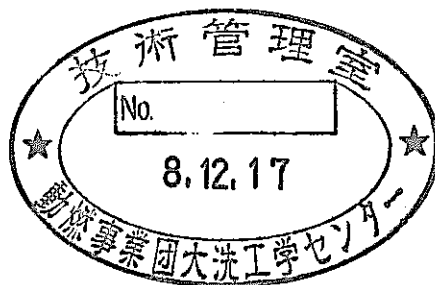


区 分 交 更	
変更後資料番号	118
決裁年月日	平成13年7月31日

新型転換炉実規模圧力管破断試験

— 平成4年度成果 —

1996年11月



動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

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大字村松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)

システム開発促進中・公開中



社 内 資 料
PNC/TN9450 96-045
1 9 9 6 年 1 1 月

新型転換炉実規模圧力管破断試験

—平成4年度成果—

川又 伸弘*, 望月 弘保*

要 旨

A T R実証炉の圧力管集合体は、技術的には破断が起こるとは考え難いが、圧力管型炉の安全裕度を確認するために圧力管破断試験を行い、カランドリア管の健全性並びに燃料冷却性について評価する。また、圧力管及びカランドリア管の同時破断試験を行い、隣接チャンネル及びカランドリアタンクの健全性並びに燃料冷却性について評価し、圧力管破断事故評価手法を確立する。

平成4年度は、カランドリア管健全性試験等を行い、圧力管破断評価コードの検証解析作業を行った。また、圧力管—カランドリア管同時破断時のカランドリアタンク内圧上昇試験及び燃料冷却性に関する試験解析作業を行った。

① 圧力管破断試験

圧力管破断時のカランドリア管の内圧上昇挙動、圧力管のカランドリア管内面への衝突等カランドリア管にかかる負荷挙動を実証的に解明するため、実機と同一の構造材料を用いたカランドリア管健全性試験を、限界き裂長さ程度の圧力管き裂長条件(0.3 m)で実施し、圧力管破断時にもカランドリア管は破損に至らないことを確認した。

さらに、圧力管、カランドリア管同時破断時のカランドリアタンクの内圧挙動を解明するための内圧上昇試験をき裂長さ1 m、破断圧力74 kg/cm²の条件で実施した。その結果、解析コード検証用データを得ると共に昨年度までの試験結果と合わせて破断圧力の増加と共に構造物にかかる負荷が増加していく関係が明らかになった。また、実証炉の通常運転圧力において圧力管、カランドリア管が同時に破断しても、制御棒の大部分は健全性を維持し、炉停止機能は確保できる見通しを得た。

② 検証解析

熱流動解析コードを用いて、破断時熱流動挙動解析試験の試験解析を行い、解析コードはアニュラス部の圧力ピーク値を保守性をもって評価できることを確認した。さらに実機についても予備的な解析を行い、圧力管破断時には燃料の発熱により、破断チャンネル内のボイドがすべて潰れることはなく、ウォーター・ハンマは緩和され、カランドリア管内圧力はシステム圧力を越えないことを確認した。

また、今年度実施した、カランドリアタンク内圧上昇試験の試験解析を行い、これまでの定圧および、中圧での破断試験解析と同様に試験結果試験結果を良く再現する結果が得られた。また、実機ならびに平成5年度に実施する予定の隣接構造物健全性試験についても予備的解析を実施し、実機の同時破断時にカランドリアタンク壁部圧力は全長破断時で約20 kg/cm²、部分長1 mで約12 kg/cm²、NCI-1試験で約10 kg/cm²の結果を得た。

* 大洗工学センター 安全工学部 原子炉工学室

③ 圧力管破断時燃料冷却性試験

サブチャンネル解析コードにより、圧力管破断時を想定した燃料冷却性試験の試験解析を行って、評価モデルの予測精度を明らかにした。また、本コードにより実機の予備解析を行い、燃料冷却性に関する見通しを得た。

④ 燃料接触時圧力管挙動試験

燃料集合体に変形し、圧力管内面に接触した際の圧力管の健全性を確証する試験を実施するため、既設のテストループの改造、調整を行った。また、本ループの試運転を行い、HTLループからは上記クォリティ99.9%以上で燃料接触試験用テスト部に供給できるとともに、現在想定されている試験条件下での運転が可能であることが確認できた。

⑤ 圧力管破断試験装置の保守

定期検査を実施し、加温ボイラ及びホイスト式天井クレーンについては法令で定められた性能検査に合格した。

また、同時破断試験で変形した試験装置の模擬カランドリア管を新規に製作した。

⑥ 試験体の製作

内圧上昇試験用試験体、質量模擬燃料集合体等を製作すると共に、計測用センサの一部を購入した。

目 次

要 旨	i
目 次	iii
表リスト	vii
図リスト	x
1. 緒言	1-1
2. 圧力管破断試験装置の保守	2-1
2.1 はじめに	2-1
2.2 実施範囲	2-1
2.3 実施条件	2-1
2.3.1 圧力管破断試験装置の定期点検	2-1
2.3.2 試験装置用模擬管の補修	2-2
2.3.3 試験装置周辺の整備, 改造	2-2
2.4 実施結果	2-2
2.4.1 圧力管破断試験装置の定期点検	2-2
2.4.2 試験装置用模擬管の補修	2-2
2.4.3 試験装置周辺の整備, 改造	2-2
2.5 まとめ	2-3
3. 試験体の製作	3-1
3.1 はじめに	3-1
3.2 実施範囲	3-2
3.3 設計条件	3-4
3.3.1 試験目的	3-4
3.3.2 設計条件	3-4
3.4 実施結果	3-20
3.4.1 カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の製作	3-20
3.4.2 カランドリア構造物健全性試験体の製作	3-20
3.4.3 カランドリア管健全性試験用試験体の製作	3-21
3.4.4 質量模擬燃料集合体の製作	3-21
3.4.5 初撃挙動試験装置の製作	3-22
3.4.6 計測用センサの購入	3-22
3.5 試験検査	3-24
3.5.1 試験検査項目	3-24
3.5.2 試験結果	3-24
3.6 まとめ	3-25

4. 圧力管破断試験	4-1
4.1 カランドリア管健全性試験	4.1-1
4.1.1 概要	4.1-1
4.1.2 試験条件	4.1-1
4.1.3 試験体	4.1-1
4.1.4 試験装置	4.1-2
4.1.5 試験計測	4.1-3
4.1.6 試験手順	4.1-4
4.1.7 試験結果	4.1-4
4.1.8 まとめ	4.1-30
4.1.9 参考文献	4.1-32
4.2 カランドリアタンク内圧上昇試験	4.2-1
4.2.1 概要	4.2-1
4.2.2 試験条件	4.2-1
4.2.3 試験装置	4.2-1
4.2.4 試験計測	4.2-2
4.2.5 試験手順	4.2-4
4.2.6 試験結果	4.2-5
4.2.7 考察	4.2-13
4.2.8 まとめ	4.2-14
4.3 初撃挙動解明試験	4.3-1
4.3.1 概要	4.3-1
4.3.2 試験装置	4.3-1
4.3.3 試験条件	4.3-2
4.3.4 データ収録	4.3-2
4.3.5 試験結果	4.3-3
4.4 カランドリア管材料の高速引張試験	4.4-1
4.4.1 概要	4.4-1
4.4.2 試験条件	4.4-1
4.4.3 試験結果	4.4-1

5. 検証解析	5-1
5.1 カランドリア管健全性試験解析	5.1-1
5.1.1 概要	5.1-1
5.1.2 評価手法	5.1-2
5.1.3 試験解析	5.1-3
5.1.4 実機解析	5.1-9
5.1.5 結論	5.1-20
5.1.6 今後の課題	5.1-21
5.2 カランドリアタンク内圧上昇試験解析	5.2-1
5.2.1 概要	5.2-1
5.2.2 評価手法	5.2-2
5.2.3 試験解析	5.2-11
5.2.4 実機解析	5.2-19
5.2.5 NCI-1 試験予備解析	5.2-22
5.2.6 結論	5.2-23
5.2.7 今後の課題	5.2-24
5.2.8 参考文献	5.2-25
6. 圧力管単管破断時の燃料冷却性解析	6-1
6.1 緒言	6-1
6.1.1 目的	6-1
6.1.2 平成4年度の作業内容	6-1
6.2 解析コード及び手法の整備	6-2
6.2.1 輻射伝熱計算モデルの整備	6-2
6.2.2 水-Zr反応計算モデルの整備	6-7
6.2.3 傾斜発熱計算モデルの整備	6-10
6.2.4 まとめ	6-15
6.3 試験解析等による検証	6-16
6.3.1 解析	6-16
6.3.2 解析結果	6-16
6.3.3 まとめ	6-17
6.4 実機解析	6-18
6.4.1 解析条件	6-18
6.4.2 解析結果	6-19
6.4.3 まとめ	6-21
6.5 結言	6-22
6.6 今後の課題	6-23
6.7 参考文献	6-24

7. 燃料接触時圧力管挙動試験	7-1
7.1 はじめに	7-1
7.2 実施範囲	7-1
7.3 実施内容	7-1
7.3.1 試験装置の改造	7-1
7.3.2 テストループの運転	7-4
7.3.3 供給蒸気クォリティ測定試験	7-4
7.4 実施結果	7-7
7.4.1 試験装置の改造	7-7
7.4.2 テストループの運転	7-9
7.4.3 供給蒸気クォリティ測定試験	7-10
7.5 まとめ	7-11

表 リ ス ト

表2.2-1	圧力管破断事故確証試験全体工程	2-4
表2.4.2-1	模擬管製作・補修一覧表	2-5
表3.2-1	圧力管破断事故確証試験全体計画	3-3
表4.1.2-1	C/T健全性試験における冷却材条件の実機との比較	4.1-34
表4.1.3-1	試験体仕様比較	4.1-35
表4.1.5-1	検出器一覧表	4.1-36
表4.1.7-1	カランドリアタンク健全性試験破断条件	4.1-37
表4.1.7-2	貫通き裂の破壊（き裂進展）クライテリア	4.1-38
表4.1.7-3	未貫通き裂のき裂貫通圧力	4.1-39
表4.1.7-4	貫通き裂の破壊（き裂進展）圧力	4.1-40
表4.1.7-5	補正ピーク圧の計算結果と健全性の裕度	4.1-41
表4.1.7-6	圧力管及びカランドリア管材の引張強度	4.1-42
表4.1.7-7	試験におけるドライアウト裕度及び熱伝達率	4.1-43
表4.2.1-1	同時破断時にカランドリア構造物に加わる重要な負荷と計測量関係	4.2-15
表4.2.2-1	同時破断時カランドリアタンク内圧上昇試験	4.2-16
表4.2.2-2	平成4年度試験条件	4.2-17
表4.2.2-3	内圧上昇試験における冷却材条件の実機との比較	4.2-18
表4.2.3-1	試験装置仕様比較	4.2-19
表4.2.4-1	検出器一覧表	4.2-20
表4.2.4-2	P/T-C/T同時破断時内圧上昇試験における検出器数と収録速度	4.2-21
表4.3.3-1	初撃挙動試験 試験条件	4.3-4
Table 1	Test Matrix	4.4-3
Table 2-(1/3)	Experimental results	4.4-4
Table 2-(2/3)	Experimental results	4.4-5
Table 2-(3/3)	Experimental results	4.4-6

表5.1.3-1	機器・配管形状データ（試験解析用）	5.1-23
表5.1.4-1	機器・配管形状データ（実機解析用）	5.1-24
表5.2.3-1	PTC-6試験SIMA解析条件	5.2-26
表5.2.3-2	試験ループ形状データ（SIMAコード入力値）	5.2-26
表5.2.3-3	PTC-6試験解析CALANDRIA-II解析条件	5.2-27
表5.2.3-4	PTC-6試験解析CALANDRIA-IIコード解析結果	5.2-28
表5.2.3-5	PTC-6試験HIPWAPコード解析条件	
	-球対称一次元モデル-	5.2-29
表5.2.3-6	PTC-6試験HIPWAPコード（球対称一次元モデル）解析結果	5.2-30
表5.2.3-7	PTC-6試験HIPWAPコード解析条件	
	-軸対称円筒一次元モデル-	5.2-31
表5.2.3-8	PTC-6試験HIPWAPコード	
	（軸対称円筒一次元モデル）解析結果	5.2-32
表5.2.4-1	主な解析条件（SIMAコード実機解析）	5.2-33
表5.2.4-2	実機ループ形状データ（SIMAコード入力値）	5.2-33
表5.2.4-3	実機解析CALANDRIA-II解析条件	5.2-34
表5.2.4-4	実機HIPWAPコード解析条件	5.2-35
	-球対称一次元モデル-	
表5.2.4-5	実機HIPWAPコード解析条件	5.2-36
	-軸対称円筒一次元モデル-	
表5.2.4-6	実機圧力管破断時CALANDRIA-IIコード解析結果	5.2-37
表5.2.4-7	実機圧力管破断時HIPWAPコード解析結果	5.2-38
表5.2.5-1	NCI-1試験時HIPWAPコード予測解析結果	5.2-39
表6.2.1-1	輻射計算機能の比較	6-25
表6.2.1-2	主要解析条件	6-26
表6.2.1-3	COBRAの解析結果（PCTとその発生位置）	6-27
表6.2.1-4	COBRAとHEATUPの解析結果の比較	6-28
表6.2.2-1	水-Zr反応計算機の比較	6-29
表6.2.2-2	水-Zr反応の反応速度定数	6-29
表6.2.3-1	燃料ペレットの物性値テーブル	6-30
表6.2.3-2	被覆管の物性値テーブル	6-31

表6.2.3-3	主要解析条件	6-32
表6.2.3-4	燃料ペレット内断面位置-発熱割合テーブル	6-33
表6.3.1-1	主要解析条件	6-34
表6.4.1-1	解析ケース一覧	6-35
表6.4.1-2	各ロッドの熱流束傾斜度 (TAC-2Dコードにより算出)	6-36
表6.4.1-3	熱流束傾斜度を考慮したロッド周長に対する加熱漏れ縁長さ比	6-37
表6.4.1-4	PCT発生位置の条件 (COBRA-ATRにより算出)	6-38
表6.4.1-5	熱伝達率一覧 (COBRA-ATRにより算出)	6-39
表6.4.2-1	PCT解析結果	6-40
表6.4.2-2	PCT発生位置における輻射熱流束及び水-Zr反応熱流束の比較 (COBRA-ATRによる解析結果)	6-41
表7.3.1	クォリティ測定試験主要計測器一覧表	7-12
表7.4.1	蒸気クォリティ測定試験結果	7-13

図 リ ス ト

図1-1	圧力管破断検討フロー	1-4
図2.3.1-1	圧力管破断試験装置フローシート	2-6
図3.3.2-1	内圧上昇試験用試験体	3-9
図3.3.2-2	実証炉圧力管組立図	3-10
図3.3.2-3	内圧上昇試験用試験部防振板	3-11
図3.3.2-4	内圧上昇試験用模擬二重管	3-12
図3.3.2-5	下部遮へいプラグコレット継手	3-13
図3.3.2-6	模擬制御棒案内管	3-14
図3.3.2-7	カランドリア管構造物健全性試験用下部遮へいプラグ	3-15
図3.3.2-8	カランドリア管構造物健全性試験用模擬二重管	3-16
図3.3.2-9	圧力管破断挙動可視化試験装置	3-17
図3.3.2-10	カランドリア管歪挙動試験装置	3-18
図3.3.2-11	質量模擬燃料集合体	3-19
図4.1.3-1	試験体圧力管 (CTI-3)	4.1-44
図4.1.3-2	圧力管き裂加工詳細	4.1-45
図4.1.3-3	試験体カランドリア管 (CTI-3)	4.1-46
図4.1.3-4	模擬燃料集合体	4.1-47
図4.1.4-1	圧力管破断試験装置概略フロー	4.1-48
図4.1.4-2	カランドリアタンク形状 (側面)	4.1-49
図4.1.4-3	カランドリアタンク形状 (断面)	4.1-50
図4.1.5-1	支持管 (模擬燃料) 計測器配置図 (CTI-3)	4.1-51
図4.1.5-2	カランドリア管外表面計測位置 (CTI-3)	4.1-52
図4.1.5-3	試験体付近のボイド計・熱電対取付位置図	4.1-53
図4.1.5-4	試験部防振板計測器配置図	4.1-54
図4.1.5-5	カランドリアタンク内計測器取付位置図	4.1-55

図4.1.5-6	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.1-56
図4.1.5-7	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.1-57
図4.1.5-8	モニタカメラ取付位置図	4.1-58
図4.1.5-9	模擬燃料集合体圧力計取付要領	4.1-59
図4.1.5-10	カランドリア管軸力計測用ロードセル設置要領	4.1-60
図4.1.5-11	データ収録システム構成	4.1-61
図4.1.5-12	データ収集と同期法	4.1-62
図4.1.6-1(1/3)	カランドリア管健全性試験手順フロー	4.1-63
図4.1.6-1(2/3)	カランドリア管健全性試験手順フロー	4.1-64
図4.1.6-1(3/3)	カランドリア管健全性試験手順フロー	4.1-65
図4.1.7-1	カランドリア管健全性試験実機材圧力管破断進展速度	4.1-66
図4.1.7-2(1/2)	圧力管試験後形状正面 (CTI-3)	4.1-67
図4.1.7-2(2/2)	圧力管試験後形状側面 (CTI-3)	4.1-68
図4.1.7-3	カランドリア管健全性試験圧力管破断開口形状 (CTI-3)	4.1-69
図4.1.7-4	貫通き裂付圧力管の破壊圧力	4.1-70
図4.1.7-5	Hahnらの式で仮定される未貫通き裂形状	4.1-71
図4.1.7-6	き裂貫通圧力及び破壊圧力の予測値と試験結果の比較	4.1-72
図4.1.7-7	表面き裂貫通圧力及び貫通き裂の破壊圧力 (Zry-2.5Nb) の試験結果との比較	4.1-73
図4.1.7-8(1/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.1-74
図4.1.7-8(2/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.1-75
図4.1.7-8(3/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-6)	4.1-76
図4.1.7-8(4/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.1-77
図4.1.7-8(5/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-2)	4.1-78
図4.1.7-8(6/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-3)	4.1-79
図4.1.7-9(1/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.1-80
図4.1.7-9(2/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.1-81
図4.1.7-9(3/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-6)	4.1-82
図4.1.7-9(4/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.1-83
図4.1.7-9(5/6)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-2)	4.1-84

図4.1.7-9(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-3)	4.1-85
図4.1.7-10(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.1-86
図4.1.7-10(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.1-87
図4.1.7-10(3/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-6)	4.1-88
図4.1.7-10(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.1-89
図4.1.7-10(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-2)	4.1-90
図4.1.7-10(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-3)	4.1-91
図4.1.7-11(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.1-92
図4.1.7-11(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.1-93
図4.1.7-11(3/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-6)	4.1-94
図4.1.7-11(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.1-95
図4.1.7-11(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-2)	4.1-96
図4.1.7-11(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-3)	4.1-97
図4.1.7-12 圧力管破断後の圧力管内圧力のアンダシュート量予測	4.1-98
図4.1.7-13 破断後の圧力管の開口面積と圧力管内およびアニュラス内の状態	4.1-99
図4.1.7-14(1/2) アニュラス部圧力挙動	4.1-100
図4.1.7-14(2/2) アニュラス部圧力挙動	4.1-101
図4.1.7-15 圧力管破断後形状	4.1-102
図4.1.7-16 ウォータ・ハンマ計算に用いた解析モデル	4.1-103
図4.1.7-17 弁を瞬間閉鎖したときの周期内の状態順序	4.1-104
図4.1.7-18(1/2) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較	4.1-105
図4.1.7-18(2/2) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較	4.1-106
図4.1.7-19 鉄水スリーブ下流側圧力変化と圧力管内への冷却材流入量	4.1-107
図4.1.7-20 アニュラスおよび CO ₂ 系の空間容積	4.1-108
図4.1.7-21 圧力管破断時のアニュラス圧力変化	4.1-109
図4.1.7-22 アニュラス圧力上昇時カランドリア管周方向歪変化	4.1-110
図4.1.7-23 カランドリア管の変形を考慮したピーク圧力評価の流れ	4.1-111
図4.1.7-24 文献に示されるピーク圧力と塑性歪の再現性計算結果	4.1-112
図4.1.7-25 カランドリア管の応力-歪特性に及ぼす歪速度の影響	4.1-113
図4.1.7-26 試験結果と解析結果との比較	4.1-114

図4.1.7-27	アニュラス部圧力緩和解析結果	4.1-115
図4.1.7-28	破断後の圧力管の周方向歪の推定	4.1-116
図4.1.7-29	圧力管の応力-歪特性	4.1-117
図4.1.7-30	内外差圧による圧力管の開口量解析モデル	4.1-118
図4.1.7-31	解析結果(変形形状)	4.1-119
図4.1.7-32	内圧-幅の関係(解析結果)	4.1-120
図4.1.7-33(1/3)	カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動 (CTI-1)	4.1-121
図4.1.7-33(2/3)	カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動 (CTI-2)	4.1-122
図4.1.7-33(3/3)	カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動 (CTI-3)	4.1-123
図4.1.7-34(1/3)	破断後初期(～2msec)のカランドリア管断面の変形 (CTI-1)	4.1-124
図4.1.7-34(2/3)	破断後初期(～2msec)のカランドリア管断面の変形 (CTI-2)	4.1-125
図4.1.7-34(3/3)	破断後初期(～2msec)のカランドリア管断面の変形 (CTI-3)	4.1-126
図4.1.7-35(1/2)	カランドリア管の応力-歪特性(80℃)	4.1-127
図4.1.7-35(2/2)	カランドリア管の応力-歪特性(150℃)	4.1-128
図4.1.7-36(1/3)	カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-1)	4.1-129
図4.1.7-36(2/3)	カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-2)	4.1-130
図4.1.7-36(3/3)	カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-3)	4.1-131
図4.1.7-37	カランドリア管の周方向平均歪	4.1-132
図4.1.7-38	試験後カランドリア管の残留変形(CTI-3)	4.1-133
図4.1.7-39	試験時のカランドリア管軸力挙動	4.1-134
図4.1.7-40	カランドリア管健全性試験体系の軸力に対する境界条件と 各部の寸法・物性値	4.1-135
図4.1.7-41	試験時のカランドリア管外表面の温度変化(CTI-3)	4.1-136
図4.1.7-42	カランドリア管外側の模擬重水自然対流	4.1-137

図4. 1. 7-43	カランドリアタンク内圧挙動	4. 1-138
図4. 2. 3-1	破断部試験体組立図	4. 2-22
図4. 2. 3-2	カランドリアタンク構造・寸法	4. 2-23
図4. 2. 3-3	圧力管破断試験装置概略フロー	4. 2-24
図4. 2. 3-4	スリット部詳細	4. 2-25
図4. 2. 3-5	同時破断試験 試験条件	4. 2-26
図4. 2. 3-6	模擬制御棒案内管	4. 2-27
図4. 2. 3-7	模擬制御棒案内管設置箇所	4. 2-27
図4. 2. 4-1	圧力管内（燃料集合体）計測器配置図（PTC-6）	4. 2-28
図4. 2. 4-2	圧力管外面へのクラックゲージの取付位置（PTC-6）	4. 2-29
図4. 2. 4-3	カランドリア管計測器配置図（PTC-6）	4. 2-30
図4. 2. 4-4	防振板部歪ゲージ・加速度計配置図（PTC-6）	4. 2-31
図4. 2. 4-5	周辺カランドリア管計測器配置図（PTC-6）	4. 2-32
図4. 2. 4-6	カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置	4. 2-33
図4. 2. 4-7	カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置	4. 2-34
図4. 2. 4-8	カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置	4. 2-35
図4. 2. 4-9	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4. 2-36
図4. 2. 4-10	破断口隣接カランドリア管への圧力計の取付要領	4. 2-37
図4. 2. 4-11	アニュラス部温度計取付要領図	4. 2-38
図4. 2. 4-12	試験データ収集の同期法	4. 2-39
図4. 2. 4-13	データ収録システムの構成	4. 2-40
図4. 2. 5-1(1/2)	同時破断試験手順フロー	4. 2-41
図4. 2. 5-1(2/2)	同時破断試験手順フロー	4. 2-42
図4. 2. 6-1	圧力管内圧力および放出流量変化	4. 2-43
図4. 2. 6-2	圧力管内温度変化	4. 2-44
図4. 2. 6-3	カランドリアタンク内圧上昇試験破断進展速度(PTC-3, 4, 6)	4. 2-45
図4. 2. 6-4	タンク内圧力変化（第一隣接管部）	4. 2-46
図4. 2. 6-5	タンク内圧力変化（第三隣接管部）	4. 2-47
図4. 2. 6-6	タンク内圧力変化（最外周管部）	4. 2-48

図4.2.6-7	タンク内圧力変化（カランドリアタンク壁部）	4.2-49
図4.2.6-8	PTC-6 試験とPTC-4 試験のタンク内圧力挙動の変化（模式図）	4.2-50
図4.2.6-9	ジェット力計測用圧力計の測定値	4.2-51
図4.2.6-10	計測差から求まるジェット力	4.2-52
図4.2.6-11	ラプチャディスクの破断時期と気相部圧力	4.2-53
図4.2.6-12	タンク内温度変化（第1隣接管部，軸方向分布）	4.2-54
図4.2.6-13	タンク内温度変化（第3隣接管部，軸方向分布）	4.2-55
図4.2.6-14	タンク内温度変化（最外周管部，軸方向分布）	4.2-56
図4.2.6-15	タンク内温度変化（カランドリアタンク壁部，軸方向分布）	4.2-57
図4.2.6-16	タンク内重水温度上昇開始時刻（PTC-6）	4.2-58
図4.2.6-17	カランドリアタンク内ボイド率変化	4.2-59
図4.4.6-18	圧力管破断開口部	4.2-60
図4.2.6-19	カランドリア管破断開口部	4.2-61
図4.2.6-20	燃料集合体変形図	4.2-62
図4.2.6-21	カランドリア管外表面歪挙動	4.2-63
図4.2.6-22	防振板歪挙動	4.2-64
図4.2.6-23(1/2)	防振板残留変形（水平方向）	4.2-65
図4.2.6-23(2/2)	防振板残留変形（垂直方向）	4.2-66
図4.2.6-24	正面隣接管形状計測結果	4.2-67
図4.2.6-25	正面隣接管打痕部スケッチ	4.2-68
図4.2.6-26(1/2)	背面隣接管打痕部スケッチ（試験体側）	4.2-69
図4.2.6-26(2/2)	背面隣接管打痕部スケッチ（試験体逆側）	4.2-70
図4.2.6-27	周辺隣接管打痕部スケッチ	4.2-71
図4.2.6-28(1/2)	模擬制御棒案内管内部圧力，歪挙動（⑩）	4.2-72
図4.2.6-28(2/2)	模擬制御棒案内管内部圧力，歪挙動（⑫，⑭）	4.2-73
図4.2.6-29	タンク壁歪挙動（軸方向歪）	4.2-74
図4.2.6-30	タンク壁歪挙動（周方向歪）	4.2-75
図4.2.6-31	タンク壁歪挙動（ダイアフラム部上下端）	4.2-76
図4.2.6-32	計測歪より予想した圧力上昇時のタンクの変形挙動	4.2-77
図4.2.6-33	タンク壁圧力とタンク壁周方向歪の関係	4.2-78

図4.3.2-1	初撃挙動解明試験試験装置	4.3-5
図4.3.2-2	圧力管破断挙動可視化試験体	4.3-6
図4.3.2-3	カランドリア管歪挙動試験体	4.3-7
図4.3.2-4	圧力管破断試験装置 (プッシャー)	4.3-8
図4.3.2-5	試験における収録システム	4.3-9
図4.3.4-1	高速度撮影時試験体, カメラ配置	4.3-10
図4.3.4-2(1/3)	センサ類取付位置	4.3-11
図4.3.4-2(2/3)	センサ類取付位置	4.3-12
図4.3.4-2(3/3)	センサ類取付位置	4.3-13
Fig. 1a	AXIAL DIRECTION SPECIMEN	4.4-7
Fig. 1b	CIRCUMFERENTIAL DIRECTION SPECIMEN	4.4-8
Fig. 2	Plate Type Specimen Holder	4.4-9
Fig. 3	MODIFIED HOPKINSON BAR WITH PRESTRESSED BAR LOADING DEVICE FOR TENSILE TESTS	4.4-10
Fig. 4	SCHEMATIC OF HYDRAULIC-PNEUMATIC MACHINE FOR DYNAMIC TENSILE TESTS AT CONSTANT STRAIN-RATE (10^{-1} - 100 sec^{-1})	4.4-11
Fig. 5	Record of a ZMA test. at high strain rate.	4.4-12
Fig. 6	Record of a ZMA test. at medium strain rate.	4.4-13
Fig. 7	Record of a ZMA test, at low strain rate.	4.4-14
Fig. 8	CORRECTION OF STRESS-STRAIN CURVES TO THE SLOPE OF STATIC ELASTIC MODULUS	4.4-15
Fig. 9	Eng. stress/strain diagrams of ZMA, at 70C.	4.4-16
Fig. 10	Eng. stress/strain diagrams of ZMA, at 180C.	4.4-17
Fig. 11	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C.	4.4-18
Fig. 12	True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C.	4.4-19
Fig. 13	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 180C.	4.4-20
Fig. 14	True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 180C.	4.4-21
Fig. 15	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C and 180C. ..	4.4-22
Fig. 16	True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C and 180C. ..	4.4-23

Fig. 17	Comparison of ZMA diagrams (avg) with strain-gauges, at 70C.	4. 4-24
Fig. 18	Comparison of ZMA diagrams (avg) with strain-gauges, at 180C. ..	4. 4-25
Fig. 19	Eng. stress/strain diagrams of ZMC, at 70C.	4. 4-26
Fig. 20	Eng. stress/strain diagrams of ZMC, at 180C.	4. 4-27
Fig. 21	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C.	4. 4-28
Fig. 22	True stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C.	4. 4-29
Fig. 23	Eng. stress/strain diagram (average) of ZMC, at 180C.	4. 4-30
Fig. 24	True stress/strain diagram (average) of ZMC, at 180C.	4. 4-31
Fig. 25	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C and 180C. ..	4. 4-32
Fig. 26	True stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C and 180C. ..	4. 4-33
Fig. 27	Comparison of ZMC diagrams (avg) with strain-gauges, at 70C.	4. 4-34
Fig. 28	Comparison of ZMC diagrams (avg) with strain-gauges, at 180C. ..	4. 4-35
Fig. 29	Eng. stress/strain diagrams of ZWC, at 70C.	4. 4-36
Fig. 30	Eng. stress/strain diagrams (average) of ZWC, at 70C.	4. 4-37
Fig. 31	True stress/strain diagrams (average) of ZWC, at 70C.	4. 4-38
Fig. 32	Comparison of ZWC diagrams (avg) with strain-gauges, at 70C.	4. 4-39
Fig. 33	Comparison of ZMA, ZMC and ZWC at high strain rate and 70C.	4. 4-40
Fig. 34	Comparison of ZMA, ZMC and ZWC at medium strain rate and 70C.	4. 4-41
Fig. 35	Comparison of ZMA and ZMC, at medium strain rate and 180C.	4. 4-42
図5. 1. 1-1	単管破断時カランドリア管健全性評価フロー	5. 1-25
図5. 1. 2-1	圧力管破断 (カランドリア管健全時) ピーク圧力評価フロー	5. 1-26
図5. 1. 3-1	圧力管破断 (カランドリア管健全) 時単チャンネル解析モデル図	5. 1-27
図5. 1. 3-2	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時破断放出流量変化(1/3)	5. 1-28
図5. 1. 3-3	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時破断放出流量変化(2/3)	5. 1-29
図5. 1. 3-4	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時破断放出流量変化(3/3)	5. 1-30
図5. 1. 3-5	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時圧力管内圧力変化	5. 1-31
図5. 1. 3-6	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時圧力管内流動状態変化	5. 1-32
図5. 1. 3-7	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時アニュラス部圧力変化	5. 1-33
図5. 1. 3-8	P T F - 3 試験 (全長3. 7m破断) 時アニュラス部流動状態変化	5. 1-34

図5.1.3-9	P T F - 3 試験 (全長3.7m破断) 時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	5.1-35
図5.1.3-10	P T F - 3 試験 (全長3.7m破断) 時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	5.1-36
図5.1.3-11	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時破断放出流量変化 (1/2)	5.1-37
図5.1.3-12	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時破断放出流量変化 (2/2)	5.1-38
図5.1.3-13	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時圧力管内圧力変化	5.1-39
図5.1.3-14	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時圧力管内流動状態変化	5.1-40
図5.1.3-15	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部圧力変化	5.1-41
図5.1.3-16	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部流動状態変化	5.1-42
図5.1.3-17	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	5.1-43
図5.1.3-18	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	5.1-44
図5.1.3-19	P T F - 3 試験 (全長3.7m破断) 時アニュラス部圧力変化	5.1-45
図5.1.3-20	P T F - 4 試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部圧力変化	5.1-46
図5.1.4-1	圧力管破断 (カランドリア管健全) 時単チャンネル解析モデル図	5.1-47
図5.1.4-2	炉心出力とプラント状態の関係	5.1-48
図5.1.4-3	実機全長破断時破断放出流量変化(1/3) - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-49
図5.1.4-4	実機全長破断時破断放出流量変化(2/3) - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-50
図5.1.4-5	実機全長破断時破断放出流量変化(3/3) - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-51
図5.1.4-6	実機全長破断時圧力管圧力変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-52
図5.1.4-7	実機全長破断時圧力管内流動状態変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-53
図5.1.4-8	実機全長破断時アニュラス部圧力変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-54
図5.1.4-9	実機全長破断時アニュラス部流動状態変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-55
図5.1.4-10	実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化 (1/2) - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-56
図5.1.4-11	実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化 (2/2) - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-57
図5.1.4-12	実機部分長(2A)破断時破断放出流量変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-58
図5.1.4-13	実機部分長(2A)破断時圧力管内圧力変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-59
図5.1.4-14	実機部分長(2A)破断時圧力管内流動状態変化 - 定格出力, 重水系伝熱考慮 -	5.1-60

図5.1.4-15	実機部分長(2A)破断時アニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-61
図5.1.4-16	実機部分長(2A)破断時アニュラス部流動状態変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-62
図5.1.4-17	実機部分長(2A)破断時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-63
図5.1.4-18	実機部分長(2A)破断時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-64
図5.1.4-19	実機漏洩破断時破断放出流量変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-65
図5.1.4-20	実機漏洩破断時圧力管圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-66
図5.1.4-21	実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-67
図5.1.4-22	実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-68
図5.1.4-23	実機漏洩破断時アニュラス部流動状態変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-69
図5.1.4-24	実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-70
図5.1.4-25	実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-71
図5.1.4-26	実機全長破断時破断放出流量変化(1/3)	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-72
図5.1.4-27	実機全長破断時破断放出流量変化(2/3)	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-73
図5.1.4-28	実機全長破断時破断放出流量変化(3/3)	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-74
図5.1.4-29	実機全長破断時圧力管圧力変化	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-75
図5.1.4-30	実機全長破断時圧力管内流動状態変化	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-76
図5.1.4-31	実機全長破断時アニュラス部圧力変化	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-77
図5.1.4-32	実機全長破断時アニュラス部流動状態変化	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-78
図5.1.4-33	実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-79
図5.1.4-34	実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-80

図5.1.4-35	実機漏洩破断時放出流量変化	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-81
図5.1.4-36	実機漏洩破断時圧力管圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-82
図5.1.4-37	実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-83
図5.1.4-38	実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-84
図5.1.4-39	実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化 (1/2)	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-85
図5.1.4-40	実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化 (2/2)	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-86
図5.1.4-41	実機全長破断時アニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-87
図5.1.4-42	実機部分長(2A)破断時アニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-88
図5.1.4-43	実機漏洩破断時ニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱考慮	5.1-89
図5.1.4-44	実機全長破断時アニュラス部圧力変化	高温待機時, 重水系伝熱考慮	5.1-90
図5.1.4-45	実機漏洩破断時ニュラス部圧力変化	一定格出力, 重水系伝熱なし	5.1-91
図5.1.4-46	圧力管単管破断時の破断面積とアニュラス部ピーク圧力の関係		5.1-92
図5.2.2-1	圧力管破断 (カランドリア管健全時) ピーク圧力評価フロー		5.2-40
図5.2.2-2	CALANDRIA-IIコード解析モデル		5.2-41
図5.2.2-3	HIPWAPコード解析モデル (球対称次元)		5.2-42
図5.2.2-4	HIPWAPコード解析モデル (軸対称円筒次元)		5.2-43
図5.2.3-1	PTC-6試験時圧力計径方向設置位置		5.2-44
図5.2.3-2	PTC-6試験時圧力計軸方向設置位置		5.2-45
図5.2.3-3	PTC-6試験破断き裂進展速度測定値 (圧力管)		5.2-46
図5.2.3-4	PTC-6試験破断き裂進展速度測定値 (カランドリア管)		5.2-47
図5.2.3-5	PTC-6試験結果径方向圧力分布特性		5.2-48
図5.2.3-6	PTC-6試験結果径方向圧力分布特性		5.2-49
図5.2.3-7	PTC-6試験結果周方向圧力分布特性		5.2-50
図5.2.3-8	PTC-6試験結果周方向圧力分布特性		5.2-51
図5.2.3-9	PTC-6試験結果周方向圧力分布特性		5.2-52
図5.2.3-10	PTC-6試験結果周方向圧力分布特性		5.2-53
図5.2.3-11	PTC-6試験結果ジェット力測定値		5.2-54

図5.2.3-12	S I M Aコード解析ノード分割 (試験解析)	5.2-55
図5.2.3-13	P T C-6 試験破断開口部解析モデル	5.2-56
図5.2.3-14	P T C-4 実験時破断開口面積変化 (S I M A解析条件)	5.2-57
図5.2.3-15	P T C-6 試験時破断放出量変化 (S I M A解析結果)	5.2-58
図5.2.3-16	P T C-6 試験C A L A N D R I A-II 解析結果 - 第1隣接管部圧力- (パラメータ: 凝縮熱伝達率) ..	5.2-59
図5.2.3-17	P T C-6 試験C A L A N D R I A-II 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力- (パラメータ: 凝縮熱伝達率) ..	5.2-60
図5.2.3-18	P T C-6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-61
図5.2.3-19	P T C-6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-62
図5.2.3-20	P T C-6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力- (パラメータ: 凝縮熱伝達率) ..	5.2-63
図5.2.3-21	P T C-6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力- (パラメータ: 凝縮熱伝達率) ..	5.2-64
図5.2.3-22	P T C-6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-65
図5.2.3-23	P T C-6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-66
図5.2.3-24	P T C-6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-67
図5.2.3-25	P T C-6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力- (パラメータ: 減衰定数)	5.2-68
図5.2.3-26	P T C-1 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-69
図5.2.3-27	P T C-1 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - タンク壁部圧力-	5.2-70
図5.2.3-28	P T C-2 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-71

図5.2.3-29	P T C - 2 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-72
図5.2.3-30	P T C - 3 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-73
図5.2.3-31	P T C - 3 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-74
図5.2.3-32	P T C - 4 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-75
図5.2.3-33	P T C - 4 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-76
図5.2.3-34	P T C - 6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-77
図5.2.3-35	P T C - 6 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-78
図5.2.3-36	P T C - 1 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-79
図5.2.3-37	P T C - 1 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-80
図5.2.3-38	P T C - 2 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-81
図5.2.3-39	P T C - 2 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-82
図5.2.3-40	P T C - 3 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-83
図5.2.3-41	P T C - 3 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-84
図5.2.3-42	P T C - 4 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-	5.2-85
図5.2.3-43	P T C - 4 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-	5.2-86

図5.2.3-44	P T C - 6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - 第 I 隣接管部圧力 -	5.2-87
図5.2.3-45	P T C - 6 試験H I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 - タンク壁部圧力 -	5.2-88
図5.2.4-1	S I M A コード解析ノード分割 (実機解析, 全長破断)	5.2-89
図5.2.4-2	実機圧力管破断時開口部解析モデル (全長破断時)	5.2-90
図5.2.4-3	S I M A コード解析ノード分割 (実機解析, 部分長1m破断)	5.2-91
図5.2.4-4	実機圧力管破断時開口部解析モデル (部分長1m破断時)	5.2-92
図5.2.4-5	実機全長破断時開口面積変化 (S I M A 解析条件)	5.2-93
図5.2.4-6	実機部分長1m破断時開口面積変化 (S I M A 解析条件)	5.2-94
図5.2.4-7	実機圧力管全長破断時破断放出量解析結果 (S I M A 解析結果)	5.2-95
図5.2.4-8	実機圧力管部分長1m破断時破断放出量解析結果 (S I M A 解析結果) ..	5.2-96
図5.2.4-9	実機圧力管全長破断時C A L A N D R I A - II 解析結果	5.2-97
図5.2.4-10	実機圧力管全長破断時H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果.....	5.2-98
図5.2.4-11	実機圧力管全長破断時H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果	5.2-99
図5.2.4-12	実機圧力管部分長1m破断時C A L A N D R I A - II 解析結果	5.2-100
図5.2.4-13	実機圧力管部分長1m破断時H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果.....	5.2-101
図5.2.4-14	実機圧力管部分長1m破断時H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果	5.2-102
図5.2.5-1	N C I - 1 試験時破断放出量解析予測結果 (S I M A 解析結果)	5.2-103
図5.2.5-2	N C I - 1 試験H I P W A P (球対称一次元モデル) 解析予測結果	5.2-104
図5.2.5-3	N C I - 1 試験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル) 解析予測結果	5.2-105
図6.2.1-1	A T R 3 6 本クラスタのロッド番号とサブチャンネル番号	6-42
図6.2.1-2	ケースF 1 a, F 1 b での径方向出力分布	6-42
図6.2.1-3	軸方向ノード3 4 番における被覆管表面温度分布	6-43
図6.2.1-4	軸方向ノード3 4 番における被覆管表面温度分布 (図6.2.1-3 の温度軸を拡大)	6-44
図6.2.3-1	燃料棒内温度分布解析体系 (T A C - 2 D を使用)	6-45
図6.2.3-2	サブチャンネル解析体系 (C O B R A - A T R を使用)	6-46
図6.2.3-3	燃料棒内径方向発熱密度分布図	6-47

図6.2.3-4	燃料ペレット・被覆管の温度と熱伝導率の関係	6-48
図6.2.3-5	燃料ペレット・被覆管の温度と比熱の関係	6-49
図6.2.3-6	燃料ペレット・被覆管の温度と密度の関係	6-50
図6.2.3-7	燃料棒内出力傾斜を考慮したPCT計算フロー	6-51
図6.2.3-8	燃料冷却性解析に使用する局所出力分布 (安全評価出力, 現実的拡管の場合)	6-52
図6.2.3-9	燃料冷却性解析に使用する軸方向出力分布	6-53
図6.2.3-10	燃料ペレット内出力傾斜の比較	6-54
図6.2.3-11	径方向温度分布の比較	6-55
図6.2.3-12	被覆管表面の温度分布	6-56
図6.2.3-13	PCT発生ロッドの周方向温度分布 (TAC-2Dコード)	6-57
図6.3.1-1	圧力管サブチャンネルノード分割モデル	6-58
図6.3.2-1	試験データと検証計算結果の比較 (流量35 t/h)	6-59
図6.3.2-2	試験データと検証計算結果の比較 (流量25 t/h)	6-60
図6.4.1-1	実機条件における軸方向スペーサ配置図	6-61
図6.4.1-2	解析モデル	6-62
図6.4.1-3	傾斜発熱を与えるロッド及びその周囲サブチャンネル	6-63
図6.4.2-1	ロッド周方向局所PCTにおける比較 (COBRA-ATRコード)	6-64
図6.4.2-2	ロッド周方向平均PCTにおける比較 (COBRA-ATRコード)	6-65
図6.4.2-3	PCTにおける比較 (TAC-2Dコード)	6-66
図6.4.2-4	被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)	6-67
図6.4.2-5	被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)	6-68
図6.4.2-6	被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)	6-69
図6.4.2-7	被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)	6-70
図6.4.2-8	被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)	6-71
図6.4.2-9	被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)	6-72
図6.4.2-10	PCT発生ロッドにおける軸方向温度分布の比較 (ロッド周方向平均PCTにおける比較)	6-73

図7.2-1	燃料接触時圧力管挙動試験全体フロー	7-14
図7.3-1	燃料接触時圧力管挙動試験フローシート	7-15
図7.3-2	燃料接触試験用テスト部	7-16
図7.3-3	衝突荷重モデル	7-17
図7.3-4	供給蒸気クォリティ測定試験装置フローシート	7-18
図7.3-5	クォリティ測定試験手順フロー	7-19
図7.3-6	イオンクロマトグラフによる分析手順フロー	7-20
図7.4-1	収録データ出力例	7-21

1. 縮言

A TR原型炉である「ふげん」では、圧力管-カランドリア管の同時破断事象を設計基準事象（DBE）として取扱い、この場合にも他チャンネルの健全性が損なわれることはなく、またカランドリア構造物は健全であることを示している。

A TR実証炉においては、その後の圧力管材料および加工方法の改善、材料特性に関する知見、ならびに「ふげん」での実績等を踏まえて、圧力管の破断をDBEとするかどうかの議論がなされている。本試験では、「ふげん」当時からの設計変更点と実証炉設計の現状を踏まえて、圧力管破断時のカランドリア管健全性とその時の燃料冷却性の評価、および圧力管とカランドリア管が同時に破断した場合の破断チャンネルの燃料冷却性あるいは隣接カランドリア管を含むカランドリア構造物への影響を評価する方法を確立し、いわゆる“1チャンネル事象”の成立の見通しを立てる。圧力管破断を想定した場合の影響評価フローを図1-1に示す。本試験においては、以下のことを明らかにする。

- (1) 圧力管破断時にカランドリア管の健全性が確保され、燃料が冷却されることを試験及び解析によって示す。
 - ・カランドリア管健全時の試験として、圧力管破断時のカランドリア管内の流動挙動を把握するための破断時熱流動挙動試験と実機材質及び形状での健全性確認試験に大別して行う。
- (2) 圧力管破断時にカランドリア管も同時に破断すると想定した試験及び解析をバックアップとして行う。
 - ・カランドリアタンク内への冷却材放出に伴う圧力上昇挙動を把握するための試験と、実機と同一の材料及び形状で隣接チャンネルの健全性を確認する試験を行なう。

4年度の実施範囲は下記の項目から成る。

- (a) 圧力管破断試験装置の保守及び試験体の製作
- (b) 圧力管破断試験
- (c) 検証解析

参考のために、契約仕様書に記載された試験内容を次頁に示す。

試験項目	3. 安全性確証試験のうち 3.1 圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立	
試験実施範囲	試験内容	
① 圧力管破断試験装置の保守	法令で定められた定期検査を実施する。 また、試験装置用模擬管の一部補修、試験装置の補修等を実施する。	
② 試験体の製作	内圧上昇試験用試験体、質量模擬燃料集合体等を製作する。 また、計測用センサの一部を購入する。	
③ 圧力管破断試験	圧力管破断時にカランドリア管にかかる負荷挙動を解明し、カランドリア管の健全性を確証するための試験を実施する。 また、圧力管・カランドリア管同時破断時のカランドリアタンク内の圧力挙動を解明し、隣接構造物の健全性を確証するための試験の実施及び準備を行う。さらに、カランドリア管材料の高速引張試験を行う。	
④ 検証解析	圧力管破断試験に関して試験解析を行い、評価手法、評価モデルの検討を行う。	
⑤ 圧力管破断時燃料冷却性試験	前年度解析結果に基づいて、実機解析条件、解析手法の検討を行う。	
⑥ 燃料接触時圧力管挙動試験	設計基準を若干越えて燃料集合体に変形して圧力管と接触すると仮定した場合にも圧力管の健全性が確保されることを確認する試験を行うため、既設テストループの改造調整、運転等を行う。	

圧力管破断事故確証試験4年度実施範囲

試験項目	実施範囲		
	試験装置, 試験体の設計, 製作等	試験	試験解析
i) 圧力管破断試験 (a) カランドリア管健全性試験 (b) 燃料冷却性試験	実機材料試験体の加工	1 ケース実施	試験解析及び実機予備解析
ii) 圧力管及びカランドリア管の同時破断試験 (a) カランドリアタンク内圧上昇試験	模擬圧力管, 模擬カランドリア管, 防振板の購入, 実機材料燃料集合体, 模擬制御棒案内管の製作及び模擬二重管の材料手配	1 ケース実施	内圧上昇解析

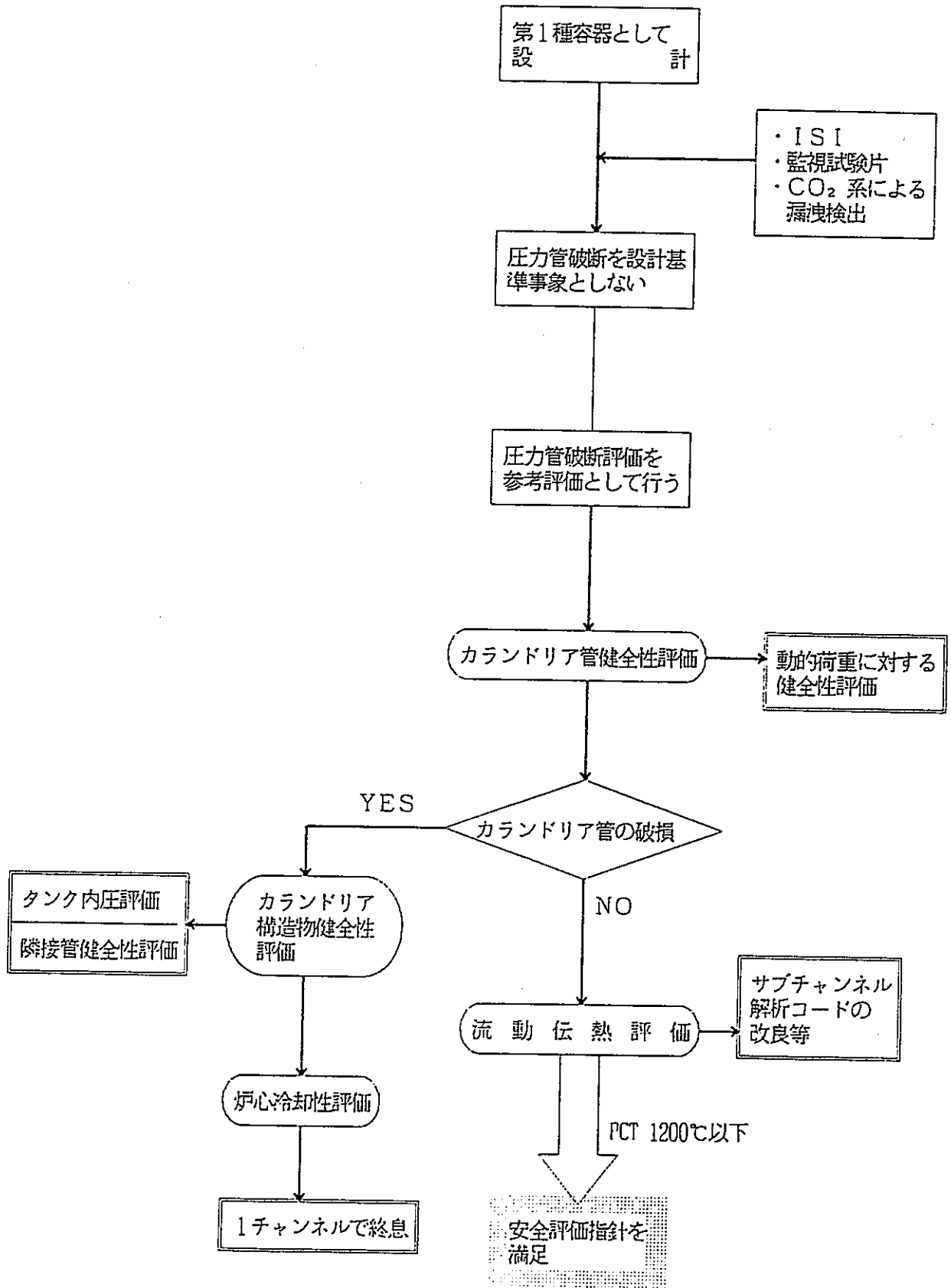


図1-1 圧力管破断検討フロー

2. 圧力管破断試験装置の保守

2.1 はじめに

圧力管型炉であるATR実証炉に特有な圧力管破断事象を想定し、圧力管が破断した場合の破断チャンネル内部の熱流動挙動、及びカランドリア管の健全性を評価する手法を確立するための試験並びにカランドリア管も同時に破断した場合の隣接チャンネル、カランドリアタンクへの影響及び破断チャンネルの燃料冷却特性を評価する手法を確立するための試験を実施する。

平成4年度は、これらの試験を行う圧力管破断試験装置の定期点検を行うと共に、試験装置用模擬管類の一部の補修及び試験装置周辺の整備、改造工事等を実施する。

2.2 実施範囲

圧力管破断に関する確証試験工程を表2.2-1に示す。

圧力管破断試験は、昭和62年度に着手し、平成5年度迄の7ヵ年計画で実施している。

平成4年度は、本試験に使用する圧力管破断試験装置について下記の項目を実施する。

- (1) 圧力管破断試験装置の定期点検
- (2) 試験装置用模擬管類の補修
- (3) 試験装置周辺の整備、改造

2.3 実施条件

2.3.1 圧力管破断試験装置の定期点検

圧力管破断試験装置の概略フローを図2.3.1-1に示す。

圧力管破断試験装置は、ATR実証炉を模擬して製作されたカランドリアタンクと、加温ヒータ等の補機、配管、制御装置、データ収集用計算機等で構成され、ATR安全性実験装置（動燃所有）にサブループとして接続されている。

このため、定期点検は、ATR安全性実験装置の定期点検時期（8～9月）に合わせて実施し、試験工程に与える影響を最小限に留めるように配慮する。

定期点検では、模擬重水用の加温ヒータが「ボイラ及び圧力容器安全規則」によって定期的（12ヵ月毎）に検査を実施することが義務づけられていることから、この検査を受けるための点検整備を主体として実施するものとし、関連部位を含め

て点検対象とする。

また、ホイスト式天井クレーンが「クレーン等安全規則」によって定期的（2年毎）に検査を実施することが義務付けられていることから、性能検査を行う。

2.3.2 試験装置用模擬管の補修

圧力管・カランドリア管同時破断時の試験によって変形した隣接模擬管の補修を行う。

2.3.3 試験装置周辺の整備，改造

次年度実施予定の隣接構造物健全性試験の試験体組立用ピット工事を行う。

2.4 実施結果

2.4.1 圧力管破断試験装置の定期点検

加温ヒータは、分解整備を実施し、8月27日の性能検査に合格した。これと合わせて、カランドリアタンク及び放出管の内部、循環ポンプ等についても点検・整備を行い、試験実施上問題となるような異常の無いことを確認するとともに、カランドリアタンク内面について補修塗装を実施した。

また、ホイスト式天井クレーンは、8月21日の性能検査に合格した。

2.4.2 試験装置用模擬管類の補修

表2.4.2-1に補修対称を示す。

圧力管・カランドリア管同時破断時の試験（カランドリアタンク内圧上昇試験，PTC-6）において防振板との衝突によって変形した隣接模擬管，制御棒案内管の補修を行った。

2.4.3 試験装置周辺の整備，改造

次年度実施予定の隣接構造物健全性試験（NCI）の試験体（圧力管・カランドリア管）の組立用に、試験装置東側に $2\text{ m}^{\text{L}} \times 2.2\text{ m}^{\text{W}} \times 2.2\text{ m}^{\text{D}}$ のピットを設けた。また、試験体取付用ブラケットを制作した。

2.5 まとめ

平成4年度に予定した定期検査、模擬管類の補修及び試験装置周辺の改造工事は予定通り完了した。

来年度は、今年度と同様に加温ヒータの性能検査を受けるとともに、装置の健全性を確認するための定期検査、模擬管類の補修等を実施する予定である。

表 2.2 - 1 圧力管破断事故確証試験全体工程

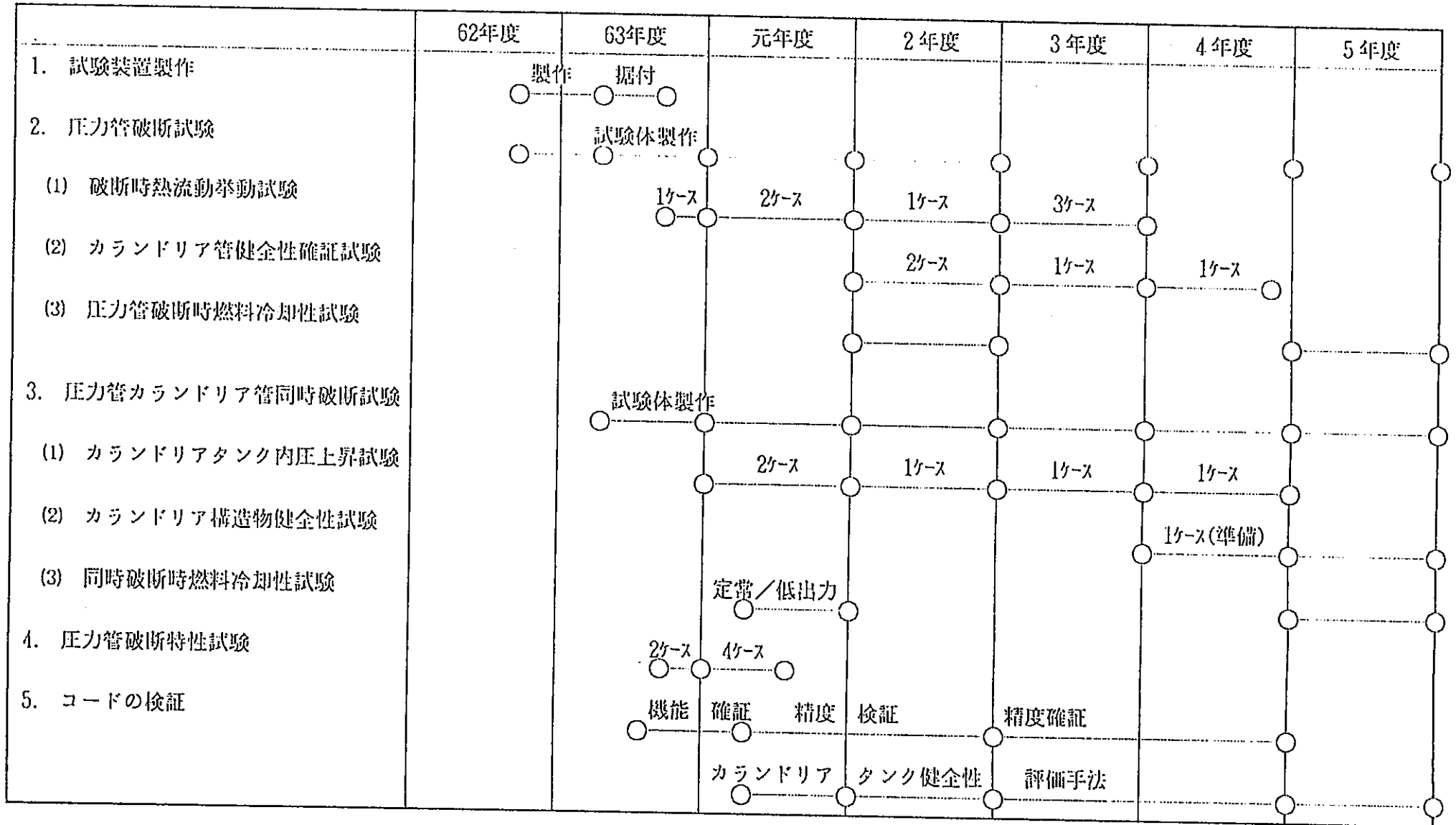
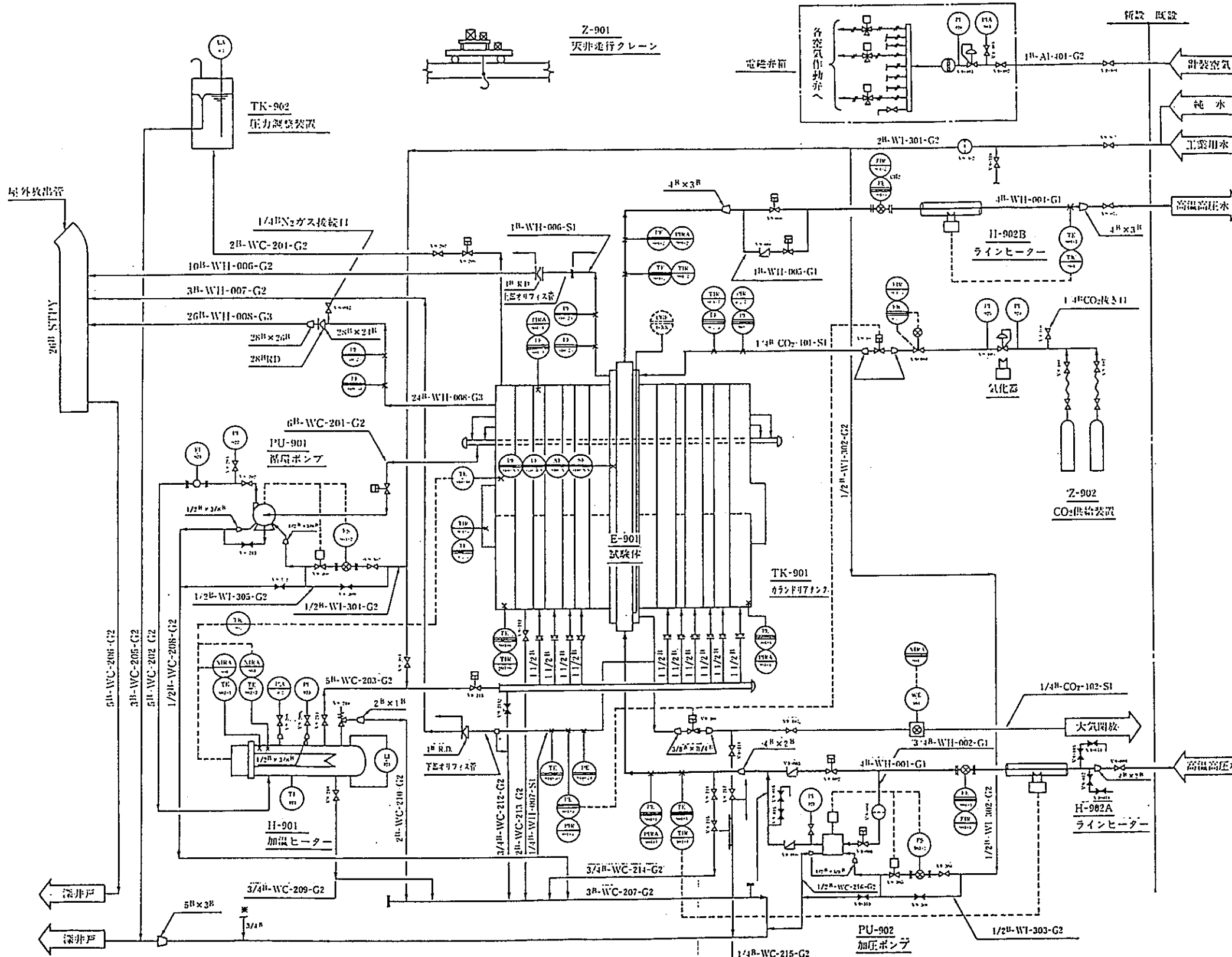


表 2.4.2 - 1 模擬管製作・補修一覧表

管種	肉厚 (mm)	数量(本)	記 事	
		製 作		
試験部 管板取付用	カランドリア管	5	8	
	制御棒案内管	3	1	



ライン記号

口径	HT	001	G1
流体記号	ラインNo		クラス(材質)
WH: 高温高圧水	001-100		G1: STPG38 Sch80
CO ₂ : 炭酸ガス	101-200		G2: SGP(G1)
WC: 循環水ドレン	201-300		G3: STPY
WI: 工業用水	301-400		S1: SUS304TP Sch80
AI: 計装空気	401-500		

計装記号

計器番号	測定項目及び計器	記号	説明
	第3記号	☐	空気作動弁
	第2記号	⊗	電動式電磁弁
	第1記号	⊕	3方口電磁弁
		✕	手動弁
		⊘	逆止弁
P	圧力	⊖	ラプチャーディスク
T	温度	⊕	オリフィス
A	加速度	⊖	減圧弁
S	派	⊕	流量調整弁
F	流量	⊕	安全弁
L	レベル	⊕	ストレーナー
W	湿分	⊕	フィルター
CG	亀裂進展	⊕	フレキシブルホース
X	複合		
		⊖	常時閉状態
		⊕	常時開状態
		⊕	客先施工
		⊕	現場取付計器
		⊕	中央盤指示計器
		⊕	遠隔制御システム用計器
		⊕	U-1500システム用兼中央盤指示計器

アイテムNo	TK-901	TK-902	E-901	Z-901	Z-902	H-901	H-902A, B	PU-901	PU-902
名称	カランドリアタンク	圧力調整装置	試験体	天非進行クレーン	CO ₂ 供給装置	加温ヒーター	ラインヒーター	循環ポンプ	加圧ポンプ
形式	胴形円筒鋼板製	胴形円筒鋼板製	二重円筒形	定荷重4.9T, 行程15m	電気加熱式温水ボイラー	電気加熱式温水ボイラー	シースヒーター	片吸込渦巻ポンプ	フランジャーポンプ
仕様			ゲージスパン8.4m	ペダント操作方式	液化炭酸ガス30kg用	円筒筒形		2.2m ³ /min×20m	0-120t/h×100kg/cm ² G
主要寸法	φ3,000×4,610H	φ600×900H				電気容量700kW	電気容量8.8kW	15kW×4P×400V×50Hz	3.7kW×4P×400V×50Hz
台数	1	1	14台	1	1式		2式	2(内1台は付添子機)	2(内1台は付添子機)

図2.3.1-1 圧力管破断試験装置
フローシート

3. 試験体の製作

3.1 はじめに

圧力管型炉であるATR実証炉に特有な圧力管破断事象を想定し、圧力管が破断した場合の破断チャンネル内部の熱流動挙動、及びカランドリア管の健全性を評価する手法を確立するための試験並びにカランドリア管も同時に破断した場合の隣接チャンネル、カランドリアタンクへの影響及び破断チャンネルの燃料冷却特性を評価する手法を確立するための試験を実施する。

平成4年度は、これらの試験に用いる試験体の一部を製作する。

3.2 実施範囲

圧力管破断に関する確証試験の全体計画を表3.2-1に示す。

圧力管破断試験は、昭和62年度に着手し、平成5年度迄の7ヵ年計画で実施している。

平成4年度は、圧力管破断試験用試験体のうち、下記のものについて製作または購入を実施する。

- (1) カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の製作
- (2) カランドリア構造物健全性試験用試験体の製作
- (3) カランドリア管健全性試験用試験体の製作
- (4) 質量模擬燃料集合体の部品製作
- (5) 初撃挙動試験用試験体の製作
- (6) 計測用センサの購入

表3.2-1 圧力管破断事故確証試験全体計画

試 験 項 目	試 験 内 容
i) 圧力管破断試験 (a) 破断時熱流動挙動試験 (b) カランドリア管健全性確証試験	<p>実機を模擬した圧力管破断試験装置を製作して、圧力管破断試験を行い、カランドリア管の健全性並びに燃料冷却性について評価する。</p> <p>模擬圧力管、模擬カランドリア管及び模擬燃料集合体を製作し、圧力管破断試験装置に装着し、実機模擬条件下で模擬圧力管を破断させる試験を行い、模擬カランドリア管内の流動現象等を把握し、カランドリア管健全性評価コードの検証を行う。</p> <p>実機材料の圧力管 (HT・Zr-2.5wt%Nb) 及びカランドリア管 (Zry-2) を用いた試験体を製作し、上記(a)と同様の試験を行い、圧力管破断時のカランドリア管健全性を評価する。</p>
ii) 圧力管及びカランドリア管の同時破断試験 (a) カランドリアタンク内圧上昇試験 (b) カランドリア構造物健全性確証試験	<p>圧力管及びカランドリア管の同時破断試験を行い、カランドリアタンク内圧上昇挙動、隣接チャンネル及びカランドリア構造物の健全性並びに燃料冷却性について評価する。</p> <p>模擬圧力管模擬カランドリア管及び模擬燃料集合体を製作し、圧力管破断試験装置に装着して実機模擬条件下で同時破断させる試験を行い、カランドリアタンク内圧等を測定し、この結果を基にタンク内圧解析コードの検証を行う。</p> <p>実機材料の圧力管及びカランドリア管を用いた試験体を製作し、上記(a)と同様の試験を行い、隣接圧力管及びカランドリア構造物の健全性を評価する。</p>

3.3 設計条件

3.3.1 試験目的

圧力管破断事故が圧力管型炉である新型転換炉特有の想定事故事象であることから、圧力管破断を想定した場合の原子炉本体への影響を評価しておく必要がある。このため、実証炉を模擬した試験装置を用いて、圧力管が破断した場合の破断チャンネルの熱流動挙動、カランドリア管の健全性を評価する方法、並びにカランドリア管も同時に破断した場合の隣接チャンネル、カランドリアタンクへの影響等を評価する手法の妥当性を確認することを目的とする。

試験は、破断チャンネルのカランドリア管が健全な場合、もしくはカランドリア管も同時に破断した場合について、それぞれ構造健全性及び燃料冷却性に影響を及ぼす主要な因子の挙動を明らかにするための試験と、実機材料を用いた確認試験からなり、次の試験を実施もしくは予定している。

- (1) カランドリア管健全時
 - (a) 破断時熱流動挙動試験
 - (b) カランドリア管健全性試験（実機材料）
- (2) 圧力管、カランドリア管同時破断時
 - (a) カランドリアタンク内圧上昇試験
 - (b) カランドリア構造物健全性試験（実機材料）

3.3.2 設計条件

- (1) カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の製作

図3.3.2-1に内圧上昇試験用試験体組立図を示す。

カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の基本的な寸法・構造は、実機の圧力管、カランドリア管に合わせ、圧力管内に存在する流体（冷却材）の内部ポテンシャル（内部エネルギー）が一致する様な設計として計画する。

カランドリアタンク内圧上昇試験では、実機運転条件での試験時には試験装置カランドリアタンクの内圧が、試験装置カランドリアタンクの設計条件（ $10.7 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ ）を越えるため、最小限の試験回数で有益な試験データを得る必要がある。このため、前回までの試験結果を評価したうえで、次の試験条件を確定することにしている。このため、今年度は、今年度実施する1ケース分についての

み製作する。

(a) 模擬圧力管試験体

圧力管は、炉心部分を実機圧力管本体（図3.3.2-2）と同一寸法とし、実機での上下ロールドジョイント部の上下両外側についても同一径とすることによって圧力管内部の流動に大きく影響を及ぼす燃料集合体、上下遮へいプラグの組立を容易に行えるようにした。

圧力管の材質は、STPG42相当とし、製作精度を上げるために継目無し管を採用する。今年度は、1ケース分の製作を行う。

(b) 模擬カランドリア管試験体

カランドリア管は、内径を実機（158.4mm）に合わせ、実機における圧力管との隙間（アニュラス部）を模擬する。肉厚は、破断後形状を実機で想定されるものと合わせるため、実機の寸法（1.9mm）に近いもの（ $t = 2.0\text{ mm}$ ）とする。

カランドリア管の材料は、内径を実機に合わせたSUS304製冷間引抜継目無し管の外径を減径加工したものを使用する。

なお、今後の試験では前年度までに製作した試験体を使用するため材料購入、製作は行わない。

(c) 試験部防振板

図3.3.2-3に試験部防振板を示す。

防振板は、破断時の試験体の変形、移動に対する拘束を模擬するために、穴径を実機に合わせると共に、板厚を実機防振板（Zr-2）と試験部防振板（SS41）の剛性比から決定する。

なお、試験の際の防振板の変形量を正確に把握するため、防振板は試験部において2分割とし、溶接によって周囲の防振板と一体化する。

今年度の試験では、昨年度製作した防振板を使用するため、今年度は製作を行わない。

(d) 模擬二重管

昨年度手配した材料を用いて隣接二重管を製作する。模擬二重管を図3.3.2-4に示す。模擬二重管は、同時破断時の他チャンネルのカランドリア管の変形、歪挙動並びに圧力管の健全性を確認するための試験体であり、カランドリ

アタンク内の数カ所に設置する。

外圧による変形を模擬するために、カランドリア管にはSUS304製の薄肉管(2 mm厚)、圧力管にはSTPG42製の厚肉管(4.3mm厚)を使用している。

(e) 下部遮へいプラグ用コレット継手

図3.3.2-5に下部遮へいプラグ用コレット継手を示す。

これまで下部遮へいプラグに取りつけていたコレット継手(前年度製作)は、前年度実施した試験の際に大きく変形し、補修不能となったため、今年度新規に製作し、交換するものとした。

今年度は、1体分製作する。

(f) 模擬制御棒案内管

図3.3.2-6に模擬制御棒案内管を示す。

模擬制御棒案内管は炭素鋼製であり、実機の制御棒案内管(Zry-2製)に対して曲がり剛性を模擬している。また、重水循環用の穴を実機と同様に設け、カランドリアタンク上部には実機と同容量の空間(3 l)を設けて気相部とする。

(2) カランドリア構造物健全性試験用試験体の製作

本試験は、圧力管、カランドリア管が同時破断した際の、カランドリアタンク、防振板、隣接チャンネル等のカランドリア構造物の健全性を確証するための試験である。本試験の体系はカランドリアタンク内圧上昇試験とほぼ同じであるが、破断チャンネルと隣接チャンネルの内の1本をカランドリア管健全性試験と同じく実機相当の圧力管、カランドリア管を用いて実施するものである。

(a) 下部遮へいプラグ

図3.3.2-7に下部遮へいプラグを示す。

本試験で使用する下部遮へいプラグはカランドリア管健全性試験のそれと同様の仕様である。主要寸法は実機と同寸法とし、表面粗さを調節することによって圧損を実機と合わせる設計になっている。

(b) 模擬二重管

図3.3.2-8に模擬二重管を示す。

この試験体は、同時破断時の隣接管の変形を把握するためのものであり、外

径を模擬した厚肉の圧力管と外径、肉厚を模擬したカランドリア管からなる二重管構造となっている。

(3) カランドリア管健全性試験

本試験は実証炉と同一の材質、構造、寸法に製作した試験体を用いて、圧力管を破断させ、圧力管が破断した際にカランドリア管の健全性が保たれることを実証的に確認するための試験である。

(a) 下部遮へいプラグ

図3.3.2-9に下部遮へいプラグを示す。

本試験で使用する下部遮へいプラグは製作性の点から分割式になっている。主要寸法は実機と同寸法とし、表面粗さを調節することによって圧損を実機と合わせる設計になっている。

(4) 初撃挙動確認試験装置の製作

A安で実施している圧力管破断試験では、カランドリア管内部内部の様子は確認できない。また、試験体に実機材を用いたカランドリア管健全性試験では、カランドリア管のドライアウト防止の必要性からカランドリア管外表面に多数の歪ゲージを取り付けることができない。そのため、現在までに二重管体系における圧力管破断時の圧力管の変形、移動並びに薄肉カランドリア管の全周にわたる変形、歪挙動は捉えることができていない。

本試験は約2mの短管の試験体を用いて圧力管を破断させ、二重管体系における圧力管、カランドリア管の変形、移動を詳細に計測するためのものである。本試験は圧力管の変形、移動を観察するための圧力管破断挙動可視化試験と圧力管破断時のカランドリア管の変形挙動を詳細に計測するためのカランドリア管歪挙動試験からなる。

(a) 圧力管破断挙動可視化試験装置

本試験装置を図3.3.2-10に示す。

本試験は二重管体系内での圧力管の破断、移動挙動を観察するための試験であり、圧力管の観察用の窓（強化ガラス製）を設けたカランドリア管を製作す

るものである。また圧力管内部を試験条件に合わせるためのヒータ、圧力管を破断させるための装置を製作する。

(b) カランドリア管歪挙動試験装置

本試験装置を図3.3.2-11に示す。

本試験装置の構成は圧力管破断挙動可視化試験装置とほぼ同じであるが、本試験では内部で圧力管が破断した際のカランドリア管の変形挙動を精密に計測するための試験であり、カランドリア管外表面に多数の歪ゲージを取り付けて圧力管の破断試験を行う。

(5) 質量模擬燃料集合体の製作

図3.3.2-12に質量模擬燃料集合体を示す。

圧力管破断試験では、燃料集合体の構造健全性のうち、圧力管破断時の冷却材放出に伴う変形量及び変形形状を確認しておく必要がある。燃料集合体の変形は燃料集合体の機械的な強度、及び圧力管破断時の流動条件に大きく左右されるばかりではなく、その変形の程度によって圧力管破断時の流動条件そのものにも影響を及ぼす。このため、燃料集合体の部品製作は、模擬燃料ペレットを鉛とし質量を実機と同等とする以外は全て実機と同一材料、同一構造・寸法とし製作する。

(6) 計測用センサの購入

平成4年度は、試験の進行に伴って消耗、破損し、又は追加設置することによって不足となる計測器、及び実機材料試験体に取り付けるための専用のセンサ等を購入する。また、データを高速度（ $12.5\mu\text{s}$ 周期）で収録できる計測機器を購入する。

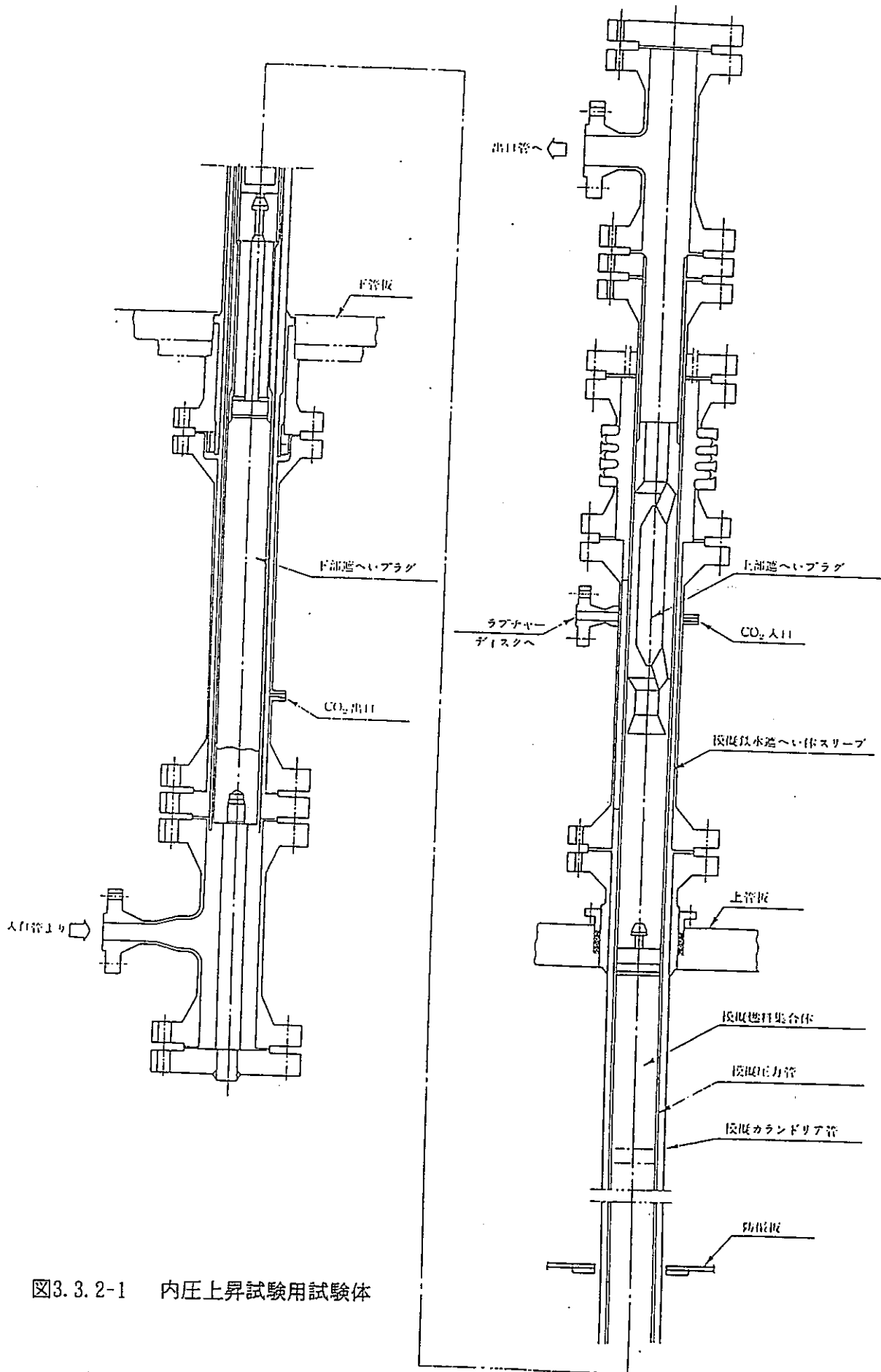


図3.3.2-1 内圧上昇試験用試験体

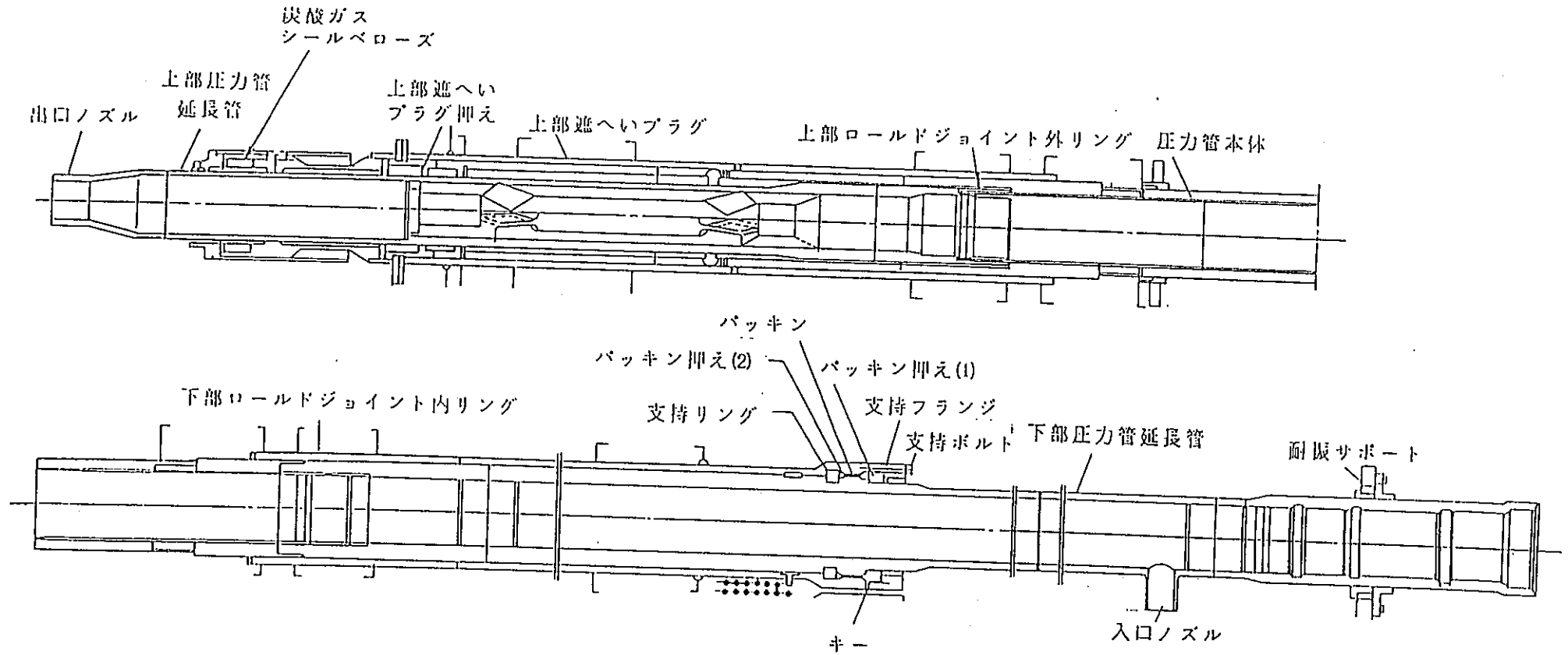


図3.3.2-2 実証炉圧力管組立図

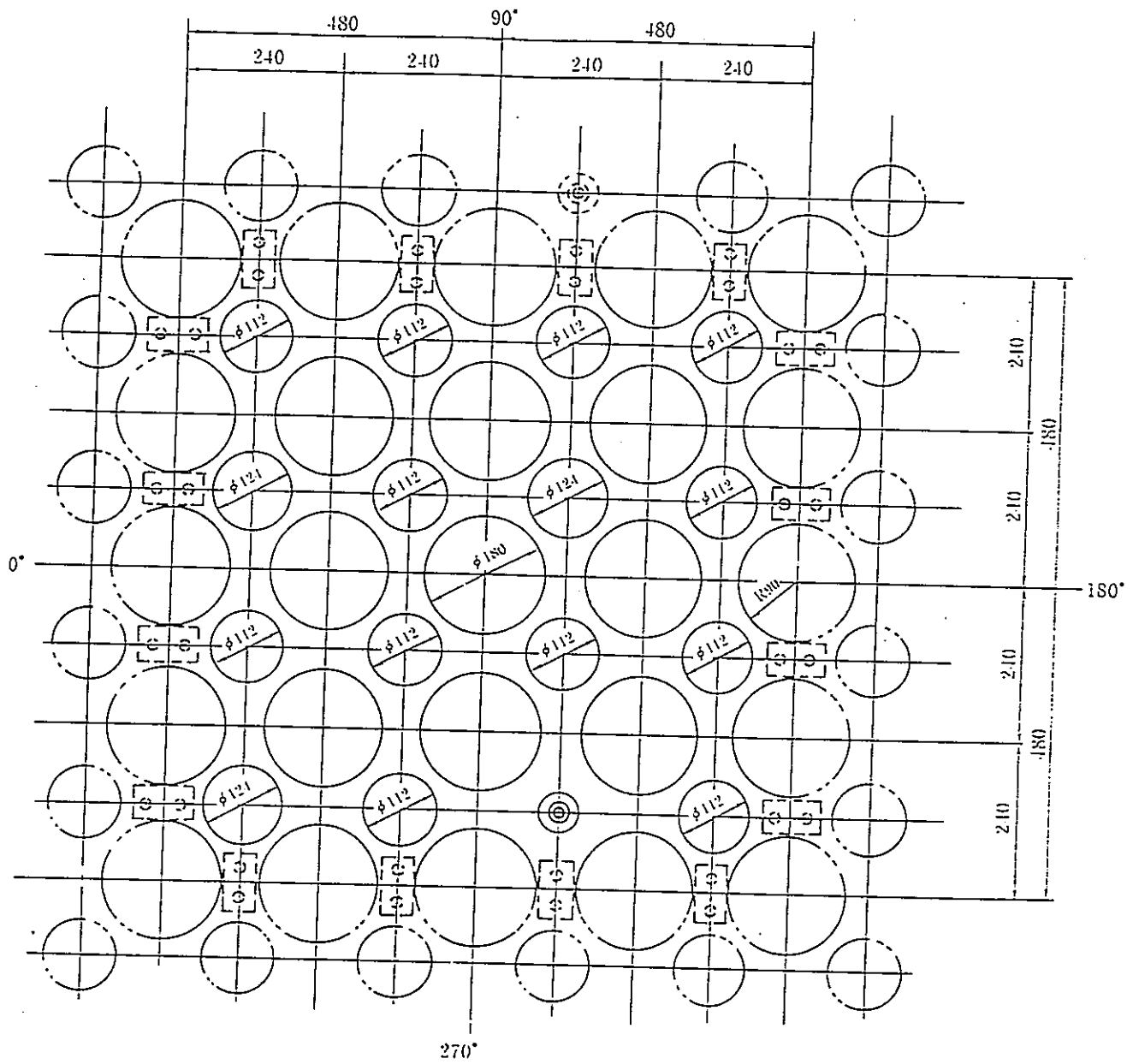


図3.3.2-3 内圧上昇試験用試験部防振板

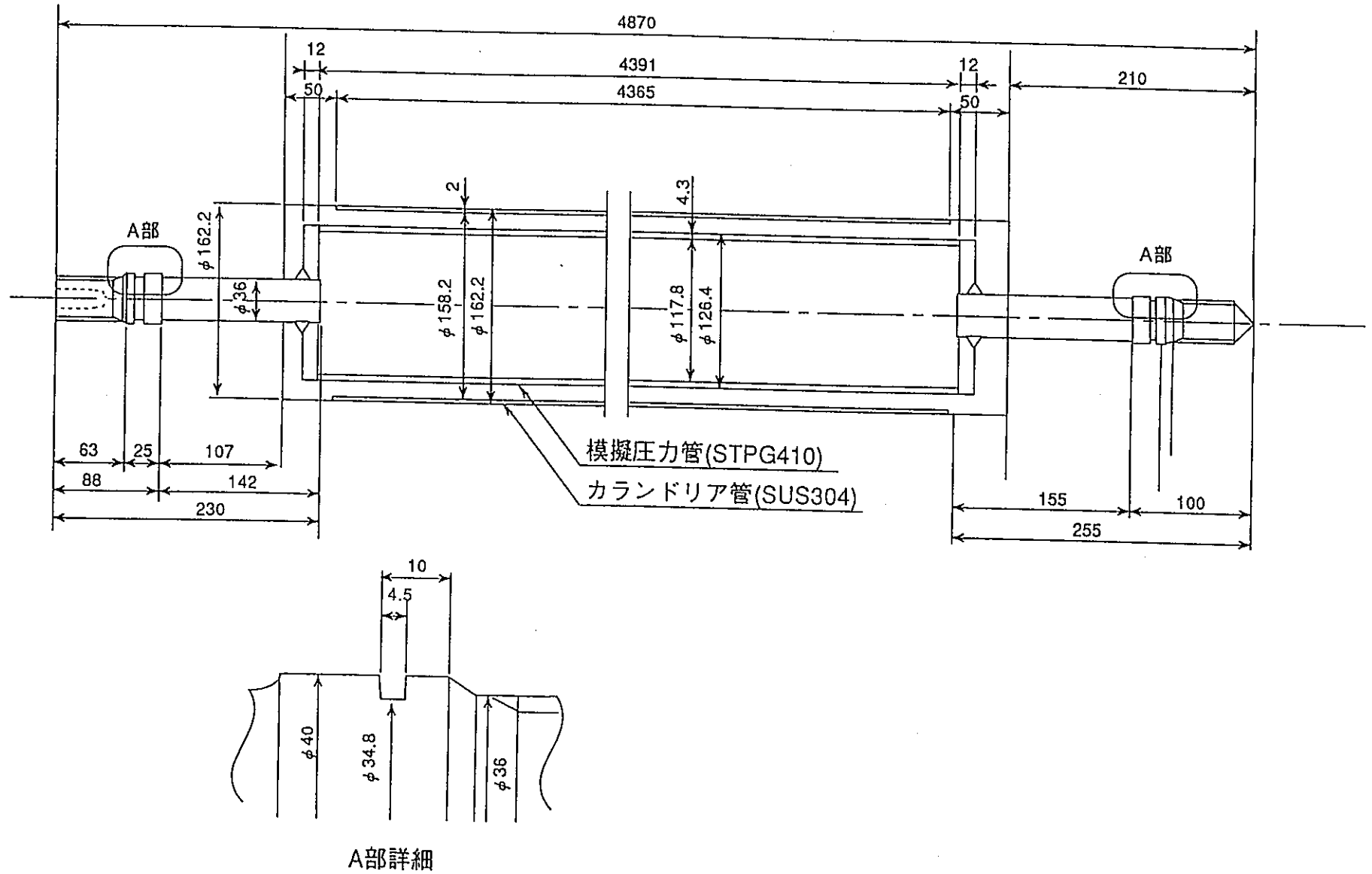


図3.3.2-4 内圧上昇試験用模擬二重管

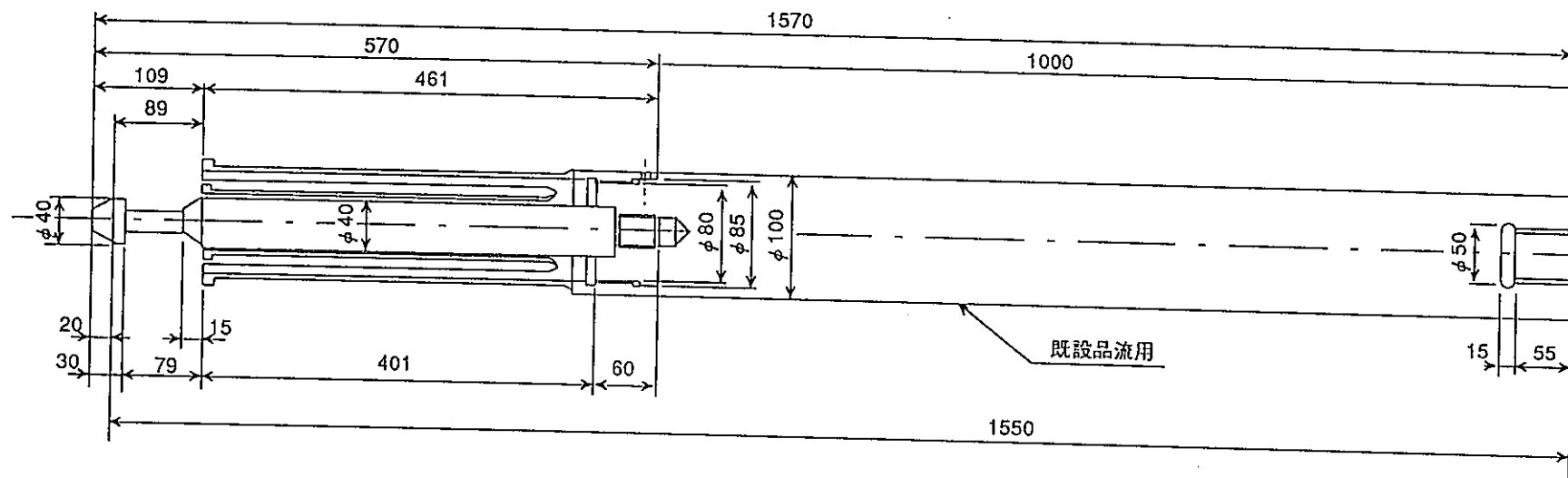


図3. 3. 2-5 下部遮へいプラグコレット継手

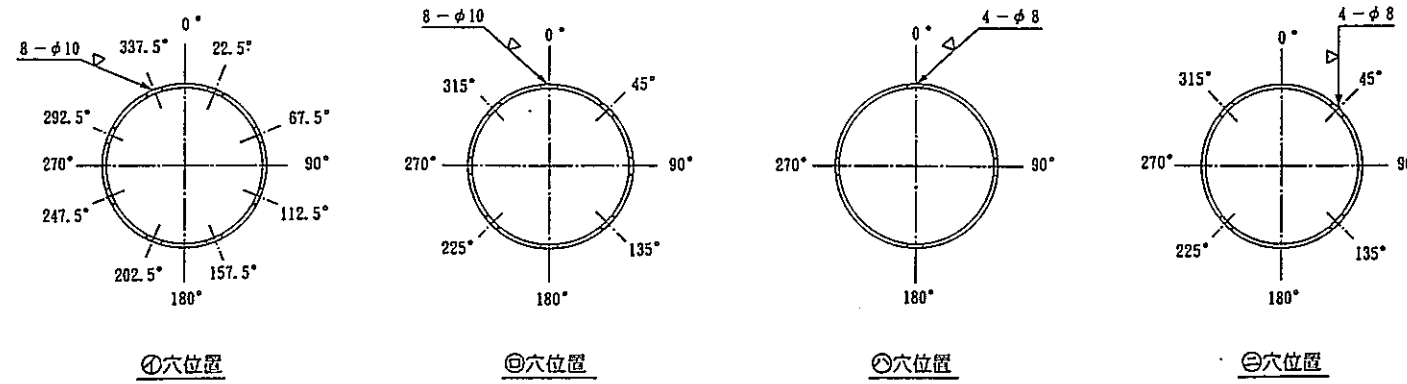
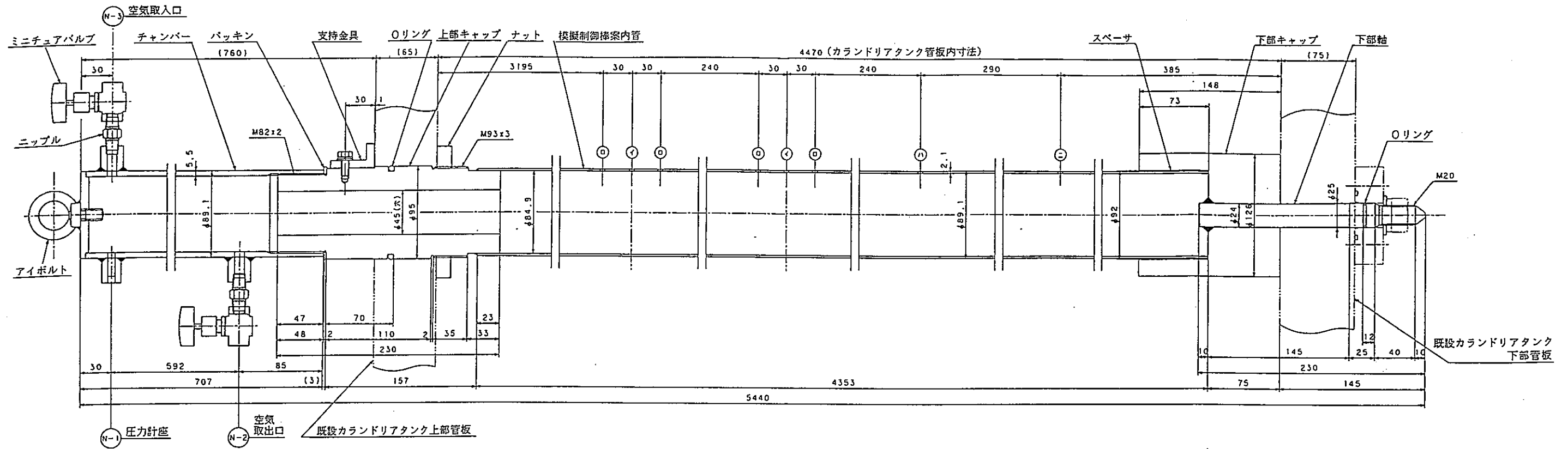


図3.3.2-6 模擬制御棒案内管

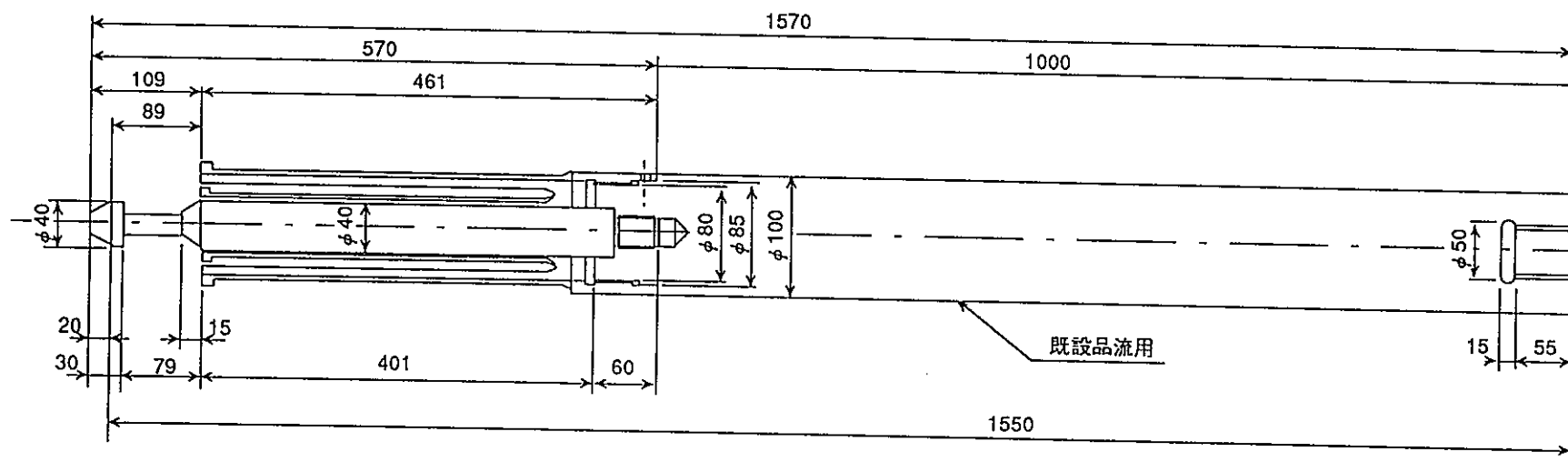


図3.3.2-7 カランドリア管構造物健全性試験用下部遮へいプラグ

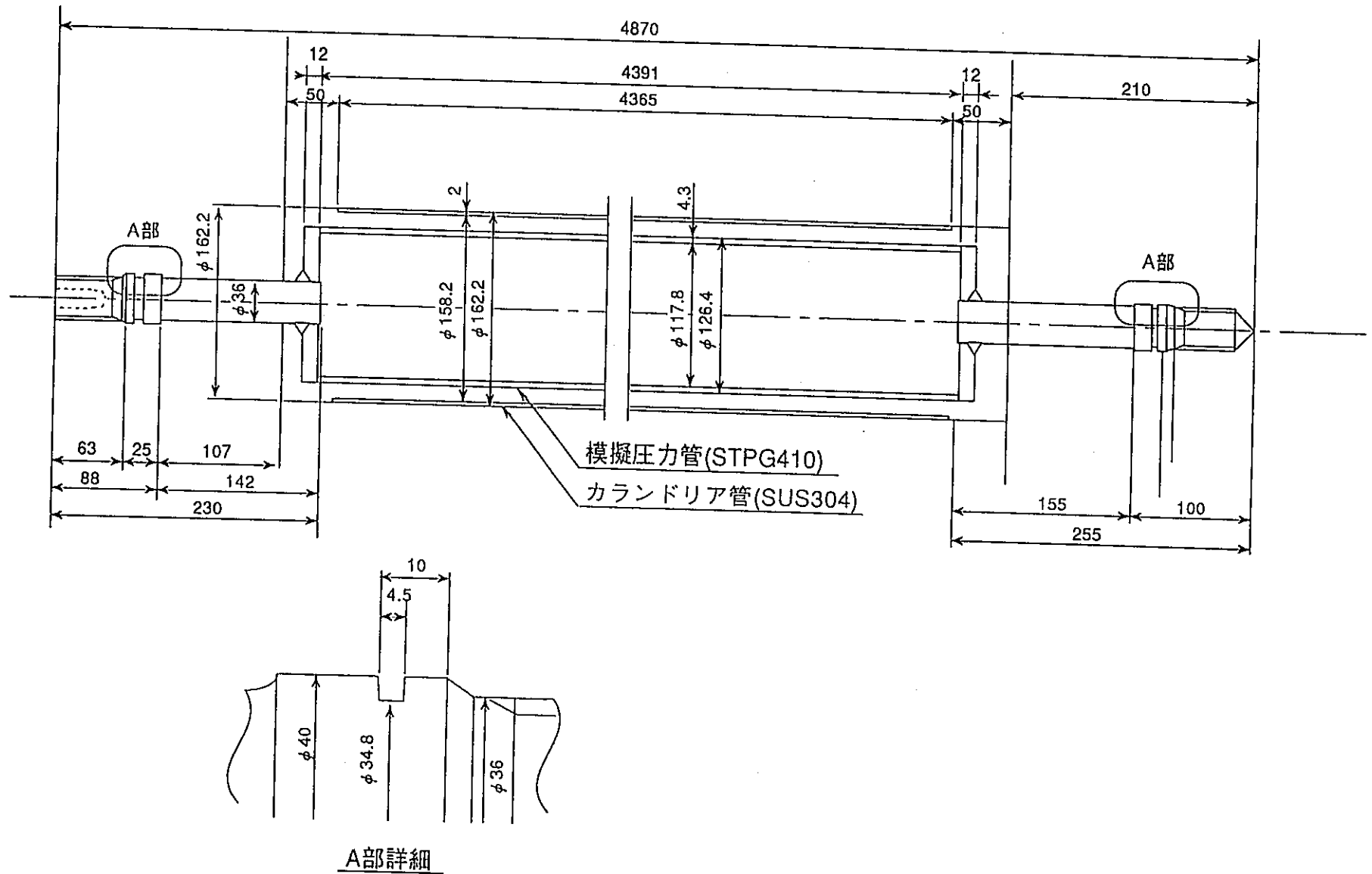
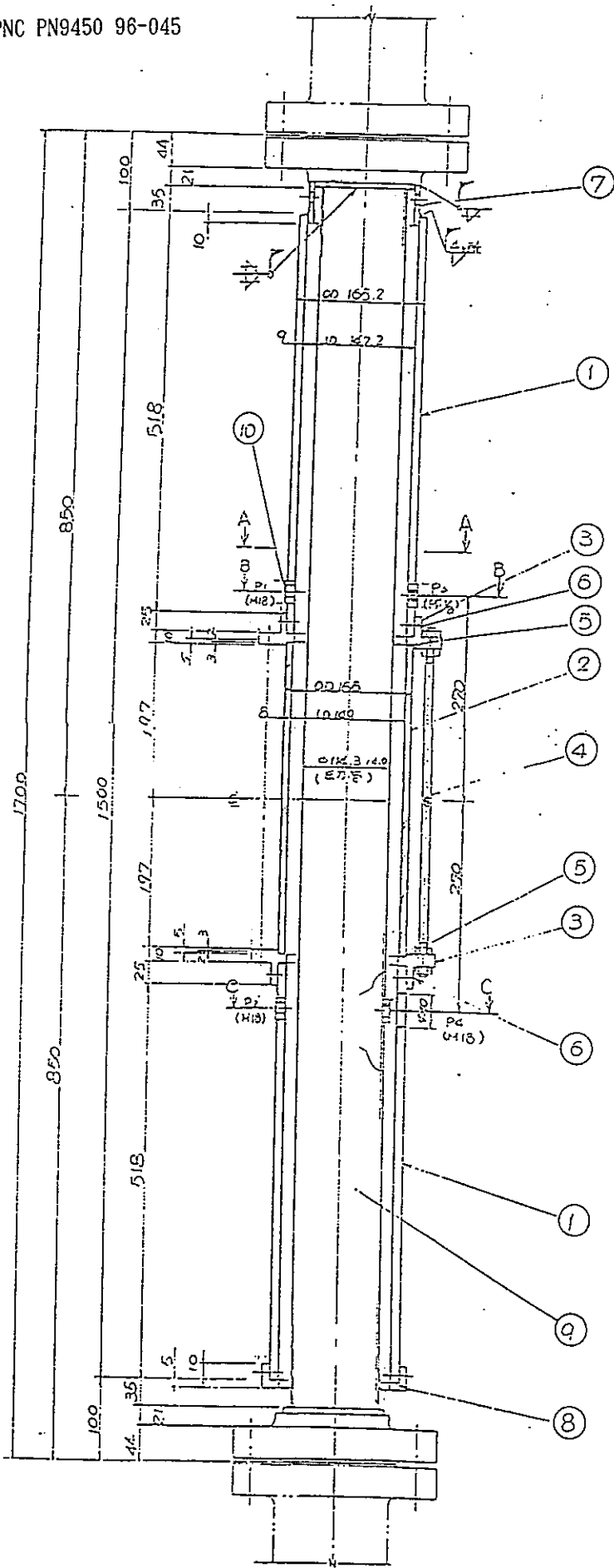


図3.3.2-8 カランドリア管構造物健全性試験用模擬二重管



16	エカダ
15	エカダ
14	エカダ
13	フレス
12	ツリ金具
11	カランリテ
10	エカダ
9	エカダ
8	フレス
7	ツリ金具
6	トメネジ
5	パッキン
4	テンションB.N
3	フランジ
2	ワラス(逆時)
1	カランリテ
**	φ

図3.3.2-9 圧力管破断挙動可視化試験装置

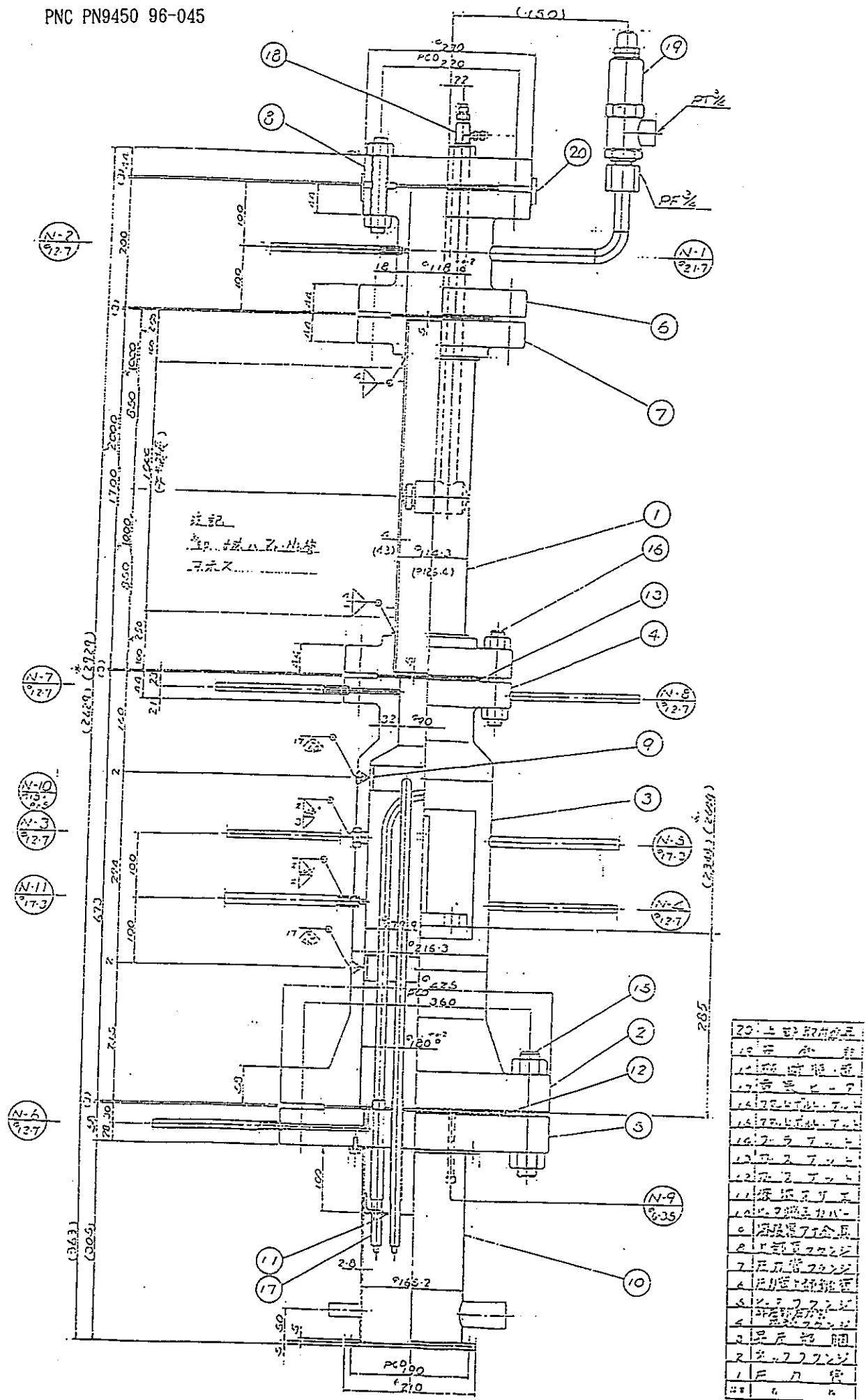
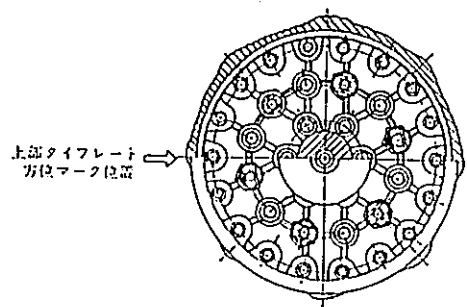
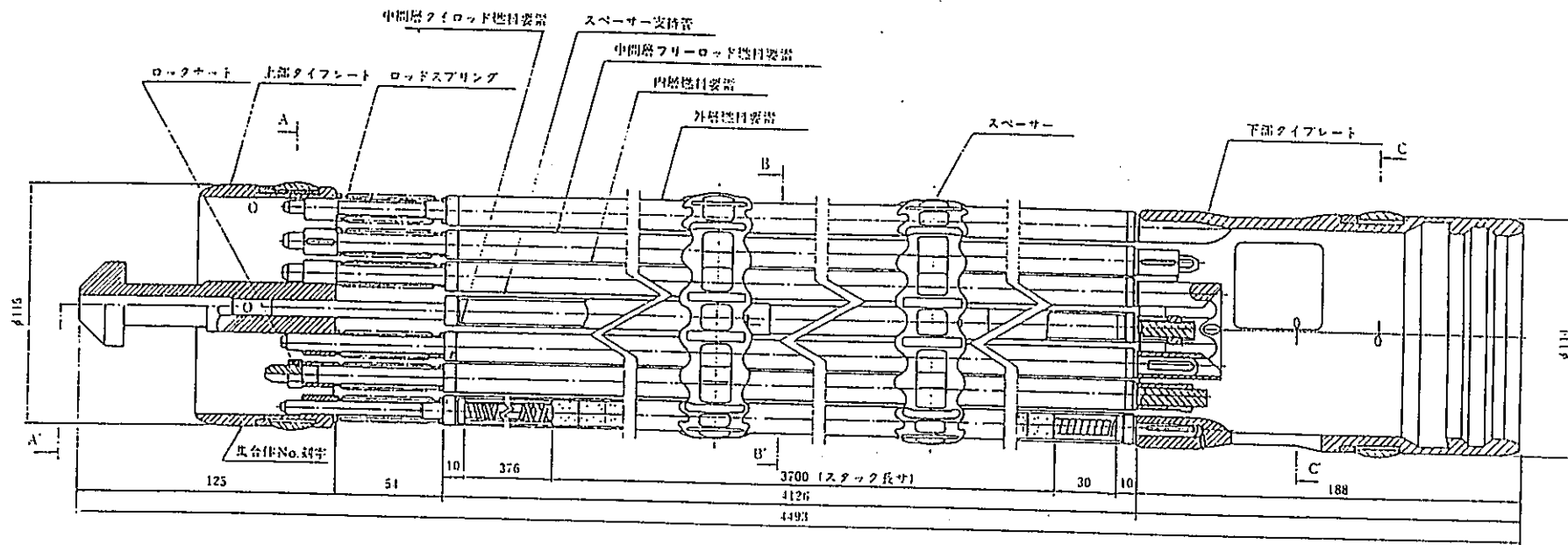
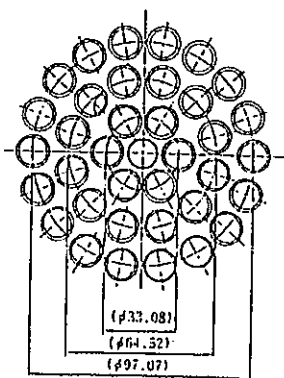


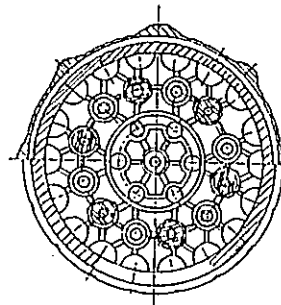
図3.3.2-10 カランドリア管至挙動試験装置



A-O-O'-O'-A断面



B-B断面
全体図



C-O-O'-C断面

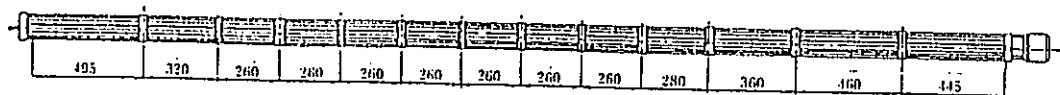
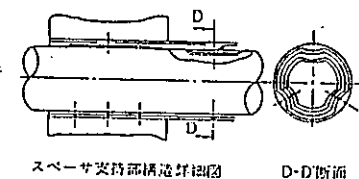


図3.3.2-11 質量模擬燃料集合体

3.4 実施結果

平成4年度に新たに製作，購入した物は以下の通りである。

3.4.1 カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の製作

(1) 模擬圧力管試験体

設計破断圧力 70 kg/cm²g

予き裂長 300 mm (破断開始部)

ガイド長 1000 mm { 破断開始部を含む
ガイド予き裂部残肉厚は破断開始部の1.4倍 }

主要材質 STPG42相当

員数 製作; 1体 (材料は3年度購入)

(2) 模擬二重管

主要材質 SUS304 (カランドリア管) / STPG42 (圧力管)

主要寸法 カランドリア管 $\phi 162.2 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}^t \times 4470 \text{ mm}^L$

圧力管 $\phi 126.4 \text{ mm} \times 4.3 \text{ mm}^t \times 4470 \text{ mm}^L$

員数 3組 (材料手配)

(3) 下部遮へいプラグ用コレット継手

主要材質 SUS304TP

主要寸法 $\phi 100 \text{ mm} \times 1500 \text{ mm}$

員数 1体

(4) 模擬制御棒案内管

主要材質 SUS304

主要寸法 $\phi 89 \text{ mm} \times 2.1 \text{ mm}^t \times 4470 \text{ mm}^L$

付属品 エアーチャンバ付き (容積3 l)

員数 2組

3.4.2 カランドリア構造物健全性試験体の製作

(1) 下部遮へいプラグ

主要材質 SUS304

主要寸法 $\phi 100 \text{ mm} \times 1150 \text{ mm}$

員数 1組

(2) 模擬二重管

主要材質	SUS304 (カランドリア管) / STPG42 (圧力管)
主要寸法	カランドリア管 $\phi 162.2 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}^t \times 5000 \text{ mm}^L$ 圧力管 $\phi 126.4 \text{ mm} \times 4.3 \text{ mm}^t \times 5500 \text{ mm}^L$
員数	各5体 (材料手配)

3.4.3 カランドリア管健全性試験用試験体の製作

(1) 下部遮へいプラグ

主要材質	SUS304
主要寸法	$\phi 100 \text{ mm} \times 1150 \text{ mm}$
員数	1組

3.4.4 質量模擬燃料集合体の製作

(1) 質量模擬燃料要素

主要材質	Zr-2 (模擬ペレットはPb, スタック重量 $4600 \pm 10 \text{ g}$)
寸法	外径 $14.5 \text{ mm} \times$ 長さ 4126 mm (肩間)
員数	36本

(2) スペーサ

形状	ATR実証炉と同一
主要材質	インコネル718
寸法	最大幅 $117.2 \text{ mm} \times$ 有効高さ 25 mm
員数	12個

(3) 上部タイププレート

形状	ATR実証炉と同一
主要材質	SCS 13相当
寸法	最大径 $\phi 115 \text{ mm} \times$ 高さ 125 mm
員数	1個

(4) 下部タイププレート

形状	ATR実証炉と同一
主要材質	SCS 13
寸法	最大径 $\phi 114 \text{ mm} \times$ 高さ 188 mm

員数	1個
----	----

(5) スペーサー支持管

主要材質	Zr-2
------	------

寸法	外径14.5mm×長さ4126mm(肩間)
----	-----------------------

員数	2本
----	----

3.4.5 初撃挙動確認試験装置の製作

(1) 圧力管破断挙動可視化試験装置

主要材質	炭素鋼 パイレックスガラス
------	---------------

寸法	
----	--

員数	1体
----	----

試験体	2体
-----	----

(2) カランドリア管歪挙動試験装置

主要材質	炭素鋼
------	-----

寸法	
----	--

員数	1体
----	----

試験体	4体
-----	----

3.4.6 計測用センサの購入

平成4年度購入したセンサ及び計測器は以下の通りである。

(1) 高温高圧水中用歪ゲージ

使用目的	模擬燃料集合体の歪計測
------	-------------

型式	カプセルゲージ(MIケーブル付)
----	------------------

計測範囲	±1%
------	-----

員数	7本
----	----

(2) 大歪ゲージ

使用目的	カランドリア管(Zr-2)外面歪計測
------	--------------------

型式	箔ゲージ
----	------

計測範囲	±3%
------	-----

員数	20枚
----	-----

(3) 高応答熱電対

使用目的	試験体表面, 冷却材等温度計測
型 式	非接地/露出型
計測範囲	0 ~ 3 0 0 °C
応答速度	5 ミリ秒以下
精 度	0.7 5 級
員 数	計 3 5 本 + 3 組 (5 本組) / 1 0 本

(4) 熱電対

使用目的	カランドリアタンク内部, 壁面温度計測
型 式	非接地/露出型
計測範囲	0 ~ 3 0 0 °C
応答速度	1 0 ミリ秒以下
精 度	0.7 5 級
員 数	計 5 5 本 + 5 組 (3 本組) / 1 0 本

(5) ボイド計

使用目的	カランドリアタンク内ボイド計測
型 式	探針型ボイド計 (M I T ケーブル 5 m 付き)
員 数	1 0 本

(6) 圧力計

使用目的	カランドリアタンク壁面圧力, 冷却材配管圧力, 試験部圧力等計測
型 式	ピエゾ式
計測範囲	0 ~ 2 0 0 kg/cm ²
精 度	± 1 %
員 数	計 1 0 本

(7) 高速サンプリング計

使用目的	高速度での C/T 管の歪挙動計測
サンプリング周期	1 2.5 μ S 以下
収録時間	5 S
サンプリング数	8 c h
員 数	一式

3.5 試験検査

3.5.1 試験検査項目

平成4年度製作した各種試験体，センサ等について下記の通り試験検査を実施した。

(1) 員数検査

発注仕様書通りの数量であること。

(2) 外観検査

承認図通りに製作され，試験実施上支障となる傷，へこみ，汚れ等が無いことを目視により確認する。

(3) 寸法検査

承認図通りに製作され，組立上問題とならない製作誤差範囲内にあること。

(4) 材料検査

特に材料の指定をしたものについて，指定した材料により製作が行われていることをミルシート等で確認する。

(5) 溶接検査

溶接構造による試験体等製作品については溶接部に有害な欠陥の無いことをPTによって確認する。

(6) 機能検査

熱電対，圧力計等については，要求される応答速度，アンプとの適合性等を抜き取りにより確認する。

3.5.2 試験結果

(1) 員数検査	合格
(2) 外観検査	合格
(3) 寸法検査	合格
(4) 材料検査	合格
(5) 溶接検査	合格
(6) 機能検査	合格

3.6 まとめ

平成4年度は、試験体の一部について製作、材料手配、計測用センサの追加購入、及び計測器等を実施した。平成5年度は、試験の進捗に合わせ、試験体等の製作、各種計測用センサの購入を行う予定である。

4. 圧力管破断試験

圧力管破断試験は、表4-1に示すように、カランドリア管健全時の試験と、カランドリア管が同時破断した場合の試験からなり、各々圧力管破断時の健全性、冷却性に係わる主要因子を把握するための試験と、実機材料を使用して確認する試験を予定している。

平成4年度は、カランドリア管健全性試験、カランドリアタンク内圧上昇試験をそれぞれ1ケース実施した。

また、圧力管破断時に圧力管、カランドリア管が衝突する際の変形、歪挙動を詳細に測定する、圧力管破断時初撃挙動試験と圧力管破断時のカランドリア管の材料強度を測定する、カランドリア管材料高速引張試験を実施した。

4.1 カランドリア管健全性試験

4.1.1 概要

圧力管は、技術的には破断が起こるとは考え難いが、仮に圧力管が破断した場合においても、破断チャンネルのカランドリア管は破損せず健全性を保つことができれば、事象を1チャンネルで収束させることができる。このため、実証炉と同一の材質、構造、寸法に製作した試験体を用いて、圧力管破断時にもカランドリア管が破損に到らないことを確認する試験を実施する。

4.1.2 試験条件

カランドリア管健全性試験は、実機と同一の運転条件で、圧力管予き裂長さをパラメータとして平成4年度までに4ケースの実施を予定している。^{(1) (2)}

平成4年度は、き裂の位置をパラメータとして、長さ300mmのき裂が圧力管の下方に存在するケース（CTI-4）を実施したが、本報告書では、圧力管の予き裂長さ300mm（圧力管中央位置）の条件で昨年度に実施したCTI-3ケースについて報告し、CTI-4については次年度に報告する。

試験条件と、実機条件との比較を表4.1.2-1に示す。

4.1.3 試験体

試験体は、圧力管、カランドリア管、模擬燃料集合体等によって構成される。

今回の試験で使用する試験体の上下管板間に相当する部分については、実機を完全に模擬したものである。試験体と実機との比較を表4.1.3-1に示す。

(1) 圧力管

試験体圧力管を、図4.1.3-1に示す。

圧力管の外表面には、 $74 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ で軸方向にスプリット破断するように、破断用予き裂を燃料集合体の発熱部中央に高さを一致させて加工する。予き裂の詳細を図4.1.3-2に示す。

圧力管の上下延長管はステンレス鋼製であり、実機と同じロールジョイントによって接合されている。

また、上部延長管には実機と同一形状、寸法の遮へいプラグを内装する。

下部延長管は、圧力管の支持構造まで実機を忠実に模擬させた構造を採用してい

る。

上部延長管については、実機と同一形状寸法の鉄水遮へい体スリーブを内装する。

実機では上部延長管の最上部にベローズを設置しているが、試験体では、試験実施時の安全性を確保するため、従来通りラプチャディスク（破断圧力 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ ）を破断させることでベローズの破断を模擬する。

(2) カランドリア管

カランドリア管を、図 4.1.3-3 に示す。

カランドリア管の上下部には、 $\square 300 \text{ mm}$ の試験体管板をロールドジョイントによって接合している。

下部の試験体管板は、試験装置側の試験部管板とボルトによって固定する。

カランドリア管の上部については、実機と試験装置では試験部以外の材質の違い（Zry-2 と SUS 材）によって温度変化に伴う熱膨張量が異なり、模擬重水温度が試験条件になる前に上部を固定すると試験体に初期軸力が掛かることになることから、カランドリア管の上部延長管に金具を溶接し、模擬重水温度が試験条件に達してから周辺カランドリア管の上部ボルトと軸力測定用のロードセルを介して固定する。

カランドリア管外表面には、試験前後の寸法計測によって試験後の残留歪を測定するために、 20 mm ピッチで図 4.1.3-3 に示す位置に罫書き線を加工する。

(3) 燃料集合体

模擬燃料集合体を、図 4.1.3-4 に示す。

模擬燃料集合体は、実機の材質、形状、寸法を忠実に模擬して製作する。

但し、ペレットについては単位長さ当りの質量を実機と等しくした鉛合金製ペレットを使用する。

4.1.4 試験装置

試験装置の概略フローを図 4.1.4-1 に、試験装置カランドリアタンクを図 4.1.4-2～3 に示す。破断チャンネルはタンク中央部とし、本試験の試験体用に製作した試験部管板を介してカランドリアタンク管板に固定する。

冷却材配管の取り合いは、模擬材を用いて行う破断時熱流動挙動試験用の試験体と高さ、接続方法が異なるため、入口管、出口管とも一部を現場合わせて製作する。

4.1.5 試験計測

1) 試験計測項目と検出器仕様

計測項目と検出器の仕様を表4.1.5-1に示す。

カランドリア管健全性試験では、実機を忠実に模擬した試験体を用い、実機運転条件下での圧力管の破断がカランドリア管へ与える影響を計測する必要がある。

従って、試験結果に影響を及ぼす可能性が少ない計測器のみを取り付けることとしている。基本的には、これまでに実施したカランドリア管健全性試験に準じた計測項目⁽¹⁾⁽²⁾としている。

2) 計測器取り付け位置

計測器取り付け位置を図4.1.5-1～7に示す。

破断チャンネル部では、圧力管内圧、温度およびアニュラス部圧力、温度ならびにカランドリア管外表面の温度、歪を計測する。

圧力管の外部には、センサーのリード線を外部に引き出せないために計測器は取り付けていない。上下管板間のアニュラス部については、カランドリア管にセンサー設置のための座が溶接できないことから計測を行わない。

試験装置その他の計測位置は、原則としてこれまでに実施したカランドリア管健全性試験に準じた。⁽¹⁾⁽²⁾

3) 検出器取付要領

本試験の計測において、特殊な取り付け方法及び計測手法を用いる計測器についての取り付け要領を図4.1.5-8～10に示す。

4) データ収集

データ収集の方法を図4.1.5-11～12に示す。カランドリア管健全性試験では、圧力管の破断時期を予期できないため、試験開始時にデータ収集用計算機によってエンドレスで試験データを収集しておき、試験体の破断に伴う検出器の出力信号を

トリガーにして破断前後の試験データの収集、保存を行う。

今回の計測では、アニュラス部（上部延長管部）に取り付ける圧力計の信号を警報設定器に入力し、一定圧力以上の圧力で出力される警報信号をトリガー出力信号として使用する。

4.1.6 試験手順

試験の手順を図4.1.6-1に示す。

模擬重水中には、溶存空気が含まれており、これを除去するために事前に昇温による脱気作業を行うとともに、模擬重水が試験条件温度に達した事を確認したうえで、カランドリア管上部を固定する。

4.1.7 試験結果及び考察

以下に、試験で得られたデータ及び試験後の試験体観察等から得られた結果を述べ、主にCTI-3試験について考察を加える。

(1) 圧力管の破断条件

これまでに実施したカランドリア管健全性試験及び、破断時熱流動挙動試験における圧力管破断条件を表4.1.7-1に示す。

(a) 破断圧力及び破断時冷却材温度

CTI-3試験では、試験ループの冷却材を昇温、昇圧することにより、圧力管を破断させた。圧力管は、設定破断圧力である 7.4 kg/cm^2 よりも6.6%高い 7.9 kg/cm^2 で破断した。また、破断時の冷却材温度は 284°C であり、約 9°C のサブクール度を有した。

(b) き裂進展速度

今回の試験においても、圧力管にき裂進展速度計測のためのクラックゲージを取り付けていないため、圧力管内の圧力挙動からき裂進展速度を算出した。CTI-3試験ではき裂が短いため、この方法により算出したき裂進展速度にはかなりの誤差を含むと考えられるが、これまでの試験と同様の計測を行った結果、算

出されたき裂進展速度は、625～1500m/secであった。算出したき裂進展速度を図4.1.7-1に示す。

(c) 破断口開口形状

図4.1.7-2に破断後の圧力管の外観を、また図4.1.7-3には圧力管の開口形状を示す。CTI-3試験では、き裂は試験体軸方向中央部で破断を開始した後、上下にそれぞれ約176mm、96mm進展し、き裂の全長は572mmとなった。

き裂のうち、ガイドき裂から進展した部分の破壊面は延性破壊に特有の45°破面となっている。また、延性き裂が伝播する時の管はき裂前方で横楕円形状に変形し、その後方で大きく平板状に開口して、き裂後方に波(flap)を形成する⁽⁴⁾が、本試験においては、進展した距離が短いためリップ部に発生した波打ちは1箇所のみであった。また、燃料被覆管の挟み込みも見られなかった。

圧力管の開口部の幅は最大で約47mmであり、破断直後に圧力管内とアニュラス部の圧力差によって、カランドリア管に内接するように変形した後（この際開口幅は約100mmになる）、圧力差がなくなった時点でスプリングバックして上記の開口幅に至ったと考えられる。この挙動については、4.1.7.(5)で考察を加える。

(2) 圧力管のき裂進展挙動

CTI-3試験では、CTI-2試験で見られたような大きな予き裂の進展は見られなかった。CTI-2試験では、圧力管はガイドき裂を含めた1mの予き裂範囲で貫通き裂が生じた後、圧力管に作用する内圧によってき裂が停止することなく更に上下に進展し、破壊に至ったものである。以降では、CTI-3試験でき裂が進展しなかったことを現在までに提案されている破壊クライテリアに基づいて評価する。

(a) 破壊クライテリア

発電プラントや化学プラントに用いられる配管や圧力容器、およびガス輸送管等の耐圧円筒が軸方向にき裂を有する場合、内圧の作用で破壊に至る例が少なく、き裂を有する円筒の破壊クライテリアに関する検討が行われ、いくつかの評価式が提案されている。^{(5)・(6)・(7)}

貫通き裂を有する耐圧円筒の破壊クライテリアについて主なものを表4.1.7-2に示す。同表に示す式によって求まる応力は、貫通き裂付耐圧円筒が破壊に至る限界の周方向応力を与えており、この応力を算出することによって限界圧力を求めることが出来る。これらの式は、平板の破壊応力または破壊靱性値をStress amplification factor と呼ばれる補正係数によって円筒の破壊応力に換算するものである。図4.1.7-4には、以上の式によって得られる貫通き裂付圧力管(Zr-2.5%Nb)の破壊圧力を示す。同図は、受入れ時の圧力管材料の280℃の材料温度における物性値を用いて得られた結果である。破壊圧力は、貫通き裂長さが増すにしたがって指数的に減少する。

(b) 破壊クライテリアによる予測評価

これまで、実機の圧力管材を用いた破断試験として、実機材バースト試験⁽³⁾・⁽⁹⁾ およびカランドリア管健全性試験⁽¹⁾・⁽²⁾ が実施されており、これらの試験においては、未貫通予き裂部の破断圧力と、予き裂部が貫通した後更にき裂が進展した(破壊に至った)ケースとそうでないケースについての結果が得られている。ここでは、(a)に示した破壊クライテリアのうち、Hahnらによって提案されている未貫通き裂および貫通き裂に対する破壊クライテリア⁽⁵⁾ を用いて試験の結果を予測し、CTI-3試験において圧力管が破壊に至らなかったことの妥当性を検討する。

まず、図4.1.7-5に示す形状の未貫通き裂を有する配管のき裂貫通応力 σ_{hi} およびき裂貫通圧力 P_i は次式で得られる。

$$\sigma_{hi} = \sigma_0 \left\{ \frac{A_0 - A}{A_0 - A/M} \right\} = \sigma_0 \left\{ \frac{t/d - 1}{t/d - 1/M} \right\}$$

ここに

$$\begin{aligned} A_0 &= 2 C \cdot t \\ A &= \text{き裂面積} \\ M &= (1 + 1.61 \cdot C^2 / (R \cdot t))^{1/2} \\ R &= \text{管内径} \\ \sigma_0 &= \text{流動応力} = (\sigma_u + \sigma_y) / 2 \end{aligned}$$

$$P_i = \sigma_{hi} \cdot t / R$$

また、貫通き裂を有する配管の破壊応力 σ_{hb} および破壊圧力 P_b は次式で求められる。

$$\sigma_{hb} = \sigma_o / M$$

$$P_b = \sigma_{hb} \cdot t / R$$

これまでの試験について、上式によりき裂貫通圧力および破壊圧力を予測した結果を試験結果と比較して、それぞれ表4.1.7-3および表4.1.7-4に示す。表中の試験結果のき裂貫通圧力としては、試験時の圧力管の破断圧力を示している。また、き裂進展圧力としては、予き裂端部が貫通した時の圧力管内外の差圧をその値とし、試験で確認された破壊（予き裂範囲を大きく超えてのき裂進展）の有無と併せて示している。また、これらの結果を合わせて図4.1.7-6および図4.1.7-7に示す。き裂貫通圧力の試験結果と予測結果はほぼ一致し、特に実規模大で行ったカランドリア管健全性試験の結果は良く一致する。また、貫通後のき裂が内圧によって破壊に至るかどうかについては、図4.1.7-6, (b)に示すように試験の結果と予測結果は良く一致するが、CTI-3試験については、0.3 m長の予き裂貫通時に圧力管に作用する圧力（55 kg/cm²）がしきい値（40.6 kg/cm²）に非常に近く両者の比（破壊圧力比1.35）が小さい為、き裂の進展がわずかで停止したと考えられる。

(3) 熱流動挙動

ここでは、破断後の圧力管内及びアニュラス部の冷却材圧力及び温度変化について、破断後の時間を区切りながら破断時熱流動挙動試験の結果と合わせて示すことにより考察を加える。

(a) 破断～10 msec

図4.1.7-8に破断直後の圧力管内の圧力変化を示す。

破断を開始する+0レベル（防振板近傍）の位置では、図4.1.7-8に示すように、破断後0.1～0.3 msec後から圧力管内の圧力が急減圧し、1～1.5 msec後に飽和圧力以下に達する。また、軸方向中央部から離れた位置では、一旦冷却材温度に対応する飽和圧力まで低下する。この圧力低下は破断開始点から約1000 m/secの音速で圧力管内を上下に伝播する。その後、破断口の広がりによって圧力は更に飽和圧力以下の約44 kg/cm²（+0）まで低下する。この時の冷却材は熱非平衡状態にあると考えられる。この時の圧力のアンダーシュートの大きさ

について、Alamgir-Lienhard⁽¹⁾ は、急激な圧力低下のもとで熱的非平衡現象として生じる高過熱液体の出現を実際の配管壁などの影響を考慮して以下の相関式を導いている。

$$\Delta P = P_s(T) - P_a$$

$$= 0.252 \frac{\sigma^{3/2} T_r^{13.73} (1 + 14 \Sigma'^{0.8})^{0.5}}{\sqrt{k T_c (1 - v_f/v_g)}}$$

ここで、 $P_s(T)$ は温度 T の飽和圧力、 P_a はアンダーシュート時の下限圧力、 T_r は T/T_c 、 T は初期液温、 T_c は臨界温度、 k はボルツマン定数、 σ は表面張力、 v_f, v_g は水、蒸気の比容積、 Σ' は減圧速度 (Mata/sec) である。

これまでに実施した破断時熱流動挙動試験、実機材料圧力管バースト試験、およびカランドリア管健全性試験の +0 レベルの位置の圧力変化について、この式で得られた圧力アンダーシュートの値と、試験で発生したアンダーシュートとの関係を図 4.1.7-12 に示す。Alamgir-Lienhard⁽¹⁾ の相関式の体系は、容器内にプールされた静的な初期状態にある液体の過熱についての式であるが、今回の試験結果と比較的よく一致している。

次に、約 3 msec 後には、+0 レベルの位置の圧力管内圧力はほぼ 60 kg/cm² まで回復する。この圧力の回復は、冷却材の沸騰、蒸発によりもたらされるものと考えられ、破断時熱流動挙動試験では同じ +0 レベルのき裂開口側 (0° ~ 45°) のアニュラス内も圧力が上昇し、約 5 msec 後には圧力管内とほぼ同程度の圧力 (55 ~ 60 kg/cm²) に到達する。カランドリア管健全性試験においてもアニュラス内は同様の圧力挙動を示していると推定される。

以上の圧力管内の減圧-圧力回復挙動とき裂開口側のアニュラス内の圧力上昇挙動については、き裂長さが比較的長い PTF-3 のケースでは、き裂進展に要する時間の遅れを伴って、これらの挙動が軸方向に時間と共に進展しているのが図 4.1.7-8 (1/6) よりわかる。一方、き裂範囲以外のアニュラス部 (PTF-6 ; +4, -4 ; PTF-4 : +4, +2, -2, -4) の圧力は、徐々にしか上昇せず、破断後 15 msec 後でもほとんど上昇していない。従って、き裂開口側のアニュラス内の圧力上昇は、き裂開口からの冷却材の噴出が主な原因であり、

また、この時間内では軸方向の流動はほとんど発生しないことが分かる。

以上の圧力上昇挙動は以下のように考えられる。圧力管は、後に述べるように破断後 2 msec 程度でカランドリア管と全周にわたって接触する。この時、図 4.1.7-10 に示すように、き裂の範囲内では圧力管の拡張に伴う空間容積の増加によって、冷却材が沸騰、蒸発し、圧力管内（カランドリア管内）は二相状態になり、また、き裂範囲外のアニュラス部では、き裂端部の開口部から流出した冷却材が徐々に圧力を上昇させている状態にあると考えられる。いま、圧力管内の冷却材が破断に伴う拡張によってき裂範囲内だけで二相の平衡状態になると仮定すると、二相部のクオリティは、CTI-3 の場合、以下ようになる。

・ 拡張による空間容積増： 2.49 倍

2.49 倍

[0.00479 m³ [破断前の P/T 内断面] → 0.01195 m³ [C/T 内面に P/T が内接]]

・ 破断前の冷却材の状態： P = 79 kg/cm²g, T = 284.5°C

v = 0.00134 m³/kg, h = 300.3 kcal/kg

・ 破断後の冷却材の状態： P = 55~60 kg/cm²g 程度であるので 60 kg/cm²g

を代表値とすると、その時の蒸気物性は

v' = 0.00131 m³/kg, v'' = 0.03313 m³/kg

となる。上記の空間容積の増加を考慮してクオリティを求めると、

$$0.00131(1-x) + 0.03313x = 0.00134 \times 2.49$$

$$x = 0.064$$

となる（ボイド率換算で約 63% となる）。

(b) 約 10 msec ~ 0.2 sec

破断時熱流動挙動試験の結果から、この時間範囲の圧力管内およびアニュラス内の挙動は、次のように考えられる。図 4.1.7-9 に示すように、き裂範囲外の圧力管内（PTF-3 : +4, -4 ; PTF-4 : +4, -2 ; PTF-6 : -4, CTI-3 : +4, -2）の圧力は、破断後 10 ~ 20 msec で冷却材温度の飽和圧力である 68 ~ 70 kg/cm²g まで低下する。その後 0.1 sec 程度までは

ば一定の圧力を保ちつつ推移する。一方、き裂範囲内の圧力管内圧力およびアニユラス圧力は、出入口管からの冷却材の流入によって徐々に上昇し、0.1～0.2 sec後にき裂範囲外の圧力と同程度になり、圧力管内は軸方向にほぼ一定の圧力となる。また、き裂範囲外のアニユラス圧力も、主にき裂端部からの冷却材の流出により同様に上昇するが、圧力上昇の速度は圧力管拡管後のアニユラス空間容積が小さいき裂の長い試験ほど速く、PTF-3では約0.2 secでアニユラス内は軸方向にほぼ一様の圧力となる。

破断時熱流動挙動試験とカランドリア管健全性試験のアニユラス部圧力挙動を、図4.1.7-14に示す。図4.1.7-14(a)は、圧力管破断後2 secでのアニユラス部が定常となった時の圧力が一致するように各試験の圧力値を全体的にそれぞれシフトして示した結果である。この図より圧力管破断口が長いほど、アニユラス部圧力上昇速度が速いことがわかる。CTI-2は、予き裂長が1.0 mであるが、図4.1.7-15に示すように、き裂進展により全長破断に至ったため、CTI-1と同様の圧力挙動を示している。

(c) 約0.2 sec～0.8 sec

図4.1.7-10に示すように、0.2 sec以降は圧力管内の圧力が破断時の冷却材温度の飽和圧力（CTI-1：70kg/cm²、CTI-2：72kg/cm²、CTI-3：69kg/cm²）に相当する圧力以上になる範囲であり、圧力管内はほぼ液相のみと考えられる。0.2 sec以降の緩やかな圧力上昇は、冷却材がき裂端部からき裂範囲外のアニユラス空間へ上下に流出し、流出分を補うようにウォータドラム及び蒸気ドラムから冷却材が圧力管内へ流入することにより引き起こされると考えられる。この流入は、圧力管内圧力とウォータドラムまたは蒸気ドラム圧力の差圧で加速されながら生じ、両者の圧力が等しくなるまで圧力管内への流入量（試験結果では試験部出入口流量の差として求められる漏洩量）が急増してゆく。

(d) 約0.8 sec以降

図4.1.7-11に示すように、0.8秒以降は、圧力が初期の圧力よりも高く上昇し、その後振動を繰り返しており、ウォータ・ハンマと考えられる現象が生じている。ピーク時の圧力は、アニユラス内の定常圧力との比で表すと、CTI-1

が1.09倍、CTI-2が1.08倍、CTI-3が1.18倍となり、破断時熱流動挙動試験では、PTF-3が1.16倍、PTF-4が1.28倍、PTF-6が1.18倍であり、き裂長が短いほどピーク圧力が高くなる傾向を示している。また、破断時熱流動挙動試験に比べて本試験の方がピーク圧力が小さくなる傾向にある。これは、破断時熱流動挙動試験におけるカランドリア管の肉厚が、5 mmと厚く、内圧に対してほぼ剛であるのに対し、本試験では肉厚1.9 mmの実機材を用いているため内圧に応答して拡張変形し、圧力上昇が緩和されるためと考えられる。この点については4.1.7.(4)で考察を加える。

また、ピーク圧力後の振動周期は、破断時熱流動挙動試験で確認された周期とほぼ同じ0.38 sec であるが、ピーク圧力の発生時刻については、カランドリア管健全性試験においては破断後1.03 sec ~1.1 sec であり、破断時熱流動挙動試験においても破断後0.9 sec ~0.99 sec と約0.1 sec 程度のバラツキがある。また、傾向として、破断時熱流動挙動試験に比べカランドリア管健全性試験の方がピーク圧力発生時刻は遅れる傾向にある。この点に関しては、今後検討を必要とする。以下にピーク圧力の発生原因であるウォーター・ハンマについて述べる。

ウォーター・ハンマ現象は、管内を流れる流体の流速が何らかの理由により急激に減少するような場合に生じ、この時の圧力上昇 ΔP は減速量を ΔV とすると、

$$\Delta P = a \cdot \rho \cdot \Delta V$$

a : 音速

ρ : 密度

で表される。

試験の結果は、図4.1.7-11に示すように圧力上昇を開始する0.4~0.6 sec の時点から出入口管から圧力管内へ流入する冷却材の流量が減少しており、この流量（即ち流速）変化がウォーター・ハンマ現象に関係していると考えられる。従って、ここでは、試験で観測された流量減少挙動によってどの程度のウォーター・ハンマが生じるのかを特性曲線法⁽¹⁰⁾を用いた計算によって検討する。

(計算条件)

まず、計算モデルを図4.1.7-16に示す。試験装置の出入口管をそれぞれ一様の内径・肉厚を有する直管で模擬し、端部には蒸気ドラムの液相部とウォータドラムを模擬したタンクを設けたモデルとした。解析に用いた物性は、管長、流体の音速、密度は試験装置及び試験時の条件に合わせている。また、管径、肉厚及び材料の弾性は、試験装置の出入口管部の値を代表値として用いている。ここで、流体の音速については図4.1.7-10(6/6)に示す試験結果から、圧力管内とウォータドラムの圧力ピーク上昇の時間のズレを求めると、約0.095 sec であり、圧力管中央からウォータドラムまでの入口管長は7.8 mであるので、圧力波伝波速度は $7.8 / 0.095 = 82.1$ m/sec と推定される。ウォータ・ハンマの振動周期については、図4.1.7-17⁽¹⁰⁾に示すように、圧力発生端から反射端までの管長 L と音速 V から求まる伝播時間 $t (=L/V)$ の4倍に相当する $4t$ sec となることが知られているが、この場合の圧力波の反射端をウォータ・ドラムとすると $4t = 0.38$ sec となって試験の周期(約0.38 sec : 図4.1.7-15(6/6))に一致する。

解析においては、図4.1.3-8に示すように圧力管破断口部に相当する端部において、試験で得られた出入口管内の流量変化を与えることにより、圧力管内の出口管側と入口管側での圧力挙動をそれぞれ計算し、両者をたし合わせることで、実際の圧力挙動(ウォータ・ハンマ)とした。

(計算結果)

解析と試験結果を比較して、図4.1.7-18に示す。解析においては、流速が減速する直前(漏洩量ピーク時)を基準として、ウォータハンマによる発生圧力のみを求めているため、図4.1.7-18に示すように、2 sec 以降をほぼ定常として解析結果を試験結果に一致させている。1.0~1.1 sec に発生するアニュラス部ピーク圧力について評価を行うと、解析より求められる圧力ピーク発生時間は、試験時発生圧力 ± 0.05 sec 以内で、各ケースとも一致している。ここで、試験ケースCTI-2の解析については、0.7 sec においてもピーク圧力が発生しているが、試験結果では観測されていない。このピークは、解析では流速の減速(特に、出口側)により発生するが、0.7 sec 時には試験部にボイドが存在し、

このボイドが潰れることにより、ピーク圧力を緩和しているためと考えられる。CTI-3のケースで見られる、解析と試験のアニュラス部圧力の差(0.5~1.0 sec 間)も同様にボイドによる圧力緩和効果のためと考えられる。ボイドはピーク圧力発生時まで存在し、よってボイドの存在する時刻(ピーク圧力発生まで)に発生するウォータ・ハンマは、緩和されることとなる。また、解析によって得られたピーク圧力値は、試験結果と比較して、1.11倍(CTI-2)、1.06倍(CTI-3)の圧力値となり、解析の方が圧力を高く評価している。圧力のピーク値には流量変化の変化速度が関係し、今回の評価に用いている流量は、演算回路を用いた流量に含まれる時定数の影響を受けないようにパルス信号より直接求めた流量を用いているがデータ上若干不連続的な部分があり、これらの影響によるものと考えられる。また、試験において発生するウォータハンマ(ピーク圧力-一定常圧力)はCTI-2 = 6.5 kg/cm²、CTI-3 = 13.5 kg/cm²と2倍近い違いがあり、発生時刻もCTI-2 = 1.1 sec、CTI-3 = 1.03 sec と0.07 secの時間的違いがある。この違いは、試験時出入口流量変化を比較すると入口部流量変化が各ケース共似通った挙動を示すのに対し、出口部流量変化の差異が大きく、このことがウォータ・ハンマ現象の違いに関与していると考えられる。よって、流量変化を更に詳細に検討することにより、ピーク圧力を評価できると考えられる。

(流量変化に対する考察)

以上より、ウォータ・ハンマの圧力上昇には、流量変化の変化速度が、また、振動周期には圧力伝波速度と体系の形状・寸法が関係することが明らかとなったが、特に圧力上昇に深く関係する流量変化の挙動が試験によって異なる理由を考察する。前述した様に、破断~10 msecの間にはき裂の範囲内で圧力管が拡張し、内部の流体は減圧沸騰して二相状態となる。この時、き裂範囲外のアニュラス空間はき裂長の短い方が容積が大となる。10 msec~0.2 secの間にはき裂範囲内の拡張した圧力管内はほぼ飽和圧力にまで回復し、内部は液相のみになると考えられる。この後、0.2~0.7 secの間には引き続き、圧力管のき裂端部からアニュラス空間へ冷却材が流出し、流出した量を補うようにして出入口管から圧力管内へ冷却材が流入する。この冷却材の流入は、圧力管内と蒸気ドラム及びウォータドラムの差圧で加速されながら生じると考えられるが、き裂長さが短いほどア

ニュラス空間容積が大きく、この空間が液相で満たされるまで冷却材は加速されながら流入し、流入量が増大してゆくと考えられる（CTI-2では0.45 secで流入量が最大となり流入量変化のピークが滑らかであるのに対して、CTI-3では0.55 secで最大となり、かつCTI-2に比べて流入量変化のピークが急である）。その後、鉄水スリーブ下流側への冷却材の流出を補うように出入口管から冷却材が流入するが、流量は徐々に減少していき、約2 secで定常に至る。この、圧力管内への流入量が最大に至り減少していく過程において、CTI-2では圧力管き裂長が長いため、流量の立ち上がりが速く、最大流量が0.45 secで発生し、その後なだらかな流量変化を示すのに対し、CTI-3では、圧力管き裂長が短いため、流量変化が緩やかとなり、0.55 secで最大流量に達した。その後も緩やかな流量変化を示し0.8 sec以降急激に流量が低下する。また、最大流量値を比較すると、破断開口の大きいCTI-2（約290 m³/H）の方がCTI-1（約260 m³/H）より大きくなっている。

また、出入口管の流量変化がほぼ一定となる（アニュラス鉄水スリーブ下流側の圧力がほぼ定常となりCO₂系迄が液相で満たされる）1.1 secまでの破断チャンネル内への流入量は、図4.1.7-19に示すようにCO₂系から系外へ流出する流量を差し引いて、各ケースとも約0.046 m³となる。一方、アニュラス及びCO₂系の容積は、図4.1.7-20に示すように約0.053 m³（熱流動挙動試験）及び約0.046 m³（カランドリア管健全性試験）であり、上記の流入量に一致する。

(4) カランドリア管の変形を考慮した内圧挙動

破断時熱流動挙動試験（PTF-3, PTF-4, PTF-6）及びカランドリア管健全性試験（CTI-1, CTI-2, CTI-3）のアニュラス部圧力挙動を図4.1.7-21に示す。同図の破断後2秒以降の圧力を破断後定常圧とし、これとピーク圧力の比を両試験について比較すると、破断時熱流動挙動試験では、ピーク圧力は定常圧の1.16～1.28倍となり、カランドリア管健全性試験では1.08～1.18倍となる。

これは、破断時熱流動試験ではカランドリア管にSUS304製の厚肉管（t = 5.0 mm）を用いていたため、内圧に対しては剛に近い応答を示すのに対し、カラン

ドリ管健全性試験ではカランドリア管にZry-2製薄肉管 ($t = 1.9 \text{ mm}$) を用いていたため、カランドリア管が内圧によって変形し、アニュラス内のピーク圧力が緩和されたものと考えられる。これは、図4.1.7-22に示すように両試験の歪挙動からも明らかである。

ここでは、カナダで行われている、カランドリア管の変形を考慮したピーク圧力評価とピーク圧力時の発生歪評価の手法⁽¹¹⁾を用いて、破断時熱流動挙動試験の結果からカランドリア管健全性試験のピーク圧力を予測すると共に、本手法の妥当性を検証する。

(a) 解析手法

カナダでは、圧力管破断時のウォータハンマによるピーク圧力とピーク圧力によって発生する歪を計算し、カランドリア管の健全性に対する裕度を以下の方法によって評価している。

- ① カランドリア管を剛と仮定して、SOPHTコードによってアニュラス内のピーク圧力 P_p とピーク圧力のパルス幅 Δt_p を求める。
- ② P_p と Δt_p を入力条件として、FSTIコードによってカランドリア管の変形を考慮したピーク圧力 P_c とピーク時にカランドリア管に発生する周方向歪を求め、判断基準 (i) 0.1%または(ii) 1%塑性歪、(iii) 引張強さに対する裕度を求める。

ここで、FSTIコードは、ピーク圧力時の材料の歪速度を考慮しながらカランドリア管の変形を求め、圧力の緩和効果を評価すると共に、補正された圧力によって生じる周方向歪を評価する。コードのフローを図4.1.7-23に示す。コード内では、材料の歪速度が未知であるため、ある歪速度(ϵ_a)を仮定することによって計算を進め、補正後のピーク圧力から求まる歪速度(ϵ_c)と ϵ_a が一致するまでイタレーションを行う。本手法をコーディングし、文献(12)に示される計算例を再現した結果を図4.1.7-24に示す。文献に示された値と計算値は良く一致する。

(b) 本手法を適用した圧力管破断試験評価

- ① 本手法を用いたカナダと本試験との比較

ここでは、カランドリア管の変形によるアニュラス圧力がほとんど緩和され

ていないと考えられる破断時熱流動挙動試験（PTF-3）で測定されたピーク圧力とパルス幅を入力条件として、(a)の手法によって前年度のカランドリア管健全性試験のピーク圧力を予測し手法の妥当性を検証したものを、表4.1.7-5に示す。同表に示すように、カランドリア管変形により緩和されたアニュラス部ピーク圧力予測値は試験結果と良く一致する。また、同表に示す裕度は文献中に示される以下の式によって求めたものである。

$$\begin{aligned} \text{ピーク圧力に対する裕度} &= \frac{\text{判断基準の歪または応力となる} \\ &\quad \text{圧力（歪速度を考慮）}}{\text{補正後のピーク圧力}} - 1 \\ \text{定常圧力に対する裕度} &= \frac{\text{引張強さとなる圧力} \\ &\quad \text{（静的歪を考慮）}}{\text{定常圧力（破断圧力）}} - 1 \end{aligned}$$

② 試験結果の圧力変化を用いたアニュラス部圧力予測と裕度評価

前述(①)のカナダとの比較における解析は、アニュラス部ピーク圧力一波についてのみであったが、ここでは更に詳細に、かつ連続的に解析を行う。計算は、PTF-4のアニュラス部圧力を入力条件とし、入力値は設定した時間間隔（5 msec）ごとに圧力を入力することにより計算を行う。また、計算に用いる材料特性（ σ_y , σ_u ）は、図4.1.7-25に示したものをを用いる。この値は、CTI-3で用いたカランドリア管材単軸引張強度を、別途行ったバースト試験結果を用いて補正したものである。

計算結果とカランドリア管健全性試験（CTI-3）のアニュラス部圧力変化及び歪を比較して、図4.2.7-26に示す。図4.2.7-26より2種類の材料特性を用いた各々のピーク圧力をCTI-3試験より得られたアニュラス部圧力を基準とし比較すると、ベース(a)では89.2 kg/cm²と試験結果（89.2 kg/cm²）と一致し、ベース(b)では90.0 kg/cm²と試験結果より1%ほど高く評価する。この結果では、バースト強度で補正した材料特性(a)（ $E \times 1.25$, $\sigma_y \times 1.4$, $\sigma_u \times 1.6$ ）を用いた計算の方が試験結果とよく一致している。また、アニュラス部ピーク圧力発生時の歪を比較すると、ベース(b)（0.37%）はベース(a)（0.40%）と比較して8%低く評価する。圧力の計算結果において、ピーク

圧力発生後の定常圧力が、バースト強度ベースの解析結果より約2.5～3.5 kg/cm²低くなっているが、これは、計算上冷却材の流入を考慮しておらず、カランドリア管の歪発生による圧力低下後、圧力の回復がないためである。歪についても、圧力管とカランドリア管との衝突による発生歪は考慮していない。図4.2.7-26に計算で得られた歪速度、および裕度、圧力、歪を示す。ここでの裕度とは、各時刻における応力に対する引張強さ σ_u の比より、1.0を差し引いたものである。図4.2.7-27より、裕度は歪速度に依存した傾向を示し、アニュラス部圧力がピークとなる時刻において裕度は最低となり、最大歪が発生している。

以上の結果より、アニュラス部圧力を予測する上では、バースト強度結果で補正した材料特性(σ_y , σ_a)を用いてカランドリア管の変形を考慮した内圧上昇計算にフィードバックさせることにより、圧力の緩和効果を考慮しながら精度の良い予測が出来ると考えられる。また、材料特性を更に詳細に把握することにより、予測精度も上がると考えられる。

(5) 圧力管とカランドリア管の変形挙動

ここでは、圧力管とカランドリア管の変形挙動について、考察を加える。

(a) 圧力管の変形挙動

試験後の圧力管の残留開口幅は、CTI-1, 2試験では最大で25～44 mm⁽¹⁾程度、CTI-3試験では図4.1.7-3に示すように43～47 mmであった。一方、破断時熱流動挙動試験ではPTF-3, 4, 6試験でそれぞれ77～81, 76～81, 74～80 mmであり、残留変形の程度が異なっている。圧力管破断時には、破断時熱流動挙動試験と同様に、圧力管が内圧によって押し広げられるように変形してカランドリア管に内接した後、圧力管の内外面に作用する圧力の差がなくなった時点で材料の弾性による戻り(スプリングバック)により、上記のような開口幅に落ち着いたと考えられる。以下では、各材料の応力-歪特性に基づき、圧力管の残留開口を決定づける破断時の圧力管スプリングバックの挙動について考察する。

圧力管がカランドリア管に衝突し、全周にわたって内接する時の圧力管の変形を曲げによるものとし、圧力管の肉厚中心を曲げ中心として、内側及び外側の肉

厚方向にそれぞれ引張り及び圧縮の応力（歪）が生じていると仮定する。この仮定に基づく圧力管の歪量は、図4.1.7-28に示すように、破断前の圧力管上の歪を0として、圧力管の内面で0.76%、外面で-0.71%となる。昨年度までに実施した破断時熱流動挙動試験で測定した、破断開口の背面部の外表面歪は破断後2 msec以降は約-0.7%の圧縮歪となっておりこの仮定を裏付けている。一方、図4.1.7-3に示すように、試験後の開口幅の計測結果（き裂中心部の開口幅を代表値として用いる）から逆算した圧力管内面及び外面の残留歪は、CTI-3試験では各々0.41%、-0.30%となる。（過去に実施した試験では、CTI-1:0.34%、-0.31%、CTI-2:0.21%、-0.19%、PTF-3:0.64%、-0.59%；PTF-4:0.61%、-0.57%、PTF-6:0.61%、-0.57%であった。）

これらの歪変化を、図4.1.7-29に示す応力-歪線図上で考えた場合、内圧の作用による拡管によって圧力管内表面で0.76%歪量程度に変形したのち除荷されたとすると炭素鋼材では0.6%程度の、またZr-2.5%Nb材の圧力管では0.2%程度の残留歪となり、この歪量は上記仮定のもとで残留開口幅から求めた歪量とほぼ一致する。ここで、応力-歪特性は、炭素鋼材についてはPTF-4に用いた圧力管材から試験片を切り出して試験時の温度（283℃）状態で引張試験を行い求めた結果を、また、Zr-2.5%Nb材については、CTI-3試験に用いた材料を300℃条件で引張試験した結果を用いている。

従って、圧力管の残留開口幅の違いは、圧力管材料の応力-歪特性によってほぼ説明することができ、また衝突時のカランドリア管の変形が小さく、圧力管の拡管がカランドリア管の内径程度である場合には、圧力管の開口幅を予測することができると考えられる。この場合、表4.1.7-6に示される実機材圧力管の300℃における応力-歪特性に従うとすると、スプリングバックによって残留開口幅は20mm程度となり、また外径は133mm程度となる。

(b) 圧力管内外圧力差による破断部開口挙動

ここでは、圧力管に作用する内外圧力差と拡管量の関係を明らかにすると共に、これをもとに試験時の圧力管き裂開口挙動について考察を加える。

(開口量解析)

圧力管に作用する荷重（内外圧力差）と圧力管き裂開口量の関係を求めるために弾塑性構造解析コード「ADINA」を用いて解析を行なった。解析モデルを図4.1.7-29に示す。負荷条件として、圧力管内に内圧を0～5 kg/cm²の範囲で、段階的に負荷した。また、モデルは、局部的な応力集中を避け、且つ解析モデル（2次元）の荷重負荷による移動を拘束するために、軸対称のドーナツ状の管の断面を用いた。なお、ドーナツモデルの半径は、直管状態を模擬したモデルとの解析結果の差が、ほぼ無くなるように決定し、1.2 mとした。解析結果を図4.1.7-31、図4.1.7-32に示す。図4.1.7-32に示す解析結果より、内圧3 kg/cm²までは、内圧の増加に比例して開口量も増加する弾性変形となり、3 kg/cm²で開口幅は60 mmとなる。それ以降、塑性変形に移り、約4 kg/cm²弱の内圧負荷により、圧力管はカランドリア管へ内接し、約100 mm程度の開口となる。

(試験時圧力管開口挙動)

図4.1.7-11に示す圧力管内圧力とアニュラス部圧力に着目すると、破断直後の差圧は、数十kg/cm²に達し、圧力管がカランドリア管に内接するに十分な圧力差が観測されるが、前述したように、圧力結果を補正（添付資料4.1.3参照）することにより、CTI-1、CTI-2では、約0.1 sec以降、CTI-3では、0.6 sec以降圧力管内圧力とアニュラス部圧力差は僅差（～3 kg/cm²未満）となる。また、1.0 sec付近に発生するウォータ・ハンマ以降、圧力管内、アニュラス部共にボイドはほぼ消滅して液単相の状態となり、1.2 sec以降は冷却材の放出流量もほぼ一定となることより、更に圧力差は微少なものとなると考えられる。別途実施した差圧測定試験において、試験と同程度の冷却材放出量（40 m³/h）を模擬破断口（300×34 mm）より放出した場合、約0.09 kg/cm²の差圧が発生した。カランドリア管健全性試験においても、破断後1.2 sec以降は、破断口部冷却材は、ほぼ単相と考えられ、ここでは、圧力管内外差圧は、0.1 kg/cm²程度と見込まれる。また、この時の開口量は、破断直後に発生した塑性変形分（20 mm）と差圧による開口量（2 mm）より22 mm程度と考えられる。ここで、圧力管の拡管により問題となるのは、燃料の冷却性であるが、

燃料冷却性が保証される拡管量は現在検討中である。また、これを実機について考えると、破断口部の冷却材は、二相状態と考えられ、このため圧力管内外差圧は、 $2\sim 3\text{ kg/cm}^2$ 程度発生する可能性があり、拡管により燃料冷却が厳しくなる方向となる。しかし、圧力管破断口が小さい場合（破断長が短い）、き裂両端部の圧力管構造物の3次元効果による開口抑止効果が期待され、また、破断口が大きい場合（破断長が長い）開口面積の増大による冷却材放出流速の減少により差圧減少効果が期待される。また、特に破断長が長い場合は、破断口部長手方向に流速分布も発生すると考えられ、これら流速分布、構造物3次元効果については、今後検討を行なっていく必要があると考えられる。

(c) カランドリア管の過渡時歪挙動

以下では、破断後初期の衝突時とその後の内圧上昇時に分けて歪の挙動を示し、また、カランドリア管の応力-歪特性に基づいた考察を加える。

(衝突時)

圧力管衝突時のカランドリア管の変形は、これまでに実施したSUS性の厚肉（5mm）カランドリア管を用いた、破断時熱流動挙動試験によっていったん楕円状に変形した後、全体的に拡がり変形し、その変形がそのまま残留することが明らかになっている。この時の歪量は $0.2\sim 0.6\%$ 程度である。一方、カランドリア管健全性試験（Zry-2製実機管）では、図4.1.7-33に示すように、衝突時にカランドリア管外表面に最大 1% 程度の歪が発生した後、衝突力の除荷によると思われる効果によって、 $0.2\sim 0.25\%$ 程度にまで減少する。また、開口長さの長い試験では破断開始点から離れた位置では、き裂進展に要する時間分だけ遅れて同様の歪挙動を示す。

図4.1.7-34には、カランドリア管破断の変形の様子を推定するために、防振板近傍のカランドリア管断面の周方向歪を時間を追って円グラフ上にプロットしたものを示す。CTI-1～3試験ともカランドリア管は破断方向に伸びるように変形した後、今度は逆に破断口背面側に同様の変形を起こし、その後全周にわたって一様の伸びとなる変形の傾向を示す。

圧力管破断後の衝突時（ $0\sim 3\text{ msec}$ ）の温度条件（ 70°C ）におけるステンレ

ス鋼材（破断時熱流動挙動試験）とZry-2材（カランドリア管健全性試験）の材料特性を図4.1.7-35に示す。前者はPTF-4試験に用いたカランドリア管材から軸方向に切り出した引張試験片を単軸引張りして得られた特性である。また、後者は事業団においてZry-2材に内圧を加えてゆき、周方向歪と管壁に作用する内圧による応力の関係を求めたものである⁽¹⁾。

以上の各材料の応力-歪特性から、破断時熱流動挙動試験で衝突時に観測された0.2~0.6%の歪は、衝突力の除荷後には0.1~0.5%の残留歪となり、ほぼ衝突時の歪が残留するのがわかる。一方、カランドリア管健全性試験では、0.5~1.0%の衝突時歪が0.1~0.5%程度にまで減少する。この両者の違いは、ヤング率の違い（Zry-2材はSUS材の約1/2である。）による弾性範囲の違いに起因する。

衝突力が除荷された後の残留歪の違いは、以上のように材料の応力-歪特性から定性的に説明することが出来る。

（内圧上昇時）

アニュラス部の内圧が上昇する時（~1sec）の、カランドリア管の外表面温度は、本試験およびカランドリア管健全性試験ともに約117℃に留った。

破断時熱流動挙動試験では、カランドリア管の肉厚が大きい（5mm）ことから、ピーク圧力時の応力は、材料の降伏強さに比べて充分小さいため弾性範囲内の応答を示していたと考えられる。

一方、カランドリア管健全性試験においては、図4.1.7-36に示すように、内圧に応答してカランドリア管の歪が変化した。Zry-2材料の150℃（試験時のカランドリア管温度上昇後の内外面の平均温度に近いと考えられる）の応力-歪特性は図4.1.7-35(2/2)に示す通りである。この応力-歪線図は、表4.1.7-6に示した各試験で使用した材料の引張強度を基にし、事業団において求めたZry-2材の内圧による応力-歪と単軸引張強度の関係より、単軸引張試験結果を内圧による応力-歪線図に置き換えたものである。単軸引張強度と内圧強度の関係は、ヤング率が約1.25倍となり、0.2%耐力(σ_y)が、1.4~1.6倍、引張強さ(σ_u)が1.6~1.8倍の関係となっている。図4.1.7-35(2/2)より推測すると、CTI-1のピーク圧力発生時には0.3~0.4%歪が発生し、

残留歪は0.1%以下となる。同様に、CTI-2, CTI-3については、0.3~0.4% (CTI-2), 0.4%~0.5% (CTI-3)の歪が発生し、0.1%以下 (CTI-2), 0.2%以下 (CTI-3)の残留歪が推測される。

しかし、図4.1.7-34(2/2)からも判るように、応力が弾性領域と塑性領域との境目付近にあるため、試験において0.5%程度発生した残留歪は、ピーク圧力によって十二分に発生しうると考えられる。仮に、単なる単軸引張の引張強度を用いると、カランドリア管の健全性は内圧によって破裂するのが図4.1.7-35(2/2)より判明する。

(d) カランドリア管の残留変形及び残留歪

今回の試験では、き裂が短く、リップ部に波うちがほとんど発生しなかったため、CTI-1, 2試験で見られたような局所的な変形(膨らみ)は1箇所のみであった。外周長の変化より求める周方向平均歪を測定したところ、約0.6~1.7%であり、これはCTI-1, 2試験の0.4~0.5%, 0.8~1.1%に比べて大きく、き裂部に集中している。試験後のカランドリア管の周方向平均歪を図4.1.7-37に、形状計測結果を図4.1.7-38に示す。

(5) カランドリア管の軸力挙動

図4.1.7-39に示すようにCTI-3試験のカランドリア管には圧力管破断後約8 msecの間に5.0 ton (CTI-1, 2試験ではそれぞれ6.0, 6.5 ton)の引張荷重が発生し、その後一旦荷重が低下したのち、温度上昇による熱伸びと内圧の上昇による軸力が合成されながら再度引張荷重を生じさせ、3 sec 後には6.95 ton (CTI-1, 2試験ではそれぞれ5.1, 5.5 ton)の定常引張荷重となった。カランドリア管健全性試験においては、上部管板部を固定端とせず、カランドリア管の延長管部において軸力測定のために固定端を設けていた。従って、以上の軸力には固定端までの上部延長管の熱伸びによる軸力の緩和効果が含まれており、上下の管板でカランドリア管が固定された場合の軸力よりも小さい軸力になっていると考えられる。従って、上記の試験体系の特殊性を考慮して、以下ではカランドリア管が上下管板で固定されていたとした時に、定常時のカランドリア管に作用したと考えられる軸力を推定する。

図4.1.7-40には、試験体系の荷重に対する境界条件と寸法並びに各部の物性及び定常（3 sec）時の材料温度を示す。

上部延長管及びカランドリア管の熱伸びにより下部管板～上部延長管固定端の間の延長管及びカランドリア管に作用する軸力（ F_T ）は、両管の軸力のつり合いと図4.1.7-39に示す熱伸び量と両管の歪量の関係から、以下の2式が導かれる。

$$\begin{cases} \varepsilon_1 E_1 A_1 = \varepsilon_2 E_2 A_2 & (= F_T : \text{軸力}) \\ \Delta \ell_1 + \Delta \ell_2 = \varepsilon_1 (\Delta \ell_1 + \ell_1) + \varepsilon_2 (\Delta \ell_2 + \ell_2) \cdots \cdots (\text{図4.1.7-40より}) \end{cases}$$

この2式より、軸力 F_T は

$$F_T = \frac{E_1 A_1 E_2 A_2 (\Delta \ell_1 + \Delta \ell_2)}{E_2 A_2 (\Delta \ell_1 + \ell_1) + E_1 A_1 (\Delta \ell_2 + \ell_2)} = 11.6 \text{ TON (圧縮)}$$

(CTI-1 試験: F_T 12.6 ton)

(CTI-2 試験: F_T 12.6 ton)

となる。一方、試験時にロードセルに作用した軸力（即ち試験時にカランドリア管に作用した軸力） F_L は、

$$F_L = 6.95 \text{ ton (CTI-1 試験: } F_L 5.1 \text{ ton) (引張)}$$

(CTI-2 試験: F_L 5.5 ton)

である。従って、上部延長管とカランドリア管の熱伸びによって軸力として F_T の圧縮力が発生していたにもかかわらず、試験時には F_L の引張力が観測されたことを考慮すると、カランドリア管に内圧が作用して試験体に生じた引張軸力 F_P は（上部延長管は肉厚が厚いため内圧の影響を無視する）、

$$F_P = F_T + F_L = 18.55 \text{ ton (CTI-1 試験: } F_P 17.7 \text{ ton) (引張)}$$

(CTI-2 試験: F_P 18.1 ton) (引張)

となる。実際には、カランドリア管は上限管板間で固定されており、カランドリア管の温度上昇に伴う熱伸びによって軸力 F_P は緩和される。カランドリア管の熱伸びによる軸力 F_{AT} は、

$$F_{AT} = C_2 \cdot \Delta T_2 \cdot E_2 \cdot A_2 = 5.9 \text{ ton} \quad (\text{CTI-1 試験: } F_{AT} = 5.7 \text{ ton}) \quad (\text{圧縮})$$

$$(\text{CTI-2 試験: } F_{AT} = 5.7 \text{ ton}) \quad (\text{圧縮})$$

であり、従って上下管板でカランドリア管が固定されていたとした時に、カランドリア管に作用する軸力 F_{AL} は、

$$F_{AL} = F_P - F_{AT} = 12.65 \text{ ton} \quad (\text{CTI-1 試験: } F_{AL} = 12.0 \text{ ton}) \quad (\text{引張})$$

$$(\text{CTI-2 試験: } F_{AL} = 12.4 \text{ ton}) \quad (\text{引張})$$

と推定される。

以上より、上部延長管を介して試験体の軸方向変形を拘束した今回の試験ではカランドリア管に作用した軸力が6.95 ton (CTI-1, 2 試験: 5.1, 5.5 ton) (いずれも引張)であったのに対し、上部管板によって軸方向変形を拘束した場合には12.65 ton (CTI-1, 2 試験: 12.0, 12.4 ton) (引張)の軸力がカランドリア管に作用したと推定される。しかし、いずれもカランドリア管の許容軸力37 ton⁽¹³⁾を下回っており、ロールドジョイント部の健全性は確保されることが考えられる。

カナダの文献⁽¹⁴⁾に示される材料の異方性を考慮した方法により内圧によって発生する軸力を推定すると、

$$F_P = 2\pi r^2 \left(\frac{R}{R+1} \right) \cdot P_i \quad \begin{array}{l} r = \text{C/T内半径, } P_i : \text{内圧} \\ R = \text{異方性パラメータ} \end{array}$$

$$= 23.3 \text{ TON} \quad \left[\text{文献}^{(14)} \text{によれば } R = 3 \sim 4 \text{ と推定されている。従ってここでは } R = 3.5 \text{ を使用} \right]$$

となり、上記推定値18.55 tonより大き目の値となる。また、逆に試験から得られた F_P から R を推定すると本試験の場合 $R = 1.62$ となる。

(6) カランドリア管の温度挙動

図4.1.7-41に、CTI-3試験時のカランドリア管外面の温度変化を示す。カランドリア管表面の温度は破断と同時に上昇し始め、約0.2秒で約117℃まで上昇し、定常温度となる。この温度は、タンク内の水頭圧(0.6~1.1 kg/cm²g)に相当する飽和温度(113℃~121℃)にほぼ一致する。また、定常温度に達する温度上昇はCTI-3では熱流動挙動試験のSUS管に比べて速く、圧力ピークが

生じる0.9～1.0秒以前に定常温度になる。カランドリアタンク内の模擬重水の温度は破断前で69℃であり、カランドリア管の外表面は、この模擬重水によって除熱が継続されたと考えられ、これまでの試験と同様ドライアウトは生じなかった。

カランドリア管健全性試験および別途実施した、カランドリア管ドライアウト試験結果⁽²⁾から、カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管外側の流速分布、カランドリア管ドライアウトに対する裕度及び求められる熱伝達率を以下に述べる。

解析条件として、カランドリア管が温度一定の重水プール中に垂直に立っているものとして、伝熱は乱流熱伝達のみを考える。

(流速分布)

まず、ここでは圧力管破断後カランドリア管周辺に発生する流束分布について考察する。

カランドリア管外側の流速分布は西川・藤田らの式より、以下の方法で求めた。

西川・藤田ら⁽¹⁵⁾によると、乱流境界内の速度 u は相似な分布

$$u = u_x F(\eta)$$

$$\eta = \frac{y}{\delta}$$

$$F(\eta) = \eta^{1/7} (1 - \eta)^4$$

$F(\eta)$: 速度プロファイル

δ : 境界層厚さ

y : 座標

をするものとし、

$$\frac{u_x X}{\nu} = 1.185 \frac{G_{rx}^{1/2}}{(1 + 0.494 P_r^{2/3})^{1/2}}$$

$$\frac{\delta}{X} = \frac{0.565 P_r^{-3/15} (1 + 0.494 P_r^{2/3})^{1/10}}{G_{rx}^{1/10}}$$

が得られ、 u_x 、 δ は、

$$u_x = \left(\frac{1.185^2 g \beta (T_{out} - T_{D2O})}{(1 + 0.494 P_r^{2/3})} \right)^{1/2} X^{1/2}$$

$$\delta = 0.565 \left(\frac{\nu^2 P_r^{-1/3} (1 + 0.494 P_r^{2/3})}{g \beta (T_{out} - T_{D2O})} \right)^{1/10} X^{7/10}$$

G_{rx} : グラスホフ数

P_r : プラントル数

g : 重力加速度 (m/s^2)

β : 体積膨張率 ($1/^\circ C$)

ν : 動粘性係数 (m^2/s)

T_{out} : カランドリア管外表面温度 ($^\circ C$)

T_{D2O} : 重水温度 ($^\circ C$)

X : 下端からの距離 (m)

となる。前記式に、試験時カランドリア管外表面温度 ($117^\circ C$) 及び、境界層内平均温度 ($93^\circ C$) の諸物性より、図 4.1.7-42 カランドリア管外側の模擬重水自然対流速度分布が得られる。

(限界熱流束)

サブクール度が存在する場合のドライアウト限界熱流束 ($q_{CHF,sub}$) は、プール沸騰 CHF に関する Zuber の式と Ivey-Morris の式及び形状効果^{(16) (17)} より

$$q_{CHF} = q_{CHF,sat} \cdot f_{sub} \cdot f_{geo}$$

Zuber の式

$$\begin{aligned} q_{CHF,sat} &= C \cdot L \cdot \rho_v \left\{ \frac{\sigma \cdot g (\rho_l - \rho_v)}{\rho_v^2} \right\}^{1/4} \\ &= 0.16 \cdot L \cdot (\sigma \cdot g \cdot (\rho_l - \rho_v) \rho_v^2)^{1/4} \end{aligned}$$

Ivey-Morris の式

$$f_{sub} = 1 + 0.1 \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^{1/4} \frac{C_{pl} \cdot \rho_l \cdot \Delta T_{sub}}{L \cdot \rho_v}$$

$$= 1 + 0.1 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{3/4} \frac{C_{pl} \cdot \Delta T_{sub}}{L}$$

形状効果

$$f_{geo} = \left(\frac{Q_{CHF, sub}}{Q_{CHF, sat}} \right) \Delta T_{sub=0}$$

$$= \frac{1}{1 + 1.8 \times 10^{-3} \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{3/5} \cdot \frac{\ell}{Dh}}$$

$Q_{CHF, sat}$: 飽和限界熱流束 (kcal/m²・h)

L : 潜熱 (kcal/kg)

b : 表面張力 (kg/s²)

g : 重力加速度 (m/s²)

ρ_l : 水の密度 (kg/m³)

ρ_v : 蒸気密度 (kg/m³)

C : 定圧比熱 (kcal/kg・°C)

ΔT_{sub} : サブクール度 (°C)

ℓ : 有効発熱長 (m)

Dh : 熱力学的等価長径 (m)

{ = 4 × (流路面積) / (発熱体ぬれぶち長さ) }

が得られ、上記式に、カランドリアタンク内模擬重水中にあるカランドリア管中央部（下部管板より 2.2 m 位置）における飽和状態（1.85 kg/cm²a, 117°C）での物性値、並びに前に求めた流速分布範囲を流路面積とし、

$$L = 528 \text{ kcal/kg}$$

$$\rho_v = 1.0233 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_l = 945.3 \text{ kg/m}^3$$

$$\sigma = 0.0556 \text{ kg/s}^2$$

$$C_p = 1.0128 \text{ kcal/kg} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$g = 9.80665 \text{ m/s}^2$$

$$l = 4.4 \text{ m}$$

$$Dh = 1.158 \text{ m}$$

$$\Delta T_{sub} = 48^\circ\text{C}$$

を代入することにより,

$$\begin{aligned} Q_{CHF} &= Q_{CHF, sat} \cdot f_{sub} \cdot f_{geo} \\ &= 1.47 \times 10^6 \times 2.54 \times 0.3 \\ &= 1.12 \times 10^6 \text{ (kcal/m}^2\text{h)} \end{aligned}$$

となり, 今回の試験におけるドライアウト限界熱流束, $Q_{CHF, sub} = 1.12 \times 10^6$ (kcal/m²h) が得られる。

また, 冷却材, 模擬重水の熱伝達率 α_{in} , α_{out} は

$$\begin{aligned} q &= \frac{\lambda}{r_{out} l_n (r_{out}/r_{in})} (T_1 - T_2) \\ &= \alpha_{in} (T_c - T_{in}) \\ &= \alpha_{out} (T_{out} - T_{D20}) \end{aligned}$$

より,

$$\begin{aligned} \alpha_{in} &= \frac{\lambda}{r_{out} l_n (r_{out}/r_{in})} \frac{(T_{in} - T_{out})}{(T_c - T_{in})} \\ \alpha_{out} &= \frac{\lambda}{r_{out} l_n (r_{out}/r_{in})} \frac{(T_{in} - T_{out})}{(T_{out} - T_{D20})} \end{aligned}$$

T_c : 冷却材温度 ($^\circ\text{C}$)

が得られる。上記式を変形すると,

$$T_{in} = \frac{(T_c + C \cdot T_{out})}{(C + 1.0)}$$

$$C = \frac{\lambda}{\alpha_{in} \cdot r_{out} \cdot l_n (r_{out}/r_{in})}$$

となり, 以前に得られた α_{in} 平均 ≈ 10000 (kcal/m² · h · $^\circ\text{C}$) が得られ, ⁽⁸⁾

$$\lambda = 13.2 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\alpha = 10000 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$r_{out} = 0.0811 \text{ m}$$

$$r_{in} = 0.0792 \text{ m}$$

$$T_c = 284 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-3)}, 285 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-1)}, 287 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-2)}$$

$$T_{out} = 117 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-3)}, 120 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-1)}, 125 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-2)}$$

CTI試験におけるカランドリア管内表面温度は、以上の値を用いて

$$T_{in} = 216 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-3)}$$

$$= 218 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-1)}$$

$$= 221 \text{ }^\circ\text{C} \text{ (CTI-2)}$$

という結果が得られる。これより、CTI試験に関する諸量を求め、これらの結果を表4.1.7-7に示す。

今回の解析においては、熱力学的等価直径を保守側の値を用いて評価を行なったが、カランドリア管健全性試験において、試験時カランドリア管熱流束は、ドライアウト限界熱流束に対して、1.6倍の裕度があった。

また、試験結果から推定される圧力管破断時のカランドリア管内面および外面の熱伝達率は、それぞれ10000kcal/m²h²°Cおよび12000 ~13000kcal/m²h²°Cである。

(8) カランドリアタンク内圧挙動

図4.1.7-43にCTI-3試験時のカランドリアタンク内の圧力変化を示す。タンク内部の圧力は、圧力管の破断後、約20msec間に激しく変化している。圧力変化が開始する時間は、き裂の中心から上下方向に離れるにつれて、き裂の進展に見合った時間で遅くなっている。圧力変化の傾向は、カランドリア管の周方向歪挙動にほぼ一致しており、圧力管破断によるカランドリア管の変形により周りの模擬重水が圧縮され、圧力上昇・振動が生じているものと考えられる。圧力変化は試験体近傍のき裂中央付近(PD-DI315+0;カランドリア管表面から約200mmの位置)で、破断後約6msecに7kg/cm²の最大値となり、その後振動しながら低下する。なお、タンク内の圧力上昇は試験体から半径方向に離れるにしたがって急激に小さくなり、タンク壁への影響はほとんど無い。

4.1.8 まとめ

実機と同様の部材を用いた試験を実施し、従来の模擬材を用いた破断時熱流動挙動試験の結果と比較することにより、以下のことが明らかになった。

- (1) 圧力管は $78.9 \text{ kg/cm}^2\text{g}$, 284°C の冷却材で破断し、カランドリア管には周方向平均歪で最大約1.37%の残留歪が生じたものの、健全であった。また、外見上、顕著な変形はなかった。
- (2) 実機材圧力管のき裂進展速度は約 $625\sim 1500\text{m/sec}$ であった。
また、き裂開口の端部にはき裂の進展によるリップ部の膨らみが発生した。
- (3) 破断後のアニュラス部の圧力上昇挙動は、き裂長が短い (0.3 m) の本ケースの方が他の試験ケースに比べてピーク圧が高くなる傾向にあった。ピーク圧力の発生とその後の圧力新道は試験部に存在する空間が冷却材で満たされ、出入口管内の流れが急激に減少する際に生じるウォータ・ハンマ現象として説明できる。
- (4) 破断後、ウォータ・ハンマによって発生するピーク圧力は、カランドリア管の拡張管変形により緩和される。これは、試験結果がカランドリア管厚肉時の試験結果（破断時熱流動挙動試験）を用いて薄肉時の拡張管変形をフィードバックした計算により求められた結果の圧力と精度良く一致することより説明できる。
- (5) 圧力管の開口は、圧力管材料の応力-歪特性に依存し、破断時熱流動挙動試験とカランドリア管健全性試験における開口幅は、使用した材料の応力-歪特性によって説明することができる。
- (6) カランドリア管の歪に関しては、圧力管衝突時の歪挙動と冷却材の流出に伴う内圧上昇時の歪挙動の推移を材料の応力-歪特性によって定性的に説明することができる。

- (7) 内圧と温度の上昇によってカランドリア管に作用した軸力は、試験の結果から最大約1.3 ton と推定される。この軸力は、ロールジョイント部の許容軸力を大きく下回っており、健全性上問題はない。
- (8) カランドリア管の温度上昇は、カランドリアタンクの模擬重水の水頭圧に相当する飽和温度の約117℃に留まった。なお、限界熱流束に対して、約1.6倍の裕度があり、ドライアウトは発生しなかった。
- (9) 試験結果から推定される圧力管破断時のカランドリア管内面および外面の熱伝達率は、それぞれ10000kcal/m²h℃および12000～13000kcal/m²h℃である。

4.1.9 参考文献

- (1) 動力炉・核燃料開発事業団, 平成3年度新型転換炉技術確証試験 (VI) 安全性
確証試験－圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立－ : EPDC Z91-024 (1992)
- (2) 動力炉・核燃料開発事業団, 平成2年度新型転換炉技術確証試験 (VI) 安全性
確証試験－圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立－ : EPDC Z90-032 (1991)
- (3) 動力炉・核燃料開発事業団, 平成元年度新型転換炉技術確証試験 (VI) 安全性
確証試験－圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立－ : EPDC Z89-036 (1990)
- (4) 町田 進編, 延性破壊力学 : 日刊工業新聞社刊
- (5) G. T. Hahn et al., Criteria for Crack Extension in Cylindrical Pressure
Vessels : Int. Journ of Fracture Mech., Vol. 5 (1969)
- (6) J. F. Kiefner et al., Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized
Cylinders : ASTM STP 536 (1973)
- (7) R. J. Eiber et al., Investigation of the Initiation and Extent of Ductile
Pipe Rupture : BMI-1908 (1971)
- (8) Md. Alamgir, J. H. Liennard, Correlation of Pressure Undershoot During Hot-
Water Depressurization 2 : ASME Vol. 103 (1981)
- (9) 動力炉・核燃料開発事業団, 昭和63年度新型転換炉技術確証試験 (VI) 安全性
確証試験－圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立－ : EPDC Z88-046 (1989)
- (10) V. L. ストリータ, E. B. ワイリー (竹中利夫 訳), 流体過渡現象 : 日本工業新聞
社刊 (1973)

- (11) P. S. Kundurpi and A. P. Muzumdar, Sensitivity Studies of Calandria Tube Integrity in the Event of Pressure Tube Failure : Proc. of CNS 9th Annual Conf. (1988)
- (12) 小口 伊佐男, 清水 翼他, 新型転換炉実証炉カランドリア管バースト試験 : PNC ZJ302 85-20 (1985)
- (13) (株)日立製作所, 圧力管破断時のカランドリア管ロールジョイント部健全性について : A2-EKC-1250 (1990)
- (14) P. S. Kundurpi and A. P. Muzunolar, Structural response of calandria tube to a spontaneous rupture of the pressure tube : paper presented at the 9th International Conference on 'Structural Mechanics in Reactor Technology' (1987)
- (15) 西川 兼康, 藤田 恭伸, 伝熱学 : 理工学社 (1982)
- (16) (社)日本機械学会, 伝熱工学資料 : 改定4版 (1991)
- (17) H. Mochizuki et al., Core Coolability with Heavy Water Moderator of ATR in Situations Beyond the Design Basis Accidents : ANP 25-4 (1992)

表4.1.2-1 C/T健全性試験における冷却材条件の実機との比較

	A T R 実証炉	C / T 健全性試験炉
冷却材の初期温度、および圧力	炉心入口(274°C, 75kg/cm ² G)	炉心入口(275°C, 75kg/cm ² G)
冷却材のクオリティ	入口 0% ~ 出口16%	0%
冷却材の初期流量	ポンプによる強制循環有り 10.5 kg/s	53m ³ /Hr ≒ 11.1kg/s
重水温度	40 ~ 70°C	70°C

表4.1.3-1 試験体仕様比較

項 目	A T R 実 証 炉	カランドリア管健全性試験
1. 構造条件		
(1) 圧力管	材質 Zr-2.5Nb 内径 117.8 mm 肉厚 4.3 mm 長さ 4940 mm 初期亀裂 無し	Zr-2.5Nb 117.8 mm 4.3 mm 4940 mm 300mm × 1000mm(CTI-2) 300mm (CTI-3) (設定破断圧: 75kg/cm ²) (破断方向: 試験体完成後決定)
(2) 上部鉄水遮へい体スリーブ (3) CO ₂ ベローズ	延長管接続 ロールジョイント 有り 有り	ロールジョイント 実機と同一 無 (ラプチャーディスクで破断) (模擬 破断圧力: 5kg/cm ²)
(3) カランドリア管	材質 Zry-2 外径 162.2 mm 肉厚 1.9 mm 長さ 4470 mm (上下管板間) 管板接続 ロールジョイント 溶接方向 任意	Zry-2 162.2 mm 1.9 mm 4470 mm (上下管板間) ロールジョイント 試験体完成後決定
(4) 燃料集合体	形状・寸法 合理化検討 材質 被覆管 Zry-2 燃料ペレット ウラン スペーサー インコネル	実機合理化検討と同一 被覆管 Zry-2 (実機同一) 燃料ペレット 鉛合金 (質量模擬) スペーサー (インコネル)
(5) 上部遮蔽プラグ	長さ 760 mm	760 mm
(6) 下部遮蔽プラグ	長さ 1155 mm	1155 mm
(7) カランドリア タンク	材質 SUS 304 寸法(高さ) 4470 mm (上下管板間) (径) 7950 mm × 9550 mm (中央部)	SS41 4470 mm (上下管板間) 3000 mm × 4000 mm (中央部)
(8) 防振板	枚数 616 材質 Zry-2 板厚 10 mm	97 SS 41 8 mm
(9) タンクラプチャー ディスク	口径 600A/550A 破断圧力 1.3kg/cm ²	600A 1.3kg/cm ²
2. 初期運転条件		
(1) 冷却材	圧力 75kg/cm ² (炉心入口) 温度 274 °C (炉心入口) クォリテイ 入口 0%~出口 16% 流量 53 m ³ /h (平均出力チャンネル)	破断迄昇圧 (目標 75kg/cm ²) サブクール約 10°C 0 % 53 m ³ /h (約 11.1 kg/s)
(2) アンユラス	ガス成分 CO ₂ ガス流量 40 Nm ³ /h ガス圧力 0.15kg/cm ²	CO ₂ (破断前に停止) (大気圧)
(3) 重水	温度 70°C~40°C (タンク流入時 49°C) 圧力 1.1 kg/cm ² (下部管板) 流量 3600 m ³ /h 循環系統 制御棒案内管側面及び上管板より流入 (上管板冷却 850 m ³ /h)	70°C 1.1 kg/cm ² (下部管板) 150 m ³ /h カランドリアタンク下面から流入

表4.1.5-1 検出器一覧

No.	検出器種類	メーカー・型式	計測すべき状態量	測定範囲	精度	応答周波数
1	歪ゲージ式圧力計	ST研究所 PHT 100 E S PHT 10 E S	試験部入出口の冷却材圧力 アニュラス部供給CO ₂ ガス圧力 カランドリアタンク内圧力 アニュラス部圧力	0~100kg / cm ² G 0~10kg / cm ² G 0~10kg / cm ² G 0~10kg / cm ² G	±1 %FS	10kHz 以上
2	C-A熱電対 (非接地)	岡崎製作所 T-35	試験部入出口の冷却材温度 カランドリアタンク内水温 アニュラス部供給CO ₂ ガス温度	0~300 °C	0.75級	0.5 秒 (静水中)
3	タービン流量計	トキコ PPL1054NPP -DBNS	試験部入出口の冷却材流量	±100 cm ³ /H	±0.5 %FS	150 Hz
4	圧力計	KISTLER 6111Q	圧力管内部、アニュラス部圧力 破裂板部圧力、重水圧力 入口管・上昇管内圧力	0~150kg / cm ² G	±1 %FS	50kHz 以上
5	熱電対 (非接地)	岡崎製作所 T-35	圧力管内部、アニュラス部温度 カランドリア管外面温度 カランドリアタンク内温度 (試験部周囲重水温度)	0~300 °C	0.75級	5 ms 以下 10ms 以下
6	歪ゲージ	—	カランドリア管の歪	1 %	—	100kHz 以上
7	破断検出器	—	カランドリアタンクラプチャ破断	—	—	—
8	加速度計	DJB A/23/SI.SPL	カランドリア管タンク壁の加速度 防振板	10000 G	±1 %FS	50kHz 以上
9	ボイド計	岡崎製作所	重水中ボイド率	0~100 %	—	50kHz 以上
10	ロードセル	共和 LU-20tz	C/T荷重	±20 Tf	±0.2% RO	—
11	差圧計	—	カランドリアタンク上下差圧	±1 kg / cm ² G	±1 %FS	10kHz 以上

表 4.1.7-1 カランドリア管健全性試験破断条件

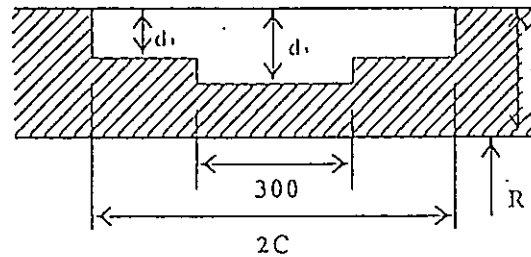
項目		名称 試験No.	破断時熱流動挙動試験			カランドリア管健全性試験		
			PTF-3 元年度実施	PTF-4 2年度実施	PTF-6 3年度実施	CTI-1 2年度実施	CTI-2 2年度実施	CTI-3 3年度実施
圧力管試験体	材 料	STPG42	STPG42	STPG42	HT Zr-2.5%Nb	HT Zr-2.5%Nb	HT Zr-2.5%Nb	
	肉 厚	4.3mm	4.3mm	4.5mm	4.3mm	4.3mm	4.3mm	
	予き裂長さ	0.3m	0.3m	0.3m	0.3m	0.3m	0.3m	
	ガイド長さ	3.7m	1.0m	2.0m	3.7m	1.0m	—	
	破断開始点	中央	中央	中央	中央	中央	中央	
	き裂進展速度	200m/s	300m/s	280m/s	1200m/s *	90~120m/s *	625~1500m/s	
	破断設定圧力	59.0kg/cm ² g	74.0kg/cm ² g	70.0kg/cm ² g	74.0kg/cm ²	74.0kg/cm ²	74.0kg/cm ²	
	破断時圧力	81.0kg/cm ² g	82.0kg/cm ² g	79.6kg/cm ² g	79.3kg/cm ²	81.3kg/cm ²	78.9kg/cm ²	
	破断圧/設定圧	1.37	1.11	1.14	1.07	1.08	1.10	
冷却	破断時S/D 圧力	78.3kg/cm ² g	79.5kg/cm ² g	78.0kg/cm ² g	77.0kg/cm ²	79.5kg/cm ²	76.1kg/cm ²	
	温 度	283 °C	283 °C	285.3 °C	285 °C	287 °C	283 °C	
	ボイド率	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	
		入口サブクール度	12 °C	13 °C	8.7 °C	9 °C	8 °C	9 °C
		初期流量	8.3kg/s	11.0kg/s	11.0kg/s	11kg/s	11kg/s	11kg/s
カラ管試験体	材 料	SUS304	SUS304	SUS304	Zry-2	Zry-2	Zry-2	
	肉 厚	5.0mm	5.0mm	5.0mm	1.9mm	1.9mm	1.9mm	
備 考					*圧力管内圧力の変化から推定した速度である。	*予き裂部でのき裂進展速度はCTI-1と同じ1200m/sである。		

表4.1.7-2 貫通き裂の破壊（き裂進展）クライテリア

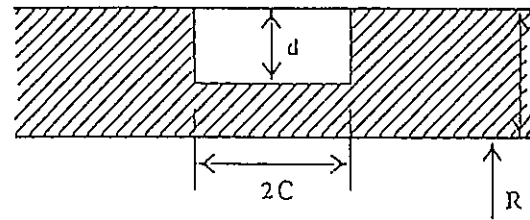
評 価 式	適 用 範 圍
(1) Erdogan $\sigma h = \frac{Kc}{Iac \cdot \sqrt{\pi C}}, Iac = f(\lambda)$	$0 \leq \lambda \leq$
(2) Newman $\sigma h = \frac{Kc}{F \cdot \sqrt{\pi C}}, \lambda = \frac{C}{\sqrt{Rt}}$ $F = (1 + 0.52\lambda + 1.29\lambda^2 - 0.074\lambda^3)$	$0 \leq \lambda \leq \sim 5 (?)$
(3) Hahnら $\sigma h = Kc / \sqrt{\pi C} \phi_3 \cdot M^{-1}$ $M = (1 + 1.61C^2 / (Rt))^{1/2}$ $\phi_3 = \left(\frac{\pi M \sigma h^*}{2\sigma f} \right) \cdot \ln \left[\sec \frac{\pi M \sigma h^{*2}}{2\sigma f} \right]$	$5 \leq \frac{R}{t} \leq 50,$ $\left(\frac{Kc^2}{\sigma_y C} \right) \cdot \frac{1}{C} < 7,$ 低中靱性の円筒
(4) Hahnら $\sigma h^* = \sigma f \cdot M^{-1}$ $M = (1 + 1.61C^2 / (Rt))^{1/2}$ σf : 流動応力 (= $(\sigma_y + \sigma_u) / 2$)	$5 \leq \frac{R}{t} \leq 50, \left(\frac{Kc^2}{\sigma_y C} \right) \cdot \frac{1}{C} < 7$ 大規模降伏下で破壊する 高靱性材料
(5) Kanninen $\sigma h^* = Kc / \sqrt{\pi C} \cdot M^{-1}$ $M = (1 + 1.61C^2 / (Rt))^{1/2}$	(ステンレス鋼等の) 高靱性材料
(6) Paris $\sigma h^* = (1.28 - 1.4\lambda + 0.809\lambda^2 - 0.219\lambda^3 + 0.0217\lambda^4) \cdot \lambda f$ $\lambda = C / \sqrt{R \cdot t}$	$0 \leq \lambda \leq \sim 10$
<p style="text-align: center;"> C : き裂半長 σf : 流動応力 $P_L : \frac{\sigma h \cdot t}{R}$ で換算 R : 内半径 σ_y : 降伏強さ t : 肉厚 σ_u : 引張強さ </p>	

表4.1.3 未貫通き裂のき裂貫通圧力

試験名	試験ケース	き裂・配管パラメータ, 材料物性等							予測値	試験値	P _i / P _{i e}
		R (mm)	t (mm)	2C (mm)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	d* (mm)	σ ₀ (kg/mm ²)	P _{i e} ** (kg/cm ²)	P _i (kg/cm ²)	
実機材 バースト 試験	PTB-J-1		4.39	200			3.70		82.3	75.0	0.91
	2		4.39	400			3.69		78.8	75.6	0.96
	3	58.9	4.4	1440 (300)	3.83	3.75	3.77	62.2	61.7	45.5	0.73
	4		4.4	1440 (300)	3.82	3.74	3.76	(σ _y :57.0 σ _u :18.6) at280	62.8	45.0	0.72
	5		4.4	1440 (300)	3.83	3.76	3.77		61.7	42.5	0.69
	6		4.4	1440 (300)	3.73	3.46	3.52	周方向	72.5	72.1	0.99
健全性 試験	C / T CTI-1	58.9	4.49	3700 (300)	3.77	3.51	3.53	62.8	77.2	79.3	1.03
	2		4.37	1000 (300)	3.62	3.31	3.40	(同上)	81.7	81.3	0.99
	3	58.9	4.48	300	-	-	3.77	62.8	81.5	78.9	0.97



段付きき裂



矩形き裂

*) 段付きき裂の場合、き裂部の面積が等価になるように矩形き裂に置き換えた時の深さ。

***) P_{i e}の算出において、き裂深さとして段付きき裂の場合 d₁ を、また矩形き裂の場合 d を用いて算出。

表4.1.7-4 貫通き裂の破壊（き裂進展）圧力

試験名	試験ケース	予 測 値		予き裂貫通完了時刻 (msec)	予き裂貫通時差圧*	P _b / P _{b e} (mm)	破壊（き裂進展）の有無
		P _{b e} (kg/cm ²)					
実機材バースト試験	PTB-J-1	58.8		0.78, 0.80	~2.5	0.4	無 (0.9mm)
	2	30.0		0.45, 0.65	~2.5	0.8	無 (1.8mm)
	3	8.3		1.34, 1.60	~2.2	2.7	無 (61.0mm)
	4	8.3		0.87, 1.22	~2.0	2.4	有 (62.2mm)
	5	8.3		0.76, 1.12	~1.7	2.0	有
	6	8.3		0.95, 1.04	~3.2	3.9	有
健全性試験 C/T	CTI-1	3.3		1.52, 1.63	≥4.5	≥13.6	
	2	11.8		~0.5 き裂停止時 上部 2300mm 13msec 下部 1600mm 12msec	≥5.5	≥4.7	
	3	40.6		~0.5	~5.5	~1.35	無

*) 予き裂貫通時の差圧としては、右図のように予き裂端部が貫通した時の圧力管内外の差圧を示している。

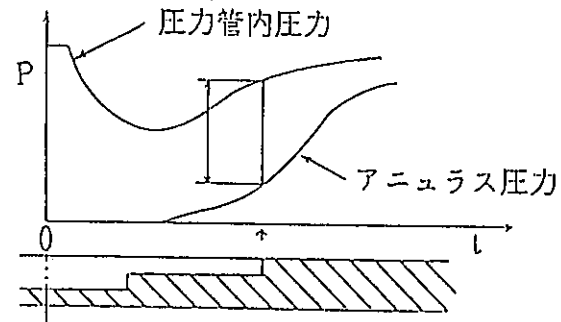


表4.1.7-5 補正ピーク圧の計算結果と健全性の裕度

		カ ナ タ (Test 6)		圧力管破断試験 (PTF-3, CTI-1)		
入力条件 *) SOPHTコード 解析結果 **) PTF-3 試験結果	定常圧力 P_0	8.5 MPa		8.041 MPa		
	ピーク圧力 P_F	20.0 MPa *		9.463 MPa **		
	パルス幅 Δt_P	0.07 sec *		0.32 sec **		
	カランドリア管温度 T	155 °C		170 °C		
	σ_y , R.T	433 MPa		433 MPa		
	σ_u , R.T	522 MPa		522 MPa		
	カランドリア管内径 D	0.129 m		0.1584 m		
	カランドリア管肉厚 t	0.00137 m		0.0019 m		
	σ_y, σ_u 補正 ① 単軸強度 ② 内圧強度	① $\sigma_y = \sigma_y$ $\sigma_u = \sigma_u$	② *** $\sigma_y = \sigma_y \times 1.483$ $\sigma_u = \sigma_u \times 1.73$	① $\sigma_y = \sigma_y$ $\sigma_u = \sigma_u$	② *** $\sigma_y = \sigma_y \times 1.483$ $\sigma_u = \sigma_u \times 1.73$	
計算結果	補正ピーク圧 P_c	9.148 MPa (8.7 MPa)	13.352 MPa (8.7 MPa)	8.098 MPa (8.09 MPa)	8.857 MPa (8.09 MPa)	
	周方向塑性歪 ϵ_{PC}	1.117 % (0.75 %)	0.461 % (0.75 %)	0.930 % (0.4~0.5 %)	0.025 % (0.4~0.5 %)	
	歪速度 $\dot{\epsilon}$	0.29539 sec ⁻¹	0.20654 sec ⁻¹	0.00786 sec ⁻¹	0.00352 sec ⁻¹	
	$\sigma_y(\epsilon, T)$	407.1 MPa	590.8 MPa	313.0 MPa	442.4 MPa	
	$\sigma_u(\epsilon, T)$	462.1 MPa	789.0 MPa	388.0 MPa	651.0 MPa	
裕度 (%)	ピーク時	0.1%塑性歪基準	-7.6	-10.7	-10.3	12.8
		1.0%塑性歪基準	-0.4	5.9	0.4	37.8
		$\sigma_u(\epsilon, T)$ 基準	7.3	25.5	15.0	76.3
	定常時	$\sigma_u(\epsilon=1.0E-4, T)$ 基準	-14.0	48.8	-2.1	69.4

() : 試験結果

**) A2-EKC-1316 カランドリア管の破裂圧力の検討 (日立殿資料)

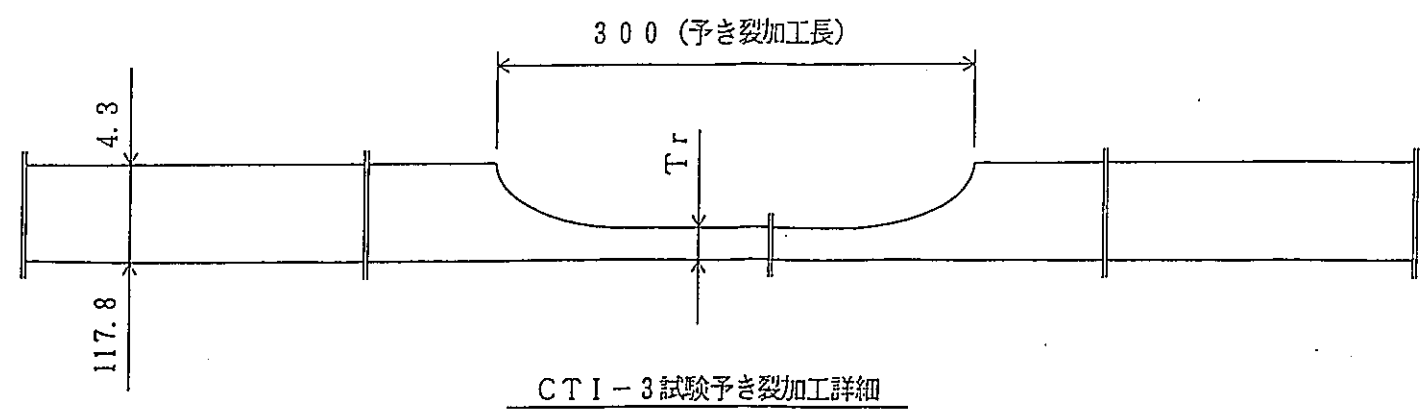
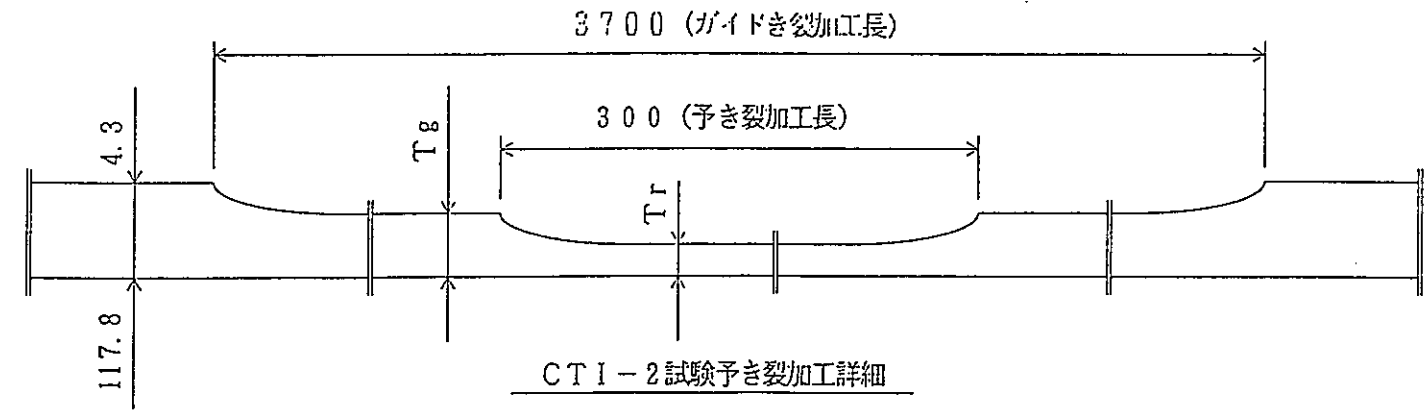
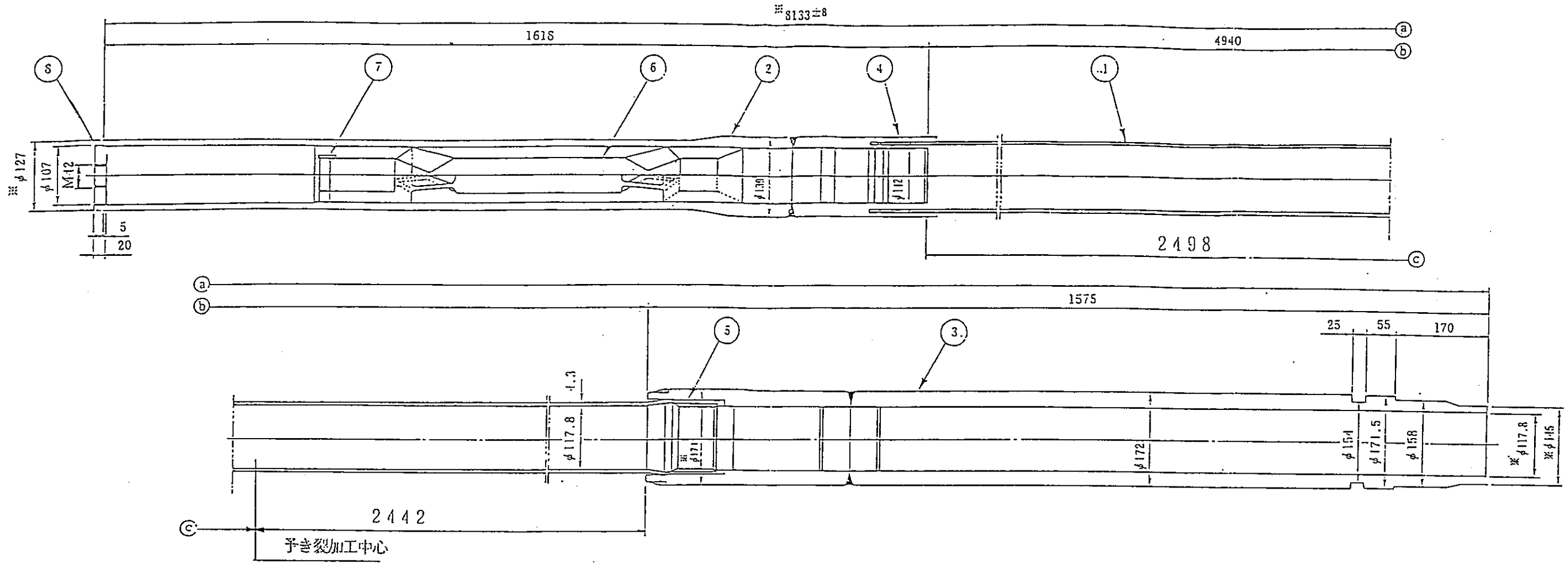
表4.1.7-6 圧力管及びカランドリア管材の引張強度

	圧力管 (Zr-2.5Nb)				カランドリア管 (Zry-2)			
	室温		300℃		室温		150℃	
	0.2% 耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	0.2% 耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	0.2% 耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	0.2% 耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)
CTI-1	73.7	86.8	51.4	64.1	36.7	52.9	25.9	34.0
CTI-2	69.2	82.6	48.5	59.6	38.1	53.5	27.3	33.8
CTI-3	69.7	82.9	49.5	60.4	40.2	49.7	26.8	34.2

表4.1. -7 試験におけるドライアウト裕度及び伝達率

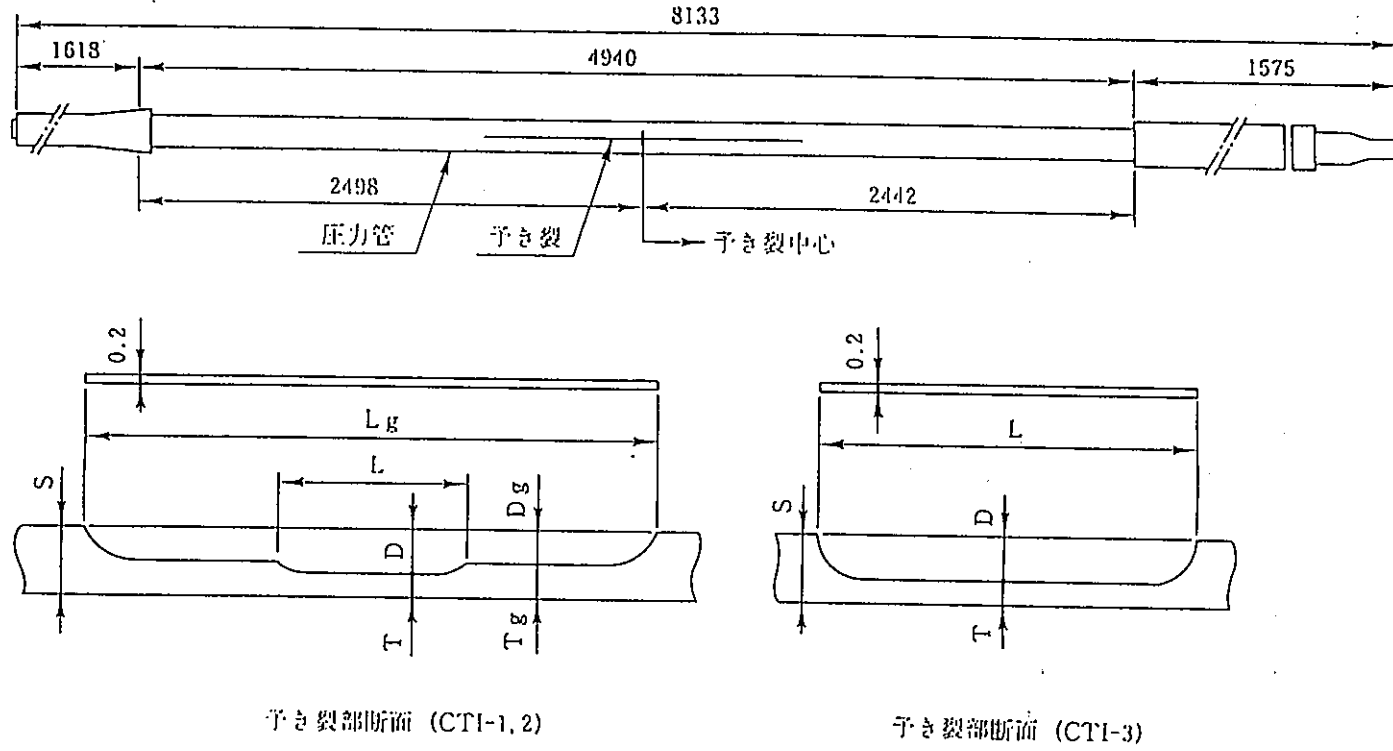
	熱流束 q (kcal/m ² ·h)	サブクール度 ΔT _{sub} (°C)	C H F		熱伝達率		裕度 (q/q _{CHF.sub})
			q _{CHF.sat} (kcal/m ² ·h)	q _{CHF.sub} (kcal/m ² ·h)	α _{in} (kcal/m ² ·h·°C)	α _{out} (kcal/m ² ·h·°C)	
CTI-1	6.70×10 ⁵	48	1.47×10 ⁶	1.12×10 ⁶	1.00×10 ⁴ *	1.32×10 ⁴	1.7
CTI-2	6.60×10 ⁵	48	1.47×10 ⁶	1.12×10 ⁶	1.00×10 ⁴ *	1.18×10 ⁴	1.7
CTI-3	6.80×10 ⁵	48	1.47×10 ⁶	1.12×10 ⁶	1.00×10 ⁴ *	1.42×10 ⁴	1.6

* CAD試験より算出したα_{in}^(B)



10	キー締付用ボルト	3	SUS304	
9	キー	3	"	
8	吊り器具	1	SUS304	
7	上部送へいプラグ付工	1	"	
6	上部送へいプラグ	1	SUS304	
5	下部コールドライン挿入管	1	SUS403Mod	
4	上部コールドライン挿入管	1	インコネル718	
3	下部圧力管延長管	1	SUS403Mod+SUS316	
2	上部圧力管延長管	1	SUS403Mod+SUS316	
1	圧力管本体	1	HTZr-Nb	
番号	品名	数量	材質	備考

図4.1.3-1 試験体圧力管 (CTI-3)



予き裂部断面 (CTI-1, 2)

予き裂部断面 (CTI-3)

試験 No.	試験体No.	設計破断圧力	パイプ肉厚 S	破断部肉厚 T	破断部深さ D	ガイド部肉厚 T _g	ガイド部深さ D _g	破断部長さ L	ガイド部長さ L _g
CTI-1	1	75kg/cm ² ・G	4.49mm	0.730mm	3.760mm	0.975mm	3.515mm	300mm	3700mm
				0.715mm	3.775mm	0.985mm	3.505mm		
CTI-2	2	75kg/cm ² ・G	4.37mm	0.725mm	3.645mm	1.075mm	3.295mm	300mm	1000mm
				0.785mm	3.585mm	1.050mm	3.320mm		
CTI-3	3	75kg/cm ² ・G	4.48mm	0.710mm 0.705mm	3.770mm 3.775mm	—	—	300mm	—

図4.1.3-2 圧力管き裂加工詳細

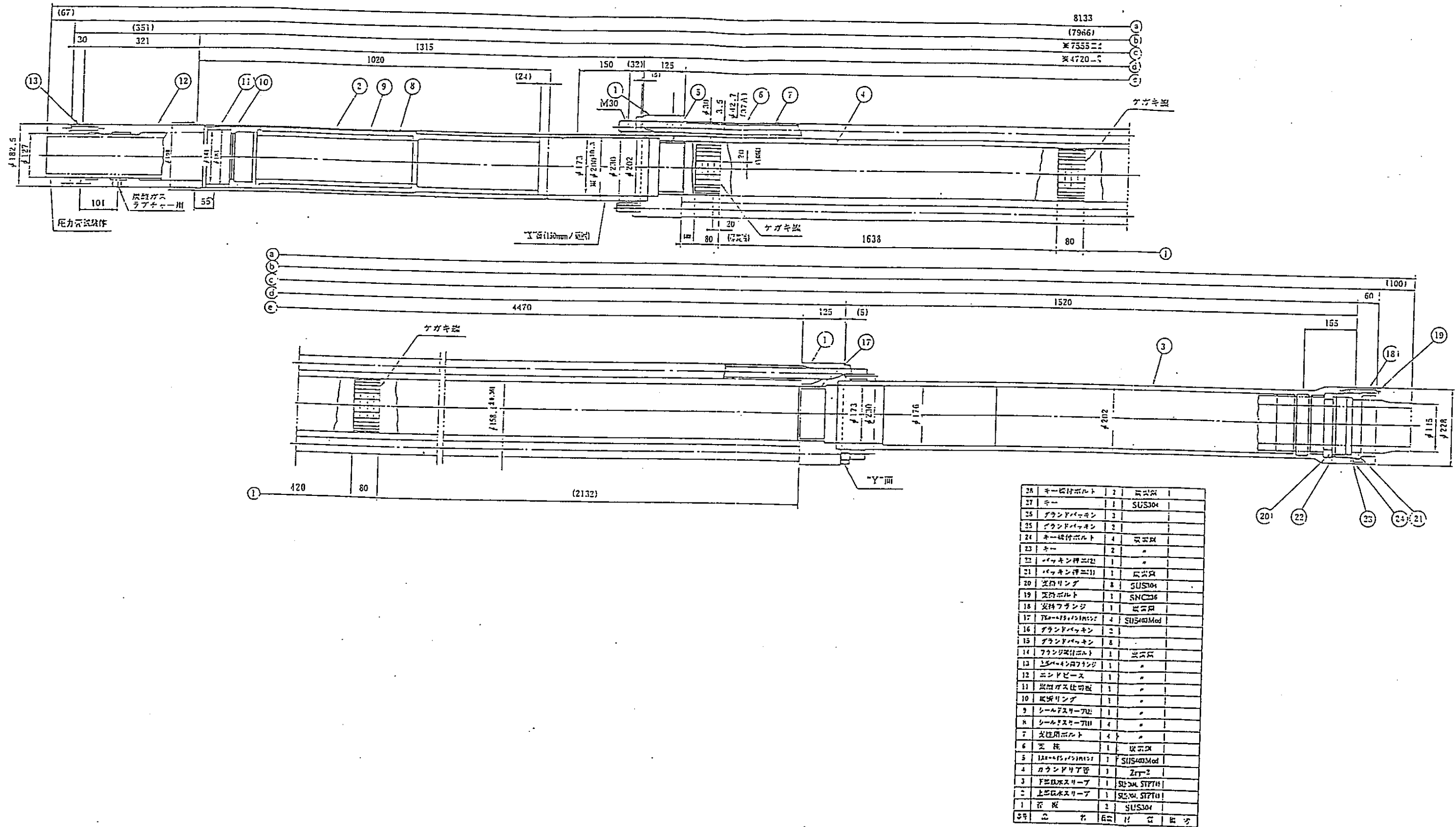
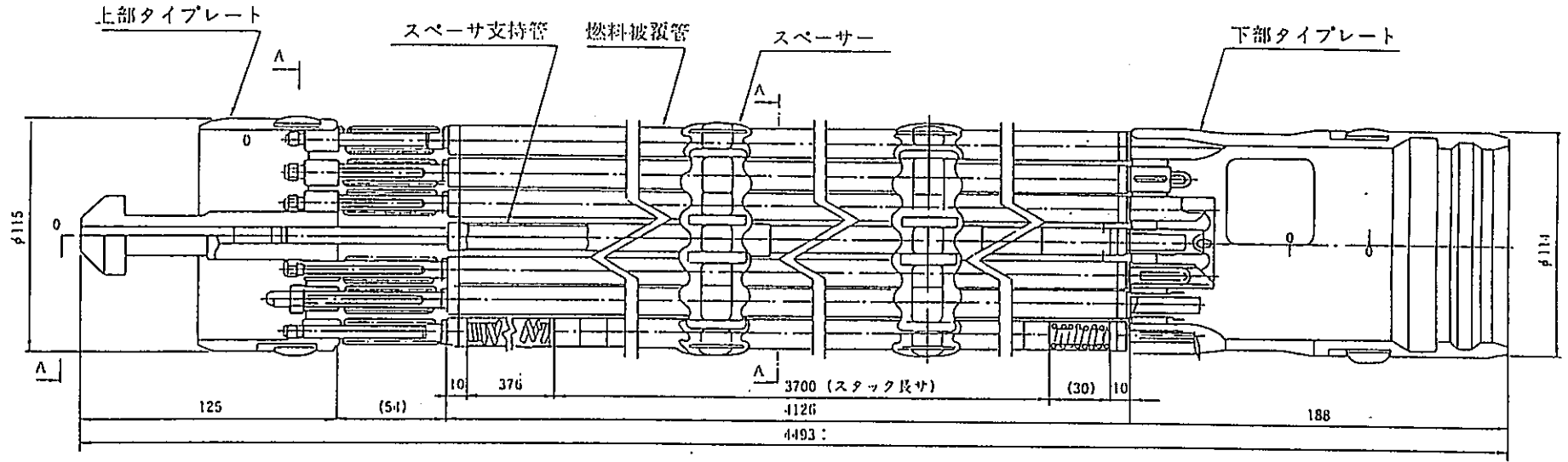


図4.1.3-3 試験体カランドリア管 (CTI-3)



495	320	260	260	260	260	260	260	260	280	360	460	445
	+60 36725-30	+60 33525-30	+60 30925-40	+50 28325-10	+50 25725-10	+50 23125-10	+50 20525-30	+50 17925-30	+50 15325-30	+50 12525-30	+40 8925-50	+40 4325-30

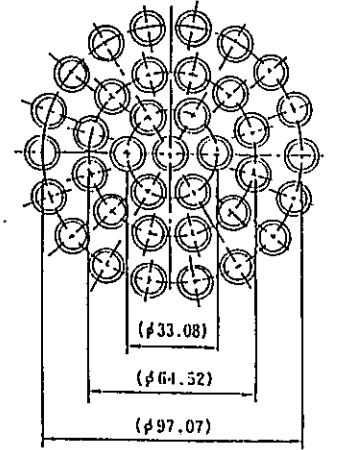


図4.1.3-4 模擬燃料集合体

A-A断面

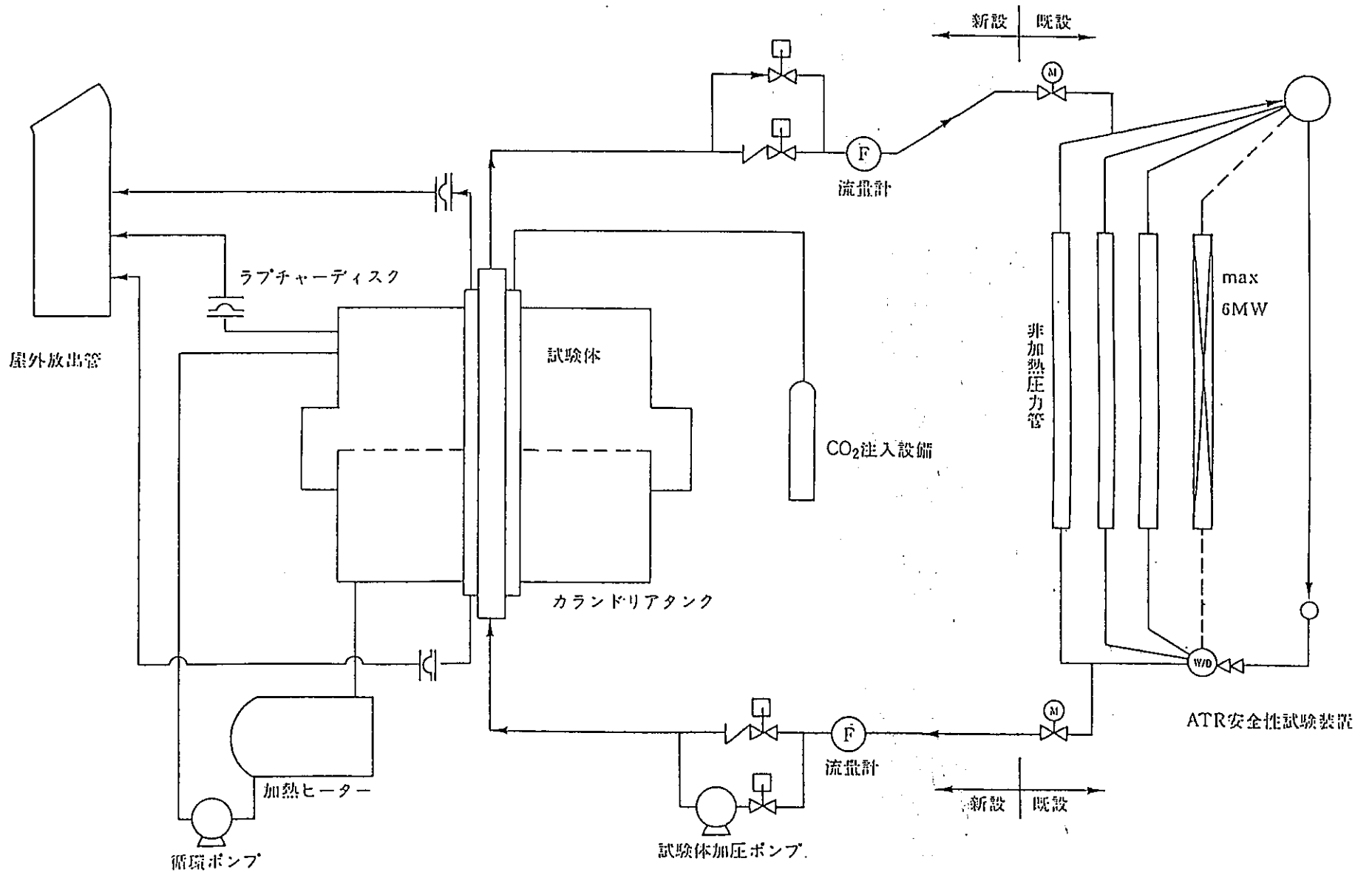


図4.1.4-1 圧力管破断試験装置概略フロー

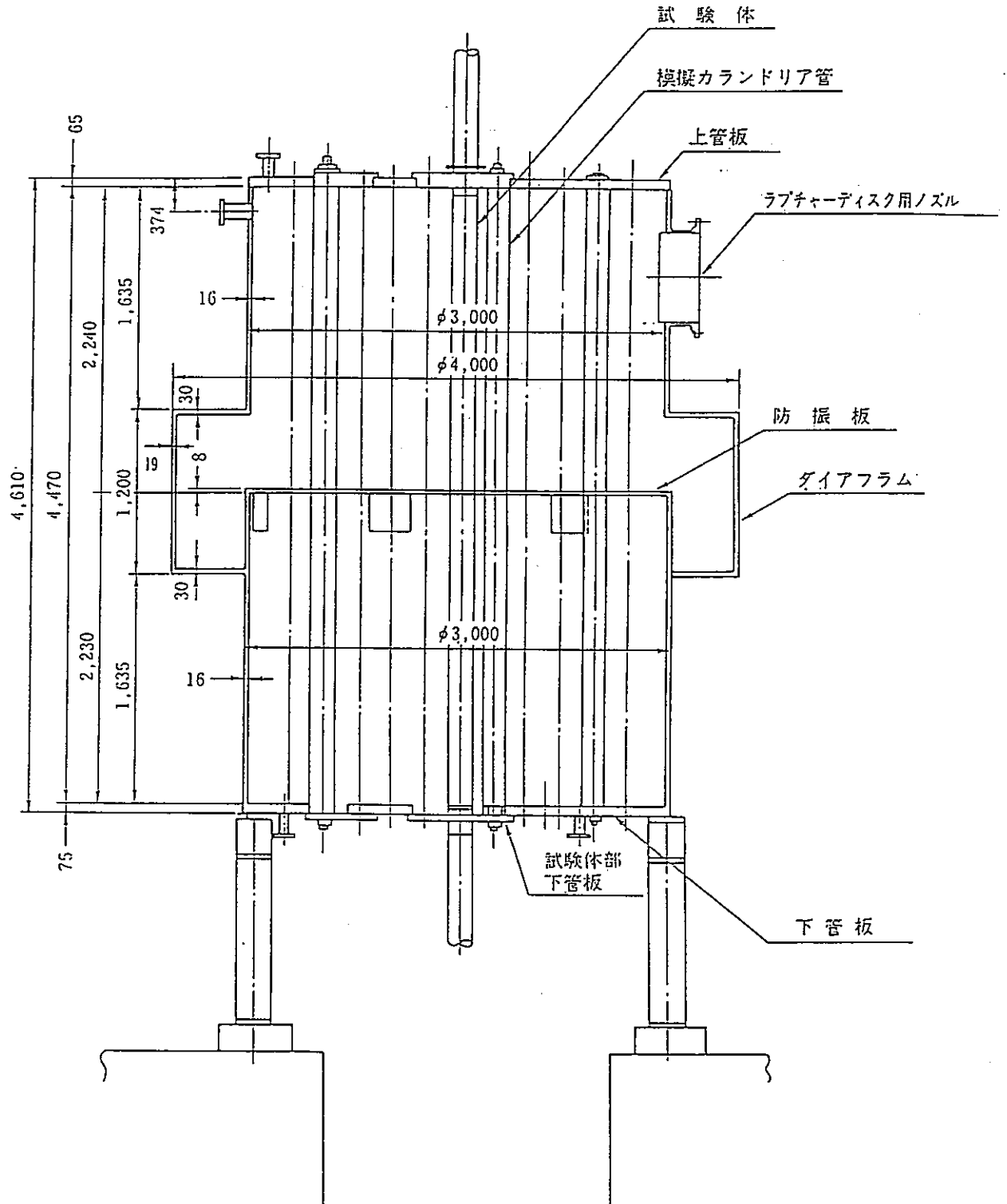


図4.1.4-2 カランドリアタンク形状 (側面)

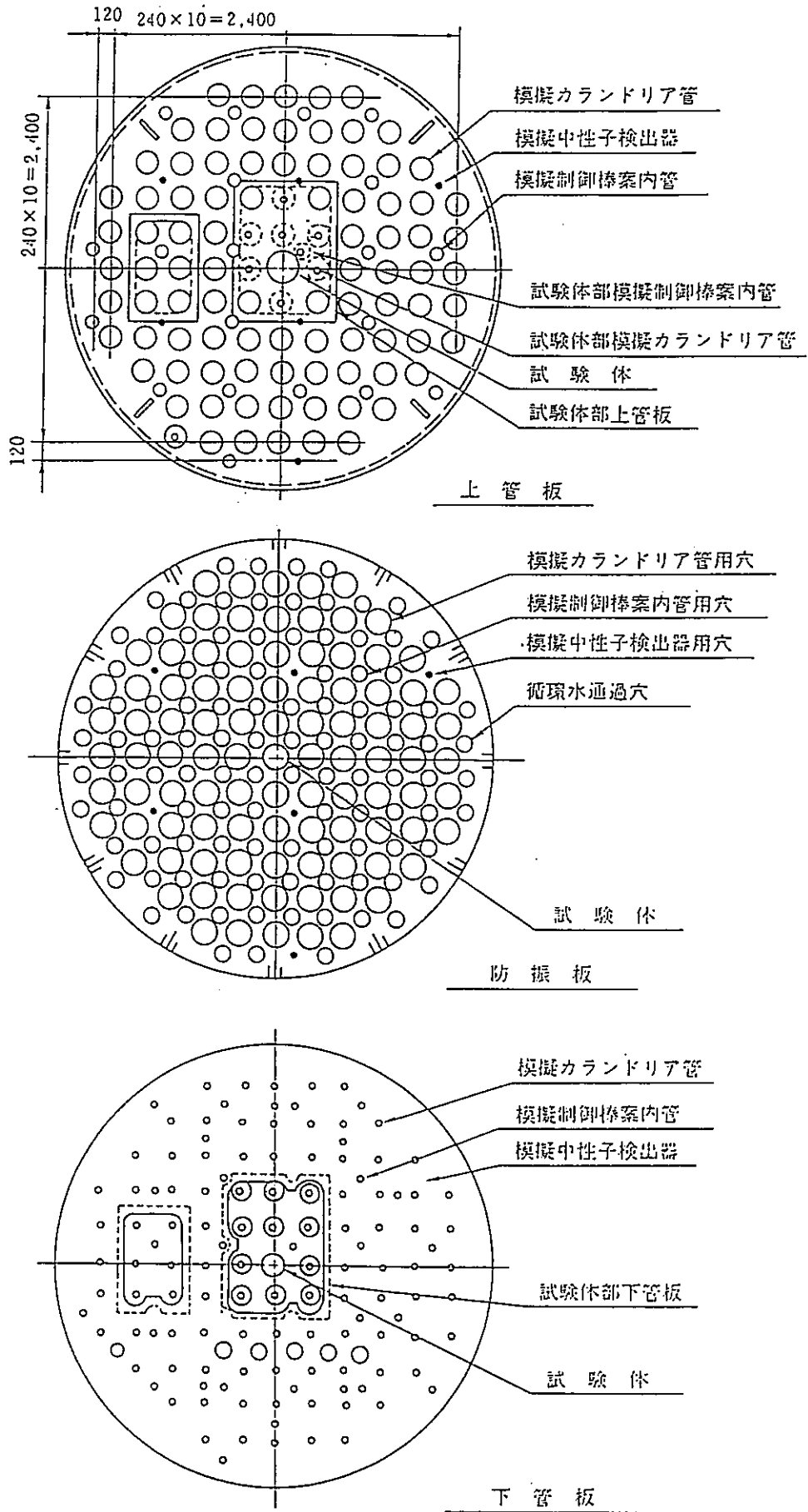


図4.1.4-3 カランドリアタンク形状 (断面)

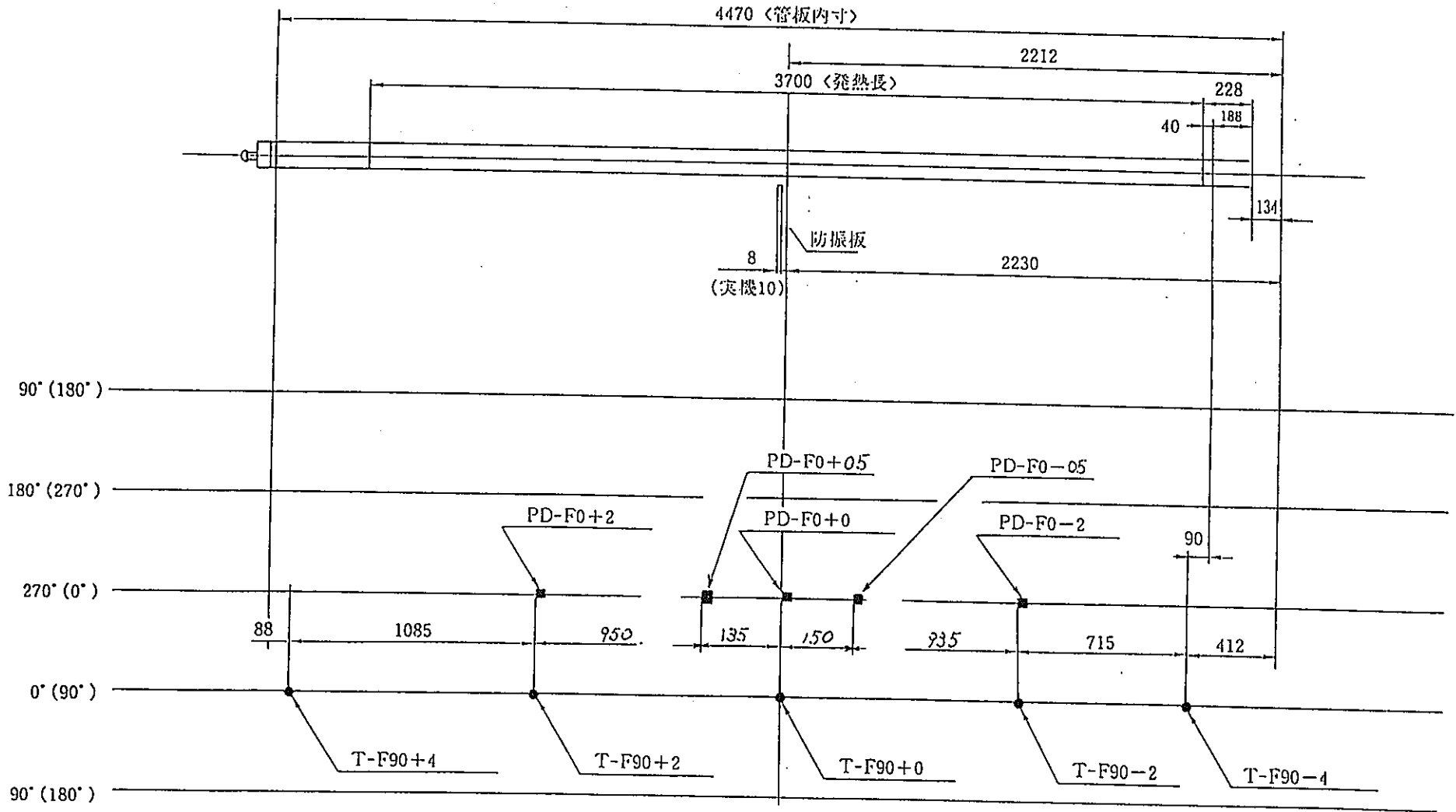


図4.1.5-1 支持管 (模擬燃料) 計測器配置図 (CTI-3)

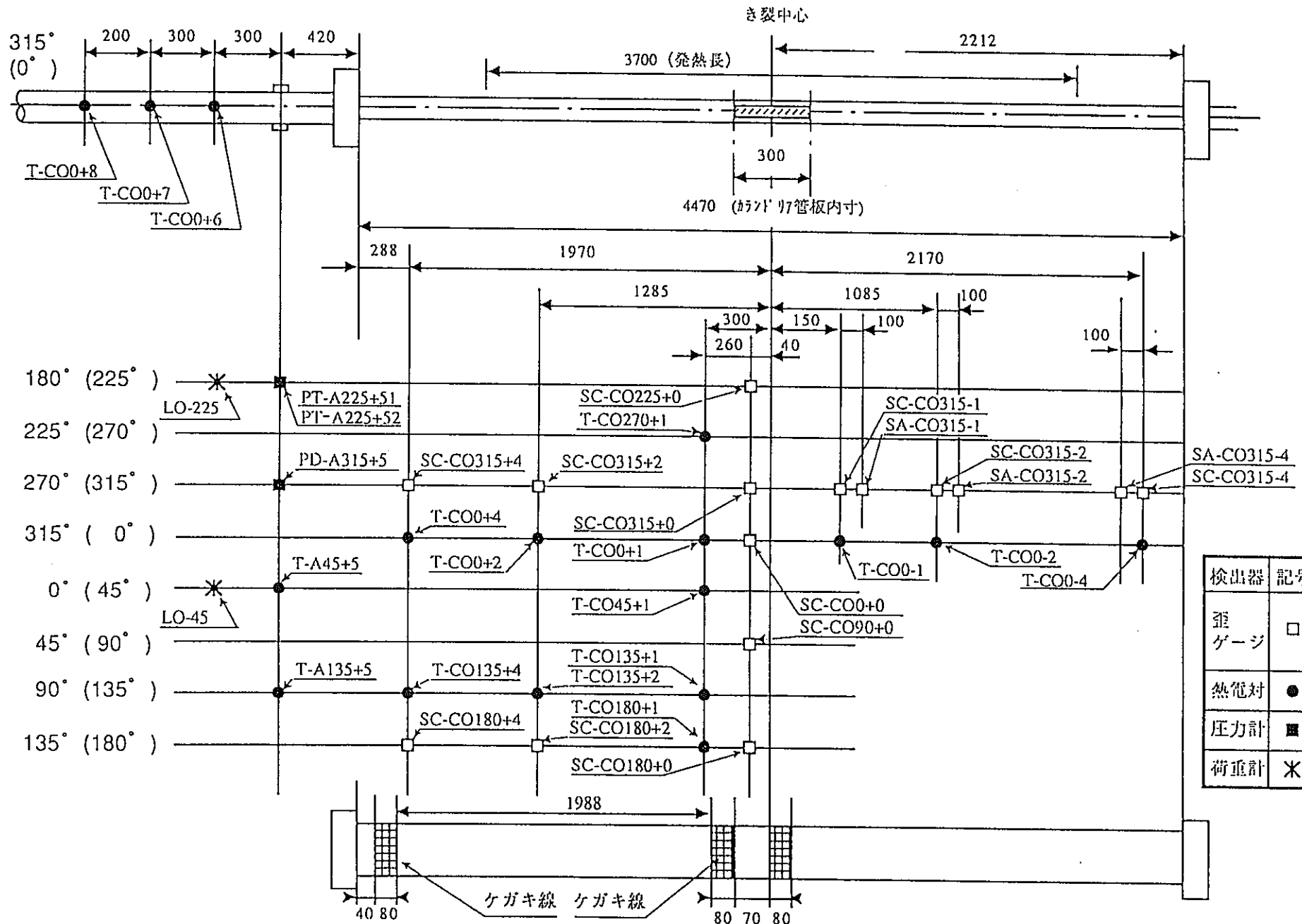


図4.1.5-2 カランドリア管外表面計測位置 (CTI-3)

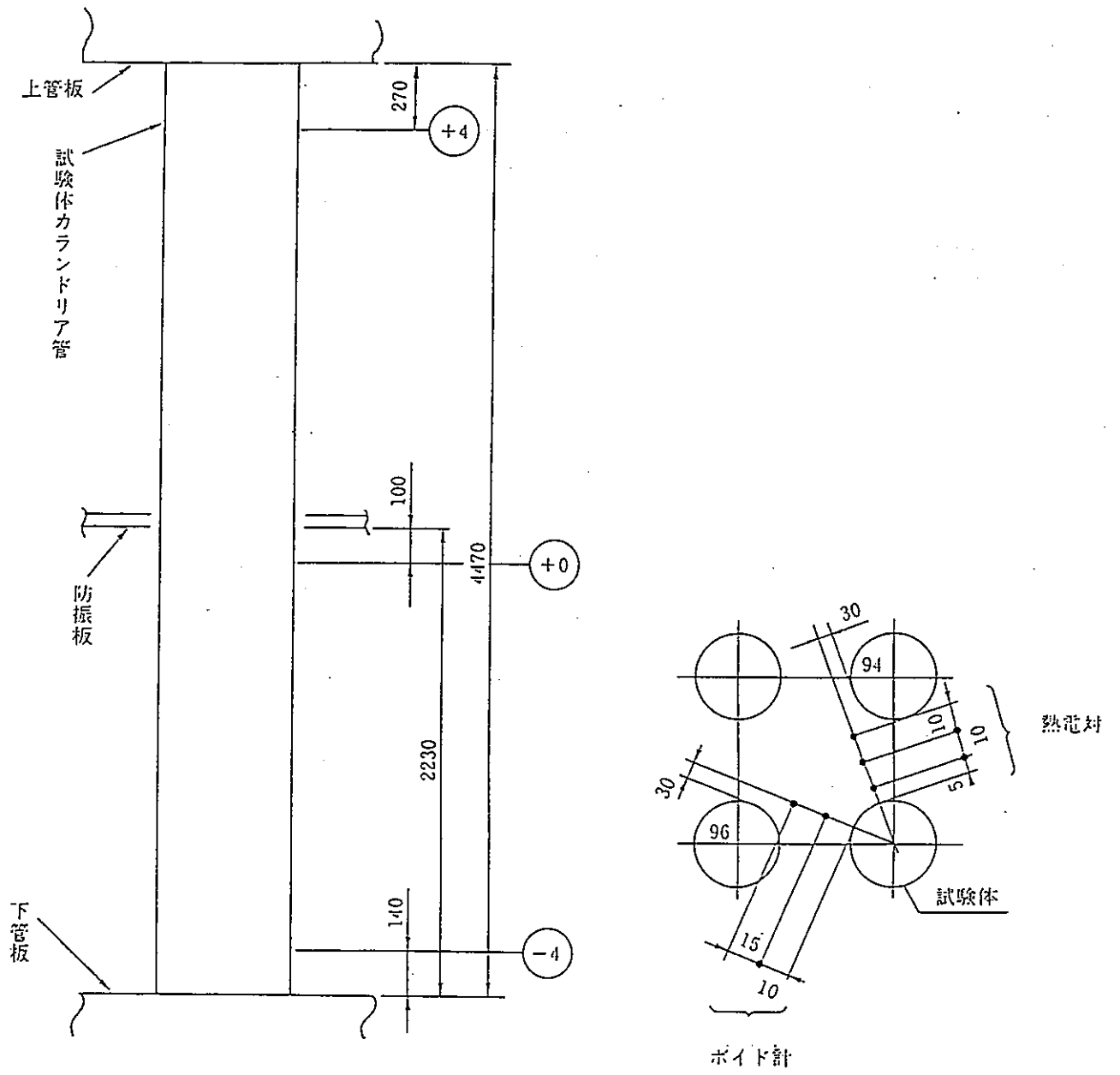
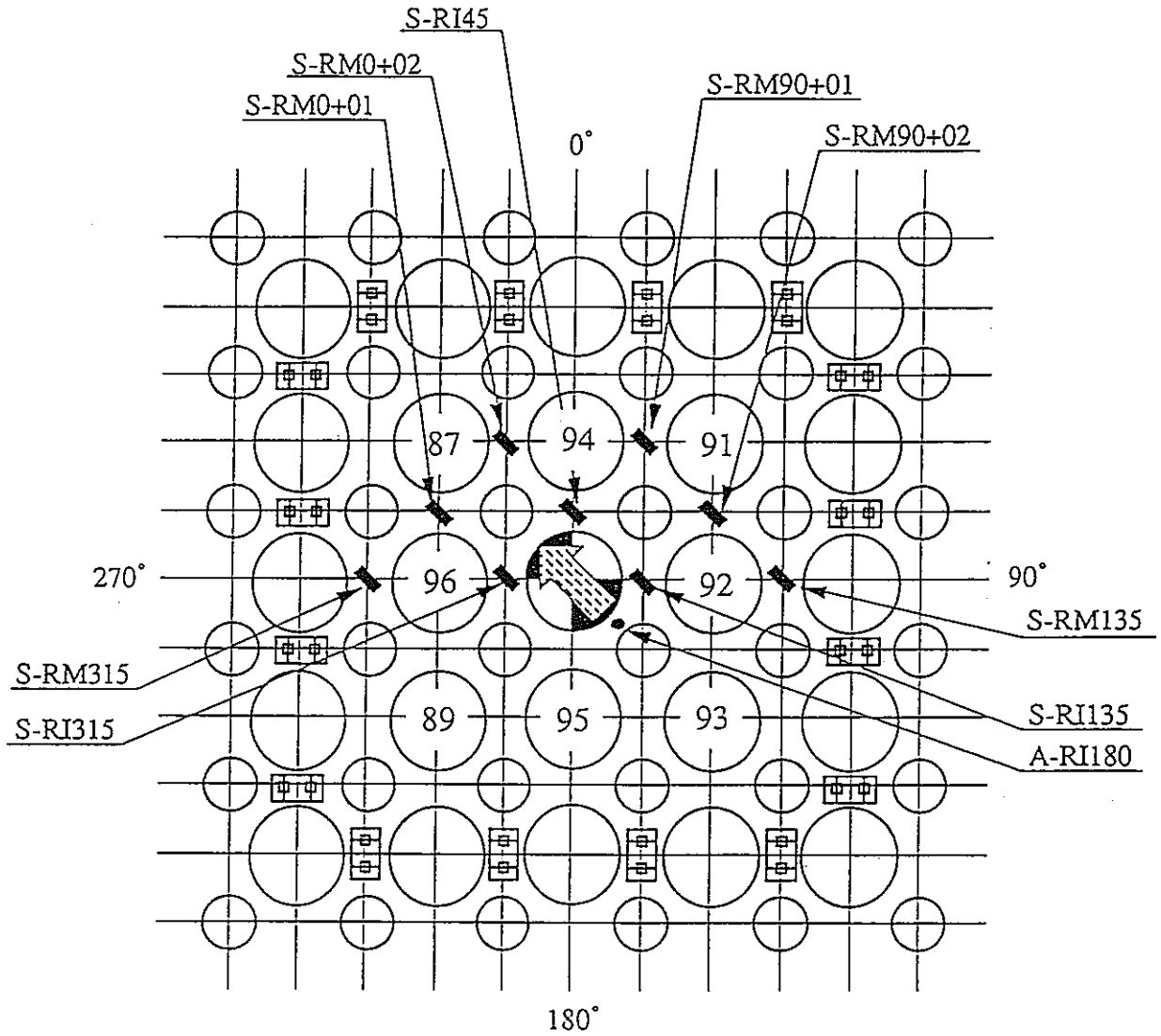


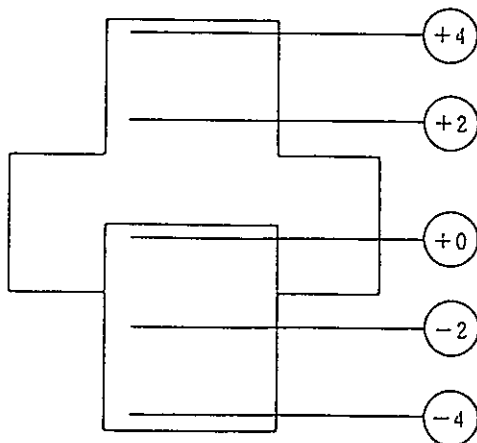
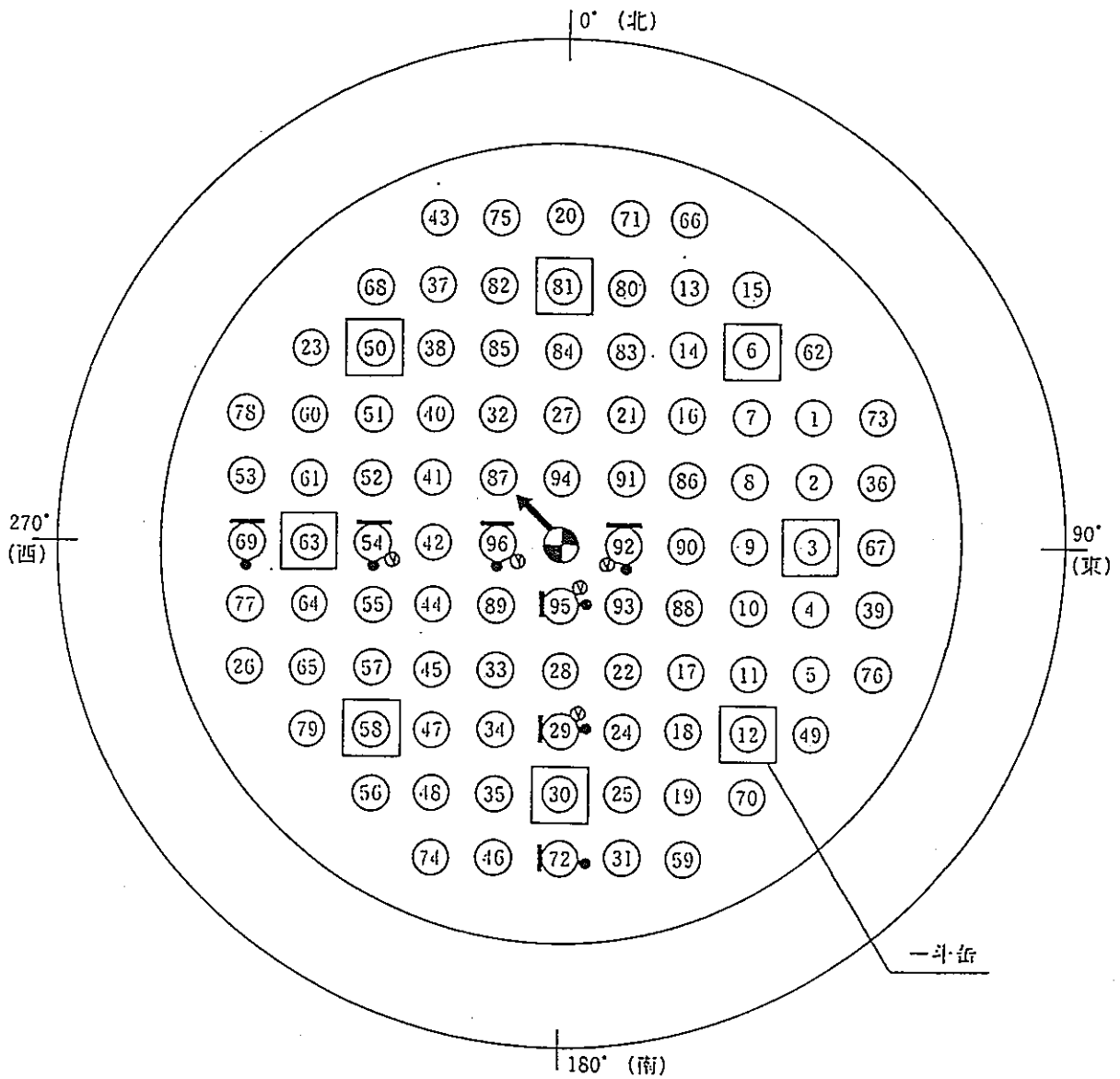
図4.1.5-3 試験体付近のボイド計・熱電対取付位置図



〔歪ゲージ 9点〕
〔加速度計 1点〕

注: 歪ゲージの取付方向は、
135°—315°方向を軸線とする。

図4.1.5-4 試験部防振板計測器配置図

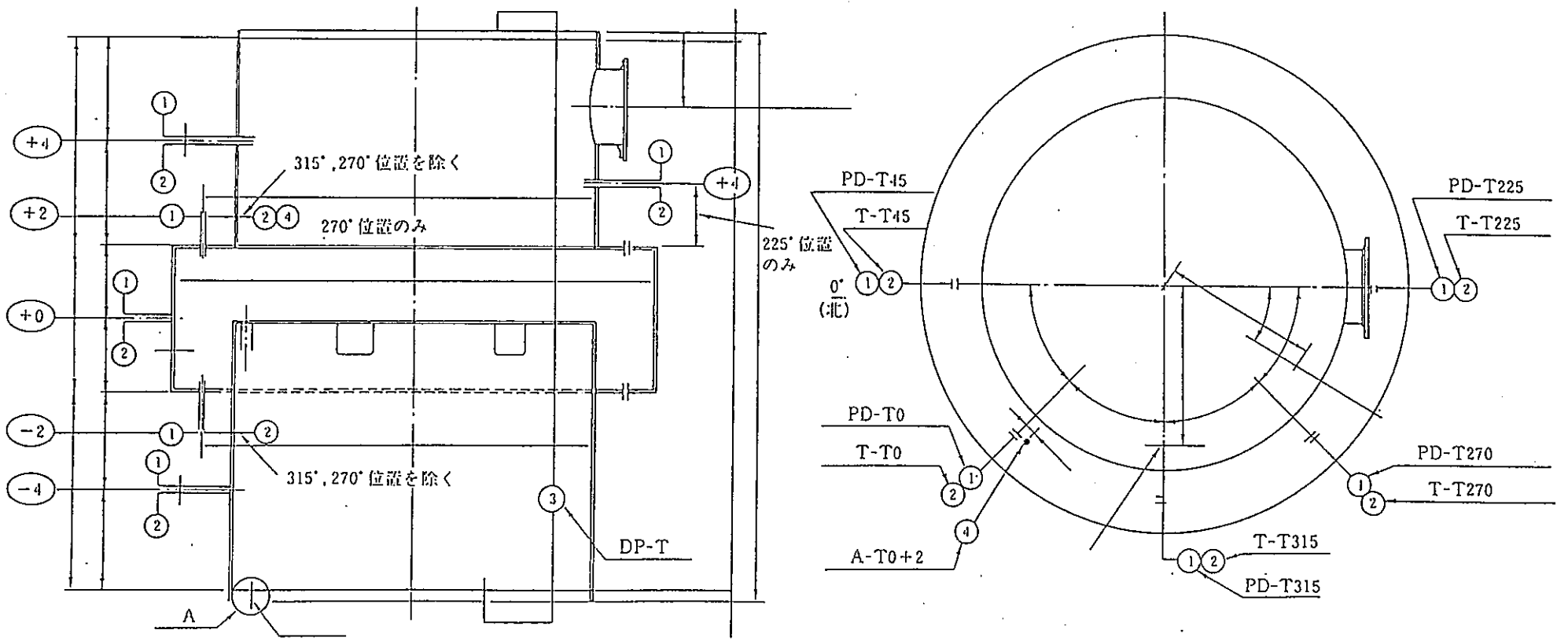


圧力計、熱電対のみ

検出器	記号	個数
圧力計	—	35
熱電対	●	35
ボイド計	Ⓟ	20

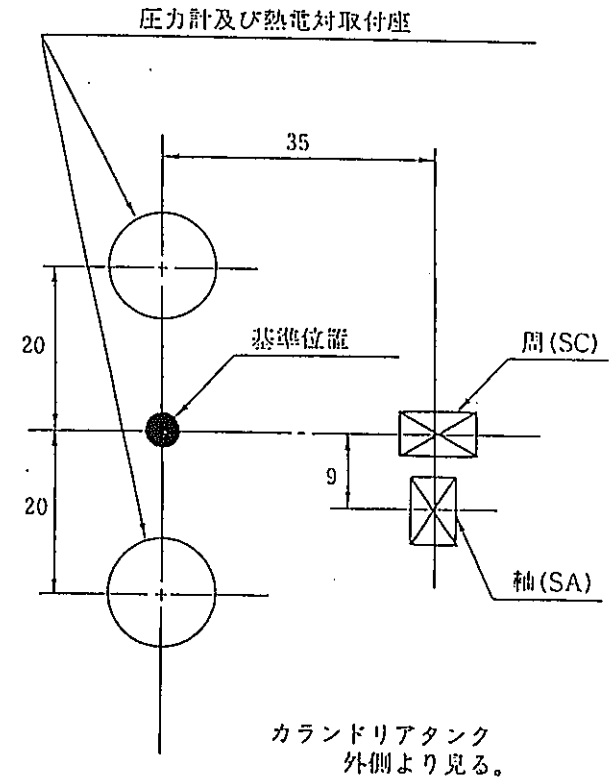
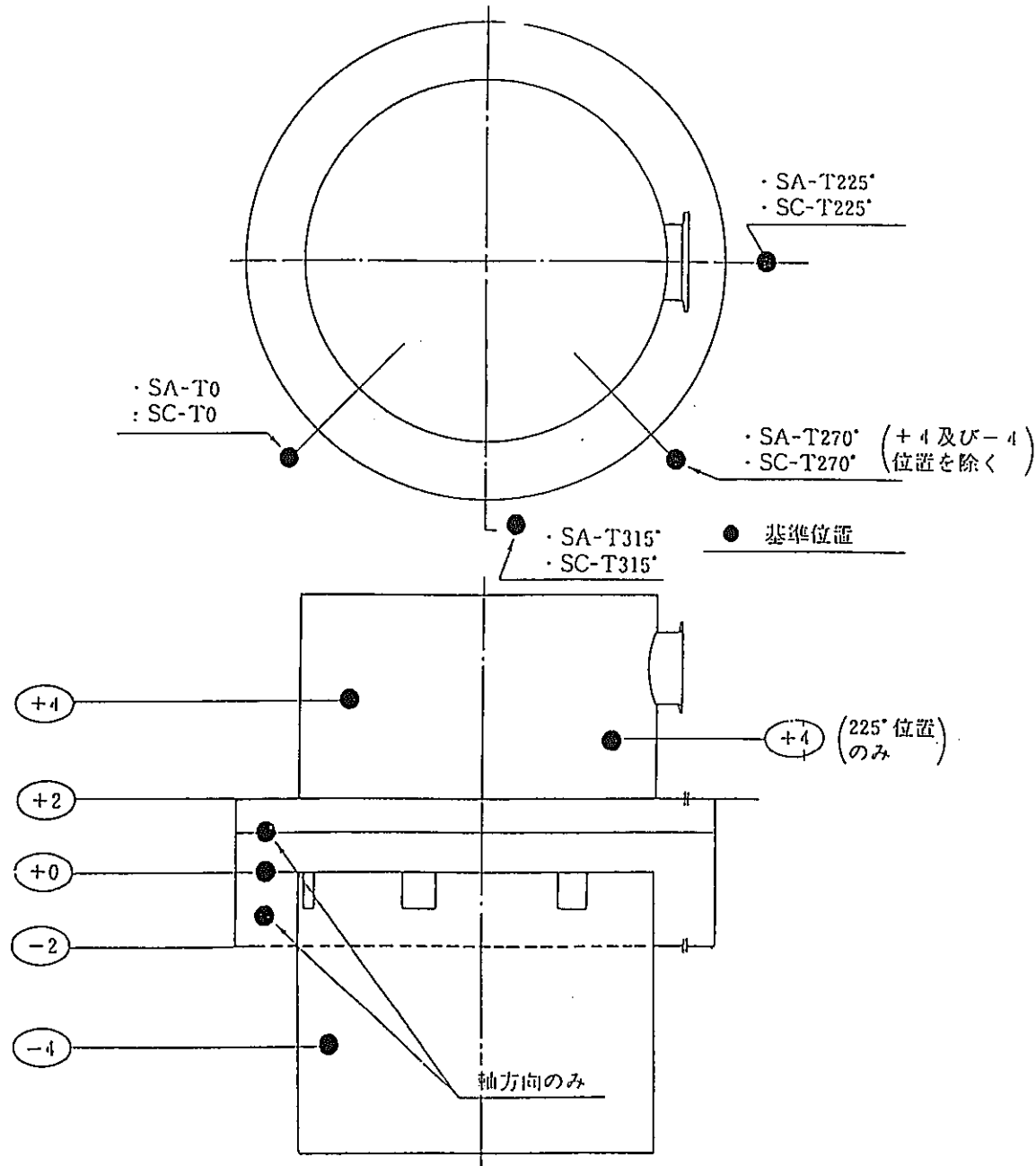
注. □印のカランドリア管を撤去し
一斗缶を各々10個配置する。

図4. 1. 5-5 カランドリアタンク内計測器取付位置図



検出器	記号	個数
圧力計	①	21
熱電対	②	21
差圧計	③	1
加速度計	④	1

図4.1.5-6 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置



検出器	記号	個数
歪ゲージ		28

図4.1.5-7 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置

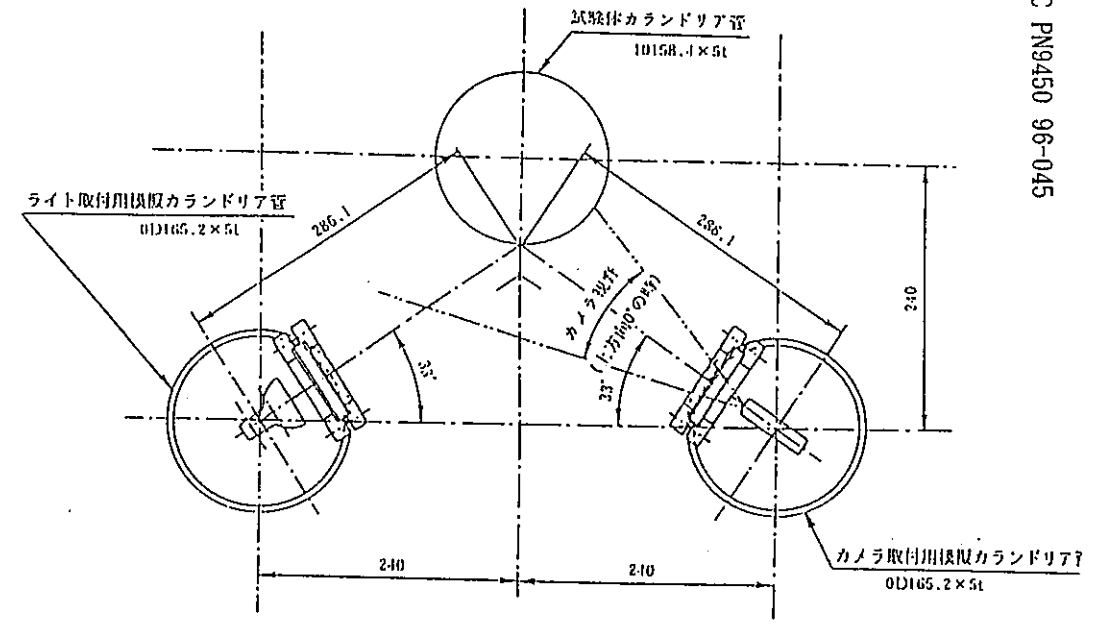
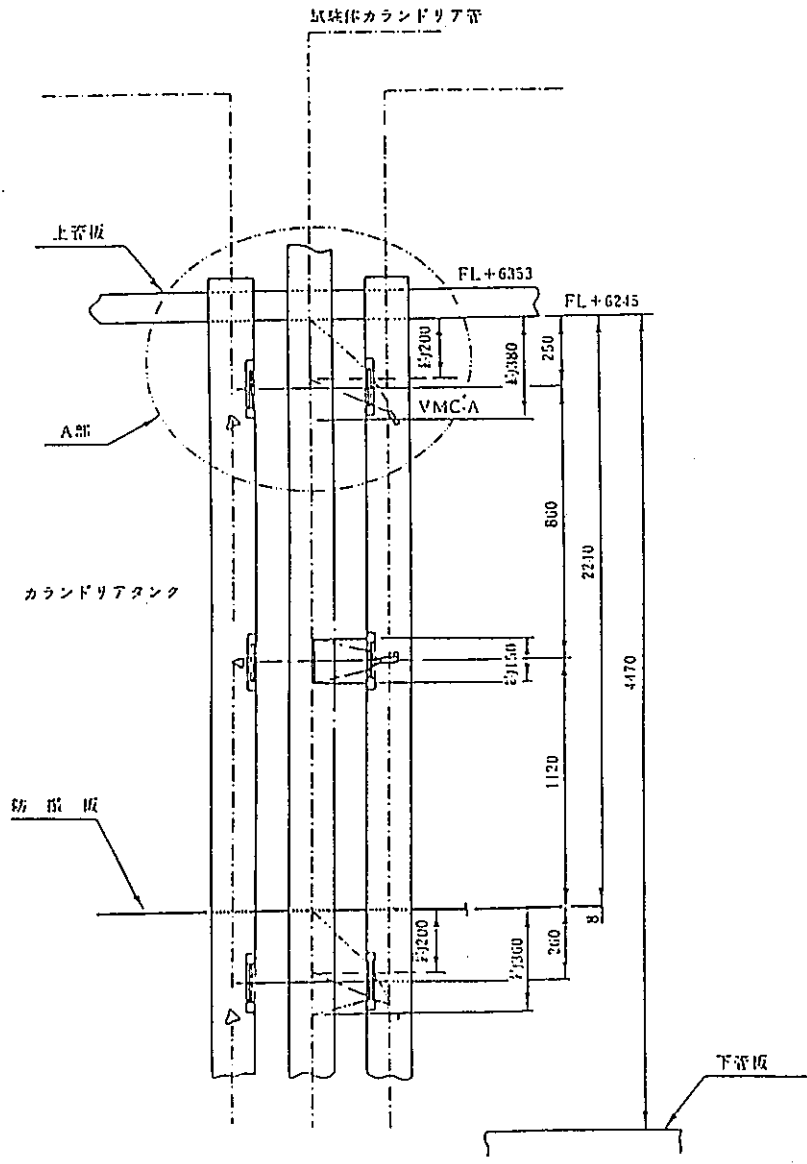


図4.1.5-8 モニタカメラ取付位置図

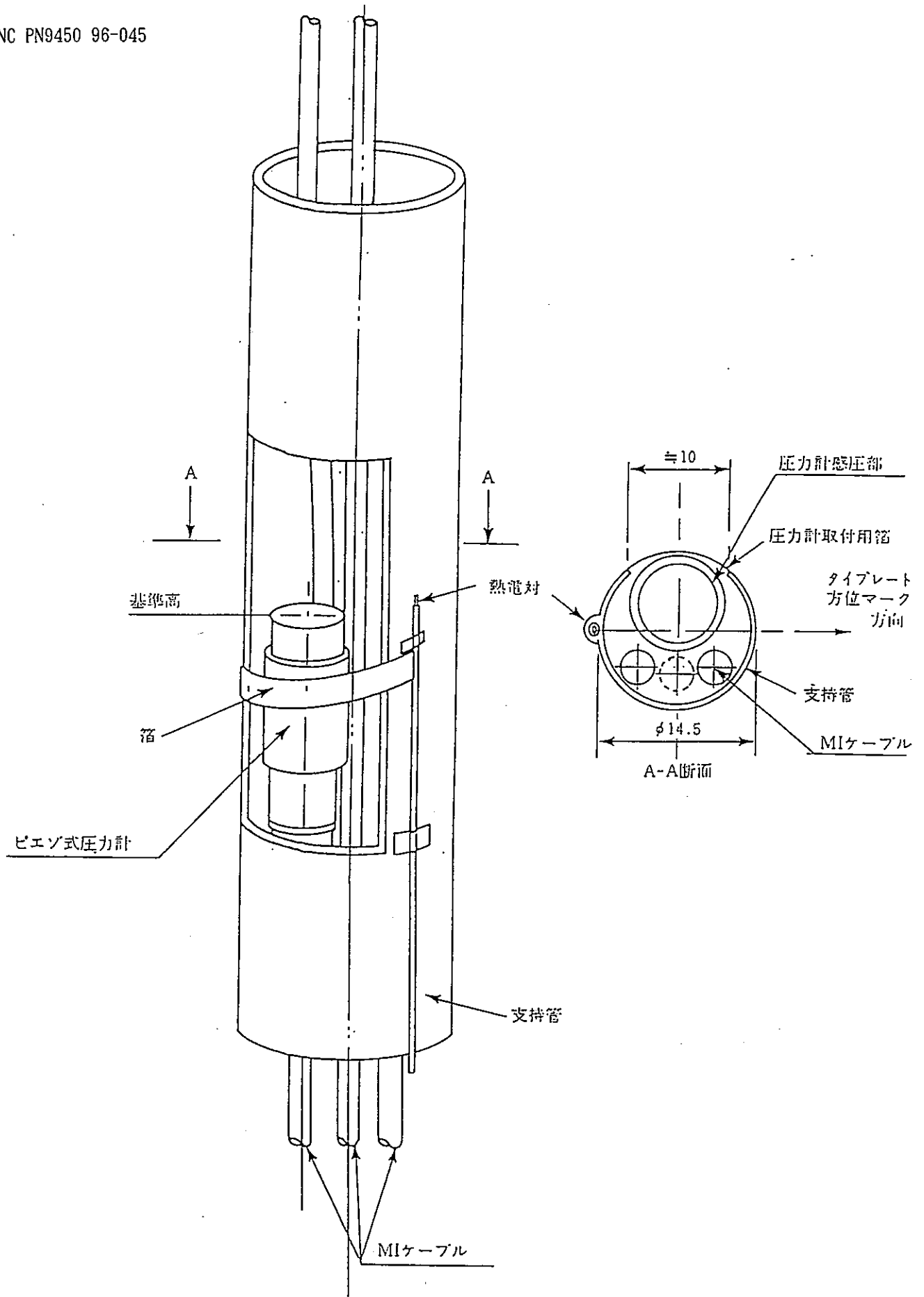


図4.1.5-9

模擬燃料集合体圧力計取付要領

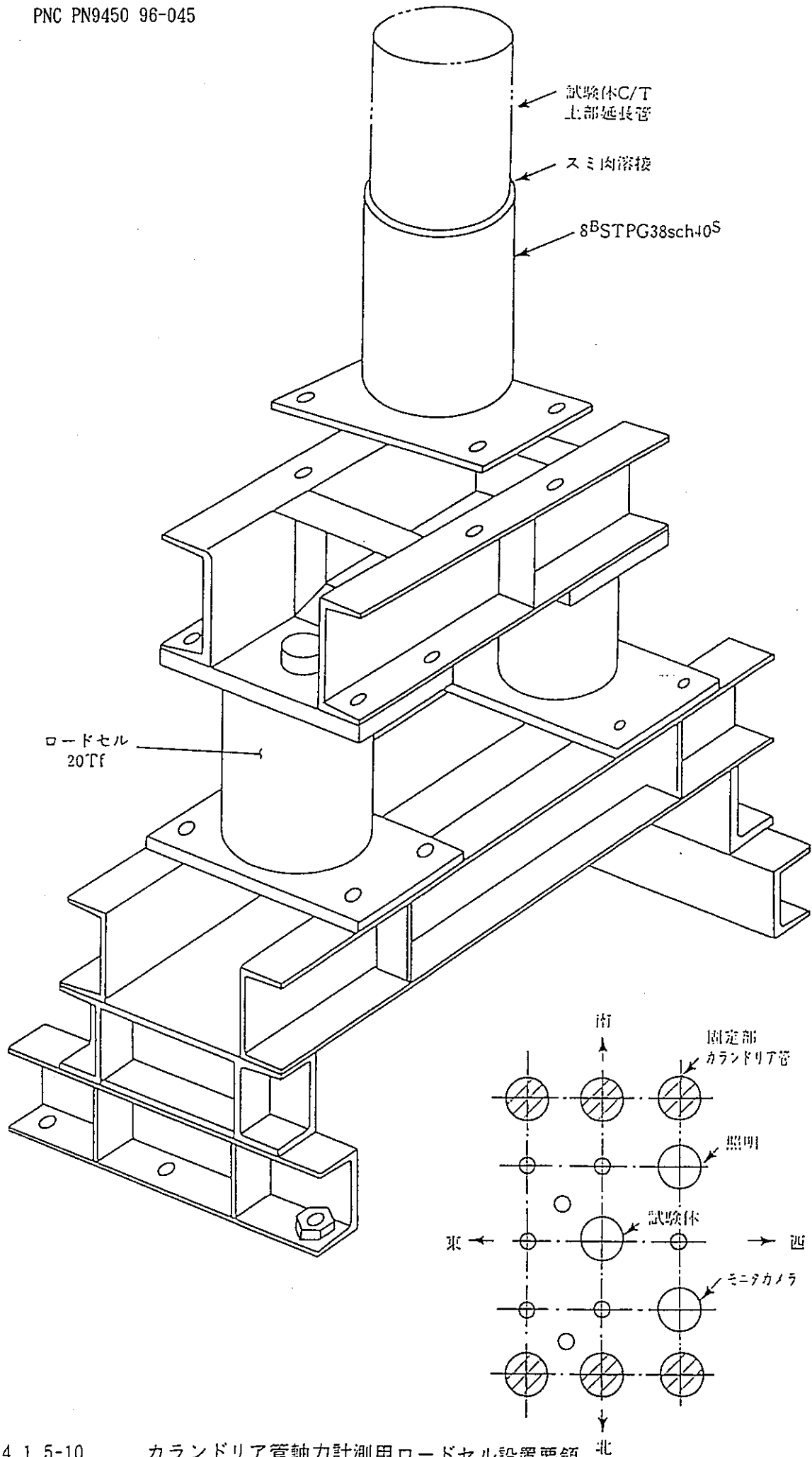


図4.1.5-10 カランドリア管軸力計測用ロードセル設置要領

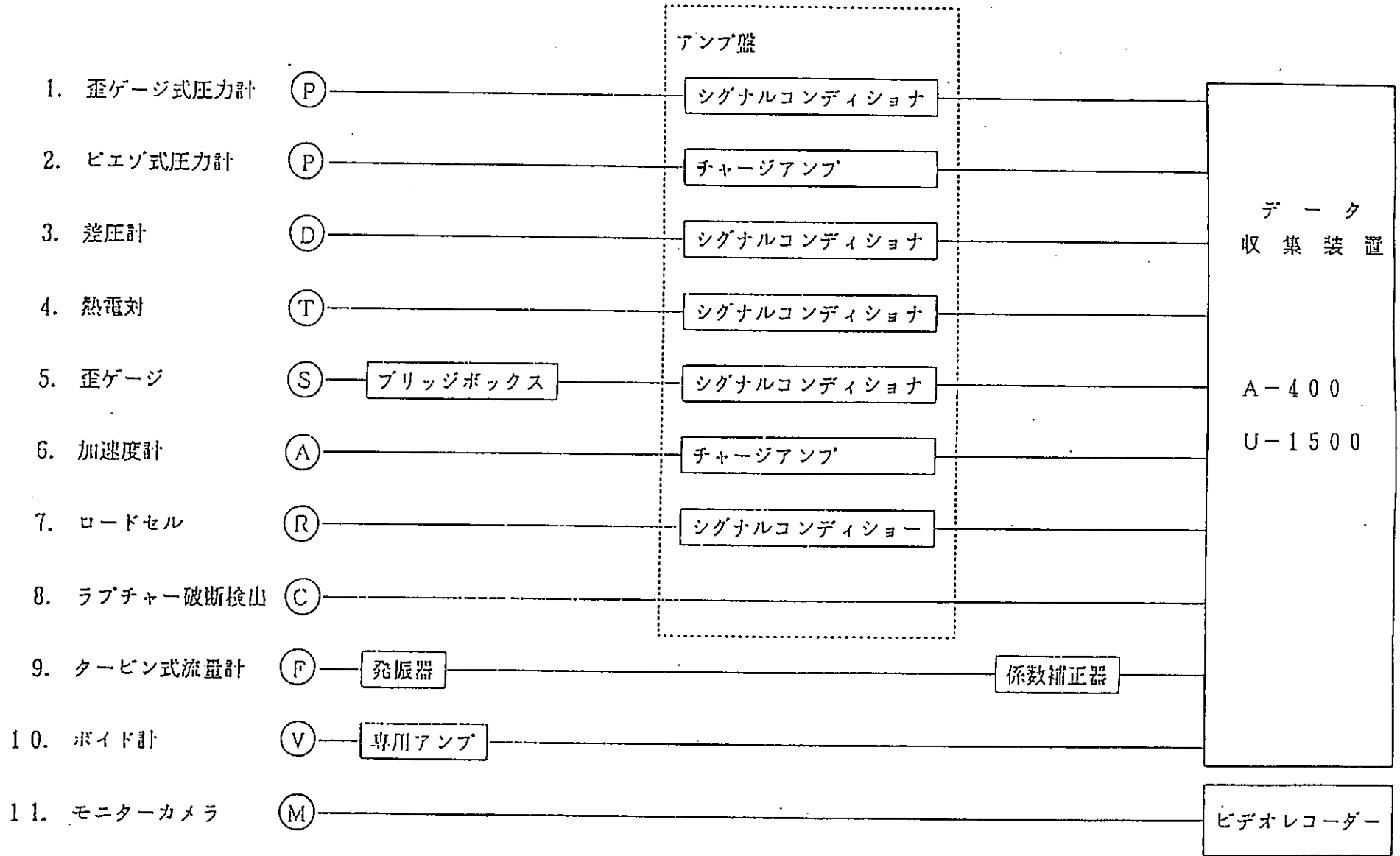


図4.1.5-11 データ収録システム構成

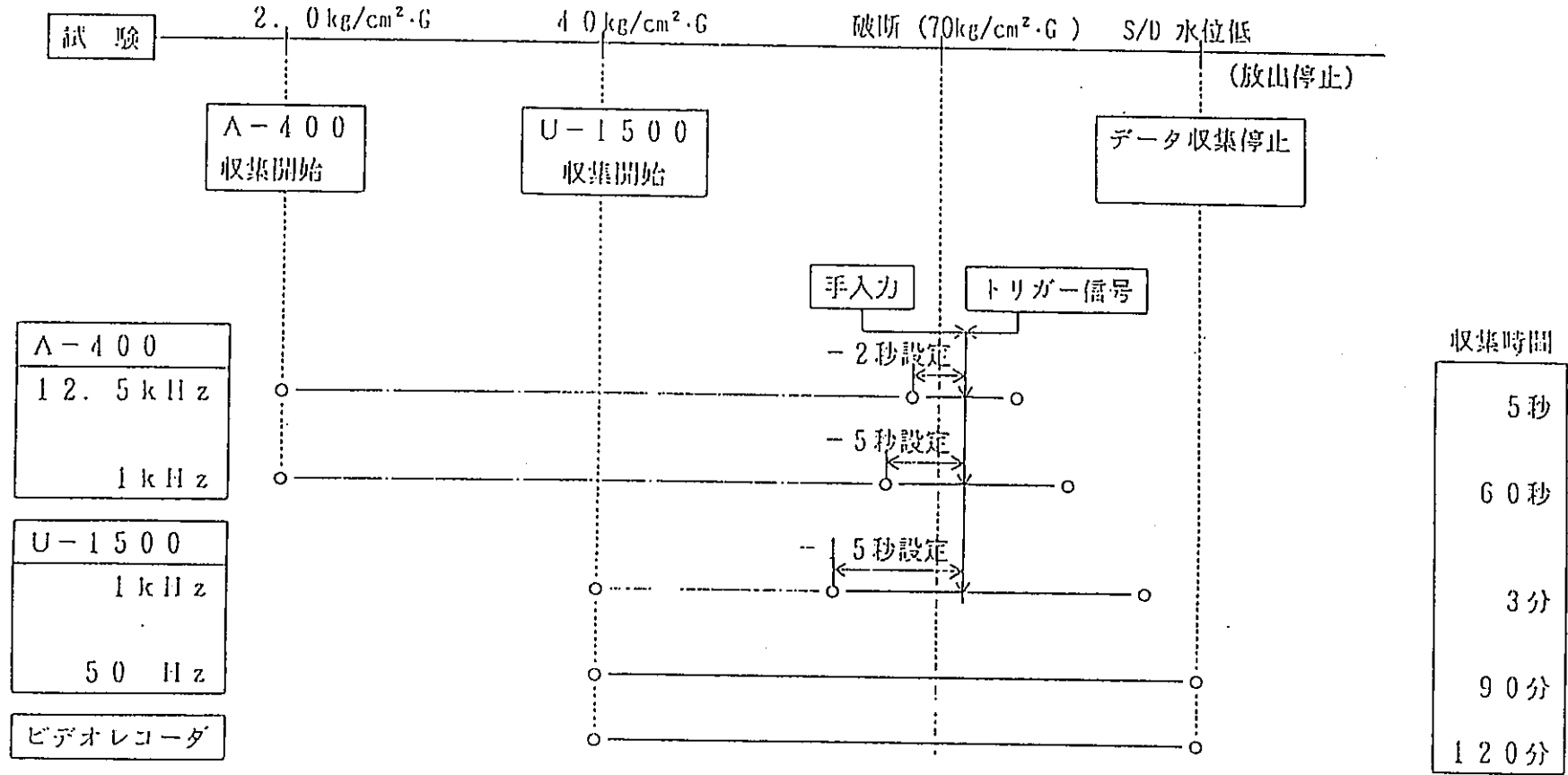


図4.1.5-12 データ収集と同期法

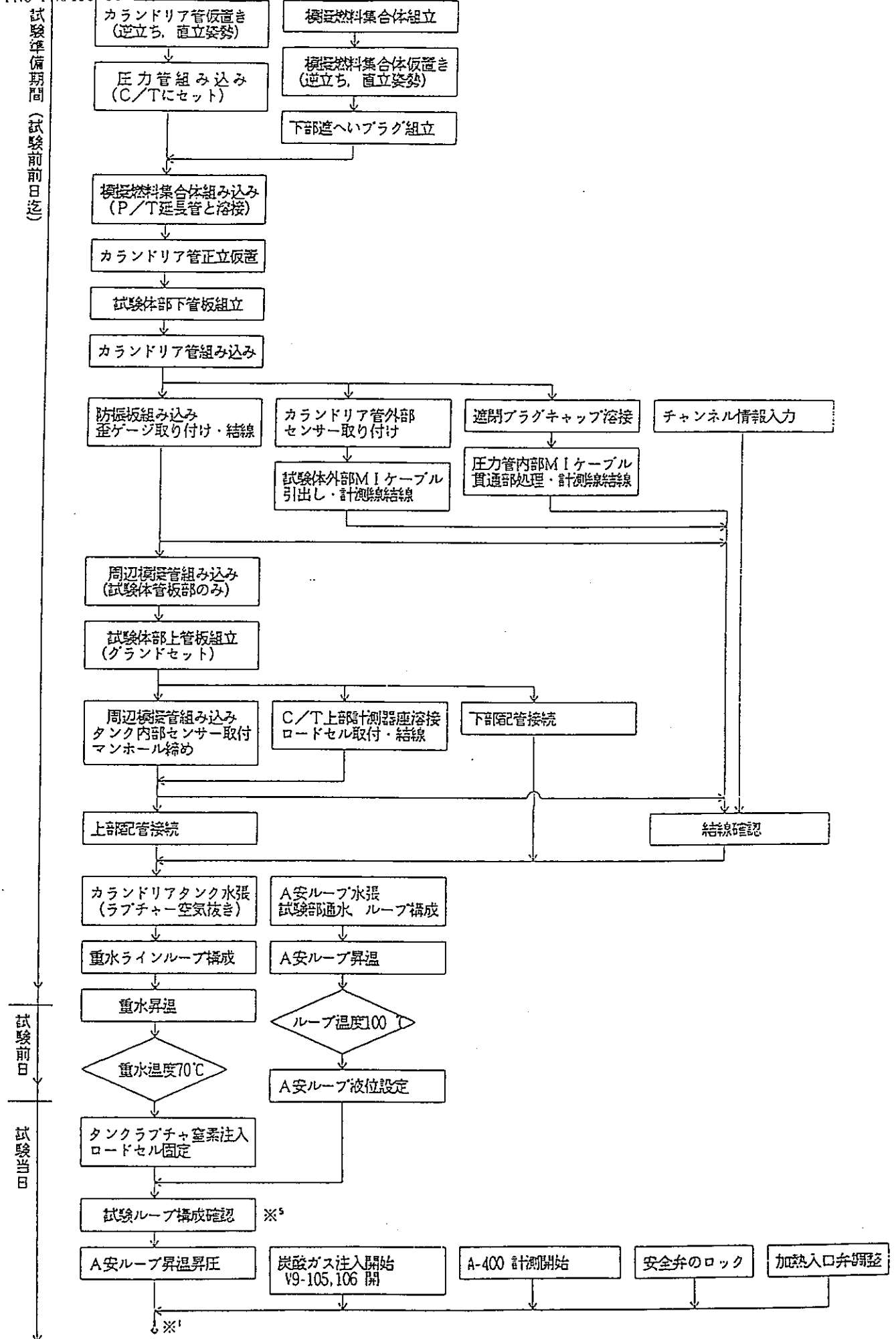


図4.1.6-1(1/3) カランドリア管健全性試験手順フロー

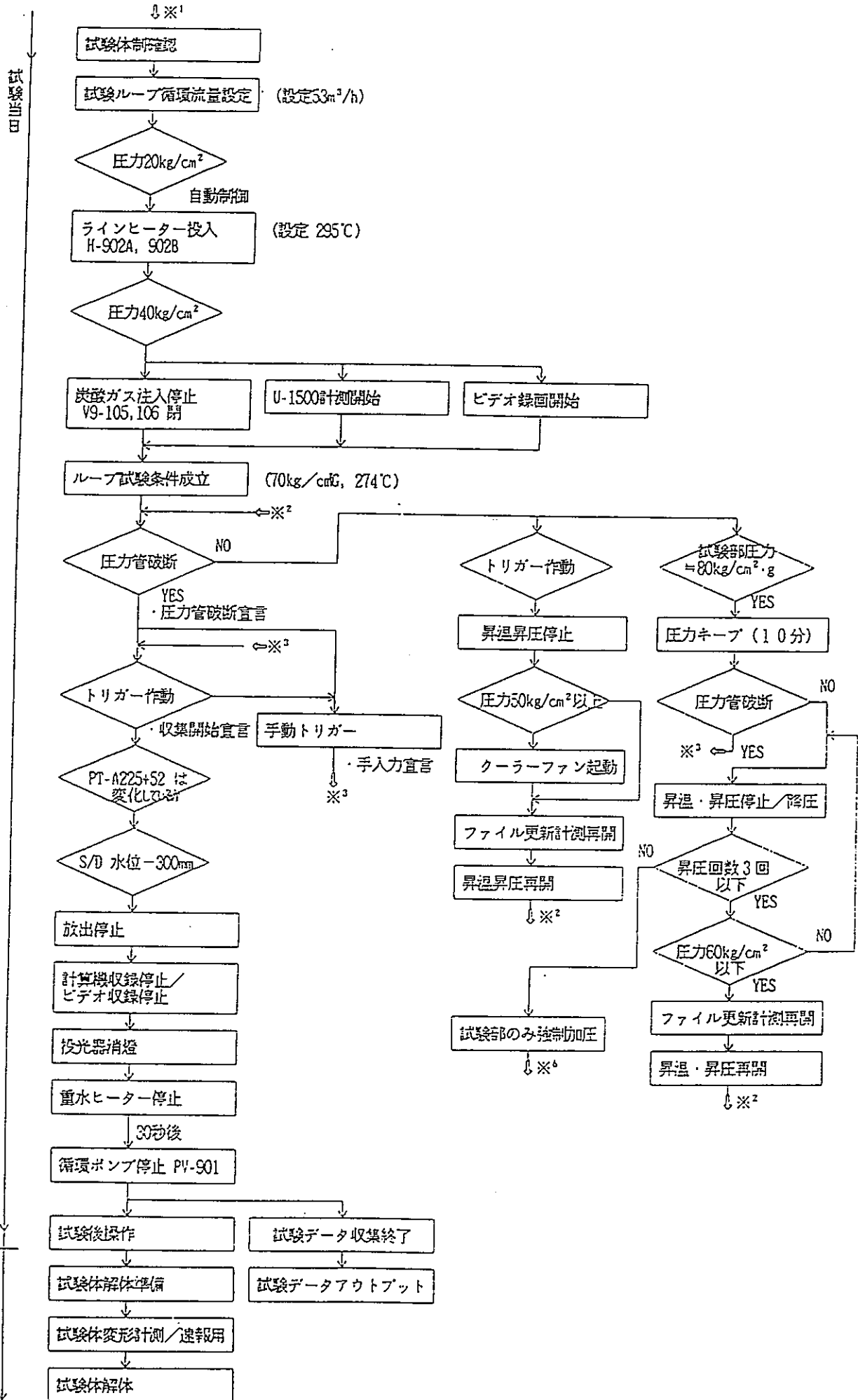
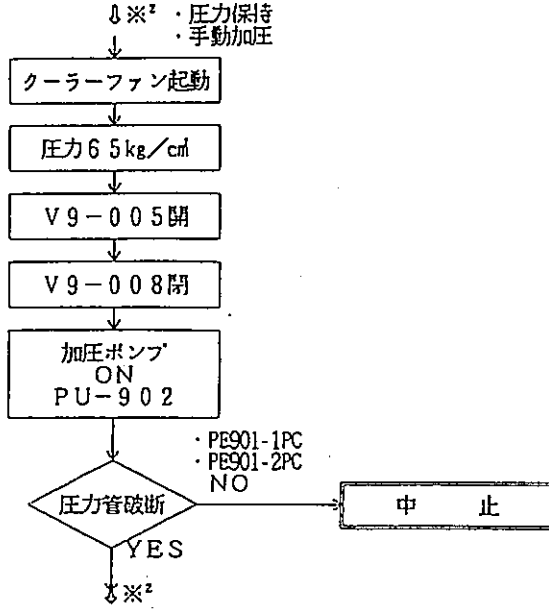


図4.1.6-1(2/3) カランドリア管健全性試験手順フロー

※6 強制加圧



※5 ループ構成

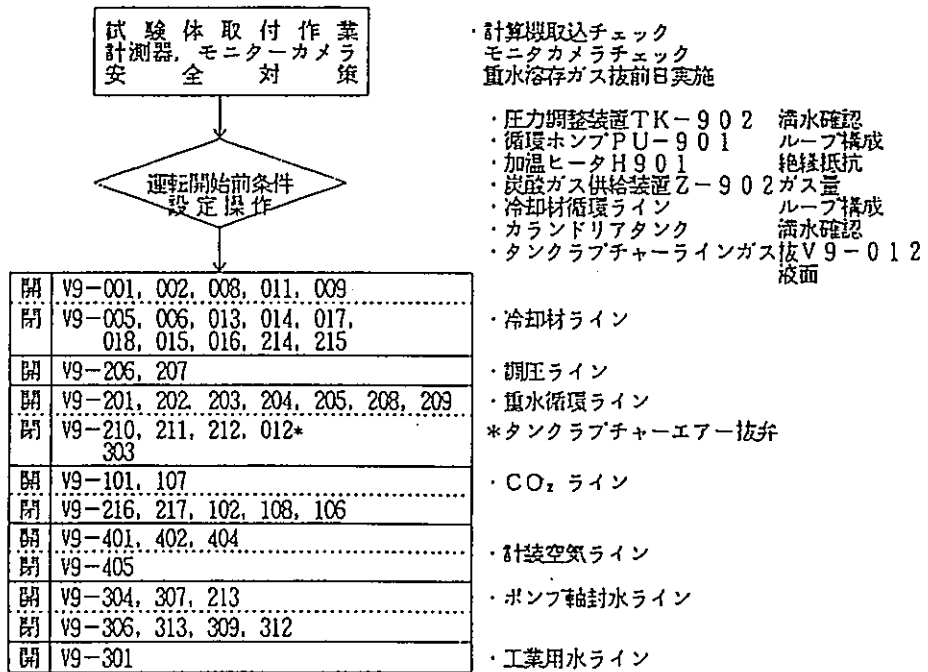


図4.1.6-1(3/3) カランドリア管健全性試験手順フロー

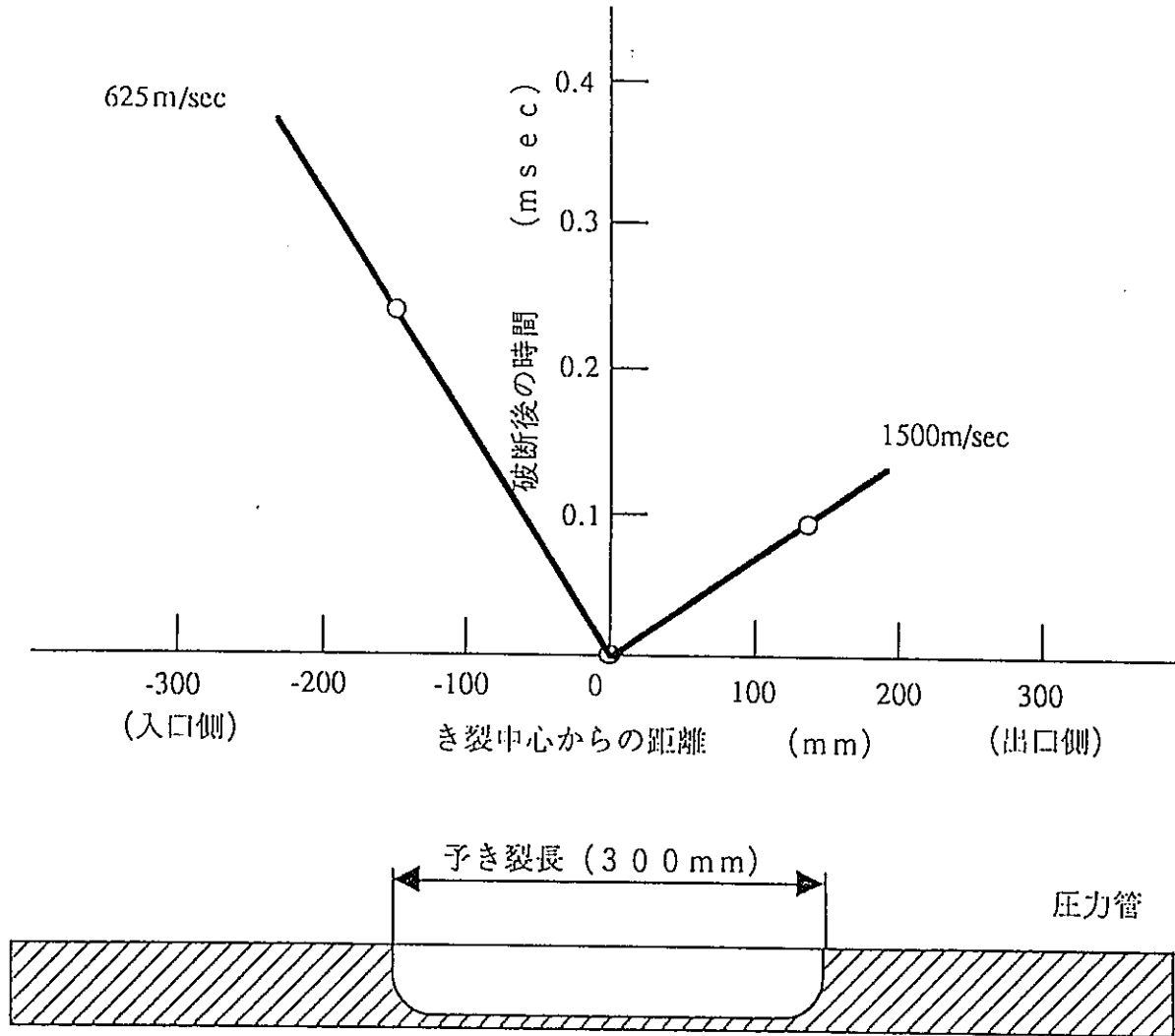
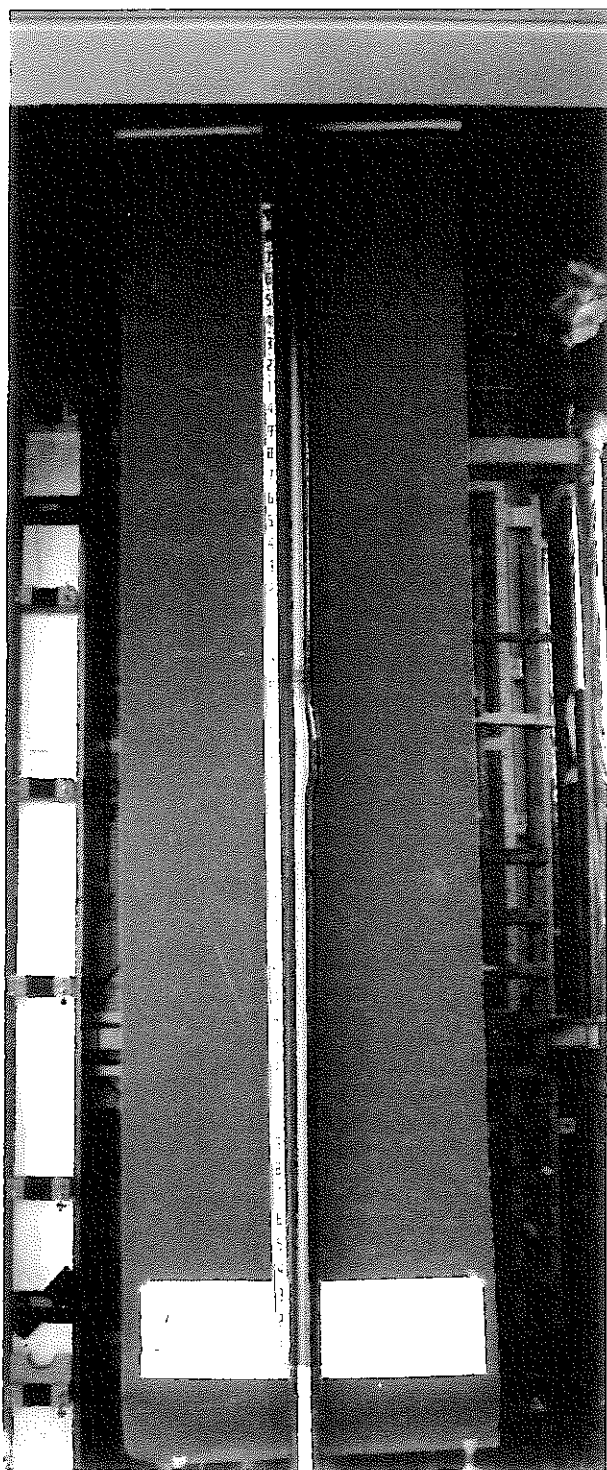
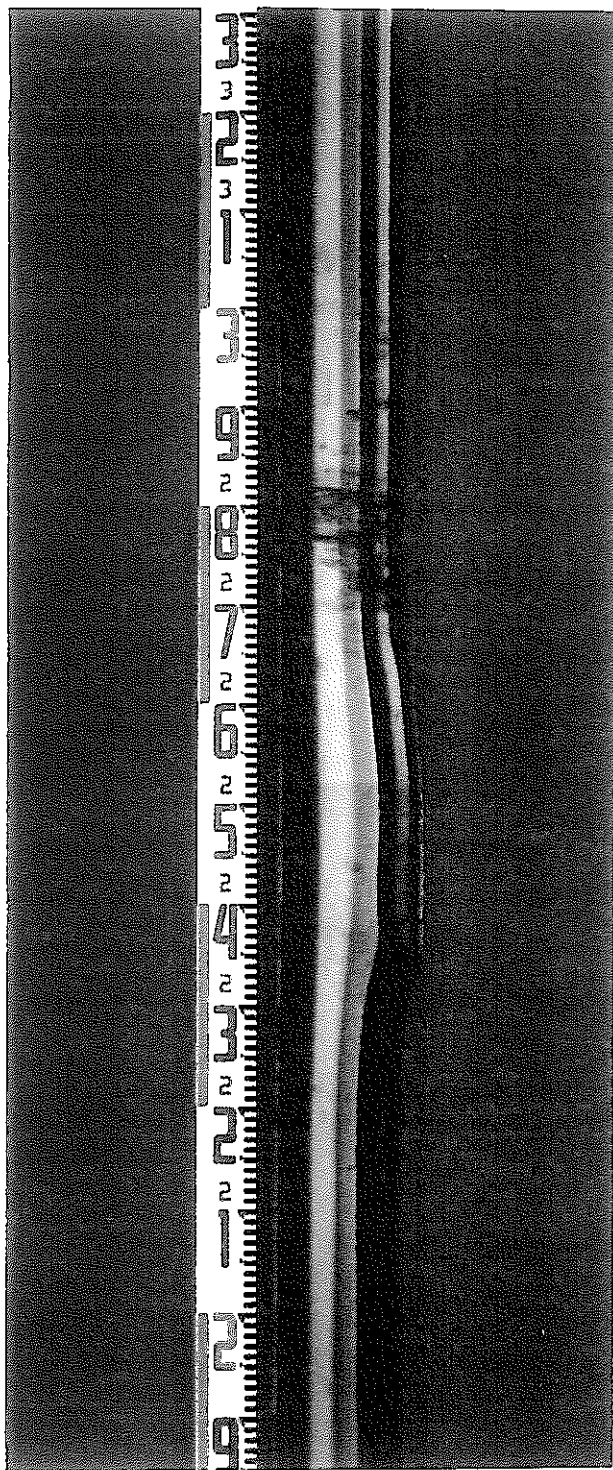


図4. 1. 7-1 カランドリア管健全性試験実機材圧力管破断進展速度



(全体図)



(拡大図)

図4.1.7-2 (2/2) 圧力管試験後形状側面 (CTI-3)

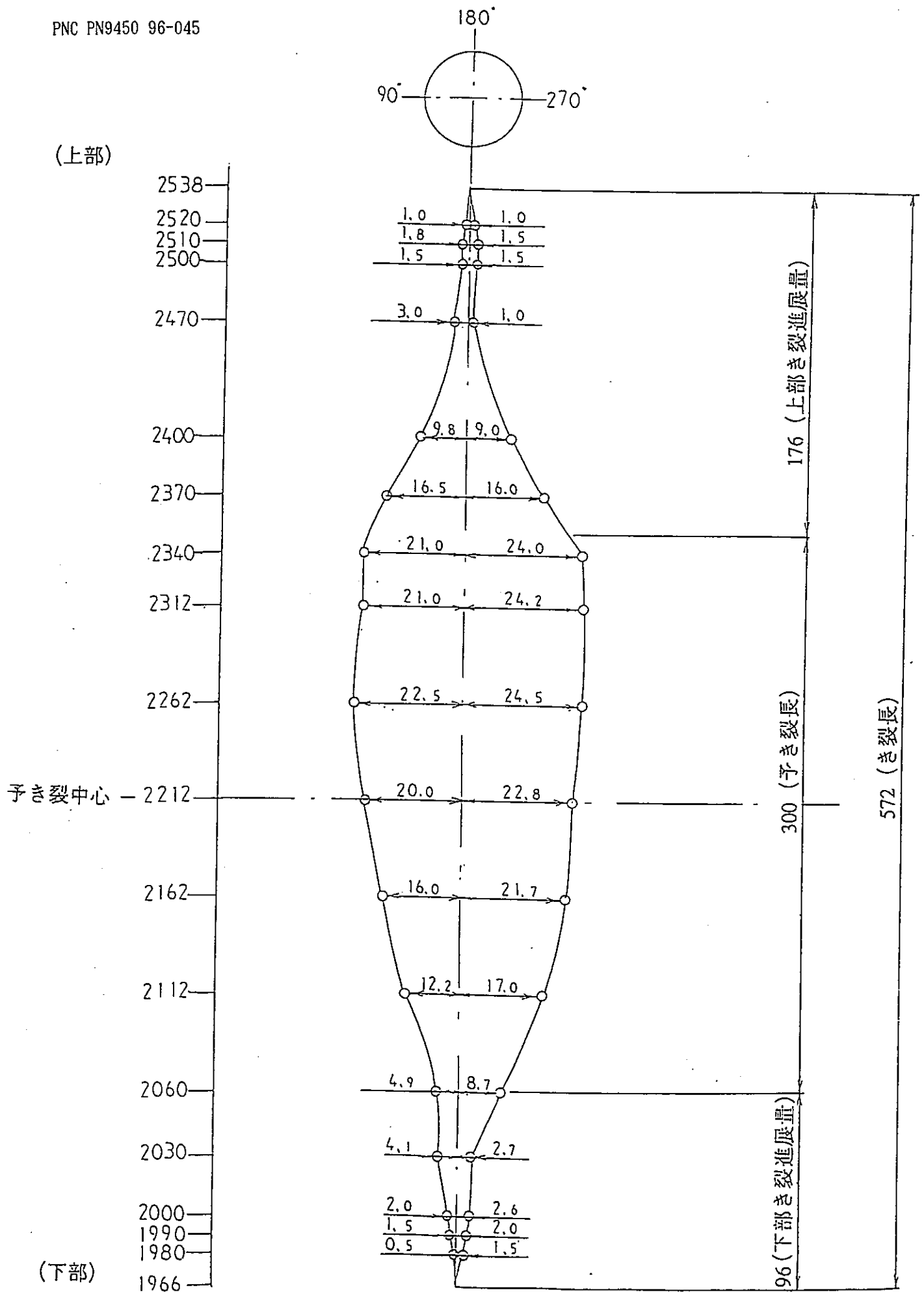


図4.1.7-3 カランドリア管健全性試験圧力管破断開口形状 (CTI-3):

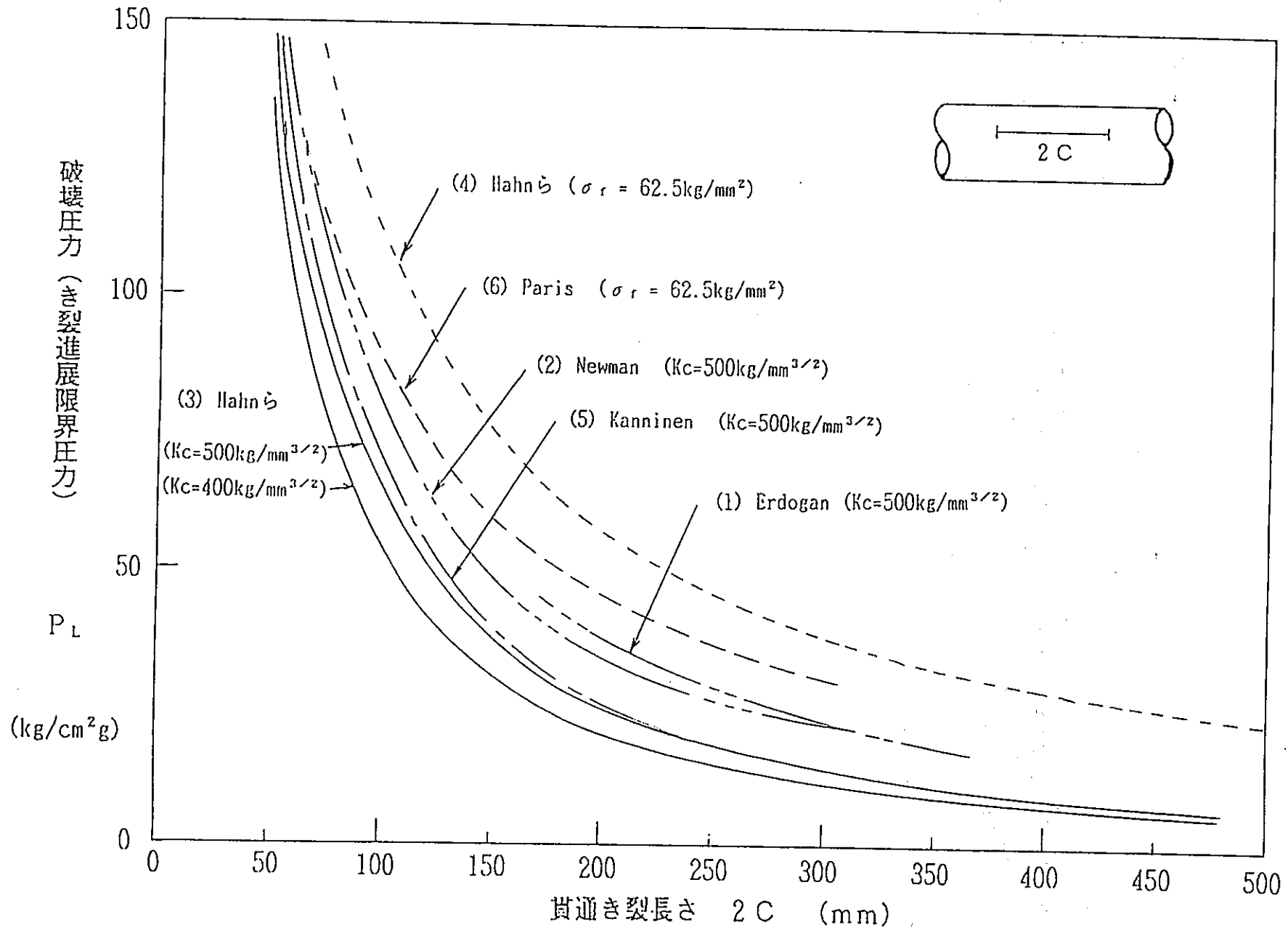
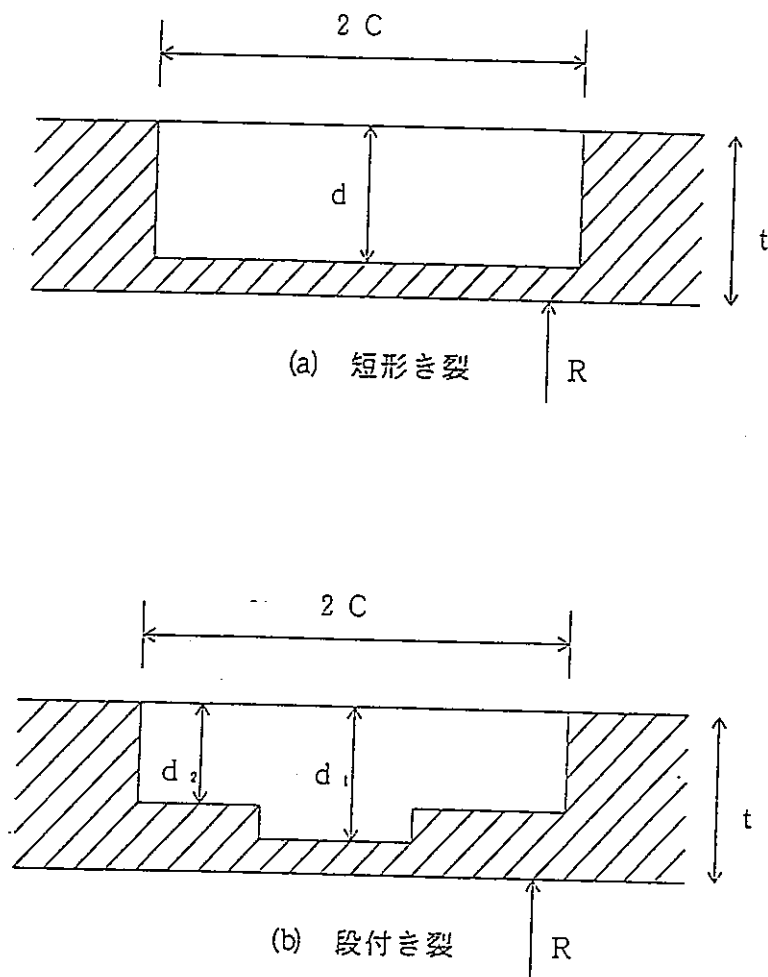


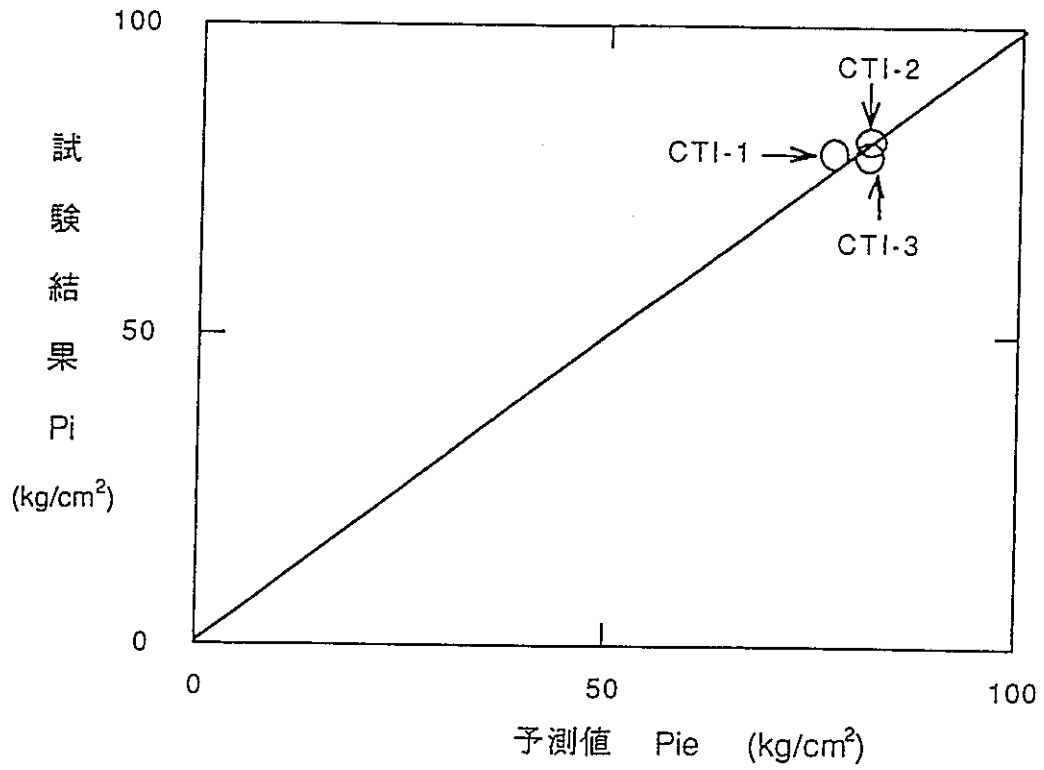
図4.1.7-4 貫通き裂付圧力管の破壊圧力



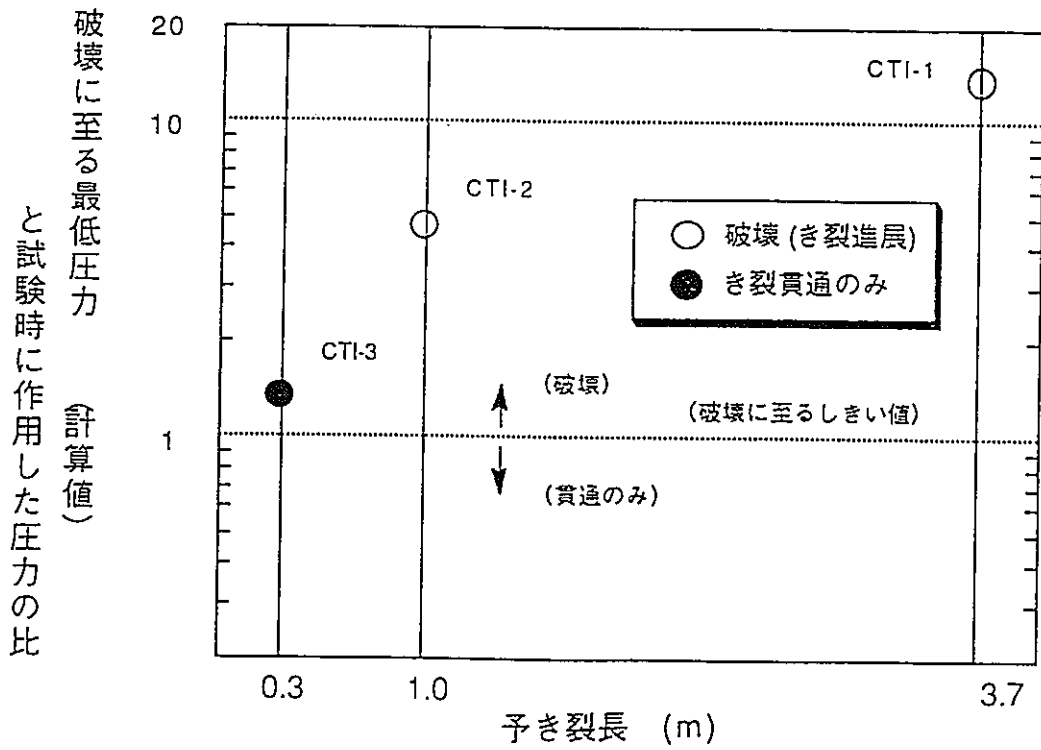
- R : 圧力管内径
- t : 圧力管肉厚
- 2 C : き裂長さ
- d, d₁, d₂ : き裂深さ

4.2.7.(2)に示すHahnらの式は、(a)矩形き裂に対して提案されている。試験においては(b)段付きき裂が採用されており、同式中のき裂深さ $d = d_1$ としてき裂貫通圧力を算定する。

図4.1.7-5 Hahnらの式で仮定される未貫通き裂形状



(a) き裂貫通圧力



(b) 破壊 (き裂進展) 圧力

図4.1.7-6 き裂貫通圧力及び破壊圧力の予測値と試験結果の比較

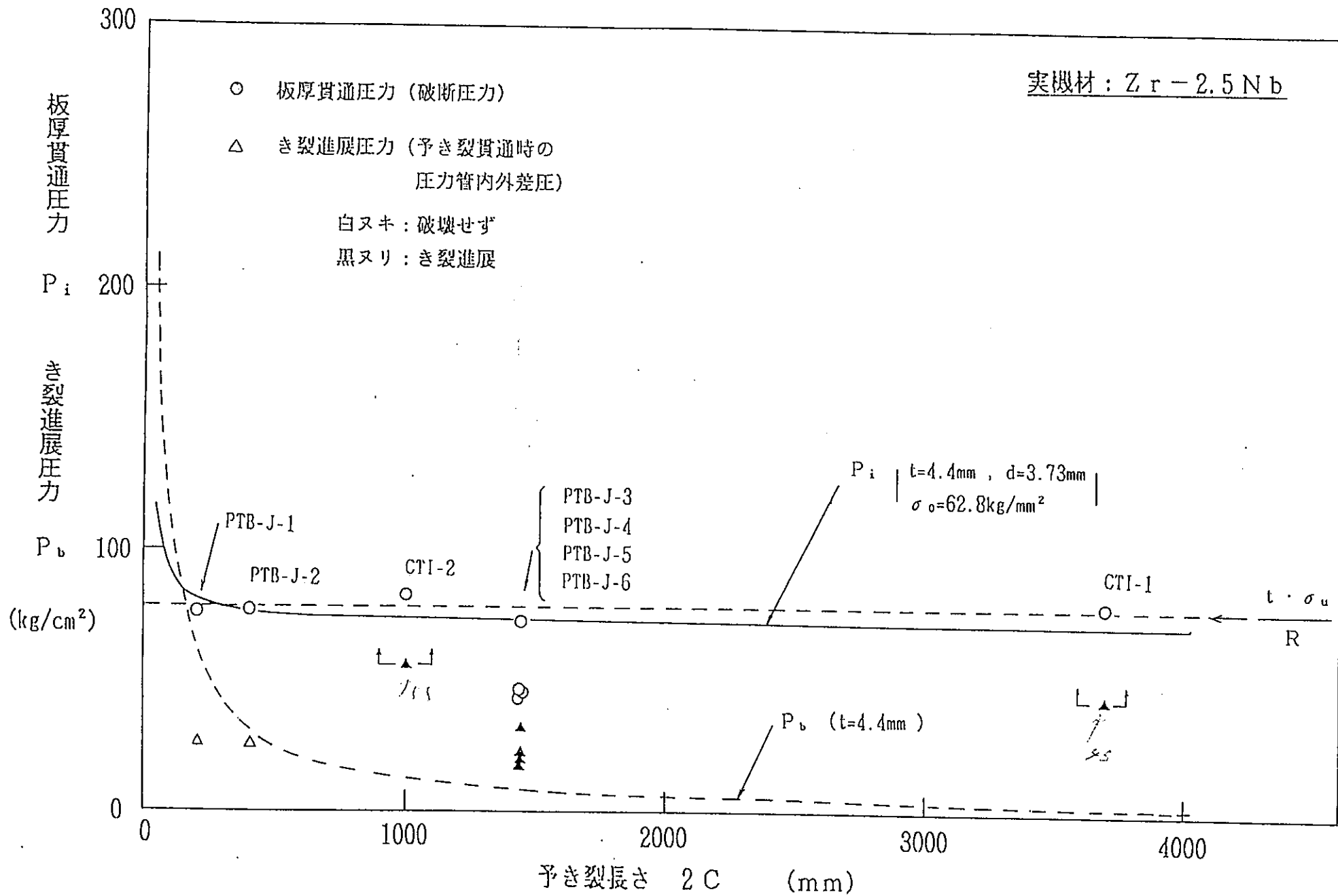
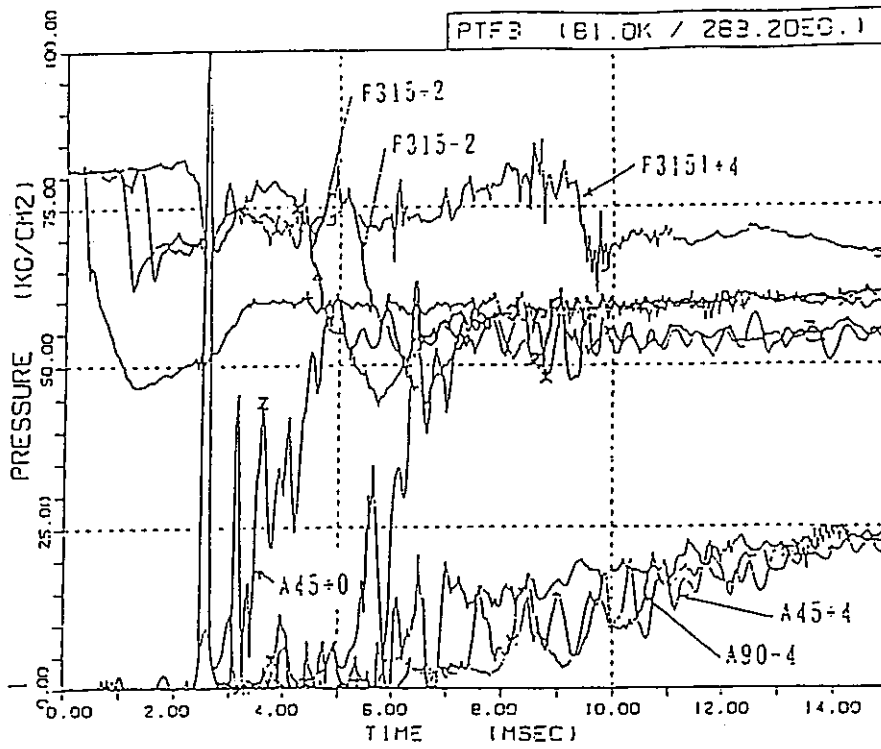
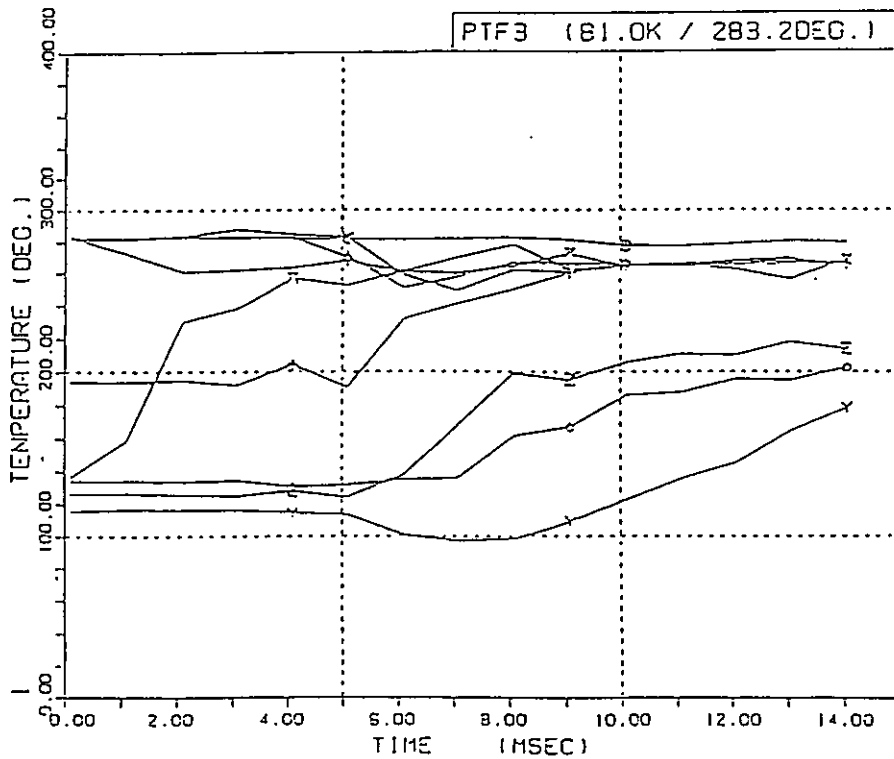


図4.1.7-7 表面き裂貫通圧力及び貫通き裂の破壊圧力(Zry-2.5Nb)の試験結果との比較



- | O PO-F315+4
- | Δ PO-F315+2
- | + PO-F315+0
- | X PO-F315-2
- | ◊ PT-A45+4
- | × PT-A45+2
- | Z PT-A45+0
- | Y PT-A90-2
- | ※ PT-A90-4

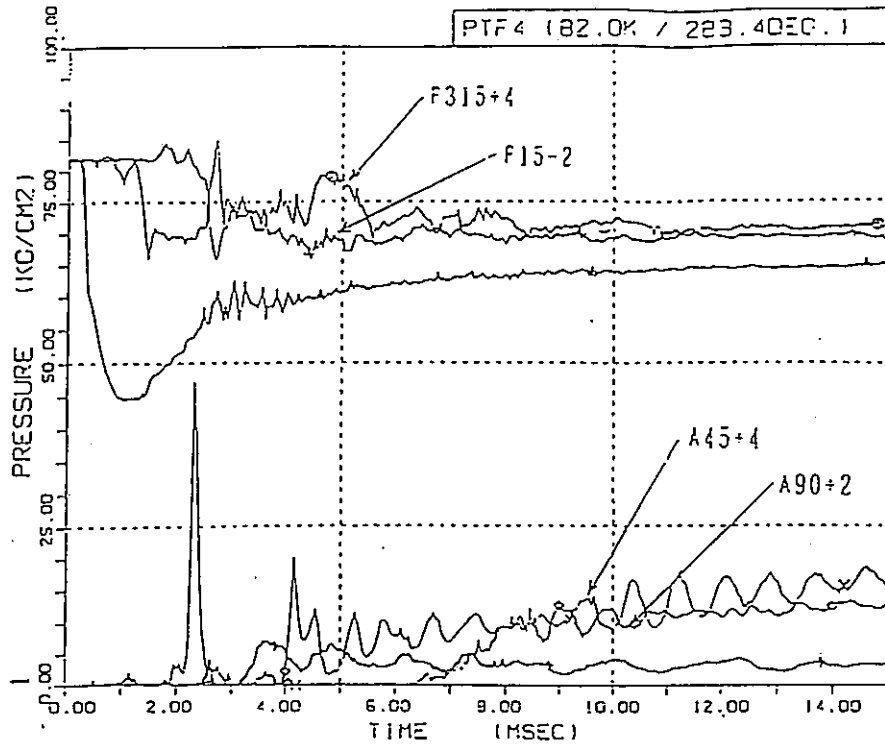
(a) 圧力変化



- | O T-F285+4
- | Δ T-F285+2
- | + T-F285+0
- | X T-F285-2
- | ◊ T-A45+4
- | ◊ T-A0+2
- | × T-A0+0
- | Z T-A90-2
- | Y T-A90-4

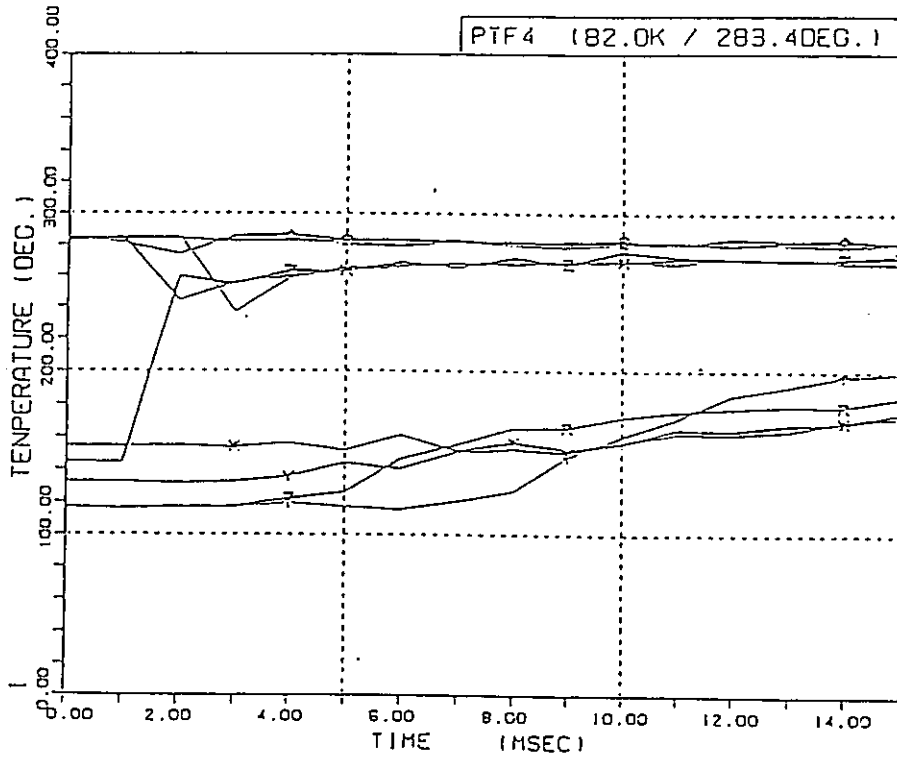
(b) 温度変化

図4.1.7-8(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-3)



- 1 ○ PO-F345+4
- 1 △ PO-F15+0
- 1 + PO-F15-2
- 1 × PT-A45+4
- 1 ◊ PT-A90+2
- 1 † PT-A90+0

(a) 圧力変化



- 1 ○ T-F350+4
- 1 △ T-F10+2
- 1 + T-F350+1
- 1 × T-F10+0
- 1 ◊ T-F10-2
- 1 † T-A0+4
- 1 × T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 ※ T-A90-4

(b) 温度変化

図4.1.7-8(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-4)

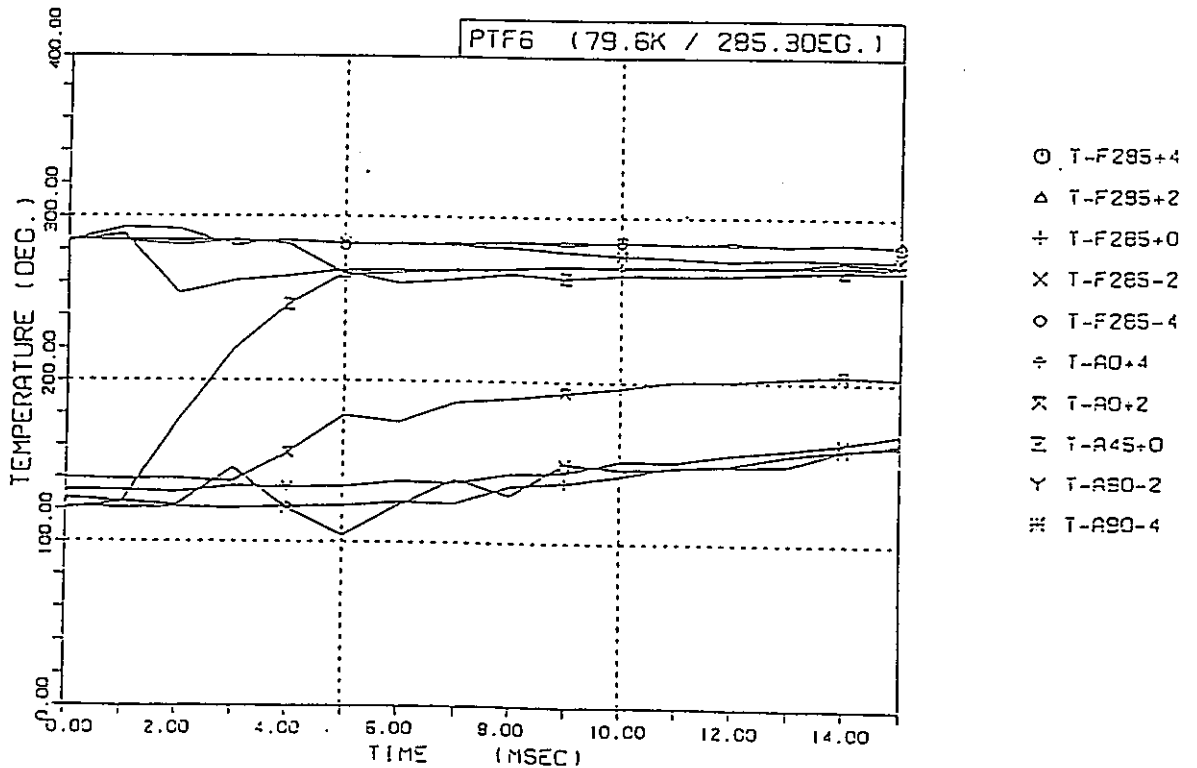
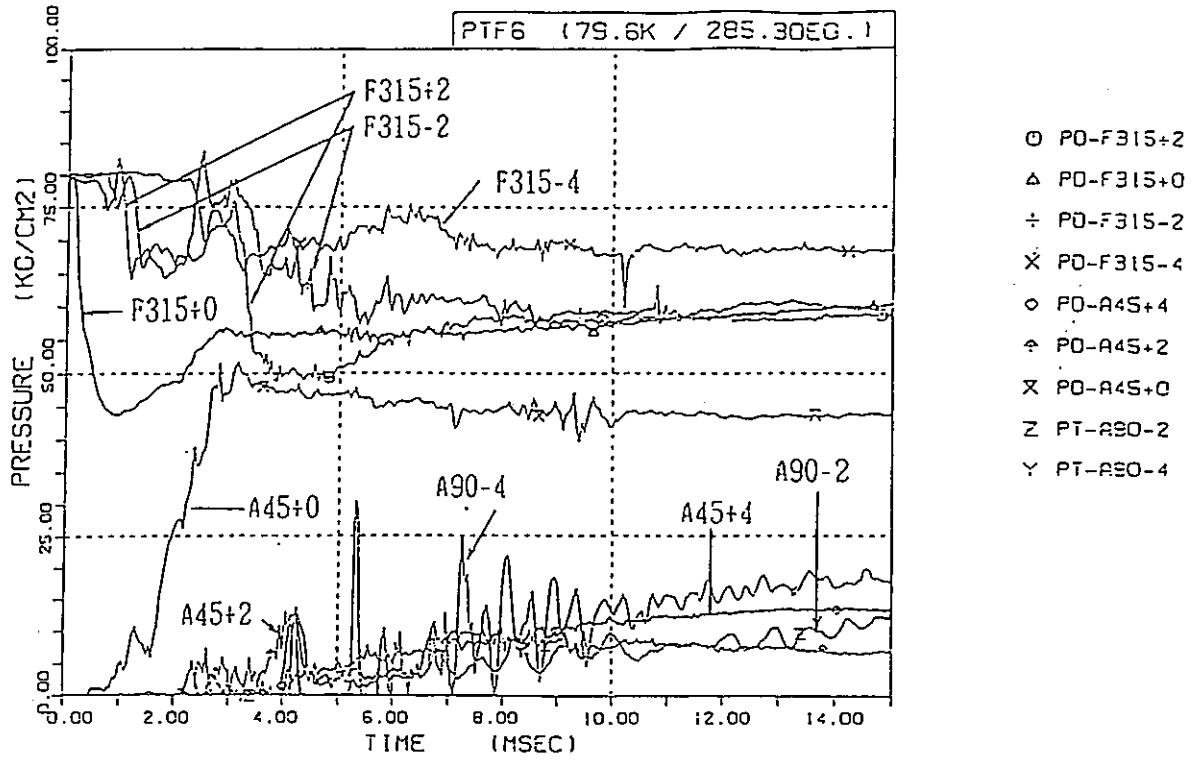
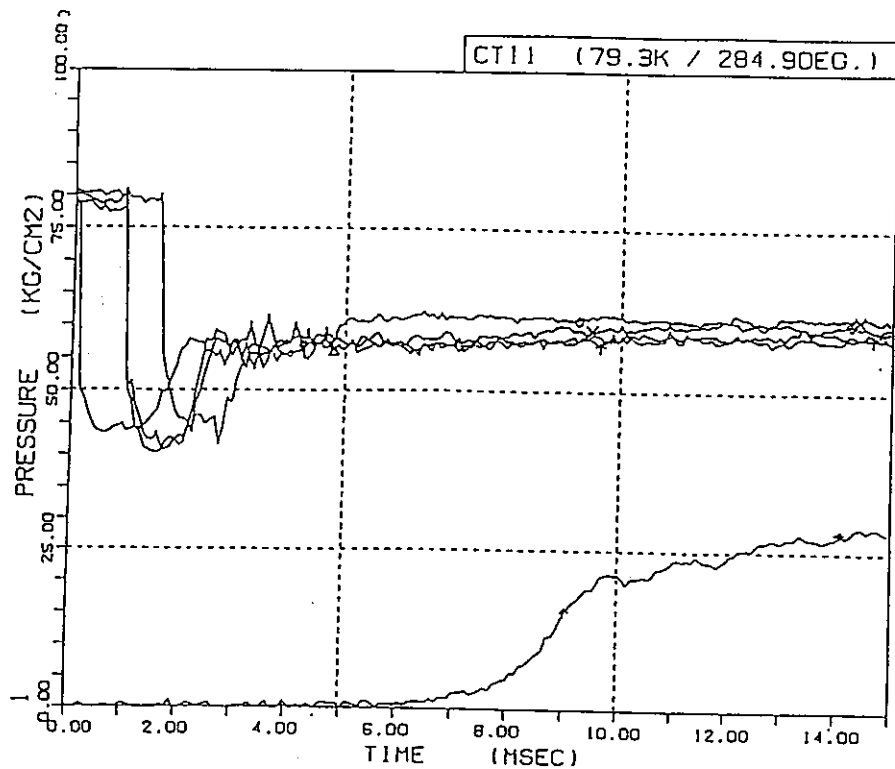
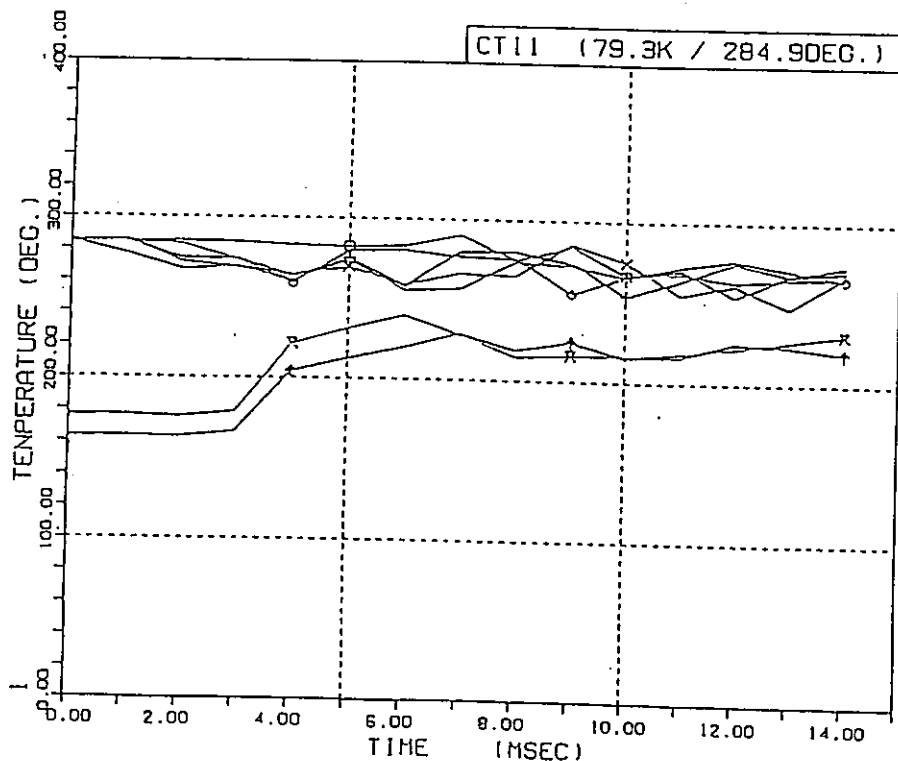


図4.1.7-8(3/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-6)



- | Δ PD-F0+2
- | + PD-F0+0
- | × PD-F0-2
- | ○ PD-F0-4
- | ↑ PT-A225+51

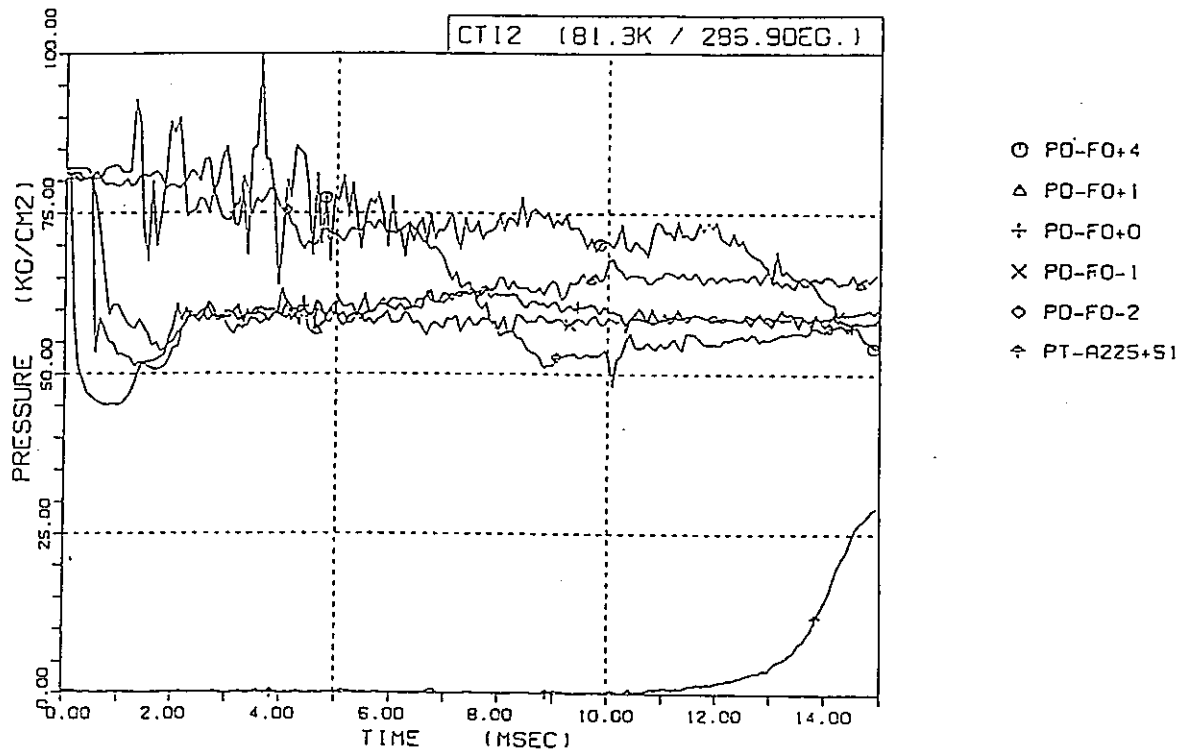
(a) 圧力変化



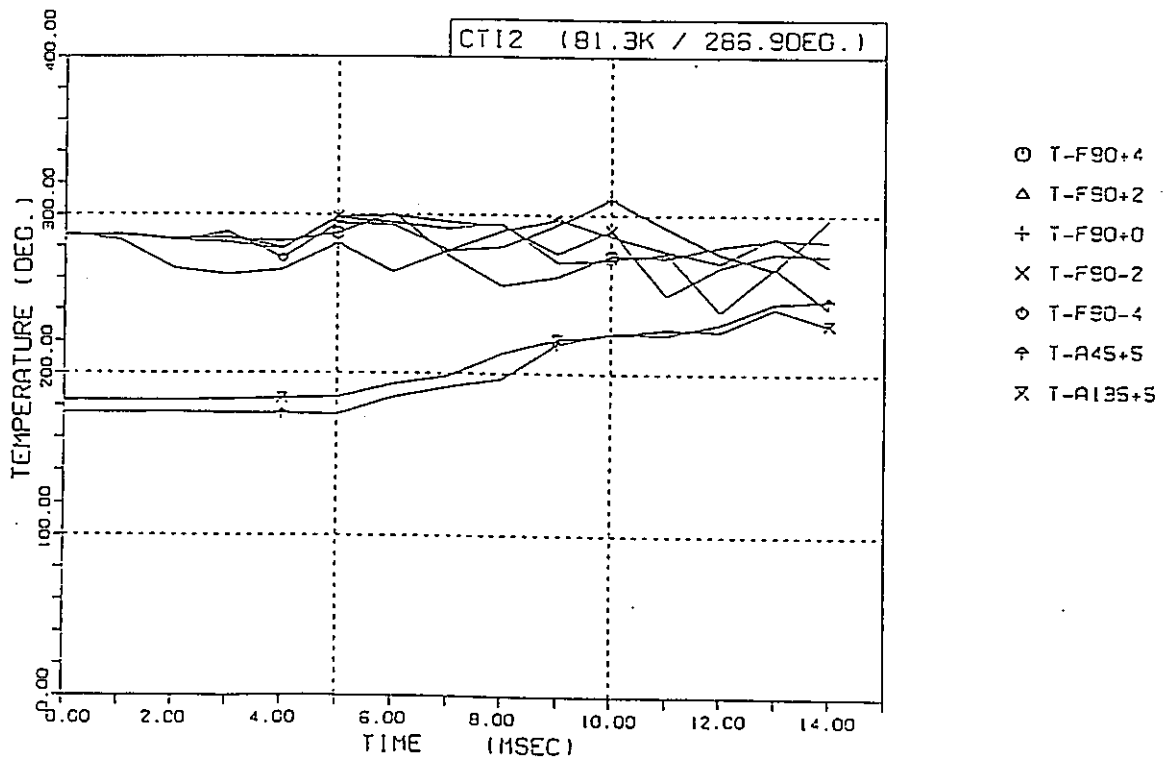
- | ○ T-F90+4
- | Δ T-F90+2
- | + T-F90+0
- | × T-F90-2
- | ○ T-F90-4
- | ↑ T-A45+5
- | × T-A135+5

(b) 温度変化

図4.1.7-8(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)

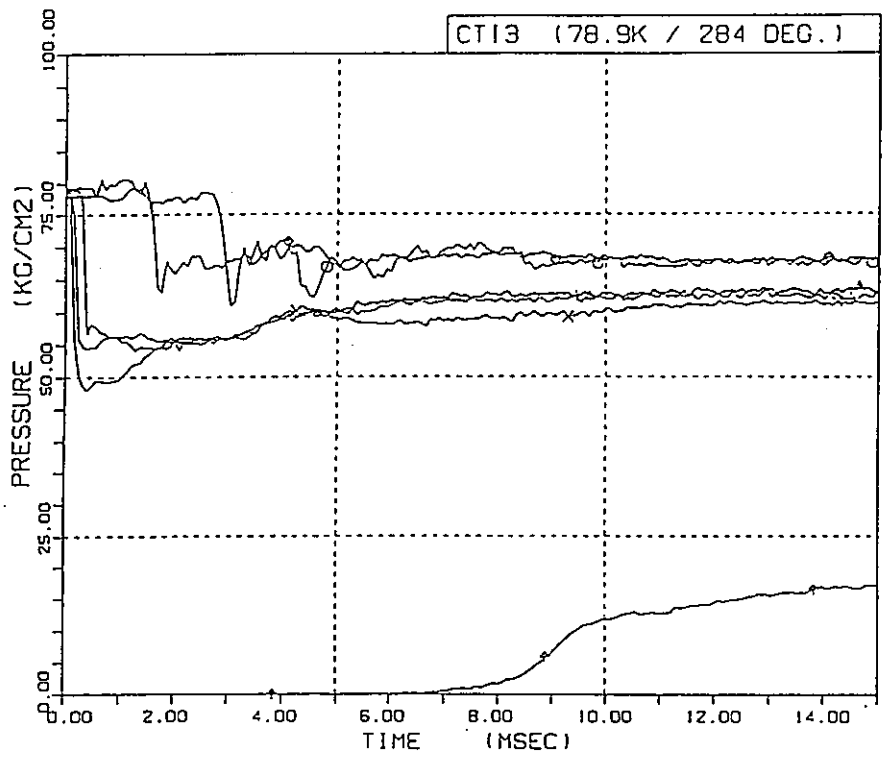


(a) 圧力変化

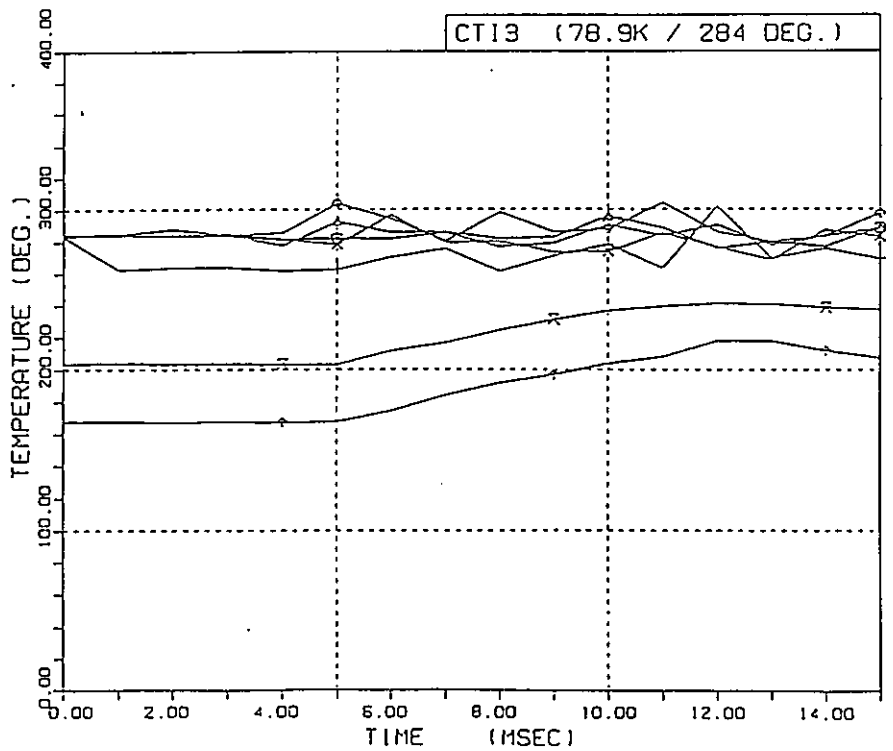


(b) 温度変化

図4.1.7-8(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-2)

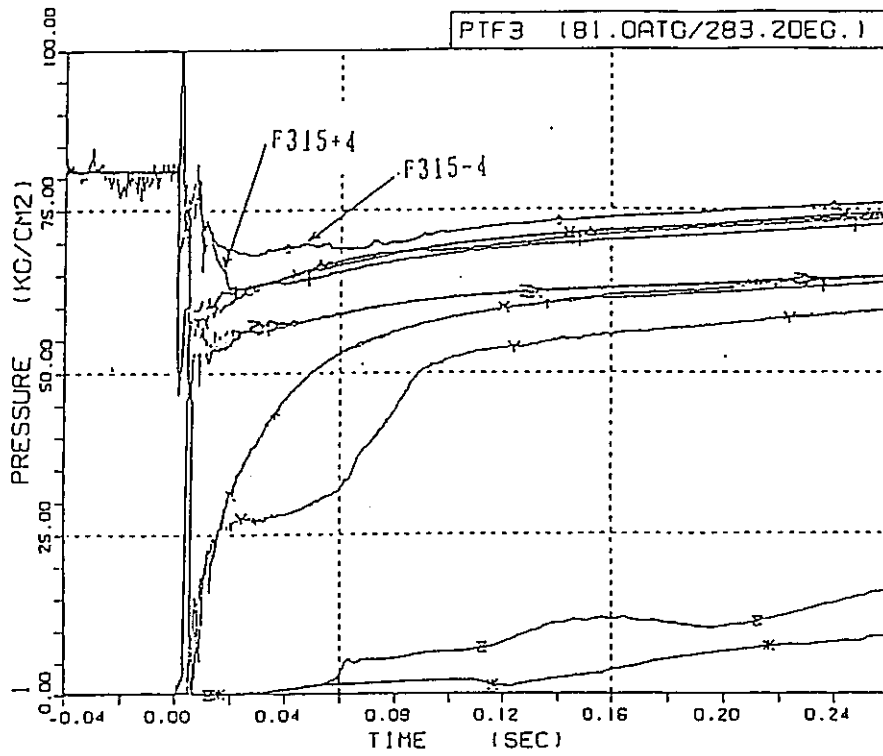


(a) 圧力変化

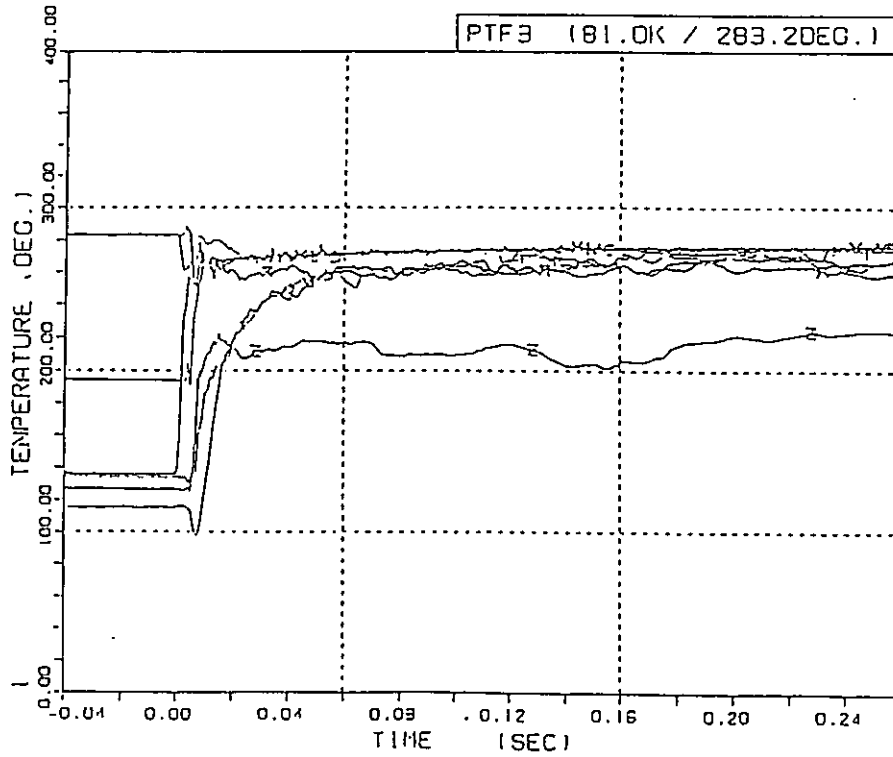


(b) 温度変化

図4.1.7-8(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-3)

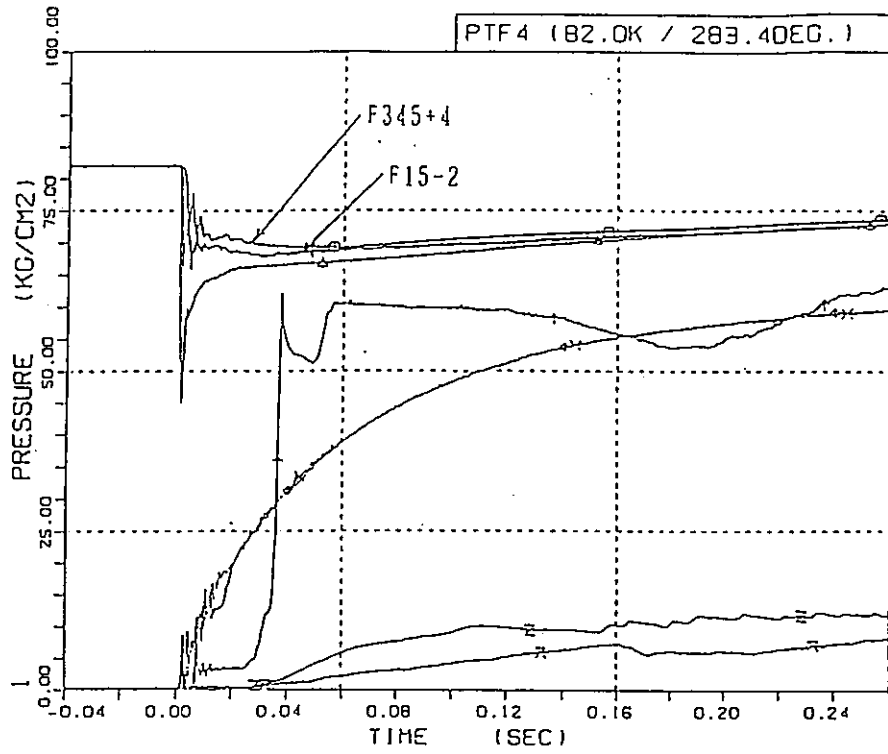


(a) 圧力変化



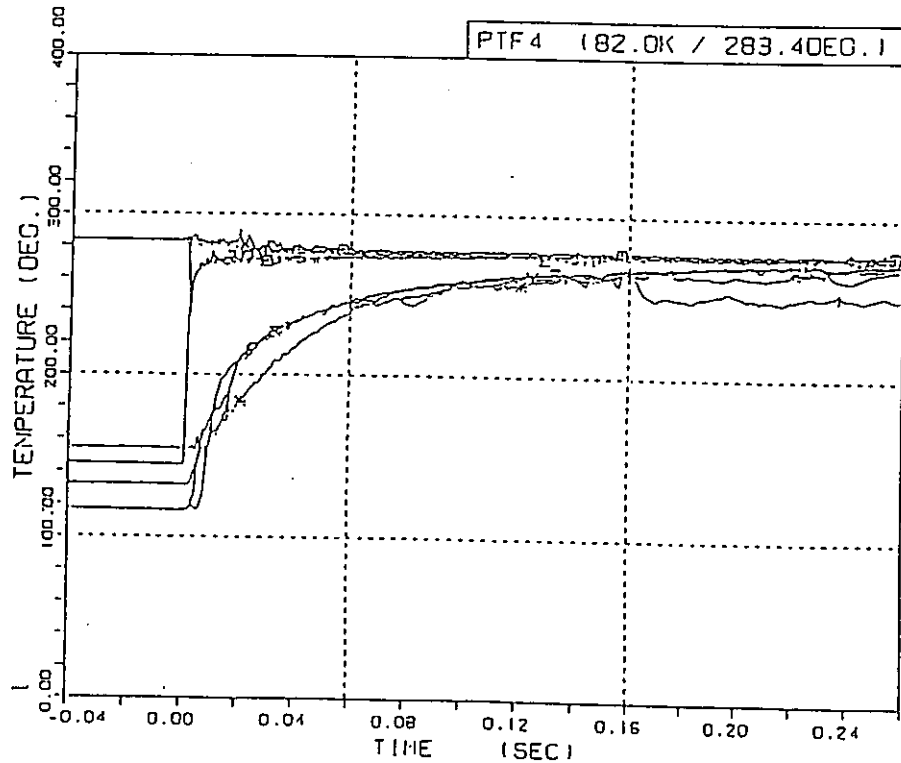
(b) 温度変化

図4.1.7-9(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度(PTF-3)



- | O PO-F345+4
- | Δ PO-F15+0
- | + PO-F15-2
- | X PT-A45+4
- | ◊ PT-A90+2
- | ↑ PT-A90+0
- | X PE910-23CO
- | Z PE910-24CO

(a) 圧力変化



- | O T-F350+4
- | Δ T-F10+2
- | + T-F350+1
- | X T-F10+0
- | ◊ T-F10-2
- | ↑ T-A0+4
- | X T-A0+2
- | Z T-A0+0
- | Y T-A90-2
- | * T-A90-4

(b) 温度変化

図4.1.7-9(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-4)

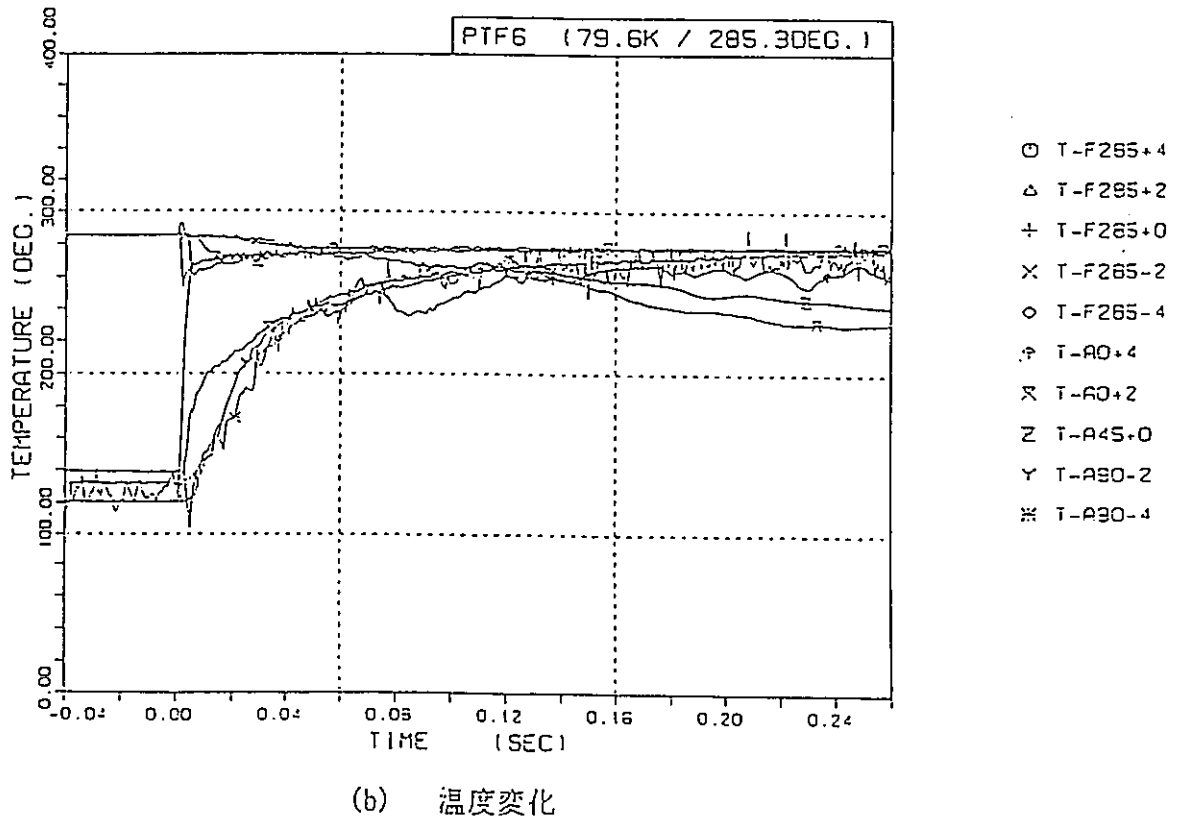
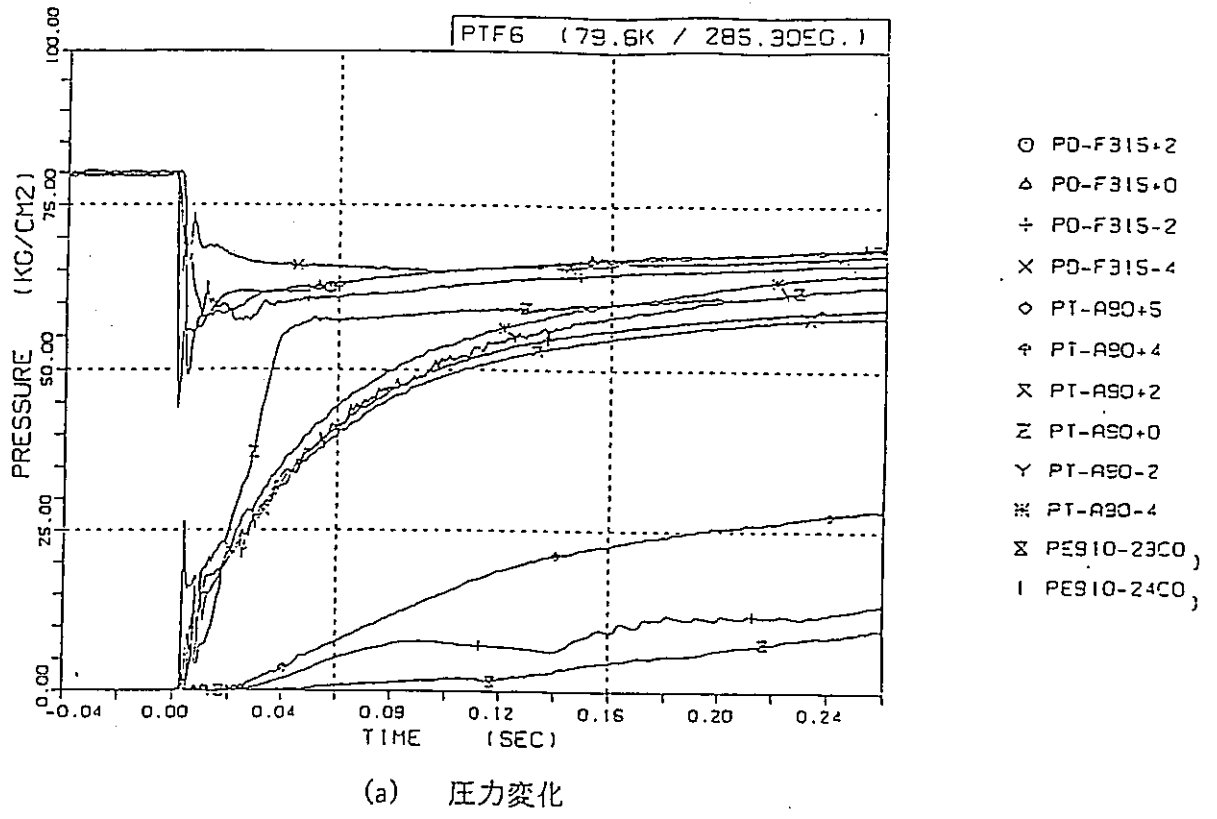
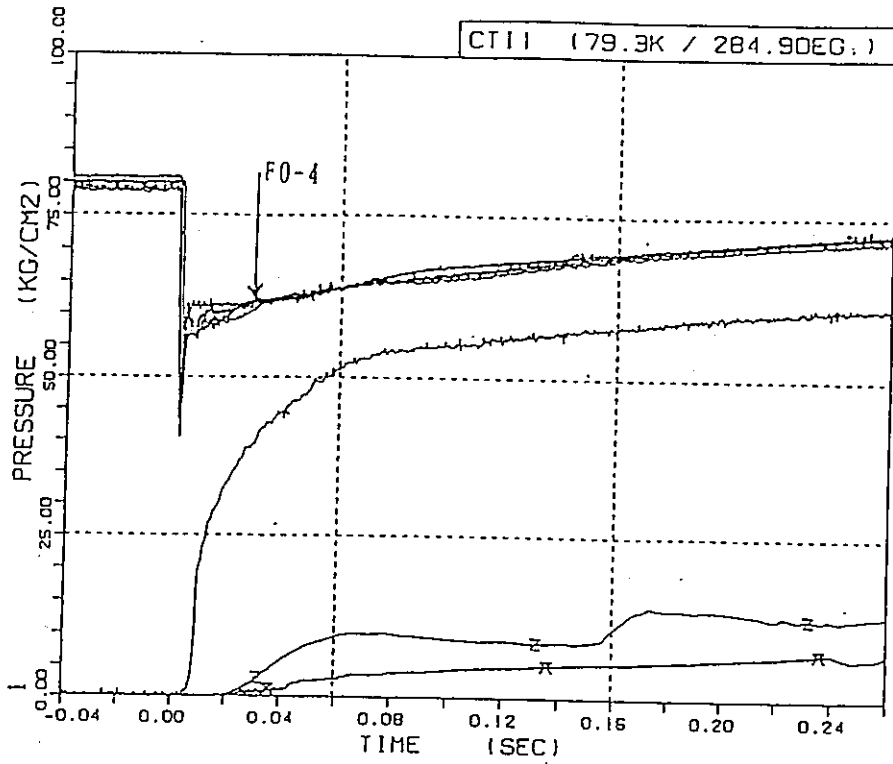
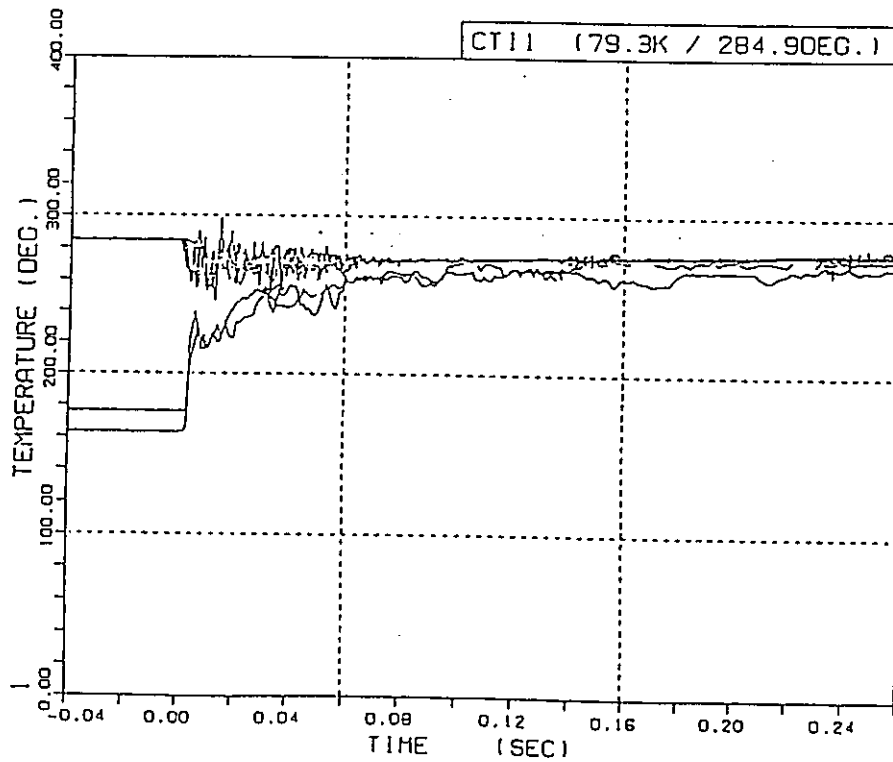


図4.1.7-9(3/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-6)



- 1 Δ PD-F0+2
- 1 + PD-F0+0
- 1 X PD-F0-2
- 1 ◊ PD-F0-4
- 1 † PT-A225+S1
- 1 X PE910-23CO
- 1 Z PE910-24CO

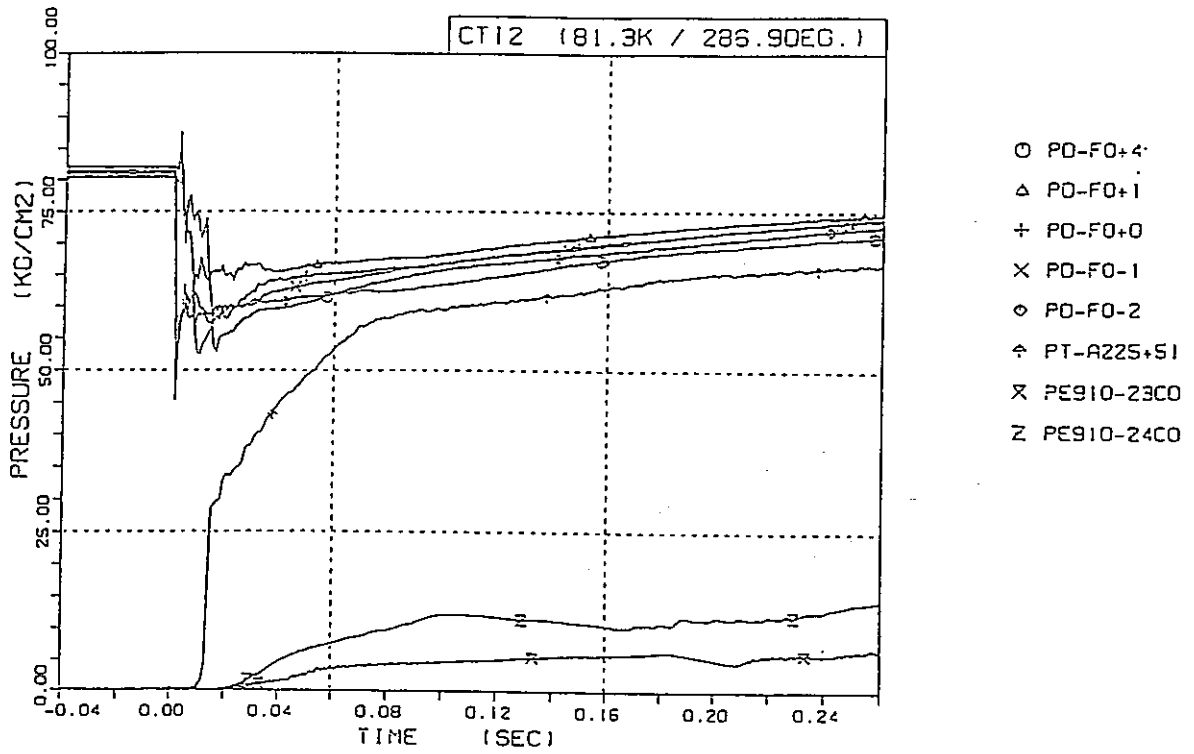
(a) 圧力変化



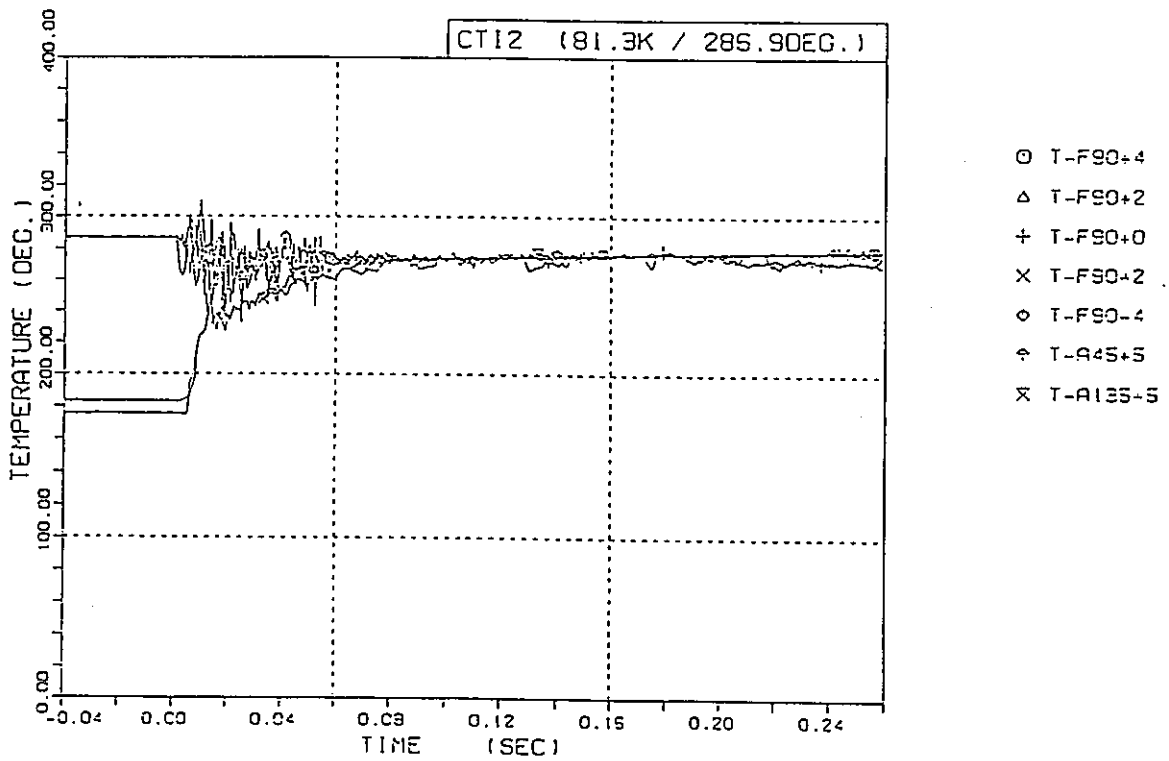
- 1 ◊ T-F90+4
- 1 Δ T-F90+2
- 1 + T-F90+0
- 1 X T-F90-2
- 1 ◊ T-F90-4
- 1 † T-A45+S
- 1 X T-A135+S

(b) 温度変化

図4.1.7-9(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)

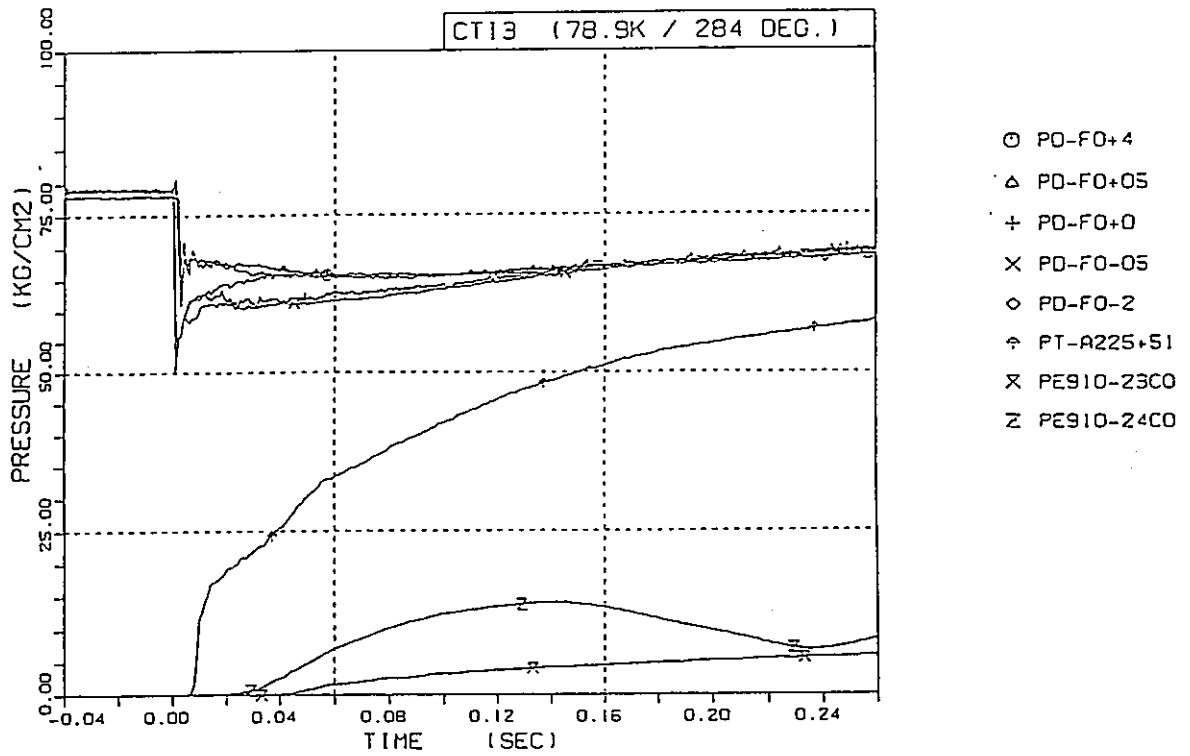


(a) 圧力変化

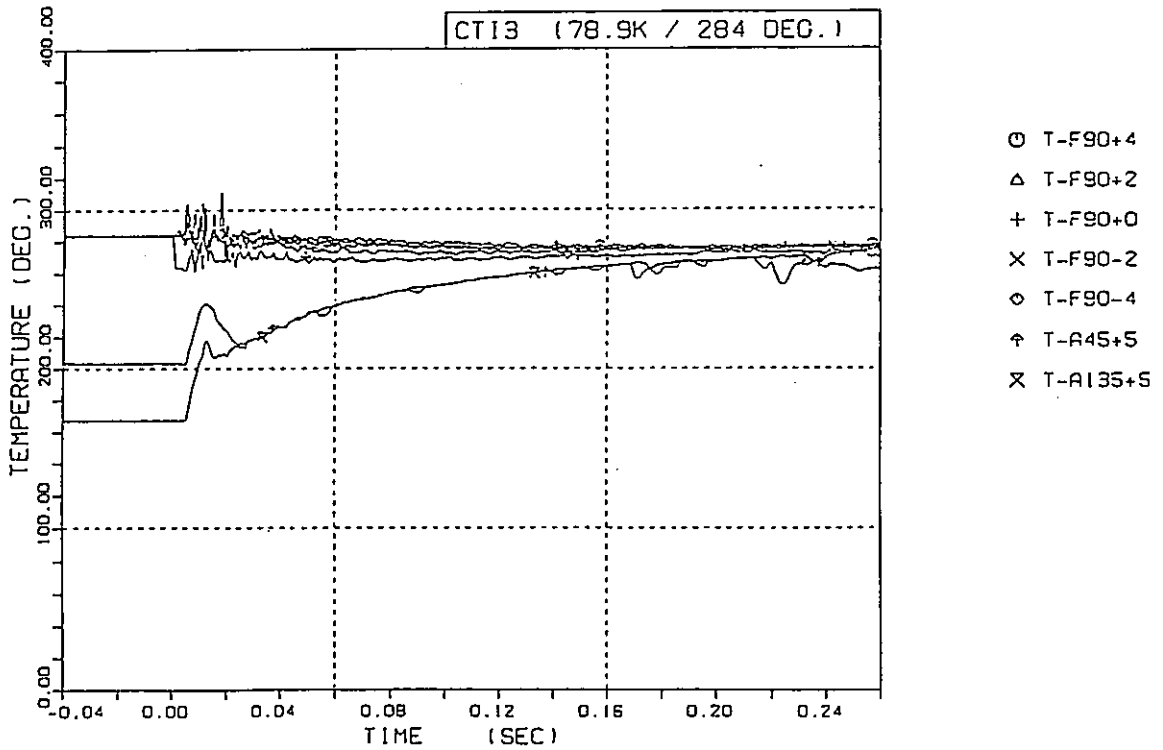


(b) 温度変化

図4.1.7-9(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-2)

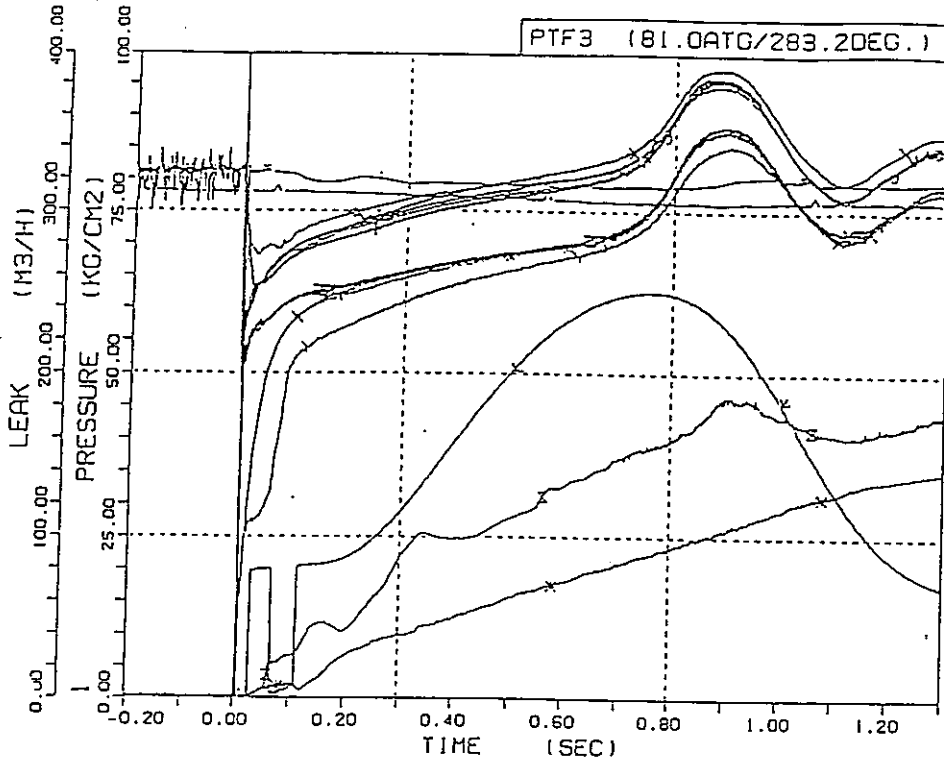


(a) 圧力変化



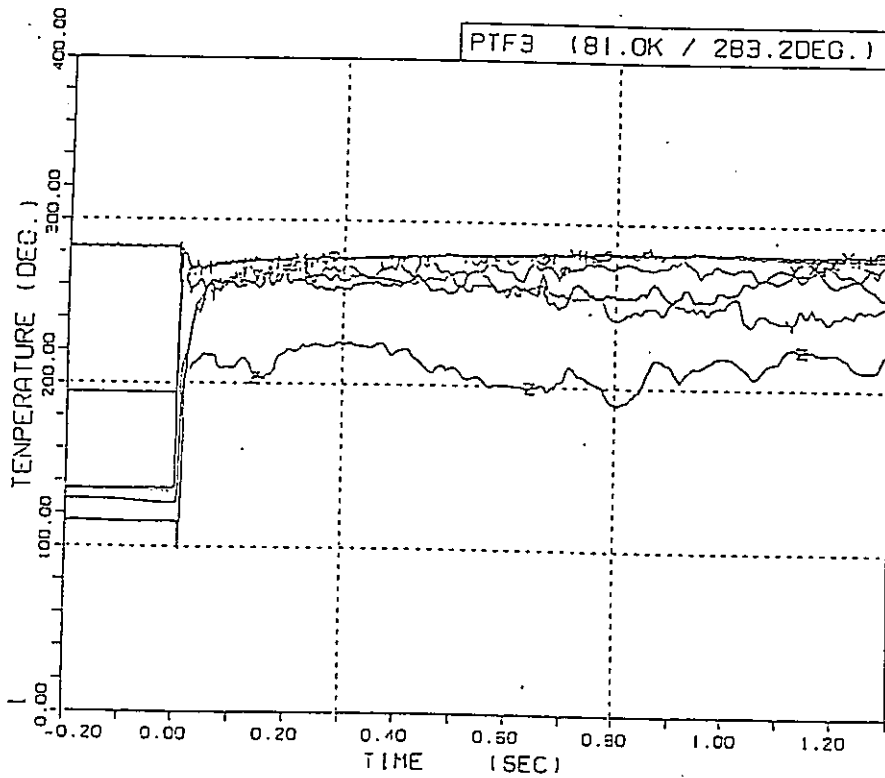
(b) 温度変化

図4.1.7-9(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-3)



- 1 O PD-F315+4
- 1 Δ PD-F315+2
- 1 + PD-F315+0
- 1 X PD-F315-2
- 1 ◊ PD-F315-4
- 1 ↑ PT-A45+4
- 1 X PT-A45+2
- 1 Z PT-A45+0
- 1 Y PT-A90-2
- 1 X PT-A90-4
- 1 * PE910-23CO
- 1 Z PE910-24CO
- 1 ^ PRT-6
- 1 = PRT-3-8
- 2 v LEAK(PTF3)

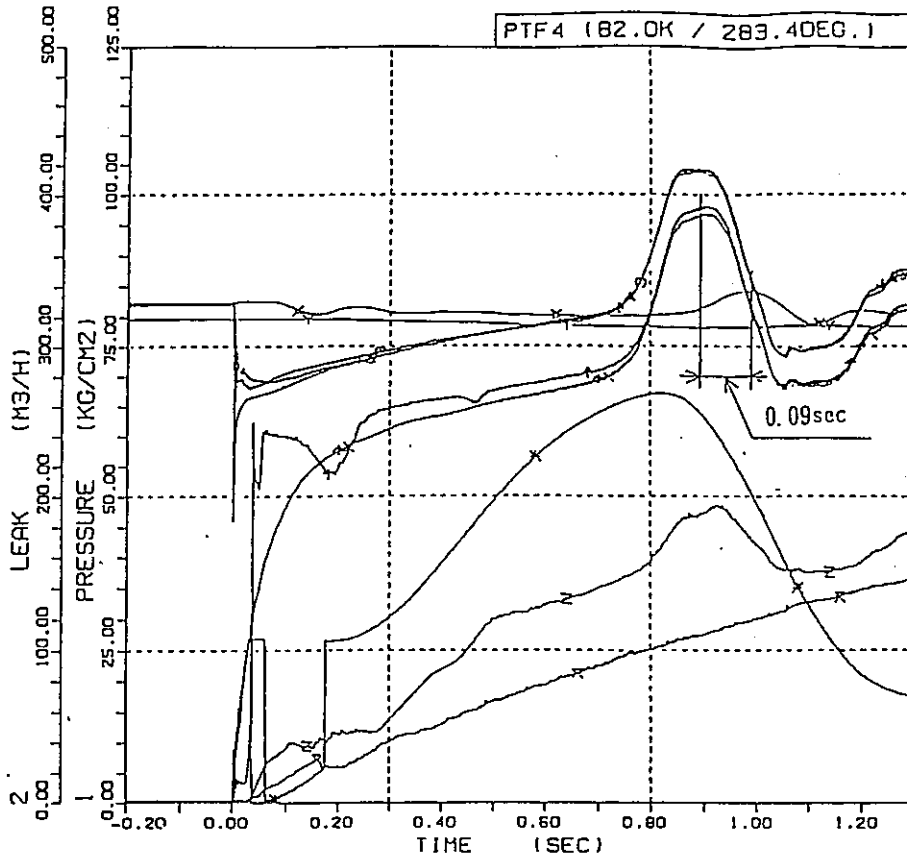
(a) 圧力変化



- 1 O T-F285+4
- 1 Δ T-F285+2
- 1 + T-F285+0
- 1 X T-F285-2
- 1 ◊ T-A45+4
- 1 ↑ T-A0+2
- 1 X T-A0+0
- 1 Z T-A90-2
- 1 Y T-A90-4

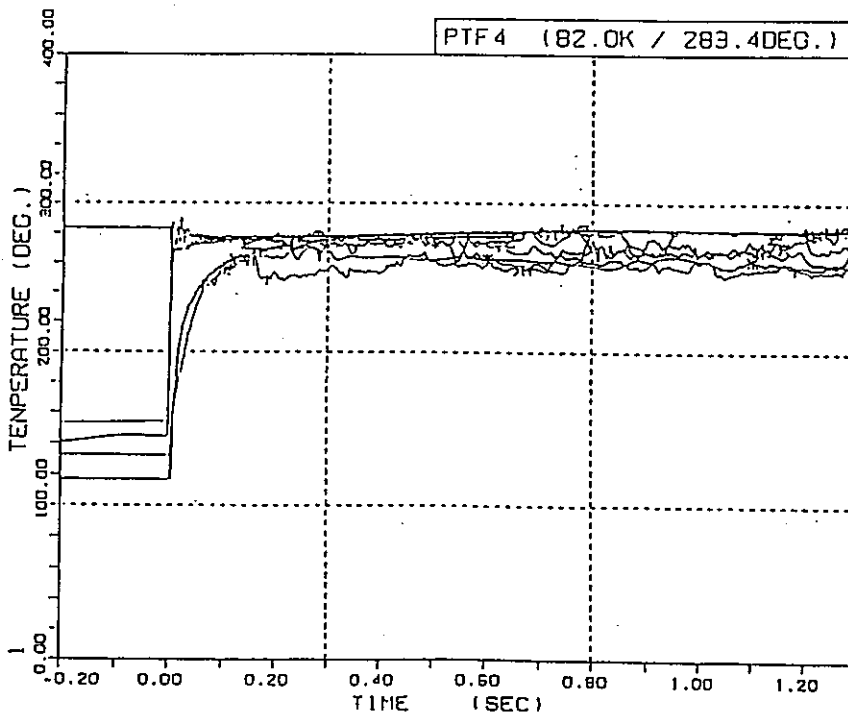
(b) 温度変化

図4.1.7-10(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-3)



- 1 O PO-F345+4
- 1 Δ PO-F15+0
- 1 + PO-F15-2
- 1 X PT-A45+4
- 1 ◇ PT-A90+2
- 1 ↑ PT-A90+0
- 1 X PE910-23C0
- 1 Z PE910-24C0
- 1 Y PRT-6
- 1 X PRT-3-B
- 2 * LEAK(PTF4)

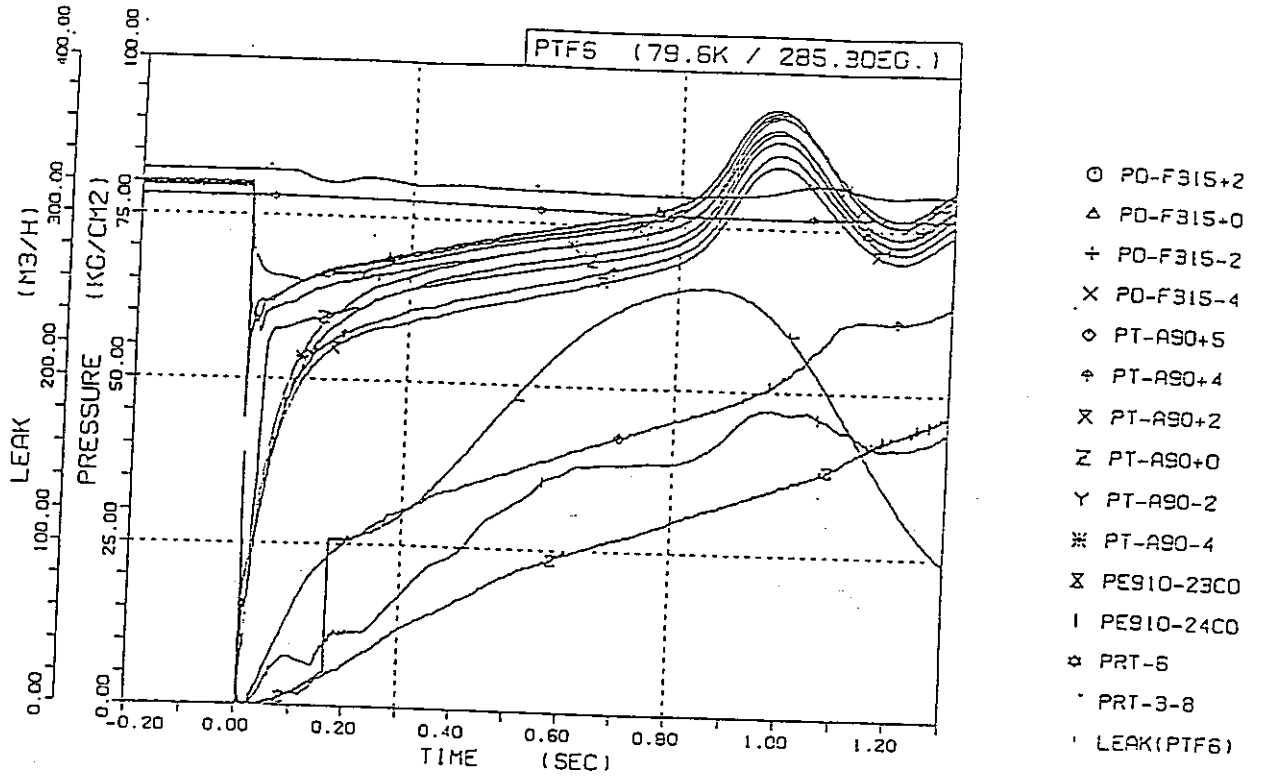
(a) 圧力変化



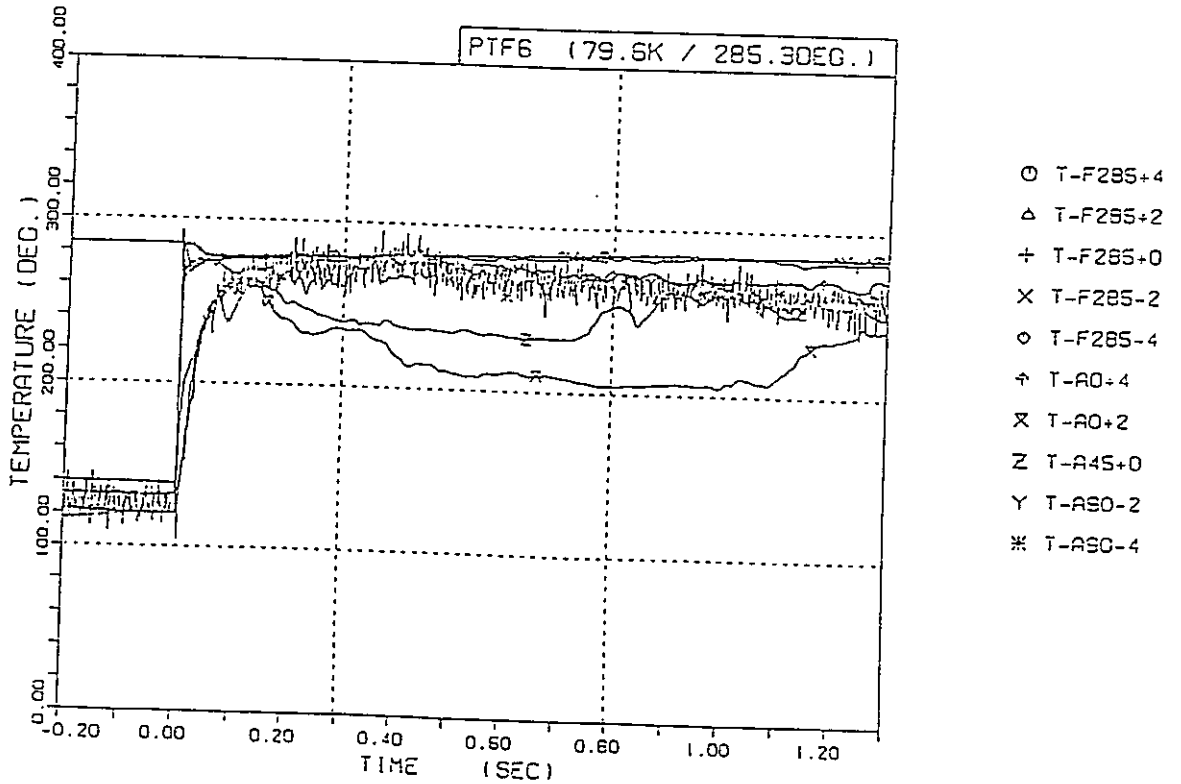
- 1 O T-F350+4
- 1 Δ T-F10+2
- 1 + T-F350+1
- 1 X T-F10+0
- 1 ◇ T-F10-2
- 1 ↑ T-A0+4
- 1 X T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 * T-A90-4

(b) 温度変化

図4.1.7-10(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-4)

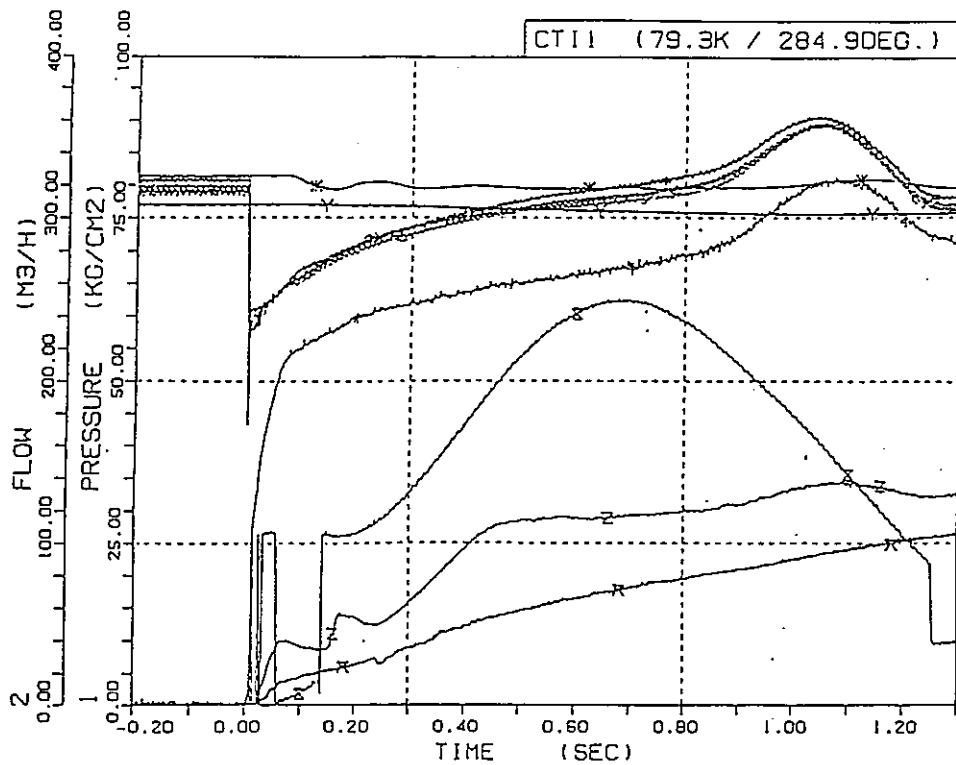


(a) 圧力変化

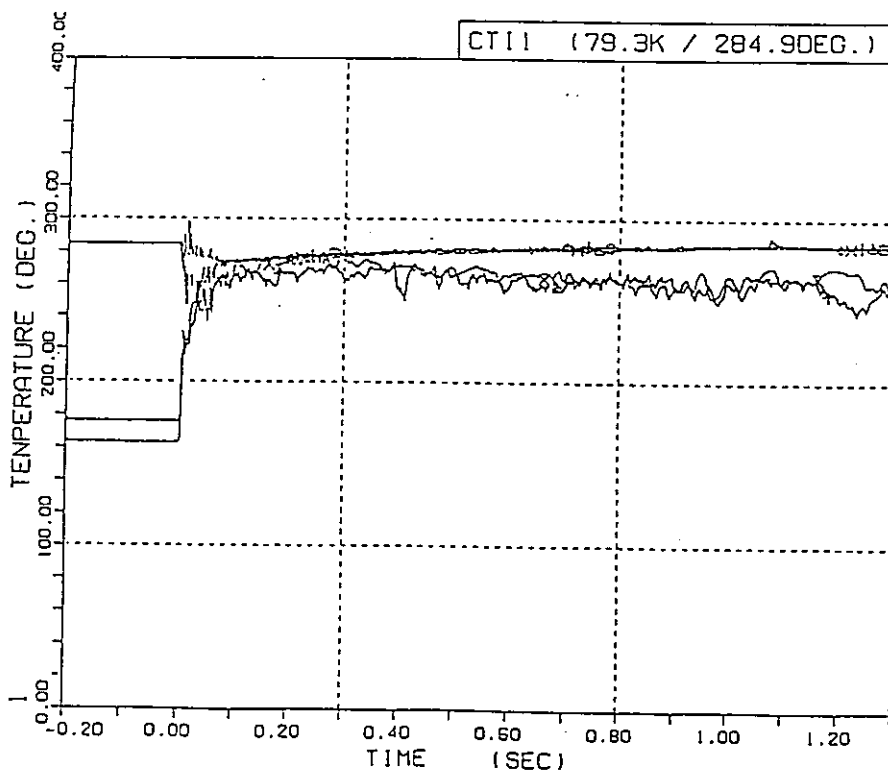


(b) 温度変化

図4.1.7-10(3/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-6)

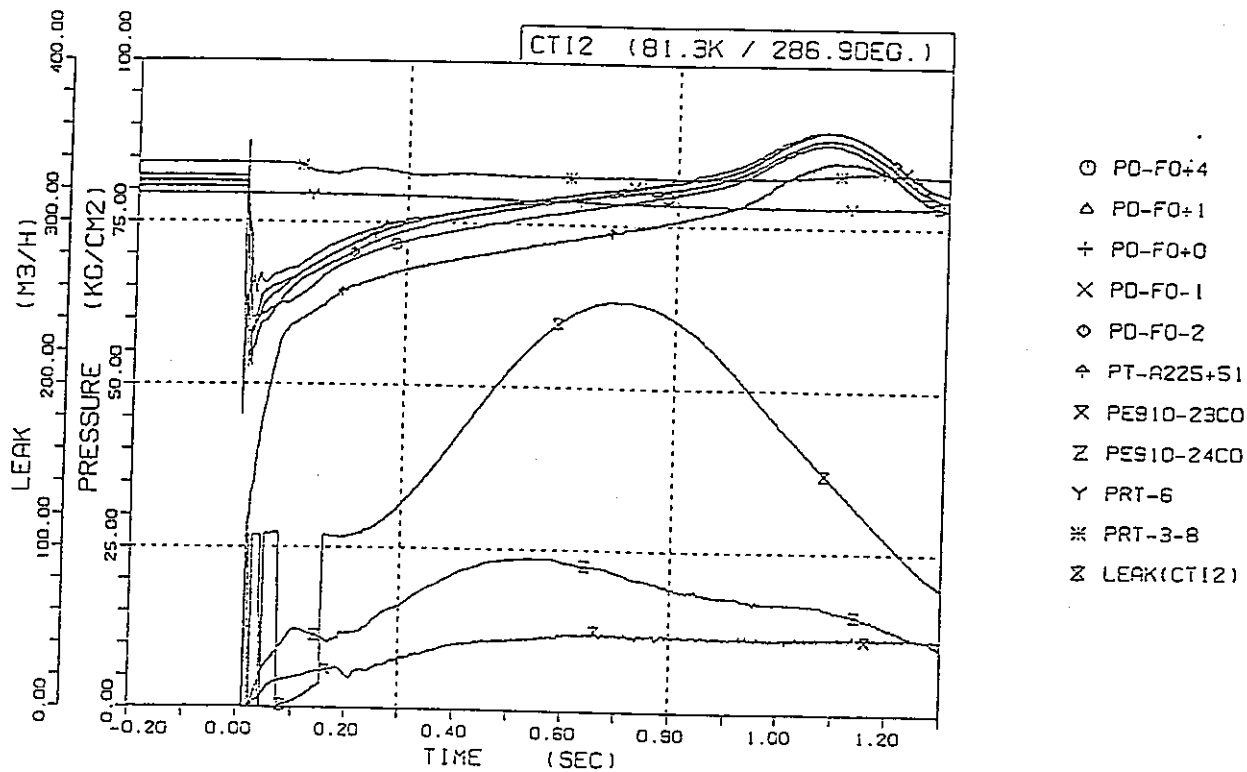


(a) 圧力変化

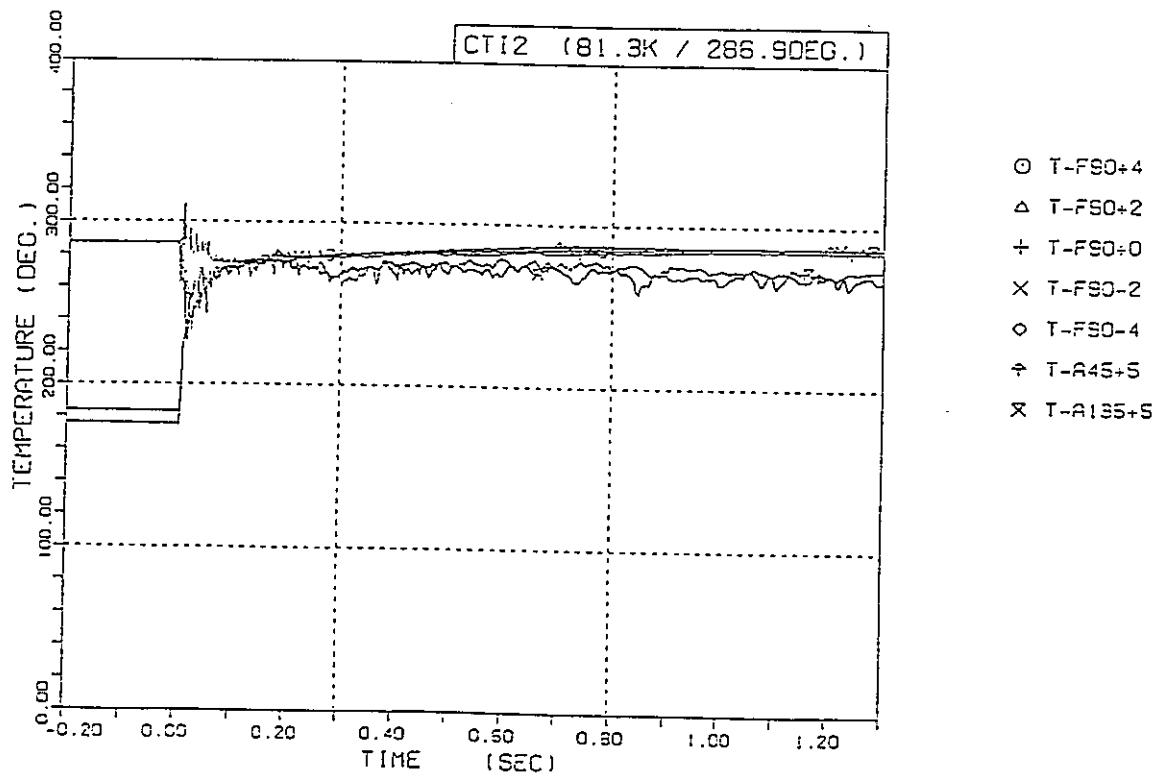


(b) 温度変化

図4.1.7-10(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-1)

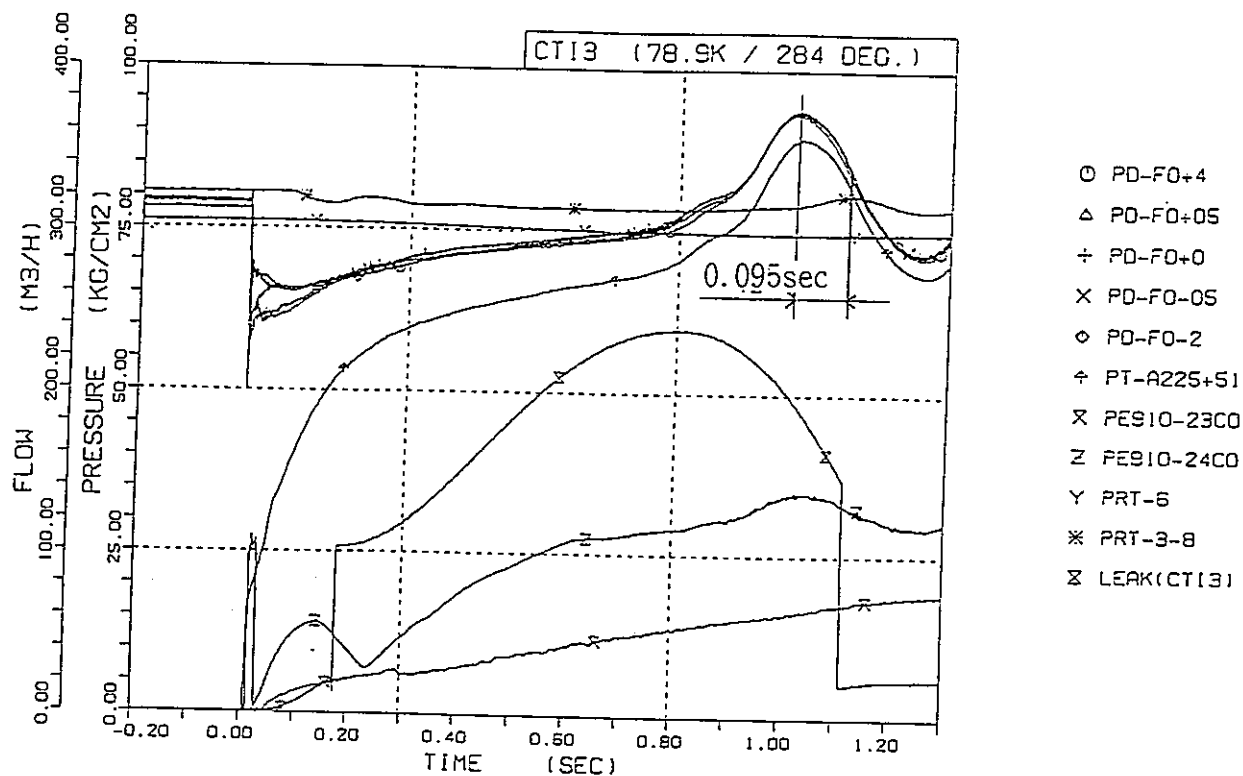


(a) 圧力変化

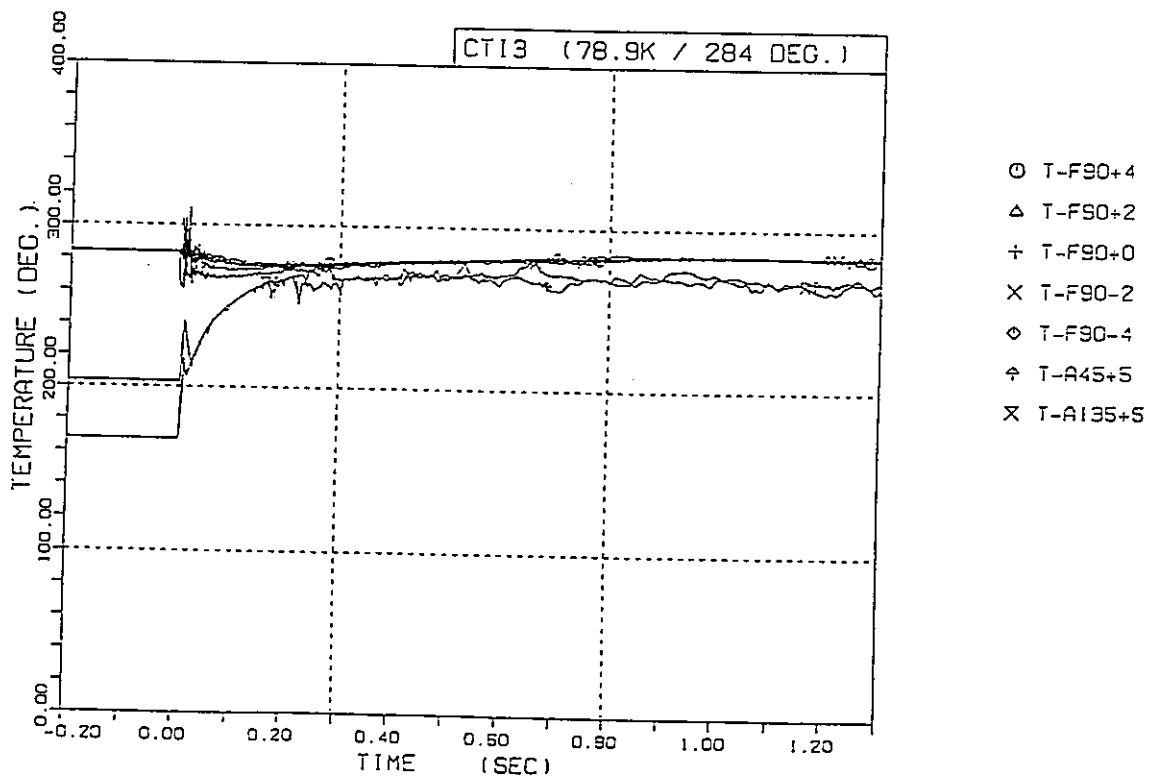


(b) 温度変化

図4.1.7-10(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-2)

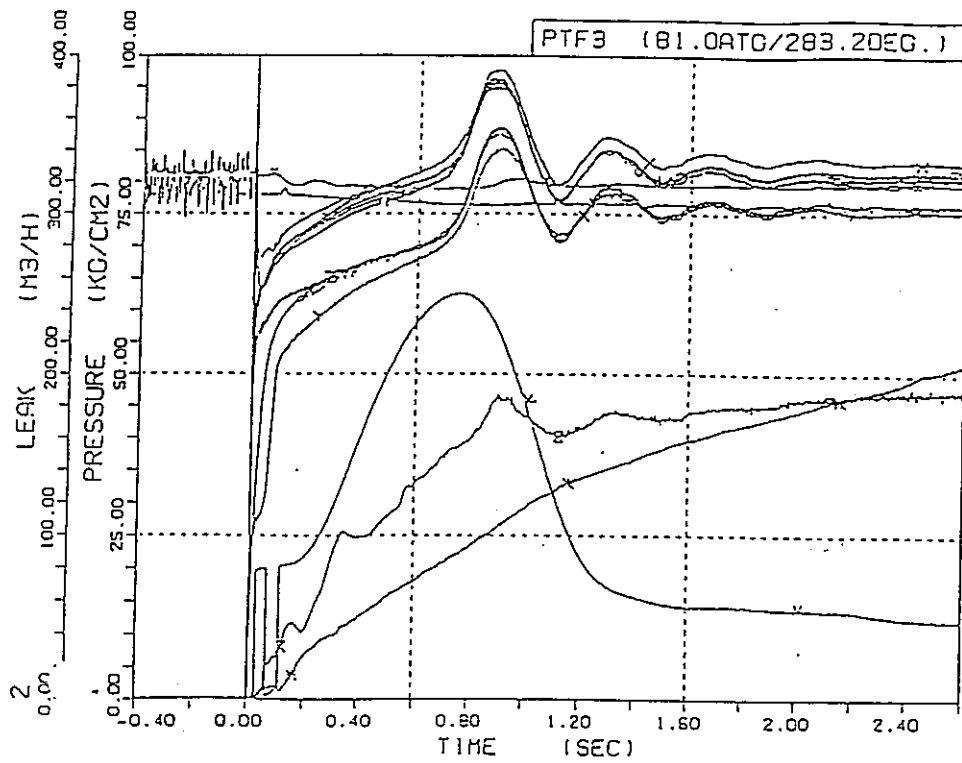


(a) 圧力変化



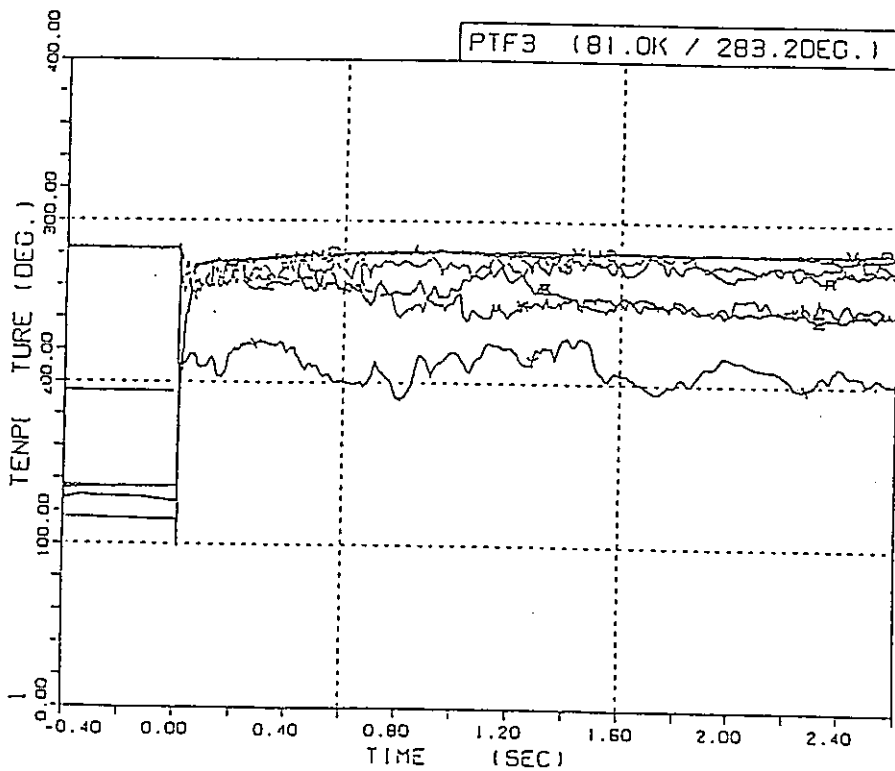
(b) 温度変化

図4.1.7-10(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-3)



- 1 O PD-F315+4
- 1 Δ PD-F315+2
- 1 + PD-F315+0
- 1 X PD-F315-2
- 1 o PD-F315-4
- 1 † PT-A45+4
- 1 X PT-A45+2
- 1 Z PT-A45+0
- 1 Y PT-A90-2
- 1 X PT-A90-4
- 1 * PE910-23CO
- 1 Z PE910-24CO
- 1 ^ PRT-6
- 1 = PRT-3-8
- 2 v LEAK(PTF3)

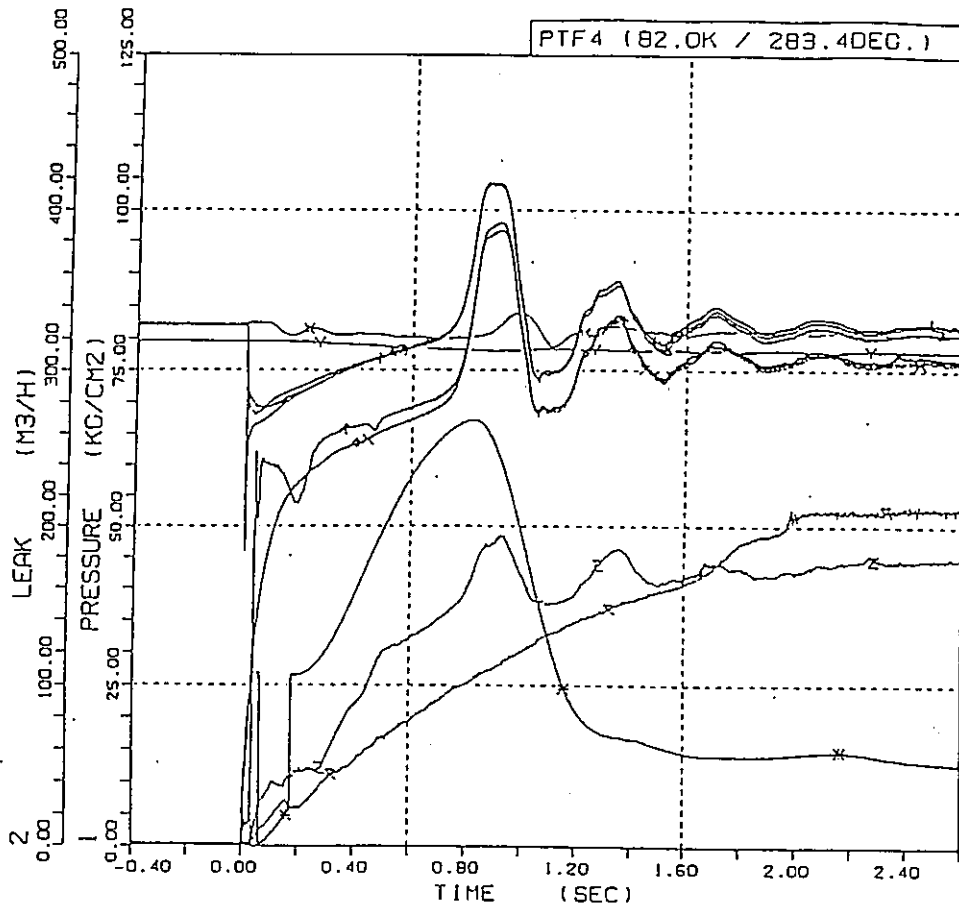
(a) 圧力変化



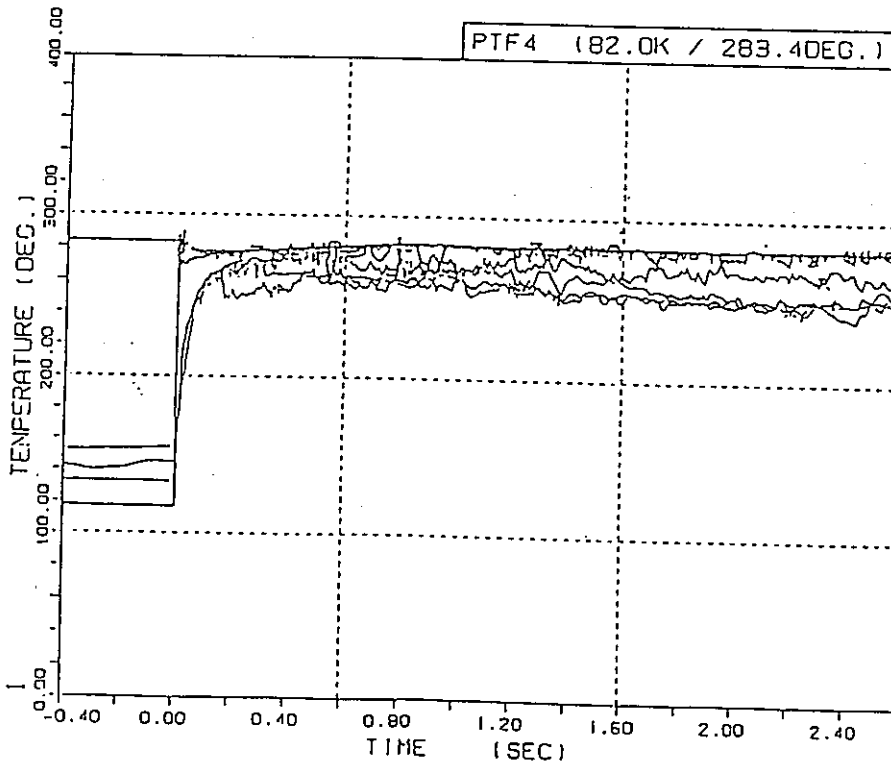
- 1 O T-F285+4
- 1 Δ T-F285+2
- 1 + T-F285+0
- 1 X T-F285-2
- 1 o T-A45+4
- 1 X T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 * T-A90-4

(b) 温度変化

図4.1.7-11(1/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-3)

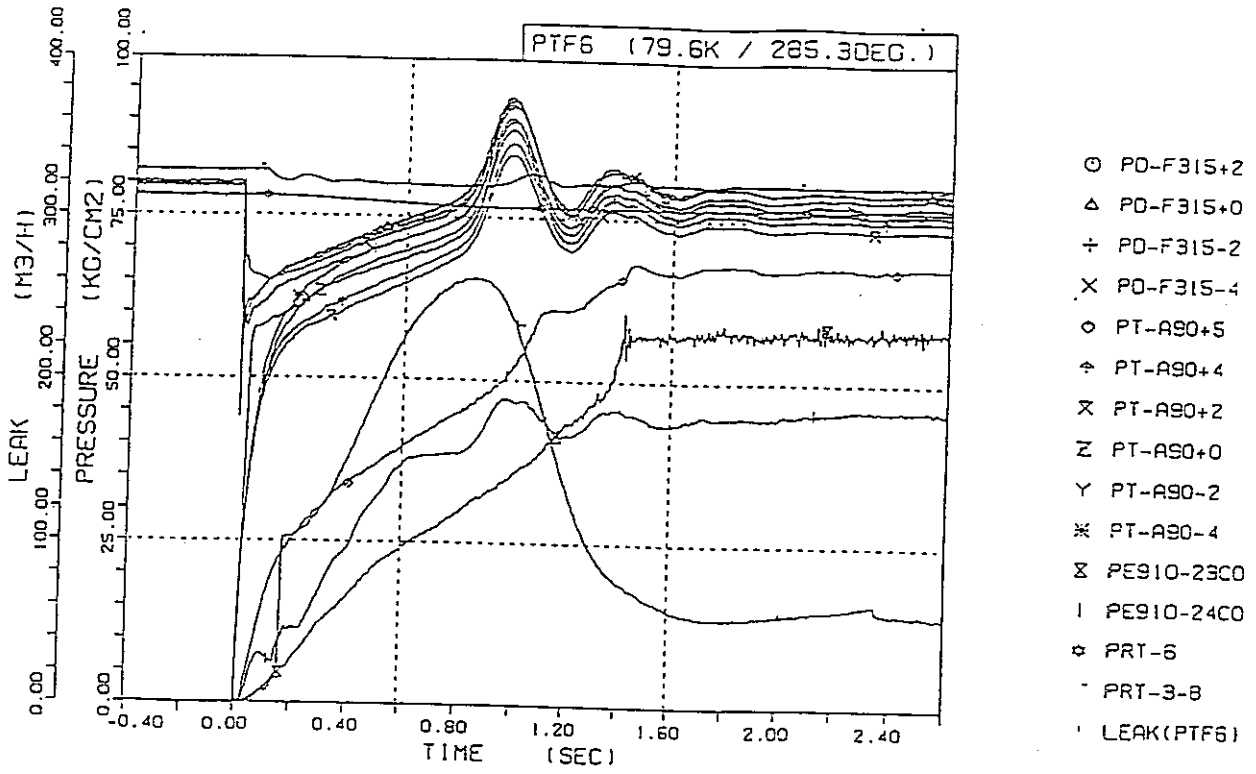


(a) 圧力変化

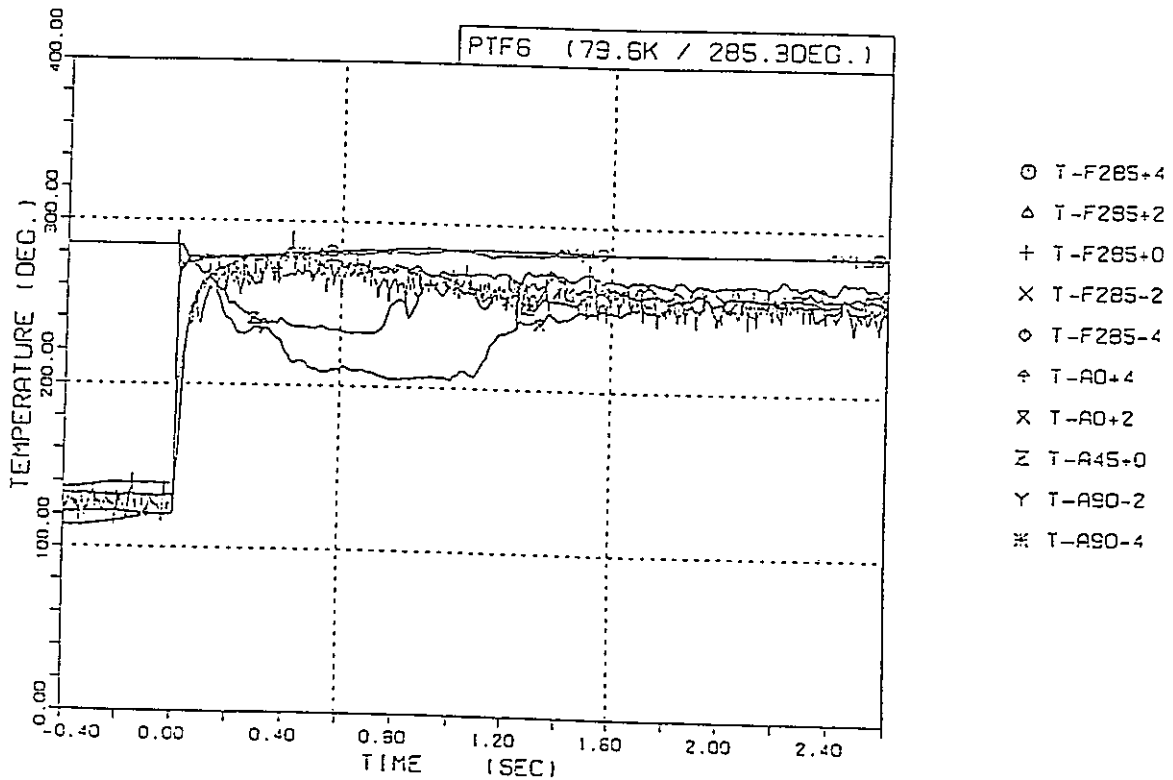


(b) 温度変化

図4.1.7-11(2/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(PTF-4)

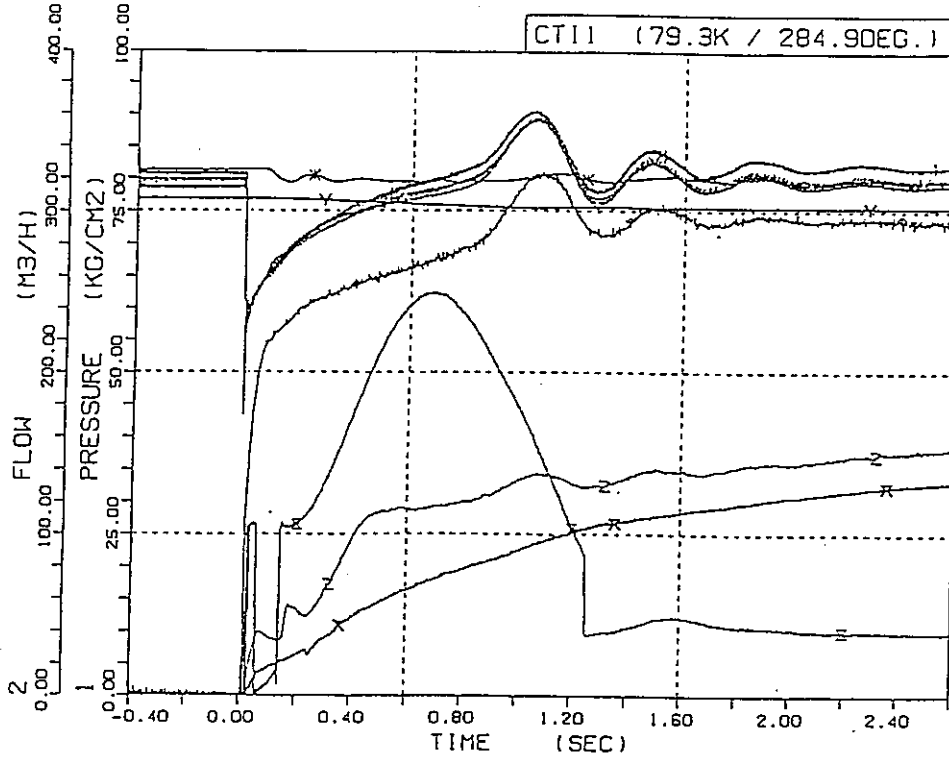


(a) 圧力変化

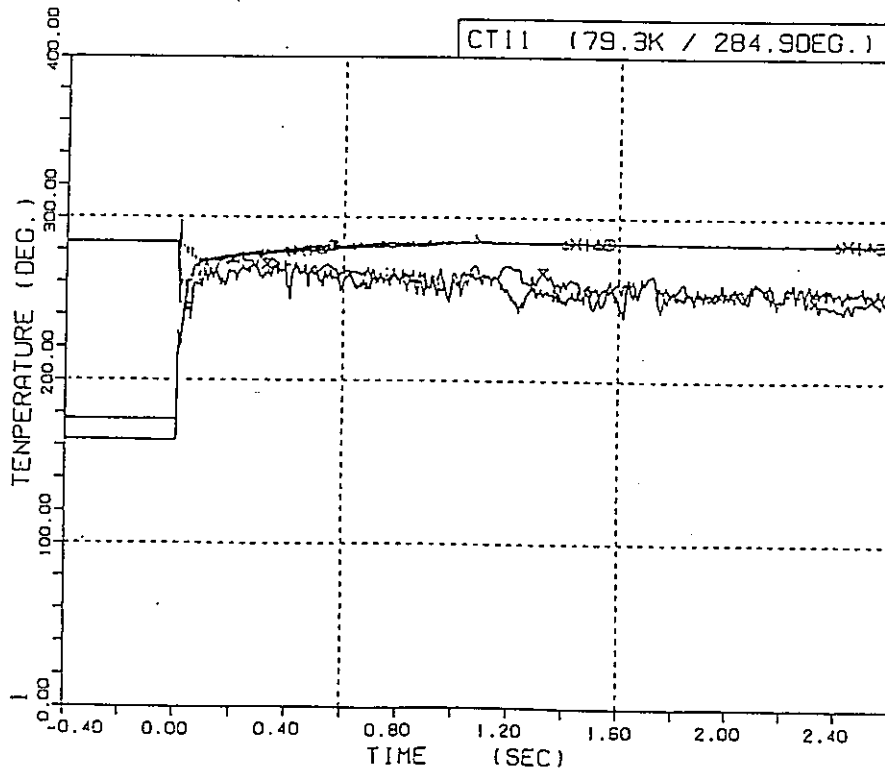


(b) 温度変化

図4.1.7-11(3/6) 圧力管内及びアニユラス内の圧力, 温度(PTF-6)

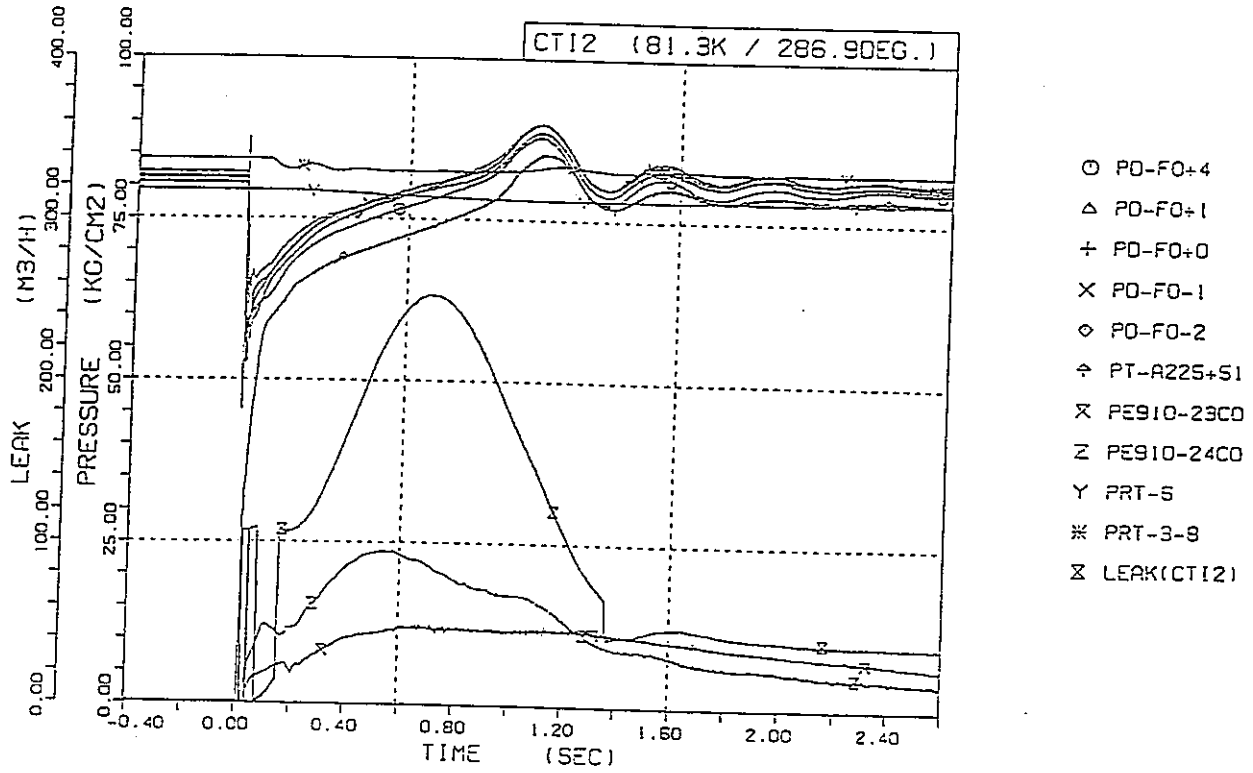


(a) 圧力変化

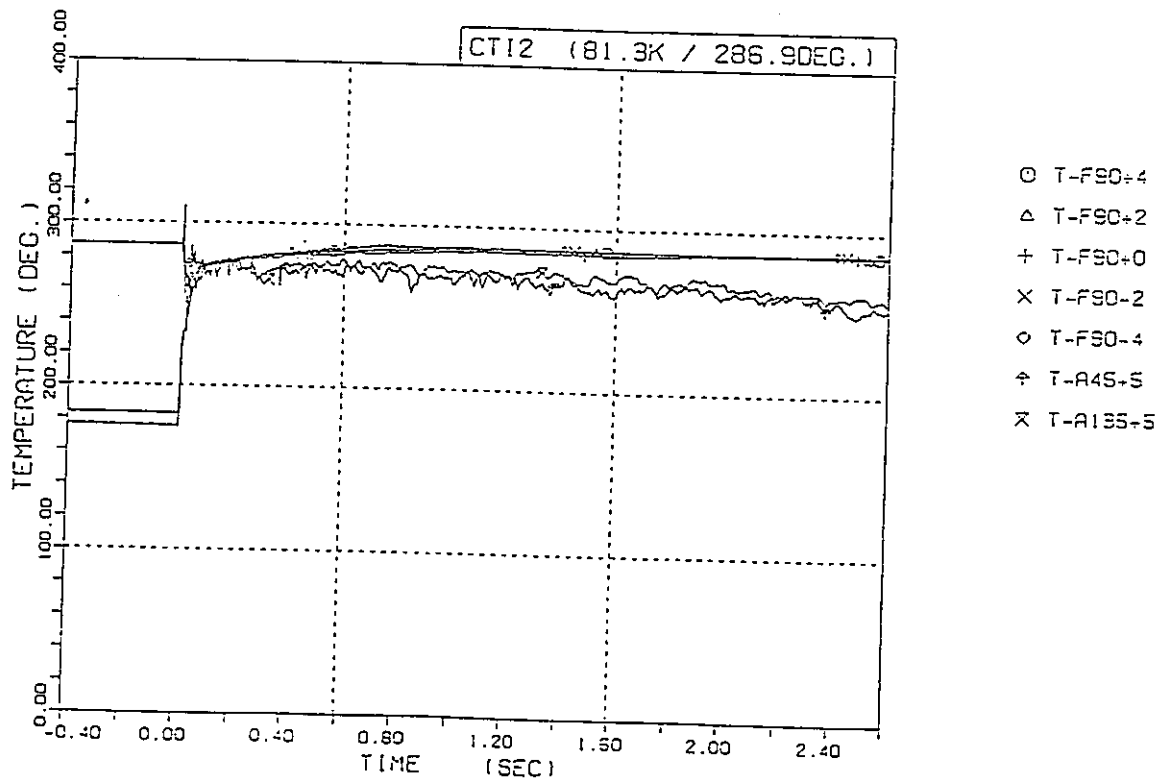


(b) 温度変化

図4.1.7-11(4/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-1)

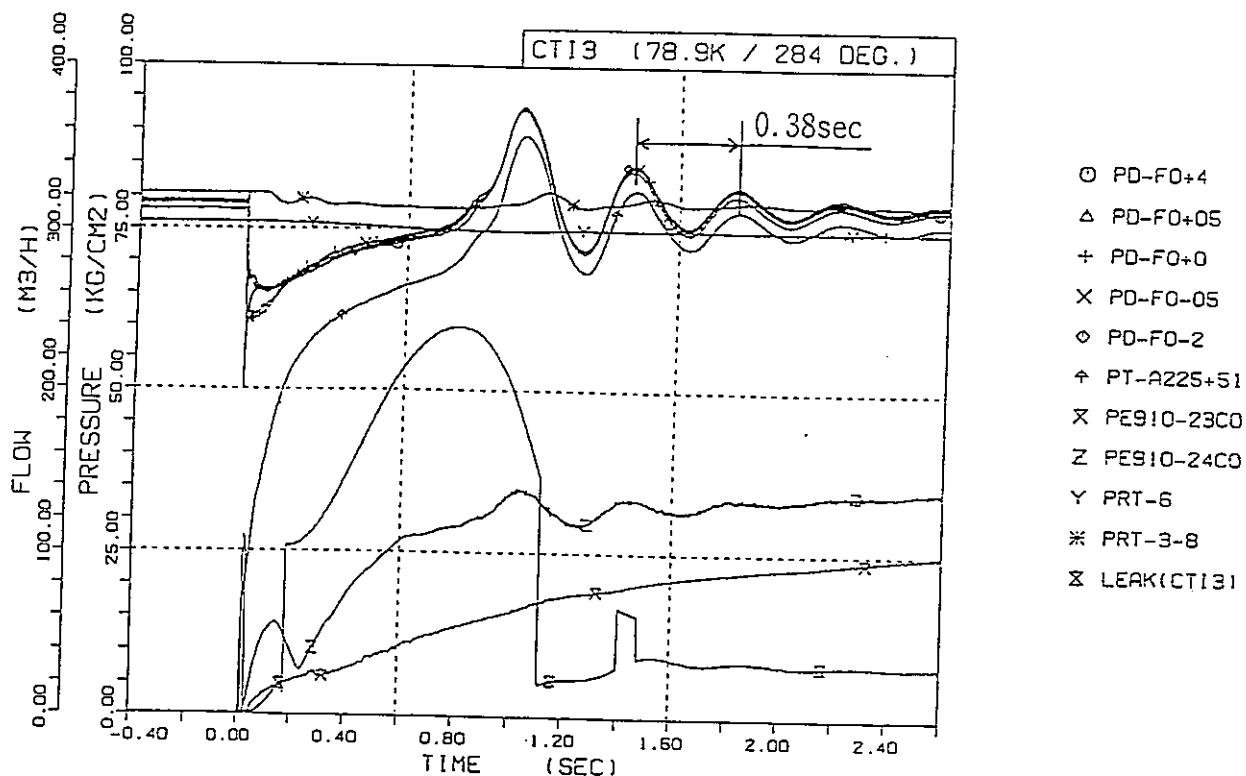


(a) 圧力変化

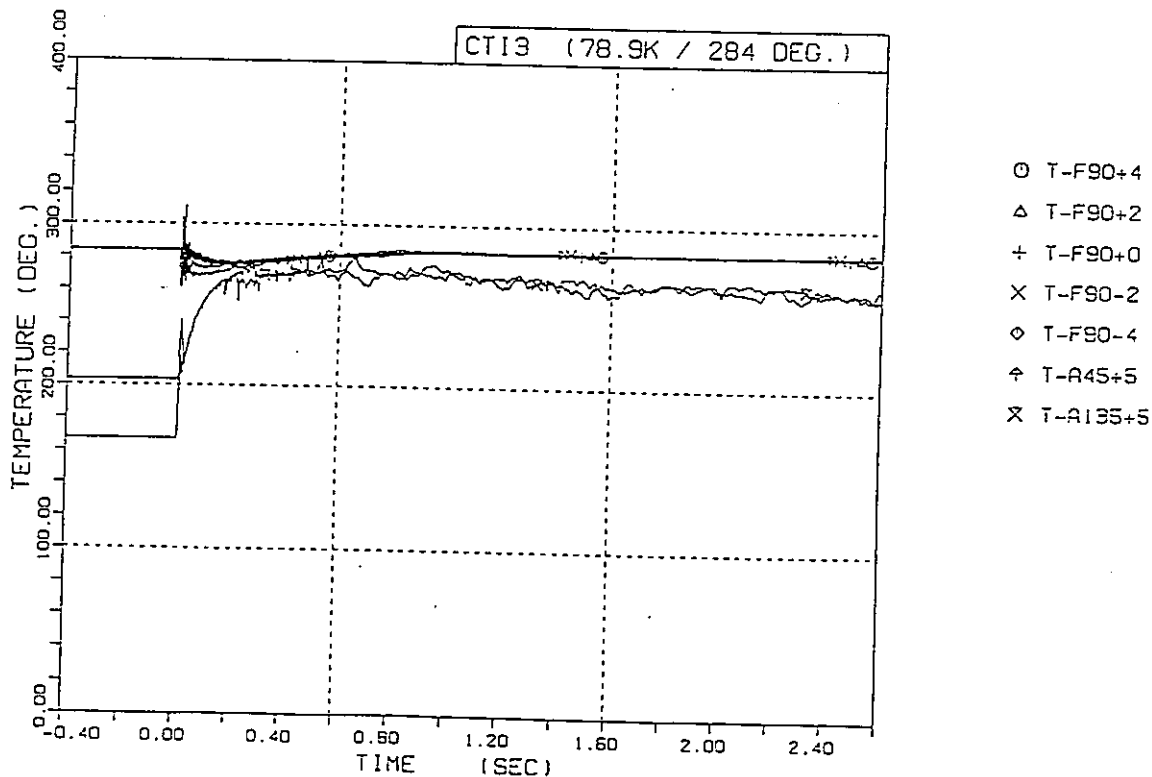


(b) 温度変化

図4.1.7-11(5/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-2)



(a) 圧力変化



(b) 温度変化

図4.1.7-11(6/6) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度(CTI-3)

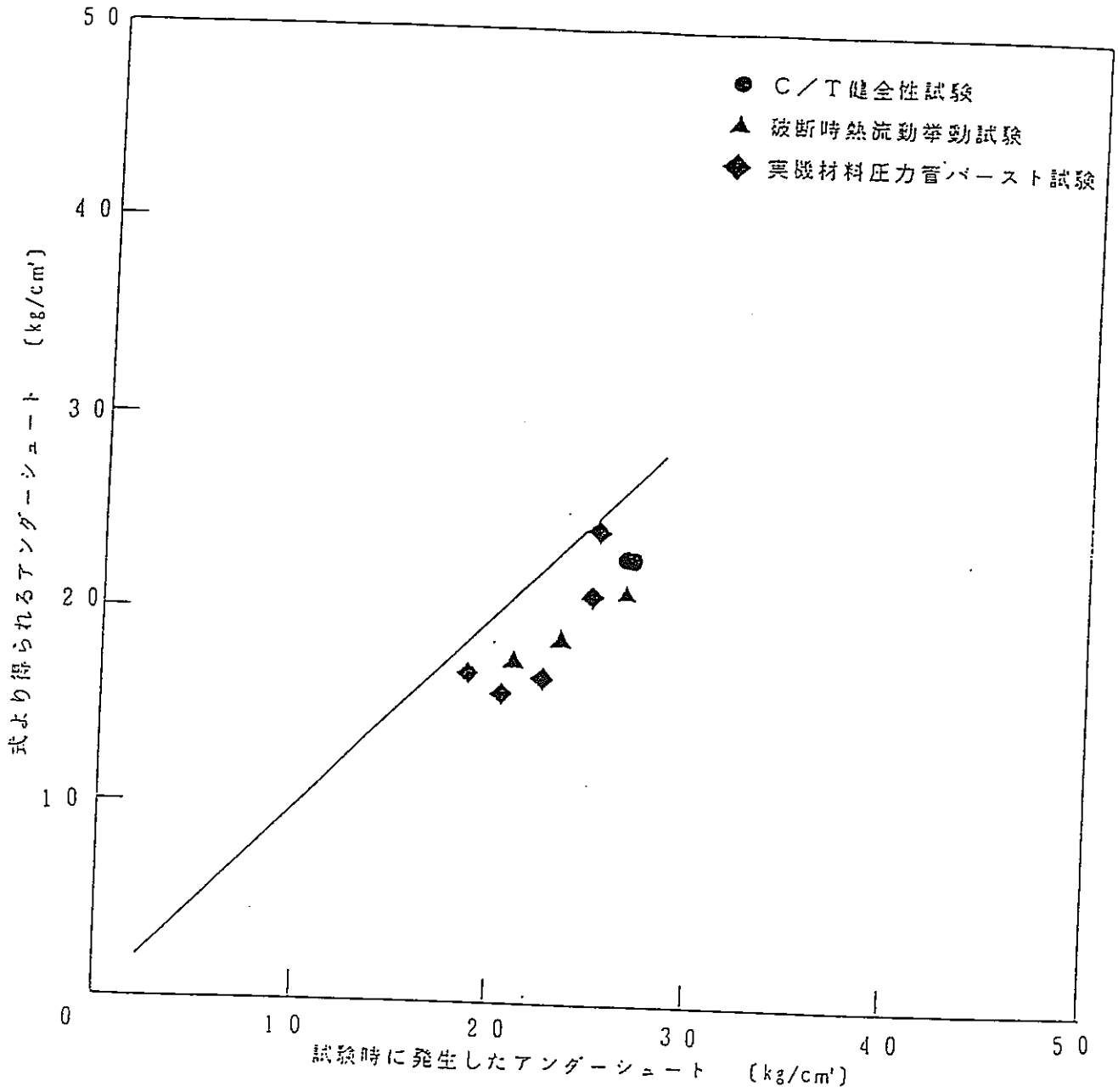


図4.1.7-12 圧力管破断後の圧力管内圧力のアンダースhoot量予測

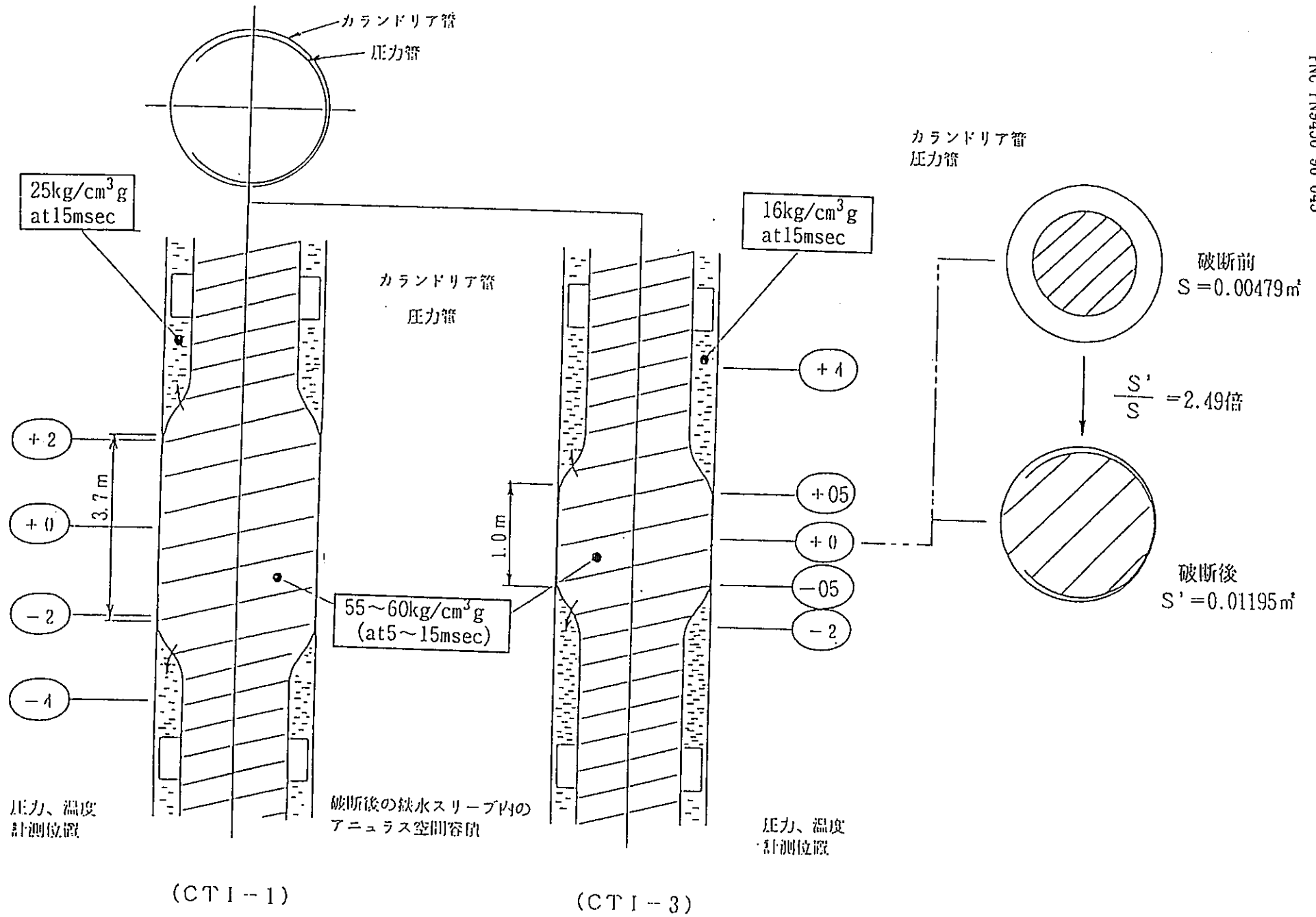
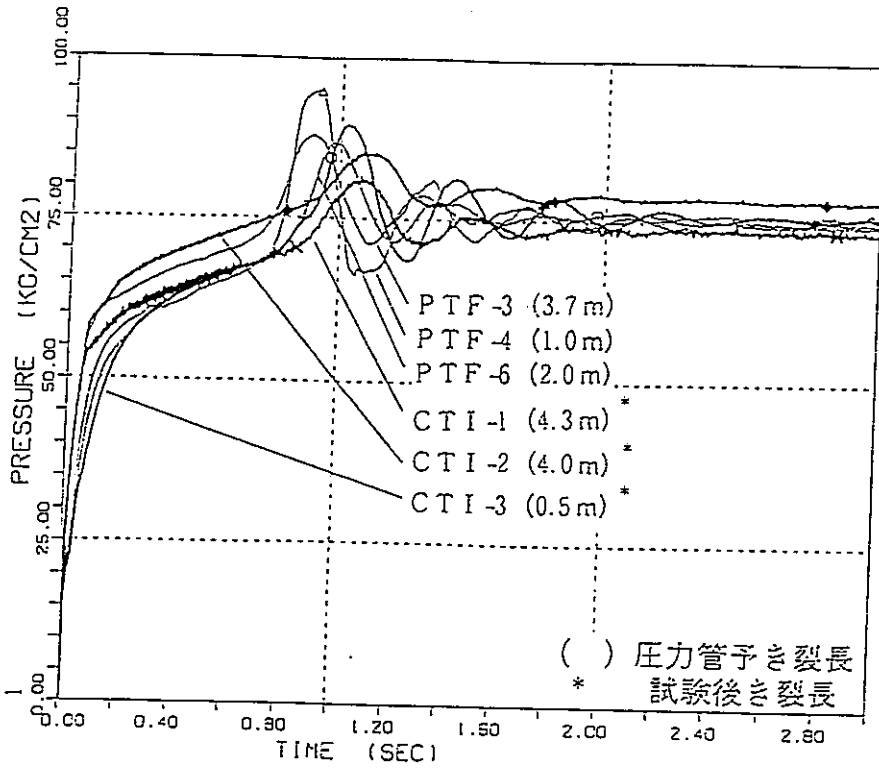
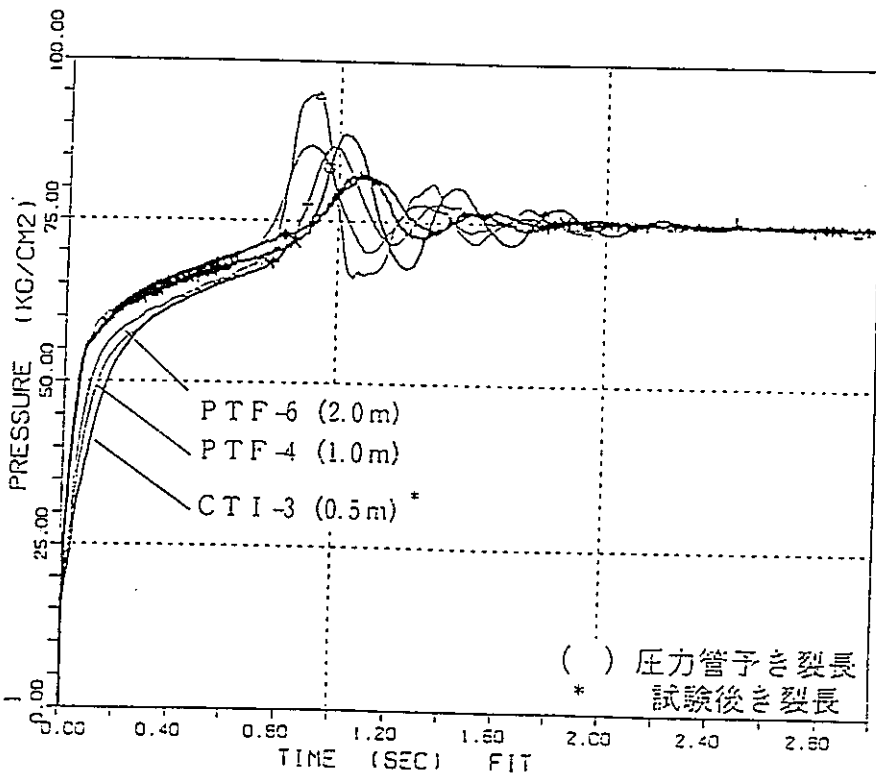


図4.1.7-13

破断後の圧力管の開口面積と圧力管内およびアニュラス内の状態

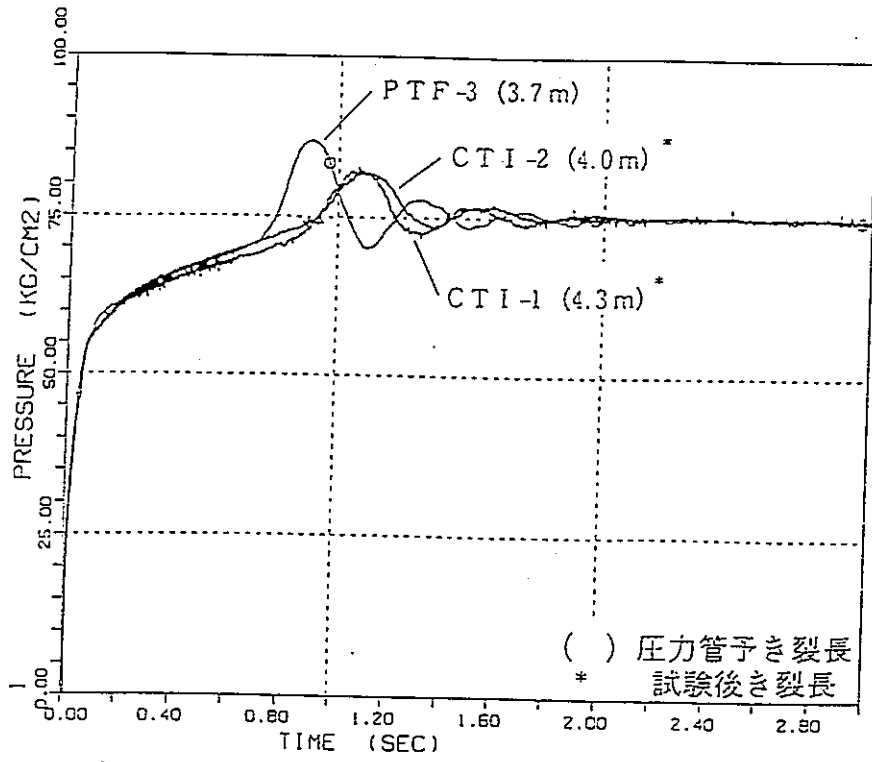


(a) アニュラス部圧力 (測定値)

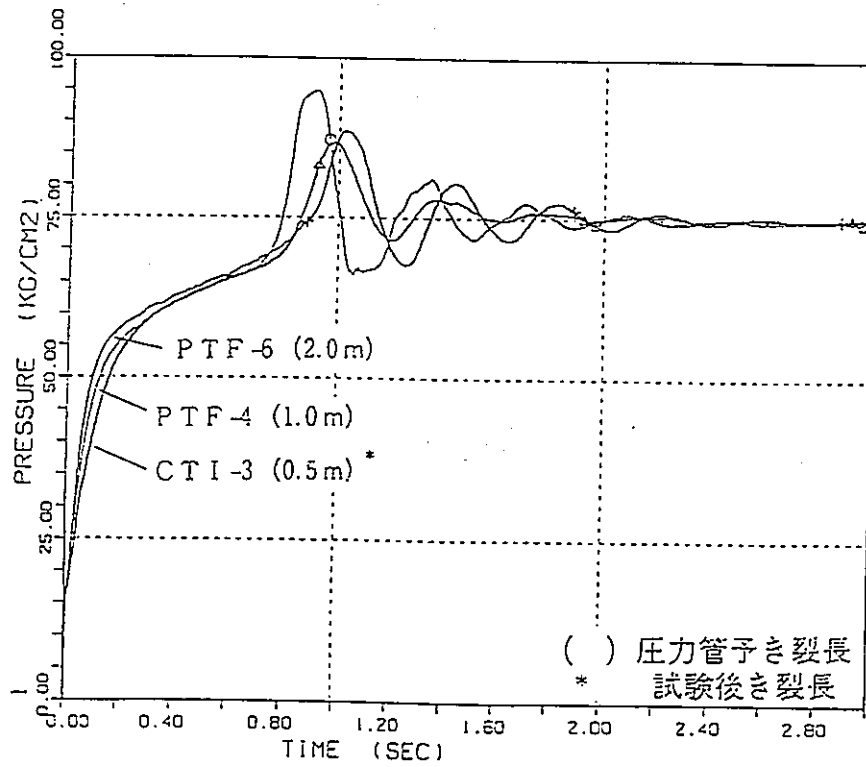


(b) アニュラス部圧力 (定常圧一致)

図4.1.7-14(1/2) アニュラス部圧力挙動



(c) 全長破断時アニュラス部圧力 (定常圧一致)



(d) 部分長破断時アニュラス部圧力 (定常圧一致)

図4.1.7-14(2/2) アニュラス部圧力挙動

CTI-1
(予き裂長: 3.7m)

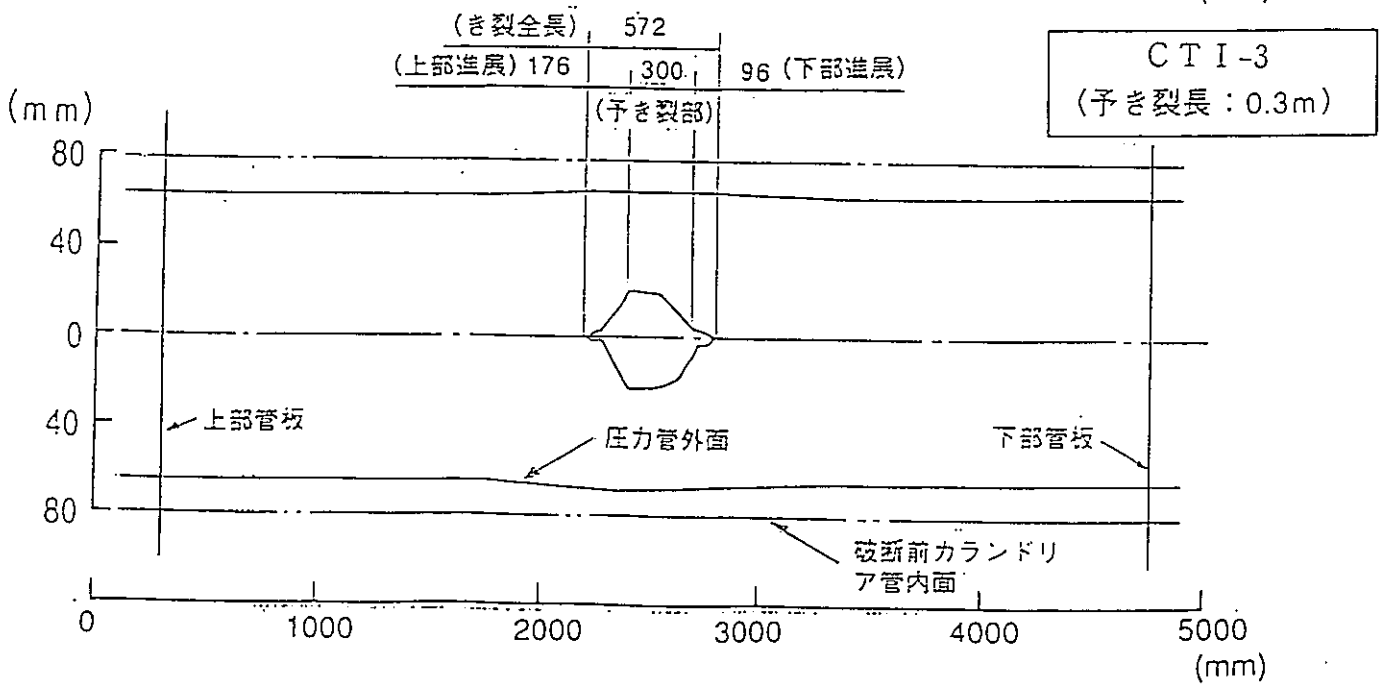
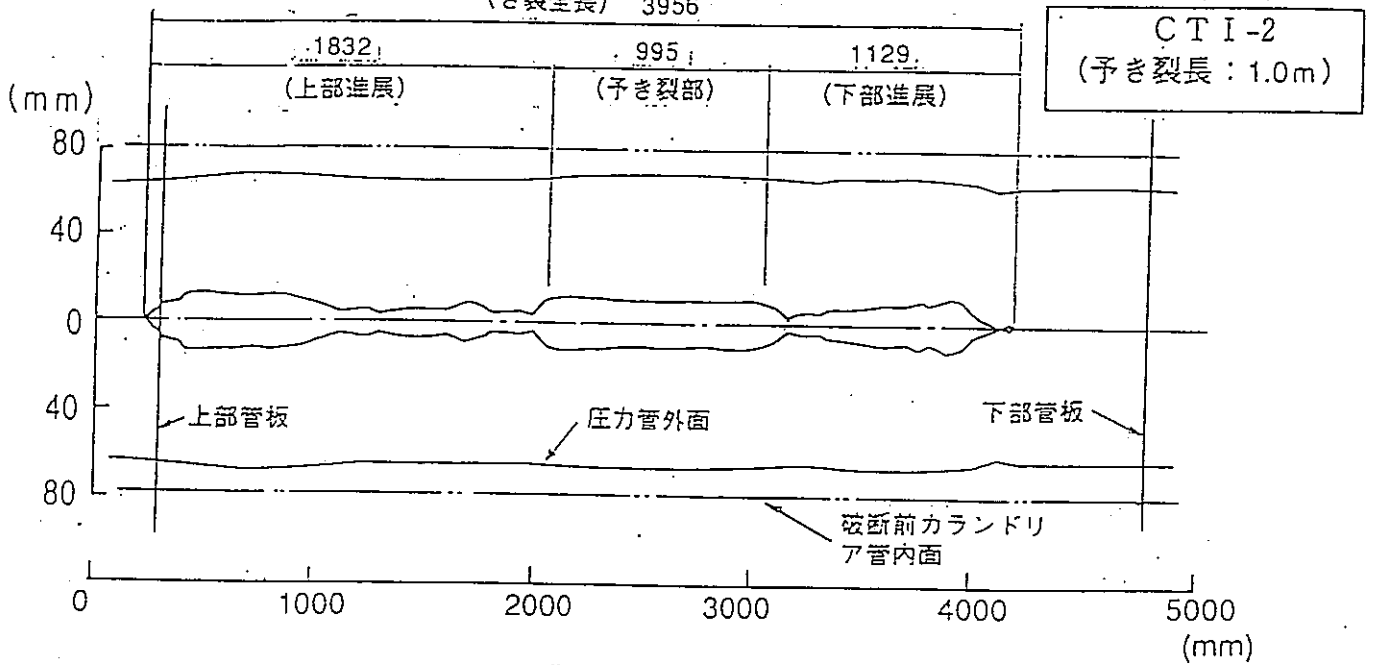
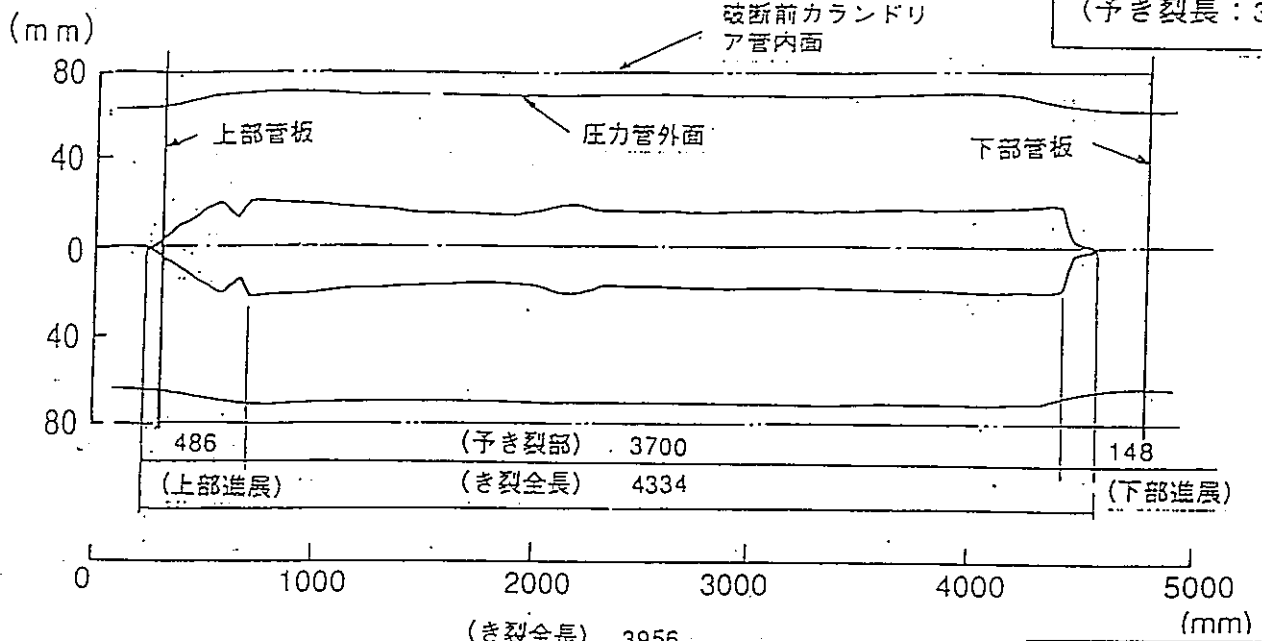


図4.1.7-15 圧力管破断後形状

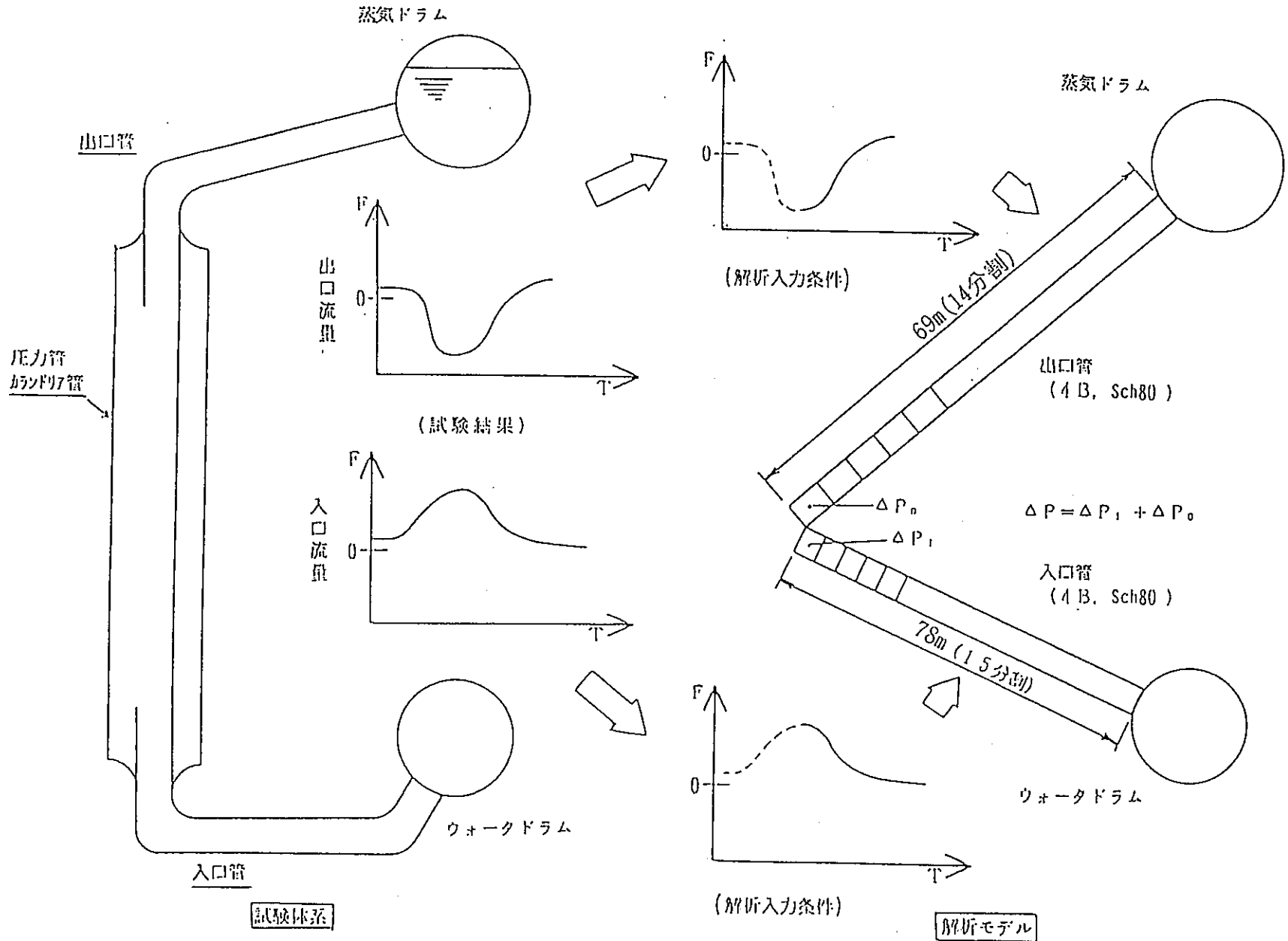


図4.1.7-16 ウォータ・ハンマ計算に用いた解析モデル

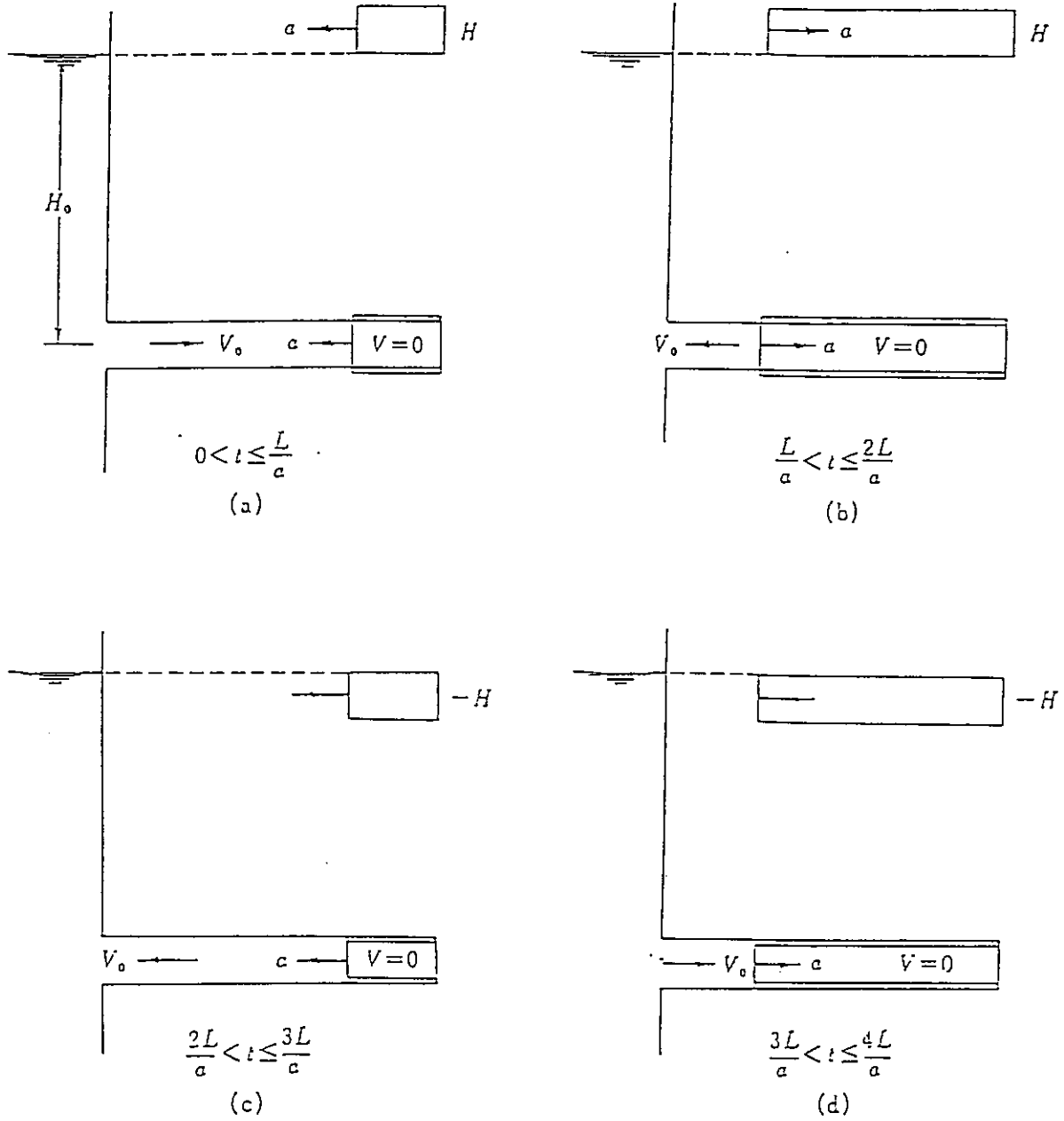


図4.1.7-17 弁を瞬間閉鎖したときの周期内の状態順序

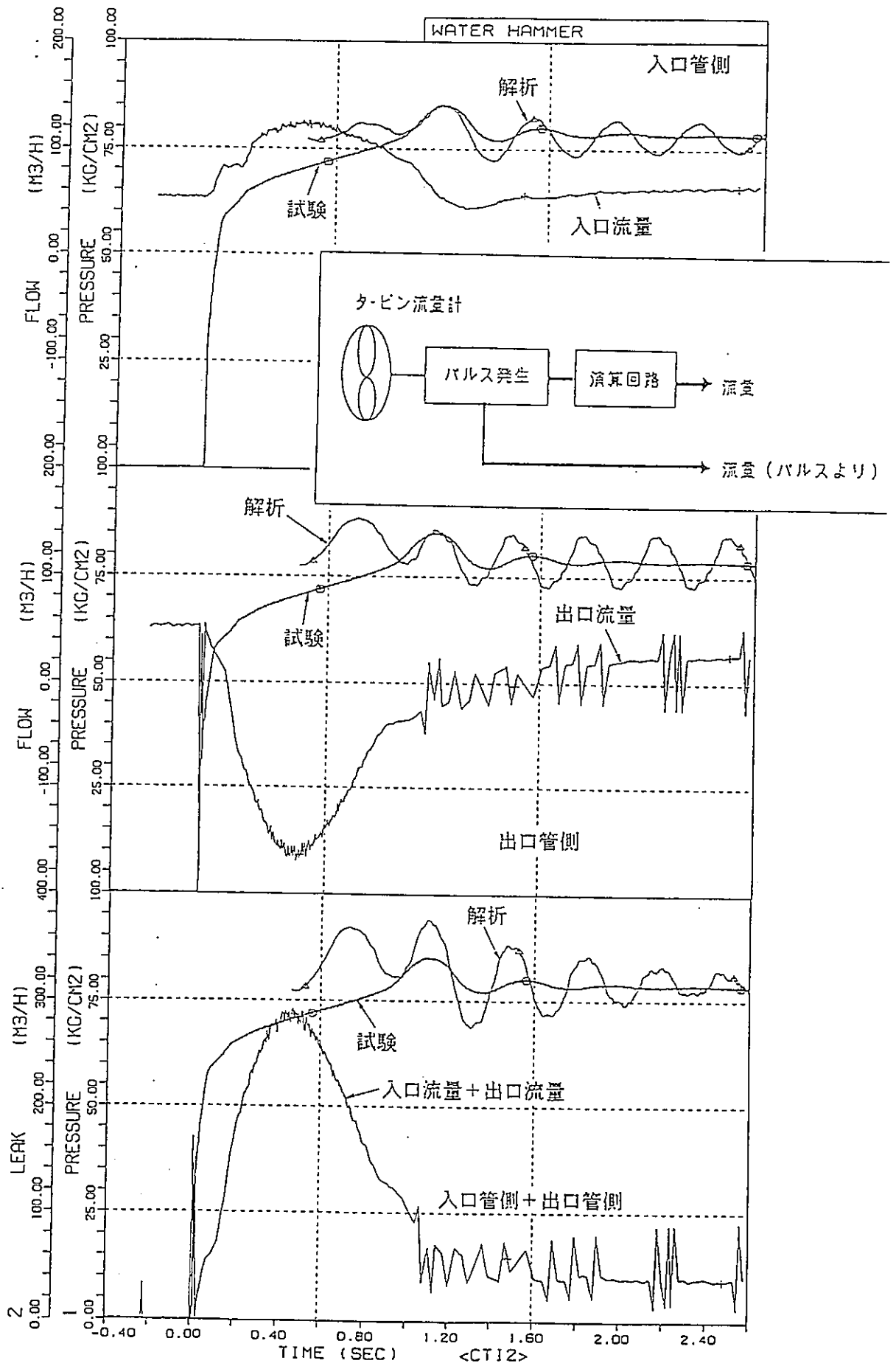


図4.1.7-18(1/2) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較

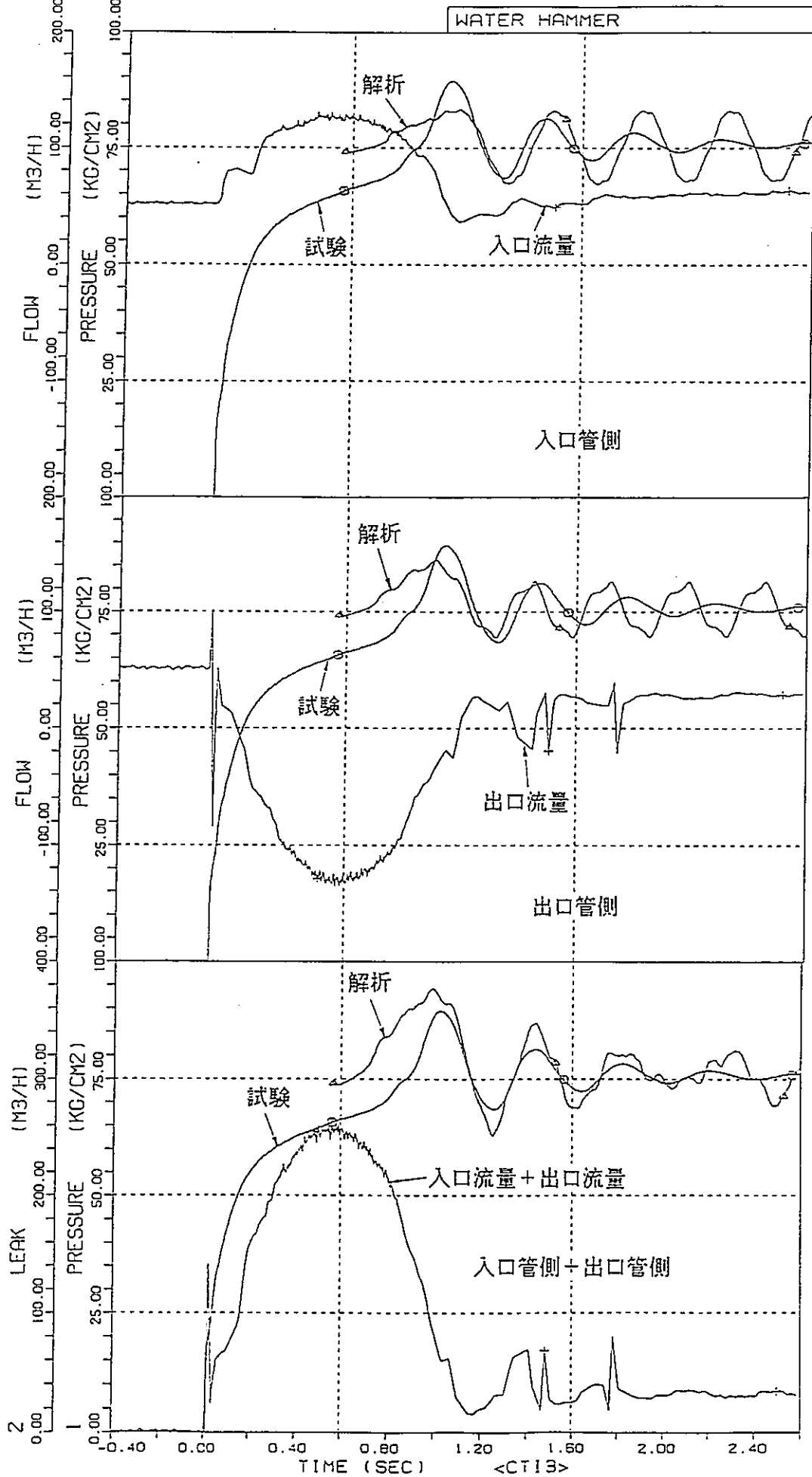
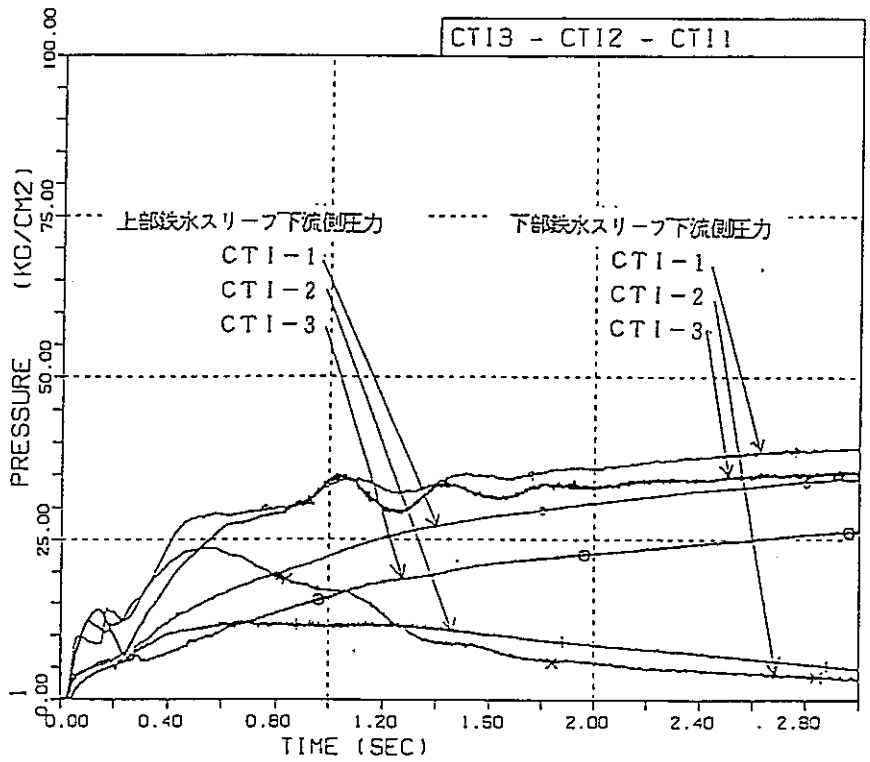
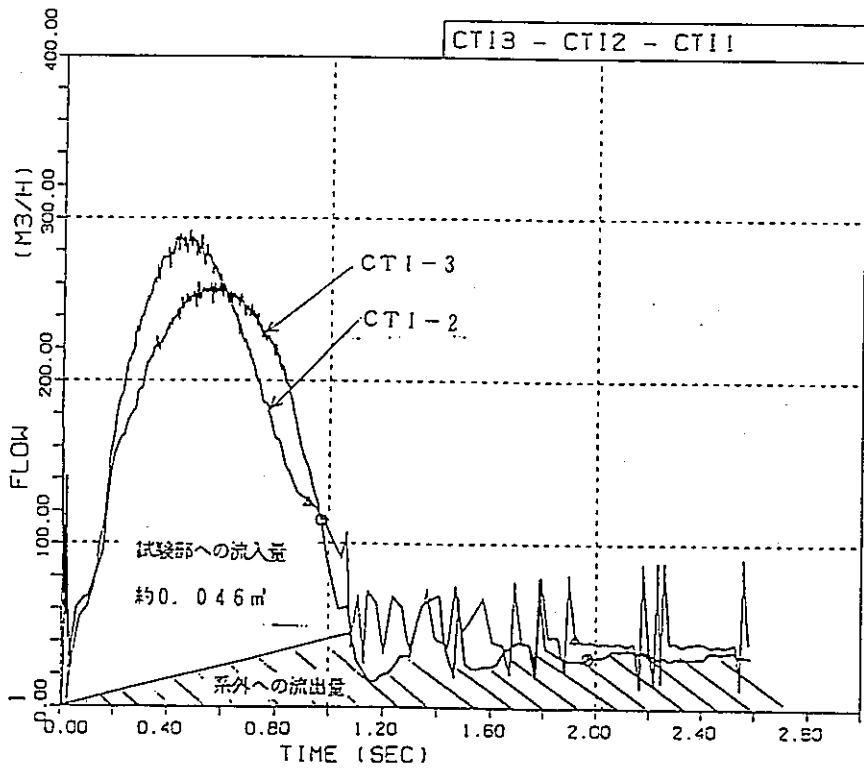


図4.1.7-18(2/2) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較



(a) 鉄水スリーブ下流側圧力



(b) 冷却材流入量

図4.1.7-19 鉄水スリーブ下流側圧力変化と圧力管内への冷却材流入量

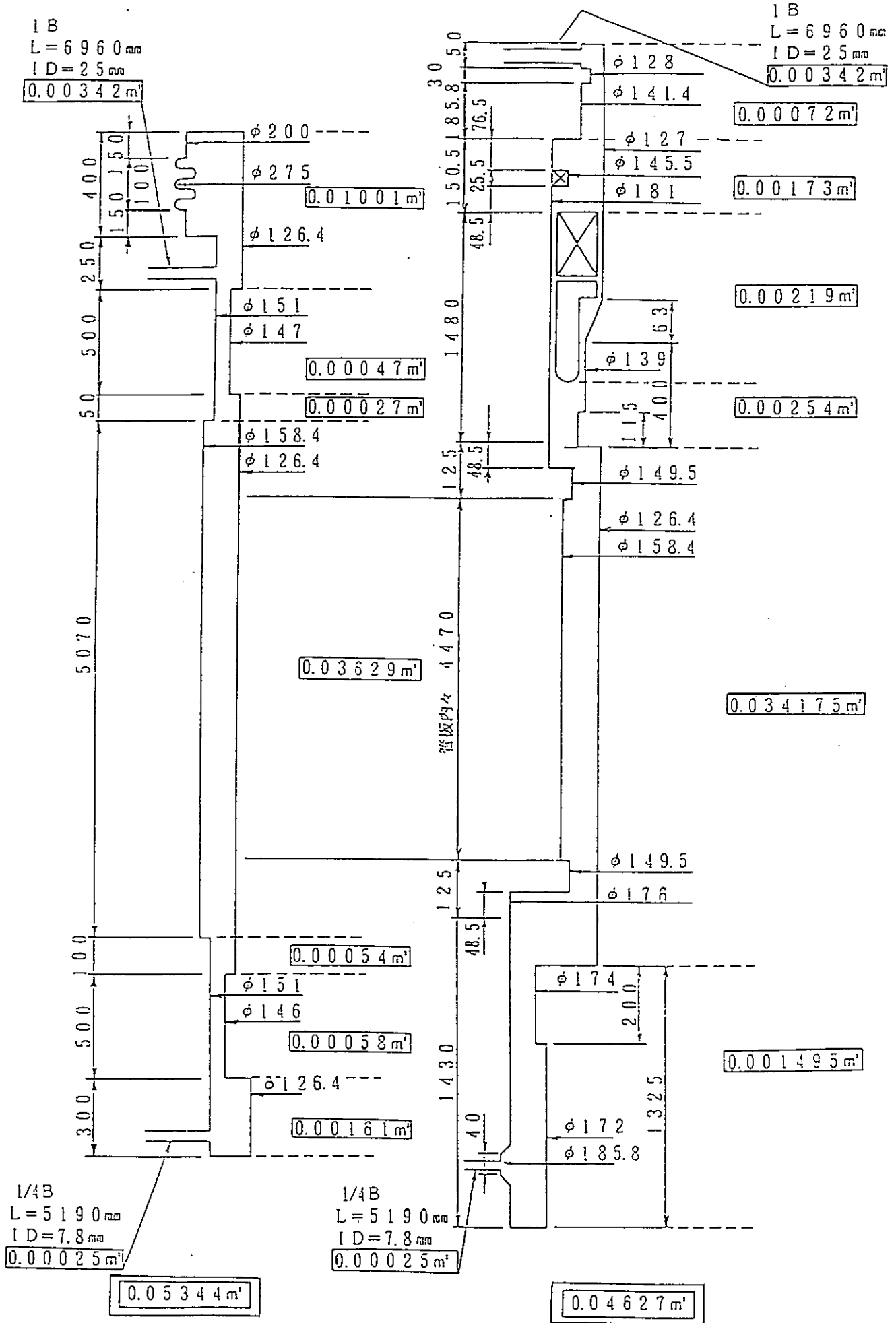
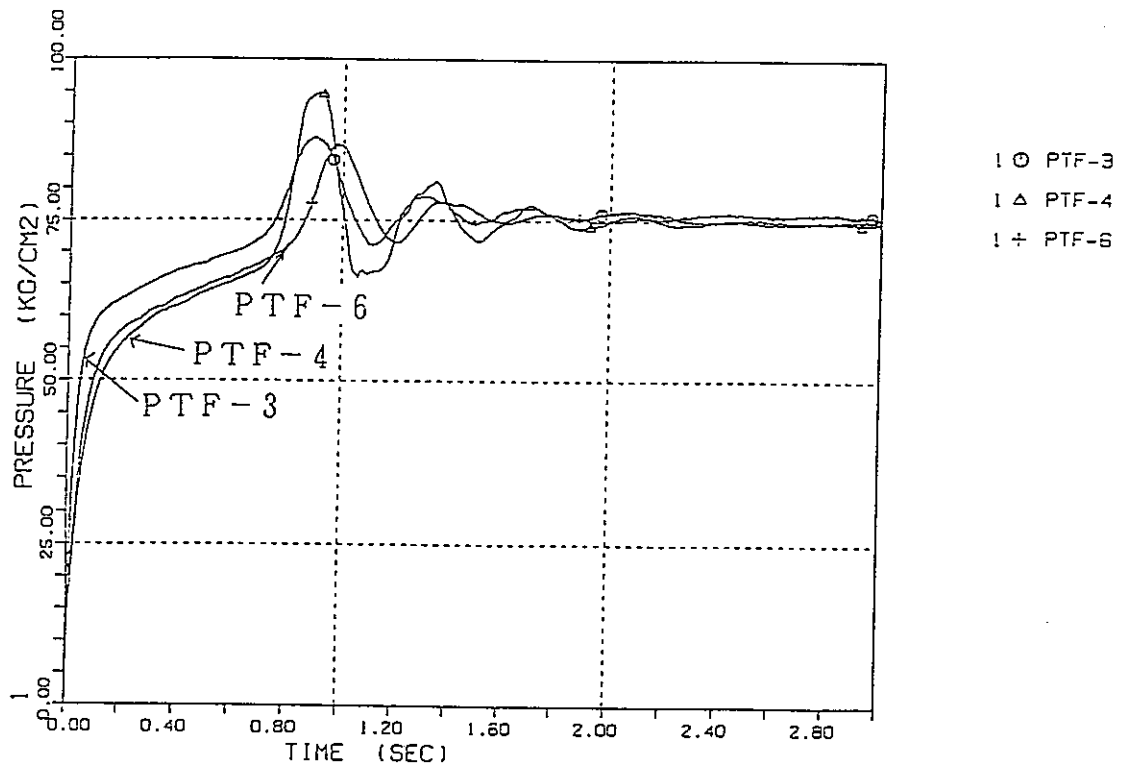
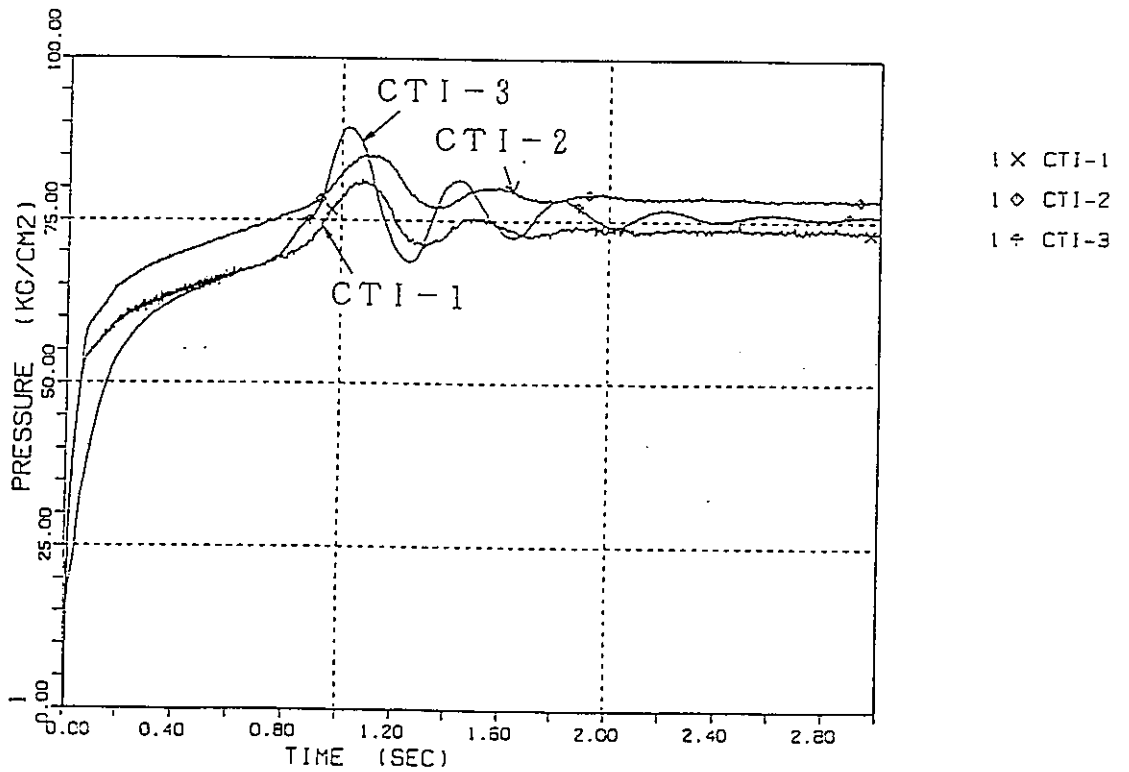


図4.1.7-20

アニユラス及びCO₂系の空間容積

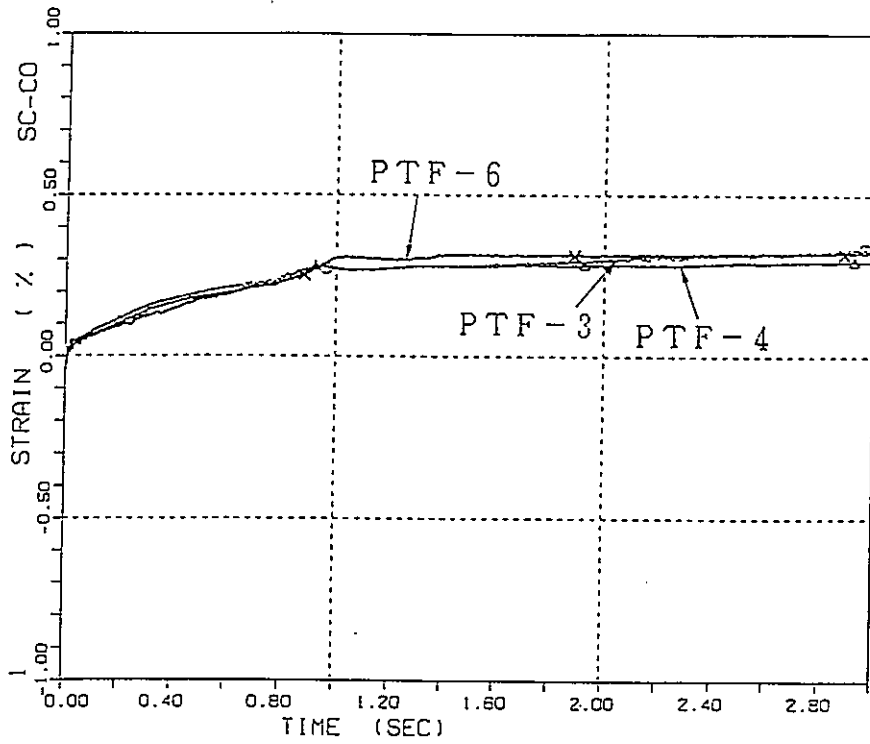


(a) 破断時熱流動挙動試験



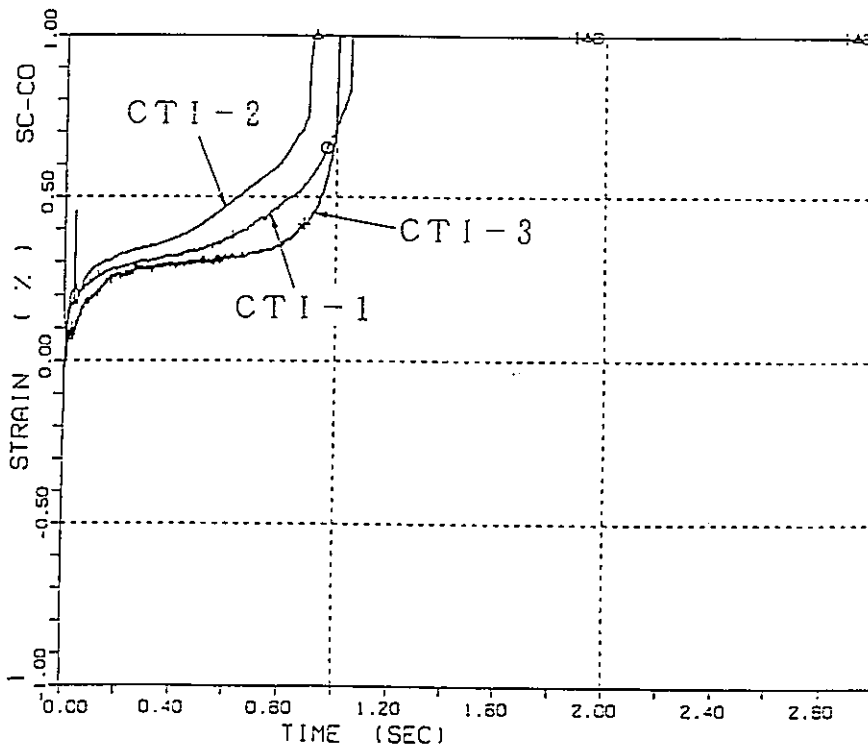
(b) カランドリア管健全性試験

図4.1.7-21 圧力管破断時のアニユラス圧力変化



○ PTF3(180+4)
 △ PTF4(0+4)
 × PTF6(0+4)

(a) 破断時熱流動挙動試験



○ CTI1(315+4)
 △ CTI2(315+4)
 + CTI3(315+4)

(b) カランドリア管健全性試験

図4.1.7-22 アニュラス圧力上昇時カランドリア管周方向歪変化

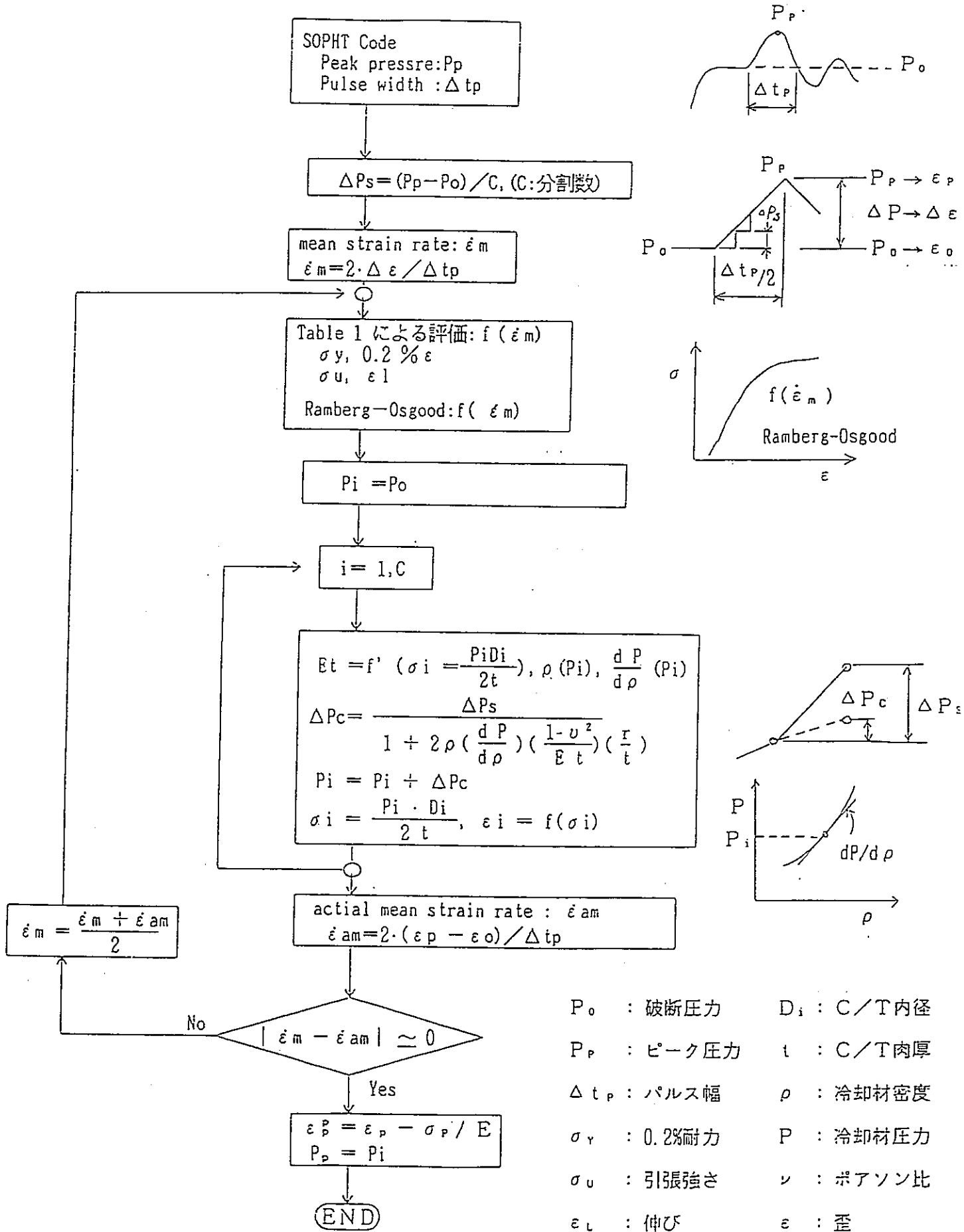


図4.1.7-23 カランドリア管の変形を考慮したピーク圧力評価の流れ

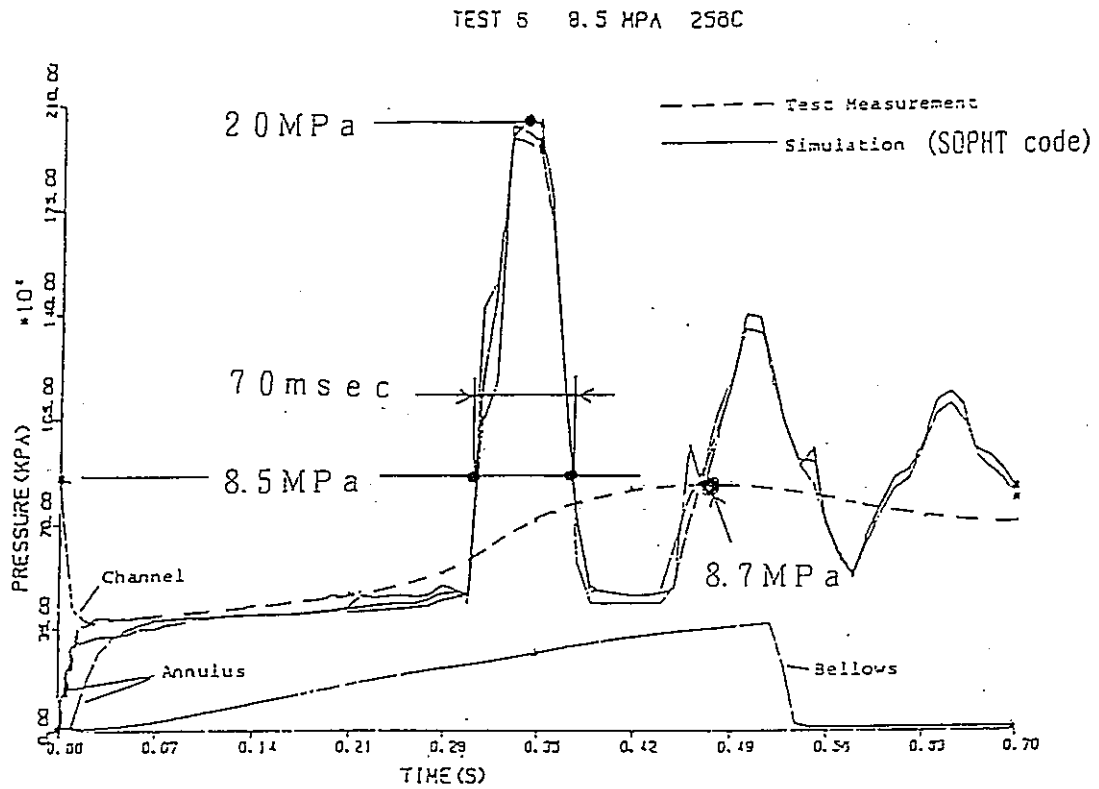
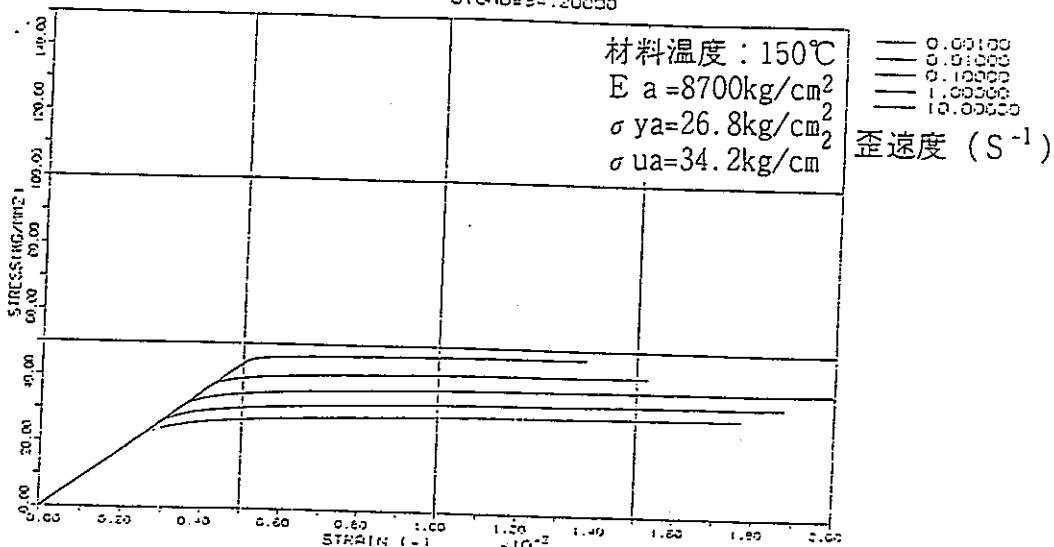


FIGURE 1
The SOPHT Code Predicted Annulus Pressure Transient

入力条件 { (*) SOPHTコードの 解析結果 }	}	破断圧力 : 8.5 MPa (TEST 6) ピーク圧力* : 20 MPa パルス幅* : 70 msec カランドリア管温度 : 155℃ σ_y, RT : 433 MPa σ_u, RT : 522 MPa
計算結果	}	(文献中の計算値, 試験結果) 補正ピーク圧力 : 9.148MPa (9.07MPa, 8.7MPa) 周方向塑性歪 : 1.117MPa (1.08%, 0.75%) 歪速度 : 0.2953 sec ⁻¹

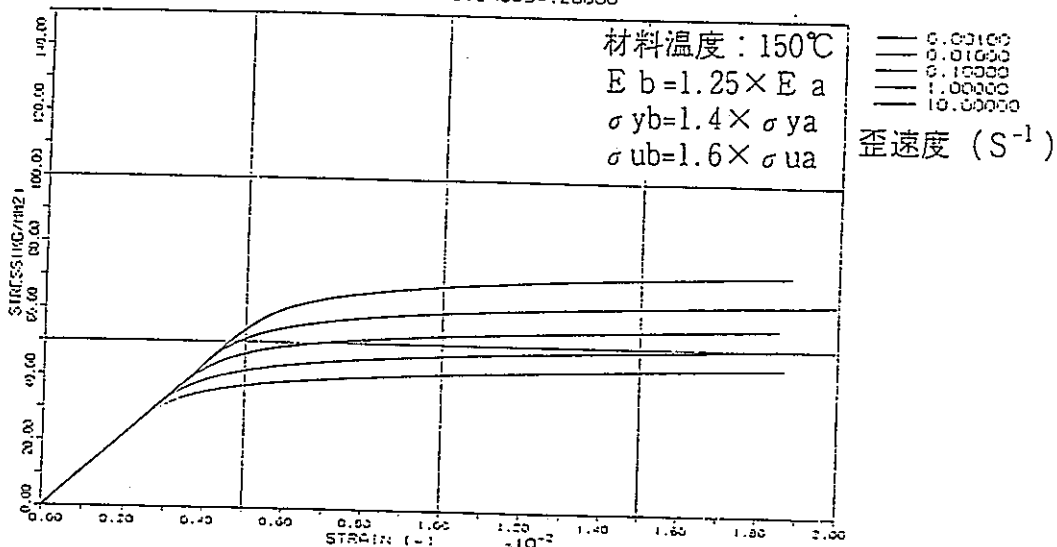
図4.1.7-24 文献に示されるピーク圧力と塑性歪の再現性計算結果

SICRY=26.80000
SICMU=34.20000



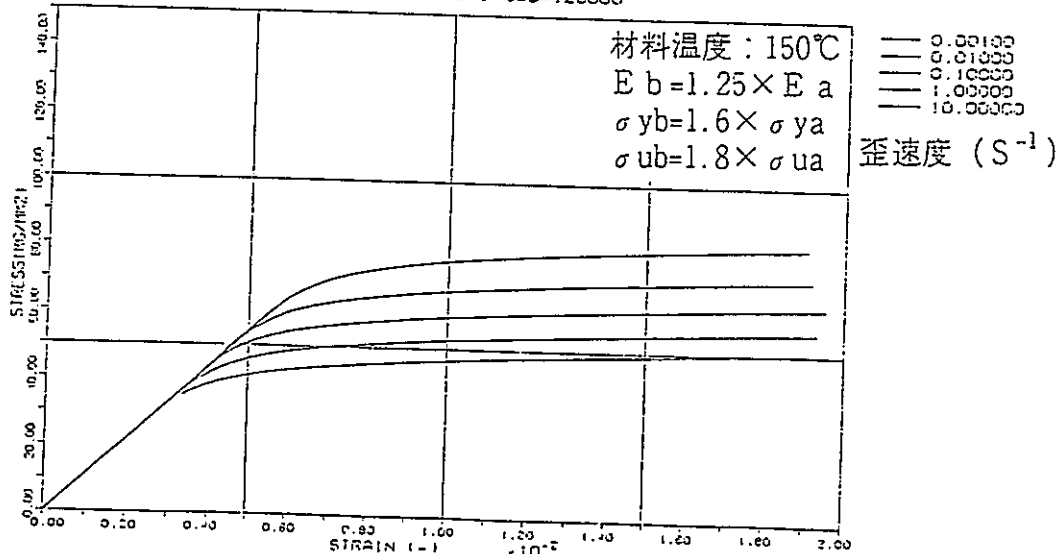
(a) Zry-2材の $\sigma - \epsilon$ 特性 (単軸引張試験)

SICRY=26.80000
SICMU=34.20000



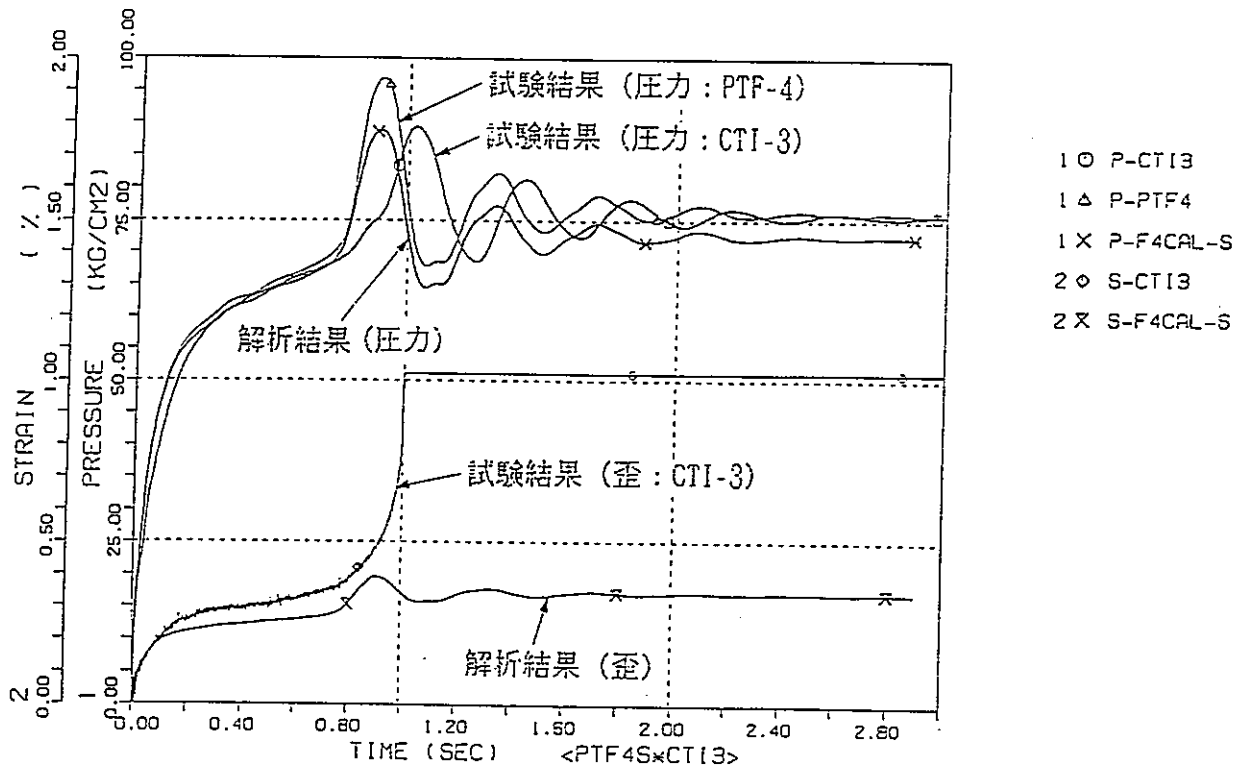
(b) Zry-2材の単軸引張強度試験の結果で補正した $\sigma - \epsilon$ 特性

SICRY=26.80000
SICMU=34.20000

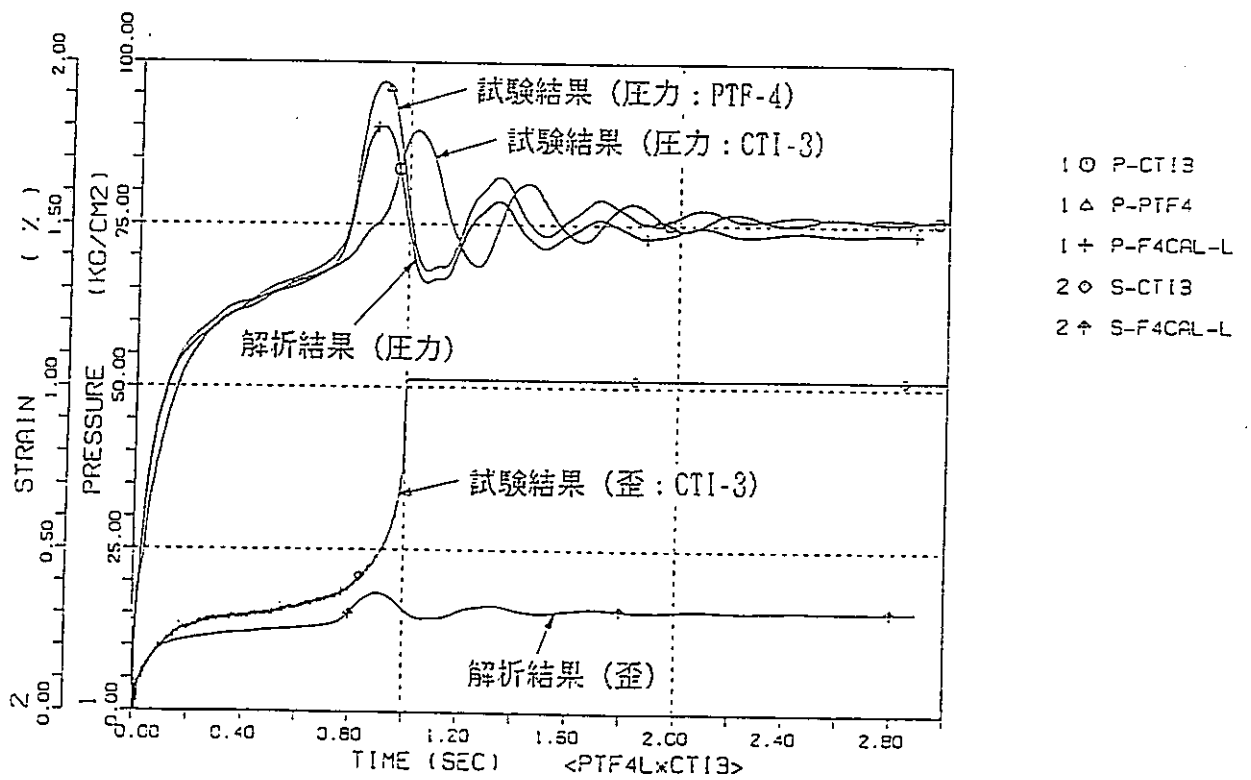


(c) Zry-2材の単軸引張強度試験の結果で補正した $\sigma - \epsilon$ 特性

図4.1.7-25 カランドリア管の応力-歪特性に及ぼす歪速度の影響

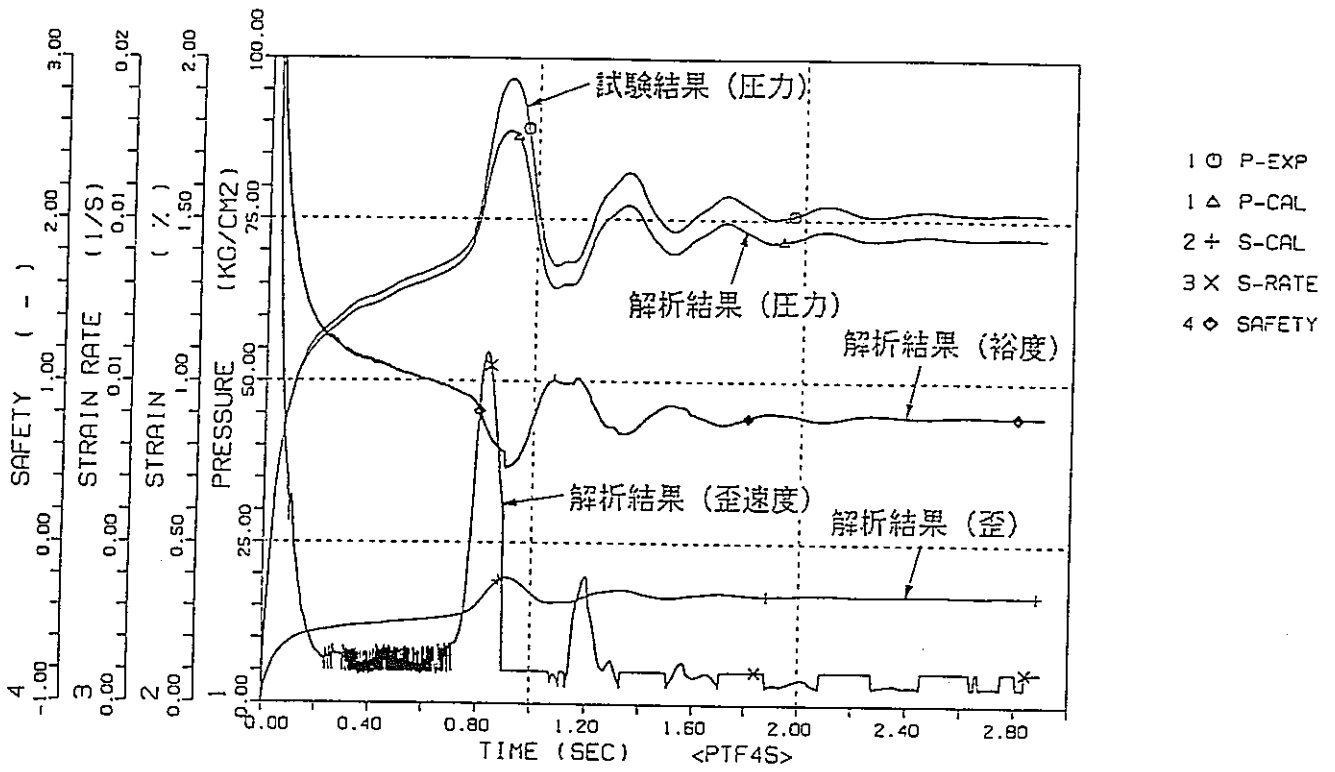


(a) バースト試験結果より補正した材料物性を用いた解析結果($\sigma_y \times 1.4, \sigma_u \times 1.6$)

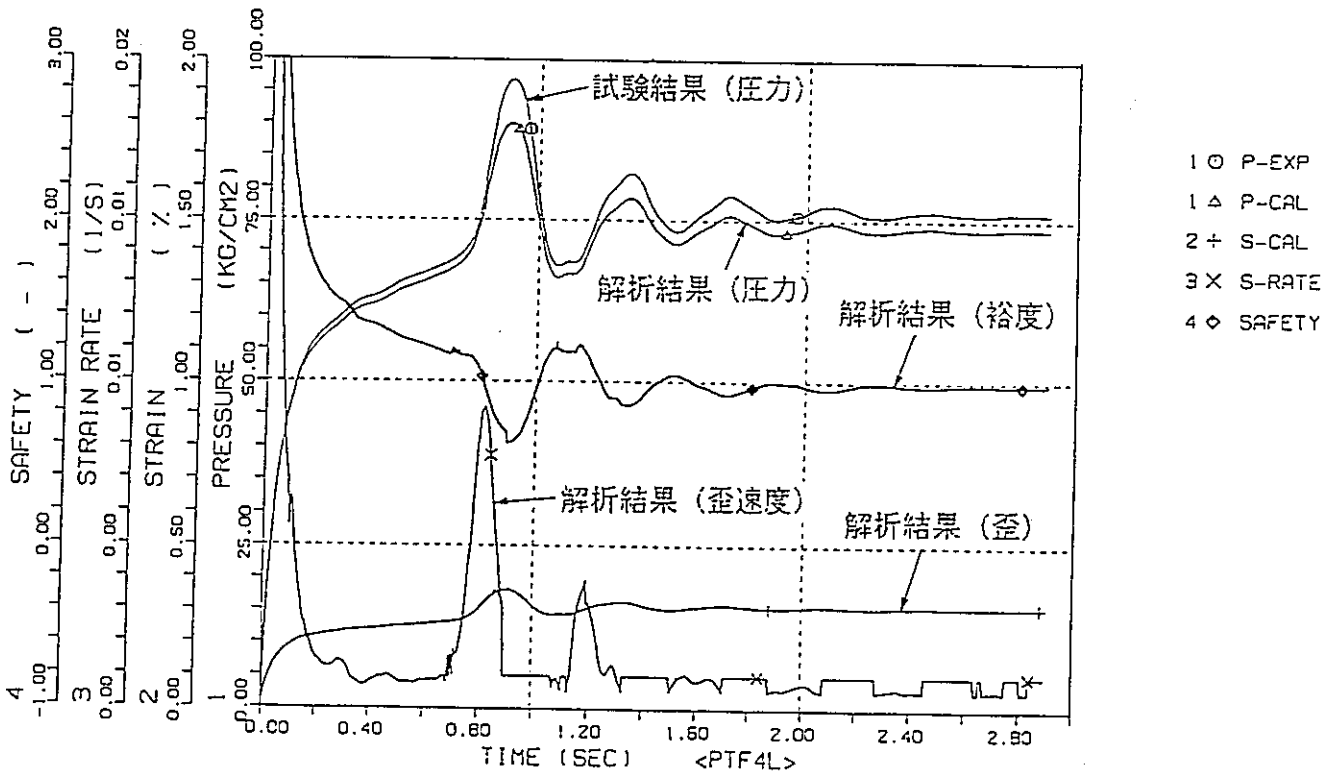


(b) バースト試験結果より補正した材料物性を用いた解析結果($\sigma_y \times 1.6, \sigma_u \times 1.8$)

図4.1.7-26 試験結果と解析結果との比較



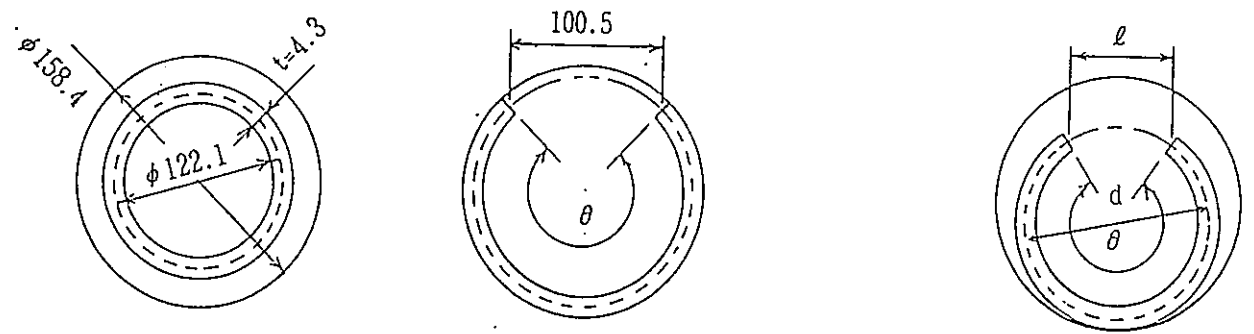
(a) 文献からの材料特性を用いた解析結果



(b) バースト試験結果より補正した材料特性を用いた解析結果

図4.1.7-27 アニユラス部圧力緩和解析結果

試験ケース		破断前		内周接触時**			試験後***				
		内面 (%)	外面 (%)	θ (rad)	内面 (%)	外面 (%)	開口幅 ℓ (mm)	θ (rad)	平均直径 d (mm)	内面 (%)	外面 (%)
破断時 熱流動 試験	PTF-3	0	0	4.978	0.76	-0.71	81.0	5.19	147.9	0.64	-0.59
	PTF-4	0	0	4.978	0.76	-0.71	76.9	5.23	146.6	0.61	-0.57
	PTF-6	0	0	4.978	0.76	-0.71	77.0	5.23	146.6	0.61	-0.57
C/T 健全性 試験	CTI-1	0	0	4.978	0.76	-0.71	38.9	5.70	134.5	0.34	-0.31
	CTI-2	0	0	4.978	0.76	-0.71	23.1	5.93	129.5	0.21	-0.19
	CTI-3	0	0	4.978	0.76	-0.71	42.8	5.66	135.6	0.41	-0.30



*) 歪は曲げにより生じるものとし、圧力管の肉厚中心を曲げ中心とする。
 **) 衝突時のカランドリア管の変形は無視し、全周にわたって圧力管が完全に内接しているものとする。
 ***) 試験体の軸方向中央部断面の開口幅 (ℓ) 測定値から求めた値である。なお、開口幅は圧力管肉厚中心の円弧長に一致させている。

図4.1.7-28 破断後の圧力管の周方向歪の推定

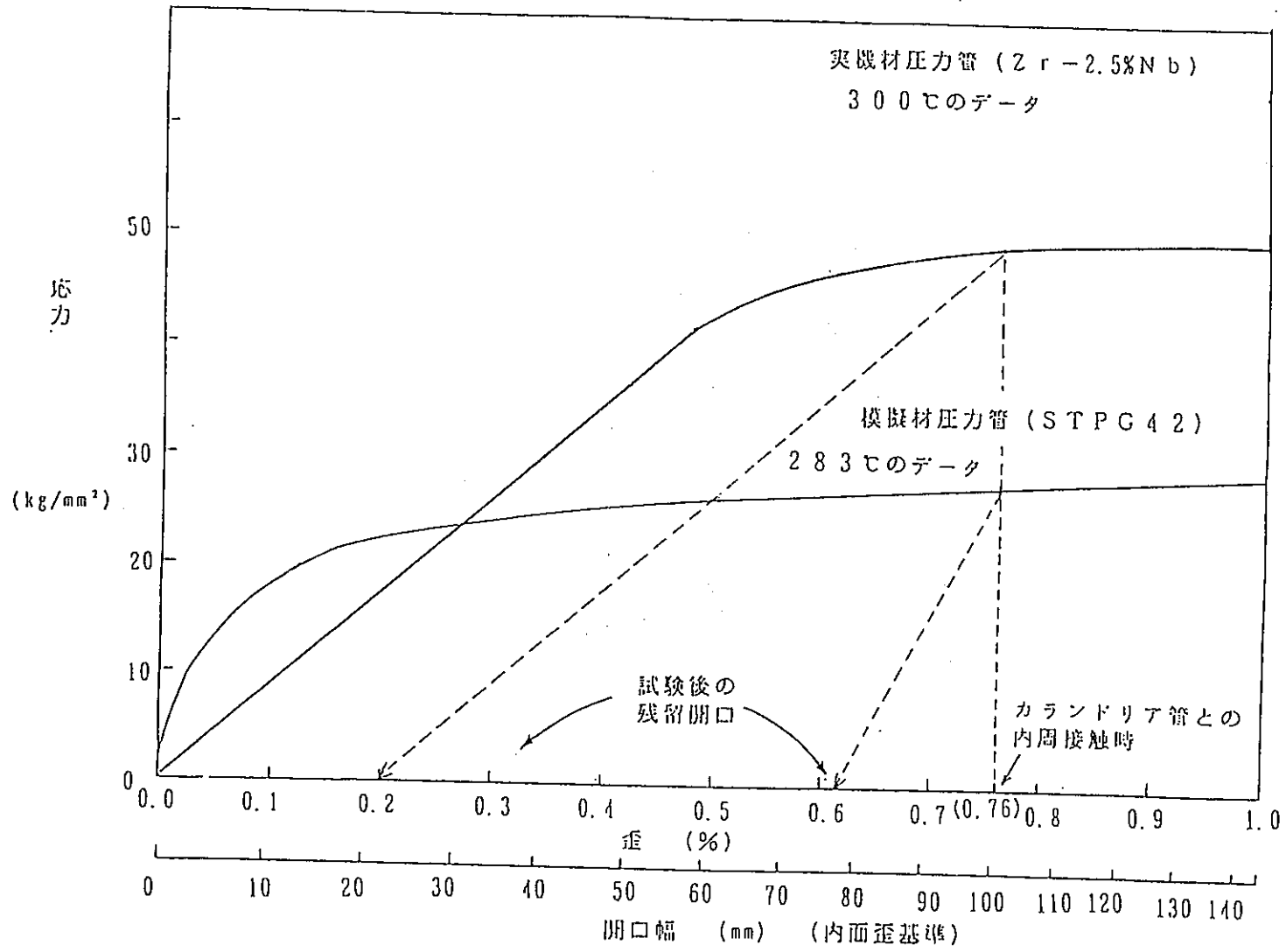


図4.1.7-29 圧力管の応力-歪特性

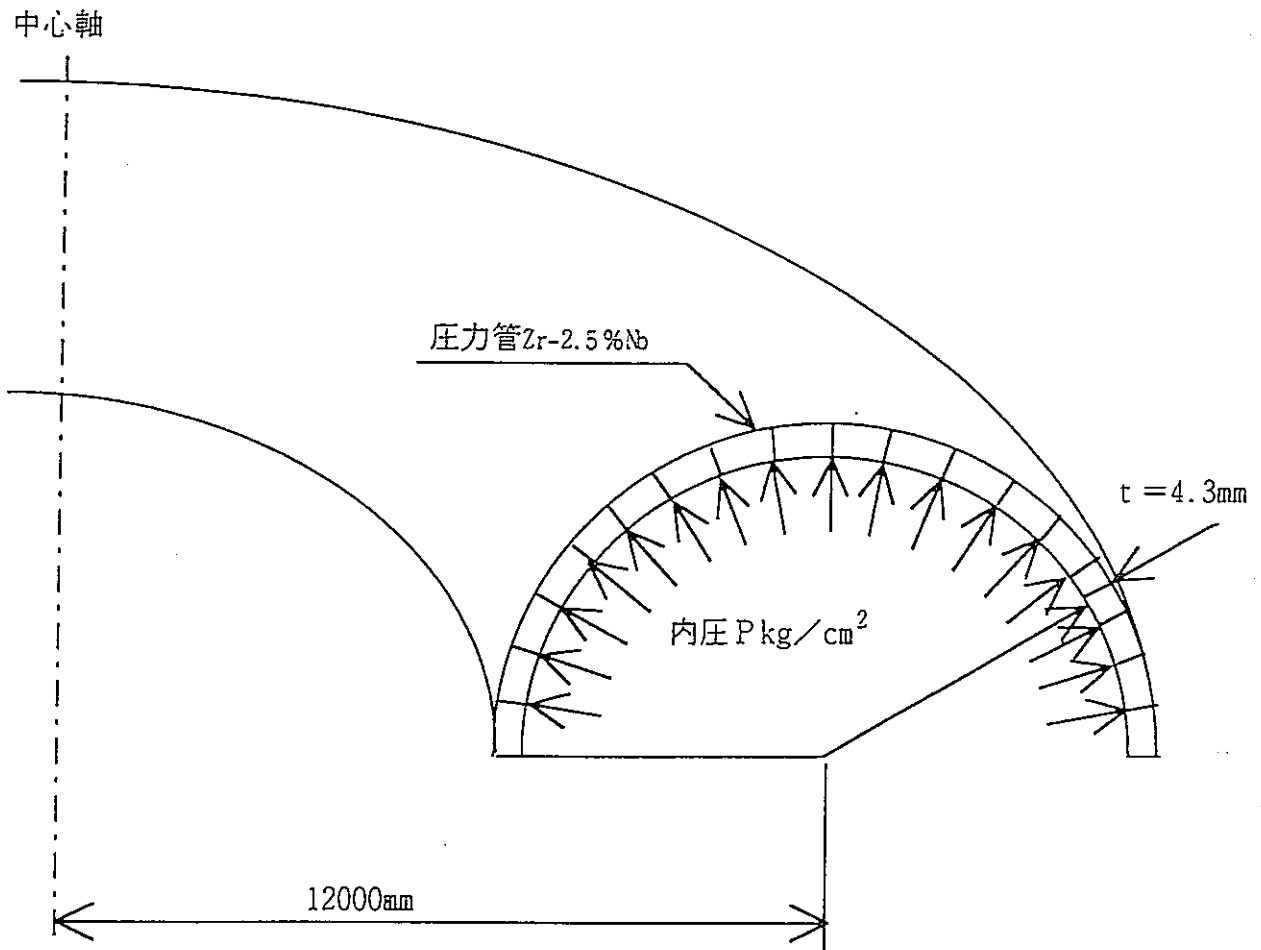


図4.1.7-30 内外差圧による圧力管の開口量解析モデル

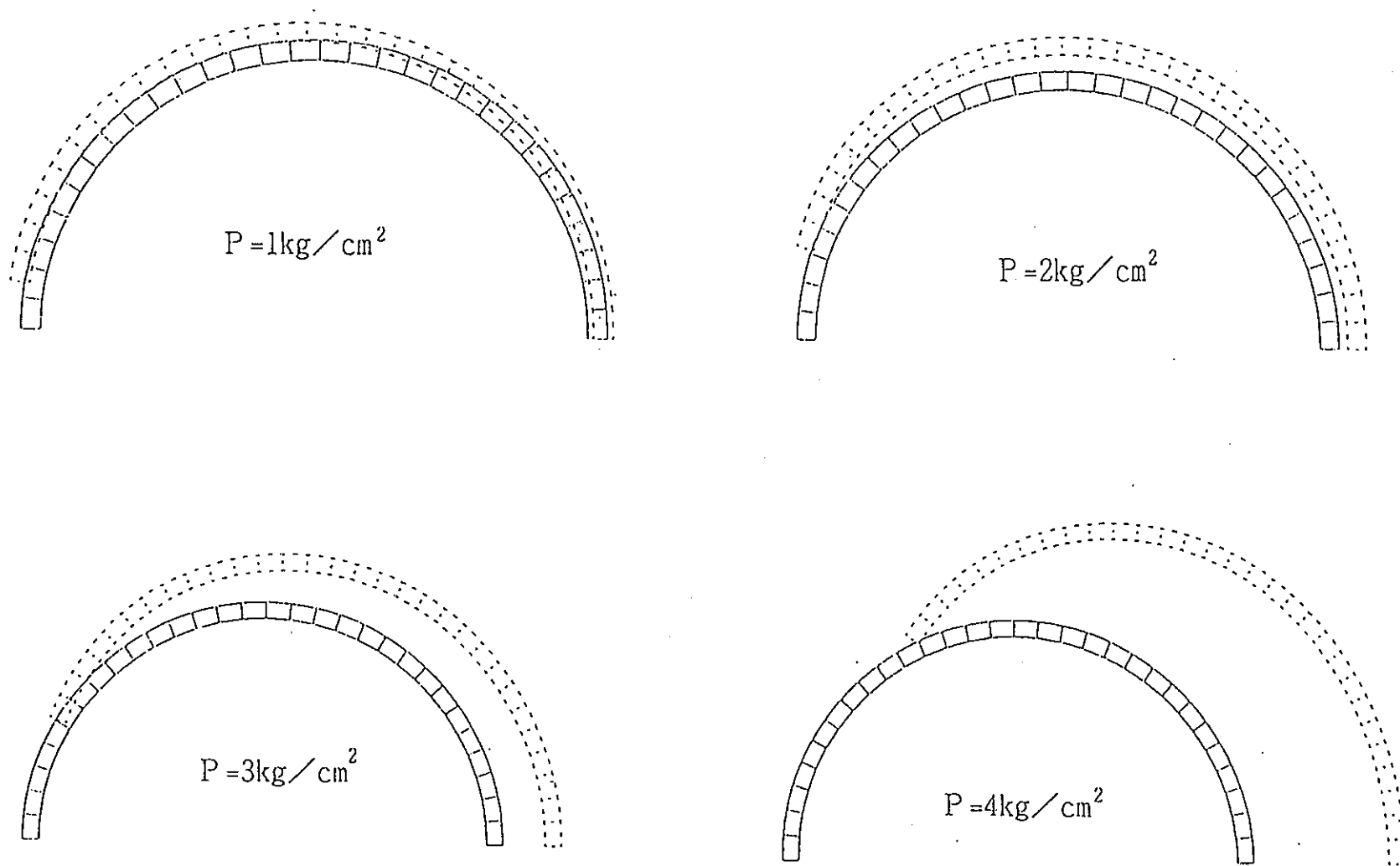


图4.1.7-31 解析结果 (变形形状)

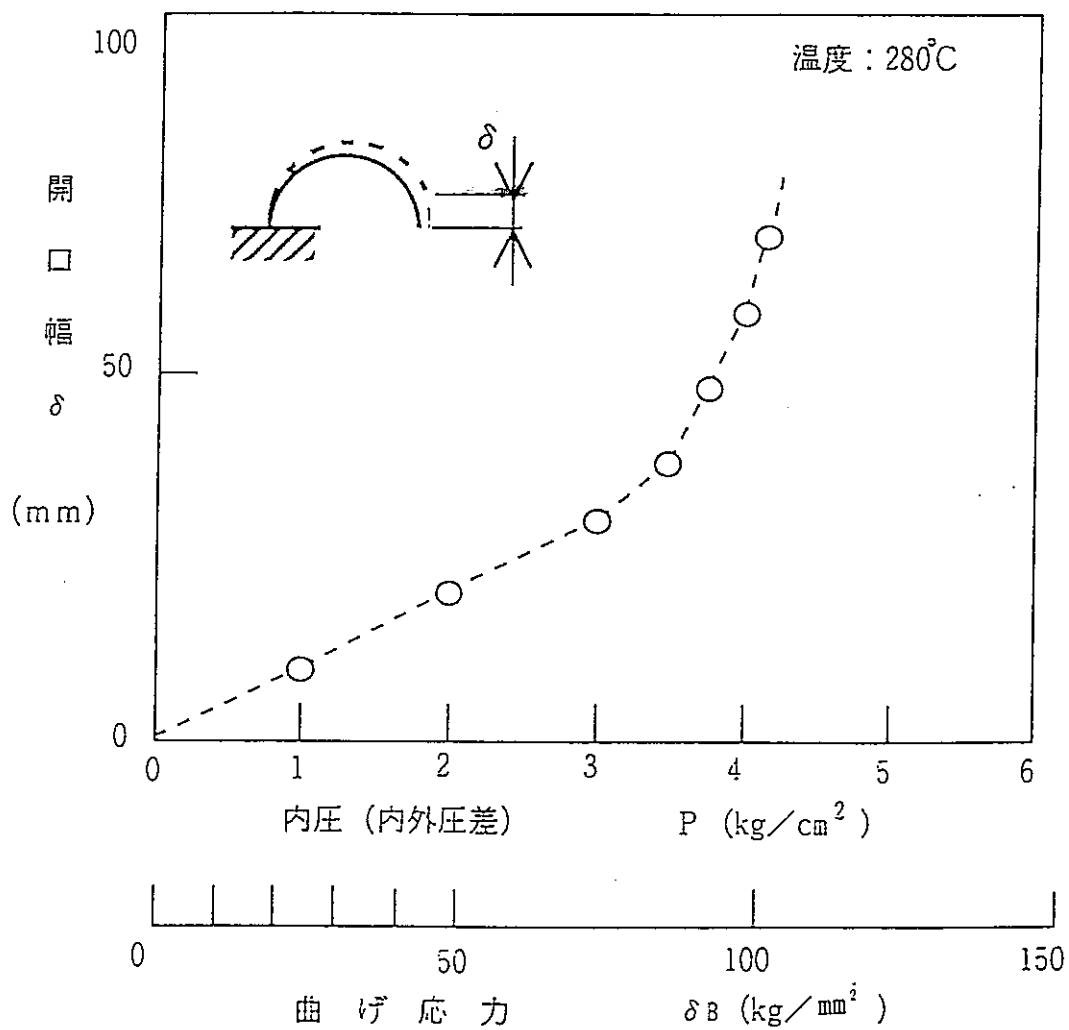
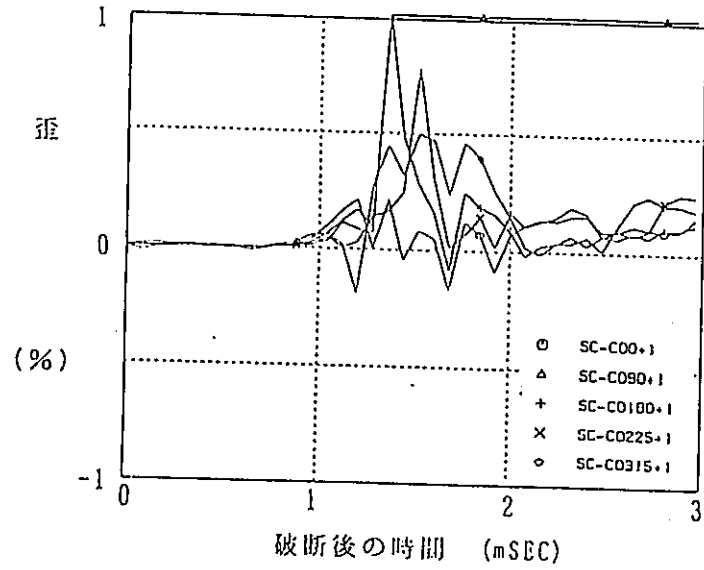
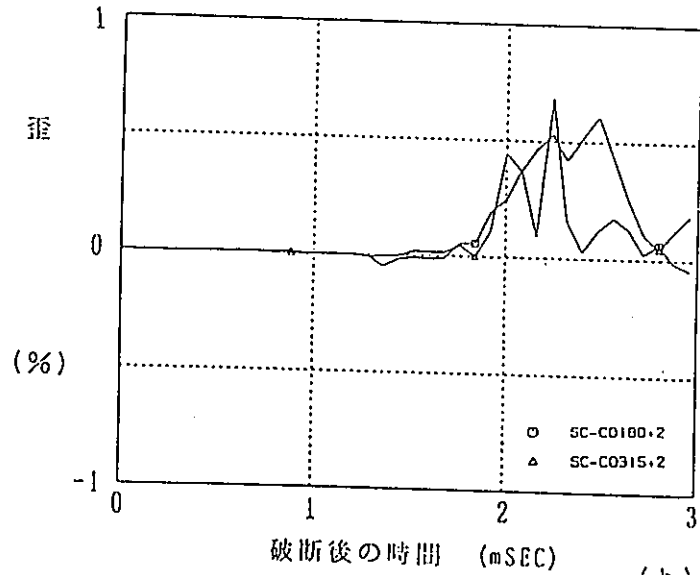
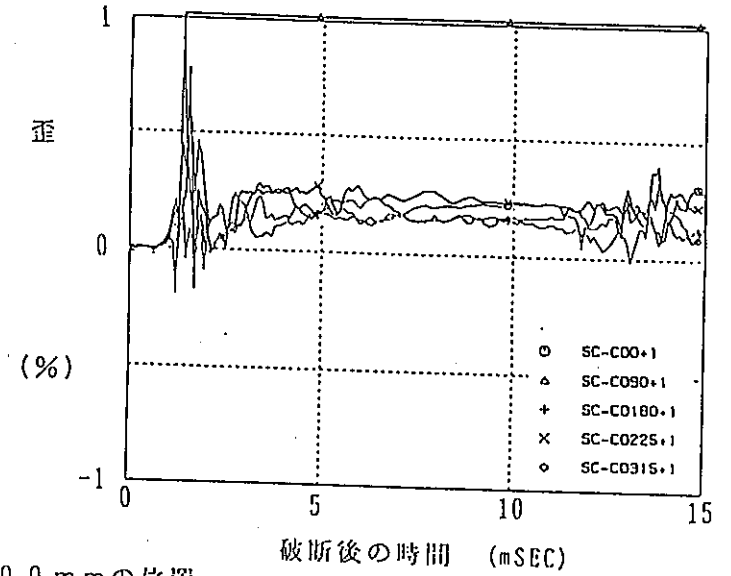


図4.1.7-32 内圧-幅の関係 (解析結果)



(a) 破断開始点から500mmの位置



(b) 破断開始点から1285mmの位置

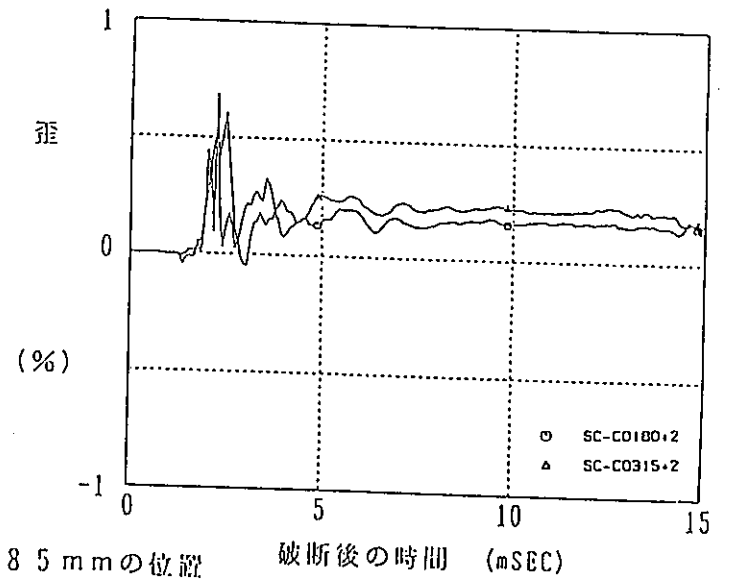
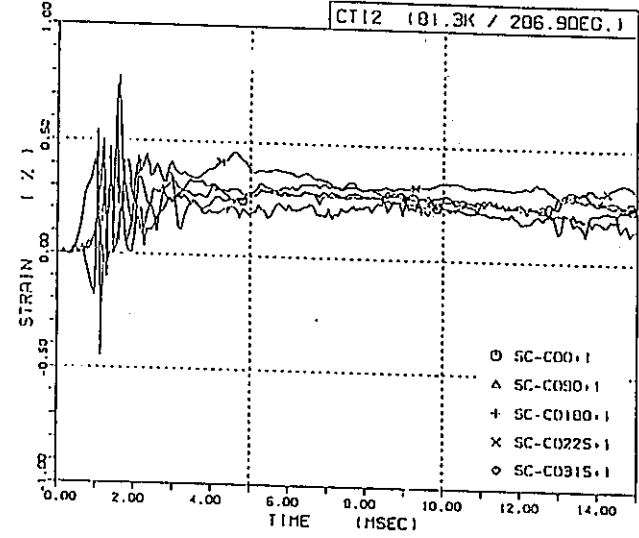
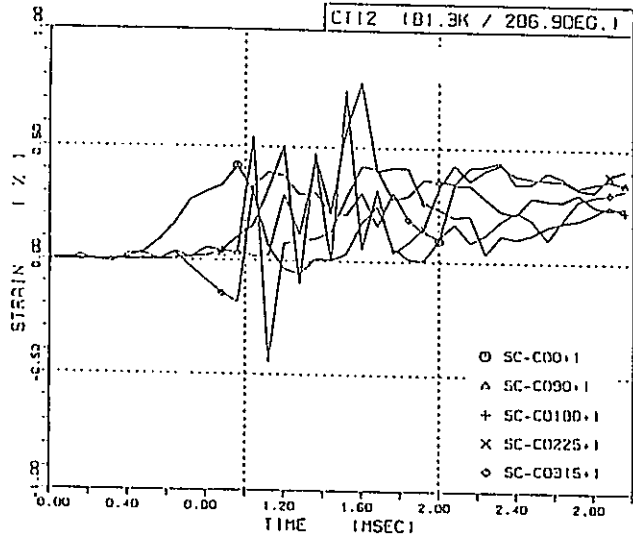
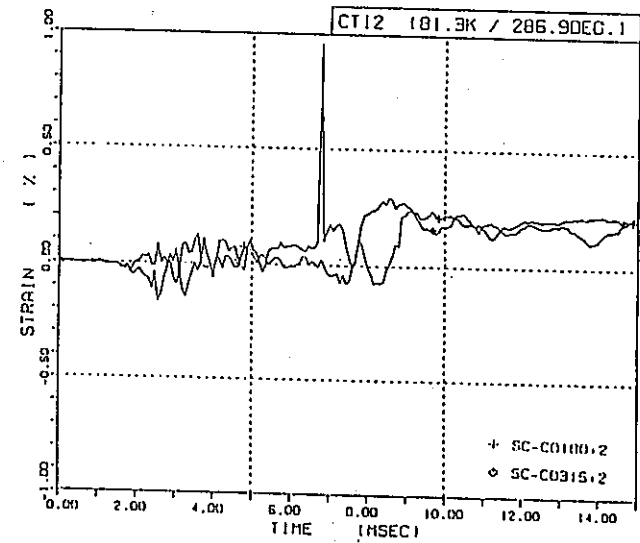
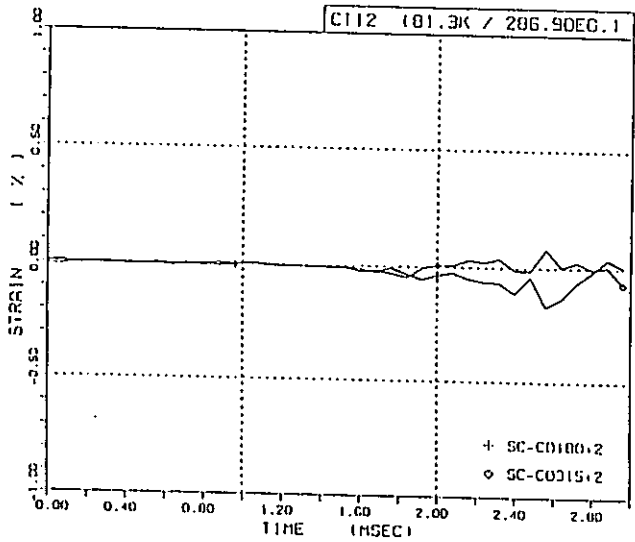


図4.1.7-33(1/3) カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動(CTI-1)

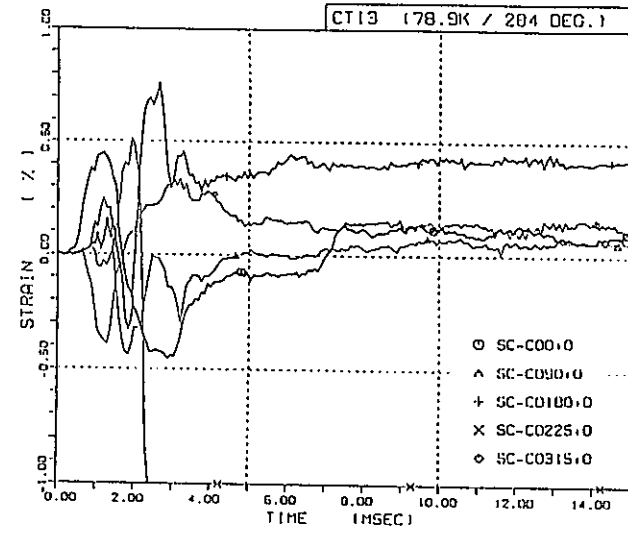
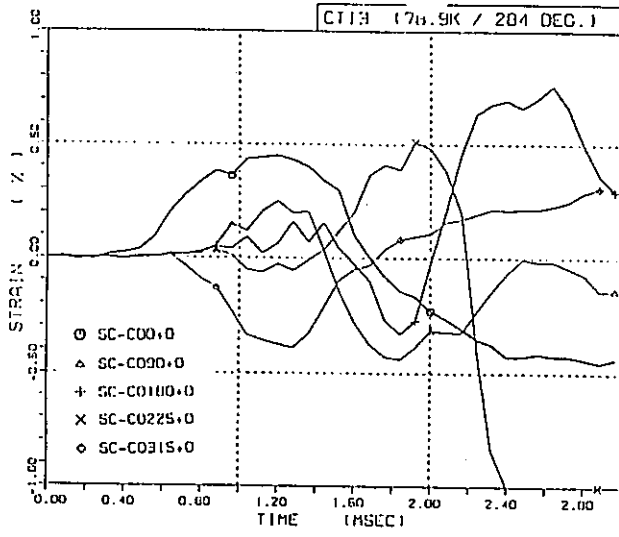


(a) 破断開始点から 300mmの位置

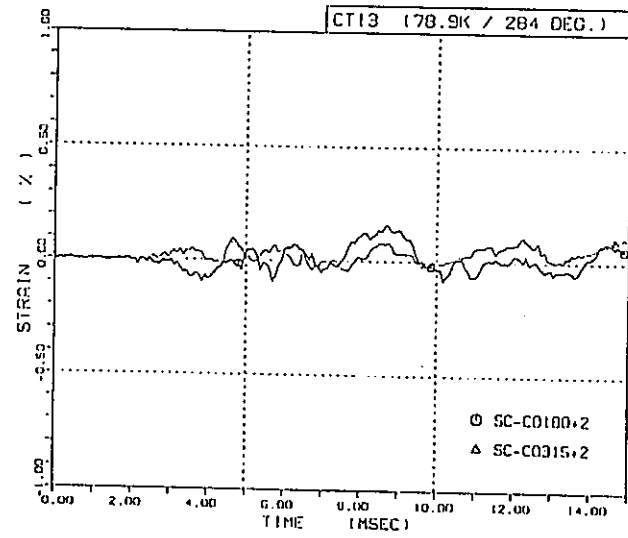
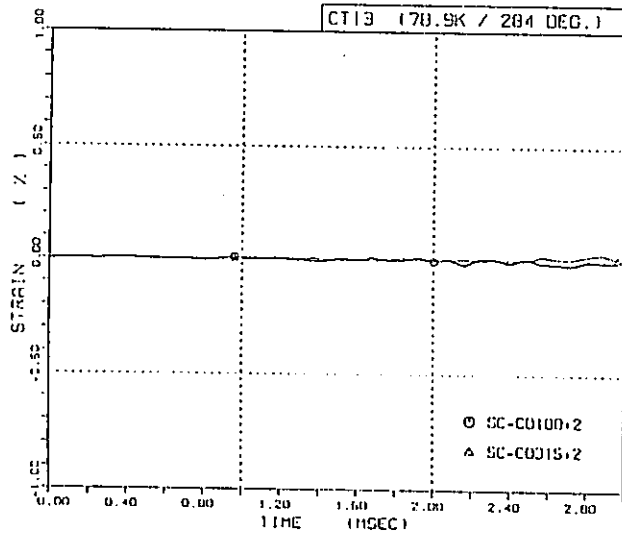


(b) 破断開始点から 1285mmの位置

図4.1.7-33(2/3) カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動(CT1-2)



(a) 破断開始点から40mmの位置



(b) 破断開始点から1285mmの位置

図4.1.7-33(3/3) カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動(CTI-3)

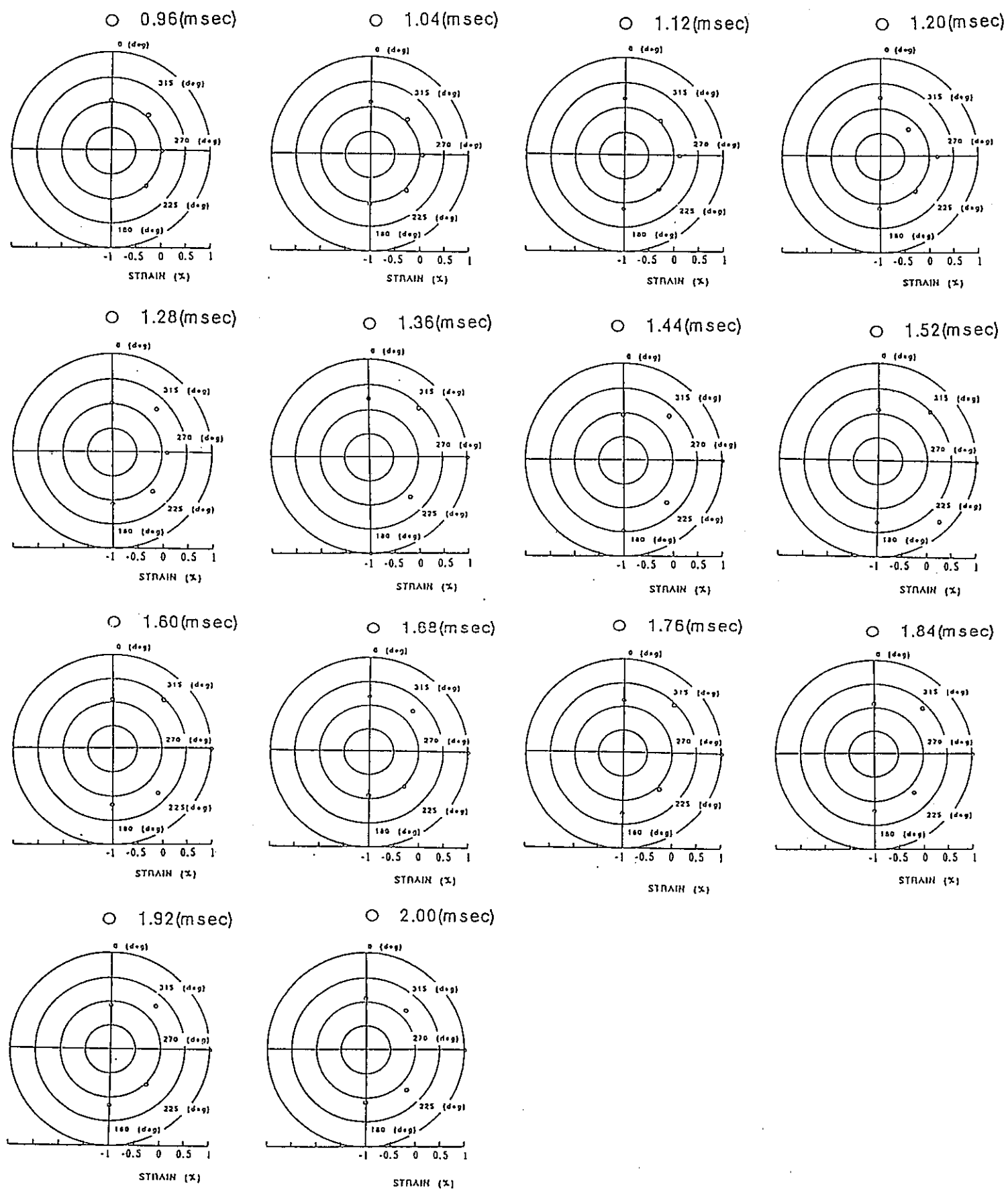


図4.1.7-34(1/3) 破断後初期(~2msec)のカロンドリア管断面の変形(CTI-1)

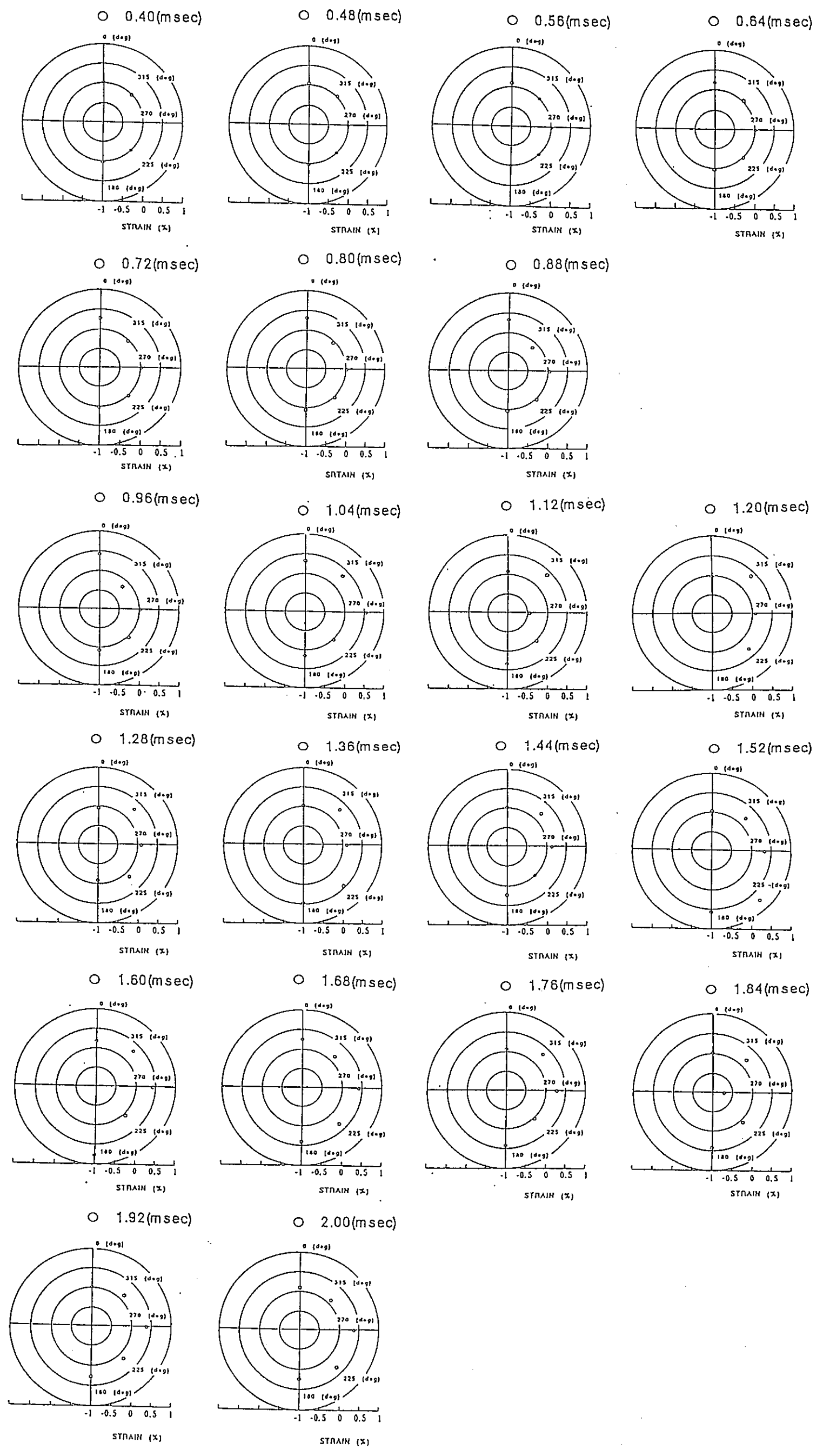


図4.1.7-34(2/3) 破断後初期(~2msec)のカランドリア管断面の変形(CTI-2)

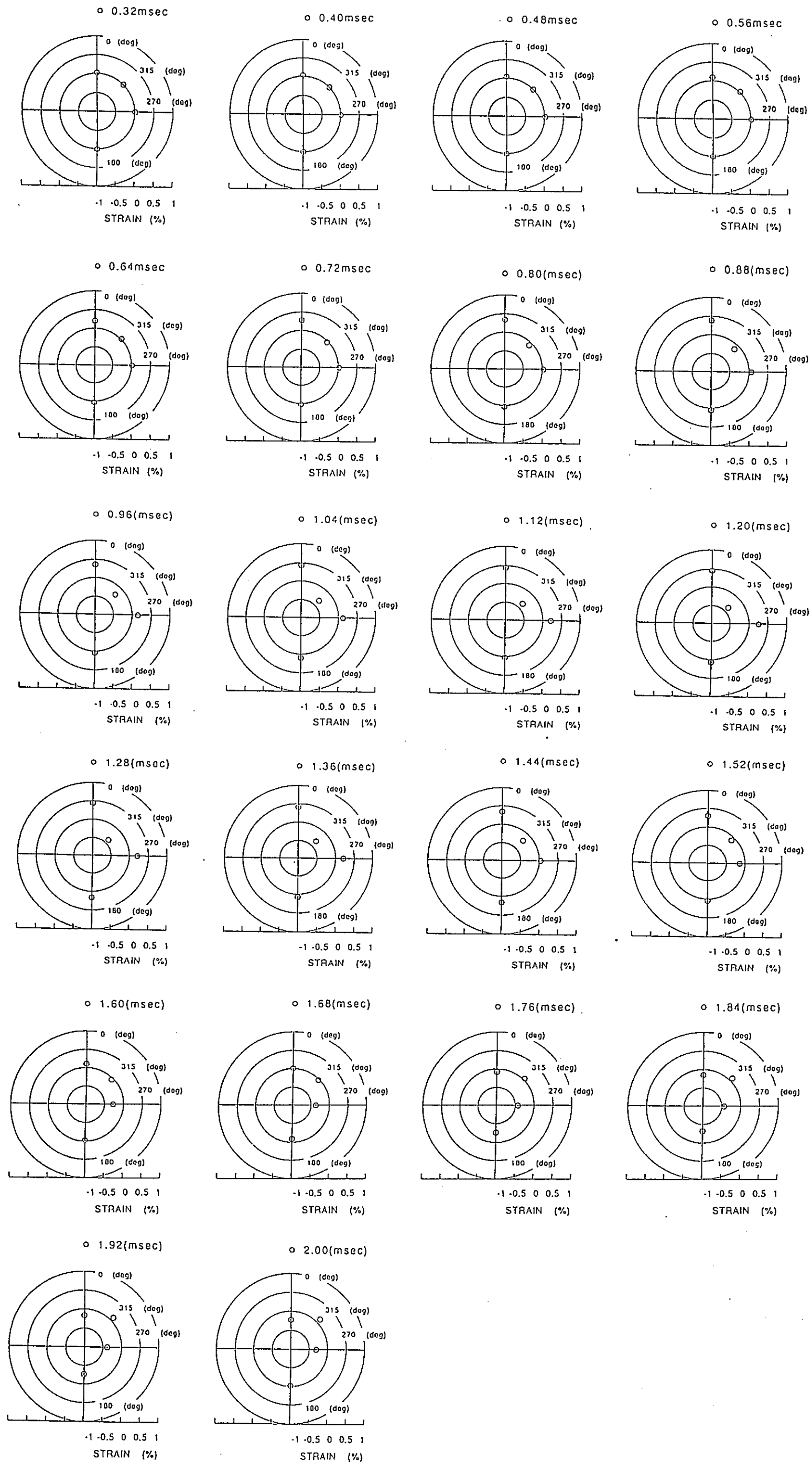


図4.1.7-34(3/3) 破断後初期(~2msec)のカランドリア管断面の変形(CTI-3)

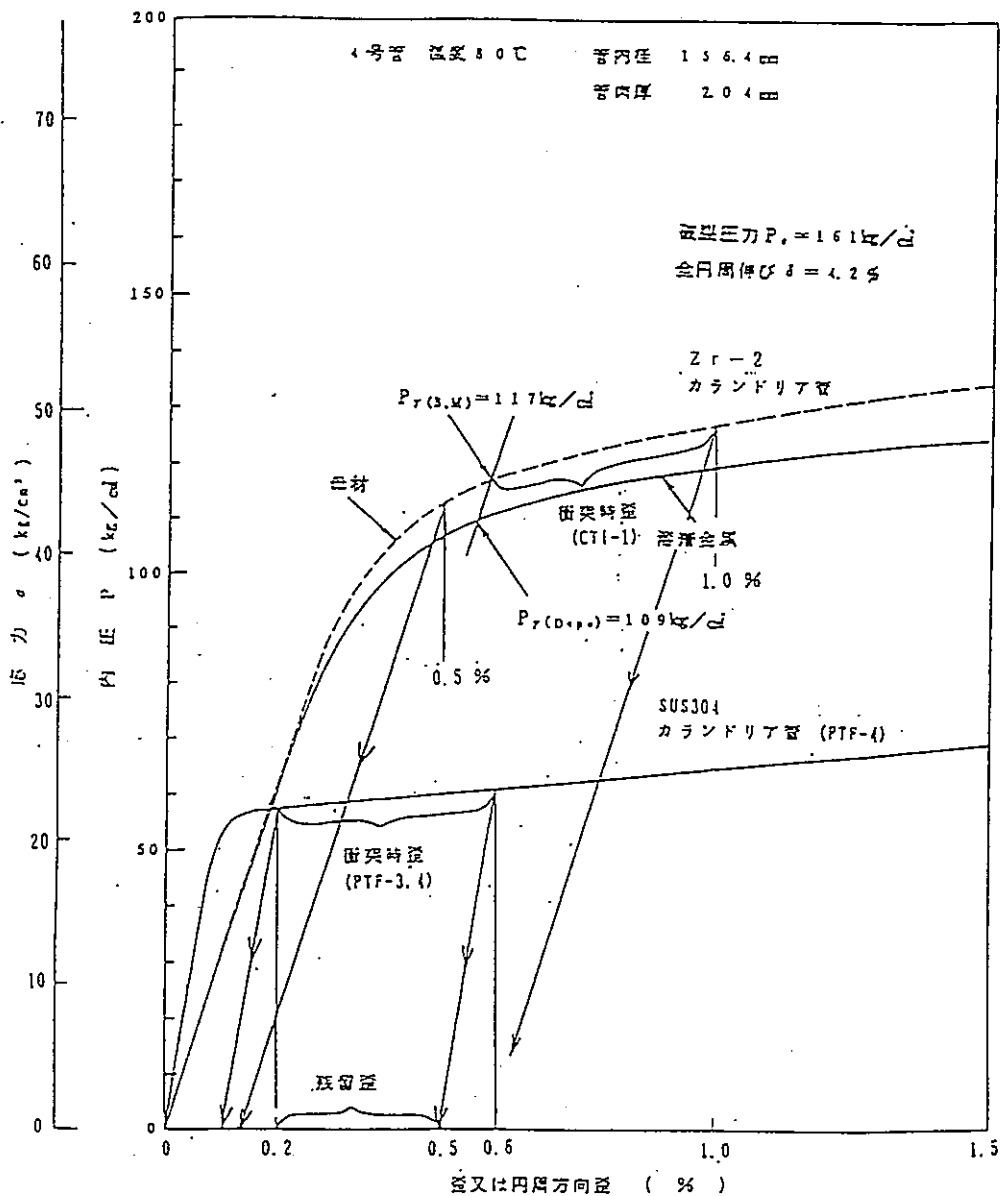
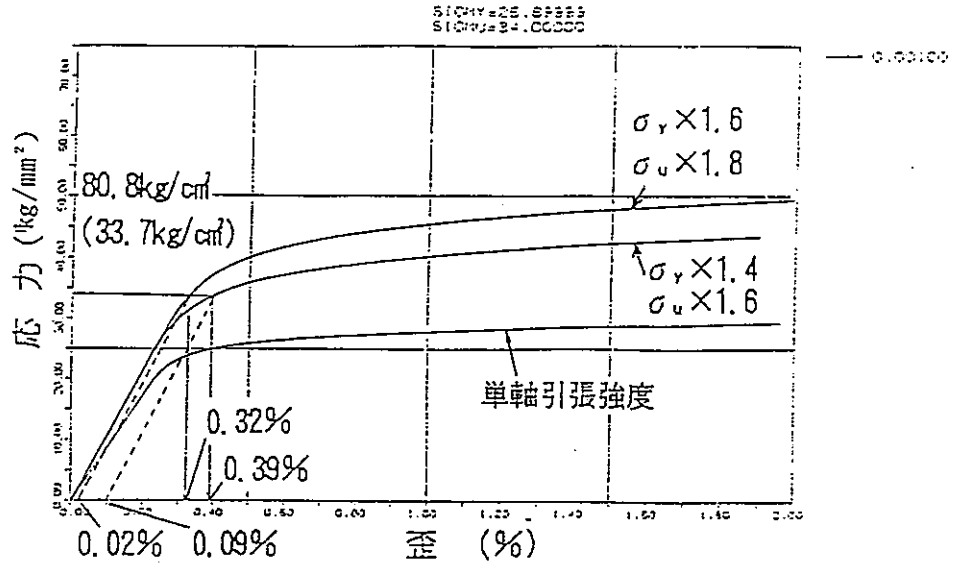
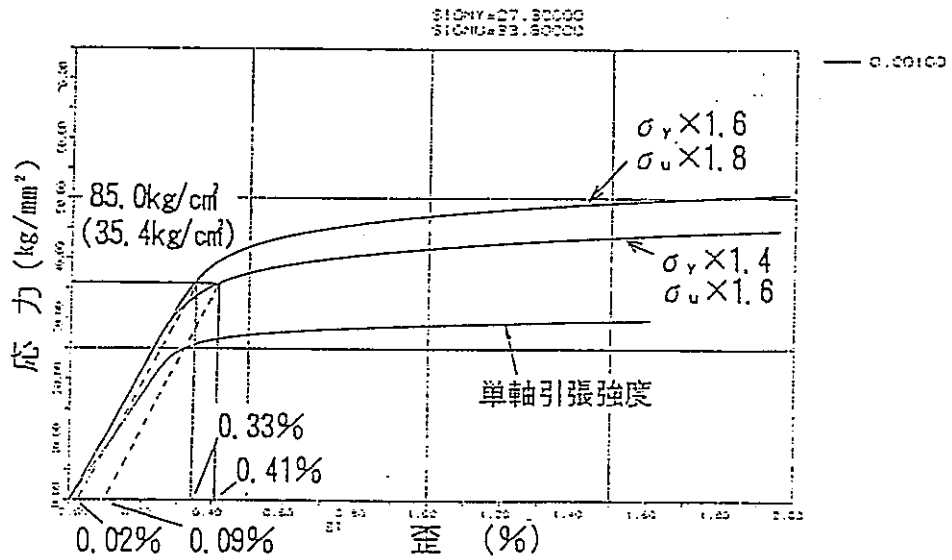


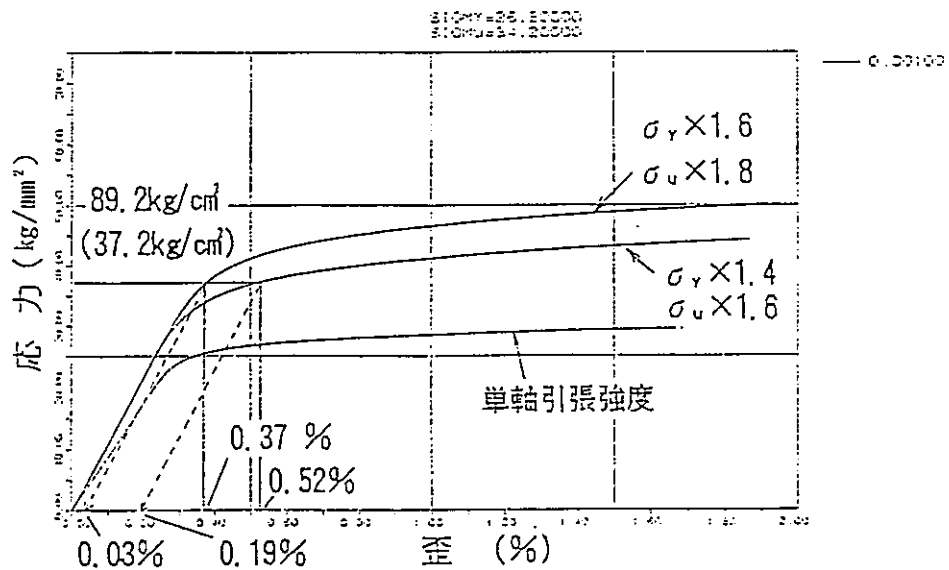
図4.1.7-35(1/2) カランドリア管の応力-歪特性 (80°C)



(a) 応力-歪線図 (CTI-1)



(b) 応力-歪線図 (CTI-2)



(c) 応力-歪線図 (CTI-3)

図4.1.7-35(2/2) カランドリア管の応力-歪特性 (150℃)

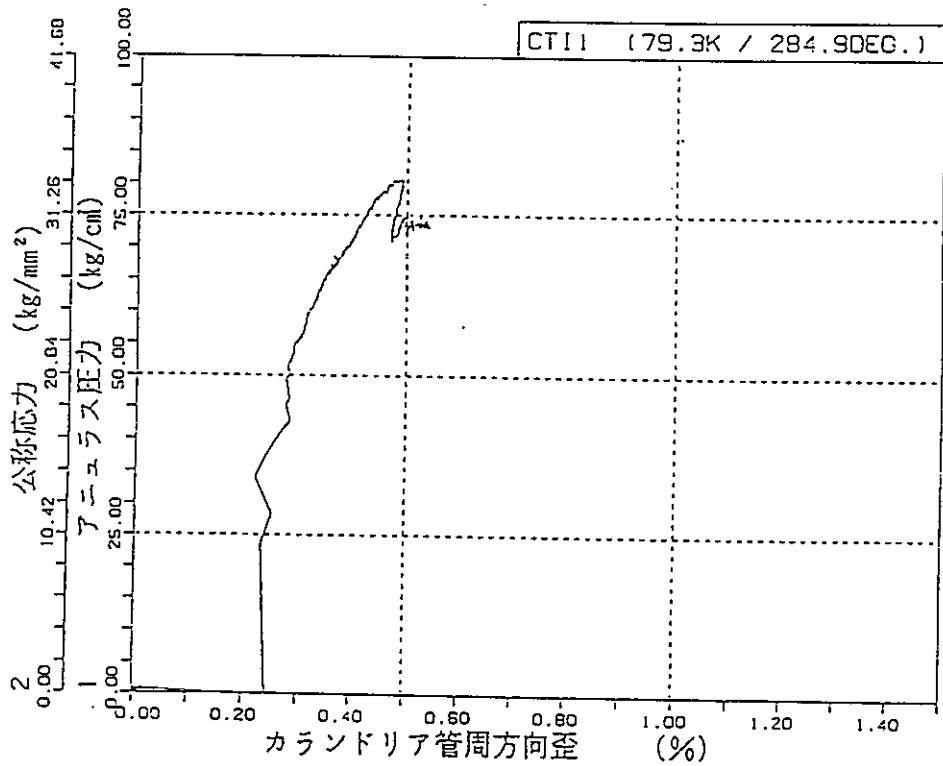
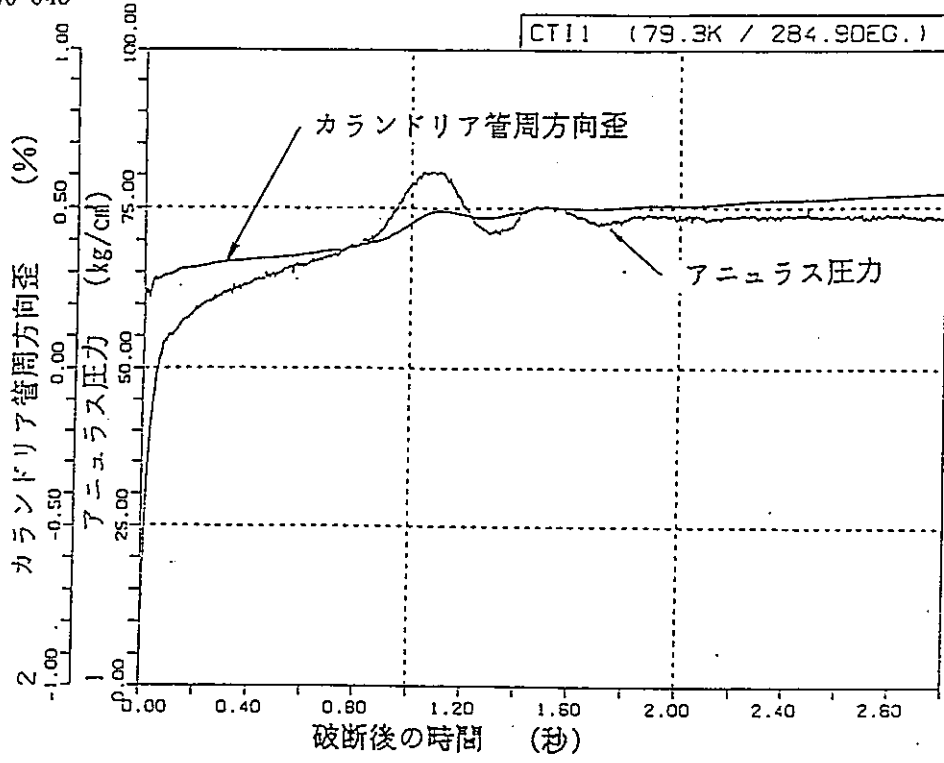


図4.1.7-36(1/3) カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-1)

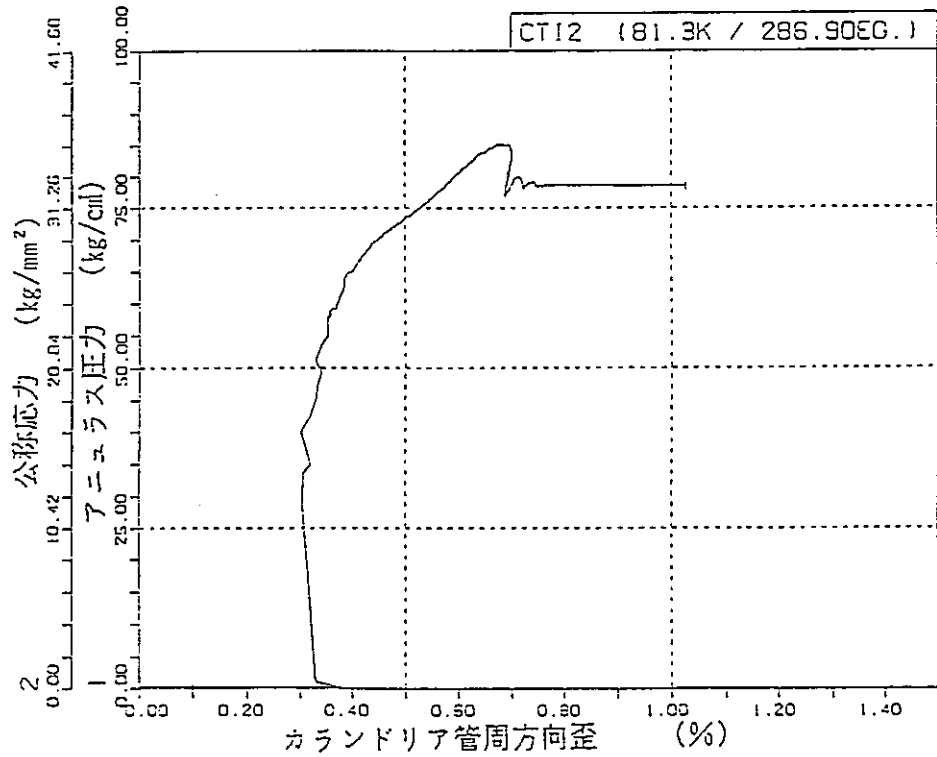
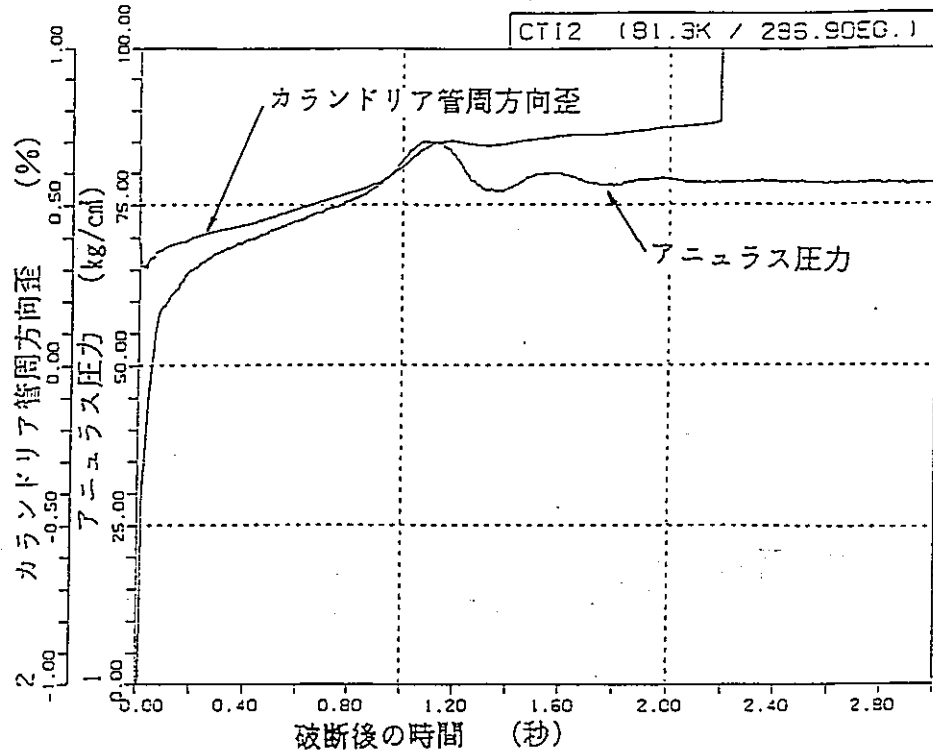


図4.1.7-36(2/3) カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-2)

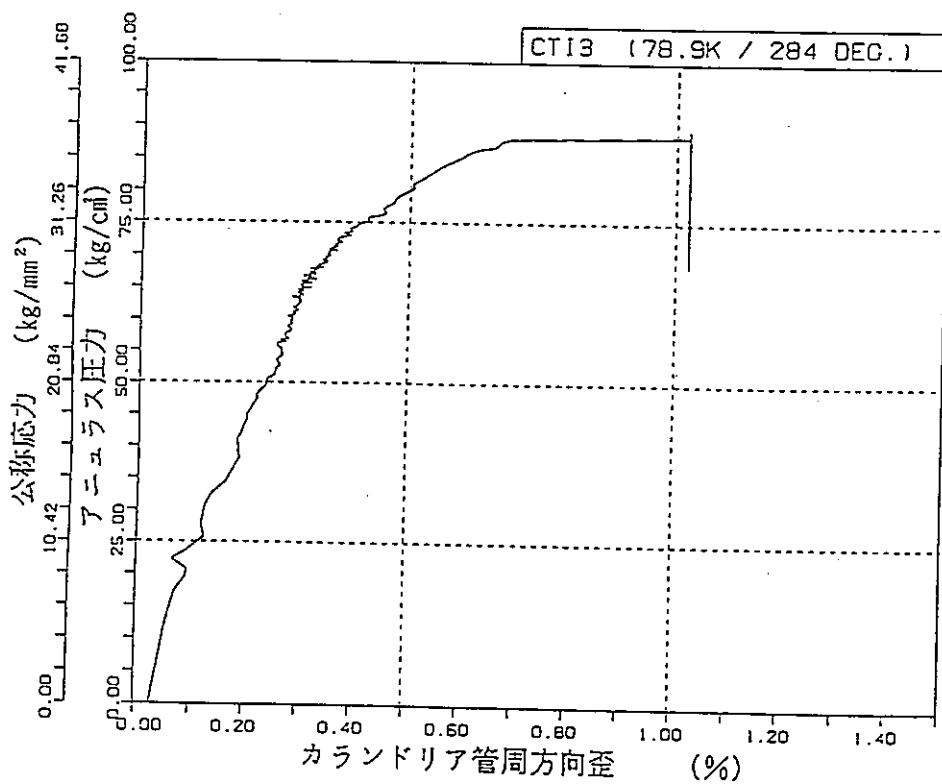
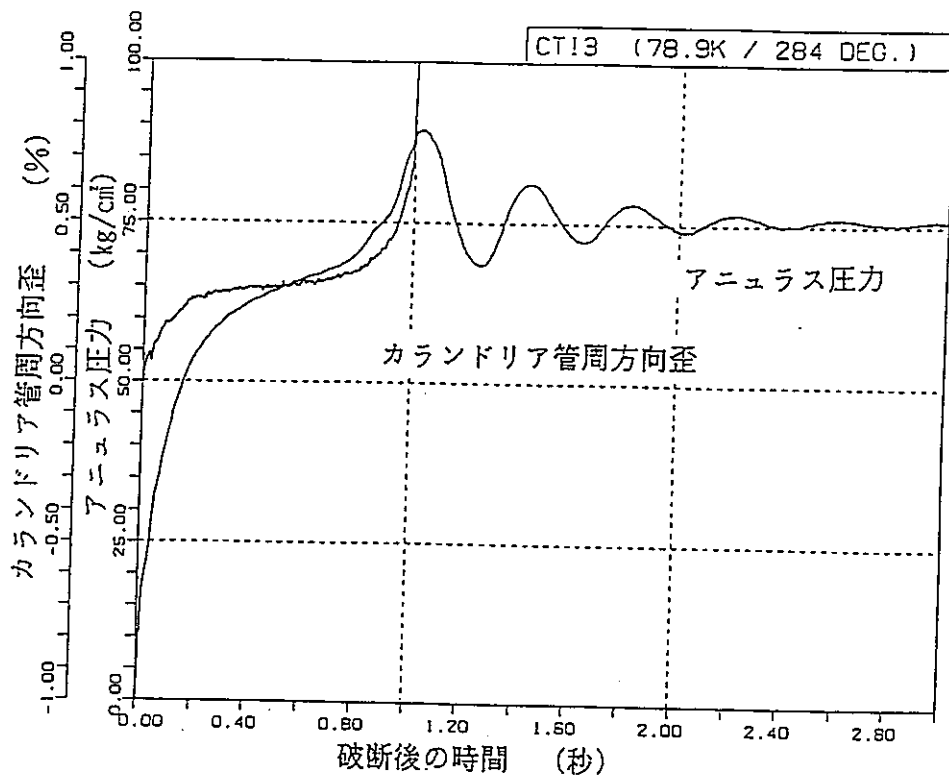
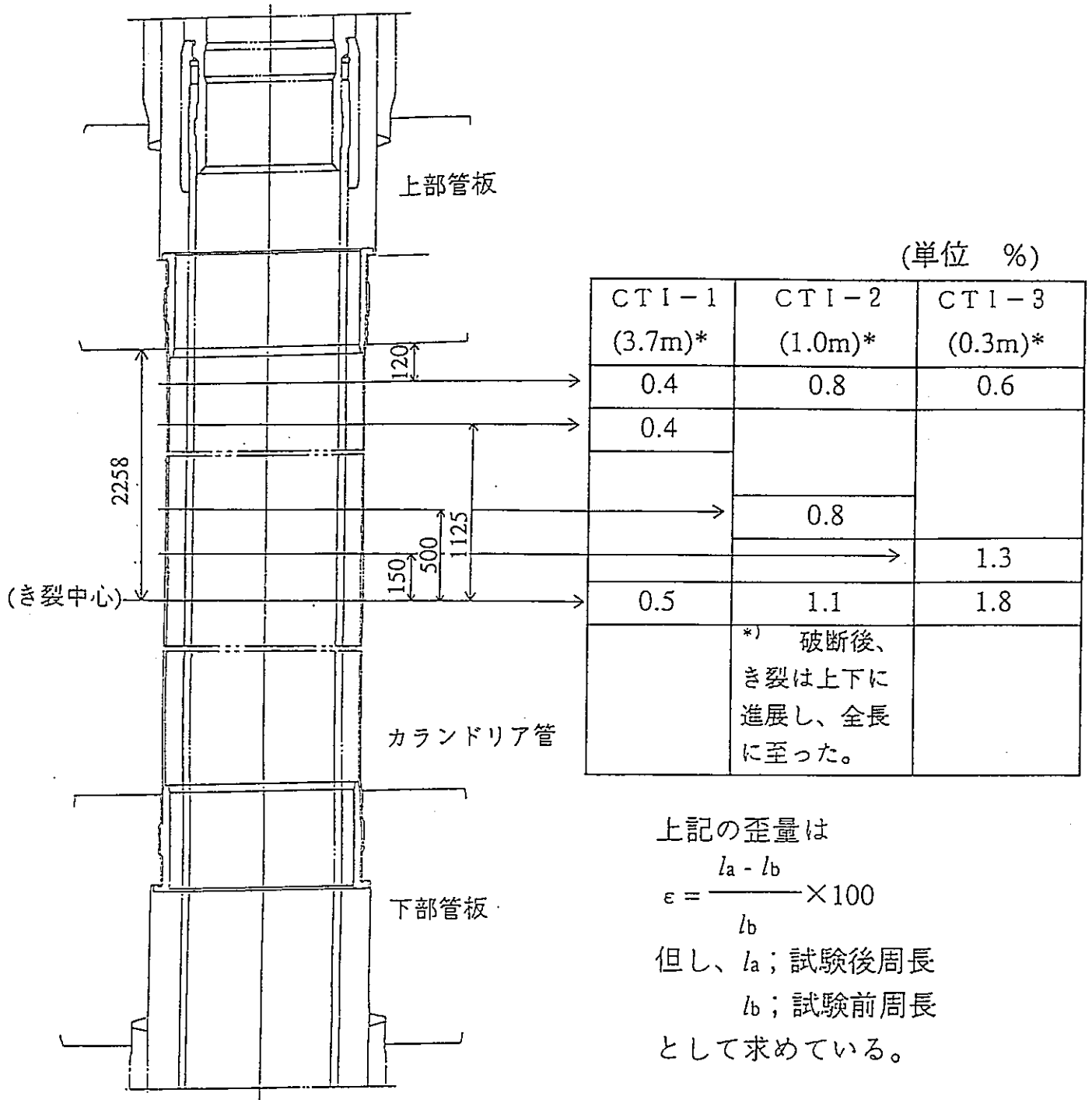


図4.1.7-36(3/3) カランドリア管健全性試験における圧力-歪挙動(CTI-3)



上記の歪量は

$$\epsilon = \frac{l_a - l_b}{l_b} \times 100$$

但し、 l_a ；試験後周長

l_b ；試験前周長

として求めている。

* () 内は予き裂長

図4.1.7-37 カランドリア管の周方向平均歪

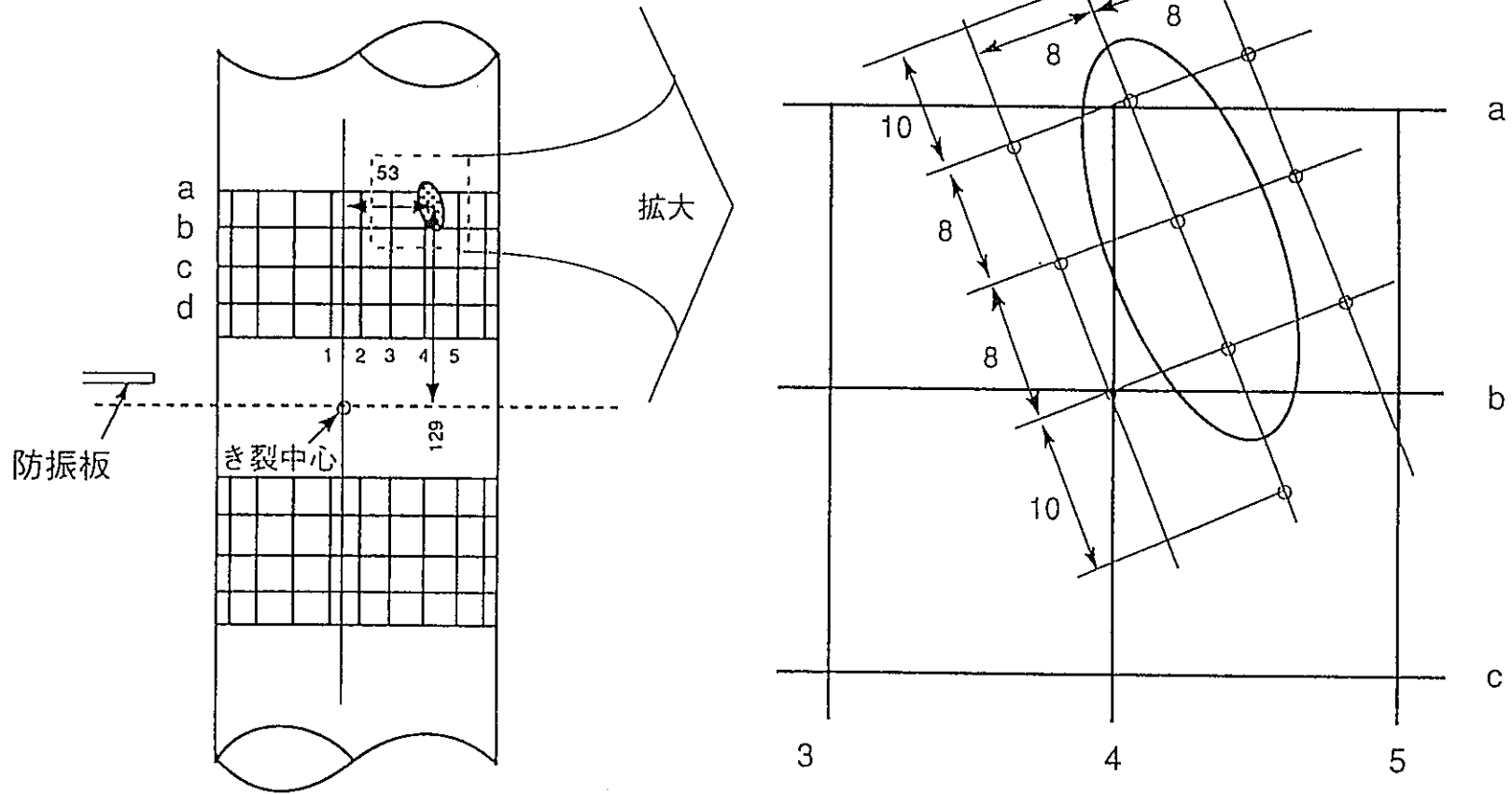
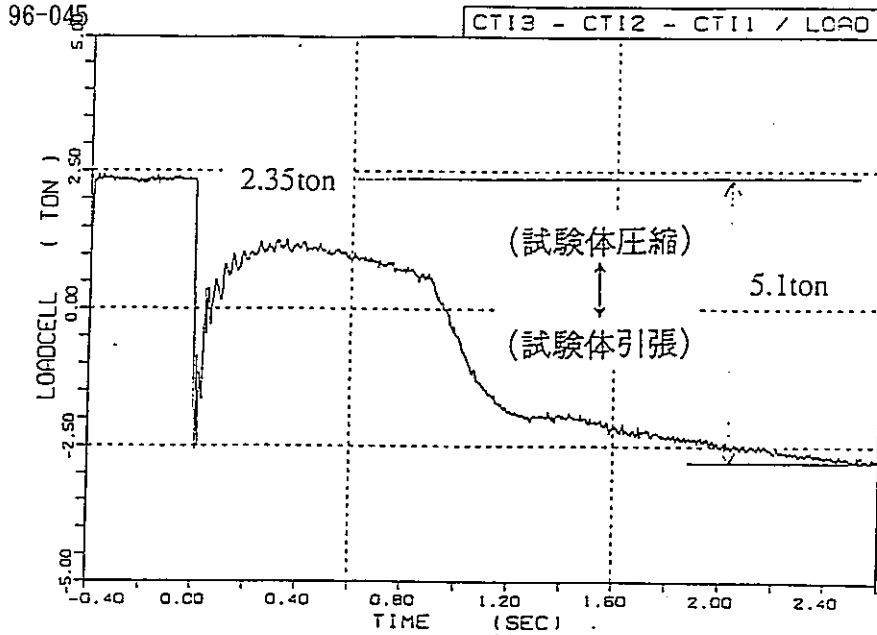
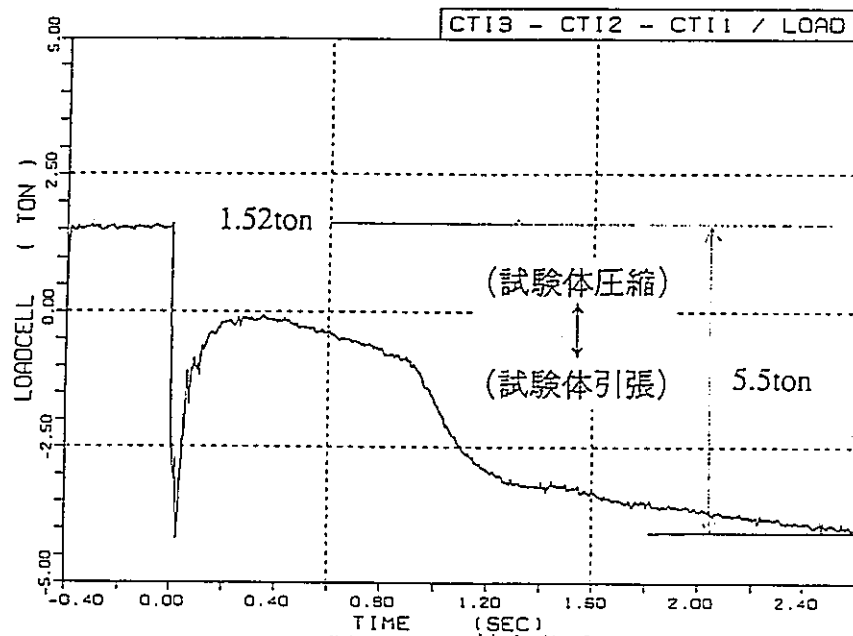


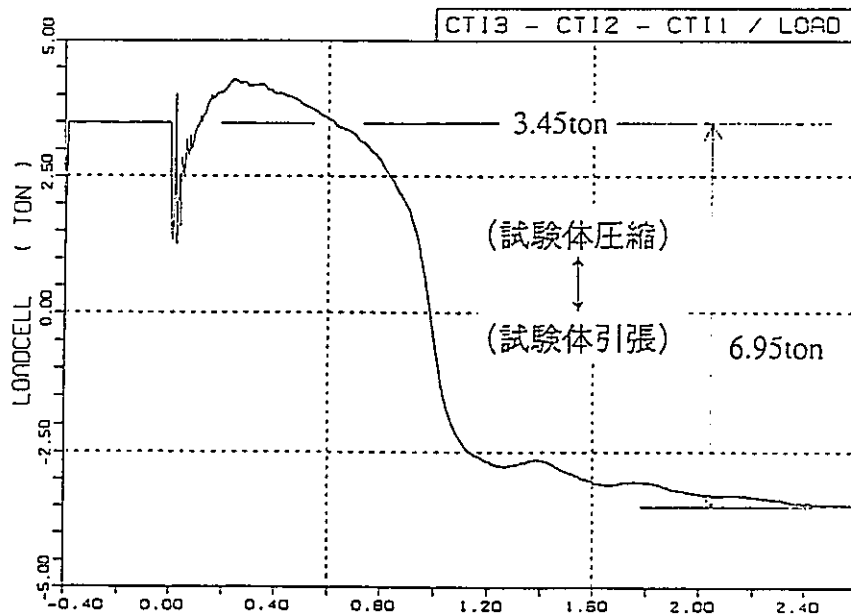
図4.1.7-38 試験後カランドリア管の残留変形(CTI-3)



(a) CTI-1軸力荷重



(b) CTI-2軸力荷重



(c) CTI-3軸力荷重

図4.1.7-39 試験時のカランドリア管軸力挙動

SUS304 (上部延長管)

$$E_1 = 1.9 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$$

$$A_1 = 7910 \text{ mm}^2$$

$$C_1 = 1.7 \times 10^{-5} \text{ mm/mm}^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_1 = 250^\circ\text{C} - \frac{100^\circ\text{C}}{\text{(推定)}} = 150^\circ\text{C}$$

$$\Delta l_1 = 3.06 \text{ mm}$$

Zr-2 (カランドリア管)

$$E_2 = 9 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$$

$$A_2 = 957 \text{ mm}^2$$

$$C_2 = 6 \times 10^{-6} \text{ mm/mm}^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_2 = 114^\circ\text{C} \text{ (内外面の平均)}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{外面 } 70^\circ\text{C} \rightarrow 118^\circ\text{C} = 48^\circ\text{C} \\ \text{内面 } 70^\circ\text{C} \rightarrow 250^\circ\text{C} = 180^\circ\text{C} \end{array} \right.$$

$$\Delta l_2 = 3.06 \text{ mm}$$

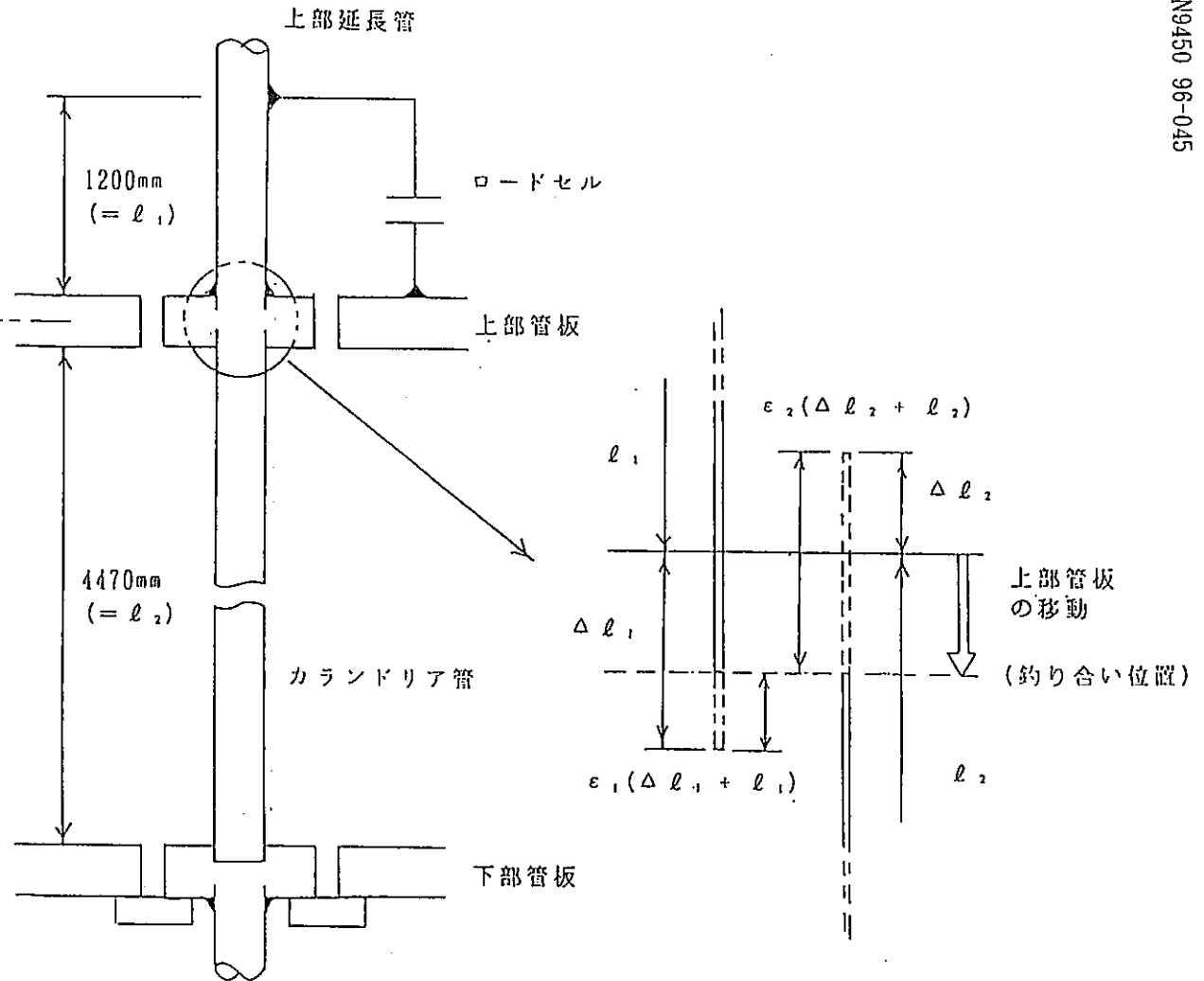


図4.1.7-40 カランドリア管健全性試験体系の軸力に対する

境界条件と各部の寸法・物性値

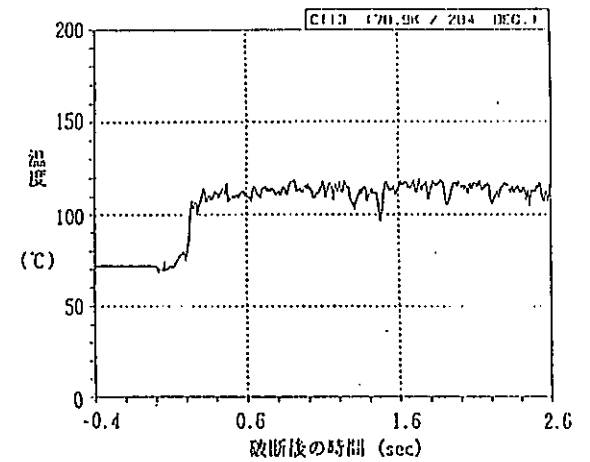
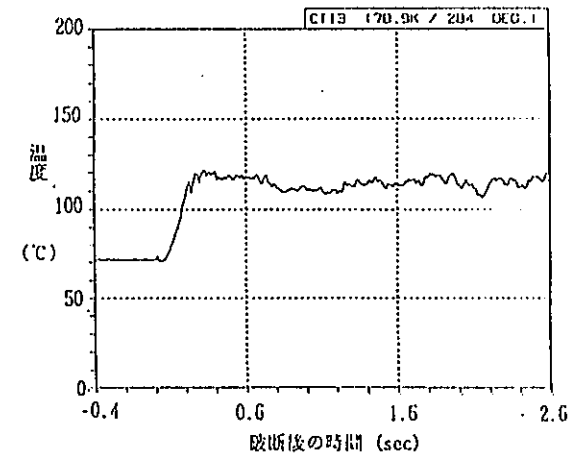
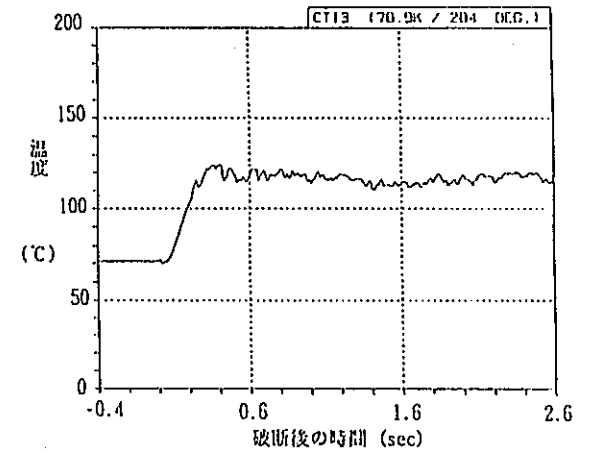
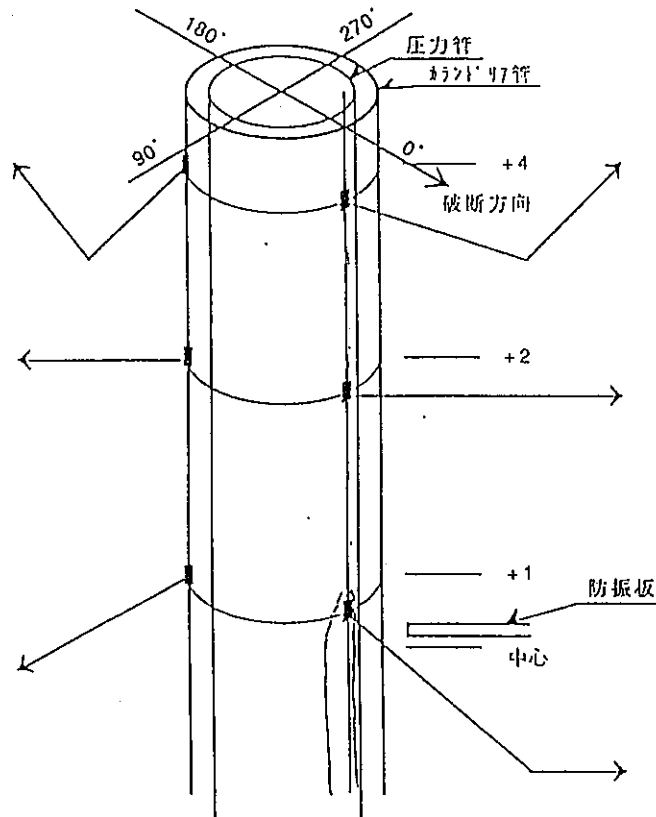
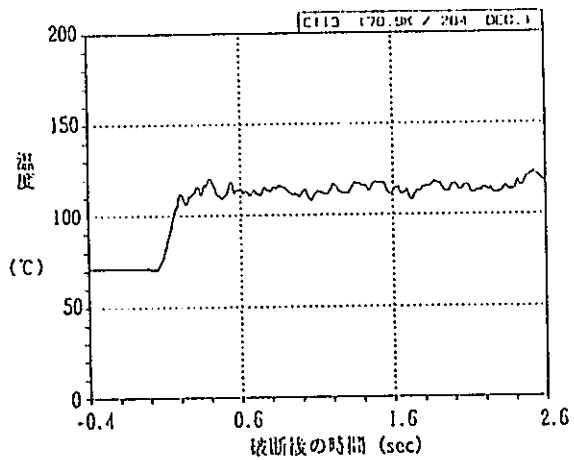
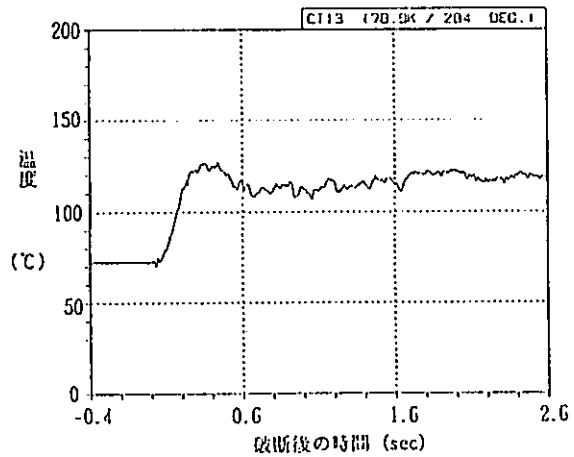
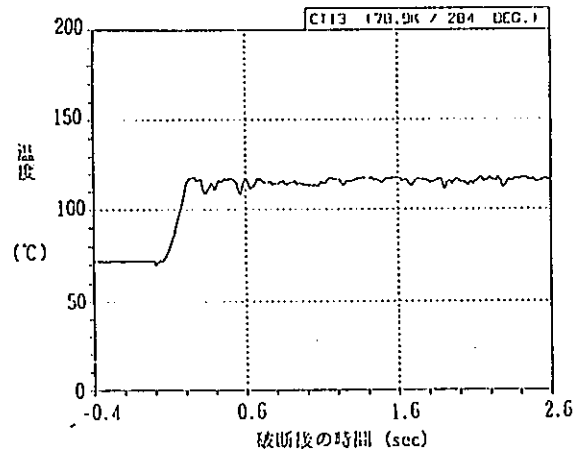
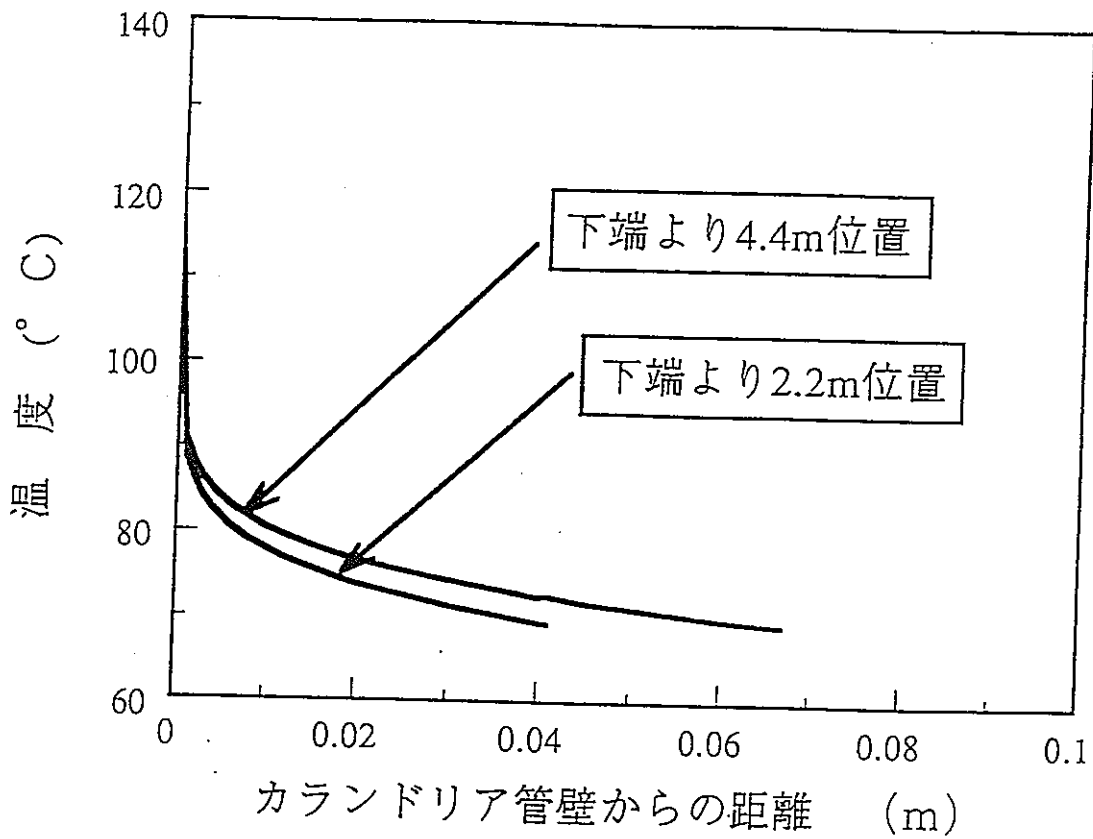
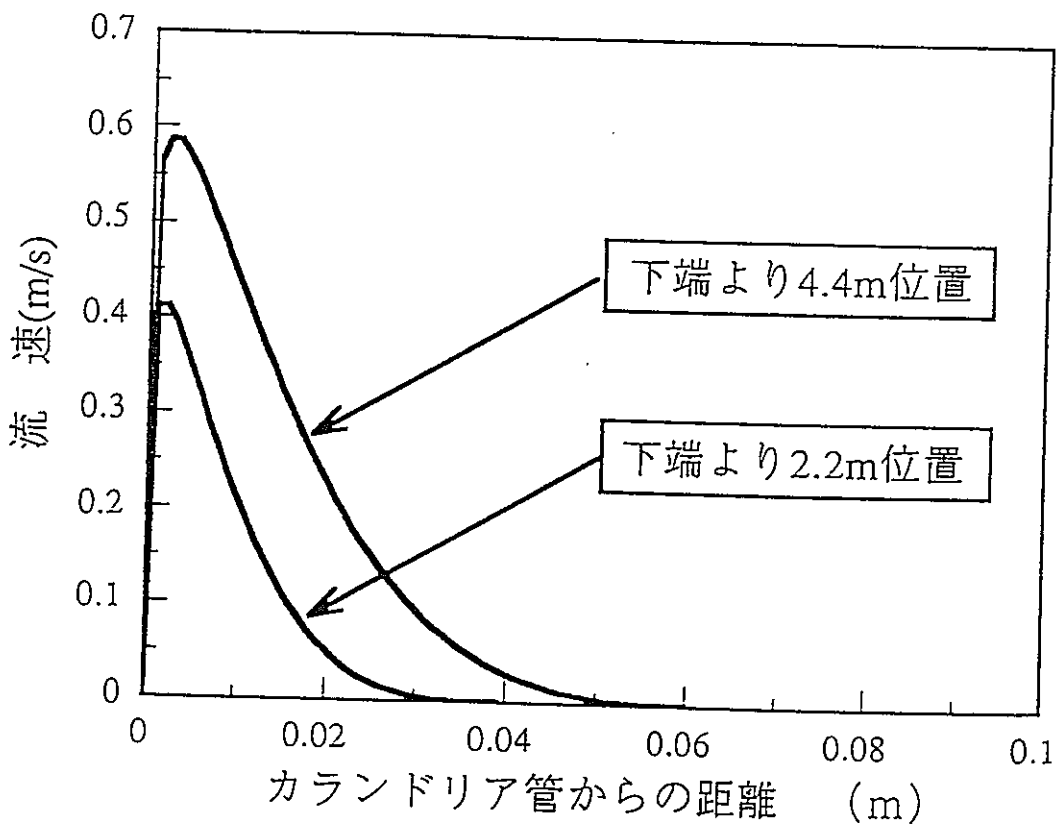


図4.1.7-41 試験時のカランドリア管外表面の温度変化(CTI-3)



(a) 温度分布



(b) 流速分布

図4.1.7-42 カランドリア管外側の模擬重水自然対流

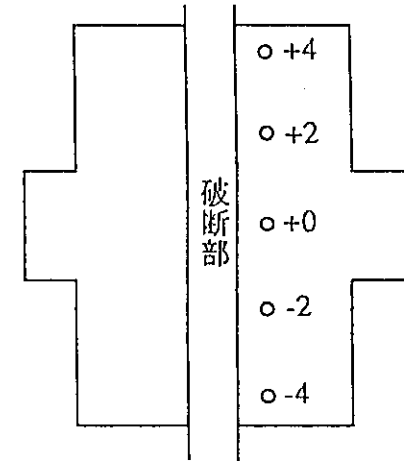
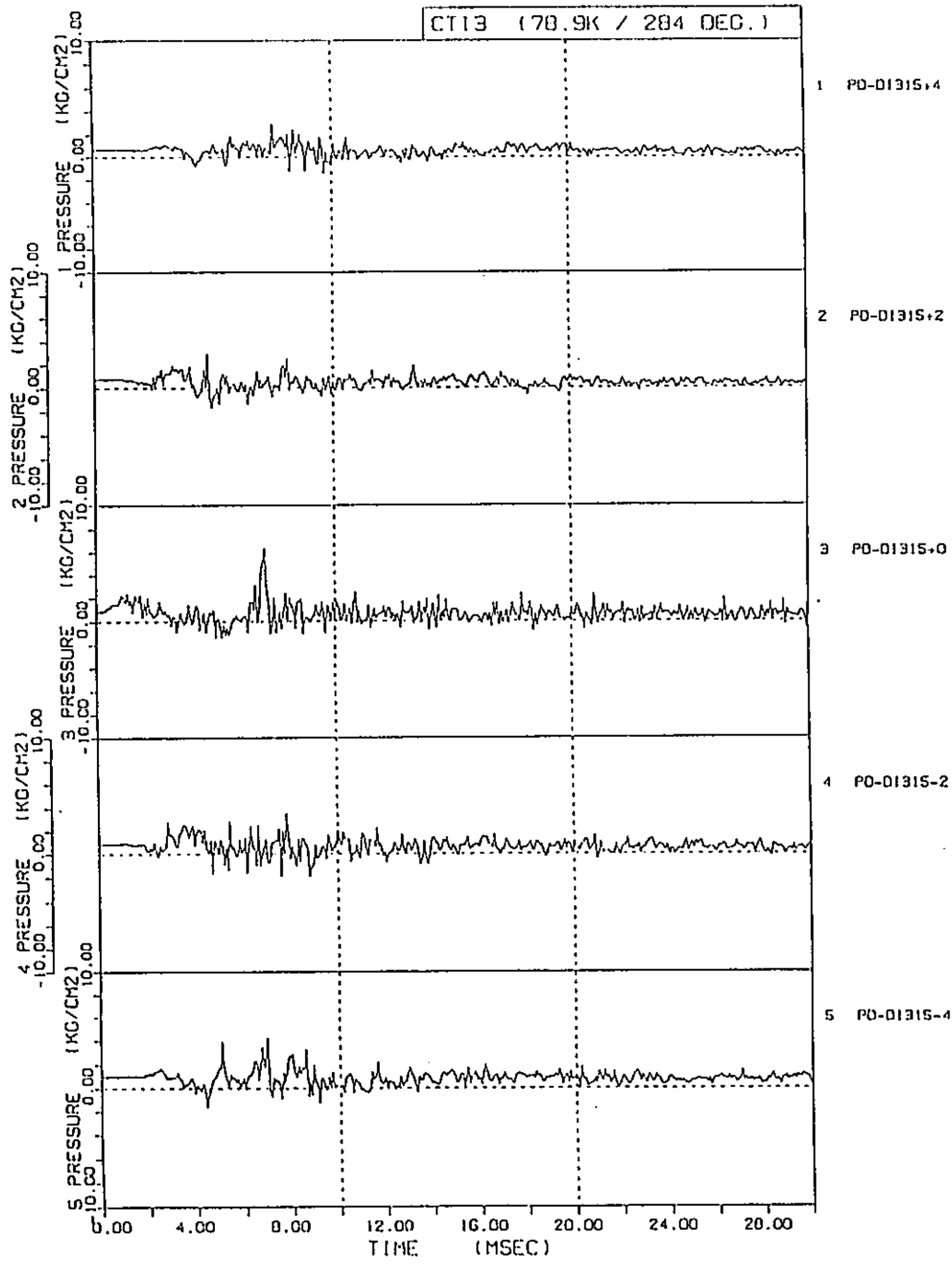


図4.1.7-43 カランドリアタンク内圧挙動

4.2 カランドリアタンク内圧上昇試験

4.2.1 概要

圧力管及びカランドリア管が同時破断した時の隣接管、カランドリアタンク等を含むカランドリア構造物の健全性を評価する為には、同時破断して冷却材が重水中にブローダウンする際のカランドリア構造物への負荷挙動を説明する事が重要である。

同時破断時にカランドリア構造物に加わる重要な負荷は表4.2.1-1に示すようにカランドリアタンク内圧、ジェット力、衝突力である。

カランドリアタンク内圧上昇試験では、表4.2.1-1に示す負荷に影響を与える因子の内、冷却材圧力、カランドリア管破断圧力、破断口形状、隣接カランドリア管剛性、燃料集合体剛性等をパラメータとする予定である。平成4年度は、冷却材圧力をパラメータとして70kg/cm²の冷却材圧力で圧力管とカランドリア管を破断させる試験を行う。

4.2.2 試験条件

表4.2.2-1に示す試験ケースのうち、平成4年度に実施する試験の条件を表4.2.2-2に示す。実機定常運転圧力(7.4 kg/cm²)での同時破断時にカランドリア構造物に与える影響を確認するため、圧力管(P/T)の破断圧力を70kg/cm²とした。また、予き裂長さはこれまで部分長さ裂試験として2ケース実施した試験と比較するため、1000mmとした。カランドリア管(C/T)の予き裂長さはP/Tと同じ1000mmとし、P/T破断直後にC/Tが破断する状況を模擬するために、予き裂は貫通き裂とした。P/TとC/Tの破断方向は同一とし、破断後は冷却材放出方向がC/Tの列方向にある隣接管の方向(即ち、隣接管までの距離が最も小であり、放出された冷却材が模擬重水によって減速される効果が最も小さいと考えられる方向)となるようにした。また、P/T内へは、模擬燃料集合体を組み込んでいる。冷却材圧力、温度等の試験条件と実機条件の相違を表4.2.2-3に示す。

4.2.3 試験装置

破断部試験体(P/T, C/T構造)を図4.2.3-1に、カランドリアタンク構造・寸法を図4.2.3-2に示す。また、装置の概略フローを図4.2.3-3に示す。破断チャンネルはタンク中央部とし、P/T-C/T同時破断時の冷却材放出方向は図4.

2.3-2のタンク断面に示す270°方向（隣接C/Tの方向）となるように試験体の向きを配置する。試験部以外の管群は、模擬カランドリア管（外径162.2 mm，肉厚5 mm），模擬制御棒案内管，及び模擬中性子検出管である。カランドリアタンクは炭素鋼（SS41）製であり試験部のチャンネルを含めて97チャンネルを内包する。防振板は炭素鋼（SS41）製であり，試験部を含む12チャンネルの範囲の防振板は交換が可能なように溶接で周囲防振板と接続する構造となっている。

試験部は，炭素鋼（STPG42）製のP/Tとステンレス鋼（SUS304）製のC/Tで構成し，P/T内部には冷却材流路面積を模擬するため，形状を模擬した燃料集合体を配置させる。また，上下には圧損を模擬した上部遮へいプラグ，及び下部遮へいプラグを配置させる。P/Tには設定した圧力（70kg/cm²）で破断するように図4.2.3-4に示すようなスリットを加工する。また，C/Tには貫通き裂を加工し，破断前に模擬重水がアニュラス部に入らないように，図4.2.3-5に示す要領でシリコン材よりシールを施す。

試験部圧力管は，ATR安全性試験装置の入口管及び出口管に延長配管を介して接続され，ATR安全性試験装置内で作り出される高温高圧水を通水することが出来る構造となっている。

カランドリアタンク内には破断口の正面に実機と同様に二重管としたステンレス製の薄肉カランドリア管を配置する。また，実機と曲がり剛性を等価とした炭素鋼製の模擬制御棒案内管を配置する。これらの模擬管類と配置箇所を図4.2.3-6，7に示す。

試験装置と実機体系の比較を表4.2.3-1に示す。

4.2.4 試験計測

(1) 計測項目と検出器仕様

同時破断時の挙動解明上，重要な計測項目は表4.2.1-1に示す通りであり，これらの計測項目に応じたデータが得られるように検出器の仕様及び配置を決定した。検出器の仕様を表4.2.4-1に，また検出器の配置個数及びデータの収録速度を表4.2.4-2に示す。高温・高圧下におかれる検出器についてはこれに耐える仕様とし，信号伝送にはMIケーブルを用いた。

(2) 検出器の配置

① 破断チャンネル

圧力管内への検出器の配置を図4.2.4-1に示す。破断時の圧力管内の冷却材圧力及び温度の測定が可能となるように、圧力計及び熱電対を燃料集合体中周ピンに取り付けて圧力管内に配置した。

圧力管表面には、図4.2.4-2に示すように破断時のき裂進展速度を求めるためクラックゲージを予き裂に沿って取り付けた。

アニュラス部及びカランドリア管外面への検出器の配置を図4.2.4-3に示す。アニュラス部の圧力、温度及びカランドリア管の歪、き裂進展速度等を計測するため、圧力計、熱電対、歪ゲージ、クラックゲージ等を設置した。

② 防振板及び模擬管類

防振板及び模擬管類への検出器の配置を図4.2.4-4、図4.2.4-5に示す。破断チャンネルの防振板への衝突挙動並びに防振板と隣接管との衝突挙動を把握するため、歪ゲージを設置する。また、模擬管類には負荷の程度を把握するために歪ゲージを設置する。

③ 重水部

模擬重水中への検出器の配置を図4.2.4-6～図4.2.4-8に示す。破断後の重水中の圧力及び温度の上昇挙動を見るため、タンク断面及び軸方向に圧力計及び熱電対を配置する。特に破断口側の隣接カランドリア管には、短期の圧力挙動と長期の圧力上昇挙動を見るため、圧力センサーを直接及び温度の影響を受けないように導圧管を介して設置した。また、破断口からの冷却材噴出によるジェット力を計測するため、受圧面を破断口側に向けた圧力計と、破断口逆側に向けた圧力計の2種類を同位置に設置した。

また、破断後の重水中における気泡の発生挙動を把握するためボイド計を配置する。

④ タンク壁面

検出器の配置を図4.2.4-9に示す。タンクへの負荷の挙動を把握するため、タンク壁各部で圧力、温度並びに歪の計測を行う。

また、加速度計をタンク壁に2個配置する。

⑤ その他

試験部入口及び出口には、冷却材の圧力、温度、流量を計測するため圧力計、熱電対、タービン式流量計を設置した。また、カランドリアタンクのラプチャディスク入口管内液相部に圧力計を設置した。

(3) 検出器取付要領

検出器の検出端に特殊な台座又は時具を介して設置する検出器の取付け方法を図4.2.4-10～図4.2.4-11に示す。

(4) データ収集

データ収集の方法を図4.2.4-12に示す。試験では圧力管の破裂を予期できないため、試験開始前（破断前）にデータ収集をエンドレスで行っておき、試験体の破裂に伴う検出器の出力信号をトリガにしてデータの収集・保存を行った。データ収集はU-1500データ収集システムと、A-400高速データ処理システムにより行う。低・中速度（10Hz～1kHz）のデータ収集には前者を使用し、中・高速度（1kHz, 12.5kHz）のデータ収集には後者を使用した。

データ収集系の接続を図4.2.4-13に示す。

4.2.5 試験手順

試験は、図4.2.5-1に示す手順フローに従って行った。模擬重水（純水）には溶存ガスが含まれており、これを除去する為、事前に昇温による脱気作業を行った。また、ループ圧力がP/Tの設定破断圧力（70kg/cm²）に誤差を見込んだ値（82kg/cm²）に達しても、P/Tが破断しない場合は、一旦圧力を下げ降圧・昇圧を繰り返す。それでも破断に至らない場合は、一時試験を中断し、破断しない原因を追求する。

尚、データ収録のミスを防ぐため、4.2.4(4)に示したクラックゲージの破断信号による割り込みと併用して、アニュラス圧力の上昇を確認して手入力による割り込みを行った。

4.2.6 試験結果

以下に、同じき裂長さで破断圧力が、 49.7 kg/cm^2 のPTC-4試験と比較しながら本試験の試験結果を述べる。計測データを示す図においては、太線がPTC-6のデータを示し、細線がPTC-4における同様のデータを示す。

(1) 破断時冷却材条件

圧力管破断時の圧力管内の冷却材圧力、放出流量の変化を図4.2.6-1に、冷却材の温度変化を図4.2.6-2に示す。破断時の圧力管内の冷却材圧力、温度はそれぞれ 80.6 kg/cm^2 、 287°C （サブクール約 8°C ）であった。また、破断時のリーク量は破断後1.2秒後に一定流量となった。その時のリーク量は、入口管から約 $166 \text{ m}^3/\text{h}$ 、出口管から約 $270 \text{ m}^3/\text{h}$ であり、合計で $436 \text{ m}^3/\text{h}$ となった。これは、PTC-4試験の定常リーク量である、 $293 \text{ m}^3/\text{h}$ 比較して約49%多い量である。

圧力管内の圧力は、き裂中央高さ（+0）では破断後約1 msecで約 49 kg/cm^2 まで低下し一旦約 53 kg/cm^2 まで上昇したあと再び低下し、破断後約11 msecに約 13 kg/cm^2 の最低圧力となった後、徐々に上昇して破断後約0.9秒に定常圧力となる。

き裂中央から上に500 mmはなれたき裂端部位置（+1）では破断後約0.6 msecから圧力低かが開始し、上昇-低下を繰り返した後破断後約11.5 msecに約 21 kg/cm^2 の最低圧力となる。

圧力管内を流れる冷却材の温度は、開口部中央部高さ付近では破断直後から低下を開始し、破断後約0.6秒で約 120°C の定常温度となる。これはPTC-4試験の定常温度である 148°C よりも低い温度である。これは、後で述べるように圧力管、カランドリア管の開口がPTC-4試験に比較して大きく、冷却材の大半が開口両端部で放出されて開口中央部まで充分供給されないためである。

(2) 破断時の圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度

圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度を図4.2.6-3に示す。

圧力管は予き裂のほぼ中央から破断を開始し、ガイドき裂部で約 300 m/sec の速度で進展して上下にそれぞれ171 mm、179 mmずつ進展した。

カランドリア管のき裂は圧力管の破断後約0.5 msecに圧力管の予き裂部の位置である300 mmの範囲で破断を開始し、破断後約0.6 msecには300 msecの範囲の進展は

終了する。

その両側のガイドき裂の範囲ではき裂は破断後約 0.9msecから約400m/secの速度で進展する。これはカランドリア管のき裂が貫通しているため、圧力管の予き裂部が破断した時点で冷却材のジェットにより、カランドリア管予き裂の中央部が早い時期に開口し、その両側はアニュラス部の圧力上昇、もしくは圧力管に押し広げられる事によって開口していくと考えられる。カランドリア管の予き裂は上下にそれぞれ 123mm, 132mm進展した。

(3) タンク内の圧力挙動

タンク内の圧力挙動を、測定位置の高さごとに試験体の近くから図4.2.6-4~7に示す。

タンク内の圧力は破断口正面側で急激に上昇し、開口正面では破断後約1.8msecで約22kg/cm²まで、45度方向では破断後1.9msecで約25kg/cm²まで上昇する。

また、開口の背面(PD-DI180+0)では破断後約2.3msecに約31.5kg/cm²の瞬間的な圧力が発生する。破断口近傍では破断後約4.5msec頃にさらに急激な圧力上昇が発生し、最高で(PD-DI0+0)約37kg/cm²まで達する。この瞬間的な圧力上昇は開口の高さで試験体3列目付近までとタンク上部側の数点で見られた。これは、開口背面(PD-DI0+0)の圧力波の発生時間である。破断後約2.3msecに後に述べるようにカランドリア管背面に軸方向歪が発生しており、関連があるものと考えられる。

各計測点で発生したピーク圧力をPTC-4試験と併せて表4.2.6-1に示す。ピーク圧力は開口の近傍を除けば上管板近傍(+4)が最も高く約26~19kg/cm²、他の計測点では約19~14kg/cm²程度であった。破断圧力49.7kg/cm²のPTC-4試験と比較して各点で約1.5倍のピーク圧力が発生したといえる。

ピーク圧力はタンク上部側(+2,+4)で破断後10~12msecに発生し、タンク下部側(-2,-4)ではこれまでと同様に2カ所のピークが現れる事により、13~20kg/cm²の圧力が破断後約16msecまで持続する。これは開口からの圧力波が下管板で反射しているものと考えられる。

試験体を離れた位置の圧力挙動は、これまでの試験と同様に開口からの影響を受けなくなり、周方向に同様の挙動を示すようになる。タンク内の圧力はPTC-4試験と良く似た傾向を示す。

本試験での圧力挙動はタンク上部側(+2, +4)ではPTC-4試験と比較してやや早い時期に上昇を開始し、速い速度で上昇する。そしてPTC-4試験よりも早い時期に約1.5倍のピーク圧力となった後低下していく。この圧力低下挙動はPTC-4試験のピーク圧力付近ではほぼ一致し、以後重なるように低下していく。これに対してタンク下部側(-2, -4)ではほぼ同時期に事象が発生し、約1.5倍の絶対値で挙動が推移する。この変化を模式的に図4.2.6-8に示す。

破断口から噴出する冷却材のジェット力を測定するために設置した圧力計による測定値を図4.2.6-9に、両圧力計の差から算出したジェット力を図4.2.6-10に示す。

冷却材のジェット力は圧力計が熱影響を受ける以前と考えられる。破断後約8 msec以前では先に述べた試験体近傍で見られる、瞬間的な圧力上昇を除けば、破断口正面高さに最高で約13.5kg/cm²のジェット力が作用した。このジェット力は破断口から離れるにつれて小さくなり、試験体中心からの距離が、240, 480, 720, 1200mmの位置ではそれぞれ約13.5, 6.5, 3.5, 3.5 kg/cm²のピークとなり、3列以遠ではジェット力の影響はほとんど無いといえる。

またき裂正面から45度方向に試験体中心から約340mm離れた位置でのピーク圧力は約12kg/cm²であり、正面以外へも冷却材が勢い良く噴き出しているのがわかる。

これに対して、PTC-4試験では開口正面高さで約12kg/cm²、45度方向で約8.8 kg/cm²であり、本試験では正面のジェット力がそれほど大きくなりず正面から外れたジェット力が大きくなったといえる。これは後に述べる様に、本試験ではPTC-4試験よりも開口が左右に大きくなったためと考えられる。

ラプチャーの破断について図4.2.6-11に示す。

(4) タンク内の温度挙動

破断後のタンク内の温度挙動を図4.2.6-12~15に示す。タンク内の温度は、破断口からの冷却材の噴出によって、主に破断口近傍とその上部で上昇する。

破断口正面の位置では第1隣接管、3列目、タンク外周部(5列目)、タンク壁でそれぞれ破断直後、破断後約0.08, 0.25, 1.10秒で温度が上昇し始め、冷却材が到達したのがわかる。

試験体周囲の重水部は開口から噴出した冷却水と重水が混じり合い、温度が激し

く上下する。開口正面2列目の温度は100度を主として85~100度、3列目では90度を主として74~95度の範囲を保つ。最外周においてもほとんどの時間で90度以上の温度である。開口の正面以外では温度の上昇は少なく、冷却材は主に開口の正面に大量に放出されたことがわかる。

き裂中央高さ(+0)で重水温度が上昇した測定点と、上昇開始時間をPTC-4試験と併せて図4.2.6-16に示す。この図から判るように本試験では噴出した冷却材がPTC-4試験よりも速くタンク内に拡散していくのがわかる。

(5) タンク内のボイド挙動

破断後のタンク内のボイド率の変化を図4.2.6-17に示す。

PTC-4試験と比較すると開口正面部(V-DI0+0)でのボイド率が低く、上下に離れた位置では高くなっている。これは(1)で述べた様に冷却材のほとんどが開口上下端で流出してしまい、開口中央部からの冷却材の流出量が少なかったことを裏付けている。

(6) 破断チャンネルの破損挙動

圧力管及びカランドリア管の開口形状の測定結果をそれぞれ図4.2.6-18、図4.2.6-19に示す。カランドリア管は防振板の上部及び下部でそれぞれ開口し、防振板部で絞られた形状で変形した。開口幅は、圧力管が最大約240mm、カランドリア管が最大約320mmであり、いずれもPTC-4より広くなっており、また開口面積も圧力管が約2100cm²、カランドリア管が約2130cm²となった。

試験後の燃料集合体の軸方向曲がり量の計測結果を図4.2.6-20に示す。模擬燃料集合体は冷却材流出に伴う流体力によって押し出され、防振板に衝突し局所的に変形した。燃料ピンは、防振板と破断口の上下端を支持端として、防振板の上下で破断口側に盛り上がるように変形し、防振板の角部と衝突した箇所で被覆管が傷つき少量の鉛合金のはみ出しが見られた。

カランドリア管外表面および防振板の歪の変化を図4.2.6-21に示す。同図のデータから、圧力管とカランドリア管の破断時開口、変形挙動は次のように推測される。

カランドリア管背面では破断後約2.2msecに軸方向に圧縮の歪が発生した。カラ

ンドリア管はこの時点で防振板に衝突しその後はジェット力で後方へ押され続けたため、正側の歪が発生したものと考えられる。

予き裂から45度の位置の周方向歪は、破断後約1 msecから0.15%の圧縮歪が発生した。これはカランドリア管に取り付けた、き裂進展ゲージの切断と同じ時間である。その後は破断後約4 msec から約0.65%の圧縮歪が発生し、この時点で圧力管が開口していったと考えられる。よって、き裂進展ゲージはカランドリア管の開口ではなく圧力管からの冷却材ジェットによって切断されたものと考えられる。従って軸方向に発生した2カ所の引張歪は一度目はジェットによる幅の狭い開口により発生し、二度目の発生が圧力管に押されることで発生する、幅の広い開口によるものと考えられる。軸方向の正方向歪は開口の進展時に発生するものであるから、測定点までき裂が進展した破断後4.5 msec 以降は歪は小さくなる。

薄肉隣接管は試験の結果、外圧によって圧力管に張り付くように変形するが試験体の開口範囲ではジェット力が加わり、開口に向かって偏平化する変形となる。薄肉隣接管の周の内、破断口の正面の周方向歪は冷却材ジェットに押されることによってわずかな圧縮歪が発生するが、管内の圧力管に押し付けられ引張歪が発生する様になる。これに対して背面側では管が偏平化するため圧縮歪が発生する。しかし偏平化した隣接管は破断後8 msec頃から試験後の変形形状に変形していく。これによって隣接管の90度方向の箇所には圧縮歪が発生する。

(7) 隣接部材への影響

① 防振板

破断部近傍の防振板歪挙動を図4.2.6-22に示す。歪ゲージの出力はほとんどの点で0.2%以下であったが、実際の防振板は後述のように大きく変形し、切断されている箇所もあった。歪ゲージの値からは防振板の主要な変形範囲は第2隣接管までであり、これは試験後の外観観察結果と一致する。

防振板の周辺部(S-R000, S-R00180)では破断後約9 msec後に約0.05%の圧縮歪が発生しており、一時的に防振板が上側に膨らんでいると推定される。

図4.2.6-23に試験後の防振板の試験体周辺部について計測した、残留変形を示す。防振板は破断した試験体による横方向の力で押され、試験体の周囲で波打つように変形する。上下方向の変形量の最大はそれぞれ43mm, 17.5mmであった。

また、試験体の後方では防振板が切断されていた。背面で切断された防振板は後方の隣接管(92 番ピン) にくい込んでおり、隣接管自身も防振板付近で後方へ移動している。

② 隣接チャンネル

破断口正面に設置した薄肉の模擬カランドリア管 ($t=2.0$) と模擬圧力管 ($t=4.3$) から成る隣接チャンネルは、破断方向に押し潰されるような形で、カランドリア管内面が圧力管に接触していると考えられる程度にまで変形した。また、その変形は破断チャンネルのき裂の開口範囲を超えて、ほぼ上下管板間の全範囲にわたって発生した。試験後の形状計測結果を図4.2.6-24に示す。

また、破断チャンネルの反対側に防振板との衝突痕があった。衝突痕は防振板の変形前後の高さにあり、防振板の変形前高さの打痕から変形後高さの打痕に向かってこすられた痕があった。正面隣接管の打痕スケッチを図4.2.6-25に示す。このことから、正面の隣接管は冷却材のジェット力によって後ろ側の防振板に衝突し、打痕が出来た後に防振板を押し曲げて再び打痕が出来ているものと考えられる。打痕深さは最大3 mm程度出蟻、圧力管の打痕の深さはそれ以下であると考えられる。

背面隣接管の打痕のスケッチを図4.2.6-26に示す。試験体側の打痕は変形前の防振板高さよりも上部に発生しており、こすられた痕があることから防振板は試験体と背面隣接管にはさまれて振じれたのではなく、試験体に押されて振じれてから背面隣接管に衝突したものと考えられる。またこの部分の穴の変形後の形状は変形前の圧力管 ($\phi 126.$) よりも大きく、仮に背面隣接管が薄肉二重管で圧力管が変形しなくても防振板が切断されるだけの変形は発生できるといえる。一方、試験体の逆側には変形前の高さとその上部の2箇所打痕があり、防振板は背面隣接管と衝突-変形-衝突していると思われる。

正面、背面隣接管以外の隣接管の打痕の位置を図4.2.6-27に示す。図より分かるように試験体よりも破断口側にある隣接管(87、89、41、42、44等)では従来の同時破断試験と同様に試験体に向かって前後に打痕があり、破断によって振動し防振板と衝突している。しかし、試験体よりも後ろ側の隣接管(91、93等)は試験体の移動と平行に打痕が発生しており、防振板の変形・切断が打痕の発生箇所

に影響を与えているのが分かる。

③ 模擬制御棒案内管

模擬制御棒案内管の内部圧力、歪等の計測結果を図4.2.6-28に示す。

16番ピンの内部圧力は周囲の重水圧力の上昇に合わせて約半分のピーク圧力でほぼ追従して上昇する。タンク上部の気相部圧力は遅れて上昇し、破断後約1.4秒と約1.6秒の2度ピーク圧力となる。歪は短期挙動では、周軸の両方向ともほとんど発生せず、外圧・ジェット等にはほとんど影響を受けていない。またジェット力の測定によっても16番ピンの位置にはジェット力の影響が及ばないことが確認されている。

12番ピンのタンク内高さの圧力は周囲の重水圧力が上昇しても上昇せず、一定圧力を保つ。タンク上部の気相部圧力は16番ピンと同様の圧力挙動を示す。歪も短期挙動ではほとんど発生せず、約0.15%の周方向歪が発生したのみである。しかし、試験後の制御棒案内管は防振板よりも下部で曲がっており、歪ゲージの取付け位置が不適當であったと考えられる。12番ピンの下部は試験体の逆へ曲がっており外圧ではなく、ジェット力、流体力の影響を受けているものと考えられる。

21番ピンは厚肉のパイプであるので、軸方向の歪のみを測定した。21ピンも短時間内では歪はほとんど発生していない。試験後の計測によってもほとんど変形していない。

これらのことから制御棒案内管の健全性は外圧ではなく、主としてジェット力と防振板との衝突の影響をうけるものと考えられる。よって破断によって影響を受ける制御棒案内管はジェット力と防振板の影響を受ける破断チャンネル近傍に限定されているといえる。

(8) タンクの変形挙動

図4.2.6-29～図4.2.6-31には、タンク壁各位置の軸及び周方向の歪変化を示す。また、図4.2.6-32には測定された歪より予想した内圧上昇時のタンクの変形形状を示す。タンクの上部及び下部の胴部では、軸方向に圧縮歪、周方向に引張歪が測定された。これは、上部胴部及び下部胴部では、軸方向に曲げの、周方向にフープの各応力が作用したためと考えられる。また、タンクのダイヤフラム水平部で

は、軸方向に引張歪が観測されたことから、曲げ応力が作用したと考えられる。ダイヤフラム垂直部では、周方向に引張歪が観測され、軸方向の明確な歪は観測されなかった。このことから、フープ状の応力が主に作用したと考えられる。

タンク壁の歪はタンク壁にかかる圧力の増減に対応して変化する。歪の最大値は周方向で約 %、軸方向で約 %程度であり、タンクの健全性に影響はなかった。これらの歪挙動より、タンクは過去に実施した内圧上昇試験と同様のモードで変形したと考えられる。

今回の試験では大きな歪が発生すると予想されたダイヤフラム垂直部上下端（+20，-20）の垂直歪を追加して測定した。この位置では軸方向に最大約2.2%の軸方向歪が発生した。周方向歪はダイヤフラム垂直部中央部（+0）とほぼ同じ挙動であった。

図4.2.6-33には、内圧と周方向歪の関係を示す。内圧と歪は比例の関係にあった。図4.2.6-33より、タンク内圧力が10kg/cm²の時に周方向歪は約0.048%（+0位置）であった。薄肉円筒式から得られる周方向歪は、

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \frac{\sigma}{E} = \frac{P \cdot D_i}{2 \cdot t \cdot E} = \frac{0.10 \times 3000}{2 \times 16 \times 2.1 \times 10^4} \\ &= 446 \mu\varepsilon \\ &= 0.045\%\end{aligned}$$

D_i : タンク内径（胴部=3000mm）

t : タンク壁肉厚（=16mm）

E : ヤング率

であり、測定された歪とほぼ一致する。

4.2.7 考 察

(1) 開口正面と背面への負荷

同時破断時の試験体の衝突による防振板への負荷は、試験後の防振板の変形からも分かるように破断口背面側の方が厳しくなっている。

前後の隣接管に対する影響は今回の試験では背面側に 5mm厚のカランドリア管を用いており、正面側の二重管と比較することはできない。しかし、背面隣接管に 4.2mm厚の内圧のかかっていない圧力管を用いたとすれば 5mm厚のカランドリア管に発生した打痕と同等以上の打痕が発生したと推測される。(カランドリア管の影響は無視する)

正面の隣接カランドリア管は最小95mmまで偏平化しており、内部の圧力管も同じく偏平化している。(詳細はカランドリア管内にあるために不明)

これらのことから破断チャンネルの周囲の構造物の主な変形は以下の通りと考えられる。

- ・ 正面隣接管
ジェット力と外圧による偏平化
- ・ 背面隣接管
試験体背面に押された防振板の衝突による打痕の発生
- ・ 周辺隣接管
振動して防振板と衝突して発生する打痕
- ・ 防振板
試験体背面に押されて変形・切断

なお、隣接管の実機の圧力管に発生する変形の程度は、実機では圧力管に内圧がかかり、かつ高温であるために今回の試験の結果からは不明である。

4.2.8 ま と め

圧力管とカランドリア管を同時に破断させるタンク内圧上昇試験の結果より、以下の点が明らかとなった。

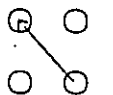
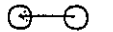
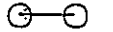
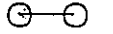
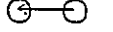
- (1) タンク内圧力は、破断から約0.8 msec後に上昇を開始し、約10msec後にピーク圧力に達した。ピーク圧力は、タンク破断口近傍で約22 kg/cm²であった。
- (2) タンク内各部のピーク圧力は、上下管板、タンク壁の近傍で高く、上部管板近傍では26 kg/cm²まで上昇した。
- (3) 破断圧力約50 kg/cm²のPTC-4と比較すると、PTC-6試験のタンク内部のピーク圧力は1.5倍となった。
- (4) タンク内圧挙動は、PTC-4試験に比べて速く上昇し、速く低下する傾向にあった。
- (5) タンク内圧力は、タンクの上下の構造的な違いにより防振板の上下で異なった挙動を示す。
- (6) 破断チャンネルは、防振板によって開口を抑制され、防振板の上下で開口した。燃料集合体の被覆管には防振板との衝突部分に貫通傷が発生した。
- (7) 冷却材の噴出によるジェット力は、破断口正面で最大約13.5 kg/cm²であった。
- (8) 破断口正面の薄肉カランドリア管は、冷却材ジェットと外圧によって座屈し、破断チャンネルの反対側で、管内の圧力管に接触する形で変形した。
- (9) 試験体近傍の防振板は試験体の衝突によって変形、切断された。

表4.2.1-1

同時破断時にカランドリア構造物に加わる重要な負荷と計測量関係

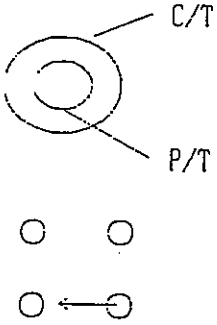
	カランドリア構造物の健全性評価で重要な負荷要素	想定されるメカニズム	負荷に影響を与える因子	試験パラメータ	計測項目
1	内 圧	冷却材放出による体積増と冷却材の減圧沸騰の体積膨張で内圧上昇 (注) 内圧を抑制する効果は、ラプチャーディスクの破断と放出蒸気の凝縮	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材 エンタルピ・圧力 破断口 形状 重水 エンタルピ・質量 圧力 隣接カランドリア管・制御棒案内管 剛性 (体積弾性率) 本数・比熱 カランドリアタンク 剛性 (体積弾性率) 比熱 (熱容量) ラプチャーディスク 設定破断圧 開放時定数 燃料集合体 流動抵抗 	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材エンタルピ 破断口 形状 重水温度 燃料集合体の有無 放出口の向き <p>○ ○ ○</p> <p>↖</p> <p>○ ← ○ ○</p> <p>○ ○ ○</p>	<ul style="list-style-type: none"> 圧 力 隣接チャンネル タンク内 径方向分布 軸方向分布 タンク壁 周方向 上下方向 ラプチャーHe層 温 度 隣接チャンネル 材料, 流体 制御棒 材料, 流体 径方向分布 タンク壁面 材料, 流体 隣接チャンネル 材料, 流体 歪 隣接チャンネル 材料 制御棒案内管 防振板 タンク壁 加速度 破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル ボイド分布 ボイド計 軸方向 径方向
2	ジェット力	二相放出に伴う動圧が直接作用する。	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材 エンタルピ・圧力 ブローダウン流量 重水 圧力 破断口 形状 	<ul style="list-style-type: none"> 破断口形状 冷却材エンタルピ 重水温度 	<ul style="list-style-type: none"> 圧 力 隣接チャンネル ボイド (参考) 状況
3	衝 突 力	ブローダウンに伴う作用力で破断チャンネルが ・直接隣接管と衝突 ・防振板を介して衝突	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材 エンタルピ・圧力 ブローダウン流量 破断口 形状 圧力管, カランドリア管 燃料集合体 剛性 質量 防振板 剛性 重水 密度・粘性 	<ul style="list-style-type: none"> 破断口形状 冷却材エンタルピ 破断位置 	<ul style="list-style-type: none"> 加速度 破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル 歪 破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル 最終形状 破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル 制御棒案内管 温 度 材料温度 破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル

表4.2.2-1 同時破断時カランドリアタンク内圧上昇試験

	試験 No	冷却材温度 ℃	冷却材圧力 kg/cm ²	重水温度 ℃	カランドリア管 破断圧 kg/cm ²	カランドリア管 破断開始点	カランドリア管 予き裂寸法 mm	破断モード	破断向き	燃料集合体	パラメータ
1	PTC-1	235	30	70	(0)	中央	3700 (貫通)	P/T, C/T 同方向		有	破断向き
2	PTC-2	235	30	70	(0)	中央	3700 (貫通)	P/T, C/T 同方向		有	ベースケース
3	PTC-3	235	30	70	(0)	中央	1000 (貫通)	P/T, C/T 同方向		有	予き裂寸法
4	PTC-4	250	50	70	(0)	中央	1000 (貫通)	P/T, C/T 同方向		有	破断圧力
5	PTC-6	270	70	70	(0)	中央	1000 (貫通)	P/T, C/T 同方向		有	破断圧力

圧力管材質 STPG42
カランドリア管材質 SUS304

表4.2.2-2 平成4年度試験条件

PTC-6	
(1) 冷却材条件 (P/T破断条件) ()内は目標条件である	圧力 70kg/cm ² 温度 270℃ が付き裂長さ 1000mm
(2) C/T 破断条件	圧力 0 (貫通) 但し、アニヤラス部への 重水の進入を防ぐために、 シリコン材によりシール を施す。 が付き裂長さ 1000mm
(3) 重水温度	70℃
(4) P/T-C/T の破断 モードと破断の 方向	
(5) 燃料集合体	有 質量模擬鉛合金製 (ペレットを使用)
(6) 制御棒案内管	有 (曲げ剛性模擬)

*) P/T 及びC/T の破断圧力の設定は、チャンネル中央部300mm の範囲で $t_r = P \cdot D / (2 \cdot \sigma_u)$ で求まる予き裂部残肉厚 t_r で行った。

***) タンクラプチャディスク取付配管内の窒素ガス量は、試験装置で液位が確認できる限界である約90リットルとした。

表 4.2.2-3. 内圧上昇試験における冷却材条件の実機との比較

	A T R 実証炉	内圧上昇試験
冷却材の初期温度, および圧力	炉心入口 (274℃, 75kg/cm ² a)	炉心入口 (270℃, 70kg/cm ² a)
冷却材のクオリティ	入口 0% ~ 出口 16%	0%
冷却材の初期流量	ポンプによる強制循環有り 11.0 kg/s	11.0kg/s
重水温度	40 ~ 70℃	70℃ (40~80℃)

表 4. 2. 3 - 1 試験装置仕様比較

各 部 名 称		A T R 実 証 炉	同時破断時内圧上昇試験
圧力管	材 質 :	Zr-2.5Nb	STPG42
	肉 厚 :	4.3 mm	4.3 mm
	初期亀裂: (設定)	-	300mm × 1000mm (設定破断圧: 70kg/cm ²)
カランドリア管	材 質 :	Zry-2	SUS304
	肉 厚 :	1.9 mm	1.9 mm
	初期亀裂: (設定)	-	貫通, 1000mm
燃料集合体	形状・寸法:	-	実機と同一
	材 質 :	-	被 覆 管: Zry-2 (実機同一) 燃料ペレット: 鈾合金 (質量模擬) スペーサー: イコ礼 (実機同一)
上・下遮蔽プラグ	長さ 上部:	735 mm	785 mm
	下部:	1155 mm	1000 mm
		-	圧損を実機と等価とする。
カランドリア タンク	材 質 :	SUS 304	SS41
	寸法(長さ):	4470 mm (上下管板間)	4470 mm (上下管板間)
	(径) :	7950 mm × 9550 mm (中央部)	3000 mm × 4000 mm (中央部)
	ファン礼 数 :	616	97
防護板	材 質 :	Zry-2	SS41
	板 厚 :	10 mm	8 mm
タンク用ラプテッ ディスク 入口管	口 径 :	600A/550A	600A
	破断圧力:	1.3kg/cm ²	1.3kg/cm ²

表4.2.4-1 検出器一覧表

No.	検出器種類	メーカー・型式	計測すべき状態量	設置環境	測定範囲	精度	応答周波数
1	歪ゲージ式圧力計	ST研究所 PHT 100 E S PHT 10 E S	試験部出入口の冷却材圧力 アニュラス部供給CO ₂ ガス圧力 カランドリアタンク内圧力 アニュラス部圧力	常温～300℃の常水 常温～50℃のCO ₂ ガス中 常温～300℃の水中 常温～300℃の温水	0～100kg/cm ² G 0～10kg/cm ² G 0～10kg/cm ² G 0～10kg/cm ² G	±1 %FS	10kHz 以上
2	C-A熱電対 (非接地)	岡崎製作所 T-35	試験部出入口の冷却材温度 カランドリアタンク内水温 アニュラス部供給CO ₂ ガス温度	0～84kg/cm ² の水中 0～10kg/cm ² の水中 0～5kg/cm ² のCO ₂ ガス中	0～300℃	0.75級	0.5秒 (静水中)
3	タービン流量計	トキコ PPL1054NPP -DBNS	試験部出入口の冷却材流量	常温～300℃, 0～84kg/cm ² の水中	±100m ³ /h	±0.5 %FS	150 Hz
4	CO ₂ 流量計	TEC MAX 840-08-1 (CO ₂ , 0-2SLM)	アニュラス部供給CO ₂ ガス流量	常温～50℃, 0～5kg/cm ² のガス中	0～2 SLM	±1 %FS	0.3秒
5	湿分計	VISALA HMP124B	アニュラス部出口CO ₂ ガス湿分	常温～200℃, 0～5kg/cm ² のガス中	0～100%	±2 %FS	5秒
6	圧力計	KISTLER 61110	圧力管内部、アニュラス部圧力 破裂板部圧力、重水圧力 入口管・上昇管内圧力	常温～300℃の水中、CO ₂ ガス中	0～150kg/cm ² G	±1 %FS	50kHz以上
7	熱電対 (非接地)	岡崎製作所 T-35	圧力管内部、アニュラス部温度 カランドリア管外面温度 カランドリアタンク内温度 (試験部周囲重水温度)	0～84kg/cm ² の水中 常温～10kg/cm ² の水中	0～300℃	0.75級	5ms以下 10ms以下
8	歪ゲージ	共和電業 SKP-3844	カランドリア管の歪 圧力管の歪	0～10kg/cm ² の水中 0～84kg/cm ² の水中	2%		100kHz以上
9	加速度計	DJB A/23/S1.SPL	圧力管、カランドリア管の加速度	常温 0～84kg/cm ² の水中	10000G	±1 %FS	50kHz以上
10	変位計	東京測器 SDP-100C	カランドリア管の伸び量	常温、大気中	0～100mm	±0.5 %FS	10kHz 以上
11	ボイド計	岡崎製作所	重水中ボイド率	常温～300℃の水中 0～10kg/cm ²	0～100%		

表4.2.4-2

P/T-C/T同時破断時内圧上昇試験における検出器数と収録速度

取付位置	試験部	防振板	隣接管	タンク内	タンク壁	その他
A-400 高 速 12.5 kHz 160 ch	P/T内圧力 3 アニユラス圧力 3 C/T加速度 2 C/T歪 5 出入口流量 4	歪 16 加 速 度 1	歪(C/T) 8 歪 (制御棒案内管) 1	圧 力 53	圧 力 23 歪 27 加 速 度 1	タンクチャ-圧力 3 クラックゲ-ジ 出力 2 タンクチャ-破断検出 8
計 160	17	17	9	53	57	13
A-400 中 速 1 kHz 112 ch	P/T内温度 5 アニユラス温度 3 出入口管圧力 8 出入口流量 2 出入口温度 2 C/T温度 2			温 度 50 ボ イ ド 26	差 圧 1	クラックゲ-ジ 2 C/T変位 2 マイノ-圧力 2 マイノ-温度 3
計 108	22			76	1	9
U- 1500 Π 1 kHz				ボ イ ド ※11		クラックゲ-ジ 2
計 13(11)				11(11)		2(0)
U- 1500 Π 50 Hz	P/T内圧力 3 出入口部圧力 2 P/T内温度 5 アニユラス温度 3 C/T温度 ※2 出入口温度 ※2 C/T歪 2 出入口流量 2			圧 力 9 温 度 9 ボ イ ド 12	圧 力 11 温 度 ※23 差 圧 1	タンクチャ-圧力 2 C/T変位 ※2 クラックゲ-ジ 2 マイノ-圧力 2 マイノ-温度 3
計 97(29)	21(4)			30	35(23)	11(2)

※, () : U-1500のみで収集

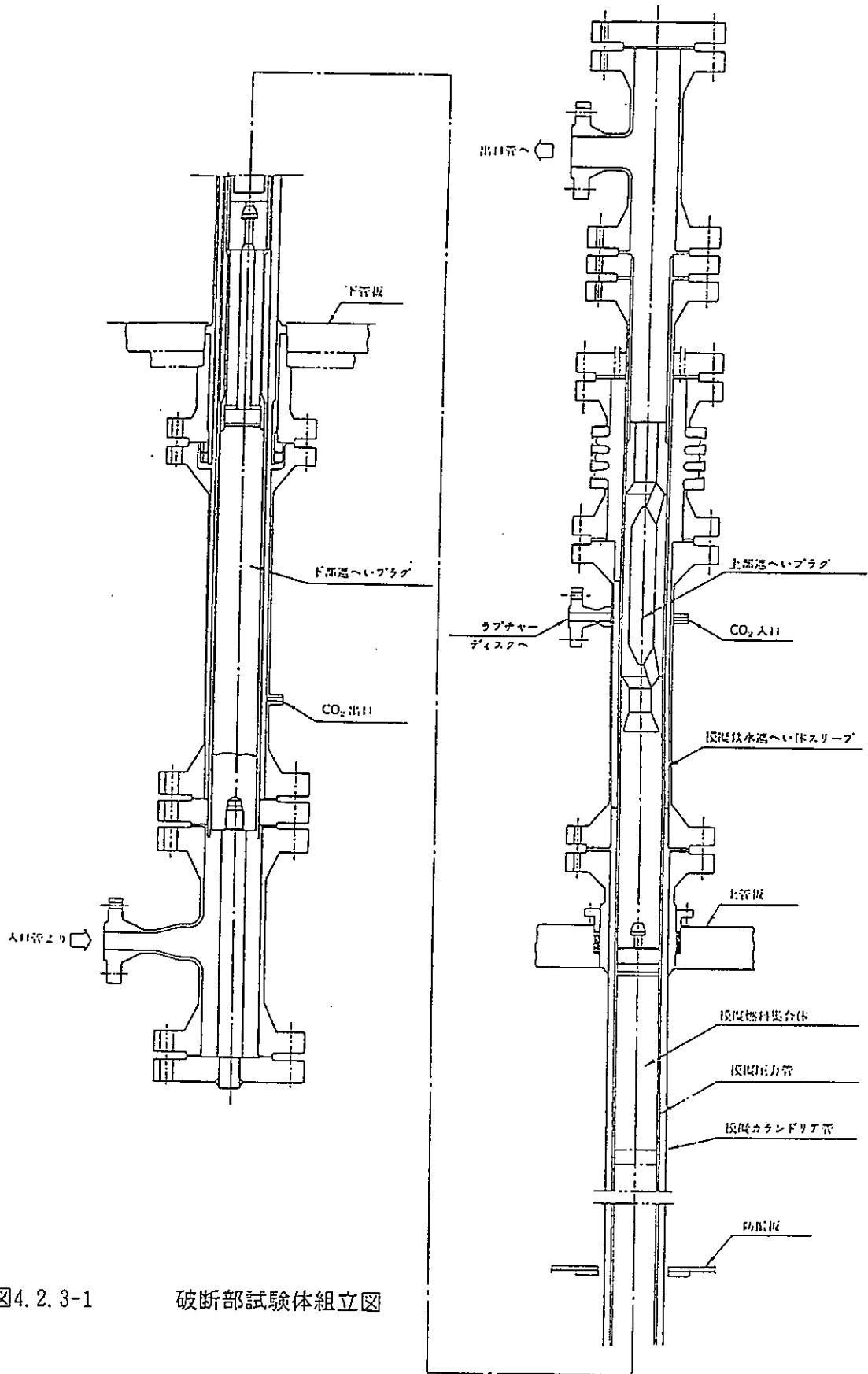


図4.2.3-1 破断部試験体組立図

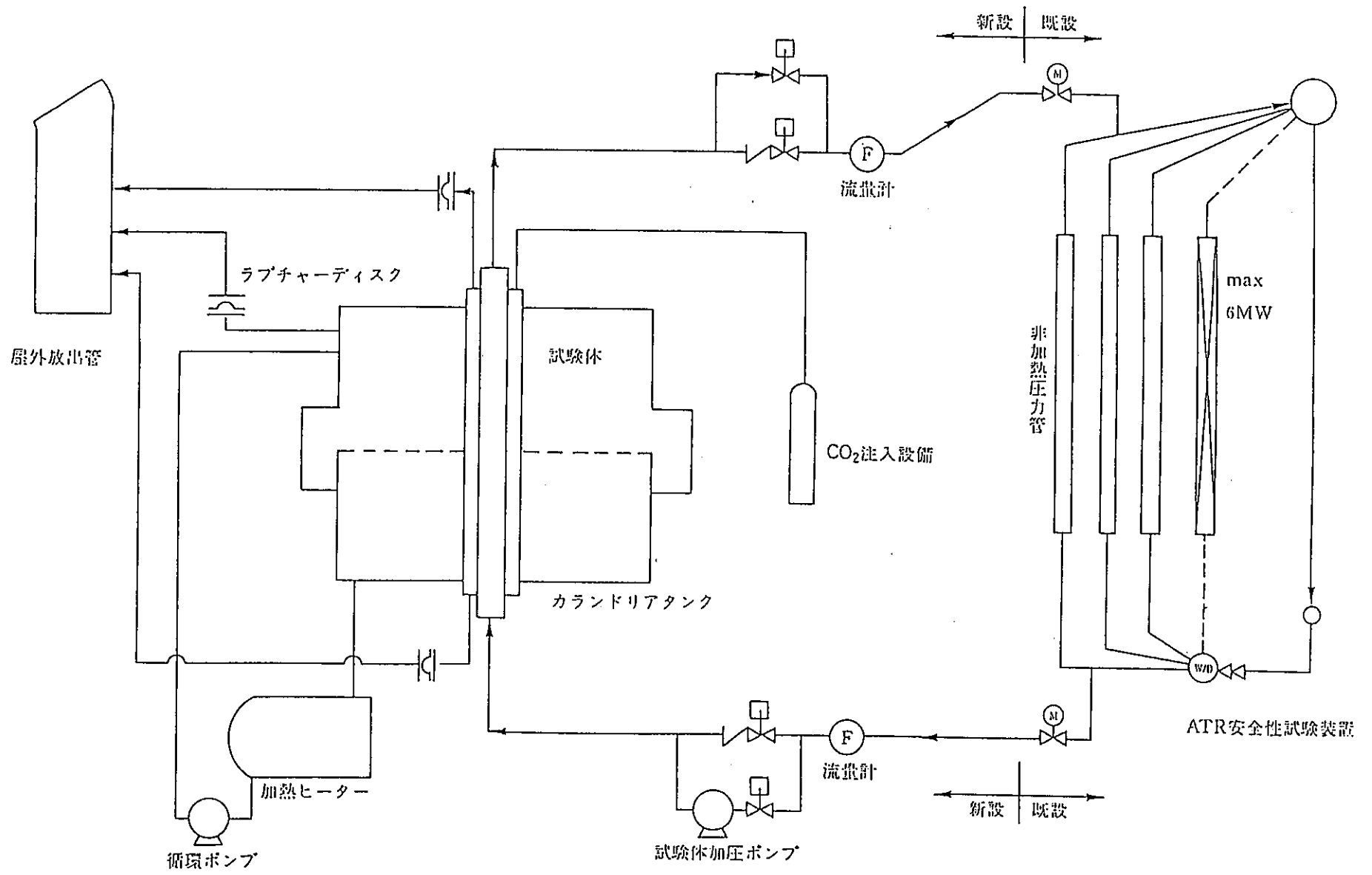
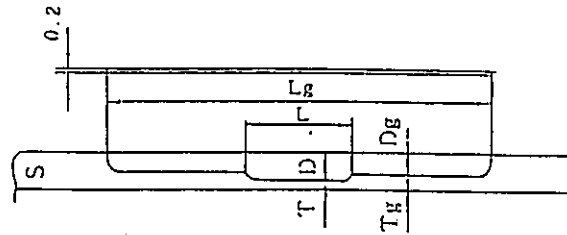
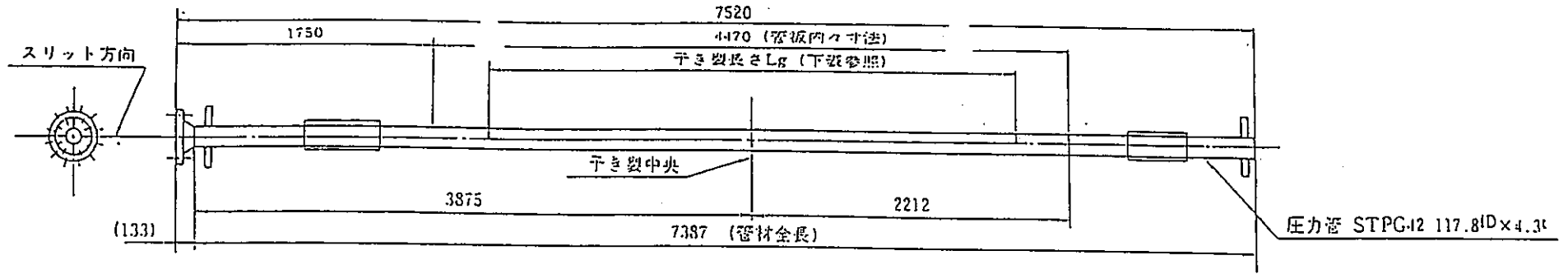


図4.2.3-3 圧力管破断試験装置概略フロー



予き裂部断面 (スリット形式A)

試験 No.	スリット部肉厚 T (mm)	ガイド予き裂部肉厚 Tg (mm)	スリット長さ L (mm)	スリット長さ Lg (mm)	パイプ肉厚 S (mm)	スリット深さ D (mm)	スリット深さ Dg (mm)	設定破断圧力 (kg/cm ²)	破断圧力 (kg/cm ²)	試験体No.	備考
PTC-1	0.40	0.61	300	3700	4.7	4.3	4.09	30	32.8	1	平成元年度
PTC-2	0.40	0.62	300	3700	4.69	4.29	4.07	30	25.4	2	平成元年度
PTC-3	0.44	0.60	300	1000	4.55	4.11	3.95	30	24.5	3	平成2年度
PTC-4	0.73	1.02	300	1000	4.6	3.88	3.59	50	49.7	4	平成3年度
PTC-5	1.02	1.38	300	1000	4.34	3.32	2.96	70	破断せず	5	平成4年度
PTC-6	0.86	1.20	300	1000	4.35	3.49	3.15	70※1	---	6	平成4年度

※1 計算上は59kg/cm²

図4.2.3-4 スリット部詳細

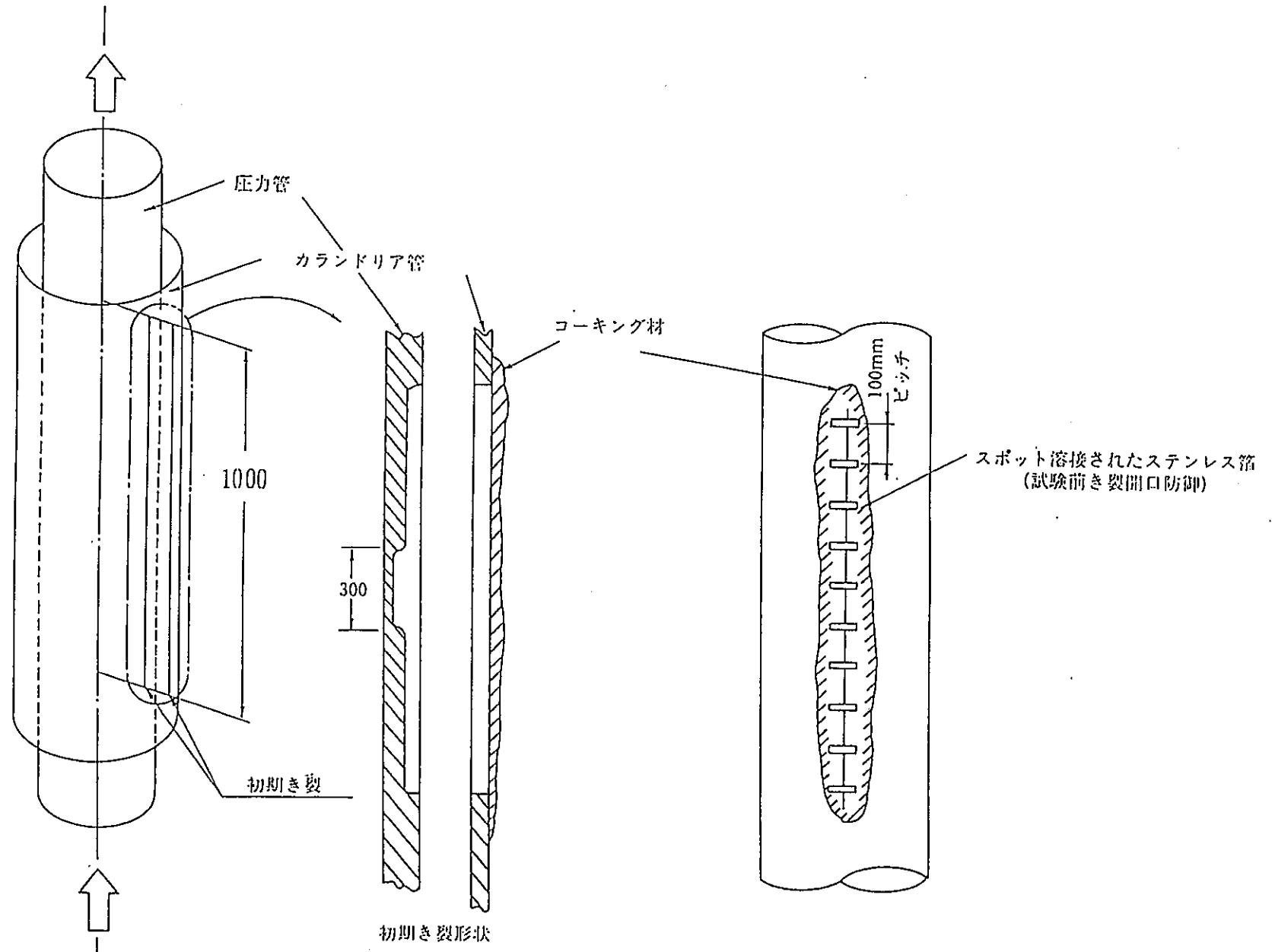


図4.2.3-5 同時破断試験 試験条件

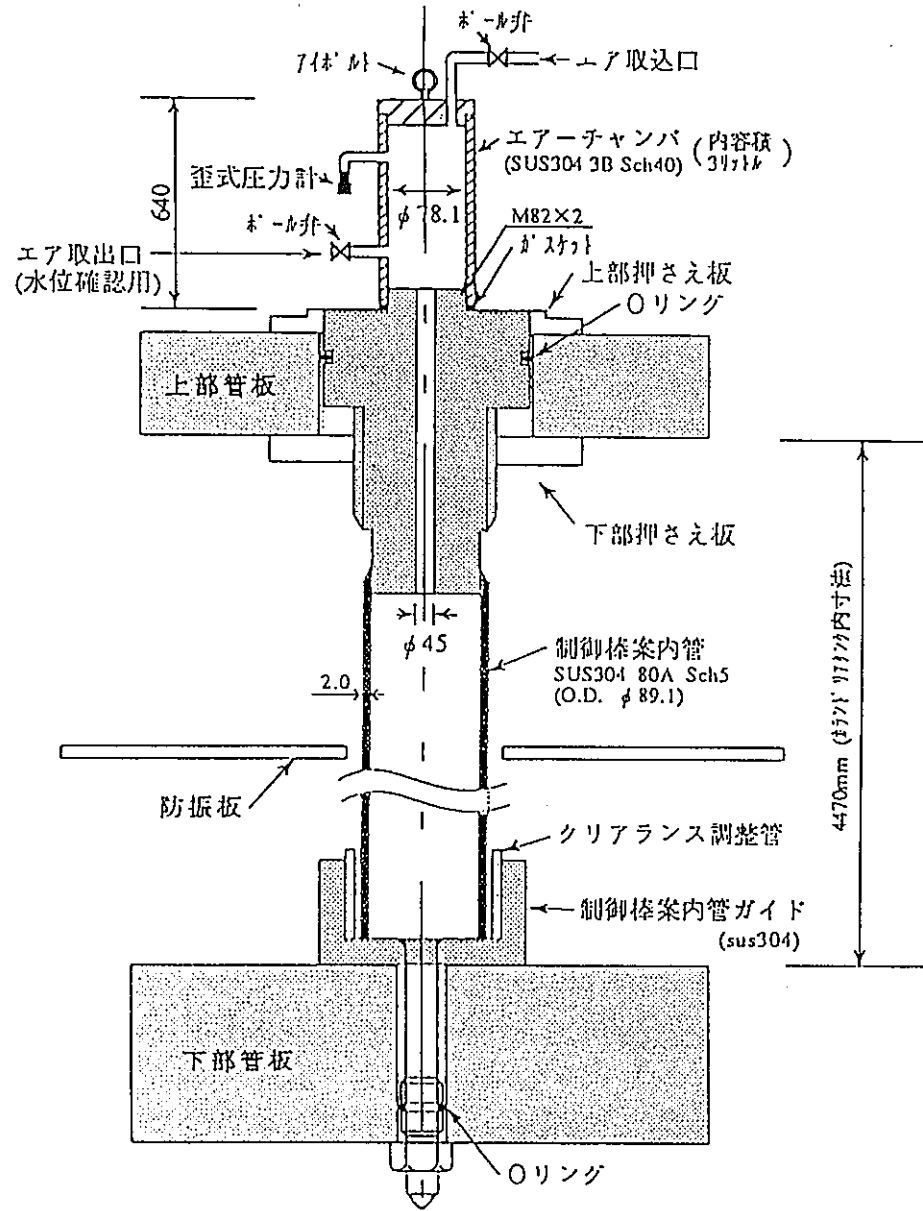
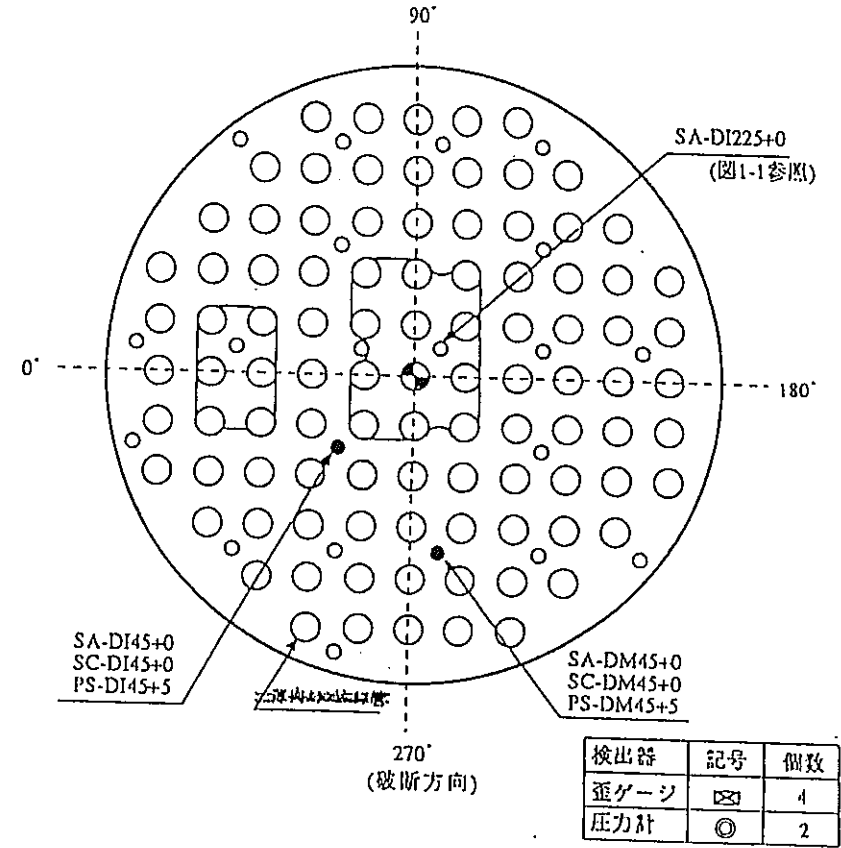


図4.2.3-7 模擬制御棒案内管設置箇所



検出器	記号	個数
歪ゲージ	☒	4
圧力計	◎	2

図4.2.3-6 模擬制御棒案内管

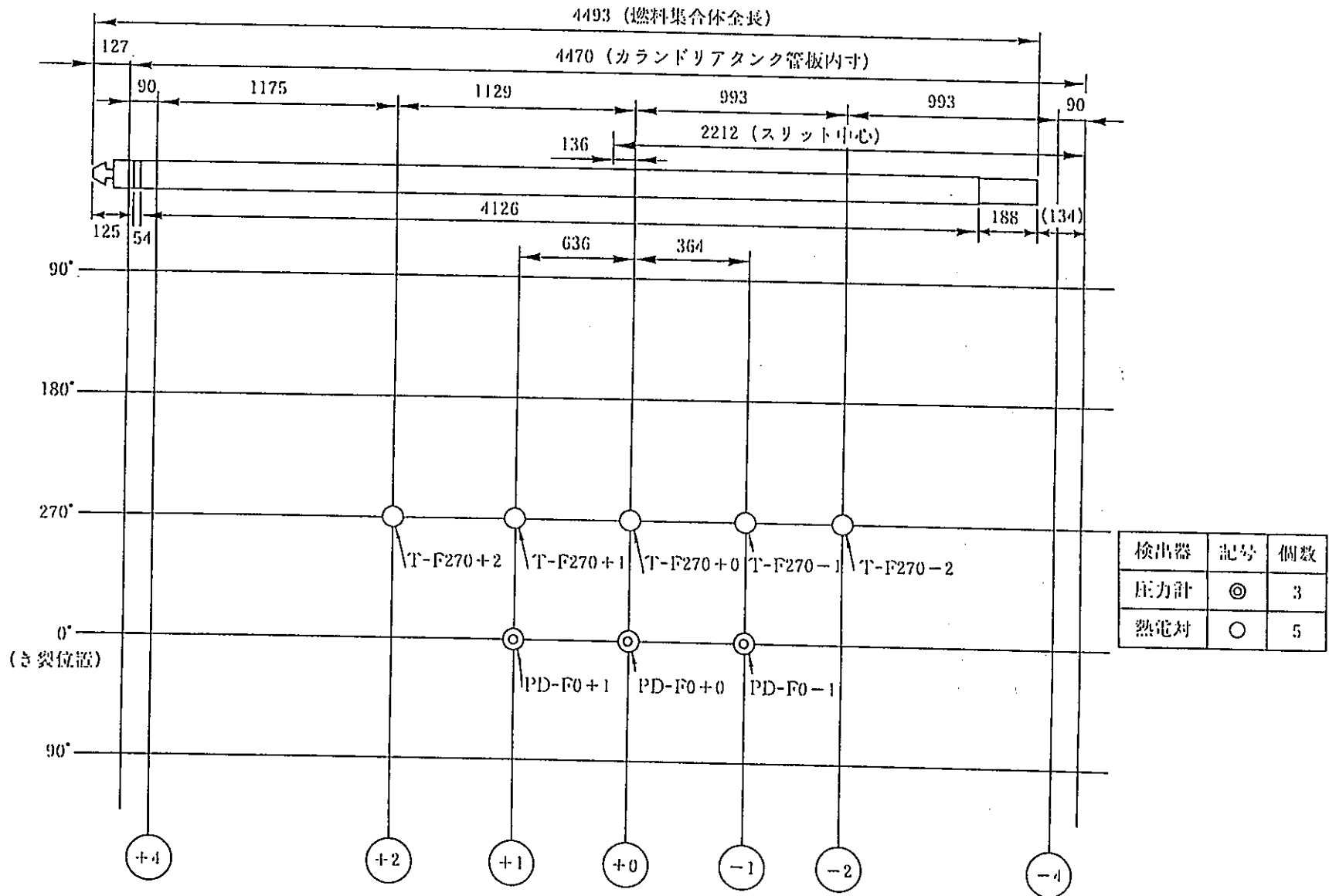


図4.2.4-1 圧力管内（燃料集合体）計測器配置図（PTC-6）

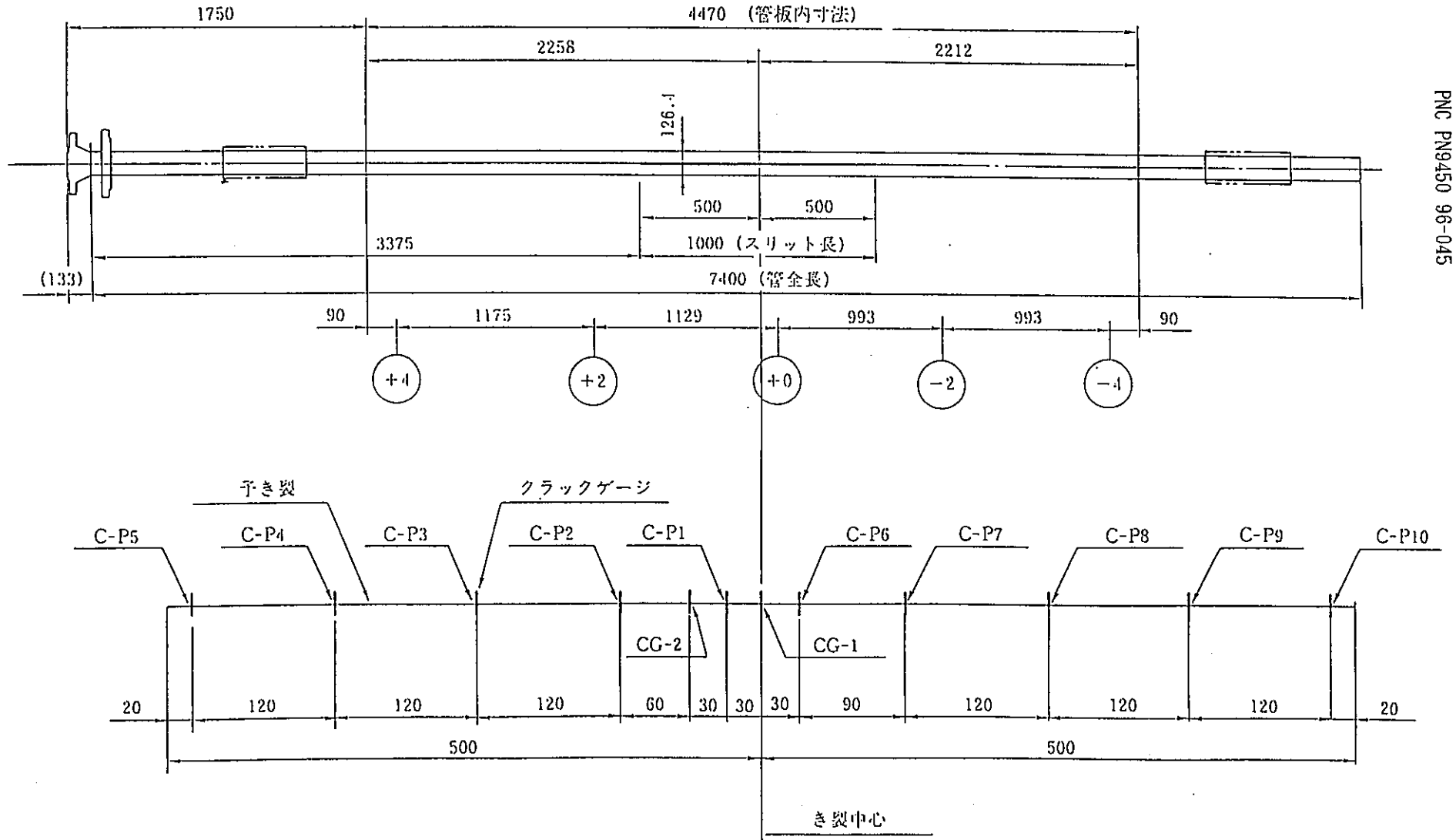


図4.2.4-2 圧力管外面へのクラックゲージの取付位置 (PTC-6)

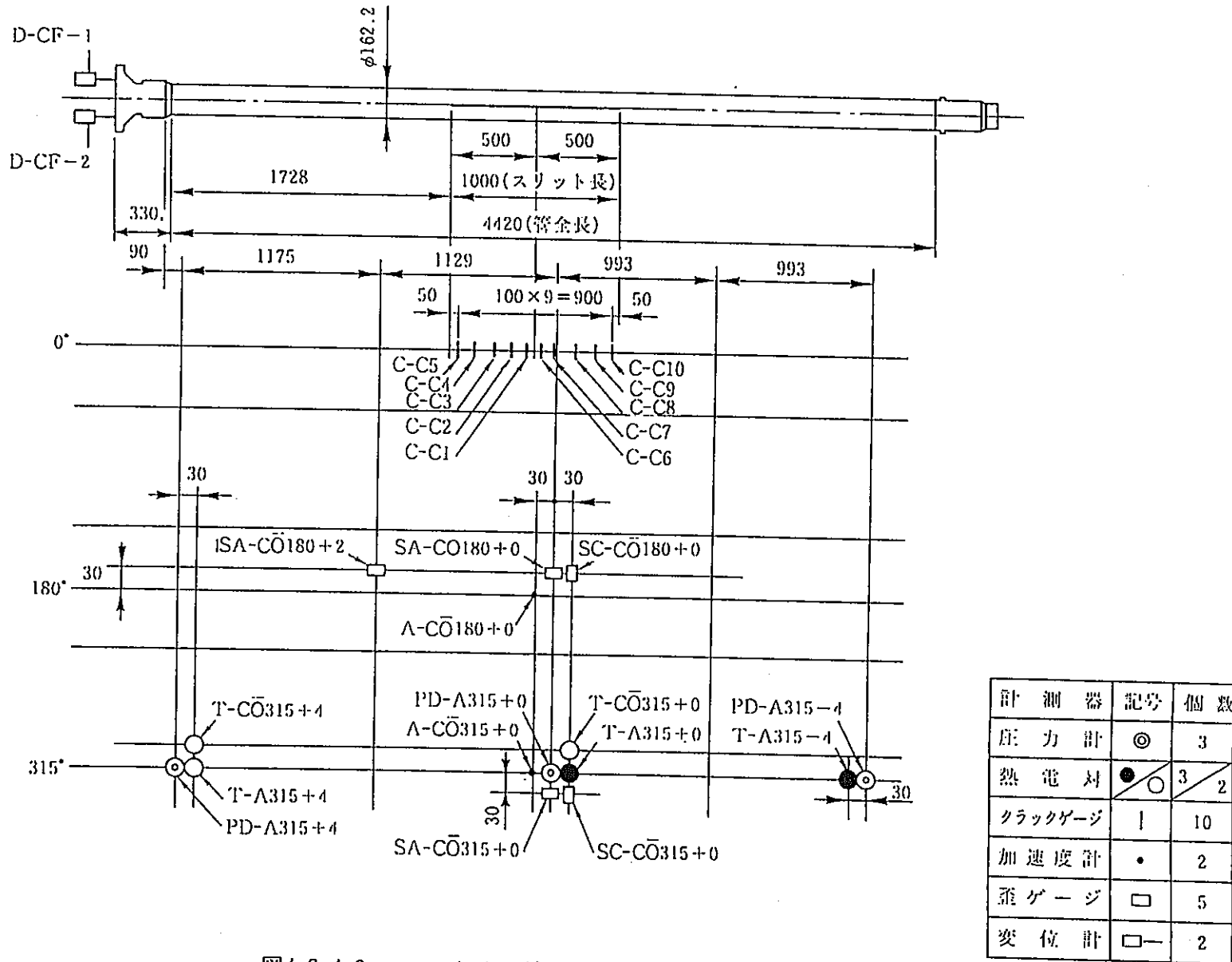
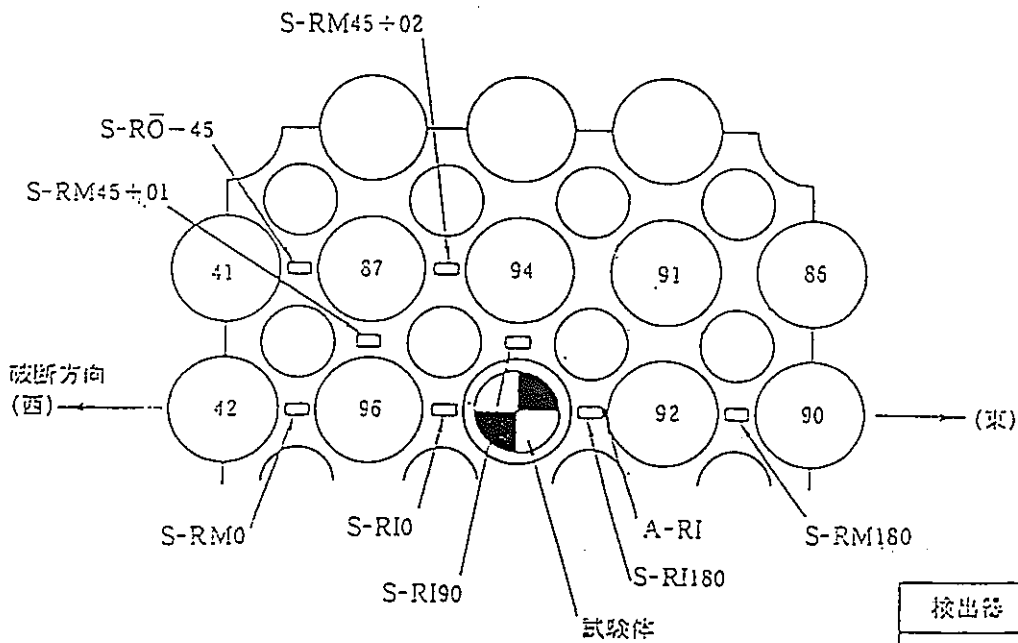
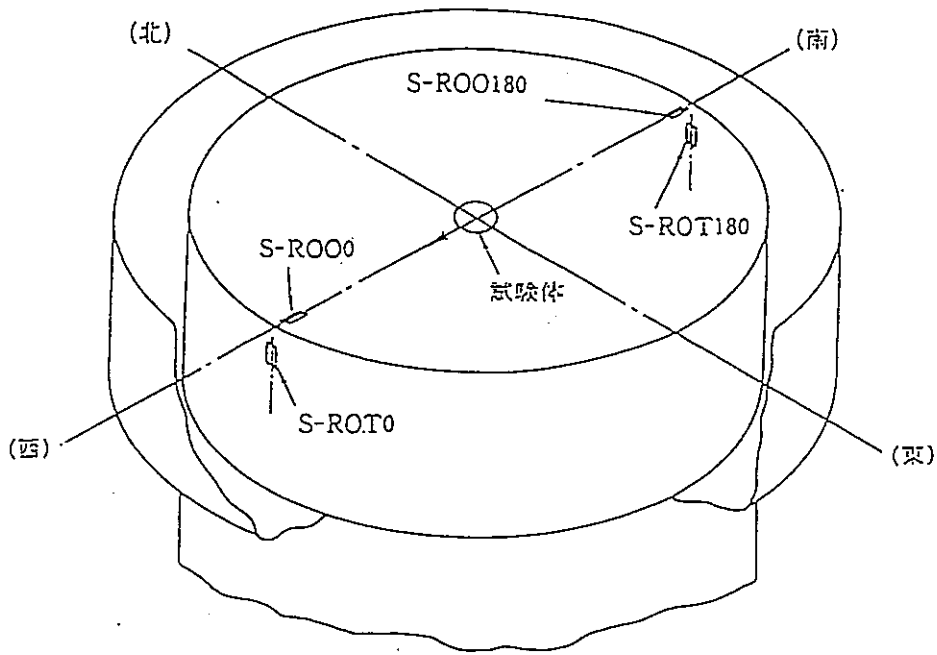


図4.2.4-3 カランドリア管計測器配置図 (PTC-6)



検出器	記号	個数
加速度計	・	1
歪ゲージ	□	12

図4.2.4-4 防振板部歪ゲージ・加速度計配置図 (PTC-6)

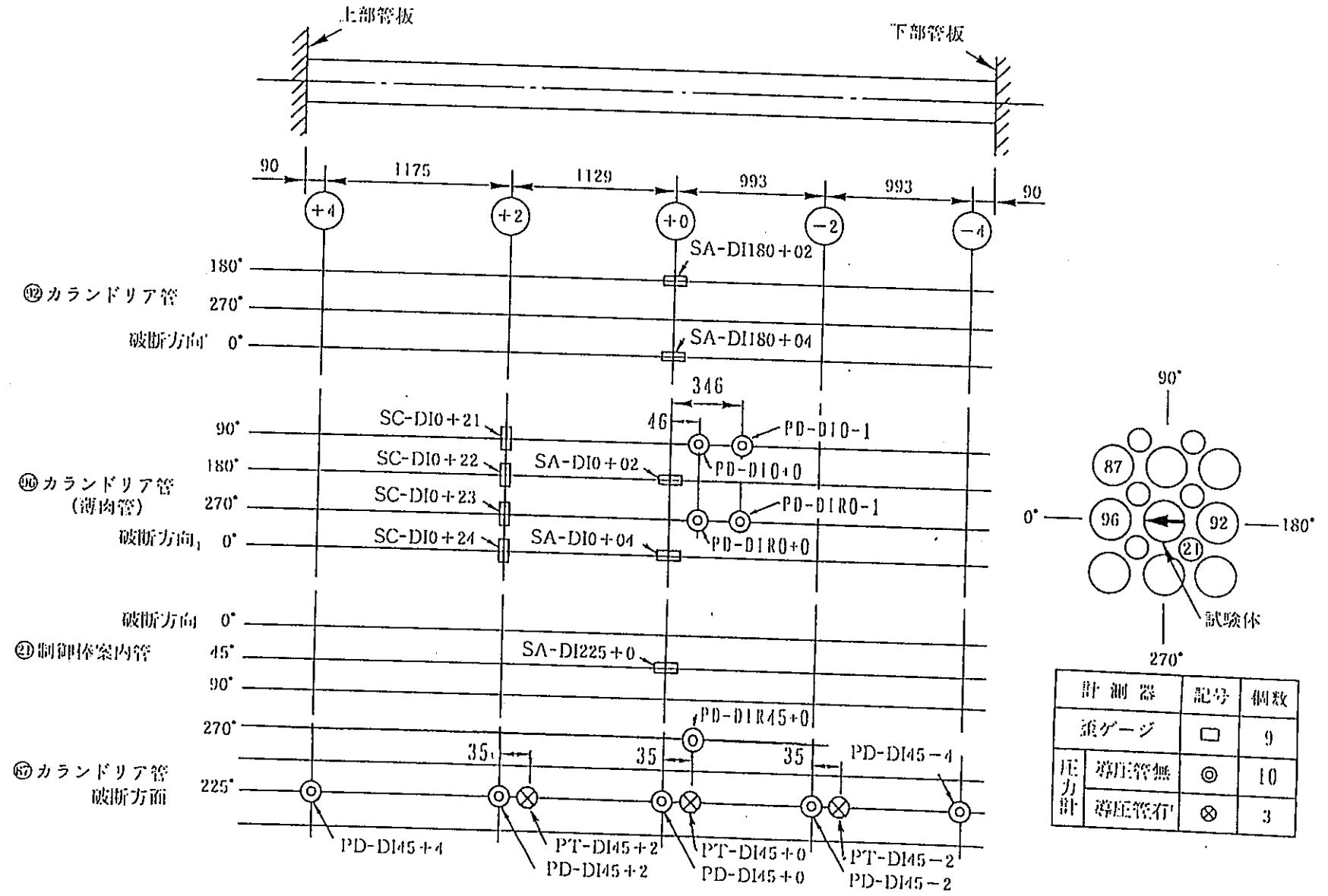
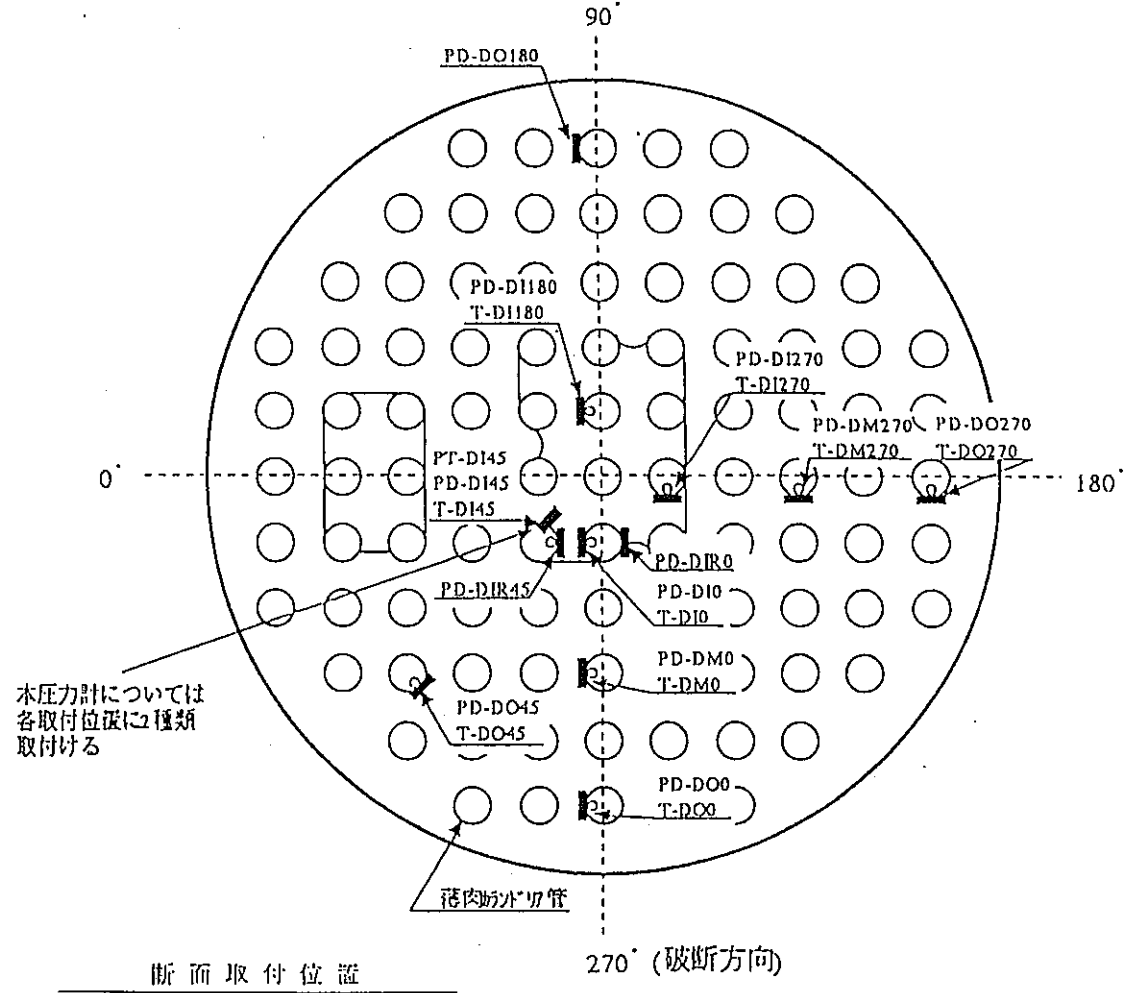
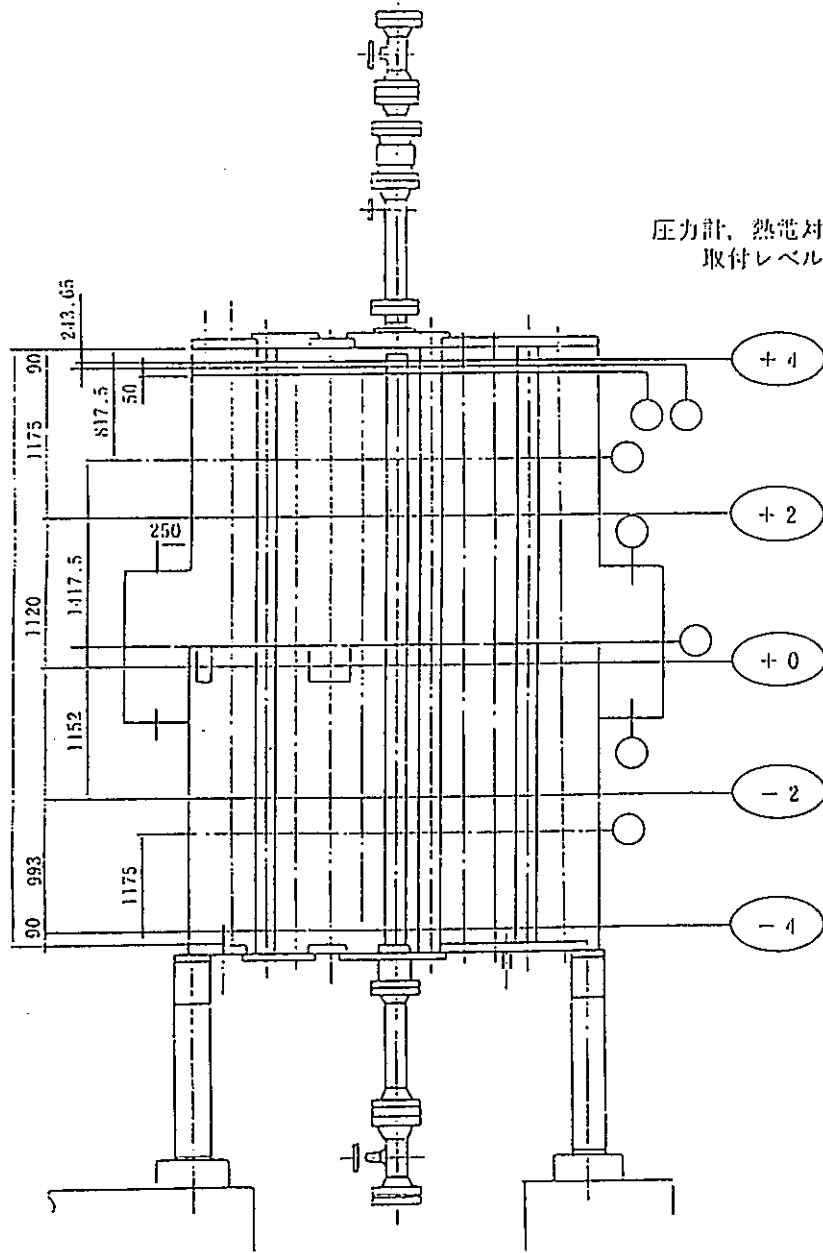


図4.2.4-5 周辺カランドリア管計測器配置図 (PTC-6)



検出器	記号	個数
圧力計	■	53
熱電対	○	50

図4.2.4-6 カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置

—4.2-34—

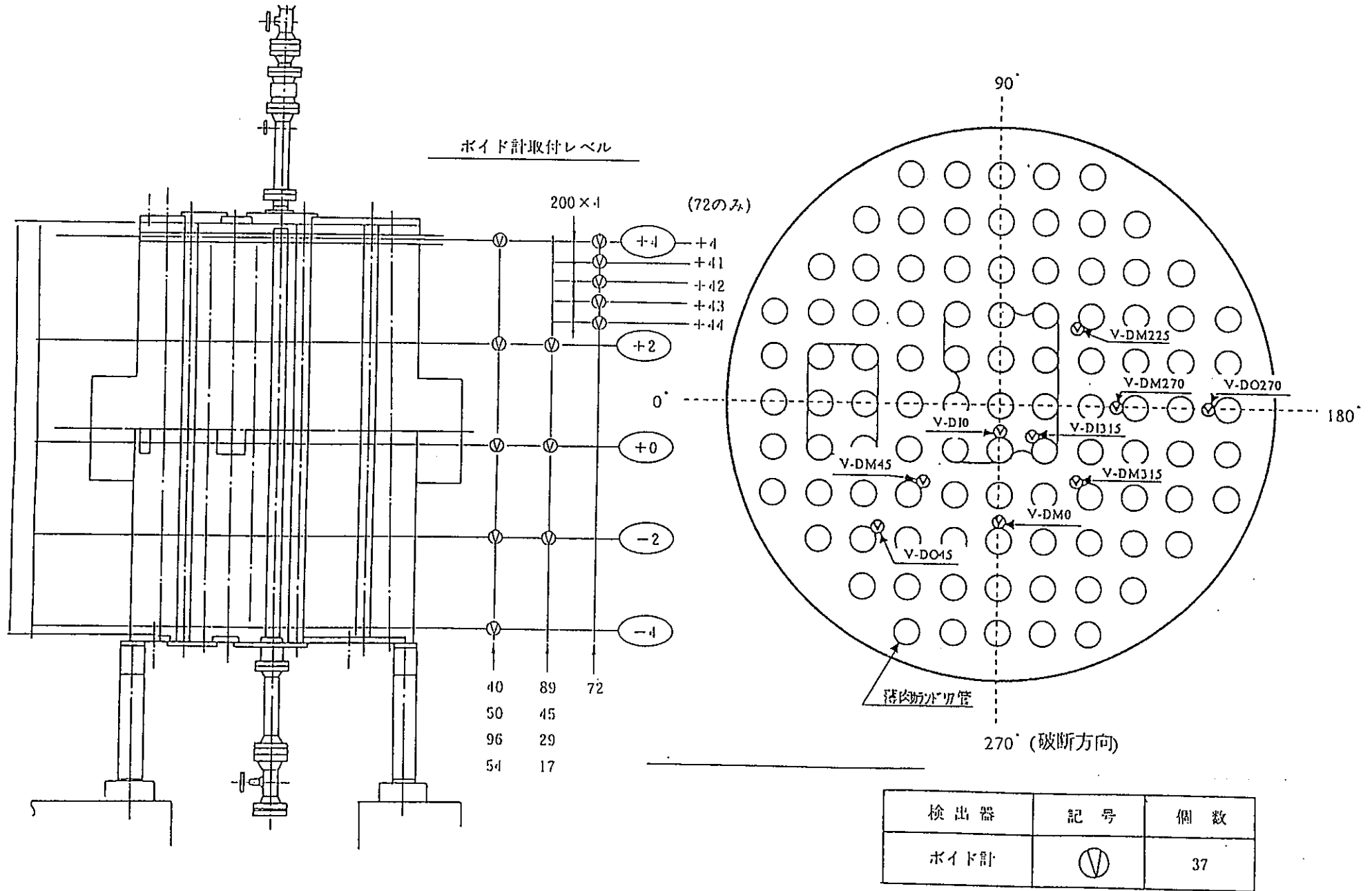
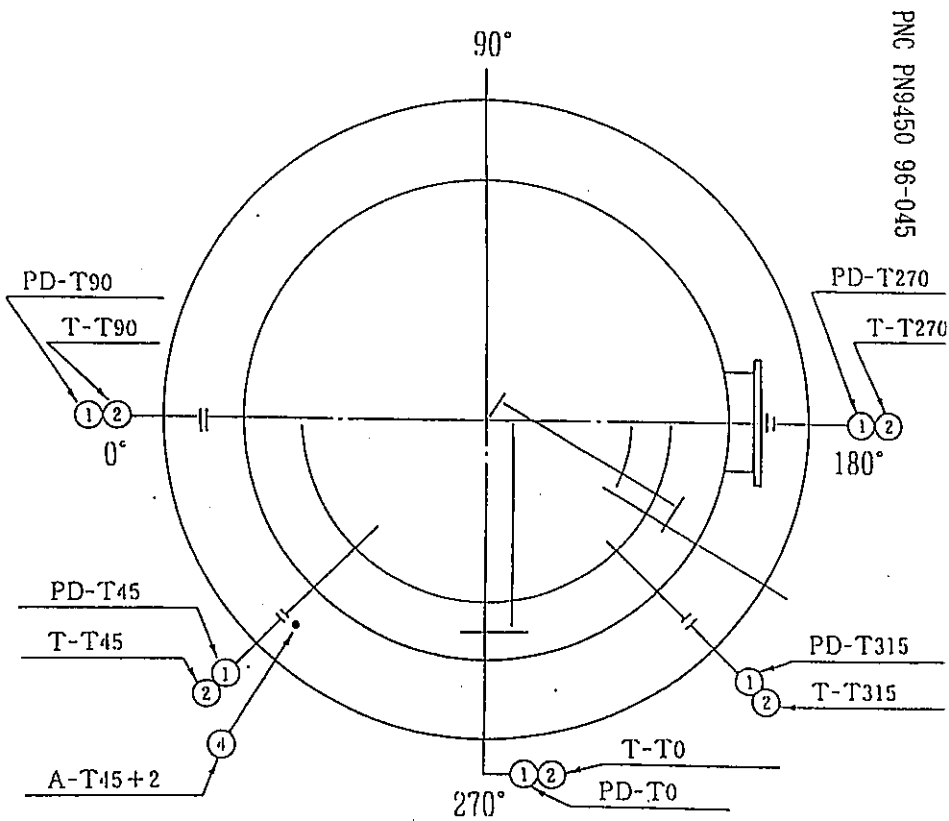
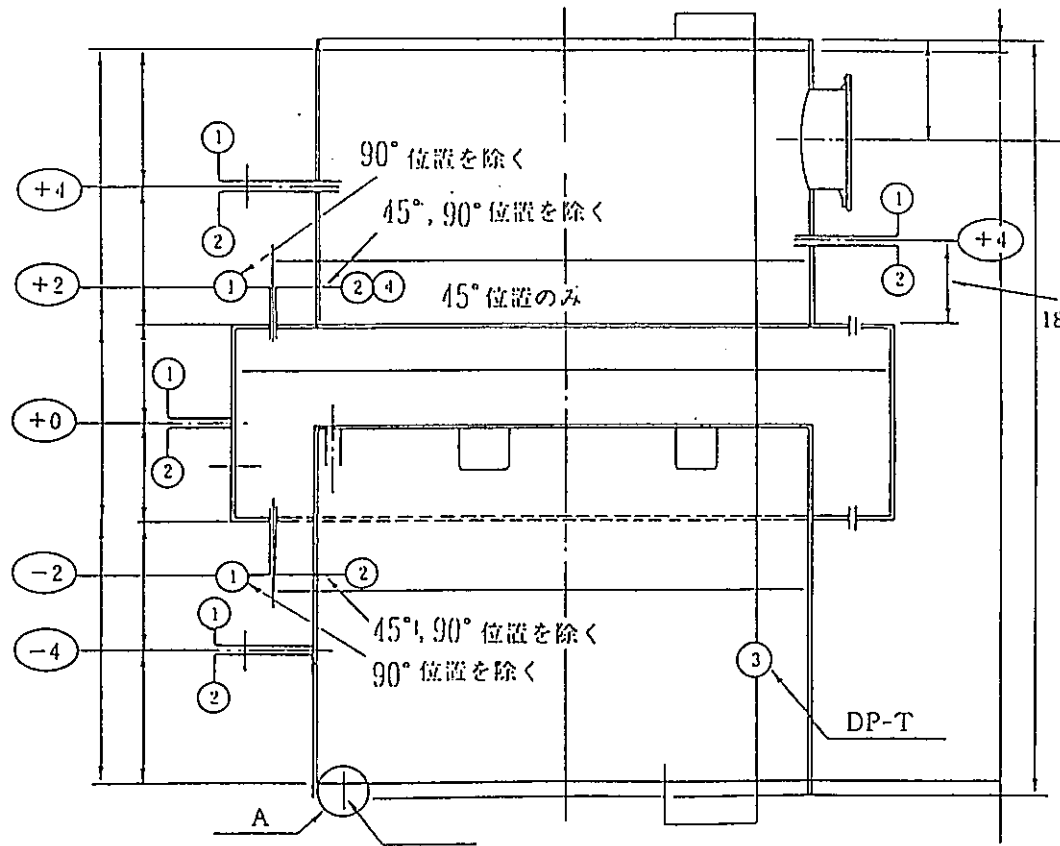


図4.2.4-7

カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置

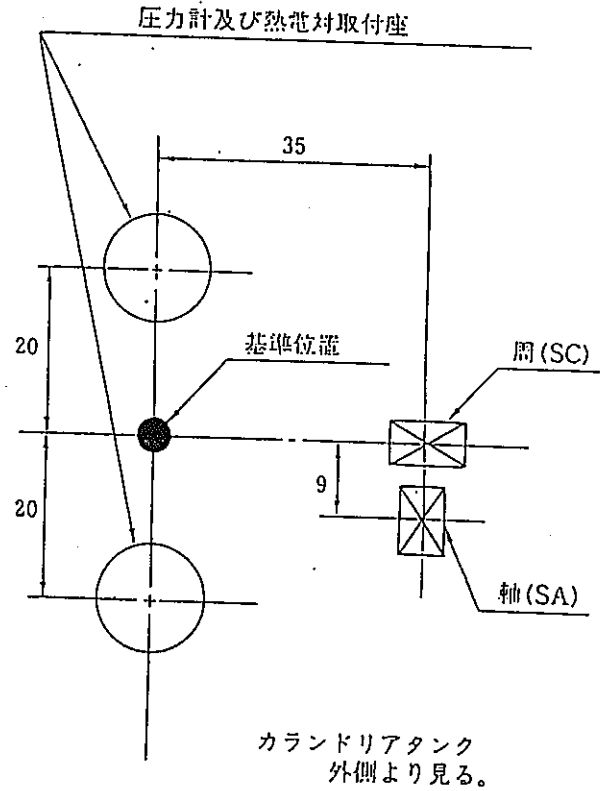
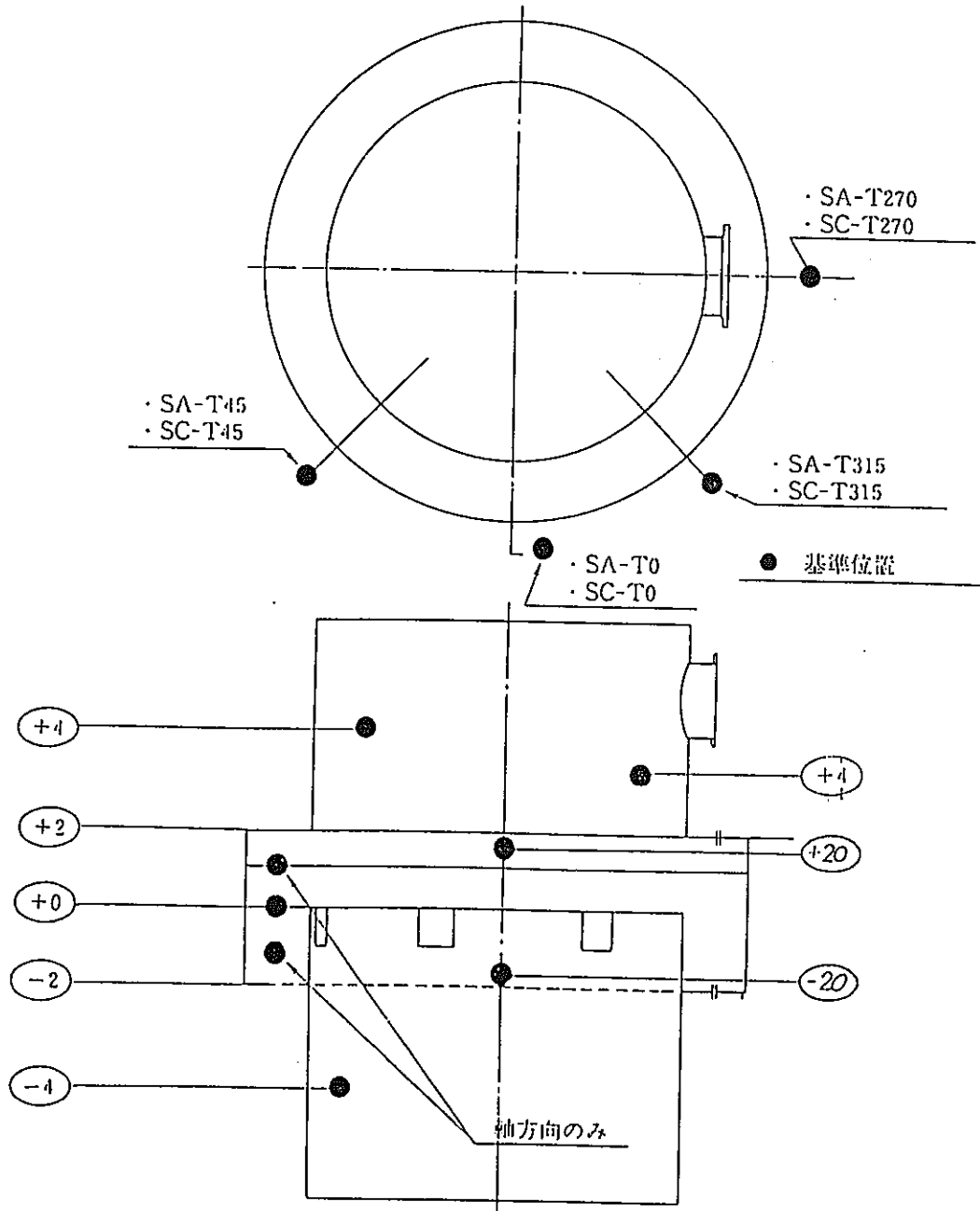


PNC PN9450 96-045

検出器	記号	個数
圧力計	①	23
熱電対	②	21
差圧計	③	1
加速度計	④	1

図4.2.4-8

カランドリアタンク内・模擬カランドリア管への検出器取付位置



検出器	記号	個数
歪ゲージ		27

図4.2.4-9 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置

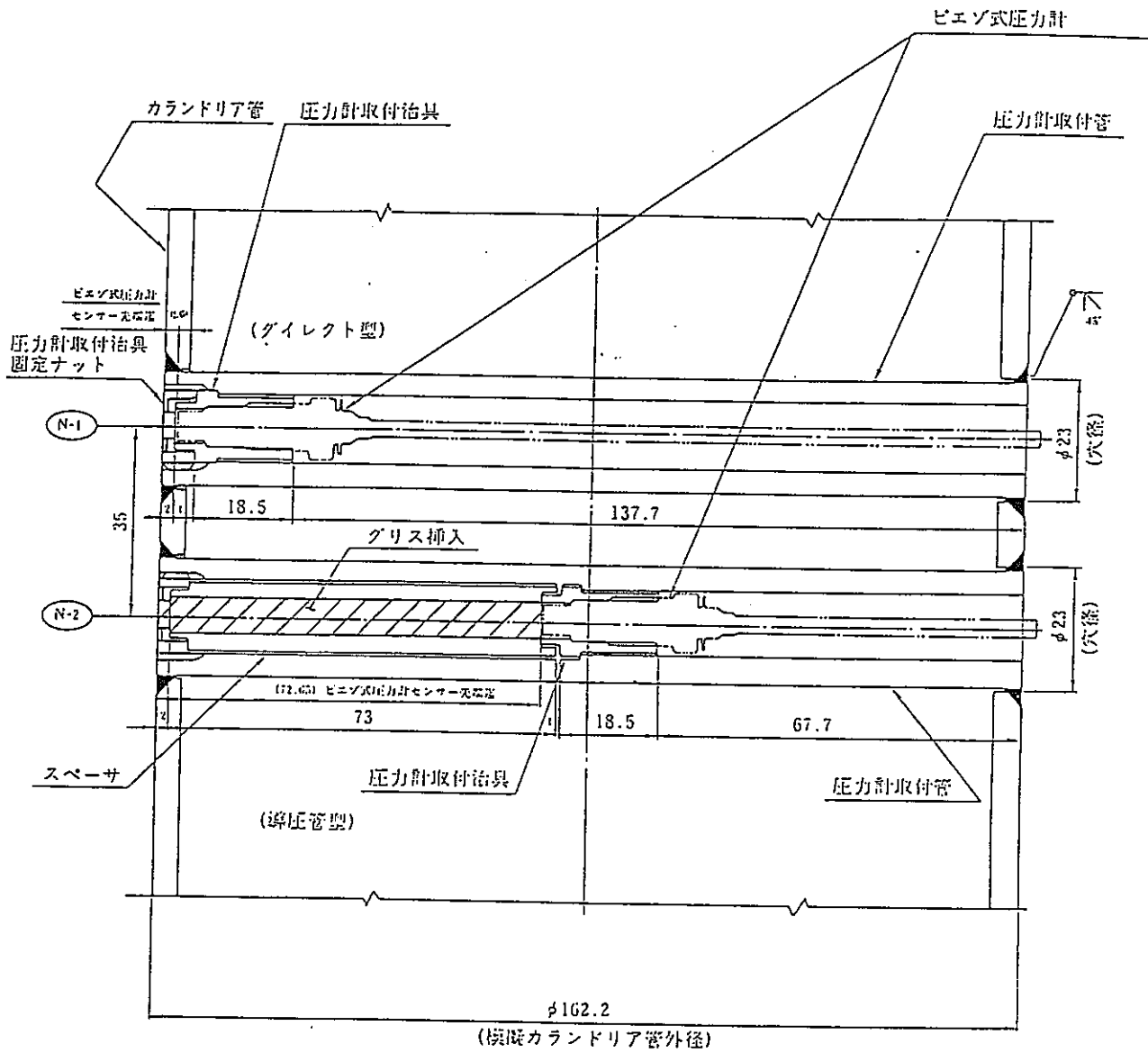


表4.2.4-10 破断口隣接カランドリア管への圧力計の取付要領

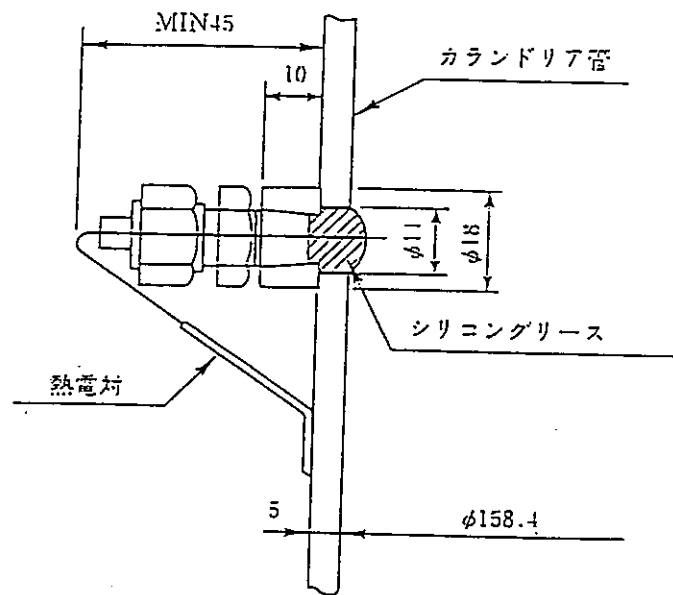


図4.2.4-11 アニュラス部温度計取付要領図

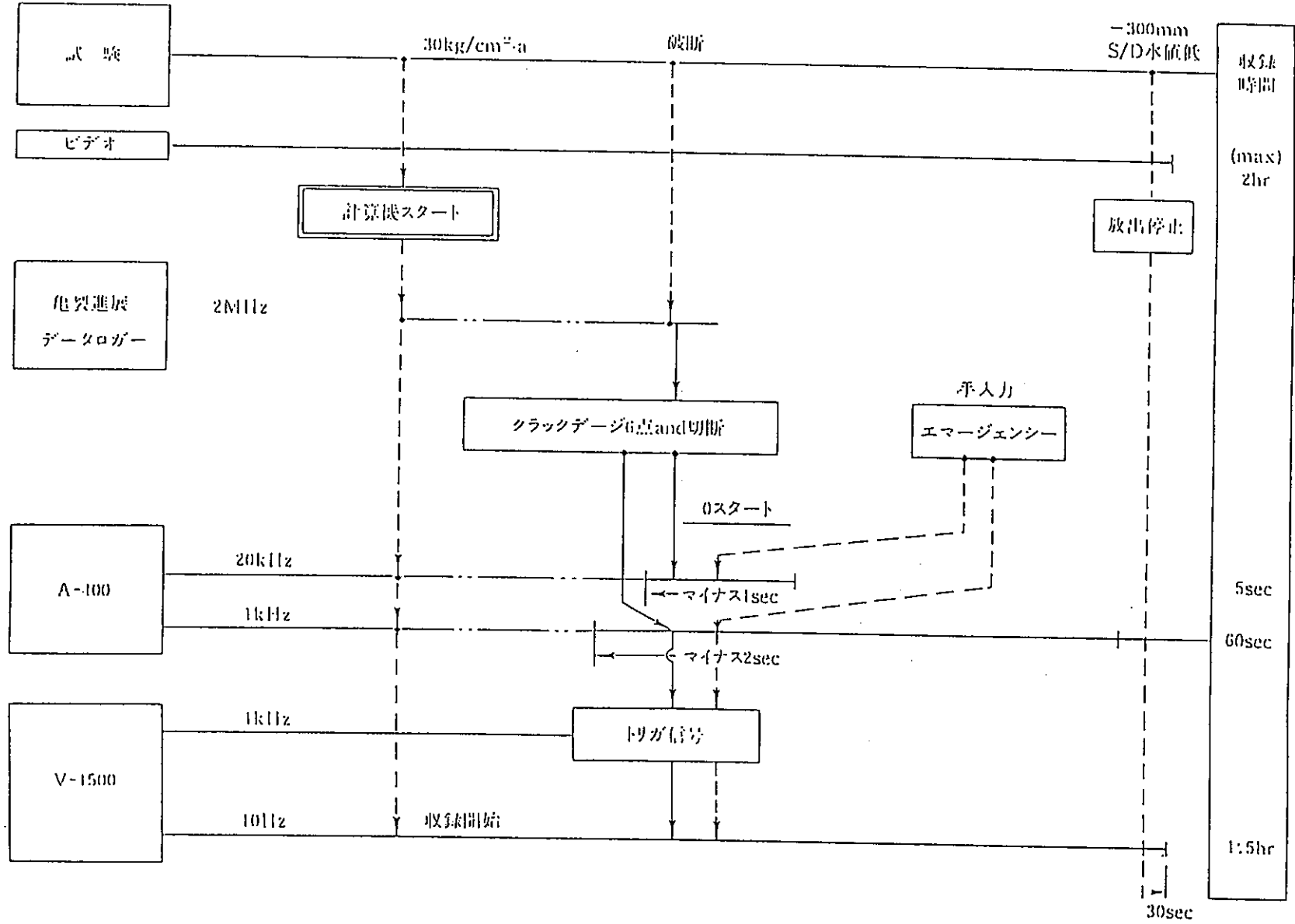


図4.2.4-12 試験データ収集の同期法

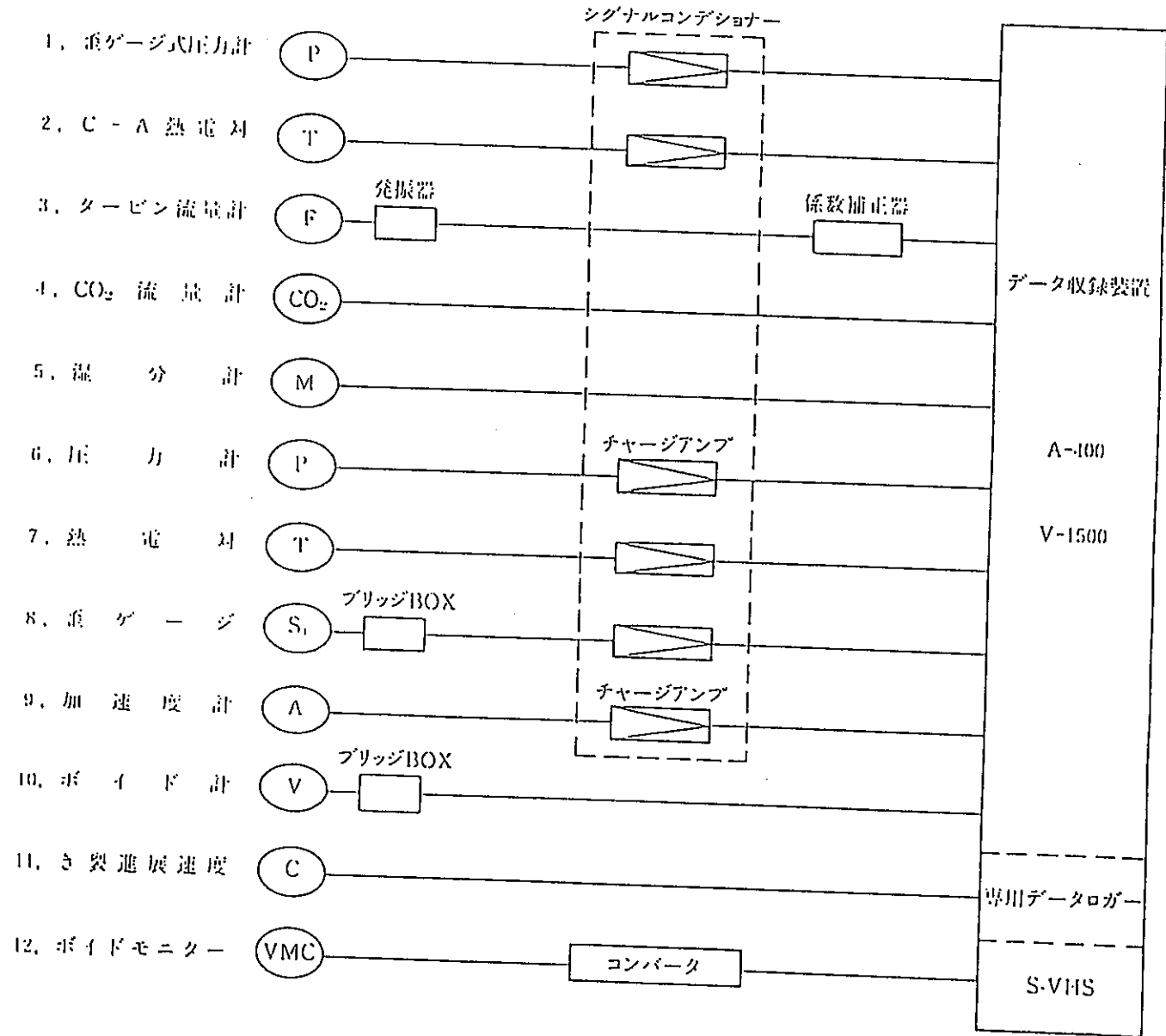


図4.2.4-13 データ収録システムの構成

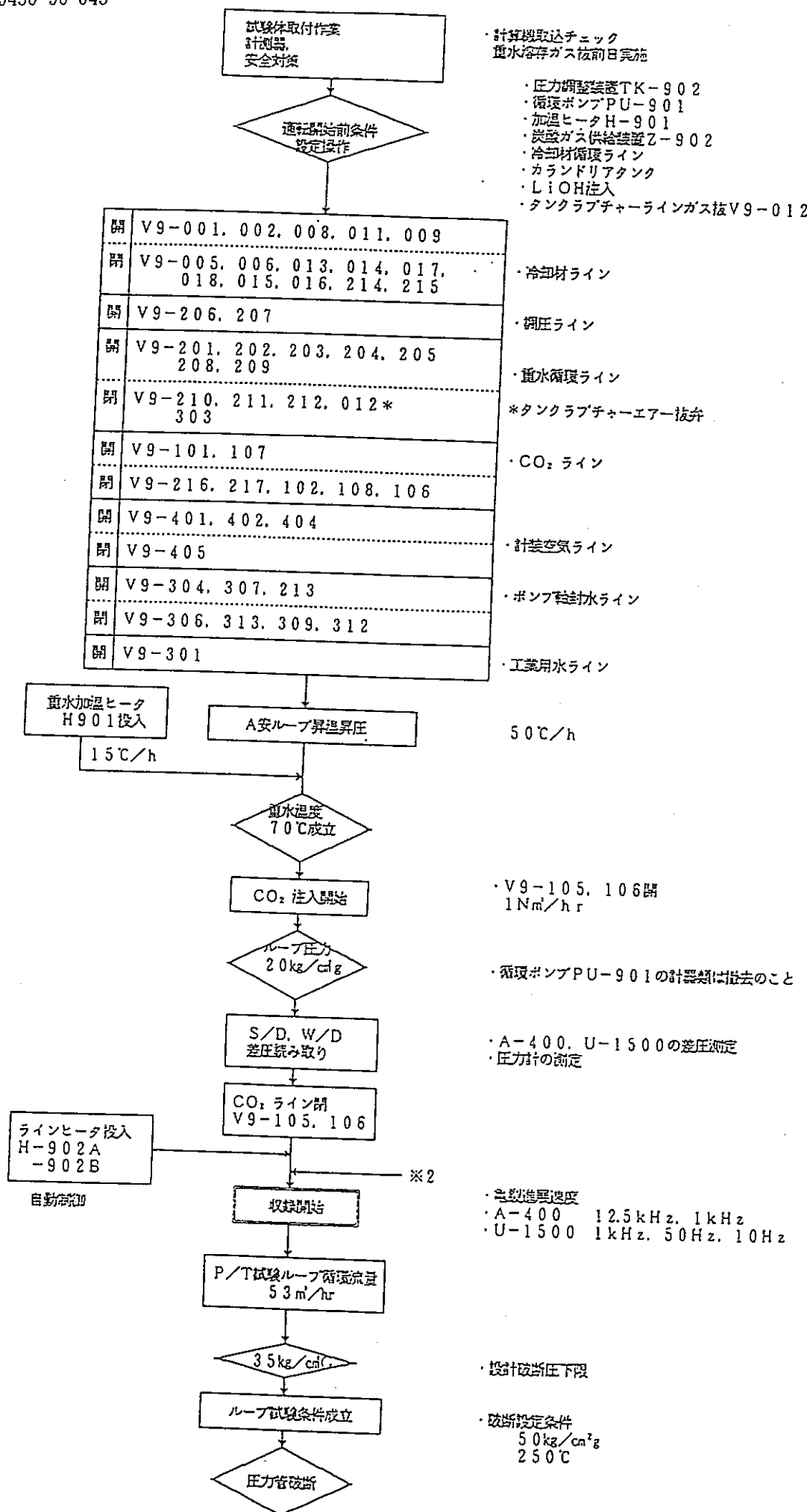


図4.2.5-1(1/2) 同時破断試験手順フロー

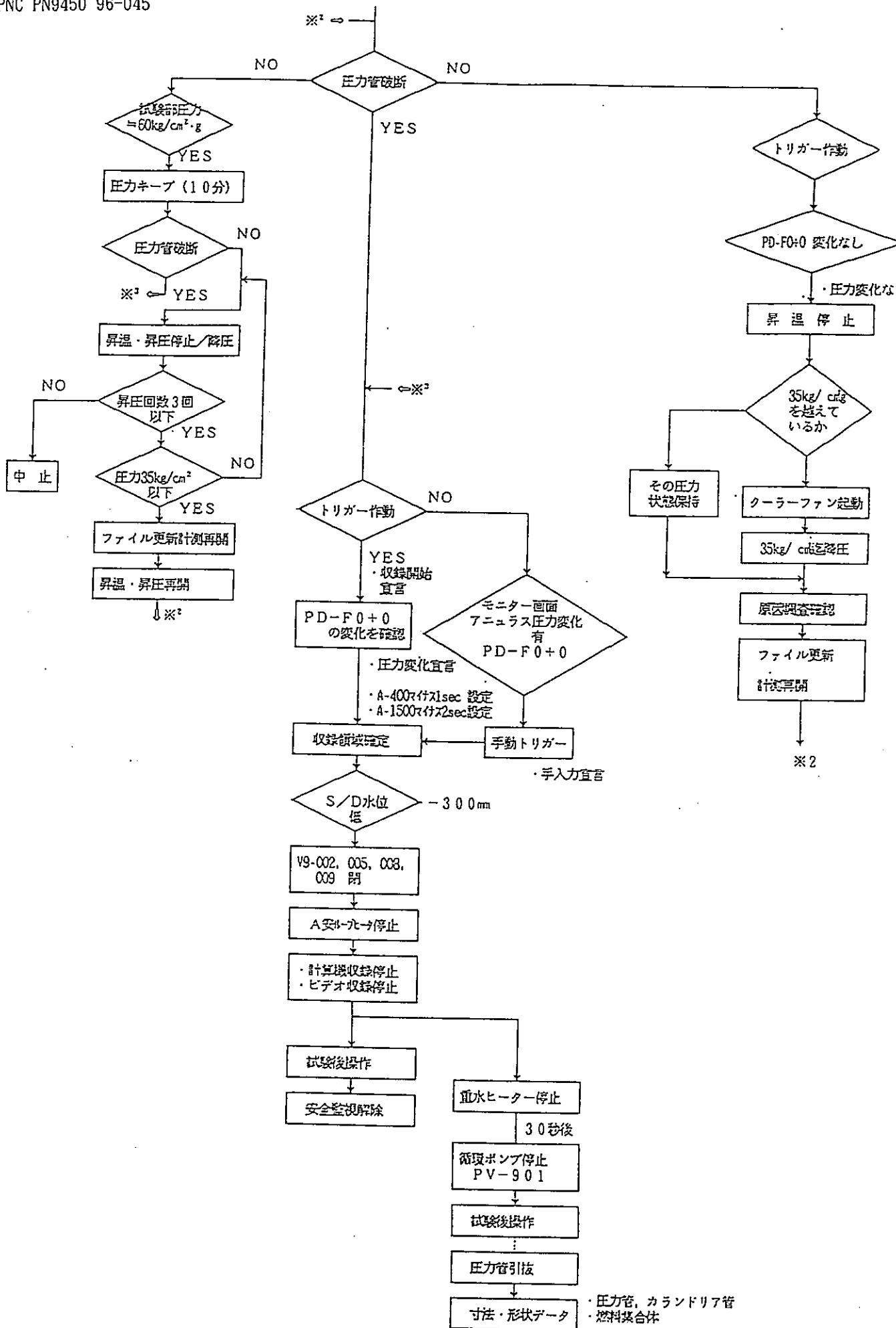


図4.2.5-1(2/2) 同時破断試験手順フロー

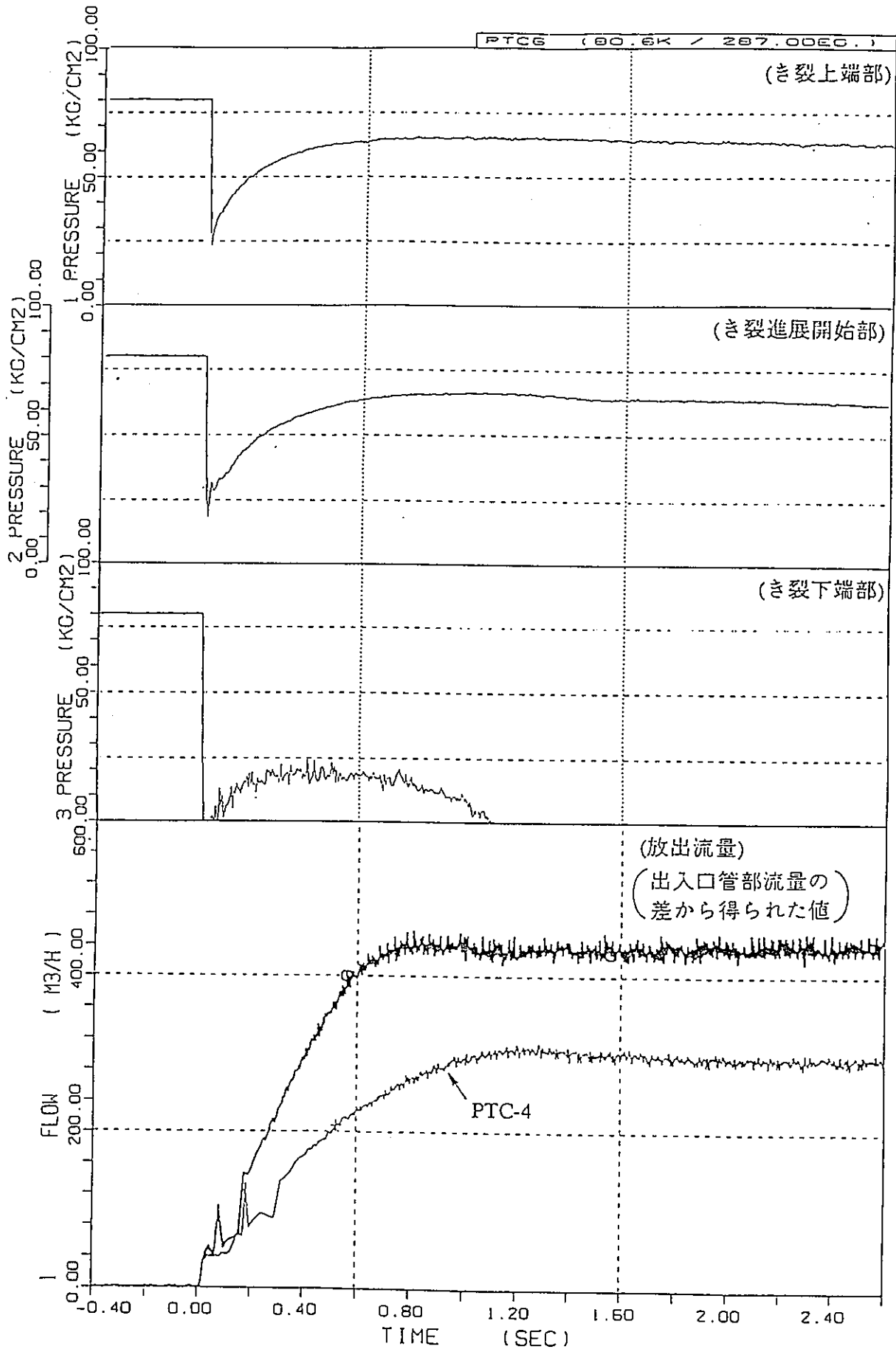


図4.2.6-1 圧力管内圧力および放出流量変化

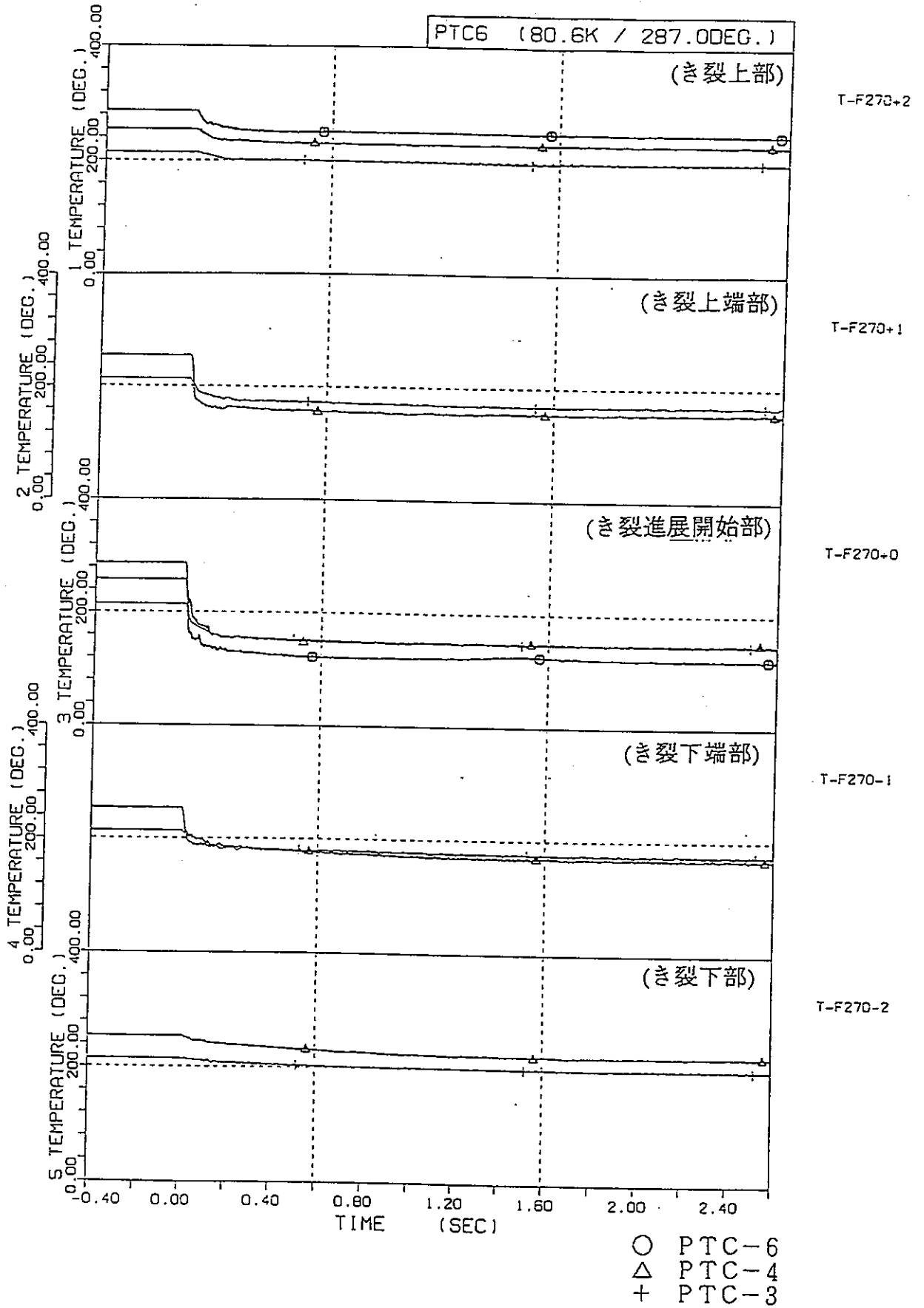


図4.2.6-2 圧力管内温度変化

-4.2-15-

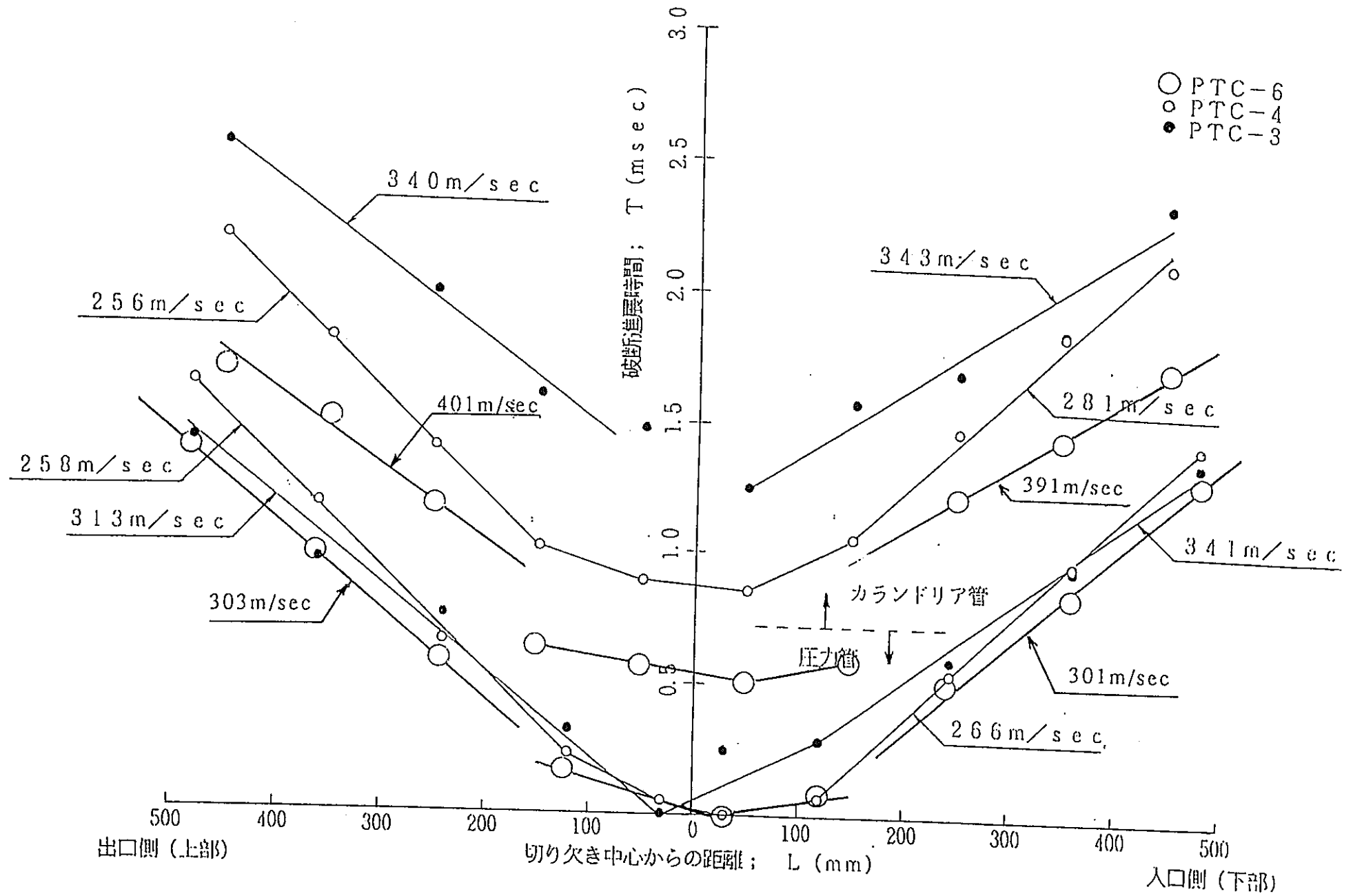


図4.2.6-3 カランドリアタンク内圧上昇試験破断進展速度(PTC-3, 4, 6)

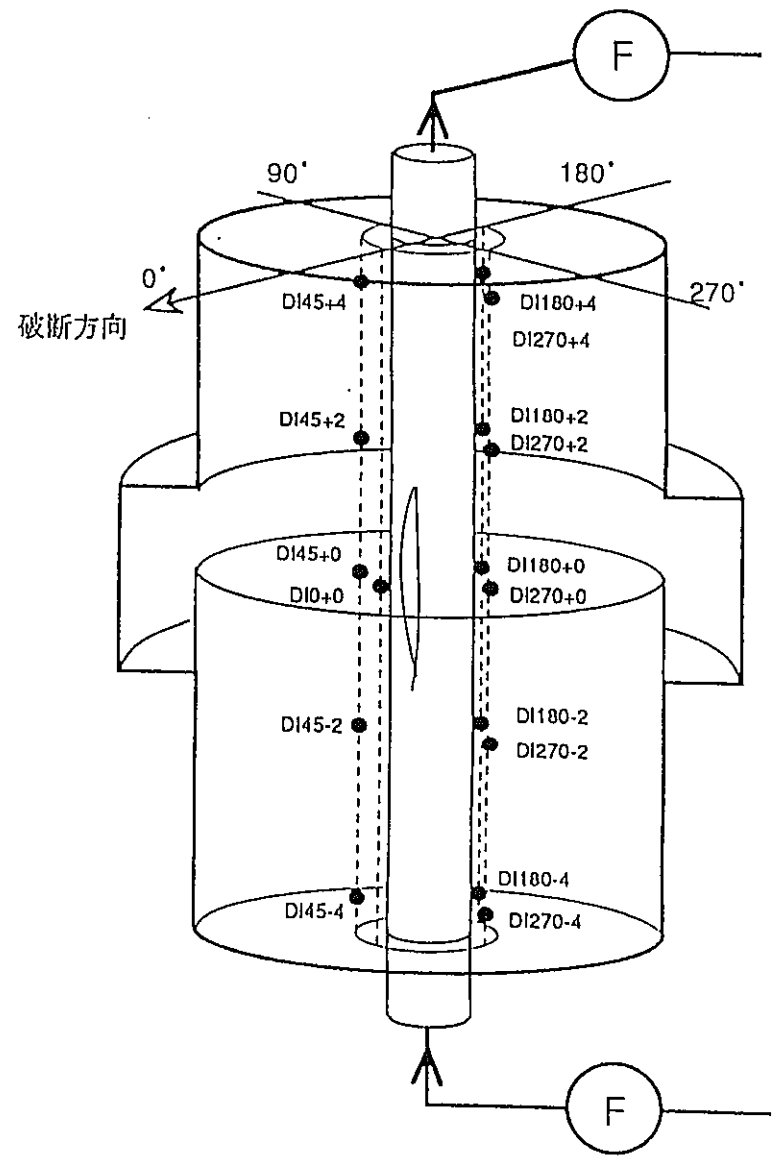
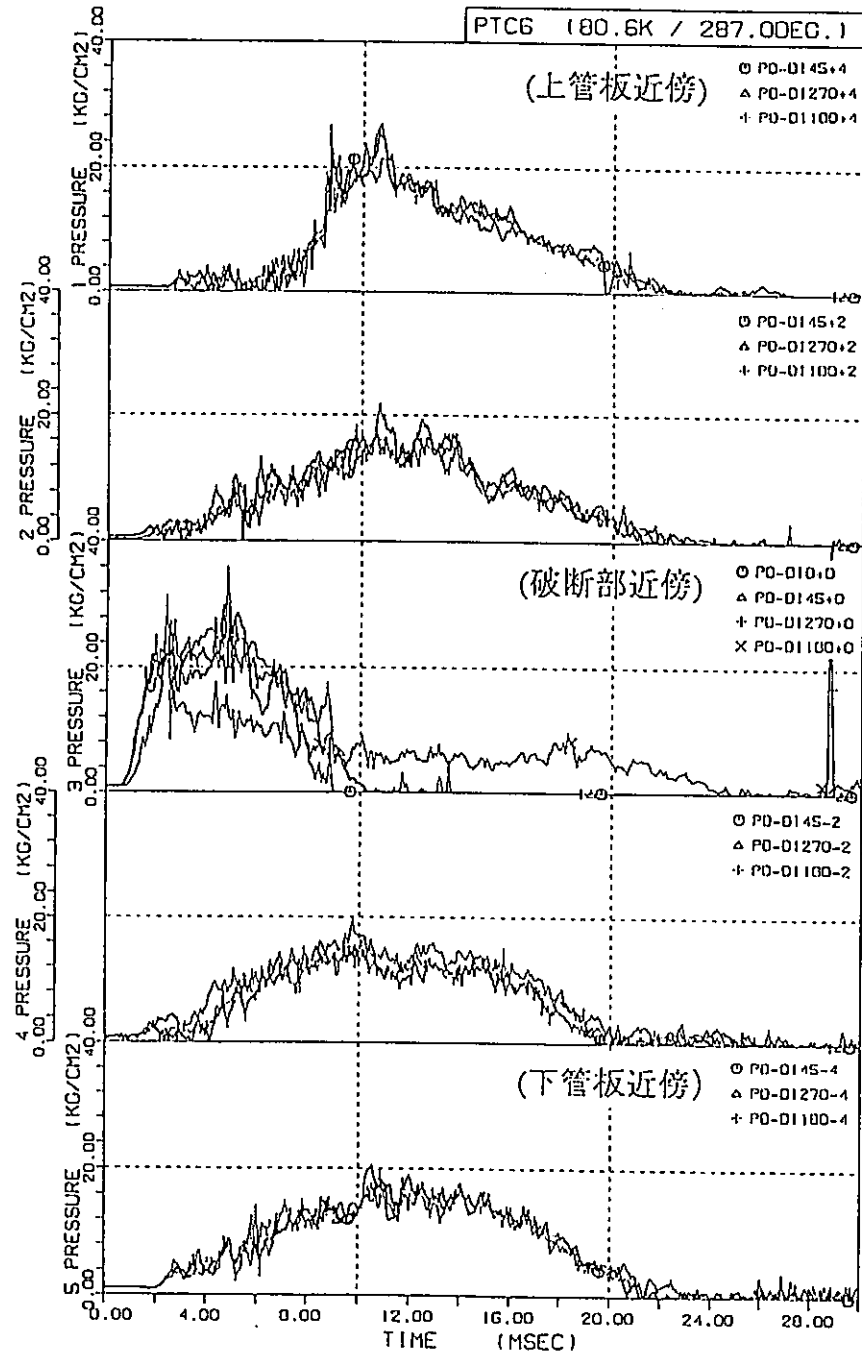


図4.2.6-4 タンク内圧力変化 (第一隣接管部)

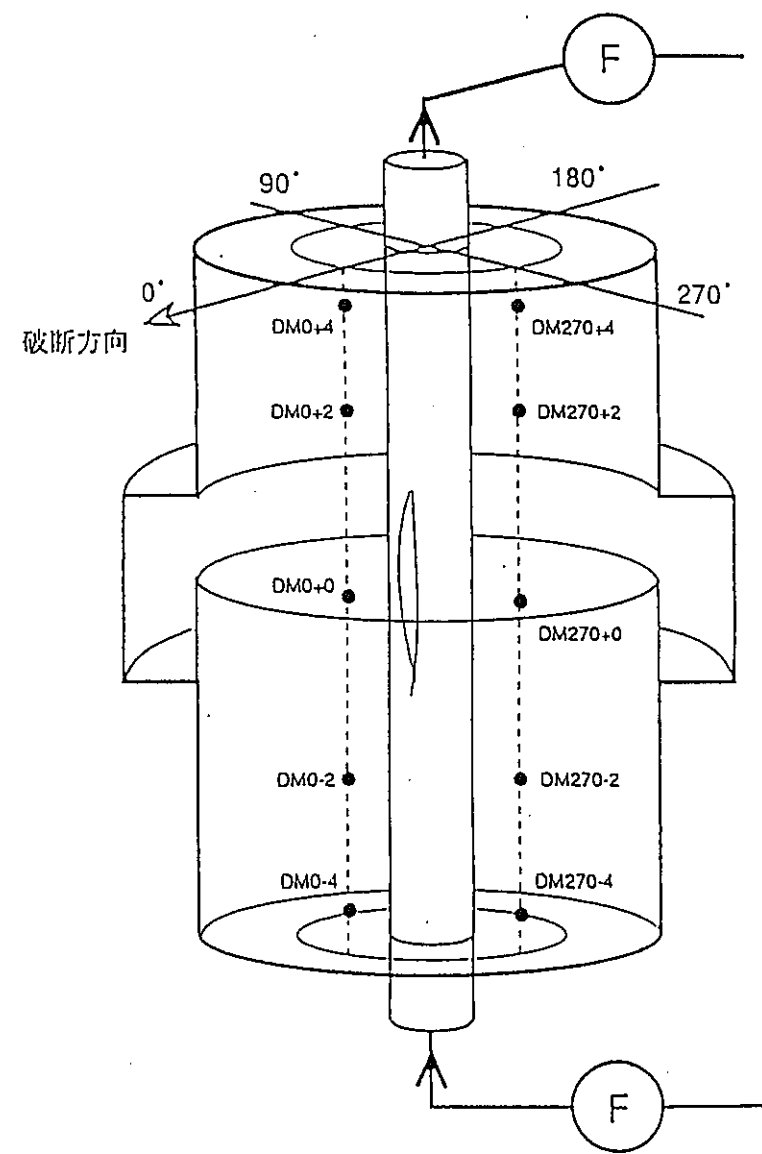
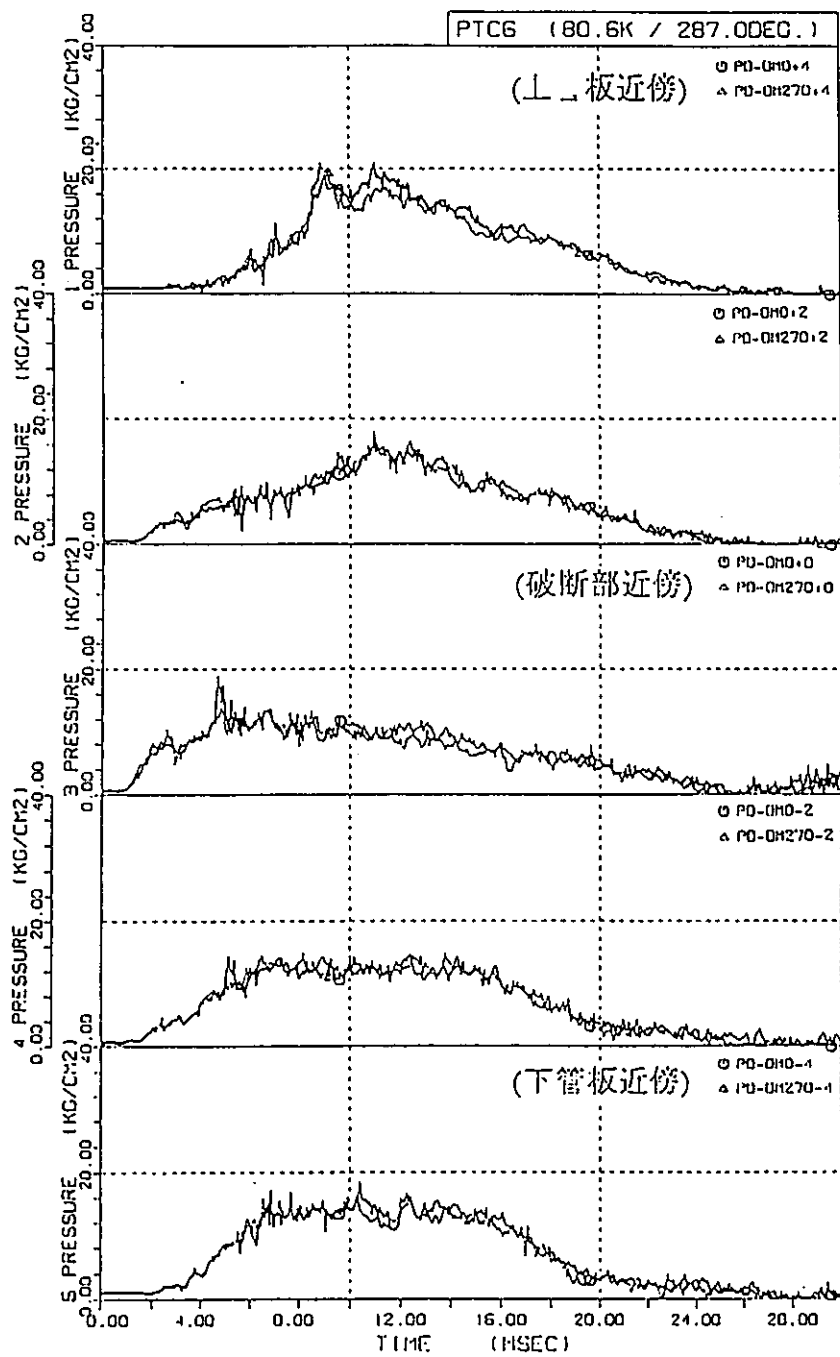


图4.2.6-5 タンク内圧力変化 (第三隣接管部)

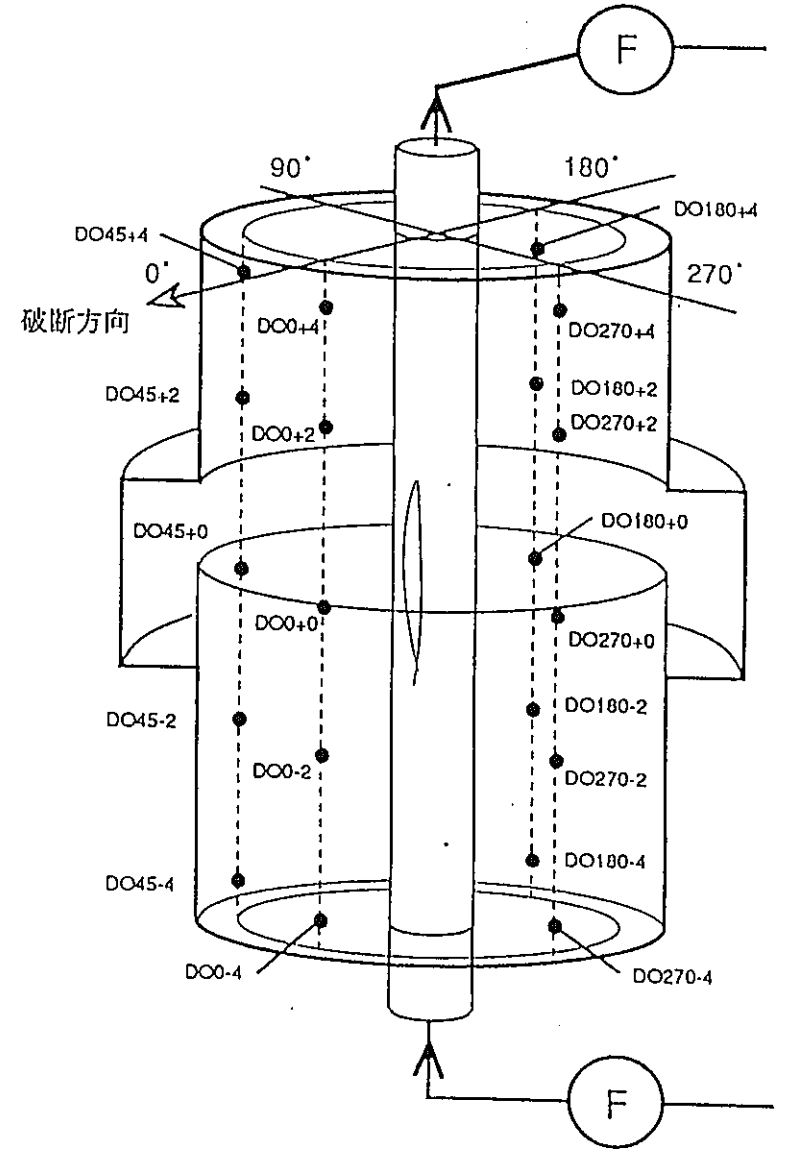
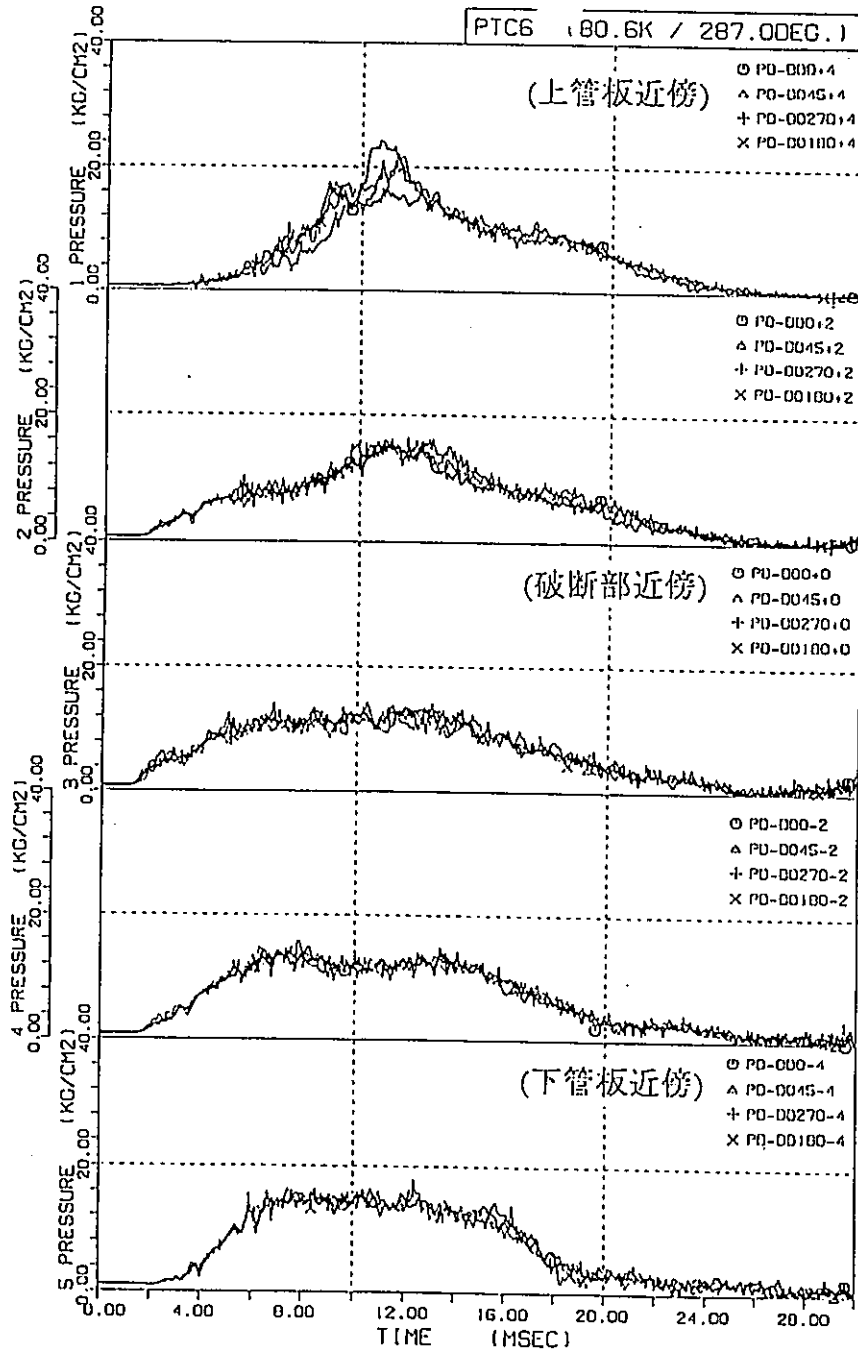


図4.4.6-6 タンク内圧力変化 (最外周管部)

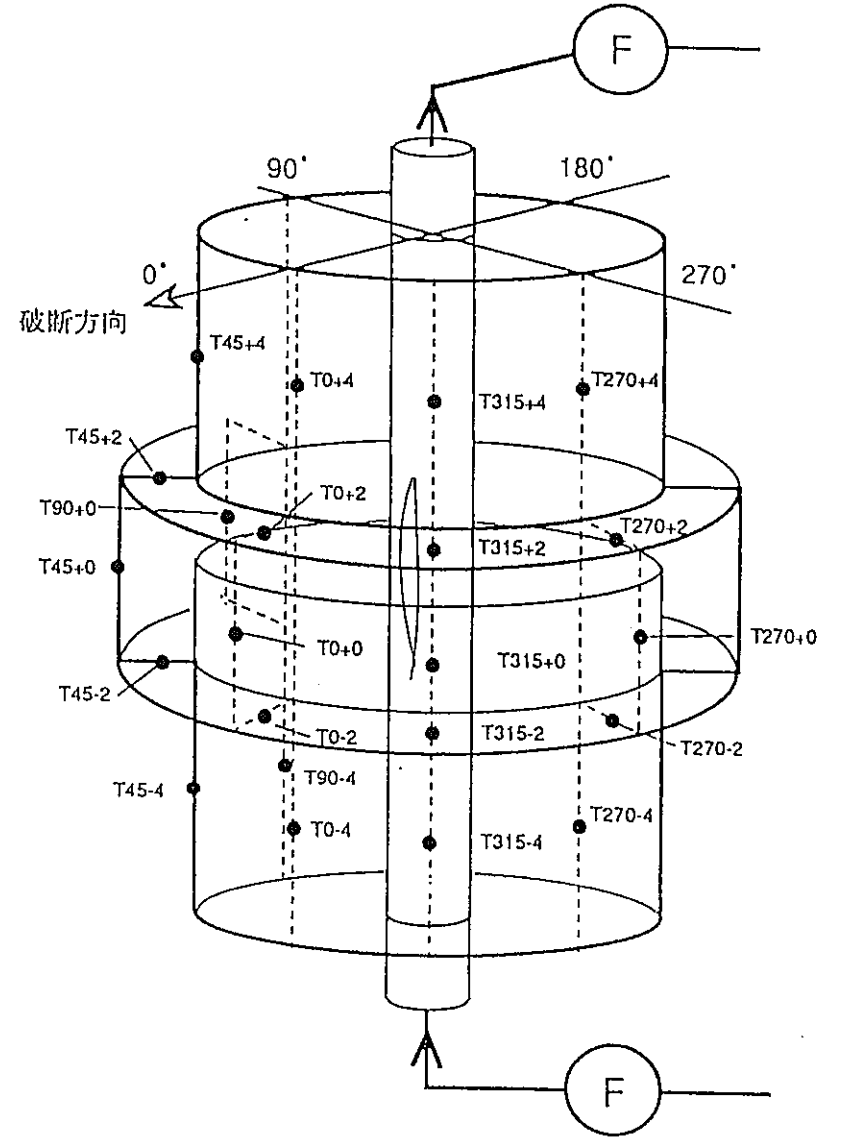
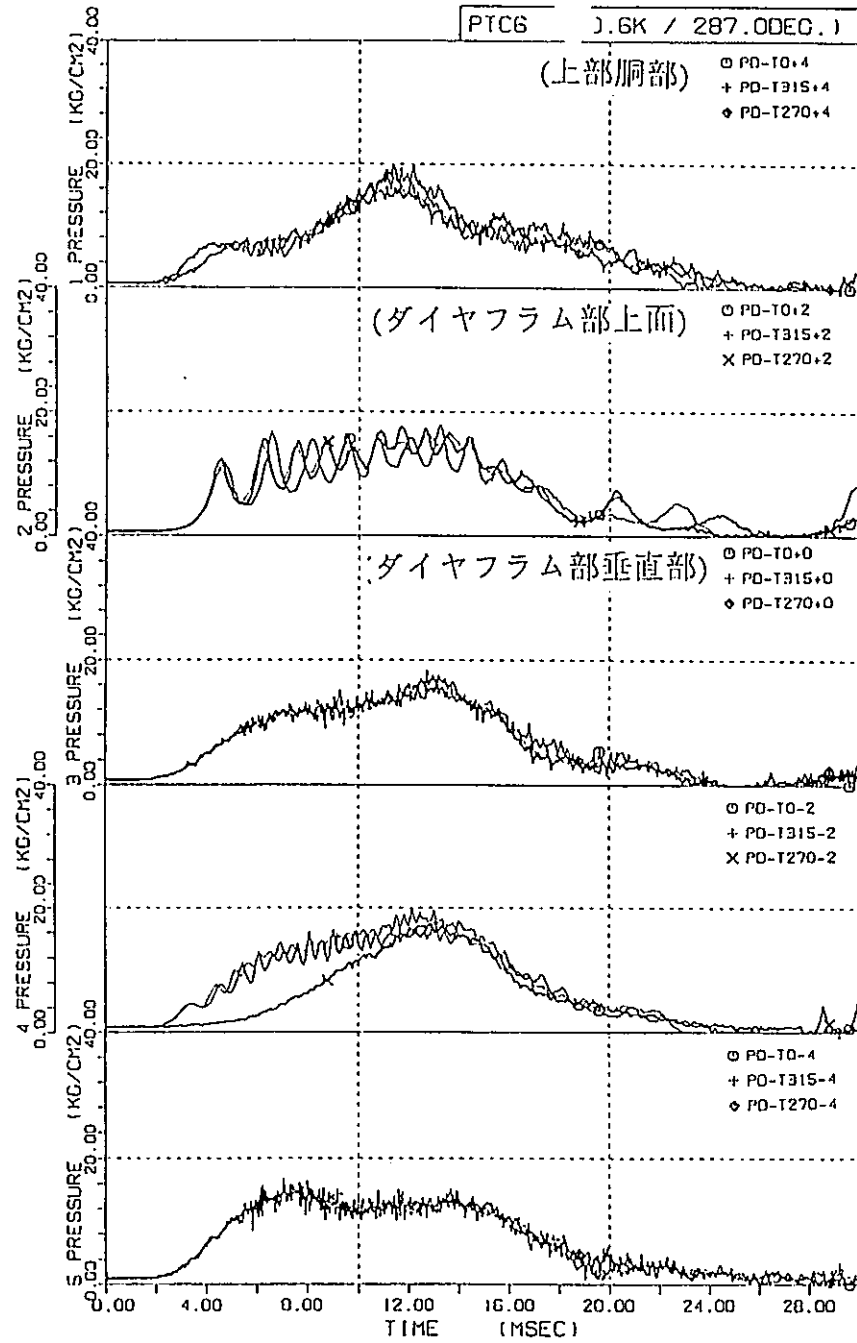
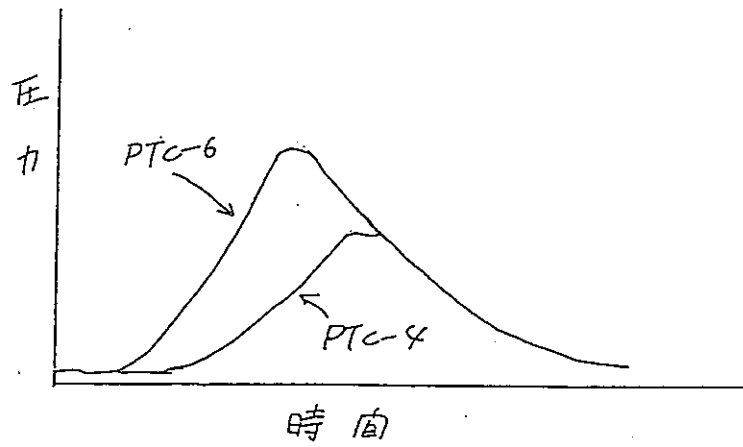


図4.2.6-7 タンク内圧力変化 (カランドリヤタンク壁部)

タンク上部分 (+2, +4)



タンク下部分 (-2, -4)

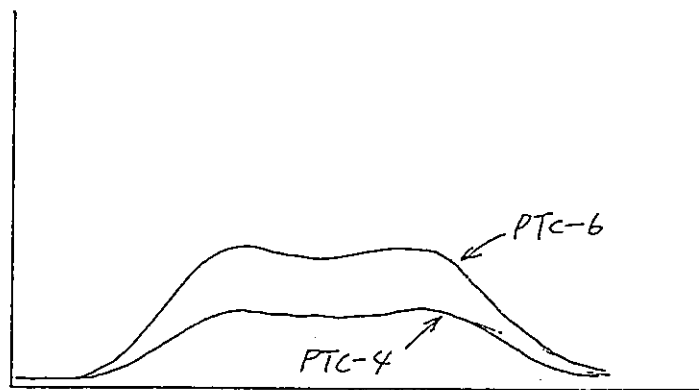


図4.2.6-8 PTC-6 試験とPTC-4 試験のタンク内圧力挙動の変化 (模式図)

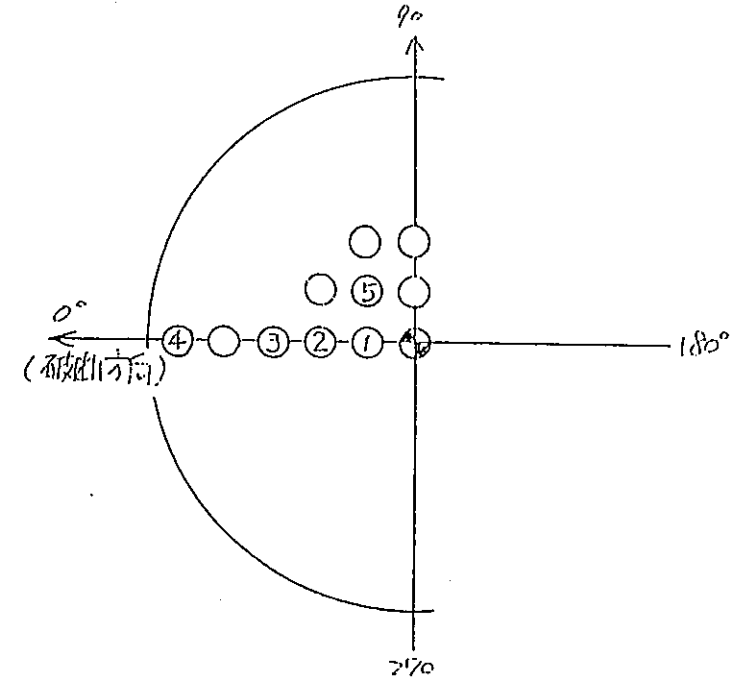
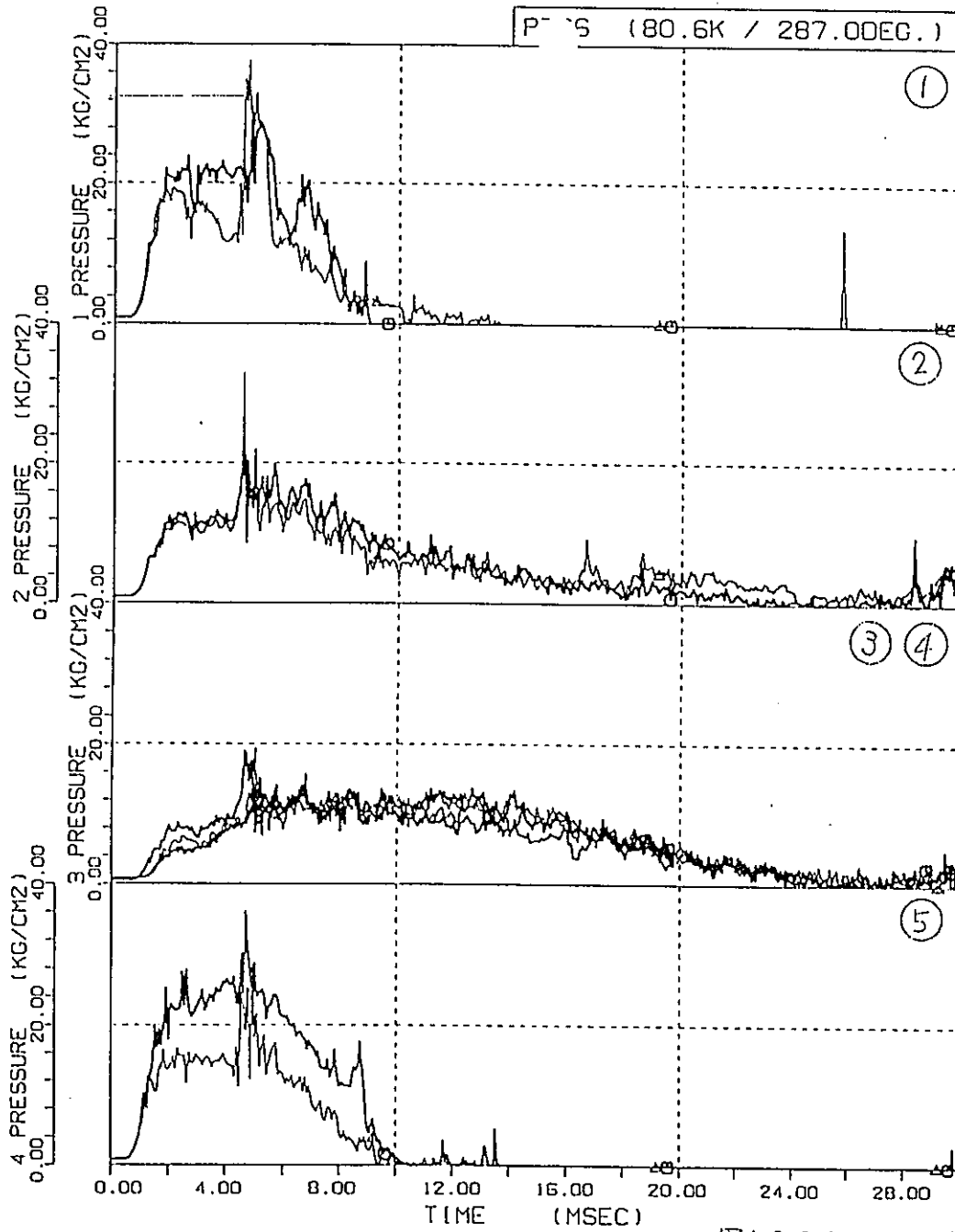


図4.2.6-9 ジェット力計測用圧力計の測定値

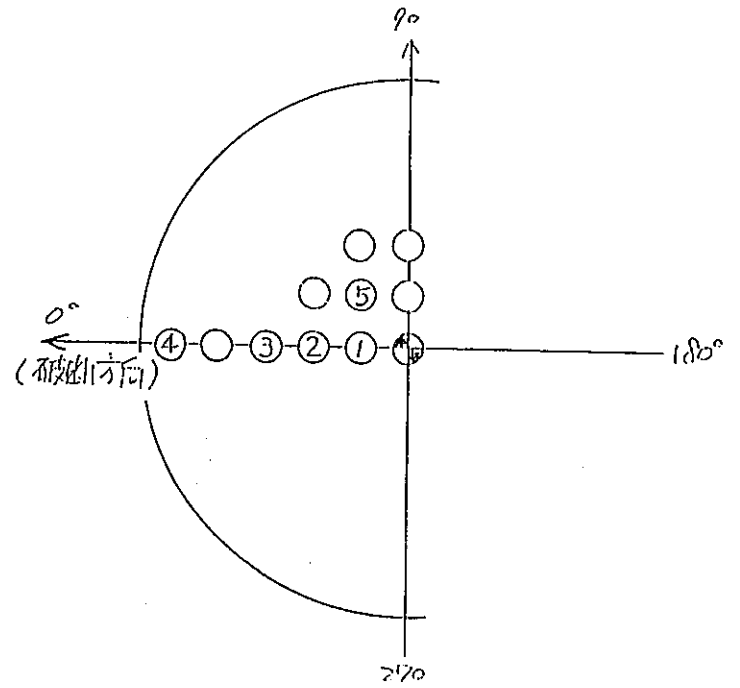
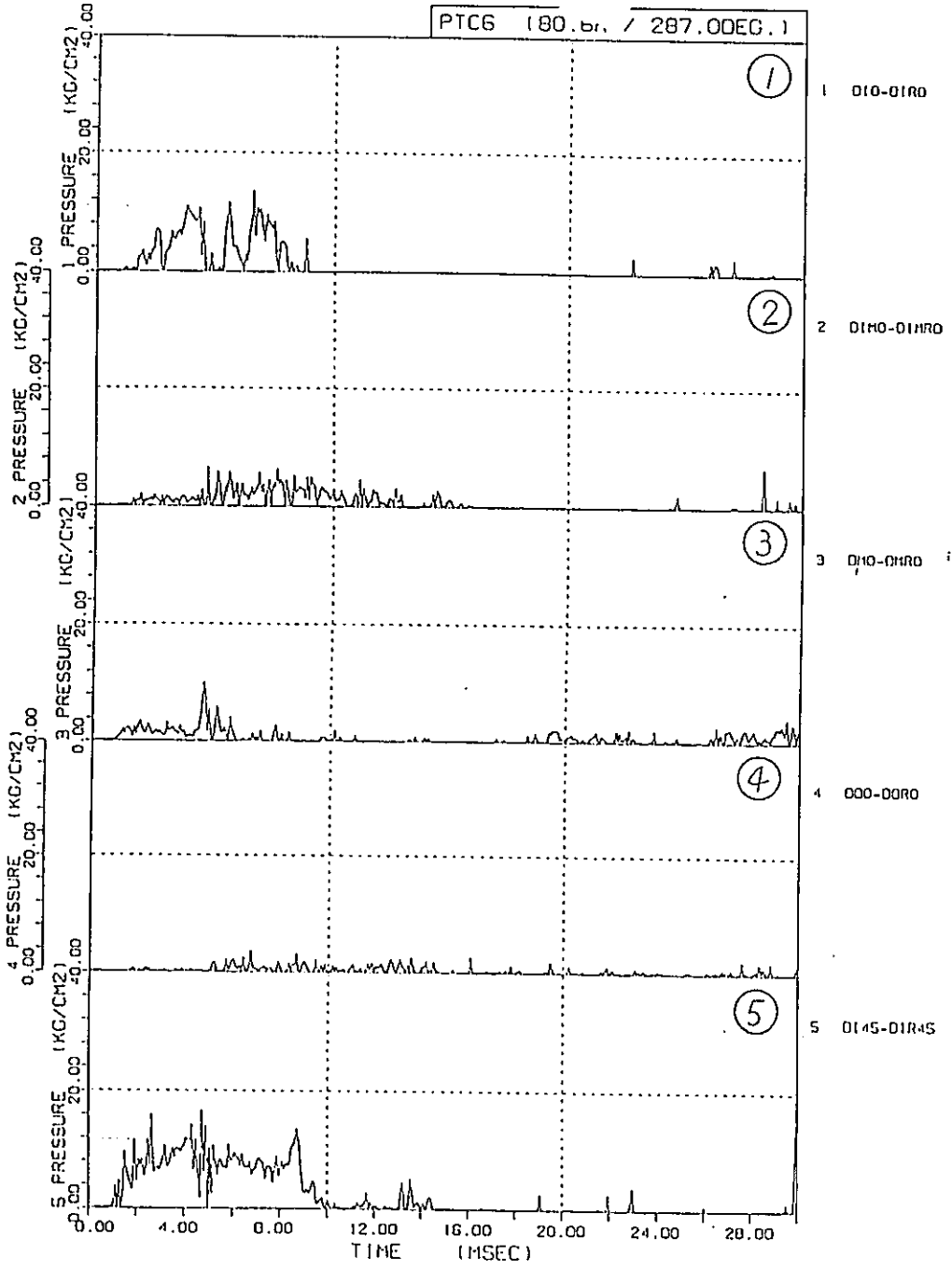
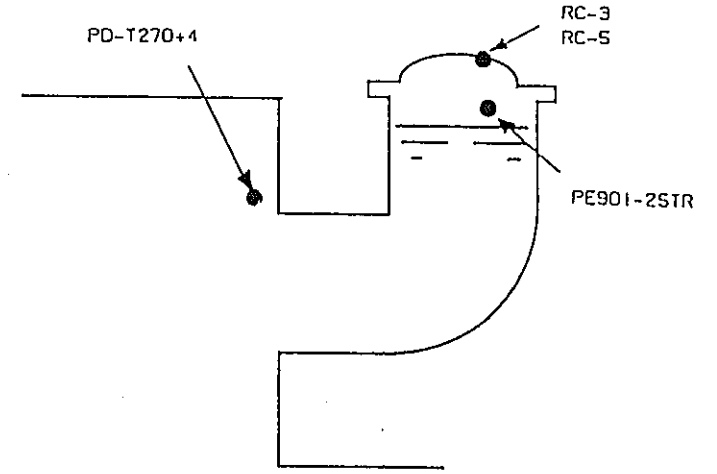
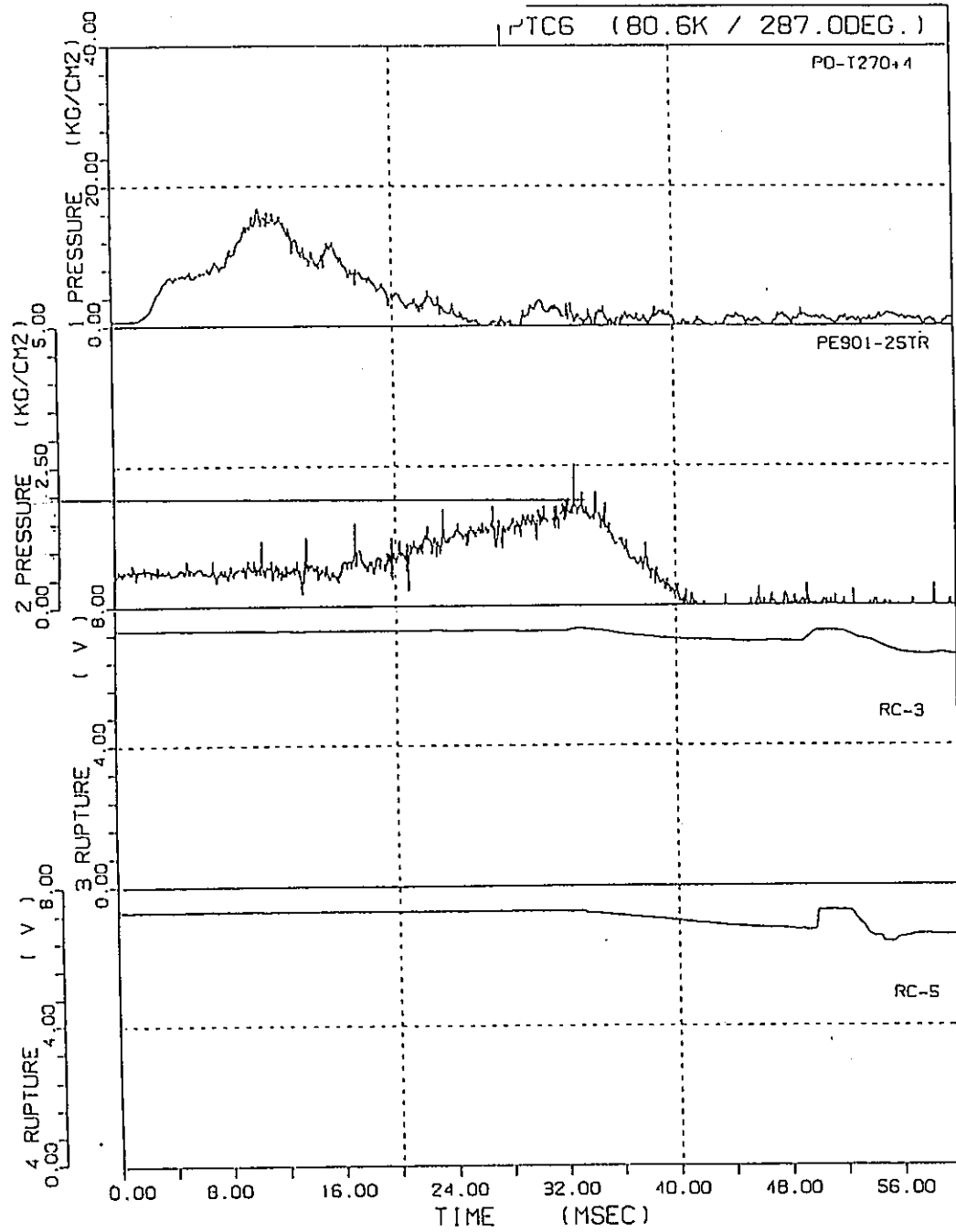
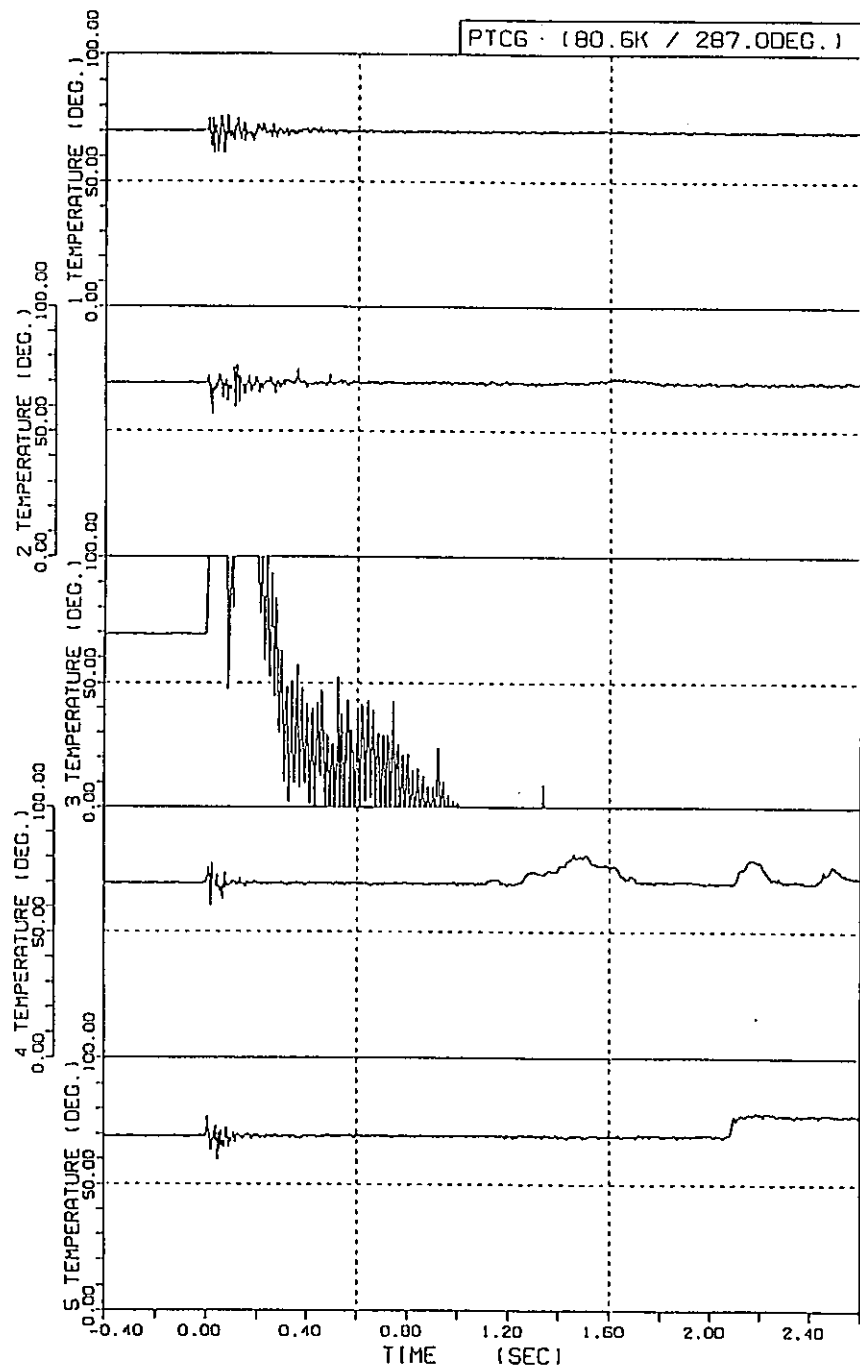


図4.2.6-10 計測差から求まるジェット力



He配管及びラブチャ部

図4.2.6-11 ラブチャディスクの破断時期と気相部圧力



T-D10+4

T-D10+2

T-D10+0

T-D10-2

T-D10-4

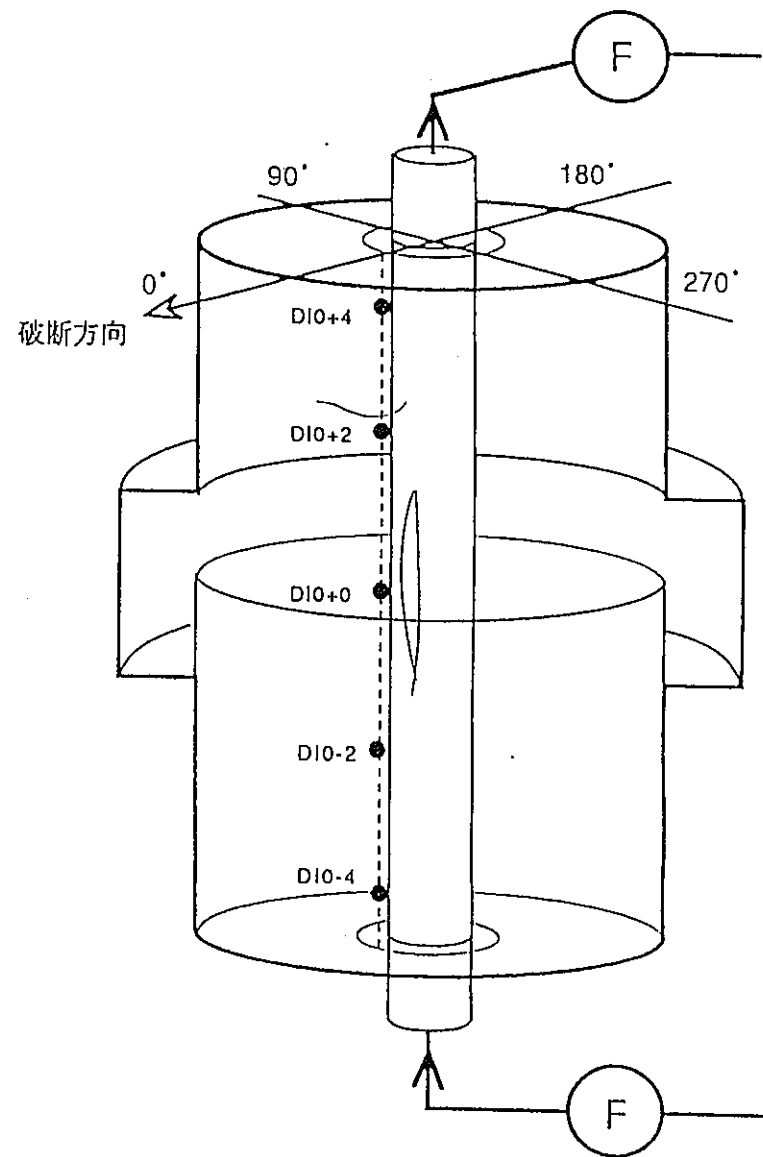
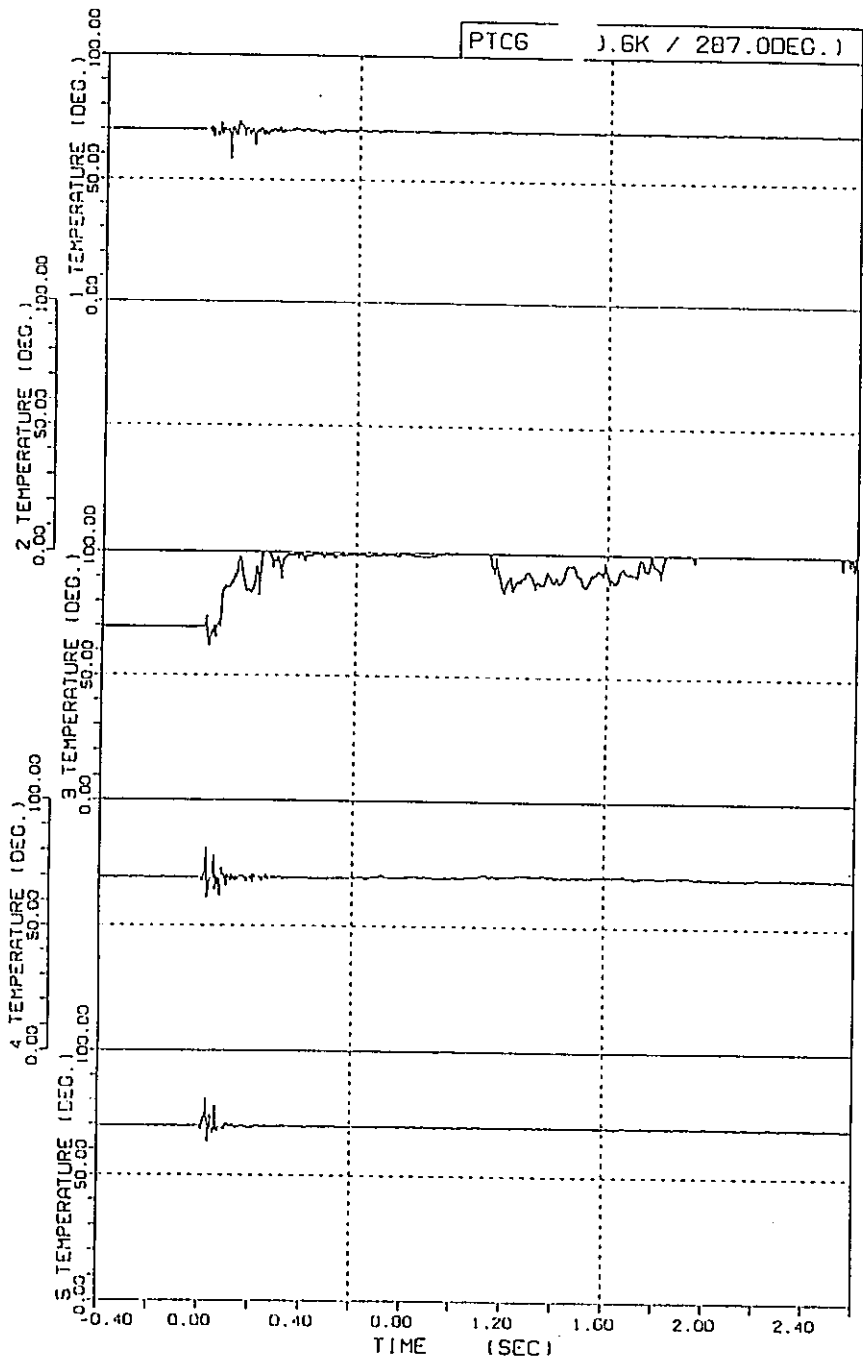


図4.2.6-12 タンク内温度変化 (第1隣接管部、軸方向分布)



T-DM0+4

T-DM0+2

T-DM0+0

T-DM0-2

T-DM0-4

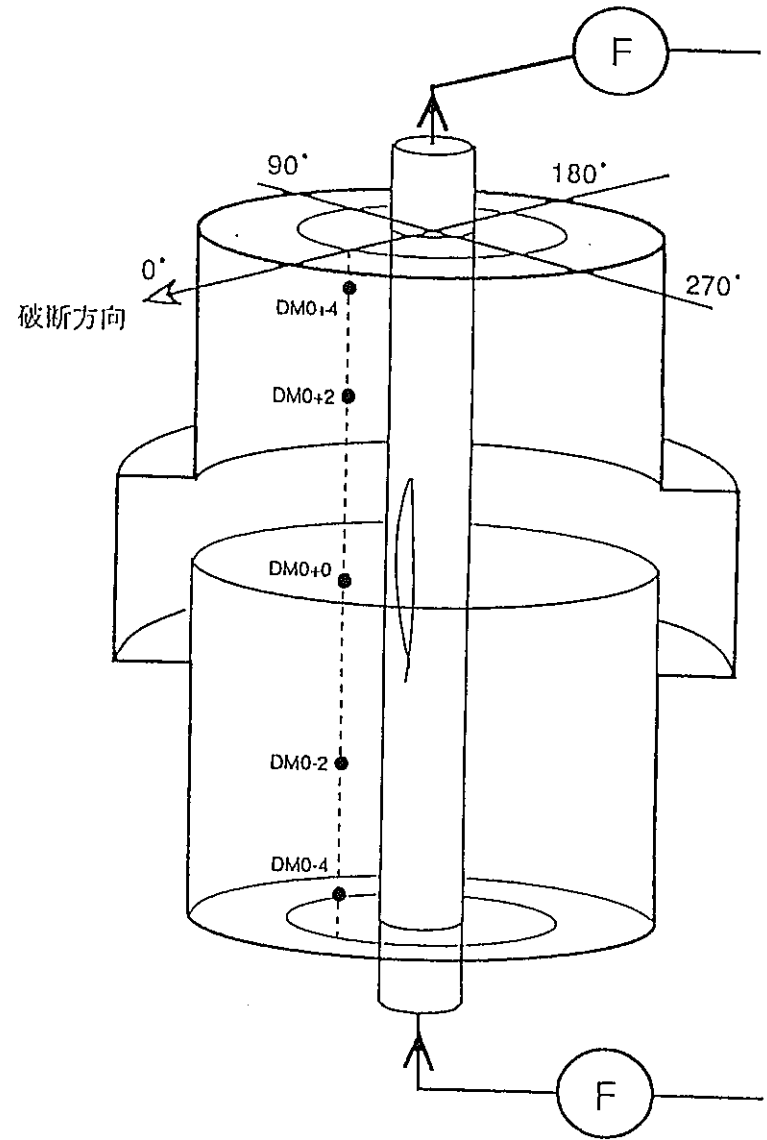


図4.2.6-13 タンク内温度変化 (第3隣接管部、軸方向分布)

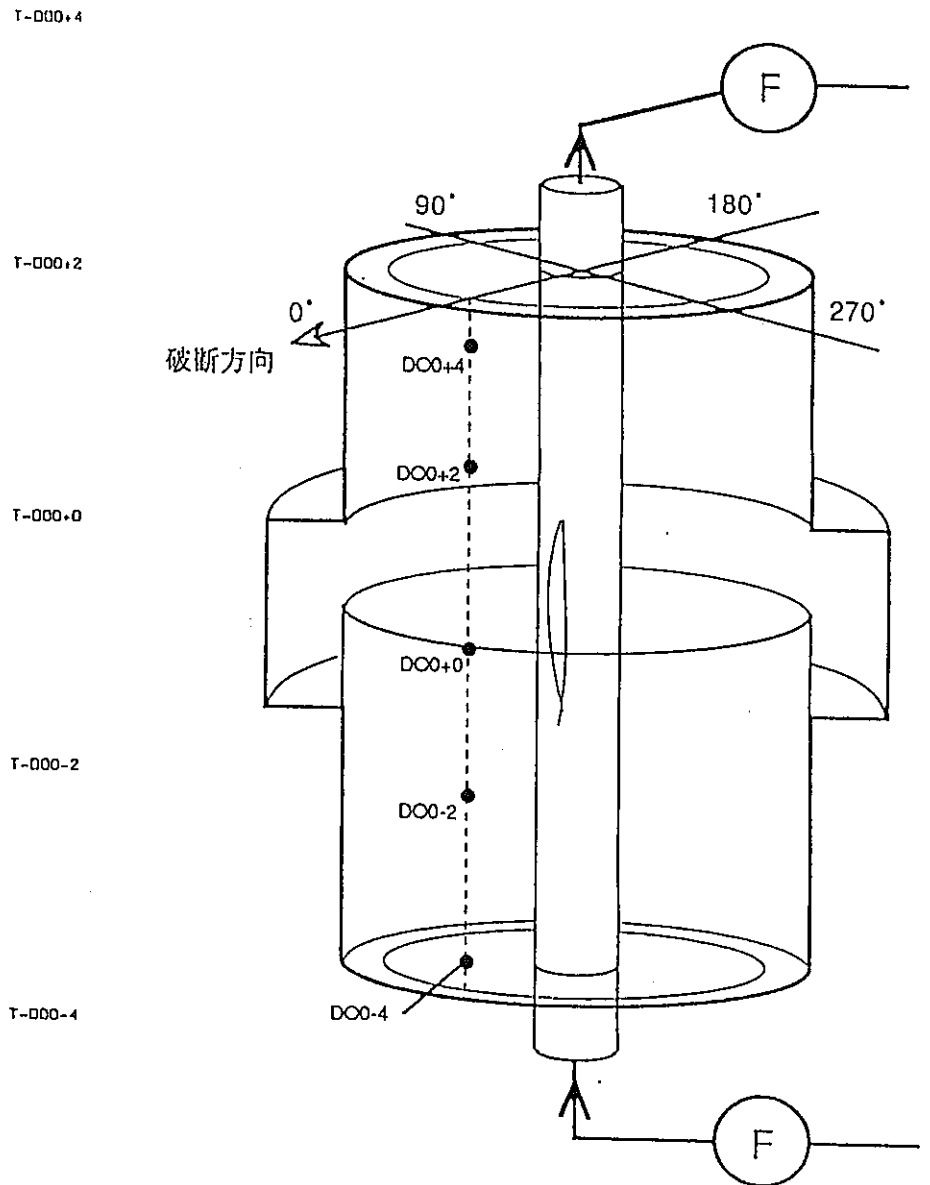
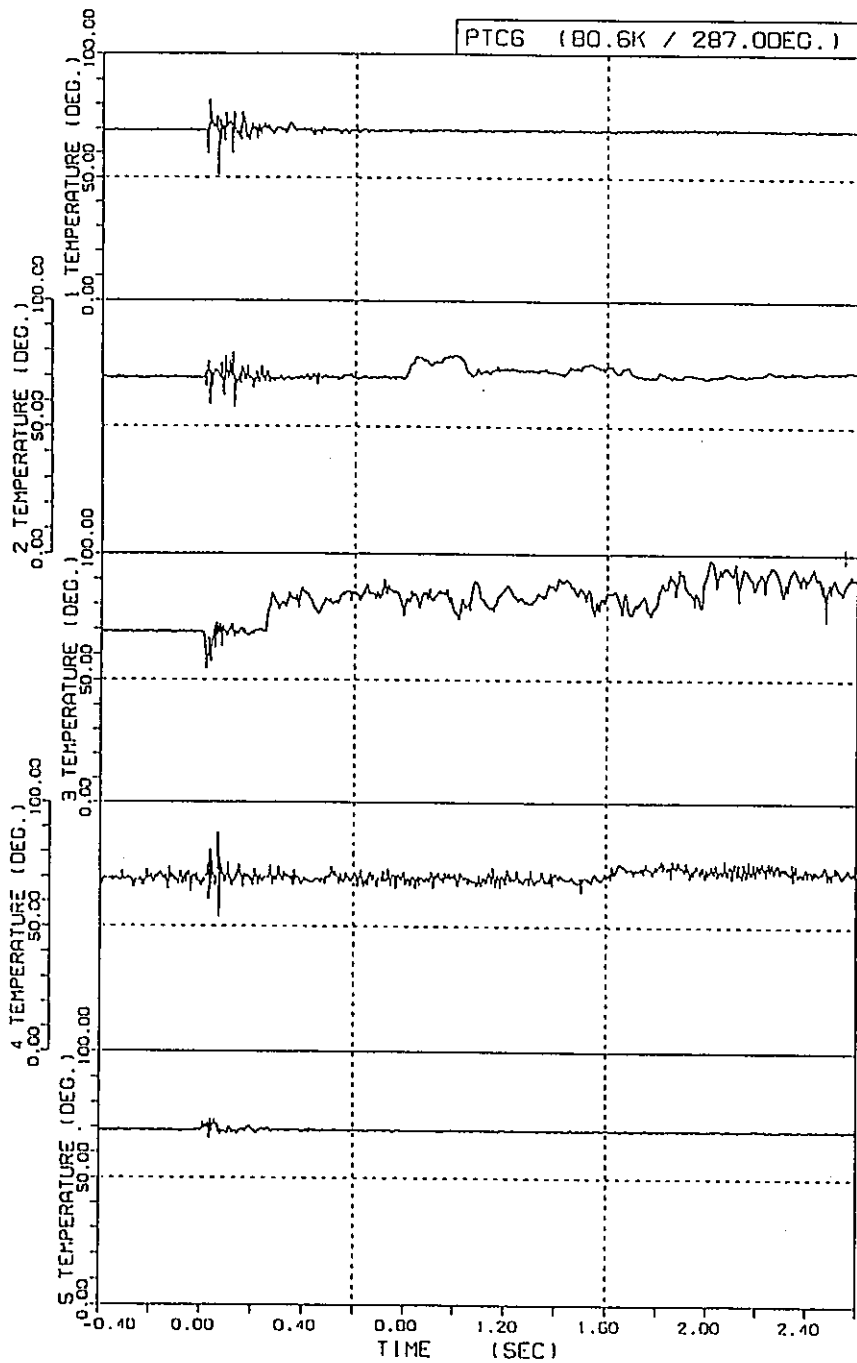


図4.2.6-14 タンク内温度変化 (最外周管部、軸方向分布)

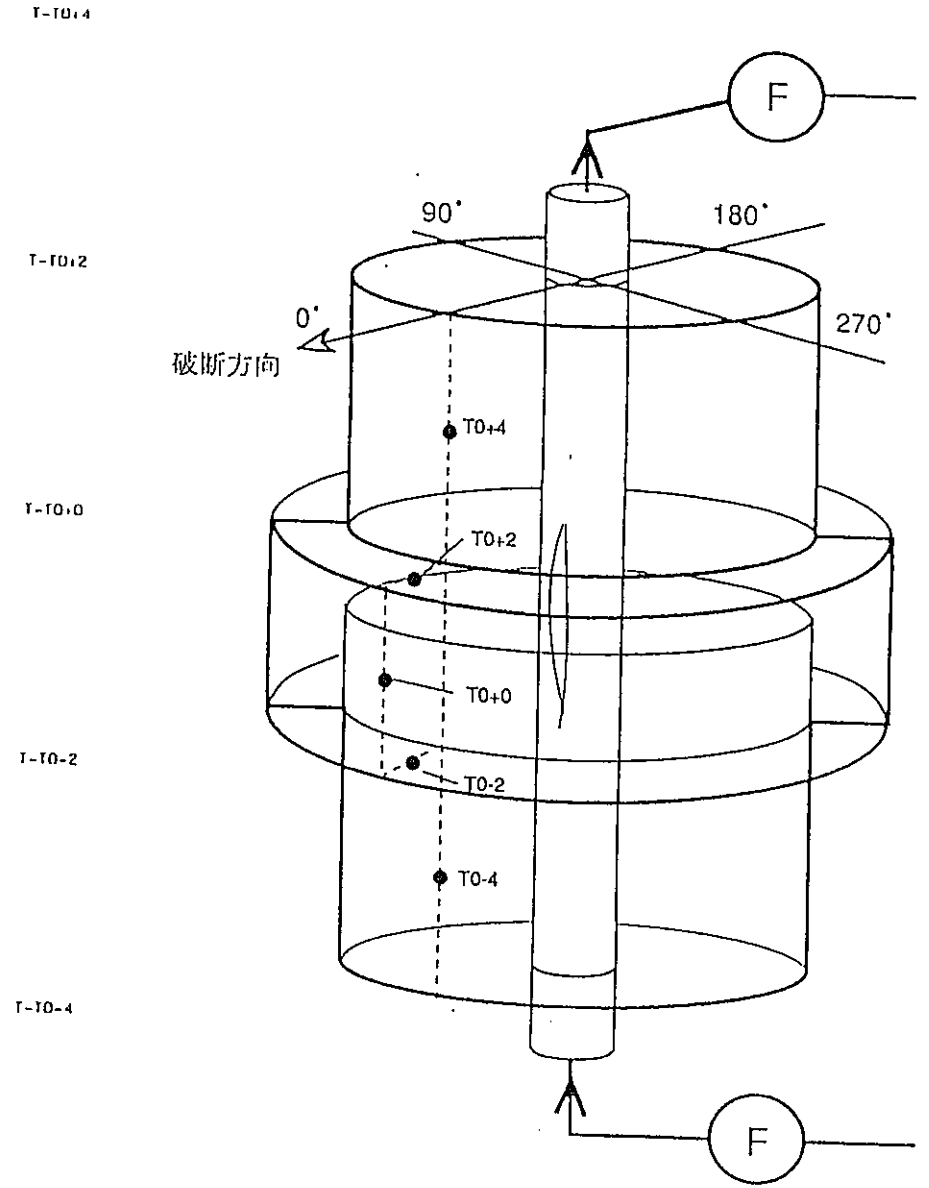
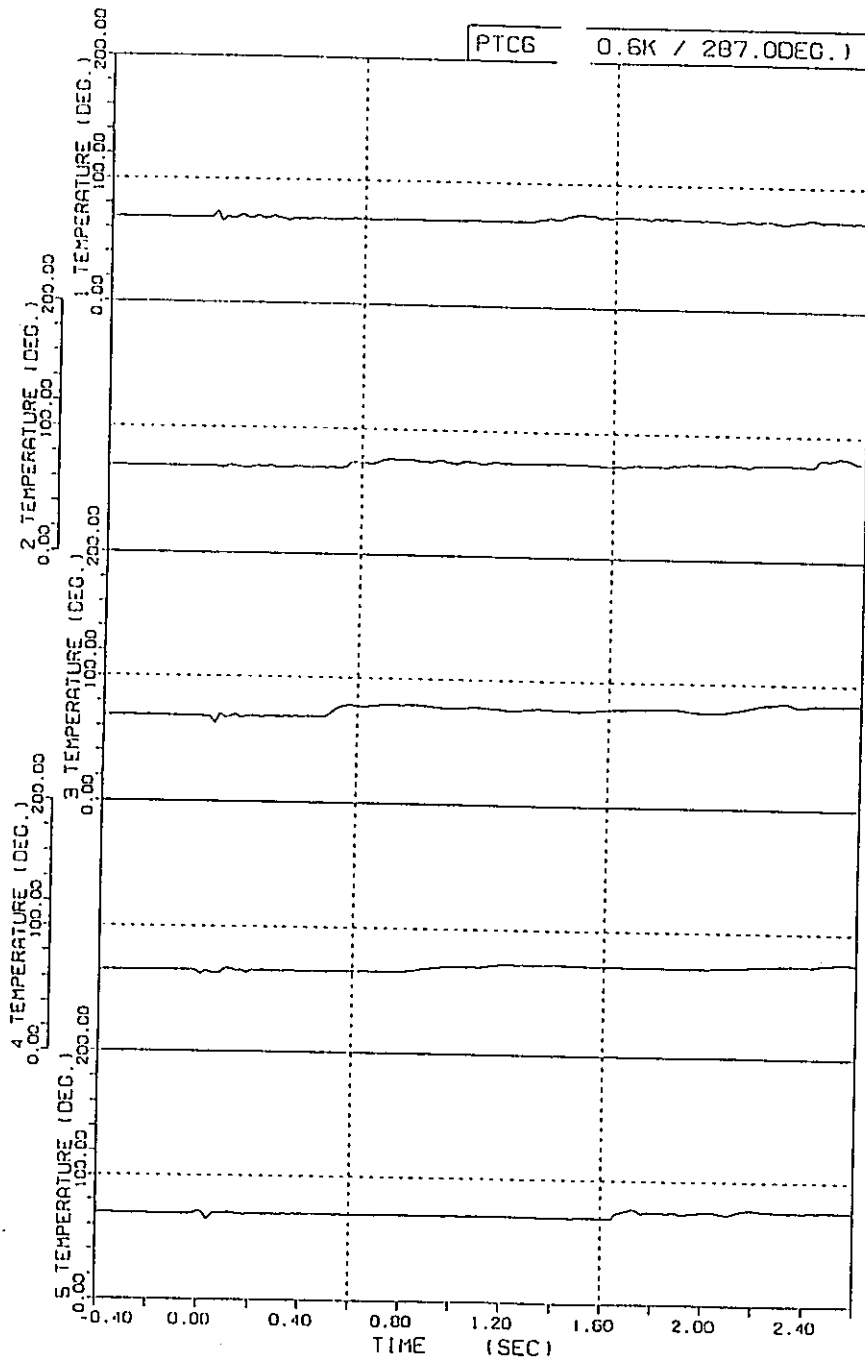


図4.2.6-15 タンク内温度変化 (カソードリタンク壁部、軸方向分布)

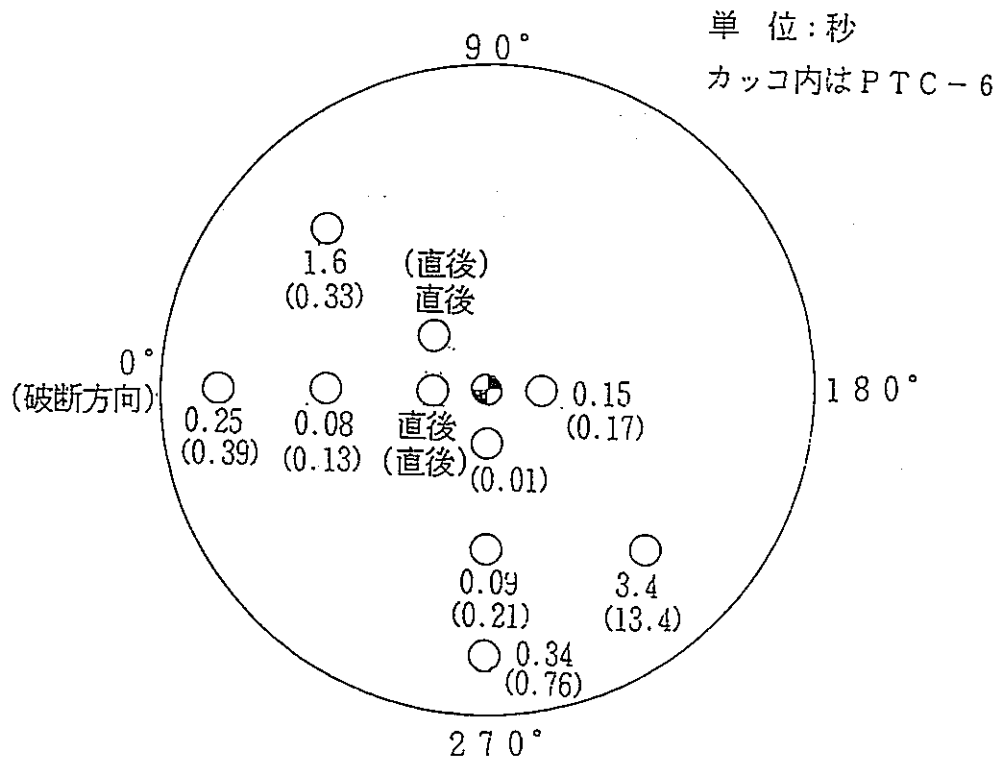


図4.2.6-16 タンク内重水温度上昇開始時刻 (P T C - 6)

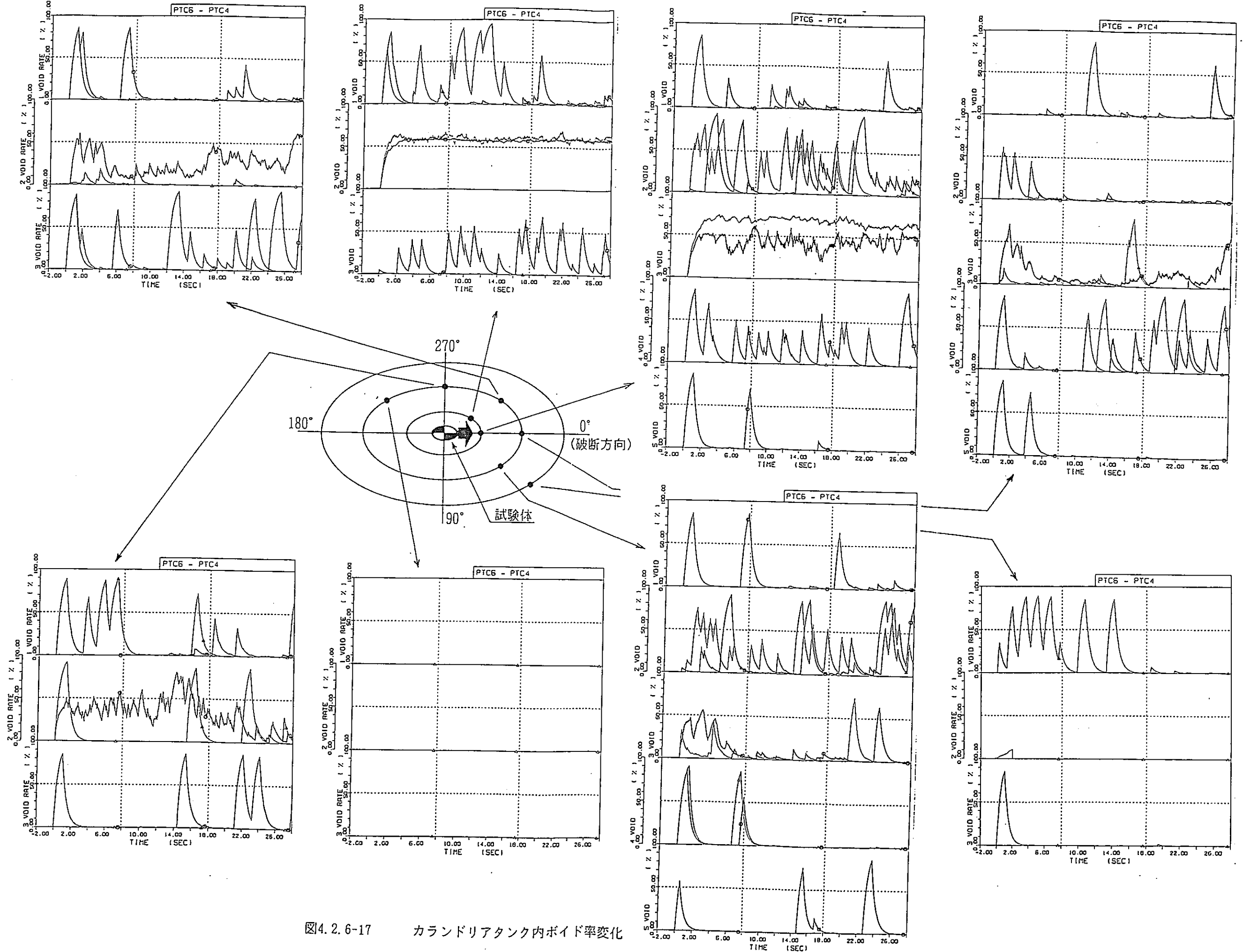


図4.2.6-17 カランドリアタンク内ボイド率変化

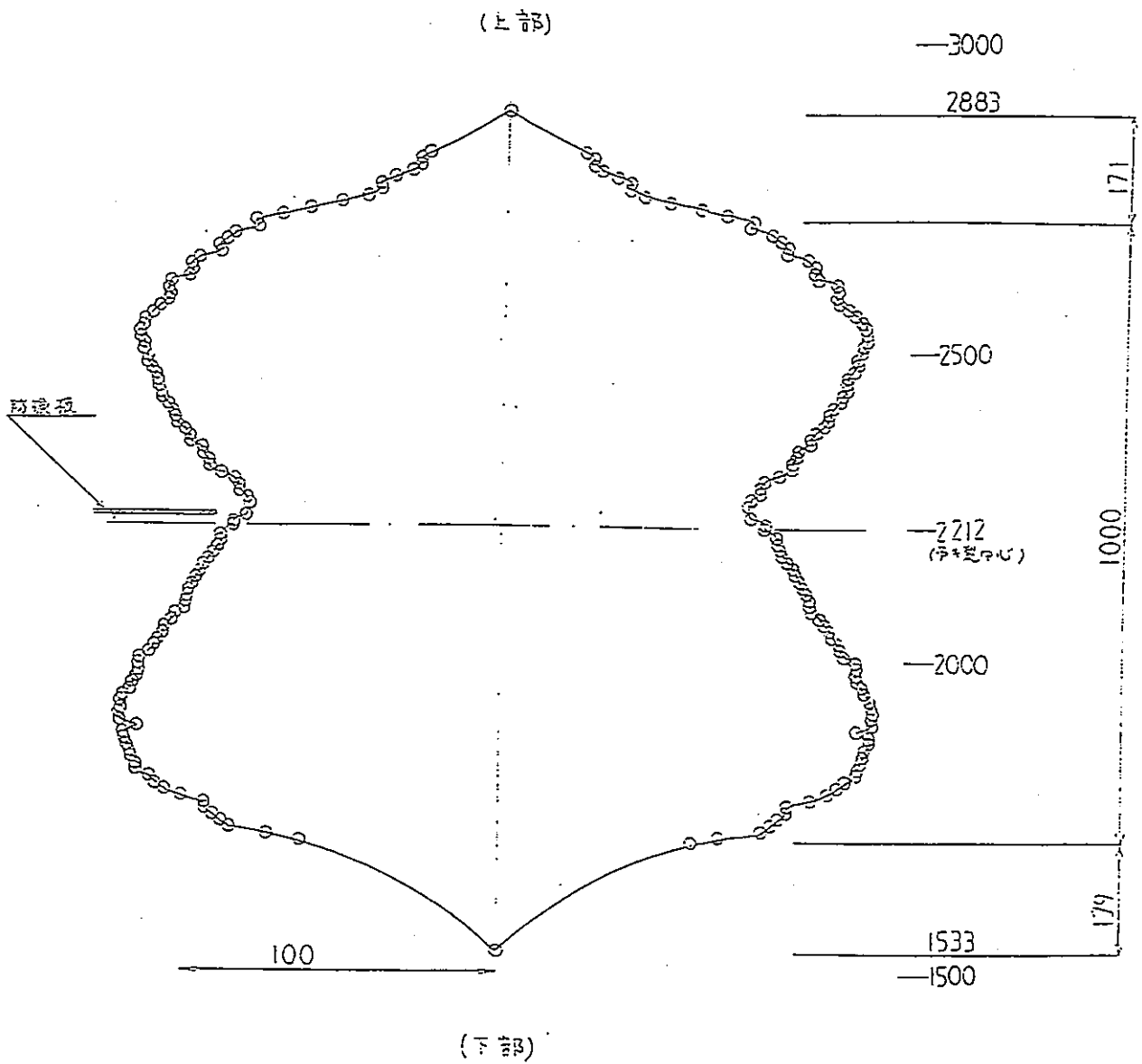


表4.2.6-18 圧力管破断開口部

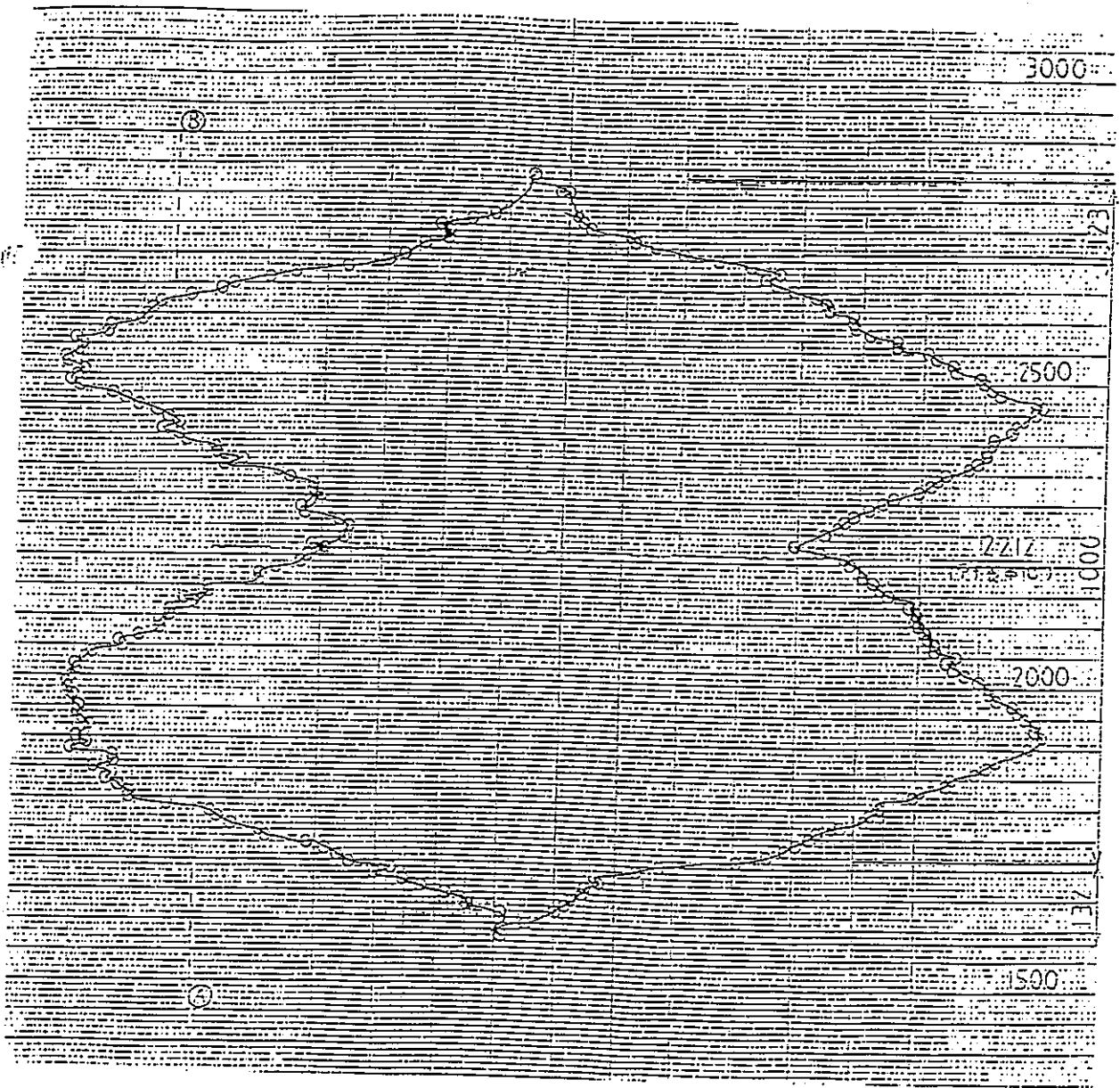


表4.2.6-19 カランドリア管破断開口部

◎: 可三測光ピン

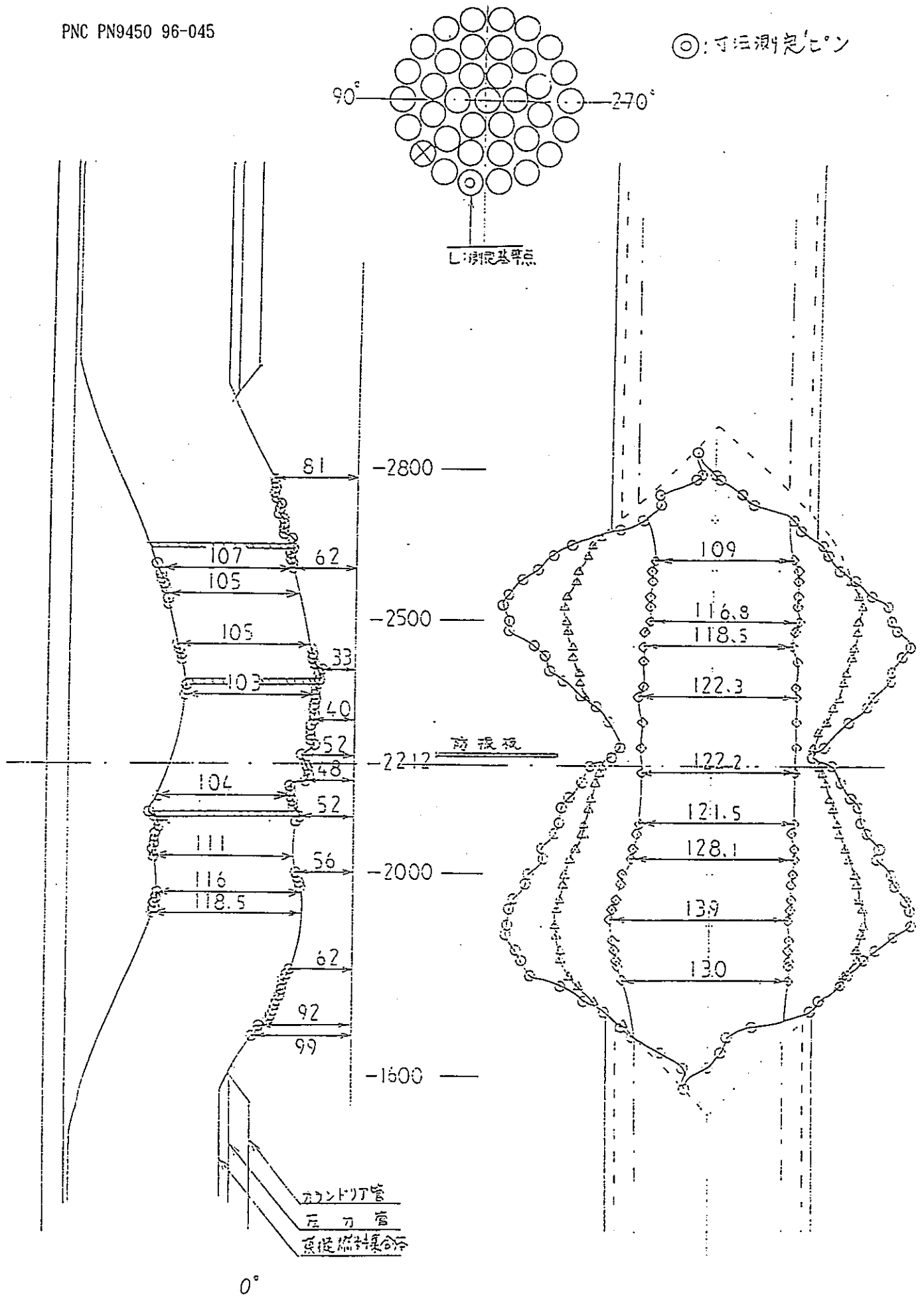


図4.2.6-20 燃料集合体変形図

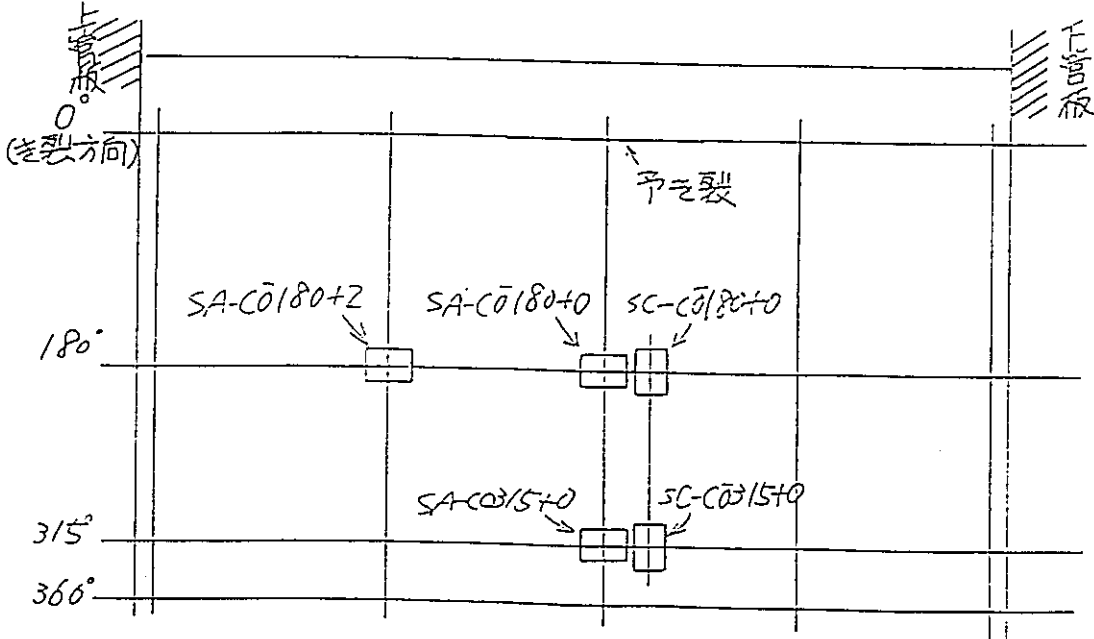
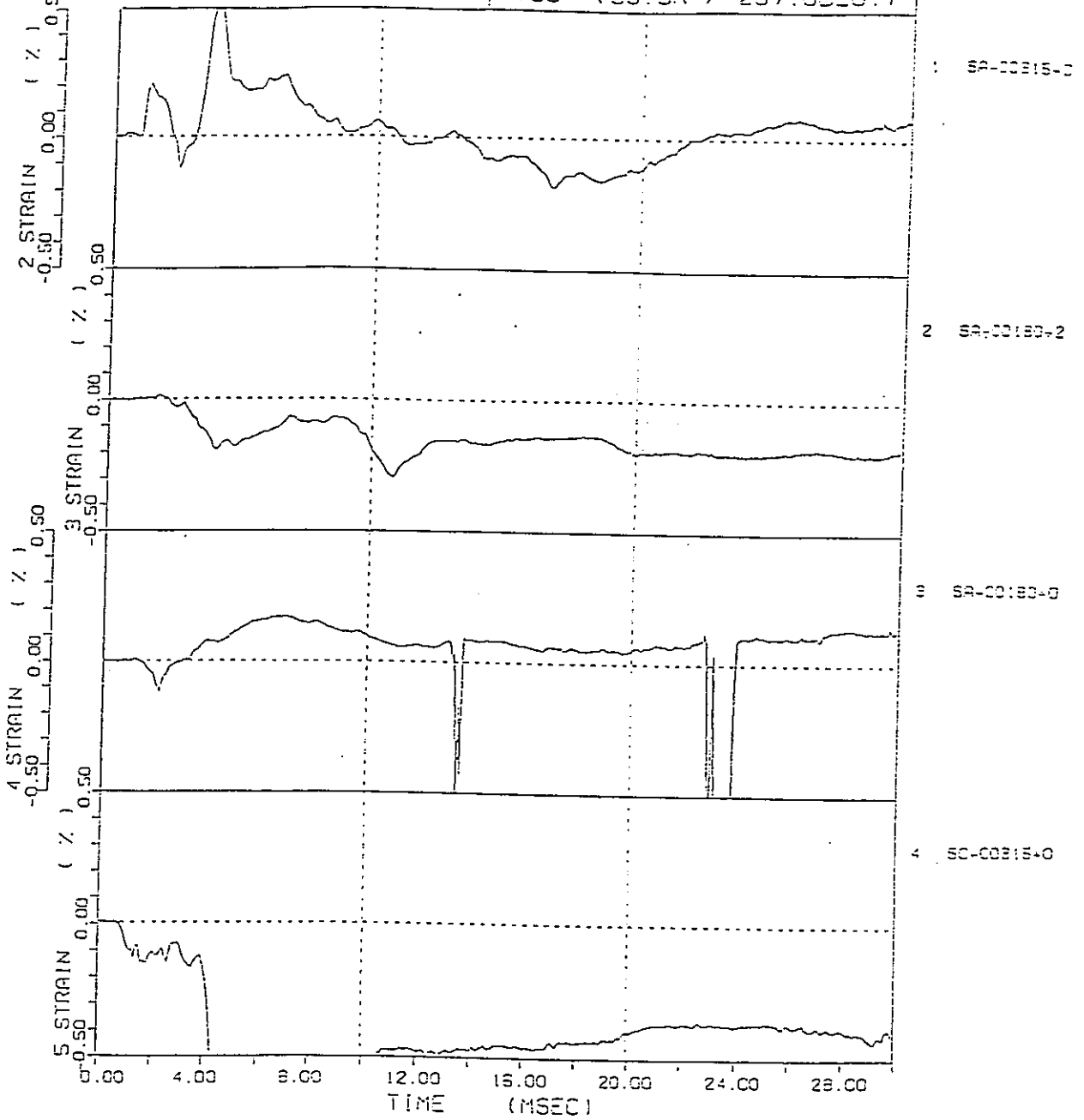


図4.2.6-21 カランドリア管外表面歪挙動

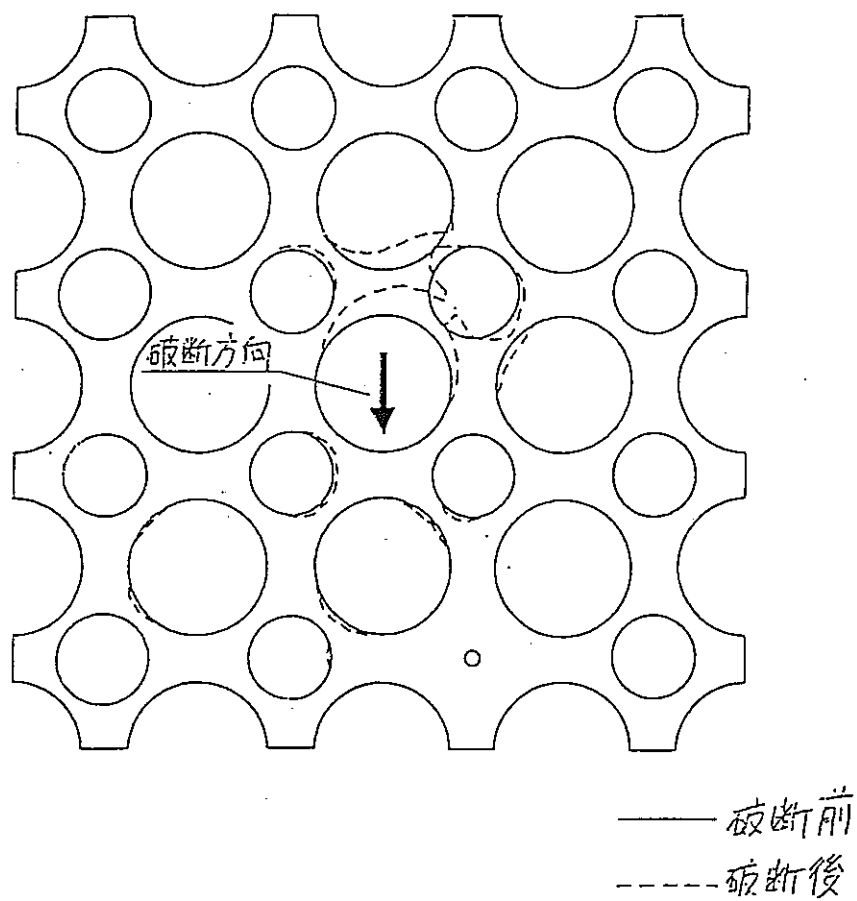


图4.2.6-23(1/2) 防振板残留变形 (水平方向)

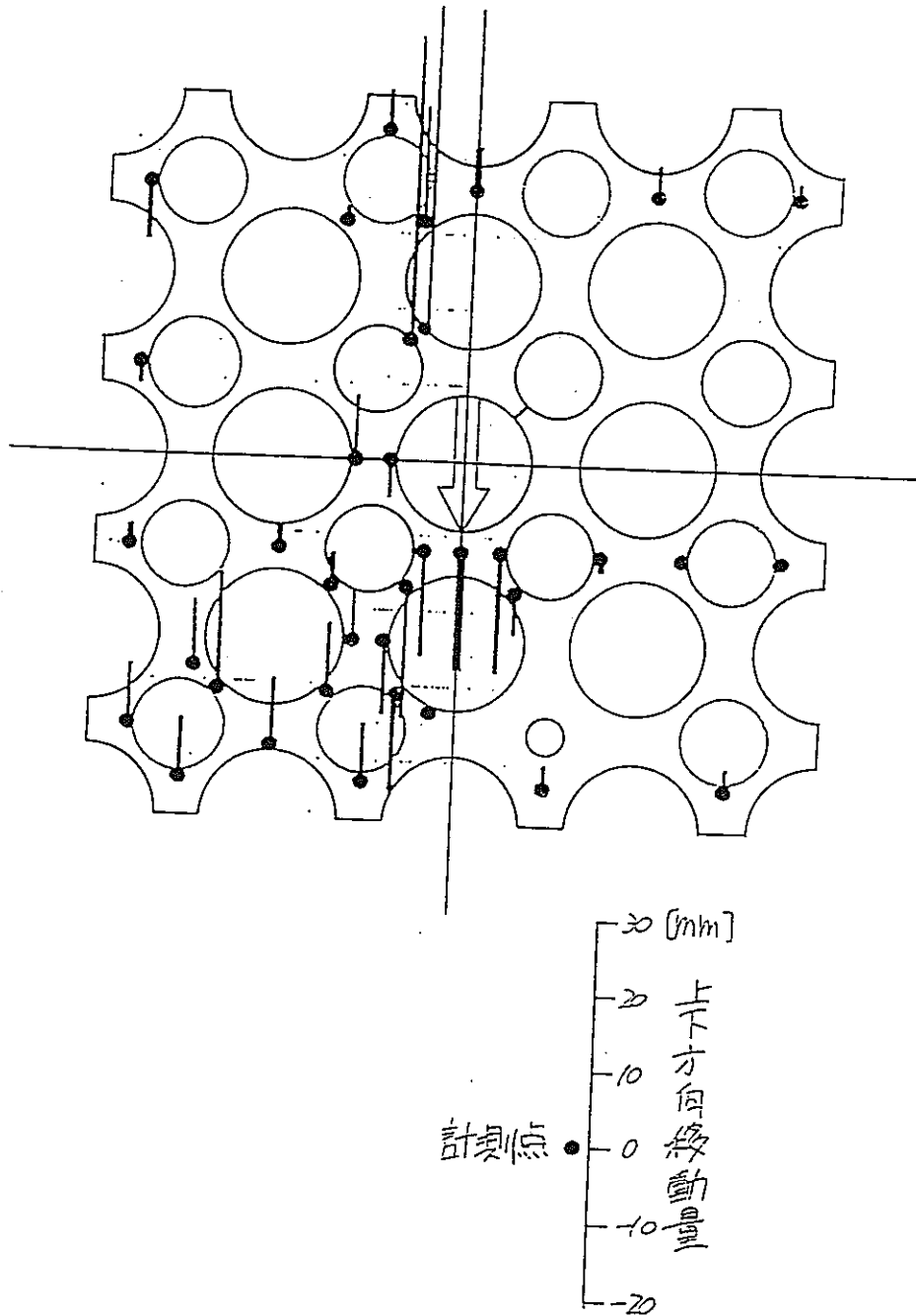


図4.2.6-23(2/2) 防振板残留変形 (垂直方向)

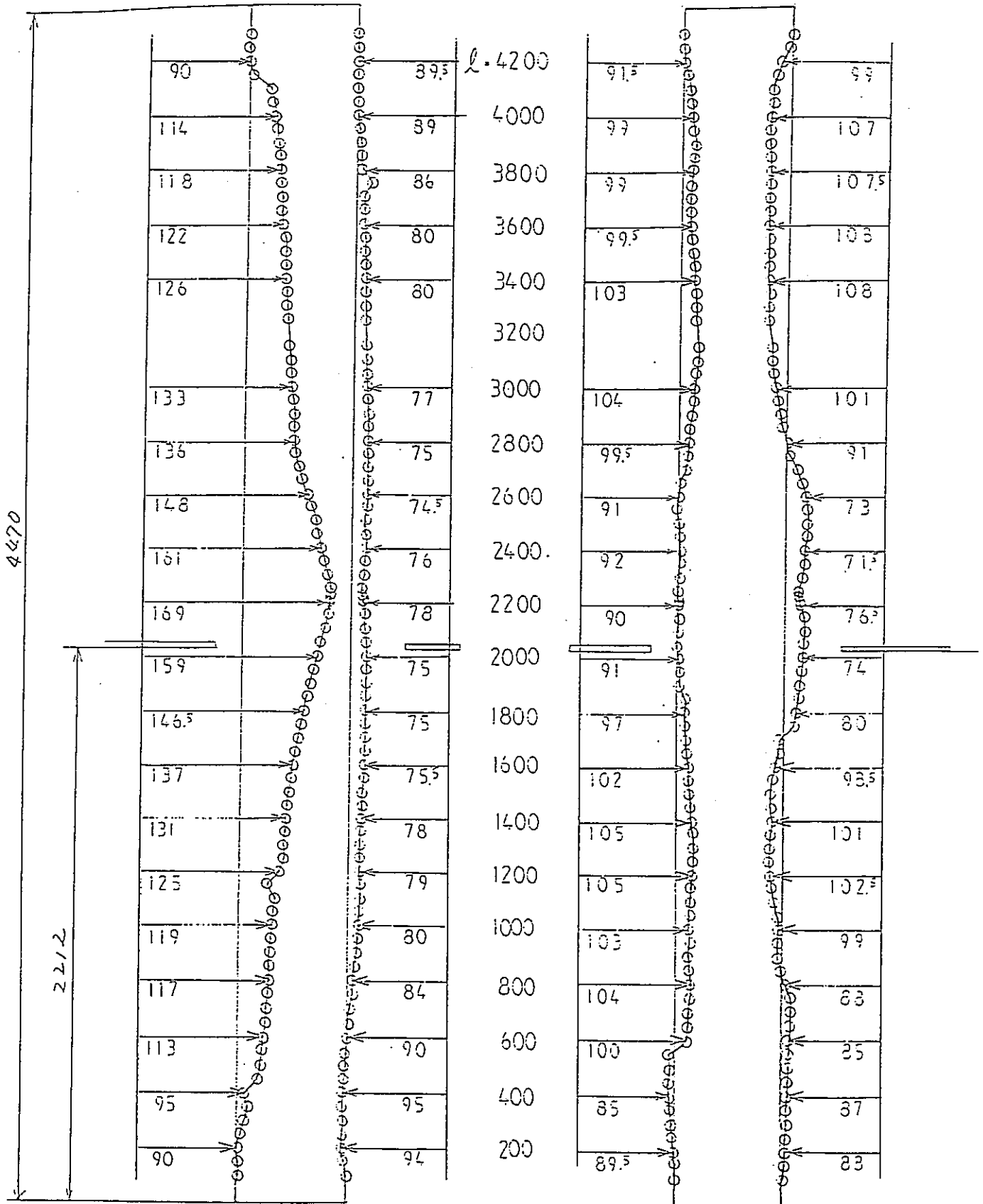
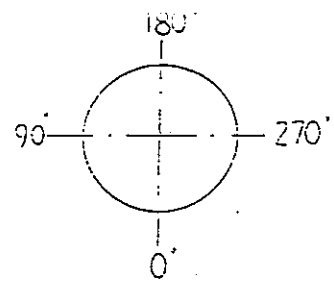
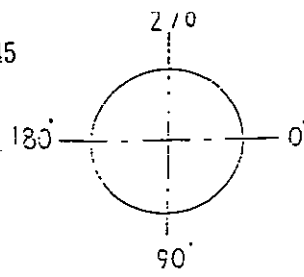


图 4.2.6-24

正面隣接管形状計測結果

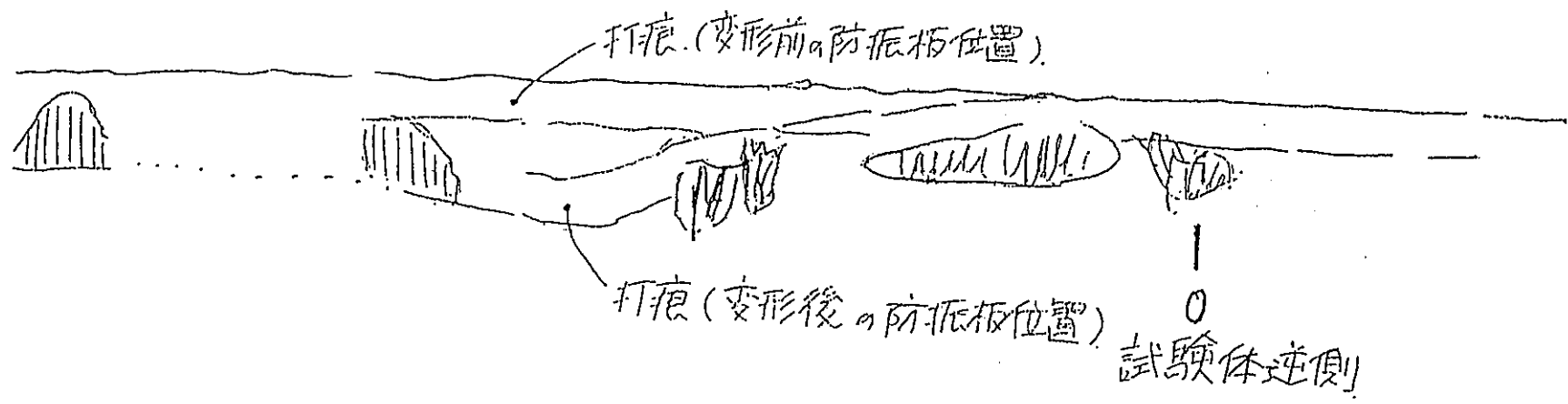


図4.2.6-25 正面隣接管打痕部スケッチ

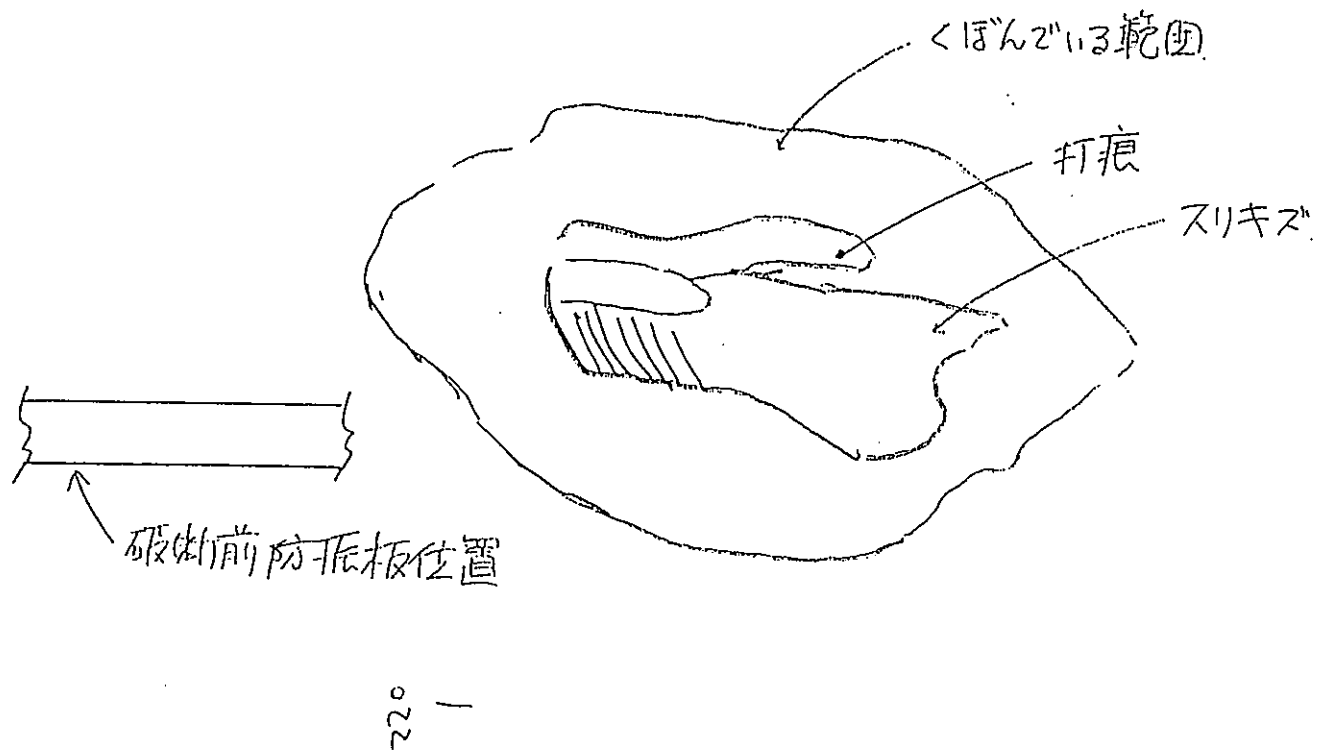


図4.2.6-26(1/2) 背面隣接管打痕部スケッチ (試験体側)

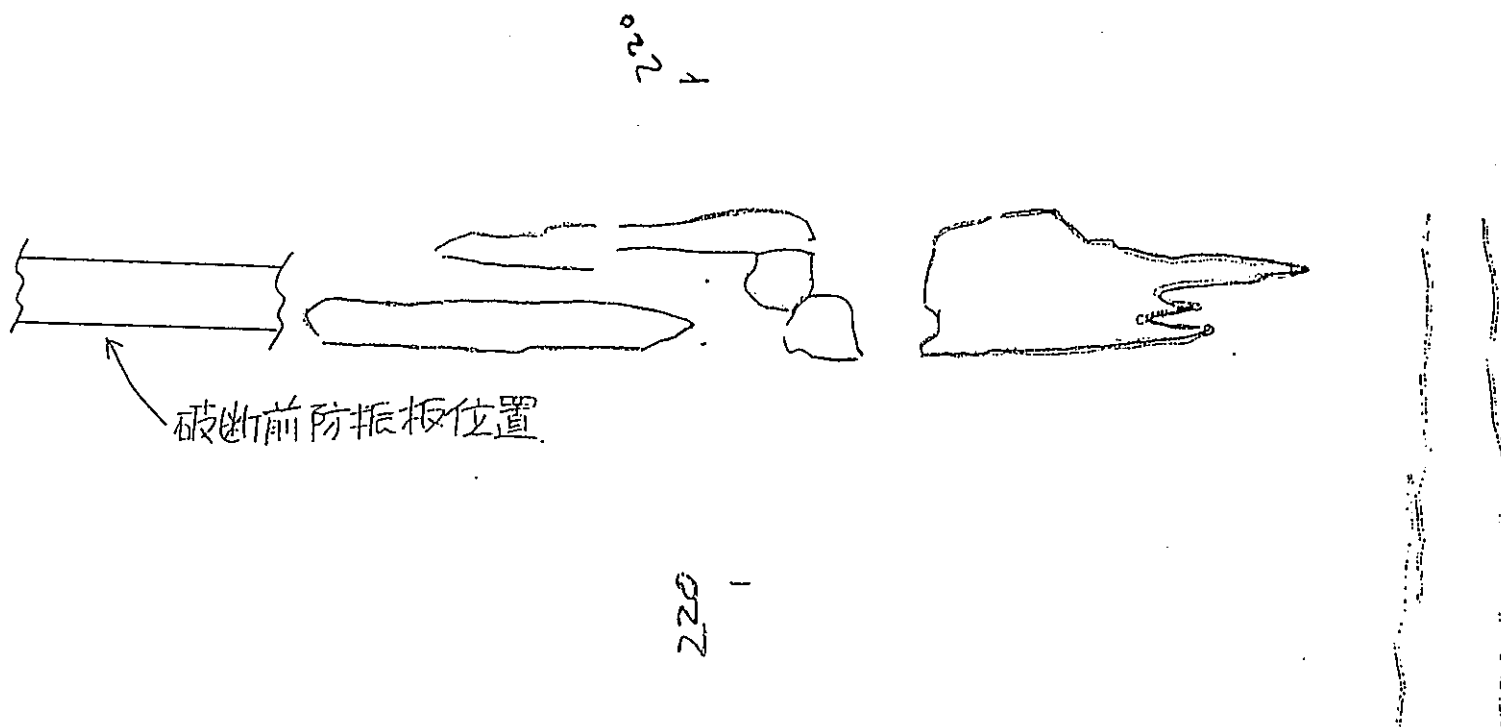


図4.2.6-26(2/2) 背面隣接管打痕部スケッチ (試験体逆側)

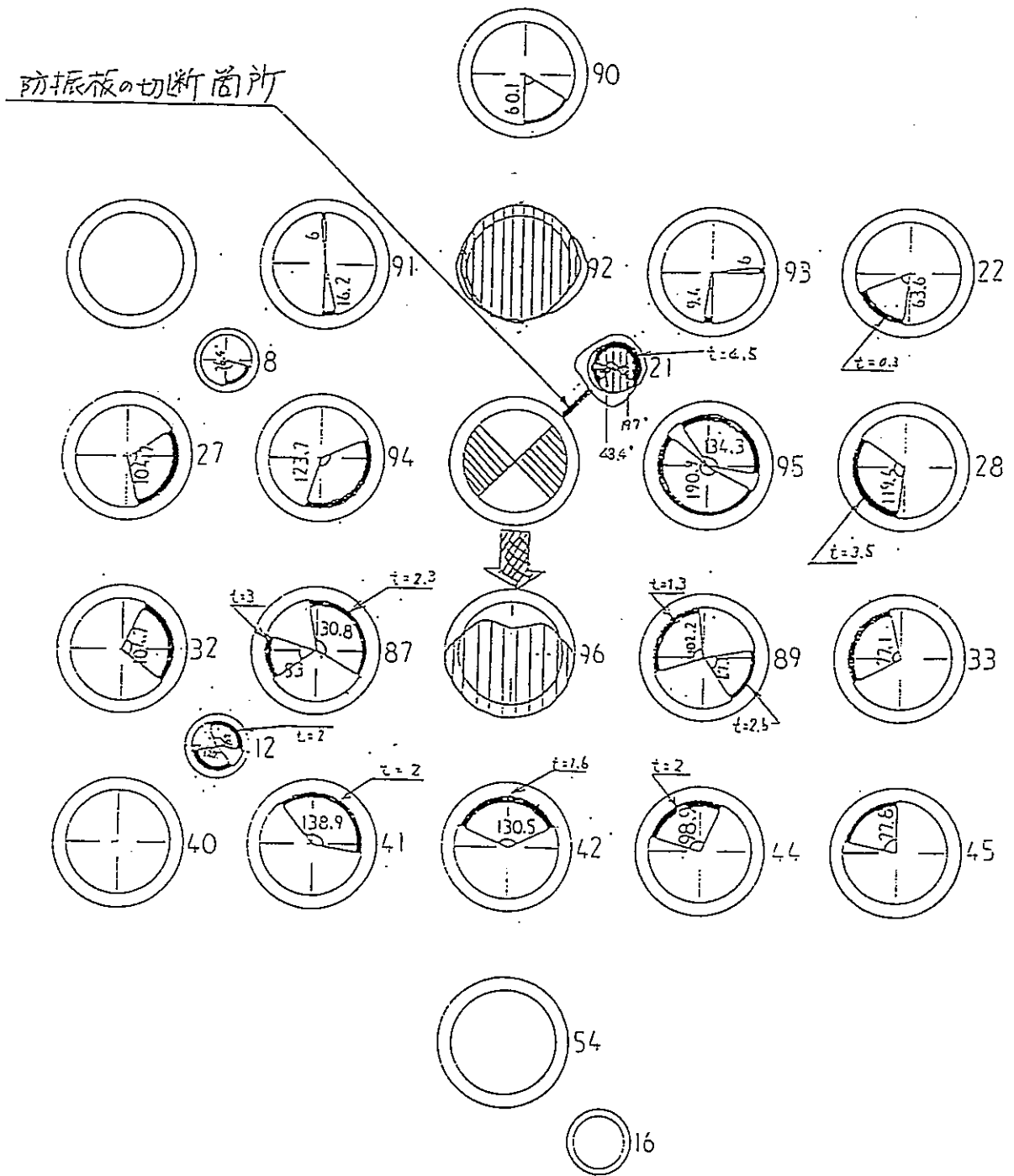


図4.2.6-27 周辺隣接管打痕部スケッチ

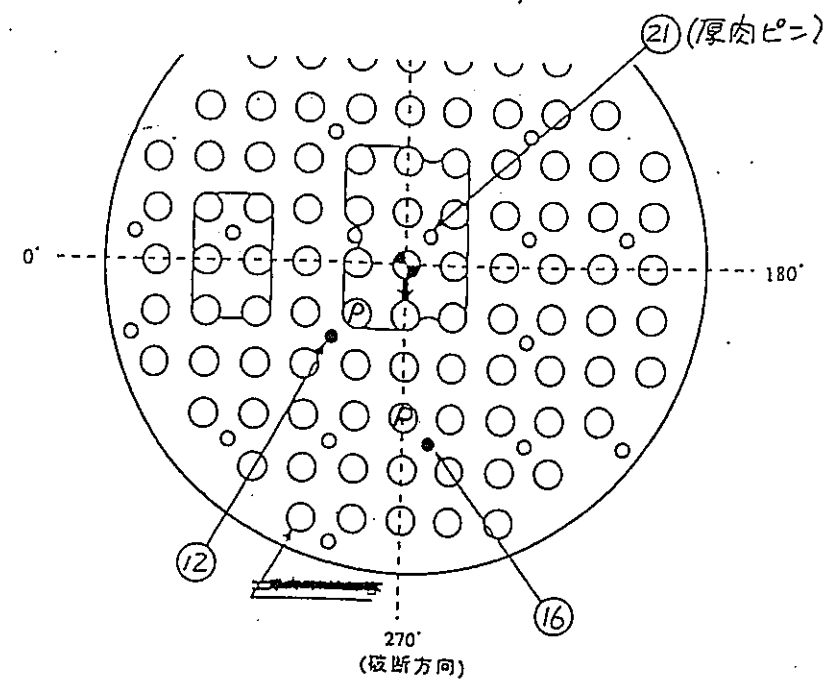
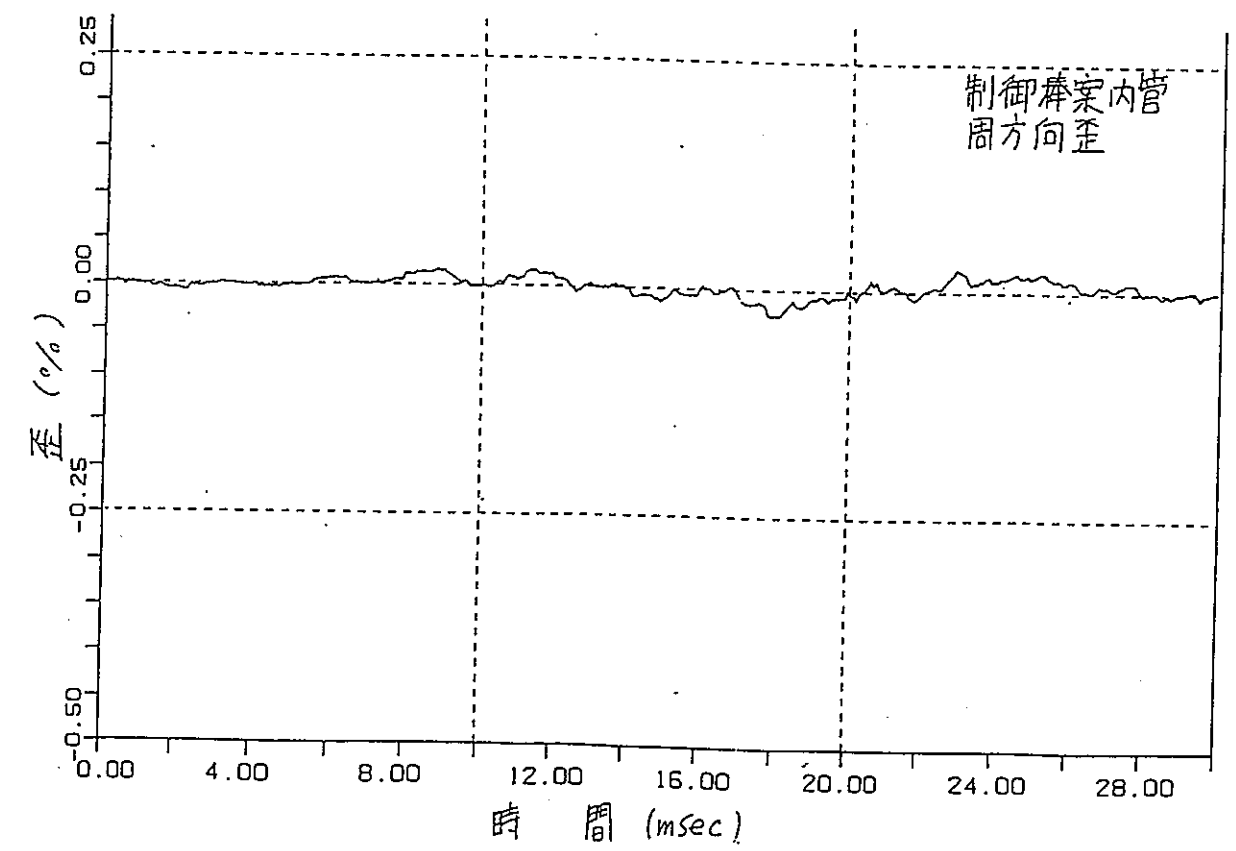
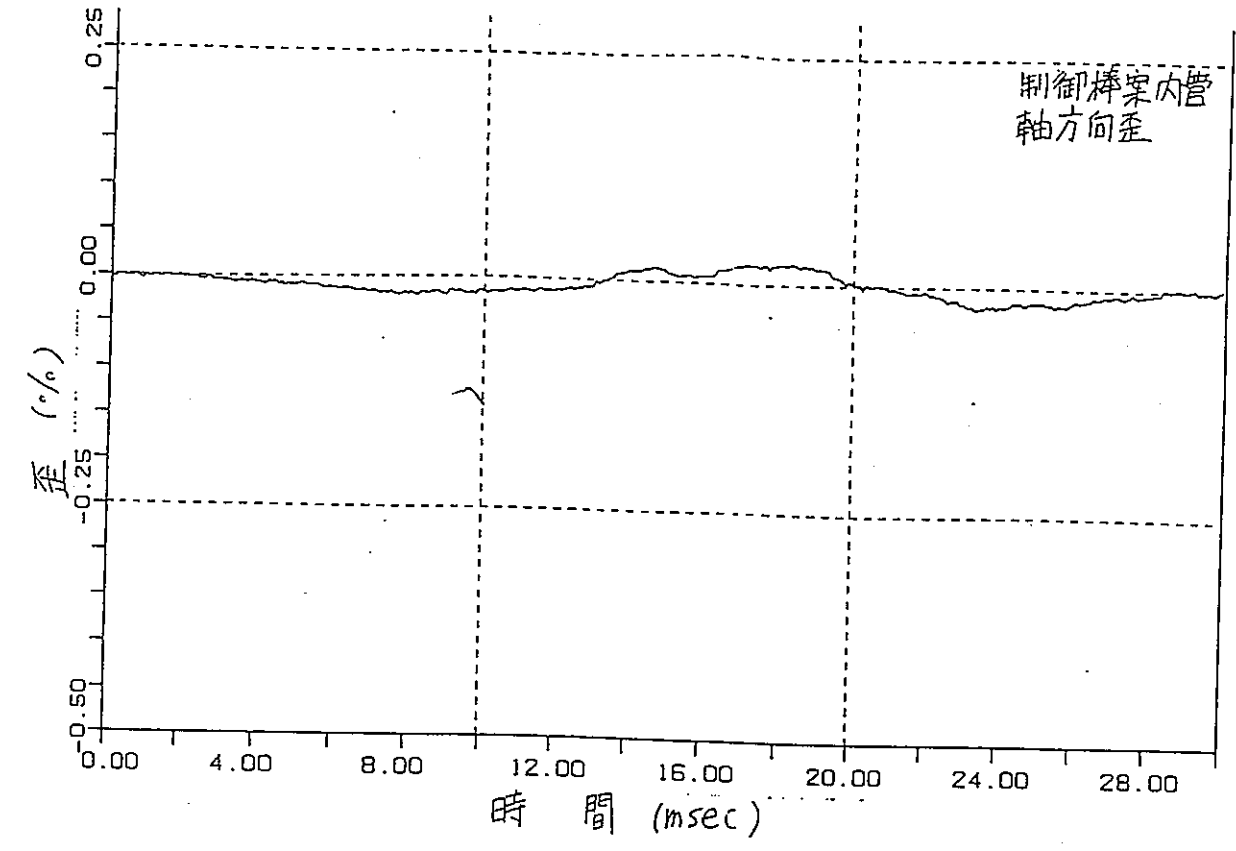
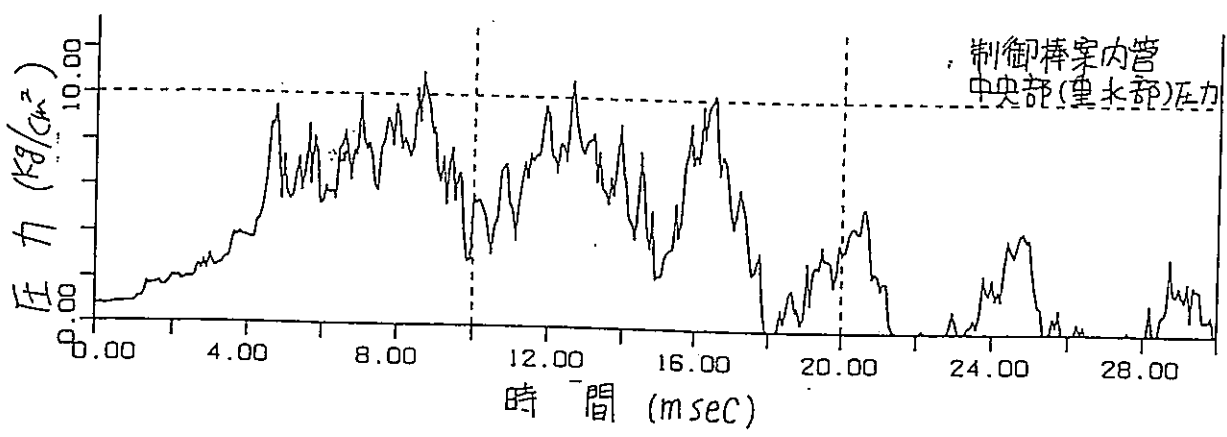
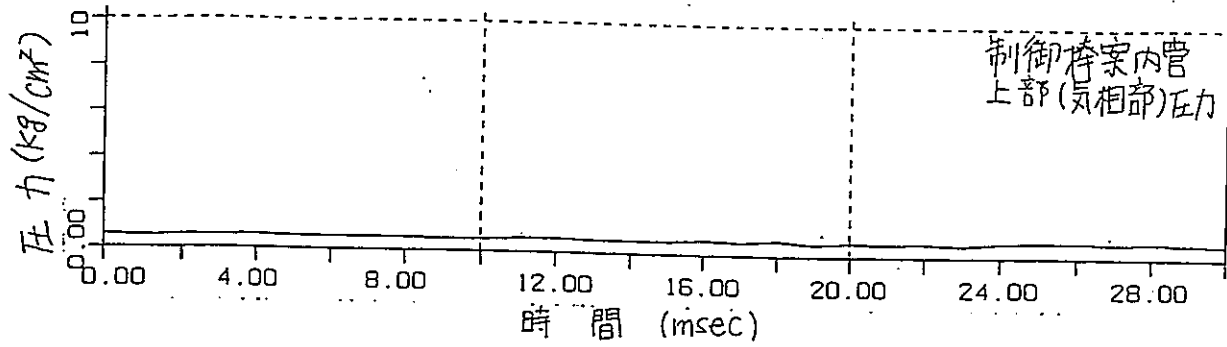
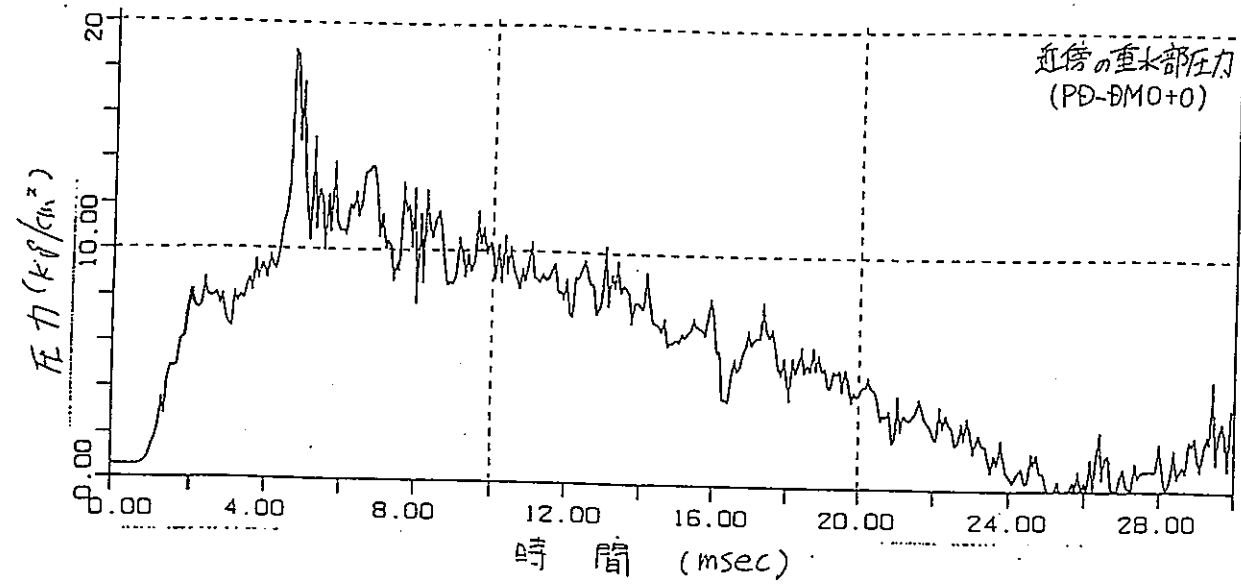


図4.2.6-28(1/2) 模擬制御棒案内管内部圧力、歪挙動 (⑩)

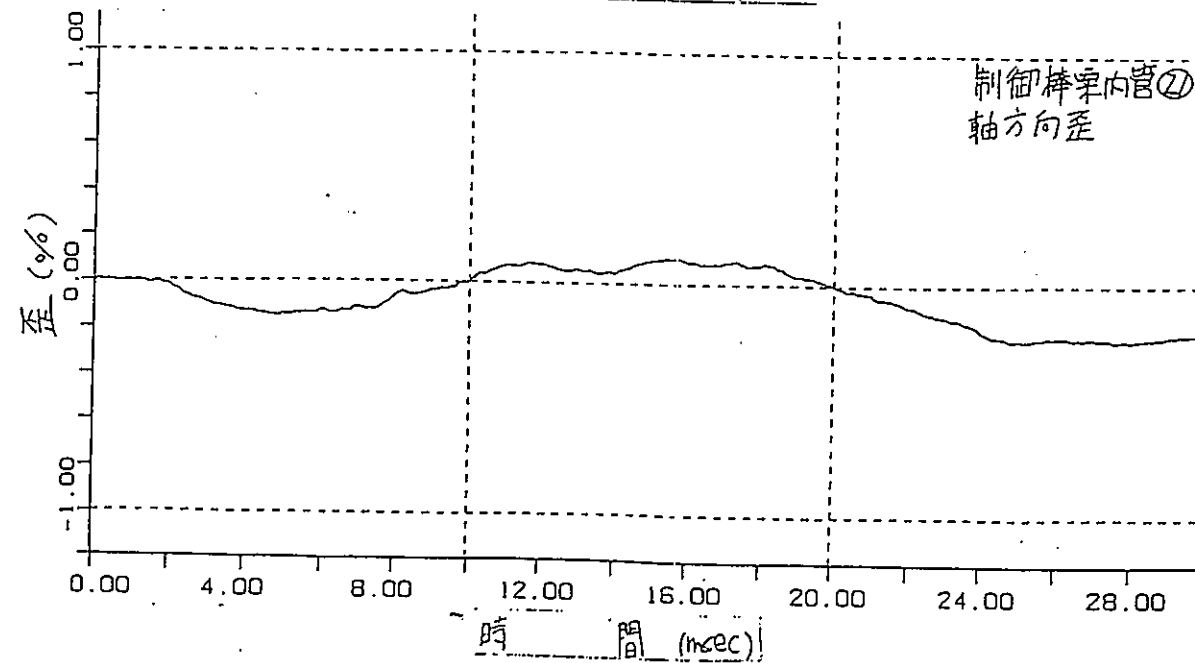
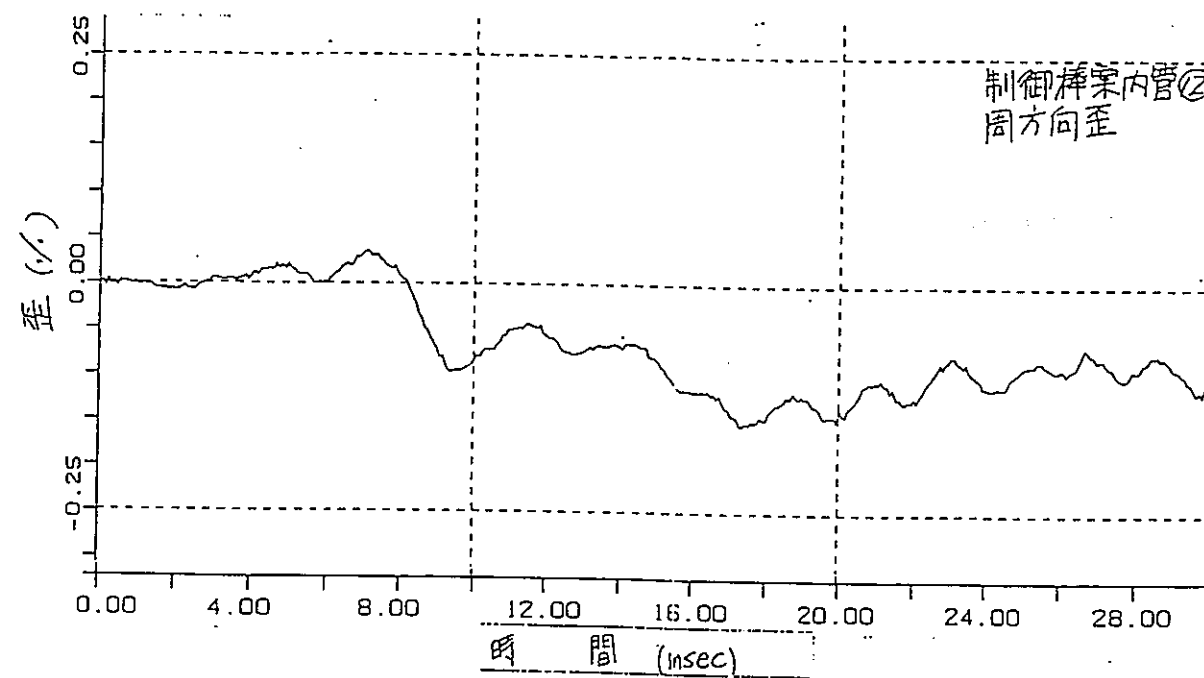
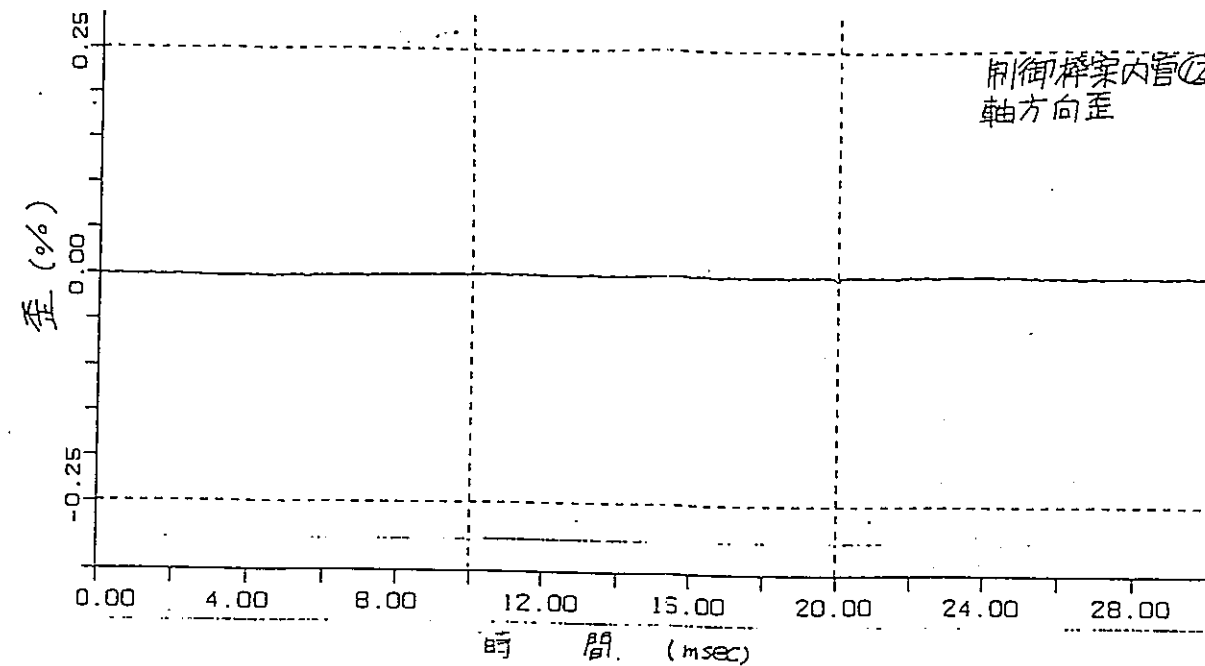
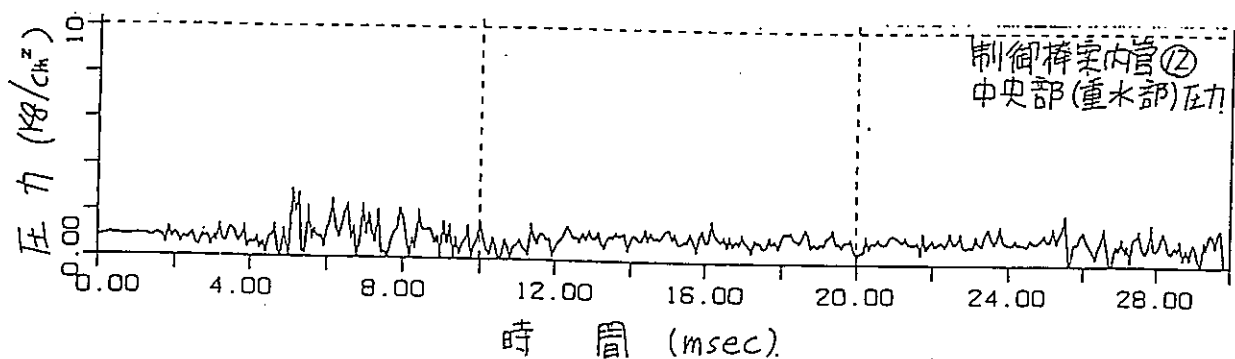
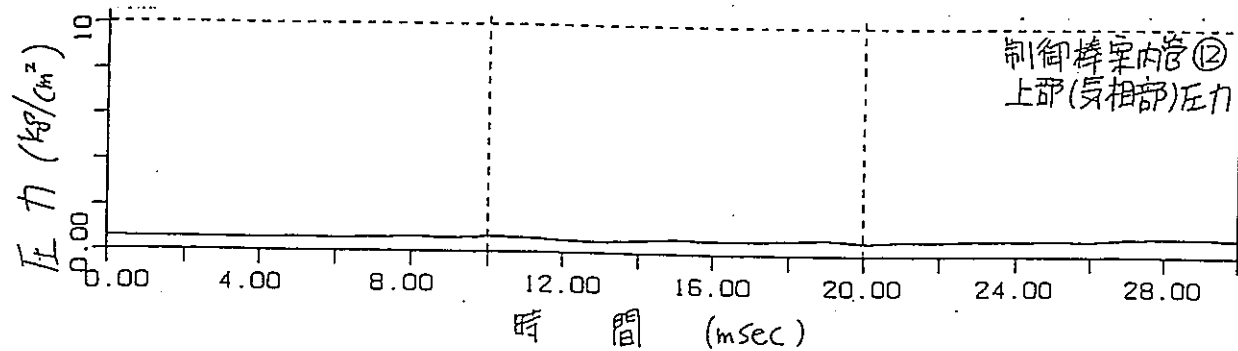
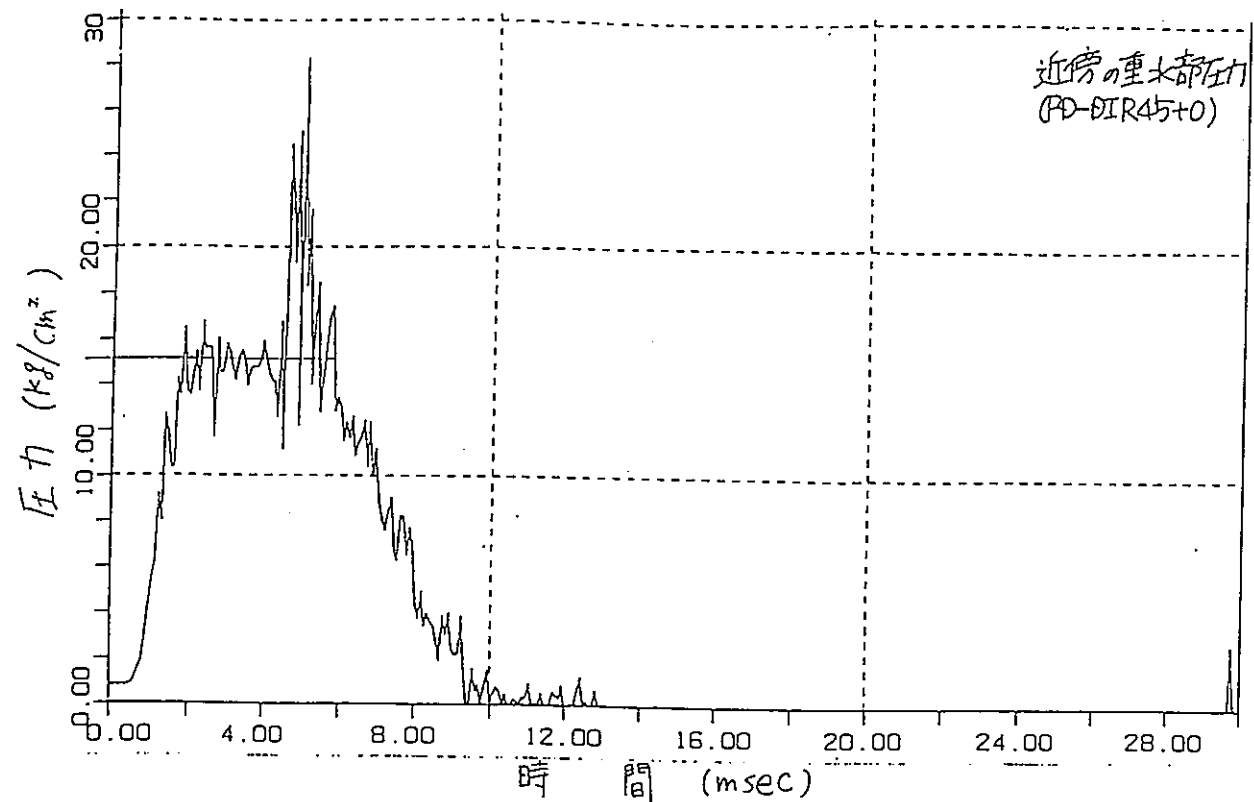


図4.2.6-28(2/2) 模擬制御棒案内管内部圧力、歪挙動 (②, ③)

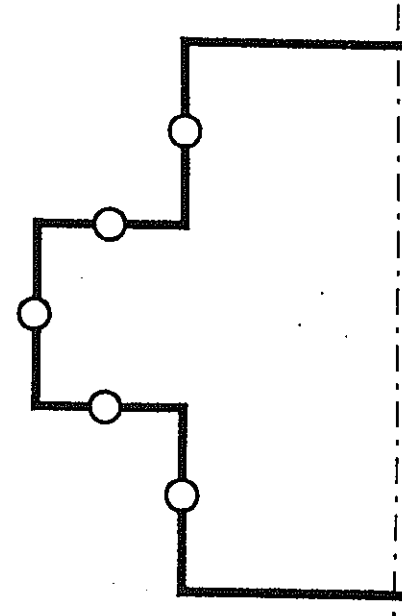
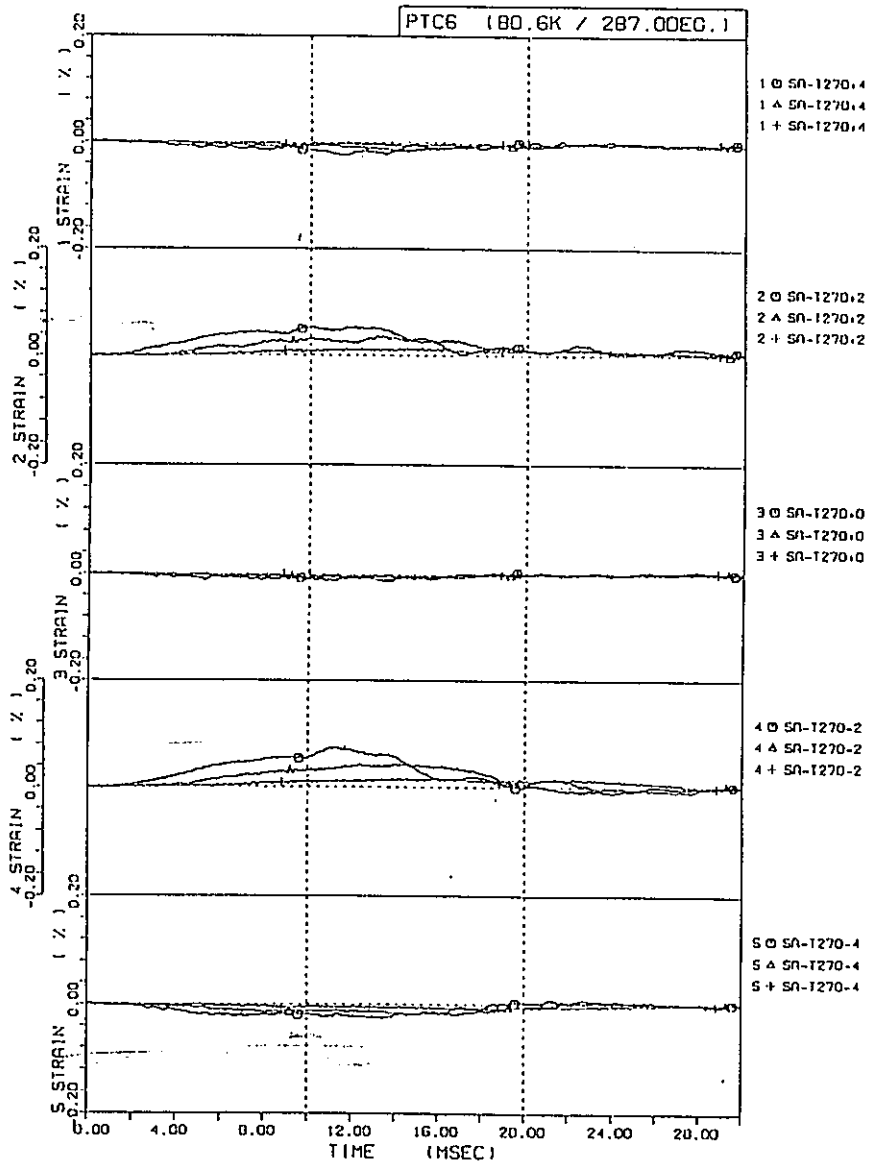


図4.2.6-29 タンク壁歪挙動 (軸方向歪)

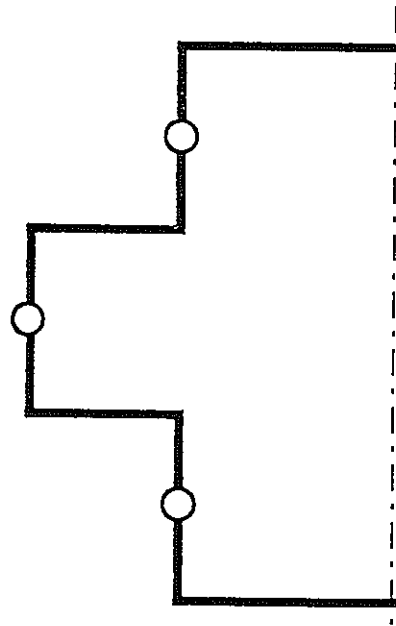
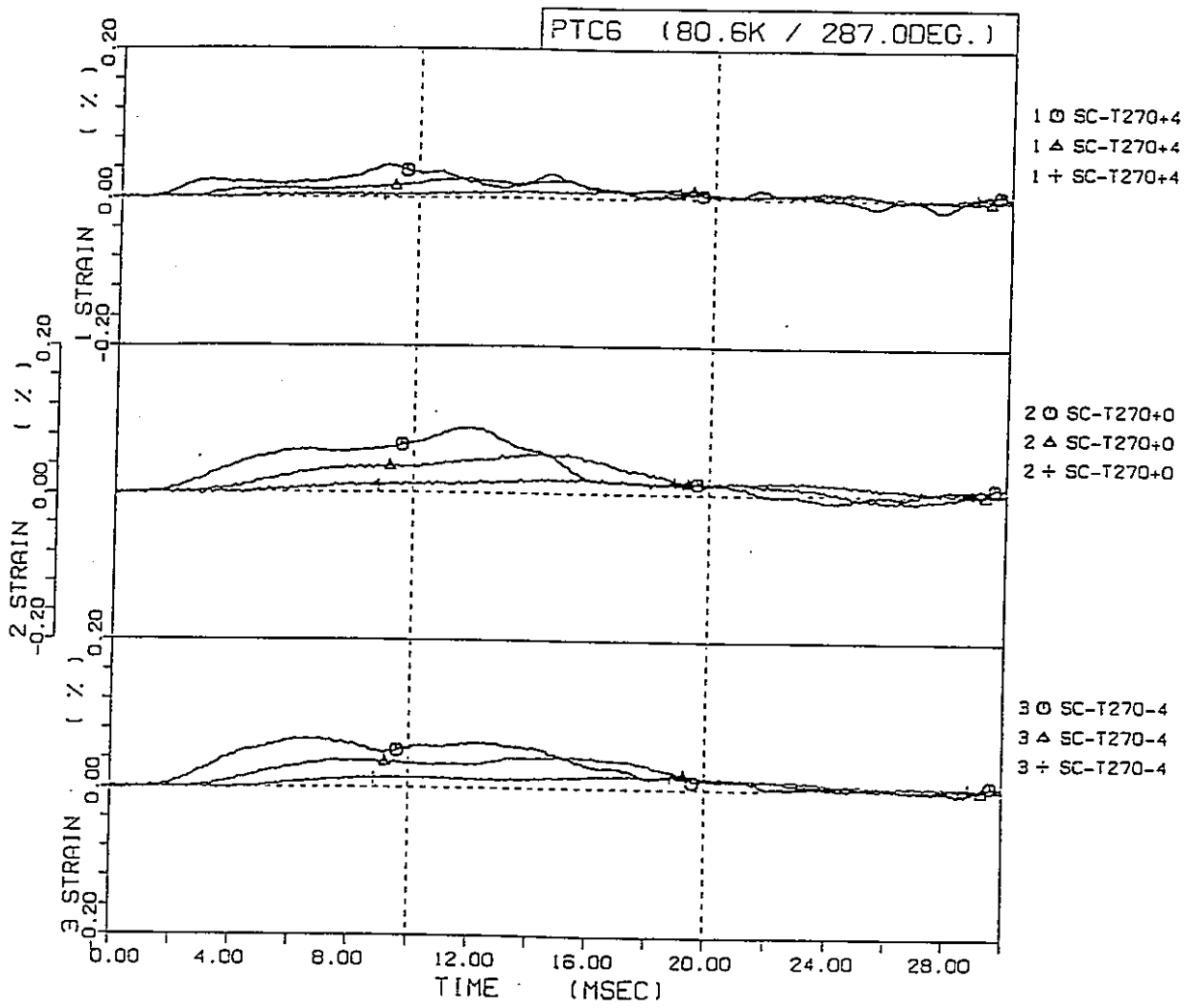


図4.2.6-30 タンク壁歪挙動 (周方向歪)

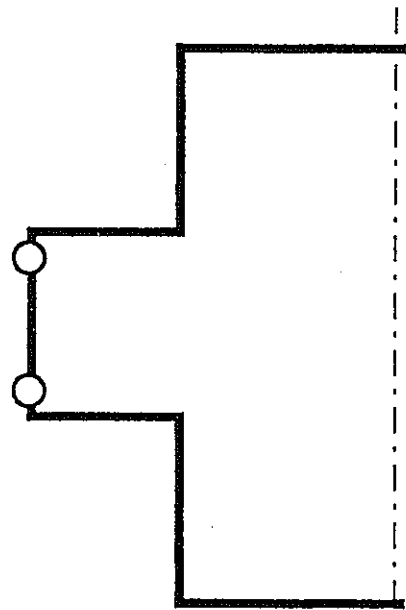
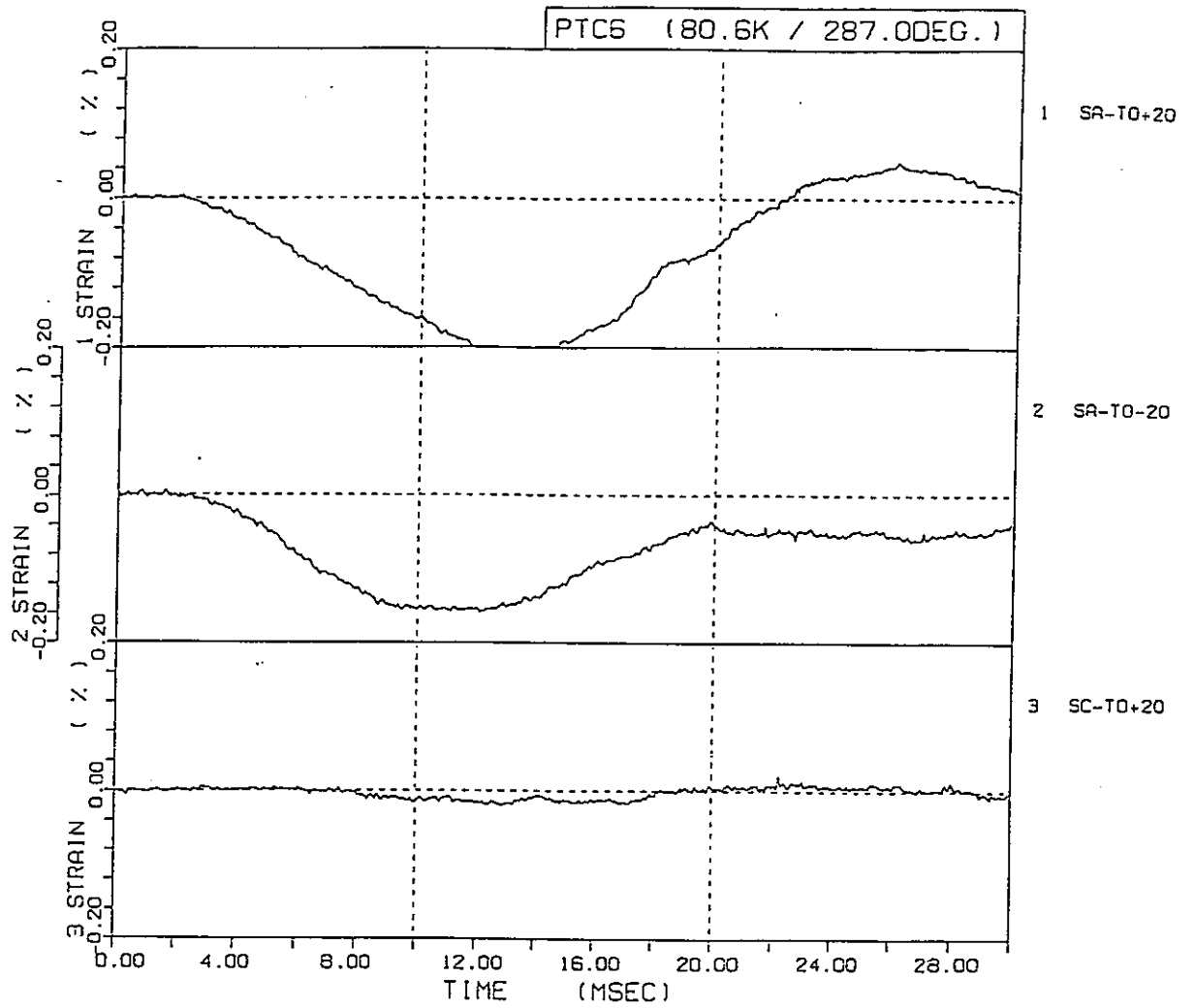


図4.2.6-31 タンク壁歪挙動 (ダイヤフラム部上下端)

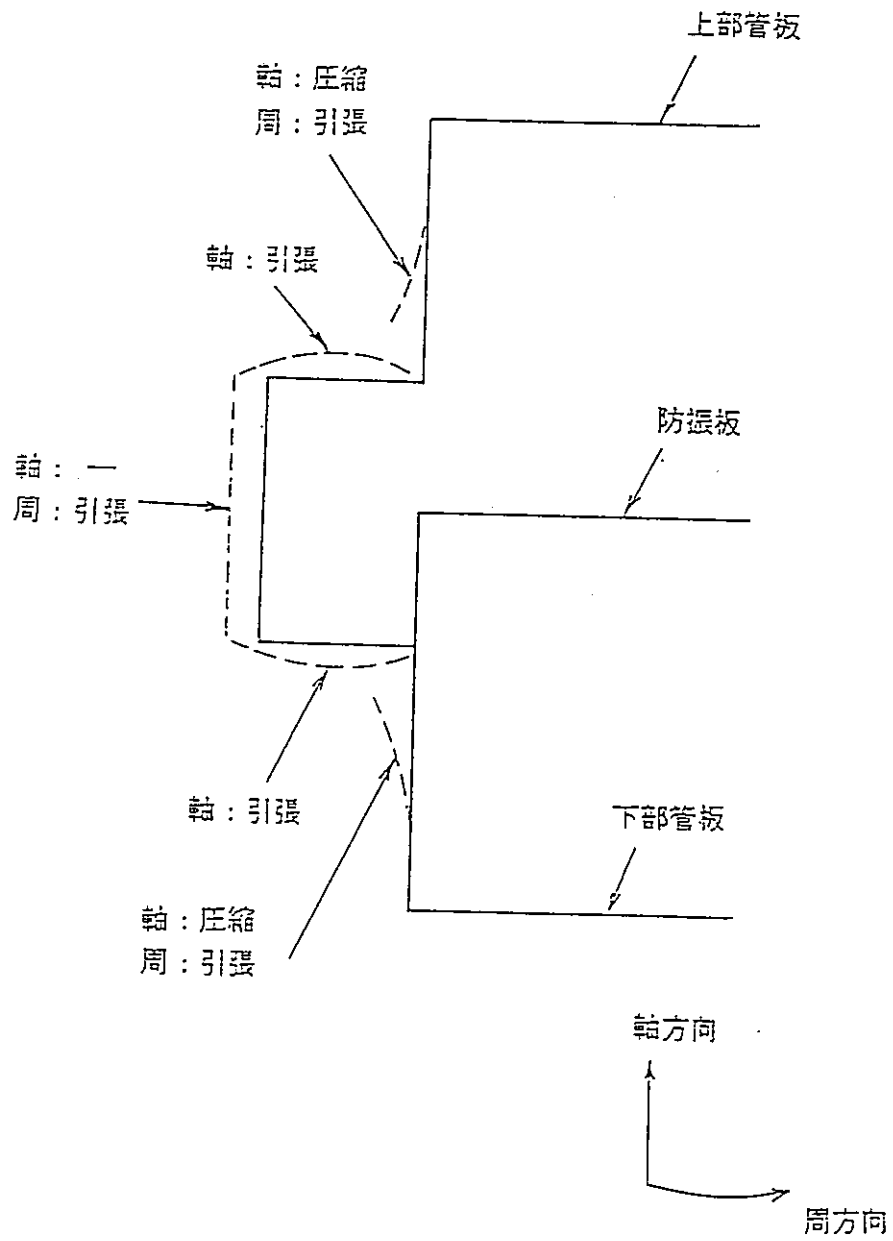


図4.2.6-32 計測歪より予想した圧力上昇時のタンクの変形挙動

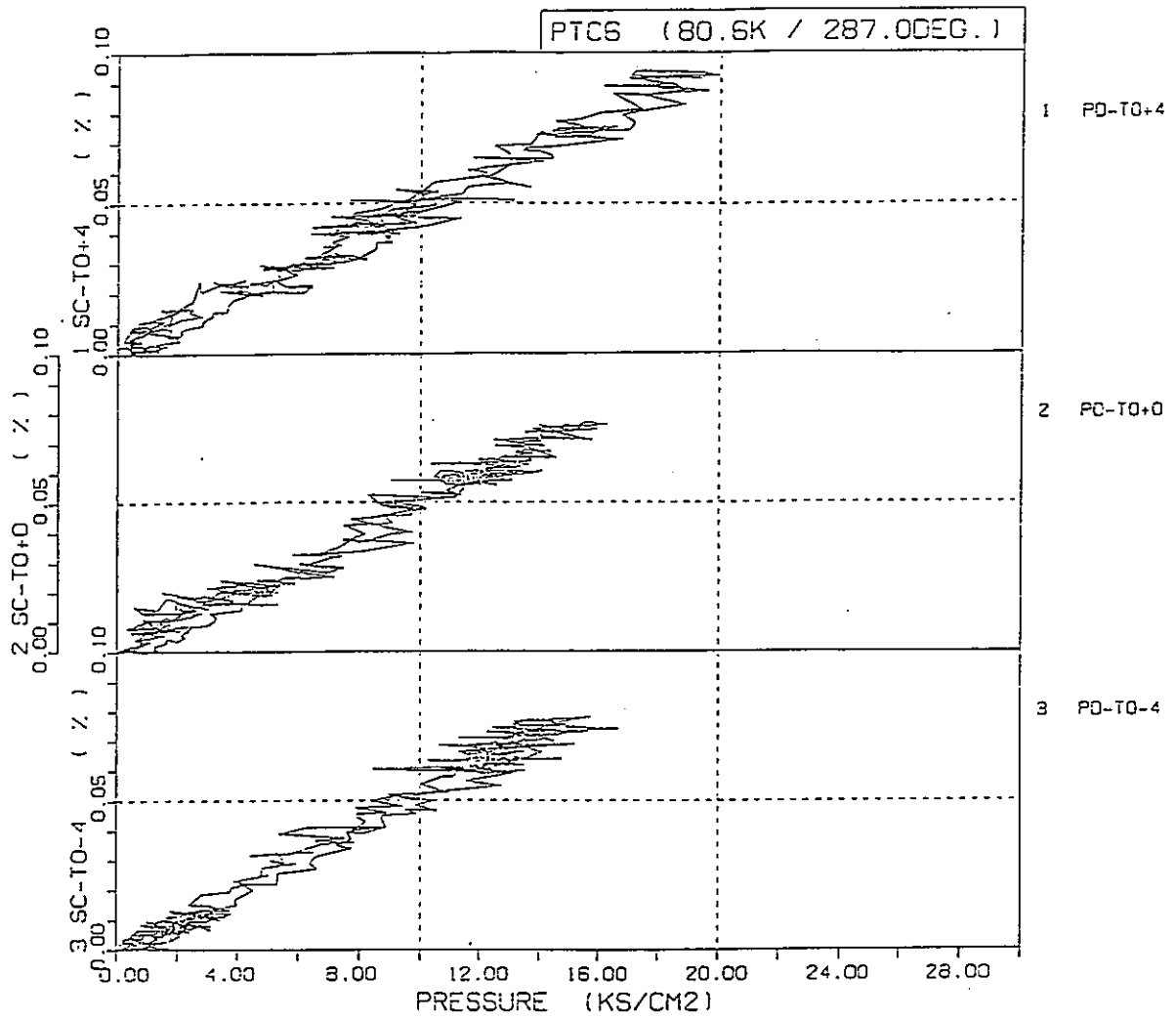


図4.2.6-33 タンク壁圧力とタンク壁周方向歪の関係

4.3 初撃挙動解明試験

4.3.1 概要

現在ATR安全工学室の圧力管破断試験装置で実施している圧力管破断試験では、カランドリア管内部内部の様子は確認できない。また、試験体を実機材を用いたカランドリア管健全性試験では、カランドリア管のドライアウト防止の必要性からカランドリア管外表面に多数の歪ゲージを取り付けることができない。そのため、現在までに二重管体系における圧力管破断時の圧力管の変形、移動並びに薄肉カランドリア管の全周にわたる変形、歪挙動は捉えることができていない。

本試験は約2 mの短管の試験体を用いて圧力管を破断させ、二重管体系における圧力管、カランドリア管の変形、移動を計測するためのものである。本試験は圧力管の変形、移動を観察するための圧力管破断挙動可視化試験と圧力管破断時のカランドリア管の変形挙動を詳細に計測するためのカランドリア管歪挙動試験からなる。

4.3.2 試験装置

試験装置は試験体である、圧力管、カランドリア管の二重管と試験体圧力管内の模擬冷却材を試験の実施条件まで昇温・昇圧される電気ヒータ、及び試験時に圧力管を破断させる圧力管破断装置で構成されている。試験装置を組み立てた状態を図4.3.2-1に示す。試験体圧力管には容易に破断するように外表面に予き裂を加工する。

(a) 圧力管破断挙動可視化試験体

本試験体を図4.3.2-2に示す。

本試験は二重管体系内での圧力管の破断、移動挙動を観察するための試験であり、圧力管の観察用の窓（強化ガラス製）を設けたカランドリア管を使用する。

(b) カランドリア管歪挙動試験体

本試験体を図4.3.2-3に示す。

本試験体の構成は圧力管破断挙動可視化試験体とほぼ同じであるが、本試験では内部で圧力管が破断した際のカランドリア管の変形挙動を精密に計測するための試験であり、カランドリア管外表面に多数の歪ゲージを取り付けて圧力管の破断試験を行う。

(c) 圧力管破断装置

A T R安全工学室では圧力管の破断に予き裂残肉厚調整による自然破断を採用しているが、本試験では破断時期を確定するため余裕をもった残肉厚とし内部から圧力管破断装置を用いて圧力管を破断させている。本装置は火薬の燃焼ガスの力で圧力管の内面を叩き、破断の引金とする装置である。本装置の概略を図4.3.2-4に示す。装置の内部には小さなハンマーがあり、火薬の燃焼ガスに押し出され圧力管の予き裂加工された位置の内面に衝突する。なお、火薬は試験前の試験発火を防ぐため冷却されている。

(d) 電気ヒータ

電気ヒータの仕様を以下に示す。電気ヒータは試験体圧力管内部の模擬冷却材を昇温・昇圧させるためのものであり、圧力管内部を試験条件まで昇温・昇圧させる十分な容量を持つ。

(e) 収録システム

本試験における収録システムを図4.3.2-5に示す。本システムは試験時の状態監視用も含め、20点の収録ができる。また、収録速度も1000kHzと圧力管破断試験装置(20kHz)に比較して十分な速度となっている。

また、圧力管破断挙動可視化試験では圧力管の変形、移動を観察するため、高速度撮影(5000コマ/秒)を行う。

4.3.3 試験条件

本試験の試験ケースと試験条件を表4.3.3-1に示す。試験時の圧力管内条件は実機実証炉の冷却材条件である、圧力75atg、温度290℃を基本とする。

圧力管内の高温・高圧状態は電気ヒータで作るため、圧力管内の内部流体は飽和水となる。

4.3.4 データ収録

図4.3.4-1に高速撮影時の試験体及びカメラ配置を示す。

撮影はき裂の正面及び側面から行うものとするが、2台の高速度カメラを同期させるのが困難であるためミラーを用いて1台のカメラで2方向から撮影を行う。

図4.3.4-2にセンサー類の取付け位置を示す。カランドリア管、圧力管の外表面

には多数歪ゲージを取り付け、カランドリア管歪挙動をトータルに把握できるようにする。

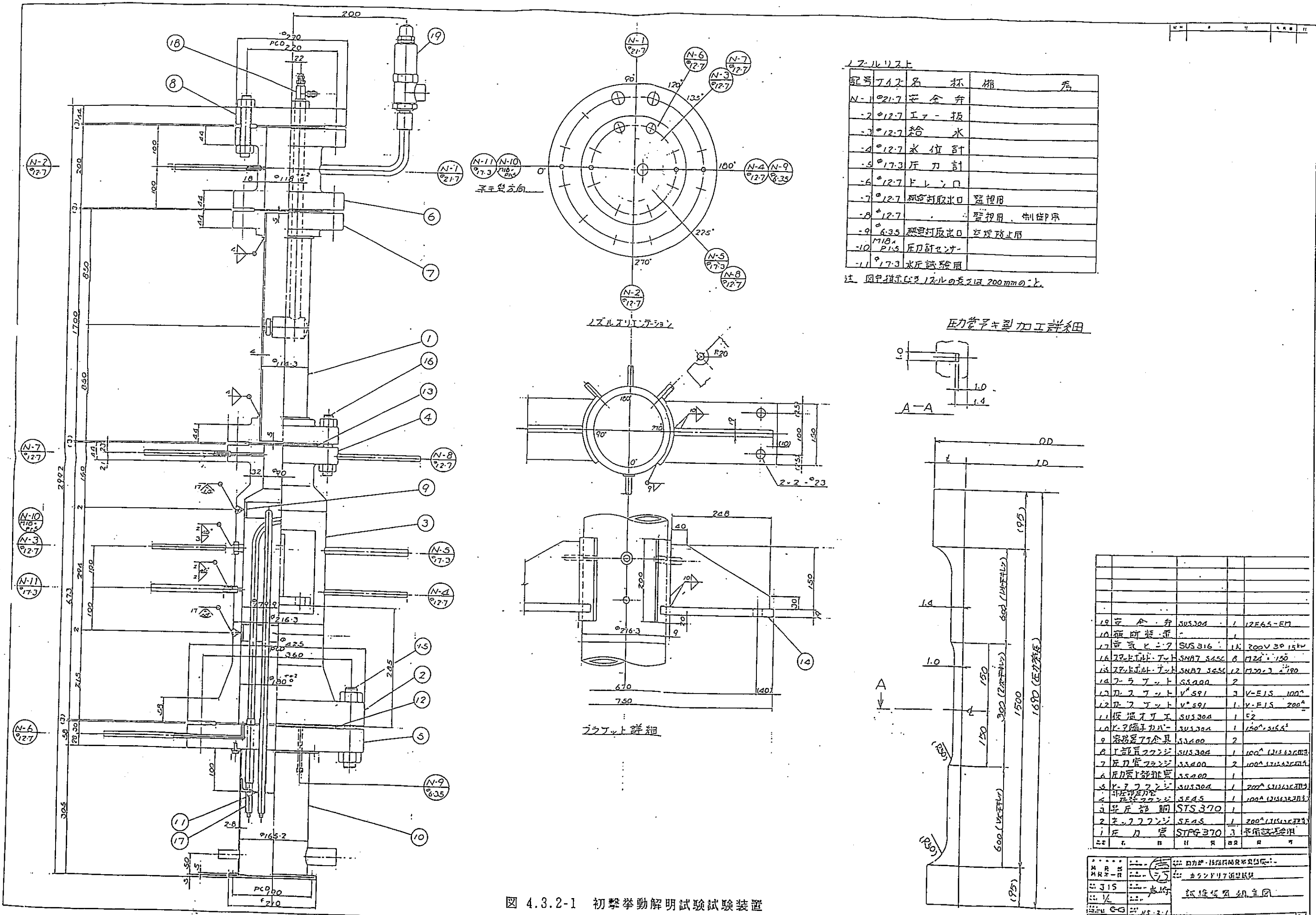
4.3.5 試験結果

圧力管破断挙動可視化試験及びカランドリア管歪挙動試験の試験結果を添付資料4.3.1、4.3.2 に示す。圧力管破断挙動可視化試験の高速撮影記録からは圧力管が予き裂部から破断し、ジェット反力によって一旦後方へ移動して、カランドリア管内面に衝突してから、開口が開いてリップ部がカランドリア管内面に衝突する様を撮影できた。

またカランドリア管歪挙動試験結果からは、A安で実施しているカランドリア管健全性試験で計測されている、圧力管の衝突によるカランドリア管外表面の初撃歪を再現している事が確認できた。

表4.3.3-1 初撃挙動試験 試験条件

	試験No.	圧力管	カランドリア管
可 視試 化驗	J604	炭素鋼 STPG38	炭素鋼 STKM
	J605	外形 126.4mm 肉厚 4.3mm	外形 165.2mm 肉厚 9.0mm (撮影用ガラス部有り)
歪 挙 動 試 験	J606	炭素鋼 STPG38 外形 114.3mm 肉厚 4.0mm	SUS304 外形 168.4mm 肉厚 5.0mm
	J607	炭素鋼 STPG38	実機材 Zry-2
	J608	外形 114.3mm 肉厚 4.0mm	外形 152.4mm 肉厚 1.5mm
	J609	実機材 Zr-Nb	実機材 Zry-2
	J610	外形 126.4mm 肉厚 4.3mm	外形 162.2mm 肉厚 1.9mm

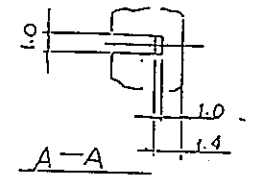


ノズルリスト

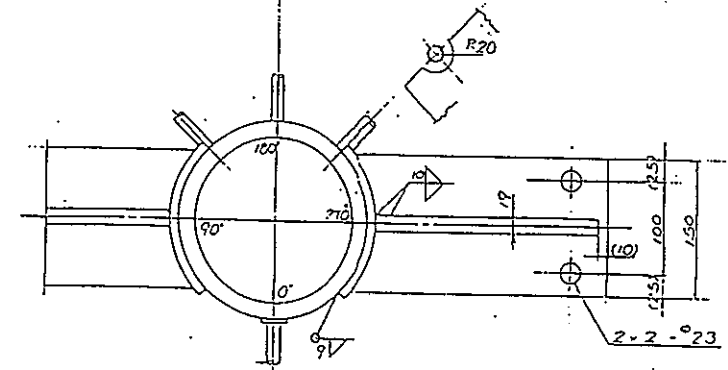
記号	材質	名称	規格	数量
N-1	φ21.7	圧金弁		
-2	φ12.7	エア板		
-3	φ12.7	給水		
-4	φ12.7	水位計		
-5	φ17.3	圧力計		
-6	φ12.7	フレック		
-7	φ12.7	取出口	監視用	
-8	φ12.7		監視用, 制御用	
-9	φ6.35	取出口	気体防止用	
-10	M18, φ15	圧力計センサ		
-11	φ17.3	水圧試験用		

注 図中指示のノズルの径は200mmのこと

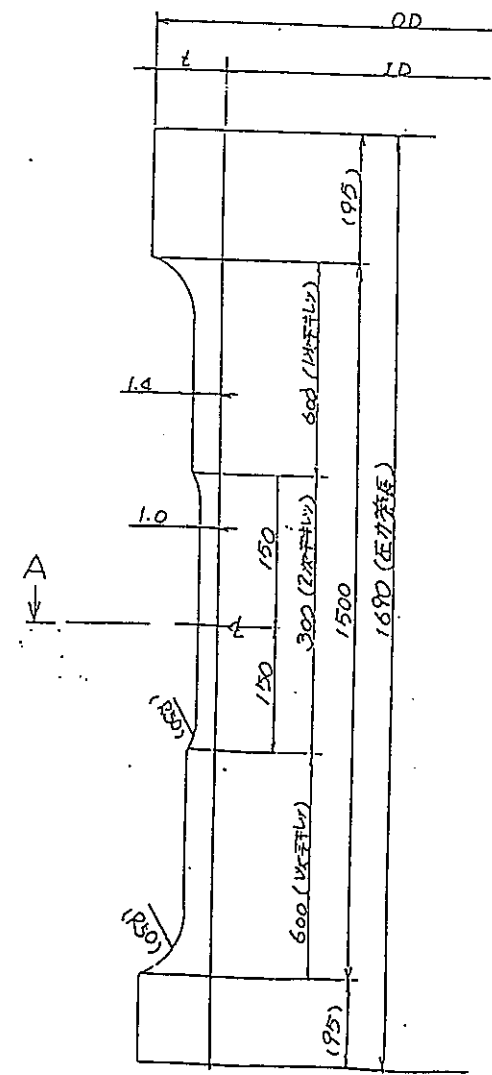
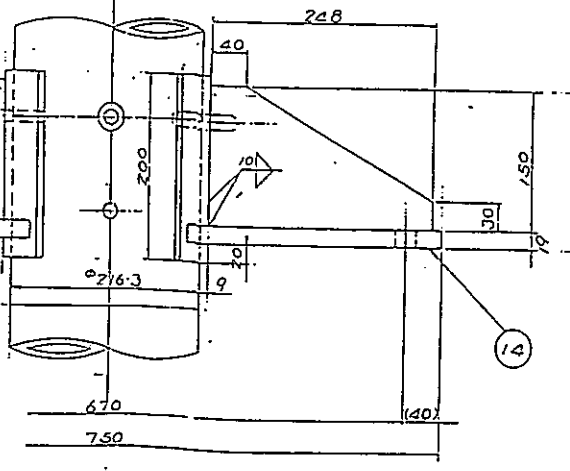
圧力管キ裂加工詳細



ノズルオリフィション



フラット詳細



19	圧金弁	SUS304	1	12E65-EM
10	取出口		1	
17	エア板	SUS316	1	200V 30 15W
16	給水	SNAT 545C	8	φ12.7 × 150
15	水位計	SNAT 545C	12	φ12.7 × 180
14	フレック	SS200	2	
13	取出口	V-591	3	V-EIS 100°
12	取出口	V-591	1	V-EIS 200°
11	取出口	SUS304	1	φ2
10	取出口	SUS304	1	φ2 × 216.5
9	取出口	SS200	2	
8	取出口	SUS304	1	100° (監視用)
7	取出口	SS200	2	100° (監視用)
6	取出口	SS200	1	
5	取出口	SUS304	1	200° (監視用)
4	取出口	SEAS	1	100° (監視用)
3	取出口	STS 370	1	
2	取出口	SEAS	1	200° (監視用)
1	取出口	STS 370	3	監視用

川崎重工株式会社 21904-0012-1

図 4.3.2-1 初撃挙動解明試験試験装置

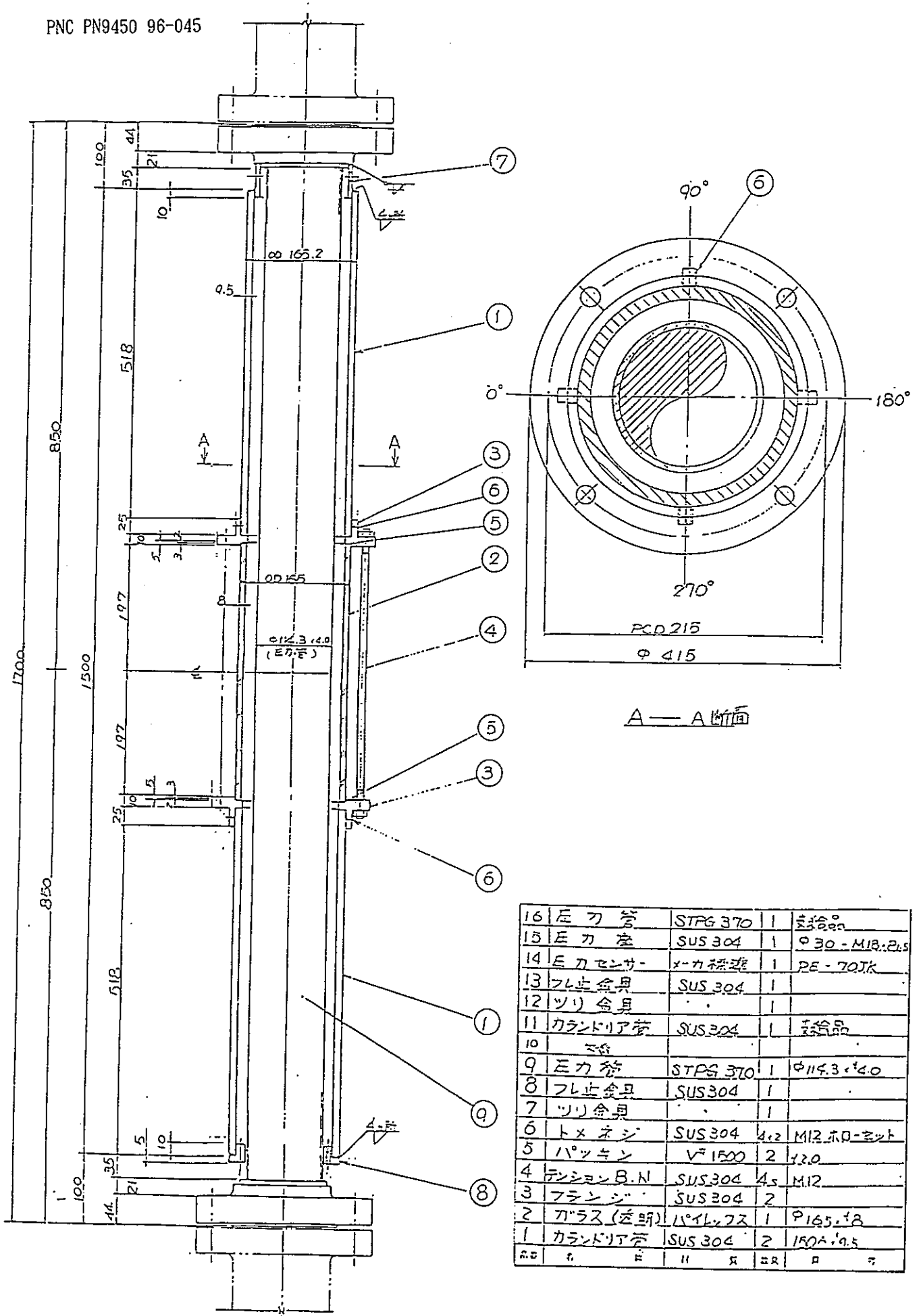
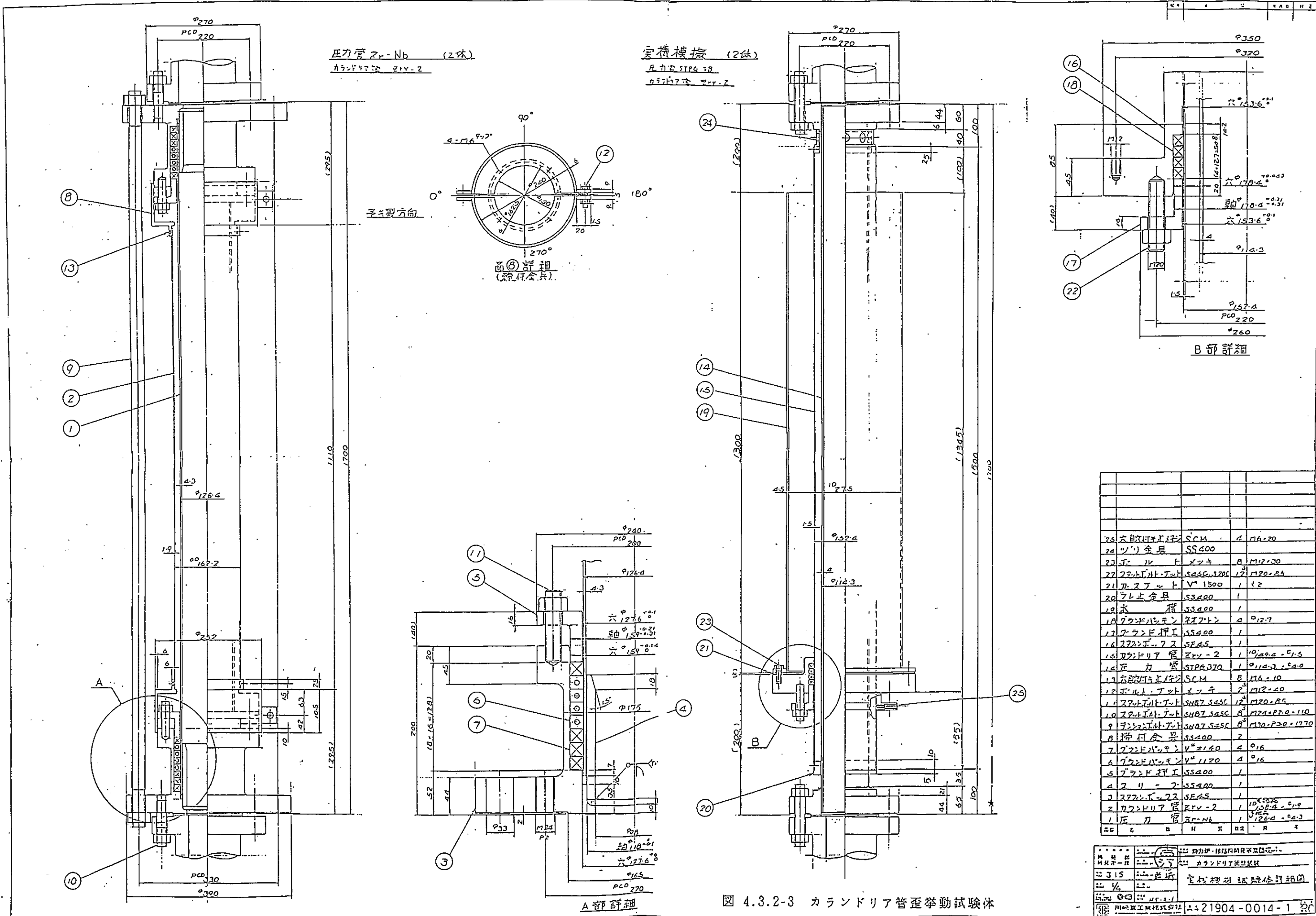
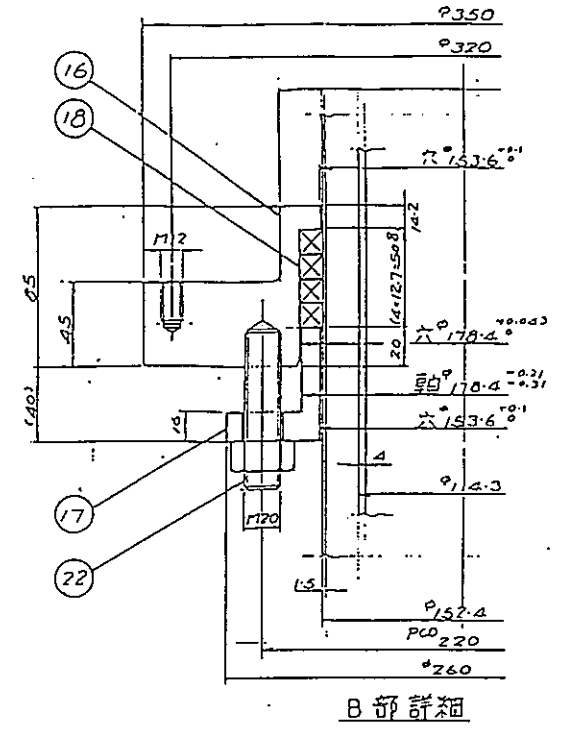
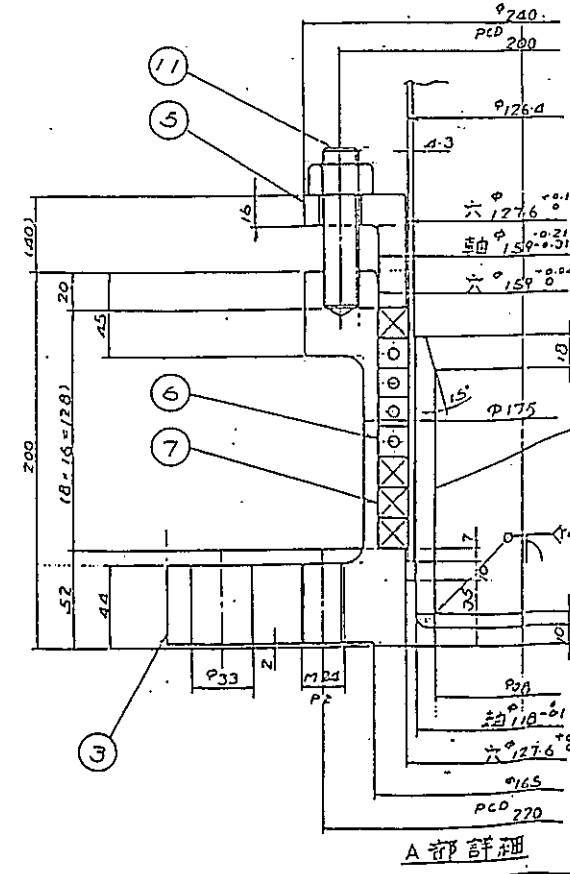
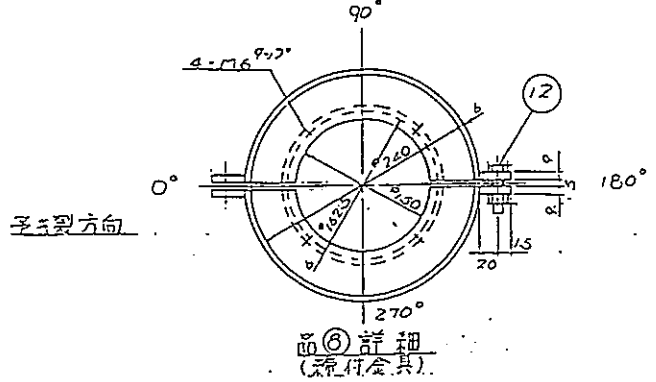


図 4.3.2-2 圧力管破断挙動可視化試験体



圧力管 Zr-Nb (2体)
カランドリア管 Zr-Nb

実験機架 (2体)
圧力管 STPA 30
カランドリア管 Zr-Nb



25	六角ボルト	SCM	4	M6-20
24	ワッシャー	SS400	1	
23	ナット	SS400	1	
22	ナット	SS400	1	
21	ナット	SS400	1	
20	ナット	SS400	1	
19	ナット	SS400	1	
18	ナット	SS400	1	
17	ナット	SS400	1	
16	ナット	SS400	1	
15	ナット	SS400	1	
14	ナット	SS400	1	
13	ナット	SS400	1	
12	ナット	SS400	1	
11	ナット	SS400	1	
10	ナット	SS400	1	
9	ナット	SS400	1	
8	ナット	SS400	1	
7	ナット	SS400	1	
6	ナット	SS400	1	
5	ナット	SS400	1	
4	ナット	SS400	1	
3	ナット	SS400	1	
2	ナット	SS400	1	
1	ナット	SS400	1	

図 4.3.2-3 カランドリア管歪挙動試験体

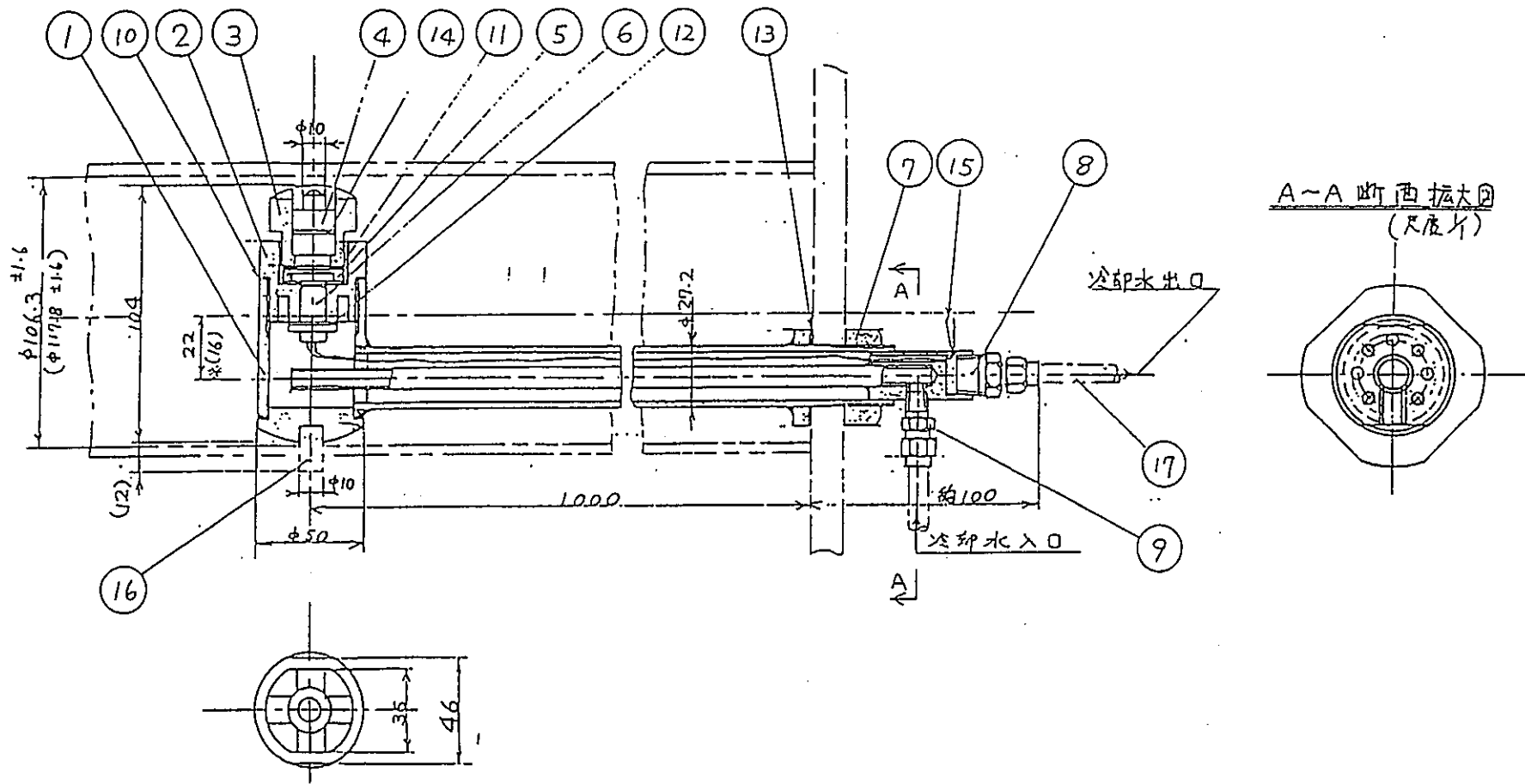


図 4.3.2-4 圧力管破断試験装置 (プッシャー)

NO.

頁

測定箇所	センサー	応答周波数	収録速度	測定範囲 (最大値)
圧力管内	圧力	10 kHz以上	10 kHz以上	75 kg/cm ² .g . 290 °C
	温度	50 Hz以上	50 Hz以上	75 kg/cm ² .g . 290 °C
圧力管外面	破断	————	20 kHz以上	290 °C
	歪	100 kHz程度	20 kHz以上	1 % 290 °C
アニュラス管	圧力	10 kHz以上	10 kHz以上	75 kg/cm ² .g . 290 °C
	温度	50 Hz以上	50 Hz以上	75 kg/cm ² .g . 290 °C
カランドリア 管外面	歪	100 kHz程度	20 kHz以上	10 % 60 °C
水槽内 (模擬重水)	温度	————	————	常圧 70 °C (状態確認用)

図 4.3.2-5 試験における収録システム

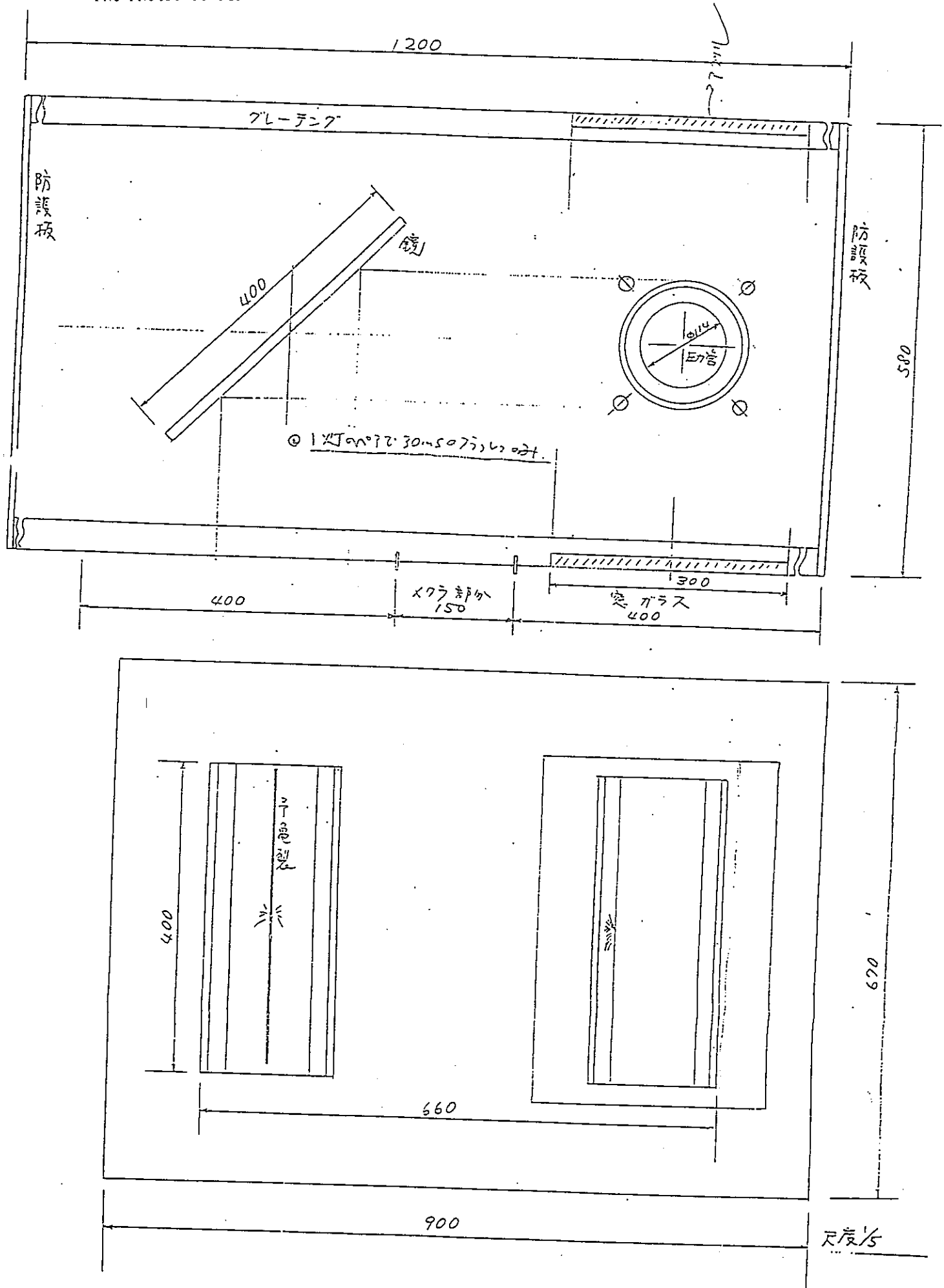


図 4.3.4-1 高速度撮影時試験体、カメラ配置

試験 No. J604, J605

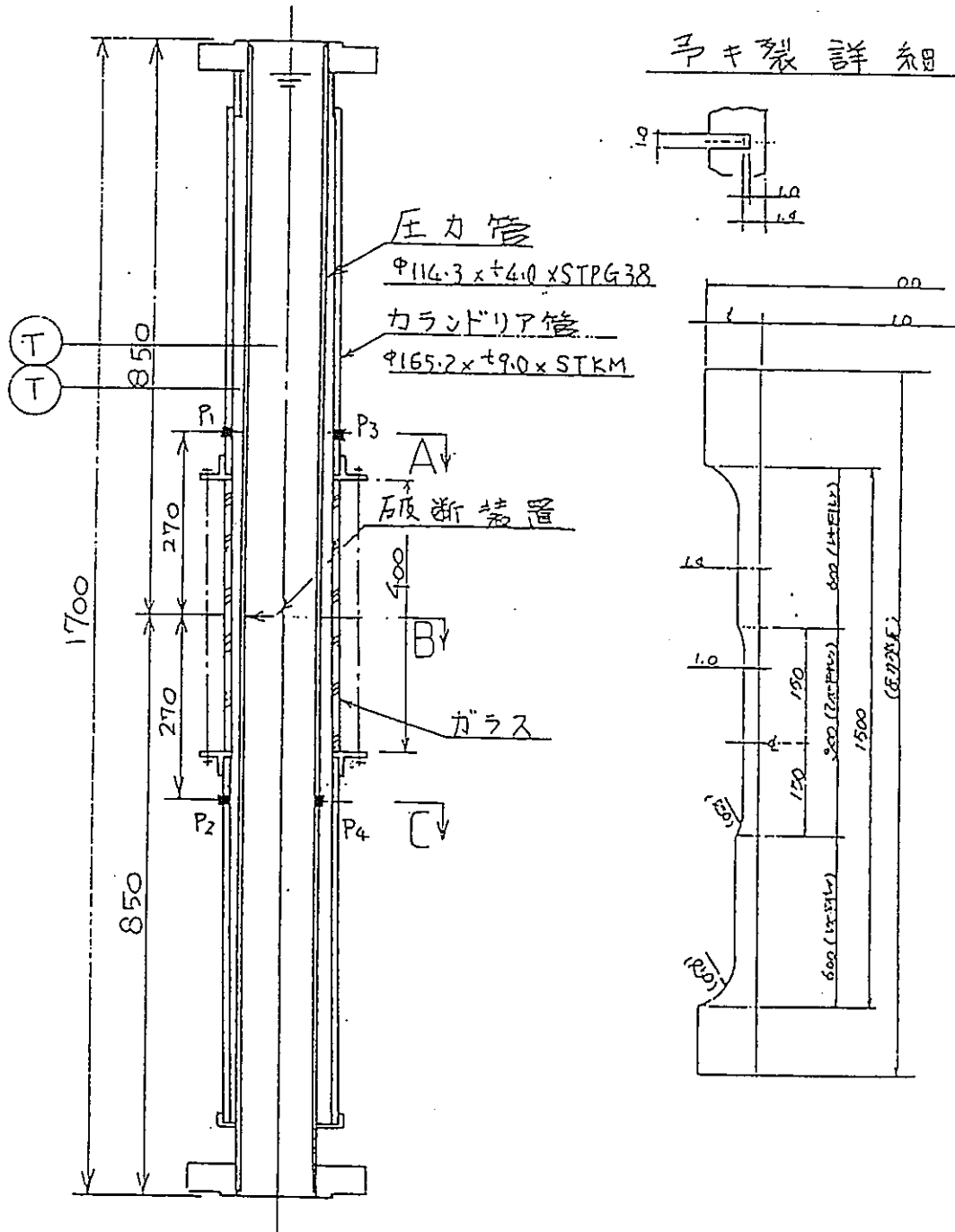
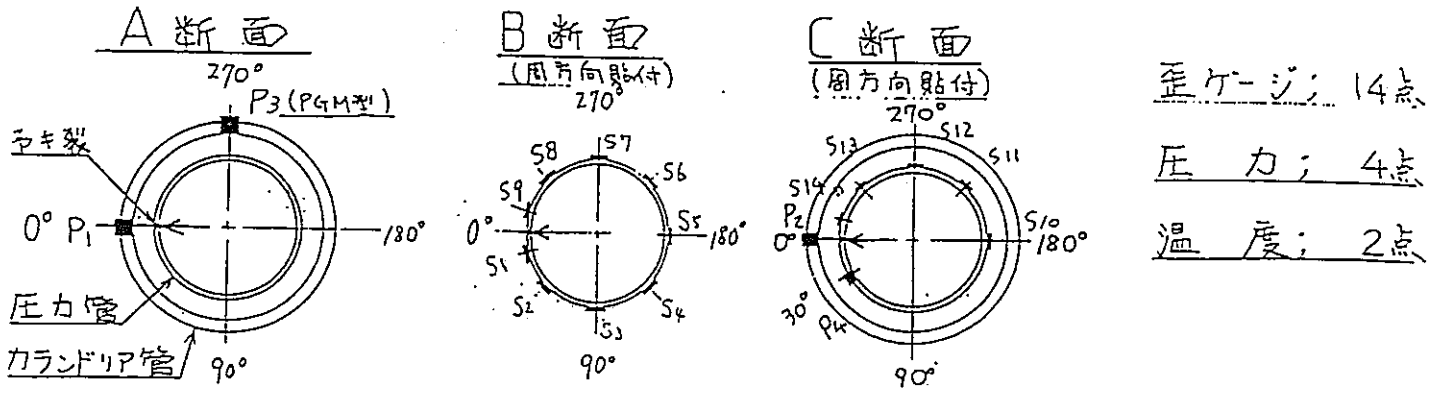


図 4.3.4-2(1/3) センサ類取付位置

試験NO. J607, J608

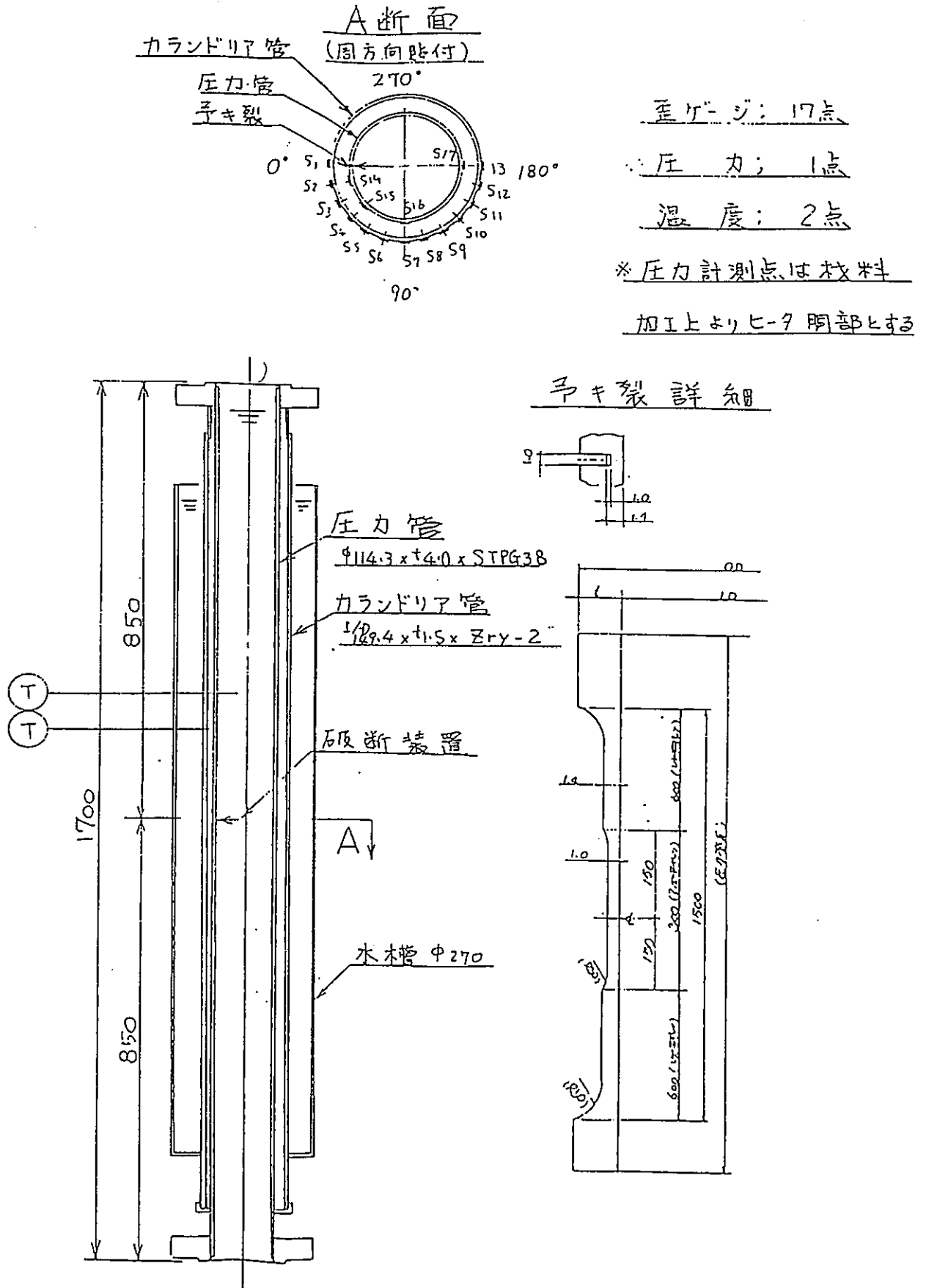
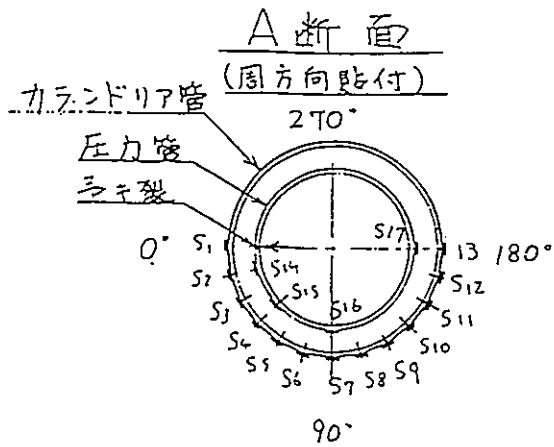


図 4.3.4-2(2/3) センサ類取付位置



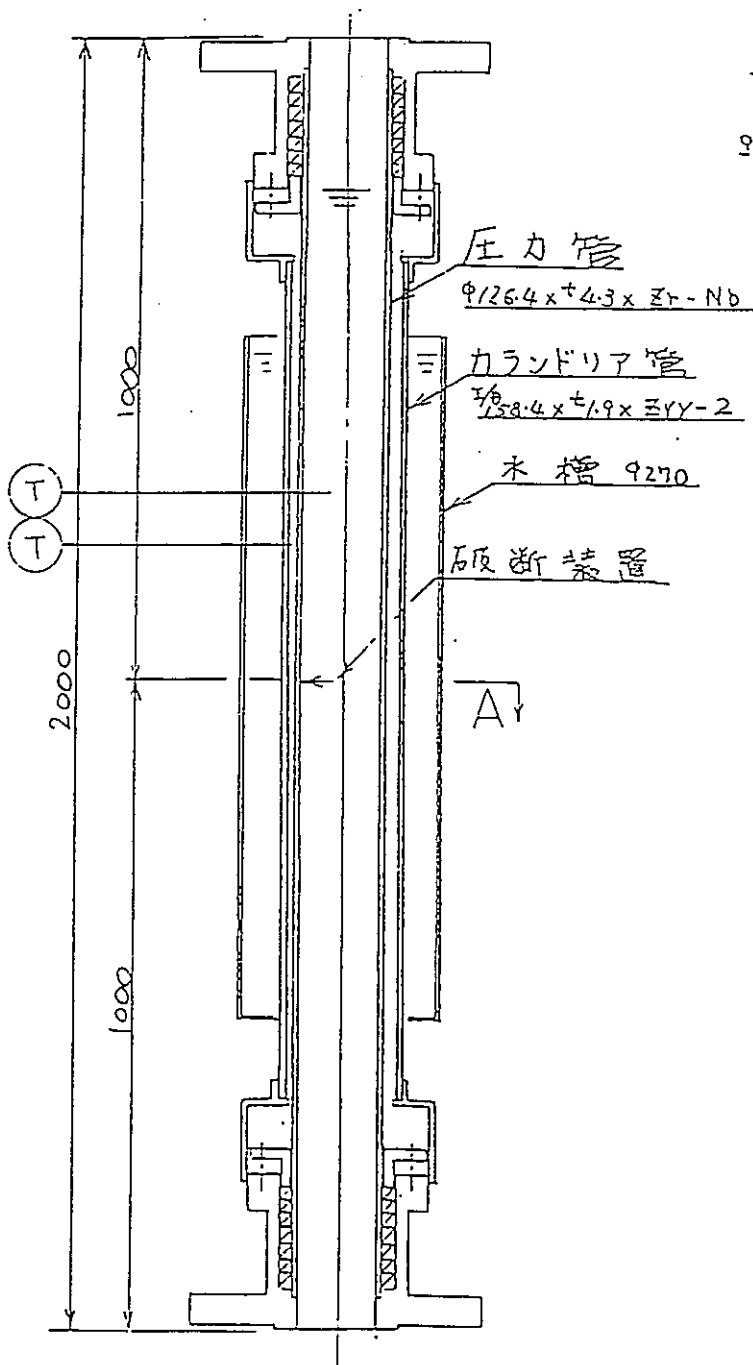
歪ゲージ: 17点

※圧力: 1点

温度: 2点

※圧力計測点は材料

加工上よりヒ-7胴部とする



予キ裂詳細

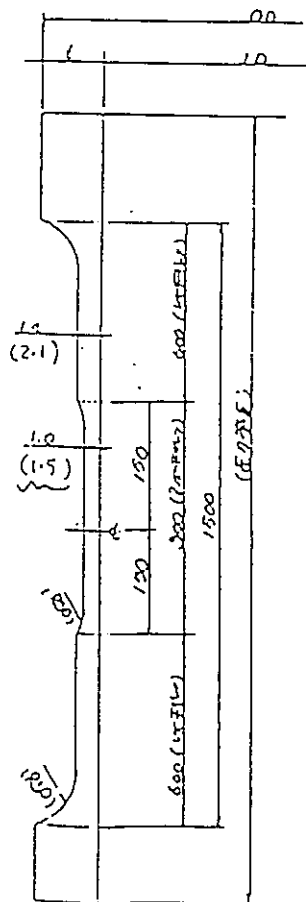
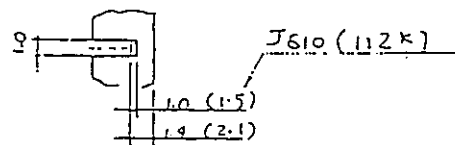


図 4.3.4-2(3/3) センサ類取付位置

4.4 カランドリア管材料の高速引張試験

4.4.1 概要

圧力管破断時のカランドリア管の構造健全性評価に反映するため、カランドリア管材料（Zry-2）の歪速度をパラメータとした高速引張試験を行い、材料強度の歪速度依存性を明らかにする。本年度は、試験の実施までとし、試験結果の評価は次年度とする。

4.4.2 試験条件

(1) 試験パラメータ

カランドリア管材は溶接管であり、材料強度には周及び軸方向で異方性がある。また、圧力管破断時のカランドリア管温度は、(i) 初期の衝撃荷重作用時；70℃、(ii) ウォータハンマによるピーク圧力作用時；180℃になることが予測されている。従って、これらの条件を考慮して表1に示す試験パラメータを決定した。試験体数は全22体である。

(2) 試験片

試験片は、カランドリア管材より、周、軸方向に切り出した。周方向試験片は、カランドリア管材を平板化したのち切り出すこととした。

試験片の形状を図1a、図1bに示す。また、図2には試験片保持のために用いたホルダーの構造を示す。

溶接材は溶接線がゲージ長中心になるように試験片を加工した。

(3) 試験機

試験は図3および図4に示す高圧ガス開放型とホプキンソンバー型（歪速度 $\geq 100/S^{-1}$ に適用）の試験機を併用して実施した。なお、高圧ガス開放型試験機を用いての引張試験では、歪速度が一定となるようオリフィス付メンブレンラプチャー方式を採用して制御した。これらの試験機の構造と試験例を添付資料に示す。

4.4.3 試験結果

試験実施時の歪速度を図5～7に示す。また、試験結果は弾性範囲に関して、静的

な縦弾性係数に等しくなるように図 8 に示す方法で補正を行っている。

試験結果のうち、0.2%耐力、引張強さ、伸び、絞りの各材料特性を表 2 に示す。
また、応力-歪特性を図 9 ~ 35 に示す。

Table 1 - Test Matrix.

Material		Spec. denom.	Temp. [°C]	Strain rate [s ⁻¹]				
Type	z/θ			10 ⁻³	0.1	1	100	500
Zry-2 Mother Mat'l	z	ZMA	70	2	-	2	2	2
	θ	ZMC		-	-	2	-	2
	z	ZMA	180	2	2	-	-	-
	θ	ZMC		-	2	-	-	-
Weld Metal	θ	ZWC	70	-	-	2	-	2

z = Axial direction

θ = Circumferential direction

(Total 22 pieces)

Table 2-(1/3) Experimental results

Material		Temp. [°C]	Eng. parameters	Strain rate [s ⁻¹]					
Type	z/θ			6.7E-04	2.9E-01	-	-	-	
Zry-2	Mother Matl	z	180	σ _y (MPa)	187.0	285.0	-	-	-
				σ _B (MPa)	326.8	401.3	-	-	-
				λ _y (%)	10.6	9.3	-	-	-
				λ _B (%)	24.2	27.0	-	-	-
				Ψ (%)	65.1	55.6	-	-	-

Material		Temp. [°C]	Eng. parameters	Strain rate [s ⁻¹]					
Type	z/θ			-	3.24E-01	-	-	-	
Zry-2	Mother Matl	θ	180	σ _y (MPa)	-	337.0	-	-	-
				σ _B (MPa)	-	394.8	-	-	-
				λ _y (%)	-	4.6	-	-	-
				λ _B (%)	-	24.7	-	-	-
				Ψ (%)	-	63.4	-	-	-

Table 2-(2/3) Experimental results

Material		Temp. [°C]	Eng. parameters	Strain rate [s ⁻¹]					
Type	z/θ			6.60E-04	-	1.00	230	550	
Zry-2	Mother Mat'l	z	70	σ_y (MPa)	227.0	-	372.0	477.0	587.0
				σ_B (MPa)	494.3	-	543.8	662.7	672.0
				λ_u (%)	13.8	-	8.3	13.6	10.2
				λ_B (%)	23.3	-	20.6	18.2 (*)	25.0
				Ψ (%)	49.0	-	48.3	43.4	39.6

(*) Value does not indicate fracture strain.
See Technical Note No. I.93.71, pg.10.

Material		Temp. [°C]	Eng. parameters	Strain rate [s ⁻¹]					
Type	z/θ			-	-	1.35	-	564	
Zry-2	Mother Mat'l	θ	70	σ_y (MPa)	-	-	467.0	-	738.0
				σ_B (MPa)	-	-	554.3	-	888.1
				λ_u (%)	-	-	5.9	-	4.9
				λ_B (%)	-	-	25.8	-	21.4
				Ψ (%)	-	-	52.2	-	42.7

Table 2-(3/3) Experimental results

Material		Temp. [°C]	Eng. parameters	Strain rate [s^{-1}]					
Type	z/θ			-	-	1.09	-	519	
Zry-2	Weld Metal	θ	70	σ_y (MPa)	-	-	473.0	-	696.0
				σ_B (MPa)	-	-	578.7	-	703.0
				λ_U (%)	-	-	6.0	-	9.5
				λ_B (%)	-	-	18.0	-	20.8
				Ψ (%)	-	-	37.5	-	31.8

Eng. parameters

σ_y : Yielding Point (0.2% yielding stress).

σ_B : Maximum Tensile Strength.

λ_U : Uniform Elongation (eliminating local constriction).

λ_B : Fracture Elongation (including local constriction).

Ψ : Reduction of Area after Fracture.

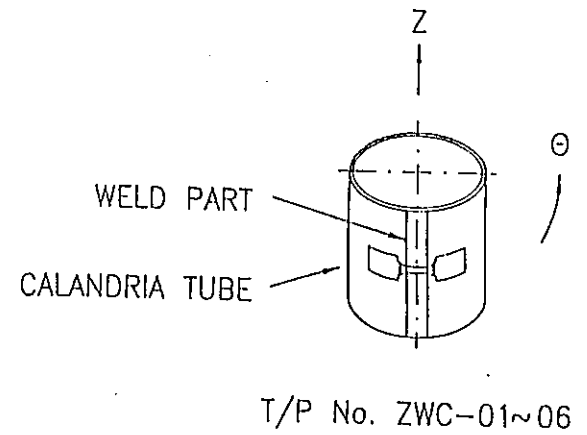
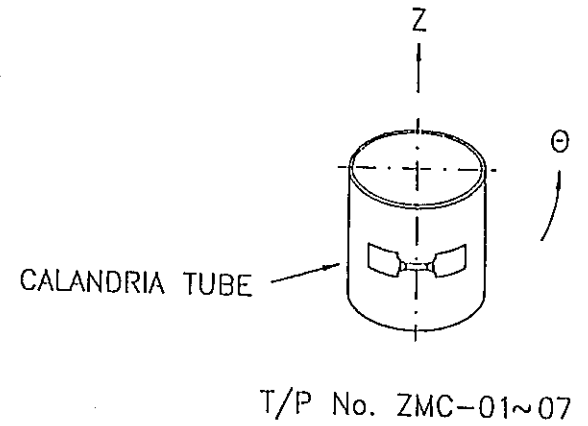
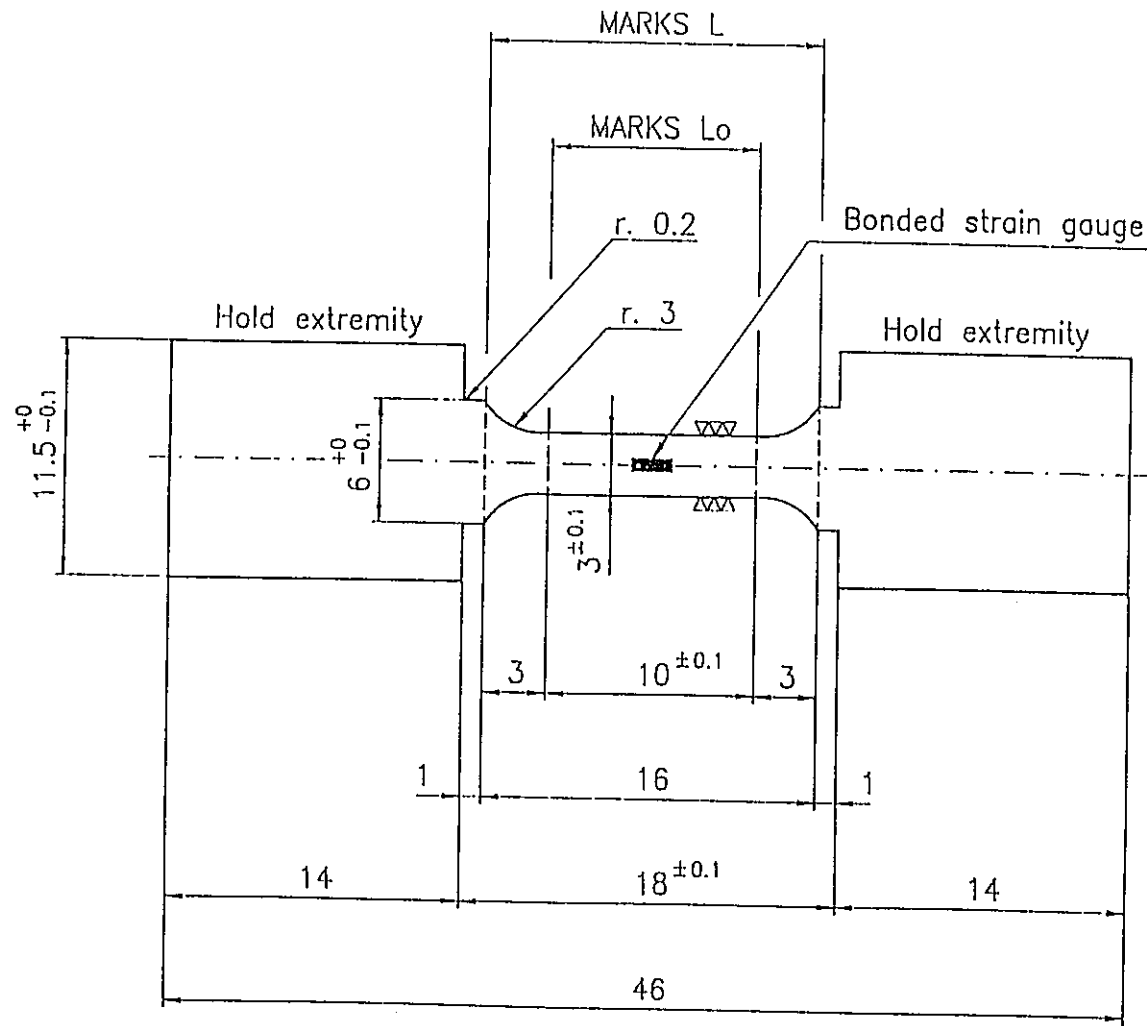


Fig. 1b CIRCUMFERENTIAL DIRECTION SPECIMEN

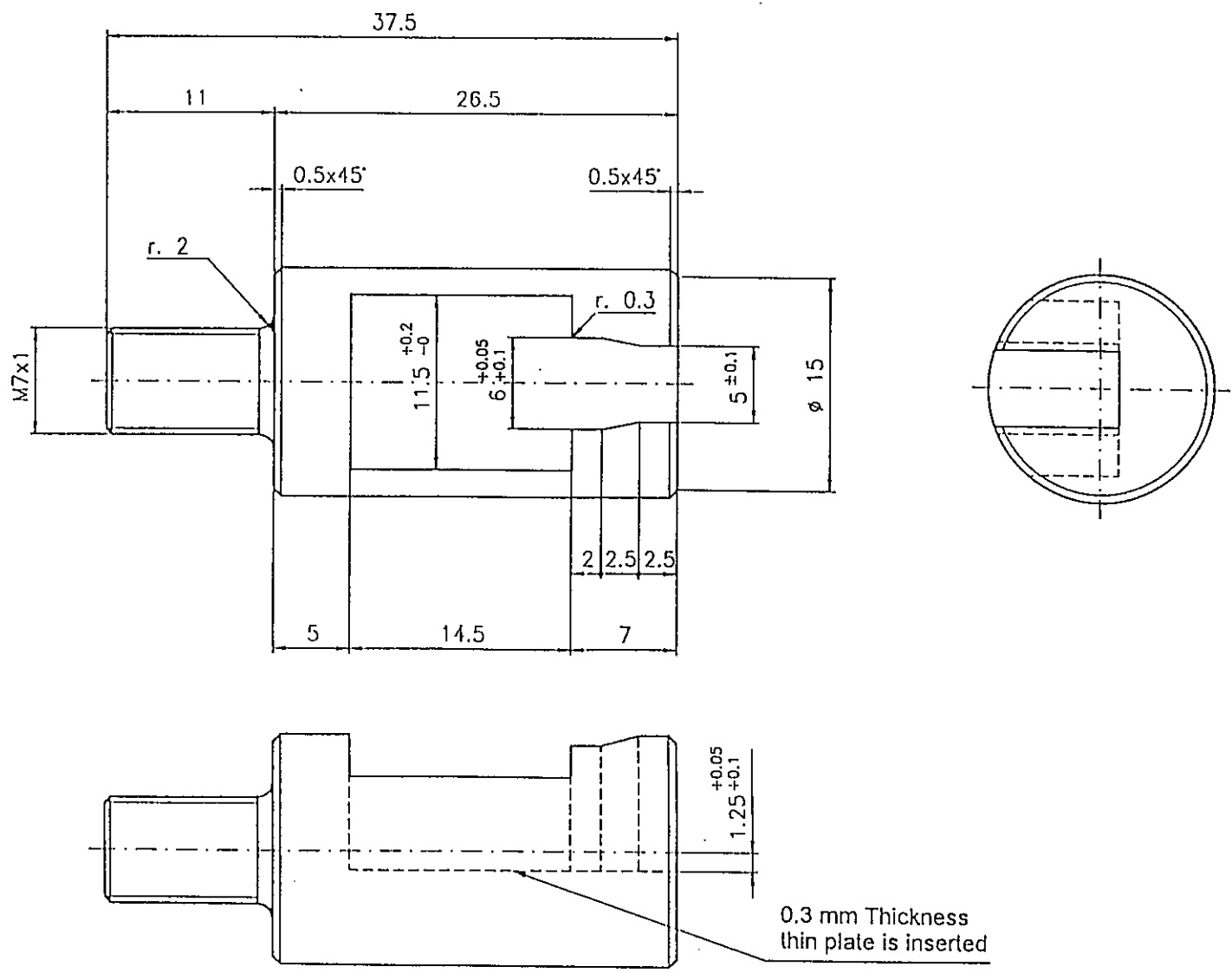


Fig. 2 Plate Type Specimen Holder

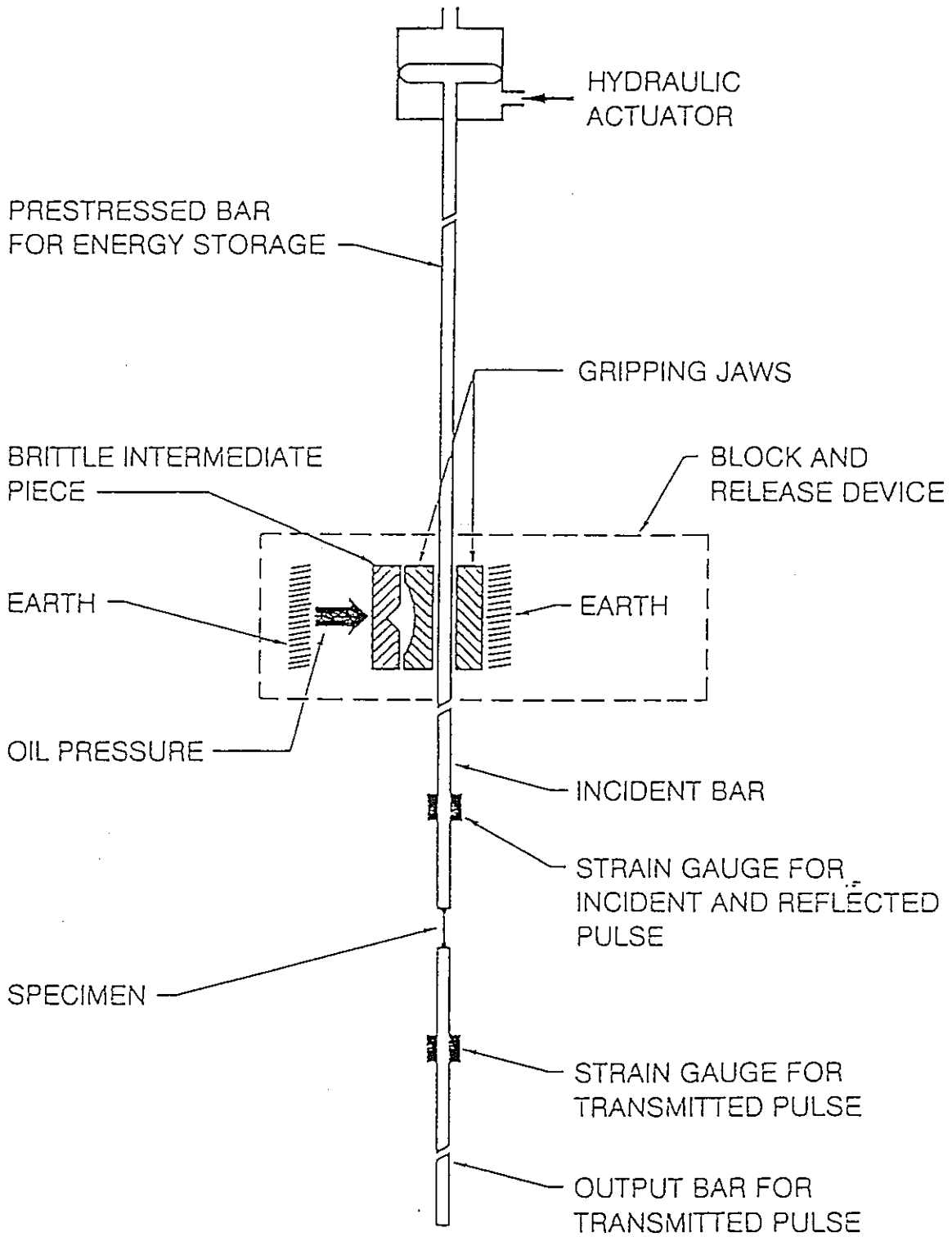


Fig. 3 MODIFIED HOPKINSON BAR WITH PRESTRESSED BAR LOADING DEVICE FOR TENSILE TESTS

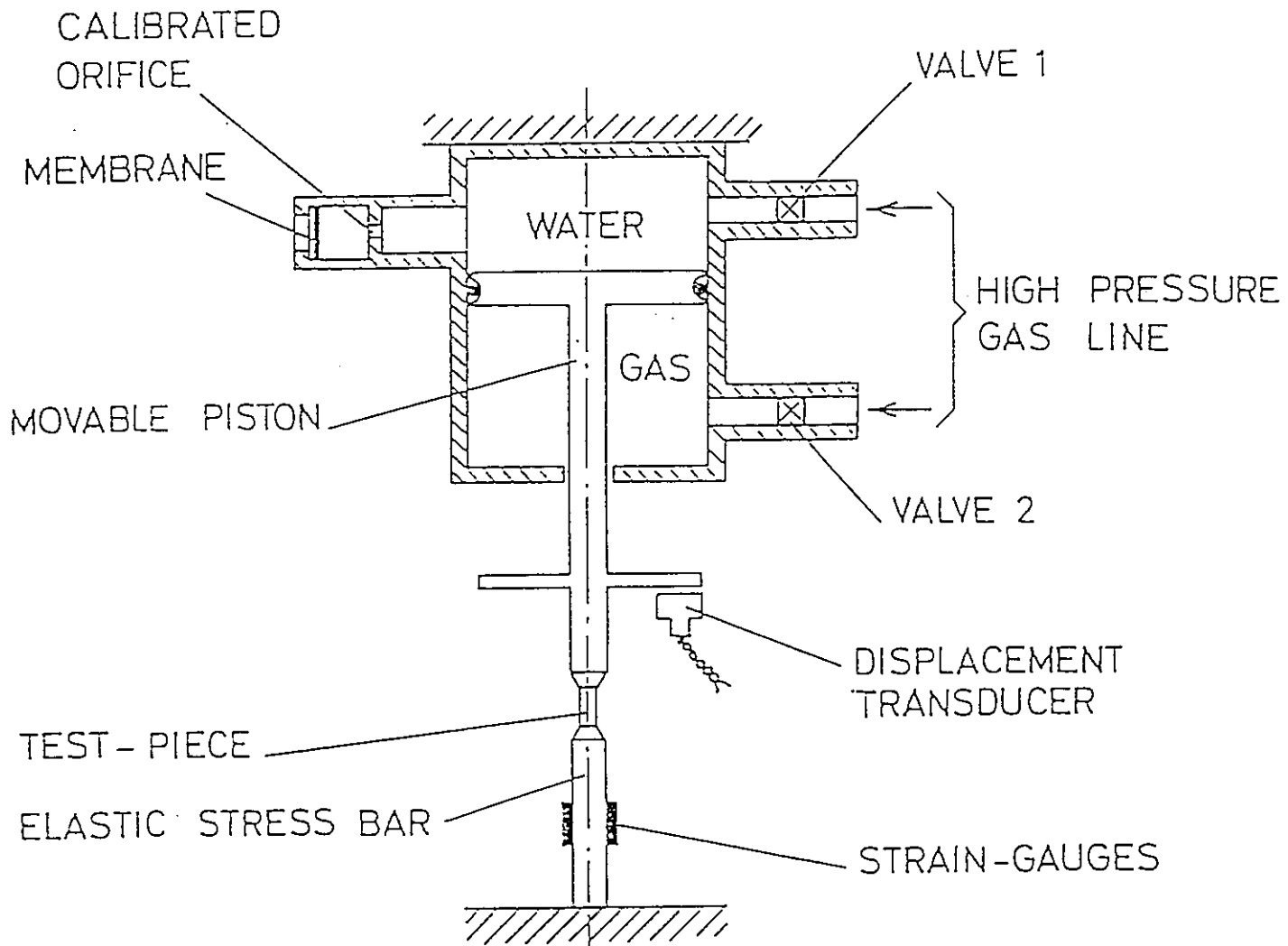


Fig. 4 SCHEMATIC OF HYDRAULIC-PNEUMATIC MACHINE FOR DYNAMIC TENSILE TESTS AT CONSTANT STRAIN-RATE (10^{-1} - 100 sec^{-1})

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

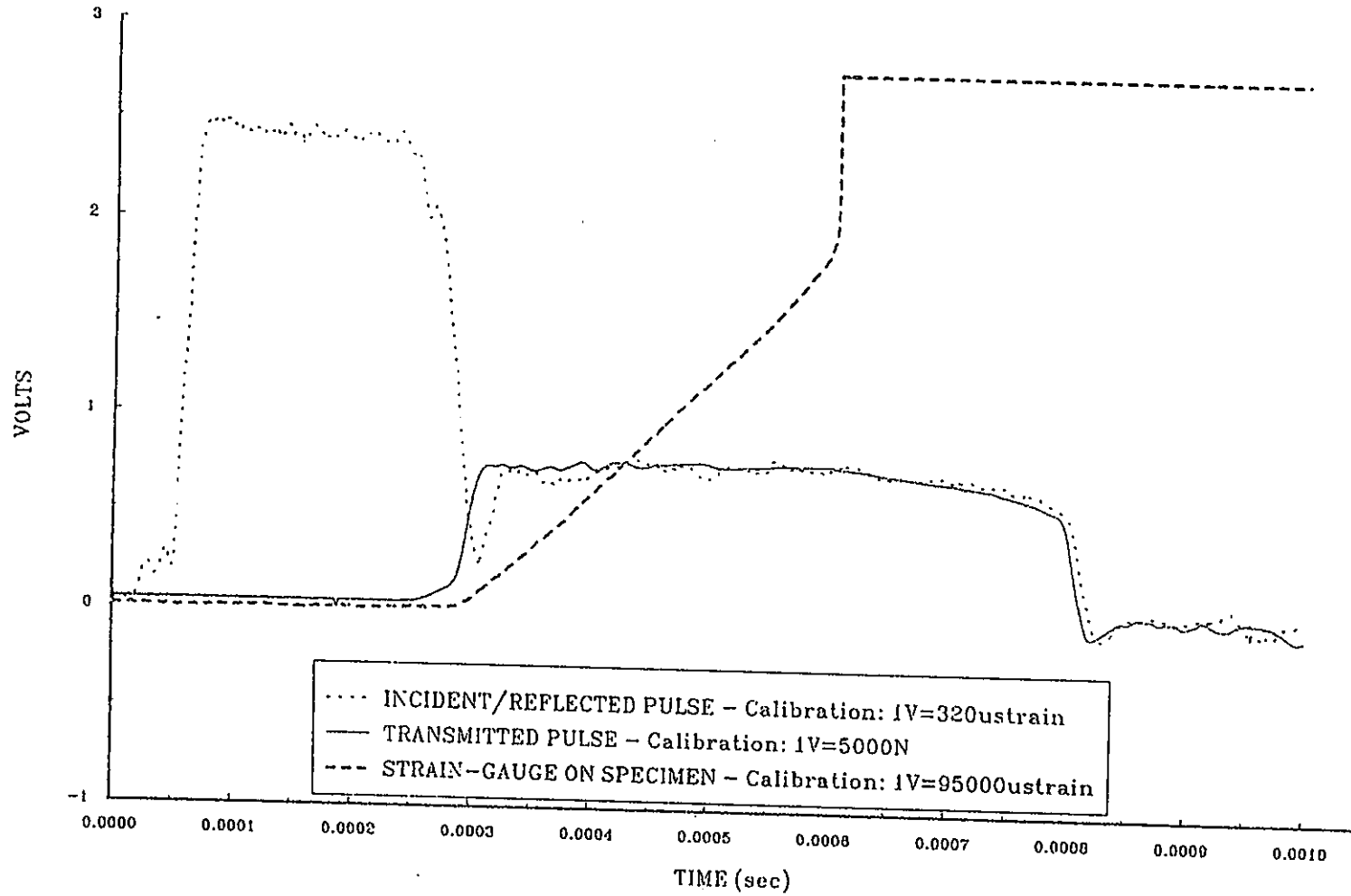


Fig.5 Record of a ZMA test. at high strain rate.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

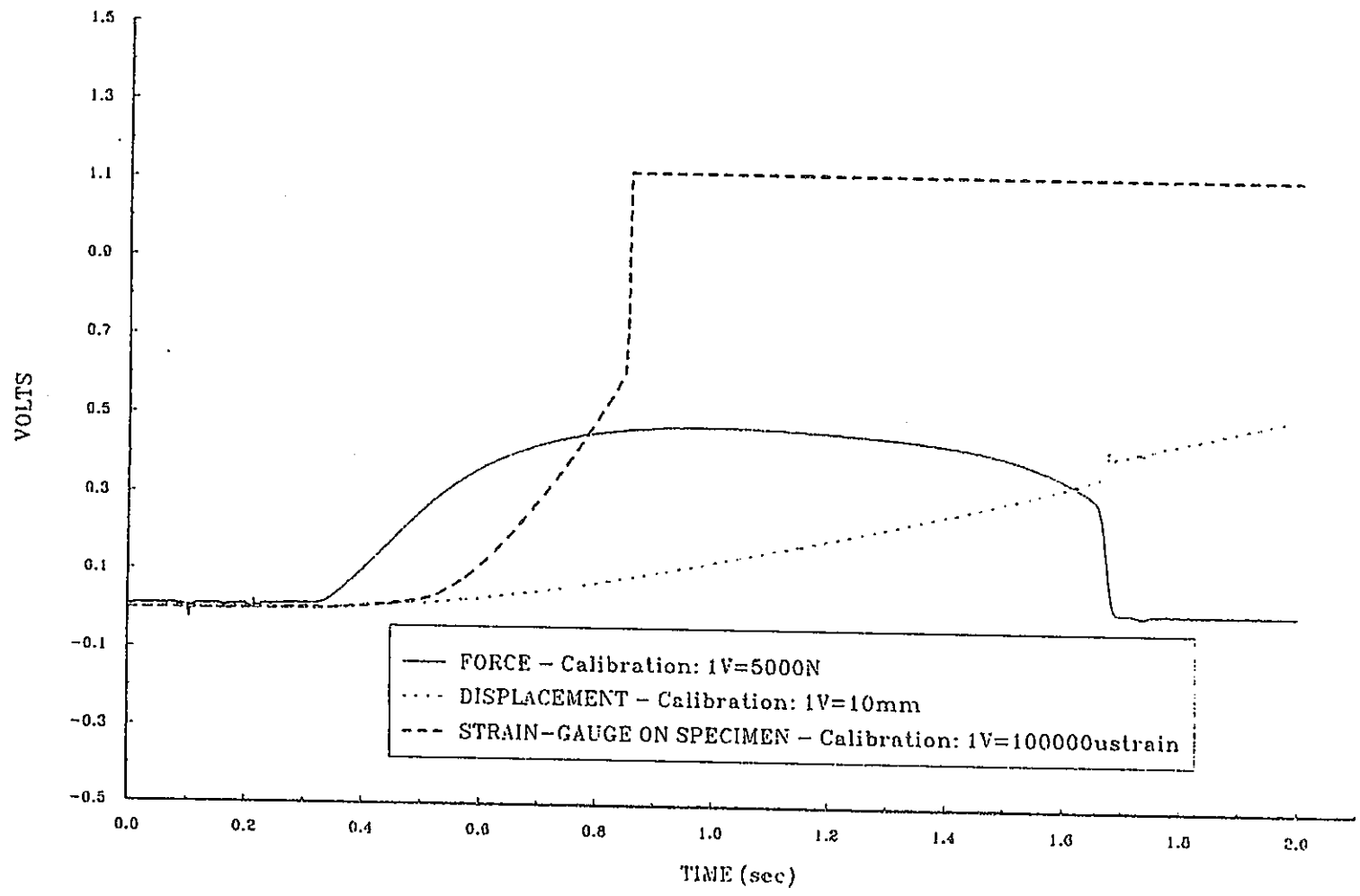


Fig.6 Record of a ZMA test. at medium strain rate.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

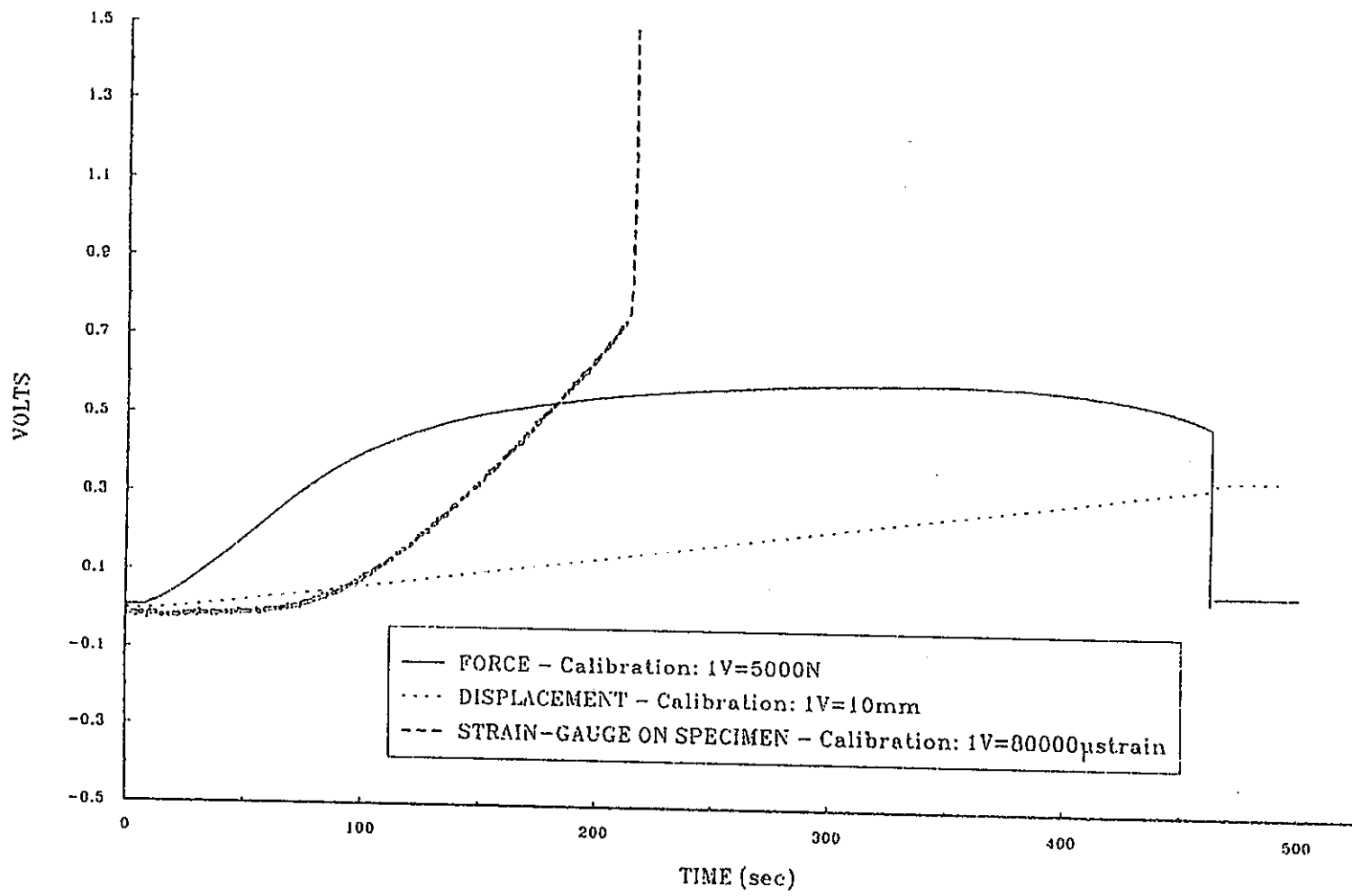
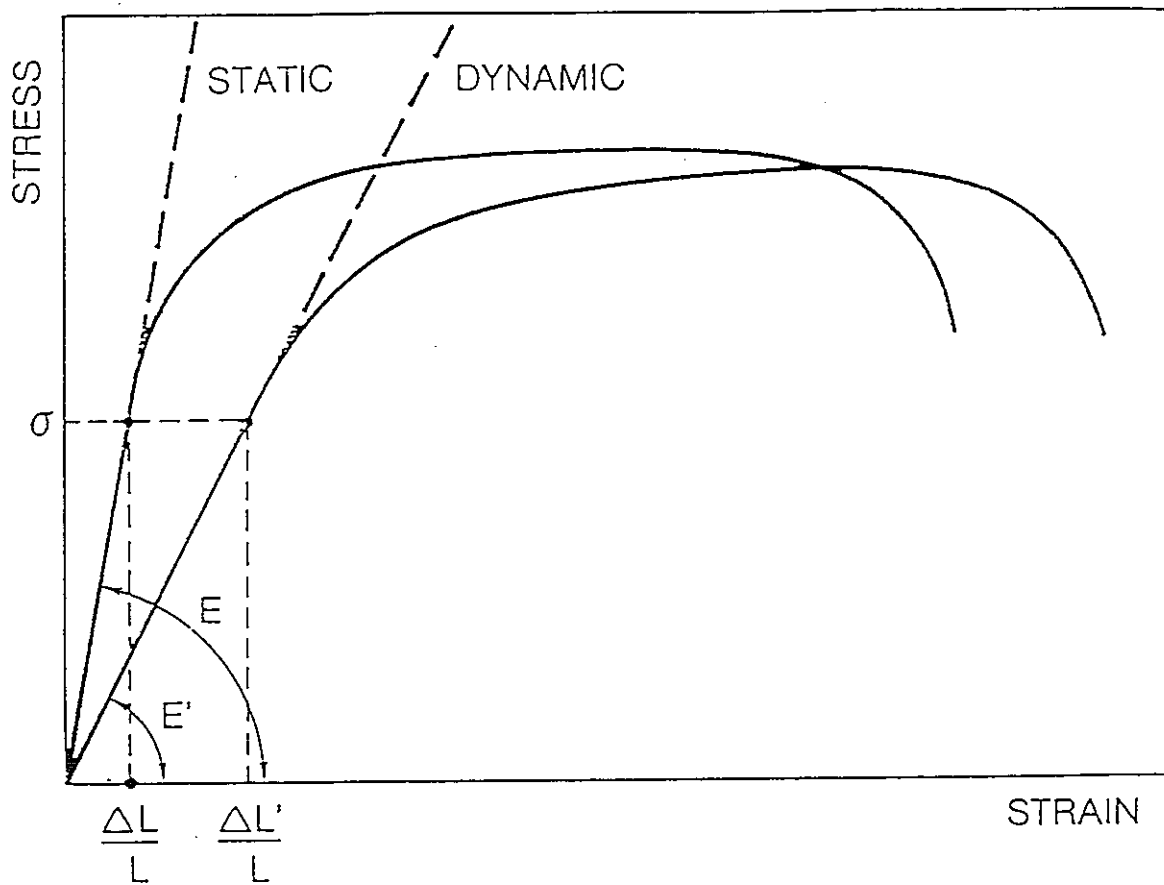


Fig.7 Record of a ZMA test, at low strain rate.



$$\sigma = E \frac{\Delta L}{L} = E' \frac{\Delta L'}{L}$$

CORRECTION FOR STRAIN VALUES $\frac{\Delta L'}{L} - \frac{\Delta L}{L} = \sigma \left(\frac{E-E'}{EE'} \right)$

Fig. 8 CORRECTION OF STRESS-STRAIN CURVES TO THE SLOPE OF STATIC ELASTIC MODULUS

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

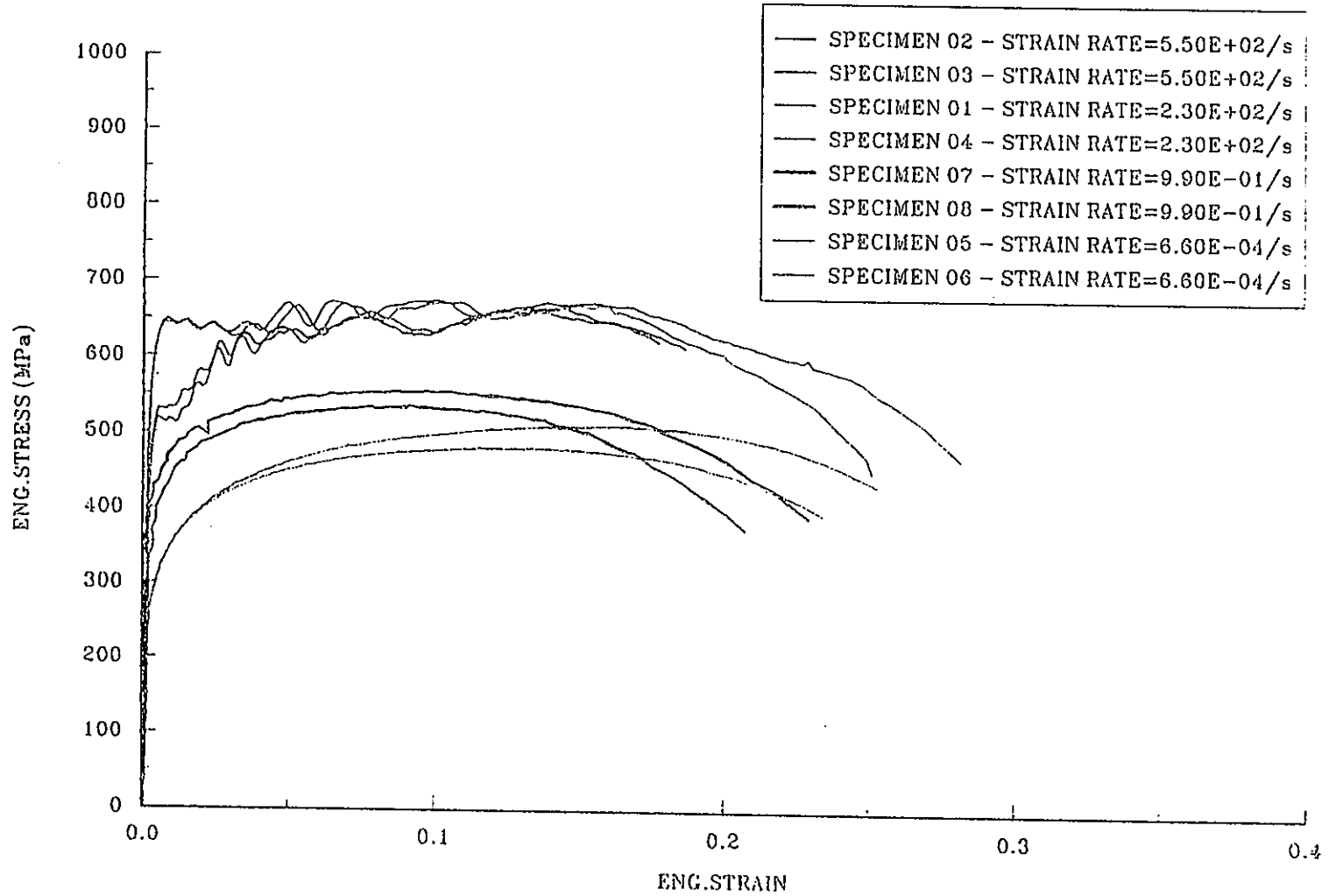


Fig.9 Eng.stress/strain diagrams of ZMA, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

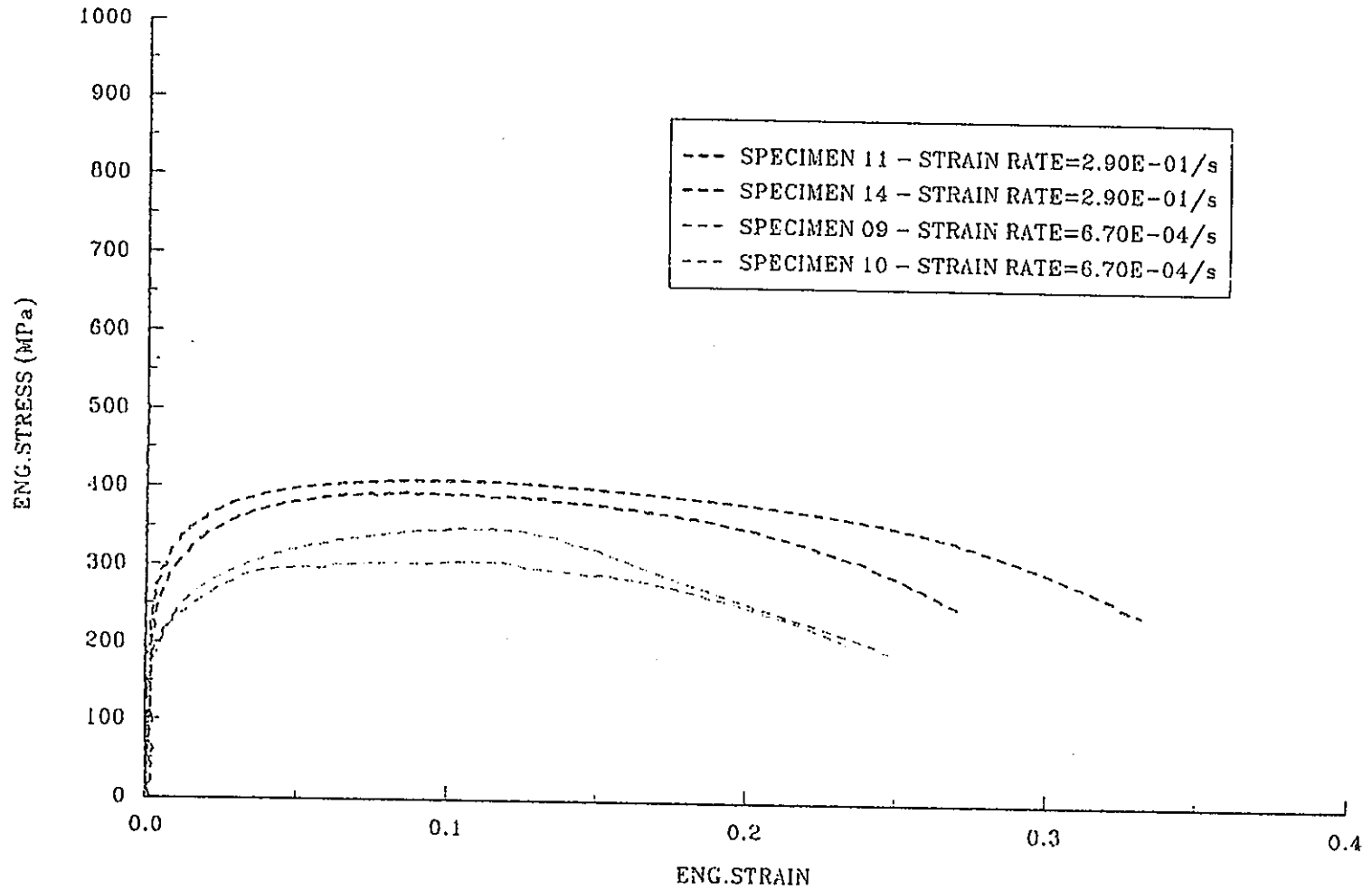


Fig.10 Eng.stress/strain diagrams of ZMA, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

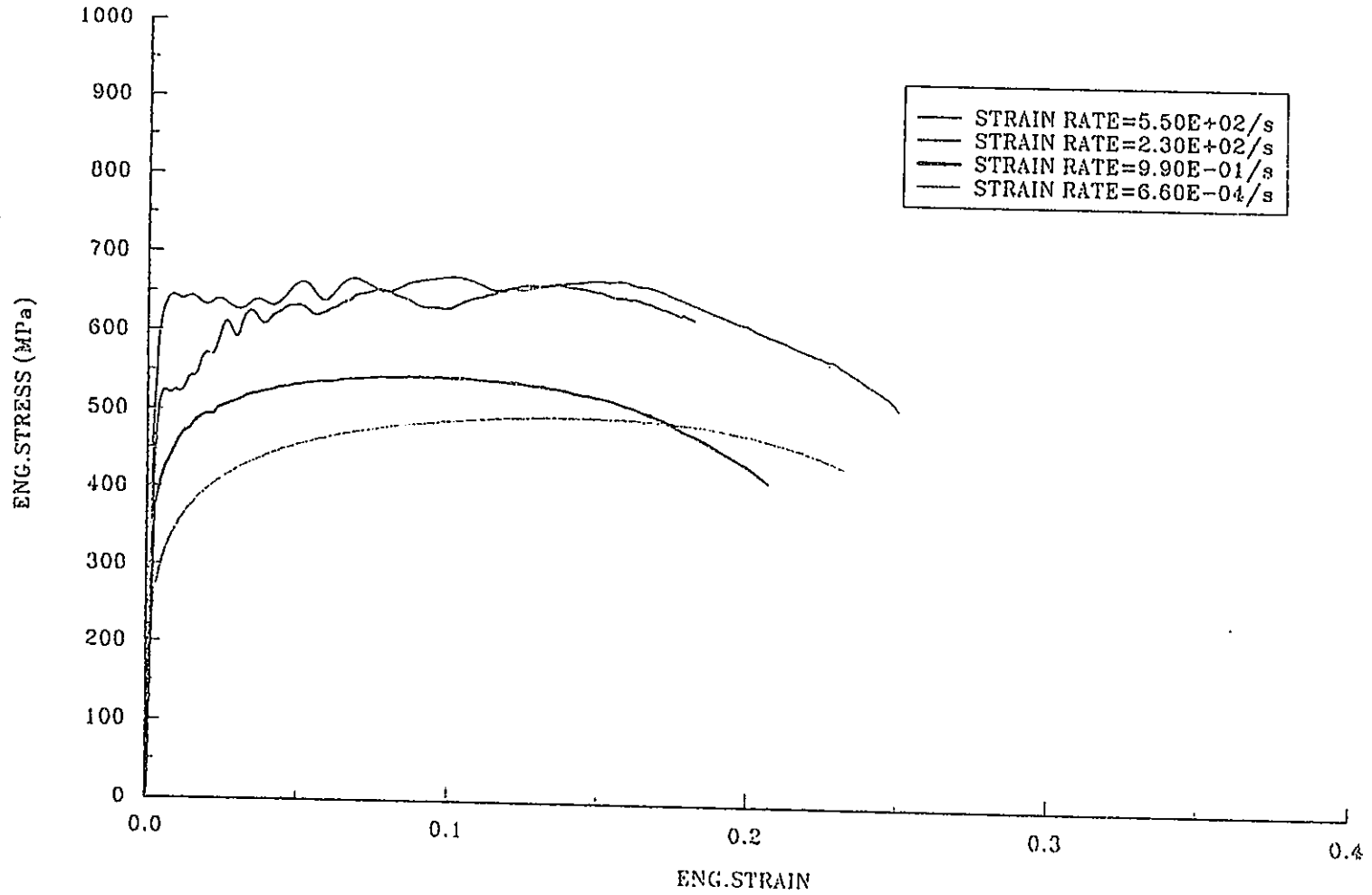


Fig.11 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C.

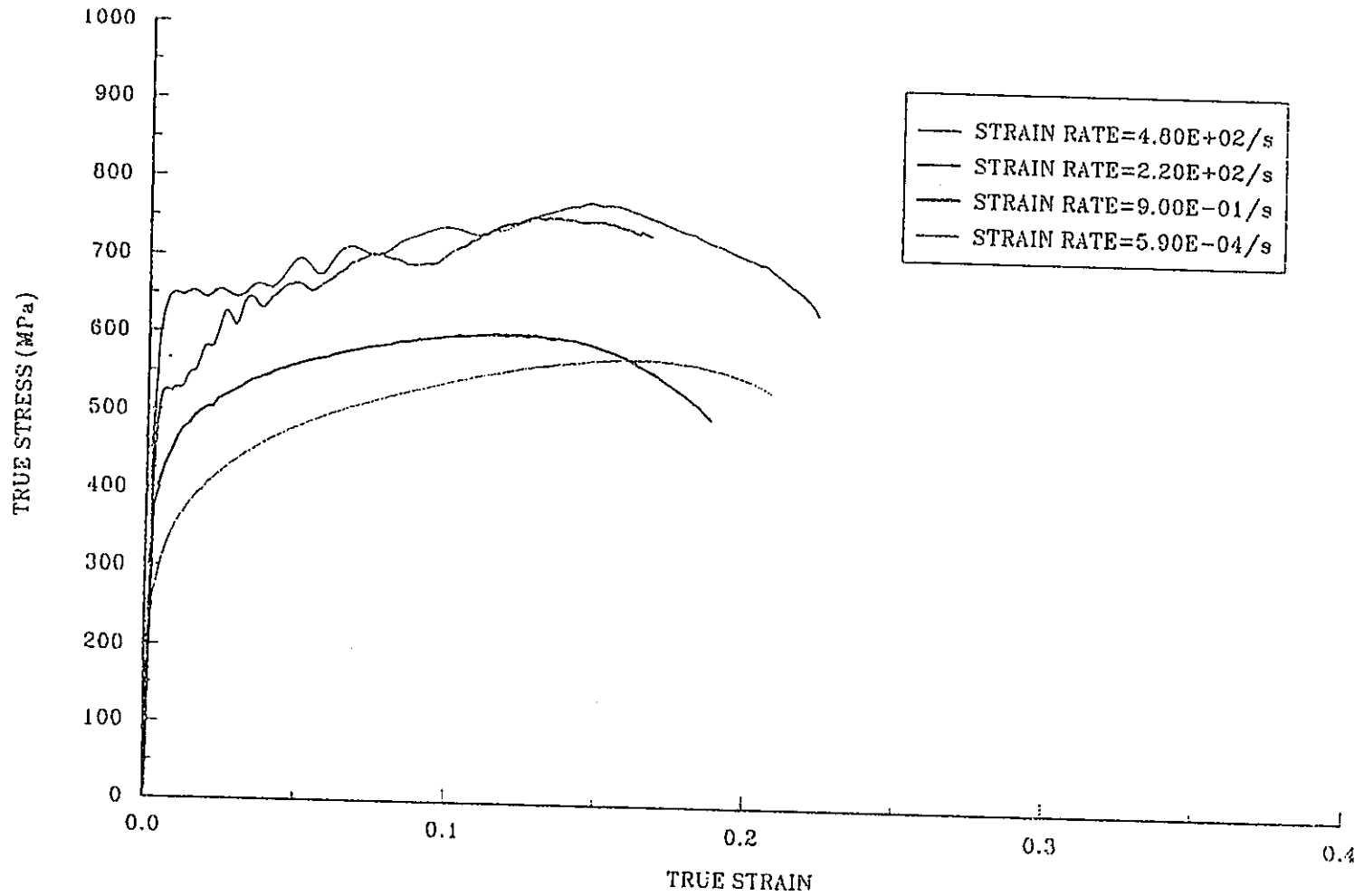


Fig.12 True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

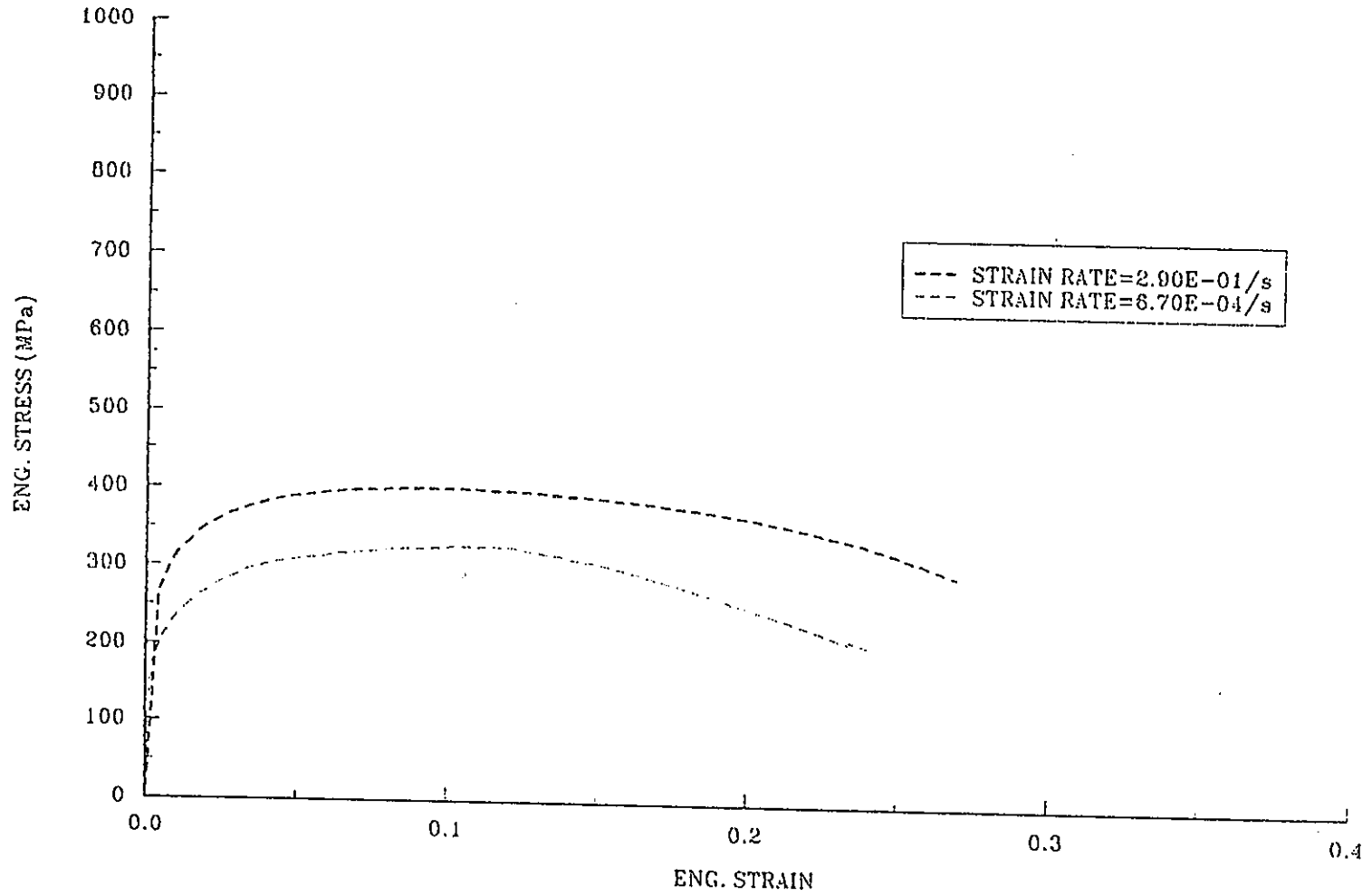


Fig.13 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

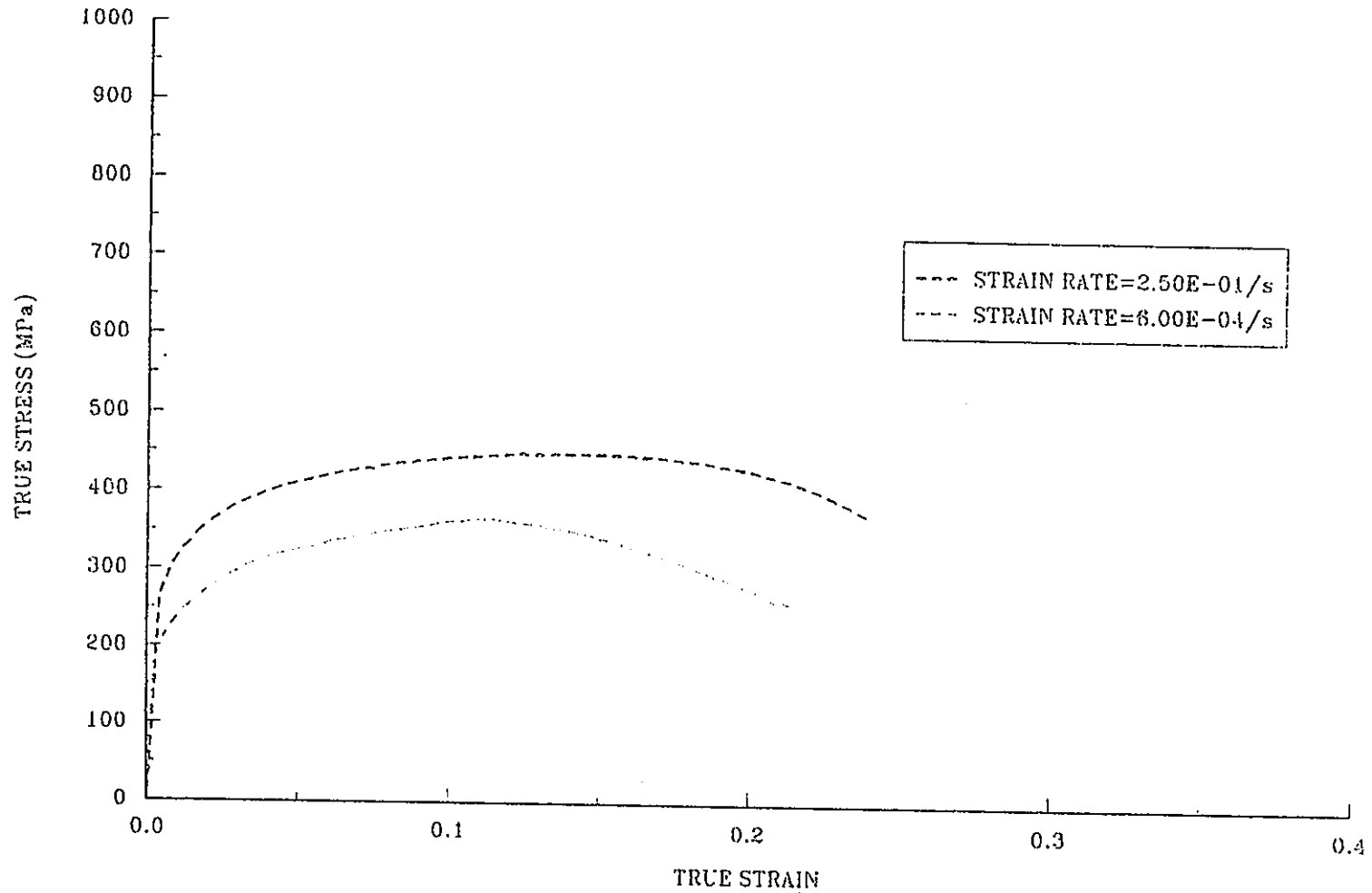


Fig.14 True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

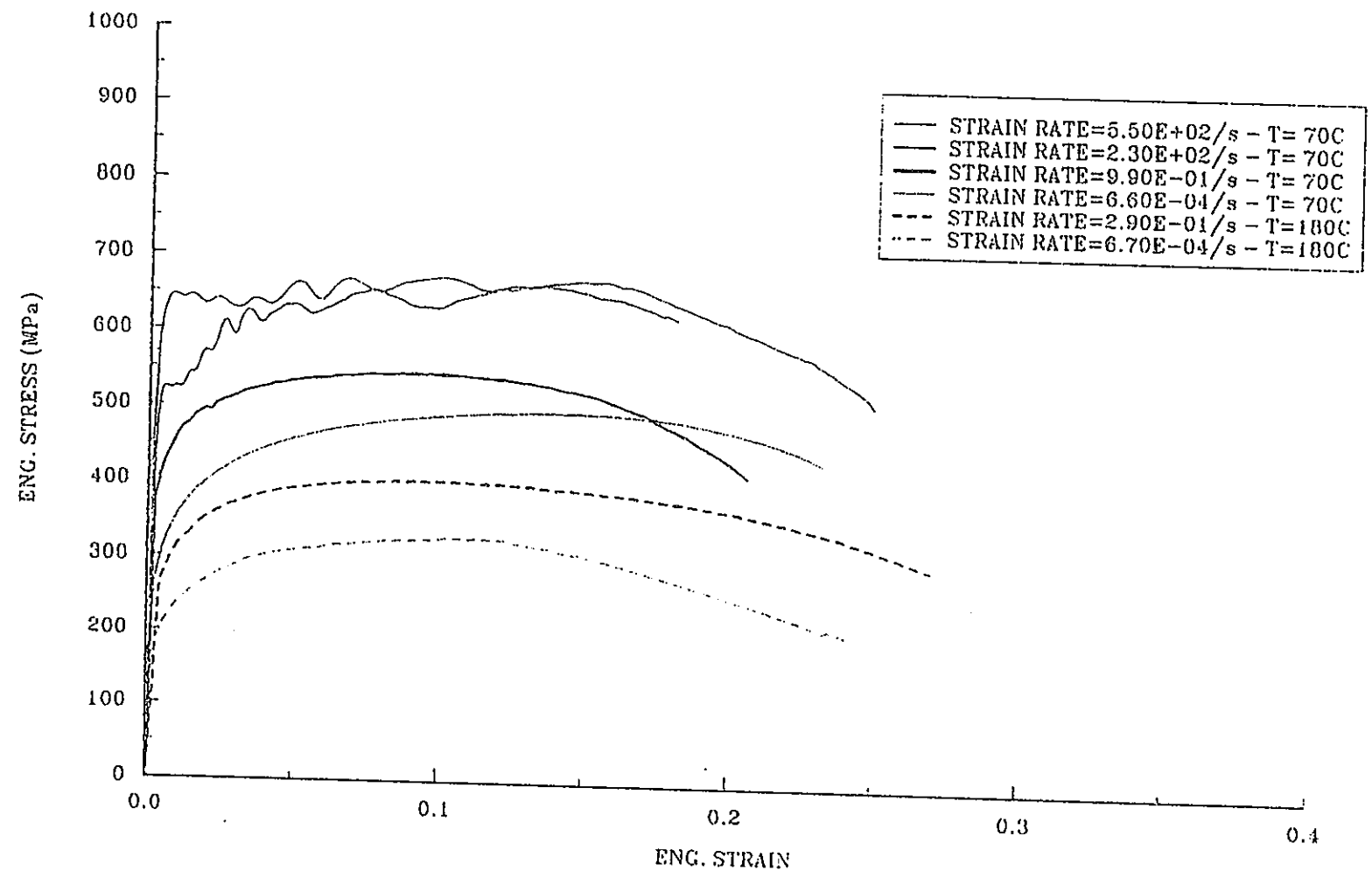


Fig.15 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C and 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

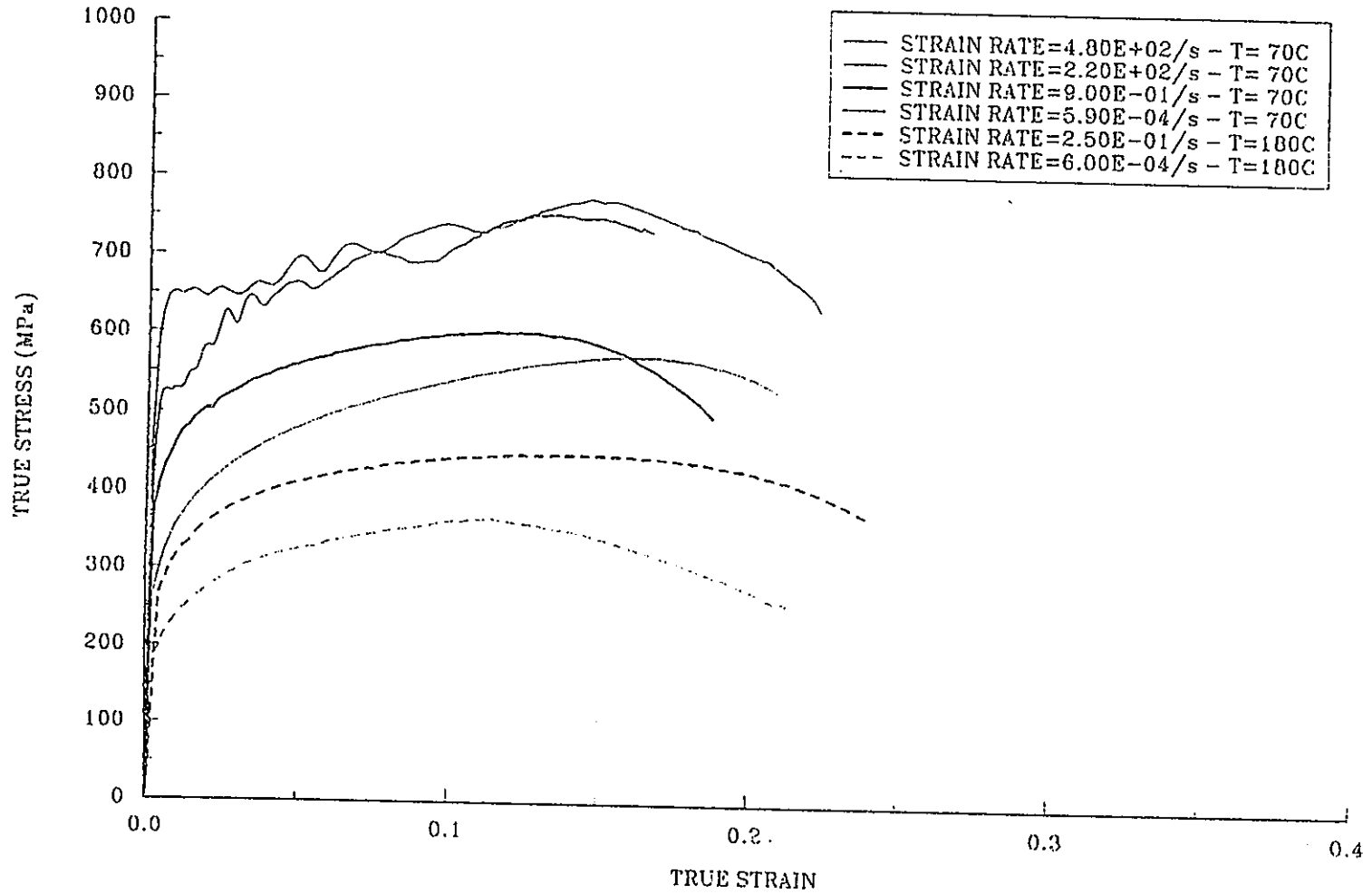


Fig.16 True stress/strain diagrams (average) of ZMA, at 70C and 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

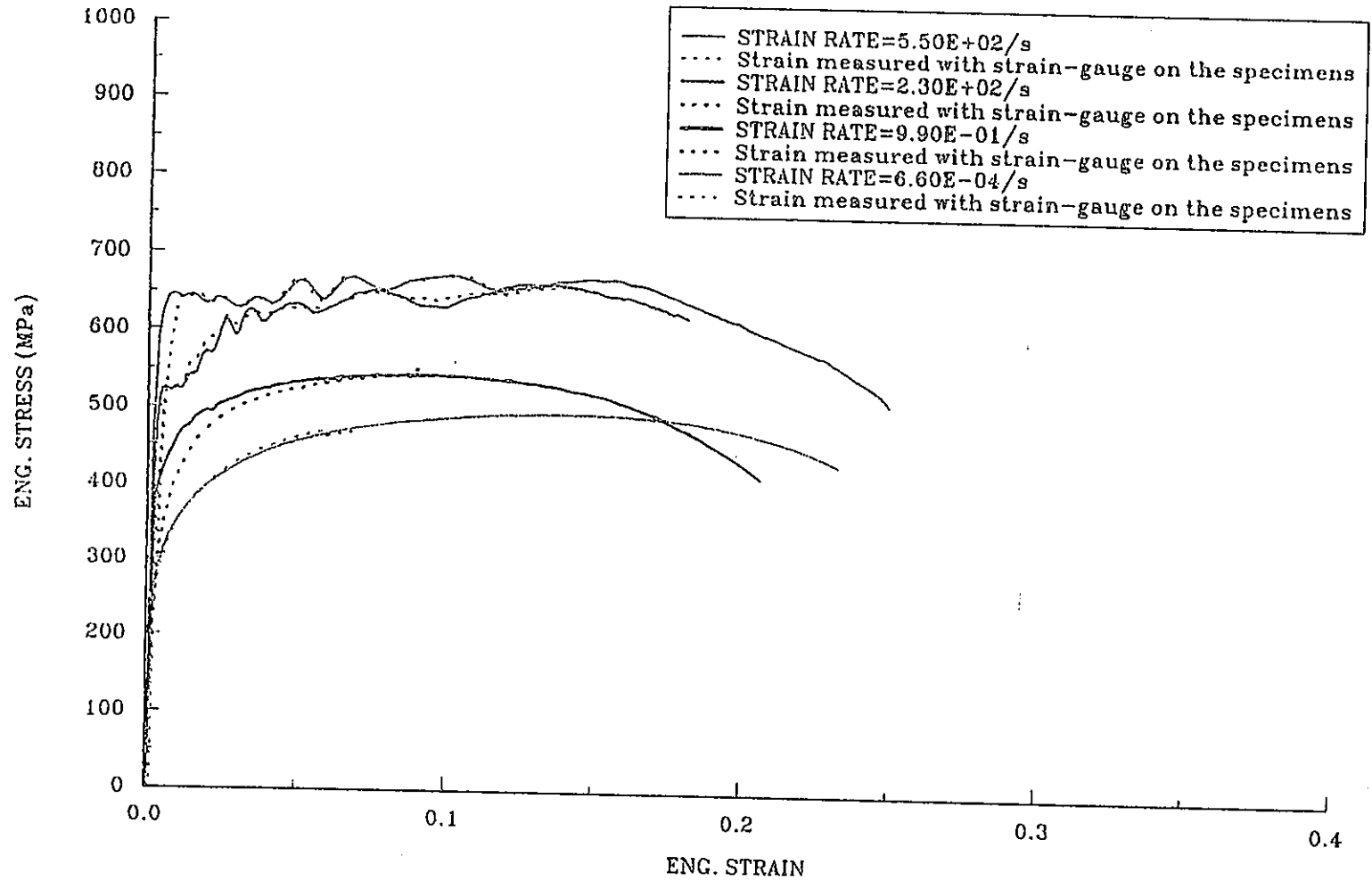


Fig.17 Comparison of ZMA diagrams(avg) with strain-gauges, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

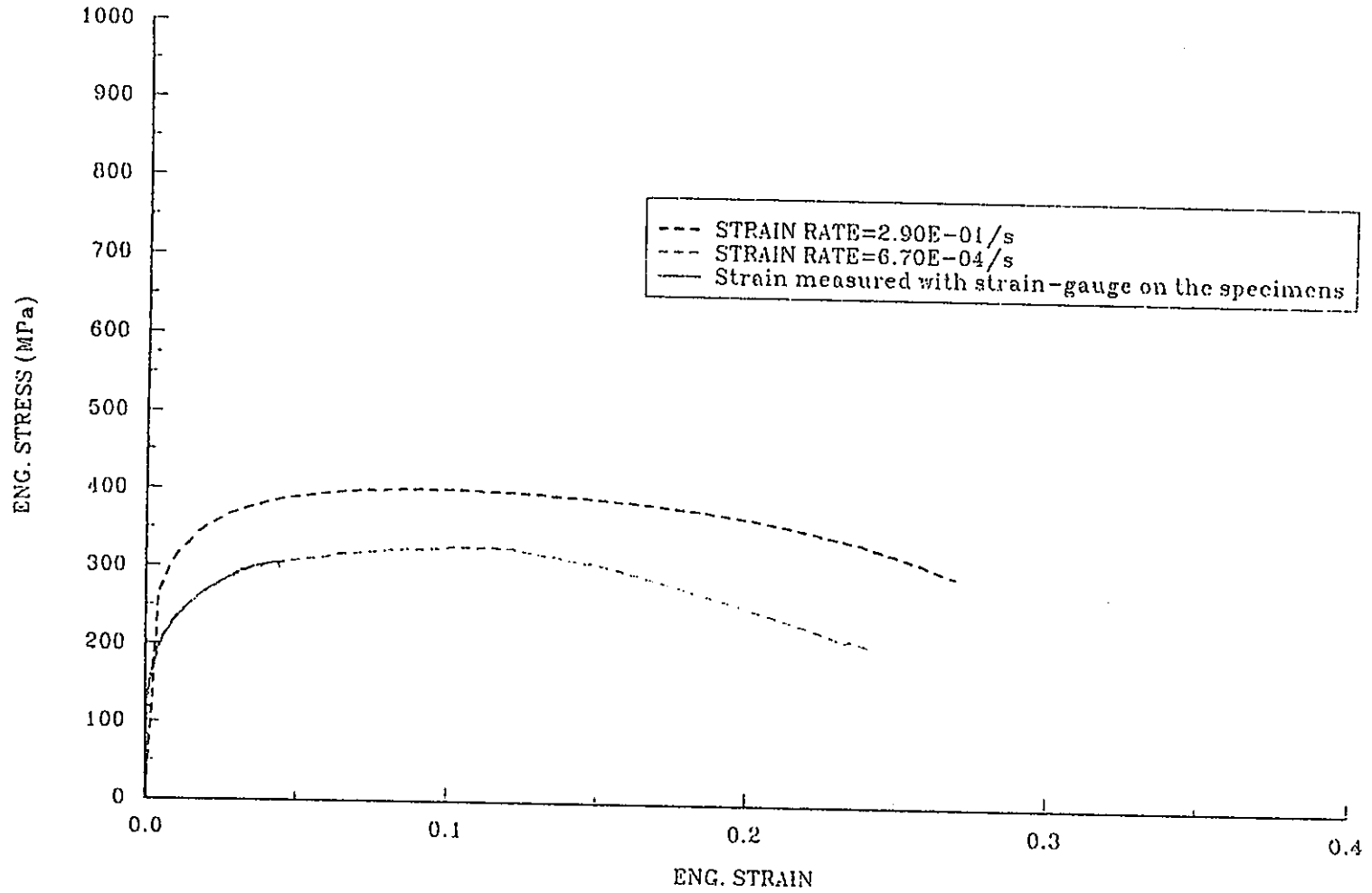


Fig.18 Comparison of ZMA diagrams(avg) with strain-gauges, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

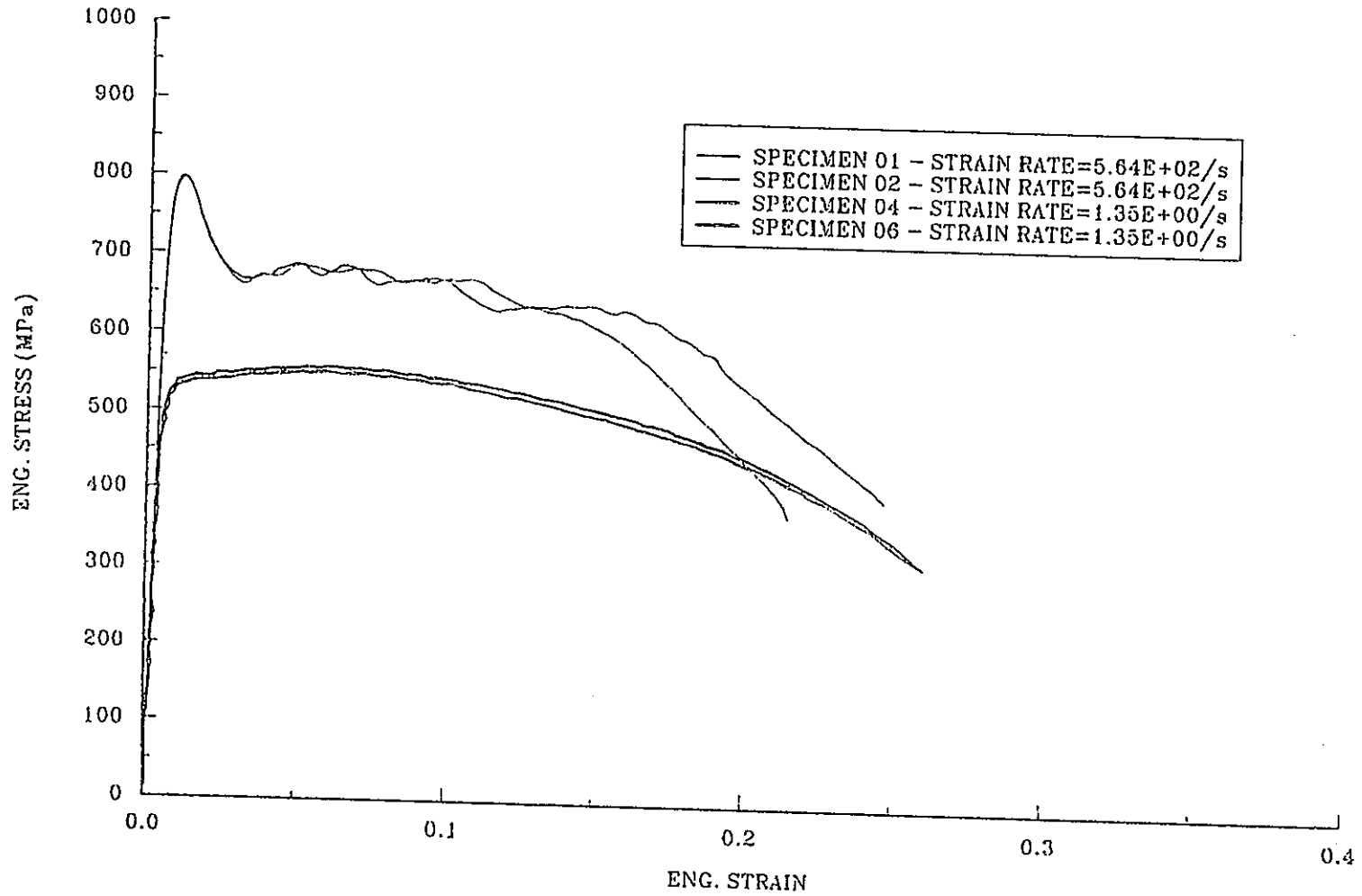


Fig.19 Eng. stress/strain diagrams of ZMC, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

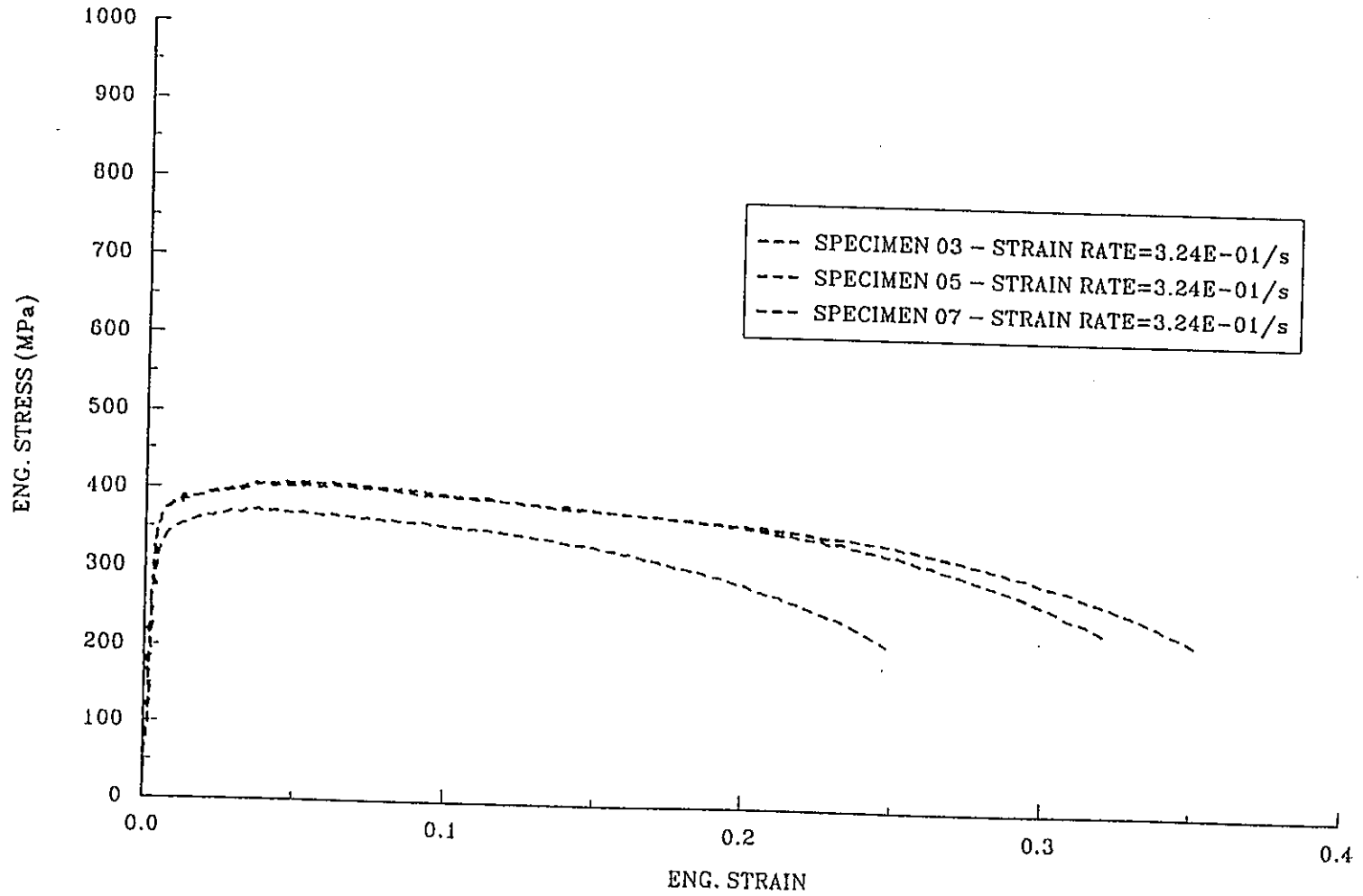


Fig.20 Eng. stress/strain diagrams of ZMC, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

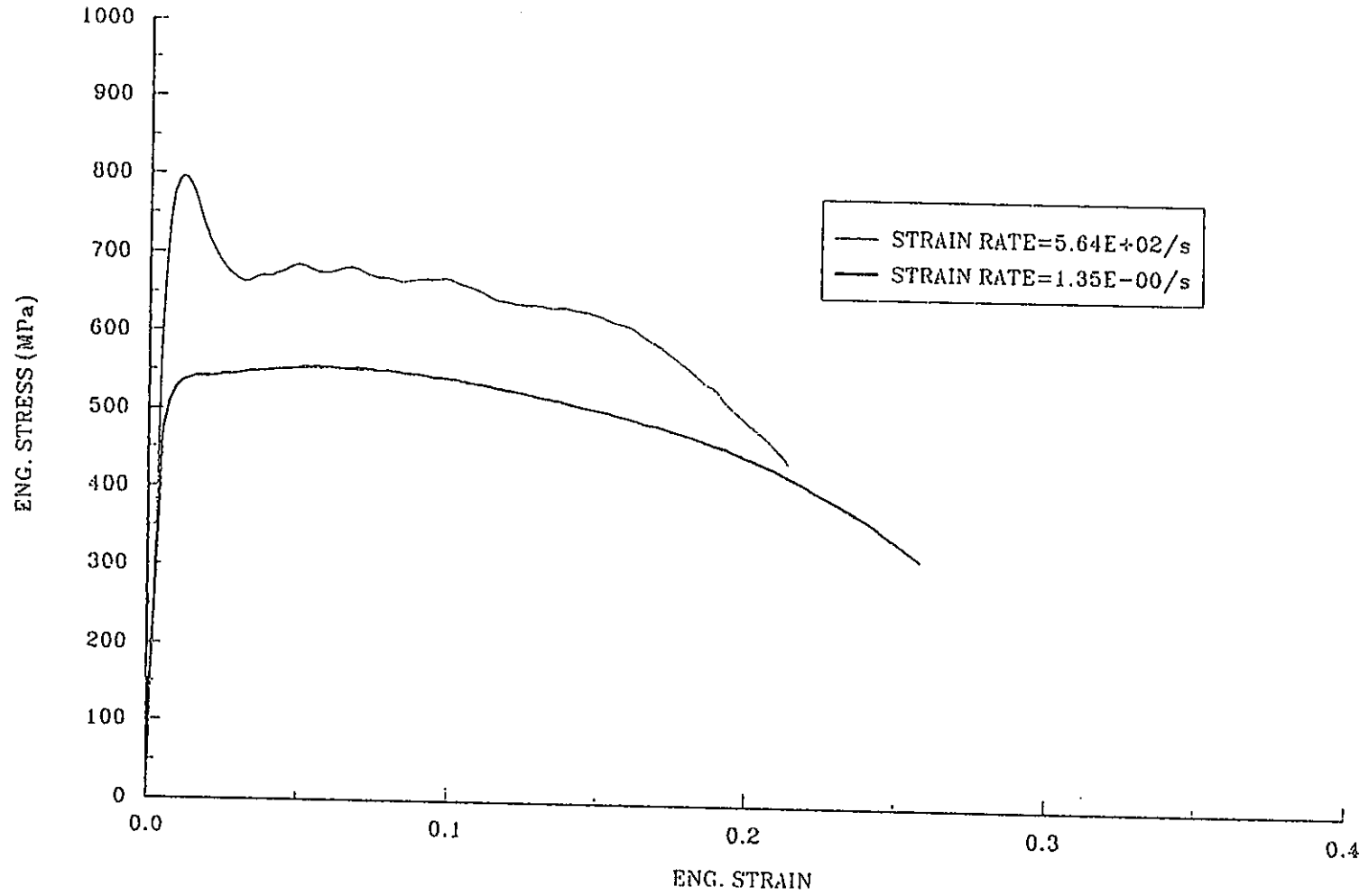


Fig.21 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

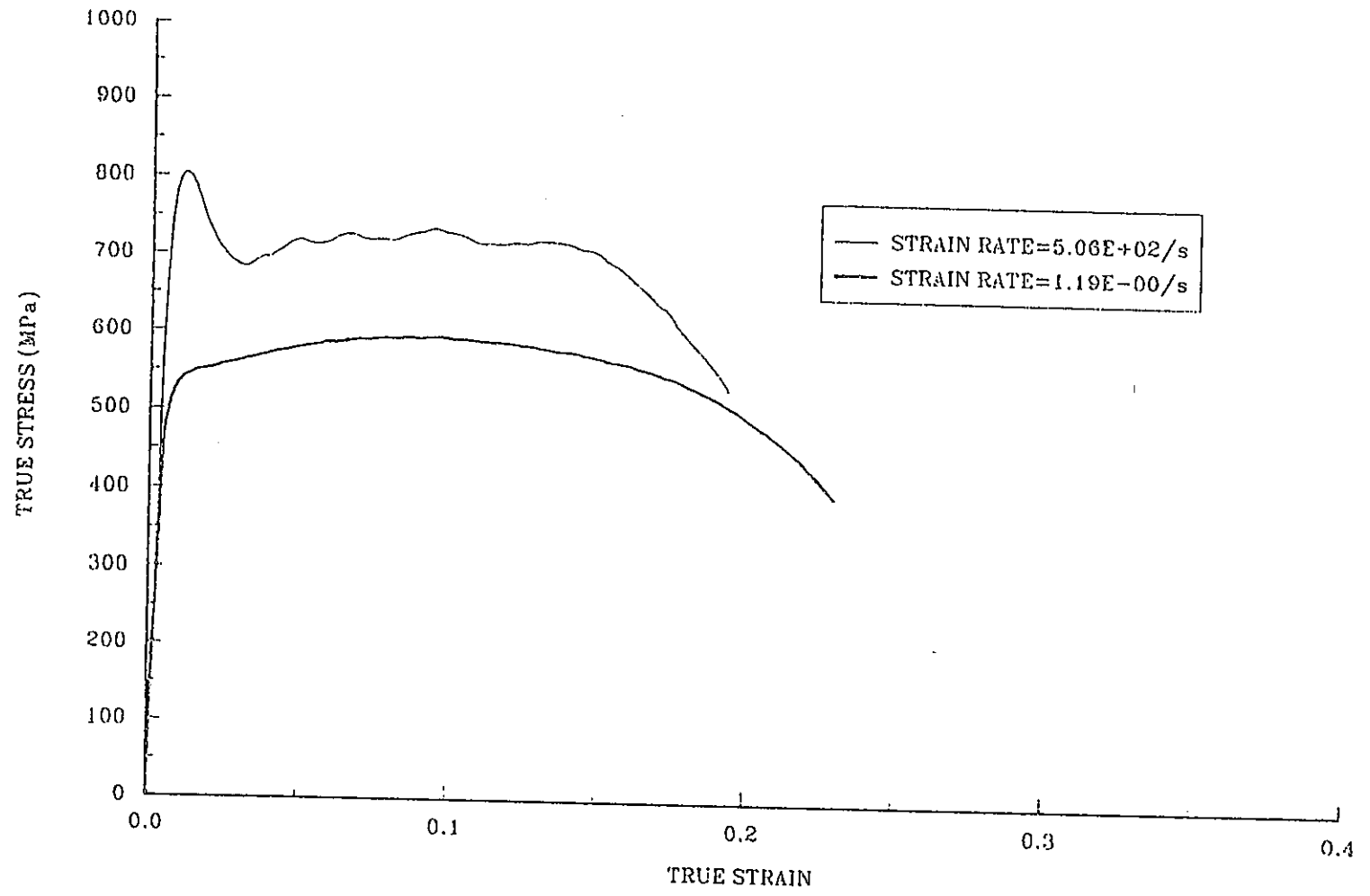


Fig.22 True stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

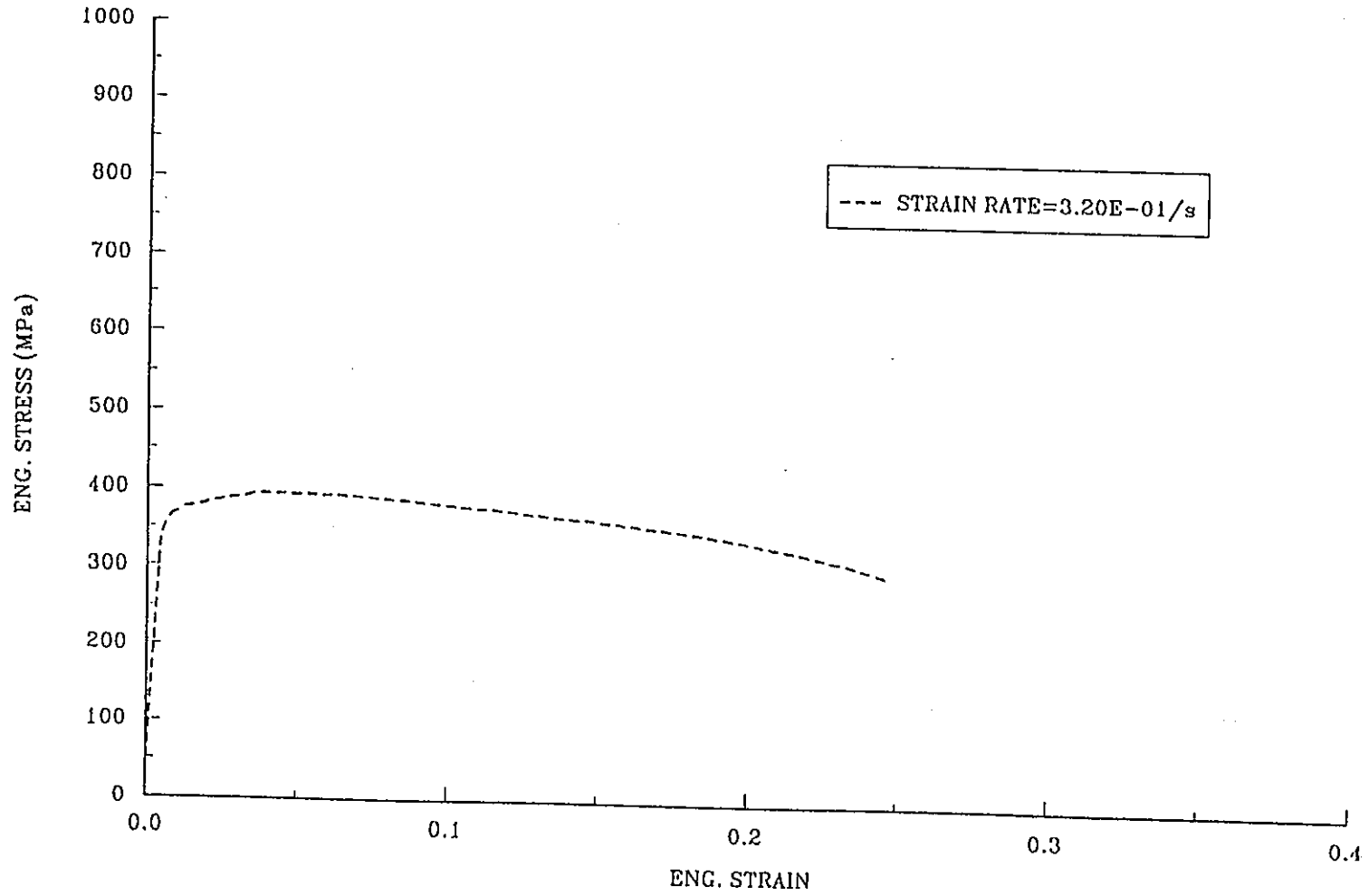


Fig.23 Eng. stress/strain diagram (average) of ZMC at 180C.

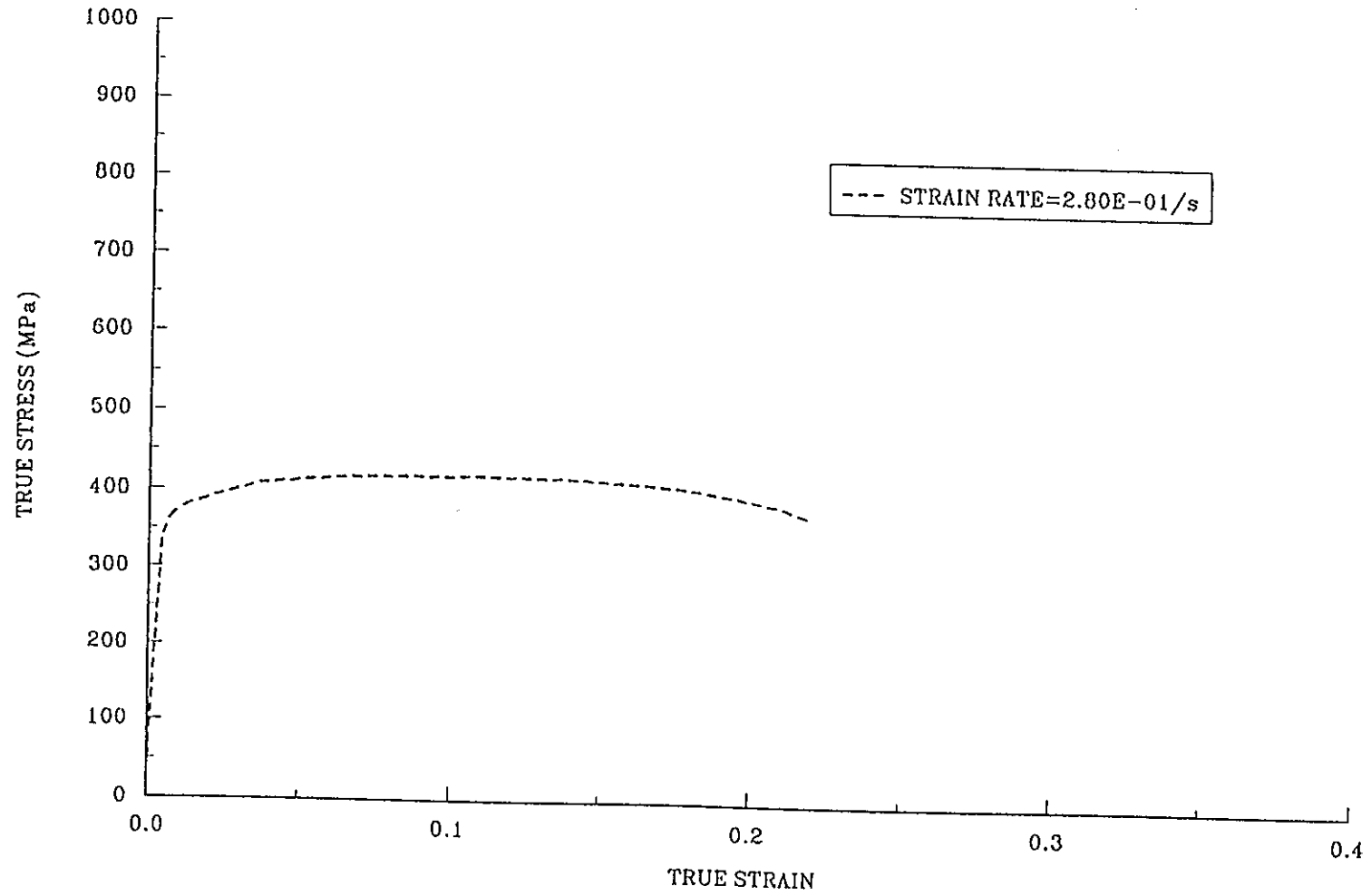


Fig.24 True stress/strain diagram (average) of ZMC at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

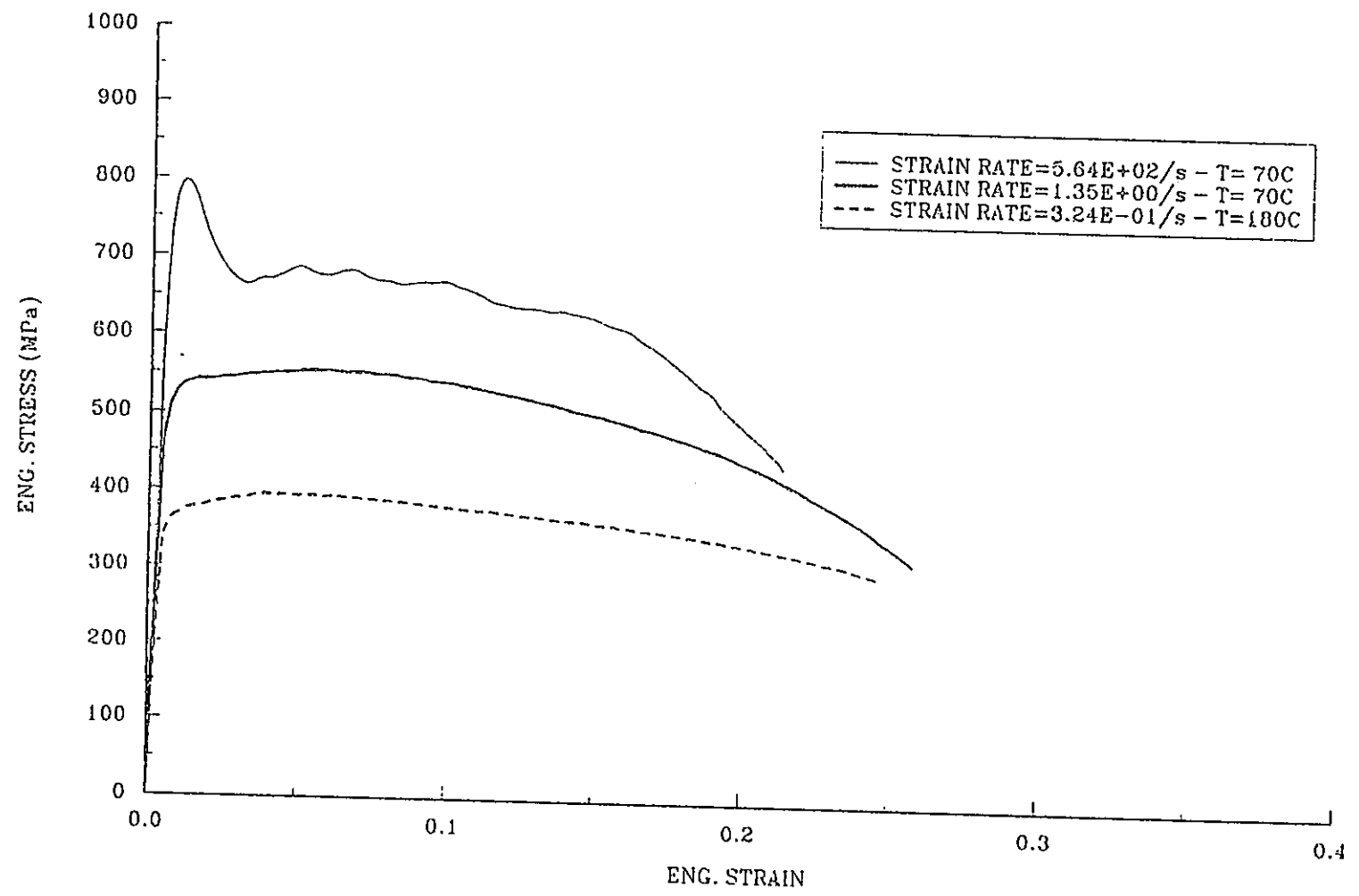


Fig.25 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C and 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

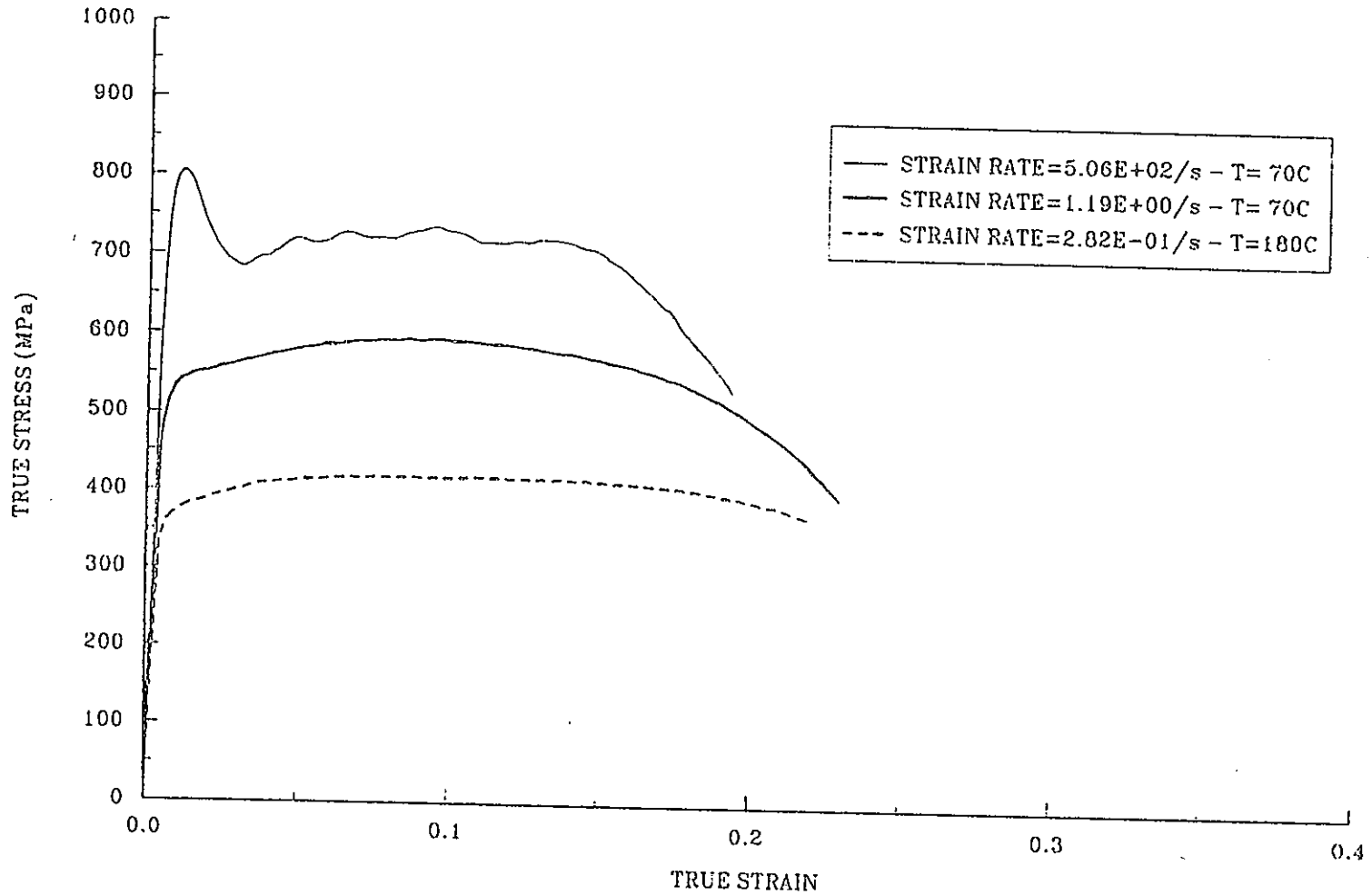


Fig.26 True stress/strain diagrams (average) of ZMC, at 70C and 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

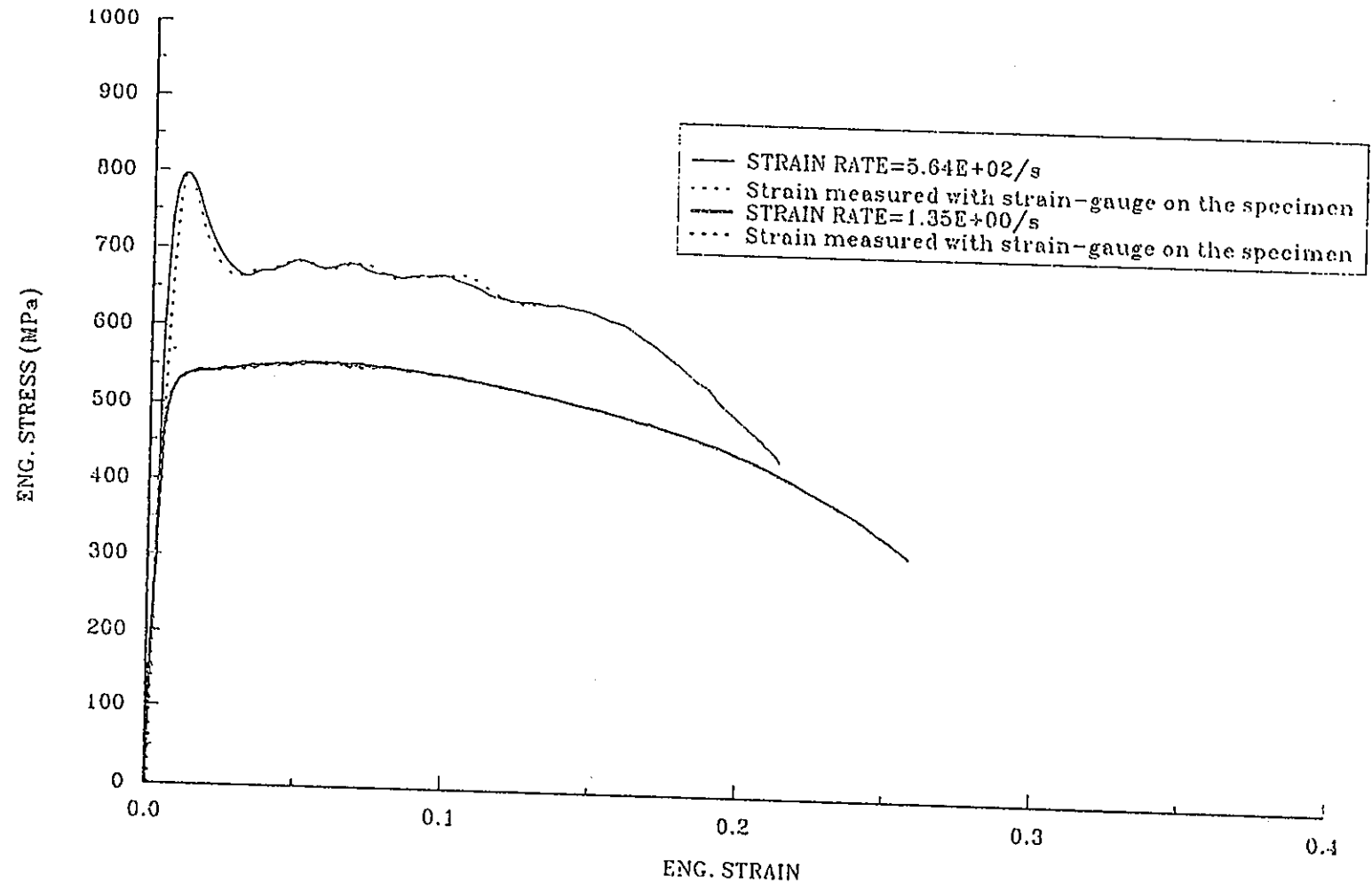


Fig.27 Comparison of ZMC diagrams (avg) with strain-gauges, at 70C.

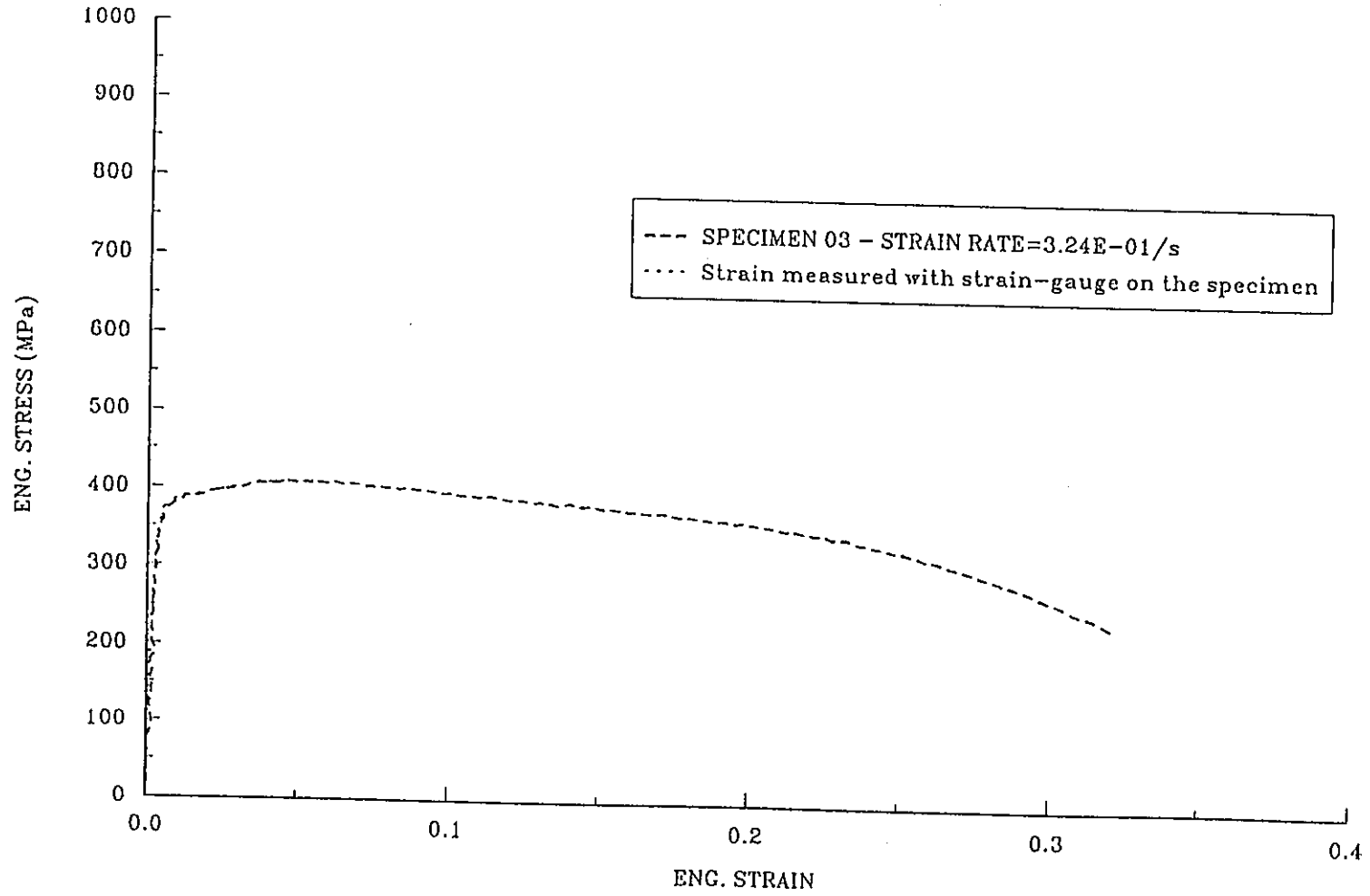


Fig.28 Comparison of ZMC diagrams (avg) with strain-gauges, at 180C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

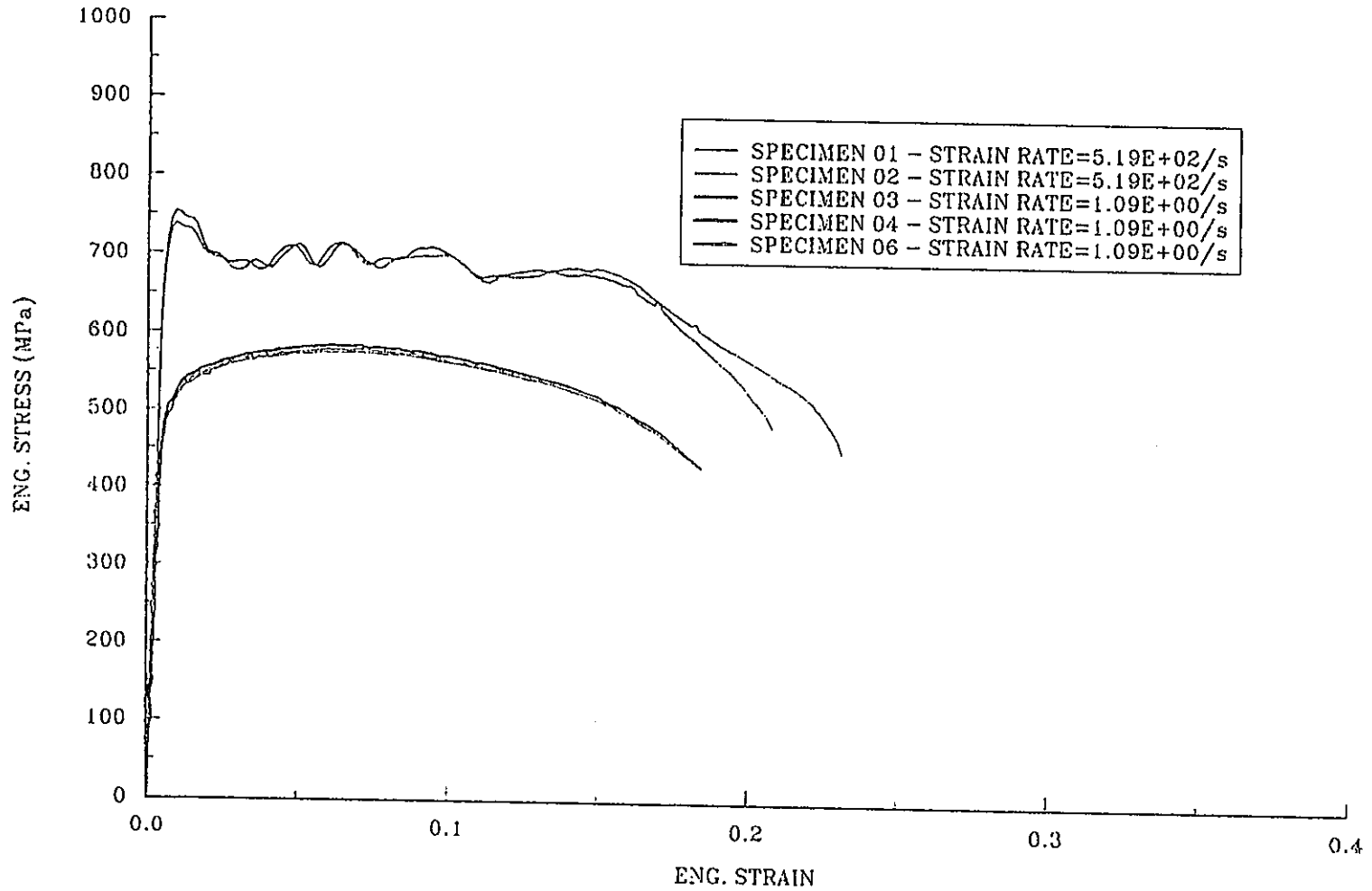


Fig.29 Eng. stress/strain diagrams of ZWC, at 70C.

-4.4-37-

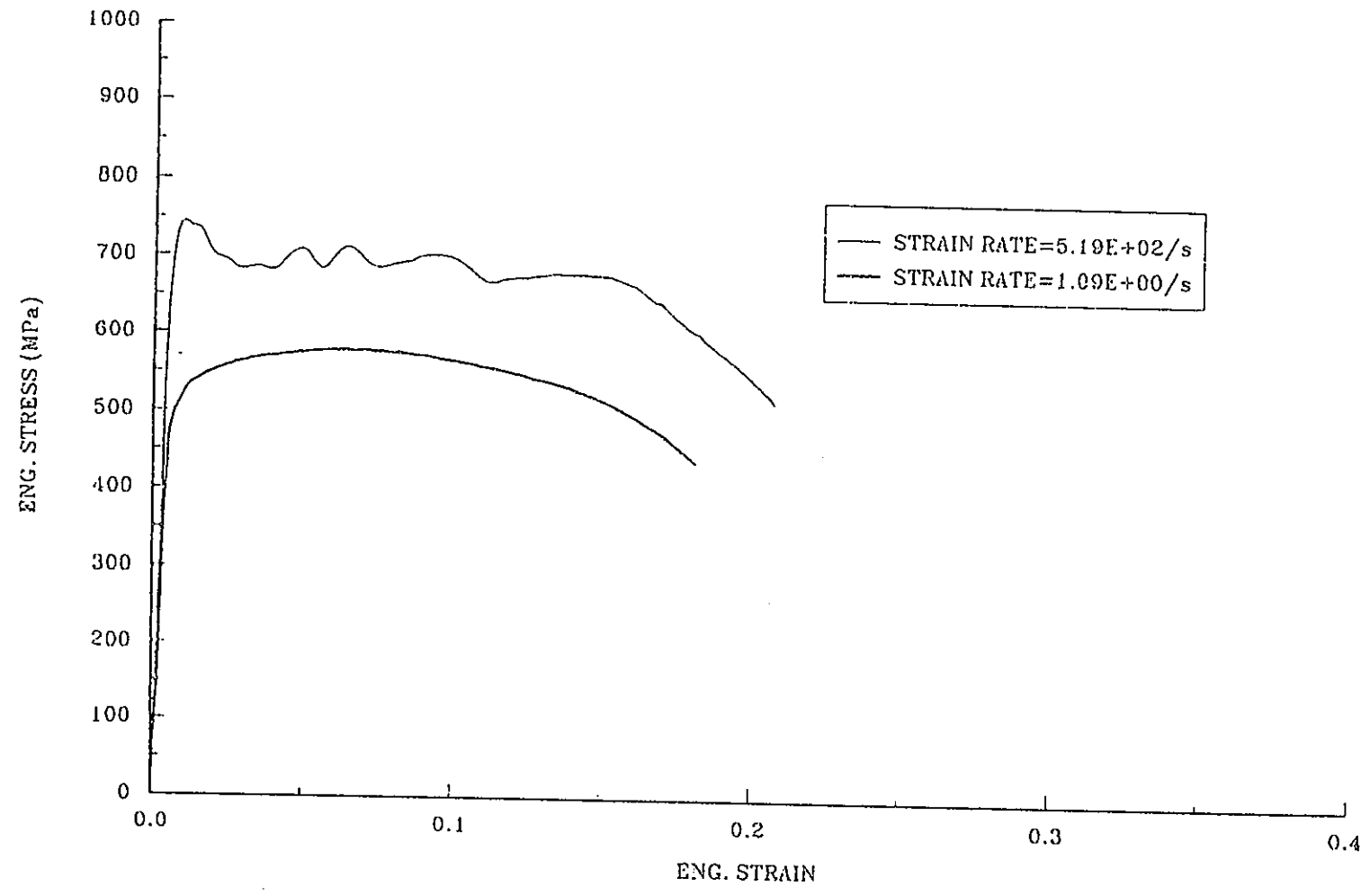


Fig.30 Eng. stress/strain diagrams (average) of ZWC, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

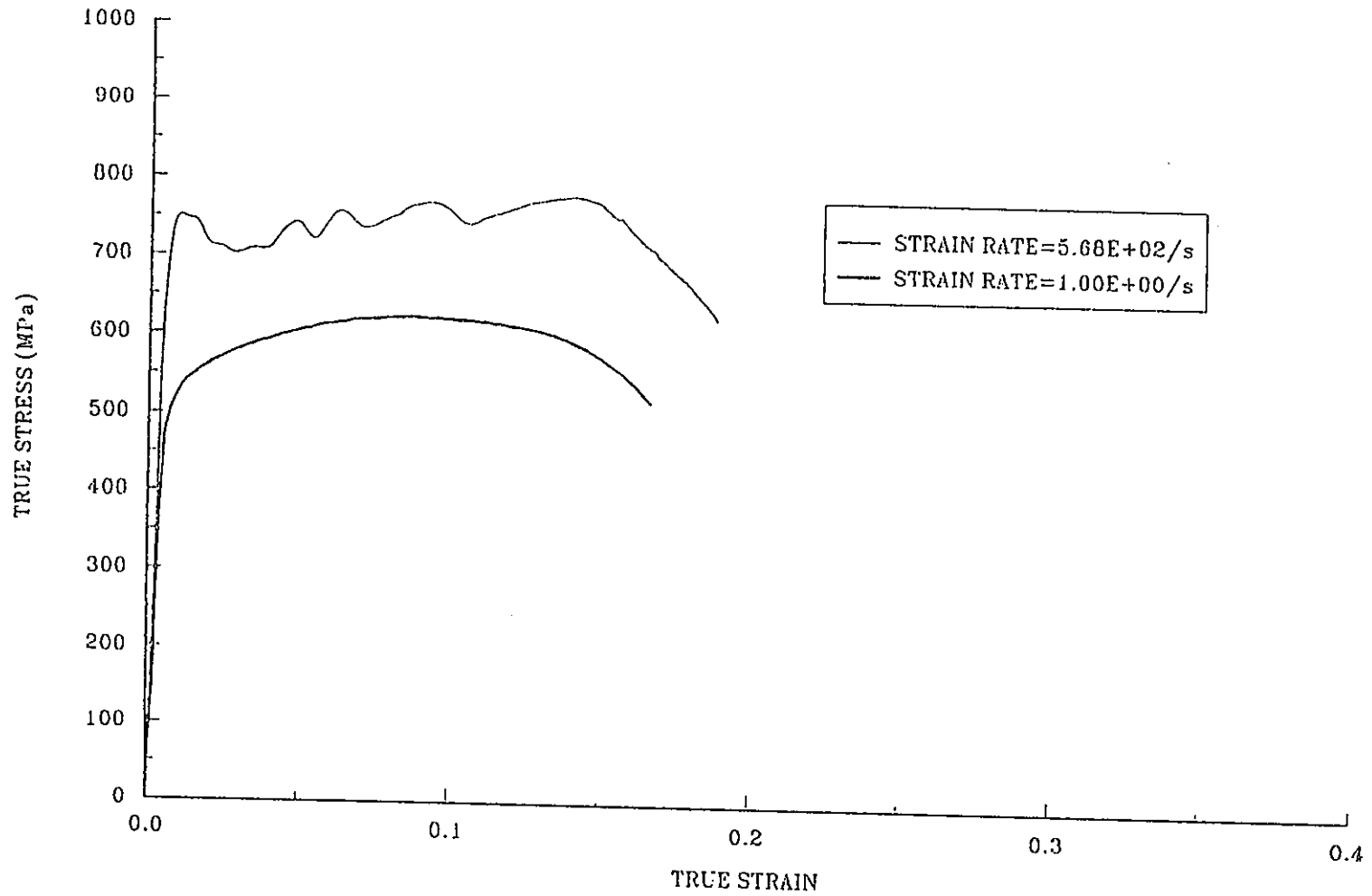


Fig.31 True stress/strain diagrams (average) of ZWC, at 70C.

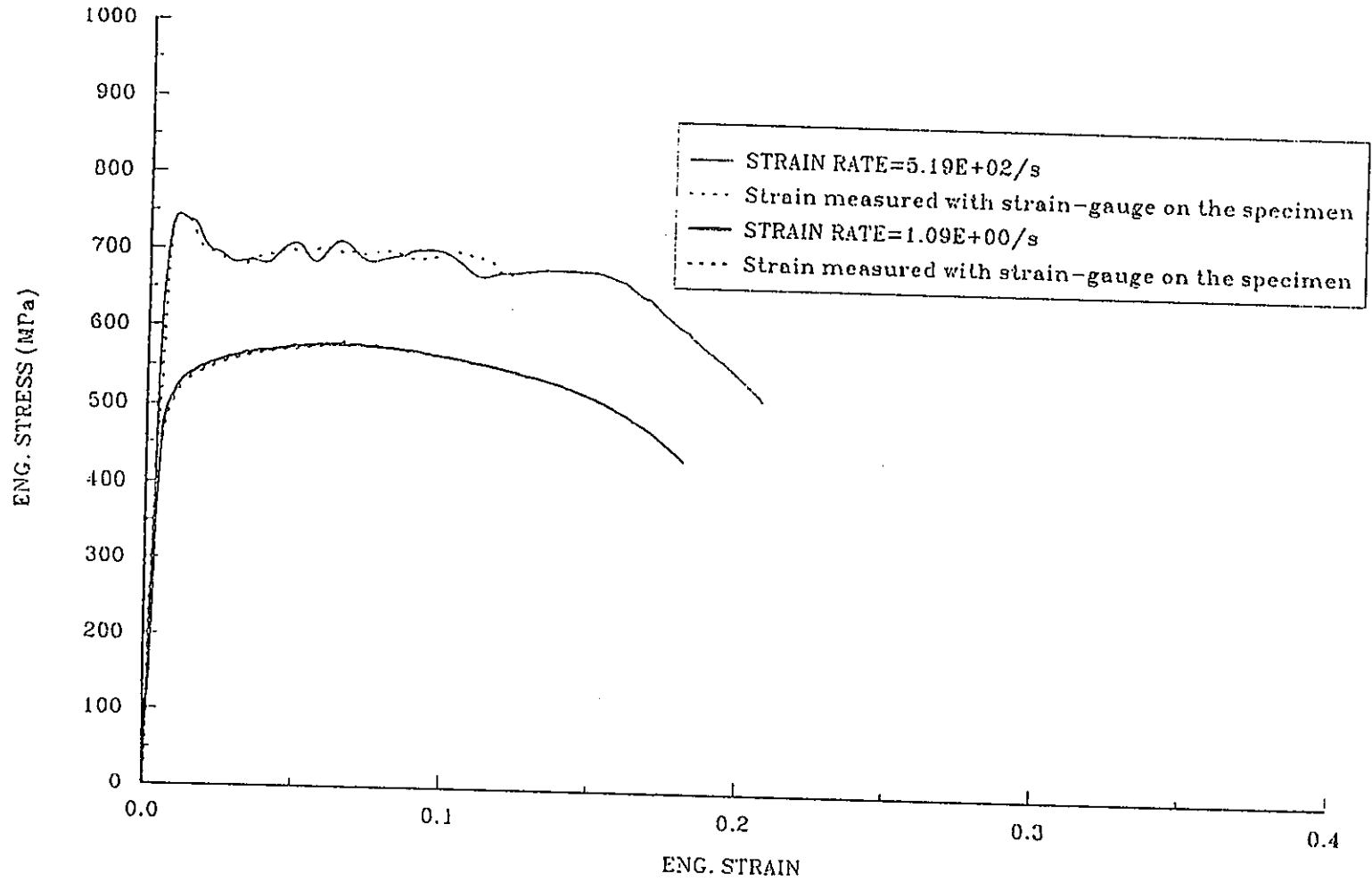


Fig.32 Comparison of ZWC diagrams (avg) with strain-gauges, at 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

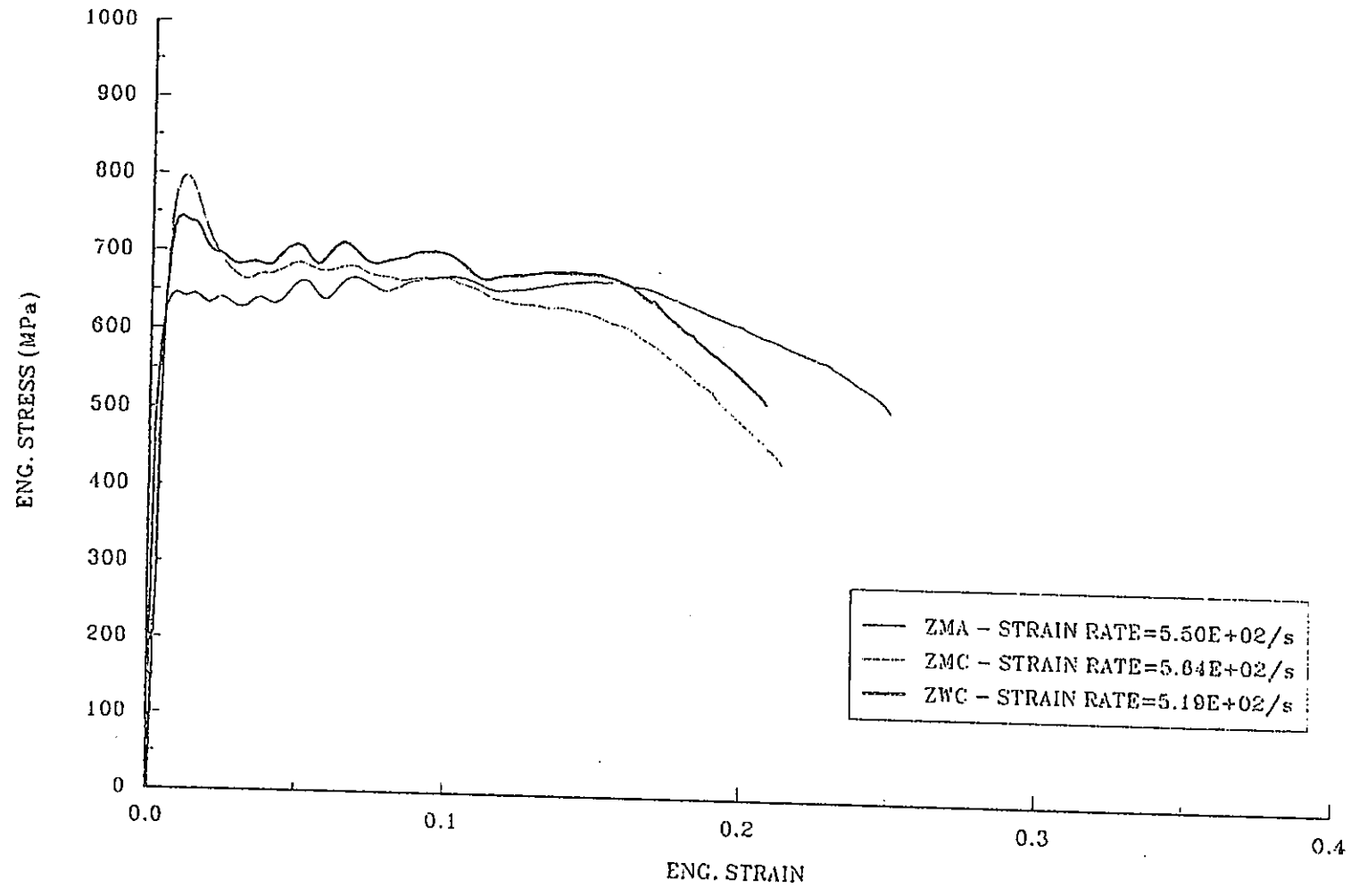


Fig.33 Comparison of ZMA, ZMC and ZWC at high strain rate and 70C.

Joint Research Centre - Applied Mechanics Division

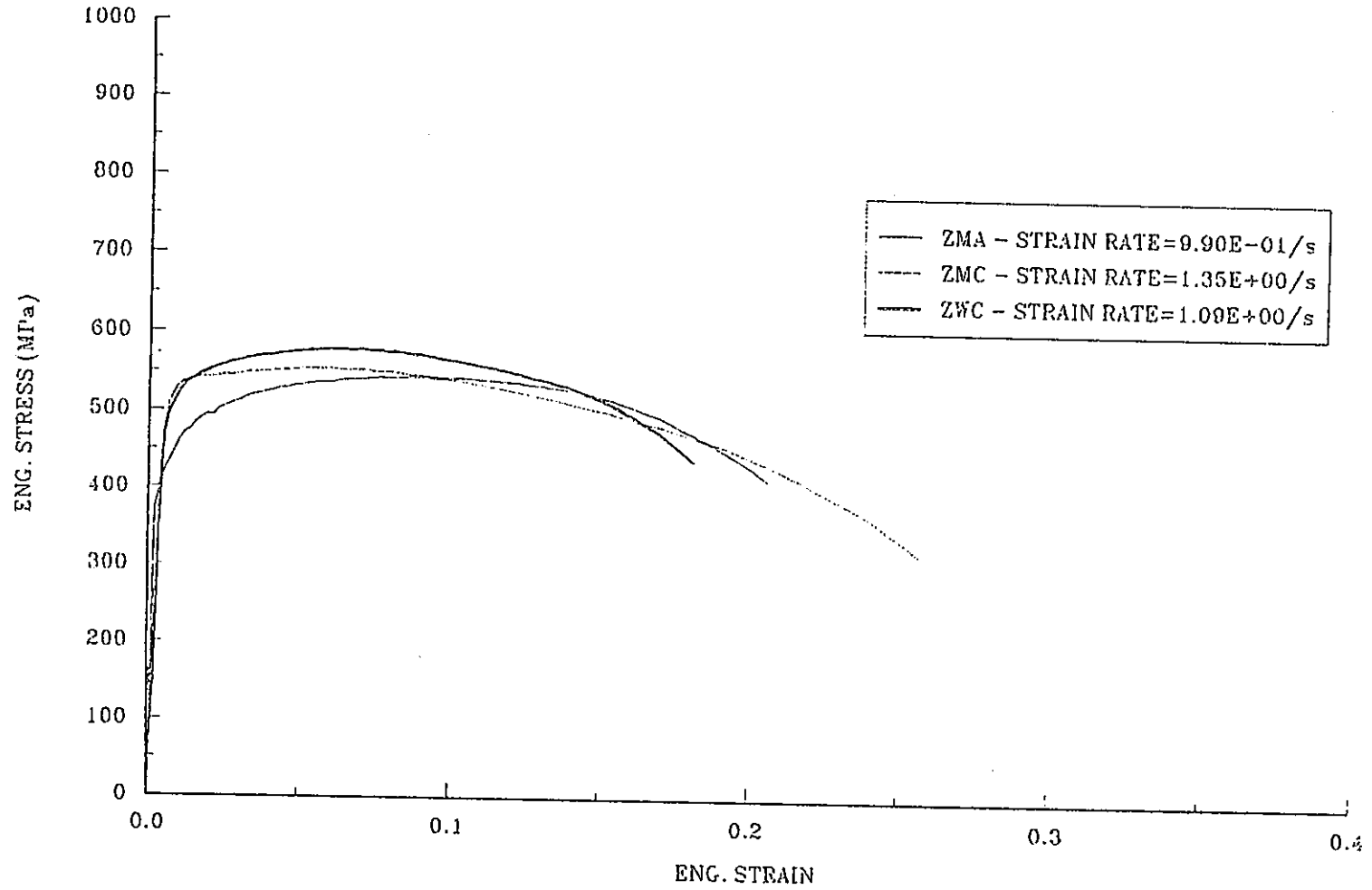


Fig.34 Comparison of ZMA, ZMC and ZWC at medium strain rate and 70C.

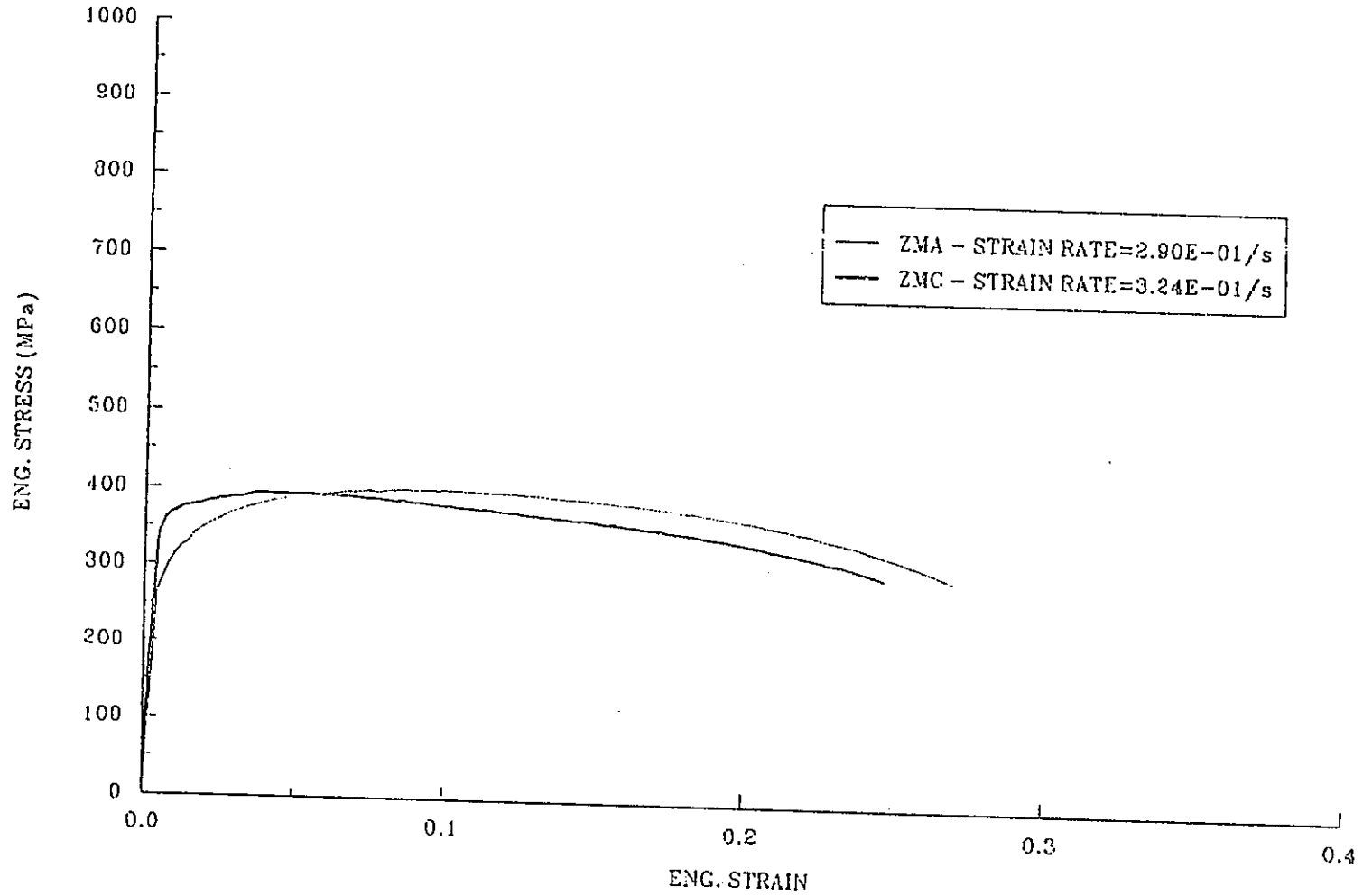


Fig.35 Comparison of ZMA and ZMC, at medium strain rate and 180C.

5.1 カランドリア管健全性試験解析

5.1.1 概要

本報告書はA T Rの圧力管破断時（カランドリア管健全時）のカランドリア管健全性評価のうち、ピーク圧力時耐圧性評価のピーク圧力解析に関するものである。

A T Rにおいて何らかの原因により圧力管破断が生じた場合、カランドリア管が破断するか否かにより事故事象挙動及びその影響は大きく異なる。カランドリア管が健全性を保つことができるならば事故事象は当該チャンネルで収束し、プラント全体への影響は小さいものとなる。

図1-1にカランドリア管健全性評価フローを示す。カランドリア管の健全性を示すためには「初撃ひずみ評価」と「ピーク圧力時耐圧性評価」が必要である。「初撃ひずみ評価」は破断後の圧力管とカランドリア管の衝突による健全性を評価するものであり、「ピーク圧力時耐圧性評価」は破断後カランドリア管満水となった時点で発生するピーク圧力時の耐圧性を評価するものである。カランドリア管の耐圧性はカランドリア管の温度に依存し、カランドリア管温度の上昇に伴って耐圧性は低下（カランドリア管破裂圧力の低下）する。「ピーク圧力時耐圧性評価」は圧力評価と温度評価を別々に実施し、それぞれの結果を併せて評価を行う。ここでは「ピーク圧力時耐圧性評価」の圧力評価について解析コードによる試験解析を実施してその妥当性を検討し、A T R実機評価を実施する。

5.1.2 評価手法

本評価の解析フロー図を図2-1に示す。解析は試験解析と実機解析を実施する。試験解析は2流体2速度モデル熱流動解析コードRELAP5を用いて実施する。試験解析は試験測定値の蒸気ドラム及びウォータドラム圧力及びエンタルピ（温度測定値から換算）を境界条件として行い、解析値の保守性を確認する。実機解析では破断条件、運転状態等を考慮し、最も厳しくなると考えられる条件でのピーク圧力評価を実施する。

5.1.3 試験解析

3.1 試験選定

動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターにて実施済みの圧力管破断（カランドリア管健全）試験の試験解析によりRELAP5コードの適用性を検討する。

実施済みの圧力管破断（カランドリア管健全）試験には「破断時熱流動挙動試験」と「カランドリア管健全性試験」の2種類の試験がある。「破断時熱流動挙動試験」はカランドリア管に模擬材（肉厚5mmの炭素鋼）用い、圧力管破断（カランドリア管健全）時の熱流動挙動の解明を目的としている。「カランドリア管健全性試験」ではカランドリア管に実機同じ仕様のもの（肉厚1.9mmのジルコニウム合金）を用いてカランドリア管が破断に至らないことを実証する目的で実施している。「破断時熱流動挙動試験」と「カランドリア管健全性試験」の内、試験解析時の解析条件設定の不確定性を回避する意味で以下の理由から「破断時熱流動挙動試験」について試験解析を実施する。

- ・解析コードでカランドリア管の変形及び熱伸びが考慮できない。「破断時熱流動挙動試験」のカランドリア管は肉厚が厚いことから、圧力荷重によるカランドリア管変形量が小さい。
- ・カランドリア管表面熱伝達率が不明確なため重水系への伝熱の影響を小さくしたい。「破断時熱流動挙動試験」のカランドリア管は肉厚が厚く、重水系への伝熱量は肉厚が薄い場合に比べて小さくなる。
- ・アニュラス部の形状は複雑であり圧力損失係数の設定が難しい。「破断時熱流動挙動試験」の方がアニュラス部が構造的に簡略化されているため圧力損失係数設定値の不確定性が小さくなる。

実施済みの「破断時熱流動挙動試験」試験条件を表2-1に示す。このうち、全長破断を模擬したPTF3試験及び部分長破断を模擬したPTF4試験について試験解析を実施する。

3.2 解析条件

(1) 解析コード及びモデル

解析コードは2流体2速度熱流動解析コードRELAP5を用いる。解析モデル図を図3.2-1に示す。また配管形状データを表3.2-1に示す。破断口(圧力管からアニュラス部及びアニュラス部からPCVまたは炭酸ガス系配管)はバルブ(弁)で模擬する。圧力管有効炉心部は8ノード分割とし、軸方向の亀裂を模擬するために各ノードにバルブを設定する。

(2) 破断面積

試験の破断口状態は試験後取り出した段階でカランドリア管に接するまで拡管した状態となっている。これより開口巾は圧力管内径117.8mm、圧力管肉厚4.3mm、カランドリア管内径158.4mmより

$$((158.4 - 4.3 \times 2) - 117.8) \times \pi = 100.5 \text{ m}$$

とする。また、軸方向亀裂長さはPTF3試験は3.7m、PTF4試験は1mであり、これに径方向開口巾を乗じて破断面積とする。

(3) 開口条件

破断口の開口速度は以下の試験計測値を参考に設定する。

項目	測定値
軸方向亀裂進展速度	約300 m/s
カランドリア管歪発生時間	破断後約1 ms

(4) 境界条件

解析時境界条件として表3.2-2に示す試験計測値を使用する。境界条件は初期値一定として取り扱う。

(5) 重水系への伝熱条件

重水系への伝熱条件設定ではカランドリア管表面熱伝達率等が不明確である。

解析を行う試験ケース（PTF 3 及び PTF 4）はともに圧力ピーク発生時間が破断後約 1 秒と短時間であることから重水系への伝熱による圧力ピーク値への影響はほとんどないと考えられる。よって試験解析においては重水系への伝熱は考慮しない。（断熱として扱う）

3.3 PTF3 試験解析

3.2 項で設定した解析条件に従って破断解析を実施する。

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo. は炉心部を8ノードに分割し、下部を(1/8)、上部を(8/8)として示す。

- 図3.3-1 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時破断放出流量変化(1/3)
- 図3.3-2 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時破断放出流量変化(2/3)
- 図3.3-3 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時破断放出流量変化(3/3)
- 図3.3-4 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時圧力管内圧力変化
- 図3.3-5 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時圧力管内流動状態変化
- 図3.3-6 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時アニュラス部圧力変化
- 図3.3-7 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時アニュラス部流動状態変化
- 図3.3-8 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図3.3-9 PTF3 試験(全長3.7 m破断)時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

圧力管からアニュラス部への破断流量は、図3.3-1に示す様に破断後最大で約220 kg/sまで上昇し、その後圧力管内圧力低下により低下して行く。図3.3-3に示すようにアニュラス部からの放出流量が臨界流となるとアニュラス部への破断流量は急激に低下してアニュラス部からの放出流量と同じ値となる。

圧力管内圧力は図3.3-4に示すように破断後一時的に低下するがアニュラス部への放出量が低下することと出入口管から圧力管への冷却材流入に伴って回復し、アニュラス部満水時にピーク値を発生し、その後振動しながら初期圧力より若干低い値で静定する。

炉心流量は破断後逆流となり、事故後約0.2秒で約10 kg/sの逆流状態で一時的にバランスし、その後事故後約0.8秒にアニュラス部が満水になると破断流の臨界点がアニュラス部に移る事により圧力管部放出流が小さくなるため、圧力管内流量は準定常状態になる。

アニュラス部圧力は図3.3-6に示すように破断流の流入により上昇し、事故後約0.8秒にアニュラス部満水(ボイド率:0%)となって圧力ピーク値約118 kg/cm²を発生した後静定する。

3.4 PTF4 試験解析

3.2項で設定した解析条件に従って破断解析を実施する。

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo. は炉心部を8ノードに分割し、下部を(1/8)、上部を(8/8)として示す。

- 図3.4-1 PTF4 試験(部分長1m破断)時破断放出流量変化(1/2)
- 図3.4-2 PTF4 試験(部分長1m破断)時破断放出流量変化(2/2)
- 図3.4-3 PTF4 試験(部分長1m破断)時圧力管内圧力変化
- 図3.4-4 PTF4 試験(部分長1m破断)時圧力管内流動状態変化
- 図3.4-5 PTF4 試験(部分長1m破断)時アニュラス部圧力変化
- 図3.4-6 PTF4 試験(部分長1m破断)時アニュラス部流動状態変化
- 図3.4-7 PTF4 試験(部分長1m破断)時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図3.4-8 PTF4 試験(部分長1m破断)時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

圧力管からアニュラス部への破断流量は、図3.4-1に示す様に破断後最大で約220 kg/sまで上昇し、その後圧力管内圧力低下により低下して行く。図3.4-2に示すようにアニュラス部からの放出流量が臨界流となるとアニュラス部への破断流量は急激に低下してアニュラス部からの放出流量と同じ値となる。

圧力管内圧力は図3.4-3に示すように破断後一時的に低下するがアニュラス部への放出量が低下することと出入口管から圧力管への冷却材流入に伴って回復し、アニュラス部満水時にピーク値を発生し、その後振動しながら初期圧力より若干低い値で静定する。

炉心流量はPTF3(全長破断時)と比較して流量が大きくなっている。これは破断開口亀裂が短いため、流路が形成され易くなっている為である。圧力管流量は破断後約0.3秒で一時的にバランスし、その後事故後約0.8秒にアニュラス部が満水になると破断流の臨界点がアニュラス部に移る事により圧力管部放出流が小さくなるため、圧力管内流量は準定常状態になる。

アニュラス部圧力は図3.3-6に示すように破断流の流入により上昇し、事故後約0.8秒にアニュラス部満水(ボイド率:0%)となって圧力ピーク値約115 kg/cm²を発生した後静定する。

3.5 検討

3.3項及び3.4項での解析結果の圧力変化を用いて、カランドリア管変形を考慮した圧力変化に解析値を補正し、補正した圧力変化と試験結果の比較により解析コードの妥当性を検討する。

2項で述べた解析手法及び解析コードを用いて解析結果を補正する。

補正した解析結果と試験結果の比較図の内、図3.4-1にPTF3試験時圧力変化比較を図3.4-2にPTF4試験時圧力変化比較を示す。圧力ピーク値で比較して、PTF3試験解析では約20 kg/cm²、PTF4試験解析では約15 kg/cm²試験時ピーク圧力に対して保守側の値を算定する。

5.1.4 実機解析

前項の実機解析により適用性の確認されたRELAP5コードを用いて実機解析を実施する。実機解析では実機で考えられる破断条件及び運転状態による破断時圧力への影響を評価する。

4.1 解析条件設定

(1) 解析コード及びモデル

解析コードはRELAP5を用いる。蒸気ドラム及びウォータドラムを境界条件とした単チャンネルの解析体系とする。解析モデル図を図4.1-1に示す。破断開口はバルブで模擬するものとする。また、機器・配管形状データを表4.1-1に示す。

(2) 破断長（面積）

破断は軸方向破断を想定し、設定する破断面積は全長、部分長及び漏洩の3ケースを想定する。

破断面積は軸方向亀裂長と径方向開口巾で定義する。ここで軸方向亀裂長は任意の長さを設定する。径方向開口巾は「カランドリア管健全性試験」結果を基に設定する。「カランドリア管健全性試験」は実機と同じ圧力管を用いて実施しており、試験後の圧力管は全長破断試験2ケースとも内径が(117.8 mmから)約130 mmに拡管していた。燃料冷却性評価においても圧力管拡管量130 mmを用いる可能性が高いことから同評価との整合性を考慮して径方向開口巾は圧力管拡管量130 mmでの値—約38 mm $((130.0-117.8)*\pi)$ —とする。

想定破断面積の設定根拠を以下に述べる。

(a) 全長破断

最大破断として有効炉心長3.7 m亀裂を想定する。破断面積はこの亀裂長に前記で設定した径方向開口巾を乗じて約1400 cm²とする。

(b) 部分長破断

流路面積（A）の2倍（2A）の破断面積想定する。破断想定位置は圧力管部であり流路面積Aは47.9 cm²であることから、想定破断面積は（2A =）95.8 cm²となる。なお、実効破断面積はアニュラス部ベローズ及び炭酸ガス系配管への流路面積の約2.5 cm²となる。

単位：cm²

破断部 流路面積	単管破断時 実効破断面積
95.8	2.5

破断想定は圧力管に2Aの破断口が瞬時に生じるものとする。圧力管は通常の配管と異なり燃料集合体が内包されており、燃料が破断口に押しつけられることにより実効破断面積が変わることが考えられる。燃料が破断口に押しつけられるのは破断口形成後の従属事象であり、あくまでも破断想定2Aは圧力管で定義し、燃料の効果は従属事象で実効破断面積として扱うことでよいと考える。また、逆に燃料の効果考えた実効破断面積が2Aとした場合、圧力管と接触状態によりき裂長は無限に存在し、破断面積からき裂長を決めることはできない。

(c) 漏洩破損

漏洩想定時（破断）面積として、RCIC（隔離給水系）で給水が可能な面積－ECCS作動に至らない最大破損面積－1 cm²を想定する。

(3) 破断開口条件

破断開口条件－破断口形成の時間変化－は軸方向亀裂進展速度と径方向開口速度により決定される。これらは破断圧力、破断態様、破断面積等によりさまざまであり、一義的に設定することは困難である。

前項で述べた様に圧力ピーク発生が事故後約1秒であるのに対して破断項形成はmsオーダーであること、圧力挙動は出入口管からの冷却材の流れ込みに支配されることから破断開口条件設定は圧力ピークに影響しない為、ここでは試験解析と同様に以下の設定とする。

項 目	設定値
軸方向亀裂進展速度	300 m/s
径方向開口速度	破断後 1 ms

(4) カランドリア管内外表面熱伝達率

カランドリア管から重水系への伝熱量は破断事故事象に対して次のように影響すると考えられる。伝熱量が大きい場合、アニュラス部ボイド率を潰れ易くし、また、アニュラス部出口（アニュラス部からPCVへの放出口）エンタルピの低下により破断臨界流が大きくなる。伝熱量が小さい場合はこの逆となる。解析はボイドが潰れ易い方が圧力ピークは高くなると考えられることから伝熱が大きく設定した場合をベースケースとして実施し、影響評価として代表ケース1ケースについて感度解析を実施する。

カランドリア管内外表面熱伝達率はPTF試験結果の分析によると数千kcal/m²h°Cである。伝熱量を大きく見積もる主旨より、保守側に10000kcal/m²h°Cとする。また、感度解析として実施する伝熱量の小さい側の設定は、断熱（0kcal/m²h°C－重水系への伝熱無し－）とする。

(5) 運転条件

ボイドが潰れ易い方が保守側と考えられることから冷却材入口サブクール度が大きい運転状態を設定する。また、運転圧力（蒸気ドラム圧力）の高い運転状態を選択する方が保守側と考える。

図4.1-2に炉心出力とプラント状態量の関係を示す。炉出力が低い程、炉心圧力は低下し、炉心入口サブクール度（飽和エンタルピと入口エンタルピの差分）は小さくなる。これより想定する運転状態は炉心入口サブクール度が最も大きく、かつ炉心圧力が最も高い定格出力運転時をベースケースに選定する。

なお、次項に述べるようにチャンネルのボイド率が低い方がピーク圧力が高くなることも考えられる。これより、出力が低い条件－破断チャンネルが液単相状態のチャンネルにおける検討も必要と思われる。高温待機から冷温停止に至る過

程では、炉心入口サブクール度はほぼ飽和で推移し、圧力は低下する方向である。以上より、炉心出力がほとんどゼロで炉心圧力の高い運転状態として高温待機での解析を実施する。

(6) 破断チャンネル設定

破断圧力管からカランドリア管へ放出されるエネルギーが大きい方がピーク圧力は高くなると考えられる。運転圧力（約70 kg/cm²）での液相と気相の保有エネルギーを比較する下表のようになる。

項目	エネルギー (kcal/kg)	密度 (kg/m ³)	エネルギー (kcal/m ³)
液相	301	742	2.2×10^5
気相	663	36	2.4×10^4

このように単位体積当たりのエネルギーでは気相は液相の1割であり、気相の少ないボイド率の低いチャンネルがカランドリア管への放出エネルギーが大きい。よって実機炉心設計において出力（RPF）の最も小さいチャンネルを選択する。定格出力運転時において下表のチャンネルが最低出力チャンネルである。

項目	値
炉心	初装荷BOC
出力	0.41 (-)
流量	52.7 (t/h)
出口ボイド率	0.5 (%)

上記の値は炉心設計ノミナル値*であり、解析においてはこの値に対して径方向（RPF）設計誤差3%を考慮する。

* 昭和63年度設計合理化作業最終成果報告書
設計決定根拠書No. 922-4(a)及びNO. 923-3(a)

4.2 破断面積のピーク圧力感度

(1) 全長破断解析

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo.は、有効炉心部を8ノードに分割し下部を(1/8)、上部を(8/8)として示した。

- 図4.2-1 実機全長破断時破断放出流量変化(1/3)
- 図4.2-2 実機全長破断時破断放出流量変化(2/3)
- 図4.2-3 実機全長破断時破断放出流量変化(3/3)
- 図4.2-4 実機全長破断時圧力管内圧力変化
- 図4.2-5 実機全長破断時圧力管内流動状態変化
- 図4.2-6 実機全長破断時アニュラス部圧力変化
- 図4.2-7 実機全長破断時アニュラス部流動状態変化
- 図4.2-8 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図4.2-9 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

圧力管からアニュラス部への破断流量は、図4.2-1に示す様に炉心中央部では少なく、圧力管端部に近いほど大きくなり、これは上下圧力管延長部からの冷却材供給によるものである。アニュラス部からの放出量はアニュラス部圧力上昇に伴って増加する。

圧力管内圧力は破断後約50 kg/cm²まで低下するがアニュラス部圧力の上昇に伴って回復し、アニュラス部が満水となった時点でピーク圧力を発生する。炉心流量は破断後逆流となるがアニュラス部が冷却材で満たされるにつれて正流に移行し、アニュラス部が満水となって準定常にいたる。炉心下部(1/8ノード)ではアニュラス下部からの放出量分流量が高い値を示す。

アニュラス部圧力は冷却材流入に伴い上昇し、アニュラス部満水時にピーク圧力約76 kg/cm²となった後、定格時より若干低い圧力に静定する。

(2) 部分長(2A)破断解析

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo.は、有効炉心部を8ノードに

分割し下部を(1/8)、上部を(8/8)として示した。

- 図4.2-10 実機部分長(2A)破断時破断放出流量変化
- 図4.2-11 実機部分長(2A)破断時圧力管内圧力変化
- 図4.2-12 実機部分長(2A)破断時圧力管内流動状態変化
- 図4.2-13 実機部分長(2A)破断時アニユラス部圧力変化
- 図4.2-14 実機部分長(2A)破断時アニユラス部流動状態変化
- 図4.2-15 実機部分長(2A)破断時アニユラス部ボイド率変化(1/2)
- 図4.2-16 実機部分長(2A)破断時アニユラス部ボイド率変化(2/2)

圧力管からアニユラス部への破断流量は、図4.2-10に示す様に破断後最大で約110 kg/sまで上昇し、その後圧力管内圧力低下及びアニユラス部圧力上昇により低下して行く。図4.2-10に示すようにアニユラス部からの放出流量が臨界流となるとアニユラス部への破断流量は急激に低下してアニユラス部からの放出流量と同じ値となる。

圧力管内圧力は図4.2-11に示すように破断後一時的に低下するがアニユラス部への放出量が低下するに伴って回復し、アニユラス部満水時にピーク値を発生し、その後初期圧力より若干低い値で静定する。

炉心流量は破断後逆流となり、事故後約0.5秒で2～3 kg/sの逆流状態で一時的にバランスし、その後事故後約0.8秒にアニユラス部が満水になると破断流の臨界点がアニユラス部に移る事により圧力管部放出流が小さくなるため、圧力管流量は正流に転じる。逆流により高エンタルピとなっていた冷却材が押し出されるにしたがって圧力管内流量は準定常状態になる。

アニユラス部圧力は図4.2-14に示すように破断流の流入により上昇し、事故後約0.8秒にアニユラス部満水(ボイド率:0%)となって圧力ピーク値は約76 kg/cm²を発生した後静定する。

(3) 漏洩破断解析

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo.は、有効炉心部を8ノードに分割し下部を(1/8)、上部を(8/8)として示した。

- 図4.2-17 実機漏洩破断時破断放出流量変化
- 図4.2-18 実機漏洩破断時圧力管内圧力変化
- 図4.2-19 実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化
- 図4.2-20 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化
- 図4.2-21 実機漏洩破断時アニュラス部流動状態変化
- 図4.2-22 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図4.2-23 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

図4.2-17に示す様に破断後圧力管からアニュラス部への破断流量は直ちに臨界(約5 kg/s)となる。図4.2-20に示すように炉心流量は、破断前と比較して破断口下流では約1 kg/s増加して約16 kg/sとなり、破断口上流では約4 kg/s減少して約11 kg/sとなる。図4.2-19に示すように破断(漏洩)面積が小さいため、圧力管内圧力は若干低下する程度である。

アニュラス部圧力は図4.2-22に示すように、冷却材流入により上昇する。破断により圧力管破断口で臨界流となるとともに、アニュラス部圧力上昇によってアニュラス部開口部でも臨界流となる。アニュラス部圧力は圧力管からの冷却材放出量とアニュラス部からの冷却材放出量がバランスする圧力(約30 kg/cm²)まで上昇を続ける。アニュラス部開口部は圧力管漏洩面積に比べて約2.5倍の大きさであり、重水系への伝熱によりアニュラス部開口部の冷却材エンタルピは圧力管破断口より低い。よってアニュラス部開口部は圧力管漏洩部に比べて低い圧力で同じの流量が放出され、アニュラス部はシステム圧力に比べて低い圧力で静定する。

4.3 運転条件のピーク圧力感度

チャンネルのボイド率が低い方がピーク圧力が高くなることも考えられる。これより、出力が低い条件—破断チャンネルが液相状態のチャンネルにおける検討も必要と思われる。高温待機から冷温停止に至る過程では、炉心入口サブクール度はほぼ飽和で推移し、圧力は低下する方向である。以上より、炉心出力がほとんどゼロで炉心圧力の高い運転状態として高温待機での解析を実施する。

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo. は、有効炉心部を8ノードに分割し下部を(1/8)、上部を(8/8)として示した。

- 図4.3-1 実機全長破断時破断放出流量変化(1/3)
- 図4.3-2 実機全長破断時破断放出流量変化(2/3)
- 図4.3-3 実機全長破断時破断放出流量変化(3/3)
- 図4.3-4 実機全長破断時圧力管内圧力変化
- 図4.3-5 実機全長破断時圧力管内流動状態変化
- 図4.3-6 実機全長破断時アニュラス部圧力変化
- 図4.3-7 実機全長破断時アニュラス部流動状態変化
- 図4.3-8 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図4.3-9 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

圧力管からアニュラス部への破断流量は、図4.2-1に示す様に炉心中央部では少なく、圧力管端部に近いほど大きくなり、これは上下圧力管延長部からの冷却材供給によるものである。アニュラス部からの放出量はアニュラス部圧力上昇に伴って増加する。

圧力管内圧力は破断後約50 kg/cm²まで低下するがアニュラス部圧力の上昇に伴って回復し、アニュラス部が満水となった時点でピーク圧力を発生する。炉心流量は破断後逆流となるがアニュラス部が冷却材で満たされるにつれて正流に移行し、アニュラス部が満水となって準定常にいたる。

アニュラス部圧力は冷却材流入に伴い上昇し、アニュラス部満水時にピーク圧力約64 kg/cm²となった後、定格時より若干低い圧力に静定する。

4.4 重水径伝熱のピーク圧力感度

カランドリア管から重水系への伝熱量は破断事故事象に対して次のように影響すると考えられる。伝熱量が大きい場合、アニュラス部ボイド率を潰れ易くし、また、アニュラス部出口（アニュラス部からPCVへの放出口）エンタルピーの低下により破断臨界流が大きくなる。伝熱量が小さい場合はこの逆となる。解析はボイドが潰れ易い方が圧力ピークは高くなると考えられることから伝熱が大きく設定した場合をベースケースとして実施し、影響評価として代表ケース1ケースについて感度解析を実施する。

解析結果を下図に示す。なお、図中の記載ノードNo.は、有効炉心部を8ノードに分割し下部を(1/8)、上部を(8/8)として示した。

- 図4.4-1 実機漏洩破断時破断放出流量変化
- 図4.4-2 実機漏洩破断時圧力管内圧力変化
- 図4.4-3 実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化
- 図4.4-4 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化
- 図4.4-5 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2)
- 図4.4-6 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

図4.4-1に示す様に破断後圧力管からアニュラス部への破断流量は直ちに臨界（約5 kg/s）となる。図4.4-2に示すように炉心流量は、破断前と比較して破断口下流では約1 kg/s増加して約1.6 kg/sとなり、破断口上流では約4 kg/s減少して約1.1 kg/sとなる。図4.4-3に示すように破断（漏洩）面積が小さいため、圧力管内圧力は若干低下する程度である。

アニュラス部圧力は図4.4-4に示すように、冷却材流入により上昇し、アニュラス部への冷却材流入量と重水側への伝熱により潰れるボイド量がバランスして事故後3秒に約3.6 kg/cm²・aで静定する。アニュラス部からの総流出流量は（図4.4-1に示すように）約2.5 kg/sであり、差分（約2.5 kg/s）でアニュラス層は（図4.4-5, 6に示すように）下部から冷却材で満たされてゆく。破断口下流が冷却材で満たされると図4.4-4に示すようにアニュラス圧力は上昇を始め、これに伴って図4.4-1に示す

ようにアニュラス部からの流出量も増加する。アニュラス部圧力は、圧力管からアニュラス部への破断流量とアニュラス部からの流出量が釣り合う圧力（約 $5.7 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ ）でアニュラス圧力は静定する。

重水伝熱を考慮した場合と比較してアニュラス部放出口での冷却材エンタルピーが高い分、アニュラス部圧力は高くなるが、開口部面積が大きいことより、システム圧力までアニュラス部圧力が上昇することはない。

4.5 検討

3.2項～3.4項での解析結果の圧力変化を用いて、カランドリア管変形を考慮した圧力変化に解析値を補正し、補正した圧力変化と試験結果の比較により解析コードの妥当性を検討する。

2項で述べた解析手法及び解析コードを用いて解析結果を補正する。補正した解析結果図を以下の図に示す。

- 図4.5-1 実機全長破断時アニュラス部圧力変化
一定格運転、重水伝熱考慮
- 図4.5-2 実機部分長(2A)破断時アニュラス部圧力変化
一定格運転、重水伝熱考慮
- 図4.5-3 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化
一定格運転、重水伝熱考慮
- 図4.5-4 実機全長破断時アニュラス部圧力変化
高温待機、重水伝熱考慮
- 図4.5-5 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化
一定格運転、重水伝熱なし

これらの結果をまとめた破断長とピーク圧力の関係図を図4.5-6に示す。

5.1.5 結論

- (1) 「圧力管破断時熱流動試験」の試験解析をRELAP5コードを用いて実施した。これにより、カランドリア管にかかる圧力ピーク値を、試験結果測定値に対して約15 kg/cm²以上の保守性をもつての評価出来ることを確認した。
- (2) 実機では燃料の発熱により破断チャンネル内のボイドが全て潰れることはなく、ボイドによりウォーターハンマーによる圧力ピークは緩和され、システム圧力（運転圧力）を超えるピーク圧力が発生することはない。
- (3) 実機の圧力管単管破断時実効流路面積（アニュラス部開口面積）に対して十分大きな圧力管部破断面積ではカランドリア管部開口部で臨界流となりピーク圧力はシステム圧力（運転圧力）程度まで上昇する。
- (4) 圧力管破断面積が圧力管単管破断時実効流路面積（アニュラス部開口面積）に近い領域では、圧力管破断口で臨界流となるため、アニュラス部圧力はシステム圧力まで上がらない。
- (5) 実機で燃料出力が零近傍の高温待機時においても破断チャンネル内ボイドが潰れきることはなく、システム圧力（運転圧力）を超えるピーク圧力が発生することはない。

5.1.6 今後の課題

- (1) RELAPで適用している一Node And Junctionモデルの解析事象に対するモデル適用性について検討を行っておく必要がある。

表5.1.3-1 機器・配管形状データ (試験解析用)

機器・配管名	Vo.No.	面積 (m ²)	長さ (m)	体積 (m ³)	高低差 (m)	水力径 (m)	抵抗係数	備考
ウォータドラム	10	(5.100E-1)	17.06	8.7	0.0	0.814		
入口管	40	1.920E-3	7.0	(1.344E-2)	-1.75	0.0495	1.0	
	50	7.41E-3	56.961	(4.221E-1)	-0.2487	0.0971	2.214	
	60	7.41E-3	3.226	(2.390E-2)	-0.1126	0.0971	1.8	
	70	7.41E-3	4.769	(3.534E-2)	-0.1667	0.0971	0.328	
	80	1.92E-3	1.878	(3.606E-3)	-7.0E-3	0.0495	0.5	
炉心下部延長部	90	8.13E-3	2.212	(1.798E-2)	1.922	0.1178	1.3	
炉心部	201	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	15.31	
	202	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	203	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	204	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	205	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	206	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	207	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	208	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
炉心上部延長部	110	8.38E-3	2.748	(2.303E-2)	2.488	0.1178	0.0	
出口管	120	4.29E-3	2.202	(9.447E-3)	0.0538	0.0739	6.226	
	130	7.41E-3	1.99	(1.475E-2)	0.0556	0.0971	0.3	
	140	7.41E-3	3.117	(2.310E-2)	0.1086	0.0971	1.4	
	150	7.41E-3	48.612	(3.602E-1)	1.3896	0.0971	0.328	
	160	4.29E-3	8.443	(3.622E-2)	1.2181	0.0739	1.6	
蒸気ドラムバッフル部	170	(75.62)	0.3306	25.0	0.3306	0.15	1.5	
下部アニュラス部	409	7.208E-3	0.325	(2.342E-3)	-0.325	0.0	0.0	
	410	7.208E-3	0.30	(2.162E-3)	-0.3	0.0	0.0	
	411	5.360E-3	0.1	(5.360E-4)	-0.1	0.0	0.0	
	412	1.166E-3	0.5	(5.832E-4)	-0.5	0.0	0.0	
	413	5.360E-3	0.3	(1.608E-3)	-0.3	0.0	0.0	
	414	4.778E-5	10.284	(2.480E-4)	-0.06	0.0	0.0	
アニュラス部	408	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	407	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	406	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	405	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	404	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	403	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	402	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
	401	7.208E-3	0.4625	(3.334E-3)	0.4625	0.0	0.0	
上部アニュラス部	400	7.208E-3	0.395	(2.847E-3)	0.395	0.0	0.0	
	399	7.208E-3	0.35	(2.523E-3)	0.35	0.0	0.0	
	398	5.360E-3	0.05	(2.680E-4)	0.05	0.0	0.0	
	397	9.362E-4	0.5	(4.681E-4)	0.5	0.0	0.0	
	396	5.360E-3	0.25	(1.340E-3)	0.25	0.0	0.0	
	395	1.887E-2	0.4	(7.547E-3)	0.4	0.0	0.0	
	394	4.909E-4	6.389	(3.416E-3)	0.0	0.0	0.0	

() は計算値を示す。

表5.1.4-1 機器・配管形状データ (実機解析用)

機器・配管名	Vo.No.	面積 (m ²)	長さ (m)	体積 (m ³)	高低差 (m)	水力径 (m)	抵抗係数	備考
ウォータドラム	10	(4.943E-1)	17.06	8.7	0.0	0.814	0.01	
入口管	20	1.920E-3	13.2	(2.534E-2)	-2.375	0.0495		
炉心下部延長部	30	9.3E-3	3.89	(3.618E-2)	3.89	0.1178	3.47	
炉心部	201	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	25.08	
	202	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	203	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	204	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	205	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	206	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
	207	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0	
208	4.79E-3	0.4625	(2.215E-3)	0.4625	0.00932	0.0		
炉心上部延長部	70	6.4E-3	2.435	(1.558E-2)	2.435	0.1178	7.45	
出口管	80	4.29E-3	10.25	(4.397E-2)	1.611	0.0739	1.63	
	90	4.29E-3	10.25	(4.397E-2)	4.939	0.0739	3.32	
蒸気ドラムバッフル部	100	(75.62)	0.3306	25.0	0.0	0.15	0.01	
下部アニュラス部	395	4.524E-3	5.200E-2	(2.352E-4)	5.200E-2	6.057E-4	0.01	
	396	1.093E-3	9.480E-1	(1.036E-3)	9.480E-1	5.656E-4	0.02	
	397	5.498E-4	2.860E-1	(1.572E-4)	2.860E-1	5.642E-4	0.89	
	398	1.178E-2	1.520E-1	(1.791E-3)	1.520E-1	5.629E-4	0.02	
	399	4.935E-3	8.200E-2	(4.047E-4)	8.200E-2	4.760E-4	0.06	
	400	7.208E-3	3.580E-1	(2.580E-3)	3.580E-1	5.047E-4	0.00	
アニュラス部	401	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	5.034E-4	0.00	
	402	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	5.022E-4	0.00	
	403	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	5.009E-4	0.00	
	404	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	4.997E-4	0.00	
	405	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	4.985E-4	0.00	
	406	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	4.972E-4	0.00	
	407	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	4.960E-4	0.00	
	408	7.208E-3	4.625E-1	(3.334E-3)	4.625E-1	4.948E-4	0.00	
上部アニュラス部	409	7.208E-3	4.060E-1	(2.926E-3)	4.060E-1	4.936E-4	0.00	
	410	4.888E-3	8.200E-2	(4.008E-4)	8.200E-2	4.626E-4	0.09	
	411	1.096E-2	1.490E-1	(1.633E-3)	1.490E-1	5.358E-4	0.03	
	412	7.669E-3	2.050E-1	(1.572E-3)	2.050E-1	5.345E-4	0.09	
	413	1.475E-3	4.390E-1	(6.476E-4)	4.390E-1	4.487E-4	0.32	
	414	4.021E-4	4.450E-1	(1.789E-4)	4.450E-1	3.966E-4	0.22	
	415	1.222E-2	7.300E-2	(8.918E-4)	7.300E-2	5.459E-4	0.00	
	416	4.769E-3	6.400E-2	(3.052E-4)	6.400E-2	4.559E-4	0.16	
	417	3.169E-3	1.260E-1	(3.993E-4)	1.260E-1	4.334E-4	0.09	

() は計算値を示す。

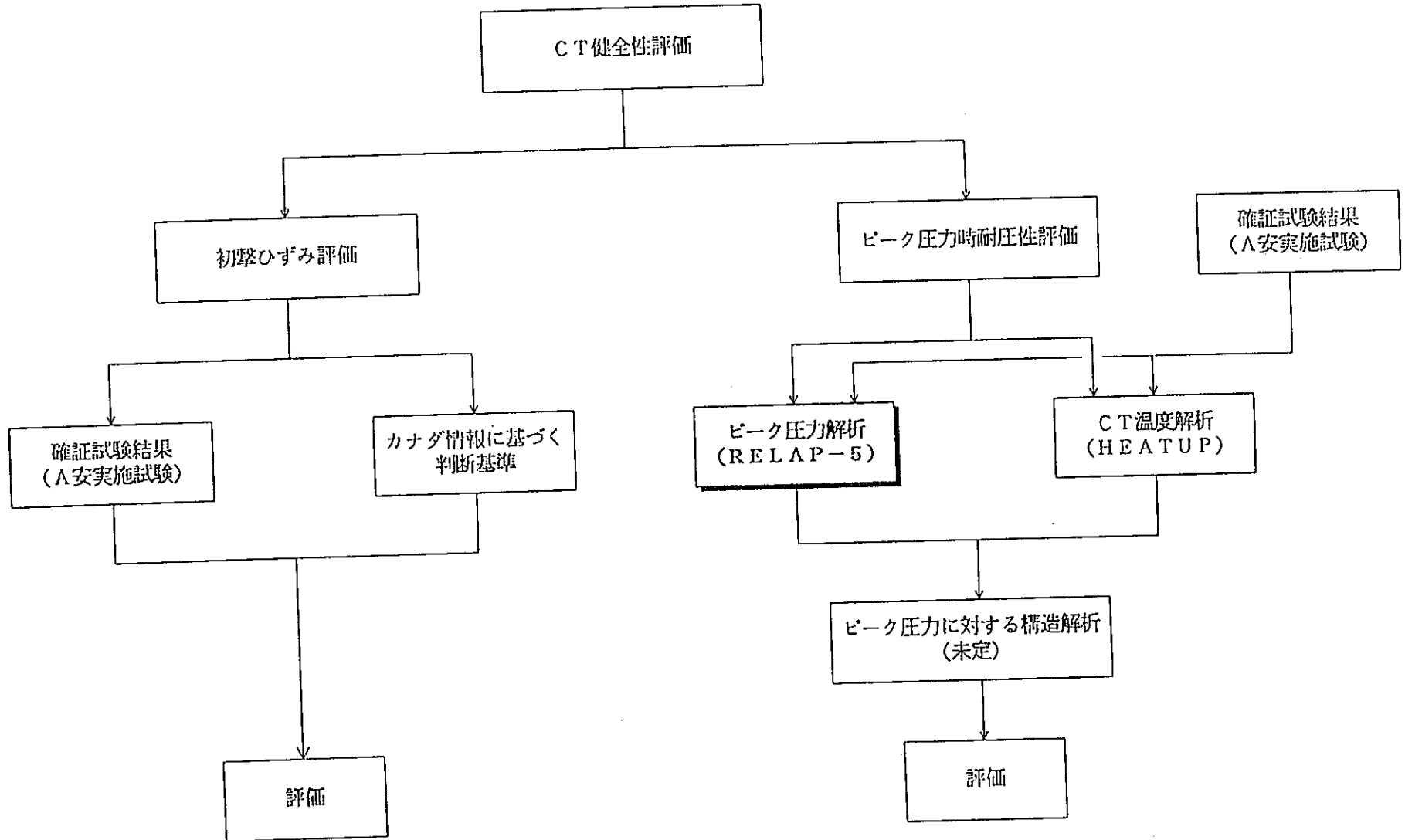
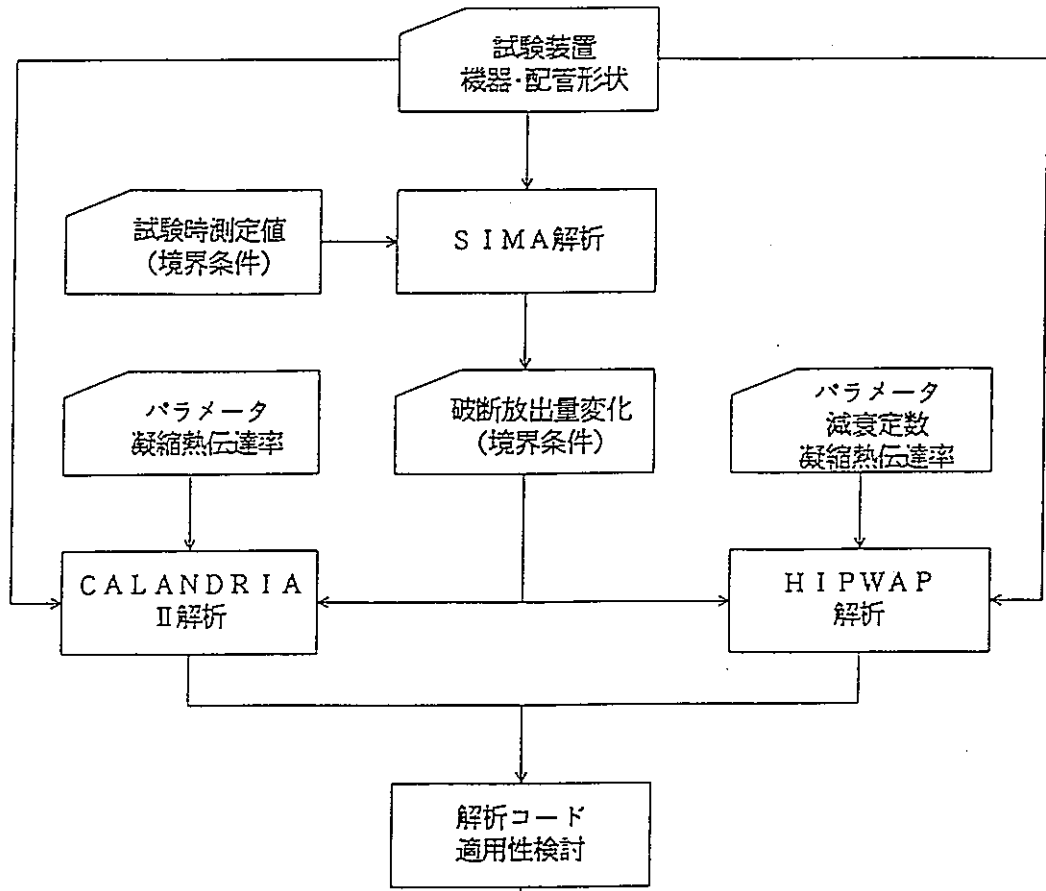


図5.1.1-1 単管破断時カランドリア管健全性評価フロー

試験解析



実機解析

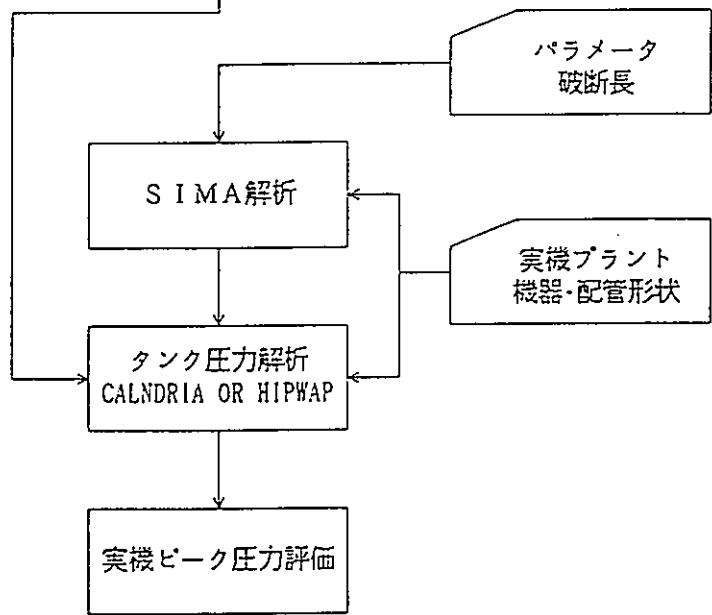


図5.1.2-1 圧力管破断（カランドリア管健全時）ピーク圧力評価フロー

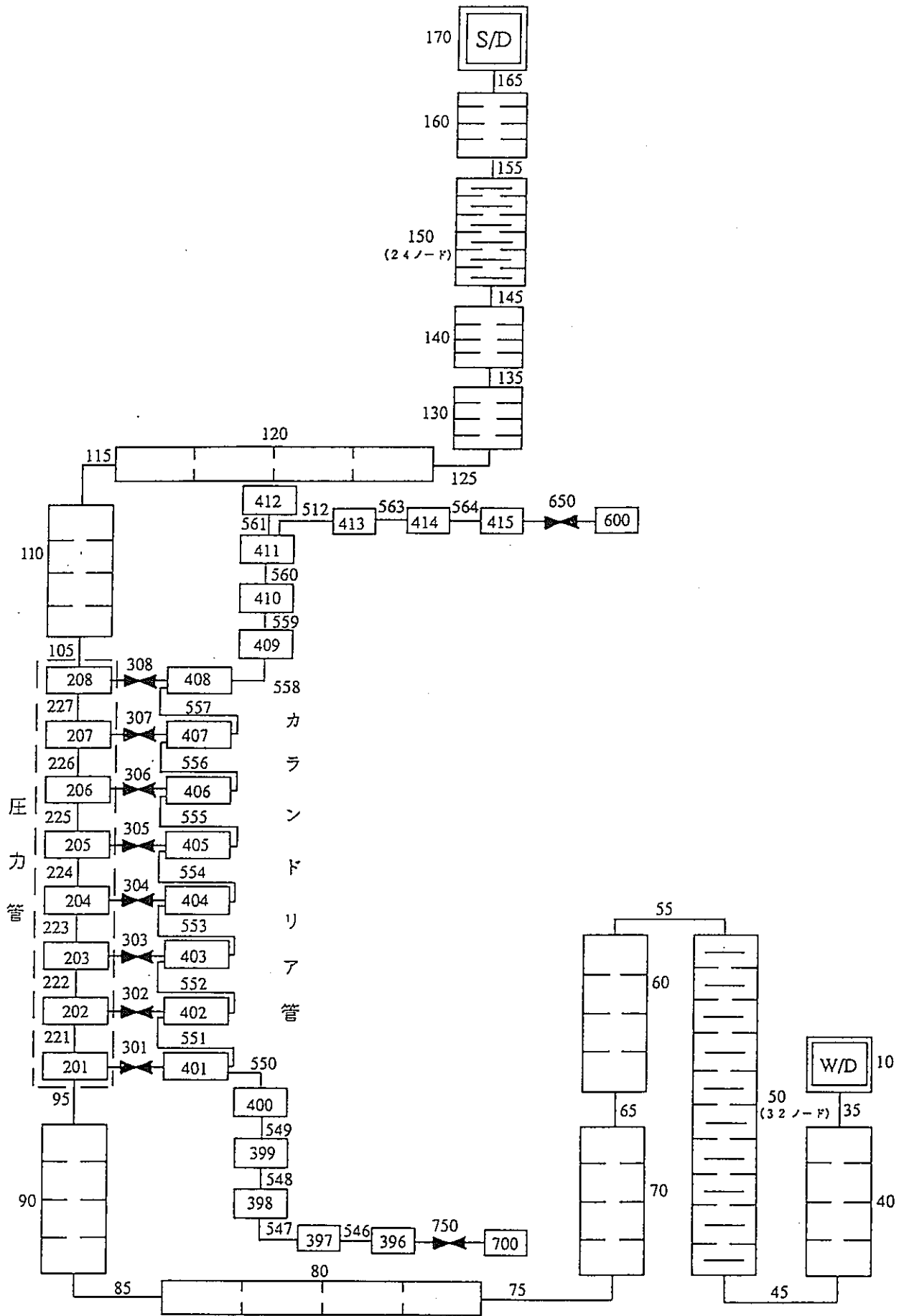


図5.1.3-1 圧力管破断（カランドリア管健全）時単チャンネル解析モデル図

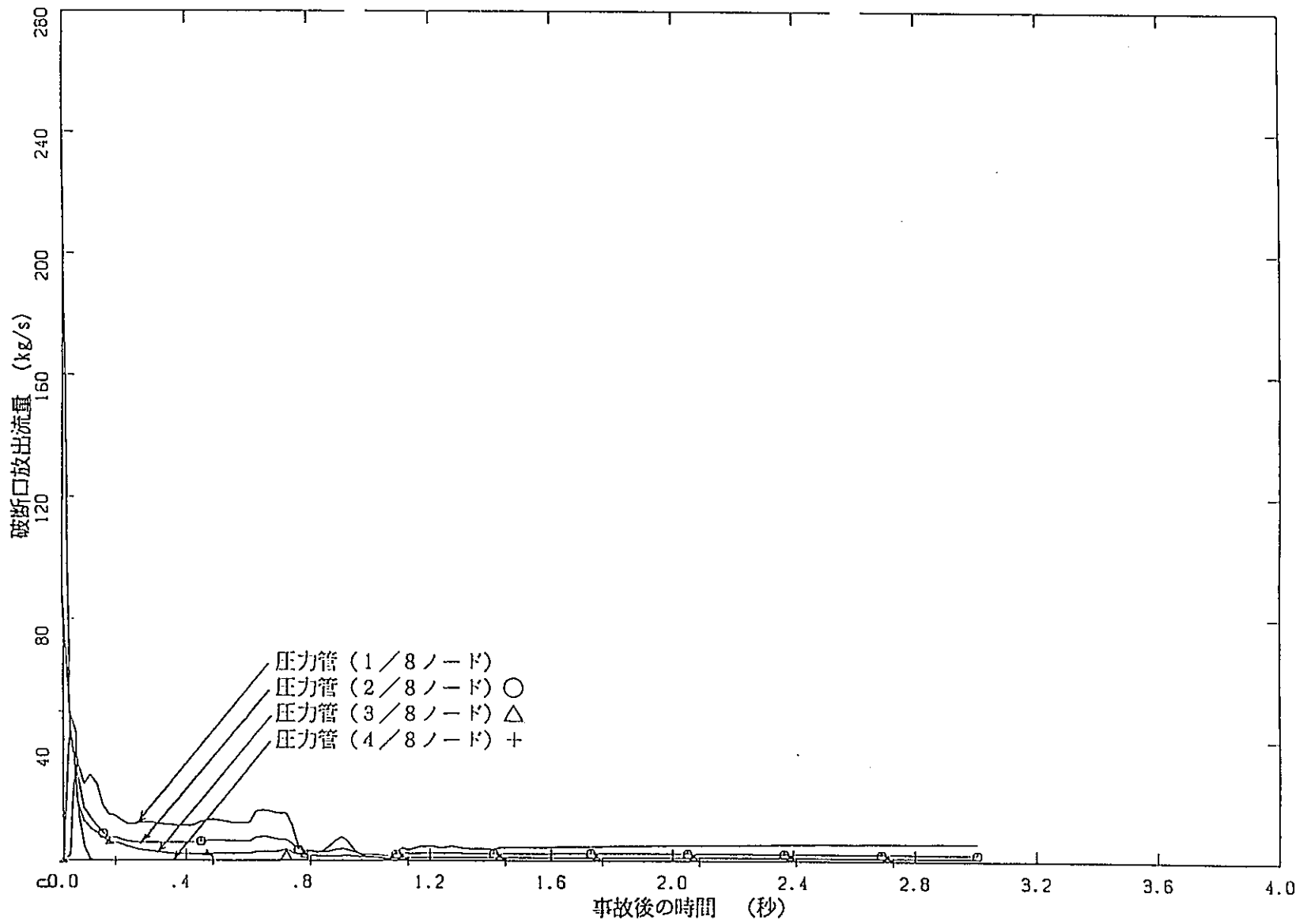


図5.1.3-2 PTF3試験 (全長3.7m破断) 時破断放出流量変化(1/3)

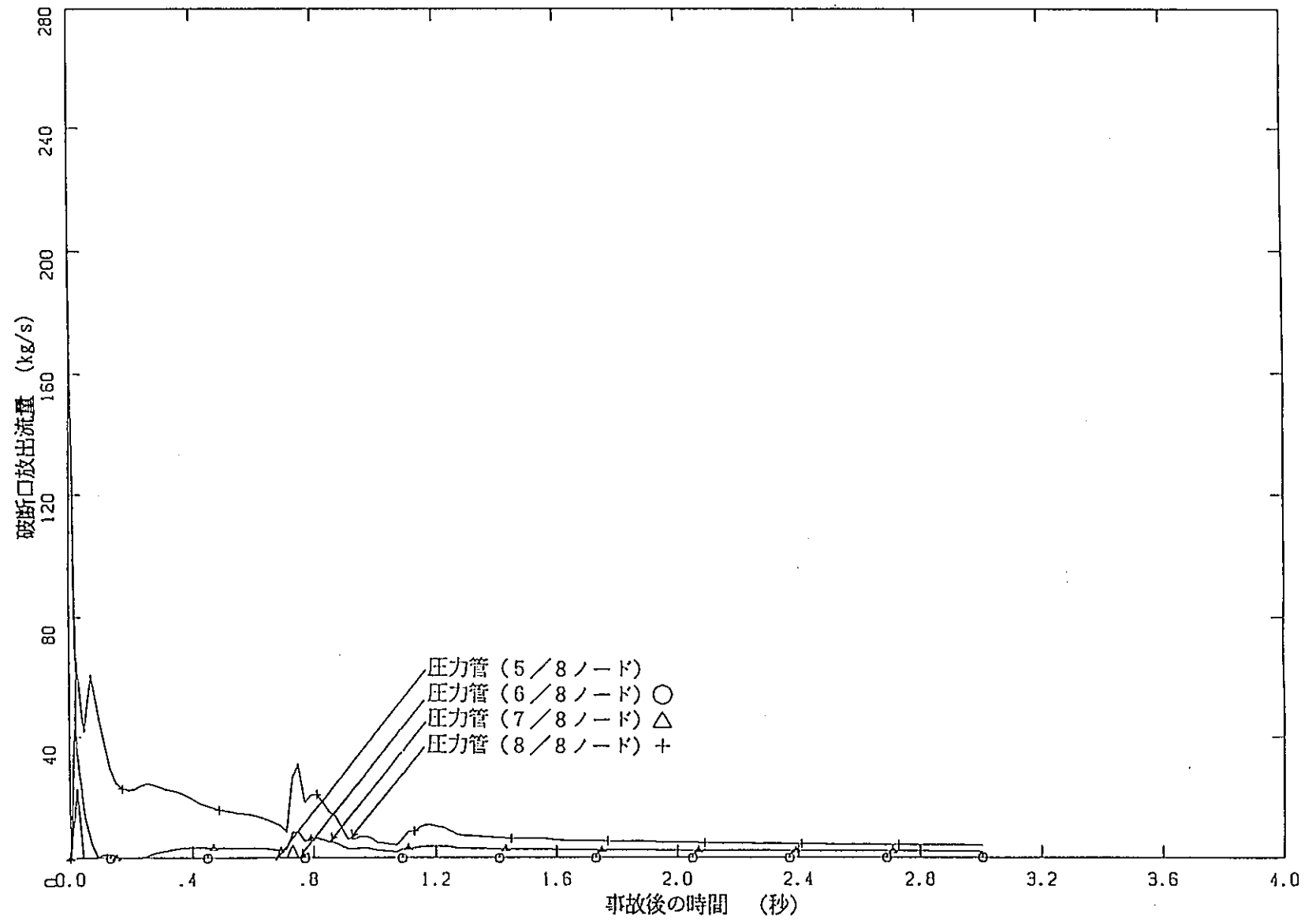


図5.1.3-3 PTF 3 試験 (全長 3.7 m 破断) 時破断放出流量変化 (2/3)

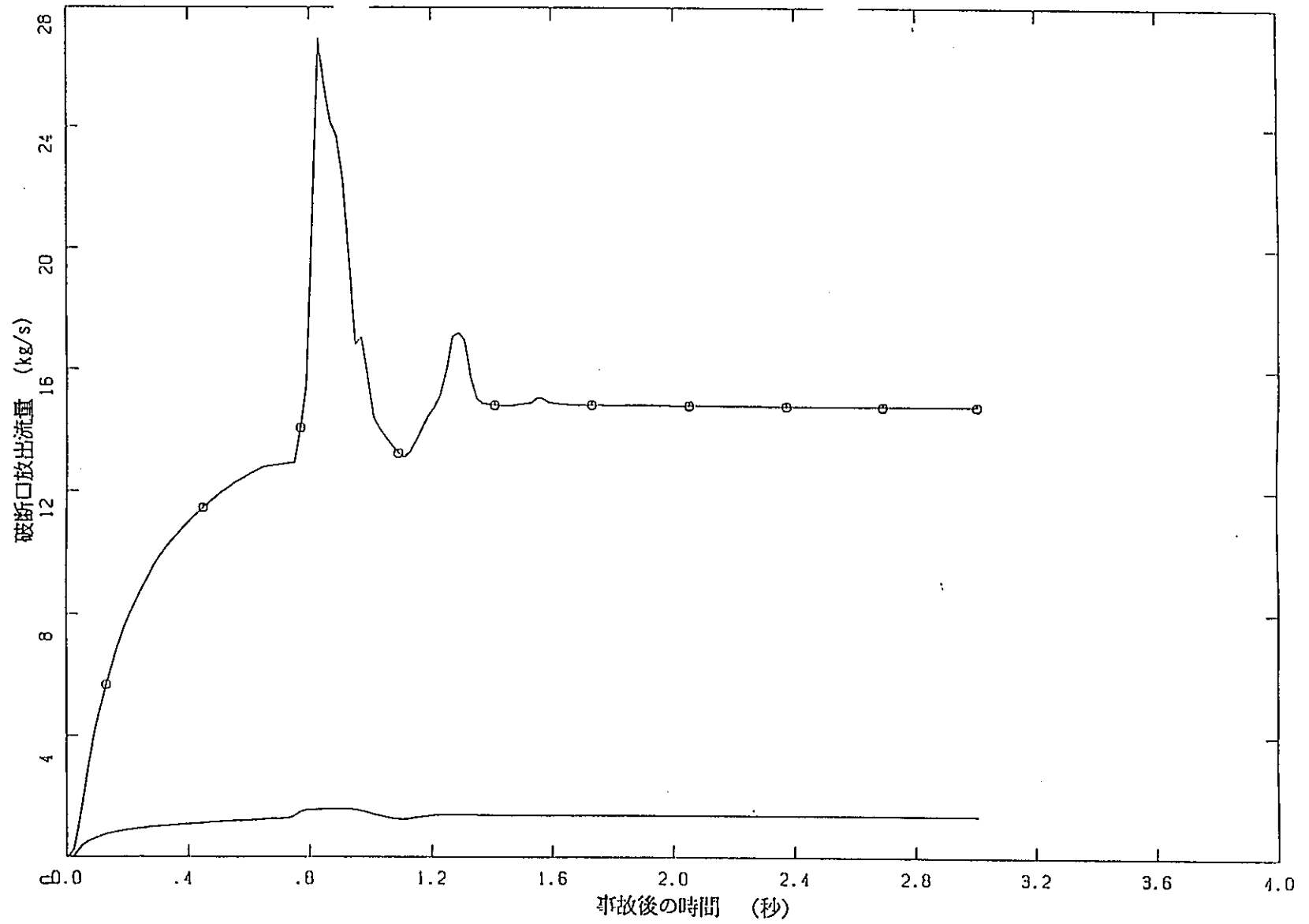


図5.1.3-4 PTF3試験(全長3.7m破断)時破断放出流量変化(3/3)

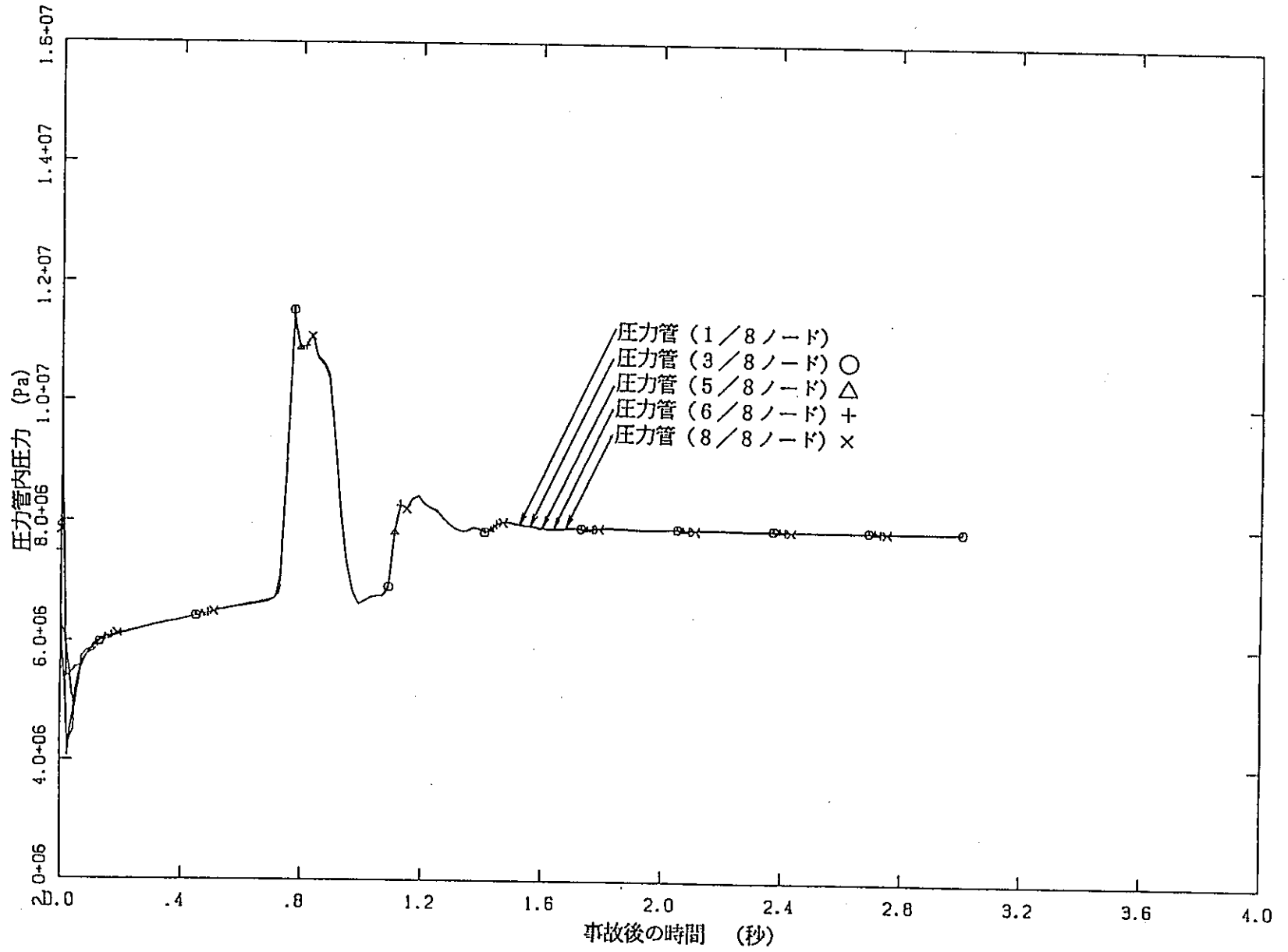


図5.1.3-5 PTF3試験 (全長3.7m破断) 時圧力管内圧力変化

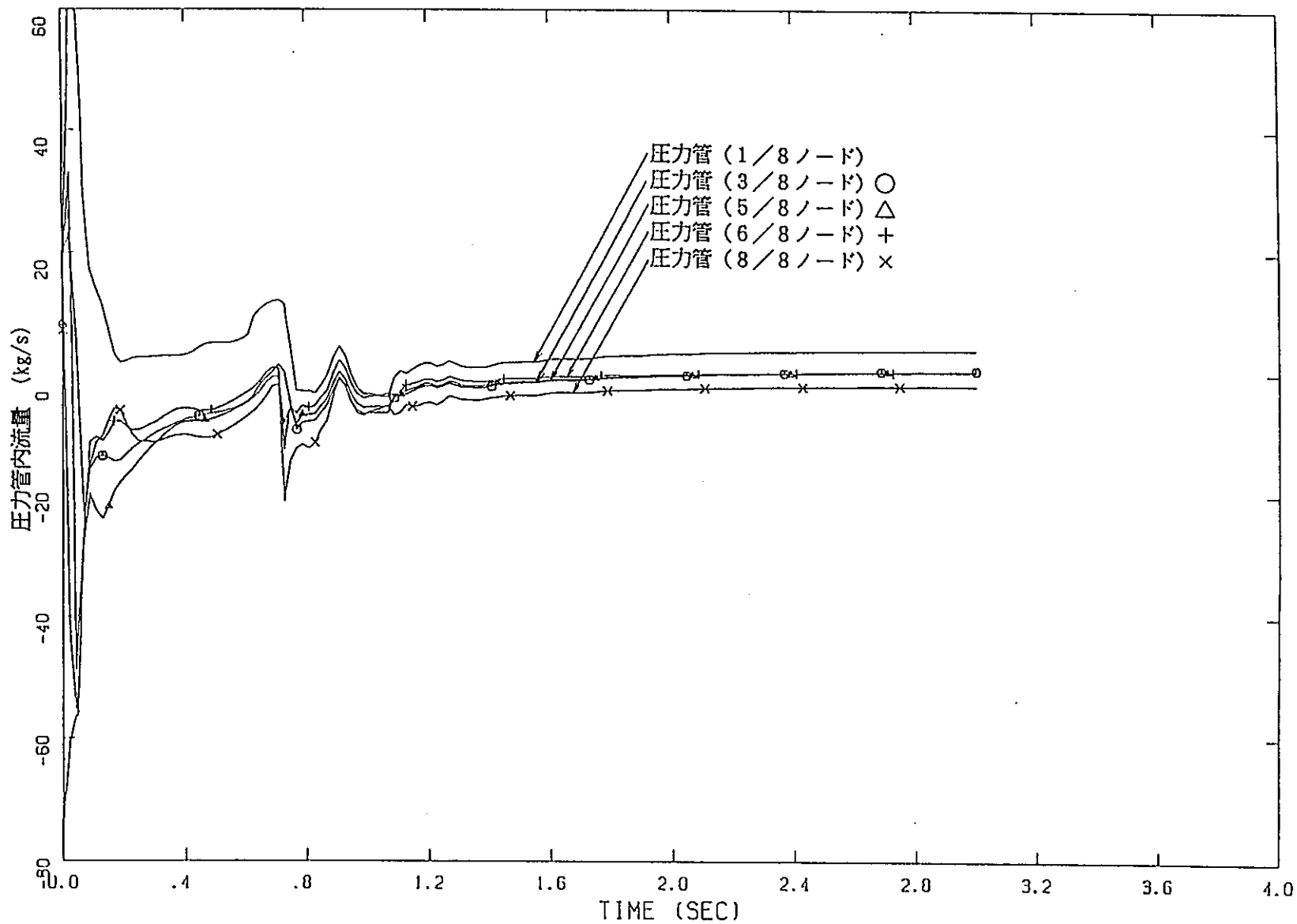


图5.1.3-6 PTF 3 试验 (全长 3.7 m 破断) 时压力管内流动状态变化

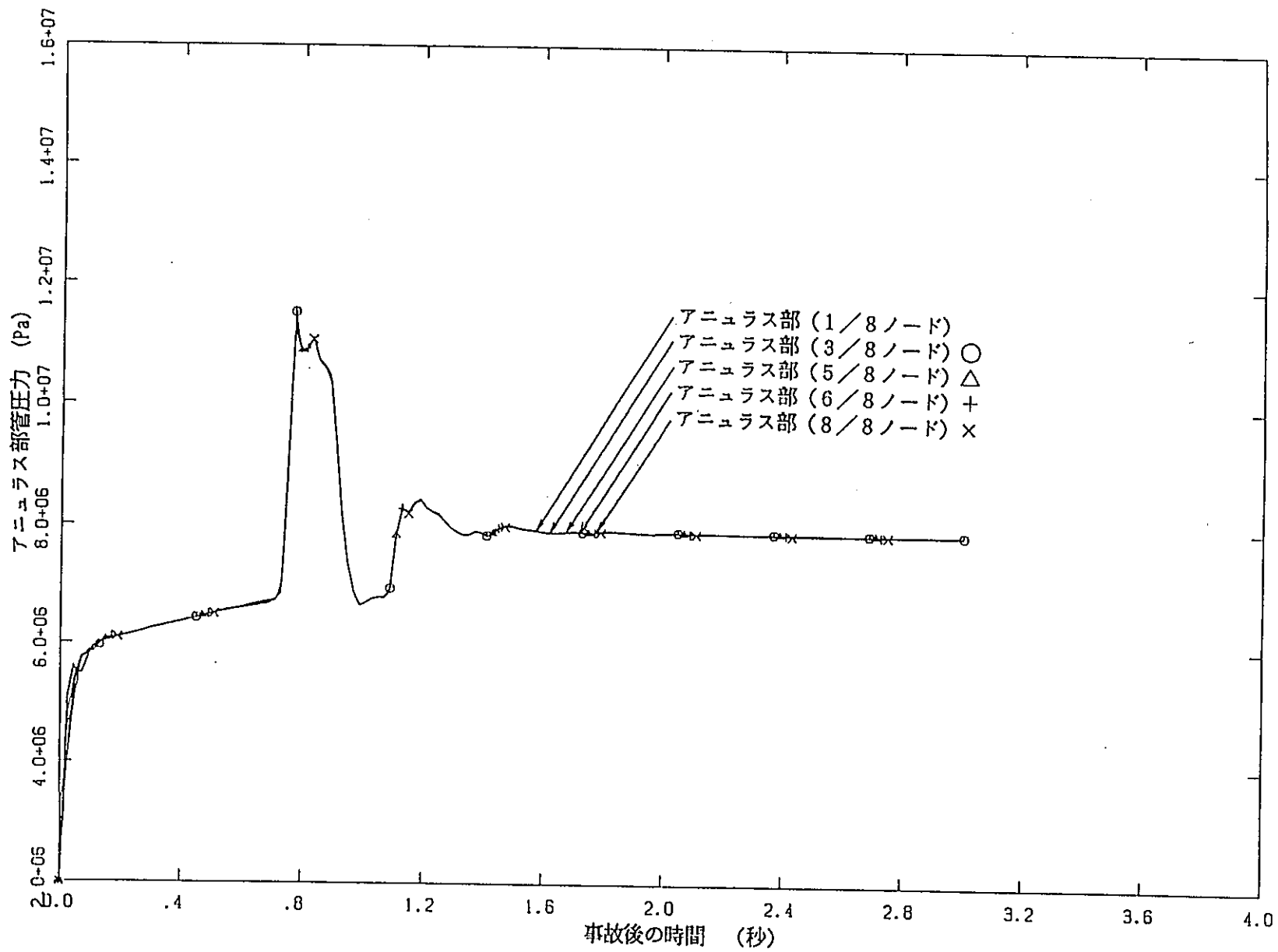


図5.1.3-7 PTF3試験 (全長3.7m破折) 時アニュラス部圧力変化

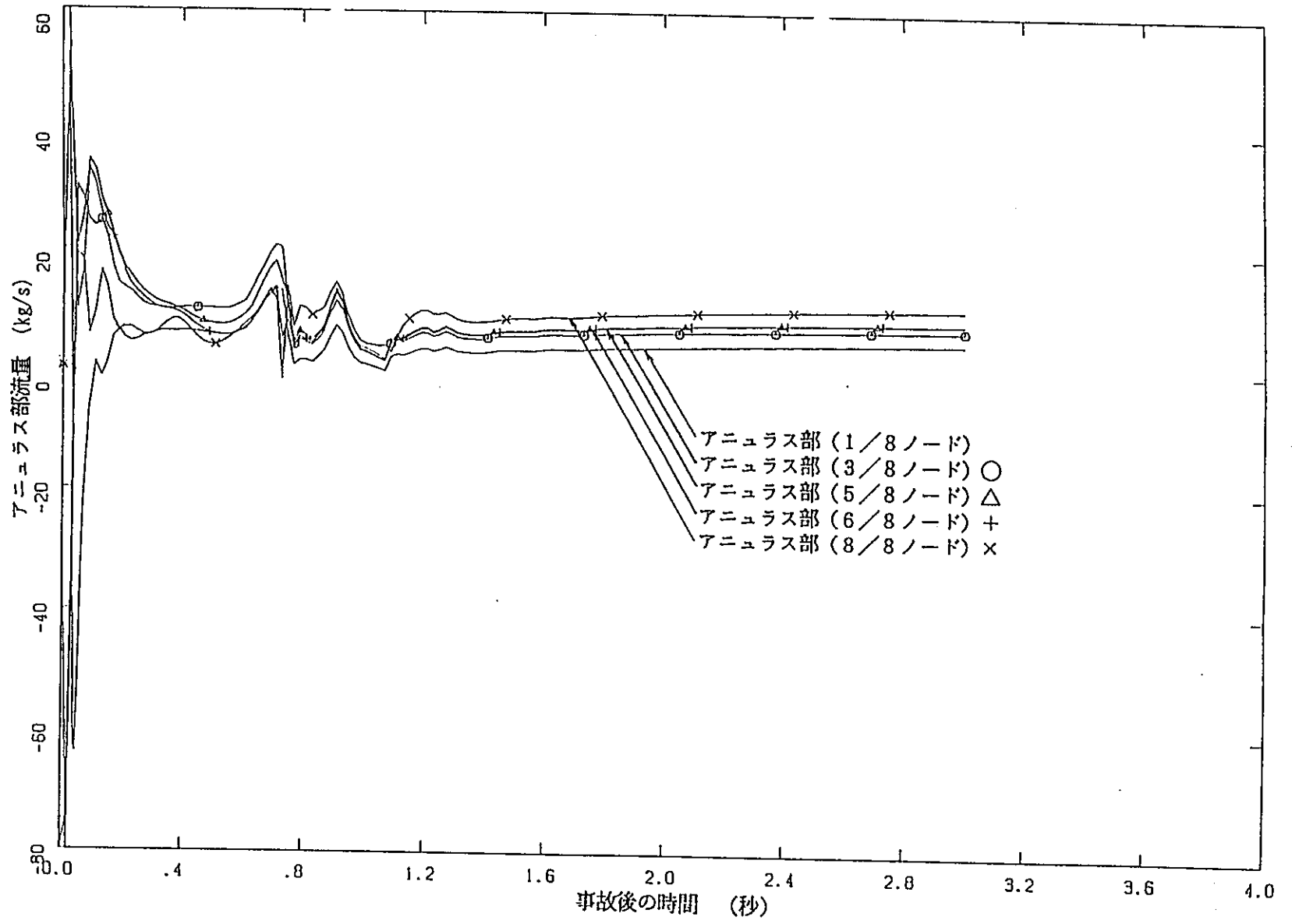


図5.1.3-8 PTF-3試験 (全長3.7m破断) 時アニュラス部流動状態変化

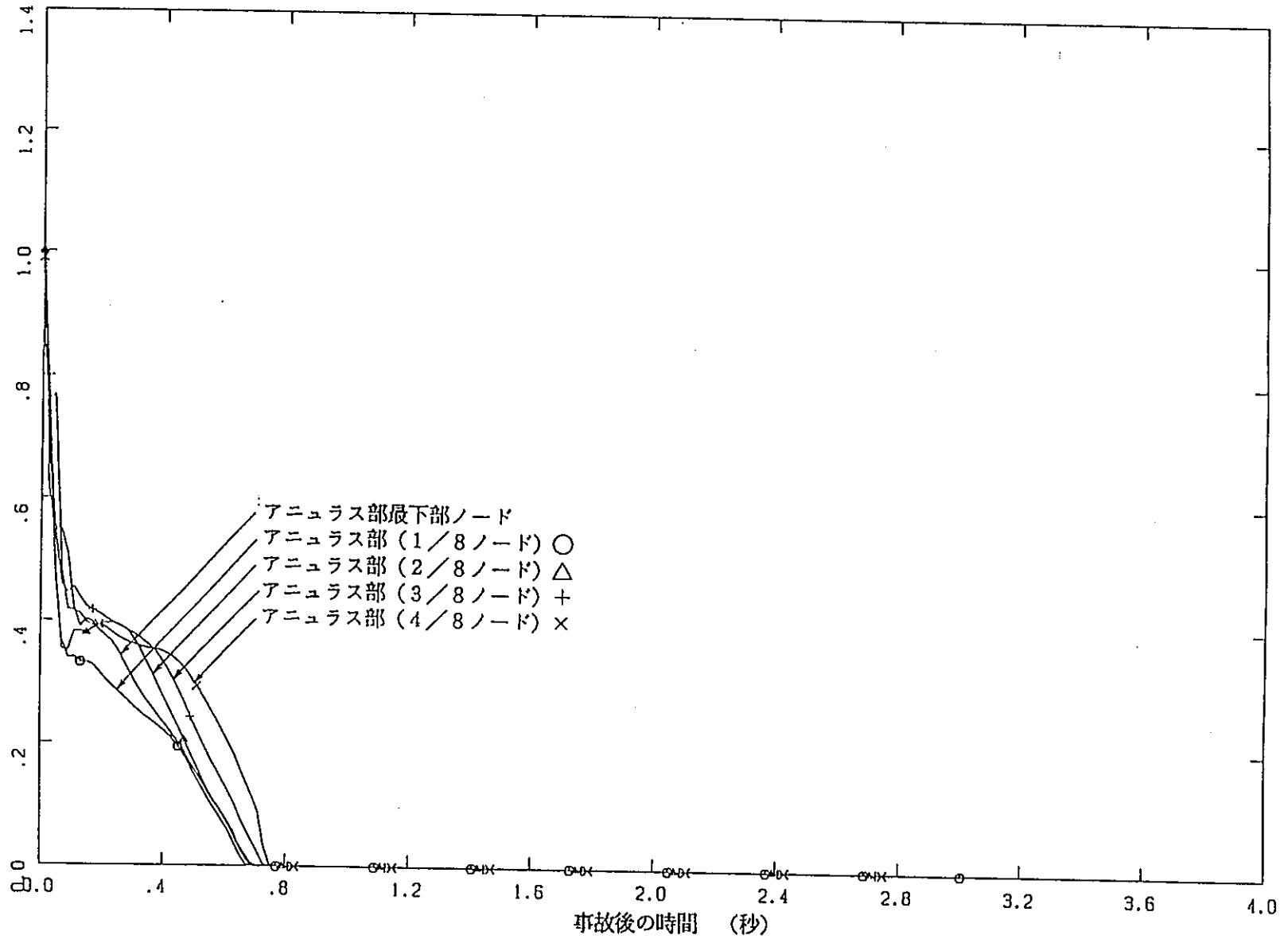


図5.1.3-9 PTF3試験 (全長3.7m破断) 時アニュラス部ボイド率変化(1/2)

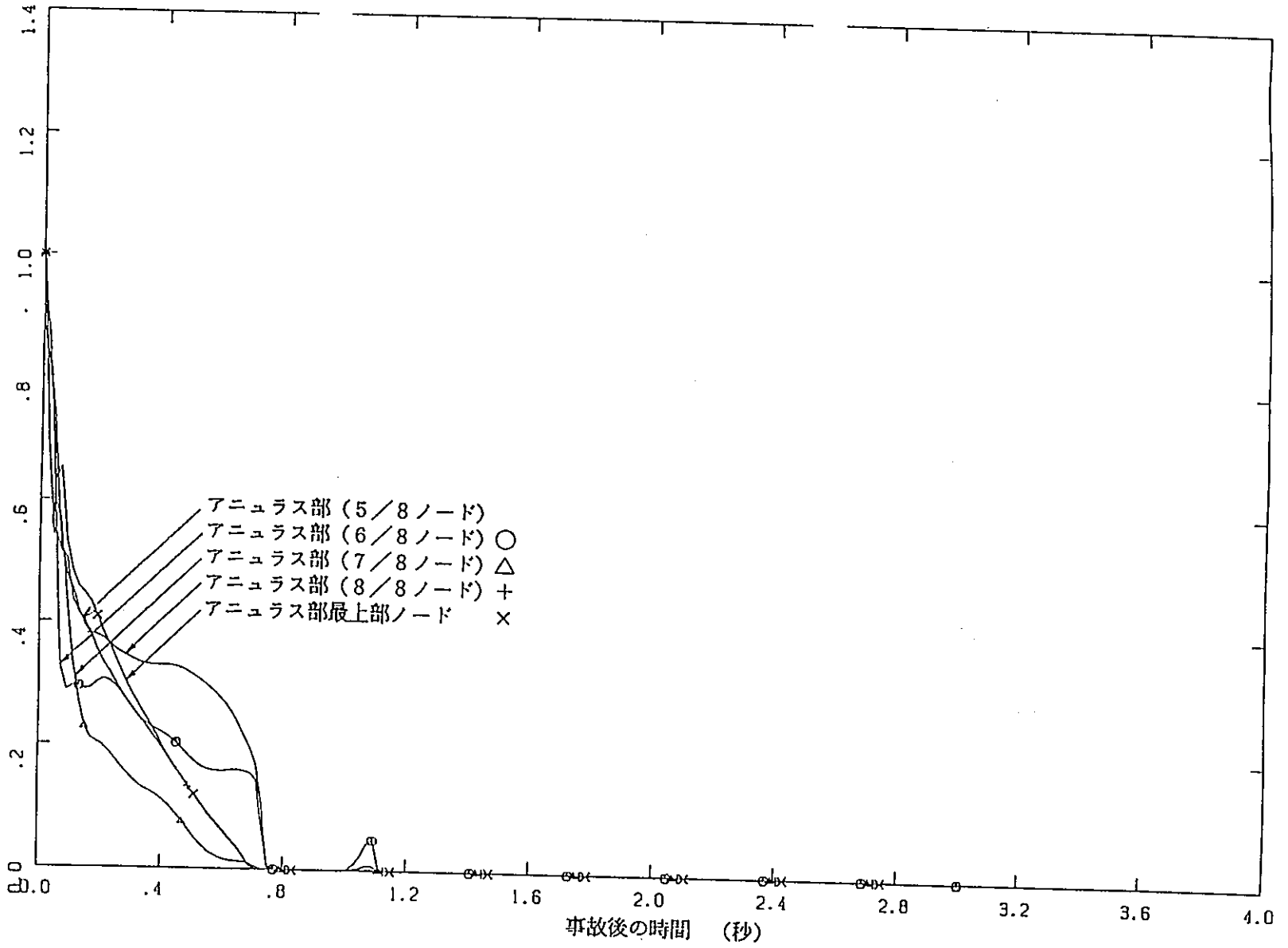


図5.1.3-10 PTF3試験(全長3.7m破断)時アニュラス部ボイド率変化(2/2)

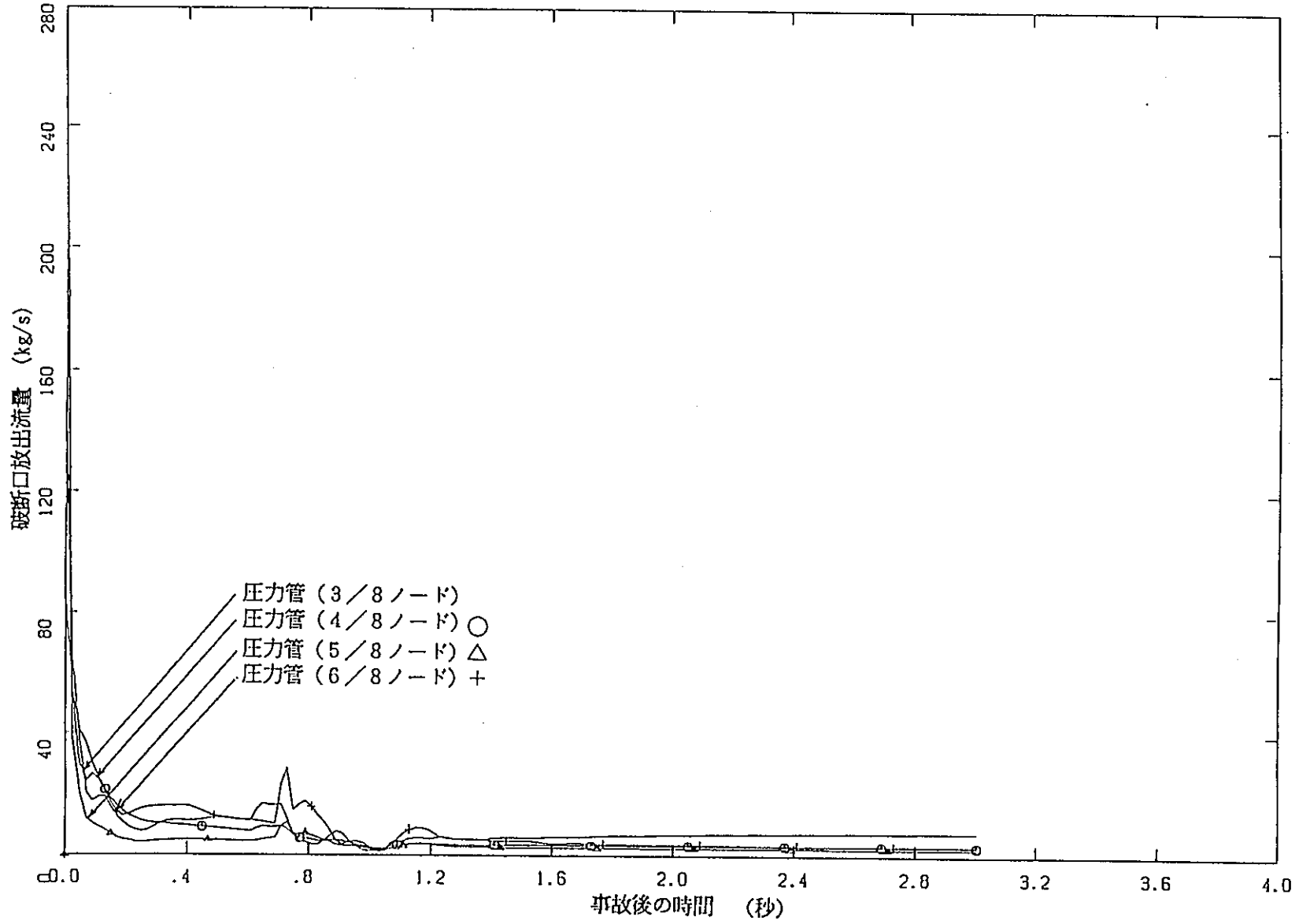


図5.1.3-11 PTF4試験 (部分長1m破断) 時破断放出流量変化(1/2)

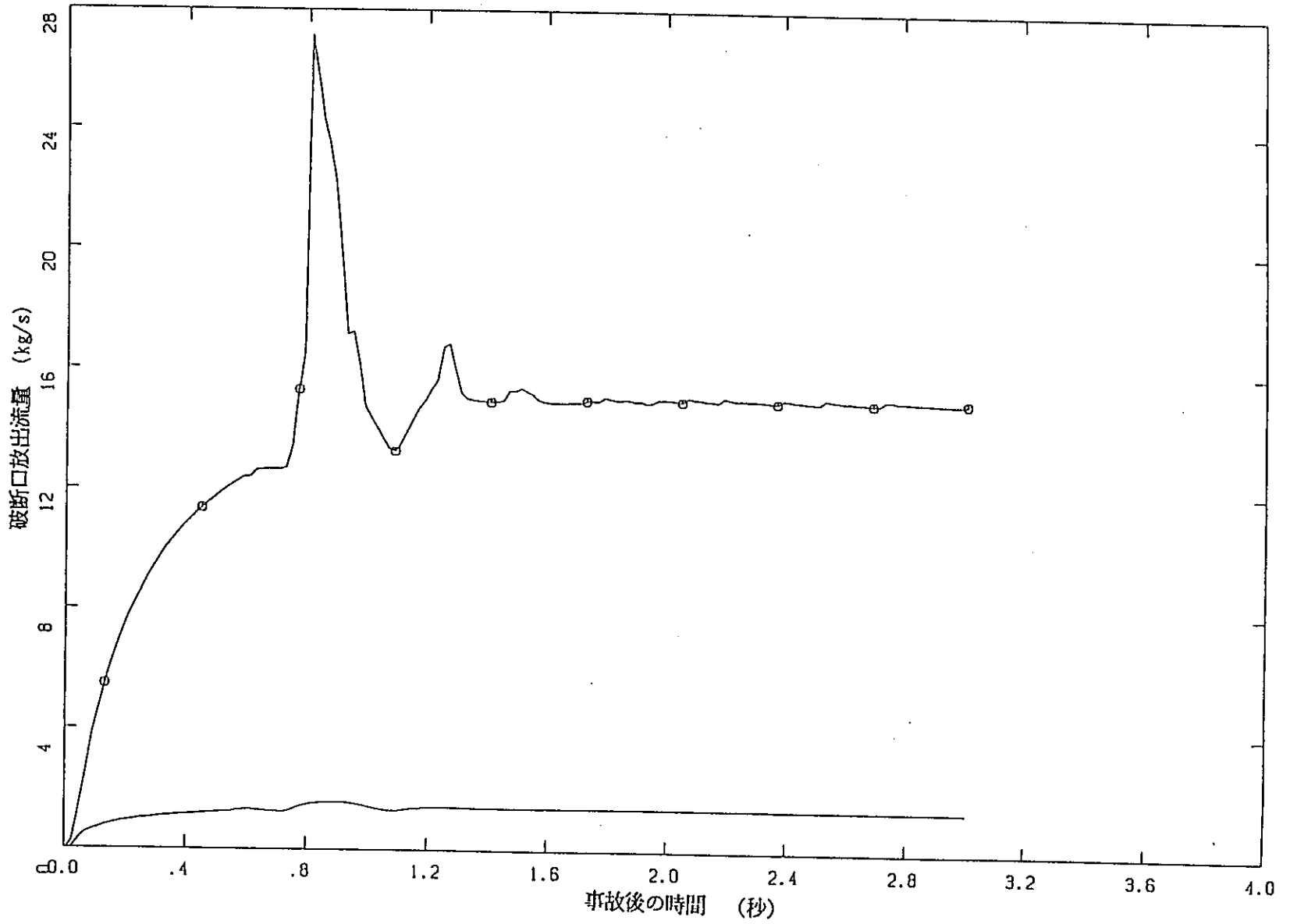


図5.1.3-12 PTF4試験(部分長1m破断)時破断放出流量変化(2/2)

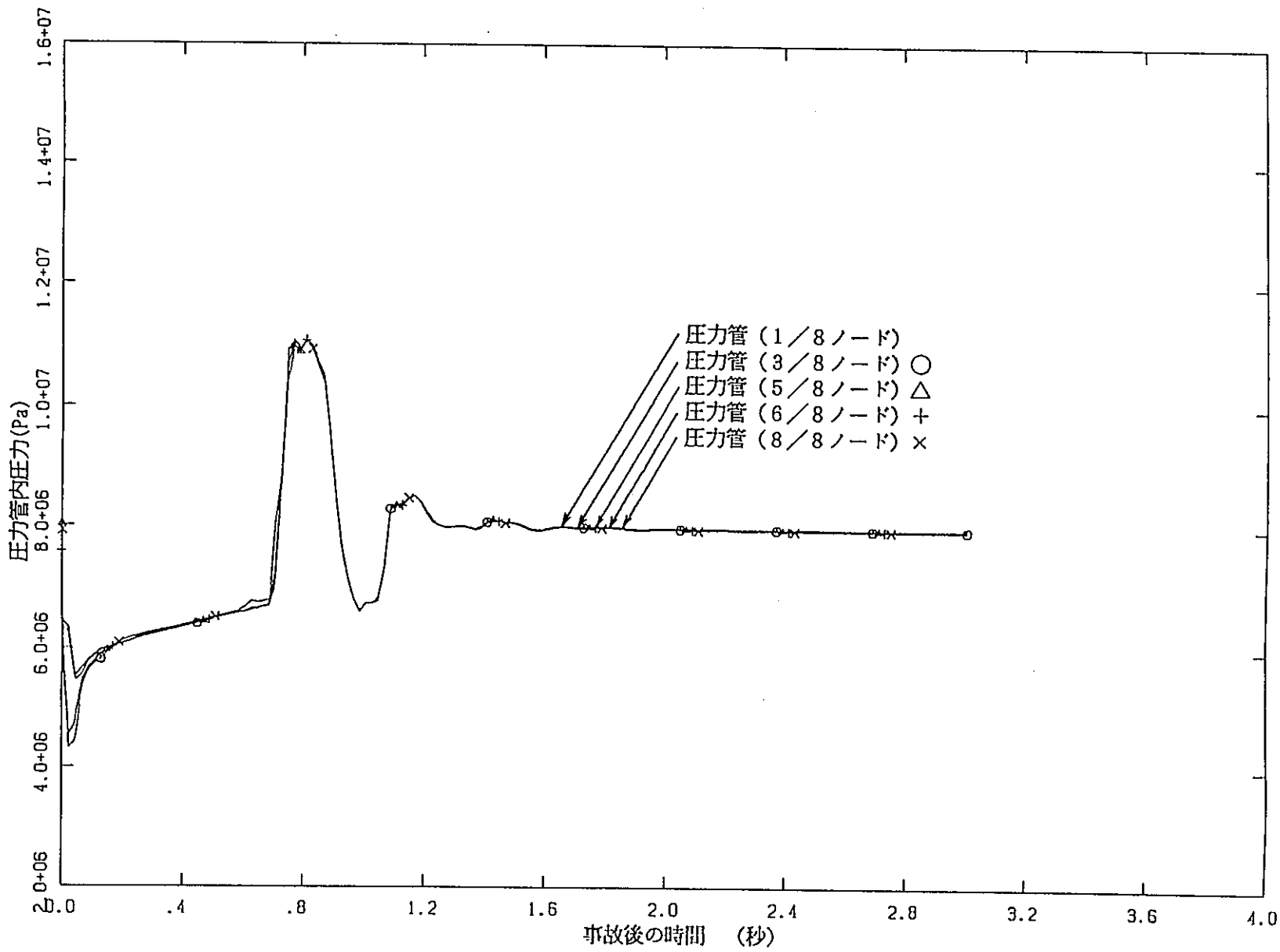


図 5.1.3-13 PTF4試験 (部分長1m破断) 時圧力管内圧力変化

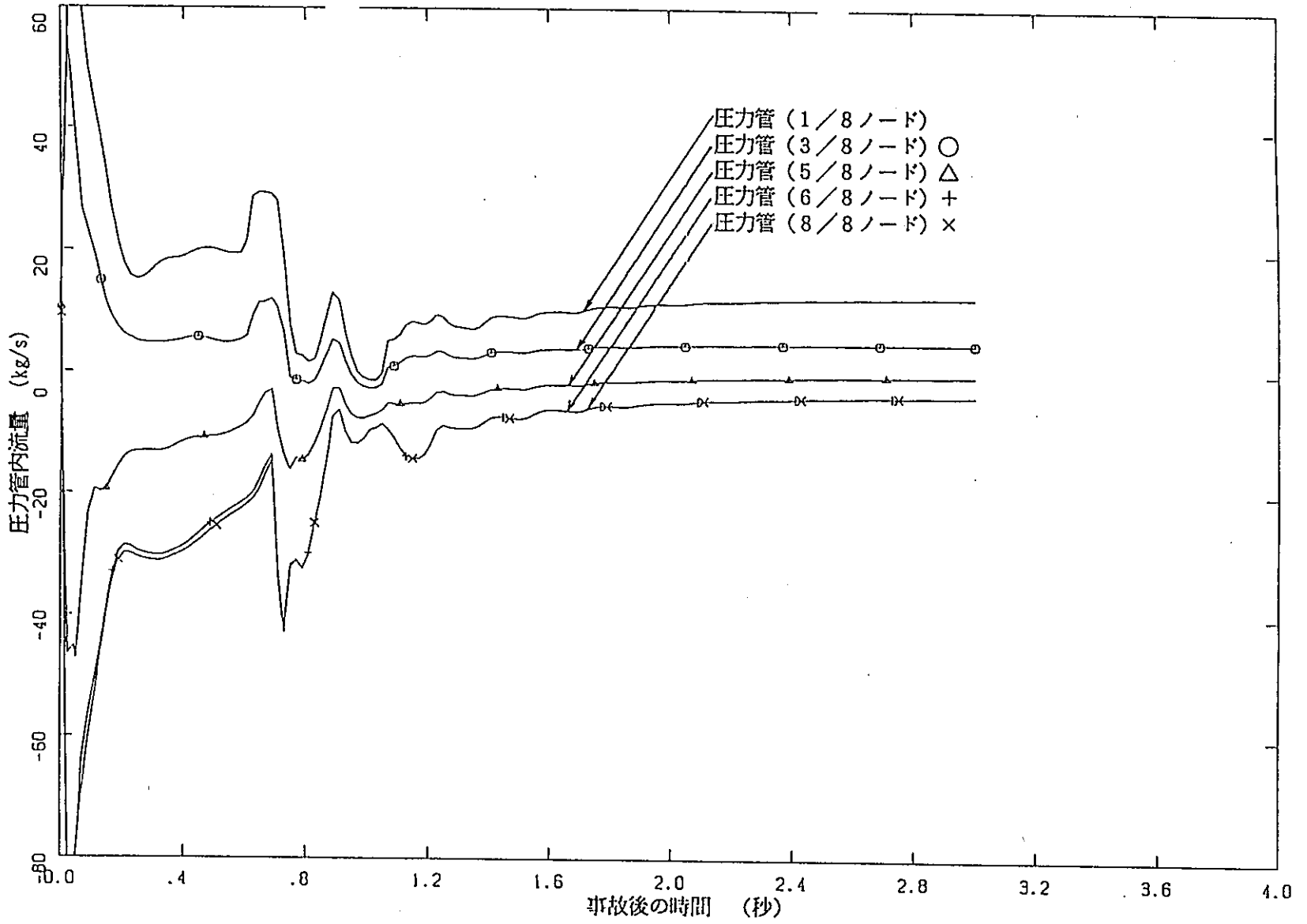


図5.1.3-14 PTF4試験(部分長1m破断)時圧力管内流動状態変化

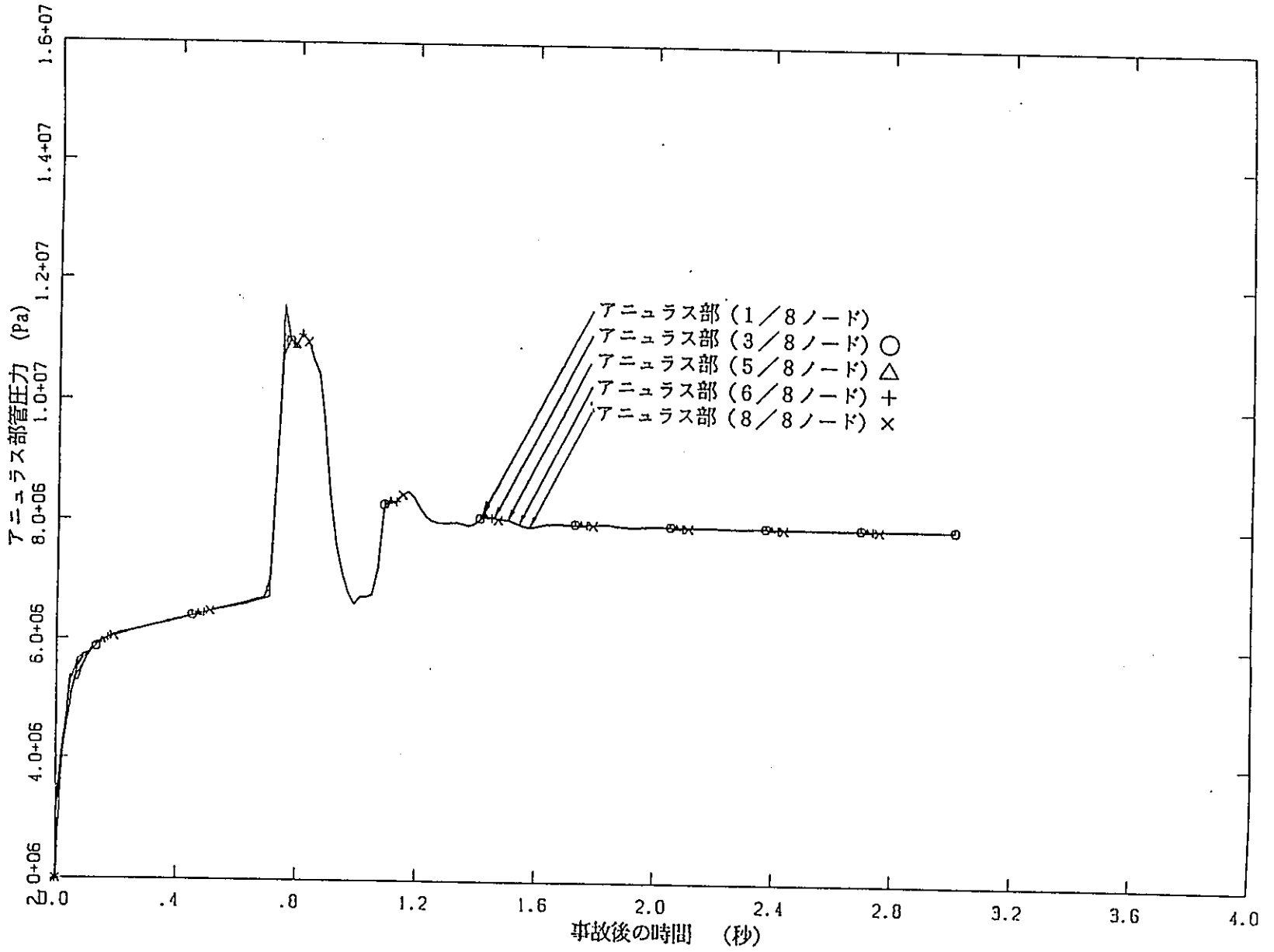


図5. 1. 3-15 PTF4試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部圧力変化

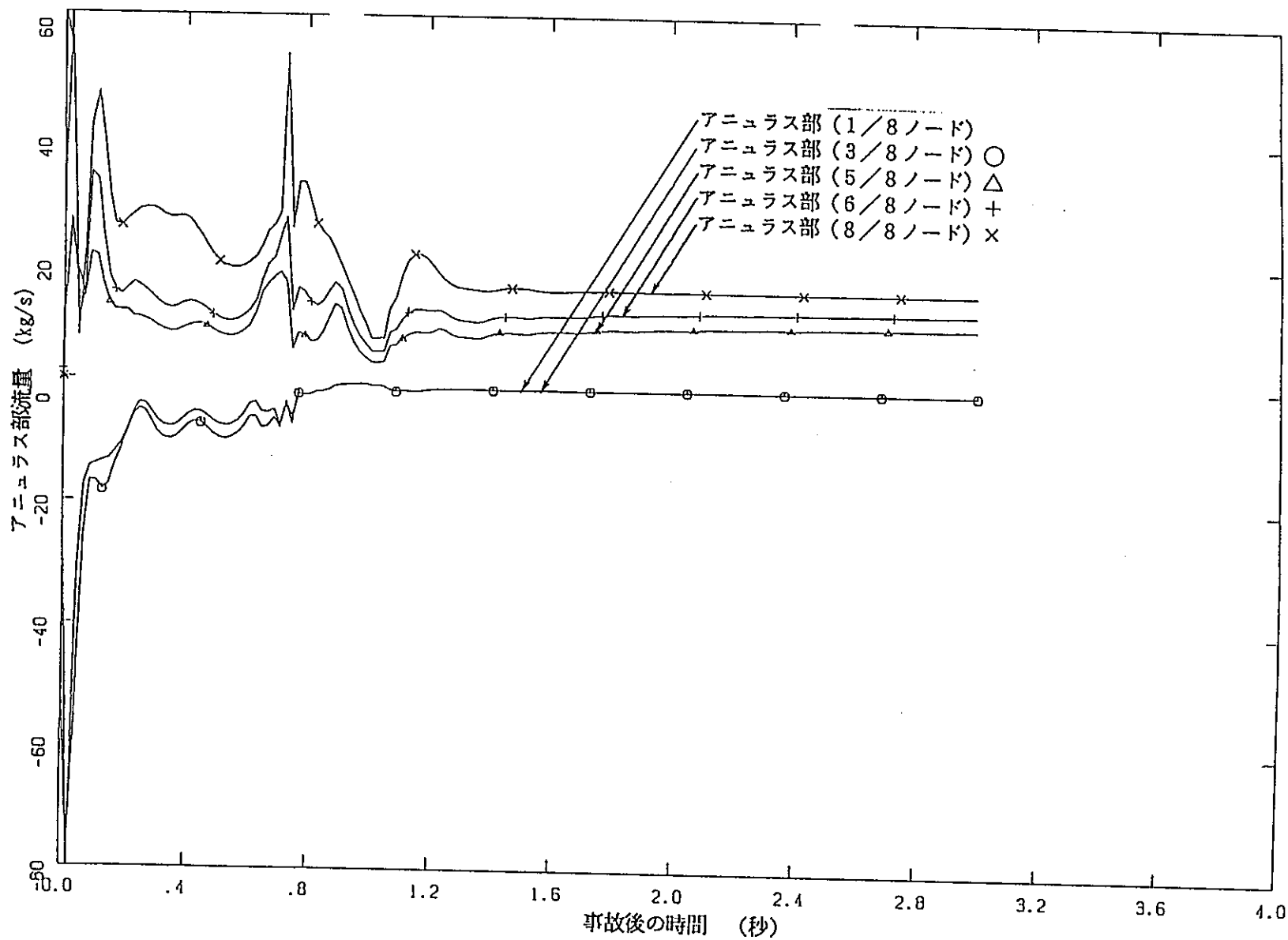


図5.1.3-16 PTF4試験(部分長1m破断)時アニュラス部流動状態変化

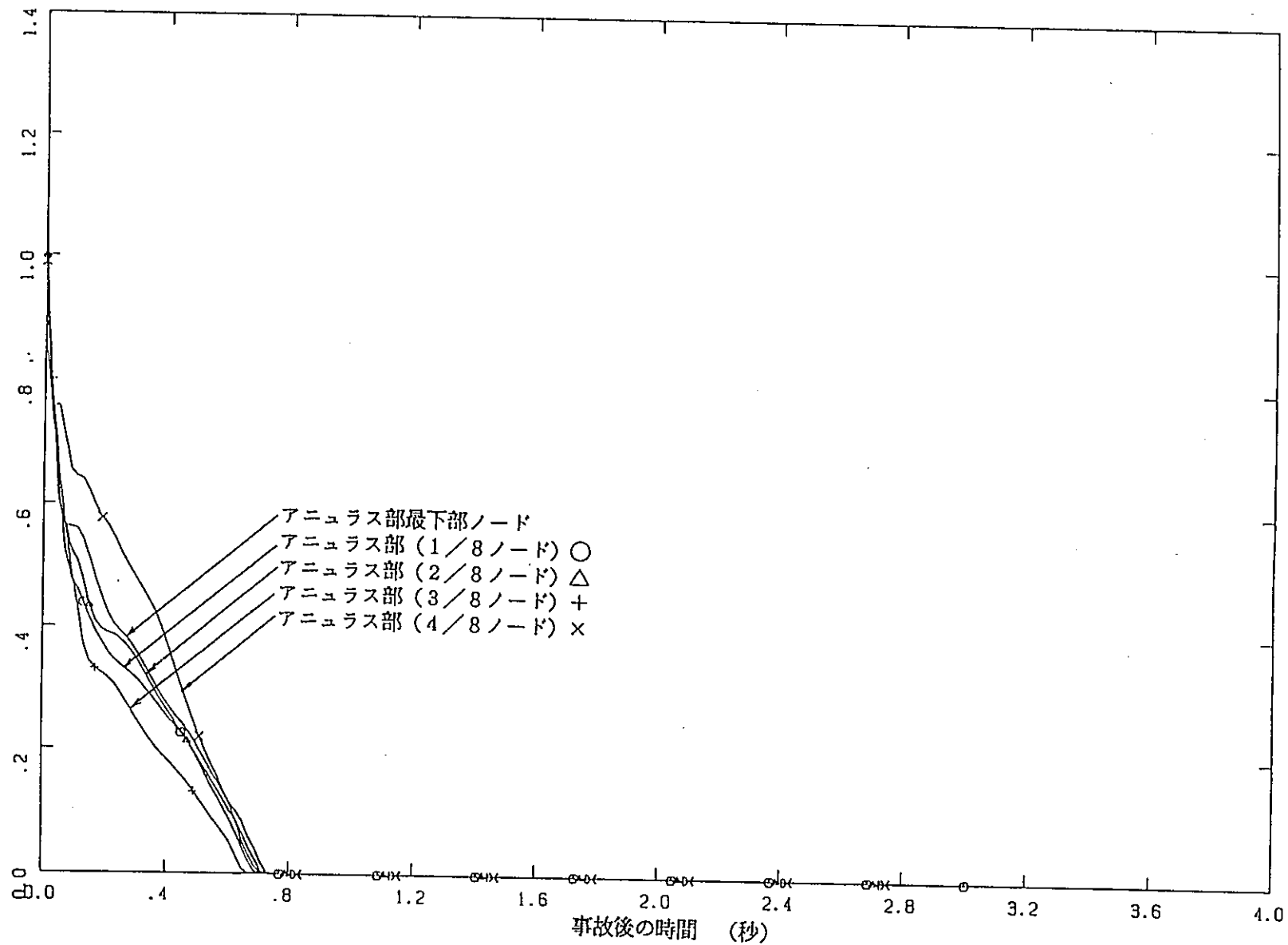


図5.1.3-17 PTF4試験 (部分長1m破断) 時アニュラス部ボイド率変化(1/2)

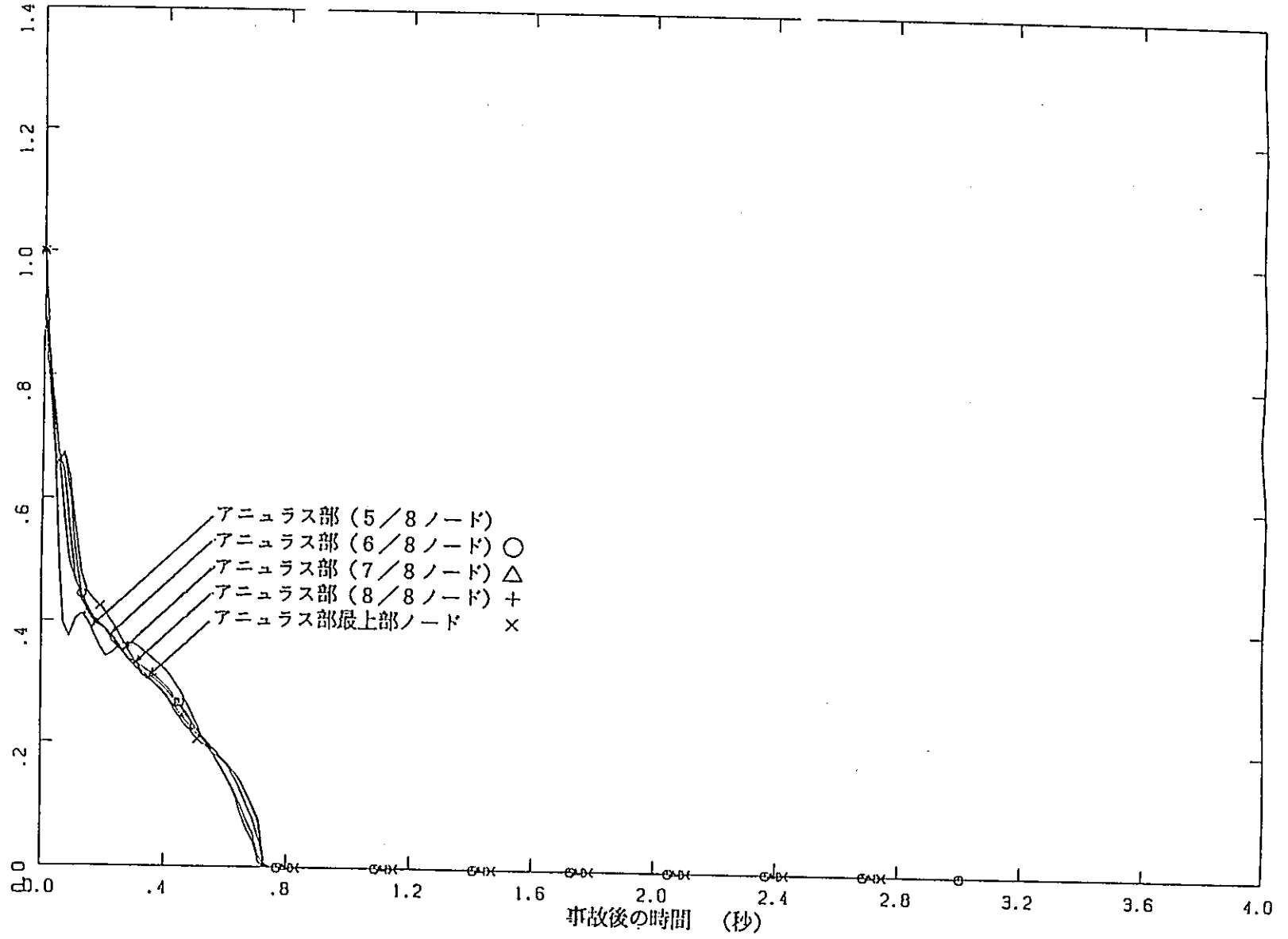


図5.1.3-18 PTF4試験 (部分長1m破断) 時アニユラス部ボイド率変化(2/2)

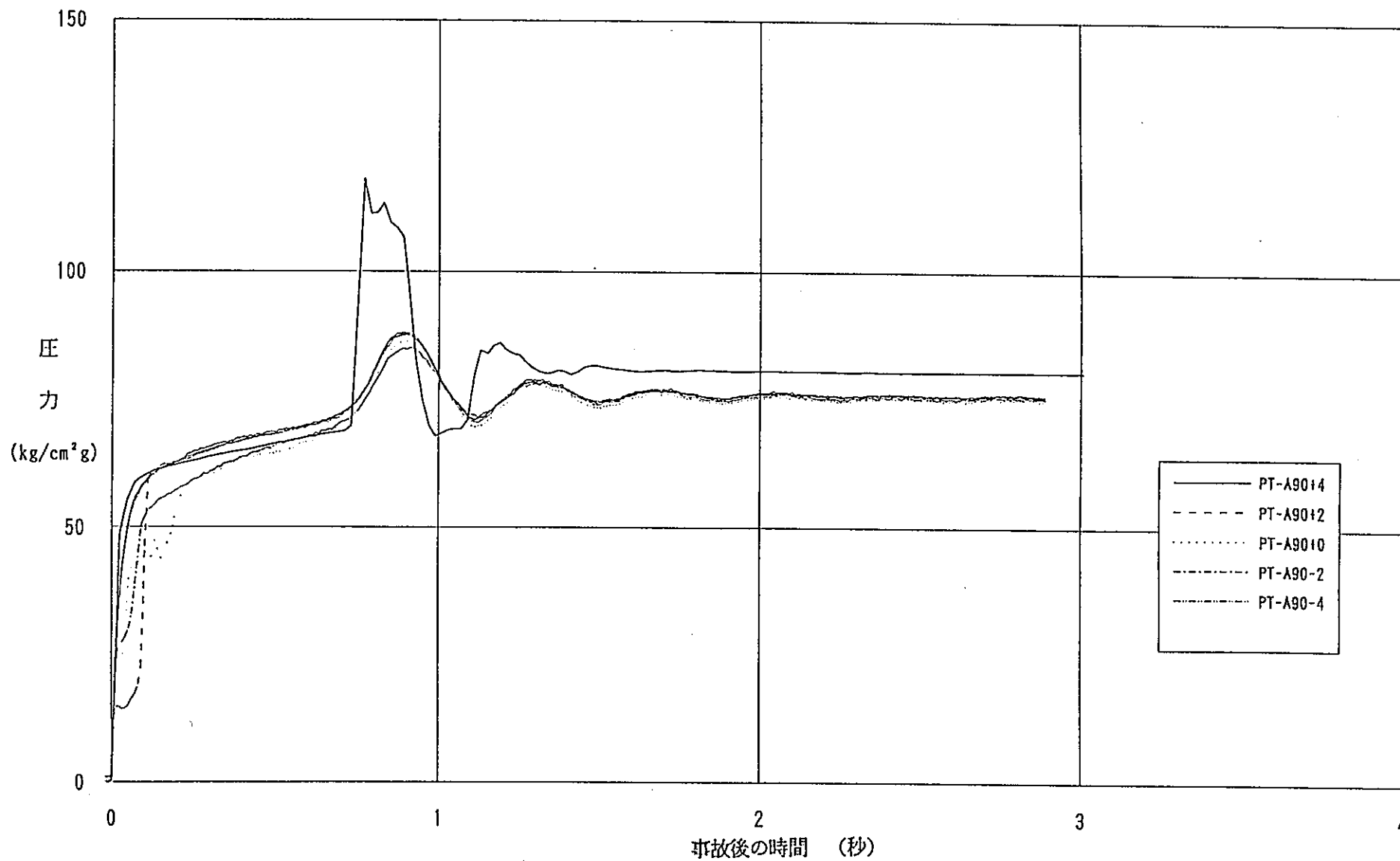


図5.1.3-19 PTF3試験(全長3.7m破断)時アニュラス部圧力変化

- 5.1-46 -

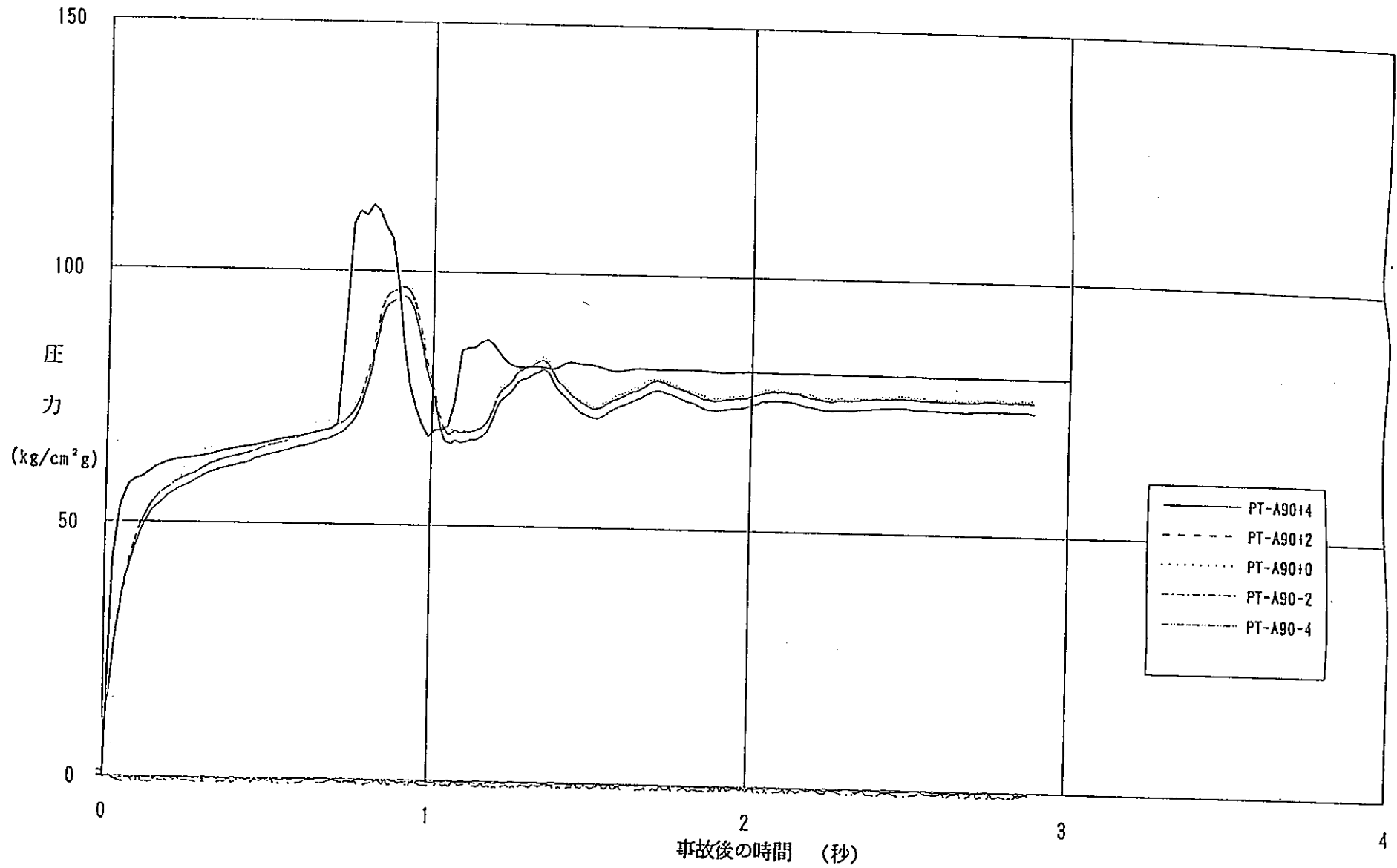


図5.1.3-20 PTF 4 試験 (部分長 1 m 破断) 時アニュラス部圧力変化

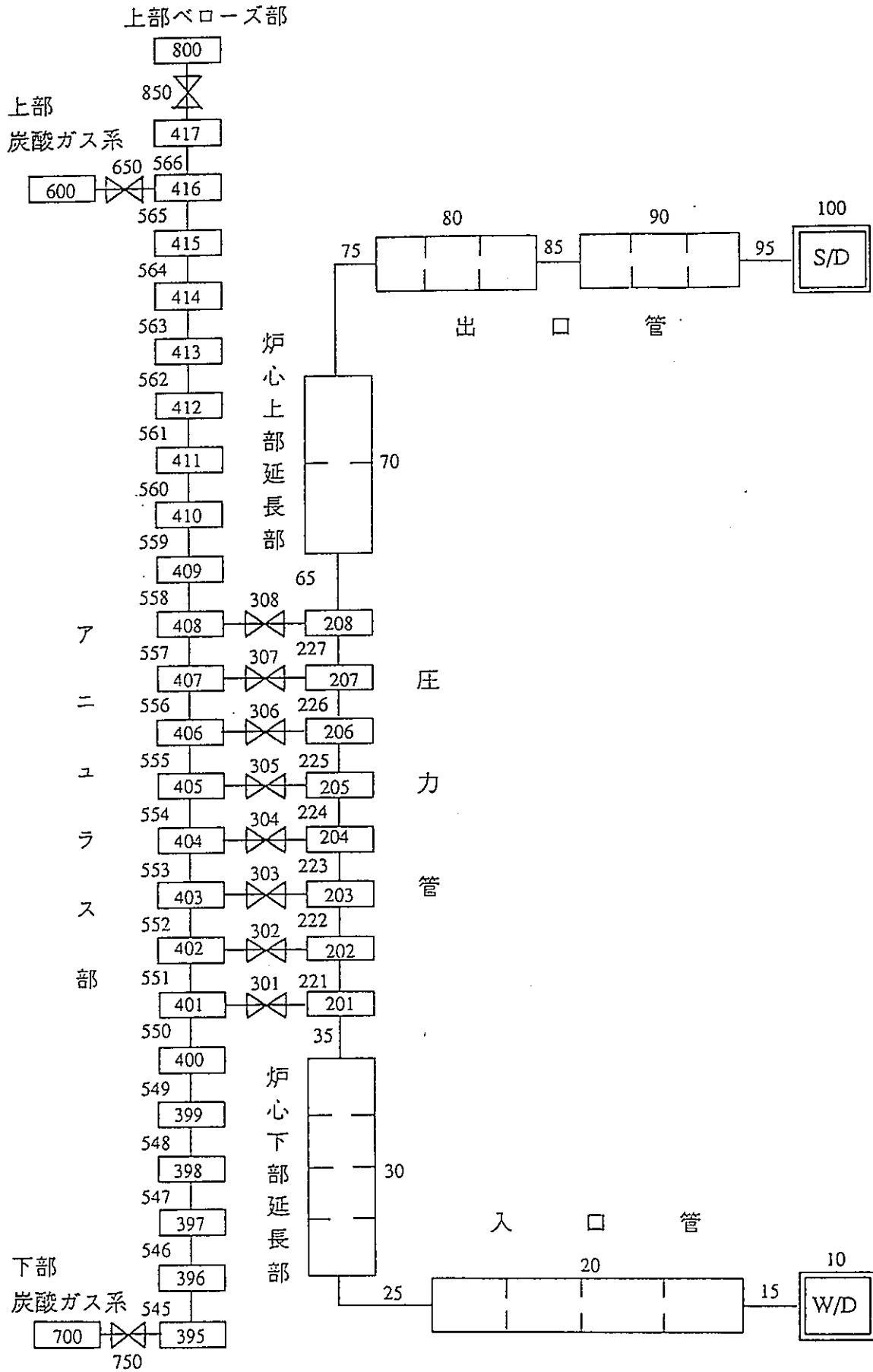
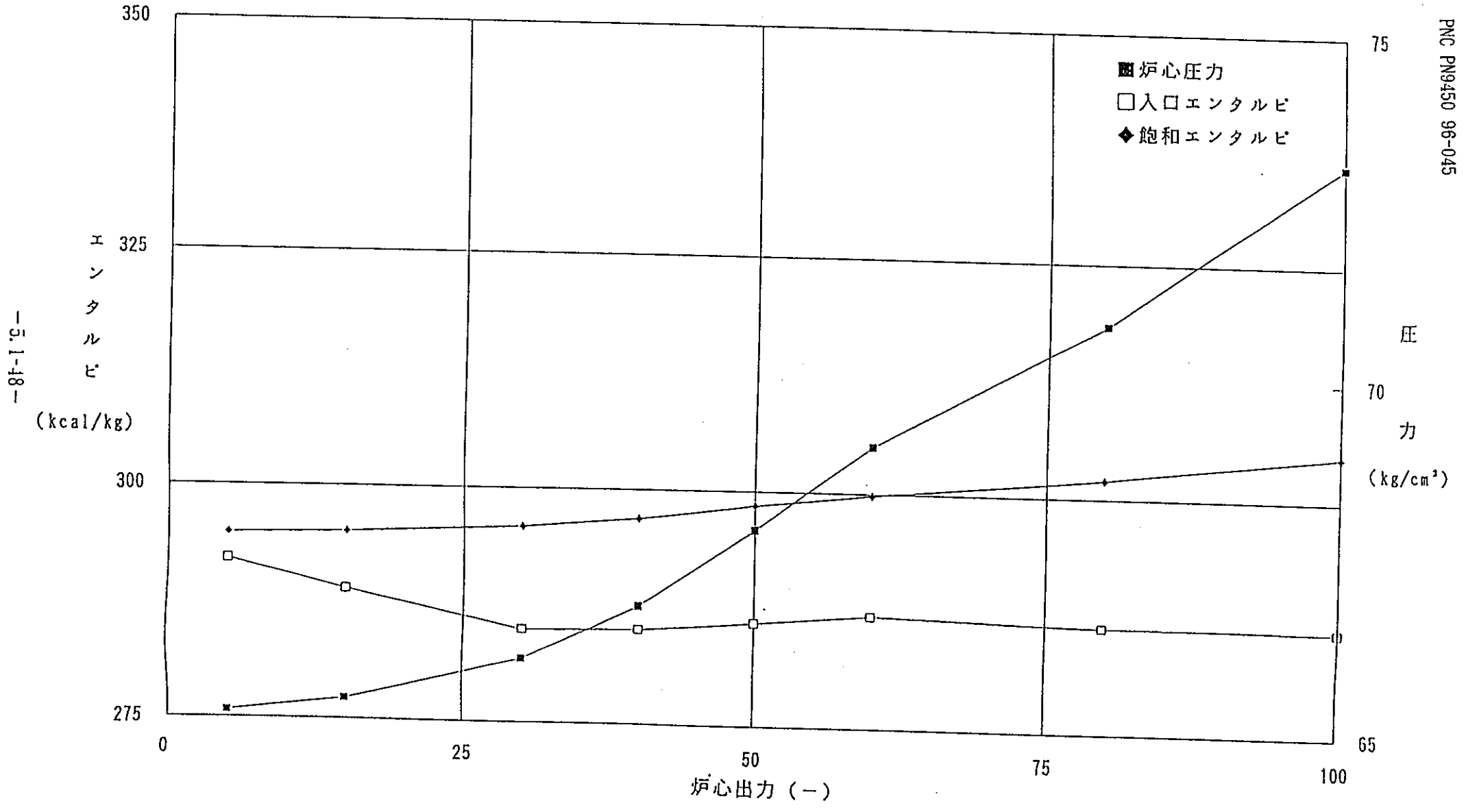


図5.1.4-1 圧力管破断（カランドリア管健全）時単チャンネル解析モデル図



—5.1-18—

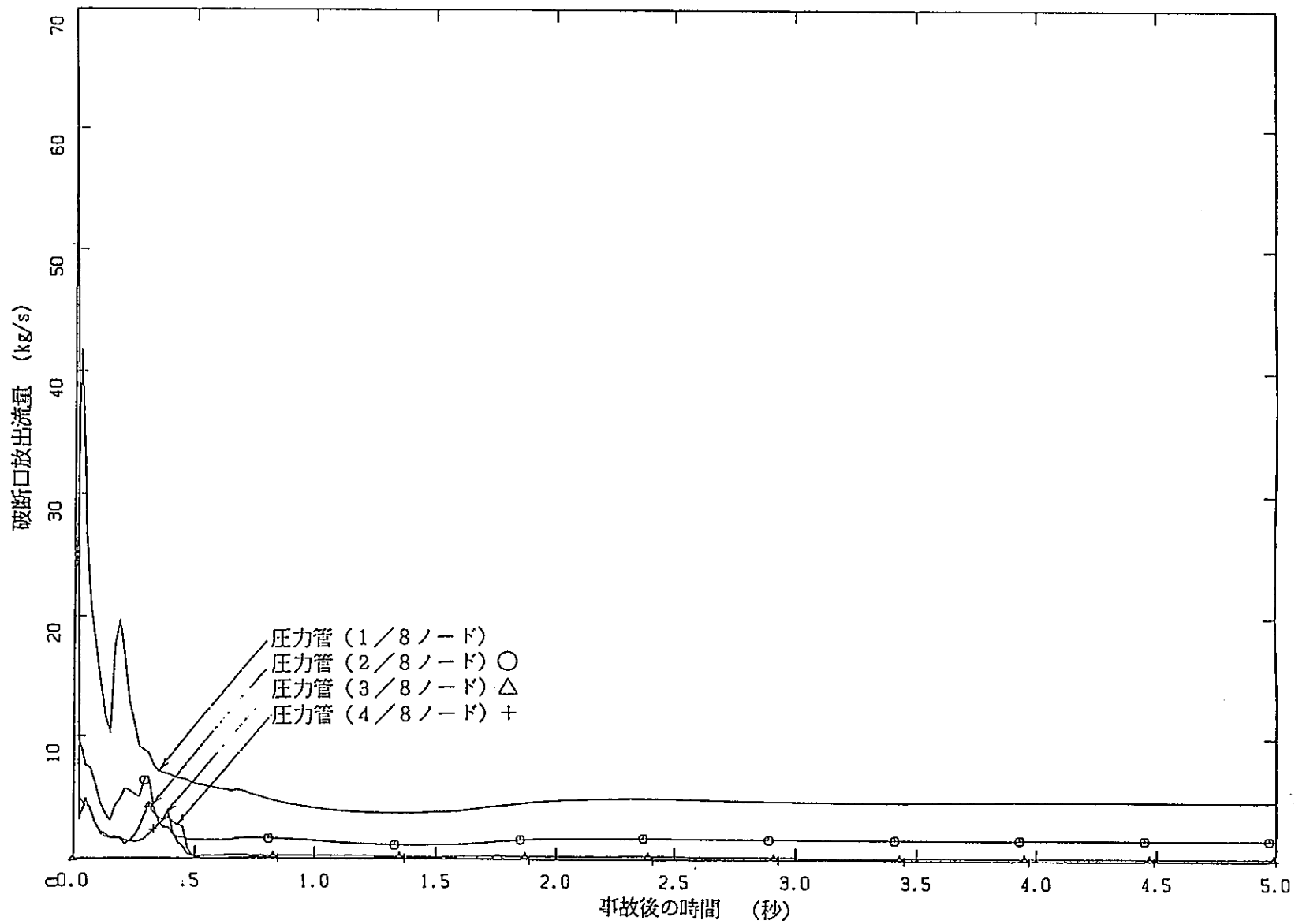


図5.1.4-3 実機全長破断時破断放出流量変化(1/3) 一定格出力、重水系伝熱考慮

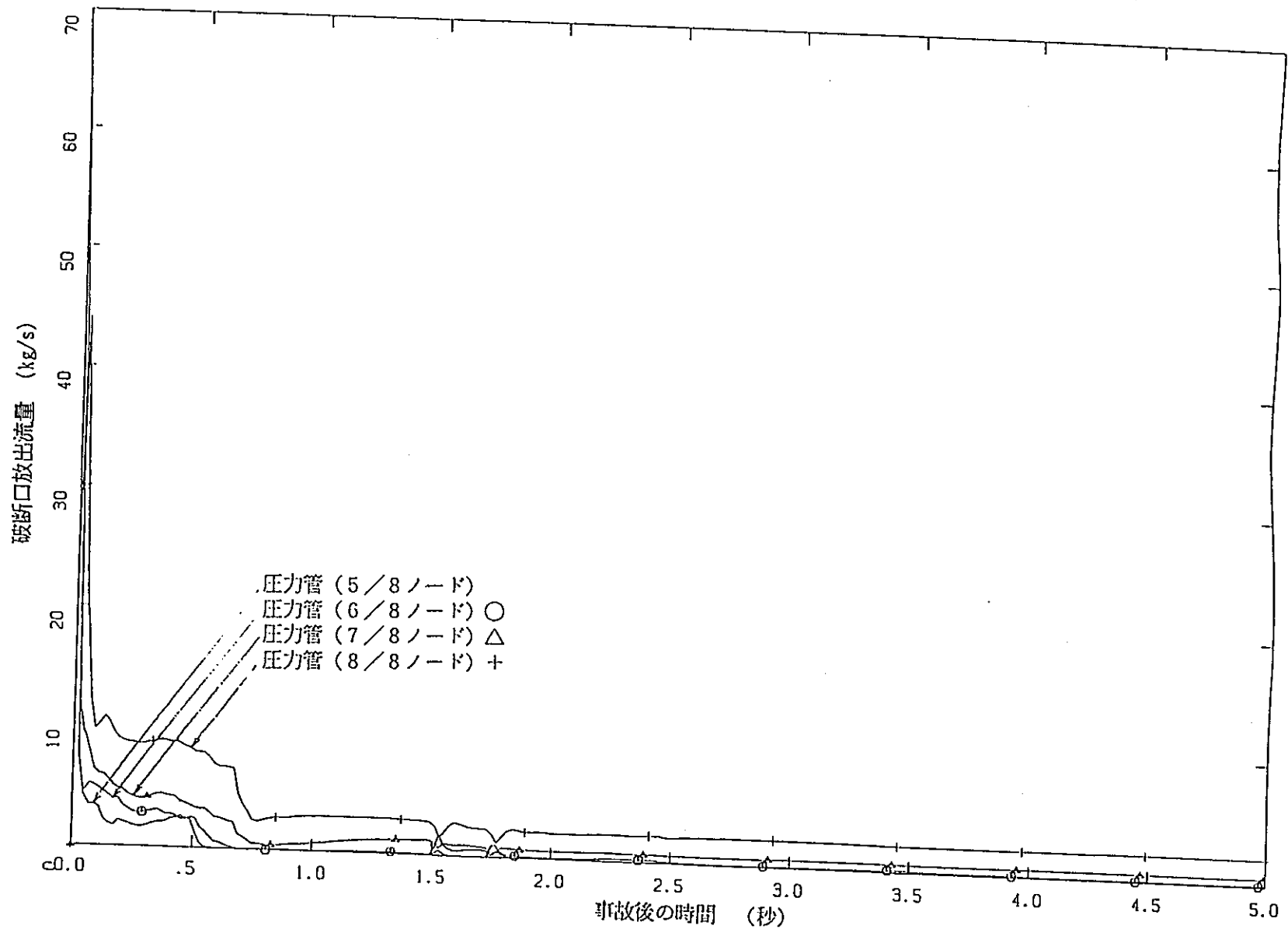


図5.1.4-4 実機全長破断時破断放出流量変化(2/3) -定格出力、重水系伝熱考慮-

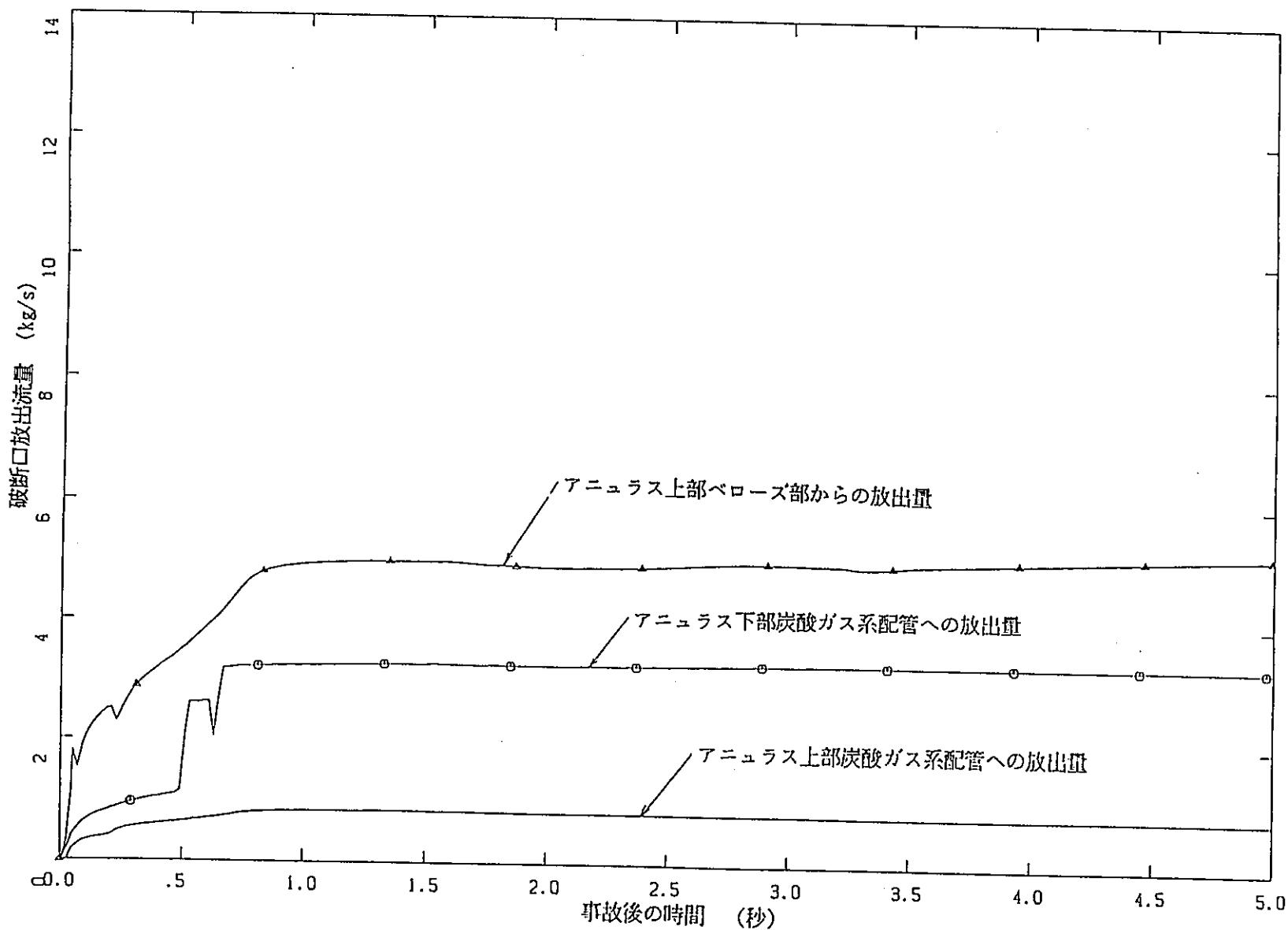


図5.1.4-5 実機全長破断時破断放出流量変化(3/3) 一定格出力、重水系伝熱考慮

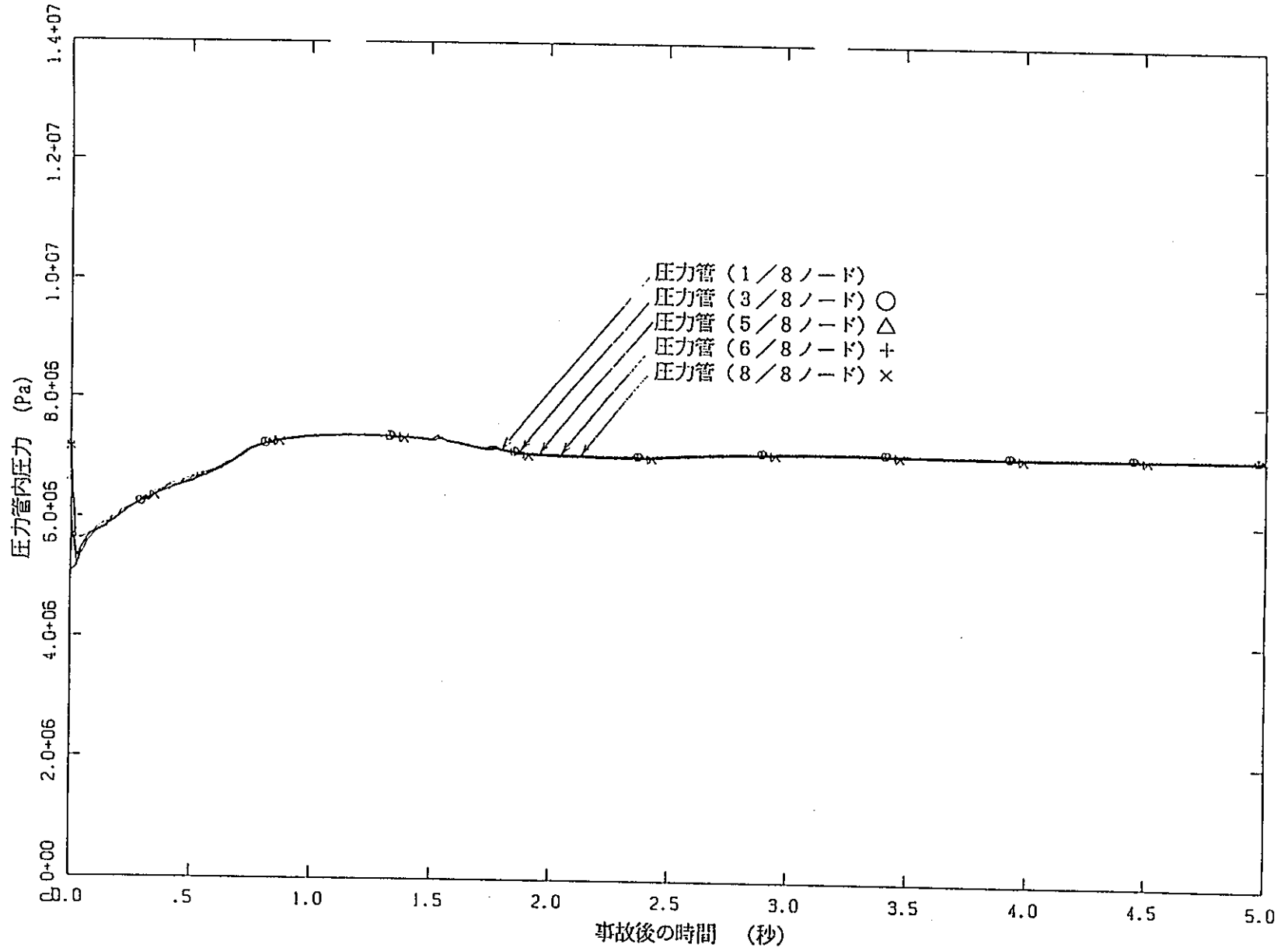


図5.1.4-6 実機全長破断時圧力管内圧力変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

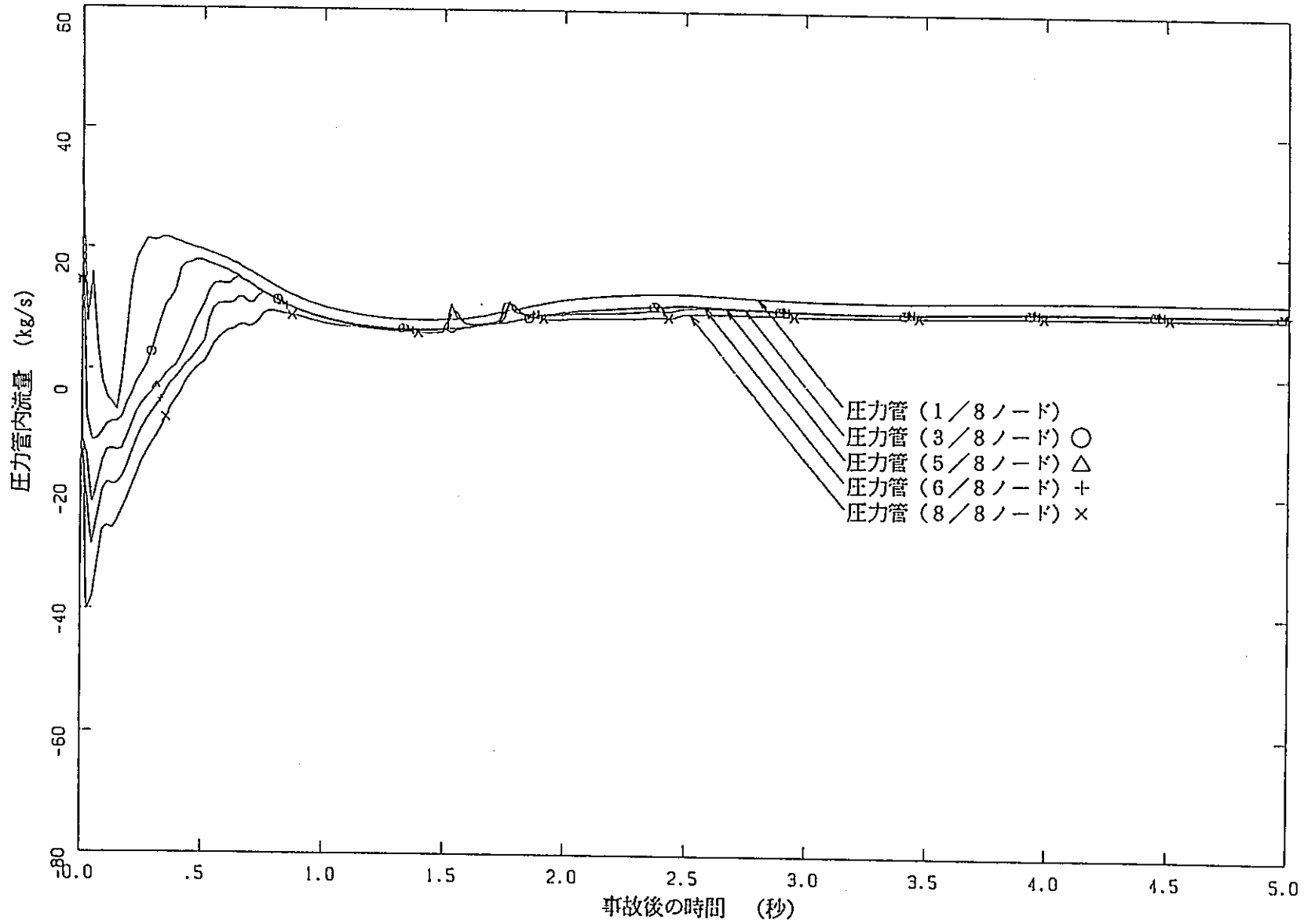


図5.1.4-7 実機全長破断時圧力管内流動状態変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

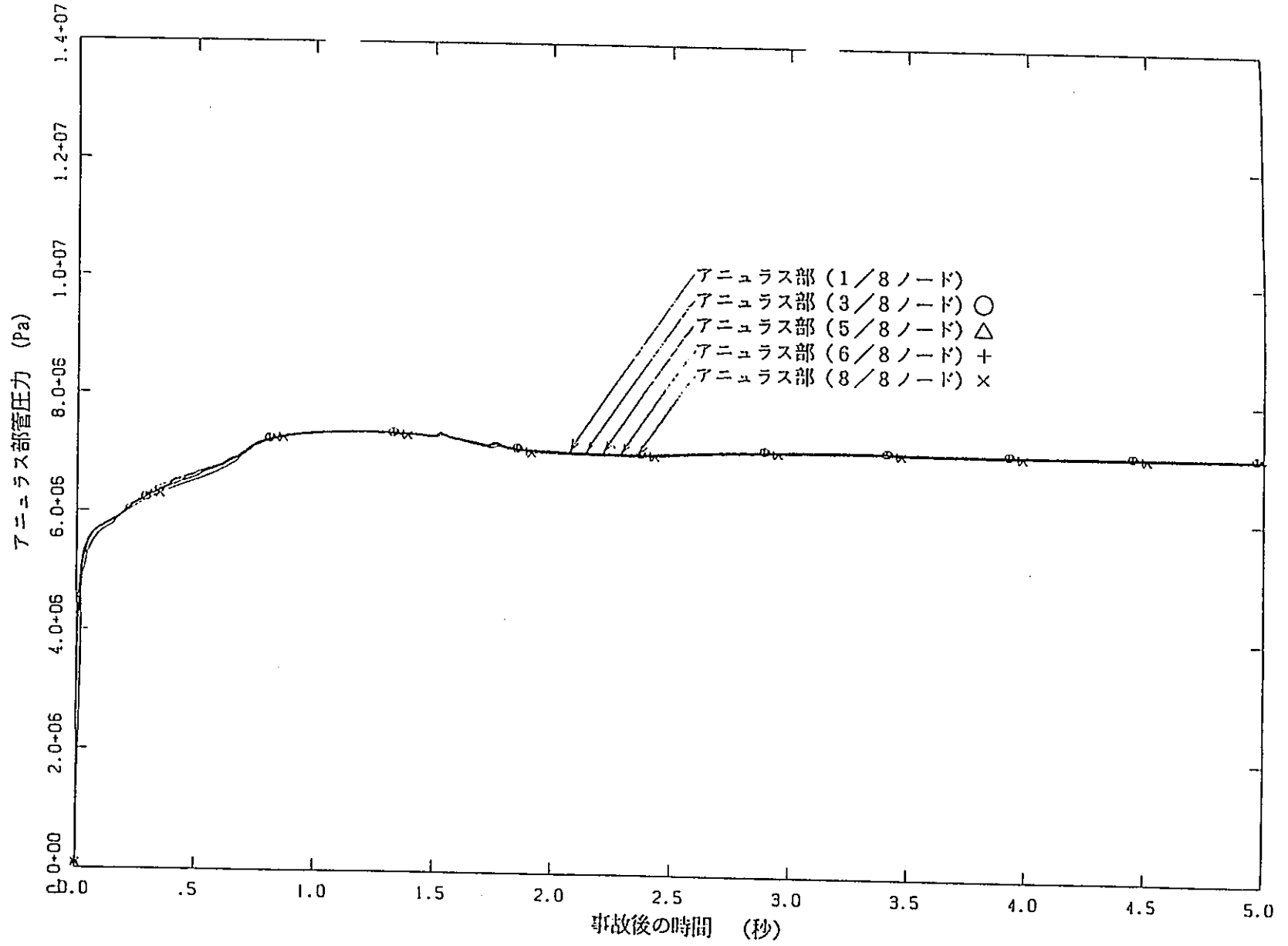


図5.1.4-8 実機全長破断時アニュラス部圧力変化 —一定格出力、重水系伝熱考慮—

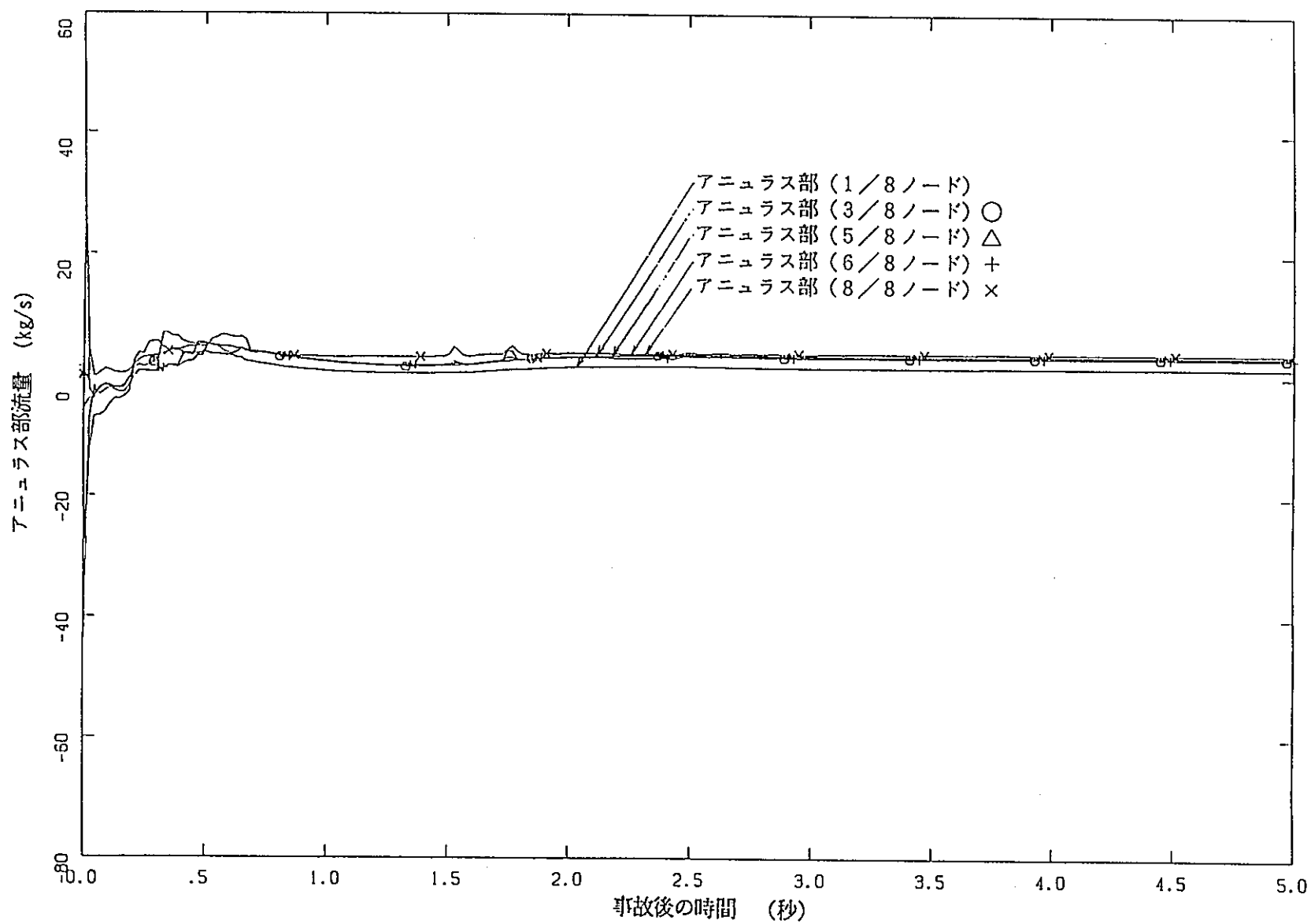


図5.1.4-9 実機全長破断時アニュラス部流動状態変化—定格出力、重水系伝熱考慮—

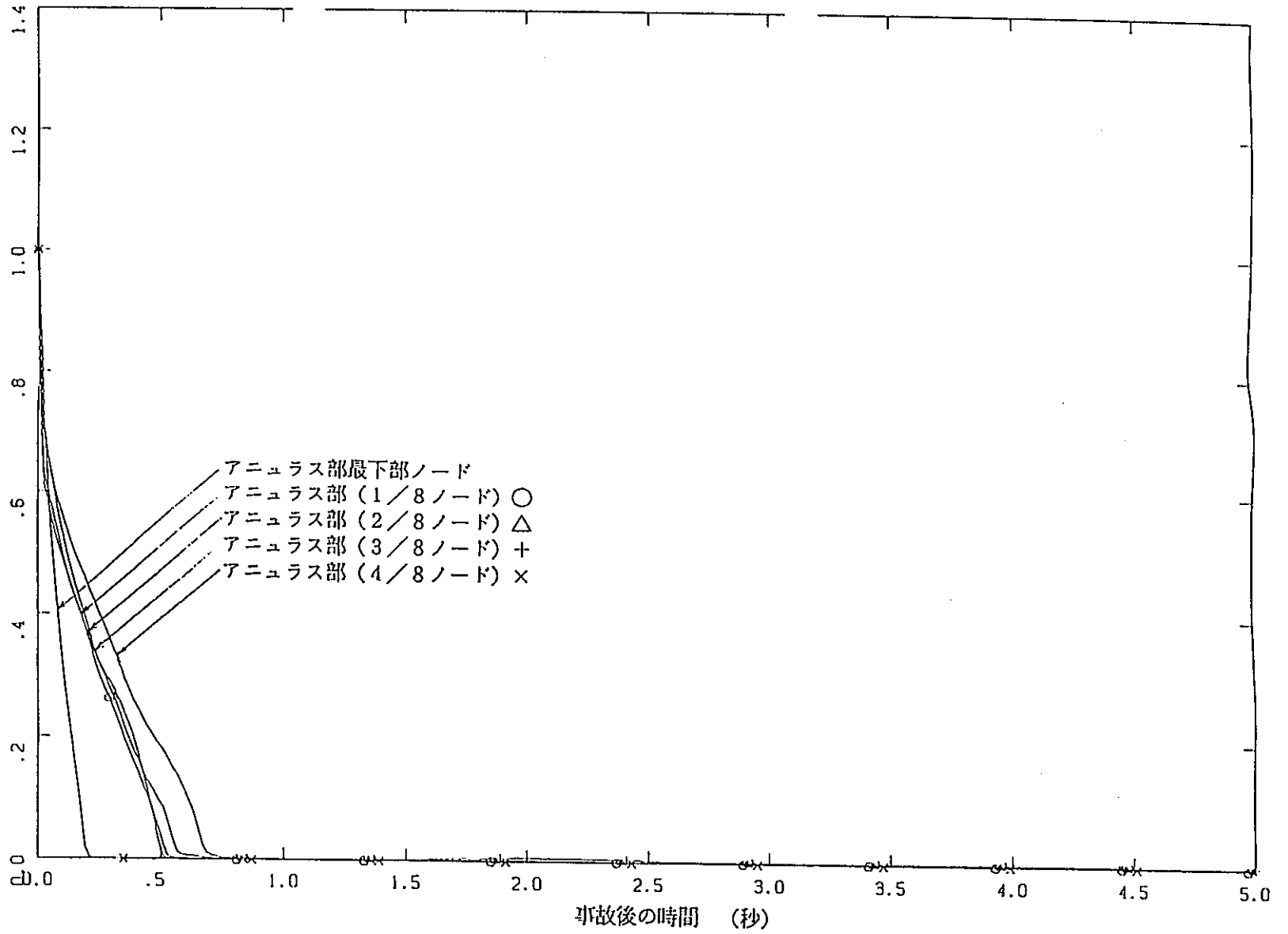


図5.1.4-10 実機全長破折時アニュラス部ボイド率変化(1/2) - 定格出力、重水系伝熱考慮 -

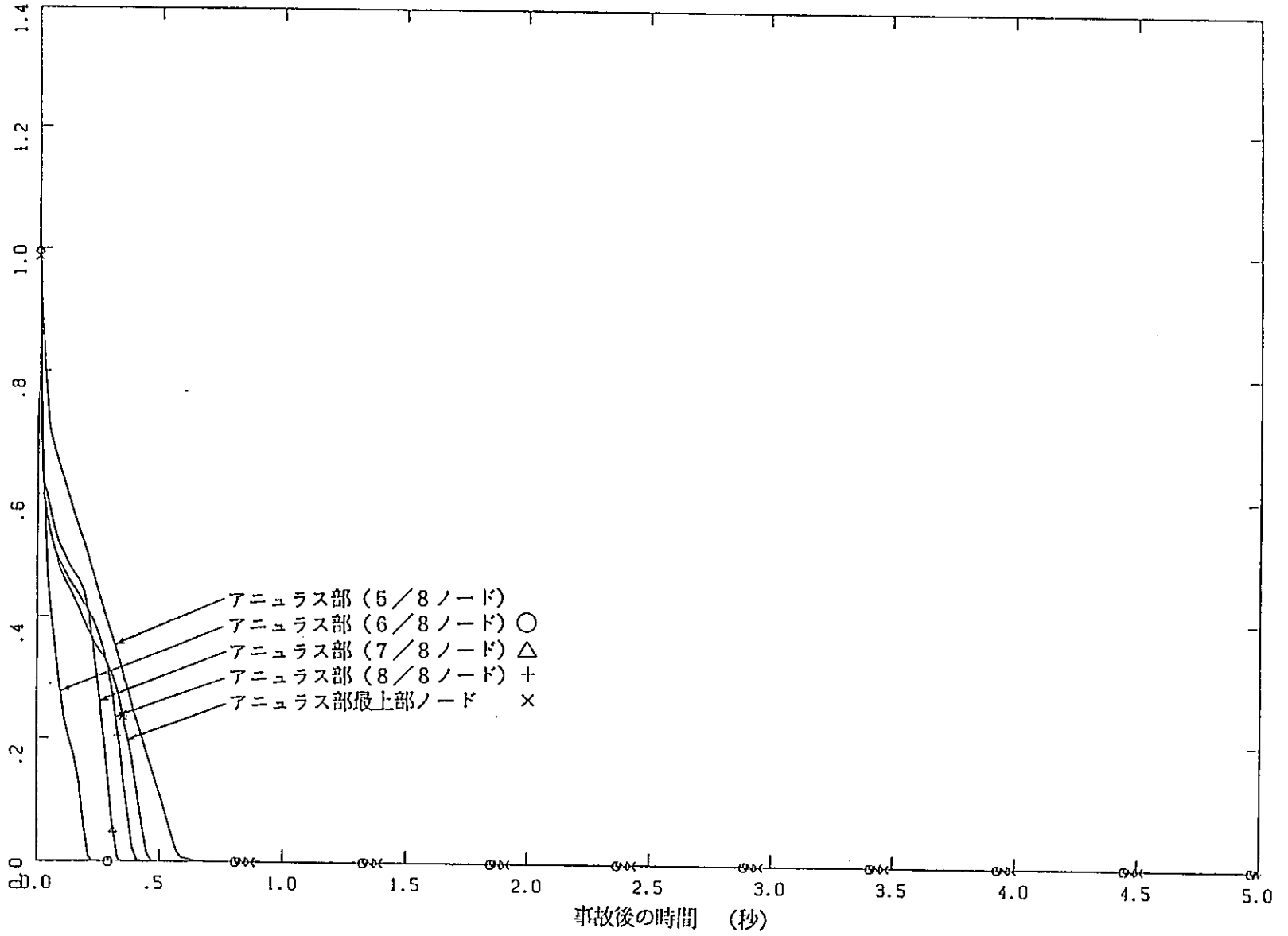


図5.1.4-11 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2)一定格出力、重水系伝熱考慮

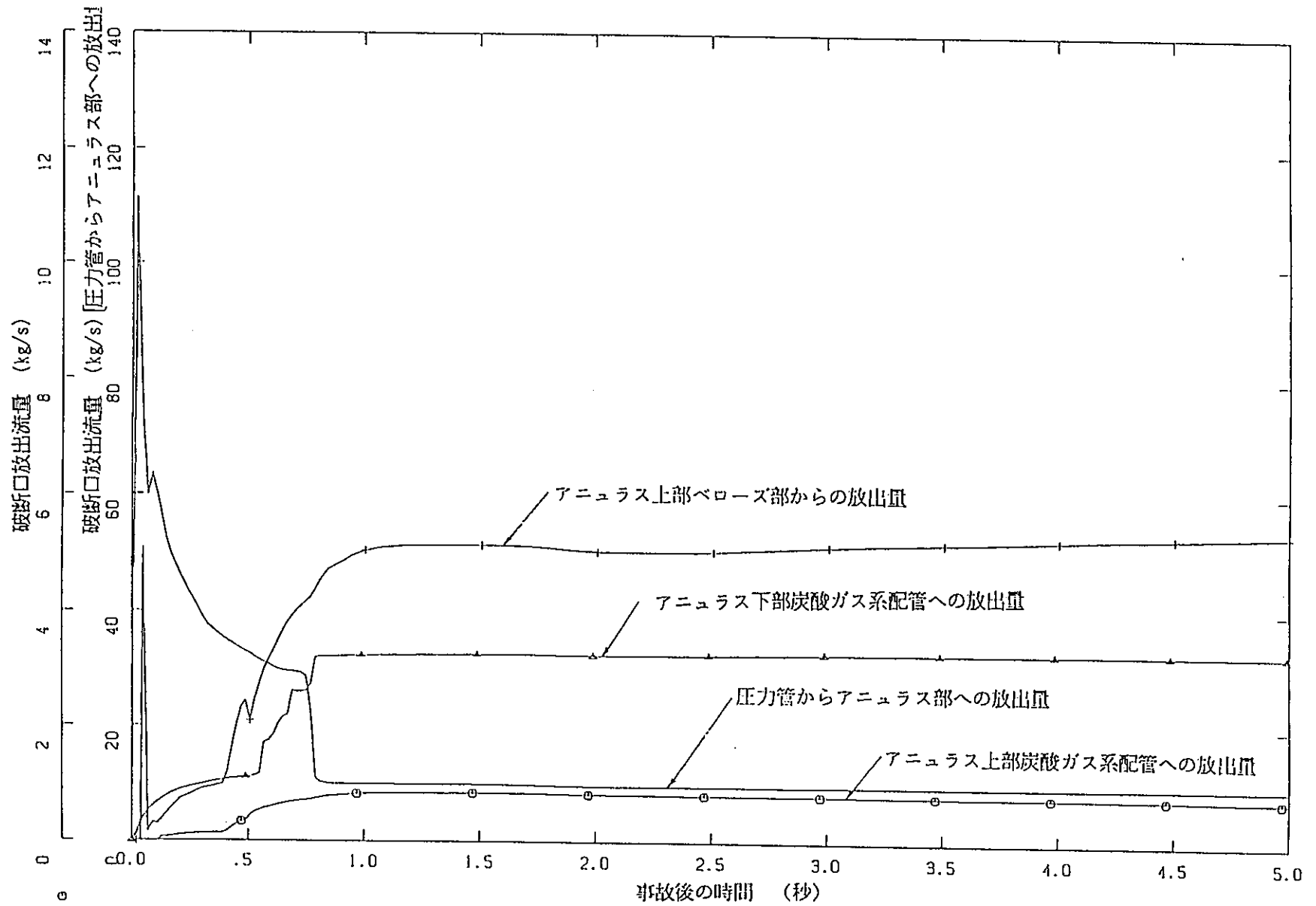


図5.1.4-12 実機部分長(2A)破断時破断放出流量変化 —定格出力、重水系伝熱考慮—

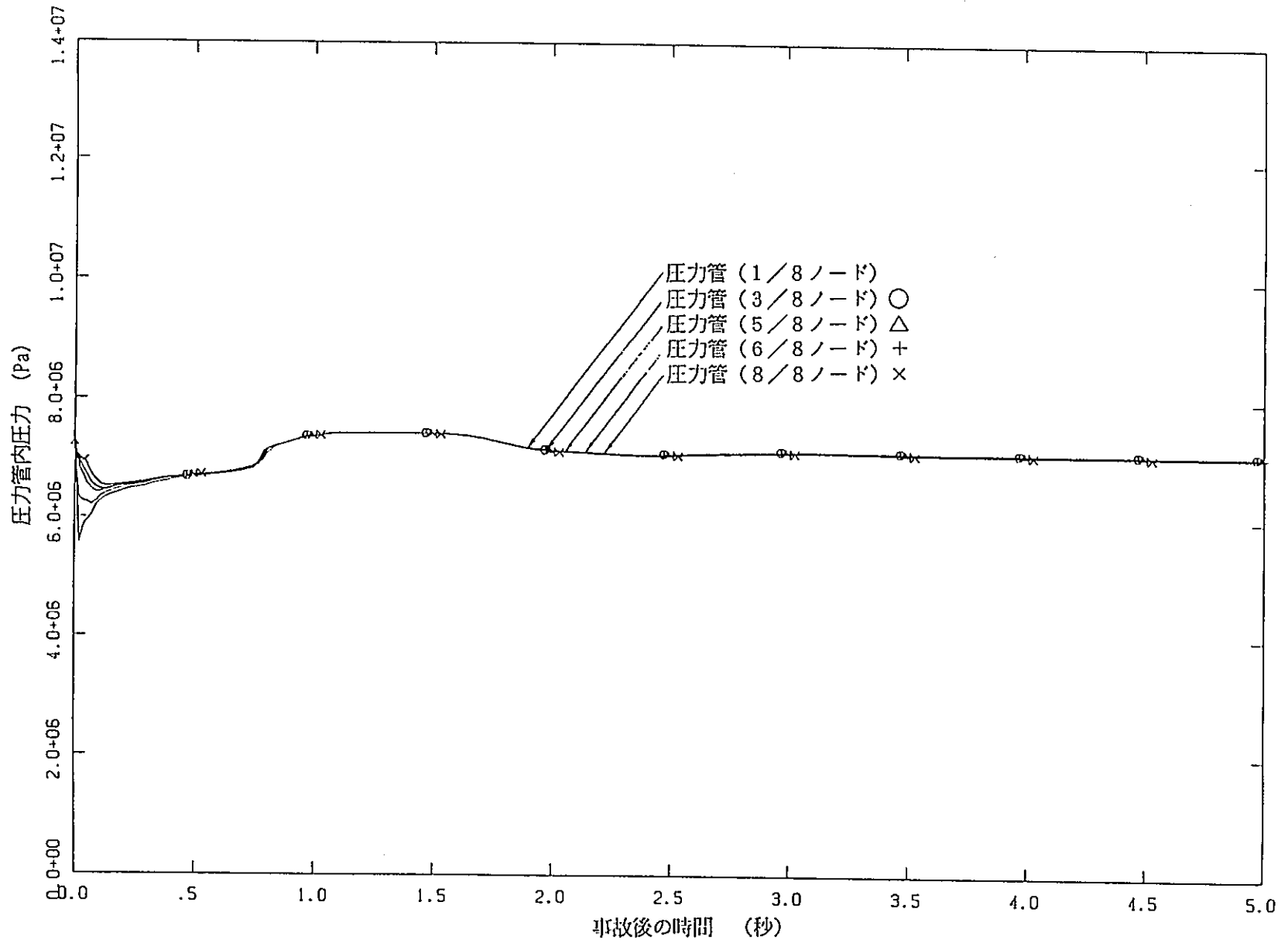


図5.1.4-13 実機部分長(2A)破断時圧力管内圧力変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

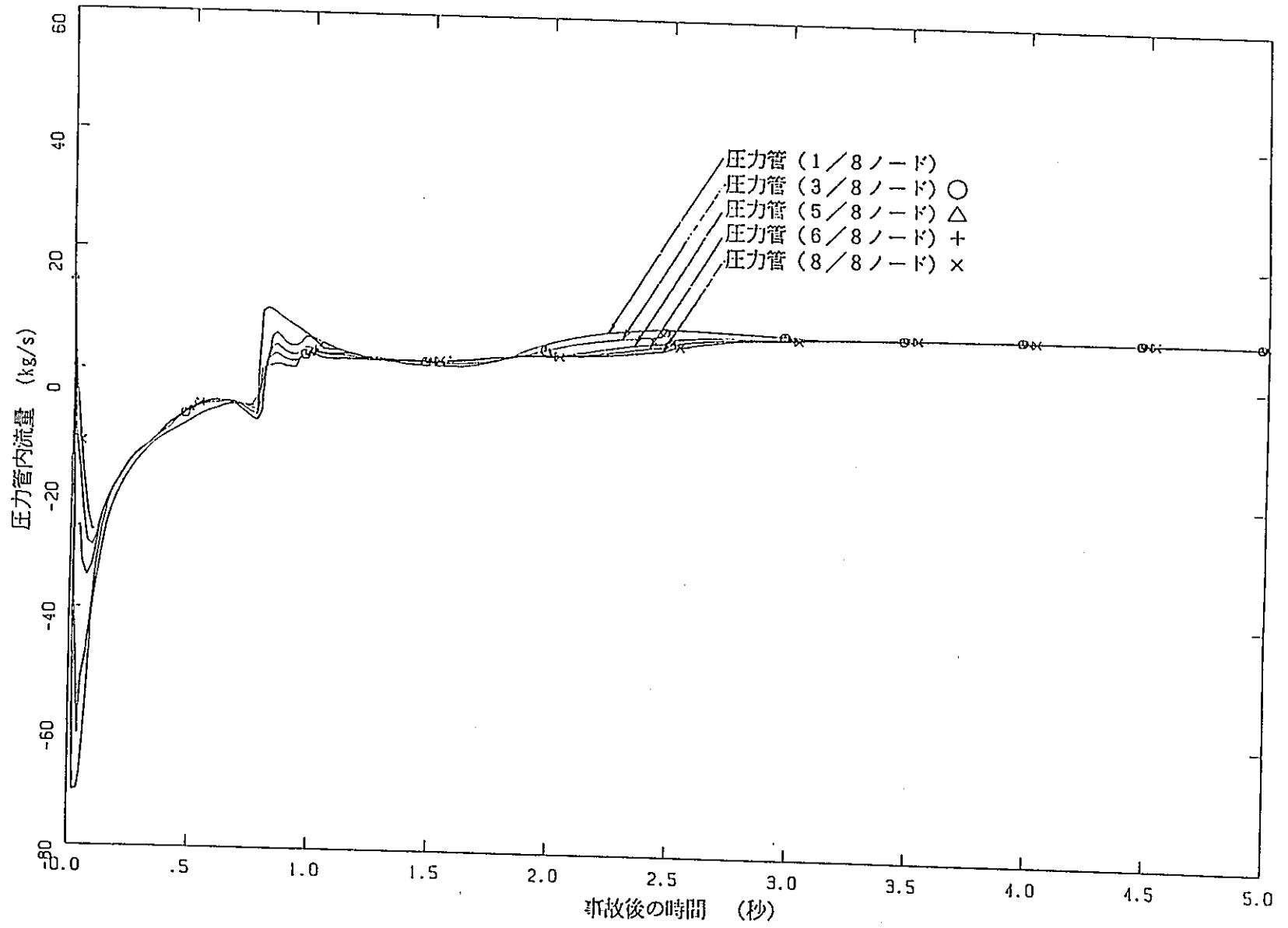


図5.1.4-14 実機部分長(2A)破断時圧力管内流動状態変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

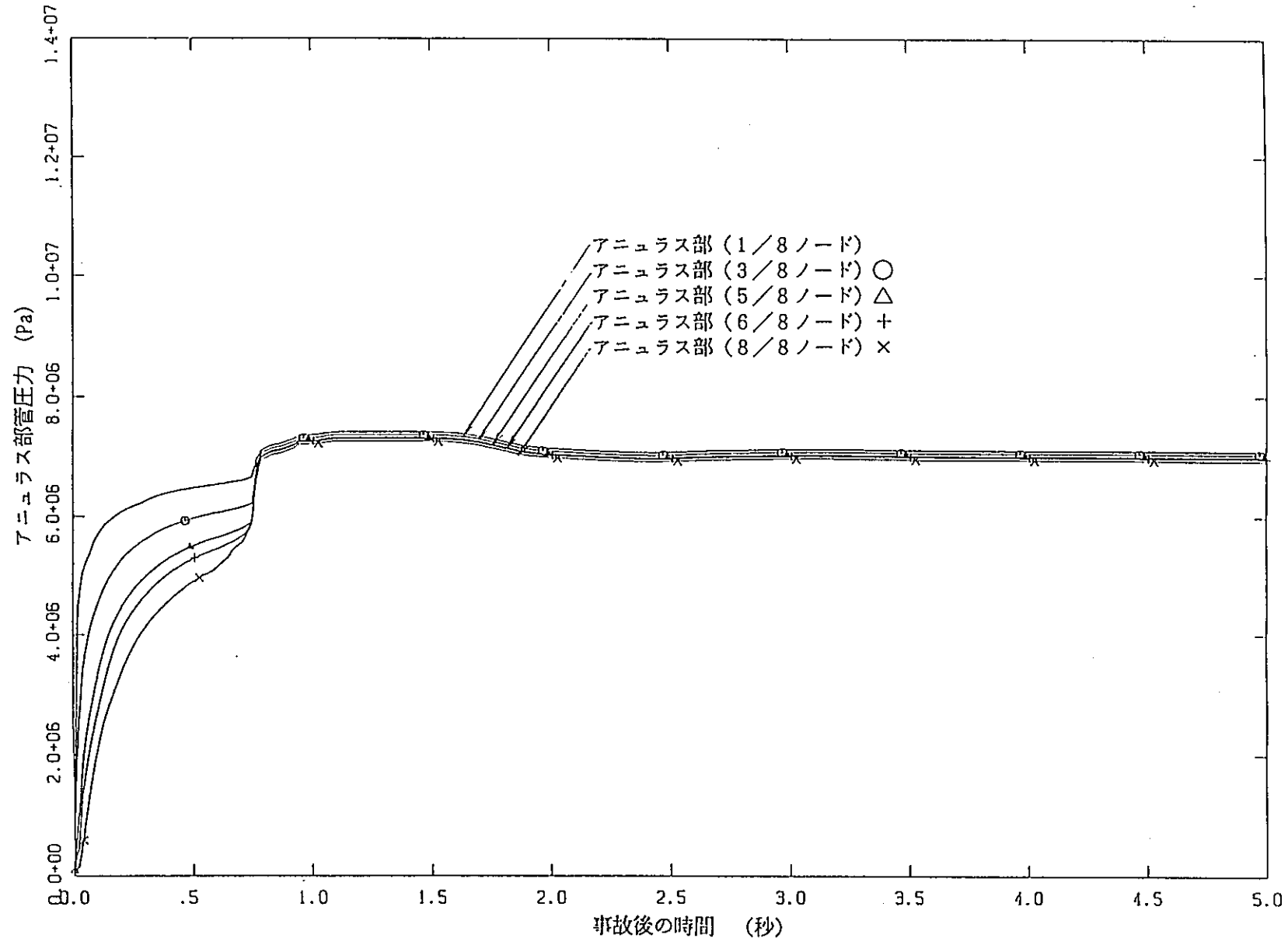


図5. 1. 4-15 実機部分長(2A)破断時アニュラス部圧力変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

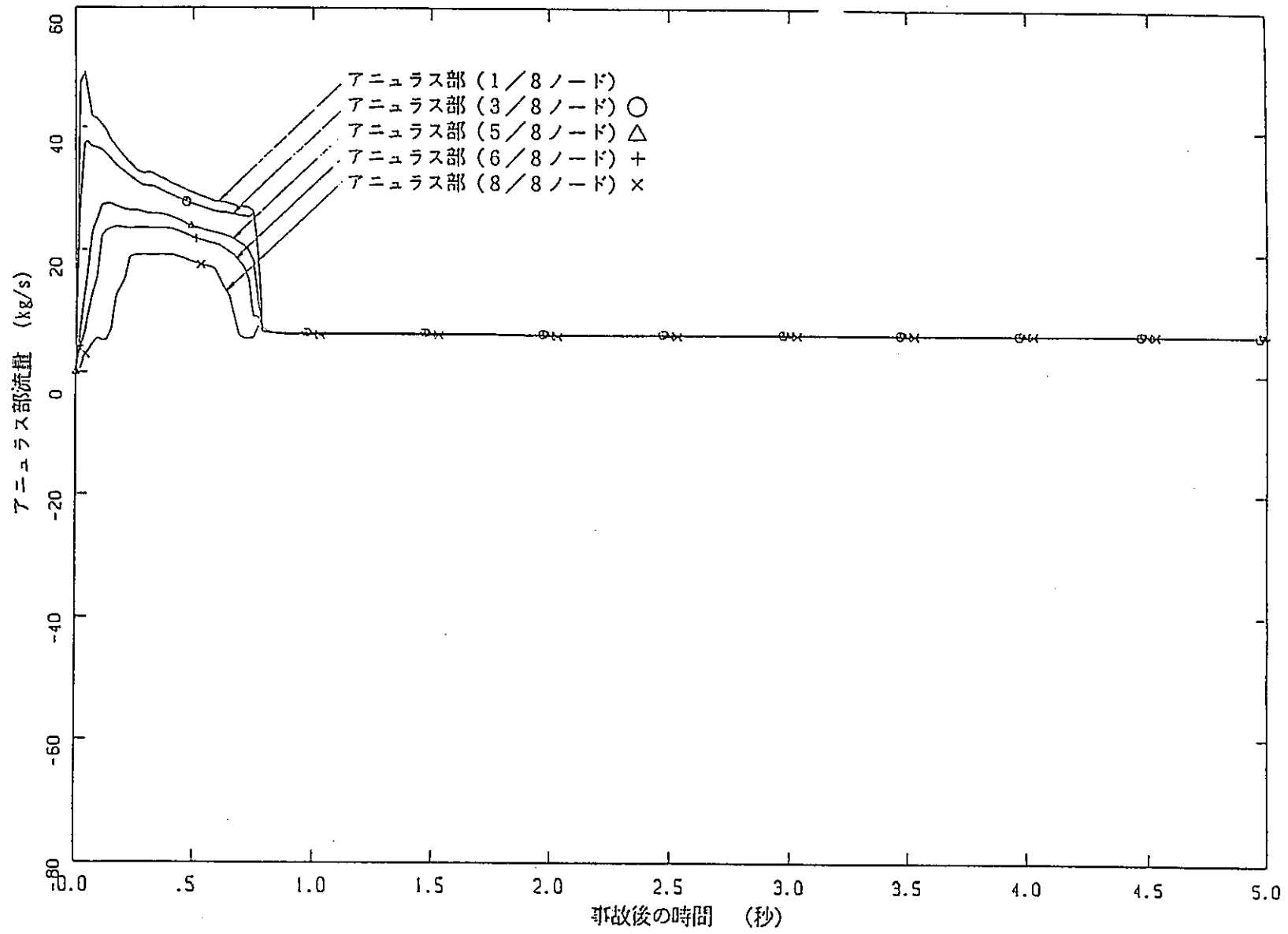


図5. 1. 4-16 実機部分長(2A)破断時アニュラス部流動状態変化—定格出力、重水系伝熱考慮—

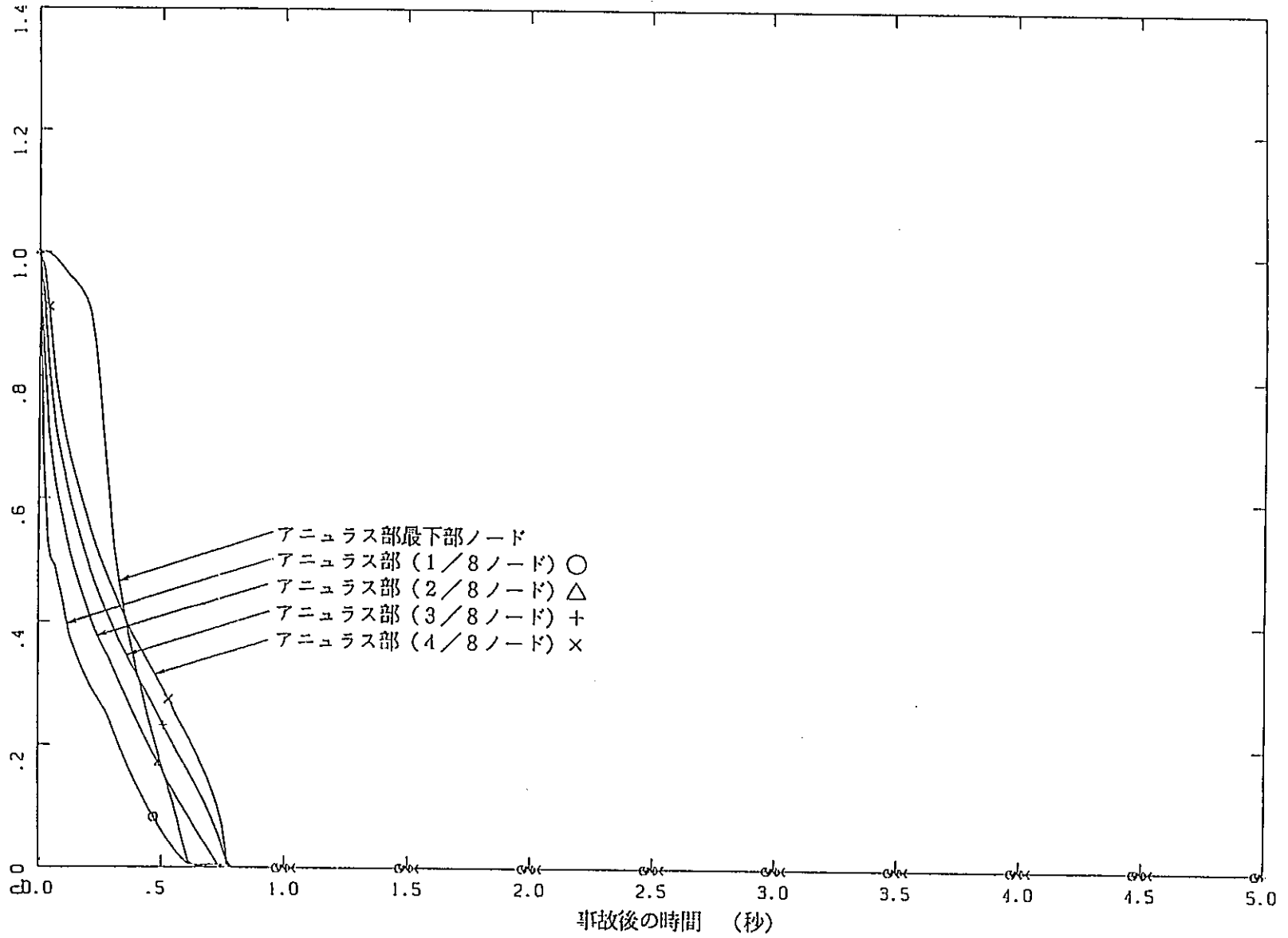


図5. 1. 4-17 実機部分長(2A)破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2)

一定格出力、重水系伝熱考慮

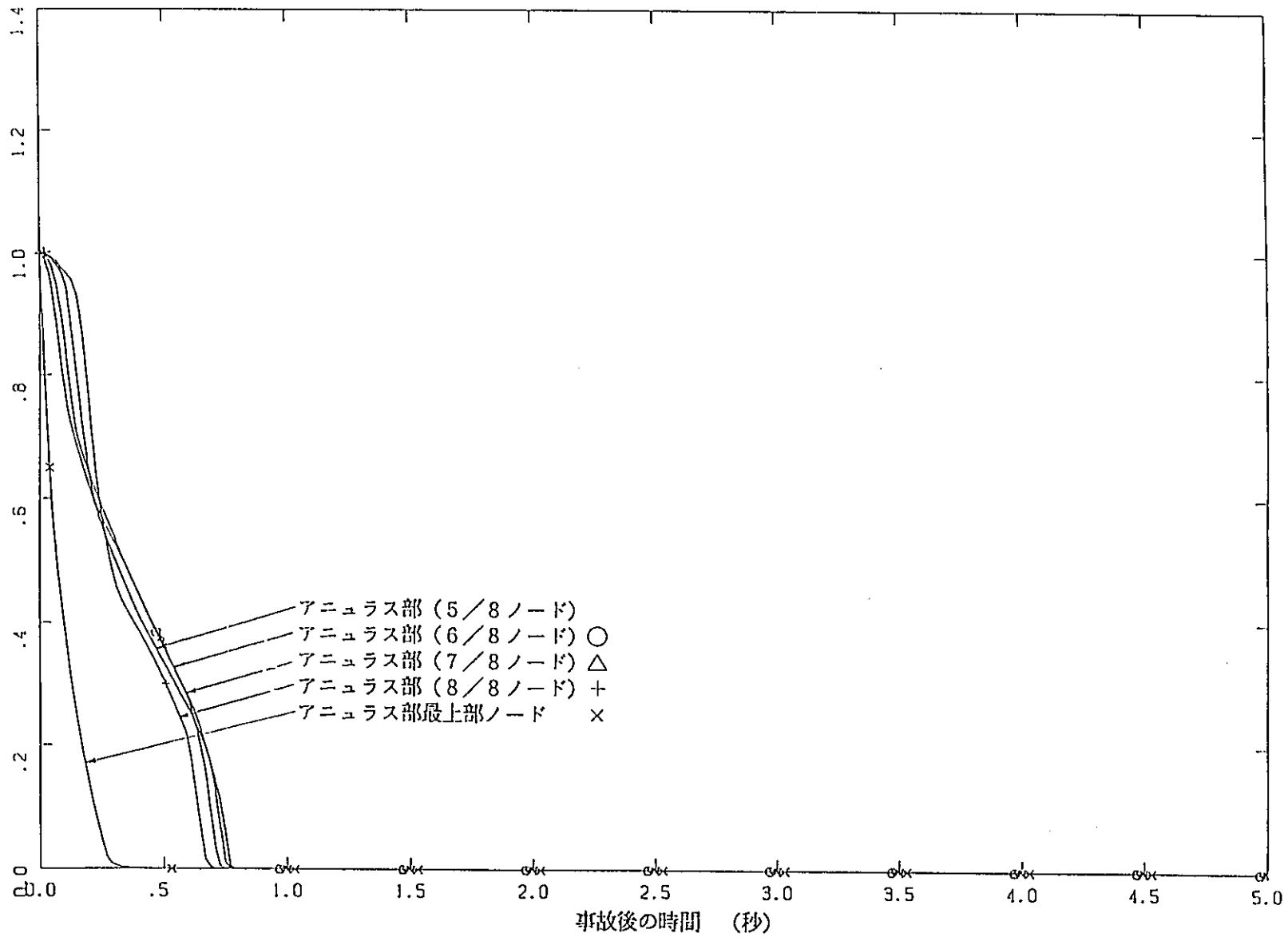


図5.1.4-18 実機部分長(2A)破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2) 一定格出力、重水系伝熱考慮

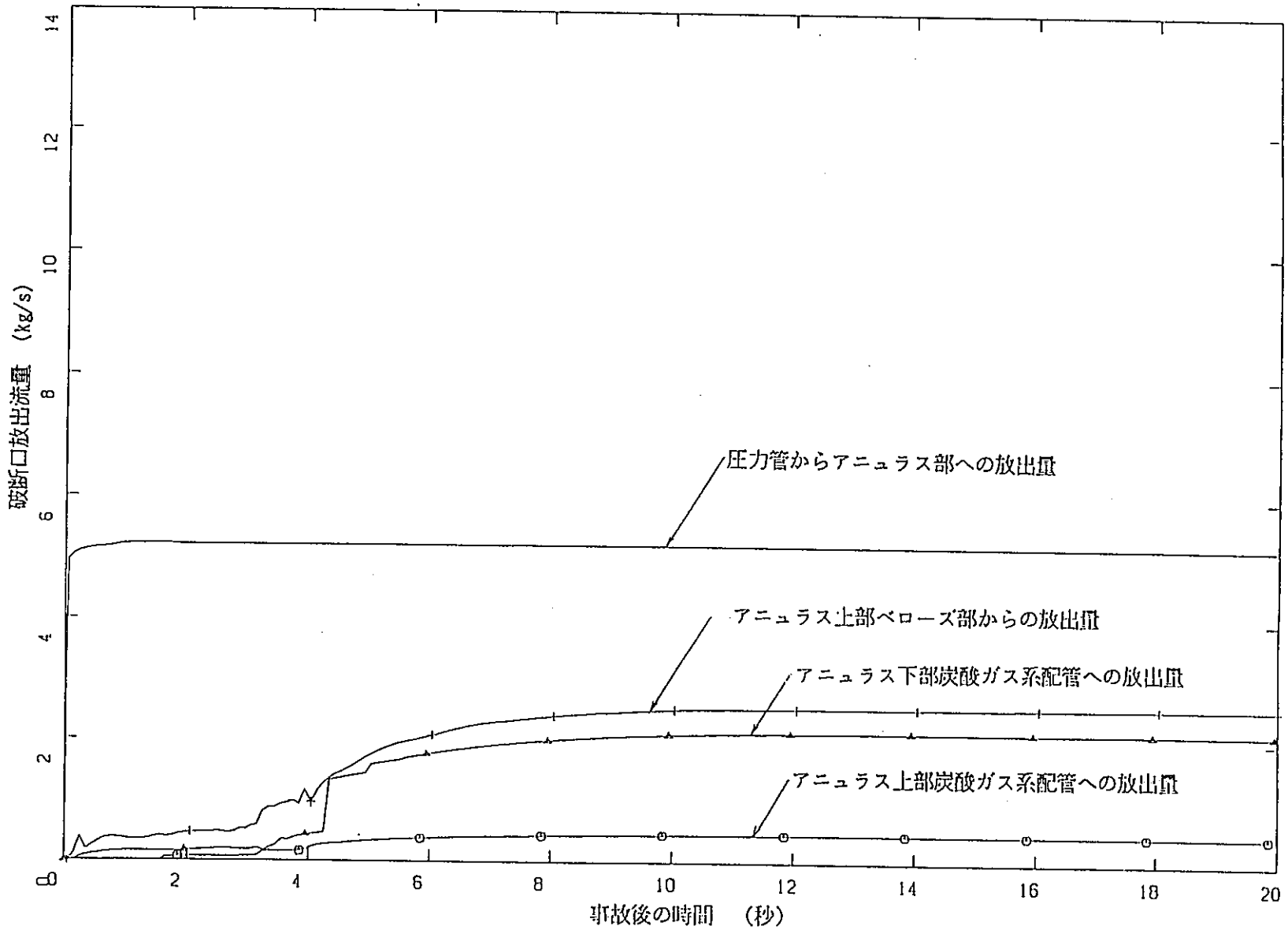


図5.1.4-19 実機漏洩破断時破断放出流量変化

一定格出力、重水系伝熱考慮

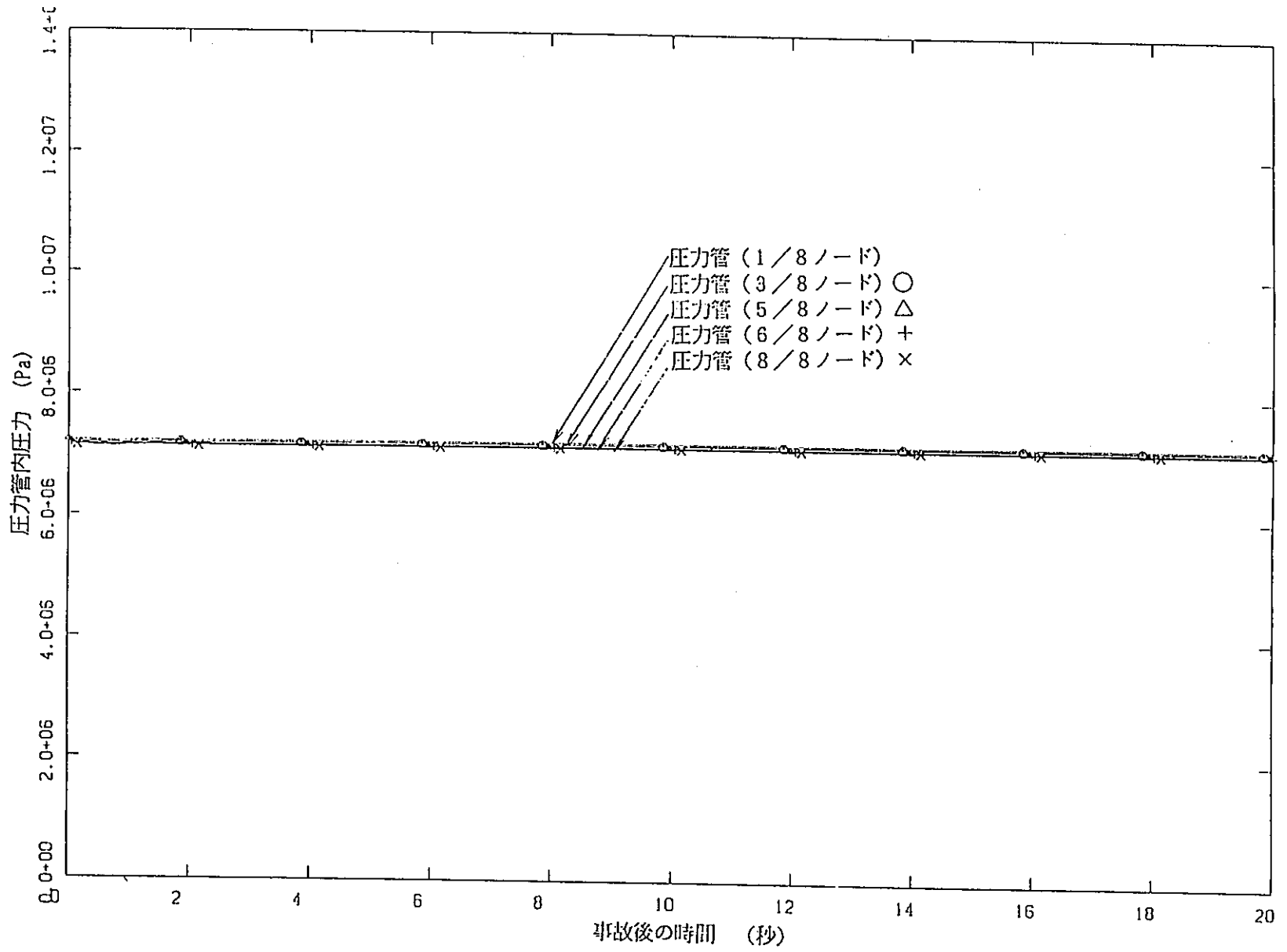


図5.1.4-20 実機漏洩破断時圧力管内圧力変化

一定格出力、重水系伝熱考慮

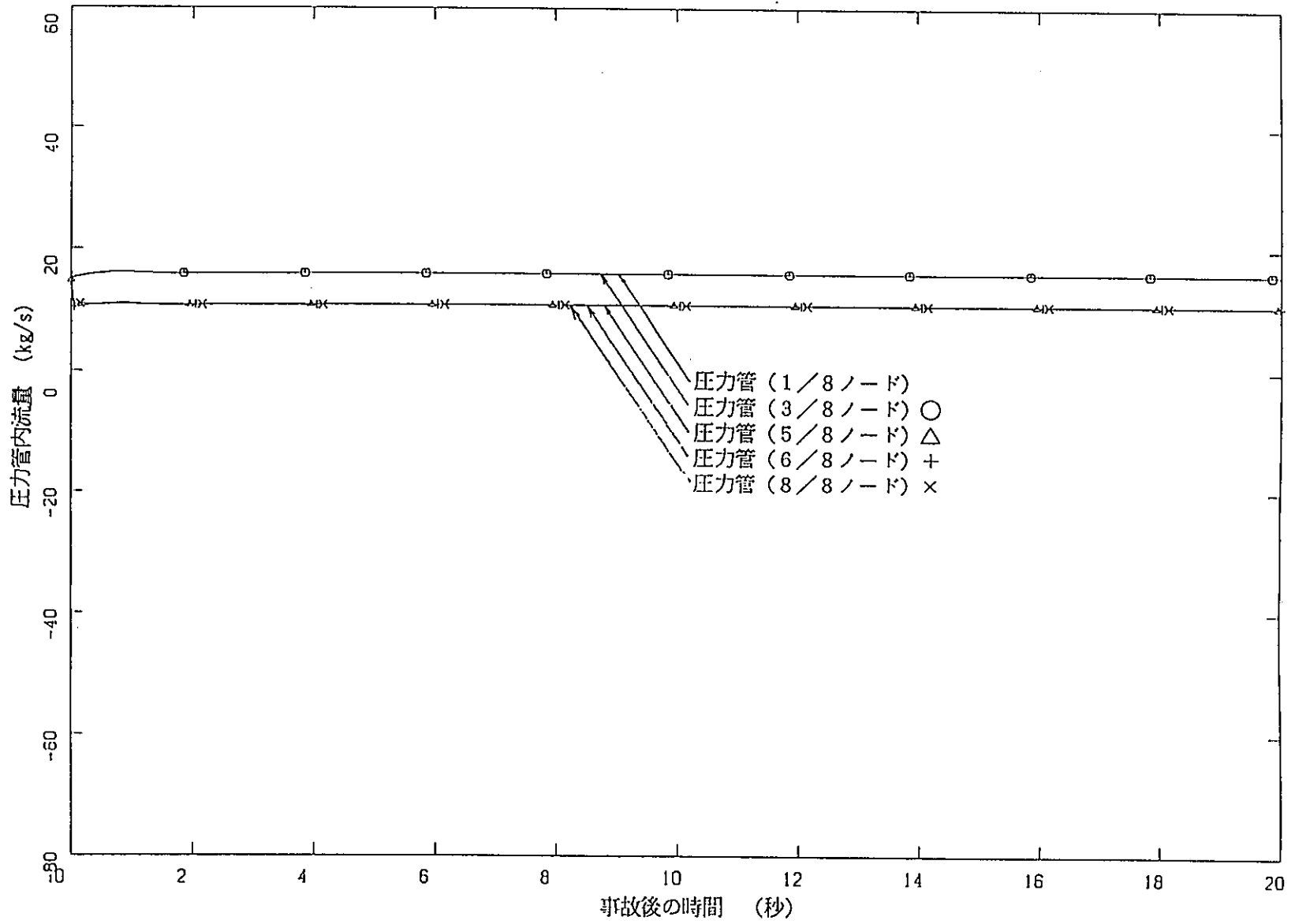


図5.1.4-21 実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化

一定格出力、重水系伝熱考慮一

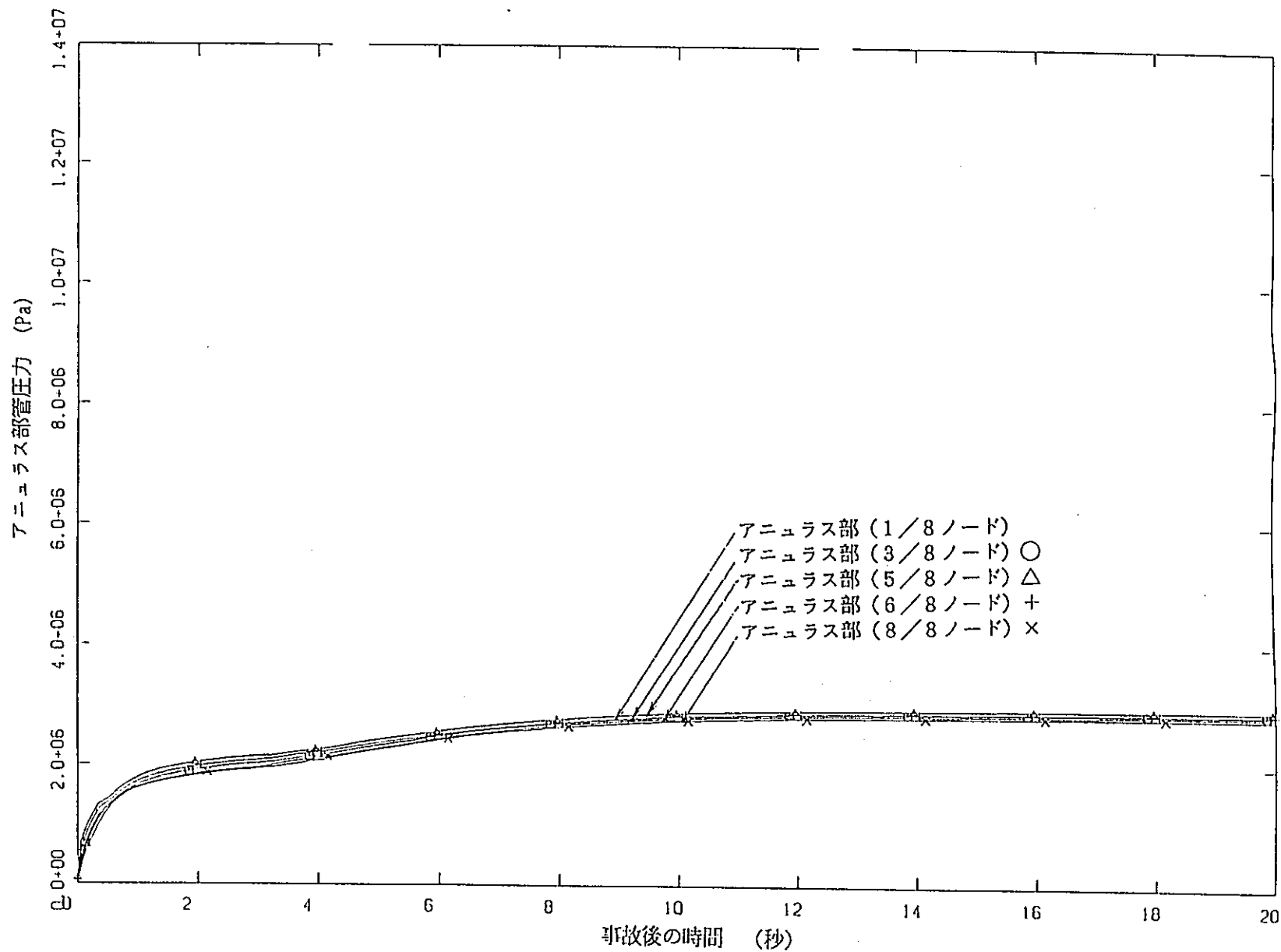


図5.1.4-22 実機漏洩破折時アニュラス部圧力変化

一定格出力、重水系伝熱考慮

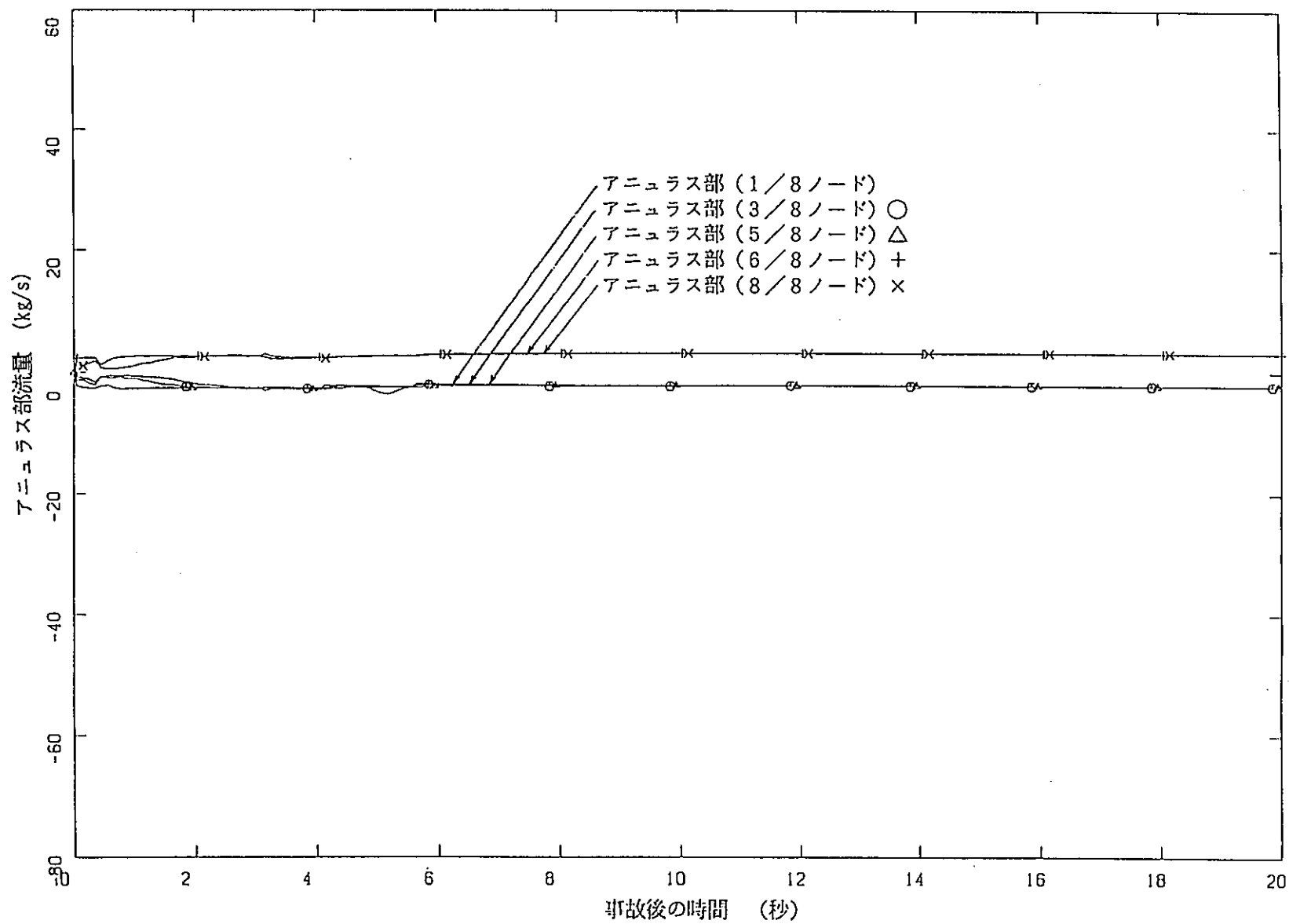


図5.1.4-23 実機漏洩破断時アニュラス部流動状態変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

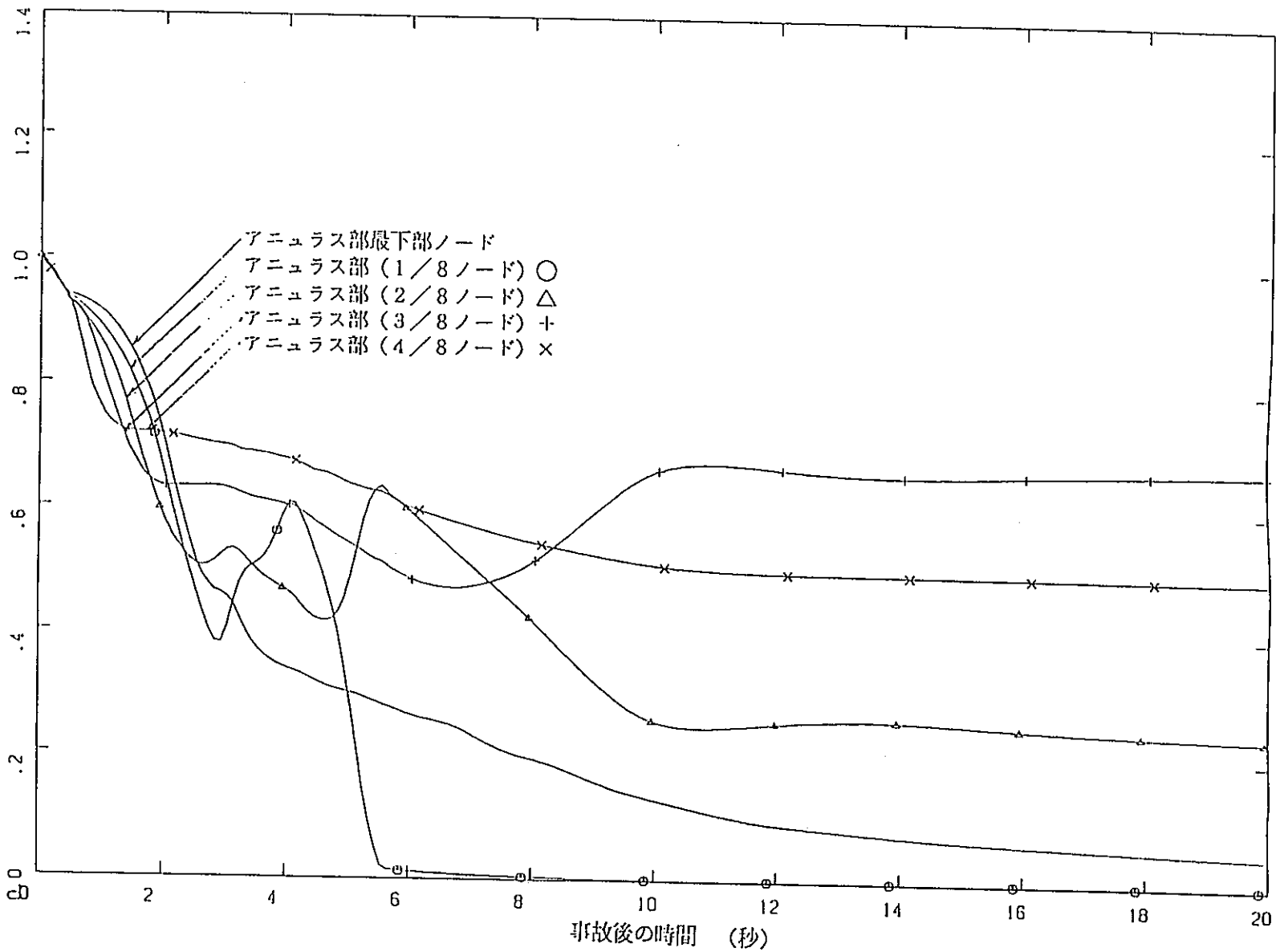


図5.1.4-24 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2) 一定格出力、重水系伝熱考慮

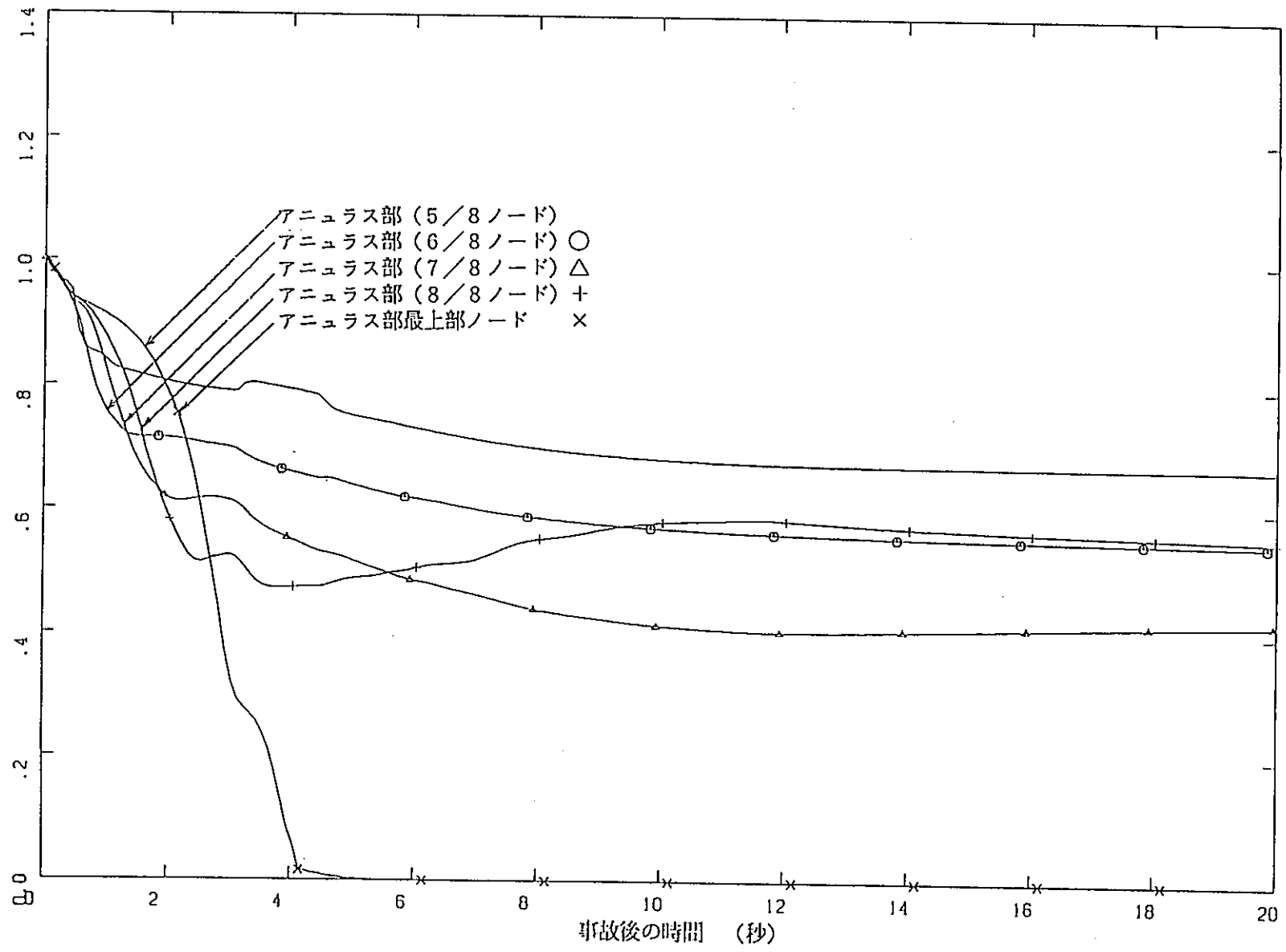


図5.1.4-25 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2) 一定格出力、重水系伝熱考慮

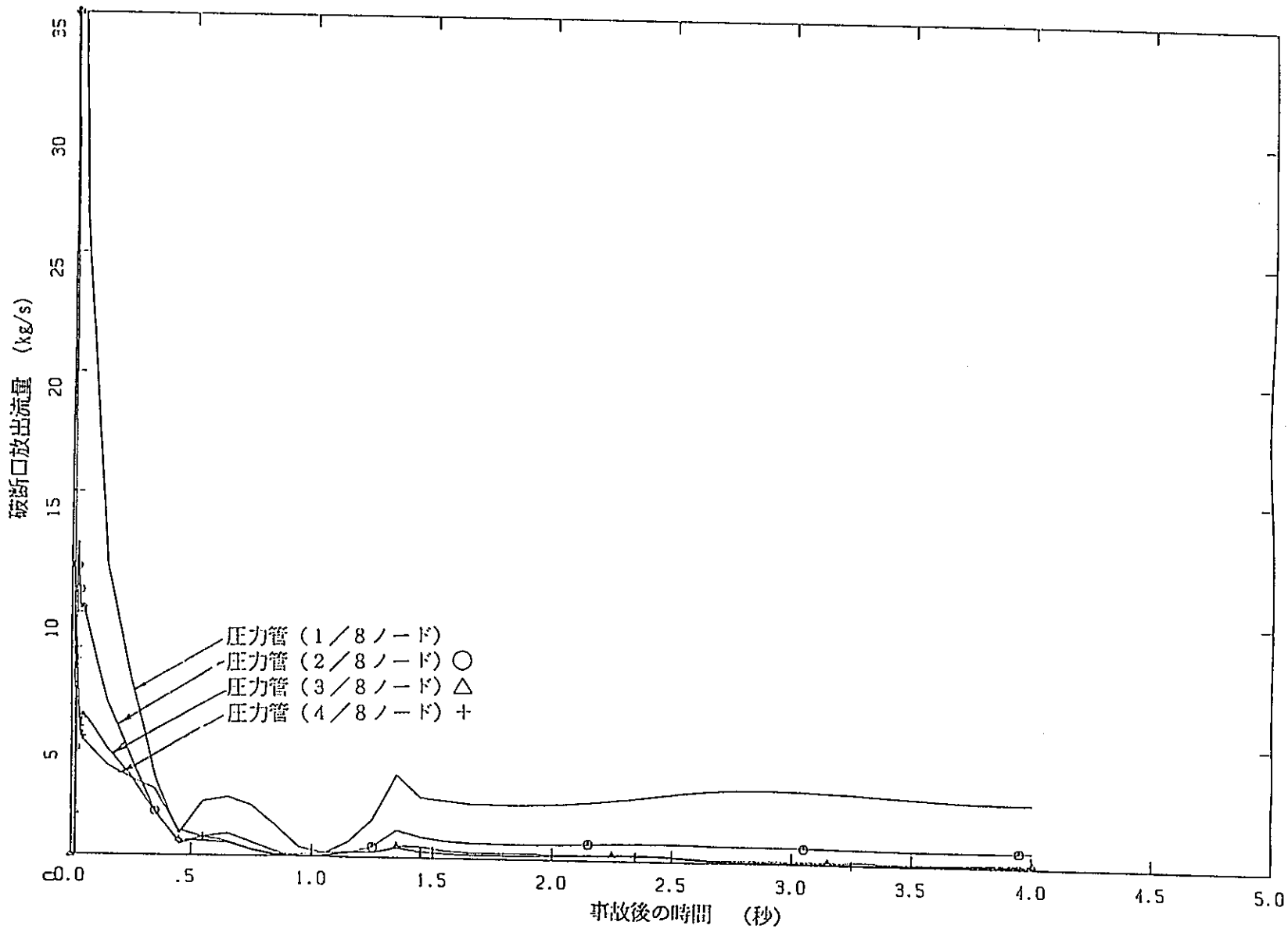


図5.1.4-26 実機全長破断時破断放出流量変化(1/3) —高温待機時、重水系伝熱考慮—

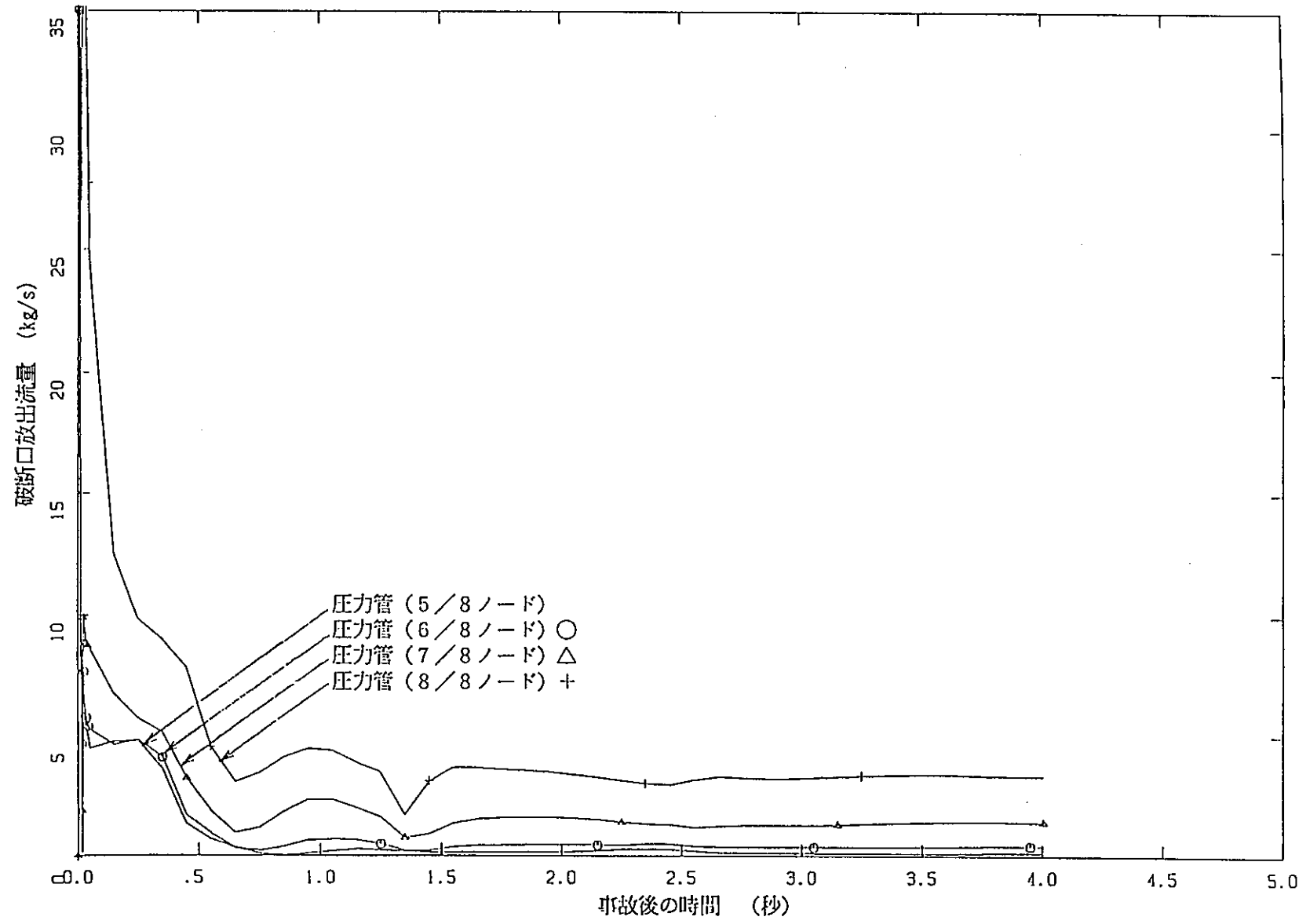


図5.1.4-27 実機全長破断時破断放出流量変化(2/3) -高温待機時、重水系伝熱考慮-

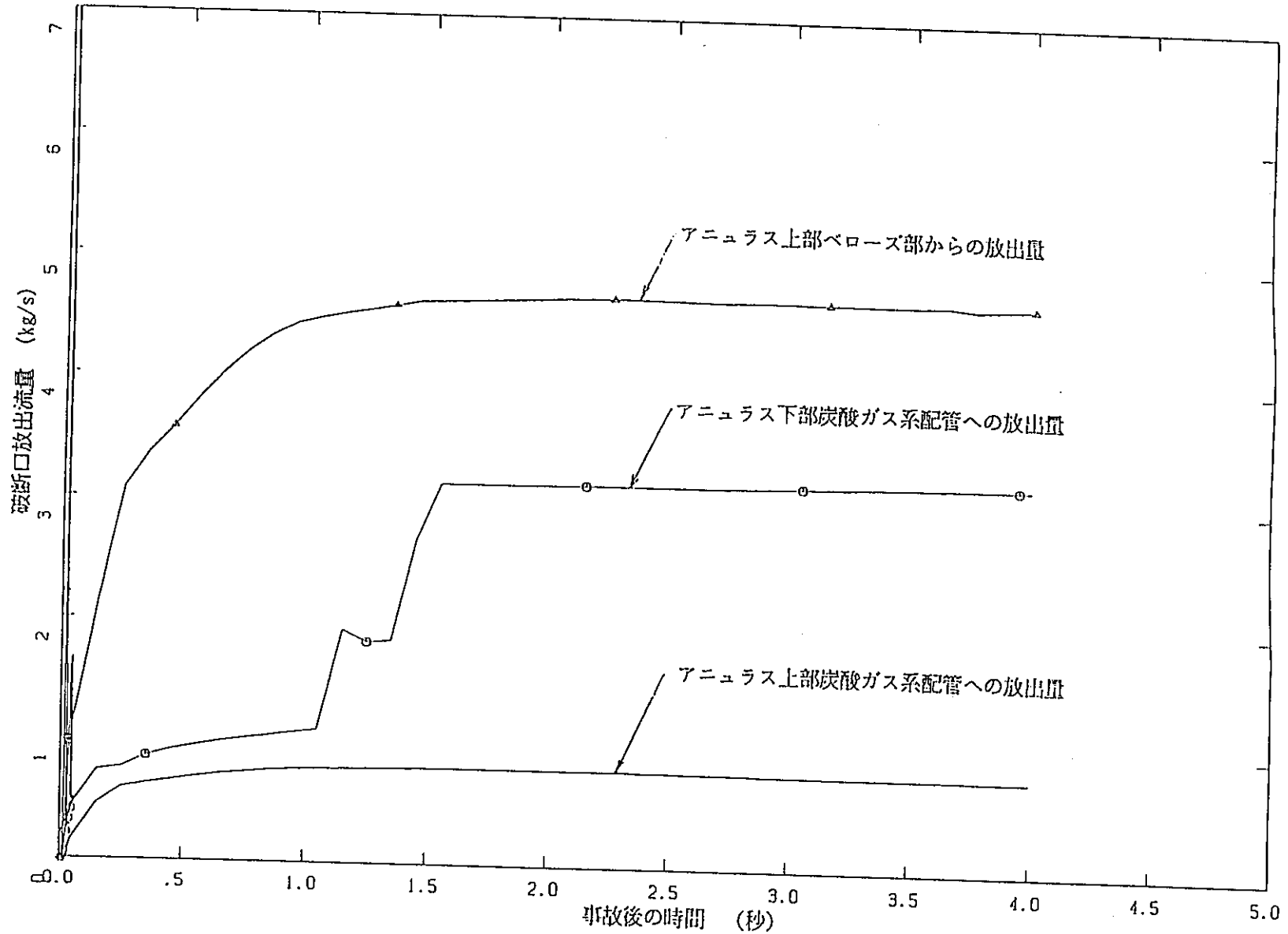


図5. 1. 4-28 実機全長破断時破断放出流量変化(3/3) -高温待機時、重水系伝熱考慮-

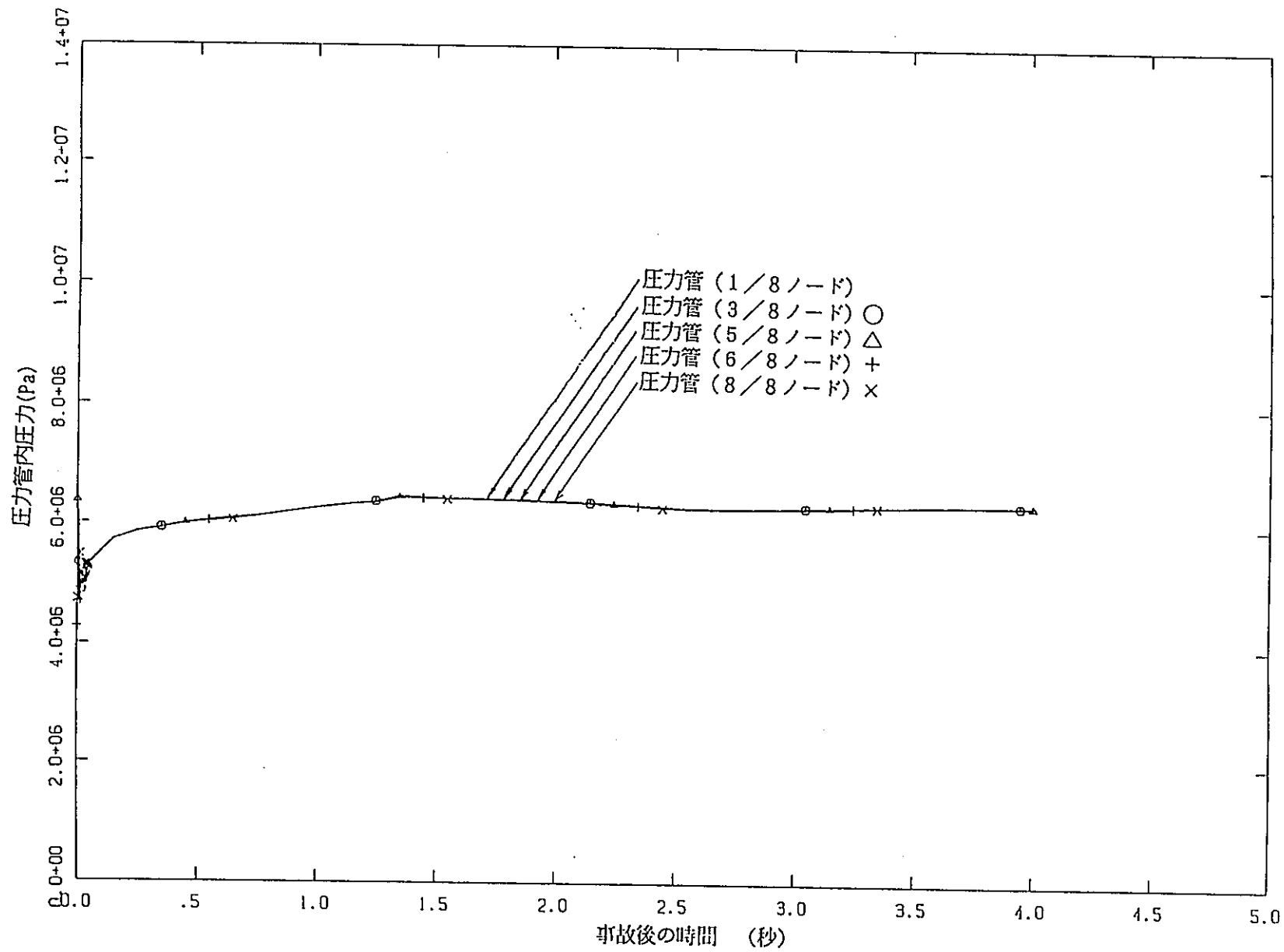


図5.1.4-29 実機全長破断時圧力管内圧力変化 —高温待機時、重水系伝熱考慮—

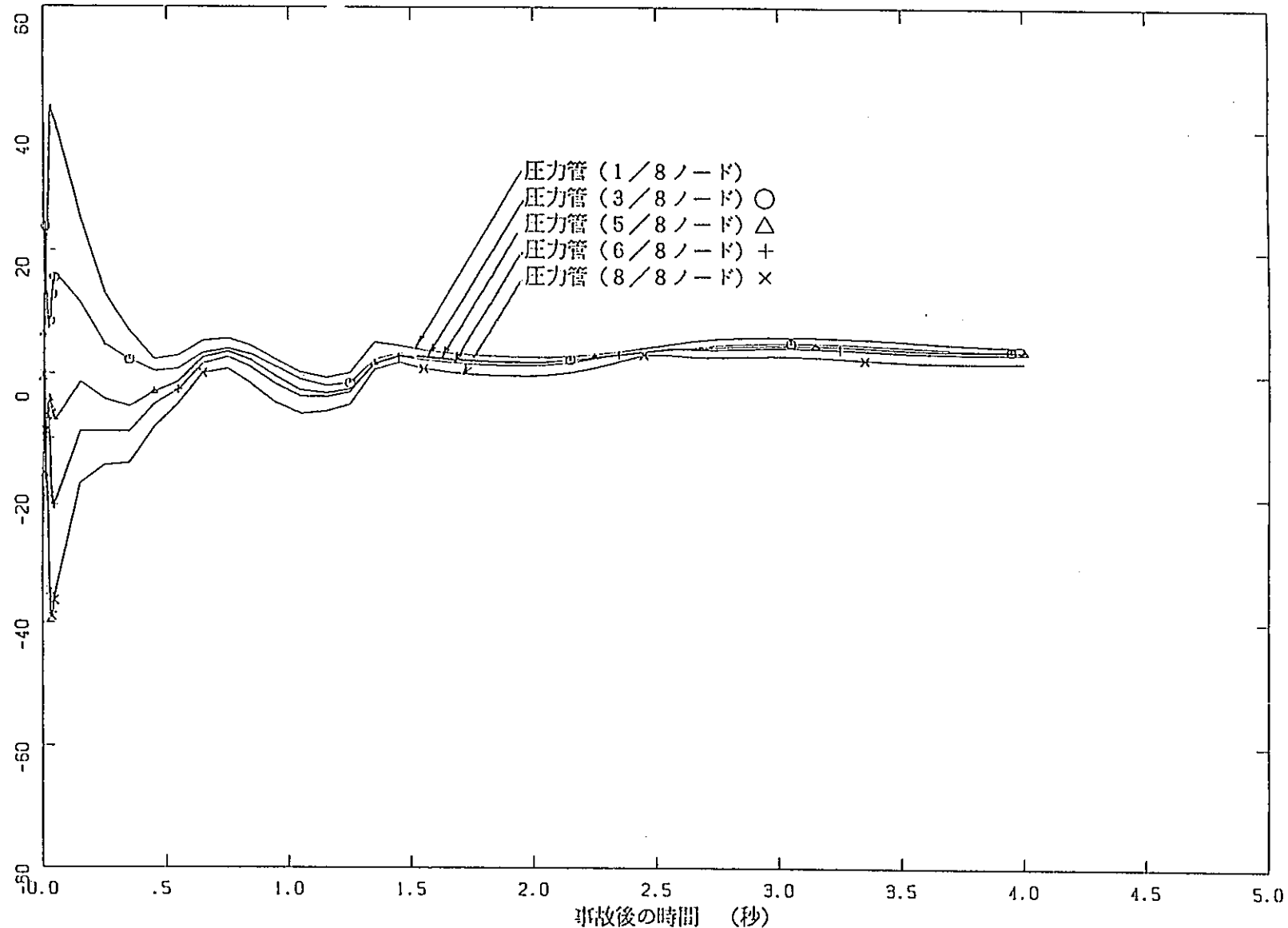


図5.1.4-30 実機全長破断時圧力管内流動状態変化 —高温待機時、重水系伝熱考慮—

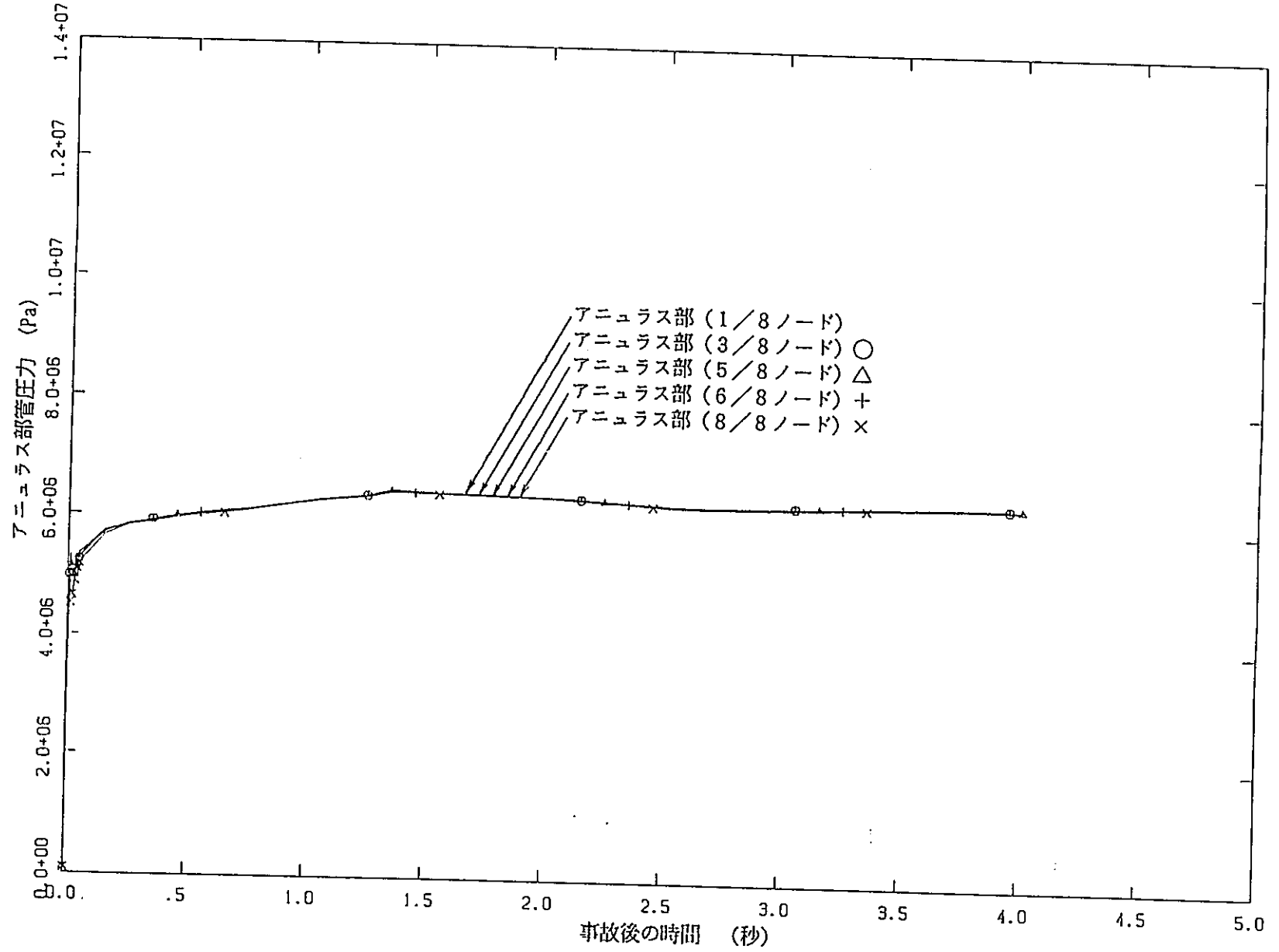


図5.1.4-31 実機全長破断時アニュラス部圧力変化 -高温待機時、重水系伝熱考慮-

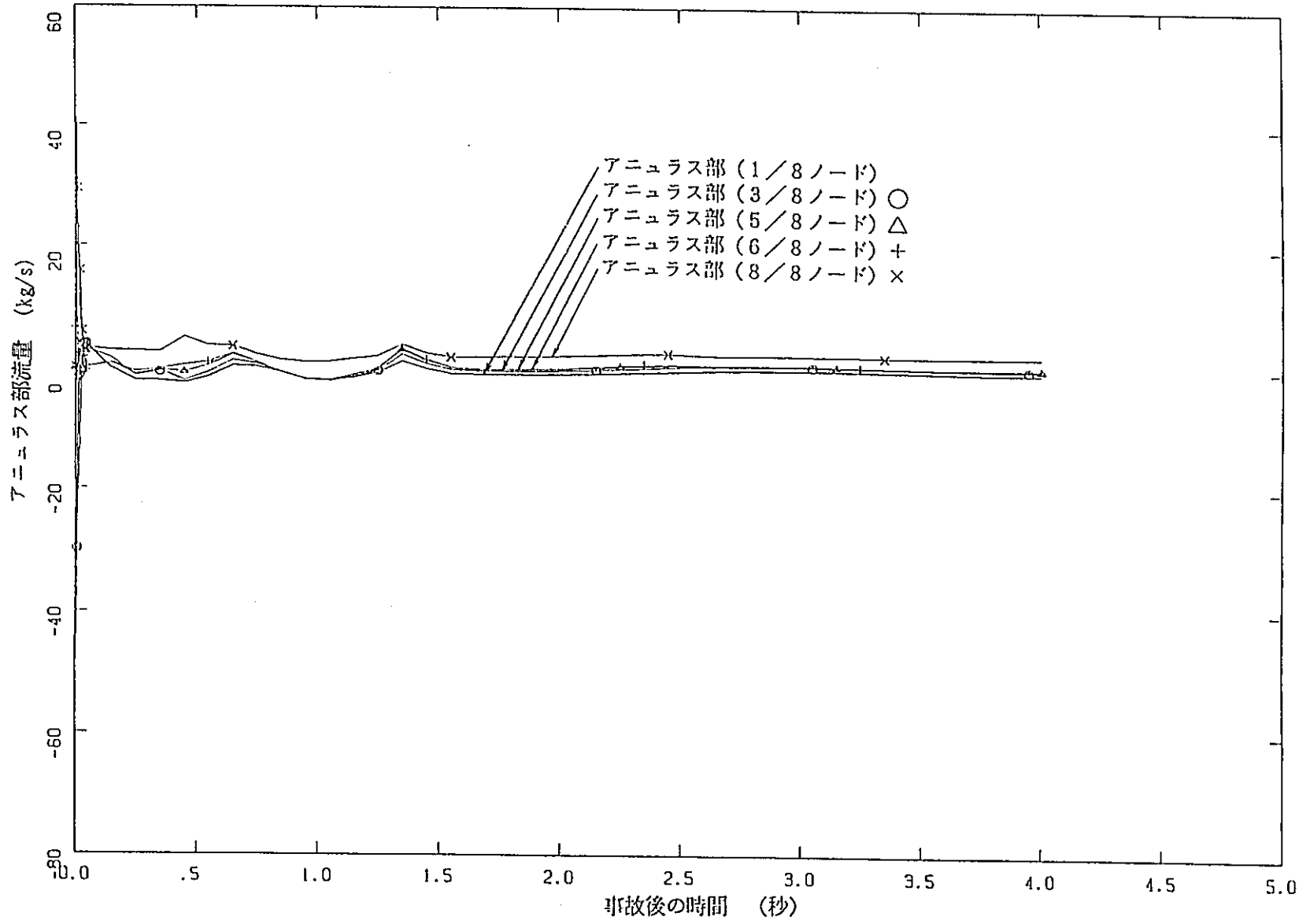


図5.1.4-32 実機全長破折時アニュラス部流動状態変化—高温待機時、重水系伝熱考慮—

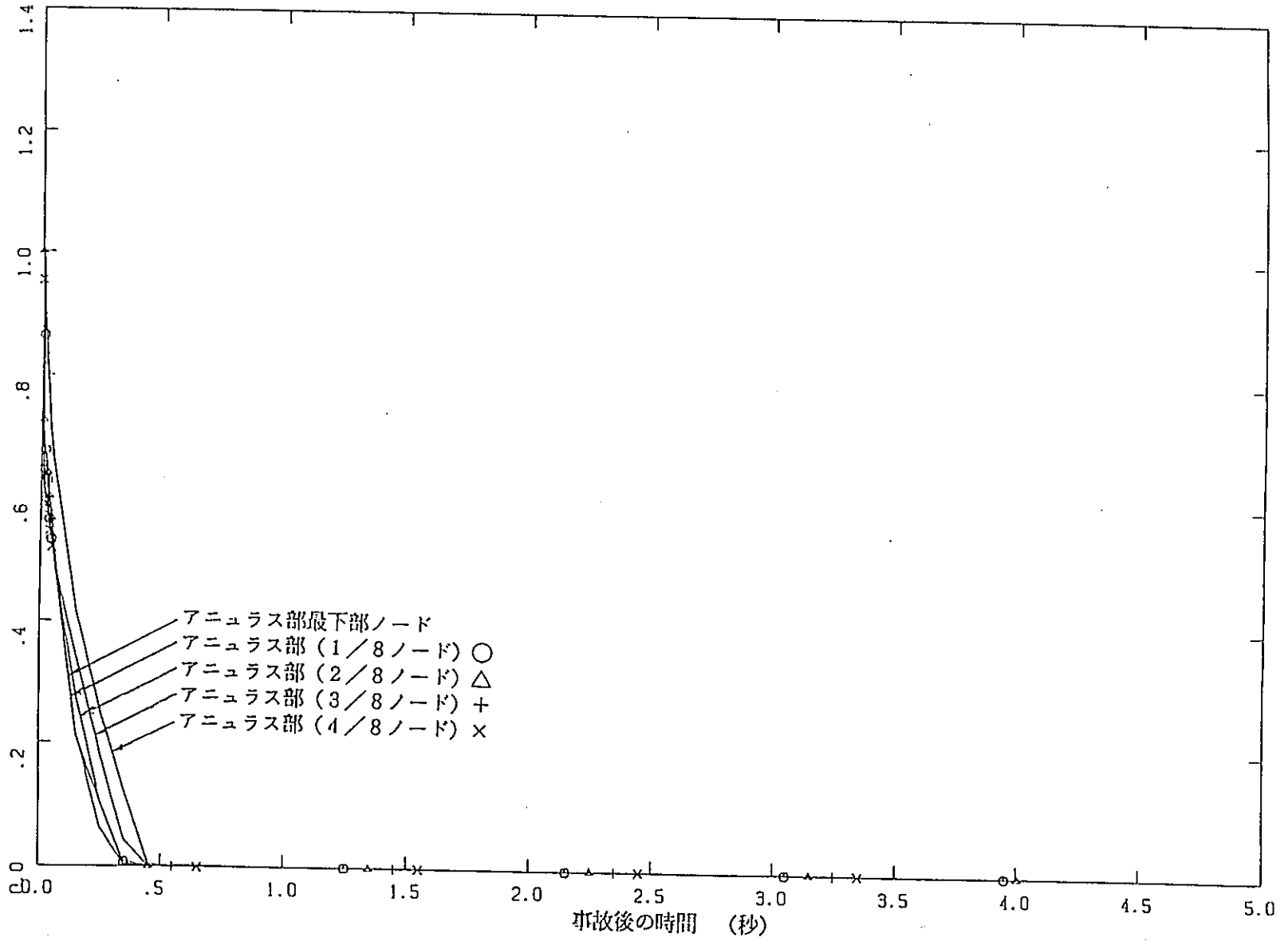


図5.1.4-33 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2) -高温待機時、重水系伝熱考慮-

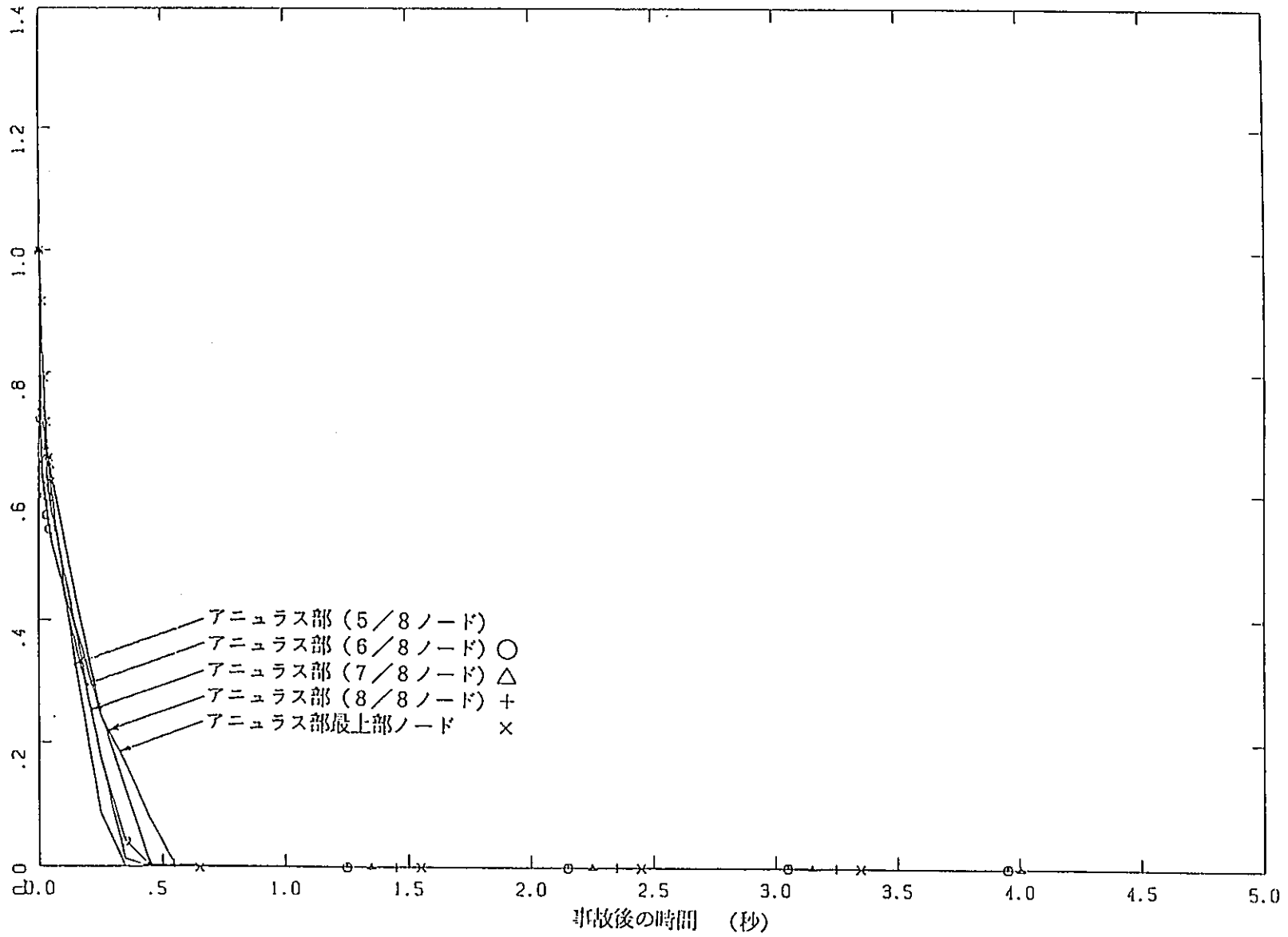


図5.1.4-34 実機全長破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2) -高温待機時、重水系伝熱考慮-

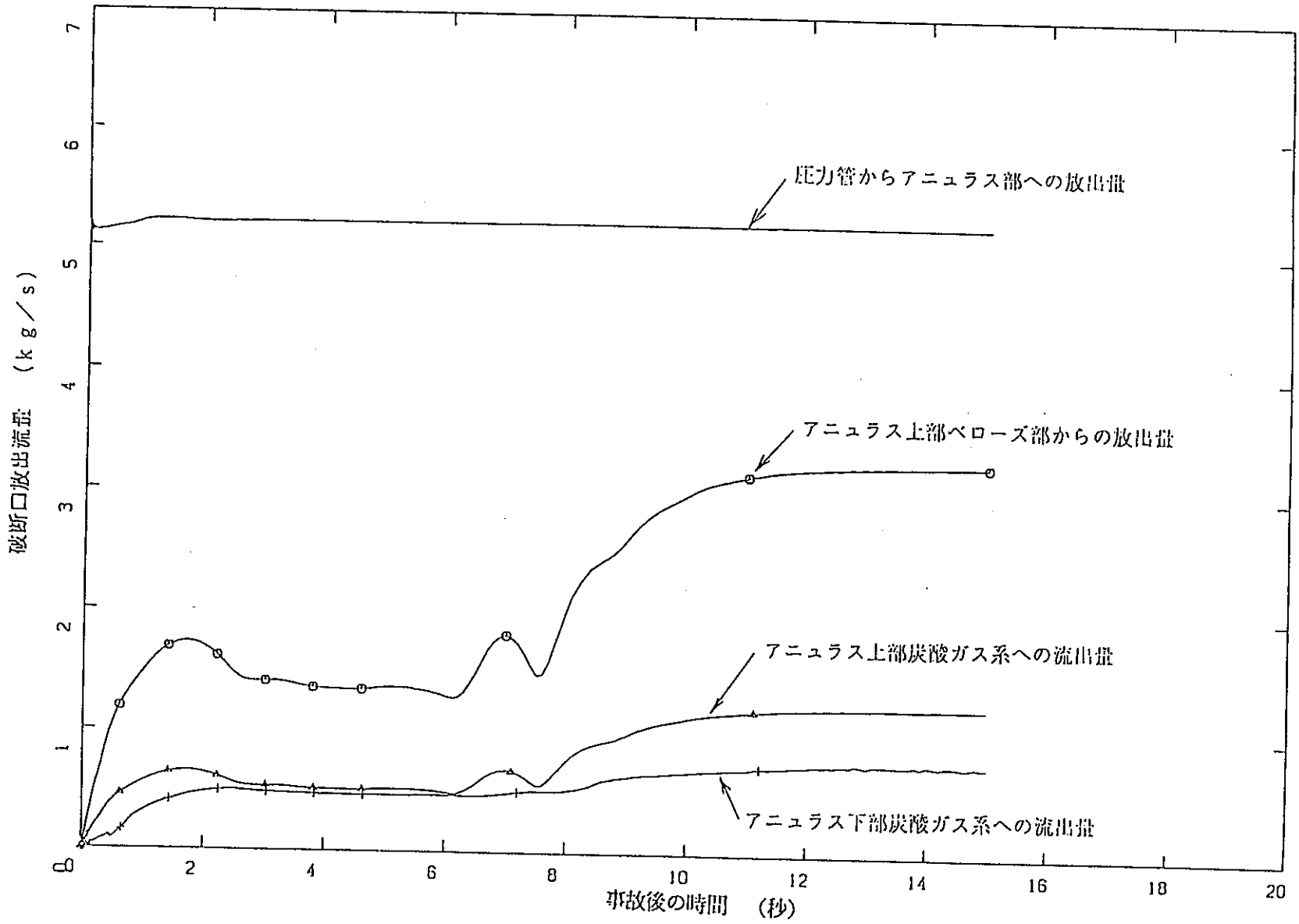


図5.1.4-35 実機漏洩破断時破断放出流量変化

一定格出力、重水系伝熱なし

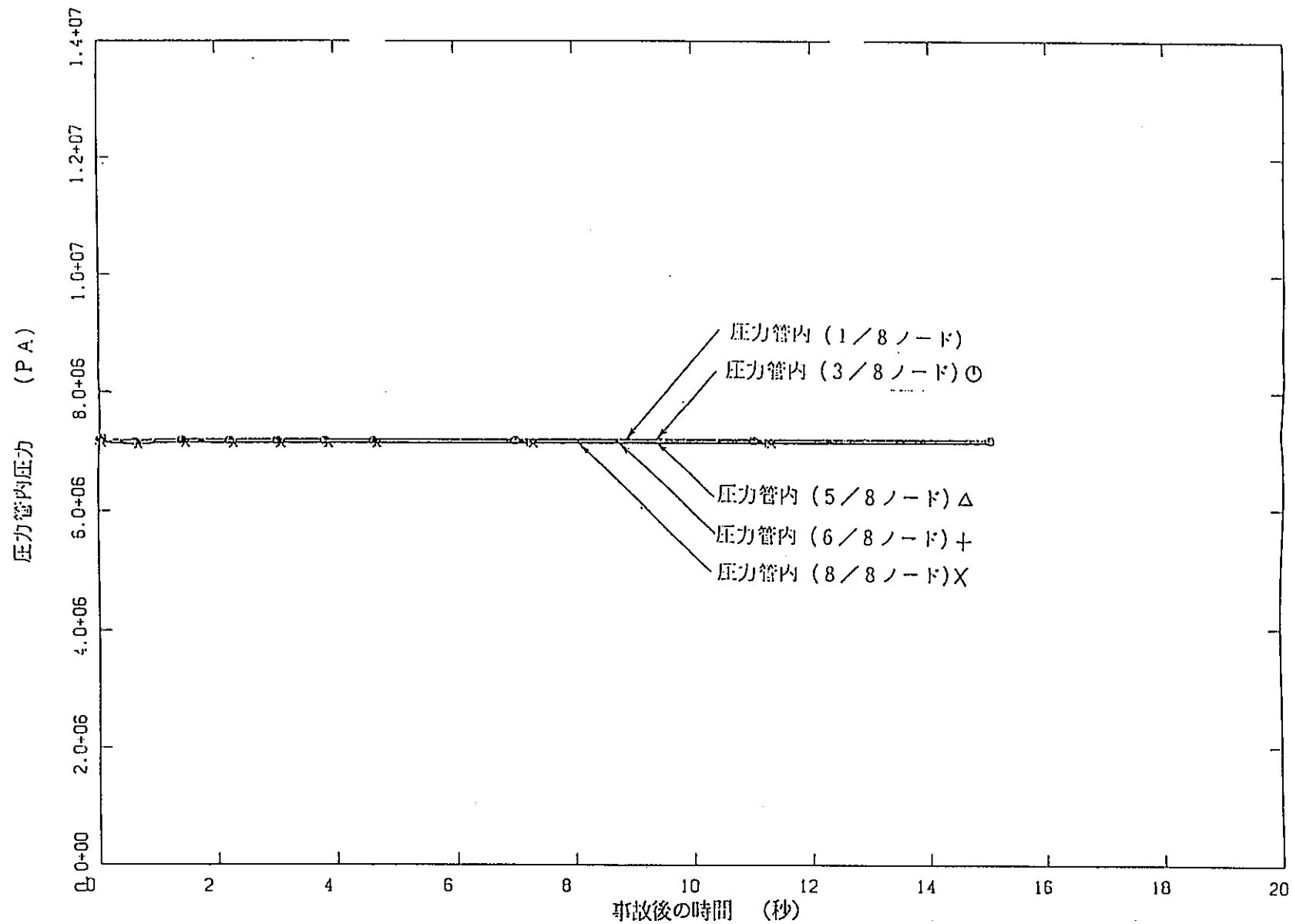


図5.1.4-36 実機漏洩破断時圧力管内圧力変化

一定格出力、重水系伝熱なし

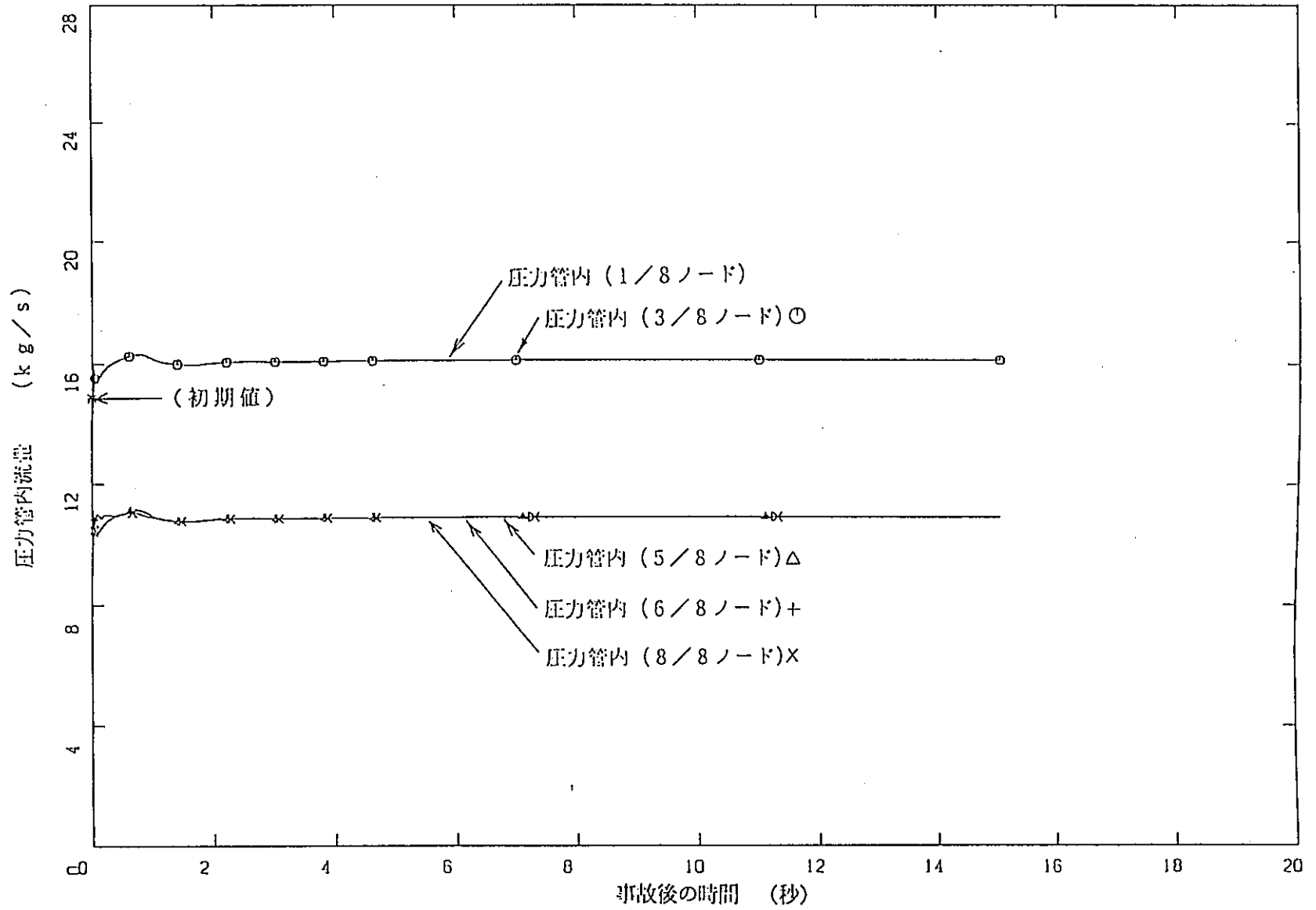


図5.1.4-37 実機漏洩破断時圧力管内流動状態変化 一定格出力、重水系伝熱なし

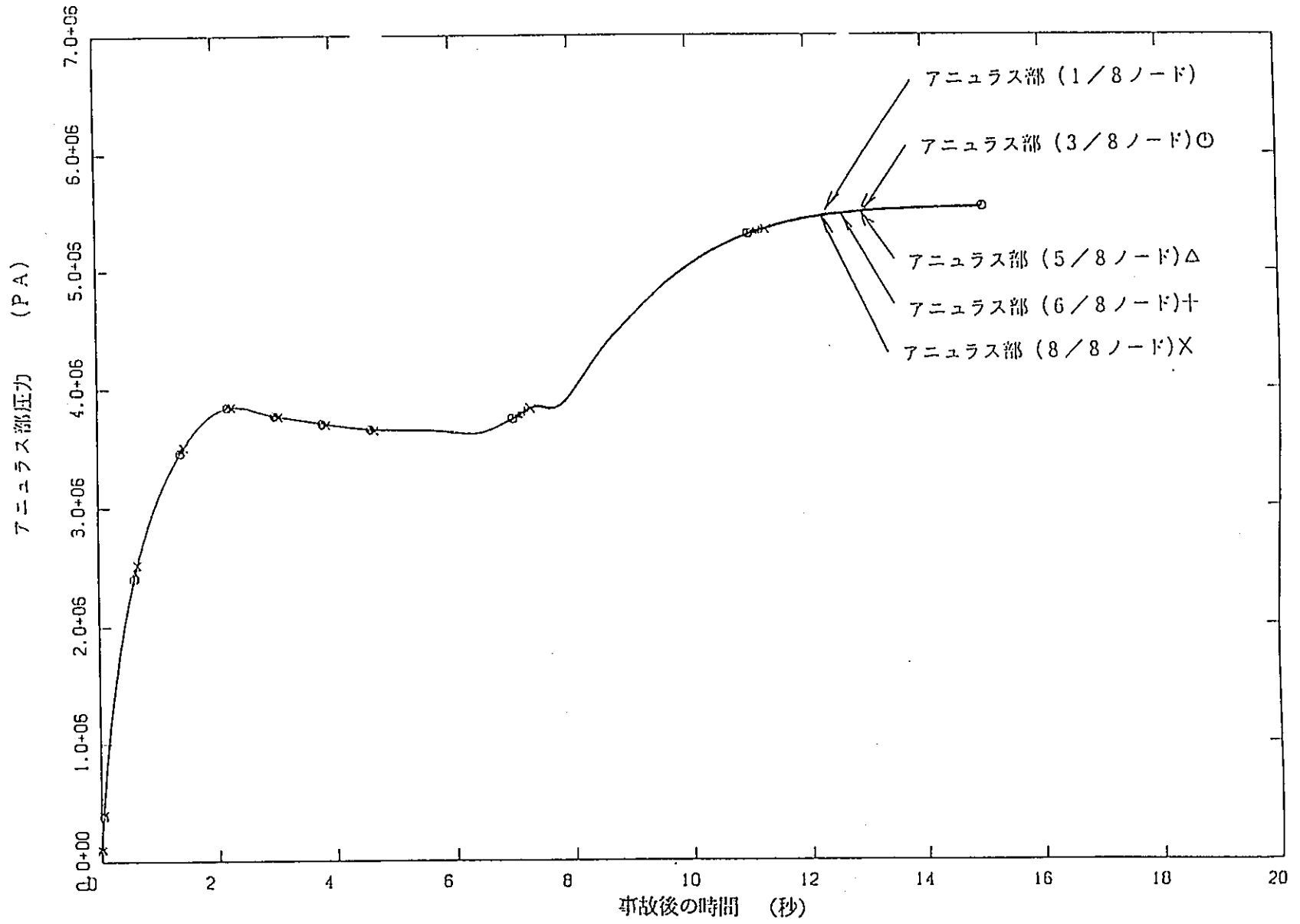


図5.1.4-38 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化 一定格出力、重水系伝熱なし

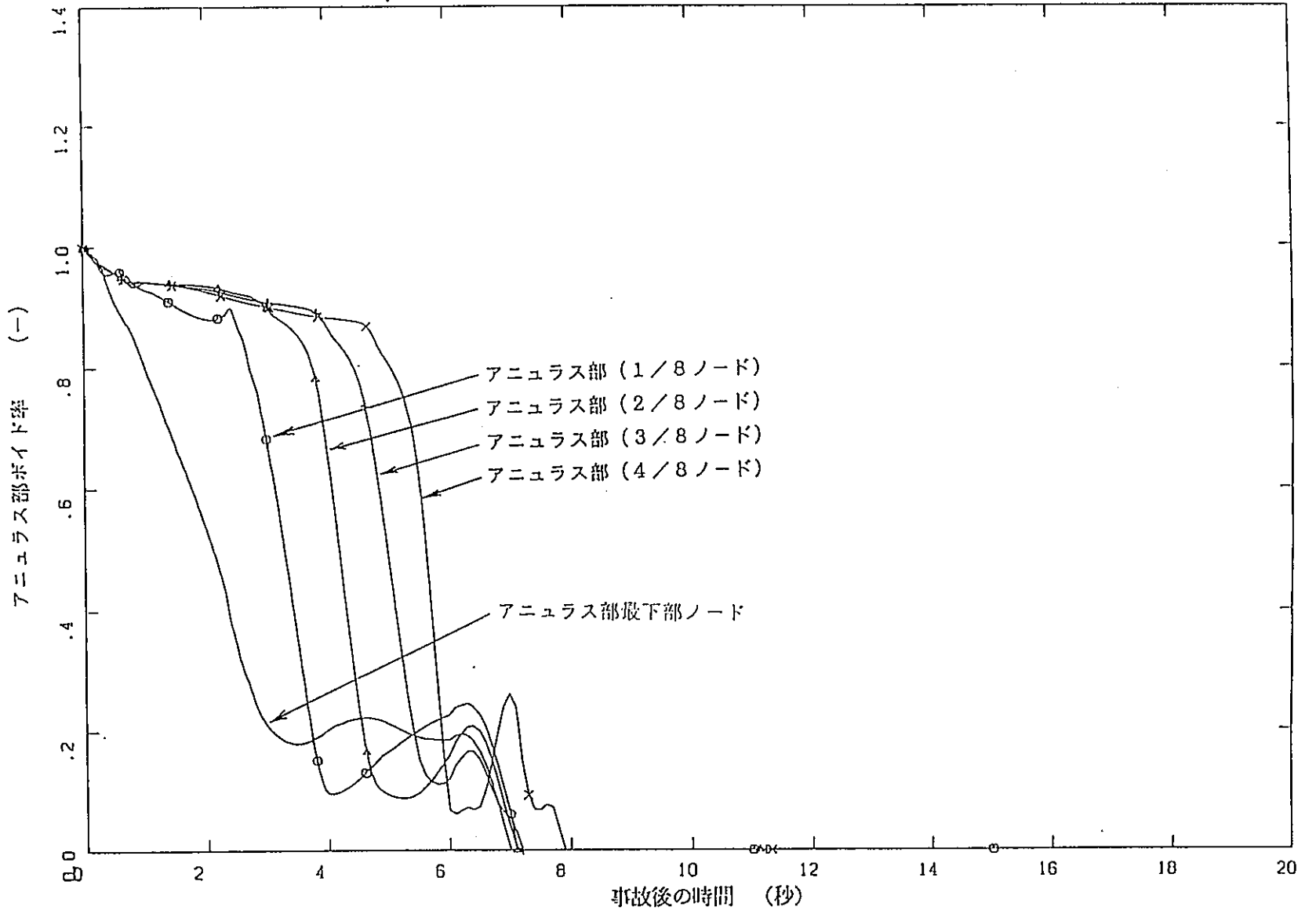


図5. 1. 4-39 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(1/2) 一定格出力、重水系伝熱なし

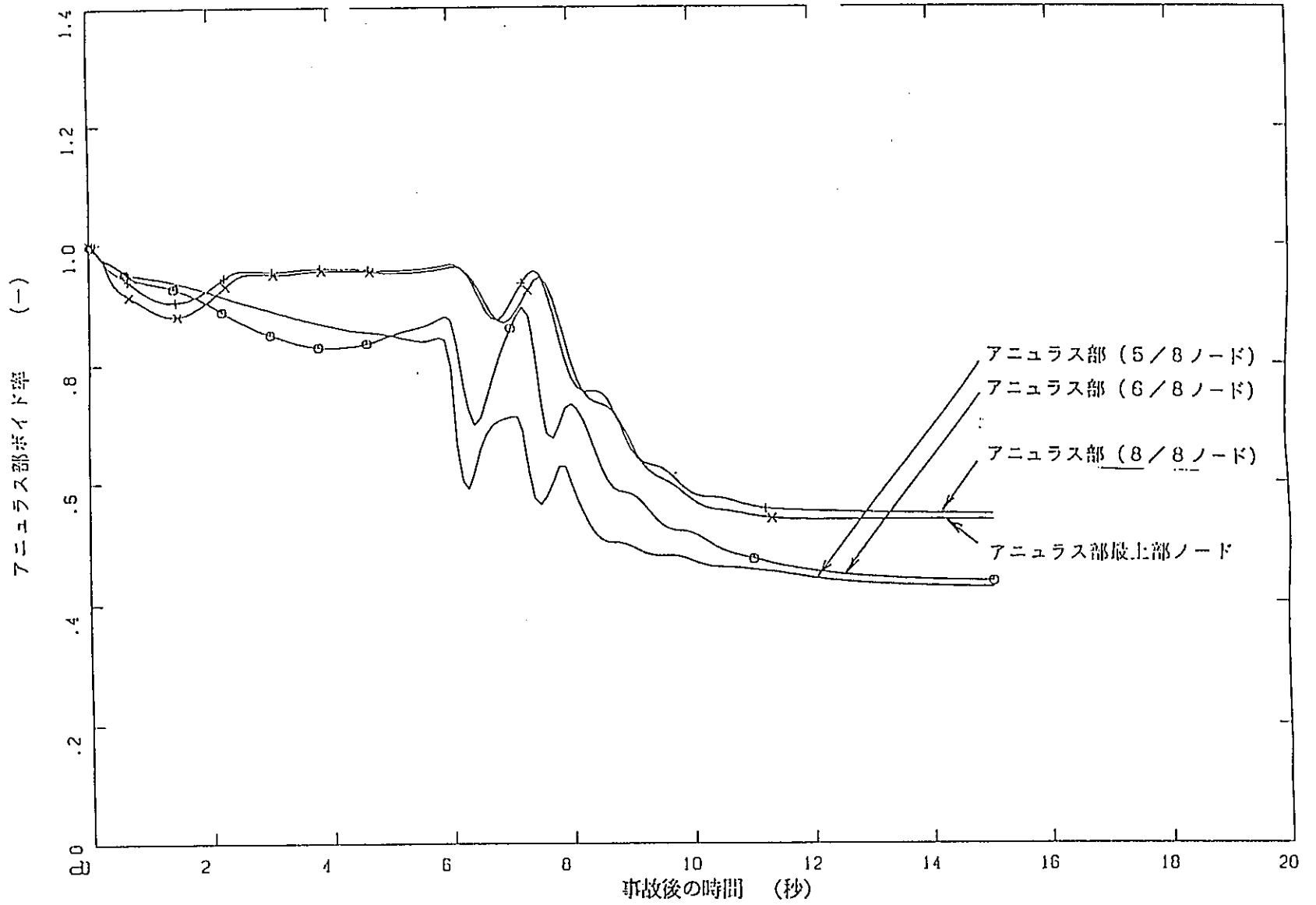


図5.1.4-40 実機漏洩破断時アニュラス部ボイド率変化(2/2) 一定格出力、重水系伝熱なし

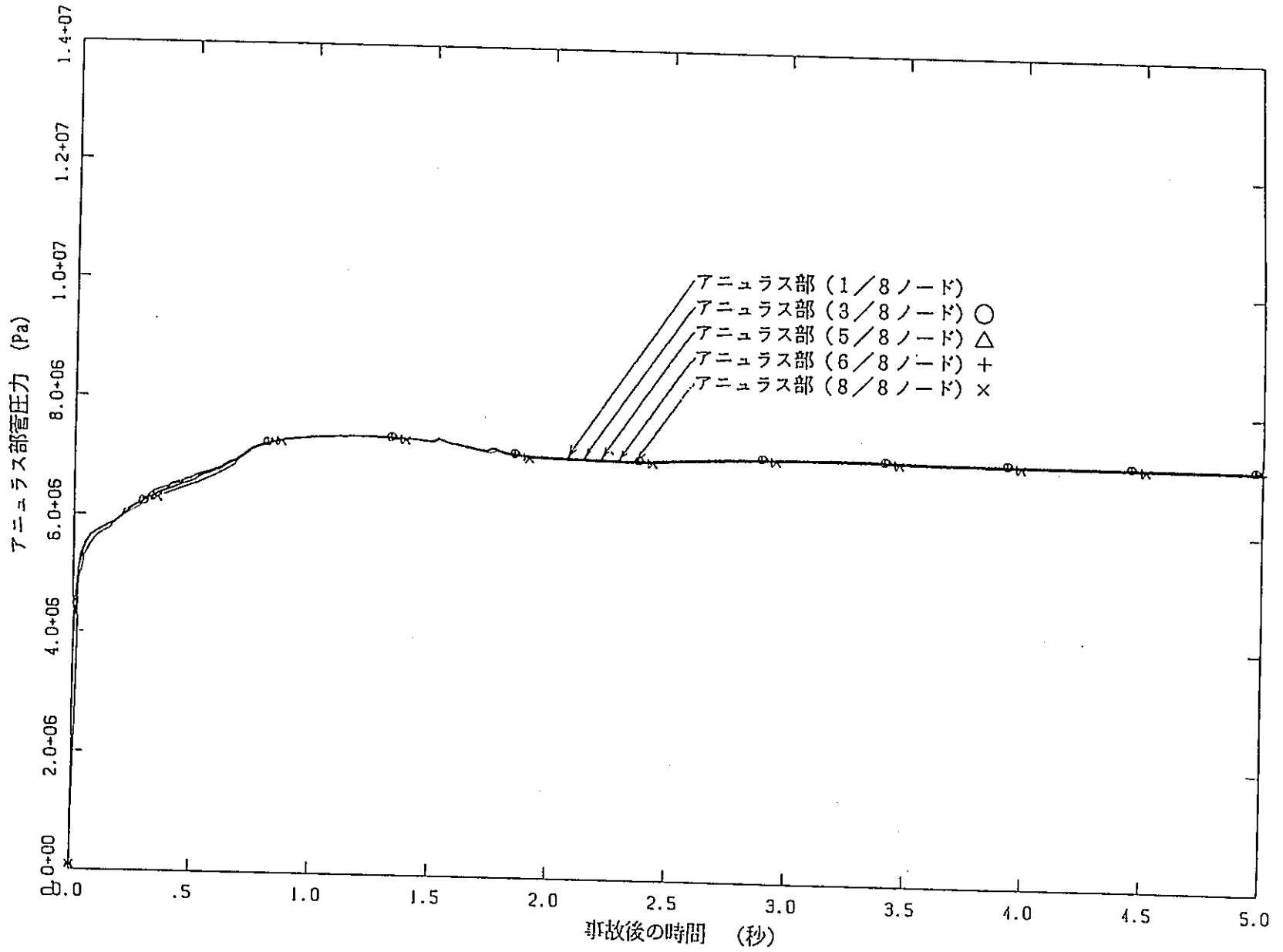


図5.1.4-41 実機全長破断時アニュラス部圧力変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

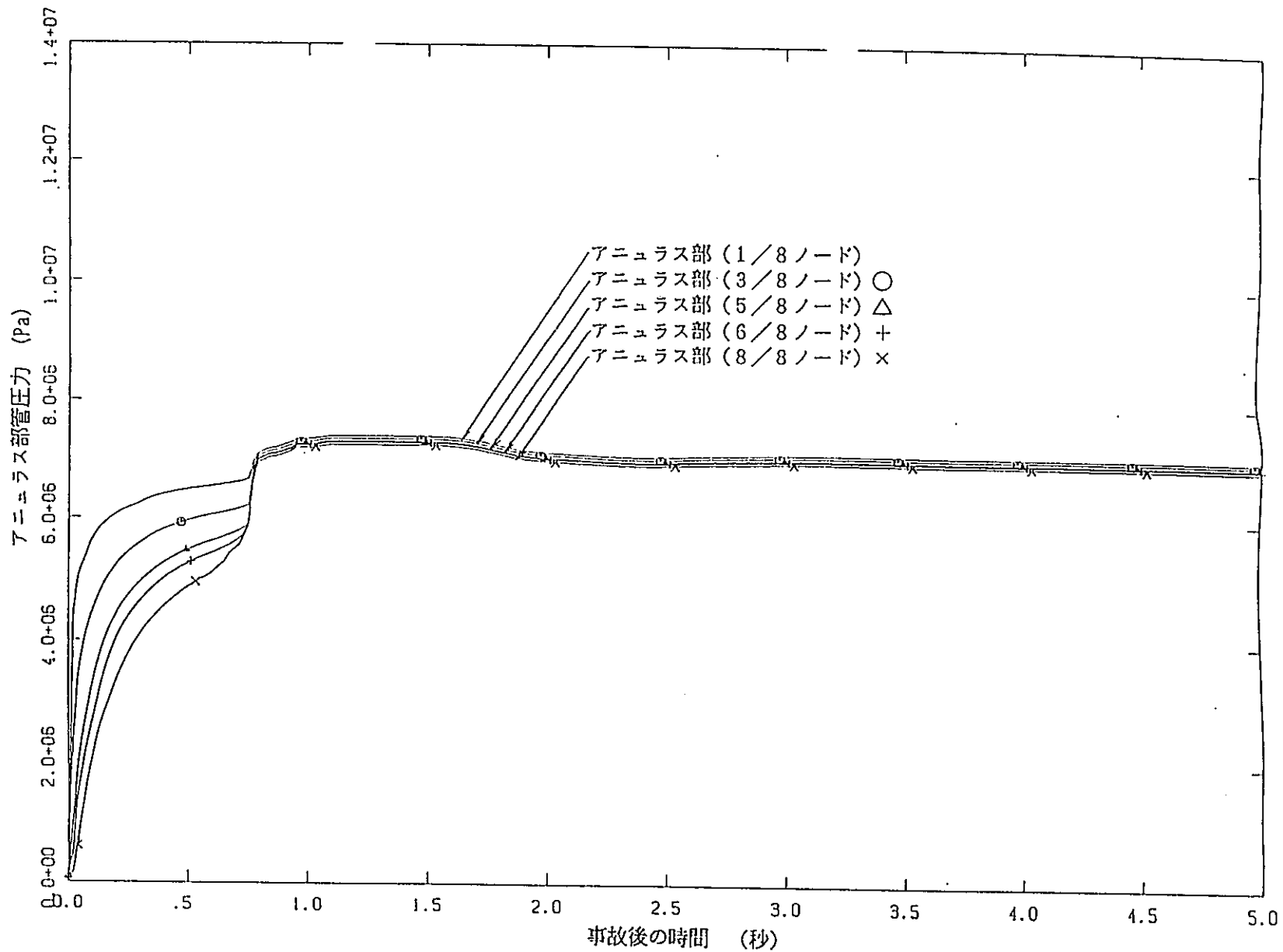


図5. 1. 4-42 実機部分長(2A)破断時アニュラス部圧力変化 一定格出力、重水系伝熱考慮

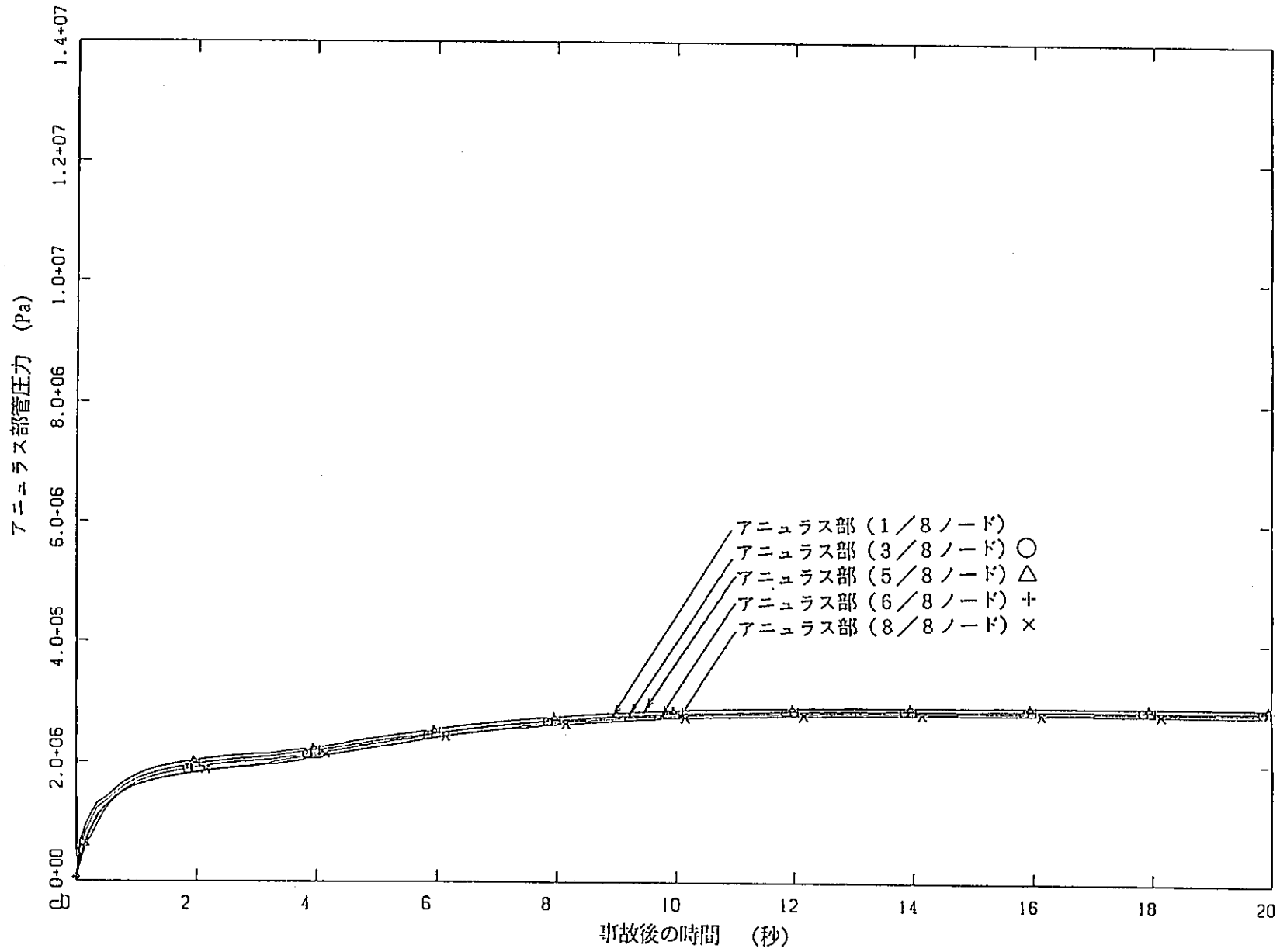


図5. 1. 4-43 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化

一定格出力、重水系伝熱考慮

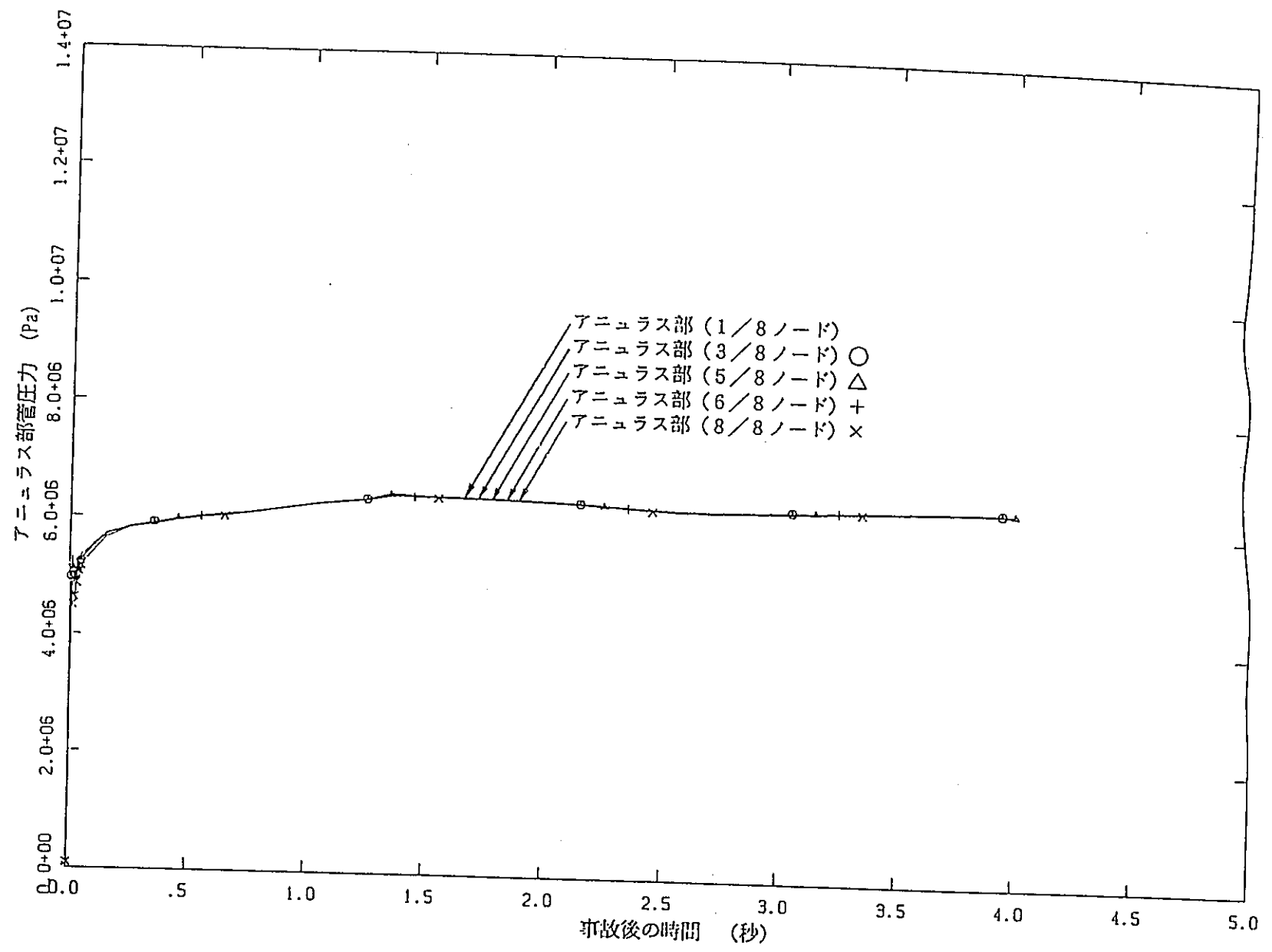


図5.1.4-44 実機全長破断時アニューラス部圧力変化 —高温待機時、重水系伝熱考慮—

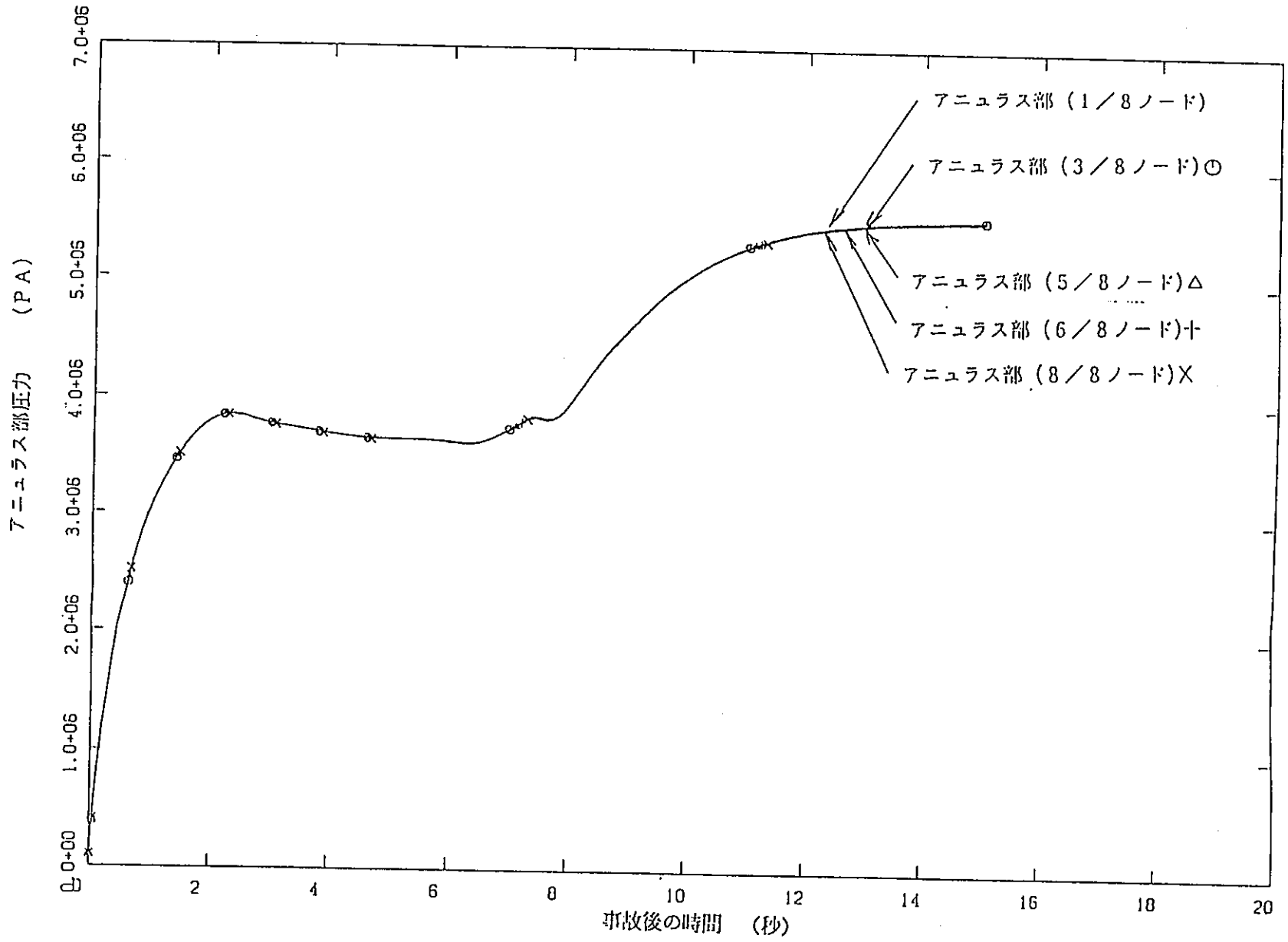


図5. 1. 4-45 実機漏洩破断時アニュラス部圧力変化

一定格出力、重水系伝熱なし

5.2 カランドリアタンク内圧上昇試験

5.2.1 概 要

本解析は、ATR安全工学室で実施した、カランドリアタンク内圧上昇試験の試験解析及び、実機における圧力管、カランドリア管同時破断時の解析を行ったものである。

(1) 試験解析

ATR安全工学室で実施したカランドリアタンク内圧上昇試験の試験解析をCALANDRIA-IIコード及びHIPWAPコードを用いて行い、カランドリアタンク内の圧力挙動の予測値の保守性を検討する。また、凝縮熱伝達率及び減衰定数（HIPWAPコードのみ）をパラメータとして感度解析を行い、圧力変化への影響を検討する。

(2) 実機解析

CALANDRIA-IIコード及びHIPWAPコードを用いて、実機体系において圧力管、カランドリア管が同時破断した際のカランドリアタンク内の圧力変化を破断長さが全長、部分長（1 m）の場合について解析し、試験結果の実機への外挿性を検討する。

(3) 予備解析

平成5年度にATR安全工学室で実施されるカランドリア構造物健全性試験（NCI試験）の予備解析を実施し、試験体タンクへの圧力荷重を評価する。

5.2.2 評価手法

(1) 解析手法

本評価の解析フロー図を図5.2.2-1に示す。解析は、試験結果を境界条件としてSIMAコードにより破断放出量を算定し、これを境界条件として、CALANDRIA-II、及びHIPWAPコードにより、カランドリアタンク内圧力を求める。これら2つのコードの解析結果と試験値の比較により、コードの適応性を検討して最適コードを選定し、実機解析を行う。

(2) 解析コードの概要

本評価に使用する解析コードの概要を以下に述べる。

(a) SIMAコード

本報告の解析に利用したSIMA1D/2D (Simulation Program for Multiphase Flow Analysis - 1 Dimension / 2 Dimension)コード^{(1)・(2)}は、日立製作所が開発した二流体モデルによる気液二相流の1次元及び2次元解析プログラムである。数値解法はコントロールボリューム法に基づく陽解法を採用し、離散化において全ての未知数を同じ場所で定義する非スタガードメッシュを採用している。

流路を多数のコントロールボリュームに分割し、各コントロールボリューム内の水及び蒸気をそれぞれ一個の粒子(質点と考えても良い)と考えて流体運動を解析する。この方法はFLIC法(Fluid in Cell Method)又は大粒子モデル(Large Particle Model)、有限ボリューム法(Finite Volume Method)と呼ばれる手法に類似している。従来単相流解析に用いられていたため、一つのコントロールボリューム内に一個の粒子しか考えていなかったが、本解析モデルでは二個の粒子を考える点が異なる。コントロールボリューム間を移動する部分は移流項として、粒子の運動とは別個に考える。さらに相変化による相間の輸送も考慮する。

① 保存則

非平衡二流体モデルでは気相と液相の質量、運動量、エネルギーに関する保存則が必要であり、合計6個の方程式を基礎とする。本解析プログラムで用いている保存則は次の通りである。

(質量保存則)

$$\partial / \partial t (a_k \rho_k) + \nabla (a_k \rho_k v_k) = M_k \dots\dots\dots (1-1)$$

(運動量保存則)

$$\begin{aligned} & \partial / \partial t (\alpha_k \rho_k v_k) + \nabla (\alpha_k \rho_k v_k \cdot v_k) \\ & = -\alpha_k \nabla P + F_{wk} + F_{ik} + F_{vk} + \alpha_k \tau_k + \alpha_k \rho_k g + K_k \end{aligned}$$

(エネルギー保存則)

$$\begin{aligned} & \partial / \partial t (\alpha_k \rho_k (e_k + v_k^2 / 2)) + \nabla (\alpha_k \rho_k v_k (e_k + v_k^2 / 2 + P / \rho_k)) \\ & = \alpha_k \rho_k v_k g + U_k + q_k \dots\dots\dots (1-3) \end{aligned}$$

ここで

- | | |
|---|---|
| e : 比内部エネルギー (kJ/kg) | F _w : 壁面摩擦力 (N/m ²) |
| F _i : 相間摩擦力 (N/m ²) | F _v : 付加質量による力 (N/m ²) |
| g : 重力加速度 (N/s ²) | P : 圧力 (Pa) |
| q : 熱入力 (W/m ²) | v : 流速 (m/s) |
| t : 時間 (s) | τ : 剪断応力 (N/m ²) |
| K : 相変化による相間運動量輸送(kg/m ² ・s ²) | |
| M : 相変化による相間質量輸送(kg/m ² ・s) | |
| U : 相変化による相間エネルギー輸送(W/m ²) | |
| α : 体積率 (-) | ρ : 密度 (kg/m ³) |

[添字]

k : k = g のとき気相, k = 1 のとき液相

各相の体積比, 速度, 内部エネルギーは時間及び空間の小区間で平均した量である。

② 数値解法

本プログラムはRELAP5やTRACコードで用いられている差分法ではなく, コントロールボリューム法を用いて偏微分方程式を解く。但し, コントロールボリューム法と差分法との区別は明確でなく, 実際TRACコードの質量とエネルギーバランスに関する数値計算法はSIMAプログラムの数値計算法と類似している。

本プログラムの数値解法は二相流の保存則を次の形式に置き換えて計算するものである。

$$\partial / \partial t \phi + \nabla \phi = b \dots\dots\dots (1-4)$$

ここでφは保存される物理量, φはコントロールボリューム境界を通過して移

動する物理量の流れを表している。bは生成又は消滅する速度を表す。

上式をコントロールボリューム内で体積分して次式を得る。

$$d/dt \Phi + \int \phi dS = B \quad \dots\dots\dots (1-5)$$

ここでΦ及びBは、それぞれφ及びbを体積分した値である。

上式はコントロールボリューム内の保存量の変化速度が、コントロールボリュームに流入出するフラックス、生成又は消滅速度で表されることを表現している。時間に関する常微分方程式であるので、Euler法によってΦの時間変化を容易に計算することができる。これらの保存量からコントロールボリューム内の気液の速度やボイド率、圧力平均値を計算する事ができる。

この数値計算法は、差分法でよく利用されているスタガードメッシュと異なり、圧力と流速を同じ位置で定義するので計算結果が不安定になり易くなる。数値計算を安定化するため、Godunovを参考にしてコントロールボリューム間の輸送量の修正を行った。Godunov法は特に圧力や流速にジャンプがある場合に有効な差分法の一つであり、特性曲線法と密接な関係がある。コントロールボリューム内の流速を計算する時に無視された、境界面における局所的な圧力勾配を考慮してコントロールボリューム間の輸送量を次のように修正し、計算を安定化した。

$$\delta v k = \Omega (\nabla P_{local} - \nabla P_{ave}) / (2 a k \rho k) \cdot \Delta z \cdot \Delta t \quad \dots (1-6)$$

ここで

a_k : 音速 (m/s)

∇P_{local} : コントロールボリューム境界の局所圧力勾配 (Pa/m)

∇P_{ave} : コントロールボリューム内の平均圧力勾配 (Pa/m)

Δt : タイムステップ幅 (s)

$\delta v k$: コントロールボリューム中心と境界との流速の差 (m/s)

Δz : コントロールボリューム中心から境界までの距離 (m)

Ω : 安定化係数 (-)

安定化係数は1～2の値である。

(b) CALANDRIA-IIコード

圧力管型原子炉において無液面型カランドリアタンク内で圧力管・カランドリア管が同時破断した場合の長期間のカランドリアタンク内状態量過渡変化を解析することを目的とする。

① 解析モデル

図 5.2.2-2 に解析モデル図を示す。

カランドリアタンク内を気泡領域、重水領域、ヘリウムガス領域の 3 領域で扱い、各領域ごとに質量保存式、エネルギー保存式及び状態方程式を立て状態量を求める。

各領域のつながりは、気泡領域と重水領域では、破断口より放出された高温冷却材により形成される気泡領域の重水領域との境界における高温バルブ水の凝縮による重水領域への質量、エネルギーの移行を考える。重水領域と、ヘリウムガス領域では、断熱とし、体積変化及び蒸気分圧の変化を考える。

② 計算モデル

CALANDRIA-II コードの基本式を以下に示す。

(質量保存式)

$$\dot{W} = \sum G_{in} - \sum G_{out} \quad \dots \dots \dots (2-1)$$

(エネルギー保存式)

$$\dot{E} = \sum G_{in} \cdot h_{in} - \sum G_{out} \cdot h_{out} + \sum Q_{in} \quad \dots \dots \dots (2-2)$$

(状態方程式)

$$P = A \dot{W} + B \dot{E} + C \dot{V} \quad \dots \dots \dots (2-3)$$

ここで、

$$A = \frac{1}{J} \left[- \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) - v \right]$$

$$B = \frac{1}{J} \left[- \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) \right]$$

$$C = \frac{1}{J} \left[- \left\{ P \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) - 1 \right\} \right]$$

$$J = W \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right) + V \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)$$

W : 質量 (kg)

G_{in} : 流入流量 (kg/s)

G_{out} : 流出流量 (kg/s)

E : エネルギー (kg・m)

h_{in} : 流入エンタルピ (kg・m/kg)

h_{out} : 流出エンタルピー (kg・m/kg)

Q_{in} : 流入エネルギー (kg・m/s)

P : 圧力 (kg/m²)

V : 体積 (m³)

v : 比容積 (m³/kg)

(c) HIPWAPコード

圧力管とカランドリア管の同時破断時のカランドリアタンク内圧上昇を計算するためのコードであり、本コードは、CALANDRIA-IIコードに比べるとカランドリアタンク内の流体の運動方程式を解くため、タンク内の径方向の圧力分布の時間変化を求めることが可能である。また、ブローダウン水により形成される高温バブルの計算モデルに球対称一次元モデルと軸対称円筒一次元モデルの二種類がある。

① 球対称一次元モデル

a) 解析モデル

解析の基本モデルは、図5.2.2-3に示すように、カランドリアタンクを破断口を中心に半径R₀の球状に模擬し、球対称一次元の流体の運動方程式を解いてカランドリアタンク内各部の圧力変化を求める。

基本式は、次のとおりである。

(流体の運動方程式)

非圧縮性、球対称、一次元の流動方程式を用いる。

$$\left(\frac{\partial u}{\partial t}\right) + u \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} - \frac{1}{\rho} (K_1 u + K_2 u^2) \quad \dots (3-1)$$

ここで、

u : 流体の速度 (m/s) K_1, K_2 : 減衰係数

P : 流体の圧力 (Pa) r : 半径 (m)

ρ : 流体の密度 (kg/m³) t : 時間 (s)

右辺第2項が、流速の1乗及び2乗に依存する減衰項である。

(連続の式)

非圧縮性、球対称、一次元を仮定した次の式を用いる。

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 u) = 0 \quad \dots\dots\dots (3-2)$$

(ブローダウン水による高温バブル内の状態方程式)

$$\dot{P}_B = A \dot{W}_B + B \dot{E}_B + C \dot{V}_B \quad \dots\dots\dots (3-3)$$

ここで,

$$A = \frac{1}{J} \left[h \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) - v \right]$$

$$B = \frac{1}{J} \left[- \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) \right]$$

$$C = \frac{1}{J} \left[- \left\{ P \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right) - 1 \right\} \right]$$

$$J = W \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right) + V \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)$$

\dot{P}_B : 高温バブルの圧力変化 (Pa/s)

\dot{W}_B : 高温バブル内の質量変化 (kg/s)

$$= G_{IN} - G_{CND}$$

G_{IN} : ブローダウン量 (kg/s)

G_{CND} : 蒸気凝縮量 (kg/s)

\dot{E}_B : 高温バブルの内部エネルギー変化 (J/kg/s)

$$= G_{in} \cdot h_{in} - Q_{CND}$$

h_{IN} : ブローダウン水エンタルピ (J/kg)

Q_{CND} : 蒸気凝縮熱量 (J)

$$= A_{CND} \cdot h_{CND} \cdot \Delta T$$

A_{CND} : 凝縮表面積 (m²)

h_{CND} : 凝縮熱伝達率

ΔT : 凝縮表面温度差 (°C)

\dot{V}_B : 高温バブルの体積変化 (m³/s)

(体積変化のバランス式)

$$\dot{V}_B = B \cdot \dot{P}_C + u_L \cdot A_L \quad \dots\dots\dots (3-4)$$

ここで,

B : カランドリアタンク体積弾性率 ($= V/P$)(m^3/Pa)

P_c : カランドリアタンク壁圧力変化 (Pa/s)

u_L : 放出管内流速 (m/s)

A_L : 放出管流路断面積 (m^2)

(放出管内流動方程式)

$$\rho l u_L + \frac{\rho u_L^2}{2} (\zeta + f l/D) = P_c - P_H \quad \dots\dots\dots (3-5)$$

ここで,

$\zeta + f l/D$: 放出管流動抵抗係数

l : 液柱長さ

P_H : He層圧力 (Pa)

(He層圧力)

$$P_H = P_{H0} (V_{H0}/V_H)^k \quad \dots\dots\dots (3-6)$$

ここで,

P_{H0} : He層初期圧力 (Pa)

V_{H0} : He初期体積 (m^3)

k : 断熱指数

以上の(3-1~6)式を用いてカランドリアタンク内の圧力分布変化を計算する。カランドリアタンク内圧力 P_r は、(3-1)式を r について積分して以下の式より求められる。

$$P_r = P_a - \rho \alpha \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r} \right) + \rho \frac{\alpha^2}{2} \left(\frac{1}{R^2} - \frac{1}{r^2} \right) - K_1 \alpha \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r} \right) - \frac{K_2 \alpha^2}{3} \left(\frac{1}{R^3} - \frac{1}{r^3} \right)$$

$$(\alpha \equiv R^2/R) \quad \dots\dots\dots (3-7)$$

ここで,

P_r : 半径 r 位置の圧力 (Pa)

P_a : 高温バブル圧力 (Pa)

R : 高温バブル半径 (m)

R : 高温バブル半径の時間変化 (m/s)

r : 半径位置 (m)

(3-7) 式からわかるように、半径 r の位置の圧力 P_r は圧力源である高温バブルの圧力 P₀ に対して、高温バブル半径の変化加速度に依存する項 (右辺第 2 項 α の項) と変化速度に依存する項 (右辺第 3 項 α の項) 及び右辺第 4 項、第 5 項の高温バブルの半径の変化に伴う圧力減衰項が関与して決まることがわかる。

② 軸対称円筒一次元モデル

a) 解析モデル

解析の基本モデルは、図 5.2.2-4 に示すように、カランドリアタンクを破断口を中心に半径 R の円筒状に模擬し、軸方向スプリット破断口を中心とした軸対称円筒一次元の流体の運動方程式を解いてカランドリアタンク内各部の圧力変化を求める。

基本式は、次のとおりである。

(流体の運動方程式)

非圧縮性、軸対称、円筒一次元の流動方程式を用いる。

$$\left(\frac{\partial u}{\partial t}\right) + u \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} - \frac{1}{\rho} (K_1 u + K_2 u^2) \dots (3-8)$$

ここで、

u : 流体の速度 (m/s) K₁, K₂ : 減衰係数

P : 流体の圧力 (Pa) r : 半径 (m)

ρ : 流体の密度 (kg/m³) t : 時間 (s)

右辺第 2 項が、流速の 1 乗及び 2 乗に依存する減衰項である。

(連続の式)

非圧縮性、軸対称、円筒一次元を仮定した次の式を用いる。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u) = 0 \dots (3-9)$$

その他、高温バブル内の状態方程式等の基本式は、2.3.1 の球対称一次元の HIPWAP コードで用いた基本式 (3-3~6) と同じである。以上より、カランドリアタンク内圧力 P_r は、(3-8) 式を r について積分して以下の

式より求められる。

$$P_r = P_B - \rho \alpha \ln \left(\frac{r}{R} \right) + \rho \frac{\alpha^2}{2} \left(\frac{1}{R^2} - \frac{1}{r^2} \right) - K_1 \alpha \ln \left(\frac{r}{R} \right) - K_2 \alpha^2 \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r} \right)$$

($\alpha \equiv \dot{R} R$)

..... (3-7)

ここで,

P_r : 半径 r 位置の圧力 (Pa)

P_B : 高温バブル圧力 (Pa)

R : " 半径 (m)

\dot{R} : " " の時間変化 (m/s)

r : 半径位置 (m)

5.2.3 試験解析

試験解析は、ATR安全工学室において行われたカランドリアタンク内圧上昇試験（PTC-6）結果を用いて、CALANDRIA-II、HIPWAPによる試験解析を行う。

下表にPTC-6試験の試験時条件を示す。

試験ケース	破断予定圧力	破断長	備考
PTC-6	70kg/cm ²	部分長 1 m	平成4年10月実施

試験解析は以下の手順により進める。

- (1) 試験結果の分析
- (2) コード解析
 - (i) CALANDRIA-IIコード
 - (ii) HIPWAPコード（球対称次元モデル）
 - (iii) HIPWAPコード（軸対称円筒次元モデル）
- (3) 評価

なお、各コードの不確定パラメータは以下とする。

- (i) CALANDRIA-IIコード ……………凝縮熱伝達率
- (ii) HIPWAPコード ……………減衰定数, 凝縮熱伝達率

(1) PTC-6 試験結果

PTC-6 試験結果より試験解析の比較に用いる測定データを選定する。試験時圧力計設置位置を図5.2.3-1～2に示す。図5.2.3-1の中央にあるのが破断管で矢印は破断方向を示す。試験結果として、図5.2.3-3～4に破断き裂進展特性、図5.2.3-5及び6に径方向圧力特性、図5.2.3-7～10に周方向圧力特性を示す。また、図5.2.3-11にジェット力測定用圧力計測値を示す。

図5.2.3-5及び6に示すように、破断口からタンク壁に向かって特に圧力変化に有為な差はなく、破断口から距離に係わらずほぼ同じ値である。

破断口隣接管に着目すると破断直後の圧力ピークは破断口隣接管中央（破断開始点前"+0"）でしか見られない。測定点"+0"は破断開口部にあるのに対してこれより上側の測定点"+2", "+4"及び下側の測定点"-2", "-4"は破断開口端部より上方および下方

にあるためと考えられる。測定点"+2", "-2", "+4", "-4"における圧力挙動は同じ軸方向高さにある測定点の圧力挙動に類似している。

軸方向の圧力挙動はタンク上管板部を除いてほぼ同様の挙動を示す。全長破断試験のPTC-1及びPTC-2では軸方向に圧力挙動の差異が現れていたが部分長破断では有為な差はない。これは軸方向破断のため圧力管端部にき裂が届くまでの開口遅れが影響しているためと考えられる。

図5.2.3-7～9に示すように、水平断面における周方向特性に有為な差はなく、ほぼ同様の特性を示している。図5.2.3-10に示すように、タンク壁圧力変化において、上管板と防振板の間にある測定点でのみ周期の大きな振動現象が見られる。この位置は、カランドリアタンクの中で最も柔と考えられることから、タンク変形により生じているものと推定できる。

図5.2.3-11に示す測定結果で重ね書きされたグラフの差異がジェット力を示すものである。破断口に近い「破断管から2本目の圧力管部」の測定位置(PD-DIOR+0, PD-DIR45+0)でジェット力が測定されているが破断口から離れた「破断管から3本目の圧力管部」以降の部位では測定されなかった。

以上より、比較に用いる圧力変化を決定する。解析によるタンク内圧力挙動の試験結果の初期圧力上昇と圧力ピーク値の包絡性に着目する。

圧力の立上りが早く、圧力ピーク値を発生する位置として第1隣接管中央(PD-DIO+0)を選択する。第1隣接管中央以外の測定点は破断開始点からの距離の効果によりまったく異なる特性を示しているため、一次元コードHIPWAPで定義される第1隣接管とはみなさない。

カランドリアタンク壁圧力では有為な差異が見られないことからここでは周方向にPD-T0+0, PD-T270+0, PD-T315+0, を選択する。

(2) 破断放出量解析

CALANDRIA-II, HIPWAPの境界条件となるカランドリアタンク内への短時間の破断放出量変化は、試験では、直接測定することができない。このため、SIMAコードを用いて算定を行う。

(a) 解析条件

表5.2.3-1～2に主な解析条件を、図5.2.3-12に解析ノード分割図を示す。

破断放出量変化を求めるに当り、不確定な設定項目として、破断面積及び破断口開口速度がある。これらの設定上の考え方を以下に述べる。

① 破断面積

試験における破断口形状は複雑で試験結果をそのまま使用することはできない。本試験解析では以下のように設定した。

図5.2.3-13に開口部面積図を示す。解析では有効炉心を6ノード設定し、中央の2ノードについては圧力管全開と仮定した。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。

PTC-6試験時破断開口部測定結果を図5.2.3-4～5に示す。軸方向開口部長さは1.225mとする。

② 破断口開口速度

試験からは、得られたき裂進展速度を図5.2.3-4～5に示す。これを参考に開口速度を設定する。ここでは、カランドリア管の破断遅れ0.5秒を考慮し、中央2ノードは同時に開き始めるものとした。また、破断開始→全開までは試験結果からは推定できないため、PTC-1～4の試験解析と同様に6m/sとした。

図5.2.3-14に開口時間テーブルを示す。

(b) 解析結果

解析の結果の内、破断放出量を、図5.2.3-15に示す。破断後、圧力管内とカランドリアタンクの圧力差により、急激な破断放出が行われた後、圧力管内の圧力低下に従って放出量は減少する。破断放出量のピーク値は約900kg/sである。

(3) CALANDRIA-IIコード解析

(a) 解析条件

表5.2.3-3にCALANDRIA-IIコードの主な解析条件を示す。(解析モデル図は、図5.2.3-3参照)

解析パラメータの凝縮伝達率は以下のケースについて行う。

項 目	入 力 値
凝縮熱伝達率 (kcal/m ² ・h・°C)	5.0×10 ⁵
	1.0×10 ⁶
	2.0×10 ⁶
	3.0×10 ⁶

(b) 解析結果

CALANDRIAコードは、タンク内圧力を1点近似で求めるため、解析結果は(1)で示した2つの異なる特性を包絡する必要がある。

図5.2.3-16に第1隣接管部での圧力変化比較を、図5.2.3-17にタンク壁での圧力変化比較を示す。また、解析結果まとめ表を表5.2.3-4に示す。

第1隣接管圧力では凝縮熱伝達率を小さくしても圧力立ち上がり及びピーク圧力とも試験を包絡することはできない。また、タンク壁圧力は凝縮熱伝達率を小さくする事により近づくがピーク圧力発生後の圧力低下がほとんどなくなる。

部分長破断では全体の圧力挙動に比べて破断口付近の圧力上昇が顕著になっている。このため、CALANDRIA-IIコードのようにタンクの平均的な圧力をもとめる手法のコードでは模擬しきれないと考える。

(4) HIPWAPコード解析 (球対称モデル)

(a) 解析条件

HIPWAPコードの主な解析条件を表5.2.3-5に示す。また、解析モデル図は図5.2.3-3に示す。解析パラメータの減衰定数と凝縮熱伝達率は以下の値とする。

CASE No	減衰定数	凝縮熱伝達率
2-1	1.0×10 ⁴	8.6×10 ⁵ kcal/m ² ・h・°C
2-2	2.0×10 ⁴	
2-3	3.0×10 ⁴	
2-4	2.0×10 ⁴	4.3×10 ⁵ kcal/m ² ・h・°C
2-5		2.2×10 ⁵ kcal/m ² ・h・°C

(b) 解析結果

解析結果まとめ表を表5.2.3-6に示す。減衰定数をパラメータとした結果のうち、図5.2.3-18に第1隣接管部での圧力変化を、図5.2.3-19にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。凝縮熱伝達率をパラメータとした結果のうち、図5.2.3-20に第1隣接管部での圧力変化を、図5.2.3-21にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。

減衰定数をパラメータとした結果では、第1隣接管部圧力では図5.2.3-18に示すようにケース2-2（減衰定数： 2.0×10^4 ）で試験に対して約 1 kg/cm^2 保守側の値でよくあっている。タンク壁圧力ではケース2-1（減衰定数： 2.0×10^4 ）が試験値に対して若干保守側のよく一致した値となる。減衰定数は隣接管部圧力ピークとタンク壁部圧力ピークに対して逆位相の特性感度を持っていること、かつ球対称モデルは減衰定数の第1隣接管部圧力に対する圧力感度が大きいことから、減衰定数で第1ピークはよく一致するが、ピーク発生後の挙動がことなる。

凝縮熱伝達率は減衰定数のパラメータ解析で最も良い特性を示した減衰定数： 2.0×10^4 を用いてパラメータ解析を実施する。タンク壁部はケース2-5（凝縮熱伝達率： $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）で試験結果とほぼ同値となる。第1隣接管では、ピーク圧力はほぼ同じで圧力の低下が遅くなる。

(5) HIPWAPコード解析（軸対称モデル）

(a) 解析条件

HIPWAPコードの主な解析条件を表5.2.3-7に示す。また、解析モデル図は図5.2.3-4に示す。解析パラメータの減衰定数と凝縮熱伝達率は以下の値とする。

CASE No.	減衰定数	凝縮熱伝達率
3-1	2.0×10^4	$8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$
3-2	3.0×10^4	
3-3	4.0×10^4	
3-4	2.0×10^4	$4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$
3-5	3.0×10^4	
3-5	4.0×10^4	

(b) 解析結果

解析結果まとめ表を表 5.2.3-8 に示す。凝縮熱伝達率 $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合に減衰定数をパラメータとした結果のうち、図 5.2.3-22 に第 1 隣接管部での圧力変化を、図 5.2.3-23 にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。凝縮熱伝達率 $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合に減衰定数をパラメータとした結果のうち、図 5.2.3-24 に第 1 隣接管部での圧力変化を、図 5.2.3-25 にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。

凝縮熱伝達率 $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合に減衰定数をパラメータとした結果では、第 1 隣接管部圧力部ではケース 3-1 (減衰定数: 2.0×10^4) で試験値にほぼベストフィットする。タンク壁圧力もケース 3-1 で第 1 ピークはよく一致する。

凝縮熱伝達率 $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合に減衰定数をパラメータとした結果はピーク圧力値の観点で第 1 隣接管部及びタンク壁部とも試験結果によく一致している。凝縮熱伝達率 $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合と $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合でピーク圧力値はほぼ同じであるが圧力の低下状態が異なる。凝縮熱伝達率 $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ の場合ではタンク壁圧は負圧近傍まで低下しており、他の PTC-試験解析ではタンク壁圧は負圧となる可能性がある。よって凝縮熱伝達率は $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ のほうが良いと考える。

(6) 検 討

今回の P T C - 6 試験（部分長破断，破断圧力約81kg/cm²）と前年度までに実施済の P T C - 1 ~ 4 試験の試験結果及び解析結果の比較により以下のことが考えられる。

- (a) P T C - 1 ~ 3 試験結果の全体的な挙動として見たときのピーク値は破断口近傍とその他の部位で（圧力挙動は異なるものの）ほぼ同じである。しかし，前回の P T C - 4 試験及び今回の P T C - 6 試験では破断口近傍の圧力ピーク値は他の部位に比べて明らかに高くなっている。これは破断圧力が高いためにジェット力が大きいことによると考えられる。
- (b) P T C - 3 と P T C - 4（部分長破断 1 m）を比較すると破断長は同じで破断圧力が異なっている。S I M A 解析結果によると P T C - 3 と P T C - 4 のピーク圧力発生時点までに放出される総流量はほぼ同じであり，H I P W A P 解析の差異は主として冷却材エンタルピ（保有エネルギー）の差異によるものと考えられる。これは全長破断の P T C - 1 及び P T C - 2 の比較でも同様である。P T C - 6 では破断長が P T C - 3 と P T C - 4（部分長破断 1 m）よりやや長い（約1.2m）ため直接比較はできない。
- (c) (2)~(4)項で C A L A N D R I A - II 及び H I P W A P コードの不確定パラメータに対する感度解析を実施した。この不確定パラメータは破断長及び破断圧力にかかわらず同一の設置値を用いて解析できることが必要である。これより解析に適應するパラメータ値を決定し，実施済みの P T C - 1 ~ 4 試験結果を含めて圧力挙動が模擬できることを確認する。

C A L A N D R I A - II コードは(2)項で述べたように試験のパラメータの設定値にかかわらず，試験を模擬できないことから本項での検討は行わない。H I P W A P コードは球対称一次元モデルと軸対称円筒一次元モデルで有為な差がないことから2つのモデルについて検討する。(3)項及び(4)項の検討より不確定パラメータは以下の値とする。

解析モデル	減衰定数(-)	凝縮熱伝達率 (kcal/m ² ・h・°C)
球対称一次元	2.0×10 ⁴	4.3×10 ⁵
軸対称円筒一次元	2.0×10 ⁴	4.3×10 ⁵

本設定値によるHIPWAPコード球対称一次元モデル解析結果を図5.2.3-26～35に、軸対称円筒一次元モデル解析結果を図5.2.3-36～45に示す。

同じ不確定パラメータを用いて行ったPTC-3（破断圧力：約25kg/cm²）、PTC-4（破断圧力：約50kg/cm²）及びPTC-6（破断圧力：約80kg/cm²）の確認解析結果に見られるように破断圧力が低い程、解析結果の圧力ピーク値は試験結果に対して裕度が大きくなる。これより本報告で決定している不確定パラメータは設定に使用したPTC-6試験条件下の圧力領域で用いれば評価した圧力ピーク値は保守な値であると考えられる。

本報告で決定している不確定パラメータにおいて破断圧力約81kg/cm²のとき、球対称一次元モデル、軸対称円筒一次元モデルともほぼベストフィットの値となっており、解析時の破断圧力が小さい程、ピーク圧力予測値は保守性が大きくなる。

5.2.4 実機解析

前項で得られた、不確定パラメータ値（凝縮熱伝達率、減衰定数等）を用いて、実機の全長破断時及び部分長1m破断時の解析を行う。

(1) 境界条件解析

5.2.3(2)項と同様にCALANDRIA-II, HIPWAPへの境界条件となるカランドリアタンクへの破断放出量変化をSIMAコードを用いて算定を行う。

(a) 解析条件

表5.2.4-1～2に主な解析条件を、図5.2.4-1に全長破断時解析ノード分割図を図5.2.4-3に部分長破断時解析ノード分割図を示す。

破断放出流量に影響があると考えられるのは、初期クオリティ分布、熱出力、破断面積及び破断口開口速度である。これらの設定について以下に述べる。

① 初期クオリティ分布

圧力管内のクオリティは、その値が低い程、破断放出量は大きくなる。合理化設計における実機の圧力管出口クオリティの最低値は約0.5%であり、これからチャンネル内平均クオリティはこの半分以下と考えられる。以上より、本解析での初期クオリティは零とする。

② 熱出力

①と同様に破断放出量を大きく見積もるためには熱出力は低い値を設定する必要があること、及び本解析がごく短時間で出力の影響が小さいと考えられることからここでは非発熱（熱出力：0）とする。

③ 破断面積

図5.2.4-2及び4に破断開口部解析モデルを示す。図5.2.4-5に全長破断時開口時間テーブルを図5.2.4-6に部分長1m破断時開口時間テーブルを示す。

全長破断時の解析では、開口部を6ノード設定し、中央の4ノードについては圧力管全開とし、両端の各1ノードは1/2開口と仮定する。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。また、軸方向開口部長さは3.7mとする。中央4ノードは同時に開き始め両端のノードについては約1.5ms遅れて開き始めるものとした。

部分長1m破断時の解析では、開口部を6ノード設定し、中央の2ノード（1

m) について圧力管全開とする。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。また、軸方向開口部長さは1.0mとする。

④ 破断口開口速度

破断口開口速度は、破断開口部にある冷却材放出を妨げない程度に速く開けば圧力ピーク値への影響は無いと考える。よって試験解析時と同条件の「破断開始→全開まで6ms」とした。

(b) 解析結果

解析結果の内、境界条件となる破断放出量の全長破断時の結果を図5.2.4-7に、部分長破断時の結果を図5.2.4-8に示す。

全長破断及び部分長破断試験時の破断放出流量（PTC-1～4試験SIMA解析結果参照）と比べると、圧力管内圧力が高い為、破断放出流量の立ち上がりが速いが、放出量の低下も速くなっている。これは、破断放出総量が圧力管内の冷却材保有水量により決まるためと考えられる。

今回のPTC-6と実機部分長は破断条件が似ている。両者を比べるとPTC-6試験の方がき裂長が長い（試験約1.2m、実機約1m）こと、破断圧力が高い（試験約81kg/cm²、実機約73kg/cm²）ことから破断放出量ピーク値は試験のほうが実機より高めの値となる。

(2) 内圧上昇解析

①項で得られた破断放出量変化を用いて、CALANDRIA-IIコード、及びHIPWAPコードによるカランドリアタンク内圧上昇解析を行う。

(a) 解析条件

表5.2.4-3にCALANDRIA-IIコードの解析条件を、表5.2.4-4にHIPWAPコード（球対称一次元モデル）の解析条件を、表5.2.4-5にHIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）の解析条件を示す。

解析に使用する不確定パラメータは以下とする。

・CALANDRIA-IIコード

凝縮熱伝達率： 1.0×10^3 kcal/m²・h・°C

・HIPWAPコード（球対称一次元モデル）

減衰定数： 2.0×10^4

凝縮熱伝達率： $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$

・HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）

減衰定数　　： 2.0×10^4

凝縮熱伝達率： $4.3 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$

(b) 解析結果

解析結果のまとめを表5.2.4-6及び7に示す。全長破断時解析結果を図5.2.4-9～11に、部分長1m破断時解析結果を図5.2.4-12～14に示す。

実機カランドリアタンクの健全性を保つためには、静的な圧力評価では約 $12 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 以下である必要があるが、表5.2.4-6及び7に示すように今回のカランドリアタンク（壁）圧力予測値はこれを超えている。評価上の実機に対する今後の検討としては、カランドリア管弾性率の考慮があり、これにより、若干の圧力低減が期待できると考える。また、今後動的な圧力評価によるタンク健全性評価手法についても検討を進めておく必要があると思われる。

5.2.5 NCI-1 試験予備解析

平成5年度に実施予定のカランドリア構造物健全性試験（部分長0.3m破断，破断圧力74kg/cm²）の予備解析を実施し，試験タンクの健全性について検討する。

(1) 解析条件

本解析は破断時の圧力が異なる以外は5.2.3章で行った試験解析と同じ手法及び解析条件にて実施する。破断条件は部分長0.3m破断とし，開口巾は燃料集合体外層燃料要素隙間の合計値とする。炉心部圧力は74kg/cm²・gとし，冷却材は約280℃のサブクール状態（冷却材エンタルピー約295kcal/kg）とする。

解析コードはHIPWAPコードを用い，球対称一次元モデルと軸対称円筒一次元モデルの2つのモデルで実施する。

(2) 解析結果

解析結果として，破断放出流量変化（SIMA解析結果）を図5.2.5-1に，HIPWAPコード（球対称一次元モデル）解析結果を，図5.2.5-2に，HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）解析結果を図5.2.5-3に示す。また，解析結果まとめ表を表5.2.5-1に示す。

タンク壁部圧力は球対称一次元モデル及び軸対称一次元モデルとも約10kg/cm²・aとなる。

5.2.6 結 論

- (1) P T C - 6 試験（部分長破断，破断圧力約81kg/cm²）は実施済みのP T C - 試験と比較して圧力ピーク値が高くなること及び破断口部の圧力上昇が顕著であること以外は，圧力特性に大きな差異は見られない。
- (2) P T C - 6 実験解析において，C A L A N D R I A - II，H I P W A P（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）のうち，H I P W A P（軸対称円筒一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）が実験結果によく一致すると考える。このうち，球対称一次元モデル，軸対称円筒一次元モデルとも破断圧力約81kg/cm²でベストフィットに近い結果を得た。
- (3) H I P W A P（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）コードで不確定パラメータ（減衰定数及び凝縮熱伝達率）に同一の値を用いてP T C - 1～6 試験を模擬できることを確認した。
- (4) H I P W A P（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）コードを用いて実機解析を実施し，タンク壁部圧力は全長破断時で約20kg/cm²・a，部分長1 mで約12kg/cm²・a との結果を得た。
- (5) N C I - 1 試験予備解析を行い，解析予測としてタンク壁部圧力約10kg/cm²・a を得た。

5.2.7 今後の課題

- (1) 実機内圧評価の圧力低減対策として、カランドリア管弾性率を考慮に取り込む方向で検討することが望ましい。

- (2) 実機カランドリアタンク健全性評価として、動的圧力健全性評価による手法検討を行っておく必要がある。

5. 2. 8 参考文献

(1) 湊 明彦, 内藤 正則, コントロールボリューム法による 1 次元非平衡二相流の
解析 : 原子力学会誌, 29 卷 4 号, pp. 319~327 (1987)

(2) Minato, A., Kawabe, R., Numerical Analysis Method for Two-Dimensional
Two-Fluid Model Using Control Volume Formulation : J. Nucl. Sci. Tech.,
Vol. 25, No. 12, pp. 901~913 (1988)

表5.2.3-1 PTC-6試験SIMA解析条件

項目	解析使用値	備考
破断面積	0.054m ²	試験測定値
破断口開口速度	6msで全開	
放出係数	1.0	
境界条件	S/D, W/D圧力	
炉心部発熱量	0.0	
カランドリアタンク内圧力	1.0×10 ⁵ Pa	

表5.2.3-2 試験ループ形状データ (SIMAコード入力値)

項目	内径 (m)	長さ (m)	流路面積 (m ²)
入口管 (4 B)	9.71×10 ⁻²	74.5	7.41×10 ⁻³
入口管 (2 B)	4.95×10 ⁻²	2.5	1.92×10 ⁻³
圧力管下部延長部	1.78×10 ⁻²	11.9	3.04×10 ^{-3*}
炉心部	9.32×10 ⁻³	3.7	4.79×10 ⁻³
圧力管上部延長部	6.0×10 ⁻²	5.5 **	2.83×10 ^{-3*}
出口管 (3 B)	7.39×10 ⁻²	2.2	4.29×10 ⁻³
出口管 (4 B)	9.71×10 ⁻²	63.8	7.41×10 ⁻³

* 最小流路面積とした。

** 保有水量と最小面積より求めた。

表5.2.3-3 PTC-6試験解析CALANDRIA-II解析条件

分類	項目	値	備考
カランドンリク	(1) 高さ (2) 内径 (3) 保有水体積 (4) 圧力管体積占有率 (5) 表面占有率	4.47m 3.251m 29.5m ³ 0.359 0.641	
ヘリウム配管	(1) 本数 (2) 長さ (3) 断面積 (4) 等価径 (5) 高低差 (6) 局所圧損係数 (7) 摩擦係数 (8) 取付位置 (9) 破断部との距離	1本 1.479m/0.973m 0.52593m ² /0.2593m ² 0.5746m/0.5746m 0.0m/0.973m 1.0 コード内計算 3.935m 1.7m	
初期値	(1) He圧力 (2) He温度 (3) 重水水位 (4) 重水温度 (5) バブル体積 (6) バブル圧力 (7) バブルエンタルピ	1.033kg/cm ² ・a 70°C 0.626m 70°C 1×10 ⁻⁴ m ³ 1.2kg/cm ² ・a 304kcal/kg	R/D配管内水位
境界条件その他	(1) ブローダウン流量 (2) ブローダウンエンタルピ (3) 重水系流出流量 (4) 重水系流入流量 (5) 重水内部発熱 (1) ラプチャディスク作動圧 (2) タイムステップ幅 (3) 構造材熱容量	図3.2-4 304kcal/kg 0.0kg/s 0.0kg/s 0.0kg/m ³ ・s 2.38kg/cm ² ・a 0.0001s 考慮せず	S I M A解析結果

表5.2.3-4 PTC-6試験解析CALANDRIA-IIコード解析結果

解析ケース	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	タンク弾性率 m ⁵ /kg	カランドリアタンク内圧力
CASE 1-1	0.5×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	14kg/cm ² ・g
CASE 1-2	1.0×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	13kg/cm ² ・g
CASE 1-3	2.0×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	12kg/cm ² ・g
CASE 1-4	3.0×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	11kg/cm ² ・g

表5.2.3-5 PTC6試験HIPWAPコード解析条件
-球対称一次元モデル-

項 目	解 析 使 用 値
カランドリアタンク体積	29.5m ³
カランドリアタンク半径	1.971m
R/D配管断面積	0.2593m ²
R/D配管等価直径	0.5746m
気泡の初期半径	内部計算
気泡の初期圧力	1.452×10 ⁵ Pa
R/D配管内初期水位	0.626m
破断放出量	図3.2-4参照 *
破断流エンタルピ	304kcal/kg

* SIMA解析結果。

表 5.2.3-6 PTC-6 試験HIPWAPコード (球対称一次元モデル) 解析結果

解析ケース	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/cm ² ・h・°C	減衰定数	タンク弾性率 m ² /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 2-1	球対称一次元	8.6×10 ⁵	1.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	23kg/cm ² ・g	18kg/cm ² ・g
CASE 2-2	球対称一次元	8.6×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	28kg/cm ² ・g	16kg/cm ² ・g
CASE 2-3	球対称一次元	8.6×10 ⁵	3.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	32kg/cm ² ・g	14kg/cm ² ・g
CASE 2-4	球対称一次元	4.3×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	28kg/cm ² ・g	16kg/cm ² ・g
CASE 2-5	球対称一次元	2.2×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	28kg/cm ² ・g	17kg/cm ² ・g

表5.2.3-7 PTC-6試験HIPWAPコード解析条件
 -軸対称円筒モデル-

項 目	解 析 使 用 値
カランドリアタンク体積	29.5m ³
カランドリアタンク半径	1.45m
R/D配管断面積	0.2593m ²
R/D配管等価直径	0.5746m
気泡の初期半径	内部計算
気泡の初期圧力	1.452×10^5 Pa
R/D配管内初期水位	0.626m
破断放出量	図3.2-4参照 *
破断流エンタルピー	304kcal/kg
破断口開口長さ	1.225m

* S I M A解析結果。

表 5.2.3-8 PTC-6 試験HIPWAPコード (軸対称円筒一次元モデル) 解析条結果

解析ケース	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	減衰定数	タンク弾性率 m ² /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 3-1	軸対称円筒一次元	8.6×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	16kg/cm ² ・g
CASE 3-2	軸対称円筒一次元	8.6×10^5	3.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	14kg/cm ² ・g
CASE 3-3	軸対称円筒一次元	8.6×10^5	4.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	13kg/cm ² ・g
CASE 3-4	軸対称円筒一次元	4.3×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	17kg/cm ² ・g
CASE 3-5	軸対称円筒一次元	4.3×10^5	3.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	15kg/cm ² ・g
CASE 3-6	軸対称円筒一次元	4.3×10^5	4.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・g	14kg/cm ² ・g

表5.2.4-1 主な解析条件 (S IMAコード実機解析)

項 目	値	備 考
破断面積	0.136m ²	
破断口開口速度	6msで全開	
放出係数	1.0	
境界条件	71.0×10 ⁵ Pa 78.0×10 ⁵ Pa	S/D圧力 S/D圧力
炉心部発熱量	0.0	
カランドリアタンク内圧力	1.0×10 ⁵ Pa	

表5.2.4-2 実機ループ形状データ (S IMAコード入力値)

項 目	内 径 (m)	長 さ (m)	流路面積 (m ²)
入口管	4.95×10 ⁻²	2.5	1.92×10 ⁻³
圧力管下部延長部	1.78×10 ⁻²	11.9	3.04×10 ^{-3*}
炉心部	9.32×10 ⁻³	3.7	4.79×10 ⁻³
圧力管上部延長部	6.0×10 ⁻²	5.5 **	2.83×10 ^{-3*}
出口管	7.39×10 ⁻²	2.2	4.29×10 ⁻³

* 最小流路面積とした。

** 保有水量と最小面積より求めた。

表5.2.4-3 実機解析CALANDRIA-II解析条件

分類	項目	値	備考
カラントドンリク	(1) 高さ (2) 内径 (3) 保有水体積 (4) 圧力管体積占有率 (5) 表面占有率	4.47m 6.999m 172m ³ 0.359 0.641	
ヘリウム配管	(1) 本数 (2) 長さ (3) 断面積 (4) 等価径 (5) 高低差 (6) 局所圧損係数 (7) 摩擦係数 (8) 取付位置 (9) 破断部との距離	1本 2.75m/13.49m 0.2593m ² /0.2593m ² 0.5746m/0.5746m 0.0m/0.973m 1.0 コード内計算 3.935m 1.7m	
初期値	(1) He圧力 (2) He温度 (3) 重水水位 (4) 重水温度 (5) バブル体積 (6) バブル圧力 (7) バブルエンタルピ	1.033kg/cm ² ・a 70℃ 7.49m 70℃ 1×10 ⁻⁴ m ³ 1.2kg/cm ² ・a 305kcal/kg	R/D配管内水位
境界条件その他	(1) ブローダウン流量 (2) ブローダウンエンタルピ (3) 重水系流出流量 (4) 重水系流入流量 (5) 重水内部発熱 (1) ラプチャディスク作動圧 (2) タイムステップ幅 (3) 構造材熱容量	図4.2-5及び6 305kcal/kg 0.0kg/s 0.0kg/s 0.0kg/m ³ ・s 2.5kg/cm ² ・a 0.0001s 考慮せず	S I M A解析結果

表5.2.4-4 実機HIPWAPコード解析条件 -球対称一次元モデル-

項 目	解 析 使 用 値
カランドリアタンク体積	172m ³
カランドリアタンク半径	3.45m
R/D配管断面積	0.2593m ²
R/D配管等価直径	0.5746m
気泡の初期半径	内部計算
気泡の初期圧力	1.57×10 ⁵ Pa
R/D配管内初期水位	7.49m
破断放出量	図4.1-5 (全長) *
	図4.1-6 (部分) *
破断流エンタルピ	305kcal/kg

* SIMA解析結果。

表5.2.4-5 実機HIPWAPコード解析条件 一軸対称円筒一次元モデル

項 目	解 析 使 用 値
カランドリアタンク体積	172m ³
カランドリアタンク半径	3.85m
R/D配管断面積	0.2593m ²
R/D配管等価直径	0.5746m
気泡の初期半径	内部計算
気泡の初期圧力	1.57×10 ⁵ Pa
R/D配管内初期水位	7.49m
破断放出量	図4.1-5 (全長) * 図4.1-6 (部分) *
破断流エンタルピ	305kcal/kg
破断口開口長さ	3.7m及び1.0m

* S I M A解析結果。

表5.2.4-6 実機圧力管破断時CALANDRIA-IIコード解析結果

解析ケース	破断長 (m)	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	タンク弾性率 m ⁵ /kg	カランドリアタンク内圧力
CASE 4-1	3.7	1.0×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	13kg/cm ² ・a
CASE 4-4	1.0	1.0×10 ⁶	2.83×10 ⁻⁸	7kg/cm ² ・a

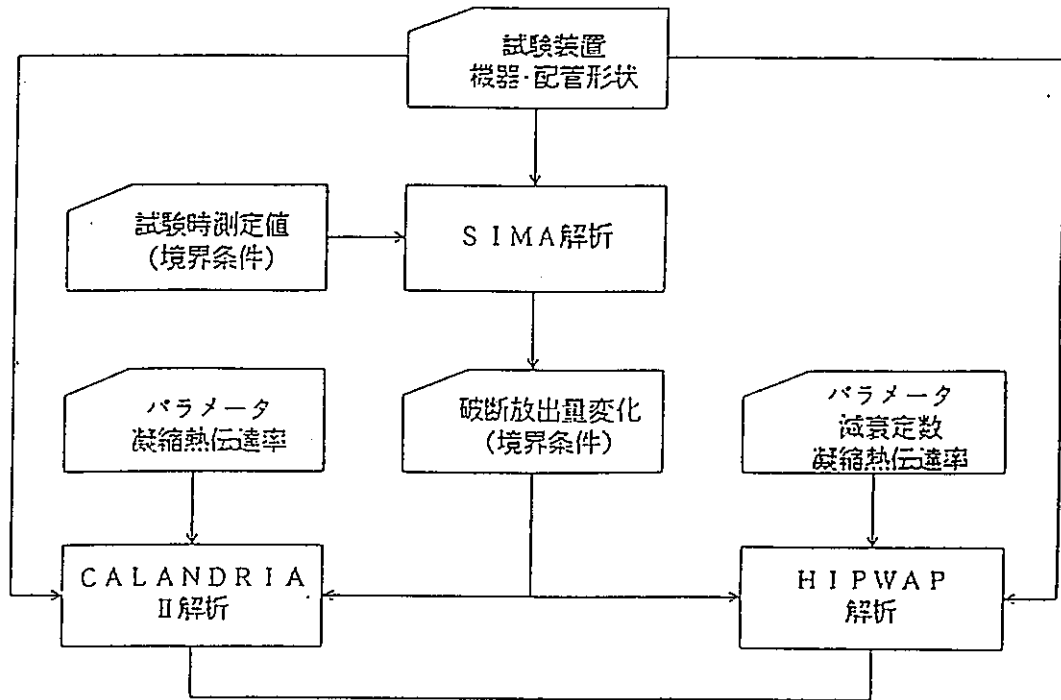
表 5.2.4-7 実機圧力管破断時HIPWAPコード解析結果

解析ケース	破断長 (m)	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	減衰定数	タンク弾性率 m ³ /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 4-2	3.7	球対称一次元	4.3×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	34kg/cm ² ・a	19kg/cm ² ・a
CASE 4-3	3.7	軸対称一次元	4.3×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	27kg/cm ² ・a	21kg/cm ² ・a
CASE 4-5	1.0	球対称一次元	4.3×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	21kg/cm ² ・a	12kg/cm ² ・a
CASE 4-6	1.0	軸対称一次元	4.3×10^5	2.0×10^4	1.073×10^{-7}	28kg/cm ² ・a	12kg/cm ² ・a

表5.2.5-1 NCI-1試験時HIPWAPコード予測解析結果

解析ケース	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・℃	減衰定数	タンク弾性率 m ³ /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 5-1	球対称一次元	4.3×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	21kg/cm ²	10kg/cm ²
CASE 5-2	軸対称一次元	4.3×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	16kg/cm ²	10kg/cm ²

試験解析



実機解析

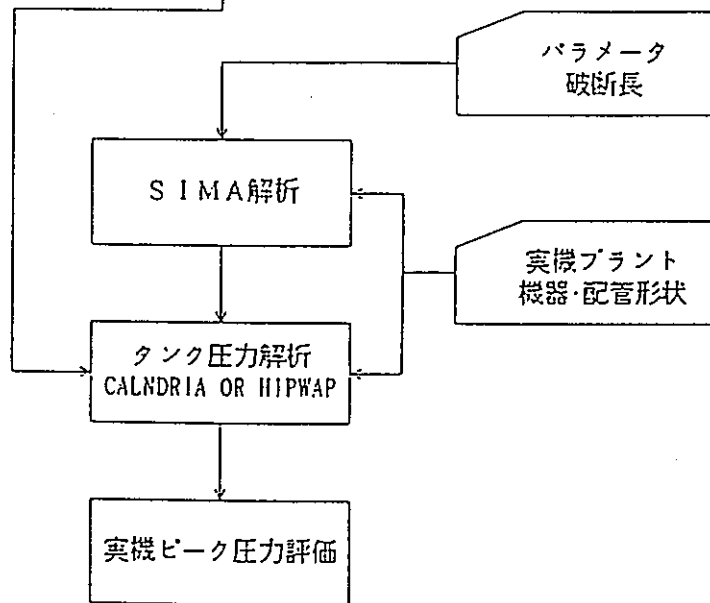


図5.2.2-1 圧力管破断（カランドリア管健全時）ピーク圧力評価フロー

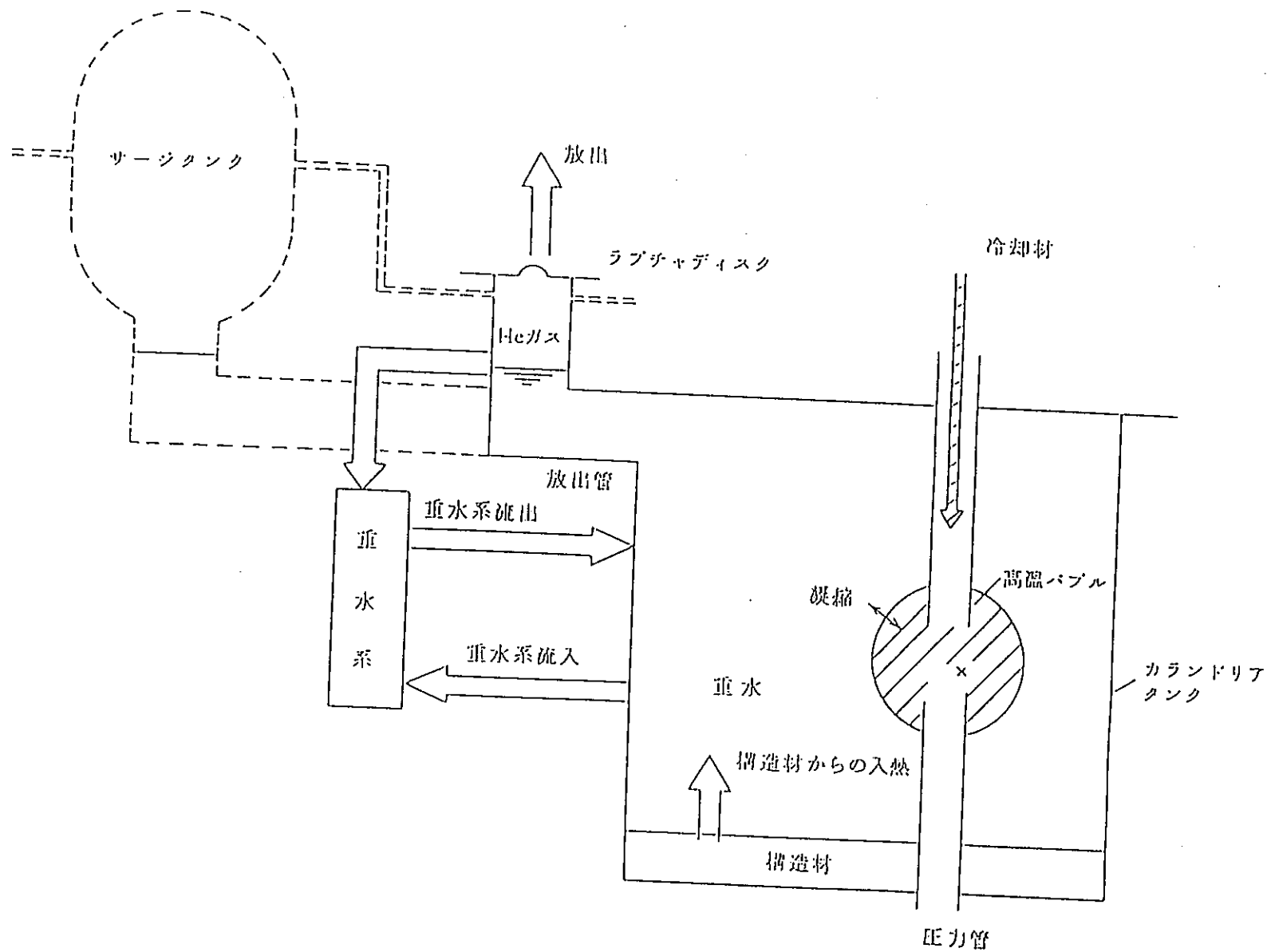


図5.2.2-2

CALANDRIA-IIコード解析モデル

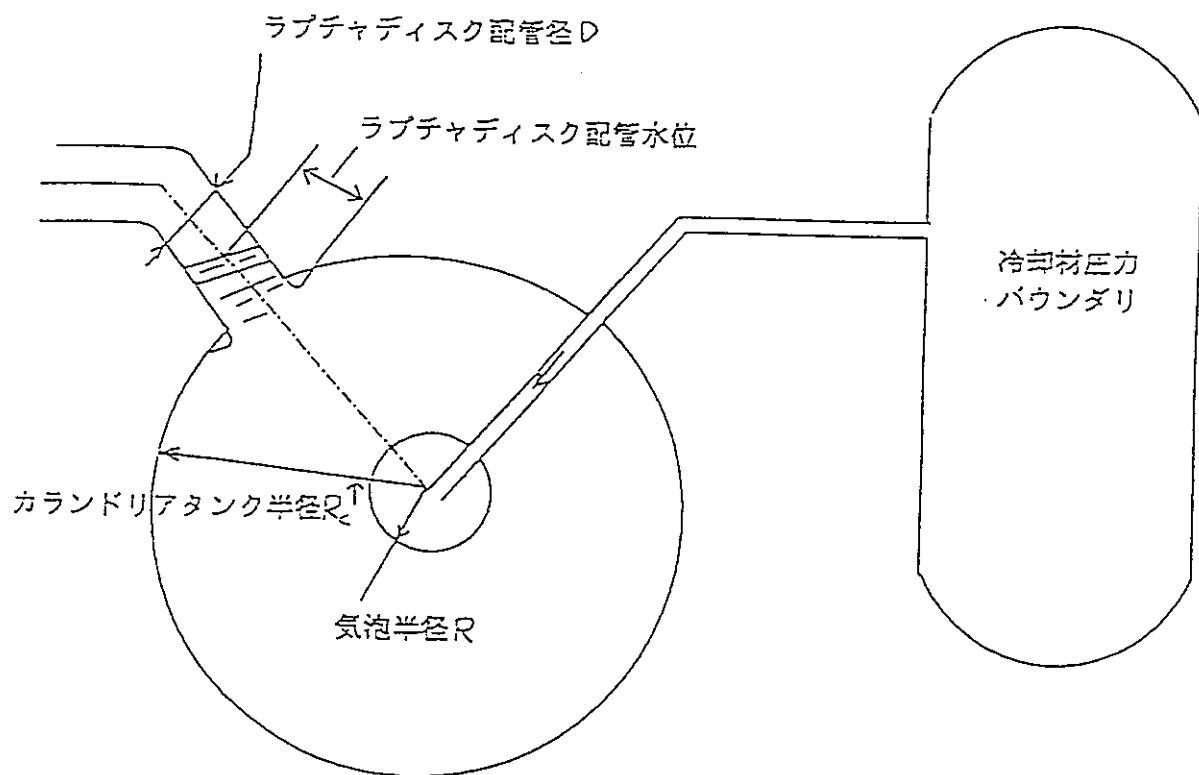


図5.2.2-3

HIPWAPコード解析モデル (球対称一次元)

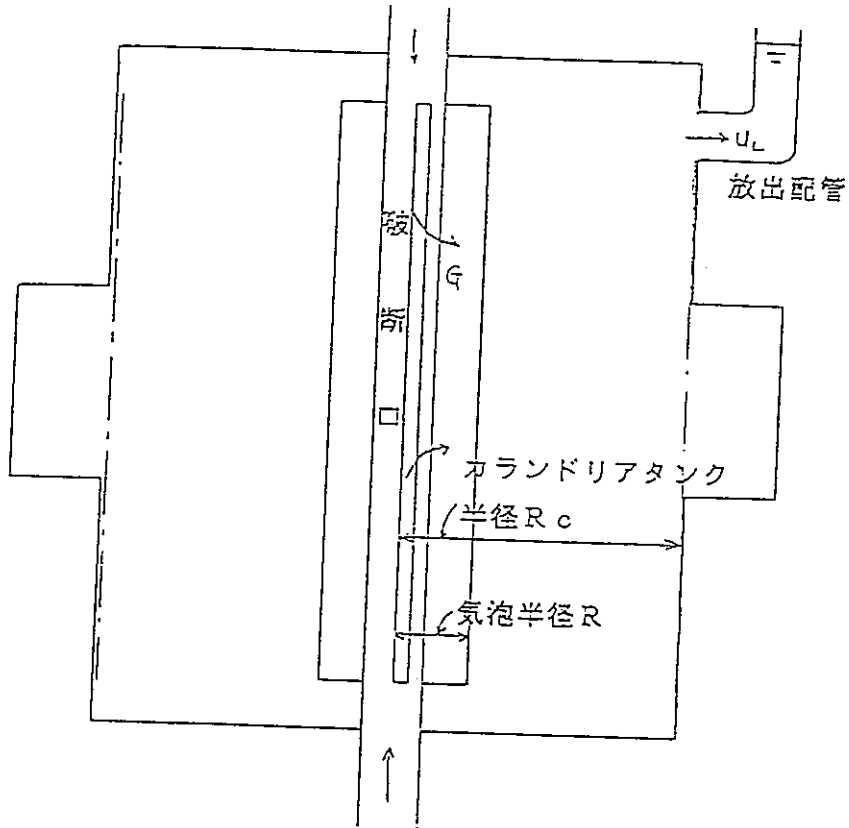


図5.2.2-4 HIPWAPノード解析モデル (軸対称円筒一次元)

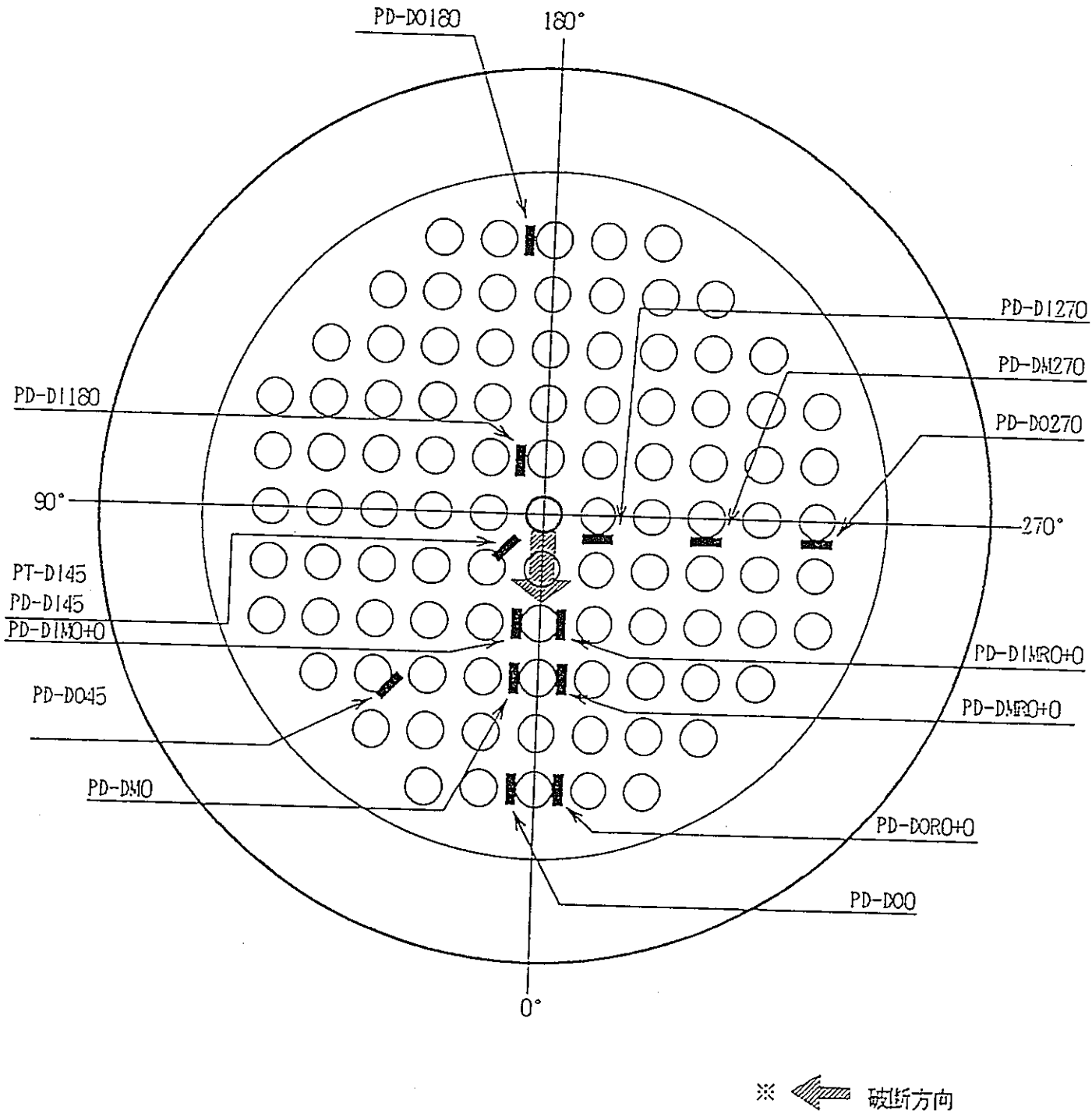


图5.2.3-1 PTC 6 试验时压力计径方向设置位置

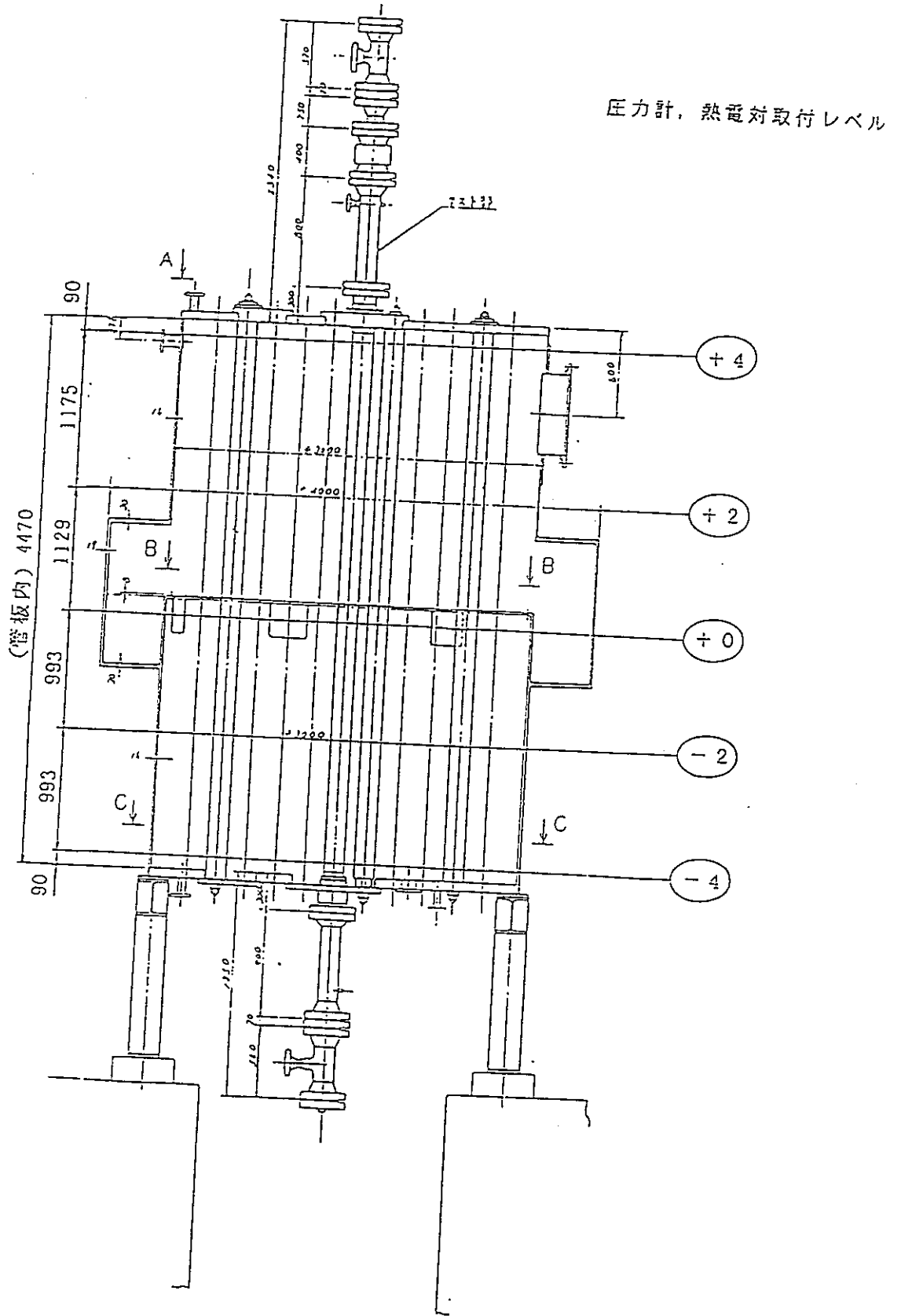


図5.2.3-2 PTC 6 試験時圧力計軸方向設置位置

(2:13/15, 15:50)

(μsec)

1.1	40.0511	557.51
1.2	177.0513	638.01
1.3	331.0513	1170.01
1.4	589.5514	1485.01
1.5	1261.5515	1620.01
1.6	2191.5516	588.51
1.7	75.5117	588.01
1.8	497.5118	1231.01
1.9	878.5119	1459.51
1.10	1290.0120	1742.01

庄 力 音

第 6 回 内 圧 上 昇 試 験

平成 9 年 10 月 15 日

PTC6-8

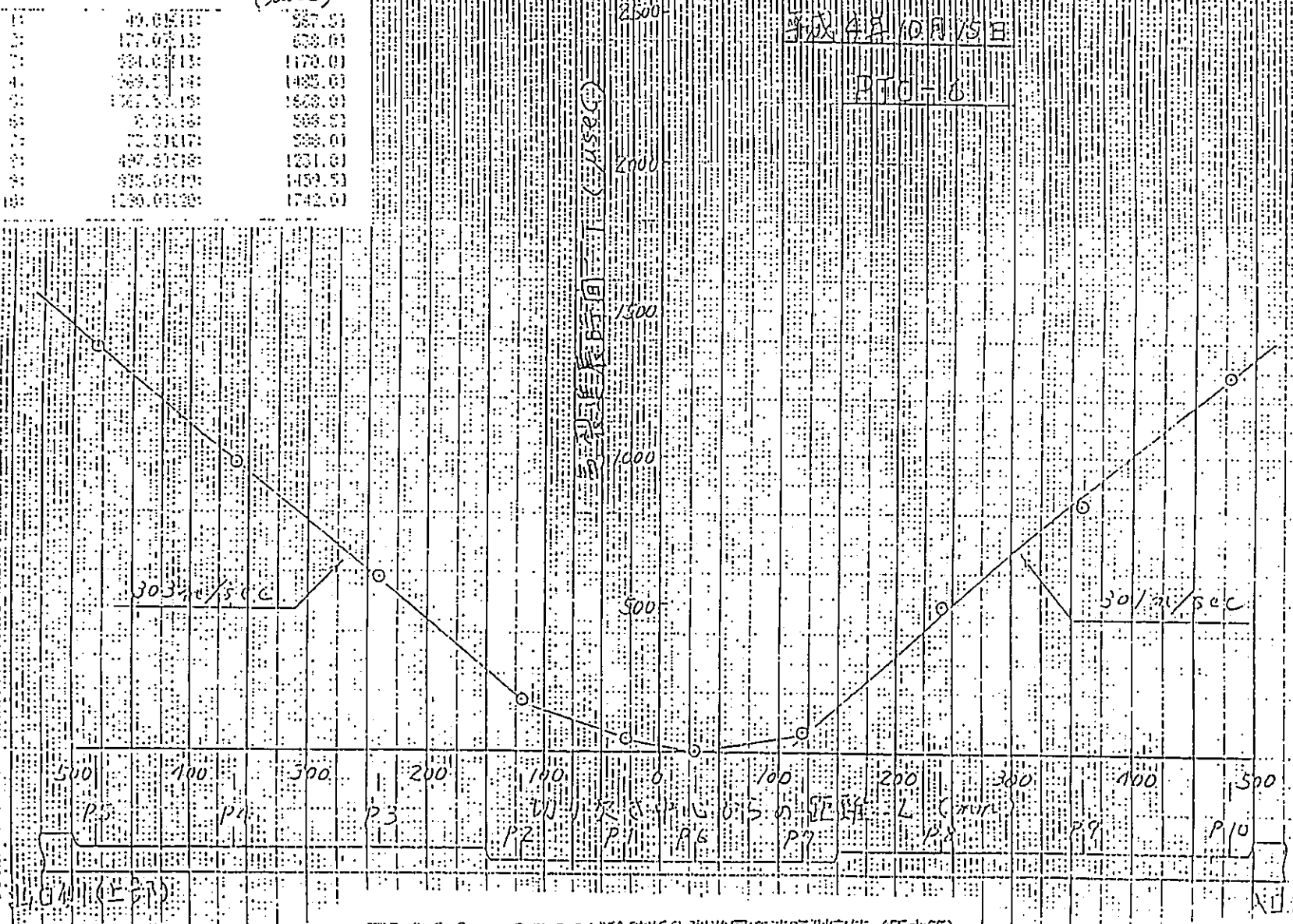


図 5. 2. 3-3 PTC6 試験破断応力(進展変位測定値) (FF力5%)

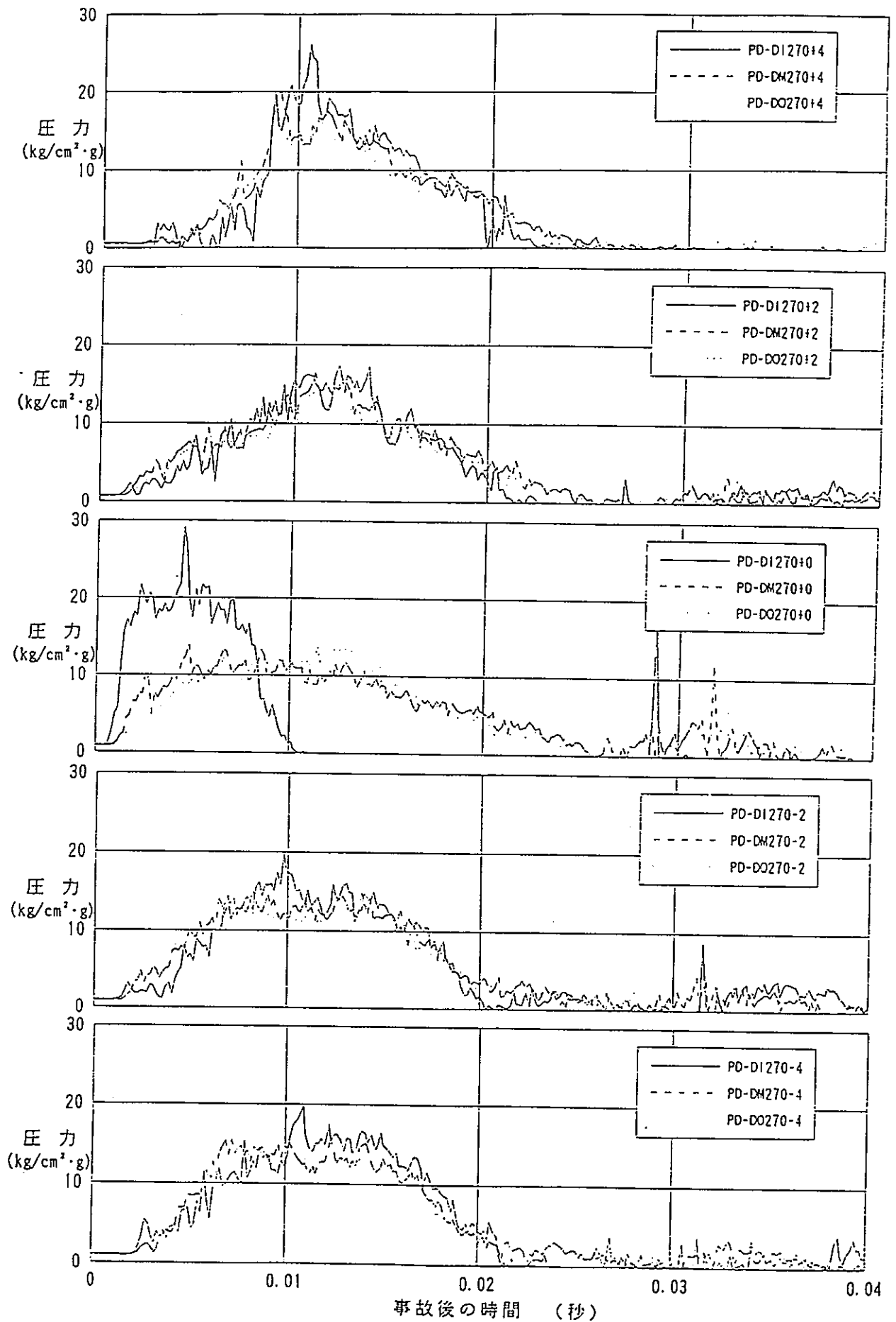


図5.2.3-5 P T C 6 試験 結果径方向圧力分布特性

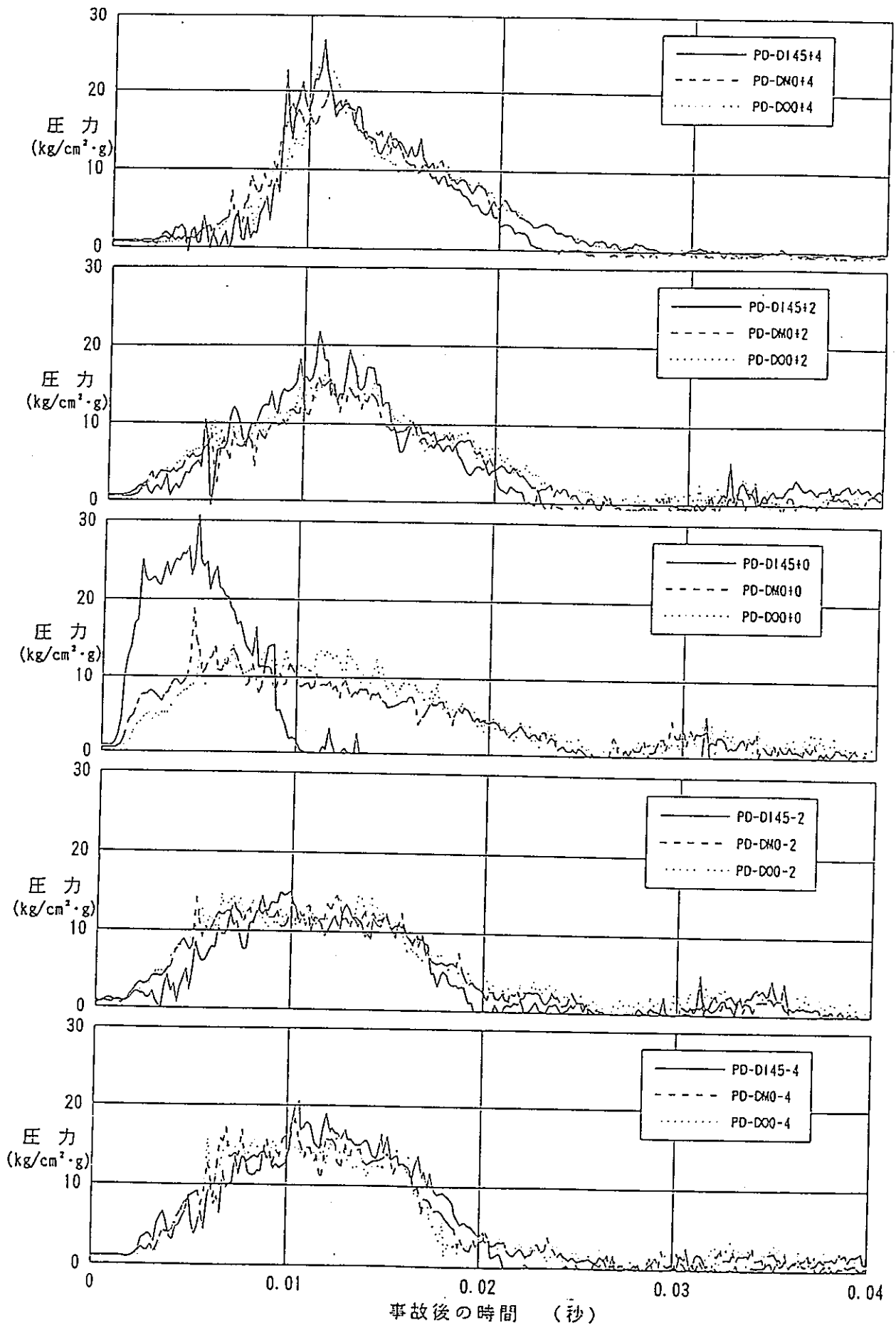


図5.2.3-6 P T C 6 試験結果径方向圧力分布特性

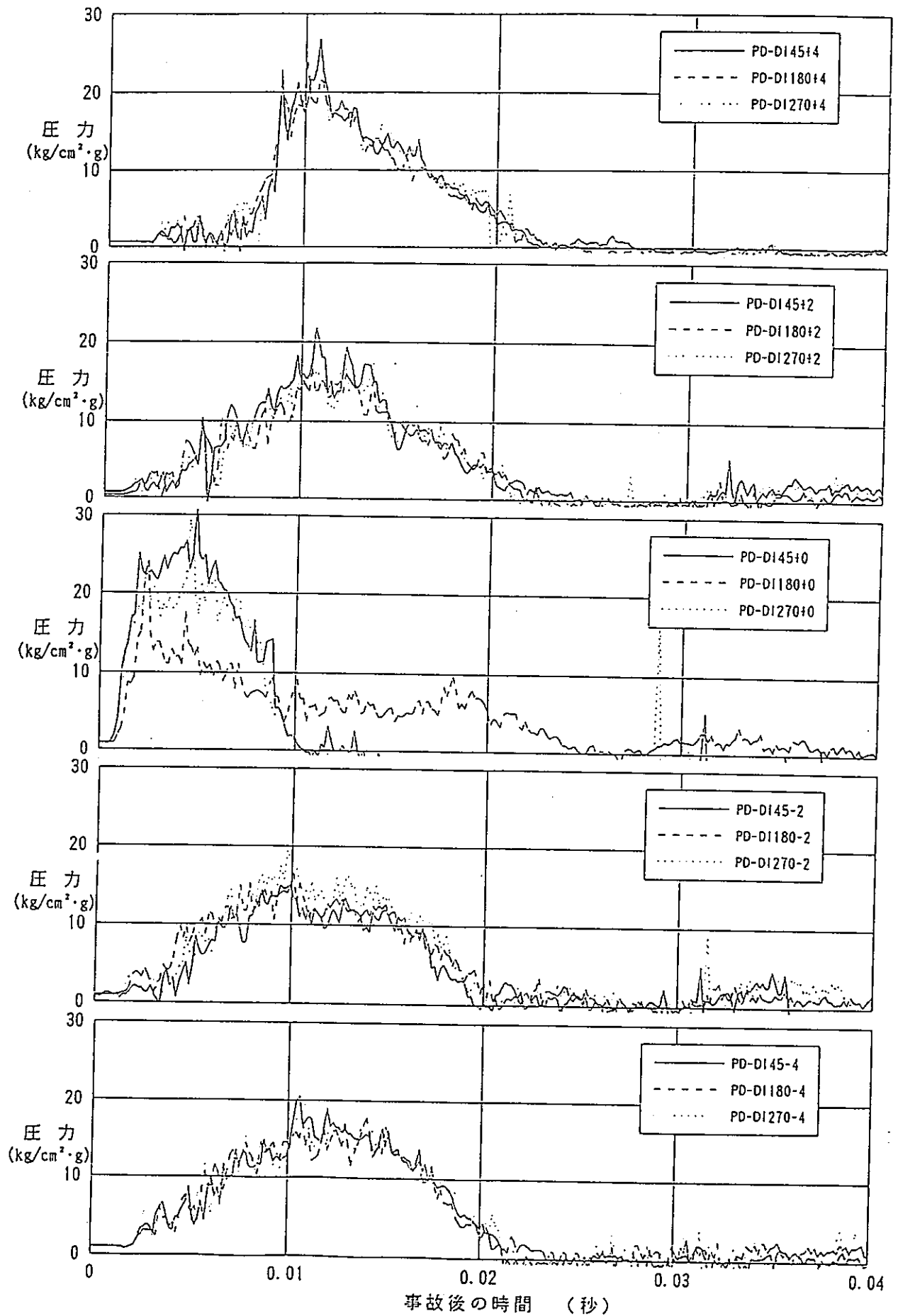


図5.2.3-7 PTC6試験結果周方向圧力分布特性

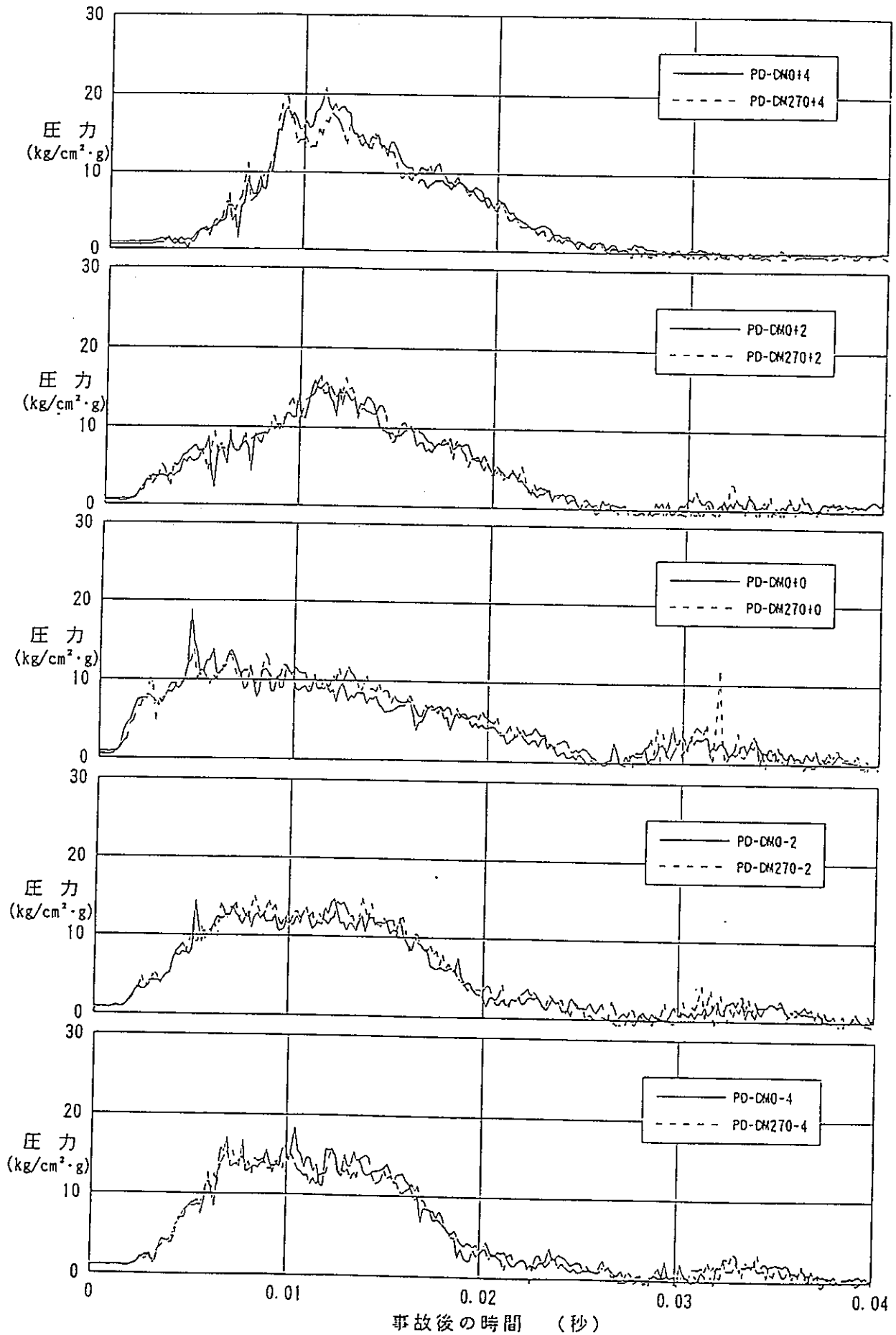


図5.2.3-8

PTC-6 試験結果周方向圧力分布特性

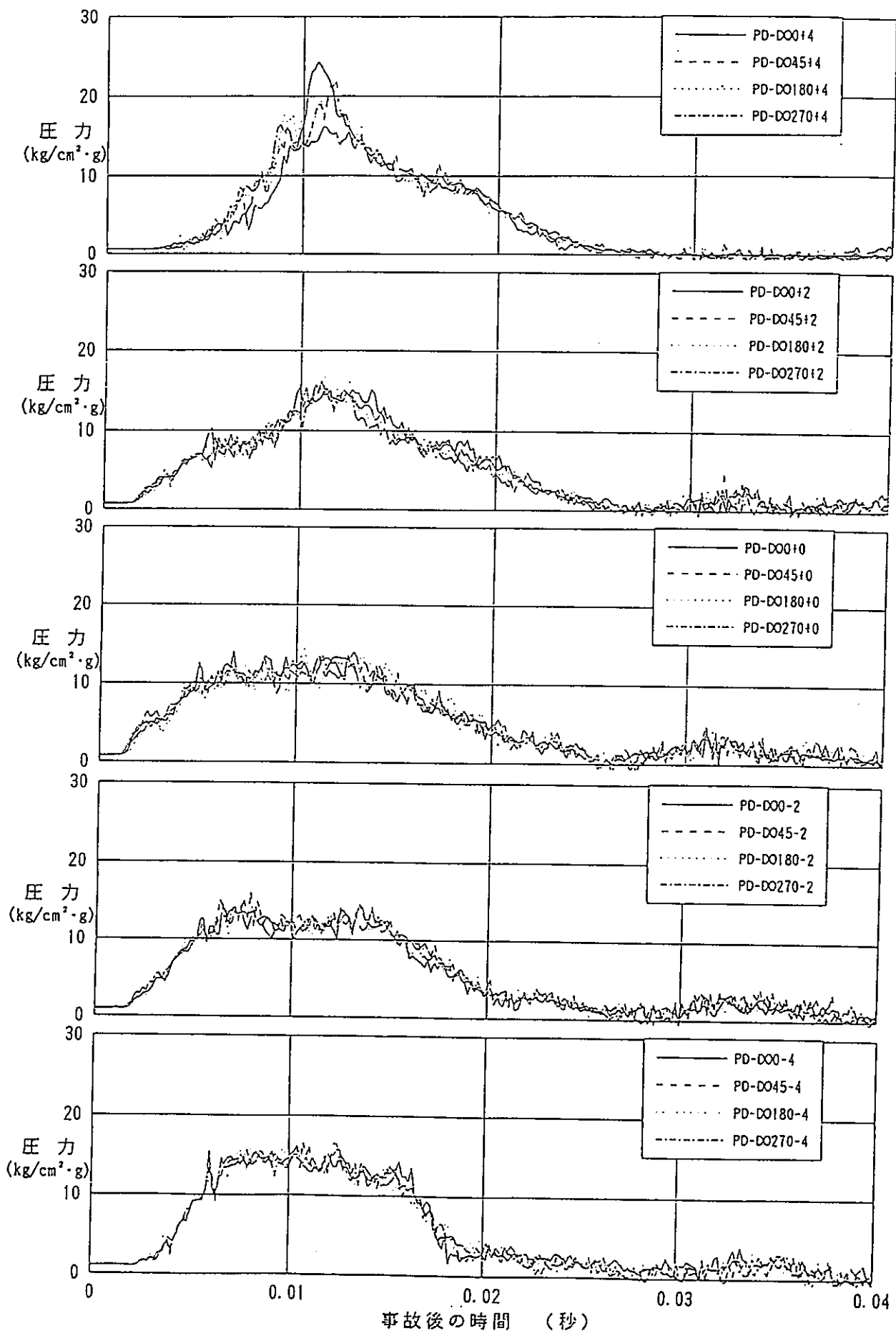


図5.2.3-9 PTC-6 試験結果周方向圧力分布特性

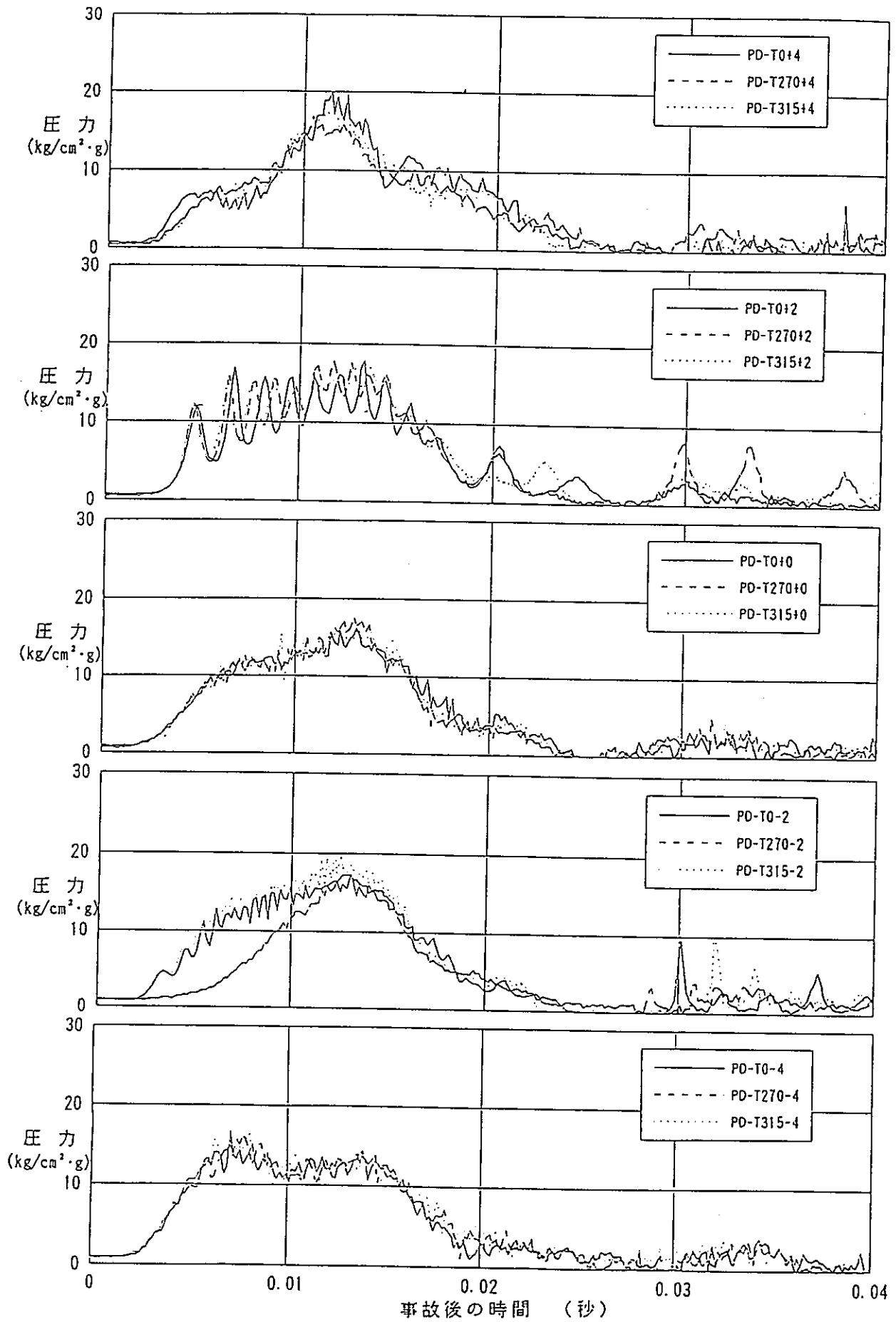


図5.2.3-10 PTC-6 試験結果周方向圧力分布特性

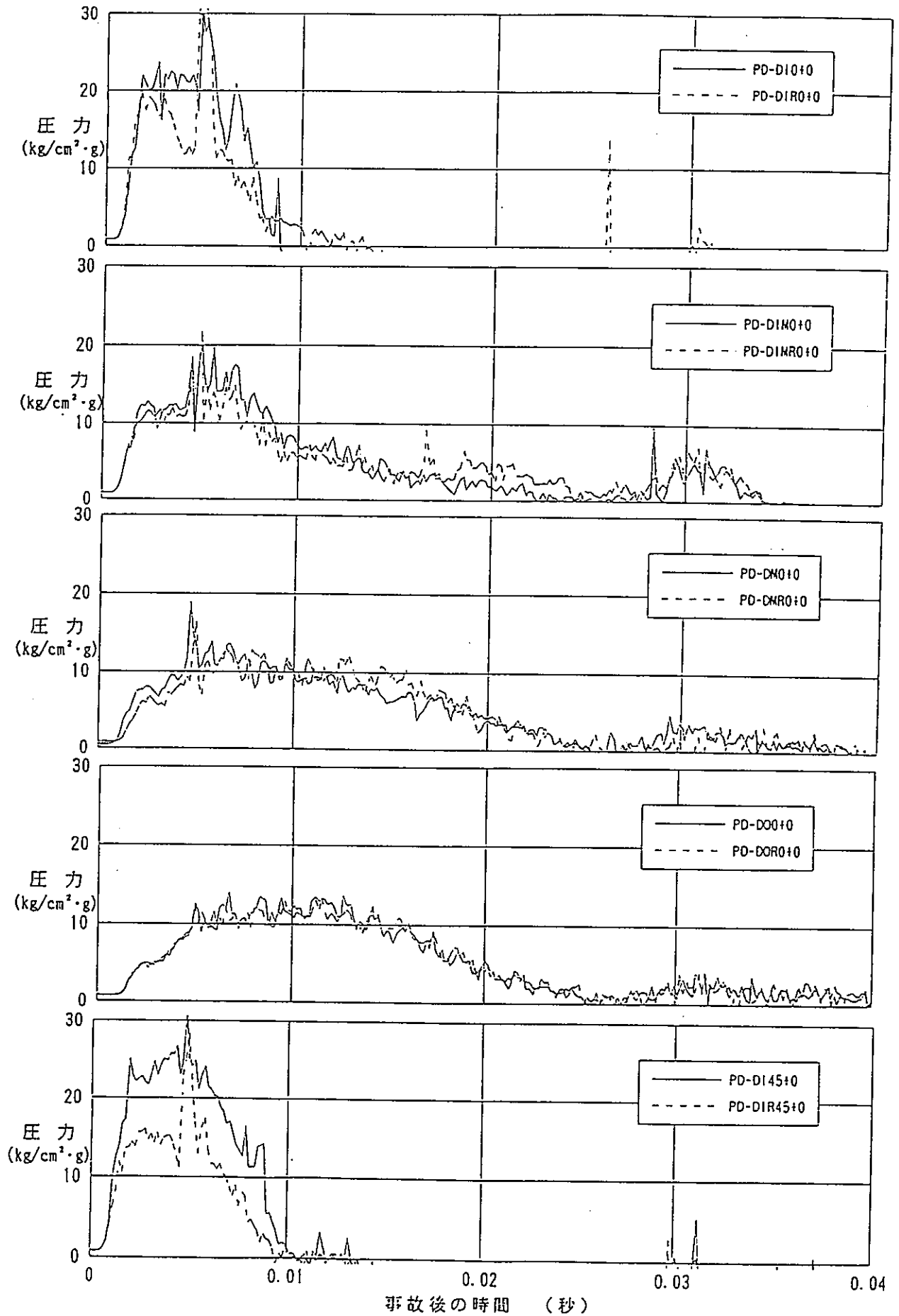


図5.2.3-11

PTC-6 試験結果ジェット力測定値

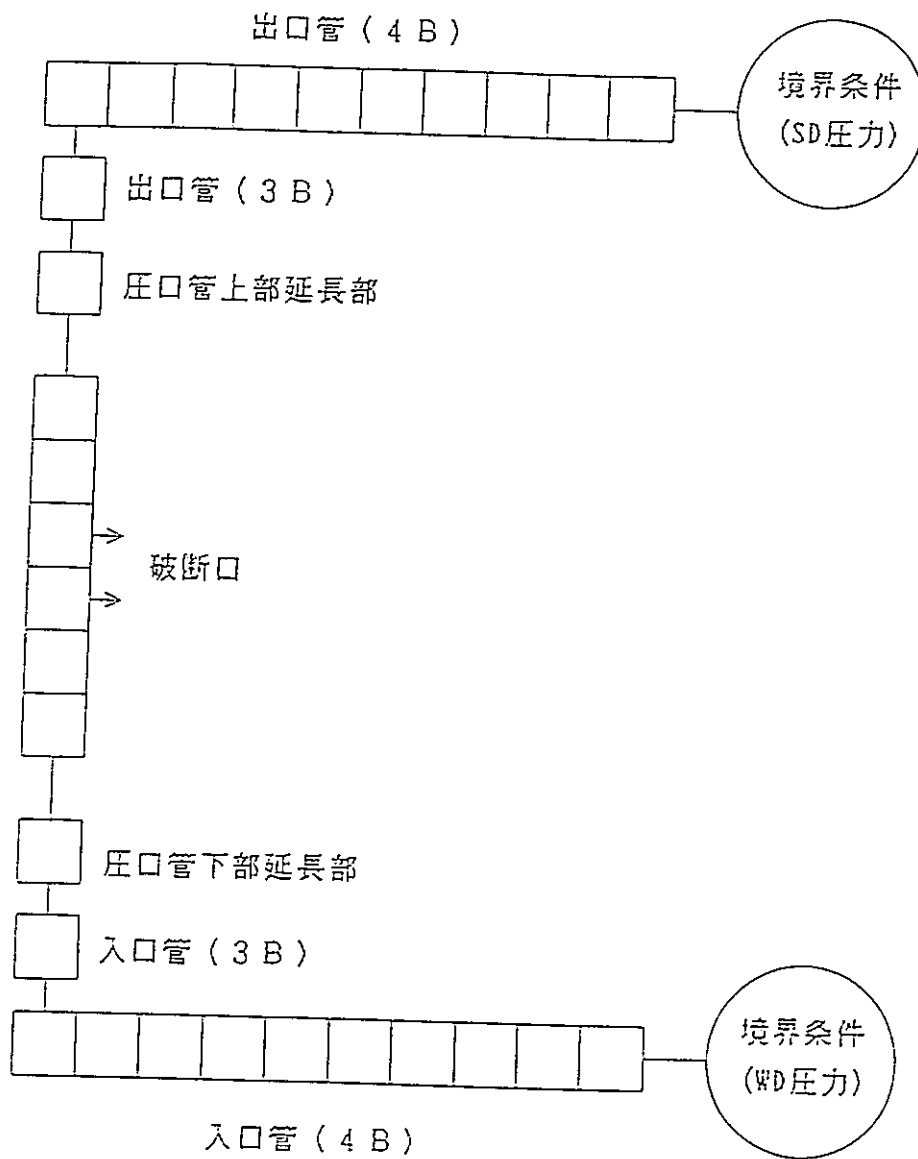
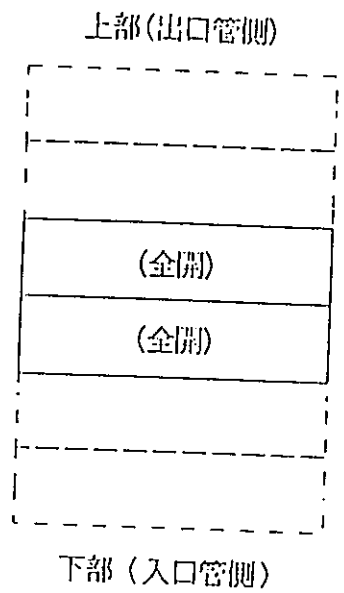
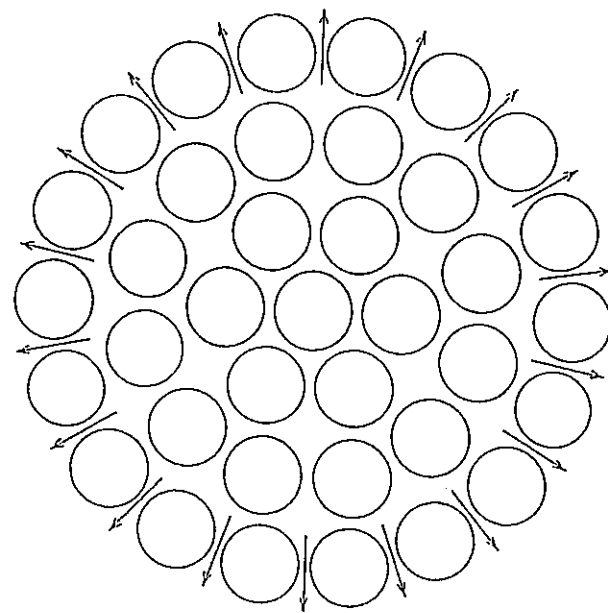


図5.2.3-12 SIMAコード解析ノード分割 (試験解析)



軸方向開口



径方向流路

図5.2.3-13

PTC-6 試験破断開口部解析モデル

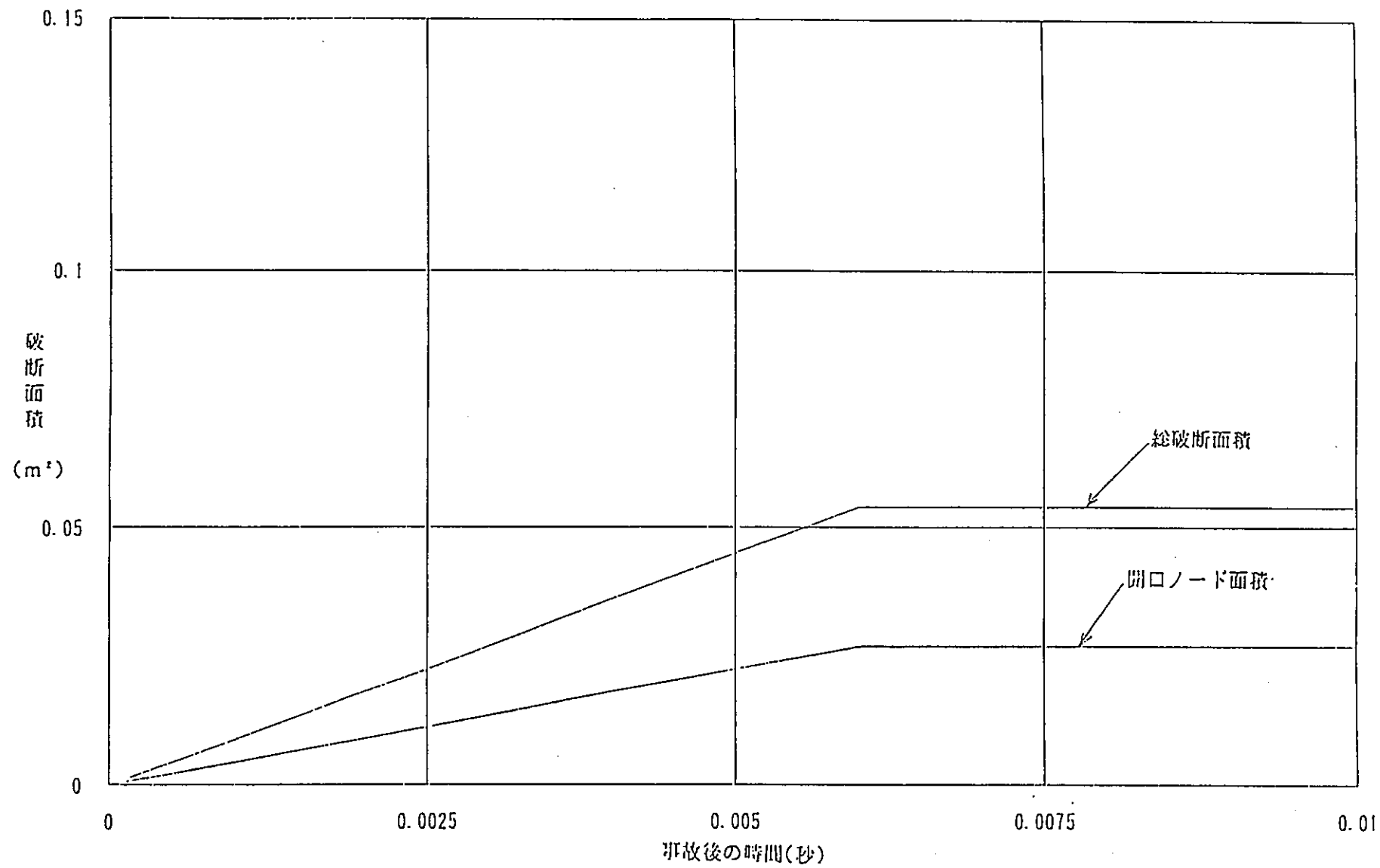


図5.2.3-14 PTC-4 実験時破断開口面積変化 (S I M A 解析条件)

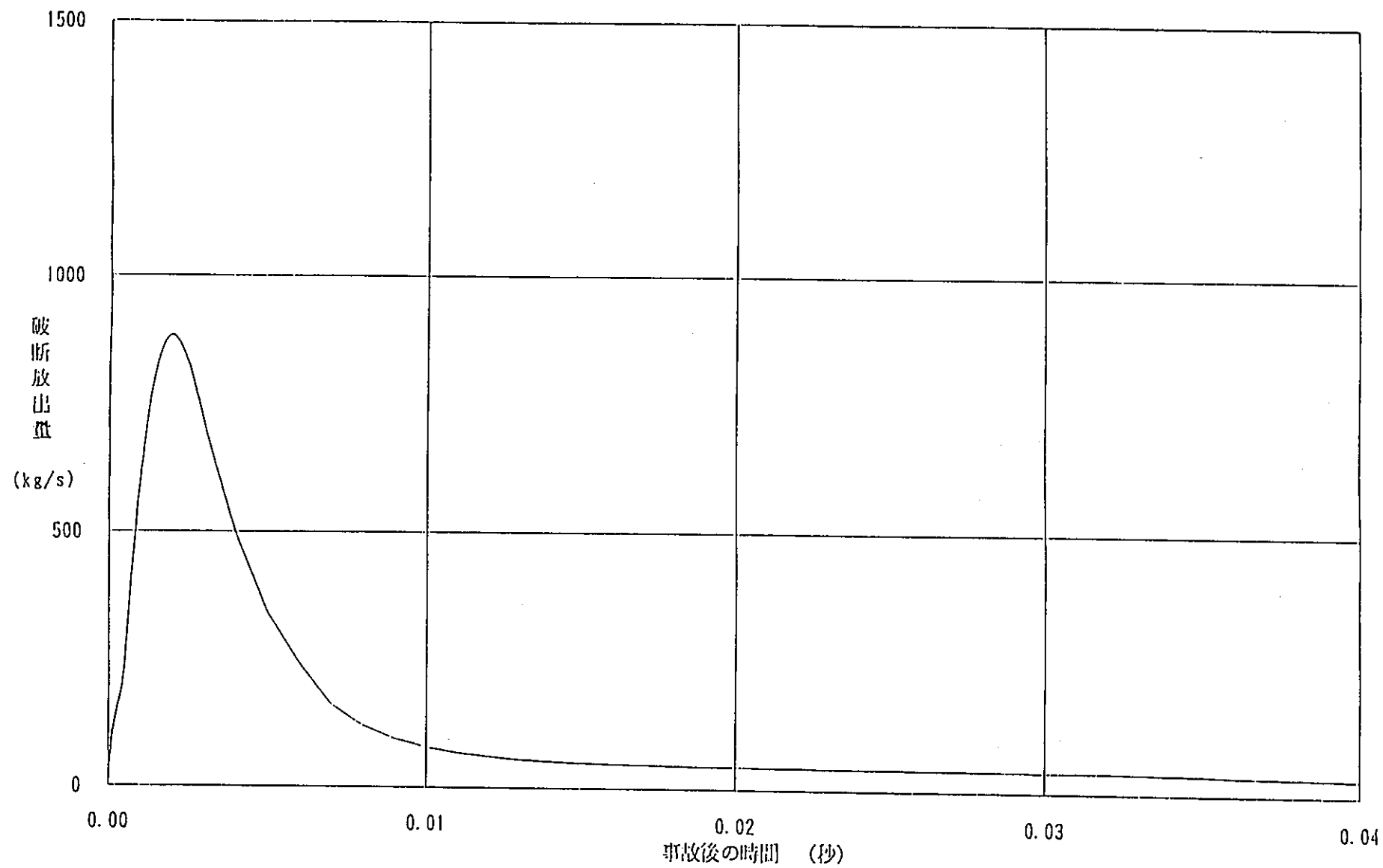
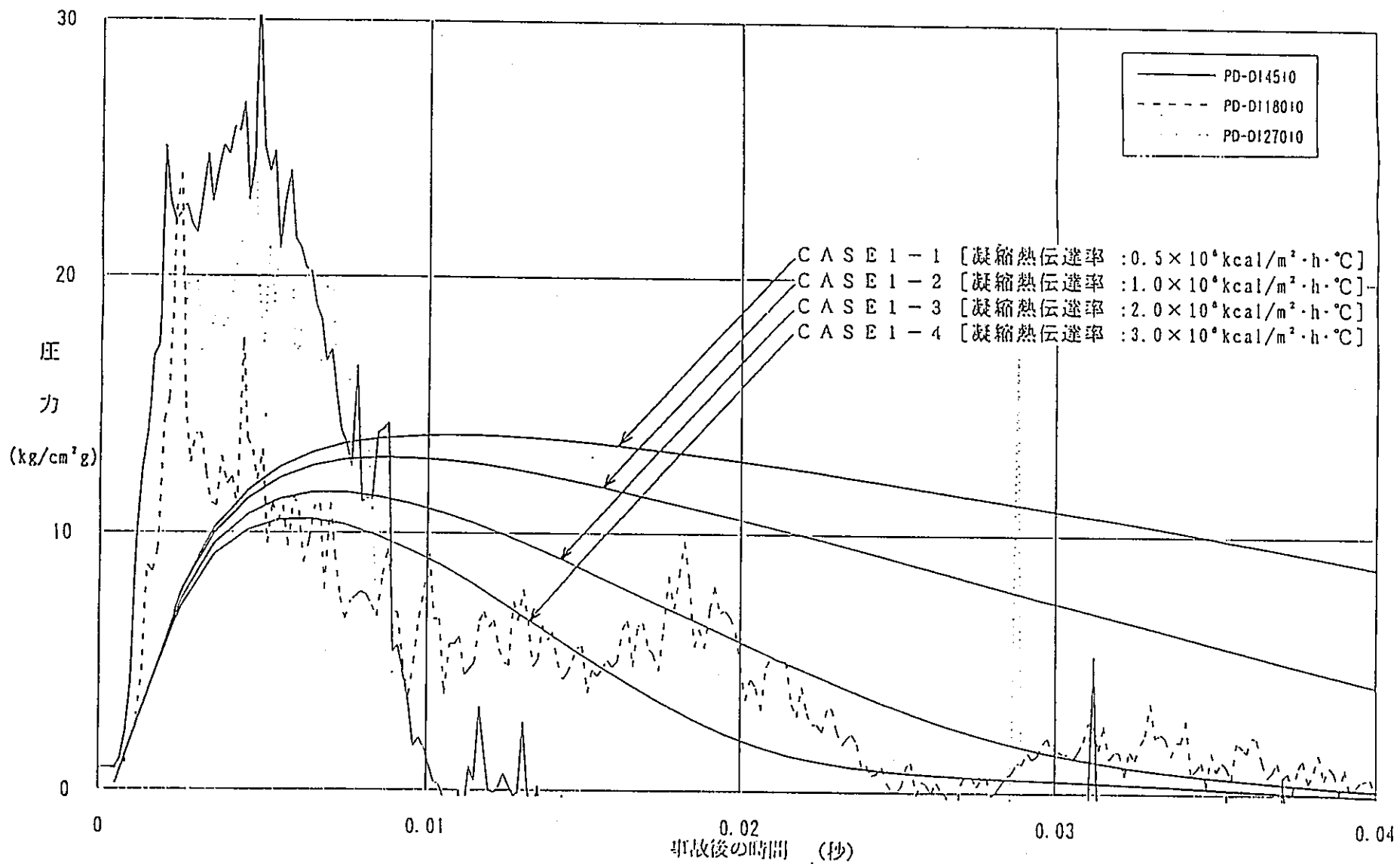


図5.2.3-15 PTC-6試験時破断放出量変化 (SIMA解析結果)



— 5.2-59 —

図5.2.3-16 PTC6試験CALANDRIA-II解析結果 —第1隣接管部圧力—
(パラメータ: 凝縮熱伝達率)

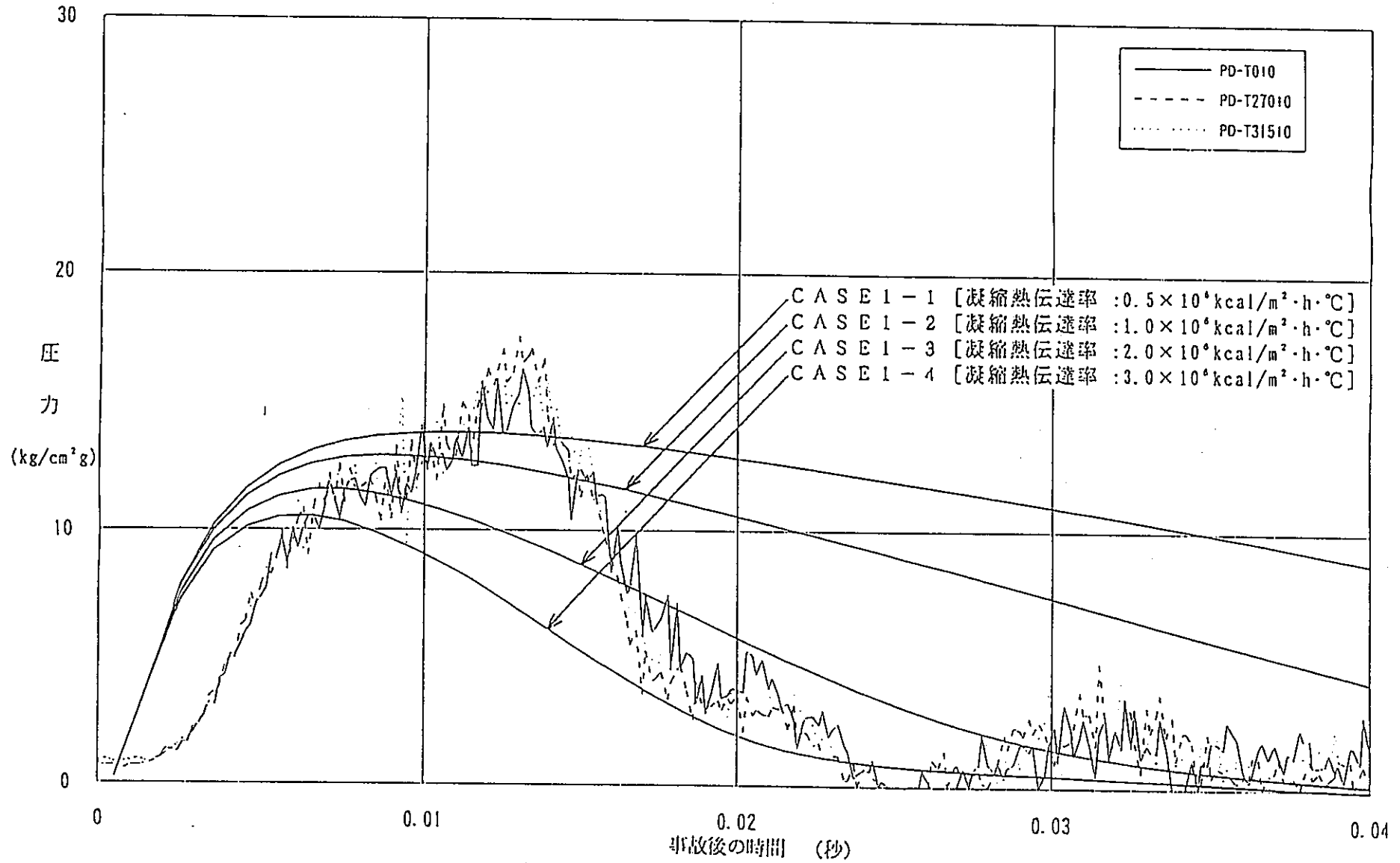


図5.2.3-17 PTC6試験CALANDRIA-II解析結果 -カランドリアタンク壁圧力-
(パラメータ: 凝縮熱伝達率)

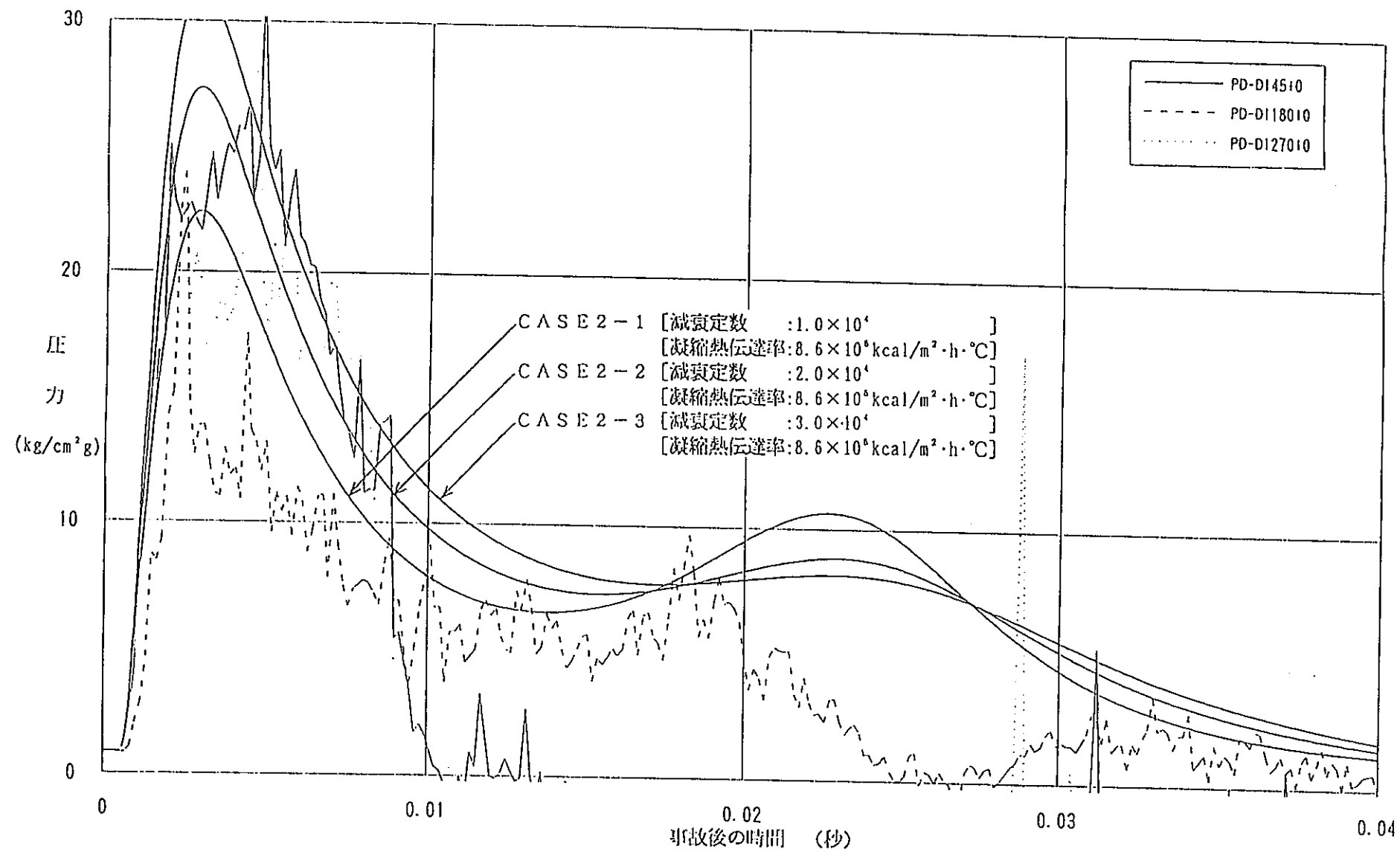


図5.2.3-18 PTC6試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力- (パラメータ: 減衰定数)

— 5.2-62 —

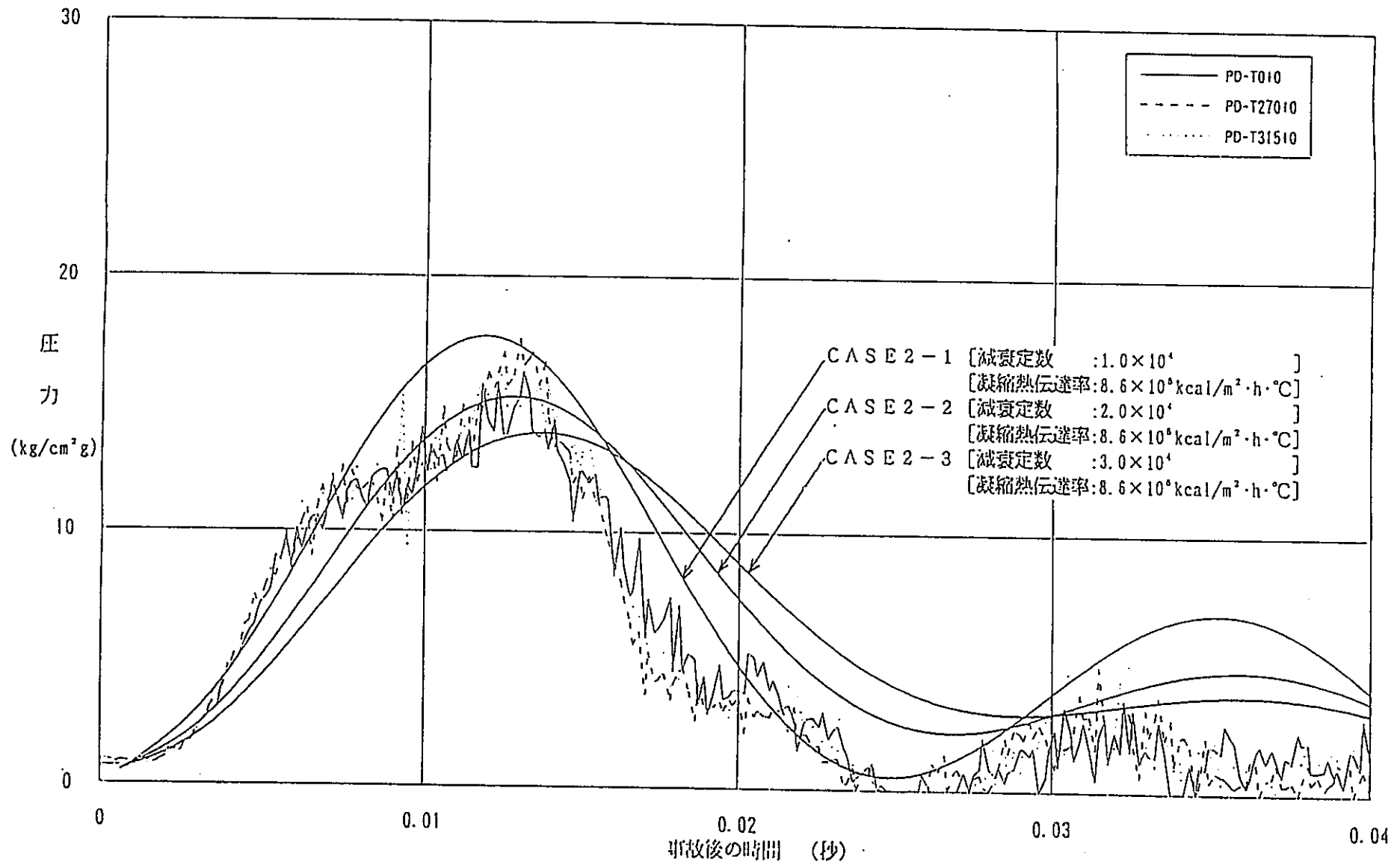


図5.2.3-19 PTC6試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧力—
(パラメーク: 減衰定数)

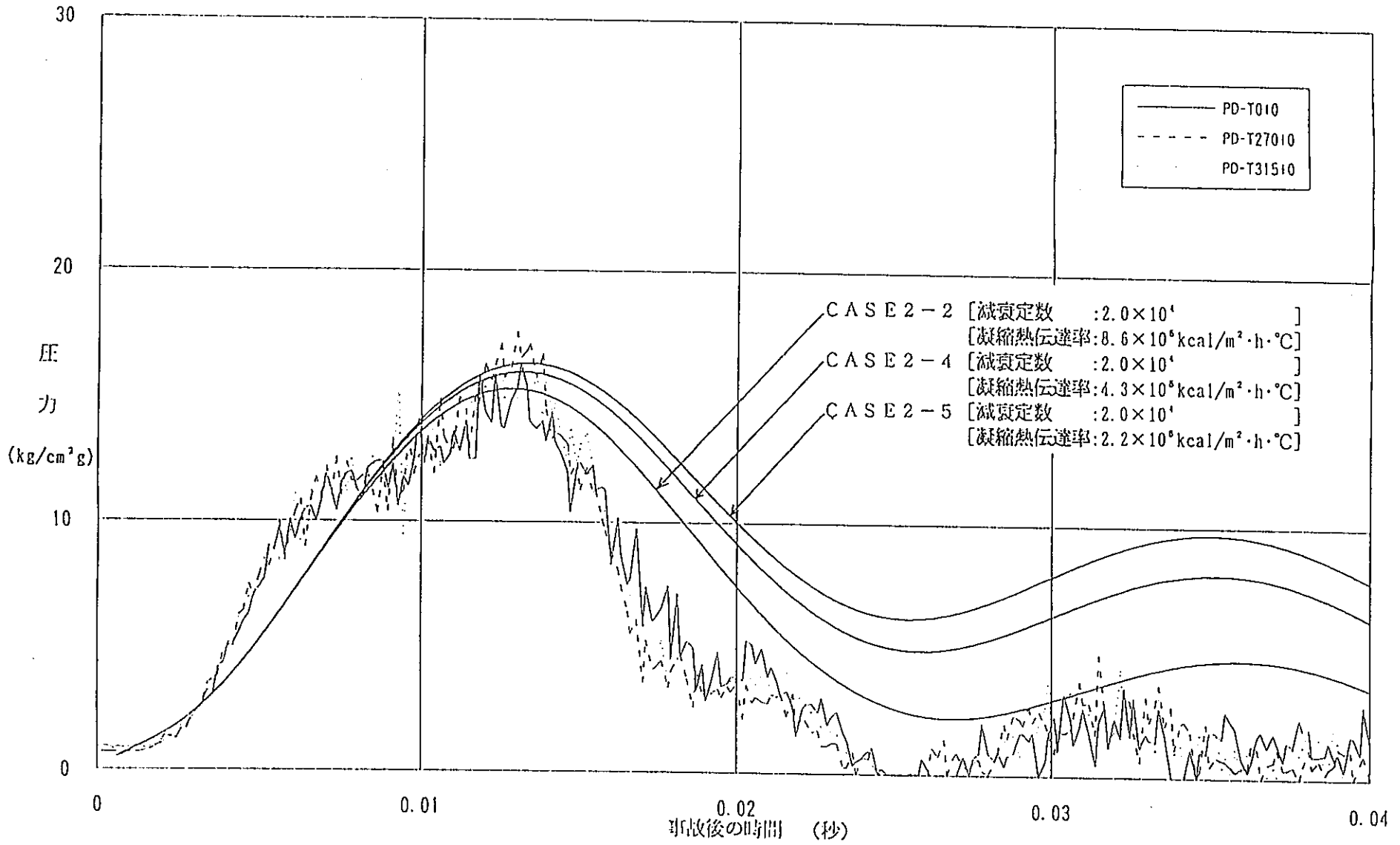


図5.2.3-20 PTC6試験H1PWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 —第1隣接管部圧力—
(パラメータ: 凝縮熱伝達率)

-5.2-64-

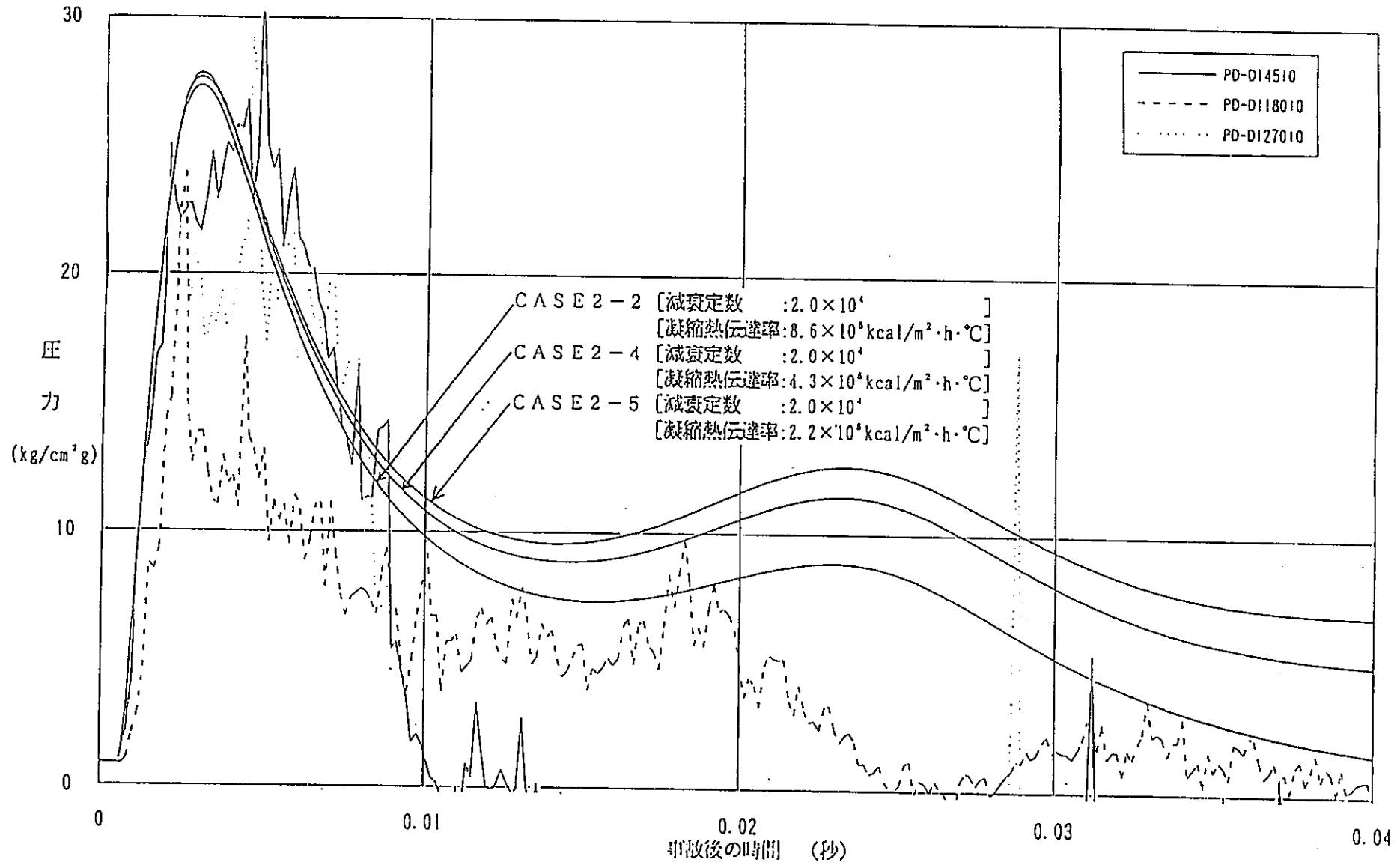


図5.2.3-21 PTC6試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -カランドリアクシク壁圧力-
 (パラメータ: 凝縮熱伝達率)

-5.2-65-

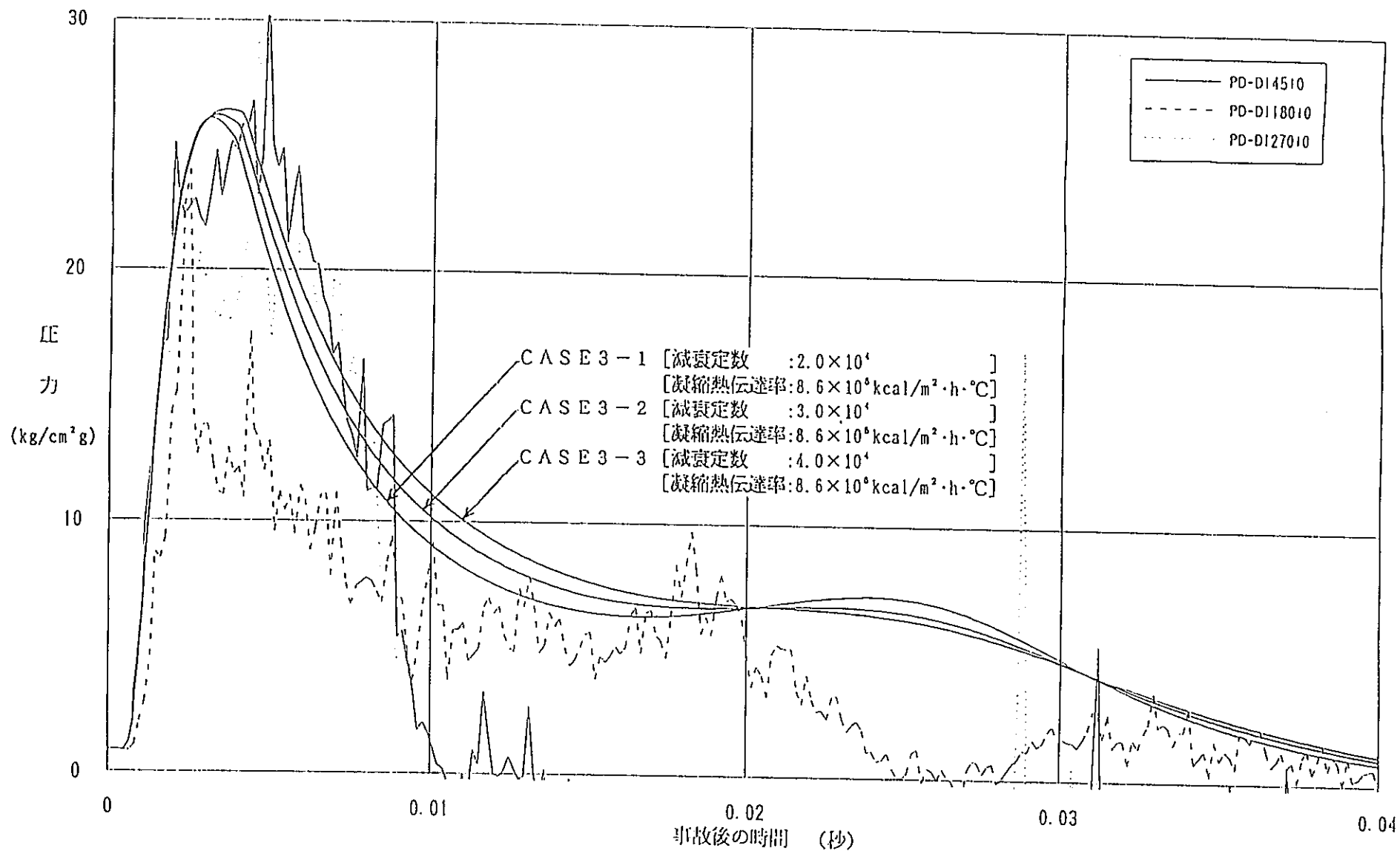


図5.2.3-22 PTC6試験H1PWAP (軸対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-
 (パラメータ: 減衰定数)

— 5.2-66 —

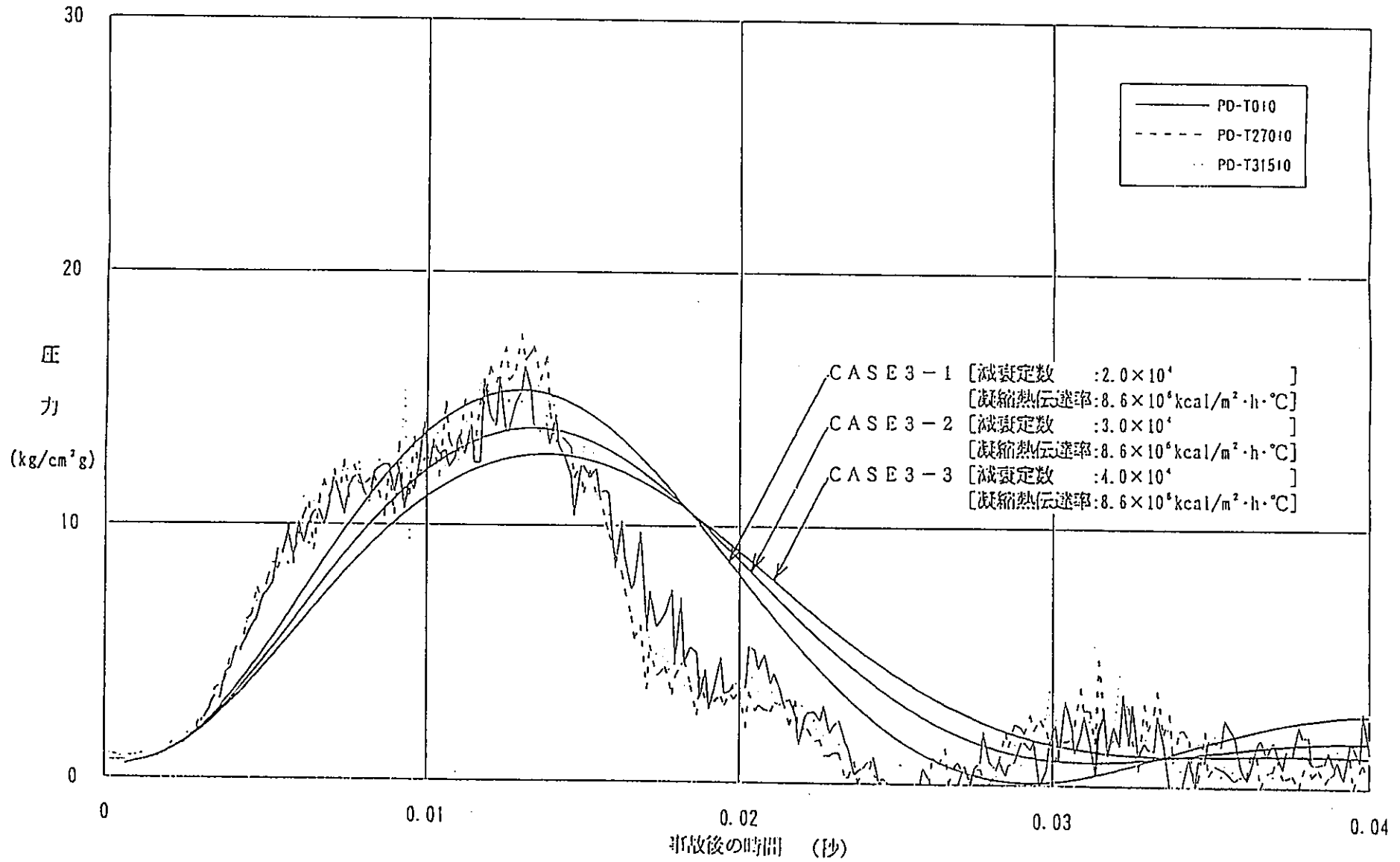


図5.2.3-23 PTCG試験II I P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧力—
(パラメータ: 減衰定数)

-5.2-67-

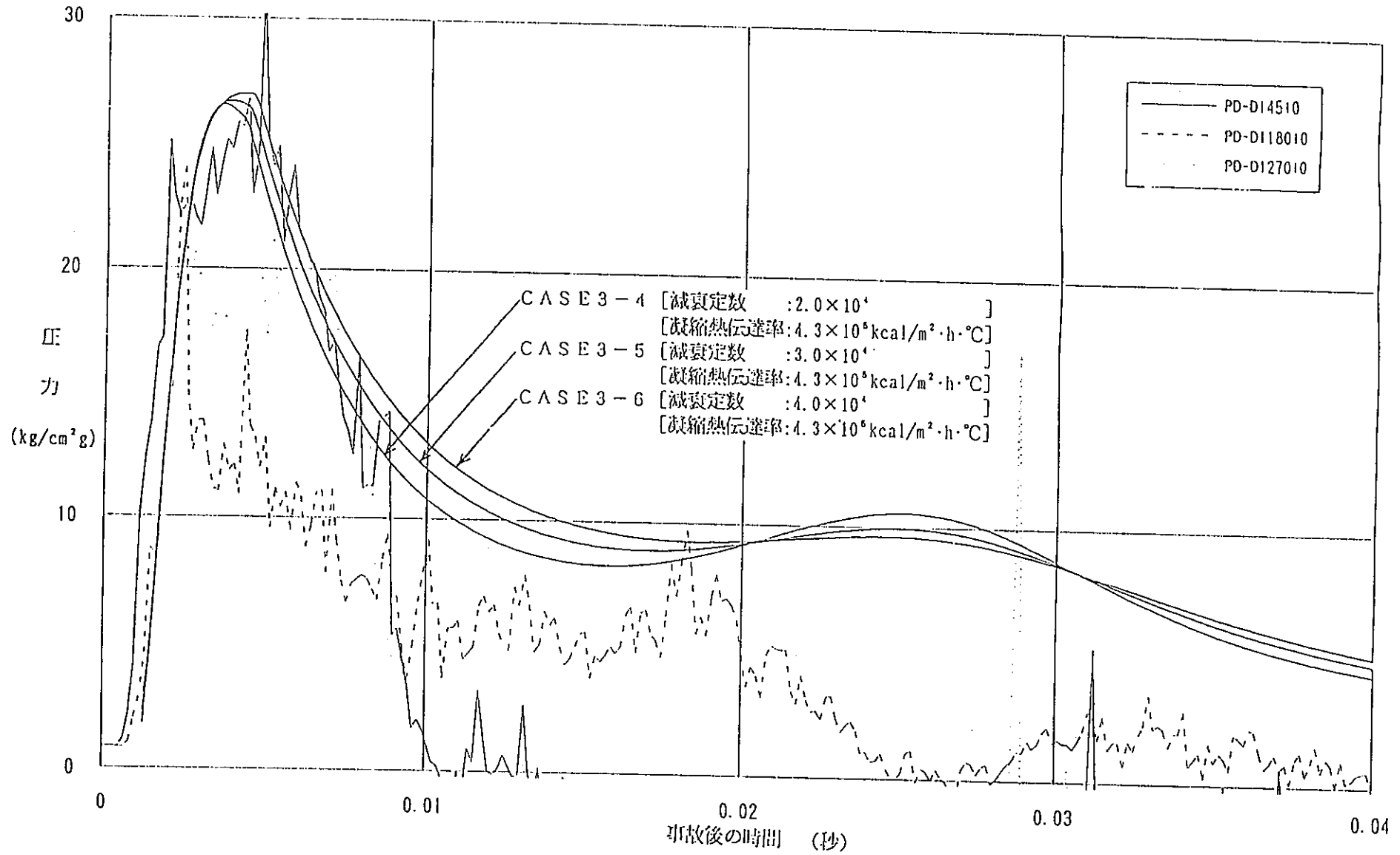


図5.2.3-24 PTC6試験HIPWAP (軸対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力 -
(パラメータ: 減衰定数)

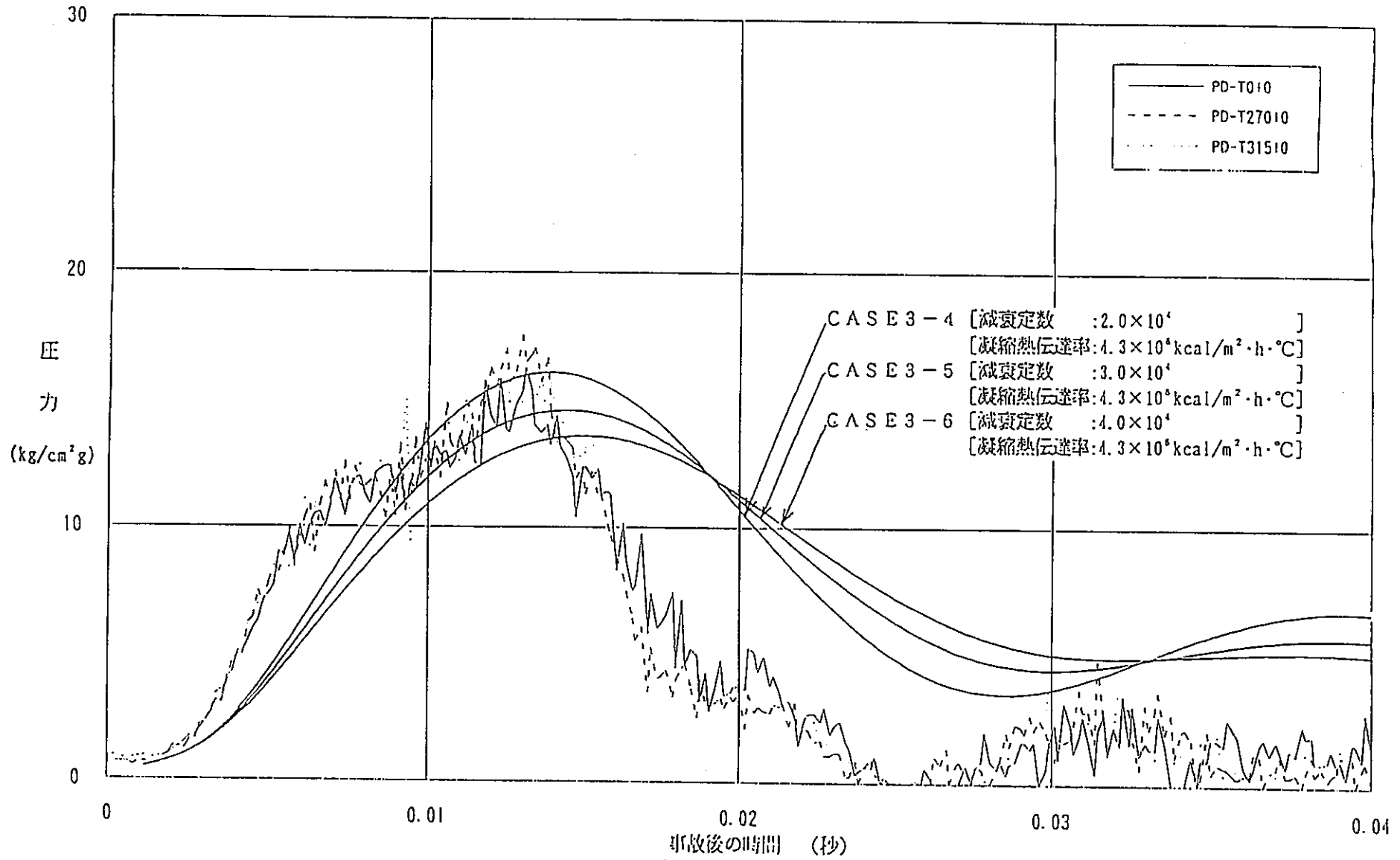


図5.2.3-25 PTC6試験III P W A P (軸対称一次元モデル) 解析結果 —カランドリアクシク壁圧力—
(パラメーク: 減衰定数)

-5.2-69-

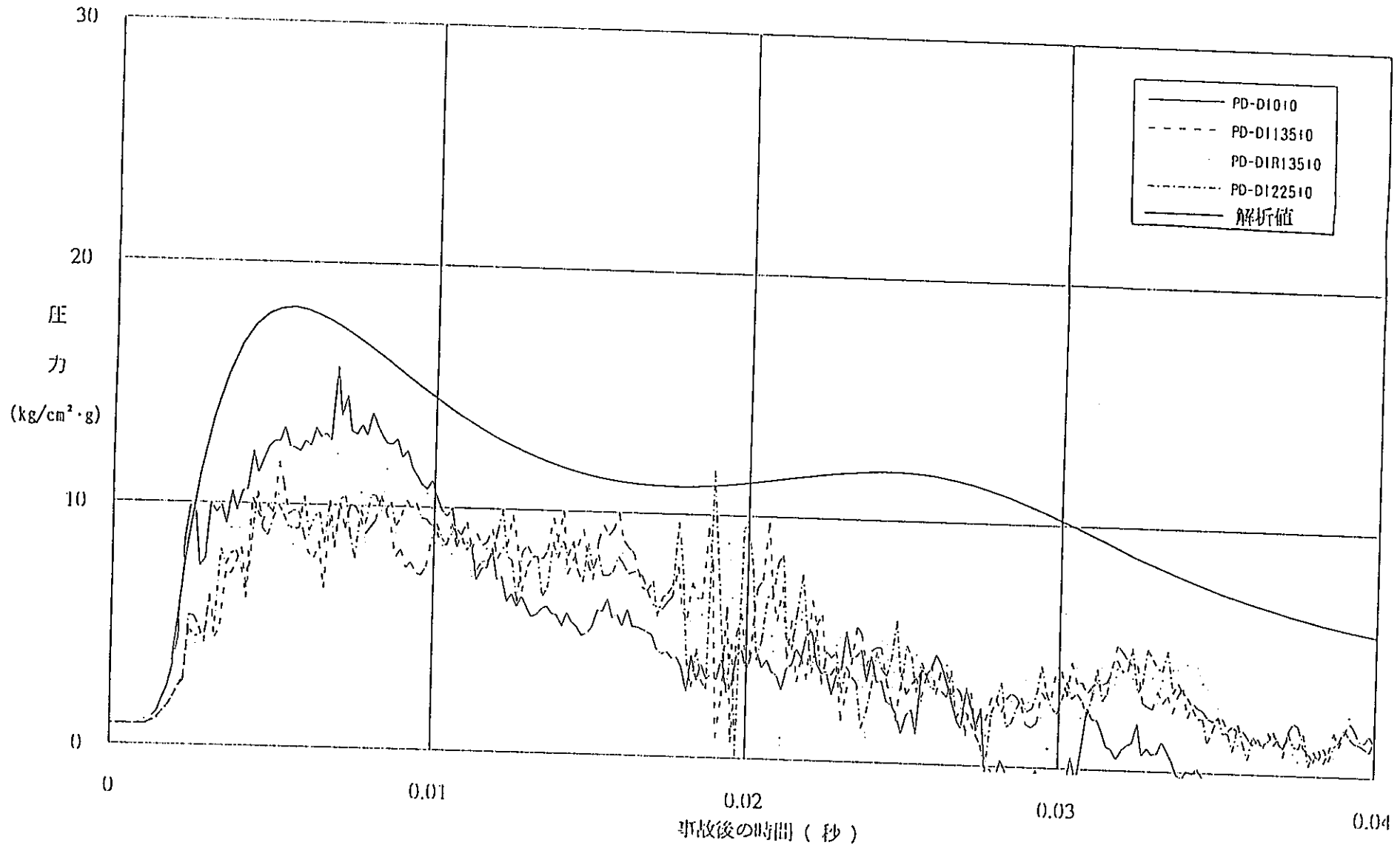


図5.2.3-26 PTC1試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-

[減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

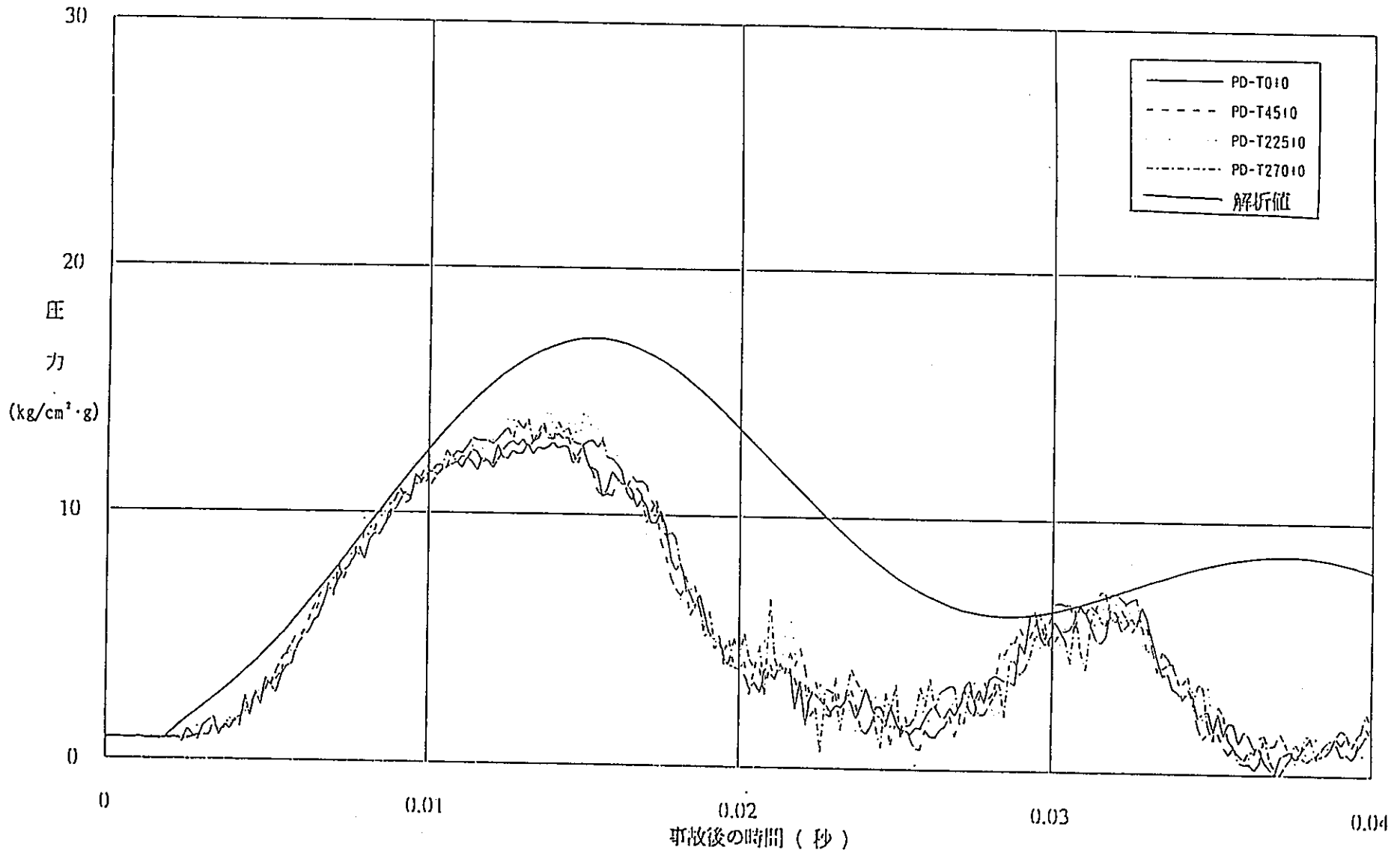


図5.2.3-27 PTCI試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -タンク壁部圧力-
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [減縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

-5.2-71-

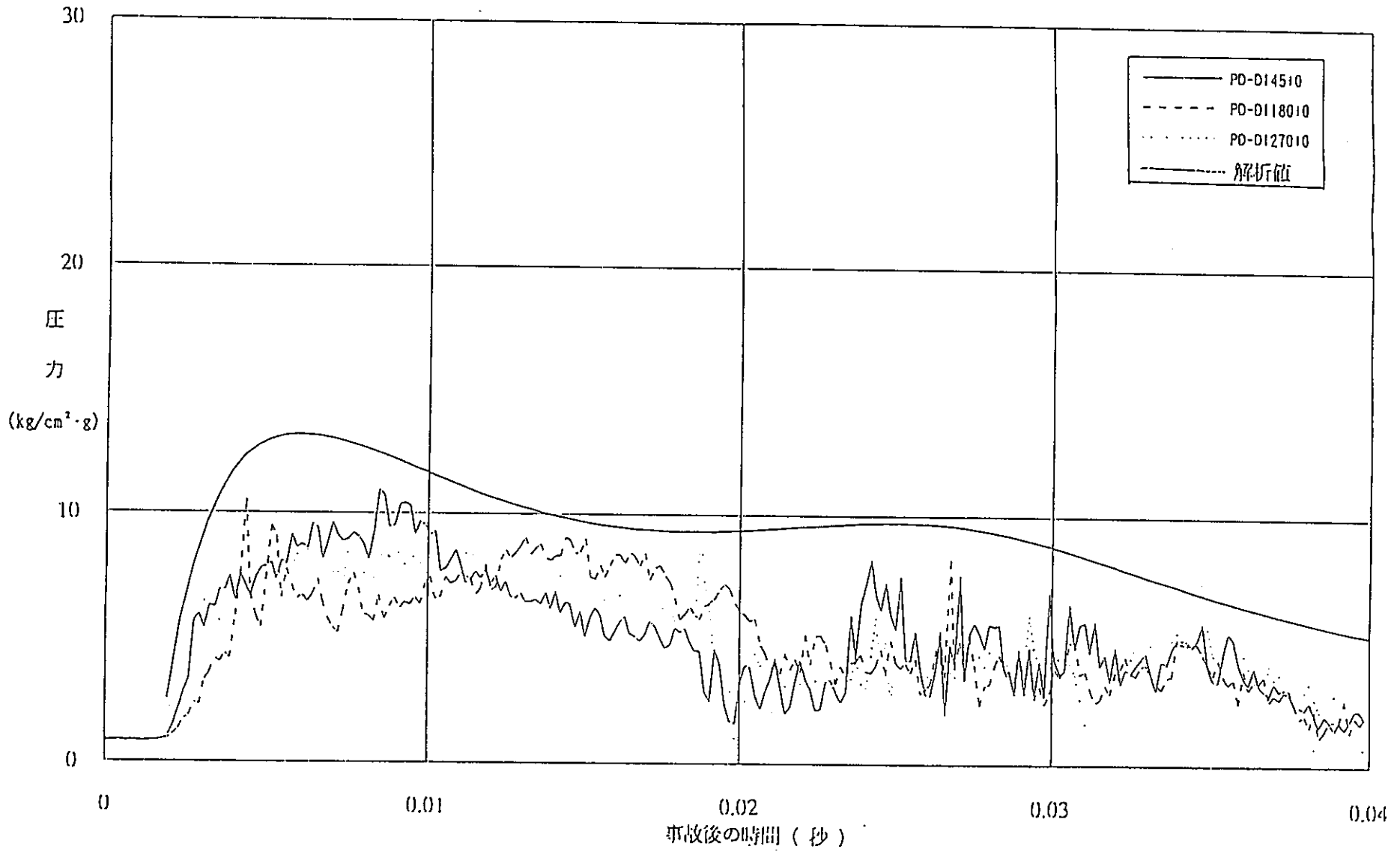


図5.2.3-28 PTC2試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1階接管部圧力-

[減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^8 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

—5.2-72—

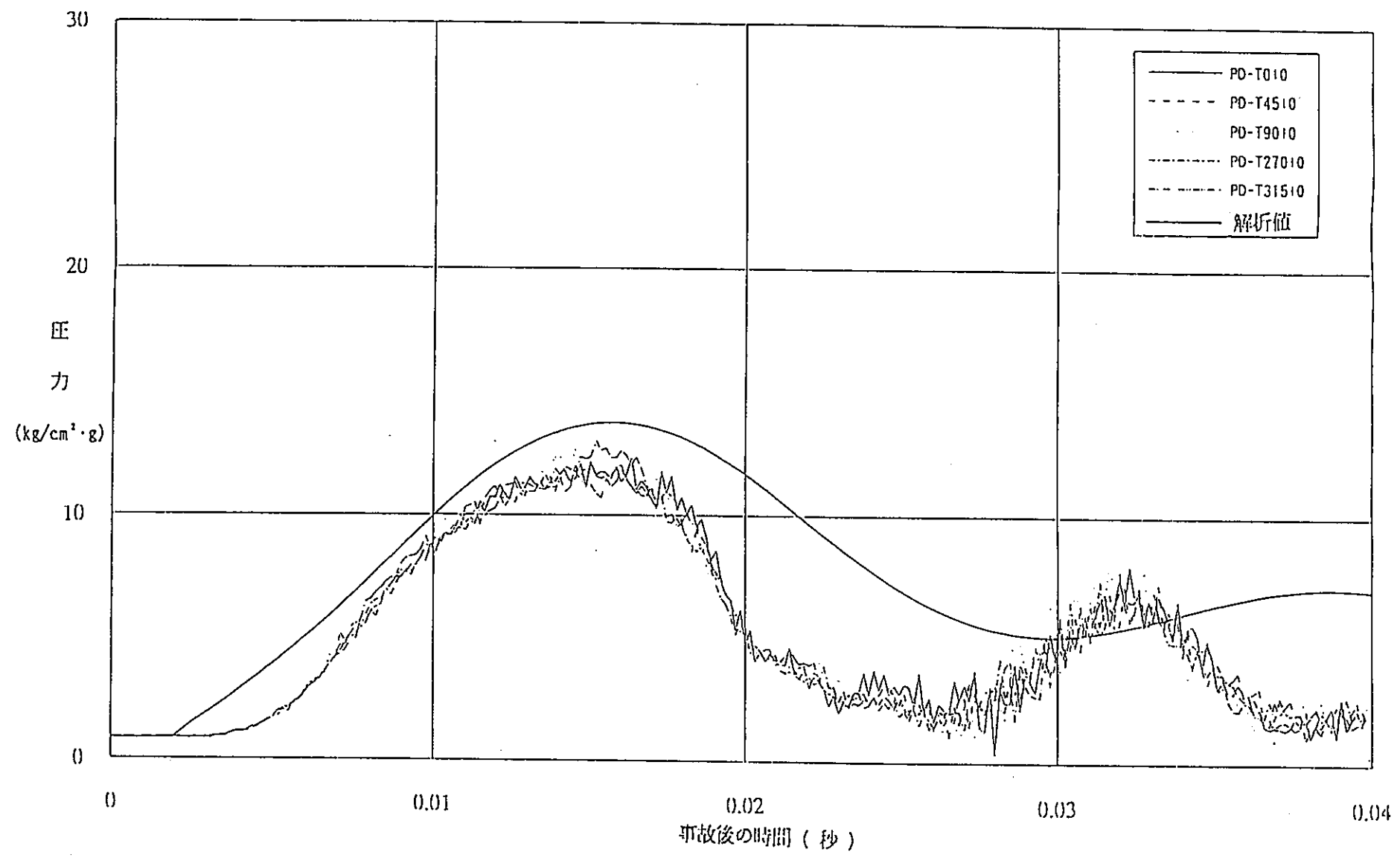


図5.2.3-29 PTC2試験HWPWP (球対称一次元モデル) 解析結果 —タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [蒸気縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

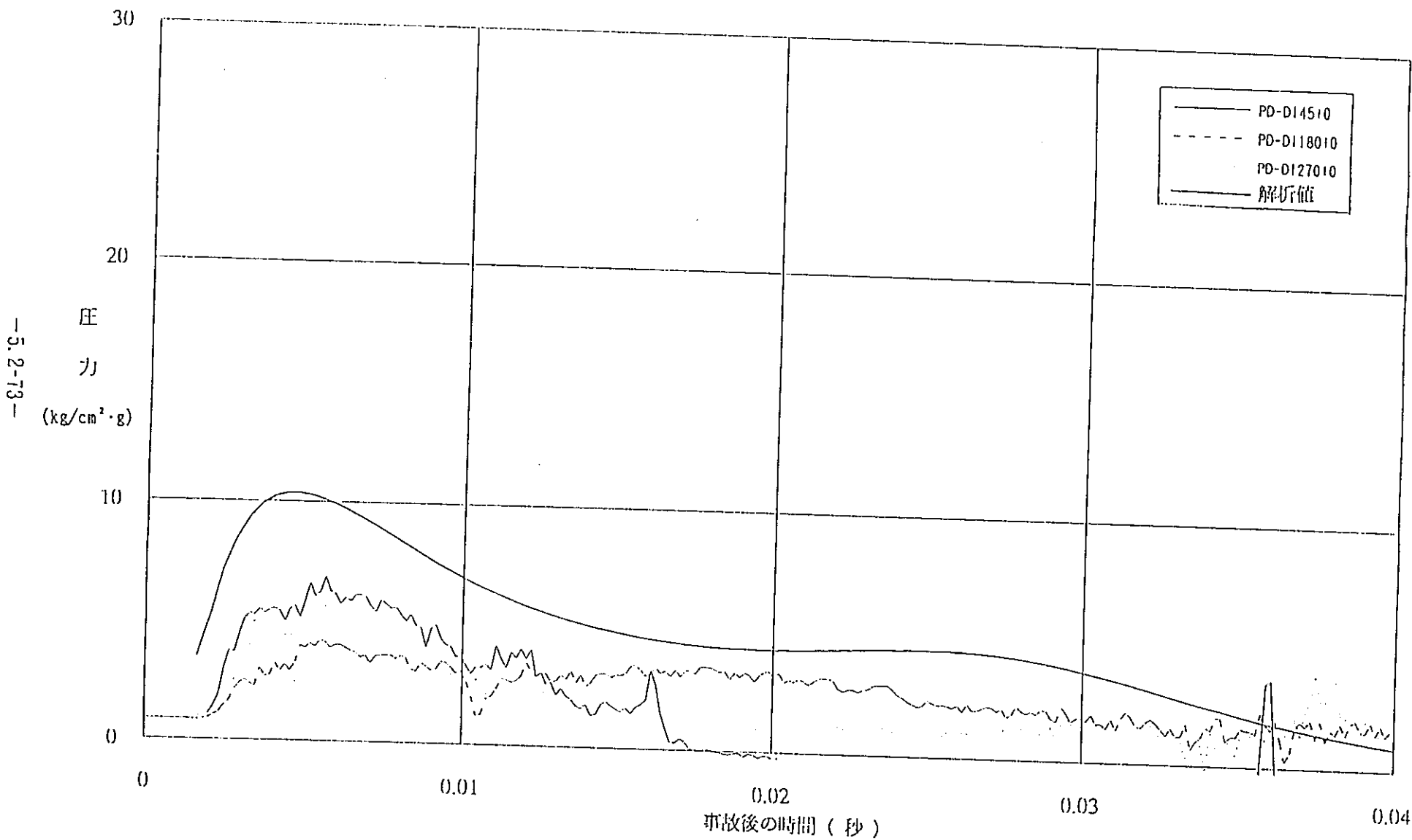


図5.2.3-30 PTC3試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 — 第1隣接管部圧力 —
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: 4.6×10^6 kcal/m²h°C]

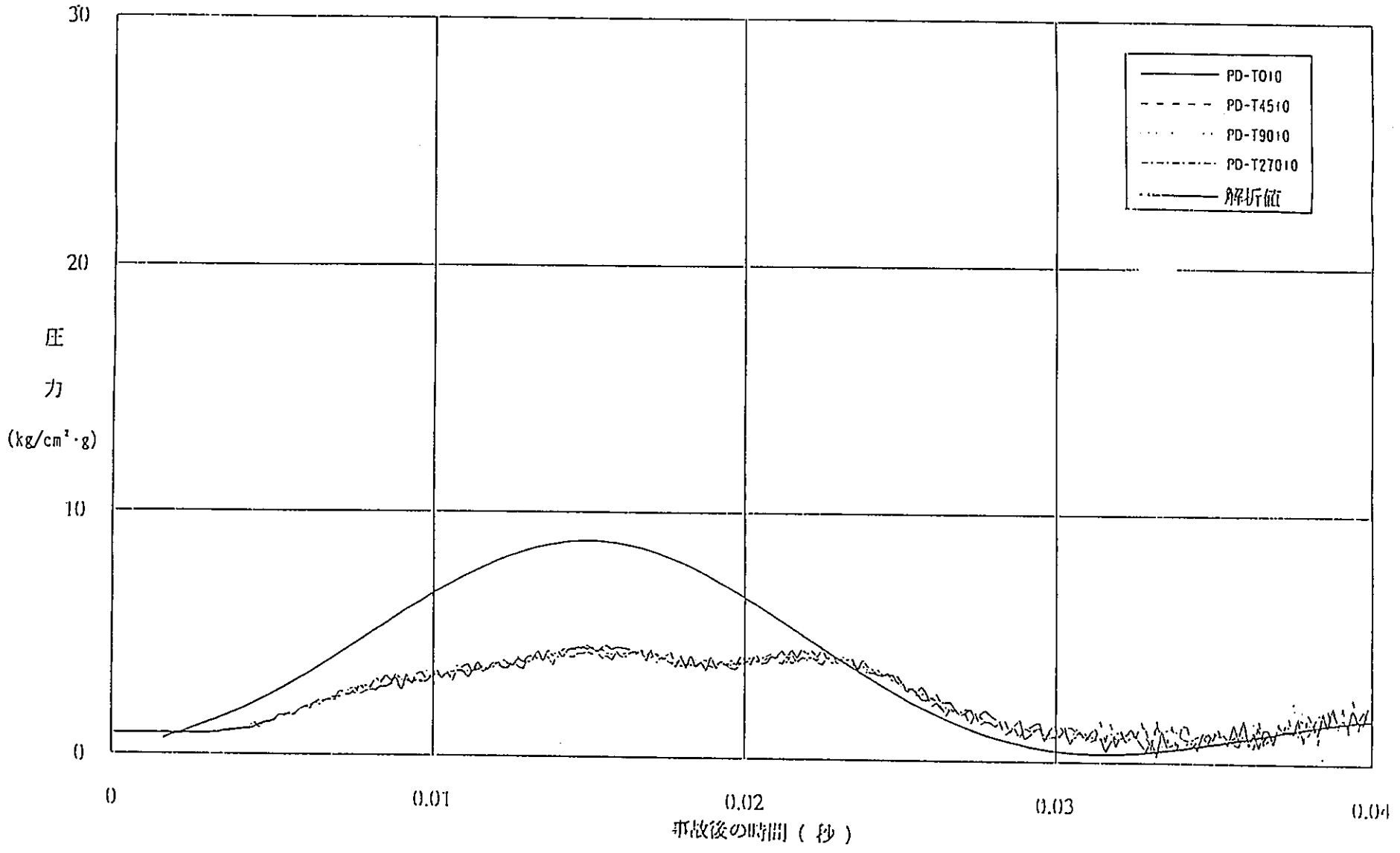


図5.2.3-31 PTC3試験III P W A P (球対称一次元モデル) 解析結果 —タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [波縮率係数 : 4.6×10^4]

—5.2-74—

-5.2-75-

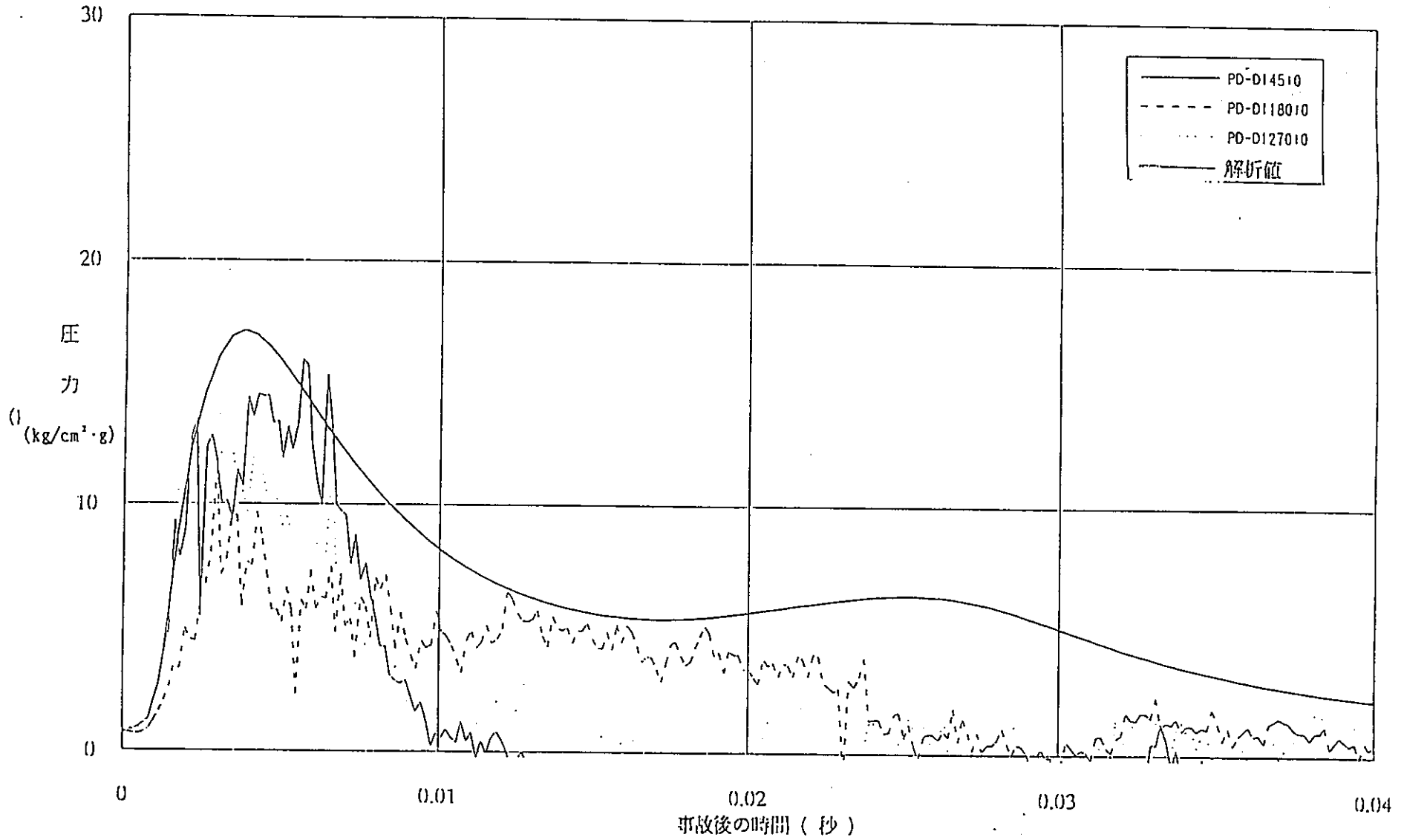
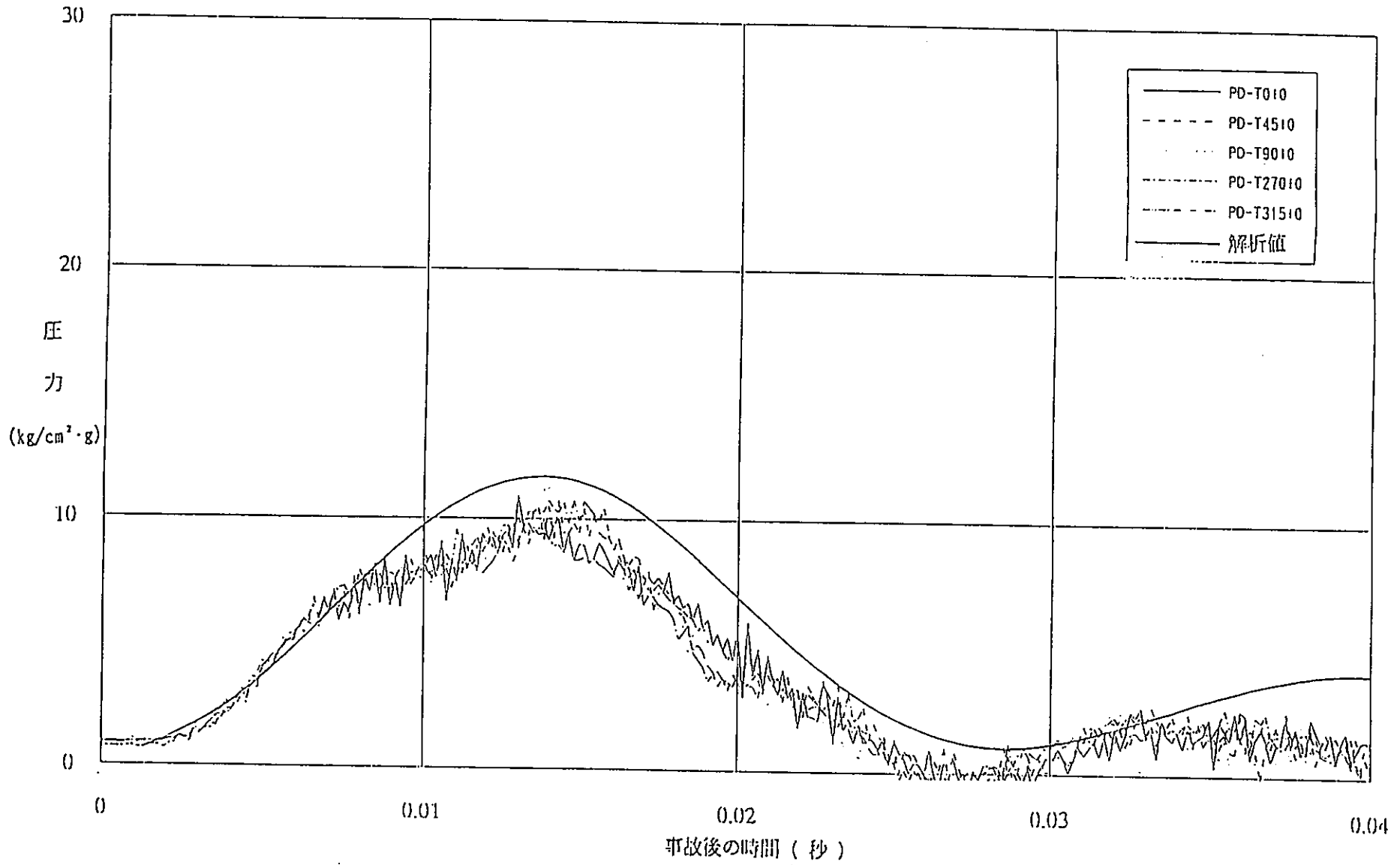


図5.2.3-32 PTC4試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 —第1隣接管部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$]



—5.2-76—

図5.2.3-33 PTC4試験II PWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 —タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

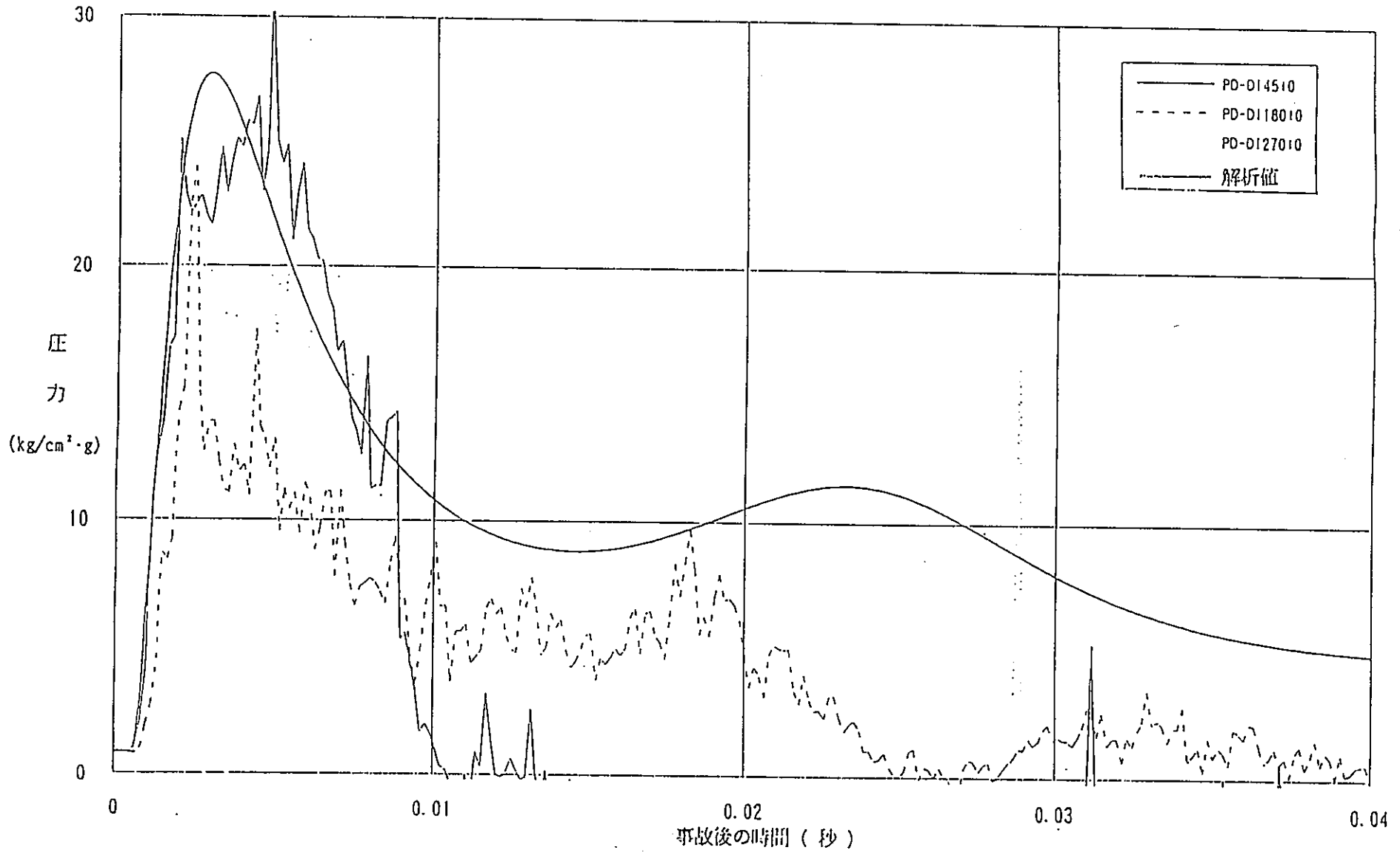


図5.2.3-34 PTC6試験II PWA P (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-

[減衰定数 : 2.0×10^4]
 [蒸気熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

-5.2-77-

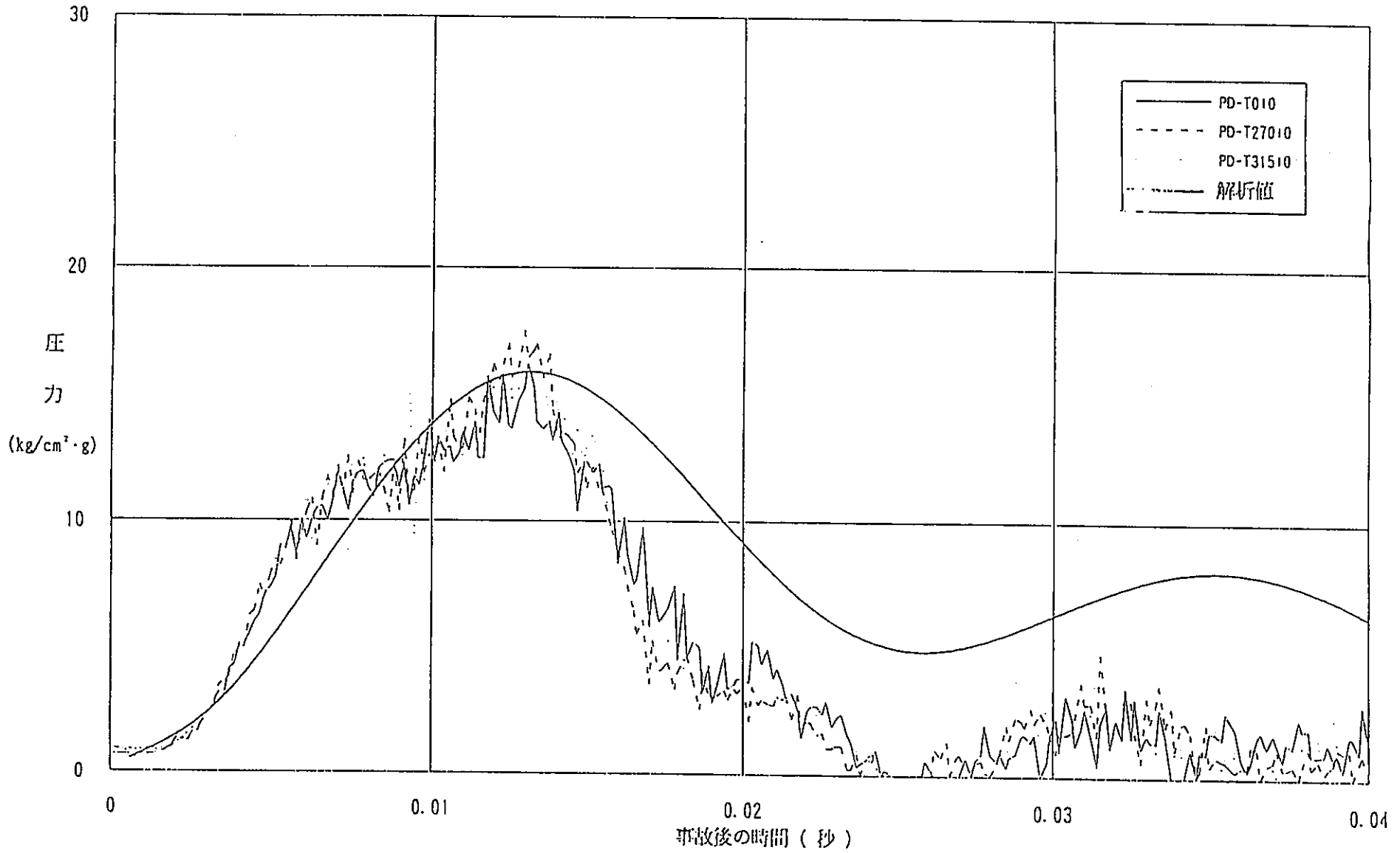


図5.2.3-35 PTCG試験II PWA P (球対称一次元モデル) 解析結果
 -タンク壁部圧力-
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [表縮熱伝達率: 4.6×10^6 kcal/m²h°C]

—5.2-79—

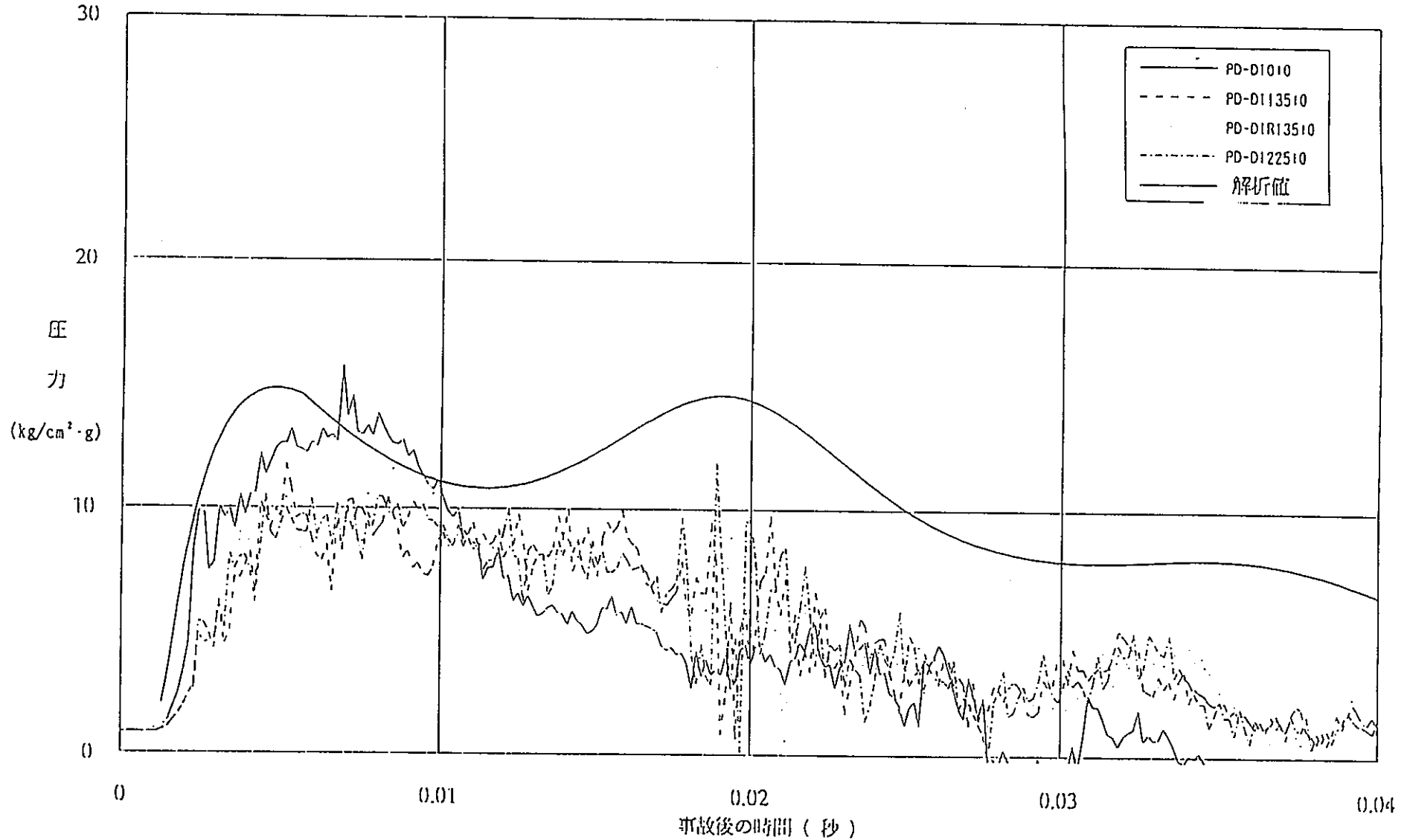


図5.2.3-36 PTC1試験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —第1隣接管部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [表縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

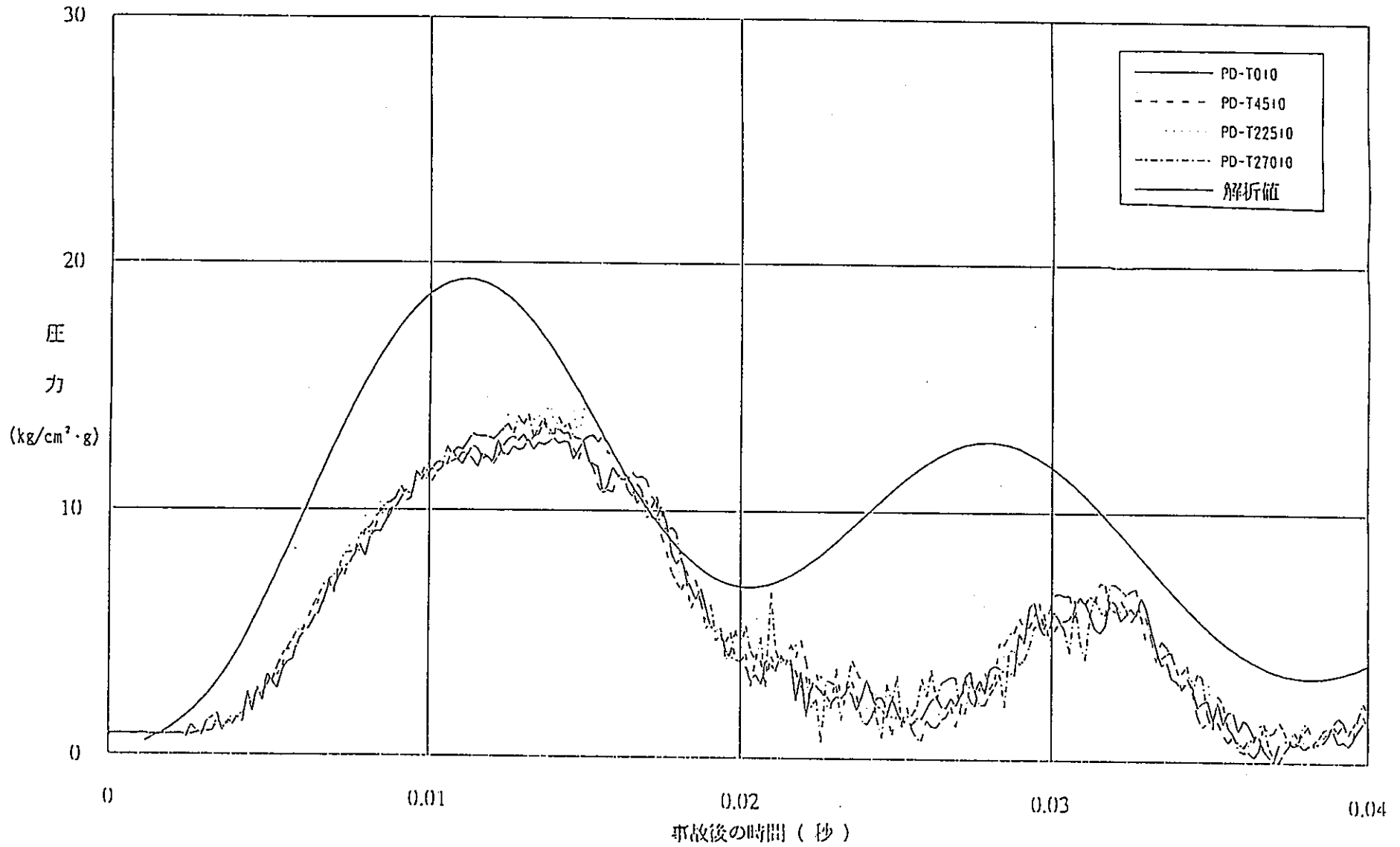


図5.2.3-37 PTC1試験HIPWAP(軸対称円筒一次元モデル)解析結果

—タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [収縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

-5.2-81-

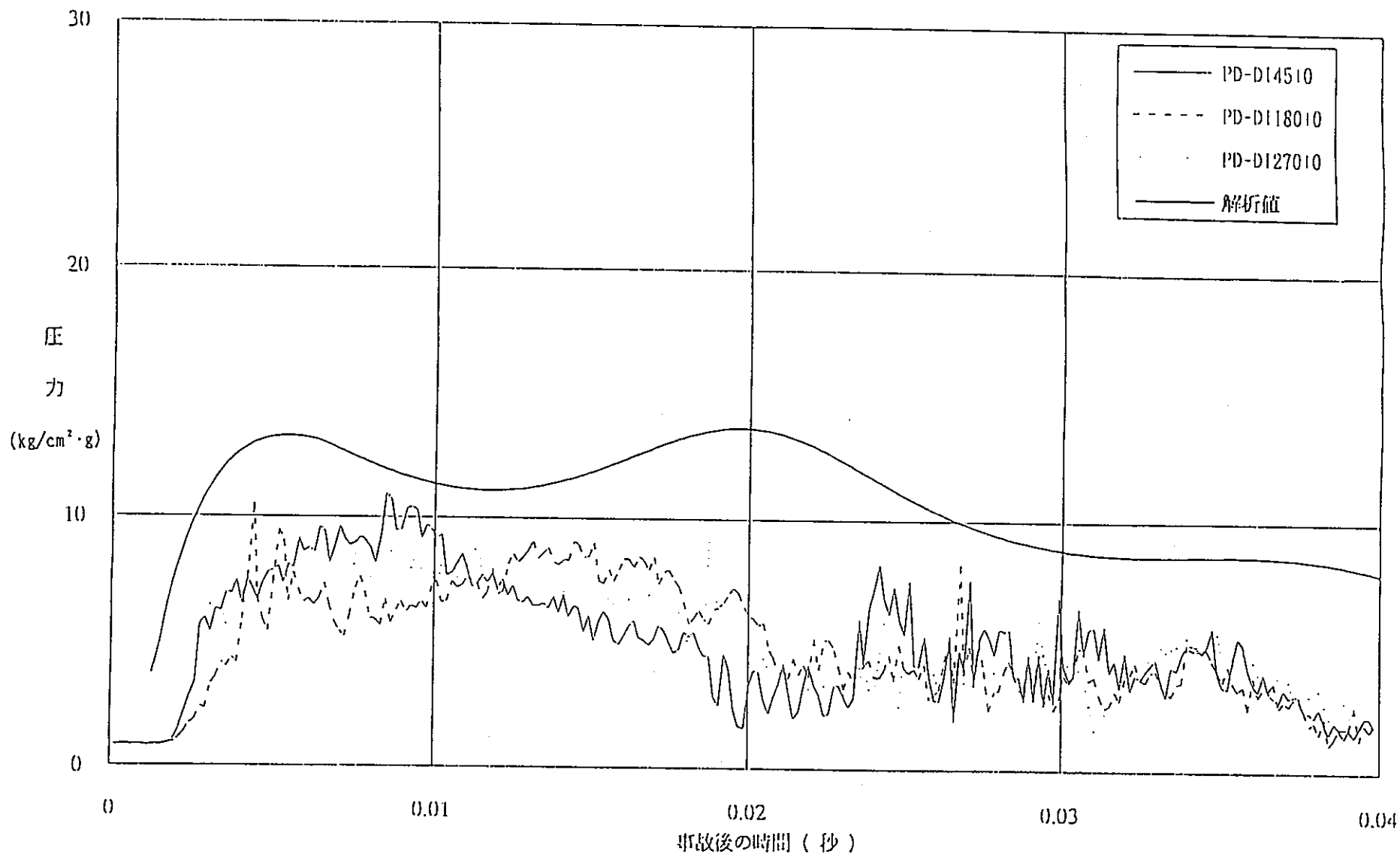


図5.2.3-38 PTC 2 試験H1PWA P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-

[減衰定数 : 2.0×10^4]

[凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

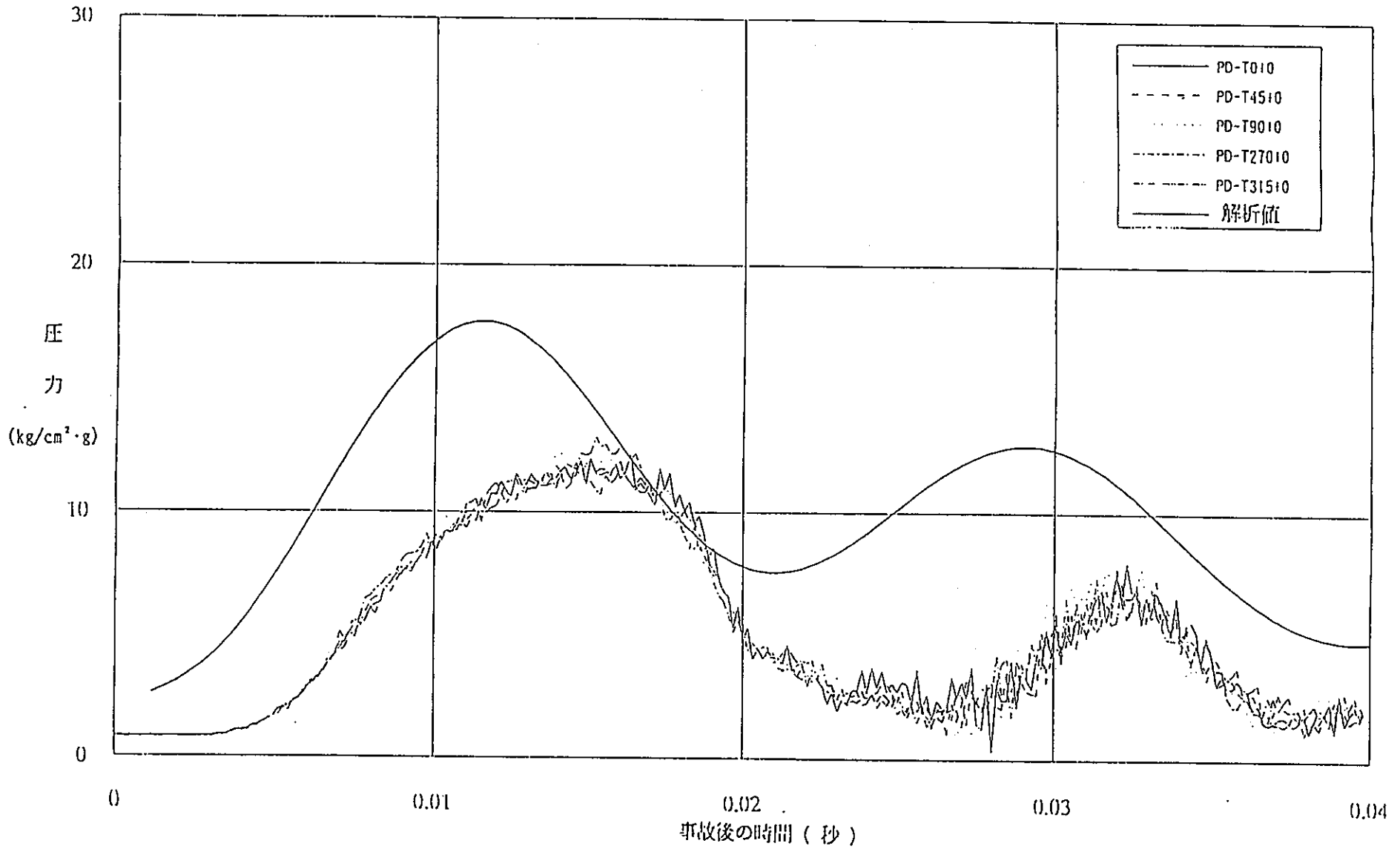
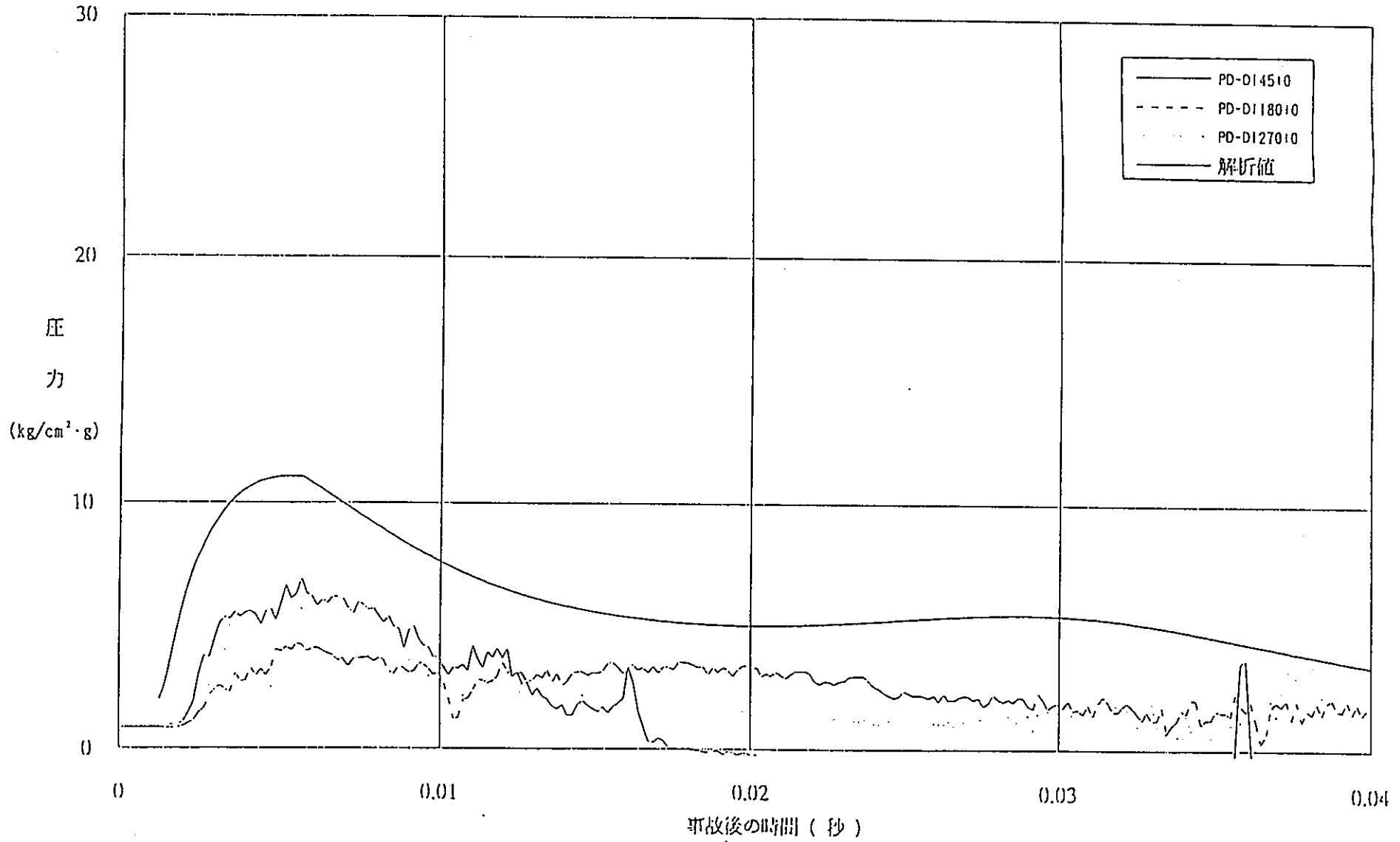


図5.2.3-39 PTC 2 試験HWPWR (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果

—タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]



—5.2-83—

図5.2.3-40 PTC3試験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —第1継接管部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

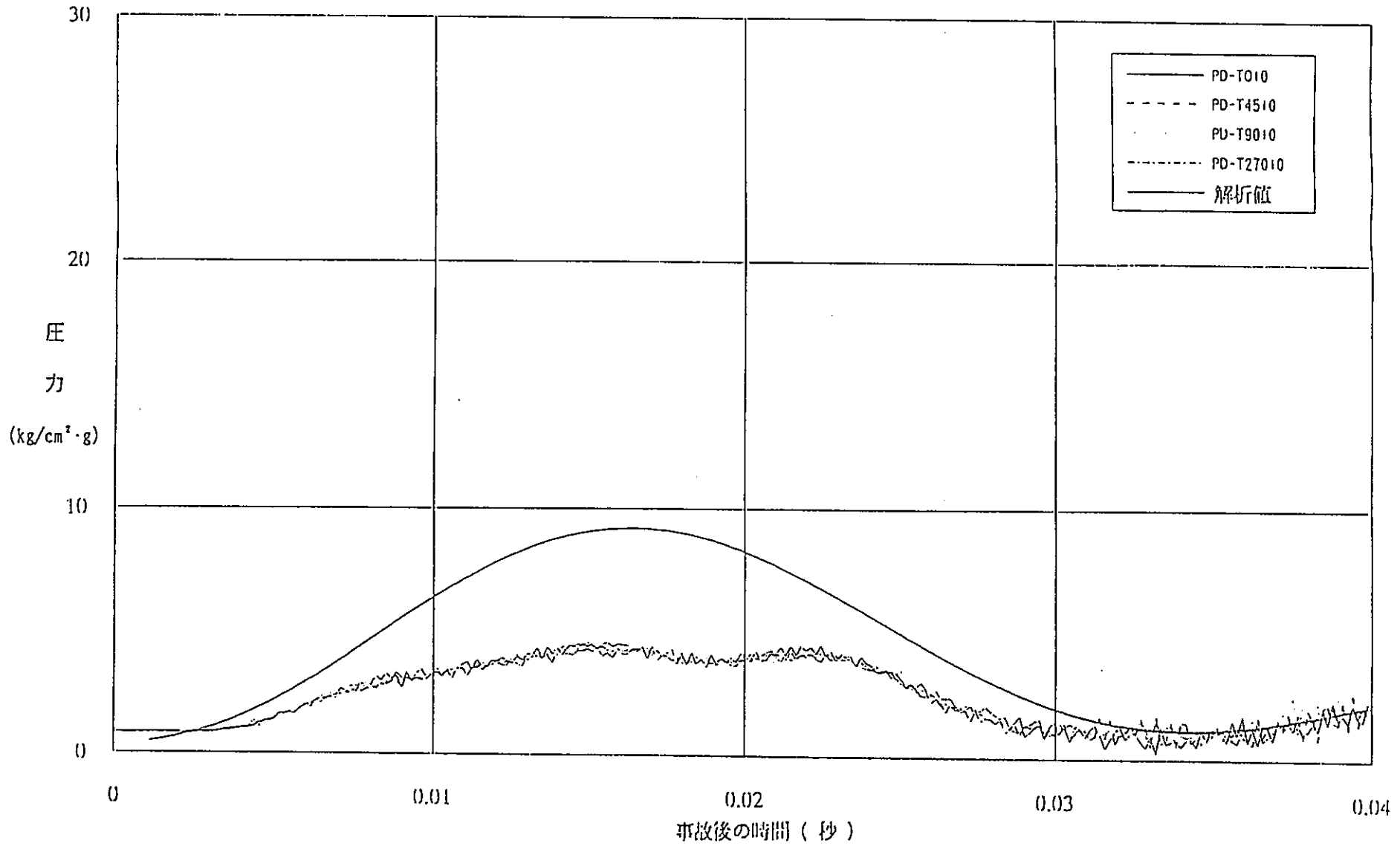


図5.2.3-41 PTC 3 試験 III P W A P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

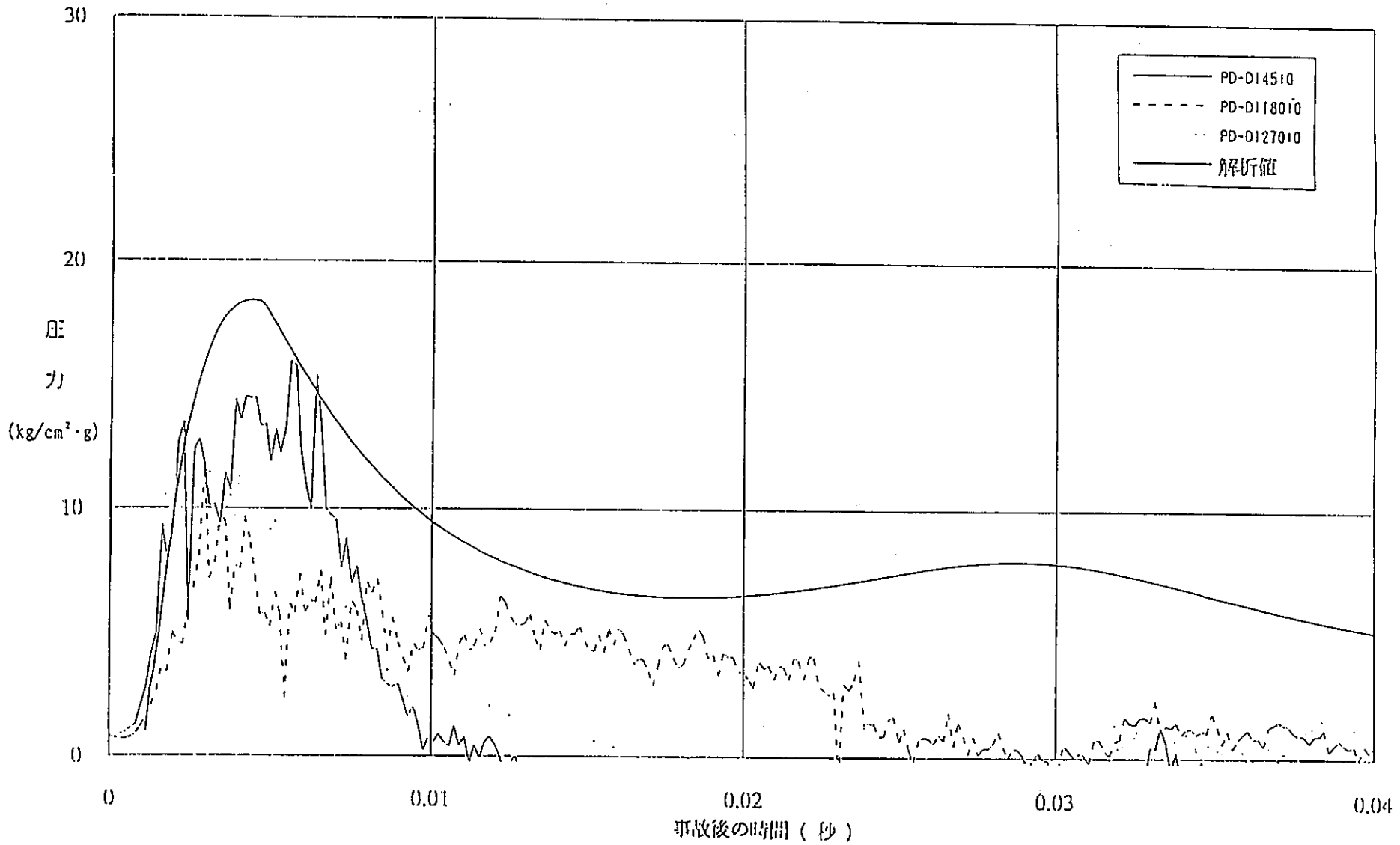


図5.2.3-42 PTC4試験II PWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力 -
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: 4.6×10^6 kcal/m²h°C]

-5.2-86-

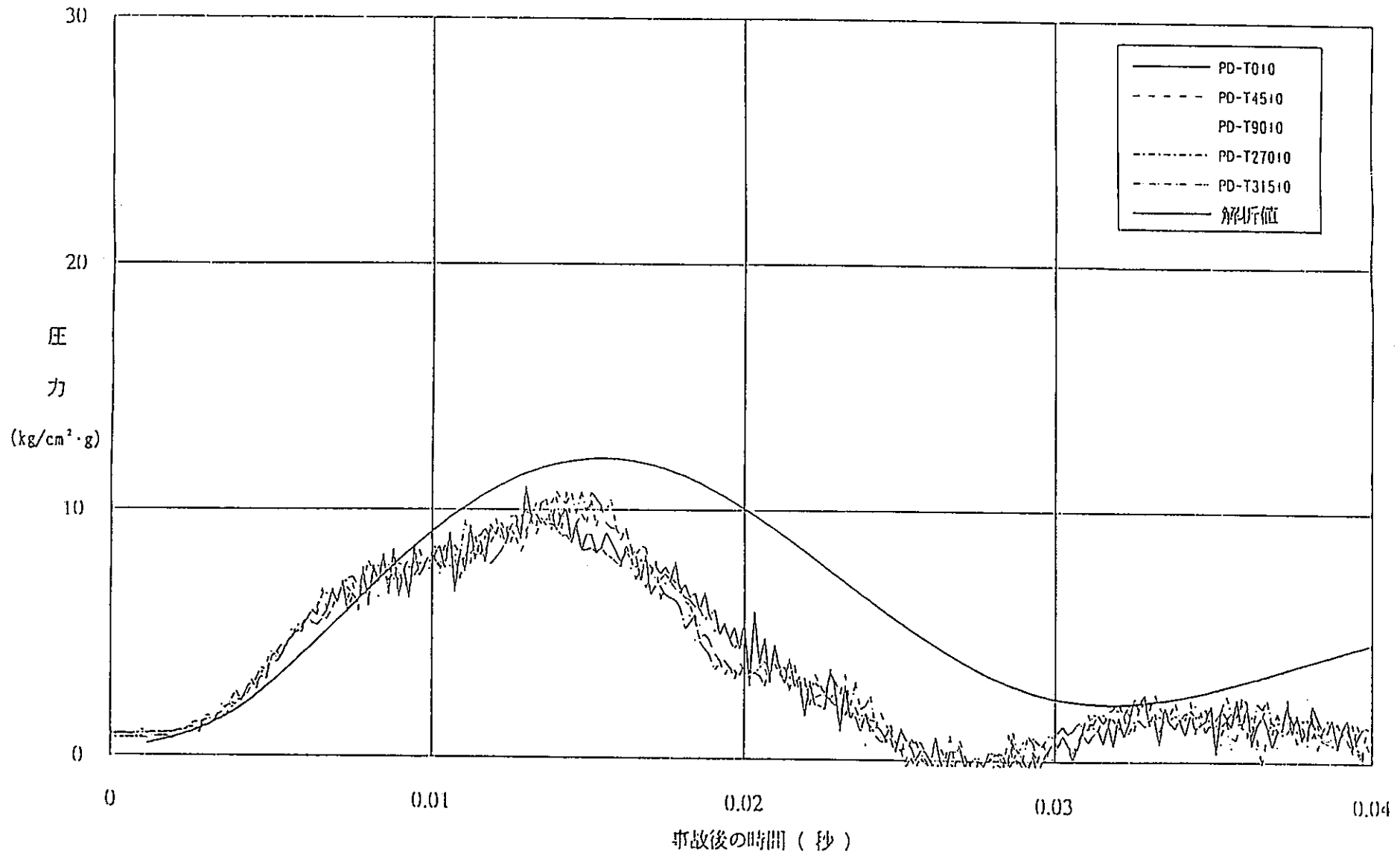


図5.2.3-43 PTC4試験H1PWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $1.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{s}$]

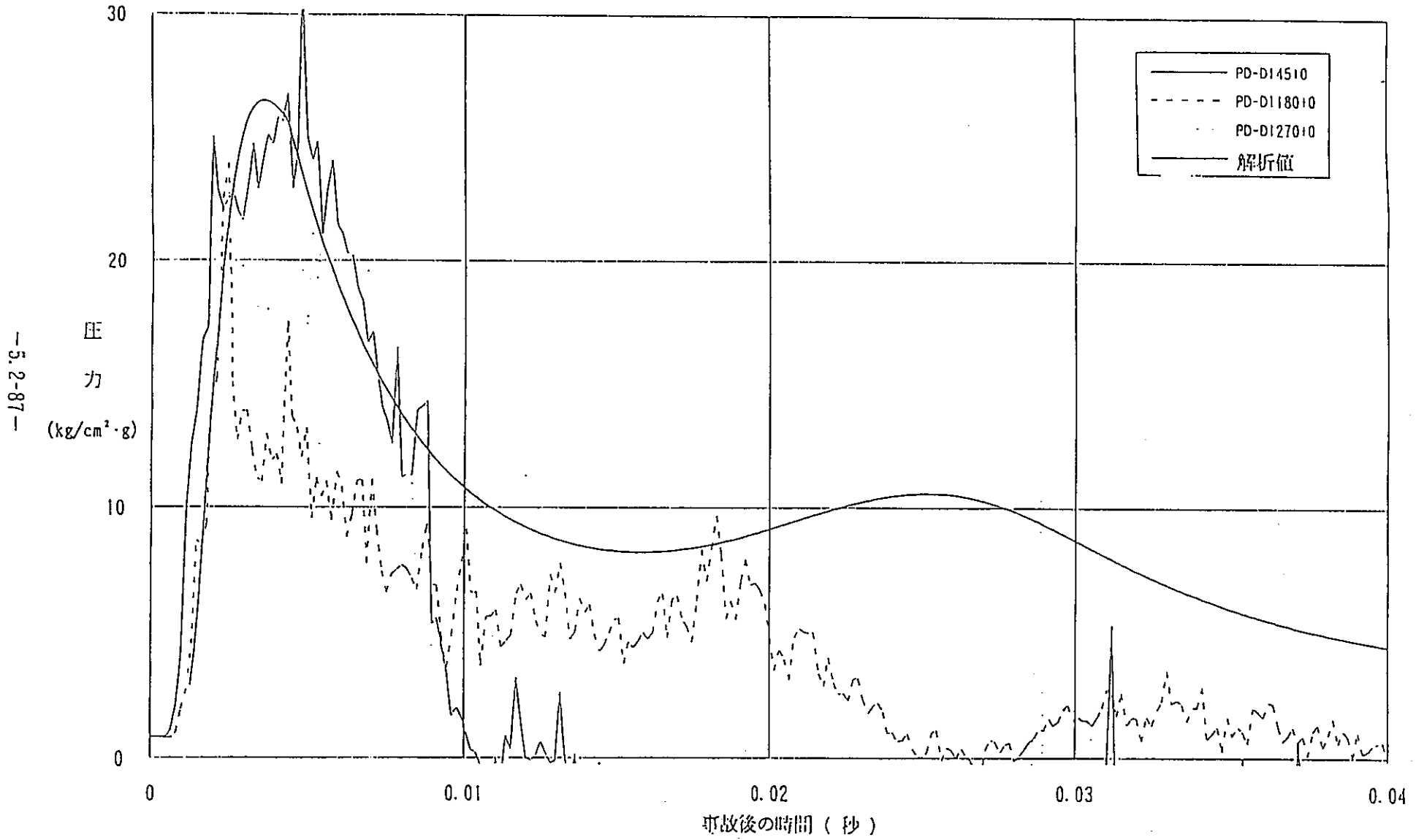


図5.2.3-44 PTC6試験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —第1 隣接管部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

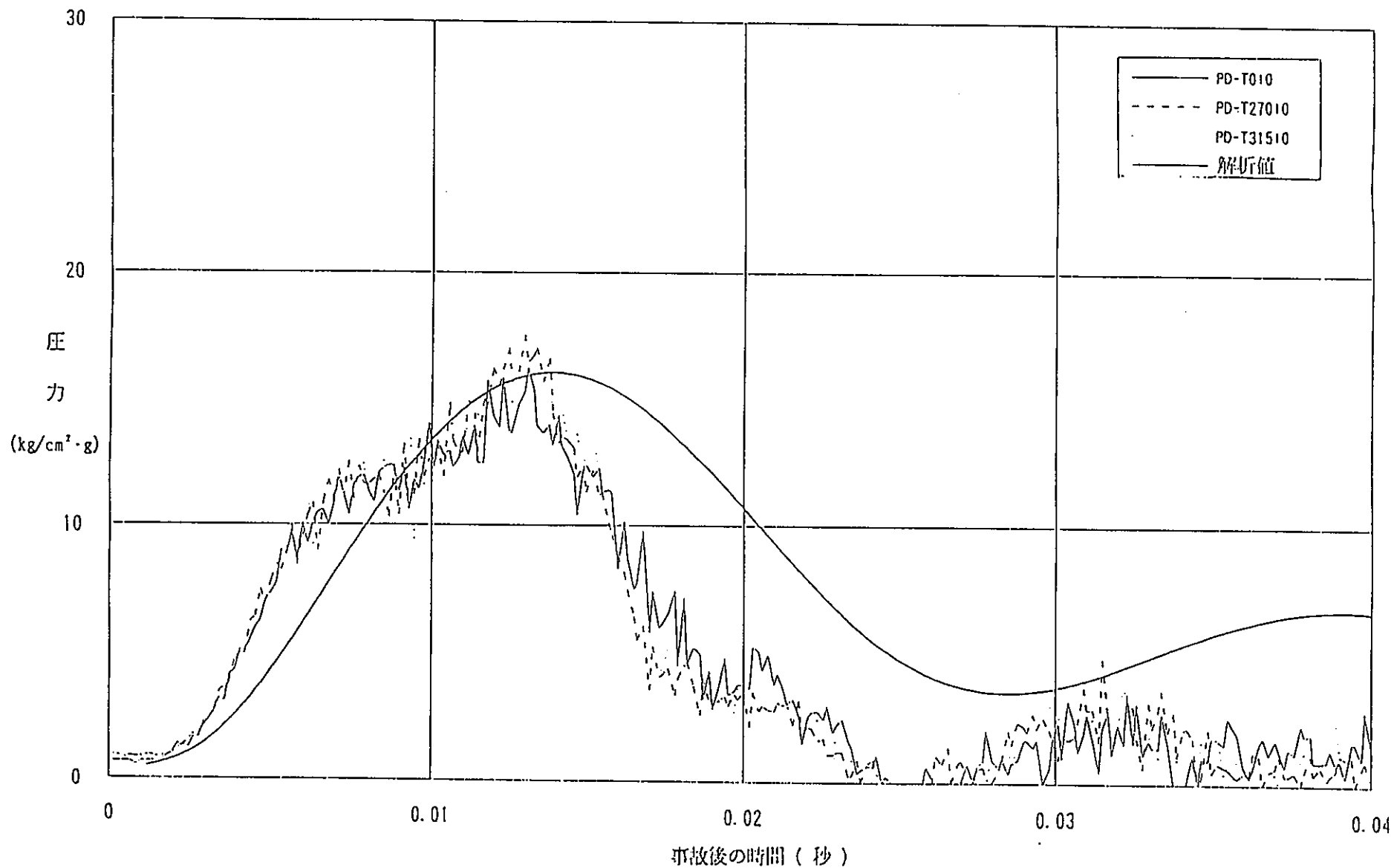


図5.2.3-45 PTC6試験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果

—タンク壁部圧力—
 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [波縮熱伝達係: $4.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}^\circ$]

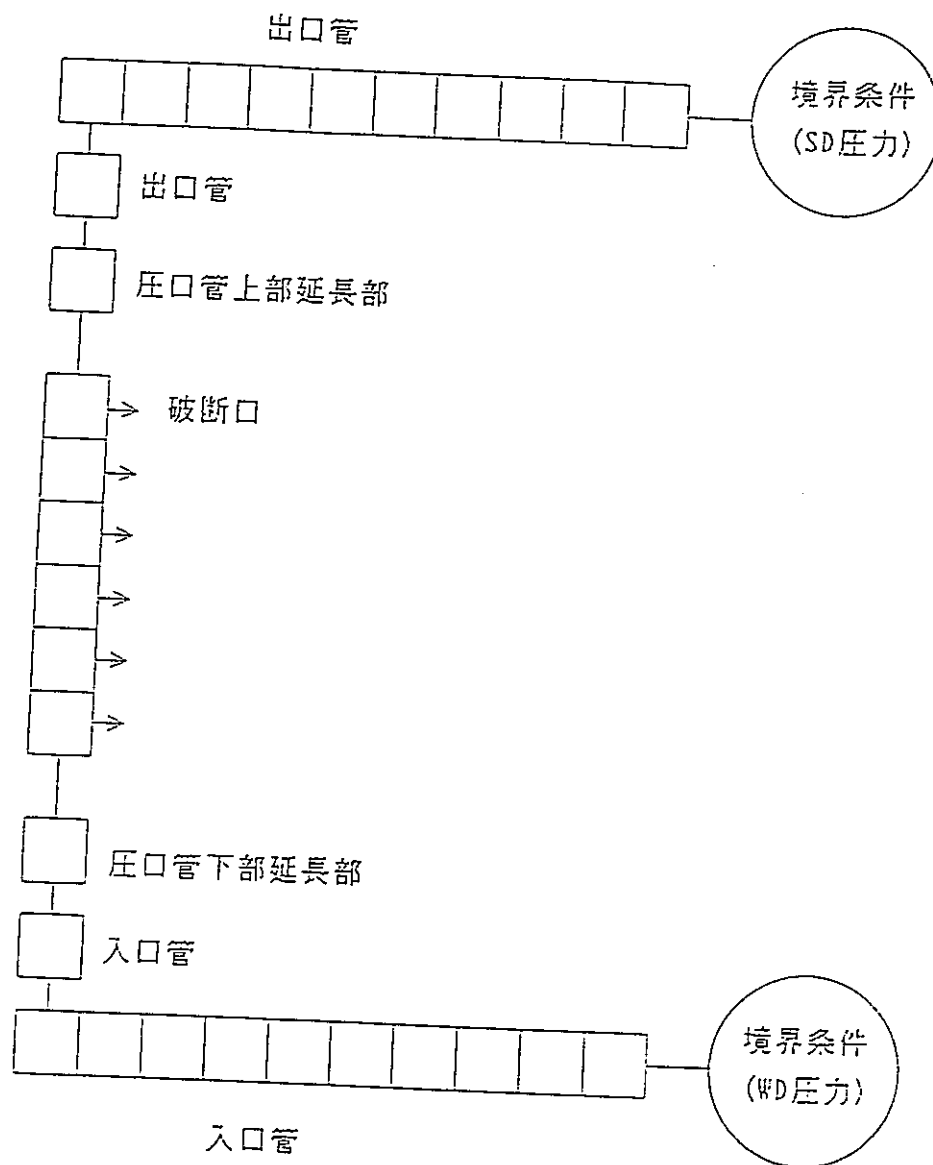


図5.2.4-1 SIMAコード解析ノード分割 (実機解析、全長破断)

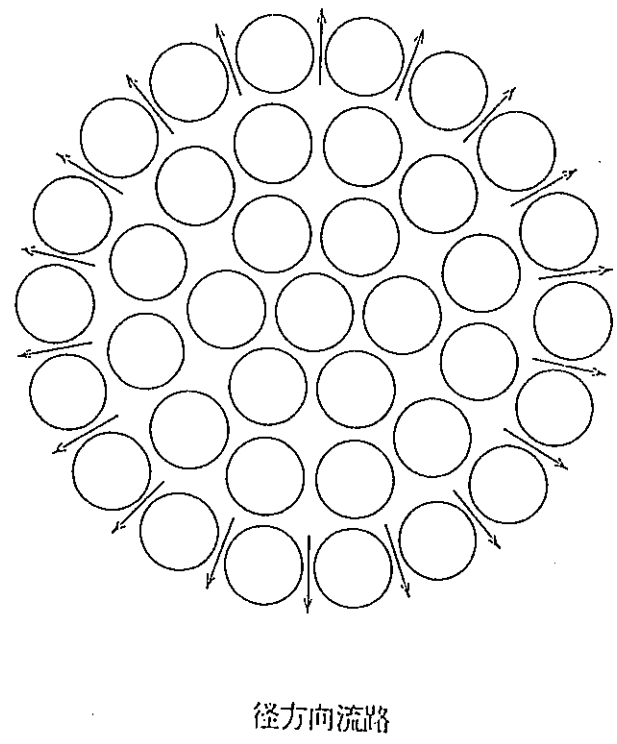
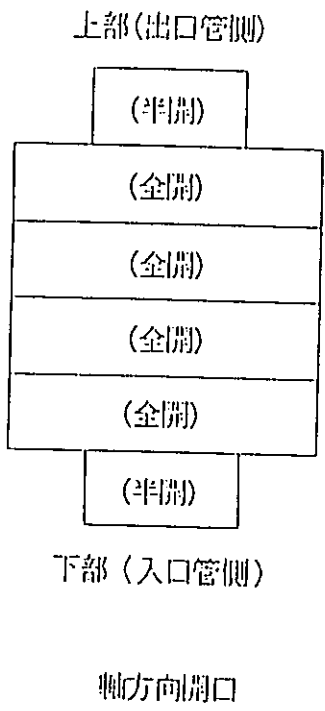


図5. 2. 4-2

実機圧力管破断時開口部解析モデル(全長破断時)

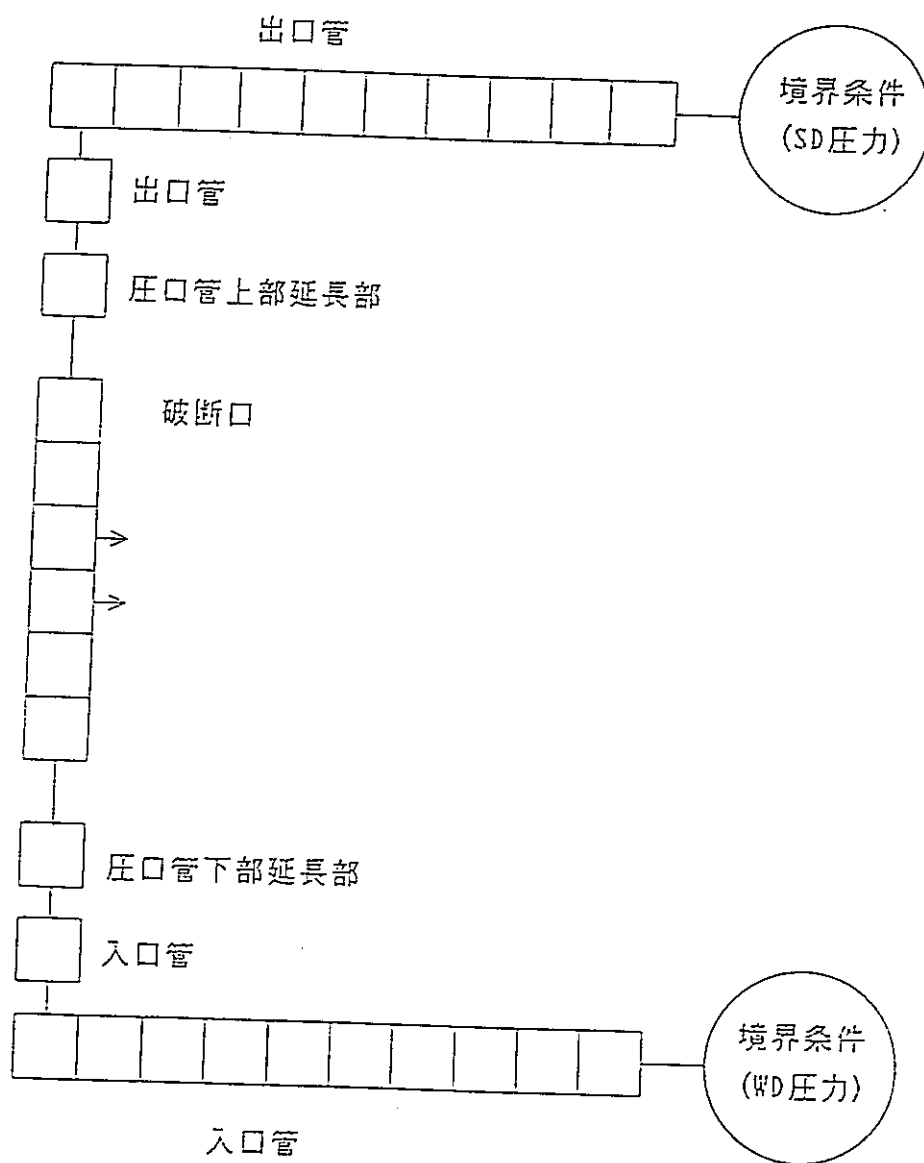


図5.2.4-3 SIMAコード解析ノード分割 (実機解析、部分長1m破断)

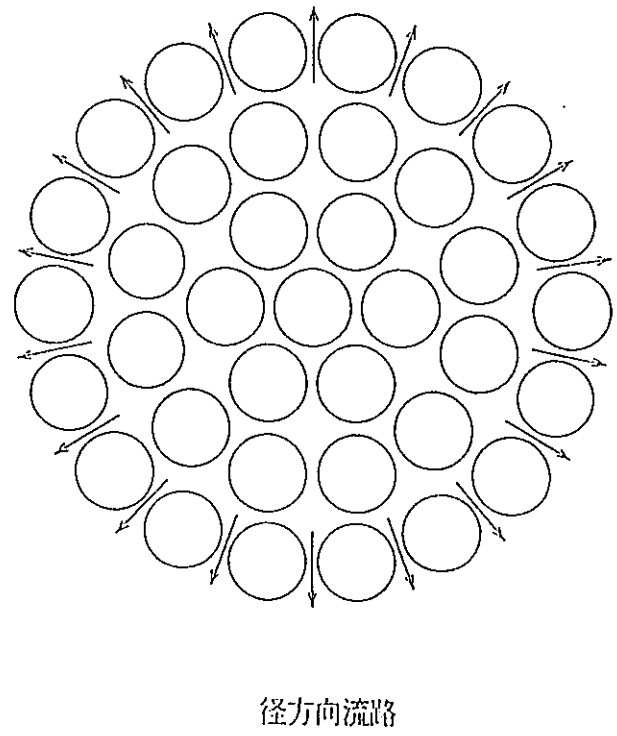
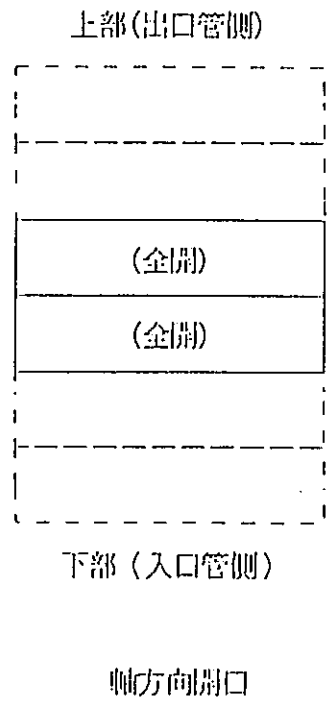


図5.2.4-4 実機圧力管破断時開口部解析モデル(部分長1m破断時)

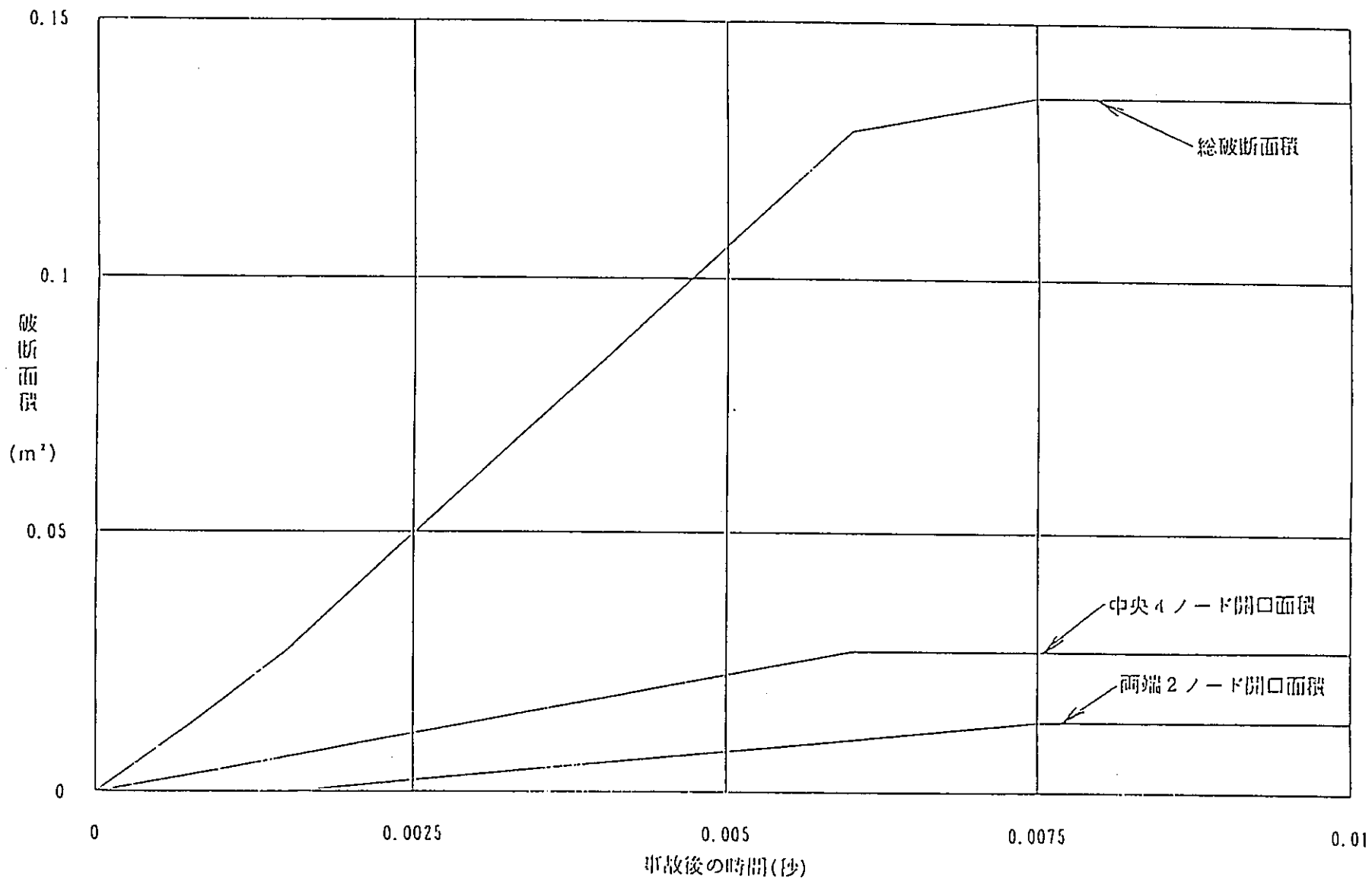


図5.2.4-5 実機全長破断時間開口面積変化 (S I M A解析条件)

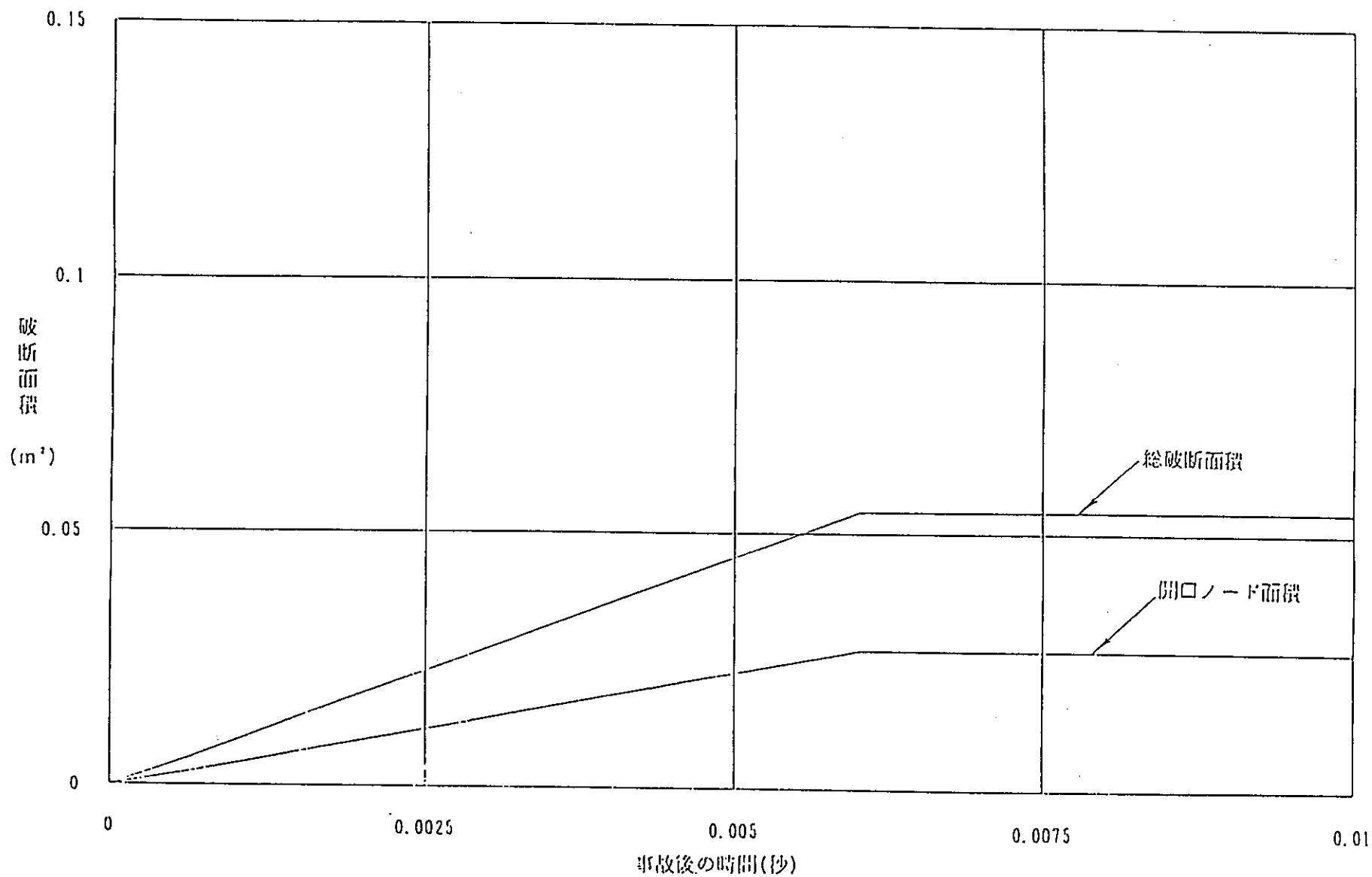


図5.2.4-6 実機部分長1m破断時開口面積変化 (SIMA解析条件)

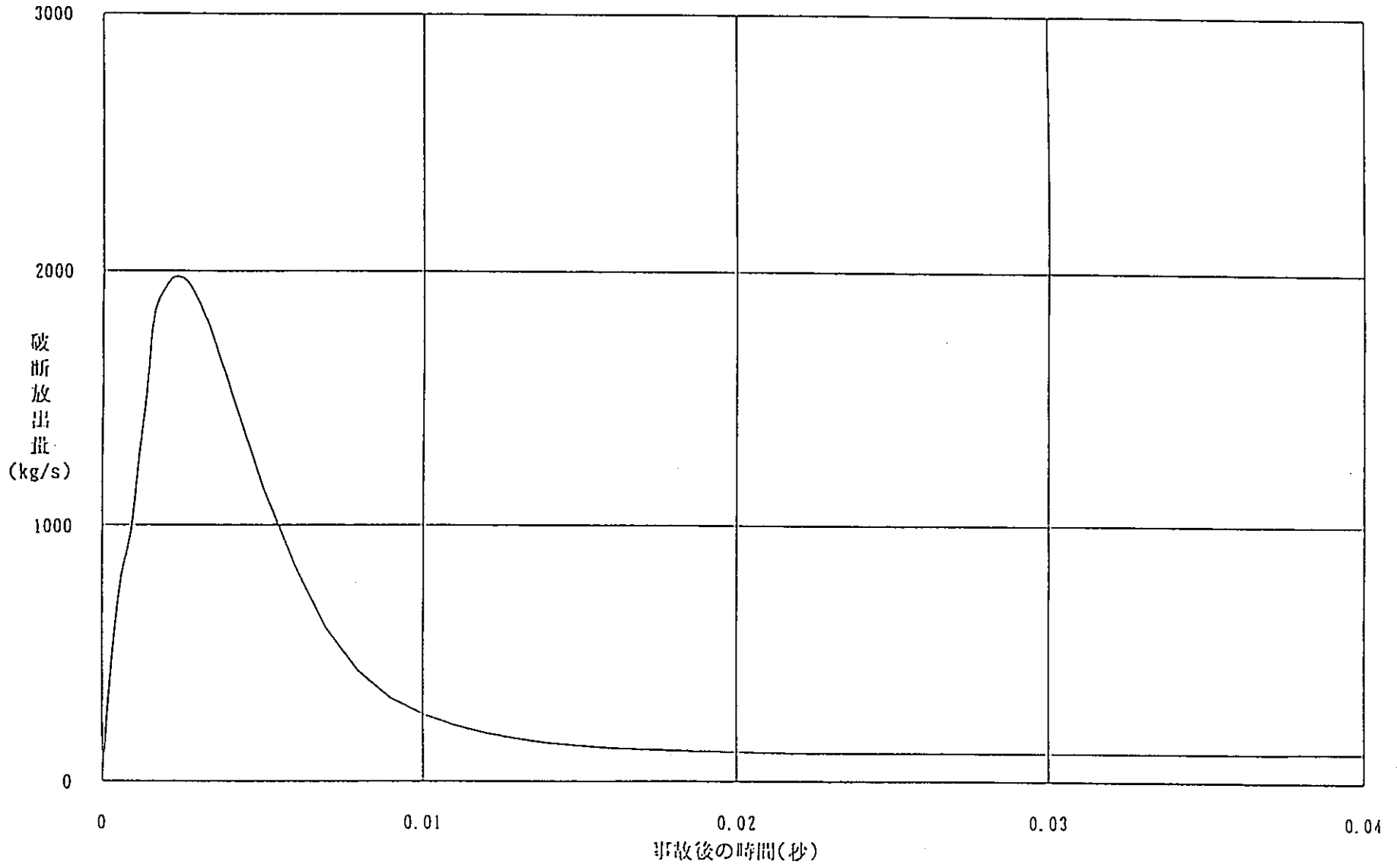


図5. 2. 4-7 実機圧力管全長破断時破断放出量解析結果 (S I M A解析結果)

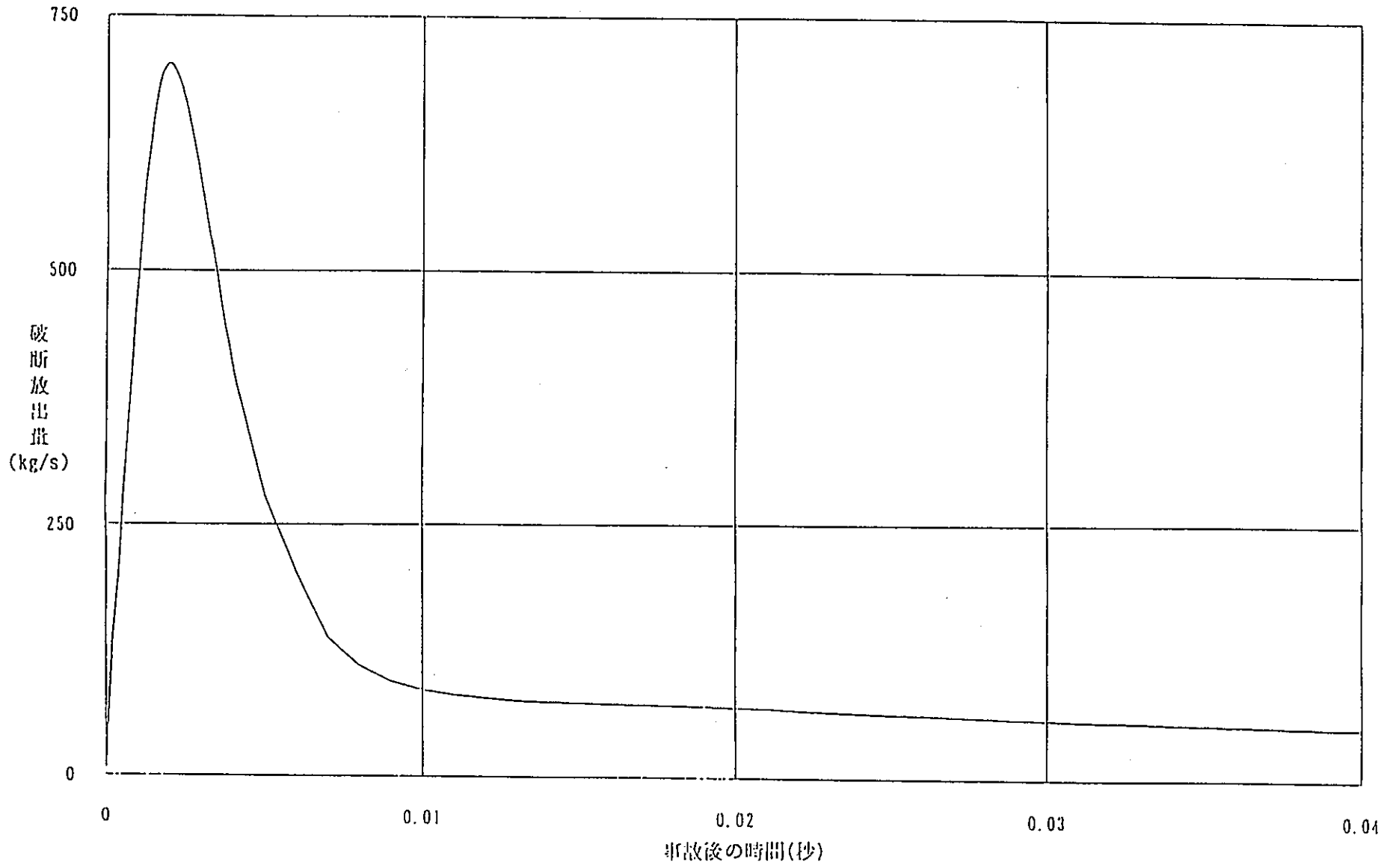


図5.2.4-8 実機圧力管部分長1m破断時破断放出量解析結果 (S I M A解析結果)

—5.2-97—

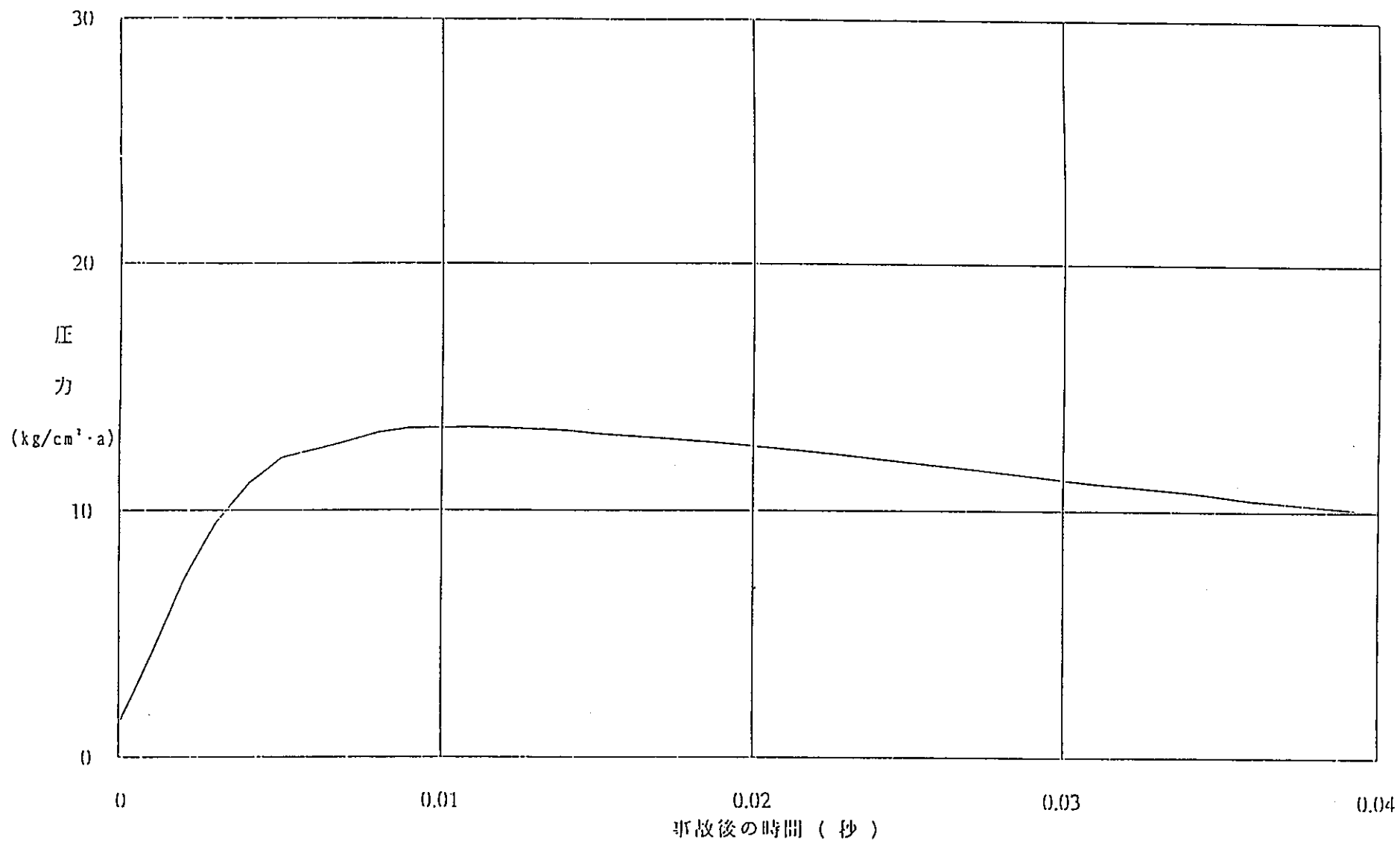


図5.2.4-9 実機圧力管全長破断時 CALANDRIA-II 解析結果 [凝縮熱伝達率: $1.0 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

-5.2-98-

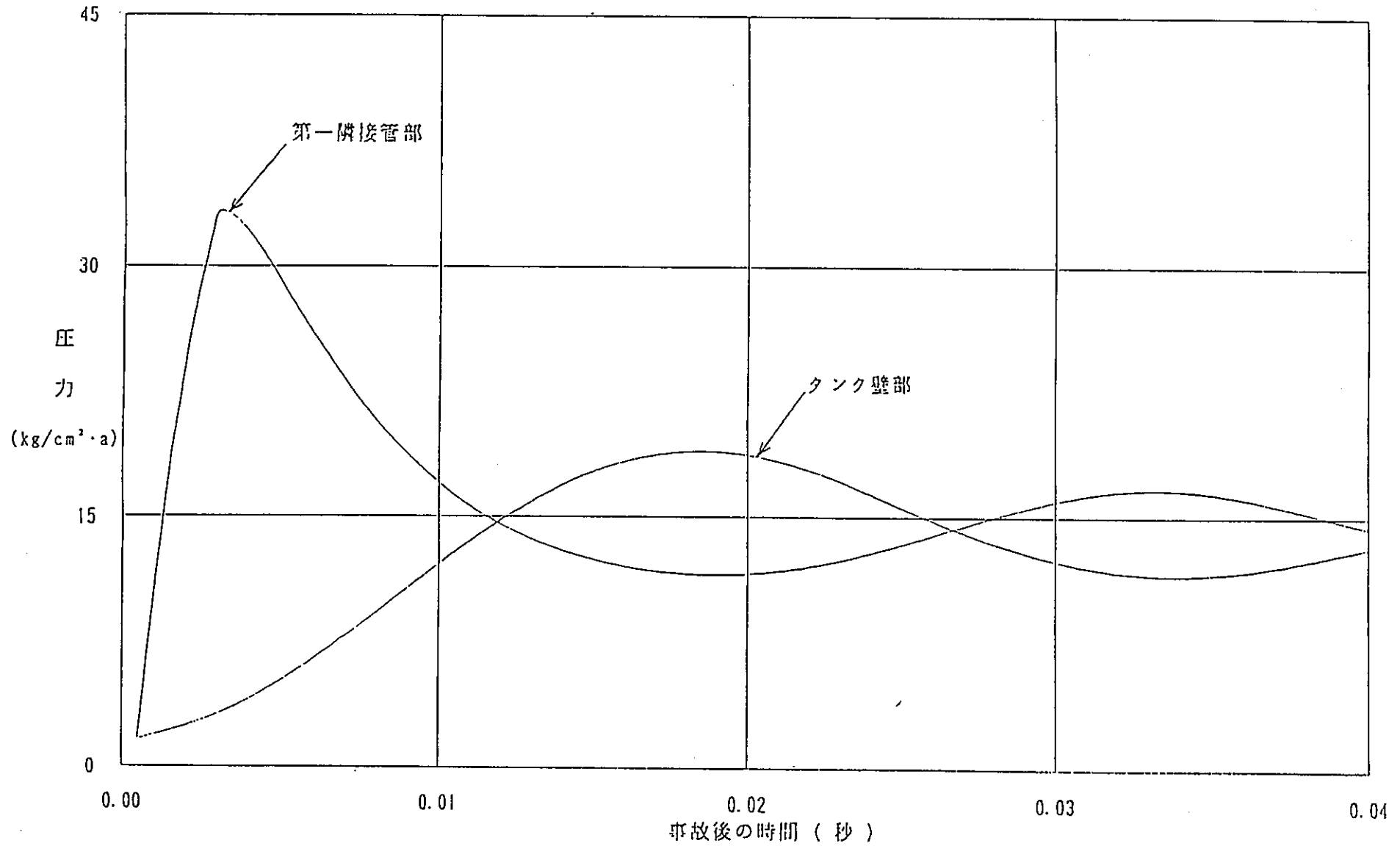


図5.2.4-10 実機圧力管全長破断時HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率 : $4.3 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$]

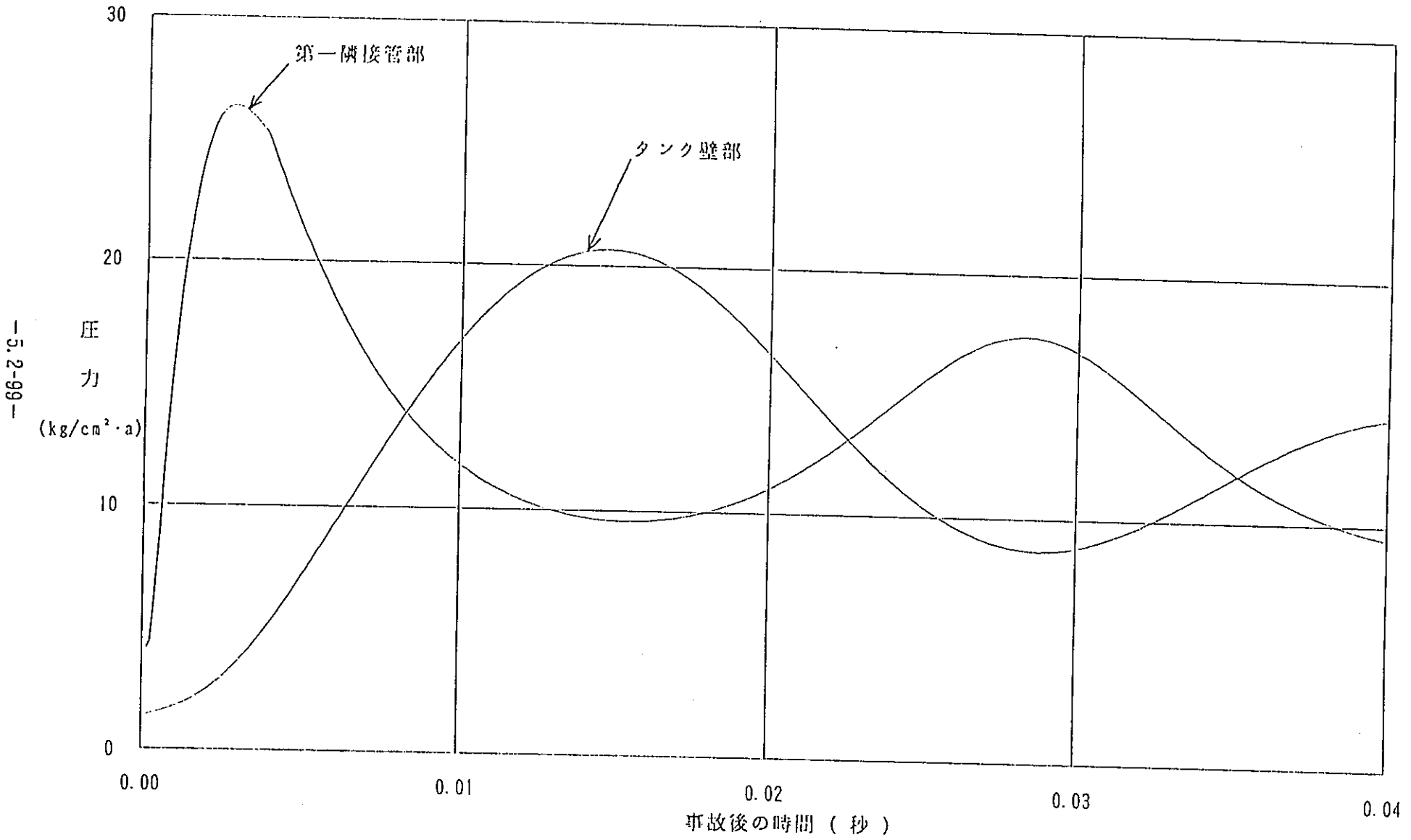


図5.2.4-11 実機圧力管全長破断時H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率 : $4.3 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

-5.2-100-

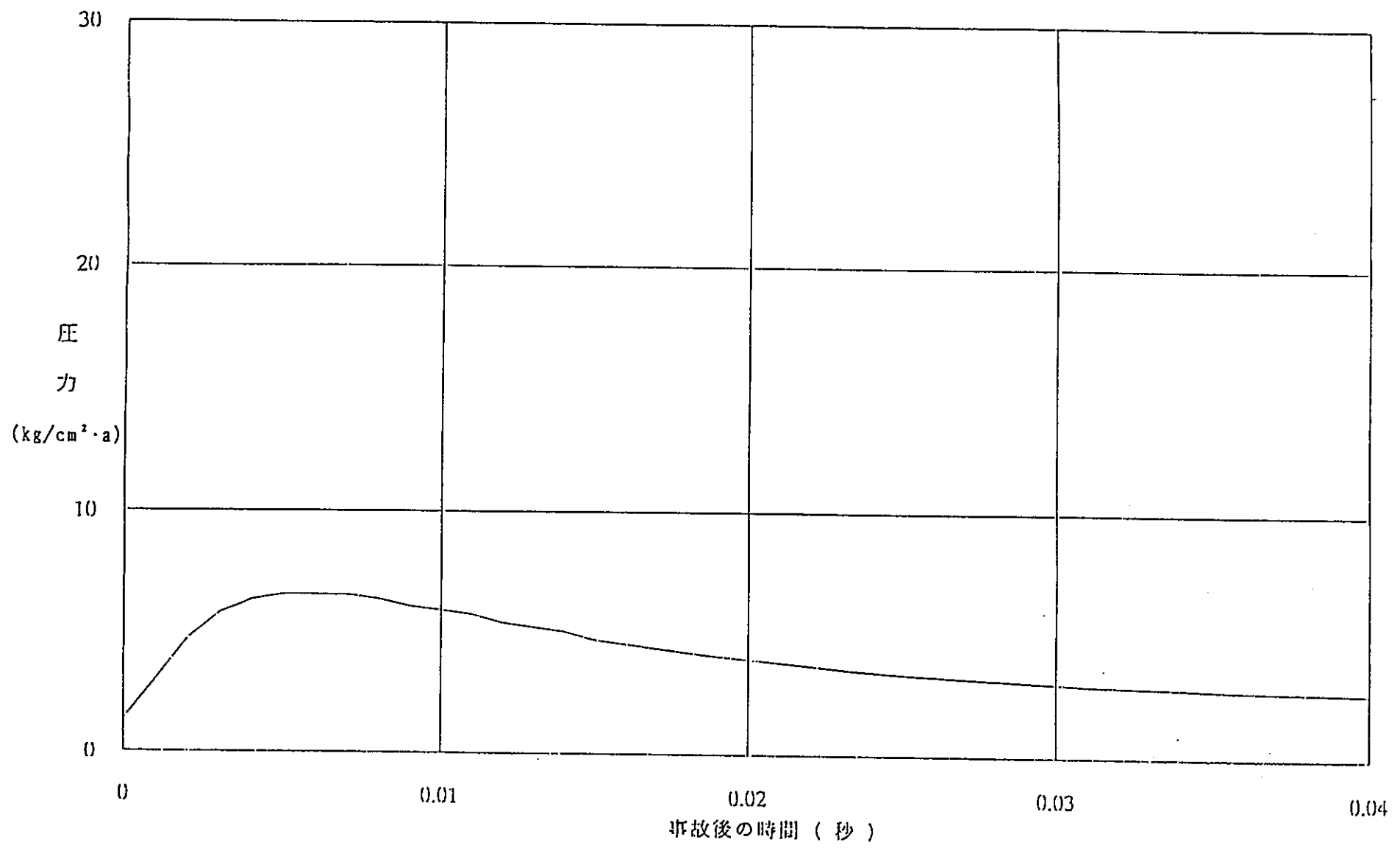


図5.2.4-12 実機圧力管部分長1m破断時CALANDRIA-II解析結果 [凝縮熱伝達率： $1.0 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

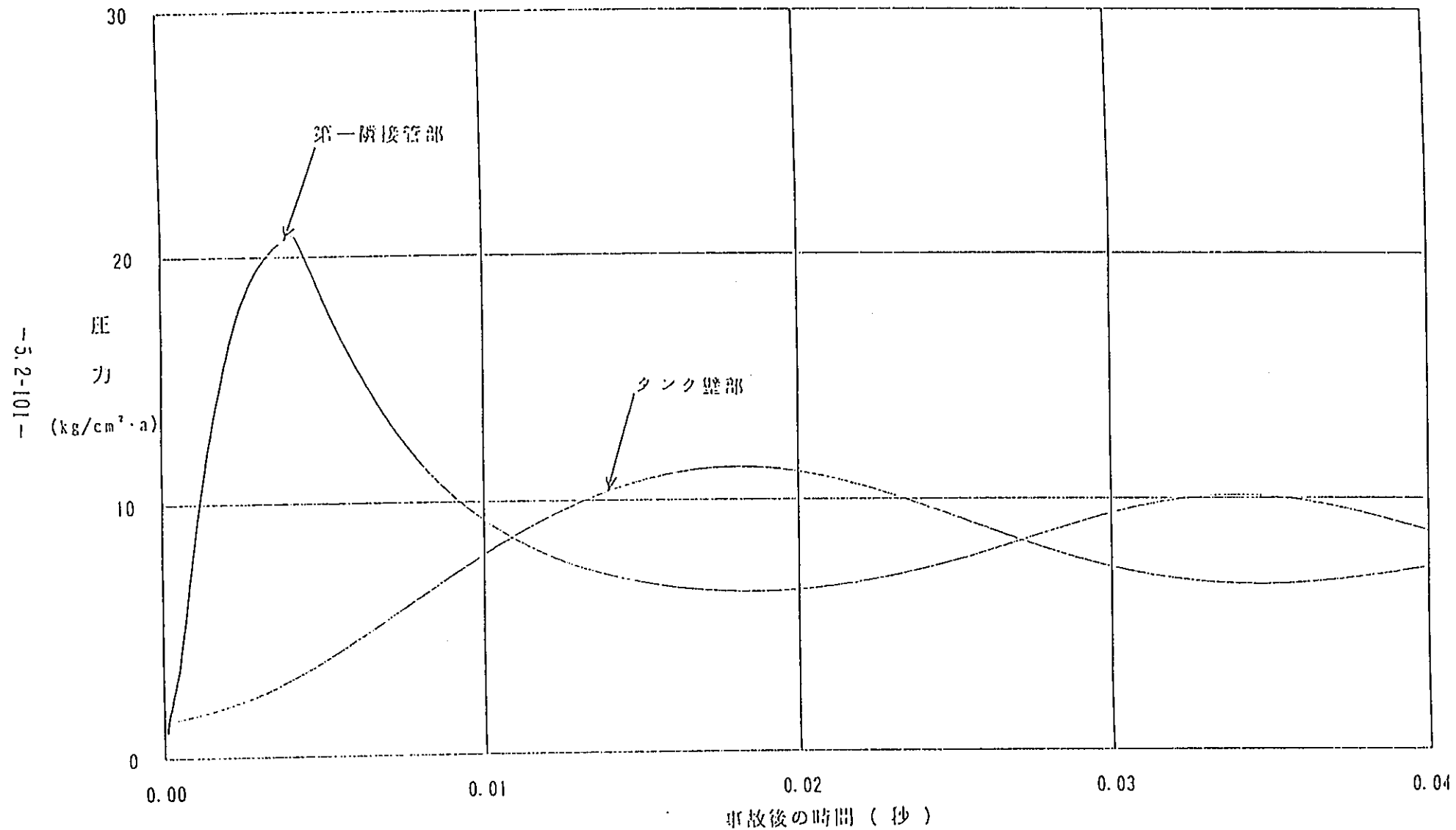


図5.2.4-13 実機圧力管部分長1m破断時HWP (球対称一次元モデル) 解析結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率 : $4.3 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ \text{C}$]

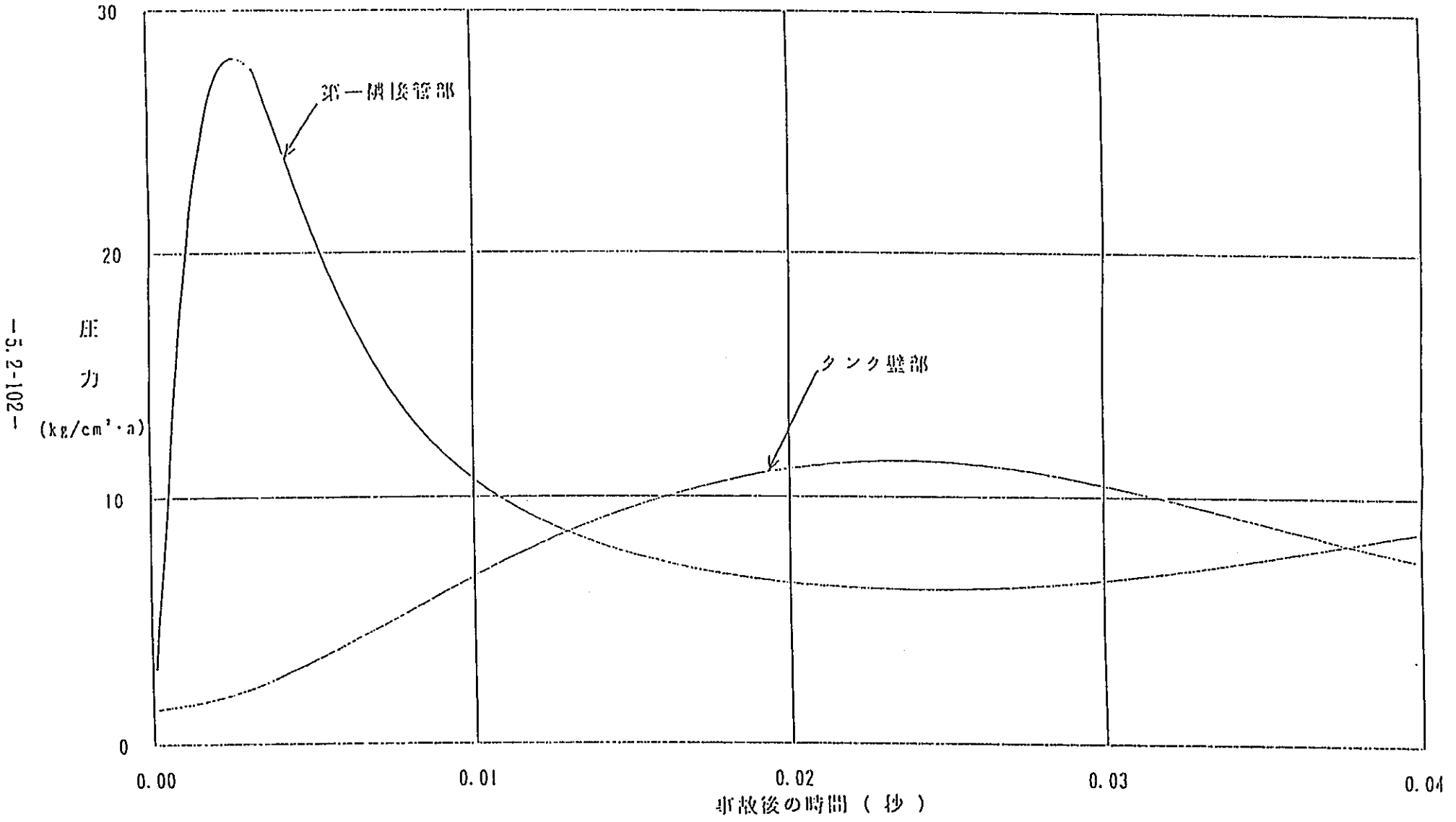


図5.2.4-14 実機圧力管部分長1m破断時H1PWA P (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [対流熱伝達率 : $4.3 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$]

-5.2-103-

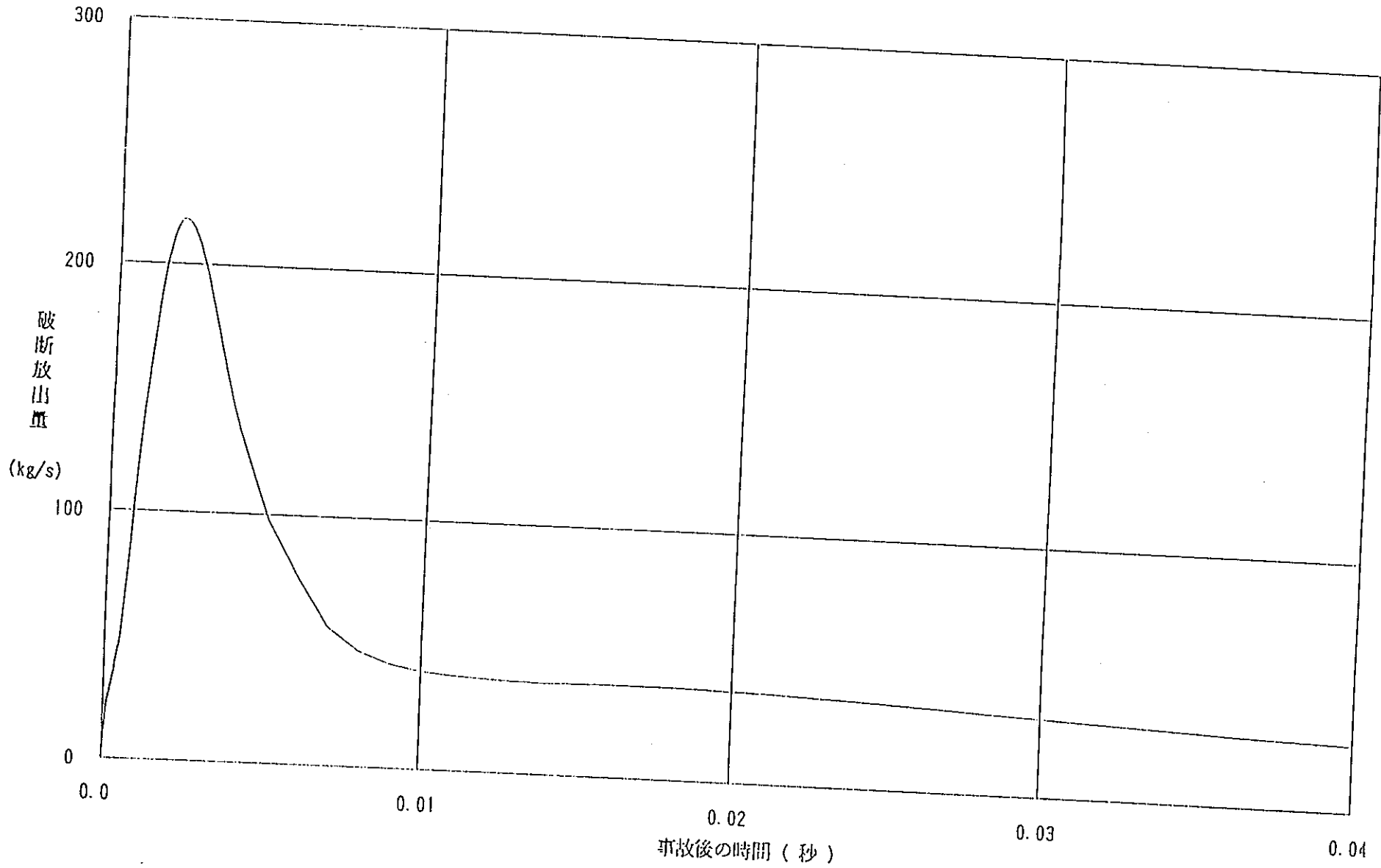


図5.2.5-1 NCI1試験時破断放出量解析予測結果 (SIMA解析結果)

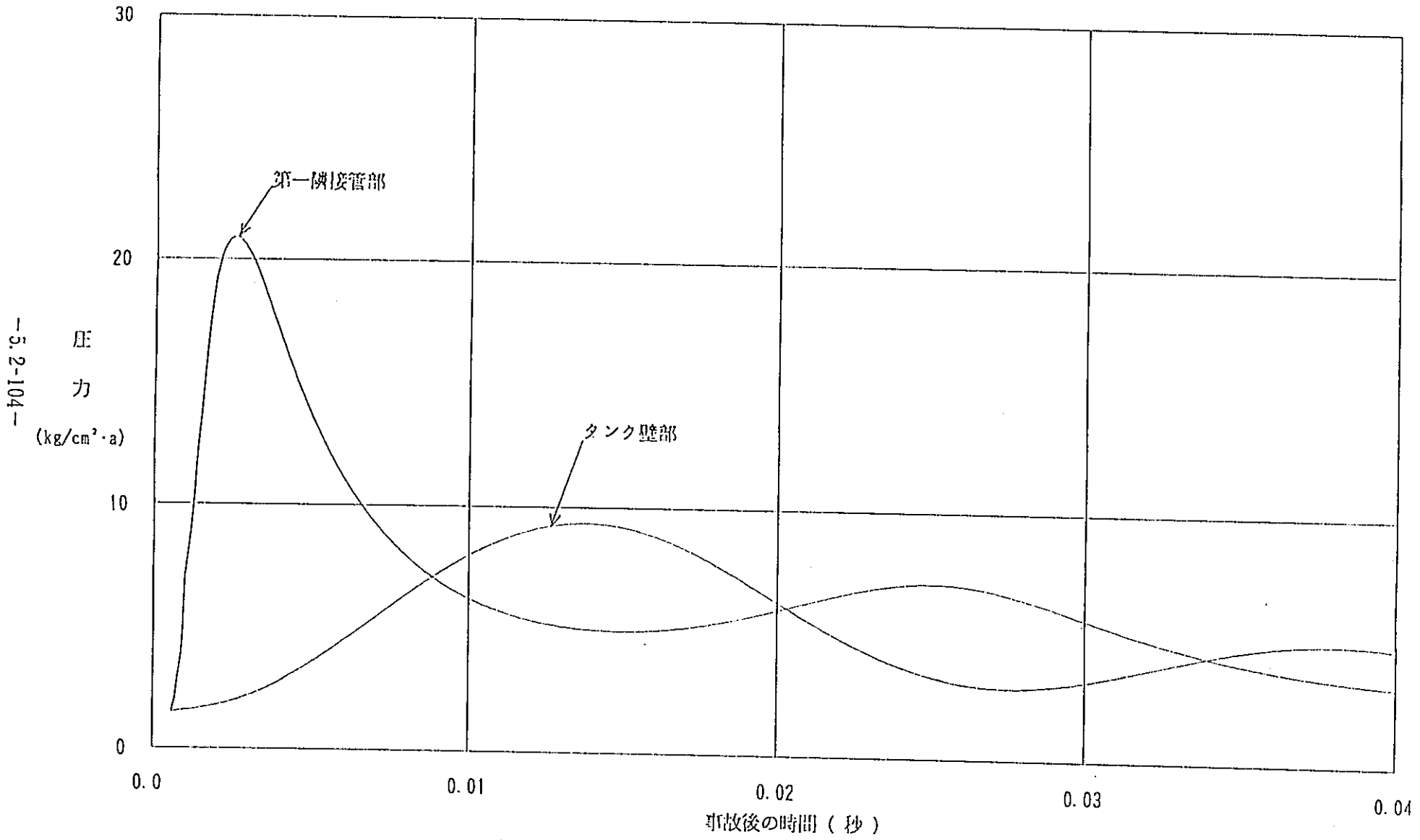


図5.2.5-2 NCI1試験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析予測結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [次縮熱伝達率: $4.3 \times 10^8 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

—5.2-104—

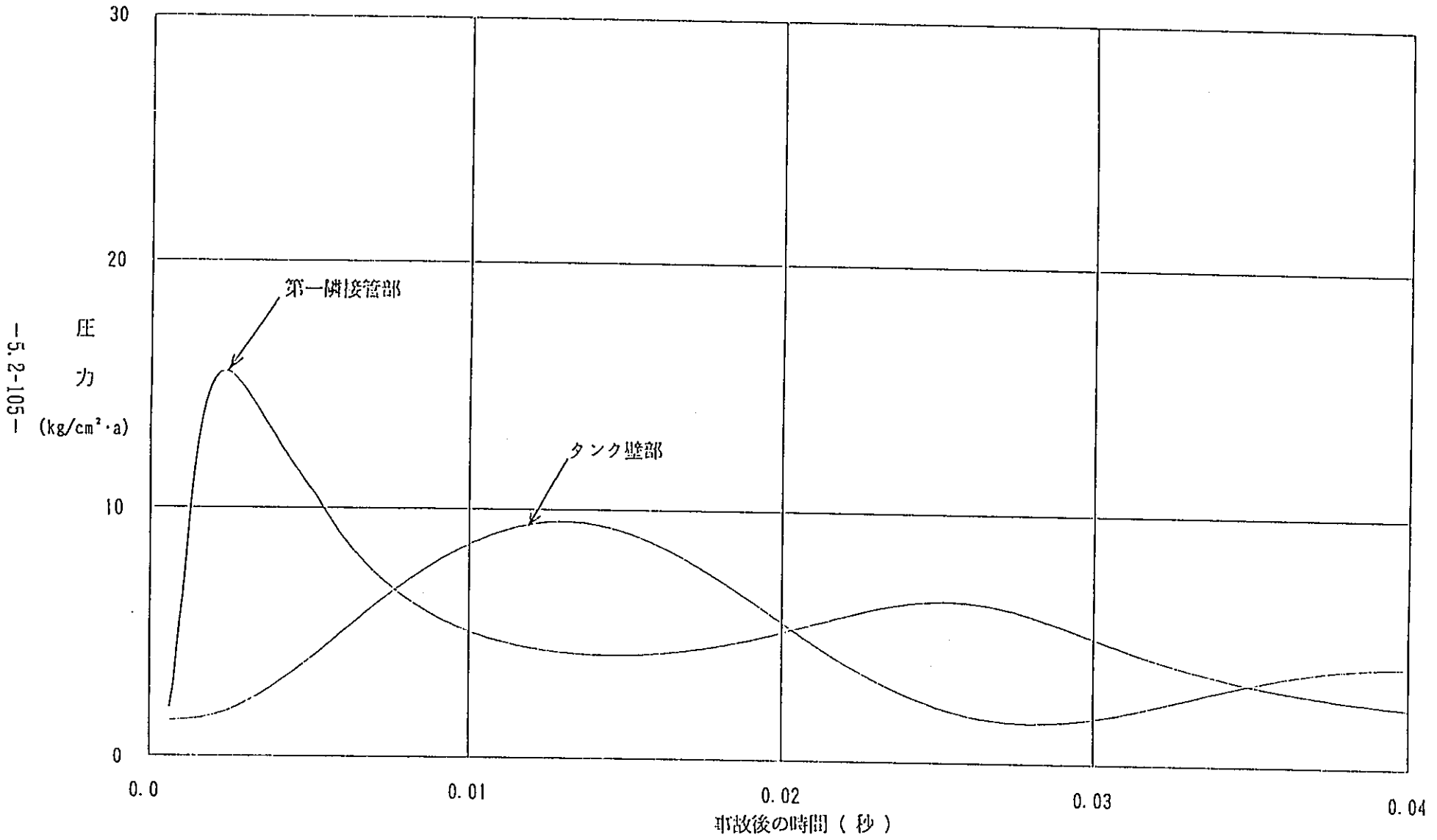


図5.2.5-3 NCI1試験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析予測結果 [減衰定数 : 2.0×10^4]
 [凝縮熱伝達率: $4.3 \times 10^8 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$]

6 圧力管単管破断時の燃料冷却性解析

6.1 緒言

6.1.1 目的

A T R 実証炉の圧力管破断時には、カランドリア管が同時に破断する場合と、カランドリア管が圧力バウンダリとして健全な場合の2ケースが考えられる。また、圧力管の破断程度としては、部分長破断から全長破断までが考えられる。

本章では、圧力管が破断し、かつカランドリア管が圧力バウンダリとして健全な場合（圧力管単管破断時）を想定し、破断の程度は全長スプリット破断状態下での当該チャンネル内の燃料集合体の冷却性を評価する。

6.1.2 平成4年度の作業内容

平成4年度は、平成3年度での圧力管破断時燃料冷却性評価結果¹⁾に基づき、更に解析モデルの詳細化を図り、詳細化した解析モデルを用いて安全評価解析条件にて圧力管単管破断時の燃料冷却性解析を行う。具体的には、(1) 解析コード及び手法の整備、(2) 試験解析による検証、(3) 実機解析を以下のように行う。

(1) 解析コード及び手法の整備

圧力管単管破断時の燃料冷却性解析に、下記の解析モデルを導入し、より現実的かつ合理的な被覆管表面最高温度（P C T）が解析できるようにすることを目的として、解析コード及び手法の整備を行う。

(a) 燃料棒同士及び燃料棒と圧力管の間の輻射伝熱モデル

(b) 被覆管における水-Zr 反応発熱モデル

(c) 燃料棒内における出力傾斜モデル

(2) 試験解析による検証

平成2年度にH T Lで実施された圧力管破断試験結果に基づき、(1)で整備した解析コードの検証を行う。同試験では、水-Zr 反応発熱及び燃料棒内における出力傾斜の効果は無いが、輻射による伝熱の効果はある。そこで、上記で整備した解析コードを使用して試験解析を行い、整備前後の結果の比較により、輻射を考慮することによる予測精度への影響を確認する。更に、試験データと解析結果の比較により、同コードの検証を行う。

(3) 実機解析

(1)で整備した解析コードにより、A T R 実証炉のP C Tを代表1ケースについて求め

る。代表1ケースは、平成3年度の圧力管破断時燃料冷却性解析ケースにおいてPCTが約920℃となり、PCTの制限条件（1200℃以下）に対し余裕がある圧力管中間拡管状態の解析条件（平成3年度作業でのケースB2：破断後の圧力管内径は ϕ 130.0、燃料体偏心は最大、出力は安全評価出力）を選び、(1)で整備した解析コードの結果についても制限条件を満足できるかどうかを確認する。また、整備前後の結果の比較により、(1)の(a)、(b)、(c)の各モデルの導入がPCTに及ぼす効果を確認する。

6.2 解析コード及び手法の整備

圧力管が破断し、圧力管の拡管や燃料体の偏心が生じると、圧力管内の冷却材流れは不均一となり、部分的に燃料冷却性が低下する。特に圧力管が拡管し燃料体が偏心すると、偏心側の燃料棒とその反対側の燃料棒との間で冷却性に差異が生じ、偏心側の燃料棒の冷却性が著しく低下する。このため、偏心側の燃料棒とその周辺の燃料棒では、被覆管表面最高温度に差異が生る。また、燃料棒最高温度が高くなるにつれ、燃料棒からその周辺の燃料棒及び圧力管への輻射伝熱が無視できないものになると考えられる。更に平成3年度の評価結果から、実機の圧力管単管破断時の被覆管表面最高温度は1200℃近傍になる場合もあると予想され、被覆管の水-Zr反応発熱や燃料棒内出力傾斜の効果についても考慮する必要がある。

このため、平成3年度までの解析手法に輻射伝熱計算モデル、水-Zr反応計算モデル及び傾斜発熱計算モデルを導入するための解析コード及び手法の整備を実施した。以下にその内容を示す。

6.2.1 輻射伝熱計算モデルの整備

燃料棒同士及び燃料棒と圧力管の間の輻射伝熱による熱伝達を、サブチャンネル解析コードCOBRA-ATRでの解析に考慮できるように、同コードに輻射伝熱計算モデルを導入し、モデルの妥当性を確認する。

(1) 解析モデル

COBRA-ATRコードへの輻射伝熱計算モデルの導入は、圧力管内燃料棒の温度等を解析するHEATUPコードにおける輻射伝熱計算モデルを導入することにより行う。その際、HEATUPコードでは外層、中間層及び内層の各層における燃料棒の出力が同一であることを前提としているのに対し、COBRA-ATRコードでは燃料棒毎に出力が違っても計算可能な点などの解析モデルの差異があるため、輻射

伝熱計算モデルを導入する際は、COBRA-ATRの特徴を考慮して行う。HEATUPコードとCOBRA-ATRとの放射伝熱計算モデルの比較を表6.2.1-1に示す。

放射伝熱を計算する際の、放射伝熱量と放射角については、以下のように計算する。

(a)放射伝熱量

放射伝熱量は、チャンネルの水平断面の二次平面について、燃料棒同志及び燃料棒と圧力管の間について考慮する。

燃料棒（圧力管） i の放射伝熱量は、燃料棒 i 自身の放射と、他の燃料棒 j からの放射による吸収分をさしひいた反射成分の和で表わされるから、次のようになる。

$$A_i B_i = \sigma A_i \varepsilon_i T_i^4 + (1 - \alpha_i) \sum_{j=1}^{NROD+1} A_j F_{ji} B_j \quad (6.2.1-1)$$

ここで、燃料棒（圧力管）間が熱平衡状態にあるとするとkirchoffの法則から

$$\alpha_i = \varepsilon_i \quad (6.2.1-2)$$

となる。

したがって、(6.2.1-1)式は、下式となる。

$$A_i B_i = \sigma A_i \varepsilon_i T_i^4 + (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1}^{NROD+1} A_j F_{ji} B_j \quad (6.2.1-3)$$

式(6.2.1-3)において、燃料棒（圧力管）表面温度 T_i が与えられると、放射密度 B_i に関する $NROD+1$ 組の連立方程式となり、これを解いて B_i を求める。この B_i によって、 i への入射エネルギーは、

$$\varepsilon_i \left(\sum_{j=1}^{NROD+1} A_j F_{ji} B_j \right) \quad (6.2.1-4)$$

となる。

燃料棒（圧力管） i の表面からの正味の放射熱量は、次のようになる。

$$R_i = \frac{1}{A_i} \sigma A_i \varepsilon_i T_i^4 - \varepsilon_i \sum_{j=1}^{NROD+1} A_j F_{ji} B_j \quad (6.2.1-5)$$

ここで、

- A_i : 燃料棒（圧力管） i の表面積 (m^2)
- B_i : 燃料棒（圧力管） i の放射密度 ($J/m^2 \cdot sec$)
- σ : Stefan-Boltzmann定数 5.68×10^{-8} ($W/m^2 \cdot K$)
- ε_i : 燃料棒（圧力管） i の放射率 (-)
- T_i : 燃料棒（圧力管） i の温度 (K)
- α_i : 燃料棒（圧力管） i の吸収率 (-)
- F_{ji} : 燃料棒（圧力管） j からみた i の放射角 (-)
- NROD : 燃料棒総数
- R_i : 燃料棒（圧力管） i の正味の放射密度 ($J/m^2 \cdot sec$)

(b) 輻射角

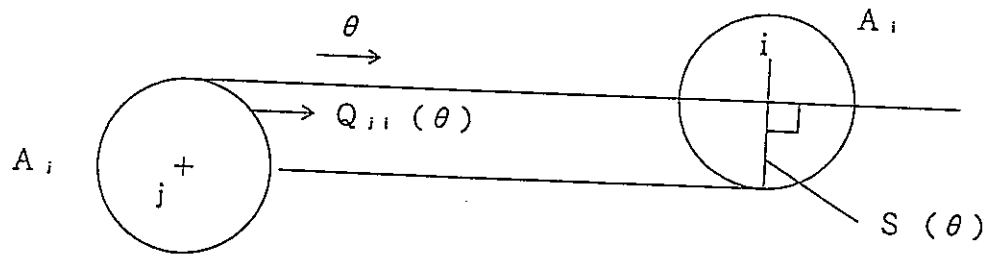
輻射角について、下図に示す燃料棒（圧力管） j からみた i の輻射角 F_{ji} は、

$$F_{ji} = \frac{Q_{ji}}{Q_j} \quad (6.2.1-6)$$

となる。

ここで、

- F_{ji} : 燃料棒（圧力管） j からみた i の輻射角（-）
- Q_j : 燃料棒（圧力管） j からみた i の輻射熱（J）
- Q_{ji} : Q_j のうち燃料棒（圧力管） i に到達する輻射熱（J）



輻射角の計算

輻射が等方だとすると、燃料棒（圧力管） j から θ 方向へ出ていく熱輻射量 $Q_j(\theta)$

は、燃料棒（圧力管） j の単位表面から出ていく熱輻射量を \dot{Q}_j として、

$$\dot{Q}_j(\theta) = \frac{1}{2} \dot{Q}_j \cos \theta \quad (6.2.1-7)$$

となる。

燃料棒（圧力管） j から i への単位時間当りの全伝熱量 Q_{ji} は、 θ 方向における燃料棒（圧力管） i への伝熱量 $Q_{ji}(\theta)$ を全方向にわたって積分すると得られる。

$$Q_{ji} = \int_0^{2\pi} \dot{Q}_{ji}(\theta) d\theta \quad (6.2.1-8)$$

θ 方向における燃料棒（圧力管） i への燃料棒（圧力管） j の正射影面積を $S(\theta)$ とすると、(6.2.1-7)式から(6.2.1-8)式は、

$$Q_{ji} = \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} \dot{Q}_j \cdot S(\theta) d\theta \quad (6.2.1-9)$$

となる。

燃料棒（圧力管） j での全放射量 Q_j は、燃料棒（圧力管） j の表面積を A_j とする、

$$Q_j = \dot{Q}_j A_j \quad (6.2.1-10)$$

となる。

したがって、放射角度因子は(6.2.1-6)式から、次のようになる。

$$F_{j,i} = \frac{1}{2A_j} \int_0^{2\pi} S(\theta) d\theta \quad (6.2.1-11)$$

(2) 解析モデルの妥当性確認

導入した放射伝熱計算モデルの妥当性を確認する。まず放射計算の有無を変えた解析結果の比較から、放射伝熱計算モデル導入によるPCT解析結果の差異を比較し、次に放射伝熱有りのケースについて、同一の解析条件で行ったHEATUPコードの解析結果と比較することにより、解析モデルの妥当性を確認する。

(a) 解析条件

解析体系は、ATR実証炉の36本クラスタ燃料集合体を、圧力管に装荷した体系とする。その際のサブチャンネル分割モデルを図6.2.1-1に示す。

解析は以下の2種類を行うものとし、それぞれについて条件又は解析コードの異なるa、bの2ケースの解析を行う。その際の主要解析条件を表6.2.1-2に示す。

(イ) 放射伝熱無しと有りの比較のための解析（ケースF1a、F1b）

数本の燃料棒がドライアウトした状態において、放射を考慮しない場合（ケースF1a）と考慮する場合（ケースF1b）での被覆管表面温度分布を比較し、妥当な放射伝熱計算が行われていることを確認する。

その際、本機能は圧力管破断時の燃料冷却性解析に用いることから、確認解析は燃料体が偏心し局所出力分布(LPF)が各燃料棒毎に異なる解析条件(図6.2.1-2参照)を用いるものとし、昭和63年度に実施した圧力管破断時燃料冷却性予備解析での解析条件(ケースS01:破断後の圧力管内径は $\phi 117.8$ 、燃料体の偏心は最大)を使用する。

(ロ) HEATUPとの比較のための解析（ケースF2a、F2b）

HEATUPコードで解析可能な体系(局所出力分布(LPF)を外層、中間層及び内層の各層で同一とする)での解析条件において、COBRA-ATRで計算

した場合（ケースF2a）とHEATUPで計算した場合（ケースF2b）における温度分布等の比較を行い、その一致度を確認する。

そのために、圧力管が正常で燃料体の偏心は無く、LPFが外層、中間層及び内層の各層で同一である定常ドライアウト試験条件を使用する。

なお、本解析では輻射伝熱計算モデルと次節6.2.2で述べる水-Zr反応計算モデルを導入した条件にて解析を行う。

(b)解析結果

(イ) 輻射伝熱無しと有りの比較のための解析結果（添付リスト6.1～6.2参照）

輻射伝熱を考慮しない場合（ケースF1a）と考慮した場合（ケースF1b）でのPCT発生位置と値の比較を表6.2.1-3に、また、径方向断面における燃料棒の温度分布の比較を図6.2.1-3及び図6.2.1-4に示す。

表6.2.1-3により、PCTについて比較すると、輻射伝熱を考慮した場合は輻射伝熱を考慮しない場合に比べ、輻射伝熱の効果により、外層燃料棒のPCTは約17℃低下し、中間層燃料棒のPCTは約5℃低下している。

次に、図6.2.1-3,4により、径方向断面における燃料棒の温度分布を比較する。比較する位置は、PCT発生位置よりも若干下流位置（ドライアウト後の被覆管表面温度を数本の燃料棒で比較できるように、ある程度ドライアウト領域が広がっている位置を選ぶ）として、軸方向ノード34番とした。図6.2.1-3は、軸方向ノード34番における燃料棒の被覆管表面温度分布であるが、ドライアウトが発生し温度が上昇した燃料棒番号は、輻射伝熱無しと有りで差異は無い。また、図6.2.1-4はドライアウト後の被覆管表面温度を詳細に比較するために、図6.2.1-3の560℃～600℃の範囲を拡大したものである。同図から、ドライアウト後の被覆管温度は、輻射伝熱を考慮した場合は輻射伝熱を考慮しない場合に比べ、約3～5℃低下している。

(ロ) HEATUPとの比較のための解析結果（添付リスト6.4参照）

COBRA-ATRで計算した場合（ケースF2a）とHEATUPで計算した場合（ケースF2b）における被覆管表面での温度及び輻射伝熱の熱流束の比較を表6.2.1-4に示す。COBRA-ATRとHEATUPの計算結果は、外層燃料棒における輻射伝熱の熱流束が約1%の誤差で一致しており、かつ表面温度は両者とも663℃と一致する。また、中間層、内層、タイロッド及び圧力管においても、熱流束及び温度は一致する。

6.2.2 水-Zr反応計算モデルの整備

被覆管の水-Zr反応による発熱を、サブチャンネル解析コードCOBRA-ATRでの解析に考慮できるように、同コードに水-Zr反応計算モデルを導入し、それが正しく機能することを確認する。

(1) 解析モデル

COBRA-ATRコードへの水-Zr反応計算モデルの導入は、圧力管内燃料棒の温度等を解析するHEATUPコードにおける水-Zr反応計算モデルを導入することにより行う。

HEATUPコードとCOBRA-ATRとの放射伝熱計算モデルの比較を表6.2.2-1に示す。同表に示すように、基本的にHEATUPコードと同じ解析モデルを導入する。

水-Zr反応は次の式により計算する。

$$W_{zr}^2 = K_{w0} \cdot t \cdot \exp\left(\frac{-Q_w}{RT}\right) \quad (6.2.2-1)$$

ここで、

W_{zr}	:	酸化Zr重量	(kg/m ²)
t	:	時間	(sec)
R	:	ガス定数	(cal/mol·K)
T	:	被覆管の温度	(K)
K_{w0}	:	反応速度定数	(kg ² /m ⁴ ·sec)
Q_w	:	反応速度定数	(cal/mol)

この式を微分すると、

$$\frac{dW_{zr}}{dt} = \frac{K_{w0}}{2W_{zr}} \exp\left(\frac{-Q_w}{RT}\right) \quad (6.2.2-2)$$

となり、発熱量は、下式となる。

$$Q_{zr} = Q_{zr0} \cdot \frac{dW_{zr}}{dt} \quad (6.2.2-3)$$

ここで、 Q_{zr0} はZrの反応熱で、1560kcal/kg である。

なお、(6.2.2-2) 式中の $K_{w0}/2$ および $-Q_w/R$ は、表6.2.2-2より選定する。

(2) 解析モデルの妥当性確認

導入した水-Zr反応計算モデルが正しく機能することを確認するために、確認解析を行う。

確認解析は、水-Zr反応計算モデルの有無を変えた解析結果の比較から、水-Zr反応計算モデル導入によるPCT解析結果の差異を比較し、次に水-Zr反応有りのケースについて、同一の解析条件で行ったHEATUPコードの解析結果と比較することにより、解析モデルの妥当性確認する。

(a) 解析条件

解析体系及びサブチャンネル分割モデルは、前節6.2.1と同様、ATR実証炉の36本クラスタ燃料集合体を、圧力管に装荷した体系とする。

解析は前節6.2.1と同様、以下の2種類を行うものとする。その際の主要解析条件を表6.2.1-2に示す。

(イ) 水-Zr反応無しと有りの比較のための解析 (ケースF1b、F1c)

数本の燃料棒がドライアウトした状態において、水-Zr反応を考慮しない場合(ケースF1b)と考慮する場合(ケースF1c)での被覆管表面温度分布を比較し、妥当な水-Zr反応計算が行われていることを確認する。

そのために、前節6.2.1の輻射伝熱計算モデル確認のための解析ケースF1bと同じ条件で、更に水-Zr反応計算モデルを導入した解析ケース(ケースF1c)を実施し、両者を比較する。

(ロ) HEATUPとの比較のための解析 (ケースF2a、F2b)

前節6.2.1で述べたCOBRA-ATRで計算した場合(ケースF2a)とHEATUPで計算した場合(ケースF2b)での、水-Zr反応計算モデルに係わる比較を行い、その一致度を確認する。

なお、本解析は前節6.2.1で述べたように、輻射伝熱計算モデルと水-Zr反応計算モデルとを導入した条件にて解析を行っている。

(b) 解析結果

解析結果を以下に示す。

(イ) 水-Zr反応無しと有りの比較のための解析結果 (添付リスト6.2~6.3参照)

水-Zr反応を考慮しない場合(ケースF1b)と考慮する場合(ケースF1b)での被覆管表面最高温度(PCT)の発生位置と値の比較を表6.2.1-3に、また、

径方向断面における燃料棒の温度分布の比較を図 6.2.1-3及び図 6.2.1-4に示す。

いずれの解析結果も、温度が 600℃以下であり、水-Zr 反応による発熱が小さいため、差異がでなかった。

(ロ) HEATUP との比較のための解析結果 (添付リスト 6.4 参照)

COBRA-ATR で計算した場合 (ケース F2a) と HEATUP で計算した場合 (ケース F2b) における被覆管表面での温度及び水-Zr 反応の熱流束の比較を表 6.2.1-4 に示す。本ケースでは、外層燃料棒のみがドライアウトし、中間層及び内層の燃料棒はドライアウトしていない。このため表 6.2.1-4 に示すように、水-Zr 反応の熱流束は、外層燃料棒のみで値が有り、それ以外の燃料棒ではほぼ零となっている。

COBRA-ATR と HEATUP で、被覆管表面での水-Zr 反応の熱流束を比較すると、輻射伝熱の熱流束に比べ値が小さいが良く一致している。

6.2.3 傾斜発熱計算手法の整備

A T Rの燃料棒内の出力は、中性子束が高い重水側が高く、逆に中性子束が低い燃料体の中心側が低くなるという特徴がある。このような燃料棒内の出力傾斜を、サブチャンネル解析コードCOBRA-A T Rを用いたP C T解析に考慮できるように、傾斜発熱計算手法を整備し、それが正しく機能することを確認する。

(1) 解析モデル

(a) 計算モデル整備の方針

傾斜発熱を考慮したP C T計算は、まずP C Tが発生する燃料棒の軸方向位置をサブチャンネル解析コードCOBRA-A T Rで求め、次に同位置における傾斜発熱を考慮した場合での燃料棒内の定常熱バランス計算を2次元の汎用伝熱計算コードT A C-2 Dにより行い、その結果により被覆管表面最高温度を求める。なお、T A C-2 Dでの計算において、燃料棒の平均発熱密度及び燃料棒回りの冷却材熱伝達率等は、COBRA-A T Rで得られた結果を使用するものとする。また、燃料ペレットの出力傾斜分布は、W I M S-A T Rコード等の核計算コードにより得られたものを使用するものとする。

(b) 解析体系

燃料棒内の出力傾斜を考慮したP C Tの解析体系を、図 6.2.3-1、6.2.3-2に示す。

(1) 燃料棒内の熱バランス計算

燃料棒内の熱バランス計算では、燃料棒内を図 6.2.3-1に示すように $r-\theta$ 方向にメッシュ分割し、燃料ペレット、ギャップ及び被覆管に対応する各メッシュに熱伝導率及び比熱等の物性値や相対発熱密度を与え、隣合うメッシュの間での伝熱計算をT A C-2 Dで行うこととしている。

① 出力傾斜の与え方

T A C-2 Dコードでは、図 6.2.3-1の燃料ペレットに当たる各メッシュのそれぞれに、異なる相対発熱密度を入力することができる。このため、燃料ペレットの出力に分布がある状態を解析する場合は、出力分布形状を模擬した相対発熱密度を各メッシュに入力で与えればよいので、基本的にどのような出力分布形状も解析できる。その際、出力分布模擬の観点からは、メッシュ分割をある程度細かくした方が好ましい。

次に、実証炉の燃料ペレット内出力傾斜を各メッシュでの相対発熱密度として入

力する際、燃料体中心とペレット中心とを結ぶ線 ($\theta = 0$ 、 180° ライン) 上にあるメッシュについては、図 6.2.3-3に示す出力傾斜のカーブを模擬した相対発熱密度を入力するものとする。また、それ以外のメッシュについては、 $\theta = 0$ 、 180° ラインと垂直に交わる線を引き、同線上にあるメッシュについては一律、同線と $\theta = 0$ 、 180° ラインの交点での相対発熱密度を入力するものとする^{*1}。

なお、平均発熱密度は、COBRA-ATRでの解析により得られるPCT発生位置での燃料棒の出力より設定するものとする。

*1 燃料ペレットの出力分布は、ペレットの表面側が高く、中心側が低いと考えられる。ATRでは、これに重水側と燃料体中心側での出力の違いが加わるため、燃料ペレットの周方向の各断面毎に、出力分布形状は異なると考えられる。このような燃料ペレットの周方向断面毎の出力分布の違いをそれぞれ考慮して、相対出力密度を入力することは可能ではあるが、上記に示す入力方法とすれば重水側ペレットでの発熱量が相対的に大きめになること、及び燃料体中心とペレット中心とを結ぶ線 ($\theta = 0$ 、 180° ライン) での断面以外の出力分布を得るためには、別途核計算を行う必要があることなどから、傾斜発熱を考慮したPCT評価に対し厳しめになる上記入力方法とした。

② 物性値の与え方

物性値の温度特性を計算に考慮できるよう、燃料ペレット、ギャップ及び被覆管に対応する各メッシュに対し、それぞれの材料の熱伝導率、比熱、密度及びギャップコンダクタンスを、温度に対するテーブルデータとして与え、計算に用いる。

計算に用いる物性値テーブルを表 6.2.3-1, 2、図 6.2.3-4, 5, 6に示す。

③ 冷却材の熱伝達率の与え方

被覆管表面の周方向での冷却材の熱伝達率の違いが計算に考慮できるよう、冷却材の熱伝達率は、COBRA-ATRでの解析により得られるPCT発生位置における各サブチャンネルの冷却材の熱伝達率を、対応する位置におけるメッシュの熱伝達率としてそれぞれ入力することにより与える。

(d) 燃料棒回りの熱伝達率等の計算

燃料棒回りの熱伝達率等の計算は、図 6.2.3-2のように燃料棒回りの冷却材流路をサブチャンネルに分割し、COBRA-ATRで計算することとしている。

① 被覆管表面熱流束の与え方

COBRA-ATRのサブチャンネル計算では、サブチャンネルへの入熱は被覆管表面の熱流束を入力することにより与えている。このため、出力傾斜が無い場合の解析では、周方向の各サブチャンネルとも一律に平均熱流束を与えてやればよい。これに対し、出力傾斜有りの状態を解析する場合は、周方向の各サブチャンネルに分布を持った熱流束を与えてやる必要がある。その値は、出力傾斜が有る場合でのTAC-2Dの結果から設定する（TAC-2Dの結果から、被覆管表面メッシュでの熱流束を求め、それを各サブチャンネル毎にまとめ、各サブチャンネルにおける熱流束を求める）ものとする。

(c)計算手順

計算手順は図 6.2.3-7に示すように、まず傾斜発熱を考慮しない場合（被覆管表面の熱流束は均一）でのPCT解析をCOBRA-ATRにて行う。その結果からPCT発生位置の条件（平均発熱密度及び冷却材の熱伝達率等）を求め、それをTAC-2Dでの解析の境界条件とする。また、WIMS-ATR等から得られる燃料ペレット内の出力分布に基づき、燃料ペレット内各メッシュでの相対発熱密度を設定し、入力条件とする。このような条件を用いて、TAC-2Dで第1回の熱バランス計算を行う。

次に、上記COBRA-ATRでの解析条件を、傾斜発熱を考慮する条件に見直し（具体的には、第1回の熱バランス計算結果に基づき、COBRA-ATRの入力条件である被覆管表面の熱流束に分布をつけることにより、傾斜発熱を考慮する）、見直した条件でPCT解析を行い、TAC-2Dに与える境界条件を修正する。そして、そのような条件を用いて、TAC-2Dで第2回の熱バランス計算を行う。

このような作業を数回繰り返し、PCTが安定したところで計算を終了する。

(2) 解析モデルの妥当性確認

整備した傾斜発熱計算モデルが正しく機能することを確認するために、確認解析を行う。

(a)解析条件

確認解析は、燃料棒内出力の傾斜を無しとした場合と有りとした場合について、燃料棒内温度分布の解析をTAC-2Dにて行い、両者の結果を比較し、計算の妥当性を確認する。

出力、流量等の解析条件は、平成3年度に実施した圧力管破断時燃料冷却性解析で

の解析条件（ケースB2：破断後の圧力管内径は $\phi 130.0$ 、燃料体偏心は最大）を使用する。それに基づきCOBRA-ATRでサブチャンネル解析を行い、その解析結果から得られるPCT発生位置、及び同位値での出力及び冷却材の熱伝達率等をTAC-2Dで燃料棒内温度分布計算の境界条件とする。また、燃料棒内出力分布は、ATR実証炉通常運転時の取替燃料内側中央部における標準燃料の燃焼度 0.05GWd/t のものを使用する。（図6.2.3-3及び表6.2.3-4参照）

解析は以下の2種類を行うものとする。その際の主要解析条件を表6.2.3-3に示す。

(イ) 出力分布形状による影響比較のための解析（ケースK1a、K1b、K1c）

出力分布形状による温度分布への影響を比較するために行う。各ケースの燃料棒内出力分布を図6.2.3-10に示す。同図に示すように各ケースの出力は、ケースK1aは傾斜無しとし、ケースK1cはATR実証炉の傾斜とし、ケースK1bはケースK1cと両端のポイントで同じ傾きの直線の傾斜を与える。なお、本解析での燃料棒内のメッシュ分割は、図6.2.3-1よりも粗いr方向13分割、 θ 方向12分割とし、また、COBRA-ATRとTAC-2Dでの収束計算は実施しないものとする。

(ロ) 出力傾斜無しと有りの比較のための解析（ケースK2a、K2b）

出力傾斜を考慮しない場合（ケースK2a）と、出力傾斜を考慮する場合（ケースK2b）との温度分布等を比較し、妥当な熱バランス計算が行われていることを確認する。なお、本解析での燃料棒内のメッシュ分割は図6.2.3-1とし、また、COBRA-ATRとTAC-2Dでの収束計算は実施するものとする。

(b) 解析結果

解析結果を以下に示す。

(イ) 出力分布形状による影響比較のための解析（添付リスト6.5～6.8参照）

出力傾斜を考慮しない場合（ケースK1a）と、出力傾斜を考慮する場合（ケースK1b、K1c）での燃料棒内径方向温度分布を図6.2.1-11に、被覆管表面の温度分布を図6.2.1-12に示す。

燃料棒内径方向温度分布を比較すると、図6.2.1-11に示すように、出力傾斜を考慮しない場合は、温度分布は燃料ペレットの中心に対し対称形となり、ピーク温度は燃料ペレットの中心に発生する。次に直線の出力傾斜分布とした場合は、若干重水側が高くなり、ピーク温度も重水側に発生する。また、ATR実証炉の出力傾斜分布とした場合は、直線の出力傾斜分布とした場合と同様、若干重水側が高くなり、

ピーク温度も重水側に発生する。ピーク温度を比較すると、直線の出力傾斜分布とした場合が最も高く、次いで出力傾斜を考慮しない場合、A T R 実証炉の出力傾斜分布という順になる。

次に、被覆管表面の温度分布を比較すると、図6.2.1-12に示すように、出力傾斜を考慮しない場合は、周方向で一定値を示す。次に直線の出力傾斜分布とした場合は、重水側が高く燃料体中心側が低くなり、出力傾斜を考慮しない場合の温度を境界として上下に対称形状となる。また、A T R 実証炉の出力傾斜分布とした場合は、重水側が高く燃料体中心側が低くなるが、直線の出力傾斜分布とした場合と比べ、重水側温度が高くなる。ピーク温度を比較すると、A T R 実証炉の出力傾斜分布とした場合が最も高く、次いで直線の出力傾斜分布、出力傾斜を考慮しない場合という順になる。

ここで、A T R 実証炉の出力傾斜分布とした場合と直線の出力傾斜分布とした場合の結果に上記の相違が生じる理由は、A T R 実証炉の出力傾斜分布とした場合、重水側燃料ペレットの発熱量が多いため、被覆管表面のピーク温度が高くなり、また、燃料ペレット中心での発熱量が少ないため、燃料棒内ピーク温度が低くなるものとする。

以上の結果から、被覆管表面のピーク温度については、A T R 実証炉の出力傾斜分布を用いた方が若干ではあるが高くなることが分かる。

(ロ) 出力傾斜無しと有りの比較のための解析 (添付リスト6.9~6.10参照)

出力傾斜を考慮しない場合(ケースK2a)と、出力傾斜を考慮する場合(ケースK2b)との被覆管表面温度分布を図6.2.1-13に示す。同図に示す2本のカーブは、実線のカーブは出力傾斜を考慮していないCOBRA-ATRの結果に基づき、TAC-2Dで被覆管表面温度分布を計算した結果であり、点線のカーブはその結果をCOBRA-ATRの計算に反映することにより出力傾斜を考慮し、その結果に基づき、TAC-2Dで被覆管表面温度分布を計算した結果である。

両カーブの比較により、COBRA-ATRとTAC-2Dとの間で収束計算をしない場合(実線のカーブ)に比べ、収束計算を行う場合(点線のカーブ)の方が被覆管表面温度が高くなる。このことから、燃料棒回りの熱伝達率についても、出力傾斜の影響を考慮し、条件を設定する必要があることが分かる。

6.2.4 まとめ

以上に示すように、従来の評価手法に輻射伝熱計算モデル、水-Zr反応計算モデル及び傾斜発熱計算モデルを導入するために、解析コード及び手法の整備作業を行い、解析モデルの追加及びその妥当性確認を実施した。

6.3 試験解析等による検証

6.2 項で整備した解析コードを使用して、試験解析を行い、整備前後の結果の比較により、放射を考慮することによる予測精度への影響を確認する。更に、試験データと解析結果の比較により、同コードの検証を行う。

6.3.1 解析

動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター14MW大型熱ループ（HTL）にて、平成2年度に実施された圧力管破断時燃料冷却性試験を対象として、整備後のCOBRA-ATRコードにより試験解析を行う。

(1) 解析条件

解析体系は、圧力管破断時燃料冷却性試験における圧力管最大拡管時の燃料体最大偏心状態での体系とする。その際のサブチャンネル分割モデルを図6.3.1-1に示す。

試験解析を行う試験は、実機圧力管破断時流量に近い流量である35 t/h及び25 t/hで行われた試験とする。

本試験解析は、ドライアウト後の被覆管表面温度に与える放射伝熱の影響を確認することが目的であるため、試験解析出力は被覆管表面温度が600～800℃となる出力とする。以上の試験解析条件を表6.3.1-1に示す。

6.3.2 解析結果

(1) コード整備前後の差異

燃料体出力に対するドライアウト後の被覆管表面温度についての試験データと解析結果の比較を、図6.3.2-1（35 t/h）及び図6.3.2-2（25 t/h）に示す。同図に示すように、放射を考慮しない場合（点線）に比べ、放射を考慮する場合（実線）の方が放射伝熱の効果により被覆管表面温度が低くなっており、その差は被覆管表面温度が約800℃のポイントで約25℃である。また、放射を考慮した場合、出力を試験出力よりも上げた場合での被覆管表面温度は、放射を考慮しない場合に比べ温度増加の傾きが緩やかになっている。

(2) 補正係数の再設定

放射を考慮した解析結果（実線）と試験データ（太実線）を比較すると、解析結果は試験データのばらつきのほぼ中央にあるが、ばらつきのやや低いところにあるポイントもある。ここで、解析結果が試験データを包絡するように補正係数の再設定するものとする、図6.3.2-1及び図6.3.2-2に破線で示すようにCHF相関式補正係数

を0.65（輻射無し）から0.5（輻射有り）に変更する必要がある。その際、CHF相関式補正係数を0.5としたカーブは、試験データと比べ傾きがなだらかになっており、試験範囲を越える出力での被覆管表面温度の保守性に不安が残る。このため、CHF相関式補正係数のみで調整するだけでなく、スぺーサ圧力損失係数及び二相乱流混合係数等についても調整するなかで、適切な補正係数を設定する必要があるものと考えられる。また、径方向温度分布はCHF相関式補正係数を0.5とした場合、図6.3.2-2に示すように中間層燃料棒の温度の増加が大きい。これは、試験データの径方向温度分布に近くなる方向であり、径方向温度分布予測精度改善には効果がある。

以上の計算リストを、添付リスト6.12～6.14に示す。

6.3.3 まとめ

輻射伝熱を考慮したCOBRA-ATRコードを用いて圧力管破断時燃料冷却性試験解析を行い、輻射伝熱を考慮した場合に試験データを包絡するための補正係数として、CHF相関式補正係数0.5が得られた。

ただし、CHF相関式補正係数を0.5としたカーブは、試験データと比べ傾きがなだらかになっており、試験範囲を越える出力での被覆管表面温度の保守性に不安が残るため、CHF相関式補正係数のみで調整するだけでなく、スぺーサ圧力損失係数及び二相乱流混合係数等についても調整するなかで、適切な補正係数を設定する必要があるものとする。

6.4 実機解析

6.2 項で整備した輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱の計算機能を使用して、ATR実証炉体系での燃料冷却性解析を行う。その際、解析は整備による影響確認という観点から、平成3年度に実施した圧力管破断時燃料冷却性解析ケースのうちの1ケースについて行う。

6.4.1 解析条件

ATR実証炉の燃料冷却性解析に係わる、主な検討条件を以下に示す。

(1) 解析ケース

解析は、平成3年度に実施した圧力管破断時燃料冷却性解析における実機中間拡管状態の解析条件（ケースB2：破断後の圧力管内径は $\phi 130.0$ 、燃料体偏心は最大、出力は安全解析出力）を使用して行う。なお、今回整備した輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱を考慮した解析ケース（ケース4）との比較のため、傾斜発熱のみを考慮した解析ケース（ケース2）と輻射及び水-Zr反応のみを考慮した解析ケース（ケース3）も行い、以下の4ケースで比較を行う。

(a) ケース1

平成3年度に実施した圧力管破断時燃料冷却性解析結果で、今回の整備を反映前のもの。

(b) ケース2

傾斜発熱によるPCTへの影響を確認するため、ケース1の条件に傾斜発熱を考慮して解析を行うもの。

(c) ケース3

輻射、水-Zr反応によるPCTへの影響を確認するため、ケース1の条件に輻射、水-Zr反応を考慮して解析を行うもの。

(d) ケース4

今回整備した輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱計算機能を考慮して、実機PCTを求める。

以上各ケースの主要解析条件を表6.4.1-1に示す。

(2) 解析方法

解析は、サブチャンネル内熱流動計算をCOBRA-ATRで行い、燃料棒内熱バランス計算をTAC-2Dで行う。その際の解析モデルを図6.4.1-2に示す。計算は、

両コードの間で境界条件の受け渡しつつ、図 6.2.3-7に示すような収束計算を行う。

(3) 傾斜発熱に係わる解析条件

ケース 2 及び 4 では、燃料棒内出力傾斜を考慮して P C T 解析を行う。その際、表 6.2.3-4に示す燃料ペレット内相対発熱密度を、図 6.4.1-3の斜線に示す 5 本の燃料棒に与え、サブチャンネル解析を行う。

C O B R A - A T R と T A C - 2 D との間での収束計算を行い、最終的に得られた境界条件として、T A C - 2 D により計算した各サブチャンネル毎の熱流束傾斜度を表 6.4.1-2に、それに基づく加熱濡れ縁長さ比を表 6.4.1-3に示す。また、C O B R A - A T R により計算した P C T 発生位置の条件を表 6.4.1-4に、各サブチャンネル毎の熱伝達率を表 6.4.1-5に示す。

なお、燃料棒内熱バランス計算の際の燃料ペレット等の物性値は、6.2.3項での確認解析で使用したものを使用する。

(4) 輻射及び水-Zr反応に係わる解析条件

ケース 3 及び 4 では、輻射及び水-Zr反応を考慮して P C T 解析を行う。その際の輻射及び水-Zr反応に係わる解析条件として、輻射率及び被覆管外面酸化初期値を表 6.4.1-1に示す。なお、水-Zr反応については、時間の経過に伴い酸化発熱量が変化すると考えられるが、本解析においては初期計算時（時間 0 秒）での値を示す。

6.4.2 解析結果

輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱の計算機能を使用して行った、A T R 実証炉体系での燃料冷却性解析結果を以下に示す。（添付リスト 6.15～6.16参照）

(1) コード整備前後の差異

ケース 1～4 の被覆管表面最高温度（P C T）解析結果を表 6.4.2-1及び図 6.4.2-1～3 に示す。また、P C T 発生位置における被覆管表面温度分布及び被覆管表面熱流束分布を図 6.4.2-4～6 及び図 6.4.2-7～9 に示す。

(a) C O B R A - A T R と T A C - 2 D での P C T の比較

表 6.4.2-1に示すように、C O B R A - A T R と T A C - 2 D により求めた P C T を比較すると、傾斜発熱を考慮しないケース 1 とケース 3 ではほぼ等しくなり、傾斜発熱を考慮するケース 2 とケース 4 では T A C - 2 D で求めた P C T の方が約 50℃ 高い値となる。このような差異が生じる理由は、傾斜発熱を考慮しないケース 1 とケー

ス3においては、図 6.4.2-5に示すように被覆管表面に大きな温度差が無く、このため両者に差異が生じ難いのに対し、傾斜発熱を考慮するケース2とケース4においては、図 6.4.2-4, 6に示すように被覆管表面に大きな温度差が生じることから、COBRA-ATRのサブチャンネル分割よりも細かいメッシュ分割で計算するTAC-2Dの方が、より詳細にピーク値を計算できるものと考えられる。よって、傾斜発熱を考慮するPCT解析においては、TAC-2Dにより求めたPCTの方がより誤差が少ないと考える。

(b) 傾斜発熱の効果 (ケース2とケース1の比較)

燃料ペレット内の出力傾斜を考慮する(ケース2)ことにより、考慮しない場合(ケース1)に比べ、TAC-2Dで求めたPCTは約90℃上昇する。これは、燃料ペレット内の出力が重水側が高いため、被覆管表面の周方向で熱流束に図 6.4.2-7に示すような分布^{*1}ができ、これに伴い被覆管表面の周方向で熱伝達率に表 6.4.1-5に示すような分布ができ、これらによって出力が高い重水側が、最も熱流束が高くかつ熱伝達が悪くなる。このため、PCTが上昇しているものと考えられる。

*1 被覆管表面の周方向熱流束分布に、図 6.4.2-7に示すような不連続点ができる理由は、TAC-2Dで燃料棒内熱バランス計算を行う場合、冷却材への熱伝達率としてCOBRA-ATRの結果を用いているため、サブチャンネルの境界に当たる部分では熱伝達率がステップ状に変わるためである。

(c) 輻射及び水-Zr反応の効果 (ケース3とケース1の比較)

輻射及び水-Zr反応を考慮する(ケース3)ことにより、考慮しない場合(ケース1)に比べ、TAC-2Dで求めたPCTは約80℃低下する。これは、輻射伝熱の効果で被覆管表面から冷却材に伝わる熱流束が減少し、これに伴いPCT発生位置が下流に移動し、同位値での熱伝達率が表 6.4.1-5に示すように大きくなったためPCTが低下する方向となり、また、同PCTにおける水-Zr反応による熱流束は、表 6.4.2-2に示すように輻射の熱流束の半分以下となることから、PCTが低下しているものと考えられる。

なお、被覆管表面周方向の温度分布及び熱流束分布は、図 6.4.2-5及び図 6.4.2-8に示すようにケース1と同様に平坦な分布を示し、全体的にケース1よりも低い値を示す。

(d) 輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱の効果 (ケース4とケース1、2、3の比較)

輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱を同時に考慮した場合（ケース4）、考慮しない場合（ケース1）に比べ、TAC-2Dで求めたPCTは約100℃上昇し、傾斜発熱のみ考慮した場合（ケース2）よりも上昇する。これは、ケース2と同様に傾斜発熱の効果でPCTがケース1よりも上昇する方向であるところに、水-Zr反応による発熱を考慮するため、表6.4.2-2に示すように水-Zr反応の熱流束がケース3の約6倍に増加していること、更にこの場合の輻射の熱流束は表6.4.2-2に示すようにケース3よりも大きいものの水-Zr反応の熱流束を下回ることから、PCTが上昇しているものと考えられる。これを図6.4.2-10に示すCOBRA-ATRから得られる軸方向温度分布で見ると、ケース4のPCTはケース3よりも上流で発生し、かなり高い値となっているのに対し、それ以外の位置ではケース3とケース4の温度はほとんど同じ値を示していることから、局所的な温度上昇であることが分かる。

なお、被覆管表面周方向の温度分布及び熱流束分布は、図6.4.2-6及び図6.4.2-9に示すようにケース2と同様に出力が高い重水側が高い値を示す。

(2) 実機PCTの解析結果

今回の整備により実機圧力管中間拡管のケースでは、表6.4.2-1に示すようにPCTは約1015℃となり、整備前のPCT約920℃に比べ約100℃上昇することが分かった。これは傾斜発熱の効果と水-Zr反応の効果が輻射の効果を上回ったものと考えられる。なお、本ケースではPCTの制限条件（被覆管表面温度が1200℃以下）を下回っており、燃料冷却性は確保されるものと考えられる。

6.4.3 まとめ

輻射、水-Zr反応及び傾斜発熱の計算機能を使用して、ATR実証炉体系（破断後の圧力管内径は $\phi 130.0$ 、燃料体偏心は最大、出力は安全解析出力）での燃料冷却性解析を行い、それぞれがPCTに与える効果を確認するとともに、PCTは整備前のPCT約920℃に比べ約100℃上昇し、約1015℃となることが分かった。

6.5 結 言

圧力管単管破断時の燃料冷却性解析として、平成4年度は以下の作業を実施した。

(1) 解析コード及び手法の整備

圧力管単管破断時の燃料冷却性解析に、下記項目の効果を取り込み、より現実的かつ詳細な被覆管表面最高温度（PCT）が解析できるようにすることを目的として、解析コード及び手法の整備を行うとともに、解析モデルの妥当性を確認した。

(a)燃料棒同士及び燃料棒と圧力管の間の輻射伝熱

(b)被覆管における水-Zr反応発熱

(c)燃料棒内における出力傾斜

(2) 試験解析等による検証

平成2年度にHTLで実施された圧力管破断試験結果に基づき、上記で整備した解析コードを使用して試験解析を行い、整備前後の結果の比較により、輻射を考慮することによる予測精度への影響を確認した。更に、試験データと解析結果の比較により、同コードの検証を行った。

(3) 実機解析

整備した解析コードによりATR実証炉のPCTを1ケースについて求めた。また、整備前後の結果の比較により、各整備項目がPCTに及ぼす効果を確認した。

6.6 今後の課題

平成4年度までに実施してきた解析作業の中で課題として残っている項目は、一つはHTLで行われた圧力管破断時燃料冷却性試験の径方向及び軸方向の温度分布と、試験解析結果の一致性であり、また一つは実機解析における現実的な境界条件の設定である。このため次年度は、圧力管破断時燃料冷却性試験データの傾向を再度詳細に分析し、かつ予測精度が向上するように試験解析におけるチューニングパラメータを見直し、圧力管単管破断時の燃料冷却性評価手法を確立する。更に実機解析の境界条件をPCTが制限条件を満足することを前提としてより現実的に見直し、上記で確立された手法を用いて、実機のPCTを評価する。

6.7 参考文献

- (1) 動力炉・核燃料開発事業団, 平成3年度新型転換炉技術確証試験(IV) 安全性確証試験—圧力管破断事故の確証試験による評価手法の確立— 第3分冊 : EPDC Z91-025-05F (1992)
- (2) 望月 弘保, 新型転換炉実証炉 HEATUP-V/mod7 コンピュータプログラム取扱い説明書 (昭和63年度版) : PNC ZN9520 89-011 (1989)
- (3) 望月 弘保, 速水 義孝, 新型転換炉実証炉 SENHOR-V/mod10 コンピュータプログラム取扱い説明書 (昭和63年度版) : PNC ZN9520 89-020 (1989)

表 6.2.1-1 輻射計算機能の比較

	HEATUP	COBRA-ATR
1	輻射は炉心の水平断面の圧力管を含めた燃料棒間を考える。(三次元ではない)	左に同じ。
2	輻射は圧力管を含めた燃料棒間で生ずるものとし、冷却材は考慮しない。	左に同じ。
3	燃料をいくつかの群に分け、群間の輻射を考える。すなわち、一つの群内での各燃料温度は等しいとする。	圧力管を含めた各燃料棒間で、輻射を考える。
4	輻射角度因子は、射影面積法によって計算する。	左に同じ。
5	燃料のバルーニングを考慮でき、それに合った輻射角度因子を再計算する。	燃料のバルーニングは考慮しない。したがって、輻射角度因子の変化は考慮しない。
6	燃料被覆管の酸化による輻射率の変化は考慮しない。	左に同じ。

表6.2.1-2 主要解析条件

ケース名		F1a	F1b	F1c	F2a	F2b
目的		輻射有り無しとの比較のために行う。			COBRA-ATRとHEATUPの結果の比較のために行う。	
		輻射計算及び水-Zr反応を考慮せず	輻射計算を考慮する	輻射計算及び水-Zr反応を考慮する	COBRA-ATRコードで解析	HEATUPコードで解析
クラスタ形状	—	ATR実証炉用36本クラスタ				
圧力管内径	mm	117.8				
偏心量	mm	0.5			0.0	
発熱長	mm	3700				
径方向出力分布	—	図6.2.1-2 参照			1.37 / 0.83 / 0.49 (外層/中間層/内層)	
軸方向出力分布	—	不均一発熱分布			APF=1.2のchopped cosine分布	
出口圧力	kg/cm ²	71.6			70.0	
流量	t/h	18.5			14.0	
入口温度	°C	273			275	
出力	MW	4.0			4.36	
平均熱流束	W/m ²	6.592×10^5			7.193×10^5	
輻射率	—				0.7 (燃料棒, 圧力管とも)	
被覆管外面酸化初期値	kg/m ²	—			5.30671×10^{-4}	
備考		昭和63年度圧力管破断時燃料冷却性予備解析でのケースS01条件			・定常ドライアウト試験条件	

表6.2.1-3 COBRAの解析結果 (PCTとその発生位置)

ケース名	外層ロッド				中間層ロッド			
	PCT	発生位置			PCT	発生位置		
	[°C]	ロッド No.	サブ ch No.	ノット No.	[°C]	ロッド No.	サブ ch No.	ノット No.
F1a	633.5	14	37	30	590.6	28	37	32
F1b	616.8	14	38	31	586.0	28	37	32
F1c	616.8	14	38	31	586.0	28	37	32

表6.2.1-4 COBRAとHEATUPの解析結果の比較

No	使用コード	外層ロッド			中間層ロッド		内層ロッド		タイロッド		圧力管	
		温度	輻射伝熱	水-Zr	温度	輻射伝熱	温度	輻射伝熱	温度	輻射伝熱	温度	輻射伝熱
1	COBRA	663	14050	399	293	-8566	291	-2026	285	-1079	288	-17610
2	HEATUP	663	14220	416	293	-8598	291	-2016	285	-1100	288	-17190
3	相対誤差	--	1.20	4.26	--	0.37	--	0.50	--	1.91	--	2.44

(注1) 温度の単位は℃、輻射伝熱及び水-Zr反応熱流束の単位はkcal/m²h

(注2) 相対誤差の単位は絶対値%

(注3) 軸方向ノードはPCT発生位置27番で比較

表6.2.2-1 水-Zr反応計算機の比較

	HEATUP	COBRA-ATR
1	水-Zr反応は、放射線則（例えばBaker-Justの式）による。	左に同じ。
2	燃料被覆管の外面酸化が考慮できる。	左に同じ。
3	燃料被覆管のパーフォレーション後に燃料被覆管の内面酸化が考慮できる。	左に同じ。

表6.2.2-2 水-Zr反応の反応速度定数

式名	$K_{w0}/2$ ($\times 10^2 \text{kg/m}^4 \cdot \text{sec}$)	$-Q_w/R$ (K)
MAPI	0.8408	-1.913×10^4
NRIM	0.5700	-1.868×10^4
JAERI	1.8920 \rightarrow 3803	-2.049×10^4
Baker-Just	16.6550	-2.291×10^4
ORNL	0.7317 \rightarrow 1.472	-2.009×10^4
KFK	1.0591	-2.100×10^4
川崎	1.2758	-1.984×10^4
JAERI-M	2.6681	-2.095×10^4

表 6.2.3 - 1 燃料ペレットの物性値テーブル

温度 (°C)	熱伝導率 (kcal/mh°C)	温度 (°C)	比熱 (kcal/kg°C)	温度 (°C)	密度 (kg/m ³)
0.0	7.969	0.0	0.0538	0.0	1.0997E4
200.0	5.328	200.0	0.0669	200.0	1.0932E4
400.0	4.012	300.0	0.0716	400.0	1.0864E4
500.0	3.577	500.0	0.0730	500.0	1.0828E4
600.0	3.233	600.0	0.0741	600.0	1.0792E4
700.0	2.956	700.0	0.0751	700.0	1.0755E4
800.0	2.730	800.0	0.0760	800.0	1.0718E4
900.0	2.545	900.0	0.0768	900.0	1.0679E4
1000.0	2.392	1000.0	0.0776	1000.0	1.0640E4
1200.0	2.165	1200.0	0.0793	1200.0	1.0560E4
1400.0	2.020	1400.0	0.0817	1400.0	1.0477E4
1600.0	1.939	1600.0	0.0856	1600.0	1.0392E4
1800.0	1.913	1800.0	0.0917	1800.0	1.0305E4
2000.0	1.938	2000.0	0.1008	2000.0	1.0215E4
2200.0	2.009	2200.0	0.1133	2200.0	1.0124E4
2400.0	2.125	2400.0	0.1293	2400.0	1.0031E4
2600.0	2.286	2600.0	0.1486	2600.0	9.9355E3
2800.0	2.492	2800.0	0.1709	2800.0	9.8389E3

表 6.2.3-2 被覆管の物性値テーブル

温 度 (°C)	熱伝導率 (kcal/mh°C)	比 熱 (kcal/kg°C)	密 度 (kg/m ³)
0.0	11.10	0.0670	6.5500E3
100.0	11.85	0.0712	↑
200.0	12.70	0.0750	↑
300.0	13.65	0.0783	↑
400.0	14.69	0.0812	↑
500.0	15.83	0.0837	↑
600.0	17.07	0.0857	↑
700.0	18.41	0.0873	↑
800.0	19.84	0.0885	↑
900.0	21.37	0.0892	↑
1000.0	23.00	0.0895	↑
1200.0	26.55	0.0888	↑
1500.0	32.61	0.0845	↑

表6.2.3-3 主要解析条件

ケース名		K1 a	K1 b	K1 c	K2 a	K2 b
目 的		出力分布形状による影響比較のために行う。			出力傾斜有り無しとの比較のために行う。	
		出力傾斜なし	直線傾斜	実機傾斜	出力傾斜なし	実機傾斜
クラスタ形状	—	ATR実証炉用36本クラスタ				
圧力管内径	mm	130.0				
偏心量	mm	6.6				
発熱長	mm	3700				
径方向出力分布	—	図6.2.3-8 参照				
軸方向出力分布	—	図6.2.3-9 参照				
出口圧力	kg/cm ²	73.8				
流 量	t/h	27.6				
入口温度	°C	274.1				
出 力	MW	4.49				
平均熱流束	W/m ²	7.400×10^5				
相対発熱密度	—	図6.2.3-10及び表6.2.3-4参照				
備 考		平成5年度圧力管破断時燃料冷却性実機解析でのケースB2条件				

表 6.2.3-4 燃料ペレット内断面位置-発熱割合テーブル

燃料ペレット内 断面位置 (-)	発熱割合 (-)
-1.00	0.883
-0.99	0.870
-0.98	0.854
-0.94	0.836
-0.88	0.818
-0.75	0.808
-0.50	0.819
-0.25	0.855
0.25	0.924
0.50	0.975
0.75	1.069
0.88	1.174
0.94	1.251
0.98	1.309
0.99	1.349
1.00	1.375

表 6.3.1-1 主要解析条件

解析ケース		ポストドライアウト 試験解析 (試験流量 35t/h)		ポストドライアウト 試験解析 (試験流量 25t/h)	
クラスタ形状	—	ATR実証炉用36本クラスタ			
圧力管内径	mm	150.0			
偏心量	mm	16.6			
発熱長	mm	3700			
径方向出力分布	—	1.28 / 0.81 / 0.55 (外層/中間層/内層)			
軸方向出力分布	—	不均一発熱分布 (APF = 1.08)			
出口圧力	kg/cm ²	69.6	67.4	69.2	68.9
流量	t/h	34.9	34.6	25.0	25.2
入口温度	°C	270	269	269	268
出力	MW	3.99	4.14	3.50	3.90
平均熱流束	W/m ²	6.58*10 ⁵	6.82*10 ⁵	5.77*10 ⁵	6.43*10 ⁵
膜沸騰熱伝達率 補正係数	—	1.0			
二相乱流混合係数 補正係数	—	0.29	0.29	0.36	0.35
CHF 相関式 補正係数	—	0.65			
備考		・平成2年度にHTLで実施された圧力管 破断時燃料冷却性試験			

表 6.4.1-1 解析ケース一覧

解析ケース名	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
目的	従来の解析手法（傾斜発熱・輻射及び水-2r反応無し）での解析ケース。	傾斜発熱を考慮した解析と傾斜発熱を考慮しない解析を比較する。	輻射及び水-2r反応を考慮した解析と傾斜発熱を考慮しない解析を比較する。	傾斜発熱・輻射を考慮した解析と傾斜発熱を考慮しない解析を比較する。
圧力管内径 (mm)	130.0			
偏心量 (mm)	6.6			
出力 (MW)	4.49			
流量 (t/h)	27.6			
出口圧力 (kg/cm ² ・a)	73.8			
入口温度 (°C)	274.1			
L P F (-)	図 6.2.3-8 参照			
A P F (-)	図 6.2.3-9 参照			
膜沸騰熱伝達 率補正係数	1.0			
二相乱流混合 係数補正係数	0.252			
C H F 相関式 補正係数	0.65			
スペーサ 圧損係数 (-)	1.451 (径方向均一。設置位置は、図 6.4.1-1参照)			
相対発熱密度	-	表 6.2.3-4参照 図6.2.3-10参照	-	表 6.2.3-4参照 図6.2.3-10参照
輻射率 (-)	-	-	被覆管表面：0.7 圧力管内面：0.4	
被覆管外面 酸化初期値 (kg/m ³)	-	-	5.30671 × 10 ⁻⁴	

表 6.4.1-2 各ロッドの熱流束傾斜度
(T A C - 2 Dコードにより算出)

ロッド No.	サフィソナル No.	ケース 2	ケース 4
1 3	1 3	1.0 3 7 8	1.0 2 9 0
	1 4	1.0 3 7 9	1.0 2 8 3
	3 5	0.9 5 2 7	0.9 6 3 1
	3 6	0.9 5 2 8	0.9 6 5 5
1 4	1 4	1.0 3 7 8	1.0 2 9 0
	1 5	1.0 3 7 9	1.0 2 8 3
	3 6	0.9 5 1 8	0.9 6 5 8
	3 7	0.9 5 4 4	0.9 5 9 5
1 5	3 8	0.9 5 2 0	0.9 6 6 8
	1 5	1.0 3 7 9	1.0 2 9 0
	1 6	1.0 3 7 8	1.0 2 8 3
	3 8	0.9 5 2 8	0.9 6 4 7
2 7	3 9	0.9 5 2 7	0.9 6 3 8
	3 5	1.0 4 3 9	1.0 3 4 0
	3 6	1.0 6 3 6	1.0 5 7 9
	3 7	0.9 9 3 1	0.9 8 9 8
	5 1	0.9 5 5 9	0.9 6 6 0
2 8	5 2	0.9 4 9 4	0.9 5 7 8
	3 7	0.9 9 3 1	0.9 9 1 0
	3 8	1.0 6 3 6	1.0 5 7 1
	3 9	1.0 4 3 9	1.0 3 5 4
	5 2	0.9 4 9 4	0.9 5 7 4
	5 3	0.9 5 5 9	0.9 6 4 4

表 6.4.1-3 熱流束傾斜度を考慮したロッド周長に対する加熱濡れ線長さ比

ロッド No.	サブチャンネル No.	ケース 1, 3	ケース 2	ケース 4
1 3	1 3	0.2778	0.2883	0.2859
	1 4	0.2778	0.2883	0.2857
	3 5	0.2492	0.2374	0.2400
	3 6	0.1952	0.1860	0.1885
1 4	1 4	0.2778	0.2883	0.2859
	1 5	0.2778	0.2883	0.2857
	3 6	0.1509	0.1436	0.1457
	3 7	0.1426	0.1361	0.1368
	3 8	0.1509	0.1437	0.1459
1 5	1 5	0.2778	0.2883	0.2859
	1 6	0.2778	0.2883	0.2857
	3 8	0.1952	0.1860	0.1883
	3 9	0.2492	0.2374	0.2402
2 7	3 5	0.2508	0.2617	0.2592
	3 6	0.1539	0.1637	0.1628
	3 7	0.1787	0.1775	0.1769
	5 1	0.2492	0.2382	0.2407
	5 2	0.1674	0.1589	0.1603
2 8	3 7	0.1787	0.1775	0.1771
	3 8	0.1539	0.1637	0.1627
	3 9	0.2508	0.2617	0.2596
	5 2	0.1674	0.1589	0.1603
	5 3	0.2492	0.2382	0.2403

*1 傾斜発熱を考慮しないケース 1、3 の加熱濡れ線長さ比を基準として、表 6.4.1-2 の熱流束傾斜度を反映して設定。

表 6.4.1-4 P C T 発生位置の条件
(COBRA-ATRにより算出)

ケース名	P C T 発生位置		被覆管表面温度 (°C)					冷却材 温度 (°C)	PCT発生位置 の平均熱流束 (kcal/m ² h°C)	燃料の発熱 密度 (kcal/m ³ h)
	ノット	ノット	ch14	ch15	ch36	ch37	ch38			
ケース 1	14	18	915.25	914.59	921.61	901.66	920.96	288.05	1.1197×10^6	4.224×10^8
ケース 2		17	954.86	953.93	899.23	889.18	898.93			
ケース 3		19	838.40	837.48	828.56	828.85	827.22			
ケース 4		18	964.19	962.85	927.82	904.06	927.92			

表 6.4.1-5 熱伝達率一覧
(COBRA-ATRにより算出)

ケース名	被覆管・冷却材間の熱伝達係数 (kcal/m ² h°C)				
	ch14	ch15	ch36	ch37	ch38
ケース 1	1785.2	1787.1	1767.3	1824.8	1769.1
ケース 2	1677.7	1680.1	1830.4	1861.0	1831.4
ケース 3	1981.9	1985.2	2018.0	2016.9	2023.0
ケース 4	1719.2	1722.6	1816.9	1887.0	1816.7

表 6.4.2-1 P C T 解析結果

ケース名	C O B R A - A T R 結果				T A C - 2 D 結果	
	ロッド周方向 局所PCT* ¹ (°C)	基準ケースと の温度差 (°C)	ロッド周方向 平均PCT* ² (°C)	基準ケースと の温度差 (°C)	P C T (°C)	基準ケースと の温度差 (°C)
ケース 1	921.61		914.85		917.34	
ケース 2	954.86	+ 33.25	928.35	+ 13.50	1003.36	+ 86.02
ケース 3	838.40	- 83.21	833.75	- 81.10	837.90	- 79.44
ケース 4	964.19	+ 42.58	943.55	+ 28.70	1015.03	+ 97.69

*1 P C T 発生 の 燃料 棒 軸 方向 位置 において、被 覆 管 が 面 する サ ブ チ ャ ン ネ ル 毎 に 温度 を 計算 し 求め た P C T。

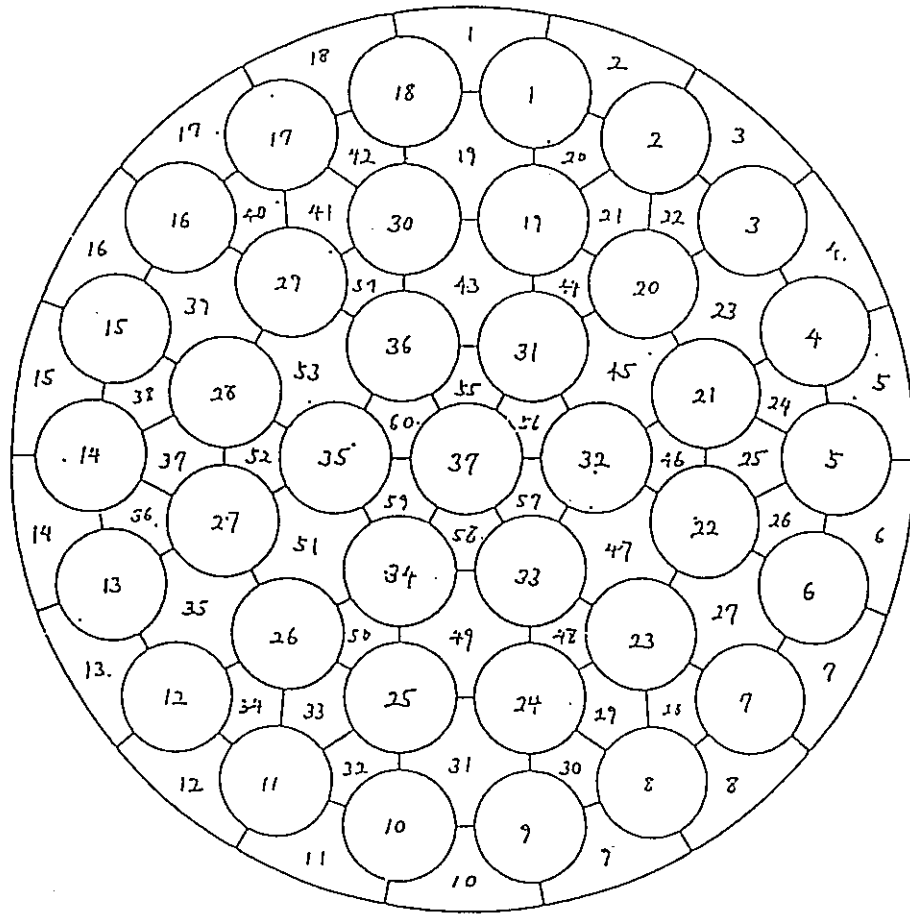
*2 P C T 発生 の 燃料 棒 軸 方向 位置 において、被 覆 管 表面 の 平均 温度 を 計算 し 求め た P C T。

表 6.4.2-2 P C T発生位置における輻射熱流束及び水-Z r 反応熱流束の比較
(COBRA-ATRによる解析結果)

	輻射熱流束 (MW/m ²)	水-Z r 反応 熱流束 (MW/m ²)	水-Z r 反応 熱流束 (手計算)*1 (MW/m ²)	燃料発熱の 熱流束*2 (MW/m ²)	冷却材へ熱 伝達する熱 流束*3 (MW/m ²)
ケース 3	5.3510E-2	2.0971E-2	2.1035E-2	1.3011	1.2685
ケース 4	7.9564E-2	12.9270E-2	13.6200E-2	1.3022	1.3519
ケース 4 ----- ケース 3	1.4869	6.1642	6.4749	1.0008	1.0657

- *1 手計算は、周方向平均P C Tを用いて行った。
 *2 燃料発熱の熱流束 = 平均熱流束 × L P F × A P F
 *3 冷却材へ熱伝達する熱流束 = 燃料発熱の熱流束 - 輻射熱流束 + 水-Z r 反応熱流束

-6-42-



- 内数値：径方向相対出力
- ← 燃料体偏心方向
- ⊙ 印：ガドリニア燃料棒

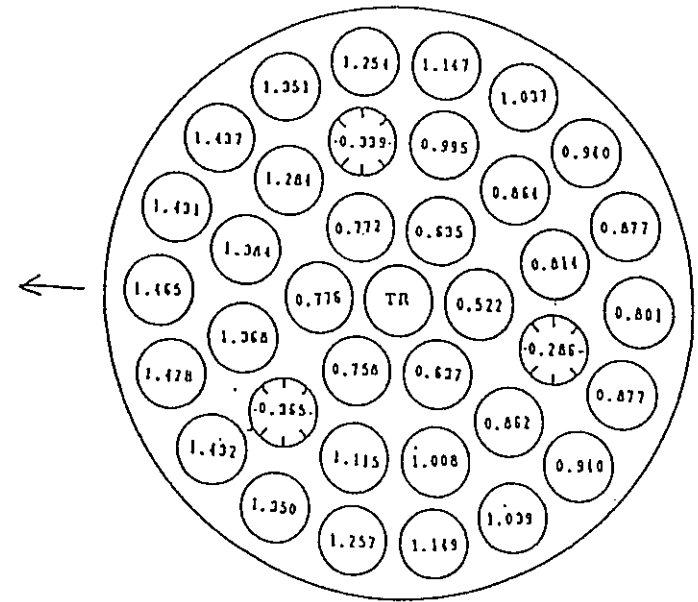


図 6.2.1-1 ATR36本クラスタのロッド番号とサブチャンネル番号

図 6.2.1-2 ケースF1a, F1bでの径方向出力分布

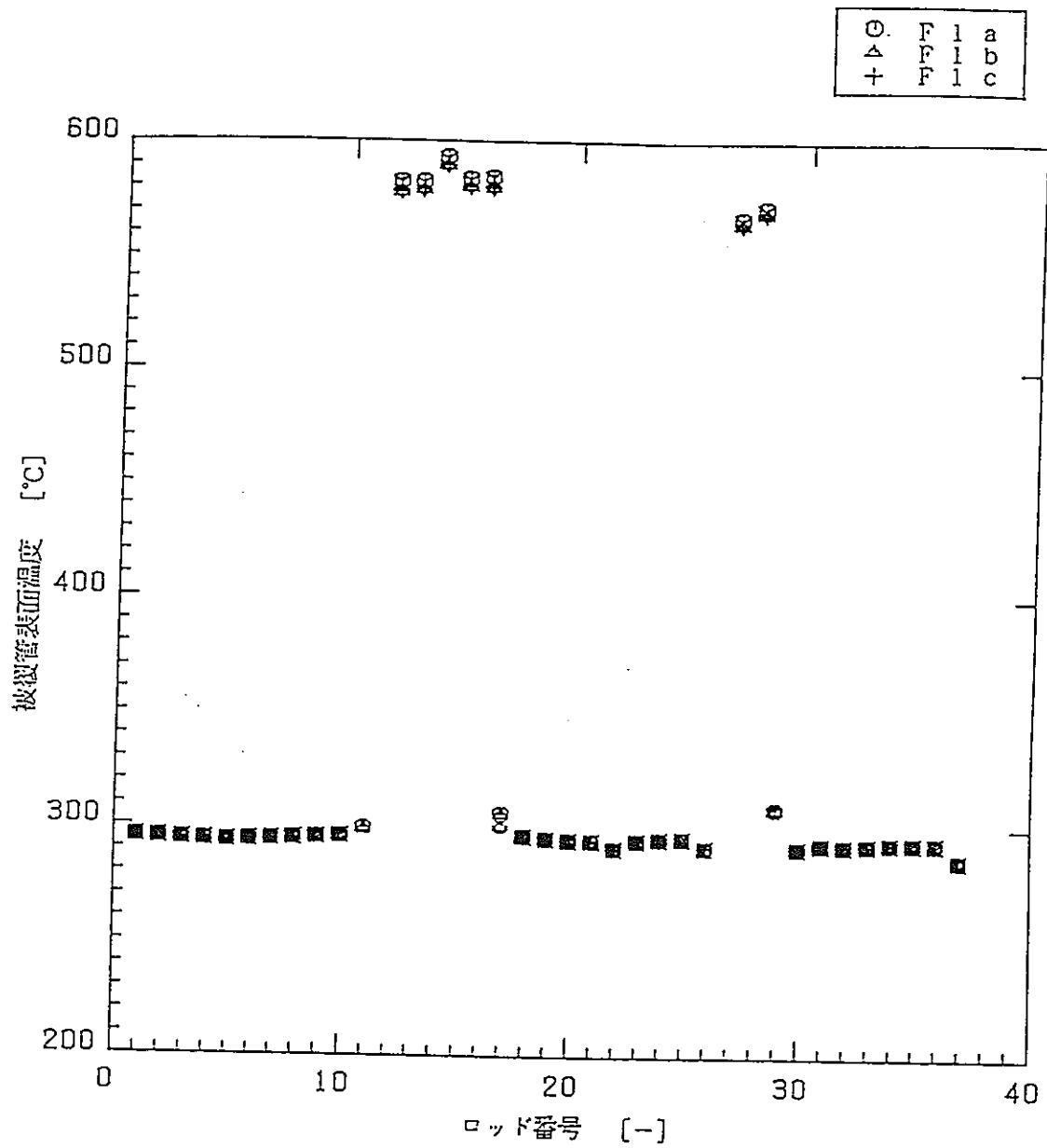


図 6.2.1-3 軸方向ノード 3 4 番における被覆管表面温度分布

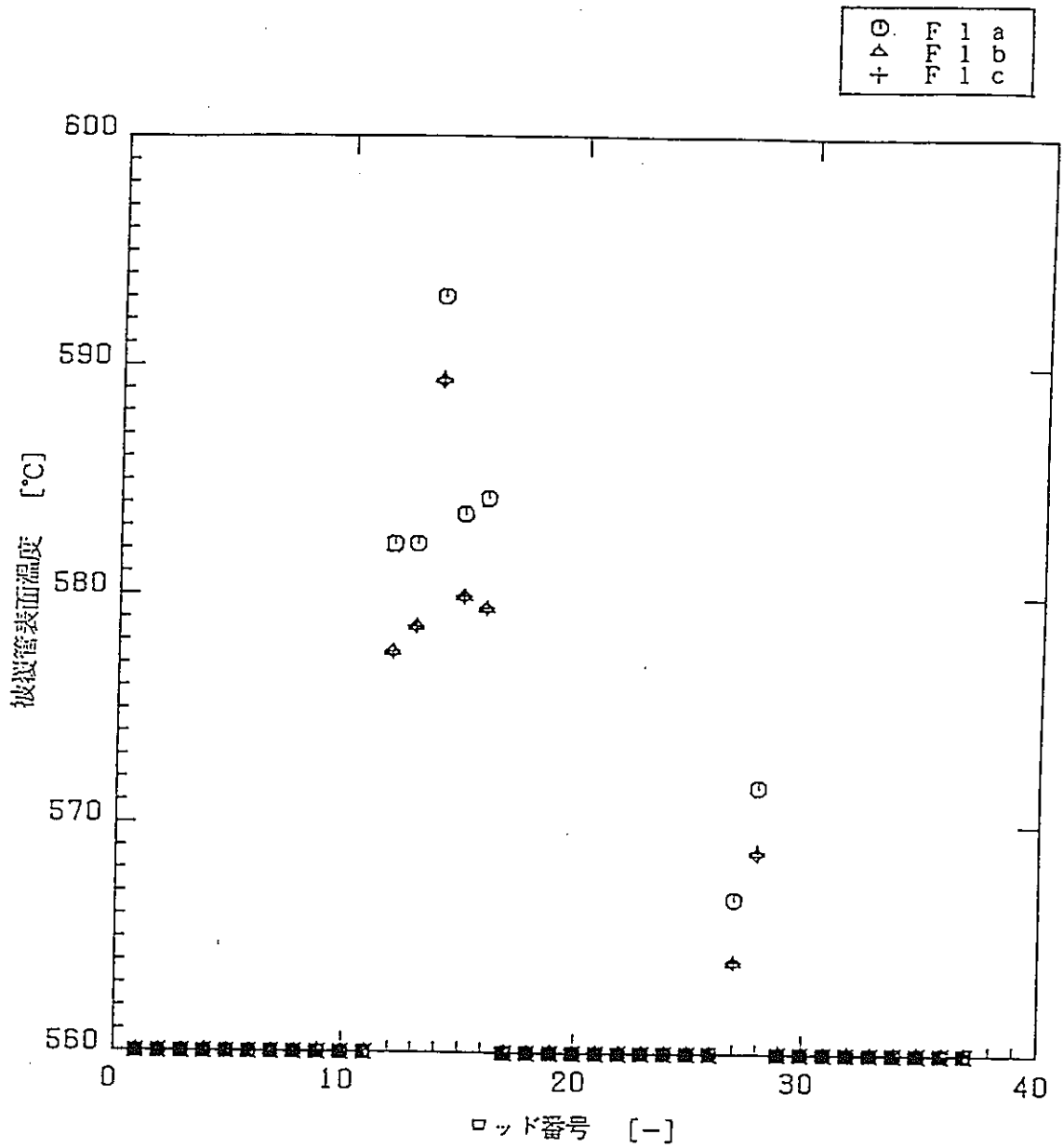


図 6.2.1-4 軸方向ノード34番における被覆管表面温度分布
(図 6.2.1-3 の温度軸を拡大)

$h_A \sim E$: 熱伝達係数
 (図6.2.3-2のCOBRAの結果
 に基づき入力する)
 $q_A \sim E$: 被覆管表面熱流束
 (TAC-2Dの計算結果)

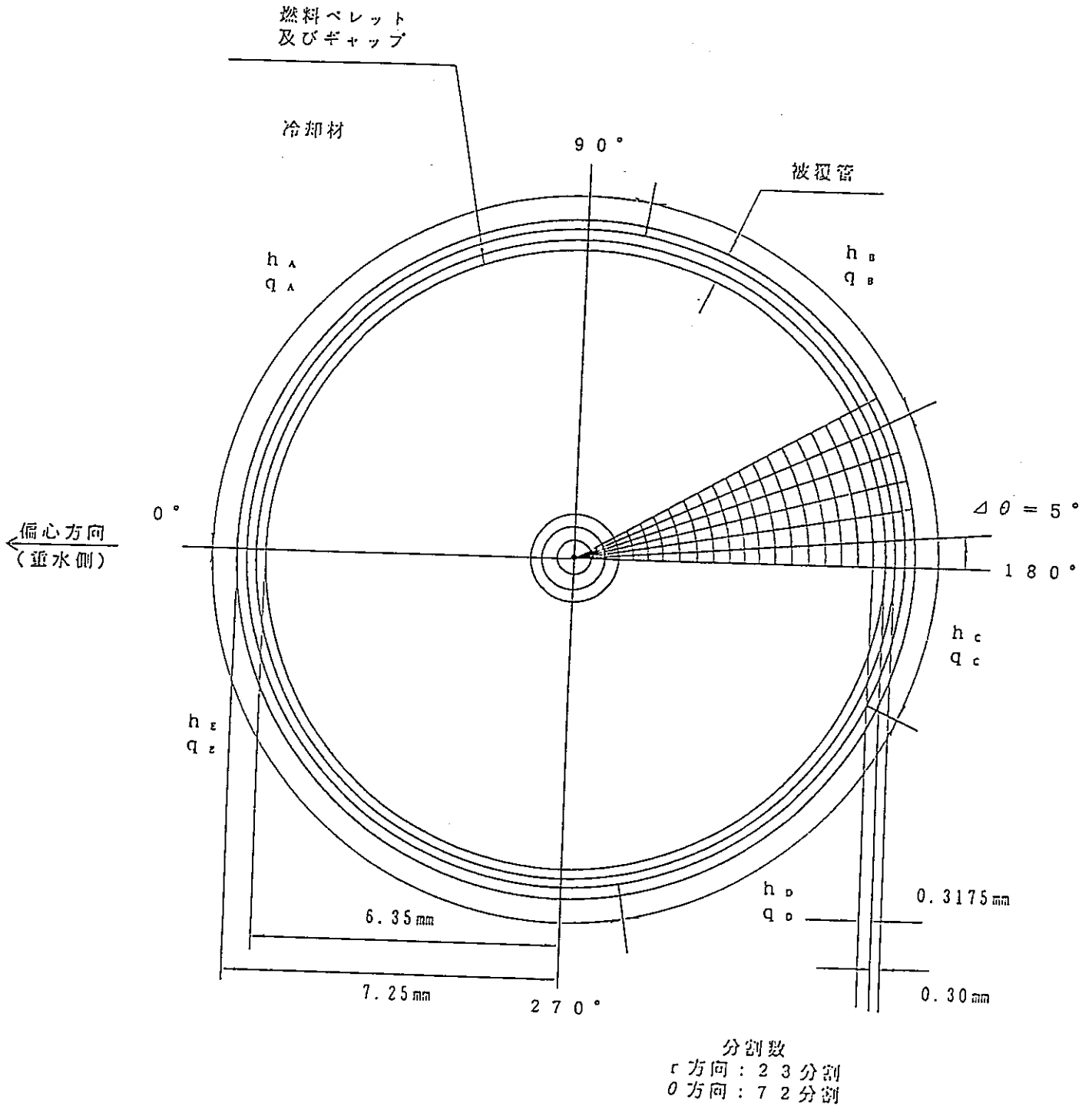


図6.2.3-1 燃料棒内温度分布解析体系 (TAC-2Dを使用)

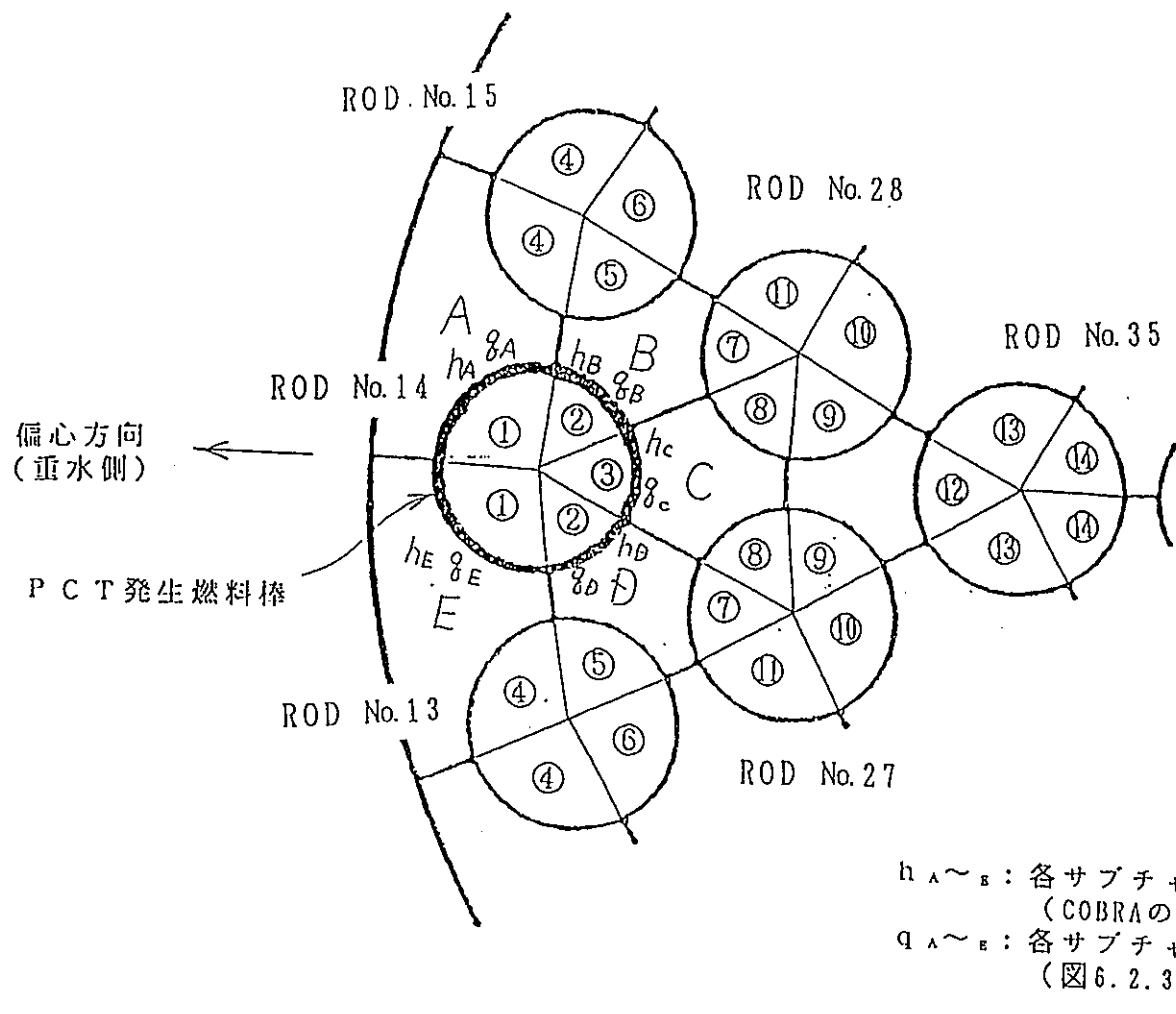


図 6.2.3-2 サブチャンネル解析体系 (COBRA-ATRを使用)

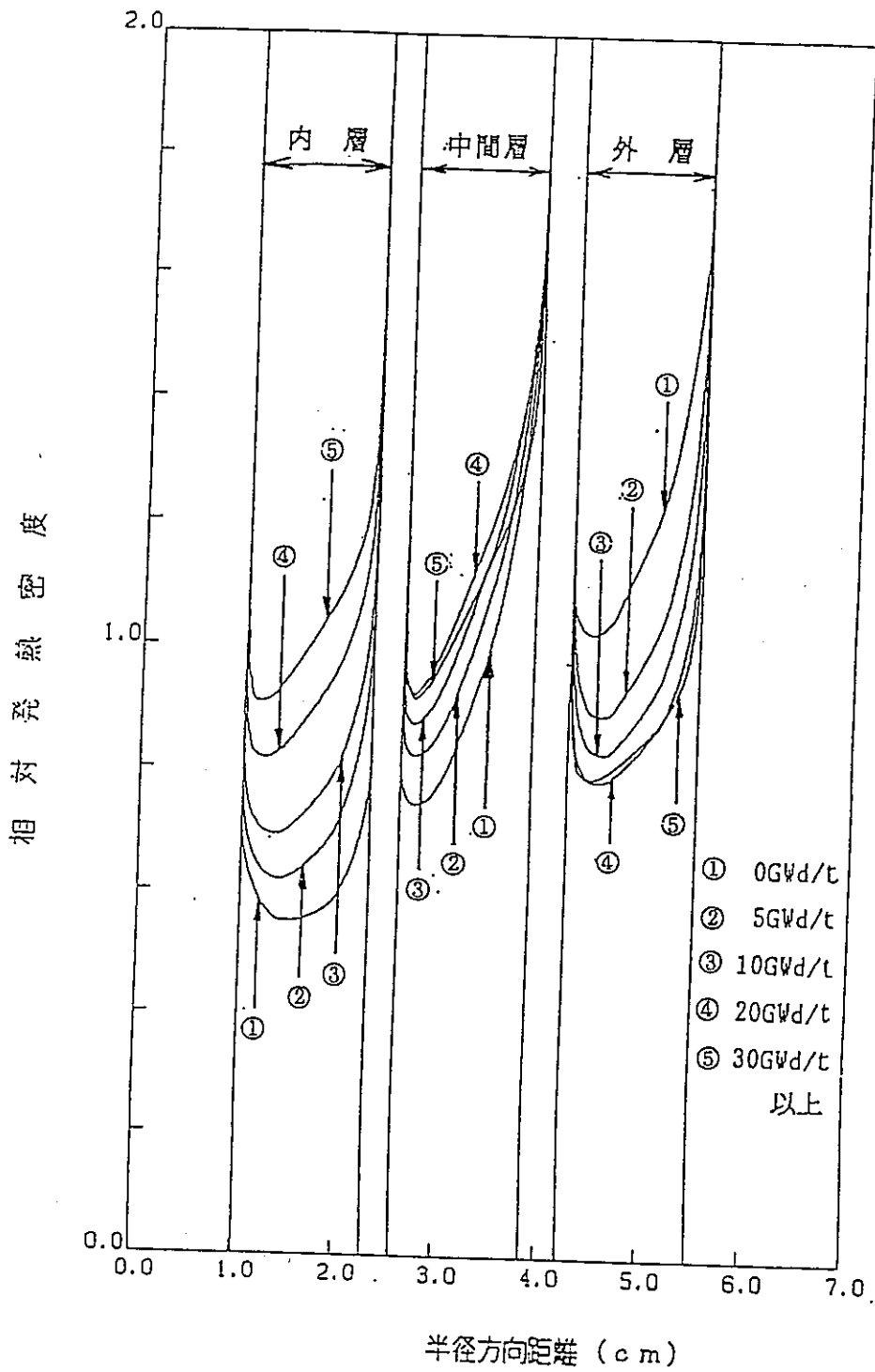


图 6.2.3-3 燃料棒内径方向发热密度分布图

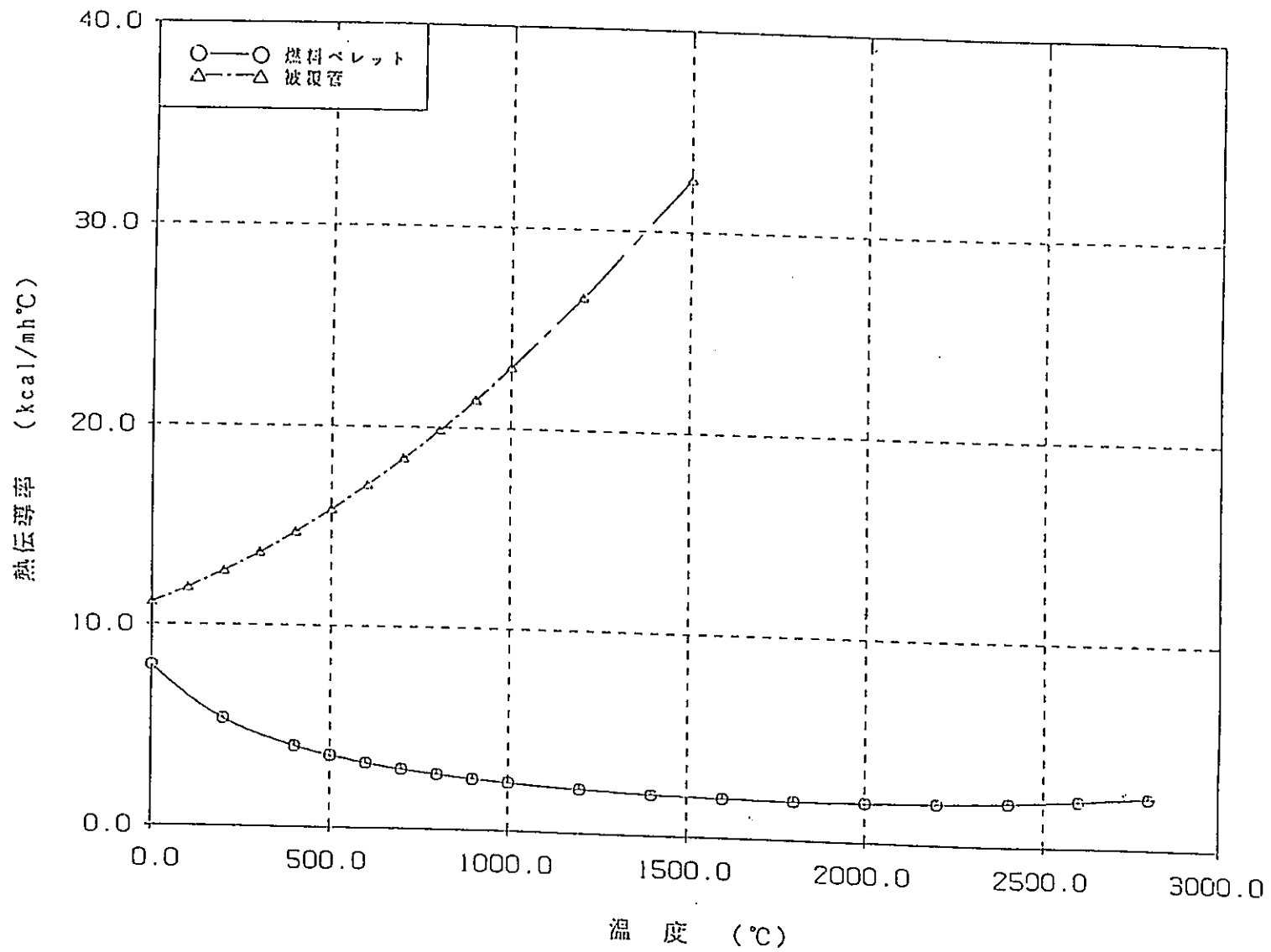


図 6.2.3-4 燃料ペレット・被覆管の温度と熱伝導率の関係

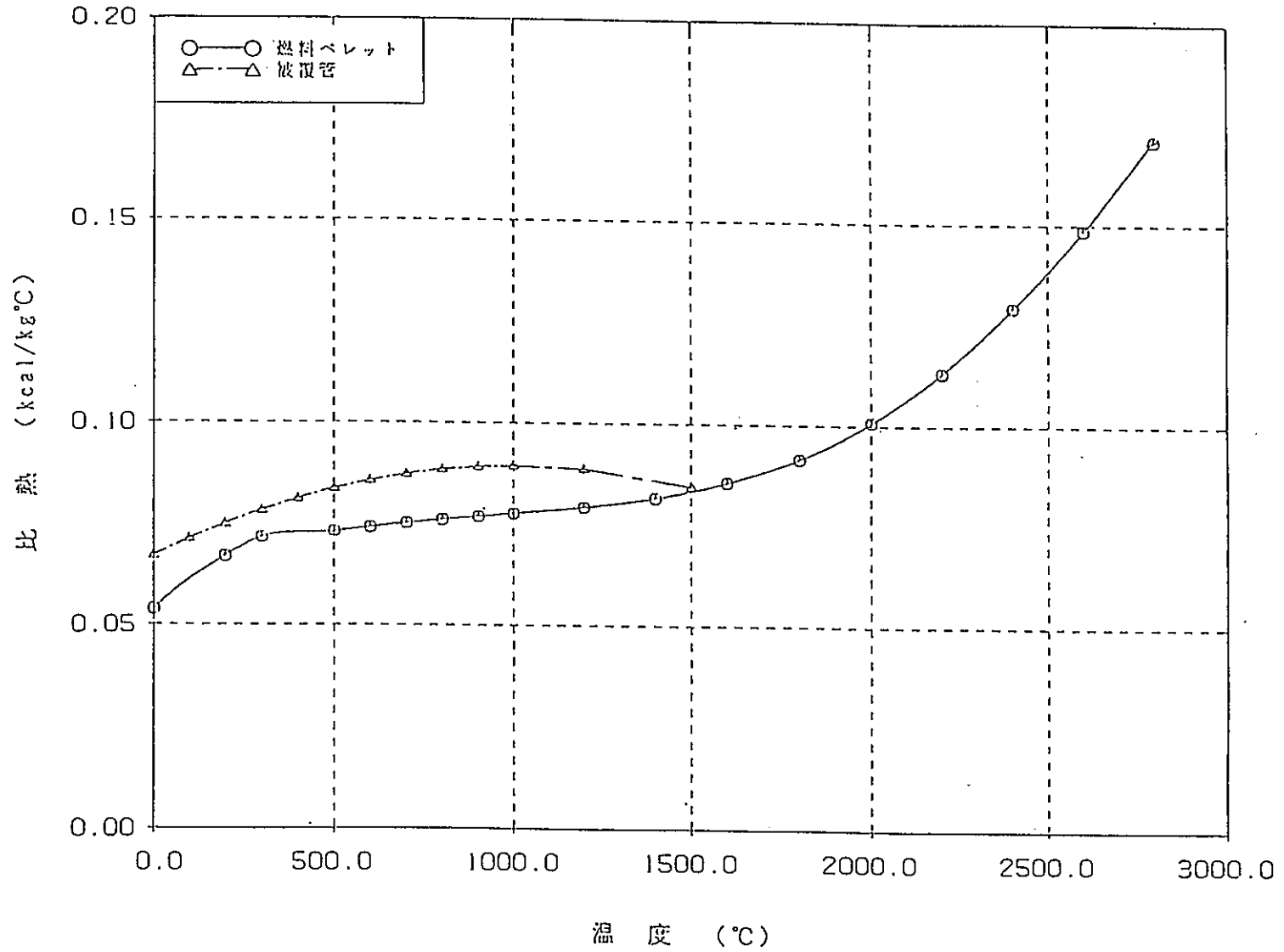


図 6.2.3 - 5 燃料ペレット・被覆管の温度と比熱の関係

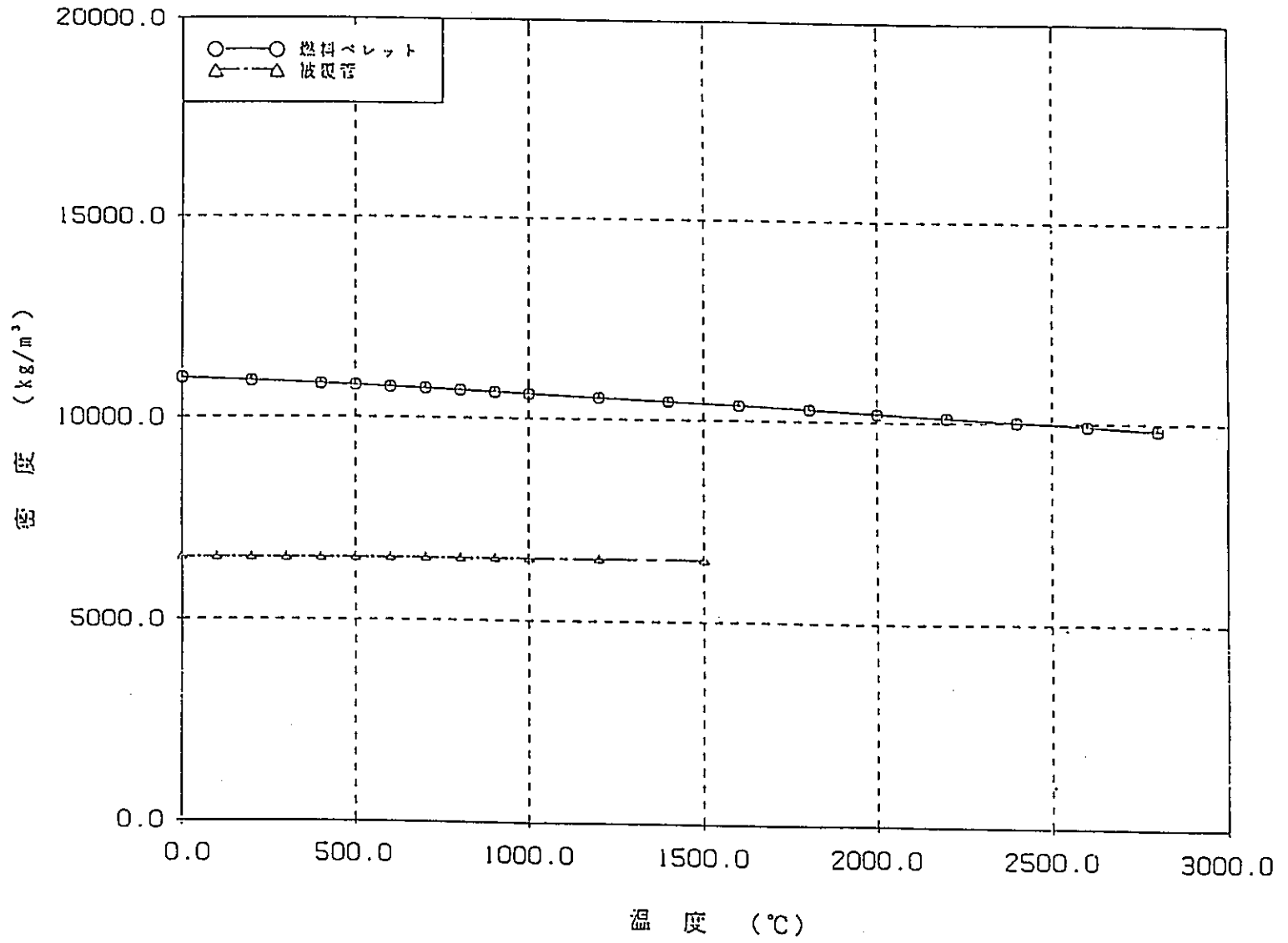
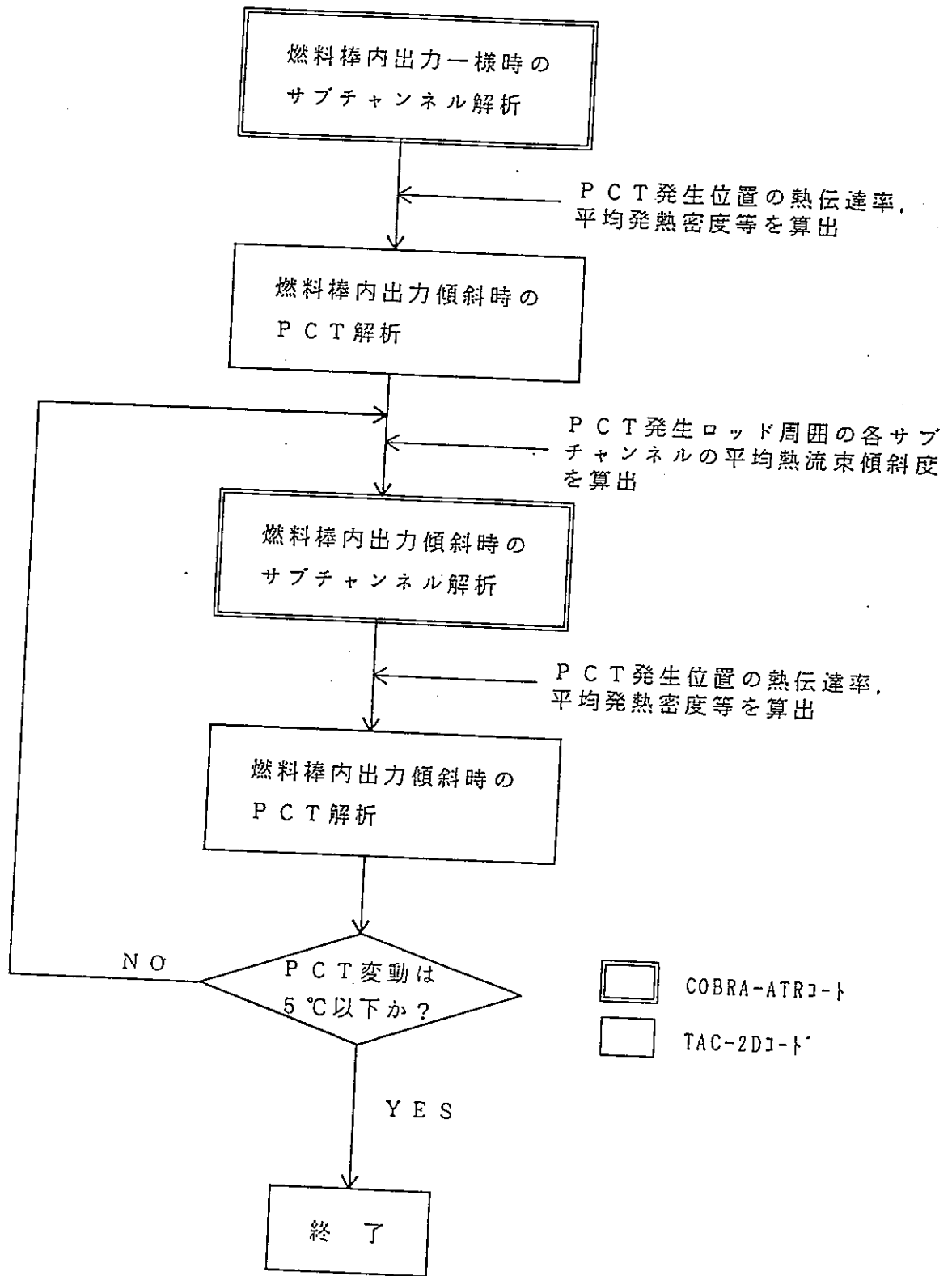


図 6.2.3-6 燃料ペレット・被覆管の温度と密度の関係



注) COBRA-ATRコードはサブチャンネル状態の計算に使用し、PCTはTAC-2Dコードで評価する。

図 6.2.3-7 燃料棒内出力傾斜を考慮したPCT計算フロー

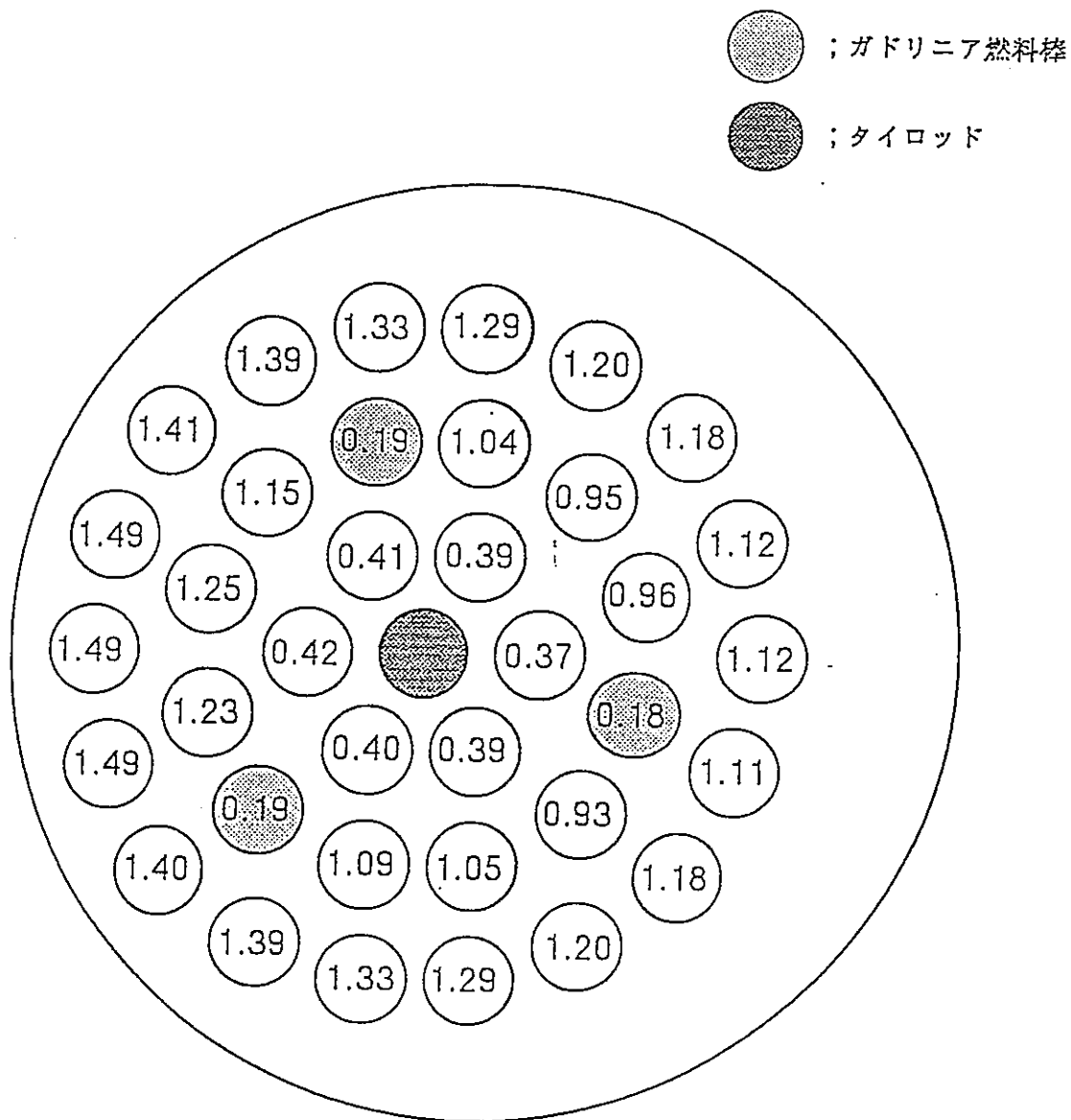


図 6.2.3 - 8 燃料冷却性解析に使用する局所出力分布 (安全評価出力、現実的拡管の場合)

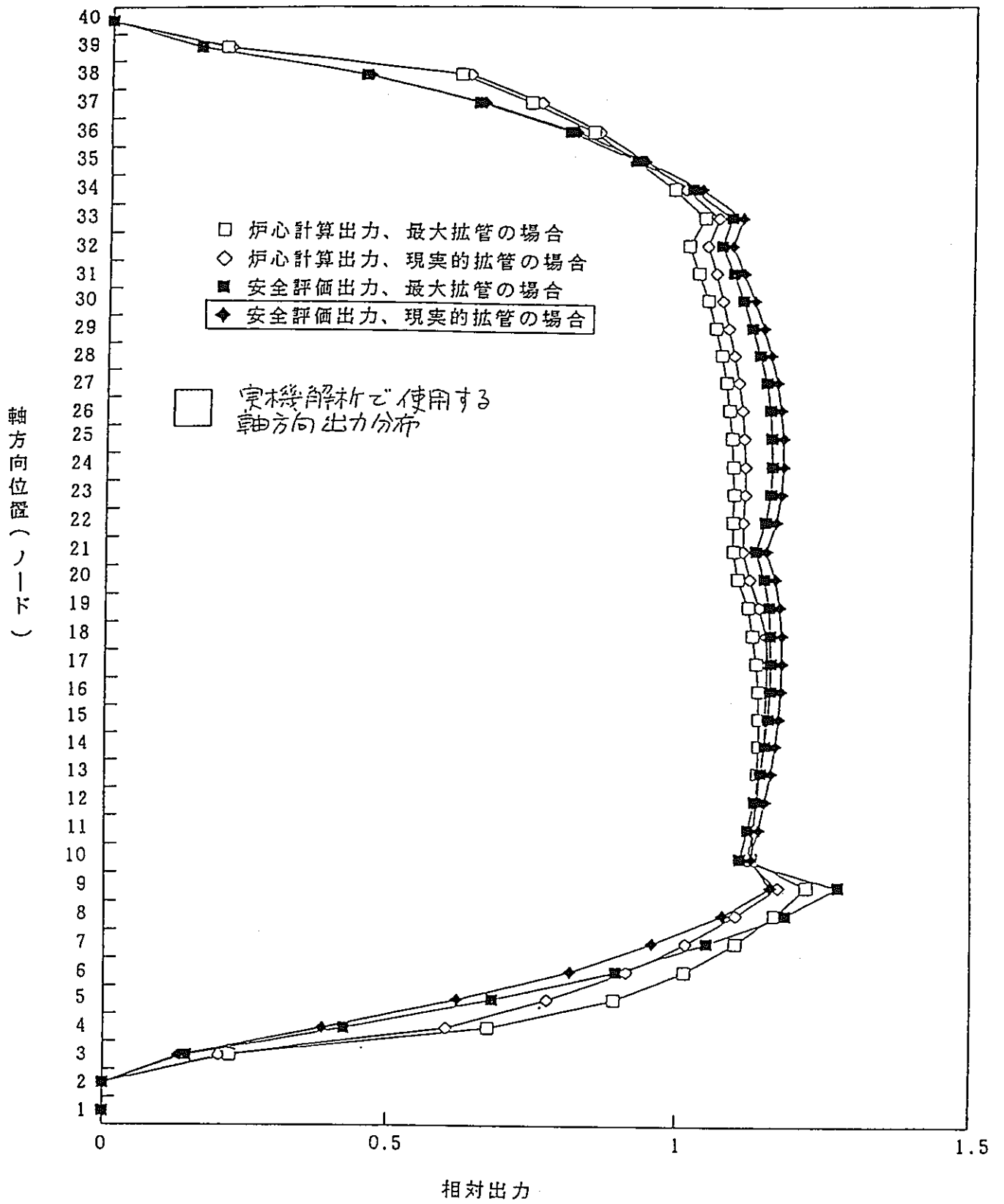


図 6.2.3 - 9 燃料冷却性解析に使用する軸方向出力分布

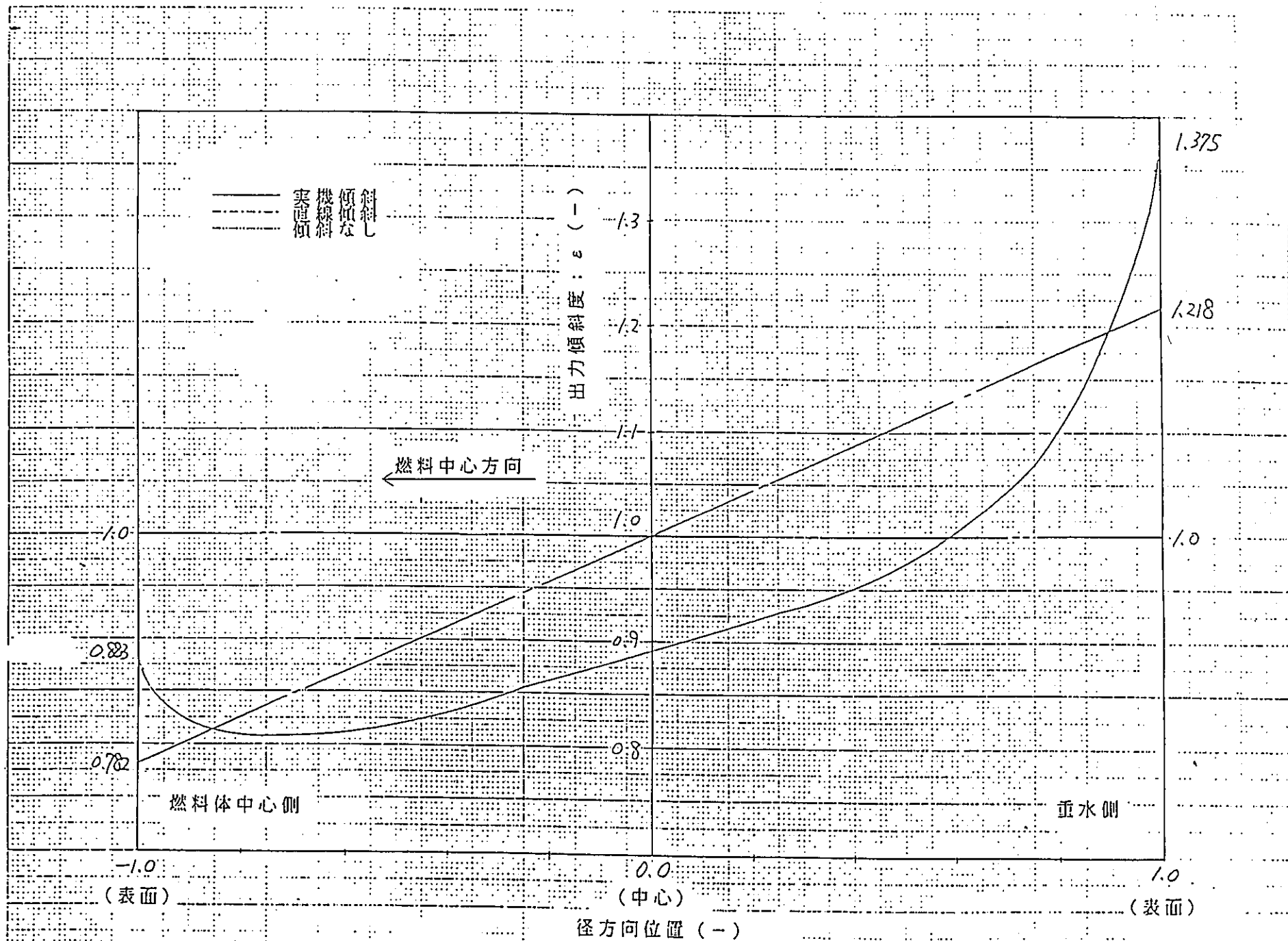


図 6.2.3-10 燃料ペレット内出力傾斜の比較

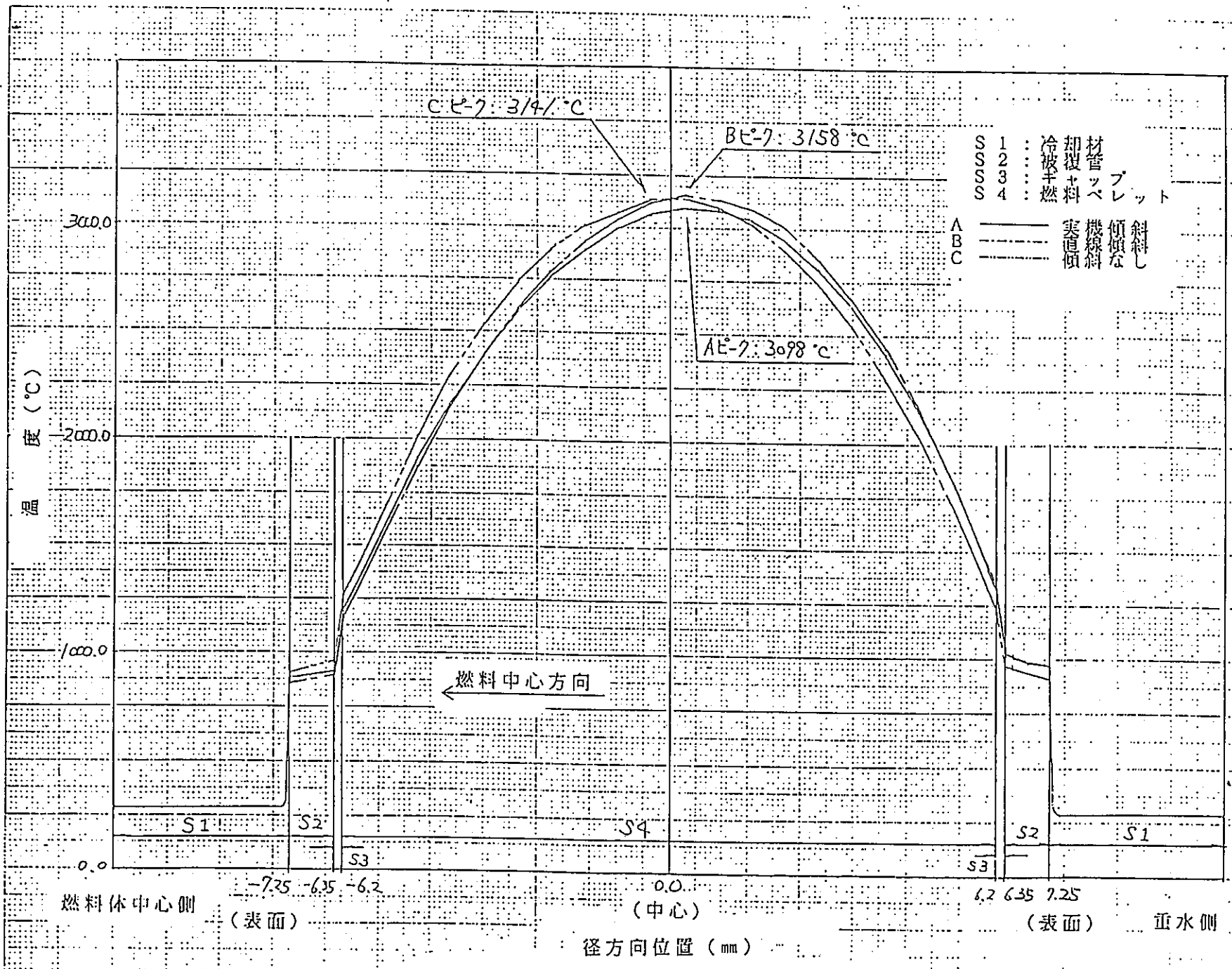


図 6.2.3 - 1.1 径方向温度分布の比較

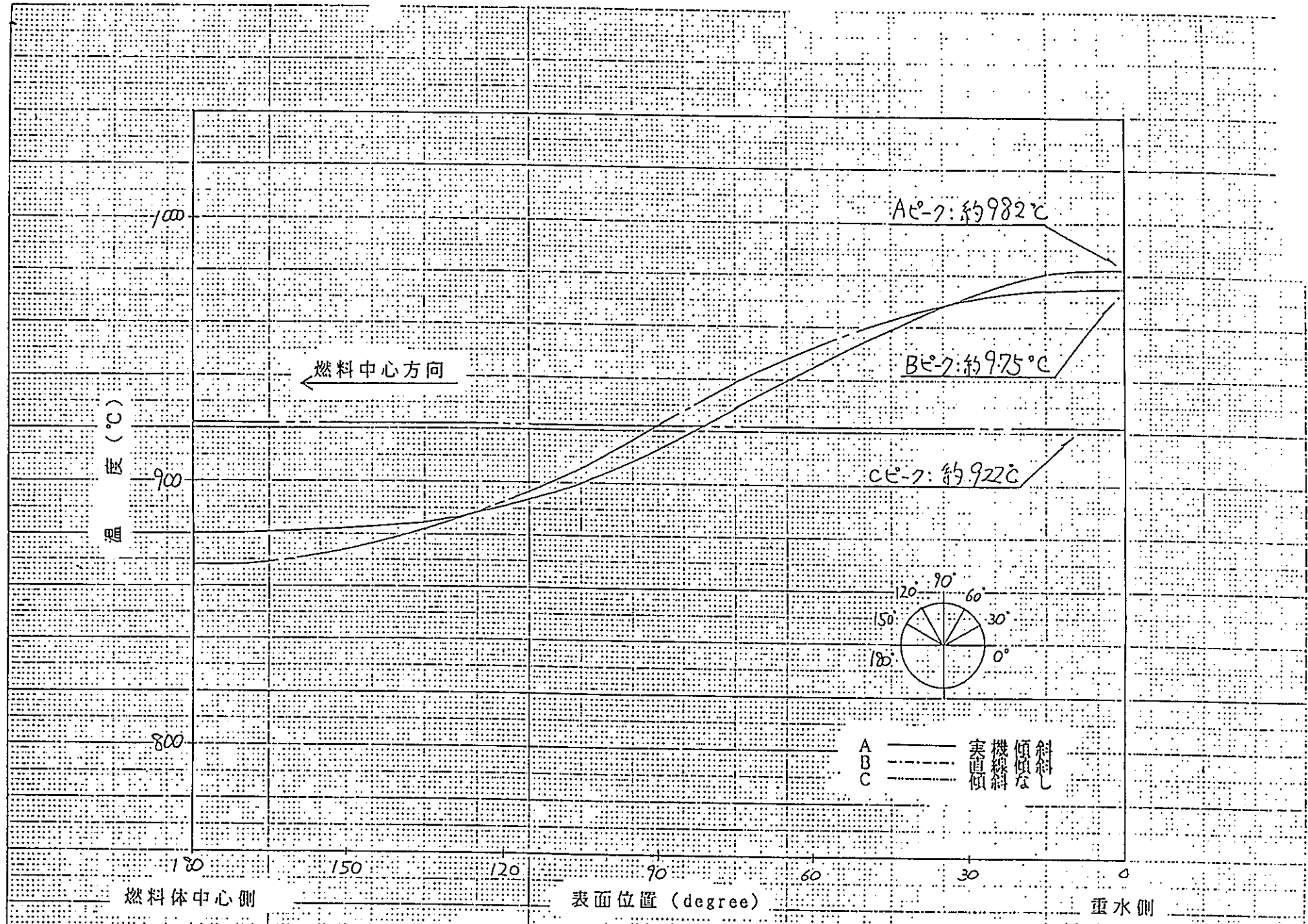


図 6.2.3 - 1.2 被覆管表面の温度分布

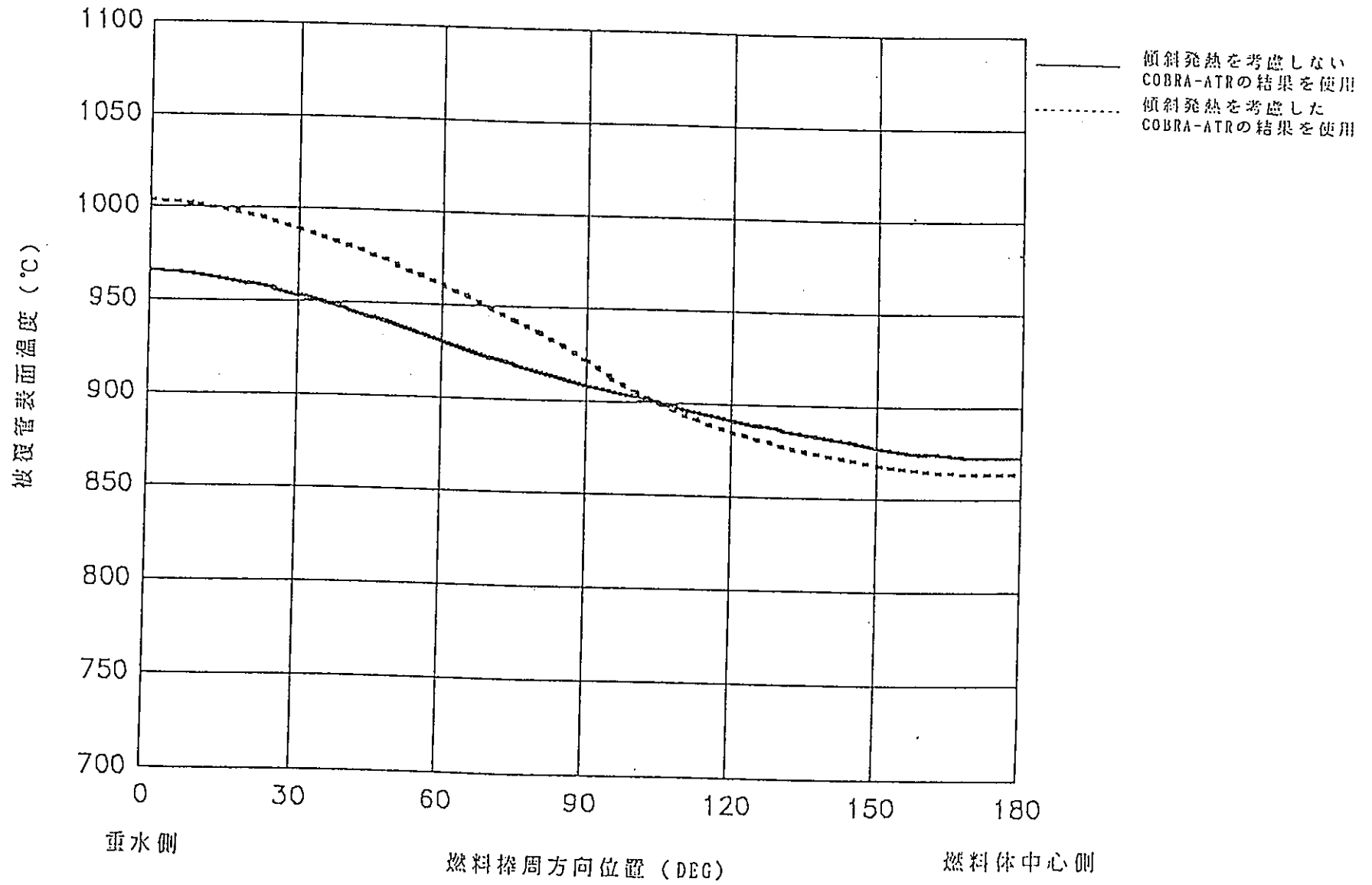


図 6.2.3-13 PCT発生ロッドの周方向温度分布 (TAC-2Dコード)

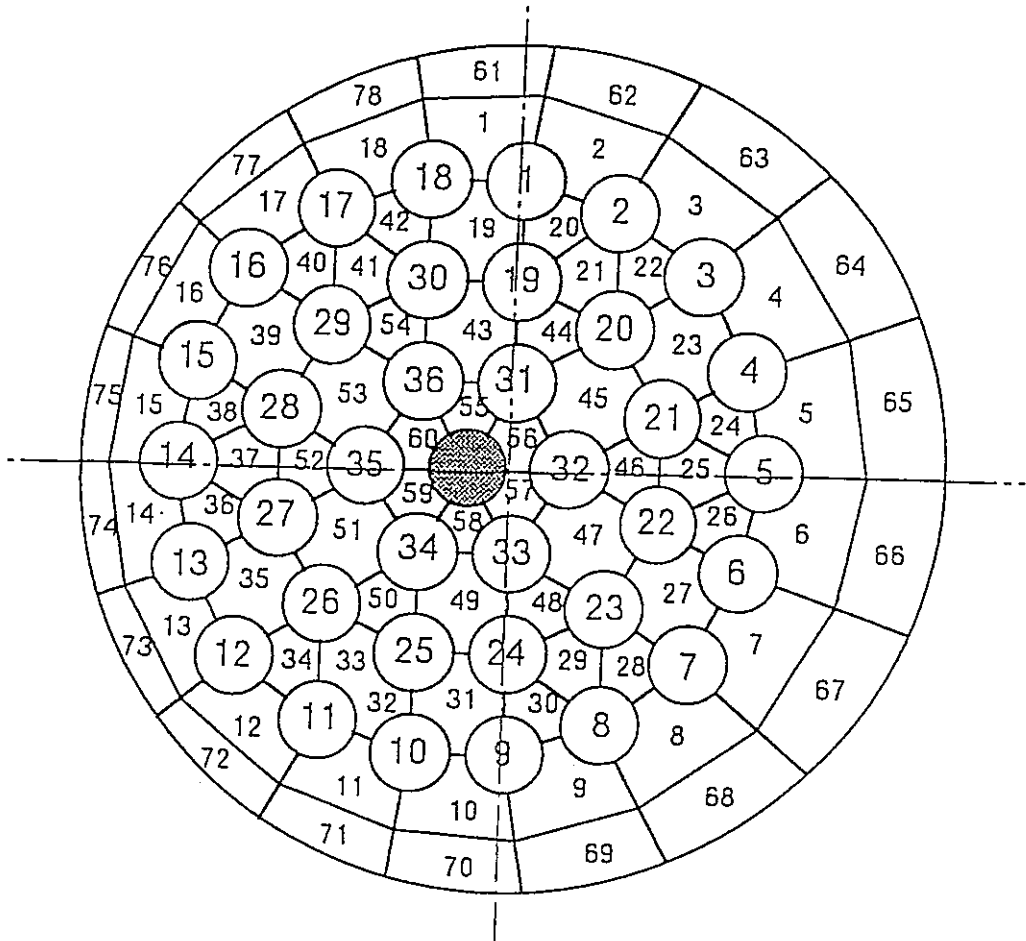


図 6.3.1-1 圧力管サブチャンネルノード分割モデル

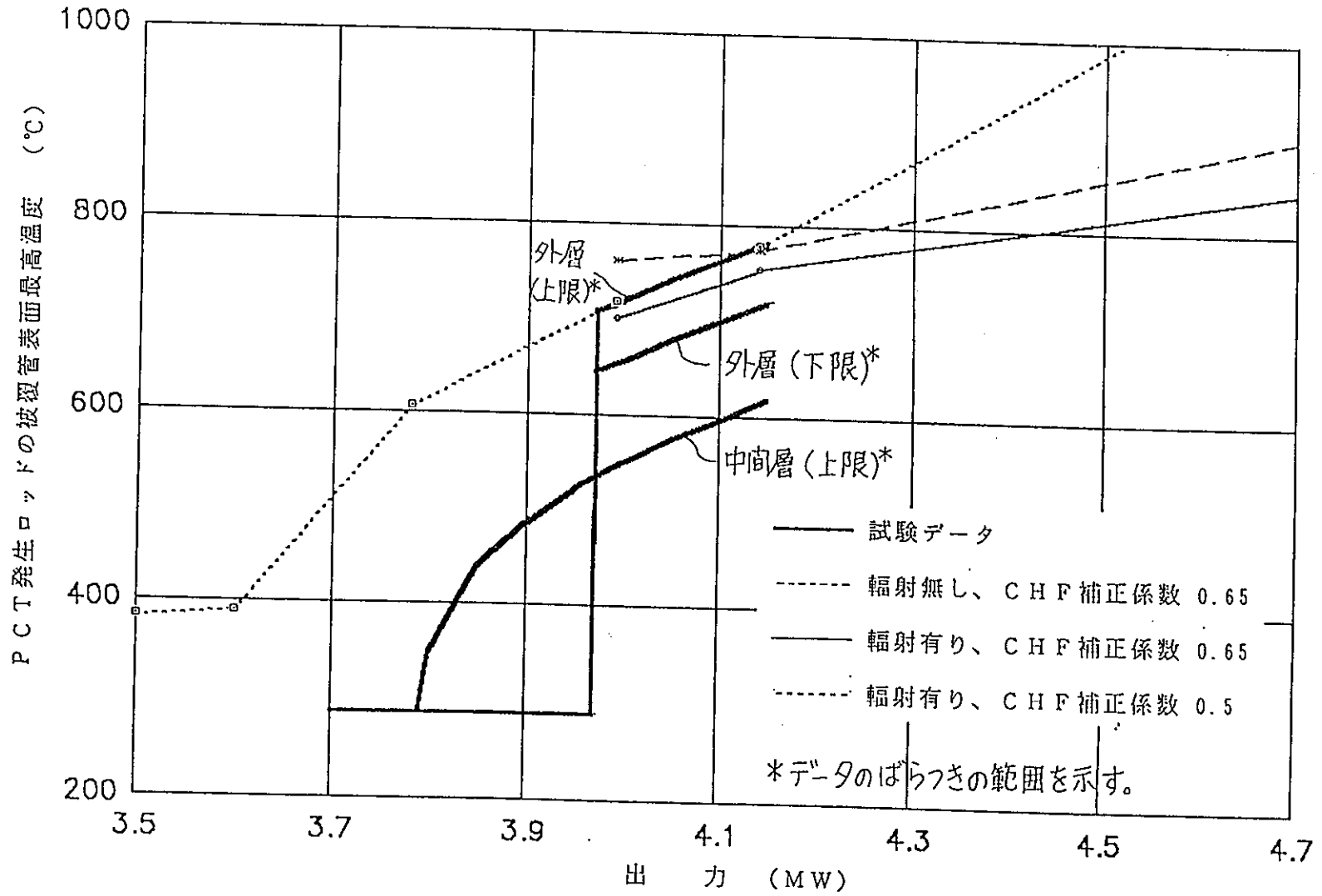


図 6.3.2-1 試験データと検証計算結果の比較 (流量 35 t/h)

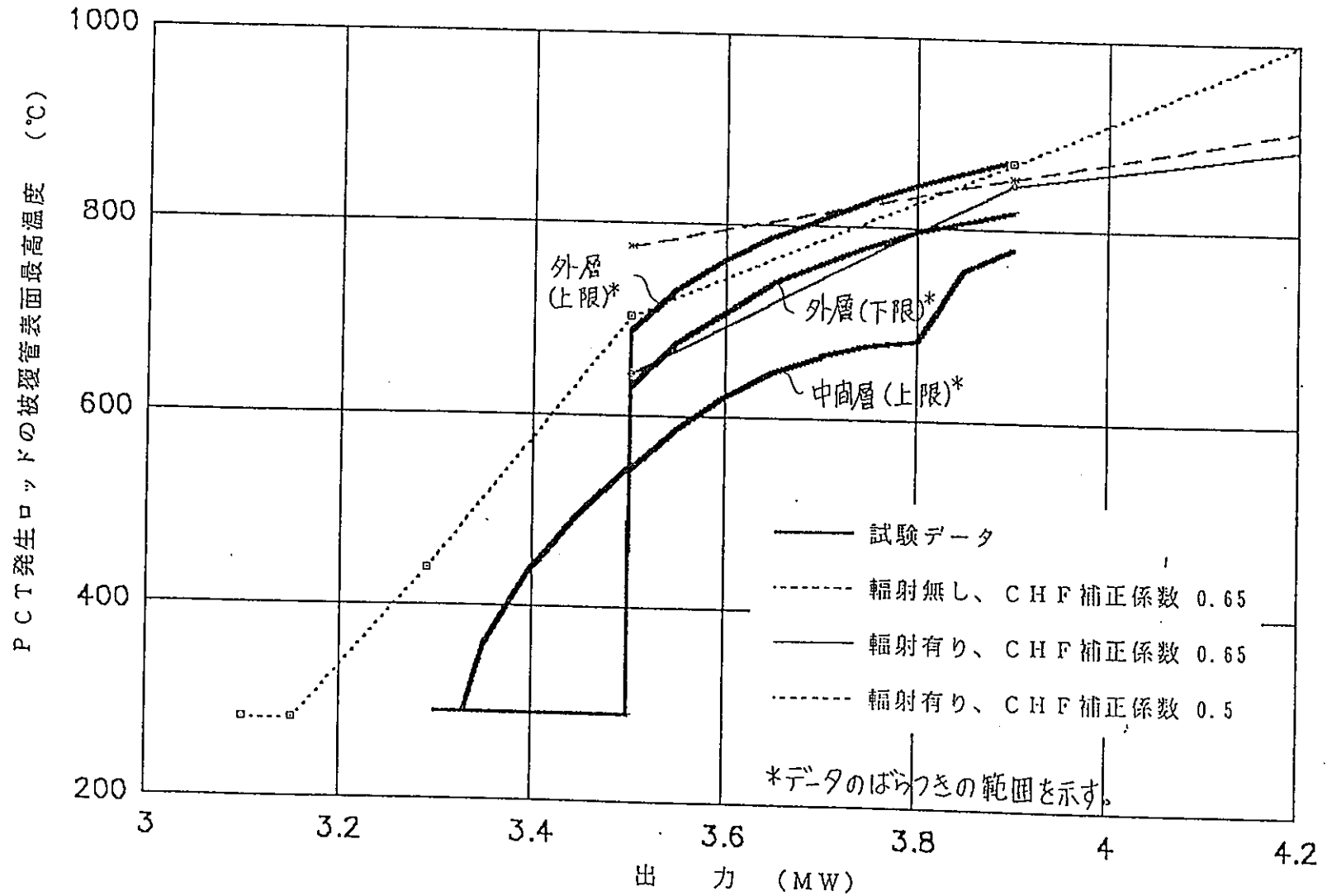


図 6.3.2-2 試験データと検証計算結果の比較 (流量 25 t/h)

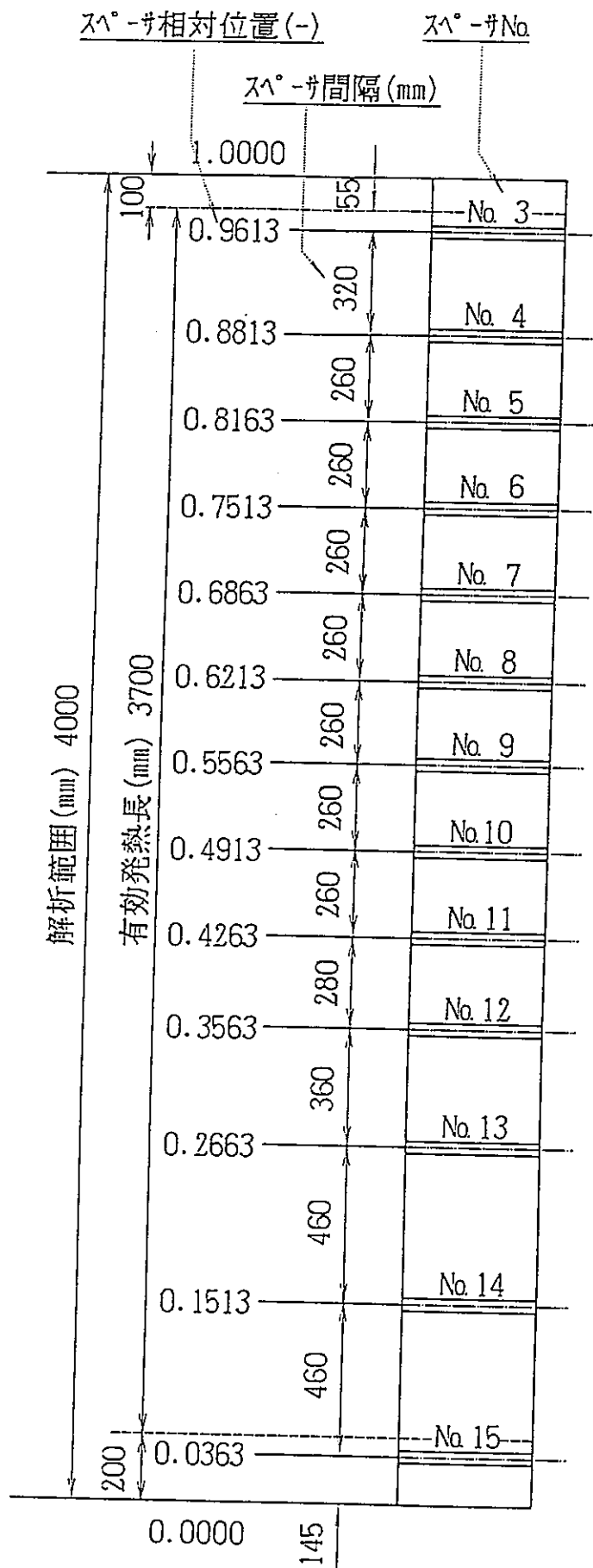


図 6.4.1-1 実機条件における軸方向ス^レサ配置図

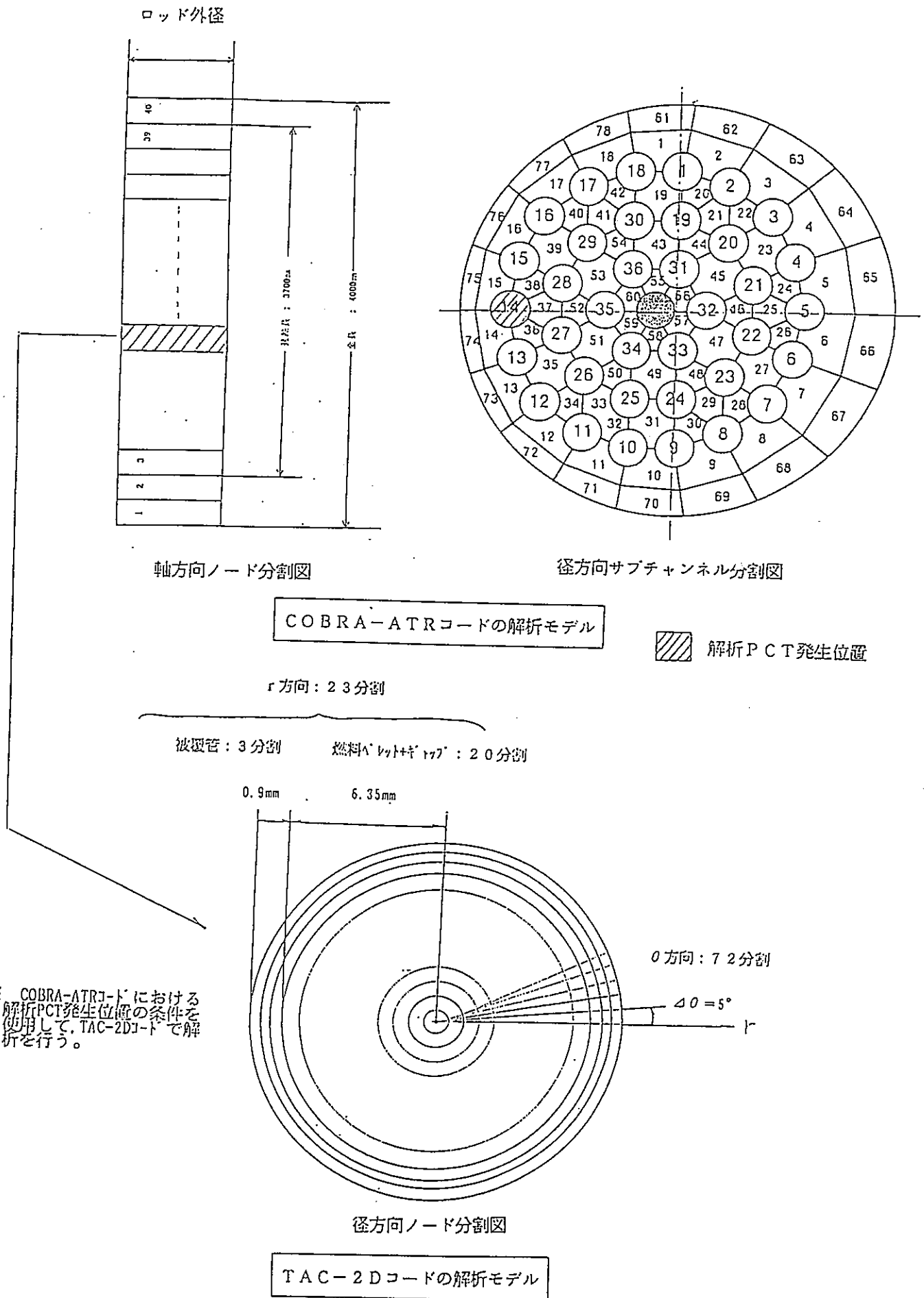


図 6.4.1-2 解析モデル
-6-62-

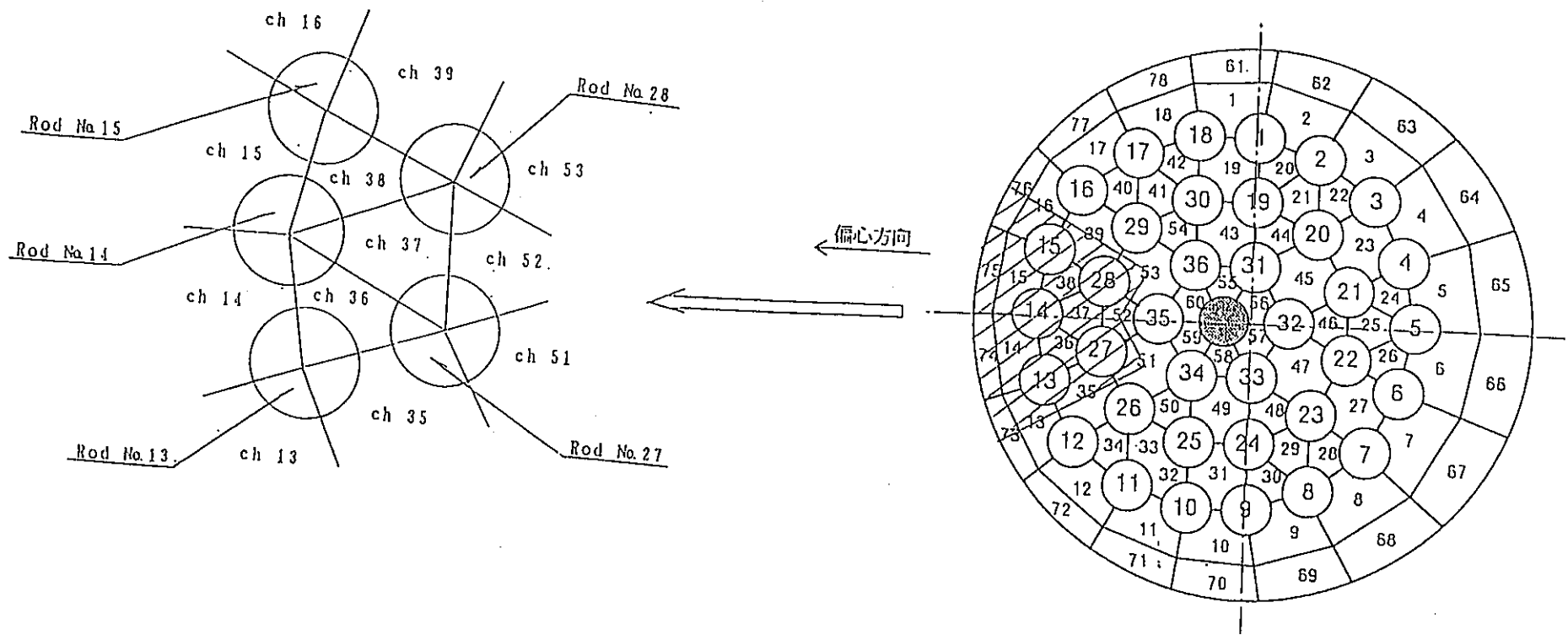


図 6.4.1-3 傾斜発熱を与えるロッド及びその周囲サブチャンネル

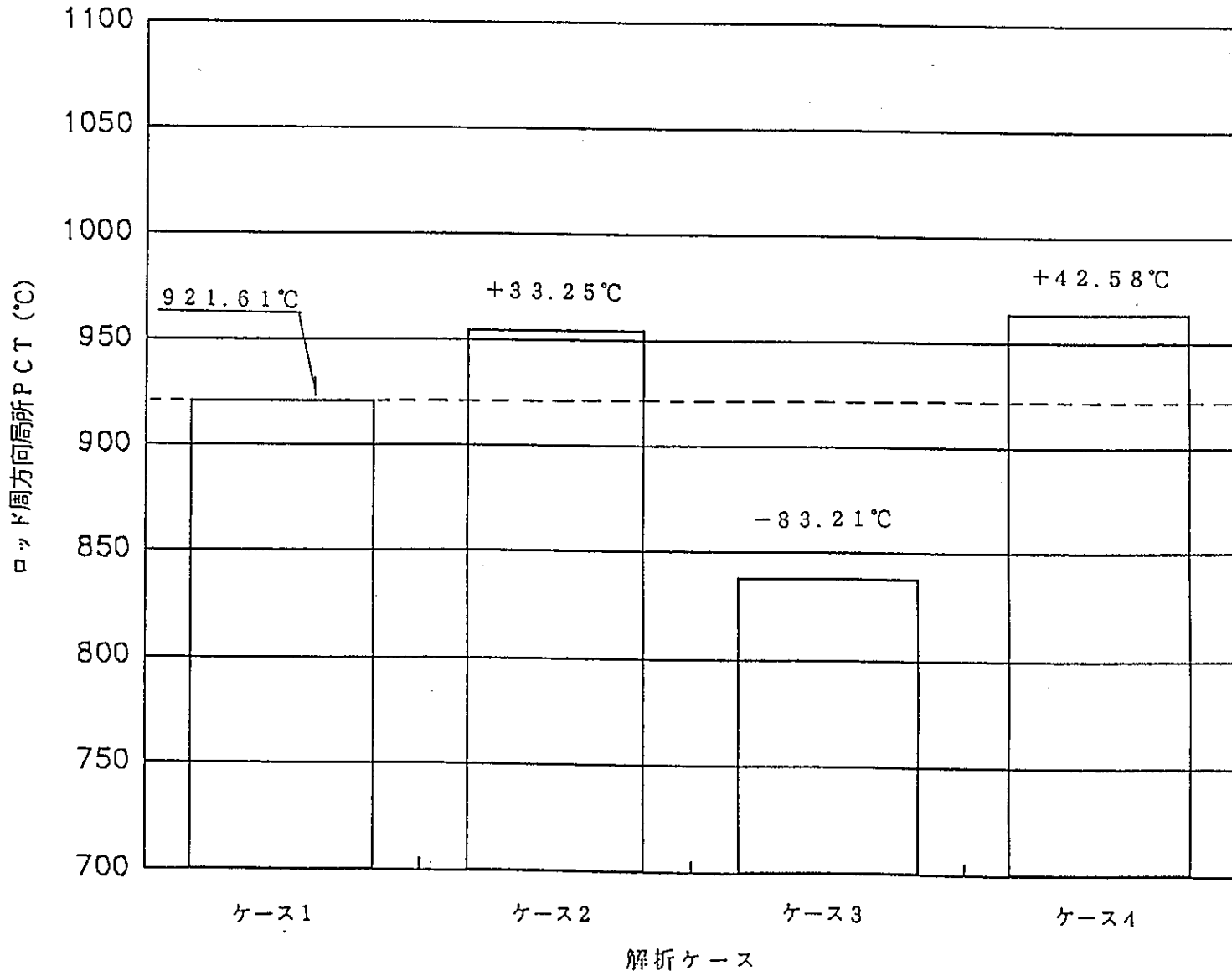


図6.4.2-1 ロッド周方向局所PCTにおける比較
(COBRA-ATRコード)

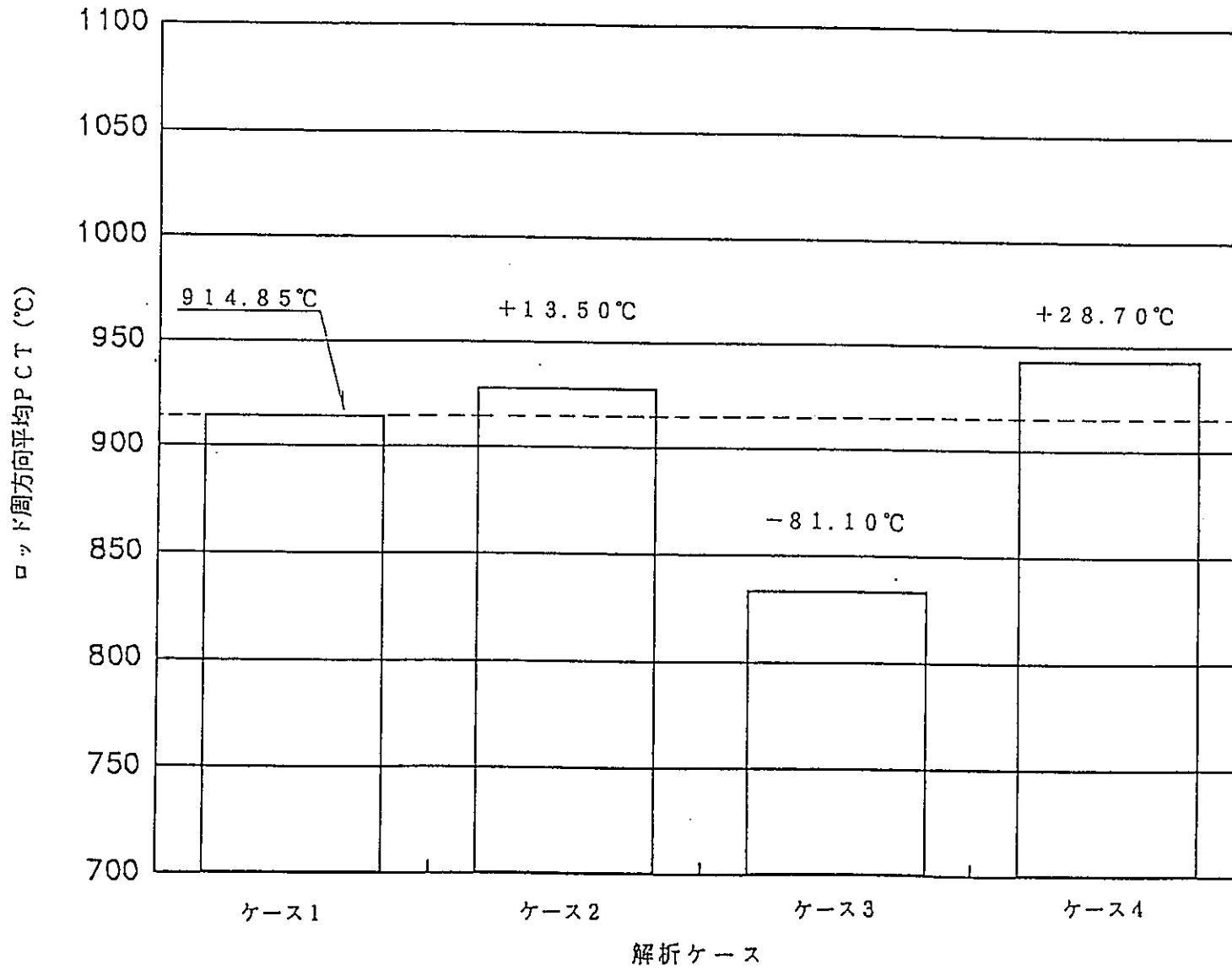


図6.4.2-2 棒周方向平均PCTにおける比較
(COBRA-ATRコード)

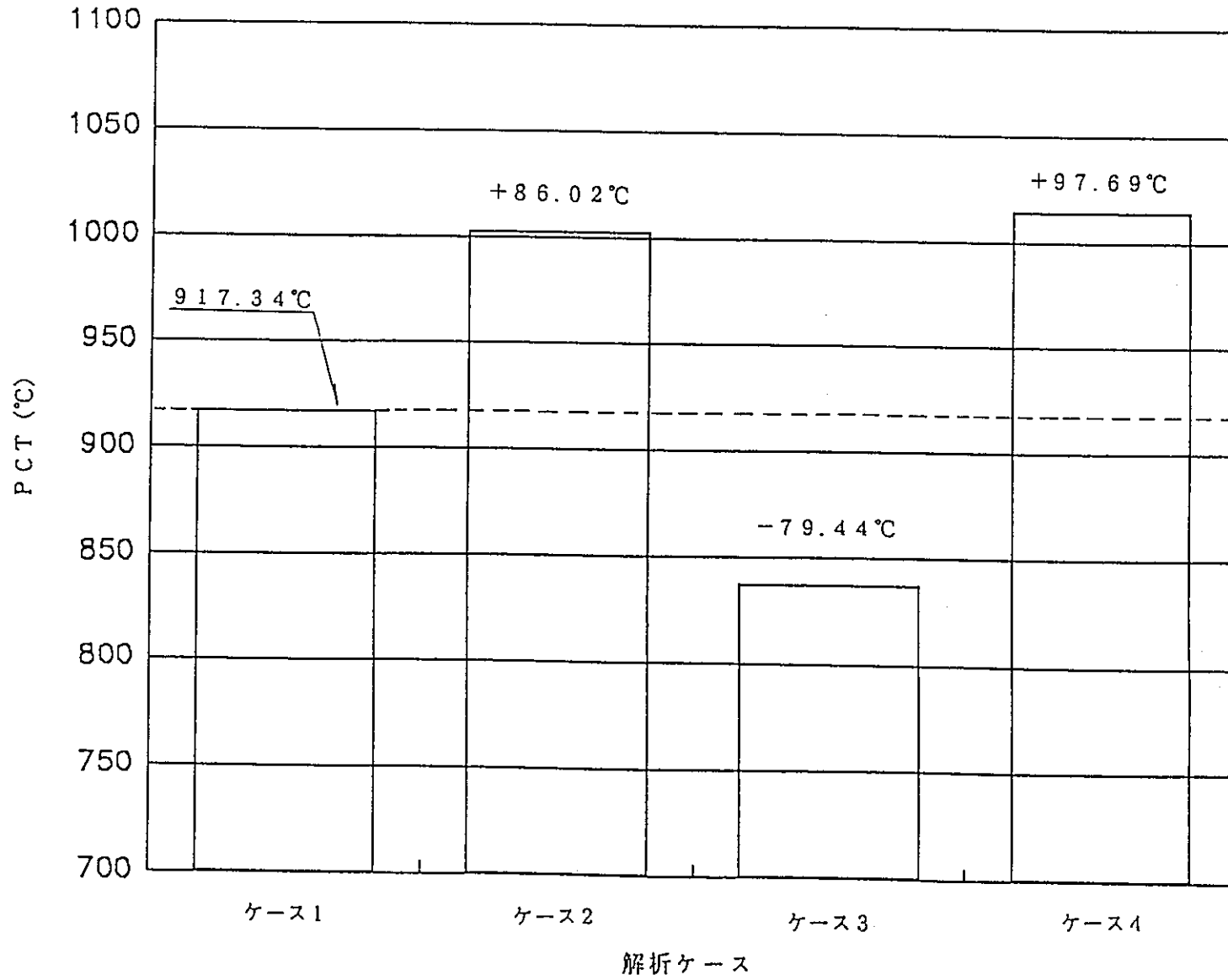


図 6.4.2-3 PCTにおける比較
(TAC-2Dコード)

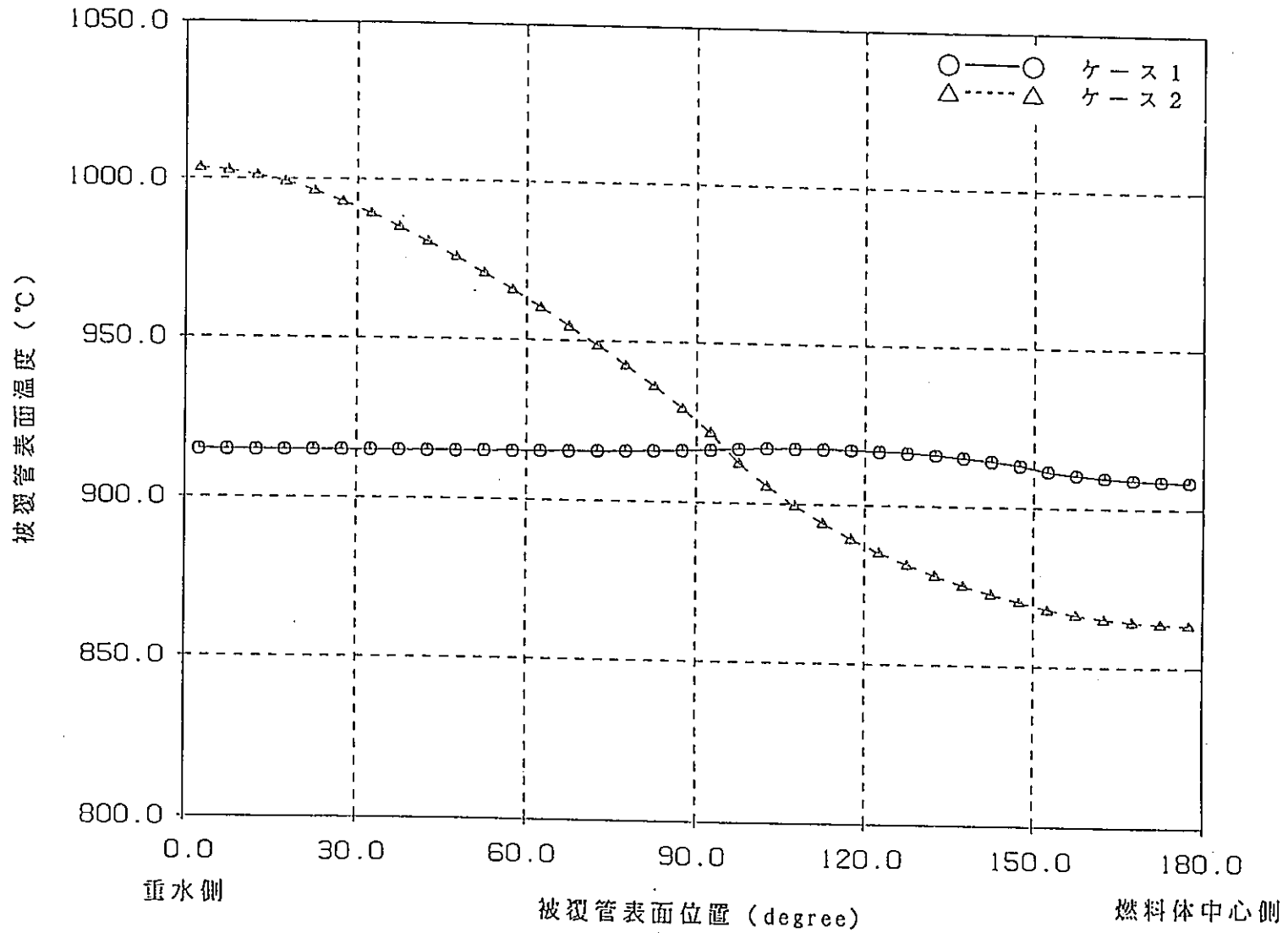


図6.4.2-4 被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)

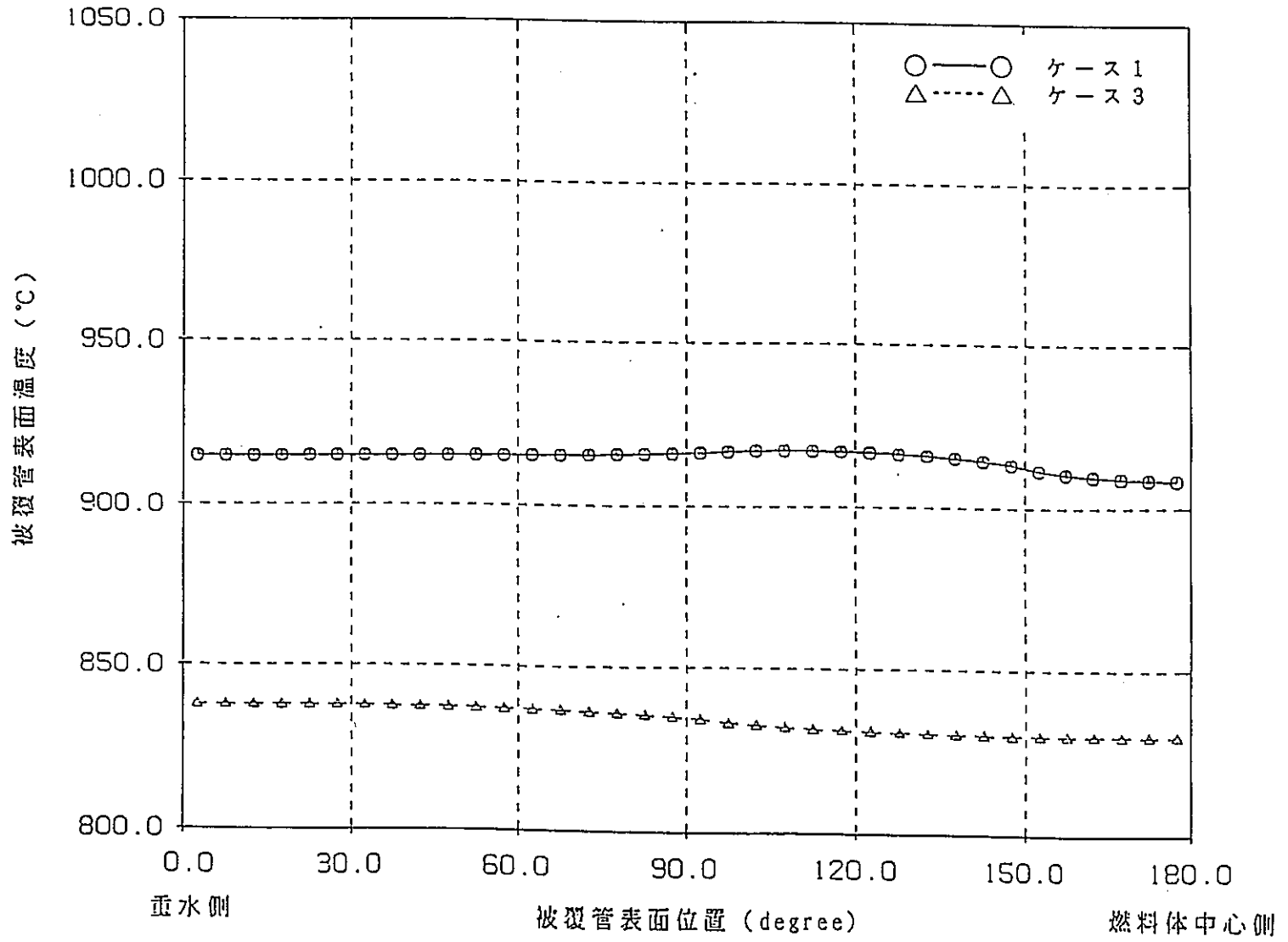


図6.4.2-5 被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)

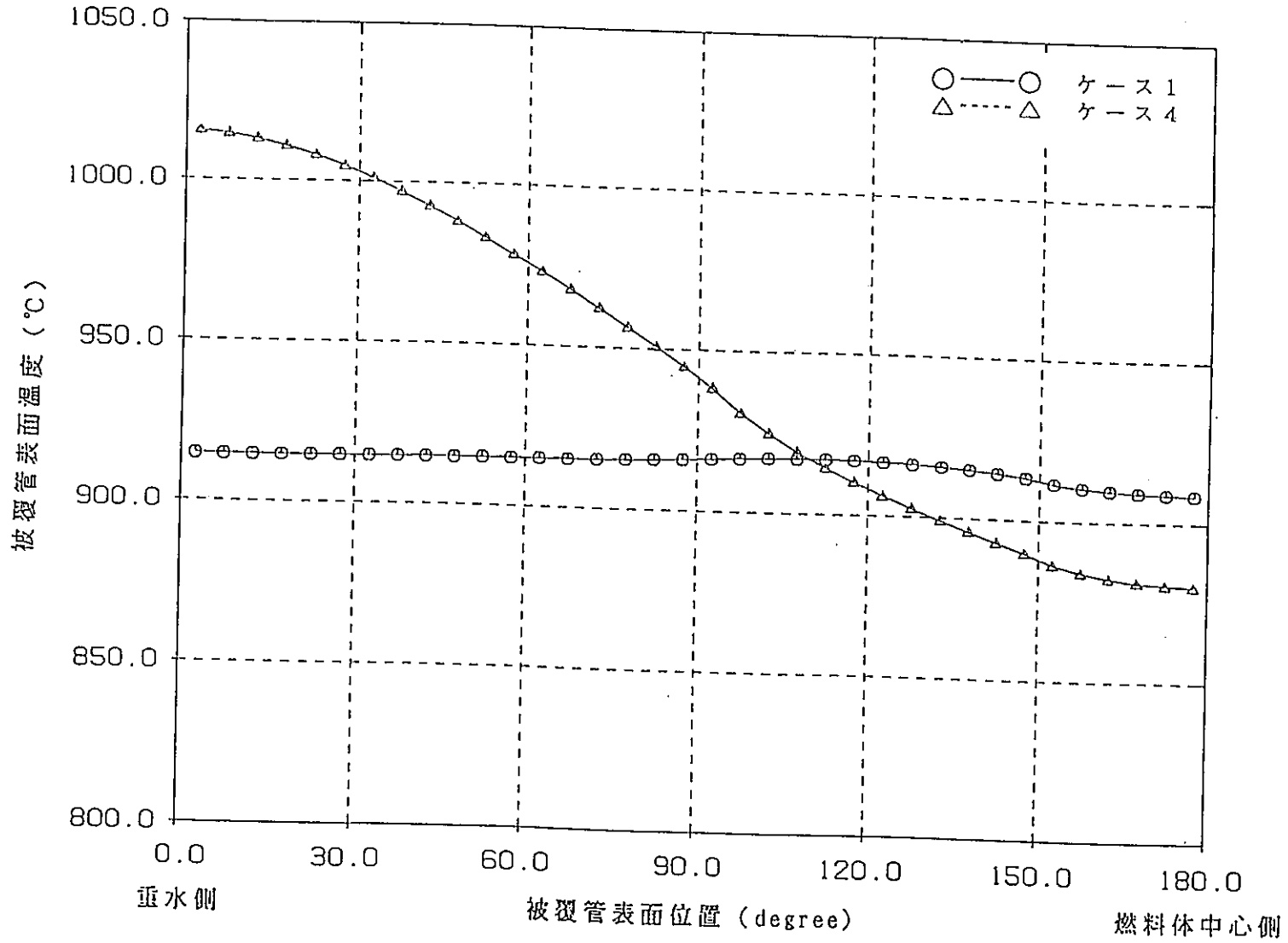


図6.4.2-6 被覆管表面温度分布の比較 (PCT発生位置)

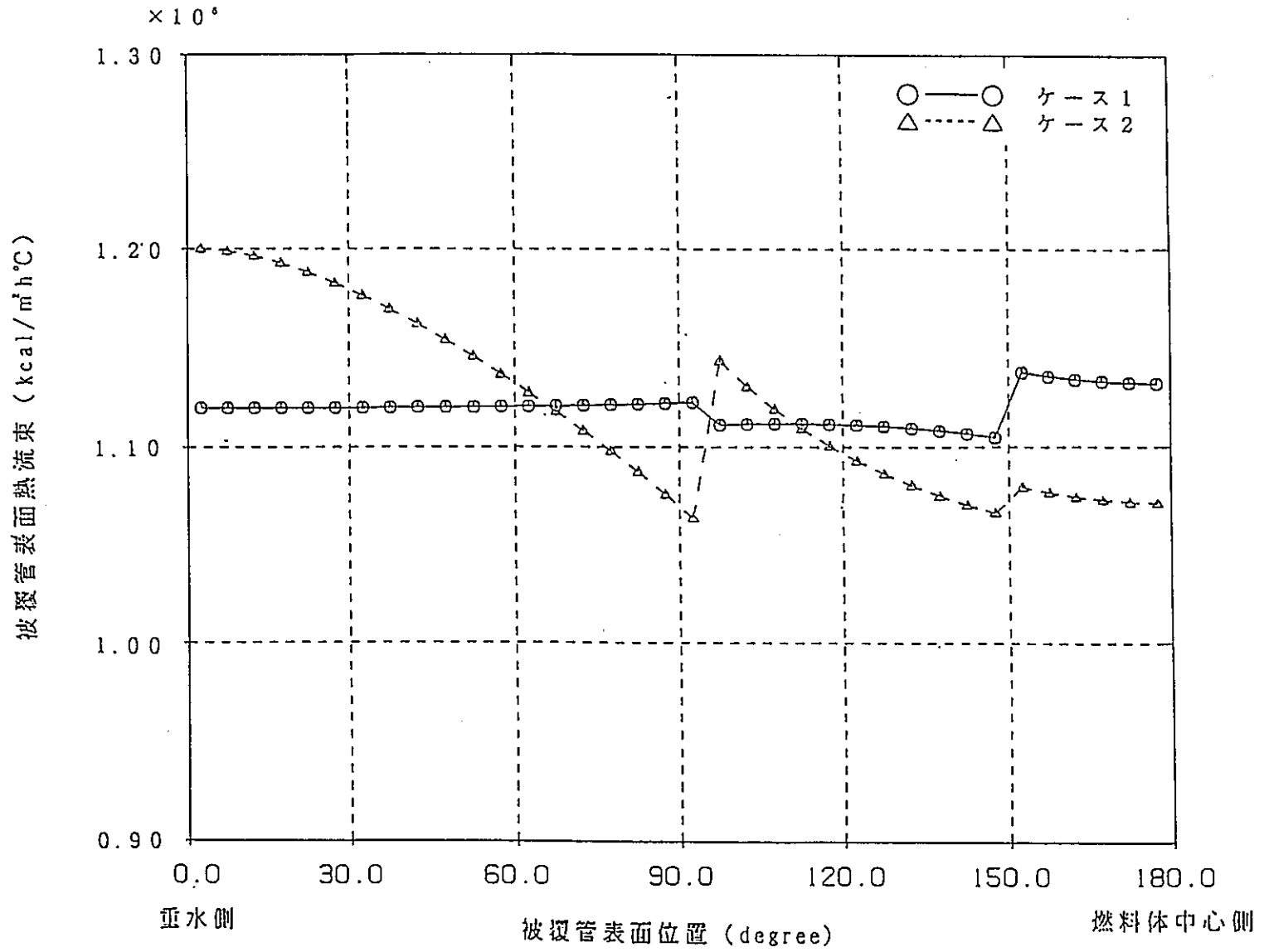


図6.4.2-7 被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)

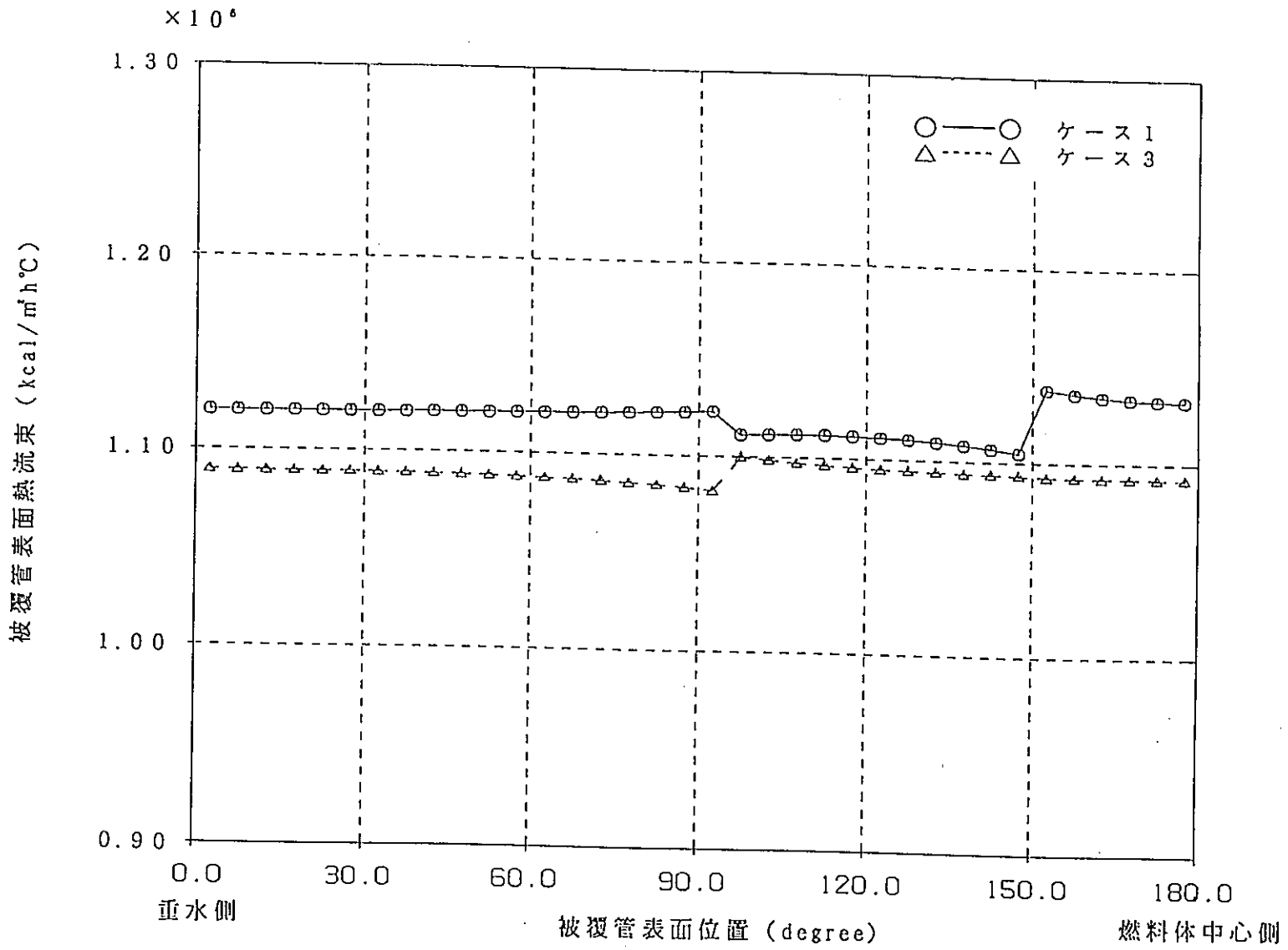


図 6.4.2-8 被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)

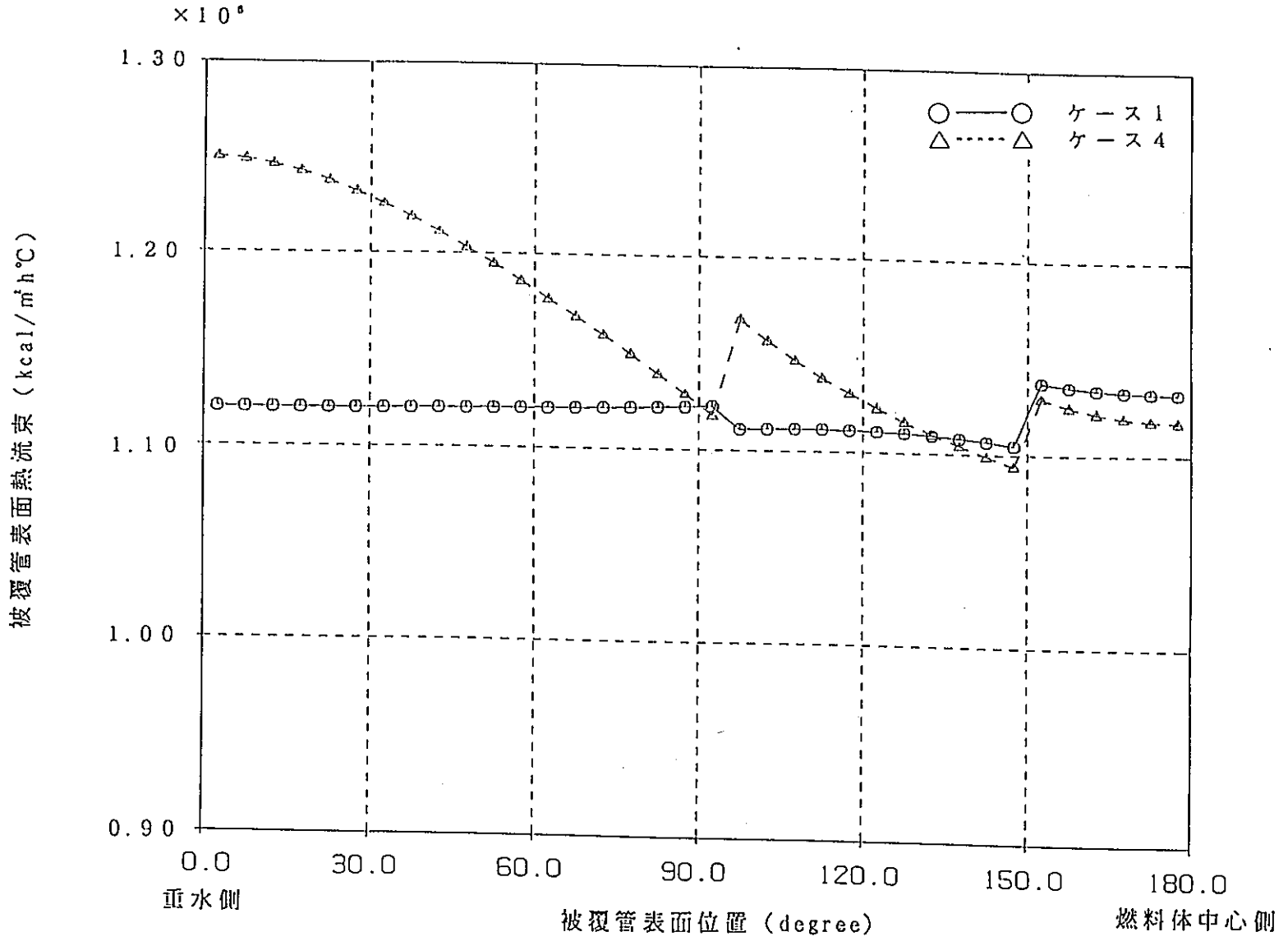


図 6.4.2-9 被覆管表面熱流束分布の比較 (PCT発生位置)

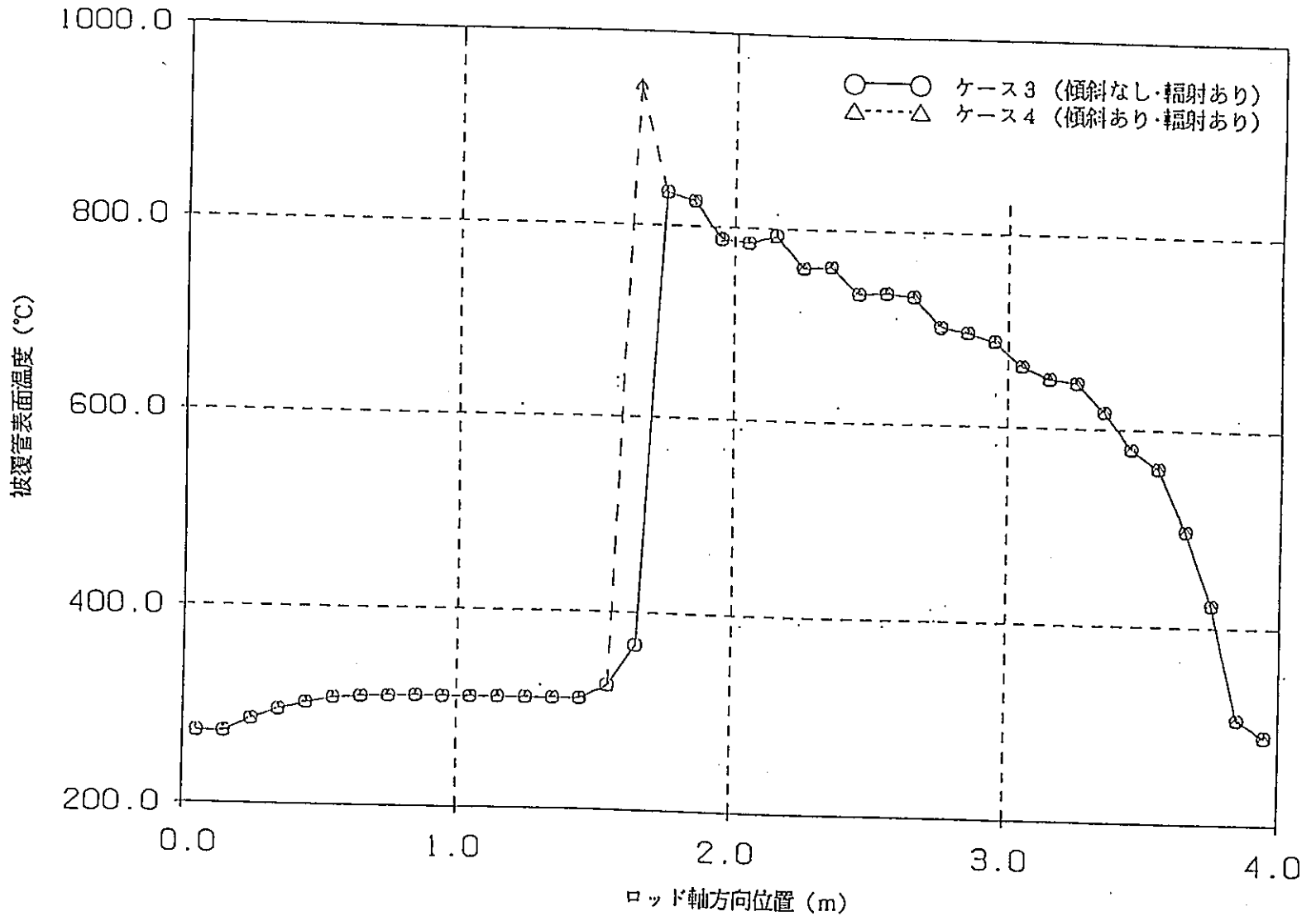


図6.4.2-10 PCT発生ロッドにおける軸方向温度分布の比較
(ロッド周方向平均PCTにおける比較)

7. 燃料接触時圧力管挙動試験

7.1 はじめに

新型転換炉（ATR）では、万が一燃料体がドライアウトし、高温状態となっても燃料体が大きく変形し、圧力管に接触するとは想定していない。しかし、圧力管が新型転換炉固有の機器であることに鑑み、仮に燃料体が高温状態で圧力管に接触した場合の圧力管の健全性を確認し、原子炉本体への影響を評価しておく必要がある。このため、燃料体が高温状態で圧力管に接触した場合を想定した燃料接触時圧力管挙動試験により、高温の燃料棒が圧力管に接触した際の圧力管の健全性を確認する実規模試験を行う。試験は、動燃大洗工学センター14MW大型熱ループ（HTLループ）に電源開発(株)殿が製作する試験体及び付属配管機器類を据付けて行う。平成4年度は、このうちHTLループの改造及び試験容器の改造並びに当該試験のテスト部に供給される蒸気のクォリティ測定等を行う。

7.2 実施範囲

平成4年度は、以下に示す試験装置の改造及び試験ループの運転を実施する。

- (1) 既設テストループ（14MW大型熱ループ：HTLループ）及び試験容器の改造
- (2) (1)の改造に伴うテストループの運転（蒸気クォリティ測定試験含む）

なお、燃料接触時圧力管挙動試験確証試験において動燃受託範囲を図7.2-1に示す。

7.3 実施内容

平成4年度は、図7.3-1に示す燃料接触時圧力管挙動試験装置を使用して試験が実施できるようにするため、下記に示す試験装置の改造及び試験ループの運転を実施する。

7.3.1 試験装置の改造

- (1) テストループの改造

電源開発(株)殿が製作、据付を行う図7.3-2に示す試験体及び付属配管機器類（以下「燃料接触試験用テスト部」と呼ぶ）と既設ループ（HTLループ）が接

続できるよう配管の改造を行う。また、供給蒸気のクォリティ測定を行うために、蒸気サンプリング配管の設置と既設装置の点検作業を実施する。

以下に各実施項目を示す。

(a) 燃料接触試験用テスト部との取合配管部の改造

取合部については、HTLループと同一条件で設計を行うものとする。

(i) 設計条件

- ① 最高使用圧力 : $100\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$
- ② 最高使用温度 : 310°C
- ③ 使用流体 : 飽和水(純水), 飽和蒸気

(ii) 改造対象

- ① 熱水取出配管の接続部
手動弁の交換及び接続用相フランジの取付けを行う。
- ② 模擬試験体出口配管の接続部
接続用相フランジの取付けを行う。

(b) 供給蒸気のクォリティ測定系の改造

(i) 設計条件

- ① 最高使用圧力 : $100\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$
- ② 最高使用温度 : 310°C
- ③ 使用流体 : 飽和水(純水にLiOHを添加), 飽和蒸気

(ii) 改造対象

- ① 蒸気供給系
蒸気流量計, 調節弁等を設置する。
- ② サンプリング配管
サンプリングノズルの製作及びサンプリングノズルからサンプリング装置までサンプリング配管の接続を行う。

(c) 供給蒸気のクォリティ測定用機器類の点検整備

HTLループからの供給蒸気のクォリティ測定試験を実施するために、下記の既設機器類の点検整備を行う。

(イ) 既設機器仕様

- ① 最高使用圧力 : 100kg/cm²g
- ② 最高使用温度 : 310℃
- ③ 使用流体 : 飽和水 (純水にLiOHを添加), 飽和蒸気

(ロ) 点検整備対象

- ① トレーサ注入装置
ポンプ, バルブ等の分解点検を行う。
- ② サンプリング装置
減圧装置, クーラー, 計測器等の点検整備を行う。

(2) 試験容器の改造

電源開発(株)が製作, 据付を行う燃料接触試験用テスト部が試験容器に設置できるよう, H T Lループの既設試験容器を改造する。また, 既設試験容器及び試験容器据付架台の強度計算を行い, その健全性を確認する。

(a) 試験容器の改造

(イ) 既設試験容器仕様

- ① 形 状 : 円筒型
- ② 材 質 : SUS-304
- ③ 最高使用圧力 : 100kg/cm²g
- ④ 最高使用温度 : 310℃

(ロ) 改造対象

試験容器内配管の切断及び試験容器廻りの付随作業を行う。

(b) 試験容器の強度評価

本試験は, 圧力管の破損を前提としているため, 安全対策の観点から既設試験容器及び試験容器据付架台の強度計算を以下に示す電源開発(株)殿提示の条件で計算を行い, その健全性を確認する。図7.3-3に圧力管破断時の垂直方向及び水平方向の衝突荷重モデルを示す。

(イ) 内圧荷重

- ① 破損時内部圧力 : 74kg/cm²a

② 破断時試験容器内圧 : 74kg/cm²a

(ロ) 衝突荷重

① 垂直荷重 : 11 t

② 水平荷重 : 3 t

7.3.2 テストループの運転

(1) テストループのフラッシング

電源開発(株)殿の実施する燃料接触試験用テスト部の据付工事及び動燃の実施する改造工事終了後に、それぞれフラッシングを行う。

実施方法は、燃料接触試験用テスト部及びHTLループの配管、機器類を純水で洗浄し、洗浄水の電気伝導度が基準値内にあることを確認する。また、ストレーナ等にて配管内にゴミ、異物等が残留していないことを確認する。

(2) 試運転

試験設備の据付、検査終了後試運転を実施し、テストループの運転、データ収録等を行い、テストループの健全性及びデータ収録系の作動を確認する。

7.3.3 供給蒸気クオリティ測定試験

燃料接触試験時における試験体入口条件は、蒸気と飽和水をミキサで混合し、クオリティ50%に設計する計画であるが、HTLループからの供給蒸気中の蒸気湿度が不明なため、クオリティを正確に設定することが困難である。そのため、HTLループから供給する蒸気中の蒸気湿度を実測することにより、試験体入口条件の設定に反映する。

(1) 試験装置

図7.3-4にクオリティ測定試験装置の概略フローを示す。装置は、所定のサブクールを得るための予冷器、冷却材を供給するための循環ポンプ、蒸気源としてのテスト部（ヒーター）、蒸気と水を分離させる高圧蒸気ドラム、発生した蒸気を凝縮させて系の圧力を一定に保持させるための高圧凝縮器等の主要機器の他、今回新たに設計・製作したリチウム注入系、サンプリング装置等の付属設備から

構成されている。

(a) リチウム注入系

トレーサである水酸化リチウムを高温高压状態の試験装置内へ所定量注入するためのものであり、リチウムタンク、注入ポンプ、弁類から構成される。

(b) クォリティ測定系

クォリティ測定系は、燃料接触試験装置の蒸気取出部と同一箇所より、同一仕様の配管で取出し、蒸気流量を調節、測定する機能を有するとともに、蒸気をサンプリングするためのノズルが設けられている。

(2) 試験方法

トレーサ法では目的とする蒸気の等速吸引を行い、サンプリング装置により凝縮させて試料を取る。得られた試料から今回要求される精度の蒸気湿り度の測定を行うために、 Li^+ 濃度で1 ppb以下まで分析可能なイオンクロマトグラフを使用する。なお、測定時の装置の運転条件を確認するために表7.3-1に示す項目のデータを計算機にて収録する。

(a) 測定精度

測定精度は、蒸気クォリティとして±1%以内とするため、蒸気中の Li^+ 濃度測定は、冷却材中の Li^+ 濃度数百ppbに対して1 ppb以下まで検出するものとする。

(b) 計測点数

試験は、既設配管、サンプリング装置等の清浄度を確認するための予備試験とクォリティ測定本試験からなる。

(イ) 予備試験 : 2点×2回

(ロ) 本試験 : 2点×3回

(c) トレーサ

トレーサとしては、これまでの動燃での使用実績及びバックグラウンドが低く精度の高い分析が可能な水酸化リチウム (LiOH) を選定する。

(d) 試験手順

図7.3-5に供給蒸気のクォリティを測定するための試験手順概略フローを示す。試験は、図で示すように蒸気のサンプリングを行う前に、トレーサであるLiOHの冷却材への注入、サンプリングノズル、サンプリング配管、サンプリング装置等に付着していることが予想されるLiOH洗浄のための蒸気フラッシング、凝縮水によるフラッシング等の作業を行い、そのうえでサンプリング量を等速吸引流量に合わせて、サンプリング及びデータ収録を行う。

(e) 分析手順

図7.3-6に(d)の試験手順でサンプリングした試料の分析に用いるイオンクロマトグラフの分析手順を示す。イオンクロマトグラフは、図で示すように溶液中の不必要なイオンを取り除くための除去カラムを有し、極めて低いバックグラウンドでサンプル中の目的とするイオンの検出を行うことを特徴としており、今回の測定に用いた分析装置は、試料中のLi⁺濃度0.05ppbレベルで変動係数（相対標準偏差）10%以下の精度を有している。

(f) 蒸気クォリティ（蒸気湿り度）算出方法

蒸気中の湿り度は、冷却材中にトレーサとして溶解されているLiOHのLi⁺濃度と、サンプリングされた蒸気中のLi⁺濃度との比較から以下の式により求める。

$$C = \frac{C_1}{C_2} \times 100 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、C : 蒸気湿り度 (%)

C₁ : 蒸気中のLi⁺濃度 (ppb)

C₂ : 冷却材中のLi⁺濃度 (ppb)

(3) 試験条件

クォリティ測定時の試験条件は、下表に示すように基本的に燃料接触試験時と同様である。ただし、高圧蒸気ドラム液位変化速度は、今回蒸気の供給のみで飽和水の供給を伴わないことから、2分の1となる。

パラメータ	燃料接触試験条件	クォリティ測定試験条件
供給蒸気流量	約0.35kg/sec (約1.26t/h)	約0.35kg/sec (約1.26t/h)
供給飽和水流量	約0.35kg/sec (約1.26t/h)	—
蒸気ドラム初期水位	約1 m ³ 保有時 (容積率53%)	約1 m ³ 保有時 (容積率53%)
蒸気ドラム圧力	約74kg/cm ² a	約74kg/cm ² a

7.4 実施結果

上記試験実施のため、平成4年度は下記に示す項目の作業を実施した。

7.4.1 試験装置の改造

(1) テストループの改造

以下に示すテスト部の改造を実施した。

(a) 燃料接触試験用テスト部との取合配管部の改造

(イ) 熱水取出配管の接続部

HTLループの既設一次系ポンプNo.3ポンプドレン配管部の手動弁を取外し、新規手動弁を取付けた後、ドレン配管側に燃料接触試験用テスト部接続用相フランジを取付けた。

- ① 配管材 : 15A×Sch80, SUS-304
- ② フランジ : ANSI 1500LB RF
- ③ 手動弁 : ニードル弁, SUS-304 (接続は差込み溶接)

(ロ) 模擬試験体出口配管の接続部

HTLの既設サイレンサー入口ドレン配管部に燃料接触試験用テスト部接続用相フランジを取付けた。

- ① 配管材 : 20A×Sch80, SUS-304
- ② フランジ : ANSI 1500LB RF

(b) 供給蒸気のクオリティ測定系の改造

HTLループからの供給蒸気のクオリティ測定を行うため、以下に示す蒸気クオリティ測定系の設置を実施した。

(イ) 供給蒸気系

燃料接触試験用テスト部蒸気取出部と同一箇所より配管を取出し、蒸気流量計、調節弁等を設置した。

- ① フローノズル : 3 t/h FS at 5,000mmH₂O, SUS-304
- ② 流量補正用演算器 : 開平演算+温度/圧力補正演算
- ③ デジタル指示計 : 表示桁数 4桁以上
- ④ 流量調節弁 : 25A, ニードル弁, SUS-304
- ⑤ 据付工事 : 配線, 保温工事一式

(ロ) サンプルング配管

新設蒸気配管部及び既設蒸気ドラム出口配管部より、既設サンプルング装置までを配管で接続した。

- ① 配管材 : $\phi 10 \times 1$ t (内面磨き), SUS-304
- ② 付属品 : サンプルングノズル, 止弁

(c) 供給蒸気のクオリティ測定用機器類の点検整備

HTLループからの供給蒸気のクオリティ測定試験を実施するために、以下に示す既設機器類の点検整備を実施した。

(イ) トレーサ注入装置

- ① 注入ポンプ : 分解点検, パッキン交換, オイル交換
- ② 高圧バルブ : 分解点検, パッキン交換
- ③ 付属機器 : 溶液タンク廻り点検, 清掃

(ロ) サンプルング装置

- ① 減圧装置 : 点検整備
- ② クーラー : 点検整備
- ③ バルブ類 : 点検整備
- ④ 計測器類 : 点検整備

(2) 試験容器の改造

電源開発(株)殿が製作、据付を行う燃料接触試験用テスト部が試験容器に設置できるよう、HTLループの既設試験容器を改造した。また、既設試験容器及び試験容器据付架台の強度計算を行い、その健全性を確認した。

(a) 試験容器の改造

(イ) 試験容器内部配管の切断

① 配管径 : 150A (面取り加工)

(ロ) 試験容器廻りの付随作業

① 試験容器上部胴の移動 : 一式

② 試験容器下部配管取外し : 一式

③ 試験容器下部フランジ、
内部部品の取外し : 一式

(b) 圧力管が破断した場合を想定して既設試験容器及び試験容器据付架台の強度計算を行った結果、既設試験容器及び試験容器据付架台ともに健全性は十分保たれることが確認できた。

7.4.2 テストループの運転

(1) テストループのフラッシング

電源開発(株)殿の実施する燃料接触試験用テスト部の据付工事及びPNCの実施する改造工事終了後に、それぞれのフラッシングを行った。

実施方法は、燃料接触試験用テスト部及びHTLループの配管、機器類を純水で洗浄し、洗浄水の電気伝導度が基準値内にあることを確認した。また、所定のストレーナ等にて配管内にゴミ、異物等が残留していないことを確認した。

(2) 試運転

試験設備の据付、検査終了後試運転を実施し、テストループの運転、データ収録等を行い、テストループの健全性及びデータ収録系の作動を確認した。

7.4.3 供給蒸気クォリティ測定試験

表7.4-1に今回の試験結果を整理して示すが、計測値のうち本試験で採用したLi濃度は、添付資料7.7に示すメーカー分析結果の中から、等速吸引率99%以上のデータ3点を採用した。また、図7.4-1に計算機による収録データの出力例からもわかるように、いずれも試験条件目標値に設定されており、蒸気湿り度測定への影響は無視できる。よって、今回の蒸気湿り度測定精度は主にLi⁺濃度分析装置の測定誤差となる。分析メーカーにおいて実施した各標準試料の誤差（変動係数）測定データから測定濃度レベルでの誤差を推定すると、蒸気湿り度測定精度は蒸気中のLi⁺濃度分析誤差±10%と、基準となる冷却材中のLi⁺濃度分析誤差1%の和11%となる。

なお、供給配管途中での凝縮については、

- ・高圧蒸気ドラムから蒸気取出部までの配管については全て上り勾配となっており、配管内壁で凝縮が起きたとしても、管壁をつたわって高圧蒸気ドラムへ戻るので問題とはならない。
- ・蒸気取出部から試験体入口部までの配管については、別途電源開発(株)殿が保温設計時の放熱等を考慮して評価を行う必要がある。

(1) 試験装置の清浄度確認結果

トレーサを注入する前に実施した予備試験において、試験装置から検出されたLi⁺濃度は、供給蒸気中で検出限界の0.03ppb以下、冷却材中で0.1ppb程度であった。しかるに、冷却材中には数百ppbのLi⁺を添加する予定であることから、試験にはほとんど影響せず、計画通り本試験が実施できることが確認された。

(2) 供給蒸気中の蒸気湿り度測定結果

今回の試験で測定された蒸気取出部直後での供給蒸気中のLi⁺濃度は、いずれも検出限界の0.03ppb以下であり、蒸気湿り度で表すと誤差を含めても0.01%以下である。よって、燃料接触試験時にHTLループより供給される蒸気のクォリティは、99.9%以上であることが確認された。

7.5 まとめ

(1) 既設テストループの改造

燃料体が高温状態で圧力管に接触したと仮定した状態を模擬した燃料接触時圧力管挙動試験が行えるよう試験装置の改造が完了した。

(2) (1)の既設テストループの改造及び電源開発(株)殿が製作、据付した燃料接触試験用テスト部を用いて、テストループの運転等（蒸気クォリティ測定試験含む）を行い、HTLループからは蒸気クォリティ99.9%以上で燃料接触試験用テスト部に供給できるとともに、現在想定されている試験条件での運転が可能であることが確認できた。

表7.3-1 クォリテイ測定試験主要計測器一覧表

測定項目		CH No.	使用センサー 計器名	型式	精度	測定範囲
温度	高圧蒸気ドラム内温度	45	熱電対	K型	0.75級	0 - 500℃
	供給蒸気温度	36	熱電対	K型	0.4級	0 - 500℃
圧力	高圧蒸気ドラム内圧力	16	圧力伝送器	UNI 43	±0.2%	0 - 100kg/cm ² g
液位	高圧蒸気ドラム液位	9	差圧式	UNI Δ	±0.2%	0 - 100%
流量	供給蒸気流量	10	差圧式	フローバル	±0.5%	0 - 3 t/h
濃度	供給蒸気Li濃度	—	イオンクロマトグラフ	DIONEX 2010i	検出限界 0.03ppb	0.03ppb - 1 PPM
	高圧蒸気ドラム 出口配管部Li濃度	—	イオンクロマトグラフ	DIONEX 2010i	検出限界 0.03ppb	0.03ppb - 1 PPM

表7.4-1 蒸気クォリテイ測定試験結果

試験種別	RUN. No.	高圧蒸気ドラム 圧力 P (kg/cm ² g)	高圧蒸気ドラム 初期水位 L (m) (容積 Q _v (m ³))	供給蒸気流量 W ₀ (kg/h)	供給蒸気サンプ 流量 Q _{s1} (cc/min)	蒸気中Li濃度 C ₁ (ppb)	冷却材中Li濃度 C ₂ (ppb)	蒸気湿度 $C = \frac{C_1}{C_2} \times 100(\%)$	蒸気湿度 平均 \bar{C} (%)
予備試験	SP001	72.00	0.4795 (1.06)	1276.9	338.1	<0.03	0.101	—	—
	SP002	72.69	0.4580 (1.00)	1261.9	349.2	<0.03	0.101	—	
本試験	SP003	72.25	0.4830 (1.07)	1243.1	348.0	<0.03	419	$C = \frac{0.03}{419} \times 100$ = <0.00716	<0.00711
	SP004	71.94	0.5080 (1.14)	1258.1	346.4	<0.03	431	$C = \frac{0.03}{431} \times 100$ = <0.0069	
	SP005	72.69	0.5196 (1.18)	1250.6	349.2	<0.03	413	$C = \frac{0.03}{413} \times 100$ = <0.00726	

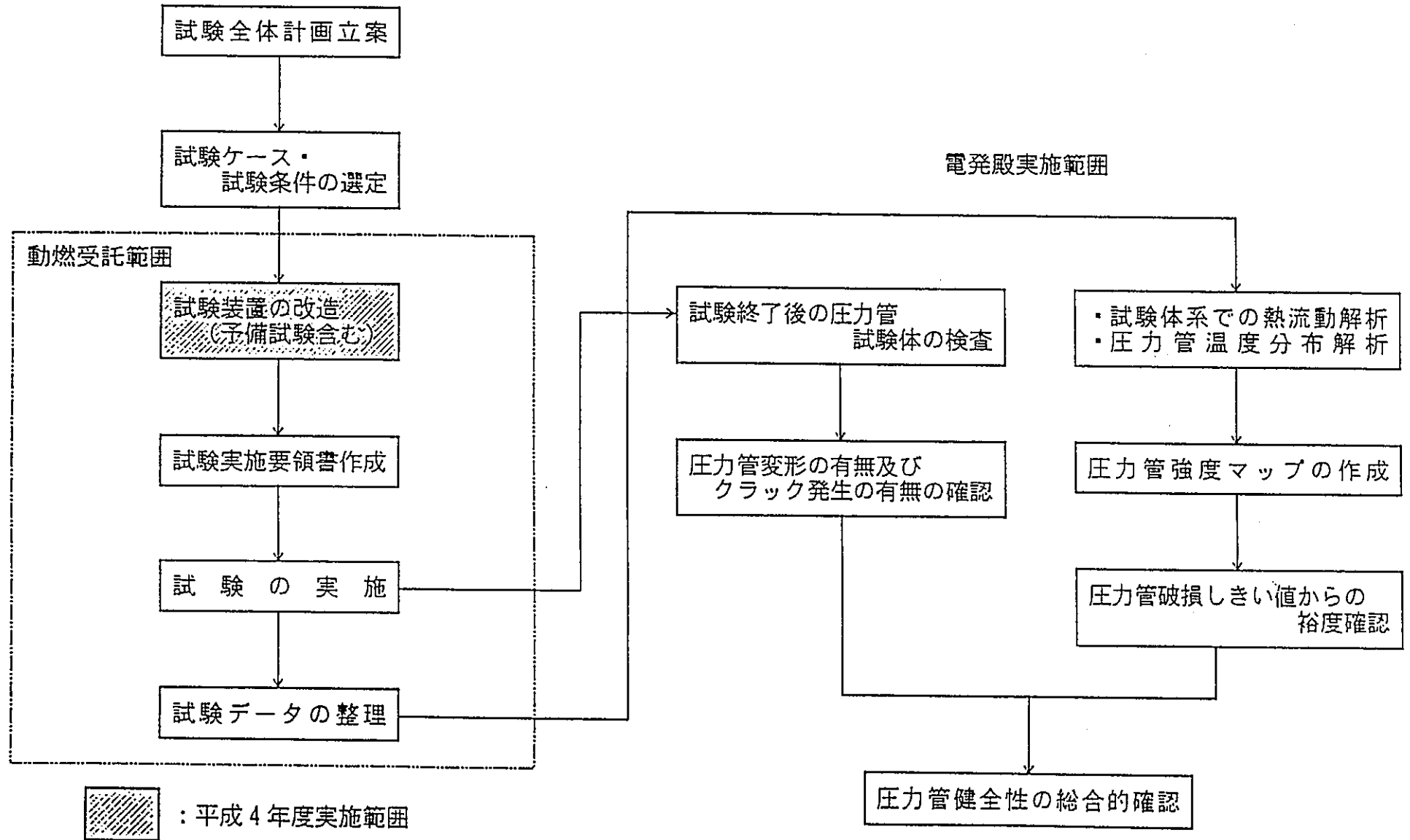


図 7. 2 - 1 燃料接触時圧力管挙動試験全体フロー

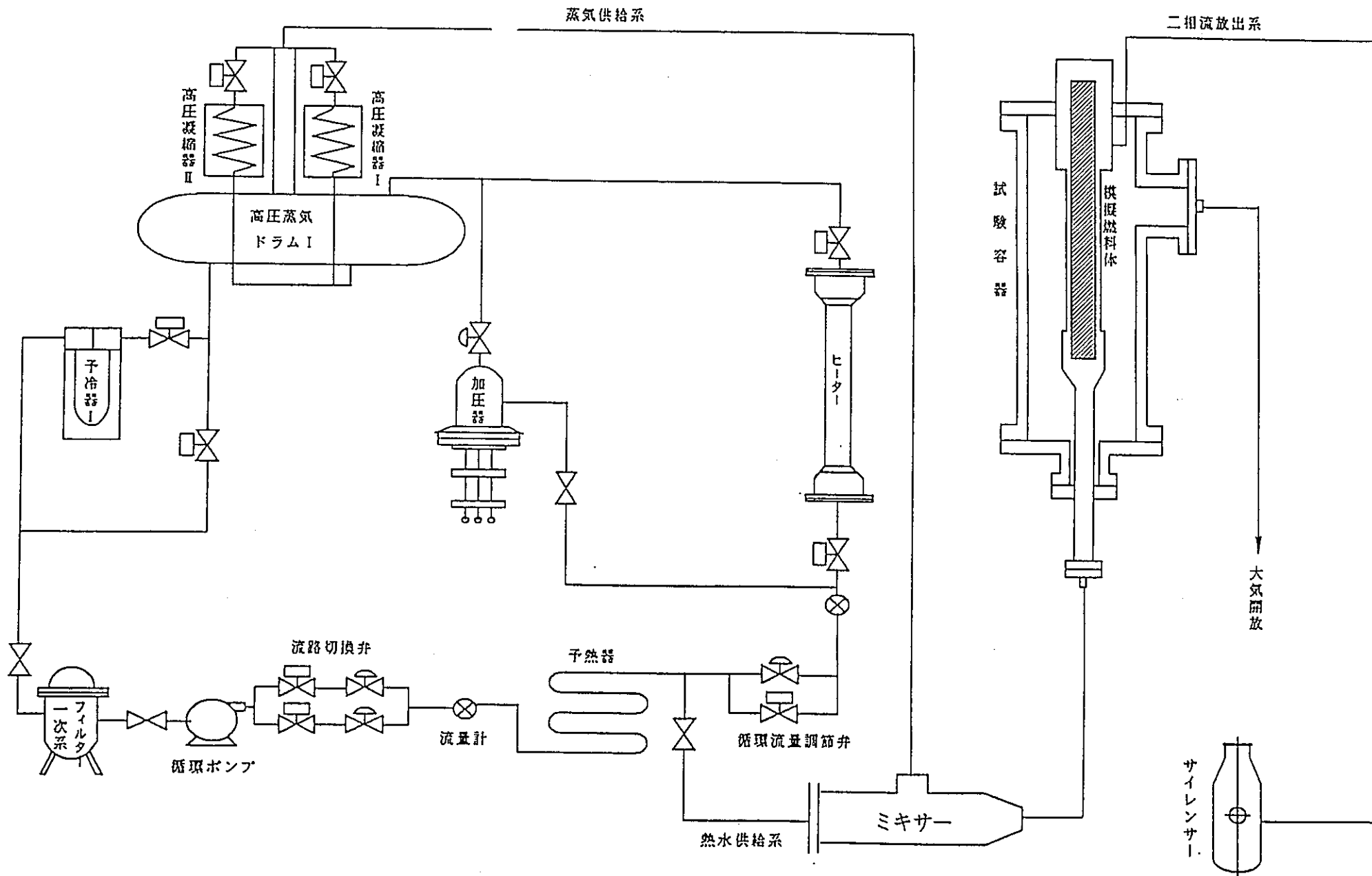


図 7.3 - 1 燃料接触時圧力管挙動試験フローシート

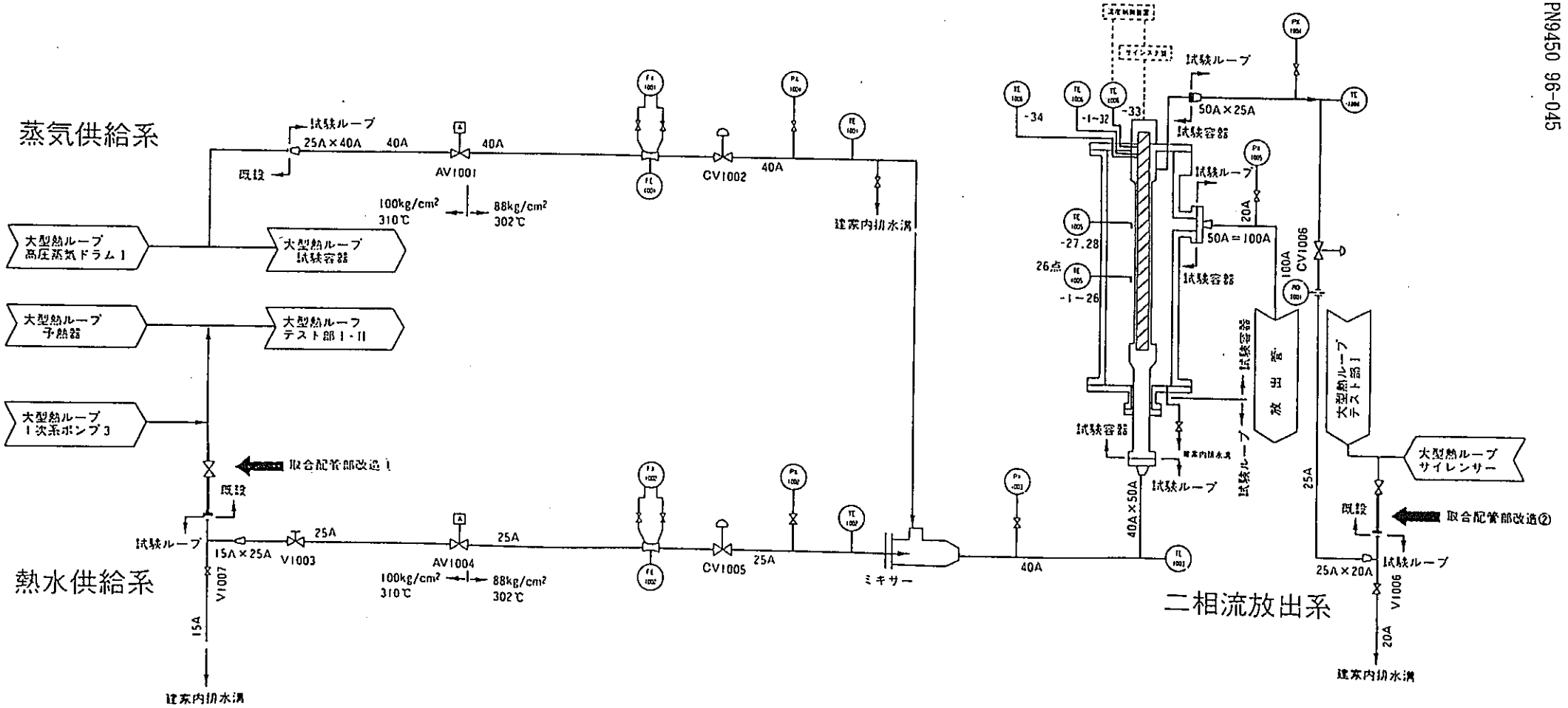
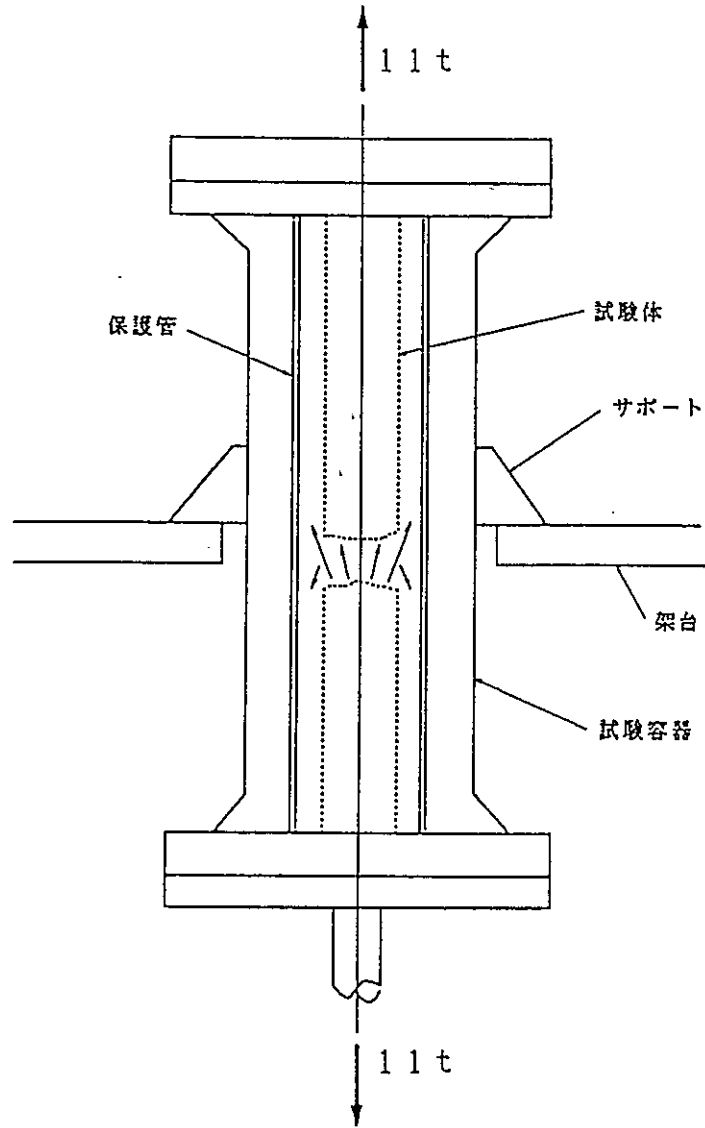
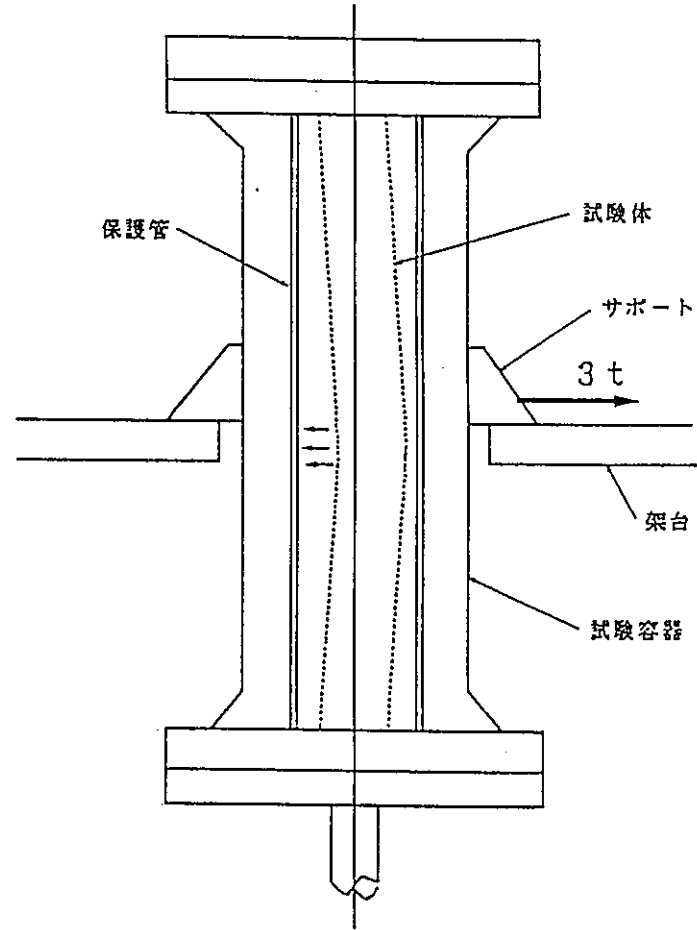


図 7.3 - 2 燃料接触試験用テスト部

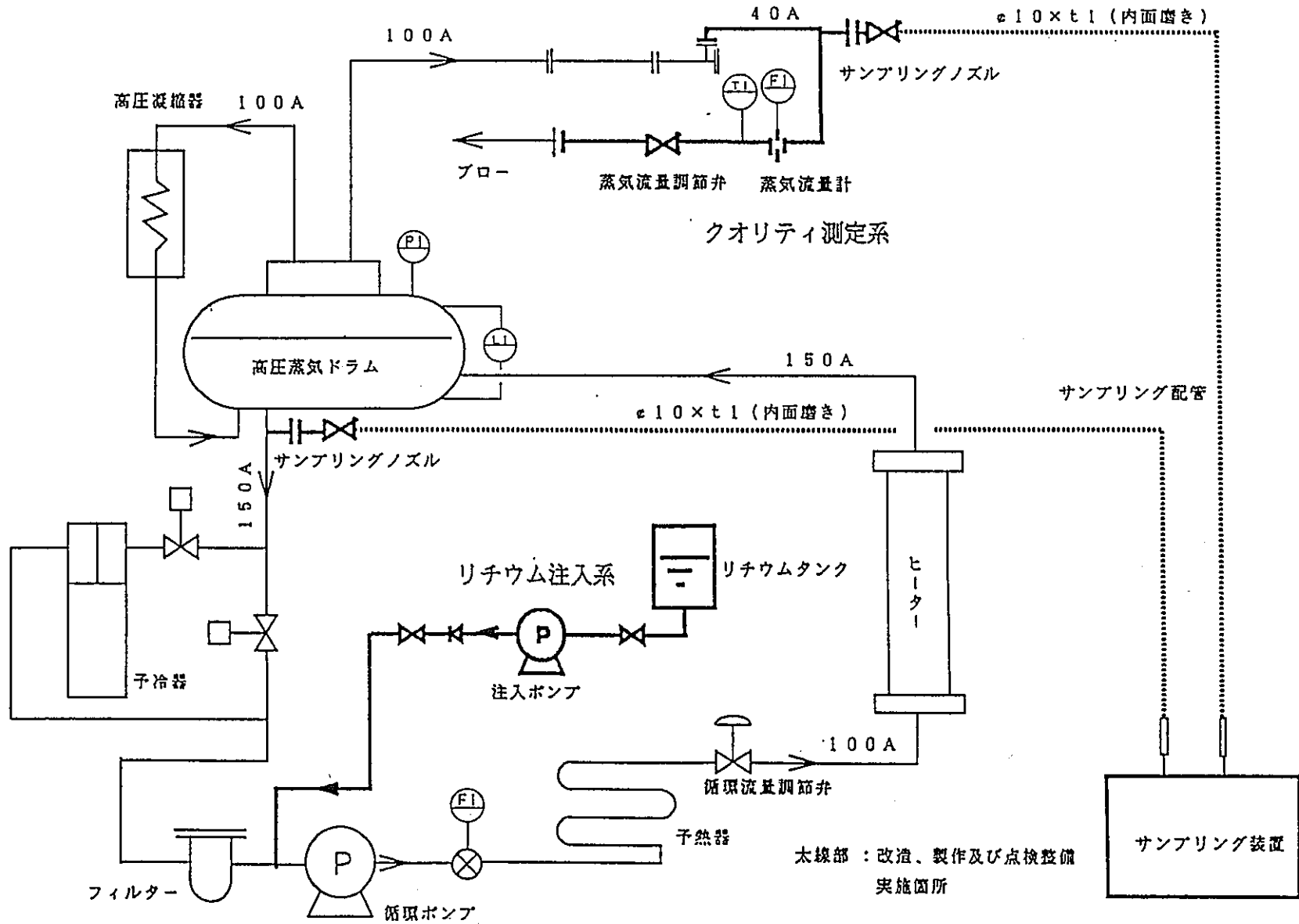


①垂直荷重（周方向ギロチン破断想定）



②水平荷重（軸方向スプリット破断想定）

図7.3-3 衝突荷重モデル



—7-18—

図 7.3 - 4 供給蒸気クオリティ測定試験装置フローシート

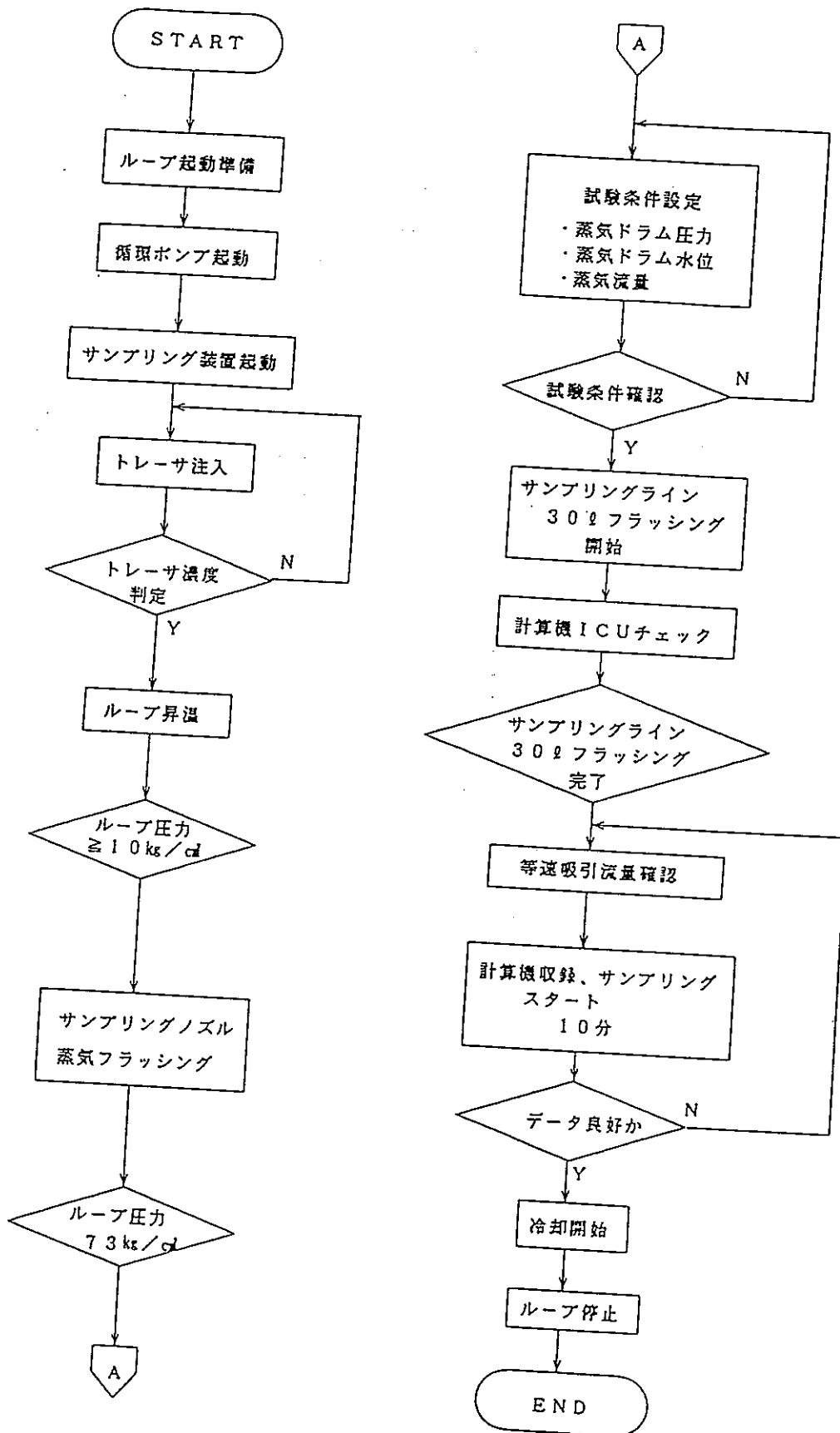


図 7.3-5 クオリティ測定試験手順フロー

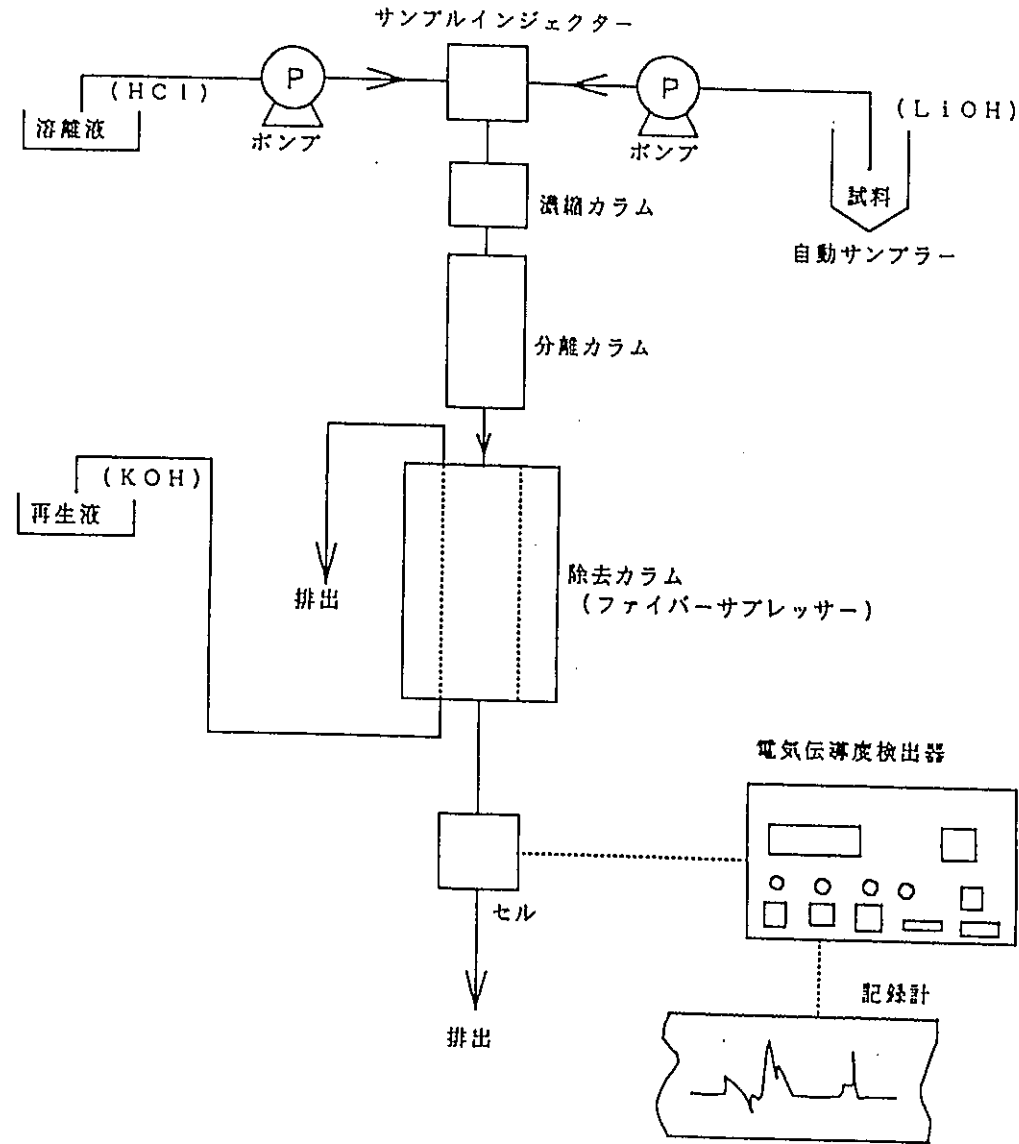
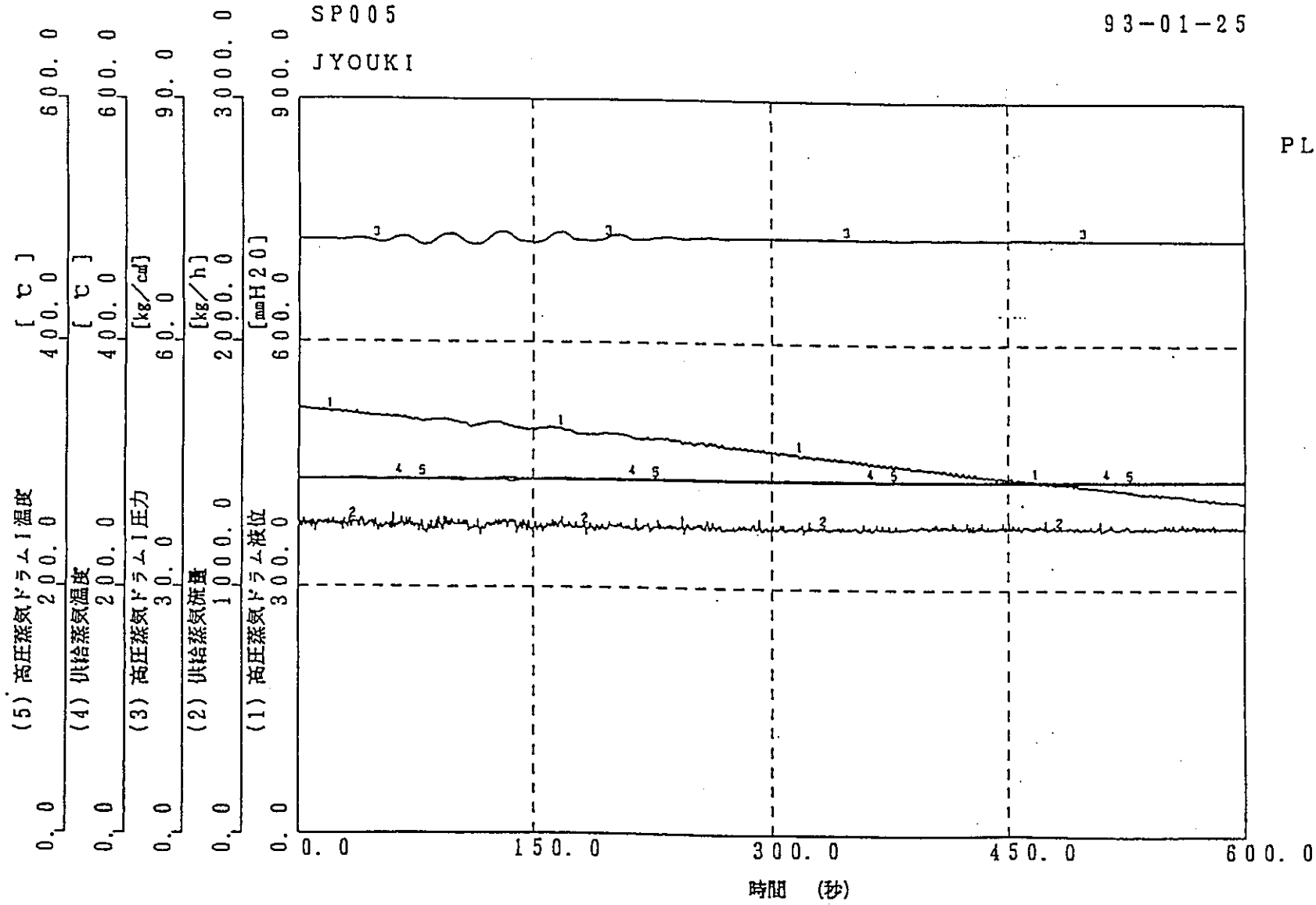


図7.3-6 イオンクロマトグラフによる分析手順フロー



PLOT NO.	INIT
1	519.634
2	1250.625
3	72.687
4	289.062
5	288.041

図7.4-1 収録データ出力例