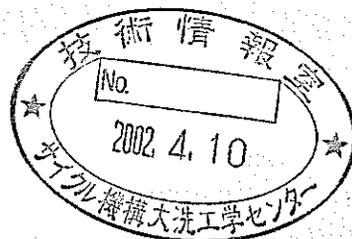


系統熱過渡設計用 熱流動・構造統合解析手法の開発

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

(調 査 報 告)



2002年3月

株式会社 東 芝

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2002

系統熱過渡設計用熱流動・構造統合解析手法の開発

(調査報告)

Development on combined method of the thermo-hydraulic and structural analysis for the thermal transients at the heat transportation systems of FBR plant

井上 正明*1、神保 雅一*2、北 麻貴子*2

要 旨

高速炉実用化には、経済性及び環境負荷低減に優れた新しいシステム概念の創出とその実現性の効率的な評価が急務とされている。一方、数値熱流動コードと構造解析コードを統合したバーチャルエンジニアリング技術は新概念創造から技術検証までの一連の知識活動作業を支援するものとして期待されており、核燃料サイクル開発機構では、その基盤整備が進められてきている。

本件は、高速炉プラントの経済性への影響の大きい系統熱過渡問題を取り上げ、バーチャルエンジニアリング技術の一つである熱流動-構造統合解析手法とそれに基づく新しい設計手法の開発を行うものである。

系統熱過渡荷重はプラントシステム、熱流動、構造の各レベルにおいて多くの因子の影響を受け、これらを合理的に評価するには、従来の熱流動解析結果をワンスルーで構造に受け渡して評価する手法から、熱流動を含めた各因子の構造健全性への影響度合いを考慮しつつその組み合わせを適切に評価できる熱流動・構造の統合評価法にアプローチを改める必要がある。

こうしたアプローチを実現するには、影響因子の抽出、感度解析のための合理的な熱流動・構造の解析ツール、および複数因子の組み合わせを評価する実験計画法等の要素技術開発と、その体系化が必要である。

このため、高速炉プラントに関して具体的な系統熱過渡問題を設定し、熱流動-構造統合解析コードと実験計画法を組み合わせた試解析を実施し、上記アプローチの適用性を検討した。

検討の結果、熱流動-構造統合解析コードと実験計画法を用いて、系統熱過渡時の発生応力に対する各制御因子の影響度合いが定量的に把握でき、従来手法に比べて効率良く、また、応力発生之最も厳しい条件を見いだすことができることが分かった。

また、検討結果に基づき、実験計画法を適用した効率的評価体系構築に向けた課題を整理した。

本報告書は、株式会社東芝が核燃料サイクル開発機構の委託により実施した研究の成果である。

サイクル機構担当者：笠原直人（大洗工学センター要素技術開発部構造信頼性研究 Gr.）

*1 株式会社 東芝 電力システム社 原子力事業部 原子力開発設計部

*2 株式会社 東芝 電力システム社 原子力事業部 原子力機器設計部

目 次

	頁
1. 緒 言	1
2. プラント熱過渡解析モデルの作成	3
2.1 プラント系統及び系統熱過渡の設定	3
(1) 対象プラント及び評価対象構造の選定	3
(2) プラント系統の設定	3
(3) 系統熱過渡の選定	4
(4) 熱過渡時のシステムパラメータの選定及び設定	4
2.2 PARTS コードによるパラメータ解析	8
(1) PARTS コードによる解析モデル	8
(2) 解析条件	8
(3) PARTS コードによる解析結果と COPD の結果の比較	9
(4) 影響因子の水準パラメータの解析結果への影響	9
2.3 I H X 上部管板モデルを用いた応力部品の作成支援	26
(1) 解析条件	26
(2) 熱応力解析結果	26
3. 解析手法の検討	35
3.1 熱過渡解析	35
(1) 実験計画法による感度解析の条件	35
(2) 熱過渡解析結果	35
3.2 熱応力解析	43
(1) 熱応力解析結果	43
(2) 実験計画法を用いたパラメータの感度評価	67
(3) 熱過渡条件設定の合理化手法に関する検討	75
4. 熱流動-構造統合解析を用いた設計手法の検討	87
4.1 最も厳しい条件を包絡する場合の設計手法の検討	87
4.2 熱荷重の発生確率分布を用いた設計手法の検討	93
(1) 概要	93
(2) 熱荷重発生確率分布の算定法	94
(3) 検討結果	95
5. まとめ	111
6. 参考文献	112
謝 辞	113

表 一 覧

	頁
表 2.1-1 手動トリップにおける影響因子と設定値	5
表 2.2-1(1/2) 旭データ及び PARTS 入力データ	10
表 2.2-1(2/2) 旭データ及び PARTS 入力データ	11
表 2.2-2 影響因子の実験計画法による直交表 L18 における割り付け	12
表 3.1-1 手動トリップにおける影響因子と設定値	36
表 3.1-2 直交表 L18 による割り付け	37
表 3.1-3 影響因子の実験計画法による直交表 L18 における割り付け	38
表 3.2-1 熱的境界条件 (熱伝達率)	45
表 3.2-2(1) 12Cr 系鋼物性値 (リム部)	46
表 3.2-2(2) 12Cr 系鋼物性値 (リガメント部)	46
表 3.2-3 応力最大値	47
表 3.2-4(1) パラメータの設定 (根拠)	70
表 3.2-4(2) パラメータの設定 (数値)	70
表 3.2-5 最も厳しい条件	70
表 3.2-6 α β の設定	78
表 4.2-1 度数分布算定に仮定したプラント条件発生の確率	98
表 4.2-2 I H X 手動トリップにおける影響因子の設定値	99
表 4.2-3 影響因子の確率分布想定	100
表 4.2-4 設定した上下限	101
表 4.2-5 計算結果	101

図 一 覧

	頁
図 1-1 システムパラメータの不確定性が健全性に与える影響を評価する概念	2
図 2.1-1 IHX 上部管板構造 (旭-1500)	6
図 2.1-2 旭-1500 の系統構成	7
図 2.2-1 PARTS による旭プラント解析モデル	13
図 2.2-2 崩壊熱の比較	14
図 2.2-3 1 次ポンプ流量半減時間の比較	14
図 2.2-4 2 次系流量低下時間の比較	15
図 2.2-5 1 次ポンプ流量整定時間の比較	15
図 2.2-6 2 次系流量整定時間の比較	16
図 2.2-7 PARTS コードと設計用動特性解析コードによる解析結果の比較	17
図 2.2-8 ポンプトリップ遅れ時間の熱過渡条件への影響	18
図 2.2-9 崩壊熱の熱過渡条件への影響	19
図 2.2-10 1 次ポンプ流量半減時間の熱過渡条件への影響	20
図 2.2-11 2 次系流量低下時間の熱過渡条件への影響	21
図 2.2-12 1 次ポンプ整定流量の熱過渡条件への影響	22
図 2.2-13 2 次系整定流量の熱過渡条件への影響	23
図 2.2-14 給水温度の熱過渡条件への影響	24
図 2.2-15 給水流量の熱過渡条件への影響	25
図 2.3-1(1) 手動トリップ熱過渡条件図 (ステップ応答解析 1)	28
図 2.3-1(2) 手動トリップ熱過渡条件図 (ステップ応答解析 2)	28
図 2.3-2(1) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析; 全時刻)	29
図 2.3-2(2) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析; 0-1000sec)	30
図 2.3-2(3) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析; 0-1sec)	31
図 2.3-2(4) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析; 全時刻)	32
図 2.3-2(5) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析; 0-1000sec)	33
図 2.3-2(6) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析; 0-1sec)	34
図 3.1-1(1) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口; 標準+18 ケース)	39
図 3.1-1(2) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口; 標準+18 ケース)	39
図 3.1-1(3) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口; 標準+ケース 1~6)	40
図 3.1-1(4) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口; 標準+ケース 1~6)	40
図 3.1-1(5) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口; 標準+ケース 7~12)	41
図 3.1-1(6) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口; 標準+ケース 7~12)	41

図 3.1-1(7)	手動トリップ熱過渡解析結果(IHX 1 次入口 ; 標準+ケース 13~18) …	42
図 3.1-1(8)	手動トリップ熱過渡解析結果(IHX 2 次出口 ; 標準+ケース 13~18) …	42
図 3.2-1(1)	解析モデル及び端部境界条件 ……………	48
図 3.2-1(2)	解析モデル (A 部拡大図) ……………	49
図 3.2-1(3)	解析モデル (B 部拡大図) ……………	50
図 3.2-2	熱的境界条件区分 ……………	51
図 3.2-3	応力評価部位 ……………	52
図 3.2-4(1)	ミーゼス応力時刻歴 (標準+18 ケース ; 全時刻) ……………	53
図 3.2-4(2)	ミーゼス応力時刻歴 (標準+18 ケース ; 0-1000sec) ……………	54
図 3.2-4(3)	ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 1~6 ; 0-1000sec) ……………	55
図 3.2-4(4)	ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 7~12 ; 0-1000sec) ……………	56
図 3.2-4(5)	ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 13~18 ; 0-1000sec) ……………	57
図 3.2-4(6)	トレスカ応力時刻歴 (標準+18 ケース ; 全時刻) ……………	58
図 3.2-4(7)	トレスカ応力時刻歴 (標準+18 ケース ; 0-1000sec) ……………	59
図 3.2-4(8)	トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース 1~6 ; 0-1000sec) ……………	60
図 3.2-4(9)	トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース 7~12 ; 0-1000sec) ……………	61
図 3.2-4(10)	トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース 13~18 ; 0-1000sec) ……………	62
図 3.2-5	温度コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	63
図 3.2-6(1)	ミーゼス応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	64
図 3.2-6(2)	トレスカ応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	64
図 3.2-6(3)	半径方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	65
図 3.2-6(4)	軸方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	65
図 3.2-6(5)	周方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	66
図 3.2-6(6)	せん断方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後) ……………	66
図 3.2-7	要因効果図 ……………	71
図 3.2-8(1)	熱過渡条件図 (IHX 1 次入口 ; 最も厳しい条件) ……………	72
図 3.2-8(2)	熱過渡条件図 (IHX 2 次出口 ; 最も厳しい条件) ……………	72
図 3.2-9(1)	ミーゼス応力時刻歴 (最も厳しい条件) ……………	73
図 3.2-9(2)	トレスカ応力時刻歴 (最も厳しい条件) ……………	74
図 3.2-10(1)	熱過渡条件図 (IHX 1 次入口 ; 標準ケースと最も厳しい条件) ……………	79
図 3.2-10(2)	熱過渡条件図 (IHX 2 次出口 ; 標準ケースと最も厳しい条件) ……………	79
図 3.2-11(1)	α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較 (温度差の倍率 ; IHX 1 次入口) ……………	80

図 3.2-11(2)	α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較 (勾配比 ; IHX 1 次入口)	80
図 3.2-11(3)	α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較 (温度差の倍率 ; IHX 2 次出口)	81
図 3.2-11(4)	α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較 (勾配比 ; IHX 2 次出口)	81
図 3.2-12(1)	多直線化条件 ($\alpha=1.48$ $\beta=1.05$; IHX 1 次入口)	82
図 3.2-12(2)	多直線化条件 ($\alpha=1.38$ $\beta=1.07$; IHX 1 次入口)	82
図 3.2-12(3)	多直線化条件 ($\alpha=1.52$ $\beta=1.06$; IHX 2 次出口)	83
図 3.2-12(4)	多直線化条件 ($\alpha=1.53$ $\beta=1.07$; IHX 2 次出口)	83
図 3.2-12(5)	多直線化条件 ($\alpha=1.52$ $\beta=1.43$; IHX 2 次出口)	84
図 3.2-12(6)	多直線化条件 ($\alpha=1.53$ $\beta=1.61$; IHX 2 次出口)	84
図 3.2-13(1)	発生応力の比較 (ミーゼス応力)	85
図 3.2-13(2)	発生応力の比較 (トレスカ応力)	86
図 4.1-1	現状の評価体系	90
図 4.1-2	評価体系	91
図 4.1-3	評価体系 (簡易評価コードを採用する場合)	92
図 4.2-1	システム化規格において熱荷重に対する破損確率評価法設定の考え方 ..	102
図 4.2-2	度数分布作成の概念	103
図 4.2-3	IHX 熱過渡における度数分布評価の例	103
図 4.2-4	プラント条件の確率分布から発生応力の確率分布を算定する概念	104
図 4.2-5	影響因子の発生確率分布の想定	105
図 4.2-6(1/3)	発生応力の確率分布 (評価部② case1)	106
図 4.2-6(2/3)	発生応力の確率分布 (評価部② case2)	106
図 4.2-6(3/3)	発生応力の確率分布 (評価部② case3)	107
図 4.2-7(1/3)	発生応力の確率分布 (評価部④ case1)	108
図 4.2-7(2/3)	発生応力の確率分布 (評価部④ case2)	108
図 4.2-7(3/3)	発生応力の確率分布 (評価部④ case3)	109
図 4.2-8	評価体系	110

1. 緒言

熱流動を含めた系統熱過渡荷重の各因子の構造健全性への影響度合いを考慮しつつその組み合わせを適切に評価するには、プラント熱過渡解析から構造評価までを1スルーで実施する従来法から、プラント条件の不確定因子をパラメータとし、構造物への影響度合いを把握することが可能な解析・評価を行う必要がある(図1-1)。こうしたアプローチは多くのパラメータサーベイを必要とし、その実現には効率的解析法、感度分析法、及びフィードバック手法が必要となる。さらにこれらの組み合わせによって実現する評価体系には多くのバリエーションが考えられる。

本件は、実験計画法と熱流動・構造解析コードにより、有感因子の感度に応じたパラメータ解析を行う設計評価アプローチ方法を検討するとともに、具体的プラント問題を設定して、上記アプローチを試適用し、今後の効率的評価体系構築のための課題を抽出するものである。

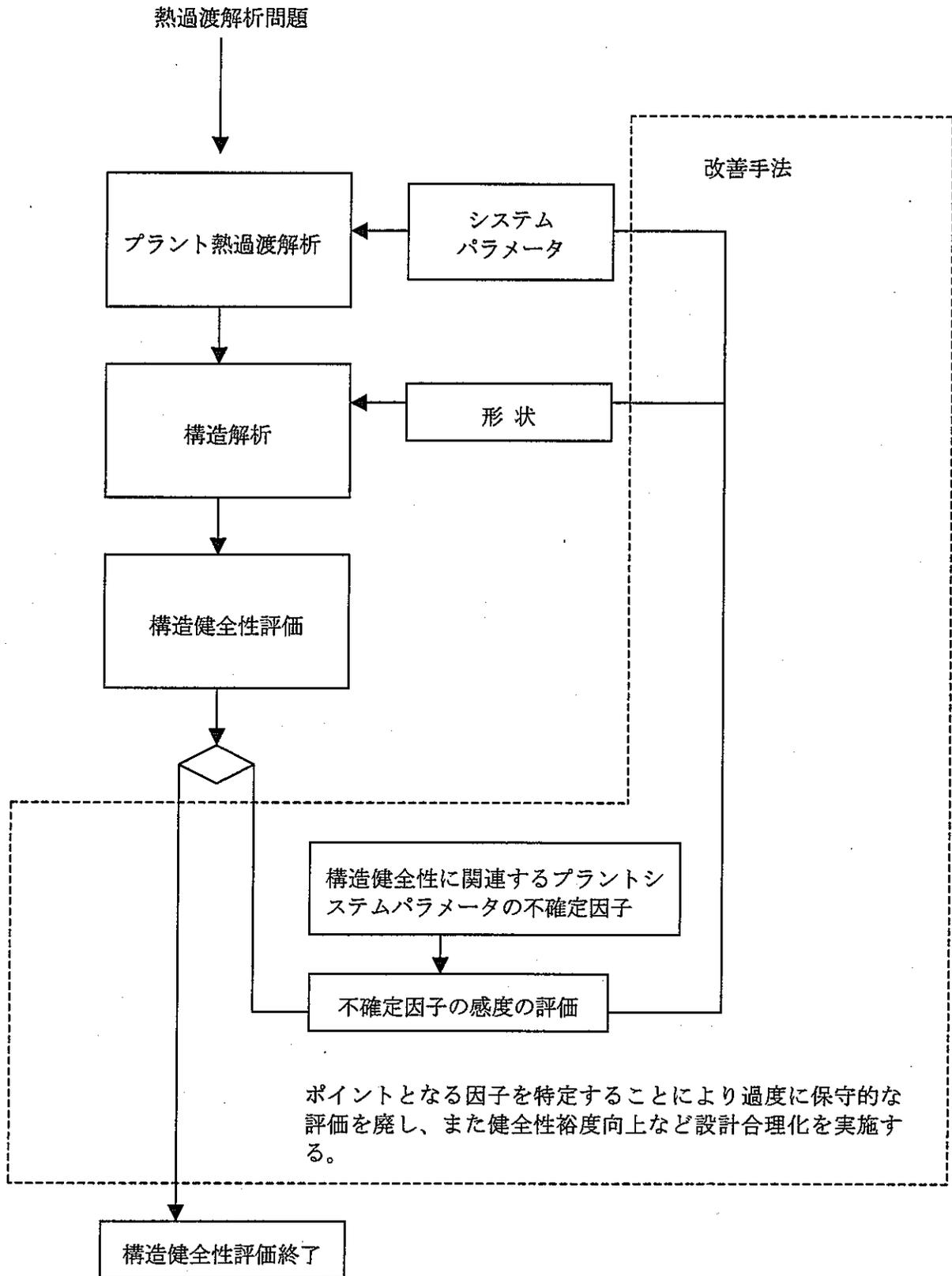


図 1-1 システムパラメータの不確定性が健全性に与える影響を評価する概念

2. プラント熱過渡解析モデルの作成

熱流動-構造統合解析コード(PARTSコード⁽³⁾)を利用して、実用化戦略調査研究アドバンスループ炉を対象に系統熱過渡解析条件の設定を行う。対象プラントの系統をPARTSコード上で模擬し、境界条件となるプラント条件を設定する。ここでは、具体的に以下の条件を設定する。

- ・プラント及び系統の設定
- ・系統熱過渡の選定
- ・熱過渡時のシステムパラメータ選定及び設定

2.1 プラント系統及び系統熱過渡の設定

(1) 対象プラント及び評価対象構造の選定

対象プラントは、旭-1500(平成12年度設計)とする。評価対象構造は、応力発生メカニズムの観点において、温度応答性と剛性の異なる構造部位の相互作用が生じること、比較的応力の高い部位が存在することから、図2.1-1のIHX上部管板構造とする。また、IHX上部管板構造を含む旭-1500の系統構成を図2.1-2に示す。

(2) プラント系統の設定

解析用の系統構成については、2.2項で実施するPARTSコードによるパラメータ解析を念頭に、PARTSコードの制約を考慮して設定するものとする。

PARTSコードの制約のうち、系統構成及び後述の系統熱過渡の解析にかかわる項目として、以下が挙げられる。

- ① 水・蒸気系が扱えない
- ② 水・蒸気系が扱えないため、蒸気発生器(SG)の熱交換器としてのモデル化が行えない(交換熱量を入力で与えることは可能)
- ③ 多次元熱流動が扱えない
- ④ DHXが扱えない
- ⑤ 逆流事象が扱えない
- ⑥ 自然循環が扱えない

系統の基本的な構成は、極力、旭-1500に合わせたものとし、そのモデル化において上記のPARTSコードの制約を考慮するものとする。モデル化の具体的な内容については2.2項に示す。

(3) 系統熱過渡の選定

検討対象とする熱過渡事象としては、他の多くの熱過渡事象を包絡して、構造健全性への影響の大きい「手動トリップ」を選定し、熱過渡条件への影響因子であるシステムパラメータの影響を評価するものとする。

(4) 熱過渡時のシステムパラメータの選定及び設定

手動トリップの熱過渡条件にかかわる影響因子として、以下が挙げられる。

- ① 崩壊熱
- ② 1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)
- ③ 2次Na流量低減時間(定格流量→整定流量)
- ④ 1次側トリップ後整定流量
- ⑤ 2次側トリップ後整定流量
- ⑥ SG給水温度
- ⑦ SG給水流量
- ⑧ ポンプトリップ遅れ時間

上記の因子の設定値(ノミナル値及びパラメータ値)を表 2.1-1 に示す。

表 2.1-1 手動トリップにおける影響因子と設定値

影響因子	条件	ノミナル値	パラメータ値	
			MAX値	MIN値
崩壊熱		ノミナル条件の崩壊熱	プラス側誤差 10%、カロリメ トリックス誤差 2%を考慮 ノミナル値×1.1×1.02	マイナス側誤差 15%、カロリ メトリックス誤差 2%を考慮 ノミナル値×0.85×0.98
1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		6.5秒	8秒(原電殿データ)	5.5秒
2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)		45秒	50秒	40秒
1次側トリップ後整定流量		15%	系統圧損誤差 10%を考慮 15×1.1≒17%	系統圧損誤差 10%を考慮 15×0.9≒13%
2次側トリップ後整定流量		15.3%	16.8%	13.8%
トリップ後のSG給水温度		240℃	圧力設定誤差+2kg/cm ² を考 慮 +3℃	圧力設定誤差-2kg/cm ² を考 慮 -3℃
トリップ後のSG給水流量		25%	流量制御系の計測/設定誤差 を考慮 +3%	流量制御系の計測/設定誤差 を考慮 -3%
ポンプトリップ遅れ時間		1秒(原電殿データ)	3秒(原電殿データ)	-

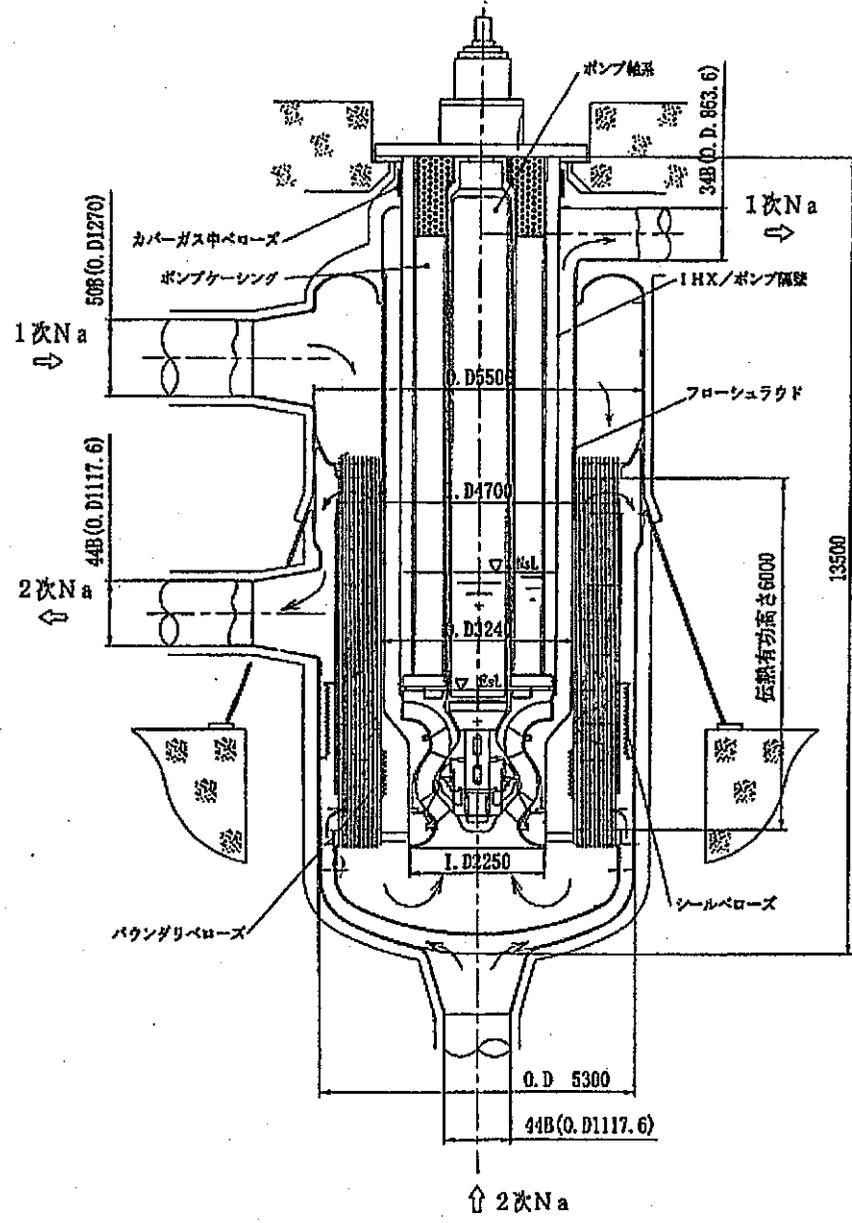


図 2.1-1 I H X 上部管板構造 (旭-1500)

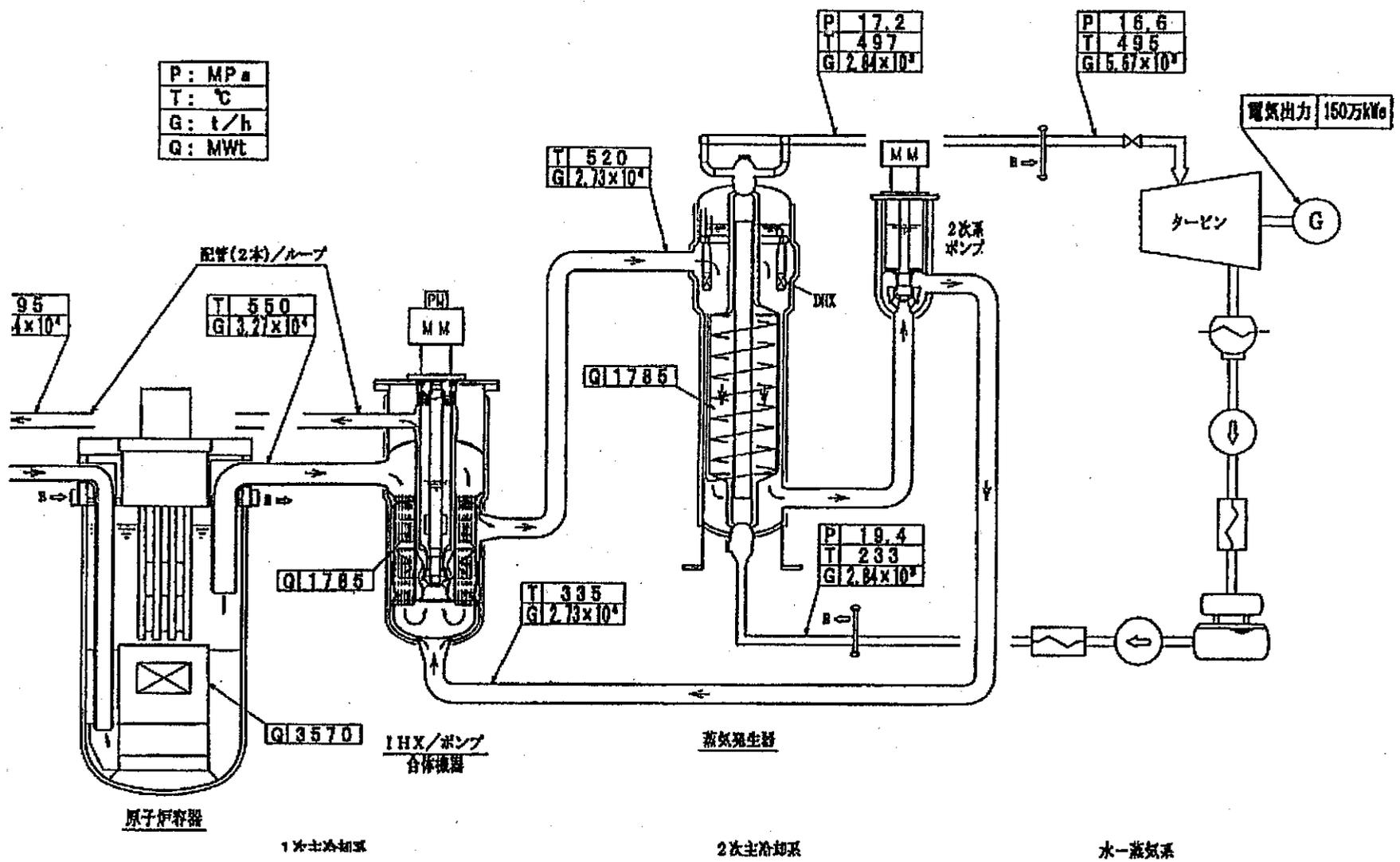


図 2.1-2 旭-1500 の系統構成

2.2 PARTS コードによるパラメータ解析

(1) PARTS コードによる解析モデル

PARTS コードによる解析対象は、以下の通りである。

- ① 対象プラント：旭プラント
- ② 対象熱過渡：手動トリップ
- ③ 必要な熱過渡条件：IHX管板に関する以下の条件

- ・ 1次ナトリウム(入口側)の流量、温度
- ・ 2次ナトリウム(出口側)の流量、温度

PARTS コードによる解析モデルを図 2.2-1 に示す。図 2.2-1 に示すように計 27 個の部品により構成されている。各部品毎のデータを表 2.2-1 に示す。形状データについては、旭プラントの形状データに入力値を合わせている。ただし、PARTS では蒸気発生器を扱えないため、これについては、IHX 用の部品を用いてモデル化を図った。

表 2.2-1 にも示しているが、図 2.2-1 の解析モデルにおいて、過渡時の条件を与える部品と与えるデータの内容は以下に示す通りである。

- ・ 炉心(部品番号 1)：崩壊熱の時刻歴データ
- ・ 1次ポンプ(部品番号 8)：流量の時刻歴データ
- ・ 2次ポンプ(部品番号 23)：流量の時刻歴データ
- ・ 境界条件部品(部品番号 26)：給水温度、流量の時刻歴データ

(2) 解析条件

熱過渡時のシステムパラメータについては、2.1(3)に示す通り影響因子を対象に、各影響因子の水準を 2 ないし 3 とし、以下のように設定している。

- ・ 崩壊熱(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図 2.2-2
- ・ 1次ポンプ流量半減時間(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図 2.2-3
- ・ 2次系流量低下時間(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図 2.2-4
- ・ 1次ポンプ整定流量(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図 2.2-5
- ・ 2次系整定流量(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図 2.2-6
- ・ SG 給水温度(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図は省略
- ・ SG 給水流量(MIN 値、NOM 値、MAX 値)：図は省略
- ・ ポンプトリップ遅れ時間(NOM 値、MAX 値)：図は省略

上記の影響因子とその水準により行う実験計画法の感度解析では、直交表 L18 によ

る割り付けを用い、上記の水準の組み合わせによる実験ケースを表 2.2-2 の通り設定した。

(3) PARTS コードによる解析結果と COPD の結果の比較

PARTS コードによる表 2.2-2 の解析結果について述べる前に、PARTS の解析結果について、設計用として用いられている動特性解析コードによる解析結果とを比較しておく。

図 2.2-7 は、(2)で述べた影響因子の水準がすべて NOM 値である場合の、手動トリップ時の IHX 管板廻りの温度挙動として、1 次側入口温度と 2 次側出口温度について、PARTS による解析結果と COPD の解析結果を比較して示すものである。熱過渡事象の前半については、PARTS と COPD の解析結果が良く一致している。熱過渡事象の後半で、PARTS の解析結果による温度が COPD の解析結果に比べ高くなっているが、これは、PARTS では SG を IHX 用の部品でモデル化しているため、熱過渡初期の水側の温度レベルの 2 次ナトリウムへの影響を緩和するため、水側の温度を、実際の給水温度より高い値として与えていることの影響が現れているものである。

(4) 影響因子の水準パラメータの解析結果への影響

実験計画法では、表 2.2-2 に示すように、直行表に基づいて影響因子の水準を組み合わせた解析を行うため、影響因子単独での熱過渡条件への影響について、実験計画法による解析とは別に、解析を行った。各影響因子のパラメータ水準の熱過渡条件(IHX 1 次入口温度、2 次出口温度)への影響について以下に示す。

- ・ポンプトリップ遅れ時間：図 2.2-8
- ・崩壊熱：図 2.2-9
- ・1 次ポンプ流量半減時間：図 2.2-10
- ・2 次系流量低下時間：図 2.2-11
- ・1 次ポンプ整定流量：図 2.2-12
- ・2 次系整定流量：図 2.2-13
- ・SG 給水温度：図 2.2-14
- ・SG 給水流量：図 2.2-15

表 2.2-1(1/2) 旭データ及び PARTS 入力データ

部品 No.	PARTSの部品名	対象機器	旭データ	入力データ	
				形状データ	その他
1	HeatSourcePart	炉心	容積 145.9m ³	同左	崩壊熱の変化を与える
2	ChangeableVolumePlenumPart	原子炉容器上部プレナム	容積 175m ³	同左	
3	NaPipePart	1次ホットレグ配管	1270.00D×15.9t 長さ 10.0m	同左	
4	NaPlenumPart	IHX 1次入口プレナム	容積 73.0m ³	同左	
5	HeatExchangerPart	IHX	胴内径 4700mm 内筒外径 3240mm 伝熱管外径 25.4mm 伝熱管肉厚 1.1mm 伝熱管本数 9660 本 有効伝熱高さ 5.67m	同左	
6	NaPlenumPart	IHX 1次出口プレナム	容積 26.4m ³	同左	
7	NaPlenumPart	1次ポンププレナム	容積 7.7m ³	同左	
8	NaPumpPart	1次主循環ポンプ	—	—	流量変化を与える
9	ChangeableVolumePlenumPart	ポンプ出口プレナム	容積 18.1m ³	同左	
10	NaPipePart	ポンプ出口配管	963.60D×12.7t 長さ 22.05m	同左	
11	NaPipePart	ポンプ出口配管	963.60D×12.7t 長さ 22.05m	同左	
12	LowerReactorPlenumPart	原子炉容器入口プレナム	容積 216.75m ³	同左	
13	NaPipePart	1次ホットレグ配管(B, Cループ)	1270.00D×15.9t 長さ 10.0m	同左	
14	NaDisappearancePart	—	—	—	
15	CopyPart	No. 10 のコピー	—	—	
16	CopyPart	No. 11 のコピー	—	—	
17	NaPlenumPart	IHX 2次出口プレナム	容積 20.2m ³	同左	
18	NaPipePart	2次ホットレグ配管	1117.60D×14.3t 長さ 28m	同左	

表 2.2-1(2/2) 旭データ及び PARTS 入力データ

部品 No.	PARTSの部品名	対象機器	旭データ	入力データ	
				同左	その他
19	NaPlenumPart	SG入口プレナム	容積 119.0m ³	同左	
20	HeatExchangerPart	SG	—	胴内径 4860mm 内筒外径 1000mm 伝熱管外径 21.4mm 伝熱管肉厚 2.0mm 伝熱管本数 5000 本 有効伝熱高さ 8.0m	IHX 用部品で SG を模擬
21	NaPlenumPart	SG出口プレナム	容積 56.2m ³	同左	
22	NaPipePart	2次ポンプ入口配管	1117.60D×14.3t 長さ 16.6m	同左	
23	NaPumpPart	2次主循環ポンプ	—	—	流量変化を与える
24	NaPipePart	2次コールドレグ配管	1117.60D×14.3t 長さ 40.8m	同左	
25	NaPlenumPart	IHX 2次入口プレナム	容積 4.93m ³	同左	
26	NaBoundaryConditionPart	SG給水入口温度、流量	—	—	温度、流量変化を与える
27	NaDisappearancePart		—	—	

表 2.2-2 影響因子の実験計画法による直交表 L18 における割り付け

ケースNo.	A. ポンプトリップ遅れ時間		B. 崩壊熱		C. 1次主ポンプ流量半減時間		D. 2次系流量低下時間		E. 1次ポンプ整定流量		F. 2次系整定流量		G. トリップ後のSG給水温度		H. トリップ後のSG給水流量	
1	1	NOM	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN
2	1	NOM	1	MIN	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM
3	1	NOM	1	MIN	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX
4	1	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX
5	1	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN
6	1	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM
7	1	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX
8	1	NOM	3	MAX	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN
9	1	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM
10	2	MAX	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN
11	2	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM
12	2	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX
13	2	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM
14	2	MAX	2	NOM	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX
15	2	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN
16	2	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM
17	2	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX
18	2	MAX	3	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN

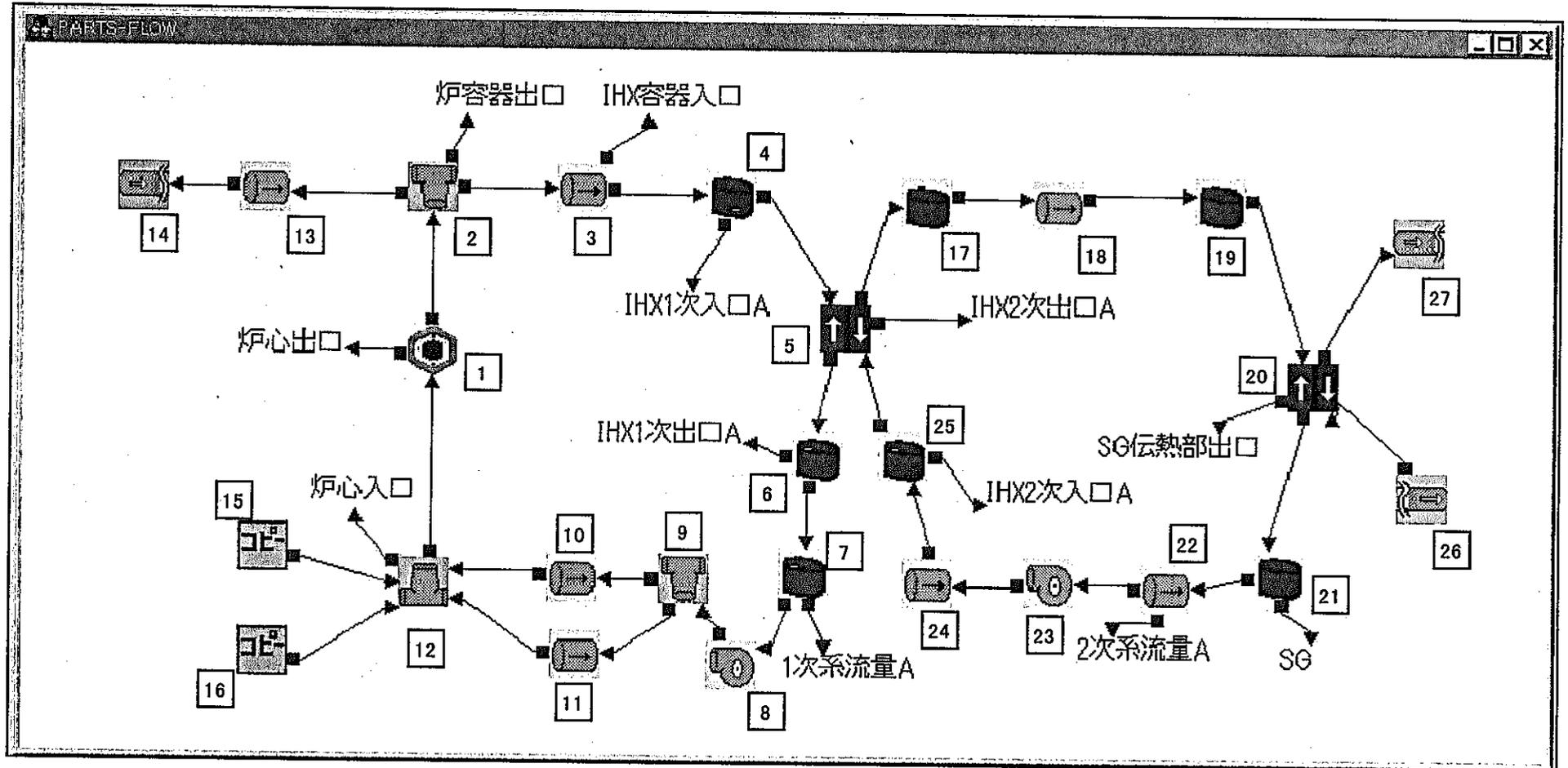


図 2.2-1 PARTS による旭プラント解析モデル

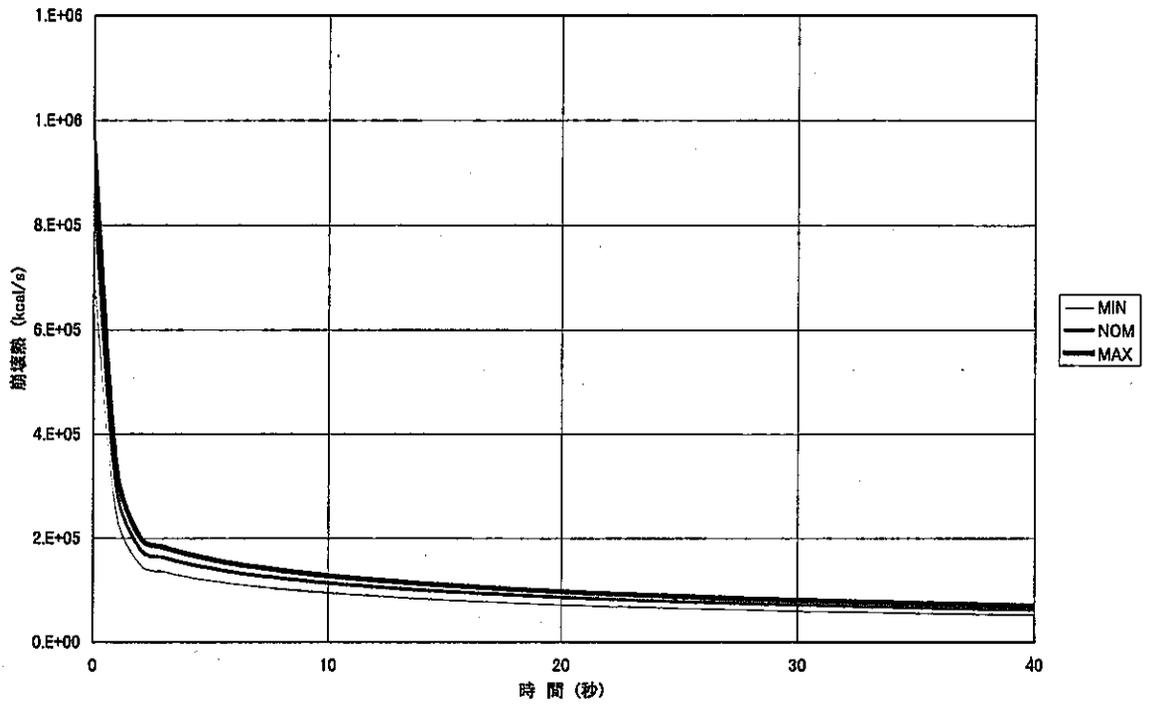


図 2.2-2 崩壊熱の比較

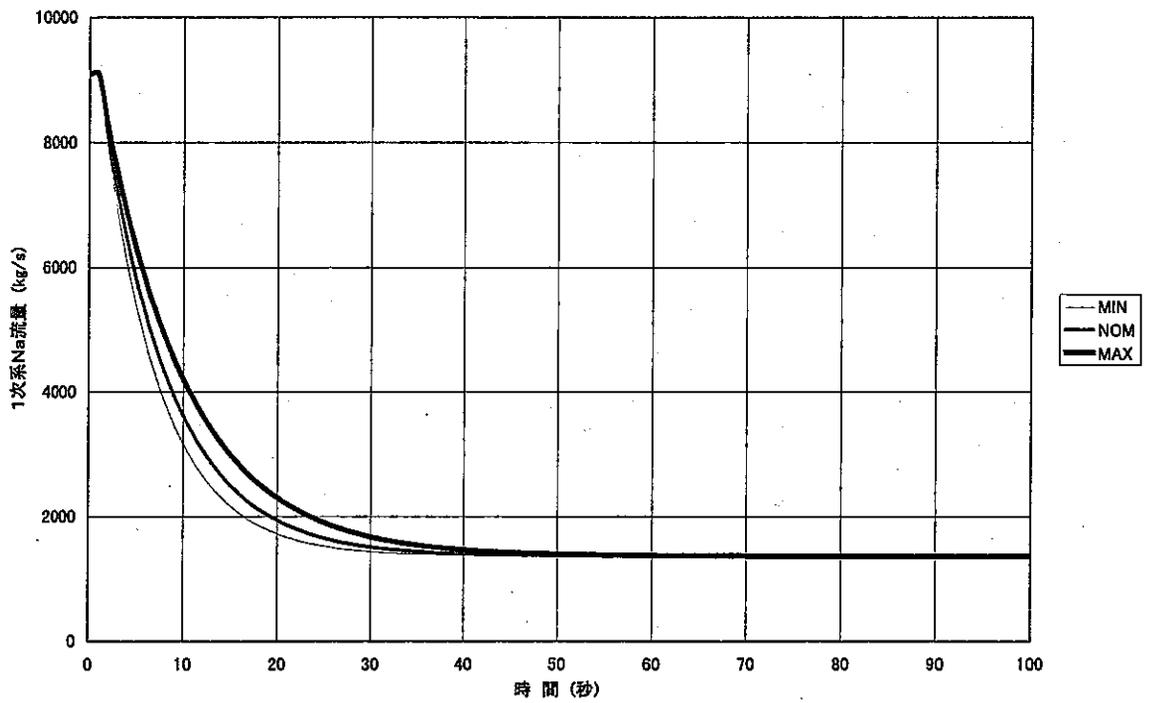


図 2.2-3 1次ポンプ流量半減時間の比較

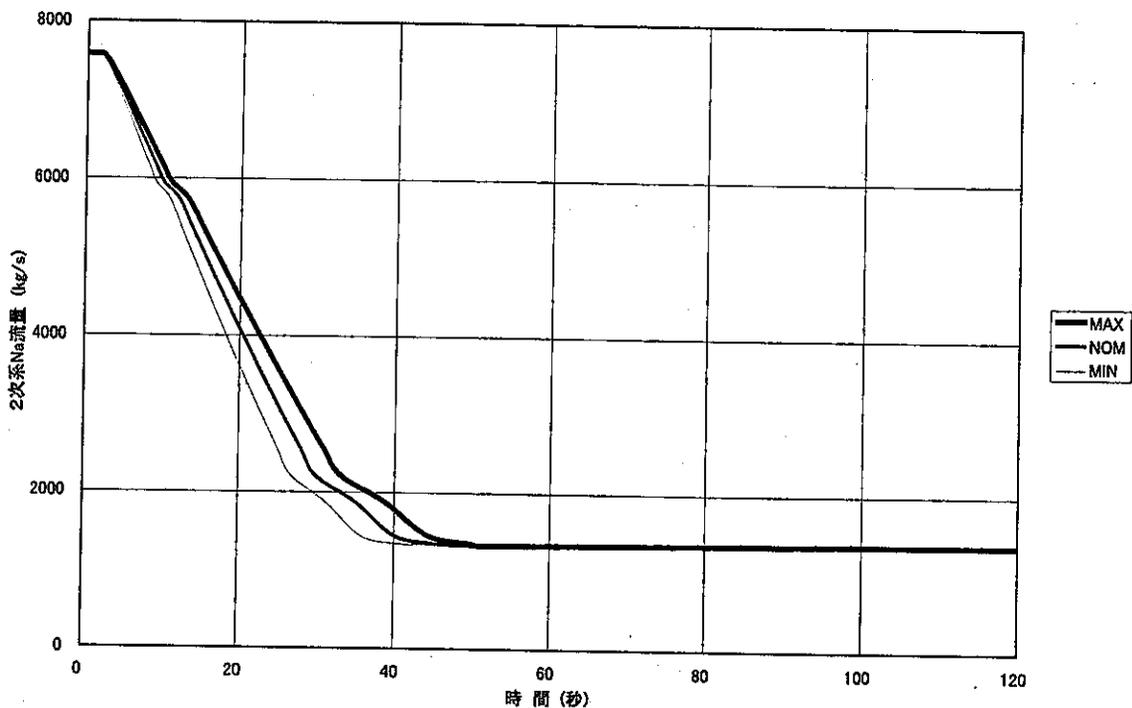


図 2.2-4 2次系流量低下時間の比較

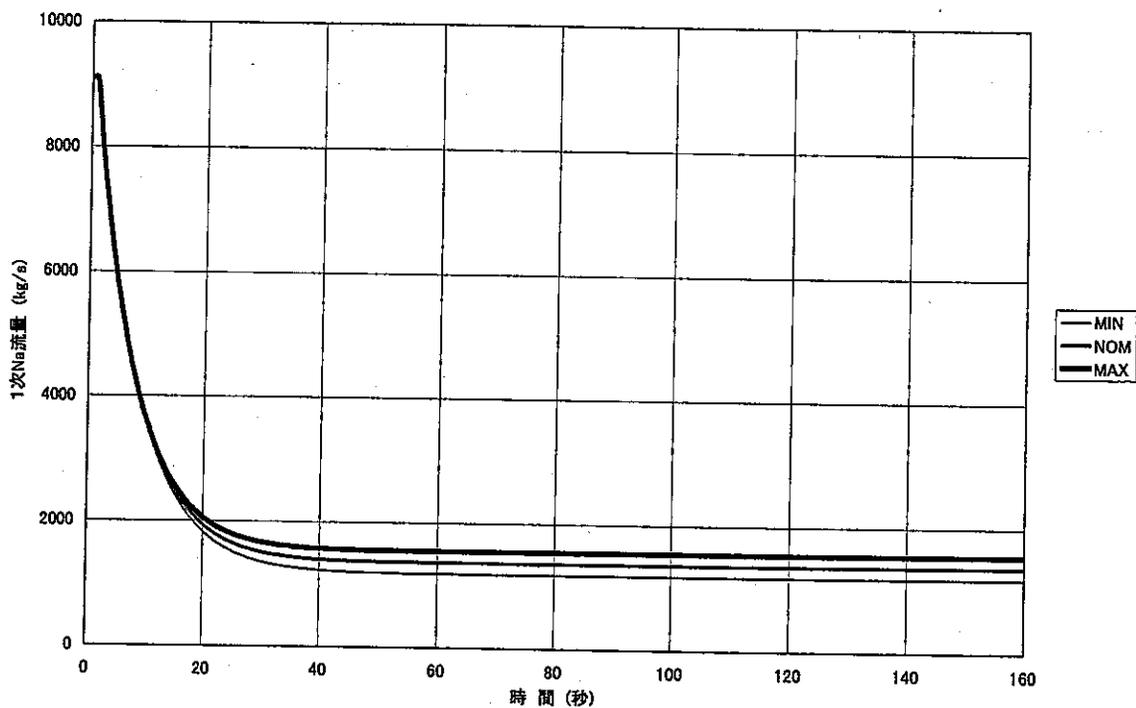


図 2.2-5 1次ポンプ流量整定時間の比較

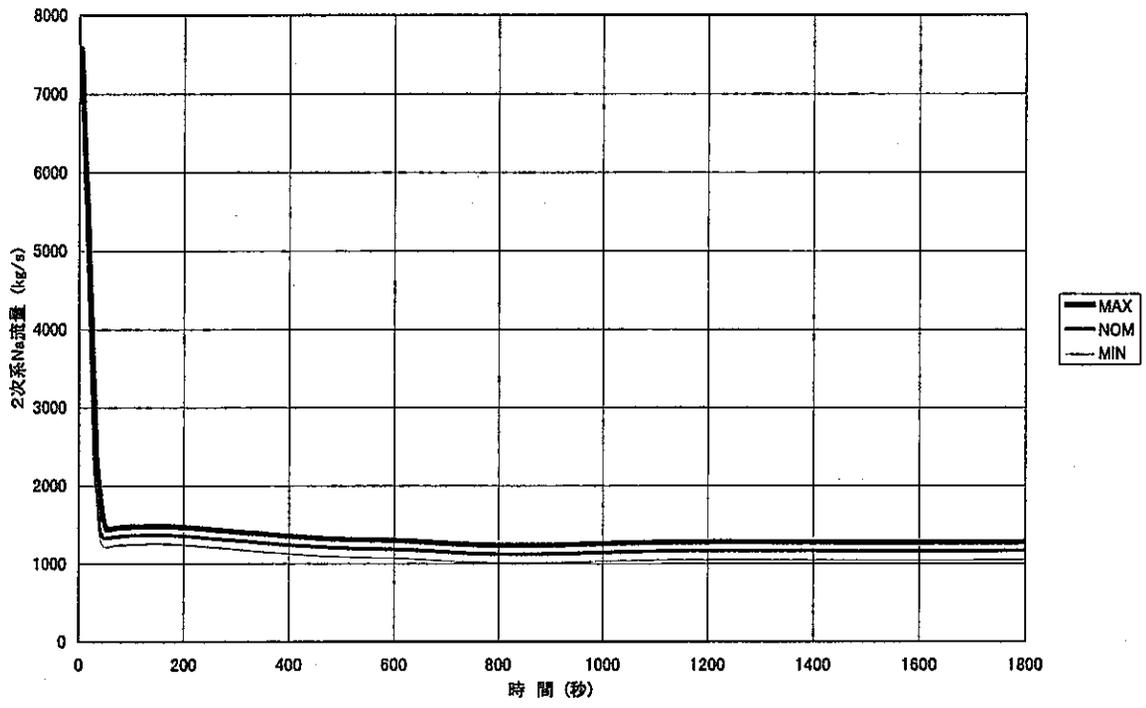
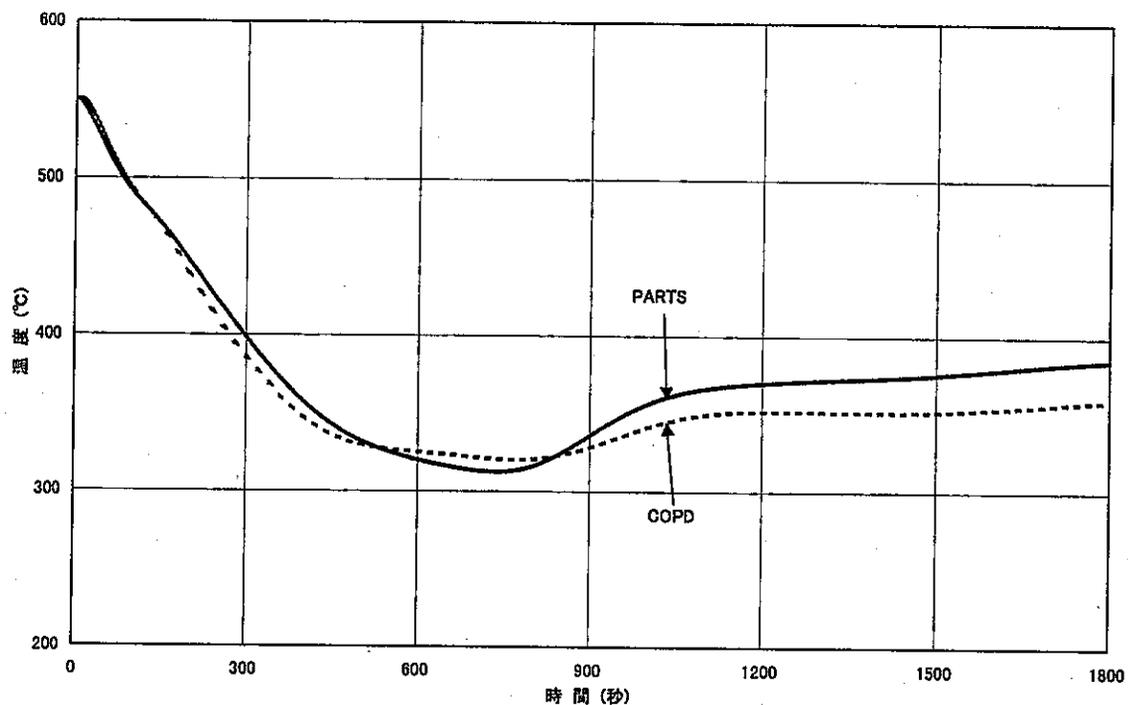
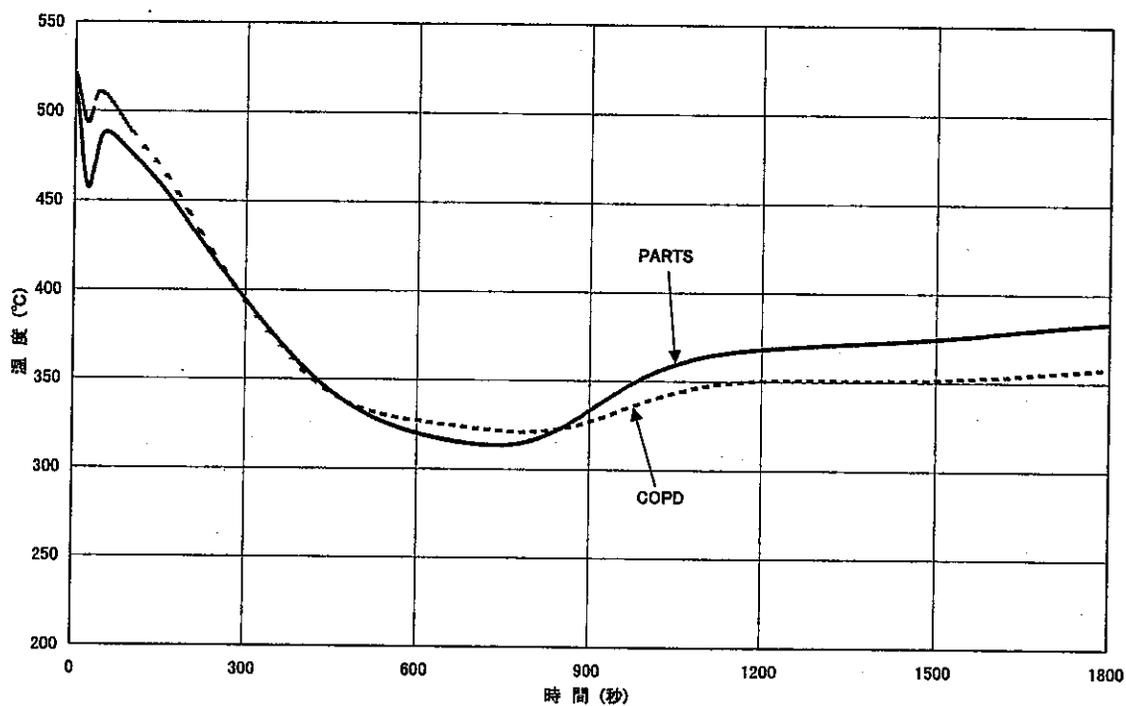


図 2.2-6 2次系流量整定時間の比較



(a) 1次側入口温度の比較



(b) 2次側出口温度の比較

図 2.2-7 PARTSコードと設計用動特性解析コードによる解析結果の比較

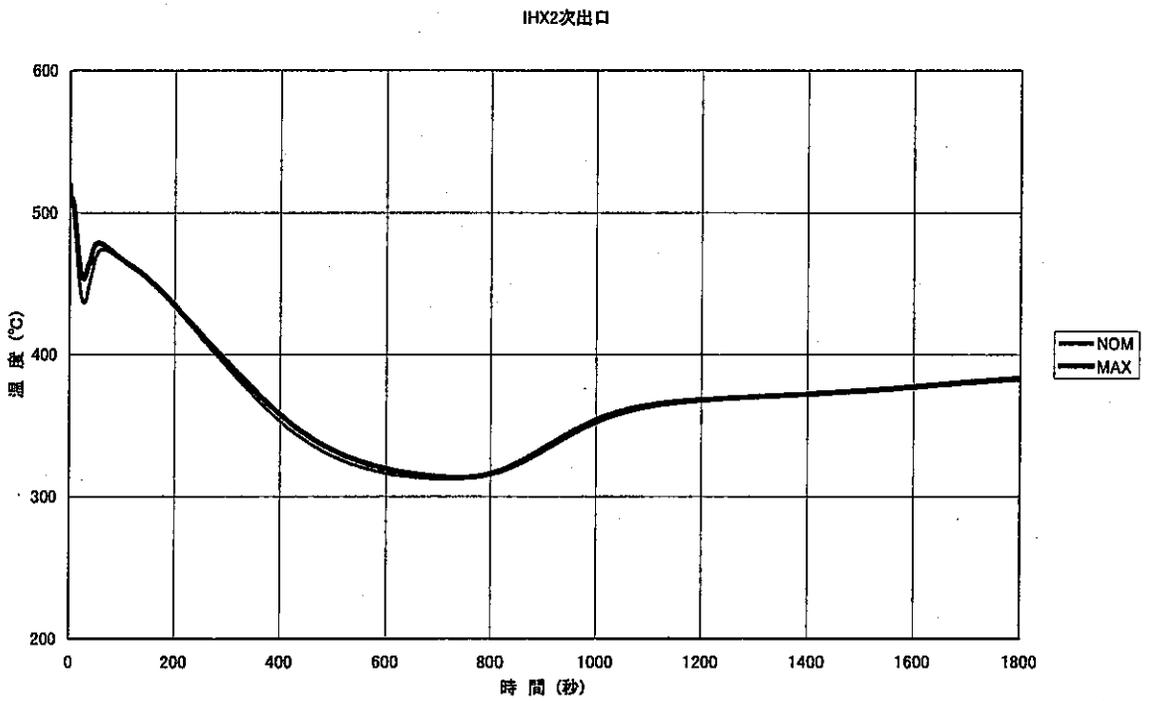
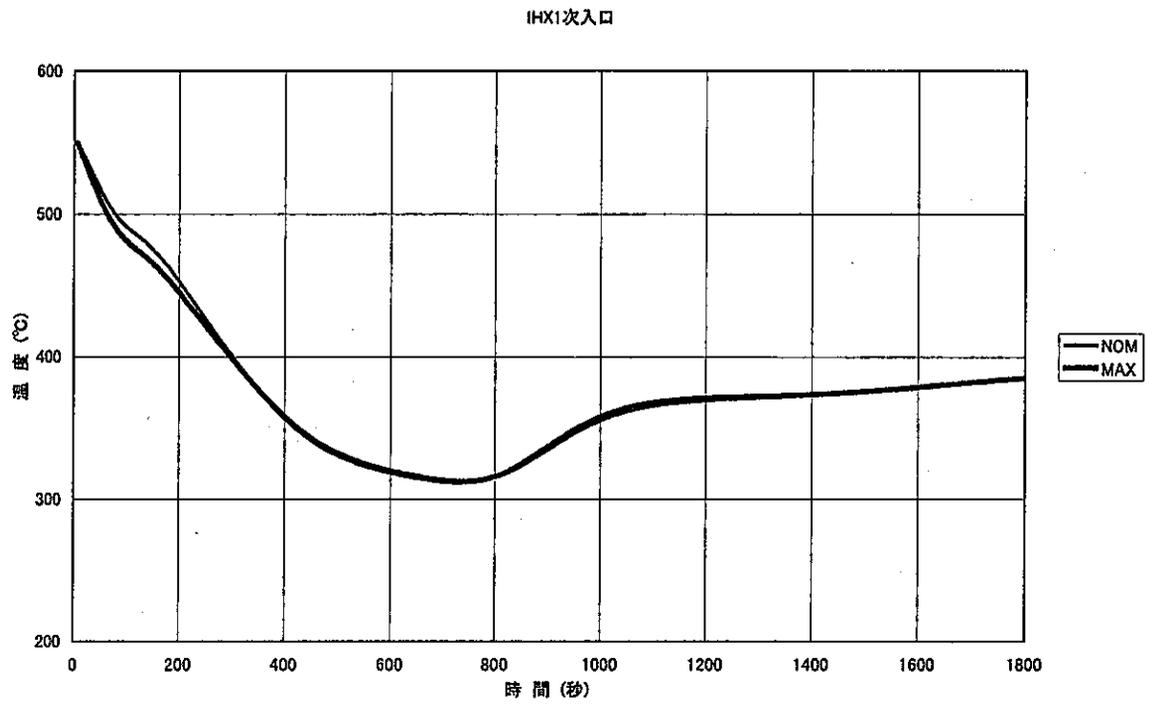


図 2.2-8 ポンプトリップ遅れ時間の熱過渡条件への影響

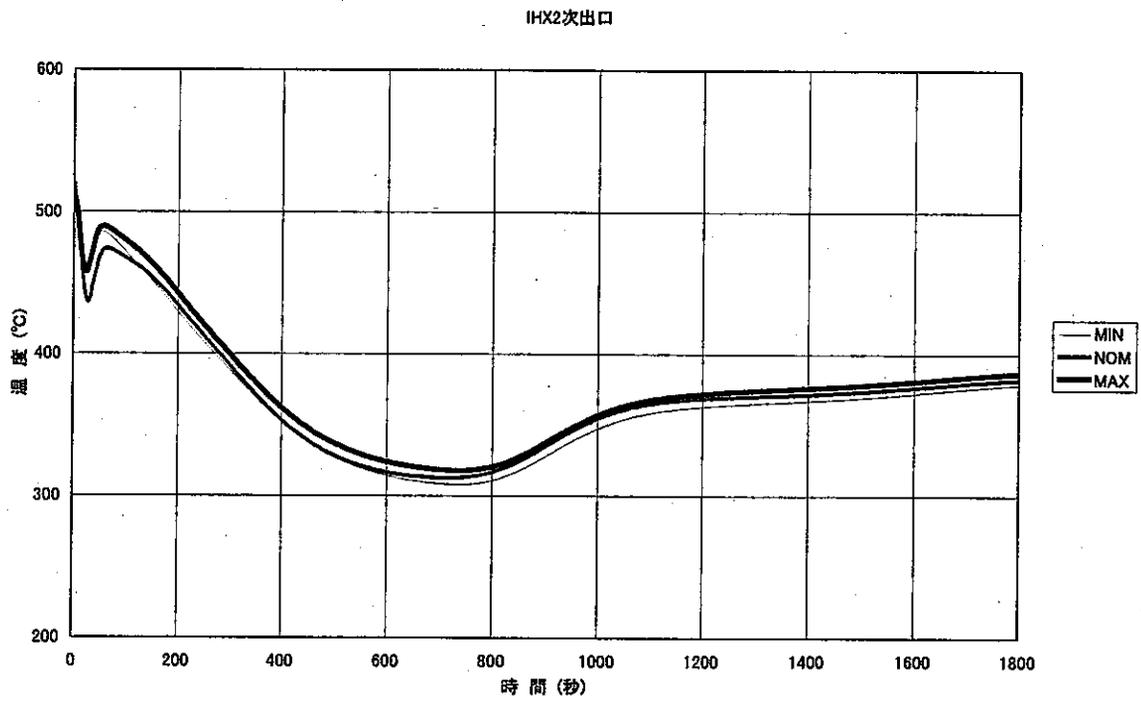
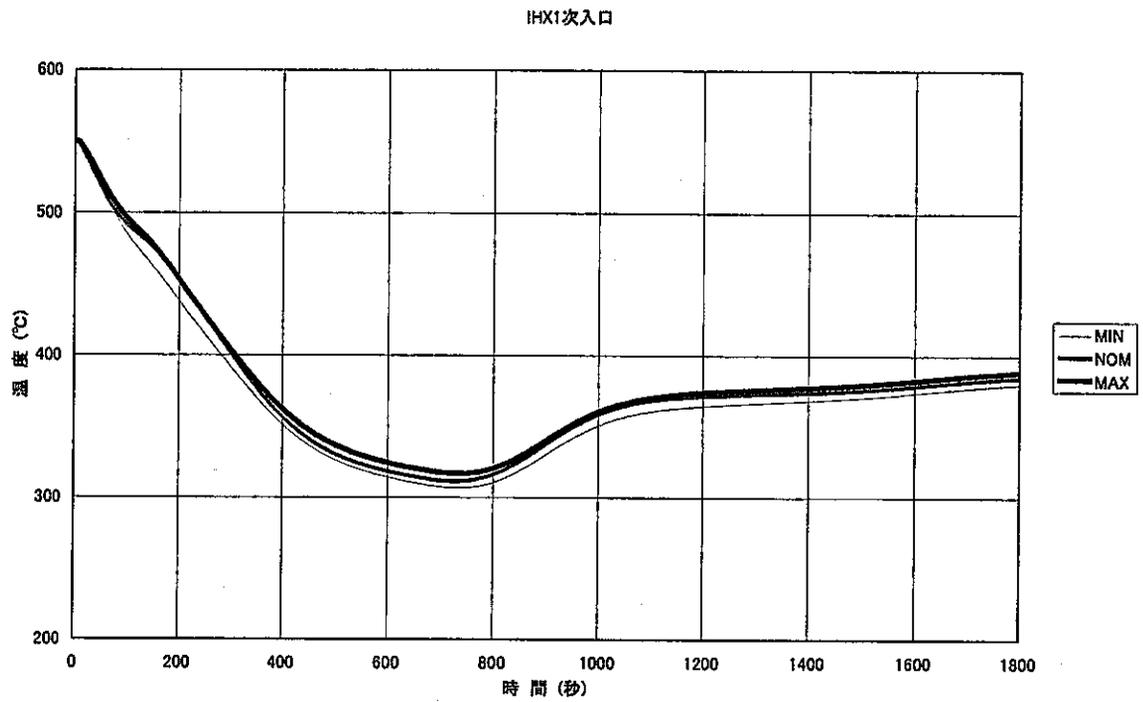


図 2.2-9 崩壊熱の熱過渡条件への影響

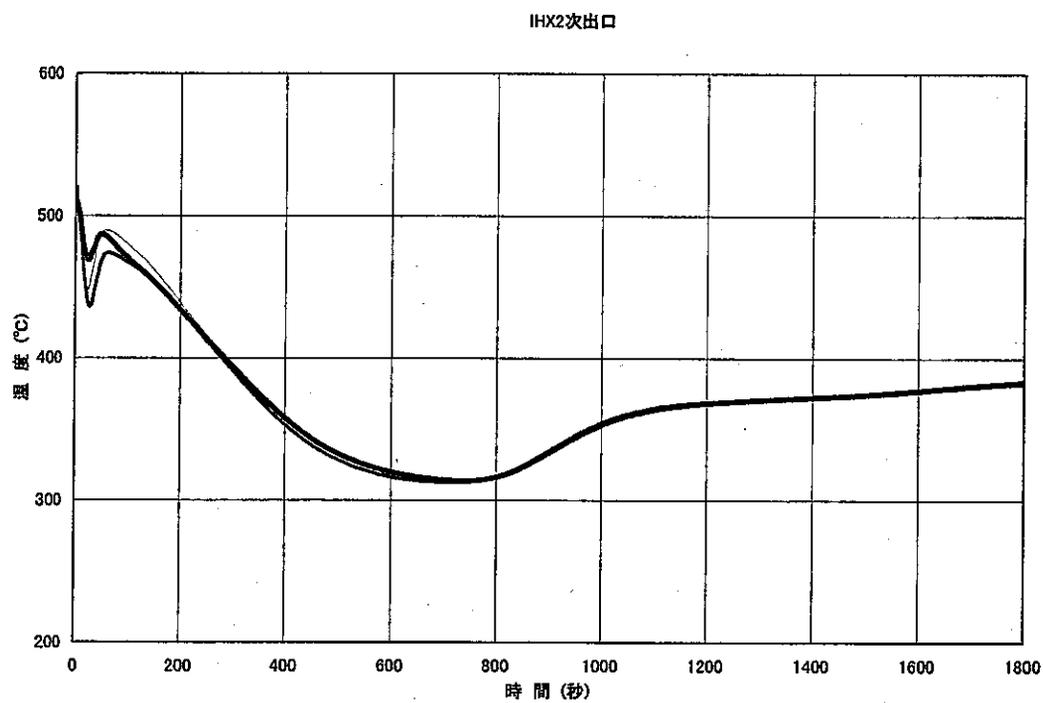
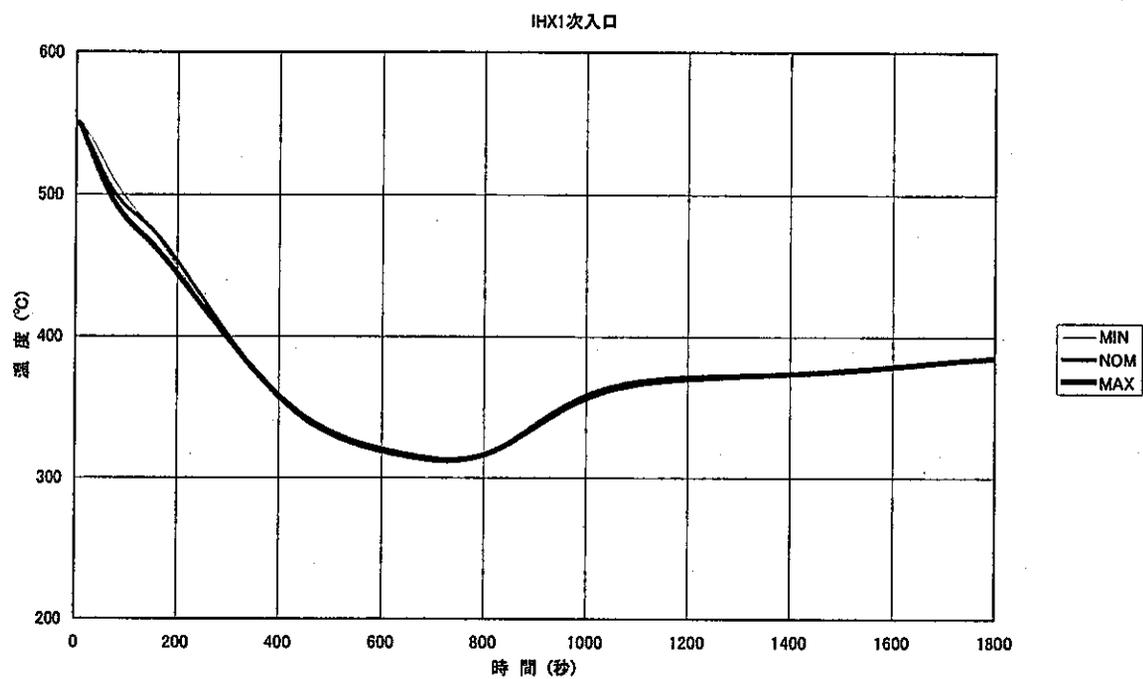


図 2.2-10 1次ポンプ流量半減時間の熱過渡条件への影響

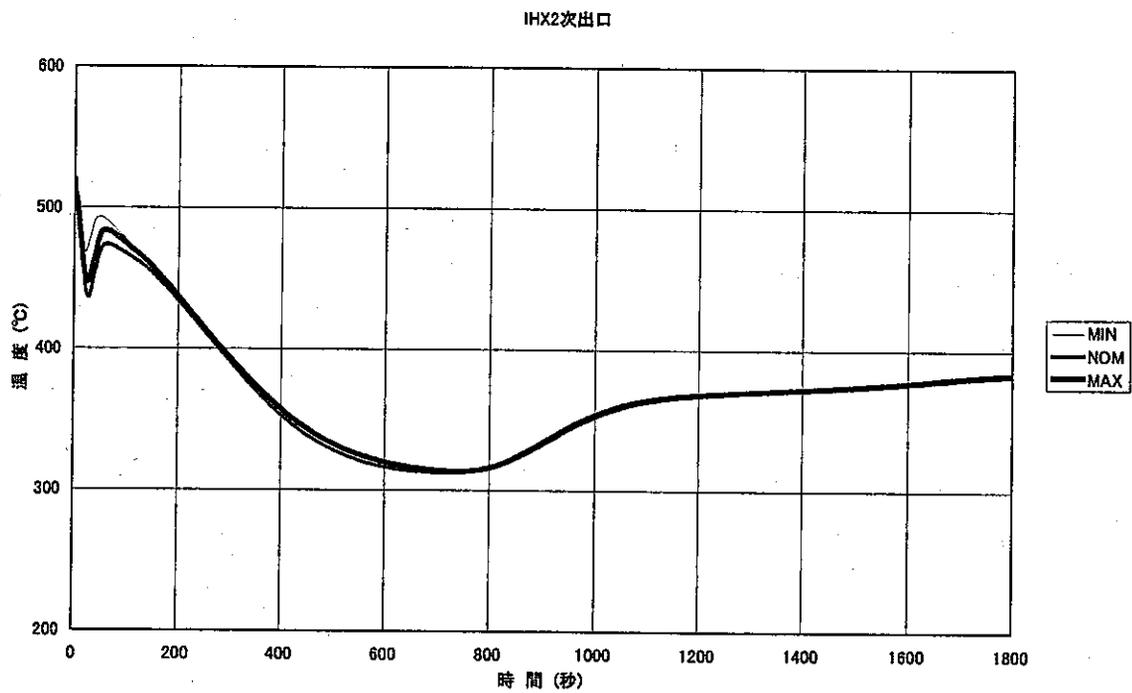
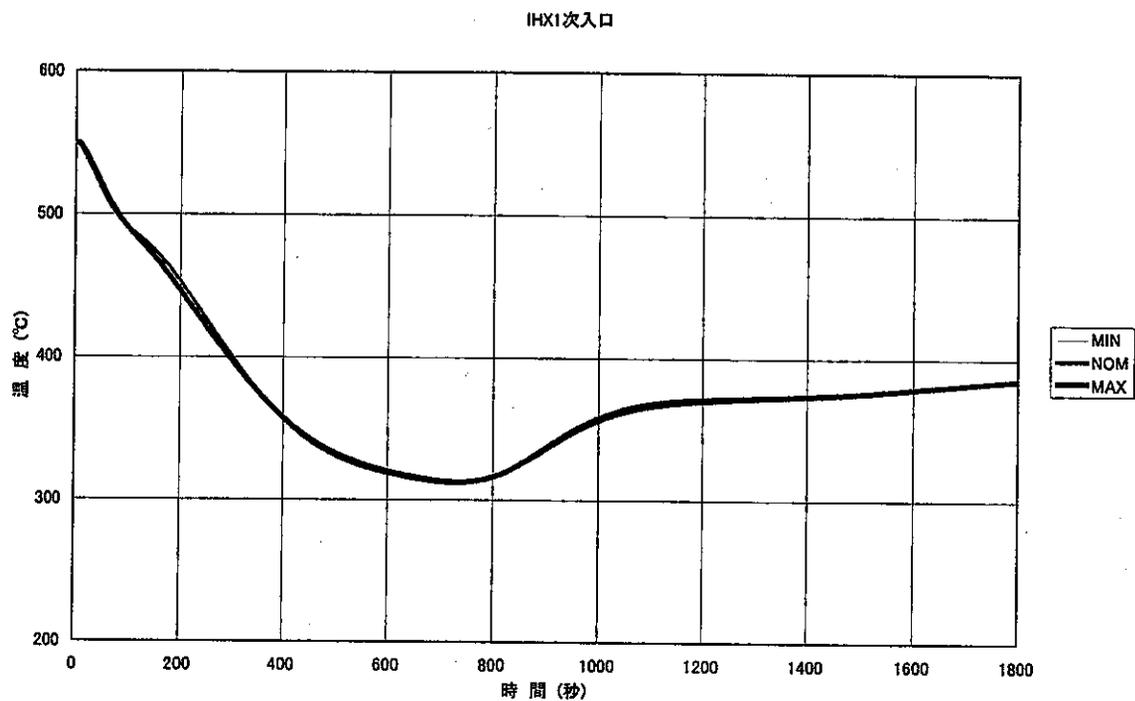


図 2.2-11 2次系流量低下時間の熱過渡条件への影響

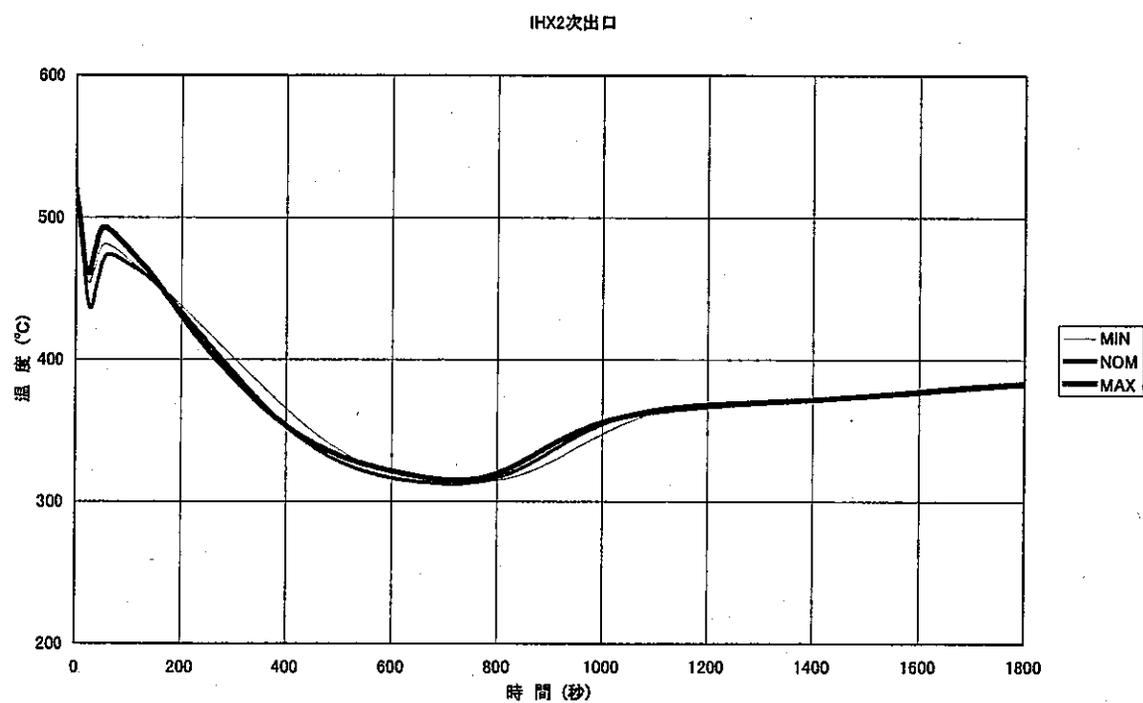
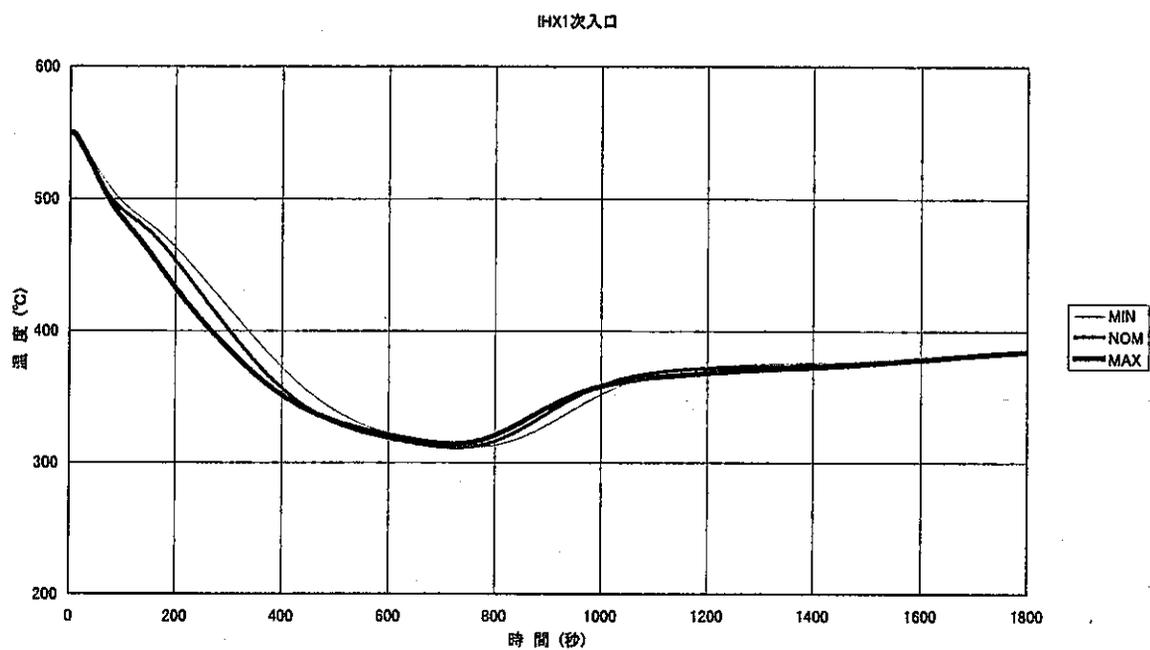


図 2.2-12 1次ポンプ整定流量の熱過渡条件への影響

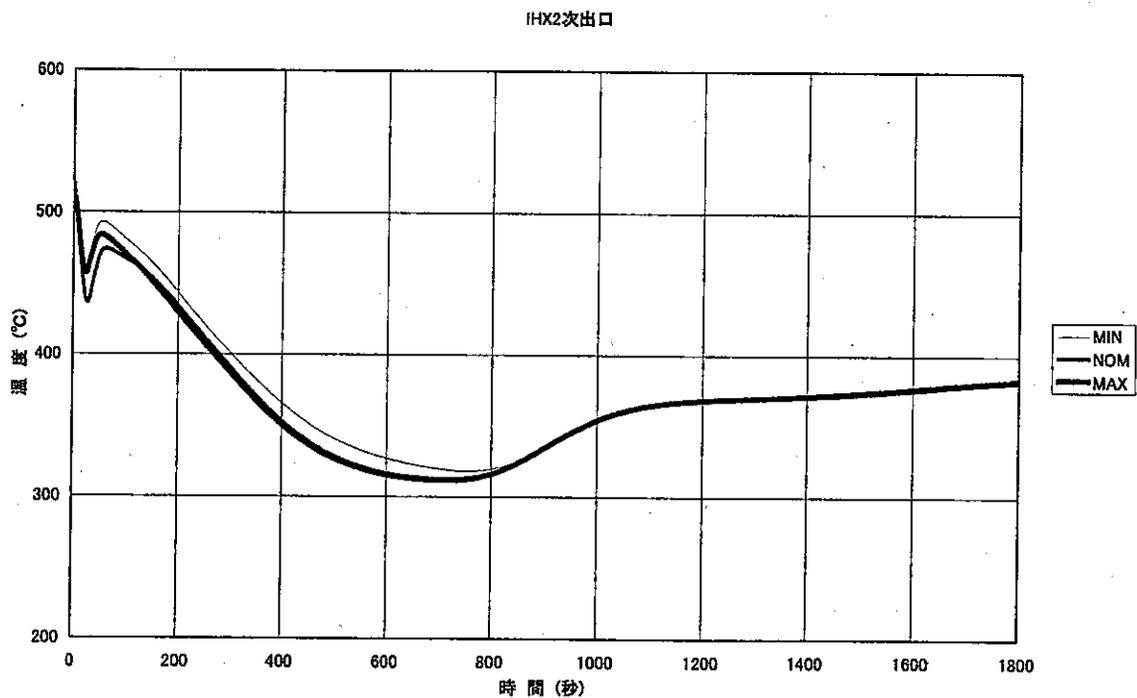
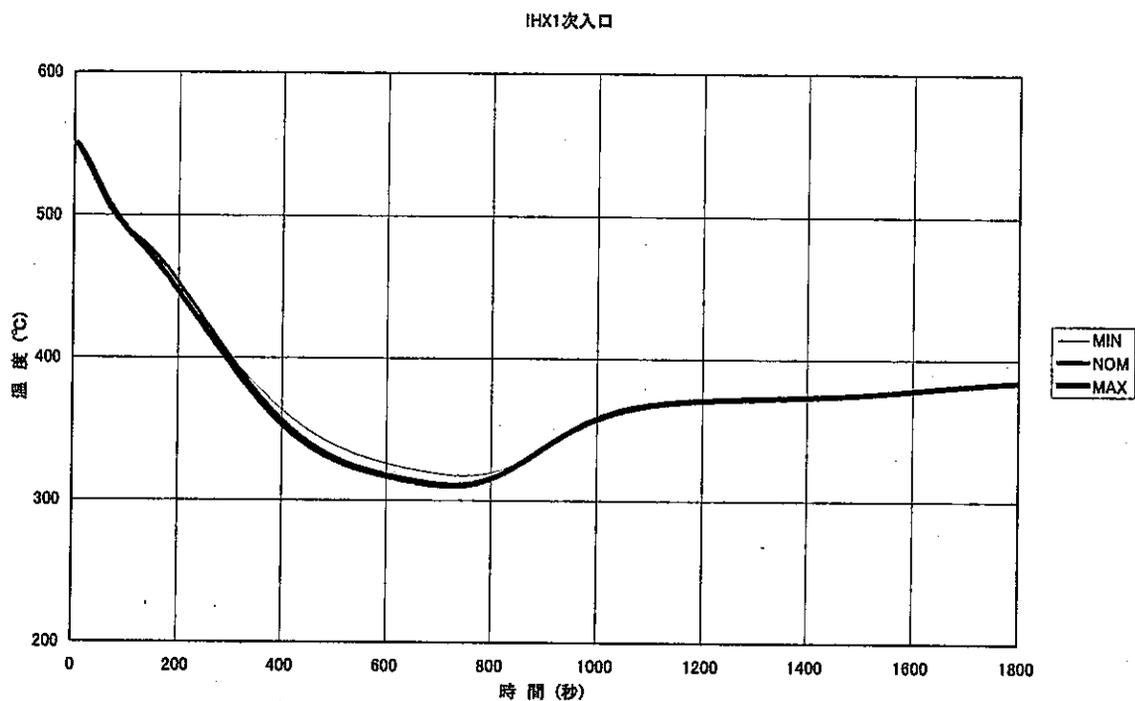


図 2.2-13 2次系整定流量の熱過渡条件への影響

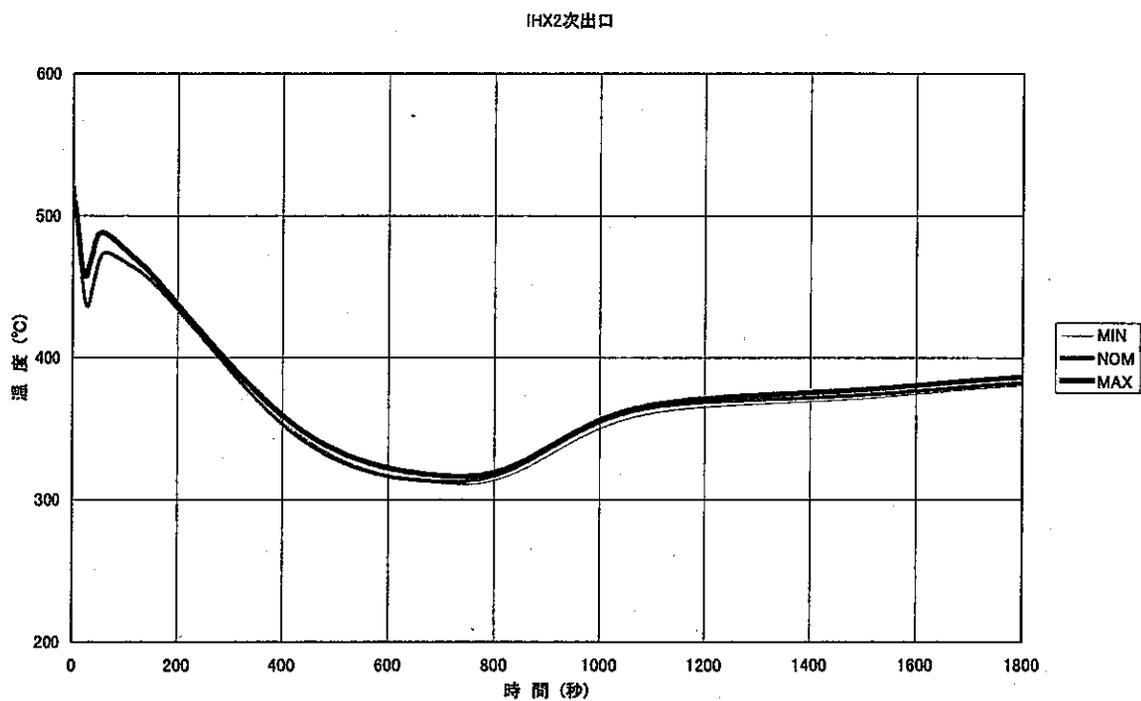
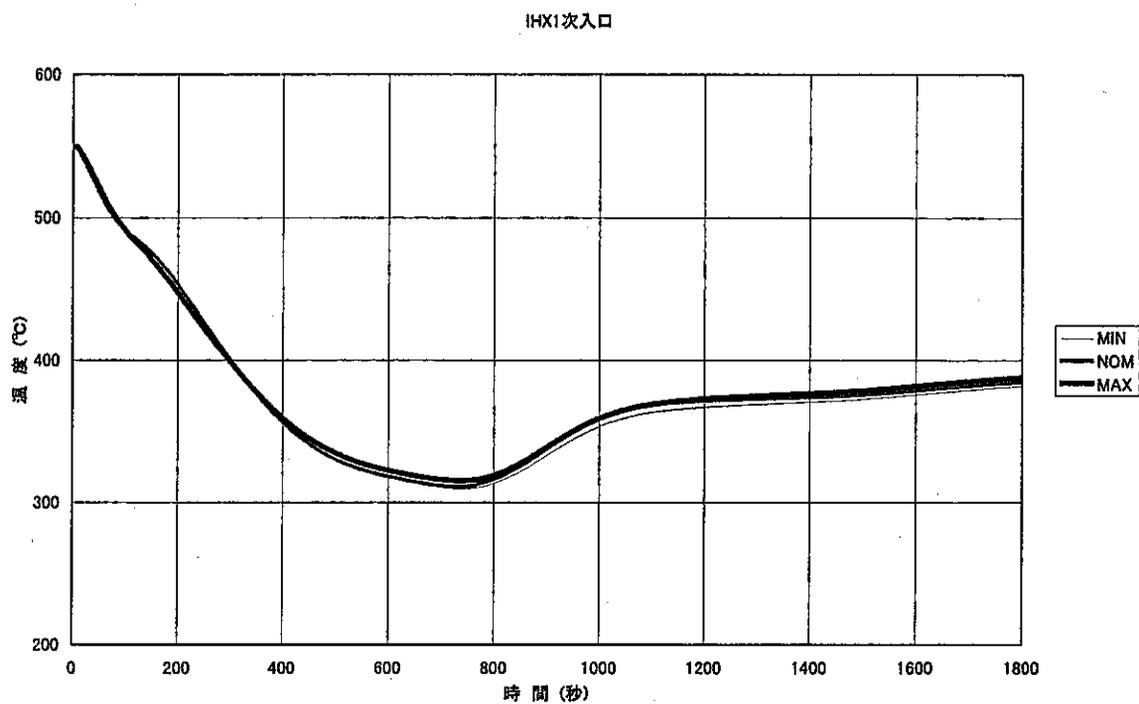


図 2.2-14 給水温度の熱過渡条件への影響

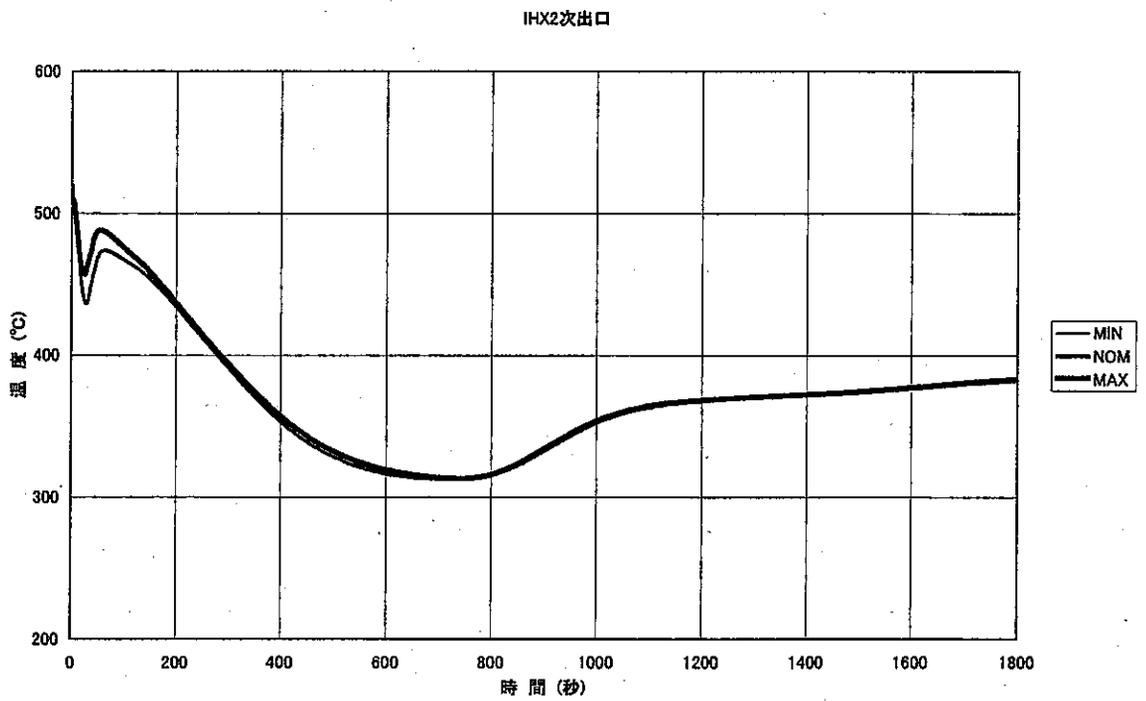
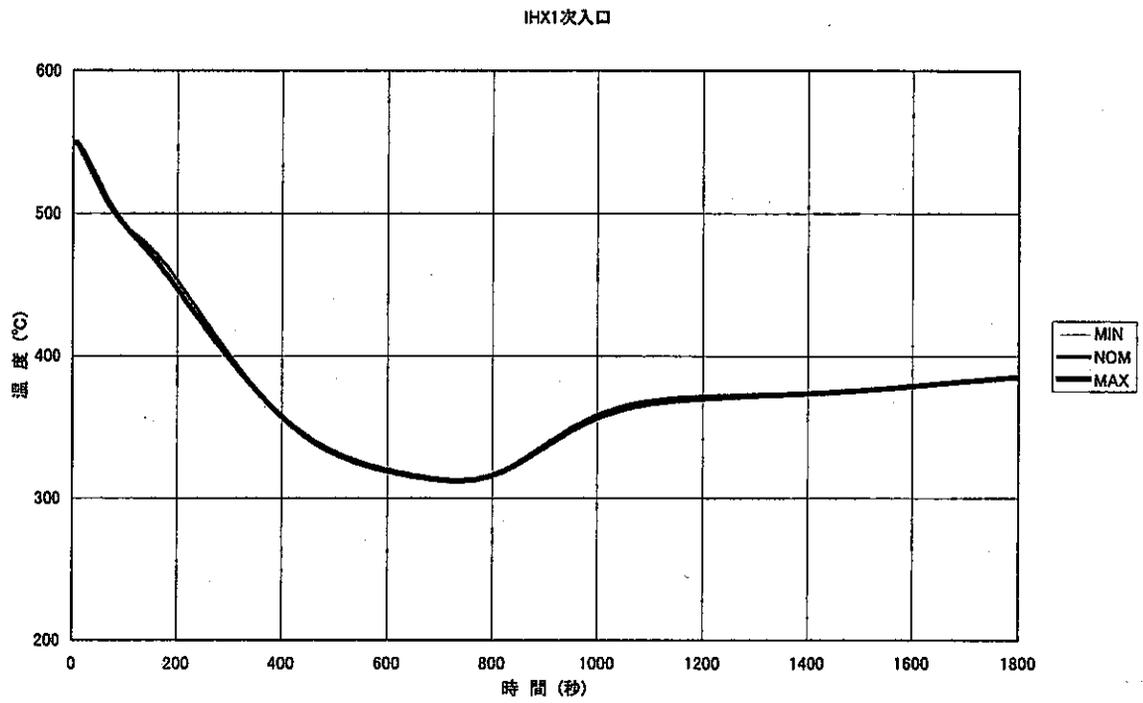


図 2.2-15 給水流量の熱過渡条件への影響

2.3 I H X上部管板モデルを用いた応力部品の作成支援

I H X上部管板構造について、J N C殿にて熱過渡の影響を、応力部品を用いて得られるようなモデル化を行う。これに伴うG r e e n関数設定のため、2ケースのステップ応答解析を実施する。なお、本解析の熱過渡条件以外の解析条件は3.2項と同じであるため、ここでは記載を省略する。

(1) 解析条件

a. 熱過渡条件

○ステップ応答解析1

2次側境界温度を一定としたまま、1次側境界温度を10℃だけステップ状に低下させる。図2.3-1に熱過渡条件を示す。

○ステップ応答解析2

1次側境界温度を一定としたまま、2次側境界温度を10℃だけステップ状に低下させる。図2.3-1に熱過渡条件を示す。

b. 物性値

本解析では、12Cr系鋼の物性値は表3.2-2において温度依存性は考慮せず、J N C殿よりご提示の450℃を参照温度とする。

(2) 熱応力解析結果

ステップ応答による熱応力解析を実施し、応力評価部位の応力時刻歴（ミーゼス応力、トレスカ応力）を標準ケースと併せて図2.3-2に示す。応力履歴を見ると、ステップ応答解析1では1次と2次の温度差が縮まる方向にあり（温度差30℃→20℃）、2次側の評価部位②外面付近においては、熱過渡開始直後は2次の温度変化（一定）に支配されることから応力が小さいが、時間の経過とともに近傍の1次側リガメント部からの温度変化の影響（瞬間的に10℃下がる）を受けて次第に応力が大きくなる。また、1次側の評価部位④上面においては、1次の温度変化（瞬間的に10℃下がる）に伴って応力もパルス的に上がり一旦は温度が均一化する方向に向かうが、構造的に厚肉であるため温度の追従が遅れる分、次第に応力が大きくなる。一方、ステップ応答解析2では1次と2次の温度差が開く方向にあり（温度差30℃→40℃）、2次側の評価部位②外面付近においては、2次の温度変化（瞬間的に10℃下がる）に伴って応力も上がり、その後も近傍の1次側リガメント部の温度変化（一定）との温度差が開いて応力は高いままとなる。また、1次側の評価部位④上面については、1次側

リガメント部の温度変化（一定）に支配的で熱過渡開始直後は温度変化の影響を受けないが、構造的に厚肉であるため温度の追従が遅れる分、次第に応力が大きくなる。

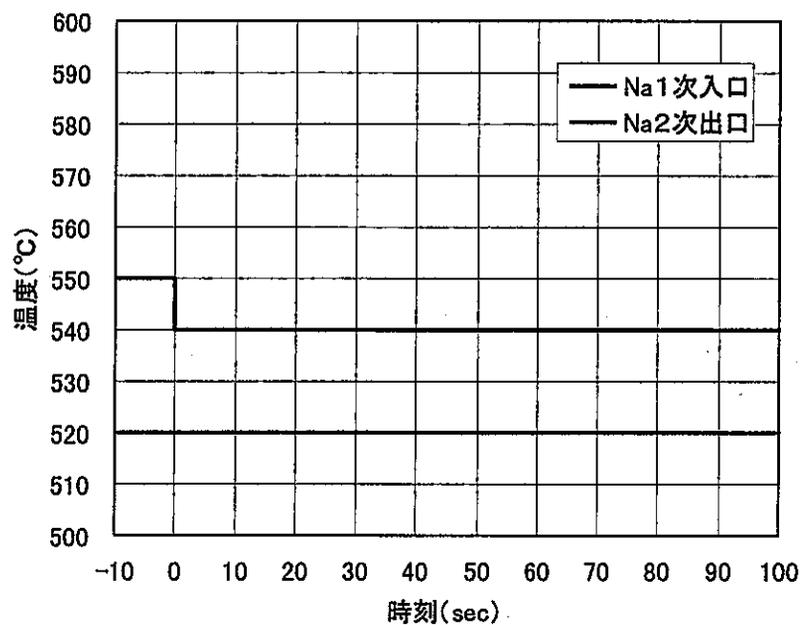


図 2.3-1(1) 手動トリップ熱過渡条件図 (ステップ応答解析 1)

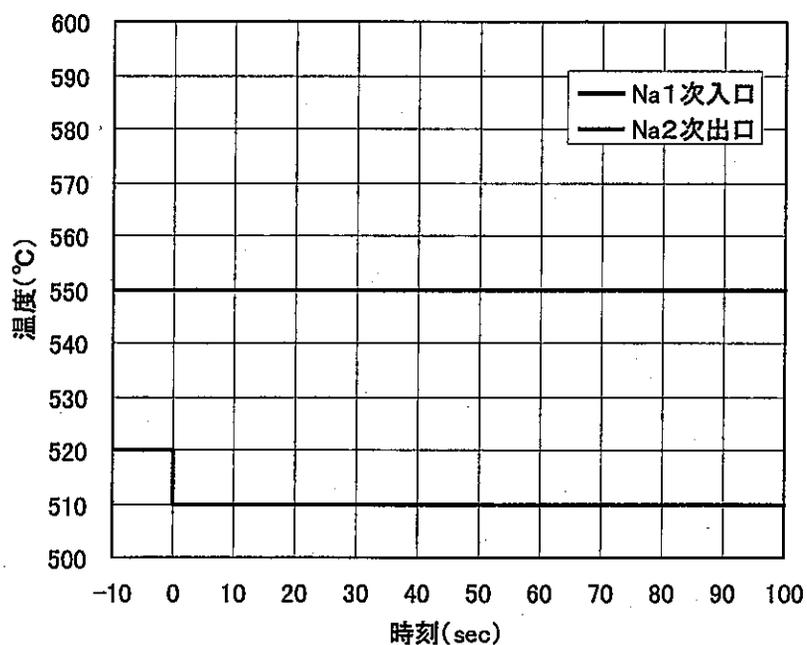


図 2.3-1(2) 手動トリップ熱過渡条件図 (ステップ応答解析 2)

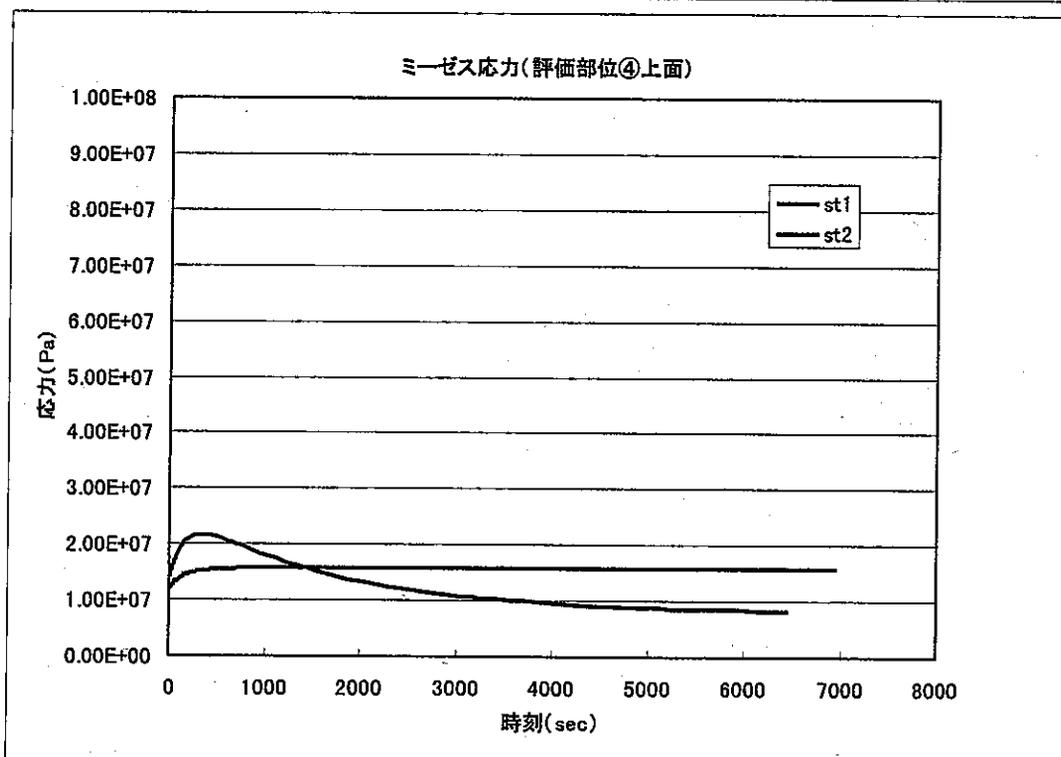
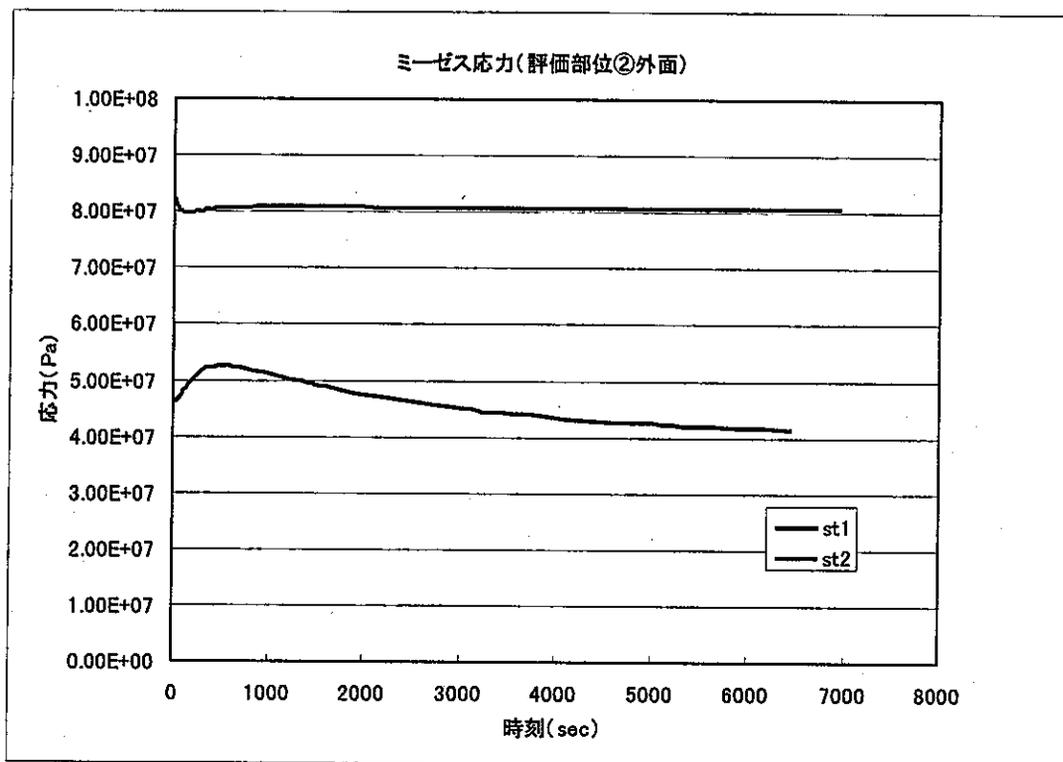


図 2.3-2(1) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析; 全時刻)
 * st1 はステップ応答解析 1 を、st2 はステップ応答解析 2 を表す。

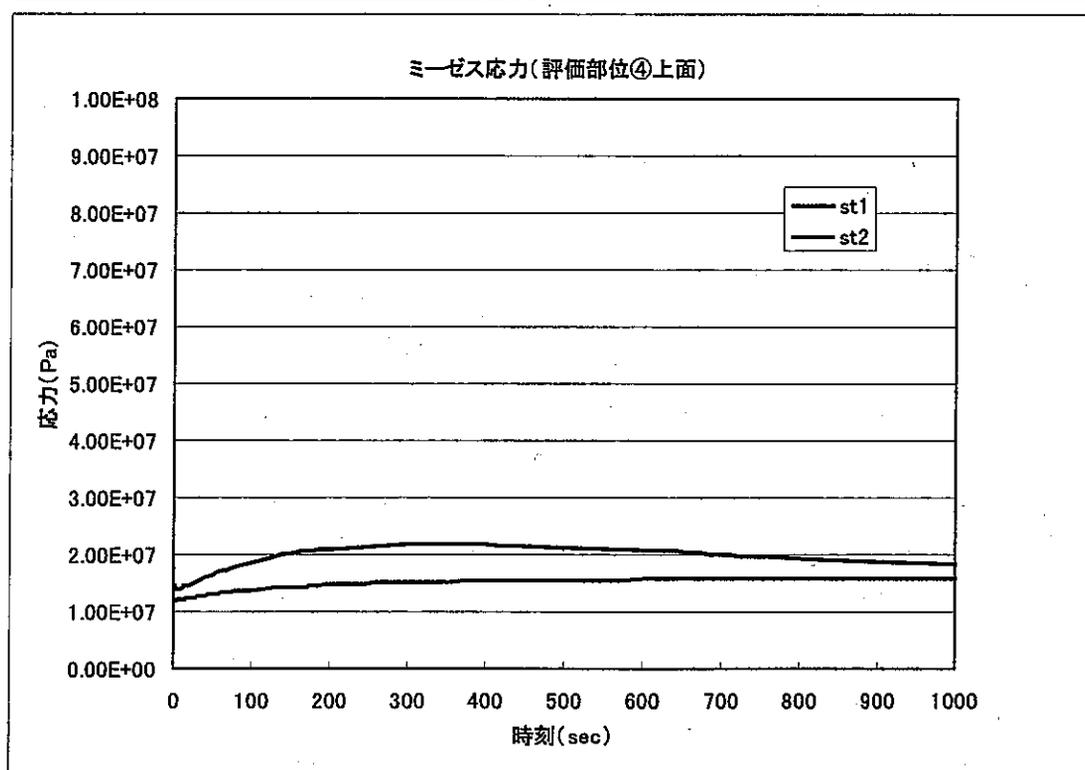
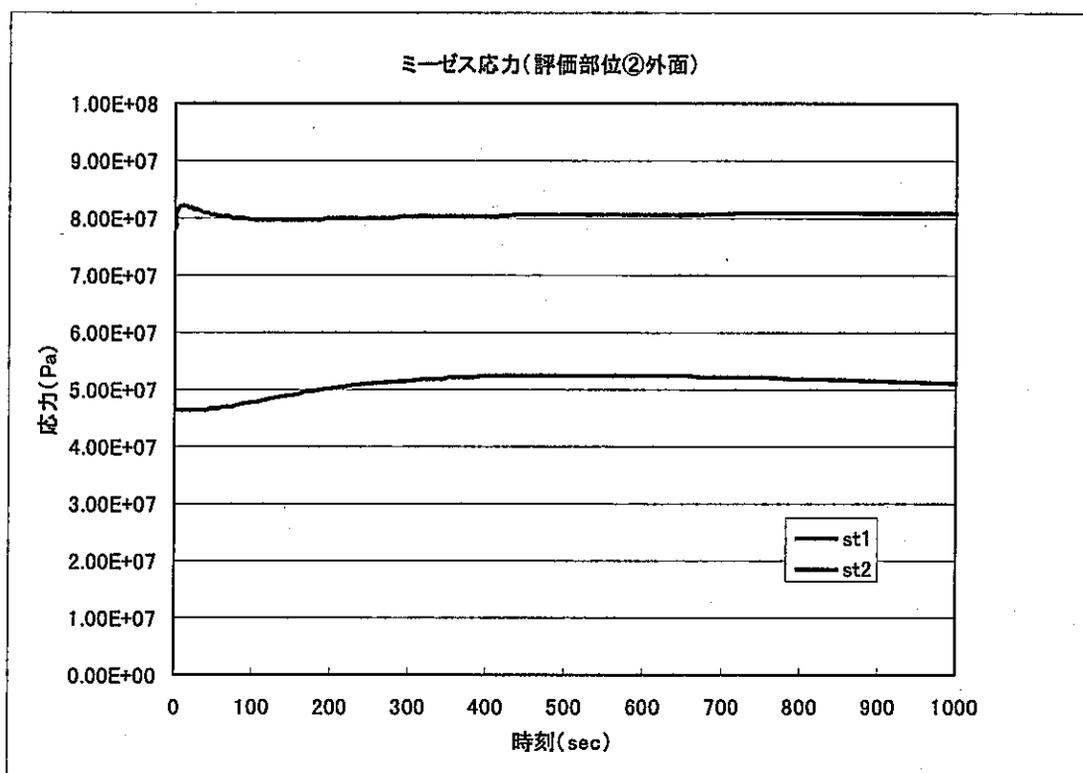


図 2.3-2(2) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析 ; 0-1000sec)

* st1 はステップ応答解析 1 を、st2 はステップ応答解析 2 を表す。

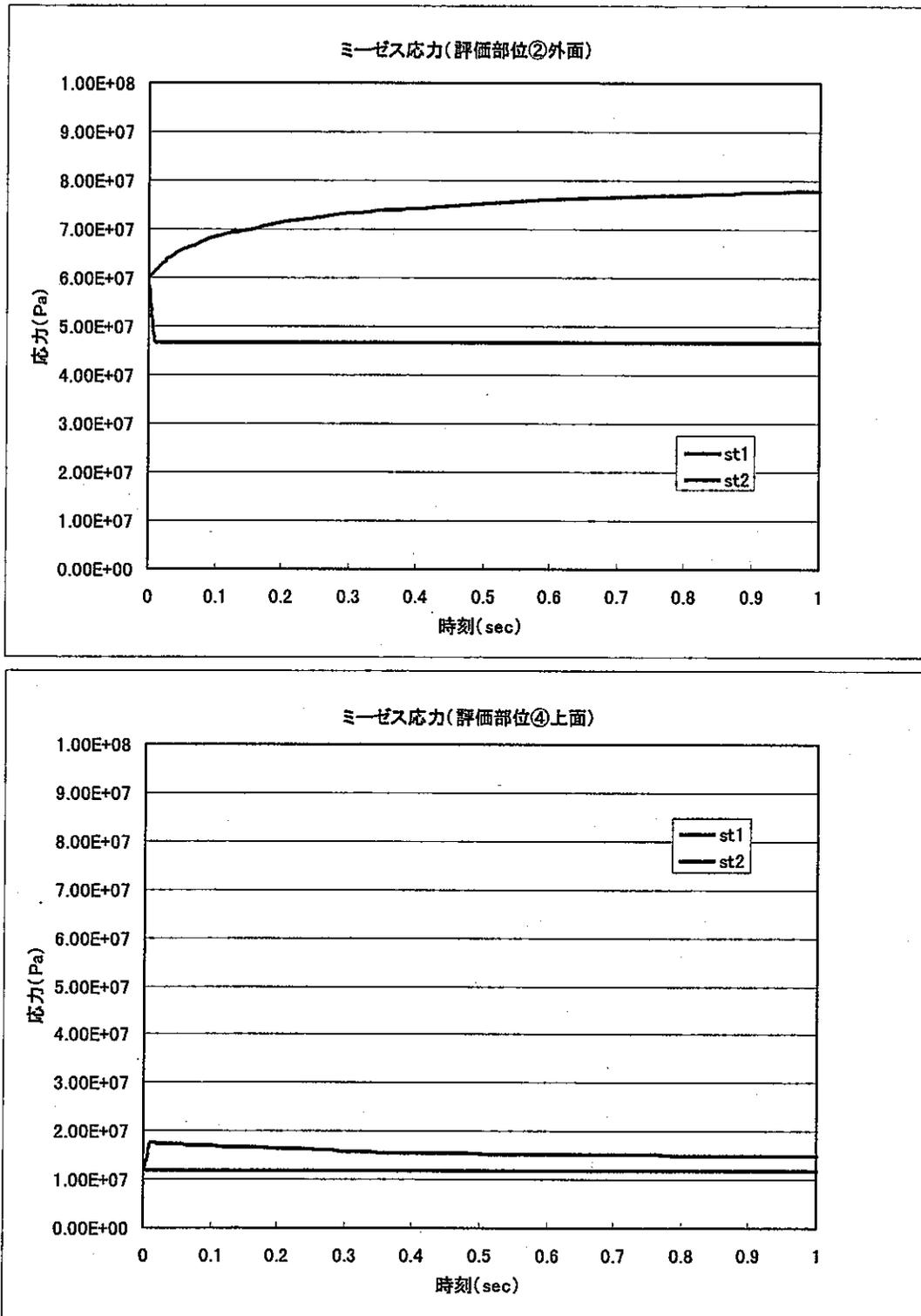


図 2.3-2(3) ミーゼス応力時刻歴 (ステップ応答解析 ; 0-1sec)
 * st1 はステップ応答解析 1 を、st2 はステップ応答解析 2 を表す。

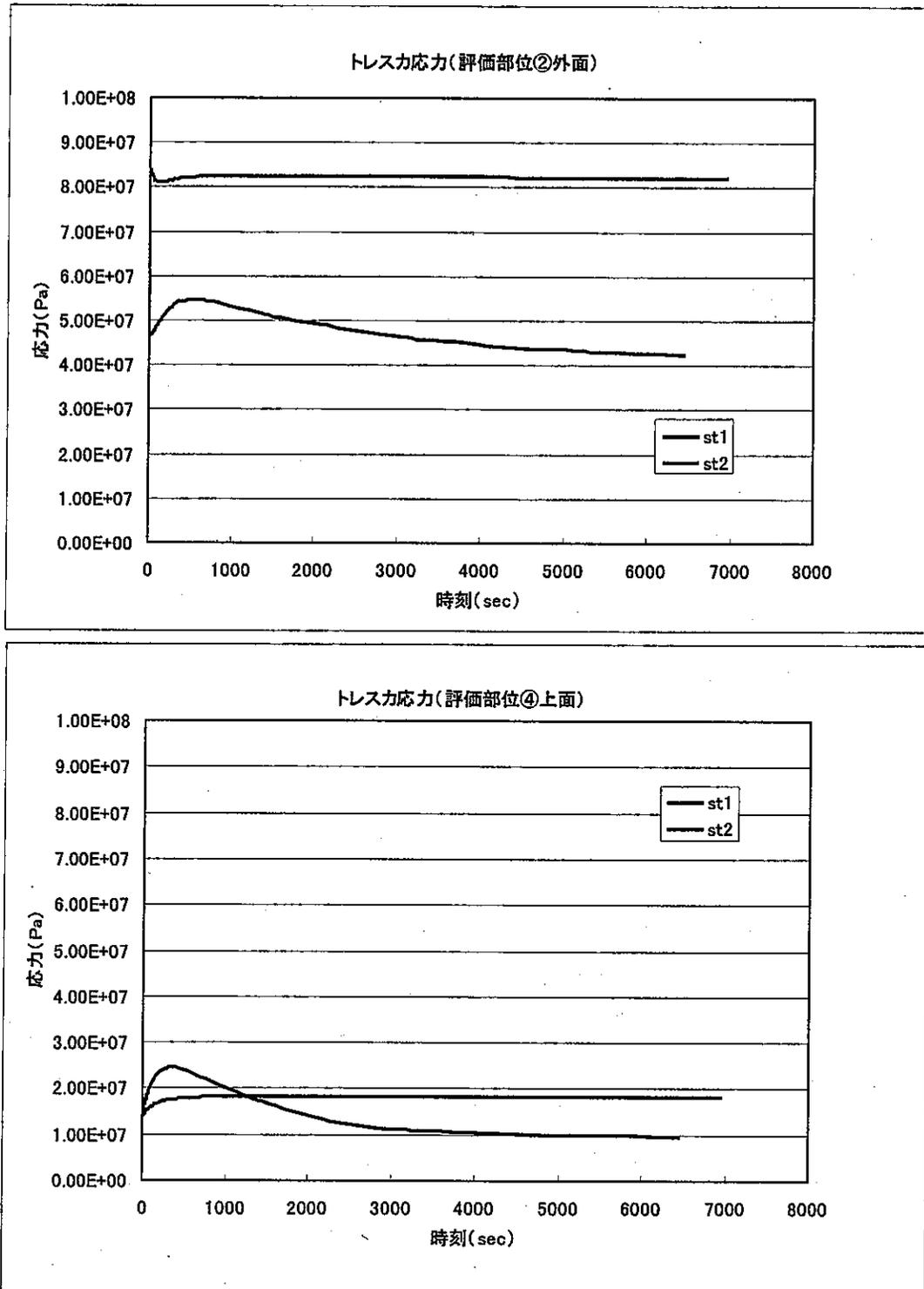


図 2.3-2(4) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析; 全時刻)
 * st1はステップ応答解析1を、st2はステップ応答解析2を表す。

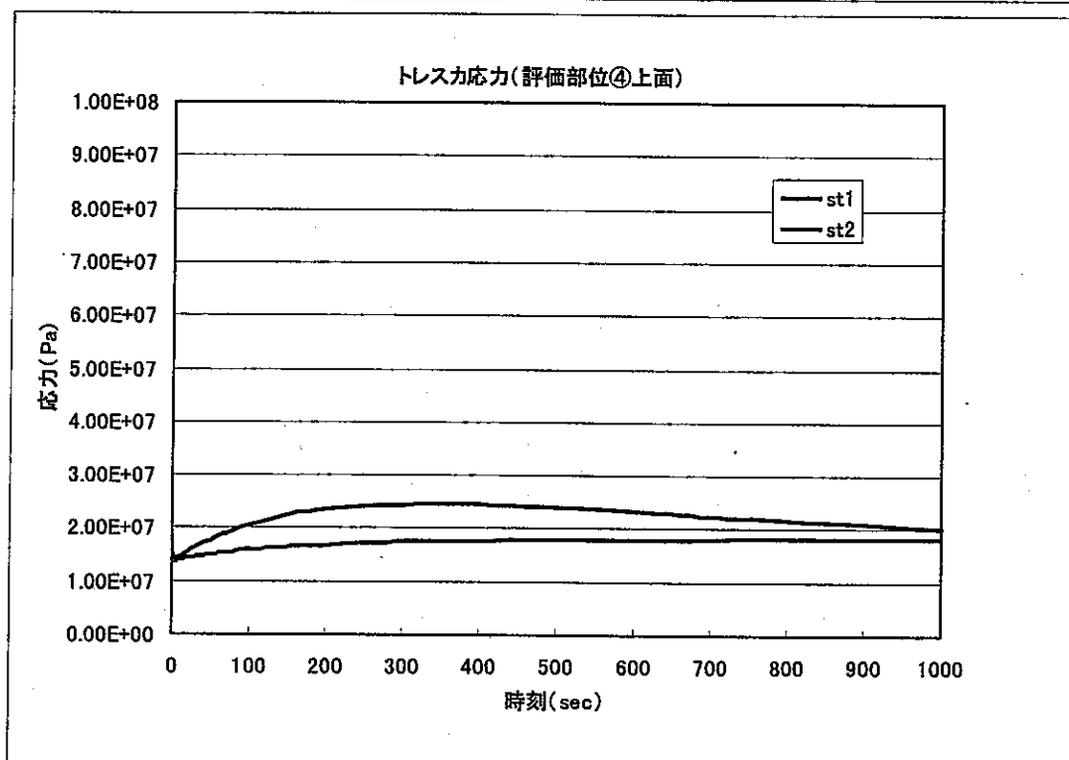
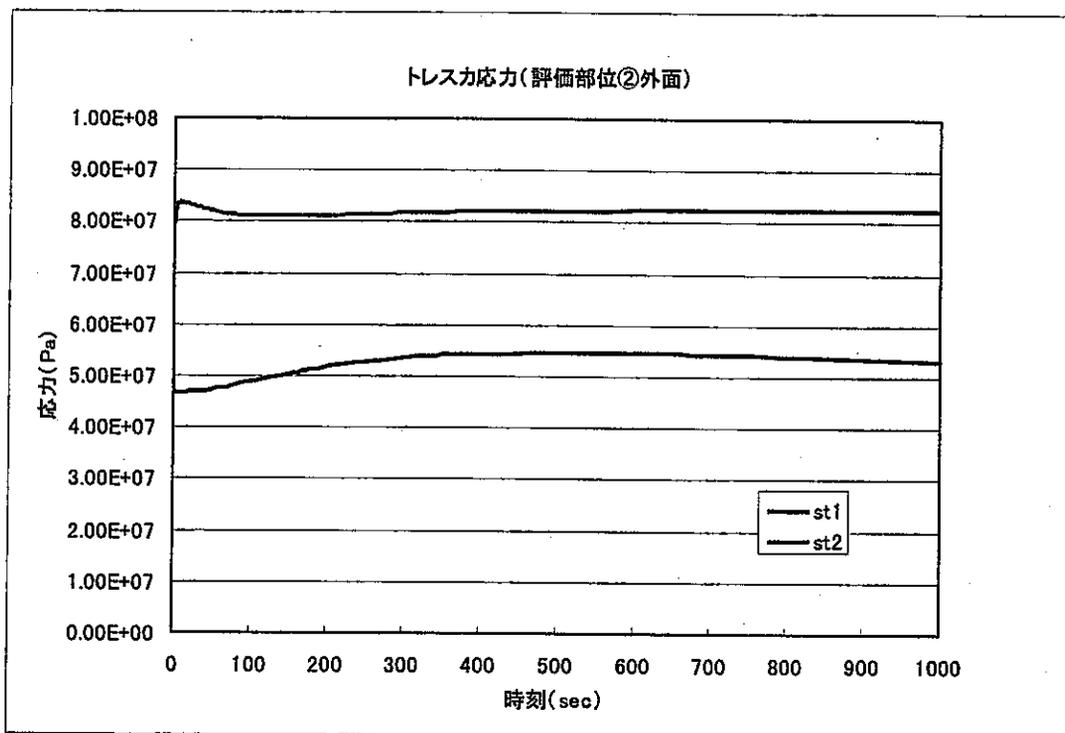


図 2.3-2(5) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析; 0-1000sec)

* st1 はステップ応答解析 1 を、st2 はステップ応答解析 2 を表す。

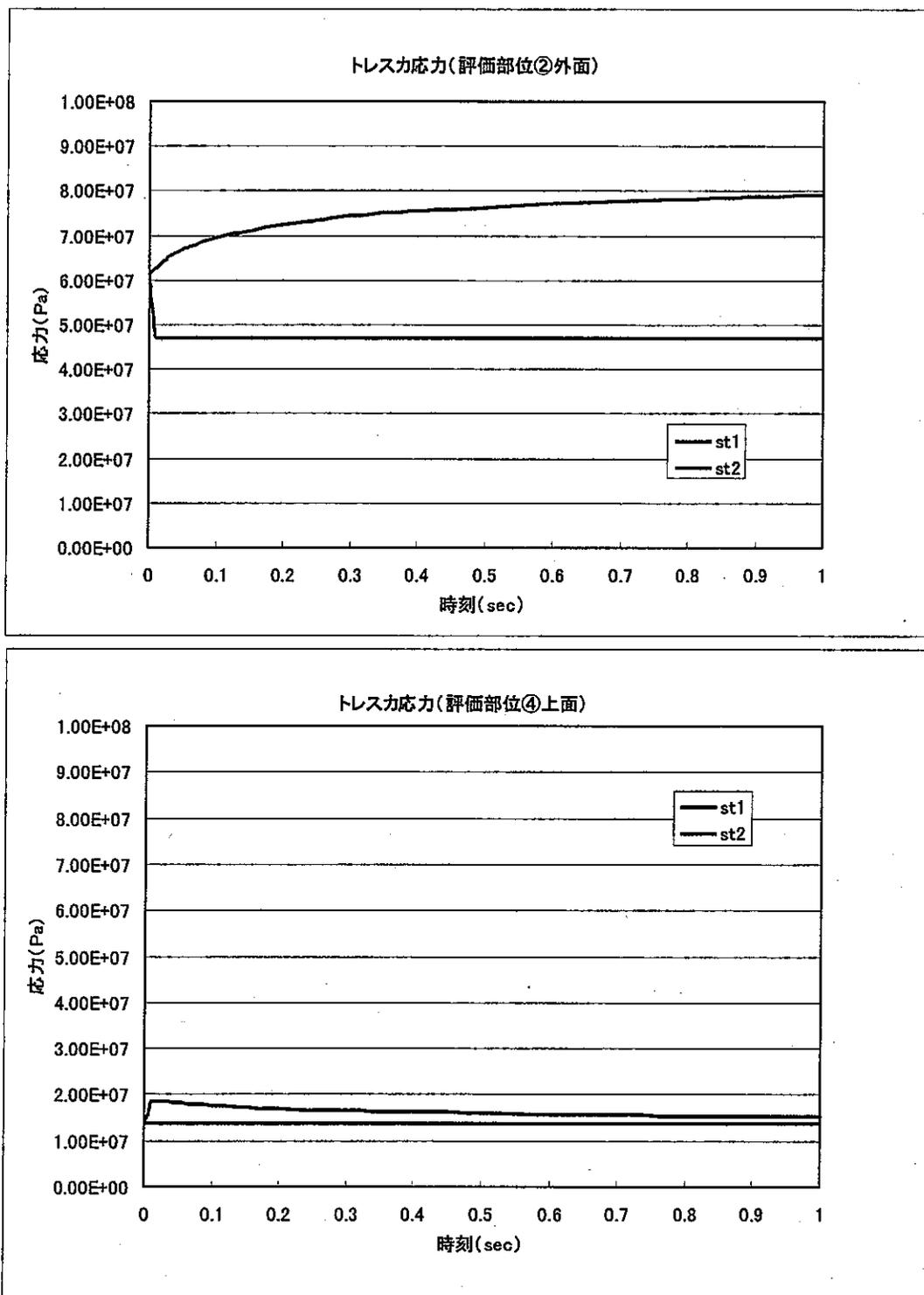


図 2.3-2(6) トレスカ応力時刻歴 (ステップ応答解析 ; 0-1sec)

* st1はステップ応答解析1を、st2はステップ応答解析2を表す。

3. 解析手法の検討

2.1(3)項で選定した手動トリップ時において、PARTSコードを用いて熱過渡解析を実施し、実験計画法がIHX上部管板の構造健全性に与える影響の有効性について検討する。

3.1 熱過渡解析

(1) 実験計画法による感度解析の条件

感度解析の条件は、既往の委託報告書 JNC TJ1420 2001-001「熱流動-構造統合解析コードの系統熱過渡解析への適用性調査」の4.2項によれば、手動トリップの熱過渡条件に関する影響因子は表3.1-1に示す8つの影響因子である。この影響因子に実験計画法を適用して、表3.1-2の直交表 L_{18} による割り付けを行って得た表3.1-3の結果に基づき、標準+18ケースの熱過渡解析条件を設定した。本手法は、表3.1-1に示すパラメータについて総当たりで組み合わせを考慮した場合(4374ケース)と統計的に同等の結果を得る手法である。

A：ポンプトリップ遅れ時間 (NOM値を1、MAX値を2)

B：崩壊熱 (MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

C：1次主ポンプフォスタグ特性 (流量半減時間)

(MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

D：2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)

(MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

E：1次側トリップ後整定流量 (MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

F：2次側トリップ後整定流量 (MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

G：トリップ後のSG給水温度 (MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

H：トリップ後のSG給水流量 (MIN値を1、NOM値を2、MAX値を3)

(2) 熱過渡解析結果

前項の条件に基づいて、手動トリップにおける、標準+18ケースの熱過渡解析を実施し、図3.1-1に結果(1次側入口温度、2次側出口温度)を示す。図中、同一時刻(熱過渡開始時刻を除く)における各ケースの温度を見ると、1次側及び2次側共に、各ケース間において約20~30℃の温度幅があることが分かる。

表 3.1-1 手動トリップにおける影響因子と設定値

影響因子	条 件	ノミナル値	パラメータ値	
			MAX値	MIN値
崩壊熱		ノミナル条件の崩壊熱	プラス側誤差 10%、カロリメ トリックス誤差 2%を考慮 ノミナル値 $\times 1.1 \times 1.02$	マイナス側誤差 15%、カロリ メトリックス誤差 2%を考慮 ノミナル値 $\times 0.85 \times 0.98$
1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		6.5 秒	8 秒(原電殿データ)	5.5 秒
2次Na 流量低減時間 (定格流量 \rightarrow 整定流量)		4.5 秒	5.0 秒	4.0 秒
1次側トリップ後整定流量		15%	系統圧損誤差 10%を考慮 $15 \times 1.1 \approx 17\%$	系統圧損誤差 10%を考慮 $15 \times 0.9 \approx 13\%$
2次側トリップ後整定流量		15.3%	16.8%	13.8%
トリップ後のSG給水温度		240℃	圧力設定誤差 $+2\text{kg/cm}^2$ を考 慮 $+3^\circ\text{C}$	圧力設定誤差 -2kg/cm^2 を考 慮 -3°C
トリップ後のSG給水流量		25%	流量制御系の計測/設定誤差 を考慮 $+3\%$	流量制御系の計測/設定誤差 を考慮 -3%
ポンプトリップ遅れ時間		1 秒(原電殿データ)	3 秒(原電殿データ)	—

表 3.1-2 直交表L18による割り付け

No. \ 因子	A	B	C	D	E	F	G	H
1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	2	2	2	2	2	2
3	1	1	3	3	3	3	3	3
4	1	2	1	1	2	2	3	3
5	1	2	2	2	3	3	1	1
6	1	2	3	3	1	1	2	2
7	1	3	1	2	1	3	2	3
8	1	3	2	3	2	1	3	1
9	1	3	3	1	3	2	1	2
10	2	1	1	3	3	2	2	1
11	2	1	2	1	1	3	3	2
12	2	1	3	2	2	1	1	3
13	2	2	1	2	3	1	3	2
14	2	2	2	3	1	2	1	3
15	2	2	3	1	2	3	2	1
16	2	3	1	3	2	3	1	2
17	2	3	2	1	3	1	2	3
18	2	3	3	2	1	2	3	1

表 3.1-3 影響因子の実験計画法による直交表L18における割り付け

ケースNo.	A. ポンプトリップ遅れ時間		B. 崩壊熱		C. 1次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		D. 2次Na流量低減時間 (定格流量→整定流量)		E. 1次側トリップ後整定流量		F. 2次側トリップ後整定流量		G. トリップ後のSG給水温度		H. トリップ後のSG給水流量	
1	1	NOM	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN	1	MIN
2	1	NOM	1	MIN	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM
3	1	NOM	1	MIN	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX	3	MAX
4	1	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX
5	1	NOM	2	NOM	2	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN
6	1	NOM	2	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	1	MIN	2	NOM	2	NOM
7	1	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX
8	1	NOM	3	MAX	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN
9	1	NOM	3	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM
10	2	MAX	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN
11	2	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX	3	MAX	2	NOM
12	2	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	2	NOM	1	MIN	1	MIN	3	MAX
13	2	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM
14	2	MAX	2	NOM	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	1	MIN	3	MAX
15	2	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX	2	NOM	1	MIN
16	2	MAX	3	MAX	1	MIN	3	MAX	2	NOM	3	MAX	1	MIN	2	NOM
17	2	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	3	MAX	1	MIN	2	NOM	3	MAX
18	2	MAX	3	MAX	3	MAX	2	NOM	1	MIN	2	NOM	3	MAX	1	MIN

標準ケース

0	NOM															
---	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

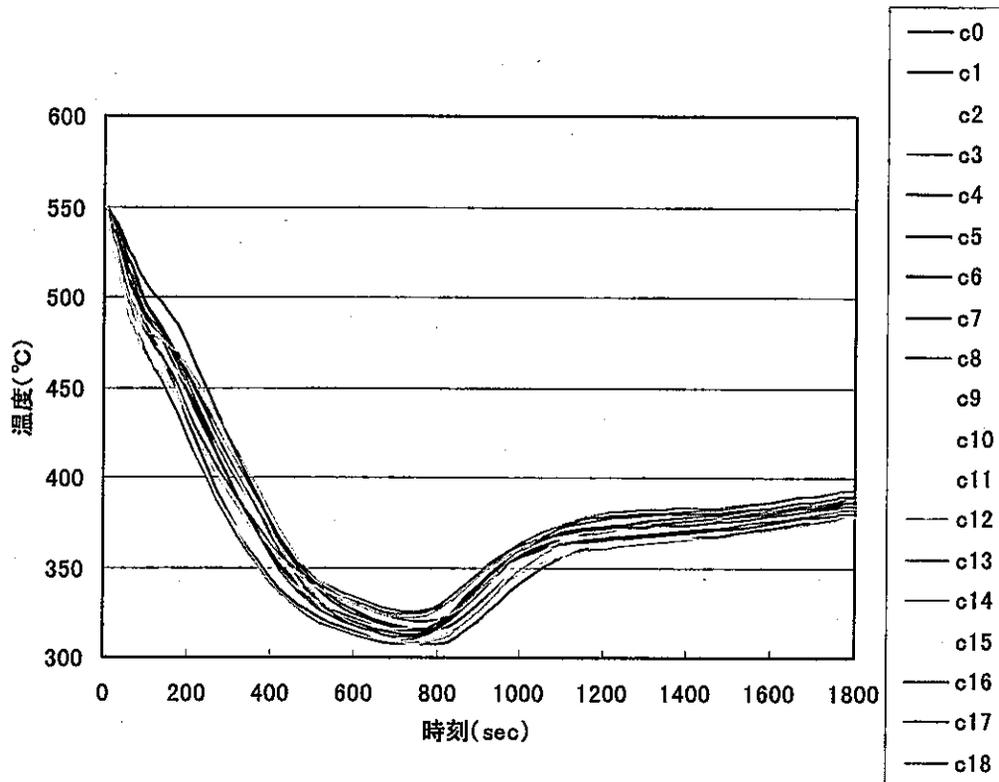


図 3.1-1(1) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口 ; 標準 + I 8 ケース)

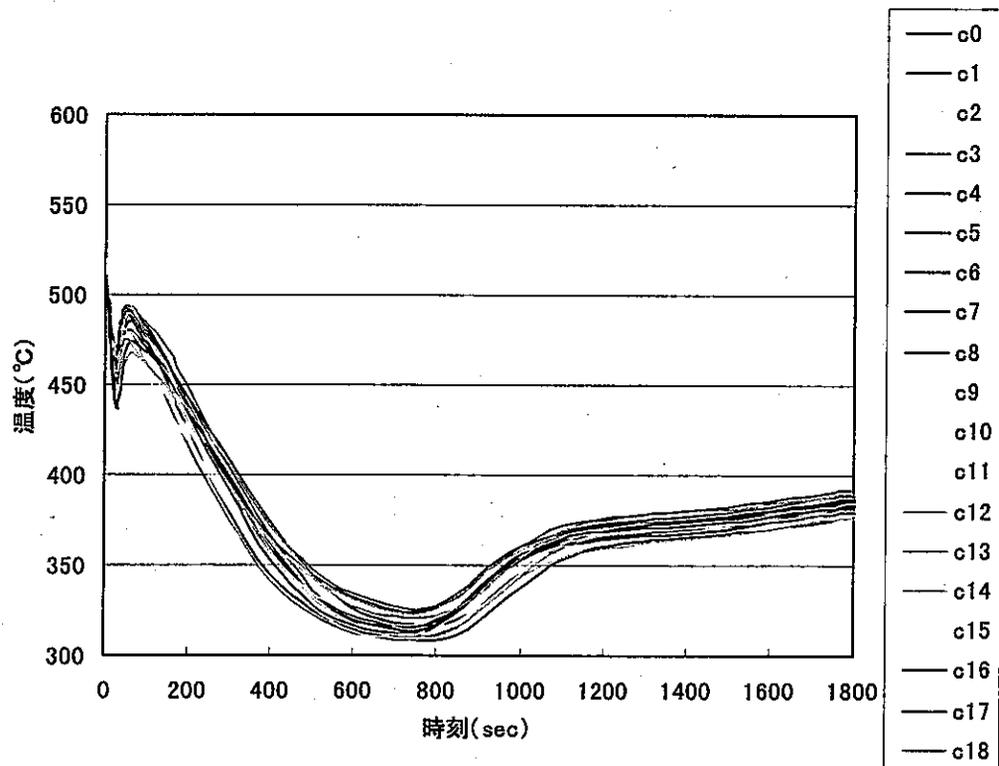


図 3.1-1(2) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口 ; 標準 + 1 8 ケース)

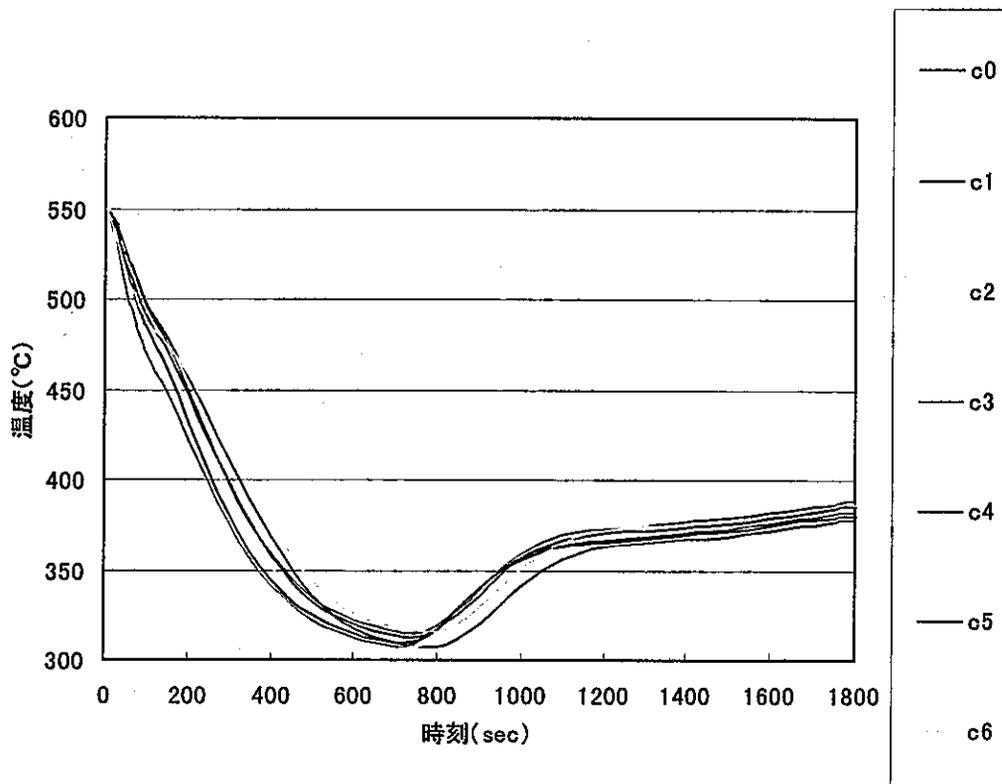


図 3.1-1(3) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口; 標準+ケース 1~6)

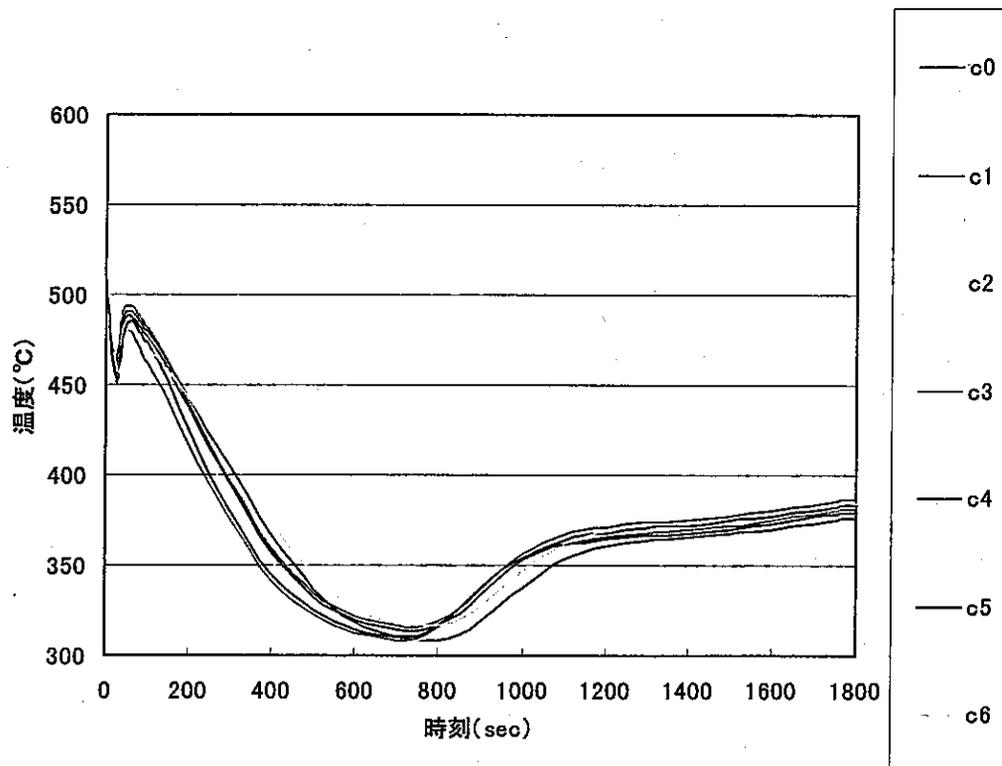


図 3.1-1(4) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口; 標準+ケース 1~6)

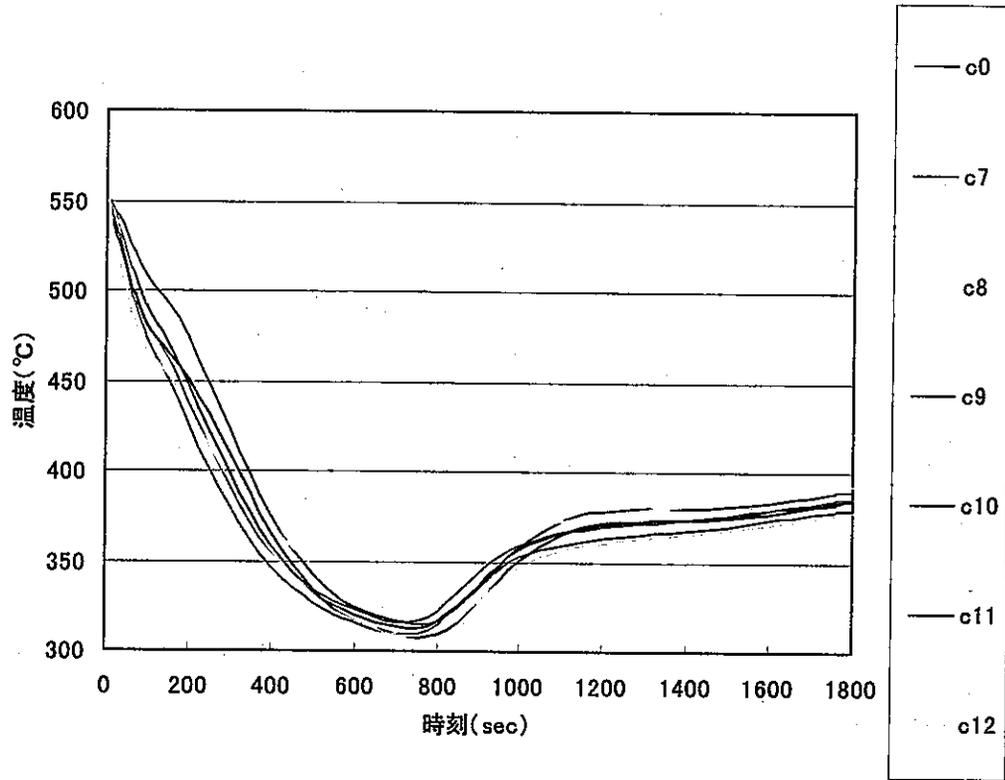


図 3.1-1(5) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口 ; 標準+ケース 7~12)

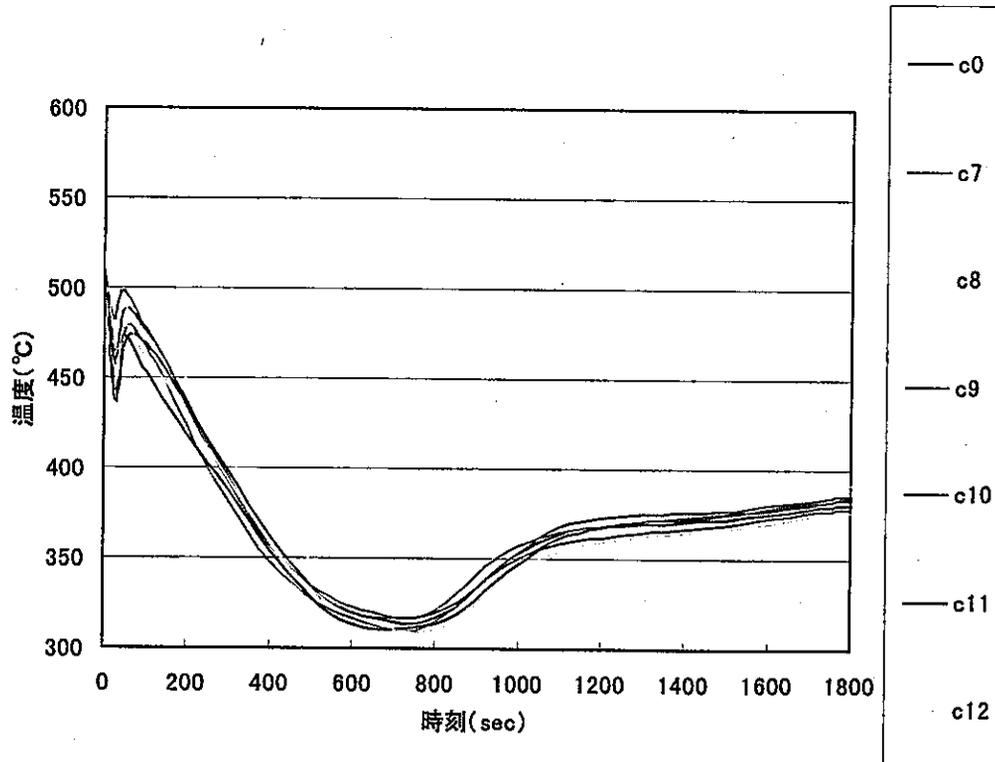


図 3.1-1(6) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口 ; 標準+ケース 7~12)

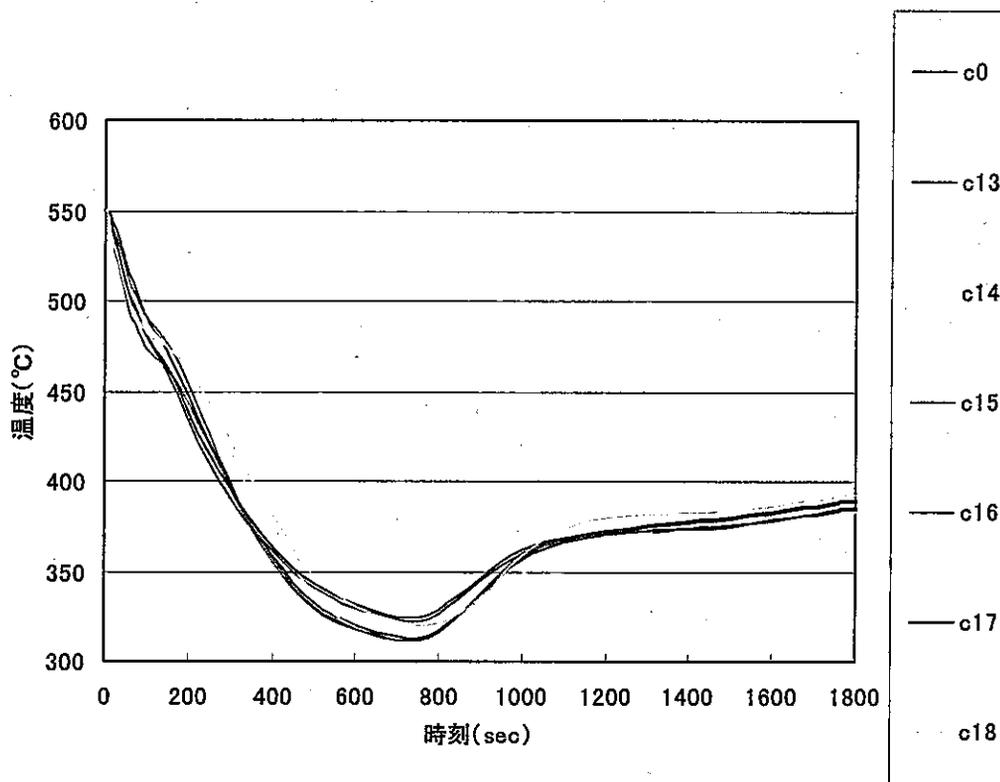


図 3.1-1(7) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 1 次入口 ; 標準+ケース 13~18)

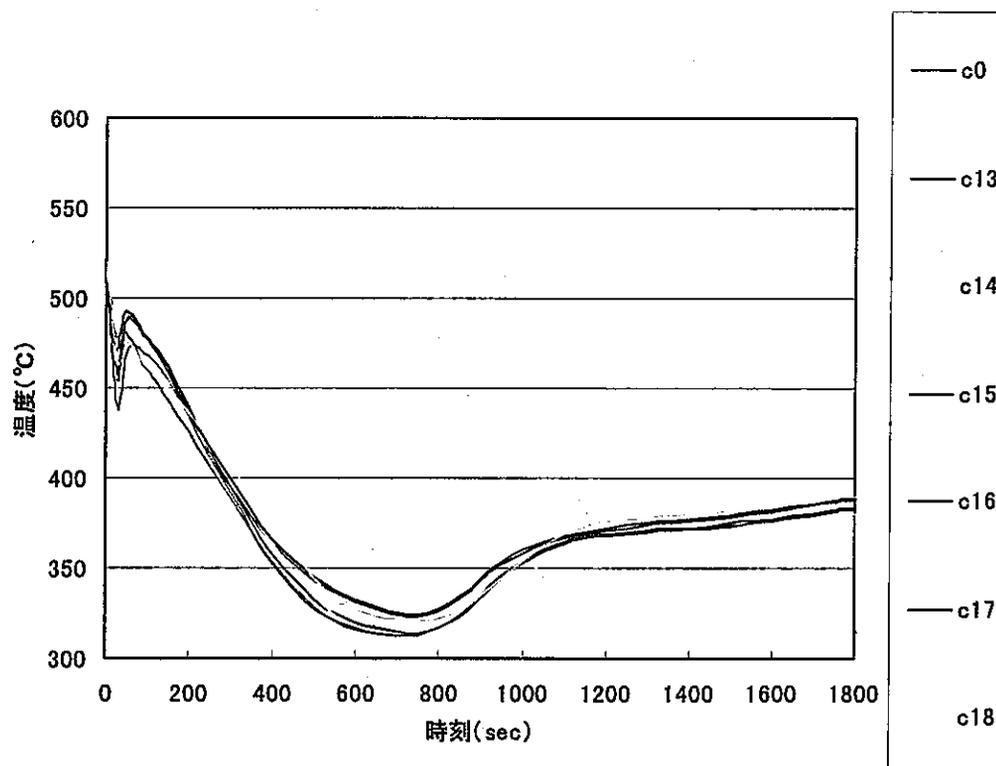


図 3.1-1(8) 手動トリップ熱過渡解析結果 (IHX 2 次出口 ; 標準+ケース 13~18)

3.2 熱応力解析

(1) 熱応力解析結果

各種影響因子が I H X 管板の構造健全性に与える影響を把握するため、18種類の熱過渡条件において有限要素法による熱応力解析を実施した。なお、本解析は、電力共研「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」(平成13年度)において実施しており、ここではその成果を引用する。

a. 対象プラント

対象プラントは、旭-1500(平成12年度設計)とする。

b. 熱過渡条件

3.1項で求めた熱過渡条件を用いる。

c. 解析モデル

解析モデル及び端部の境界条件を図3.2-1に示す。解析モデルは2次元軸対称モデルとし、管板リガメント部にはASME A8000に従い等価剛性を用いる。解析コードは「ABAQUS」を用いる。

d. 熱的境界条件

熱的境界条件区分を図3.2-2に、解析の入力データに必要な熱的境界条件(時間-熱伝達率の関係)を表3.2-1に示す。

○管板リガメント部の扱い

温度分布解析において、全体モデルに伝熱管孔からの入熱を与える手法として、図3.2-2の管板リガメント部の温度を別途外部から強制入力するものとする。具体的には、管板リガメント部は上下方向に10層の2次要素で構成しており、上下方向の節点数は21個である。このうち、1番下の節点には2次Na温度、下から2番目の節点には1次と2次の加重平均のNa温度、それ以外の節点には1次Na温度をそれぞれ強制入力する。

○熱伝達率の設定

熱伝達率は、将来、Green関数法と比較することを考慮して一定とする。この際、応力のピークが700~800秒後に発生することから、熱伝達率も49秒以降の値を採用する。

e. 物性値

12Cr系鋼の物性値を表3.2-2に示す。

f. 応力評価部位の選定

18種類の熱過渡条件による熱応力評価を実施する際の評価対象部位は、電力共研「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」（平成13年度）の4.1.2.1(3)項において選定した代表2か所「評価部位②外面」及び「評価部位④上面」（図3.2-3）とする。

g. 熱応力解析結果

18種類の熱過渡条件による熱応力解析を実施し、応力評価部位の応力時刻歴（ミーゼス応力、トレスカ応力）を標準ケースと併せて図3.2-4に、発生応力の最大値を表3.2-3に示す。応力履歴を見ると、評価部位②外面については、応力は30秒付近でパルス的に比較的大きいピークが発生した後、一旦減少し、70秒付近から再び応力が上昇して800～900秒付近で最大の応力ピークが生じ、その後は上昇時に比べて緩やかな勾配で応力が減少していくという特性を示している。この事象は全ケースに共通している。この応力履歴は、熱過渡条件のIHX2次側出口の温度履歴に支配される形で生じていることが分かる。すなわち、30秒～70秒付近の間のような、急激な温度降下及び温度上昇が生じると応力もパルスのように発生するが、その後、温度勾配が緩やかに降下していくと応力は緩やかに上昇し、温度が完全に降下した直後に応力が最大となる。

一方、評価部位④上面については、全ケース共、トリップ開始から徐々に応力が上昇して700～800秒付近で最大の応力ピークが生じた後、1000秒付近まで上昇時と同じような勾配で応力が減少している。1000秒付近を境に勾配がさらに緩やかになって減少していく。この応力履歴は、熱過渡条件のIHX1次側入口の温度履歴に支配される形で生じていることが分かる。すなわち、トリップ開始から温度が降下して700秒付近で温度が完全に降下した直後に応力が最大となる。

また、これらの応力発生メカニズムについて、標準ケースを例にとって示す。最大応力発生時刻（695秒）における温度コンタを図3.2-5に、応力コンタを図3.2-6に示す。図3.2-6を見ると、コールドショックに伴って全体的に径方向に収縮するが、厚肉部3箇所は温度が残るため収縮量が小さくなっていることが分かる。このことから、評価部位④上面のような厚肉部では温度が残ることによって周方向に比較的大きな圧縮応力が生じ、また、評価部位②外面のような薄肉部では曲げによる比較的大きな引張り応力が発生する。

表 3.2-1 熱的境界条件 (熱伝達率)

事象	1次側					2次側				
	時間	上部プレナム内面	管板上面	管孔内面	流量率	時間	管板下面	内側シュラウド内面	2次アニュラス胴内面	流量率
	sec	W/m2K	W/m2K	W/m2K	%	sec	W/m2K	W/m2K	W/m2K	%
手動トリップ	0~25	(1800)	(1800)	(37000)	100	0~25	(80000)	(80000)	(3400)	100
	25~	1100	1100	24000	20	25~49.01	(60000)	(60000)	(2350)	40
						49.01~	54000	54000	1350	20

*その他の領域は断熱とする。

*温度分布解析においては、熱伝達率は一定とし49秒以降の値を用いる。

表 3.2-2(1) 12Cr 系鋼物性値 (リム部)

温度	縦弾性係数	平均線膨張率	瞬間線膨張率	熱伝導率	比熱
T	E	αa	αi	λ	Cp
°C	GPa	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	W/mK	J/gK
20	216	10.7	11.9	22.7	0.444
100	211	10.7	11.9		
200	204	10.7	11.9	28.6	0.621
300	196	10.7	11.9	30.5	0.681
400	185	11.0	12.0	31.2	0.731
500	174	11.2	12.2	32.7	0.837
600	158	11.5	12.6	34.6	0.983
700	132	11.6	13.2	33.9	1.272
800	124	11.9	13.9		

ポアソン比 $\nu = 0.32$ (一定)密度 $\rho = 7860\text{kg/m}^3$

* 表中の空白部分については、指定した温度に対して内挿できる場合には内挿した値を用いる。

表 3.2-2(2) 12Cr 系鋼物性値 (リガメント部)

温度	縦弾性係数	平均線膨張率	瞬間線膨張率	熱伝導率	比熱
T	E	αa	αi	λ	Cp
°C	GPa	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	W/mK	J/gK
20	28.512	10.7	11.9	22.7	0.444
100	27.852	10.7	11.9		
200	26.928	10.7	11.9	28.6	0.621
300	25.872	10.7	11.9	30.5	0.681
400	24.420	11.0	12.0	31.2	0.731
500	22.968	11.2	12.2	32.7	0.837
600	20.856	11.5	12.6	34.6	0.983
700	17.424	11.6	13.2	33.9	1.272
800	16.368	11.9	13.9		

ポアソン比 $\nu = 0.48$ (一定)密度 $\rho = 7860000\text{kg/m}^3$

* 表中の空白部分については、指定した温度に対して内挿できる場合には内挿した値を用いる。

* 温度分布解析においてリガメント部の温度を強制入力するため、当該リガメント部の熱容量が十分大きな値となるように密度を本来の12Cr系鋼密度の1000倍とする。

表 3.2-3 応力最大値

解析ケース	応力最大値(評価部位②外面)				応力最大値(評価部位④上面)			
	mises		tresc		mises		tresc	
	時刻(sec)	応力(Pa)	時刻(sec)	応力(Pa)	時刻(sec)	応力(Pa)	時刻(sec)	応力(Pa)
c0	775	3.12E+08	855	3.43E+08	695	4.38E+08	695	4.97E+08
c1	890	3.20E+08	890	3.52E+08	730	4.48E+08	730	5.08E+08
c2	775	3.21E+08	855	3.52E+08	695	4.49E+08	695	5.10E+08
c3	750	3.21E+08	810	3.53E+08	690	4.50E+08	690	5.11E+08
c4	850	3.09E+08	850	3.40E+08	690	4.34E+08	690	4.92E+08
c5	815	3.18E+08	815	3.49E+08	735	4.45E+08	735	5.05E+08
c6	840	3.09E+08	840	3.39E+08	780	4.31E+08	780	4.89E+08
c7	844	3.06E+08	844	3.36E+08	719	4.33E+08	719	4.91E+08
c8	815	2.97E+08	815	3.26E+08	735	4.15E+08	735	4.70E+08
c9	802	3.09E+08	802	3.39E+08	712	4.32E+08	712	4.90E+08
c10	815	3.19E+08	815	3.51E+08	735	4.44E+08	735	5.04E+08
c11	865	3.12E+08	865	3.44E+08	705	4.46E+08	705	5.06E+08
c12	840	3.21E+08	840	3.52E+08	720	4.44E+08	720	5.03E+08
c13	815	3.01E+08	815	3.30E+08	735	4.19E+08	735	4.75E+08
c14	885	3.15E+08	885	3.47E+08	725	4.44E+08	725	5.04E+08
c15	840	3.14E+08	840	3.45E+08	720	4.41E+08	720	5.00E+08
c16	775	3.13E+08	855	3.44E+08	695	4.42E+08	695	5.01E+08
c17	785	2.98E+08	785	3.27E+08	705	4.16E+08	705	4.71E+08
c18	810	3.00E+08	810	3.29E+08	750	4.23E+08	750	4.80E+08

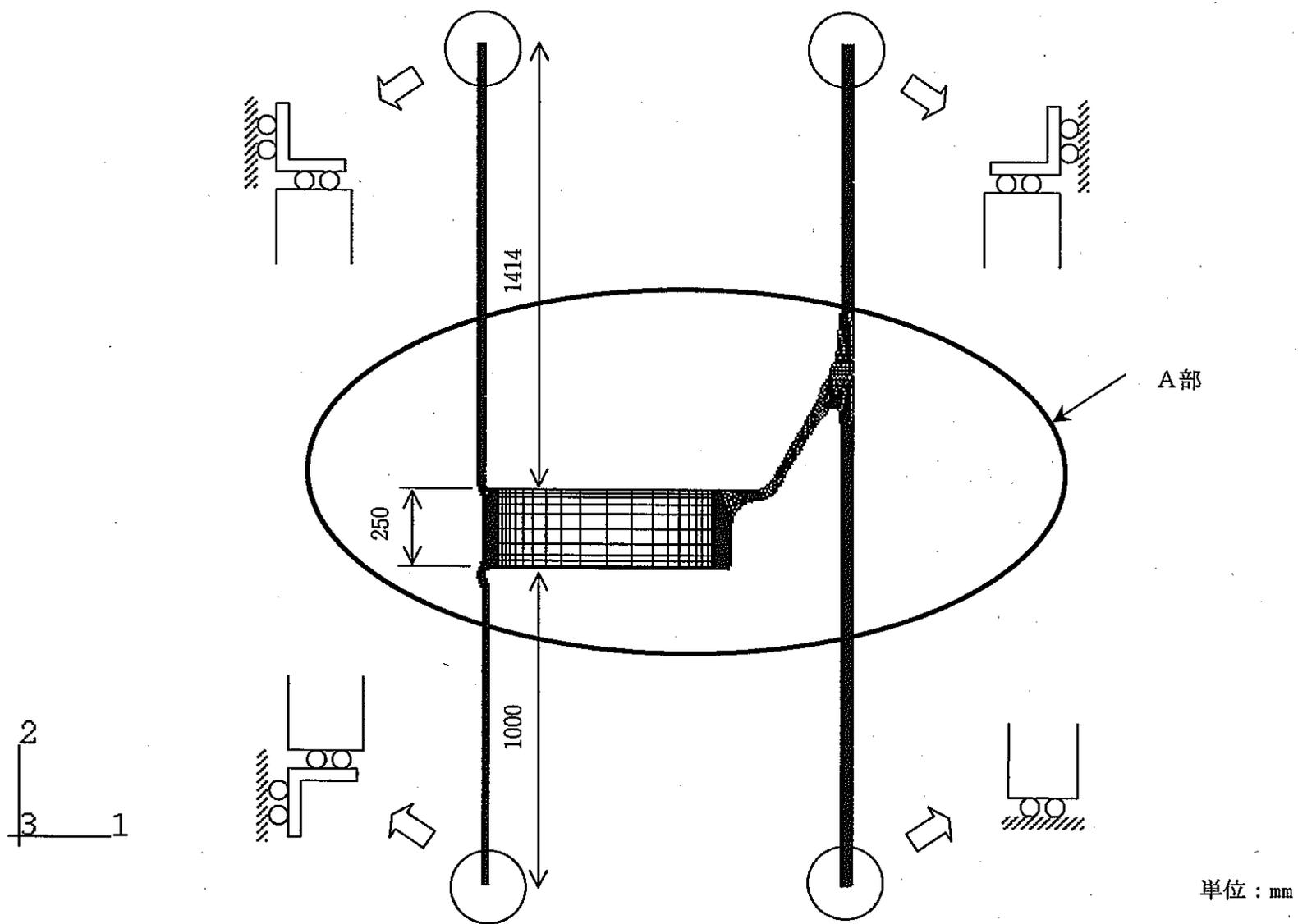


図 3.2-1(1) 解析モデル及び端部境界条件

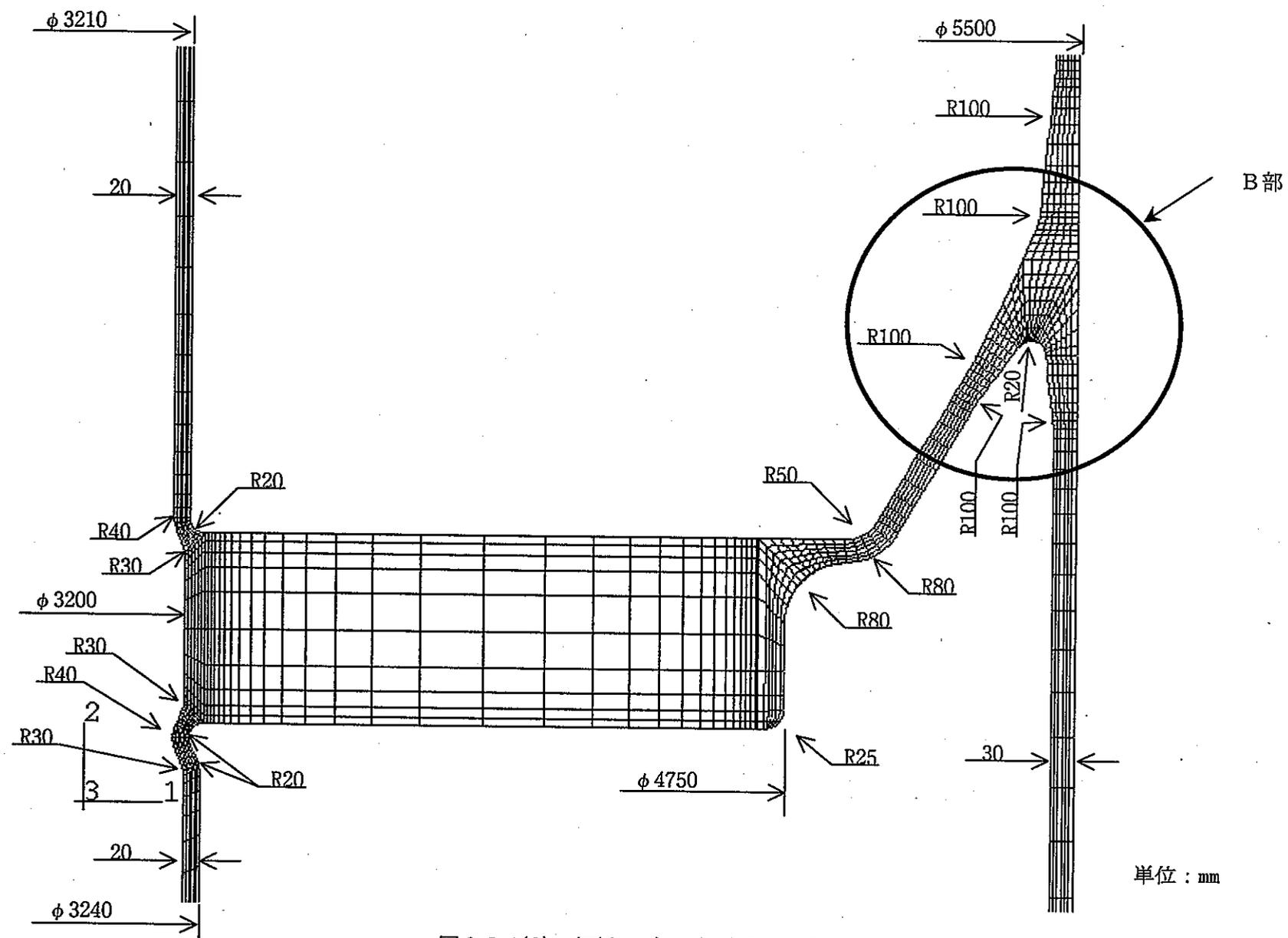


図 3.2-1(2) 解析モデル (A部拡大図)

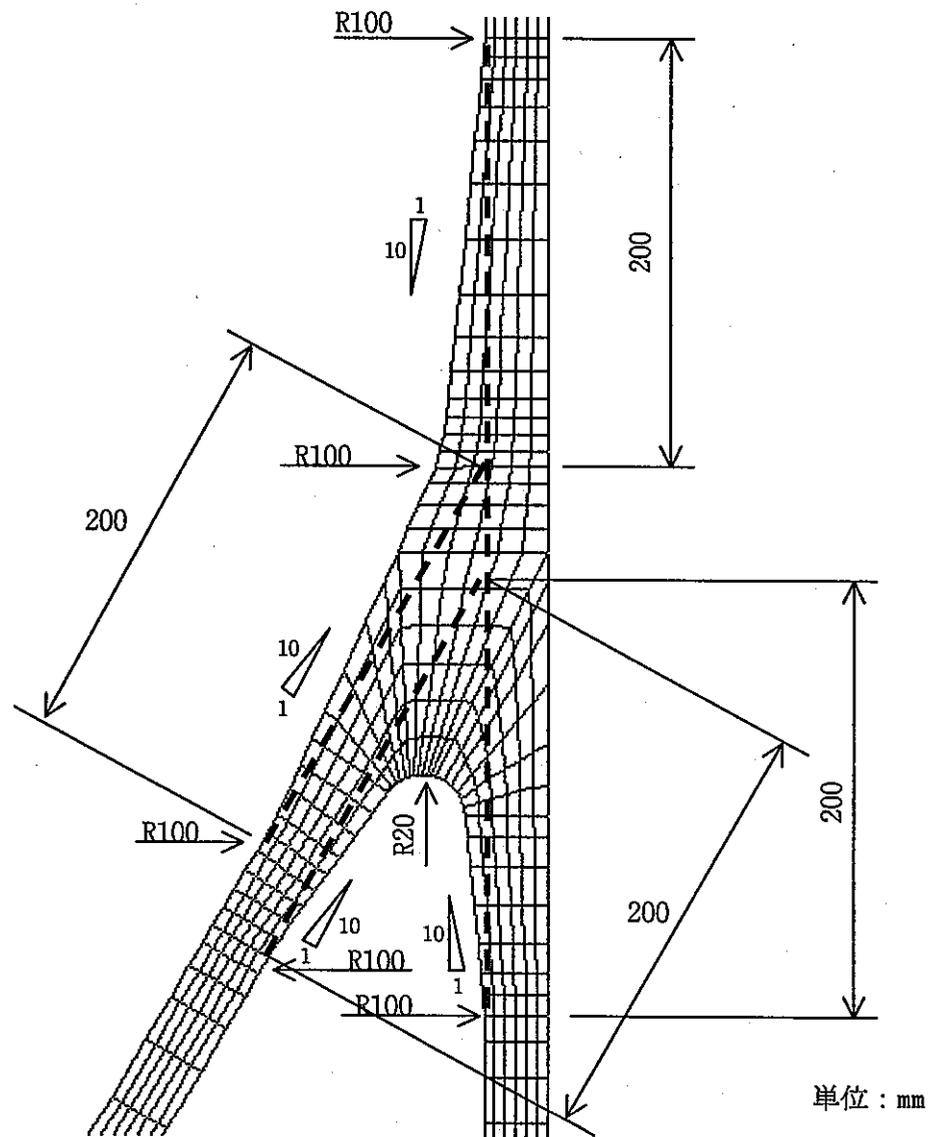


図 3.2-1(3) 解析モデル (B部拡大図)

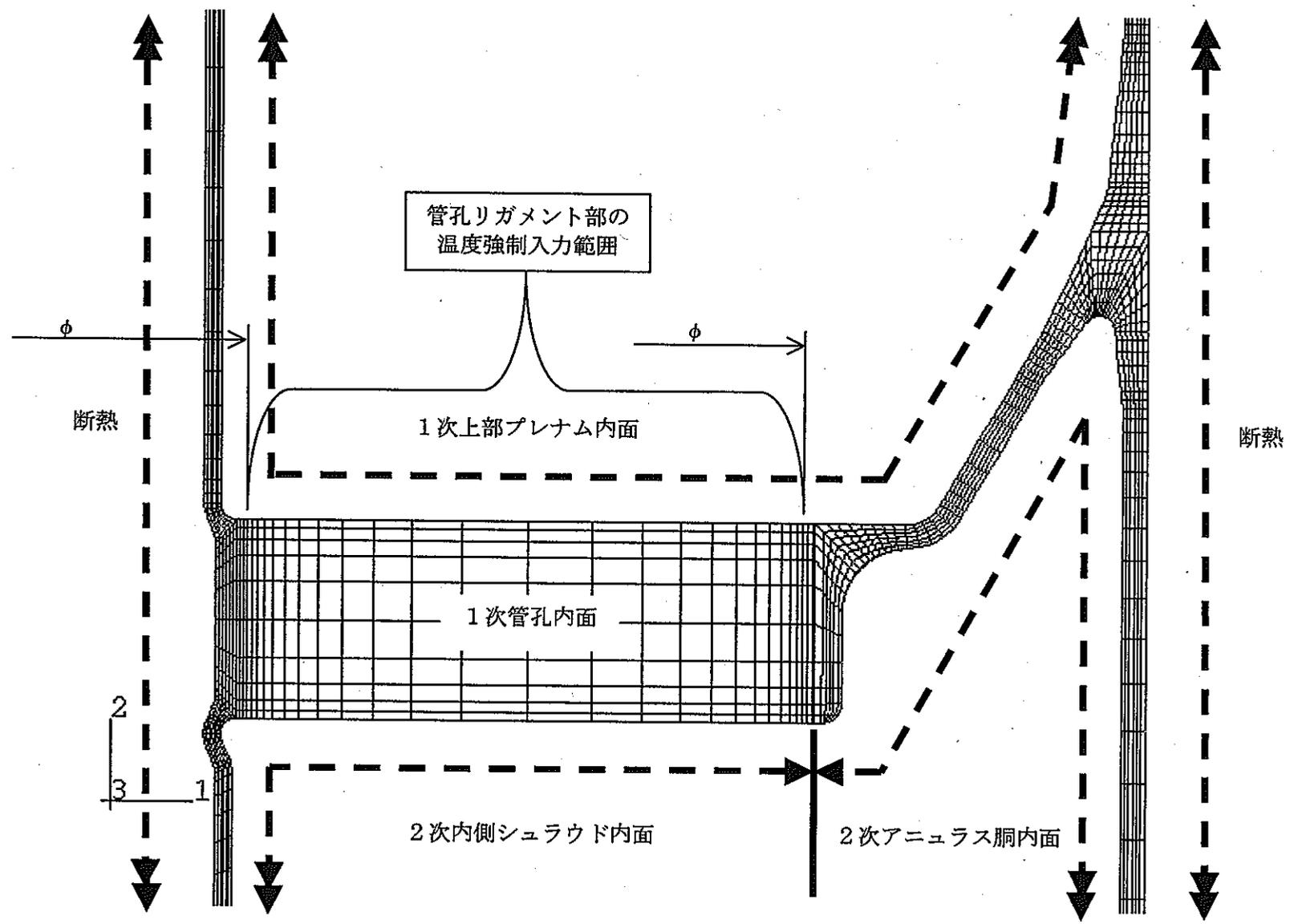


図 3.2-2 熱的境界条件区分

単位：mm

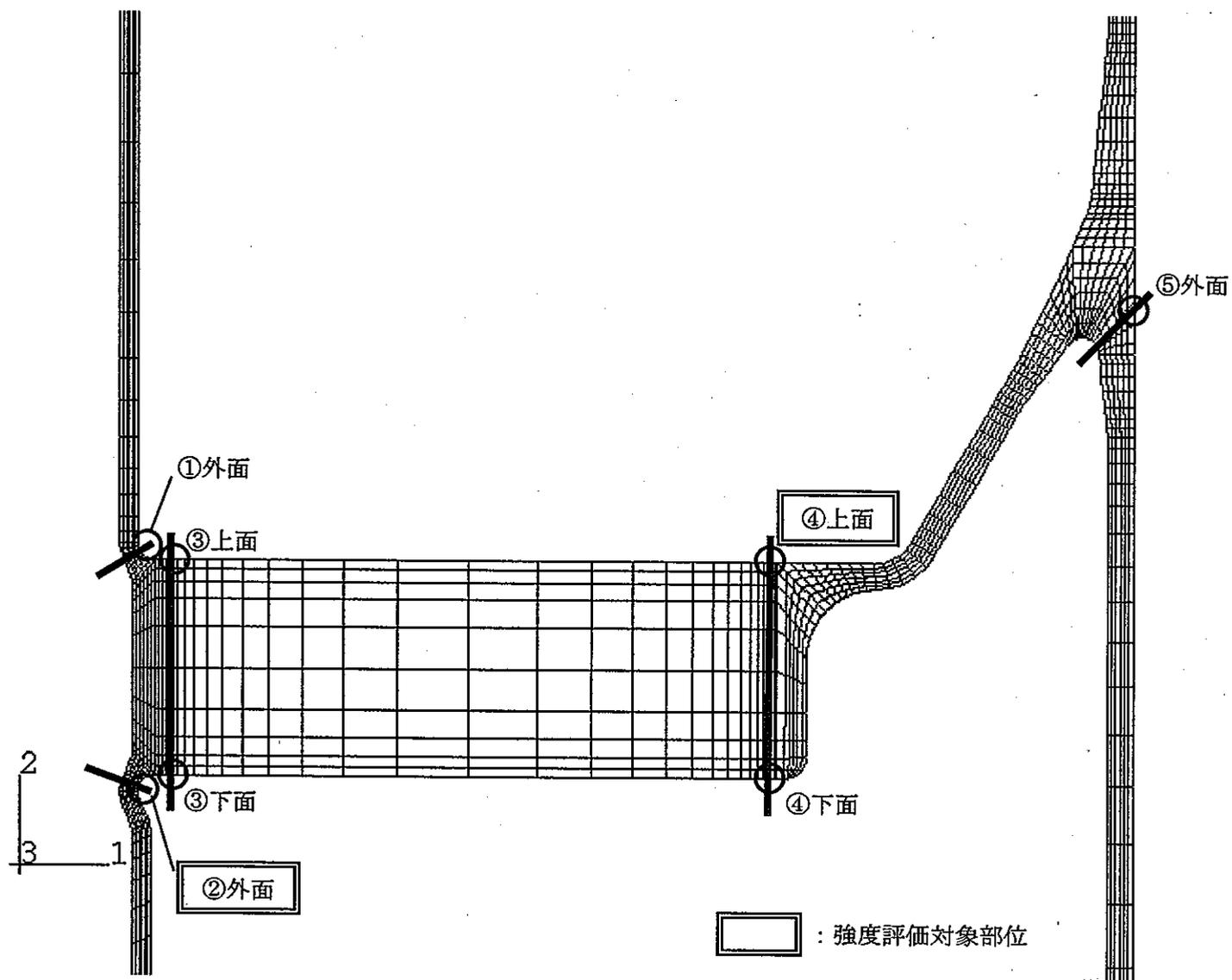


图 3.2-3 応力評価部位

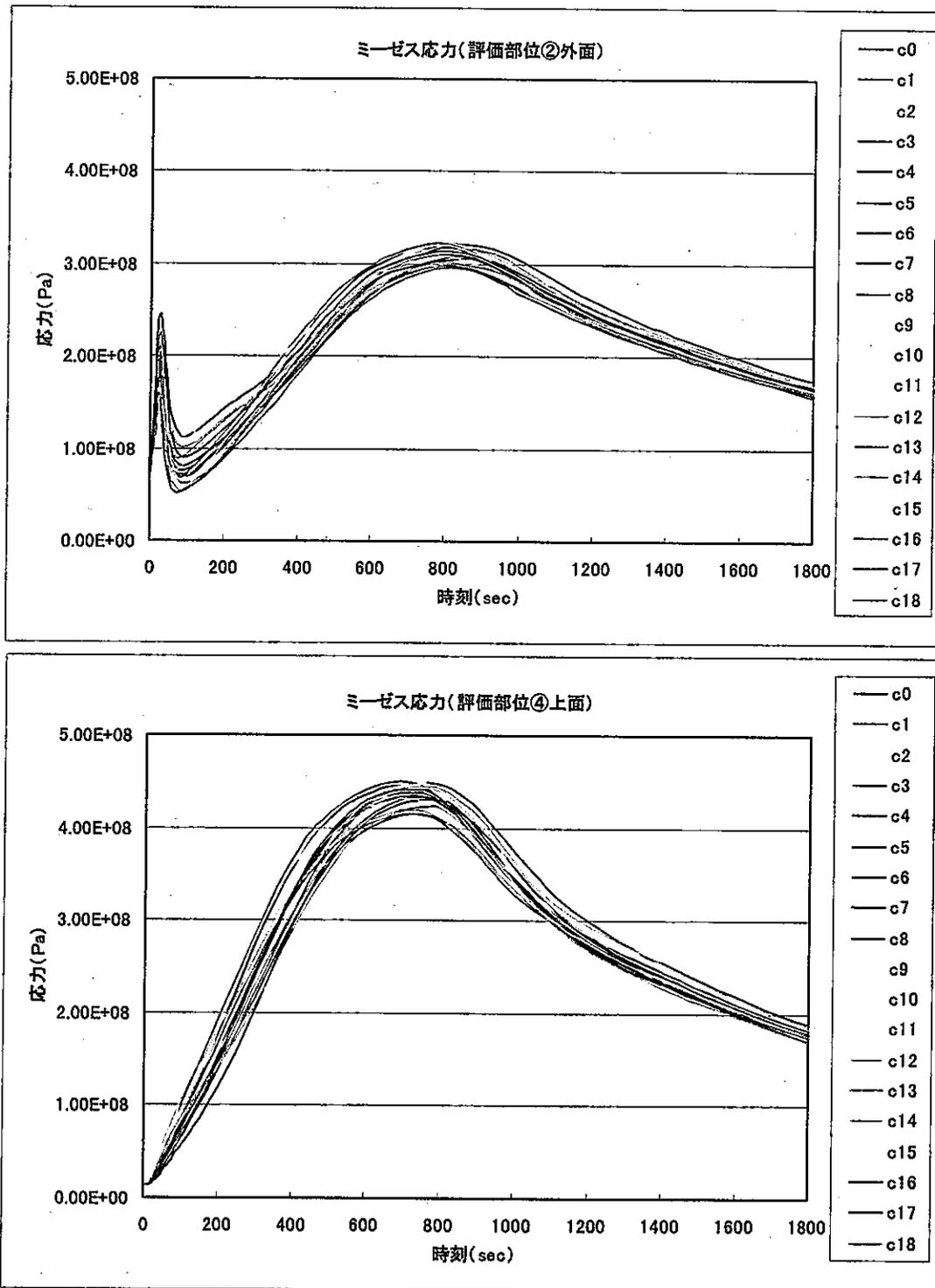


図 3.2-4(1) ミーゼス応力時刻歴 (標準+18ケース; 全時刻)

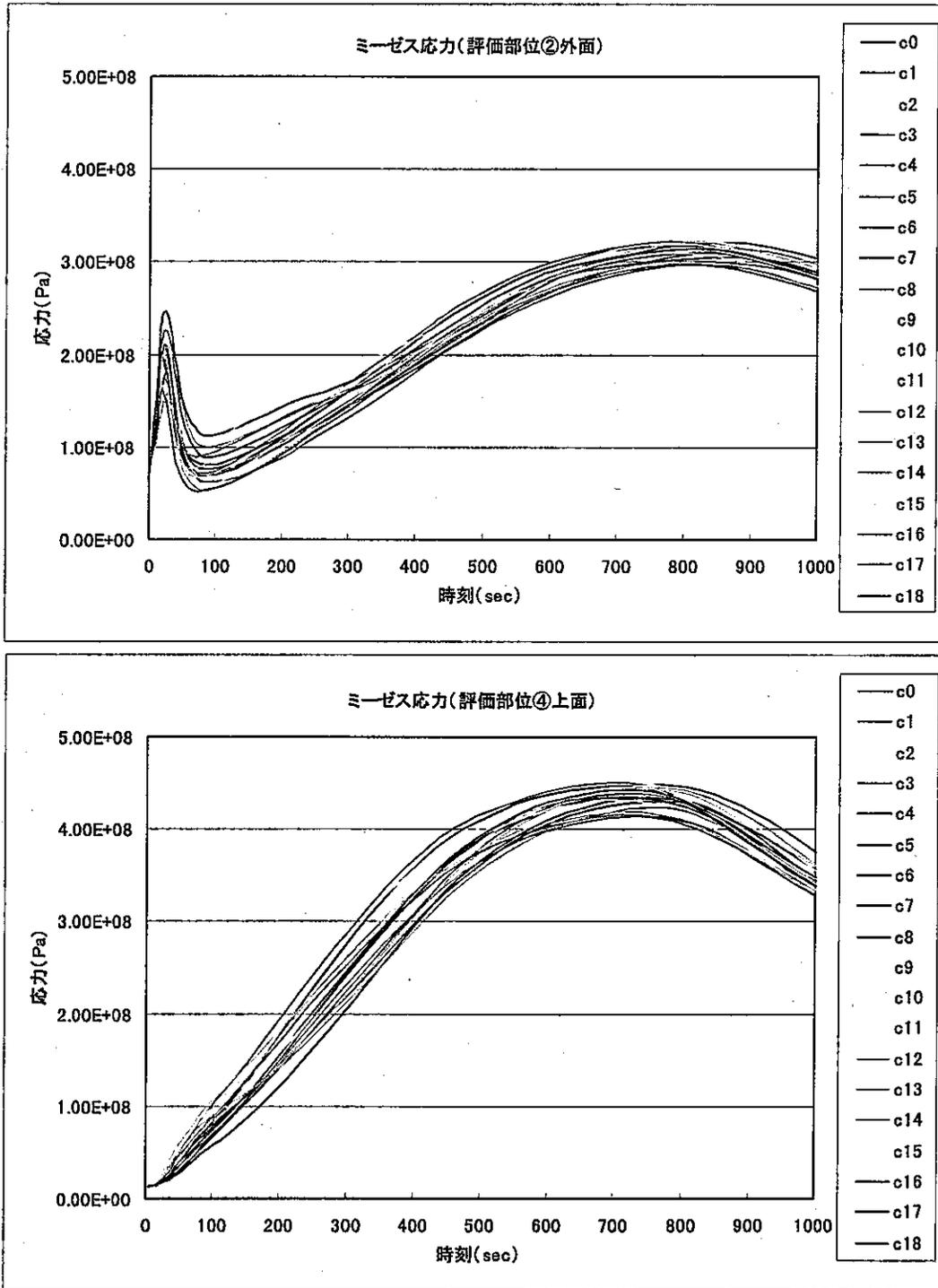


図 3.2-4(2) ミーゼス応力時刻歴 (標準+18ケース ; 0-1000sec)

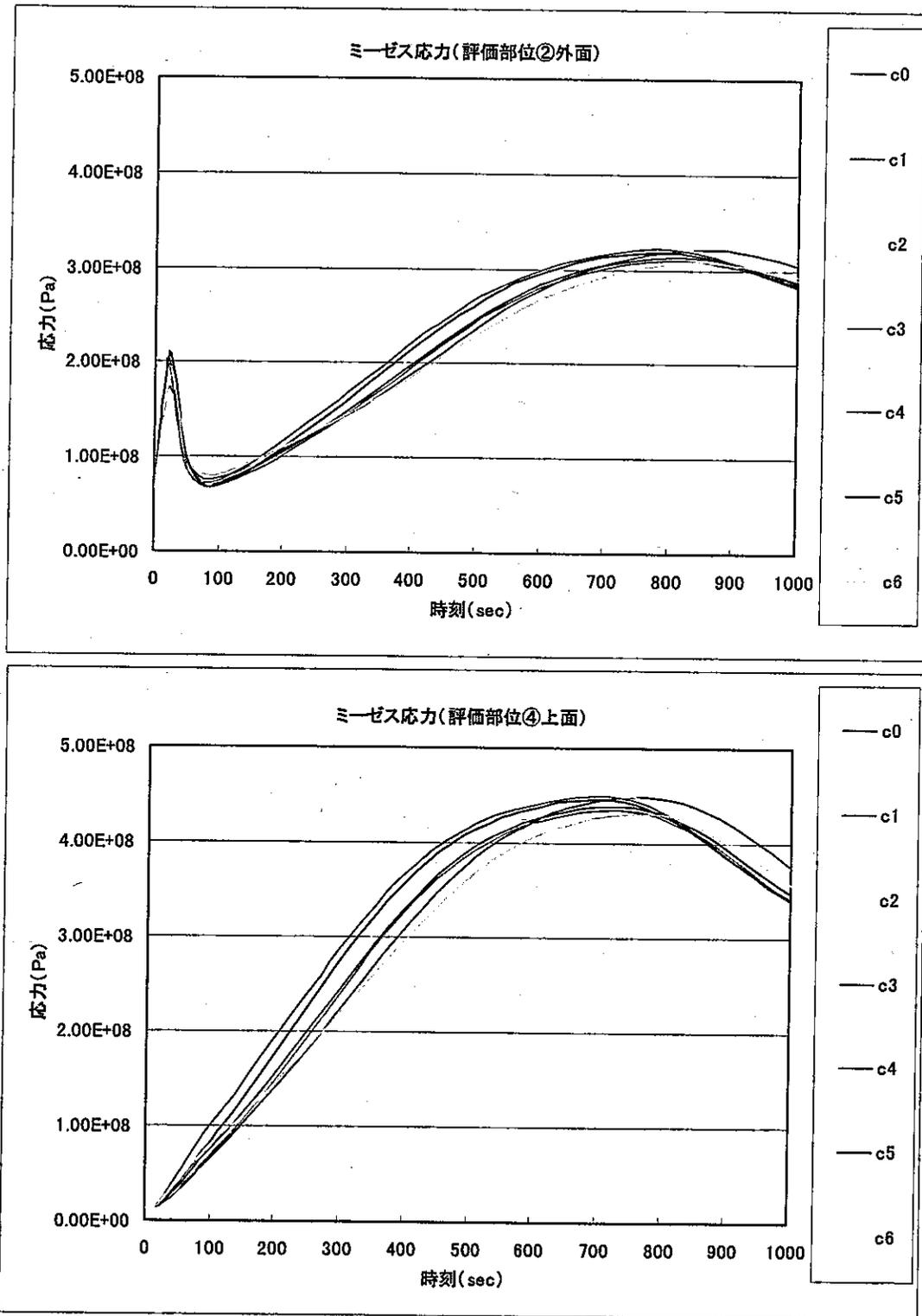


図 3.2-4(3) ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 1~6 ; 0-1000sec)

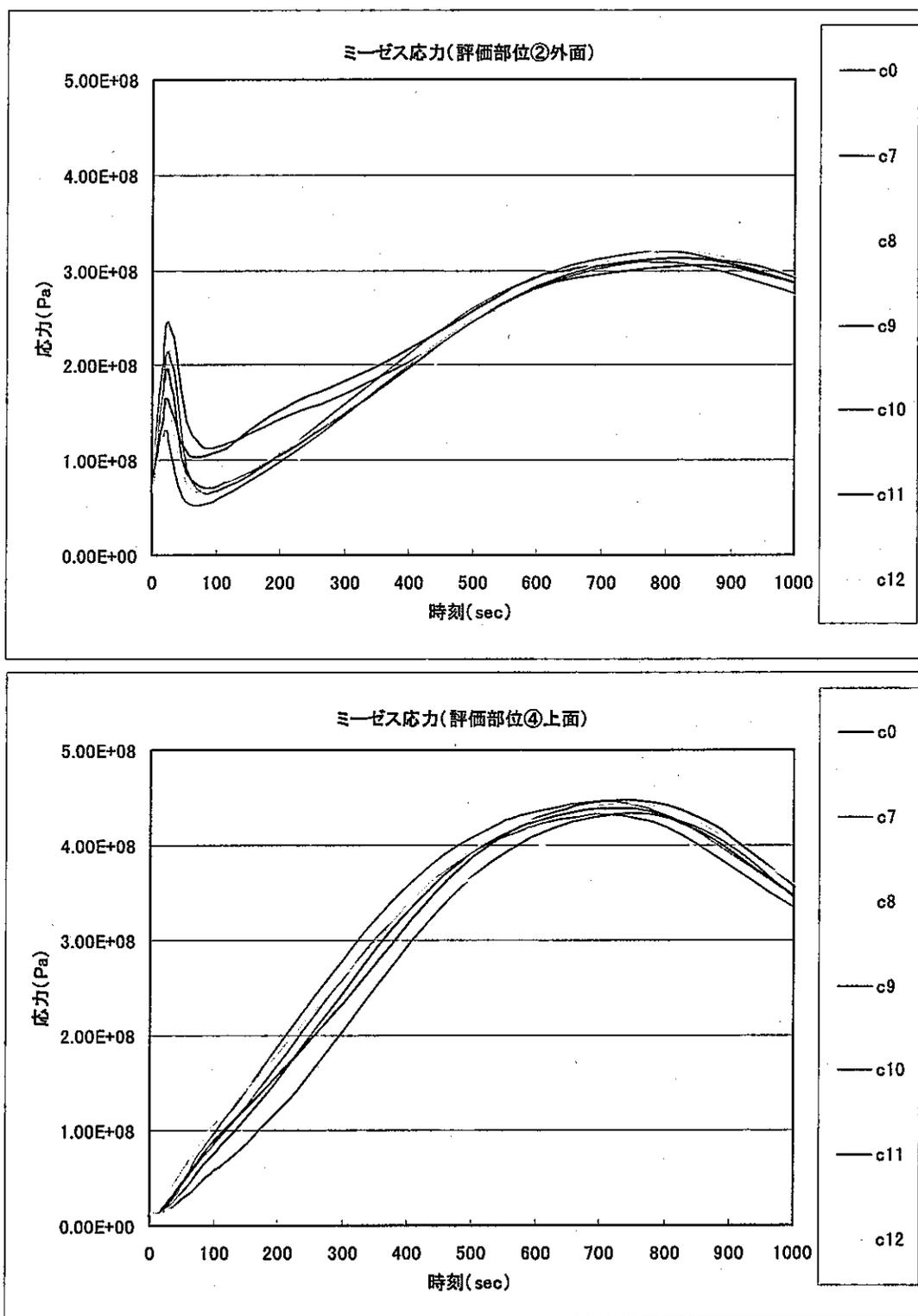


図 3.2-4(4) ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 7~12 ; 0-1000sec)

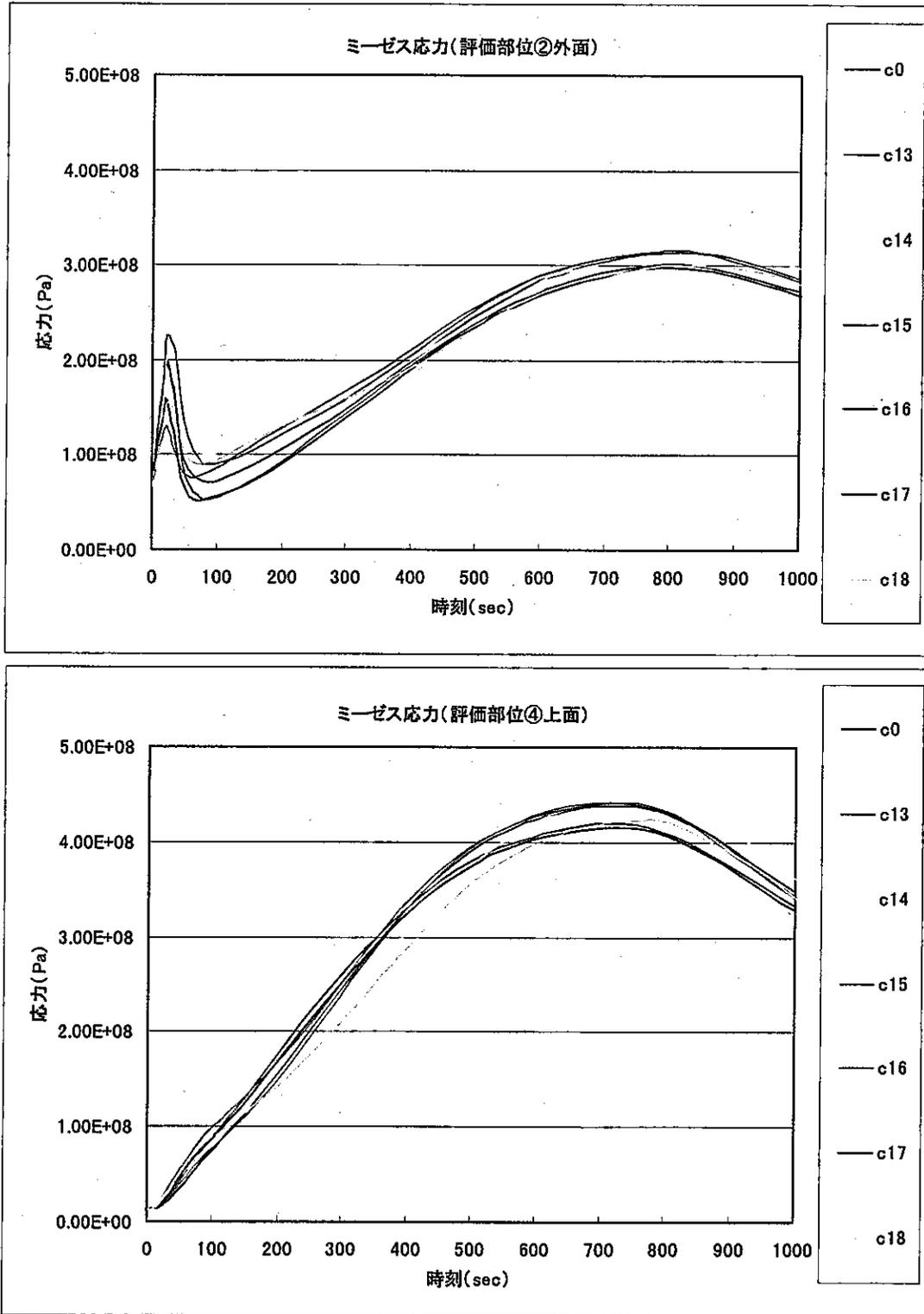


図 3.2-4(5) ミーゼス応力時刻歴 (標準+ケース 13~18 ; 0-1000sec)

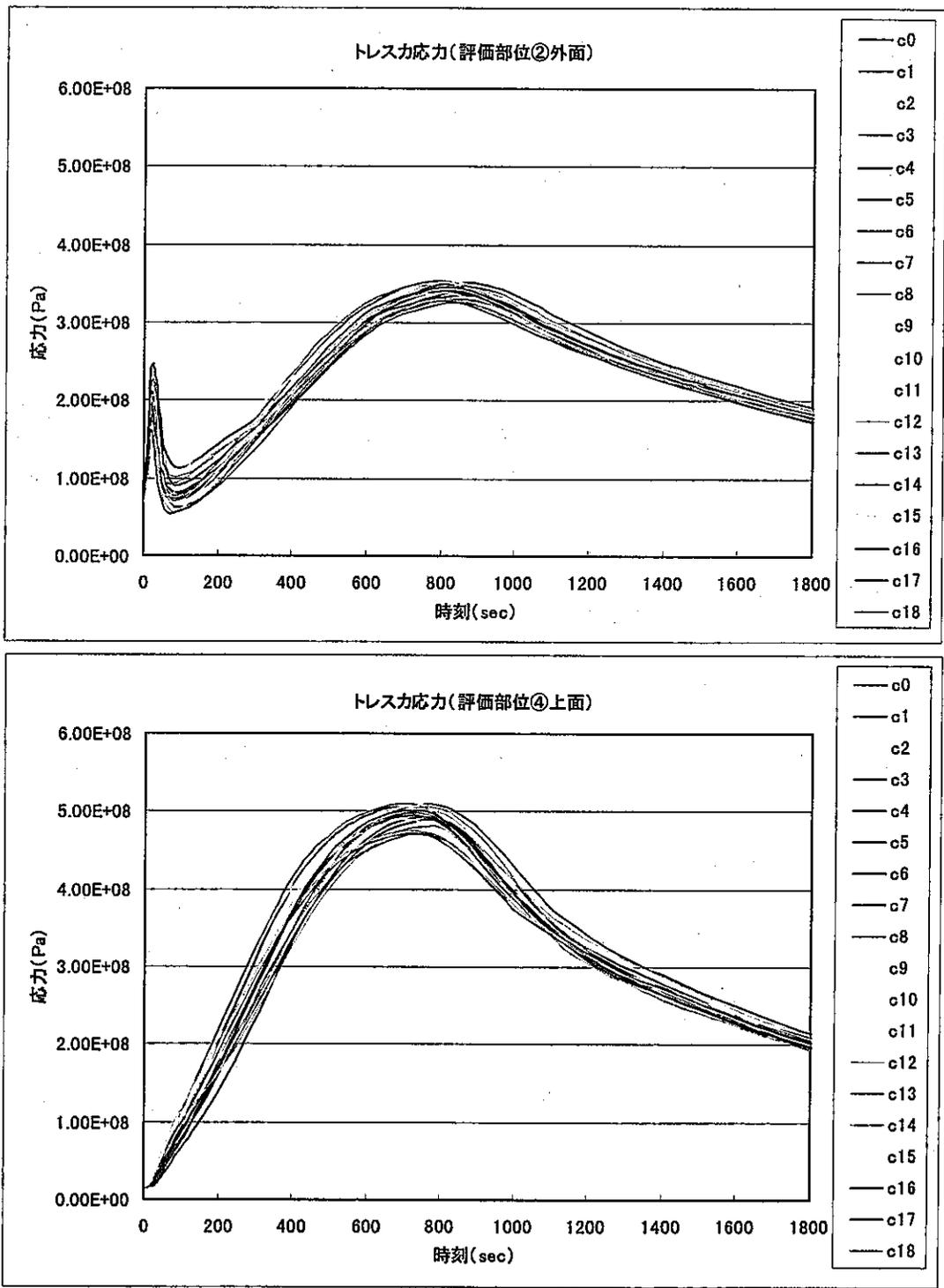


図 3.2-4(6) トレスカ応力時刻歴 (標準+18ケース; 全時刻)

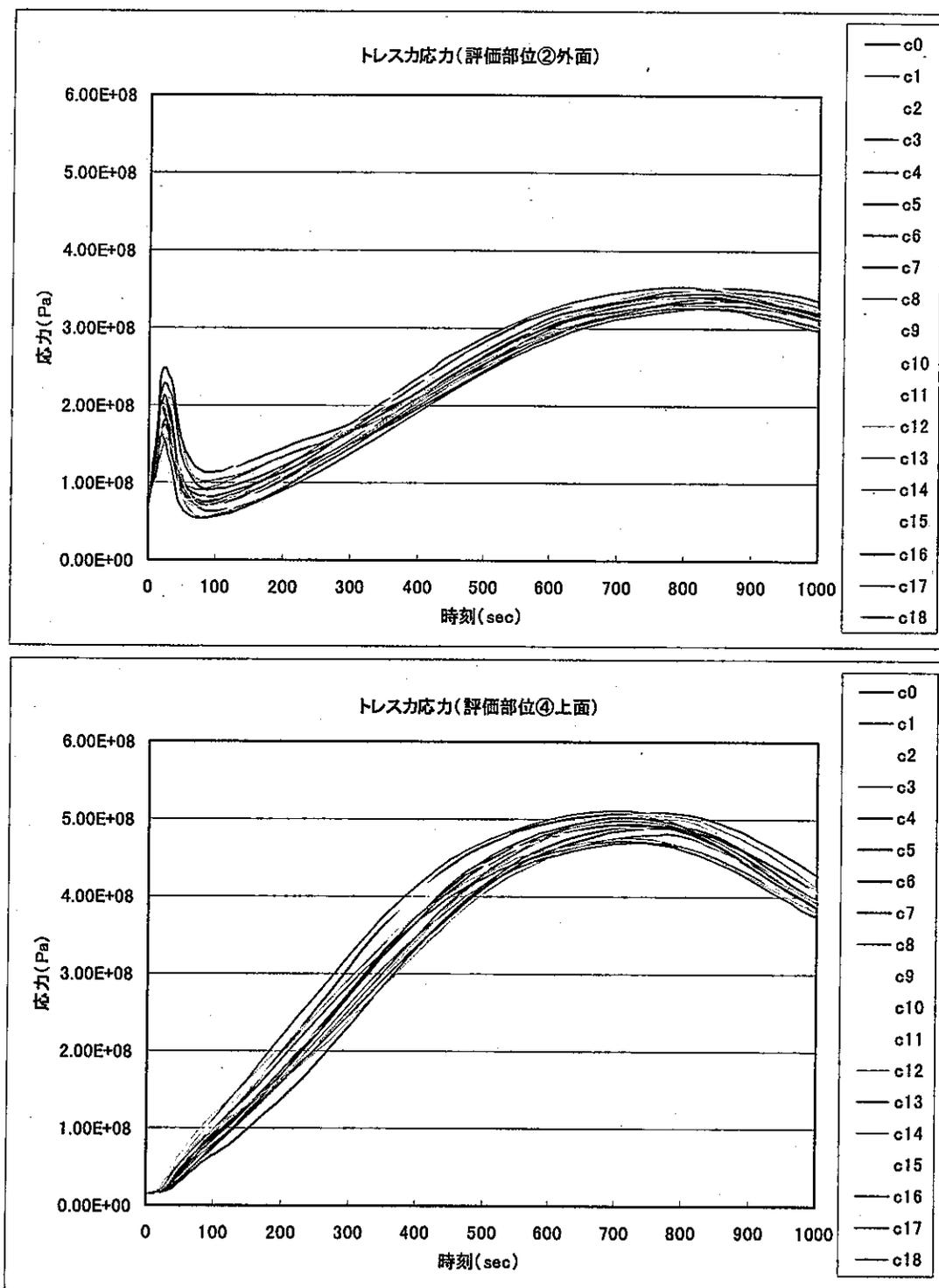


図 3.2-4(7) トレスカ応力時刻歴 (標準+18ケース; 0-1000sec)

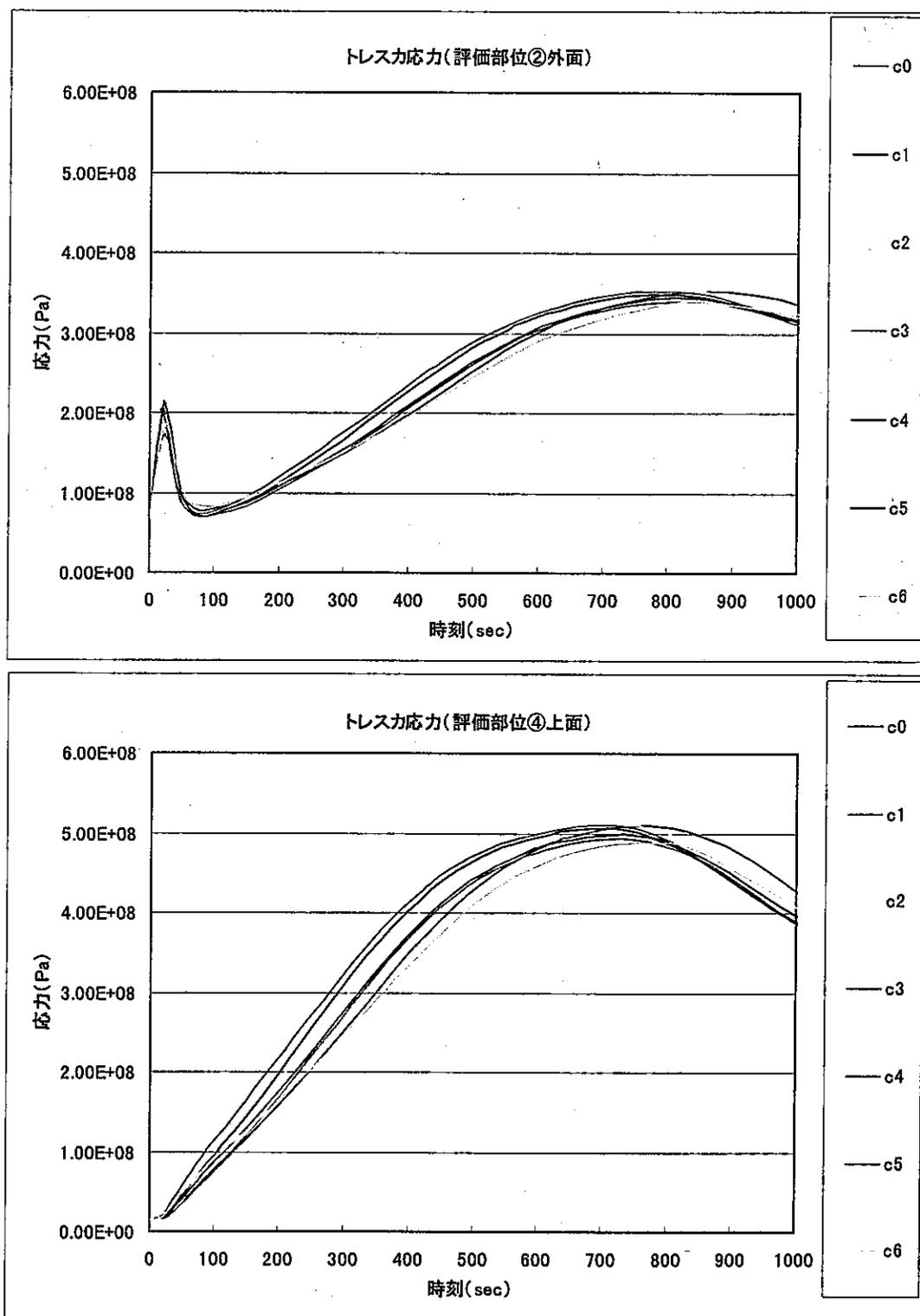


図 3.2-4(8) トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース1~6 ; 0-1000sec)

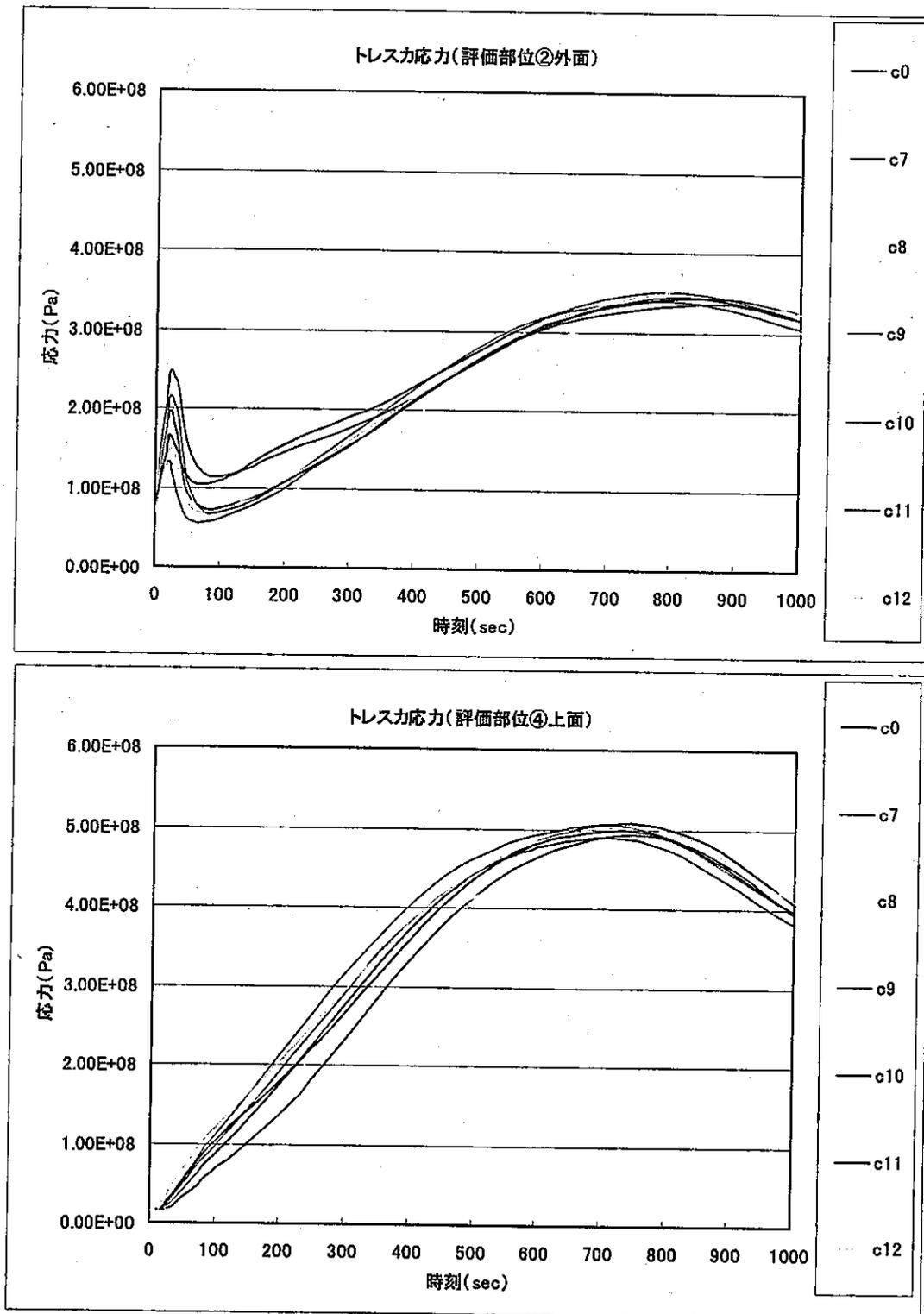


図 3.2-4(9) トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース 7~12 ; 0-1000sec)

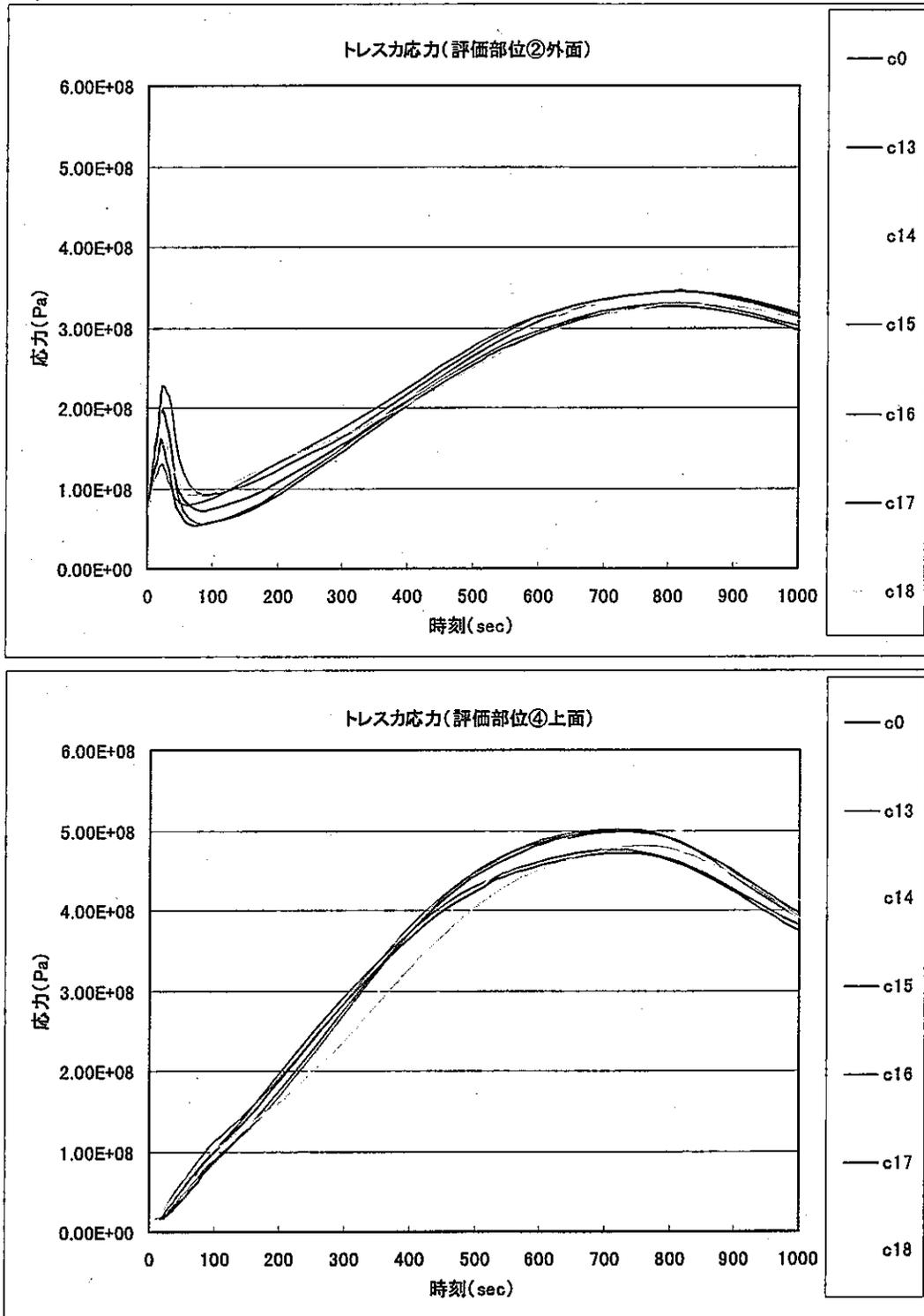


図 3.2-4(10) トレスカ応力時刻歴 (標準+ケース 13~18 ; 0-1000sec)

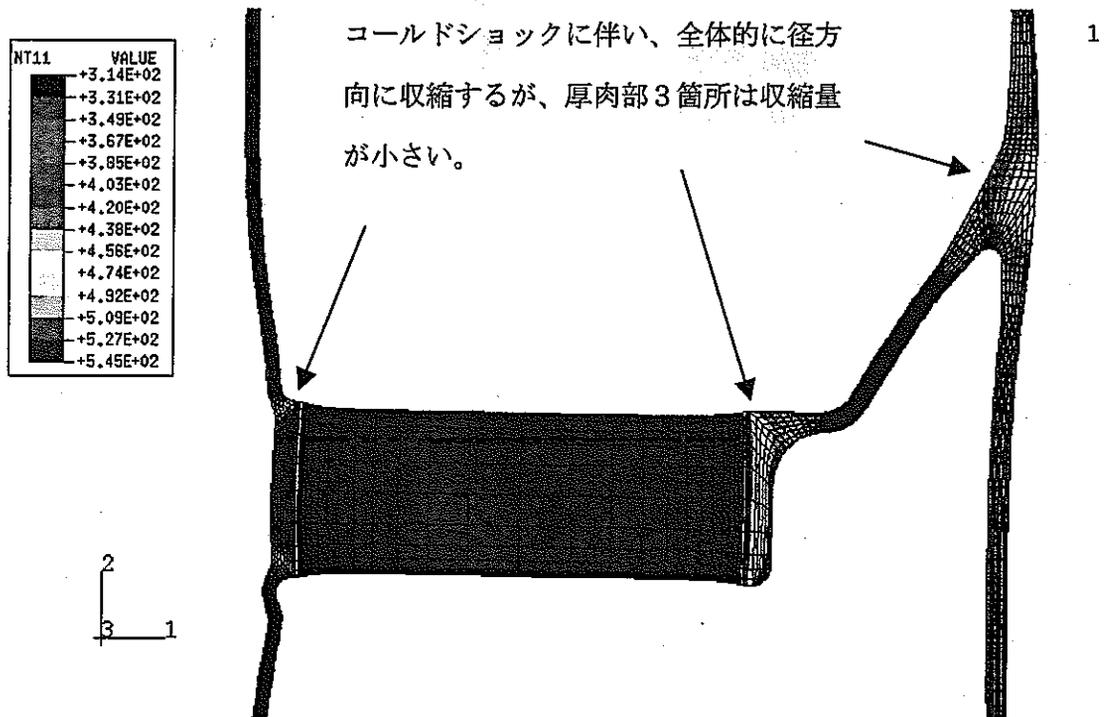


図 3.2-5 温度コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

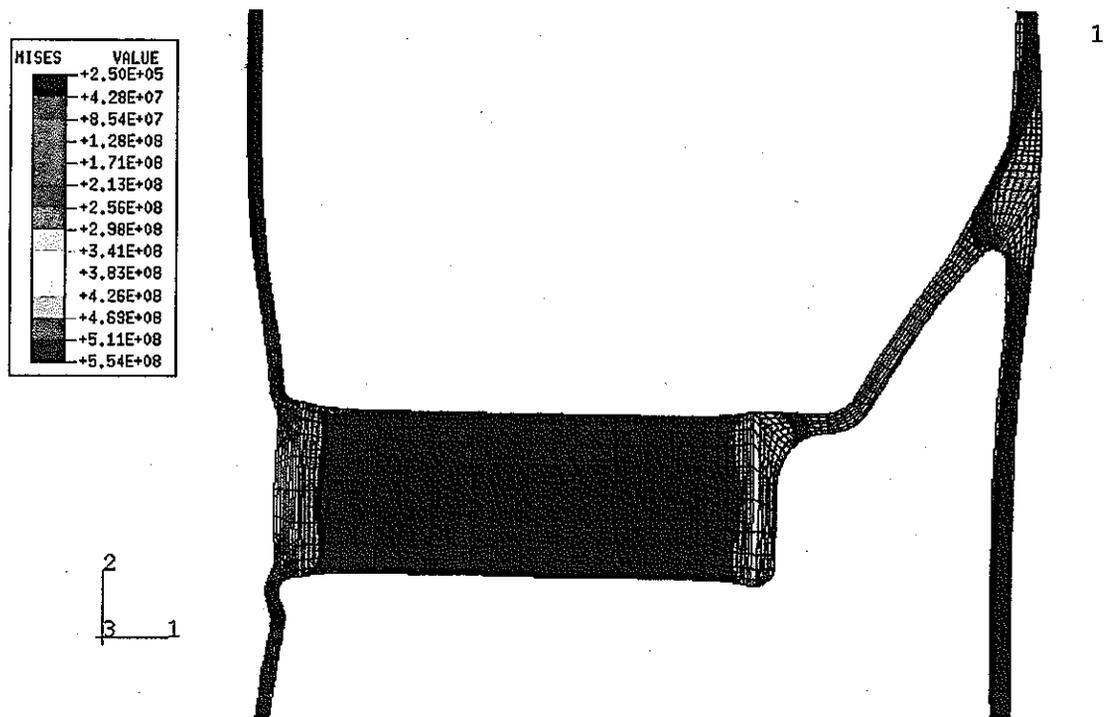


図 3.2-6(1) ミーゼス応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

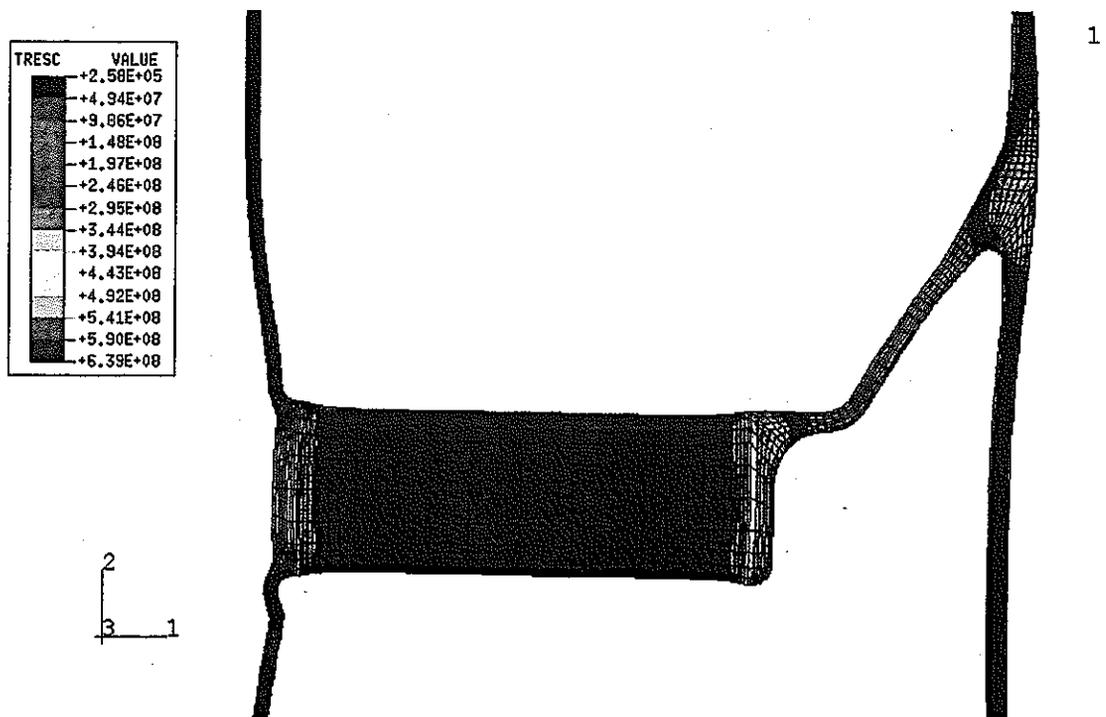


図 3.2-6(2) トレスカ応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

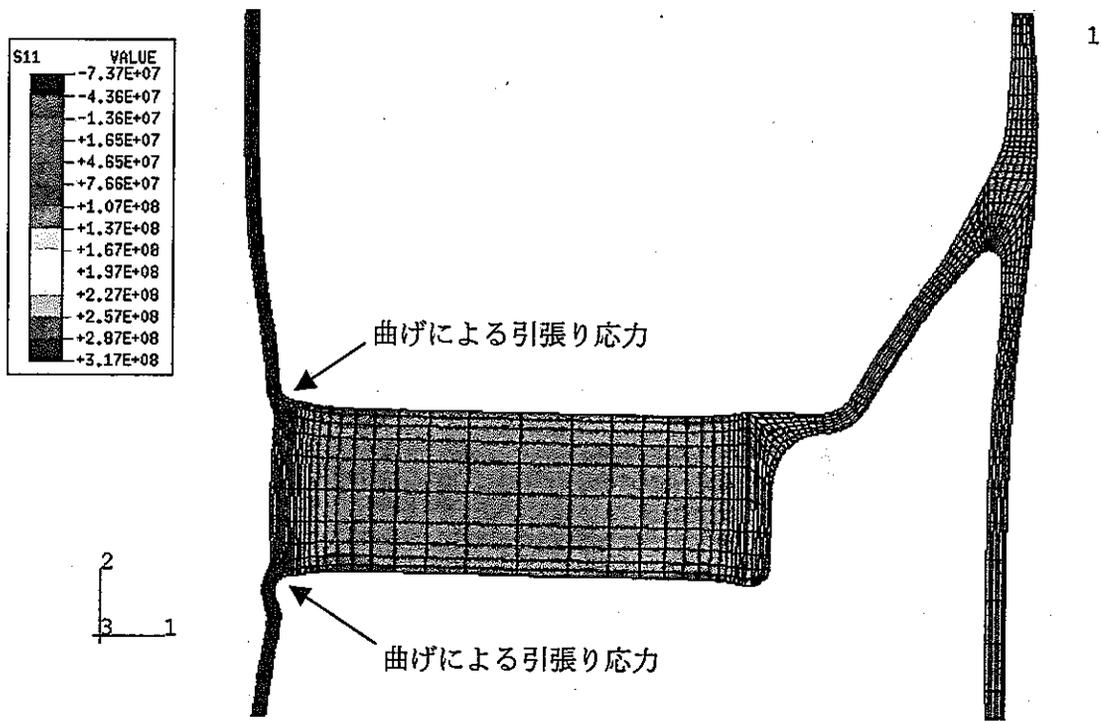


図 3.2-6(3) 半径方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

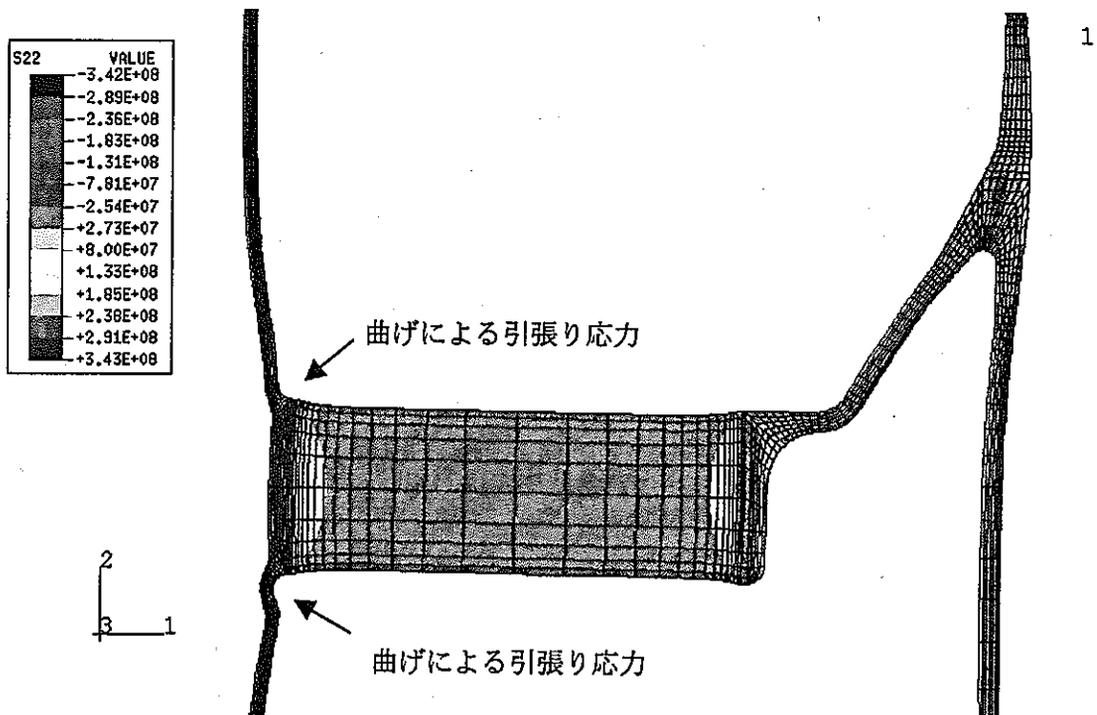


図 3.2-6(4) 軸方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

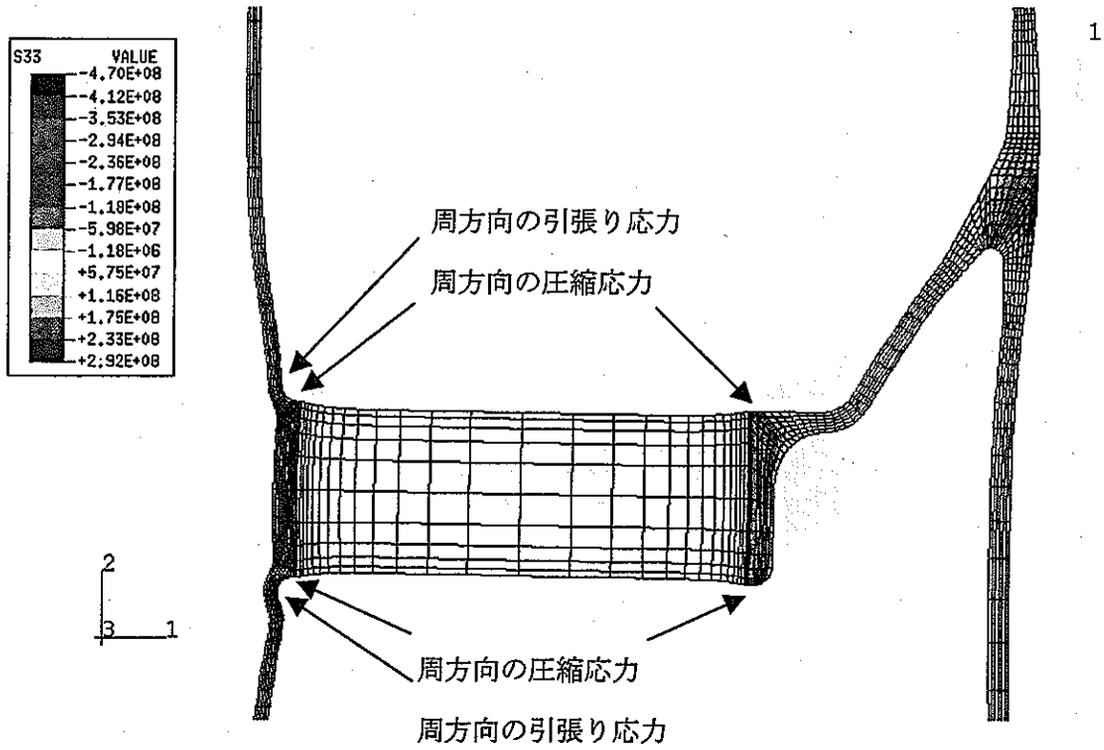


図 3.2-6(5) 周方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

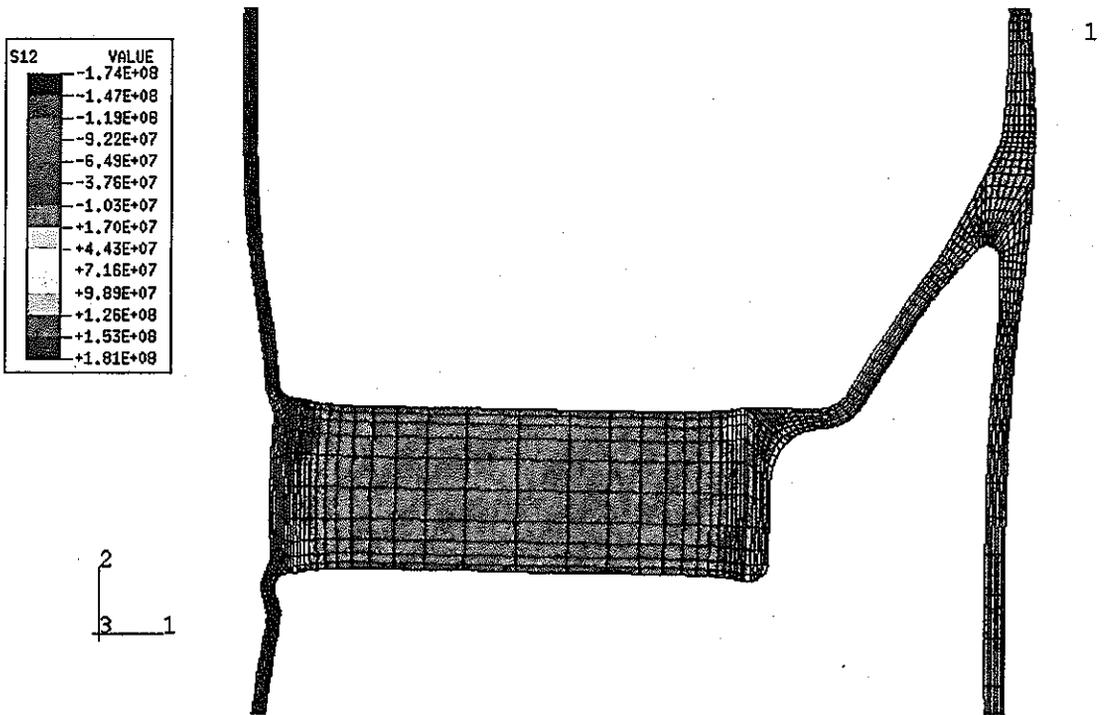


図 3.2-6(6) せん断方向応力コンタ (標準ケース ; 695 秒後)

(2) 実験計画法を用いたパラメータの感度評価

実験計画法を想定して実施したパラメータ解析結果について、パラメータとした各因子の影響度合いがどの程度であるかを要因分析により検討する。

要因分析を実施するに当たっては、設定した各パラメータの設定値を、表 3.2-4 に示す。

設定条件に対し得られた熱過渡条件における管板の発生応力を用いて、2箇所の評価部位における要因分析を実施した結果を図 3.2-7 に示す。要因の分析は、設計評価法において応力強さを用いることを念頭に、トレスカ応力を用いて実施した。要因としては、評価部位②外面においては崩壊熱の影響が最も大きく、トリップ後の SG 給水温度、2次側トリップ後整定流量の順に影響している。一方、評価部位④上面においても崩壊熱の影響が最も大きく、2次側トリップ後整定流量、トリップ後の SG 給水温度の順に影響していると考えられる。その他については影響が小さく誤差範囲の可能性が高い。

この傾向を定性的に検討した結果を以下に示す。

ポンプトリップ時間 : 遅いほど冷却材温度低下が大きく応力は大きい。

崩壊熱 : 小さいほど冷却材温度低下が大きく応力は大きい。

1次主ポンプコスタウン特性 (流量半減時間)

: 流量低下した場合に、崩壊熱によって加熱される度合いと2次冷却材によって冷却される度合いの大きさにより影響が変わる。本要因分析から見ると、両評価部位共に、差は小さくほとんど影響がないものと考えられる。

2次 Na 流量低減時間 (定格流量→整定流量)

: 1次主ポンプ流量半減時間と同様、水系と1次系とのバランスで決定される。流量半減時間の大きいほうがやや発生応力が大きい。

1次側トリップ後整定流量 : 1次冷却材流量が小さいほど2次側からの冷却により温度が低下するため、応力が大きくなる。

2次側トリップ後整定流量 : 2次冷却材流量が大きいほど1次側をより冷却し1次側温度が低下するため、応力が大きくなる。本要因分析では特にリム・リガメント境界部において影響が大きいも

のと考えられる。

トリップ後の SG 給水温度：温度が低いほど除熱が大きく応力は大きくなる。本要因分析では影響は大きいものと考えられる。

トリップ後の SG 給水流量：流量が大きいほど除熱が大きく応力は大きくなる。本要因分析では影響は小さいものと考えられる。

一部、主ポンプ流量半減時間やトリップ後整定流量の影響が若干V字型となり単調増加または減少でない点があるが、影響の大きい主因子については従来の知見から見て定性的には要因の現れ方に大きな問題は無いと思われる。

この結果を基に、各評価部位においてピーク応力が最大となる最も厳しい条件（評価部位②外面が最も厳しい場合（1次側トリップ後整定流量が NOM）を最も厳しい条件 A、評価部位④上面が最も厳しい場合（1次側トリップ後整定流量が MIN）を最も厳しい条件 B とする。）を推定し、その条件について確認解析を実施した。2つの部位に対する最も厳しい条件は、1次側トリップ後整定流量の影響が異なるのみで、その他は同一である。1次側トリップ後整定流量は図 3.2-7 の要因効果図から見て影響の小さい因子であり、評価点④において、1次側トリップ後整定流量の水準が1であることと2であること、すなわち流量が13%であることと15%であることにほとんど差が無いことを示しており、2つの最も厳しい条件は、ほぼ同一の条件を表していると言える。ここでは、念のためわずかに差がある条件を考慮し、各部位にそれぞれ別の最も厳しい条件という形で確認を行ったが、管板にとって最も厳しい熱過渡条件は部位によらずほぼ1つに決定されると言える。

最も厳しい条件を表 3.2-5 に、最も厳しい場合の熱過渡条件を図 3.2-8 に示す。また、表では、実験計画法による統計的な要因分析結果から推定される応力値（予想応力値）と最も厳しい条件で FEM 解析した値（発生応力値）をあわせて示している。最も厳しい条件の発生応力は予想応力値に対して、評価部位②外面及び評価部位④上面共に 99% と良く一致している。最も厳しい条件の結果を他の 18 ケースと併せて表示したもの（ミーゼス及びトレスカ）を図 3.2-9 に示す。図から、最も厳しい条件は、18 ケースすべてを包絡する形で顕れていることが分かる。今回の要因分析はトレスカ応力を用いて実施しているが、ミーゼス応力についてもほぼ同一の傾向を示すことが確認できる。

以上の結果から、実験計画法を用いた熱過渡の分析法は、管板構造のような1次側

および2次側の2つの熱的境界条件を有する熱過渡条件に対する評価にも有効であることが確認された。

表 3.2-4(1) パラメータの設定 (根拠)

パラメータ		水準1	水準2	水準3
A	ポンプトリップ遅れ時間	1秒	3秒	該当なし
B	崩壊熱	NOMの -16.7%	NOM(基準)	NOMの +12.2%
C	1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)	5.5秒	6.5秒	8秒
D	2次Na流量半減時間(定格流量→整定流量)	40秒	45秒	50秒
E	1次側トリップ後整定流量	13%	15%	17%
F	2次側トリップ後整定流量	13.8%	15.3%	16.8%
G	トリップ後のSG給水温度	NOMの-3°C	トリップ時温度240°C	NOMの+3°C
H	トリップ後のSG給水流量	NOMの-3%	25%	NOMの+3%

表 3.2-4(2) パラメータの設定 (数値)

パラメータ		水準1	水準2	水準3
A	ポンプトリップ遅れ時間	1秒	3秒	該当なし
B	崩壊熱	0.833	1	1.122
C	1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)	5.5	6.5	8
D	2次Na流量半減時間(定格流量→整定流量)	40	45	50
E	1次側トリップ後整定流量	0.13	0.15	0.17
F	2次側トリップ後整定流量	0.138	0.153	0.168
G	トリップ後のSG給水温度	237	240	243
H	トリップ後のSG給水流量	0.2425	0.25	0.2575

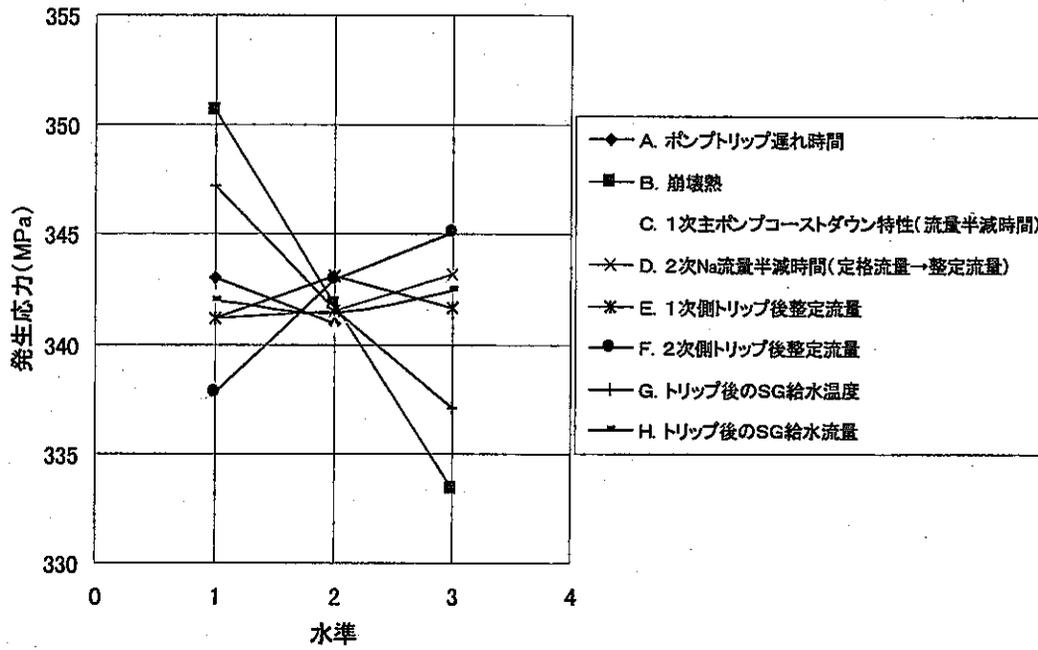
表 3.2-5 最も厳しい条件

	最も厳しい組み合わせ	
	評価部位②外面	評価部位④上面
A. ポンプトリップ遅れ時間	1	1
B. 崩壊熱	1	1
C. 1次主ポンプコーストダウン特性(流量半減時間)	3	3
D. 2次Na流量半減時間(定格流量→整定流量)	3	3
E. 1次側トリップ後整定流量	2	1
F. 2次側トリップ後整定流量	3	3
G. トリップ後のSG給水温度	1	1
H. トリップ後のSG給水流量	3	3
予想応力(Mpa)	364.1	525.6
最も厳しい条件Aの発生応力(Mpa)	360.1	—
最も厳しい条件Bの発生応力(Mpa)	—	518.6

*予想応力: 実験計画法による統計的な要因分析結果から推定されるトレスカ応力値

*発生応力: 最も厳しい条件でFEM解析したトレスカ応力値

要因効果分析 評価部位②外面



要因効果分析 評価部位④上面

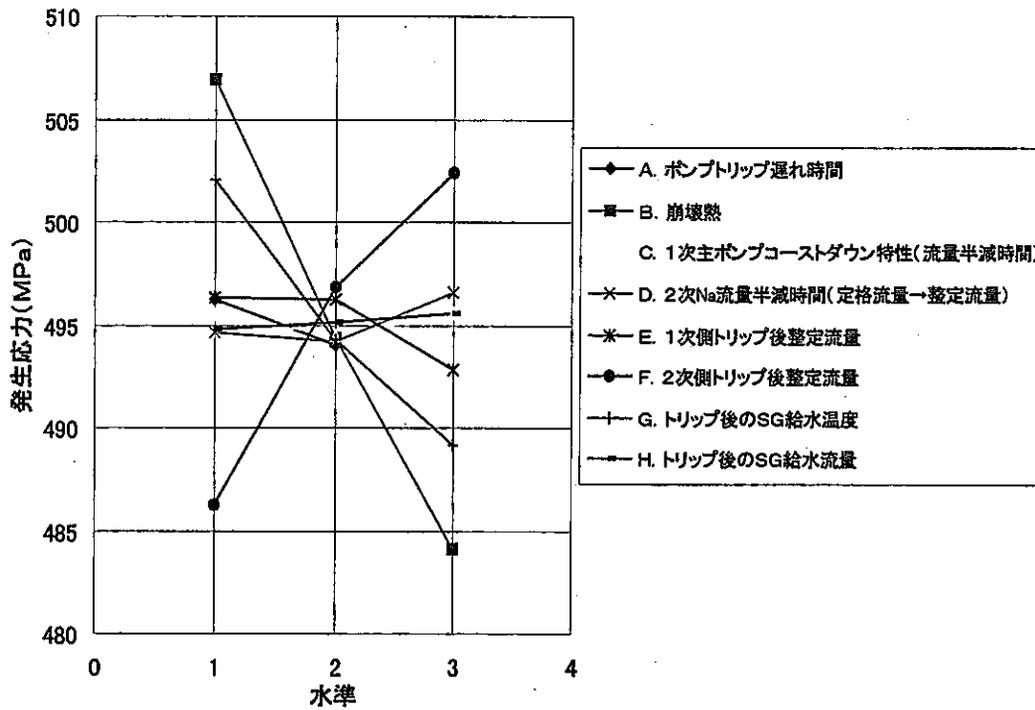


図 3.2-7 要因効果図

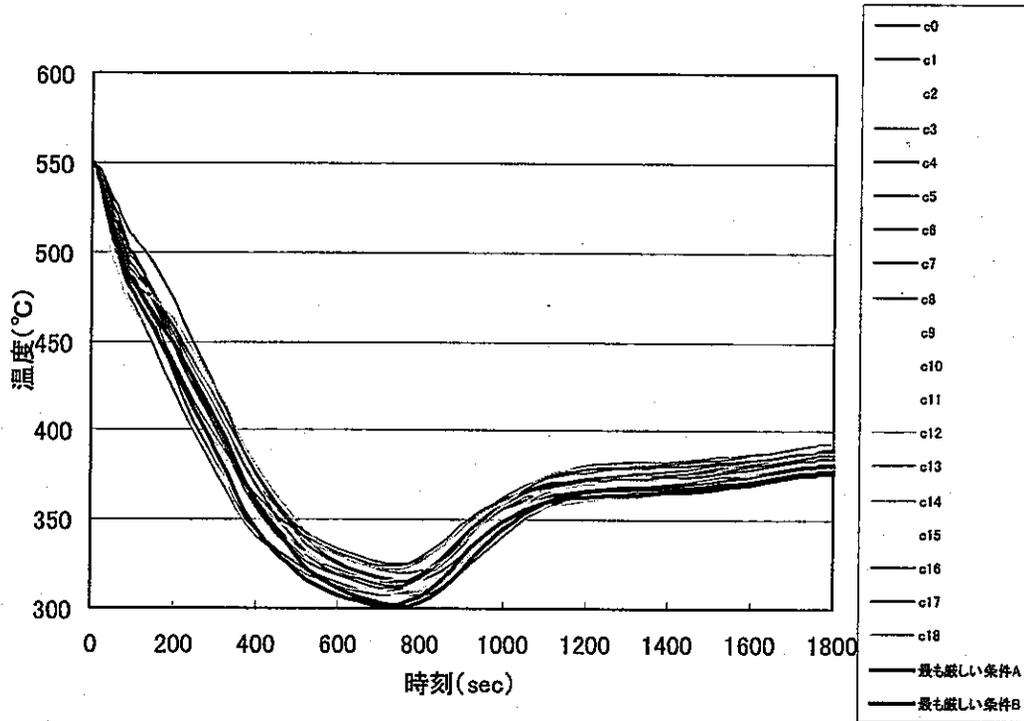


図 3.2-8(1) 熱過渡条件図 (IHX 1次入口 ; 最も厳しい条件)

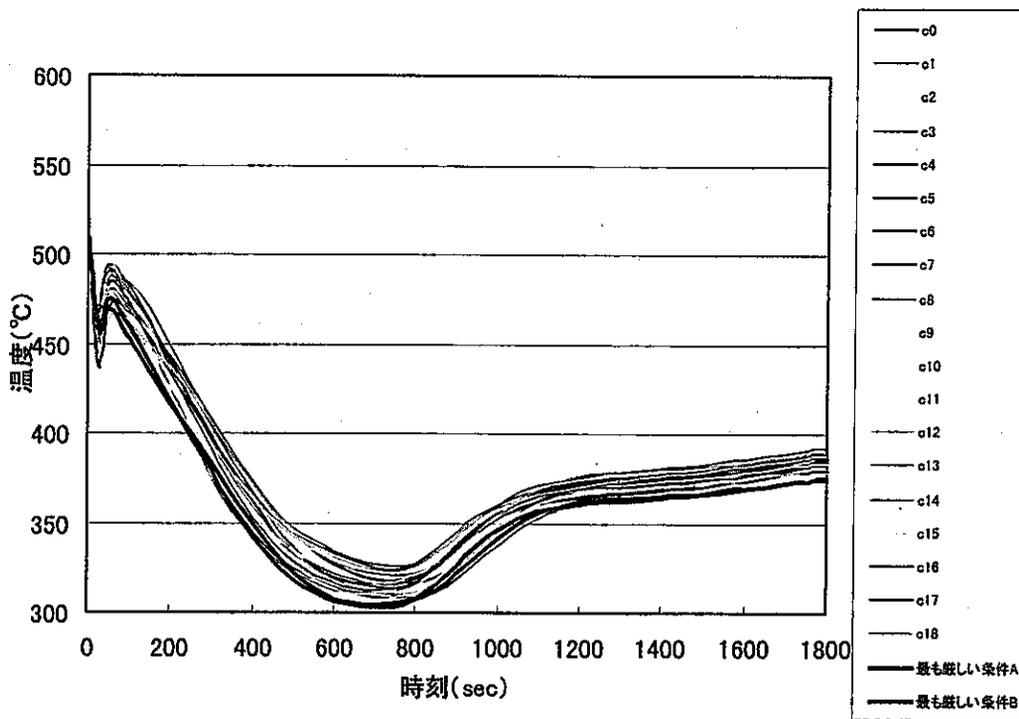


図 3.2-8(2) 熱過渡条件図 (IHX 2次出口 ; 最も厳しい条件)

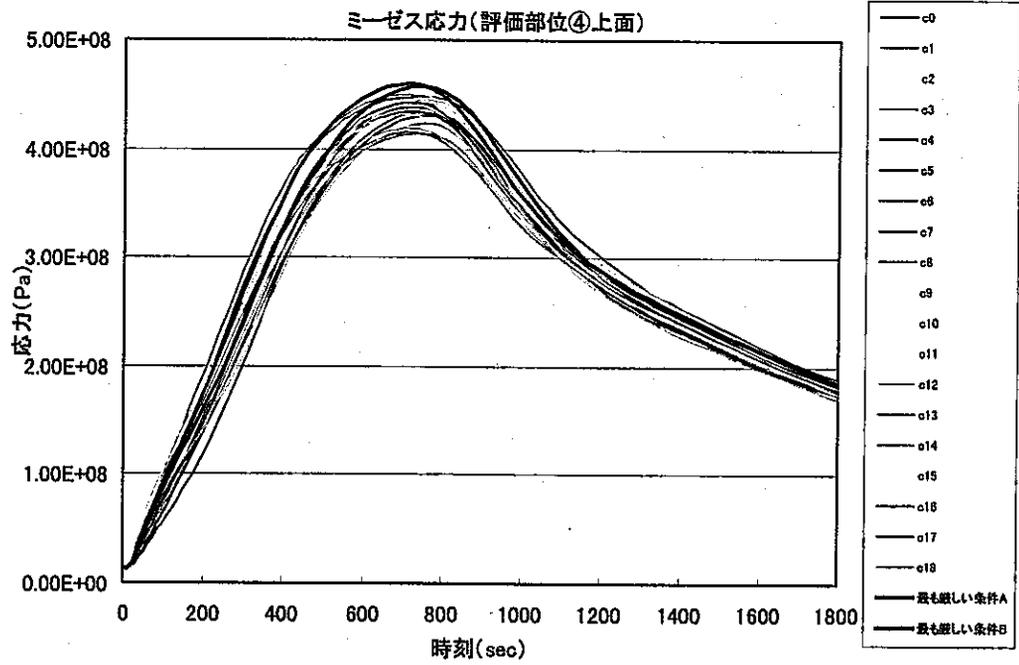
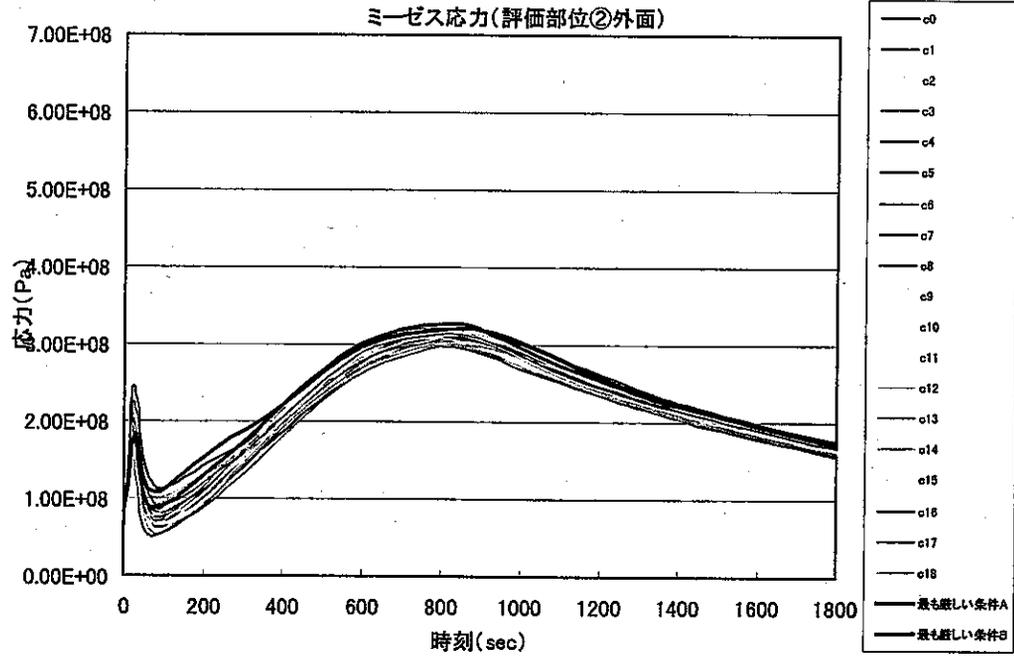


図 3.2-9(1) ミーゼス応力時刻歴 (最も厳しい条件)

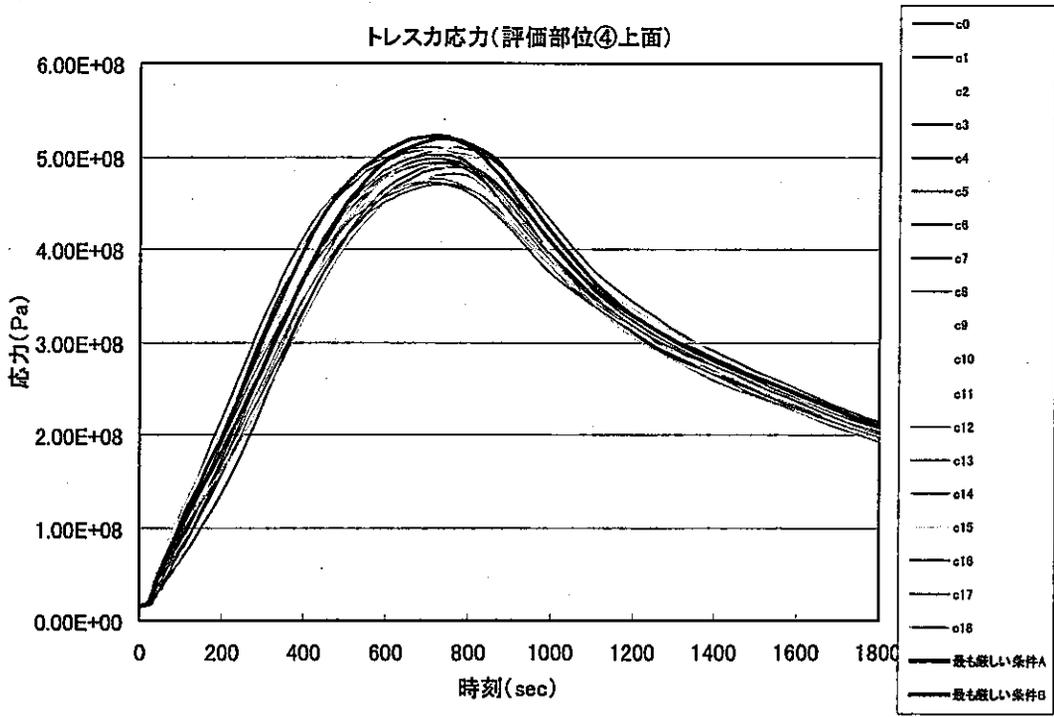
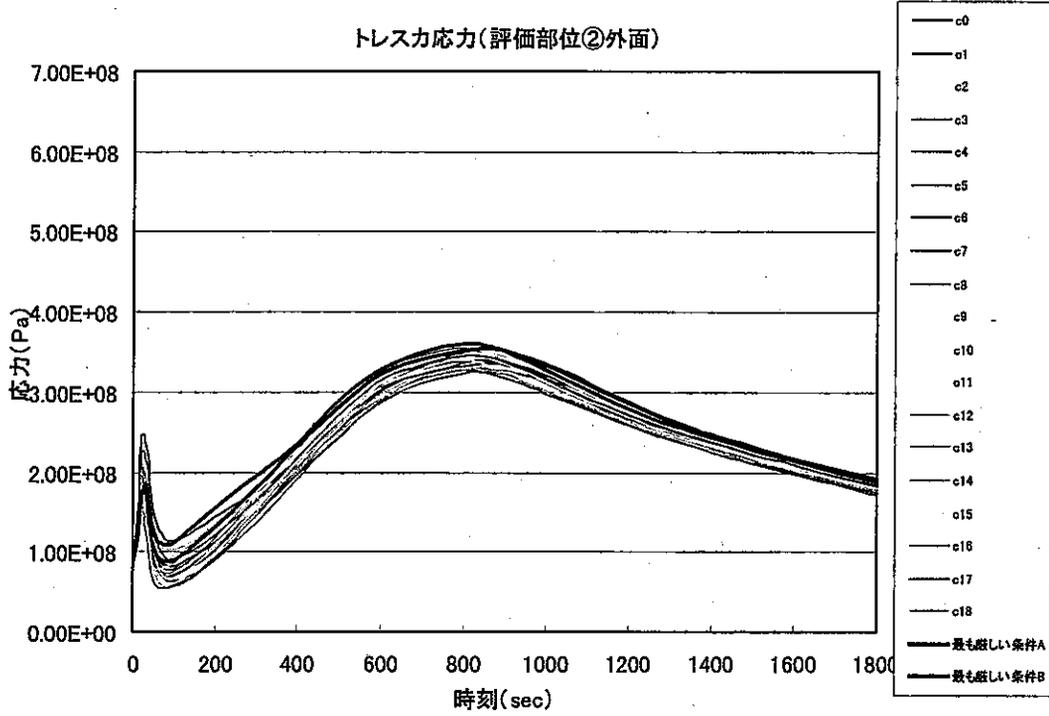


図 3.2-9(2) トレスカ応力時刻歴 (最も厳しい条件)

(3) 熱過渡条件設定の合理化手法に関する検討

従来の構造評価を実施する際の熱過渡条件の設定は、過去の知見から構造にとって厳しそうな系統のパラメータ（制御因子）を厳しい側に振った代表的な解析とノミナル条件の解析の比較から、応力への影響因子である温度勾配の拡幅係数 α と温度変化幅の拡幅係数 β を決め、ノミナルの解析結果に対しこれらを用いた多直線化条件を設定して、安全側に構造評価が行われるように決定されていた。

この方法は、プラントの多数の部位を評価設計するためには比較的簡便で、有効な手法であるが、その一方で、 α 、 β の両者が設定されることにより過度に保守側の設定となる可能性があることと、事象により裕度に大きくばらつきが生じる可能性がある。構造健全性に余裕のある部位については、この手法を用いることにより安全で且つ迅速な設計が可能なることから特に問題となることはないが、合理化等のために構造健全性の過度な裕度をできるだけ少なくしたい場合には、さらなる合理化手法が必要となる。そのため、ここでは設計合理化を実現する評価手法として前項で確認した実験計画法を用いる手法を検討する。

構造設計を実施する際の、熱過渡条件としては想定される最も厳しい条件を包絡する必要があるが、それ以上に厳しい必要はない（解析精度などに対する裕度は別途考慮）。すなわち、最も厳しい条件が想定できれば、それをそのまま用いることで、最も精度が高くしかも条件を満足する合理的な設計が可能となる。この最も厳しい条件として、前述の実験計画法による手法は非常に有効である。

ここでは、実験計画法による最も厳しい条件設定の効果を見るため、熱流動—構造統合解析コードを用いて実施した解析のうち、熱流動解析結果の温度部分を抽出し、これに対し、従来の α 、 β を設定する多直線化熱過渡条件設定法と、実験計画法による場合との比較を実施する。

α 、 β 算定のため、図3.2-10の熱過渡条件をもとに、図3.2-11にノミナル条件（標準ケース）と最も厳しい条件A及びBを比較した。多直線化を実施する場合、ノミナル条件のほかに、従来の知見から当該部位にとって厳しいと思われる熱過渡でパラメータ解析し、その比較から α 、 β を設定する。すなわち、 α 、 β を設定するための熱過渡が必要である。ここでは、実験計画法によって示される最も厳しい条件を、多直線化のための当該部位にとって厳しい条件とした。実験計画法による最も厳しい条件は、従来の知見から示される厳しい条件と同一であり、多直線化と

しては従来と同様に実施されることとなる。従来と異なっているのは、実験計画法による最も厳しい条件が全条件を包絡した最も厳しい条件であることが確認されているということである。言い換えると、従来の他直線化では最も厳しい条件を過去の知見から選定していた場合でも、これが最も厳しいと示すことができないためさらに包絡した多直線を設定していたことになる。

図 3.2-11 は I H X 1 次入口ナトリウムと I H X 2 次出口ナトリウムについて、各時刻における温度変化幅の差（標準ケースを基準としたときの倍率）と、温度勾配の比を示している。これらのグラフから求めた α 、 β の設定値を表 3.2-6 に示す。 α 、 β の決定に当たっては、熱過渡開始直後の 10 秒間は温度差がなく勾配も平坦であるため、この間は無視するほか、 α 、 β の設定値が応力評価上としても対象でない時点についても無視する。1 次入口ナトリウムの温度差の倍率（ β ）は数値的には熱過渡開始直後に若干大きな値を取るが、応力発生時点（700 秒前後）では A、B どちらの最も厳しい条件も 1.05 付近となるため、この近傍で最大となる値を採った。これは、図 3.2-10 の熱過渡から設計者が設定する場合も同様の採り方をすると考えられるためである。次に 1 次ナトリウムの温度勾配の比については、応力発生メカニズムと時刻から見て上り勾配になる 800 秒以後は採用されないと考えられること、700 秒近傍に数値的に大きなピークがあるがこれは分母となる勾配が 0 に近づくためであり勾配の厳しさを示しているものではないことから、これらの点も除外した。また、2 次出口温度について、温度落差は数値的には 60 秒付近で最大となるが、これは図 3.2-10(2) からわかるように途中で一端上昇する部分での温度差であり、採用については設計者により判断の分かれるところであると考えられる。一般的には、前述の 1 次入口温度と同様最大応力時点付近での温度落差を採用する可能性が高いことから、600 秒以後の温度落差がほぼ一定となった部位から選定した。しかしながら、場合によっては厳しめの評価を行う場合も想定されるため、表 3.2-6 に示すように、2 次出口については比較のため、 β を大きめにとった最も厳しい条件についても検討した。設定した多直線化条件を図 3.2-12 に示す。多直線化に当たって、2 次出口温度の 60 秒付近に一端温度上昇する点があるが、 α が 1 に近い他直線化条件では、上昇側にも温度落差 β をそのまま適用すると明らかに逆転して非保守側な設定になり、これを採用することはないと考えられることから、この部位までは逆転が生じないよう処理をした。

これらの多直線条件に関し、応力算出を実施した結果を図 3.2-13 に示す。計算結果から、2つの最も厳しい条件はほぼ同等であること、多直線化手法が保守側になっていることがわかる。また、評価部位②外面のような部位では多直線化手法を安易に厳しめに設定すると、結果が極端に厳しくなることが分かる。リム・リガメント境界付近の評価部位④上面は、評価部位②外面に比べて熱過渡条件を厳しくしたことの効果が小さい。特に、 β を大きめにとった多直線化の厳しい条件の場合でも評価部位④上面では発生応力は飽和傾向にあり、これ以上厳しい（温度勾配が大きいあるいは温度落差が大きい）熱過渡条件としても発生応力の増大が飽和してゆくことが伺える。これは、評価部位④は、温度追従のよいリガメント部とその隣接するリム部の温度差から生じる熱応力であるため、ある程度以上変化幅が大きい温度変化がリガメント部に加わってもリム部への伝導によりリム部温度も追従するようになるため、発生応力が大きくならないためと推定される。これに対し評価部位②外面では、リム部の温度追従遅れと胴管板接合部の温度追従の差が拡大する一方となるため、厳しい熱過渡が加わるとそれに応じて発生応力も大きくなっている。

以上より、実験計画法を用いる評価法が、従来の多直線化法に対し熱過渡条件設定をより合理化する手法として有効であることが確認された。

表 3.2-6 α β の設定

	温度差の倍率(= β)		勾配比(= α)	
	A/c0	B/c0	A/c0	B/c0
1次	1.05(1800)	1.07(900)	1.48(20)	1.38(20)
2次	1.06(1800)	1.07(950)	1.52(60)	1.53(60)
2次(厳)	1.43(70)	1.61(60)	1.52(60)	1.53(60)

* カッコ内の数値は時刻を表す。

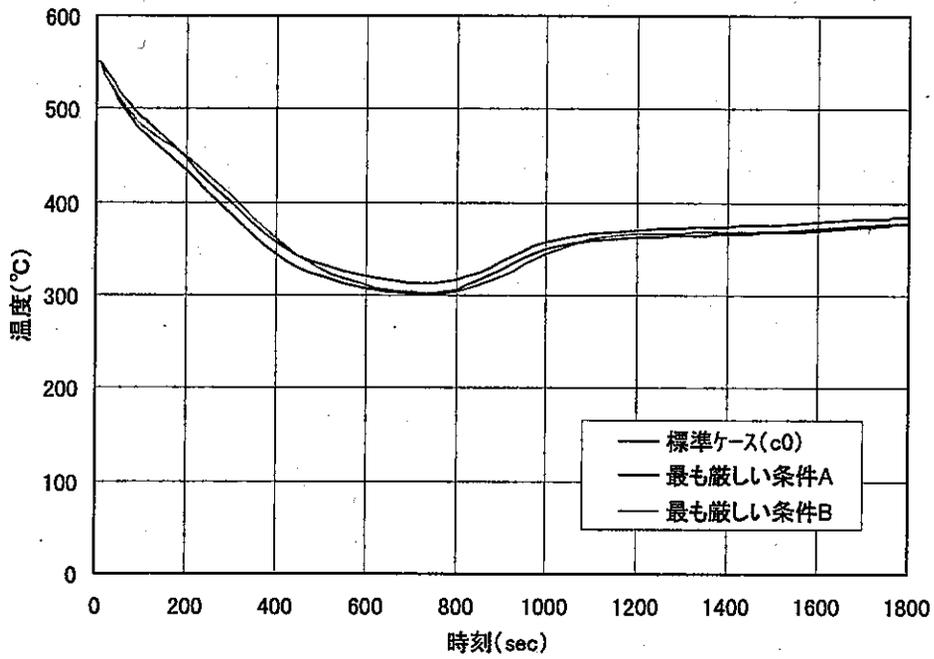


図 3.2-10(1) 熱過渡条件図 (IHX 1 次入口 ; 標準ケースと最も厳しい条件)

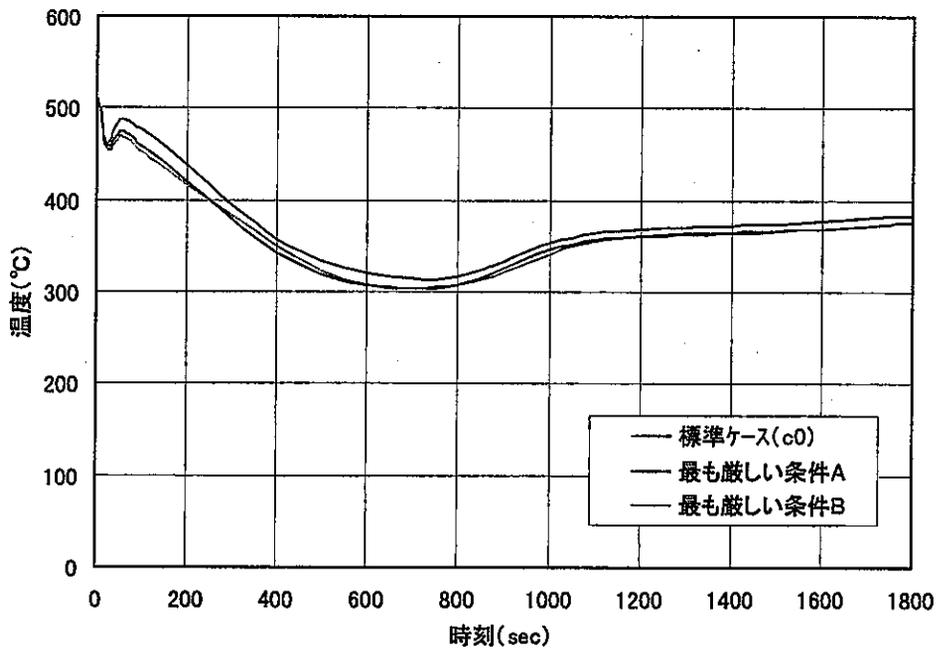


図 3.2-10(2) 熱過渡条件図 (IHX 2 次出口 ; 標準ケースと最も厳しい条件)

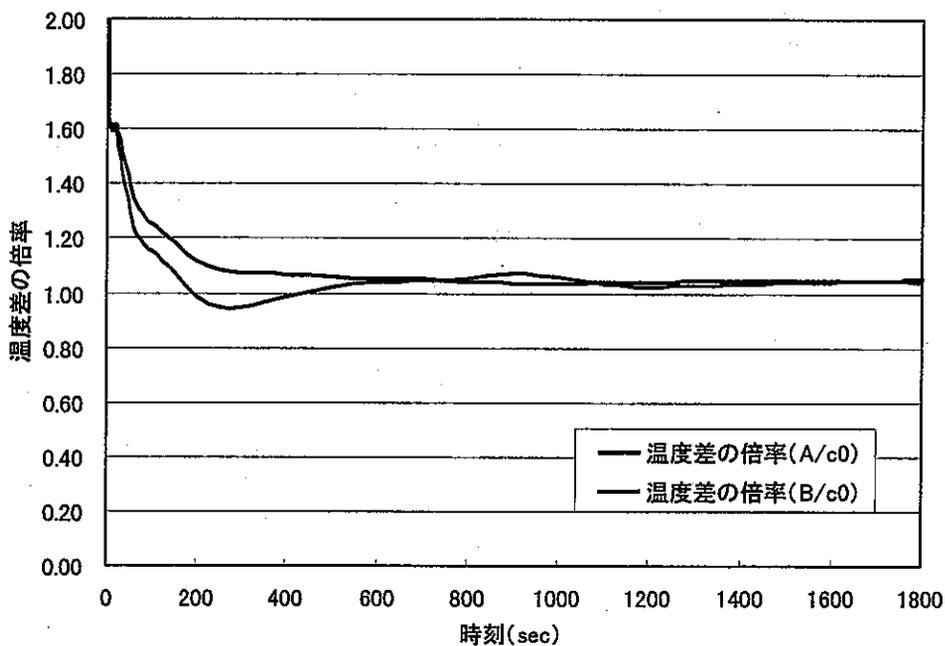


図 3.2-11(1) α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較
(温度差の倍率; IHX 1 次入口)

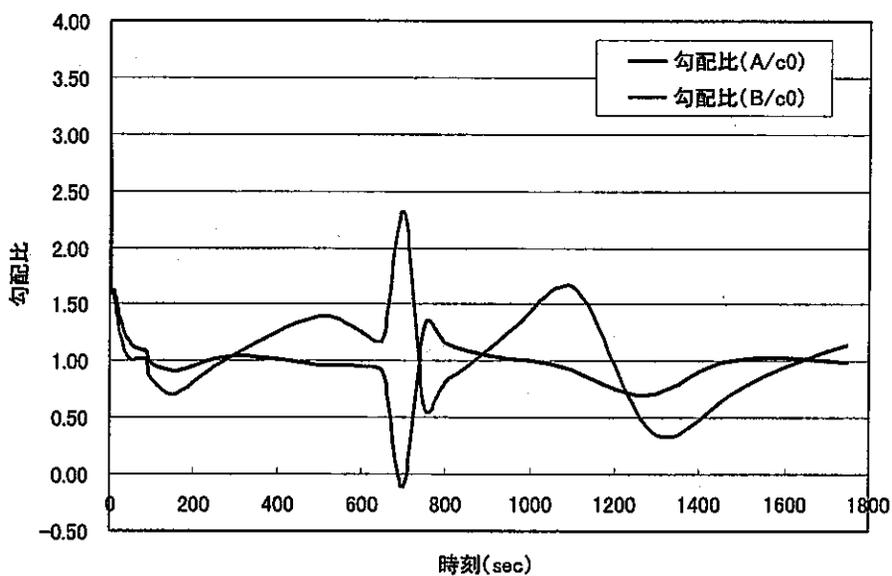


図 3.2-11(2) α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較
(勾配比; IHX 1 次入口)

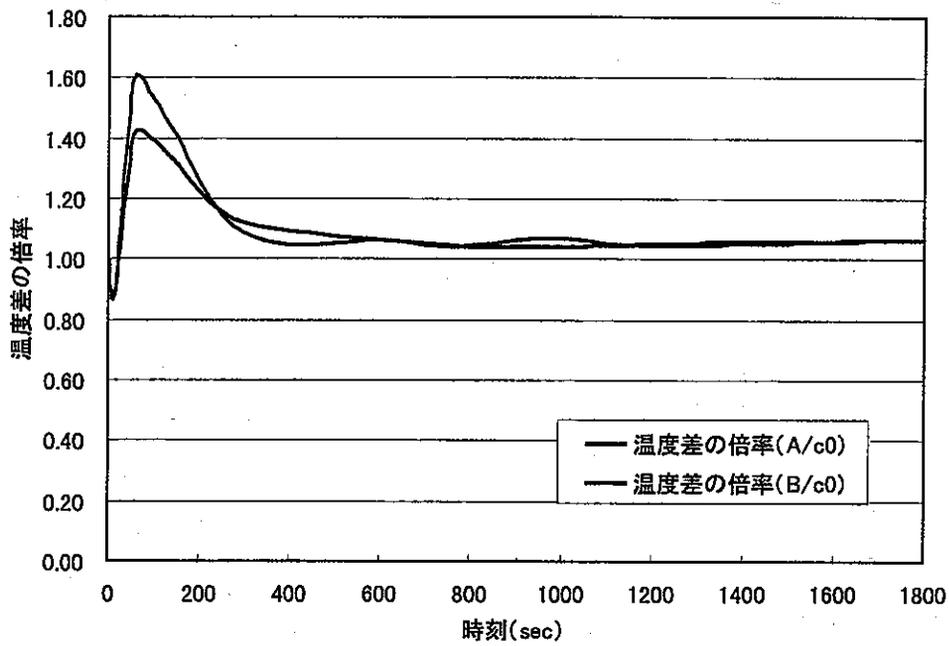


図 3.2-11(3) α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較
(温度差の倍率 ; IHX 2 次出口)

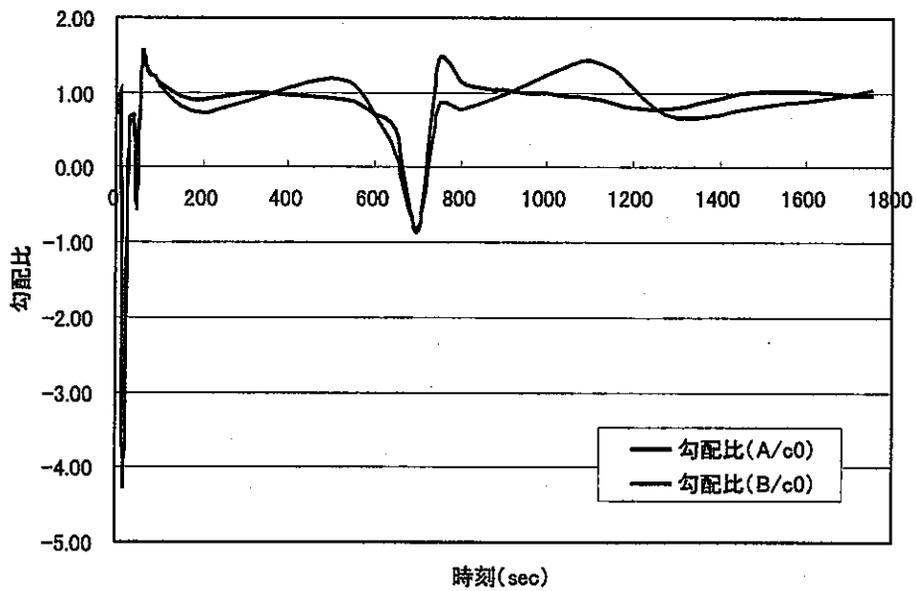


図 3.2-11(4) α β 決定のための標準ケースと最も厳しい条件の比較
(勾配比 ; IHX 2 次出口)

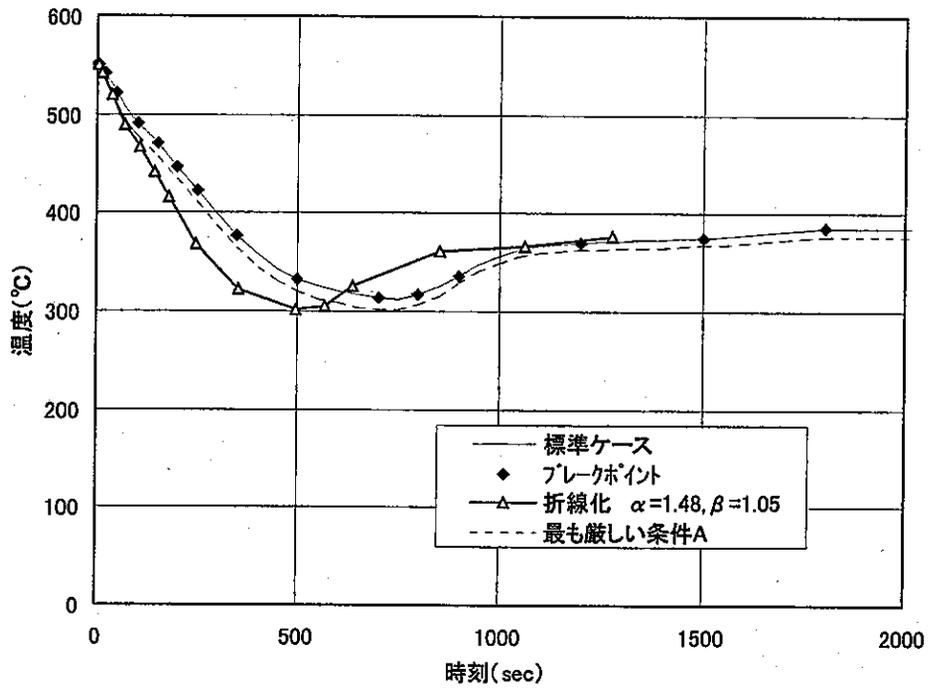


図 3.2-12(1) 多直線化条件 ($\alpha=1.48 \beta=1.05$; IHX 1 次入口)

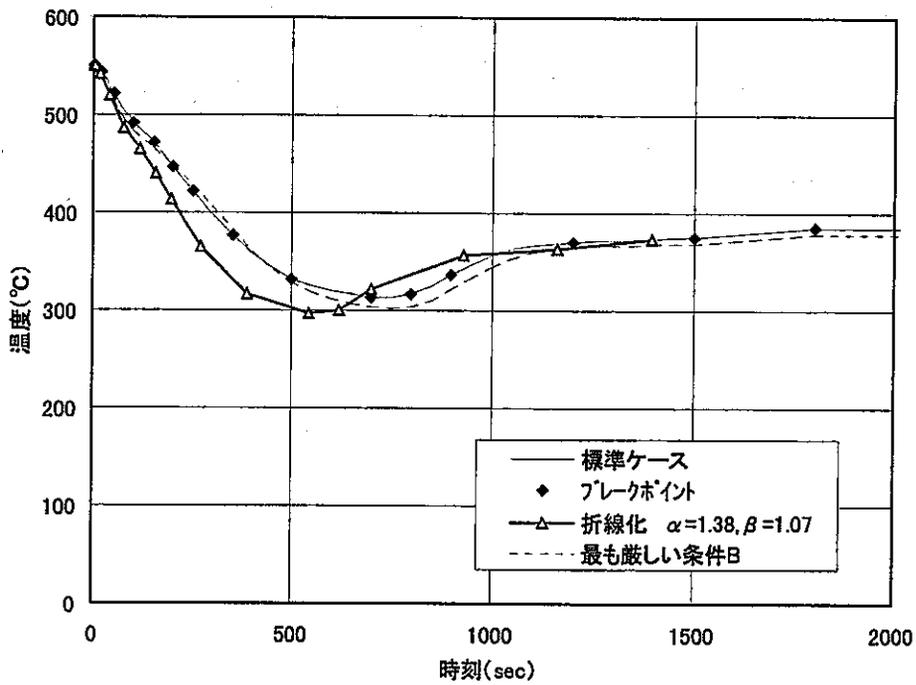


図 3.2-12(2) 多直線化条件 ($\alpha=1.38 \beta=1.07$; IHX 1 次入口)

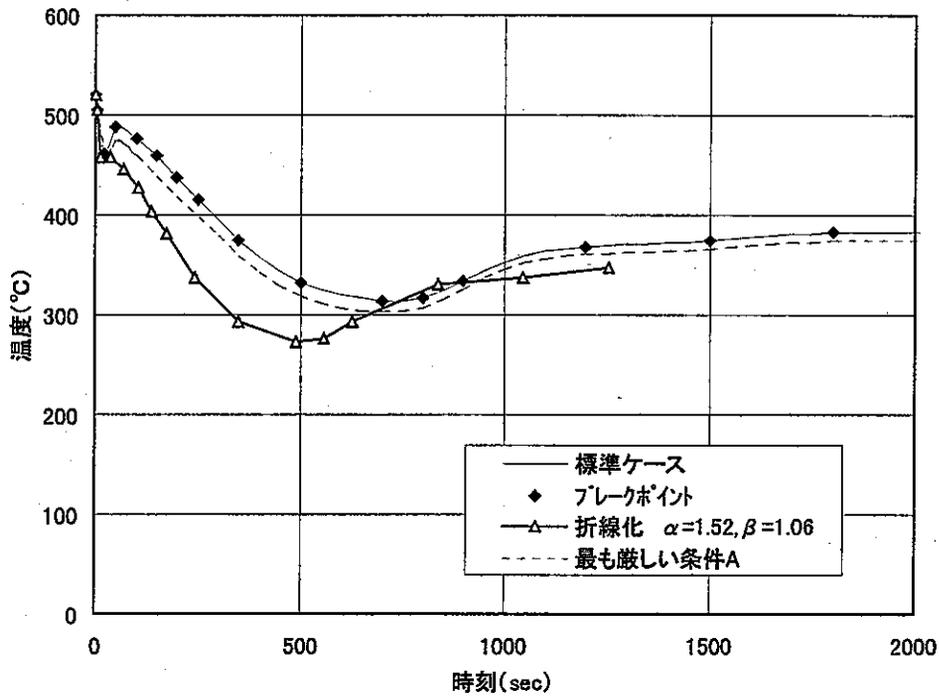


図 3.2-12(3) 多直線化条件 ($\alpha=1.52$ $\beta=1.06$; IHX 2 次出口)

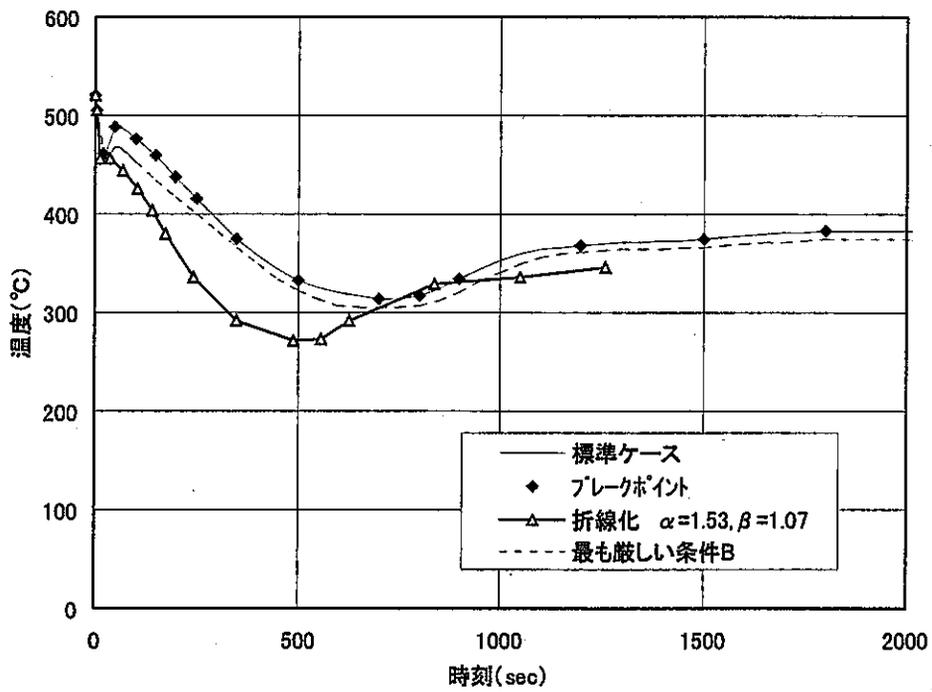


図 3.2-12(4) 多直線化条件 ($\alpha=1.53$ $\beta=1.07$; IHX 2 次出口)

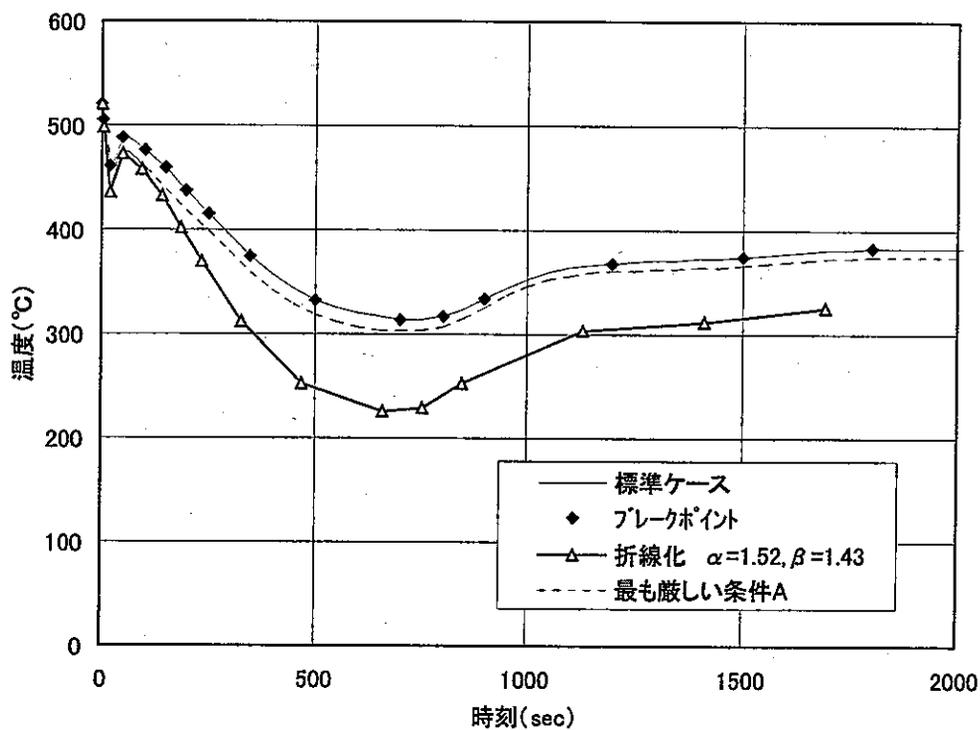


図 3.2-12(5) 多直線化条件 ($\alpha=1.52$ $\beta=1.43$; IHX 2 次出口)

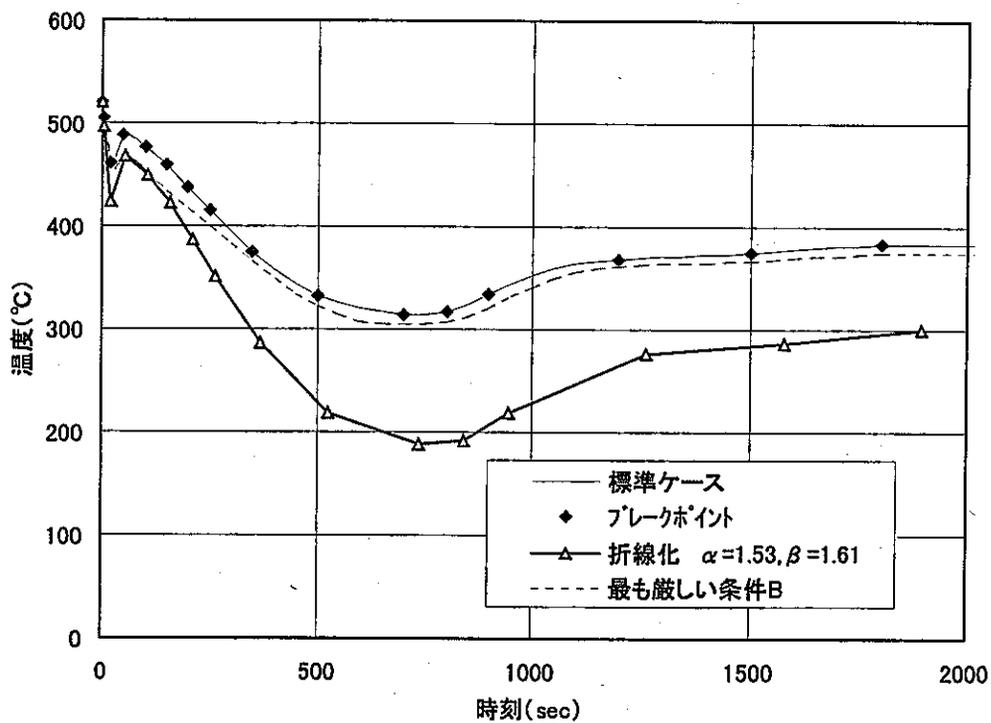


図 3.2-12(6) 多直線化条件 ($\alpha=1.53$ $\beta=1.61$; IHX 2 次出口)

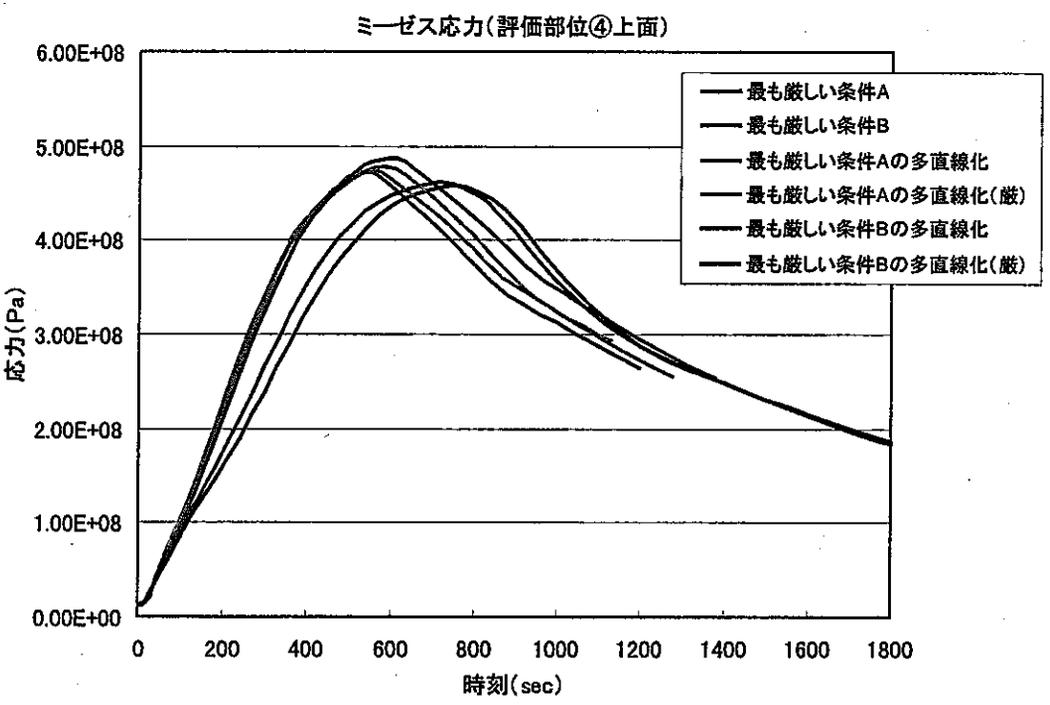
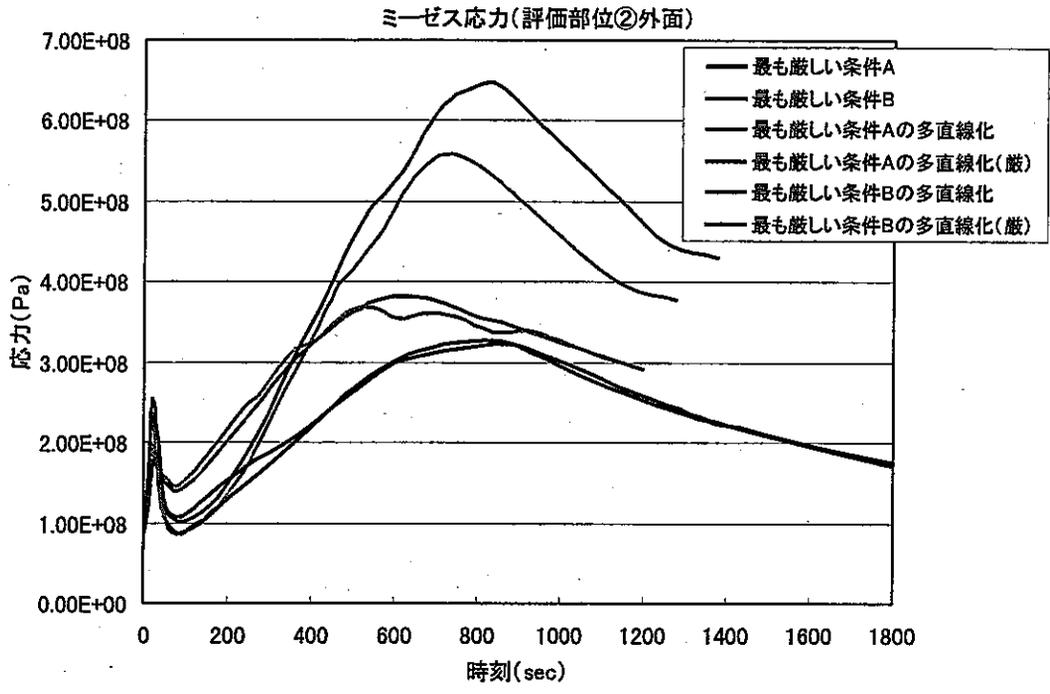


図 3.2-13(1) 発生応力の比較 (ミーゼス応力)

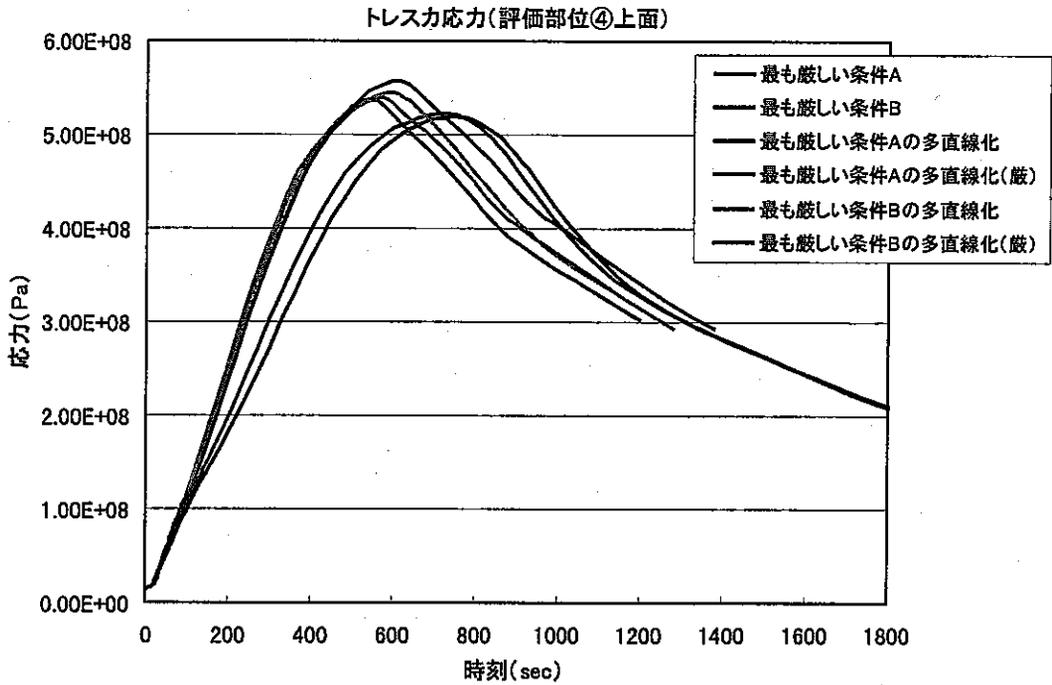
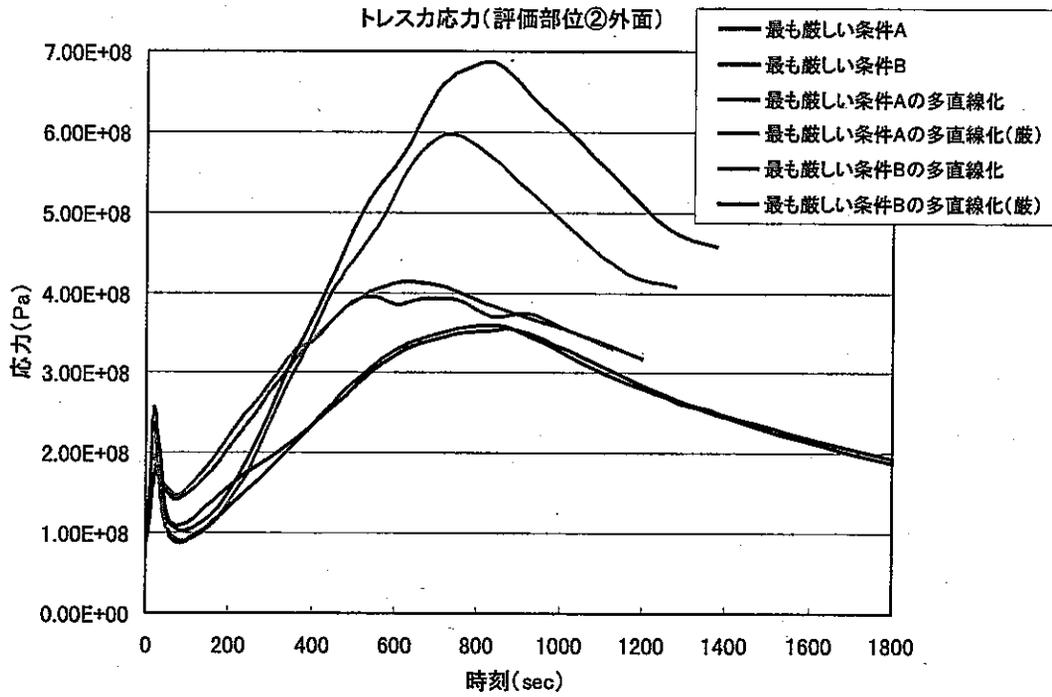


図 3.2-13(2) 発生応力の比較 (トレスカ応力)

4. 熱流動－構造統合解析を用いた設計手法の検討

4.1 最も厳しい条件を包絡する場合の設計手法の検討

現在サイクル機構殿において検討が進められている構造設計方針の研究のうち、従来のもんじゅ、実証炉などの設計で用いられてきた決定論的設計法(BDS、DDS、FDS)等では、熱荷重に対しその変動も考慮して最も厳しい条件を包絡する方法が採用されている。そのため、3章に示した多直線化手法が採用されていたが、この手法は大規模なプラント設計を効率的に進める上で効率的であるというメリットと、キーポイントとなる部位に対しより合理的な設計を実施しようとする場合過度の保守性を含み合理化を阻む要因となるというデメリットがあった。これについては、3章に示す統計的手法を用いることにより、最も厳しい条件について、実際に発生するものを特定することで過度な保守性を排することが可能となる見通しが得られている。設計手法としてはこの統計的手法を採用可能とする体系とすることでより合理的な設計が可能となる。

「設計」の合理化という観点から考えると、上記の条件を変えずに設計手法のみで合理化、精緻化を図るという手法の他に、損傷を大きくする要因を減らしロバストな設計を可能とすることが重要である。設計手法として、このような設計を採用できるような設計方針の体系としておくことが今後重要となる。

プラントの設計の流れ、その中における設計手法は従来と同様であるが、その評価体系としては、従来のワンスルー方式から最適設計に向けたフィードバック方式にするという観点からも実験計画法などを用いた手順を提案する。

現状の熱応力設計における評価手順を図4.1-1に、ここで提案する新しい評価手順を図4.1-2に示す。現状の評価では設計評価の手順は

- ①：設計条件（形状等を含む）の決定
- ②：プラント動特性解析
- ③：熱流動解析
- ④：構造解析条件の作成（熱過渡の多直線化等）
- ⑤：応力解析
- ⑥：設計基準による評価
- ⑦：合否判定
- ⑧：不合格の場合形状健康

形状変更で解決できない場合、上流側へフィードバック

⑤～⑦の繰り返し

⑨：終了

となる。最終的に構造健全性は確保されているが、健全性にとって最適かどうかは特に確認されていない。④：構造解析条件の作成において、荷重条件側にも裕度が含まれるが、定性的であり過度な裕度を含む場合もある。

一方、ここで提案する評価では、

①：設計条件（形状等を含む）の決定

②：プラント動特性解析

③：熱流動解析

④：応力解析

⑤：裕度設定

⑥：設計基準による評価

⑦：要因分析

⑧：影響因子抽出

①②③④～⑦について実験計画法を用いた検討（最適化）

⑨：最も厳しい条件の設定

⑩～⑭：最も厳しい条件での健全性確認

⑮：因子影響度等の確認

⑯：合否判定

不合格の場合、要因分析結果から条件を見直し、最も厳しい条件を再設定。

⑧：終了

上記の評価では、動特性解析、熱流動解析、応力解析に影響を与える因子を用い、これを制御因子とし、実験計画法による割付を実施し必要なケースの解析を実施する。応答関数としては、図 4.1-2 では損傷値としている。最適化の観点からは、要因分析を実施した結果から、上流側へフィードバックを行い、条件、形状などの因子の最適化が可能か検討し、最適な設計を目指す。ここで言う最適化とは、経済性の向上、裕度の向上・均一化、影響因子に対する損傷の応答の鈍化（ロバスト性の向上）など、各種の観点から実施することが可能である。

一方、健全性の確認の観点からは、想定されるプラント条件（因子のふれ幅）に対

し最も厳しい条件を包絡する健全性を確認する。最も厳しい条件としては、これまでの検討で示しているように、実際想定される最も厳しい条件が加わるので、不必要な裕度を排除した合理的なものとなっている。設計が成立しない場合は、従来同様設計変更となるが、従来、構造側での対応を第1に実施し、それでも成立しない場合に上流側の変更を考慮するのが一般的であったのに対し、最適化手法と同様上流側へのフィードバックにより、最適なフェーズでの最適化が行える。もちろん、構造で対応することを含むものである。

なお、従来はプラント熱過渡条件の設定で保守性を含んでいるという前提から、解析の信頼性に対する裕度を陽には含まないものであったが、本手法の場合解析の手法に対する裕度を考慮しておく必要がある。

直交表を用いて解析ケースの削減がなされているが、動特性解析から評価までを従来手法と同様に繰り返すことの負荷が大きい場合が考えられる。その場合、本調査で実施した熱流動-構造統合解析コードを用い、サーベイと最終確認を分離することが現実的には考えられる。その場合、評価手順は図4.1-3に示すような形となる。なお、本図では、熱流動-構造統合解析コードに評価コードまで含んだ形としているが、この部分については、いくつか分割することも可能である。

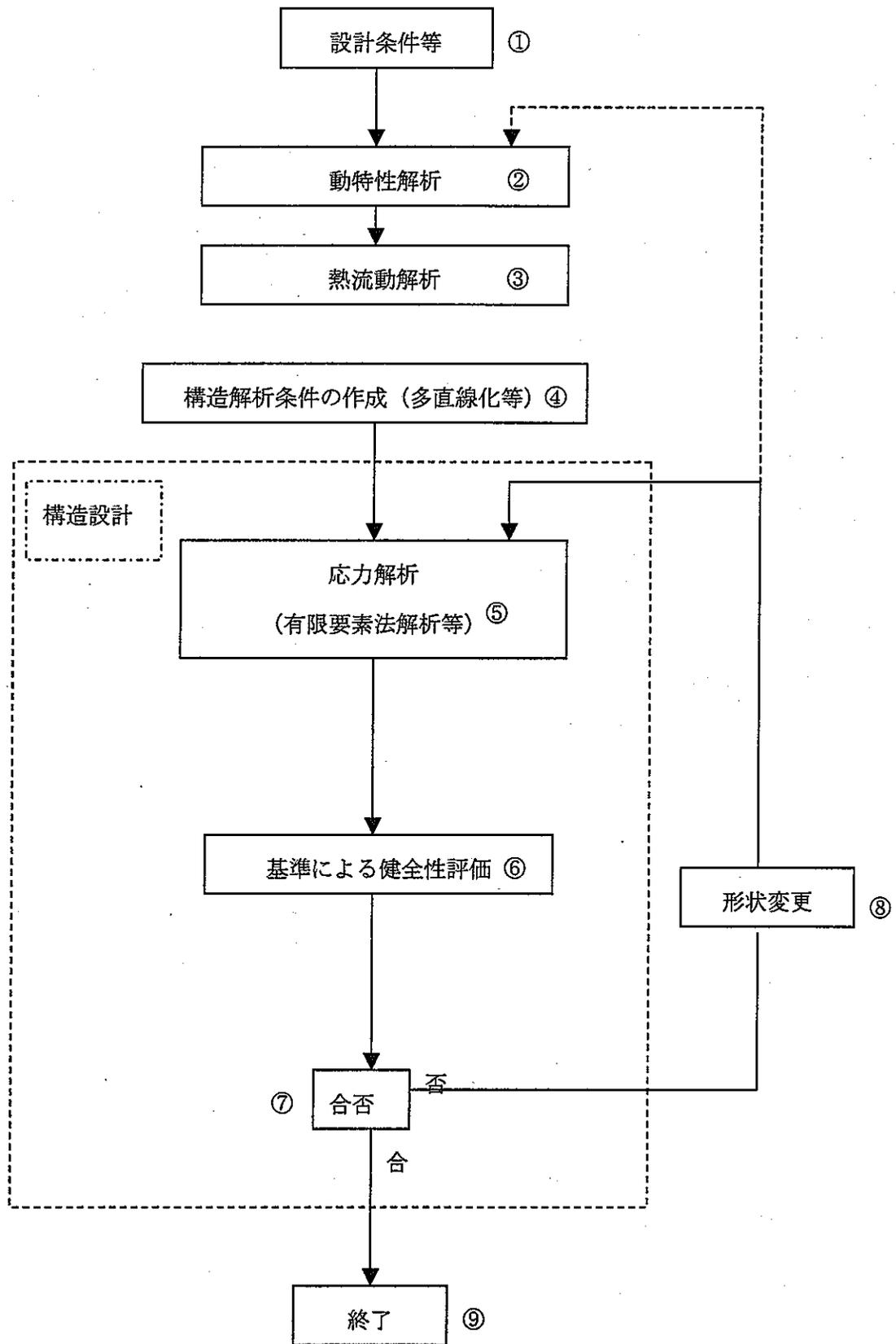


図 4.1-1 現状の評価体系

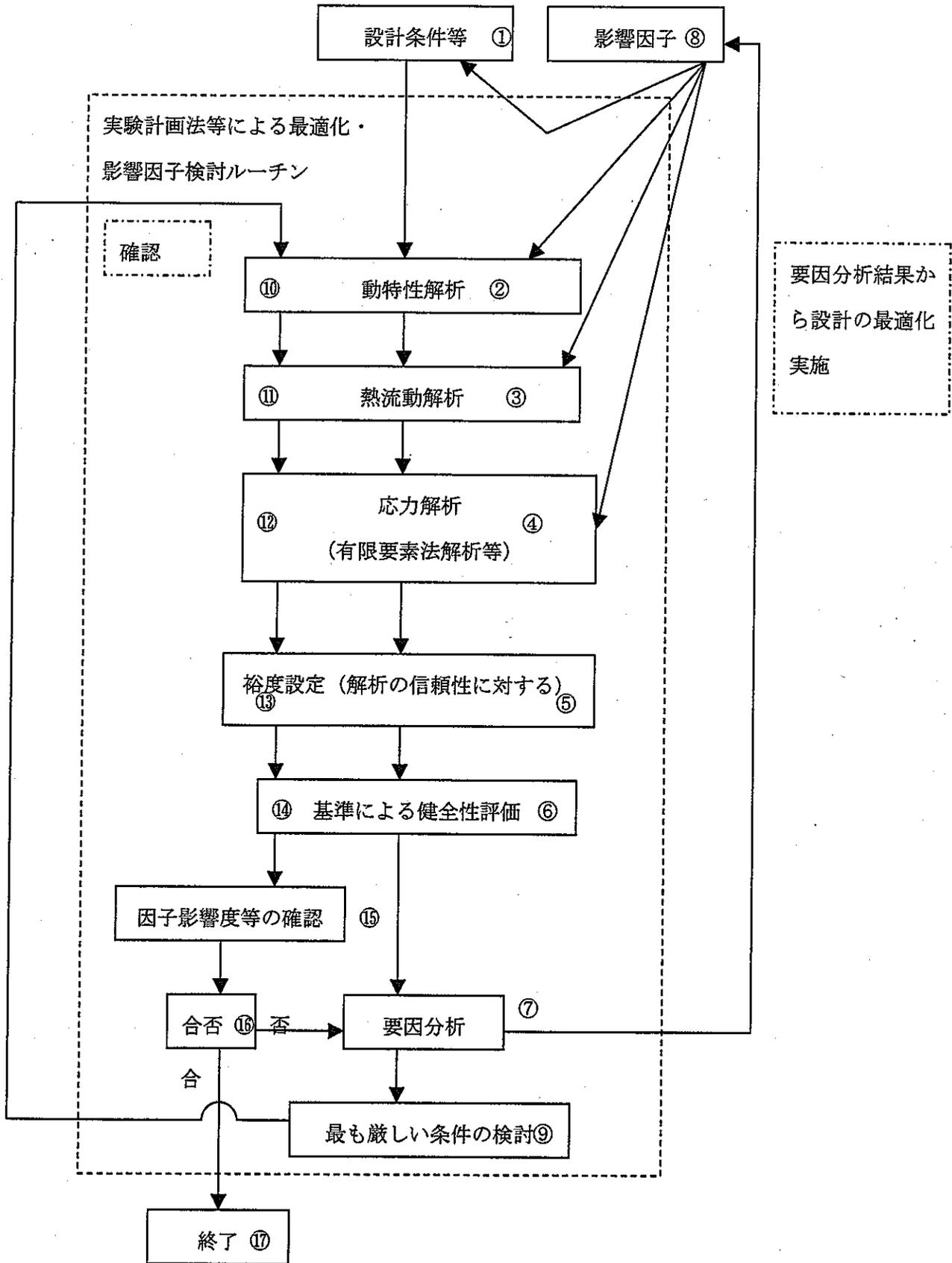


図 4.1-2 評価体系

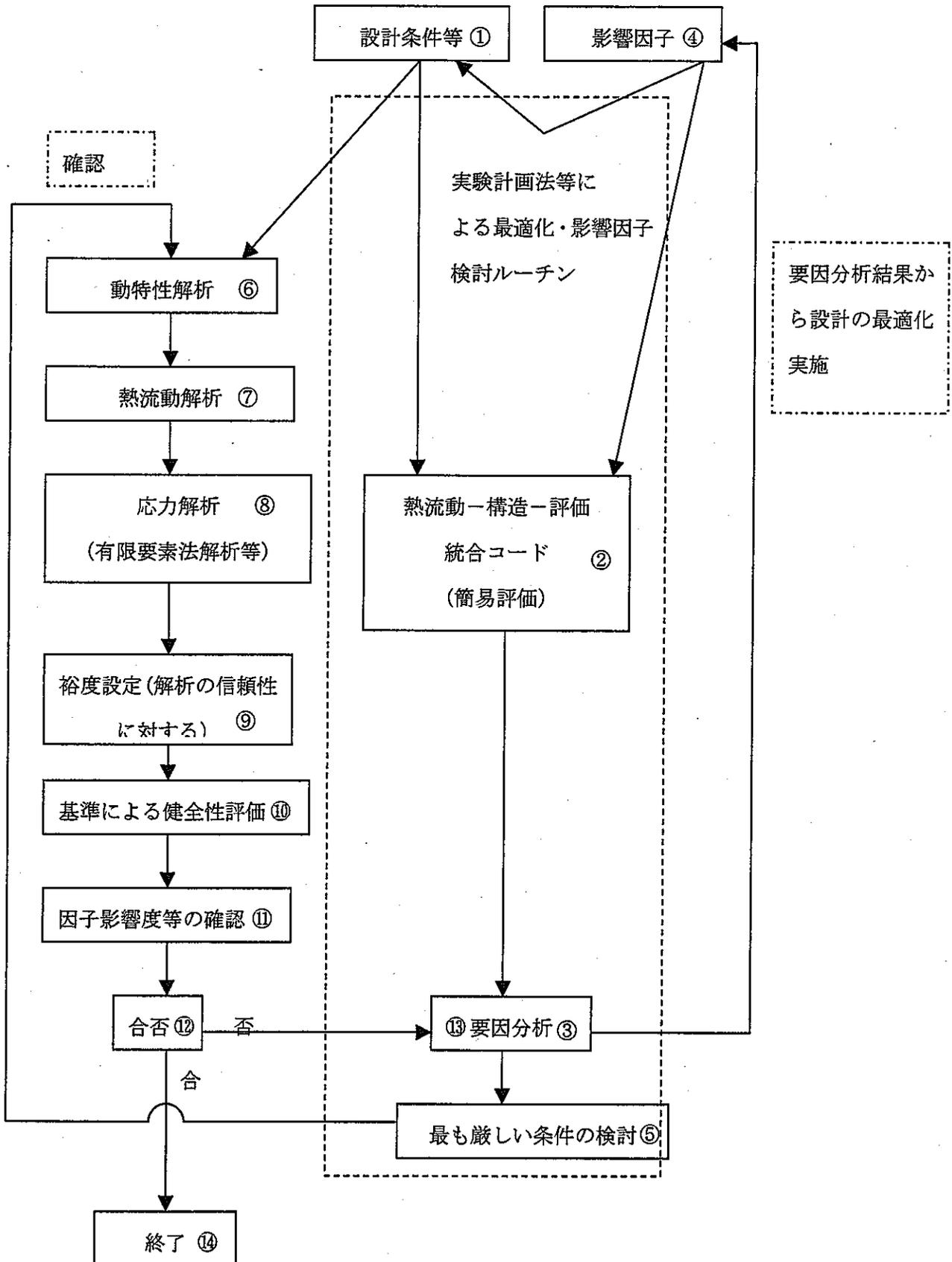


図 4.1-3 評価体系 (簡易評価コードを採用する場合)

4.2 熱荷重の発生確率分布を用いた設計手法の検討

(1) 概要

サイクル機構殿において研究されているシステム化規格においては、製作から検査などを含む広い範囲で健全性を確保する思想に立ち、その中で裕度交換等を実現することを目指している。その中では裕度などを統一的に表現する指標が求められ、リスクや破損確率といった確率分布を用いた評価がその候補として検討されている。

そのためには、損傷、発生応力といったものを確率分布として表現することが必要となるが、ここでは熱荷重による発生応力を確率分布として表現する手法の検討を行う。

図 4.2-1 に示すように、各種のプラント条件の変動の影響が応力などにどのように影響を与えるかについては、前章において検討を実施している。この結果、プラント条件の変動と応力等の関係が求められることとなるが、実際に発生する応力はどのような確率で分布するかはわからない。ここでまず、考えられるのは、プラント条件発生の確率を有る程度離散的に仮定し、その各条件の組み合わせから実際に発生する応力の度数として求めて行く方法である。これについては、JNC 殿研究「FBRのコスト低減と長寿命化に関する調査(その3)」において適用例が検討されている。図 4.2-2 にその概念、図 4.2-3 に IHX ガス巻き込み防止構造の設計例に対する適用例を示す。度数分布を用いて評価することは、図 4.2-2 に示すように従来最も厳しい荷重組み合わせが全ての想定回数に発生するとしていたものの過度の裕度を排除することが出来るという点で合理化に寄与するものである。この例、表 4.2-1 に示したように各条件の上下限(中間状態)の発生確率を等しく仮定しているが、実際のプラント条件は図 4.2-1 に示すように各種の確率分布で発生すると考えられる。

これらの確率分布が入力条件となった場合の発生応力の確率分布がどのようになるかがシステム化規格では必要となる。そのため、3章までに検討した中間熱交換器管板を例に、プラント条件の各種発生確率分布と、プラント条件と発生応力の関係を用いモンテカルロ法による計算を行うことにより、当該機器の発生応力の確率密度分布を作成する手法について検討を行う。

(2) 熱荷重発生確率分布の算定法

3章までに検討した中間熱交換器管板を例に検討を進める。ここでは手法の成立性検討を行う観点から、プラント条件の確率密度分布については適宜分布形状を仮定する。

3章のモデルに対し、プラントの制御パラメータなど当該部の熱過渡及び発生応力に影響が有ると考えられる因子について、表 4.2.-2 に影響因子とそのノミナル条件および設計で考慮するふれ幅を再度示す。この範囲の条件が生ずる可能性が有るわけである。

これについて3章において実験計画法を用いて整理、検討がなされており、影響因子の要因効果が分析されている。ここでは、この結果から得られる伝達関数を用い、影響因子の変化度合いと発生応力を結びつける。実際に発生する応力の確率分布は、このプラント条件と応力の関係を用い、これに図 4.2-4 に示すモンテカルロ法を用いた手法を当てはめることにより作成する。これにより、手法の実現性と想定した因子の確率分布形状の影響を確認する。

図 4.2-4 に示すように、影響因子であるプラント条件はある確率分布を持って発生すると考えられる。表 4.2-2 に示した範囲で発生することは確定しているとして、その分布がどのようなかについて検討する。ここでは、まず図 4.2-5 に示す矩形分布（一様分布）と正規分布を考える。矩形分布は、ある範囲内では発生する確率が同一であり、範囲内で任意に設定できる設定値などの場合が考えられる。従って、上限と下限を因子の想定範囲の上下限とする。正規分布は、一般的な確率分布であり、ノミナル値を狙って設定したものが不随意のばらつきなどにより変動するものと考えられる。圧力損失などが設計値に対し実際にはばらつくなどといった場合など多くの場合が想定される。その他、分布形状としては指数分布、ワイブル分布、3角分布など多数の状況が考えられるが、ここでは上記2つの分布を中心に考える。

表 4.2-5 に示す3つのケースについて検討を実施する。すなわち、全て矩形分布(ケース1)、全て正規分布(ケース3)という両極端と、実際のプラントの条件に近いと思われる中間の条件(ケース2)である。これらの条件の中でポンプトリップ遅れ時間については、ノミナルの1秒から最大3秒まで遅れる可能性があるとしており、この中間の値と中心とした正規分布とは言いにくい。1秒を達成するよう設計はなされると想定され、遅れが発生する確率は3秒に近づくと従い漸減すると想定される。そのた

め、1秒から3秒に漸減する関数を想定すべきであり、候補としては三角分布、指数分布などがある。指数とする場合の定数の意味づけなどが現状では曖昧であるので、ここでは最も単純に1秒の発生確率が高く、3秒の発生確率が低い三角分布として検討を実施した。

ケース2においては、表4.2-2に示されるふれ幅の設定根拠からみると系統圧損など設計値から不随意にずれてしまうものと、設定誤差として設定値がある幅でずれるものがみられる。どちらも正規分布となると考えることもできるが、圧損などの誤差は狙った値を中心にばらつくものであるのに対し、設定値は人間がその幅のいずれかを同一の確率で選ぶ可能性があると考えることができ、従ってここでは、設定誤差がふれ幅の要因になっている、トリップ後のSG給水温度およびトリップ後のSG給水流量を矩形（一様）分布として設定した。正規分布については、図4.2-5に示すように、中央値から上限あるいは下限までの幅が片側 3σ であると仮定して標準偏差を設定した。設定した上下限を表4.2-4に示す。

これらの3ケースについて、2ヶ所の評価部位における、応力発生分布形状への影響を確認する。モンテカルロ法の施行回数は10000回とする。

(3) 検討結果

検討結果を図4.2-6、図4.2-7及び表4.2-5に示す。

評価部位②において、ケース1では図4.2-6及び表4.2-5からわかるように、実際に発生する応力の確率分布は、約345MPaを中心に約335MPaから約355MPaの間で分布する形となる。表4.2-5に示すように、標準偏差約3.5MPaであり、上下限に対し、片側 3σ 程度の分布となる。評価部位④においては、実際に発生する応力の確率分布は、約500MPaを中心に約485MPaから約515MPaの間で分布する形となる。表4.2-5に示すように、標準偏差約5.3MPaであり、上下限に対し、片側 3σ 程度の分布となる。

この結果からも、3章で求めた発生応力が最も厳しくなる場合である360.1MPa、518.6MPaとなる確率は非常に小さいことがわかる。主に345MPa、500MPaを中心とした分布となり、健全性評価においてはこの分布を用いて評価すれば、より合理的評価が可能と考えられる。実際には、本結果を平均と標準偏差から正規分布としてフィッティングし応力と確率の関係を計算しやすいようにすることになる。

次に要因の発生確率をすべて正規分布としたケース3をみると、ケース1と同様に

正規分布となることが確認され、平均値も約345MPa、約500MPaとなりケース1とほぼ同様であるわかる。仮定した各要因の分布が正規分布であるため、標準偏差が若干小さくなる傾向が見られるが大きな差はないと考えられる。

評価部位②及び④のいずれも、ケース1とケース3に大きな差がないため、実際に近いと考えられる中間的なケース2もほぼ同様の分布形状となっており、三角分布の影響もそれほど大きくないと思われる。図4.2-7みると若干分布が応力の高い側に偏っているように見えるが、ポンプトリップ遅れ時間の発生確率を三角分布として下限側の発生確率を高くしたことにより、高応力側の発生頻度が少し高まったため考えられる。しかしながら、平均が1%程度ずれるのみで標準偏差も全部を矩形分布と仮定した場合とほぼ同様であり、分布形状としてはケース1及び3と同様の正規分布と言える。これらは、全体的に要因を正規分布としたものが多いことが影響していると思われる。

ここまでの3ケースの比較から、要因の確率分布形状は一様分布と正規分布というようにならかなり異なった分布を仮定したにもかかわらず、結果として得られる分布はそれほど大きく異ならないことが確認された。もちろん一様分布を仮定した方が全体が広がった分布となっており違いはあるが、要因の確率分布形状の影響を反映している度合いは相対的に小さいと考えられるため、要因の確率分布形状にそれほど神経質になる必要はないと考えられる。設計で想定される範囲をある程度の仮定で設定することでかなり合理的な評価結果が得られると想定される。

熱荷重を確率的に評価する場合の評価の流れの例を図4.2-8に示す。ここで提案する評価では、

- ①：設計条件（形状等を含む）の決定
- ②：プラント動特性解析
- ③：熱流動解析
- ④：応力解析
- ⑤：裕度設定
- ⑥：要因分析
- ⑦：因子影響度確認
- ⑧：発生確率分布検討
- ⑨：設計基準による評価

⑩：合否判定

不合格の場合、要因分析結果から条件を見直し、最も厳しい条件を再設定。

⑪：影響因子抽出

①②③④～⑨について要因分析結果などを用いた最適化、裕度交換

⑫：終了

不合格の場合、要因分析結果から条件を見直し、最も厳しい条件を再設定。

最も厳しい条件を用いる決定論的評価に比べると、実験計画法による要因分析から最も厳しい条件を決定するルートが無く、確率分布を用いて評価を行い終了する点異なる。評価に合格しない場合、上流側に戻って要因分析結果などを用いて最適化を図るとともに、他の因子と裕度交換を行うなどして設計合理化を図ることが可能となる。

表 4.2-1 度数分布算定に仮定したプラント条件発生確率

	水準 1	水準 2	水準 3
A. ポンプトリップ遅れ時間	1/2	1/2	—
B. 崩壊熱	1/3	1/3	1/3
C. 1次主ポンプ流量半減時間	1/3	1/3	1/3
D. 2次主ポンプ流量半減時間	1/3	1/3	1/3
E. 1次ポンプポンプモーター流量	1/3	1/3	1/3
F. 2次ポンプポンプモーター流量	1/3	1/3	1/3
G. トリップ後のSG給水温度	1/3	1/3	1/3
H. トリップ後のSG給水流量	1/3	1/3	1/3

表 4.2-2 I H X 手動トリップにおける影響因子の設定値

影響因子	条 件	ノミナル値	パラメータ値	
			MAX 値	MIN 値
崩壊熱		ノミナル条件の崩壊熱	プラス側誤差 10%、カロリメ トリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×1.1×1.02	マイナス側誤差 15%、カロリ メトリックス誤差 2% を考慮 ノミナル値×0.85×0.98
1 次主ポンプコーストダウン特性 (流量半減時間)		6.5 秒	8 秒(原電殿データ)	5.5 秒
2 次Na 流量低減時間 (定格流量→整定流量)		4 5 秒	5 0 秒	4 0 秒
1 次側トリップ後整定流量		1 5 %	系統圧損誤差 10% を考慮 15×1.1≒17 %	系統圧損誤差 10% を考慮 15×0.9≒13 %
2 次側トリップ後整定流量		15.3%	16.8%	13.8%
トリップ後のSG給水温度		2 4 0 °C	圧力設定誤差+2kg/cm ² を考 慮 + 3 °C	圧力設定誤差-2kg/cm ² を考 慮 - 3 °C
トリップ後のSG給水流量		2 5 %	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 + 3 %	流量制御系の計測/設定誤差を 考慮 - 3 %
ポンプトリップ遅れ時間		1 秒(原電殿データ)	3 秒(原電殿データ)	-

表 4.2-3 影響因子の確率分布想定

因子		ケース1	ケース2	ケース3
A	ポンプトリップ遅れ時間	矩形分布	三角分布	正規分布
B	崩壊熱	矩形分布	正規分布	正規分布
C	1次ポンプ流量半減時間	矩形分布	正規分布	正規分布
D	2次ポンプ流量半減時間	矩形分布	正規分布	正規分布
E	1次ポンプポニーモータ流量	矩形分布	正規分布	正規分布
F	2次ポンプポニーモータ流量	矩形分布	正規分布	正規分布
G	トリップ後のSG給水温度	矩形分布	矩形分布	正規分布
H	トリップ後のSG給水流量	矩形分布	矩形分布	正規分布

表 4.2-4 設定した上下限

パラメータ		下限	上限
A	ポンプトリップ遅れ時間	1	3
B	崩壊熱	0.833	1.122
C	1次主ポンプコストダウン特性 (流量半減時間)	5.5	8
D	2次 Na 流量半減時間 (定格流量→整定流量)	40	50
E	1次側トリップ後整定流量	0.13	0.17
F	2次側トリップ後整定流量	0.138	0.168
G	トリップ後のSG給水温度	237	243
H	トリップ後のSG給水流量	0.2425	0.2575

表 4.2-5 計算結果 (評価部②)

	ケース1	ケース2	ケース3
試行回数	10,000	10,000	10,000
平均値	345.89	346.22	345.86
中央値	345.91	346.24	345.87
標準偏差	3.50	2.46	2.04
分散	12.25	6.04	4.17
最小範囲	336.07	335.23	338.89
最大範囲	356.14	354.68	353.64

計算結果 (評価部④)

	ケース1	ケース2	ケース3
試行回数	10,000	10,000	10,000
平均値	500.11	495.60	500.09
中央値	500.05	495.86	500.07
標準偏差	5.29	5.31	3.06
分散	28.03	28.20	9.37
最小範囲	484.27	475.42	488.39
最大範囲	515.57	512.84	511.67

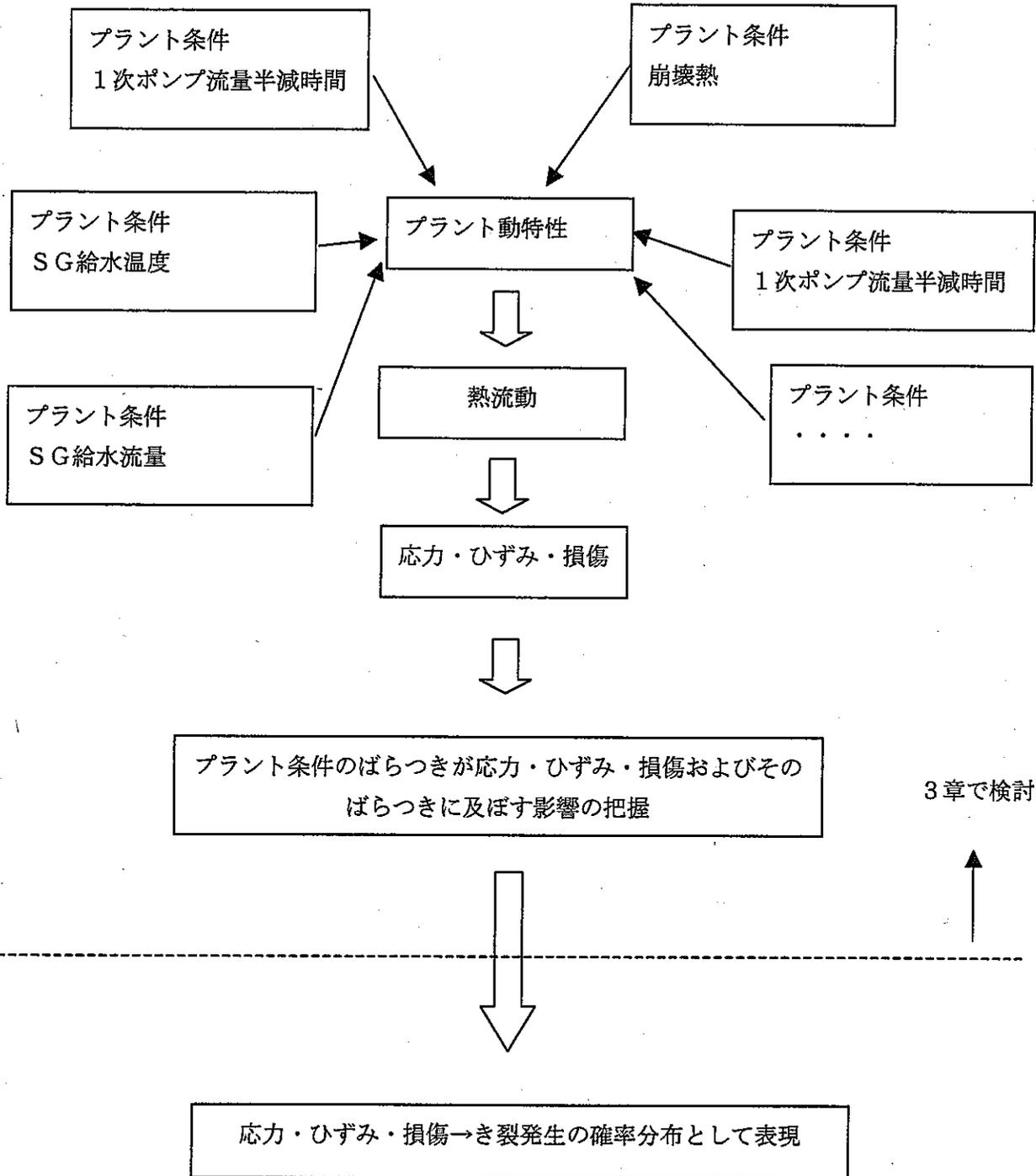


図 4.2-1 システム化規格において熱荷重に対する破損確率評価法設定の考え方

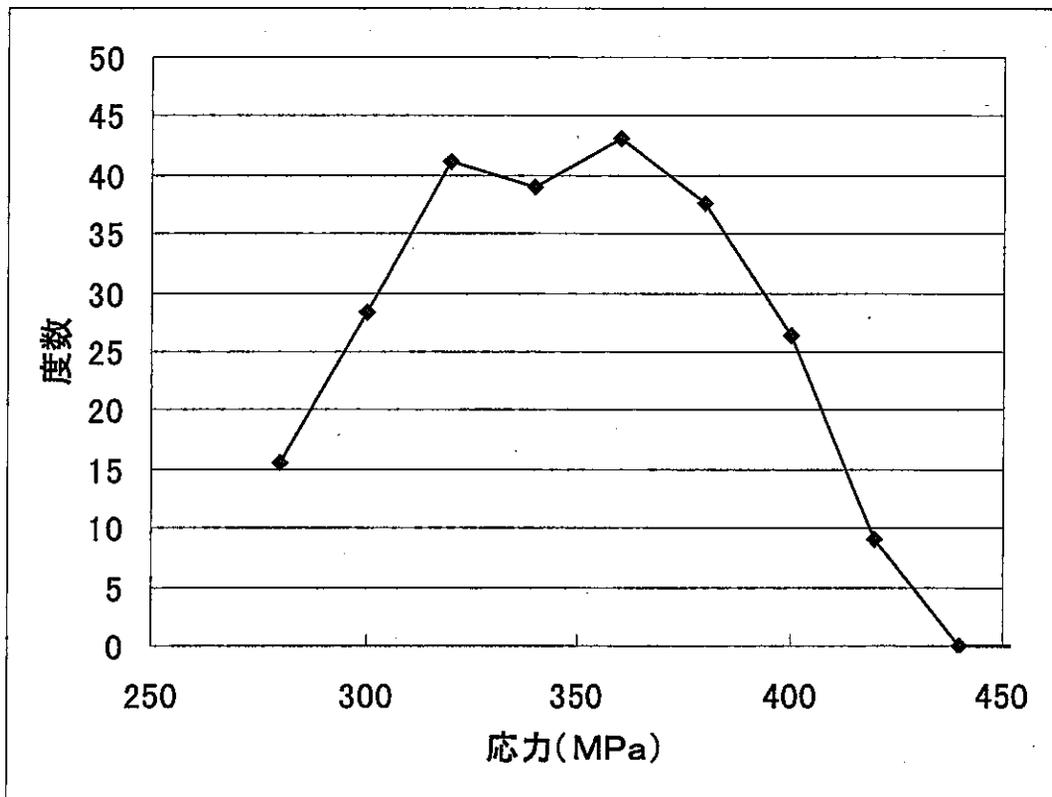
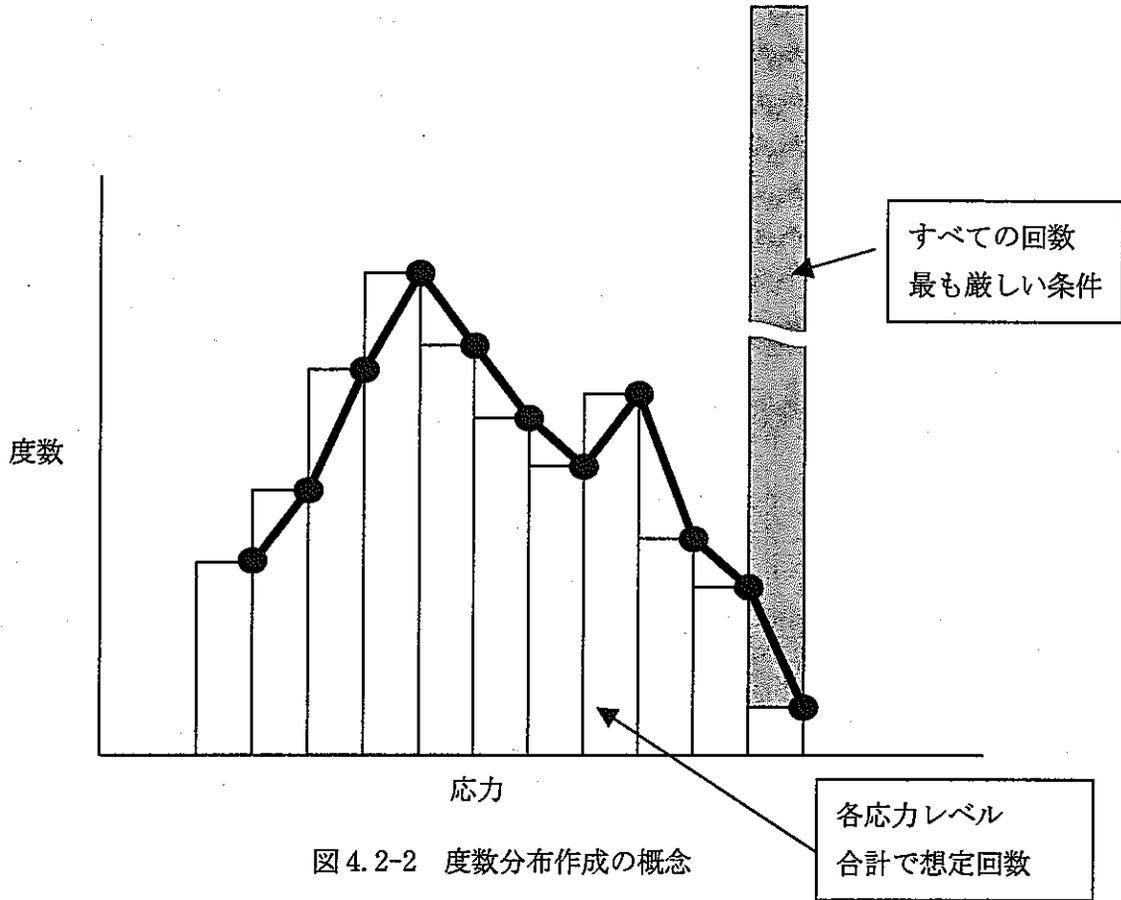


図 4.2-3 IHX熱過渡における度数分布評価の例

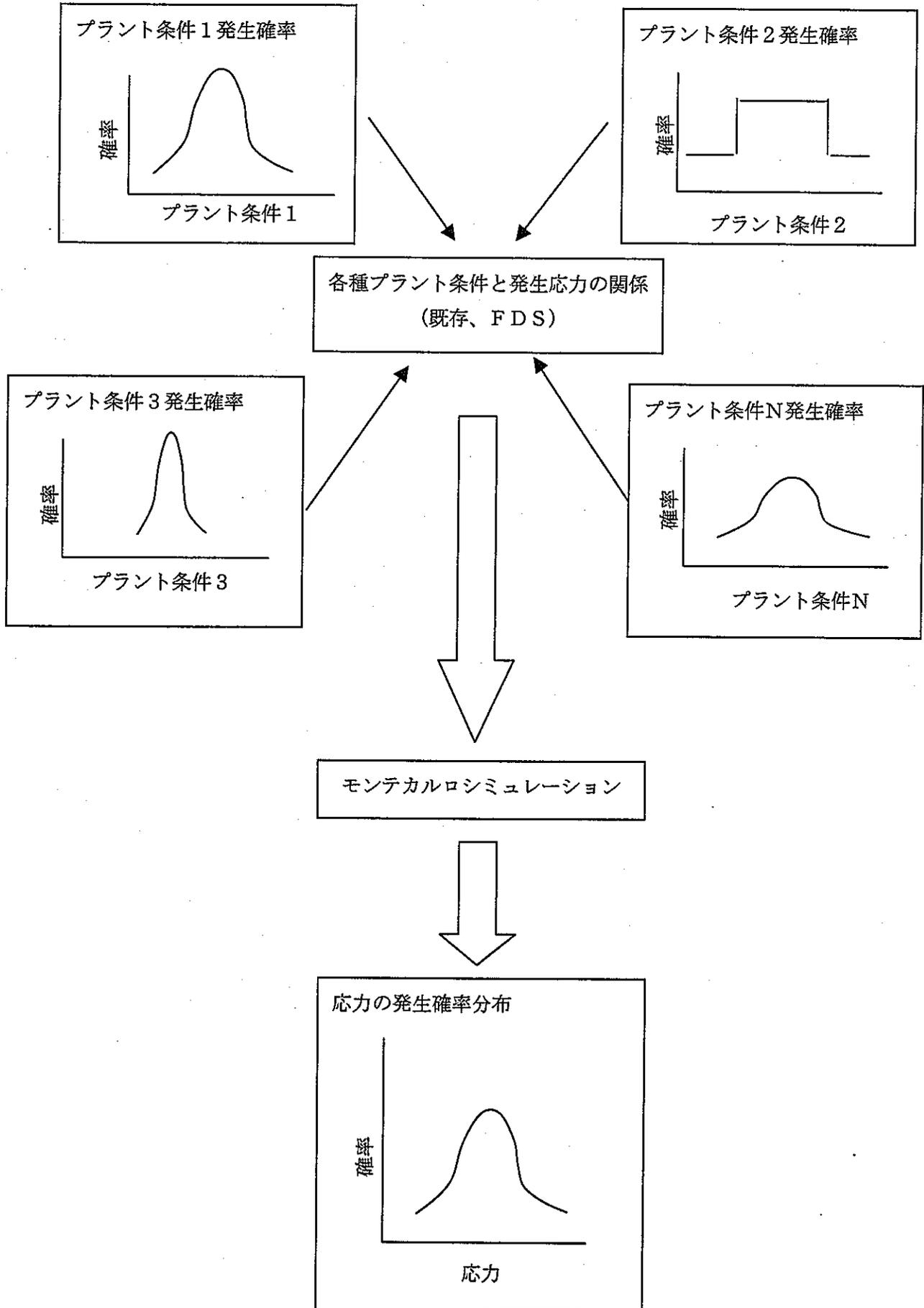
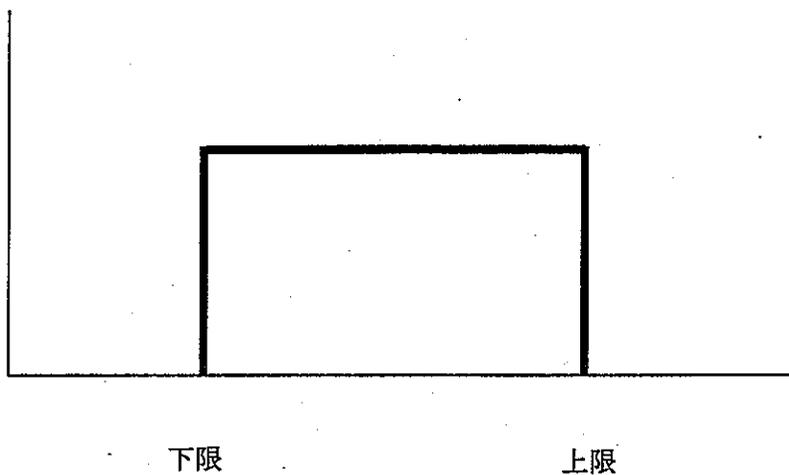
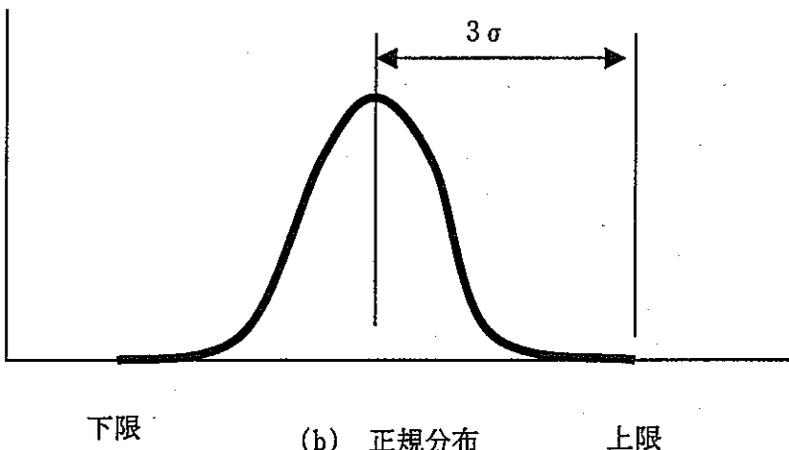


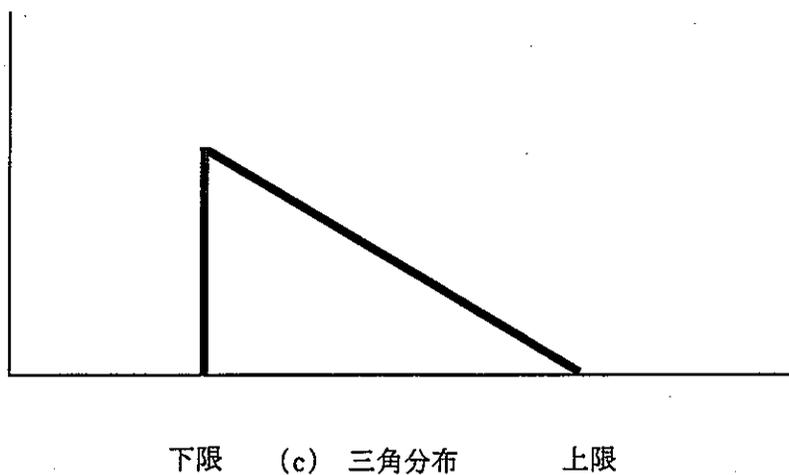
図 4.2-4 プラント条件の確率分布から発生応力の確率分布を算定する概念



(a) 矩形分布



(b) 正規分布



(c) 三角分布

図4.2-5 影響因子の発生確率分布の想定

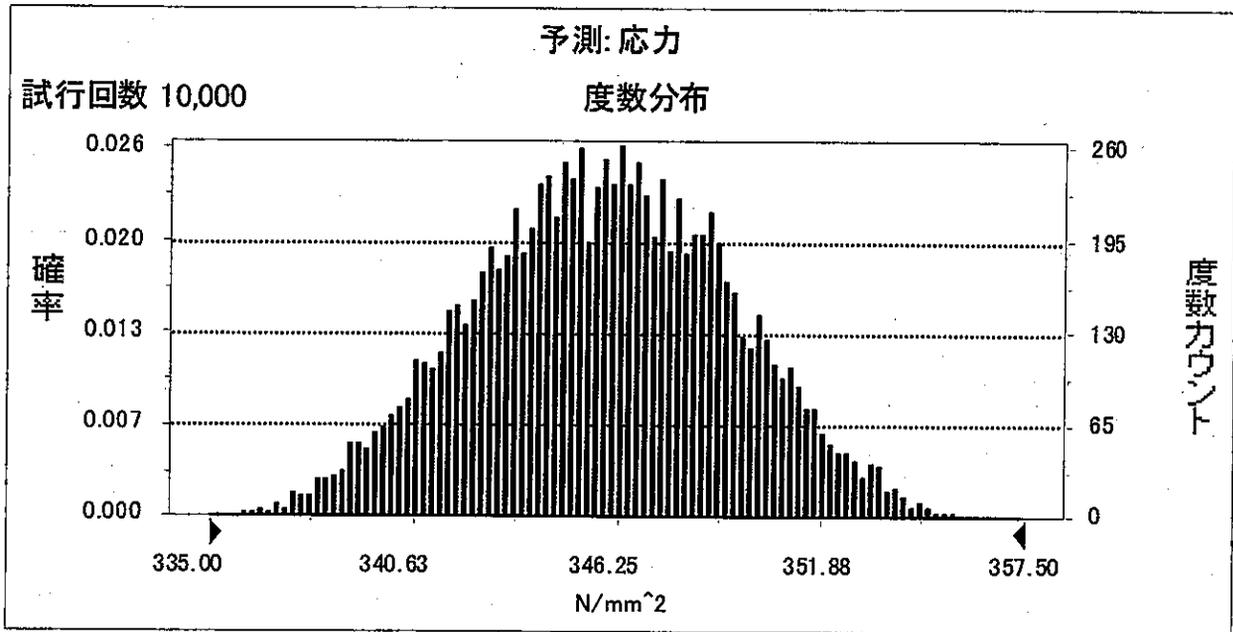


図 4.2-6(1/3) 発生応力の確率分布(評価部② case1)

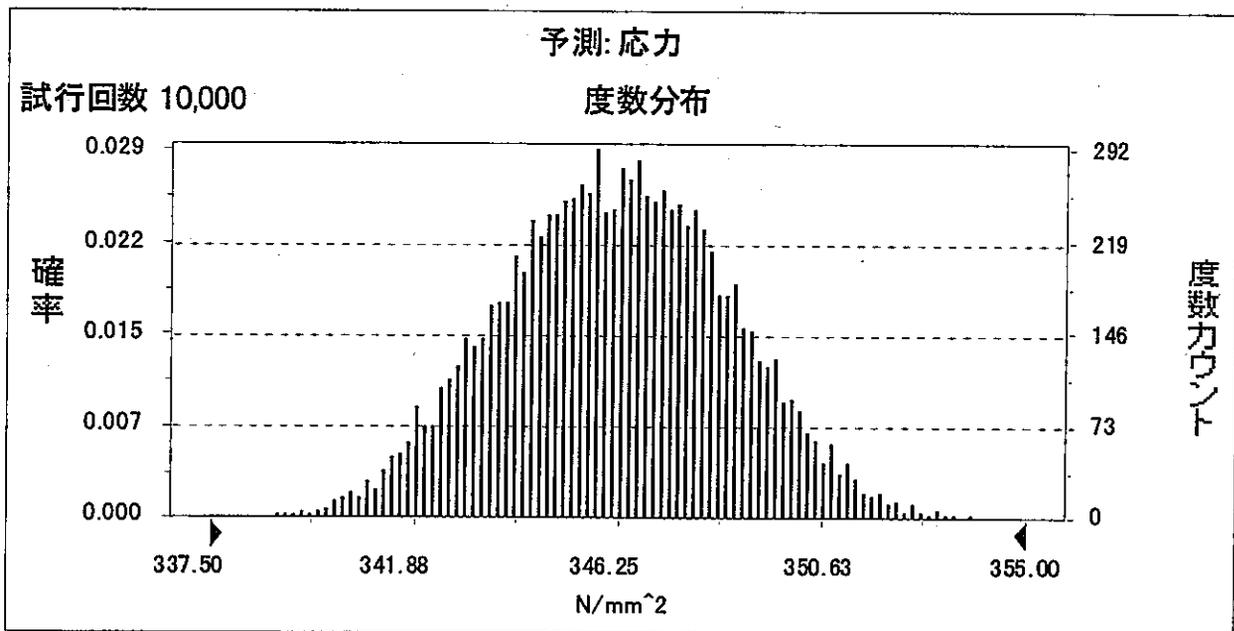


図 4.2-6(2/3) 発生応力の確率分布(評価部② case2)

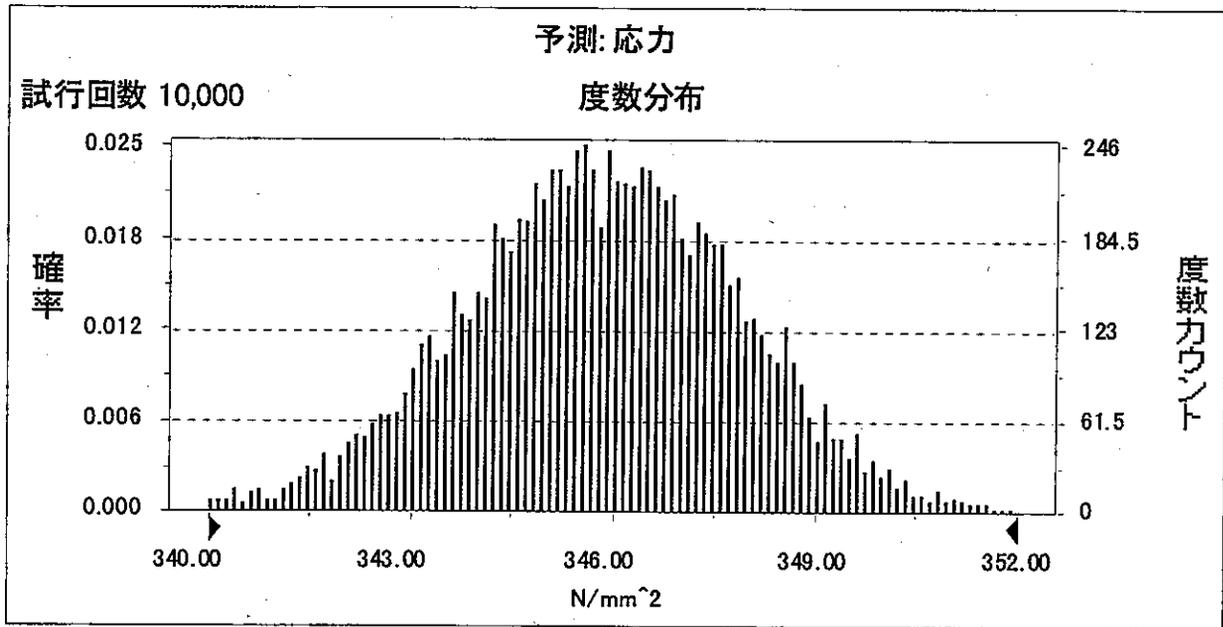


図 4.2-6(3/3) 発生応力の確率分布(評価部② case3)

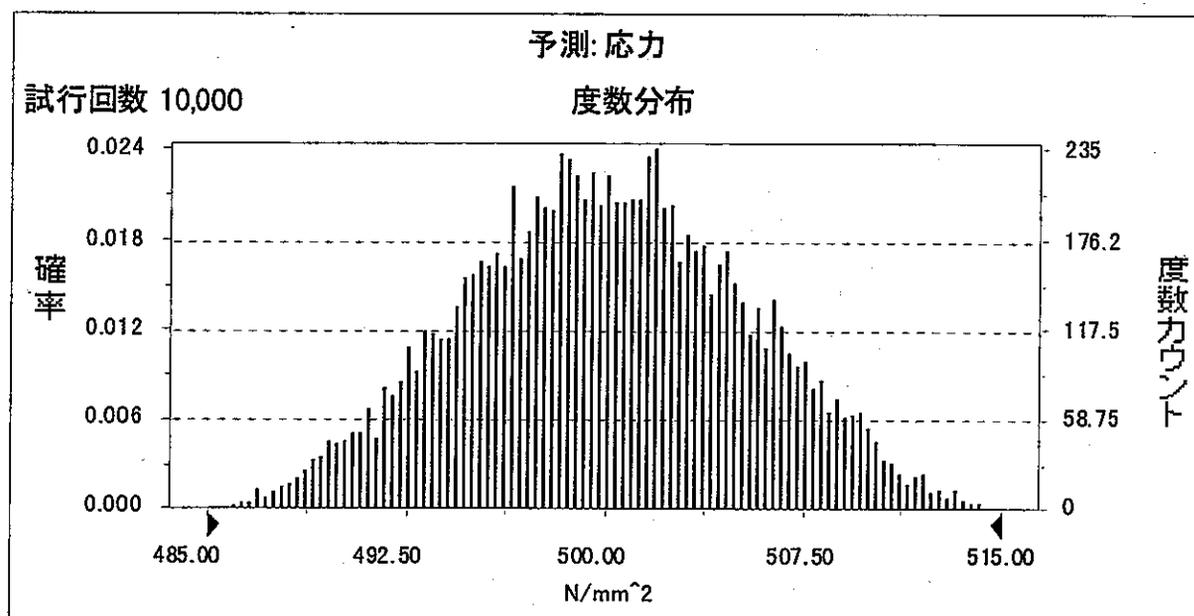


図 4.2-7(1/3) 発生応力の確率分布(評価部④ case1)

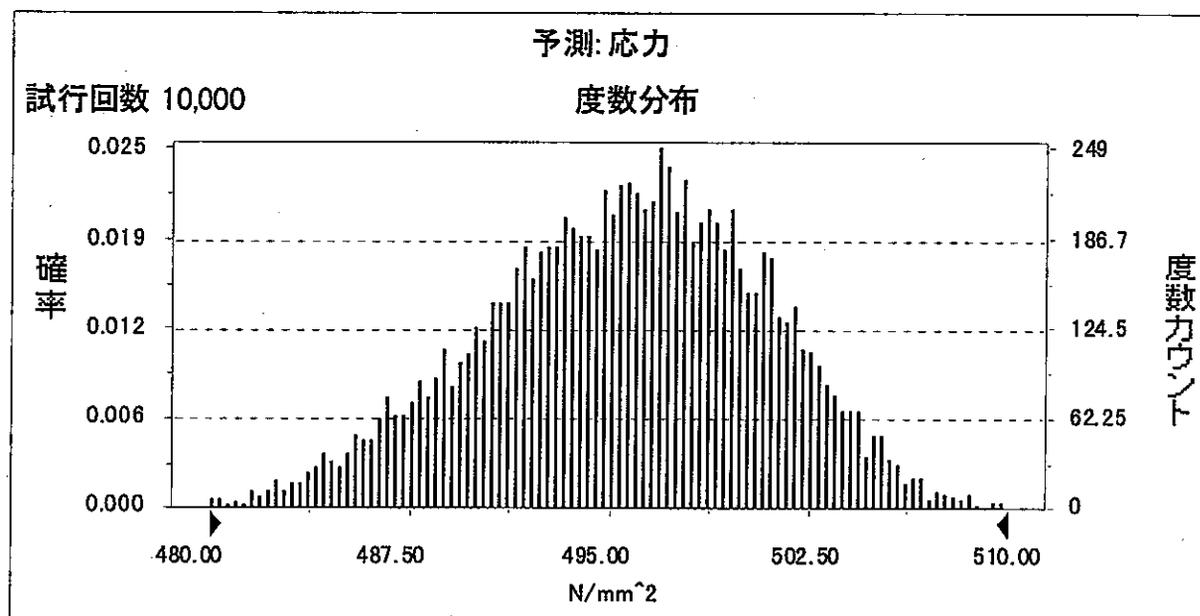


図 4.2-7(2/3) 発生応力の確率分布(評価部④ case2)

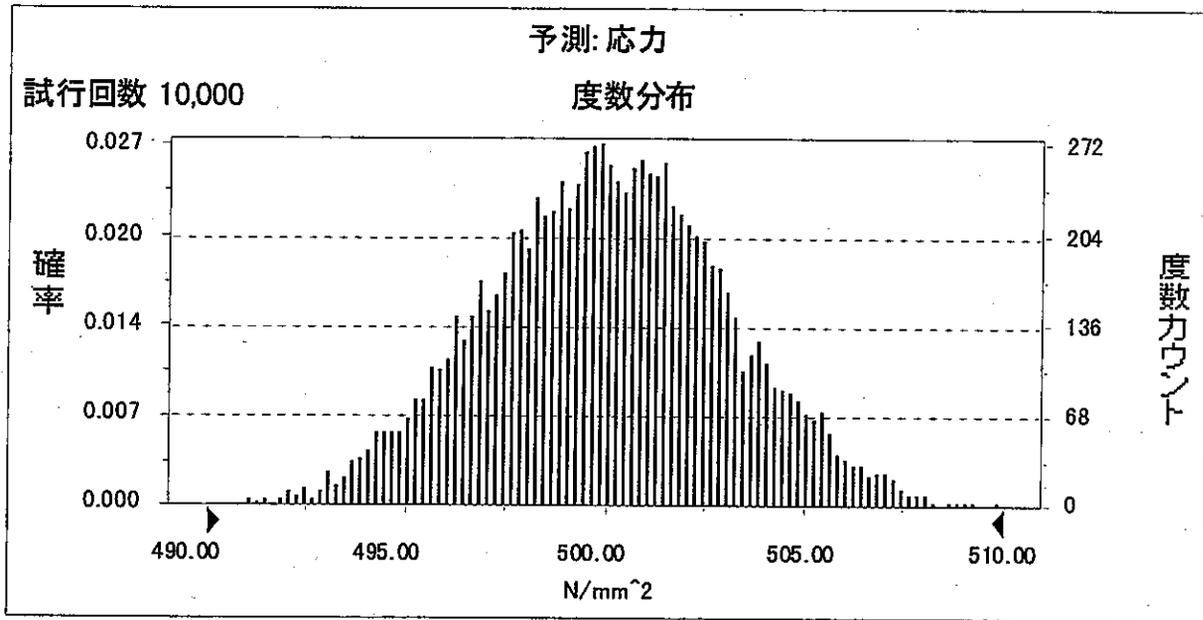


図 4.2-7(3/3) 発生応力の確率分布(評価部④ case3)

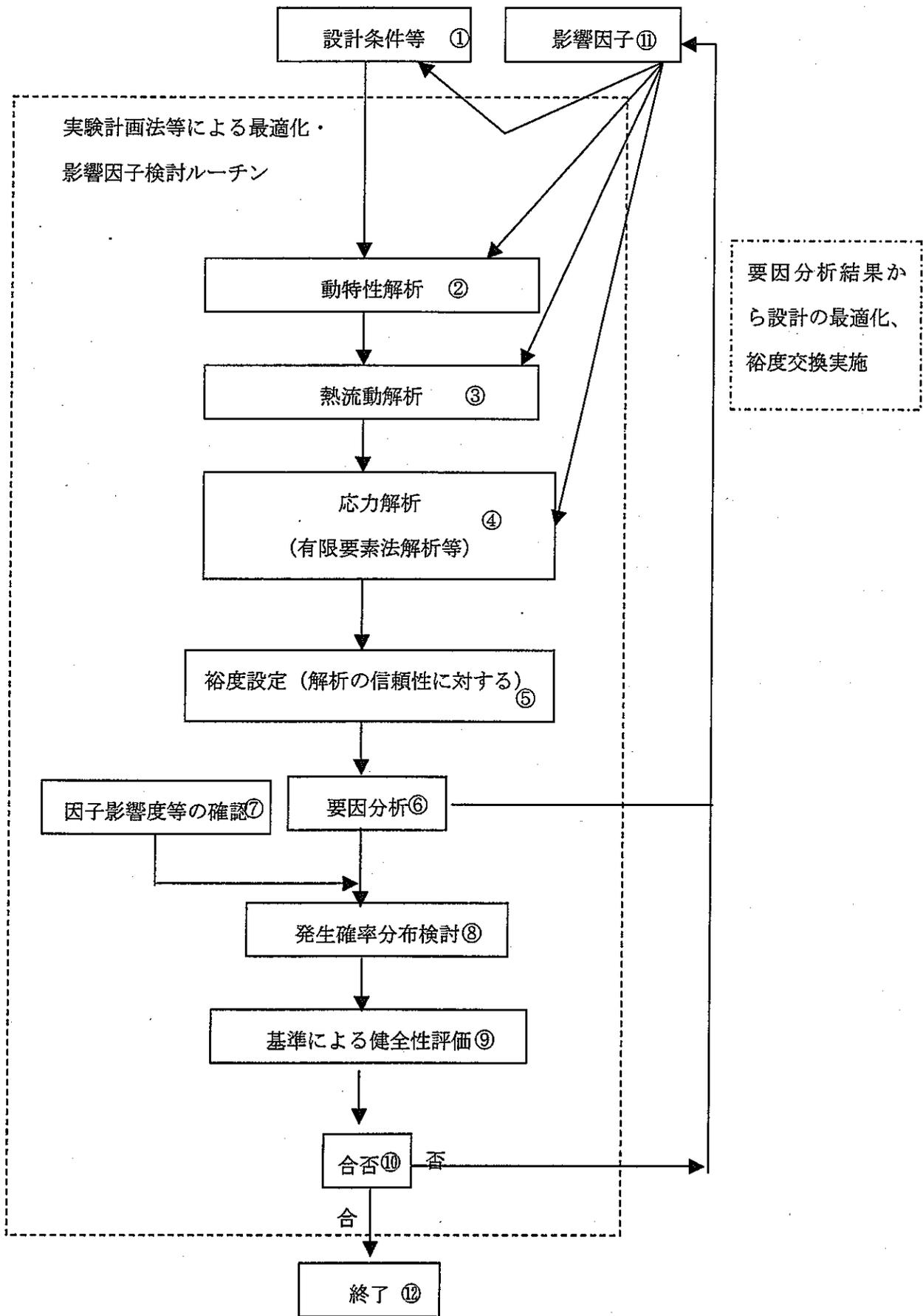


図 4.2-8 評価体系

5. まとめ

高速炉の実用化に向け、今後、種々検討される経済性及び環境負荷低減に優れた新しいシステム概念の実現性を評価する上で、効率的な手法が必要である。そのような手法の一つとして、系統熱過渡荷重に対する構造の成立性評価において、熱流動-構造統合解析コードを用いた新しい設計アプローチ手法がある。

本研究では、上記の熱流動-構造統合解析コードと実験計画法の系統熱過渡解析への適用性について、具体的なプラント問題を設定した上で試解析を実施し、検討した。

検討の結果、熱流動-構造統合解析コードと実験計画法を用いることにより、系統熱過渡の発生応力に対する制御因子（パラメータ）の影響度合いを定量的に把握でき、従来手法に比べて効率良く、応力発生の最も厳しい条件を見出せることが分かった。

上記の検討結果に基づき、実験計画法を適用した効率的評価体系構築に向けた課題を整理した。

6. 参考文献

- (1) JNC TJ1420 2001-001 「熱流動-構造統合解析コードの系統熱過渡解析への適用性調査」(1999年11月)
- (2) 電力共同研究「炉システム共通技術の検討 構造設計手法に関する研究」(平成13年度)
- (3) Naoto Kasahara and Masaaki Inoue, 'Object Oriented Design Procedure for Nuclear Components Against Thermal Transient Stress', ASME, PVP-Vol.360, Pressure Vessel and Piping Codes and Standards,(1998)

謝 辞

本研究を進めるに当たり、核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター要素技術開発部
構造信頼性研究 Gr. 笠原 直人主幹、並びに、常陽産業 細貝 広視氏には有益な助言を頂
きました。

ここに深く感謝の意を表します。