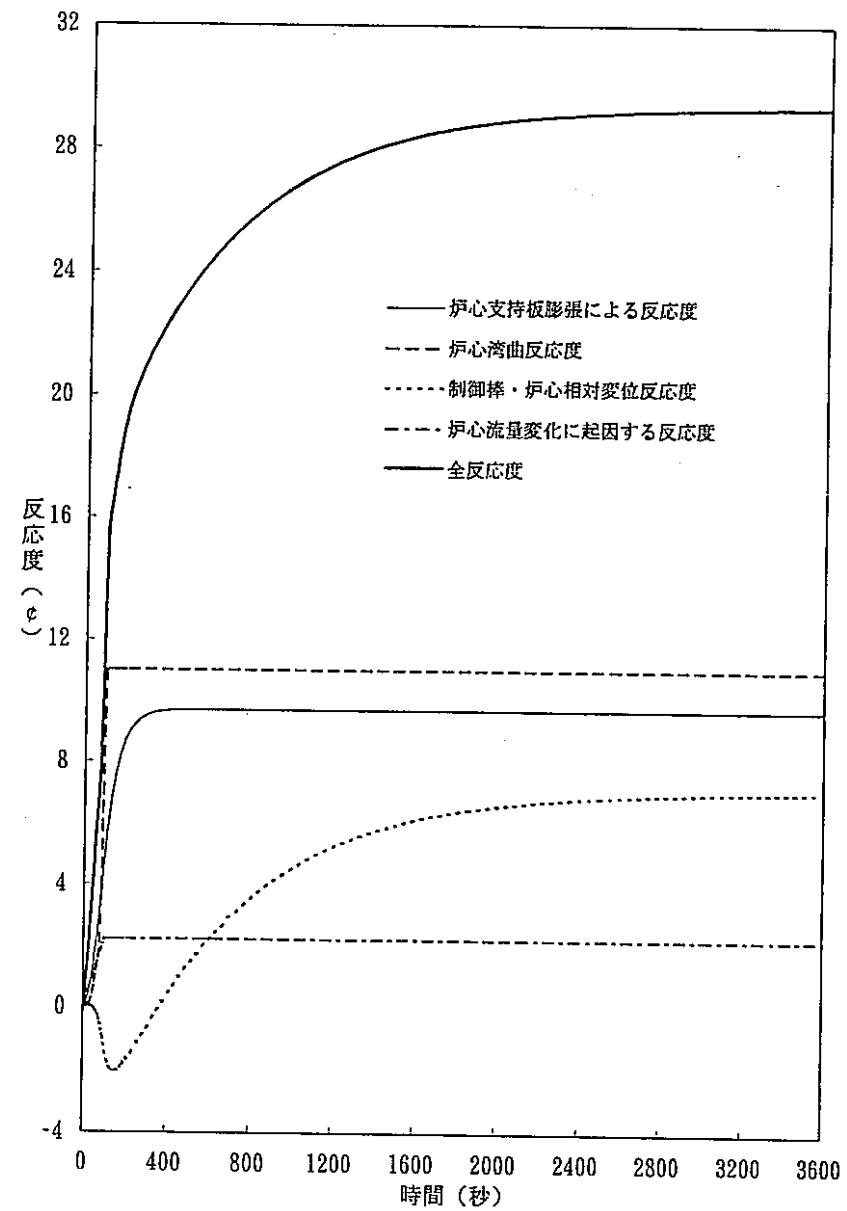
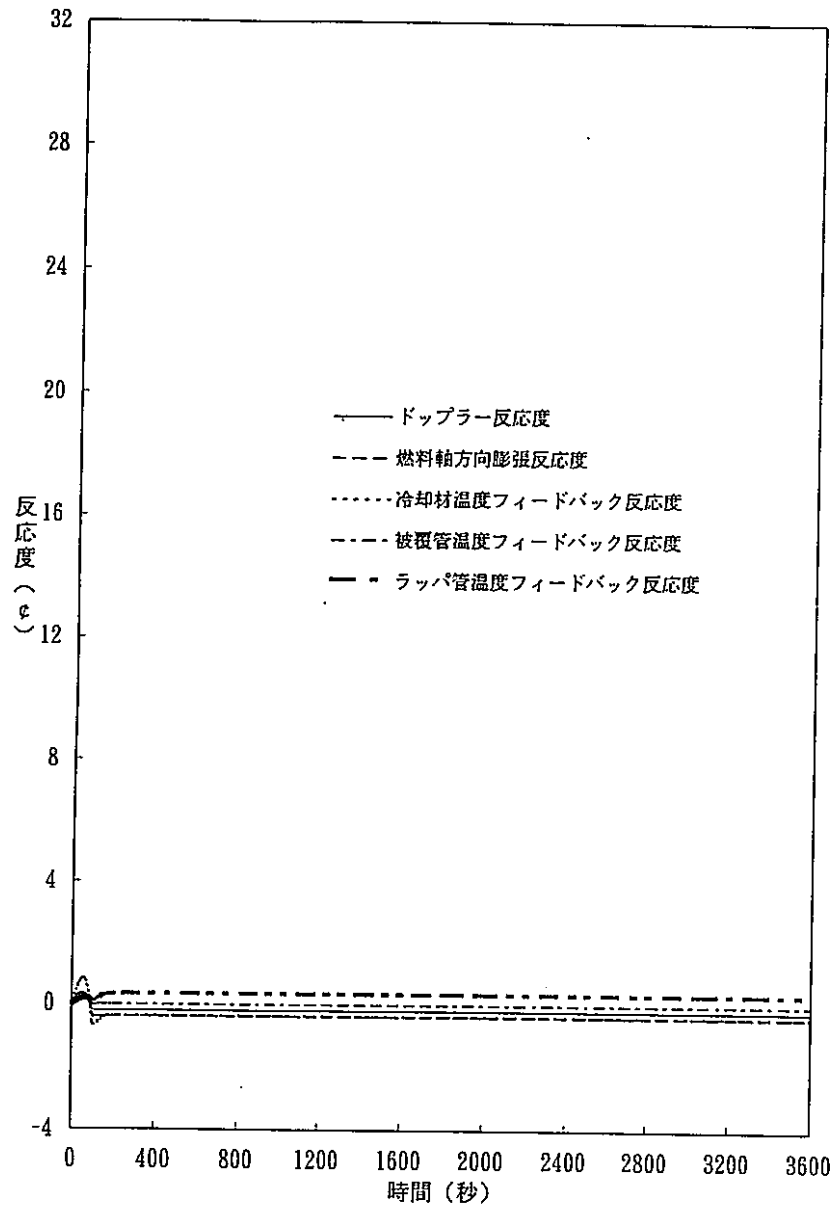


図 3. 1 - 6 (3/3) 静的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 A - 2 D)

3. 2 動的反応度成分同定試験に関する計算

動的反応度成分分離試験は、原子炉出力、炉心流量等のプロセス量を変化させ、その際のフィードバック反応度の過渡挙動から、応答時定数の異なる反応度成分を分離して測定する試験である。

動的反応度成分同定試験では、応答時定数の差を利用して、静的反応度成分同定試験では得られない情報を入手できる可能性がある。制御棒・炉心相対変位反応度を例に挙げると、応答時定数の短い制御棒駆動軸の膨張・収縮による反応度が安全上重要であるが、静的な試験では応答時定数の長い原子炉容器の膨張・収縮による反応度が同時に測定されてしまうので、制御棒駆動軸の膨張・収縮による反応度がマスクされてしまう。一方、応答時定数の差を利用する動的な試験では、制御棒駆動軸の膨張・収縮による反応度を分離して測定できる可能性がある。

プロセス量の外乱を与える方法は幾つか考えられるが、ここでは、最もシンプルなステップ状のプロセス量外乱を考え、下記のB-1～B-3の3とおりの試験を想定し、MK-III炉心においてこれらの試験を行った場合の反応度の過渡変化を成分毎に計算して「常陽」において有効と考えられる試験項目を抽出する。

(1) 試験B-1

制御棒位置を変化させ、原子炉出力を変化させる。この外乱により、燃料温度、冷却材平均温度、炉心出口温度等が変動し、これらに支配される反応度成分の応答時定数に関する情報が得られる。

(2) 試験B-2

1次冷却系主循環ポンプ回転数を変化させ、炉心流量を変化させる。この外乱により、炉心流量、冷却材平均温度、炉心出口温度等が変動し、これらに支配される反応度成分の応答時定数に関する情報が得られる。

(3) 試験B-3

2次冷却系主循環ポンプ回転数或いは主冷却機ベーン・ダンパ開度を変化させ、炉心入口温度を変化させる。この外乱により、炉心入口温度、冷却材平均温度、炉心出口温度等が変動し、これらに支配される反応度成分の応答時定数に関する情報が得られる。

3. 2. 1 計算条件

(1) 共通の計算条件

下記の計算条件については全ケース共通とする。なお、静的反応度成分同定試験と同様に、試験を安全に進める観点から余裕のある初期状態として、ここでは、定格出力の50%を初期出力と想定している。

(a) プラントの初期運転条件

- ◎ 原子炉出力 : 定格出力の50%
- ◎ 炉心流量 : 定格流量
- ◎ 原子炉入口冷却材温度 : 350℃
- ◎ 原子炉出口冷却材温度 : 425℃
- ◎ 2次冷却材流量 : 定格流量
- ◎ 2次系C/L温度 : 325℃

(b) 外乱の投入方法

- ◎ プロセス量をほぼステップ状に変化させ、その後、一定値に保つ。
- ◎ 計算時間は主要なプロセス量が整定するまでとする。

(c) 反応度フィードバックモデル

- ◎ 反応度係数、伝熱時定数は第2章で定めた値とする。
- ◎ 被覆管による燃料の拘束はないものとする。

(2) 個別の計算条件

それぞれの試験の外乱条件を以下に示すように想定する。なお、静的反応度成分同定試験と同様、「常陽」において有効と考えられる試験項目を抽出する観点から、原子炉保護系設定値等との関連は特に考慮しないこととした。また、実際には炉心流量や2次冷却材流量をステップ状に変化させることはできないが、ここでは試験の有効性を検討する観点から、ステップ状の変化を仮定している。

- (a) 試験B-1 : 制御棒挿入により10¢の負の反応度を投入する(反応度挿入率-5¢/s)。
- (b) 試験B-2 : 炉心流量をステップ状に100%から75%に変化させる。
- (c) 試験B-3 : 2次冷却材流量をステップ状に100%から75%に変化させる。

3. 2. 2 計算結果及び評価

上記のようにプロセス量を変化させた場合のプラントの応答を、図3. 2-1～図3. 2-3に示す。各試験におけるプラントの挙動は下記のとおりである。

(1) 試験B-1

制御棒の挿入により原子炉出力が低下し、燃料、冷却材等の炉心各部の温度並びに炉心出口温度が低下する。そのため、ドップラ反応度、燃料軸方向膨張反応度、冷却材温度フィードバック反応度、制御棒・炉心相対変位反応度などの、いずれも正の反応度が投入され、制御棒挿入による負の反応度を打ち消して原子炉出力の低下は抑制される。

その後、炉心出口温度の低下が1次冷却系を一巡して炉心入口温度が低下し、正の冷却材温度フィードバック反応度及び炉心支持板反応度が投入されて原子炉出力がやや回復して整定する。

(2) 試験B-2

炉心流量の低下により炉心の冷却材温度及び炉心出口温度が上昇する。そのため、炉心流量変化に起因する正の反応度の他に、負の冷却材温度フィードバック反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度が投入される。その結果、全反応度としては負の値となり、原子炉出力は低下する。

原子炉出力の低下により、正のドップラ反応度及び燃料軸方向膨張反応度が投入される。また、1次冷却材流量の低下による主中間熱交換器1次側出口の温度低下が原子炉容器に到達して炉心入口温度が低下するため、正の冷却材温度フィードバック反応度及び炉心支持板反応度が投入されて原子炉出力は上昇し、ほぼ初期出力に近いレベルで整定する。

(3) 試験B-3

2次冷却材流量の減少により主中間熱交換器1次側出口温度が上昇し、炉心入口温度が上昇するため、負の冷却材温度フィードバック反応度及び炉心支持板反応度が投入されて原子炉出力は低下する。

原子炉出力の低下により、正のドップラ反応度及び燃料軸方向膨張反応度が投入されて原子炉出力の低下が抑制される。また、2次冷却材流量の低下による主冷却器出口ナトリウム温度の低下が主中間熱交換器に到達し、1次冷却系に伝達されて炉心入口温度が初期温度付近まで低下し、それにより原子炉出力も上昇して、ほぼ初期出力に近いレベルで整定する。

動的反応度成分同定試験により応答時定数の異なる反応度成分を分離して測定するためには、その反応度変化を引き起こす温度変化の時定数が、応答時定数に対して十分小さいものである（換言すれば、急激な温度外乱を与える）必要がある。

また、実際に測定されるのは原子炉出力の変化とそれをデータ処理して得られる全反応度の変化のみであり、着目する反応度成分の変化量そのものが、全反応度の変化量に対して十分大きいものである必要がある。

このような観点から、動的反応度成分同定試験により分離の可能性があるのは、数十秒～数百秒のオーダーの応答時定数を持つと考えられる炉心支持板膨張反応度及び制御棒・炉心相対変位反応度であるが、全反応度の変化量に対する寄与の大きさという観点からは、炉心支持板膨張反応度が最も有望と考えられる。

そこで、試験B-1～試験B-3について、それぞれ炉心支持板の応答時定数を60秒から400秒に変更したケースの計算を行った。計算結果を図3.2-4～図3.2-6に示す。これらの図中には、炉心支持板の応答時定数が60秒の場合の原子炉出力及び全反応度の挙動をオーバープロットしている。

これらの図に示すように、炉心支持板の応答時定数が約1桁変化した場合、原子炉出力及び全反応度の挙動には若干の差が現れるが、その差は顕著であるとは言い難く、全反応度の測定誤差等を考慮すると、有意な測定は困難であると考えざるを得ない。

まして、応答時定数がさらに小さいと考えられる他の反応度フィードバック成分に至っては、分離の困難さはさらに増すものと考えられる。

以上のように、試験B-1～試験B-3のようなステップ状の外乱を与える動的反応度成分同定試験では有意なデータを得ることは困難であり、試験の手法そのものを再検討する必要があるものとする。

代替案として、制御棒位置、炉心流量、2次冷却材流量或いは主冷却器空気流量にM系列の外乱を与える方法、制御棒予備孔にパイルオシレータを設置して、周期状の反応度外乱を与える方法が考えられる。これらの試験における全反応度の周波数特性を解析することにより、フィードバック反応度に含まれる応答時定数に関する情報を分析できる可能性がある。

なお、M系列外乱を与える試験方法の検討に関しては、下記のようなアプローチが考えられる。

- (1) M系列外乱を与える試験を想定し、今回作成したモデルによる試験の模擬解析を行い、その応答（解析結果）の周波数特性を解析して、試験の有効性及びに最適な試験条件について検討する。
- (2) 「常陽」MK-II炉心におけるM系列試験（主冷却器空気流量に外乱を与える）の試験結果について、周波数特性解析を試みる。

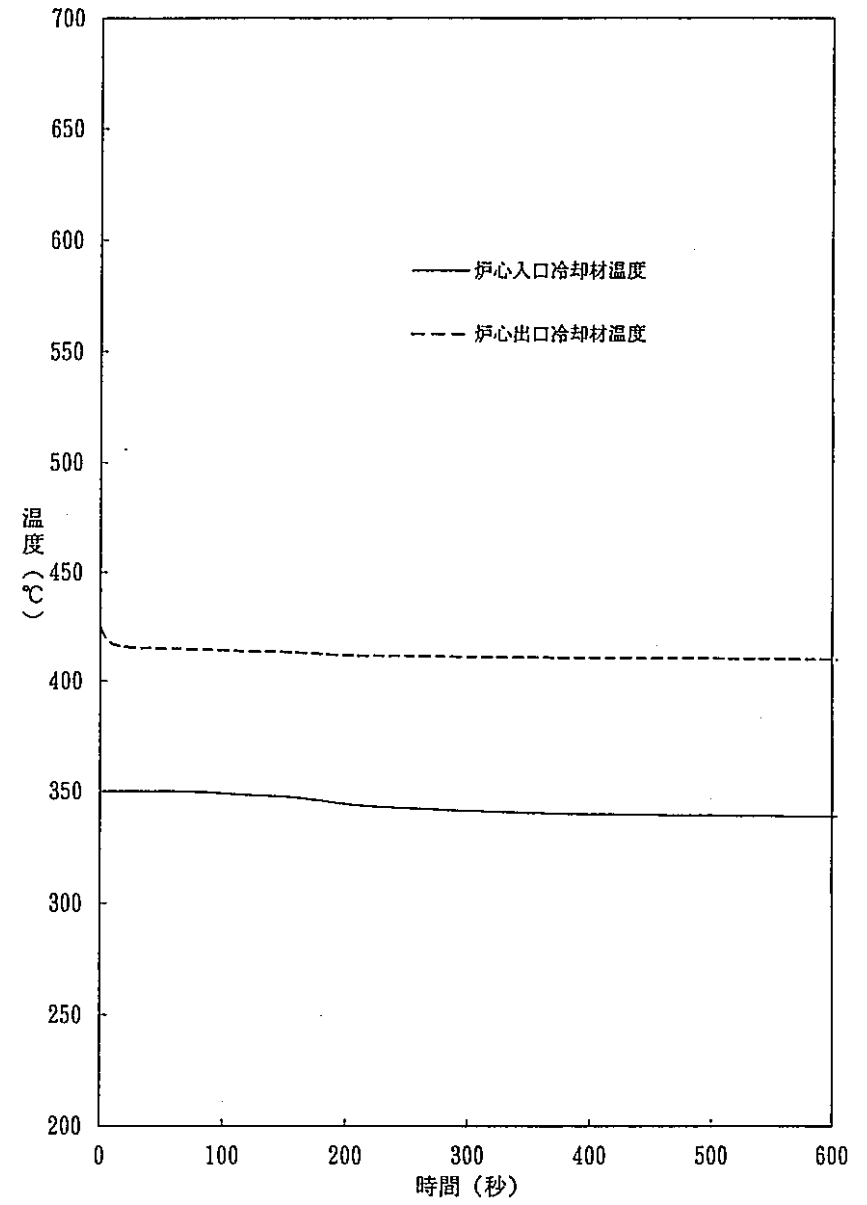
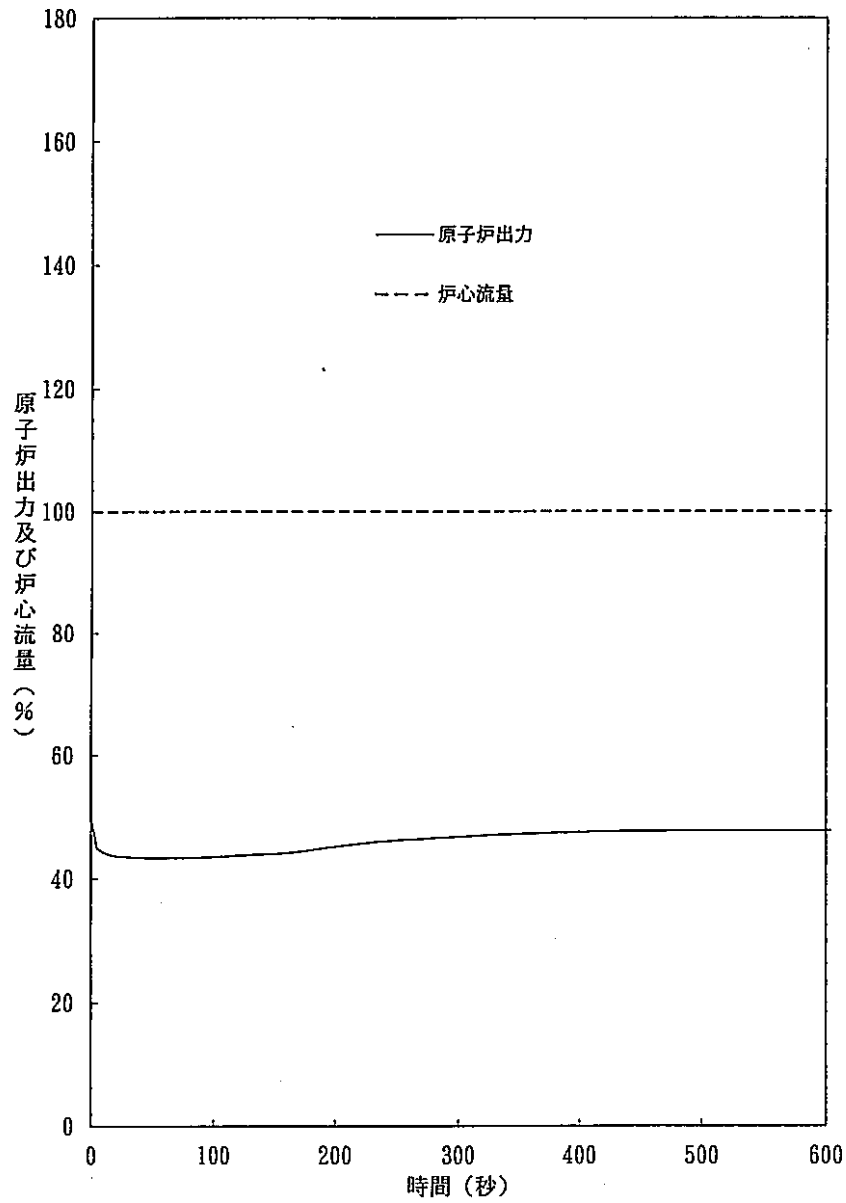


図 3. 2 - 1 (1/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)

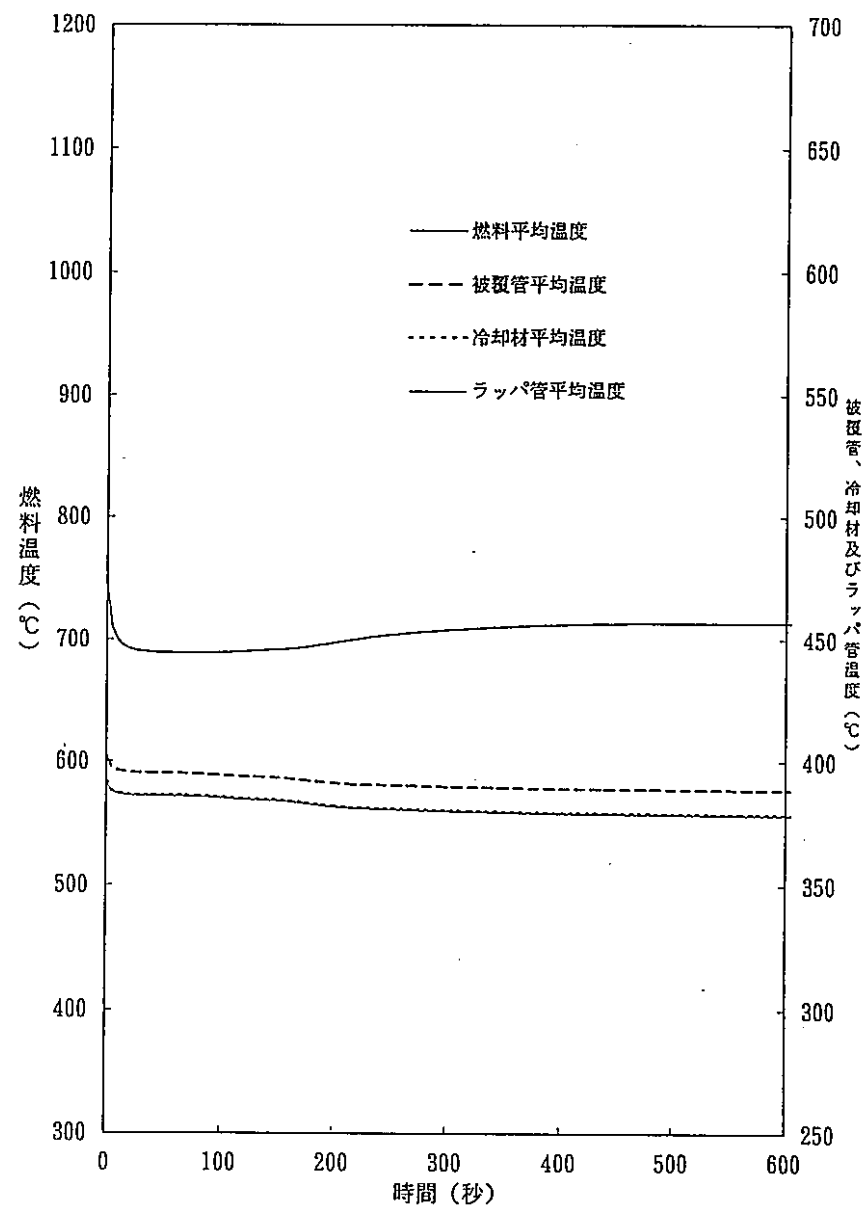
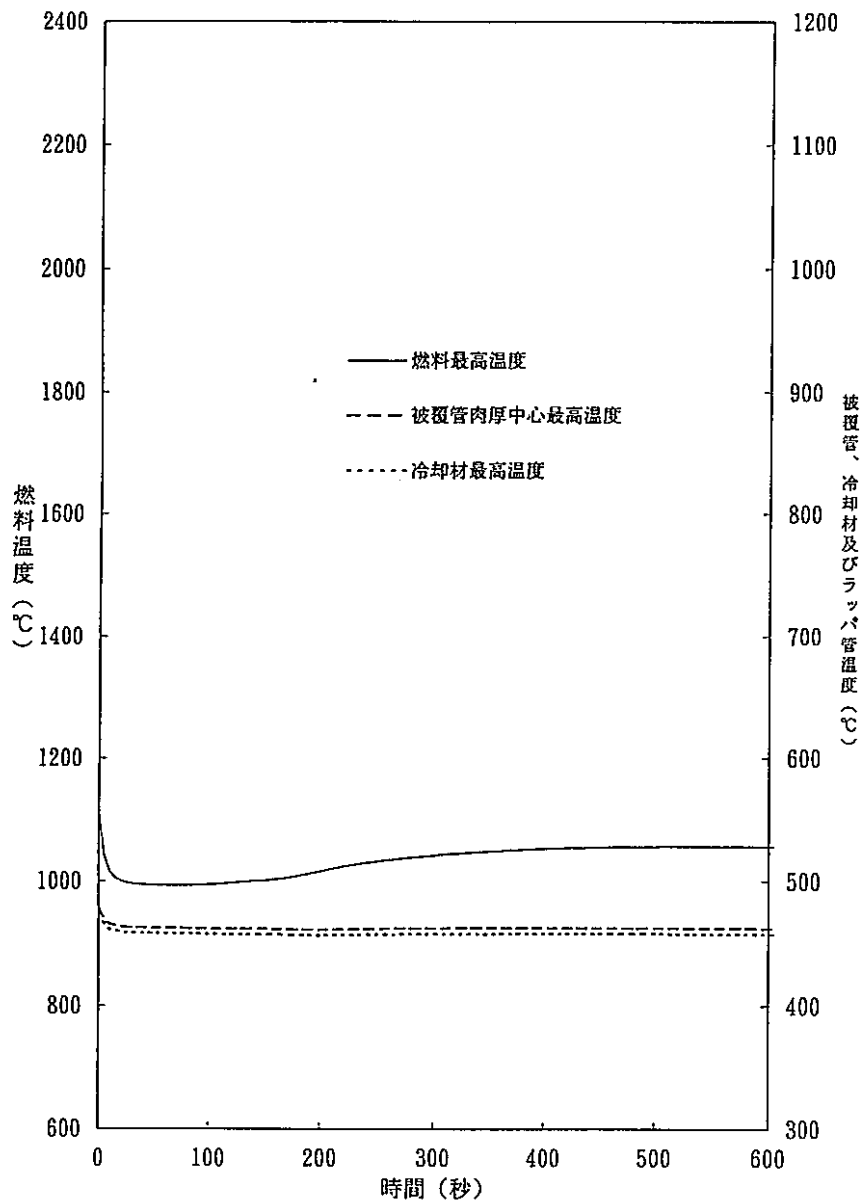


図 3. 2 - 1 (2/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)

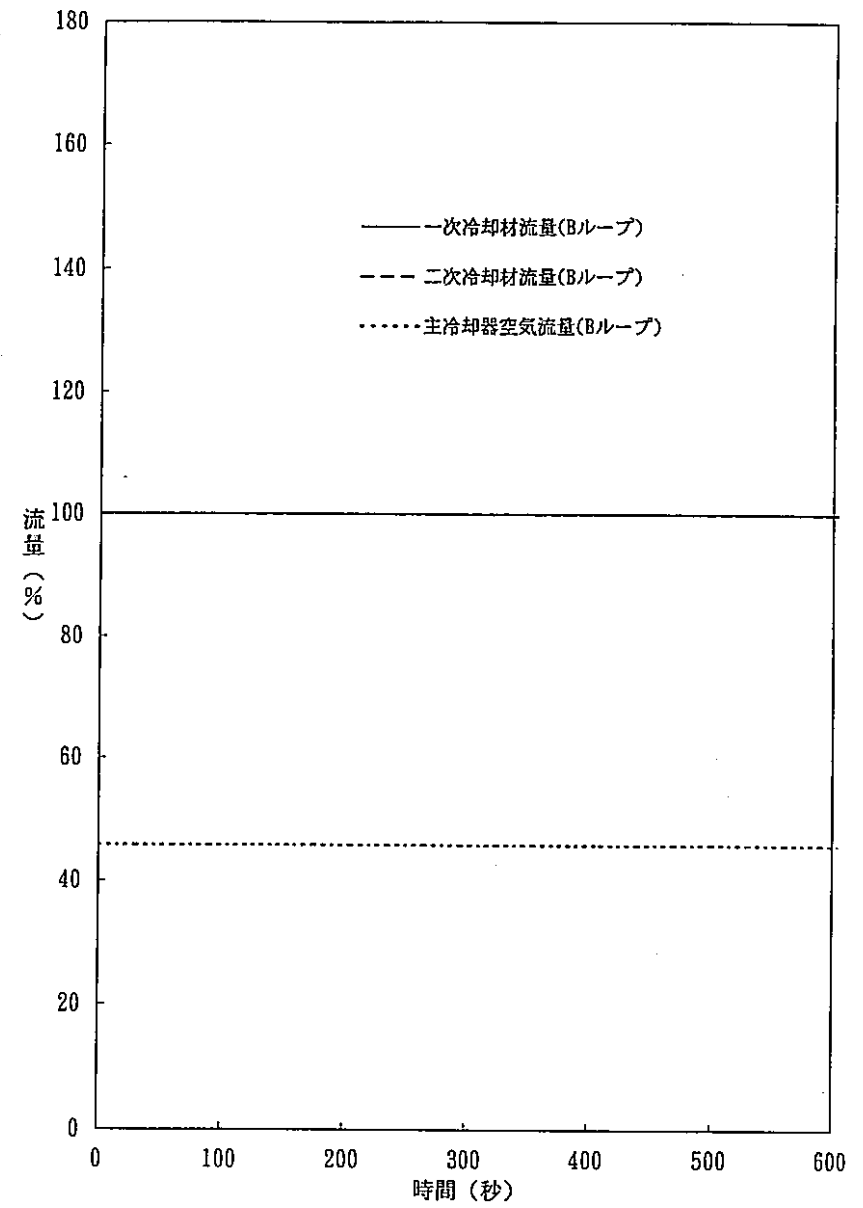
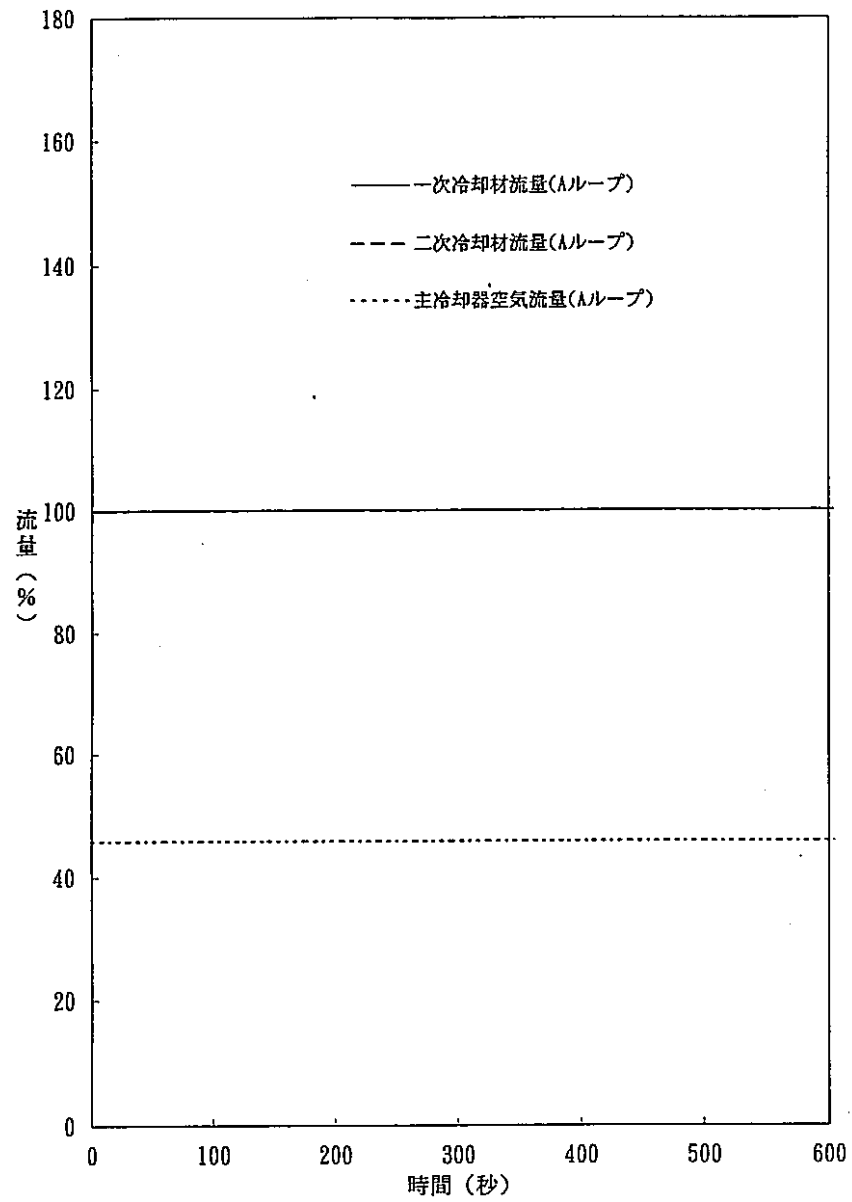


図 3. 2 - 1 (3/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)

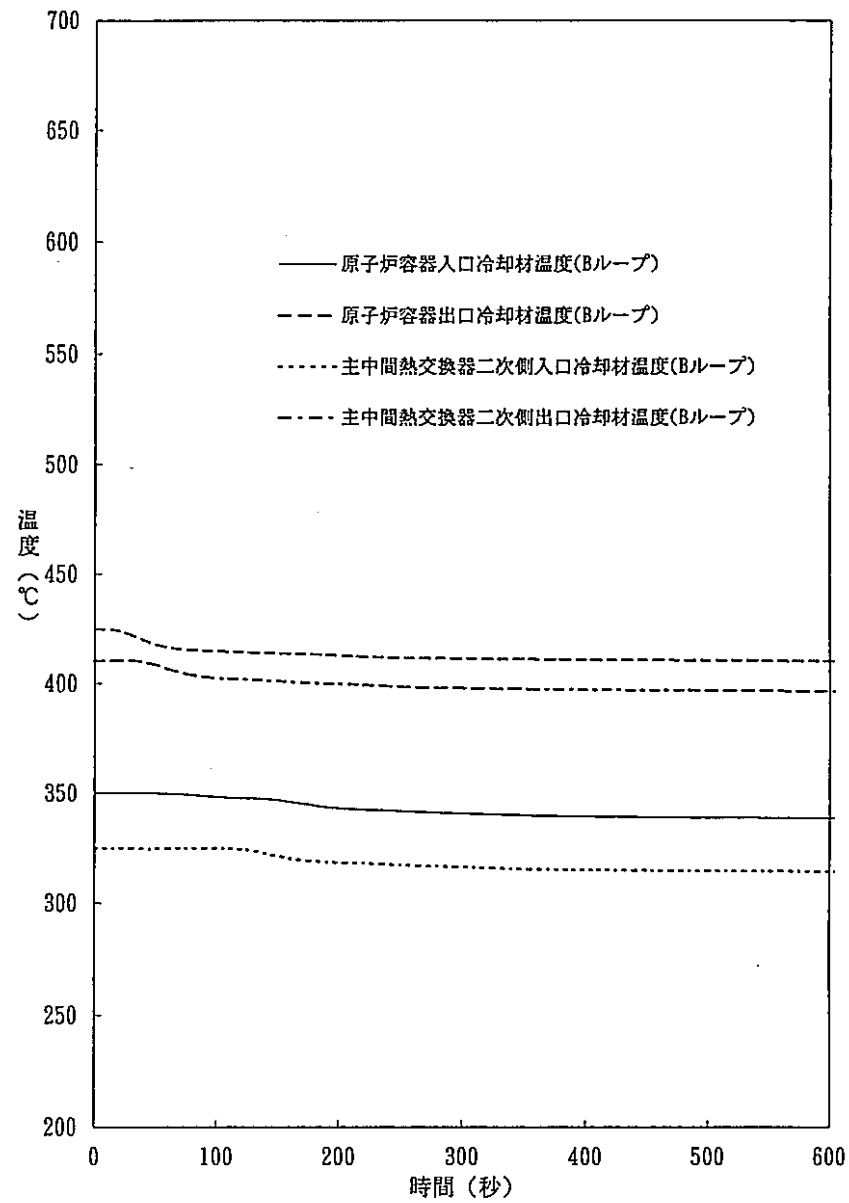
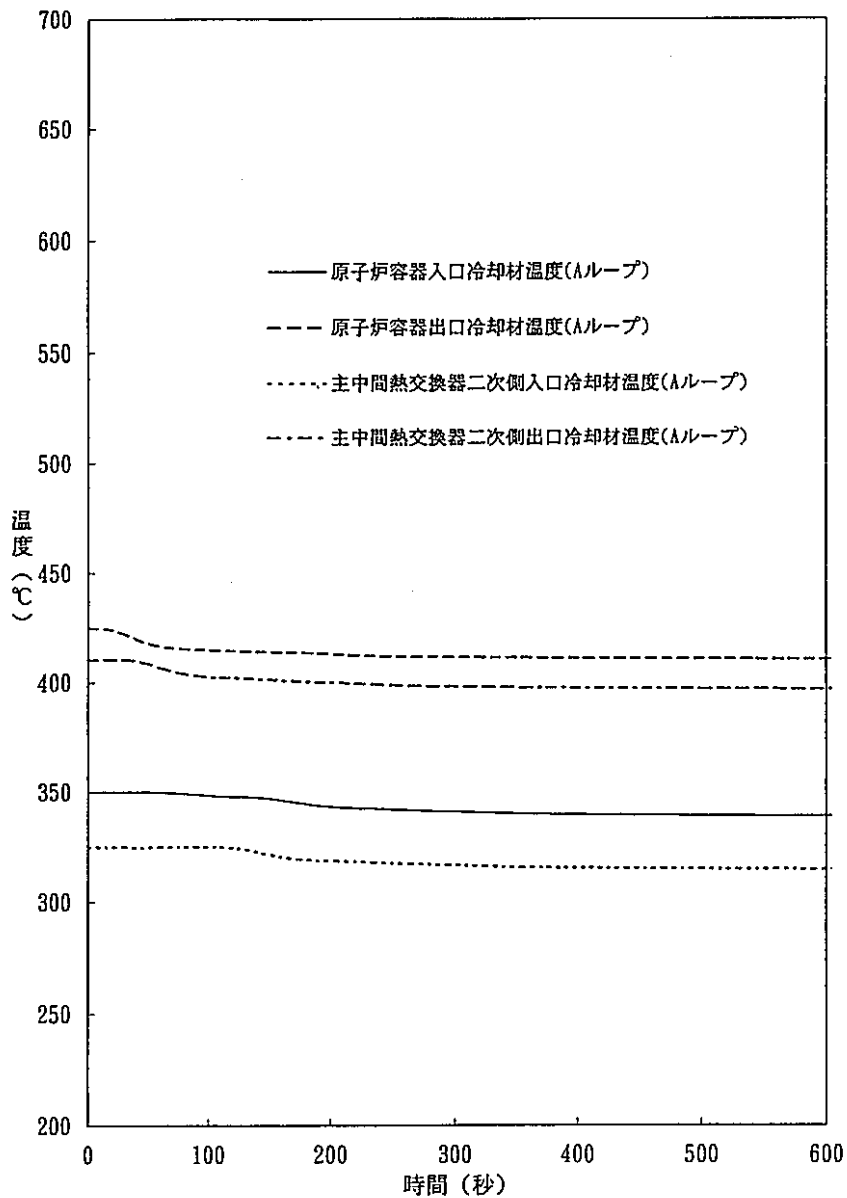


図 3. 2 - 1 (4/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)

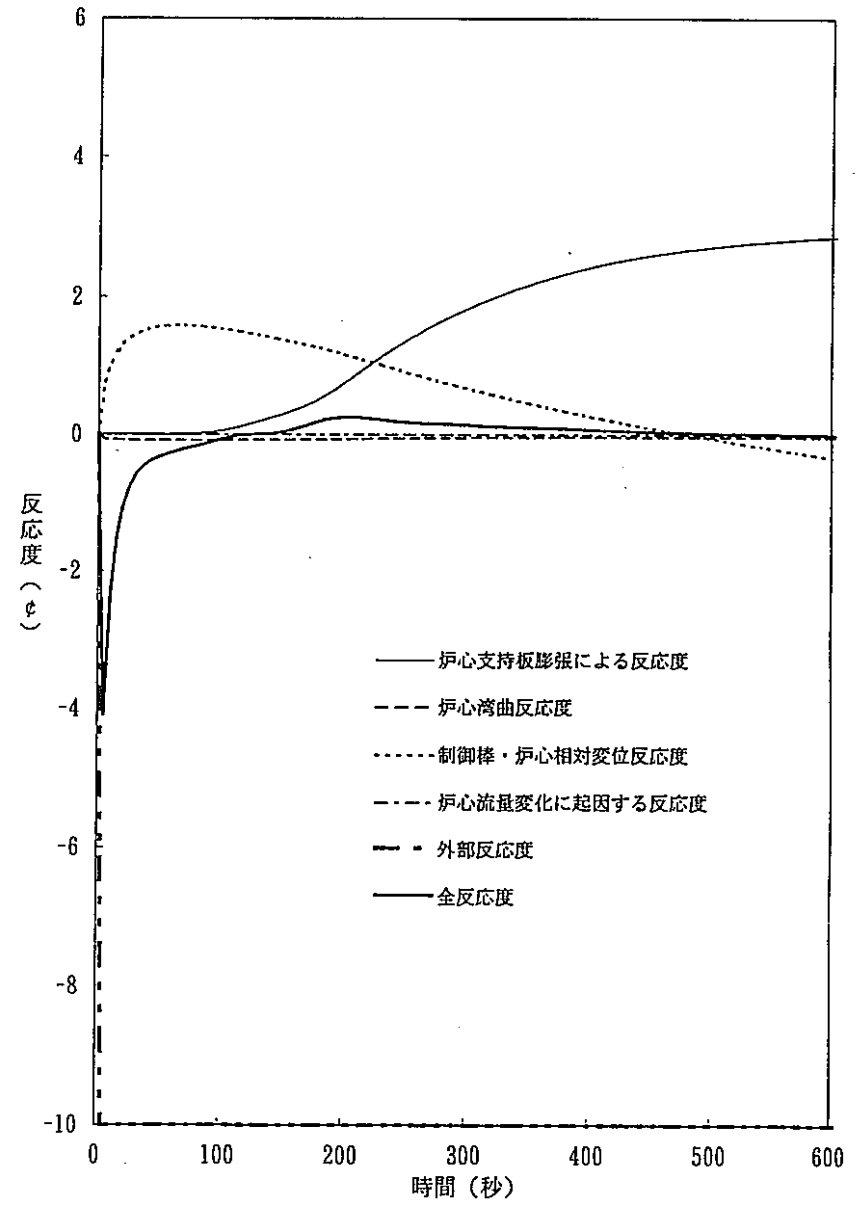
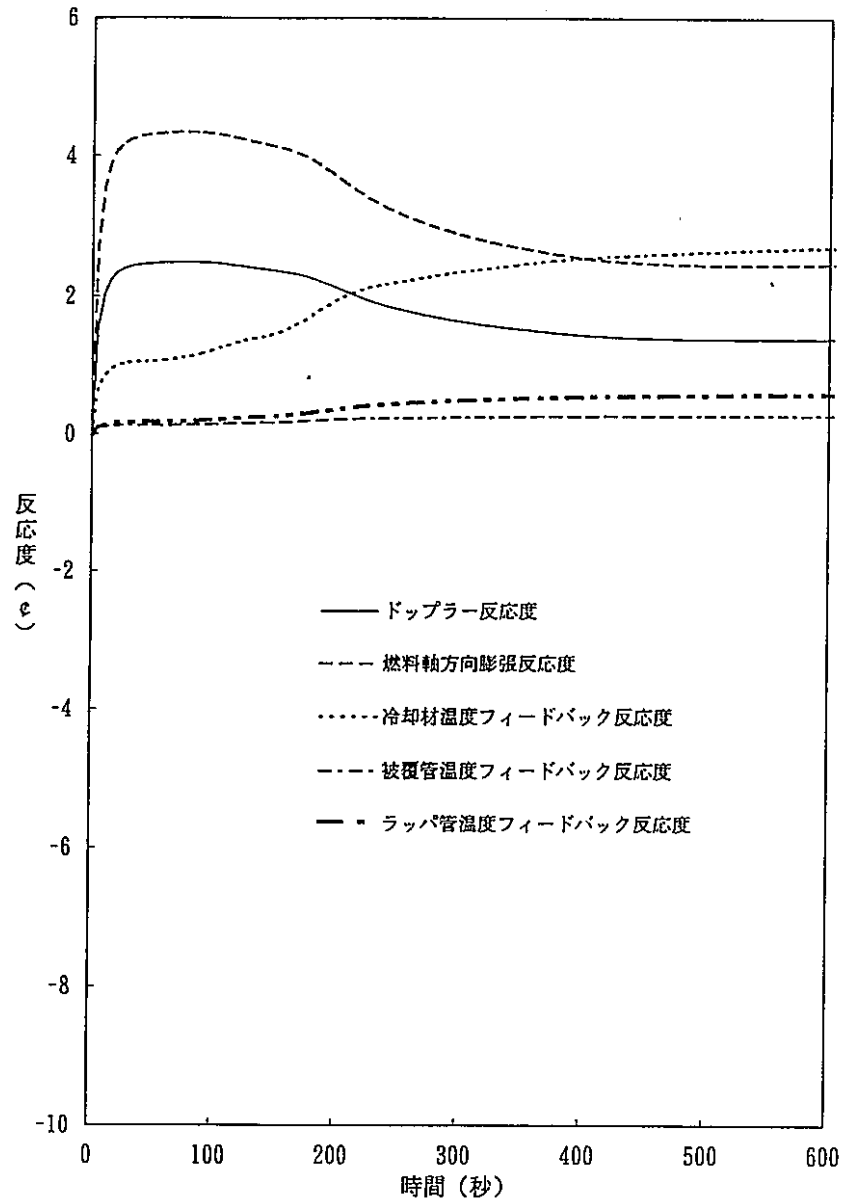


図 3. 2 - 1 (5/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 1)

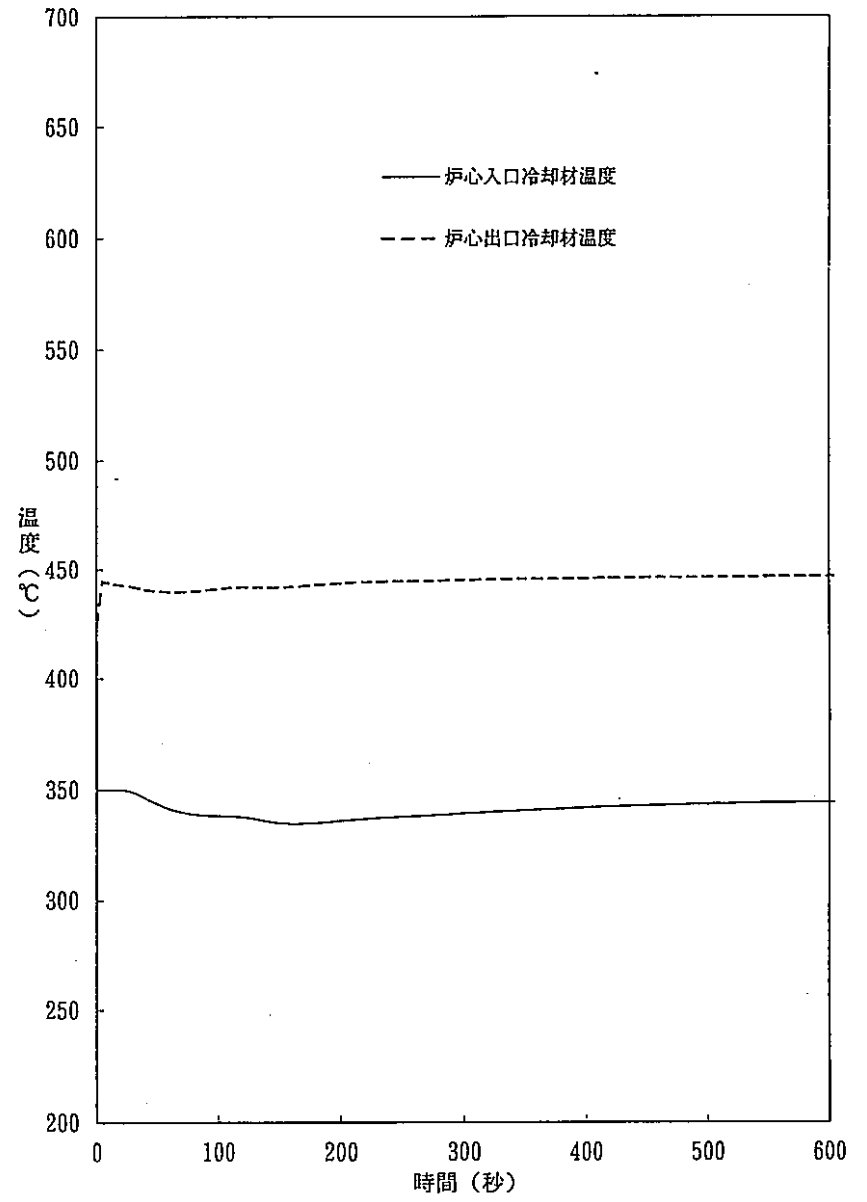
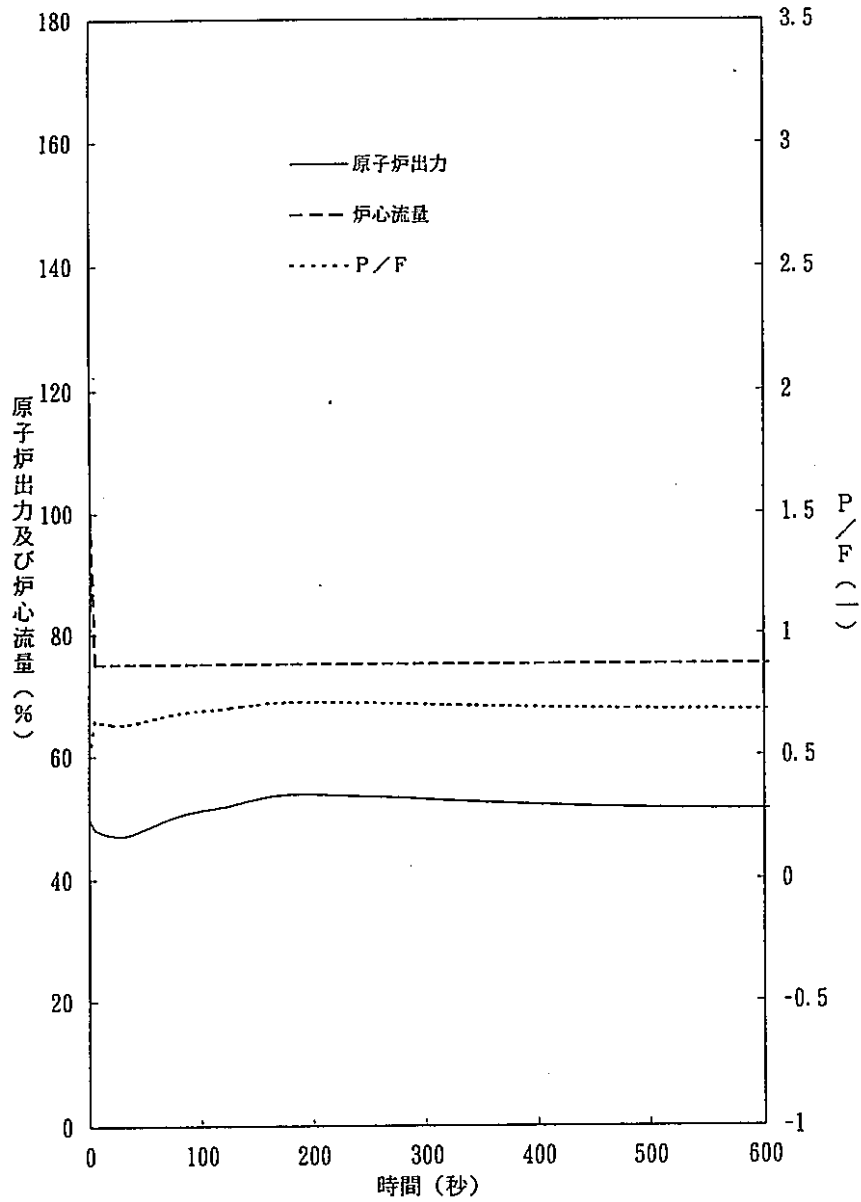


図 3. 2 - 2 (1/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 2)

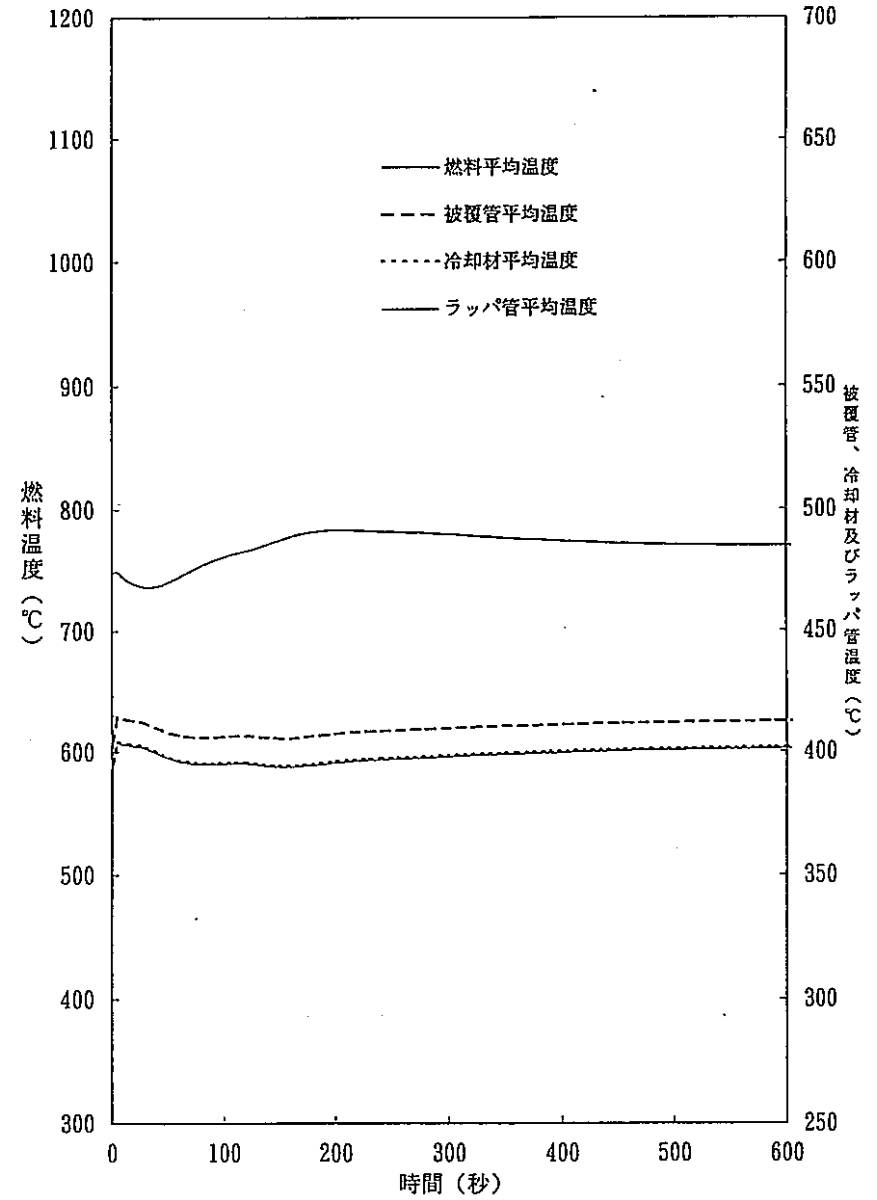
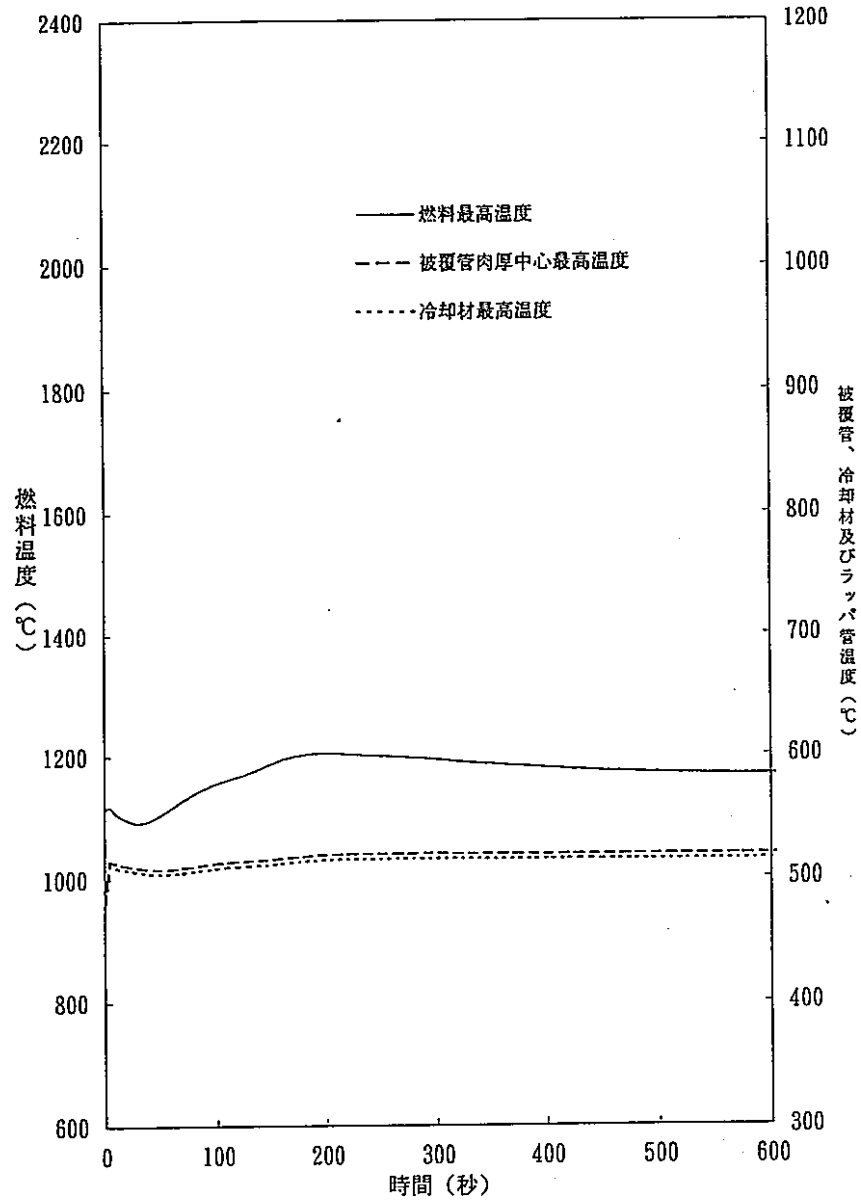


図 3. 2 - 2 (2/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 2)

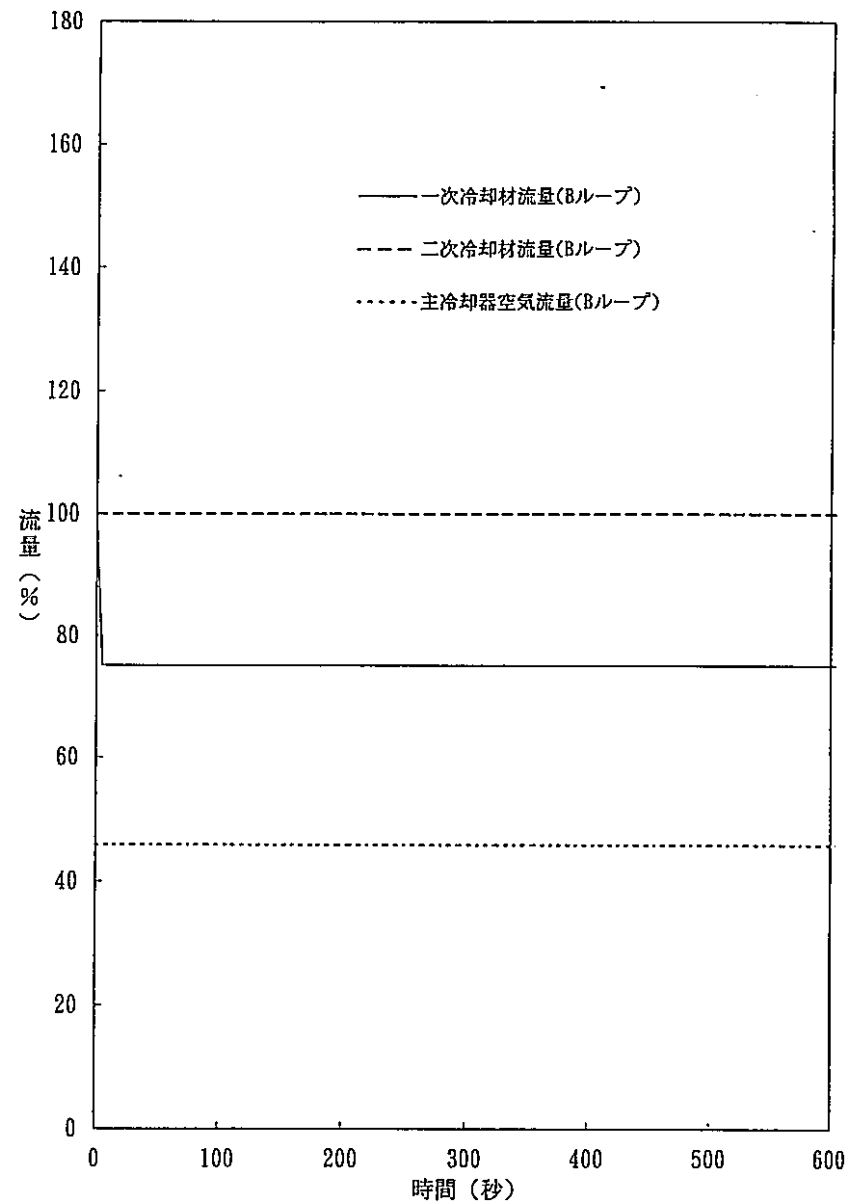
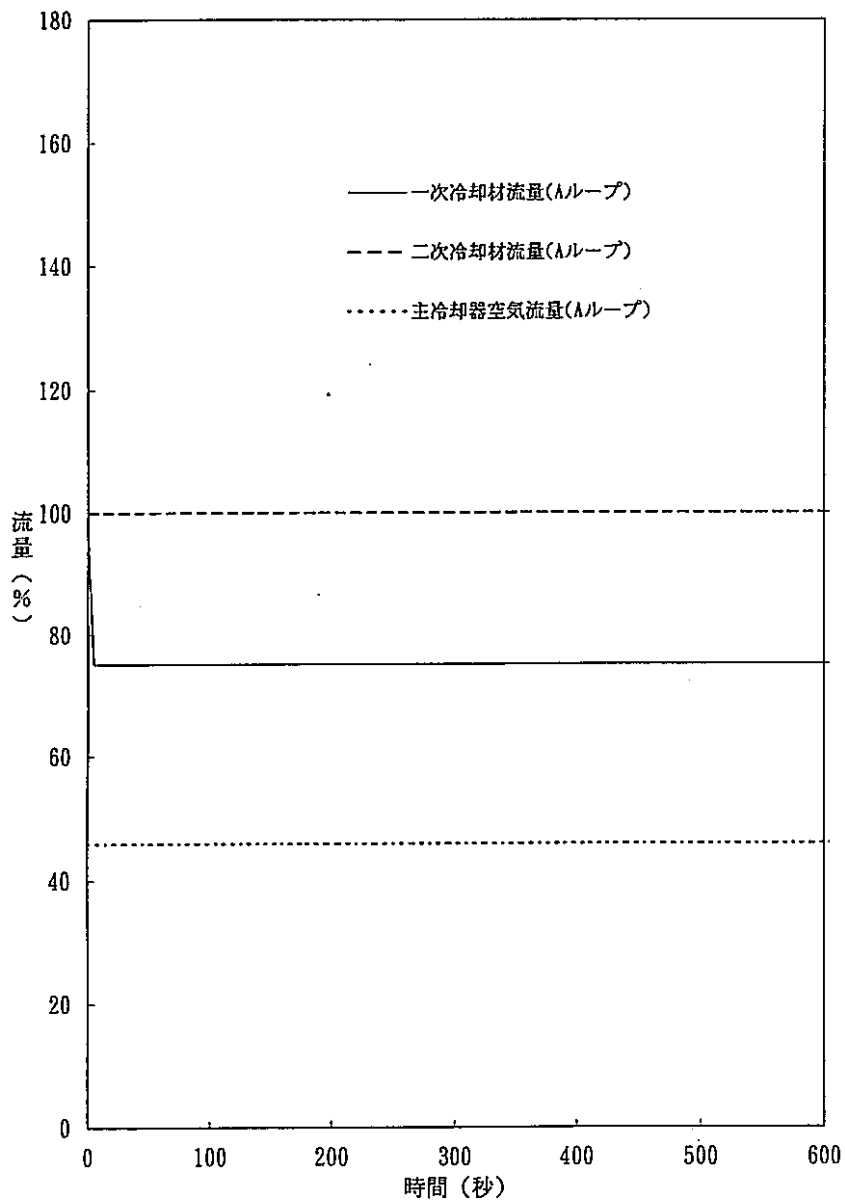


図 3. 2 - 2 (3/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 2)

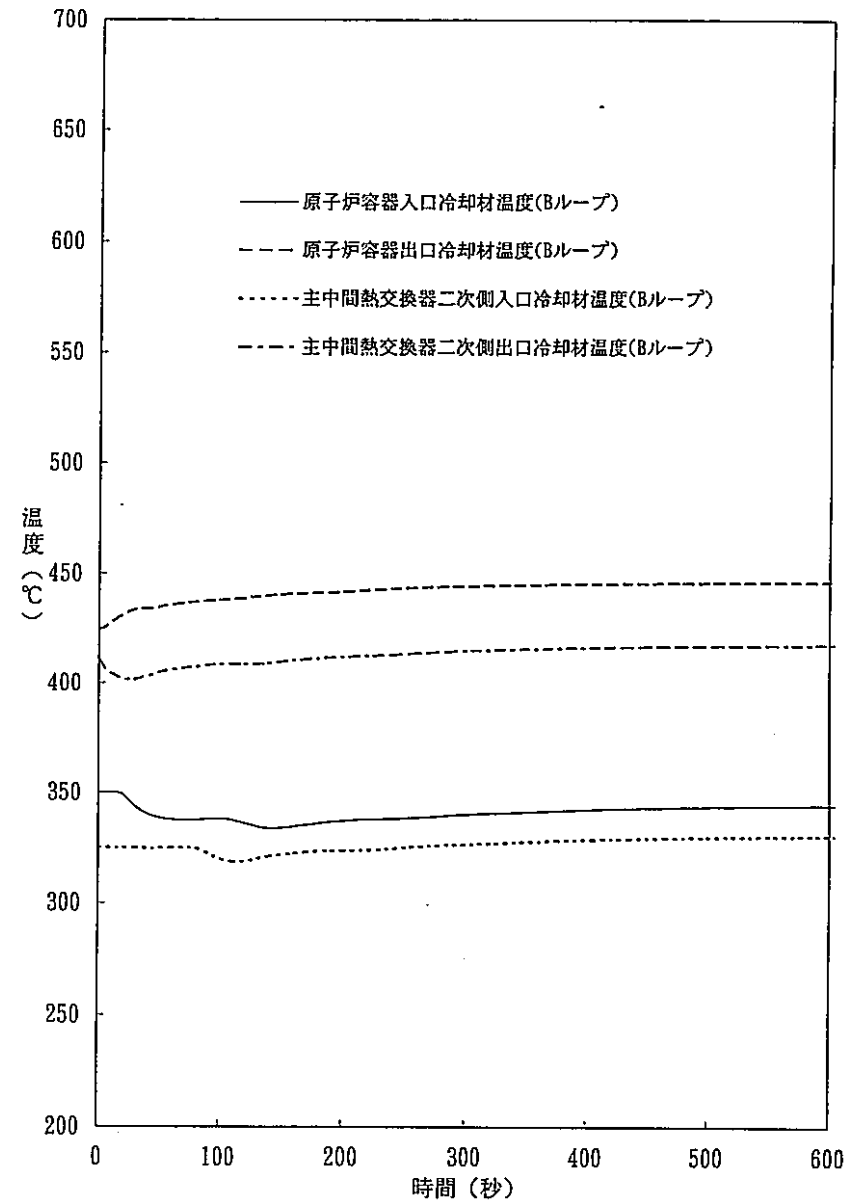
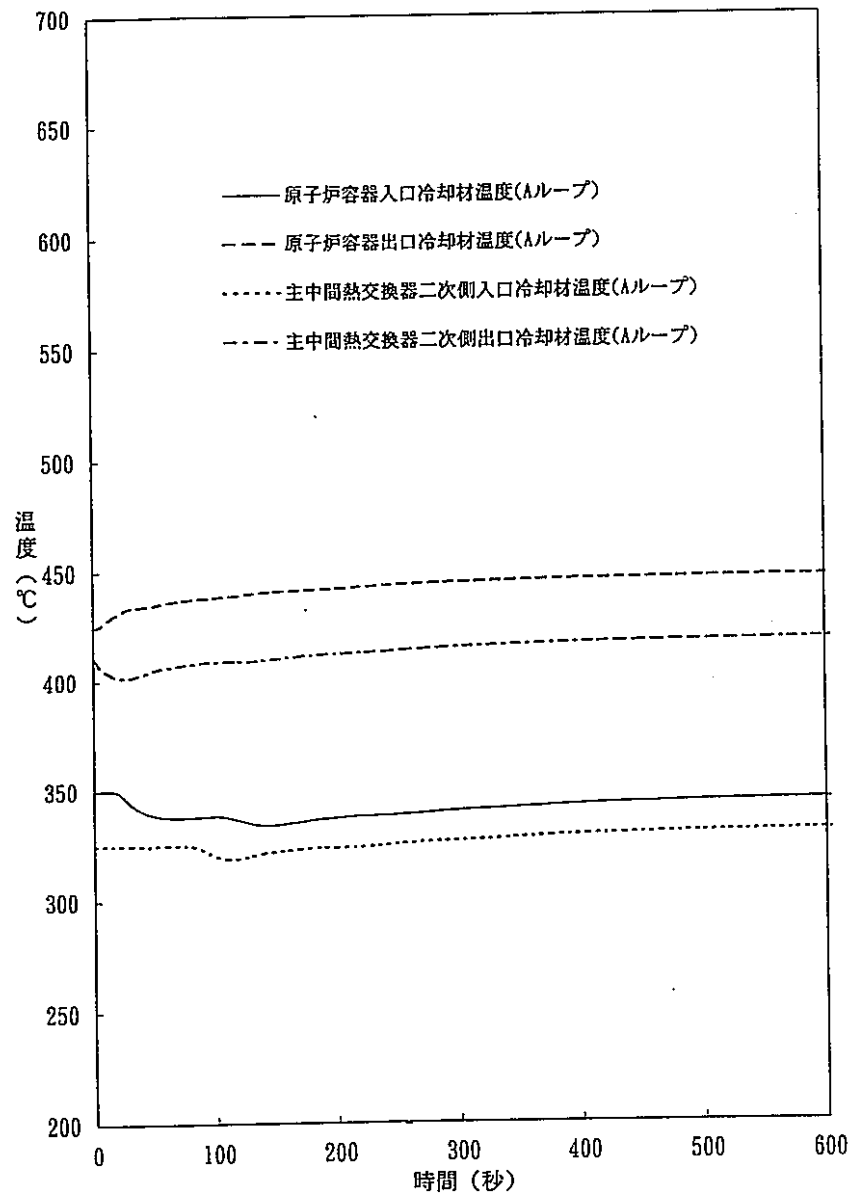


図3. 2-2 (4/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験B-2)

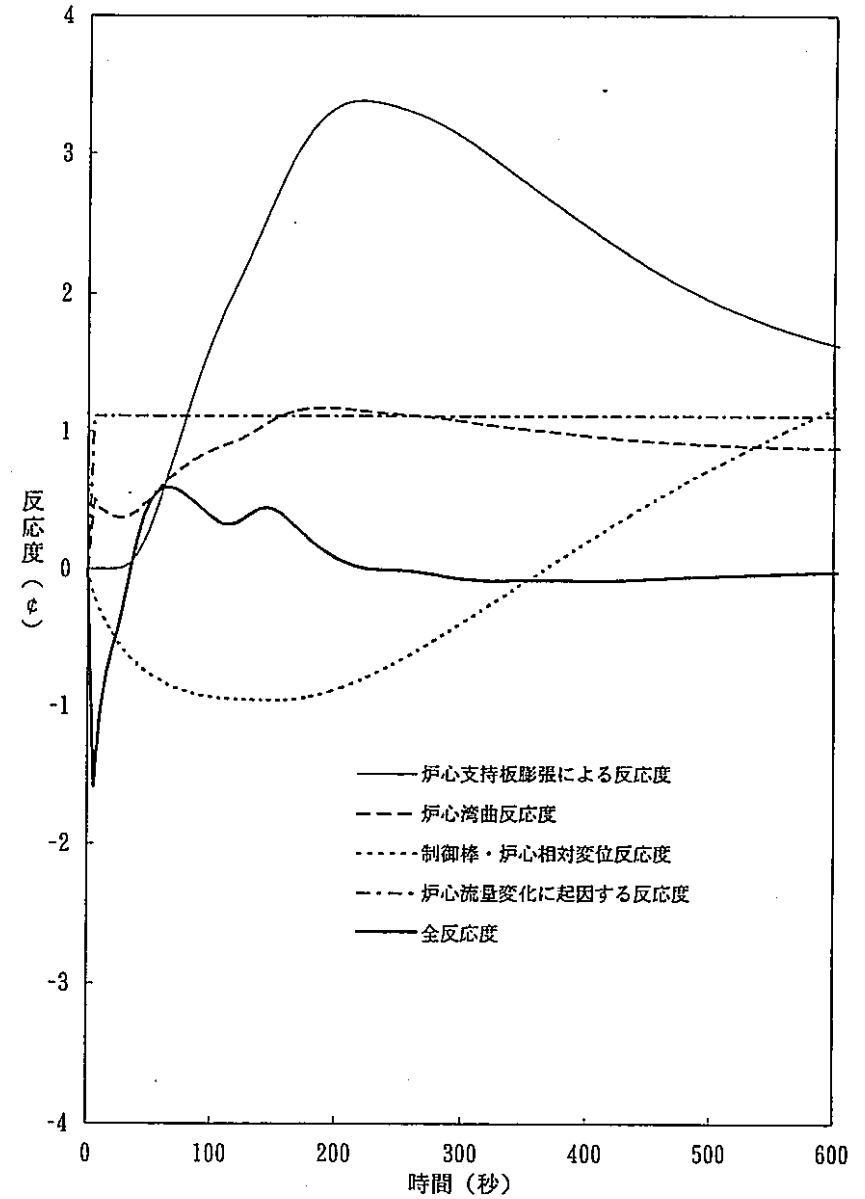
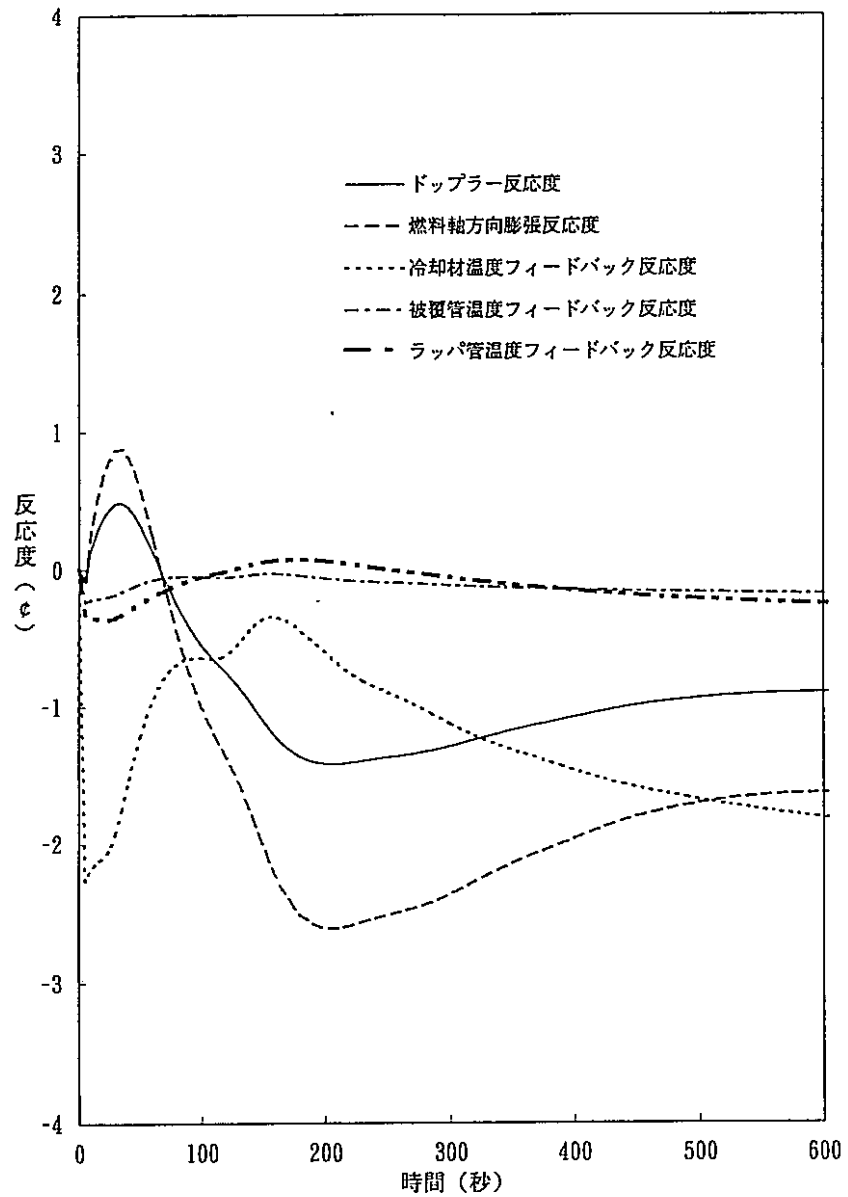


図 3. 2 - 2 (5/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 2)

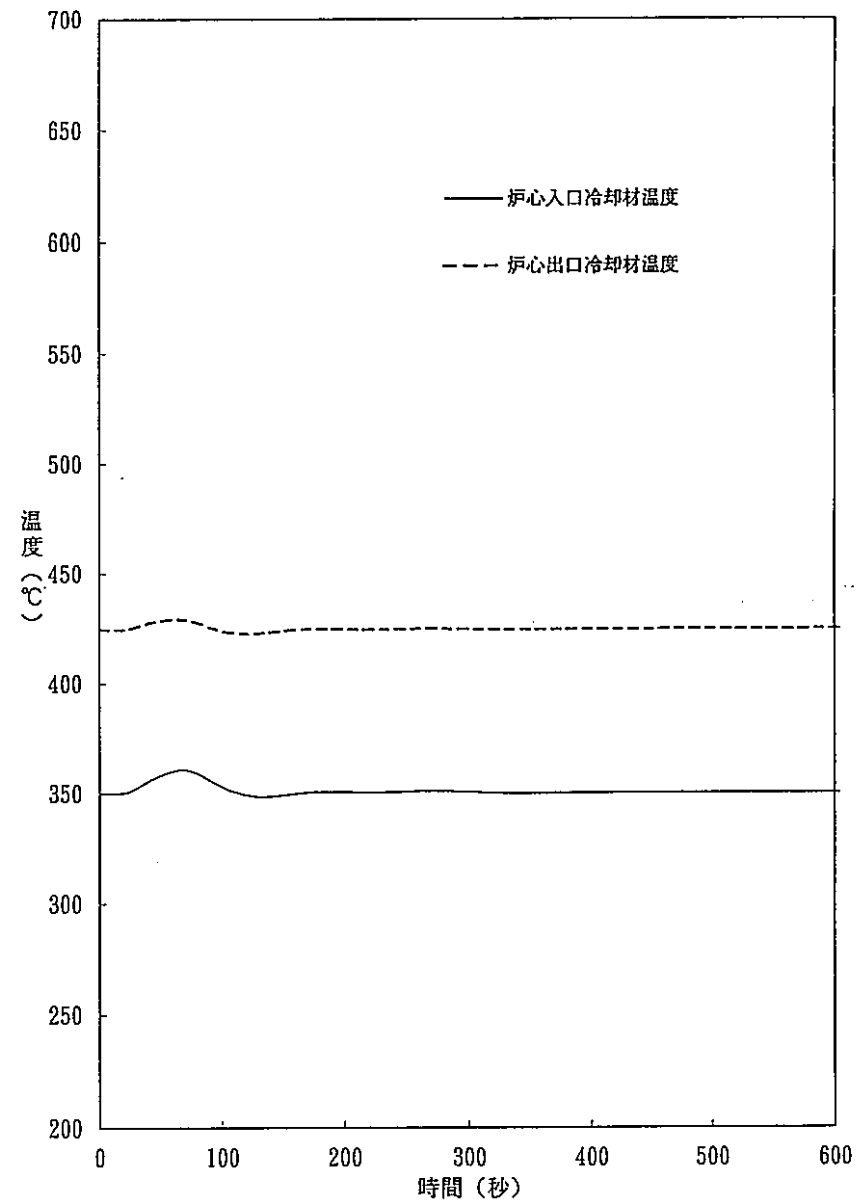
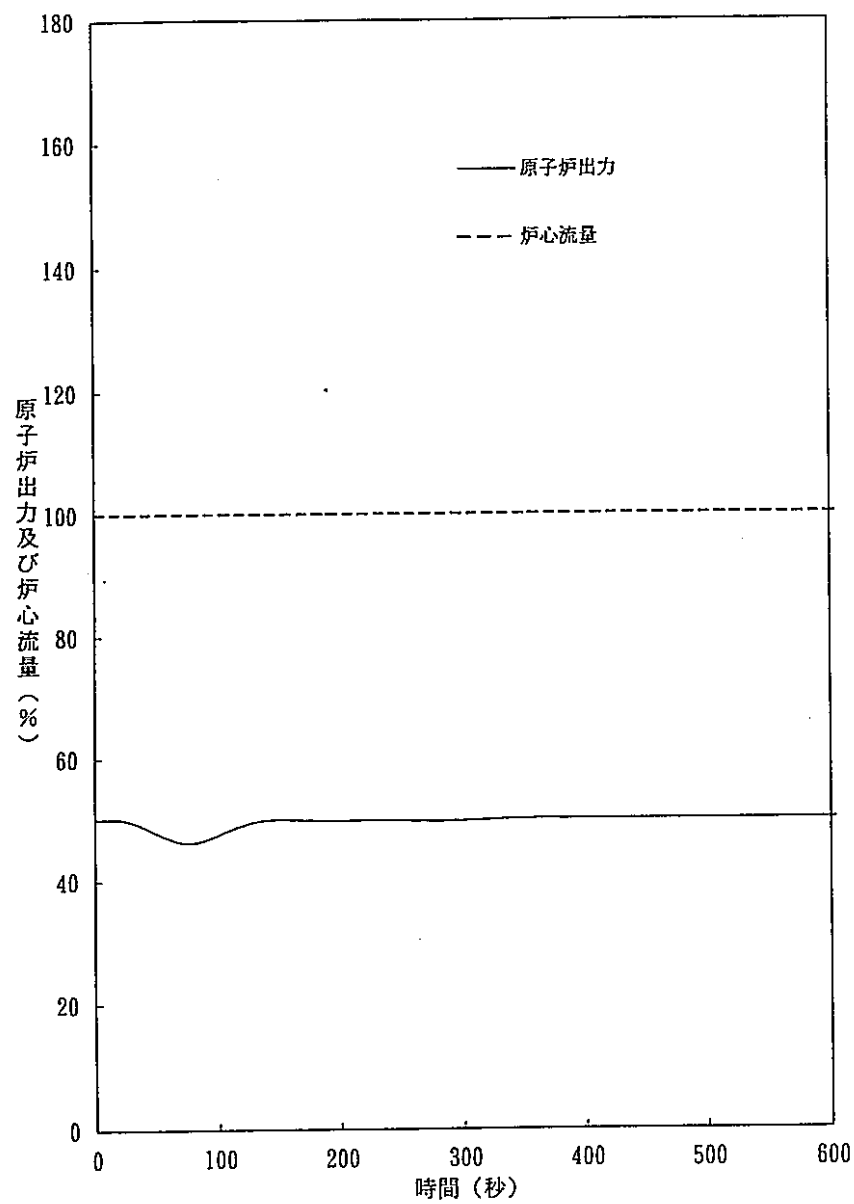


図 3. 2 - 3 (1/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)

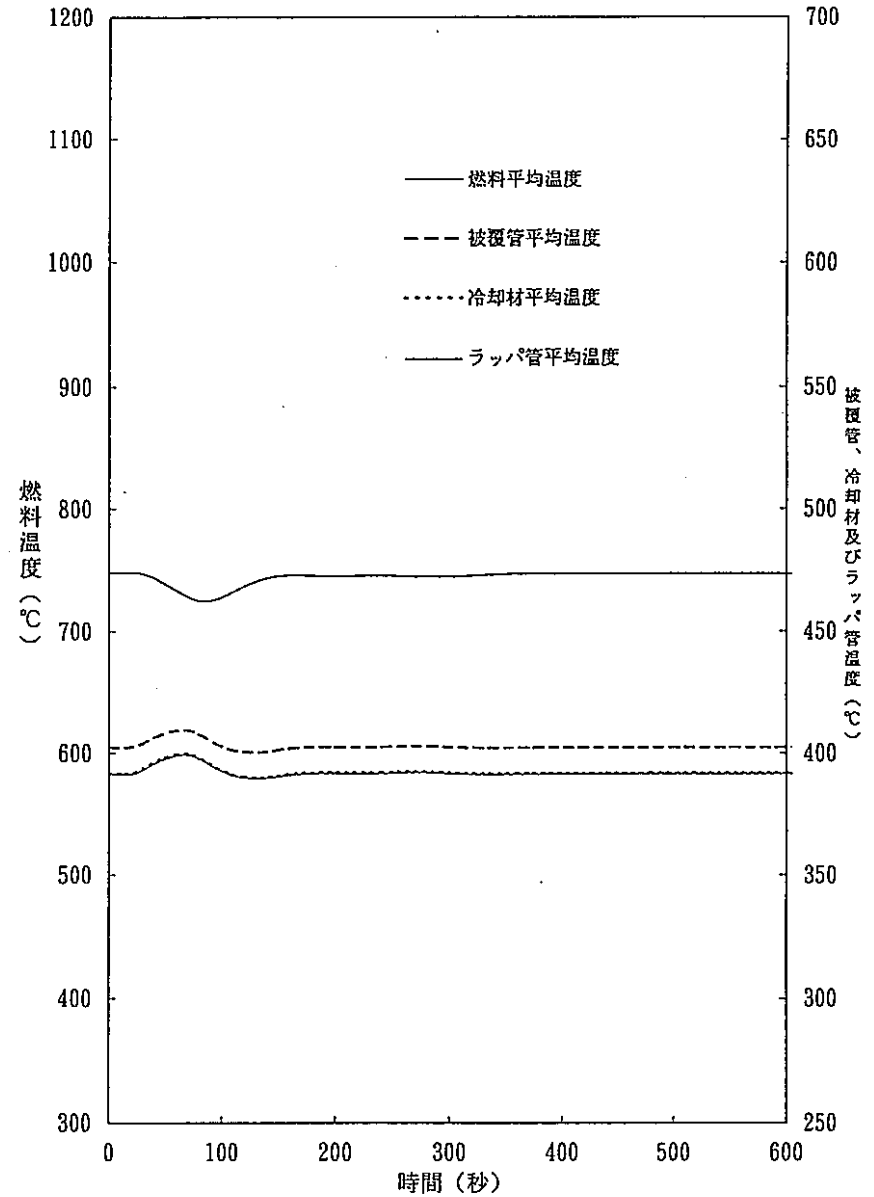
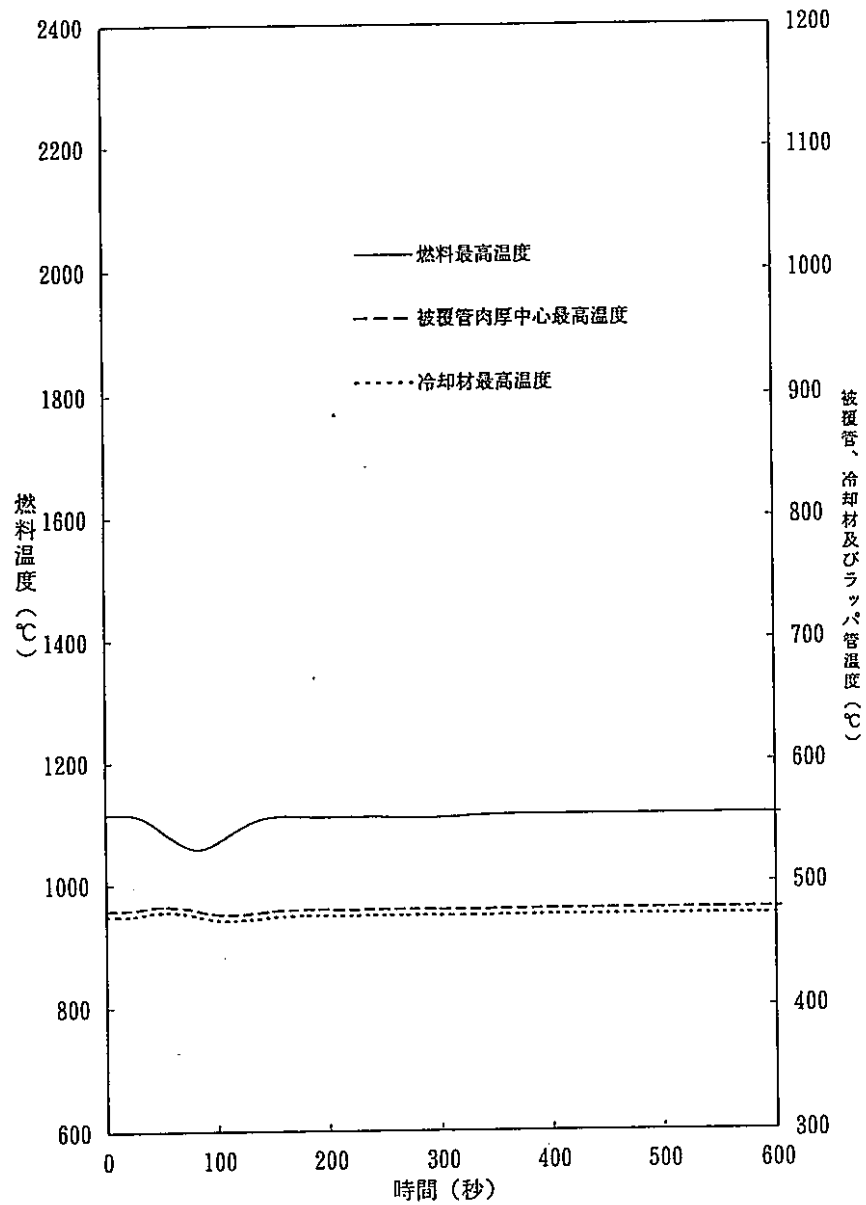


図 3. 2 - 3 (2/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)

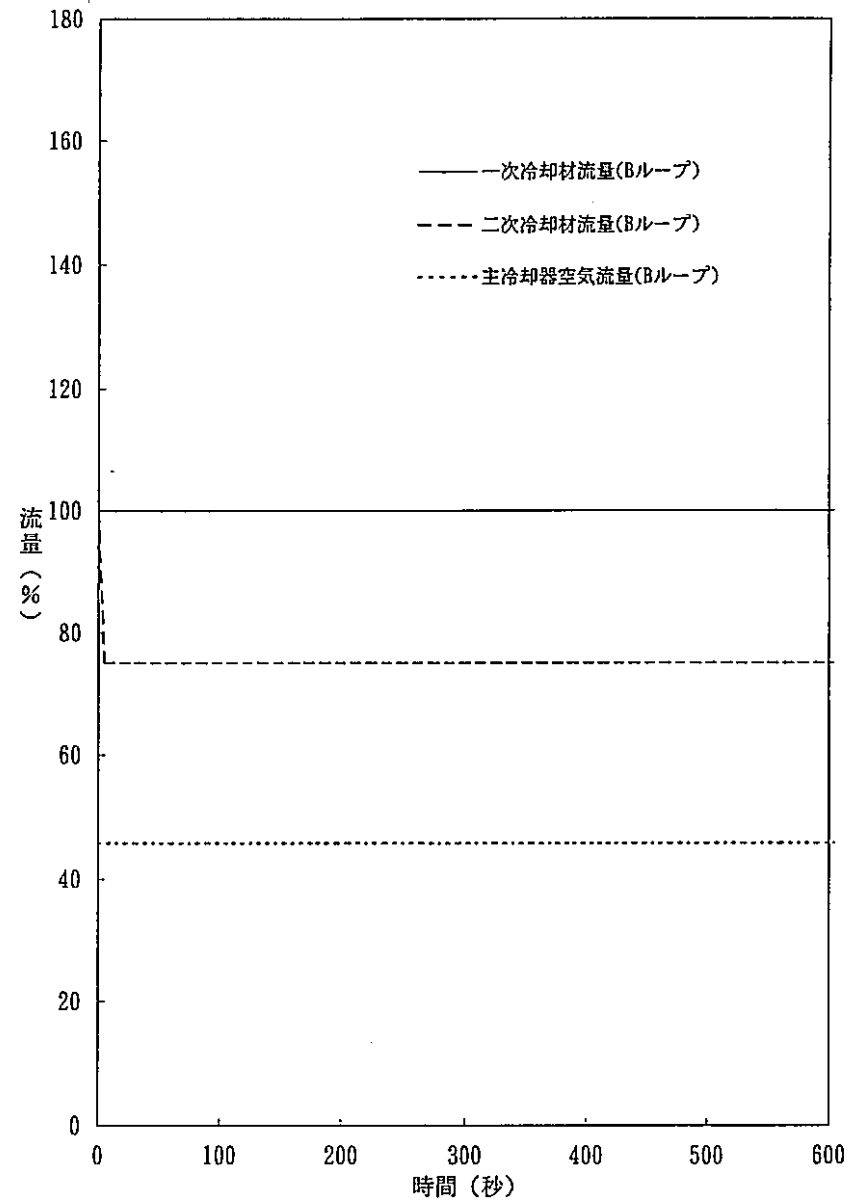
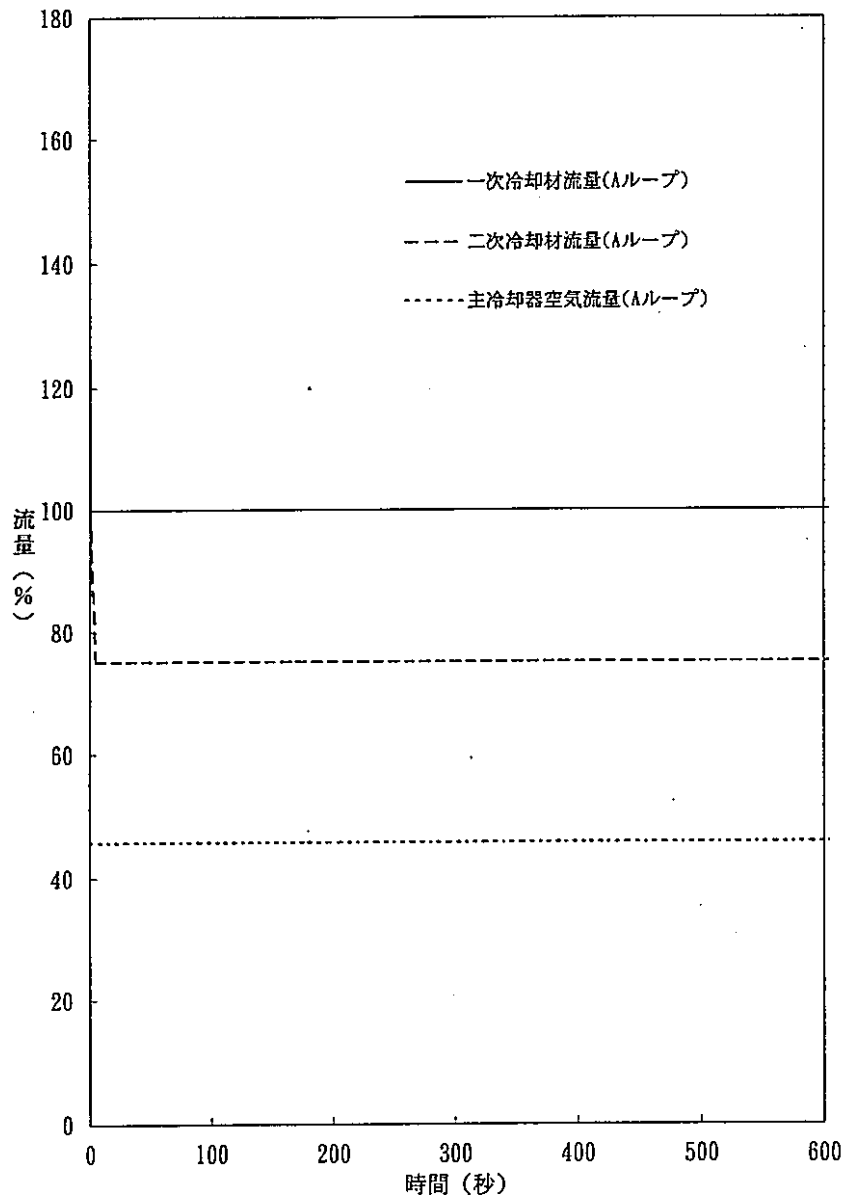


図 3. 2 - 3 (3/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)

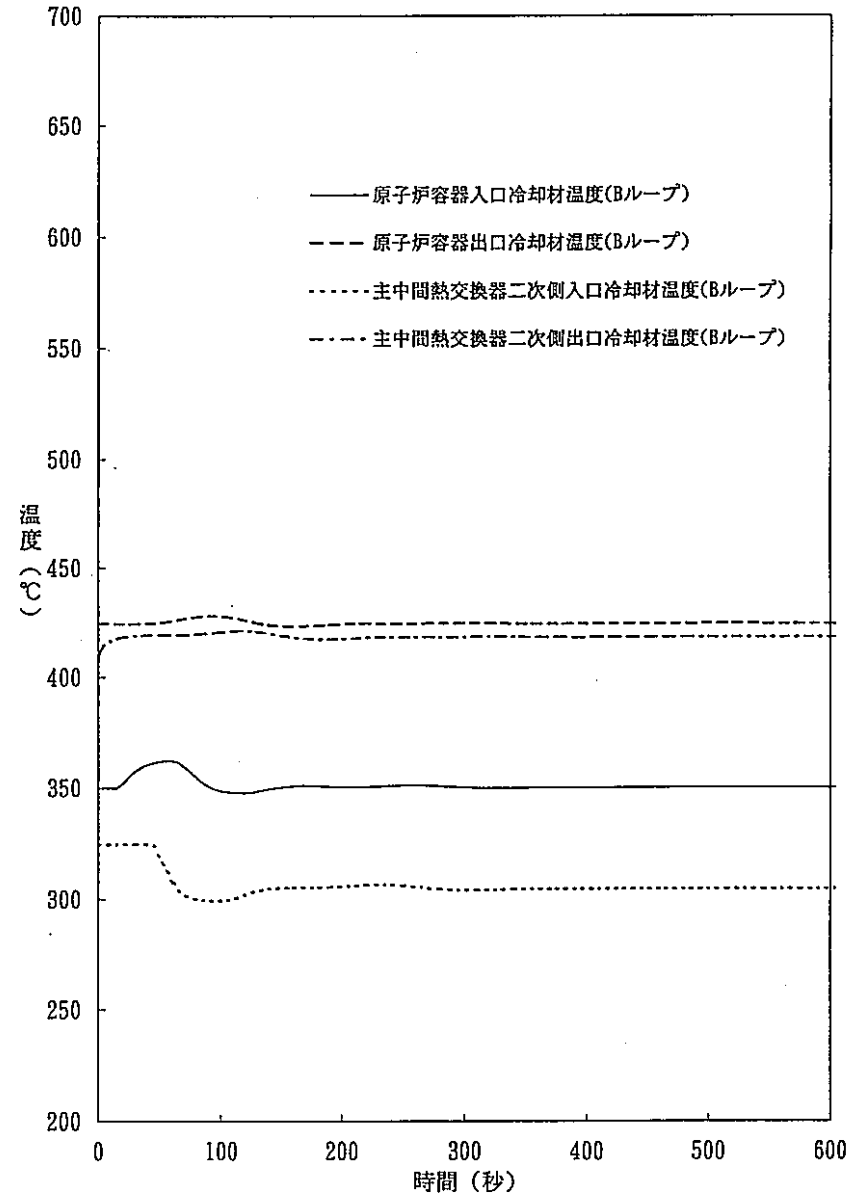
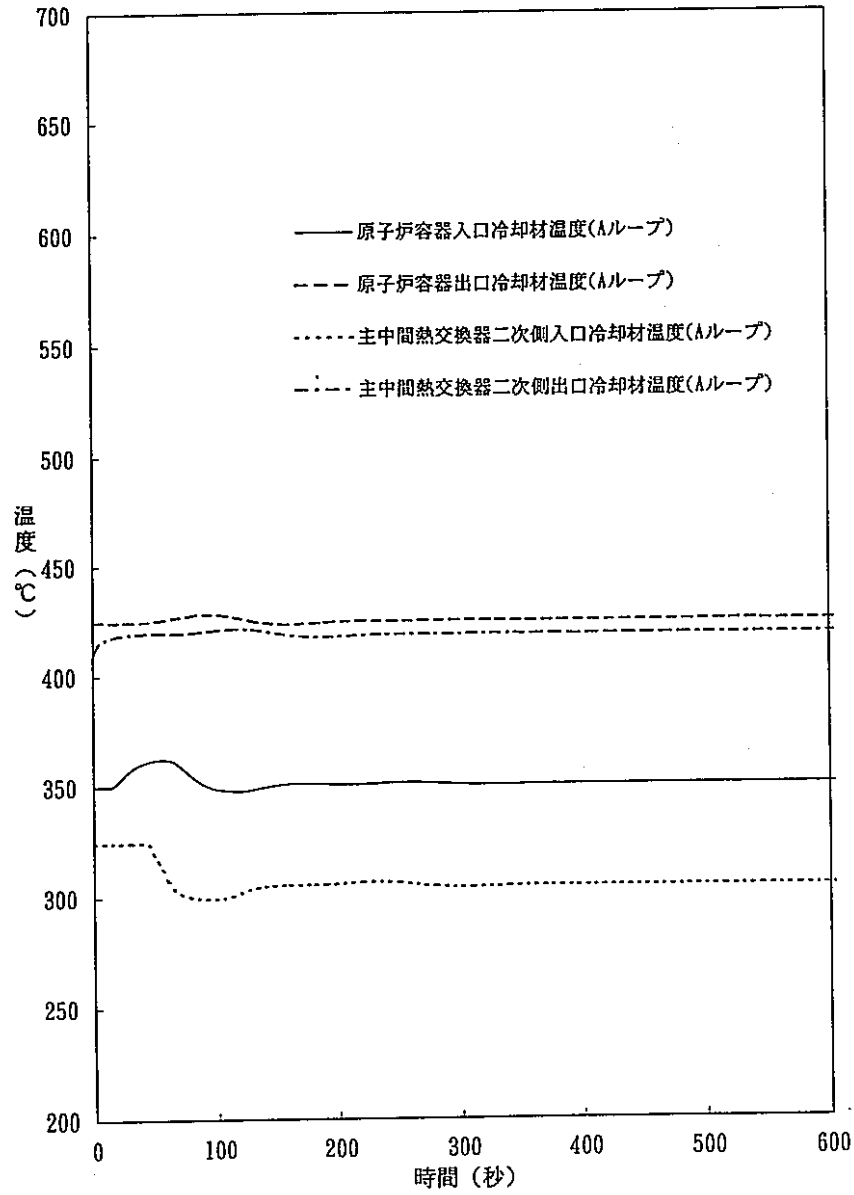


図 3. 2 - 3 (4/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)

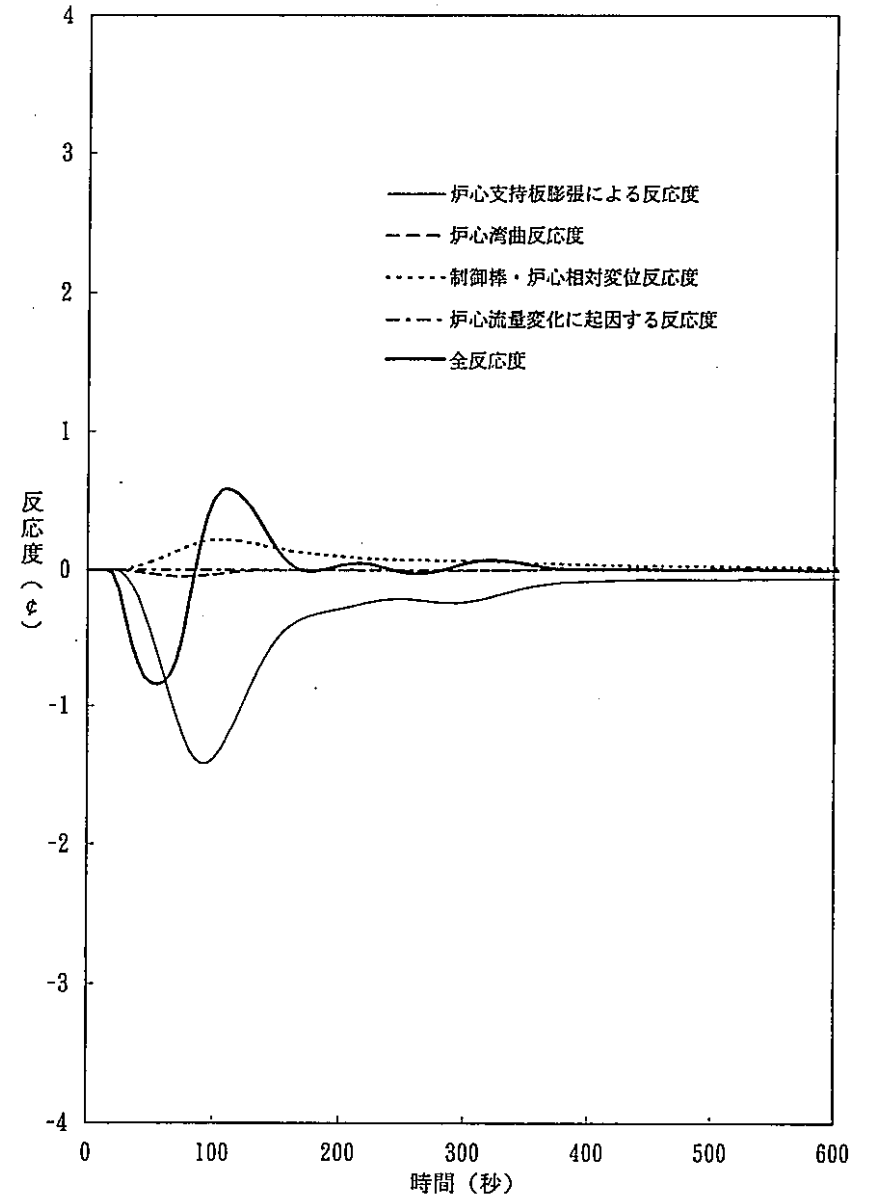
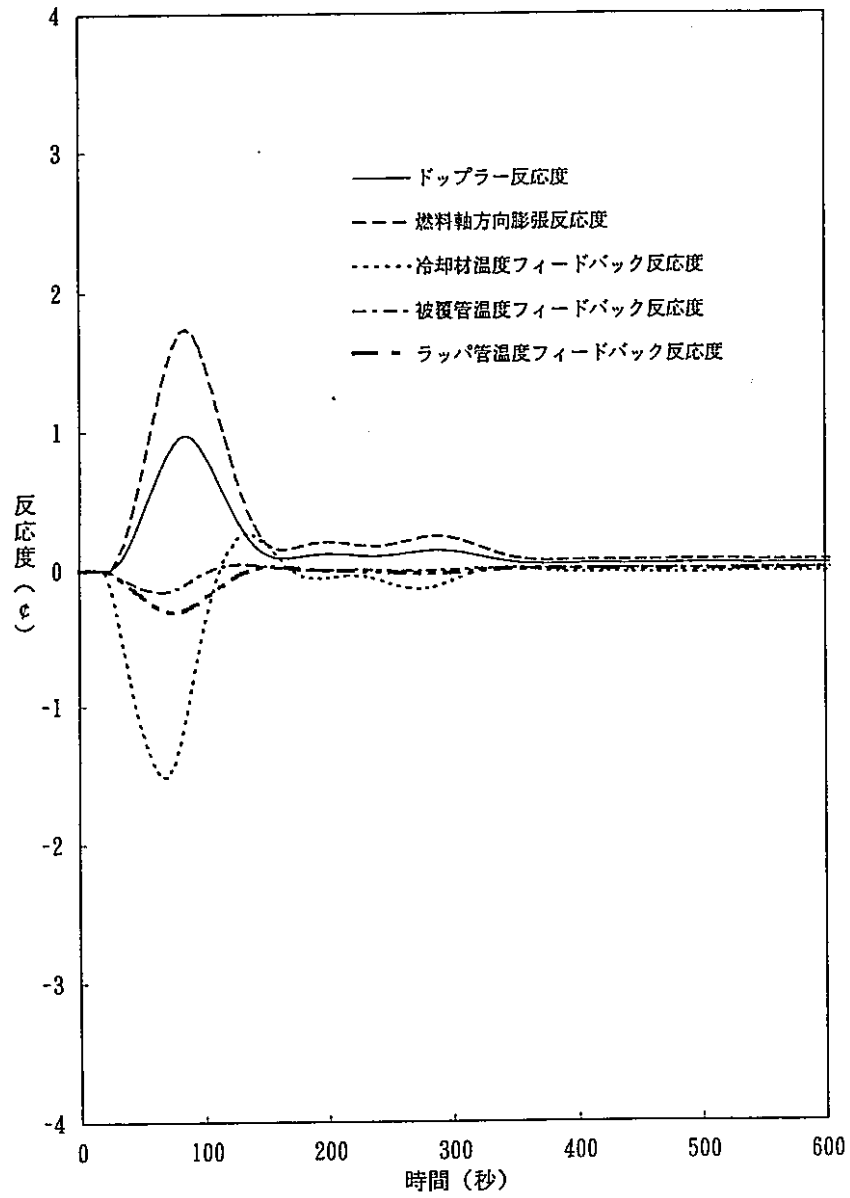


図 3. 2 - 3 (5/5) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果 (試験 B - 3)

3.2-20

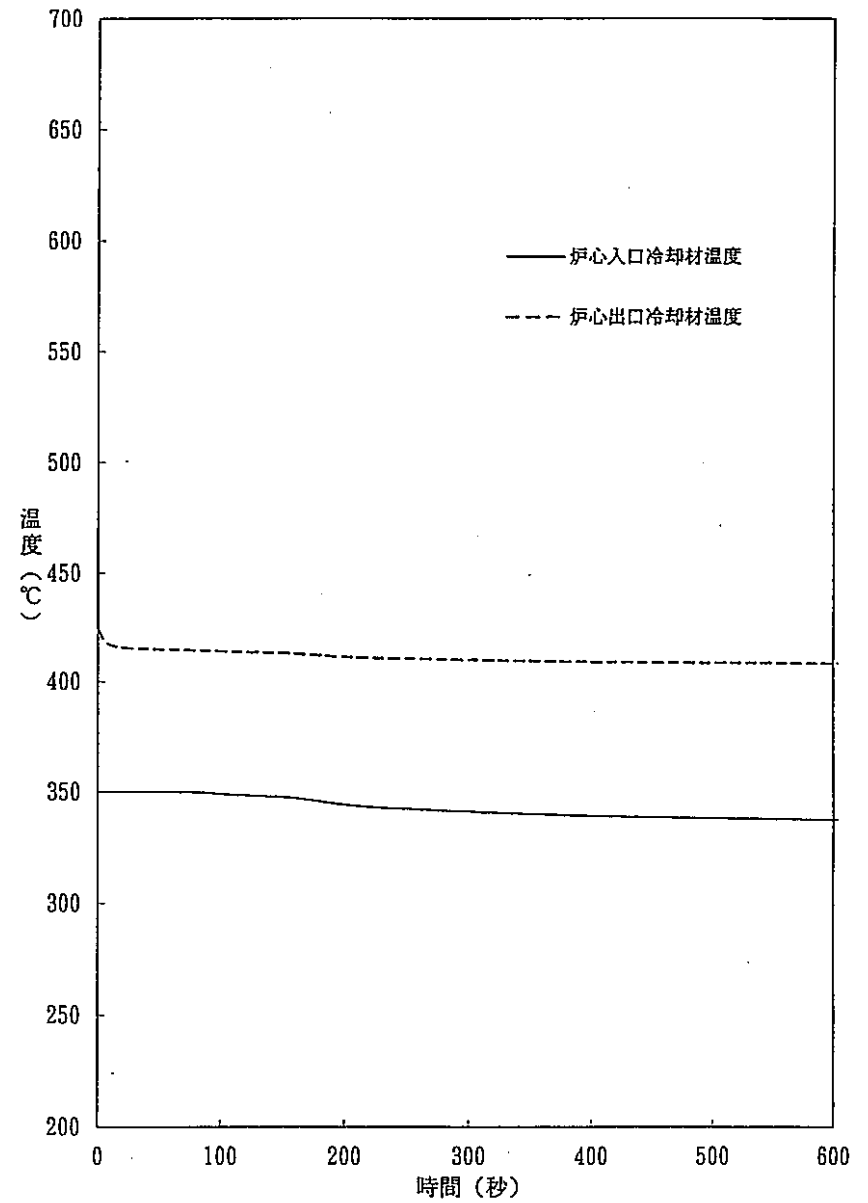
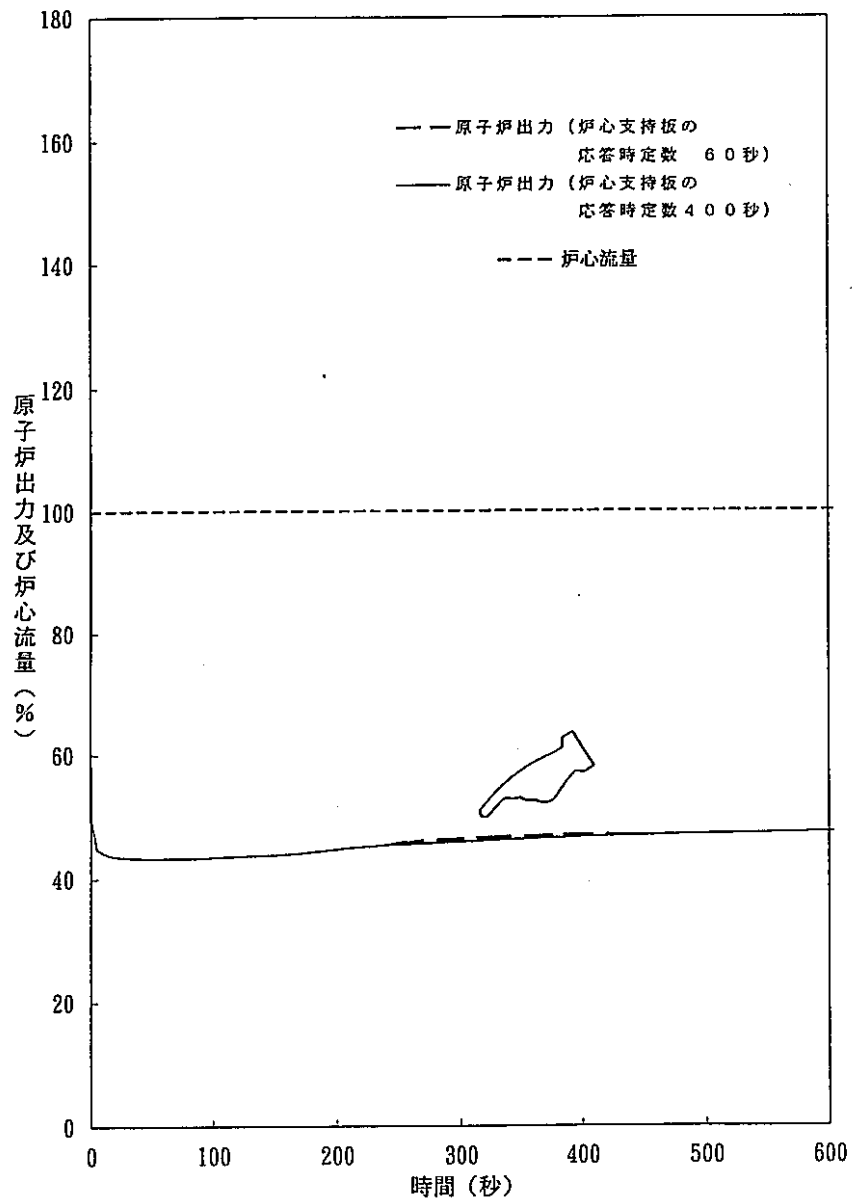


図 3. 2 - 4 (1/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
 (試験 B - 1 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

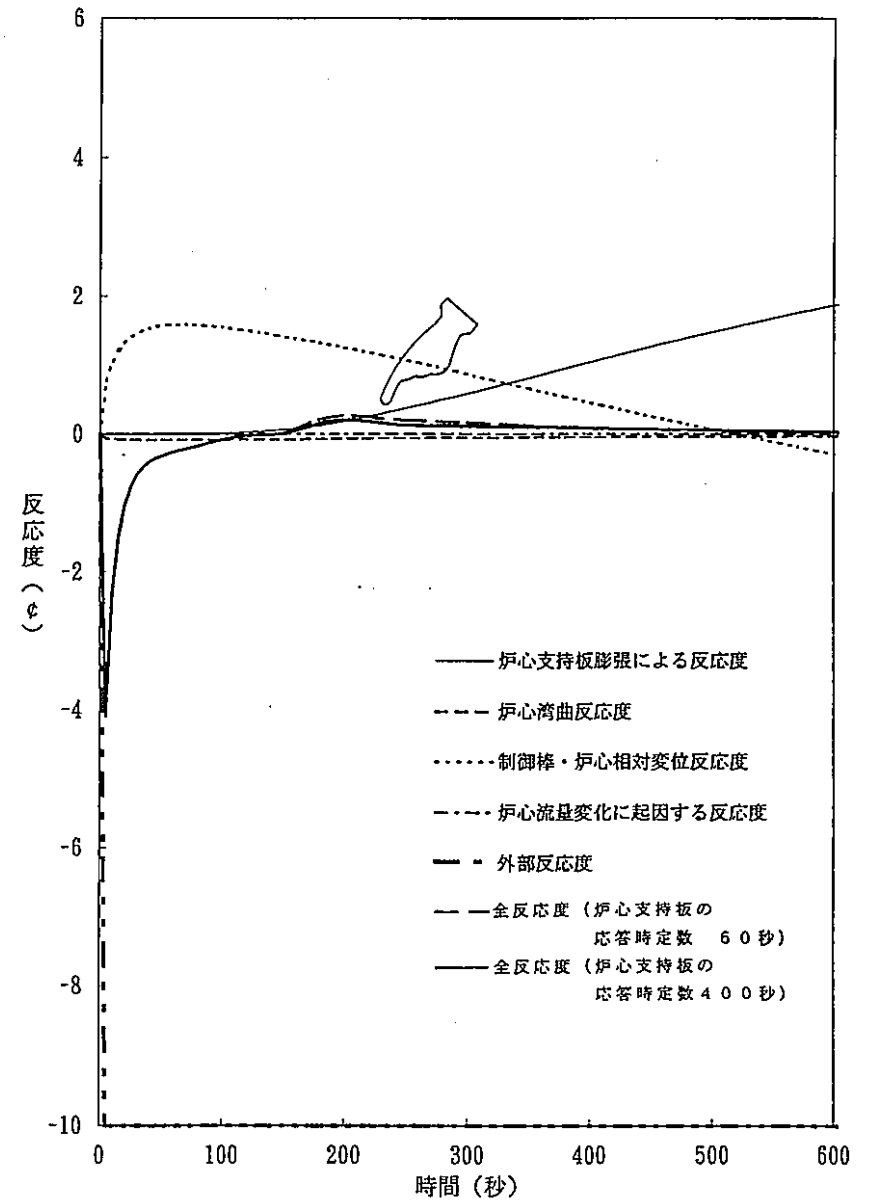
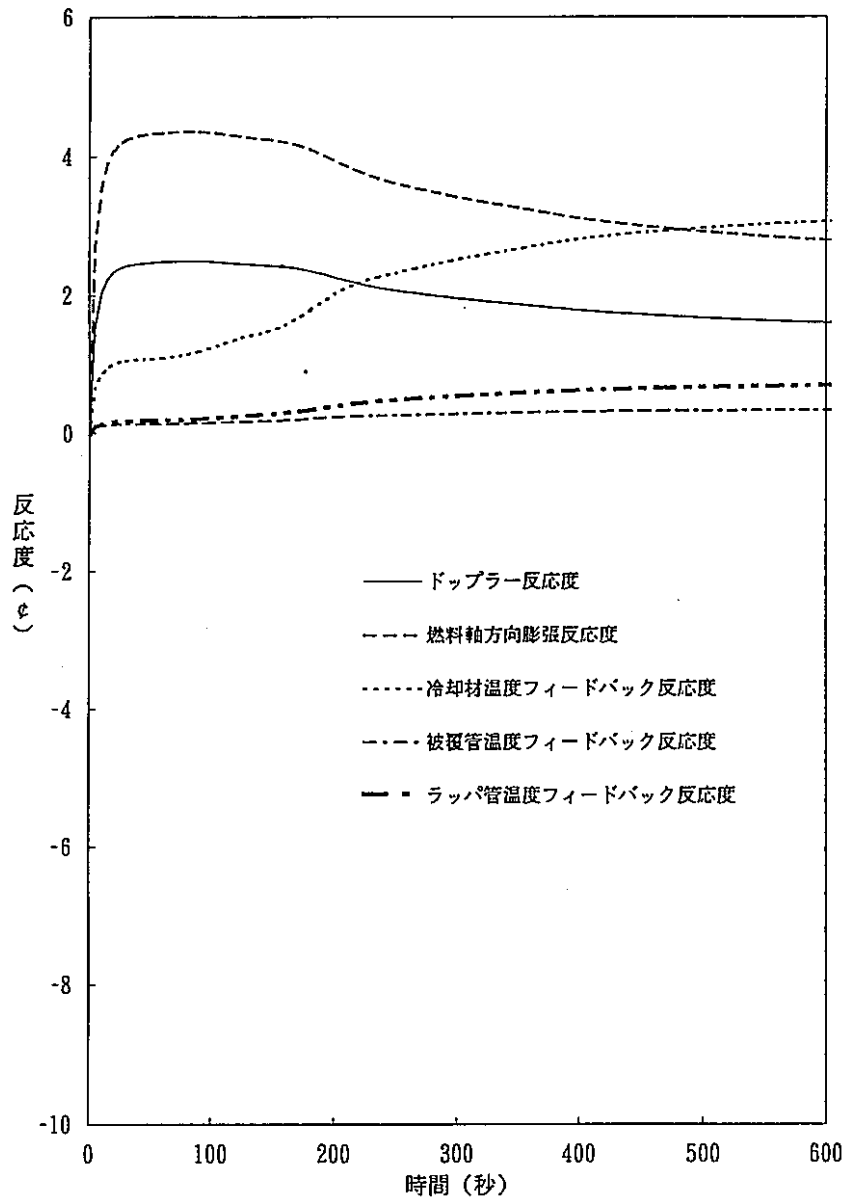


図 3. 2 - 4 (2/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B-1 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

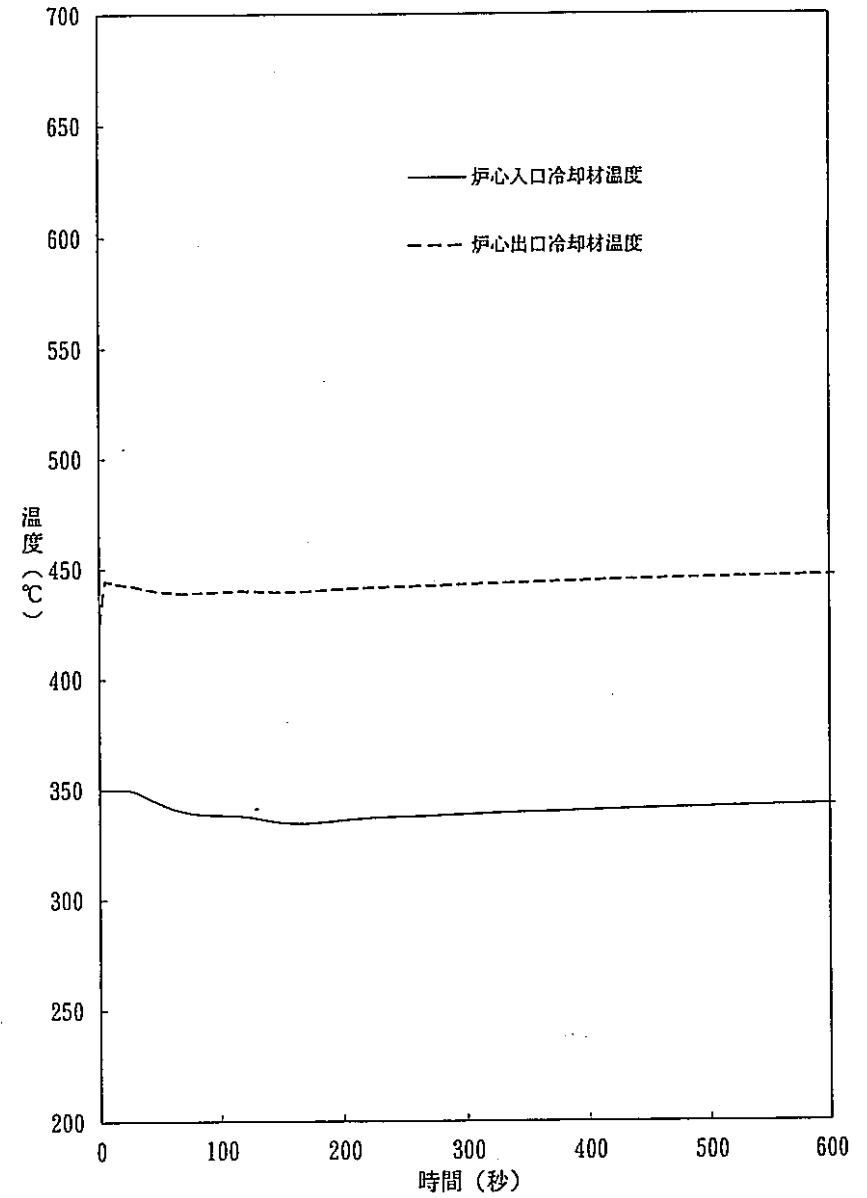
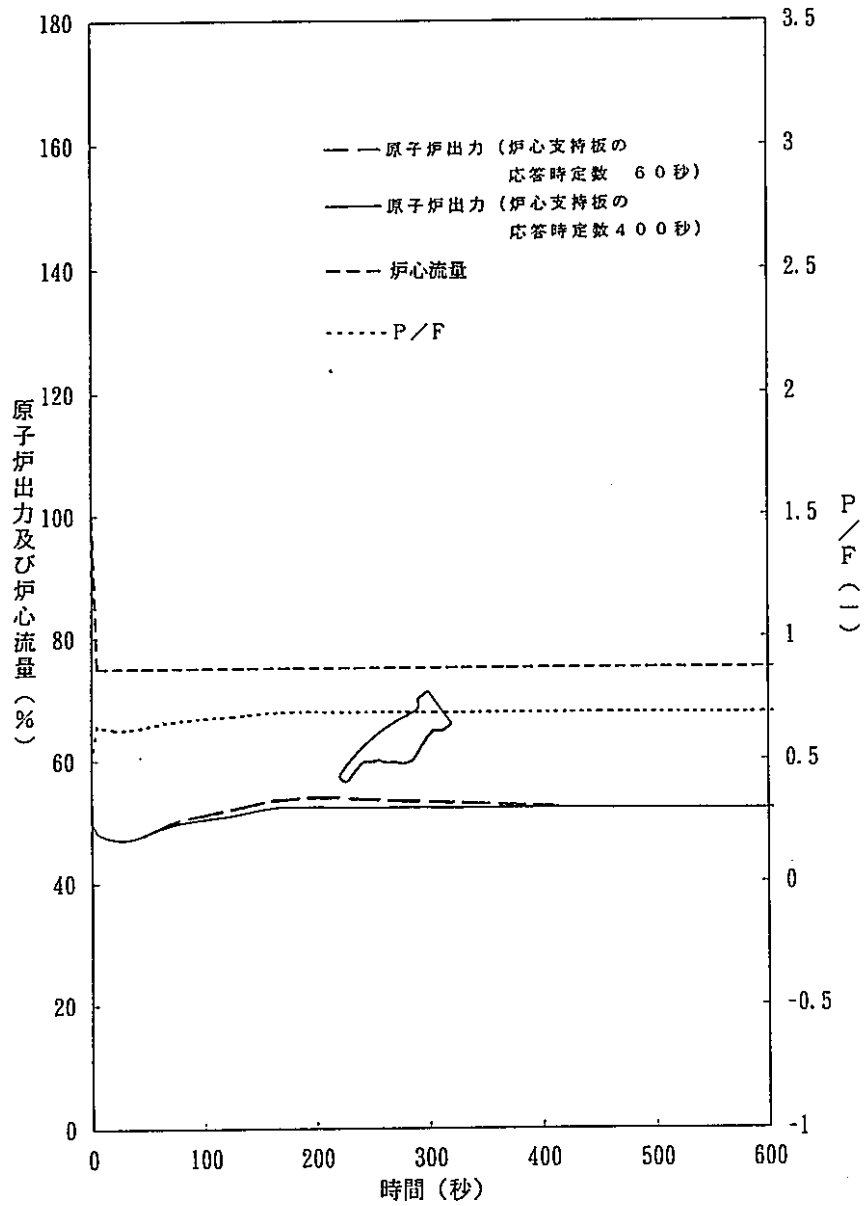


図 3. 2 - 5 (1/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
 (試験 B - 2 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

3.2-23

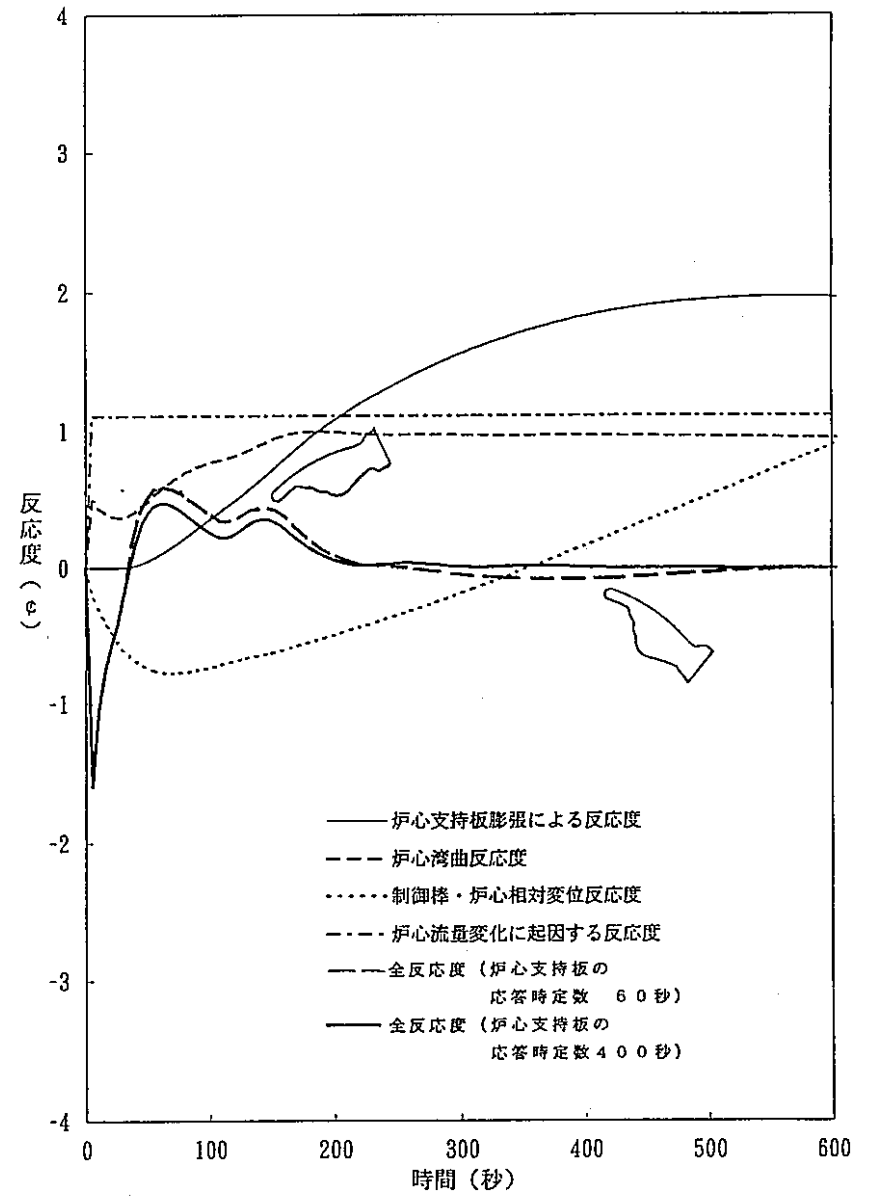
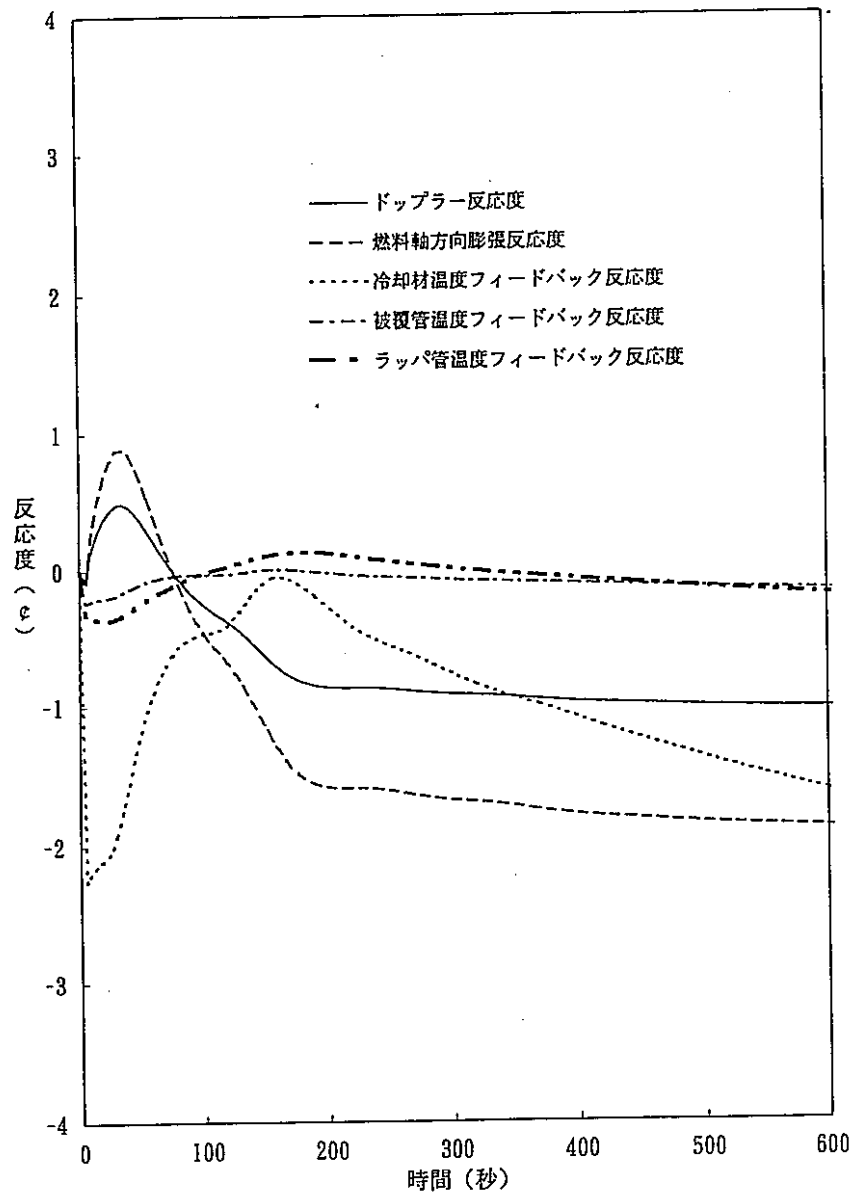


図 3. 2 - 5 (2/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 2 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

3.2-24

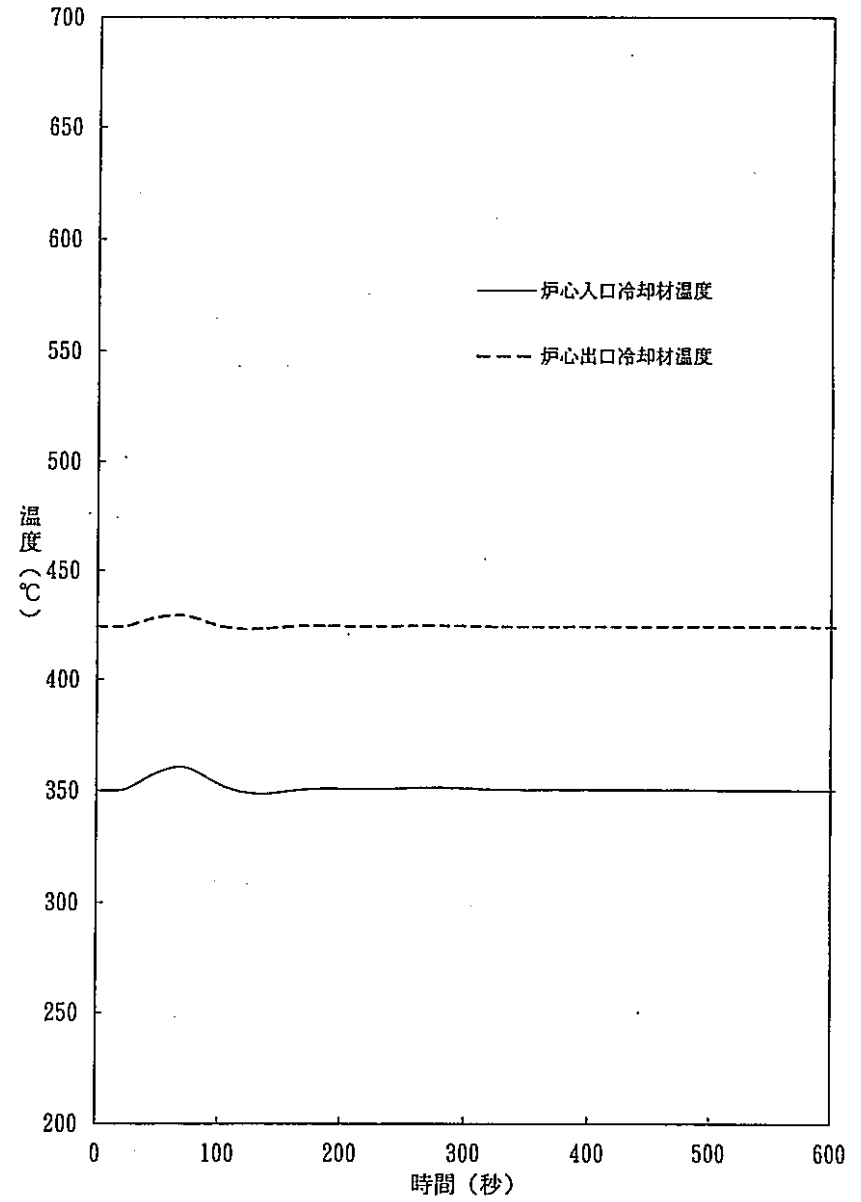
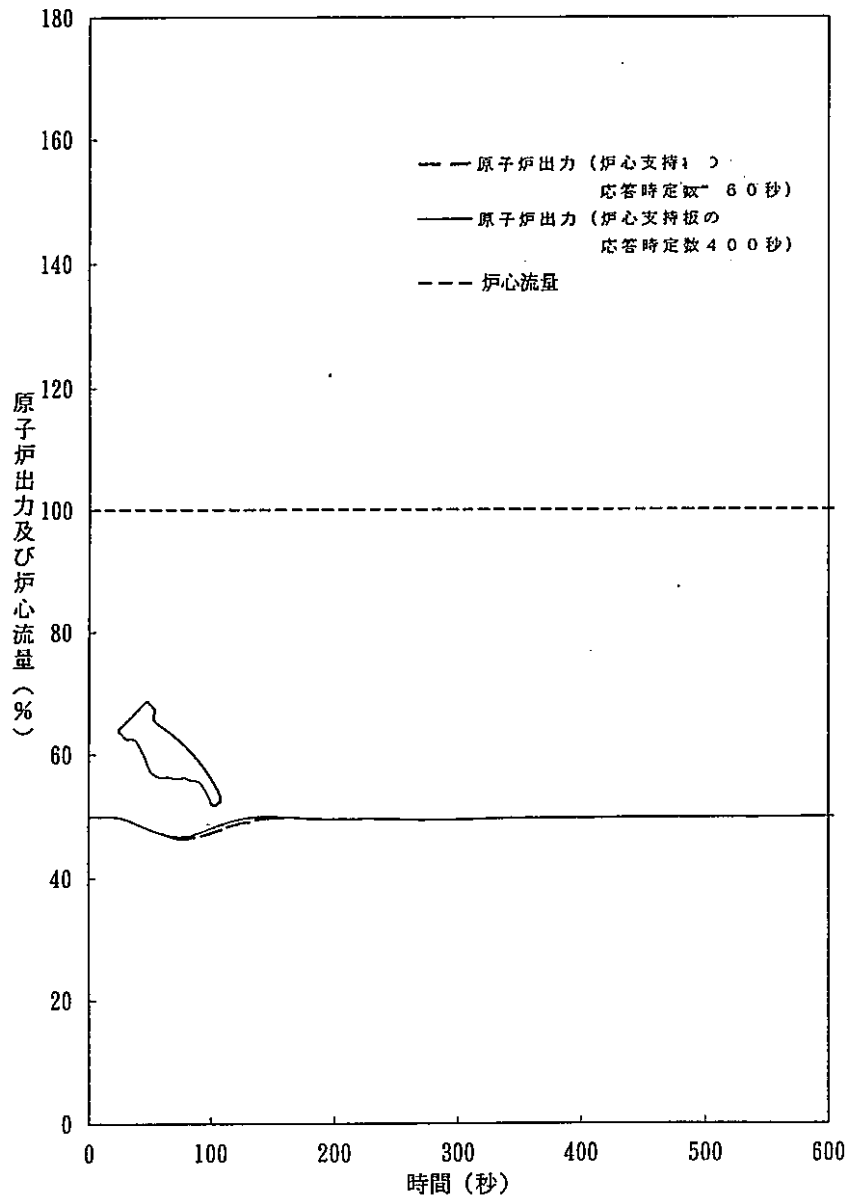


図 3. 2 - 6 (1/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 3 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

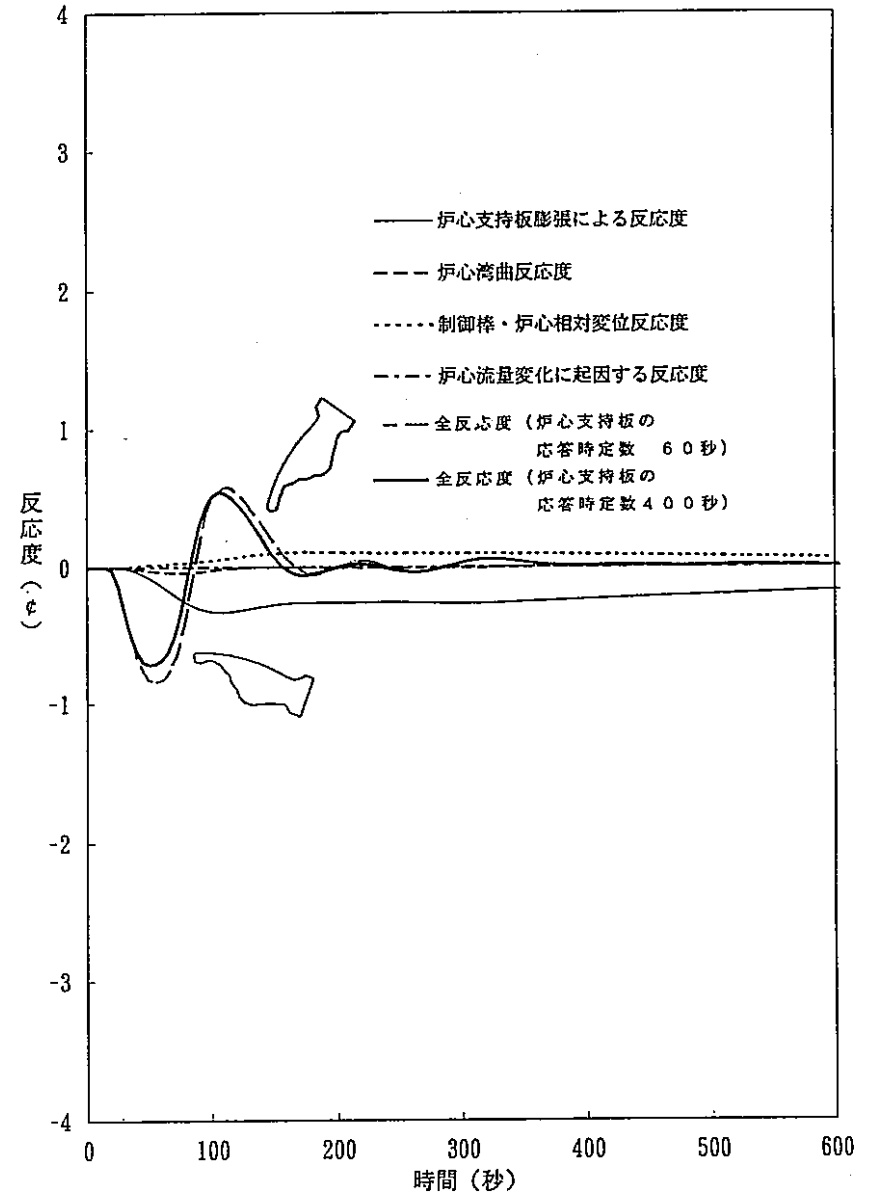
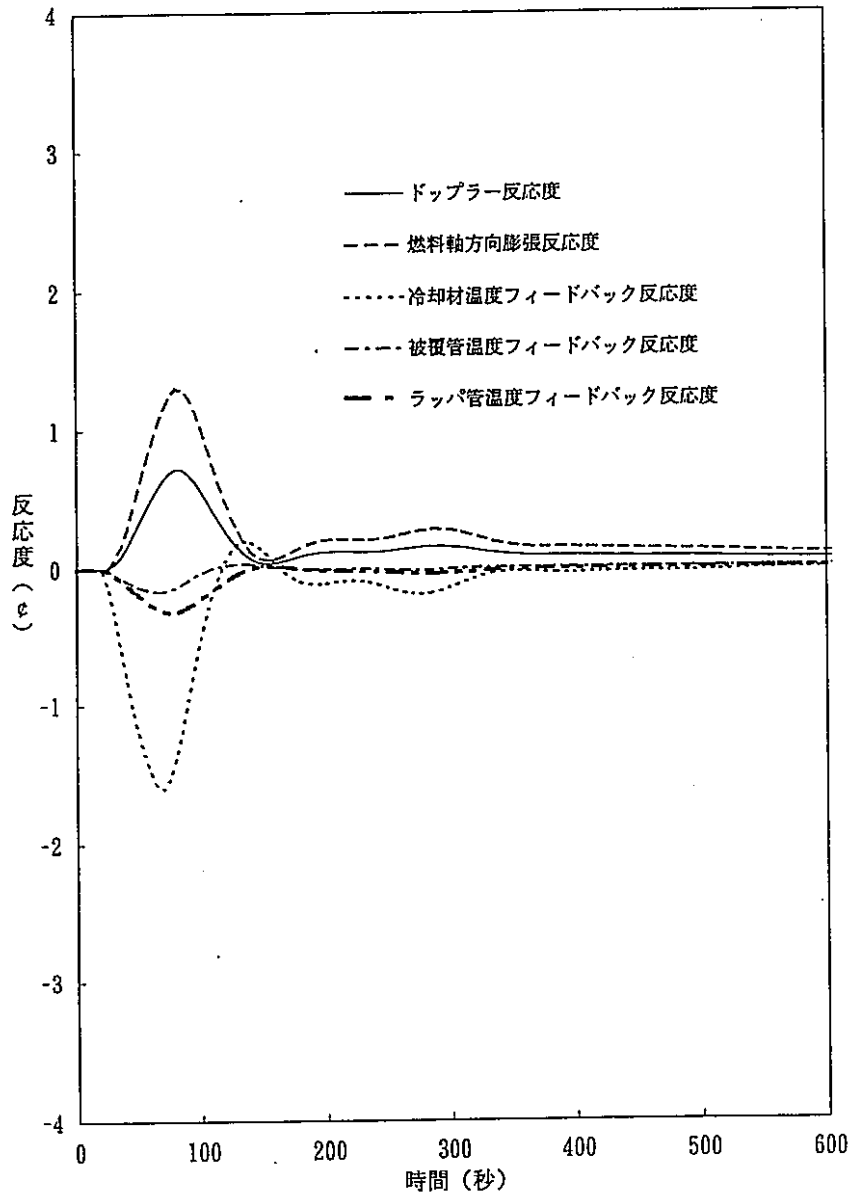


図 3. 2 - 6 (2/2) 動的反応度成分同定試験に関する予備計算結果
(試験 B - 3 : 炉心支持板の応答時定数 400 秒)

4. まとめ

「常陽」MK-III炉心を用いた安全特性試験実施に向けて、MK-IIIプラントの全系を模擬する動特性解析モデルを作成した。また、プラント動特性解析コード「Super-COPD」を用いて典型的なATWSの条件を模擬した解析を行い、作成した解析モデル及び入力データの妥当性を確認した。

さらに、静的及び動的反応度成分同定試験を模擬した解析を実施し、「常陽」において有効と考えられる反応度成分同定試験の試験項目を抽出した。

その結果、静的反応度成分同定試験により燃料軸方向膨張反応度、炉心支持板膨張反応度、制御棒・炉心相対変位反応度等を分離できる可能性があることが分かった。一方、現有設備ではステップ状のプロセス量変化を実現することが困難であることから、動的反応度成分同定試験により全反応度の変化から応答時定数の異なる反応度成分を分離して測定するためには、ステップ状の外乱を与えるという試験の手法を見直す必要があることが分かった。

試験の実施に向けて、今後、以下のような検討が必要と考える。

- (1) 抽出した静的反応度成分同定試験について、試験条件や操作手順を具体化し、プラントの安全性を確保しつつ有意なデータを得るための試験計画を策定する。
- (2) 本検討とは異なる発想に基づく、動的反応度成分同定試験の代替案の検討。
例えば、M系列の外乱やパイルオシレータによる外乱に対する周波数特性から、応答時定数に関する情報を分析する試験手法について検討し、具体化する。
- (3) 将来のATWS模擬試験の実施を視野に置き、反応度フィードバックモデルを中心に動特性解析モデルのブラッシュアップを行う。

5. 謝 辞

本作業を実施するに当たり、有益なる御指導、御助言を頂きました動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターの鈴木惣十技術課長をはじめとする技術課の皆様に深く感謝申し上げます。

6. 参考文献

- (1) 池田一三 他, MK-III標準炉心の詳細核熱計算(II), PNC ZJ9214 93-002 (1993年3月)
- (2) 島川佳郎, 『常陽』安全特性試験予備検討(その2), PNC ZN9410 91-272 (1991年9月)
- (3) 内部資料: 「『常陽』安全特性試験のための動特性解析」作業のためのデータ支給, 技術課メモ 技-8-119 (H8年12月)