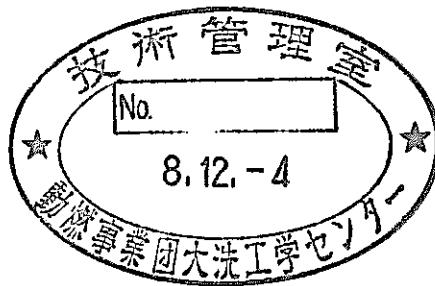


区分変更	
変更後区分番号	11
決裁年月日	平成13年7月31日

新型転換炉実規模圧力管破断試験

— 平成2年度成果 —

1996年8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)

ついでが
よう



新型転換炉実規模圧力管破断試験

—平成2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2年度は、実機材料を用いたカランドリア管健全性試験、圧力管破断時の燃料冷却性試験等を行い、圧力管破断評価コードの検証を行った。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予備解析作業を行った。

① 圧力管破断試験装置の保守及び試験体の製作

法令で定められた定期検査を実施すると共に、試験装置の模擬カランドリア管の補修を行い、交換用に予備の模擬カランドリア管を製作した。

また、計測用センサーの一部を購入すると共に、内圧上昇試験用試験体、質量模擬燃料集合体を製作した。

② 圧力管破断試験

圧力管破断時のアニュラス部の冷却材圧力、温度の挙動、圧力管のカランドリア管への衝突等カランドリア管にかかる負荷挙動を解明するための破断時熱流動挙動試験をき裂長が短い(1 m)場合について実施して、き裂長が長い(3.7 m)場合との負荷挙動の違いを明らかにした。また、実機と同一の構造材料を用いてカランドリア管健全性試験を行い、圧力管破断時にカランドリア管が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内の圧力挙動を解明するための内圧上昇試験

* 大洗工学センター 安全工学部 原子炉工学室

をき裂長の長い（3.7 m）場合と短い（1.0 m）場合について実施して、き裂長の違いによる内圧上昇挙動の違いを明らかにした。

③ 検証解析

流動解析コード及び構造解析コードを用いて、破断時熱流動挙動試験及びカランドリア管健全性試験の試験解析を行い評価モデルの予測精度を明らかにした。

また、カランドリアタンク内圧上昇試験の試験解析を行い、内圧上昇を支配するパラメータを明らかにすると共に、評価モデルの予測精度を明らかにした。

さらに、同時破断時の燃料冷却性について、評価モデルの検討を行った。

④ 圧力管破断時燃料冷却性試験

圧力管破断時を想定した燃料冷却性試験を行い、破断チャンネル内の燃料集合体のドライアウト限界、ドライアウト後の被覆管表面温度挙動を明らかにした。また、サブチャンネル解析コードにより、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。

目 次

要 旨	i
目 次	iii
表リスト	vii
図リスト	x iii
写真リスト	xxx
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（一部）及び交換用予備の製作	2-2
2.3.3 カランドリアタンクの改造	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（一部）及び交換用予備の製作	2-2
2.4.3 カランドリアタンクの改造	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	3-1
3.3 設計条件	3-1
3.3.1 試験目的	3-1
3.3.2 設計条件	3-2
3.4 実施結果	3-5
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	3-5
3.4.2 破断時熱流動挙動試験用試験体の製作	3-5
3.4.3 質量模擬燃料集合体の製作	3-6
3.4.4 下部遮へいプラグの製作	3-7
3.4.5 計測用センサーの購入	3-7

3.5	試験検査	3-8
3.5.1	試験検査項目	3-8
3.5.2	試験結果	3-9
3.6	まとめ	3-9
4.	圧力管破断試験	4-1
4.1	破断時熱流動挙動試験	4.1-1
4.1.1	概要	4.1-1
4.1.2	試験条件	4.1-1
4.1.3	試験結果及び考察	4.1-4
4.1.4	まとめ	4.1-10
4.2	カランドリア管健全性試験	4.2-1
4.2.1	概要	4.2-1
4.2.2	試験条件	4.2-1
4.2.3	試験体	4.2-1
4.2.4	試験装置	4.2-2
4.2.5	試験計測	4.2-3
4.2.6	試験手順	4.2-4
4.2.7	試験結果	4.2-4
4.2.8	まとめ	4.2-17
4.2.9	参考文献	4.2-19
4.3	カランドリア管ドライアウト試験	4.3-1
4.3.1	概要	4.3-1
4.3.2	試験条件	4.3-1
4.3.3	試験装置	4.3-2
4.3.4	試験計測	4.3-2
4.3.5	試験手順	4.3-3
4.3.6	試験結果	4.3-3
4.3.7	考察	4.3-4
4.3.8	まとめ	4.3-9
4.3.9	参考文献	4.3-10

4.4	カランドリアタンク内圧上昇試験	4.4-1
4.4.1	概要	4.4-1
4.4.2	試験条件	4.4-1
4.4.3	試験装置	4.4-1
4.4.4	試験計測	4.4-2
4.4.5	試験手順	4.4-4
4.4.6	試験結果	4.4-4
4.4.7	考察	4.4-8
4.4.8	まとめ	4.4-13
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	流動解析	5.1-1
5.1.1.1	概要	5.1-1
5.1.1.2	解析対象	5.1-2
5.1.1.3	試験実施条件	5.1-2
5.1.1.4	解析条件	5.1-2
5.1.1.5	解析結果及び考察	5.1-4
5.1.2	構造解析	5.1-6
5.1.2.1	概要	5.1-6
5.1.2.2	解析対象	5.1-6
5.1.2.3	試験実施条件	5.1-6
5.1.2.4	解析条件	5.1-6
5.1.2.5	解析結果及び考察	5.1-8
5.1.3	まとめ	5.1-9
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	試験解析の手順	5.2-1
5.2.3	検証用データの選定	5.2-3
5.2.4	試験解析	5.2-3
5.2.5	検討	5.2-6
5.2.6	まとめ	5.2-7
5.2.7	参考文献	5.2-8

6.	圧力管破断時の燃料冷却性試験	6.1-1
6.1	緒言	6.1-1
6.2	実施内容	6.2-1
6.3	試験	6.3-1
6.3.1	試験ループ	6.3-1
6.3.2	試験体	6.3-5
6.3.3	試験条件	6.3-8
6.3.4	試験方法	6.3-8
6.3.5	試験データ処理方法	6.3-10
6.3.6	試験解析方法	6.3-11
6.3.6.1	使用コード	6.3-11
6.3.6.2	解析体系	6.3-12
6.3.6.3	解析モデル	6.3-12
6.4	試験結果	6.4-1
6.4.1	ドライアウト限界出力測定試験	6.4-1
6.4.2	ポストドライアウト伝熱試験	6.4-2
6.5	試験解析結果	6.5-1
6.5.1	解析結果と実験結果の比較	6.5-1
6.5.2	考察	6.5-3
6.6	結言	6.6-1
6.7	参考文献	6.7-1
7.	燃料冷却性試験解析	7-1
7.1	はじめに	7-1
7.2	圧力管破断時のLOTRACコード圧力損失予測精度評価	7-1
7.3	C/T健全性試験の挙動解析によるLOTRACコード評価	7-2
7.4	実機における圧力管内流量解析	7-4
7.5	燃料冷却性	7-5
7.6	燃料冷却性評価の論理について	7-6

表 リ ス ト

表2.2-1	圧力管破断事故確証試験全体工程	2-5
表2.4.2-1	模擬管製作・補修一覧表	2-6

表3.2-1	圧力管破断事故確証試験全体計画	3-11
--------	-----------------------	------

表4-1	圧力管破断事故確証試験全体計画	4-2
表4.1.1-1	試験装置及び試験条件の考え方	4.1-11
表4.1.1-2	圧力管破断時のカランドリア管健全性を評価する上で重要 となる負荷要素と量の関係	4.1-12
表4.1.2-1	破断時熱流動挙動試験 試験条件	4.1-13
表4.1.2-2	圧力管破断試験装置と実証炉実機との比較	4.1-14
表4.1.2-3	試験体仕様比較表	4.1-15
表4.1.2-4	検出器仕様一覧	4.1-16
表4.1.2-5	試験体取付計器のタグNo.の取り方	4.1-17
表4.1.3-1	破断時熱流動挙動試験破断条件	4.1-18
表4.1.3-2	圧力管破断開口寸法	4.1-19
表4.2.2-1	C/T健全性試験における冷却材条件の実機との比較	4.2-21
表4.2.3-1	試験体仕様比較	4.2-22
表4.2.5-1	検出器一覧表	4.2-23
表4.2.7-1	カランドリアタンク健全性試験破断条件	4.2-24
表4.2.7-2	水撃解析に用いた特性一覧	4.2-25
表4.3.6-1	カランドリア管ドライアウト試験のパラメータ一覧	4.3-11
表4.4.1-1	同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 量の関係	4.4-15
表4.4.2-1	同時破断時カランドリアタンク内圧上昇試験	4.4-16
表4.4.2-2	平成2年度試験条件	4.4-17
表4.4.2-3	内圧上昇試験における冷却材条件の実機との比較	4.4-18
表4.4.3-1	試験体仕様比較	4.4-19
表4.4.4-1	検出器一覧表	4.4-20
表4.4.4-2	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	4.4-21
表4.4.8-1	試験結果の比較	4.4-22

表5.1	検証解析で用いたコードとその内容	5-3
表5.1.1-1	破断時熱流動挙動試験(PTF-4)とカランドリア管健全性試験 (CTC-1)の試験実施条件	5.1-11
表5.1.1-2	時間依存開口/閉塞データ	5.1-12
表5.1.2-1	カランドリア管健全性試験(CTC-1)の試験実施条件	5.1-13
表5.1.2-2	解析に用いた材料物性	5.1-14
表5.1.2-3	試験体の材料強度	5.1-15
表5.1.2-4(a)	解析に用いた圧力管材の材料強度	5.1-16
表5.1.2-4(b)	解析に用いたカランドリア管材の材料強度	5.1-16
表5.1.2-5	き裂進展開始点におけるカランドリア管の周方向平均歪	5.1-17
表5.2.4-1	PTC2及びPTC3実験SIMA解析条件	5.2-9
表5.2.4-2	実験ループ形状データ(SIMAコード入力値)	5.2-9
表5.2.4-3	PTC2及びPTC3実験解析CARANDRIA-II 解析条件	5.2-10
表5.2.4-4	CARANDRIA-IIコード解析結果	5.2-11
表5.2.4-5	HIPWAPコード解析条件 -球対称一次元モデル-	5.2-12
表5.2.4-6	HIPWAPコード(球対称一次元モデル)解析結果	5.2-13
表5.2.4-7	HIPWAPコード解析条件 -軸対称円筒一次元モデル	5.2-14
表5.2.4-8	HIPWAPコード(軸対称円筒一次元モデル)解析結果	5.2-15

表6.3-1a	試験設備の仕様概略（その1）	6.3-13
表6.3-1b	試験設備の仕様概略（その2）	6.3-14
表6.3-1c	試験設備の仕様概略（その3）	6.3-15
表6.3-2	試験部主要構成要素の名称と仕様	6.3-16
表6.3-3	試験体基本寸法	6.3-17
表6.3-4a	試験部計測点一覧表（その1）	6.3-18
表6.3-4b	試験部計測点一覧表（その2）	6.3-19
表6.3-5	ドライアウト限界出力測定試験条件一覧表	6.3-20
表6.3-6	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験条件一覧表	6.3-21

表7.2-1	定常計算におけるHTL試験結果との比較	7-11
表7.3-1	LOTRACコードを用いた解析結果（5秒時点の比較）	7-12
表7.4-1	実機の解析結果	7-13
表7.6-1	燃料冷却性評価の解析によるサポート	7-14
表7.6-2	単管破断時スクラム項目	7-15

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	2-7
図2.4.3-1	カランドリアタンク内圧上昇抑制用空気槽概念図	2-8

図3.3.2-1	内圧上昇試験用試験体	3-13
図3.3.2-2	実証炉圧力管組立図	3-14
図3.3.2-3	内圧上昇試験用試験部防振体	3-15
図3.3.2-4	破断時熱流動挙動試験用試験体	3-16
図3.3.2-5	質量模擬燃料集合体組立図	3-17
図3.3.2-6	カランドリア管健全性試験体組立図	3-18
図3.3.2-7	下部遮へいプラグ組立図	3-98

図4.1.2-1	圧力管破断試験装置フローシート	4.1-21
図4.1.2-1	カランドリアタンク詳細	4.1-22
図4.1.2-3	破断時熱流動挙動試験用試験体	4.1-23
図4.1.2-4	圧力管破断用予き裂詳細	4.1-24
図4.1.2-5	試験部の重点計測減域	4.1-25
図4.1.2-6	燃料集合体への検出器取付位置図 (PTF-4)	4.1-26
図4.1.2-7	圧力管計測器取付位置 (PTF-4)	4.1-27
図4.1.2-8	カランドリア管及びアニュラス部計測器 取付位置図 (PTF-4)	4.1-28
図4.1.2-9	試験体付近のボイド計, 熱電対取付位置図	4.1-29
図4.1.2-10	ボイドモニターカメラ立面配置図	4.1-30
図4.1.2-11	ボイドモニターカメラ平面配置図	4.1-31
図4.1.2-12	圧力計取付詳細 (模擬燃料)	4.1-32
図4.1.2-13	圧力計取付詳細 (アニュラス部)	4.1-33
図4.1.2-14	圧力計取付詳細 (アニュラス部直付)	4.1-34
図4.1.2-15	熱電対取付詳細	4.1-35
図4.1.2-16	歪ゲージ取付詳細	4.1-36
図4.1.2-17	歪ゲージ取付詳細 (燃料要素用)	4.1-37
図4.1.2-18	加速度計取付詳細	4.1-38
図4.1.2-19	き裂進展ゲージ詳細	4.1-39
図4.1.2-20	データ収集システムの構成	4.1-40
図4.1.2-21	試験データ収集の同期法	4.1-41
図4.1.2-22	破断時熱流動挙動試験試験手順フロー (1/2)	4.1-42
図4.1.2-23	破断時熱流動挙動試験試験手順フロー (2/2)	4.1-43
図4.1.3-1	き裂進展速度測定結果	4.1-44
図4.1.3-2	圧力管内圧力; (PTF-4, PTF-3)	4.1-45
図4.1.3-3	圧力管内圧力; 長期 (PTF-4, PTF-3)	4.1-46
図4.1.3-4	アニュラス部圧力; 短期 (PTF-4), PTF-3)	4.1-47
図4.1.3-5	アニュラス部圧力; 長期 (PTF-4), PTF-3)	4.1-48
図4.1.3-6	カランドリア管温度 (PTF-4)	4.1-49

図4.1.3-7	試験体内部冷却材温度 (PTF-4)	4.1-50
図4.1.3-8	冷却材流量 (PTF-4, PTF-3)	4.1-51
図4.1.3-9	圧力管変形量計測結果 (PTF-4)	4.1-52
図4.1.3-10	カランドリア管軸方向歪 (PTF-4)	4.1-53
図4.1.3-11	カランドリア管周方向歪 (PTF-4)	4.1-54
図4.1.3-12	カランドリア管変形量測定結果 (PTF-4)	4.1-55
図4.1.3-13	リップ及び背面の衝突 (PTF-4)	4.1-56
図4.1.3-14	模擬燃料集合体軸方向歪 (PTF-4)	4.1-57
図4.1.3-15	模擬燃料集合体軸方向変形量 (PTF-4)	4.1-58
図4.2.3-1	試験対圧力管	4.2-27
図4.2.3-2	圧力管予き裂加工詳細	4.2-28
図4.2.3-3	試験体カランドリア管	4.2-29
図4.2.3-4	カランドリア管罫書要領図	4.2-30
図4.2.3-5	模擬燃料集合体	4.2-31
図4.2.4-1	圧力管破断試験装置概略フロー	4.2-32
図4.2.4-2	カランドリアタンク形状 (側面)	4.2-33
図4.2.4-3	カランドリアタンク形状 (断面)	4.2-34
図4.2.5-1	支持管 (模擬燃料) 計測器配置図	4.2-35
図4.2.5-2	カランドリア管計測器配置図	4.2-36
図4.2.5-3	試験体付近のボイド計・熱電対取付位置図	4.2-37
図4.2.5-4	資源分配防振板計測器配置図	4.2-38
図4.2.5-5	カランドリアタンク内計測器取付位置図	4.2-39
図4.2.5-6	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.2-40
図4.2.5-7	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.2-41
図4.2.5-8	モニタカメラ取付位置図	4.2-42
図4.2.5-9	模擬燃料集合体圧力計取付要領	4.2-43
図4.2.5-10	カランドリア管軸力計測用ロードセル設置要領	4.2-44
図4.2.5-11	データ収録システム構成	4.2-45
図4.2.5-12	データ収集と同期法	4.2-46
図4.2.6-1	カランドリア管健全性試験手順フロー	4.2-47

図4.2.6-2	カランドリア管健全性試験手順フロー	4.2-48
図4.2.7-1	破断直後の圧力管内圧力変化	4.2-49
図4.2.7-2	PTF-3試験における圧力管内圧力変化	4.2-50
図4.2.7-3	実機材圧力管き裂進展速度	4.2-51
図4.2.7-4	破断後の圧力管外観	4.2-52
図4.2.7-5	圧力管破断開口形状	4.2-53
図4.2.7-6(1/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.2-54
図4.2.7-6(2/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.2-55
図4.2.7-6(3/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.2-56
図4.2.7-7	圧力管破断後の圧力管内圧力のアンダーシュート量予測	4.2-57
図4.2.7-8	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	4.2-58
図4.2.7-9(1/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.2-59
図4.2.7-9(2/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.2-60
図4.2.7-9(3/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.2-61
図4.2.7-10(1/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.2-62
図4.2.7-10(2/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.2-63
図4.2.7-10(3/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.2-64
図4.2.7-11(1/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-3)	4.2-65
図4.2.7-11(2/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)	4.2-66
図4.2.7-11(3/3)	圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (CTI-1)	4.2-67
図4.2.7-12	ウォータ・ハンマ計算に用いた解析モデル	4.2-68
図4.2.7-13(1/3)	ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (PTF-3)	4.2-69
図4.2.7-13(2/3)	ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (PTF-4)	4.2-70
図4.2.7-13(3/3)	ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (CTI-1)	4.2-71
図4.2.7-14	弁を瞬間開閉したときの周期内の状態順序	4.2-72
図4.2.7-15	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	4.2-73
図4.2.7-16	アニュラス及びCO ₂ 系の空間容積	4.2-74
図4.2.7-17	破断後の圧力管の周方向歪	4.2-75
図4.2.7-18	圧力管の応力-歪特性	4.2-76

図4.2.7-19	破断時熱流動挙動試験における圧力管とカランドリア管 の歪挙動	4.2-77
図4.2.7-20	破断時熱流動挙動試験における圧力管とカランドリア管 の衝突・変形挙動	4.2-78
図4.2.7-21	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	4.2-79
図4.2.7-22	カランドリア管の応力-歪特性	4.2-80
図4.2.7-23	カランドリア管の周方向歪変化	4.2-81
図4.2.7-24	試験後カランドリア管の残留変形	4.2-82
図4.2.7-25	軸力測定用ロードセルの荷重変化	4.2-83
図4.2.7-26	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・物性等	4.2-84
図4.2.7-27	試験時のカランドリア管外面の温度変化	4.2-85
図4.2.7-28	試験時のカランドリアタンク内圧力変化	4.2-86
図4.3.3-1	カランドリア管ドライアウト試験用圧力管加工図	4.3-13
図4.3.3-2	C/T冷却用上部重水ジャケット組立図	4.3-14
図4.3.3-3	C/Tドライアウト試験装置フロー	4.3-15
図4.3.3-4	C/Tドライアウト試験用配管改造図	4.3-16
図4.3.4-1	C/Tドライアウト試験計測器配置	4.3-17
図4.3.4-2	C/Tドライアウト試験計測器配置	4.3-18
図4.3.4-3	従来の熱電対 (C/T外表面温度計測用) 取付図	4.3-19
図4.3.6-1(1/7)	冷却材放出流量 (CAD 5 3)	4.3-20
図4.3.6-1(2/7)	冷却材放出流量 (CAD 5 7)	4.3-21
図4.3.6-1(3/7)	冷却材放出流量 (CAD 6 3)	4.3-22
図4.3.6-1(4/7)	冷却材放出流量 (CAD 6 7)	4.3-23
図4.3.6-1(5/7)	冷却材放出流量 (CAD 7 7)	4.3-24
図4.3.6-1(6/7)	冷却材放出流量 (CAD 7 8)	4.3-25
図4.3.6-1(7/7)	冷却材放出流量 (CAD 7 8 2)	4.3-26
図4.3.6-2	冷却材圧力と放出流量	4.3-27
図4.3.6-3(1/7)	カランドリア管内面温度 (CAD 5 3)	4.3-28

図4.3.6-3(2/7)カランドリア管内面温度 (CAD 5 7)	4.3-29
図4.3.6-3(3/7)カランドリア管内面温度 (CAD 6 3)	4.3-30
図4.3.6-3(4/7)カランドリア管内面温度 (CAD 6 7)	4.3-31
図4.3.6-3(5/7)カランドリア管内面温度 (CAD 7 7)	4.3-32
図4.3.6-3(6/7)カランドリア管内面温度 (CAD 7 8)	4.3-33
図4.3.6-3(7/7)カランドリア管内面温度 (CAD 7 8 2)	4.3-34
図4.3.6-4 冷却材圧力とカランドリア管内面温度	4.3-35
図4.3.6-5(1/7)カランドリア管外面温度 (CAD 5 3)	4.3-36
図4.3.6-5(2/7)カランドリア管外面温度 (CAD 5 7)	4.3-37
図4.3.6-5(3/7)カランドリア管外面温度 (CAD 6 3)	4.3-38
図4.3.6-5(4/7)カランドリア管外面温度 (CAD 6 7)	4.3-39
図4.3.6-5(5/7)カランドリア管外面温度 (CAD 7 7)	4.3-40
図4.3.6-5(6/7)カランドリア管外面温度 (CAD 7 8)	4.3-41
図4.3.6-5(7/7)カランドリア管外面温度 (CAD 7 8 2)	4.3-42
図4.3.6-6(1/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 5 3)	4.3-43
図4.3.6-6(2/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 5 7)	4.3-44
図4.3.6-6(3/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 6 3)	4.3-45
図4.3.6-6(4/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 6 7)	4.3-46
図4.3.6-6(5/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 7 7)	4.3-47
図4.3.6-6(6/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 7 8)	4.3-48
図4.3.6-6(7/7)試験体近傍の重水温度 (CAD 7 8 2)	4.3-49
図4.3.6-7 重水設定温度と試験体近傍重水温度	4.3-50
図4.3.7-2 限界熱流束	4.3-51
図4.4.3-1 破断部試験体組立図	4.4-23
図4.4.3-2 カランドリアタンク構造・寸法	4.4-24
図4.4.3-3 圧力管破断試験装置フロー	4.4-25
図4.4.3-4 スリット部詳細	4.4-26
図4.4.3-5 同時破断試験 試験条件	4.4-27
図4.4.4-1 燃料集合体への検出器取付位置 (PTC-2)	4.4-28
図4.4.4-2 燃料集合体 (中周) への検出器取付位置 (PTC-3)	4.4-29

図4.4.4-3	圧力管外への検出器取付位置 (P T C - 2)	4.4-30
図4.4.4-4	圧力管外面へのクラックゲージの取付位置 (P T C - 3)	4.4-31
図4.4.4-5	アニュラス部及びカランドリア管外への検出器取付位置 (P T C - 2)	4.4-32
図4.4.4-6	アニュラス部及びカランドリア管外への検出器取付位置 (P T C - 3)	4.4-33
図4.4.4-7	防振板部への加速度計, 歪ゲージ取付位置	4.4-34
図4.4.4-8(1/2)	試験部隣接管への検出器取付位置 (P T C - 2)	4.4-35
図4.4.4-8(2/2)	試験部隣接管への検出器取付位置 (P T C - 3)	4.4-36
図4.4.4-9	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	4.4-37
図4.4.4-10	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	4.4-38
図4.4.4-11	破断口側隣接カランドリア管への圧力計取付位置	4.4-39
図4.4.4-12	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.4-40
図4.4.4-13	カランドリアタンク壁面への検出器取付位置	4.4-41
図4.4.4-14	同時破断検出のための検出器配置	4.4-42
図4.4.4-15	破断口隣接カランドリア管への圧力計の取付要領	4.4-43
図4.4.4-16	アニュラス部温度計取付要領図	4.4-44
図4.4.4-17	カランドリア管外壁面加速度計取付要領図	4.4-44
図4.4.4-18	データ収集と同期法	4.4-45
図4.4.4-19	データ収集システム構成	4.4-46
図4.4.5-1(1/2)	同時破断試験手順フロー	4.4-47
図4.4.5-1(2/2)	同期破断試験手順フロー	4.4-48
図4.4.6-1	破断時の圧力管内の圧力及び温度, 流量変化	4.4-49
図4.4.6-2	圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度 (P T C - 2)	4.4-50
図4.4.6-3	圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度 (P T C - 3)	4.4-51
図4.4.6-4(1/2)	タンク内圧力変化 (P T C - 2 短期: 上部管板部)	4.4-52
図4.4.6-4(2/2)	タンク内圧力変化 (P T C - 3 短期: 上部管板部)	4.4-53
図4.4.6-5(1/2)	タンク内圧力変化 (P T C - 2 短期: 上部胴部)	4.4-54

図4.4.6-5(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 短期 : 上部胴部)	4.4-55
図4.4.6-6(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 短期 : 中央部)	4.4-56
図4.4.6-6(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 短期 : 中央部)	4.4-57
図4.4.6-7(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 短期 : 下部胴部)	4.4-58
図4.4.6-7(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 短期 : 下部胴部)	4.4-59
図4.4.6-8(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 短期 : 下部管板部)	4.4-60
図4.4.6-8(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 短期 : 下部管板部)	4.4-61
図4.4.6-9(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 長期 : 上部管板部)	4.4-62
図4.4.6-9(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 長期 : 上部管板部)	4.4-63
図4.4.6-10(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 長期 : 上部胴部)	4.4-64
図4.4.6-10(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 長期 : 上部胴部)	4.4-65
図4.4.6-11(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 長期 : 中央部)	4.4-66
図4.4.6-11(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 長期 : 中央部)	4.4-67
図4.4.6-12(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 長期 : 下部胴部)	4.4-68
図4.4.6-12(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 長期 : 下部胴部)	4.4-69
図4.4.6-13(1/2)タンク内圧力変化 (P T C - 2 長期 : 下部管板部)	4.4-70
図4.4.6-13(2/2)タンク内圧力変化 (P T C - 3 長期 : 下部管板部)	4.4-71
図4.4.6-14 ラブチャディスクと各部の圧力	4.4-72
図4.4.6-15 タンク内径方向圧力変化	4.4-73
図4.4.6-16 タンク内周方向圧力変化	4.4-74
図4.4.6-17 タンク内周方向圧力変化	4.4-75
図4.4.6-18 タンク内上下方向圧力変化 (180°)	4.4-76
図4.4.6-19 タンク壁上下方向圧力変化 (0°)	4.4-77
図4.4.6-20 タンク内ボイド率変化 (上部管板部)	4.4-78
図4.4.6-21 タンク内ボイド率変化 (上部胴部)	4.4-79
図4.4.6-22 タンク内ボイド率変化 (中央部)	4.4-80
図4.4.6-23 タンク内ボイド率変化 (下部胴部)	4.4-81
図4.4.6-24 タンク内ボイド率変化 (下部管板部)	4.4-82
図4.4.6-25(1/2)破断チャンネルの外観 (P T C - 2)	4.4-83
図4.4.6-25(2/2)試験部開口部形状 (P T C - 2)	4.4-84

図4.4.6-26(1/2)破断チャンネルの外観 (PTC-3)	4.4-85
図4.4.6-26(2/2)試験部開口部形状 (PTC-3)	4.4-86
図4.4.6-27 スペーサに発生した損傷, 移動 (PTC-2)	4.4-87
図4.4.6-28 破断部防振板近傍挙動変化	4.4-88
図4.4.6-29 周辺薄肉管歪挙動変化	4.4-89
図4.4.6-30 タンク壁歪変化 (上部胴部)	4.4-90
図4.4.6-31 タンク壁歪変化 (ダイアフラム水平上部)	4.4-91
図4.4.6-32 タンク壁歪変化 (ダイアフラム垂直部)	4.4-92
図4.4.6-33 タンク壁歪変化 (ダイアフラム水平下部)	4.4-93
図4.4.6-34 タンク壁歪変化 (下部胴部)	4.4-94
図4.4.6-35 計測歪より予想した圧力上昇時のタンクの変形挙動	4.4-95
図4.4.6-36(1/2)タンク壁圧力と歪の関係	4.4-96
図4.4.6-36(2/2)タンク壁圧力と歪の関係	4.4-97

図5.1.1-1	圧力管破断試験体の形状	5.1-19
図5.1.1-2	流動解析モデル	5.1-20
図5.1.1-3	カランドリア管健全性解析における境界の受渡し	5.1-21
図5.1.1-4	圧力管の開口量とアニュラス部の閉塞量	5.1-22
図5.1.1-5	P T F - 4 試験解析結果 (燃料集合体内流路を考慮しないモデル)	5.1-23
図5.1.1-6	P T F - 4 試験解析結果 (燃料集合体内流路を考慮したモデル)	5.1-24
図5.1.1-7	C T I - 1 試験解析結果 (燃料集合体内流路を考慮しないモデル)	5.1-25
図5.1.1-8	C T I - 1 試験解析結果 (燃料集合体内流路を考慮したモデル)	5.1-26
図5.1.2-1	構造解析における解析対称	5.1-27
図5.1.2-2	構造解析モデル	5.1-28
図5.1.2-3	圧力管の応力-歪特性	5.1-29
図5.1.2-4	カランドリア管の応力-歪特性	5.1-30
図5.1.2-5	圧力管及びカランドリア管に作用する圧力	5.1-31
図5.1.2-6	圧力管に作用するジェット反力	5.1-32
図5.1.2-7	単軸引張強度を用いた周方向歪の解析結果	5.1-33
図5.1.2-8	内圧バースト強度を用いた周方向歪の解析結果	5.1-34
図5.2.4-1	P T C 2 及び P T C 3 実験 S I M A 解析モデル	5.2-17
図5.2.4-2	P T C 2 及び P T C 3 実験破断開口部解析モデル	5.2-18
図5.2.4-3(1/2)	P T C 2 実験時破断開口面積変化 (S I M A 解析条件)	5.2-19
図5.2.4-3(2/2)	P T C 3 実験時破断開口面積変化 (S I M A 解析条件)	5.2-20
図5.2.4-4(1/2)	P T C 2 実験時破断放出量変化 (S I M A 解析結果)	5.2-21
図5.2.4-4(2/2)	P T C 3 実験時破断放出量変化 (S I M A 解析結果)	5.2-22
図5.2.4-5	C A L A N D R I A - II コード解析モデル	5.2-23
図5.2.4-6(1/2)	P T C 2 実験 C A L A N D R I A - II 解析結果 - 第1隣接管部圧力 -	5.2-24

図5.2.4-6(2/2) PTC 3 実験 CALANDRIA - II 解析結果	
- 第1隣接管部圧力 -	5.2-25
図5.2.4-7(1/2) PTC 2 実験 CALANDRIA - II 解析結果	
- カランドリアタンク壁圧力 -	5.2-26
図5.2.4-7(2/2) PTC 3 実験 CALANDRIA - II 解析結果	
- カランドリアタンク壁圧力 -	5.2-27
図5.2.4-8 HIPWAP コード解析モデル (球対称一次元)	5.2-28
図5.2.4-9(1/2) PTC 2 実験 HIPWAP (球対称一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力-壁圧力 -	5.2-29
図5.2.4-9(2/2) PTC 3 実験 HIPWAP (球対称一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力-壁圧力 -	5.2-30
図5.2.4-10(1/2) PTC 2 実験 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 -	5.2-31
図5.2.4-10(1/2) PTC 3 実験 HIPWAP (球対称一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力-壁圧力 -	5.2-32
図5.2.4-11 HIPWAP コード解析モデル (軸対称円筒一次元)	5.2-33
図5.2.4-12(1/2) PTC 2 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力 -	5.2-34
図5.2.4-12(2/2) PTC 3 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力 -	5.2-35
図5.2.4-13(1/2) PTC 2 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - カランドリアタンク壁圧力 -	5.2-36
図5.2.4-12(2/2) PTC 3 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - カランドリアタンク壁圧力 -	5.2-37
図5.2.5-1 PTC 1 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力 -	5.2-38
図5.2.5-2 PTC 1 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - カランドリアタンク壁圧力 -	5.2-39
図5.2.5-3 PTC 2 実験 HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル)	
解析結果 - 第1隣接管部圧力 -	5.2-40

図5.2.5-4	P T C 2 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - カランドリアタンク壁圧力-	5.2-41
図5.2.5-5	P T C 3 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-42
図5.2.5-6	P T C 3 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - カランドリアタンク壁圧力-	5.2-43
図5.2.5-7	P T C 1 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-44
図5.2.5-8	P T C 1 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - カランドリアタンク壁圧力-	5.2-45
図5.2.5-9	P T C 2 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-46
図5.2.5-10	P T C 2 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - カランドリアタンク壁圧力-	5.2-47
図5.2.5-11	P T C 3 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - 第1隣接管部圧力-	5.2-48
図5.2.5-12	P T C 3 実験H I P W A P (軸対称円筒一次元モデル)	
	解析結果 - カランドリアタンク壁圧力-	5.2-49

図6.2-1	圧力管破断時のチャンネル内形状想定図	6.2-3
図6.3-1	大型熱ループ系統図	6.3-23
図6.3-2	試験部構成図	6.3-24
図6.3-3	大型熱ループ機器配置図	6.3-25
図6.3-4	データ収録装置ハードウェア構成図	6.3-26
図6.3-5	試験部計測位置	6.3-27
図6.3-6	表示減燃料軸方向相対データ力分布	6.3-28
図6.3-7	試験体組立図	6.3-29
図6.3-8	熱電対取付方法	6.3-30
図6.3-9	試験対の熱電対配置	6.3-31
図6.3-10a	燃料集合体の強制偏心方法（テスト部上部）	6.3-32
図6.3-10b	燃料集合体の強制偏心方法（テスト部下部）	6.3-33
図6.3-11	ドライアウト限界出力測定試験方法	6.3-34
図6.3-12	ドライアウト後の被覆管表面温度測定試験方法	6.3-35
図6.3-13	COBRA-ATR解析で使用するサブチャンネル 分割モデル	6.3-36
図6.3-14	COBRAコードの軸方向分割図	6.3-37
図6.4-1	ドライアウト温度挙動	6.4-7
図6.4-2	ドライアウト発生径方向位置（偏心：16.6mm）	6.4-8
図6.4-3	軸方向ドライアウト発生位置（偏心：16.6mm）	6.4-9
図6.4-4	ドライアウト発生径方向位置（偏心：0.0mm）	6.4-10
図6.4-5	軸方向ドライアウト発生位置（偏心：0.0mm）	6.4-11
図6.4-6	ドライアウト限界出力測定結果	6.4-12
図6.4-7	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 （圧力：70kg/cm ² ， 流量：25t/h， 偏心：16.6mm）	6.4-13
図6.4-8	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 （圧力：70kg/cm ² ， 流量：15t/h， 偏心：16.6mm）	6.4-14
図6.4-9	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 （圧力：70kg/cm ² ， 流量：35t/h， 偏心：16.6mm）	6.4-15

図6.4-10	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 (圧力:70kg/cm ² , 流量:45t/h, 偏心:16.6mm)	6.4-16
図6.4-11	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 (圧力:70kg/cm ² , 流量:25t/h, 偏心:0.0mm)	6.4-17
図6.4-12	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 (圧力:70kg/cm ² , 流量:15t/h, 偏心:0.0mm)	6.4-18
図6.4-13	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 (圧力:70kg/cm ² , 流量:35t/h, 偏心:0.0mm)	6.4-19
図6.4-14	ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果 (圧力:70kg/cm ² , 流量:45t/h, 偏心:0.0mm)	6.4-20
図6.4-15	ドライアウト発生位置 (偏心量:16.6mm, 流量:25t/h)	6.4-21
図6.4-16	ドライアウト発生位置 (偏心量:0.0mm, 流量:25t/h)	6.4-22
図6.4-17	チャンネル出力変化に伴う被覆管表面温度の変化 (最大偏心)	6.4-23
図6.4-18	チャンネル出力変化に伴う被覆管表面温度の変化 (無偏心)	6.4-24
図6.4-19	燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:25t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-25
図6.4-20	燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:25t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-26
図6.4-21	燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:15t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-27
図6.4-22	燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:15t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-28
図6.4-23	燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:35t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-29
図6.4-24	燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:35t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-30
図6.4-25	燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力:70kg/cm ² , 流量:45t/h, 入口サケル度:18kcal/kg) ..	6.4-31

図6.4-26	燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率 (圧力: 70kg/cm ² , 流量: 45t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)	6.4-32
図6.4-27	膜沸騰熱伝達率と流量の関係 (最大偏心)	6.4-33
図6.4-28	膜沸騰熱伝達率と流量の関係 (無偏心)	6.4-34
図6.4-29	偏心の有無による熱伝達率の比較	6.4-35
図6.4-30	圧力損失測定結果	6.4-36
図6.4-31	圧力損失測定結果	6.4-37
図6.5-1	ドライアウト発生径方向位置の試験結果と解析結果 (MCPR 発生位置) の比較 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心量: 16.6mm)	6.5-5
図6.5-2	ドライアウト限界出力試験条件におけるCPRおよびクォリティ の断面内分布 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心量: 16.6mm)	6.5-6
図6.5-3	ドライアウト発生軸方向位置の試験結果と解析結果 (MCPR 発生位置) の比較 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心量: 16.6mm)	6.5-7
図6.5-4	ドライアウト発生径方向位置の試験結果と解析結果 (MCPR 発生位置) の比較 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心なし)	6.5-8
図6.5-5	ドライアウト限界出力試験条件におけるCPRおよびクォリティ の断面内分布 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心なし)	6.5-9
図6.5-6	ドライアウト発生軸方向位置の試験結果と解析結果 (MCPR 発生位置) の比較 (圧力管内径: 150.0mm, 偏心なし)	6.5-10
図6.5-7	ドライアウト限界出力予測結果と解析結果の比較	6.5-11
図6.5-8	PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)	6.5-12
図6.5-9	PCT解析における径方向ドライアウト発生位置	6.5-13
図6.5-10	PCT解析結果と実験結果の比較 (無偏心)	6.5-14
図6.5-11	PCT解析における径方向ドライアウト発生位置	6.5-15
図6.5-12	PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)	6.5-16
図6.5-13	PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)	6.5-17
図6.5-14	PCT解析結果と実験結果の比較 (無偏心)	6.5-18
図6.5-15	PCT解析結果と実験結果の比較 (無偏心)	6.5-19
図6.5-16	PCT解析結果と実験結果の比較 (無偏心)	6.5-20

図7.2-1	炉心部圧力損失の計測とLOTRACコードによる 解析の比較	7-17
図7.2-2	圧力管健全時炉心部圧力損失の計測とLOTRAC コードによる解析の比較	7-18
図7.2-3	スペーサ圧力損失係数を50%とした場合	7-19
図7.2-4	スペーサ圧力損失係数を35%とした場合	7-20
図7.3-1	圧力管破断試験装置概略	7-21
図7.3-2	解析ノーディング	7-22
図7.3-3	圧力管破断時のCO ₂ アニュラス部流動評価モデル	7-23
図7.3-4	圧力管入口流量の解析とPTF実験の比較	7-24
図7.3-5	圧力管出口流量の解析とPTF実験の比較	7-25
図7.3-6	放出流量の解析とPTF実験の比較	7-26
図7.3-7	圧力管入口流量の解析とCTI実験の比較	7-27
図7.3-8	圧力管出口流量の解析とCTI実験の比較	7-28
図7.3-9	放出流量の解析とCTI実験の比較	7-29
図7.4-1	実機流量の圧力管内径依存性	7-30
図7.5-1	カランドリアタンク内流速分布	7-31
図7.5-2	軸方向流速分布	7-32
図7.5-3	圧力管破断時被覆管温度変化	7-33
図7.6-1	単管破断時被覆管温度上昇特性	7-34
付図7.1-1	上部鉄水スリーブ部とベローズ部断面図	添7.1-5

写真リスト

写真4.1.3-1	試験体圧力管 (P T F - 4)	4.1-61
写真4.1.3-2	試験体カランドリア管 (P T F - 4)	4.1-62
写真4.1.3-3	模擬燃料集合体 (P T F - 4)	4.1-63

写真6.3-1	試験設備建屋	6.3-39
写真6.3-2	テスト部上部電極部	6.3-39
写真6.3-3	テスト部下電極部	6.3-40
写真6.3-4	高圧蒸気ドラム	6.3-40
写真6.3-5	加圧器	6.3-41
写真6.3-6	予熱器	6.3-41
写真6.3-7	予熱器電源	6.3-42
写真6.3-8	外部電源設備	6.3-42
写真6.3-9	テスト部電源トランス	6.3-43
写真6.3-10	電源設備コントロールセンター	6.3-43
写真6.3-11	試験体と組立台車	6.3-44
写真6.3-12	試験体装荷状況	6.3-44
写真6.3-13	中央制御盤	6.3-45
写真6.3-14	バーンアウト監視盤	6.3-45
写真6.3-15	データ収録用計算機	6.3-46

1. 緒言

A T R実証炉においては、圧力管の破断を設計基準事象（D B E）としない方針であるので、圧力管破断を想定する必要はない。しかしながら、圧力管破断が圧力管型炉であるA T R特有の事象であるということを踏まえて、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。圧力管破断評価フローを図1-1に示す。影響評価においては、以下のことを実証する。

(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性試験は、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。

2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
- (d) 圧力管破断時燃料冷却性試験

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。

平成2年度新型転換炉技術存続証試験 (VI) 試験内容

試験項目	3. 安全性確認試験のうち 3.1 圧力管破断事故の確認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を補修すると共に交換用予備を製作する。	
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、計算用センサーの一部を購入する。	
③ 圧力管破断試験	<p>圧力管破断時にカランドリア管が破損に到らないことを確認するためのカランドリア管健全性試験並びにカランドリア管にかかる負荷挙動を解明するための破断時熱流動挙動試験を実施する。</p> <p>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するための内圧上昇試験を実施する。</p>	
④ 検証解析	<p>流動解析コード及び構造解析コードを用いて、本年度実施する圧力管破断試験に関して試験解析を行い評価モデルの検討を行う。</p> <p>また、サブチャンネル解析コード及び熱流動解析コード等を用いて、圧力管破断時及び同時破断時の検証解析を行う。</p> <p>また、同時破断時燃料冷却性について、評価モデルの検討を行う。</p>	
⑤ 圧力管破断時燃料冷却性試験	<p>④燃料冷却性試験 燃料冷却性試験を実施し、圧力管破断時におけるドライアウト限界出力及びドライアウト後の被覆管表面温度挙動を測定する。</p> <p>④燃料冷却性試験解析 サブチャンネル解析コードを用いて、本年度実施する燃料冷却性試験解析を行い、現評価モデルの適用性を検討する。</p>	

圧力管破断事故確証試験2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) 破断時熱流動挙動試験	試験体の加工	1 ケース実施	流動解析・構造解析 実施
(b) カランドリア管健全性試験	実機材料試験体の加工	1 ケース実施	
(c) カランドリア管ドライアウト試験	計測器の購入	6 ケース実施	
(d) 燃料冷却性試験	試験体組立および装荷	ケース実施	燃料冷却性解析
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の製作, カランドリアタンクの改造	2 ケース実施	内圧上昇解析
(b) 燃料冷却性試験			解析モデル検討

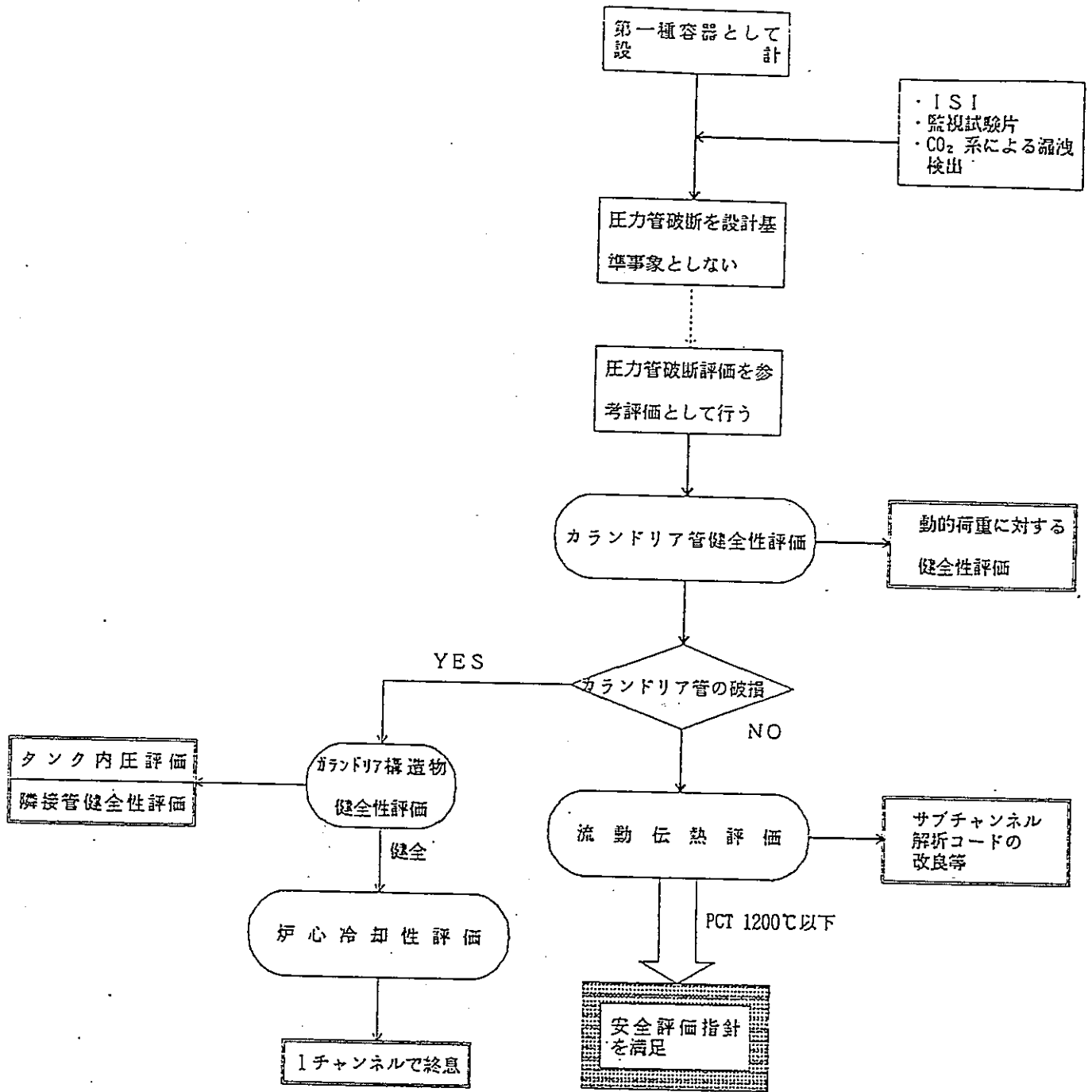


図1-1 圧力管破断検討フロー

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カランドリア管健全性、及び破断チャンネル内部の流動特性、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の圧力管、カランドリア管、さらにカランドリアタンクへの影響等及び破断チャンネルの燃料冷却特性を評価するための各種試験を実施する。

平成2年度は、これら試験に用いるために製作した圧力管破断試験装置の定期点検及び、試験装置用模擬管の一部の補修等を実施する。

2.2 実施範囲

圧力管破断確証試験工程を表2.2-1に示す。

圧力管破断試験は、昭和62年度着手し、平成4年度迄の6ヵ年計画で実施している。

平成2年度は、これら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) 試験装置用模擬管の補修（一部）及び交換用予備の製作
- (3) カランドリアタンクの改造

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、加温ヒーター等補機、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）のサブループとして接続されている。

このため、定期点検の時期は、ATR安全性実験装置の定期点検時期（8～9月）に実施し、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、加温ヒーターが「ボイラー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、関連部位を含めた点検対象とする。

2.3.2 試験装置用模擬管の補修（一部）及び交換用予備の製作

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と共に、隣接模擬管について交換用予備品を製作する。

2.3.3 カランドリアタンクの改造

カランドリアタンク内圧上昇試験のため、カランドリアタンク保護用付加構造物を製作する。

2.4 実施結果

2.4.1 圧力管破断試験装置の定期点検

加温ヒーターは、分解整備を実施し、8月28日の性能検査に合格した。これとあわせて、カランドリアタンク、放出管の内部等についても点検・整備を行い、試験実施上問題となる異常の無いことを確認するとともに、一部錆の発生していた部位について補修塗装を実施した。

また、天井クレーン（4.9 t）についても8月21日の性能検査（2年毎に実施する）に合格している。

2.4.2 試験装置用模擬管の補修（一部）及び交換用予備の製作

表2.4.2-1に補修・製作品を示す。

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）において防振板との衝突によって変形した隣接模擬管、及びこれらの応急処置として変形部分を補修するための管材として用いた周辺模擬管の補修（復旧）を行うと共に、隣接模擬管について交換用予備品を製作した。

なお、補修・製作に際しては、隣接管の一部についてカランドリア管正面の圧力が計測出来るようにするための圧力計取り付けボスを付加すると共に、隣接模擬カランドリア管用に製作した内の2本については、隣接管健全性確認のために使用する二重管とした。

2.4.3 カランドリアタンクの改造

製作した付加構造物の概念図を図2.4.3-1に示す。

圧力管・カランドリア管同時破断試験において、試験時の試験装置カランドリア

タンク内圧が設計耐圧（10 kg/cm²a）を越えるため、試験装置を保護するための付加構造物を製作した。

付加構造物は、シリコンゴム製のチューブと支持用の管、及び仕切り等で構成した円筒形で、試験装置カランドリアタンクの最外周の模擬カランドリア管（計28本）と置き換えることが出来るようにした。また、カランドリアタンク上下で初期内圧に差が生ずることから1本当たり4気室とし、各々初期内圧を調整出来るように考慮した。

2.5 まとめ

平成2年度予定した定期検査、模擬管の補修・製作、カランドリアタンク内圧抑制用の付加構造物の製作は予定通り完了した。

来年度は、今年度と同様加温ヒーター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、模擬管の補修等を実施する。

また、圧力管、カランドリア管同時破断時の燃料冷却性試験を高出力条件で実施するための電源ケーブルの増強工事を行う予定である。

表 2.2 - 1 圧力管破断事故確証試験全体工程

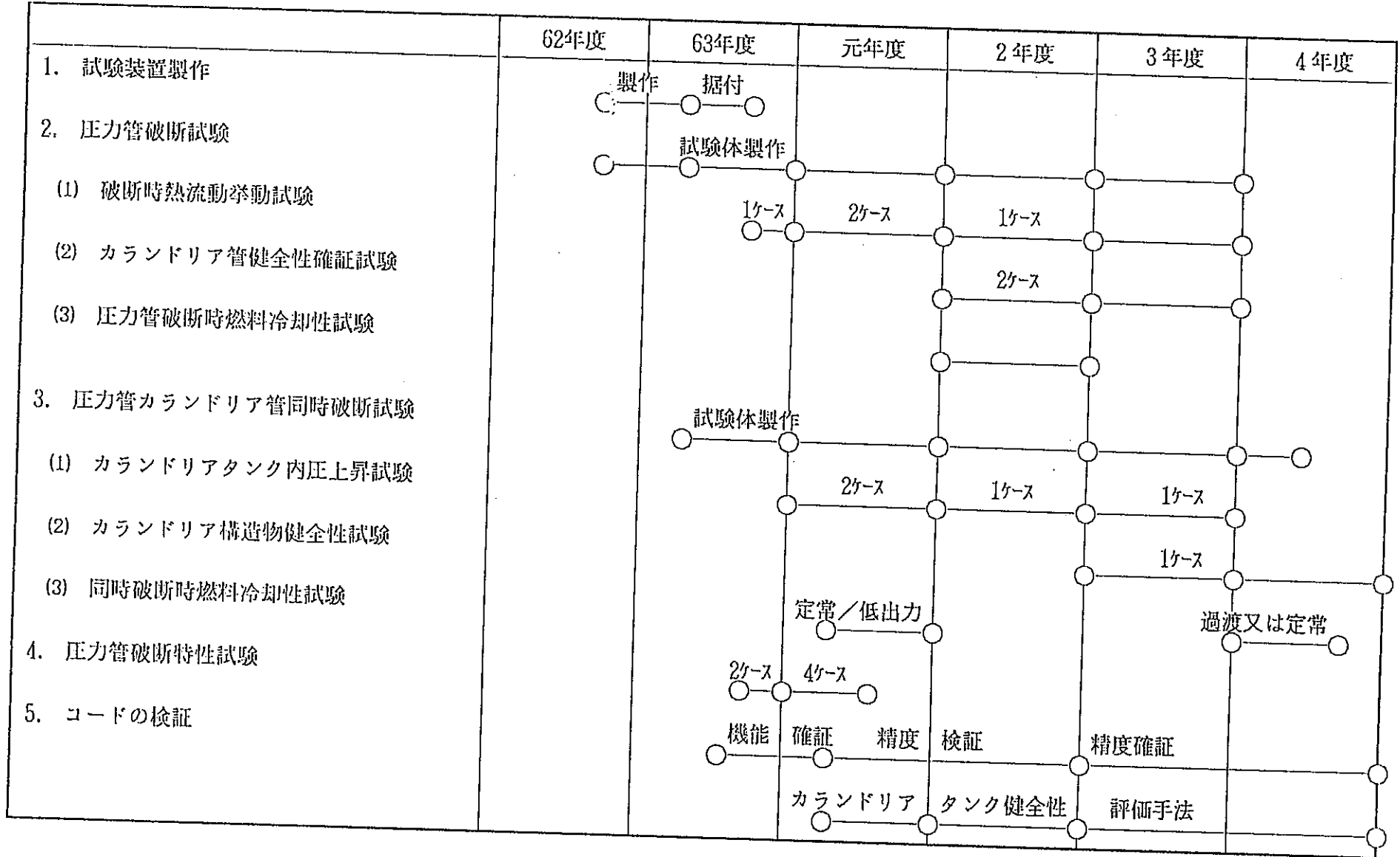
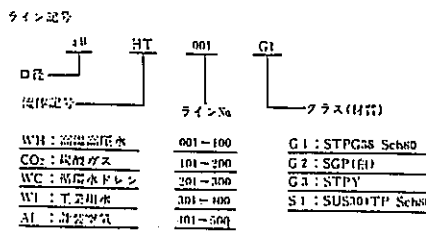
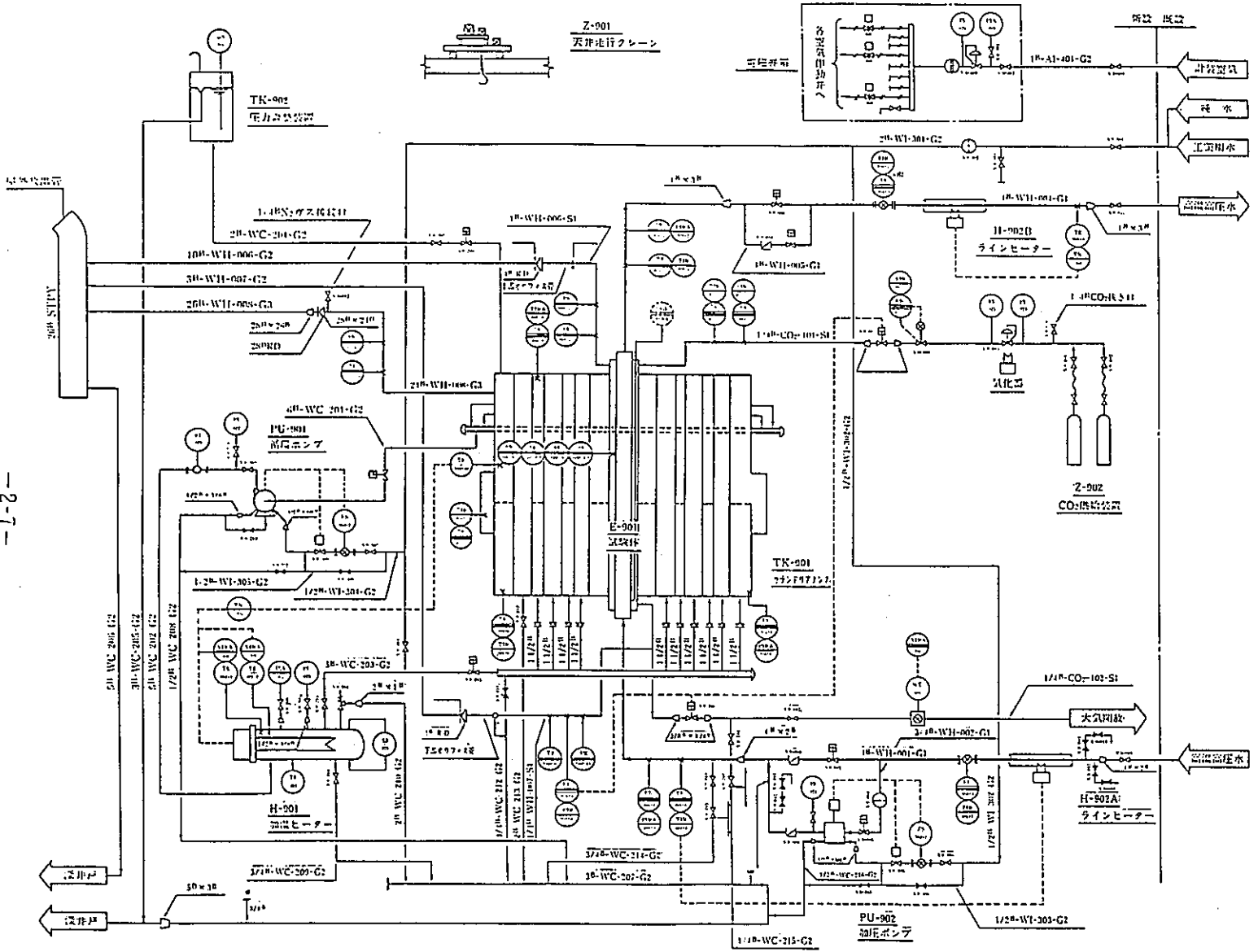


表 2.4.2 - 1 模擬管製作・補修一覧表

管 種	肉 厚	数 量		記 事	
		製 作	修 理		
試験部 管板取付用	カランドリア管	5	4	6 圧力計座 5個付 二重管	
		2	2		
	カランドリア管 (抜出型)	5	2	2	圧力計座 5箇所×2付
	制御棒案内管	3	1	1	
周辺 取付用	カランドリア管	5		3	
	制御棒案内管	3		1	



計器記号

第1記号	第2,3記号	記号	説明
P	圧力	E	故障
T	温度	I	指示
A	加速検	R	定値
S	式	C	制御
F	液検	A	目視
L	レベル	Q	積算
W	湿分	S	スイッチ
CC	電流遮断	X	演算
X	複合		

記号	説明
○	常時動作
□	非常時動作
○	空気施工
○	現場取付計器
○	中央監視指示計器
○	337-7015-4444部
○	U-1500ジエキエ用表
○	中央監視指示計器

アイテム名	TK-901	TK-902	E-901	Z-901	Z-902	H-901	H-902A, B	PU-901	PU-902
名称	カランドリアンク	圧力高圧計	試験機	天井走行クレーン	CO ₂ 供給装置	加熱ヒーター	ラインヒーター	高圧ポンプ	高圧ポンプ
形式	放射同位体式	放射同位体式	二車同位体	電機式	電機式	電機式	電機式	電機式	電機式
仕様									
寸法									
重量									
電力									
その他									

図2.3.1-1 圧力管破断試験装置フローシート

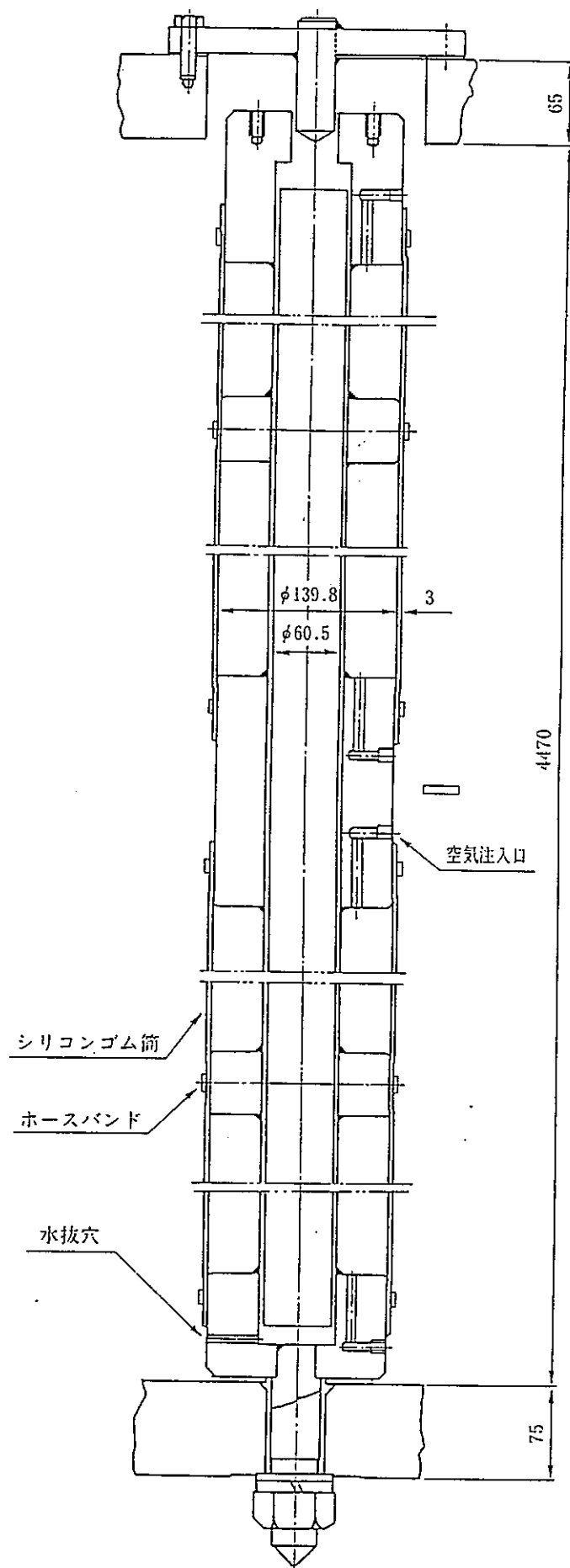


図2.4.3-1 カランドリアタンク内圧上昇抑制用空気槽

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カランドリア管の健全性、及び破断チャンネル内部の流動特性、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のカランドリア管、およびカランドリアタンク等への影響、及び破断チャンネルの燃料冷却特性評価するための各種試験を実施する。

平成2年度は、これら試験に用いる試験体の一部を製作する。

3.2 実施範囲

圧力管破断確証試験全体計画を表3.2-1に示す。

圧力管破断試験は、昭和62年度着手し、平成4年度迄の6ヵ年計画で実施している。

平成2年度は、これら試験に使用する圧力管破断試験用試験体のうち、下記について実施する。

- (1) カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体の製作
- (2) 破断時熱流動挙動試験用試験体の製作
- (3) 質量模擬燃料集合体の部品製作
- (4) 下部遮へいプラグの製作
- (5) 計測用センサーの購入

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、実証炉実機を模擬した試験装置を用いて、圧力管が破断した場合のカランドリア管健全性、及び破断チャンネルの流動特性、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を明らかにし、安全設計の妥当性を評価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の場合、及びカランドリア管も

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因子を見るための試験と、実機材料を用いた確証試験からなり、次の試験が予定されている。

- (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確証試験（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) 隣接管健全性確証試験（実機材料）
 - (c) 同時破断時燃料冷却性試験

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。

内圧上昇試験用試験体の基本的な構造は、破断時熱流動挙動試験用試験体と同一とし、部品の供用が出来るものとして計画する。

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の試験装置、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、63年度製作した試験体を使用して実施する試験の結果をみたうえで今後の試験条件を確定することとしている。このため、今年度は、試験条件の確定している範囲についての製作にとどめる。また、試験体の製作に用いる材料が一般に市販されている規格品を使えないため、次年度実施を予定する3ケースの内2ケース分の材料（1ケース分は昨年度購入済）を今年度手配することとした。

- (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で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。上下鉄水遮へい体スリーブについては、圧力管破断時カランドリア管上部及び下部延長管の内面と干渉し変形の支点となること

を重視し各々隙間を実機と合わせることにし、形状は破断時熱流動挙動試験体と同一とした。

圧力管の材質は、STPG 42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。

なお、今年度は、1ケース分の製作（材料は、昨年度購入済；3年度使用予定分）と2ケース分の材料手配を行う。

(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を模擬する。内厚は、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（ $t=2.0$ mm）とする。

カランドリア管の材料は、実機に内径を合わせたSUS304製冷間引抜の継目無し管を外径減径加工したものを使用する。

なお、今年度は、2ケース分の材料手配を行う。

(c) 試験部防振板

図3.3.2-3に試験部防振板を示す。

衝突後の変形量を実機に合わせるため、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、平成元年度実施した、第1回目のカランドリアタンク内圧上昇試験において試験部防振板の構造を4分割ボルト接合としたため、衝突後の変形量がボルト接合部で極端に大きくなり、実機の変形量予測が出来ないため、今年度以降製作する試験部防振板は2分割として製作し、試験体組立後溶接によって一体構造とするように変更する。

今年度は、2ケース分の加工（材料は、昨年度購入済）を行う。

(2) 破断時熱流動挙動試験用試験体の製作

図3.3.2-4に破断時熱流動挙動試験用試験体組立図を示す。

破断時熱流動挙動試験用試験体は、62年度13体（試運転用を除く）製作し、今年度迄に4体を使用した。62年度製作した試験体圧力管は、破断圧力、亀裂

進展速度、カランドリア管肉厚等をパラメーターとし、破断長はすべて燃料集合体の発熱長に合わせた3700mmとして製作している。元年度の委員会において、破断長が短い場合の影響の程度を確認しておく必要が有るとのコメントを受け、破断用予き裂パラメーターとした試験を実施するための試験体圧力管を製作することとした。

(a) 模擬圧力管試験体

圧力管の構造寸法は、62年度製作したものと同一とし製作する。なお、破断用予き裂は燃料集合体の発熱長の軸方向中心から上下に等分に振り分けて全長1mとし加工する。

なお、今年度は1体を製作（素材は、昨年度カランドリアタンク内圧上昇試験用試験体製作用に購入した材料を流用する）を行う。

(3) 質量模擬燃料集合体の製作

図3.3.2-5に質量模擬燃料集合体用燃料を示す。

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・寸法とする。

なお、燃料集合体の形状が合理化検討において一部変更されたため、今年度製作分から合理化検討に合致させて製作する。

(4) 下部遮へいプラグの製作

図3.3.2-6にカランドリア管健全性試験体組立図、図3.3.2-7に下部遮へいプラグを示す。

実機材料を使用する試験体には、破断時熱流動挙動試験に使用した下部遮へいプラグが構造上取り付け出来ないことと、試験装置製作時と設計が変更されていることから、実機材料試験体用の下部遮へいプラグとして製作する。

(5) 計測用センサーの購入

平成2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ー等を購入する。

3.4 実施結果

平成2年度製作、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/cm²a

予き裂長 300 mm (破断開始部)

ガイド長 3700 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

員数 製作; 1体 (材料は元年度購入)
材料購入; 2体分

(2) 模擬カランドリア管試験体

主要材質 SUS304TP-SC

員数 材料購入; 1体分

(3) 試験部防振板

主要材質 SS41

員数 製作; 2組 (材料は元年度購入)

3.4.2 破断時熱流動挙動試験用試験体の製作

(1) 模擬圧力管試験体

設計破断圧力 75 kg/cm²a

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

員 数 製 作 ; 1 体 { 材料は、カランドリアタンク }
 { 内圧上昇試験用に元年度購入 }

3.4.3 質量模擬燃料集合体の製作

(1) 質量模擬燃料要素

寸 法 外径 14.5 mm × 長さ 4,126 mm (肩間)
 主要材質 Zr y - 2 (模擬ペレットは P b)
 員 数 180 本 (被覆管素材のうち 2.0 本は元年度残を使用)

(2) スペーサー

形 状 ATR 実証炉 と 同一
 寸 法 最大幅 117.2 mm × 有効高さ 25 mm
 主要材質 インコネル - 718
 員 数 84 個

(3) 上部タイプレート

形 状 ATR 実証炉 と 同一
 寸 法 最大径 ϕ 115 mm × 高さ 125 mm
 主要材質 SCS 13
 員 数 3 個 (案内リングバネ, センタリングバネは 62 年度製作)

(4) 下部タイプレート

形 状 ATR 実証炉 と 同一
 寸 法 最大径 ϕ 114 mm × 高さ 188 mm
 主要材質 SCS 13
 員 数 3 個 (案内リングバネ, センタリングバネは 62 年度製作)

(5) スペーサー支持管

寸 法 外径 14.5 mm × 長さ 4,126 mm (肩間)
 主要材質 Zr y - 2
 員 数 5 本

3.4.4 下部遮へいプラグの製作

(1) 下部遮へいプラグ

主要寸法	φ100mm×長さ1090mm (本体部)
主要材質	SUS304
員数	2組

3.4.5 計測用センサーの購入

平成元年度購入したセンサー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	4本

(2) Zry用歪ゲージ

使用目的	実機材料カランドリア管外面歪計測
型式	箔ゲージ (スポット溶接タイプ; MIケーブル付)
計測範囲	±1%
員数	66本

(3) ステンレス鋼用歪ゲージ

使用目的	模擬カランドリア管外面歪計測
型式	箔ゲージ (焼付タイプ)
計測範囲	±2%
員数	100枚

(4) 鋼板用歪ゲージ

使用目的	模擬圧力管, 及び防振板等の歪計測
型式	箔ゲージ (焼付タイプ)
計測範囲	±2%
員数	100枚

(5) 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
計測範囲	0～300℃
応答速度	5 ^{ms} 秒以下
員数	計83本

(5) 熱電対

使用目的	重水等温度計測
型 式	非接地
計測範囲	0～300℃
応答速度	10 ^{ms} 秒以下
員数	計76本

(3) ボイド計

使用目的	カランドリアタンク内ボイド計測用ボイド計の破損部交換
型 式	探針型ボイド計
員数	10本

(4) 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	±200kg/cm ²
員数	計20本

3.5 試験検査

3.5.1 試験検査項目

平成2年度製作した各種試験体, センサー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P T, R T等によって確認する。

(6) 機能検査

熱電対、圧力計等については、要求する応答速度、アンプとの適合性等を抜取り検査し確認する。

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2年度は、試験体の一部について製作、材料手配、計測用センサーの追加購入等を実施した。平成3年度は、試験の進行に合わせ、試験体等の製作、各種計測用センサーの購入を行う予定である。

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 (c) 燃 料 冷 却 性 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-2.5 wt%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> <p>実規模燃料冷却性試験装置を製作し、カランドリア管健全時の燃料の冷却性確認試験を行う。この結果を基に燃料冷却性解析コードの検証を行う。</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 (c) 燃 料 冷 却 性 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> <p>実規模模擬燃料集合体を製作し、同時破断を模擬した試験を行い、燃料冷却性を評価する。</p>

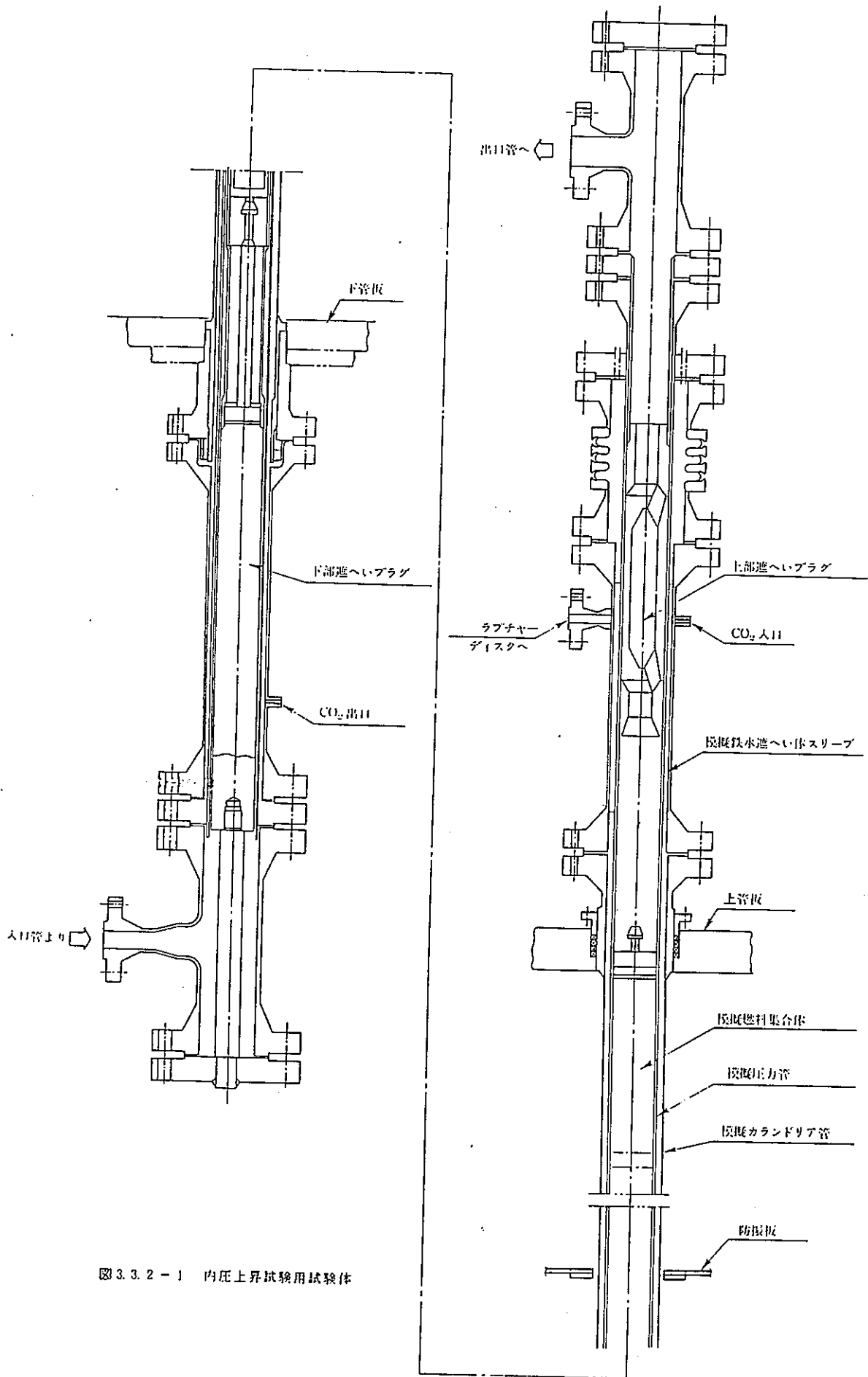


図 3.3.2-1 内圧上昇試験用試験体

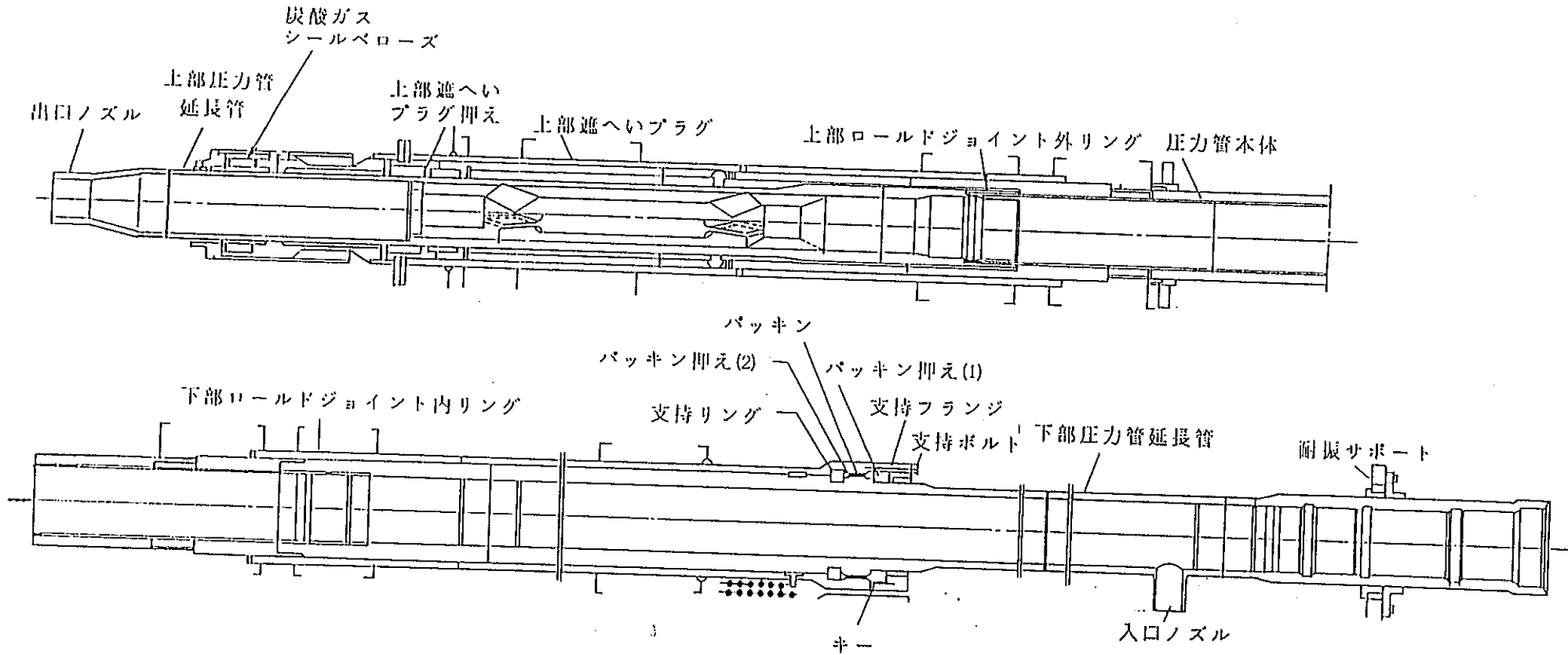


図3.3.2-2 実証炉圧力管組立図

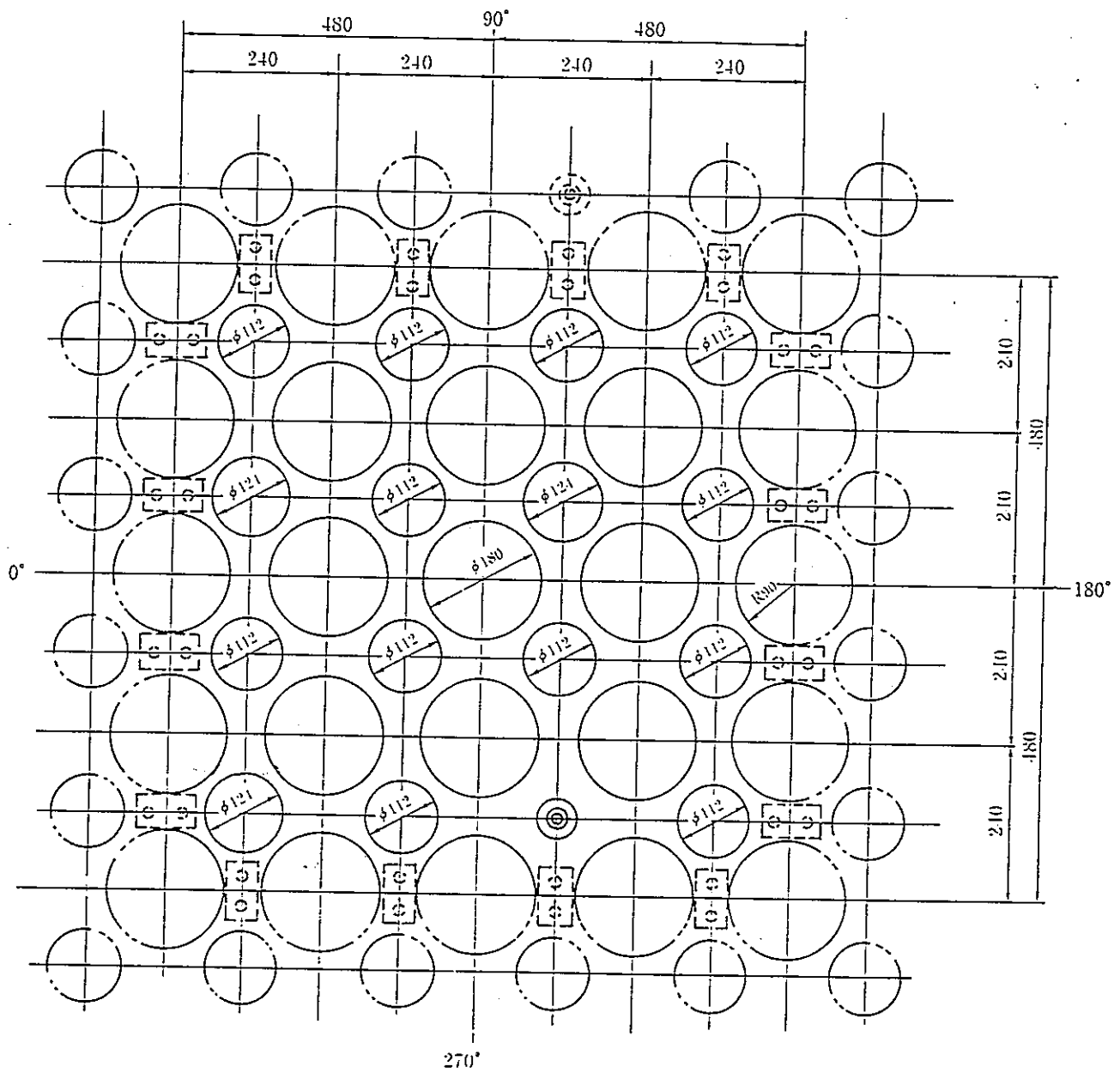


图3.3.2-3 内压上昇試験用試験部防振板

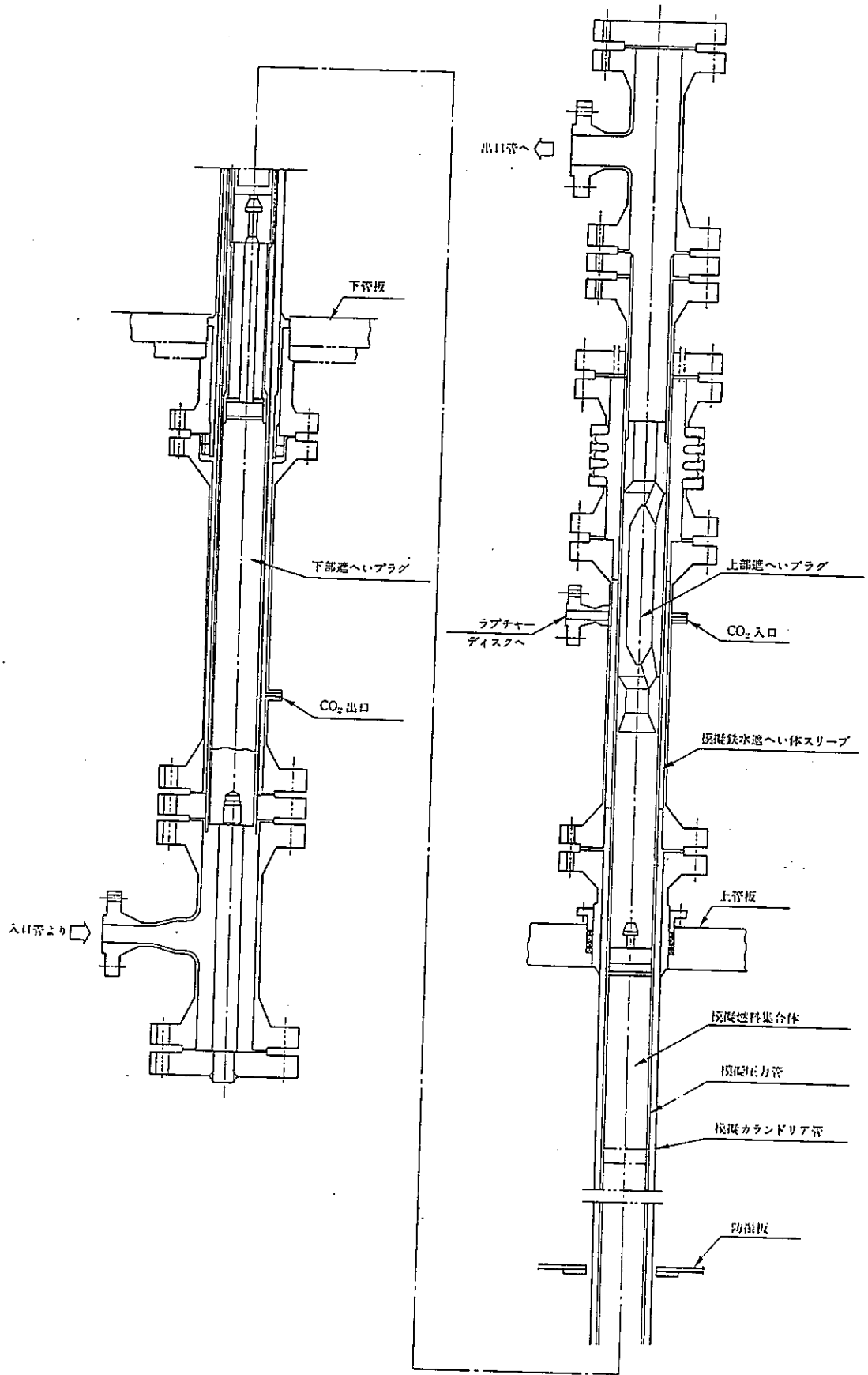
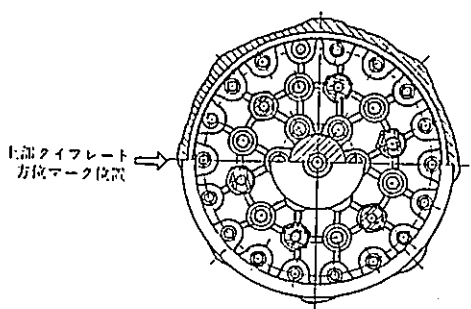
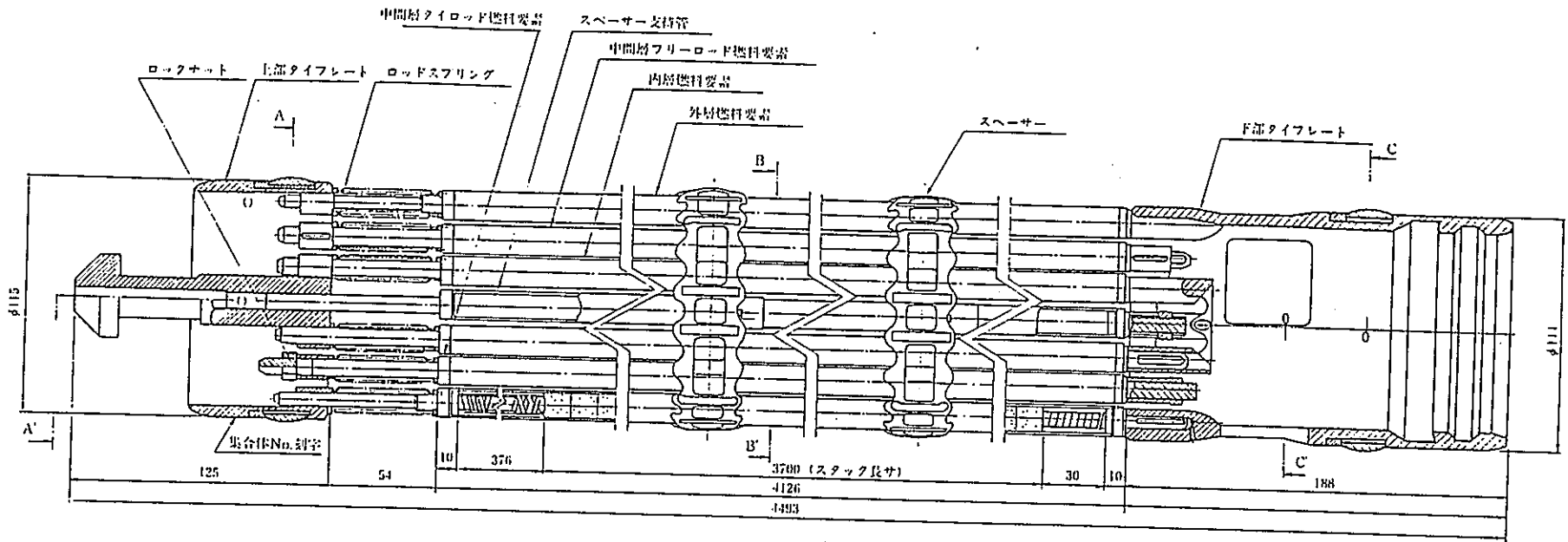
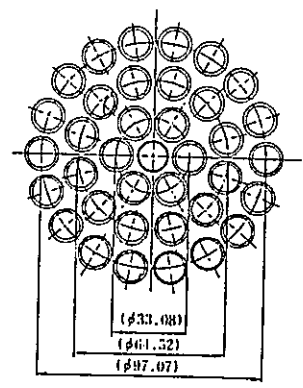


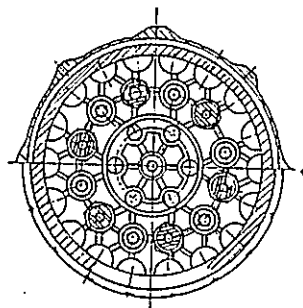
図 3. 3. 2 - 4 破断時熱流動挙動用試験体



A-O'-O'-O'-A'断面



B-B'断面
全体図



C-O'-O'-C'断面

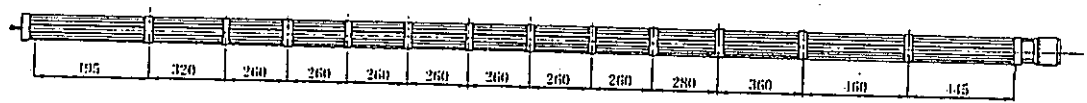
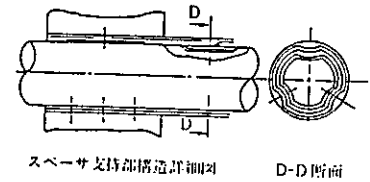


図3.3.2-5 燃料筒内燃料集合体縦立図

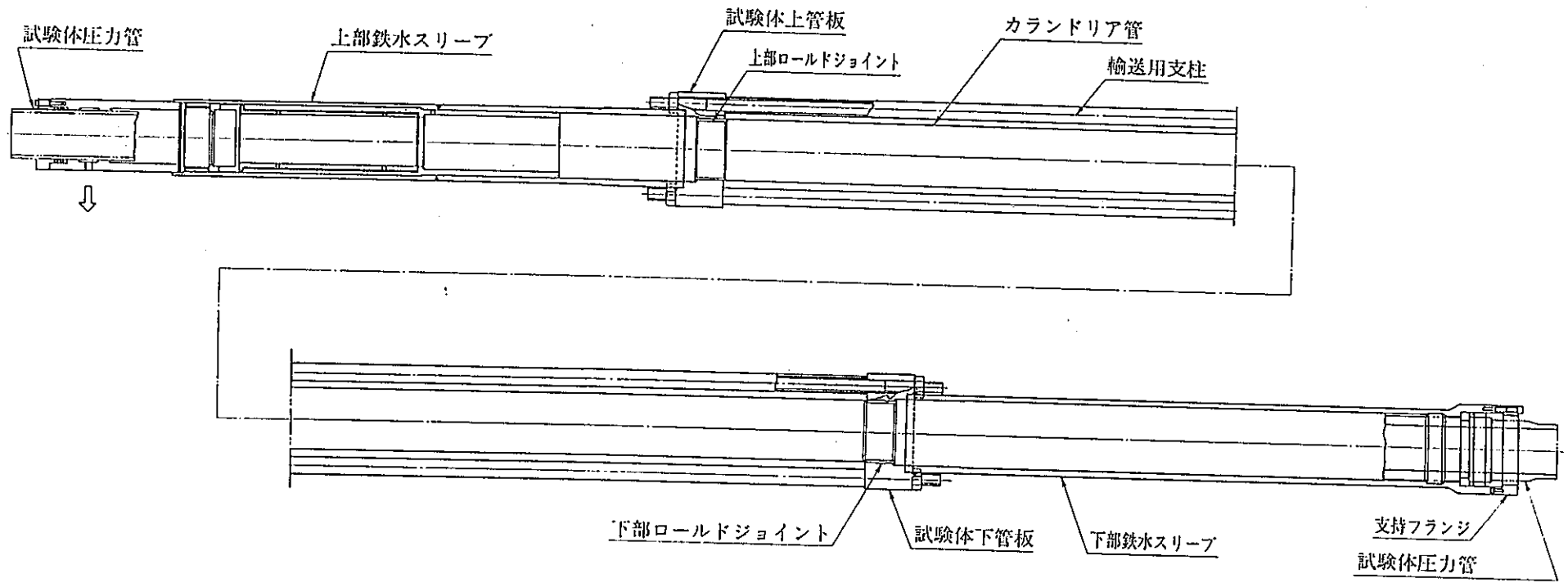


図 3.3.2 - 6 カランドリア管健全性試験体組立図

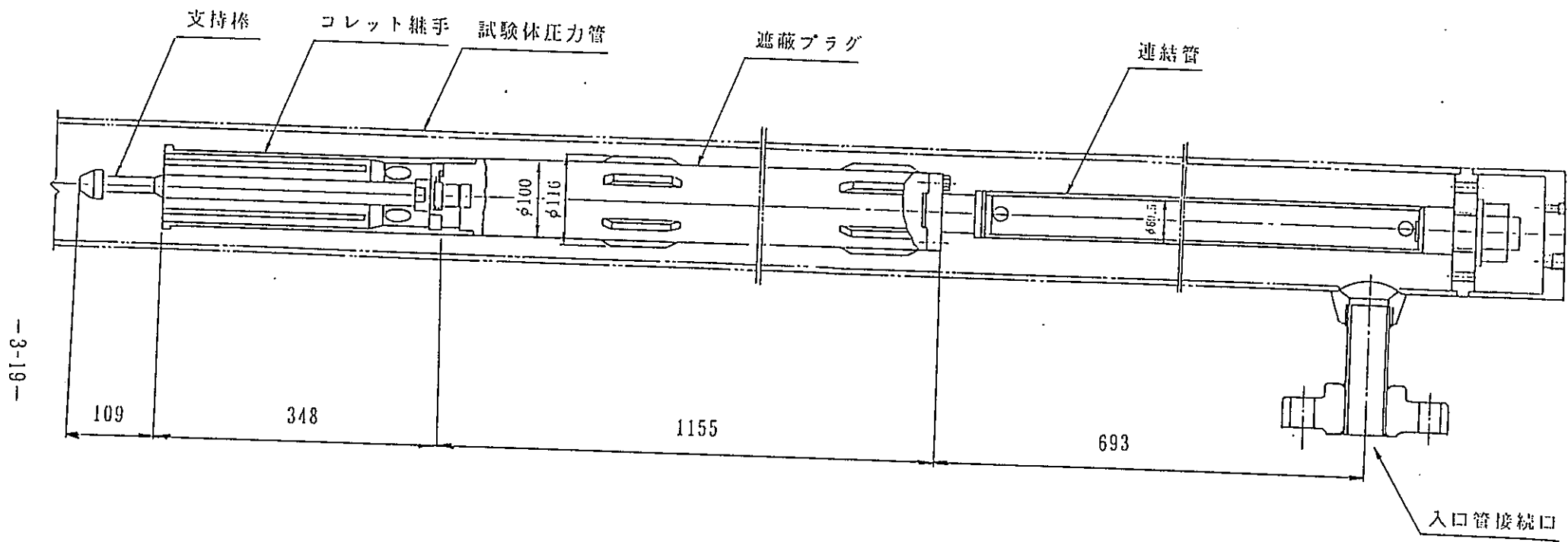


図3.3.2-7 下部遮蔽プラグ組立図

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影響因子を把握するための試験と、実機材料を使用して確証する試験を予定している。

平成2年度は、破断時熱流動挙動試験を1ケース、カランドリアタンク内圧上昇試験を2ケース、カランドリア管健全性試験を2ケース、及びカランドリア管ドライアウト試験を実施した。

表 4 - 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 (c) 燃 料 冷 却 性 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-2.5 wt%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> <p>実規模燃料冷却性試験装置を製作し、カランドリア管健全時の燃料の冷却性確認試験を行う。この結果を基に燃料冷却性解析コードの検証を行う。</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 (c) 燃 料 冷 却 性 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> <p>実規模模擬燃料集合体を製作し、同時破断を模擬した試験を行い、燃料冷却性を評価する。</p>

4.1 破断時熱流動挙動試験

4.1.1 概要

圧力管破断は、設計基準事象（DBE）を超える事象としているので、その影響評価は、可能な限り、現実的なモデルで行う。従って、試験条件、及び計測条件は、表4.1.1-1に示す考え方に基づいて評価モデルの妥当性、及び保守性を裏付けることが出来るように、実機を模擬、若しくは包絡出来るように設定した。

カランドリア管の健全性を評価するには、圧力管とカランドリア管との隙間（アニュラス部）へ破断口より冷却材が放出する際に生ずる負荷の過渡挙動を解明することが重要である。

破断時にカランドリア管に加わる重要な負荷は、表4.1.1-2に示すアニュラス部の内圧上昇、カランドリア管に作用する熱衝撃、放出水のジェット力、そして破断圧力管のカランドリア管への衝突である。

破断時熱流動挙動試験は、これらの負荷の過渡特性の解明を目的として実施し、試験結果を評価モデル検証用データとして使用する。

4.1.2 試験条件

破断時熱流動挙動試験は、表4.1.1-2に示す負荷の因子のうち特に感度が高いと予想されるき裂進展速度、冷却材圧力、冷却材温度、等をパラメーターとして、表4.1.2-1に示す試験条件を計画し、このうち平成元年度迄に合計3ケースを実施した。

平成2年度は、これまでに実施した3ケースと比較し、予き裂長さが短いケース（PTF-4；圧力管試験体No.15、カランドリア管試験体No.13）を実施した。

(1) 試験装置

試験装置の概略フローを図4.1.2-1、試験装置カランドリアタンクを図4.1.2-2、試験装置と実証炉実機との比較を表4.1.2-2に示す。

圧力管破断試験装置は、既設のATR安全性実験装置と配管で接続し、一つのループを構成している。圧力管破断試験装置の試験条件は、既設ループの電気加熱温水ヒーター（最大出力7Mw）を用いて昇温、昇圧させ設定する。

破断圧力は、試験体の加工精度、材料の強度のバラツキによって設定破断圧力か

ら±15%程度の範囲でバラツキが想定される。従って、試験装置の最高使用圧力（蒸気ドラムで84kg/cm²・G）近くまで昇圧しても試験体が破断しない場合は、試験部を逆止弁によって既設ループと隔離し、加圧ポンプを用いて試験部の強制加圧が出来るようにしている。試験体破断後、冷却材は逆止弁を通じて試験部へ供給され、試験部を組み込んだループが再度形成される。

また、試験部カランドリアタンク内の模擬重水（試験では、純水を使用）は加温ヒーターによって予め試験条件温度まで昇温し、保持させる。

(2) 試験体

図4.1.2-3に試験体外観、図4.1.2-4に圧力管予き裂の詳細、表4.1.2-3に試験体と実証炉の比較を示す。

試験体は、実寸大の模擬圧力管(STPG42)、模擬カランドリア管(SUS304)、模擬燃料集合体(SUS304)、径及び表面粗さを調整することで圧損を実機と同等とした上下遮へいプラグ等で構成している。

模擬圧力管には、試験条件の圧力(70kg/cm²・a)で破断するように燃料集合体の発熱部中央に相当する位置を中心とし、破断圧力設定用予き裂300mmを含め全長1000mmの予き裂を軸方向外表面に加工している。また、破断後の冷却材流路となる鉄水遮へい体スリーブについては、構造を単純化し表面粗さで圧損を合わせ、ベローズと炭酸ガス配管については破断圧力と破断面積が実証炉と同一となるようにラプチャーディスク及びオリフィスで模擬した。

模擬カランドリア管は、圧力管破断時のカランドリア管に生ずる歪、温度、及びアニユラス部の圧力、温度分布を詳細に計測するために実証炉より肉厚を大きくしている。

圧力管内部に装荷する模擬燃料集合体は、模擬燃料ピンの材質をステンレス(SUS304)製中実丸棒とした以外、その形状、寸法、材質を実証炉燃料(第5次試作)と同一としている。

(3) 試験計測

(イ) 計測項目及び検出器の仕様

検出器の仕様を表4.1.2-4に示す。

検出器の仕様は、試験時に予想される過渡変化に要する時間、変化量、設置場所の雰囲気等を考慮して決定した。

アニュラス部の圧力計測では、温度ドリフトの防止のために図4.1.2-13に示す取付方法と、導圧管による応答速度の遅れを解消するために、図4.1.2-14に示す直付けを採用する。また、燃料集合体の冷却材放出時の歪計測を追加するため、図4.1.2-22に示す長時間高温高圧水中に設置するための歪ゲージを採用した。なお、試験体周辺の重水部については図4.1.2-9に示す代表点での温度分布計測、及び図4.1.2-10に示すモニターカメラによる記録を行う。

(ロ) 検出器取付位置

試験体部は、図4.1.2-5に示すように、対称性の観点から試験体の1/4を重点的に計測することとした。これは、試験体の構造が、圧力管の破断口を中心とし左右軸対象であり、さらに破断口中心から上下ほぼ対象と考えられる。実機では、冷却材のクオリティが入口と出口で0%~16%まで変化するが、試験装置では入口出口共0%（単相）である。また圧力管の破断後アニュラス部を経て系外に放出される冷却材は、上部が炭酸ガスベローズ直下のガイド部断面積(200mm²)と炭酸ガス供給ライン(55mm²)から放出されるのに対し、下部は炭酸ガスライン(断面積39.6mm²)から放出されることから、その大半が試験体上部から放出されるため、カランドリア管を介した冷却材の重水側への熱流束は上部が大きい。さらに、重水側の温度分布は、自然対流の効果で上部の温度が高くなる。以上の観点から試験体上半分の0°-180°の範囲をカランドリア管の健全性において着目すべき箇所として決定したものである。

主要な計測は、圧力管内圧力、温度、アニュラス部圧力、温度、カランドリア管の温度、歪、加速度、並びに圧力管き裂進展速度である。これらの計測のための計測器のタグナンバーの決め方を表4.1.2-5、計測器取付位置を図4.1.2-6~9、計測器の取付方法を図4.1.2-12~19に示す。

(ハ) データ収集

図4.1.2-20に試験時のデータ収集システムの構成、図4.1.2-21に試験データ収集時の同期法を示す

データ収集用計算機は、U-1500, A-400 及びき裂進展計測用ハンドヘルドコン

コンピュータを用いた。U-1500は主として試験装置の運転状況監視用として用い、A-400を主データ収集装置として使用した。き裂進展計測用ハンドヘルドコンピュータは、単独で圧力管のき裂進展速度計測に使用すると共に、圧力管の破断信号をU-1500及びA-400のデータ収録開始のトリガー信号として出力させた。

(4) 試験手順

試験は 図4.1.2-22～23に示すフローによって実施した。

4.1.3 試験結果及び考察

PTF-4では、破断圧力、及び破断時の冷却材温度が元年度実施したPTF-3 ($81\text{kg/cm}^2\cdot\text{G}$, 283.2°C) と極めて近い値であったことから、PTF-3との相違点を主体として記載する。

(1) 圧力管の破断条件

圧力管の破断条件を表4.1.3-1に示す。

PTF-4の破断圧力は、 $82.0\text{kg/cm}^2\cdot\text{G}$ 、冷却材温度 283.4°C であった。

なお、PTF-4も試験装置最高使用圧力以下で破断したため、強制加圧は実施していない。

(2) 試験結果及び考察

① き裂進展速度

き裂進展速度の計測結果を図4.1.3-1に示す。

PTF-4では、破断はほぼ予き裂中心から始まり、約 290m/秒 で進展している。

PTF-1、PTF-3では約 200m/秒 で進展したが、この差はガイド予き裂部の残肉厚を $2t_r$ (t_r ; 破断圧力設定用予き裂部の残肉厚) としたのに対し、PTF-4では $1.4t_r$ としたことによるものであると考える。また、PTF-2 (予き裂全長に渡って残肉厚を一定にしたもの) では約 290m/秒 で進展しており、今回の $1.4t_r$ と同程度であった。

② 圧力管破断後の圧力管内圧力変化

PTF-4とPTF-3の圧力管内圧挙動比較図を図4.1.3-2～4に示す。

PTF-4での破断開始部付近の圧力管内圧力は、圧力管破断後0.25ミリ秒から急激に低下し0.35ミリ秒で約61kg/cm²・gとなり、やや圧力低下速度を落として0.9ミリ秒で45kg/cm²・g迄低下し、その後2.7ミリ秒で62kg/cm²・g迄回復した後圧力上昇速度を落として約0.7秒でほぼ破断圧力の81kg/cm²・gに至る。

その後、アニュラス部が放出された冷却材によって満たされる事によって生ずる水撃で約0.85秒で破断圧力を超える104kg/cm²・gのピーク圧力を示したのち、約0.4秒の周期で振動しながら減衰し約2秒以降蒸気ドラム圧力とほぼ等しい約81kg/cm²・gに安定した。

軸方向の圧力変化は、中央の破断開始部と比べ初期の圧力変化開始時間の遅れ、及び圧力の低減値が中央付近より小さくなることが認められるだけで全体として傾向は変わらない。

また、PTF-3では、破断初期に破断開始部以外で、圧力波による減圧と圧力管のき裂開口が到達することによる二次減圧が認められたが、PTF-4では圧力管の破断開口全長が短く、破断開始部以外の圧力センサー取付け部が全てき裂開口部から離れているため二次減圧は認められない。

③ アニュラス部圧力

アニュラス部圧力変化を図4.1.3-4～5に示す。

破断開始部付近のアニュラス部は、圧力管破断後0.5ミリ秒から圧力が上昇し始め約1.1ミリ秒で40.0kg/cm²・gに達し、やや圧力上昇速度を落として約0.75秒で約72.0kg/cm²・gに達し、さらに約0.9秒で98kg/cm²・gのピーク圧力を示したのち、約0.4秒の周期で振動しながら減衰し約2秒以降約76kg/cm²・gで安定した。破断口背側においても0.9ミリ秒後から圧力上昇を開始し、2.6ミリ秒で94kg/cm²・gに達している。

これに対し、45度、90度においては圧力の上昇開始はほぼ同時に生じているが、圧力上昇はゆるやかで45度の位置で0.5秒後で10kg/cm²・g、90度の位置では29ミリ秒後で約4kg/cm²・gまでの上昇に留まった。これは、圧力管が破断し開口が拡がる時点で圧力管外壁がカランドリア管に取りつけた圧力計の感圧

部の先端を塞いだためと考えられる。

軸方向の圧力変化は、破断開始部から離れるに従って遅れが見られる。

PTF-4はPTF-3と比較すると、破断開始部で圧力の立ち上がりはやや早く、破断開始部を離れると逆に遅くなっていることが判る。これは、圧力管の破断長が短いため、冷却材が圧力管内部からアニュラス部へ放出される際に中央部から放出されるか、ほぼ全長から放出されるかの相違によると考える。

カランドリア管に影響を及ぼすピーク圧力は、PTF-4では初期炉圧の約1.2倍となっており、PTF-3の1.1倍に比べやや大きくなっている。このピーク圧力は、アニュラス部に冷却材が満たされた時に生じる水撃作用であり、アニュラス部への冷却材の流入のしかた、即ち、破断長の影響によると考える。

なお、ピーク値は今回の試験で1.2倍となったが、実機ではカランドリア管が薄肉であり体積弾性率が大きくなることと、試験体系ではアニュラス部上部にセンサー用MIケーブル取り出しのための空間が有るのに対し実機ではこの部分にほとんど空間が無いことからピーク圧力を軽減する可能性が期待できる。仮に、実機においても試験と同様1.2倍となったとしてもカランドリア管の静的破断試験⁽¹⁾での破断圧力105atgに対し、実機の炉心入口圧力75atg \times 1.2=90atgであり十分小さく影響は少ない。

④ カランドリア管温度変化

カランドリア管の温度変化を図4.1.3-6に示す。

カランドリア管の外表面温度は破断後約120℃まで上昇し、その後一部についてはドライアウトが生じている。また、ドライアウトした部分その後クエンチする事象も見られた。

カランドリア管の内外温度差は最大120℃であった。

⑤ 冷却材温度変化

図4.1.3-7に冷却材の温度変化を示す。

圧力管内部は、破断後内圧の降下に伴って減圧沸騰するため僅かではあるが低下が見られる。アニュラス部の温度は、冷却材の供給に伴って温度が上昇するが、防振板付近で最高値となり下部及び、上部ではやや低めとなっている。

P T F - 3 では破断口上部付近が最も高い温度を示していたことから、破断開口の場所がアニュラス部内部流体温度に影響を与えたと考えられる。

⑥ 圧力管出入口流量

図 4.1.3 - 8 に試験部出入口流量挙動を示す。

圧力管破断直後より出入口流量は破断口に向かって流れ、その流量は約 0.8 秒後にピークを持つ。約 1.5 秒以降はほぼ定常の流れとなり、この時点での P T F - 4 の流量は、入口側約 60 m³/h、出口側約 10 m³/h であり、装置外への放出流量は計約 50 m³/h となっていた。一方、P T F - 3 での流量は入口側約 50 m³/h、出口側約 0 m³/h であり、装置外への放出流量は計約 50 m³/h と同一の値であった。

このことから破断後の冷却材流量は、初期設定された試験部流量に依存し、放出流量は圧力管、アニュラス部、上下鉄水遮へい体スリーブを含めた放出系の圧損（流路の最小断面積）で決定されることを示している。

⑦ 圧力管変形状

圧力管破断開口寸法を表 4.1.3 - 2、軸方向曲り状態を図 4.1.3 - 9、試験後外観を写真 4.1.3 - 1 に示す。

圧力管の破断口は破断用予き裂（ガイドを含め全長 1 m）から下部約 66 mm、上部約 75 mm まで進展していた。破断開口幅は、ほぼ破断口全長で約 80 mm あり、カランドリア管に内接していた。圧力管の破断時の変形挙動については、カランドリア管の内面の打痕から破断開始部で軸方向の変位が生じる前にリップの先端がカランドリア管内面に衝突し、このリップを押し付けることによって圧力管が背側に移動しながら、破断開口が進展しており、前回迄の試験結果と共通の挙動を示す。

破断口形状は、P T F - 3 と比較しても全長が短くなっている他は大差ない。ただし、ガイドき裂先端からのき裂進展量は、P T F - 4 の方が約 3 倍あった。

これは、P T F - 3 と比較すると破断が予き裂先端に達した時点の圧力管内部とアニュラス部との差圧が P T F - 4 の方が大きくなっていることに起因していると考えられる。なお、き裂進展速度は、P T F - 2 とほぼ同等であったことからき裂進展量には影響が少ない。

⑧ カランドリア管歪

図4.1.3-10～11にカランドリア管の代表点での歪挙動を示す。

PTF-4では、破断口背側周方向(SC-C0180+0)で0.5%を超える歪(伸び)が見られたものの、他は0.2%以下の小さな値であった。またPTF-3と比べても歪量は全体的に小さい値を示している。

破断後のアニュラス部圧力はPTF-4とPTF-3は、ほぼ同等の値を示していることから、歪量の差は内圧以外にあると考えられる。

試験後の試験体形状は、圧力管が破断した部分でカランドリア管に内接した状態になっていることと、カランドリア管が上下の管板部で固定され、圧力管が上下鉄水遮へい体スリーブで移動が制限された状態であることから、き裂先端部を荷重点(接点)として圧力管は背側、カランドリア管は破断口側に押し曲げられ、曲げ荷重がバランスするまで変形したことになる。この、荷重点と固定点(管板)との距離が遠くなるに従って曲げ半径が大きくなり、軸方向歪量は小さくなると考えられる。逆に、破断開始部付近では、き裂先端間の距離が短くなるために曲げ半径が小さくなり、軸方向歪量としては大きくなると考えられる。軸方向の歪量の変化が少なくなると、周方向歪も相対的に小さくなることからPTF-4で歪量が全体に小さくなったのは、軸方向の曲げの影響が大きいと考える。

⑨ カランドリア管変形

図4.1.3-12、および写真4.1.3-2にカランドリア管変形形状を示す。

試験後のカランドリア管は、僅かではあるが圧力管の破断口両端付近で圧力管の破断口側(破断口から見て 0° ～ 315° 側)に曲がっていた。

⑩ 圧力管とカランドリア管の衝突に至る時間

図4.1.3-13に示す各種計測結果からPTF-4では、約1.0ミリ秒で圧力管の破断口リップが、圧力管の背側は1.7ミリ秒で各々カランドリア管に衝突したと推察される。

① 燃料集合体の変形

写真4.1.3-3に試験後の燃料集合体を、図4.1.3-14及び15に燃料集合体の歪を示す。

圧力管の破断直後は、燃料集合体内部の冷却材を放出する力が破断口から燃料を押し出す力として働くために、破断部で開口の拡大につれて急激な変化が認められる。破断口端部の歪値は、破断開始部に比べやや小さくなっている。

また、歪値の変動は、破断が終わる約1.5^ミ秒でピークを示し、約5^ミ秒で収束している。これは、破断後の冷却材の流動が、破断開始点付近では破断後約5^ミ秒までに周方向への流れがほぼ終息するとともに、圧力管がカランドリア管内壁に接するまで開いてしまうために、燃料集合体が内壁に接触する状態まで破断口端部を支点として曲げられるためと考えられる。

試験体取り出し後の観察では、燃料集合体は圧力管の破断口両端を支点としてアニュラス部に押し出されるような形で変形しているとともに、破断口両端の破断口側では燃料ピンの隙間も縮まり相互に干渉していた。また、破断開始部付近では逆にピン間に拡がりが見られた。

スペーサの切断は確認されていないが、破断開口部での変形は認められた。

② 負荷の印加時間

負荷の印加時間は、カランドリア管への衝突が1~1.4^ミ秒、ジェットの出方が0.5^ミ秒から、カランドリア管内圧は約0.7秒で炉圧に達し、約0.85秒で最大を示す。また、熱衝撃（温度上昇）はやや遅れ約6秒を要していることから、それぞれ印加時間に差が見られる。この傾向は、時間の差は多少有るものの過去の3ケースとも共通している。

4.1.4 まとめ

今年度実施したケースで、破断長が短い場合には破断後のピーク圧力がやや大きくなるものの、カランドリア管の歪、温度が全体に低めであったことから、カランドリア管に対する負荷は全体として小さくなることが判った。

また、昨年度迄のデータから破断直後の衝突のメカニズムは解明できており、今後は、詳細なデータの蓄積と、燃料健全性を解明するための試験を優先して実施する必要がある。

表 4.1.1-1 試験装置及び試験条件の考え方

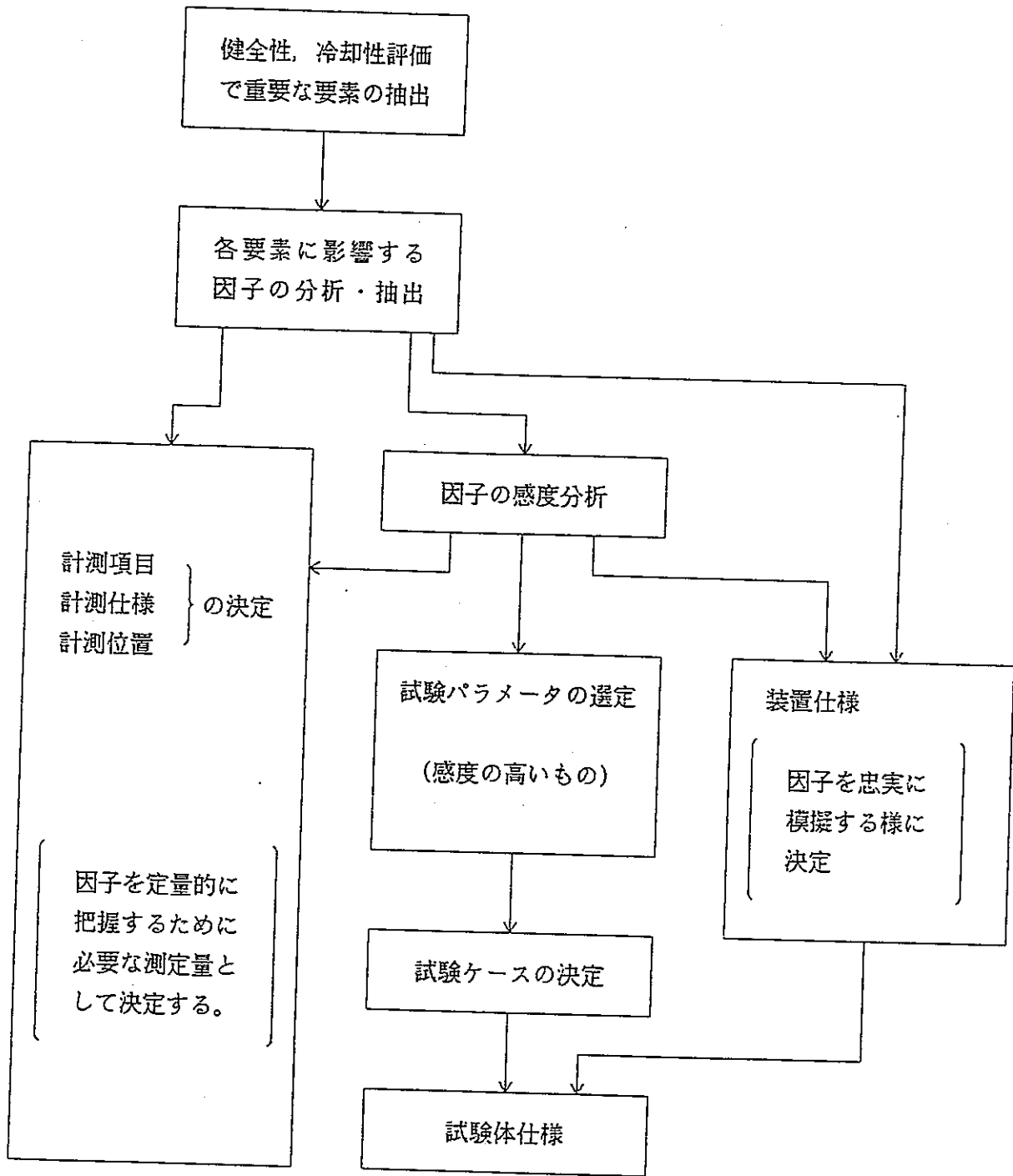


表4.1.1-2 圧力管破断時のカランドリア管の健全性を評価する上で重要な負荷要素と計測の関係

カランドリア管の健全性評価で、重要な負荷要素	負荷に影響を及ぼす因子	試験パラメータ	計測項目
内圧上昇	<ul style="list-style-type: none"> ○アニュラス部への流入流量 ○アニュラス部からの流出流量 (鉄水スリーブ流路面積) ●アニュラス部容量 ○C/T鋼性 冷却材の圧力, エンタルピ 開口面積, 開口速度, 燃料集合体流動抵抗	<ul style="list-style-type: none"> ○圧力管予き裂長さ (開口速度対応) ○燃料集合体の有無 ○冷却材の圧力 ○冷却材エンタルピ ○カランドリア管剛性 	<ul style="list-style-type: none"> ○き裂進展速度 ○アニュラス部圧力の周方向, および軸方向分布 ○アニュラス部温度の周方向, および軸方向分布 ○冷却材の圧力, および温度 (炉心出入口) ○カランドリア管の径方向, および周方向歪
熱衝撃	<ul style="list-style-type: none"> ○重水温度 ○冷却材エンタルピ ○カランドリア管の形状, 直径, 長さ, 肉厚 ○カランドリア管の材質 	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材エンタルピ ○カランドリア管の肉厚 ○カランドリア管の材質 (流動特性試験 - SUS304健全性試験 - Zry2) 	<ul style="list-style-type: none"> ○重水温度 (バルク) ○冷却材温度 (炉心出入口) ○アニュラス部温度の周方向, および軸方向分布 ○カランドリア管材料の軸方向, および周方向の内外表面温度分布 ○カランドリア管材料の周方向, および軸方向歪分布
ジェット力	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材圧力, エンタルピ ○開口面積 ●燃料集合体流動抵抗 ●アニュラス部の径方向距離 	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材圧力 ○冷却材エンタルピ ○燃料集合体有無 ○圧力管予き裂長さ 	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材の圧力, および温度 (炉心出入口) ○アニュラス部圧力の周方向, および軸方向分布 ○アニュラス部温度の周方向, および軸方向分布
圧力管のカランドリア管への衝突力	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材の圧力, エンタルピ ○燃料集合体流動抵抗 ○圧力管の剛性, および開口面積 ●アニュラス部の径方向距離 	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材圧力 ○冷却材エンタルピ ○燃料集合体の有無 ○圧力管予き裂長さ 	<ul style="list-style-type: none"> ○冷却材の圧力, および温度 (炉心出入口) ○カランドリア管加速度 ○圧力管, およびカランドリア管の最終変形形状 ○アニュラス部圧力の周方向, および軸方向分布 ○カランドリア管歪の周方向, および軸方向分布

● 試験装置で実機条件を模擬する

表4.1.2-1 破断時熱流動挙動試験 試験条件

No.	カソード管肉厚 mm	P/T の予き裂 長さ mm		模擬燃料 集合体	冷却材温度 ℃	冷却材圧力 Kg/cm ² a	サワーレ度 ℃ (目標)	重水温度 ℃	試験実施 試験 No.
		上段; 破断部 下段; 全長	長さ						
1	約 5mm	300 3700		装荷	274	75	15	70	63年度 PTF-1
2	約 5mm	300 3700		装荷	290	75	0	70	
3	約 5mm	3700 3700		装荷	274	75	15	70	元年度 PTF-2
4	約 5mm	300 3700		なし	274	75	15	70	
5	約 2mm	300 3700		装荷	274	75	15	70	
6	約 5mm	300 3700		装荷	274	60	0	70	元年度 PTF-3
7	約 5mm	300 3700		装荷	240	75	50	70	
8	約 5mm	300 3700		装荷	290	75	0	40	
9	約 5mm	300 3700		装荷	290	75	0	80	
10	約 2mm	300 3700		装荷	274	75	15	70	C/T は PTC-2 に 使用
11	約 5mm	1200 3700		装荷	274	75	15	70	
12	約 2mm	300 3700		なし	274	75	15	70	C/T は PTC-3 に 使用
13	約 5mm	300 3700		装荷	260	75	30	70	
14	約 5mm	—		—	—	—	—	—	試運転用
15	No.13を流用 約 5mm	300 1000		装荷	274	75	15	70	2年度 PTF-4

注) 1. No.1をベースケースとする。

表4.1.2-2 圧力管破断試験装置と実証炉実機との比較

	A T R 実 証 炉 ※	試験装置 (破断時熱流動挙動試験) (PTF-4)	備 考
1. 構造			
(1) カランドリアタンク タンク外径、及び高さ (上下管板間)	$\phi 7950\text{mm} \times 4470\text{mm}^{\text{H}}$ (ダイヤフラム部 $\phi 9550\text{mm} \times 1200\text{mm}^{\text{H}}$)	$\phi 3000\text{mm} \times 4470\text{mm}^{\text{H}}$ (ダイヤフラム部 $\phi 4000\text{mm} \times 1200\text{mm}^{\text{H}}$)	実証炉カランドリアタンク は基本設計の値で記載
装荷チャンネル数	648チャンネル	97チャンネル	試験体以外のチャンネルは、圧力管を装荷しない。
材質	SUS304	SS41	リガメント剛性等価
防振板	Zr-2	SUS304	
ラプチャーディスク			
口径	$\phi 650\text{mm}$	$\phi 700\text{mm}$ (接続配管650mm)	
破断圧力	$1.3\text{kg}/\text{cm}^2 \cdot \text{G}$	$1.3\text{kg}/\text{cm}^2$	
(2) 圧力管		(試験体)	試験体以外は挿入しない
外径	$\phi 126.4\text{mm} \times 4.3\text{mm}^{\text{t}}$	$\phi 126.4\text{mm} \times 4.3\text{mm}^{\text{t}}$	
材質	Zr-2.5Nb	STPG42相当 (シームレス管)	
支持部	下部鉄水遮蔽体下管板	カランドリアタンク下管板	
継手構造	ロールジョイント	フランジ継手	
初期欠陥		0.2mm巾 \times 3700mm 予亀裂 (試験体)	予亀裂長パラメータ
(3) カランドリア管		$\phi 158.4\text{mm} \times 5\text{mm}^{\text{t}}$	試験体以外は全て外径 $162.2\text{mm} \times 5\text{mm}^{\text{t}}$
内径及び肉厚	$\phi 158.4\text{mm} \times 1.9\text{mm}^{\text{H}}$	SUS304 (シームレス管)	SUS304
材質	Zr-2	カランドリアタンク上下管板	
支持部	カランドリアタンク上下管板	フランジ及びボルト	
継手構造	ロールジョイント		
(4) 鉄水遮へい体スリーブ		500mm	水单相 $\lambda L/D$ 等価
長さ	1120mm	36本クラスタ形状模擬	
(5) 燃料集合体	36本クラスタ	(燃料要素は非発熱のSUS304 中実丸棒) とする他は実機形状、材質寸法を模擬)	
(6) 上部遮蔽プラグ	SUS304	SUS304	水单相 $\lambda L/D$ 等価
材質	$\phi 994\text{mm} \times 785\text{mm}$	$\phi 117\text{mm} \times 785\text{mm}$	
寸法	SUS316	SUS304	
(7) 下部遮蔽プラグ	$\phi 110\text{mm} \times 1155\text{mm}$	$\phi 110\text{mm} \times 1000\text{mm}$	水单相 $\lambda L/D$ 等価
材質	付	無	破断模擬はラプチャーディスクを使用
寸法			
(8) 炭酸ガスベローズ			
2. 流体			
(1) 冷却材			
初期温度、及び圧力	274°C 、 $75\text{kg}/\text{cm}^2\text{a}$ (炉心入口)	$240 \sim 290^{\circ}\text{C}$ 、 $65 \sim 85\text{kg}/\text{cm}^2\text{a}$ (炉心入口)	破断圧力、サブクール度パラメータ
クオリティ	入口 0% ~ 出口 16%	0%	
初期流量	$10.5\text{kg}/\text{s}$ / チャンネル	約 $11\text{kg}/\text{s}$ / チャンネル (53 m^3/h) (軽水)	試験体強制加圧時 $0\text{kg}/\text{s}$ / チャンネル (試験体)
(2) 減速材		70°C	
温度	70°C	約 $0.44\text{m}/\text{分}$	減速材流速がドライアウト時のボイド上昇速度に与える影響は極めて少ない。
カランドリアタンク内流速	$1.5\text{m}/\text{分}$		

※ 試験装置製作時のデータ

表4.1.2-3 試験体仕様比較表

各 部 名 称		A T R 実 証 炉 ※	破断時熱流動挙動試験 (PTF-4)
圧 力 管	材 質:	Zr-2.5Nb	STPG42
	肉 厚:	4.3mm	4.3mm
	長 さ:	4470mm (上下管板間)	4470mm (上下管板間)
	初期亀裂: (設定)	-	300 mm (破断開始部) (ガイドを含め全長1000mm)
延長管との接続:		ロールドジョイント	上下延長管と一体
カランドリア管	材 質:	Zry-2	SUS304
	肉 厚:	1.9mm	5.0mm
	長 さ:	4470mm (上下管板間)	4470mm (上下管板間)
	管板との接続:	ロールドジョイント	下部; 固定 上部; グランド
燃料集合体	形状・寸法:	第5次試作	実機と同一
	材 質:	-	SUS304 (燃料ピン: 中実丸棒) インコネル (スペーサー)
上・下遮蔽プラグ	長さ 上部:	785mm	785mm
	下部:	1155mm	1000mm
			表面粗さを与えることによって、 圧損を実機と等価とする。
アニュラス部 (CO ₂ 系)	ベローズ: 破断面積	2.5 cm ² (入口側断面)	2.5 cm ²
	破断圧 :	5 kg/cm ² g	5 kg/cm ² g
	CO ₂ 系配管: 破断面積	0.4 cm ²	0.4 cm ²
	破断圧 :	5 kg/cm ² g	5 kg/cm ² g
(鉄水遮蔽体 スリーブ)	長さ 上部:	1120mm	500mm
	下部:	1120mm	500mm
			表面粗さを与えることによって、 圧損を実機と等価とする。

※ 試験装置製作時のデータ

表 4.1.2 - 4 検出器仕様一覧

No.	検出器種類	計測すべき状態量	設置環境	測定範囲	精度	応答周波数時定数
1	歪ゲージ式圧力計	試験部入出口の冷却材圧力 アニュラス部圧力	常温～300℃ 常温～300℃	0～100kg/cm ² G *0～10kg/cm ² G	±1 %FS	10kHz
2	C-A熱電対 (非接地)	試験部入出口の冷却材温度	0～84Kg/cm ² G の水中	0～300℃	0.75級	0.5秒(静水中)
3	タービン流量計 (係数補正器付)	試験部入出口の冷却材流量	常温～300℃, 0～84Kg/cm ² G	±100m ³ /H	±0.5 %FS	150 Hz
4	圧力計	圧力管内部, アニュラス部圧力 破裂板部圧力 出入口配管内圧力	常温～300℃のCO ₂ ガス中 及び水中 常温～300℃	0～150kg/cm ² G 0～150kg/cm ² G	±1 % ±1 %	50kHz 50kHz
5	熱電対 (非接地)	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 破裂板部温度	0～84Kg/cm ² G の水中 0～10Kg/cm ² G の水中 0～10Kg/cm ² G の水中 0～84Kg/cm ² G の水中	0～300℃	0.75級	5 msec 5 msec 10msec 5 msec
6	歪ゲージ (カプセル式)	カランドリア管の歪 圧力管の歪 燃料集合体の歪	0～10Kg/cm ² G の水中 0～84Kg/cm ² G の水中 0～84Kg/cm ² G の水中	2 % 2 % 1 %		100kHz 100kHz 100kHz
7	加速度計 (専用アンプ付)	カランドリア管の加速度	常温～300℃, 0～84Kg/cm ² G の水中	5～10000G	±1 %FS	50kHz
8	き裂進展ゲージ	圧力管軸方向き裂進展速度	常温～300℃のCO ₂ ガス中	—	—	—
9	モニターカメラ	カランドリア管外表面ボイド挙動	隣接模擬カランドリア管内	—	—	—
10	ボイド計	カランドリア管外部ボイド挙動	0～10Kg/cm ² G の水中	0～100 %	—	—
11	変位計	カランドリア管の軸方向伸び	常温, 大気中	0～50mm	—	100Hz

* 印は耐圧 100Kg/cm²G

表4.1.2-5 試験体取付計測器のタグNo.の取り方

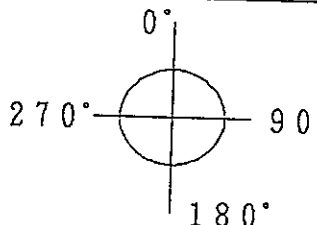
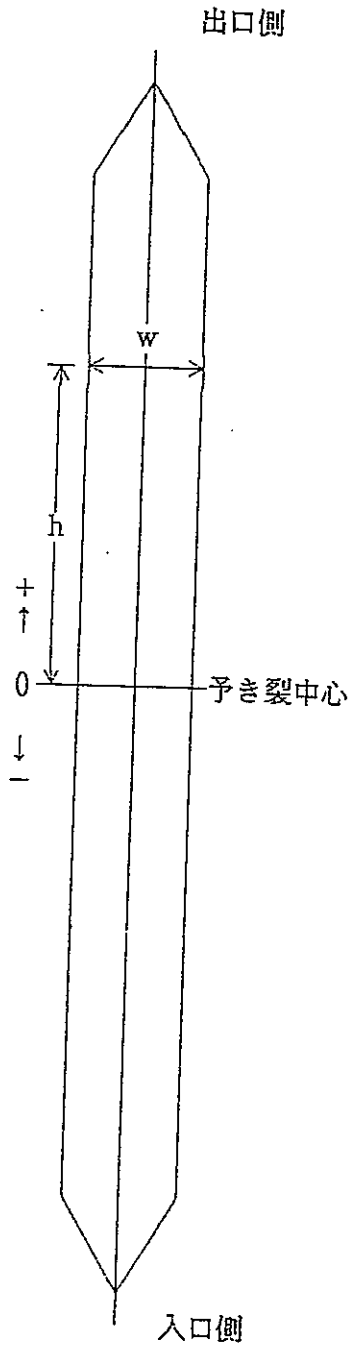
タグNo.の構成			
<div style="display: flex; justify-content: center; align-items: center; gap: 10px;"> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px 5px;">1</div> — <div style="border: 1px solid black; padding: 2px 5px;">2</div> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px 5px;">3</div> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px 5px;">4</div> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px 5px;">5</div> </div>			
項目No.	区分	使用記号	内容詳細
1	計測器種別	A	加速度計
		C	クラックゲージ (専用ロガー収録)
		CG	クラックゲージ (A-400収録)
		SA	歪ゲージ (軸方向)
		SC	歪ゲージ (周方向)
		T	熱電対
		PD	圧力計 (ピエゾ式 直付け)
		PT	圧力計 (ピエゾ式 導圧管付)
		D	変位計
		V	ボイド計
2	計測器取付部 又は計測対象	A	アニュラス部
		CI	カランドリア管材料内部
		CO	カランドリア管外表面
		F	燃料集合体
		P	圧力管外表面
		CF	カランドリア管上部フランジ
3	破断用スリット から見た計測器 取付角度	0~	
		360	
4	取付高さ	+4	上管板付近
		+2	防振板の上約1m
		+0	防振板付近
		-2	防振板の下約1m
		-4	下管板付近
5	同一位置の同一 計測器の連番	1~	同一場所に複数の計測器が無い場合は空欄

表 4.1.3 - 1 破断時熱流動挙動試験破断条件

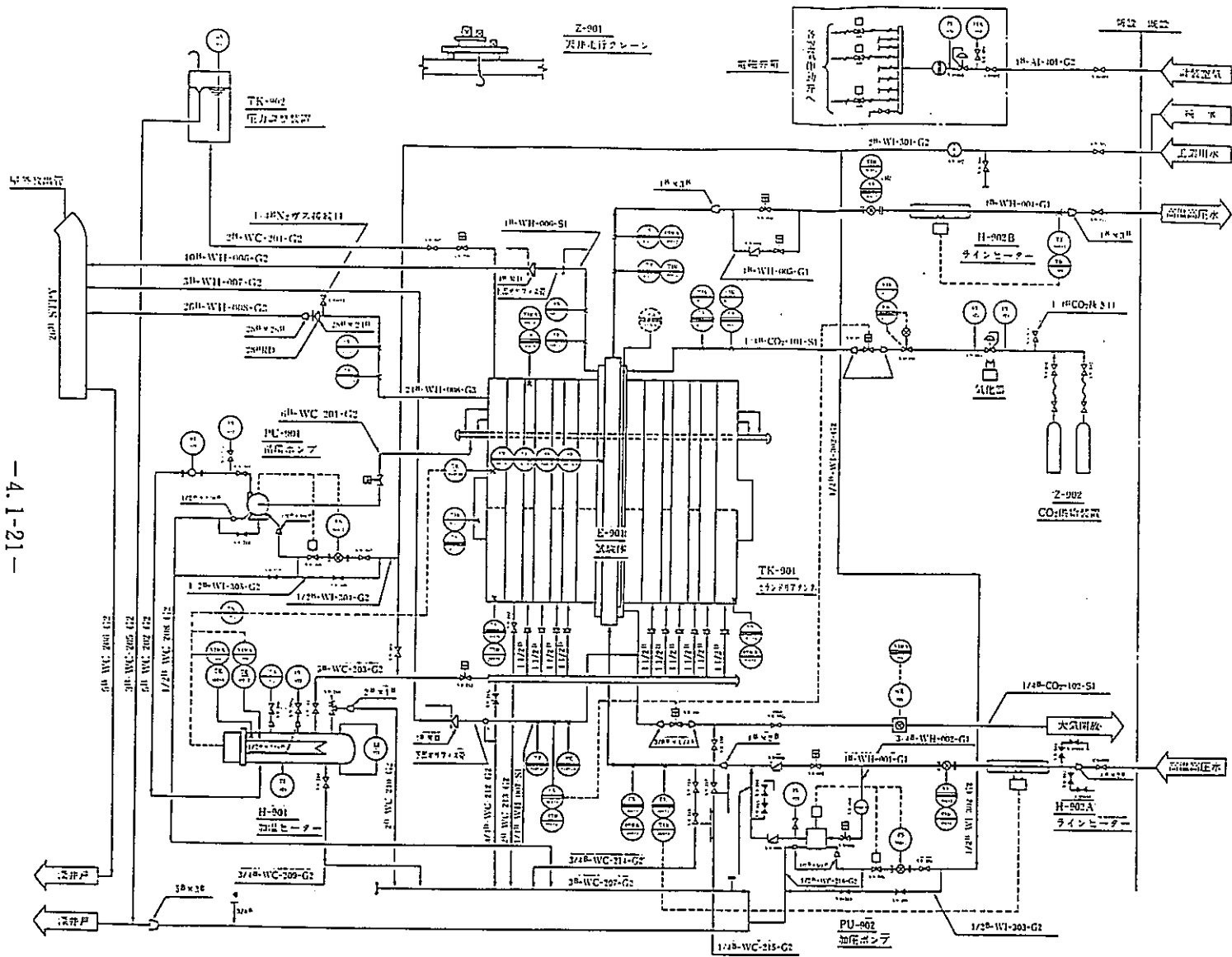
試験No		PTF-1	PTF-2	PTF-3	PTF-4
項目		S63年12月27日 実施	H 1年 6月30日 実施	H 1年 7月28日 実施	H 2年10月18日 実施
圧力管試験体	材 料	STPG42	STPG42	STPG42	STPG42
	肉 厚	4.4mm	4.4mm	4.3mm	4.5mm
	予き裂長さ	0.3m	3.7m	0.3m	0.3m
	ガイド長さ	3.7m	—	3.7m	1.0m
	破断開始点	中央	上部	中央	中央
	き裂進展速度	100m/s	300m/s	200m/s	290m/s
	破断設定圧力	74.0kg/cm ²	74.0kg/cm ²	59.0kg/cm ²	69.0kg/cm ²
	破断時圧力	83.5kg/cm ²	72.1kg/cm ²	81.0kg/cm ²	82.0kg/cm ²
	破断圧/設定圧	1.13	0.97	1.37	1.17
冷却材	破断時S/D 圧力	64.4kg/cm ²	69.6kg/cm ²	78.3kg/cm ²	79.5kg/cm ²
	試験部温度	259.0 °C	275.2 °C	283.0 °C	283.4 °C
	ボイド率	0 %	0 %	0 %	0 %
	入口サブクール度	38.4 °C *2	12.2 °C	12.8 °C	12.8 °C
	初期流量	0kg/s	8.5kg/s	8.5kg/s	11.0kg/s
コア管試験体	材 料	SUS304	SUS304	SUS304	SUS304
	肉 厚	5.0mm	5.0mm	5.0mm	5.0mm
備 考		*1 85kg/cm ² まで昇圧しても破断しないため、試験体を試験ループから隔離し、強制加圧ポンプで加圧して破断させた。 *2 S/D圧力での飽和温度で換算すると19.9 °Cとなる。			

単位 mm



計測箇所 (h)	PTF-2 (w)	PTF-3 (w)	PTF-4 (w)
1800	48.50		
1700	72.50		
1600	76.00		
1500	77.00		
1400	78.50		
1300	78.50		
1200	78.00		
1100	78.00		
1000	79.50		
900	80.50	77.0	
800	80.50		
700	79.50		
600	79.50		
500	79.50		28.4
400	79.50		77.0
300	80.00		80.5
200	80.50		80.4
100	80.00		78.7
0	80.00	81.0	76.9
-100	78.50		77.5
-200	79.50		79.3
-300	79.50		80.4
-400	79.50		78.4
-500	79.50		36.6
-600	79.50		
-700	79.50		
-800	79.50		
-900	79.00		
-1000	78.00		
-1100	78.00		
-1200	79.00		
-1300	79.00		
-1400	78.00		
-1500	78.00		
-1600	77.00		
-1700	72.50		
-1800	48.50		
備考	破断全長は 4743mm 入口側34mm 出口側33mm 予き裂端より斜めに進展	試験後の観察(目視)で予き裂全長で破断しており、幅もPTF-2と同等であった	破断全長は 1141mm 入口側74mm 出口側67mm 予き裂端より進展

表4.1.3-2 圧力管破断開口寸法

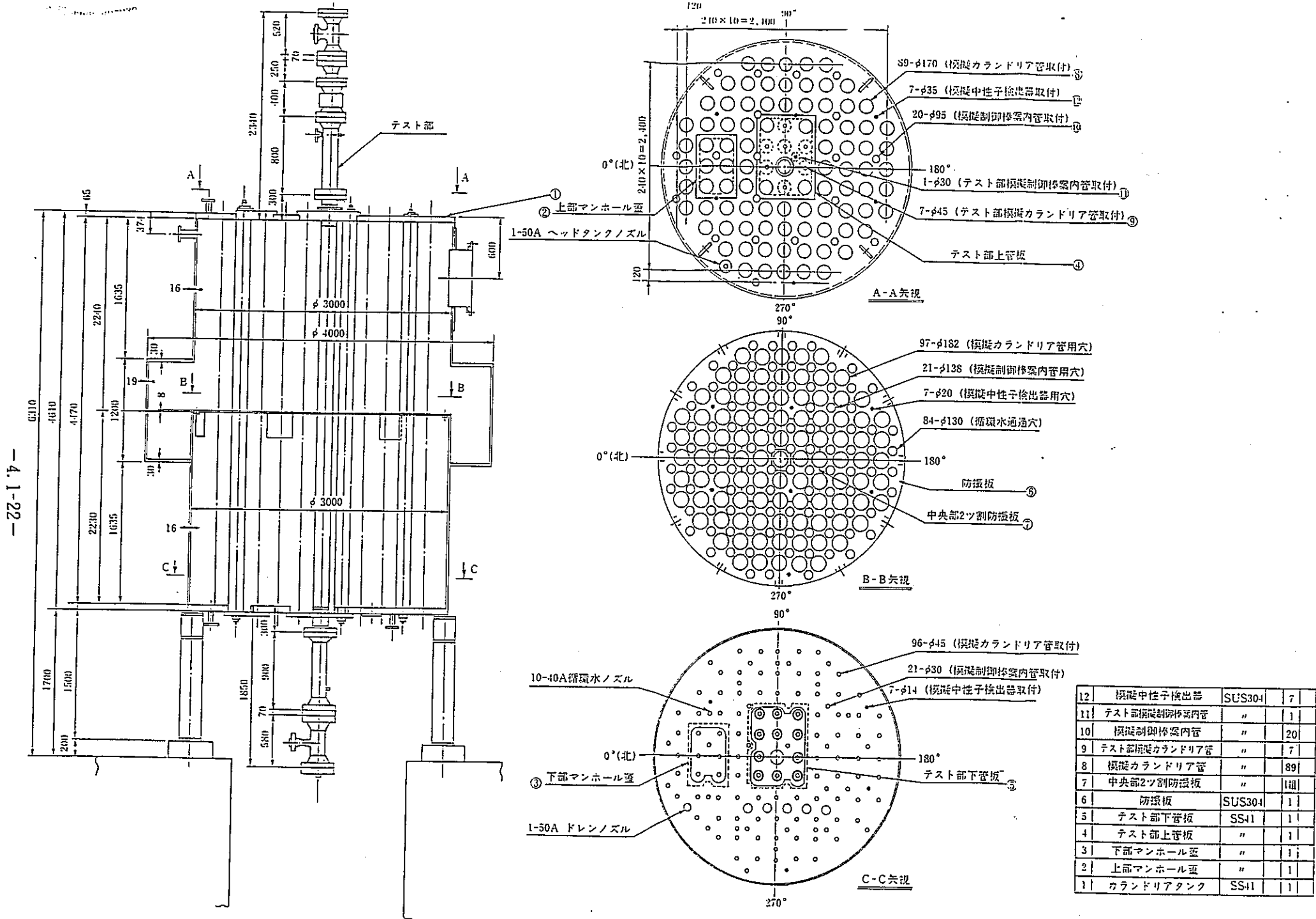


記号説明

記号	記号説明	記号	記号説明
□	空気自動弁	○	常時閉状態
□	電動式電磁弁	○	常時閉状態
□	手動弁	○	不完成
□	止水弁	○	現物取付計器
P	圧力	○	中央盤指示計器
T	温度	○	327°-412°FAH電圧
A	加速度	○	U-1500システム用兼中央盤指示計器
S	系	○	
F	液検	○	
L	レベル	○	
W	湿分	○	
CG	電線遮蔽	○	
X	混合	○	

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	カウンタリアタック	圧力調整装置	試験機	天吊走行クレーン	CO2供給装置	加熱ヒーター	ラインヒーター	高圧ポンプ	加圧ポンプ
仕様	電動両面筒構造	電動両面筒構造	二重円筒型	変位13m	変位13m	電圧200V	電圧200V	片端送湯ポンプ	フランジポンプ
仕様				ケーブル径φ8.4m	酸化炭素ガス20m ³ /min	内筒構造	内筒構造	片端送湯ポンプ	フランジポンプ
主要寸法	φ3,000×4,610	φ600×2000	φ500×1,000	変位13m	変位13m	電圧200V	電圧200V	1100×4P×400V×50Hz	1,710×4P×400V×50Hz
材質	1	1	14組	1	1式	2式	2式	2式	2式

図4.1.2-1 圧力管破断試験装置フローシート



12	模擬中性子検出器	SUS304	7
11	テスト部模擬制御棒案内管	"	1
10	模擬制御棒案内管	"	20
9	テスト部模擬カランドリア管	"	7
8	模擬カランドリア管	"	89
7	中央部2ヶ割防振板	"	1
6	防振板	SUS304	1
5	テスト部下管板	SS41	1
4	テスト部上管板	"	1
3	下部マンホール蓋	"	1
2	上部マンホール蓋	"	1
1	カランドリアタンク	SS41	1

図4.1.2-2 カランドリアタンク詳細

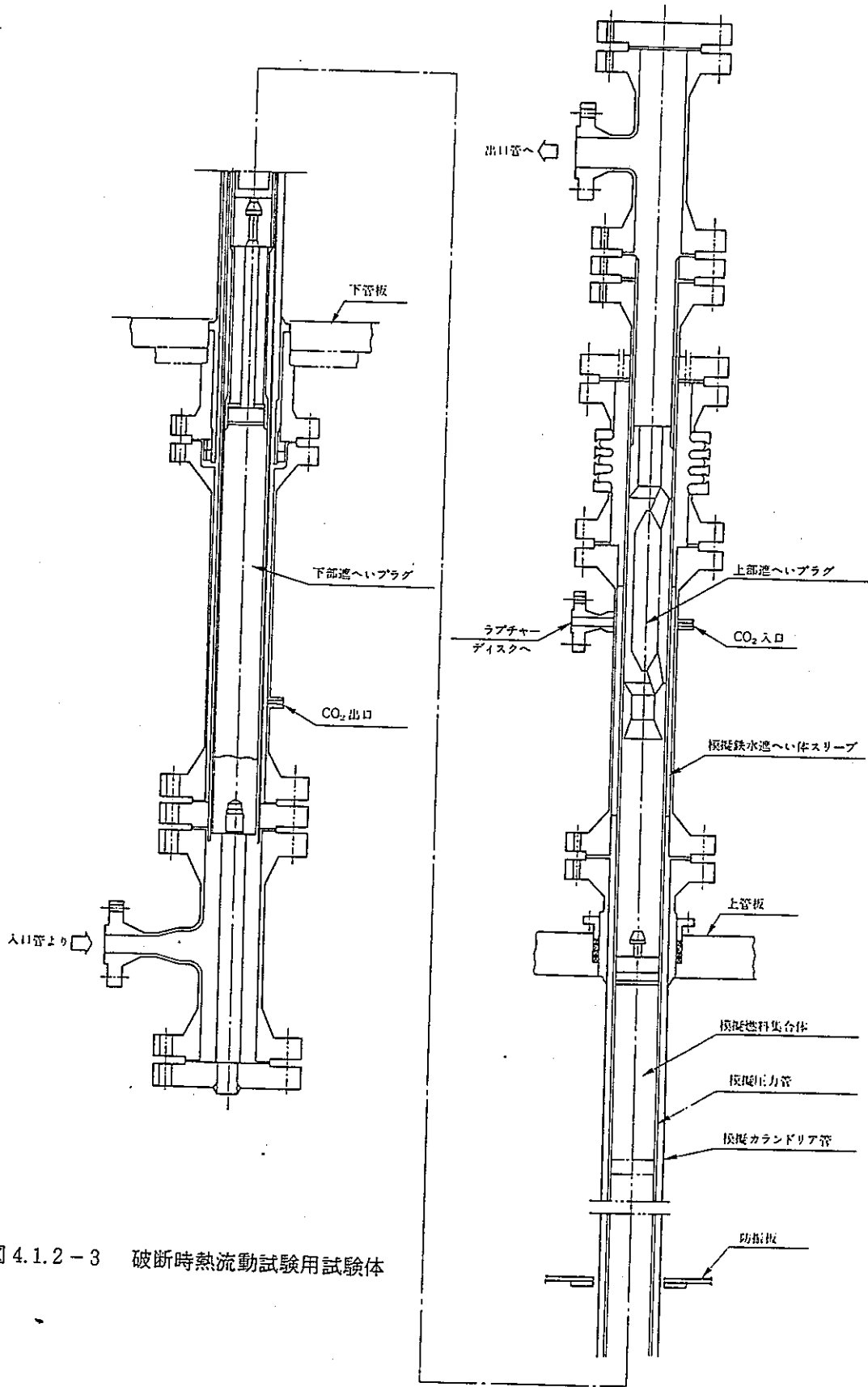
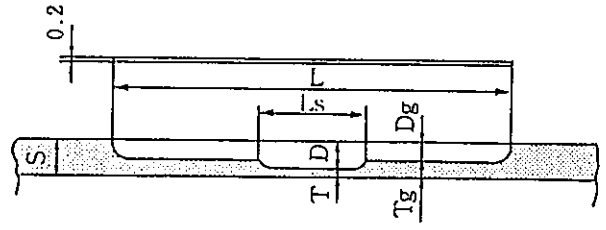
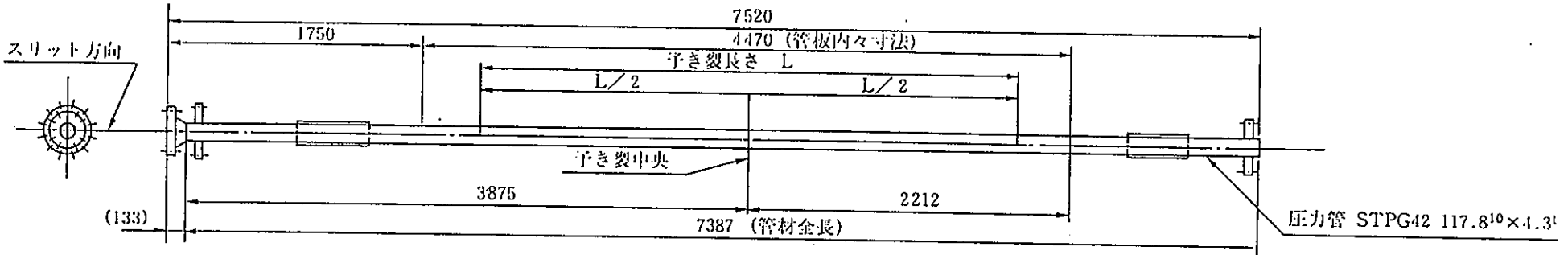
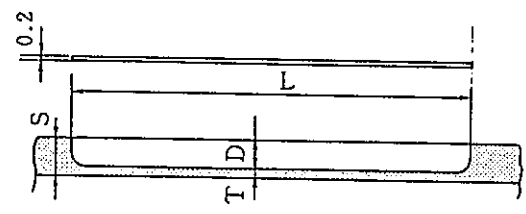


図 4.1.2 - 3 破断時熱流動試験用試験体



予き裂部断面(スリット形式A)
スリット寸法一覧表



スリット部断面(形式B)

試験No.	スリット部内厚 T	ガイド他裂部内厚 Tg	スリット長さ 破断部 Ls	パイプ内厚 S	スリット深さ D	スリット深さ Dg	スリット形式	設計破断圧力	試験体No.	備考	設計破断圧力 全長 L
PTF-1	1.11mm	2.22mm	300mm	4.4mm	3.29mm	2.18mm	A	74kg/cm ² G	1	昭和63年度	3700mm
PTF-2	1.12mm	—	3700mm	4.4mm	3.28mm	—	B	74kg/cm ² G	3	平成元年度	3700mm
PTF-3	0.87mm	1.74mm	300mm	4.3mm	3.43mm	2.56mm	A	60kg/cm ² G	6	平成元年度	3700mm
PTF-4	0.97mm	1.34mm	300mm	4.5mm	3.54mm	3.17mm	A	70kg/cm ² G	15 13	カランドリ7管 平成2年度	1000mm

図4.1.2-4 . 圧力管破断用予き裂詳細

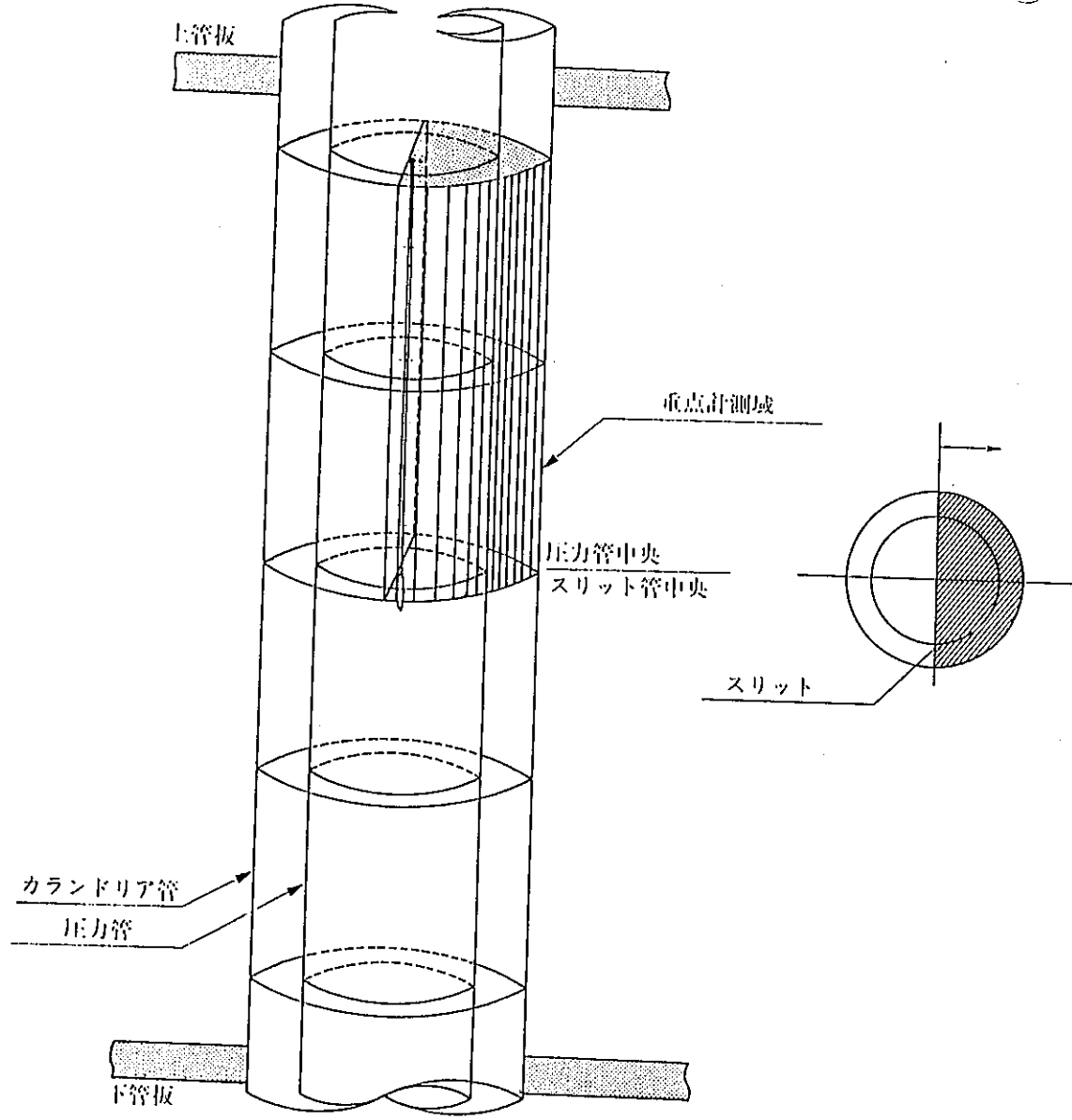


図4.1.2-5 試験部の重点計測域

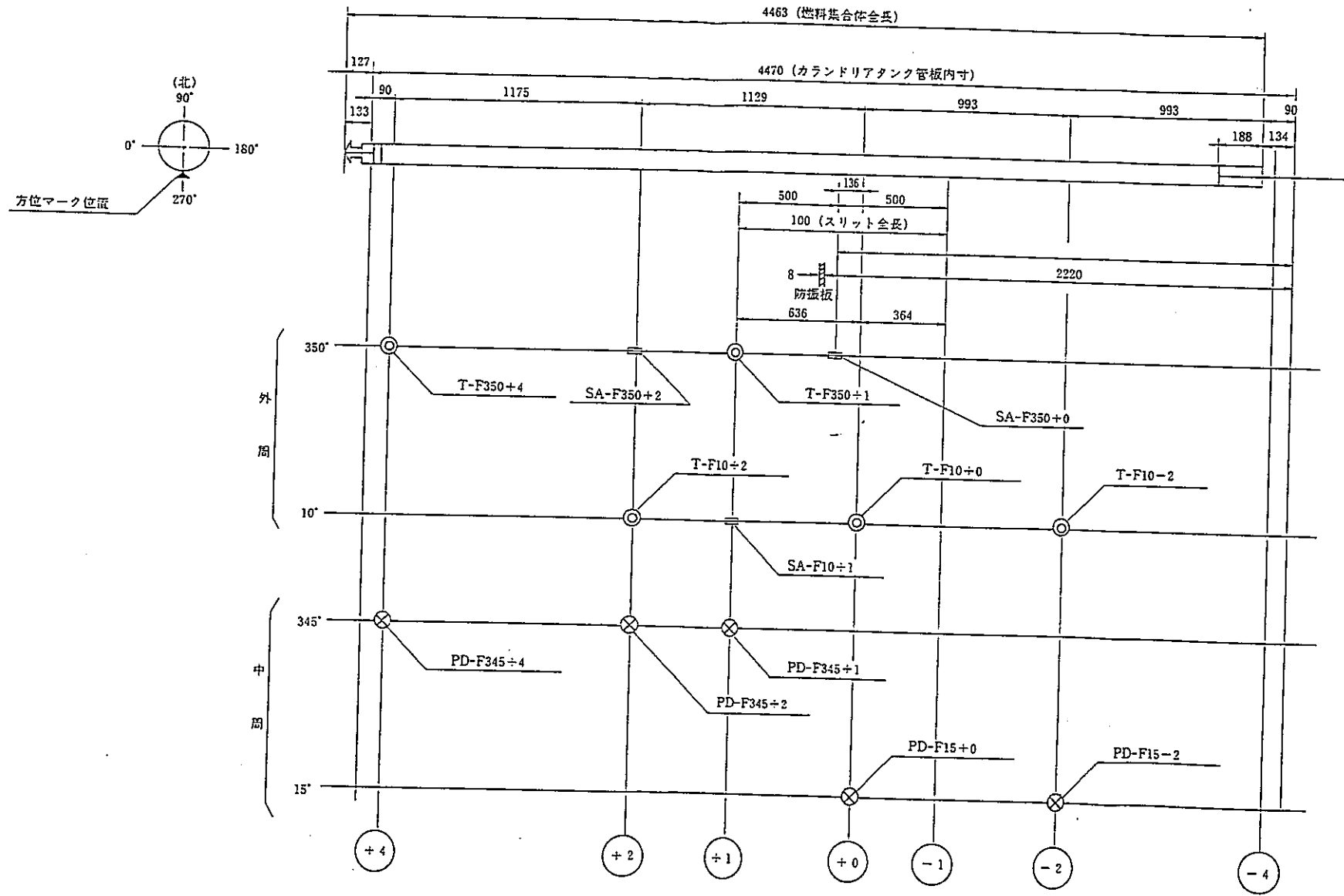
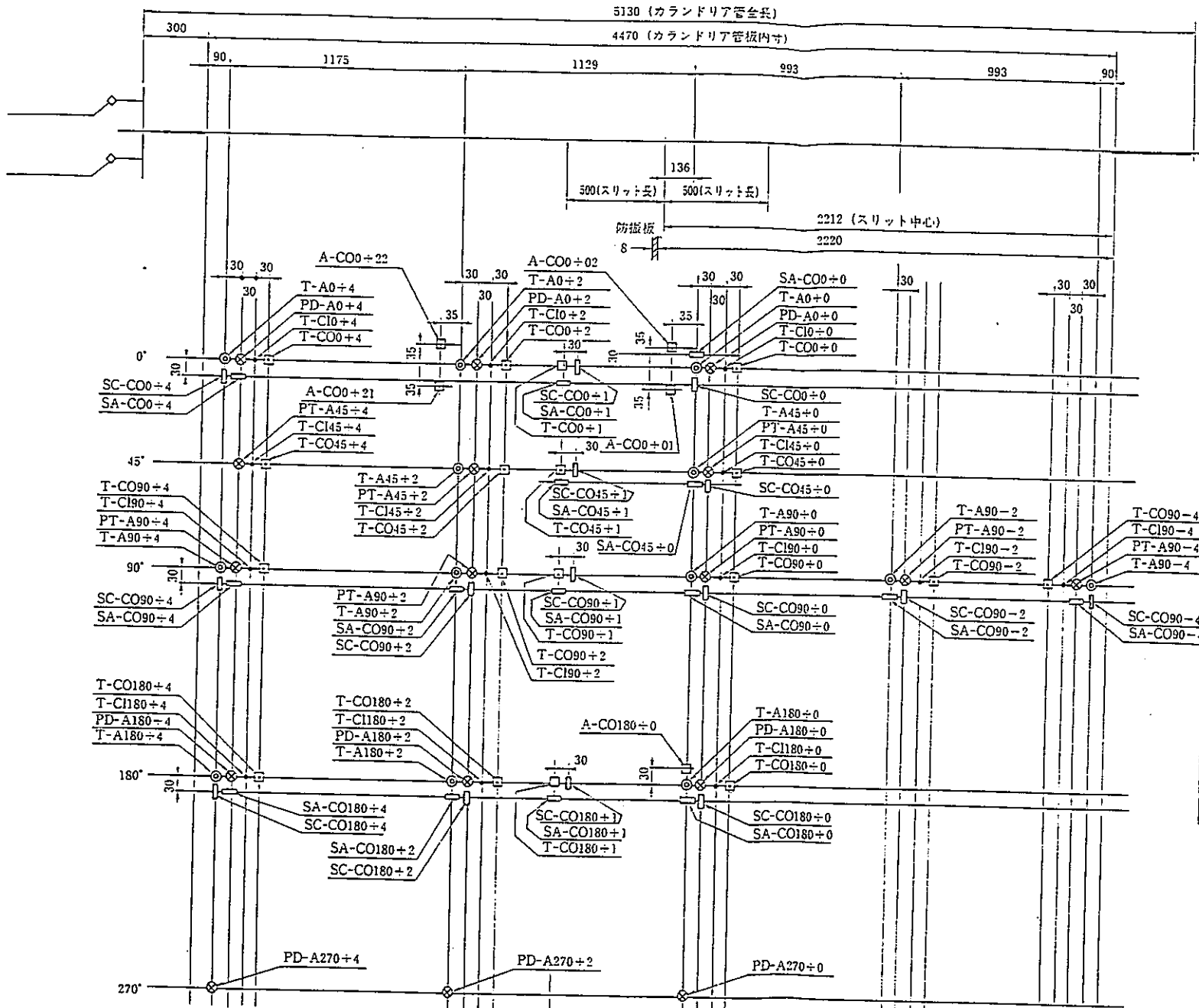


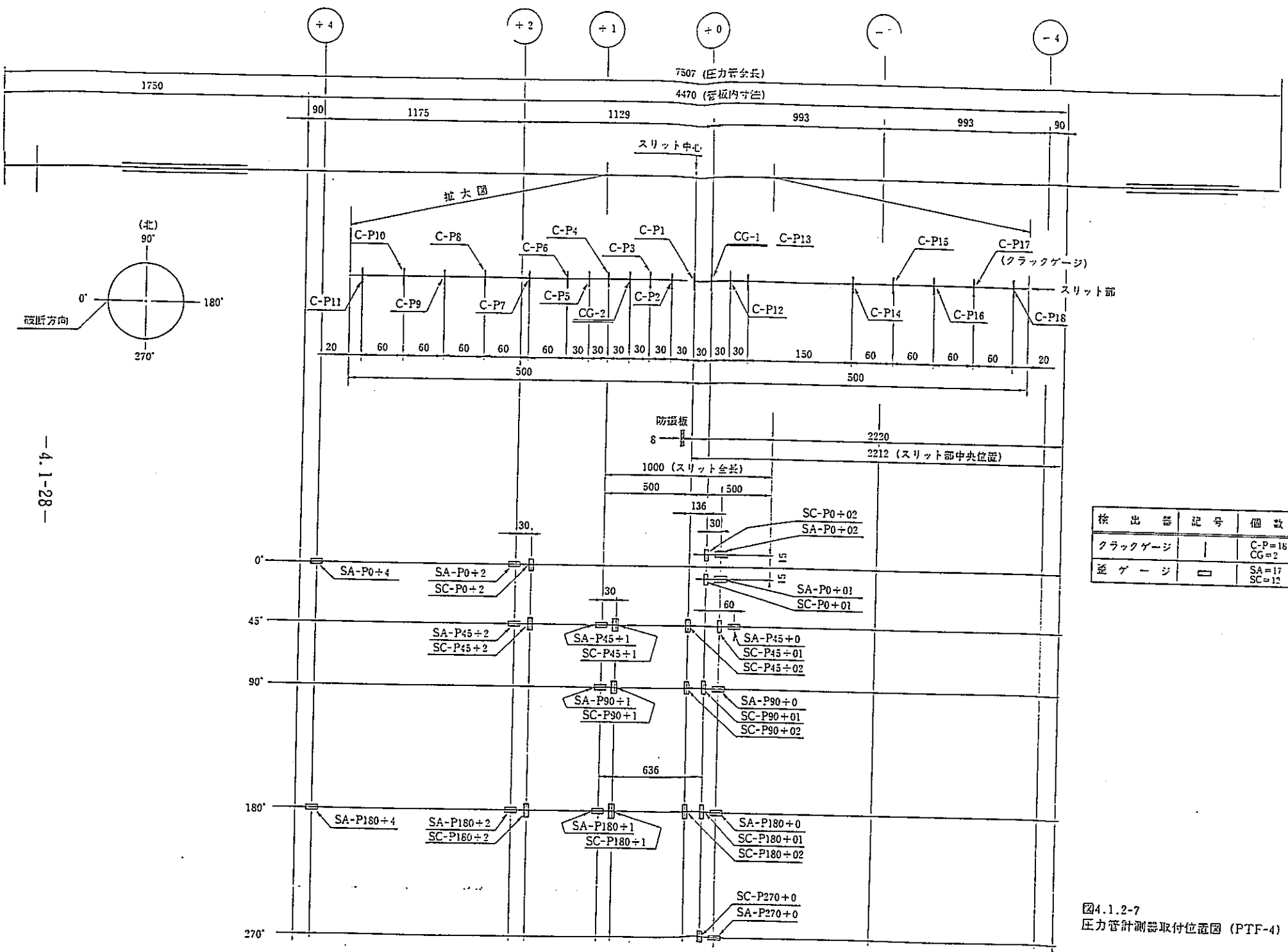
図4.1.2-6 燃料集合体への検出器取付位置図 (PTF-4)



検出器	記号	個数
熱電対	⊙・□	45
歪ゲージ	□	30
加速度計	□	5
圧力計	⊗ ⊘	17

図4.1.2-8 カランドリア管及びアニュラス部計測器取付位置図 (PTF-4)

-4.1-27-



検出器	記号	個数
クラックゲージ		C-P=18 CG=2
歪ゲージ	□	SA=17 SC=12

図4.1.2-7
圧力管計測器取付位置図 (PTF-4)

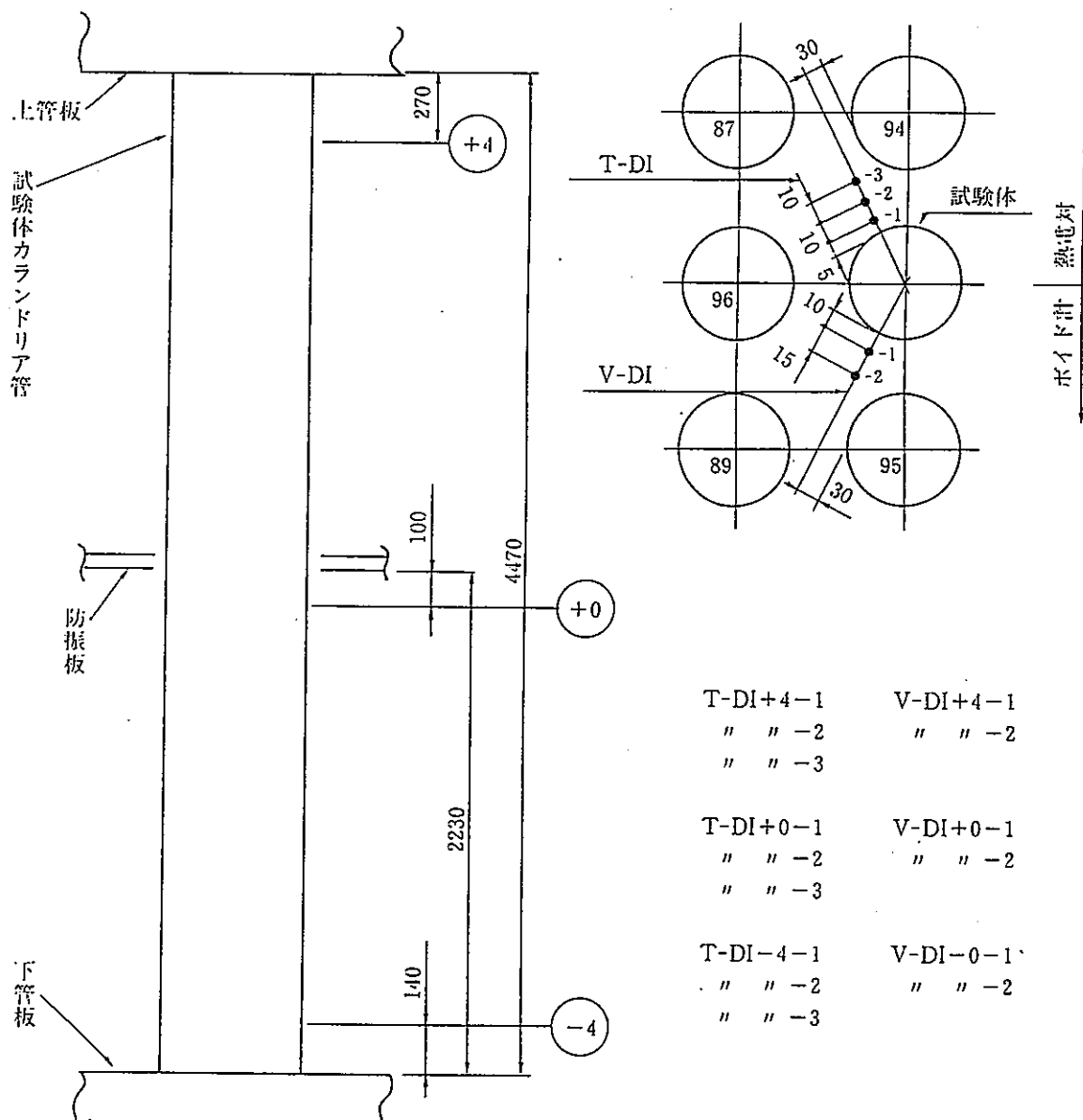


図4.1.2-9 試験体付近のボイド計、熱電対取付位置図

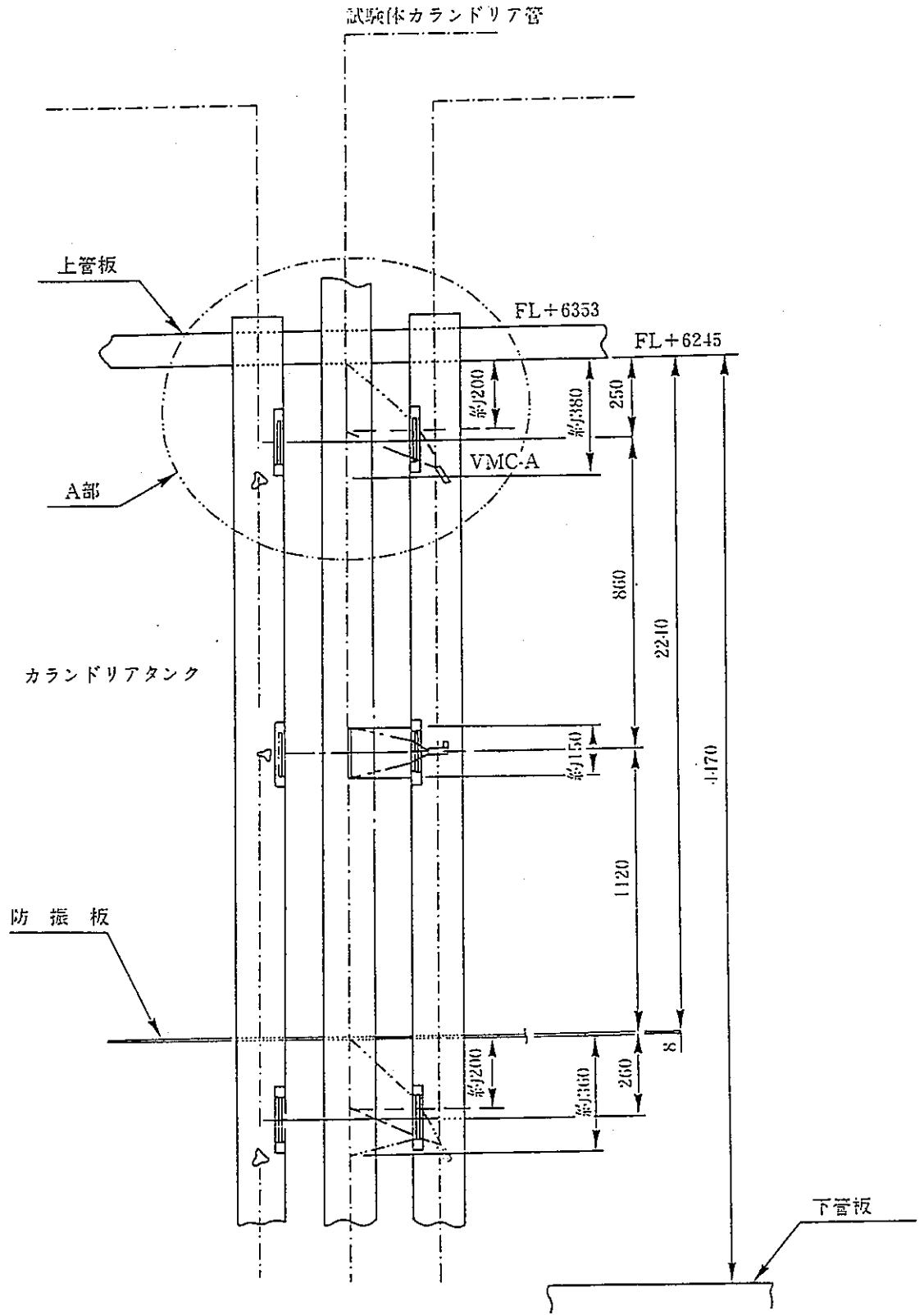


図4. 1. 2-10 ボイドモニターカメラ立面配置図

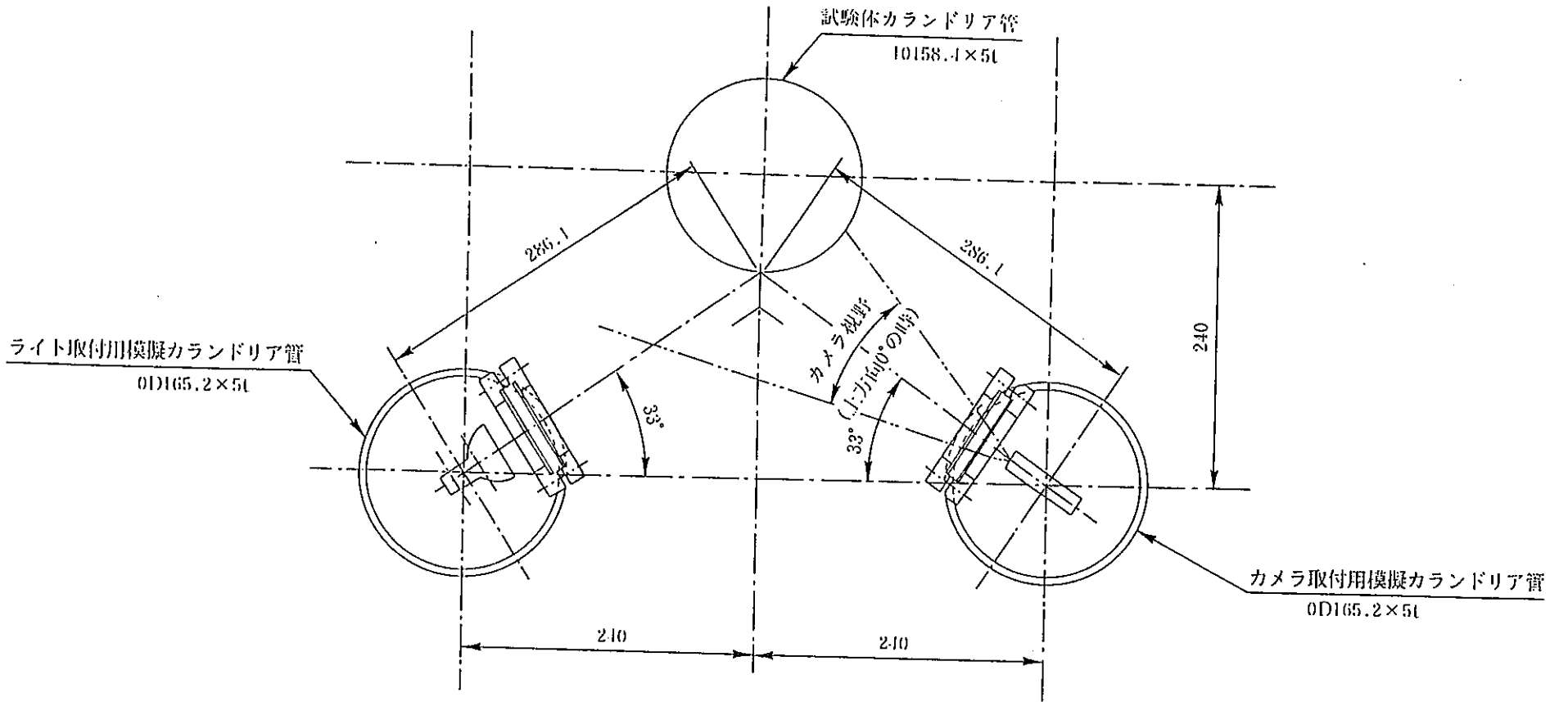


図4.1.2-11 ボイドモニターカメラ平面配置図

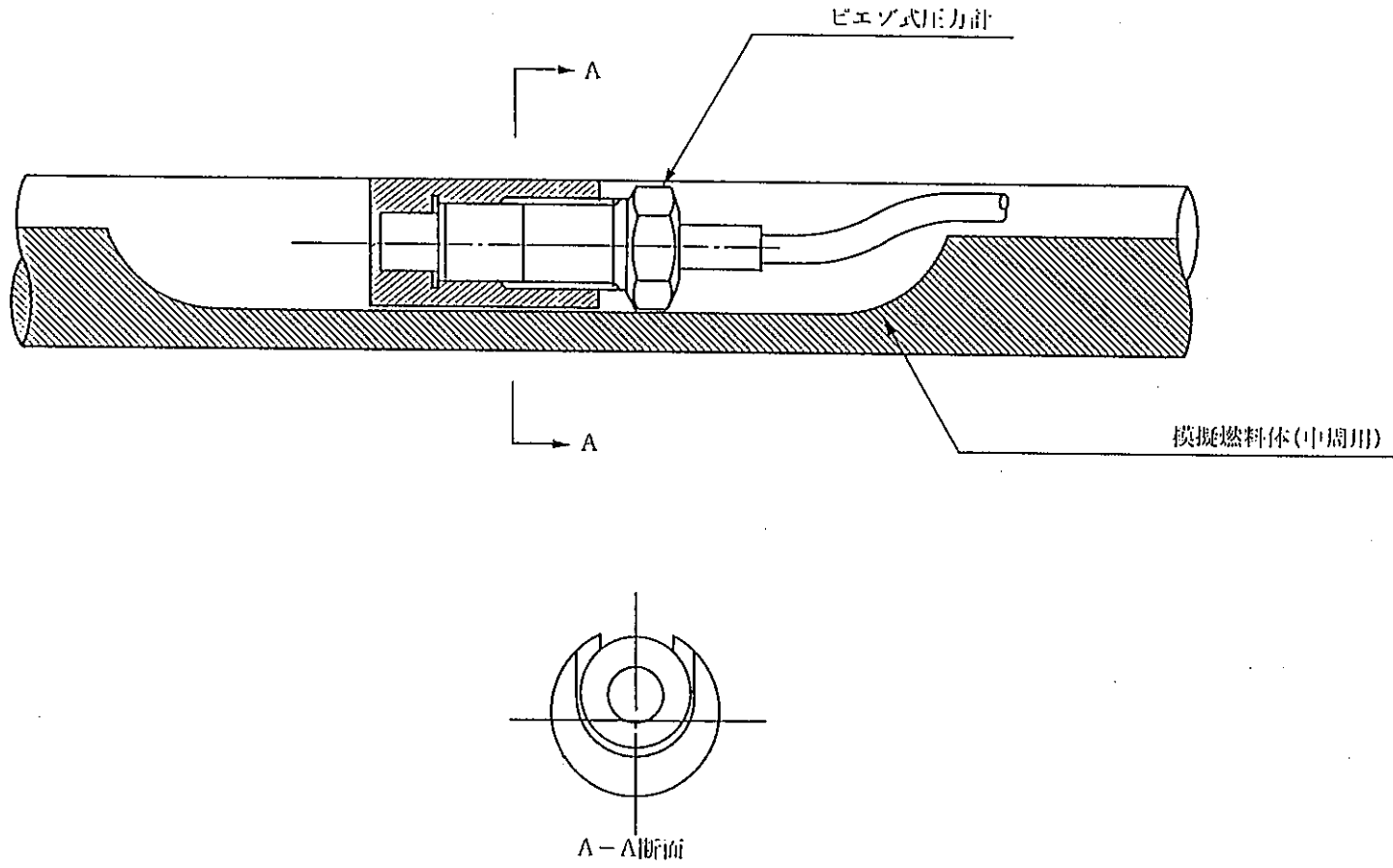


図4.1.2-12 圧力計取付詳細(模擬燃料)

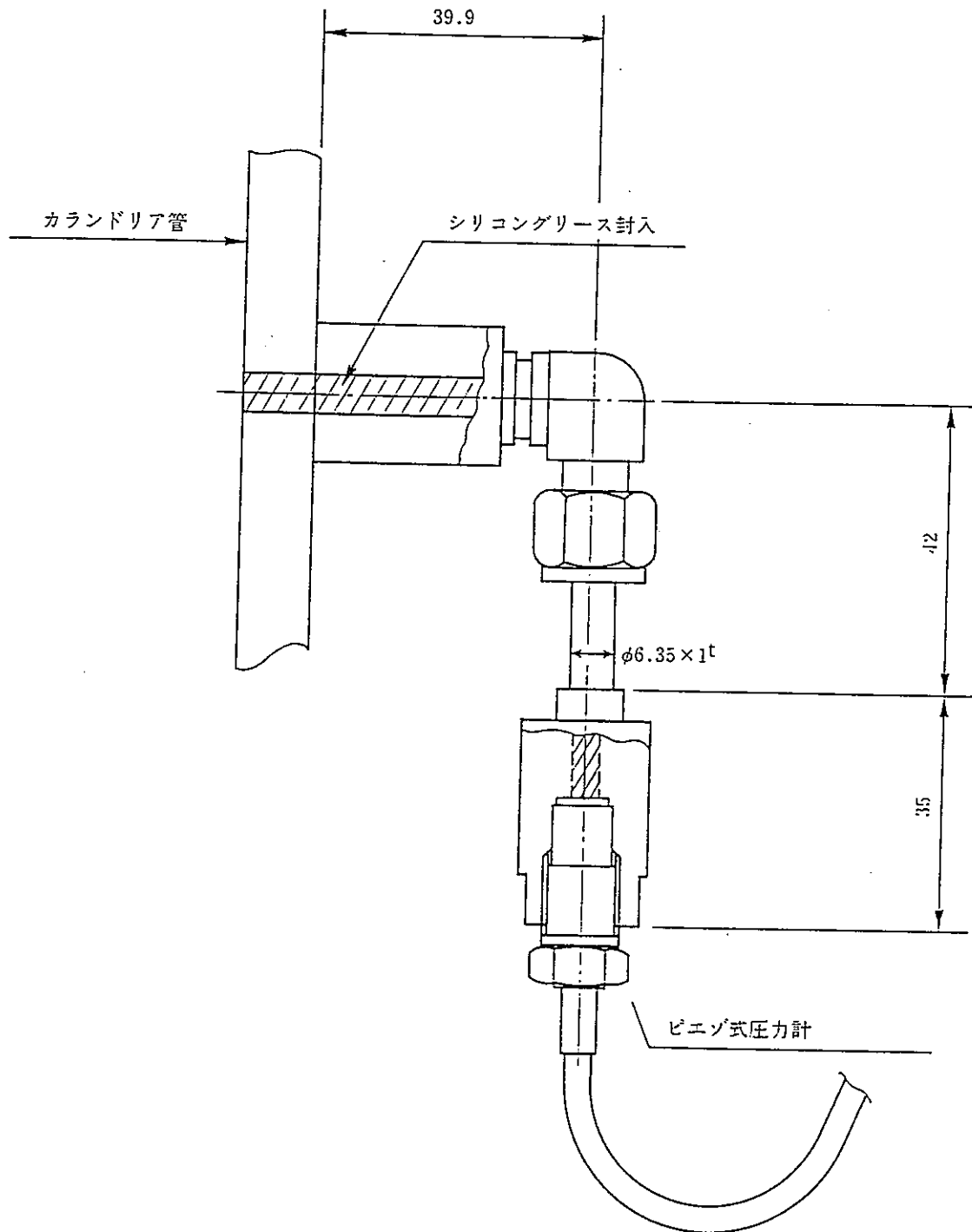


図4. 1. 2-13 圧力計取付要領（アニュラス部）

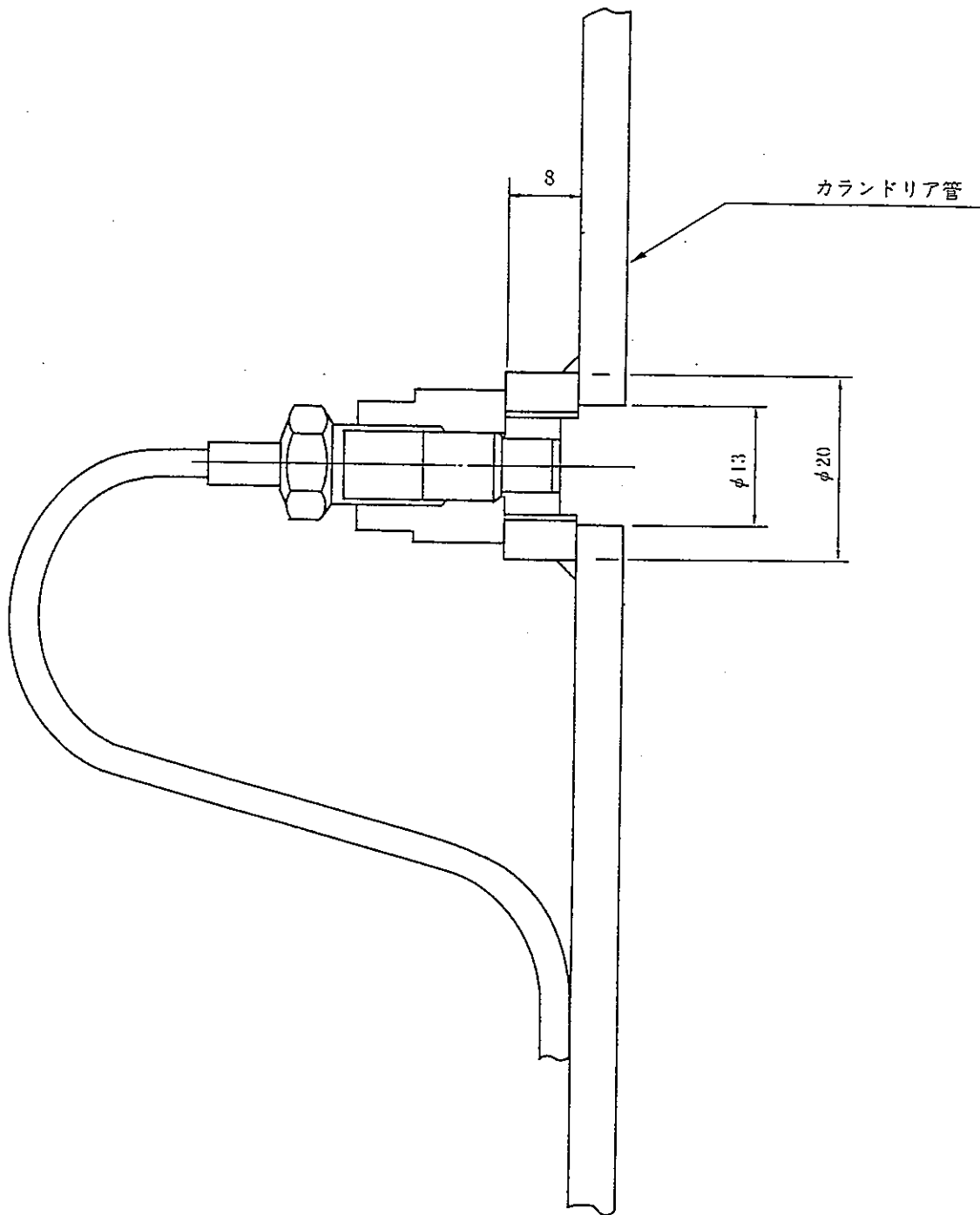
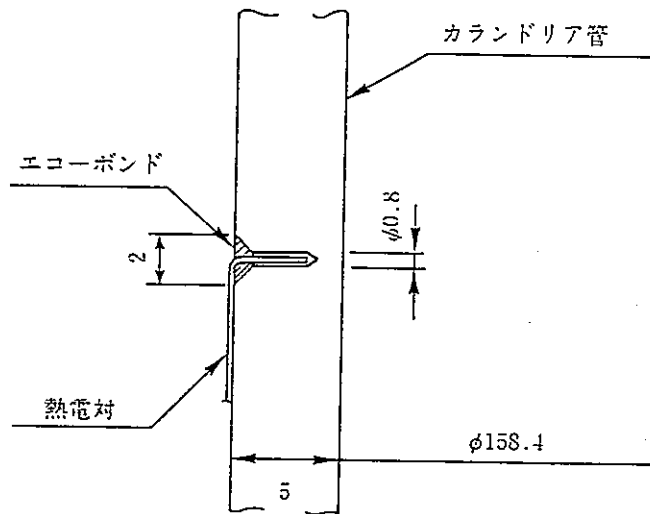
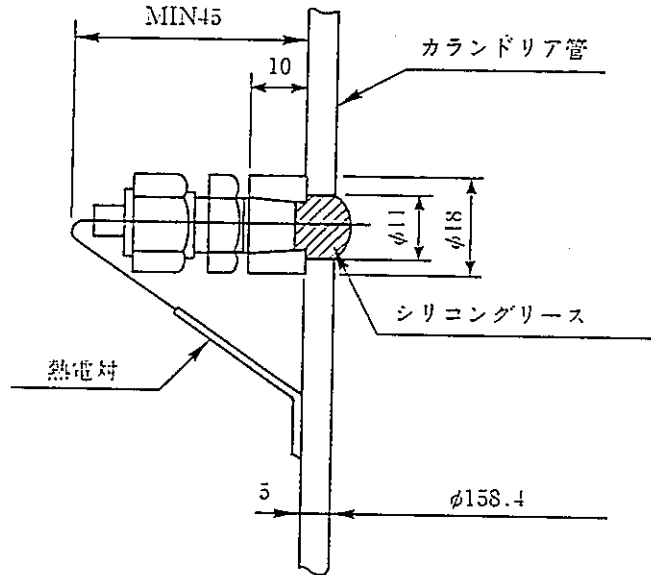


図4.1.2-14 圧力計取付詳細図(アニユラス部直付)



カランドリア管内壁面温度計取付要領図



アニユラス部内部温度計取付要領図

図4. 1. 2-15 熱電対取付詳細

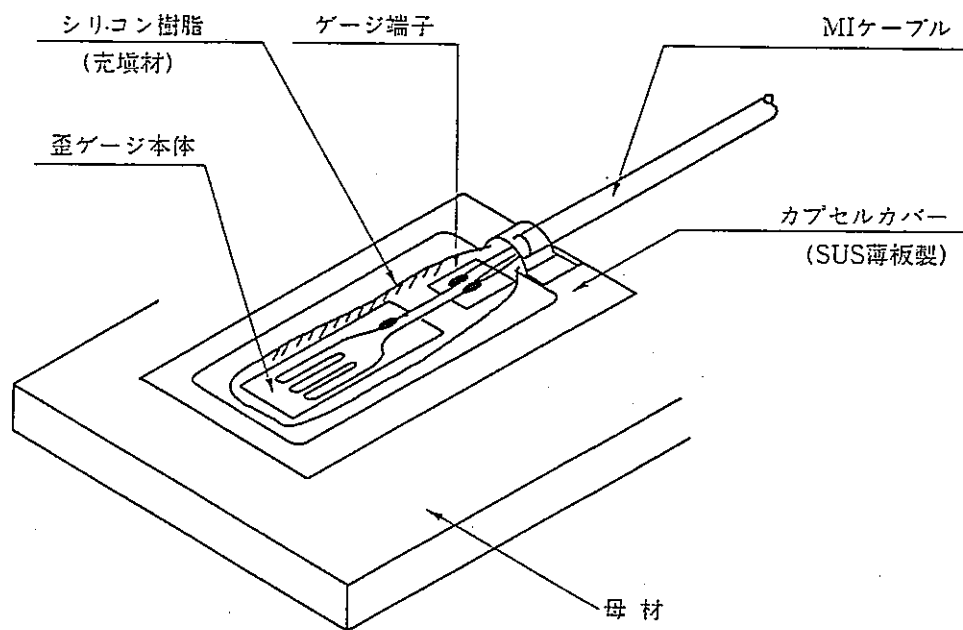


図4.1.2-16 歪ゲージ詳細

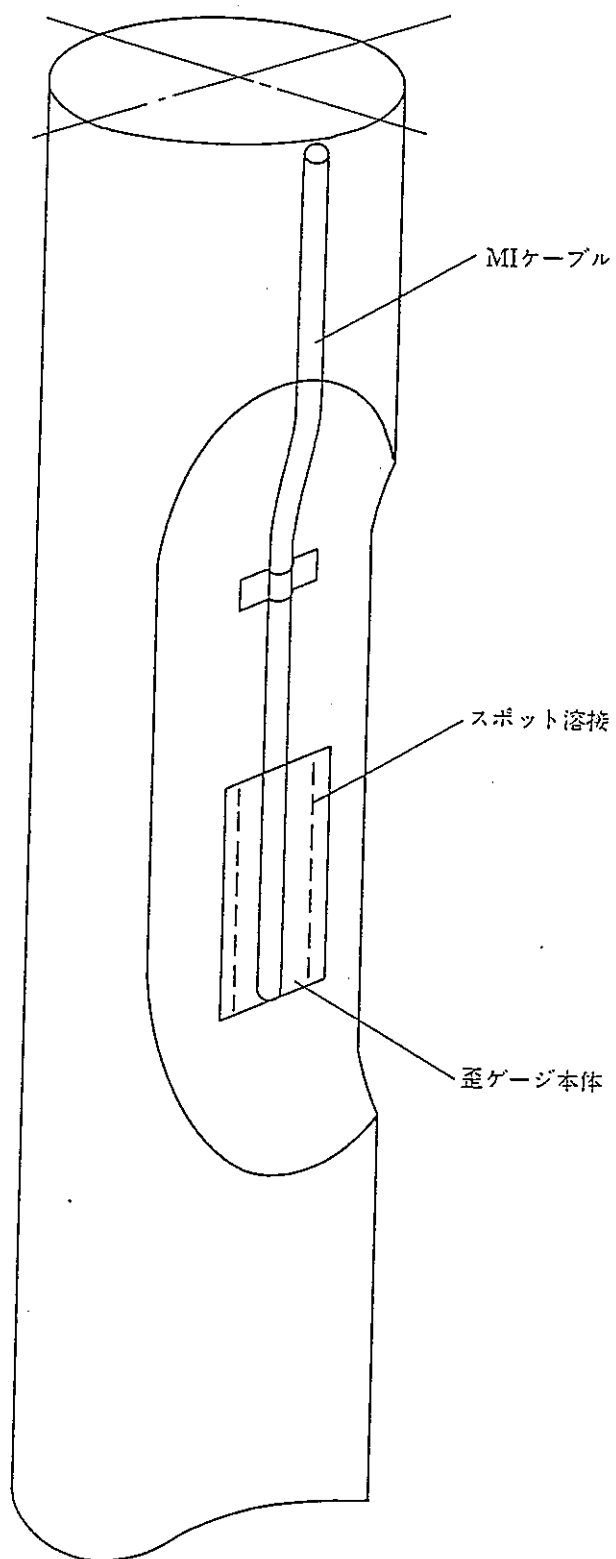


図4. 1. 2-17 歪ゲージ取付要領（燃料要素用）

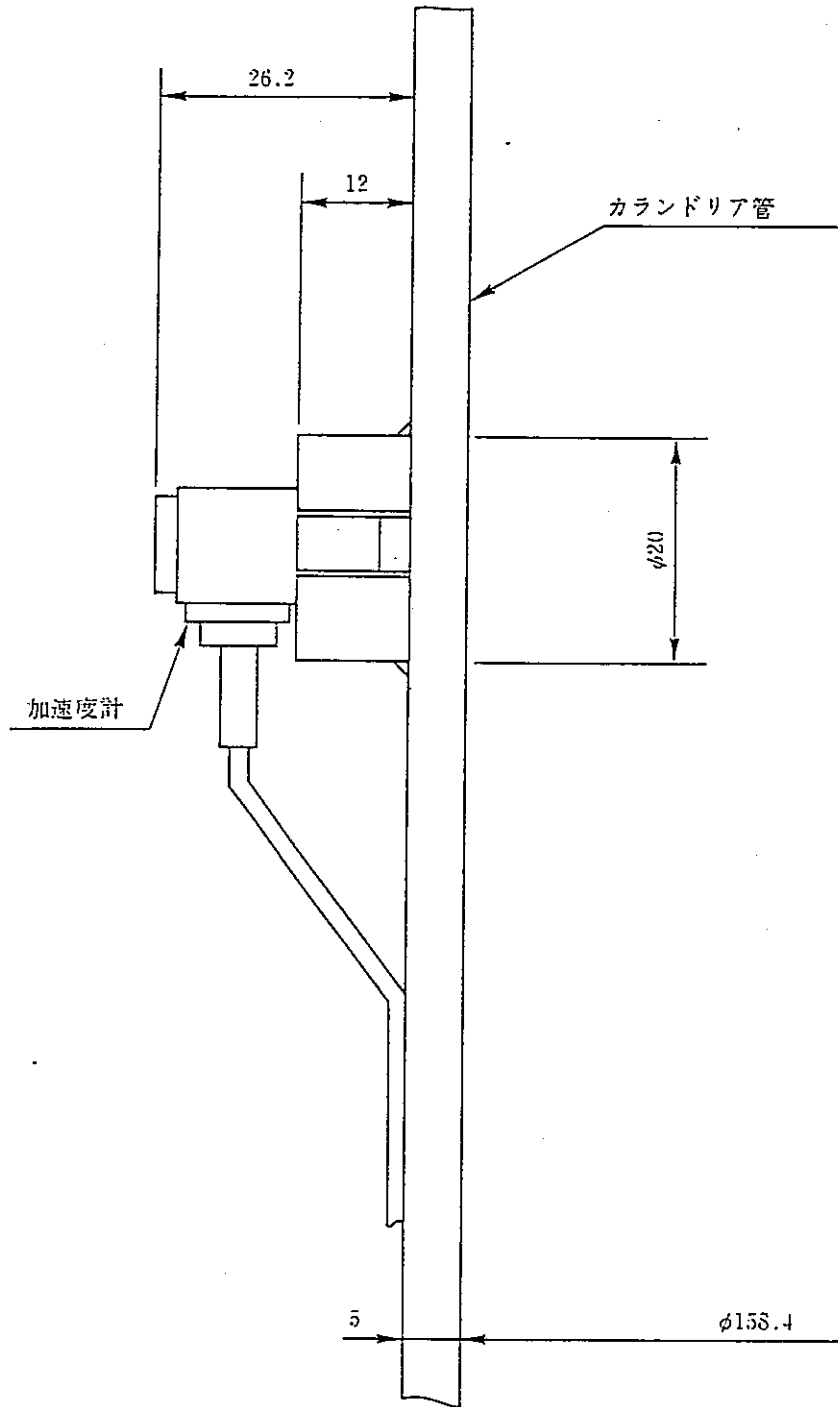


図4. 1. 2-18 加速度計取付詳細

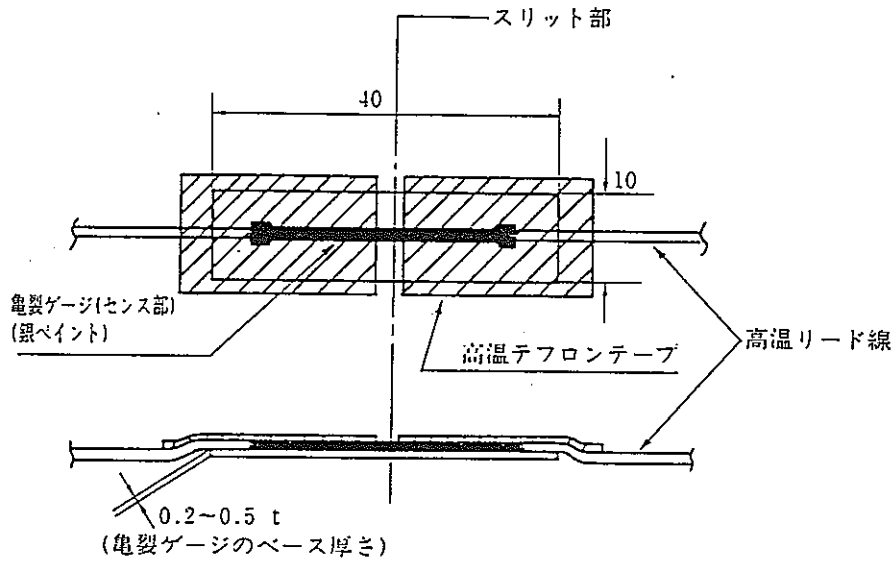


図4.1.2-19 き裂進展ゲージ詳細

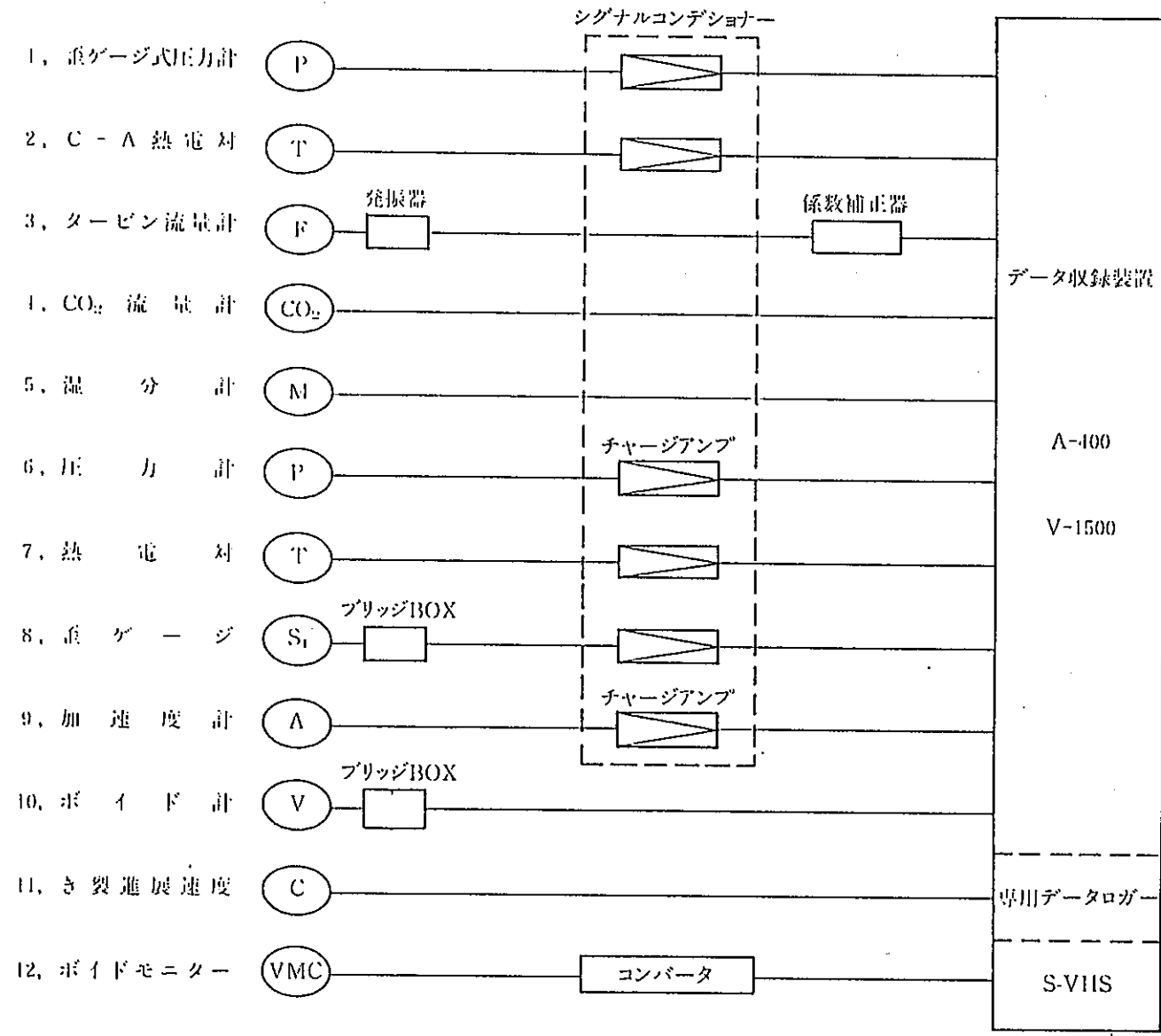


図4. 1. 2-20 データ収録システムの構成

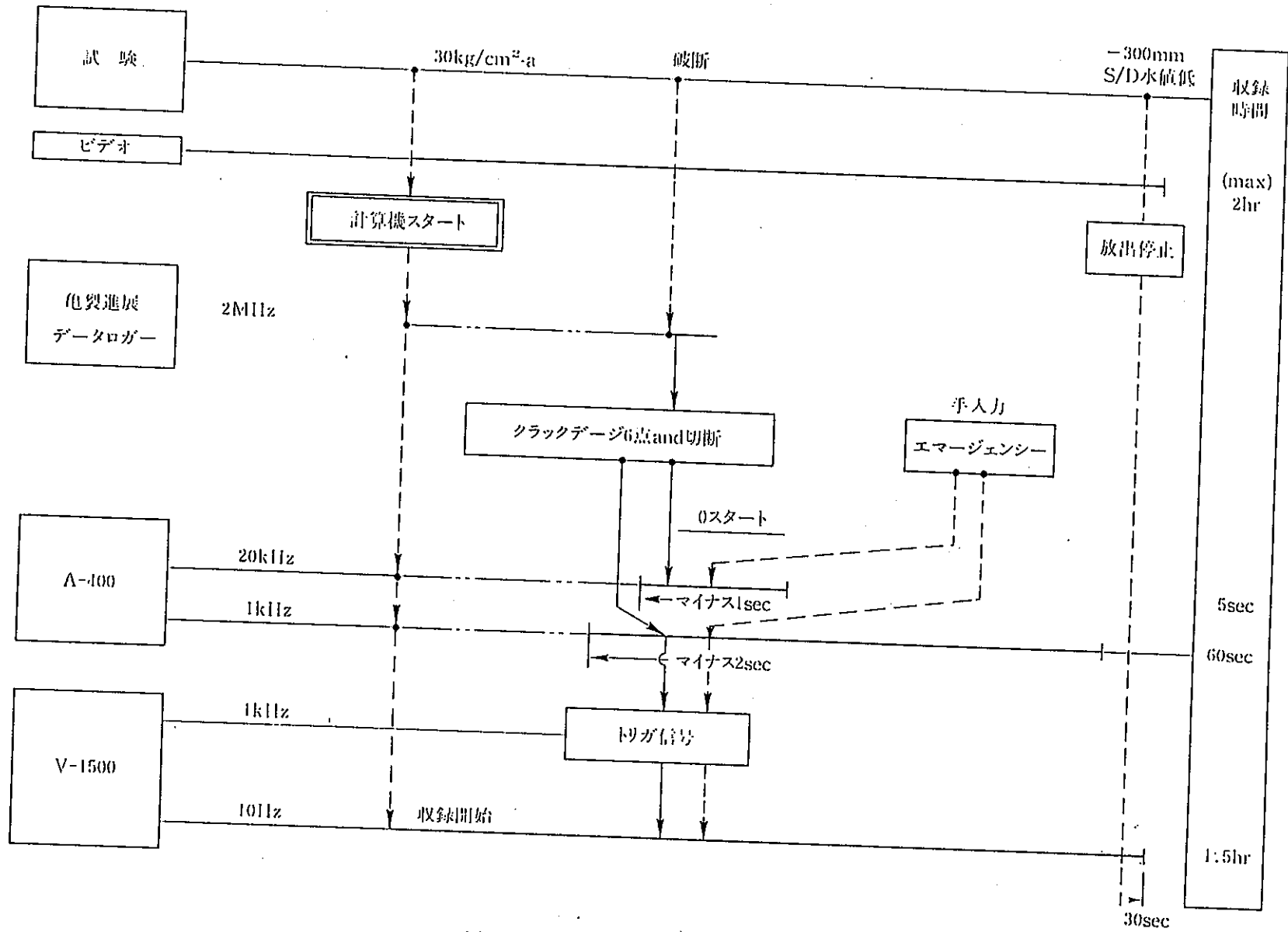


図1. 1. 2-21 試験データ収集の同期法

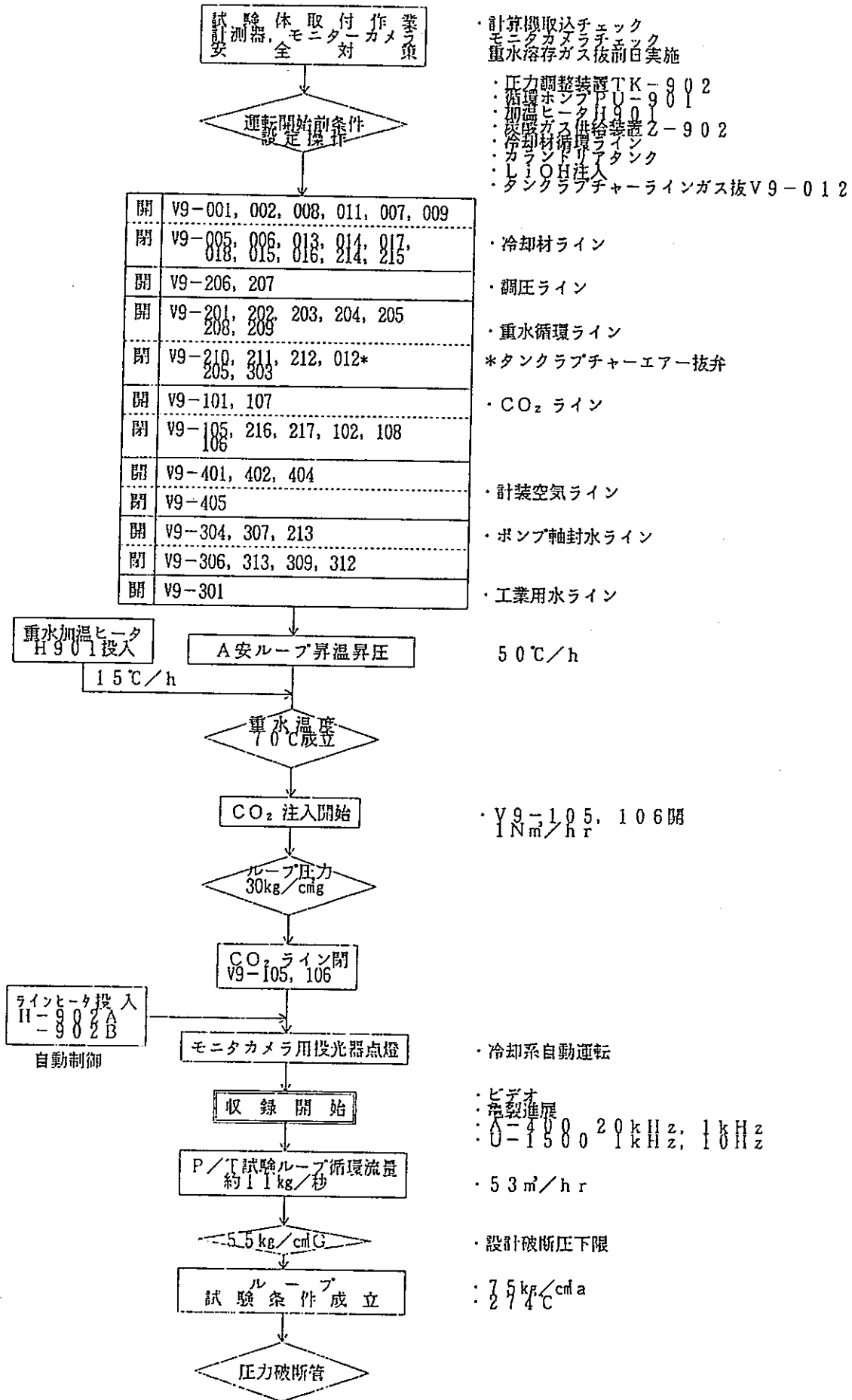


図4.1.2-22 破断時熱流動挙動試験手順フロー (1/2)

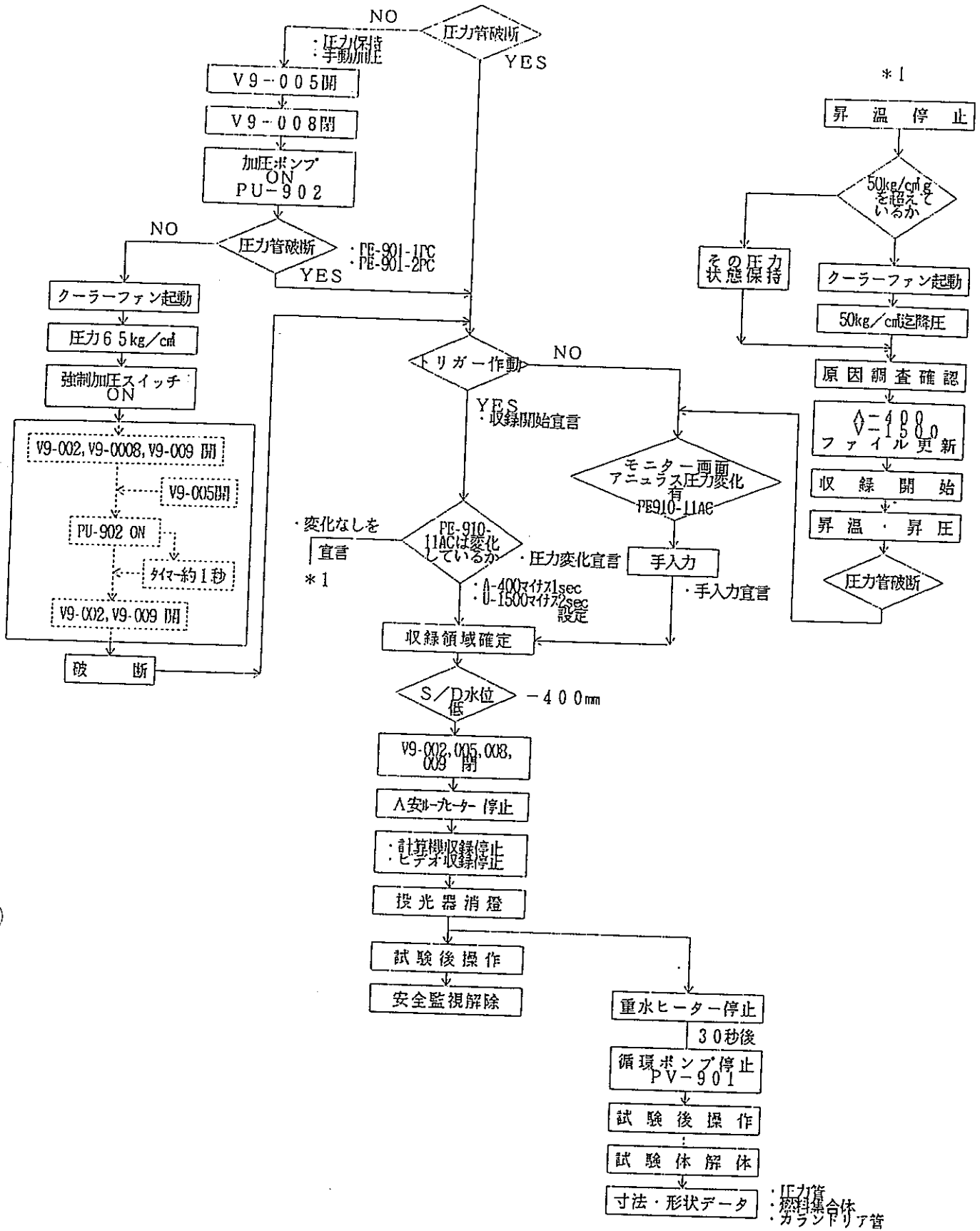


図4.1.2-23 破断時熱流動挙動試験手順フロー (2/2)

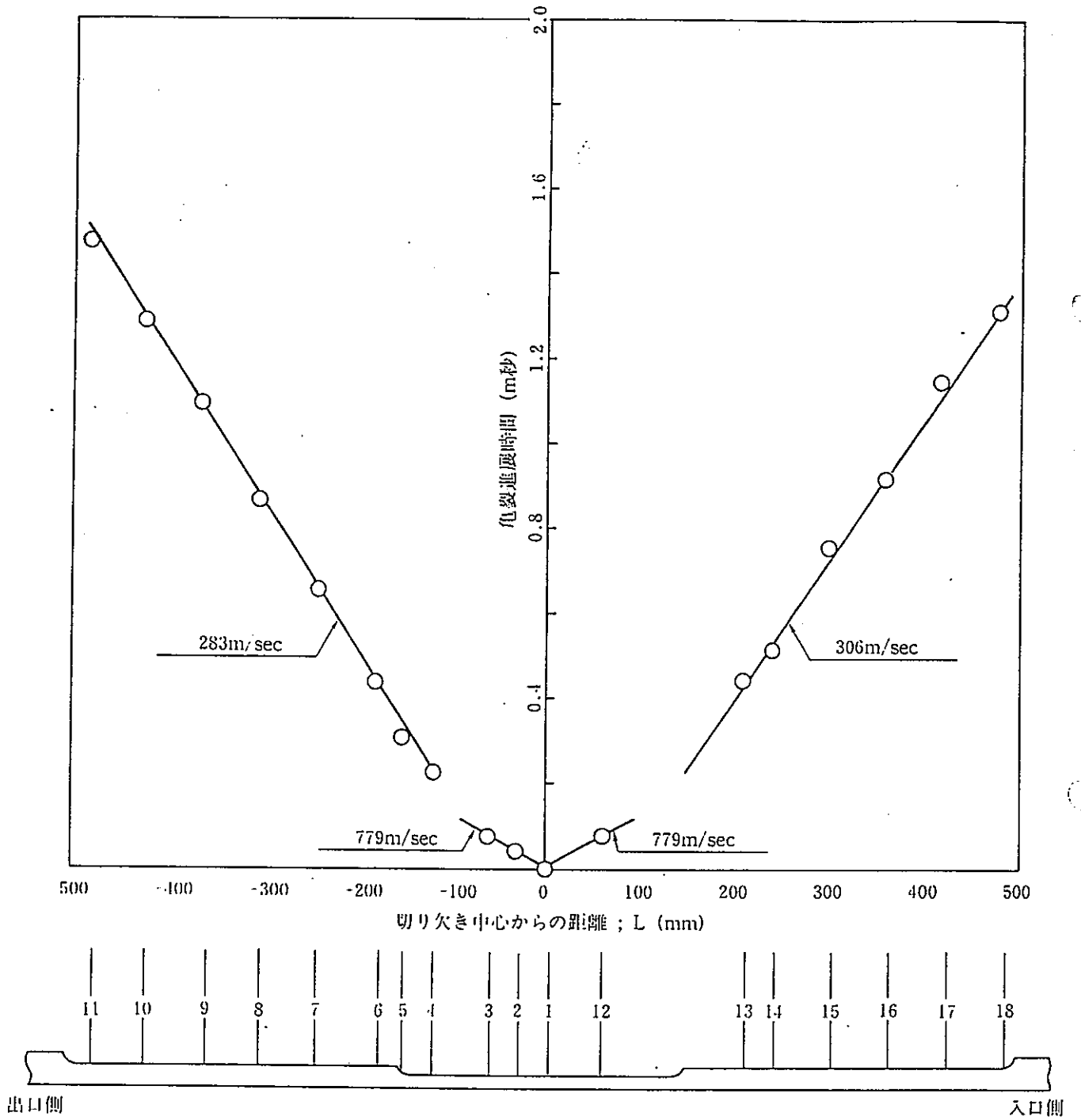


図 4. 1. 3. - 1 き裂進展速度測定結果

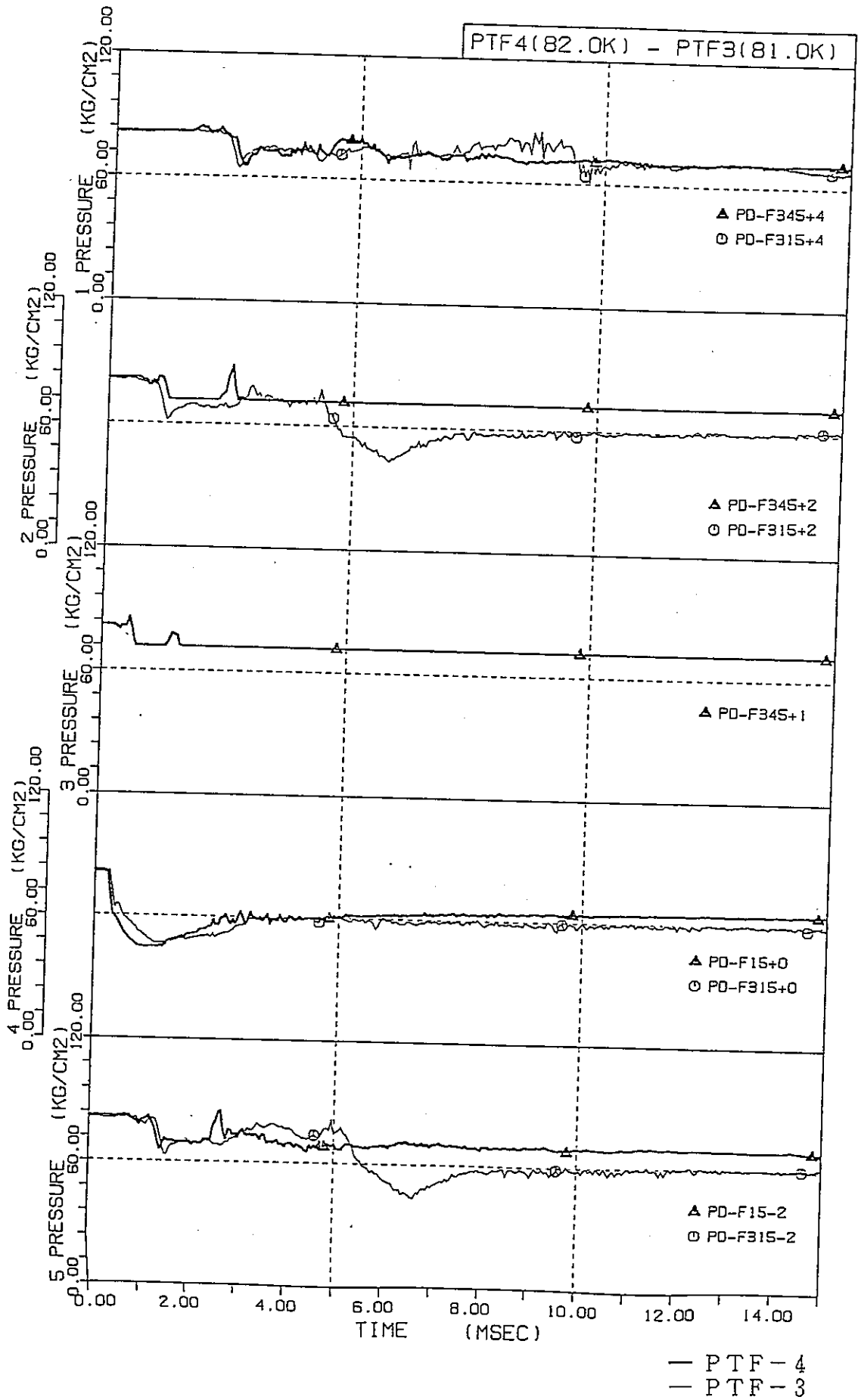


图4.1.3-2 压力管内压力;短期 (PTF-4, PTF-3)

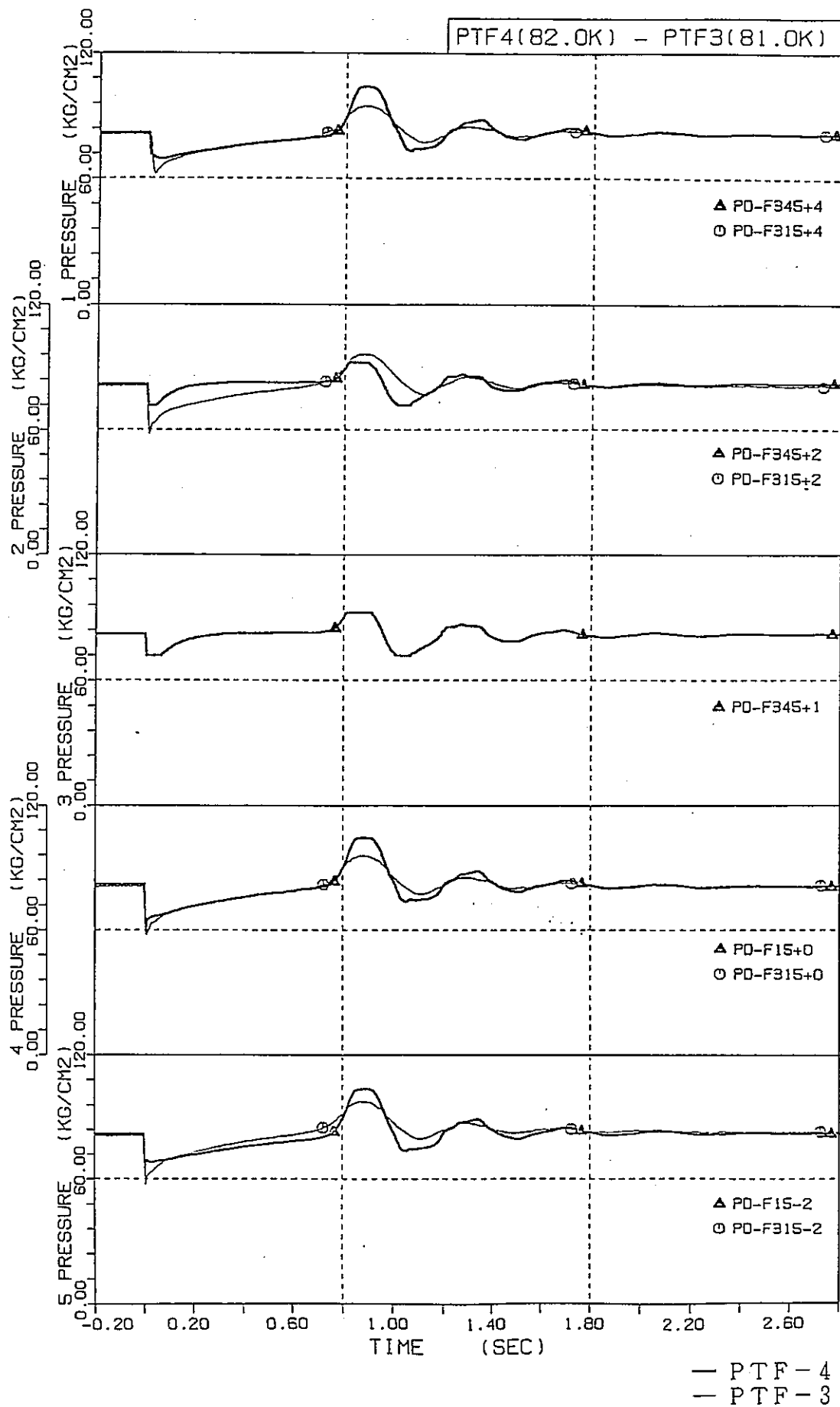


图4.1.3-3 压力管内压力；长期 (PTF-4, PTF-3)

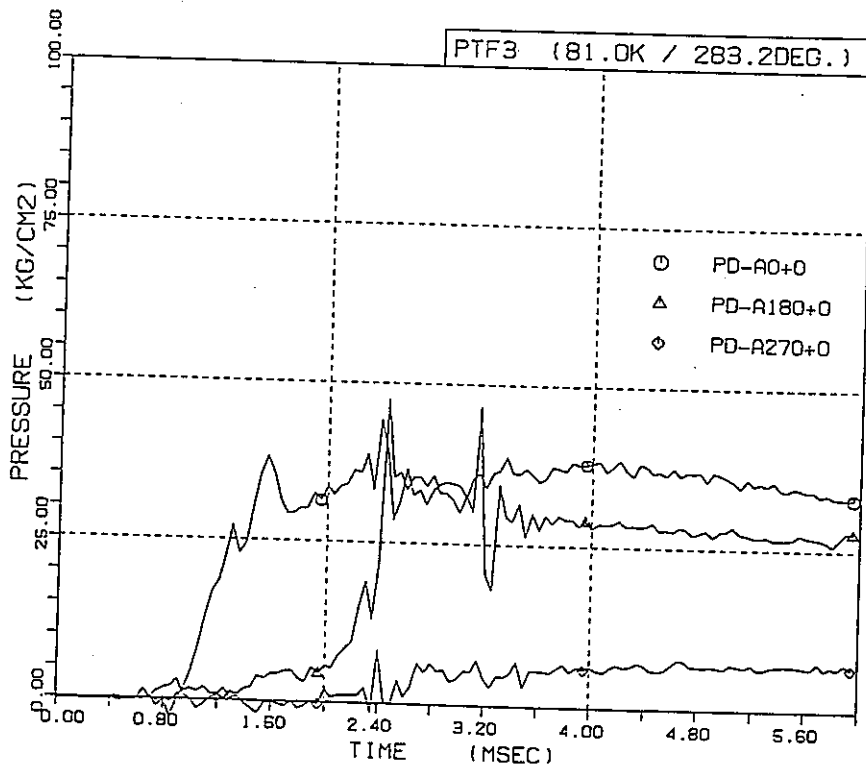
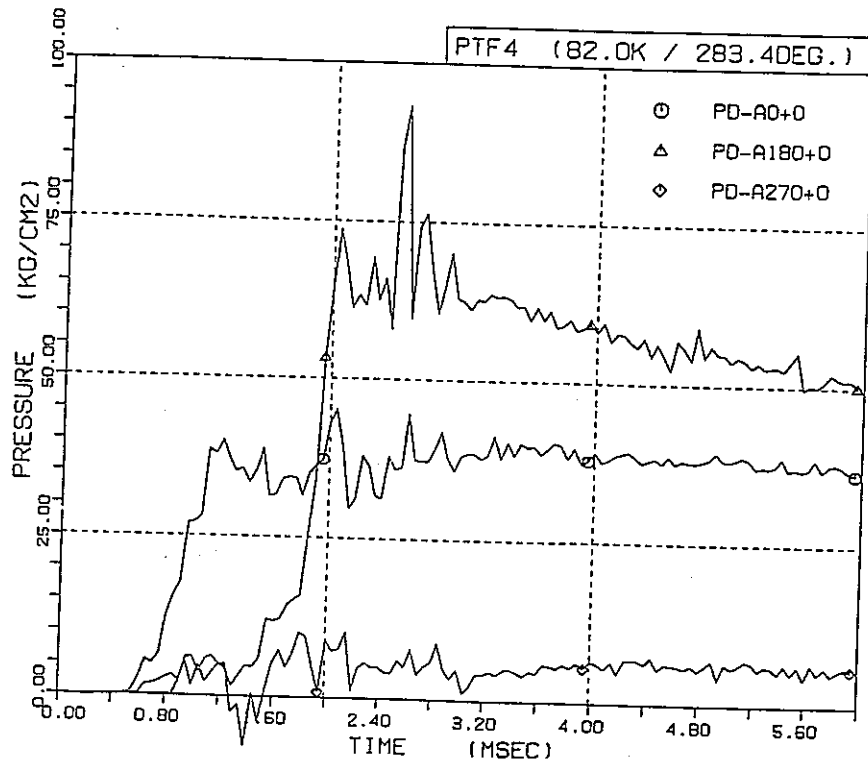


図4.1.3-4 アニユラス部圧力;短期 (PTF-4, PTF-3)

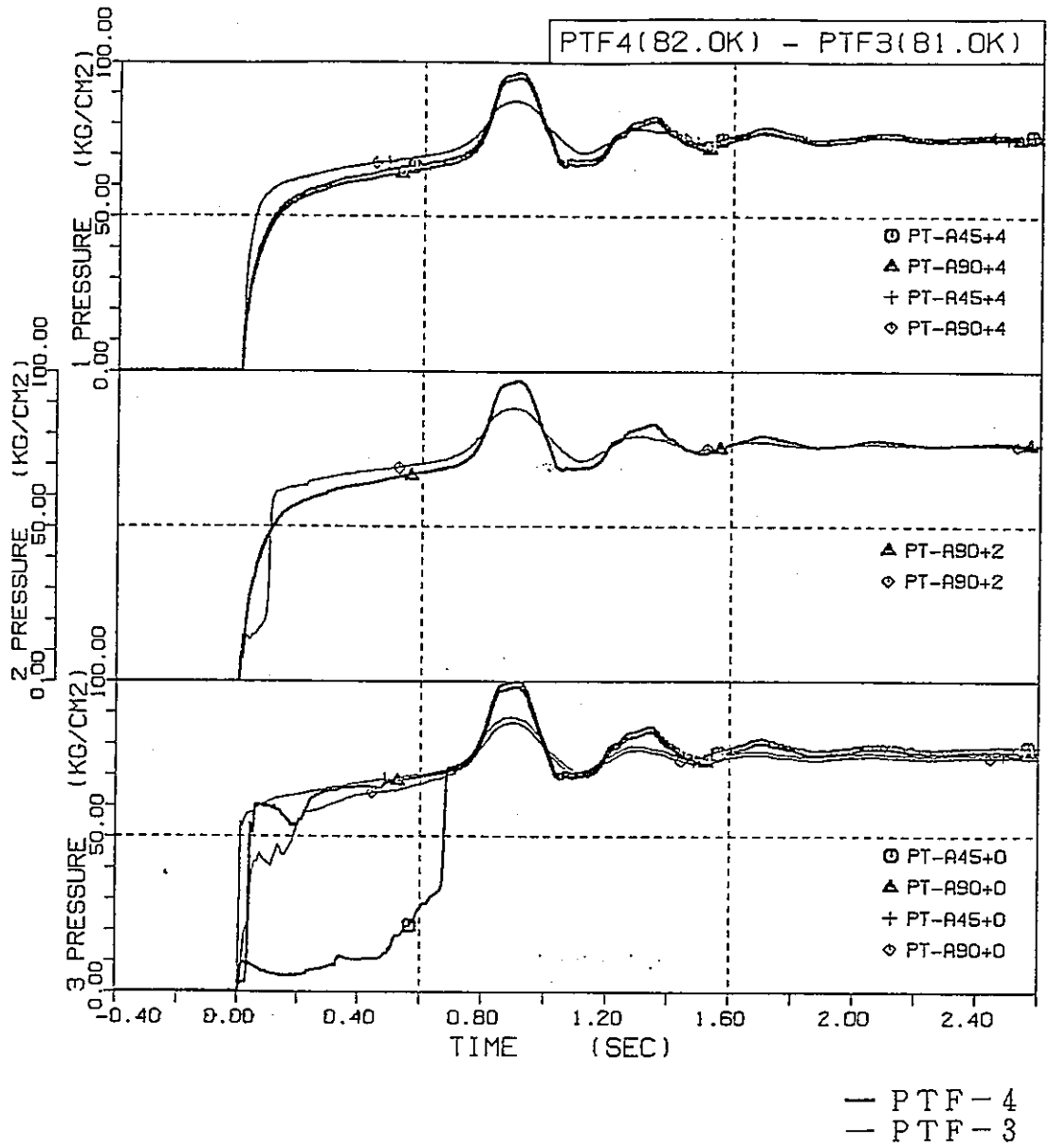


図4.1.3-5 アニユラス部圧力;長期 (PTF-4, PTF-3)

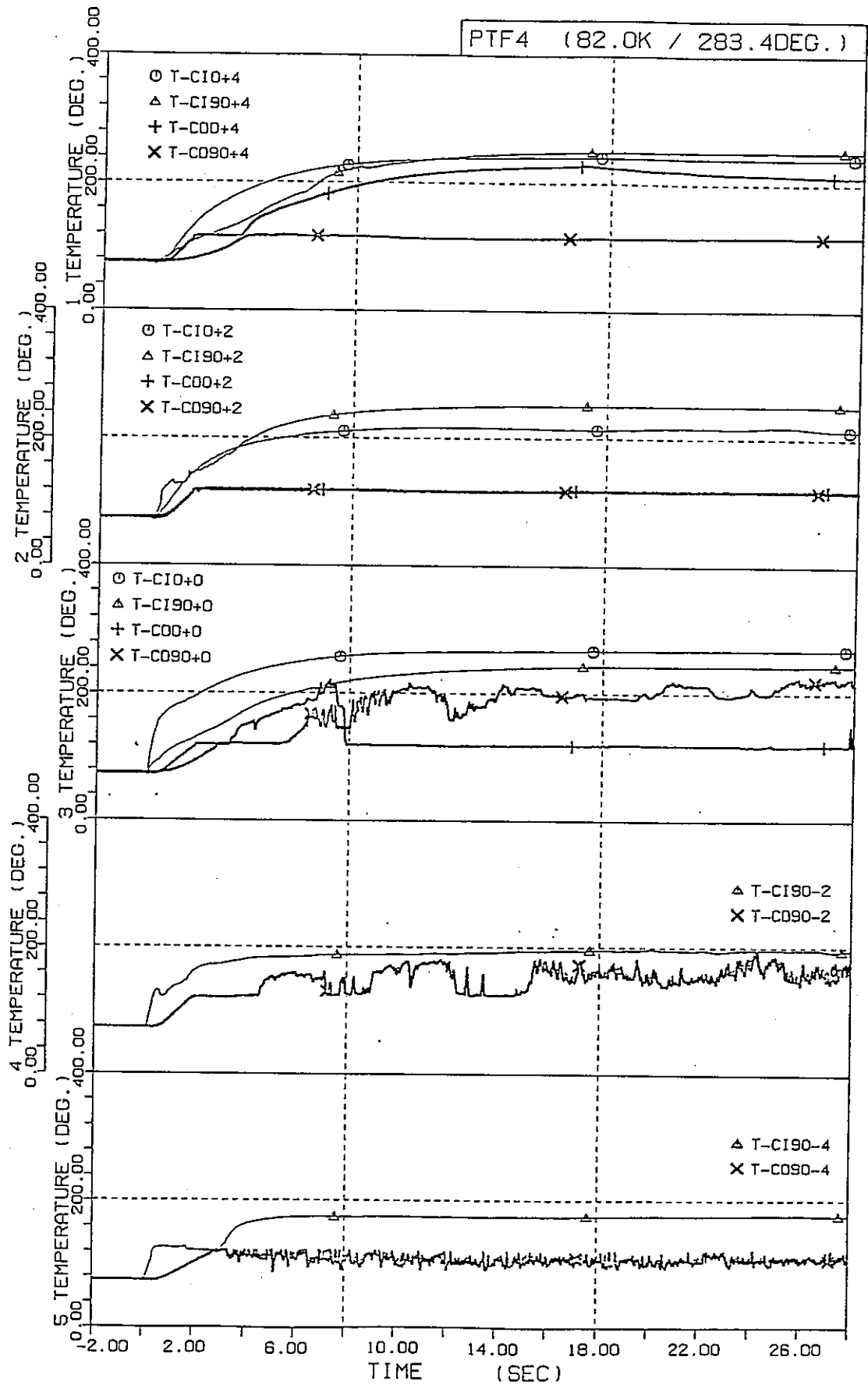
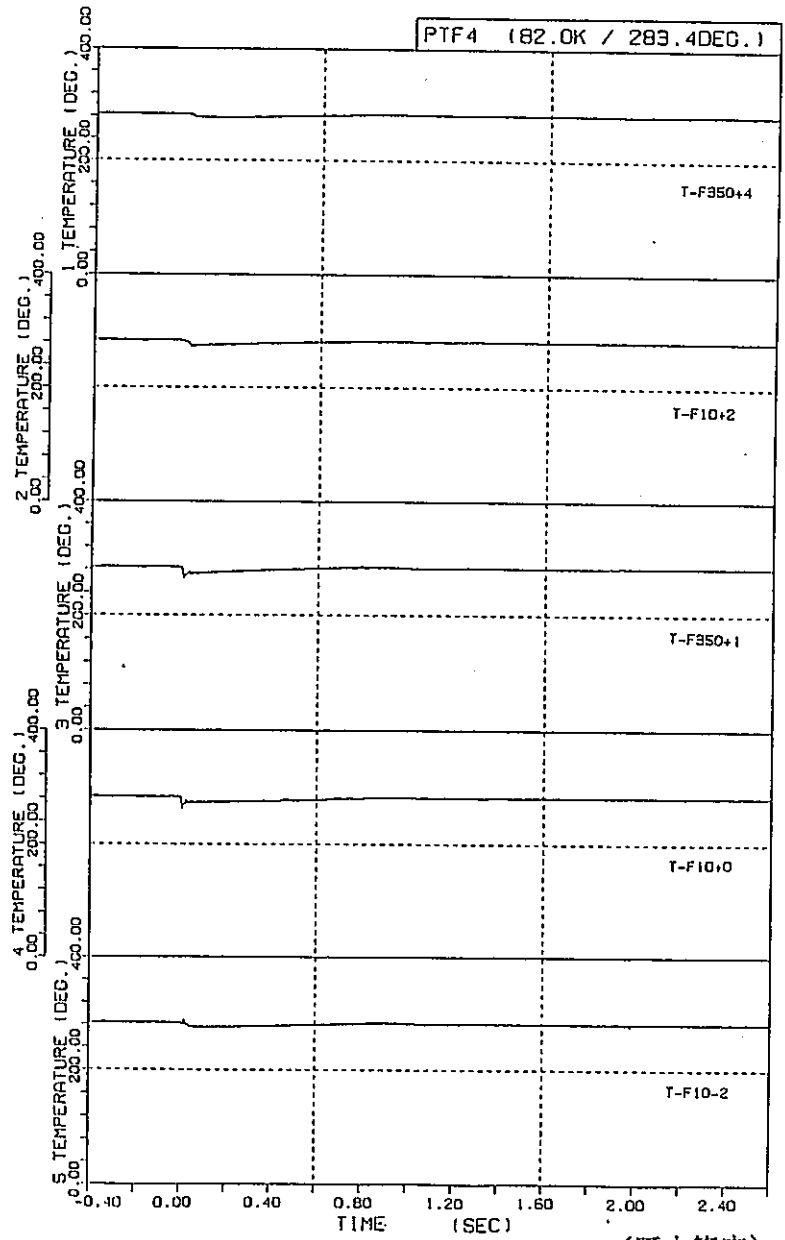
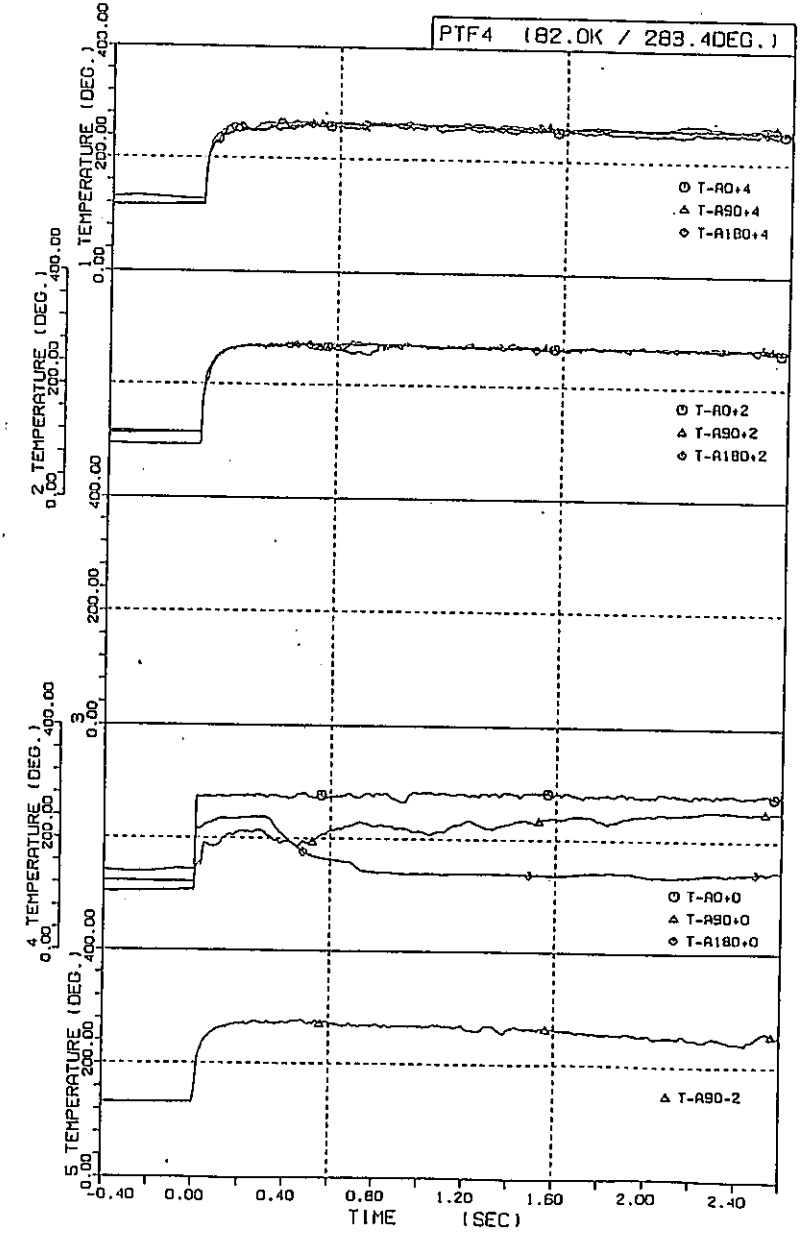


図4.1.3-6 カランドリア管温度 (PTF-4)



(圧力管内)



(アニュラス部)

図4.1.3-7 試験体内部冷却材温度 (PTF4)

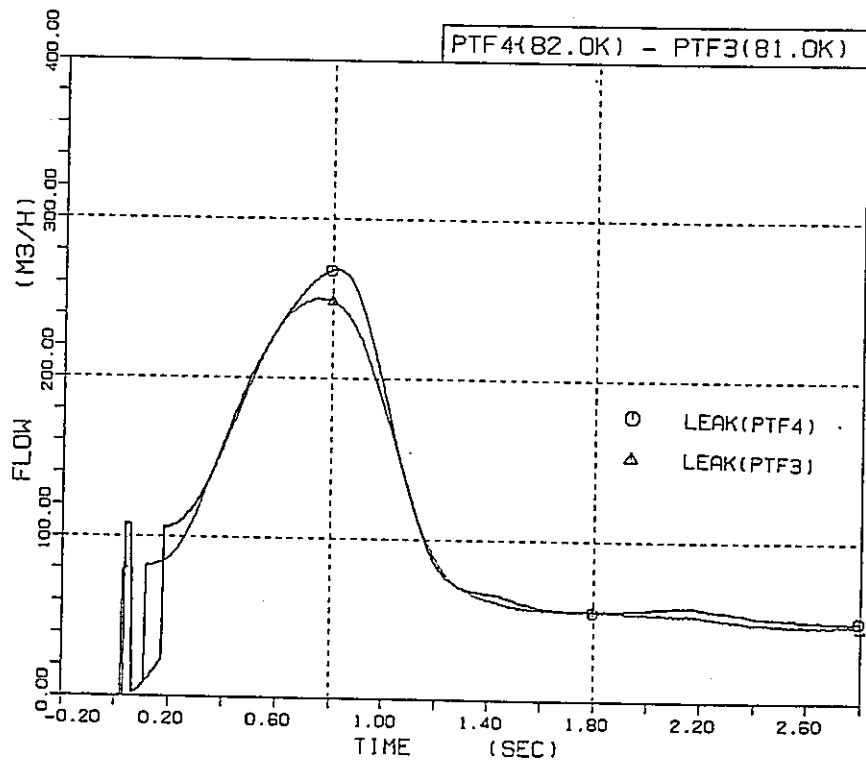
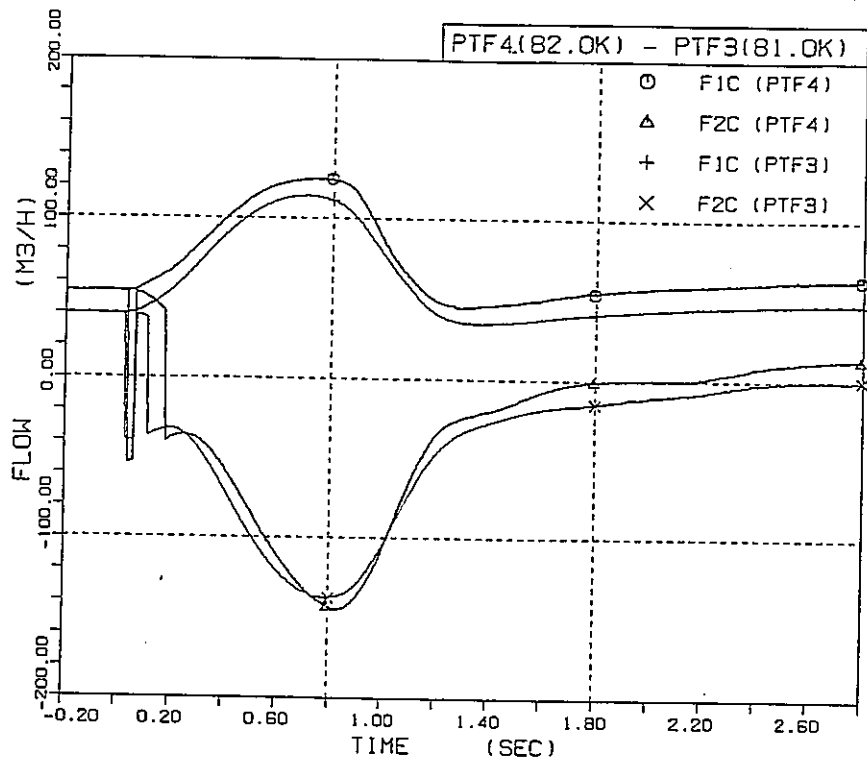


图4.1.3-8 冷却材流量 (PTF-4, PTF-3)

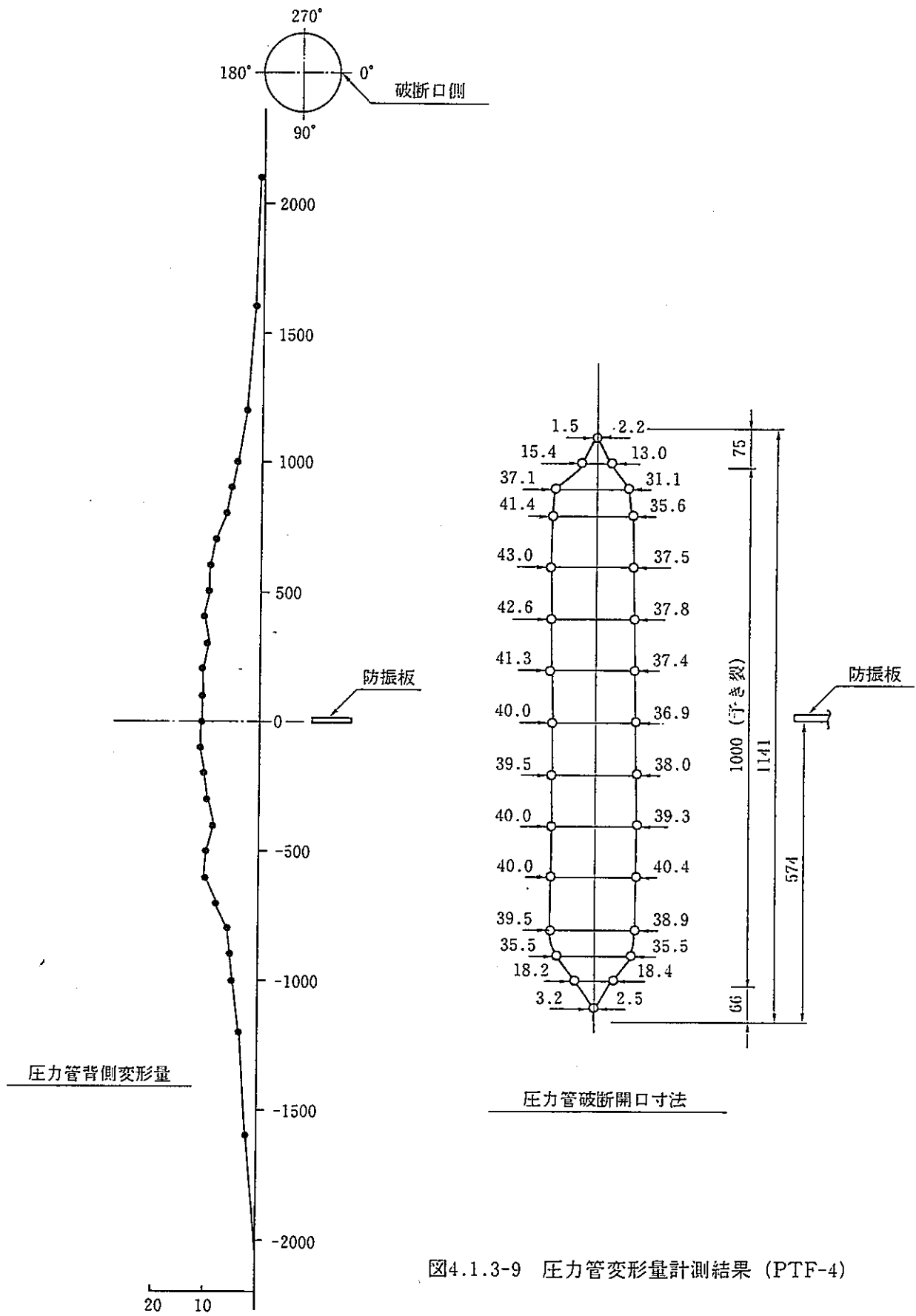


図4.1.3-9 压力管変形量計測結果 (PTF-4)

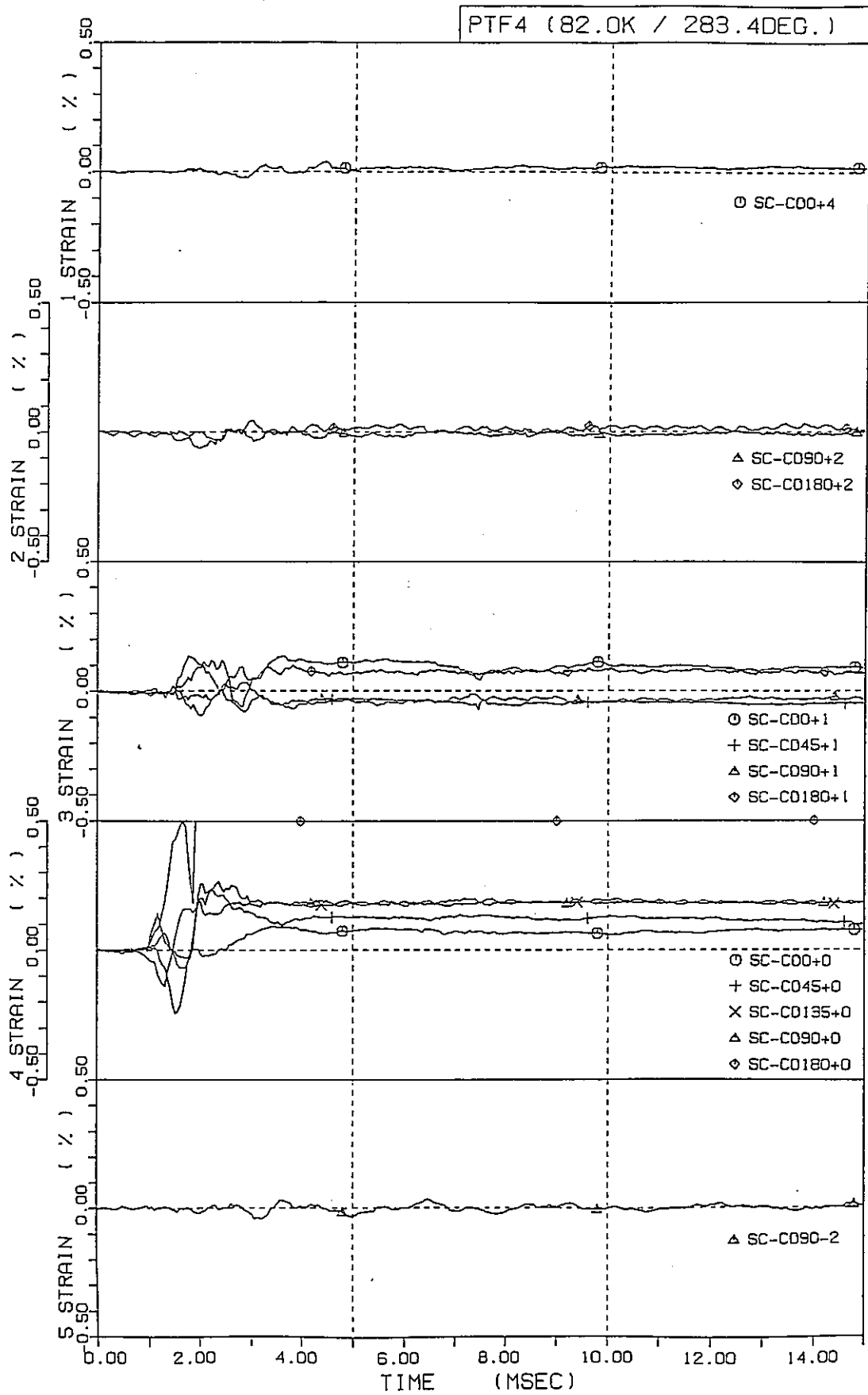


図4.1.3-10 カランドリア管軸方向歪 (PTF-4)

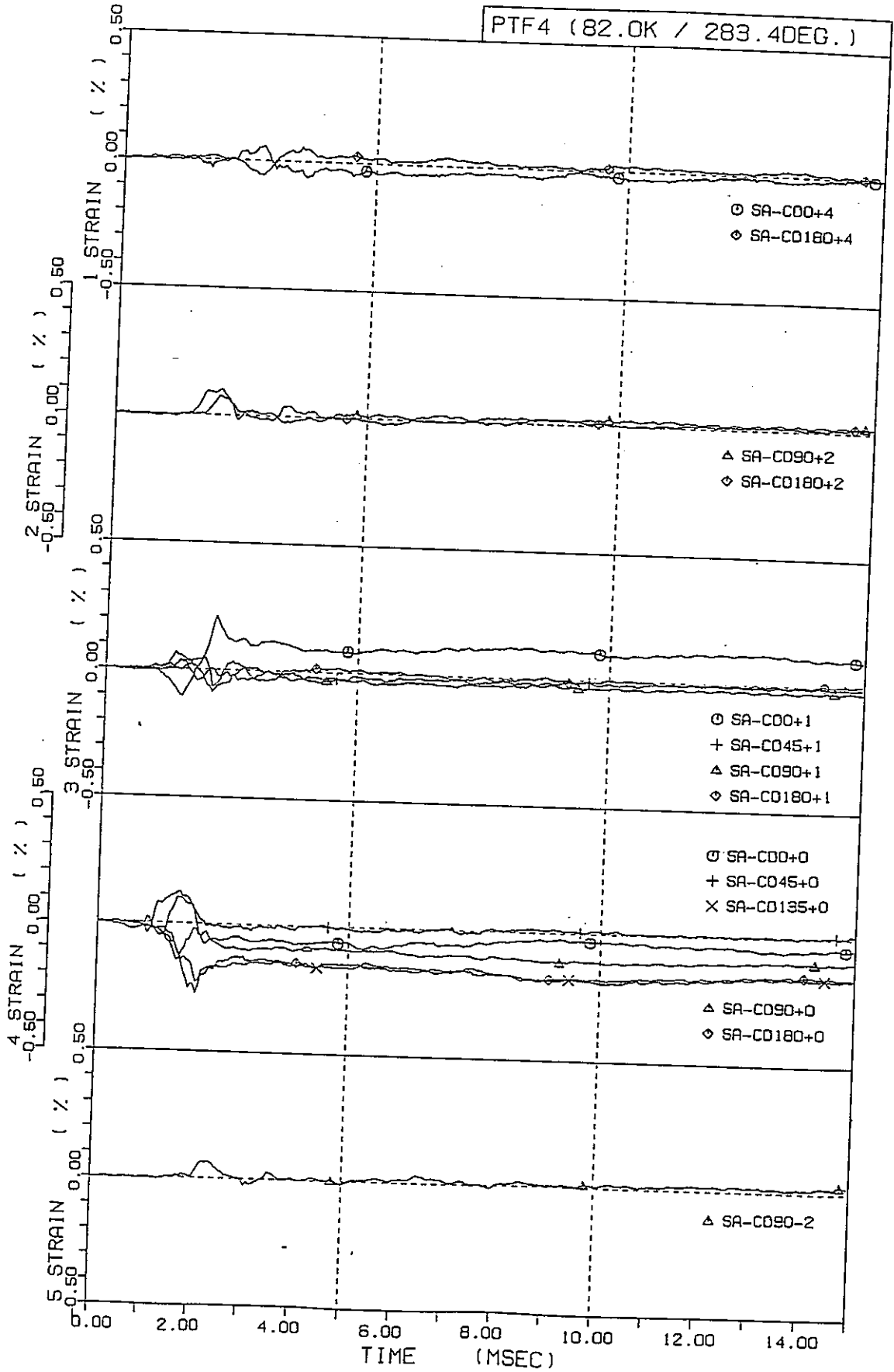


図4.1.3-11 カランドリア管周方向歪 (PTF-4)

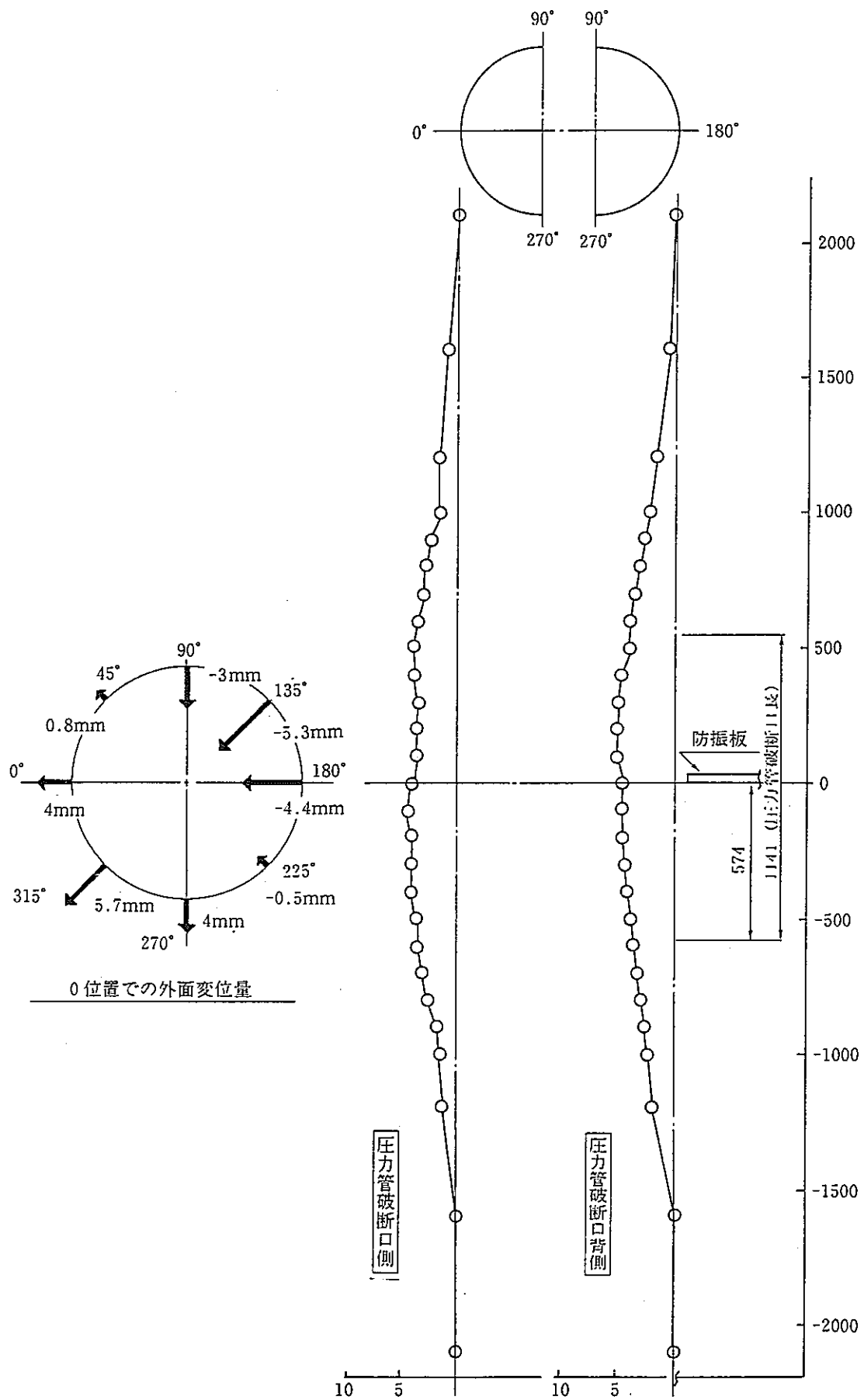


図4.1.3-12 カランドリア管変形量測定結果 (PTF-4)

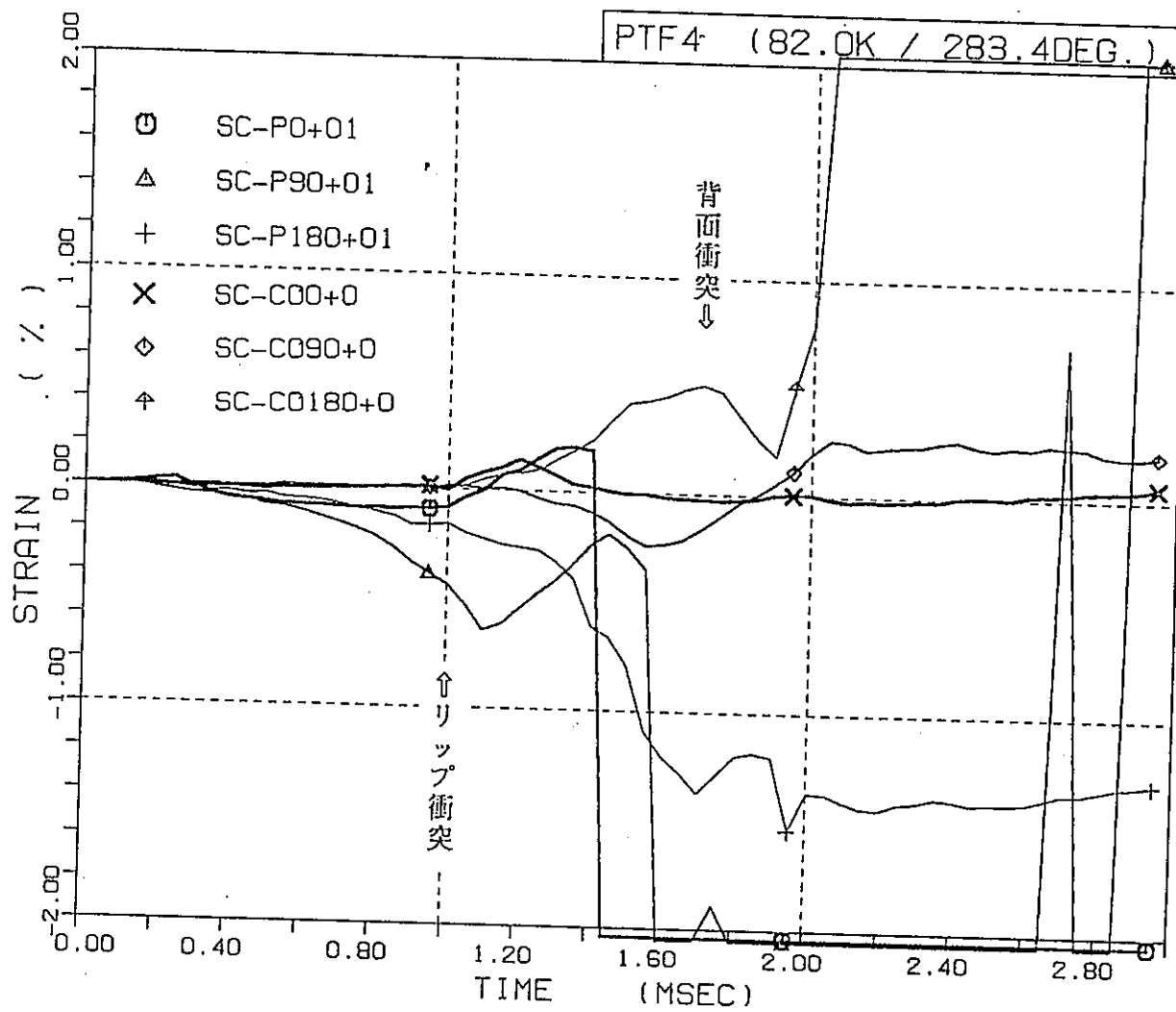


図4.1.3-13 リップ及び背面の衝突 (PTF-4)

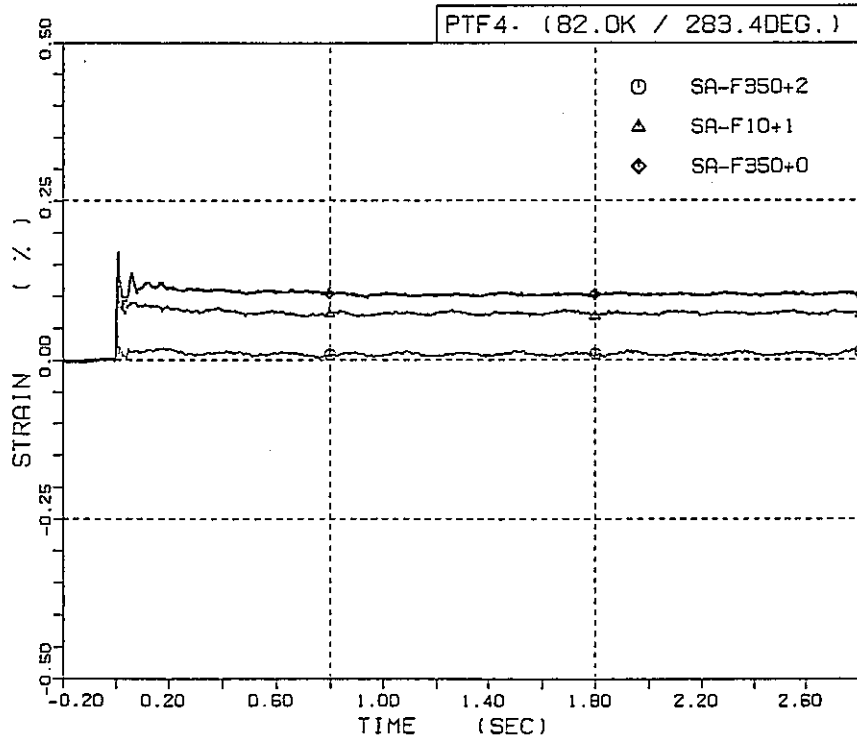
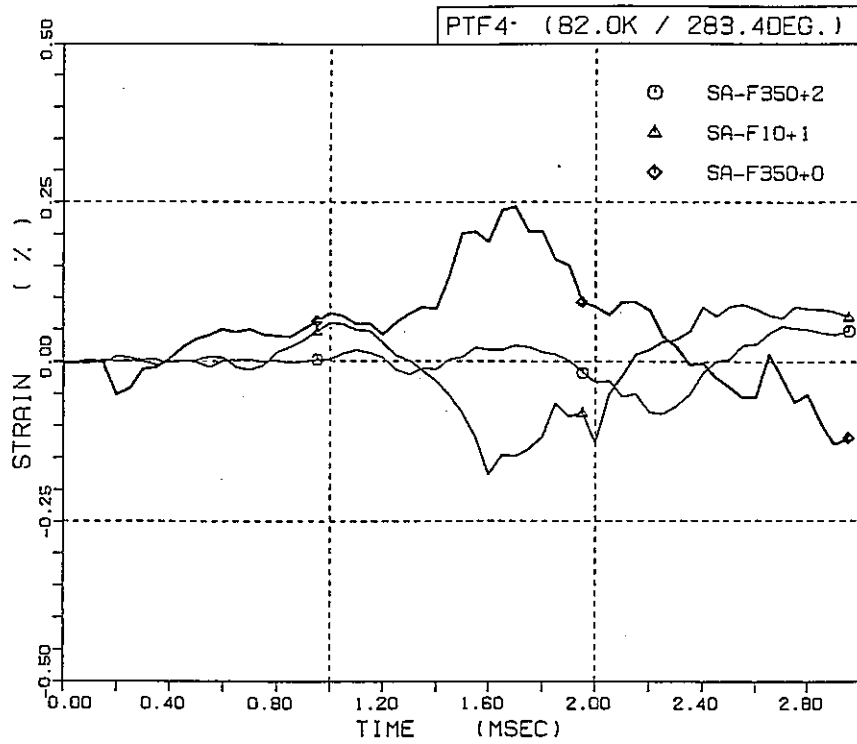


图4.1.3-14 模拟燃料集集体轴方向歪 (PTF-4)

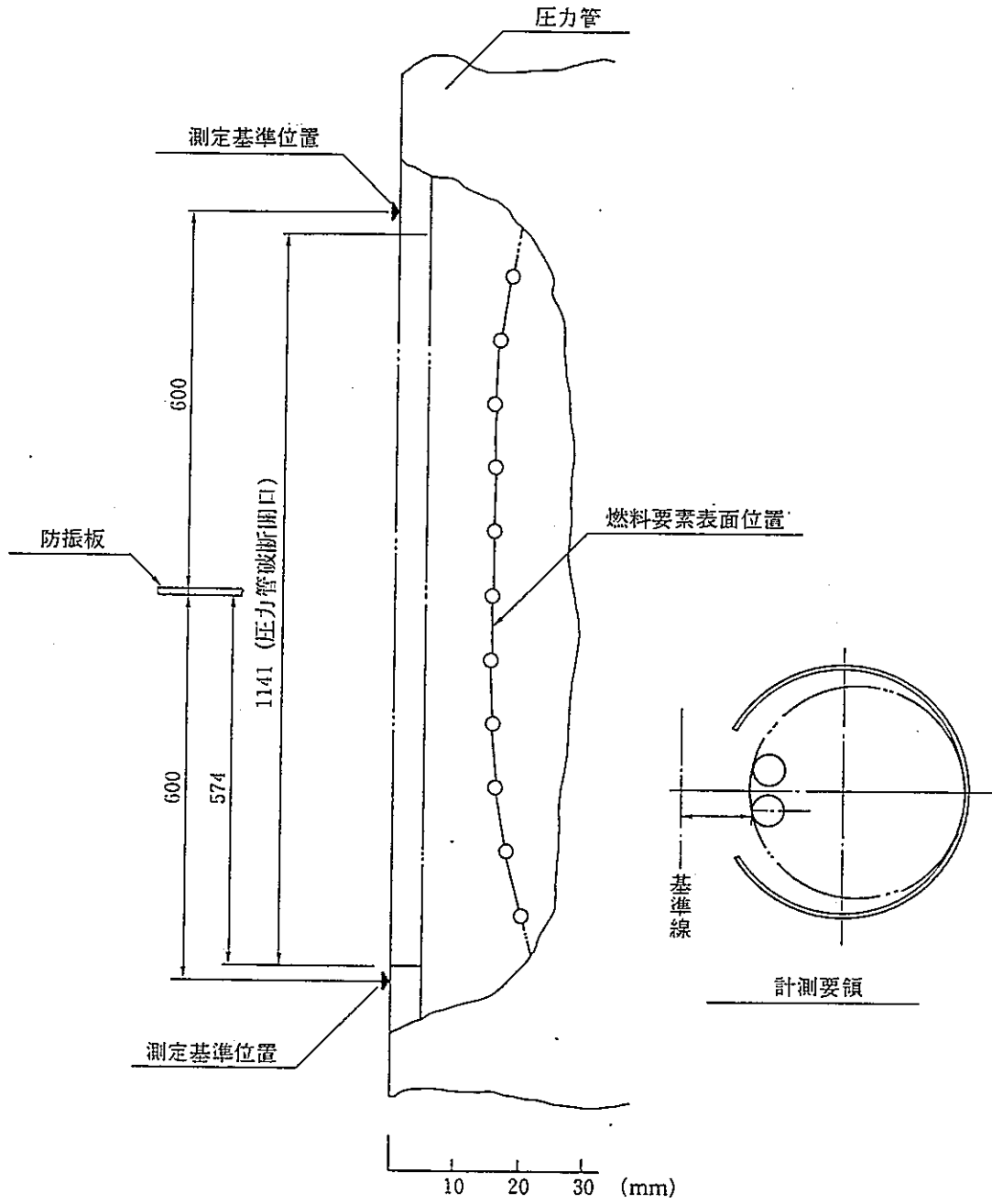
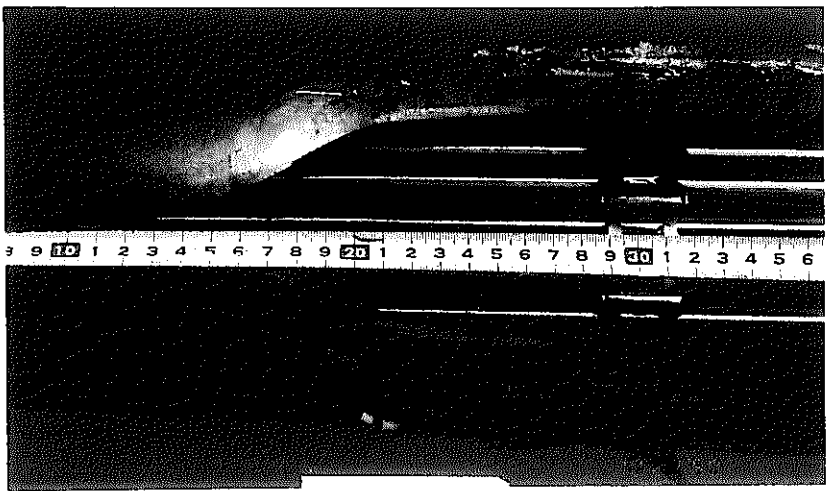
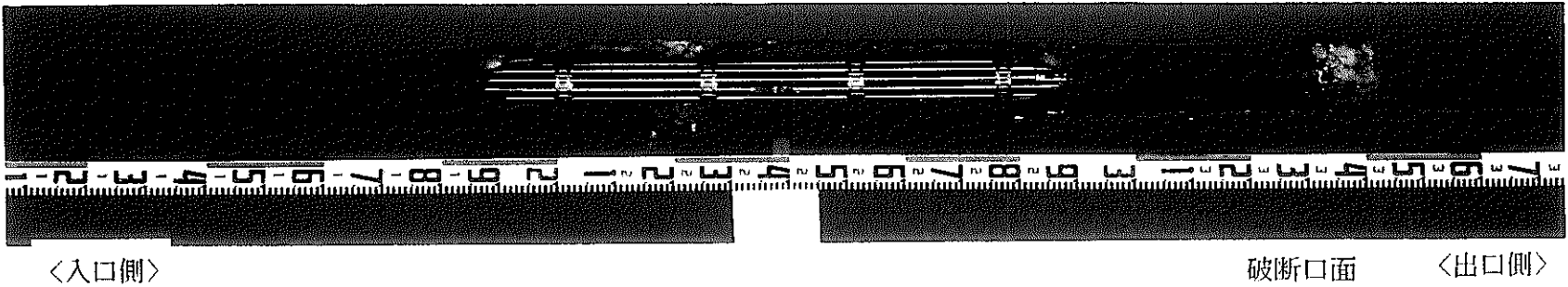
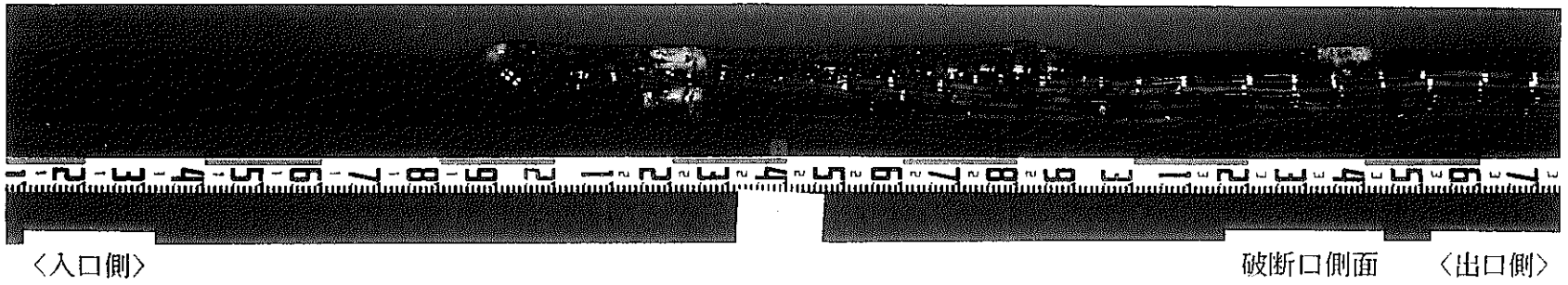
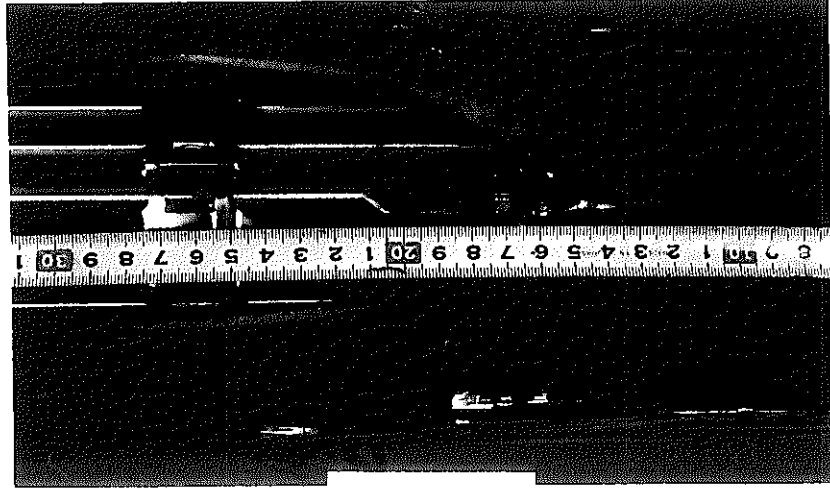


図 4.1.3-15 模擬集合体軸方向変形量 (PTF-4)

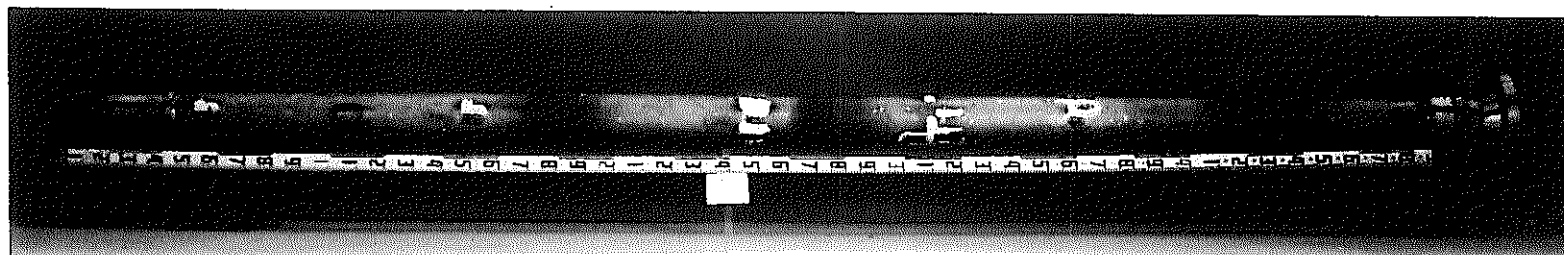


破断口入口側



破断口出口側

写真4.1.3-1 試験体圧力管 (PTF-4)



〈入口側〉

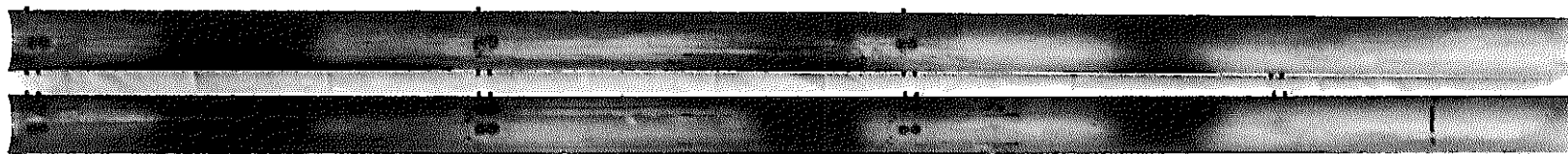
試験後外観

〈入口側〉

〈出口側〉

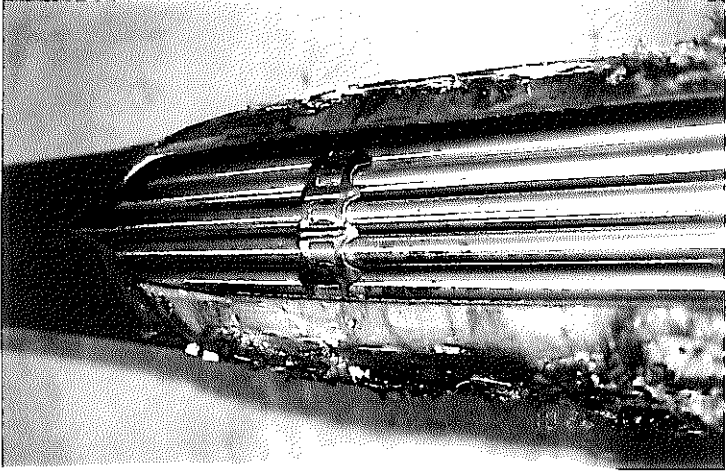
背側

破断口側

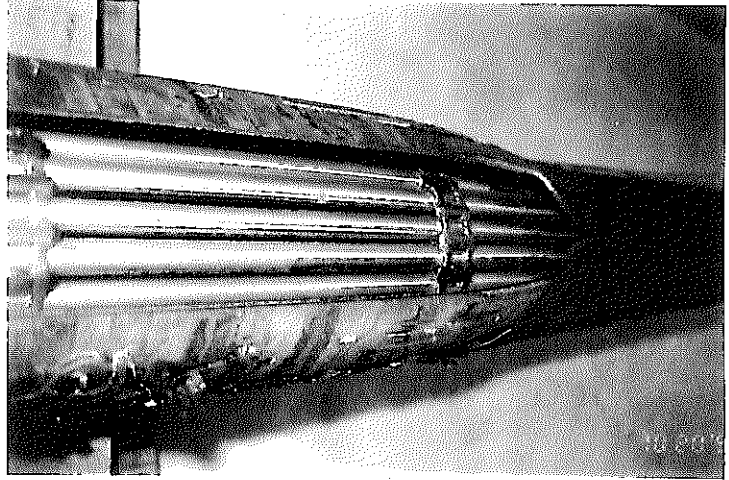


内面

写真4.1.3 2 試験体カランダリア管 (PTFE 4)



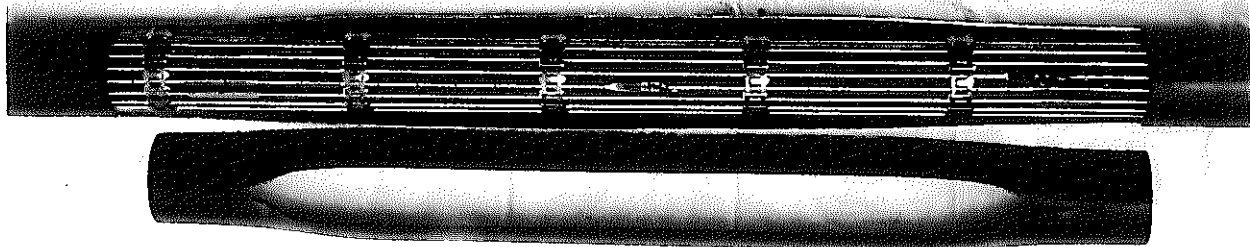
入口側



出口側



〈出口側〉



試験後形状

写真1.1.3 3 模擬燃料集合体 (PTF-1)

4.2 カランドリア管健全性試験

4.2.1 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。

4.2.2 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3～4ケースの実施を予定している。

平成2年度は、このうちベースケースとして、圧力管の予き裂の長いケース（CTI-1）と、短いケース（CTI-2）の2ケースを実施した。なお、以後ではCTI-1ケースについてのみ報告し、CTI-2ケース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4.2.2-1に示す。

4.2.3 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4.2.3-1に示す。

(1) 圧力管

試験体圧力管を、図4.2.3-1に示す。

圧力管の外表面には、 $74\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ で軸方向にスプリット破断するように、破断用予き裂（初期破断部は長さ300mm、ガイド部長さは初期破断部を含めCTI-1で3700mm、CTI-2で1000mm、ガイド部の残肉厚は、初期破断部肉厚の1.4倍）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4.2.3-2に示す。

圧力管の上下延長管はステンレス鋼であり、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を破断（圧力 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ ）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4.2.3-3に示す。

カランドリア管の上下部には、試験体管板にロールジョイントによって接合されている。

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、試験時の残留歪を測定するために図4.2.3-4に示すように罫書き線を入れる。

(3) 燃料集合体

模擬燃料集合体を、図4.2.3-5に示す。

模擬燃料集合体は、設計変更後の実機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に合わせた鉛合金を使用する。

4.2.4 試験装置

試験装置の概略フローを図4.2.4-1に、試験装置カランドリアタンクを図4.2.4-2～3に示す。破断チャンネルは、中央部とし、実機材料試験体用の試験部管板を使用する。

冷却材配管の取り合いは、模擬材を用いる試験体と高さ、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。

4.2.5 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4.2.5-1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破断による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，計測器センサ線を取り付けることによって試験結果に影響を及ぼす可能性のあるものについては削除することとした。

なお，今回の計測では，新たに罫書によるカランドリア管の残留歪計測と，カランドリア管の軸力計測も行う。

また，万一カランドリア管が破断した場合を想定し，内圧上昇試験に準じた計測項目を同時に計測する。

2) 計測器取り付け位置

計測器取り付け位置を図4.2.5-1～7に示す。

破断チャンネル部では，圧力管内圧，及び温度，カランドリア管歪を計測する。

圧力管の外部はセンサーのリード線が外部に引き出せないために計測器は取り付けない。アニュラス部についてはカランドリア管にボス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，原則として破断時熱流動試験及び内圧上昇試験に準じた。

3) 検出器取り付け要領

今回の計測において従来と異なった取り付け方法を用いる計測器，及び特殊な計測手法を用いる計測器についての取り付け要領を図4.2.5-8～10に示す。

4) データ収集

データ収集の方法を図4.2.5-10～11に示す。今回の試験では，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計算機によってエンドレスで収集

させておき、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データの収集、保存を行う。

今回の計測では、従来の破断時熱流動挙動試験等で計測開始のトリガー信号として使用していた圧力管のクラックゲージが取り付けられないため、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を介してトリガー出力信号として使用する。

4.2.6 試験手順

試験の手順を図4.2.6-1～2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。

なお、試験時のループ圧力が、試験ループの最高使用圧力（84kg/cm²g）に達するまで圧力管が破断しない場合には、一旦74kg/cm²gまで降圧した後、加圧ポンプで強制加圧して破断させる。

4.2.7 試験結果

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、考察を加える。

(1) 圧力管の破断条件

本年度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と、実機実証炉の運転条件を表4.2.7-1に示す。

(a) 破断圧力及び破断時冷却材温度

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74kg/cm²gよりも7%高い79.3kg/cm²gで破断した。また、破断時の冷却材温度は285°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

今回の試験では、圧力管にクラックゲージを取り付けていない。そのため、圧力

管内の圧力挙動からき裂速度を算出する。図4.2.7-1に破断直後の圧力管内の圧力変化を示す。破断時の圧力管内の圧力低下には圧力伝播によるものと、き裂の発生によるものの2種類がある。図4.2.7-2に示す破断時熱流動挙動試験（PTF-3）の結果からわかるように、圧力管が破断すると、まず急激な圧力低下が、破断開始の位置から上下方向にほぼ音速で伝播する。その後、き裂の進展にともなって、破断口からの冷却材が流出してさらに圧力が低下する。1度目の圧力伝播による圧力低下は、これまでの試験結果では±2位置では破断圧力の約77%、-4位置では約79%まで急激に低下する。その後いき裂の進展によって約54%までさらに低下する。

今回の試験においては1度目の圧力低下によって約53%まで圧力が低下しており、1度目と2度目の圧力低下が連続して起こったと考えられる。従って、±2位置では破断圧力の77%、-4位置では破断圧力の79%まで低下するまでにき裂が測定位置まで達したものとしてみ裂進展速度を算出する。

今回の試験の破断圧力は $79.3\text{kg}/\text{cm}^2$ であるからき裂は±2位置では圧力管内圧力が、 $61.0\text{kg}/\text{cm}^2$ 、-4位置では $62.6\text{kg}/\text{cm}^2$ に達する以前に進展したと考えられる。こうして算出したき裂進展速度を図4.2.7-3に示す。本試験におけるき裂進展速度は、約 $1137\sim 1220\text{m}/\text{sec}$ であった。

(c) 破断口開口形状

図4.2.7-4に破断後の圧力管の外観を、また図4.2.7-5には圧力管の開口形状を示す。き裂は、試験体軸方向中央部で破断を開始した後、ガイドき裂部の上下方向に進展し、ガイドき裂端部から上下にそれぞれ約86mm、48mm進んで停止している。圧力管の開口部の幅は34～44mmであり、破断直後に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）、圧力管内外の圧力差がなくなった時点でスプリングバックして最終形状に至ったと考えられる。

き裂のうち、ガイドき裂から進展した部分では開口のリップに波打ちが発生し、また上部のき裂進展部では、2本の被覆管が、リップにはさまれて圧力管からはみ出した形になっていた。

(2) 熱流動挙動

ここでは、破断後の圧力管内及びアニユラス部の冷却材圧力変化について、破断時熱流動挙動試験（PTF-3, PTF-4）の結果と合わせて時間を追いながら示し、考察を加える。

(a) 破断～10 msec

破断が開始する+0レベル（防振板近傍）の位置では、図4.2.7-6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。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。

$$\begin{aligned} \Delta P &= P_s(T) - P_n \\ &= 0.252 \frac{\sigma^{3/2} Tr^{13.73} (1 + 1.4 \Sigma'^{0.8})^{0.5}}{\sqrt{k T_c} (1 - v_f/v_g)} \end{aligned}$$

ここで、 $P_s(T)$ は温度 T の飽和圧力、 P_n はアンダーシュート時の下限圧力、 Tr 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4.2.7-7に示す。

Alamgir-Lienhard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、圧力管内の圧力はほぼ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、き裂開口範囲のアニユ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。き裂が長い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4.2.7-6(1/3)よりわかる。PTF-4のケースでは、図4.2.7-6(2/3)に示す15 msecの範囲ではアニユラス部の+0の位置に圧力上昇が観測されていないが、破断後約35 msecで急激に約60 kg/cm²まで圧力が上昇する。この事象はPTF-3と比較すると不自然であり、圧力管が圧力計測部を塞いだ事により、圧

力計測が正常に行えなかったものと考えられる。従って、PTF-4のケースにおいても、破断後約35 msecの圧力上昇の程度から推定して、PTF-3と同程度に（約5 msec後に55～60 kg/cm²g にまで）アニユラス部の圧力が上昇していたものと考えられる。

一方、き裂範囲以外のアニユラス部圧力（PTF-3：+4，-4；PTF-4：+2，+4）は、徐々にしか上昇せず、破断後15 msec後で10～20 kg/cm²g程度の圧力上昇にとどまる。

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、4.1で述べたように破断後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4.2.7-8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ユラス部では、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になると仮定すると、二相部のクオリティは、PTF-3のケースの場合、以下ようになる。

・拡張による空間容積増：2.36倍

$$\left\{ 0.00495 \text{ m}^3 \left[\begin{array}{l} \text{破断前の} \\ \text{P/T内断面} \end{array} \right] \xrightarrow{2.36\text{倍}} 0.01168 \text{ m}^3 \left[\begin{array}{l} \text{C/T内面に} \\ \text{P/Tが内接} \end{array} \right] \right\}$$

・破断前の冷却材の状態： $P = 81 \text{ kg/cm}^2\text{g}$, $T = 283^\circ \text{C}$

$$v = 0.00134 \text{ m}^3/\text{kg}, \quad h = 300 \text{ kcal/kg}$$

・破断後の冷却材の状態： $P = 55 \sim 60 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ であるので $60 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ を

代表値とすると、その時の蒸気物性は

$$v' = 0.00131 \text{ m}^3/\text{kg}, \quad v'' = 0.03313 \text{ m}^3/\text{kg}$$

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、

$$0.00131(1-x) + 0.03313x = 0.00134 \times 2.36$$

$$x = 0.058$$

となる（ボイド率換算で約60%となる）。

(b) 約10 msec～0.2 sec

図4.2.7-9に示すように、き裂範囲外の圧力管内圧力（PTF-3：+4，-4，PTF-4：+4，-2，CTI-1：-4）は、破断後10～20 msecで破断前の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程度まで一定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、及びアニユラス圧力は、冷却材の出入口管からの流入によって徐々に上昇し、圧力管内圧力は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抜管後のアニユラス空間容積が小さいPTF-3の方が速く、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。

(c) 約0.2 sec～0.7 sec

図4.2.7-10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（PTF-3及びPTF-4：68kg/cm²g）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。圧力管内の冷却材は、き裂範囲外のアニユラス空間へき裂端部から上下に流出し、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。この流入は、圧力管内圧力とウォータドラム又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。図4.2.7-10に示すように、圧力管内圧力とウォータドラム(W/D)又は蒸気ドラム(S/D)の各圧力が等しくなる時間は、

PTF-3 : 約0.55秒(W/D) , 約0.45秒(S/D)

PTF-4 : 約0.7秒(W/D) , 約0.6秒(S/D)

CTI-1 : 約0.6秒(W/D) , 約0.45秒(S/D)

である。この時間はき裂長の短いPTF-4のケースが長い。これは図-4.2.7-8に示すようにPTF-4のき裂範囲外のアニユラス空間がPTF-3及びCTI-1に比べて大きく、従ってアニユラス部への流入量が多く、その結果、圧力管内に流入する流量（出入口管部の圧損で規制される）との差による圧力管内圧力の回復が遅れるためと考えられる。

(d) 約0.7 sec 以降

図4.2.7-11に示すように、0.7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。ウォータ・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、

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

で表される。ここに、 a 、 ρ はそれぞれ流体中の音速、流体の密度である。

試験の結果は、図4.2.7-11に示すように圧力上昇を開始する0.7～0.9 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・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・ハンマが生じるのかを特性曲線法⁽²⁾を用いた計算によって検討する。

まず、計算モデルを図4.2.7-12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表4.2.7-2に示す通りであり、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。解析においては、図4.2.7-12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。

解析の結果を試験の結果と比較して図4.2.7-13に示す。解析では、ウォータ・ハンマ事象のみを計算しているため、解析結果の定常圧力を試験の定常圧力と一致させるようにして示している。まず、最大圧力上昇を定常圧力からの差圧で表すと、PTF-3では 12.5kg/cm^2 (14.5kg/cm^2 ; カッコ内は試験結果)、PTF-4では 18.8kg/cm^2 (23.3kg/cm^2)、CTI-1では 9.5kg/cm^2 (10kg/cm^2)であり、き裂長の短いPTF-4のケースが圧力上昇が大きくなる傾向を再現している。この圧力上昇の大きさは、解析では流速の低下速度（流量低減率）に依存し、低下速度が大の場合に圧力上昇は大となる。試験の結果では、PTF-4の流量の低下速度が他に比べて大きく、この効果が圧力上昇に影響していると考えられる。

次に、圧力上昇の生起時間については、図4.2.7-13に示すように、試験と解析ではPTF-3及びPTF-4について-0.2sec程度（解析の方が遅れる）、また、CTI-1について+0.15sec程度のズレが生じており、この原因については今後検討を要する。

また、ウォータ・ハンマの振動周期については、解析結果は約0.3secであり、図4.2.7-14⁽²⁾に示すように、出入口管の管長 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となっている。一方、試験において観測された周期は各ケースとも約0.37secであり、解析結果と若干のズレが生じている。図4.2.7-10(2/3)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0.09secであり、圧力管～ウォータドラムまでの入口管長は74mであるので、圧力波伝波速度は $74/0.09=822$ m/secと推定され、 $4t=0.36$ secとなって試験の周期にほぼ一致する。従って、試験では破断に伴って出入口管部に二相部が出現することにより、圧力波の伝波速度（音速）が解析で用いた値（954m/sec）よりも13%程度小さかったものと考えられる。

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～10msec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、き裂範囲外のアニユラス空間はき裂長の短いPTF-4の方が容積が大となる。10msec～0.2sec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、0.2～0.7secの間には引き続き、圧力管のき裂端部からアニユ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、PTF-4のケースはPTF-3に比べてアニユ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（PTF-3では0.7～0.75sec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、PTF-4では0.8～0.85secで最大となり、かつPTF-3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、PTF-3では冷却材の加速時間が短く流量変化が滑らかに推移するのに対し、PTF-4では加速時間が長いこと流速がより大となり、アニュラス空間が液相で満たされると同時に流入量（流速）が急激に低下するものと考えられる。

CTI-1のウォータハンマ現象に関しては、PTF-3及びPTF-4と比較してピーク圧力が小さく、また、ピーク圧力の発生が0.17秒程度遅れる傾向にある。これらの理由については、両試験の相異点であるカランドリア管の材質、寸法、アニュラス部の構造、寸法を考慮して検討を行う必要がある。

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定常となりCO₂系迄が液相で満たされる）3 sec までの流入量は、図4.2.7-15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0.05 m³となる。一方、アニュラス及びCO₂系の容積は、図4.2.7-16に示すように約0.053 m³（PTF-3, 4）及び約0.046 m³（CTI-1）であり、上記の流入量にほぼ一致する。

(3) 圧力管とカランドリア管の変形挙動

(a) 圧力管

圧力管の試験後の開口幅は、図4.2.7-5に示すように本試験では33～44 mm、破断時熱流動挙動試験では図4.1.3-9に示すようにPTF-3で77～81 mm、PTF-4で76～81 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、4.1で示したように、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。ここでは、各材料の応力-歪特性に基づき、スプリングバックの挙動を考察する。

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4.2.7-17に示すように、破断前の圧力管上の歪を零として、PTF-3、4及びCTI-1とも圧力管の内面で0.76%、外面で-0.71%となる。図4.2.7-19に示す破断口背面部の歪量（計測結果）は、圧力管がカランドリア管に内接したと考えられる2 msec以降は-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4.2.7-17に示すように、試験後の開口幅の計測結果から（き裂中心部の開口幅を代表値として用いる）、圧力管内面及び外面の残留歪は各々PTF-3（PTF-4）で0.64%（0.61%）、-0.59%（-0.57%）であり、CTI-1で0.34%、-0.31%となる。

これらの歪変化を、応力-歪線図上で考えた場合、図4.2.7-18に示すように、内圧の作用による拡張によって圧力管表面で0.7~0.8%程度に変形したのち除荷されたとすると炭素鋼材の圧力管では0.6%程度の、またZr-Nb材の圧力管では0.3%程度の残留歪となり、この歪量は上記の仮定のもとで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-Nb材については、ふげんの監視試験片と同じ圧力管材（非照射）を300℃条件で引張試験（周方向）した結果⁽³⁾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、圧力管の拡張が今回の試験程度である場合には圧力管の残留歪を予測できると考えられる。

(b) カランドリア管の過渡時歪挙動

圧力管衝突時のカランドリア管の変形は、破断時熱流動挙動試験（SUS製模擬管）では図4.2.7-19及び図4.2.7-20に示すように、いったん楕円状に変形した後、全体的に拡張変形し、その変形がそのまま残留し、この時の歪量は0.2~0.6%程度である。一方、CTI-1（Zry-2製実機管）の試験では、図4.2.7-21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、0.2~0.25%程

度にまで減少する。また、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。

以上の歪変化を、圧力管の開口変形と同様に材料の応力-歪特性に基づいて、破断後初期の衝突時とその後の内圧上昇時に分けて考察する。

(衝突時)

圧力管破断後の衝突時(0~3 msec)の温度条件(70℃)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4.2.7-22に示す。前者はPTF-4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⁽⁴⁾。応力-歪特性を求めたZry-2材とカランドリア管健全性試験に用いたZry-2材は同一材料ではないが、単軸引張試験から得られた降伏強さ、引張強さが10%以内で一致するため、図4.2.7-22に示す特性を用いる。

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。

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範囲(~1 sec)では、カランドリア管の外表面温度は、破断時熱流動挙動試験では200℃以上に上昇するのに対し、カランドリア管健全性試験では約120℃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(PTF-3:87.5 kg/cm²g, PTF-4:95 kg/cm²g)の応力でたかだか15 kg/mm²であり、温度上昇による材料強度の低下(ステンレス鋼材(SUS304)では、300℃で降伏強さが20 kg/mm²程度になる)を考慮しても内圧上昇に対しては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4.2.7-23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。上記Zr-2材料の150℃(CTI-1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4.2.7-22に示す通りであり、ピーク圧力(81kg/cm²g)時には約0.6%の歪量となり、除荷後の残留歪は約0.3%となる。この残留歪は、後述する試験後の残留歪測定結果(0.4~0.5%)よりも若干小さいが、内圧が作用する範囲はカランドリア管材が降伏領域に入っており、応力-歪曲線の傾きが小さくなり、内圧の影響を大きく受け易いことと、材料強度のバラツキにも大きく左右される。従って、今後は、試験体の温度とその時の応力-歪特性を明らかにし、詳細な検討を行っておく必要があると考えられる。

(c) カランドリア管の残留変形及び残留歪

図4.2.7-24に示すように、カランドリア管表面には上部管板と下部管板のき裂端部に圧力管のリップ部の波うちによって外側へ押し出されたと考えられる局所的な変形(膨らみ)が数カ所発生していた。軸方向の3箇所を外周長を測定し、試験前の外周長との比で周方向平均歪を求めると0.4~0.5%であった。

(4) カランドリア管の軸力挙動

図4.2.7-25に示すようにカランドリア管には圧力管破断後約8msecの間に5.6ton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、3sec後には5.1tonの定常引張荷重となった。今回の試験においては、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4.2.7-26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(3sec)時の材料温度を示す。但し、上部延長管の温度については測定さ

れていないため、破断前を100℃、破断後の定常時を280℃と仮定した。

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4.2.7-26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。

$$\begin{cases} \varepsilon_1 E_1 A_1 = \varepsilon_2 E_2 A_2 & (= F_T : \text{軸力}) \\ \Delta \ell_1 + \Delta \ell_2 = \varepsilon_1 (\Delta \ell_1 + \ell_1) + \varepsilon_2 (\Delta \ell_2 + \ell_2) \end{cases} \dots (\text{図4.2.7-26より})$$

この2式より、軸力 F_T は

$$F_T = \frac{E_1 A_1 E_2 A_2 (\Delta \ell_1 + \ell_1)}{E_2 A_2 (\Delta \ell_1 + \ell_1) + E_1 A_1 (\Delta \ell_2 + \ell_2)} = 12.6 \text{ TON (圧縮)}$$

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、

$$F_L = 5.1 \text{ ton (引張)}$$

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）、

$$F_P = F_T + F_L = 17.7 \text{ ton (引張)}$$

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、

$$F_{AT} = C_2 \cdot \Delta T_2 \cdot E_2 \cdot A_2 = 5.7 \text{ ton (圧縮)}$$

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、

$$F_{AL} = F_P - F_{AT} = 12.0 \text{ ton (引張)}$$

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C/Tに作用した軸力が5.1 ton（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1.2 ton (引張) がC/T に作用したと推定される。しかし、いずれもC/T の許容軸力3.7 ton⁽⁵⁾ を下回っており、ロールジョイント部の健全性は確保されと考えられる。

カナダの文献⁽⁶⁾ 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、

$$F_p = 2 \pi r^2 \left(\frac{R}{R+1} \right) \cdot P_i$$

$$= 24.5 \text{ TON}$$

$r = \text{C/T内半径}$, $P_i : \text{内圧}$
 $R = \text{異方性パラメータ}$
 $\left. \begin{array}{l} \text{“}^{(6)}\text{”によれば } R = 3 \sim 4 \text{ と推定されている。} \\ \text{従ってここでは } R = 3.5 \text{ を使用する。} \end{array} \right\}$

なり、上記推定値17.7 ton より大きい値となる。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 $R = 1.3$ となる。

(5) カランドリア管の温度挙動

図4.2.7-27に、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116℃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、その後各計測点ではそれ以上の温度上昇は観測されなかった。この温度上昇はCTI-1ではPTF-3, 4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70℃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、PTF-3, 4のようにドライアウトは生じなかった。

(6) カランドリアタンク内圧挙動

図4.2.7-28に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20 msec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-D1315-0;カランドリア管表面から約200 mmの位置)で、破断後

約1 msecに 5 kg/cm^2 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。

4.2.8 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 $79.3 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、 285°C の冷却材条件で破断し、カランドリア管は周長で約0.4%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 1200m/sec であり、圧力管に炭素鋼を用いた従来の試験におけるき裂進展速度の約4倍であった。また、圧力管のき裂が進展した部分では、破断開口部に波打ちが見られた。
- (3) 破断後のアニュラス圧力上昇挙動は、き裂長に依存し、き裂長が短い(1 m)ケースが長い(3.7 m)ケースに比べてアニュラス圧力のピーク値が大であった。ピーク圧力とその後の圧力振動は、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ー・ハンマー現象と考えられる。
- (4) 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。
- (5) 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。

- (6) 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、試験の結果から約 12 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。
- (7) 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 120℃に留まった。

4.2.9 参考文献

- (1) Md. Alamgir et.al., Correlation of Pressure undershoot during hot-water depressurization: Trans. of the ASME, Vol.103 (1981)
- (2) 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
- (3) 小池 通崇, 谷山 定美 他, 「ふげん」圧力管材料の監視試験, 第1回取り出し圧力管材料の照射後試験: PNC ZN 9410 86-078 (1986)
- (4) 小口, 清水 他, 実証炉カランドリア管バースト試験: PNC ZJ 302-85-20 (1985)
- (5) ㈱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)

表 4.2.2-1 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
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4.2.3-1 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 内径 肉厚 長さ 初期亀裂 (設定) 延長管接続	Zr-2.5Nb 117.8 mm 4.3 mm 4940 mm 無し	Zr-2.5Nb 117.8 mm 4.3 mm 4940 mm 300mm × 3700mm (CTI-1) 300mm × 1000mm (CTI-2) (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		ロールドジョイント 有り 有り	ロールドジョイント 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 外径 肉厚 長さ 管板接続 溶接方向	Zry-2 162.2 mm 1.9 mm 4470 mm (上下管板間) ロールドジョイント 任意	Zry-2 162.2 mm 1.9 mm 4470 mm (上下管板間) ロールドジョイント 試験体完成後決定
(4) 燃料集合体	形状・寸法 材質	合理化検討 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 寸法(高さ) (径)	SUS 304 4470 mm (上下管板間) 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	ファン数 材質 板厚	616 Zry-2 10 mm	97 SS 41 8 mm
(9) タンクラプチャー ディスク	口径 破断圧力	600A/550A 1.3kg/cm ²	600A 1.3kg/cm ²
2. 初期運転条件			
(1) 冷却材	圧力 温度 クオリティ 流量	75kg/cm ² (炉心入口) 274 °C (炉心入口) 入口 0% ~ 出口 16% 53m 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 % 53m ³ /h (約11.1kg/s)
(2) アンユラス	ガス成分 ガス流量 ガス圧力	CO ₂ 40 Nm ³ /h 0.15kg/cm ²	CO ₂ (破断前に停止) (大気圧)
(3) 重水	温度 圧力 流量 循環系統	70°C ~ 40°C (タンク流入時49°C) 1.1 kg/cm ² (下部管板) 3600 m ³ /h 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 4.2.5 - 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	測定範囲	精度	応答周波数
1	歪ゲージ式圧力計	S T研究所 PHT 100 E S PHT 10 E S	試験部出入口の冷却材圧力 アニユラス部供給CO ₂ ガス圧力 カランドリアタンク内圧力 アニユラス部圧力	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	試験部出入口の冷却材温度 カランドリアタンク内水温 アニユラス部供給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	試験部出入口の冷却材流量	±100 cm ³ /H	±0.5 %FS	150 Hz
4	圧力計	K I S T L E R 6111Q	圧力管内部、アニユラス部圧力 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、アニユラス部温度 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ブチャ破断	—	—	—
8	加速度計	D J B 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 LO-20tz	C/T荷重	±20 Tf	±0.2% R0	—
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 4.2.7-1 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		CTI-1
		PTF-3 (H元年度実施)	PTF-4	
圧力管試験体	材 料	STPG42	STPG42	HT Zr-2.5Nb
	肉 厚	4.3mm	4.3mm	4.3mm
	予き裂長さ	0.3m	0.3m	0.3m
	ガイド長さ	3.7m	1.0m	3.7m
	破断開始点	中央	中央	中央
	き裂進展速度	200m/s	300m/s	1200m/s *
	破断設定圧力	59.0kg/cm ² g	74.0kg/cm ² g	74.0kg/cm ² g
	破断時圧力	81.0kg/cm ² g	82.0kg/cm ² g	79.3kg/cm ² g
	破断圧/設定圧	1.37	1.11	1.07
冷却材	破断時S/D 圧力	78.3kg/cm ² g	79.5kg/cm ² g	77.0kg/cm ² g
	温 度	283 °C	283 °C	285 °C
	ボイド率	0 %	0 %	0 %
	入口サブクール度	12 °C	13 °C	9 °C
	初期流量	8.3kg/s	11kg/s	11kg/s
カラ管試験体	材 料	SUS304	SUS304	Zry-2
	肉 厚	5.0mm	5.0mm	1.9mm
備 考				* 圧力管内圧力の変化から推定した速度である。

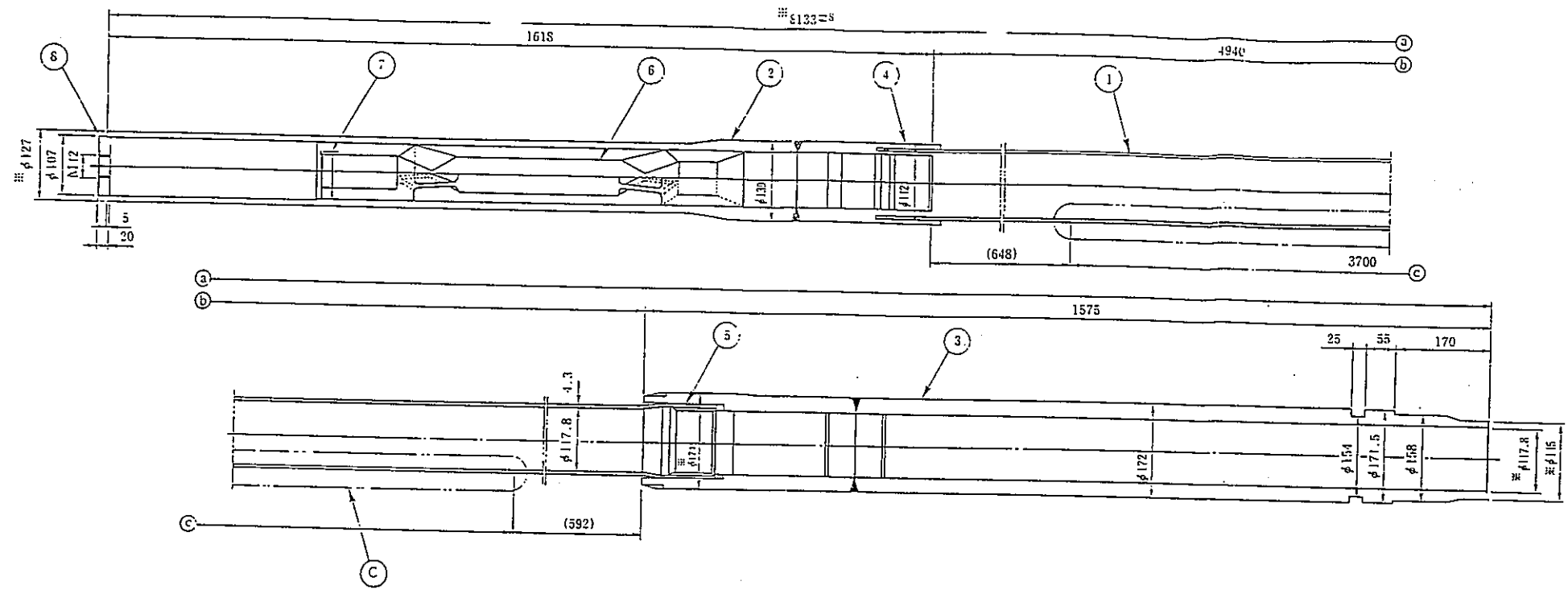
図 4.2.7 - 2 水撃解析に用いた特性一覧

ケース		寸法				構 造 材			流 体		備 考
		管 長	管内径	肉 厚	高低差	材 質	縦弾性係数	管摩擦係数	*音 速	密 度	
PTF-3	入口管	73.884 (m)	0.0971 (m)	0.0086 (m)	1.2 (m)	STPG38	1.9×10^4 (kg/mm ²)	0.0135	974.2 (m/s)	743.2 (kg/m ³)	音速=287℃飽和値 管摩擦係数(流量比)
	出口管	64.558	"	"	8.0	"	"	"	"	"	
PTF-4	入口管	73.884	"	"	1.2	"	"	"	"	"	
	出口管	64.558	"	"	8.0	"	"	"	"	"	
CTI-1	入口管	73.884	"	"	1.2	"	"	"	"	"	
	出口管	64.558	"	"	8.0	"	"	"	"	"	

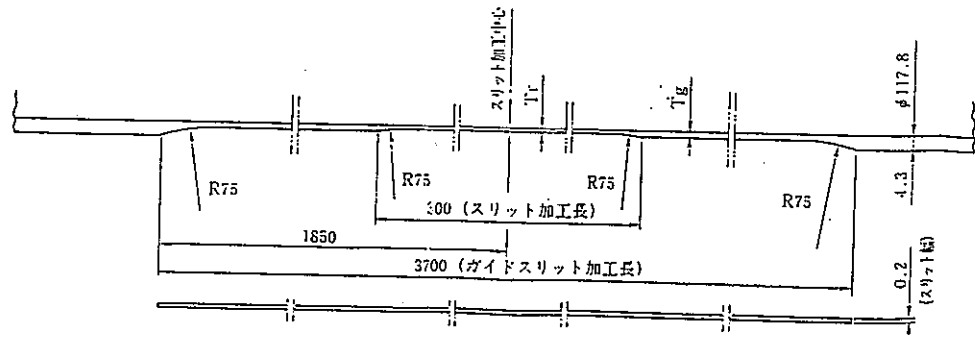
*解析では、管の弾性を考慮した以下の音速を用いる。

$$\text{音速 } a' = \frac{a}{\sqrt{1 + (K/E)(D/t)}} = 954.0 \text{ m/s}$$

K : 体積弾性係数
E : 縦弾性係数
D : 管内径
t : 管肉厚

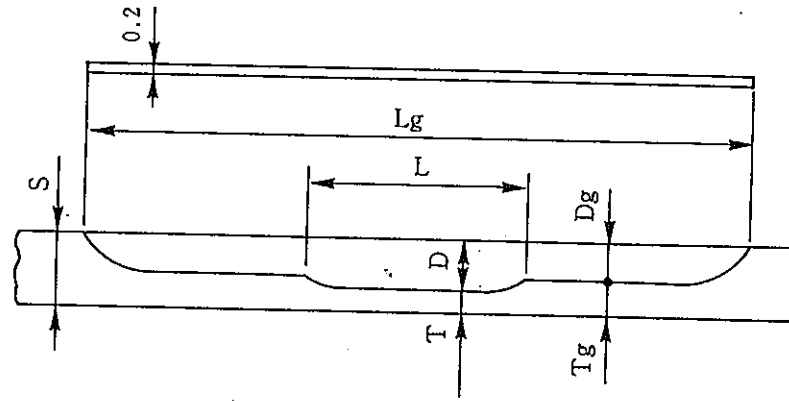
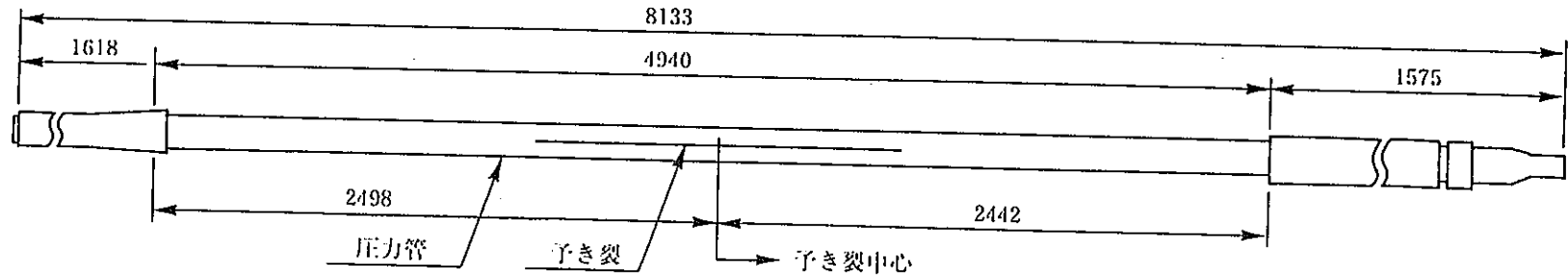


① (1:1) (C-3)



10	キー締付用ボルト	3	SUS304
9	キー	3	"
8	吊り括弧	1	SUS304
7	上部受けアブラ板	1	"
6	上部受けアブラ板	1	SUS304
5	下部受けアブラ板	1	SUS304Mod
4	下部受けアブラ板	1	インコネル600
3	下部圧力管延長管	1	SUS304Mod+SUS316
2	上部圧力管延長管	1	SUS304Mod+SUS316
1	圧力管本体	1	HTZr-Nb

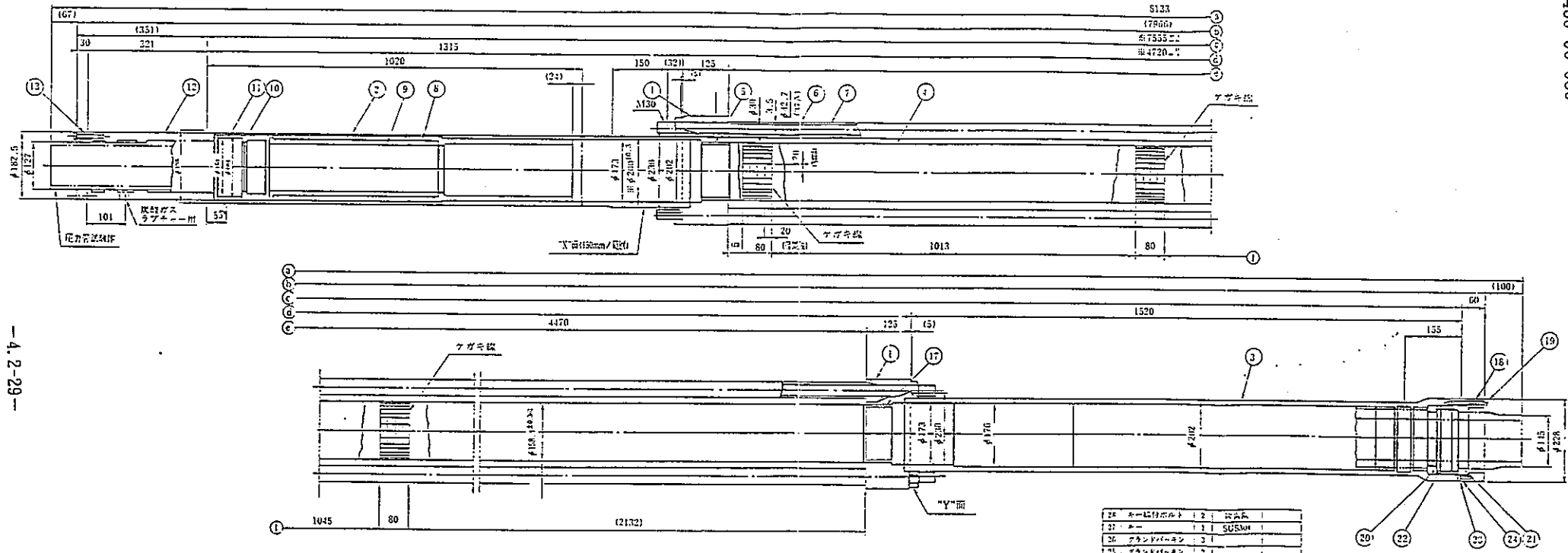
図 4.2.3-1 試験体圧力管



予き裂部断面

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	0.691mm	3.799mm	0.967mm	3.523mm	300mm	3700.5mm
CTI-2	2	75kg/cm ² G							

図 4. 2. 3 - 2 圧力管予き裂加工詳細



24	ネーミングボルト	1	2	固定用
23	ネー	1	1	SUS304
22	グラウンドバネ	3	1	
21	グラウンドバネ	2	1	
20	ネーミングボルト	4	1	固定用
19	ネー	1	2	
18	バネ	1	1	
17	バネ	1	1	
16	バネ	1	1	
15	バネ	1	1	
14	バネ	1	1	
13	バネ	1	1	
12	バネ	1	1	
11	バネ	1	1	
10	バネ	1	1	
9	バネ	1	1	
8	バネ	1	1	
7	バネ	1	1	
6	バネ	1	1	
5	バネ	1	1	
4	バネ	1	1	
3	バネ	1	1	
2	バネ	1	1	
1	バネ	1	1	

図4.2.3-3 試験体カランドリア管

下側

上側

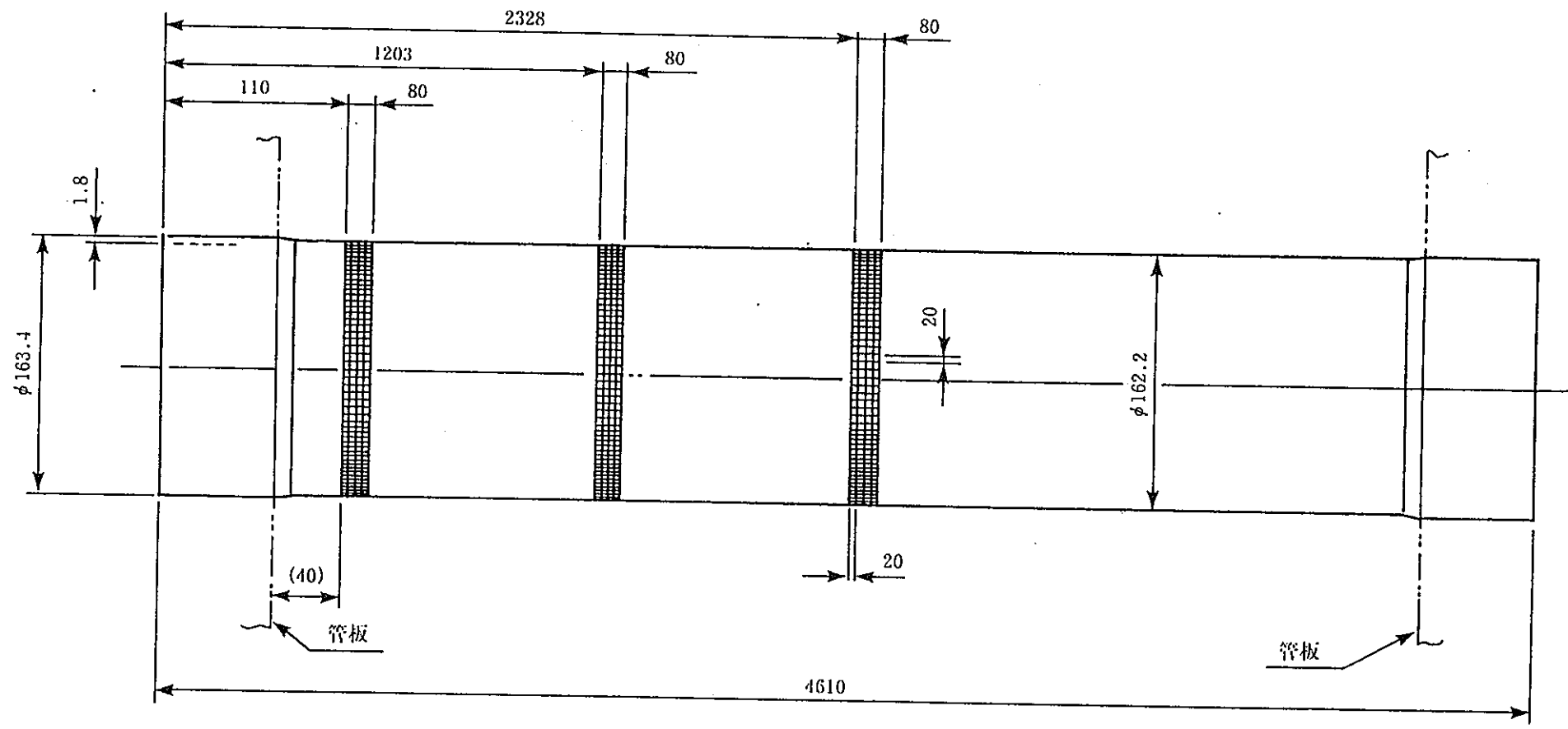


図 4. 2. 3 - 4 カランドリア管罫書要領図

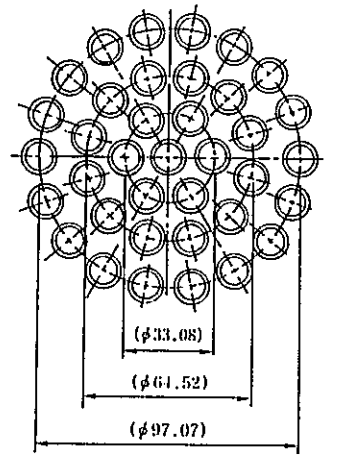
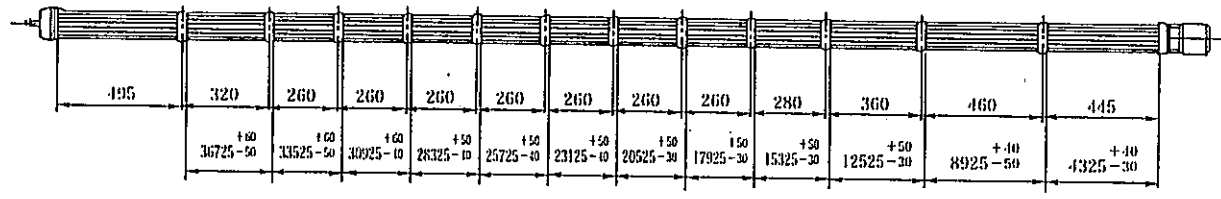
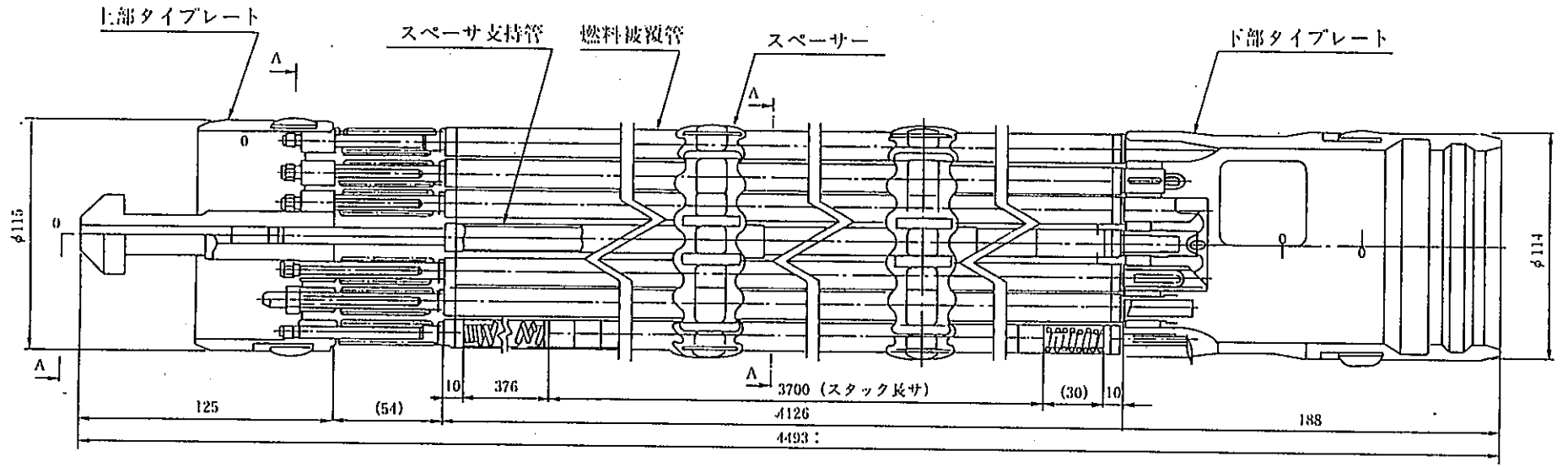


図4.2.3-5 模擬燃料集合体

A-A断面

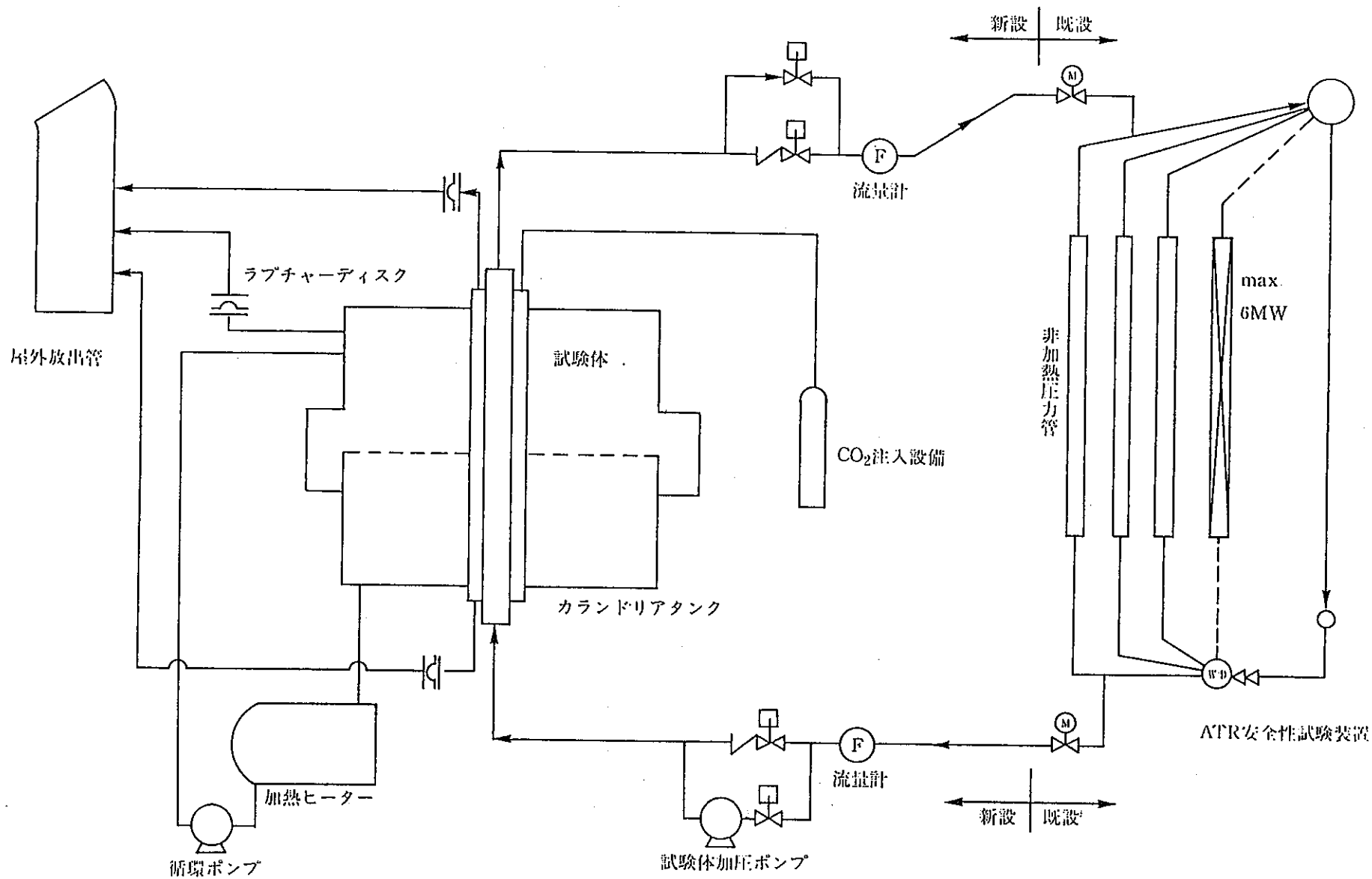


図 4. 2. 4 - 1 圧力管破断試験装置概略フロー

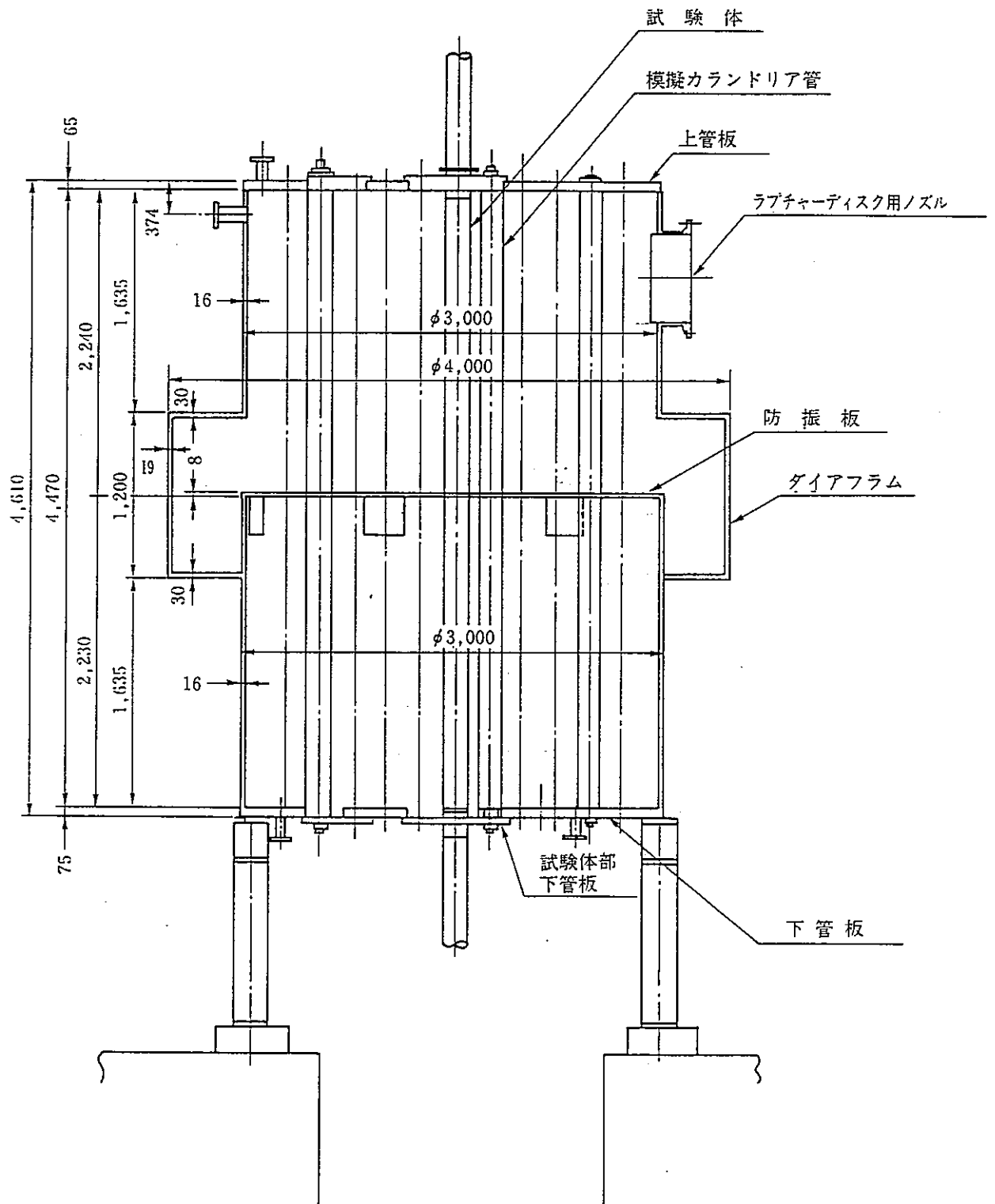


図4.2.4-2 カランドリアタンク形状 (側面)

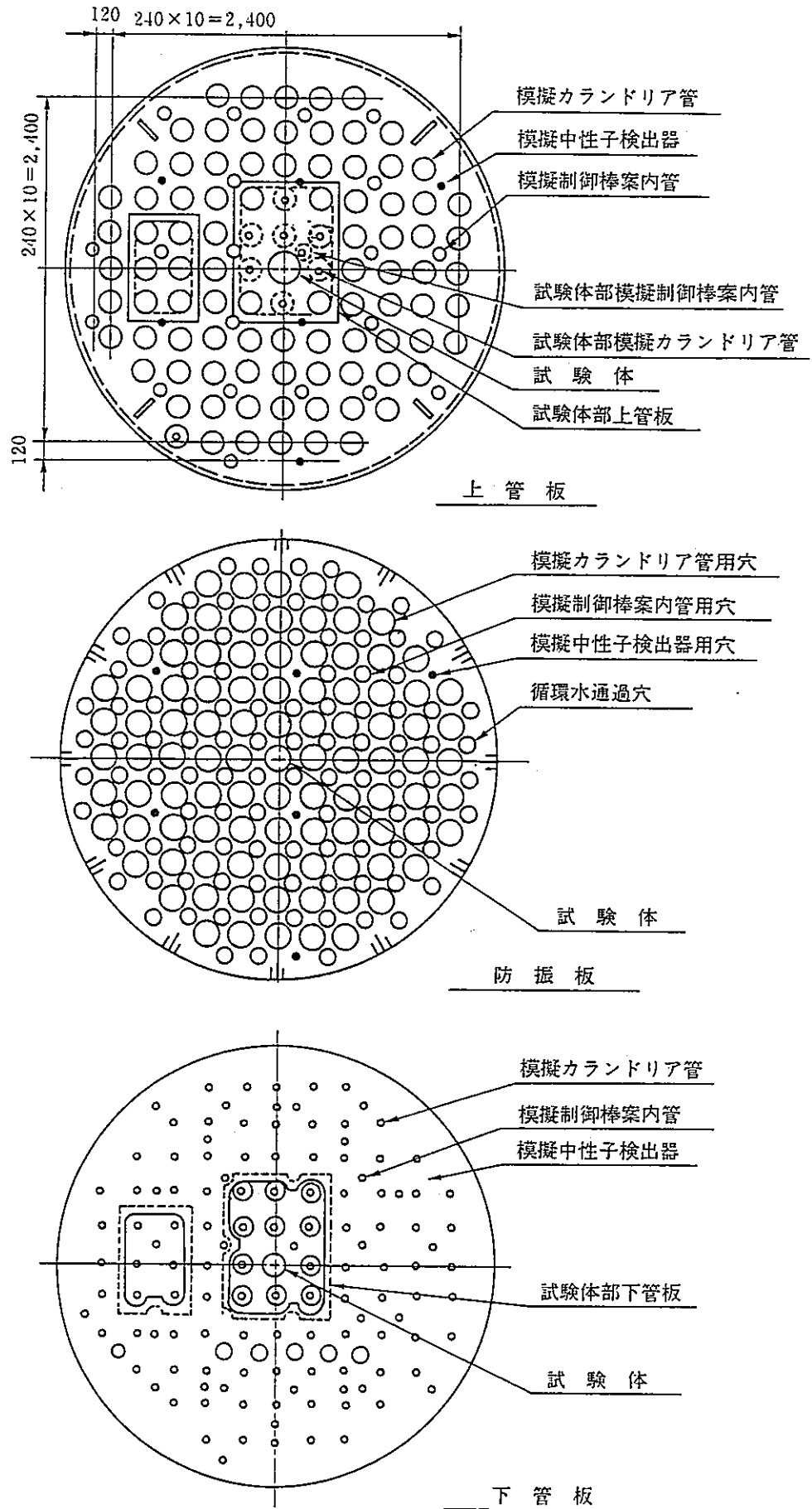


図4.2.4-3 カランドリアタンク形状 (断面)

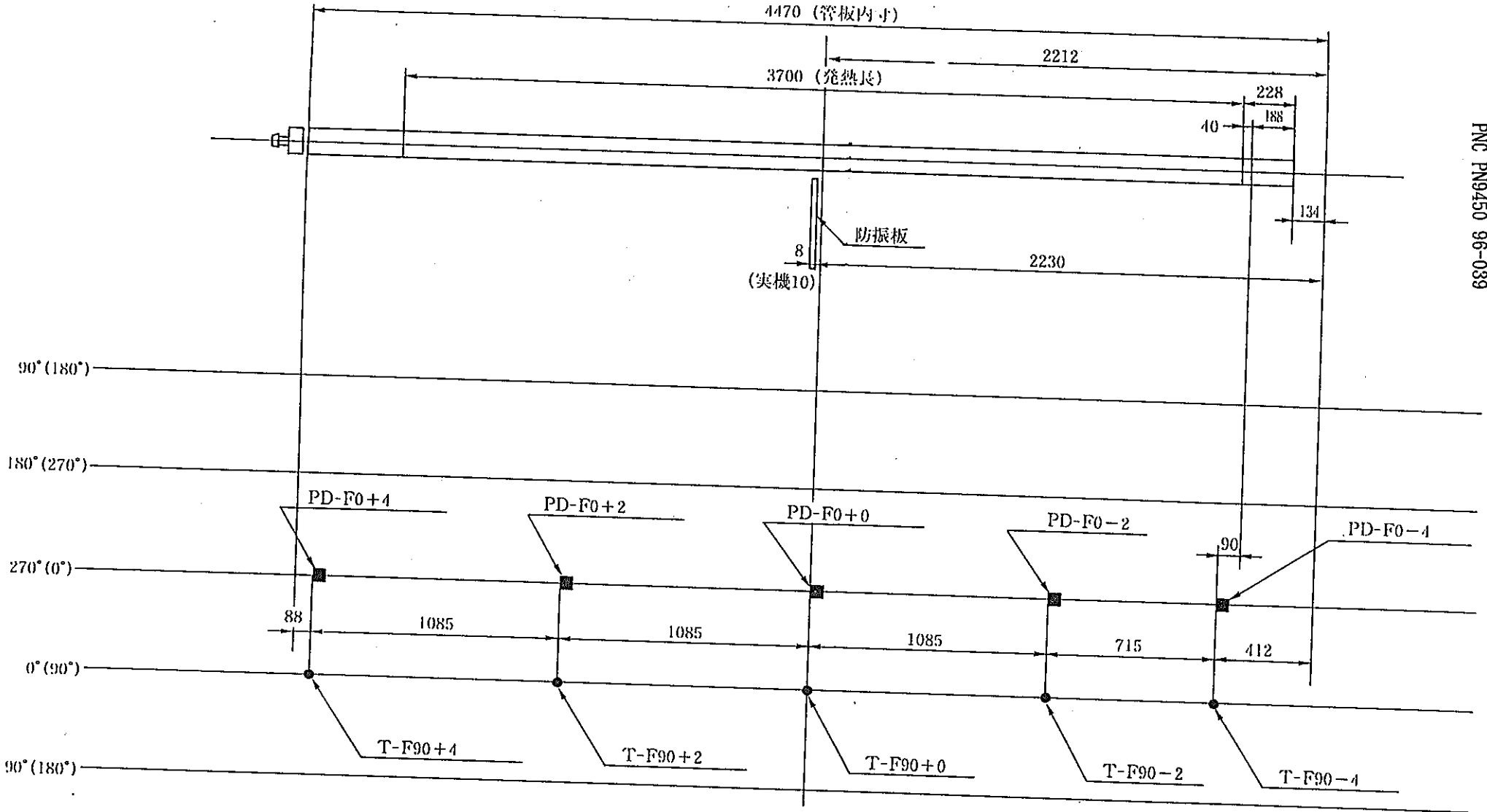


图 4. 2. 5 - 1 支持管 (模 擬 燃 料) 計 測 器 配 置 图

- 4. 2 - 35 -

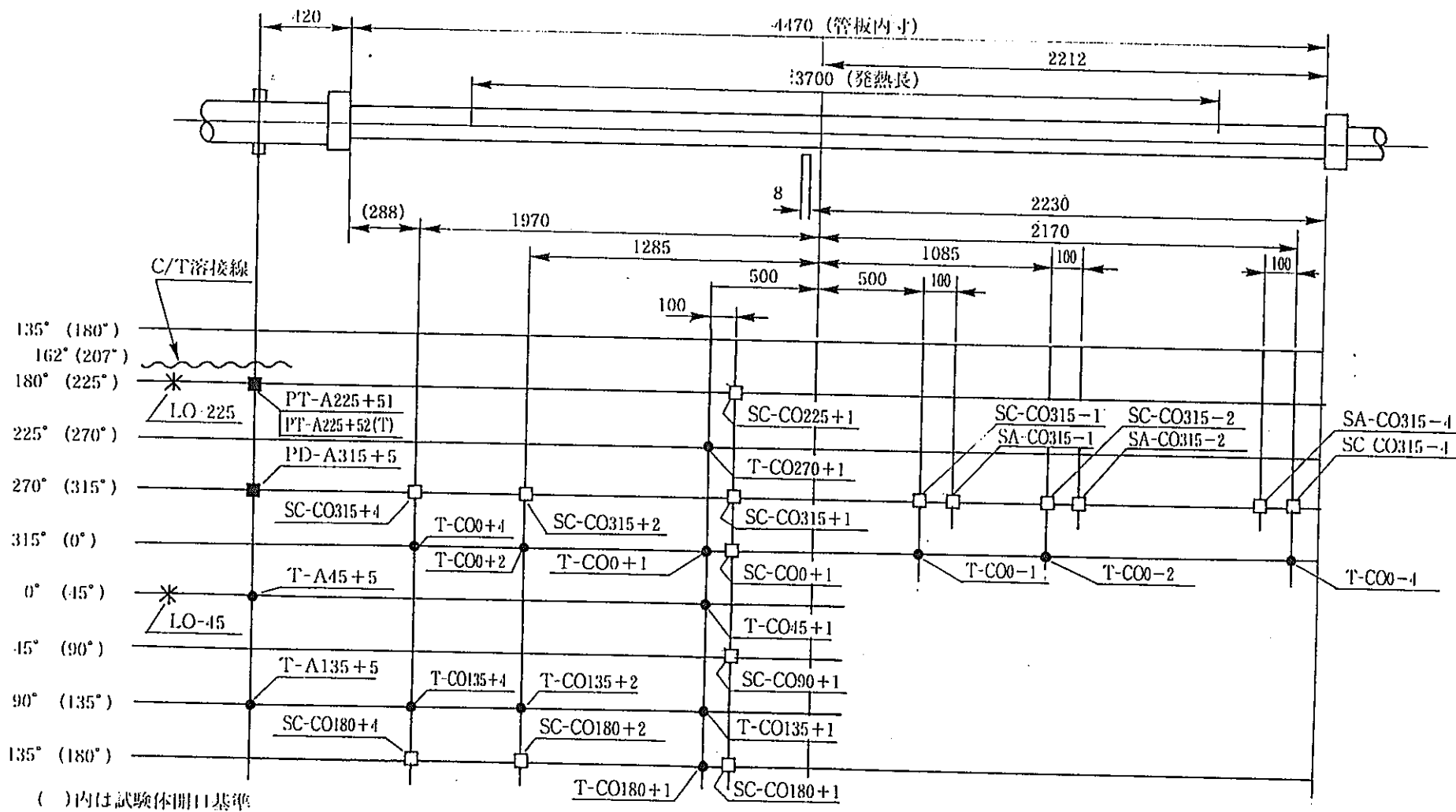


図 4.2.5-2 カランドリア管計測器配置図

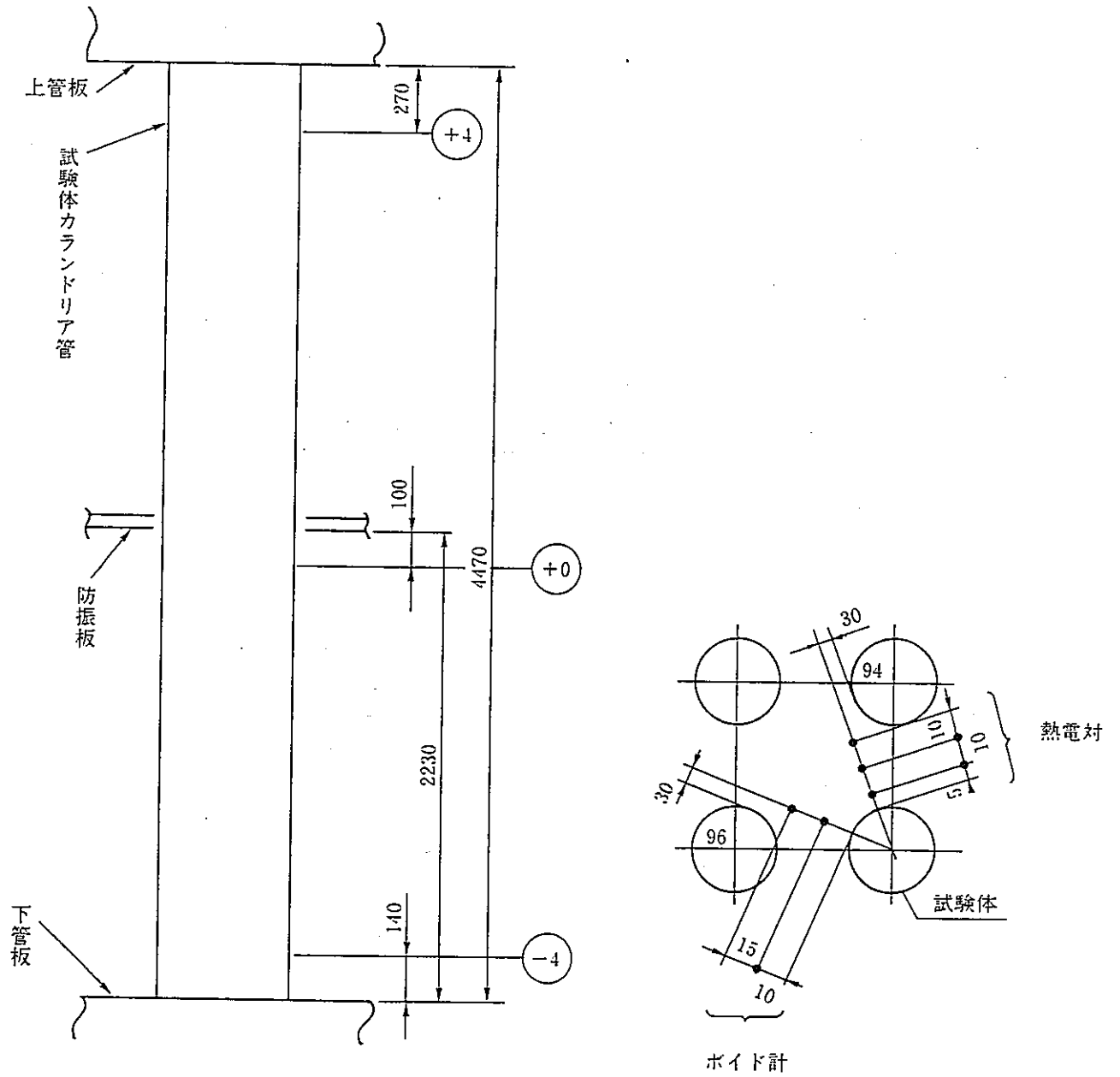
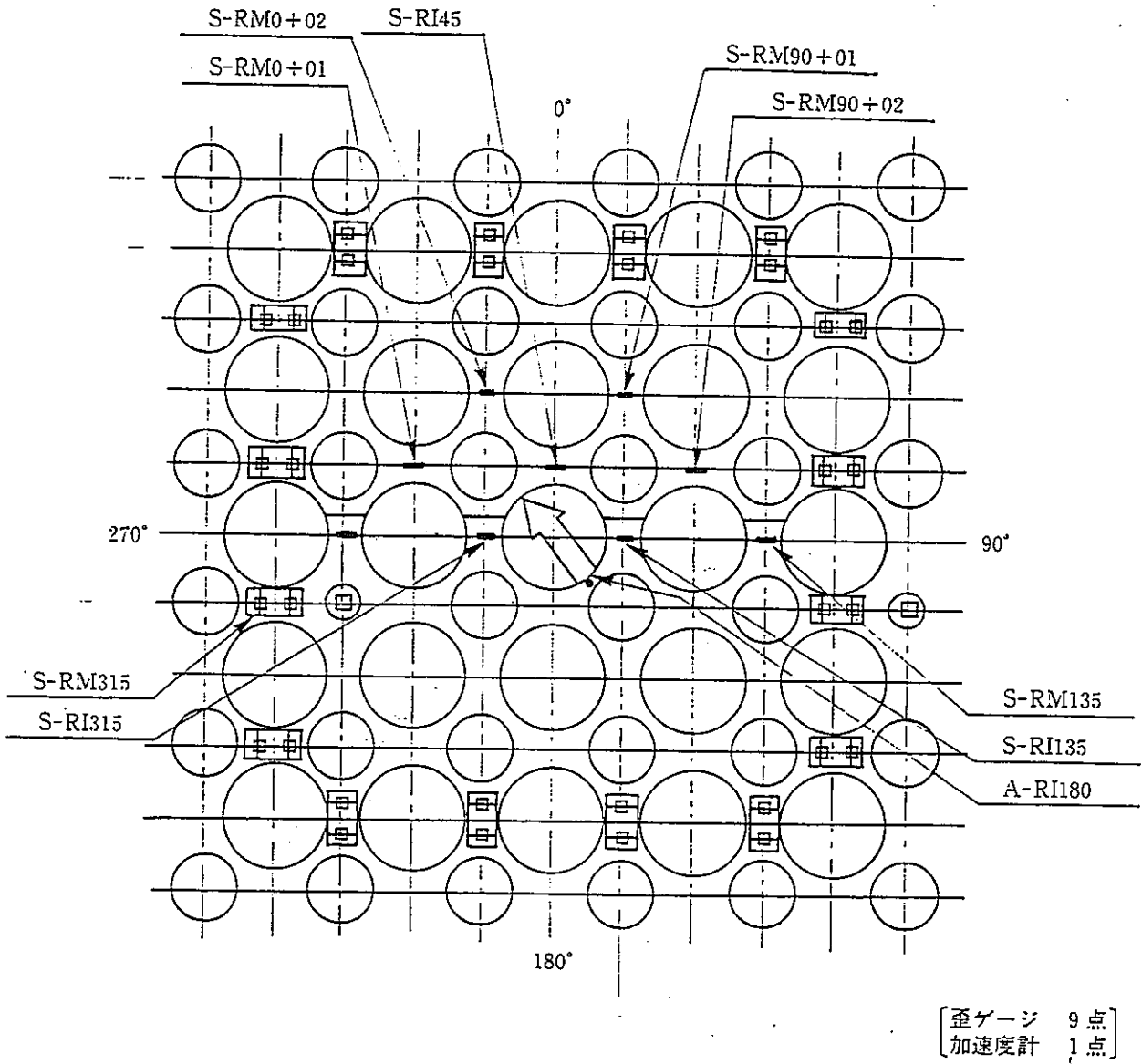
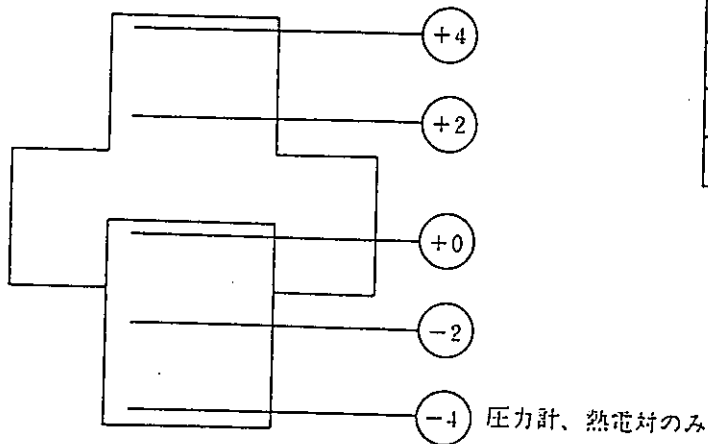
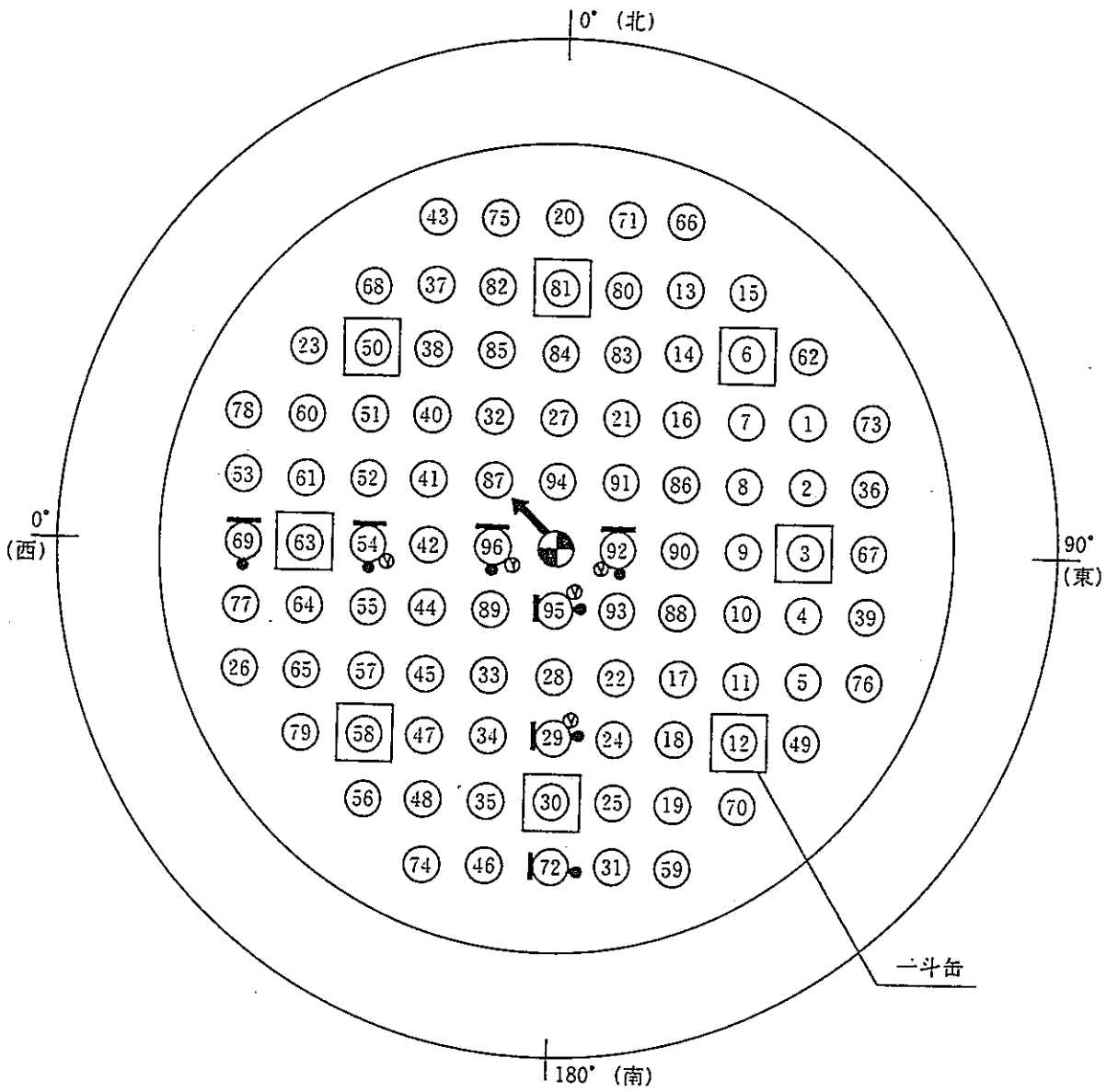


図 4.2.5 - 3 試験体付近のボイド計・熱電対取付位置図



注、歪ゲージの取付方向は
135°-315°方向を軸線とする。

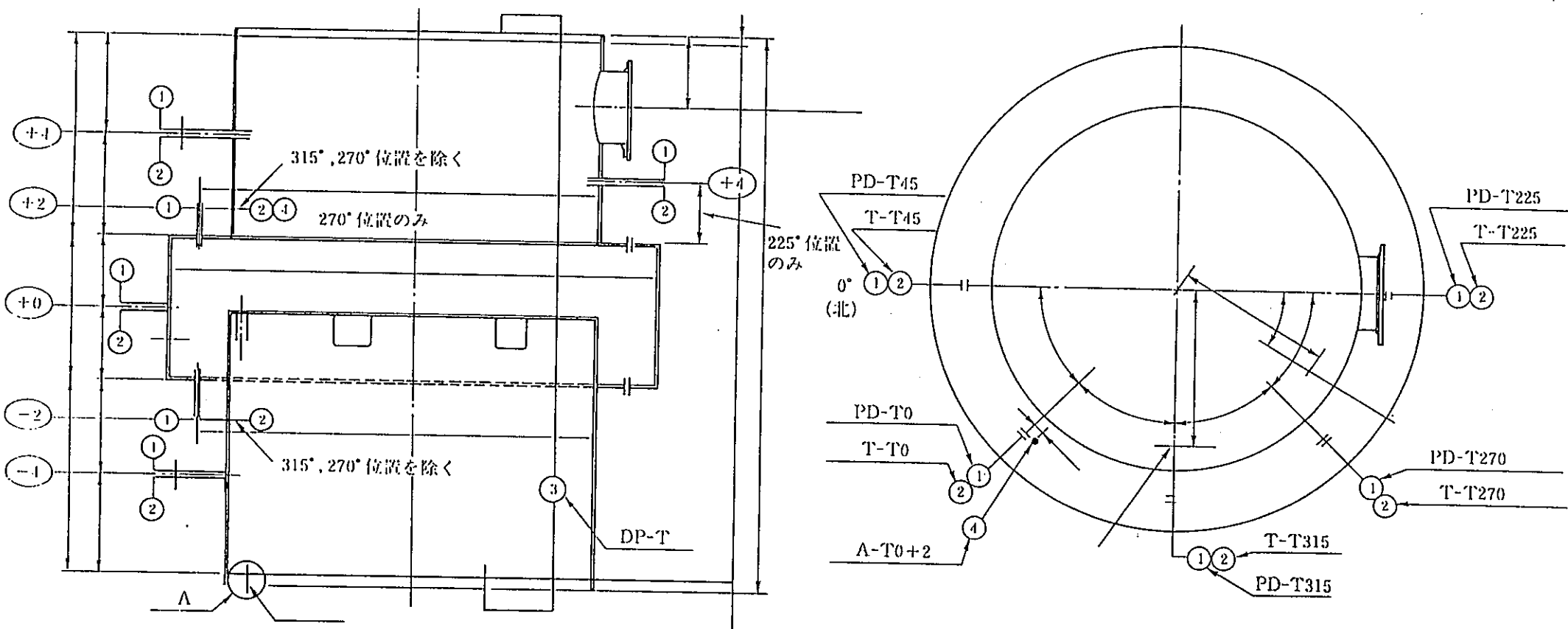
図 4. 2. 5 - 4 試験部防振板計測器配置図



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 4.2.5 - 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 4.2.5 - 6 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置

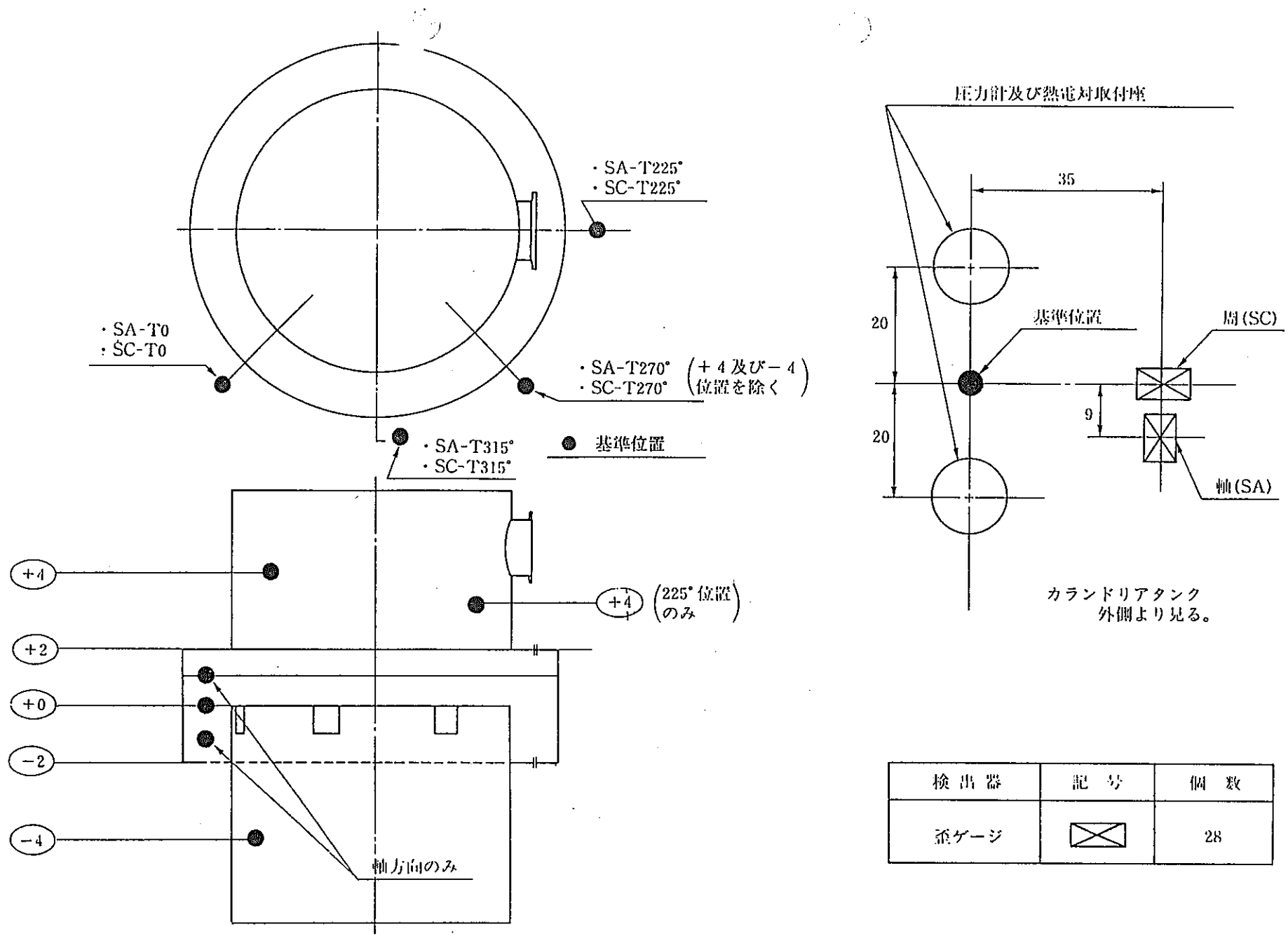


図4.2.5-7 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置

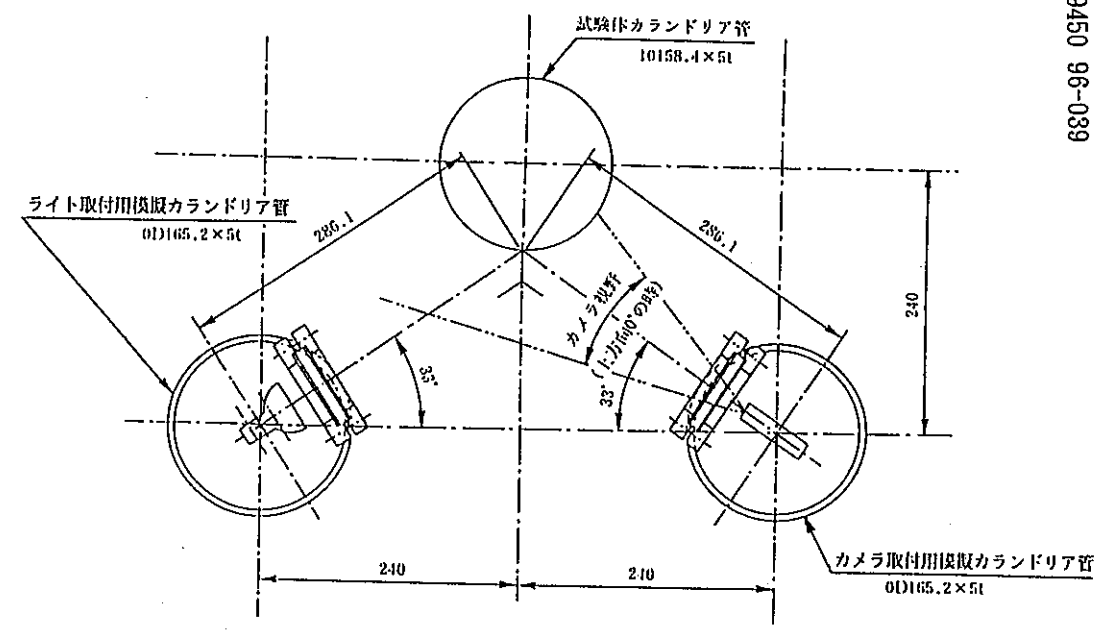
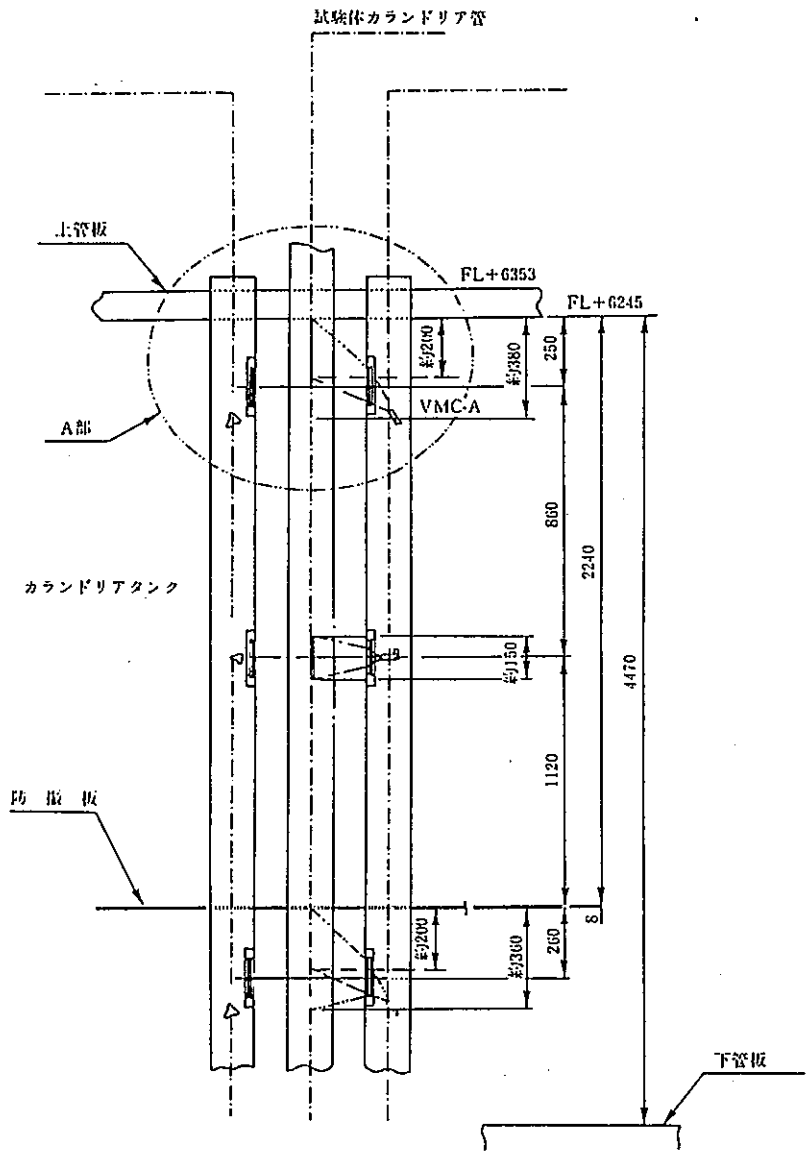


図 4. 2. 5 - 8 モニタカメラ取付位置図

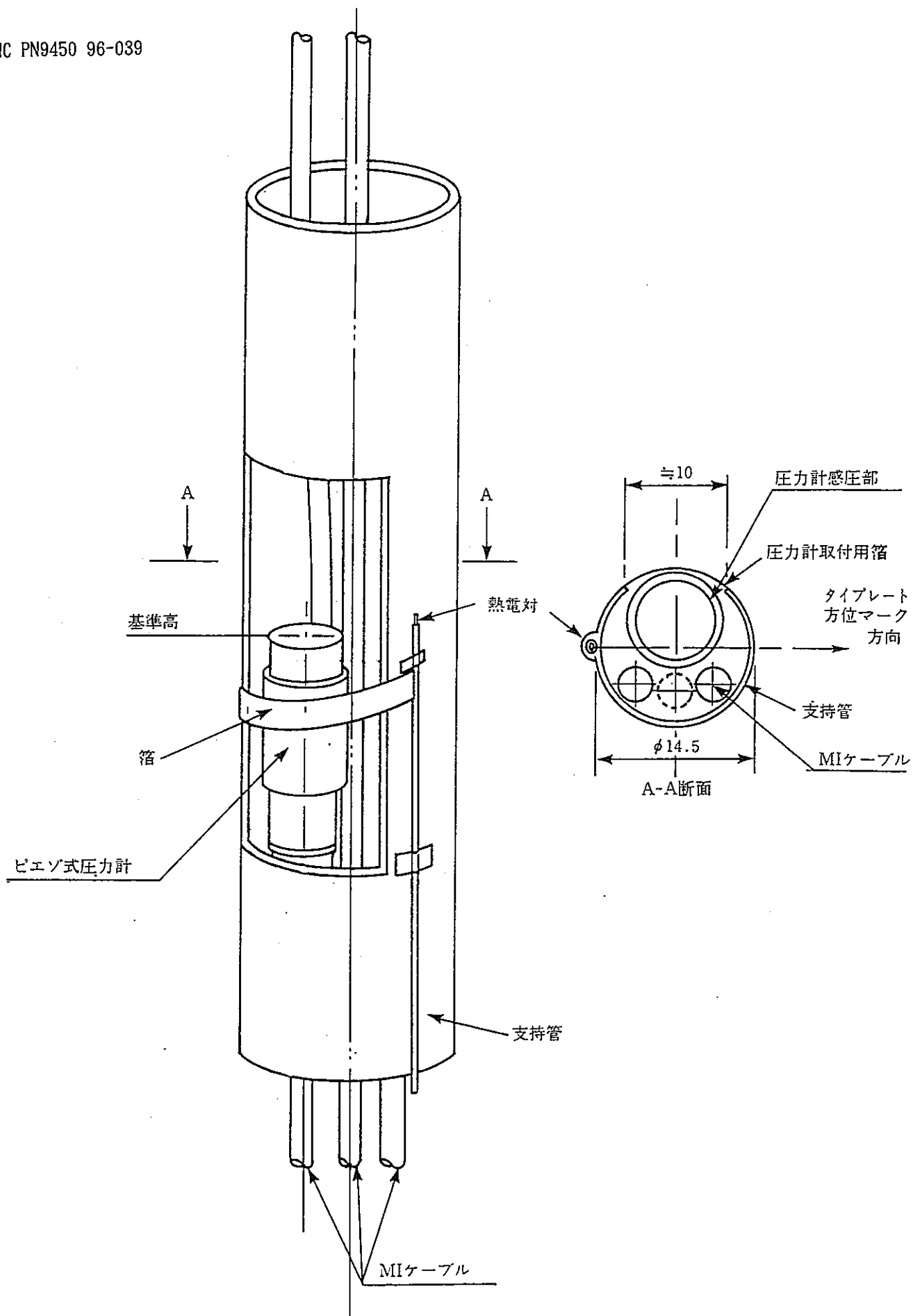


図 4.2.5 - 9 模擬燃料集合体圧力計取付要領

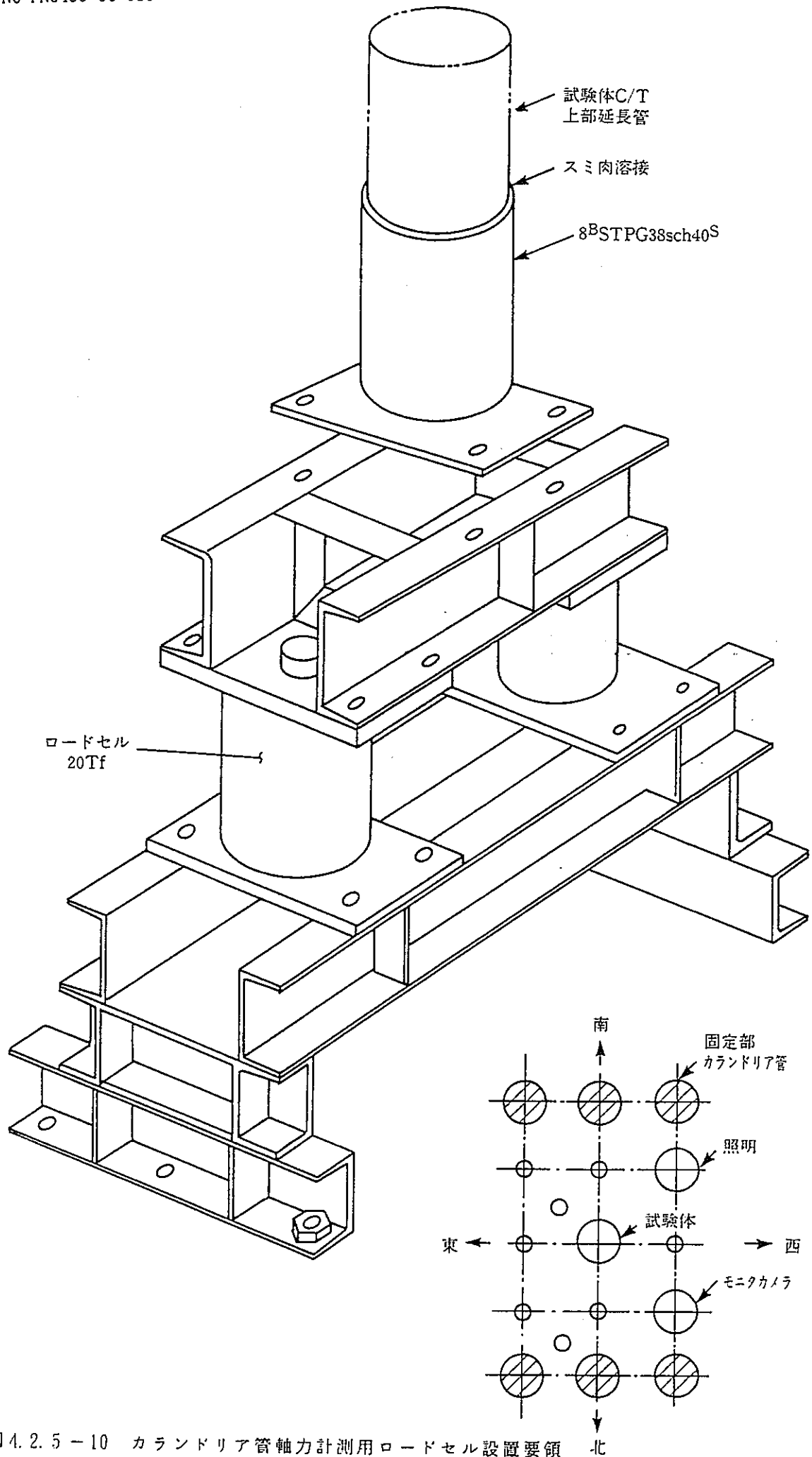


図 4. 2. 5 - 10 カランドリア管軸力計測用ロードセル設置要領

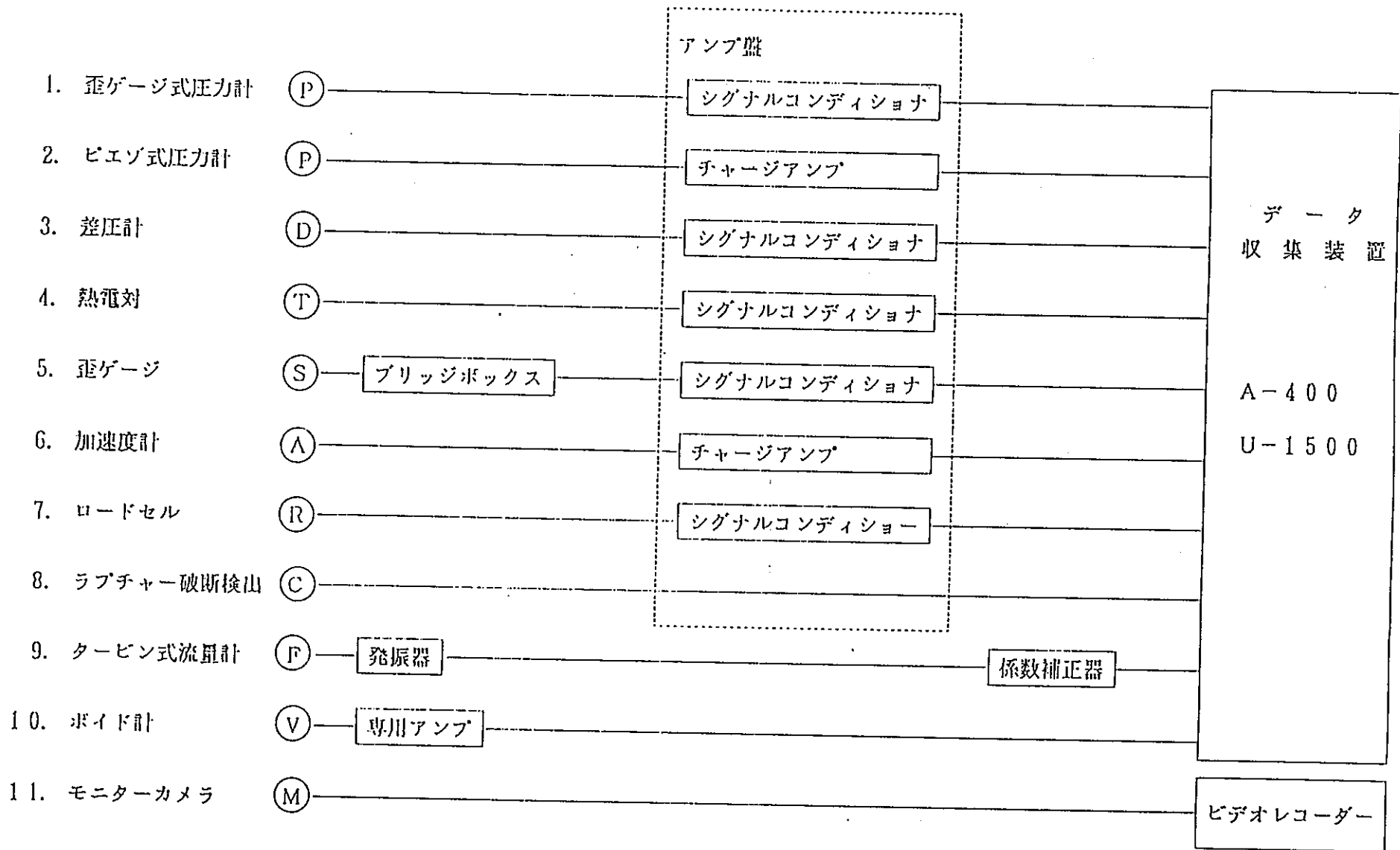


図 4. 2. 5 - 11 データ収録システム構成

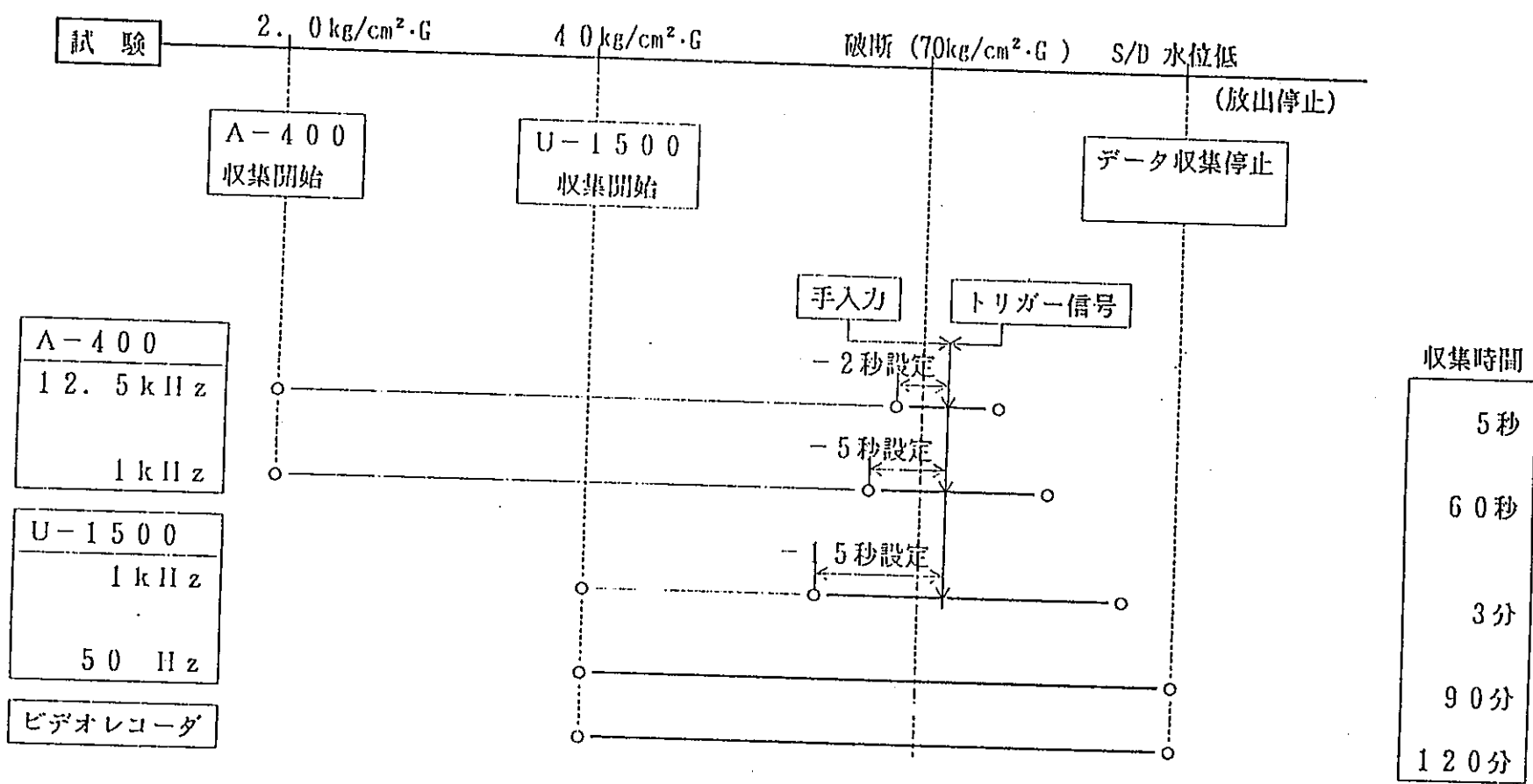


図 4.2.5 - 12 データ収集と同期法

試験準備期間 (試験前前日迄)

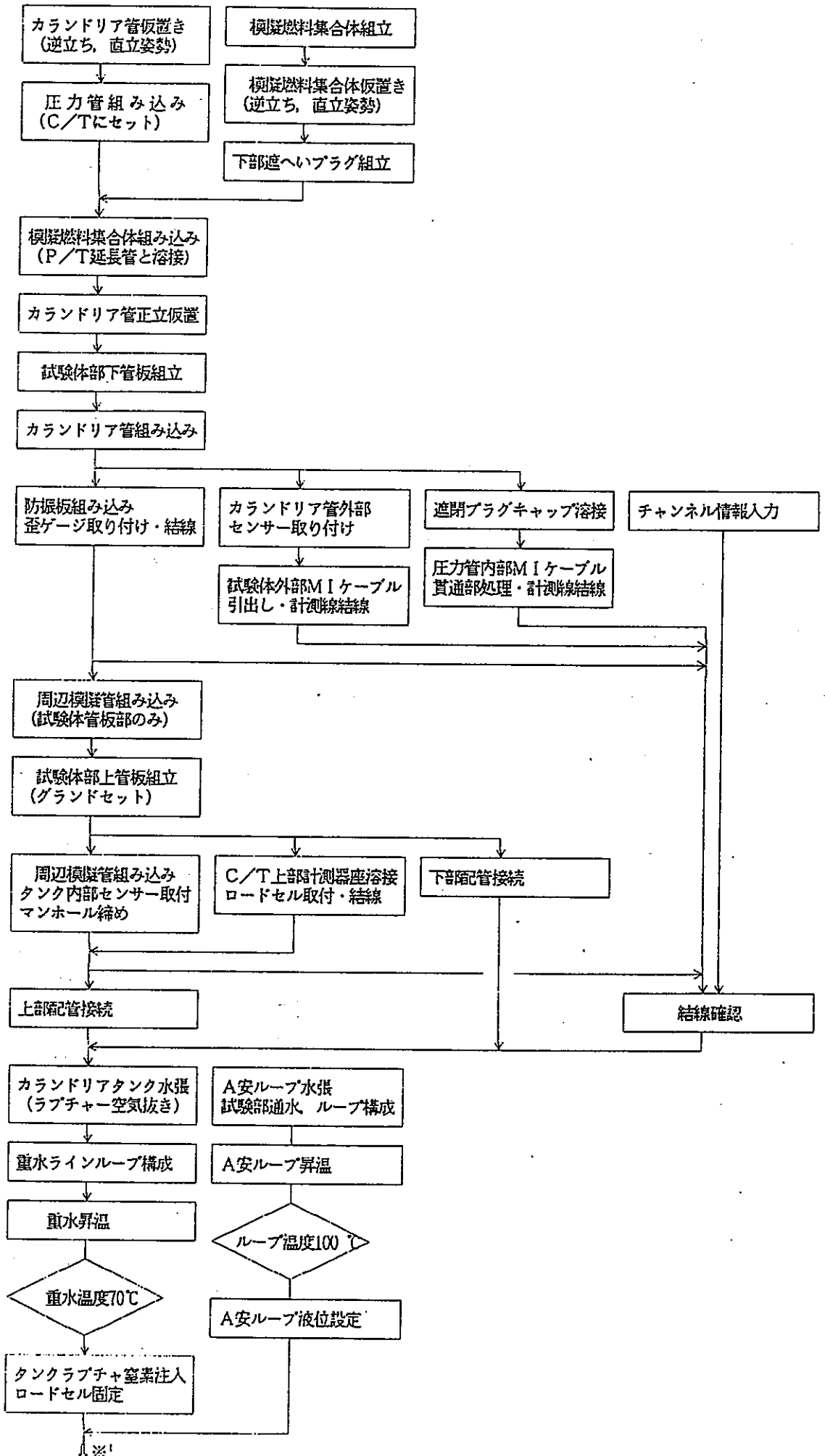


図 4. 2. 6 - 1 カランドリア管健全性試験手順フロー

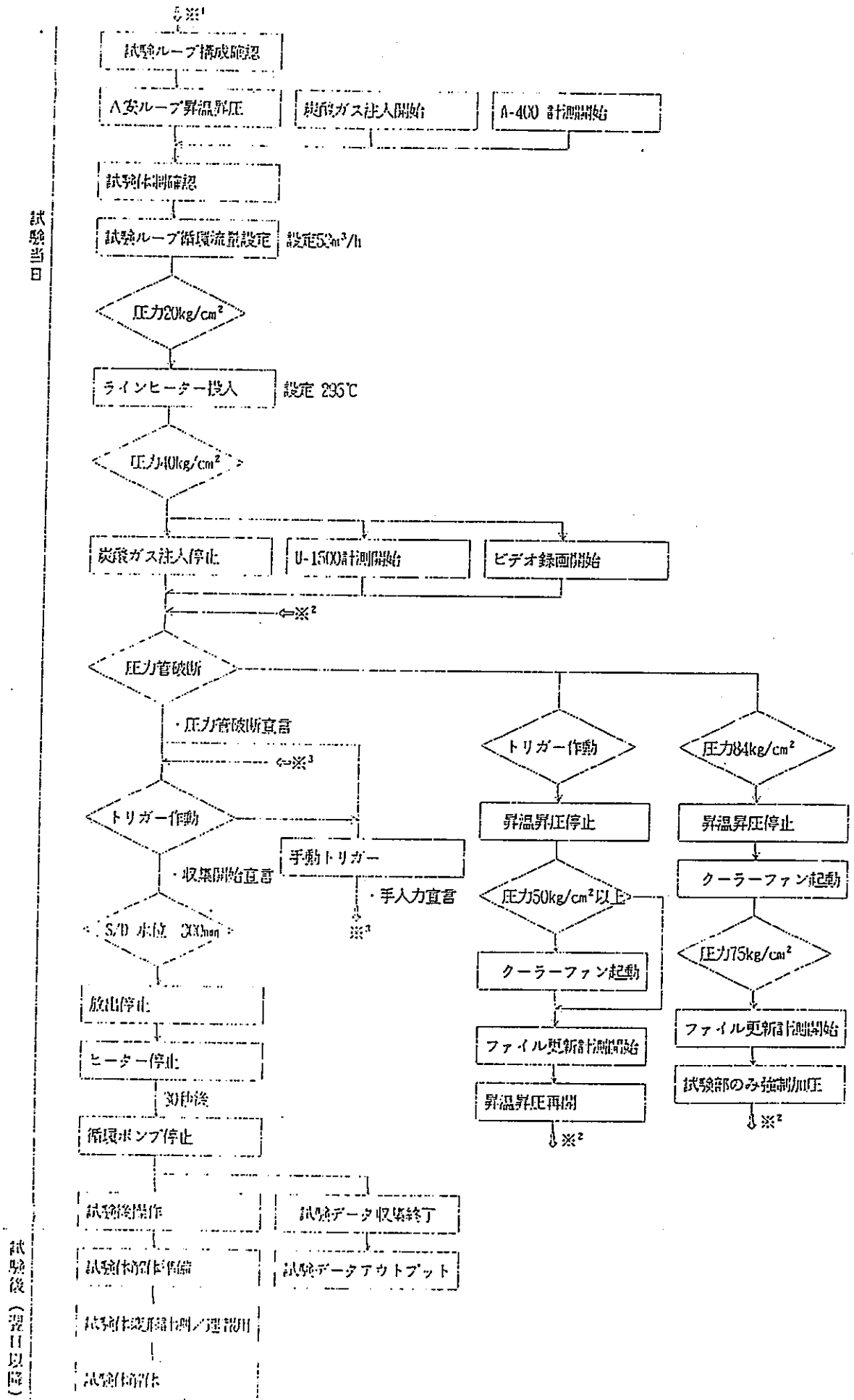


図 4.2.6 - 2 カランドリア管健全性試験手順フロー

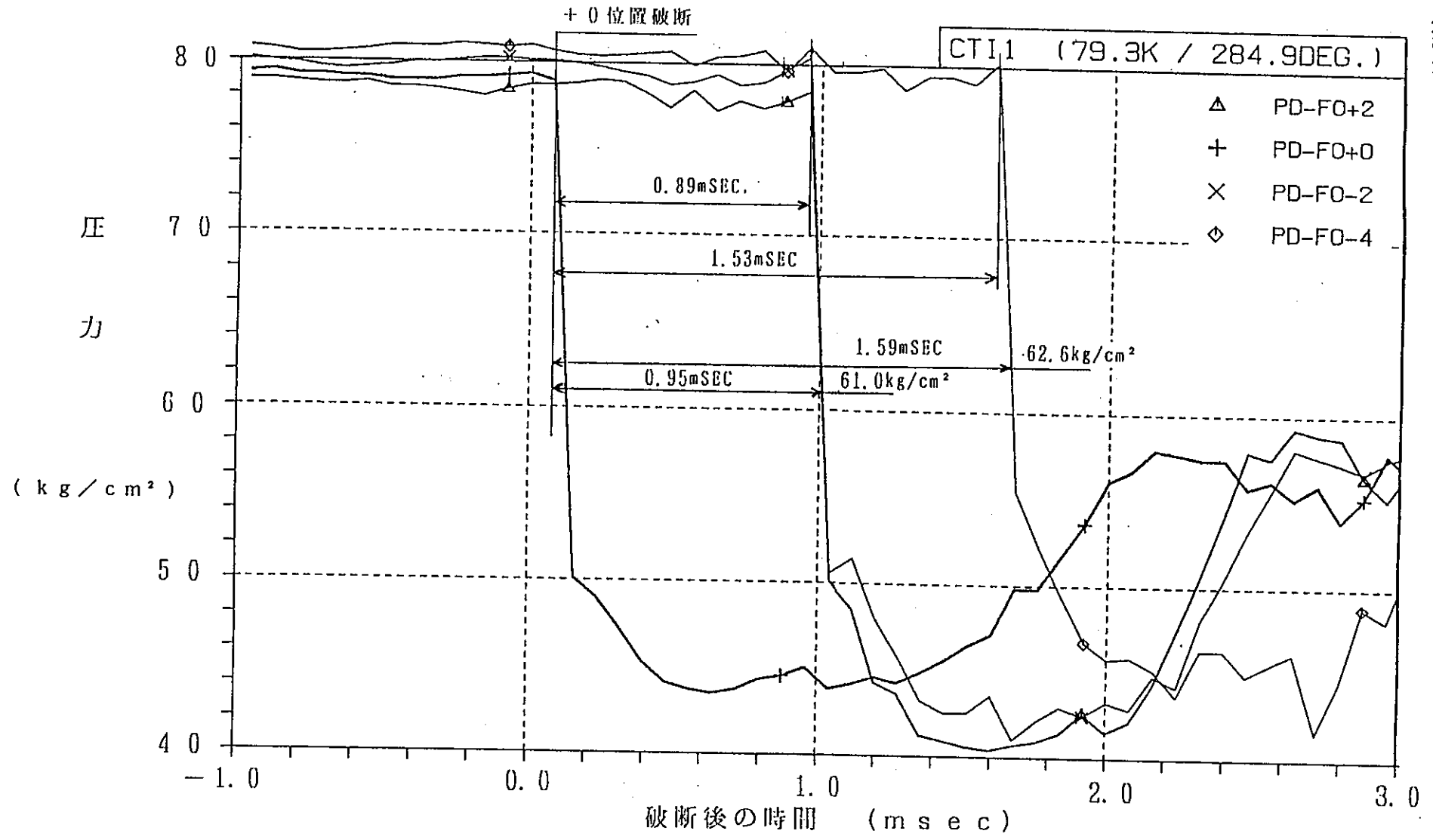
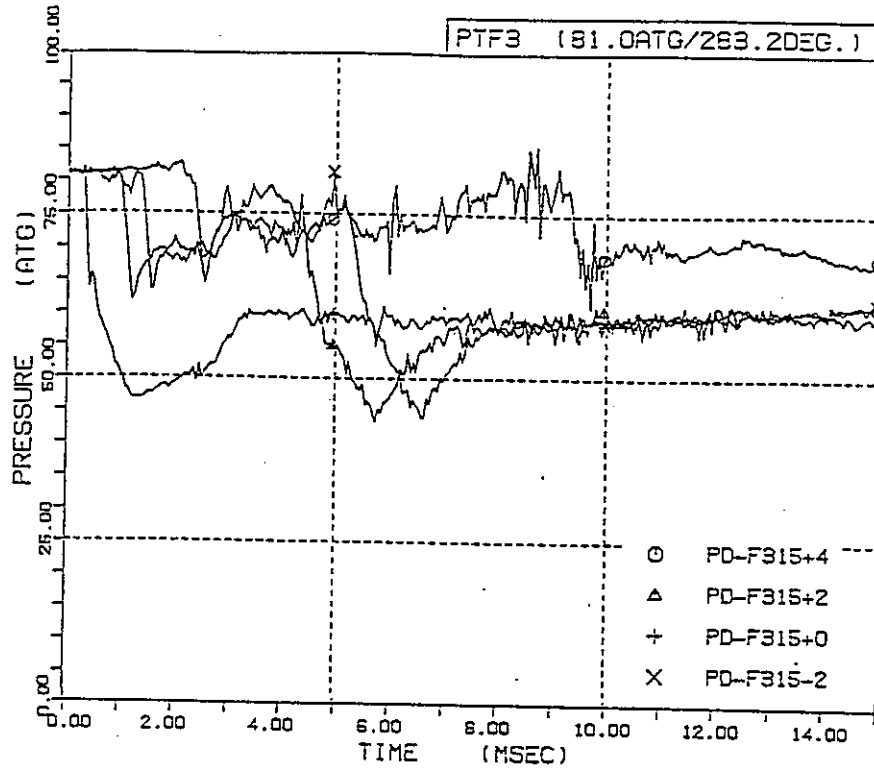


図 4. 2. 7 - 1 破断直後の圧力管内圧力変化

圧力管内圧力変化 (長期)



上図から推察する亀裂進展速度

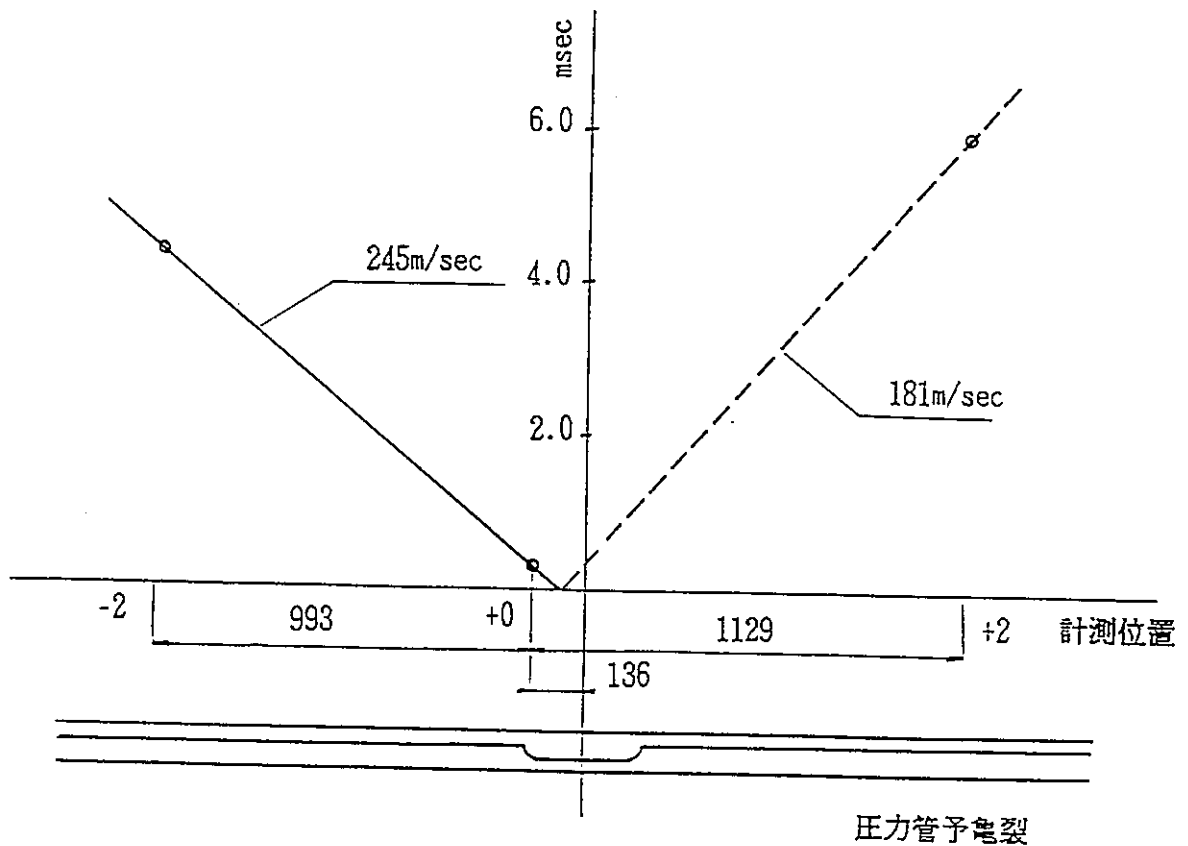


図 4.2.7-2 PTF-3 試験における圧力管内圧力変化

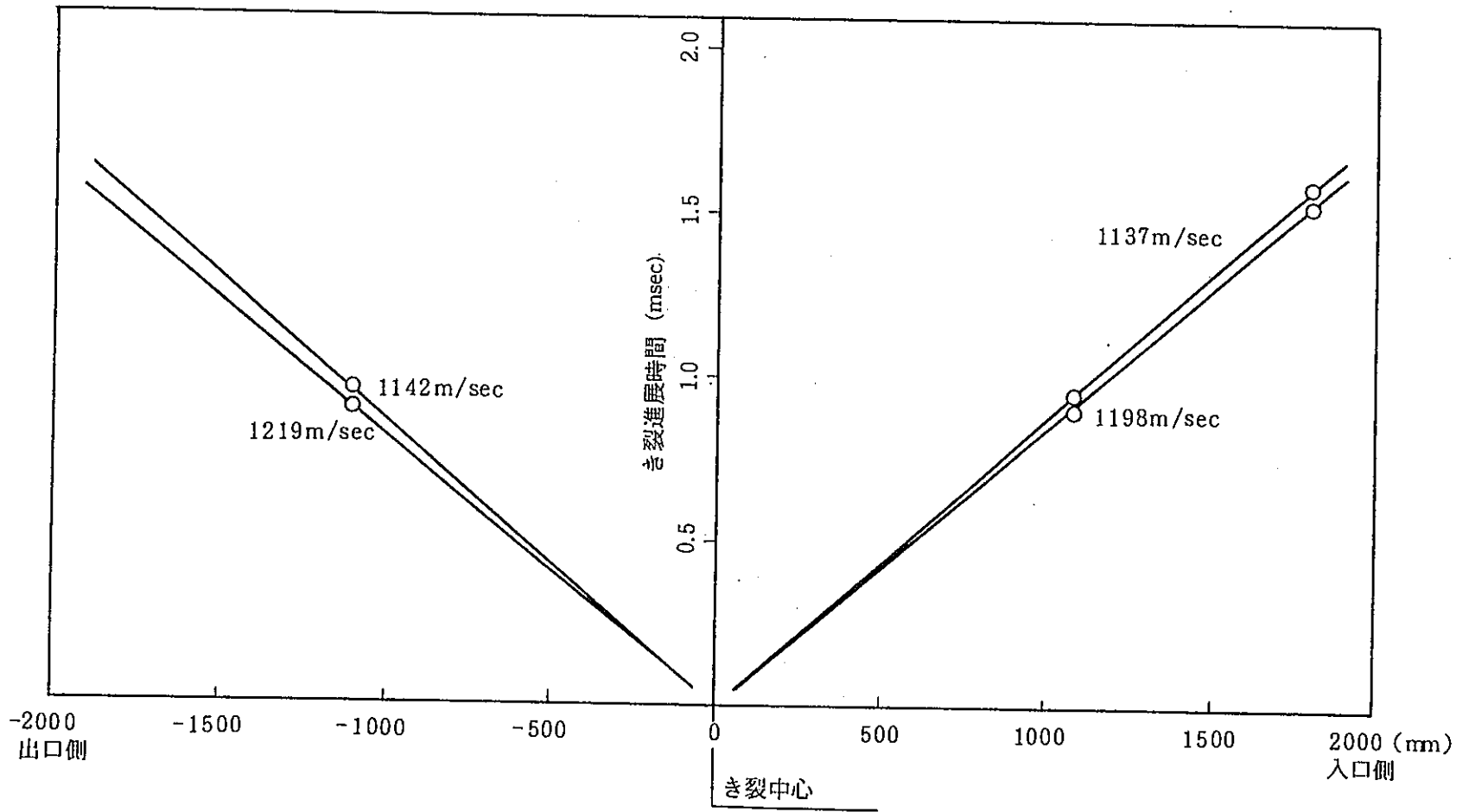
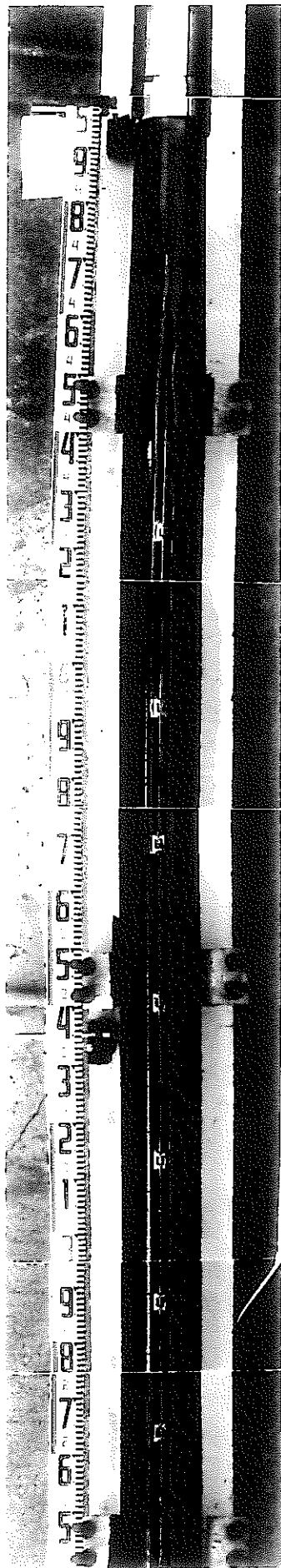


図4.2.7-3 実機材圧力管き裂進展速度

(上部)



(下部)

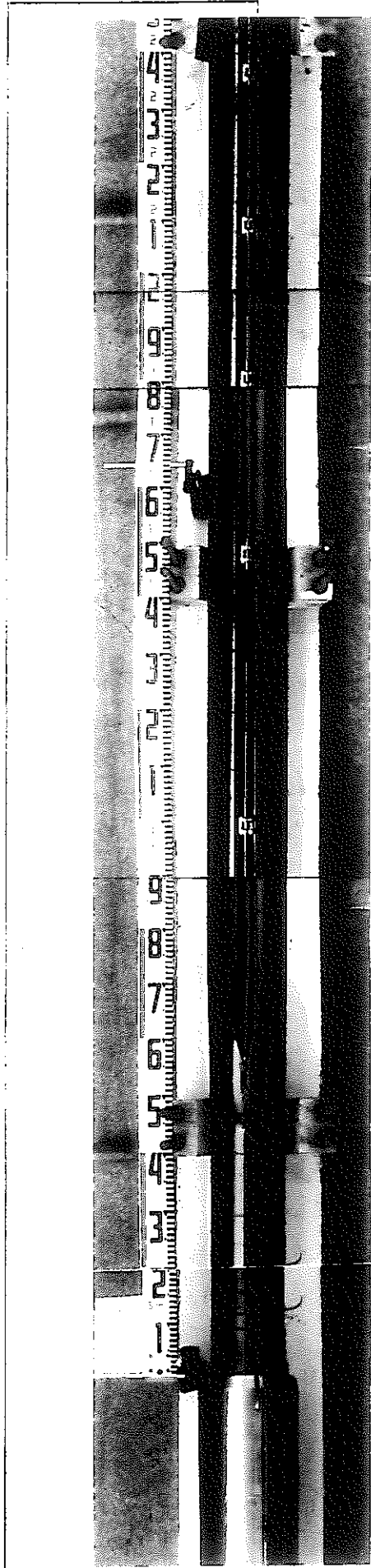


图 4.2.7 4 破断後の圧力管外観

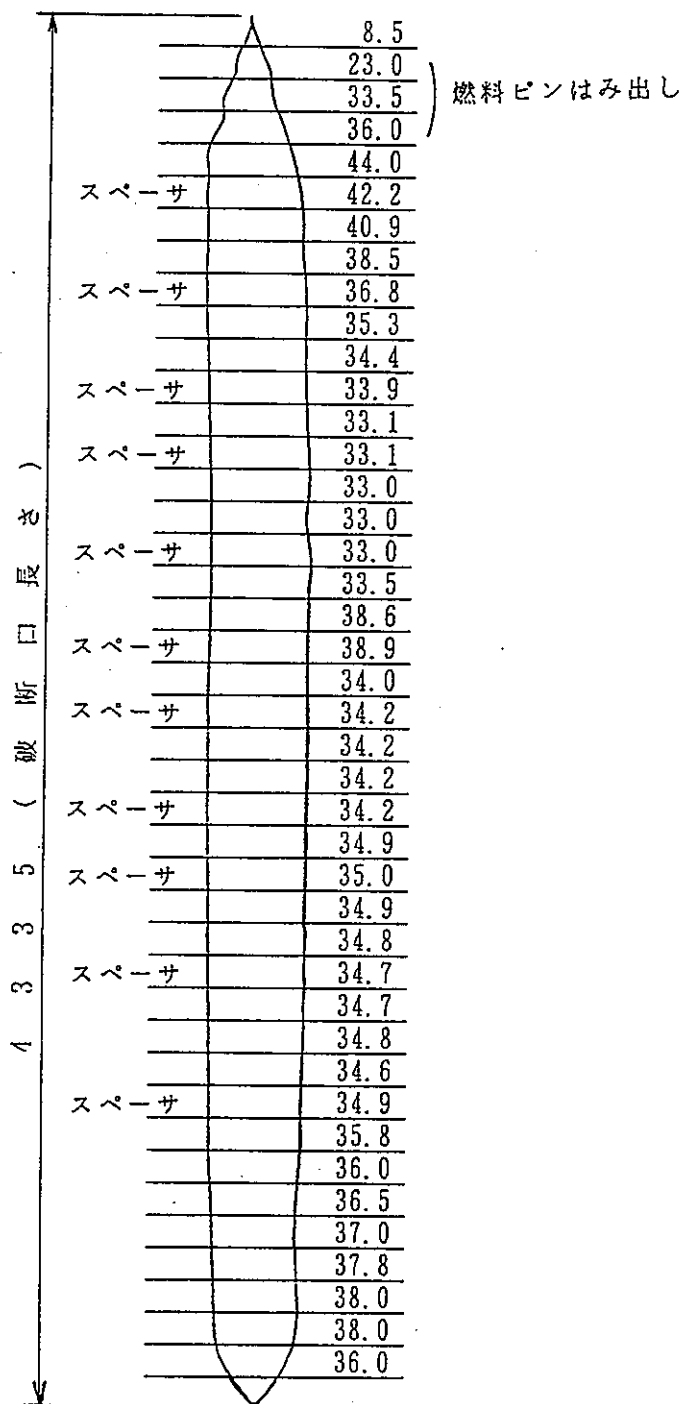
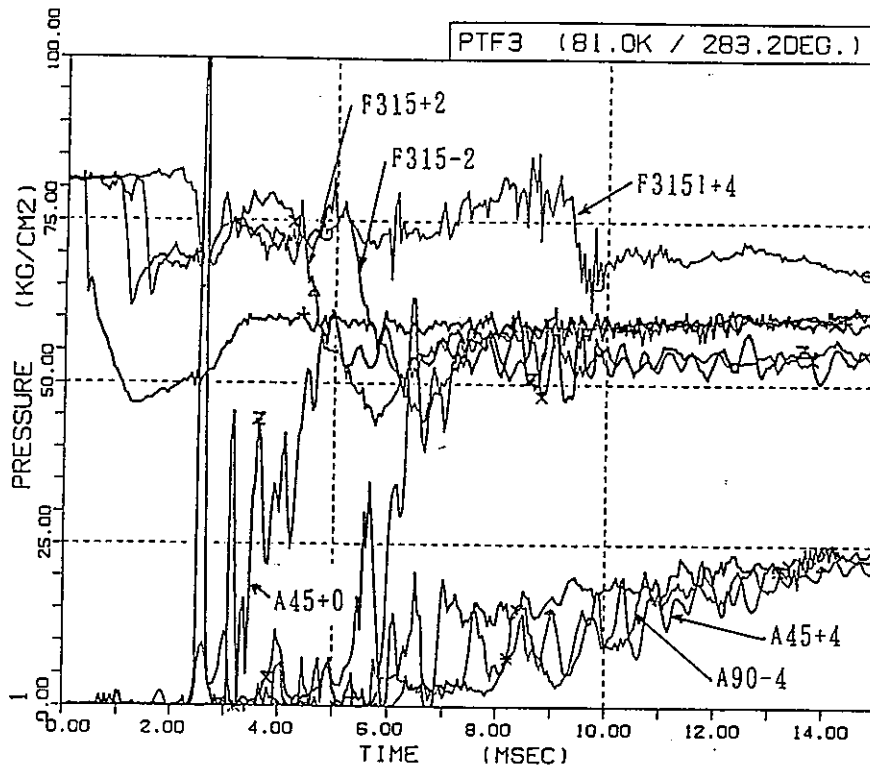
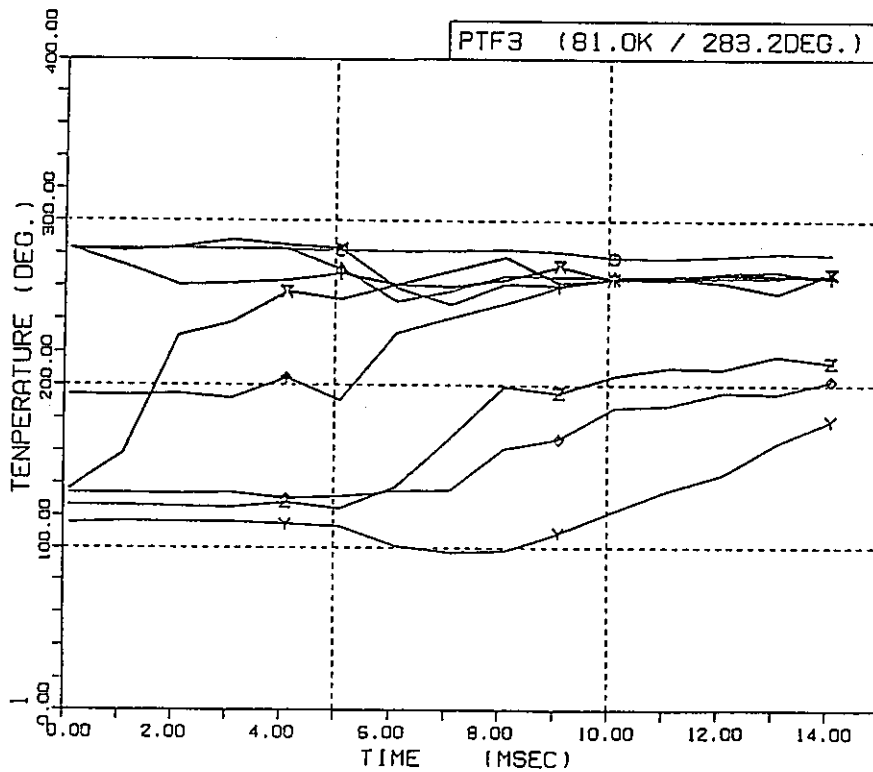


図 4.2.7 - 5 圧力管破断開口形状



- 1 O PD-F315+4
- 1 Δ PD-F315+2
- 1 + PD-F315+0
- 1 X PD-F315-2
- 1 ↑ PT-A45+4
- 1 X PT-A45+2
- 1 Z PT-A45+0
- 1 Y PT-A90-2
- 1 * PT-A90-4

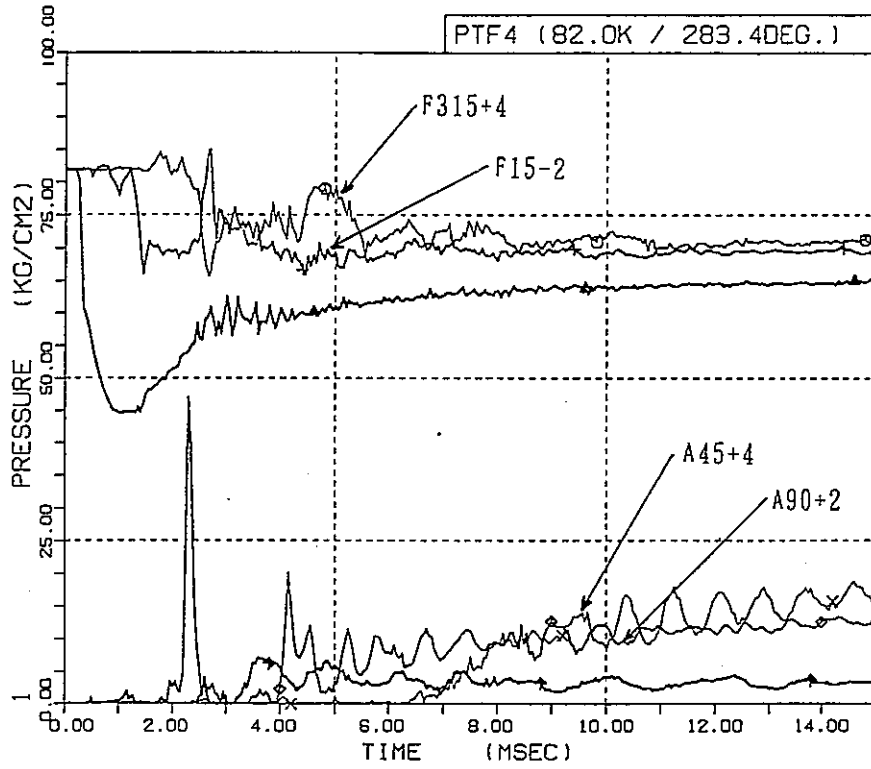
(a) 圧力変化



- 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

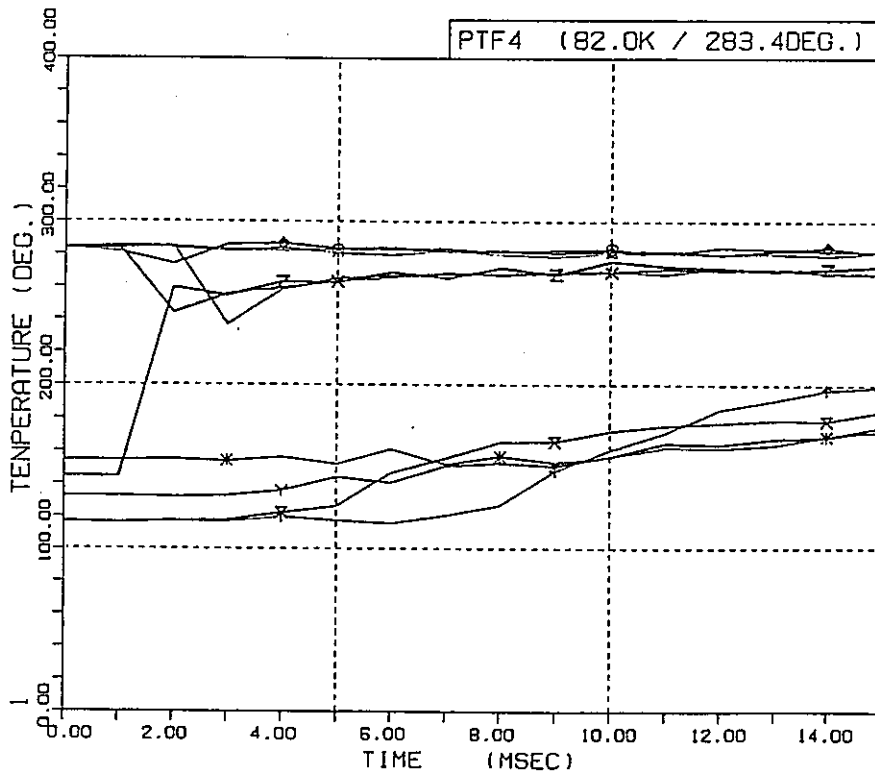
(b) 温度変化

図4.2.7- 6(1/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (PTF-3)



- 1 ○ PD-F345+4
- 1 △ PD-F15+0
- 1 + PD-F15-2
- 1 × PT-A45+4
- 1 ◇ PT-A90+2
- 1 † PT-A90+0

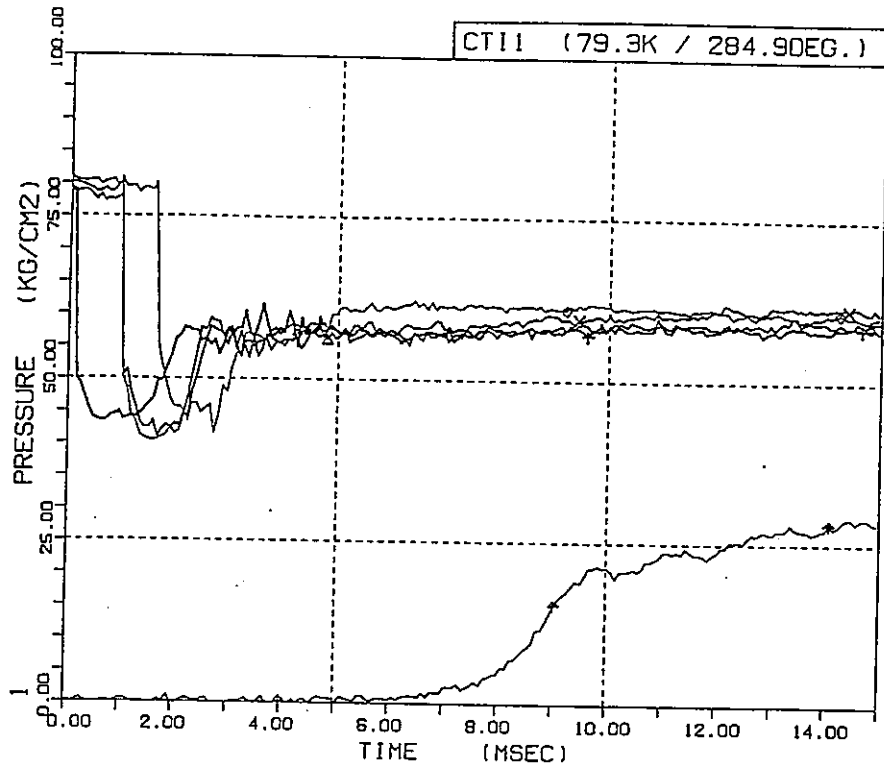
(a) 圧力変化



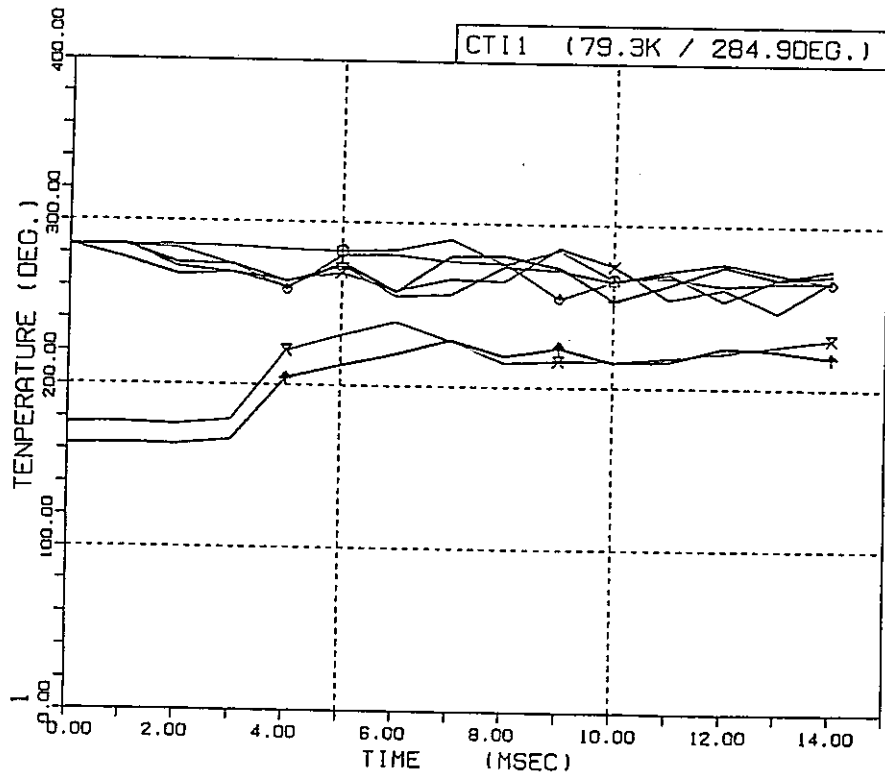
- 1 ○ T-F350+4
- 1 △ T-F10+2
- 1 + T-F350+1
- 1 × T-F10+0
- 1 ◇ T-F10-2
- 1 † T-A0+4
- 1 × T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 * T-A90-4

(b) 温度変化

図4.2.7- 6(2/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (P T F - 4)



(a) 圧力変化



(b) 温度変化

図4.2.7- 6(3/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-1)

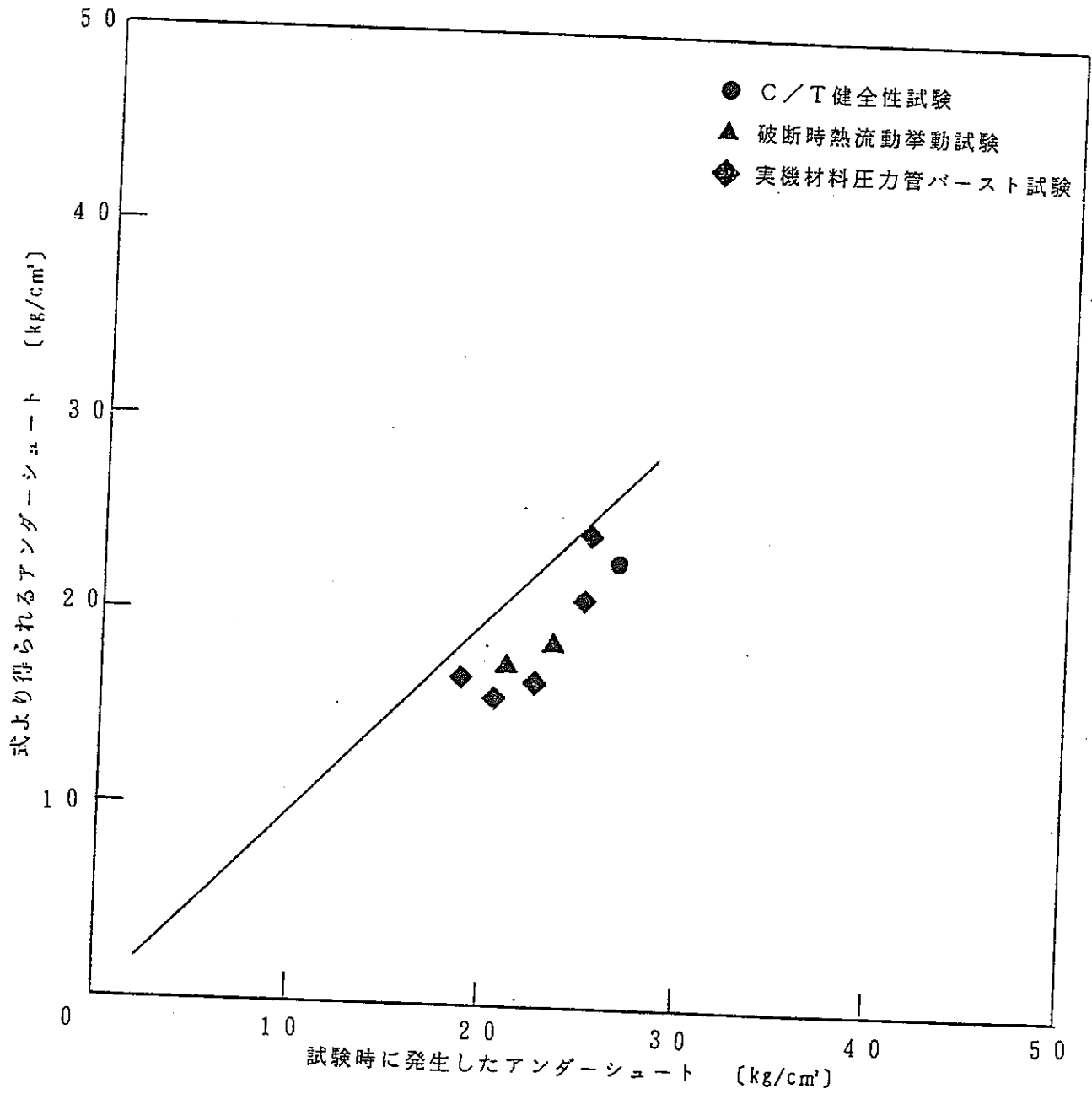


図4.2.7-7 圧力管破断後の圧力管内圧力のアンダースhoot量予測

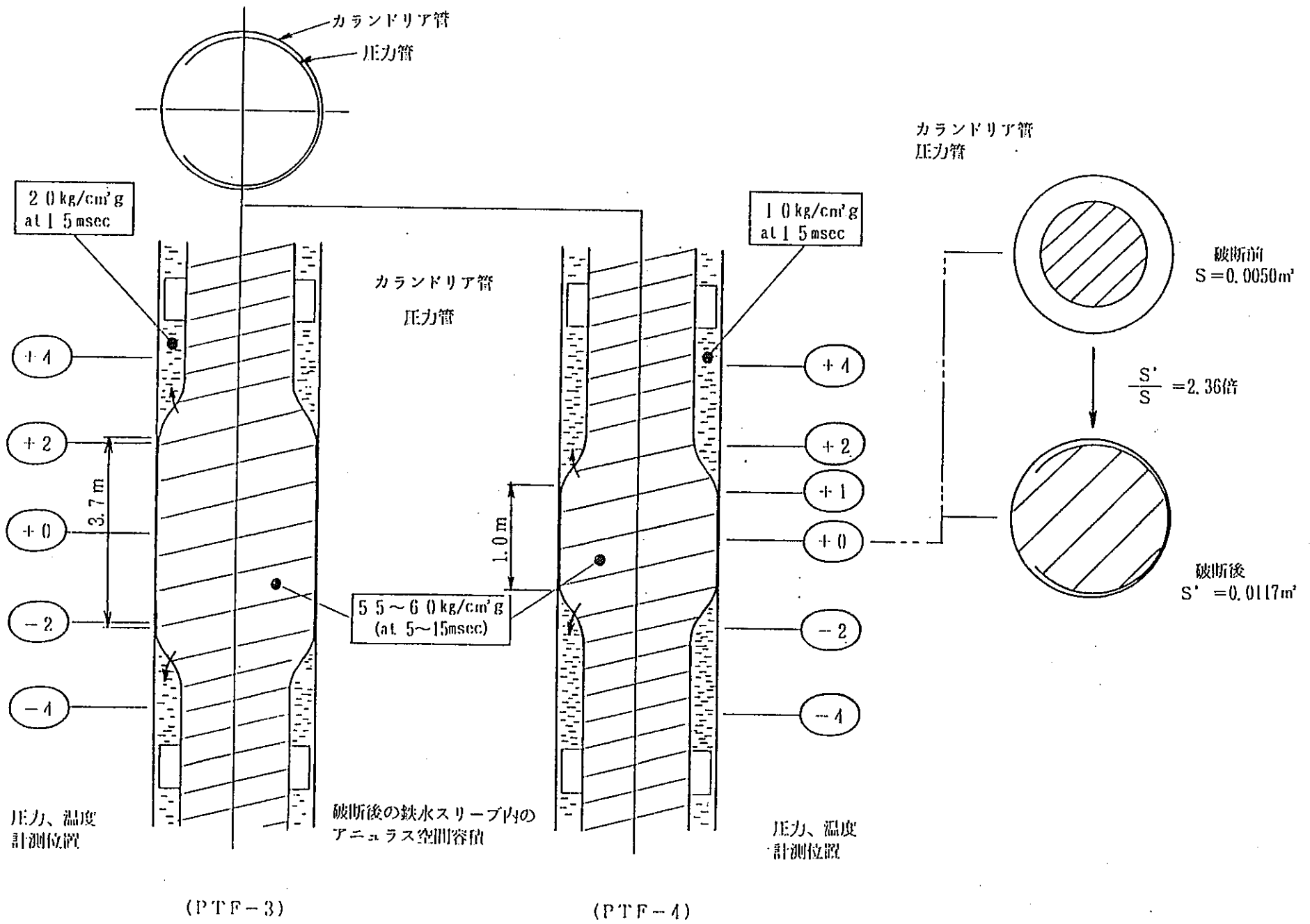
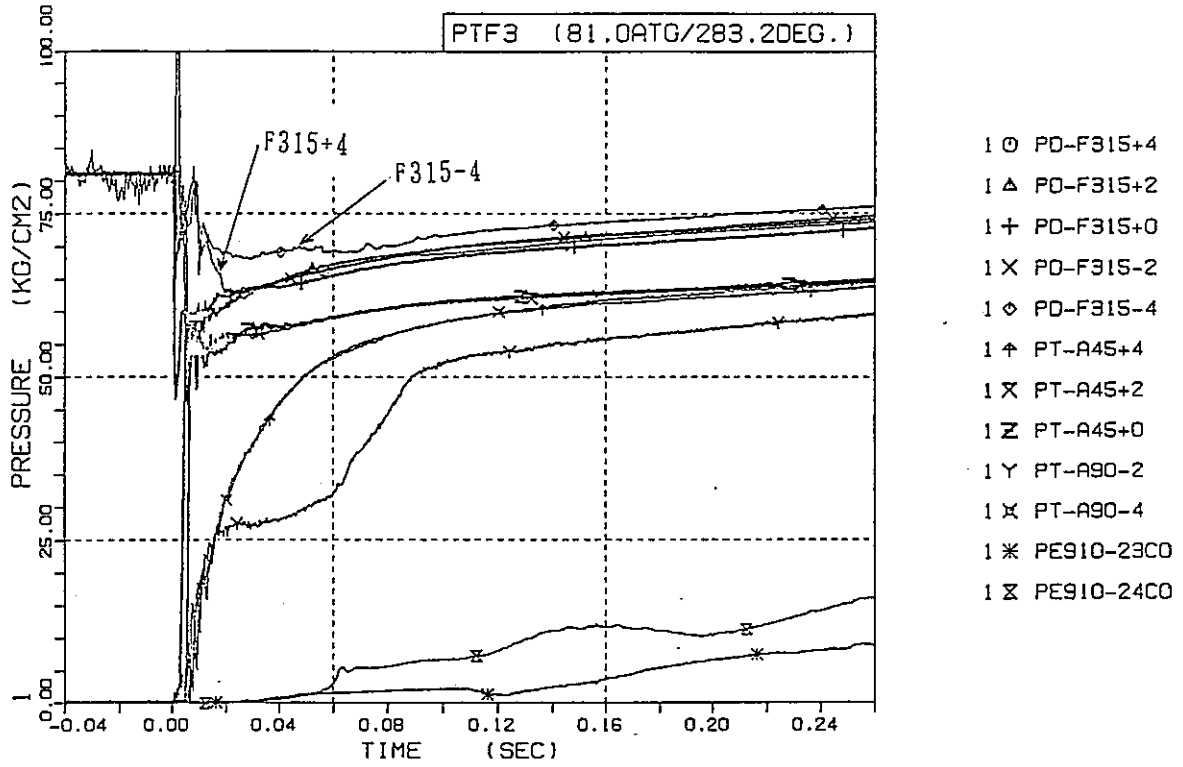
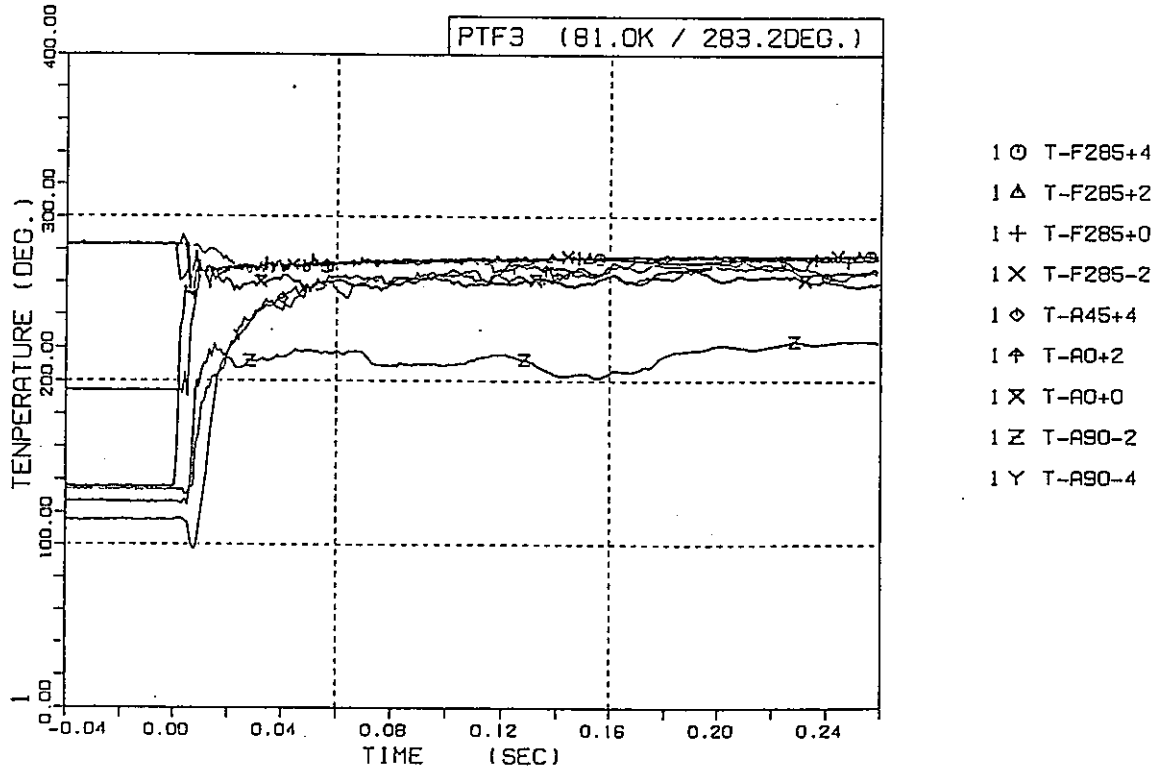


図4.2.7-8 破断時の圧力管の開口面積と圧力管内およびアニュラス内の

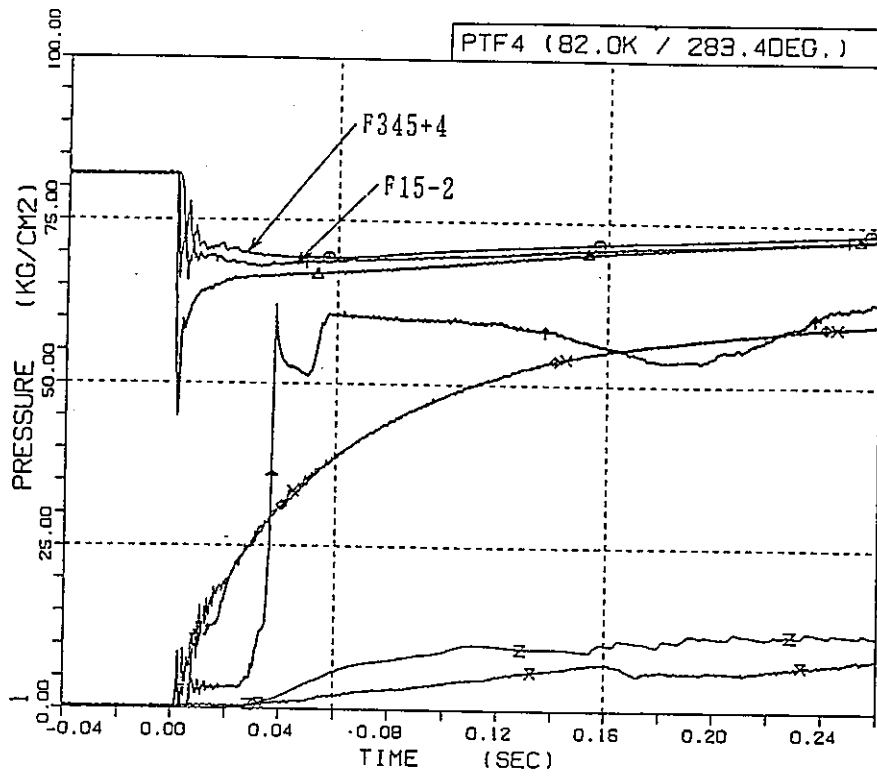


(a) 圧力変化

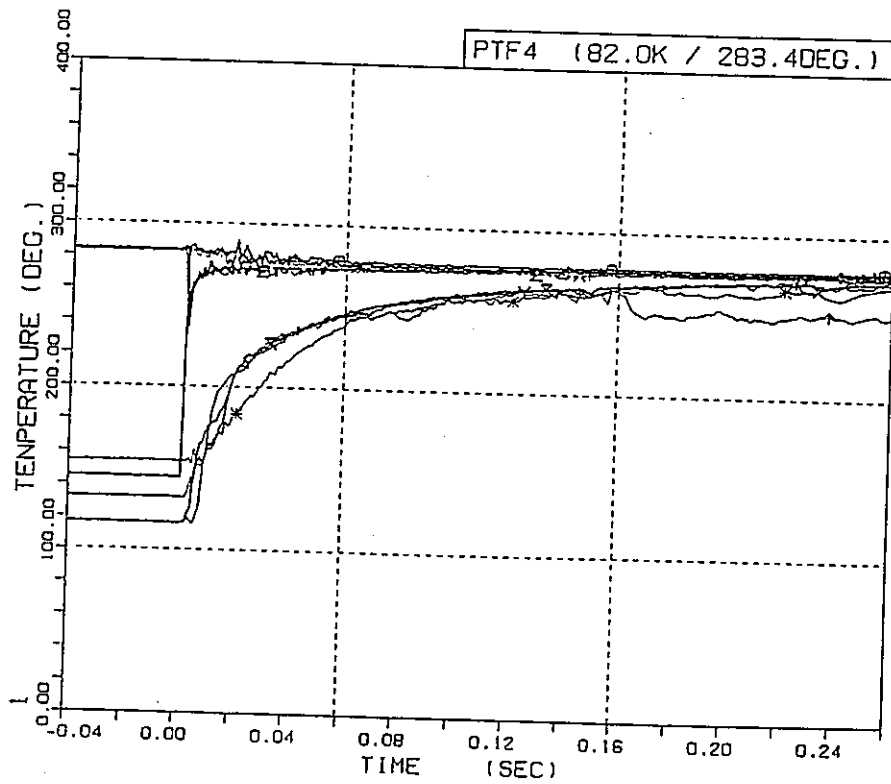


(b) 温度変化

図4.2.7- 9(1/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (P T F - 3)

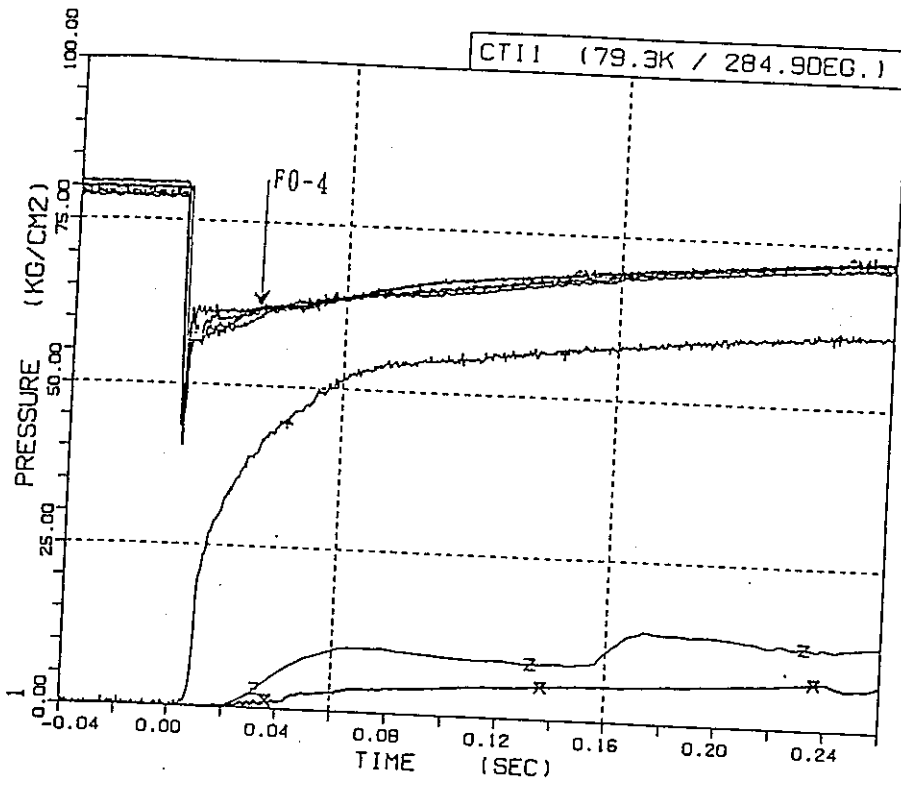


- 1 ○ PD-F345+4
- 1 △ PD-F15+0
- 1 + PD-F15-2
- 1 × PT-A45+4
- 1 ◇ PT-A90+2
- 1 □ PT-A90+0
- 1 * PE910-23CO
- 1 Z PE910-24CO



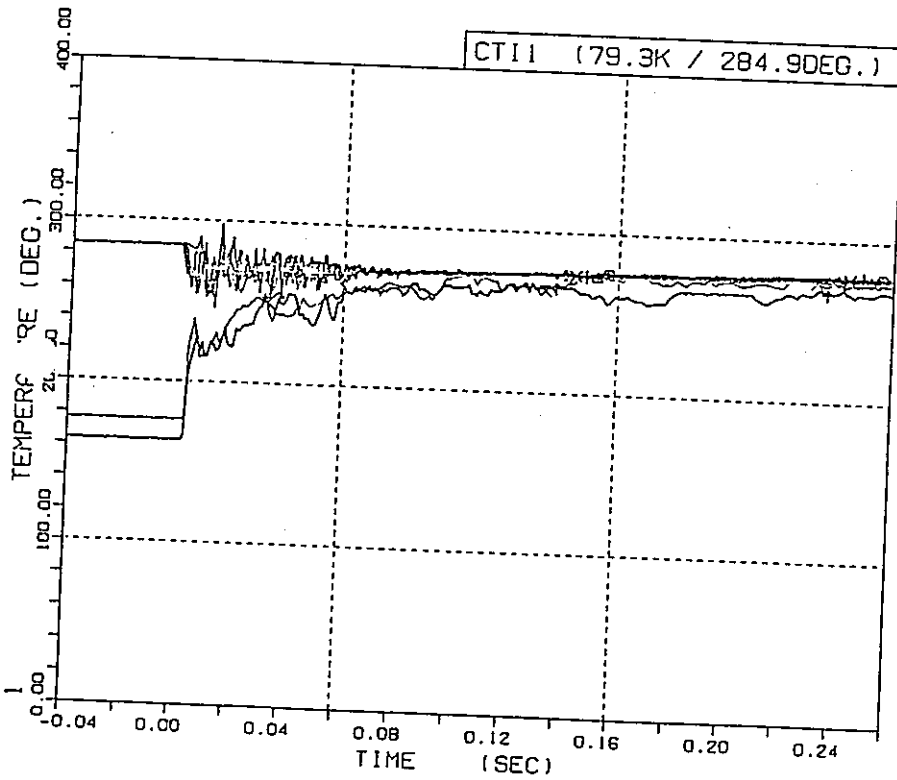
- 1 ○ T-F350+4
- 1 △ T-F10+2
- 1 + T-F350+1
- 1 × T-F10+0
- 1 ◇ T-F10-2
- 1 □ T-A0+4
- 1 * T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 * T-A90-4

図4.2.7- 9(2/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (P T F - 4)



- 1 Δ PD-F0+2
- 1 + PD-F0+0
- 1 X PD-F0-2
- 1 ◇ PD-F0-4
- 1 † PT-A225+51
- 1 X PE910-23C0
- 1 Z PE910-24C0

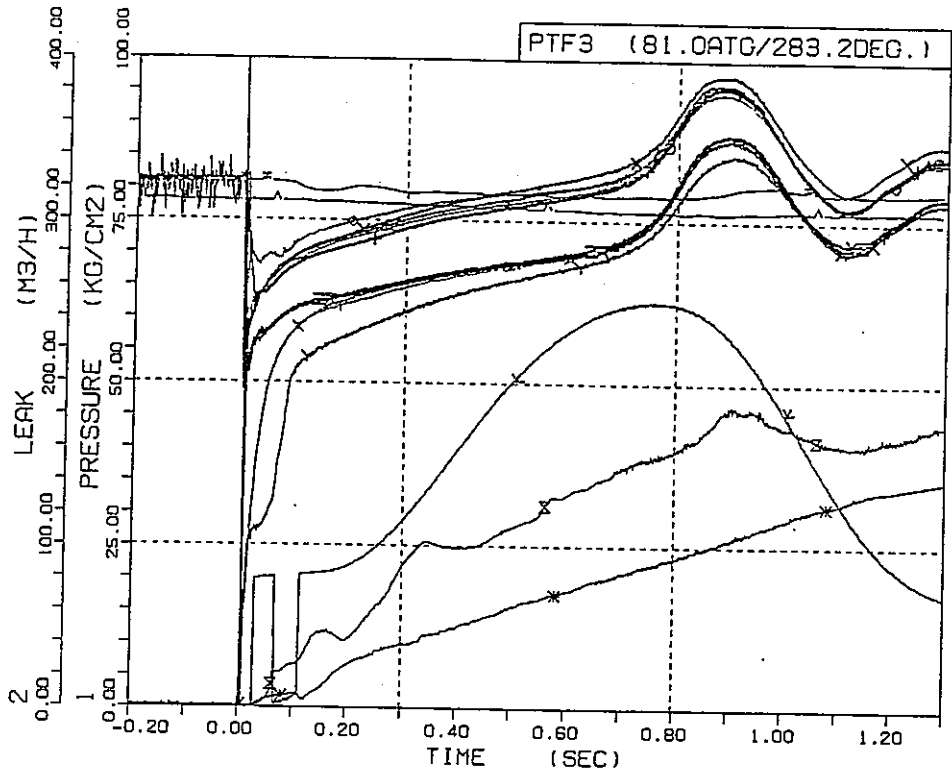
(a) 圧力変化



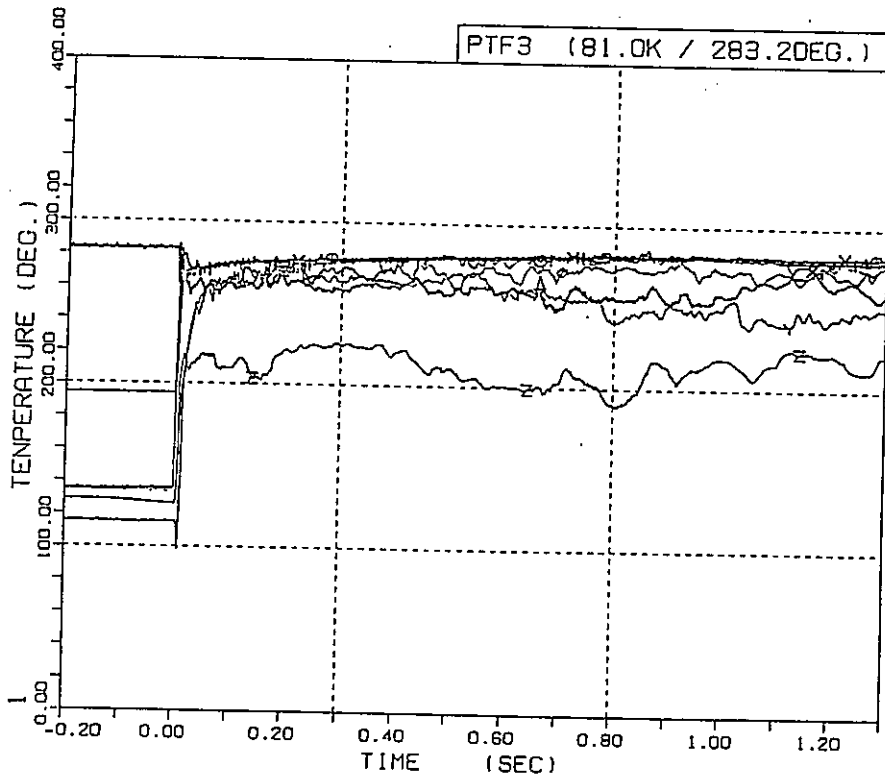
- 1 ⊙ T-F90+4
- 1 Δ T-F90+2
- 1 + T-F90+0
- 1 X T-F90-2
- 1 ◇ T-F90-4
- 1 † T-A45+5
- 1 X T-A135+5

(b) 温度変化

図4.2.7- 9(3/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-1)

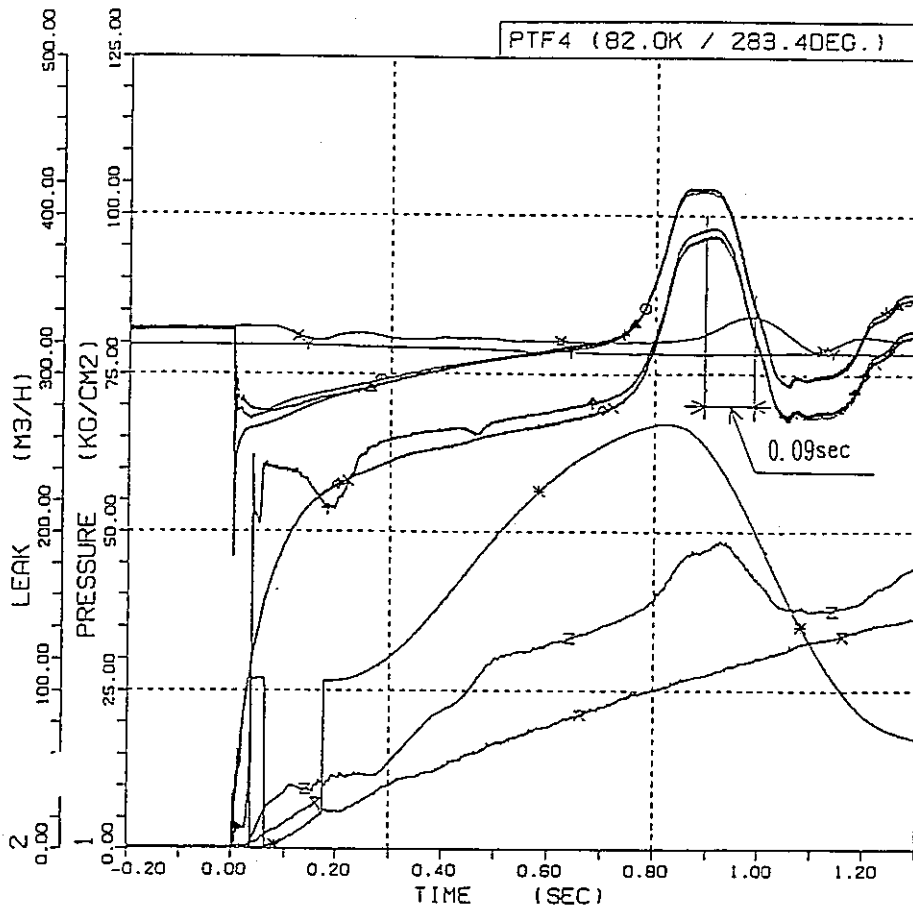


(a) 圧力変化



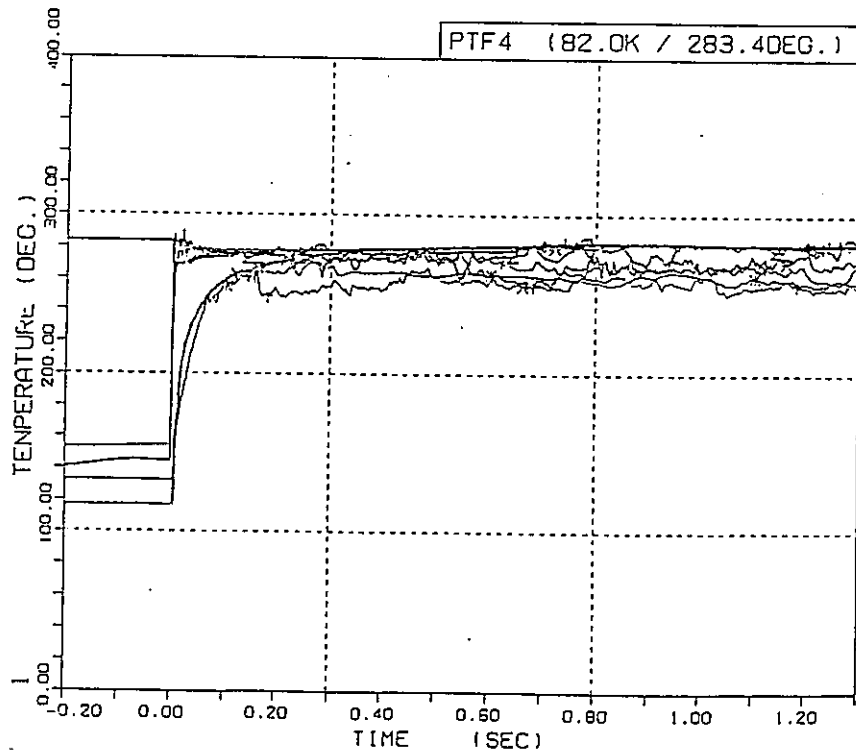
(b) 温度変化

図4.2.7-10(1/3) 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
- 1 × PE910-23C0
- 1 Z PE910-24C0
- 1 Y PRT-6
- 1 × PRT-3-8
- 2 * LEAK(PTF4)

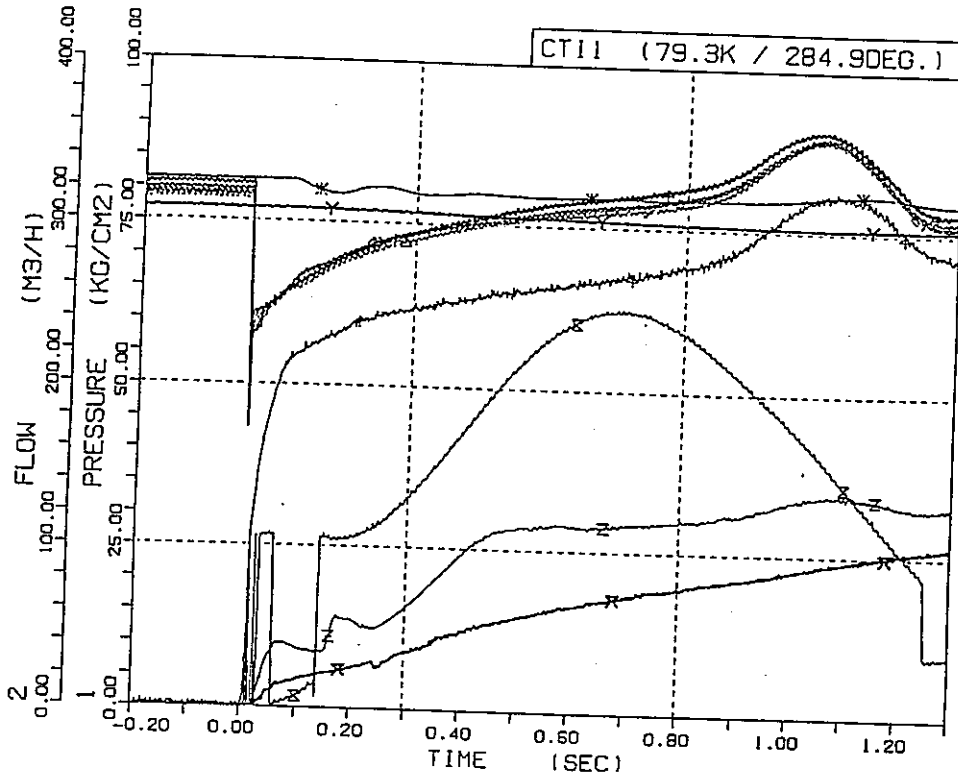
(a) 圧力変化



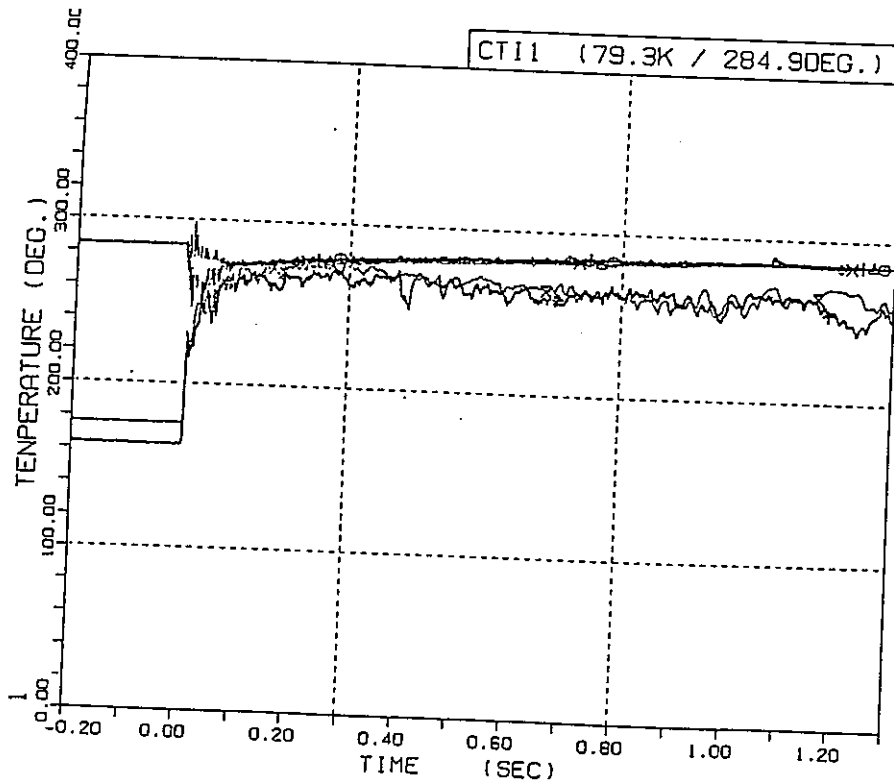
- 1 ○ T-F350+4
- 1 △ T-F10+2
- 1 + T-F350+1
- 1 × T-F10+0
- 1 ◇ T-F10-2
- 1 † T-A0+4
- 1 × T-A0+2
- 1 Z T-A0+0
- 1 Y T-A90-2
- 1 * T-A90-4

(b) 温度変化

図4.2.7-10(2/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (PTF-4)

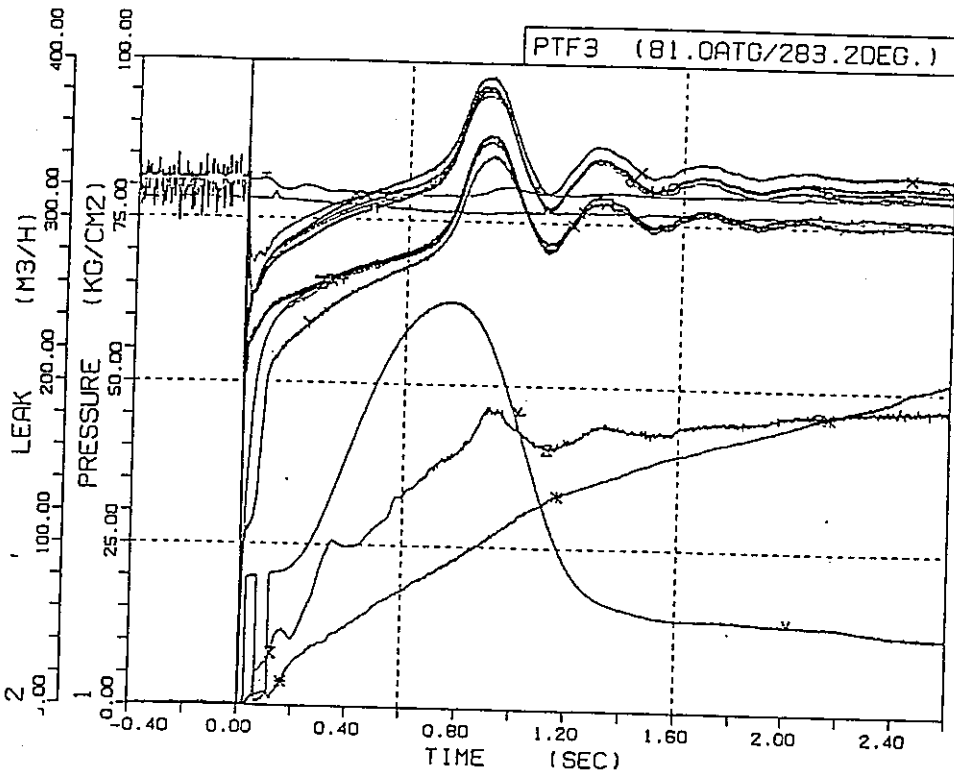


(a) 圧力変化

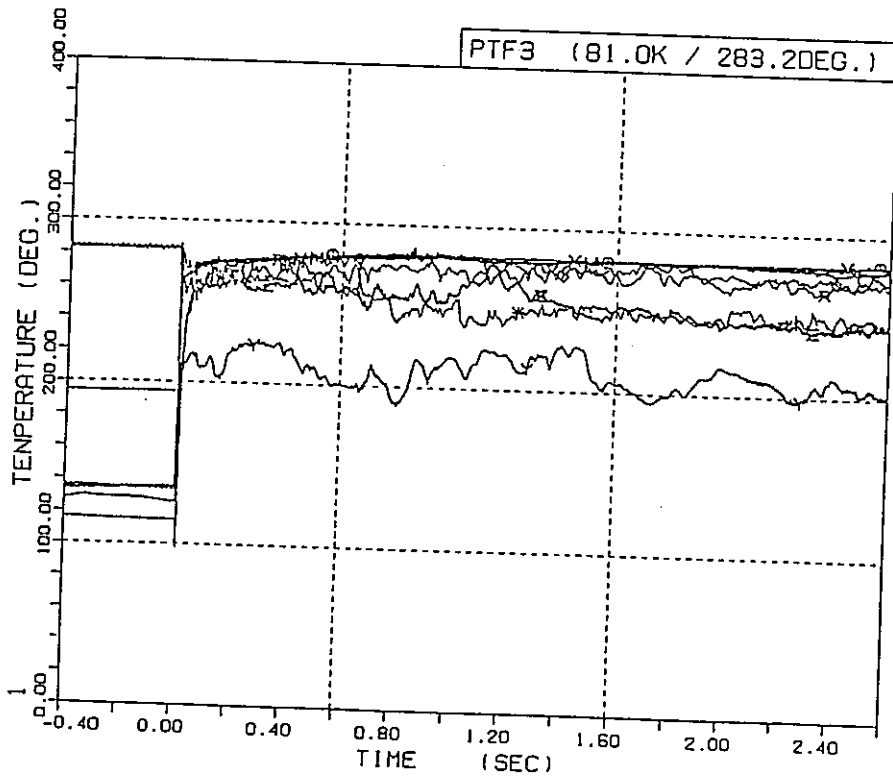


(b) 温度変化

図 4. 2. 7-10 (3/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-1)

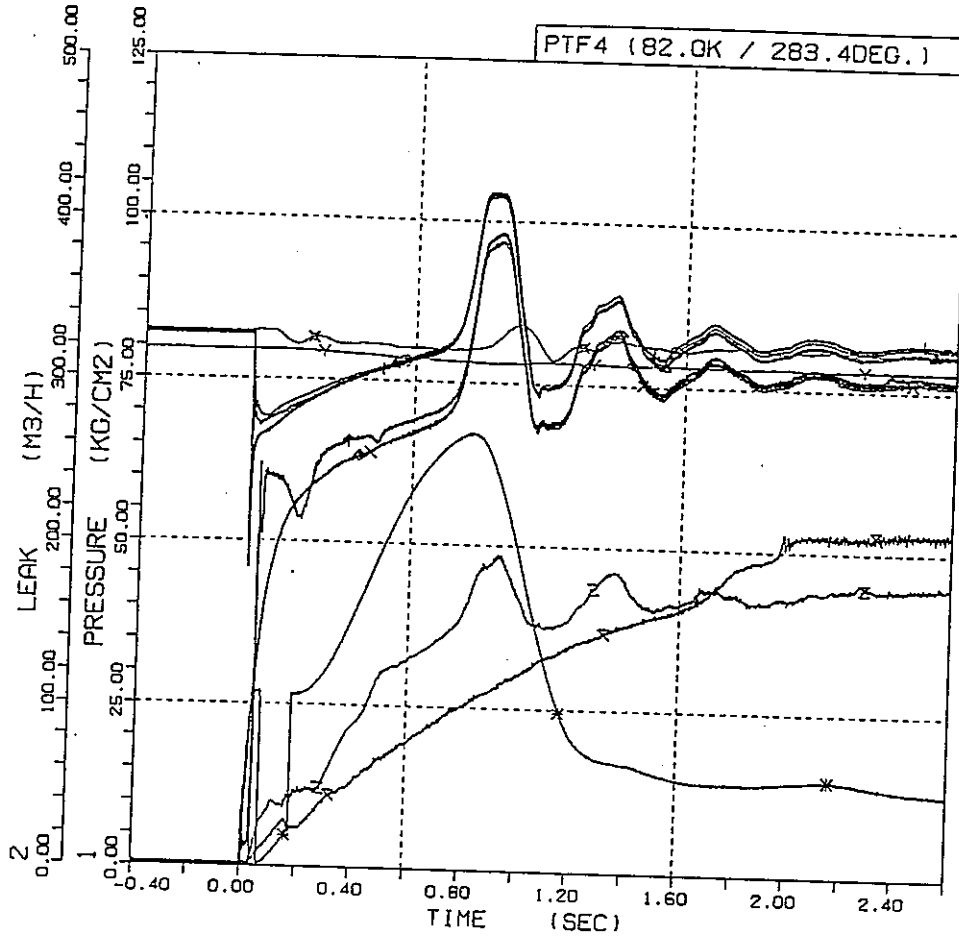


(a) 圧力変化

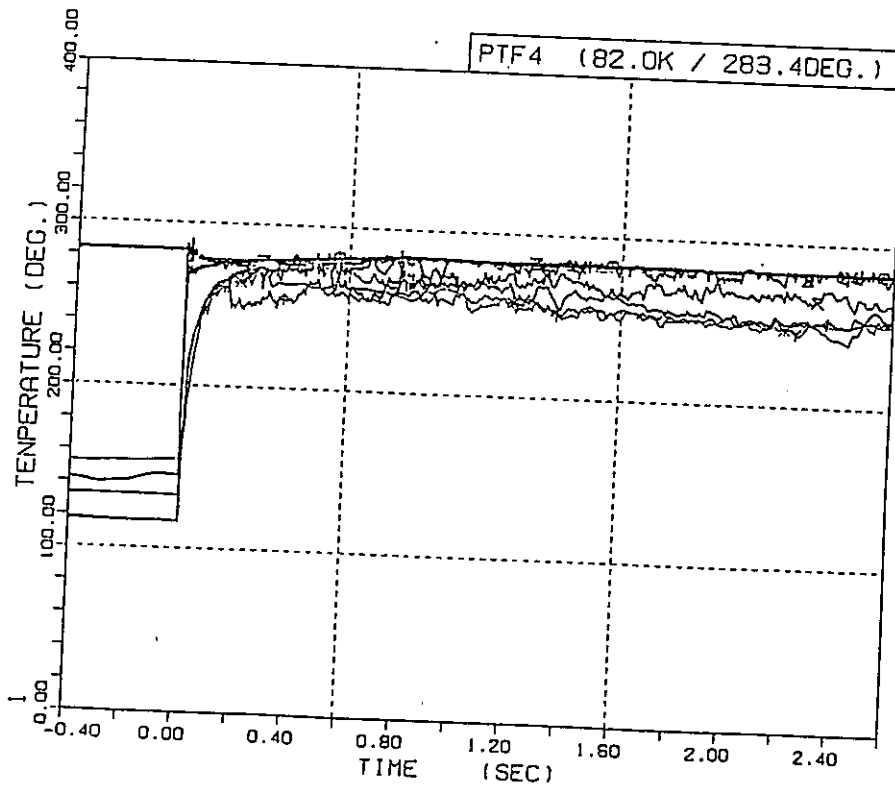


(b) 温度変化

図4.2.7-11(1/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (PTF-3)

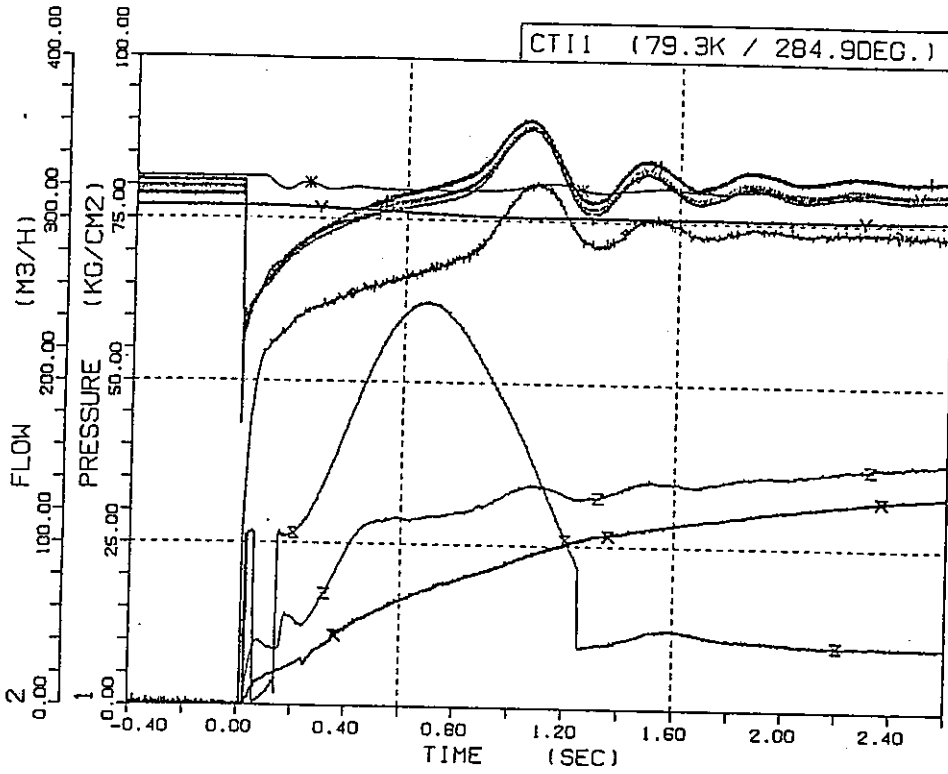


(a) 圧力変化



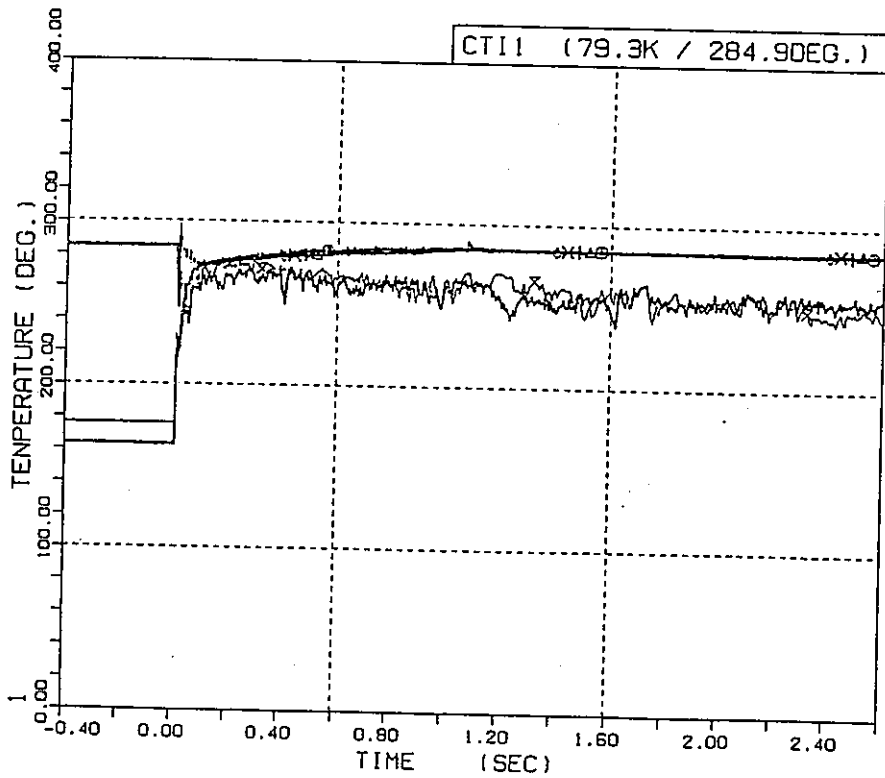
(b) 温度変化

図4.2.7-11(2/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力, 温度 (PTF-4)



- 1 Δ PD-F0+2
- 1 + PD-F0+0
- 1 × PD-F0-2
- 1 ◇ PD-F0-4
- 1 † PT-A225+51
- 1 × PE910-23C0
- 1 Z PE910-24C0
- 1 Y PRT-6
- 1 * PRT-3-8
- 2 X LEAK(CTI1)

(a) 圧力変化



- 1 ○ T-F90+4
- 1 Δ T-F90+2
- 1 + T-F90+0
- 1 × T-F90-2
- 1 ◇ T-F90-4
- 1 † T-A45+5
- 1 × T-A135+5

(b) 温度変化

図4.2.7-11(3/3) 圧力管内及びアニュラス内の圧力、温度 (CTI-1)

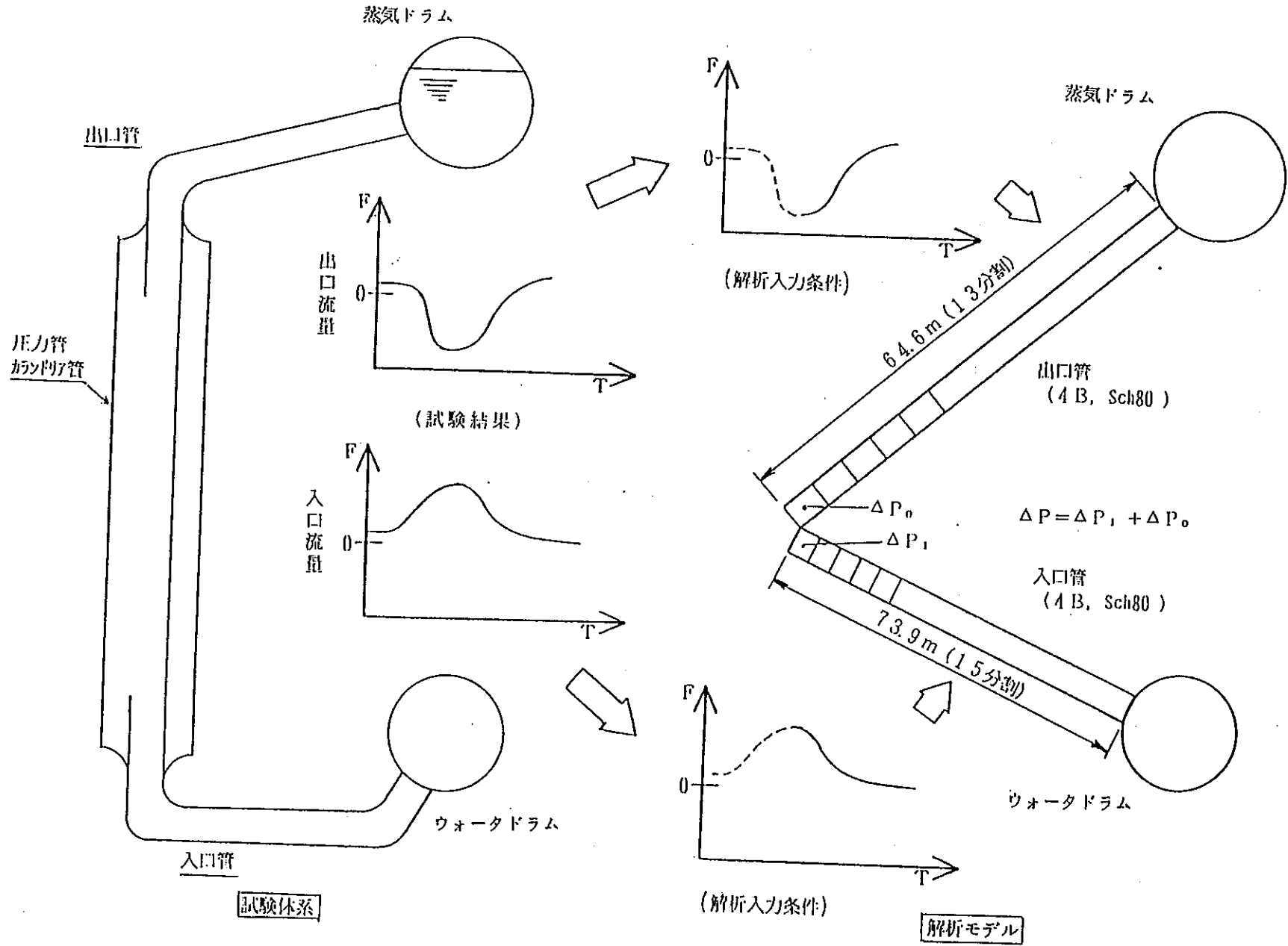


図4.2.7-12 ウォータ・ハンマ計算に用いた解析モデル

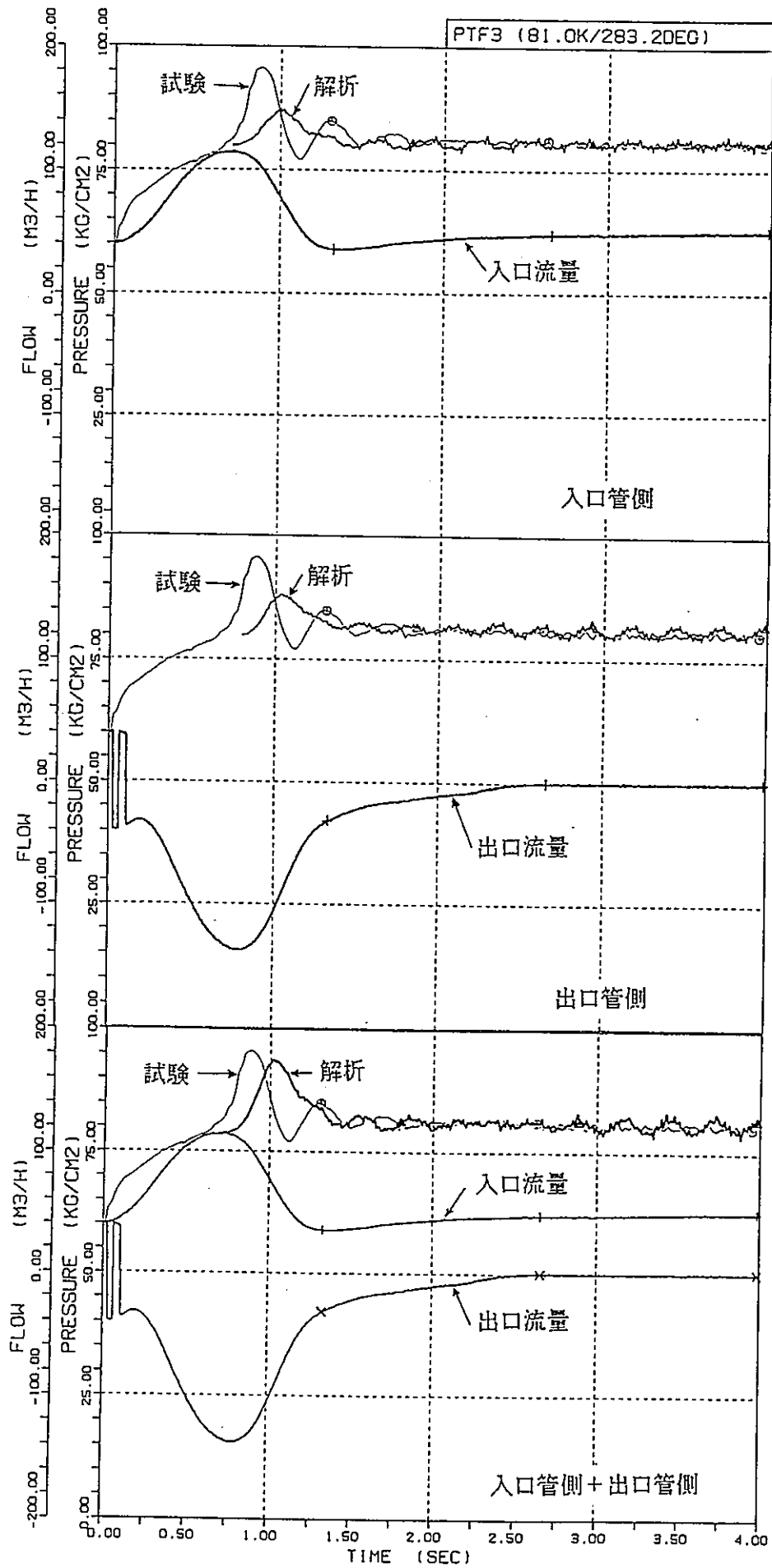


図4.2.7-13(1/3) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (PTF-3)

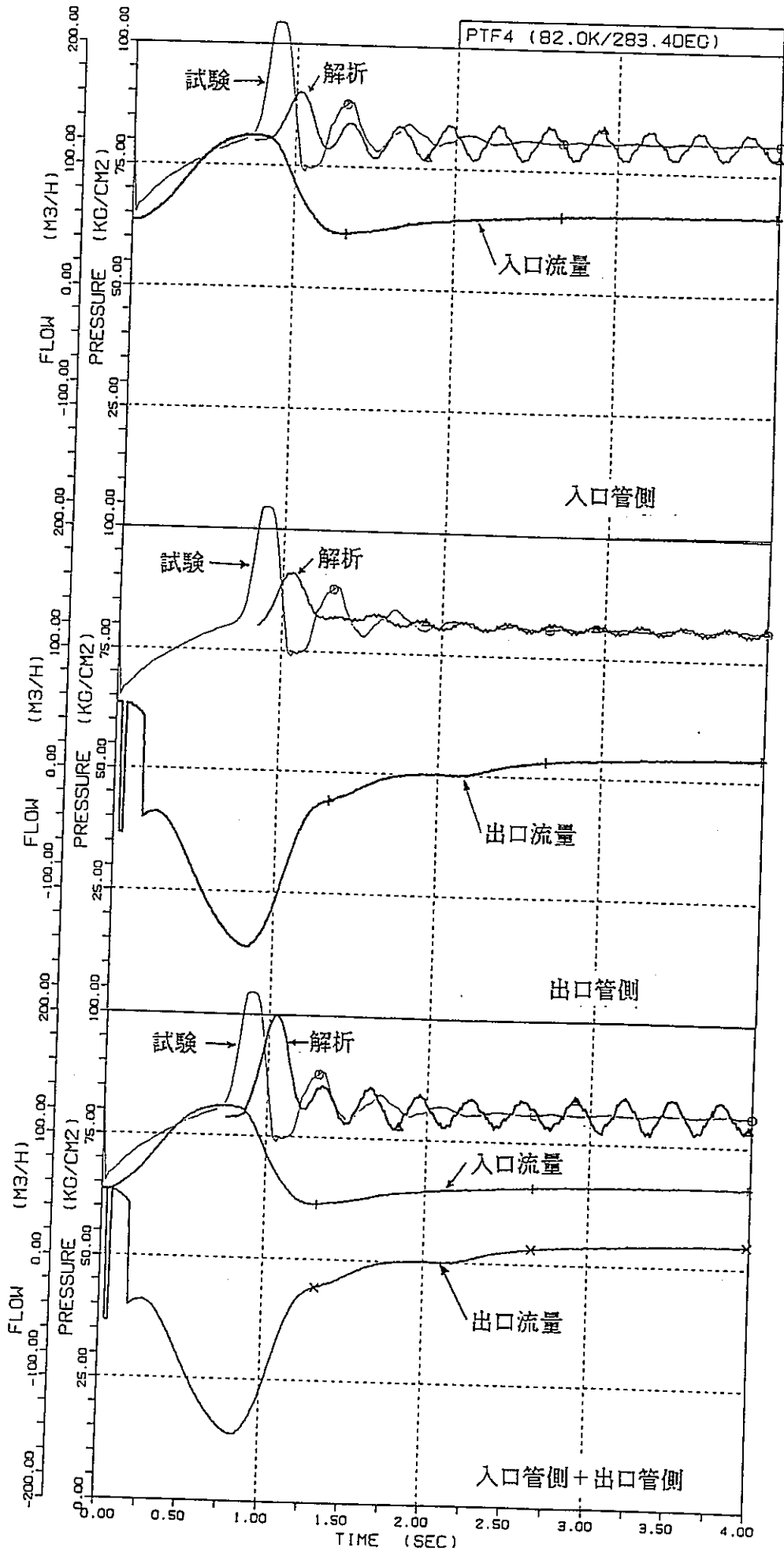


図4.2.7-13(2/3) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (PTF-4)

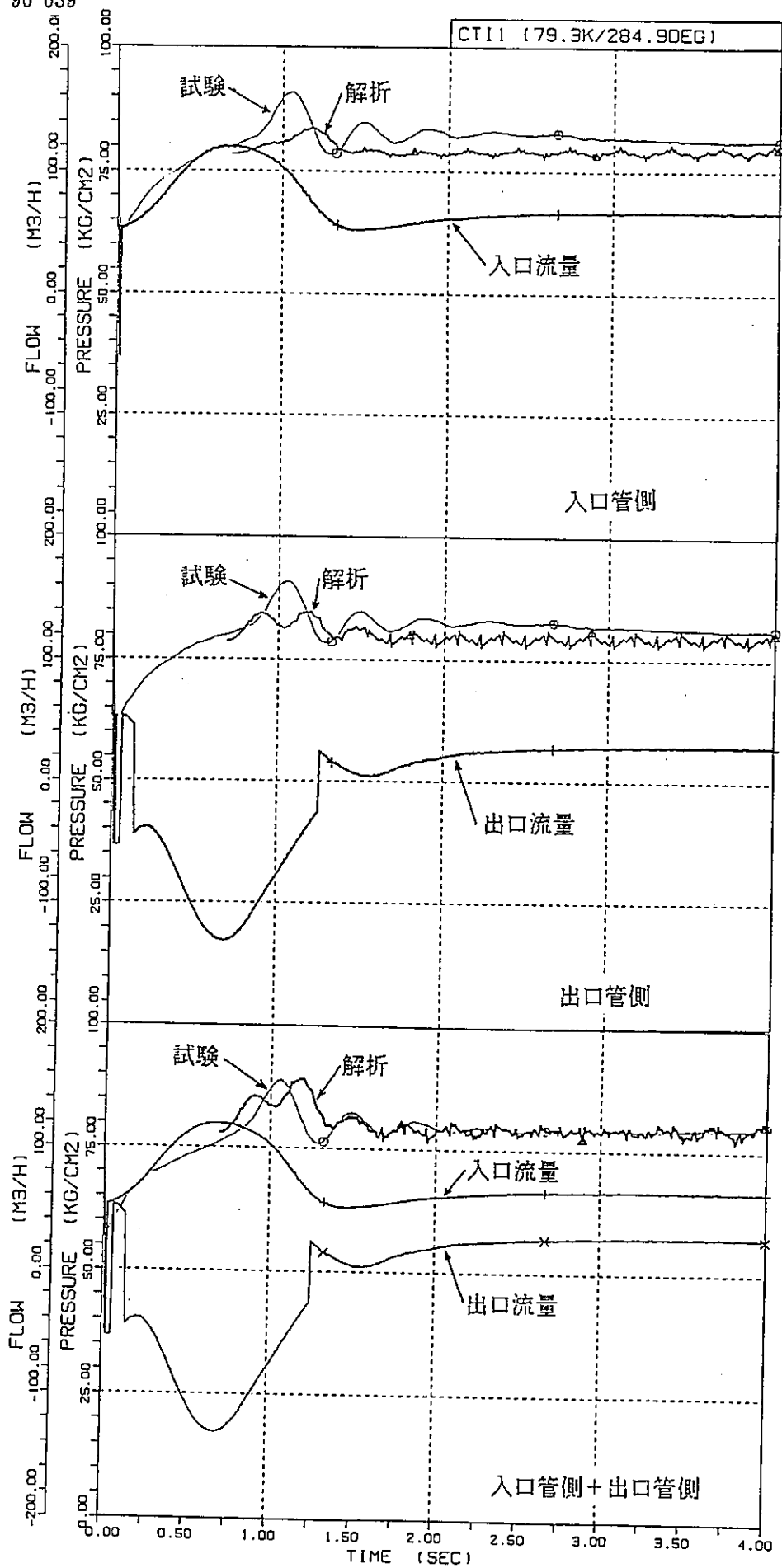


図4.2.7-13(3/3) ウォータ・ハンマ計算の試験結果との比較 (CTI-1)

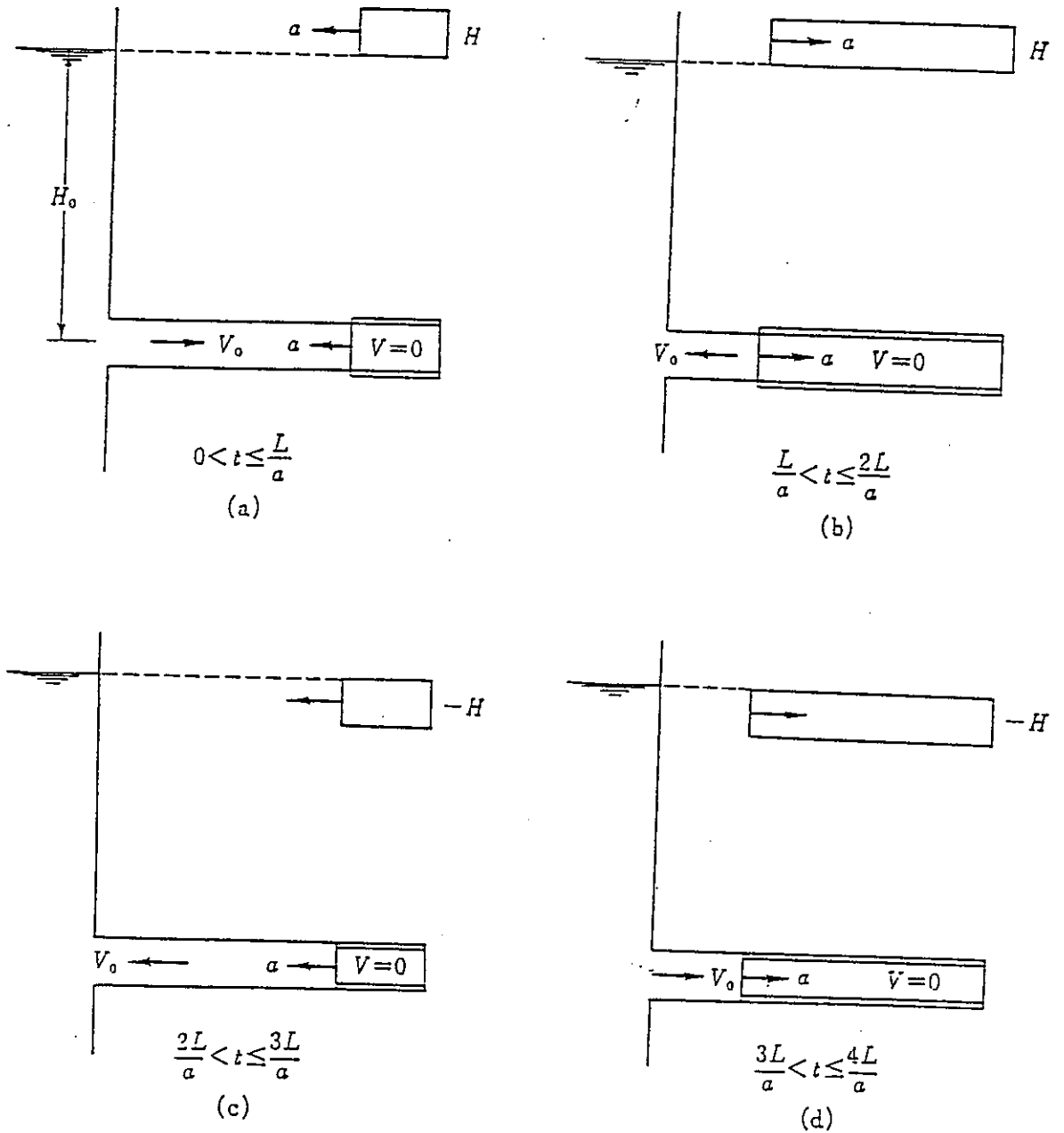
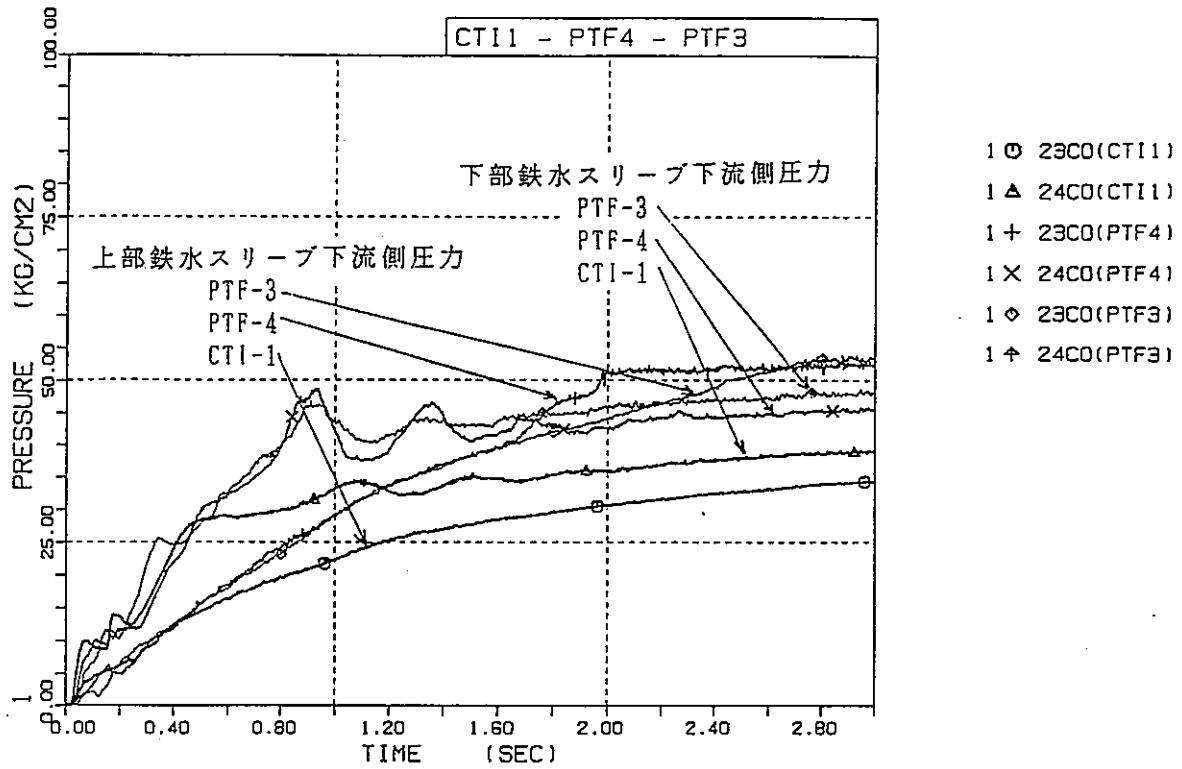
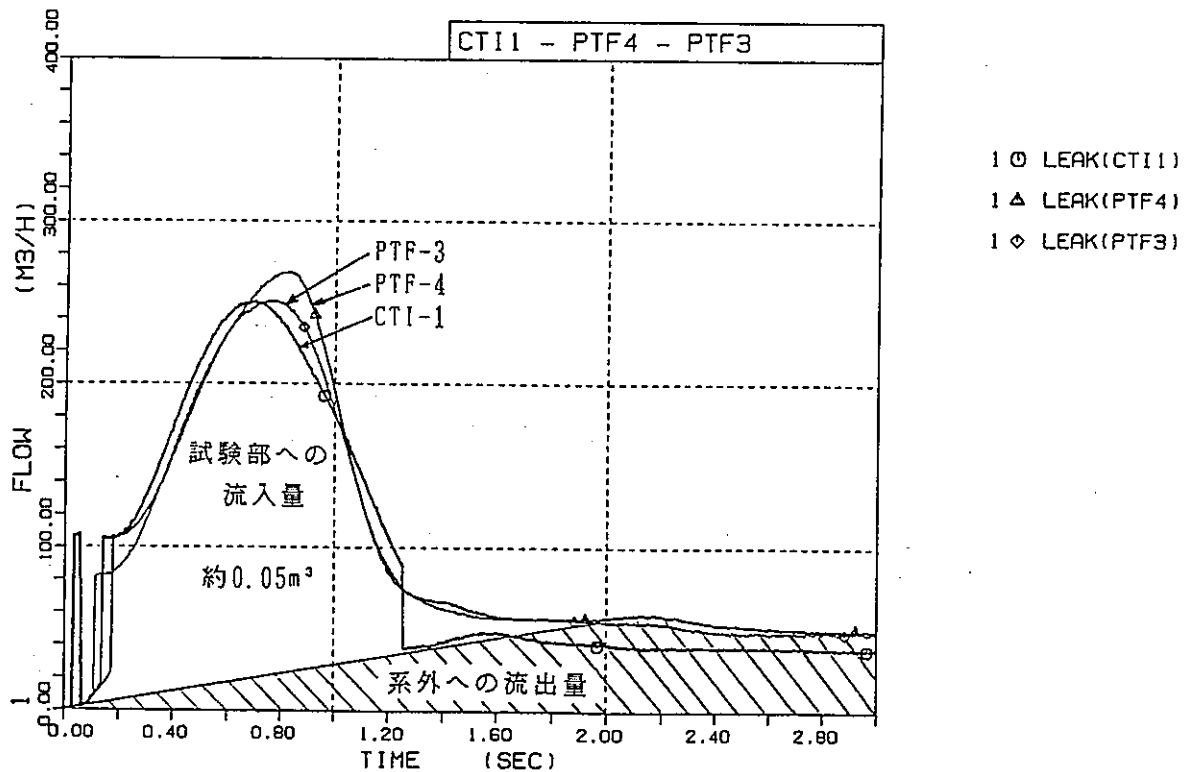


図4.2.7-14 弁を瞬間閉鎖したときの周期内の状態順序



(a) 鉄水スリーブ下流側圧力



(b) 冷却材流入量

図4.2.7-15 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

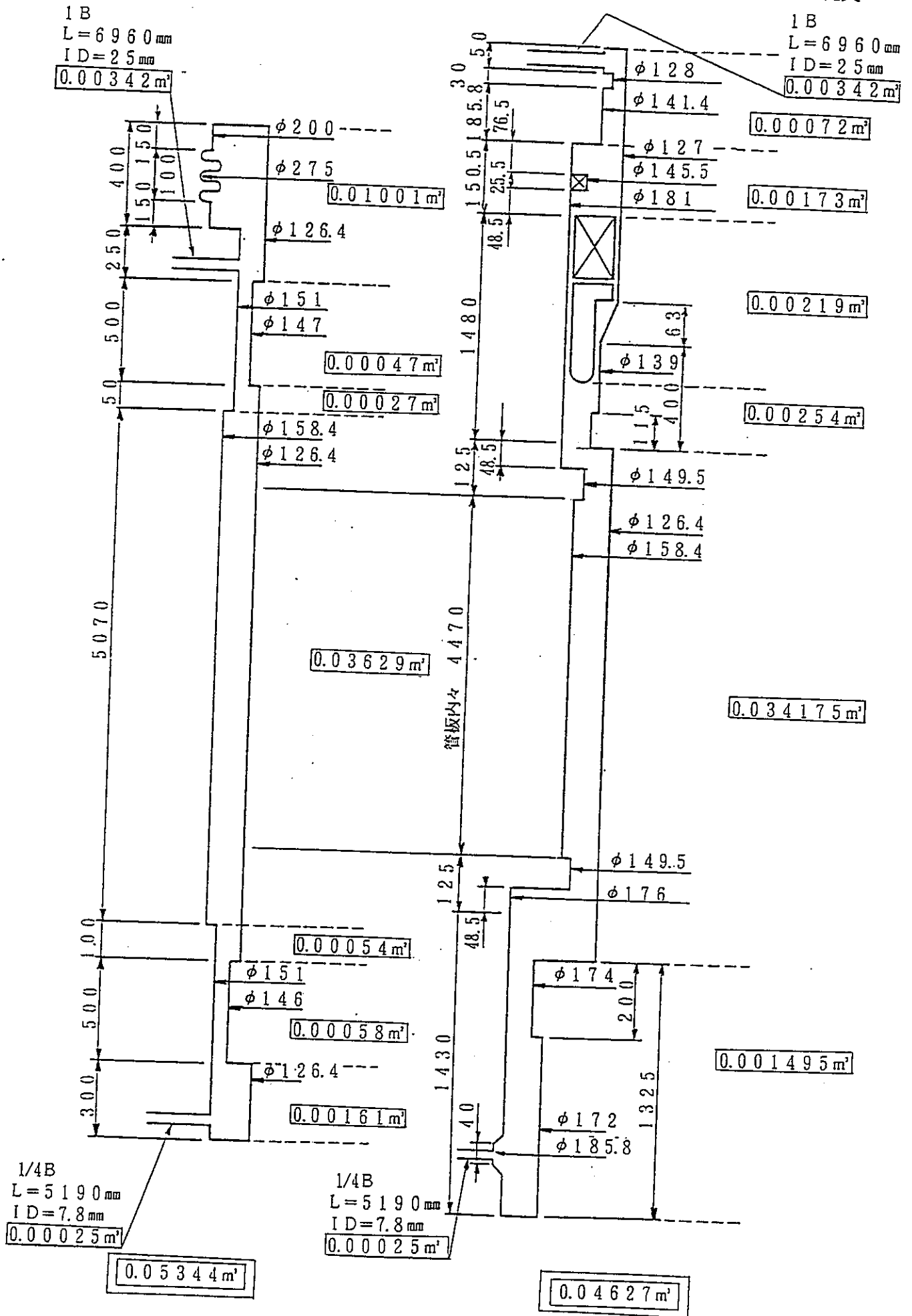


図4.2.7-16 アニュラス及びCO₂系の空間容積

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)	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	0.64	-0.59
	PTF-4	0	0	4.978	0.76	-0.71	76.9	5.23	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	0.34	-0.31

- *) 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 4.2.7-17 破断後の圧力管の周方向歪*

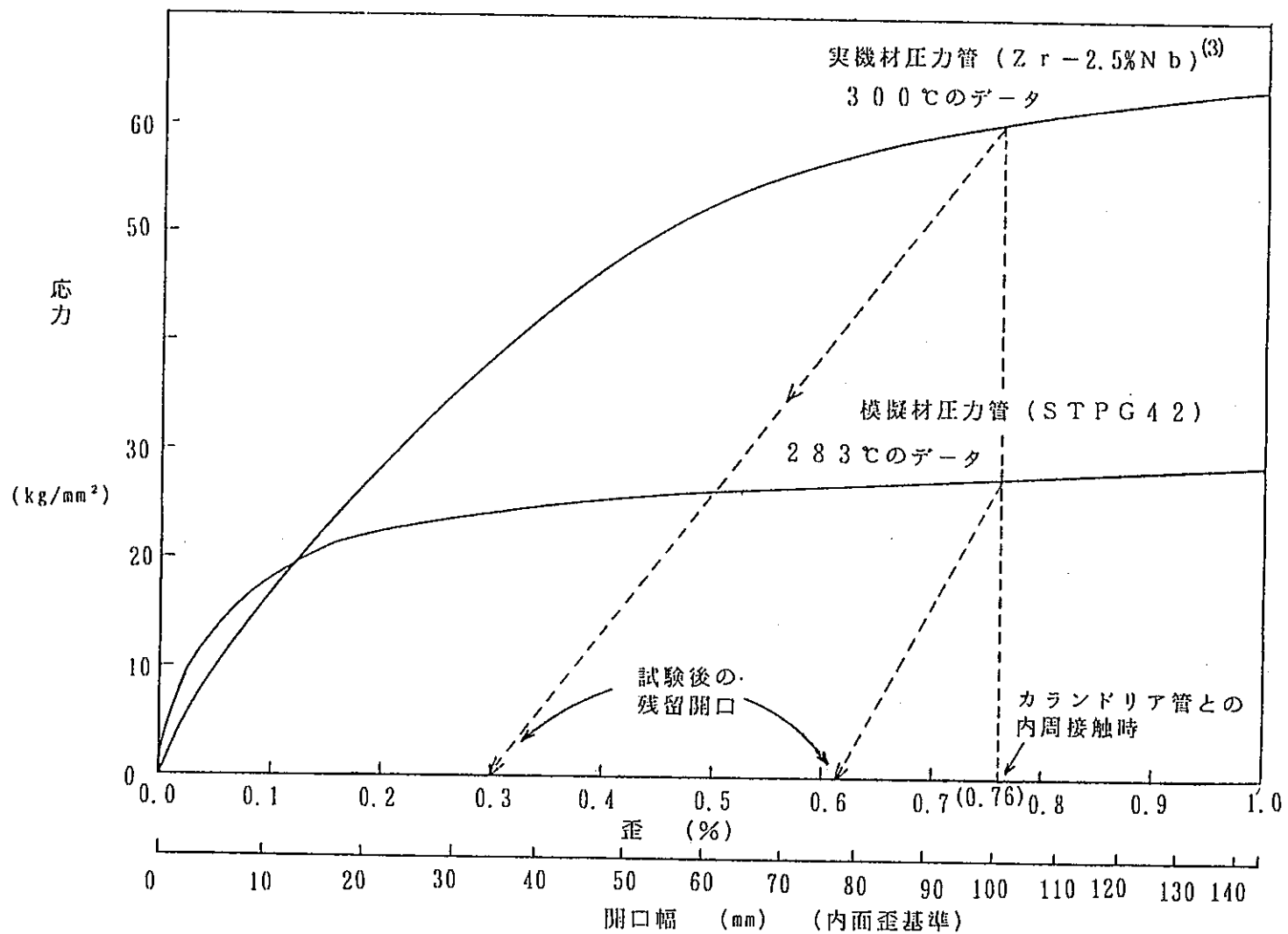
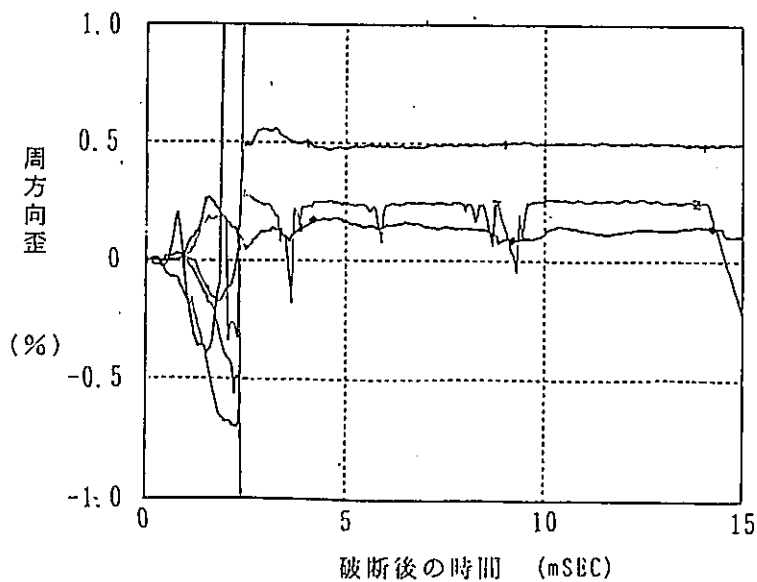
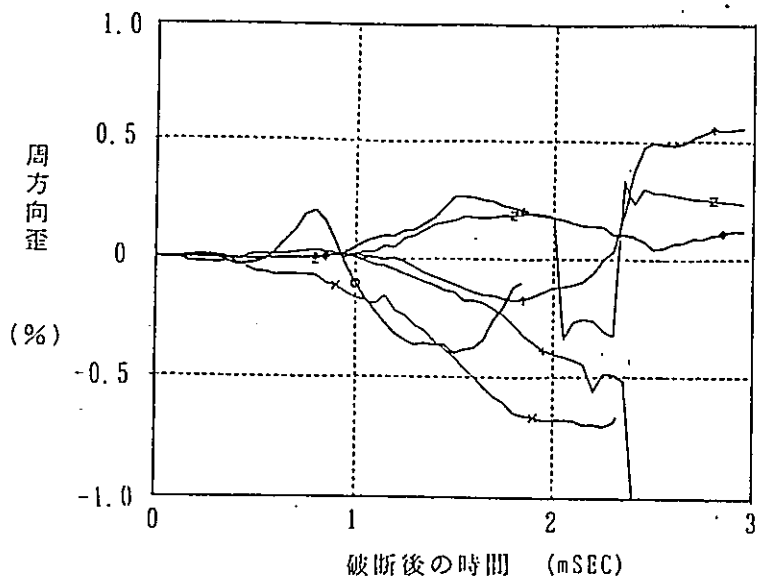
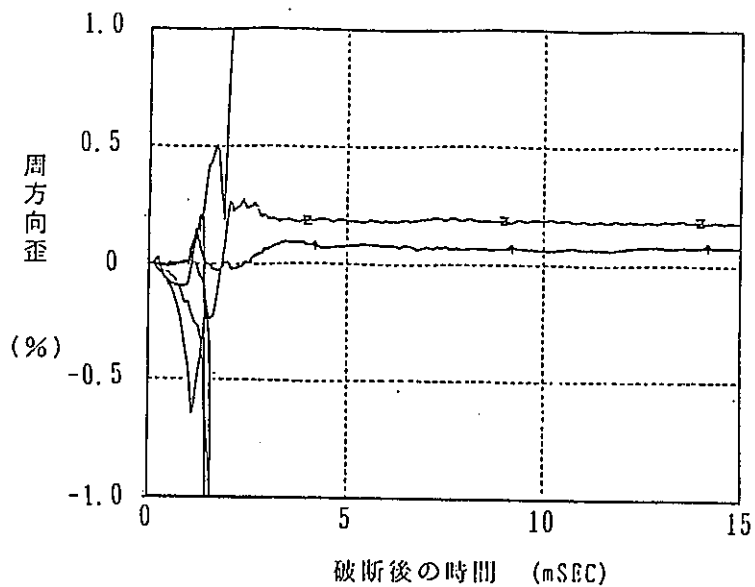
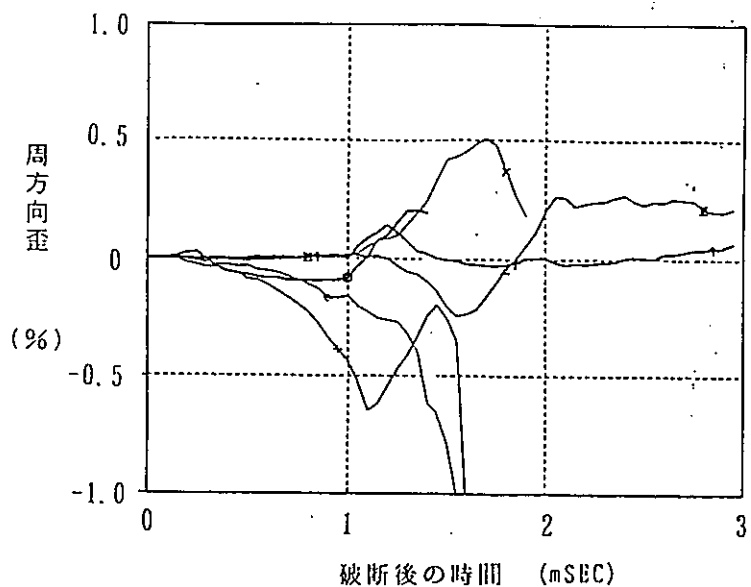


図4.2.7-18 圧力管の応力-歪特性



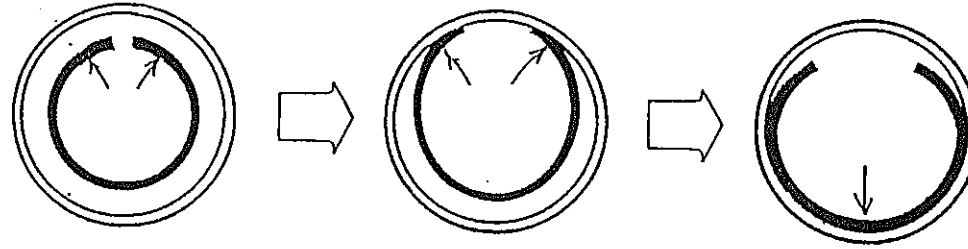
圧力管
 ○ 破断口側
 + 破断口から90°
 × 破断口背面側
 カランドリア管
 ◇ 破断口側
 † 破断口から90°
 ‡ 破断口背面側



圧力管
 ○ 破断口側
 + 破断口から90°
 ◇ 破断口背面側
 カランドリア管
 † 破断口側
 ‡ 破断口から90°
 × 破断口背面側

図4.2.7-19 破断時熱流動挙動試験における圧力管とカランドリア管の歪挙動

圧力管



圧力管		衝突前	破断口リップ部が カランドリア管に衝突	圧力管が後退し 破断口背面で衝突	
	PTF-3	0 ~ 0.5 msec	0.5 ~ 0.8 msec	0.8 msec ~	
	PTF-4	0 ~ 1.0 msec	1.0 ~ 1.4 msec	1.4 msec ~	
カランドリア管	PTF-3	0 ~ 1.0 msec		1.0 ~ 2.2 msec	2.2 msec ~
	PTF-4	0 ~ 1.0 msec		1.0 ~ 1.9 msec	1.9 msec ~
		顕著な変形がない		楕円状に変形	ふくらみ変形

カランドリア管

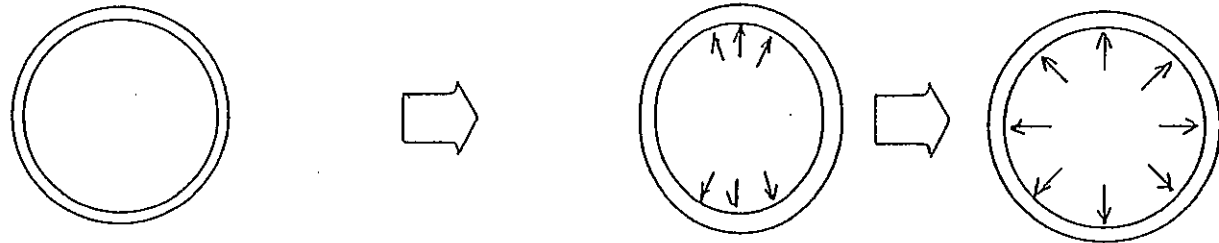
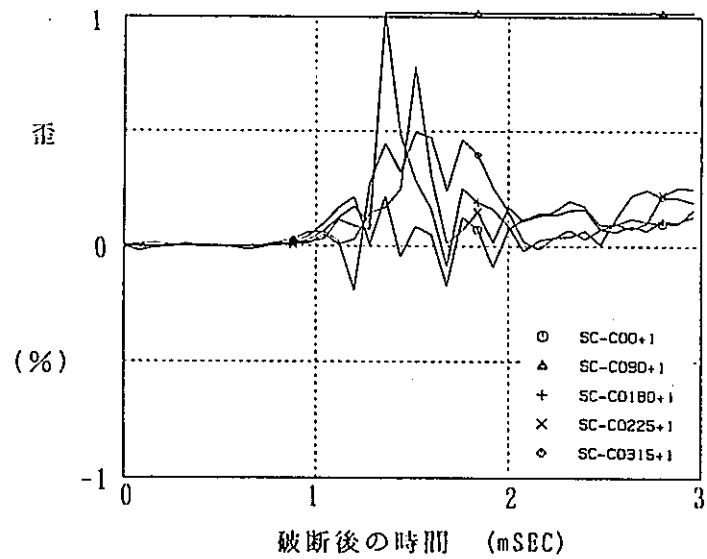
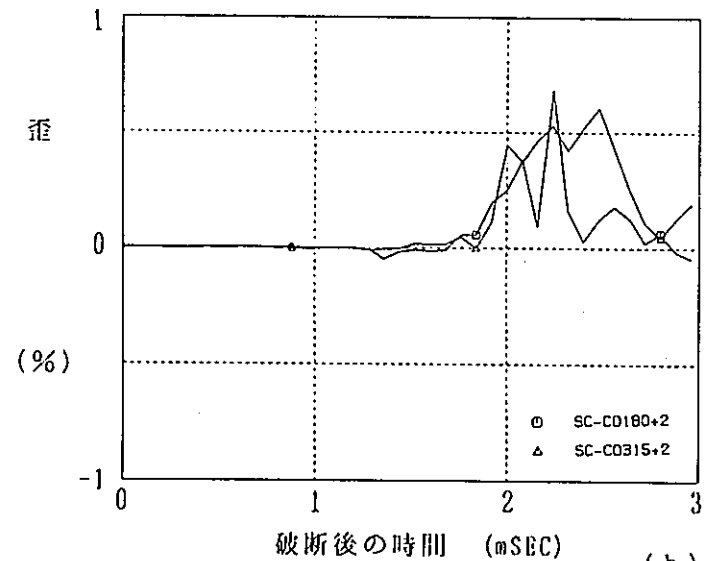
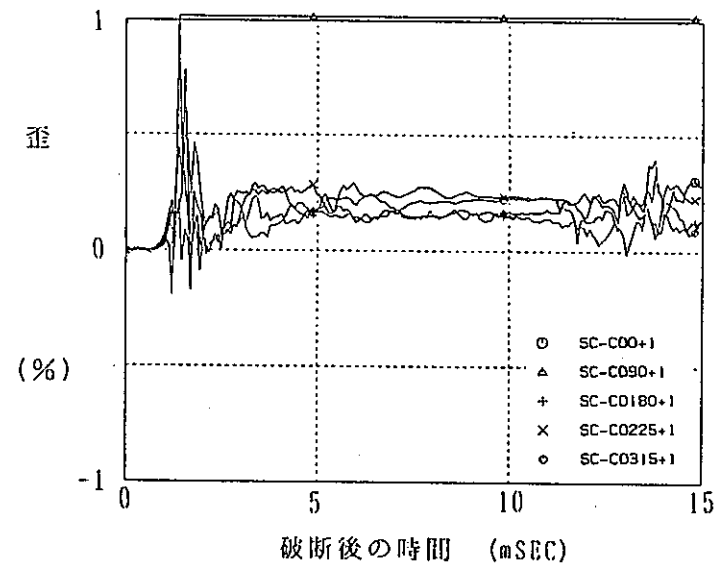


図 4.2.7 - 20 破断時熱流動挙動試験における圧力管とカランドリア管の衝突・変形挙動



(a) 破断開始点から500mmの位置



(b) 破断開始点から1285mmの位置

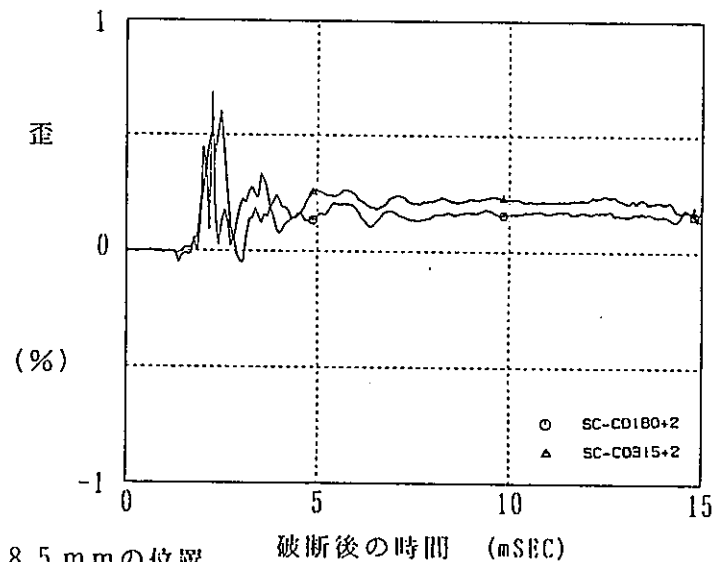


図4.2.7-21 カランドリア管健全性試験におけるカランドリア管の歪挙動

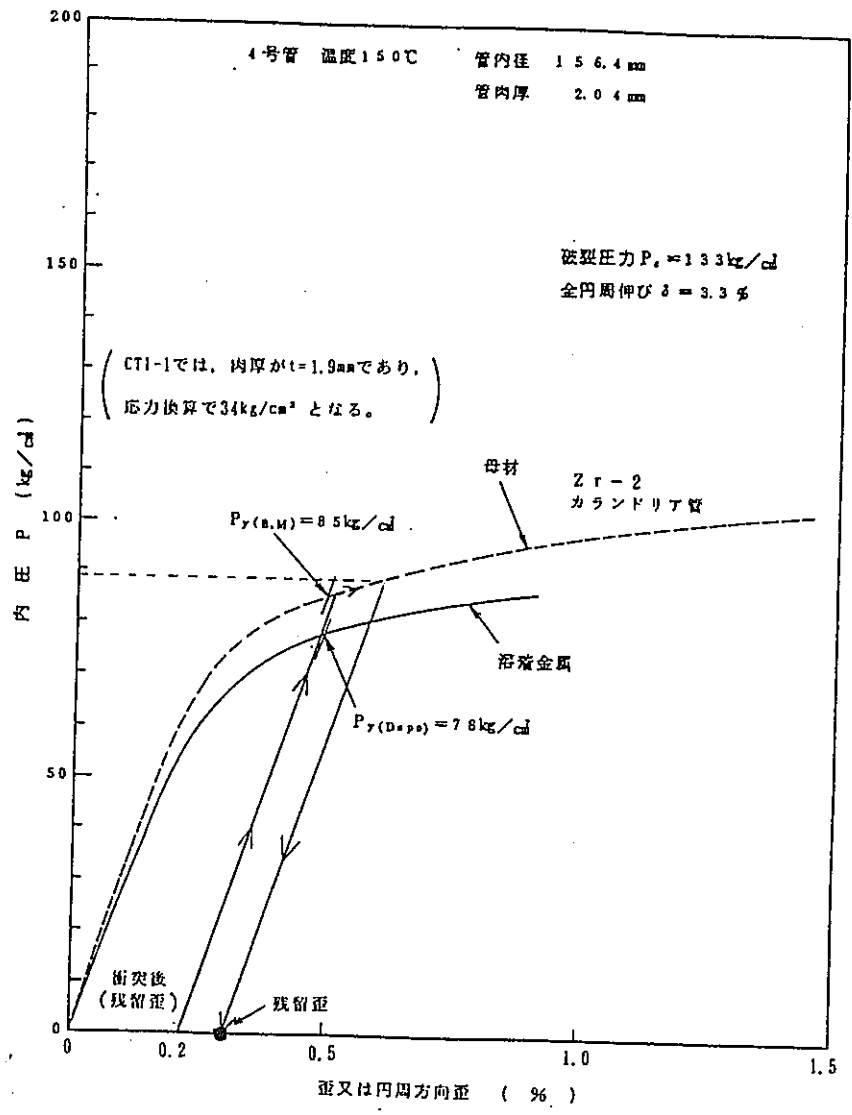
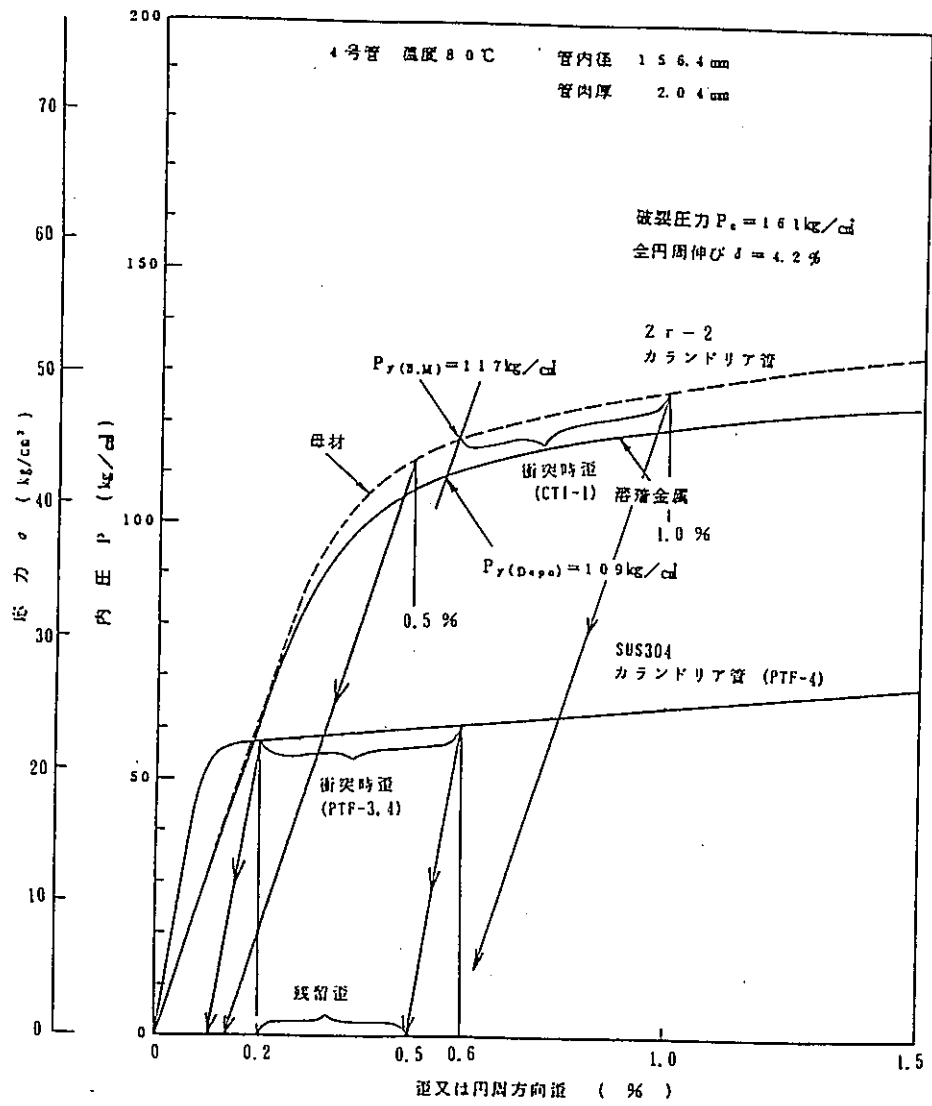


図4.2.7-22 カランドリア管の応力-歪特性

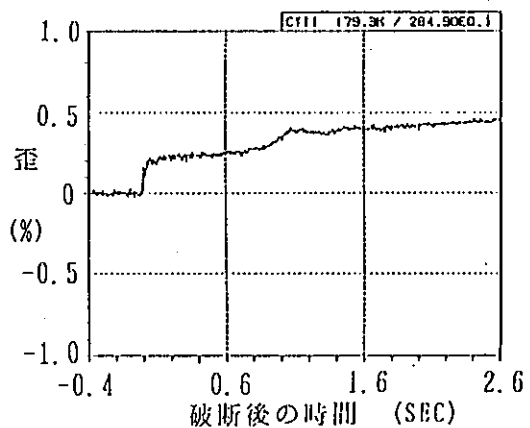
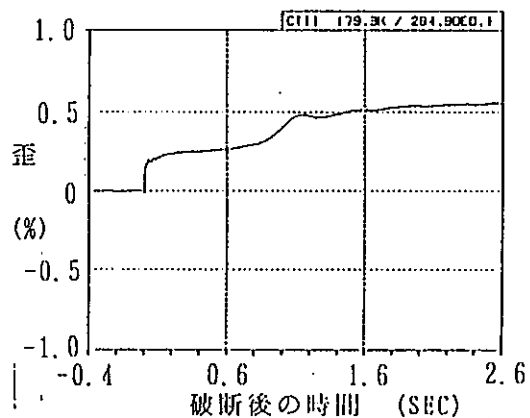
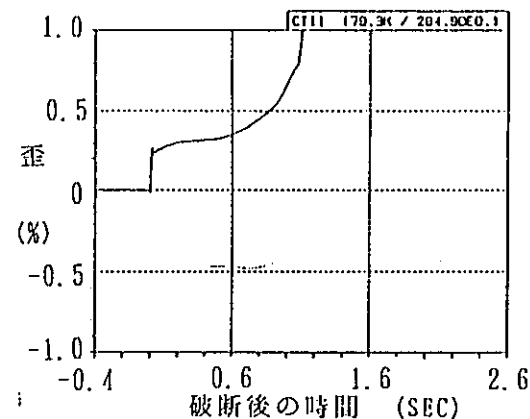
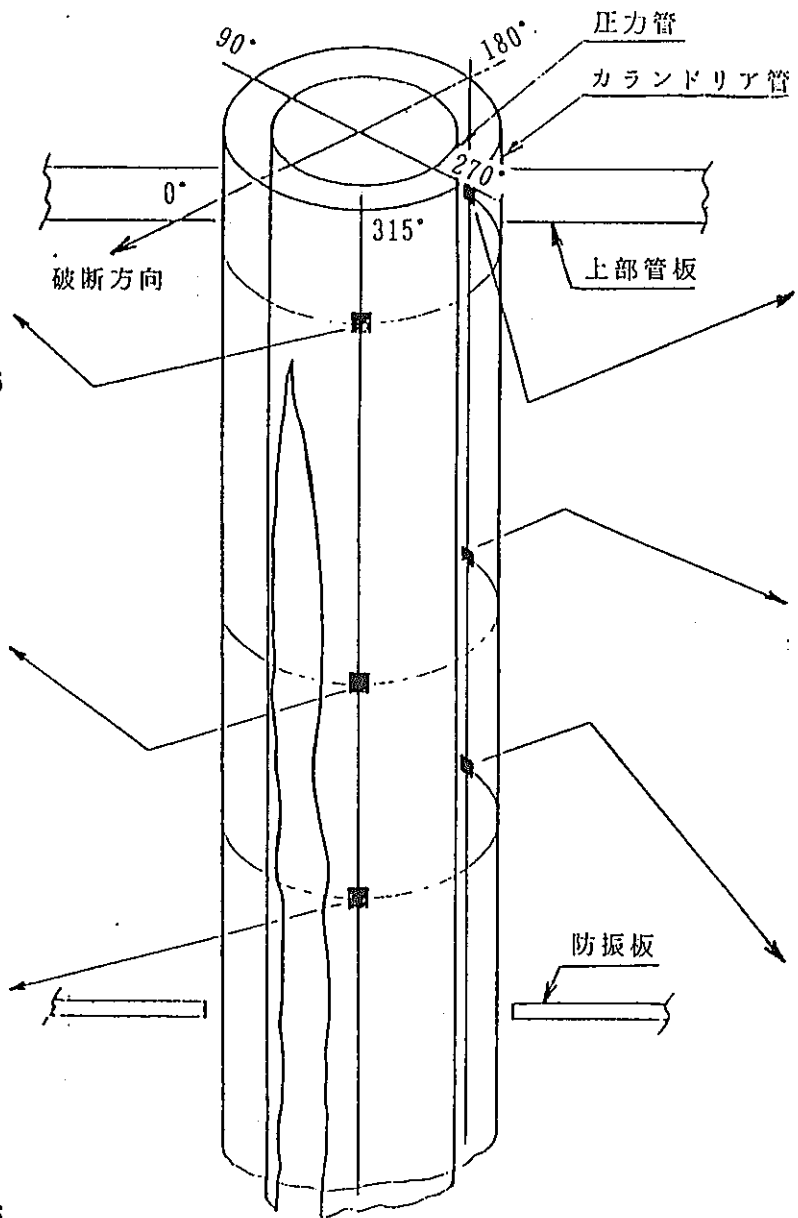
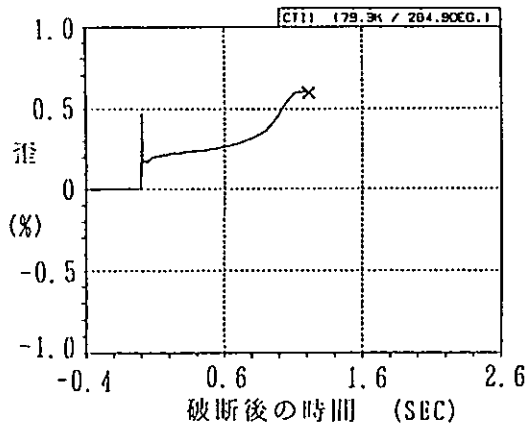
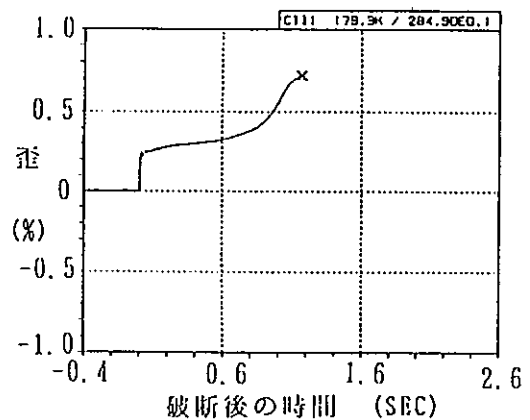
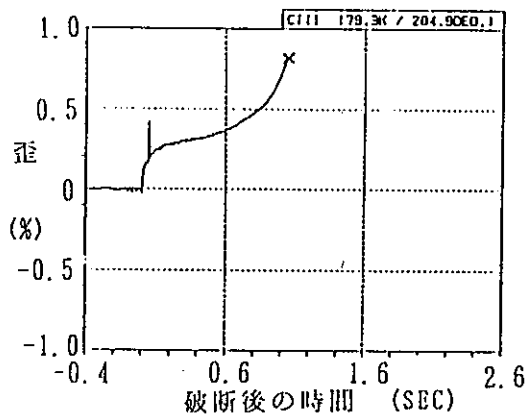


図4.2.7-23 カランドリア管の周方向歪変化

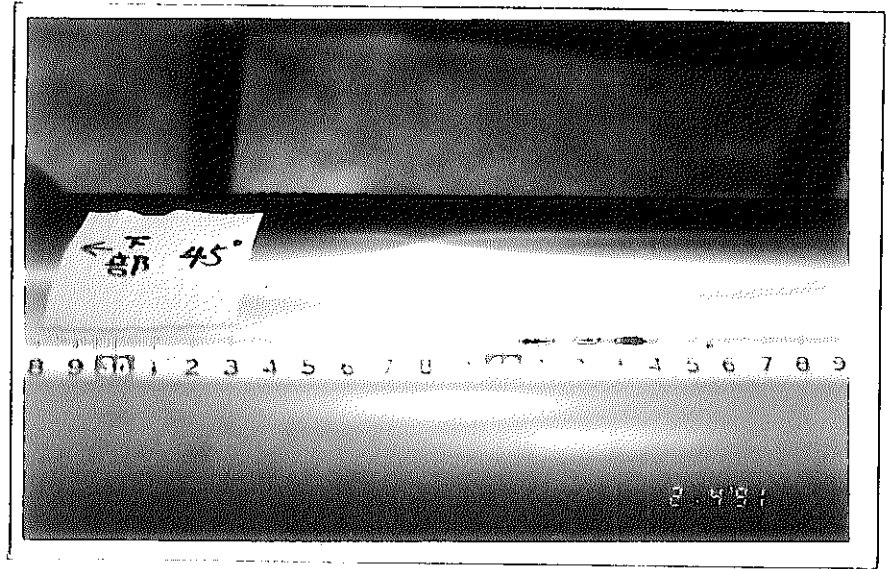
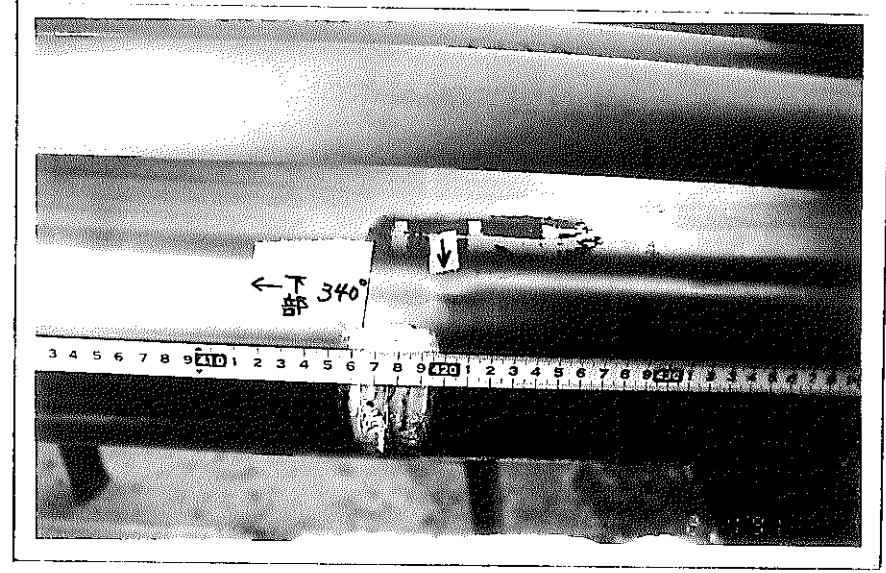
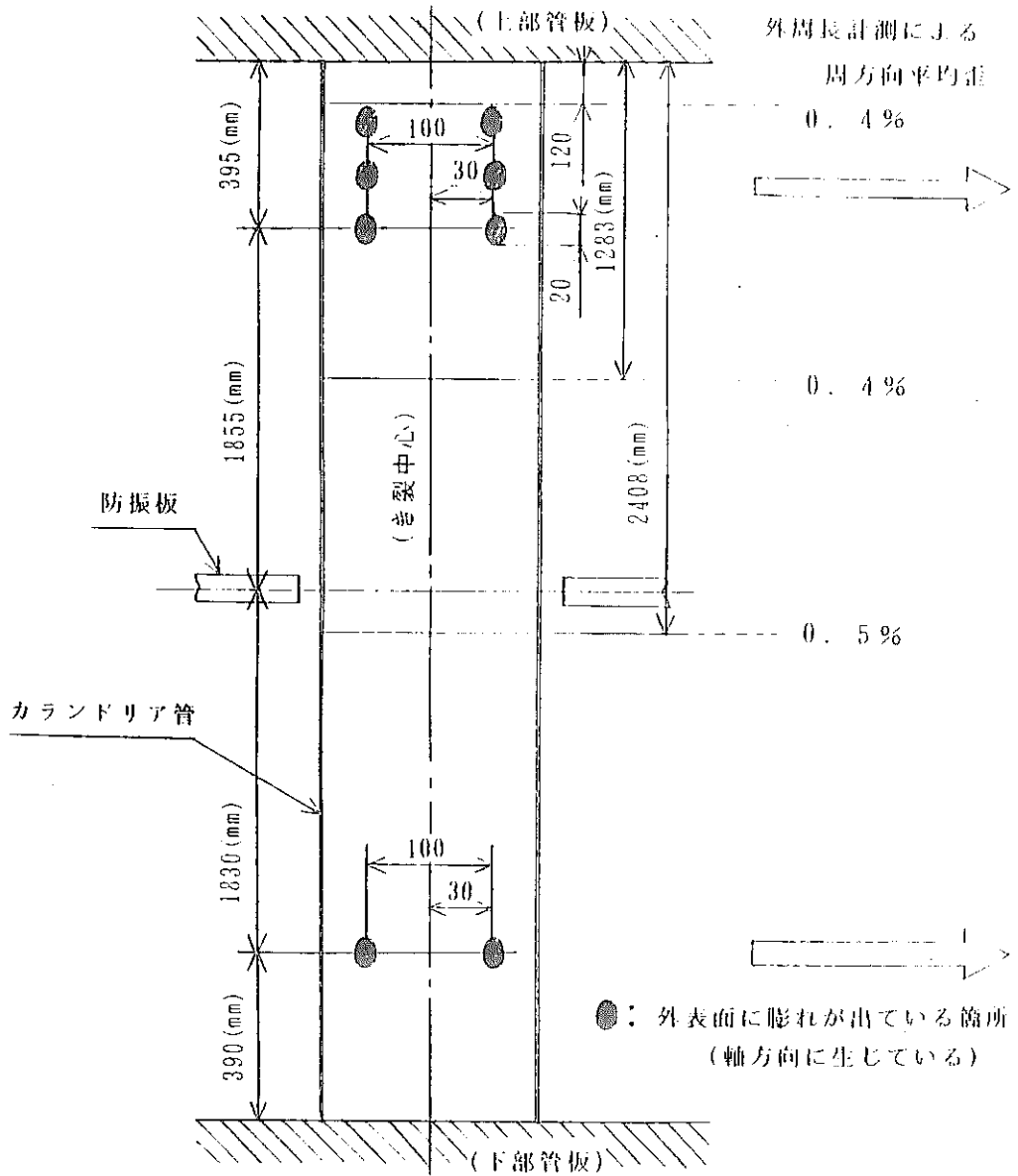


図4.2.7.24 試験後カランドリア管の残留変形

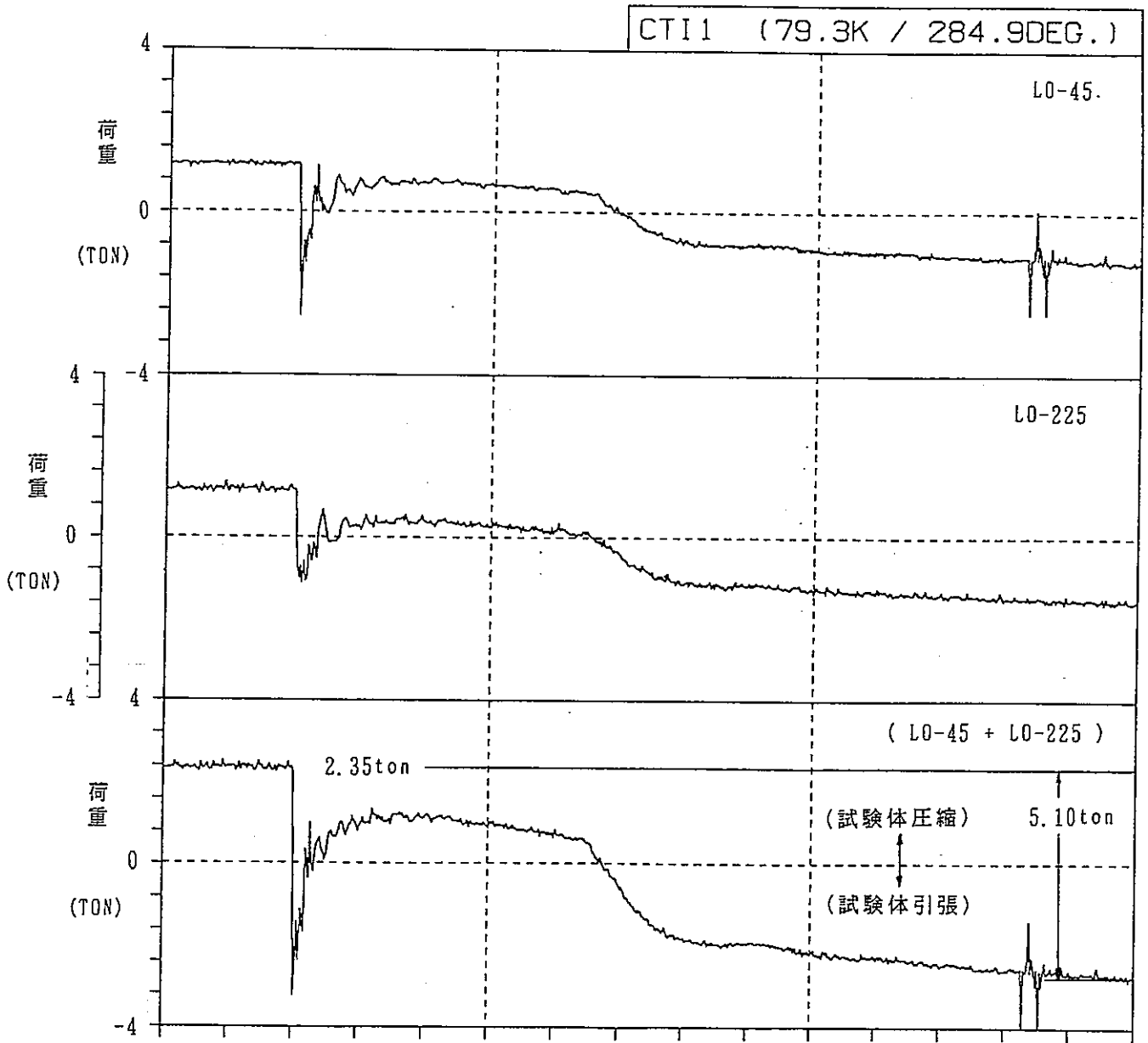


図4.2.7-25 軸力測定用ロードセルの荷重変化

SUS304 (上部延長管)

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

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

$$C_1 = 1.7 \times 10^{-6} \text{ mm/mm}^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_1 = 280^\circ\text{C} - \frac{100^\circ\text{C}}{\text{(推定)}} = 180^\circ\text{C}$$

$$\Delta l_1 = 3.67 \text{ mm}$$

Zr-2 (カランドリア管)

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

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

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

$$\Delta T_2 = 111^\circ\text{C} \text{ (内外面の平均)}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{外面 } 70^\circ\text{C} \rightarrow 112^\circ\text{C} = 42^\circ\text{C} \\ \text{内面 } 70^\circ\text{C} \rightarrow 250^\circ\text{C} = 180^\circ\text{C} \end{array} \right.$$

$$\Delta l_2 = 2.98 \text{ mm}$$

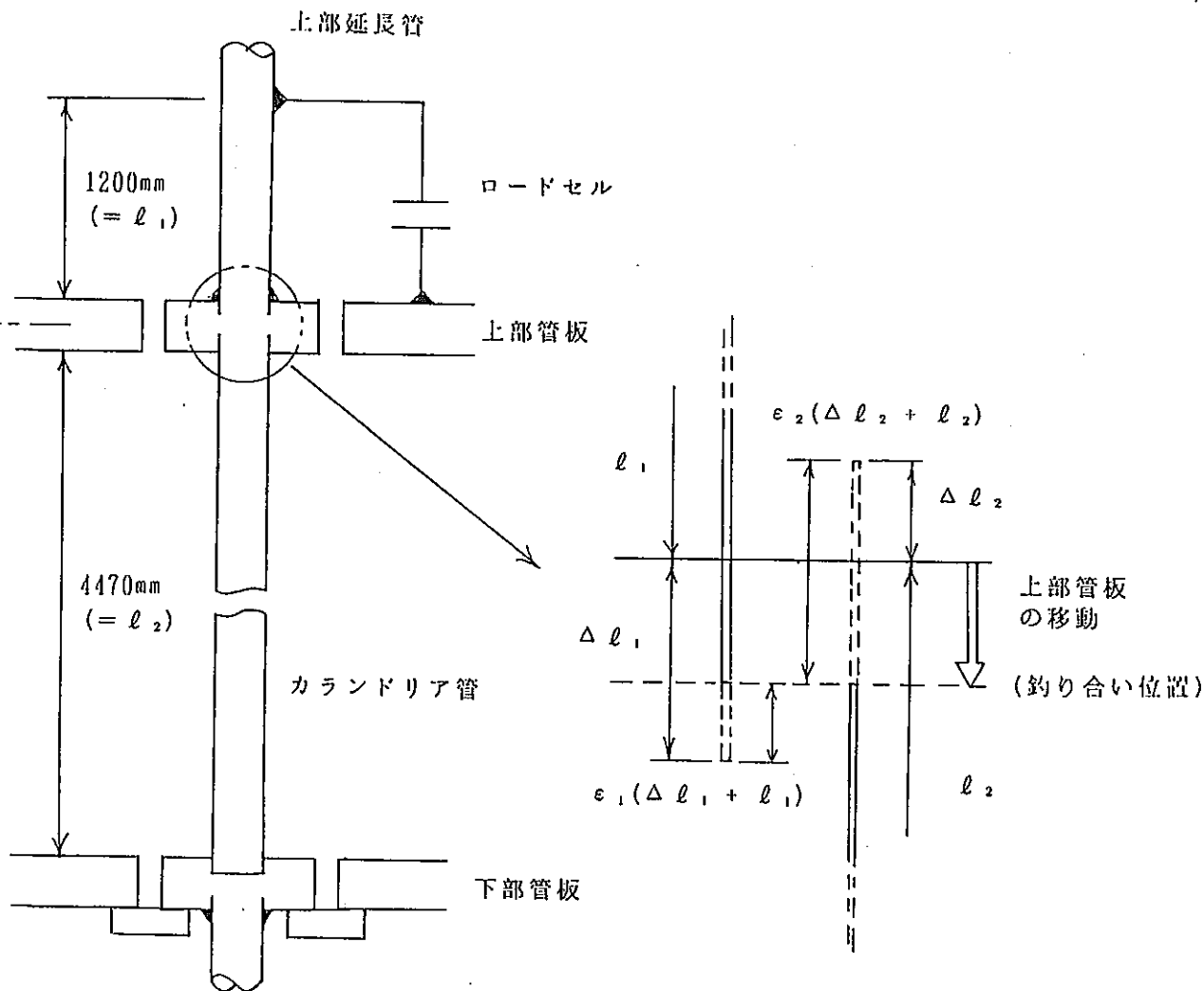
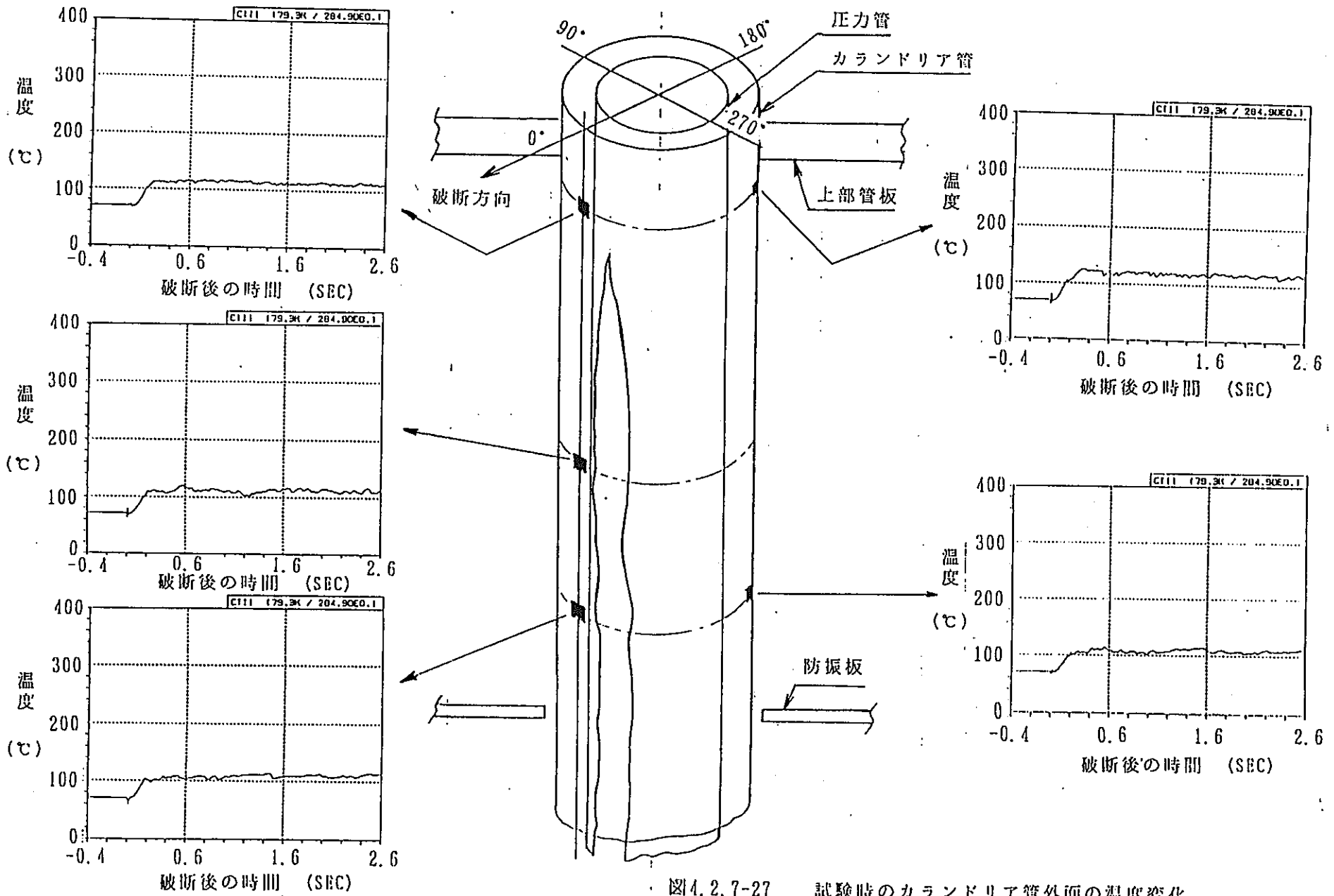


図4.2.7-26

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・物性等



CTI1 (79.3K / 284.9DEG.)

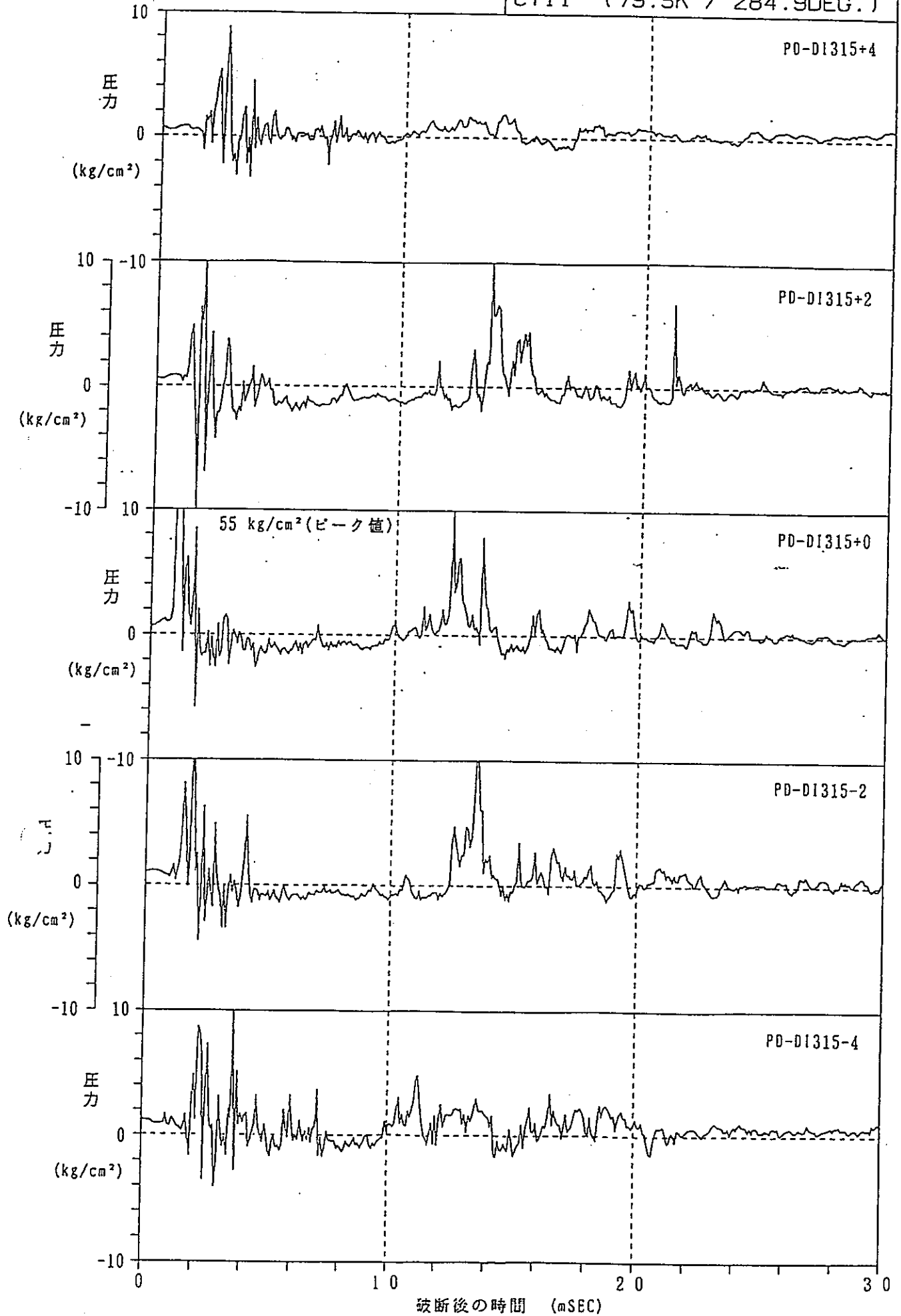


図4.2.7-28 試験時のカランドリアタンク内圧力変化
-4.2-86-

4.3 カランドリア管ドライアウト試験

4.3.1 概要

平成元年度実施した破断時熱流動挙動試験 (PTF-2, PTF-3) において、カランドリア管外表面でドライアウトが生じた。

実証炉実験で、圧力管が万一破断したとしてもカランドリア管の健全性が保たれる条件の一つとして、カランドリア管がドライアウトしないことが要求される。

冷却材と重水の温度差がある一定値以上にならないとドライアウトが生じないと考えられ、その限界条件を確認する試験を実施した。

4.3.2 試験条件

ドライアウト発生に影響すると思われる因子は、冷却材温度、放出流量、破断長、重水温度、重水循環水量、重水圧力と考えられる。この内、最も影響の大きいのは冷却材温度と放出量流であるが、これは実証炉を模擬した体系での試験を実施している関係から変更することは出来ない。また重水循環水量及び重水圧力についてはその影響の程度が極めて少なく無視できると考える。よって、試験条件としてパラメータをベイズするのは重水温度と冷却材のみとする。

(1) 試験部

重水温度	;	50℃, 60℃, 70℃
重水圧力	;	1.1kg/cm ² ・G (下管板部)
圧力管内部温度	;	常温
上管板冷却系	;	温度 49±5℃, 流量 1.38m ³ /h

(2) メインループ

蒸気ドラム圧力	;	80, 70, 30kg/cm ² g (試験中アベレージによる圧力キープ)
冷却材温度	;	約285℃
蒸気ドラム水位	;	約+200mm
循環ポンプ流量	;	破断時熱流動挙動試験時の初期流量設定時の回転数、及び弁開度とする。

4.3.3 試験装置

(1) 試験体

圧力管は、未使用の破断時熱流動挙動試験用試験体圧力管のスリット部を、図4.3.3-1に示すように、全長3700mmに渡って幅25mm程度に開口を加工する。(ガス切断しグラインダーで仕上げる。)カランドリア管も、未使用の破断時熱流動挙動試験用試験体をそのまま使用する。

なお、カランドリア管上部には実機の上部管板部冷却系を模擬するため図4.3.3-2に示すようなジャケットを製作し試験体上部に冷却材を供給できるようにする。また、放出時は、鉄水遮へい体以降で臨界となるため、焼料集合体は装荷しない。

(2) 試験装置

試験装置のフローを図4.3.3-3に示す。なお、加圧ポンプラインは改造し、入口バイパス管とする。また、出口管のV9-009には、1^Bのオリフィスを装荷する。

なお、重水循環ラインは図4.3.3-4に示すような配管を新設し、試験体上部への冷却系を構成する。

4.3.4 試験計測

(1) 計測項目

センサー配置を図4.3.4-1～2に示す。

計測項目は、以下の通りとする。

出入口管 : 流量(放出流量), 温度, 圧力

アニュラス部 : 冷却材温度, 圧力

C/T : 外表面温度, 内部温度, 外表面観察用モニターカメラ

カランドリアタンク : 重水温度, 圧力

(2) センサー取付方法

カランドリア管外表面の温度計測に於いて、破断時熱流動挙動試験で用いた熱電対取り付け方法(図4.3.4-3参照)では模擬重水が熱電対を伝って外表面を濡らし、実際より低い温度を示して、その可能性が有ることが判明した。

現在の熱電対先端部は、確実にカランドリア管表面に密着するように先端付近で箔をスポット溶接して押さえ、先端を金属パテで覆っているが、今回の計測では万全を期するためシースも出来るだけ外表面に密着させ金属パテで覆うようにする。

(3) データ収集

本試験でのデータ収集の方法は破断時熱流動挙動試験に準じて設定する。データ収集には、U-1500を50Hzで使用する。

4.3.5 試験手順

本試験の試験手順を以下に示す。

- (1) ATR安全性試験装置（メインループ）と圧力管破断試験装置に水張りし、各々試験条件まで昇温・昇圧する。圧力管破断試験装置（重水）が設定温度になった時点で上部管板冷却系の流量、温度を調整する。

なお、圧力管破断試験部とメインループとの間の自動弁は閉としメインループの高温高圧水が試験部に流入しないようにしておく。

- (2) 試験初期条件が満足された時点で、試験部バイパス弁（入口側V9-005、出口側V9-009）を開け、試験部にメインループの高温高圧水を通水する。

- (3) 試験部の温度（アニュラス部）が100℃以上になった時点で、メインバルブ（入口側V9-002、出口V9-195）を開ける。

- (4) 試験部の温度がほぼメインループの温度に達し、約30秒以上経過した時点、又は蒸気ドラム水位が-300mmになった時点で試験を終了する。

4.3.6 試験結果

試験は冷却材圧力と、重水温度をパラメータとして、表4.3.6-1に示す7ケースについて実施した。以下にその結果を示す。

(1) 冷却材流量

各ケースの冷却材流量を表4.3.6-1に示す。

アニユラス部に放出される冷却材の流量は上下鉄水スリーブ部の流路抵抗によって決定される。冷却材圧力と冷却材の放出流量との関係を図4.3.6-2に示す。

(2) カランドリア管内表面温度

各ケースのカランドリア管内表面温度を図4.3.6-3に示す。

カランドリア管内表面温度は放出された冷却材からの熱の供給と、重水による熱の除去により決定される。つまり、冷却材の圧力が低いと先に述べたように冷却材の放出量が減少して熱の供給が減少する。また、重水温度が低いと重水による熱の除去が増す。冷却材圧力とカランドリア管内表面温度との関係を図4.3.6-4に示す。

(3) カランドリア管外表面温度

各ケースのカランドリア管外表面温度を図4.3.6-5に示す。

外表面温度は各ケースとも、定常時で約 115～120℃であった。ドライアウトはカランドリア管外表面の温度が約 120℃を超えてから発生するので今回の試験ではドライアウトが発生する条件になかったといえる。

(4) カランドリア管表面観察結果

今回の試験においてカランドリアタンク内に設置したモニターカメラの映像を写真4.3.6-1に示す。モニターカメラの映像からもドライアウトの発生は認められなかった。

(5) 試験体近傍重水温度変化

図4.3.6-6に試験体近傍の重水の温度変化を示す。

試験体近傍の重水の破断前後の温度の関係を図4.3.6-7に示す。

4.3.7 考 察

本試験結果より以下のことが考察される。

今回の試験では、先に述べた通り各ケース共ドライアウトは発生しなかった。また、実験相当の試験体を使用したカランドリア管健全性試験においても、ドライア

ウトの発生は見られなかった。これらの事から、破断時熱流動挙動試験には、カランドリア管のドライアウトが発生する、特殊な条件があったものと考えられる。

ドライアウトが発生した破断時熱流動挙動試験では、圧力管に炭素鋼材を使用し、破断を生じさせた。この時の圧力管の破断開口幅は、最大部分で約80mmであり、圧力管は拡管してカランドリア管にはほぼ全周にわたって内接し、アニュラス空間が殆どない状態であった。これに対して、本試験では、圧力管の開口幅を25mmに機械加工し、圧力管の外径も元の状態に保たれたままであった。また、カランドリア管健全性試験における破断開口幅も約33～35mmとせまく、圧力管は若干拡管しているがその程度は破断時熱流動挙動試験に比べて小さく、アニュラス空間は確保されていたと考えられる。この事から、ドライアウトの発生には、アニュラス部の変形（狭隘化）による冷却材の流路断面積の減少が大きく係わっているものと考えられる。

また、破断時熱流動挙動試験に特有の条件として、歪ゲージの取付けがある。ドライアウトが発生しなかった他の2種類の試験では、カランドリア管の表面には歪ゲージを取付けなかった。歪ゲージの取付け方法は、湿分から歪ゲージを保護するために、外表面をシリコン材で被覆している。これがカランドリア管の表面を保温したような効果を持ち、ゲージを取付けた部分が重水と断熱されて、温度が異常に上昇し、歪ゲージを取付けた周囲の部分でドライアウトが発生したのと考えられる。

これらのことは、どちらも破断時熱流動試験の試験体系に限ったものである。したがって実機においては、圧力管が万一破断したとしてもドライアウトは発生せず、カランドリア管の健全性は保たれると考えられる。

以上のように、模擬カランドリア管を使用した試験においては、ドライアウトの発生は確認されなかったが、以下では、HTLで行われた試験⁽¹⁾ならびに文献⁽²⁾、⁽³⁾等をもとにして、実機のカランドリア管では圧力管破断時にドライアウトに対してどの程度の裕度があるかを検討する。

ここでは、冷却材で満たされたカランドリア管1体が、プール水中に垂直に存在する場合について、カランドリア管外表面温度を自然対流熱伝達を考慮して求め、実機カランドリア管の熱流束を算出してドライアウトに対する裕度を求める。

(評価条件)

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する。カランドリア管下部には、層流境界層が発達するが、その長さは、カランドリア管の長さに比べて無視できる。したがって、伝熱は、乱流伝達のみを考える。

カランドリア管全長 : 4.47m

重水温度 : 80℃

カランドリア管中央部重水圧力 : 1.85ata

冷却水温度 : 289℃ (75ata 飽和温度)

(評価)

・ カランドリア管外表面温度

カランドリア管外表面が、ドライアウトを伴わないで上昇しうる核沸騰開始点温度まで、温度上昇するとし、平板の熱伝導で近似する。

Jens-Lottes の式

$$\Delta T_{\text{sat}} = 0.82 q^{0.25} \exp(-P/63) \quad \text{..... (1)}$$

平板の熱量の式

$$q = \frac{\lambda}{\ell} (T_{\text{in}} - T_w) \quad \text{..... (2)}$$

ΔT_{sat} : 水の飽和温度とカランドリア管表面との温度差(℃)

P : 水の圧力(Kg/cm a)

q : 熱流束 (kcal/m²h)

λ : カランドリア管材の熱伝導率 (kcal/m²h℃)

ℓ : 管の肉厚 (m)

T_{in} : カランドリア管内表面温度 (℃)

T_w : カランドリア管外表面温度 (℃)

上記の(1), (2)式へ

$$\lambda = 12.7 \text{kcal/mh}^\circ\text{C}$$

$$\ell = 0.0019 \text{m}$$

$$T_{\text{in}} = 289^\circ\text{C}$$

を代入し、収束計算をすると

$$\Delta T_{sat} = 25.0 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

$$\begin{aligned} \therefore T_w &= \Delta T_{sat} + T_{sat} \\ &= 25.0 + 117.0 \\ &= 142.0 \text{ (}^\circ\text{C)} \end{aligned}$$

という結果が得られる。

カランドリア管外側の流速分布

自然対流の境界層は、レイリイ数 $R_a = 2.0 \times 10^9$ で完全な乱流境界層遷移するといわれている。これをもとに、以下の(3)、(4)式から乱流遷移位置を求める。

$$R_a = G_{rx} P_r \text{ (3)}$$

$$G_{rx} = \frac{g \beta (T_w - T)}{\nu^2} X^3 \text{ (4)}$$

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 ($1/^\circ\text{C}$)

ν : 動粘性係数 (m^2/s)

T_w : カランドリア管外表面温度

T : 重水温度

X : 下端からの距離

より、次の80 $^\circ\text{C}$ の物性値を代表値に用いて、乱流になる位置 X を求めると

P_r : 2.23

g : 9.80m/s^2

β : 0.65×10^{-3}

ν : 0.368×10^{-6}

T_w : 142 $^\circ\text{C}$

T : 80 $^\circ\text{C}$

$$X = 6.75 \times 10^{-2} \text{m}$$

となり、層流である部分は、下端より、約7cmほどとなり、それ以上は乱流であり、乱流熱伝達である。

引用による。乱流境界層の遷移位置は、

$$u = u_x F(\eta) \dots\dots\dots (5)$$

$$\eta = \frac{y}{\delta} \dots\dots\dots (6)$$

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

$$\frac{u_x X}{\nu} = 1.185 \frac{G_{rx}^{1/2}}{(1+0.494 P_r^{2/3})^{1/2}} \dots\dots\dots (8)$$

$$\frac{\delta}{X} = 0.565 P_r^{-8/15} (1+0.494 P_r^{2/3})^{1/10} G_{rx}^{-1/10} \dots\dots\dots (9)$$

で求められるとしている。(8), (9)式及び(4)式より,

$$u_x = 0.5485 X^{1/2}$$

$$\delta = 0.02220 X^{7/10}$$

が得られる。

以上の結果より, カランドリア管 (全長=4.47m) 下端より, 2.2m並びに4.4m位置の速度分布を図4.3.7-1に示す。

図4.3.7-1中のX=2.2mの位置での自然対流平均流速を, 流速分布図の面積平均より求めると,

$$u_{ave} = 0.168\text{m/s}$$

となり, この時の重水の密度 $\rho = 971.7\text{kg/m}^3$ より, 平均質量流速は,

$$W = 163.2\text{kg/m}^2\text{s}$$

となる。サブクール度が零の場合のこの時の飽和ドライアウトCHFをHTL実験結果⁽¹⁾ (図4.3.7-2)より求めると

$$q_{cr. sat} = 8.0 \times 10^5 \text{kcal/m}^2\text{h}$$

なる。この点を図4.3.7-2に○印で示す。ここで, Kutateladze のバーンアウト理論より次式が得られる。

$$\frac{q_{cr. sab}}{q_{cr. sat}} = 1 + 0.065 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.8} \frac{C_{pl} \Delta T_{sub}}{L} \dots\dots\dots (10)$$

ρ_v : 蒸気密度 (kg/m³)

ρ_l : 水の密度 (kg/m³)

C_{pl} : 水の定圧比熱 (kcal/kg·°C)

L : 蒸気潜熱 (kcal/kg)

これに, カランドリア管中央部 (X=2.2m) での飽和状態 (1.35kg/cm³, 117°C) での

物性値

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

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

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

$$L = 528.02 \text{ kcal/kg}$$

を(10)式へ代入すると,

$$q_{cr. sab} = q_{cr. sat} (1 + 0.02939 \Delta T_{sub}) \quad \dots\dots\dots (11)$$

のようになる。ここで得られた(11)式へ、図より得た $q_{cr. sat} = 8.0 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2$ 、並びにサブクール度 $\Delta T_{sub} = 37^\circ\text{C}$ (重水の飽和温度 - 重水温度) を適用すると、限界熱流束は次のように表される。

$$q_{cr. sab} (\Delta T_{sub} = 37^\circ\text{C}) = 1.67 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$$

次に、前述のように核沸騰熱伝達を Jens-Lottes の式を用いて評価すると、実機カランドリア管の外表面温度が 142°C となることが分かっているため、内表面温度に冷却材温度 (289°C) を用いて、実機カランドリア管の熱流束を求めると

$$q = 9.82 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2\text{h}$$

が得られる。これは、サブクール 37°C の場合の限界熱流束 ($CHF = 1.67 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$) に対して 1.6 倍の裕度がある。

4.3.8 まとめ

試験と考察を通して、以下のことが明らかとなった。

- (1) カランドリア管にステンレス鋼管 (肉厚 5 mm) を用いた試験では、冷却材圧力 $80 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、重水側温度 70°C の条件でドライアウトの発生は確認されなかった。
- (2) 実機カランドリア管がプール水中に存在するとした時、ドライアウトに対しては、HTL の試験及び文献をもとにした検討から、ドライアウト限界熱流速に対して 1.6 倍の裕度がある。

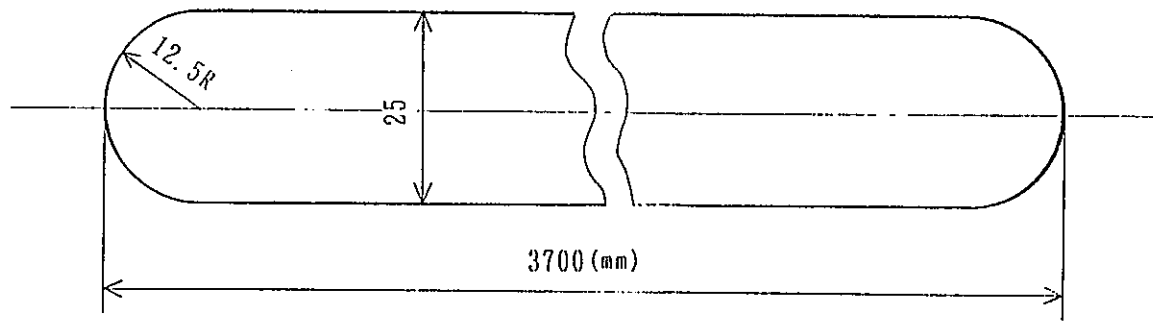
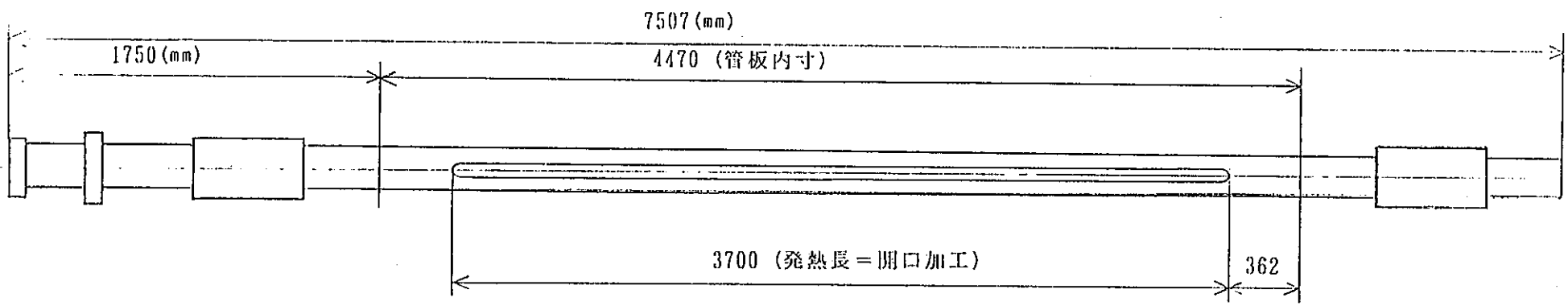
4.3.9 参考文献

- (1) 動燃事業団 大洗工学センター 原子炉工学室, カランドリア管重水伝熱特性試験 (1/10単一カランドリア管のCHF) : HTL-memo 654 (1990)
- (2) 西川兼康, 藤田恭伸, 伝熱学 : 理工学社 (1982)
- (3) (社)日本機械学会, 伝熱工学資料 : 改定4版 (1991)

表4.3.6-1 カランドリア管ドライアウト試験のパラメーター一覧

試 験 名	タンク内重水温度	冷 却 材 圧 力
C A D 5 3	50° C	30 kg/cm ²
C A D 5 7		70 kg/cm ²
C A D 6 3	60° C	30 kg/cm ²
C A D 6 7		70 kg/cm ²
C A D 7 7	70° C	70 kg/cm ²
C A D 7 8		80 kg/cm ²
C A D 7 8 2 *		

*) CAD53～78の試験ケースでは、カランドリア管のドライアウトが生じなかった。このため、上部管板ロールジョイント部の冷却のためのカランドリア管冷却用上部重水ジャケットからの模擬重水の給水を停止して試験を実施した。



開口部詳細

図4.3.3-1 カランドリア管ドライアウト試験用圧力管加工図

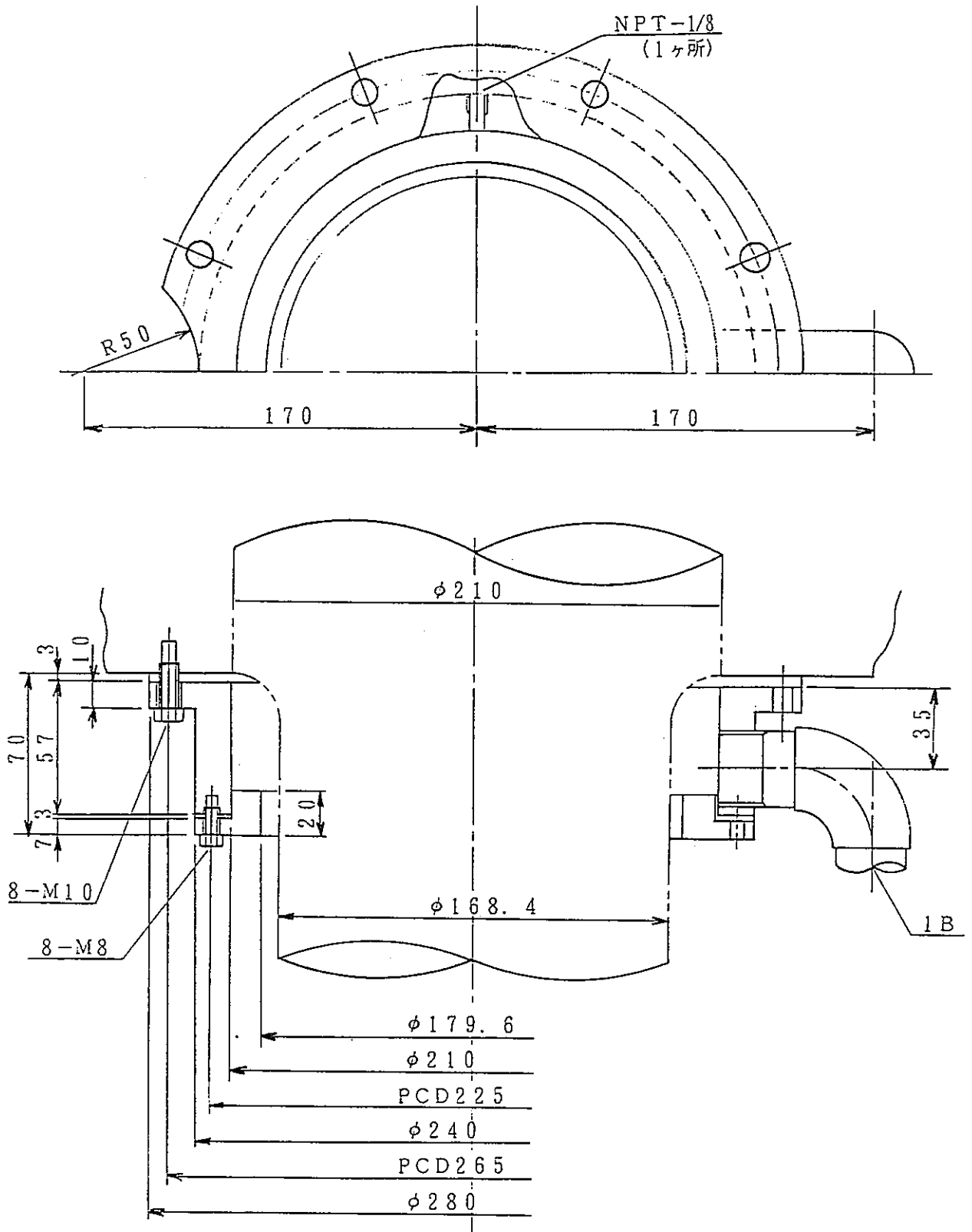


図4.3.3-2 C/T冷却用上部重水ジャケット組立図

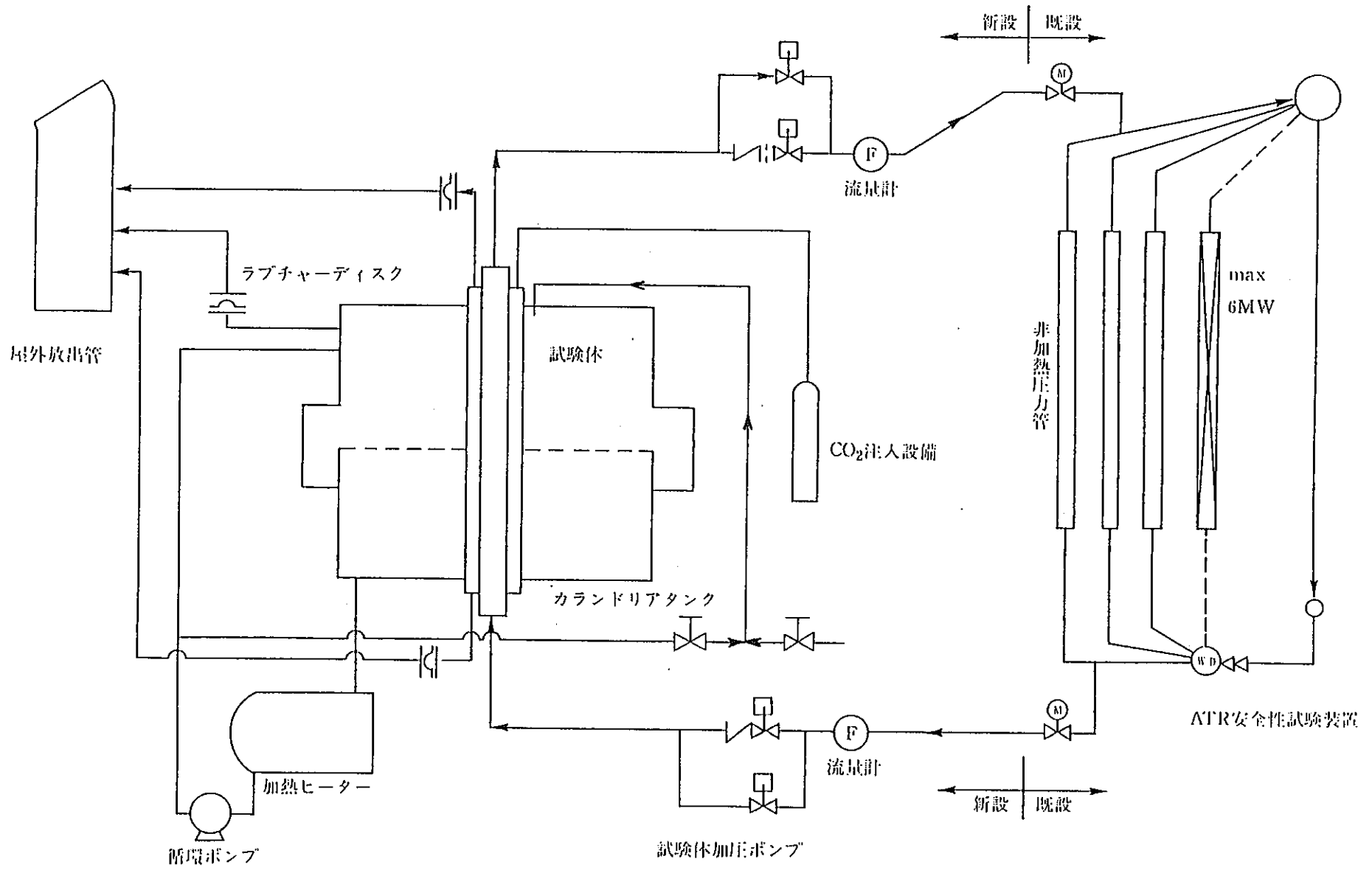


図4.3.3-3 C/Tドライアウト試験装置フロー

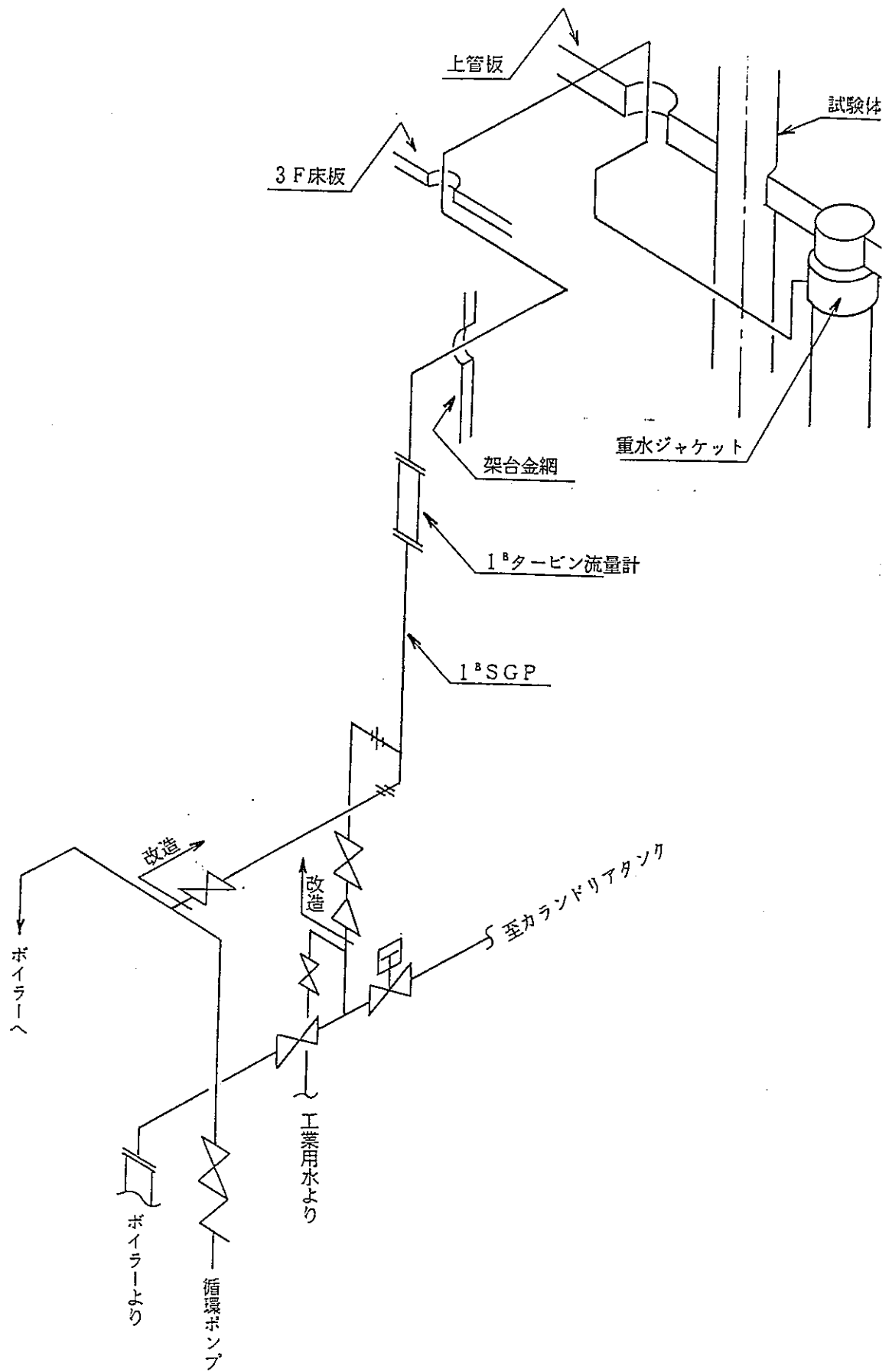


図4.3.3-4 C/Tドライアウト試験用配管改造図

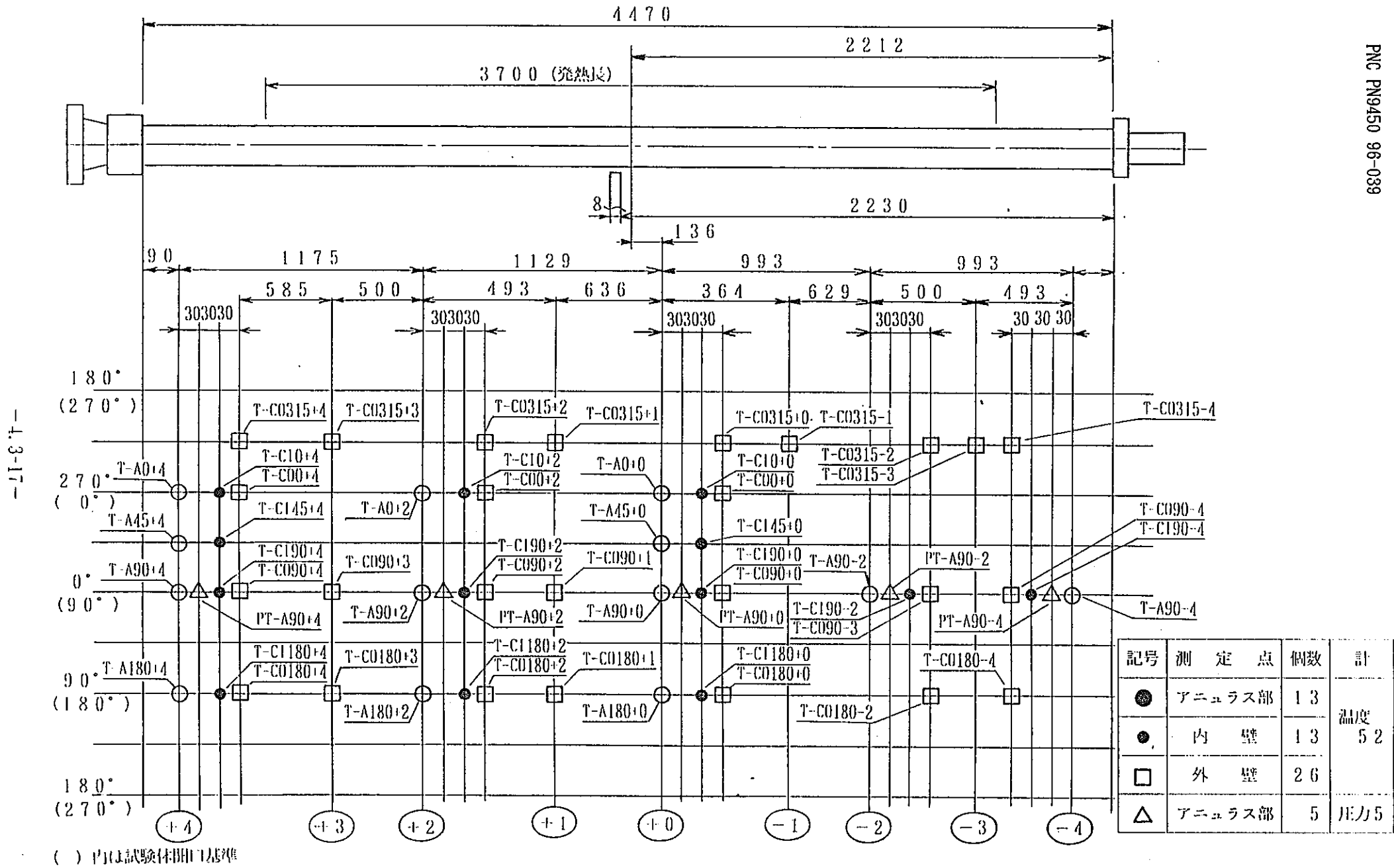


図4.3.4-1 C/Tドライアウト試験計測器配置

-4.3-17-

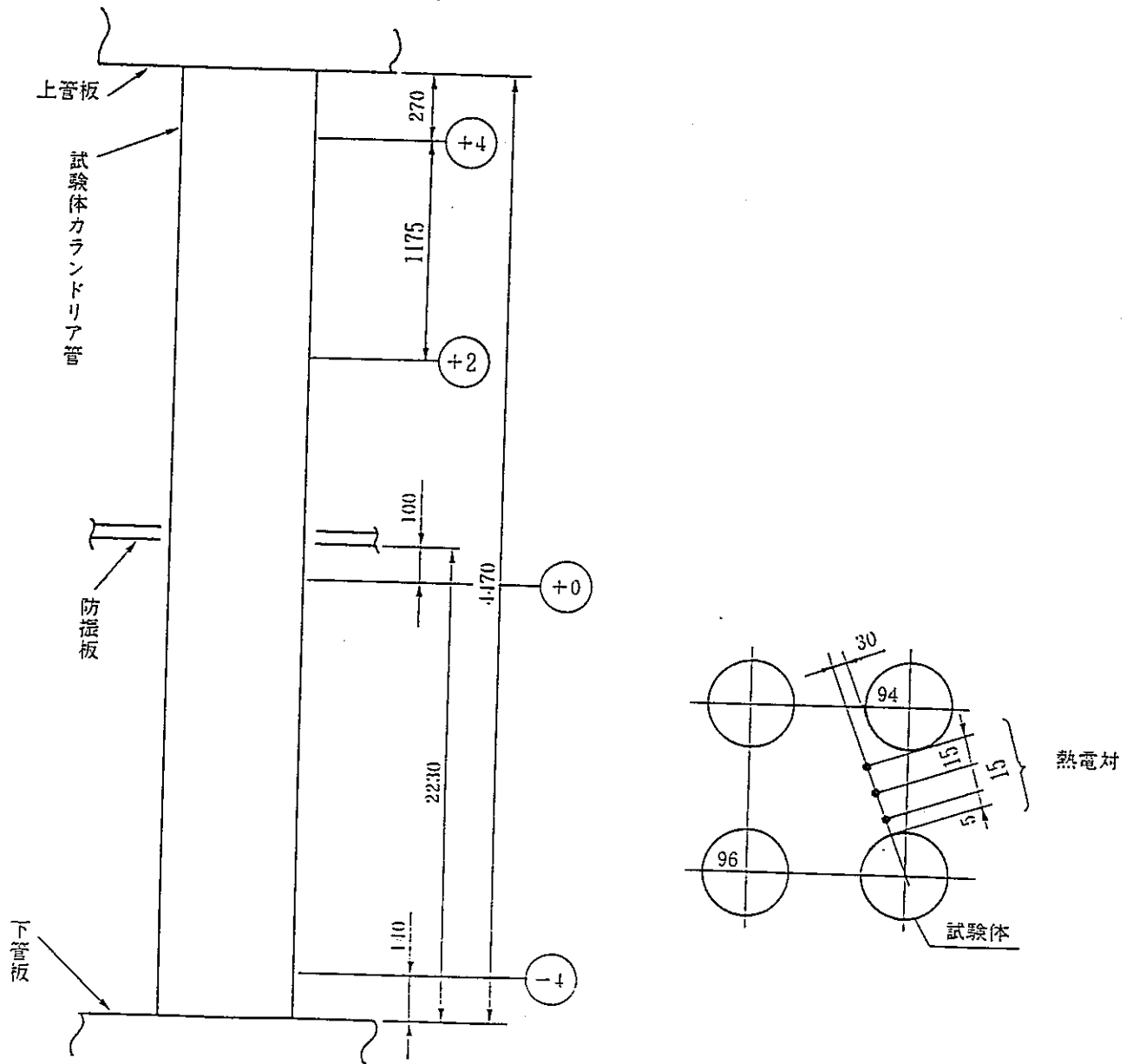


図4.3.4-2 C/Tドライアウト試験計測器配置

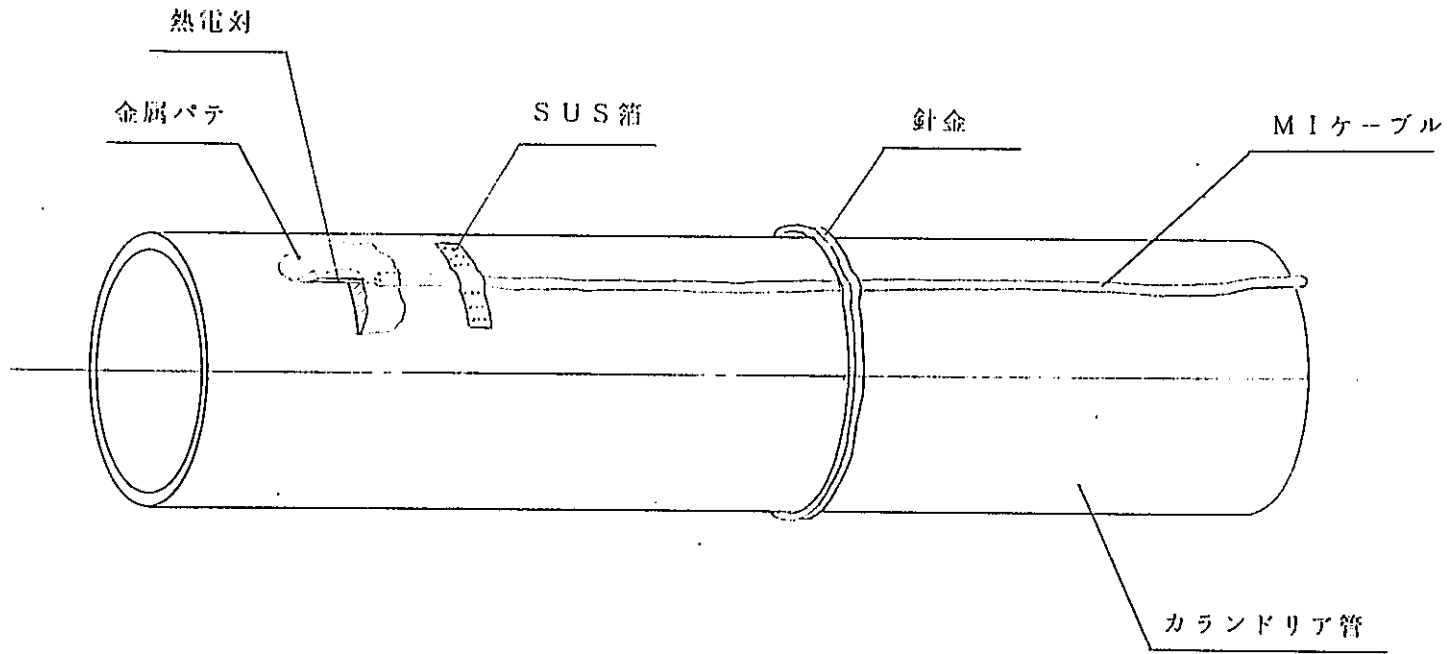
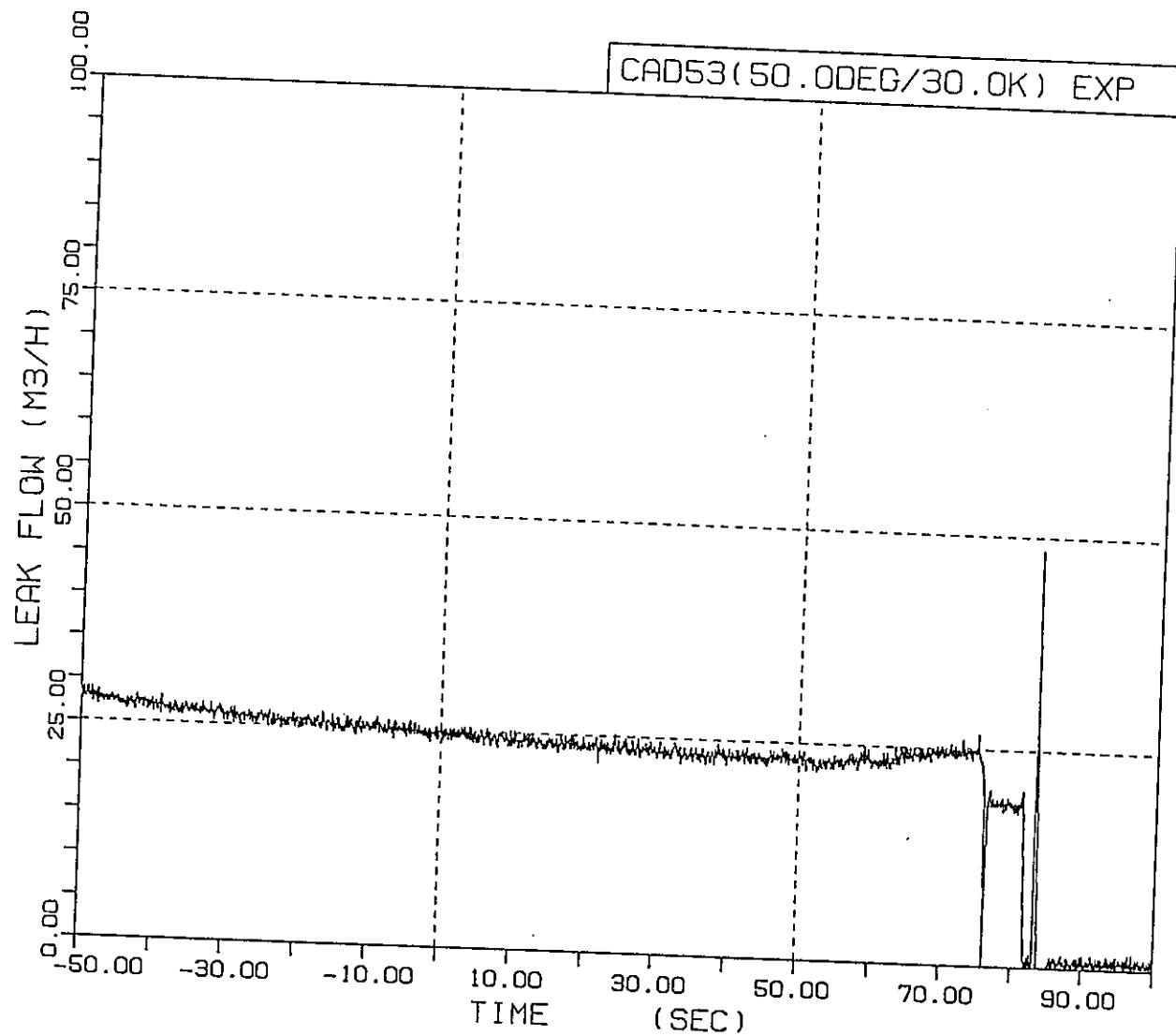
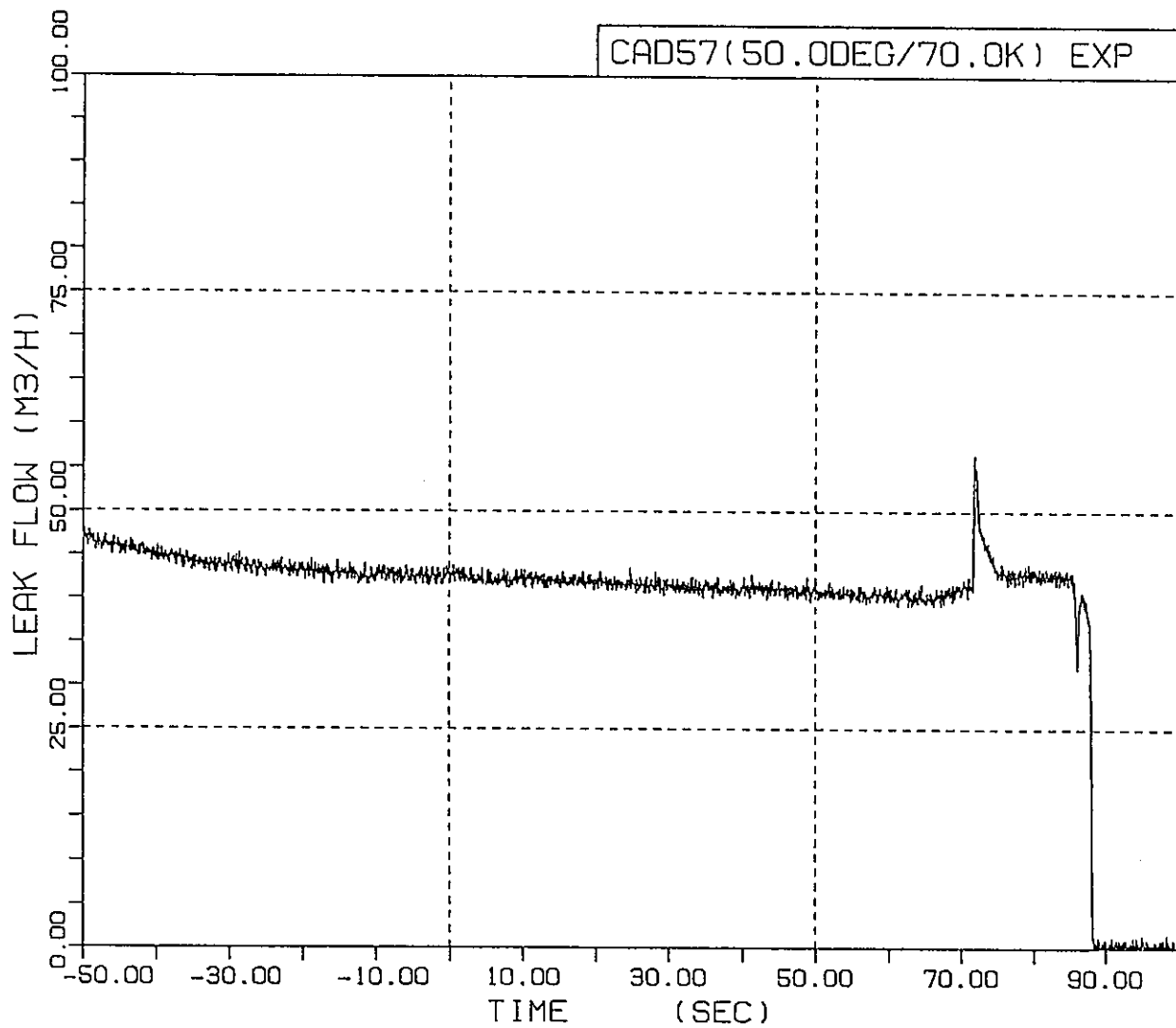


図4.3.4-3 従来の熱電対（C/T外表面温度計測用）取付図



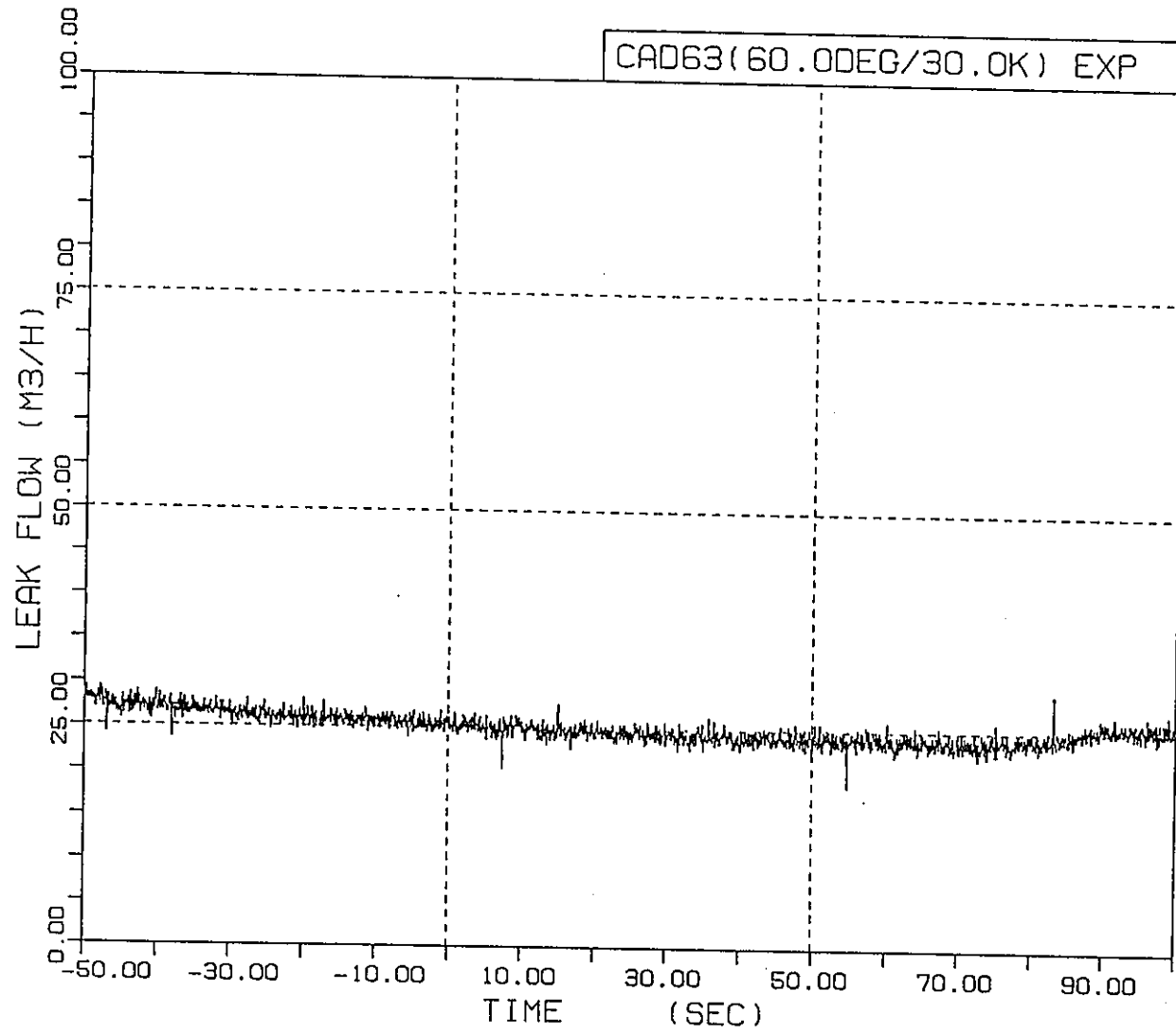
LEAK

图4.3.6-1(1/7) 冷却材放出流量 (CAD53)



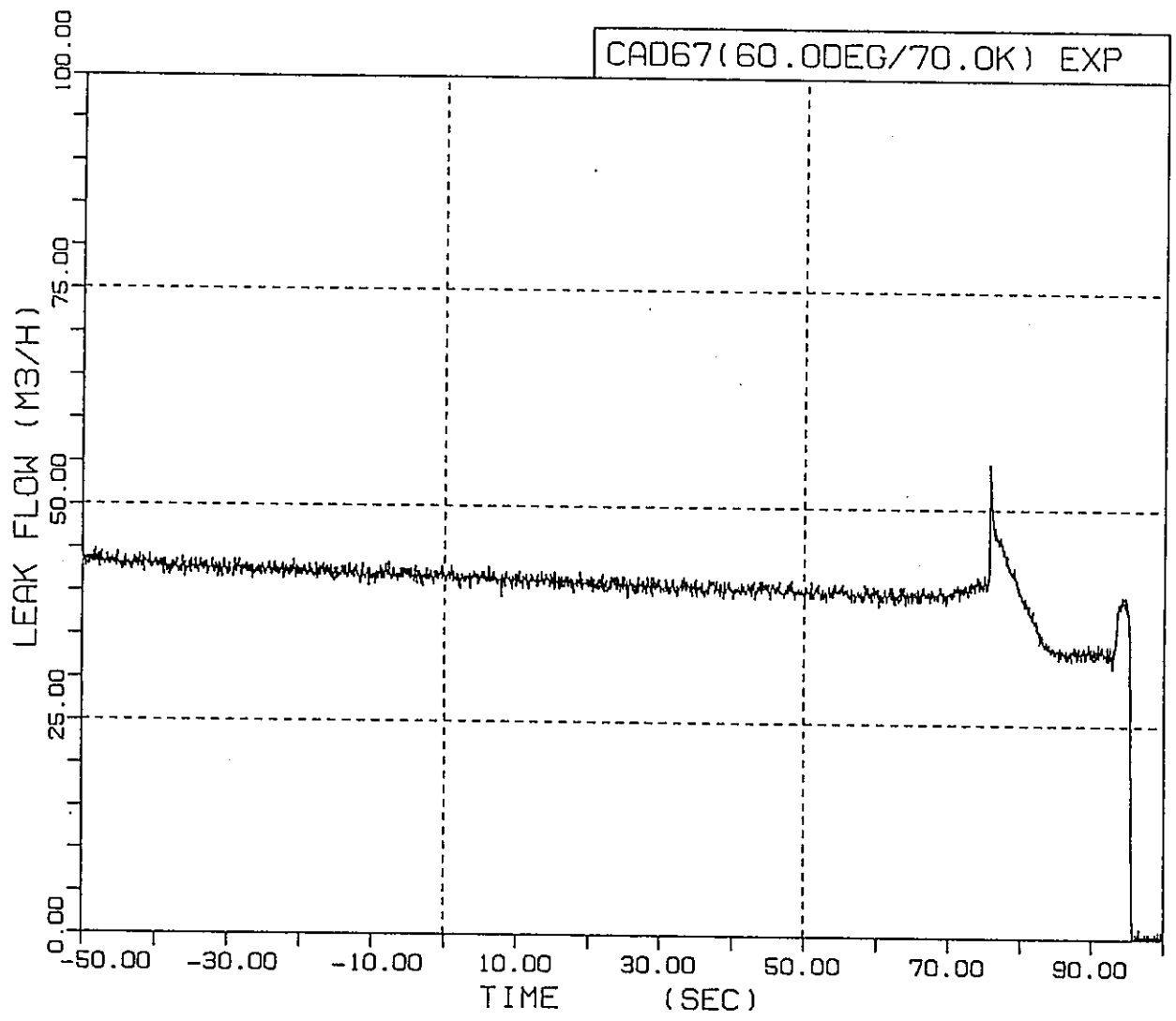
LEAK

图4.3.6-1(2/7) 冷却材放出流量 (CAD57)



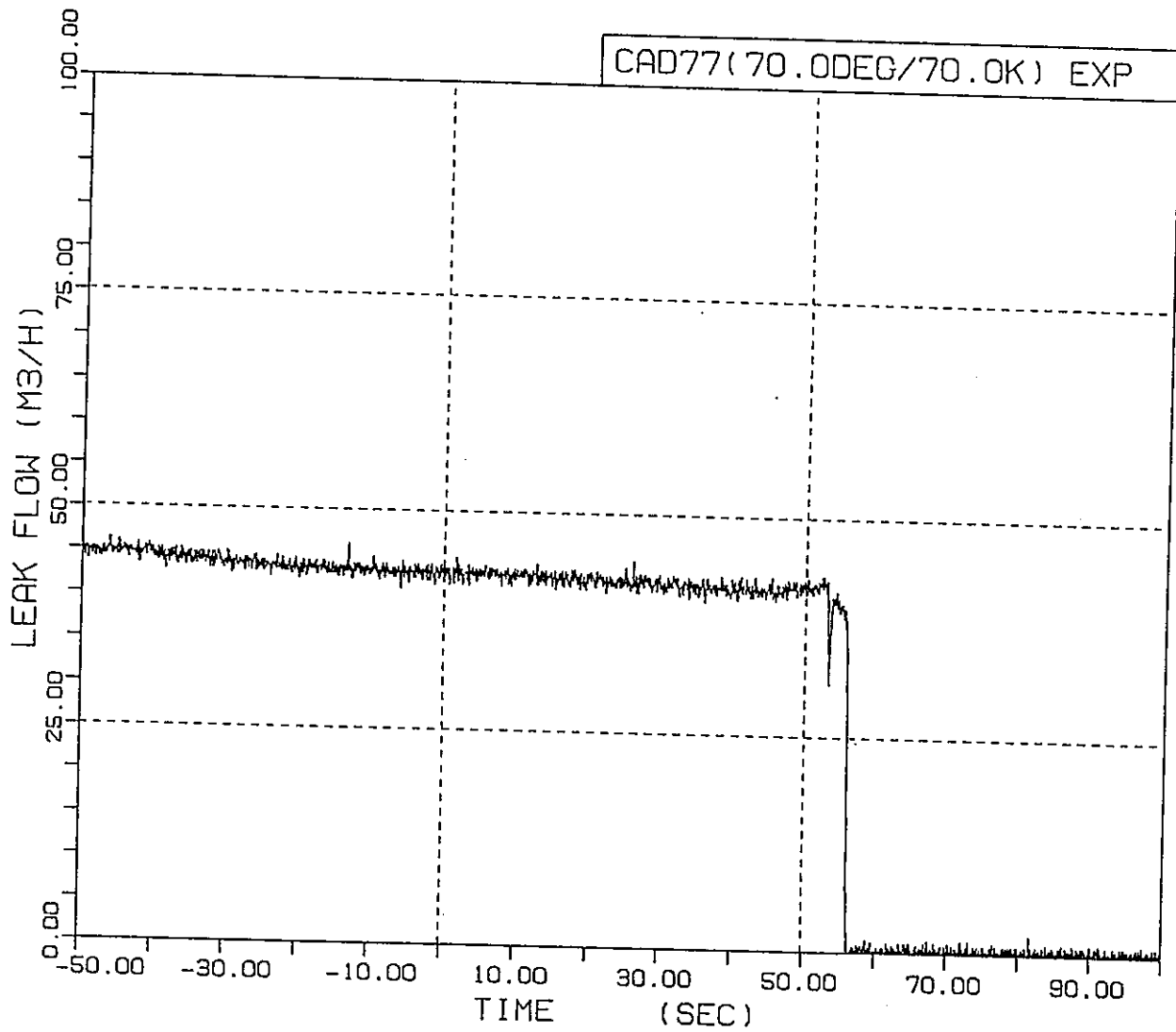
LEAK

图4.3.6-1(3/7) 冷却材放出流量 (CAD63)



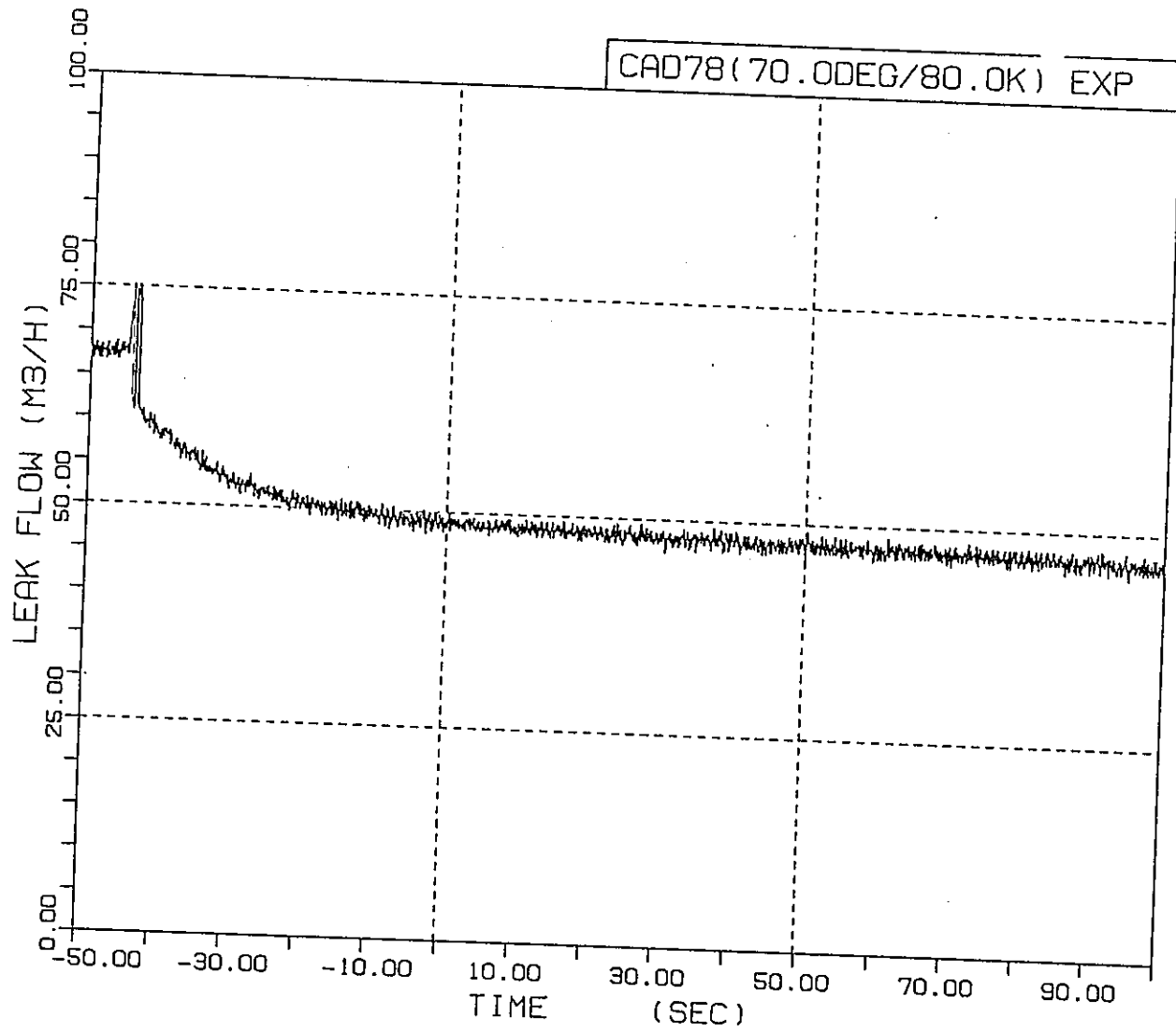
LEAK

图4.3.6-1(4/7) 冷却材放出流量 (CAD67)



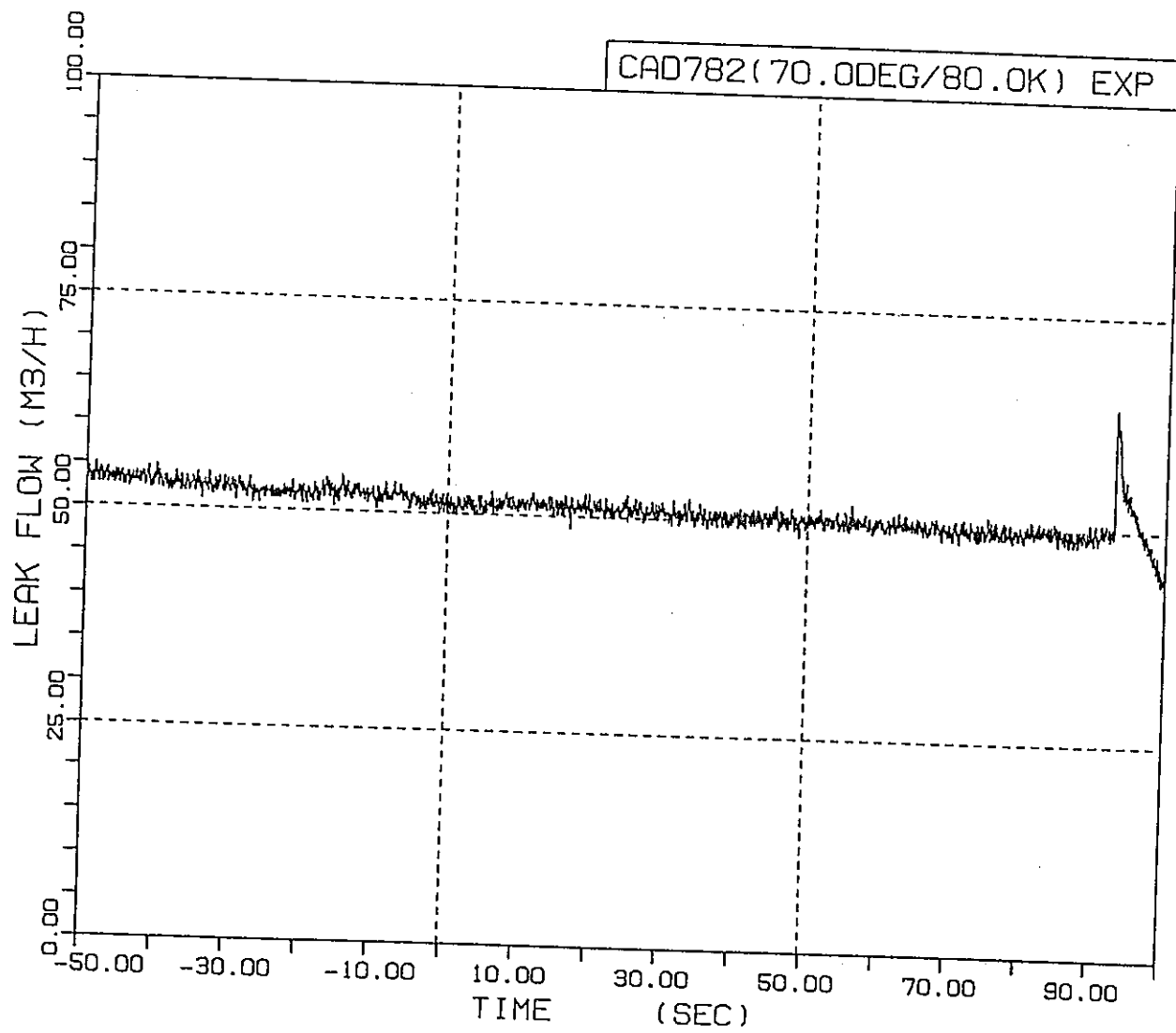
LEAK

图4.3.6-1(5/7) 冷却材放出流量 (CAD77)



LEAK

图4.3.6-1(6/7) 冷却材放出流量 (CAD78)



LEAK

图4.3.6-1(7/7) 冷却材放出流量 (CAD782)

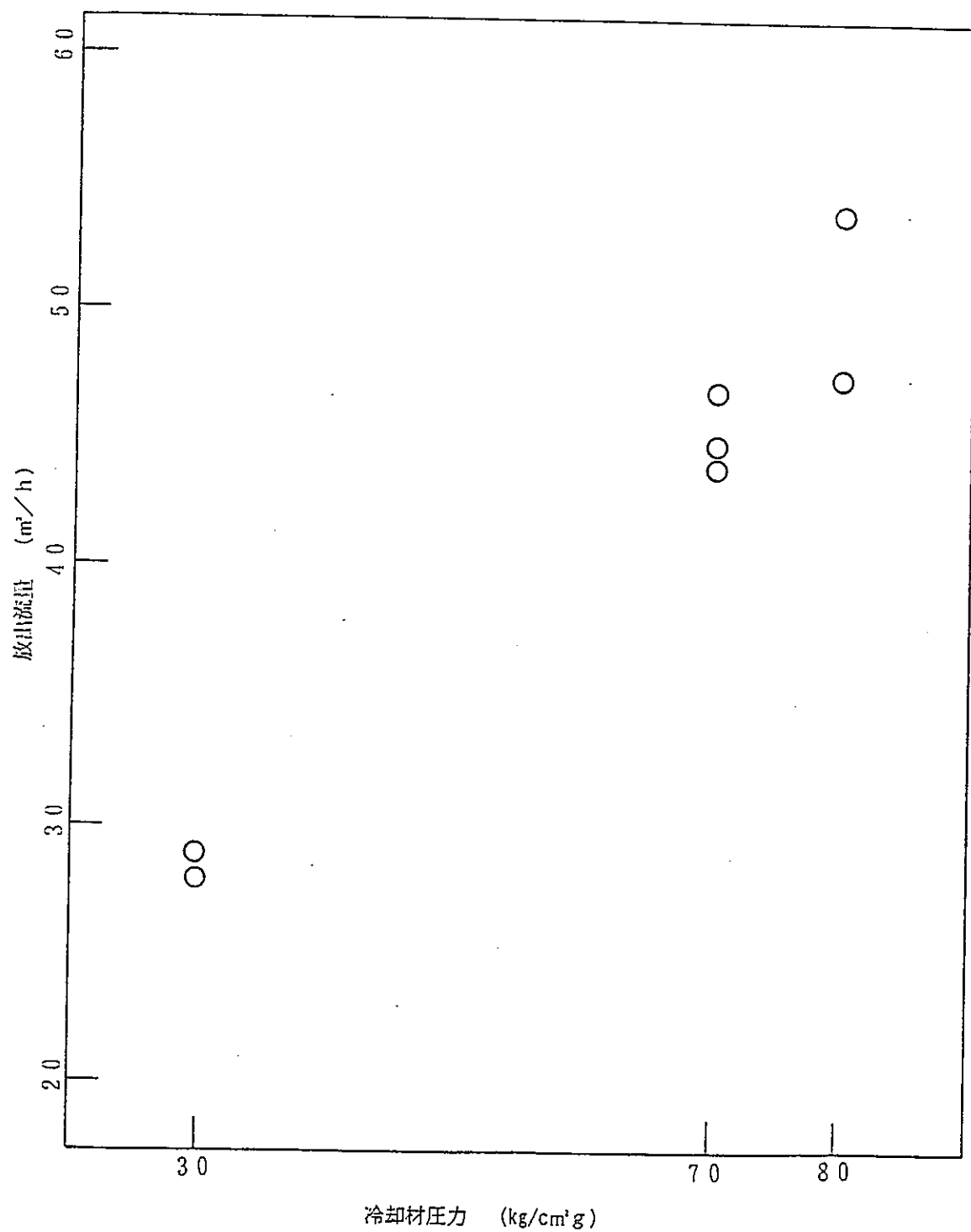
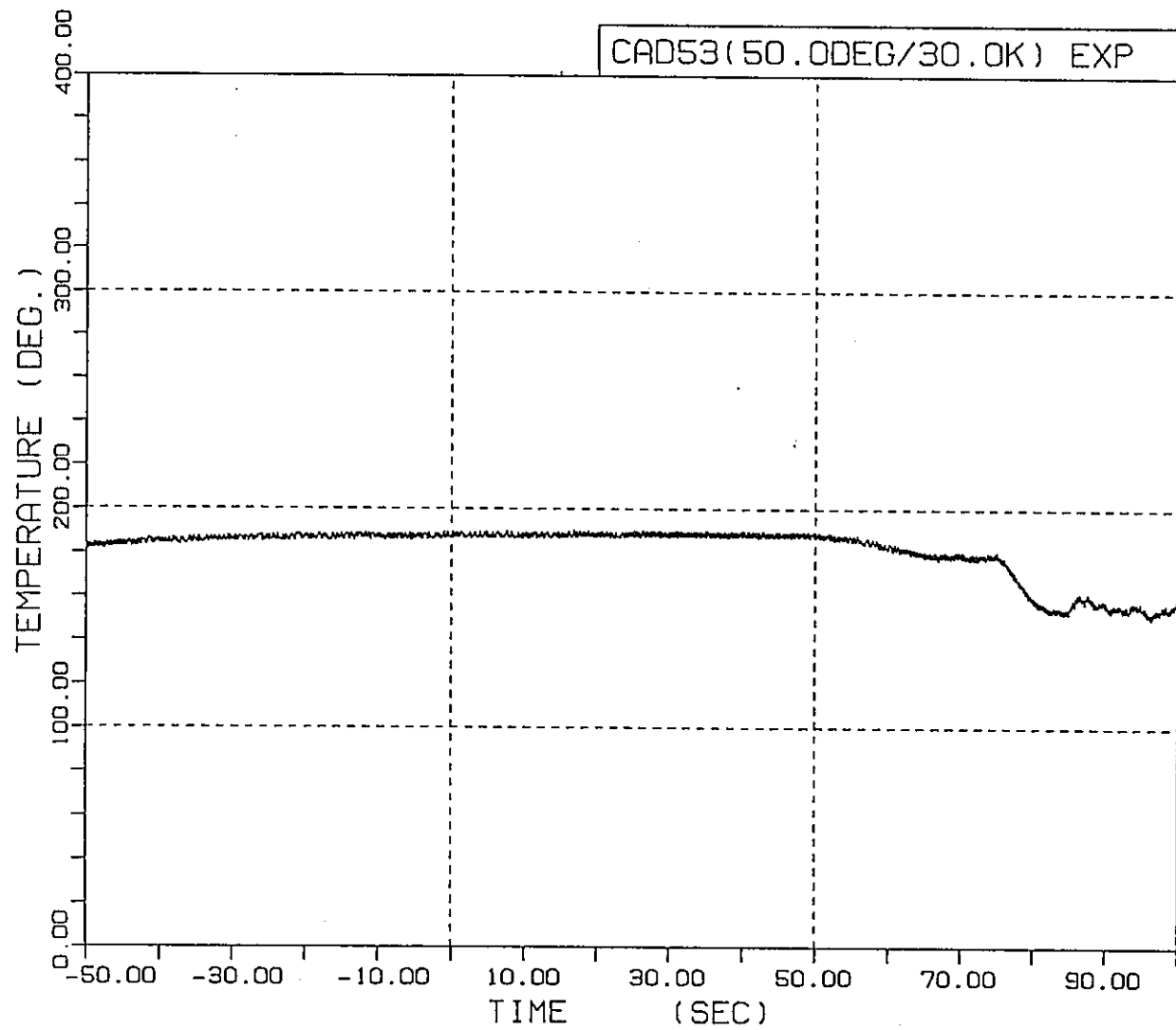
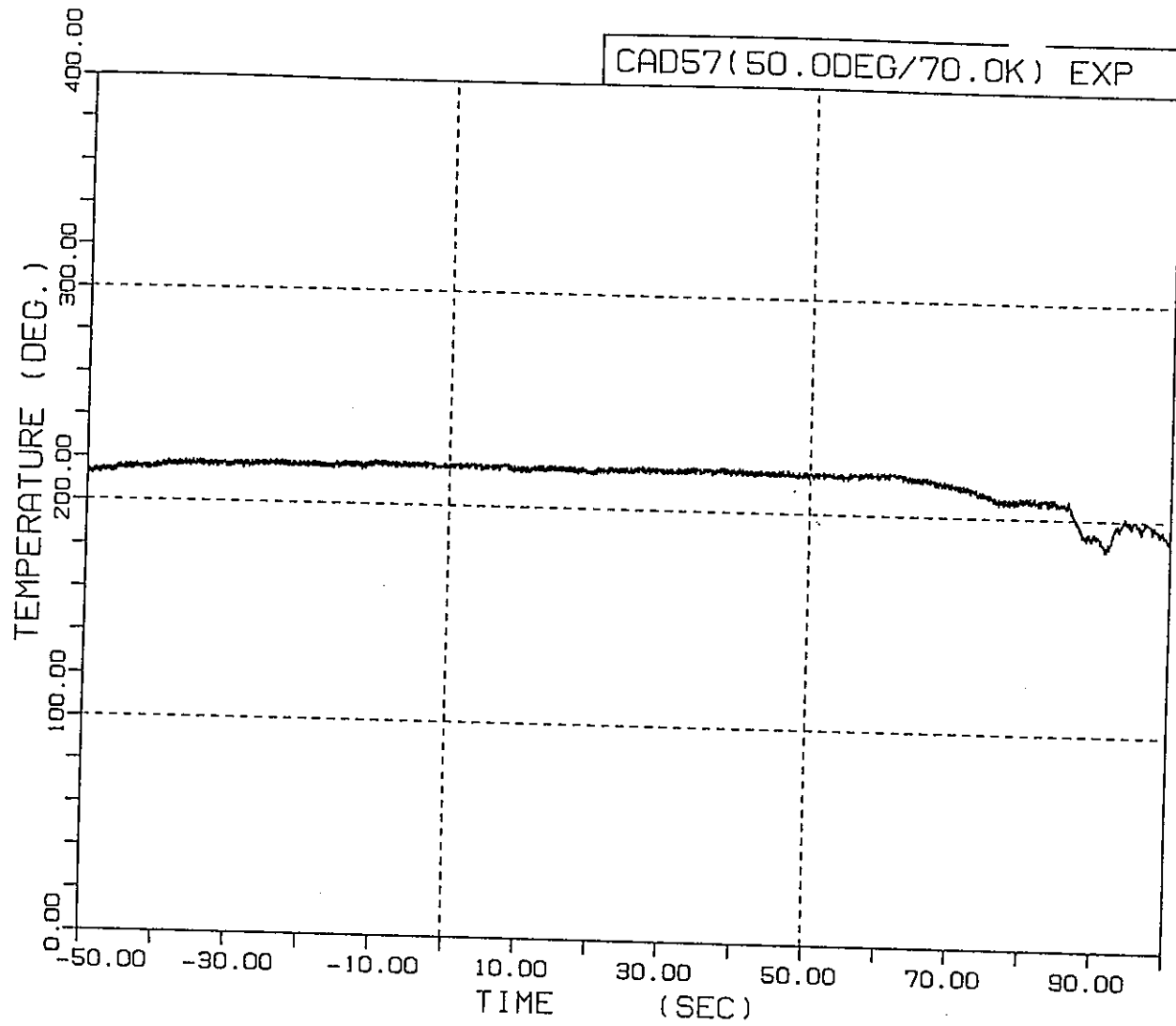


図4.3.6-2 冷却材圧力と放出流量



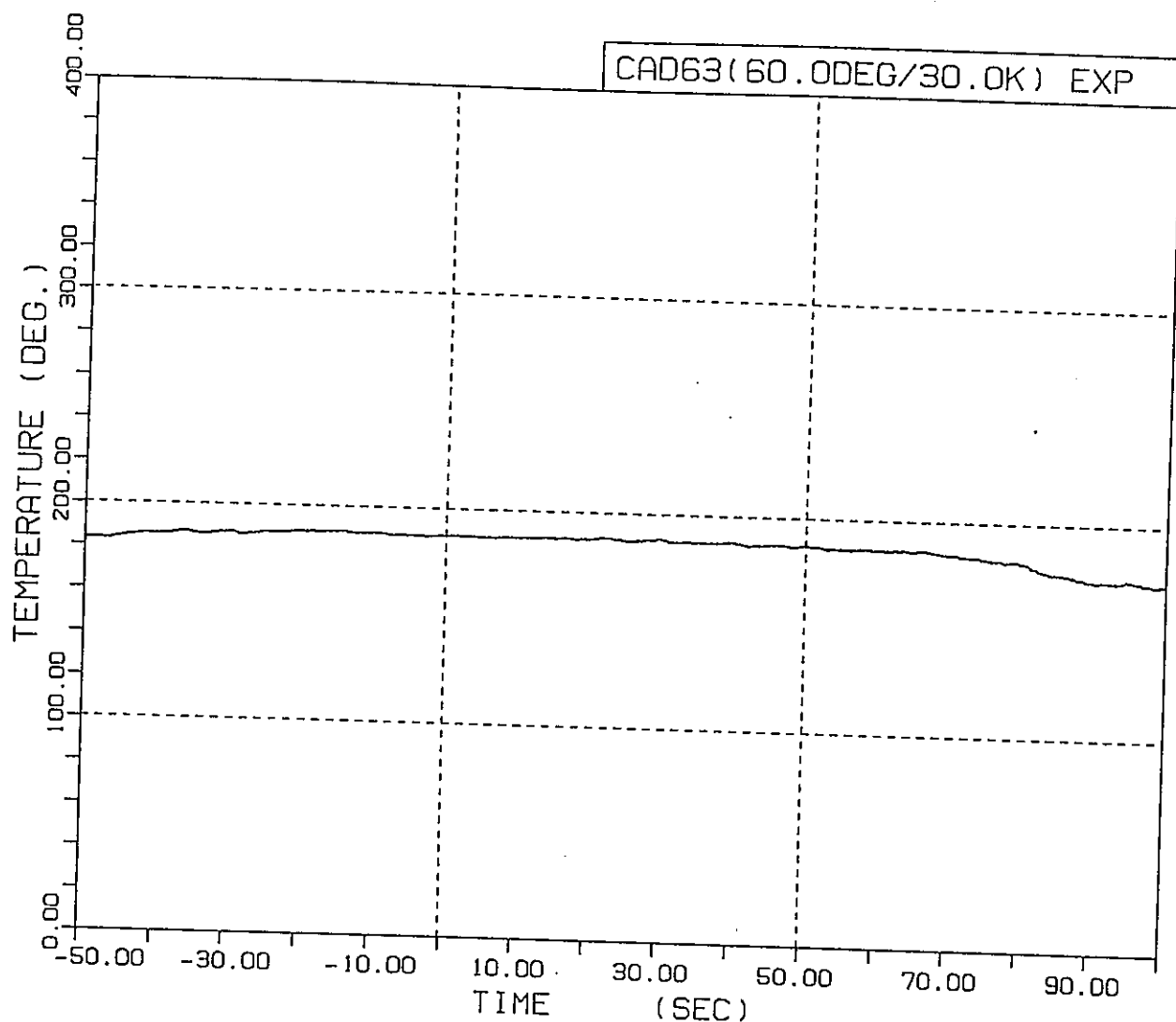
T-C10+0

図4.3.6-3(1/7) カランドリア管内面温度 (CAD53)



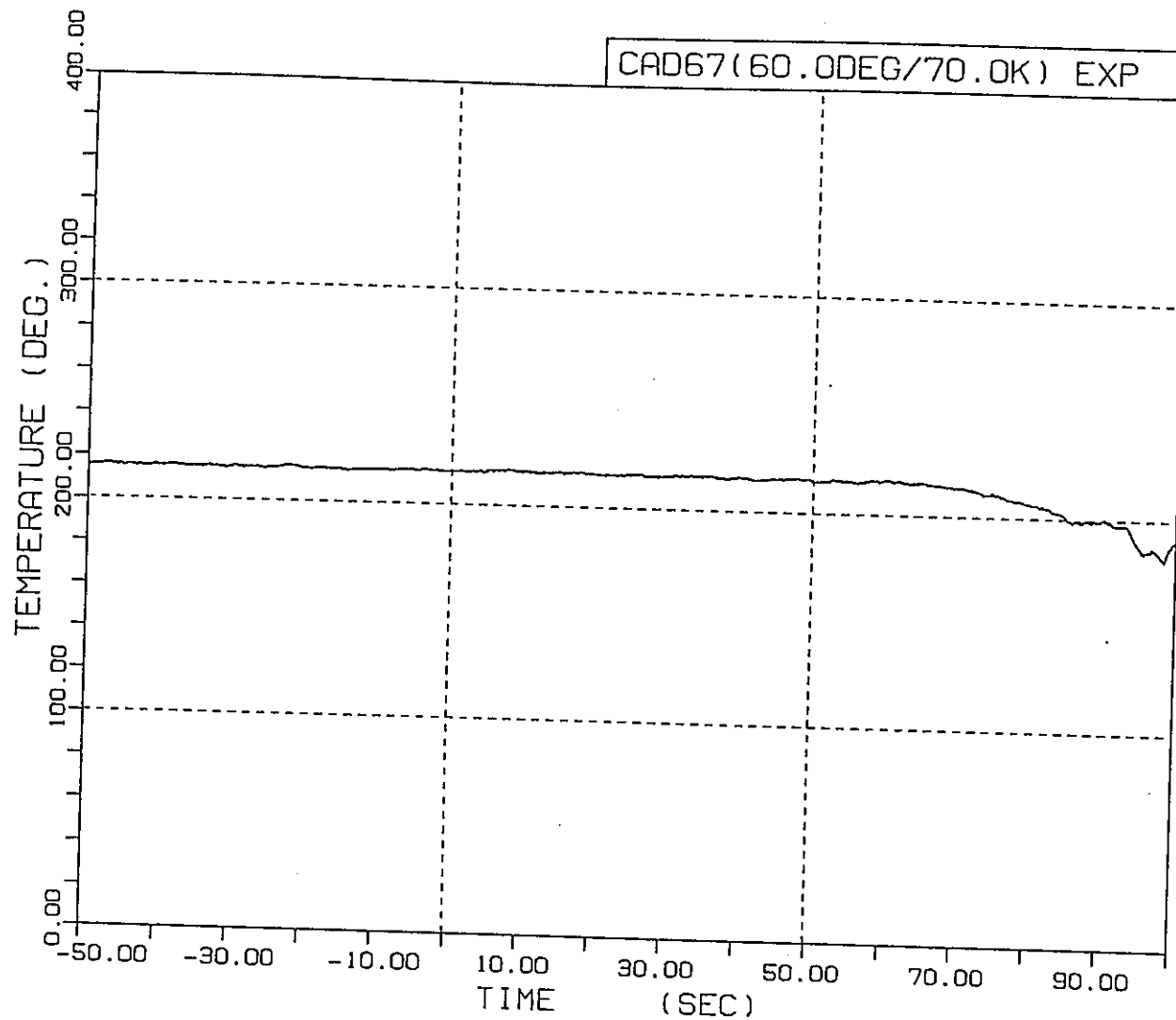
T-C10+0

図4.3.6-3(2/7) カランドリア管内面温度 (CAD57)



T-C10+0

図4.3.6-3(3/7) カランドリア管内面温度 (CAD63)



T-C10+0

図4.3.6-3(4/7) カランドリア管内面温度 (CAD67)

T-C10+0

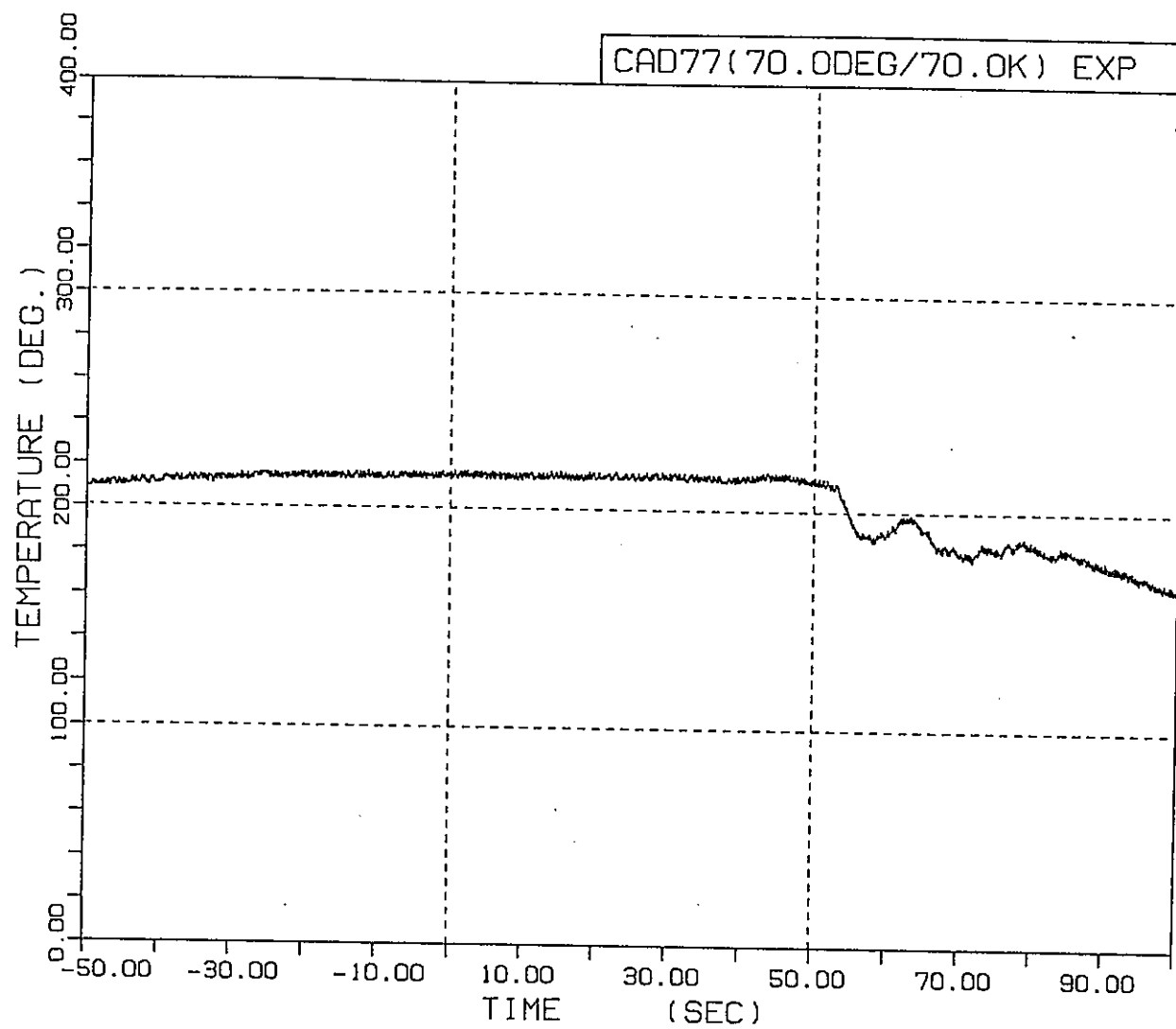
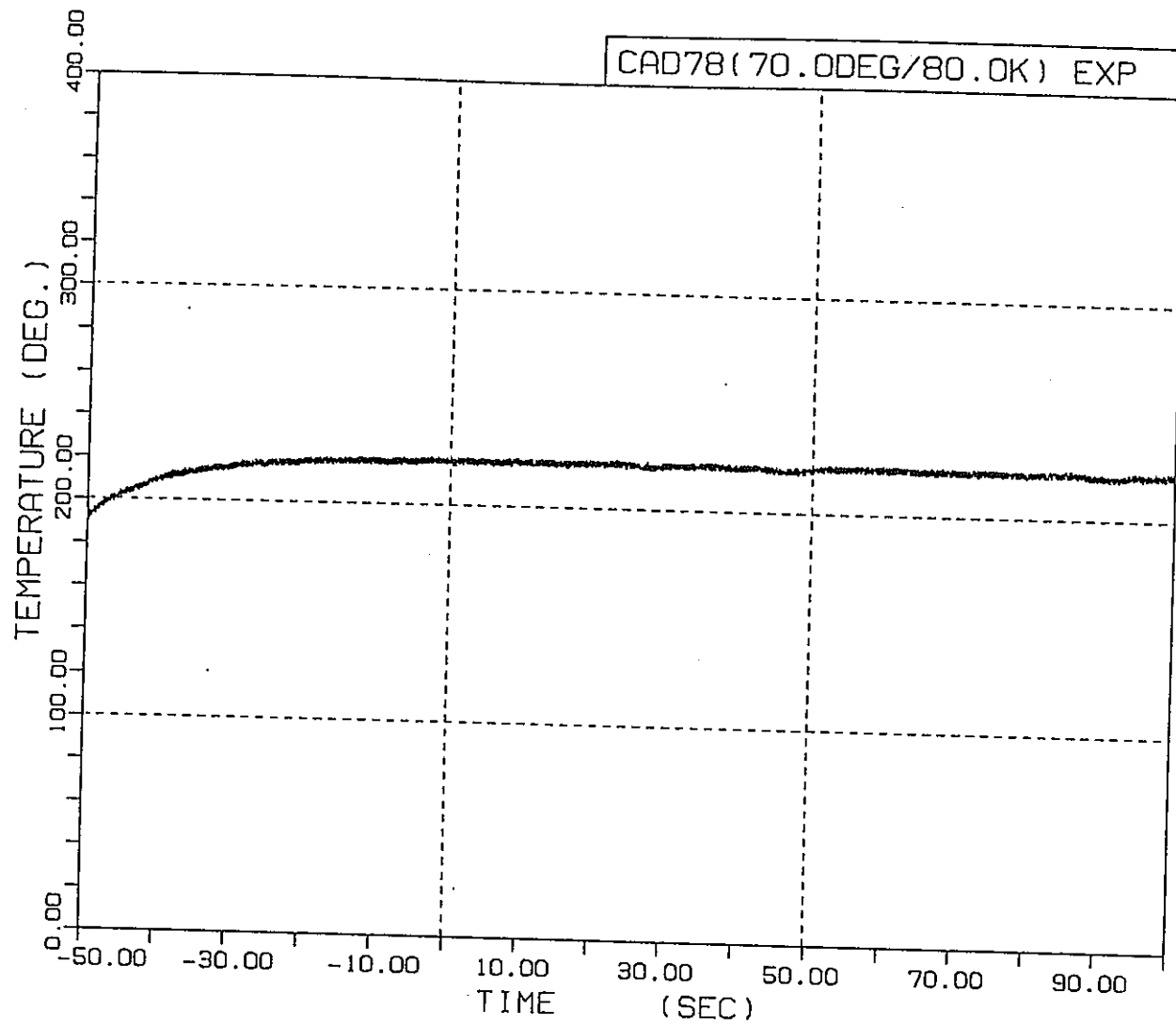
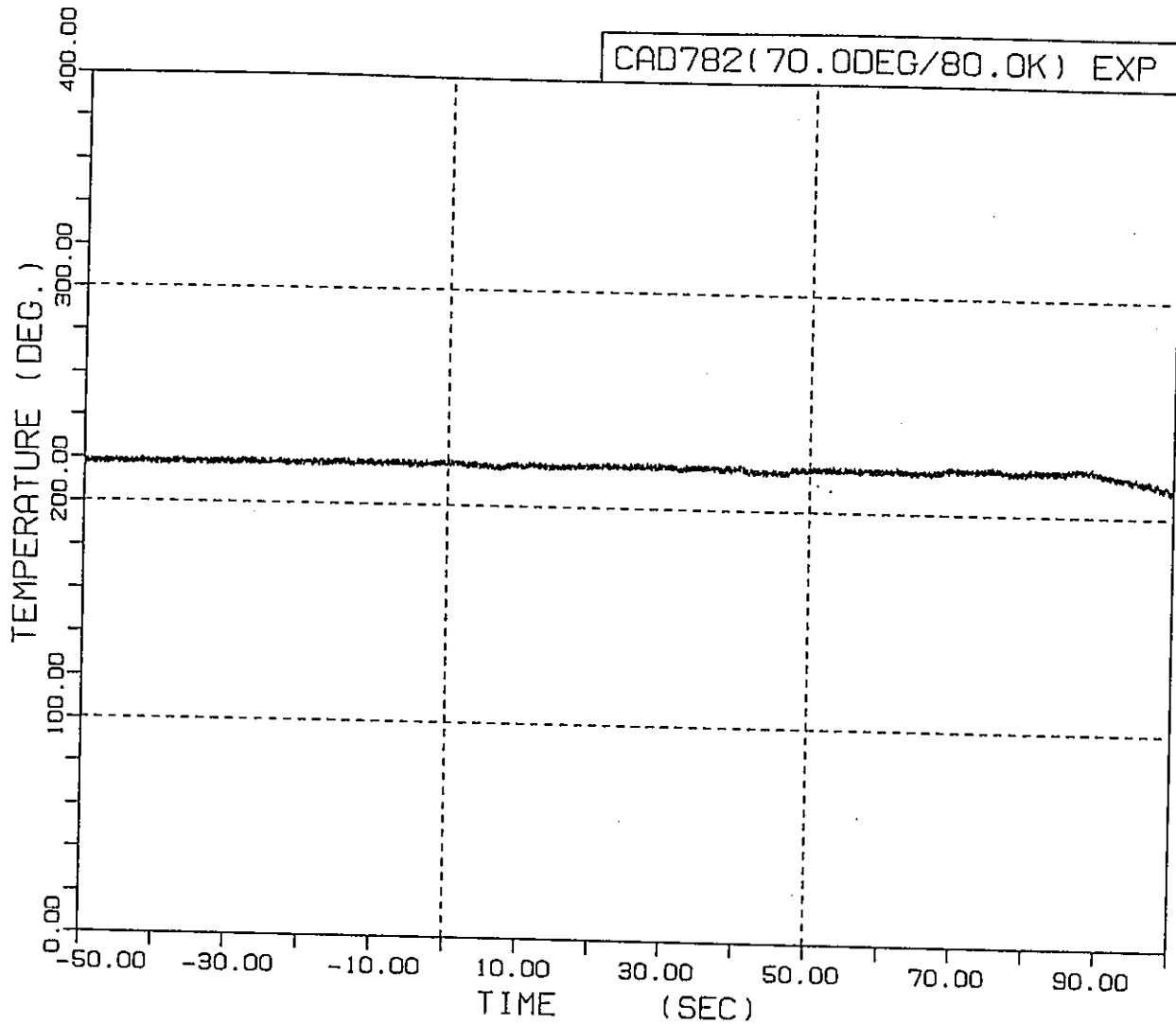


図4.3.6-3(5/7) カランドリア管内面温度 (CAD77)



T-C10+0

図4.3.6-3(6/7) カランドリア管内面温度 (CAD78)



T-C10+0

図4.3.6-3(7/7) カランドリア管内面温度 (CAD782)

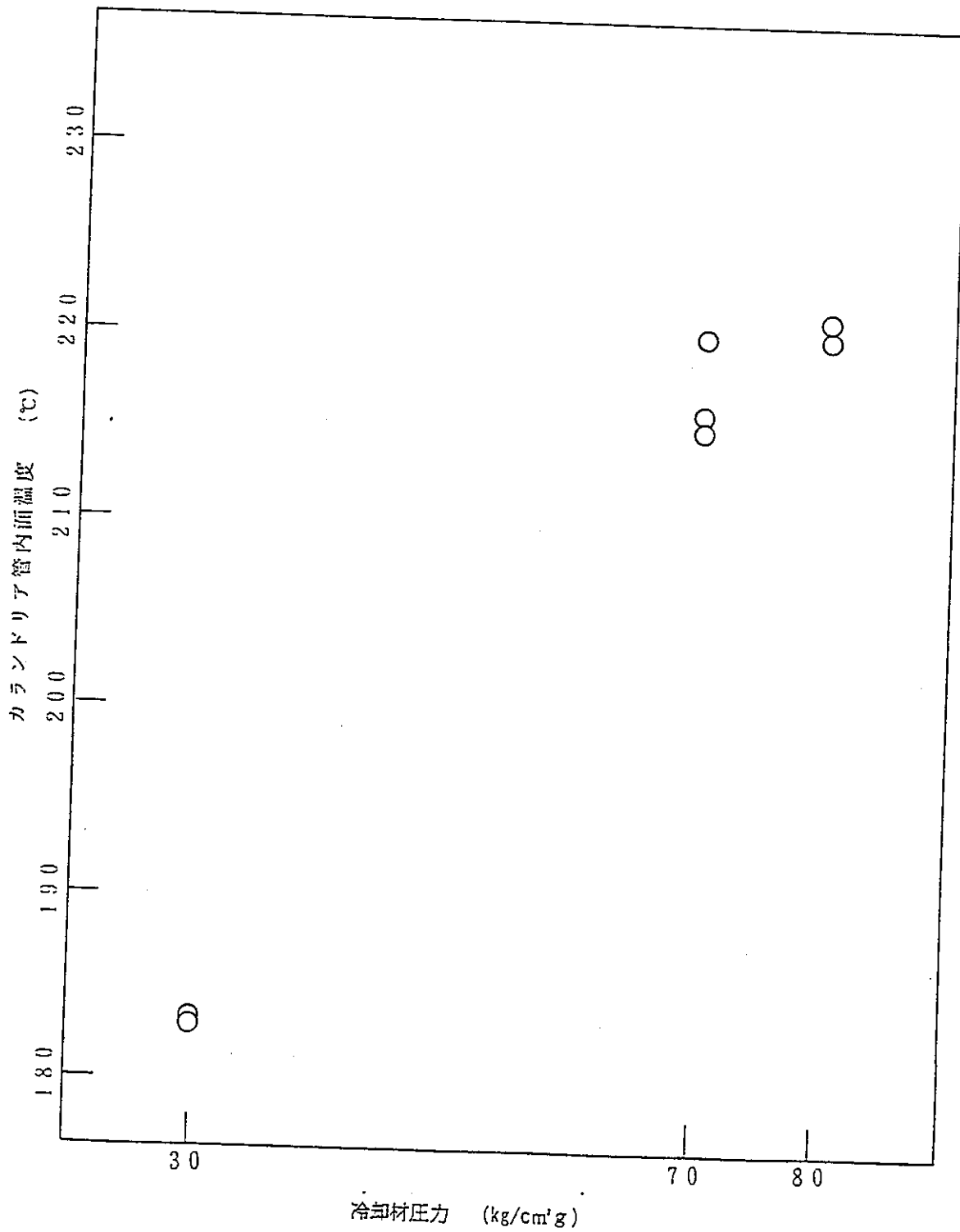
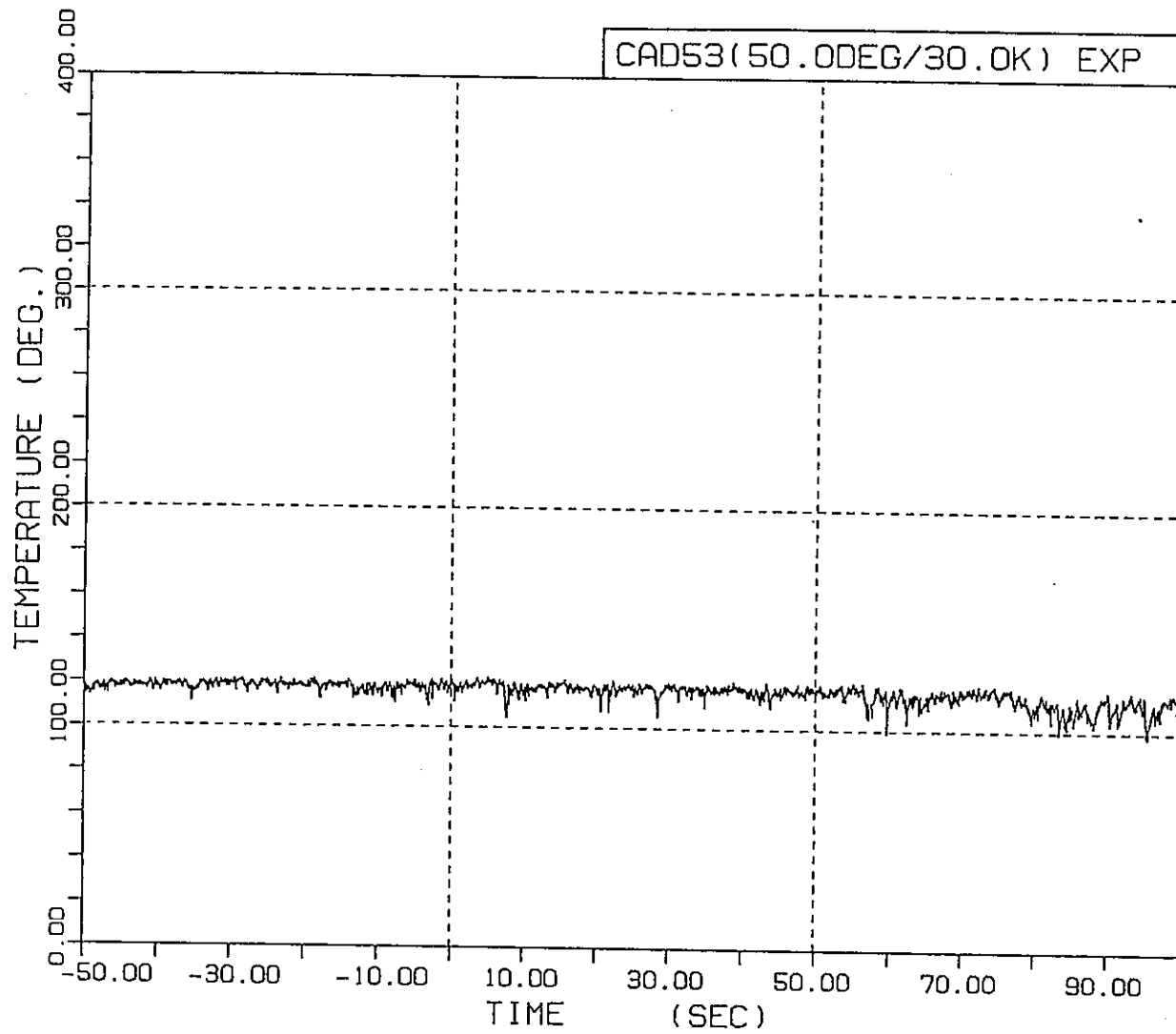
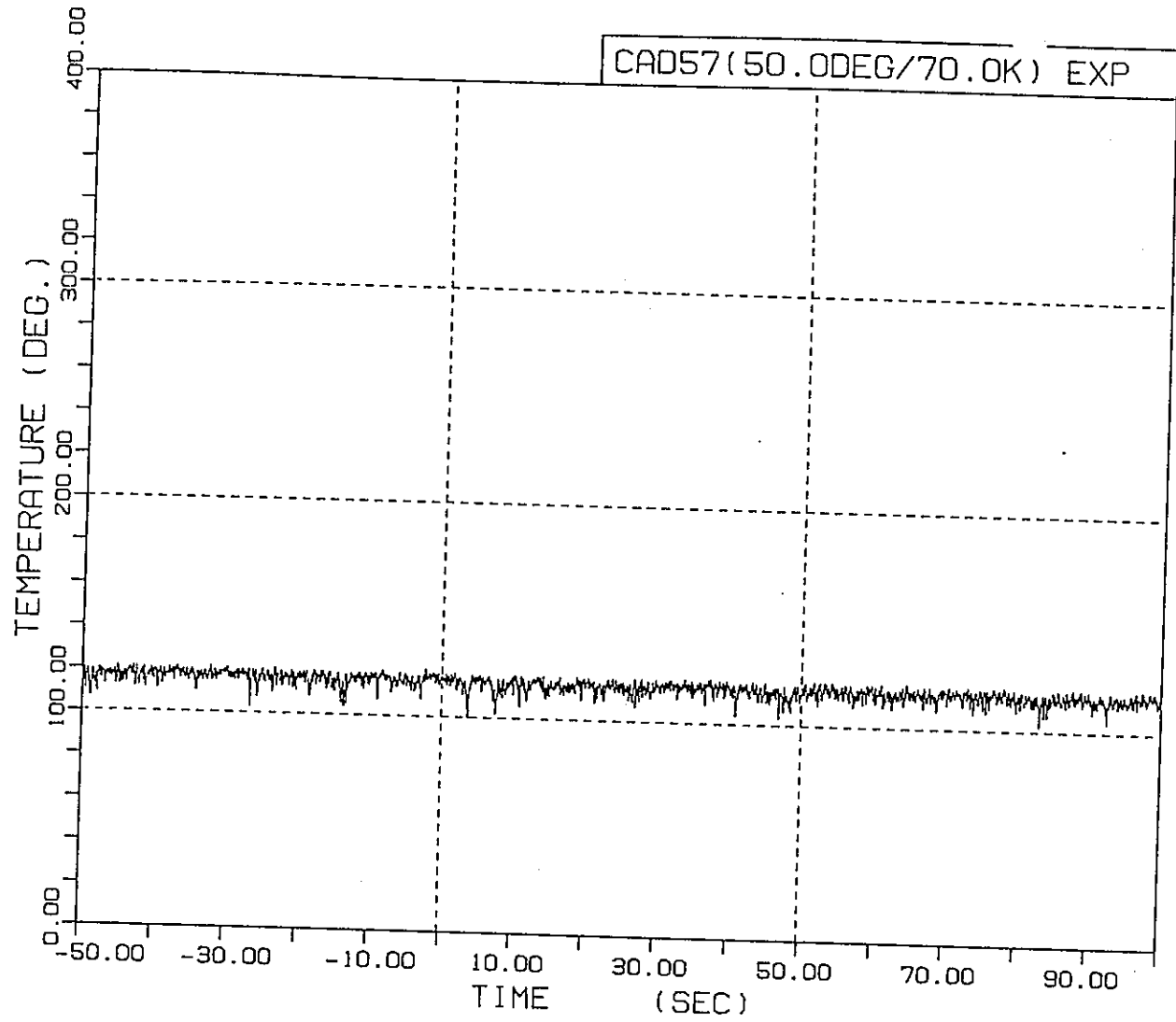


図4.3.6-4 冷却材圧力とカランドリア管内面温度



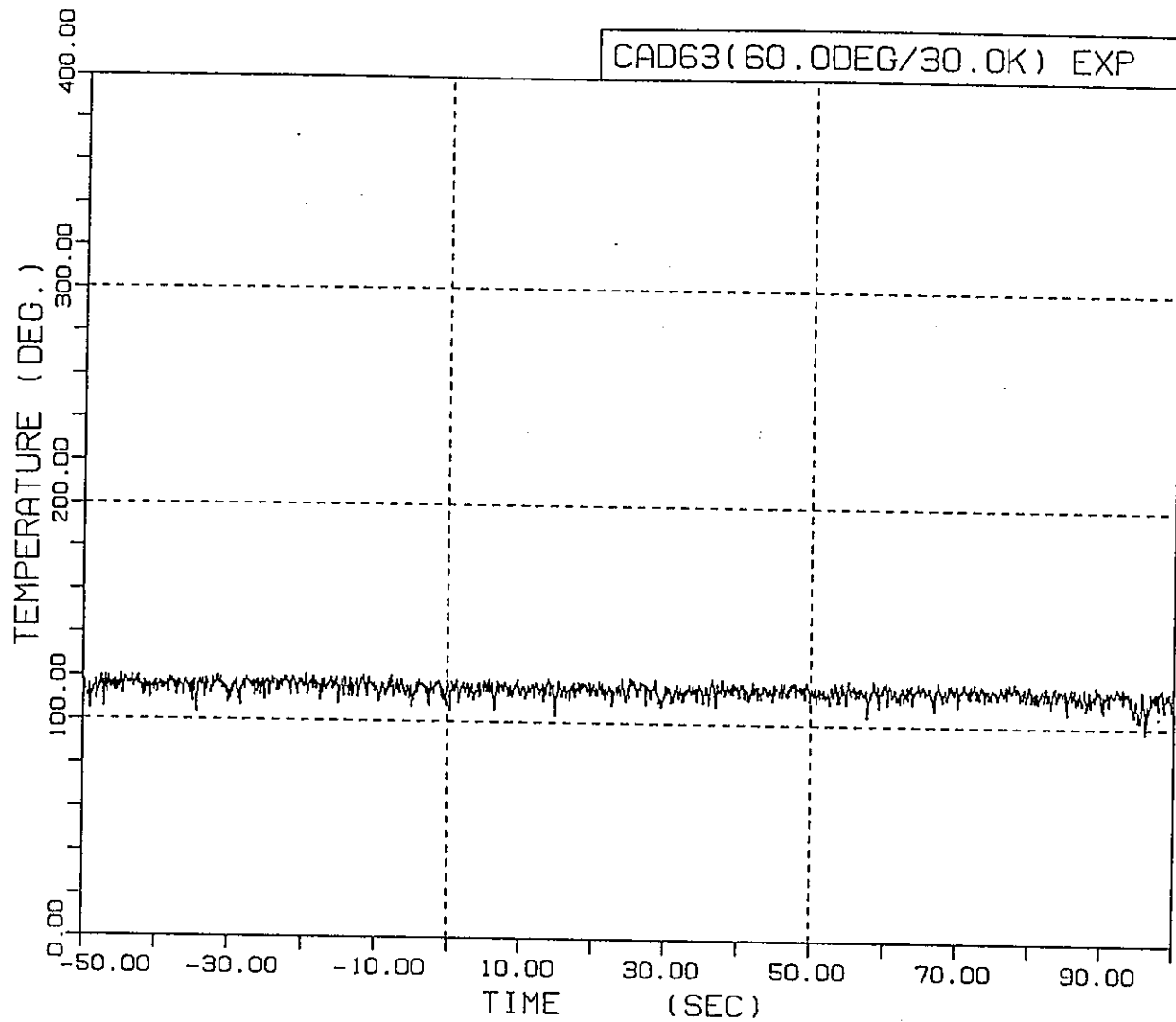
T-C00+0

図4.3.6-5(1/7) カランドリア管外表面温度 (CAD53)



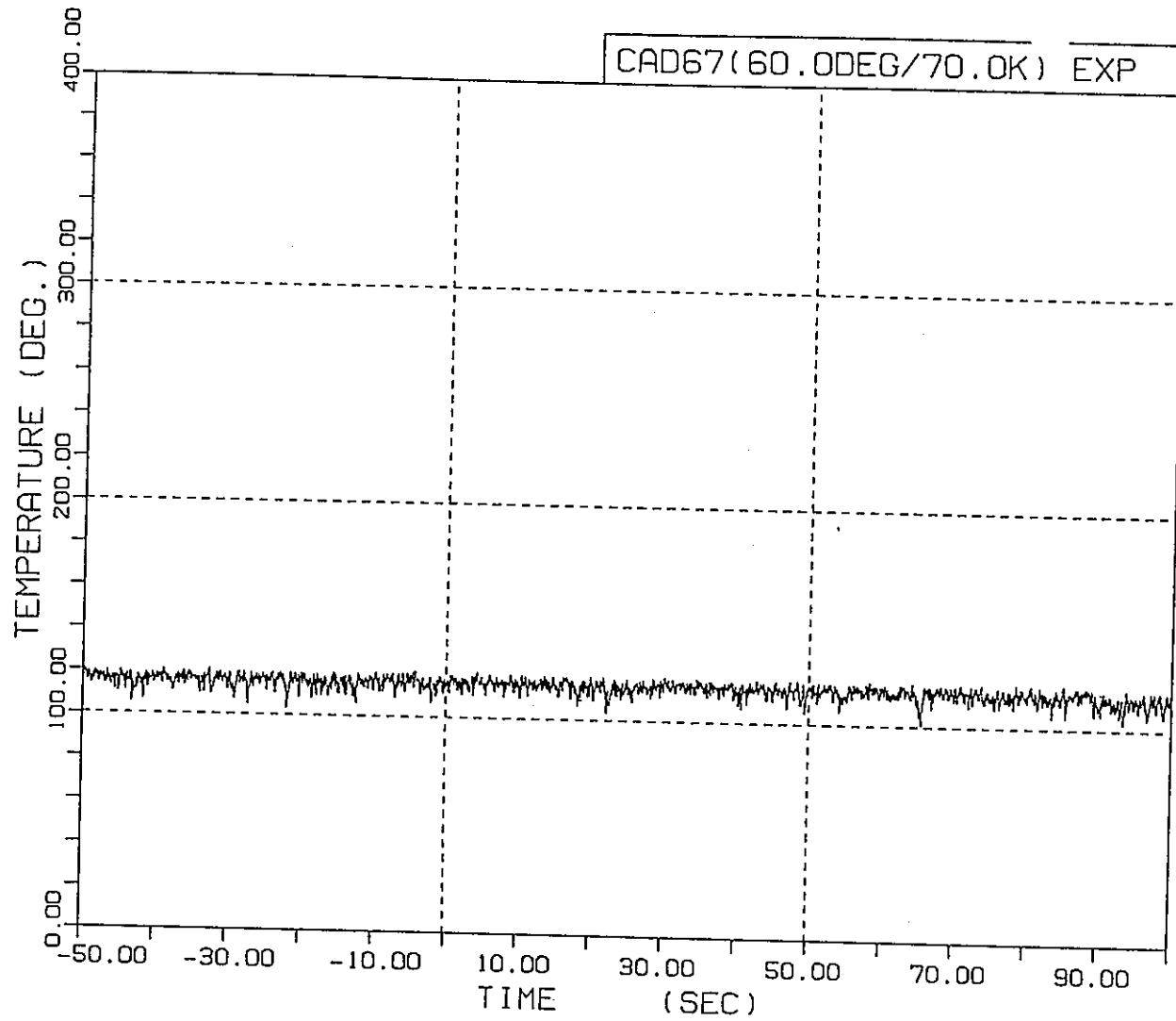
T-C00+0

図4.3.6-5(2/7) カランドリア管外表面温度 (CAD57)



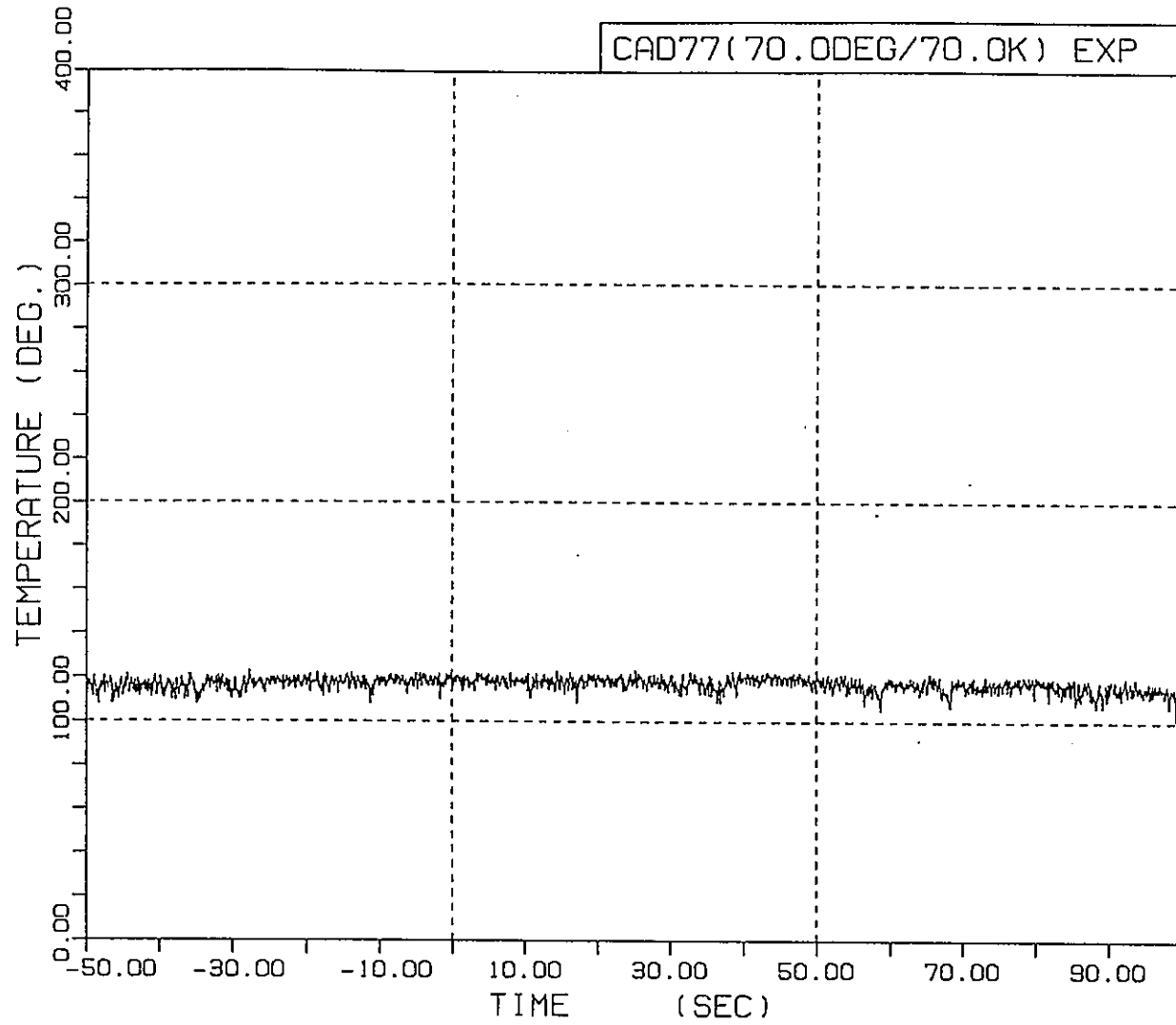
T-C00+0

図4.3.6-5(3/7) カランドリア管外表面温度 (CAD63)



T-C00+0

図4.3.6-5(4/7) カランドリア管外表面温度 (CAD67)



T-C00+0

図4.3.6-5(5/7) カランドリア管外表面温度 (CAD77)

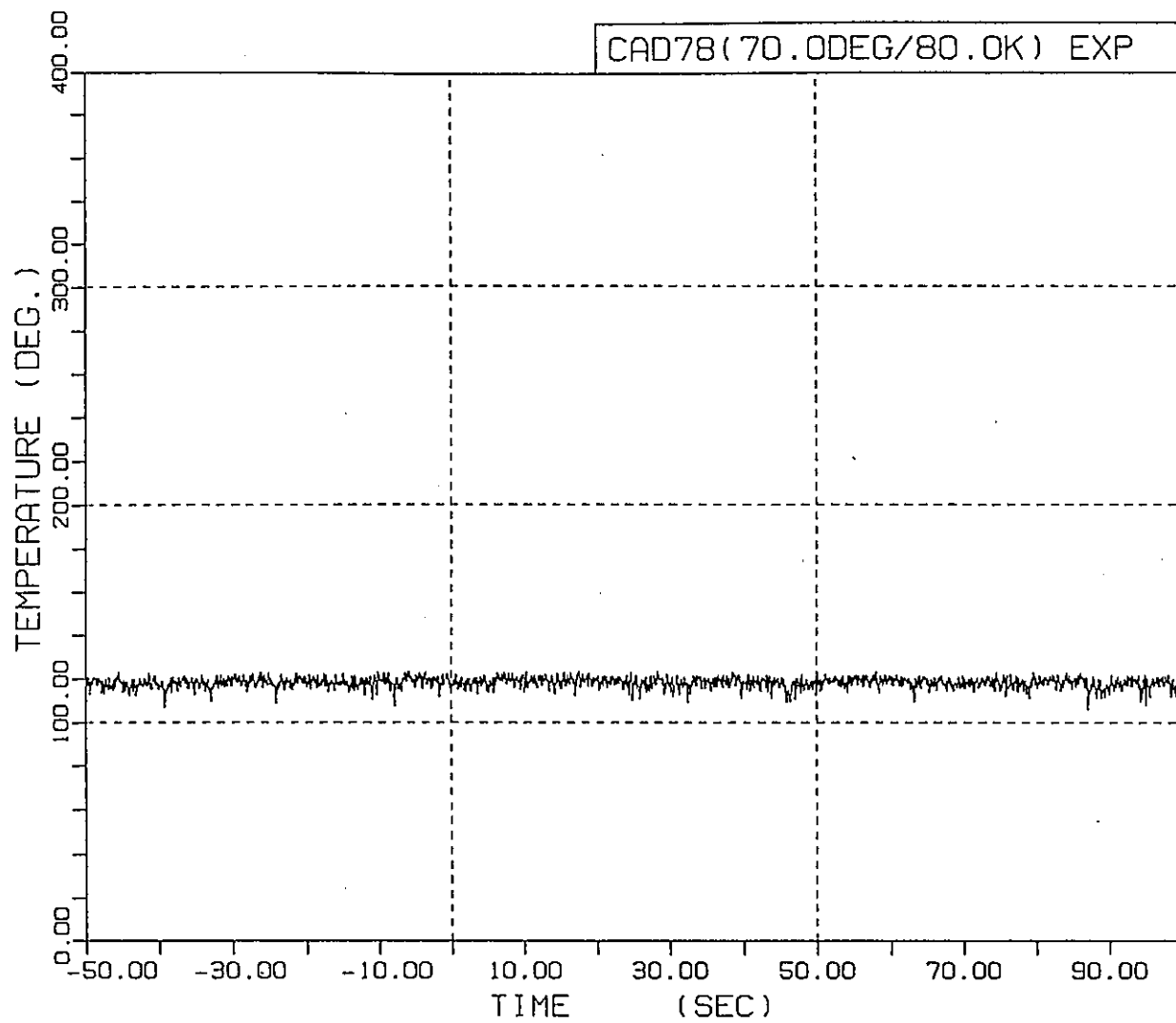
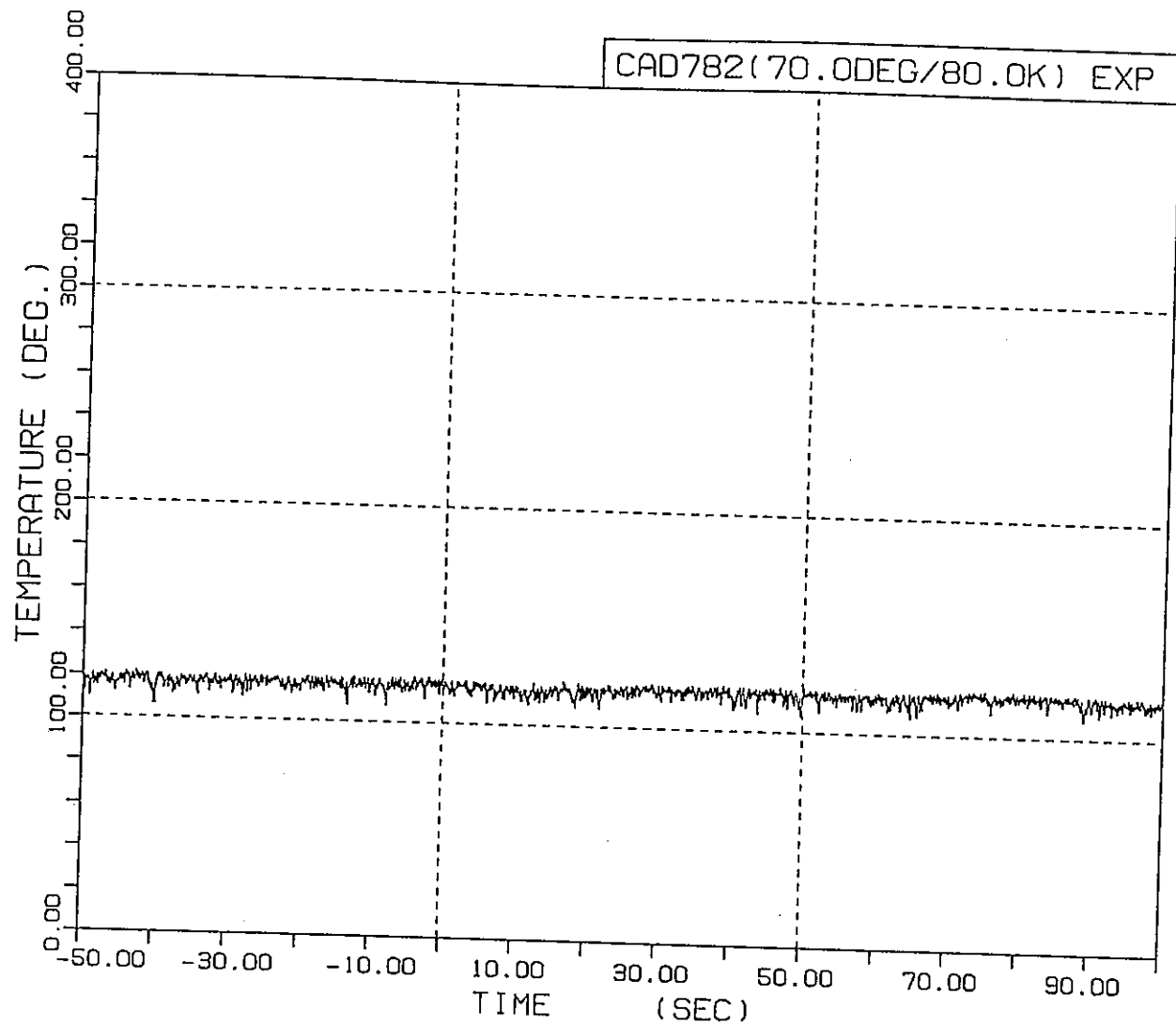


図4.3.6-5(6/7) カランドリア管外表面温度 (CAD78)



T-C00+0

図4.3.6-5(7/7) カランドリア管外表面温度 (CAD782)

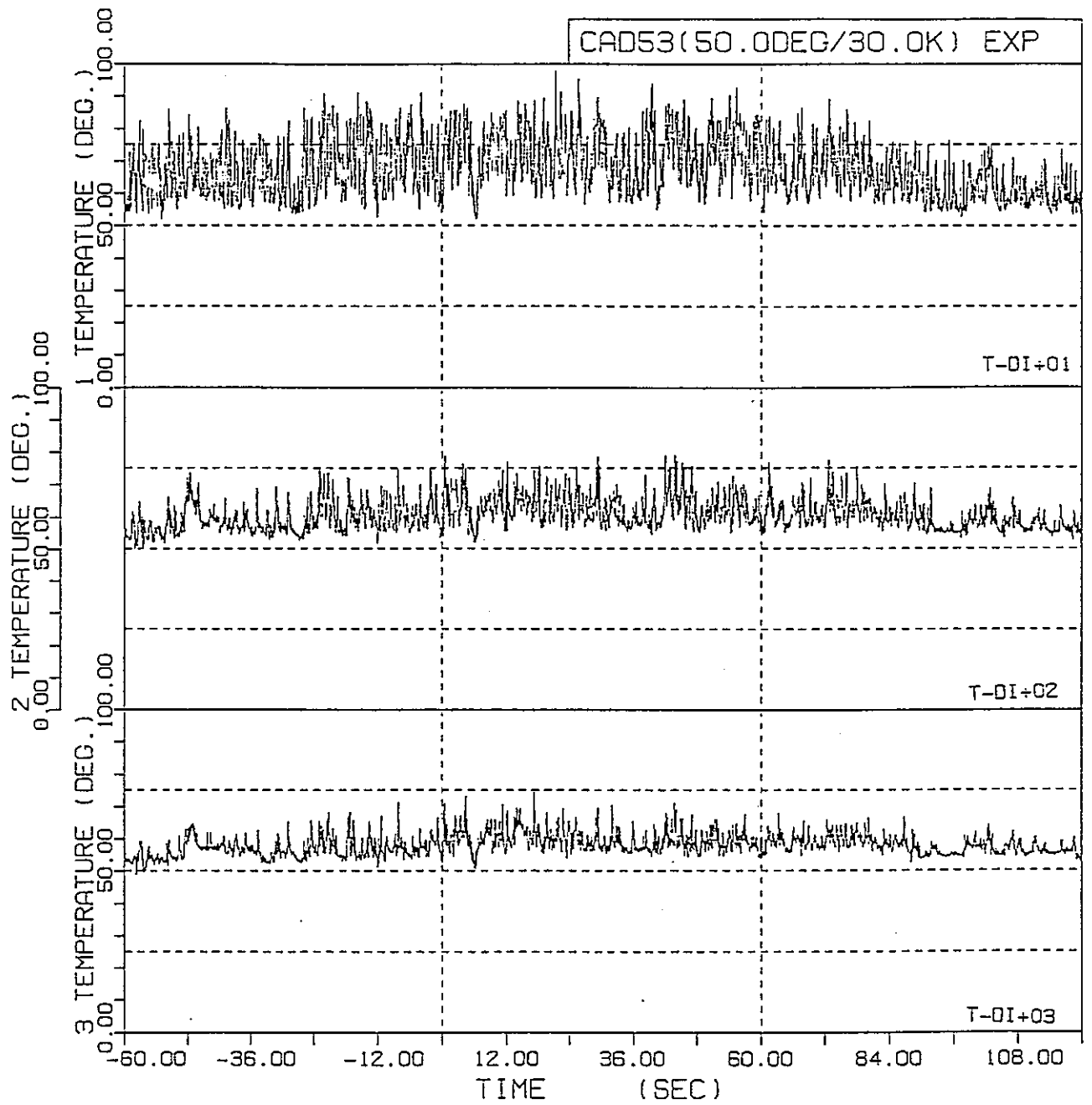


図4.3.6-6(1/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD53)

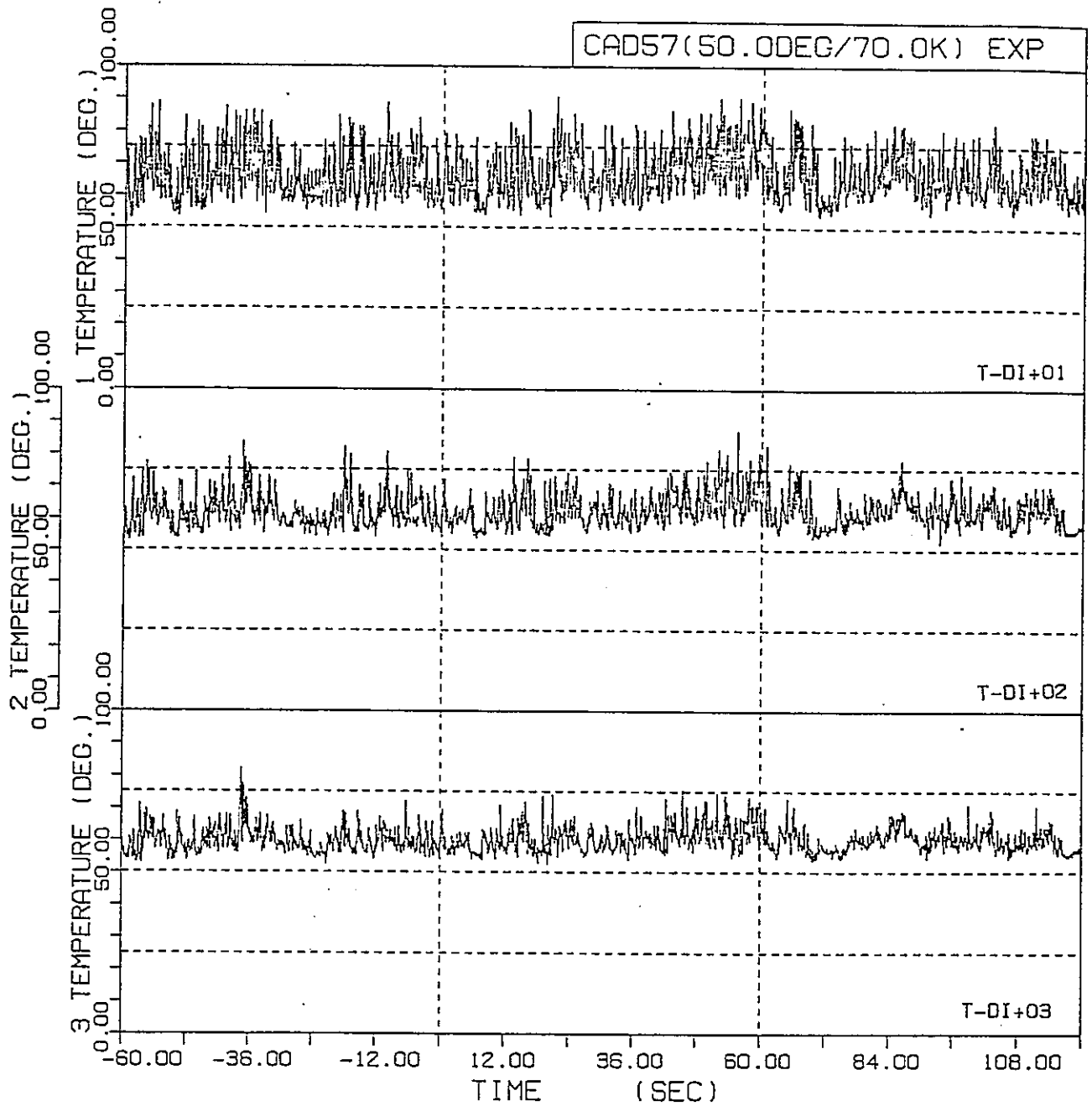


図4.3.6-6(2/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD57)

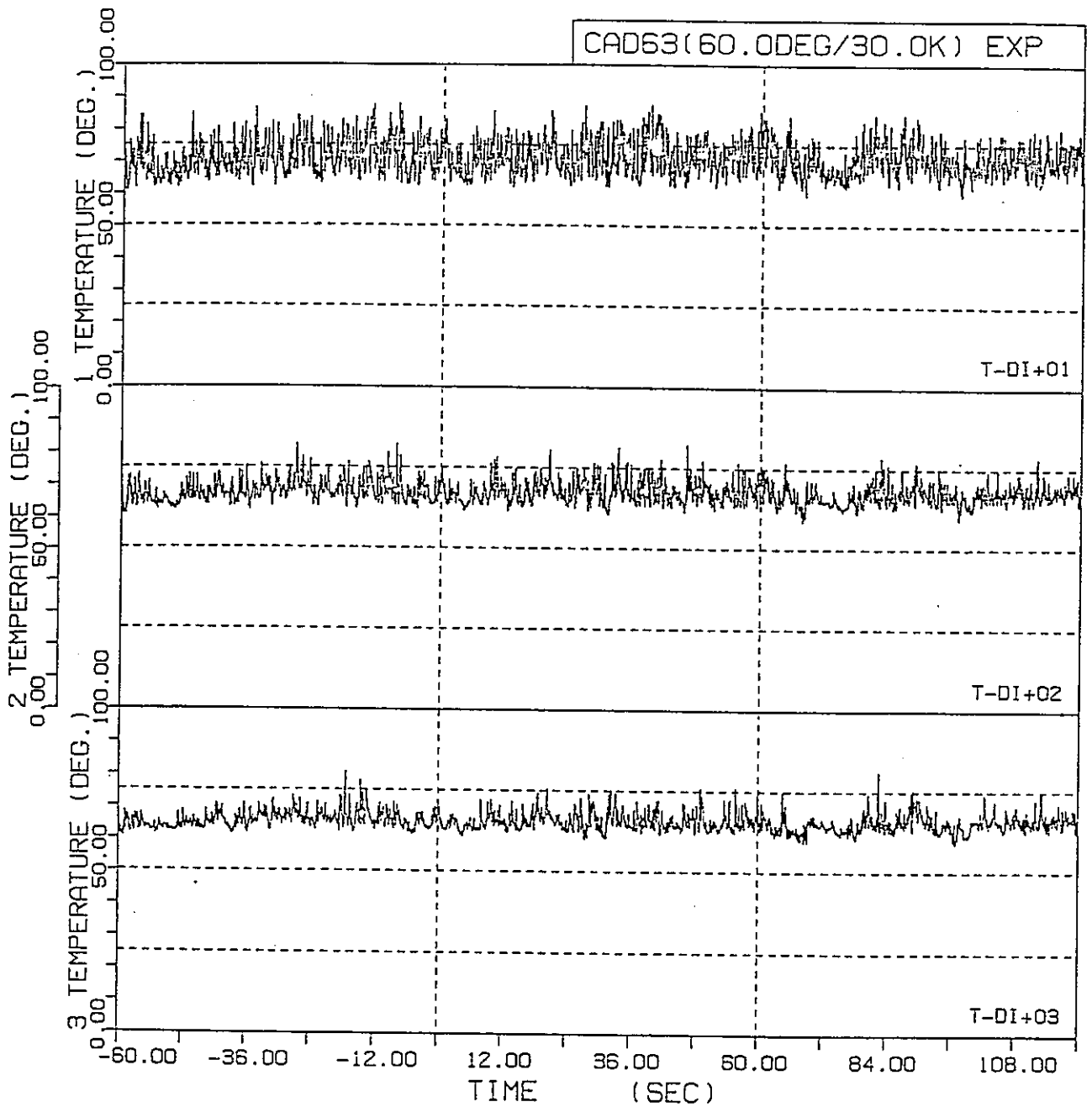


図4.3.6-6(3/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD63)

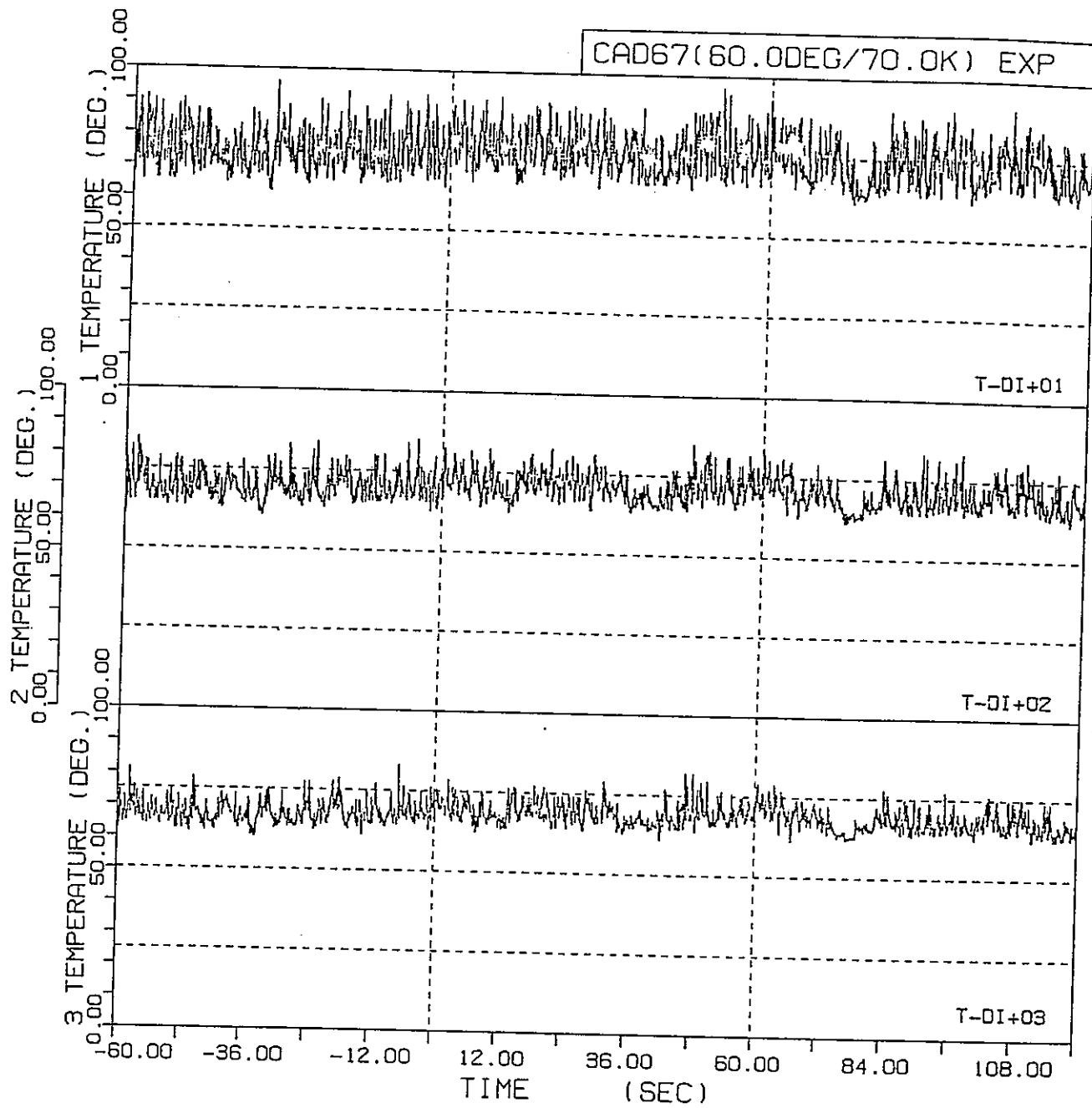


図4.3.6-6(4/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD67)

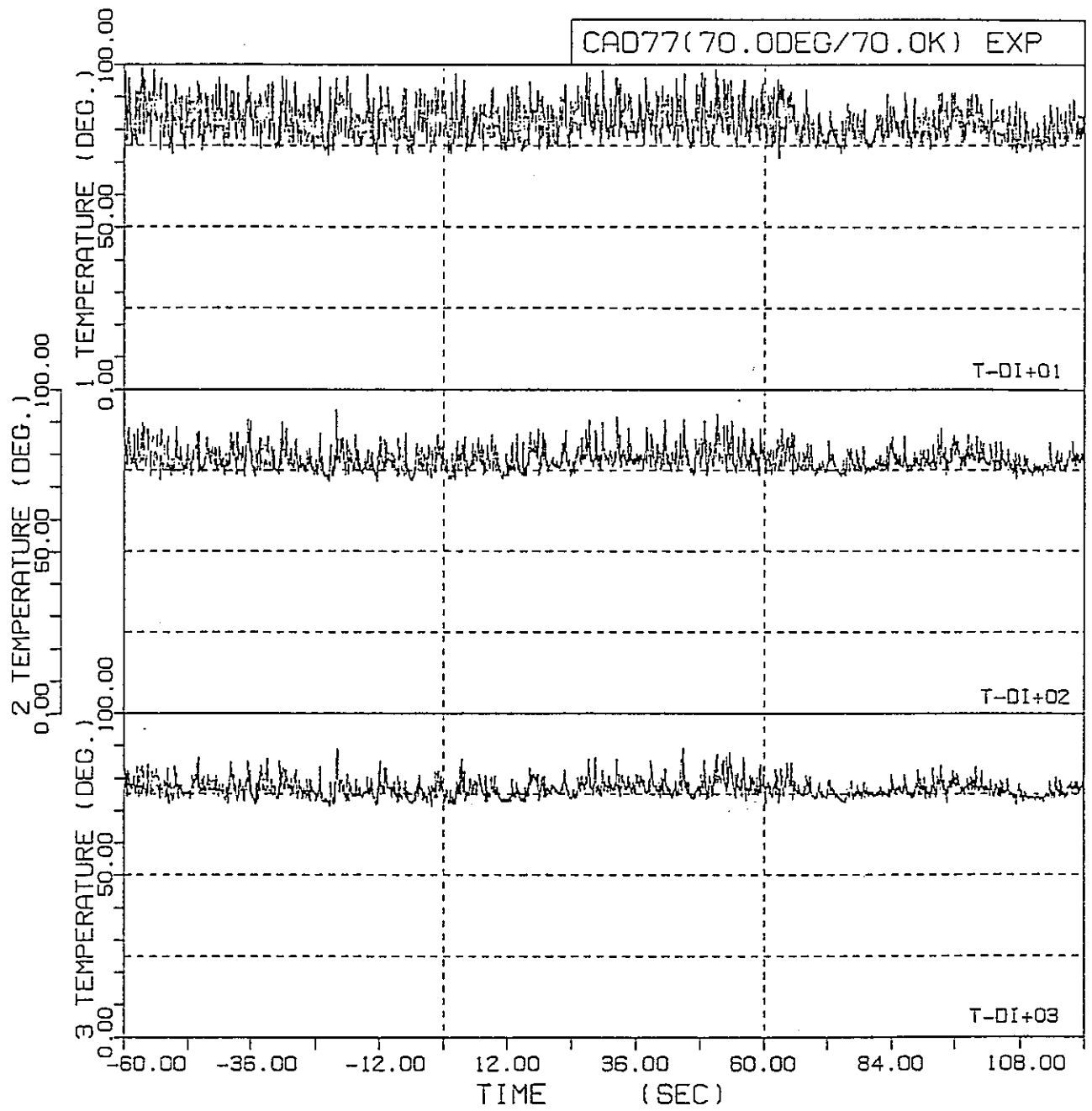


図4.3.6-6(5/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD77)

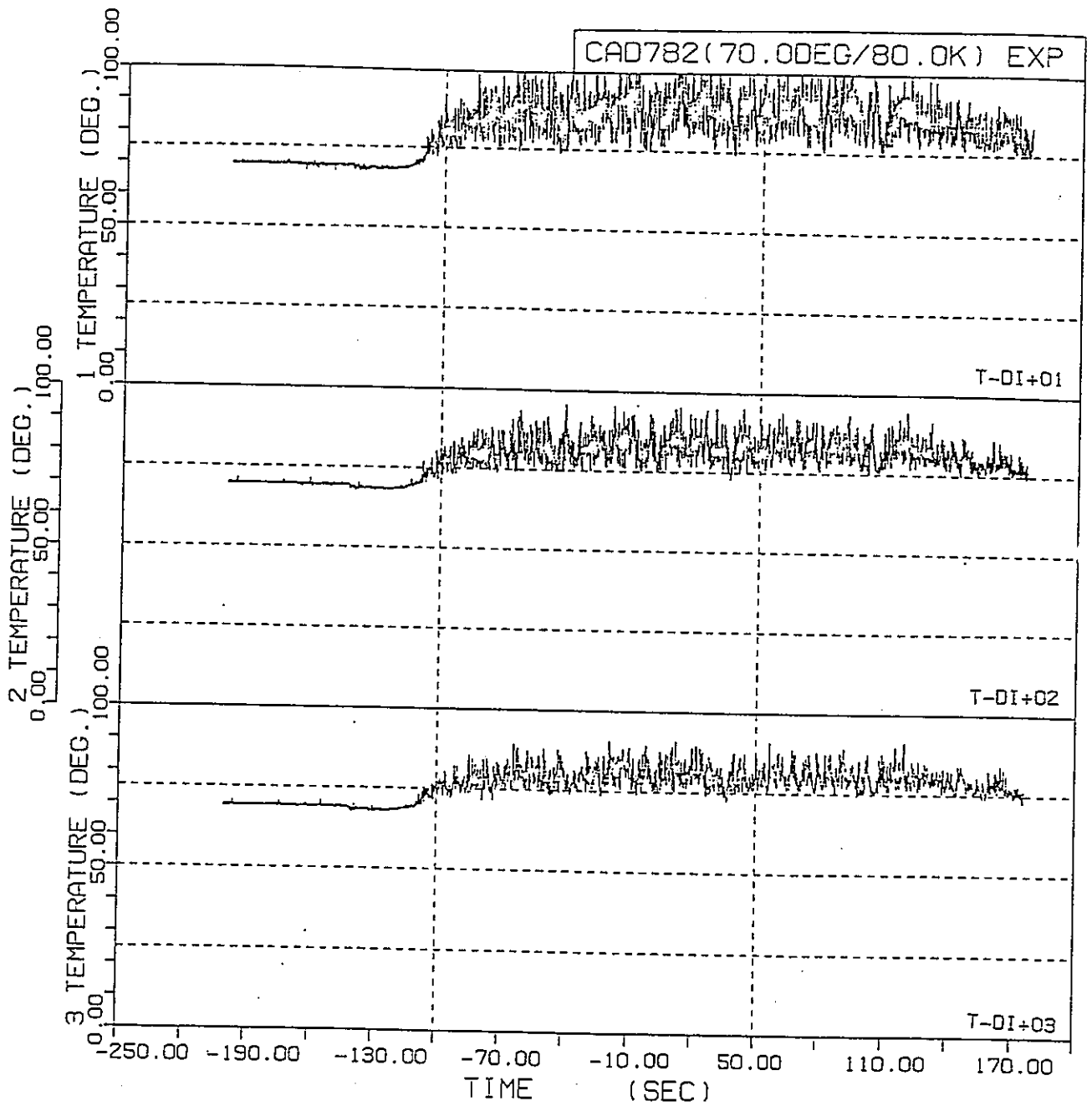


図4.3.6-6(6/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD78)

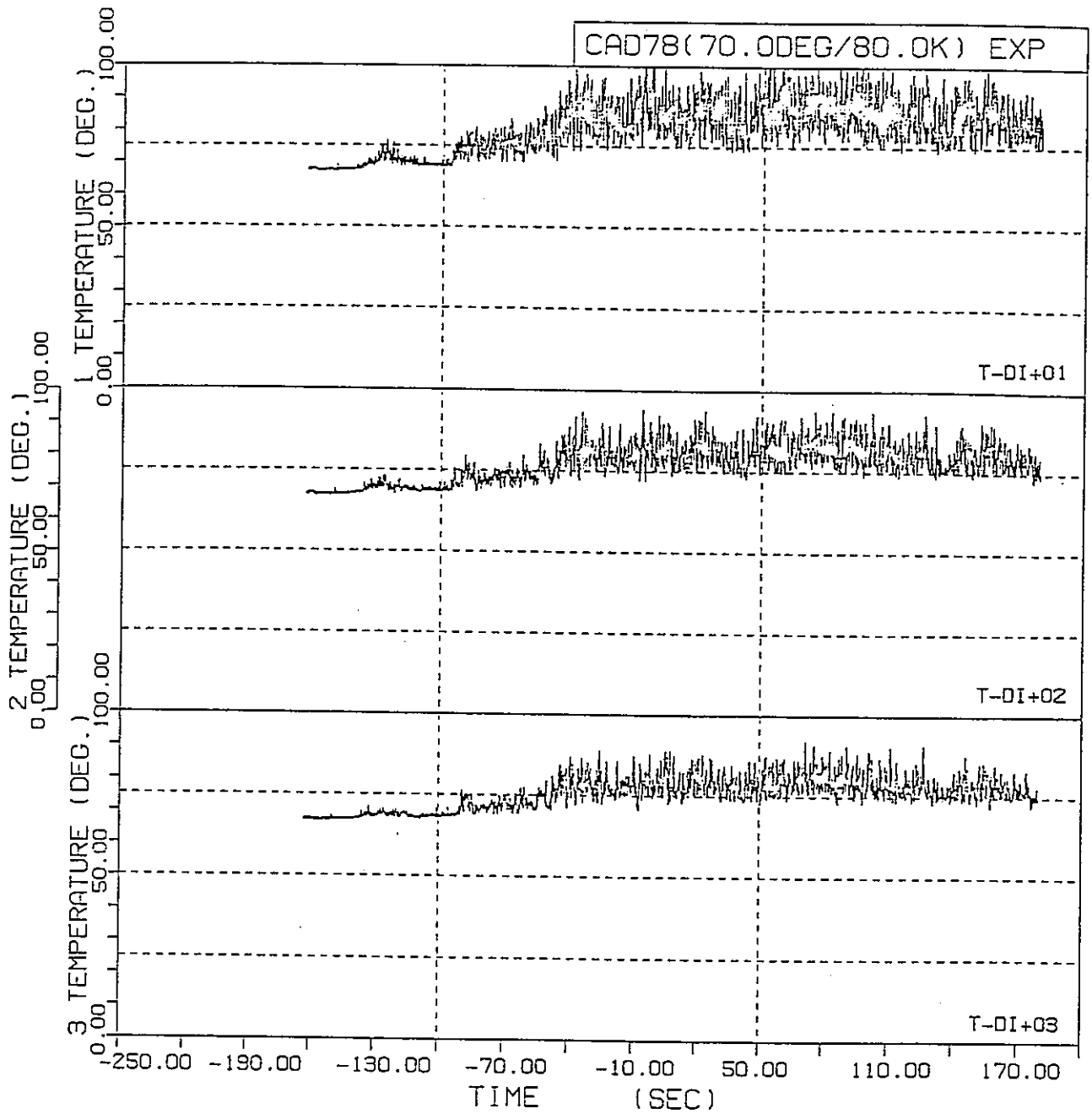


図4.3.6-6(7/7) 試験体近傍の重水温度 (CAD782)

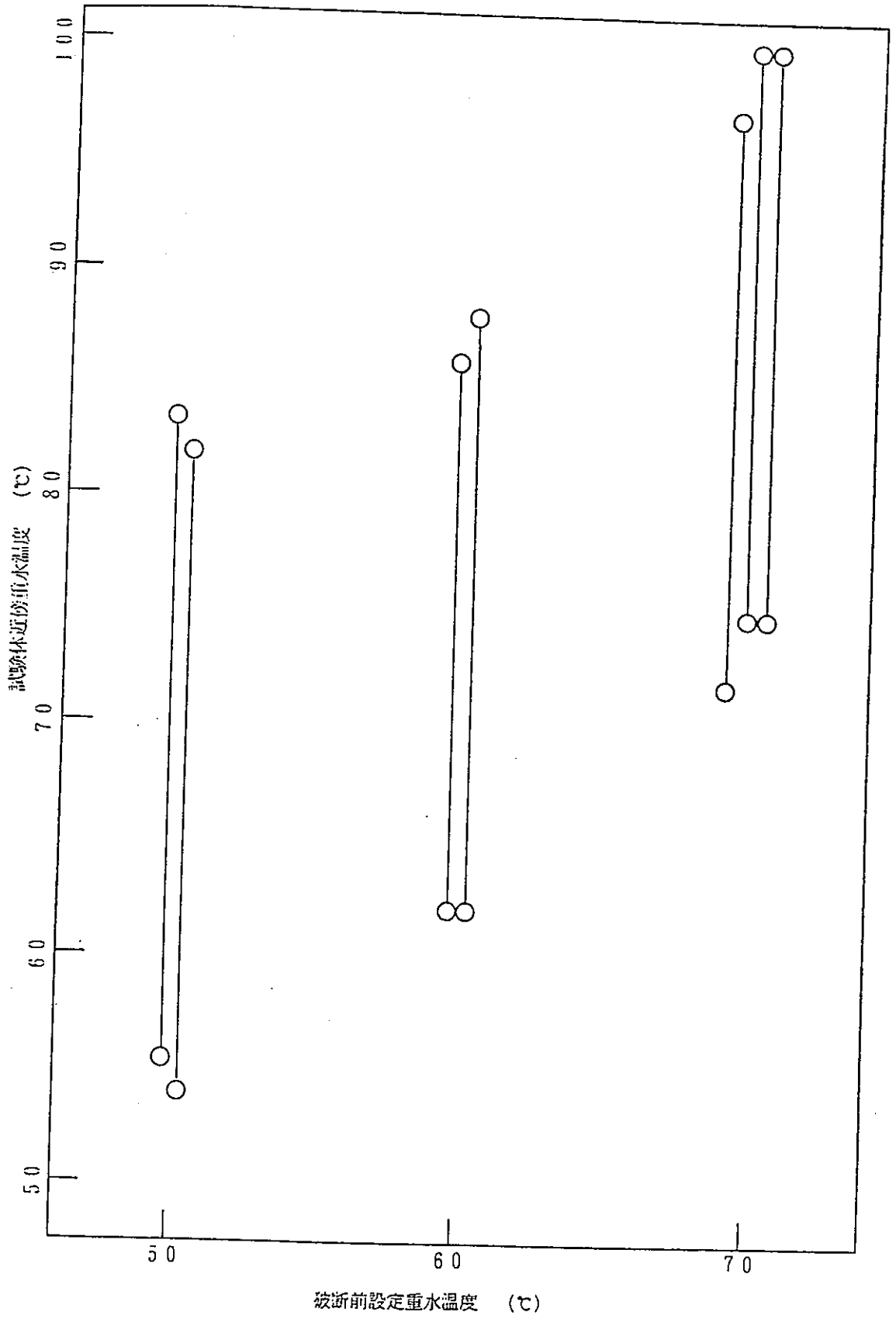


图4.3.6-7 重水設定温度と試験体近傍重水温度

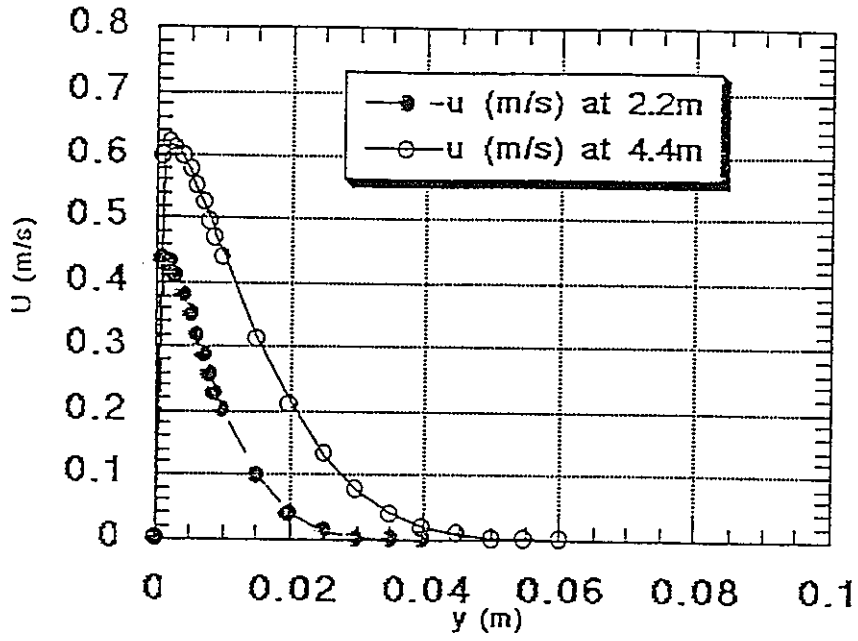


図4.3.7-1 自然対流による速度分布図

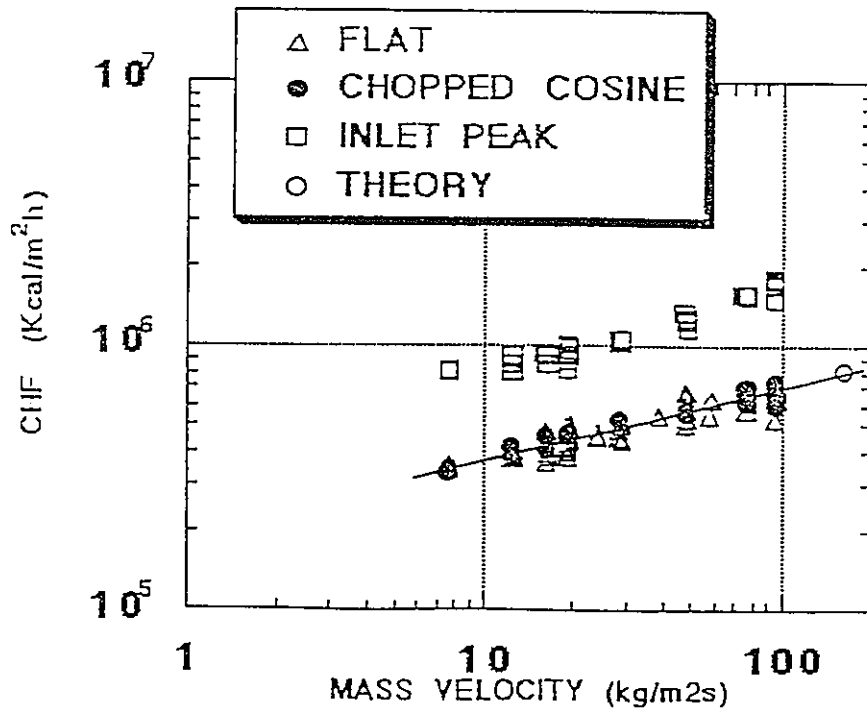


図4.3.7-2 限界熱流束

4.4 カランドリアタンク内圧上昇試験

4.4.1 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解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4.4.1-1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4.4.1-1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2年度は、 $30\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ の低圧の冷却材圧力で破断口長さをパラメータとして圧力管とカランドリア管を破断させる。

4.4.2 試験条件

表4.4.2-1に示す試験ケースのうち、平成2年度は低圧の冷却材によって同時破断を模擬する試験を行う。表4.4.2-2には、平成2年度に実施する試験の条件を示す。同時破断時にカランドリア構造物に与える影響を、ダメージの小さい低圧の冷却材条件で確認しておくため、圧力管(P/T)の破断圧力を $30\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ とした。また、予き裂長さは燃料集合体の有効発熱長と同じ3700mmと部分長き裂の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3700mm、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だ。

冷却材圧力、温度等の試験条件と実機条件の相違を表4.4.2-3に示す。

4.4.3 試験装置

破断部試験体(P/T, C/T構造)を図4.4.3-1に、カランドリアタンク構造・寸法を図4.4.3-2に示す。また、装置フローを図4.4.3-3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4.4.2の

タンク断面に示す 270°C方向（隣接 C/T の方向）となるように予き裂の向きを配置する。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。今回の試験においては低圧（目標30kg/cm²g）でP/Tを破裂させる。このため，P/Tに図4.4.3-4に示す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4.4.3-5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も通水することが出来る構造となっている。

試験装置と実機体系の比較を表4.4.3-1に示す。

4.4.4 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4.4.1-1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4.4.4-1に，また検出器の配置個数及びデータの収録速度を表4.4.4-2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4.4.4-1，図4.4.4-2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4.4.4-3、図4.4.4-4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4.4.4-5、図4.4.4-6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 防振板及び隣接カランドリア管

検出器の配置を図4.4.4-7、図4.4.4-8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、加速度計を設置する。また、隣接管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4.4.4-9～図4.4.4-11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、タンク断面及び長手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、圧力センサーをそのまま及び温度の影響を受けないように導圧管を介して設置する。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4.4.4-12、図4.4.4-13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。

⑤ 破断時音響計測

検出器の配置を、図4.4.4-14に示す。可聴域音を検出するマイクロホンについては、鋼製筒に挿入して上部管板より重水中に配置するものを1個、タンク外に配置するものを1個とする。

また、加速度計をタンク壁に2個配置する。

⑥ 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破裂板入口

管内液相部の圧力計測のため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した検出器の取付け方法を図4.4.4-15～図4.4.4-17に示す。

(4) データ収集

データ収集の方法を図4.4.4-18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4.4.4-19に示す。

4.4.5 試験手順

試験は、図4.4.5-1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（30kg/cm²g）に誤差を見込んだ値（35kg/cm²g）に達しても、P/Tが破断しない場合は、試験部を逆止弁によって隔離し、プランジャポンプによって試験部のみ加圧してP/Tを破断させる。

尚、データ収録のミスを防ぐため、4.4.4(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。

4.4.6 試験結果

以下に本試験の試験結果を示す。ただし、本年度は2ケースの試験を実施しているため、両ケースを比較して示すこととし、圧力、温度、時間等の数値については、文中で“PTC-3における値（PTC-2における値）”として両ケースを並記する。また、グラフにおいては、太い線がPTC-3のデータを示し、細線がPTC-2に

おける同様のデータを示す。

(1) 破断時冷却条件

圧力破断時の冷却材圧力、温度、流量の変化を図4.4.6-1に示す。破断時の圧力管内の冷却材圧力、温度はそれぞれ $24.5\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($25.4\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)、 215°C (215°C)であった。また、破断時のリーク量は破断後2.2秒(2.4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 $86\text{m}^3/\text{H}$ ($80\text{m}^3/\text{H}$)、出口管から約 $109\text{m}^3/\text{H}$ ($125\text{m}^3/\text{H}$)であり合計で $195\text{m}^3/\text{H}$ となった。

圧力管内の圧力は、破断後中央部で約 $15.2\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($17.3\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)、き裂端部に近い位置で約 $14.5\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($20.0\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)まで一旦低下する。き裂端部付近の圧力は約1秒後(1秒後)に初期圧力まで回復した。き裂中央の圧力計は、熱影響を受けて指示値がドリフトしたので、圧力回復の程度は不明である。

圧力管内の温度は、中央部において破断後に約 147°C (100°C)まで低下した。き裂端部付近では、温度低下は約 198°C (175°C)にとどまった。

(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4.4.6-2、図4.4.6-3に示す。き裂進展速度は圧力管が $310\sim 340\text{m}/\text{sec}$ ($280\sim 390\text{m}/\text{sec}$)、カランドリア管が $340\text{m}/\text{sec}$ ($240\sim 390\text{m}/\text{sec}$)であった。圧力管の破断から、約1.2m秒後(1.5m秒)にカランドリア管の破断が開始した。き裂進展に要した時間は圧力管で $1.7\text{m}/\text{sec}$ (6msec)、カランドリア管で $1.6\text{m}/\text{sec}$ (7msec)であった。

(3) タンク内圧力変化

タンク内の圧力挙動を測定位置の高さごとに図4.4.6-4～図4.4.6-13に示す。タンク内の圧力は、き裂中央付近においては破断後約1.6msec後(2msec)に圧力上昇を開始し、約5.6msec後(12.4msec)にピーク圧力に達する。ピーク圧力は、タンク上部管板部で $4.4\sim 6.4\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($8\sim 23\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)、中央部で $3.6\sim 7.2\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($8\sim 23\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)、下部管板部で $4.8\sim 6.4\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ($8\sim 20\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)であった。

カランドリアタンクのラブチャディスク取付ノズル内の液相部、気相部の圧力変化とディスクの破断を図4.4.6-14に示す。ラブチャディスクは試験体破断の約56

msec(40msec)後に破断を開始した。その後圧力は低下し、破断から約70msec(100 msec)後には大気圧まで低下した。タンク内径方向位置の圧力変化を図4.4.6-15に示す。径方向でみると試験体から遠い程、圧力上昇が遅れる傾向にあった。タンク内測定位置のD O点～DM点及びT点～DM点間では、圧力上昇開始にそれぞれ約0.6 msec(0.4msec), 1.5 msec (1.2 msec)の遅れがあった。また、D O点からDM点及びT点からDM点間の距離は約0.48m, 1.26mであり、遅れと時間と距離から伝播速度を求めると約1200m/sec(1200～1050m/sec)となる。また図4.4.6-16～図4.4.6-17より、破断チャンネルを中心とする同心円上の圧力挙動は、ほぼ等しいことから破断チャンネルを中心として同心円上に圧力が伝播したと考えられる。

タンク内上下方向位置の圧力変化を図4.4.6-18に示す。試験体近傍(D I)で、き裂中心高さ位置にある点が他の高さ位置よりも、早く圧力が上昇を開始し上昇も急激であった。試験体近傍の位置ではこの傾向は現れなかった。

タンク壁面の上下方向の圧力変化を図4.4.6-19に示す。圧力上昇時間及び上昇値とも各点でほぼ一致し、圧力上昇は最大 $5.3 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ ($14 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)であった。

以下の結果をまとめると、破断後のタンク内圧力の伝播挙動に関しては、破断口の中心付近の点では破断直後に急激な圧力の上昇が起こるが、破断口を離れると圧力上昇の挙動は均一となり破断チャンネルを中心として約1200m/sec前後の伝播速度で減衰することなく円柱状にタンク壁に向かって伝播したものと考えられる。

(4) タンク内ボイド変化

破断後のタンク内のボイド変化を図4.4.6-20～図4.4.6-24に示す。

PTC-2に比べると、PTC-3ではボイドはき裂中心付近に集中して発生する傾向があった。また下部管板付近にもボイド発生がみられた。

(5) 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部の外観及び測定結果を図4.4.6-25, 図4.4.6-26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、防振板部で縛られた形状で変化した。

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。

破断口上下端付近では、燃料集合体が圧力管の破断口側に押し付けられ、燃料ピンの配置が破断口側で盛り上がった様になった。

スペーサには、PTC-2試験では、図4.4.6-27で示すような損傷や移動が、起こっていたが、PTC-3試験ではスペーサの損傷、移動は見られなかった。

(6) 隣接部材への影響

① 防振板には、顕著な変形は生じていない。破断部防振板近傍の歪挙動を図4.4.6-28に示す。

② 隣接チャンネル

破断口正面の薄肉隣接管は、PTC-2試験では破断方向に押し潰されるような形で変形し、その変形は破断チャンネルのき裂の上下範囲を超えていた。また、他の隣接管にも半径方向に振動した結果生じたと考えられる、局所的な打痕、変形が防振板の位置で見られた。

それに対してPTC-3試験では、破断口正面、外周部共に顕著な変形は見られなかった。破断口正面の薄肉隣接管の歪挙動を図4.4.6-29に示す。

(7) タンクの変形挙動

図4.4.6-30～図4.4.6-34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4.4.6-35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胴部では軸方向に圧縮歪、周方向に引張歪が測定された。歪の大きさは0.1%以下であった。上部胴部及び下部胴部では軸方向に曲げと、周方向にフープ状の各応力が作用したと考えられる。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、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。

図4.4.6-36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4.4.6-36よりタンク内圧力が $4 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の時に周方向歪は約0.016%であった。薄肉円筒式から得られる歪は、

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \frac{\sigma}{E} = \frac{P \cdot D_i}{2 \cdot t \cdot E} = \frac{0.04 \times 3000}{2 \times 16 \times 2.1 \times 10^4} \\ &= 179 \mu \varepsilon \\ &= 0.016\%\end{aligned}$$

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。

(8) タンク内及び破断チャンネル内の温度挙動

破断後のタンク内の温度挙動を図4.4.6-37, 38に示す。タンク内の温度は、破断チャンネル近傍 (TDI+0) で100℃程度まで上昇する。しかし、破断チャンネルから離れるに従って、温度上昇の程度は小さくなる。

また、き裂の長いPTC-2の方が温度上昇の範囲が広く、き裂長さの違いによる破断口からの放出流の影響範囲の違いが現れている。

次に、破断チャンネル内の温度挙動を図4.4.6-1に示す。破断チャンネル内の温度は破断と同時に低下し、き裂の長いPTC-2の軸方向中央部では、約100℃にまで低下する。軸方向中央部の温度低下の度合いが大きいという傾向は、PTC-2及び3に共通しており、これは破断後のき裂開口部からの冷却材は、主にき裂の上下端部から流出するため、き裂の軸方向中央部には冷却材が到達しにくくなり、中央部の冷却材が温度の低い模擬重水によって冷却されるためと考えられる。なお、破断チャンネルからの冷却材流出量は、図4.4.6-1に示すように、破断後約2秒で定常となり、その時の流量は約200m³/hであった。

4.4.7 考察

(1) 周方向圧力分布について

① 防振板レベル (+0レベル) での第1隣接管位置における圧力挙動

PTC-2及びPTC-3のピーク圧力は、図4.4.6-6に示すように約6msecで生じ、その後約20msecで減衰する。この時のピーク圧力の大きさは位置により次の順になる。

	PTC-2	PTC-3
45° 方向	約 9 kg/cm ² g	約 6 kg/cm ² g
270° 方向	約 8 kg/cm ² g	約 5 kg/cm ² g
180° 方向	約 7 kg/cm ² g	約 4 kg/cm ² g

このピーク圧力の違いは、破断チャンネルが大きく拡張し（但し、防振板の位置では内径φ200以内に押さえられる）、このため、放出された二相流は45°方向にも広がり、圧力を上昇させる。一方、破断口の背側となる180°方向は放出二相流が直接及ばないため、ピーク圧力が小さくなると考えられる。

次に、破断後のピーク圧力は、図4.4.6-15、図4.4.6-18に示すように、PTC-3に比べPTC-2の方が約2倍大きい。また、ピーク圧力の持続時間はPTC-3が約4msec、PTC-2が約12msecであり、PTC-2の方が3倍長い。

タンク内の破断直後の圧力上昇は、破断長部分の圧力管内の冷却材が約20msec以内に放出されることにより生じると考えられるが、PTC-2の破断長がPTC-3の1mに対して3.7mと長く、破断後初期に放出される量が多いためピーク圧力が高くなり、また、吹出した蒸気がタンク内の模擬重水（70℃）によって凝縮され、減圧するのに時間がかかることが理由と考えられる。

② 防振板レベル（+0レベル）での外周圧力管位置（4～5列目）及びタンク壁位置における圧力挙動

図4.4.6-16及び図4.4.6-17に示すように、PTC-2とPTC-3ではPTC-2の方が圧力上昇勾配が大きく、ピーク圧力も約2倍高い。また、ピークに到達する時間もPTC-2では約16msec、PTC-3では約18msecであり、PTC-2の方が早い。周方向位置について比較すれば、外周圧力管位置及びタンク壁位置とも各位置で圧力挙動はほぼ同じである。しかし、圧力のピーク値は、外周圧力管位置よりもタンク壁位置の方が約2割高くなっている。

ピーク圧力に関して、破断圧力がPTC-2とPTC-3ではほぼ同じにもかかわらず、PTC-2の方が大きい理由は、破断長が3.7mと大きく、圧力管から約20msec以内に放出される冷却材の量がそれだけ多いためと考えられる。次に、前述のように隣接管位置では、周方向により圧力の大きさに1～1.5倍の差があ

ったが、破断圧力管から離れるにつれて圧力が均一化し、4～5列目の圧力管位置以遠は周方向の圧力は、均一化されている。これは、破断口側の圧力が周辺カランドリア管群の中で反射しつつ破断口の背側にも廻り込み、均一化されることが理由と考えられる。したがって、タンク内の圧力分布は、破断圧力管から4～5列離れた位置では、破断圧力管に対し、軸対称になっている。

(2) 半径方向圧力分布について

図4.4.6-15に示すように、+0位置でのPTC-2の破断方向と直角方向(270°)の半径方向の圧力挙動は、破断圧力管からはなれるほど、ピーク圧力変化が平らな台形状から三角形状に変化していく。また、破断チャンネルから径方向に離れるほどピーク圧力も高くなっていき、隣接管でのピークは $9 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ に対しタンク壁では $13 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ になっている。このピークは約20msecまでに約 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ に低下し、以後18～19msecの周期で振動しつつ減衰していく。なお、この周期の間に9msec毎に小さい圧力振動が見られる。

一方、PTC-3では、PTC-2のようなピークの変化は見られない。隣接圧力管の圧力は、約6msecでピーク(約 $5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)になり、8msec以降減衰していく。また、径方向に離れるほど、圧力の上昇が遅れ、16～24msecでなだらかにピーク(約 $4 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$)となり、以降減衰してゆき、PTC-2のように径方向に離れるほどピーク圧力が高くなるという傾向は明確に出ていない。

PTC-2の試験で破断チャンネルから径方向に離れるに従って圧力が高くなっていく理由は、圧力管からの二相流の噴出によりタンク内の模擬重水が半径方向に押し広げられるようにして径方向各部の圧力が順次上昇するが、タンク壁で模擬重水の移動が抑えられるためタンク壁近傍ではより圧力が上昇する。この挙動は、初期の冷却材放出が続くと考えられる約20msecまで続くが、その後放出量が小さくなり、圧力が減少すると考えられる。

同様のことが、後述する上下方向の圧力分布についても見られ、破断中央から上下管板に行くほどピークの圧力が高くなっている。また、上記の理由により上下管板のタンク壁コーナー部に模擬重水が集中して、圧力が高くなる傾向にある。

PTC-2及びPTC-3で、破断直後の圧力ピークが過ぎた20msec以降、圧力振動が出ている。圧力振動によるピーク時刻は、図4.4.6-15～図4.4.6-19に示

すように P T C - 2 は約 25msec と 33msec 付近、P T C - 3 は約 40msec と 52msec 付近となっている。この圧力振動の原因として考えられるものは、

- ① 圧力管から吹き出す二相流の膨張と凝縮による振動
- ② ダイヤフラム、管板、防振板からなるタンクの構造に依存した振動

がある。

①の原因の場合は、圧力管破断によりタンク内に吹き出した二相流が膨張し、これがタンク内の模擬重水（70℃）で冷却されて収縮する。圧力管内の圧力は破断後 20msec 後も $18\sim 21\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ あり、この圧力による冷却材の流出によって再び二相流が膨張し、タンク内の圧力を上昇させる。この繰り返りで圧力が振動する。

②の原因の場合は、破断初期の二相流の膨張、または冷却材の流出による衝撃によって、タンク自身が膨張-収縮の繰り返し振動を起こし、圧力が振動する。

②の原因が主であれば、最初の圧力ピーク後の振動周期が同程度で、タンク内の圧力が全体的に変化することになるが、P T C - 2 と P T C - 3 ではピークが出る時刻が異なっていること、また、上下方向圧力分布を見ると、タンクの下部の方が圧力ピークが大きく、位置によって圧力挙動が異なることから、上記の圧力振動（ピークが高いもの）は、二相流の吹き出し振動によるものが主な原因と考えられる。これにタンク構造（防振板等）の影響が加わった挙動をしていると考えられる。

(3) 上下方向圧力分布について

図 4.4.6 - 18 及び 図 4.4.6 - 19 に示すように、破断直後の 16msec 付近の圧力ピークは、中央部が低く、上方及び下方に行くほどピークが立ち大きくなっている。特に上部管板部（+ 4）での圧力ピークが最も高くなっている。P T C - 3 も同様に上部管板部の圧力が最も高い。

また、20msec 以降の圧力挙動は、(2) 半径方向の圧力分布に述べたように圧力管から流出する二相流の膨張-凝縮振動によると考えられる圧力変動がある。P T C - 2 では 25msec 及び 33msec 付近にピークが出ている。25msec のピークは防振板下方（- 2、- 4 の位置）で出ているが、防振板上方になるとピークが見えなくなる。また、33msec 付近のピークは、タンク下部（- 4 位置）からタンク上部（+ 4 位置）まで見られるが、+ 4 位置ではピークが平坦化し、かつピークの時刻も 4 msec 程度遅れている。また P T C - 3 でも、防振板下方で 40msec、52msec 付近で圧力ピ

ークが見られるが、防振板上方（+2，+4）は、ゆっくりとした圧力変化をしている。

軸方向の圧力分布で中央から離れて上部管板，下部管板にいくほどピーク圧が高くなる理由は，(2)半径方向圧力分布に示した理由と同じと考えられる。

また，タンク上部（+2，+4位置）とタンク下部（-2，-4位置）で圧力振動の挙動が異なっている原因については，タンク中央に防振板があり，10msecオーダーの圧力変化に対しては上部と下部の圧力伝播の抵抗になっているためと考えられる。

(4) ラプチャディスク部の圧力

図4.4.6-14に示すように，ラプチャディスク部の圧力は，20msecから上昇しはじめ，PTC-2では，34msecで破断圧力である約 $1.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ になった時点で破壊する。また，PTC-3では55msecで破壊する。

ラプチャディスクに作用する圧力は，ディスクの上流側に若干の空気層があるため，破断の初期ピーク圧力はディスクに伝わらず，圧力管からの流出水によってタンク内の水が移動し，この気層部を圧縮することにより始めてディスクの圧力が上昇する。このため，ラプチャーディスクは，破断後16msecの時点でタンク内に生じるピーク圧力の低減には効果がない。ラプチャーディスクの動作を早めるためには，上記の気層を出来るだけ小さくする必要がある。

(5) 長期圧力挙動

図4.4.6-9～図4.4.6-13に示すように，ラプチャディスクが破れた後の約50msec以降の圧力挙動は，圧力管からの放出が続くにもかかわらず，ディスクが破れることにより，初期の $0.8 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の水頭圧分が抜けて大気圧になる。その後，圧力管内の圧力は初期の圧力まで回復し，圧力管からの冷却材の流出量が増加してゆく。

4.4.8 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。PTC-2, PTC-3の比較を表4.4.8-1に示す。

(1) タンク内圧力は、破断から約1.6 msec後(2 msec)に上昇し始め、約5.6 msec後(12.4 msec)にピークに達した。ピーク圧力の大きさはタンク中央部で3.6~7.2 kg/cm² (8~23 kg/cm²)であった。また、圧力は破断チャンネルを中心にして円柱状にタンク壁に向かって伝播した。

カランドリアタンクラプチャは、試験体の破断から約65 msec後(40 msec後)に破断を開始するため、タンク内圧のピーク時にはカランドリアタンクを保護する効果はなく、また、タンクの健全性にとっては初期のピーク圧力挙動が重要となる。

(2) 初期圧力のタンク内各部のピーク圧力挙動を見るとタンク上管板の隣接管付近及びタンク壁部、次に下管板部で最大となり、PTC-2で約14~17 kg/cm²、PTC-3で約6 kg/cm²となる。

(3) 破断長さによるタンク内圧力のちがいについては、初期圧力管内圧が同一でも3.7 m破断(PTC-2)では1 m破断(PTC-3)に対し、約2倍の圧力になる。

(4) 破断チャンネルは、防振板部で開口が抑制される形で防振板の上部及び下部で開口変形した。また、模擬燃料集合体は、破断口側での隣接管、防振板との衝突により変形した。

(5) 防振板には試験体の破断による顕著な変形は見られなかった。また、破断チャンネルに隣接した薄肉カランドリア管については、PTC-2では燃料集合体の衝突と外圧によると考えられる“つぶれ”が生じた。一方、PTC-3では、顕著な変形はみられなかった。

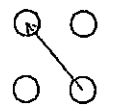
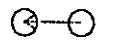
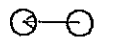
(6) タンク壁面には内圧に比例した周方向歪が生じた。歪の大きさは、静的に内圧を考慮した薄肉円筒式によって予測される値と一致した。

- (7) ボイドはき裂正面の中心高さ付近で多く発生し、角度 0° 、高さ+0位置では、約56%で連続的に発生した。また、き裂正面の下付近でも一部ボイドの発生が見られた。

表 4.4.1-1 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の関係

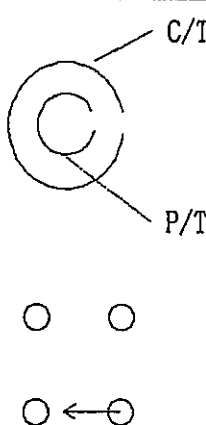
	カランドリア構造物の健全性評価で重要な負荷要素	想定されるメカニズム	負荷に影響を与える因子	試験パラメータ	計測項目
1	内 圧	冷却材放出による体積増と冷却材の減圧沸騰の体積膨張で内圧上昇 (注) 内圧を抑制する効果は、ラプチャーディスクの破断と放出蒸気の凝縮	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材 エンタルピ・圧力 破断口 形状 重水 エンタルピ・質量 圧力 隣接カランドリア管・制御棒案内管 剛性 (体積弾性率) 本数・比熱 カランドリアタンク 剛性 (体積弾性率) 比熱 (熱容量) ラプチャーディスク 設定破断圧 開放時定数 燃料集合体 流動抵抗 	<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 カランドリア 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4.4.2-1 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

圧力管材質 STPG42
カランドリア管材質 SUS304

表 4.4.2 - 2 平成 2 年度試験条件

	PTC 2, PTC 3
(1) 冷却材条件 (P/T 破断条件) ()内は目標条件である	圧 力 30kg/cm ² 温 度 235℃ がけき裂長さ 3700mm (PTC-2) 1000mm (PTC-3)
(2) C/T 破断条件	圧 力 0 (貫通) 但し, アニユラス部への 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。 がけき裂長さ 3700mm (PTC-2) 1000mm (PTC-3)
(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 (SUS 製中実ピンを使用)

*) 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。

**) タンクラブ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4.4.2-3 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 (235℃, 30kg/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4.4.3-1 試験炉本体仕様比較

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)	-	PTC-2 300mm×3700mm PTC-3 300mm×1000mm (設定破断圧:30kg/cm ² g)
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)	-	PTC-2 貫通, 3700mm PTC-3 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: 鉛合金 (質量模擬) スペーサー: イコル (実機同一)
上・下遮蔽プラグ	長さ 上部:	785 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)
	ファン数 :	616	97
防振板	材 質 :	Zry-2	SS41
	板 厚 :	10 mm	8 mm
タンク用ラプチャ ディスク 入口管	口 径 :	600A/550A	600A
	破断圧力:	1.3kg/cm ² g	1.3kg/cm ² g

表4.4.4-1 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 アニユラス部供給CO ₂ ガス圧力 カランドリアタンク内圧力 アニユラス部圧力	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 アニユラス部供給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)	アニユラス部供給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 HMPI24B	アニユラス部出口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 6111Q	圧力管内部, アニユラス部圧力 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, アニユラス部温度 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/SI.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 G	0～100%		

表4.4.4-2

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 アニュラス圧力 3 C/T加速度 2 C/T歪 5 出入口管圧力 2	歪 8 加速度 1	歪(C/T) 4 歪 (制御棒案内管) 1	圧力 6 音響 5 1	圧力 2 歪 3 差圧 2 加速度 1 1	タンクチャ-圧力 1 クラックゲ-ジ出力 2
計 155	15	9	5	66	57	3
A-400 中速 1 kHz 144 ch	P/T内温度 5 アニュラス温度 3 出入口管圧力 6 出入口流量 2			温度 6 ボイド 5 26		クラックゲ-ジ 2
計 109	16			91		2
U- 1500 II 1 kHz				ボイド ※11		クラックゲ-ジ 2
計 13(11)				11(11)		2(0)
U- 1500 II 50 Hz	P/T内圧力 3 アニュラス圧力 3 出入口部圧力 2 P/T内温度 5 アニュラス温度 3 C/T温度 ※2 出入口温度 ※2 C/T歪 2 出入口流量 2			圧力 1 温度 4 ボイド 1 2 2	圧力 1 温度 ※2 3	タンクチャ-圧力 1 C/T変位 ※2 クラックゲ-ジ 2
計 101(29)	24(4)			38	34(23)	5(2)

※, () : U-1500のみで収集

表4.4.8-1 試験結果の比較

		PTC 2	PTC 3
き裂長さ		3700 mm	1000 mm
破断圧力		25.5 kg/cm ²	24.5 kg/cm ²
冷却材温度		215°C	215°C
隣接管の座屈		有り	無し
燃 料 集 合 体	防振板衝突	有り	有り
	隣接管衝突	有り	無し
	スペーサ変形	有り	有り
	スペーサ損傷	有り	無し
	スペーサ移動	有り	ほとんど見られない
タンクラプチャー 破断		34 msec後	56 msec後
内圧上昇開始		2 msec後	1.6 msec後
タンク 内 圧 力 最 大 値	タンク内周 (DI)	17.2kg/cm ² 、12.4msec (PD-DI180+4)	7.0kg/cm ² 、5.6msec (PD-DI45+0)
	タンク中周 (DM)	16.0kg/cm ² 、12.0msec (PD-DM0+4)	6.4kg/cm ² 、17.0msec (PD-DM0+4)
	タンク外周 (DO)	14.0kg/cm ² 、12.1msec (PD-DO45+4)	5.8kg/cm ² 、16.6msec (PD-DO45+4)
	タンク壁 (T)	15.2kg/cm ² 、14.1msec (PD-T0+4)	5.3 kg/cm ² 、17.6msec (PD-T0+4)

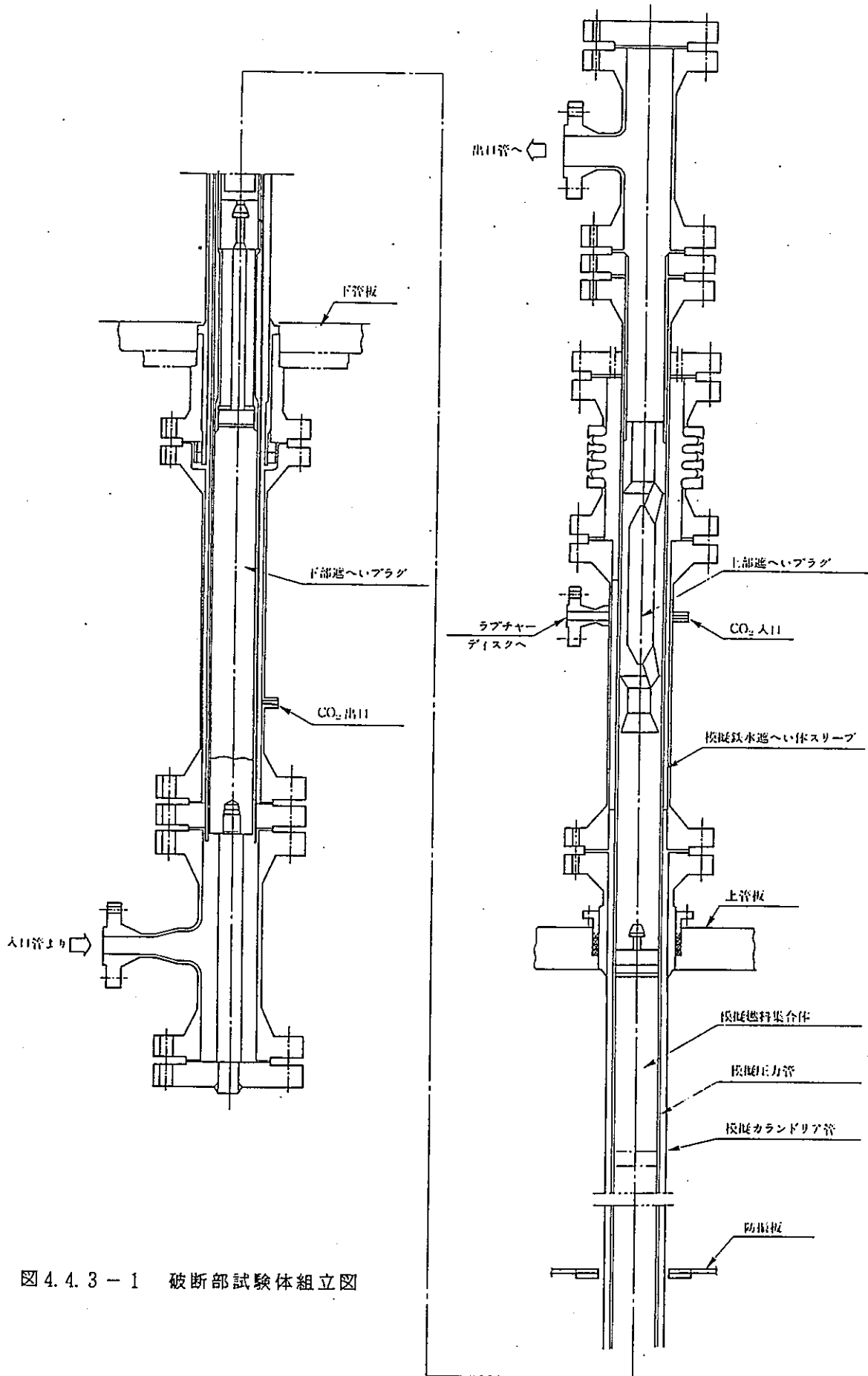
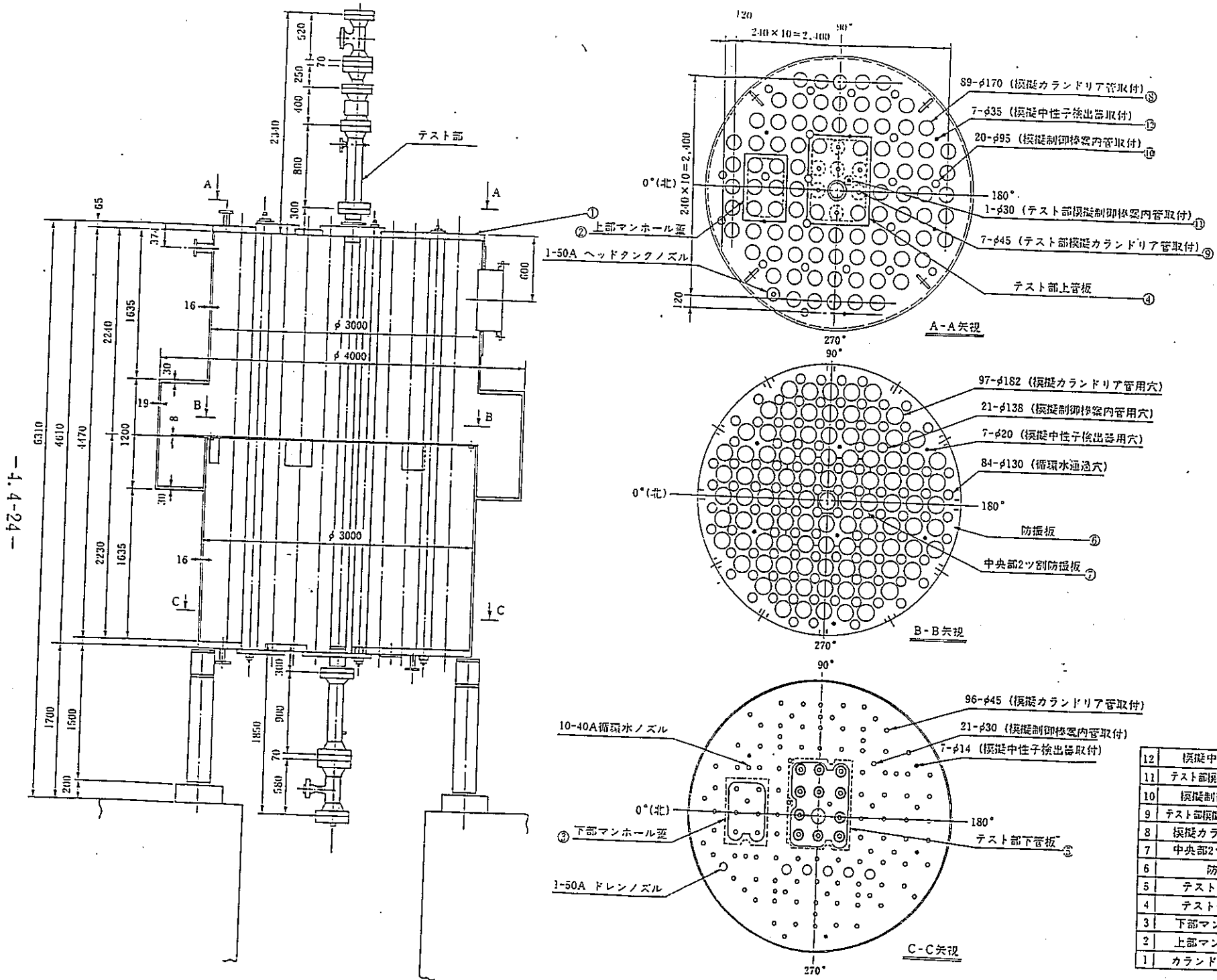
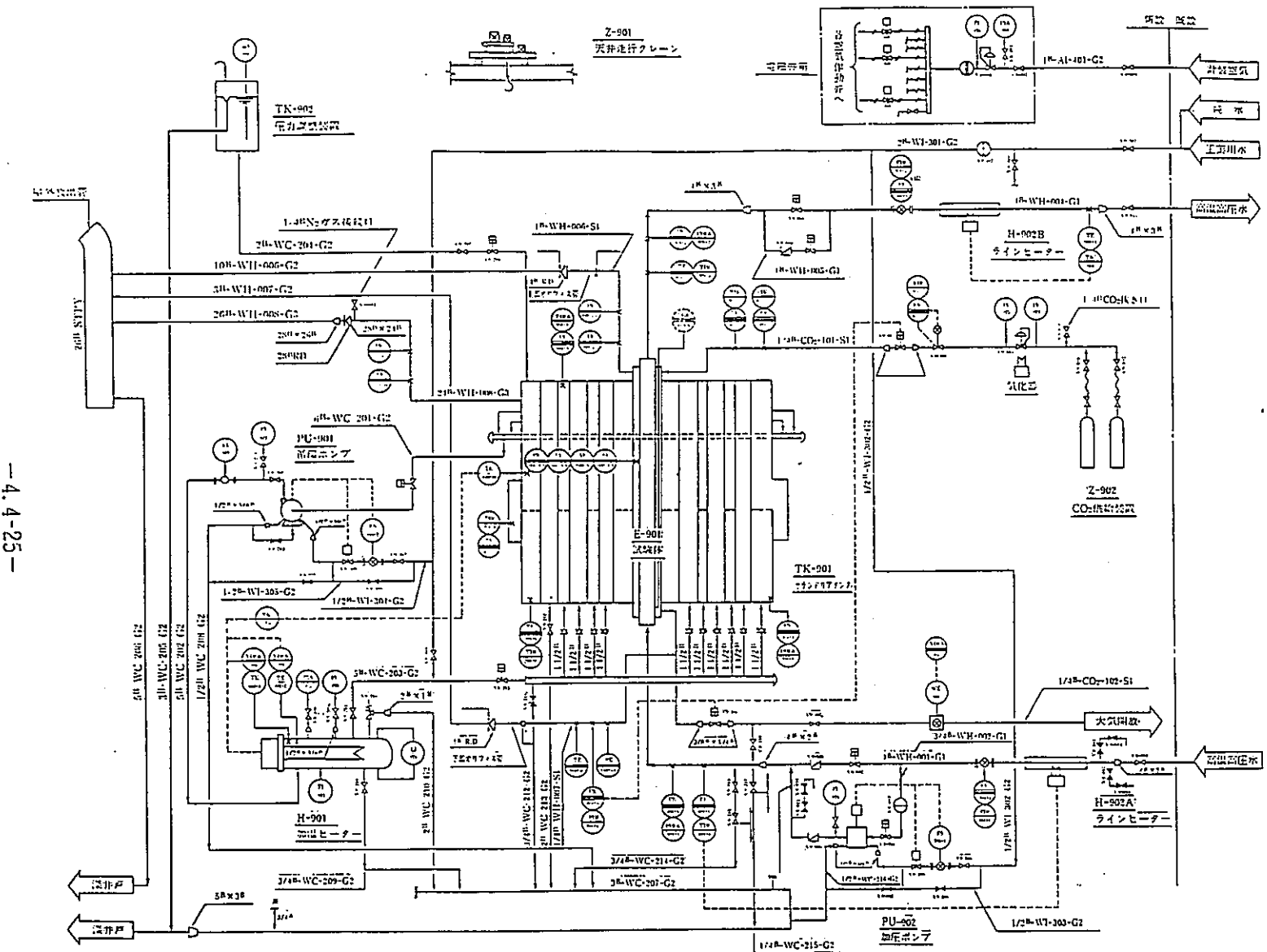


図 4. 4. 3 - 1 破断部試験体組立図



12	模擬中性子検出器	SUS304	7
11	テスト部模擬制御棒案内管	"	1
10	模擬制御棒案内管	"	20
9	テスト部模擬カランドリア管	"	7
8	模擬カランドリア管	"	89
7	中央部2ツ割防振板	"	1組
6	防振板	SUS304	1
5	テスト部下管板	SS41	1
4	テスト部上管板	"	1
3	下部マンホール蓋	"	1
2	上部マンホール蓋	"	1
1	カランドリアタンク	SS41	1

図 4.4.3-2 カランドリアタンク構造・寸法



ライン記号

ラインNo	001	G1
ラインNo	001-100	G1 : STPG38 Sch80
ラインNo	101-200	G2 : SGP(H)
ラインNo	201-300	G3 : STPY
ラインNo	301-400	S1 : SUS304TP Sch40
ラインNo	401-500	

ライン記号
+B HT 001 G1

口径
記号
記号

ライン記号
ラインNo クラス(材質)

WH : 高圧温水
CO₂ : 炭酸ガス
WC : 蒸気水ドレン
WI : 工業用水
AI : 計測空気

計測記号

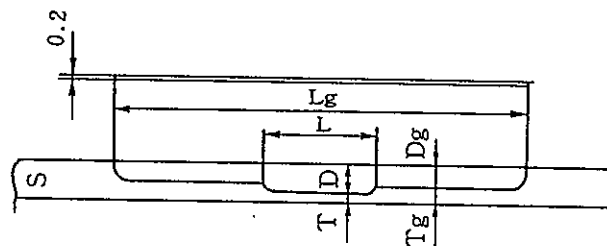
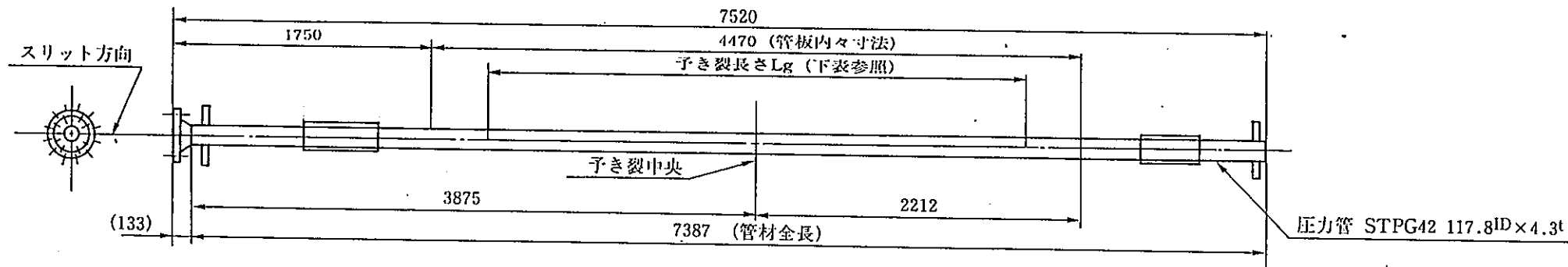
計測記号	測定項目及び計器	
○	第1記号	常時用計器
○	第2記号	臨時用計器
○	第3記号	客先施工
○	第4記号	現場取付計器
○	第5記号	中央監視用計器
○	第6記号	遠隔監視用計器
○	第7記号	U-1500システム用 中央監視用計器

第1記号	第2記号	記号	記号
P	圧力	E	検出
T	温度	I	指示
A	加速度	R	記録
S	系	C	制御
F	流量	A	警報
L	レベル	Q	積算
W	水分	S	スイッチ
CG	電磁遮蔽	X	消滅
X	複合		

○ 常時用計器
○ 臨時用計器
○ 客先施工
○ 現場取付計器
○ 中央監視用計器
○ 遠隔監視用計器
○ U-1500システム用
中央監視用計器

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	圧力容器	試験片	天井走行クレーン	CO ₂ 供給装置	加熱ヒーター	チンヒーター	循環ポンプ	加圧ポンプ
型式	製材円筒形	製材円筒形	二重円筒形	電動機駆動	電動機駆動	電気加熱式(ラジエーター)	電気加熱式	片輪伝動ポンプ	フランジポンプ
仕様				ゲージ径φ4.9, 高さ15m	ゲージ径φ4.9, 高さ15m	両面加熱式	両面加熱式	片輪径φ200mm	フランジ径φ200mm
主要寸法	φ3,000×4,610H	φ600×900H		ペンダント操作方式	ペンダント操作方式	電圧200V	電圧218.8V	15W×4P×400V×50Hz	13.7W×4P×400V×50Hz
図	1	1	14H	1	1	2式	1式	1(内) 1500システム用	1(内) 1500システム用

図 4.4.3-3 圧力管破断試験装置フロー



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)	設計破断圧力 (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	—	3	平成2年度

図 4.4.3-4 スリット部詳細

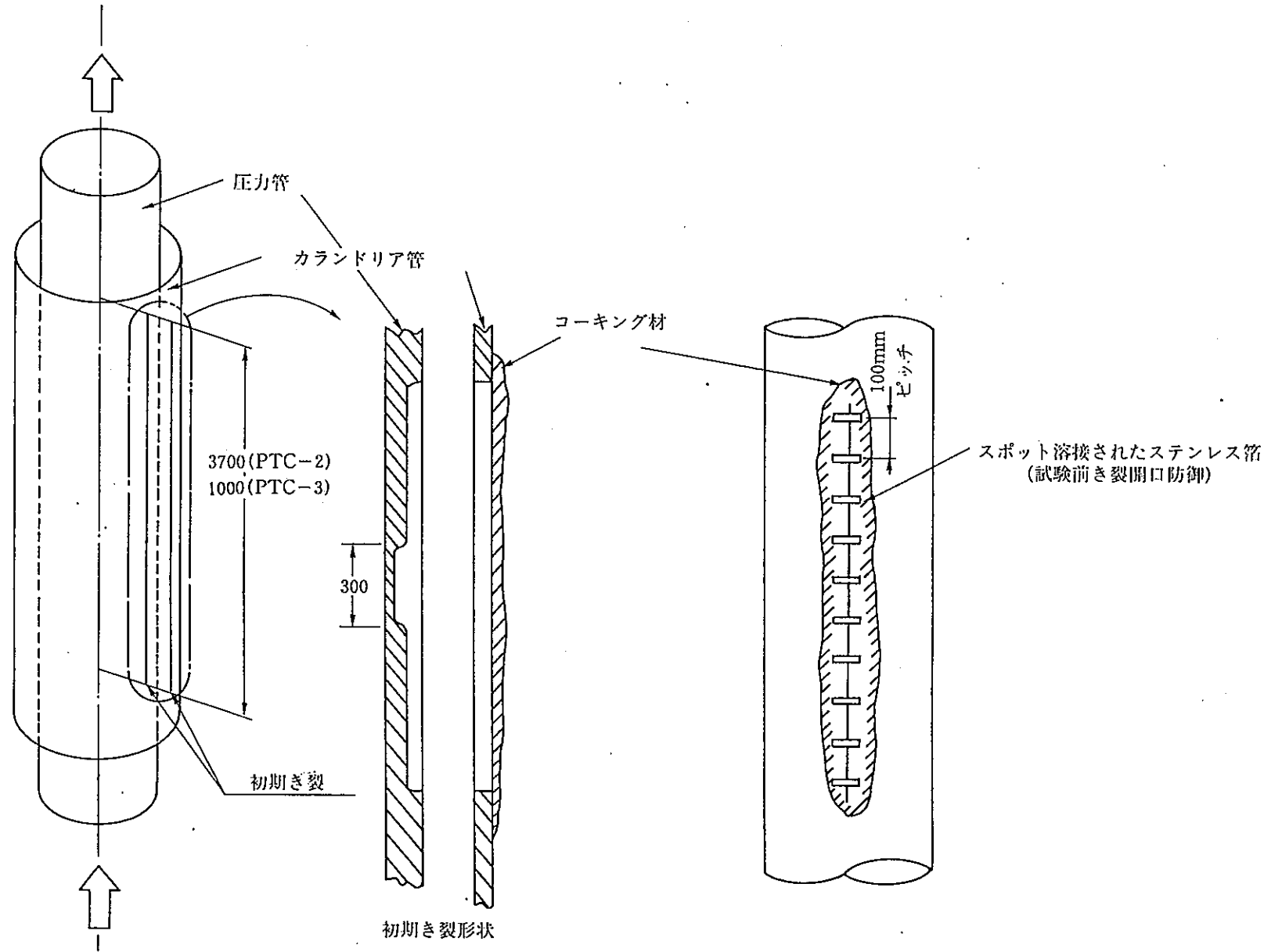


図 4. 4. 3 - 5 同時破断試験 試験条件

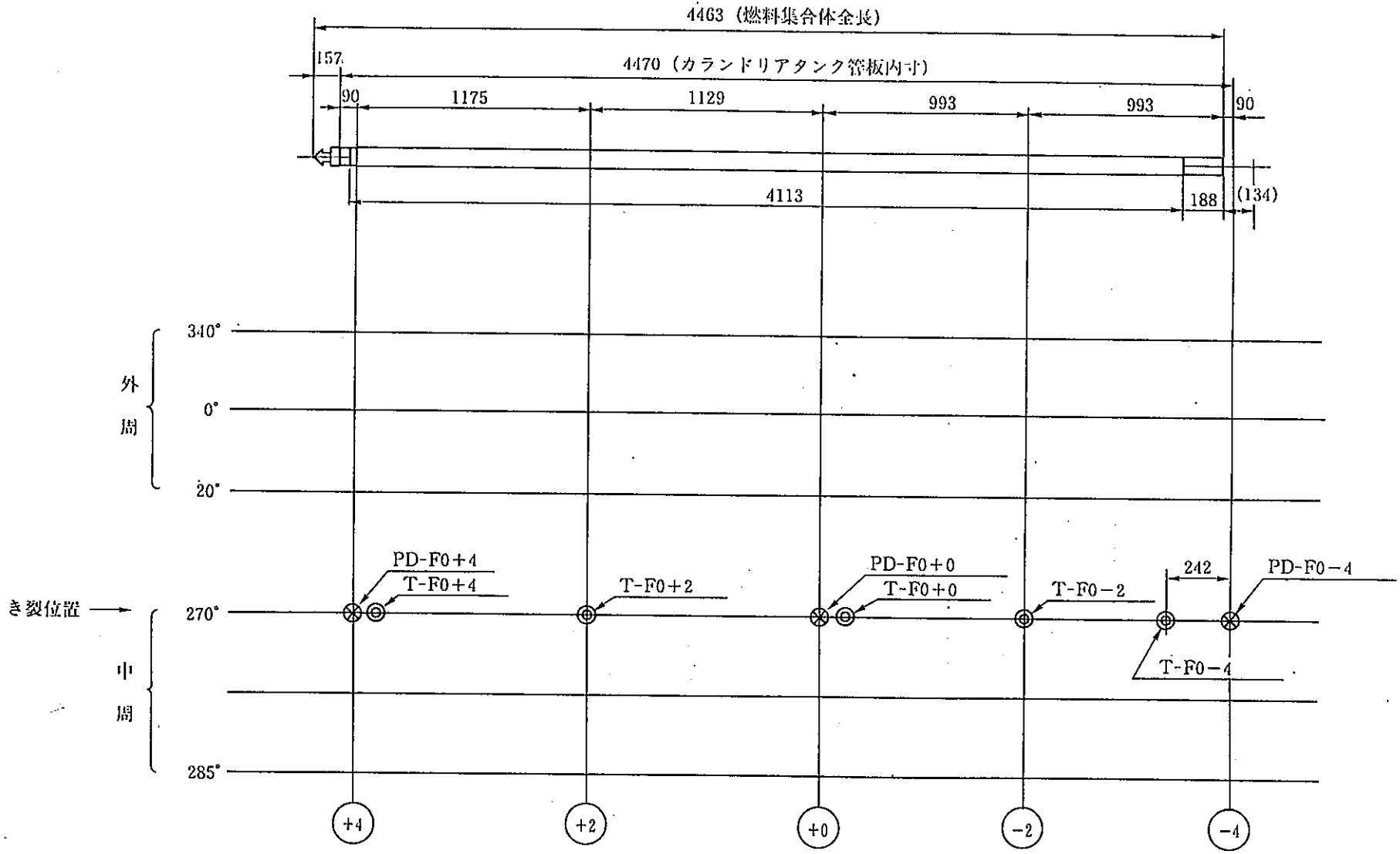


図 4. 4. 4 - 1 燃料集合体への検出器取付位置 (P T C - 2)

検出器	記号	個数
圧力計	⊗	3
熱電対	⊙	5

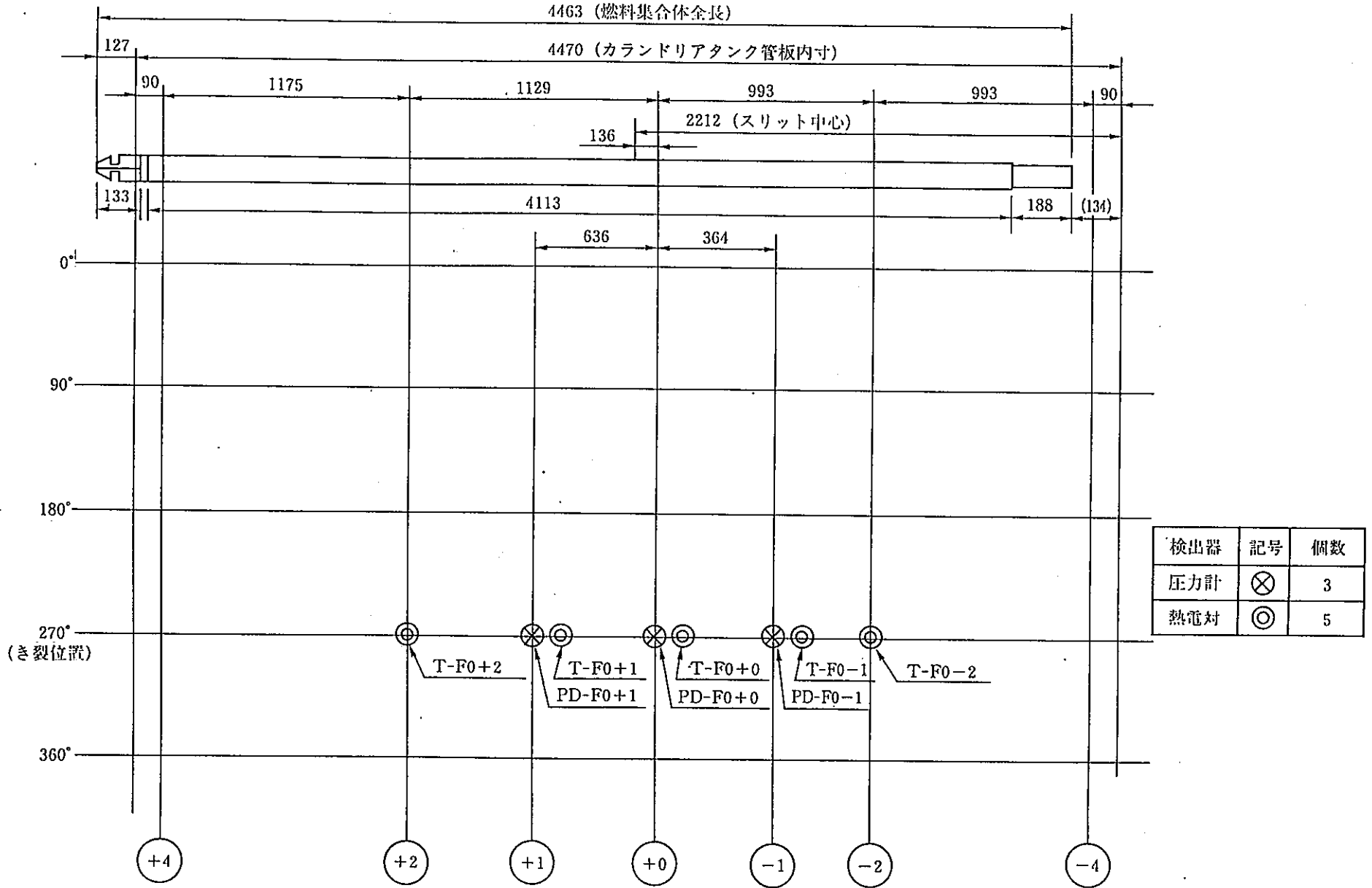


図 4.4.4 - 2 燃料集合体 (中周) への検出器取付位置 (P T C - 3)

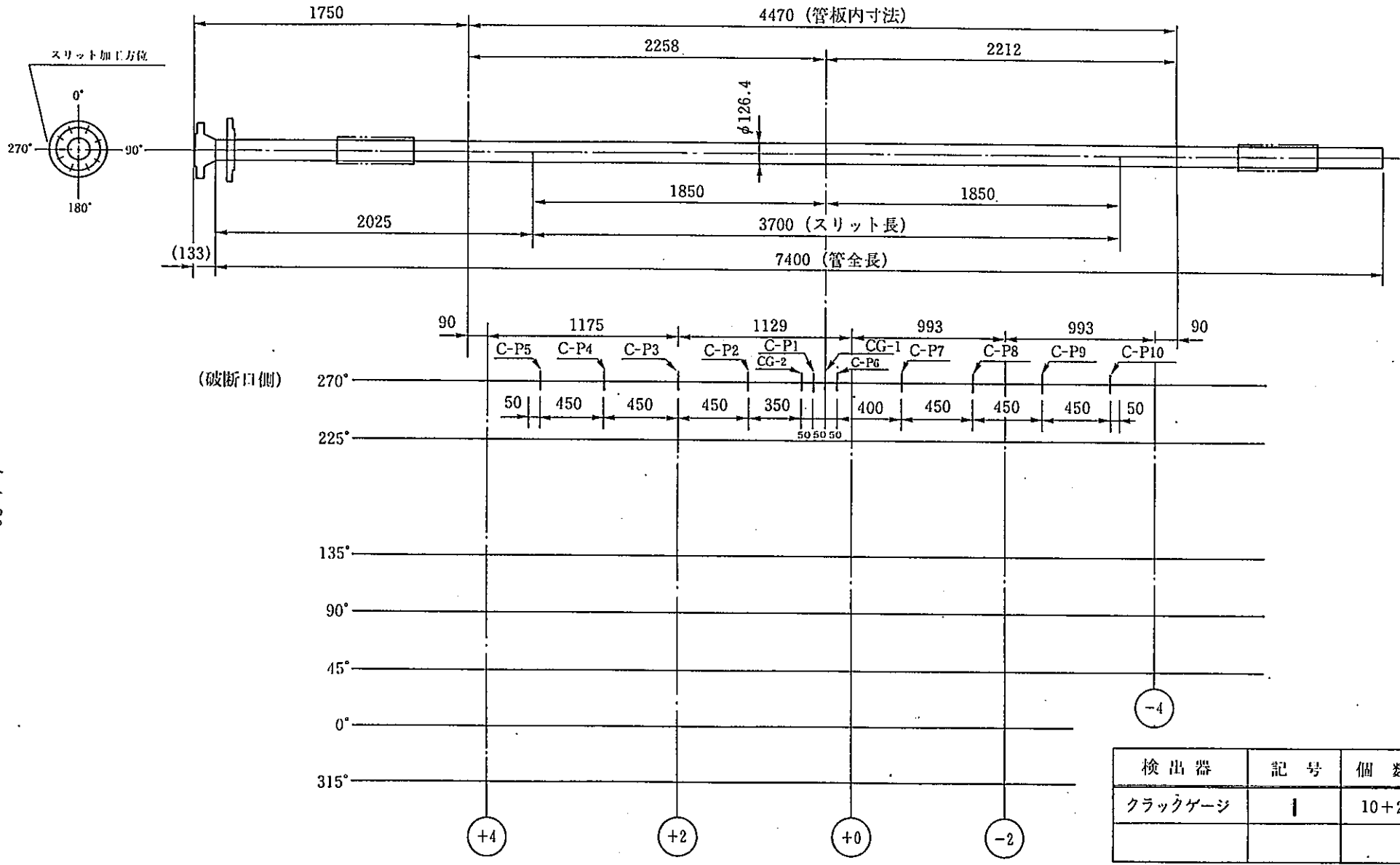


図 4.4.4 - 3 圧力管外への検出器取付位置 (PTC-2)

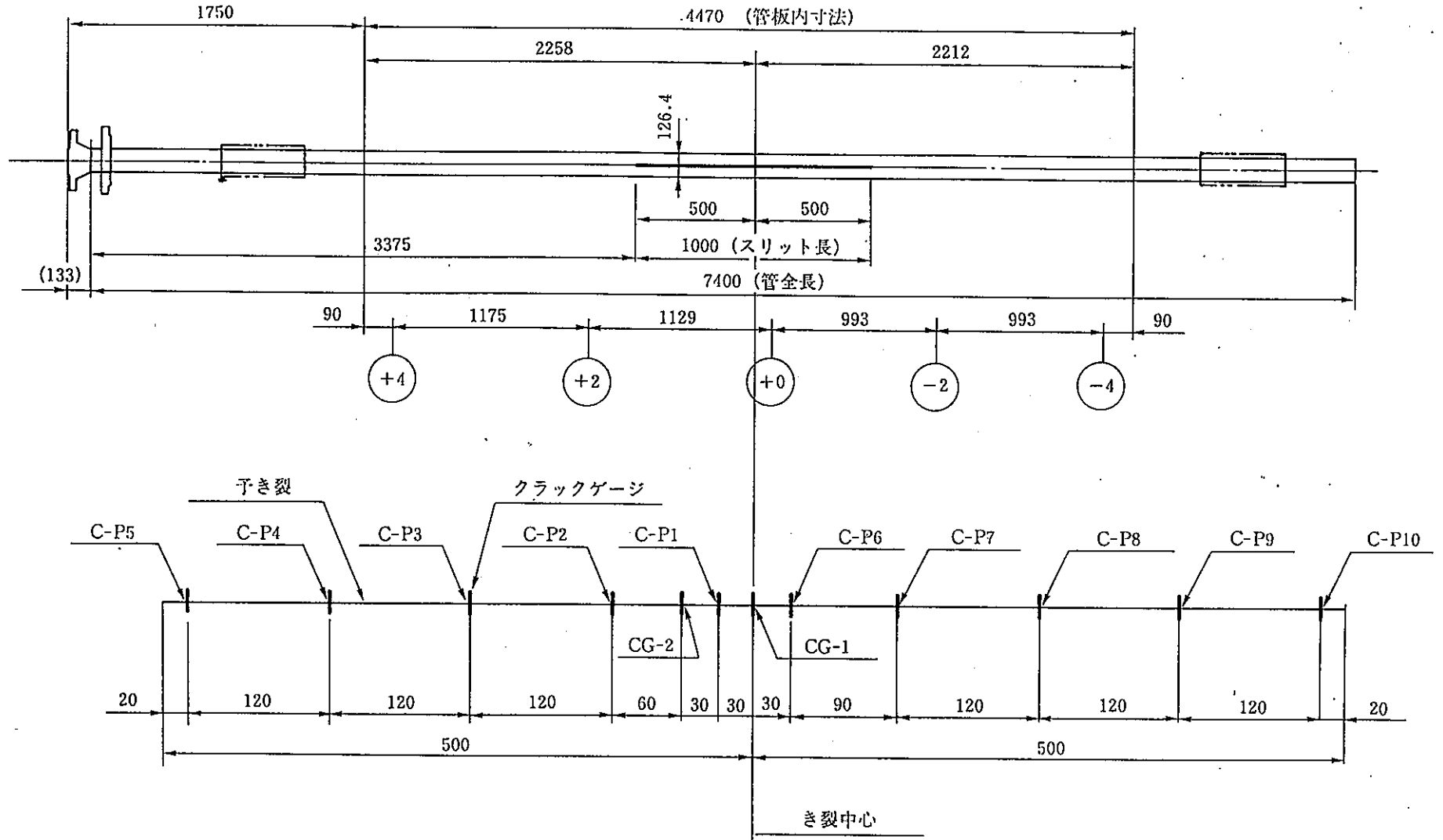


図 4.4.4-4 圧力管外面へのクラックゲージの取付位置 (PTC-3)

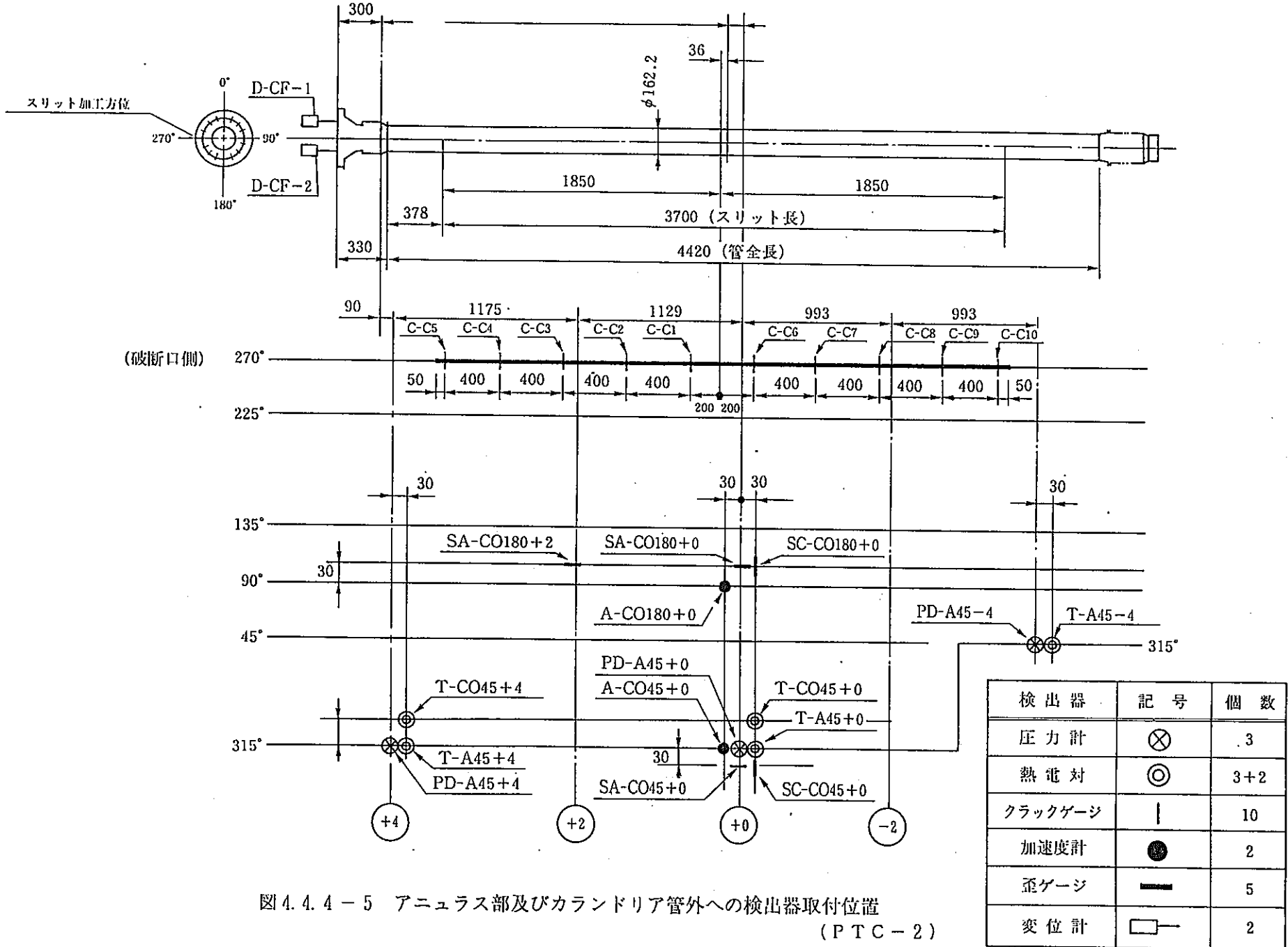


図 4. 4. 4 - 5 アニュラス部及びカランドリア管外への検出器取付位置 (P T C - 2)

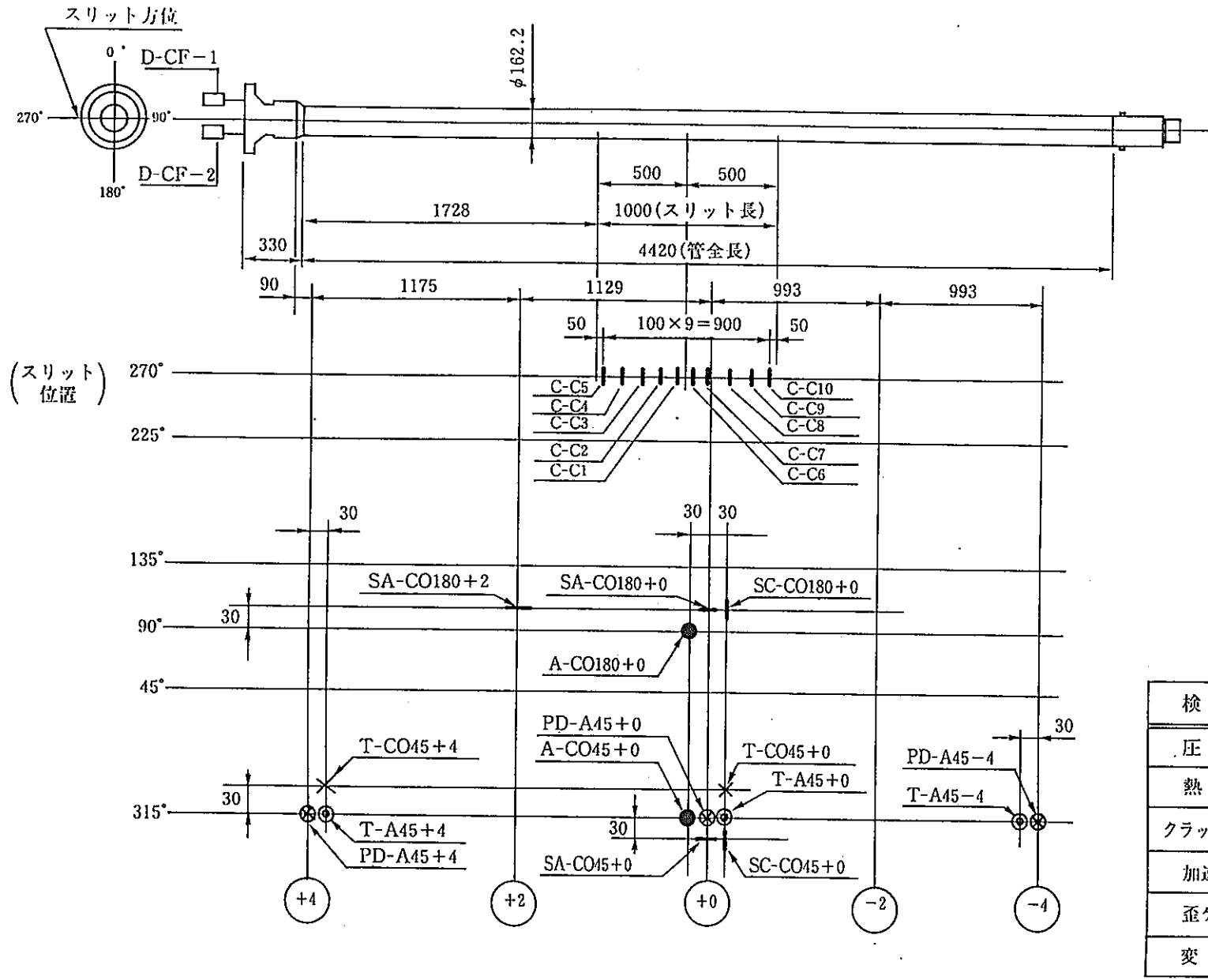
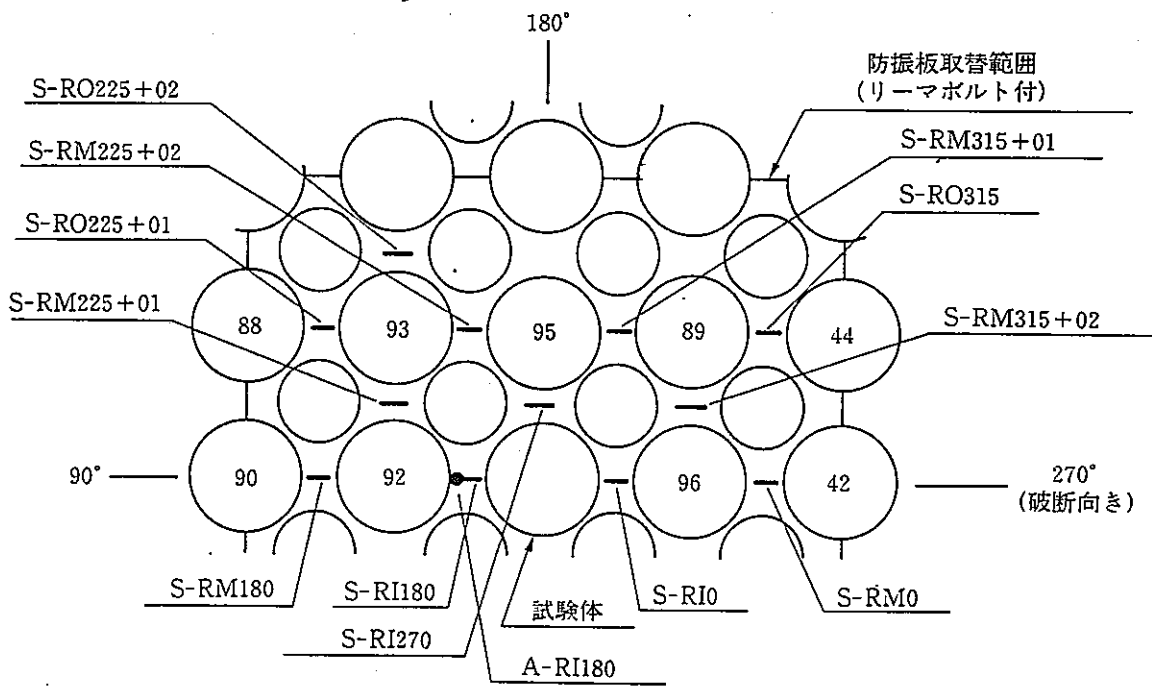
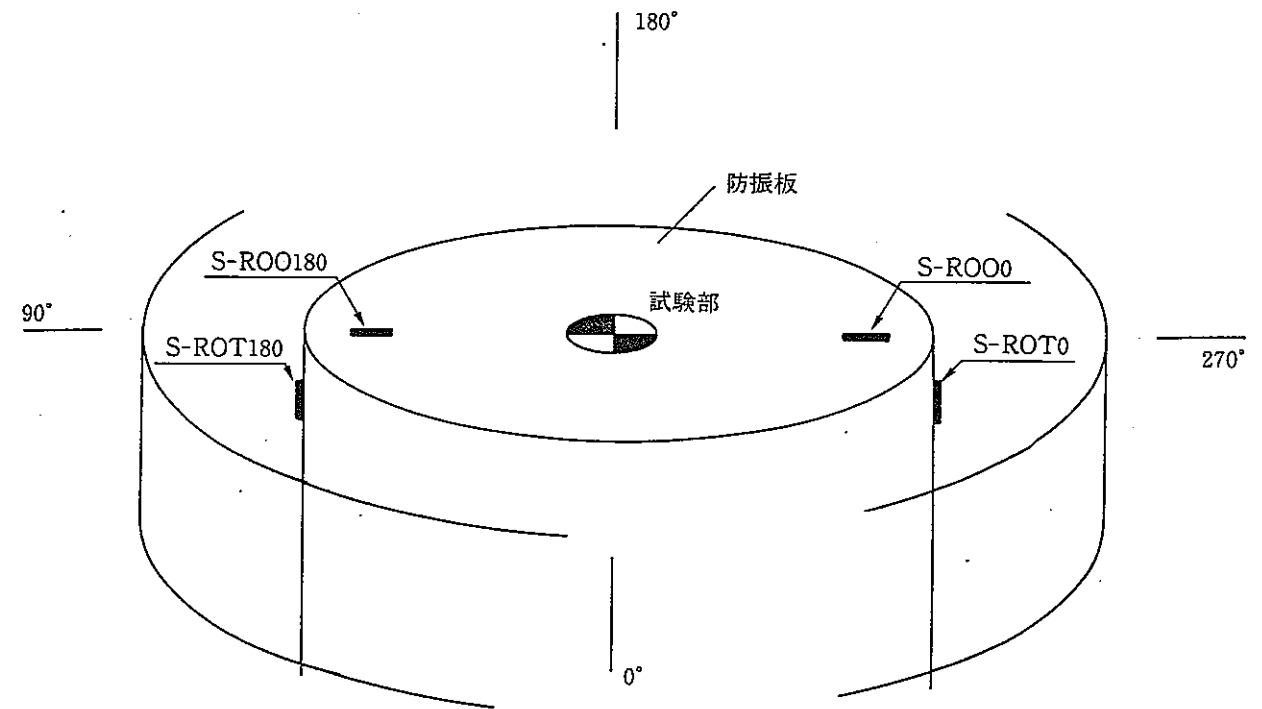


図 4. 4. 4 - 6 アニュラス部及びカランドリア管外への検出器の取付位置 (P T C - 3)



検出器	記号	個数
加速度計	●	1
歪ゲージ	—	16

図 4. 4. 4 - 7 防振板部への加速度計，歪ゲージ取付位置

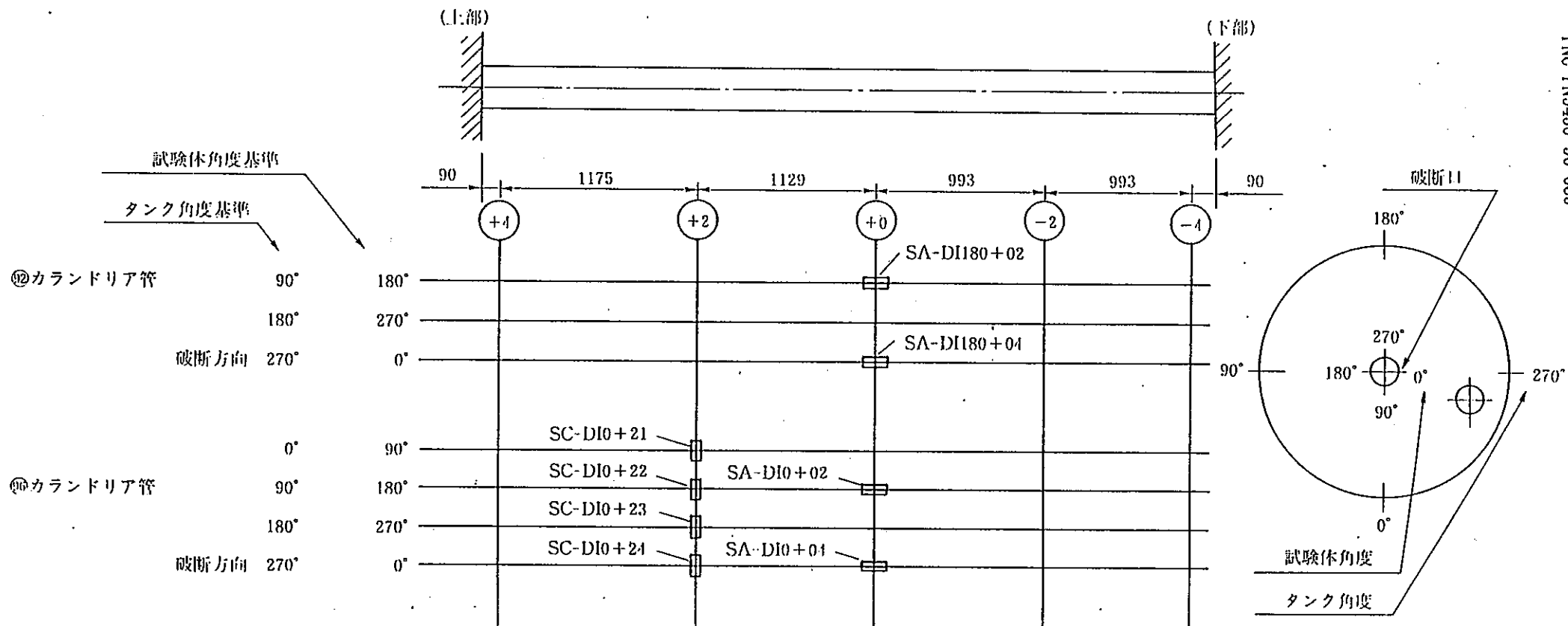


図4.4.4-8(1/2) 試験部隣接管への検出器取付位置 (PTC-2)

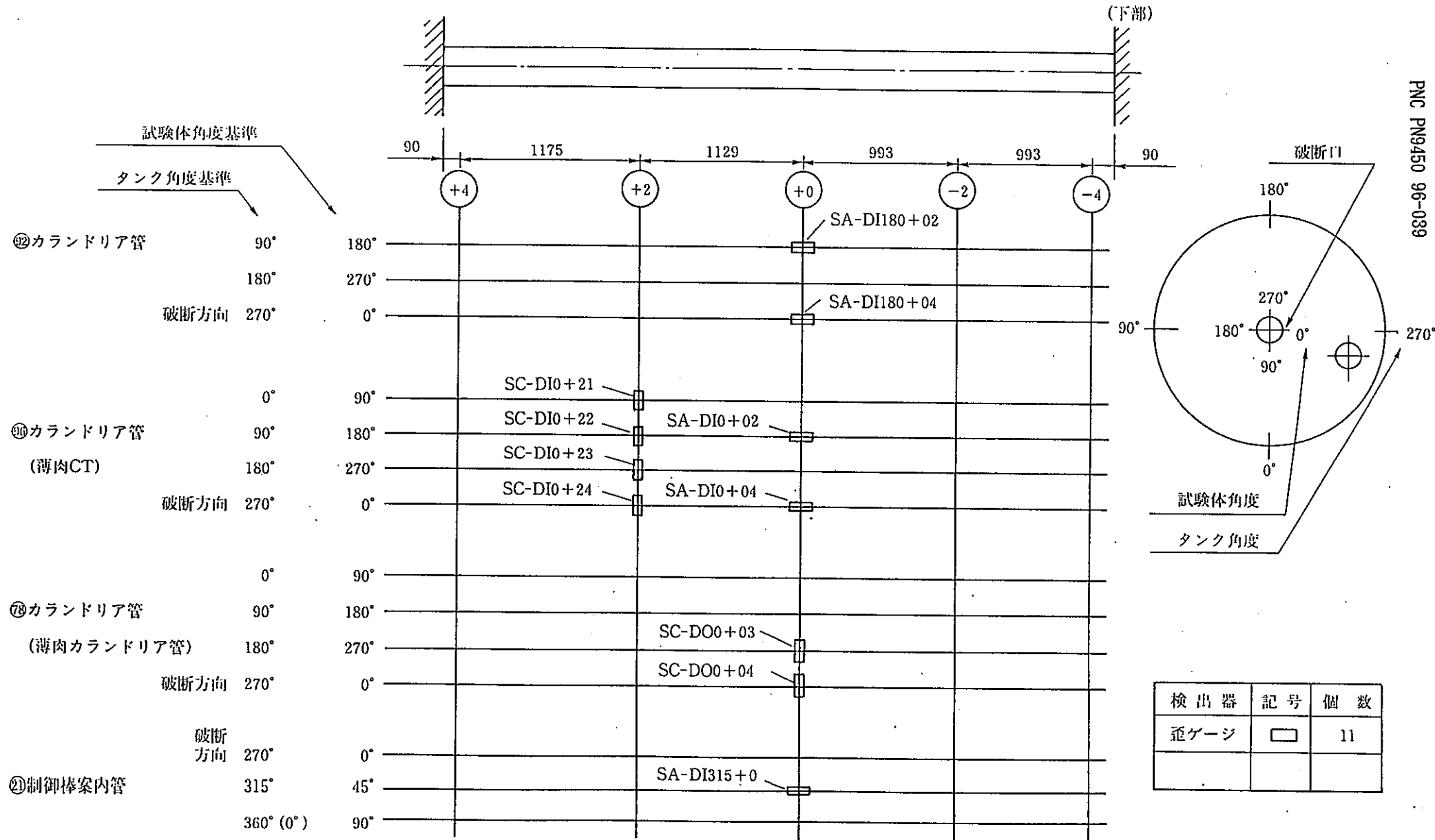
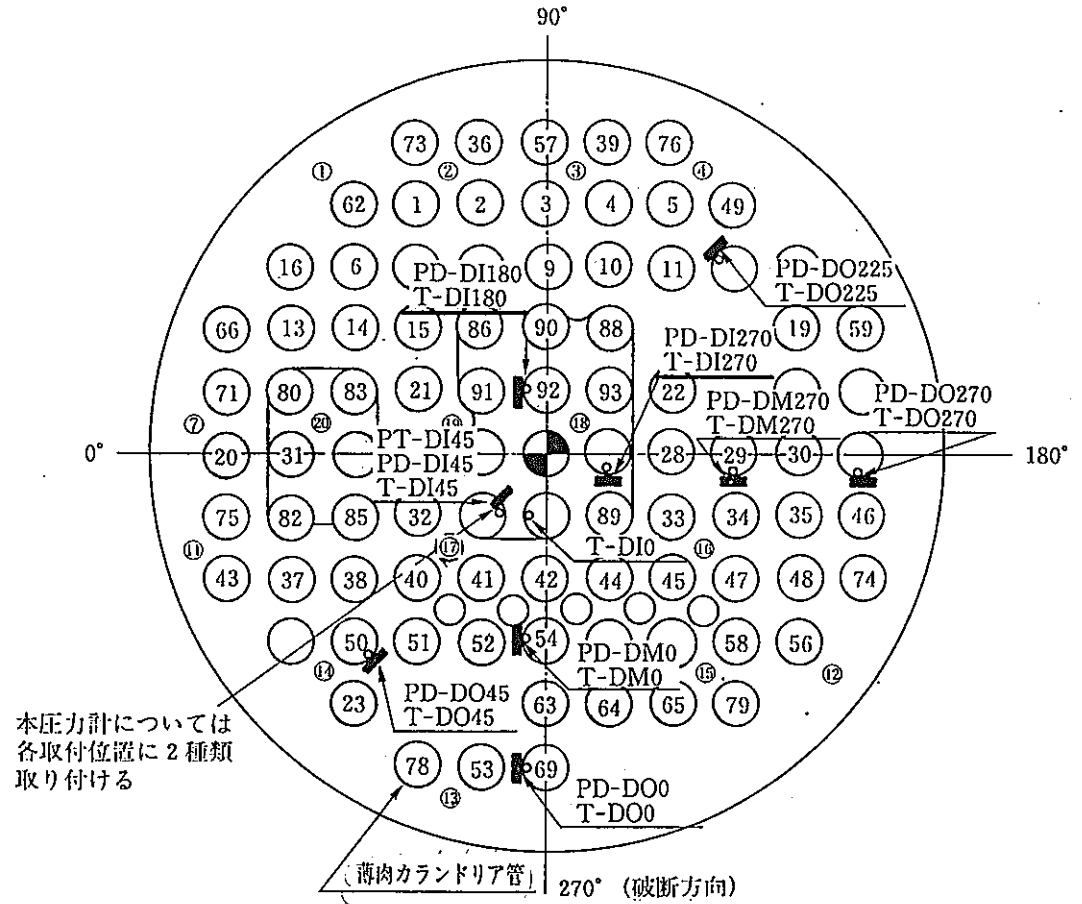
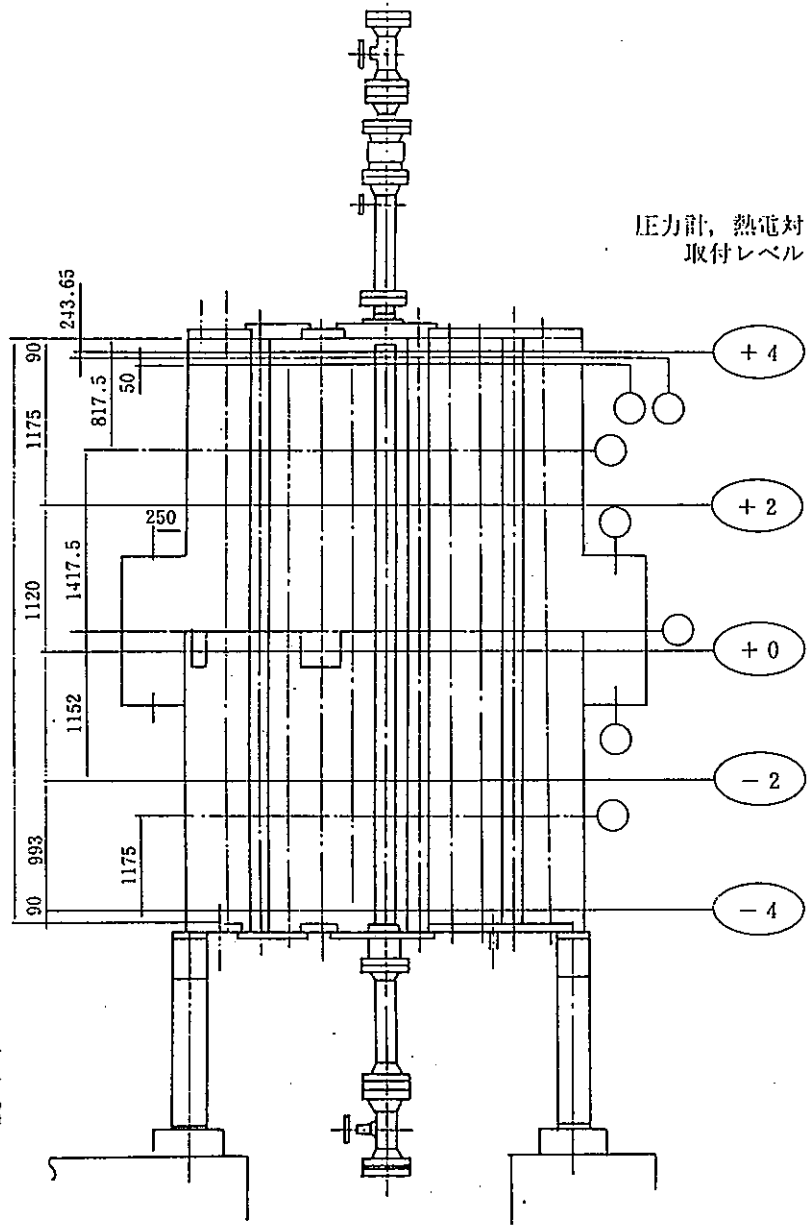


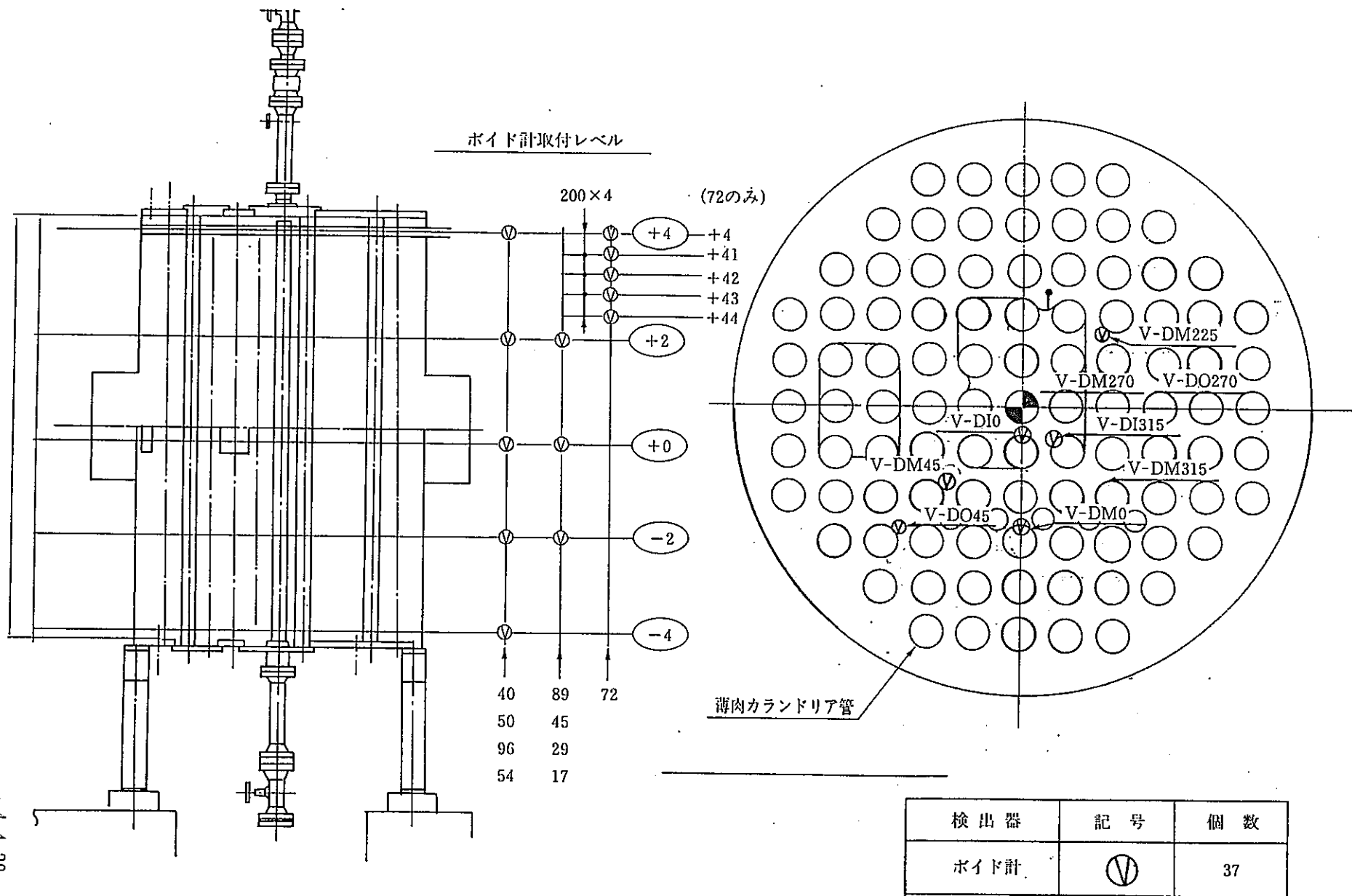
図4.4.4-8(2/2) 試験部隣接管への検出器取付位置 (PTC-3)



断面取付位置

検出器	記号	個数
圧力計	■	50
熱電対	○	50

図 4. 4. 4 - 9 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



4.4-38

図 4.4.4 - 10 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

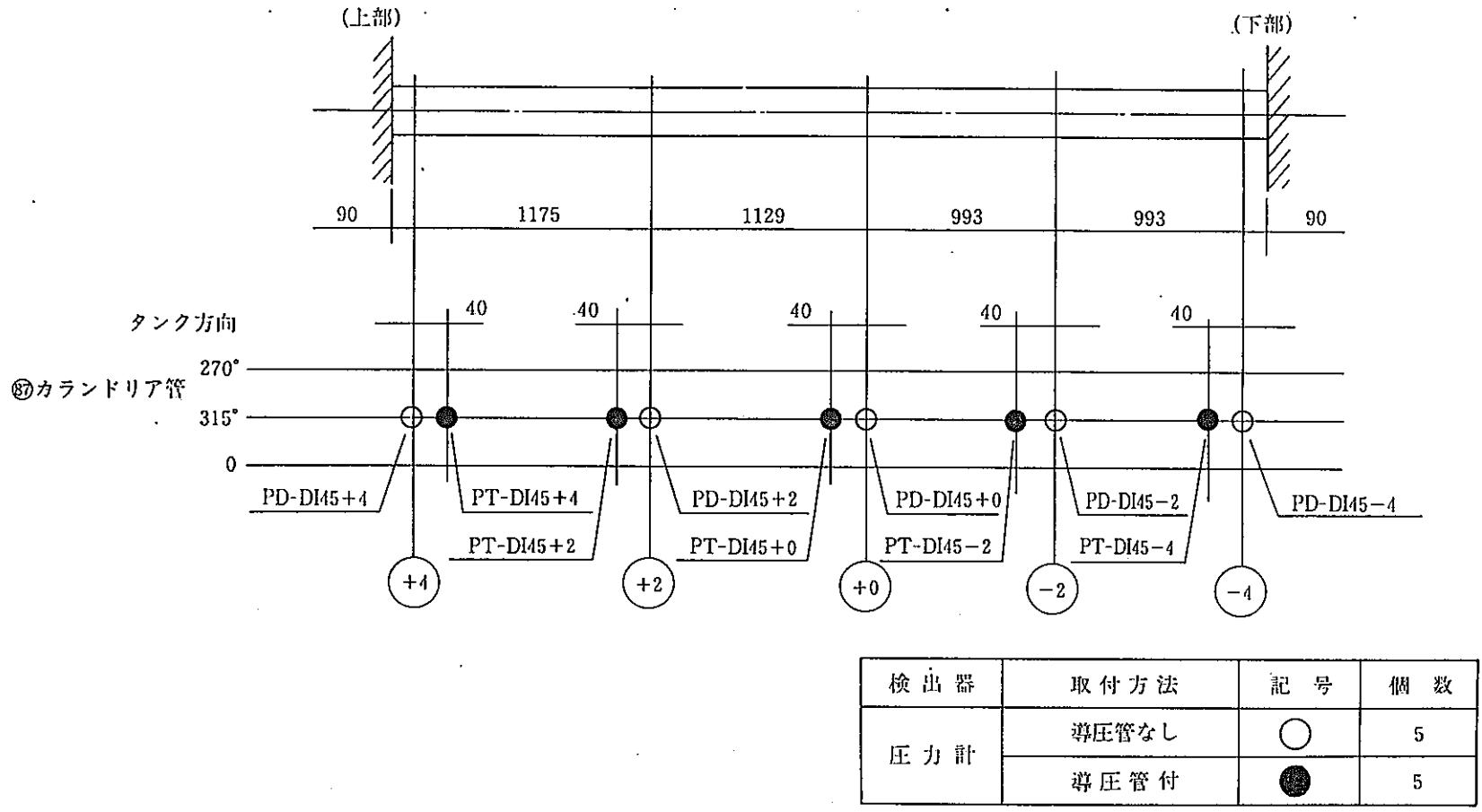
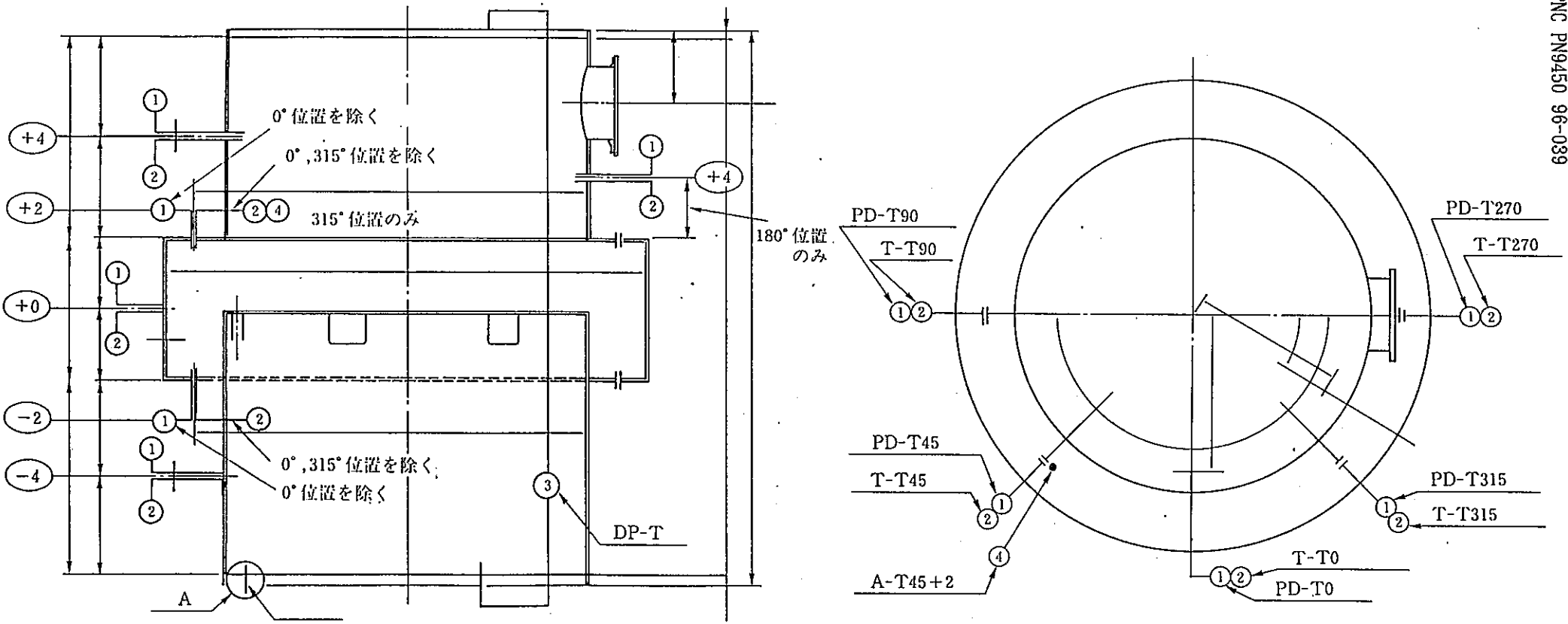
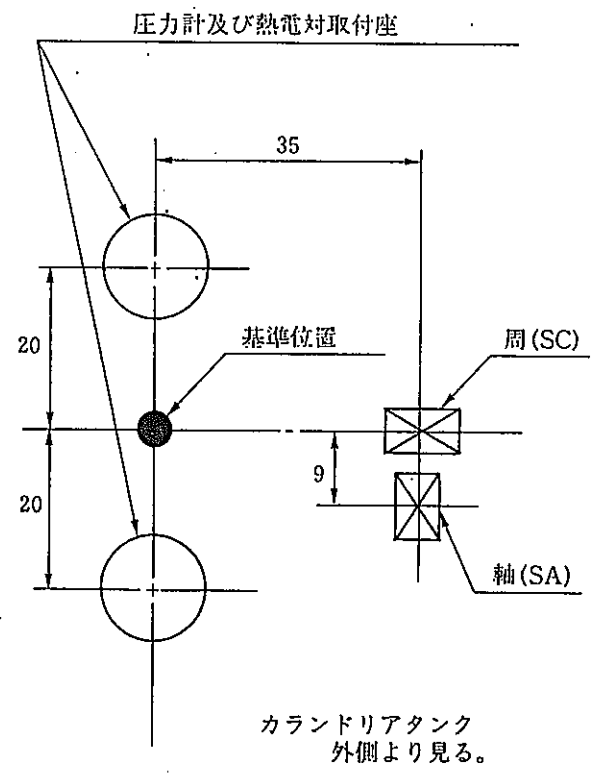
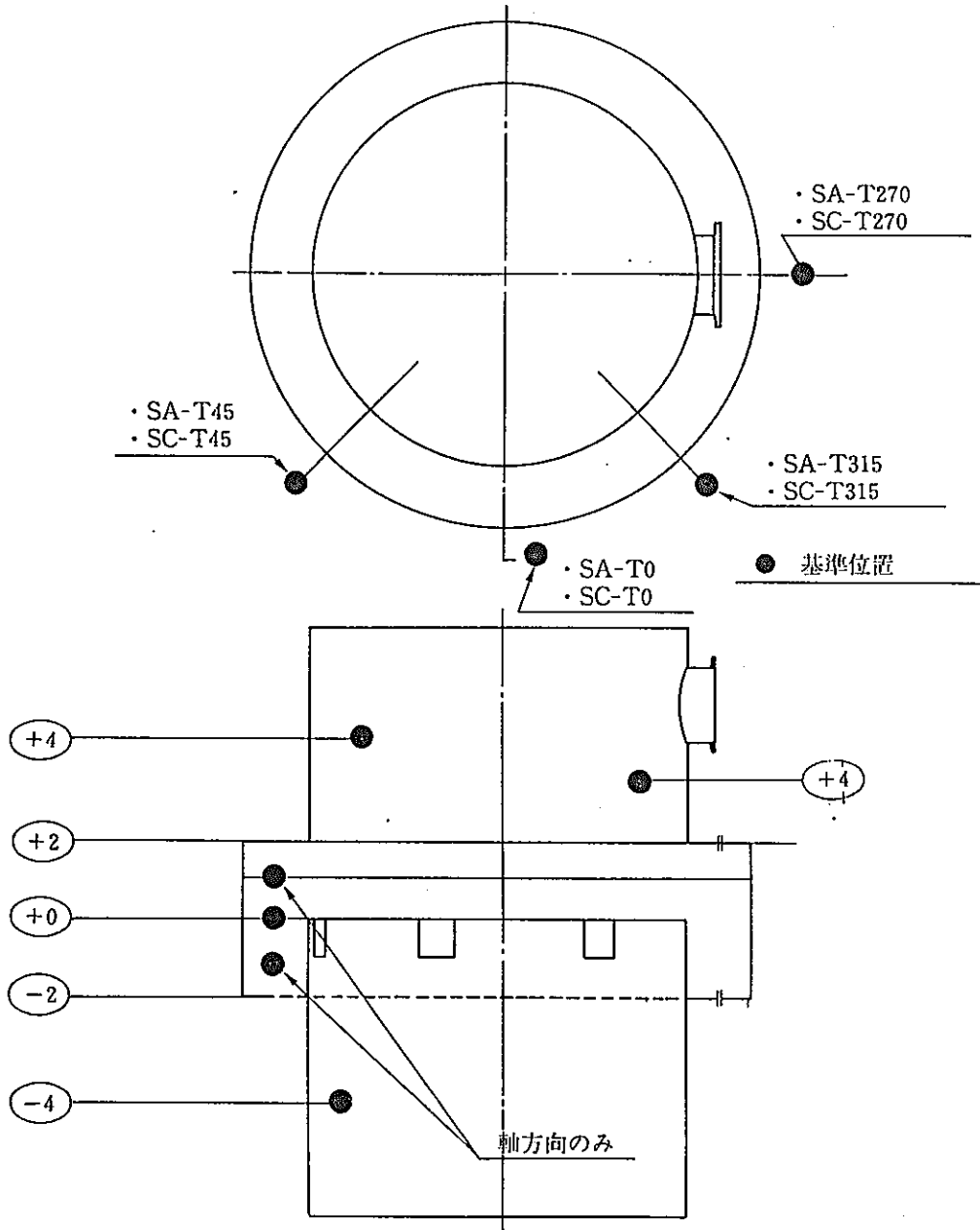


図 4. 4. 4 - 11 破断口側隣接カランドリア管への圧力計取付位置



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 4.4.4-12 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. 4. 4 - 13 カランドリアタンク壁面への検出器取付位置

—4.4-42—

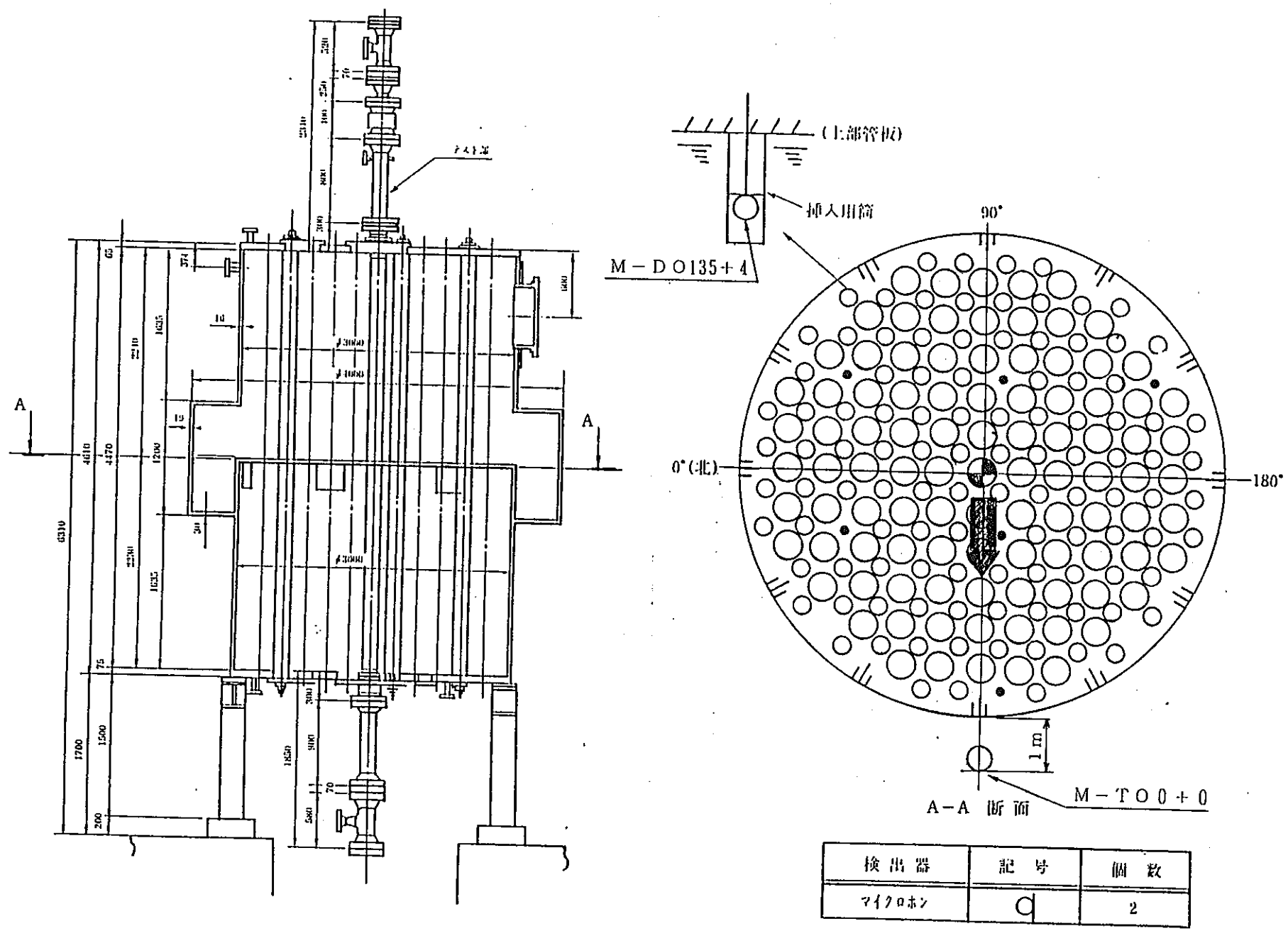


図4.4.4-14 同時破断検出のための検出器配置

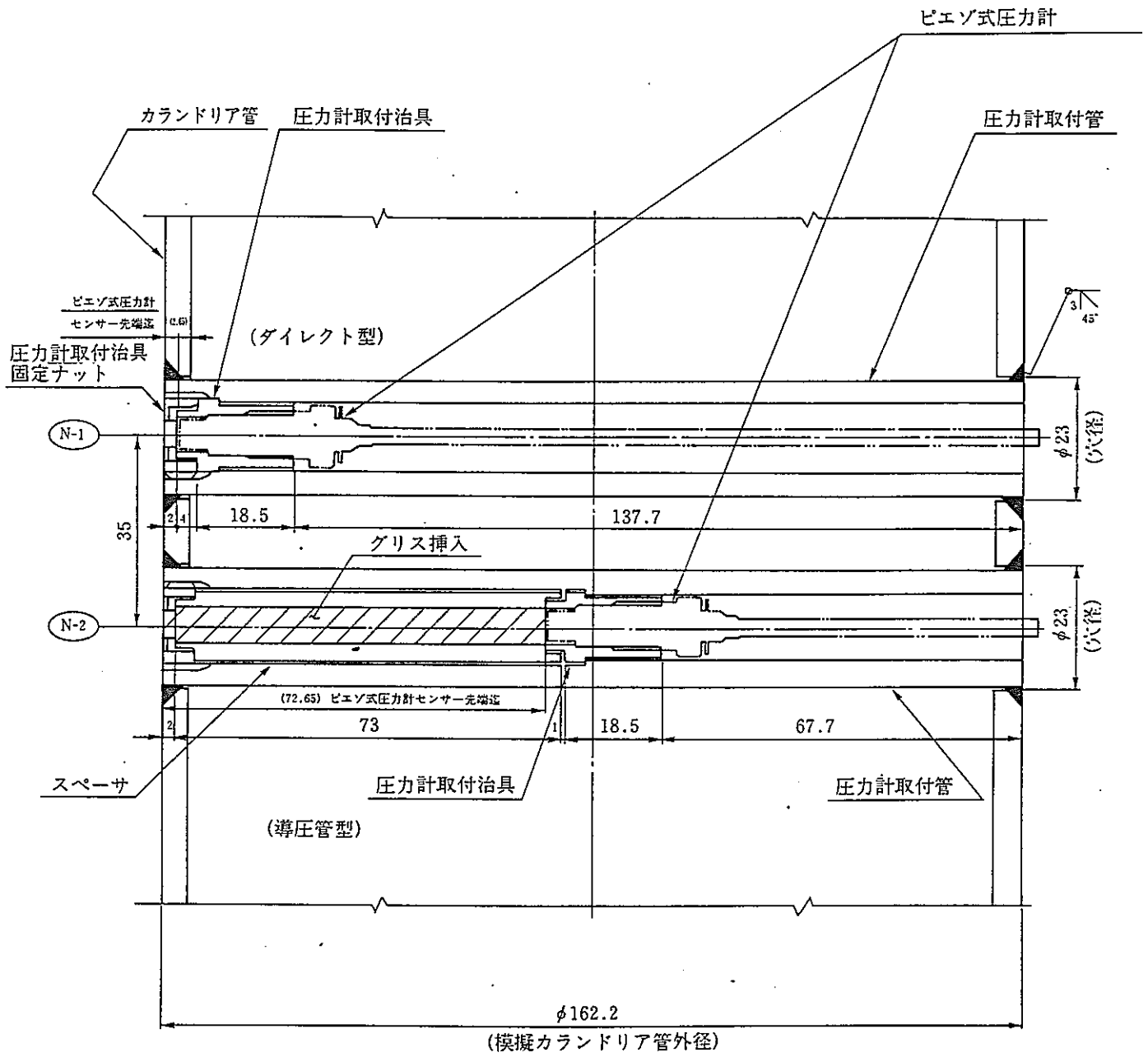


図 4. 4. 4 - 15 破断口隣接カランドリア管への圧力計の取付要領

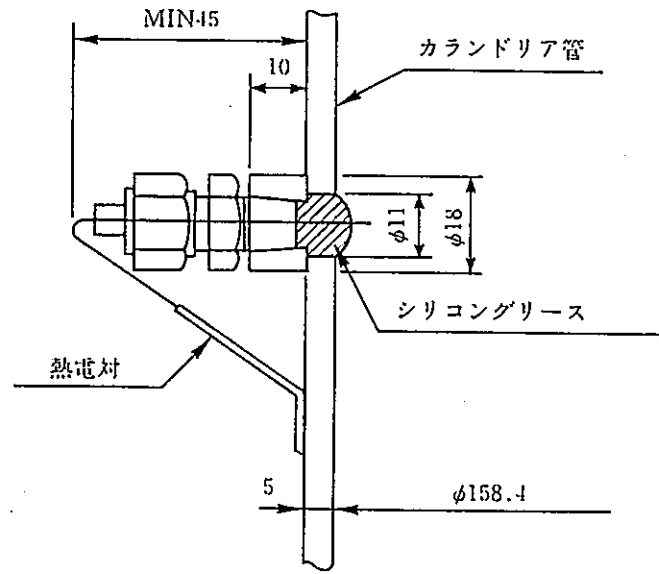


図 4.4.4-16 アニュラス部温度計取付要領図

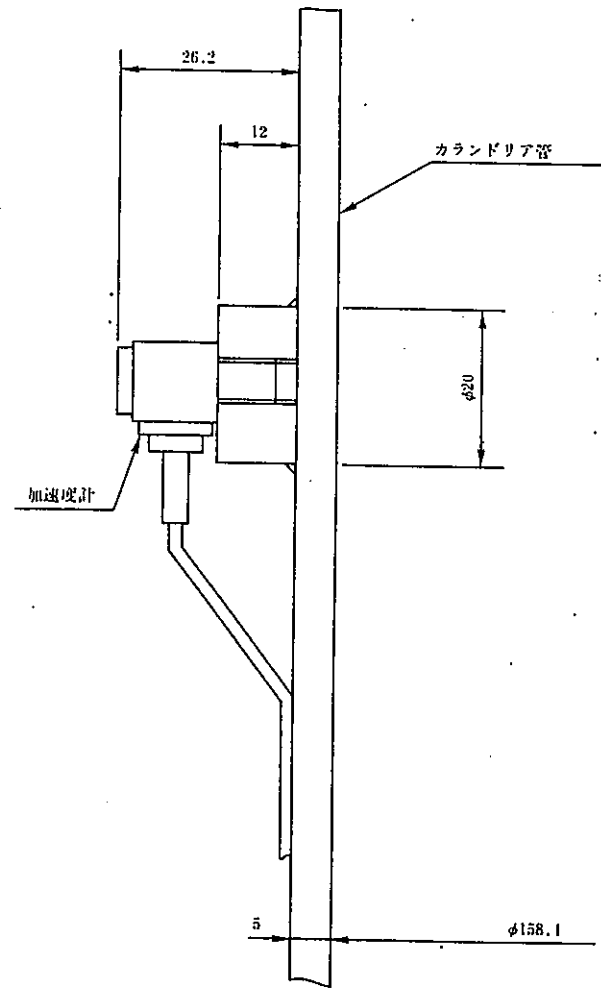


図 4.4.4-17 カロンドリア管外壁面加速度計取付要領図

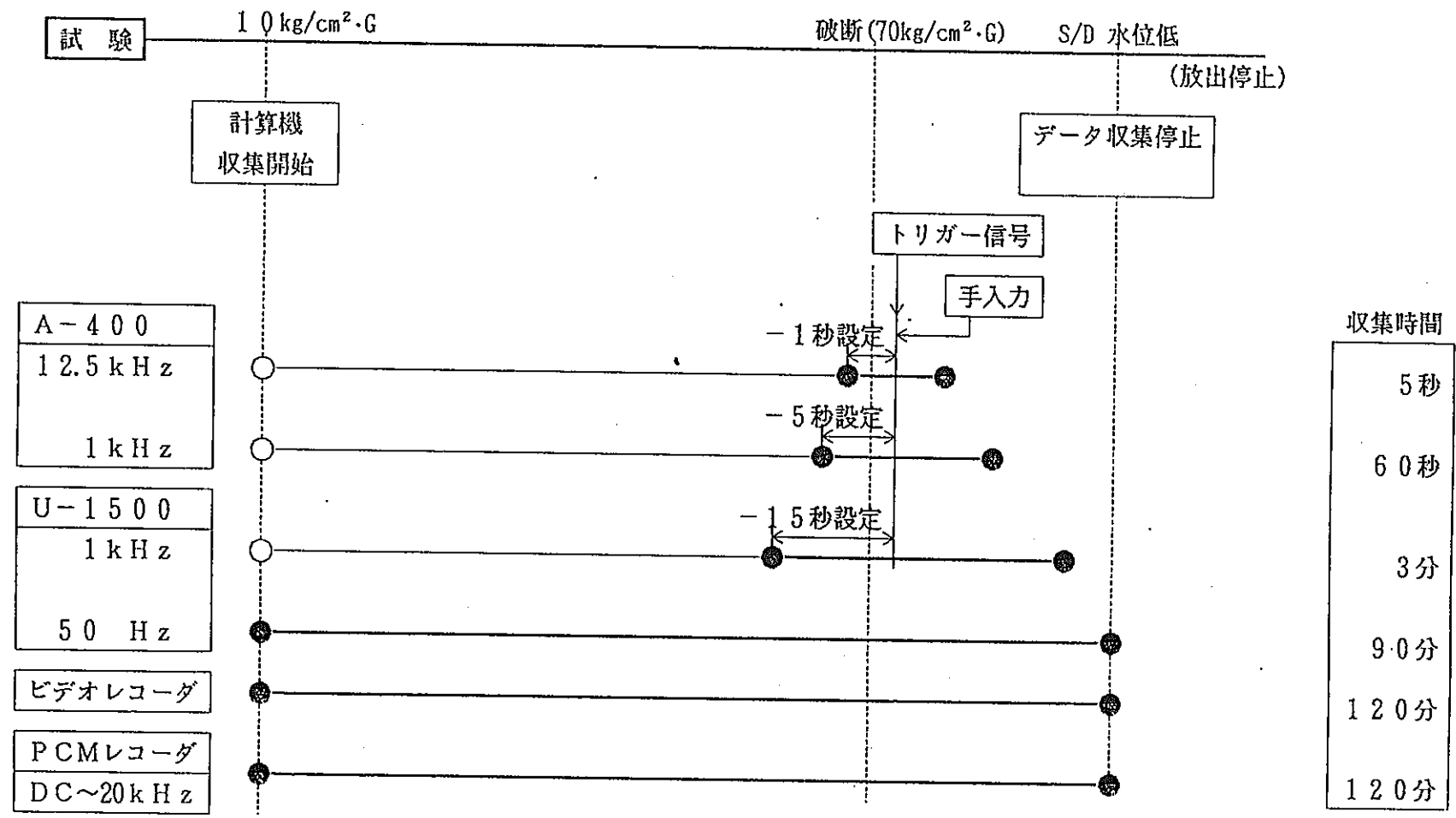


図4.4.4-18 データ収集と同期法

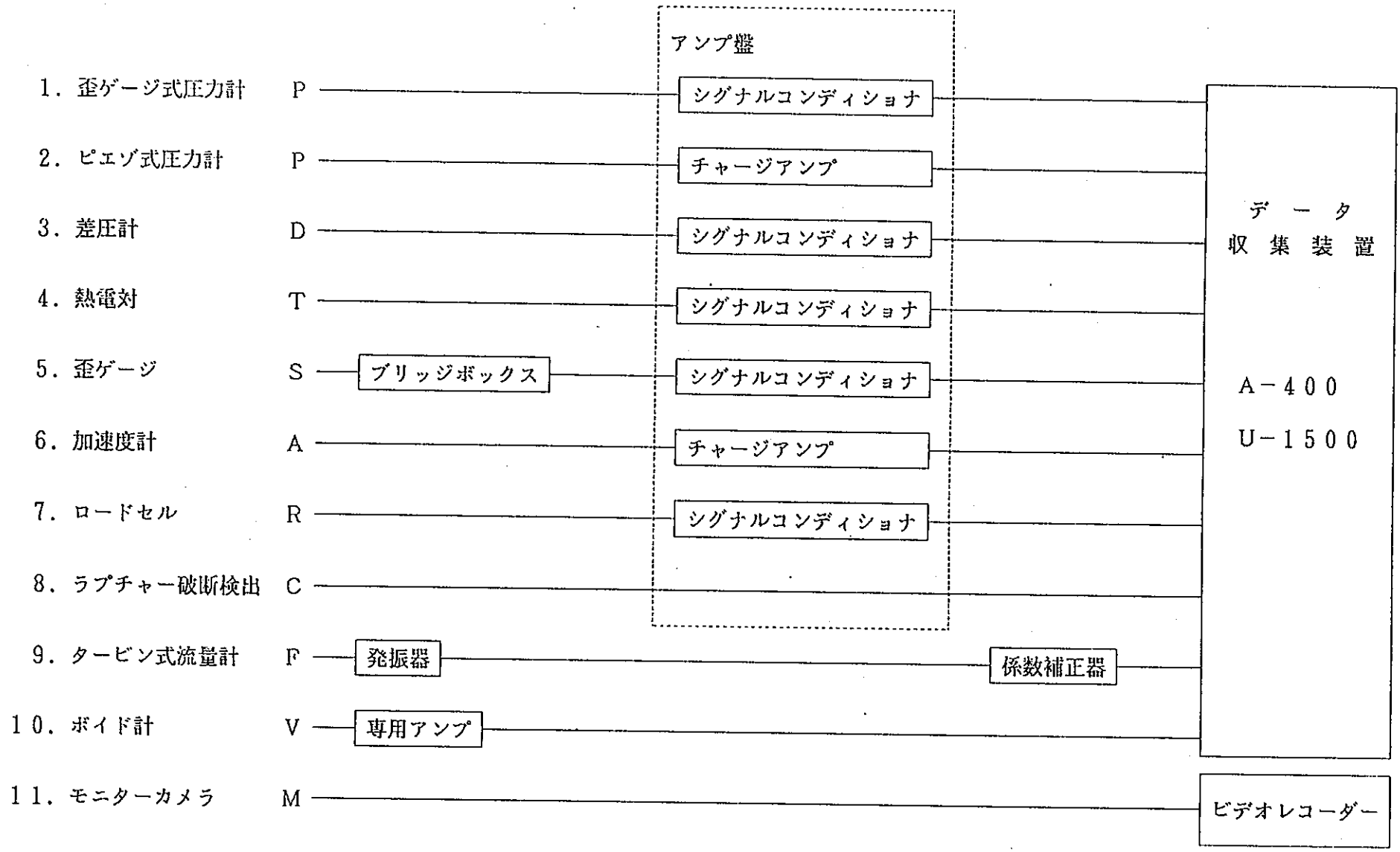


図4.4.4-19 データ収集システム構成

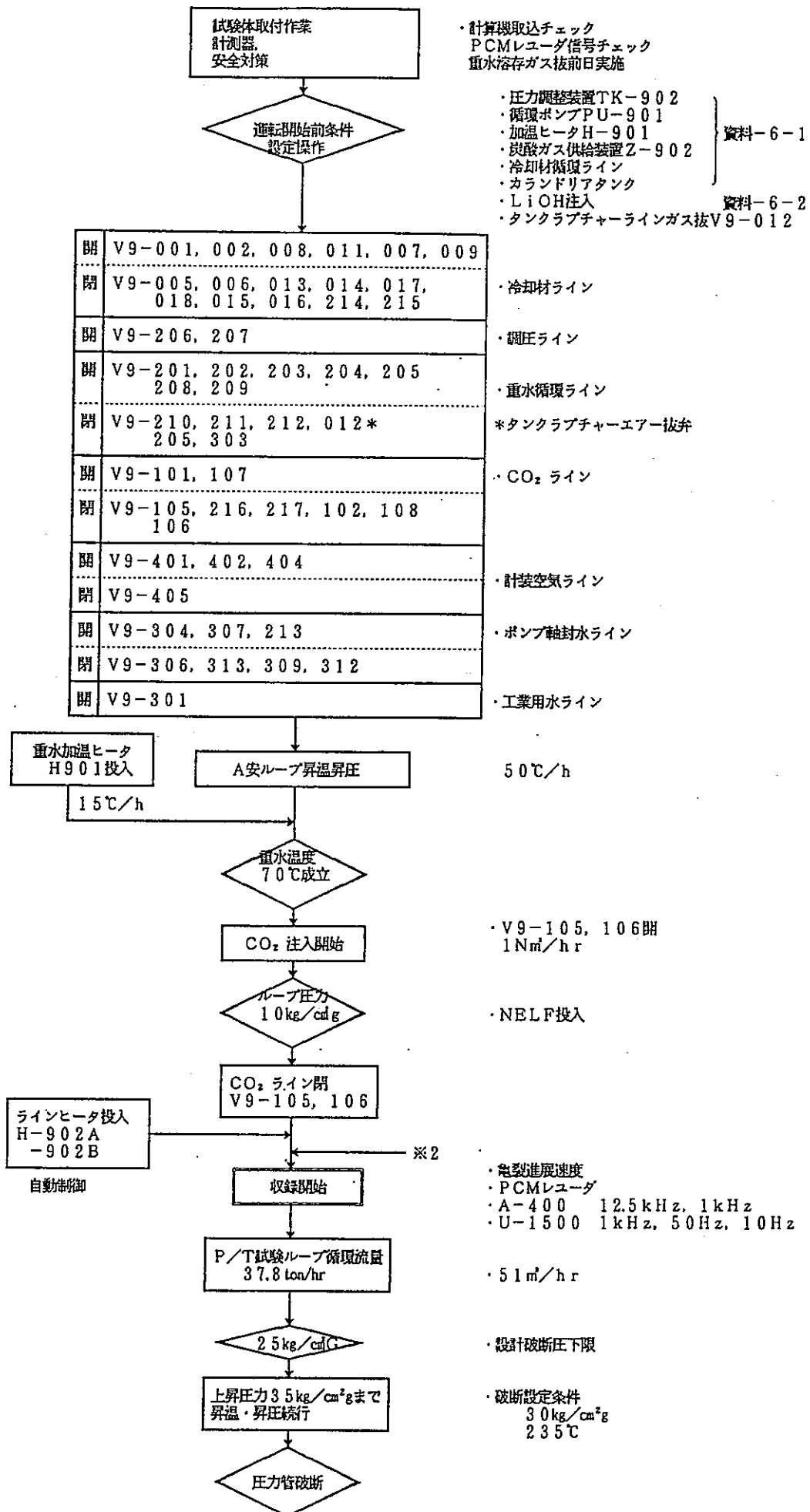


図 4.4.5 - 1 (1/2) 同時破断試験手順フロー

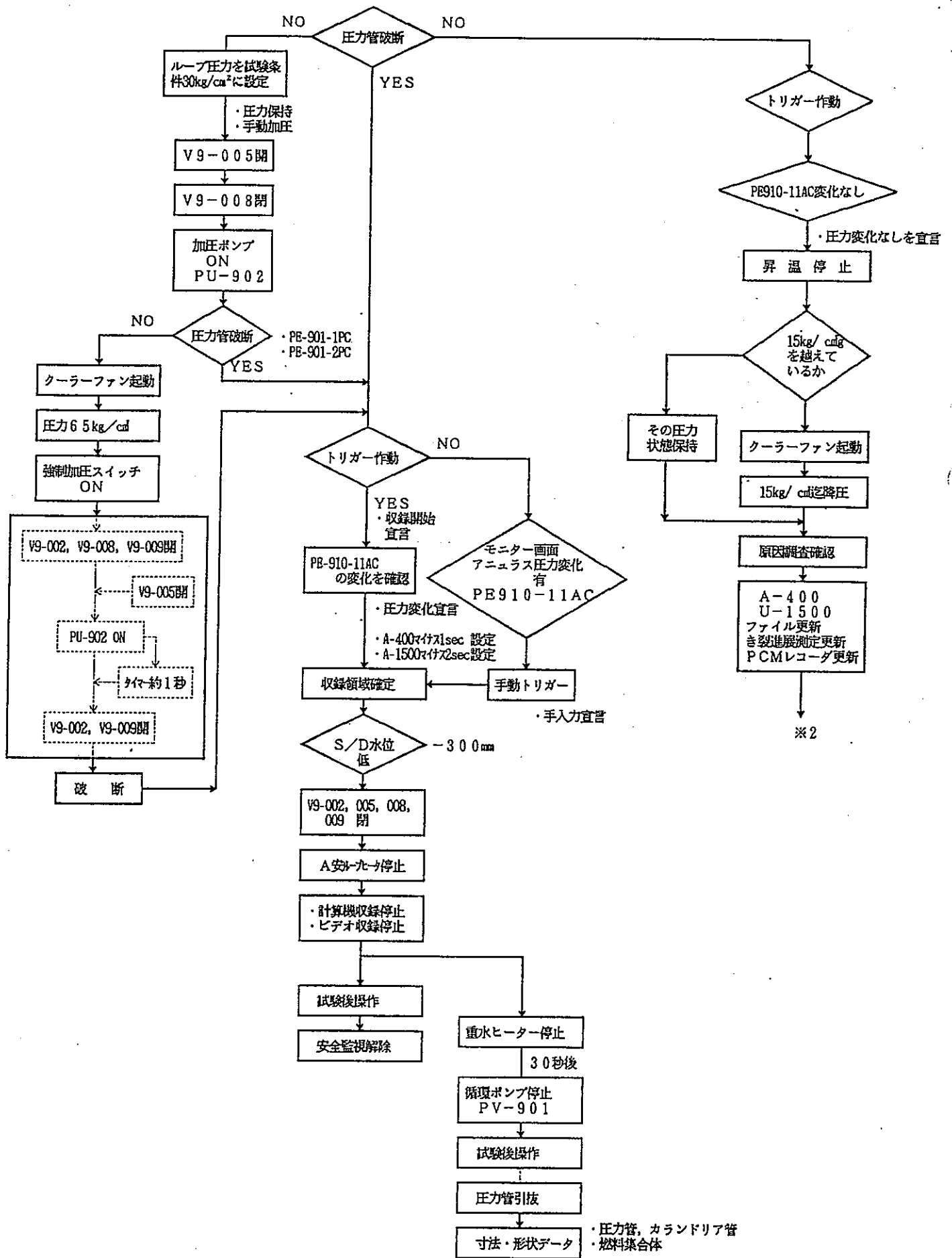


図 4.4.5 - 1 (2/2) 同時破断試験手順フロー

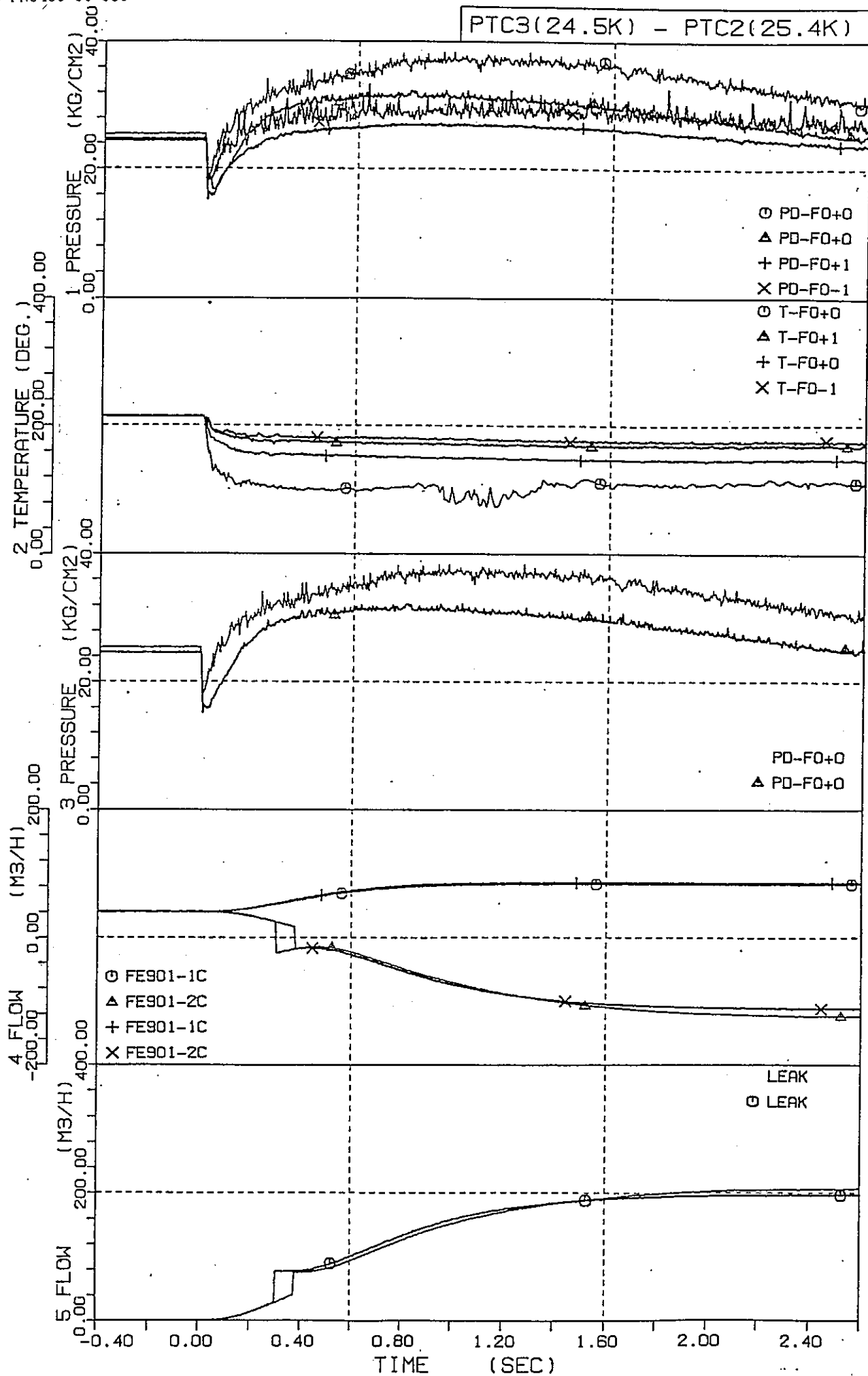


図 4.4.6 - 1 破断時の圧力管内の圧力及び温度、流量変化

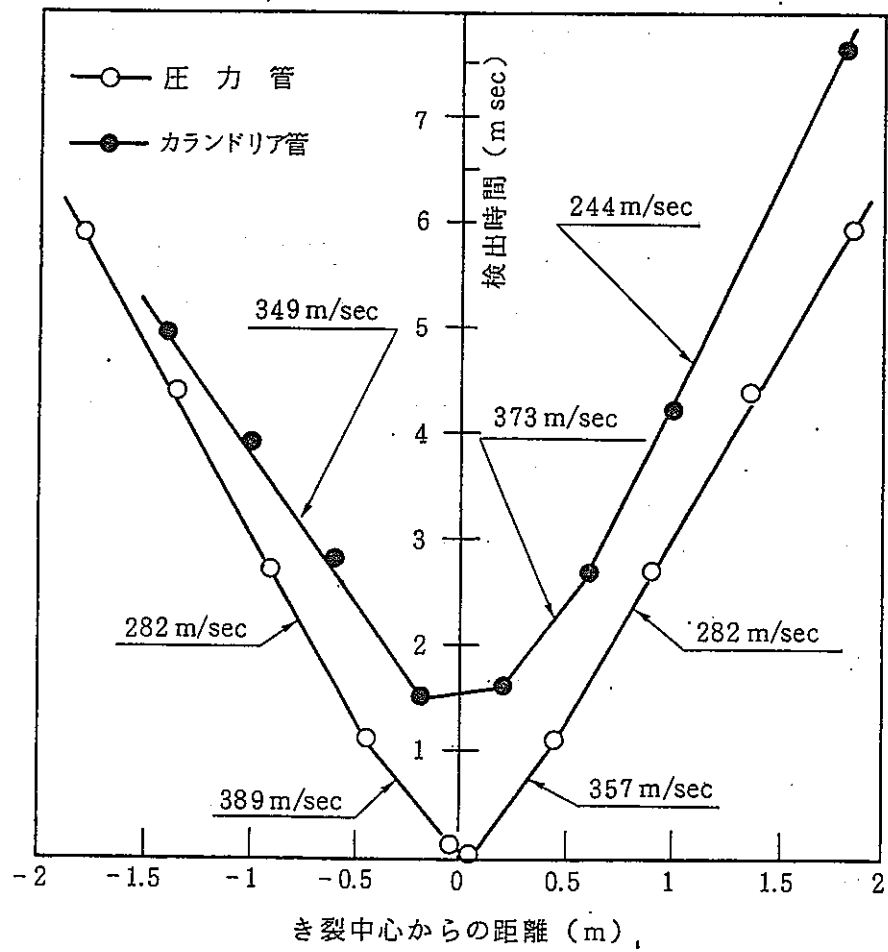


図 4.4.6-2 圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度 (PTC-2)

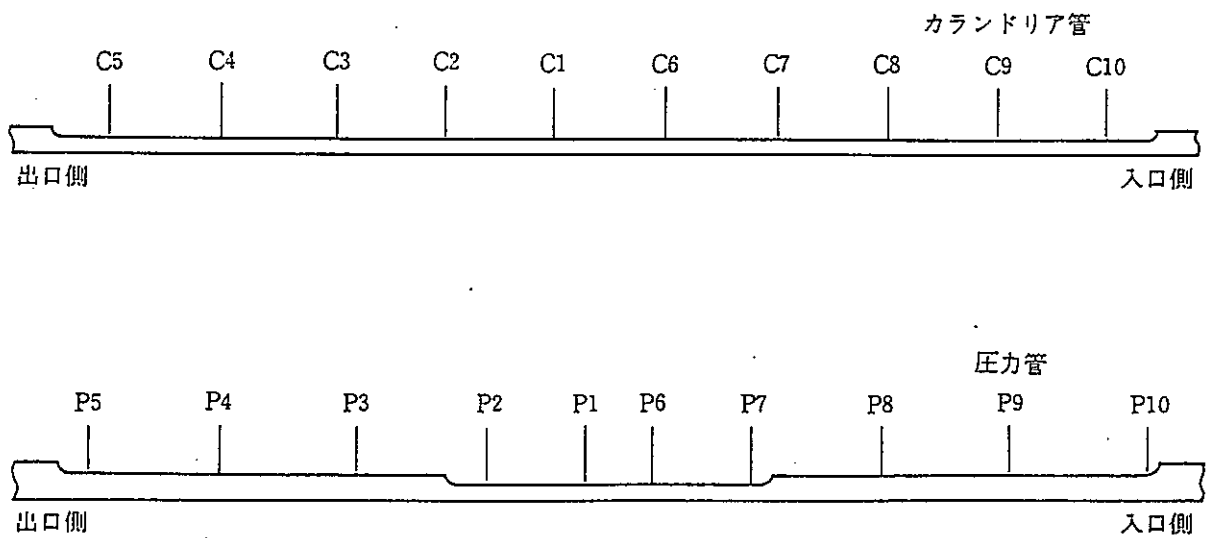
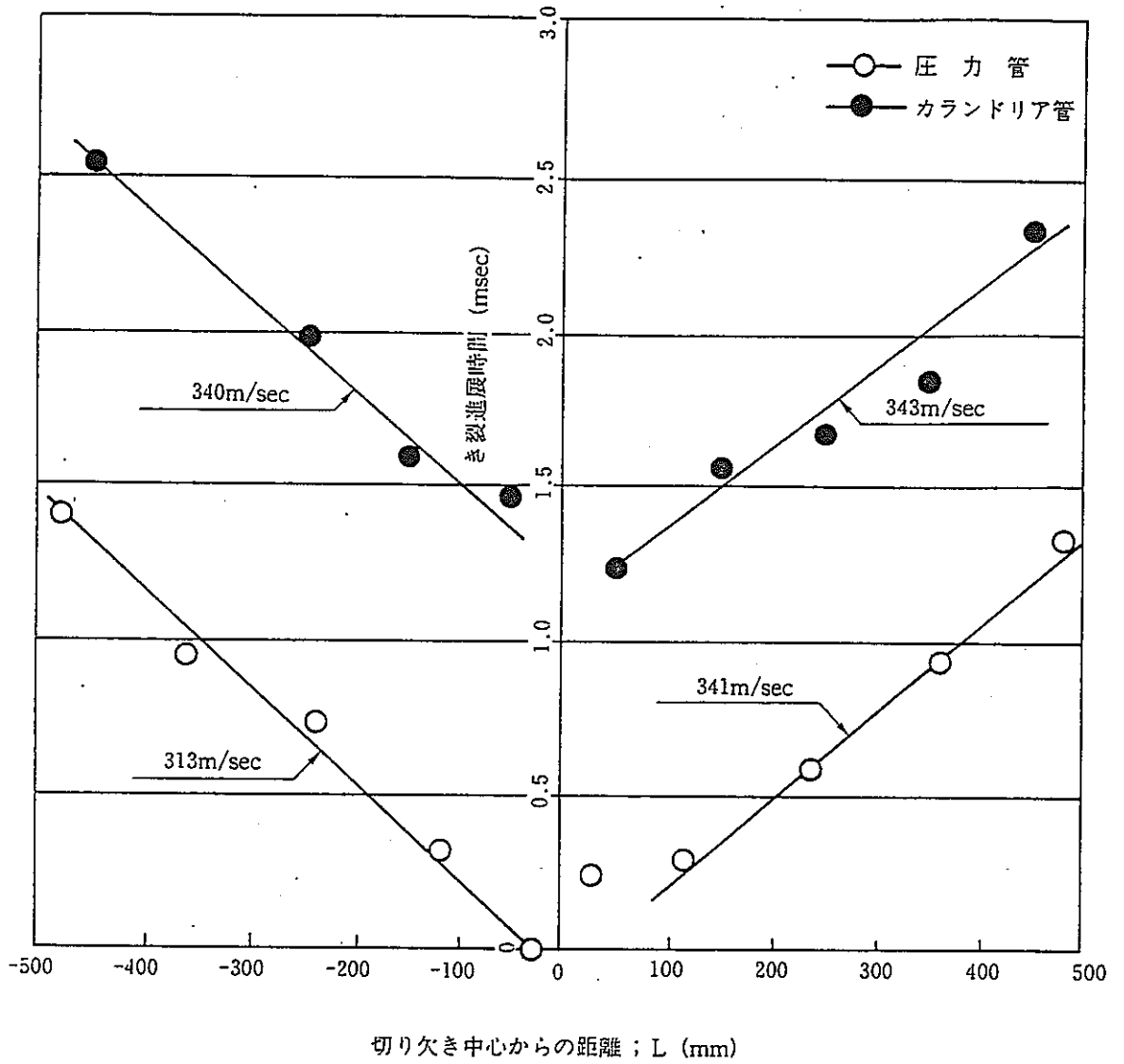


図 4.4.6-3 圧力管及びカランドリア管のき裂進展速度 (PTC-3)

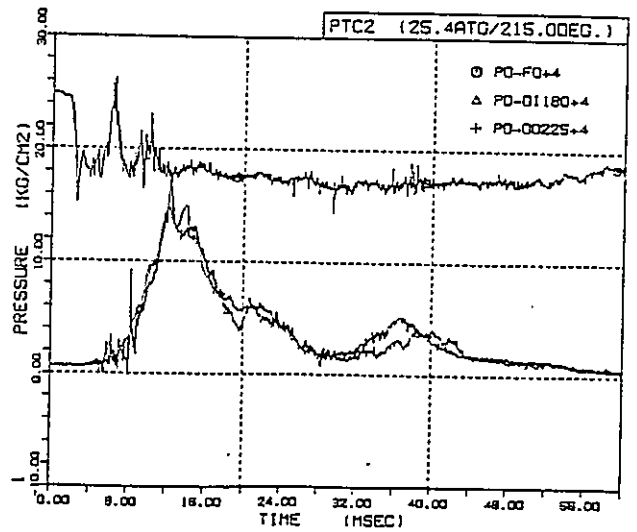
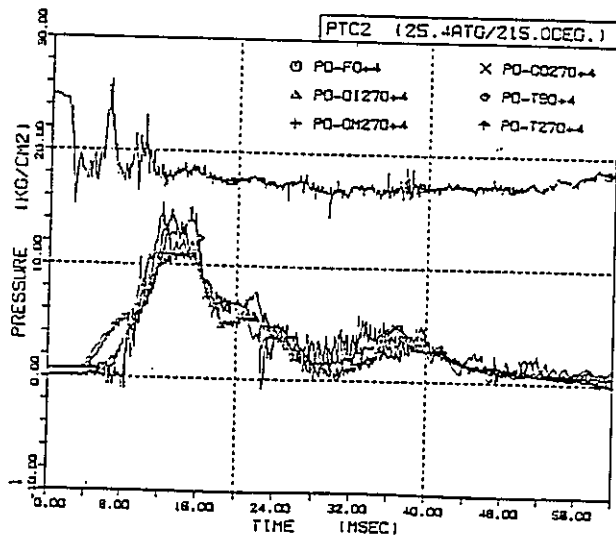
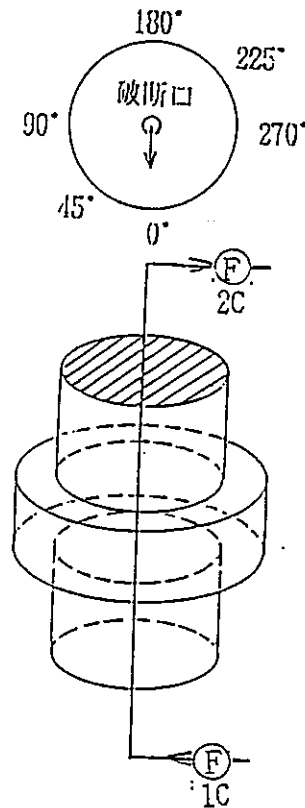
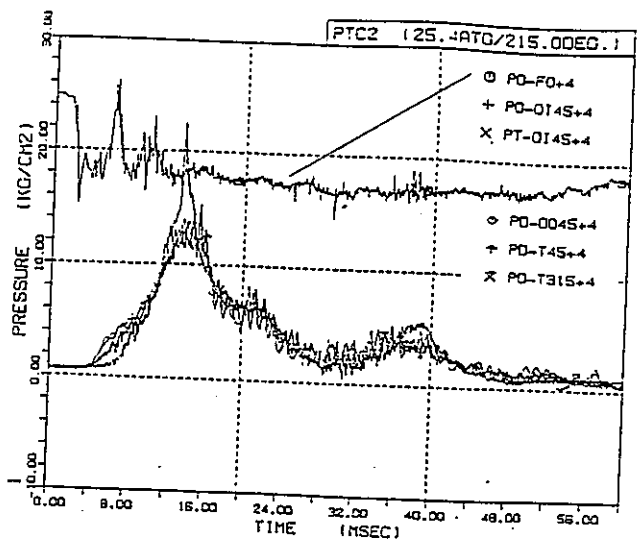
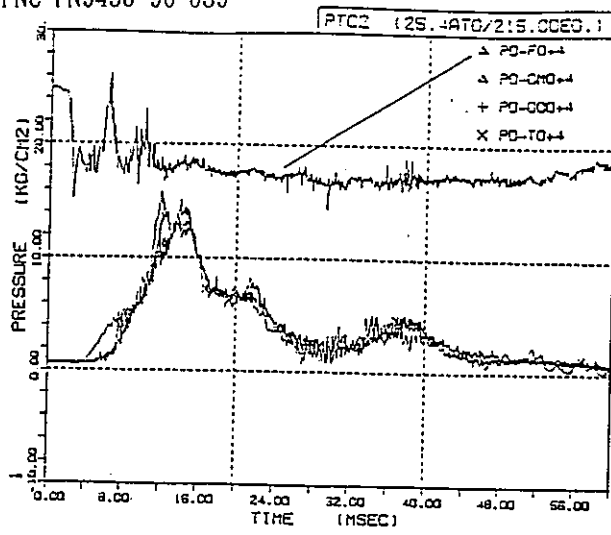


図 4.4.6 - 4 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 短期: 上部管板部)

PTC3 (24.5ATG/215.0DEG.)

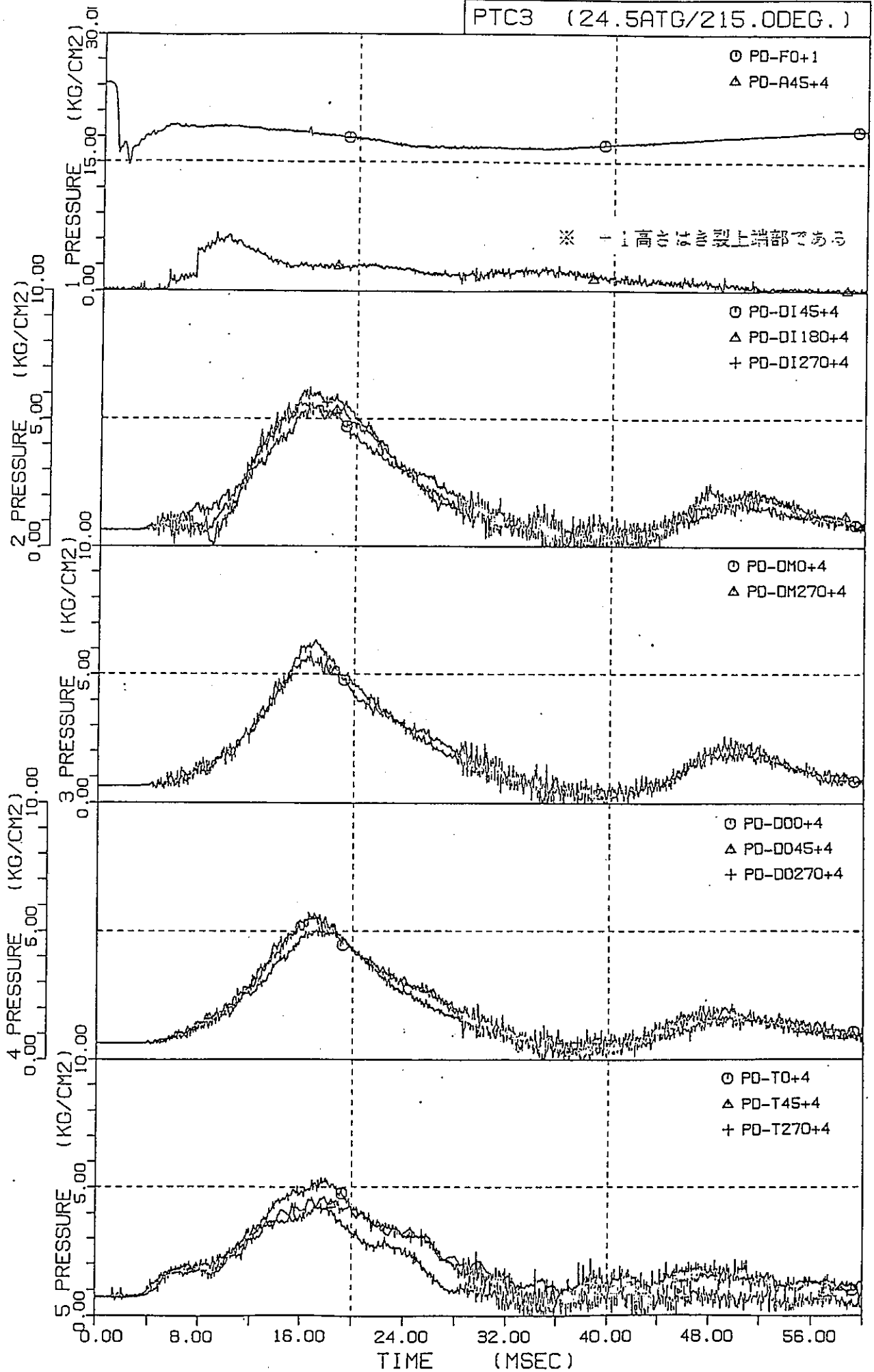


図4.4.6-4 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 短期: 上部管板部)

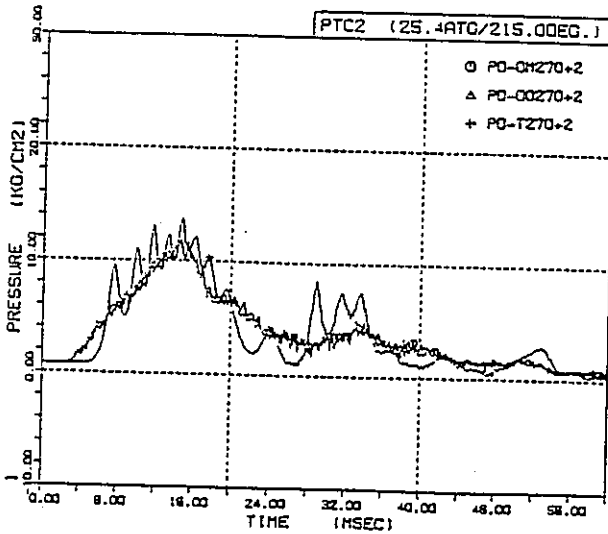
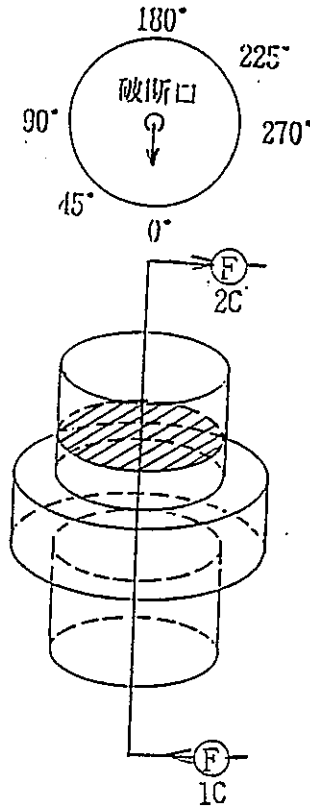
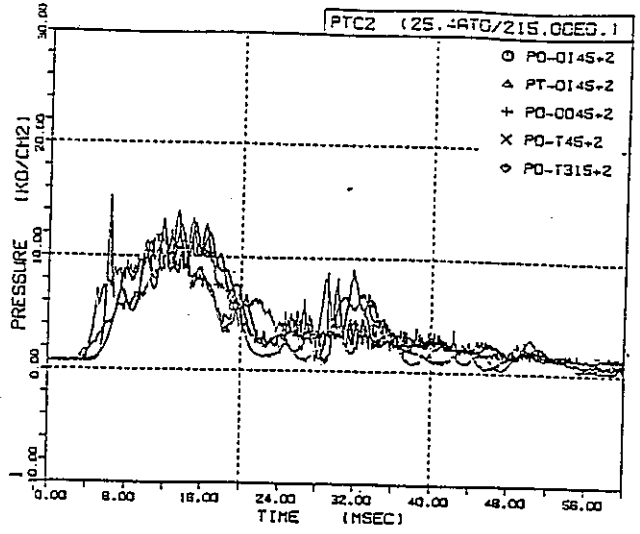
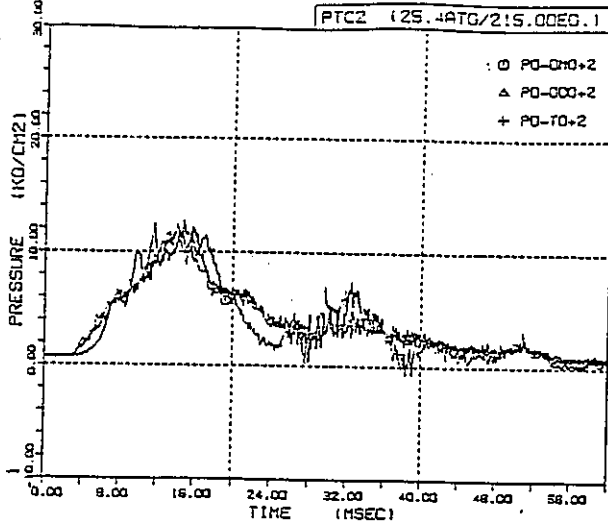


図 4. 4. 6 - 5 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 短期: 上部胴部)

PTC3 (24.5ATG/215.0DEG.)

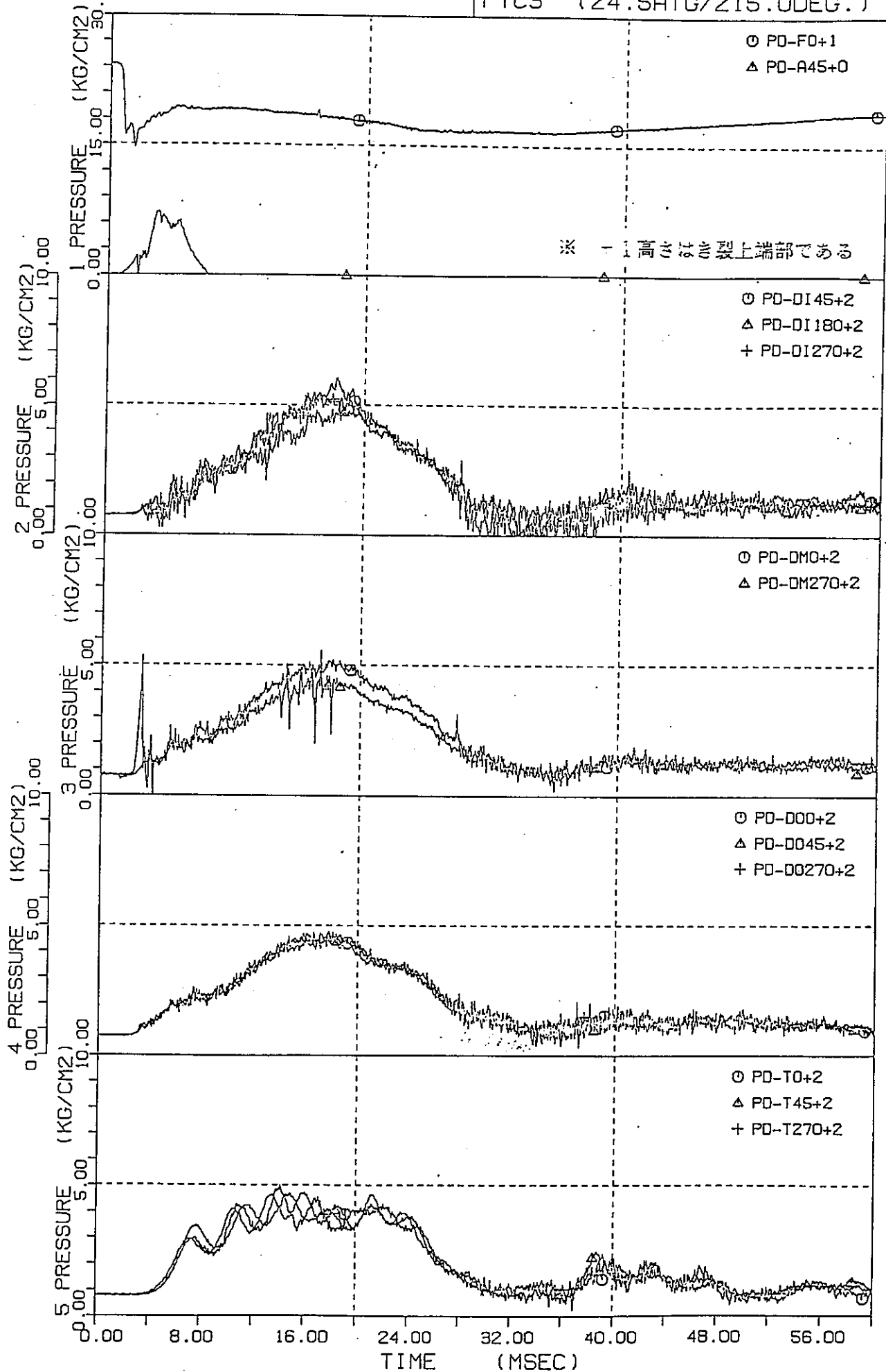


図 4.4.6 - 5 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 短期: 上部胴部)

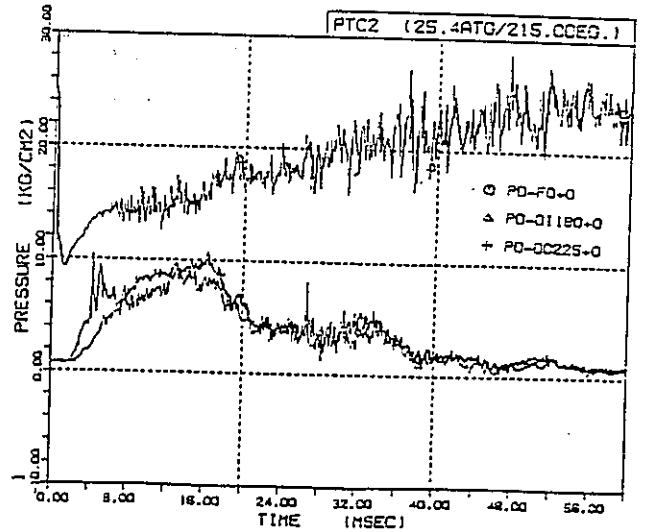
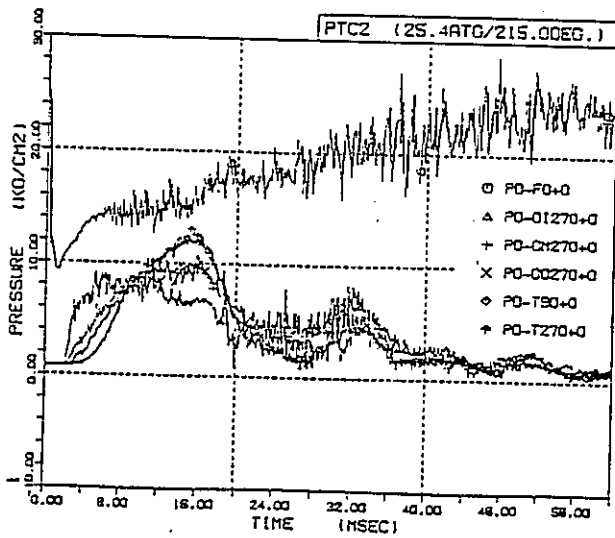
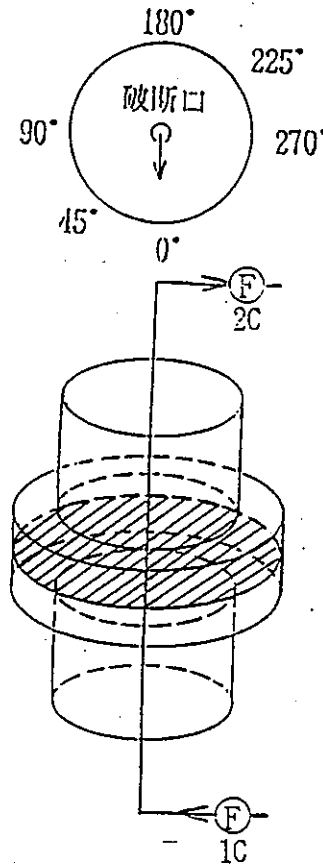
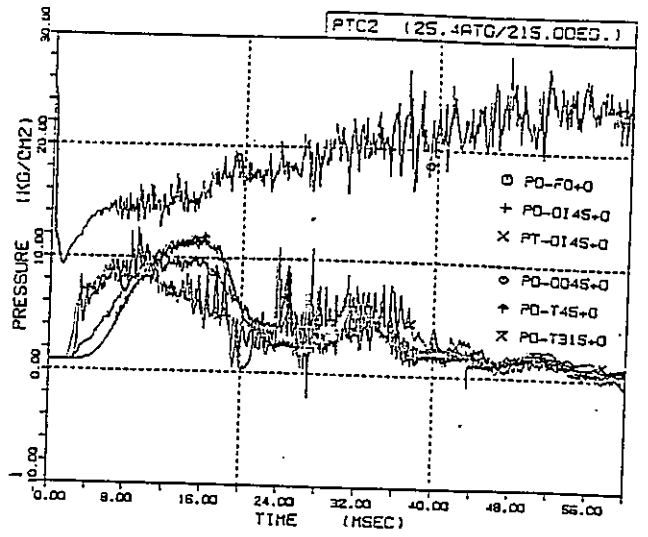
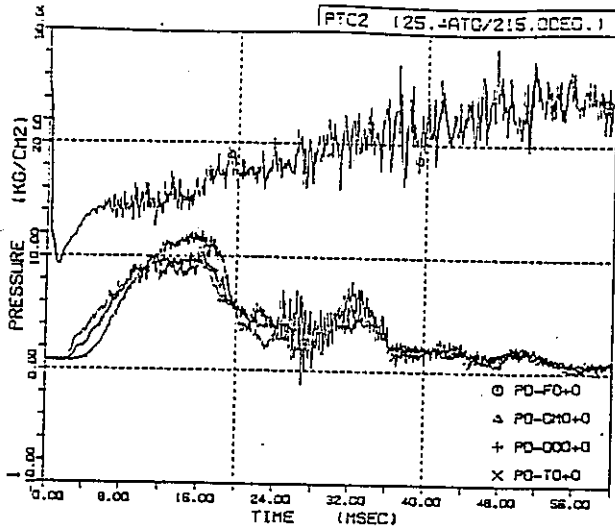


図 4.4.6 - 6 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 短期: 中央部)

PTC3 (24.5ATG/215.0DEG.)

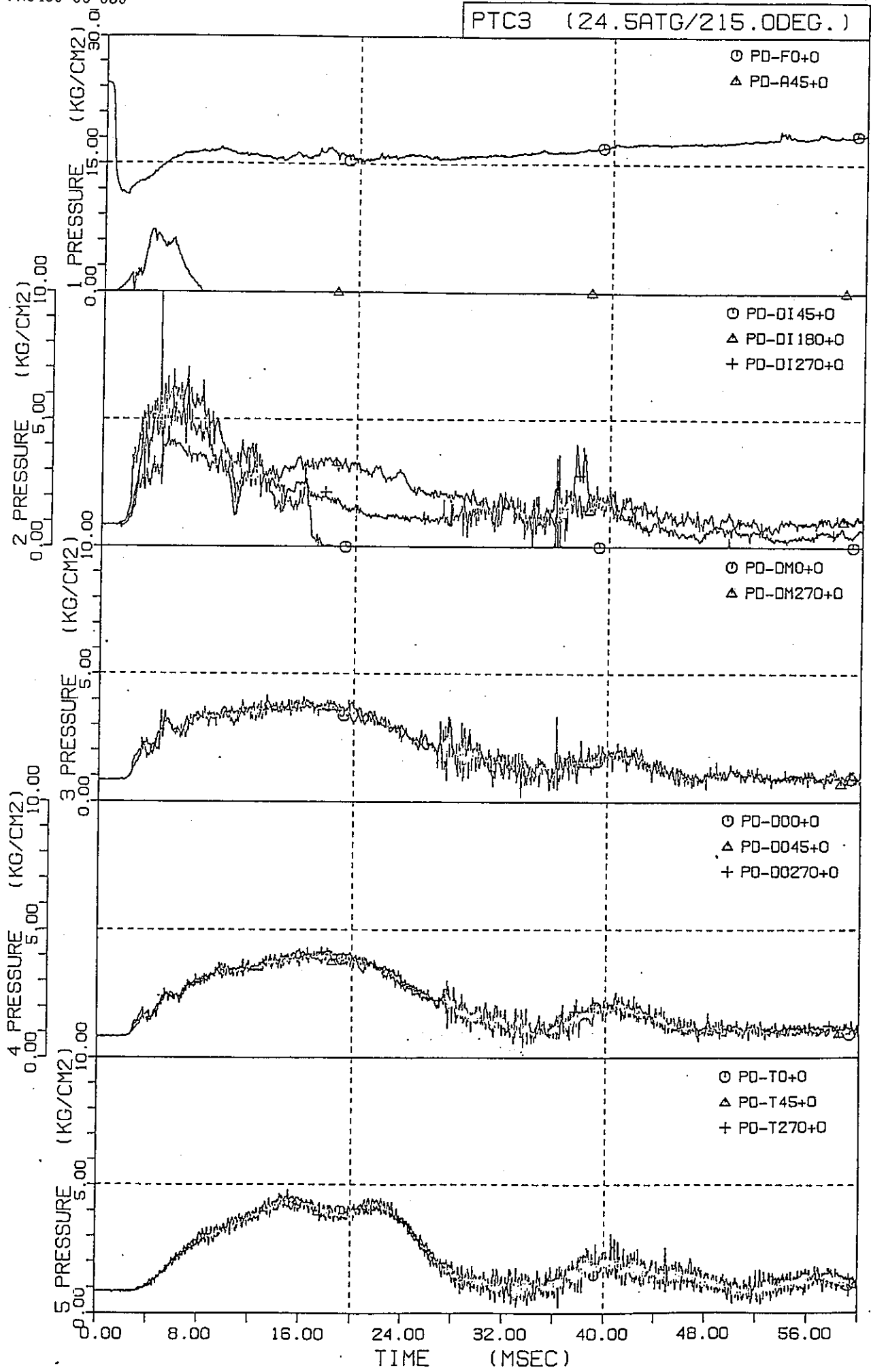


図 4.4.6 - 6 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 短期: 中央部)

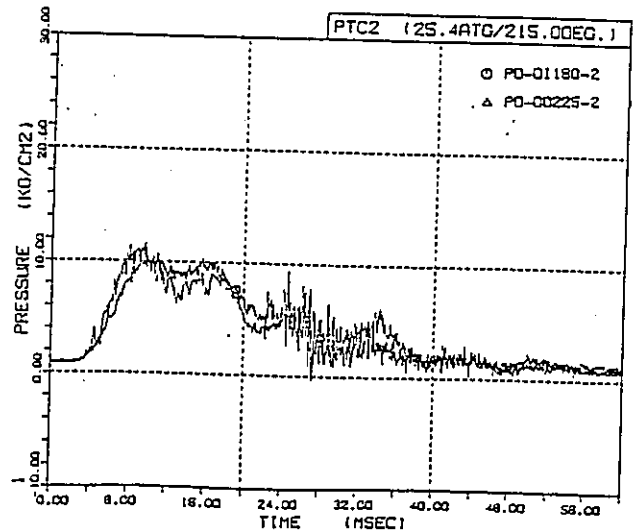
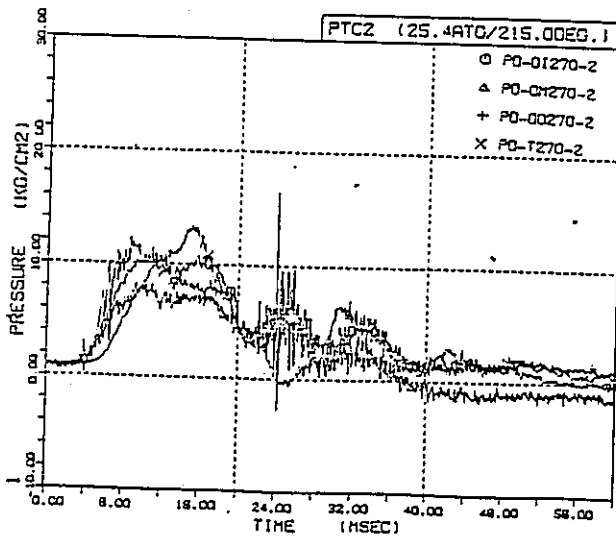
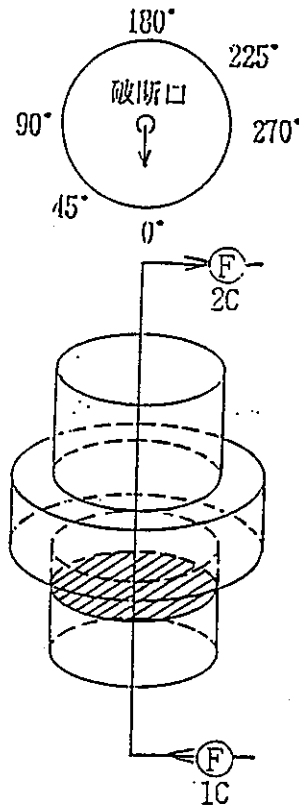
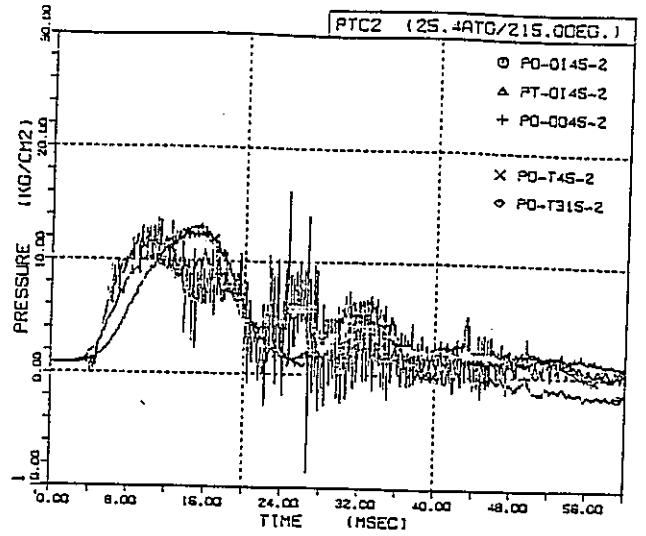
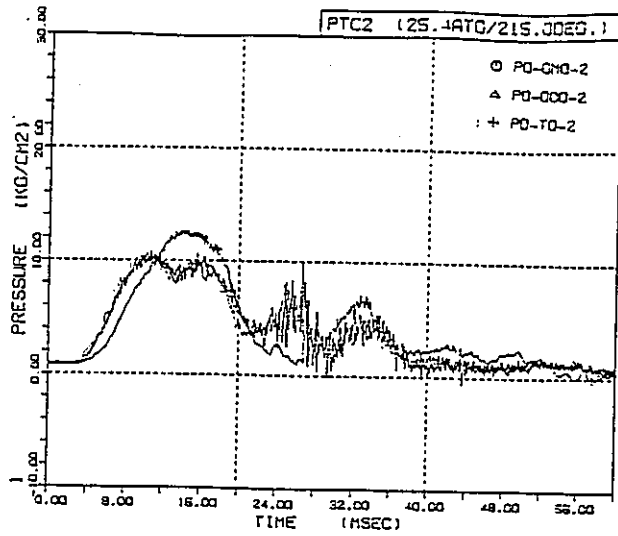


図4.4.6-7 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 短期: 下部胴部)

PTC3 (24.5ATG/215.0DEG.)

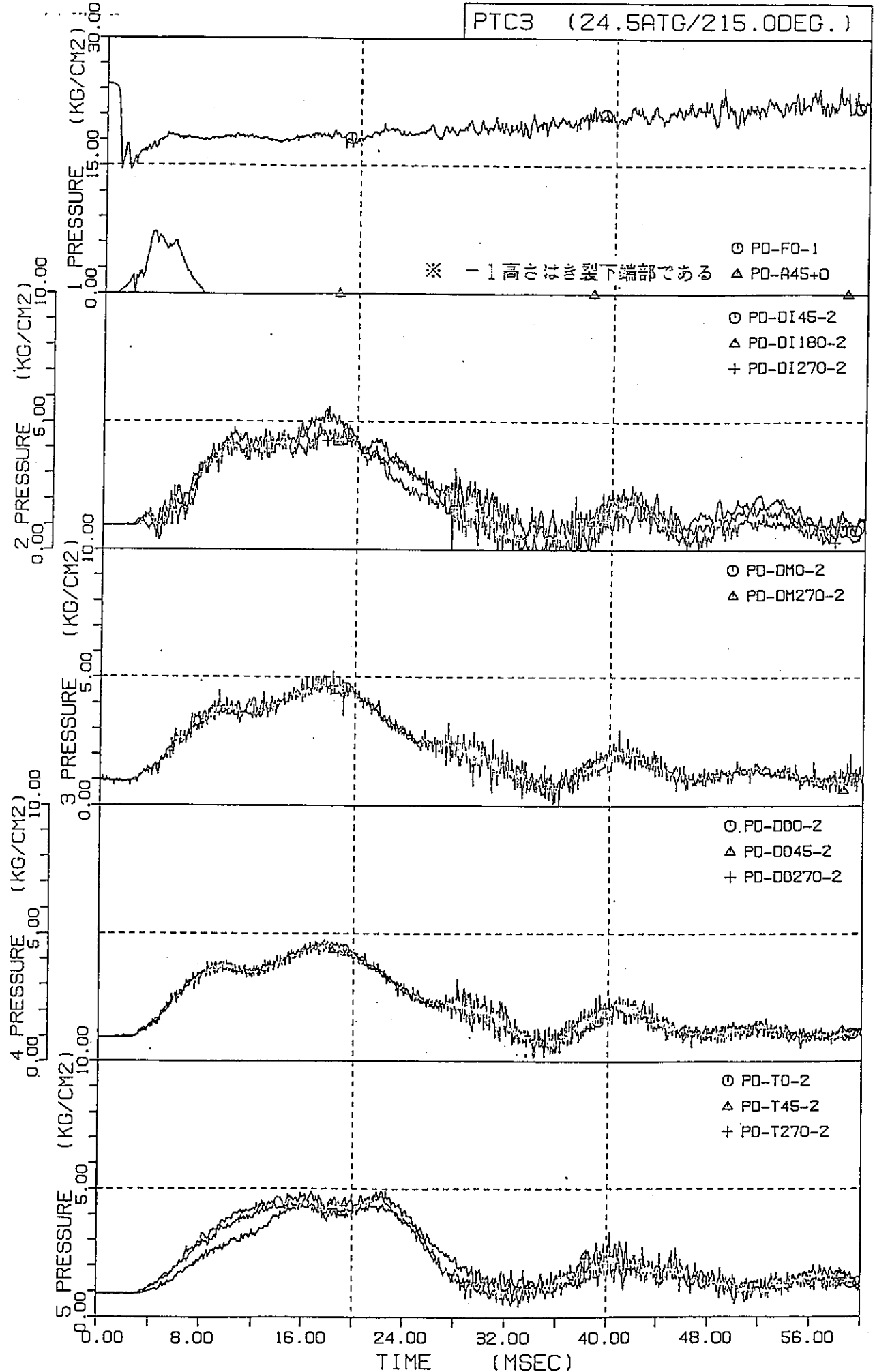


図 4. 4. 6 - 7 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 短期 : 下部胴部)

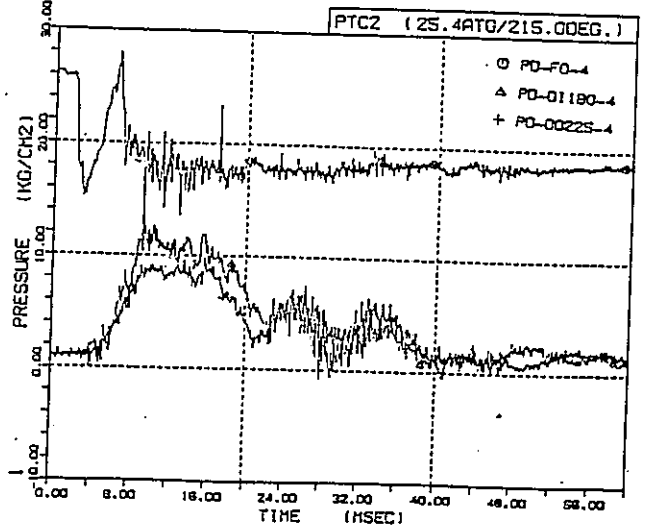
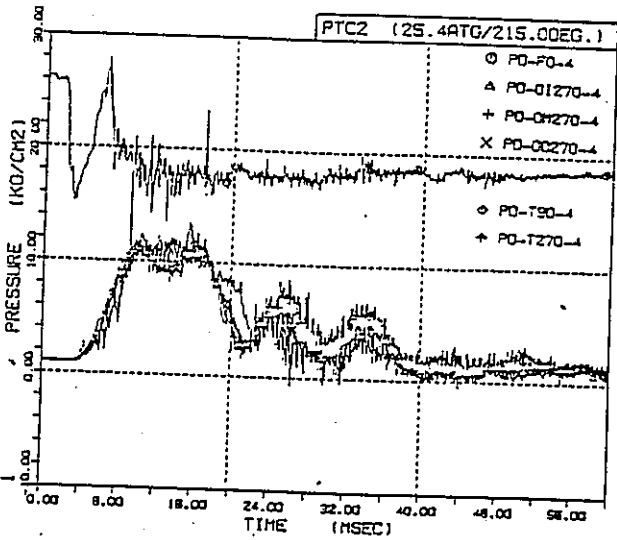
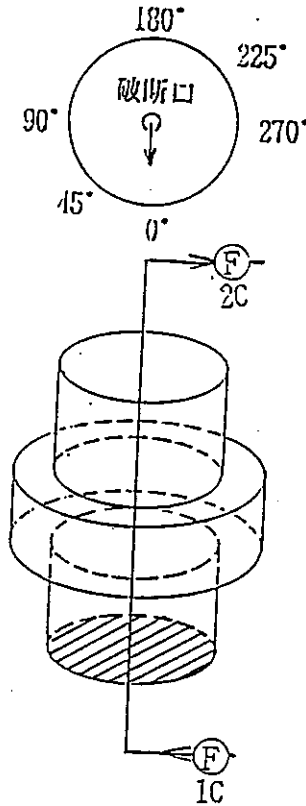
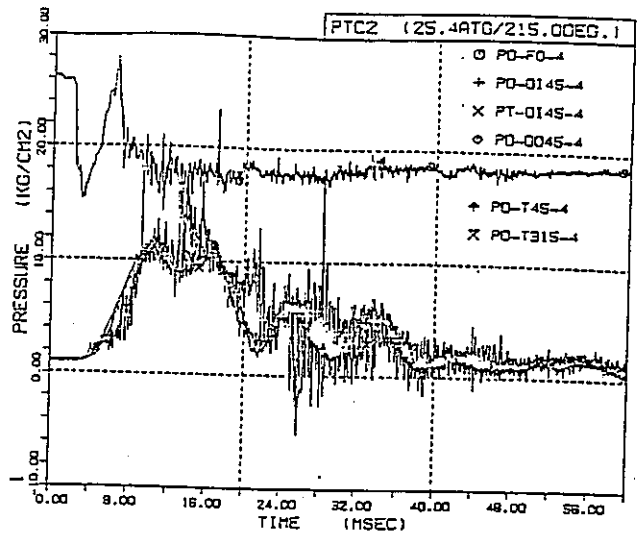
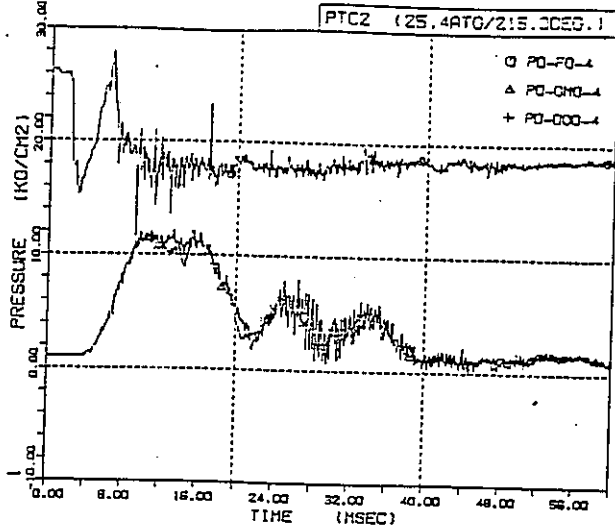


図 4.4.6 - 8 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 短期: 下部管板部)

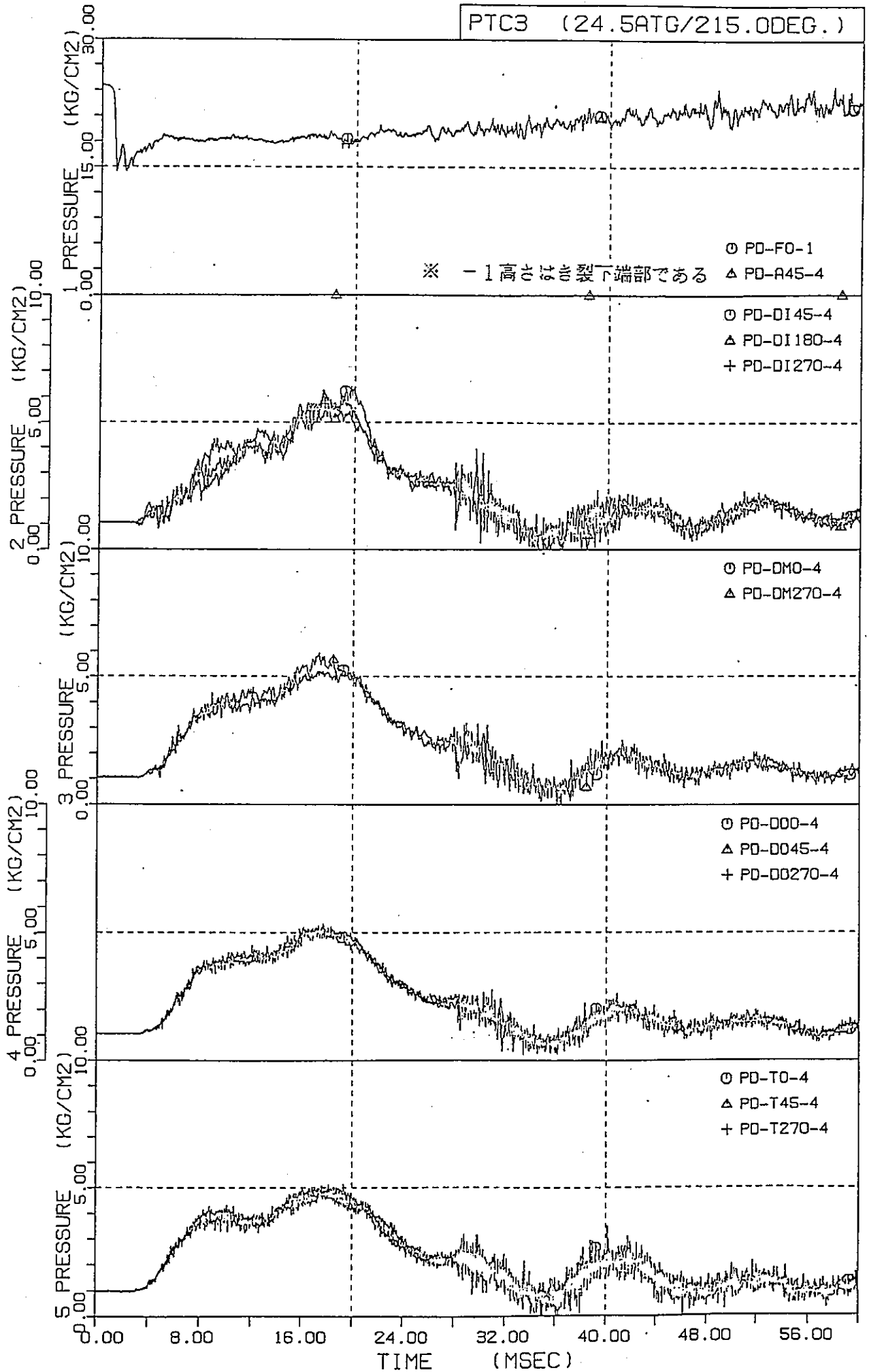


図 4.4.6 - 8 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 短期: 下部管板部)

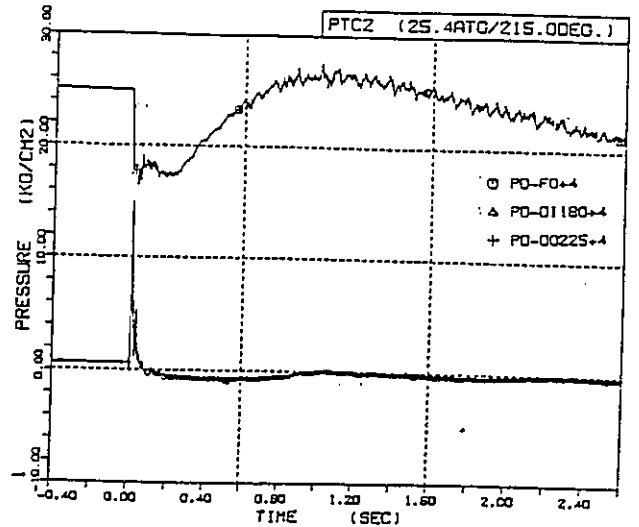
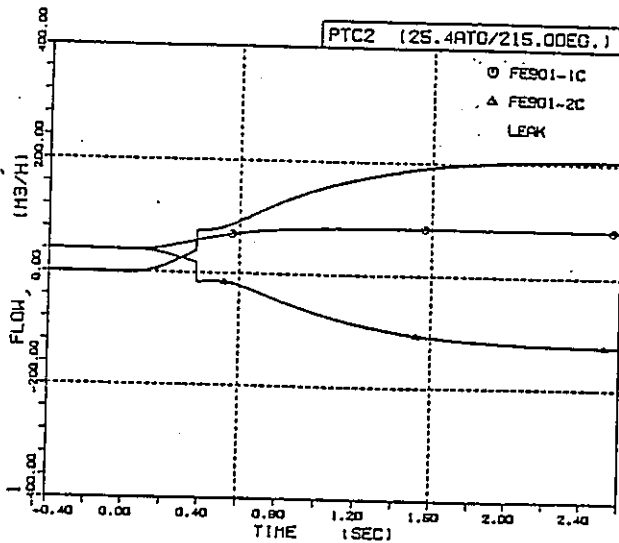
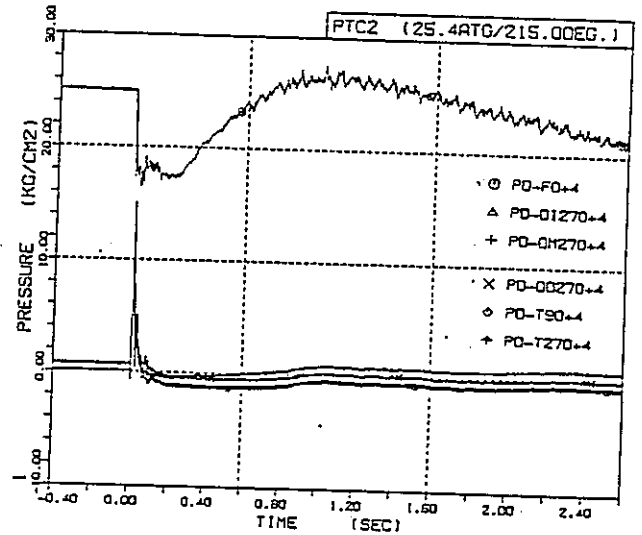
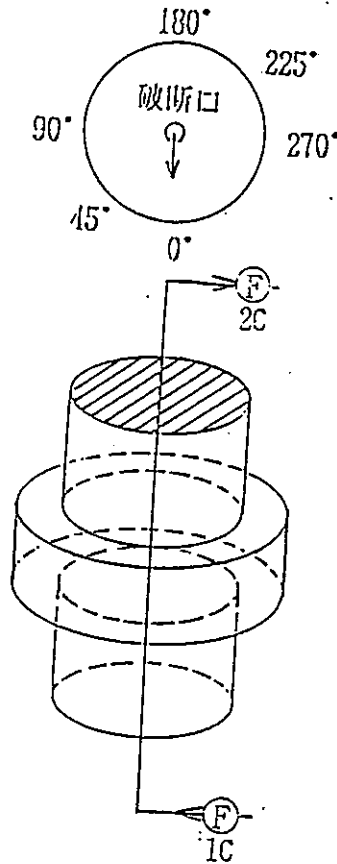
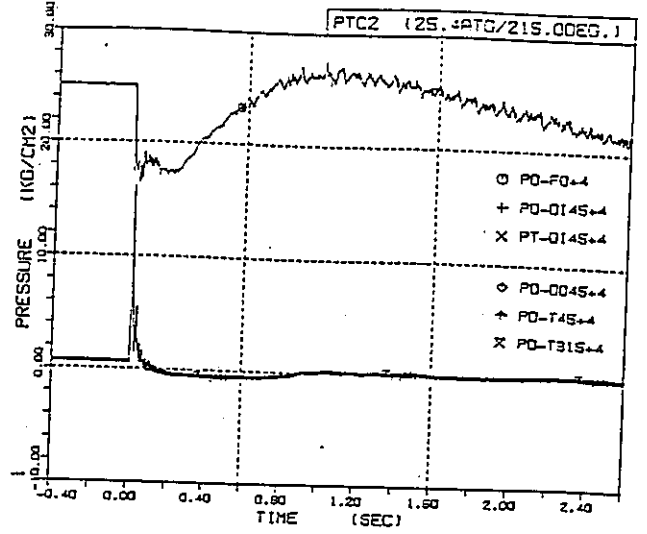
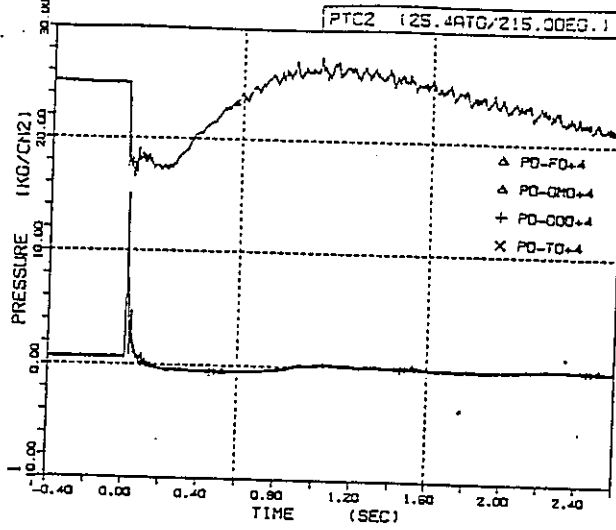


図4.4.6-9 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 長期: 上部管板部)

PTC3 (24.5ATG/215.0DEG.)

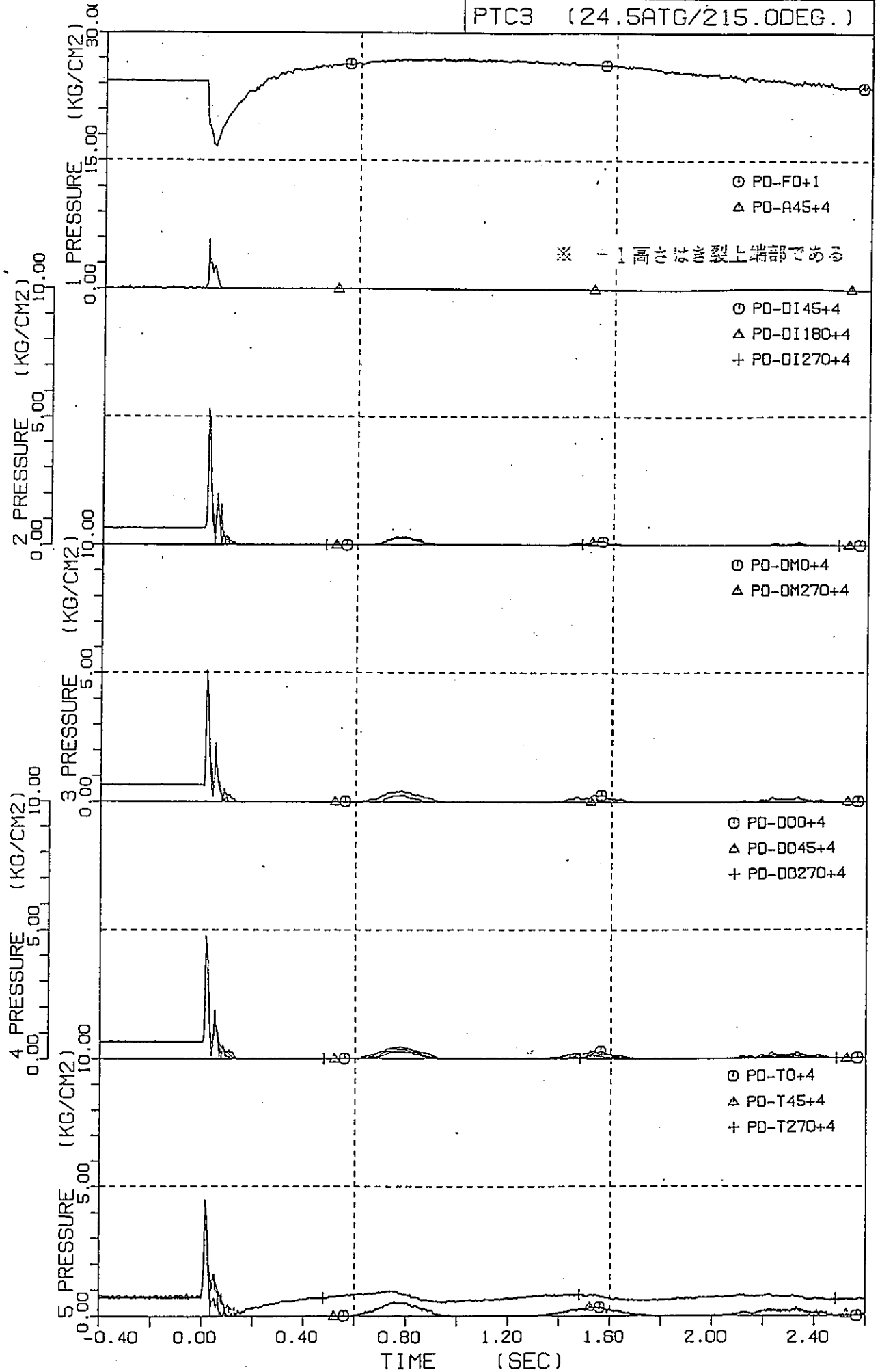


図 4. 4. 6 - 9 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 長期: 上部管板部)

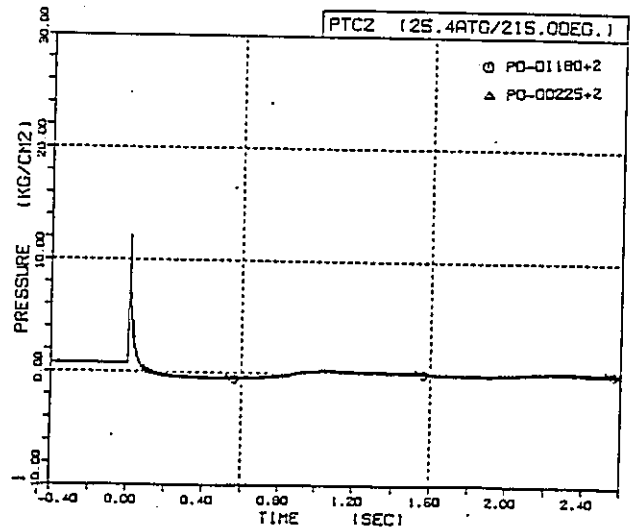
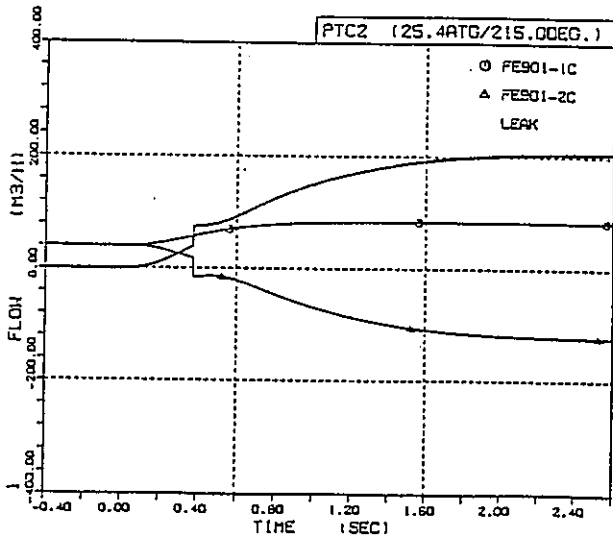
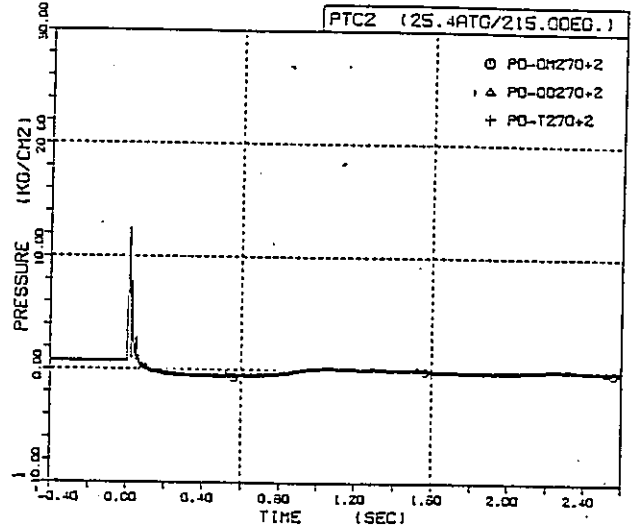
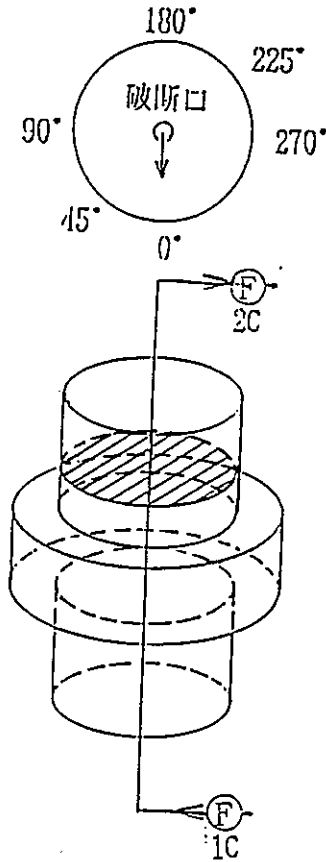
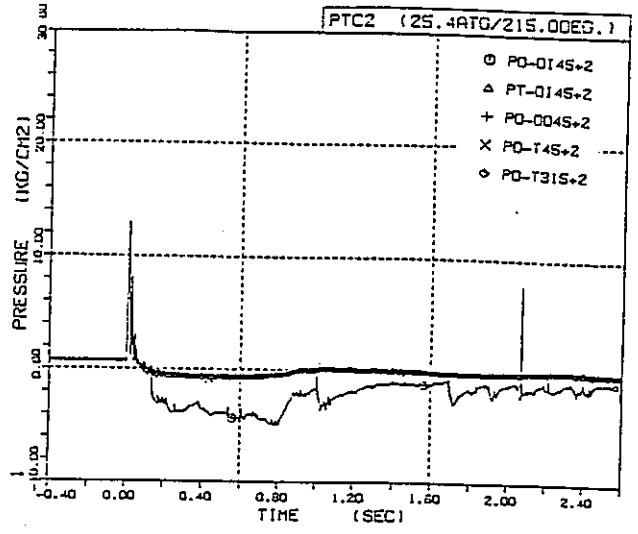
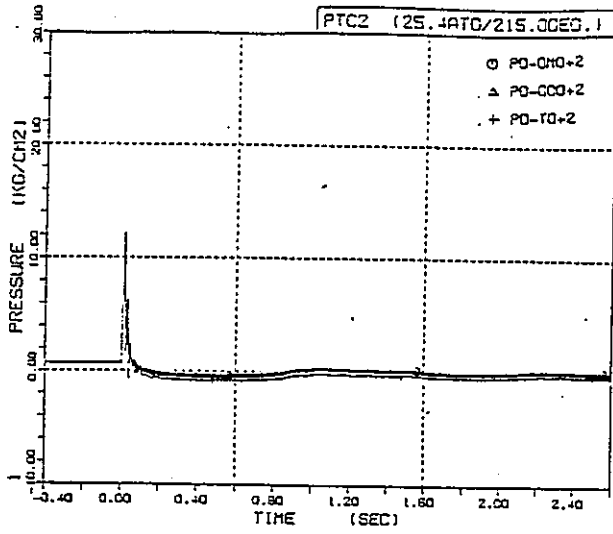


図 4. 4. 6 - 10 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 長期：上部胴部)

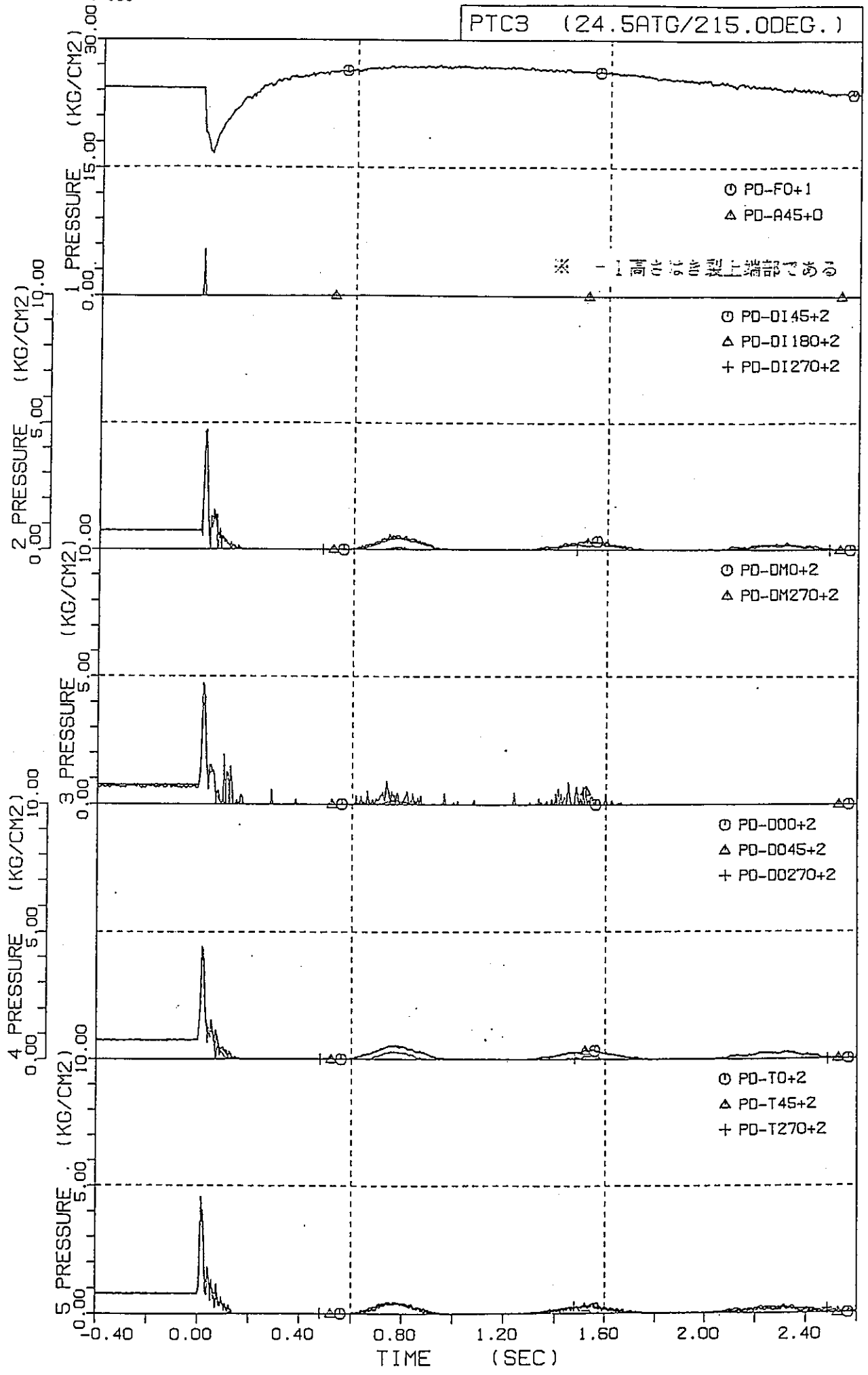


図 4.4.6 - 10(2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 長期: 上部胴部)

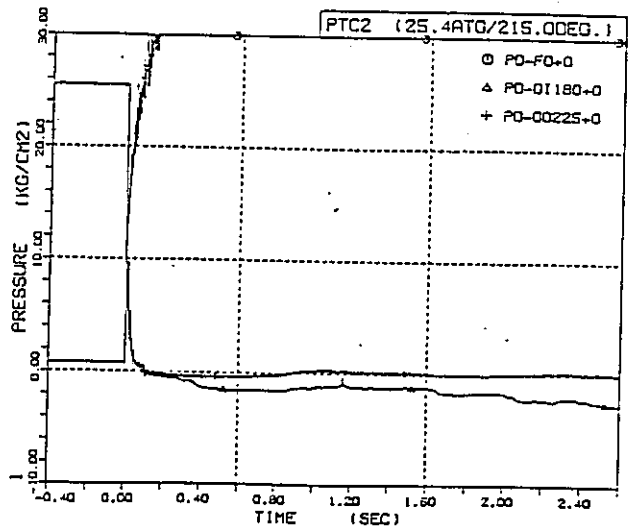
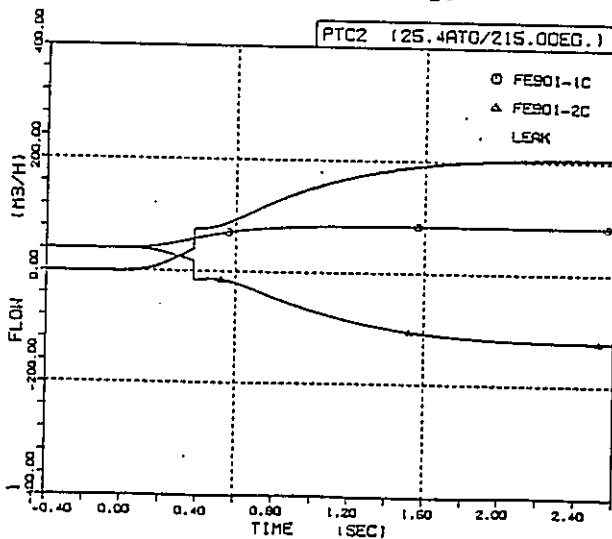
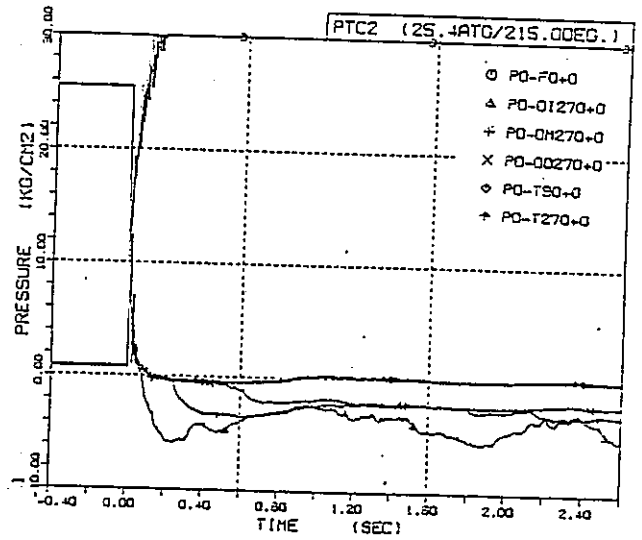
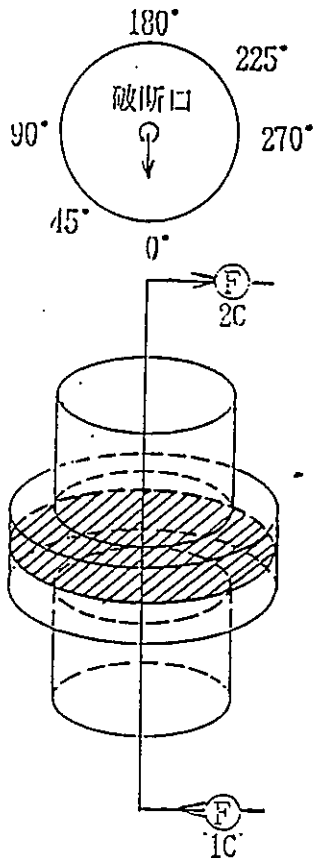
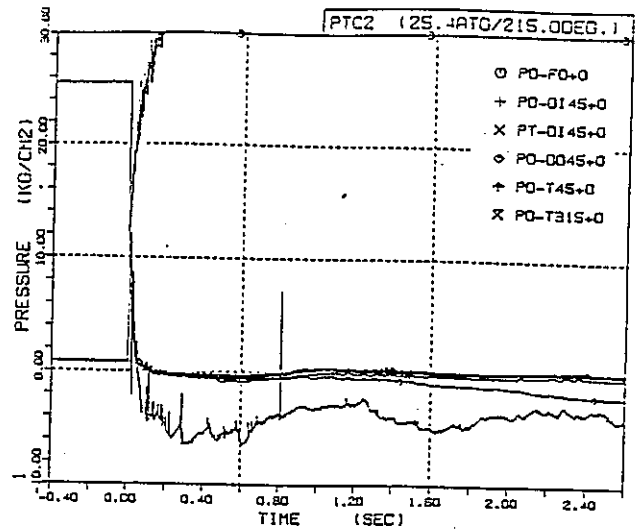
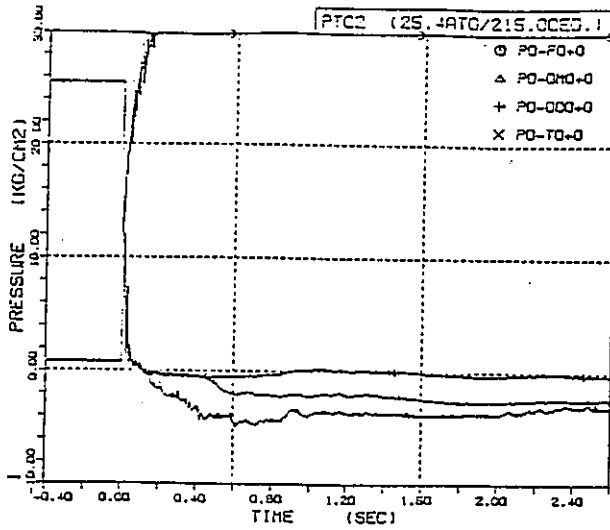


図 4.4.6 - 11(1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 長期: 中央部)

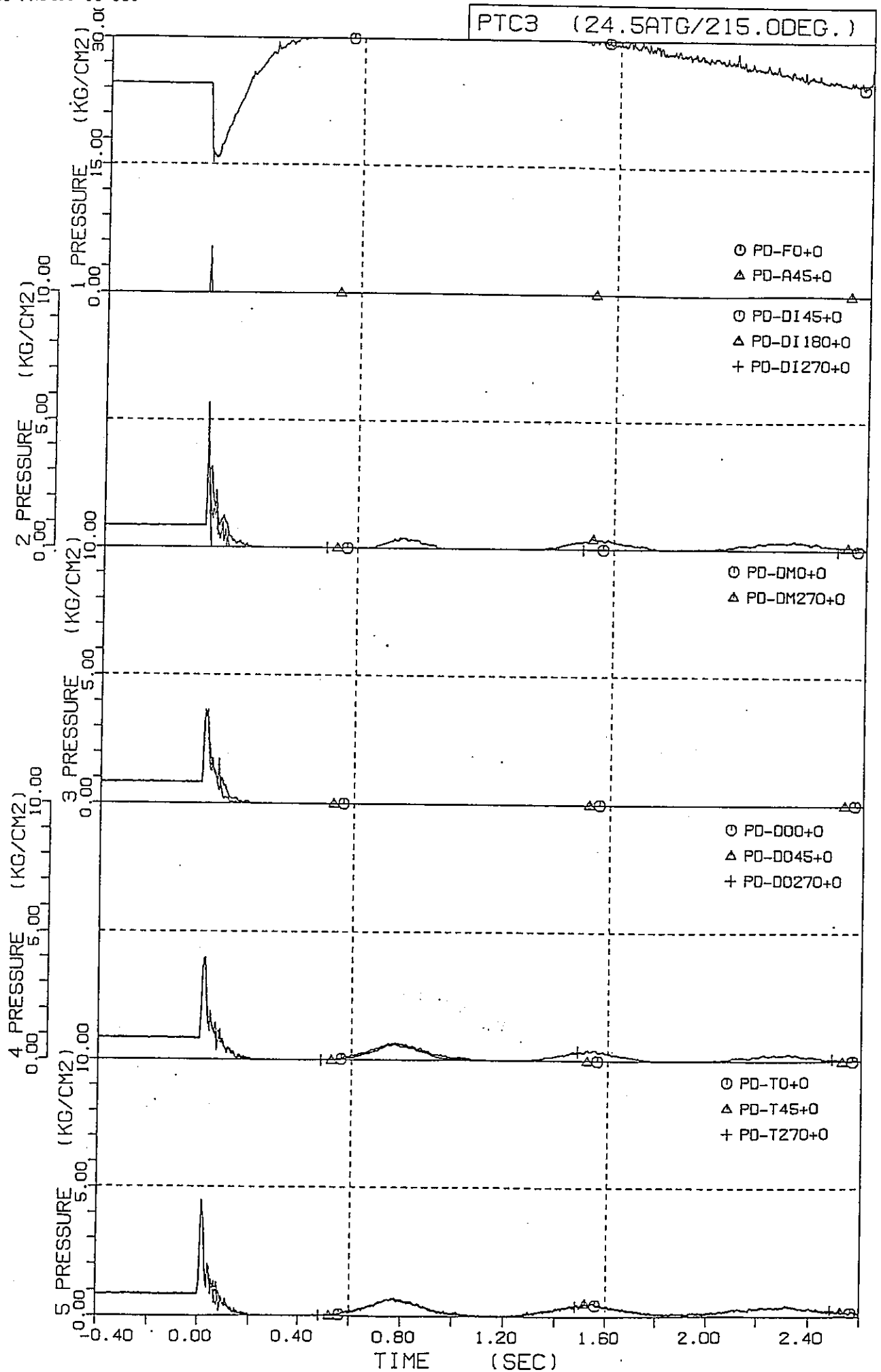


図 4.4.6-11(2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 長期: 中央部)

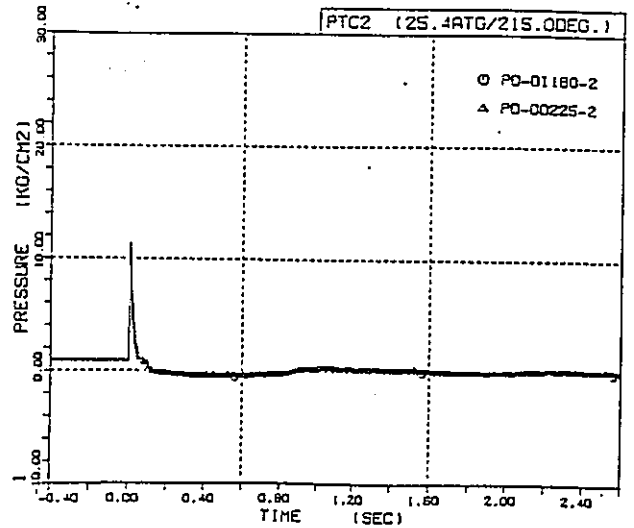
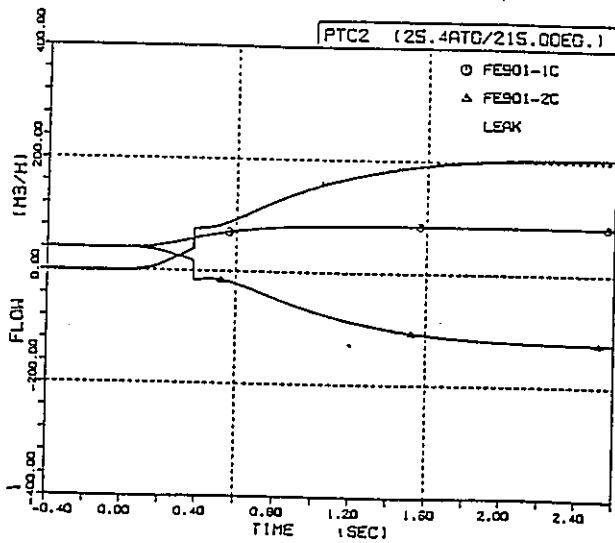
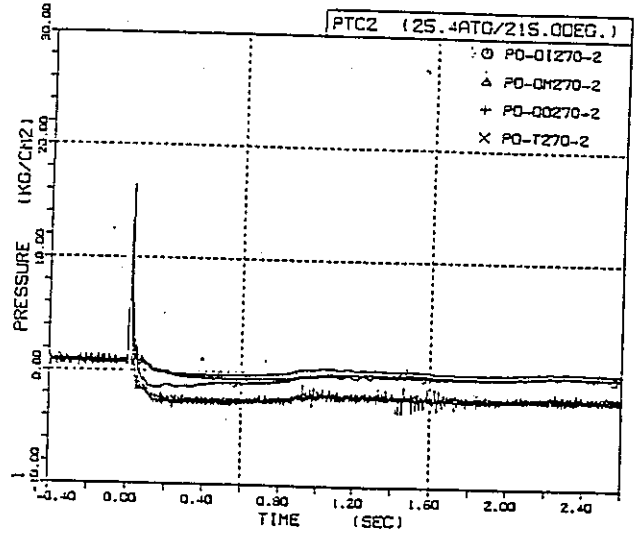
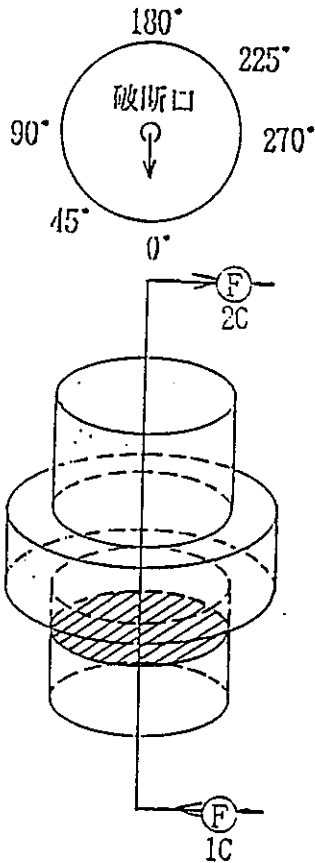
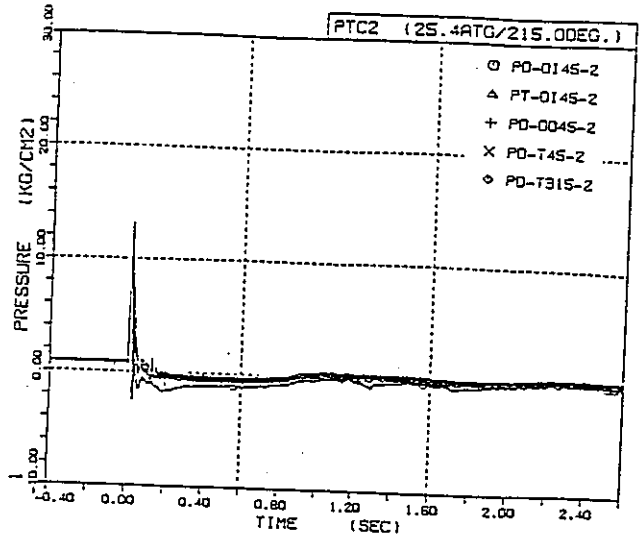
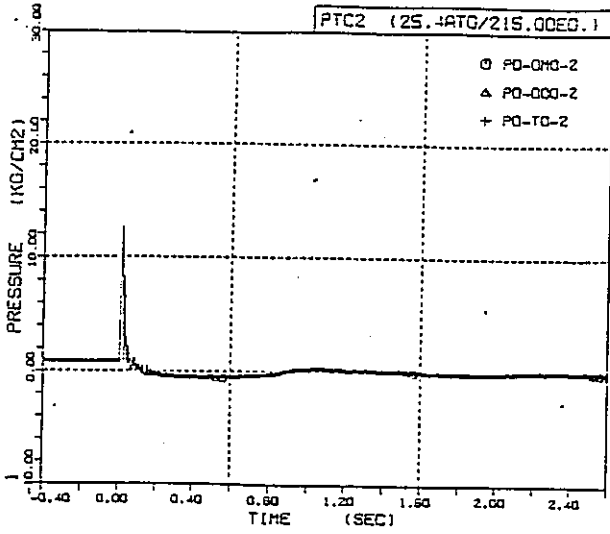


図 4.4.6 - 12 (1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 長期: 下部胴部)

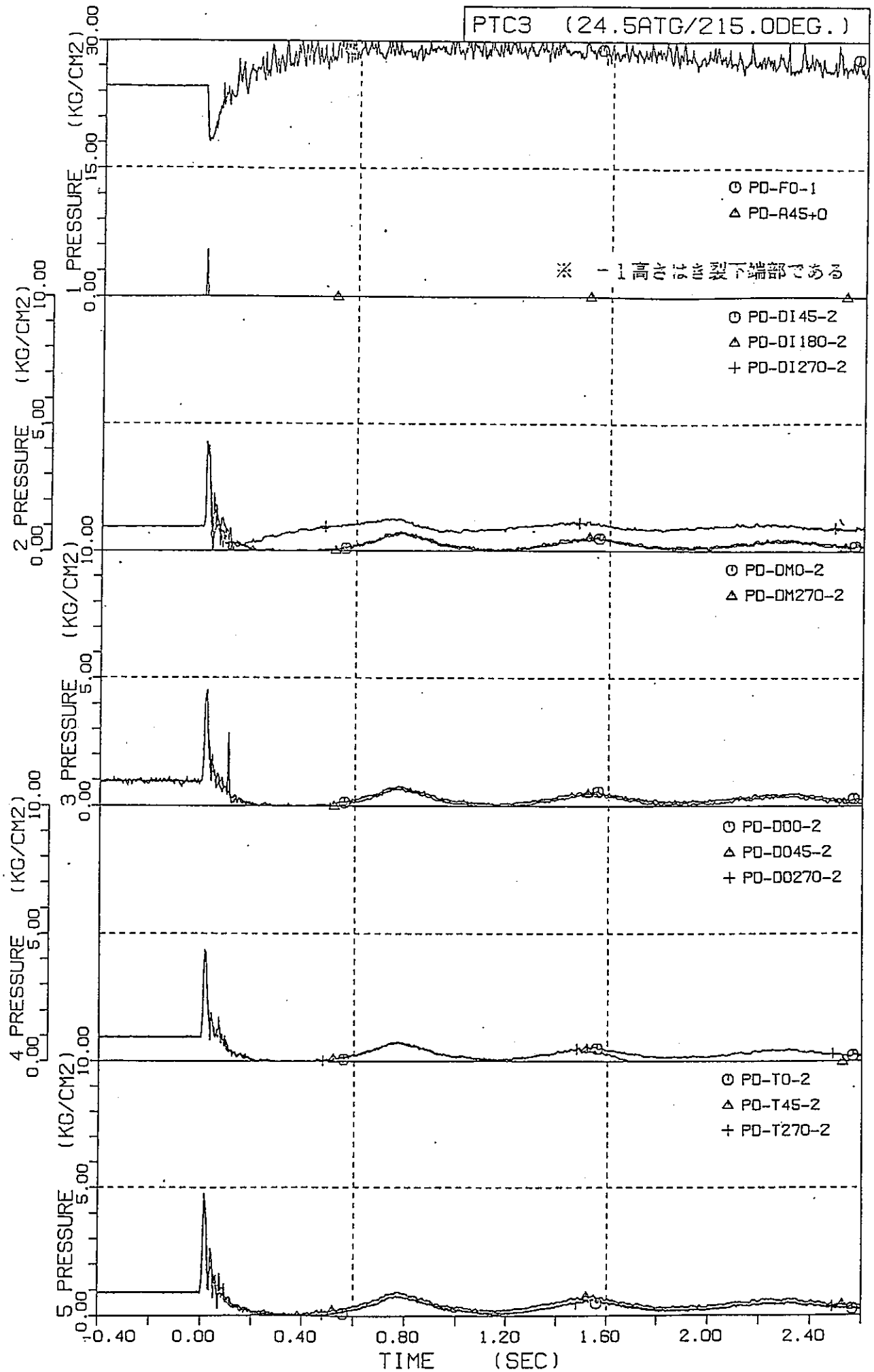


図 4. 4. 6 - 12 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 長期 : 下部胴部)

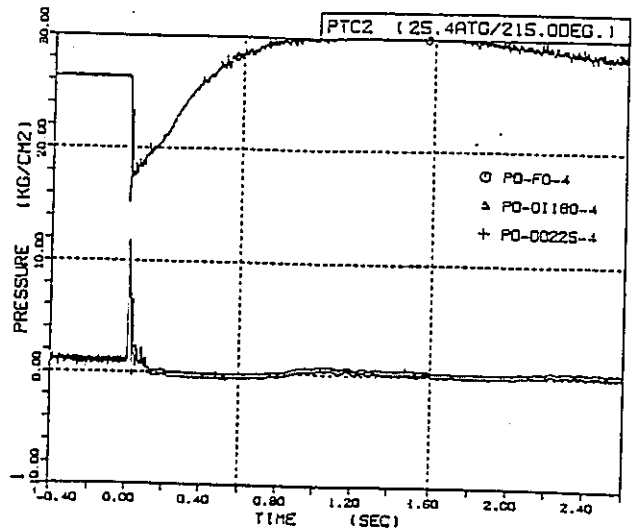
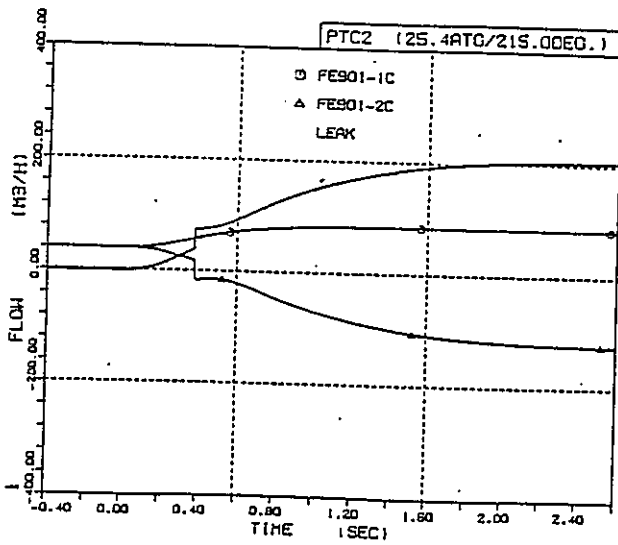
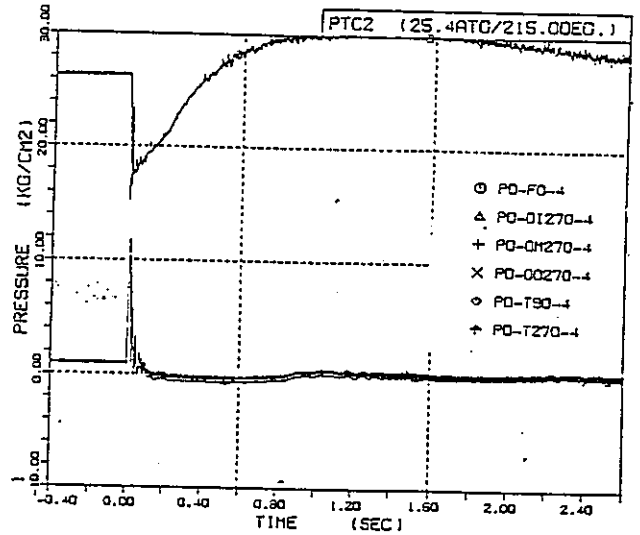
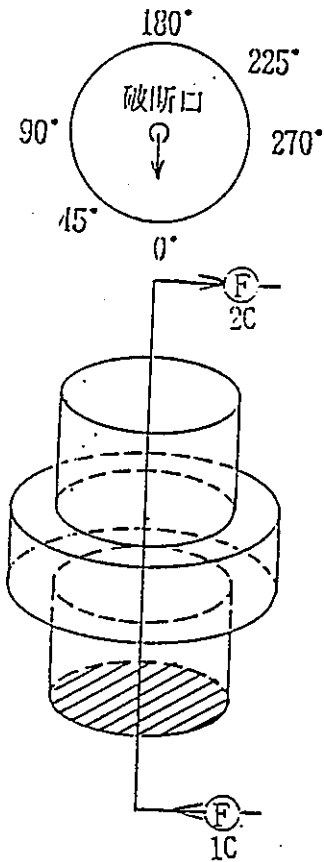
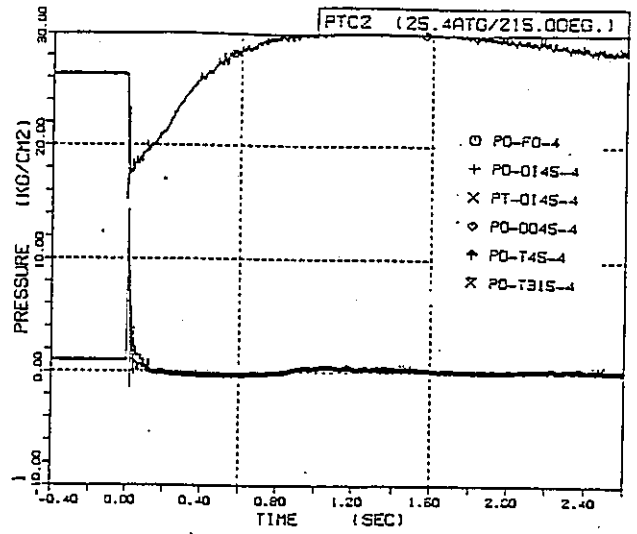
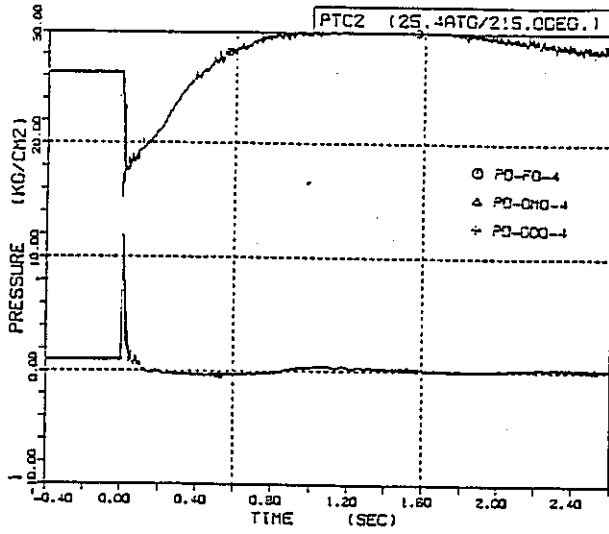


図 4.4.6 - 13(1/2) タンク内圧力変化 (PTC-2 長期: 下部管板部)

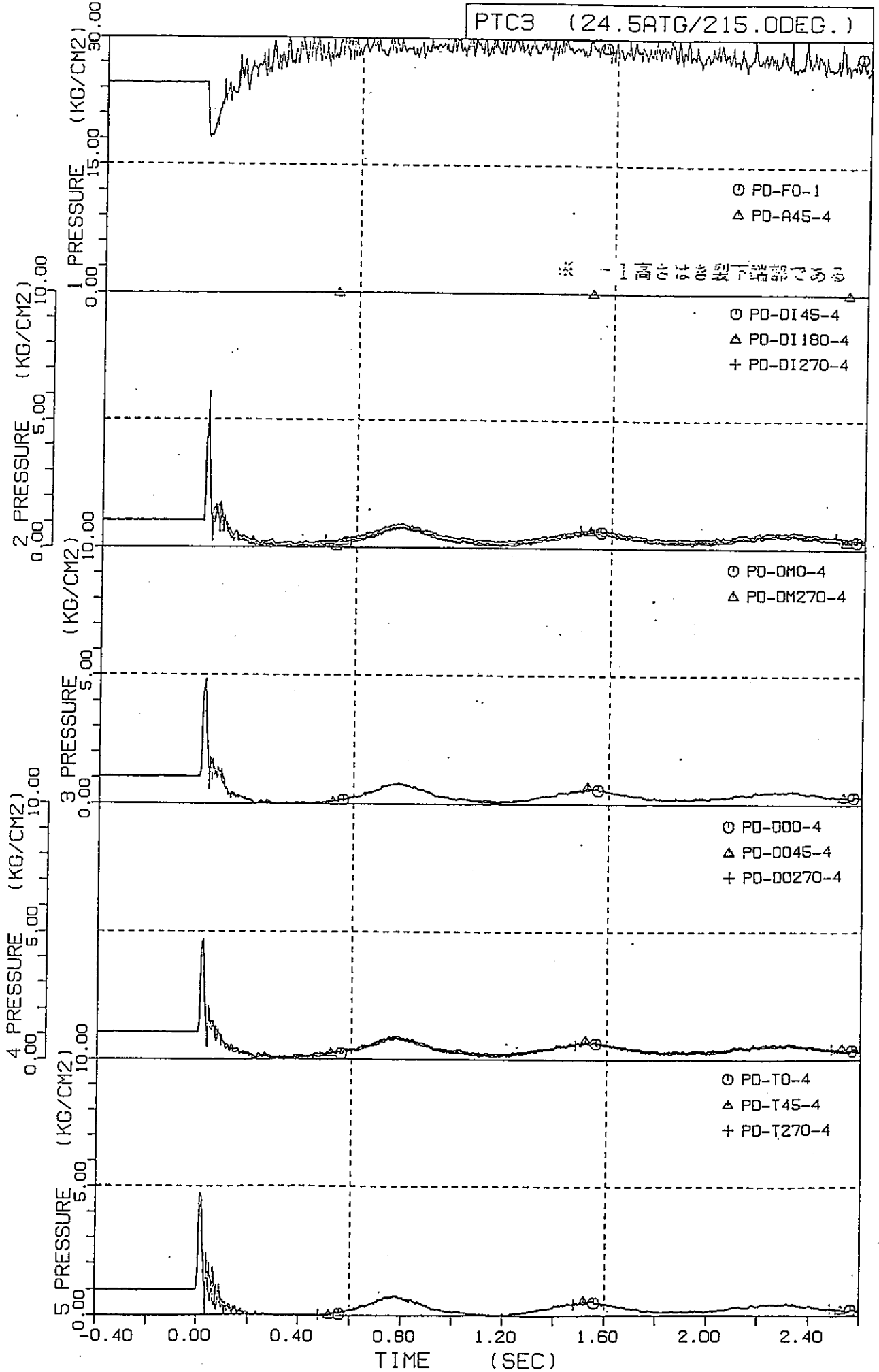


図 4.4.6 - 13 (2/2) タンク内圧力変化 (PTC-3 長期: 下部管板部)

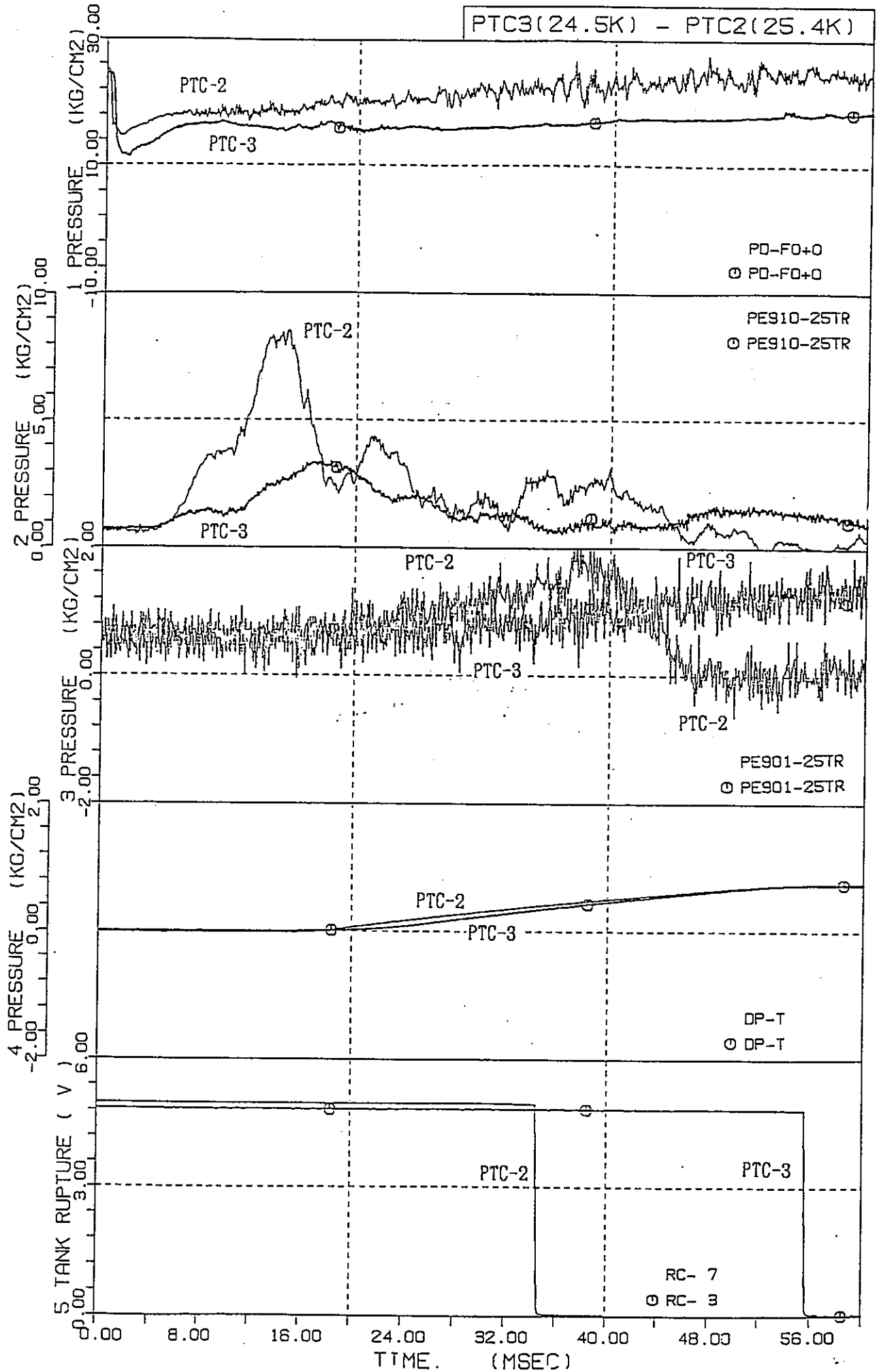


図 4. 4. 6 - 14 ラプチャディスクと各部の圧力

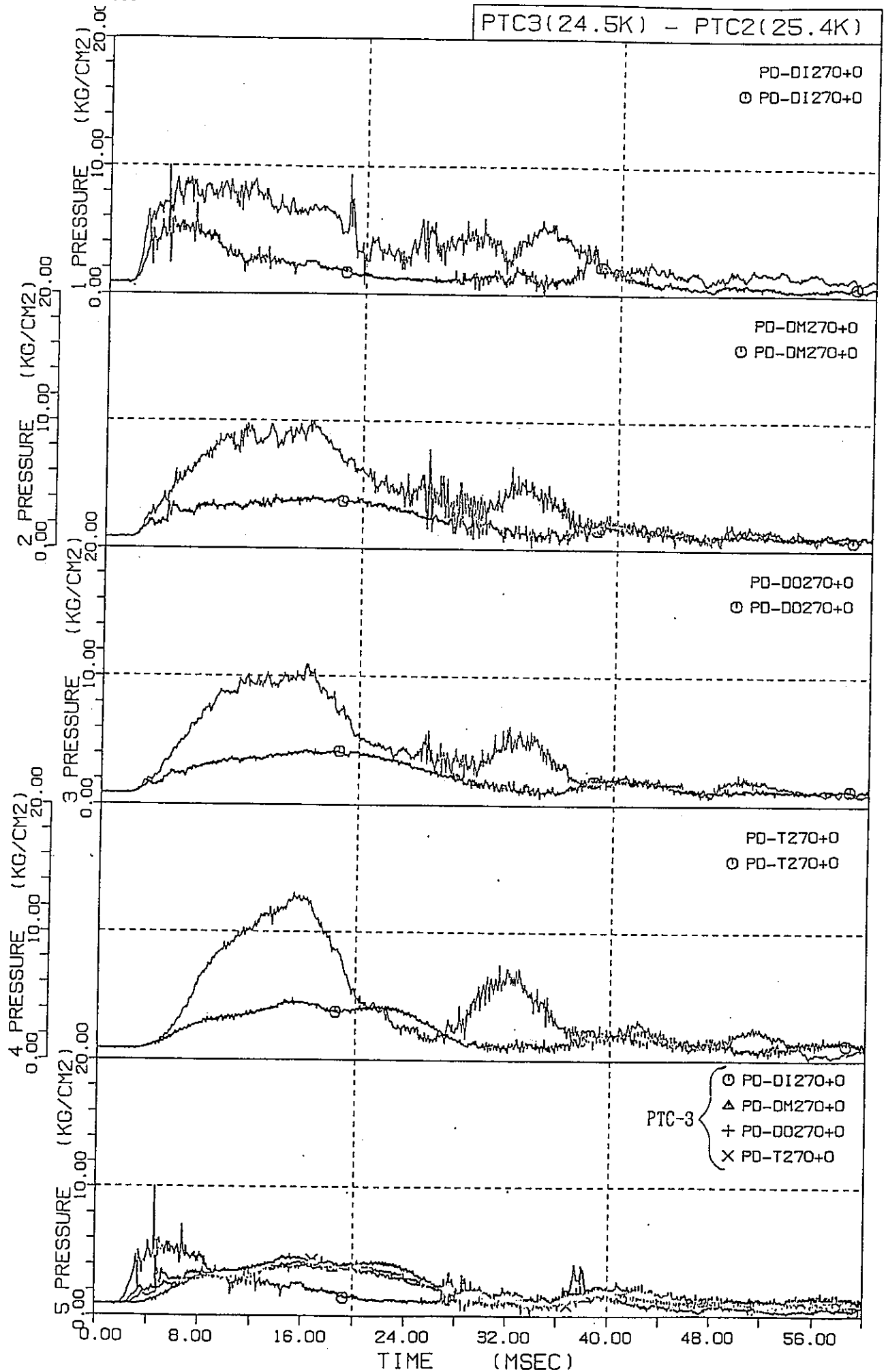


図 4.4.6-15 タンク内径方向圧力変化

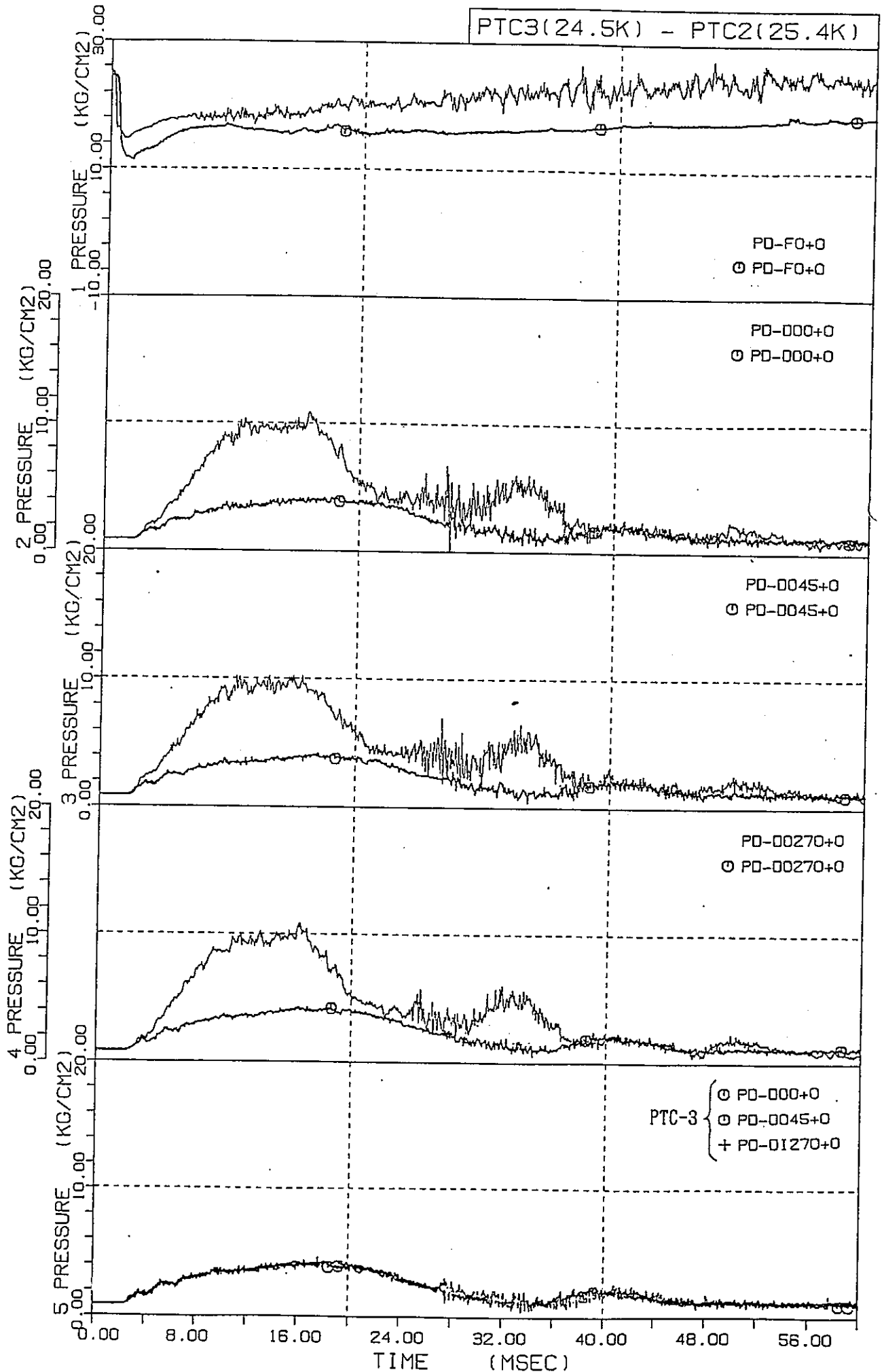


図 4. 4. 6 - 16 タンク内周方向圧力変化

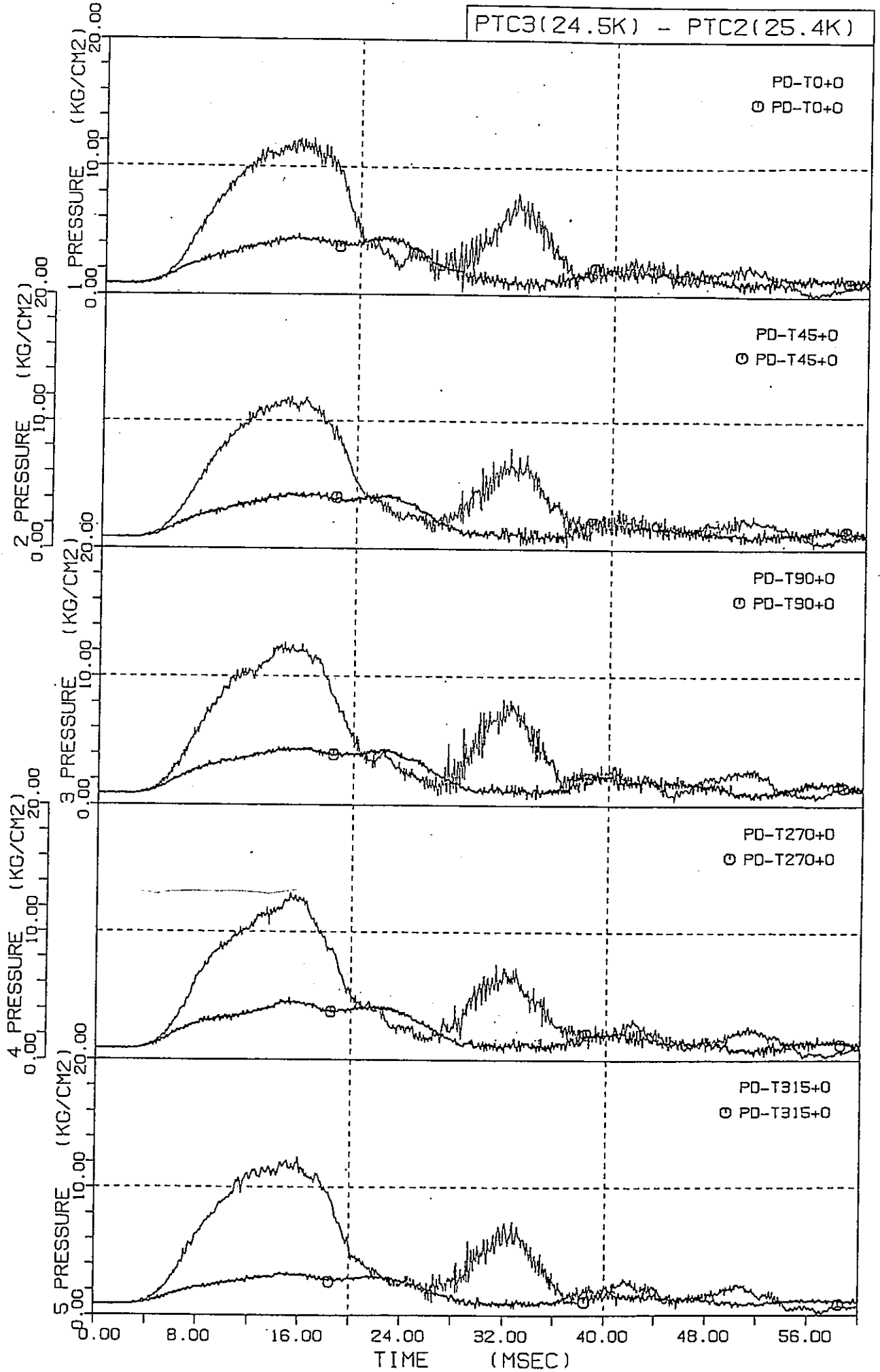


図 4.4.6-17 タンク内周方向圧力変化

PTC3(24.5K) - PTC2(25.4K)

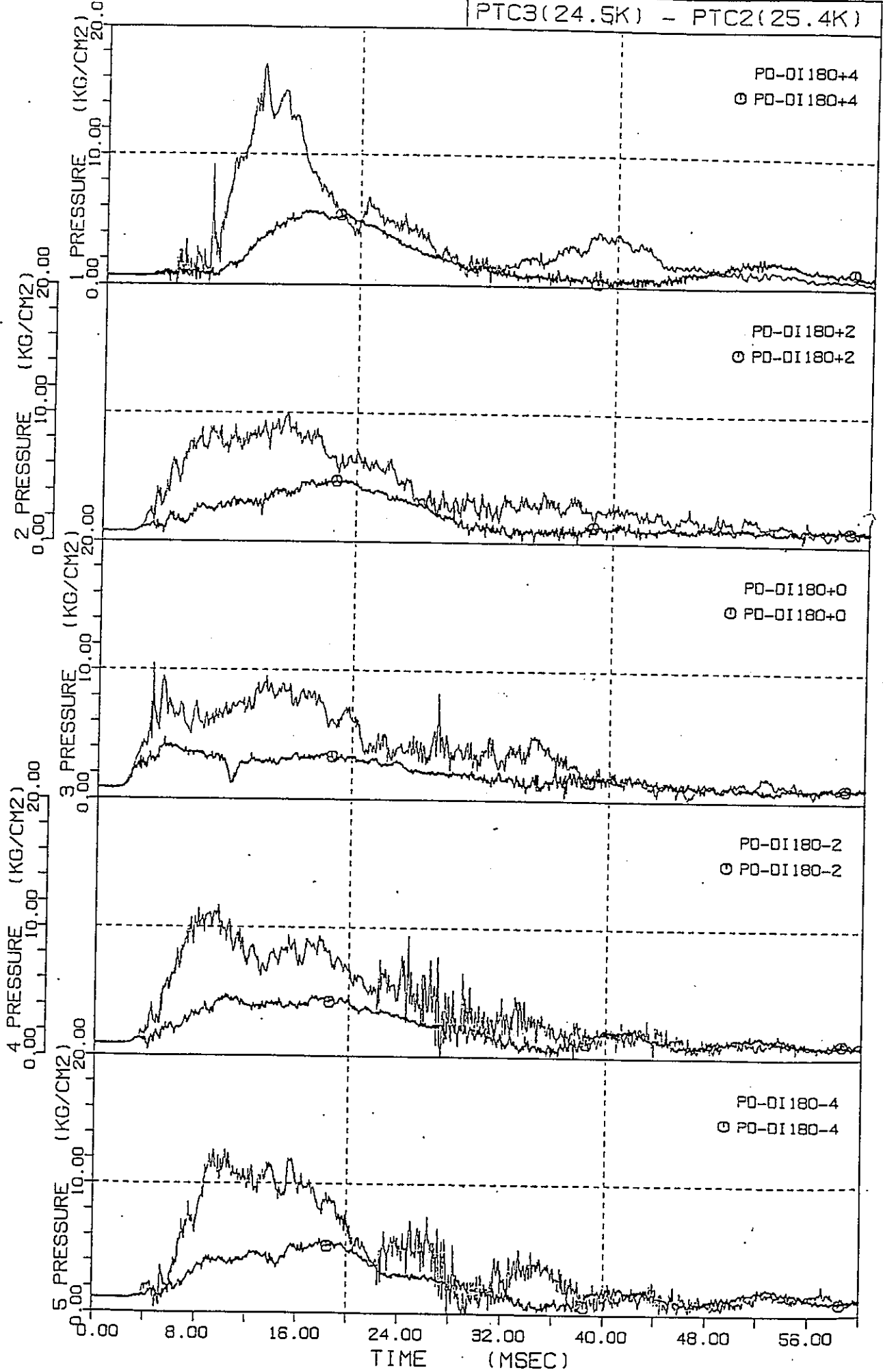


図 4.4.6-18 タンク内上下方向圧力変化 (180°)

PTC3(24.5K) - PTC2(25.4K)

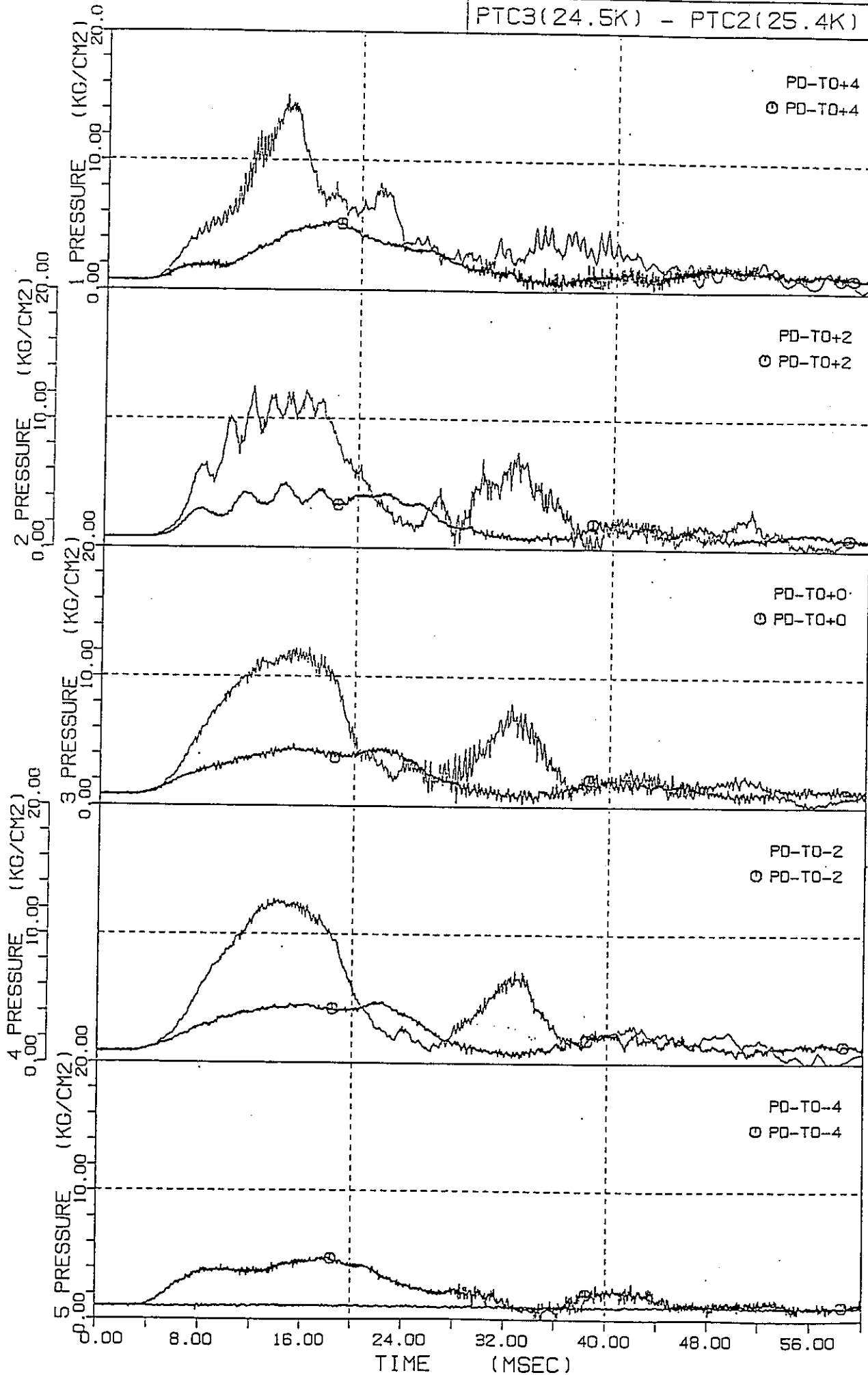


図 4.4.6-19 タンク壁上下方向圧力変化 (0°)

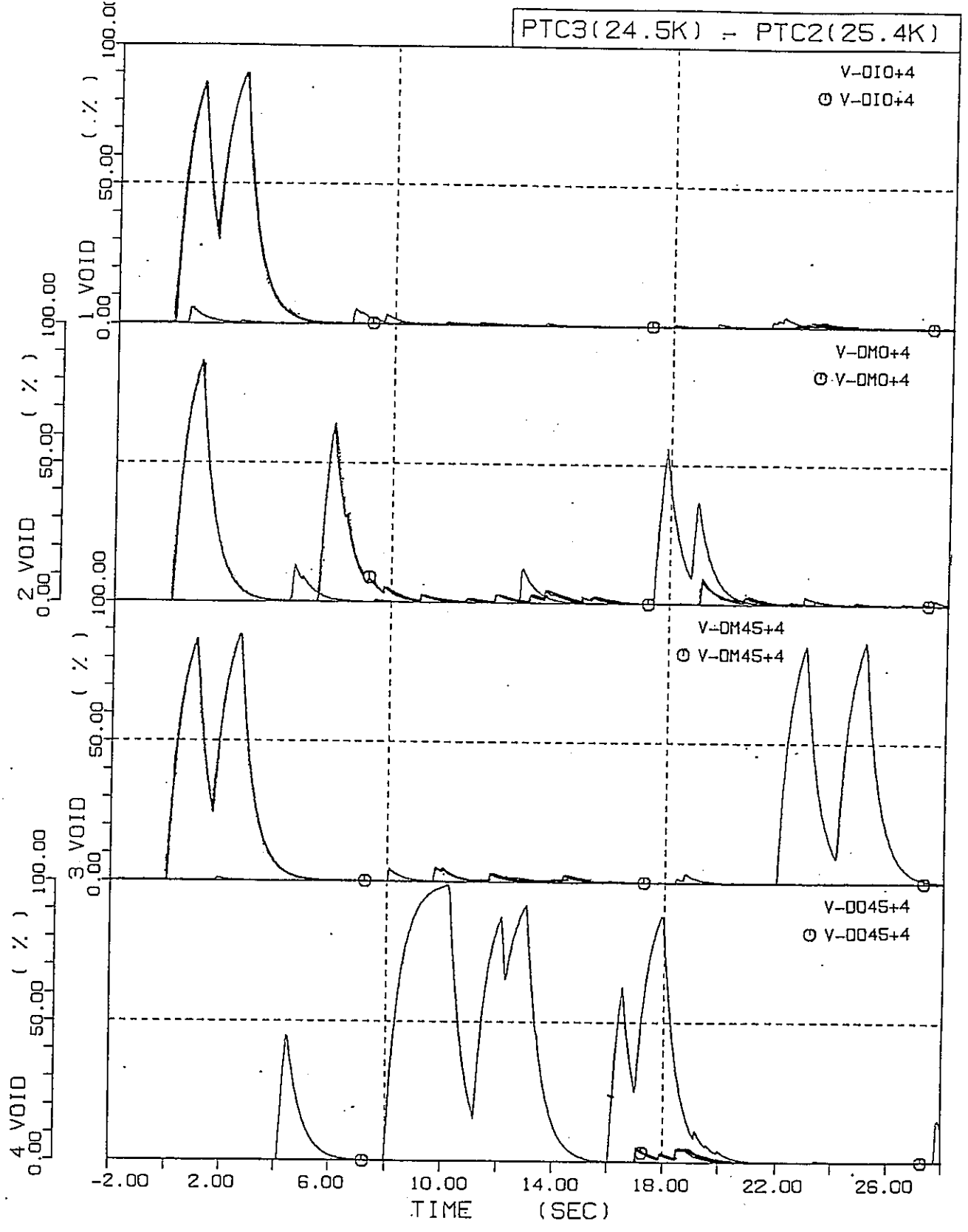


図 4.4.6 - 20 タンク内ポイド率変化 (上部管板部)

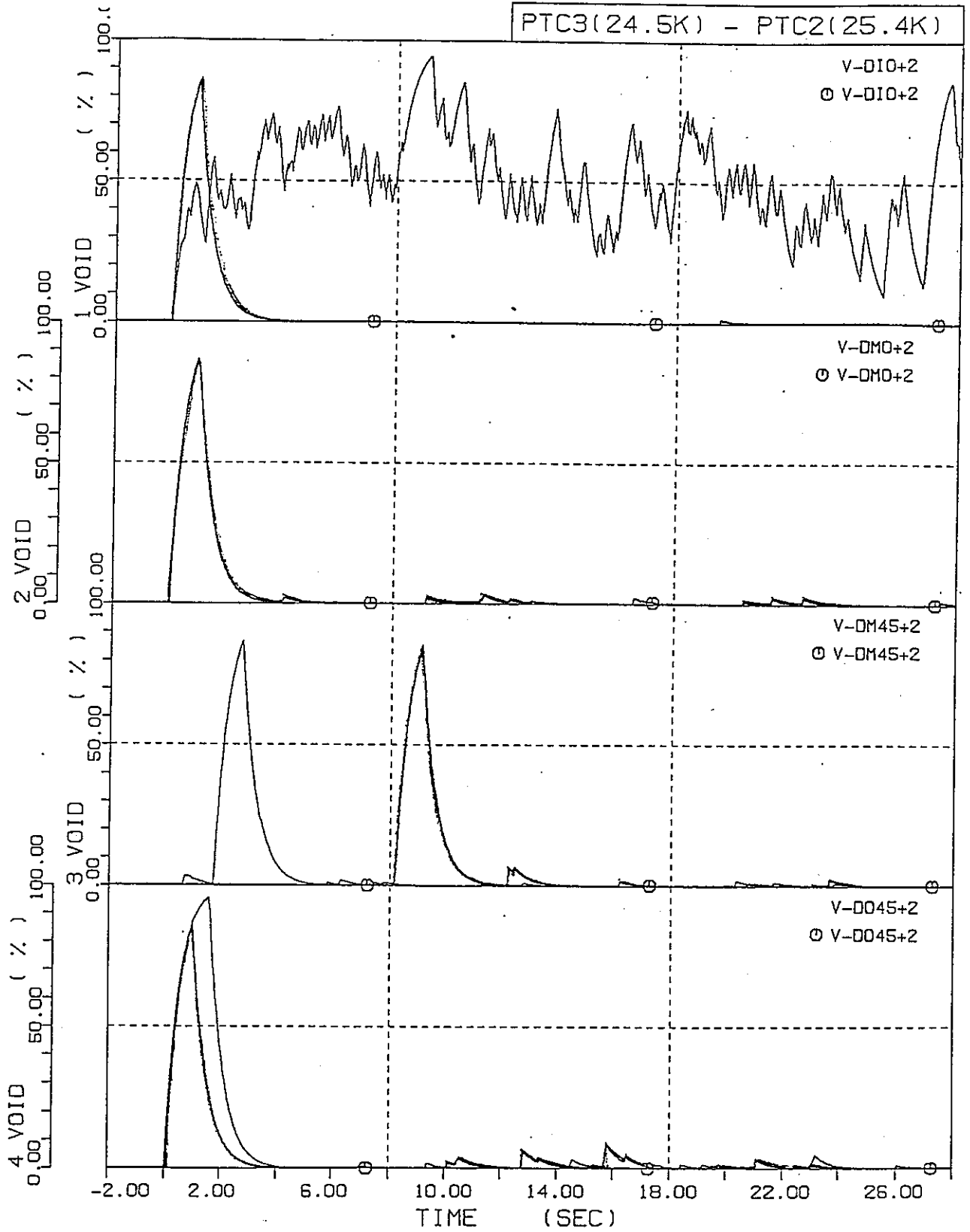


図 4. 4. 6 - 21 タンク内ボイド率変化 (上部胴部)

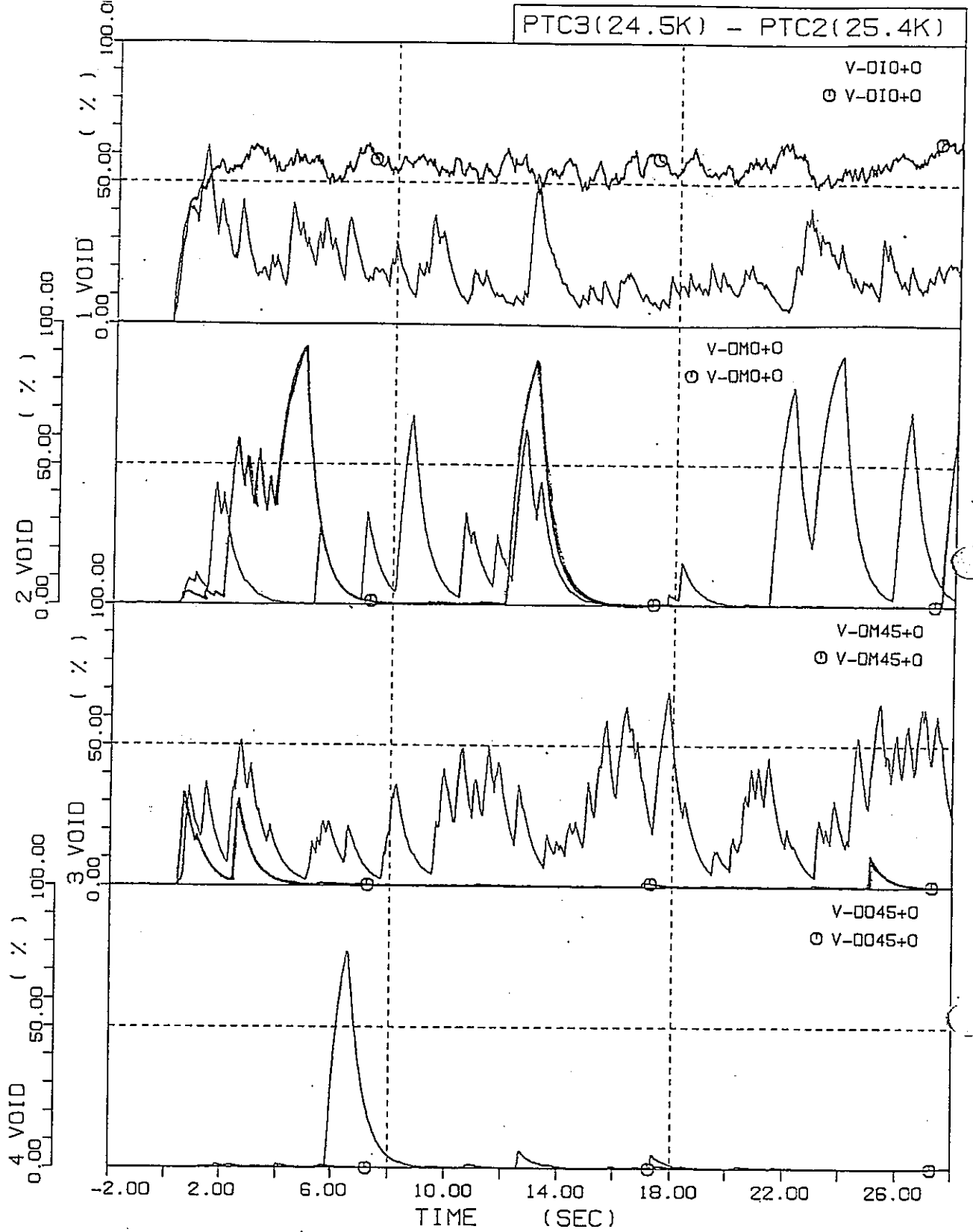


図 4.4.6-22 タンク内ボイド率変化 (中央部)

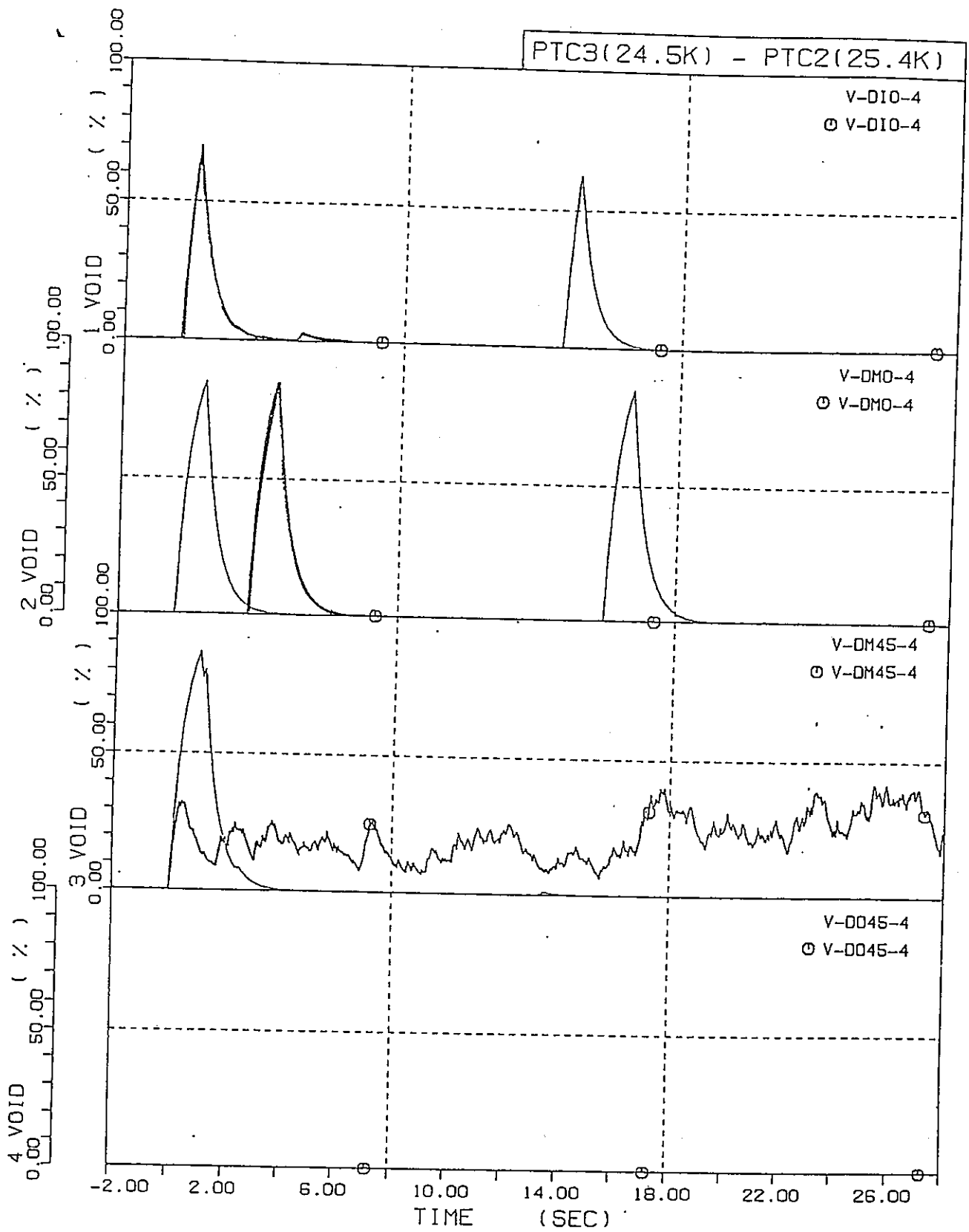


図 4.4.6-23 タンク内ボイド率変化 (下部胴部)

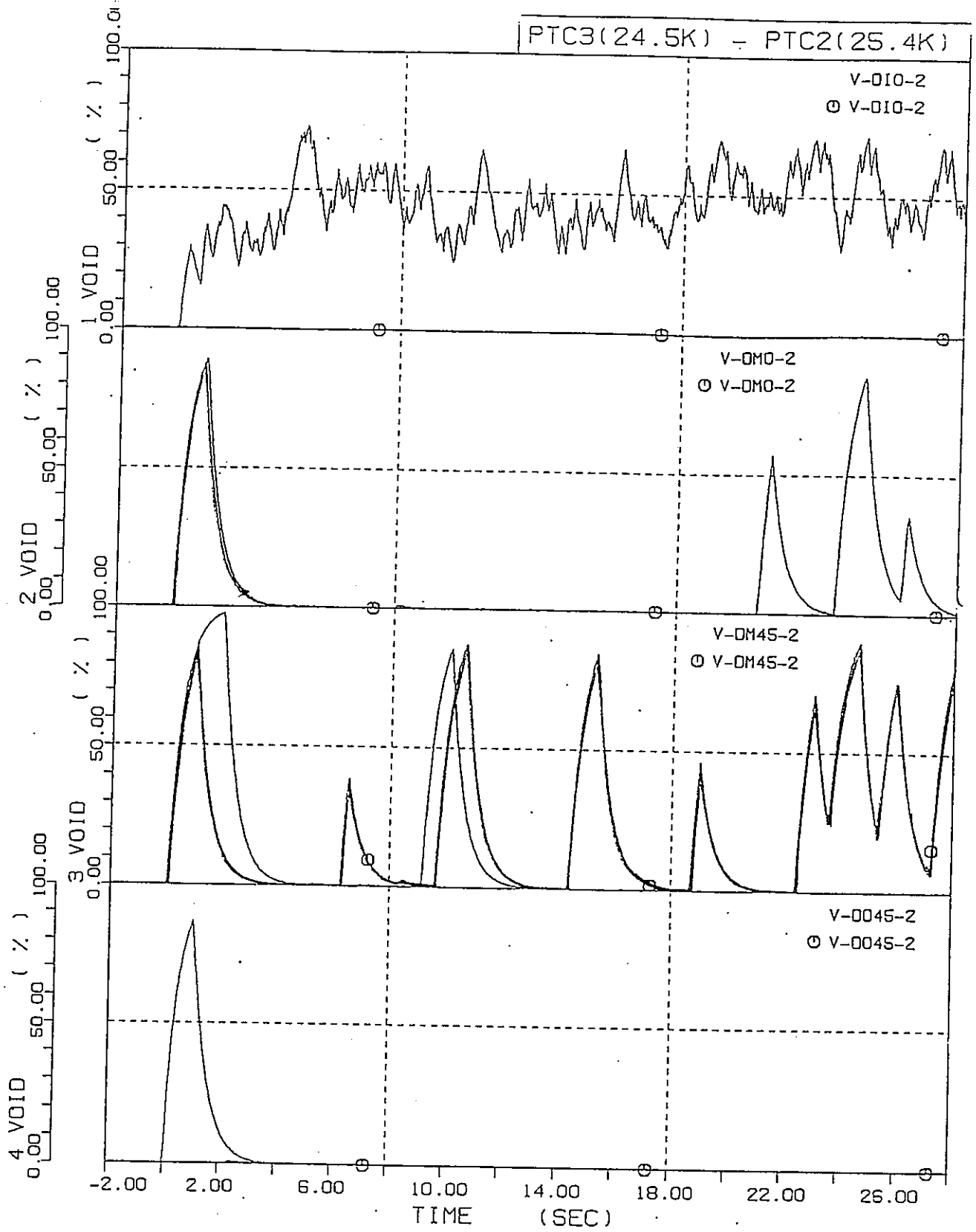
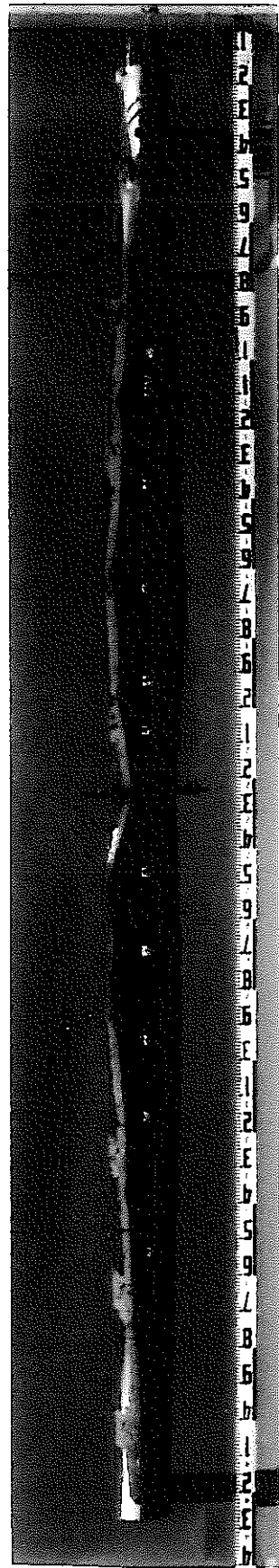
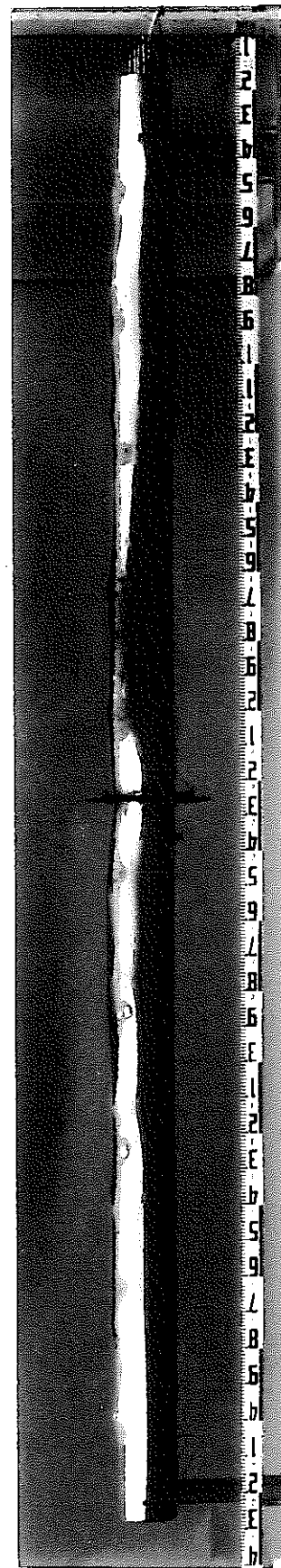


図 4.4.6-24 タンク内ボイド率変化 (下部管板部)

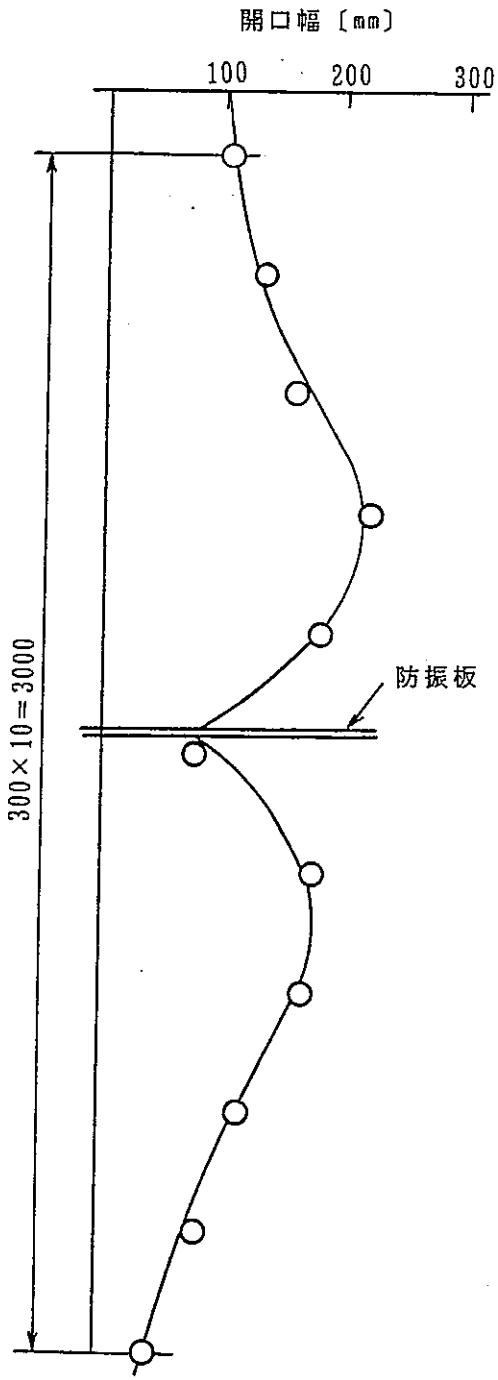


(正面)

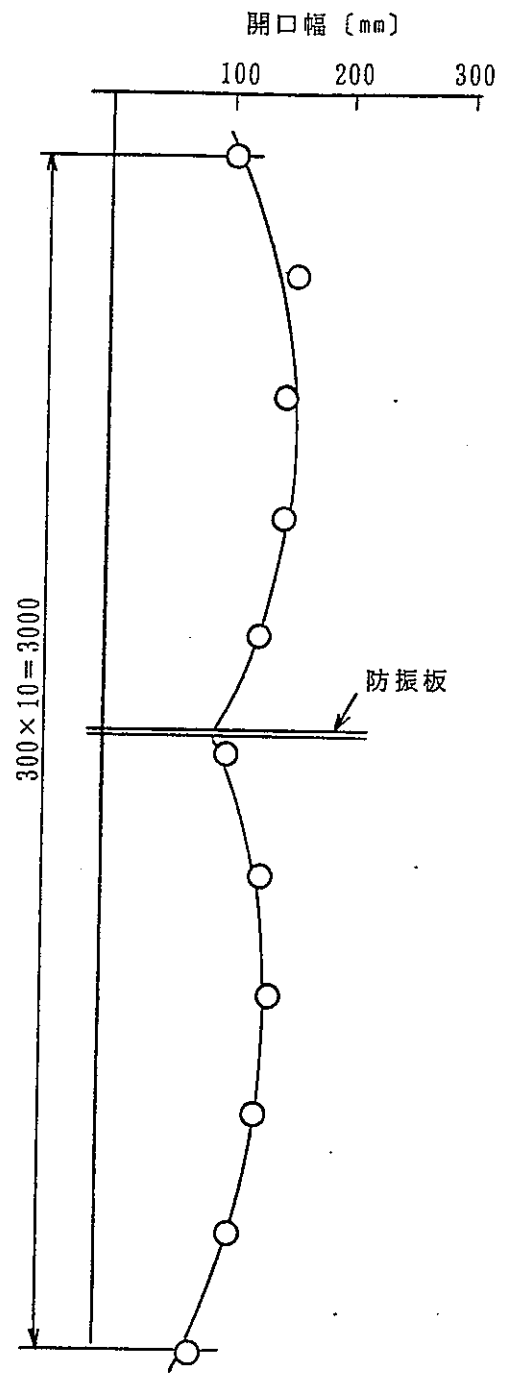


(側面)

図4.4.6-25(1/2) 破断チャンネルの外観 (PTC-2)



カランドリア管開口幅



圧力管開口幅

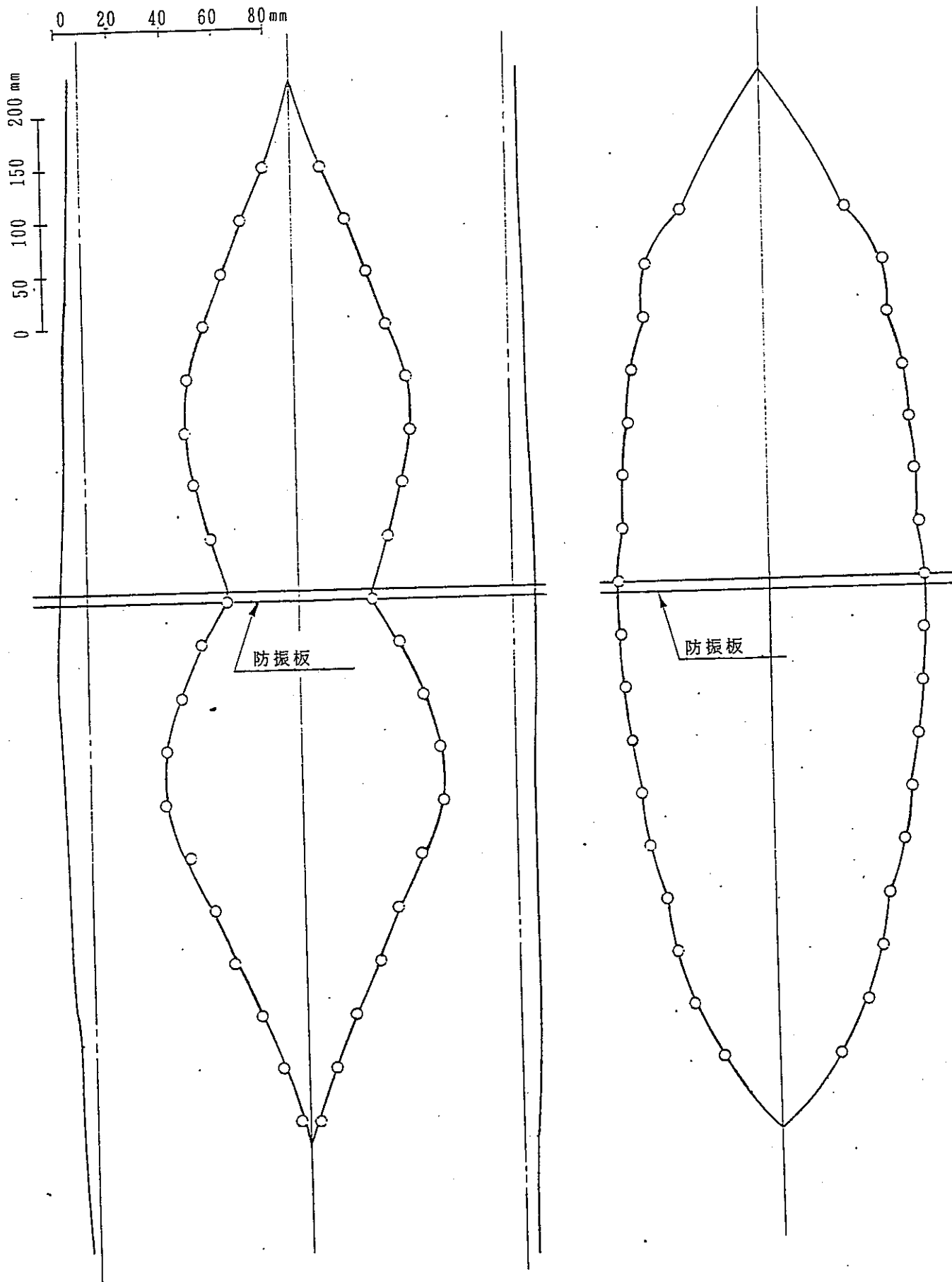
図4.4.6-25(2/2) 試験部開口部形状 (PTC-2)



(正面)

(側面)

図4.4.6-26(1/2) 破断チャンネルの外観 (PTC-3)



カランドリア管開口幅

圧力管開口幅

図4.4.6-26(2/2) 試験部開口部形状 (PTC-3)

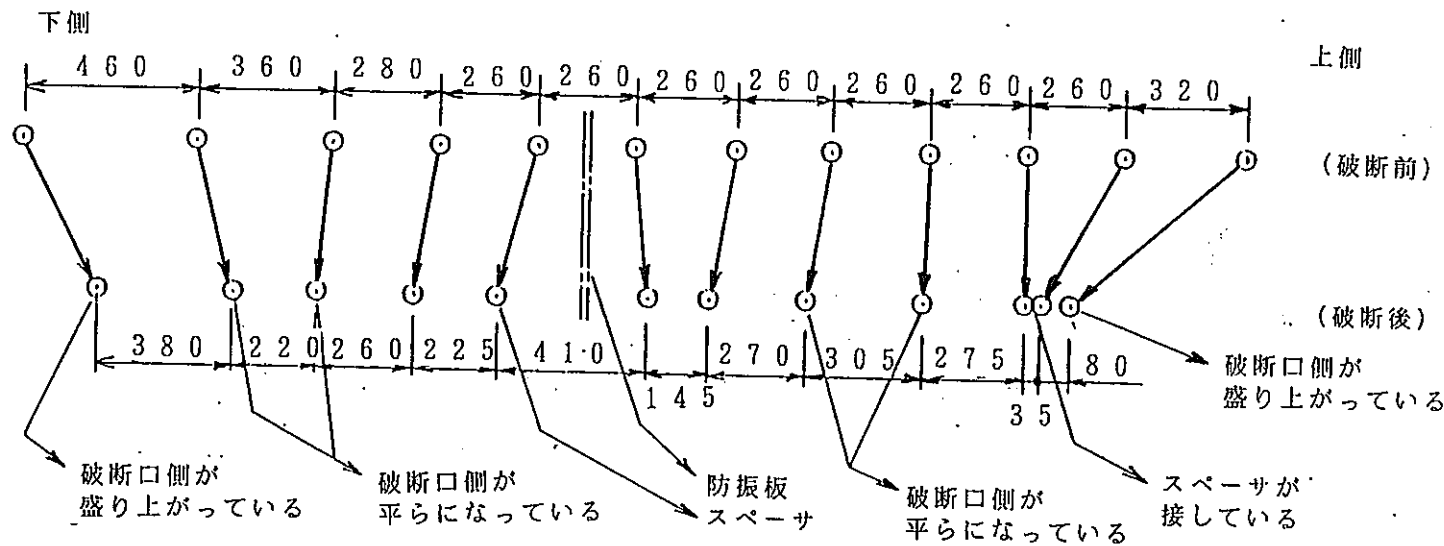


図4.4.6-27 スペーサに発生した損傷, 移動 (PTC-2)

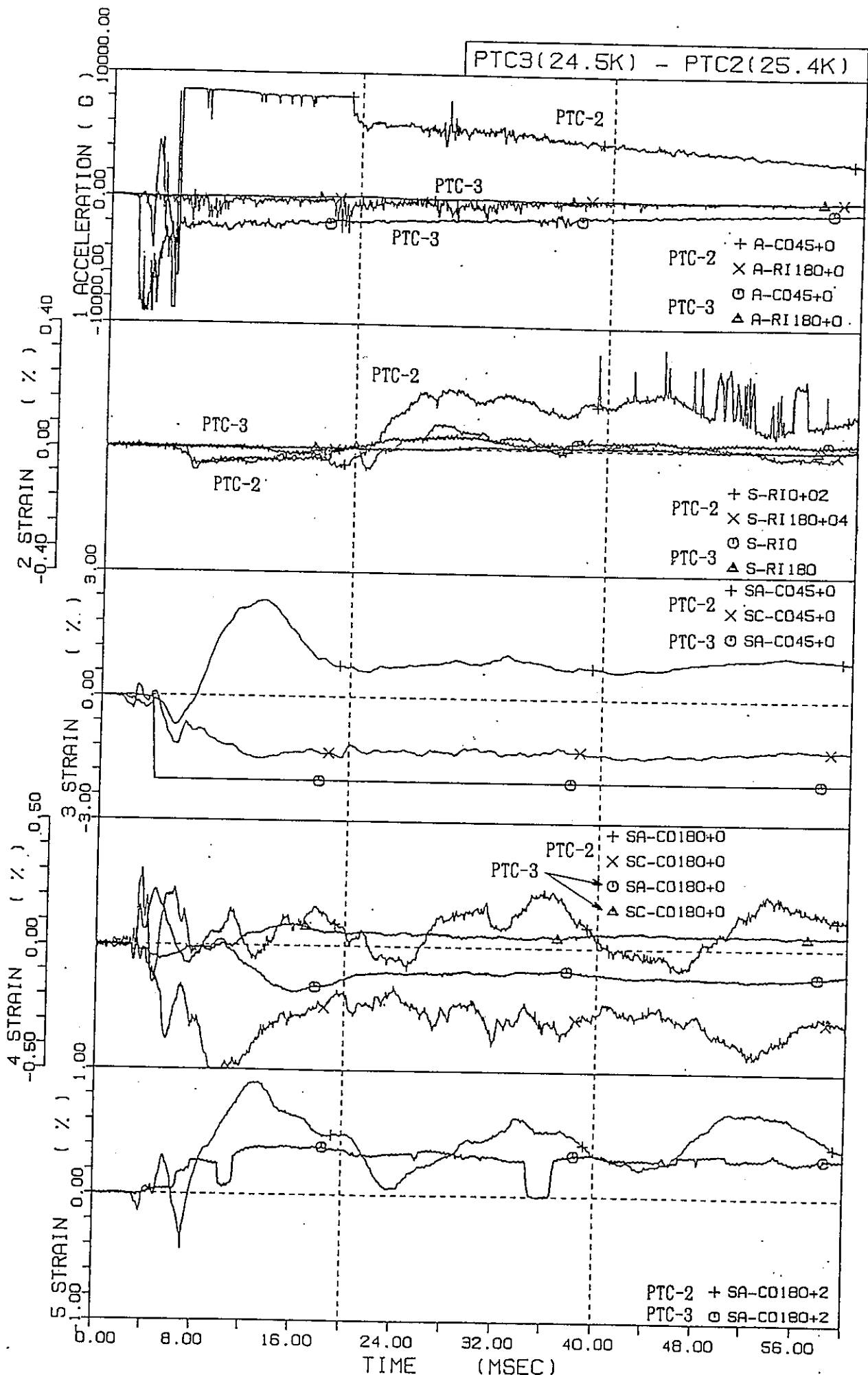


图 4.4.6 - 28 破断部防振板近傍挙動変化

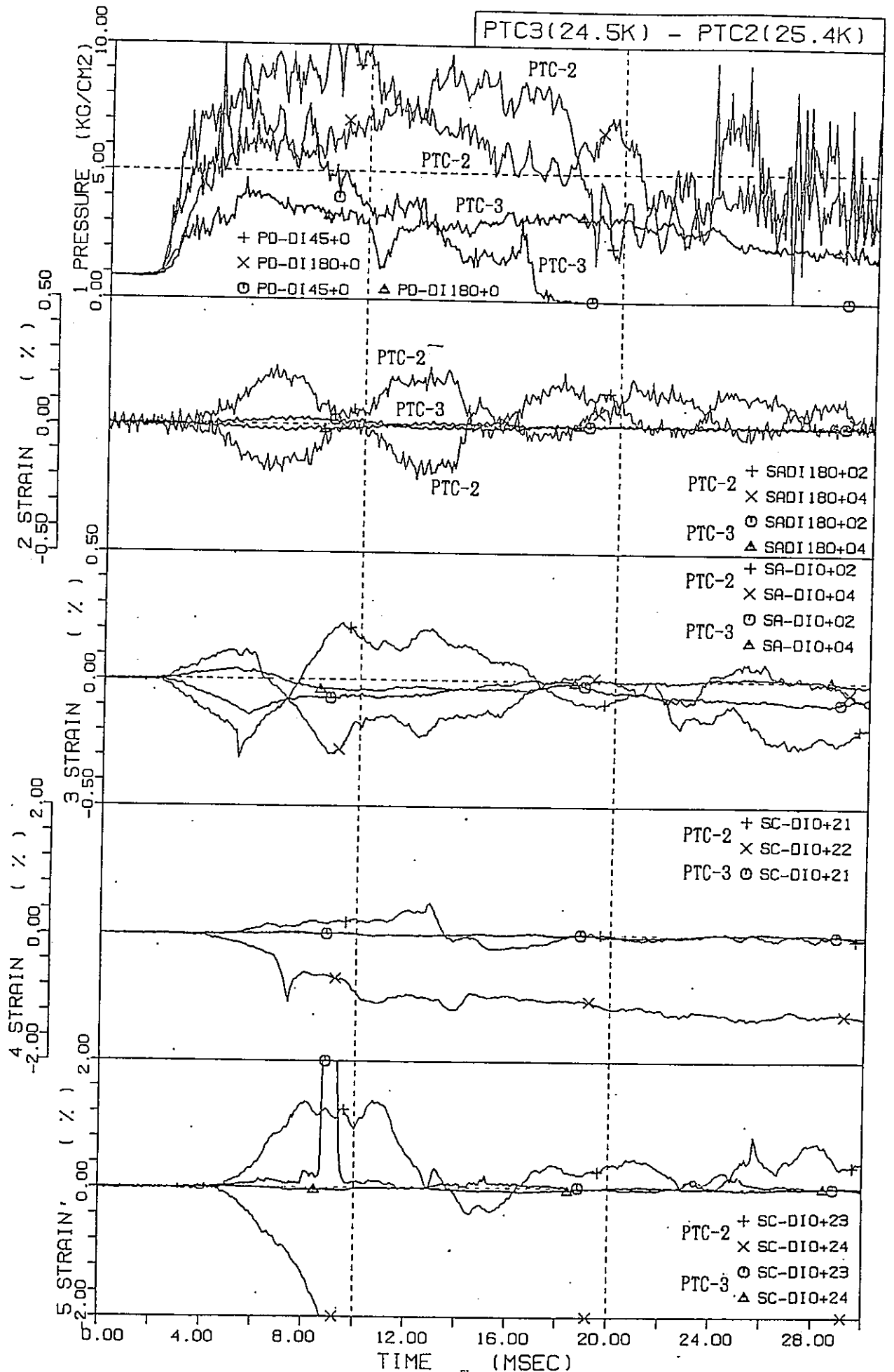


图 4.4.6-29 周边薄肉管歪举动变化

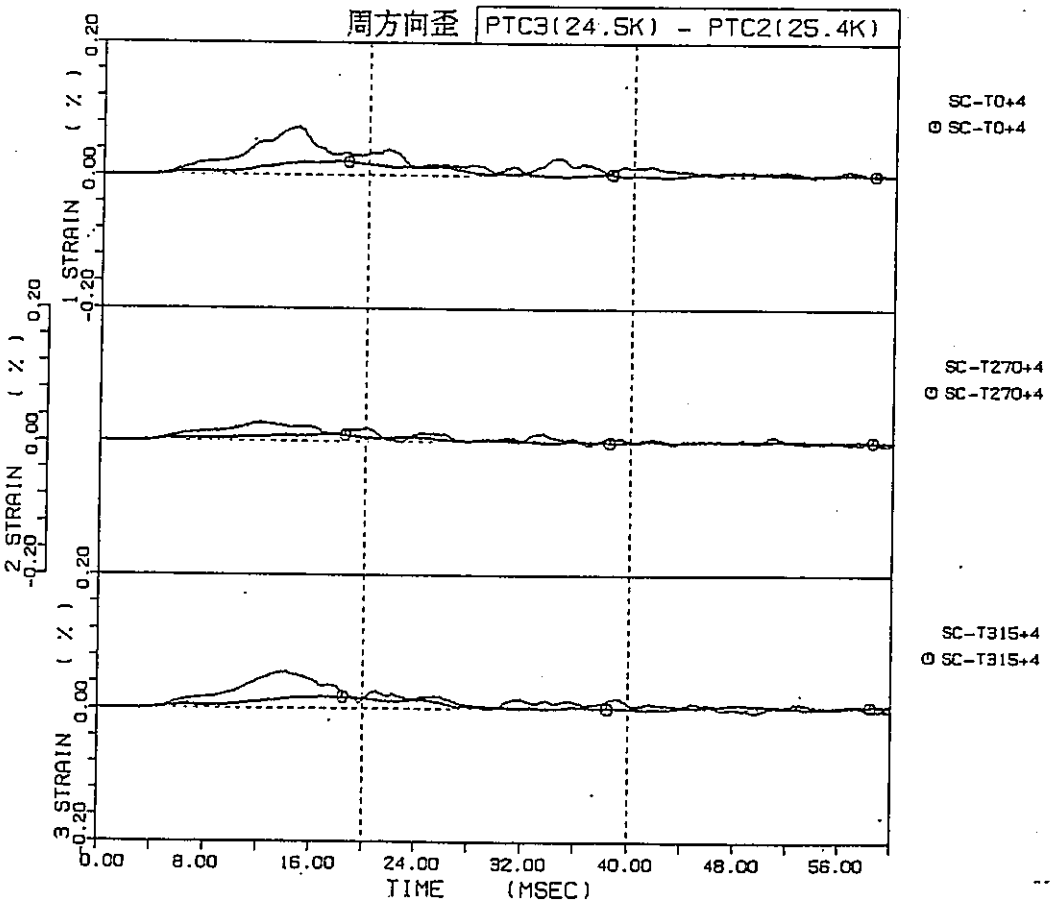
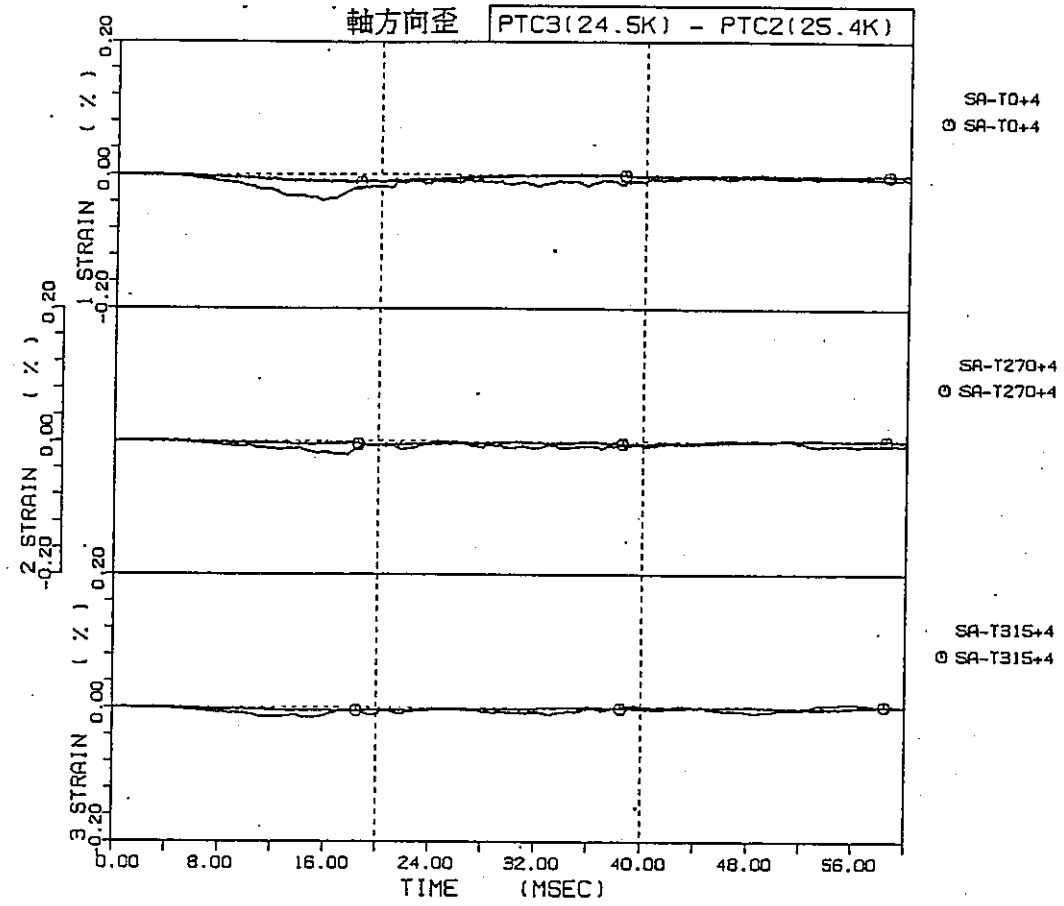


図 4. 4. 6 - 30 タンク壁歪変化 (上部胴部)

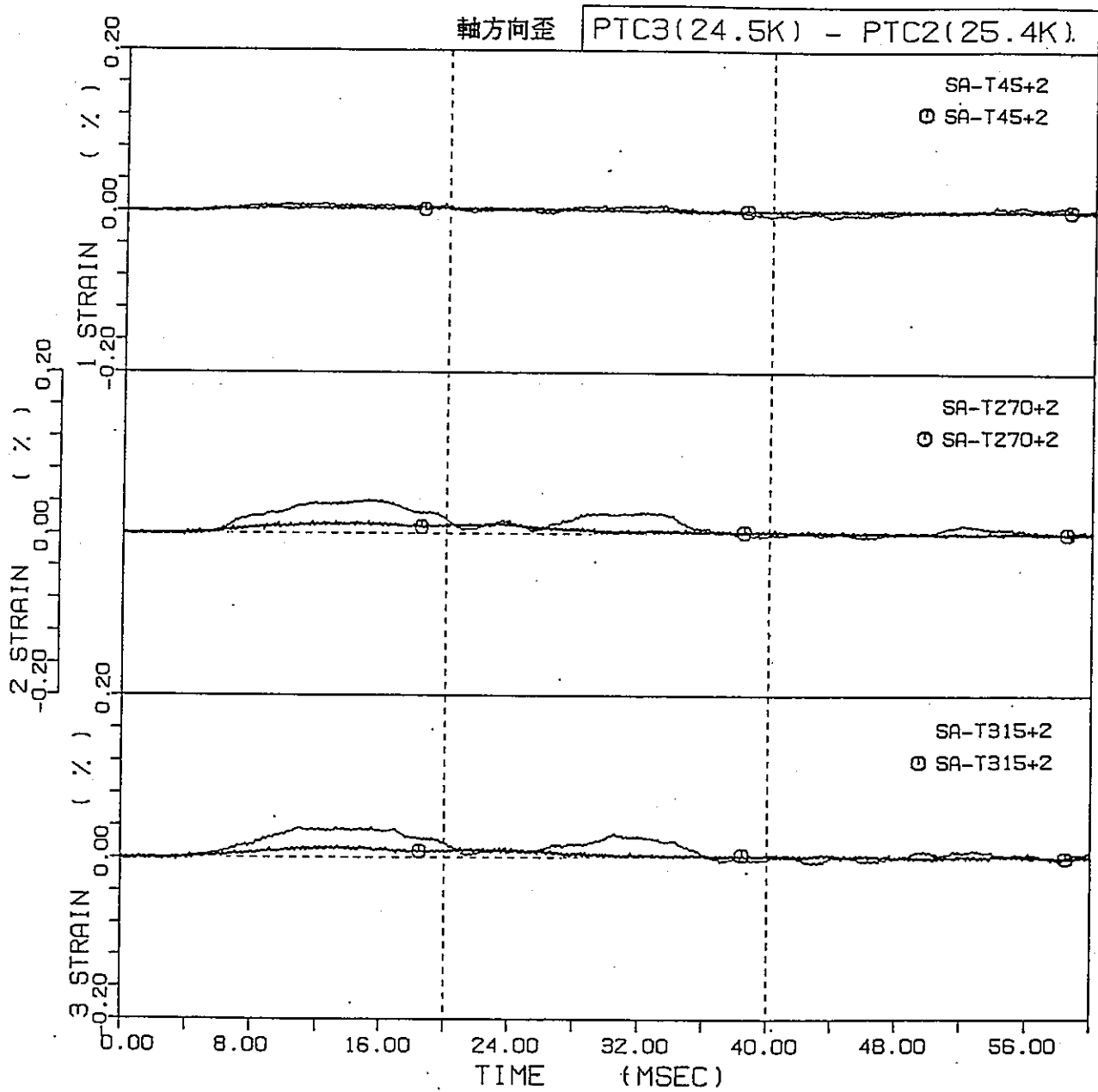


図 4.4.6 - 31 タンク壁歪変化 (ダイヤフラム水平上部)

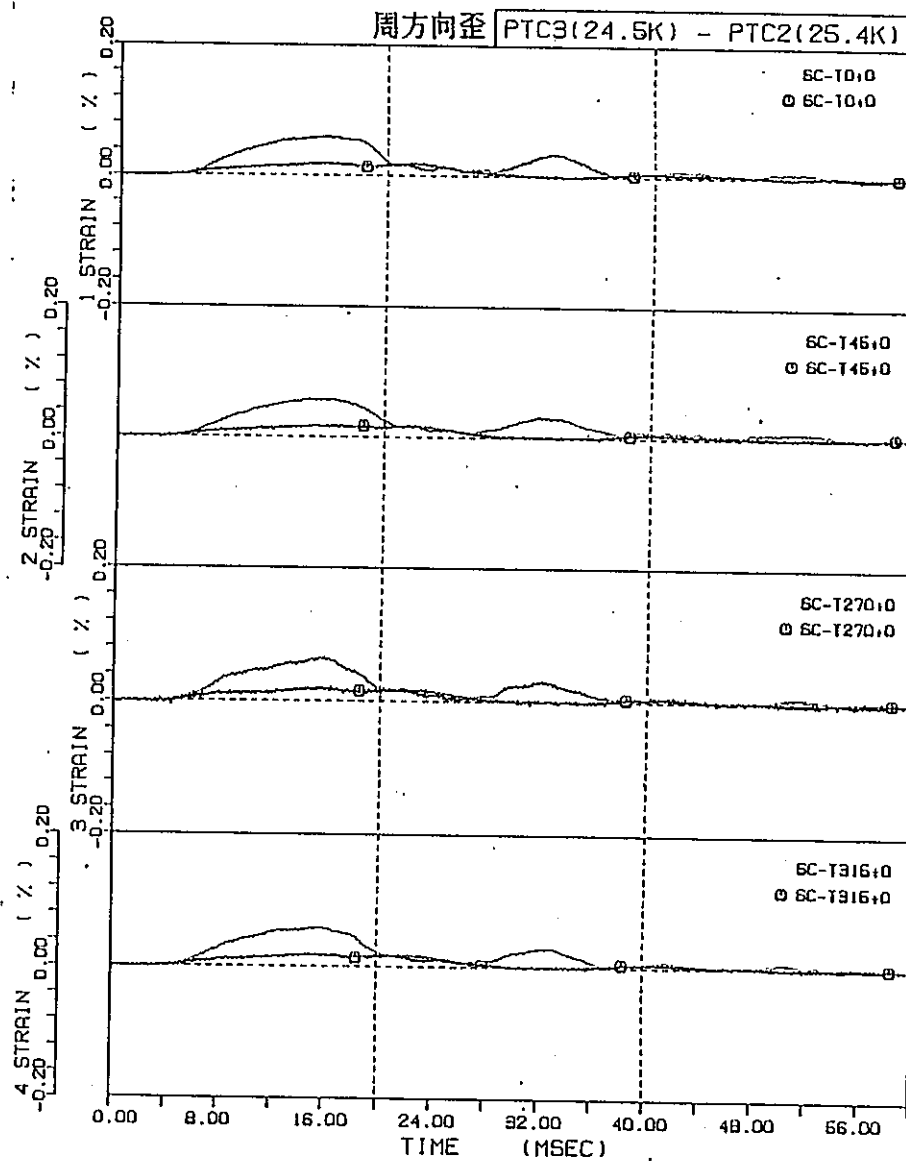
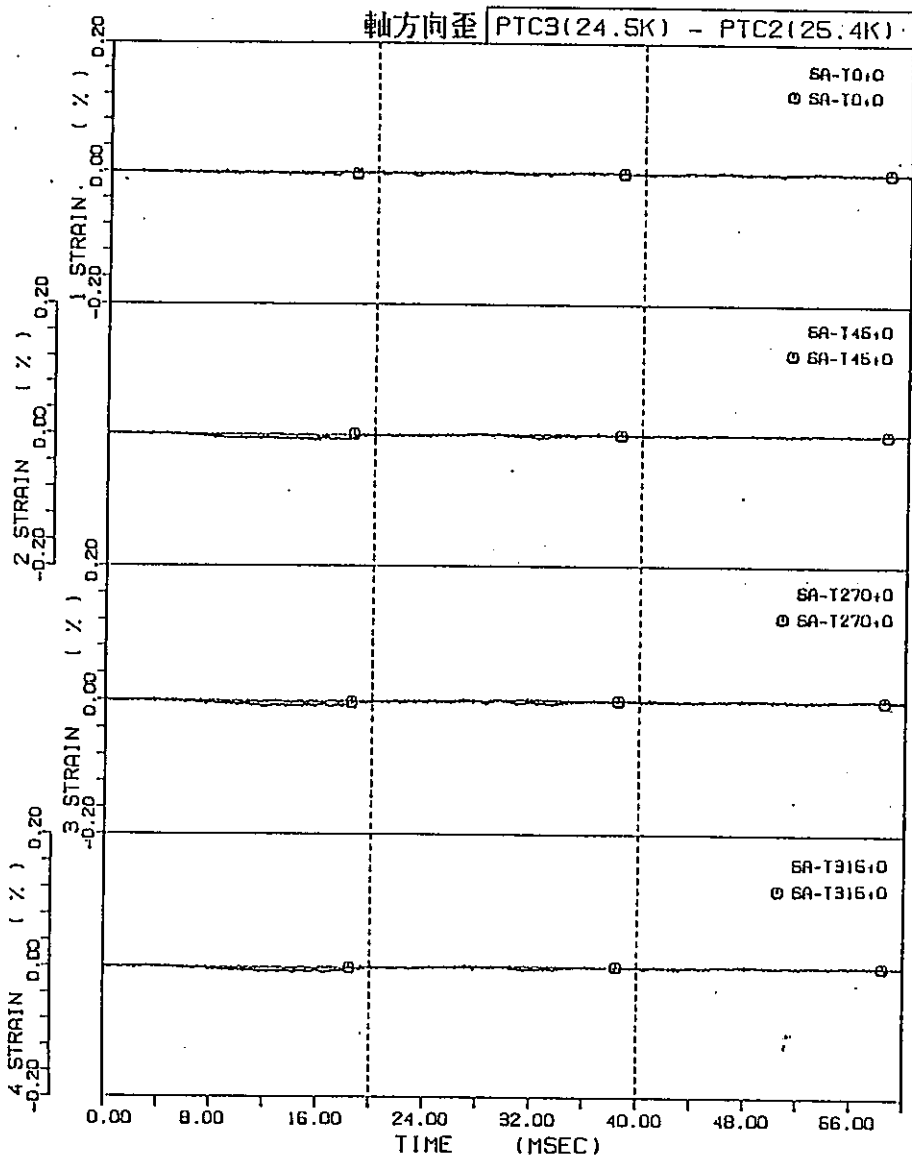


図 4.4.6 - 32 タンク壁歪変化 (ダイアフラム垂直部)

軸方向歪

PTC3(24.5K) - PTC2(25.4K)

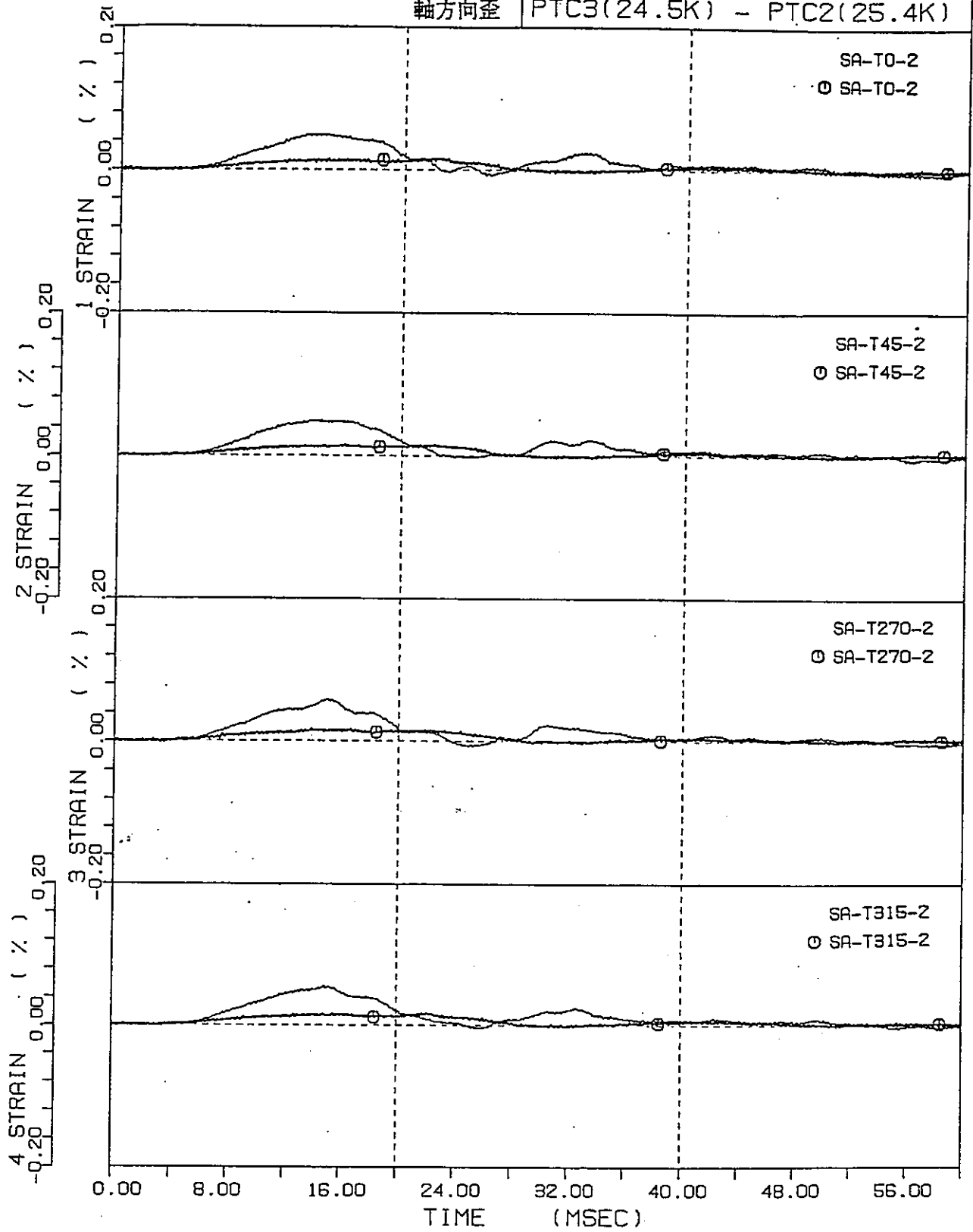


図 4.4.6 - 33 タンク壁歪変化 (ダイアフラム水平下部)

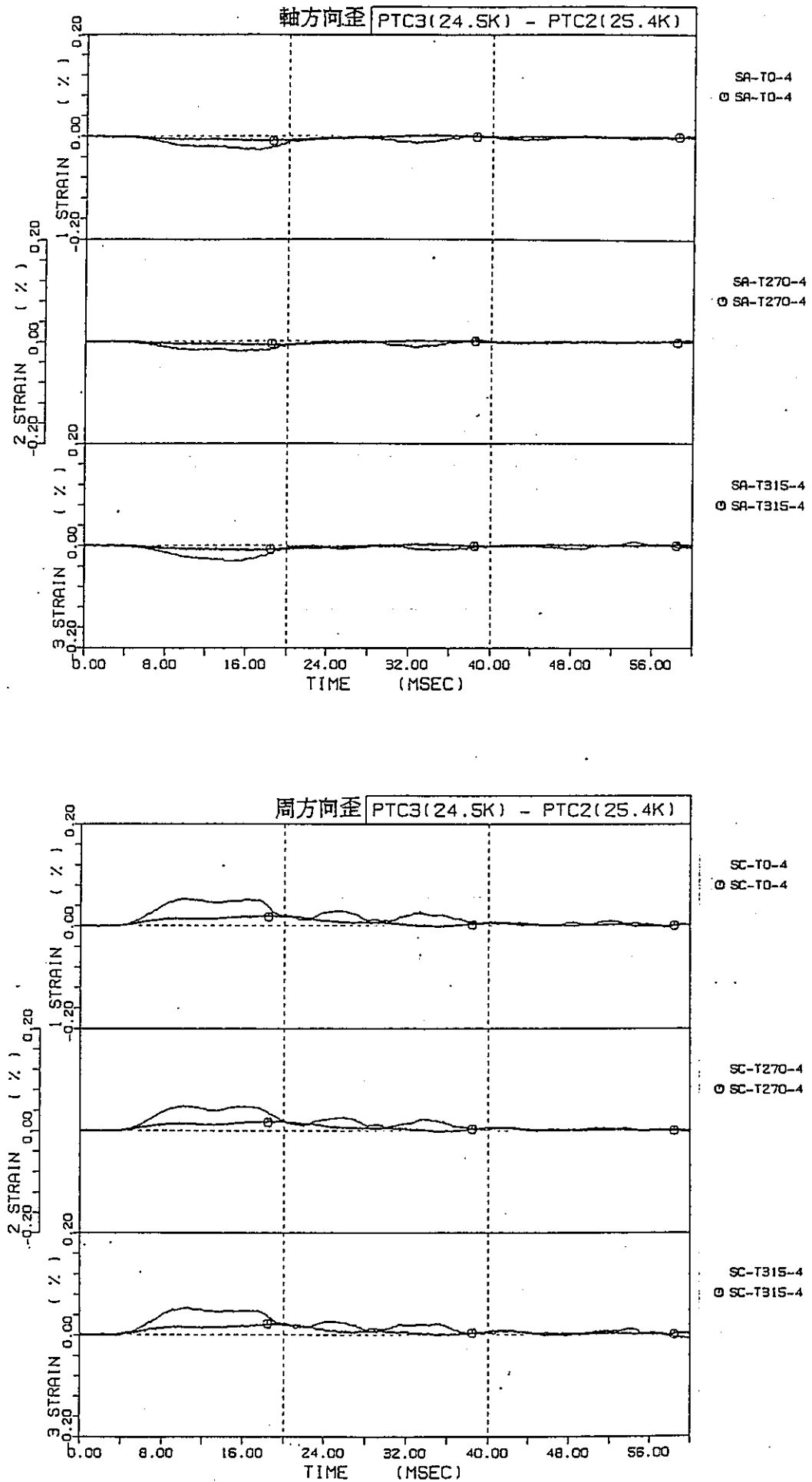


図4.4.6-34 タンク壁歪変化(下部胴部)

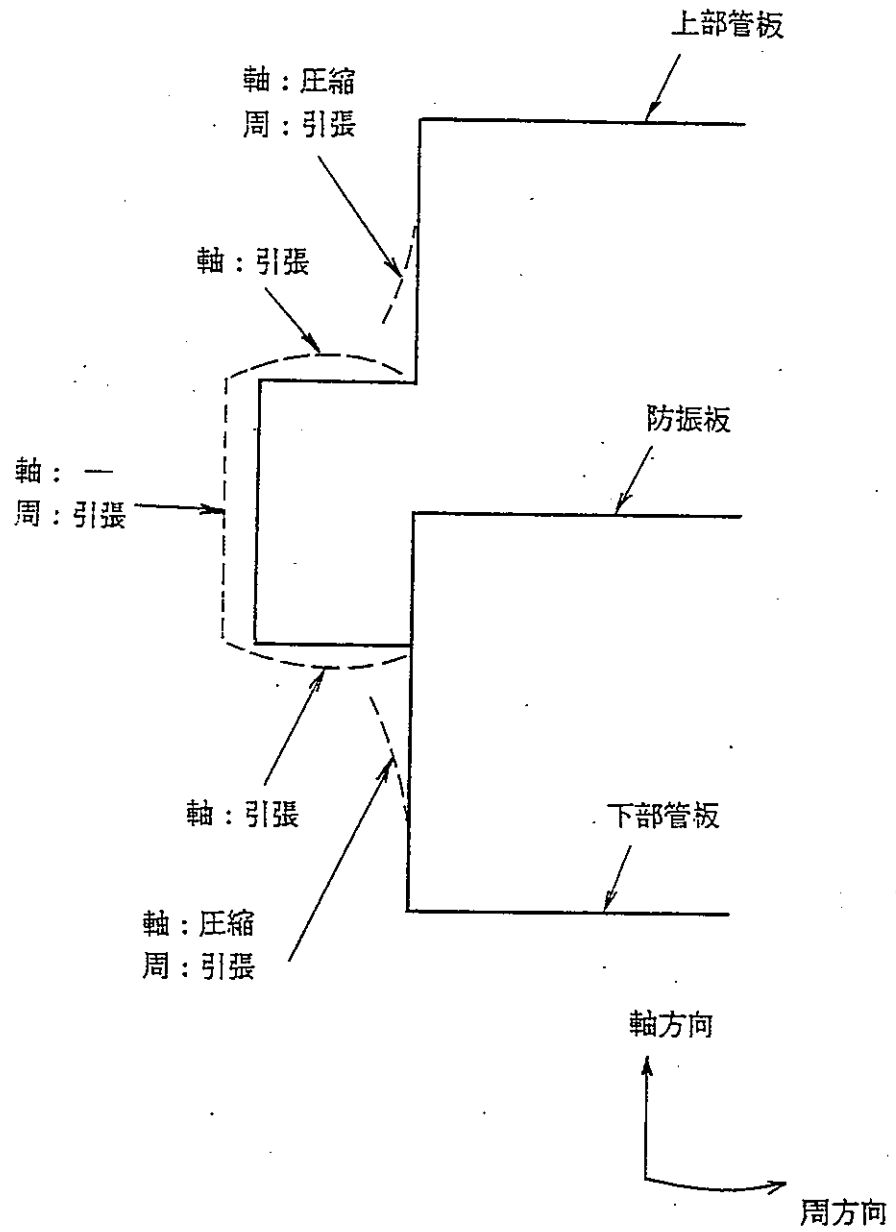


図 4. 4. 6 - 35 計測歪より予想した圧力上昇時のタンクの変形挙動

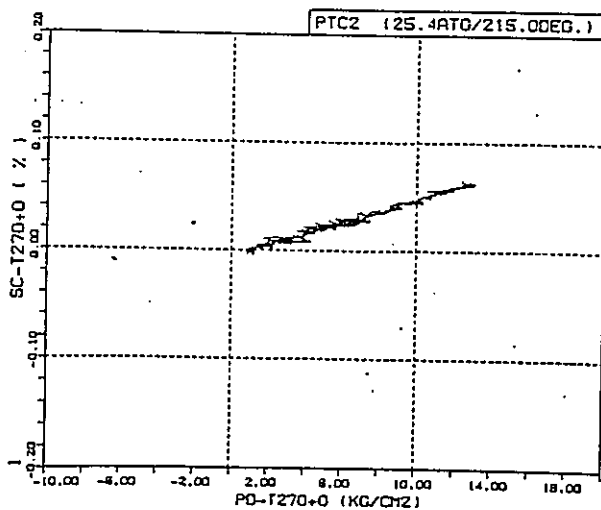
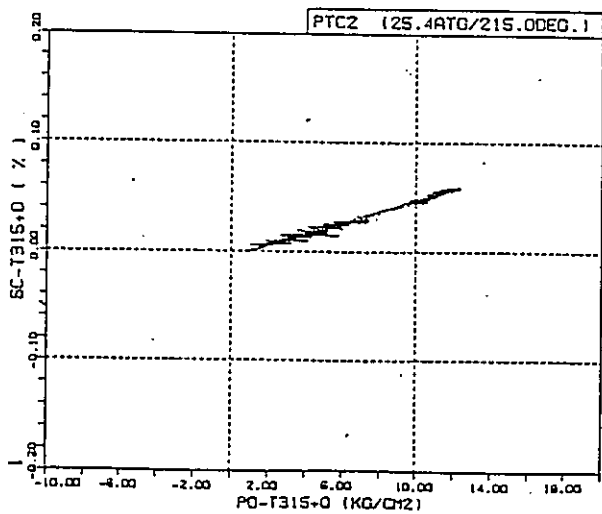
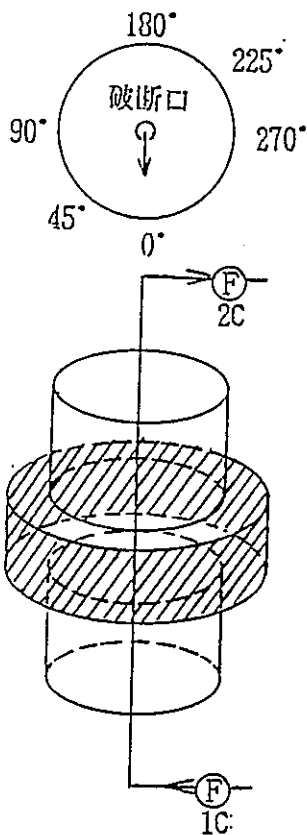
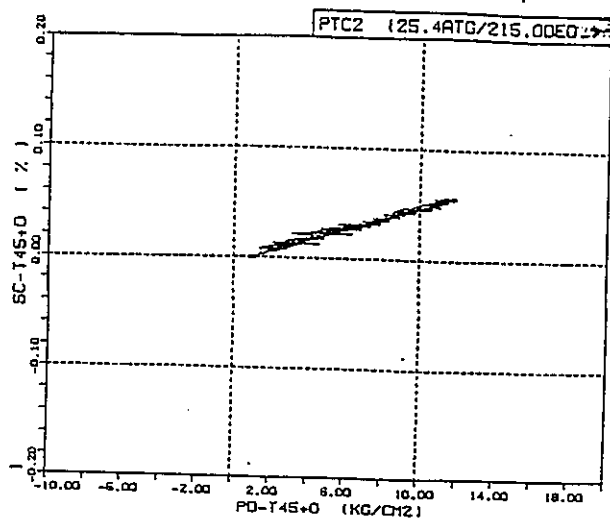
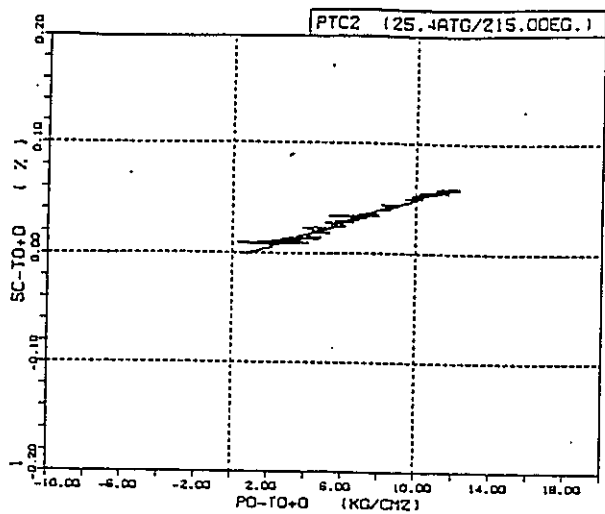


図 4. 4. 6 - 36 (1/2) タンク壁圧力と歪の関係

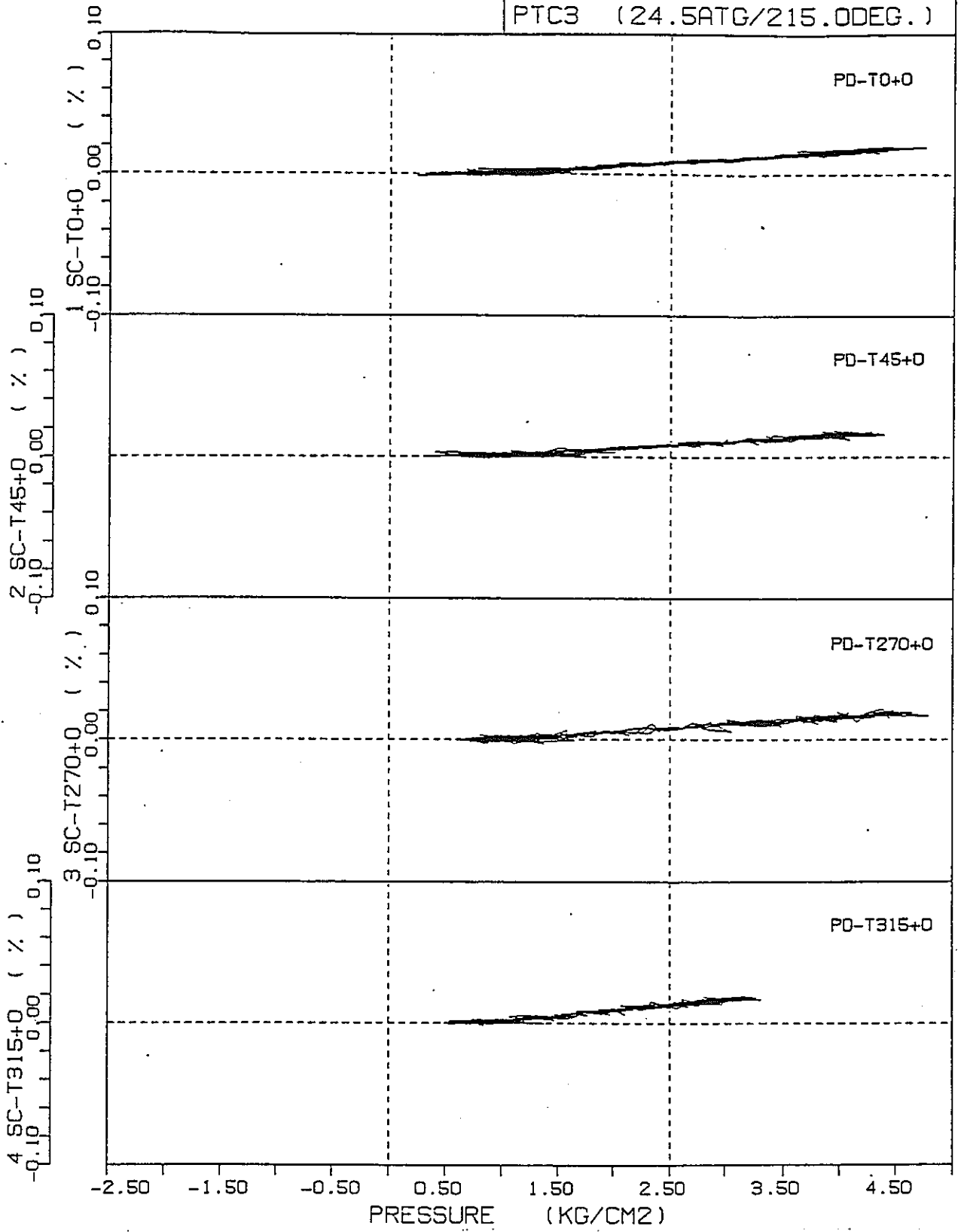


図 4.4.6 - 36(2/2) タンク壁圧力と歪の関係

5.1 カランドリア管健全性試験解析

圧力管に破断が生じると、破断した圧力管は内圧とアニユラス圧力との差圧によって径方向へ押し広げられ、衝撃的にカランドリア管と接触する。また、一次系内の冷却材は、圧力管-カランドリア管の隙間のアニユラス部に噴出し、アニユラス部の圧力を上昇させると同時に、カランドリア管に温度変化を与え、圧力と温度による歪を発生させる。この時の主要な負荷であるジェット力、圧力管のカランドリア管への衝突力、内圧上昇、及び熱衝撃はそれぞれ時間的に重なる事はなく、個別に評価できる。また、破断後数m秒の範囲では、衝突力がカランドリア管の構造健全性上重要な負荷であることがこれ迄の破断熱流動挙動試験及びカランドリア管健全性試験において明らかになっている。

破断から数m秒の間の圧力管とカランドリア管の衝突によるカランドリア管の変形挙動を評価するために、これまで流動解析手法と構造解析手法を検討してきている^{(1)・(2)}。これらの手法については、破断後の圧力管の衝突を決定づける圧力管内圧の挙動を予測できること、また、圧力管とカランドリア管の衝突によって発生するカランドリア管の歪を予測できることが重要である。従って、ここでは、今年度を実施した i) 破断時熱流動挙動試験 (PTF-4) 及び ii) カランドリア管健全性試験 (CTI-1) を模擬した流動解析及び構造解析を行い、昨年度実施した PTF-3 の解析結果と合わせて評価モデルの予測精度を検討する。

5.1.1 流動解析

5.1.1.1 概要

圧力管が破断した後、圧力管とカランドリア管が衝突する数m秒以内の現象を解析の対象とする。解析に用いるコードは二相流熱非平衡（2 V 2 T）解析コード“K-FIX”である。解析では、圧力管が破断し、アニュラス部に高温高圧の二相流が放出された場合の圧力管内とアニュラス部の圧力変化を予測し、試験結果と比較することにより評価モデルの予測精度を検討した。モデルは、破断後の圧力挙動に及ぼす燃料集合体の影響を検討するために、圧力管内を冷却材のみとしたモデル⁽²⁾ならびに圧力管内の燃料集合体を考慮したモデルの二つとした。また、圧力管の破断口の模擬方法は、昨年度までの検討によって有効性が確認されているポロシティモデルを用いて破断口の開口面積を時間依存で変化させることができるモデルを用いた。

5.1.1.2 解析対象

装置の詳細な内容は4.1及び4.2章で既に述べたので省略する。解析の対象とするのは試験体中央部断面であり、解析に必要な主要寸法を図5.1.1-1に示す。

5.1.1.3 試験実施条件

解析対象である破断時熱流動挙動試験（PTF-4）及びカランドリア管健全性試験（CTI-1）に関する試験実施条件を表5.1.1-1に示す。

5.1.1.4 解析条件

(1) 解析モデル

① 試験解析モデル

事業団において実施した予備試験の解析⁽³⁾及び作年度までの検討結果⁽¹⁾、⁽²⁾を踏まえた(2)に示すモデルの選定根拠に基づいて、時間と共に変わる破断口部の開口量と圧力管の変形によるアニュラス周方向の流路閉塞をポロシティモデルを用いて模擬した図5.1.1-2に示すモデルとする。モデルは、周断面の対称性を考慮した周方向28分割の2次元モデルであり、圧力管内に燃料集合体の断面積と等価な断面を有する円筒を配置したものである（図5.1.1-2(a)）。

なお昨年度までの検討において、ポロシティモデルを適用した場合の圧力管内の燃料集合体の影響が未知なため、ここでは、燃料集合体内の流路をモデル化した図5.1.1-2(b)に示すモデルについても合わせて検討を行う。

② K-FIXコードの計算モデル

K-FIXコードで取扱われるモデルは、2流体の質量保存式、運動量保存式及びエネルギー保存式から成る基礎方程式に基づいた非均質熱非平衡(2V2T)モデルである。これらの基礎式を添付資料5.1.1に示す⁽⁴⁾。

K-FIXコードでは、計算メッシュはデカルト座標(x, y, z)或いは円筒座標(r, z, φ)のどちらかで表現され、流速がセルの辺で、また、圧力、密度等の状態量がセル中心で定義されるスタガードメッシュが採用されている。基礎式は、半陰解法であるICE法によって差分化され、解かれる。

また、本コードによって流動問題を解析しようとする場合、更にその問題に適切なくつかの相関式、数値等を定義する必要がある。以下では、圧力管破断時の短期(0~3 msec)挙動を対象とした流動解析において用いた状態方程式、数値等について述べる。

(i) 蒸気-水の状態方程式

蒸気と水の状態式は、原子炉容器に接続された一次系配管からのブローダウン挙動解析に用いられた蒸気表を近似式とした次式⁽⁵⁾を用いている。

蒸気の温度 T_v と密度 ρ_v は、c. g. s. 単位系によれば、

$$T_v = T_s(P) + \{I_v - 2.548 \times 10^{10} + 1.8 \times 10^7 (T_s(P) - 584)\} / 3.91 \times 10^7$$

$$\rho_v = P / 0.07 I_v$$

また、水の温度 T_l と密度 ρ_l は、

$$T_l = 584 + (I_l - 1.394 \times 10^{10}) / 5.25 \times 10^7$$

$$\rho_l = 0.688 - 0.00185(T_l - 584) + (P - 1.0 \times 10^8) / 0.9044 \times 10^{10}$$

である。ここに、 $T_s(P)$ は圧力Pの時の飽和温度であり、

$$T_s(P) = 255.2 + 117.8(P/10^6)^{0.223}$$

である。また、 I_v 、 I_l はそれぞれ蒸気と水の比内部エネルギーである。

これらの式は、文献(5)では圧力が50~110[bar]、温度が500~600[K]の範囲で有効とされている。圧力管破断解析においては、破断後1 msec以内に圧力が50bar(=51kg/cm²a)以下の45kg/cm²程度にまで低下するため、これらの式

の有効範囲を若干はずれることになるが、解析では上式を用いて各値を外挿して求めている。

(ii) 蒸気生成率

基礎式における相変化による蒸気生成率 Γ は、蒸発及び凝縮による相変化割合をそれぞれ J_e 、 J_c とすると、両者の差として

$$\Gamma = J_e - J_c$$

として与えられる。ここで、 J_e 及び J_c として適切な相関式、若しくは値を定義する必要がある。本解析では、 J_c として配管両端破断時の減圧挙動を計算するモデルとしてRivardらによって提案されている非平衡蒸気生成モデル⁽⁶⁾を使用している。このモデルは、液相の温度と圧力に相当する飽和温度の差の二乗に比例して蒸発割合が増加するモデルであり、次式で与えられる。

$$J_e = \rho_l (18/\pi) (\theta/r^2) (\rho_l/\rho_g) \alpha_l [C_l (T_l - T_s)/L]^2$$

ここに、 r は気泡半径、 α_l は熱拡散率、 C_l は水の比熱、 L は潜熱である。また、着目する圧力管破断後数msec以内の管内の圧力挙動は、液相の蒸発を支配する急激な減圧挙動が主であり、気相の凝縮をもたらす加圧、除熱等の要因はないか、若しくは無視できる程度に小さいと考えられる。従って、本解析では J_c を零としている。

(iii) 相間摩擦及び相間熱伝達

圧力管破断時のように急激な二相流れにおける液相-気相間の摩擦、熱伝達については未知な点が多い。しかし、配管破断後のような急激な減圧・ブローダウン挙動を解析する場合、水-蒸気間の相間摩擦及び相間熱伝達を充分大きくとれば結果をよく予測することが報告されている⁽⁵⁾。両者の値を大きくとることは、それぞれ液相と気相の速度及び温度がほぼ等しくなることを意味する。本解析では、圧力管破断時の事象が文献(5)の事象に近いことから、相間摩擦係数 K および相間熱伝達係数 R の値を充分大きくとることとし、 $K = 10^{10}$ [dyn·sec]、 $R = 10^{20}$ [erg/cm²·sec·K]としている。

③ 解析モデルの選定根拠

上記①の解析モデルは、解析コードの能力、計算時間の短縮、解の不変性等を考慮して、現段階で最適と考えられるモデルを選定している。圧力管破断時

の圧力管内及びアニュラス部の圧力挙動を予測するモデルとして、

- (i) モデルの次元数
- (ii) モデルの端部境界
- (iii) 流体の熱非平衡効果
- (iv) 燃料集合体のモデル化
- (v) 圧力管破断口
- (vi) その他（メッシュ感度、破断口部の形状効果）

の各事項の取扱い、効果等について予備解析を行って検討を加え、モデルの選定に反映している。

以上の検討内容の主要部を、添付資料5.1.2に示す。

(2) 初期条件及び境界条件

① 流体圧力、温度

圧力管内については、試験において計測された値（表5.1.1-1）を解析初期値とする。また、アニュラス部については、K-FIXコードで扱うことのできる成分が水-蒸気の二成分系に限定されることから、100℃の飽和蒸気で満たされているものとする。

② 圧力管の最終開口幅

破断時熱流動挙動試験において、試験後のカランドリア管内面には、圧力管の衝突痕が残っており、試験後の計測結果からき裂進展開始点である軸方向中央部では圧力管の左右リップの衝突痕の幅が（対称として片側のみとすると）18～22mmであることが確認されている。⁽²⁾ また、実機材料を用いたカランドリア管健全性試験については、カランドリア管内面の計測が未実施であるため衝突痕の幅を特定出来ないが、本解析では、破断時熱流動試験の結果と等しいものとして取り扱う。以上より、本解析では圧力管の最終開口幅は20mmとする。

③ 圧力管内及びアニュラス内の軸方向境界条件

モデルの圧力管内及びアニュラス内の上下については、(1). ③に示すように昨年度までの検討により有効性が確認されている壁境界とする。

④ 圧力管の開口量とアニュラス部の閉塞量

破断後の圧力管は、内面に作用する圧力によって半径方向に拡がりながらカ

ランドリア管に衝突する。この時、圧力管の開口幅は時間と共に増大し、またアニュラス周方向の流路は、圧力管のリップによって閉塞される。

これらの圧力管の開口量及びアニュラス部の閉塞量は、試験の結果からは明確に求めることが出来ず、ここで行う流動解析及び5.1.2に示す構造解析は、本来、相互の境界条件（流動解析においては圧力管の変形挙動、構造解析においては管内の圧力挙動）を決めるようにして図5.1.1-3に示すように、両コードをカップリングして行うべきである。しかしながら、現状のコードがカップリングされていない事により、ここでは、DYN A-3Dコードを用いた構造解析の結果から圧力管の開口量の時間変化等を求めて流動解析の境界条件とする方法を採用する。

まず、PTF-4の解析については、圧力管に同じ材質、肉厚の炭素鋼管を用いて、かつ破断時のき裂進展速度がほぼ等しいPTF-3ケース（破断時熱流動挙動試験；H元年度実施分）の構造解析結果を用いる。但し、PTF-4とPTF-3ではき裂進展速度が異なる（PTF-4：283m/s，PTF-3：192m/s）ため、PTF-4のき裂進展速度に一致させるようにPTF-3の構造解析結果をき裂進展速度の比で時間的に補正して用いる。

また、CTI-1の解析においては、Zr-Nb製実機材圧力管を用いて試験を行ったPTB-J-6ケース（実機材バースト試験；H元年度実施分）の構造解析結果を用いる。但し、PTB-J-6ケースは短尺（約2m）材で実施しているため、き裂進展速度がCTI-1に比べ約1/2（PTB-J-6：600m/s，CTI-1：1200m/s）と遅くなっている。このため、圧力管の開口変形の3次元的な抑制効果によって圧力管の変形速度も遅くなっていると考えられる。従って、ここではPTB-J-6ケースの構造解析結果として得られた圧力管の変形速度を2倍（即ち解析結果を時間的に1/2倍に圧縮）して用いることとする。

以上の考え方により求めた圧力管の開口量の時間変化をPTF-3，PTF-4及びCTI-1について、それぞれ図5.1.1-4，図5.1.1-5及び図5.1.1-6並びに表5.1.1-2、表5.1.1-3及び表5.1.1-4に示す。各図において、上図は構造解析結果から得られた圧力管の開口変位（Y方向変位）の時間変化であり、下図は試験解析に用いた開口変位（ポロシティモデル

の流体透過率)の時間変化である。

また、アニュラス部の周方向流路閉塞量については、圧力管開口部が全開となった時にアニュラスの閉塞量が最大になるようにして、それまでの間は圧力管の開口と周方向流路の閉塞の割合が等しくなるように閉塞量の時間変化を与えている。アニュラス部の周方向流路閉塞量の時間変化を各図の下図に圧力管の開口量の時間変化と並記して示す。

5.1.1.5 解析結果及び考察

(1) PTF-4 試験解析

燃料集合体内の流路を考慮しないモデル（図5.1.1-2(a)）と考慮したモデル（図5.1.1-2(b)）の解析結果を試験結果と比較して、それぞれ図5.1.1-7, 図5.1.1-8に示す。なお、前者のモデルでは圧力管内の計測位置（燃料集合体の中周ピンに固縛して設置）と解析結果の出力点を一致させることは出来ないため、計測位置に最も近い圧力管内流体セルの内周部圧力変化を比較の対象とする。

圧力管内の圧力については、燃料集合体内の流路を考慮しない（燃料無し）ケースでは、減圧速度を試験より大きめに予測する。この傾向は、燃料集合体内の流路を考慮した（燃料有り）ケースも同様であるが、減圧速度が緩和され、より試験結果に近い圧力挙動となっている。これは、燃料集合体内の流れと破断口部の燃料ピンの存在が考慮され、圧力管内からアニュラスへ流出する際の抵抗が評価されたことによる効果によってもたらされている。

また、アニュラス部（ 0° ）については、（燃料有り）ケースの方が試験結果に近く、（燃料無し）ケースでは、圧力を大きめに予測する。これは、上記の理由によって（燃料無し）ケースの方が冷却材の流出量が大になること、また、圧力管内の大きな減圧によって蒸発率が大きく評価され、蒸気量が多くなった結果によるものと考えられる。さらに、アニュラス部の圧力上昇開始時刻については、解析では破断後すぐに圧力上昇が起きるのに対し、試験では破断後0.5 msec程度から圧力上昇を開始する。この違いについては(4)で考察する。

アニュラス部（ 180° ）については、（燃料無し）、（燃料有り）の両ケースとも試験で観測された圧力上昇挙動を予測できていない。試験の結果は、4.2に示した圧力管の変形によるアニュラス空間の圧縮によりもたらされたものと考えられるが、圧力管の半径方向への変形によるアニュラス空間容積の減少を模擬出来ない現状のモデルでは予測が不可能と考えられる。

以上より、破断後の圧力管内およびアニュラス内の圧力挙動には、燃料集合体の流路と破断口部の燃料ピンの存在を考慮したモデルの方が試験結果に近い解析結果を与える。

(2) P T F - 3 試験解析

昨年度に実施済の解析であるが、解析結果の出力点を試験における圧力計測位置に一致させて比較するために、また(1)と同様に燃料集合体内の流路を考慮しないモデルと考慮したモデルで比較するために、昨年度の解析条件によって再計算を行い、解析結果と試験結果を比較する。

(燃料無し)モデルと(燃料有り)モデルによる解析結果を試験結果と比較して図5.1.1-9, 図5.1.1-10に示す。(1)に示したP T F - 4の解析結果と同様に、圧力管内圧力、アニュラス圧力とも燃料有りのモデルの方が試験結果に近い予測を与える。また、両モデルによる解析結果の傾向も(1)に示した内容と同様である。

(3) C T I - 1 試験解析

(燃料無し)ケースと(燃料有り)ケースの解析結果を試験結果と比較して、それぞれ図5.1.1-11, 図5.1.1-12に示す。試験では、圧力管内の圧力を計測しているため、比較は圧力管内圧力のみとし、アニュラス圧力は解析結果だけを示す。

圧力管内圧力は(燃料無し)ケースのほうが大きく、破断後の減圧速度が大きく、また両ケースとも減圧量を大きめに予測し、圧力回復量を小さめに予測する傾向にあるのは(1)、(2)と同様である。また、アニュラス圧力については、(燃料無し)ケースの方が圧力上昇速度、圧力上昇量とも大きめに予測する傾向にあるのも(1)、(2)と同様である。

(4) 3次元モデルによる解析

P T F - 3 及び P T F - 4 ケースの解析結果から明らかなように、試験におけるアニュラス部の圧力上昇の開始時刻がそれぞれ0.9 msecおよび0.5 msec程度遅れる傾向にある。この原因としては、

- ① 現コードではモデルに考慮されていない流体の沸騰時間遅れの存在と、
- ② 計測器とカランドリアタンク防振板の干渉を防ぐために、破断開始点の圧力計測位置(+0)が実際の破断開始点から166mm下方にズレていることによる比較位置の差(解析は2次元モデルのため、破断開始点の圧力変化を予測し

ている)の影響が考えられる。

ここでは、②の原因を明確にするために、PTF-3のケースを対象として3次元モデルを用いた解析を行い、破断開始点から軸方向に離れることによってアニュラス圧力の上昇開始の時間遅れが再現できるかどうかを確認する。解析に用いるモデルは、図5.1.1-13に示す周方向28分割、軸方向6分割の(燃料無し)及び(燃料有り)の各モデルである。また、き裂の開口量とアニュラス部の閉塞量については、試験で計測されたき裂進展速度を考慮したDYNA-3Dコードによる構造解析結果を用いて2次元モデルの場合と同様の考え方で軸方向の各セルについて与えている。

(燃料無し)モデル及び(燃料有り)モデルによる解析の結果を試験の結果と比較してそれぞれ図5.1.1-14および図5.1.1-15に示す。同図からわかるように、解析の出力位置と試験における計測位置を一致させたことにより、+0位置におけるアニュラス部の圧力上昇の時間遅れを良く再現する。また、この圧力上昇の時間遅れは、計測位置(166mm)とき裂進展速度(192m/s)から求まるき裂の到達時刻($166\text{mm}/192\text{m/s} = 0.85\text{msec}$)にほぼ一致しており、アニュラス部の急激な圧力上昇はき裂の開口に伴う冷却材の流出に起因していることがわかる。

以上の検討により、2次元モデルがアニュラス部圧力上昇開始点の時間遅れを再現できない主要な原因は、2次元モデルの解析対象部(き裂進展開始点)と試験における圧力測定位置(き裂進展開始点から166mm離れた位置)が一致していないためと考えられる。逆に、試験におけるき裂進展開始点のアニュラス圧力は2次元モデルの解析結果にみられるように、破断と同時に上昇し始めるものと考えられる。

(5) 解析結果の評価

以上の(1)~(4)の解析結果をもとに、解析コードの予測精度の評価を行う。評価は、表5.1.1-2に示す解析コード開発計画策定時の項目と目標精度に対して行う。

表5.1.1-5に示すように、圧力管内圧力挙動のうち衝突力に関する破断後2msec間の力積は、ほぼ目標精度を満足(目標値 $\pm 20\%$ に対し最大誤差 -23%)している。また、破断後の最低圧力は、30%以内の精度で試験結果を予測

する。

また、アニュラス部についてはカランドリア管に作用するジェット力としてのピーク圧力を目標精度 ($\pm 20\%$) 内で、またピーク圧力発生時刻をほぼ目標精度内 (目標値 $\pm 20\%$ に対し、最大誤差 -25%) で予測する。ピーク圧力発生時刻については、2次元モデルと試験結果の比較において両者の軸方向の比較位置が一致していないため、誤差が大となっているが、3次元モデルによる予備解析の結果をもとに比較位置を一致させると、試験と解析はほぼ 10% の誤差で一致する。

また、アニュラス部のき裂背面側における約 2 msec からの急激な圧力上昇挙動は、現状の解析モデルでは再現できていない。この挙動は、圧力管の拡張変形によるアニュラス空間の圧縮に起因していると考えられ、これを予測するためには圧力管の拡張変形によるアニュラス空間の減少を考慮できる解析モデルを導入する必要があると考えられる。

5.1.2 構造解析

5.1.2.1 概 要

圧力管破断後の圧力管とカランドリア管の衝突挙動を解析の対象とする。解析に用いるコードは、衝撃応力解析コード“DYNA-3D”である。解析では、圧力管及びカランドリア管に生じる周方向歪を予測し、試験結果と比較することにより評価モデルの予測精度を検討する。モデルは、昨年度までの検討で妥当性が確認されている、き裂進展速度とき裂長に依存した圧力管の拡がり変形に対する剛性をバネモデルと管の3次元構造を用いることによって考慮するモデルとする。

5.1.2.2 解析対象

解析の対象は、き裂中央部の上下の変形挙動が対称であることを考慮して、試験体予き裂中央部のき裂進展開始点から上部（下部）の半分とする。また、断面についても、き裂を中心とした左右の変形挙動が対称であることから、き裂部から180°の範囲を対象とする（図5.1.2-1）。

解析対象とする試験体の長さの範囲については、圧力管衝突時のカランドリア管のダメージが最も大きいと考えられるき裂進展開始点部の圧力管及びカランドリア管の変形挙動を精度よく見積るために、以下の考え方に基づいて決定する。即ち、圧力管の変形挙動にモデルの長さが影響しないように、き裂進展開始断面の圧力管の変形挙動が収束するまでの間は、き裂進展が可能なモデル長とする。従って、き裂進展速度を V_c 、き裂進展開始断面の圧力管の変形が収束する時間を T_c とすると、モデル長 L は、

$$L \geq V_c \cdot T_c$$

となる。これを各試験にあてはめると、PTF-4及びCTI-1についての T_c は、図5.1.2-2に示す試験時の圧力管（CTI-1については圧力管の歪計測を行っていないためカランドリア管）の歪挙動から、それぞれ1.6 msec, 1.5 msecと見ることが出来る。また、き裂進展速度 V_c は、PTF-4及びCTI-1でそれぞれ283 m/s, 1200 m/sである。よって、同図に示すようにPTF-4及びCTI-1に関する試験解析モデルの長さ L を、それぞれ500 mm, 1800 mmとする。

5.1.2.3 試験実施条件

解析の対象である破断時熱流動挙動試験（PTF-4）及びカランドリア管健全性試験（CTI-1）の試験実施条件を表5.1.2-1に示す。

5.1.2.4 解析条件

(1) 解析モデル

① 試験解析モデル

事業団において実施した予備試験の解析⁽³⁾及び昨年度までの検討結果⁽¹⁾⁽²⁾を踏まえた②に示すモデルの選定根拠に基づいて、き裂進展速度をバネモデルで考慮し、時間と共に変わるき裂長に依存した圧力管の拡がり変形に対する抵抗の効果を3次元構造で模擬したモデルとする。

図5.1.2-3に示すように、モデルのき裂線上の要素接点にバネモデルを並列に配置し、き裂進展速度によって決まるき裂到達時刻にき裂端に位置するバネモデルのバネ定数を零として材料の切断を模擬するものである。同図において、バネモデル*i*のバネ定数 K_i を零にする時刻 T_i は、

$$T_i = L_i / V。$$

として与える。ここに、 L_i はき裂進展開始点からバネモデル*i*までの距離、 V はき裂進展速度である。また、圧力管に作用する内圧及びき裂進展時に生じる拡がり変形を生じさせようとする力によってバネモデルが実際以上に大きく変形し、バネモデルに変形エネルギーが蓄積されることを避けるために、バネモデルのバネ定数 K は十分に大きい値を用いることとし、解析では K を無限大若しくは零として剛及び超塑性の非線形的性質を有するバネ要素としている。

試験解析モデルの構成要素は、DYNA-3Dコードが有するシェル要素であり、周方向及び軸方向のメッシュ数は、PTF-4でそれぞれ18分割、20分割、CTI-1でそれぞれ18分割、45分割である。図5.1.2-4に解析モデルを示す。

② DYNA-3Dコードの計算モデル⁽⁷⁾

DYNA-3Dコードは、有限要素法による3次元構造物に対する汎用の衝撃応力解析プログラムであり、高速力学に関係した大変形、大歪などの非線形問題及び接触問題の解析を行うことができる。

特に、接触問題に関して、従来の構造解析プログラムは接触点を予測して接触点間にgap要素を定義してやらなければならないが、接触点の予測が困難であり、また接触点が必ずしもモデルの接点だけではないため、現実には解析が困難な場合が多い。これに対し、DYN A-3Dコードでは、すべりを考慮した一般的な面間接触問題を扱うことができ、また、接面相互のモデルの要素分割は一致している必要がない等の利点を有している。

以上の複雑な問題に対応するため、また、DYN A-3Dでは低減積分法、計算における時間増分を自動的に決定するような陽の差分スキーム等を採用している。

③ 解析モデルの選定根拠

上記①の解析モデルは、現象の再現性、計算時間の短縮化等を考慮して、最適と考えられるモデルを選定している。圧力管破断時の圧力管及びカランドリア管の変形挙動を予測するモデルとして、

- (a) 3次元モデルの効果
- (b) モデルの構成要素
- (c) 重水による発生歪量の低減効果

等の効果、妥当性について検討を行い、モデルの選定に反映している。

以上の検討内容の主要部を添付資料5.1.7に示す。

(2) 材料物性

PTF-4及びCTI-1ケースの解析に用いた圧力管とカランドリア管の材料物性をまとめて表5.1.2-2に示す。

① PTF-4解析

圧力管、カランドリア管とも、試験体製作時の残材から管軸方向に向けて切り出した試験片（JIS G 0567に基づく）を用いた試験温度条件下での単軸引張試験の結果を用いる。圧力管及びカランドリア管の材料強度を表5.1.2-3に、また、応力-歪特性を図5.1.2-5に示す。

② CTI-1解析

(i) 圧力管

試験に用いた圧力管材料の材料強度を表5.1.2-4(a)に示す。解析では、こ

のほかに、応力-歪特性が必要となるが試験体に関する特性がとられていないため、実機材バースト試験（昨年度実施）⁽²⁾において、280度の温度条件で行ったZr-Nb圧力管材の軸方向引張試験の中から材料強度の近い材料を選定し、その材料の応力-歪特性を用いる。材料強度を表5.1.2-5(a)に、応力-歪特性を図5.1.2-6に示す。

(ii) カランドリア管

試験に用いたカランドリア管材料の材料強度を表5.1.2-4(b)に示す。圧力管と同様に応力-歪特性がないため、事業団において実施した80度条件でのカランドリア管材の周方向引張試験⁽⁸⁾のうち、材料強度に近いものを選定し、その材料の応力-歪特性を用いる。また、同じカランドリア管材を、応力の多軸効果が強度に及ぼす影響を確認するために、内圧によってバーストさせた試験によって得られた応力-歪特性を用いた解析も合わせて行い、解析結果に与える効果を確認する。材料強度を表5.1.2-5(b)に、応力-歪特性を図5.1.2-7に示す。

(3) 圧力管およびカランドリア管の端部境界条件

解析モデルの端部および断面对称部については、対称境界とする。

(4) き裂進展速度

き裂進展速度は、表5.1.2-1に示す、試験時に測定された値（PTF-4：283m/sec, CTI-1：1200m/sec）とする。

(5) 荷重条件

5.1.1において得られた”K-FIX”コードによる圧力管内およびアニュラス内の圧力を、圧力管およびカランドリア管に作用させる。また、圧力管に作用するジェット反力として、解析で得られる（加速度項+モーメント項）を与える。PTF-4及びCTI-1ケースの解析に用いた圧力の時間変化（0°，90°，180°を代表として示す）を図5.1.2-8に、また、ジェット反力の時間変化を図5.1.2-9に示す。

5.1.2.5 解析結果および考察

(1) PTF-4 試験解析

流動解析で得られた荷重条件に基づいて、圧力管-カランドリア管の衝突解析を行うが、流動解析はき裂進展開始断面を対象にした2次元モデルであり、構造解析は3次元モデルを使用する。このため、構造解析における軸方向の荷重条件が不定である。しかし、添付資料5.1.2(1)に示すように、圧力管以外の軸方向各位置の圧力変化は、き裂進展開始断面の圧力変化に対して、き裂進展速度で決まる時間分だけ遅れを伴ってほぼ同じ挙動を示すことが試験結果から明らかになっている。従ってここでは図5.1.2-10に示すように、

(a) 2次元解析で求めた圧力管及びカランドリア管に対する荷重条件を、同添付資料に示すように、き裂進展速度から決まる時間分だけ時間軸をスライドさせてやることにより、軸方向の圧力挙動の違いを考慮する解析

(b) 昨年度までと同様に軸方向に同じ荷重を負荷して行う解析
の両方の解析を行い、結果を比較する。

軸方向の圧力挙動の違いを考慮した解析の結果を図5.1.2-11に、また、軸方向に同じ荷重を負荷した解析結果を図5.1.2-12に示す。さらに、き裂進展開始点における周方向平均歪の時間変化をそれぞれ表5.1.2-6(a),(b)に示す。両ケースともほぼ試験の結果を再現している。圧力管のき裂先端部(0°位置)は、解析と試験の結果が合っていないように見えるが、衝突時のリップ部の変形が近傍の局所歪を大きく変化させるため、衝突挙動がほぼ同じでもわずかの比較位置のズレまたは計算誤差によって、リップ部の変形挙動が大きく異なるように見えるものと考えられる。このことは、リップ部の衝突位置に近いカランドリア管の0°位置の歪挙動が試験と解析で良く一致していることから推測できる。また、特に圧力管及びカランドリア管の急激な歪変化を良く再現していることから、解析は圧力管の開口変形挙動と衝突後のカランドリア管の変形を適切に予測していると言える。

各々の解析ケースを比較すると、局所歪には若干の差異があるが、周方向平均歪は良く一致しており、従って軸方向の圧力管挙動の違いは解析結果には大きく影響しないことがわかる。

(2) C T I - 1 試験解析

上記(1)の結果をもとに、ここでは圧力管及びカランドリア管の軸方向に等しい荷重を荷した解析を行う。また、Z r - 2 製カランドリア管は単軸引張強度（周方向）と内圧バースト強度の引張強さ（破断強度）の比が1.7程度あり、内圧バースト強度の方が強度が大であることがこれまでの試験結果で報告されている。従って、ここでは両方の材料強度を使用して解析を行う。

カランドリア管に単軸引張試験の材料特性を用いた解析結果を試験結果と比較して図5.1.2-13に、また、内圧によるバースト試験の材料特性を用いた解析結果を図5.1.2-14に示す。また、き裂進展開始点における周方向平均歪の時間変化をそれぞれ表5.1.2-7(a)、(b)に示す。

単軸引張による物性及び内圧バーストによる物性を用いたケースとも、カランドリア管の歪変化と周方向平均歪を大きめに予測している。しかし、周方向平均歪で比較すると、後者は前者の約半分（2.3%に対して1.1%）になっており、試験結果（0.4~0.5%）に近くなる傾向にある。

(3) 解析結果の評価

以上の(1)、(2)の解析結果と、本年度と同様の手法で実施した昨年度の解析結果をもとに、5.1.1 流動解析で行ったのと同様の考え方で解析コードの予測精度の評価を行う。

評価結果を表5.1.2-8に示す。カランドリア管の同方向平均歪に関しては、模擬材を用いた試験（P T F - 3 ; P T F - 4 では周方向平均歪が測定されていないため、ここではP T F - 3 についてのみ）に対して目標精度（ $\pm 50\%$ ）内の $+10\%$ の誤差で試験と解析は一致する。一方、実機材を用いた試験（C T I - 1）に対しては目標精度内での予測は困難であり、材料強度として内圧バースト強度を用いた場合で、周方向平均歪を約3倍大きめ（保守側）に予測する。

また、圧力管リップ部の衝突時刻については、試験の結果から衝突挙動の推定が可能な模擬材による試験（P T F - 3 およびP T F - 4）に対して、目標精度（ $\pm 50\%$ ）内の $\pm 30\%$ 以内で試験と解析は一致する。

以上のように、実機材を用いた試験の周方向平均歪大きめに予測する原因と

しては、現状のDYNA-3Dコードでは計算機能がないもしくは材料強度が不明な

①材料強度の異方性

②材料強度の歪速度依存性

の効果が影響していると考えられる。

①の効果については、Zr-2材の周方向引張強度もしくは内圧バースト強度を用いているため、周方向の変形に対しては一応の考慮がなされていると考えられる。

従って、ここでは②の効果について文献等で報告されている歪速度の依存性のデータをもとに考察を加える。

試験時のカランドリア管の歪速度は、図5.1.2-15に示すように 0° 、 90° 、 180° 各位置の周方向局部歪の測定結果からは、PTF-4およびCTI-1についてそれぞれ最大 $10\text{ (S}^{-1}\text{)}$ および $100\text{ (S}^{-1}\text{)}$ と推定される。従って圧力管衝突時のカランドリア管の歪速度は、模擬材（ステンレス鋼）の場合には準定常 $\sim 10\text{ (S}^{-1}\text{)}$ 、実機材（Zr-2）の場合には準定常 $\sim 100\text{ (S}^{-1}\text{)}$ の範囲と考えられる。一般的に、材料強度は歪速度が大きくなると上昇する傾向を示す。図5.1.2-16(a)、(b)にそれぞれステンレス鋼⁽⁹⁾及びZr-2カランドリア管⁽¹⁰⁾の歪速度依存性を示す。同図(a)からわかるように上記の歪速度範囲では、ステンレス鋼の材料強度は歪速度に大きく影響せずほぼ一定の強度を保つ。一方Zr-2カランドリア管は上記程度の歪速度の範囲では材料強度が大きく変化し、歪速度にほぼ比例して材料強度が上昇する（同じ応力では歪量が小さくなる）。

即ち、圧力管-カランドリア管の衝突挙動時の歪速度の範囲では、模擬材（ステンレス鋼）の試験体強度は歪速度依存性が小さいため、解析において準定常 $(10^{-4}\text{ (S}^{-1}\text{)})$ で行う単軸引張試験の応力-歪特性を材料強度として使用しても、変形の挙動をほぼ精度よく予測できると考えられる。一方、実機材（Zr-2）の試験体強度は歪速度依存性が大きいいため、準定常の歪速度で得られた引張強度もしくは内圧バースト強度を用いた場合には歪量を大きめに（即ち材料強度を弱めに）評価することが推定できる。以上の傾向は(1)及び(2)の試験解析の傾向に一致する。

従って、実機材を用いるカランドリア管健全性試験もしくは実機の予測評価を行う場合に、歪速度を考慮したZr-2材の応力-歪特性が明確な場合には現状よりも精度のよい予測が可能と考えられる。また、歪速度として準静的状態である単軸引張試験等の応力-歪特性を用いた場合には、発生歪量を3～5倍保守側に評価するといえる。

5.1.3 燃料集合体に作用する流体力の予備解析

5.1.3.1 概要

本項では、圧力管破断後の破断口からの冷却材流出によって、燃料集合体に作用する流体力を予備的に評価することを目的とする。解析に用いるコードは、均質熱平衡流動解析コード“PTRAC”である。本コードは、圧力管破断時の長期流動挙動を解析するために事業団において作成したコードであり⁽¹⁾、出入口管を1次元モデル、圧力管をサブチャンネルモデル、またアニュラス部を円筒モデルでモデル化することができる。

予備評価としての解析は、破断時熱流動挙動試験（PTF-4：初期き裂長1m）について実施する。

5.1.3.2 解析対象

解析の対象は、き裂中央部の上下の圧力管開口挙動が対称であることを考慮して、試験体き裂中央部のき裂開始点から圧力管-カランドリア管の上部半分及び蒸気ドラムまでの出口管とする。

5.1.3.3 解析条件

(1) 解析モデル

燃料集合体に作用する荷重を計算するため、PTF-4ケースにおいて破断したき裂範囲内（中央部より0.57m）の圧力管内を34分割とするサブチャンネルモデルとし、き裂範囲外の上流側は1次元モデルで、また、アニュラス部は円筒モデルを用いる。また、出口管の蒸気ドラム側の端部は圧力境界とする。メッシュイメージを図5.1.3-1、解析メッシュを図5.1.3-2に、また、ノード/ジャンクションを図5.1.3-3、サブチャンネル分割を図5.1.3-4に示す。

(2) 燃料ピンに作用する流体力の算出法

図5.1.3-5に示すように、圧力管内の燃料集合体断面を流れるクロス流によって燃料ピン（j）に作用するX、Y方向成分（ F_{Fx} 、 F_{Fy} ）を次式により計

算する。

$$F_{FXj} = \sum_i \sum_k P S_{k,i} \gamma_F \theta_{Fi} \Delta Z_k \cos \theta_i$$

$$F_{FYj} = \sum_i \sum_k P S_{k,i} \gamma_F \theta_{Fi} \Delta Z_k \sin \theta_i$$

ここで、 $P S_{k,i}$: 燃料棒 (j) を囲むサブチャンネル (i) の圧力

θ_i : 燃料棒 (j) を囲むサブチャンネル (i) の圧力 $P S_{k,i}$ の方向が
X軸となる角度の θ (図5.1.3-5)

θ_{Fi} : 燃料棒 (j) を囲むサブチャンネル (i) の角度 θ_F (図5.1.3-5)

γ_F : 燃料棒外径

ΔZ_k : 軸方向位置 (k) のメッシュ長

(3) 初期条件及び境界条件

① 流体圧力、温度、流速

圧力管内については、試験において計測された値 (表5.1.1-1) を解析初期値とする。また、アニュラス部についてはPTRACコードで扱うことのできる成分が水-蒸気の二成分系に限定されることから、100℃の飽和蒸気で満たされているものとする。初期流速は、解析モデルを上下対称としていることから零とする。

② 破断口の開口幅

4.2.7に示すように、破断後の圧力管はカランドリア管に全周にわたって密着して100mm程度まで開口したのち、スプリングバックして30mm~40mm程度の開口幅に落ち着くと考えられる。この時の冷却材流路面積に関しては、図5.1.3-6に示すように圧力管が拡張しながら変形する際に圧力管の開口幅は時間と共に増加し、アニュラス部周方向への流路幅は閉塞される。

この変形の間には、圧力管の開口幅とアニュラス部周方向への流路幅が等しくなる点が存在し、この時に周方向への流出流量が最大になると考えられる。この圧力管の開口幅 (またアニュラス部周方向への流路幅) は、同図に示す2次元モデルを用いたDYNA-3Dコードによる圧力管の変形解析の結果8.8mmとなる。従って、本予備解析では圧力管の破断開口幅をき裂長 (上下対称として0.57m) の範囲にわたって8.8mmとする。

5.1.3.4 解析結果及び考察

(1) 流動挙動

図5.1.3.-7～8に破断後5 msec管（短期）の圧力管及びアニュラス部の圧力変化を、また、図5.1.3.-9～13に破断後3 sec管（長期）の圧力管内、アニュラス部及び出口管内の圧力変化ならびに出口側の流量変化を試験結果と比較して示す。また、その他の各位置における状態量については添付資料5.1.12に示す。これらの解析結果は、破断チャンネルの燃料集合体内断面をサブチャンネル化し、断面方向流れを詳細に計算した結果として得られたものである。

短期の挙動に関しては、解析結果の方が圧力管内の減圧量が小さく、また、アニュラス部の圧力上昇は相対的にゆるやかに上昇する。これは、解析コードが均質熱平衡を仮定していることによる差異と考えられる。

一方、長期の圧力変化については、圧力管内、アニュラス部とも試験時のピーク圧力をほぼ再現するが、ピーク圧力の発生時刻を早めに予測し、また、その後の圧力減衰振動は再現できていない。また、出口側流量についても流量変化を時間的に早めに予測する。ピーク圧力の発生とその後の圧力振動については、4.2.7において考察に示したように、破断チャンネルの空間部が冷却材で満たされることによる流速の急激な変化によるウォータハンマ現象と考えられる。解析では、アニュラス部セルが液相で満水となった時点でピーク圧力が発生するが、試験では、流量変化の積分値と空間容積の比較から、アニュラス部が完全に液相で満たされる前に蒸気相が空間を埋めることによって破断チャンネルの流入量が減少し、この流量（速）変化がウォータハンマを引き起こしていると考えられる。従って、解析結果は出口管部の流量を時間的に早めに、かつ大きく予測している。

長期の圧力挙動における試験と解析の上記の差異は、以上の理由により破断チャンネル内の気-液両相の沸騰、凝縮挙動に起因すると考えられ、この挙動を正しく見積もることによって、解析の予測精度を向上させることができると考えられるが、このためにはP T R A Cコードを熱非平衡状態を扱えるようにする等の作業が必要となる。

(2) 燃料集合体に作用する力

図5.1.3-14～16は、破断後短期の5 msec間の結果を示す。このうち、図5.1.3-14は燃料集合体に作用する力のx成分とy成分の時間変化である。x方向は破断口側を示し、y方向はそれと垂直方向を示す。また、図5.1.3-15～16は個々の燃料ピンに作用する力のx成分、y成分の時刻歴プロットを示す。そして、図5.1.3-17は、燃料ピンに作用する力のベクトル図を1 msec毎に出力したものである。

また、図5.1.3-18～20は、破断後長期の3 msec間の結果を示す。短期の場合と同様に、図5.1.3-18は燃料集合体に作用する力のx成分、y成分の時刻歴プロットを示す。また、図5.1.3-19～20は個々の燃料ピンに作用する力のx成分、y成分の時刻歴プロットを示す。そして、図5.1.3-21は、燃料ピンに作用する力のスペクトル図を0.2 sec 毎に出力したものである。

以上の燃料ピンに作用する力は、解析モデルのサブチャンネル部（き裂長とその上部の燃料集合体の範囲であり、軸方向に2.235 m）の範囲の燃料ピンに作用する力を示している。

燃料集合体に作用する力は、図5.1.3-14に示すように圧力管破断直後の0.1 msec付近でピーク（0.064 msecでx成分のピーク値 $F_x M = 4.45 \times 10^4$ (N), 0.128 msecでy成分のピーク値 $F_y M = 1.93 \times 10^4$ (N)）となる。その後、5 msecにおいてx成分は 5.4×10^3 (N)まで減衰し、y成分は 6.5×10^3 (N)まで減衰する。

燃料集合体に作用する力の初期（破断直後0.1 msec付近）のピークの発生は、圧力管を伝播する膨張波と関連する。すなわち、圧力管破断後には、破断口付近の圧力管内圧力の急低下がおり、断面方向に膨張波が伝播する。膨張波前後の圧力差は非常に大きく、1.4 MPa以上の差圧が存在する（添付資料5.1.12-1）。また、圧力管内破断口セル（2、4）の圧力低下が非常に大きく（0.125 msecで2 MPaまで低下する）、破断口近傍の燃料ピンに作用する力が非常に大きい。

また、燃料集合体に作用する力の第2ピークは、図5.1.3-14に示すように破断後1.3 msecで発生（x成分の第2ピーク値は 3.9×10^4 (N)）している。このピーク値の発生は、添付資料5.1.12-16に示すように冷却材の流出

による圧力差に起因する。

また、図5.1.3-18に示すように5 msec以降の燃料集合体に作用する力は急激に減衰する。アニュラス部にピーク圧力が発生する0.7秒前の時刻を除いて作用荷重は非常に小さく、3 secにおいてそのx成分及びy成分は20(N)以下となる。

5.1.4 まとめ

破断時熱流動挙動試験（PTF-4）及びカランドリア管健全性試験（CTI-1）を対象とした流動及び構造に関する試験解析および燃料集合体に作用する流体力の予備解析の結果、以下が明らかになった。

- (1) 流動解析においては、圧力管内に燃料集合体を考慮したモデルが破断後の圧力管内圧力およびアニュラス内（ 0° 、 90° ）圧力の試験結果をよく再現する。また、カランドリア管の影響評価において重要となる、圧力管に作用する力積、アニュラス部のピーク圧力、およびピーク圧力発生時刻について解析結果は目標精度をほぼ満足する。

しかし、試験における破断口背面側（ 180° ）の急激なアニュラス圧力上昇は現在の解析モデルでは予測出来ない。この挙動は、圧力管の拡張変形によるアニュラス空間の圧縮に起因していると考えられ、これを予測するためには圧力管の拡張変形によるアニュラス空間の減少を考慮できる解析モデルを導入する必要があると考えられる。

- (2) 構造解析では、圧力管-カランドリア管に模擬材を用いたPTF-4試験の歪挙動を良く再現し、き裂進展開始点の周方向平均歪及び圧力管リップ部の衝突時刻を目標精度内で予測する。

一方、実機材を用いたCTI-1試験に対しては、その歪量を3～5倍程度保守側に予測する。この原因としては、カランドリア管のZr-2材の材料強度は歪速度依存性が強く、衝突時の歪速度の範囲（ $10^{-4} \sim 10^2 \text{ S}^{-1}$ ）では、材料の応力-歪特性が現状の解析に用いている準静的状態（ 10^{-4} S^{-1} ）で得られた応力-歪特性と異なってくるためと考えられる。

また、準静的強度を用いた解析のうち、カランドリア管材の応力-歪特性に応力の多軸効果が考慮された内圧バースト強度を用いた場合には、単軸引張強度を用いた場合に比べ、カランドリア管の周方向平均歪が約1/2に減少する。

- (3) PTRACコードにより、PTF-4ケースを模擬した解析を行い、燃料集合体に作用する流体を予備的に評価する解析を実施した。

解析の結果、破断後0.1 msecには約 5×10^5 (N)の、また1.3 msec後には約 4×10^4 (N)の流体力が燃料集合体に作用し、5 msec後には約 8×10^3 (N)まで減少する。0.1 msec時の流体力は、破断後の圧力管内の減圧膨張波の伝播に起因し、またその後の流体力は冷却材の破断口からの流出に起因する。

5 msec以降の圧力管内外の圧力差がほぼない範囲では、燃料集合体に作用する流体力は20(N)以下となり、破断後数msecの範囲に比べて非常に小さい。

5.1.5 参考文献

- (1) 動力炉・核燃料開発事業団, 昭和63年度技術確証試験 (VI) - 圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立 - : EPDC Z88-046-F (1989)
- (2) 動力炉・核燃料開発事業団, 平成元年度技術確証試験 (VI) - 圧力管破断事故の確証試験による評価手法確立 - : EPDC Z89-036-F (1990)
- (3) 松下 出, 森下 喜嗣 他, 圧力管破断評価手法の開発, PNC SN9410 89-152 (1989)
- (4) K - F I X : A Computer Program for Transient, Two-Dimensional, Two-Fluid Flow : LA-NUREG-6623 (1977)
- (5) W. C. Rivard et al., Pre-and Post-Test Analyses with K-FIX for an HDR Blowdown Test : Nucl. Eng. and Des. 70 (1982)
- (6) W. C. Rivard and J. R. Travis, A Nonequilibrium Vapor Production Model for critical Flow : Nucl. Sci. and Eng. 74 (1980)
- (7) D Y N A - 3 D 概説書 : センチュリリサーチセンタ(株) (1983)
- (8) 小口 伊左男, 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)
- (9) 使用済核燃料輸送容器の構造解析プログラムの開発・整備に関する調査報告書 (II) : 日本機械学会 (1983)
- (10) C. E. Ellis et al., The Behaviour of the CANDU Calandria Tubes : AECL-9514 (1987)

- (1) 森下 喜嗣, 松下 出 他, 新型転換炉実証炉PTRAC/mod1コンピュータプログラム取扱説明書: PNC ZN9520 89-017 (1989)

表5.1.1-1 破断時熱流動挙動試験（PTF-4）とカランドリア管健全性試験（CTI-1）の試験実施条件

試験ケース	破断圧力 kg/cm ² g	冷却材温度 ℃	サブクール度 ℃	初期流量 m ³ /H	き裂進展速度 m/sec	模擬重水温度 ℃
PTF-4	82.0	283.4	12.8	53	280	70
CTI-1	79.3	285	9.0	53	1200	70

表 5.1.1 - 2 時間依存開口/閉塞データ (PTF-3)

時刻 (m s e c)	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.873	
破断口Aの開口幅 (c m)	0.000	0.040	0.100	0.265	0.525	0.866	1.196	1.499	1.733	1.935	
P/T変形Aの閉塞幅 (c m)	0.000	0.031	0.076	0.201	0.399	0.662	0.917	1.155	1.340	1.500	
(カランドリア管とのすきま) (c m)	1.600	1.569	1.524	1.399	1.201	0.938	0.683	0.445	0.260	0.100	

表5.1.1-3 時間依存開口/閉塞データ (PTF-4)

時刻 (m s e c)	0.0	0.068	0.136	0.203	0.271	0.339	0.407	0.475	0.542	0.592	
破断口Aの開口幅 (c m)	0.000	0.040	0.100	0.265	0.525	0.866	1.196	1.499	1.733	1.935	
P/T変形Aの閉塞幅 (c m)	0.000	0.031	0.076	0.201	0.399	0.662	0.917	1.155	1.340	1.500	
(カランドリア管とのすきま) (c m)	1.600	1.569	1.524	1.399	1.201	0.938	0.683	0.445	0.260	0.100	

表5.1.1-4 時間依存開口/閉塞データ (CTI-1)

時刻 (m s e c)	0.0	0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.283				
破断口Aの開口幅 (c m)	0.000	0.070	0.215	0.490	1.080	1.570	1.935				
P/T変形Aの閉塞幅 (c m)	0.000	0.054	0.164	0.374	0.827	1.211	1.500				
(カランドリア管とのすきま) (c m)	1.600	1.546	1.436	1.226	0.773	0.389	0.100				

表5.1.1-5 短期流動解析コードの予測精度評価

評価項目		目標*	2次元モデル			3次元モデル	
			PTF-3	PTF-4	CTI-1	PTF-3	
圧力管内 圧力	最低圧力 (kg/cm ² g)	—	32.4/ 46.7, (-30%)	31.6/ 44.6, (-29%)	32.1/ 43.5, (-26%)	34.6/ 46.7, (-26%)	
	最低圧力の発生時刻 (msec)	—	0.5/ 1.25, (-60%)	0.5/ 1.05, (-52%)	0.36/ 0.64, (-44%)	0.75/ 1.25, (-40%)	
	2 msec後の圧力 (kg/cm ² g) (圧力回復挙動)	—	42.2/ 49.1, (-14%)	42.2/ 51.4, (-18%)	44.8/ 56.1, (-20%)	46.6/ 49.1, (-5%)	
	力積 (kg・mm/sec) (2 msec間)	± 20 %	3235/ 4208, -23%	3182/ 4031, -21%	3258/ 3487, -7%	3872/ 4208, -8%	
アニュラス 圧力	0°	ピーク圧力 (kg/cm ² g) (ジェット力)	± 20 %	41.7/ 38.3, +9%	41.6/ 40.1, +4%	43.3/ ,	48.8/ 38.3, +27%
		ピーク圧力発生時刻 (sec)	± 20 %	1.15/ 1.55, -25%	0.95/ 1.2, -21%	0.96/ ,	1.72/ 1.55, +11%
	90°	2 msec後の圧力 (kg/cm ² g) (圧力上昇挙動)	—	10.0/ 2.0, (+400%)	6.2/ 9.1, (-32%)	4.4/ ,	3.4/ 2.0, (+70%)
		180°	2 msec後の圧力 (kg/cm ² g) (圧力上昇挙動)	—	4.2/ 5.7, (-26%)	3.8/ 64.5, (-94%)	6.1/ ,

注) 各欄の数値は、(解析値/試験値, 誤差)を示す。

*) 目標値は、コード開発計画策定時の値である。

表5.1.2-1 破断時熱流動挙動試験(PTF-4)及びカランドリア管健全性試験(CTI-1)の試験実施条件

	圧 力 管			カ ラ ン ド リ ア 管			き裂進展速度
	材 質	肉 厚	温 度	材 質	肉 厚	温 度	
PTF-4	STPG42	4.3 mm	283 ℃	SUS304	5.0 mm	68 ℃	283 m/sec
CTI-1	Zr-2.5Nb	4.3 mm	285 ℃	Zry-2	1.9 mm	68 ℃	1200 m/sec

表 5.1.2 - 2

構造解析に用いた材料物性

(a) PTF-4 解析

(b) CTI-1 解析

	圧力管	カランドリア管
材 料	STPG42-SC	SUS304TP-SC
温 度 (°C)	283.0	75.0
ヤング率 (kg/mm ²)	18320.0	19400.0
ポアソン比	0.3	0.27
降伏応力 (kg/mm ²)	24.0	22.2
せん断弾性率 (kg/mm ²)	7046.2	7637.8
体積弾性率 (kg/mm ²)	15266.7	14058.0
質量密度 (kg·sec ² /mm ⁴)	7.850×10^{-10}	8.163×10^{-10}

	圧力管	カランドリア管	
		単軸引張強度	内圧バースト強度
材 料	Zr-2.5Nb	Zry-2	
温 度 (°C)	280.0	80.0	
ヤング率 (kg/mm ²)	8790.0	9240.0	
ポアソン比	0.30	0.4	
降伏応力 (kg/mm ²)	53.20	30.8	44.9
せん断弾性率 (kg/mm ²)	3380.8	3300.0	
体積弾性率 (kg/mm ²)	7325.0	15400.0	
質量密度 (kg·sec ² /mm ⁴)	6.704×10^{-10}	6.704×10^{-10}	

動力炉核燃料開発事業団
 注文主 大洗工科大学センター-ATR安全工学室

試験成績書

株式会社 神戸工業試験場

新島試験場 兵庫県加古郡播磨町新島4-13
 電話 加古川 0794) 35-5111 (代)

平成 3 年 2 月 12 日

工事番号・名称 _____

検査官 _____

受付番号 3-103 _____

注文主 _____

No. 1/1

承認	課長	試験者

材 質	試験温度	試験片規格	試験片寸法(mm)		引 張 試 験					曲げ・抗折試験	シャルピー衝撃試験		硬さ試験	記 事
			直径・厚さ×幅	標点間距離	降伏点 0.2%耐力 kgf/mm ² (N/mm ²)	引張強さ kgf/mm ² (N/mm ²)	伸び %	絞 り %	破断位置		kgf・m (J)	kgf・m/cm ² (J/cm ²)		
圧力管	+283°C	PTF-4-P1	4.50	50.0	24.0	41.8	28.6	58.0	A					ヤング率 (Kgf/mm ²)
			12.51		(235)	(410)								
"	"	-P2	4.48	"	23.6	42.1	30.4	57.3	A					1.94 x 10 ⁴
			12.50		(231)	(413)								
カラントリア管	+75°C	PTF-4-C1	4.87	50.0	22.2	56.7	60.4	79.3	A					1.92 x 10 ⁴
			12.47		(218)	(556)								
"	"	-C2	4.92	"	22.0	56.2	60.4	78.4	A					1.93 x 10 ⁴
			12.52		(216)	(551)								

適用規格	引張試験 JIS Z 3244 JIS C 0567	試験機番号(NK No.)	備 考
	曲げ試験 JIS Z 2248	T-75⑩10 T-6812⑩ T-71⑩39	0.2% 耐力 , ヤング率 = 伸び計 (GL50mm) により測定
	衝撃試験 JIS Z 2242	T-79⑩15 T-82⑩39	
	硬さ試験 JIS Z 2243	I-6714⑩ I-72⑩23 H-6712⑩ H-80⑩3	

(本成績書の原本は成績発行日から10年間保存)

表5.1.2-4 CTI-1試験体の材料強度

(b) カランドリア管材

(a) 圧力管材

高温引張試験 (300 ± 2℃)

(*: 参考値)

試 験 体 No		TS	YS	EL	RA
		≧ 54.8 kg/mm ²	≧ 40.0 kg/mm ²	≧ 10%	≧ 50%
No 8	Top	63.9	52.9	14.7	64.8
		63.4	50.1	14.3	66.8
	Bottom	64.9	52.0	13.7	67.6
		64.3	50.7	14.3	62.7
No 9	Top	64.6	53.3	14.7	66.6
		63.1	51.3	14.7	63.8
	Bottom	64.4	52.3	13.7	62.2
		65.2	55.0	14.0	64.7

Sales Order No.: 2669
 Purchase Order No.: 8085-1692
 Item No.: 1
 PACS No.: 67434
 Heat No.: 226192Q ZT2

TELEDYNE
 WAH CHANG ALBA
 P.O. BOX 488
 ALBANY, OREGON 97321-0488
 (503) 836-1211 FAX (503) 837-0171

ROOM TEMPERATURE TENSILE TEST: RESULTS

Method: ASTM E8-87a
 Strain Rate 1: .005 ± .002 in/in/minute through the 0.2% Y.S. and thereafter
 Strain Rate 2: Increased to .05 in/in/minute to failure.

Tensile STR, Kg/mm²: Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	42.2	52.1	52.1	52.1
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	40.0	49.8	49.8	50.6

Yield STR (0.2% Offset) Kg/mm²: Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	28.0	32.3	32.7	32.9
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	31.0	44.1	40.7	44.4

Percent Elongation in 2": Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	25	28	28	28
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	25	29	30	30

70°C (内挿値)

TS : 43.7 kg/mm²
 YS : 39.0 kg/mm²

160°C TEMPERATURE TENSILE TEST: RESULTS

Method: ASTM E21-79
 Strain Rate 1: .06 ± .01 in/in/minute throughout the test.

Tensile STR, Kg/mm²: Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	26.5	38.2	38.6	38.7
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	26.5	34.0	33.1	33.1

Yield STR (0.2% Offset) Kg/mm²: Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	15.0	24.8	23.1	23.5
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	18.0	30.9	29.9	29.9

Percent Elongation in 2": Results

Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Long.:	25	38	38	38
Sample: Spec. Min.:	1	2	3	4
Trans.:	25	46	48	47

表5.1.2-5(a) CTI-1解析に用いた圧力管材の材料強度⁽²⁾

材 質	試験温度	0.2 %耐力	引張強さ	伸 び	絞 り
Zr-2.5Nb	279 °C	53.2 kgf/mm ²	63.7 kgf/mm ²	16.7 %	66.2 %

表5.1.2-5(b) CTI-1解析に用いたカランドリア管材の材料強度(周方向)⁽⁸⁾

材 質	強 度	試験温度	0.2 %耐力	引張強さ (破壊強度)	伸 び (全円周伸び)	絞 り
Zr y-2	単軸引張	80 °C	30.8 kgf/mm ²	37.8 kgf/mm ²	41.1 %	54.0 %
	内圧バースト	80 °C	44.9 kgf/mm ²	(61.7 kgf/mm ²)	(4.2 %)	—

表 5.1.2 - 6 き裂進展開始点におけるカランドリア管の周方向平均歪

(PTF-4 解析)

(a) 軸方向の圧力分布を考慮した結果

ステップ	時間 (秒)	平均歪 (%)	変形後周長 (mm)	変形前周長 (mm)
1	0.0000	0.0000	248.3102	248.3102
2	0.0001	0.0000	248.3102	248.3102
3	0.0002	0.0003	248.3110	248.3102
4	0.0003	0.0010	248.3127	248.3102
5	0.0004	0.0023	248.3159	248.3102
6	0.0005	0.0034	248.3187	248.3102
7	0.0006	0.0762	248.4994	248.3102
8	0.0007	0.1077	248.5777	248.3102
9	0.0008	0.1221	248.6134	248.3102
10	0.0009	0.1175	248.6019	248.3102
11	0.0010	0.1408	248.6598	248.3102
12	0.0011	0.1539	248.6922	248.3102
13	0.0012	0.2090	248.8291	248.3102
14	0.0013	0.2681	248.9759	248.3102
15	0.0014	0.2815	249.0091	248.3102
16	0.0015	0.2983	249.0508	248.3102
17	0.0016	0.3009	249.0573	248.3102
18	0.0017	0.3230	249.1121	248.3102
19	0.0018	0.4374	249.3964	248.3102
20	0.0019	0.9252	250.6076	248.3102
21	0.0020	0.9533	250.6774	248.3102
22	0.0021	0.9242	250.6050	248.3102
23	0.0022	0.9471	250.6618	248.3102
24	0.0023	0.9073	250.5632	248.3102
25	0.0024	0.9265	250.6108	248.3102
26	0.0025	0.9255	250.6084	248.3102
27	0.0026	0.9101	250.5700	248.3102
28	0.0027	0.9412	250.6473	248.3102
29	0.0028	0.9418	250.6488	248.3102
30	0.0029	0.9347	250.6311	248.3102
31	0.0030	0.9339	250.6291	248.3102

(b) 軸方向の圧力を均一とした結果

ステップ	時間 (秒)	平均歪 (%)	変形後周長 (mm)	変形前周長 (mm)
1	0.0000	0.0000	248.3102	248.3102
2	0.0001	0.0000	248.3102	248.3102
3	0.0002	0.0003	248.3109	248.3102
4	0.0003	0.0009	248.3124	248.3102
5	0.0004	0.0021	248.3154	248.3102
6	0.0005	0.0031	248.3180	248.3102
7	0.0006	0.0489	248.4315	248.3102
8	0.0007	0.0618	248.4637	248.3102
9	0.0008	0.0551	248.4470	248.3102
10	0.0009	0.0488	248.4312	248.3102
11	0.0010	0.0673	248.4773	248.3102
12	0.0011	0.0972	248.5515	248.3102
13	0.0012	0.1764	248.7481	248.3102
14	0.0013	0.2635	248.9645	248.3102
15	0.0014	0.2993	249.0533	248.3102
16	0.0015	0.3360	249.1445	248.3102
17	0.0016	0.3478	249.1738	248.3102
18	0.0017	0.5398	249.6506	248.3102
19	0.0018	0.8929	250.5273	248.3102
20	0.0019	0.9070	250.5624	248.3102
21	0.0020	0.9244	250.6054	248.3102
22	0.0021	0.9443	250.6549	248.3102
23	0.0022	0.9300	250.6193	248.3102
24	0.0023	0.9378	250.6388	248.3102
25	0.0024	0.9325	250.6257	248.3102
26	0.0025	0.9422	250.6498	248.3102
27	0.0026	0.9376	250.6383	248.3102
28	0.0027	0.9316	250.6234	248.3102
29	0.0028	0.9288	250.6165	248.3102
30	0.0029	0.9303	250.6202	248.3102
31	0.0030	0.9389	250.6415	248.3102

表5.1.2-7 き裂進展開始点におけるカランドリア管の周方向平均歪
(CTI-1解析)

(a) 単軸引張強度を用いた結果

ステップ	時間	平均歪	変形後周長	変形前周長
	(秒)	(%)	(mm)	(mm)
1	0.0000	0.0000	248.4990	248.4990
2	0.0002	0.0108	248.5259	248.4990
3	0.0004	0.0234	248.5571	248.4990
4	0.0006	0.0313	248.5767	248.4990
5	0.0008	0.3948	249.4801	248.4990
6	0.0010	0.7008	250.2405	248.4990
7	0.0012	2.3575	254.3574	248.4990
8	0.0014	2.3682	254.3838	248.4990
9	0.0016	2.4722	254.6423	248.4990
10	0.0018	2.3683	254.3843	248.4990
11	0.0020	2.5056	254.7253	248.4990
12	0.0022	2.5214	254.7646	248.4990
13	0.0024	2.4587	254.6089	248.4990
14	0.0026	2.4475	254.5809	248.4990
15	0.0028	2.3984	254.4589	248.4990
16	0.0030	2.4757	254.6511	248.4990

(b) 内圧バースト強度を用いた結果

ステップ	時間	平均歪	変形後周長	変形前周長
	(秒)	(%)	(mm)	(mm)
1	0.0000	0.0000	248.4990	248.4990
2	0.0002	0.0108	248.5259	248.4990
3	0.0004	0.0234	248.5571	248.4990
4	0.0006	0.0259	248.5633	248.4990
5	0.0008	0.2136	249.0297	248.4990
6	0.0010	0.3871	249.4608	248.4990
7	0.0012	1.5622	252.3810	248.4990
8	0.0014	1.3467	251.8454	248.4990
9	0.0016	1.4531	252.1098	248.4990
10	0.0018	1.2925	251.7109	248.4990
11	0.0020	1.3836	251.9372	248.4990
12	0.0022	1.4494	252.1007	248.4990
13	0.0024	1.3179	251.7740	248.4990
14	0.0026	1.4830	252.1842	248.4990
15	0.0028	1.3321	251.8093	248.4990
16	0.0030	1.4807	252.1786	248.4990

表5.1.2-8 構造解析コードの予測精度評価

評価項目				目標*	PTF-3	PTF-4		CTI-1			
						軸方向圧力分布	軸方向圧力均一	単軸引張強度	内圧バースト強度		
歪 挙 動 (%)	圧力管	90°	1 msec後	0.2 / 0.0 , (-)	-0.77 / -0.43 , (+79%)	-0.52 / -0.43 , (+20%)	-0.9 /- , (-)	-0.89 /- , (-)			
			2 msec後	-0.53 / -0.44 , (+20%)	-2.0以上 , (-)	-0.92 / -2.0以上 , (-)	0.26 /- , (-)	-0.13 /- , (-)			
		180°	1 msec後	-0.17 / -0.15 , (+13%)	-0.17 / -0.17 , (± 0%)	-0.3 / -0.17 , (+76%)	-0.9 /- , (-)	-0.89 /- , (-)			
			2 msec後	-1.09 / -0.67 , (+62%)	-1.53 / -1.35 , (+13%)	-2.20 / -1.35 , (+63%)	-2.65 /- , (-)	-1.58 /- , (-)			
	カラン ドリア 管	0°	1 msec後	0.16 / 0.04 , (+300%)	0.1 / 0.0 , (-)	0.32 / 0.0 , (-)	2.19 / 0.07 , (-)	1.93 / 0.07 , (-)			
			2 msec後	0.5 / 0.17 , (+194%)	0.32 / 0.0 , (-)	0.51 / 0.0 , (-)	2.59 / 0.07 , (-)	0.53 / 0.07 , (-)			
		90°	1 msec後	0.09 / 0.0 (-)	-0.1 / 0.02 , (-)	-0.15 / 0.02 , (-)	0.70 / 0.04 , (-)	0.44 / 0.04 , (-)			
			2 msec後	0.0 / -0.12 (-)	0.95 / 0.19 , (+400%)	0.76 / 0.19 , (+300%)	1.39 / 1.0以上 , (-)	1.82 / 1.0以上 , (-)			
		180°	1 msec後	0.10 / (-)	0.0 / 0.0 , (-)	0.25 / 0.0 , (-)	0.20 / 0.02 , (-)	0.17 / 0.02 , (-)			
			2 msec後	0.1 /0.01 (-)	0.55 / 0.77 , (-28%)	2.44 / 0.78 , (+212%)	2.92 / 0.08 , (-)	2.25 / 0.08 , (-)			
		カランドリア管の周方向平均歪 (%)				±50%	0.73 / 0.66 , 10%	0.93 /- , -	0.94 /- , -	2.48 / 0.5 , 395%	1.48 / 0.5 , 185%
		圧力管のリップ部衝突時刻 (msec)				±50%	0.5~0.8/0.7 +14% , -28%	1.0~1.4/1.2 +16% , -16%	1.0~1.4/1.3 + 8% , -23%	0.8 /- , -	0.8 /- , -

注) 各欄の数値は、(解析値/試験値, 誤差)を示す。

*) 目標値は、コード開発計画策定時の値である。

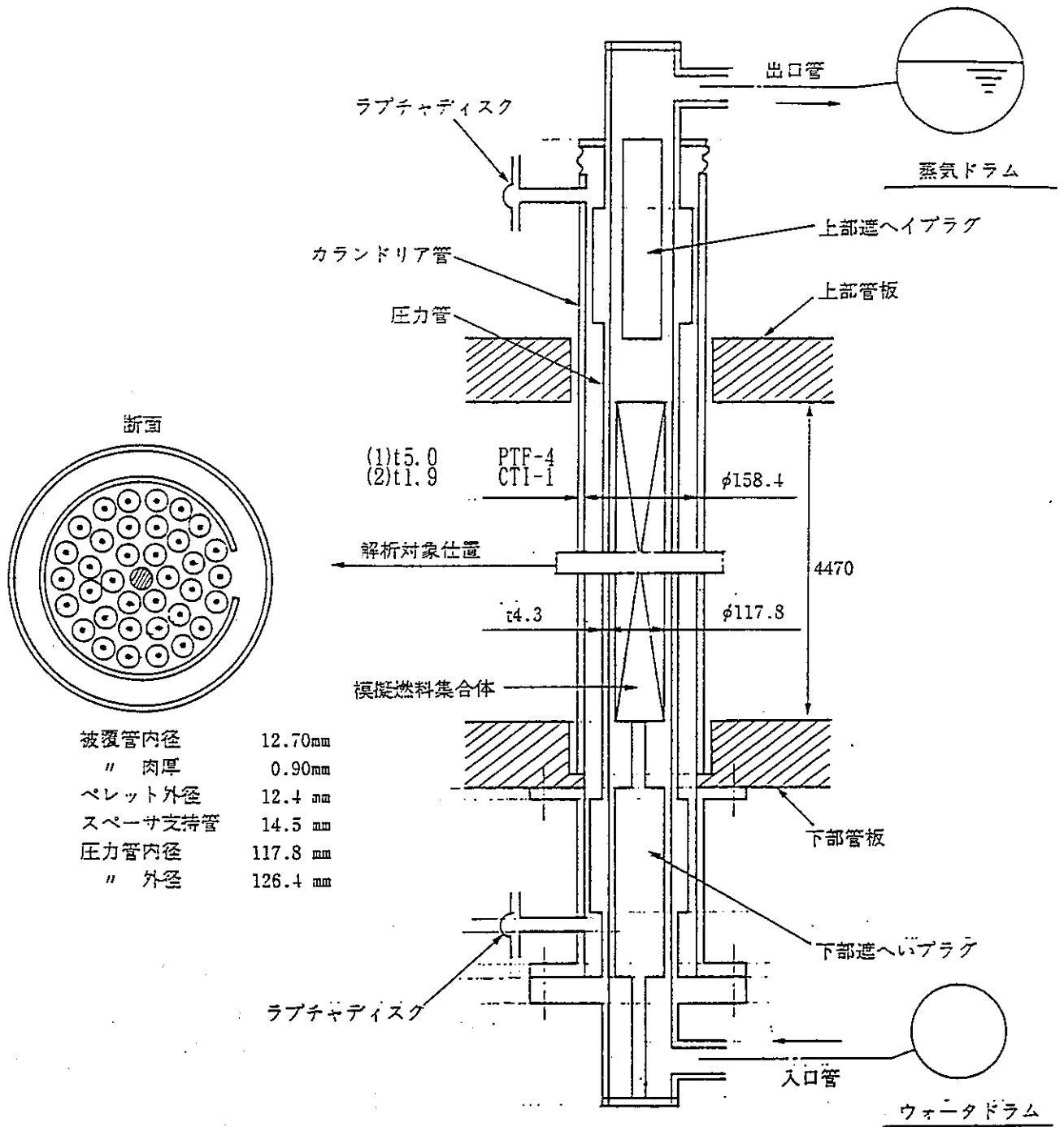
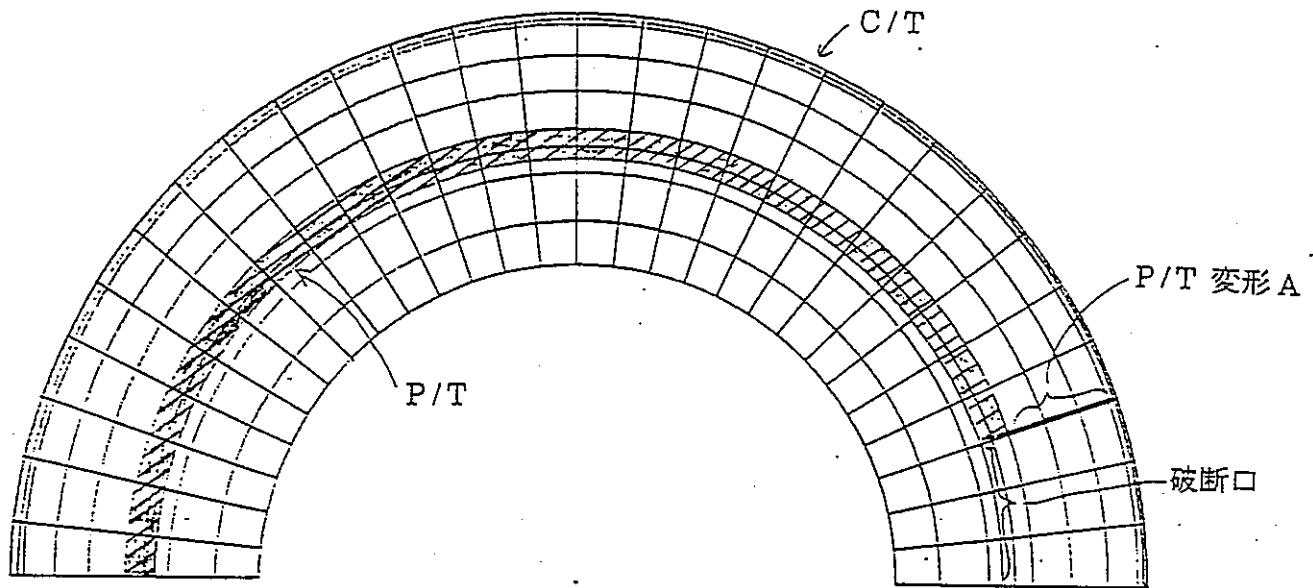
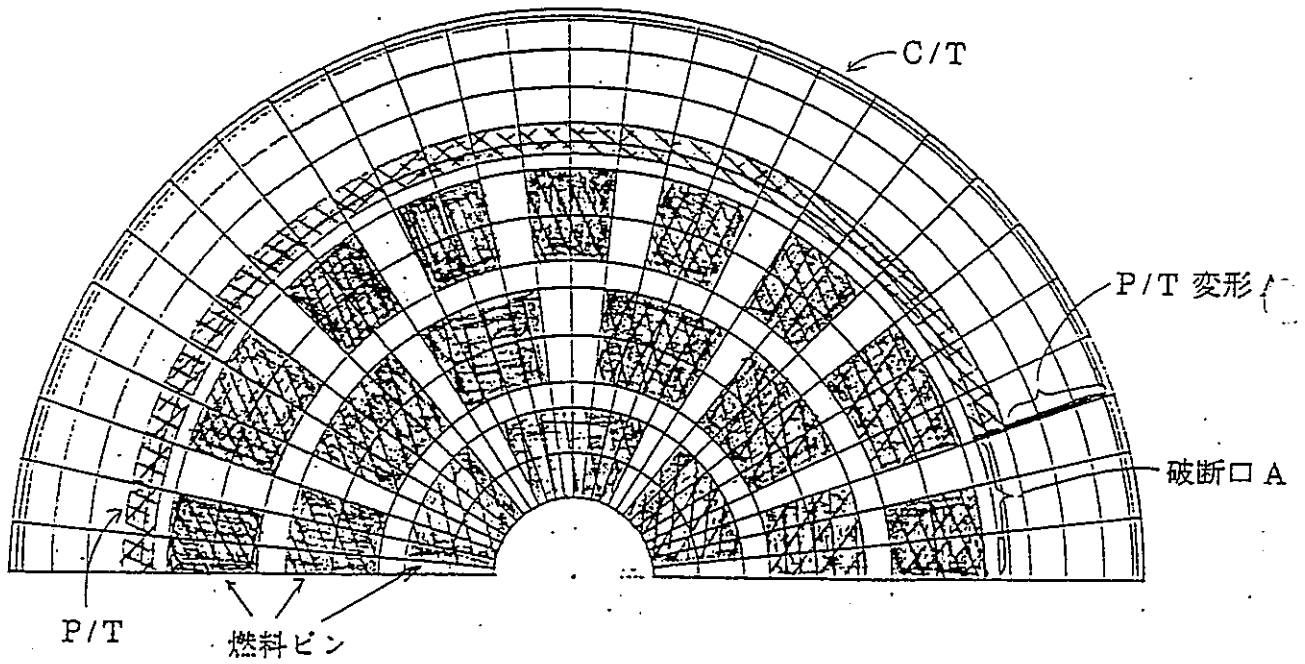


図5.1.1-1 圧力管破断試験体の形状



(a) 燃料集合体無し



(b) 燃料集合体有り

(破断口 A は時間依存開口ポロシティ
P/T 変形 A は時間依存閉塞ポロシティ)

図5.1.1-2 流動解析モデル

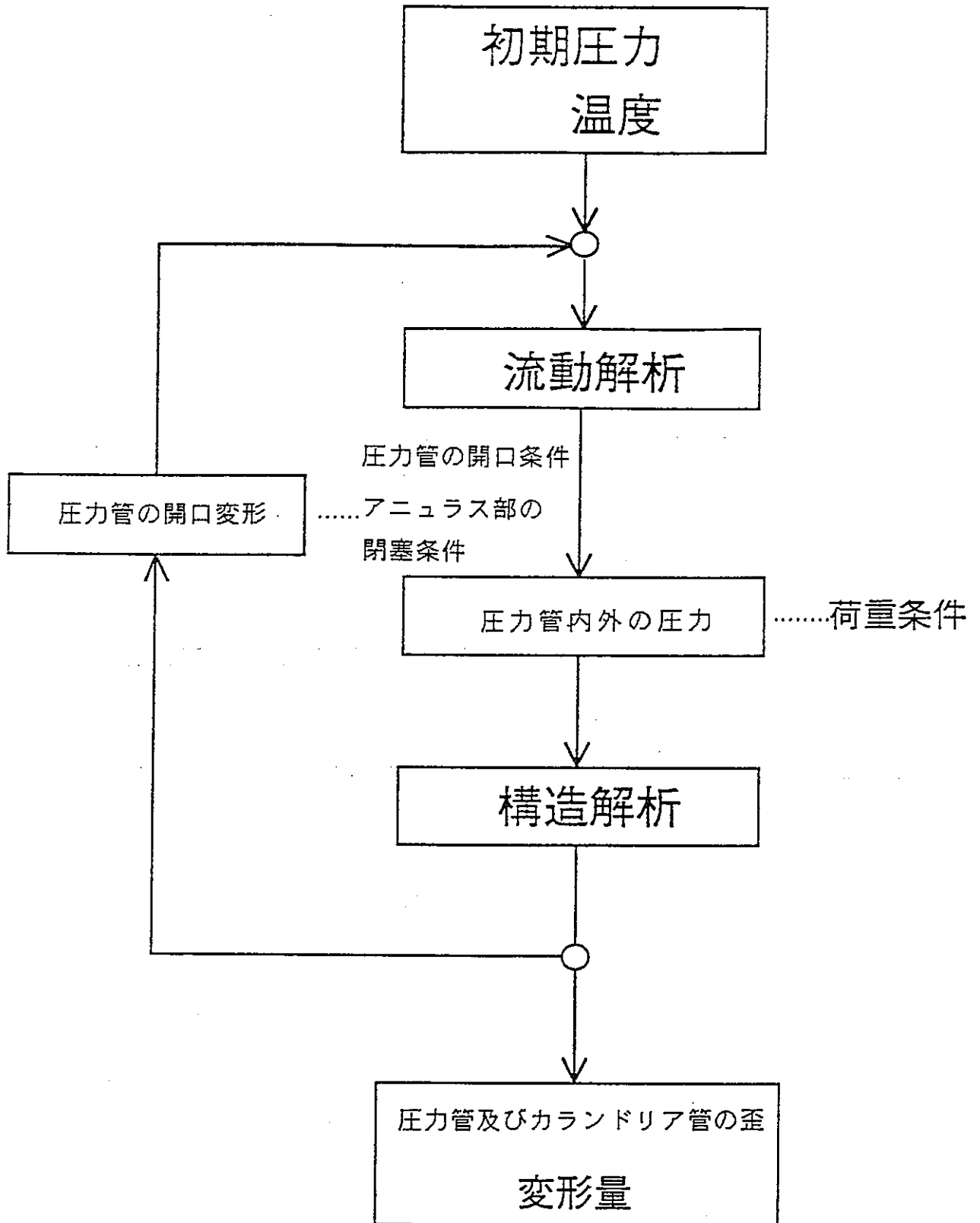
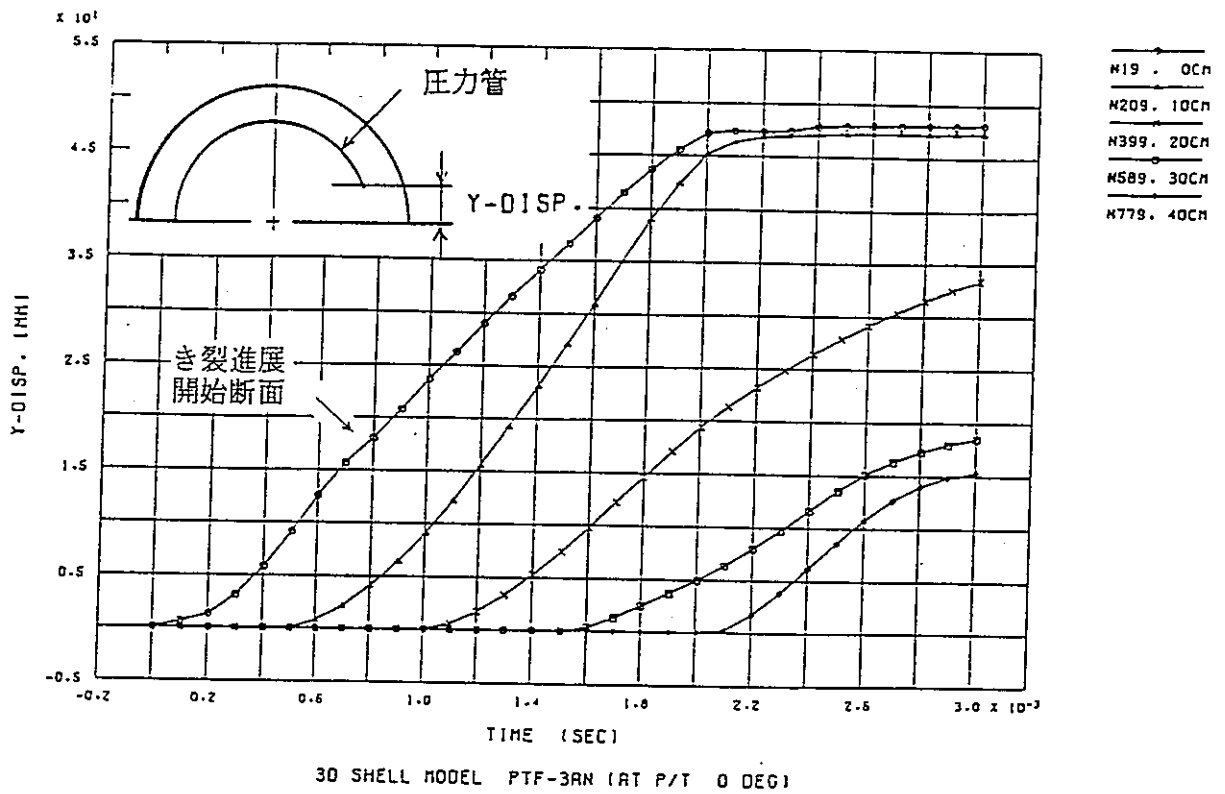
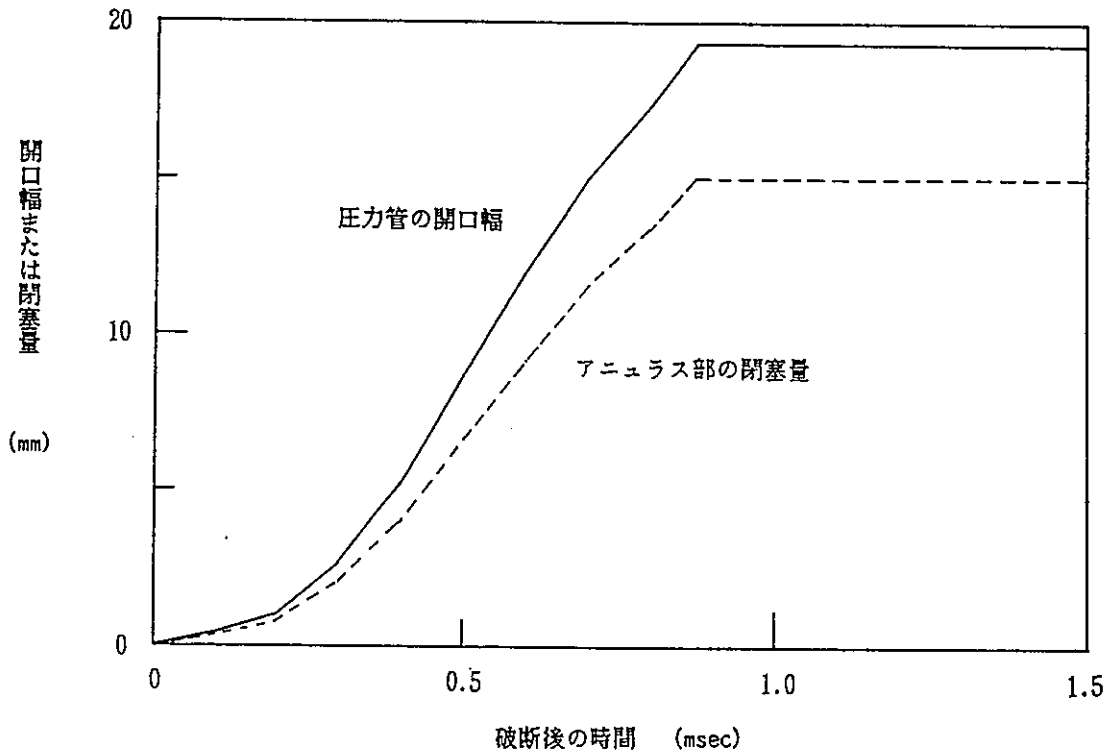


図 5.1.1 - 3 カランドリア管健全性解析における境界の受渡し

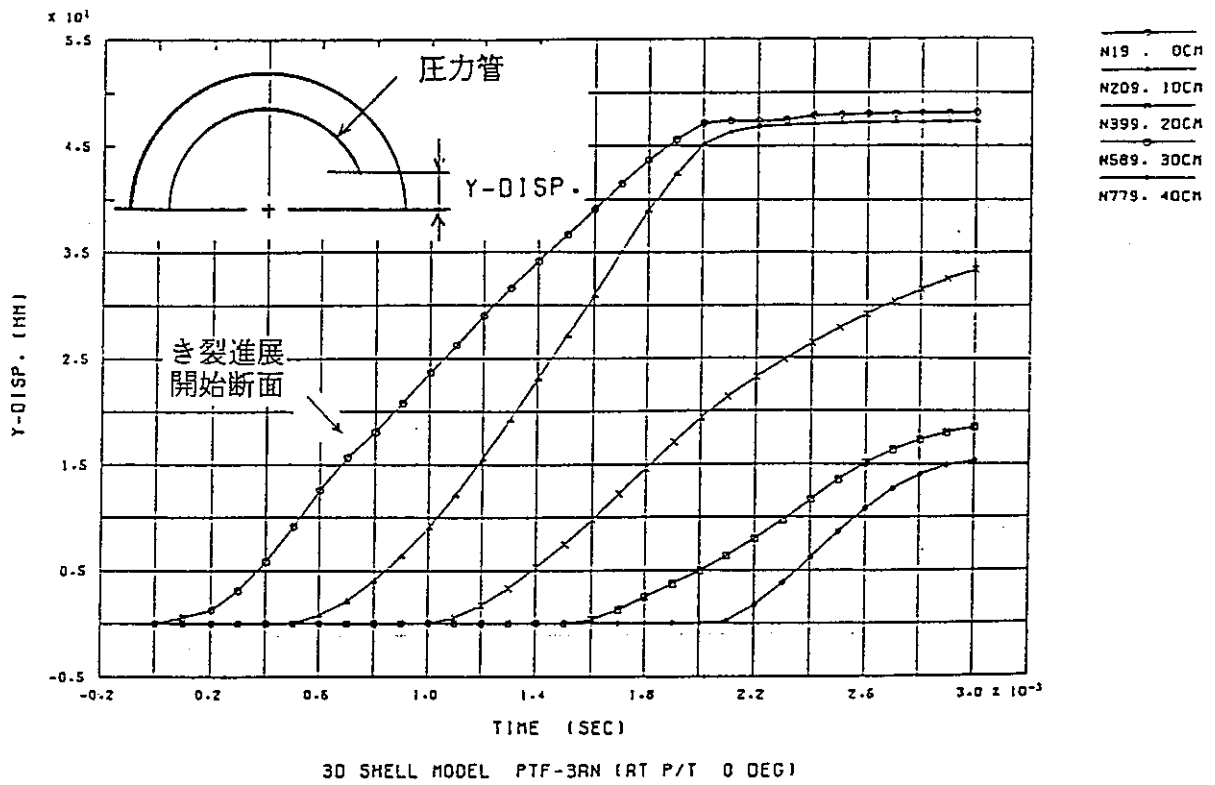


(a) DYN A-3 Dコードによる圧力管開口変位計算結果 (PTF-3)

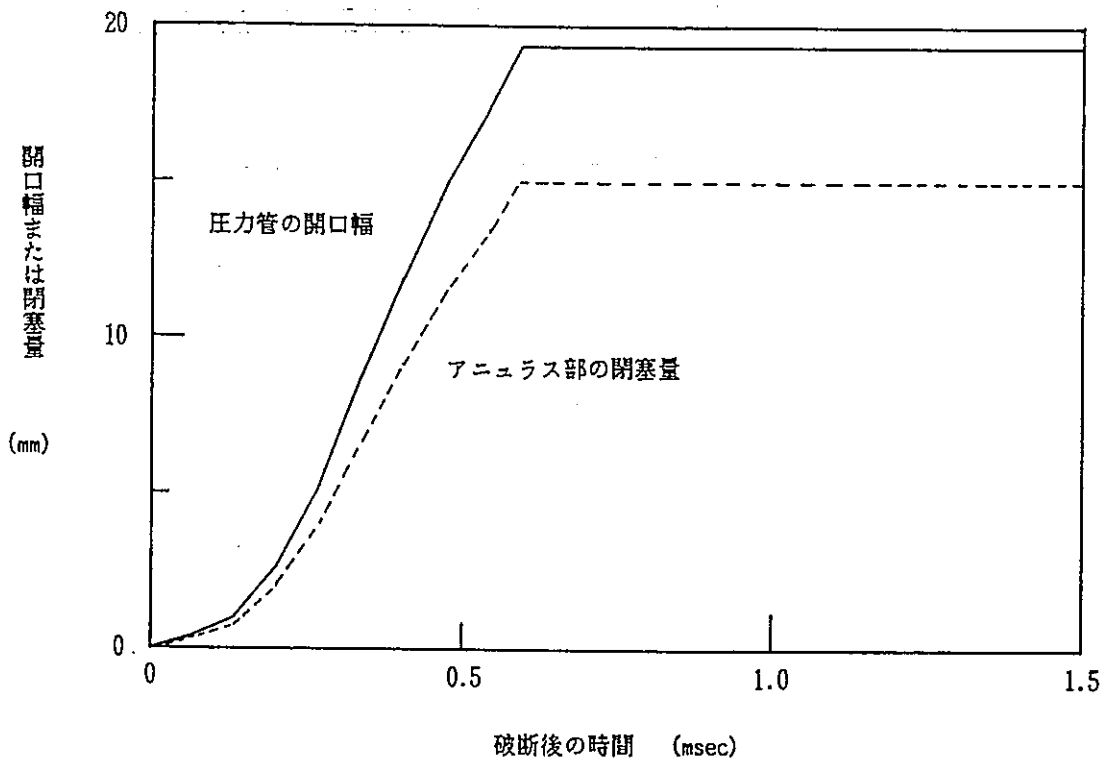


(b) (a)の結果をもとにした圧力管の開口幅とアニュラス部の閉塞量

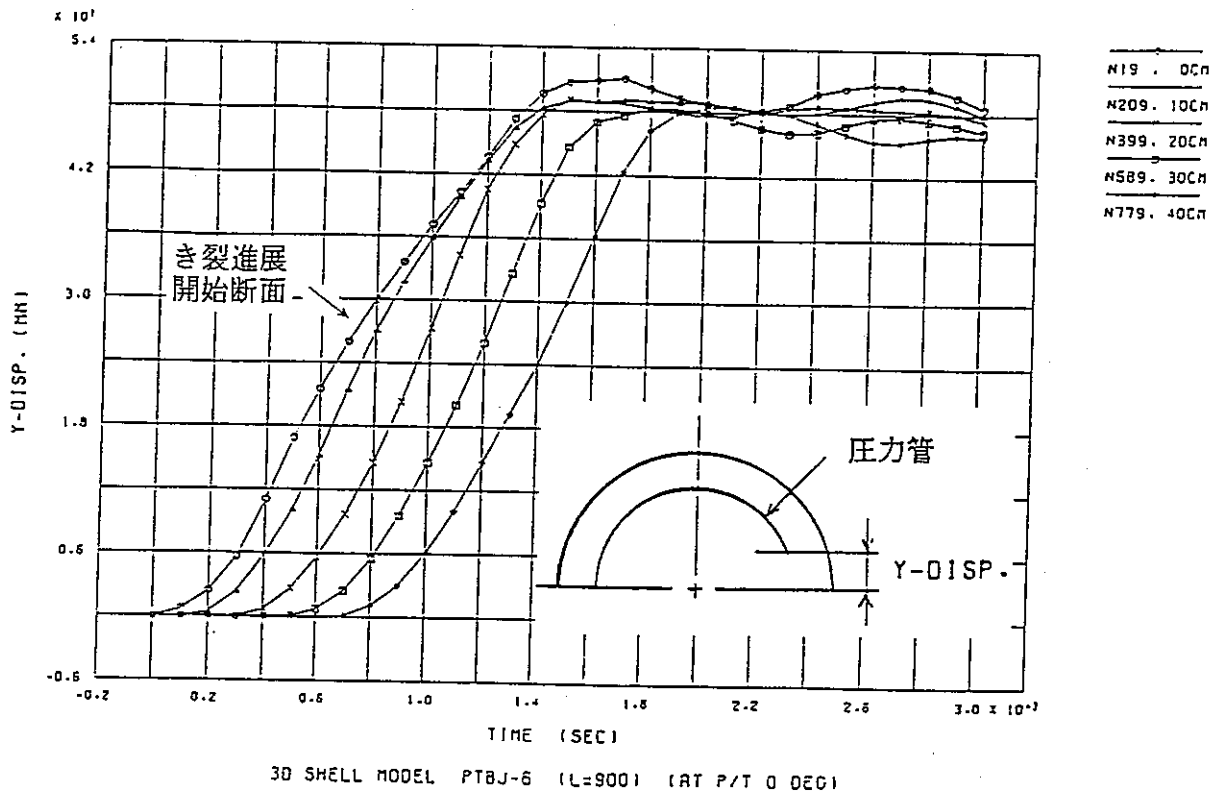
図5.1.1-4 圧力管の開口幅とアニュラス部の閉塞量 (PTF-3)



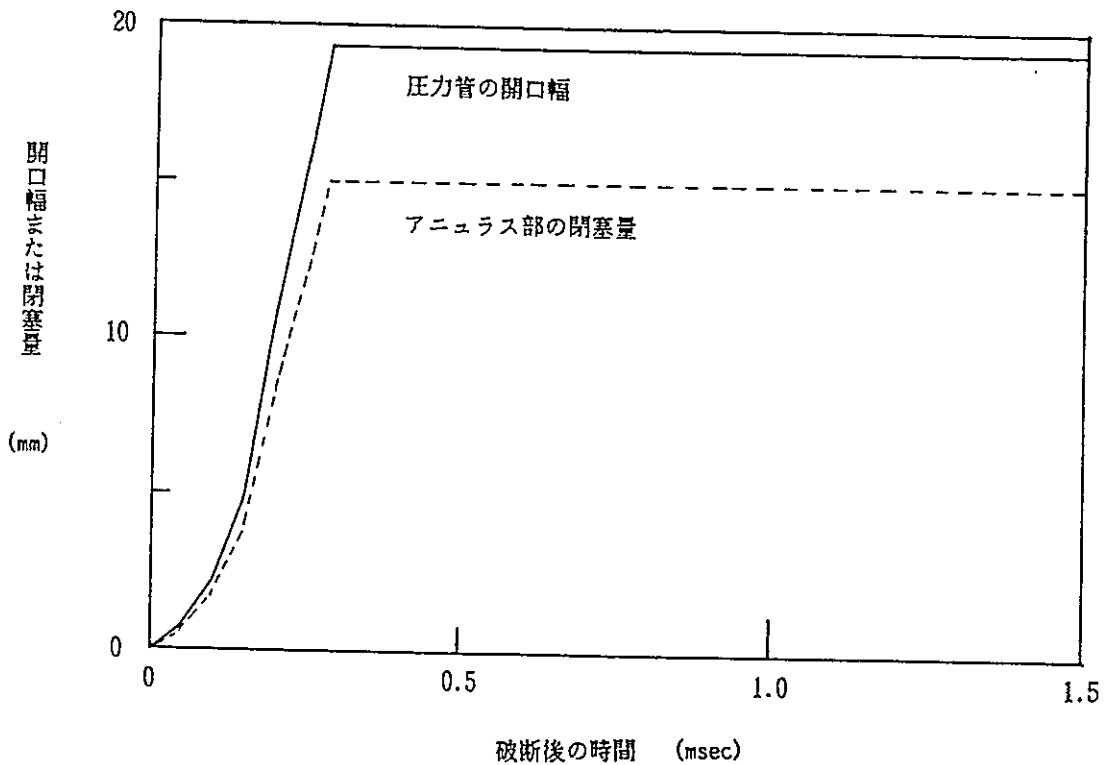
(a) DYNA-3Dコードによる圧力管開口変位計算結果 (PTF-3)



(b) (a)の結果をもとにした圧力管の開口幅とアニュラス部の閉塞量 (き裂進展速度の比で上記PTF-3の計算結果を補正)



(a) DYNA-3Dコードによる圧力管開口変位計算結果 (PTB-J-6)



(b) (a)の結果をもとにした圧力管の開口幅とアニュラス部の閉塞量 (き裂進展速度の比で上記PTB-J-6の計算結果を補正)

図5.1.1-6 圧力管の開口幅とアニュラス部の閉塞量 (CTI-1)

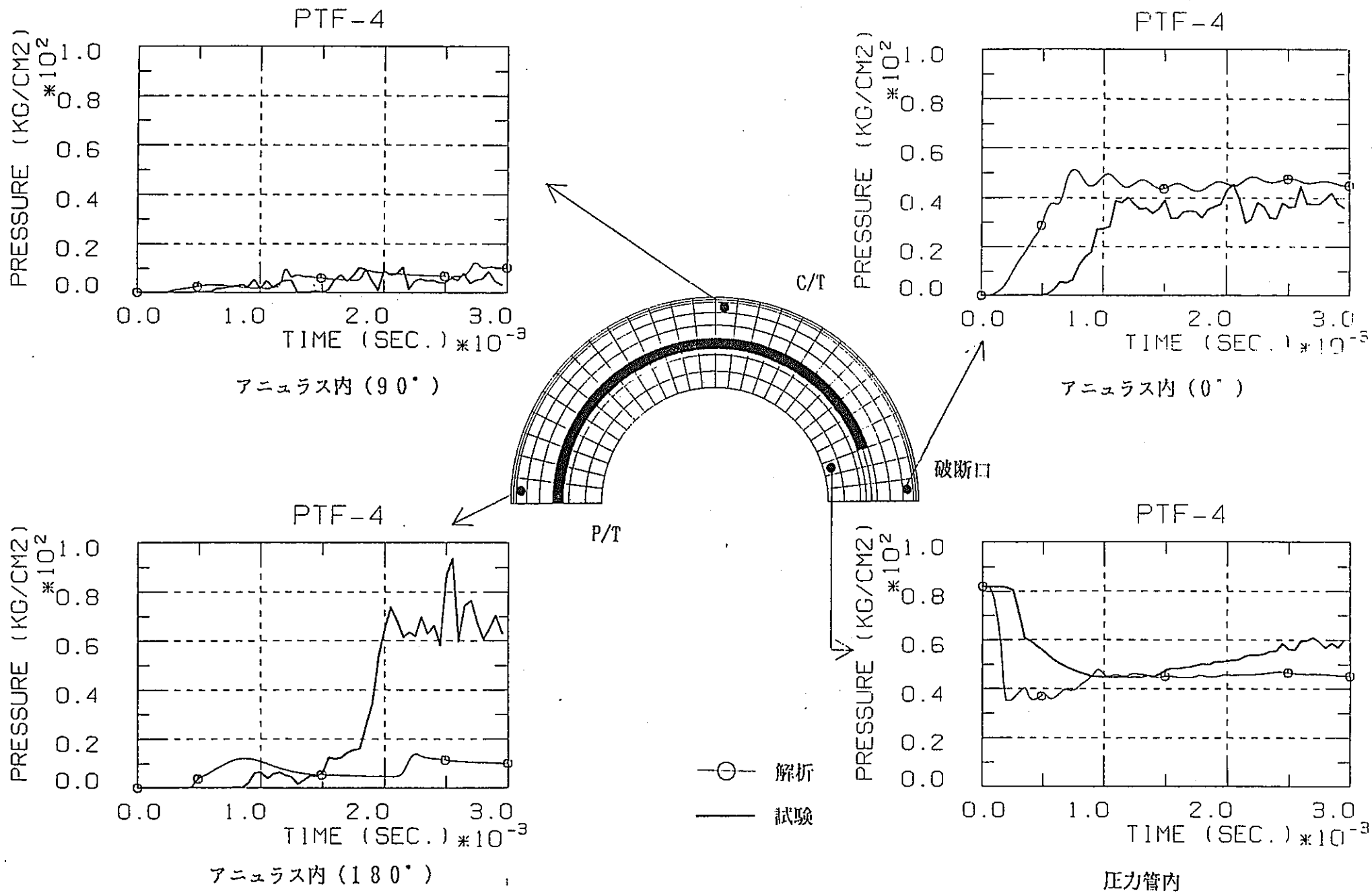


図5.1.1-7 PTF-4 試験解析結果 (燃料無しモデル)

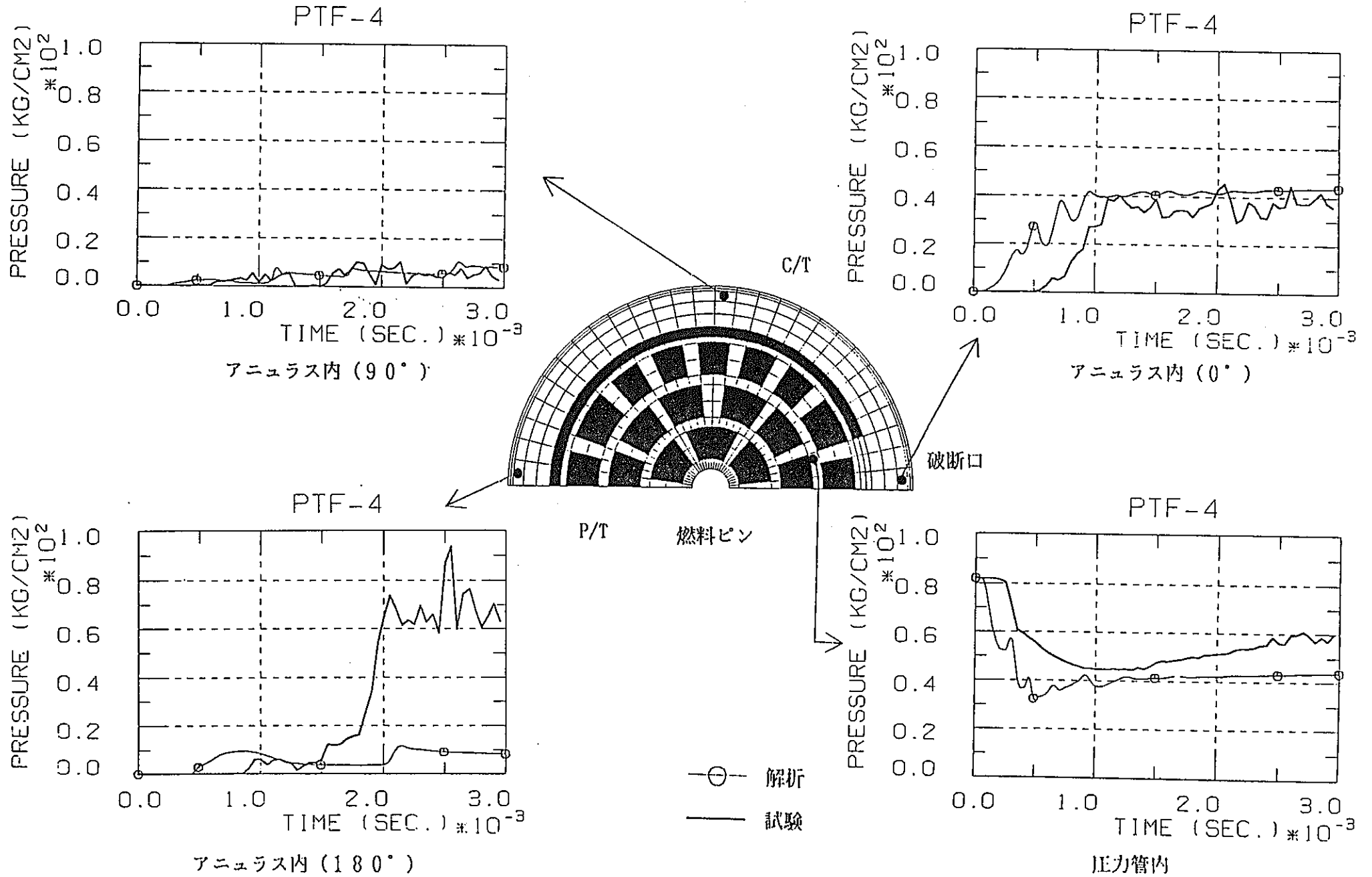
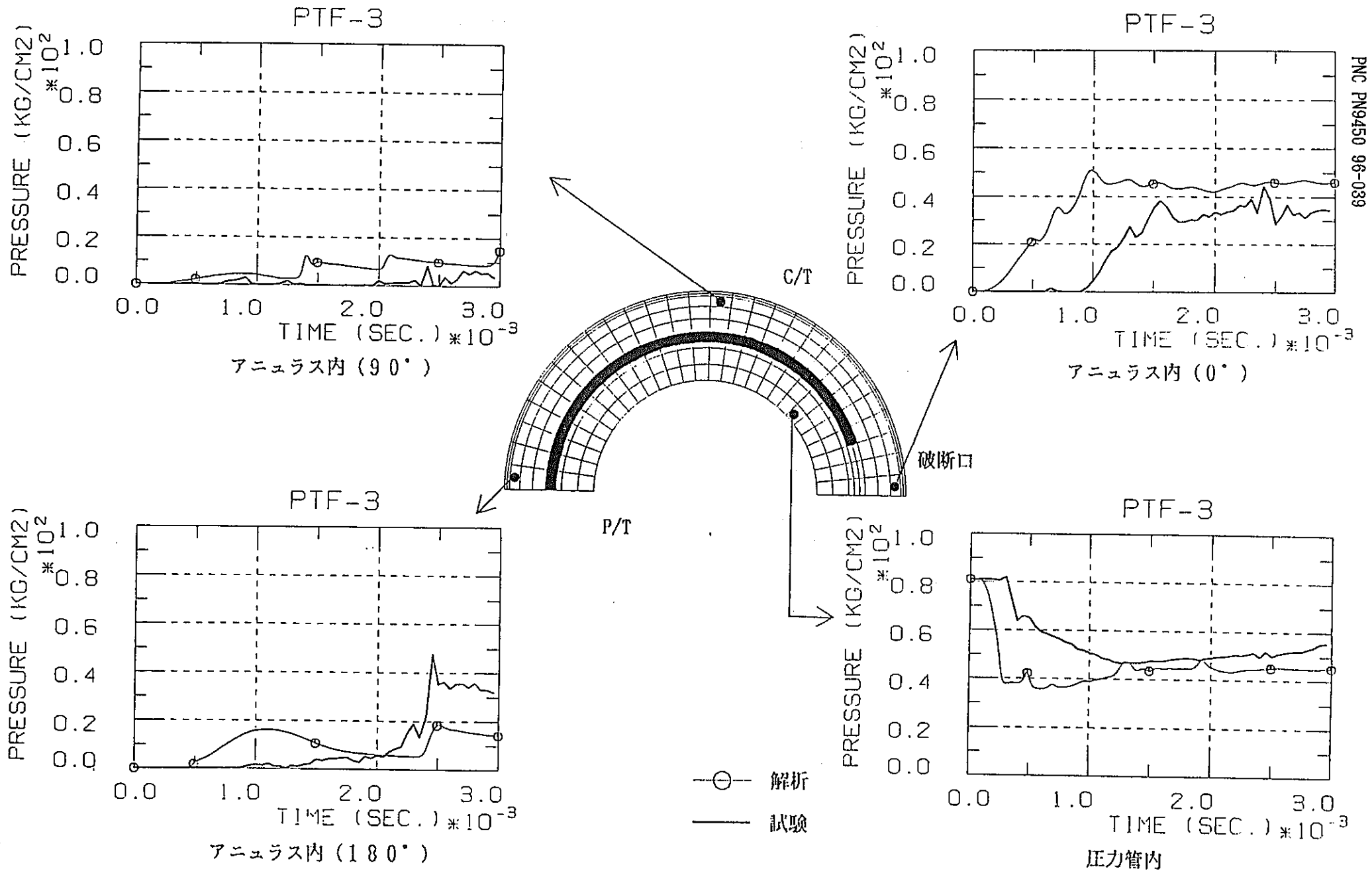


図5.1.1-8 PTF-4 試験解析結果 (燃料有りモデル)



PNC PN9450 96-039

図5.1.1-9 PTF-3試験解析結果 (燃料無しモデル)

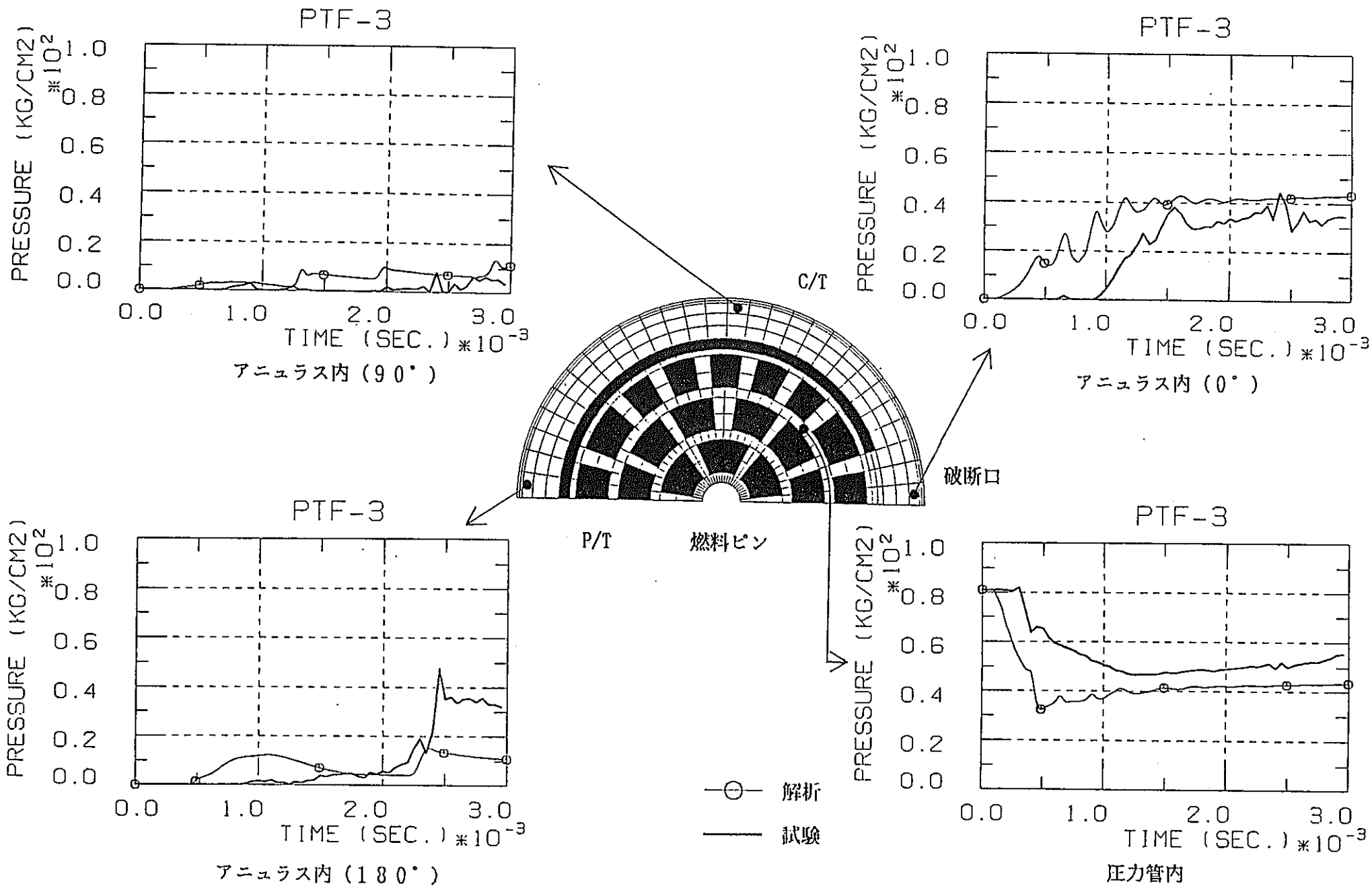


図5.1.1-10 PTF-3試験解析結果 (燃料有りモデル)

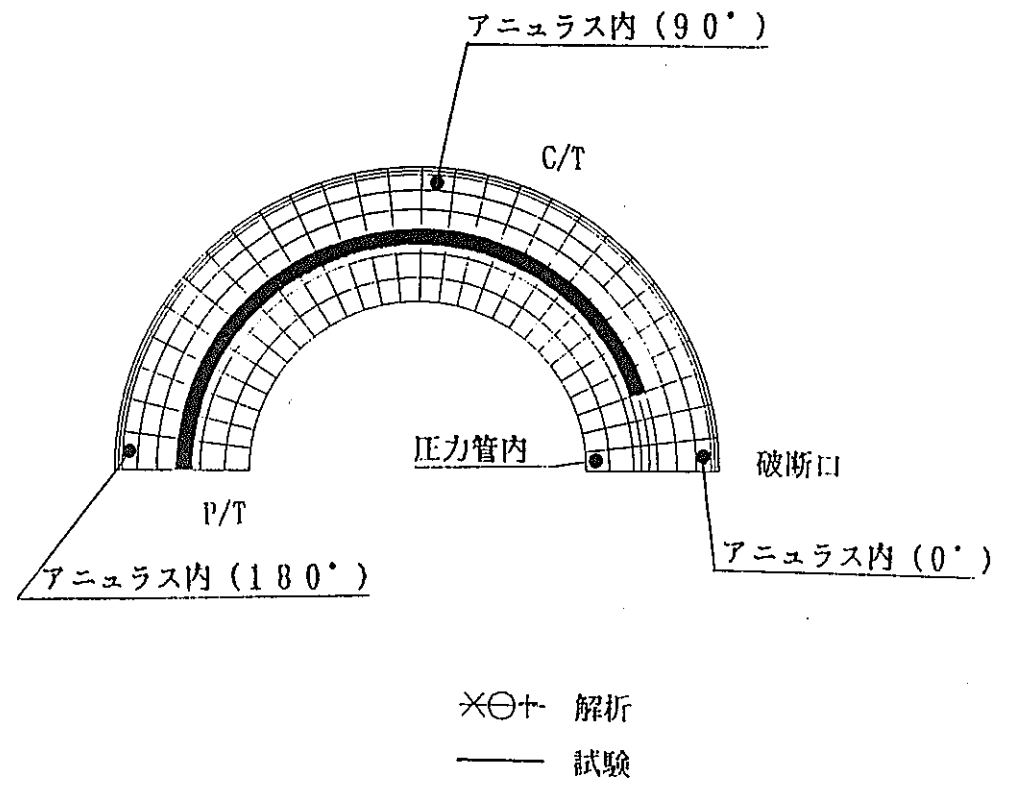
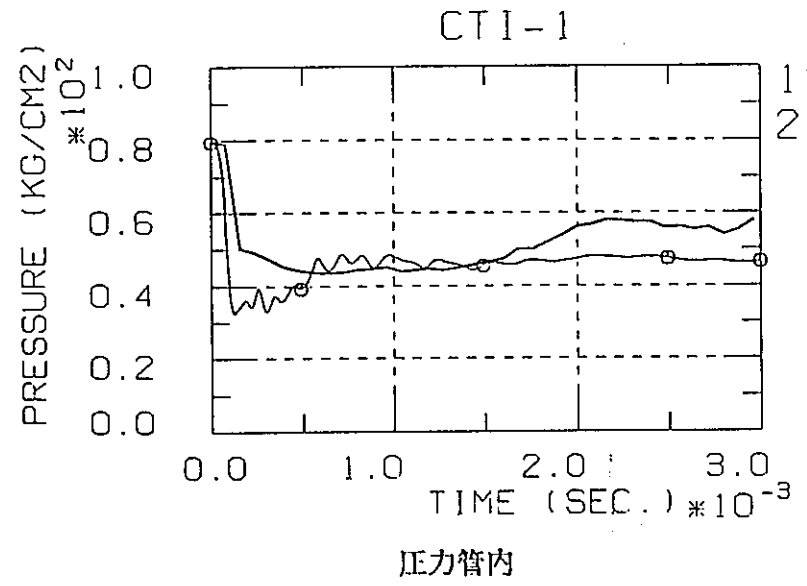
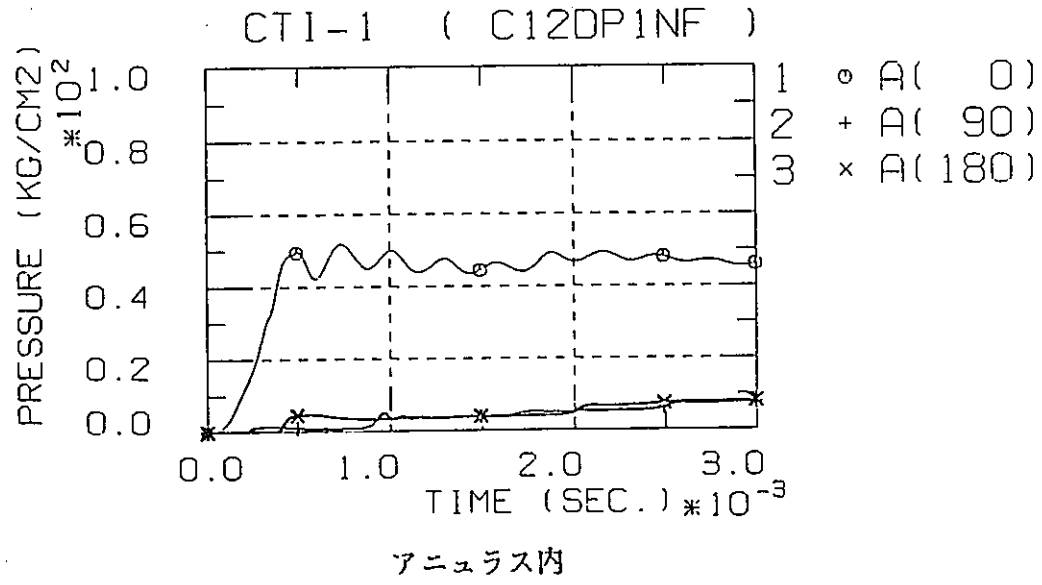


図5.1.1-11 CTI-1 試験解析結果 (燃料無しモデル)

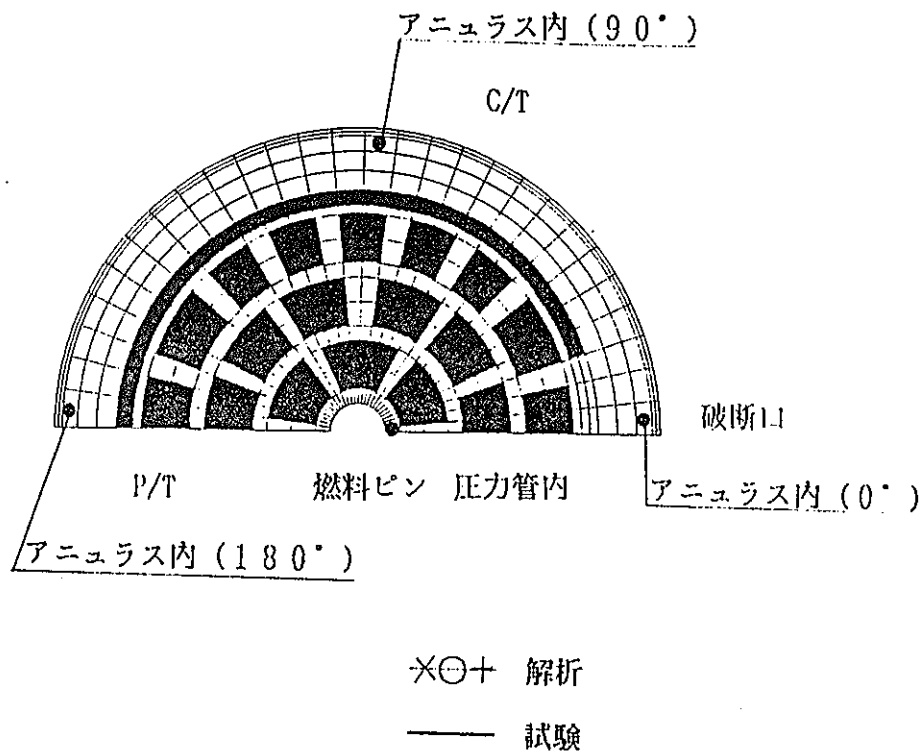
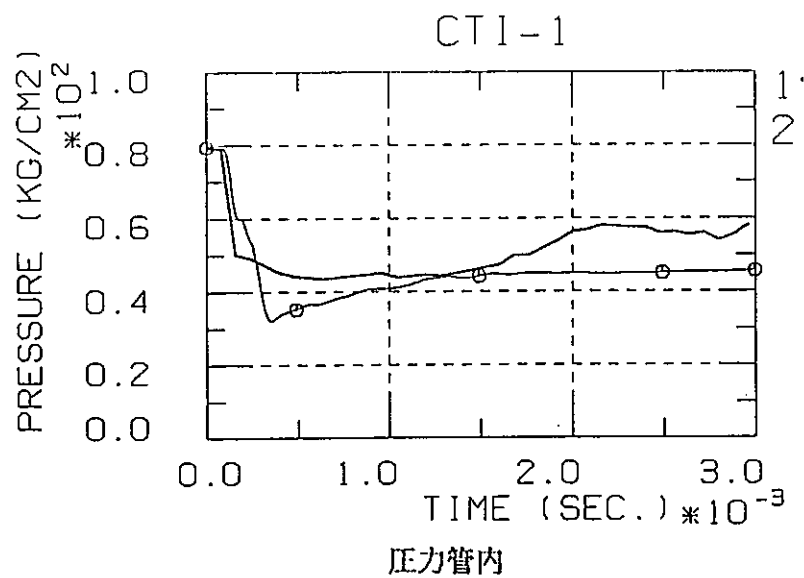
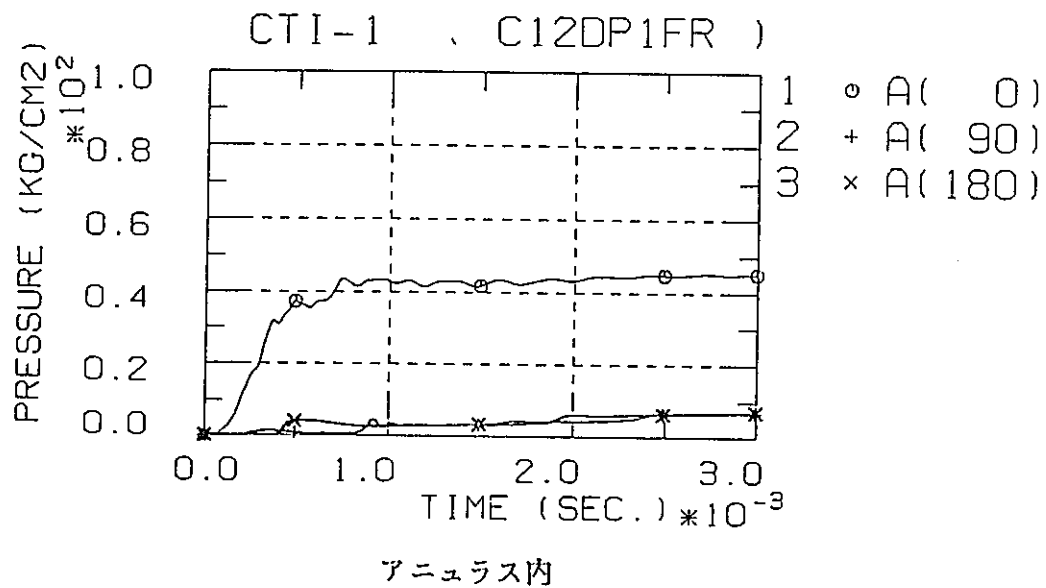
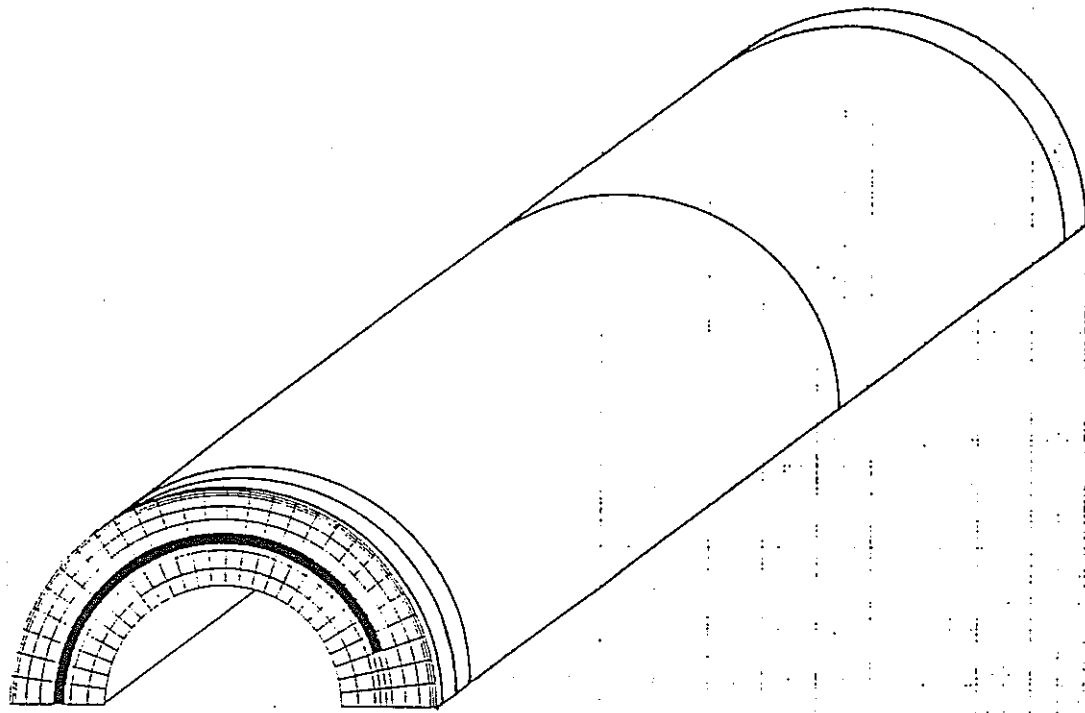


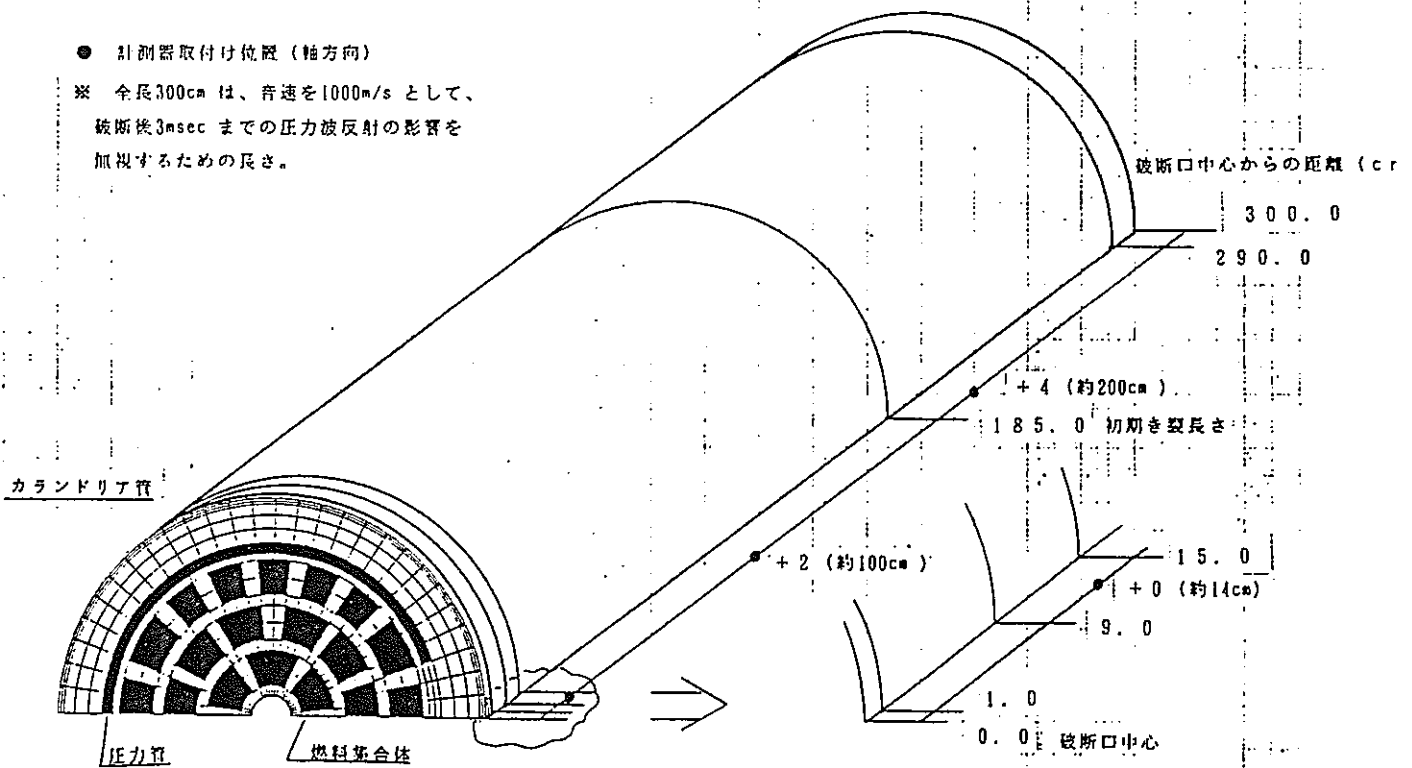
図5.1.1-12 CTI-1試験解析結果 (燃料有りモデル)



(a) 燃料集合体の流路を考慮しないモデル (寸法等は (b) と同じ)

● 計測器取付け位置 (軸方向)

※ 全長300cm は、音速を1000m/s として、
破断後3msec までの圧力波反射の影響を
加視するための長さ。



(b) 燃料集合体の流路を考慮したモデル

図5.1.1-13 流動解析における3次元モデル

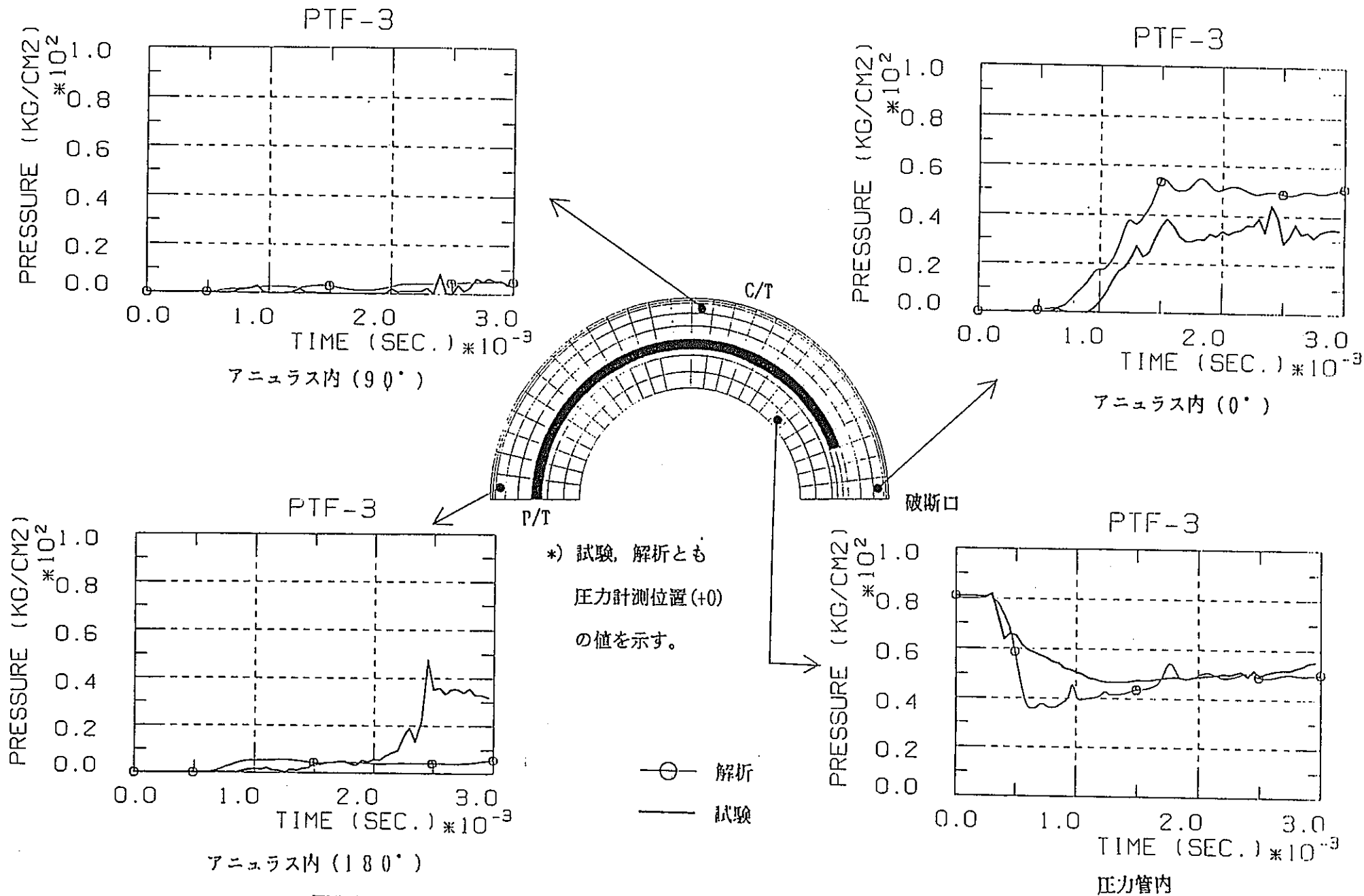


図5.1.1-14 3次元モデルによる解析結果 (PTF-3, 燃料無しモデル)

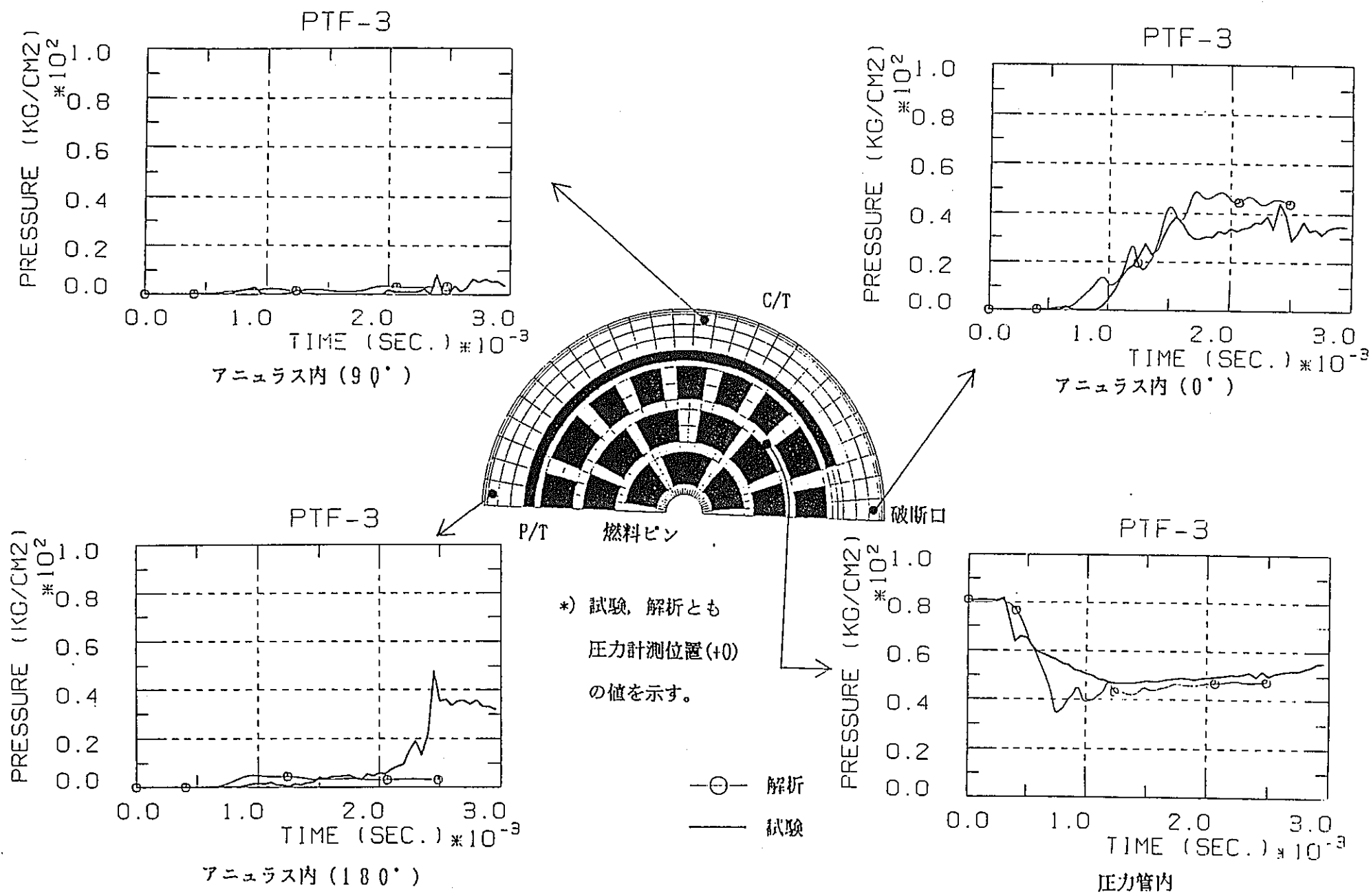


図5.1.1-15 3次元モデルによる解析結果 (PTF-3, 燃料有りモデル)

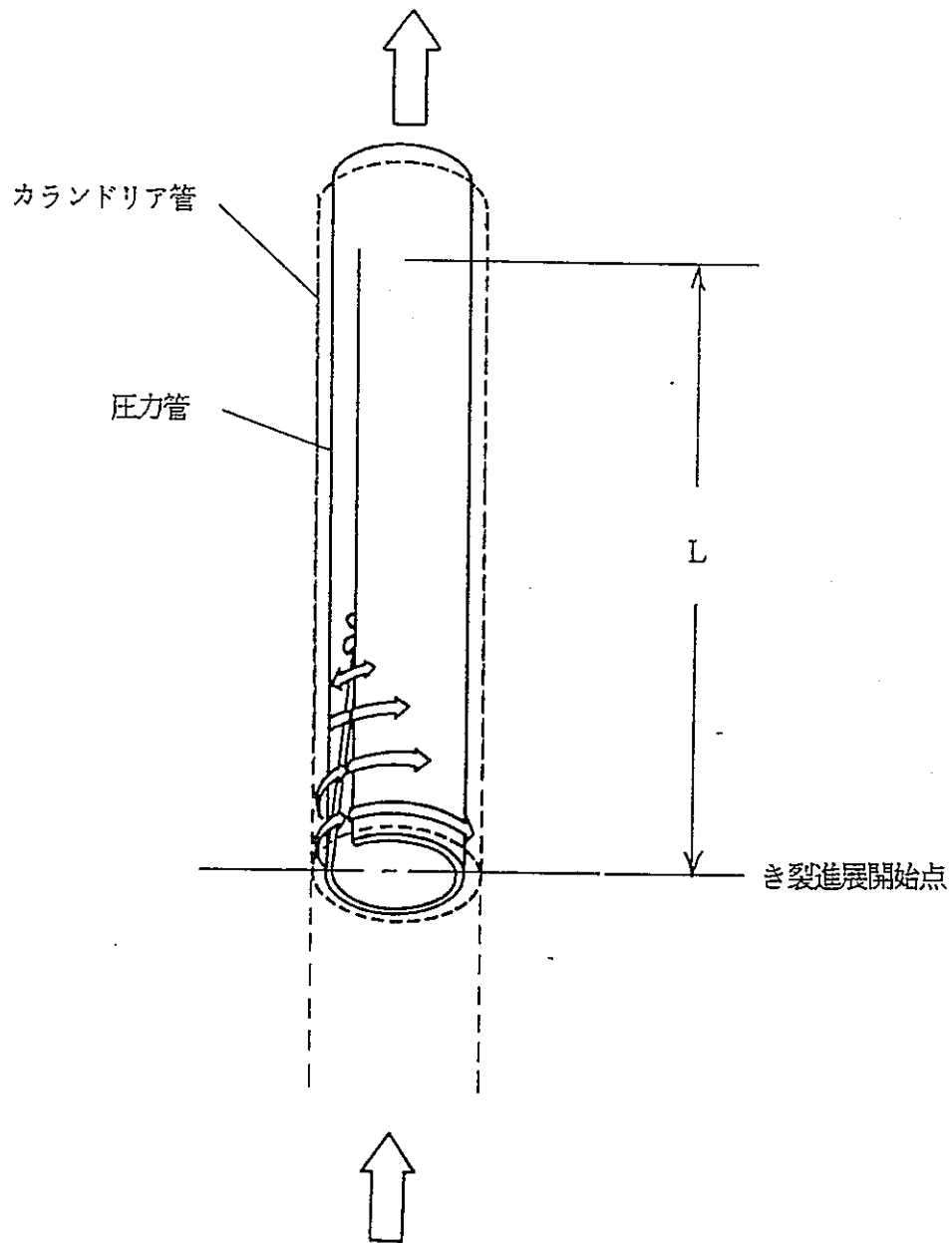
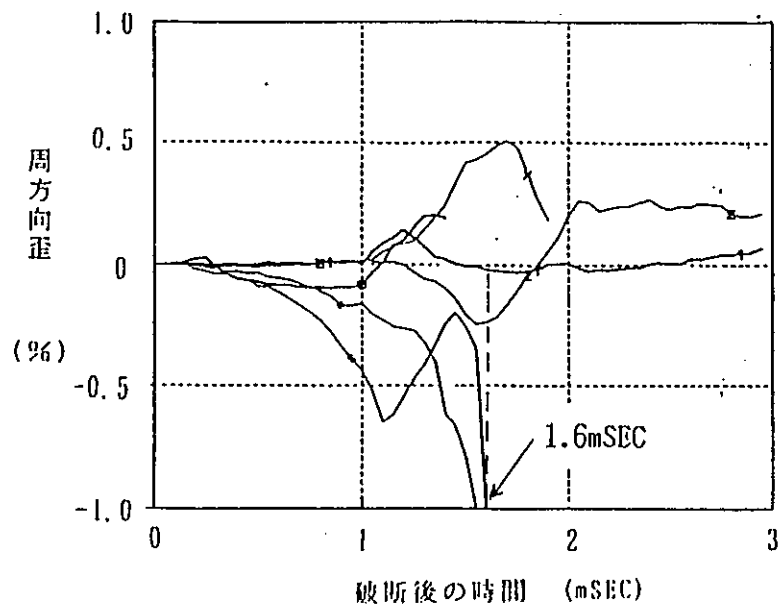
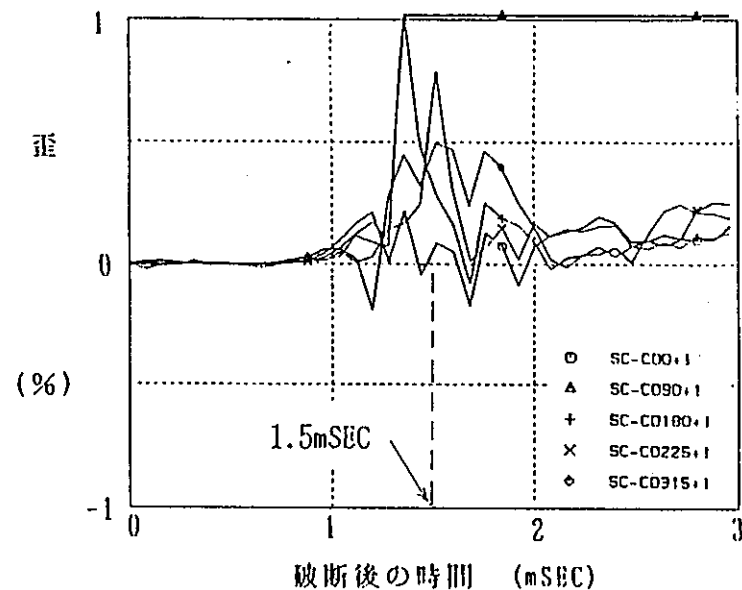


図5.1.2-1 構造解析における解析対象



圧力管
 ○ 破断口側
 + 破断口から90°
 ◊ 破断口背面側
 カランドリア管
 ↑ 破断口側
 ⊕ 破断口から90°
 × 破断口背面側



(a) PTF-4の圧力管とカランドリア管の歪挙動

(b) CTI-1のカランドリア管の歪挙動

	き裂進展速度 V _c (m/sec)	変形収束時間 T _c (msec)	解析モデル長 (mm)	
			V _c · T _c	L
PTF-4	283	1.6	453	500
CTI-1	1200	1.5	1800	1800

図5.1.2-2 試験時の圧力管、カランドリア管の歪挙動と解析モデルの長さ

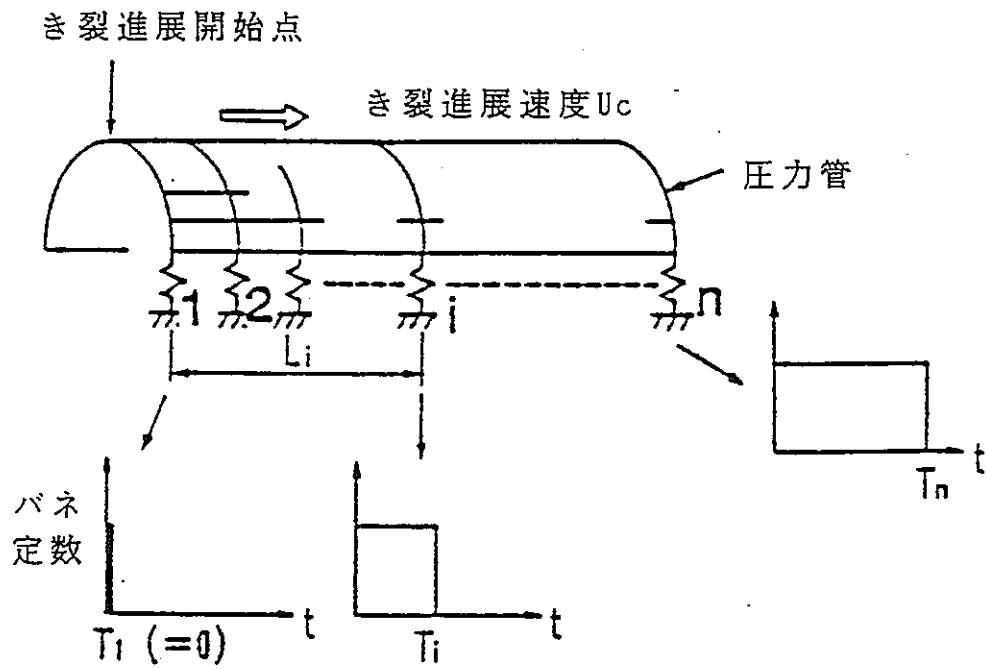
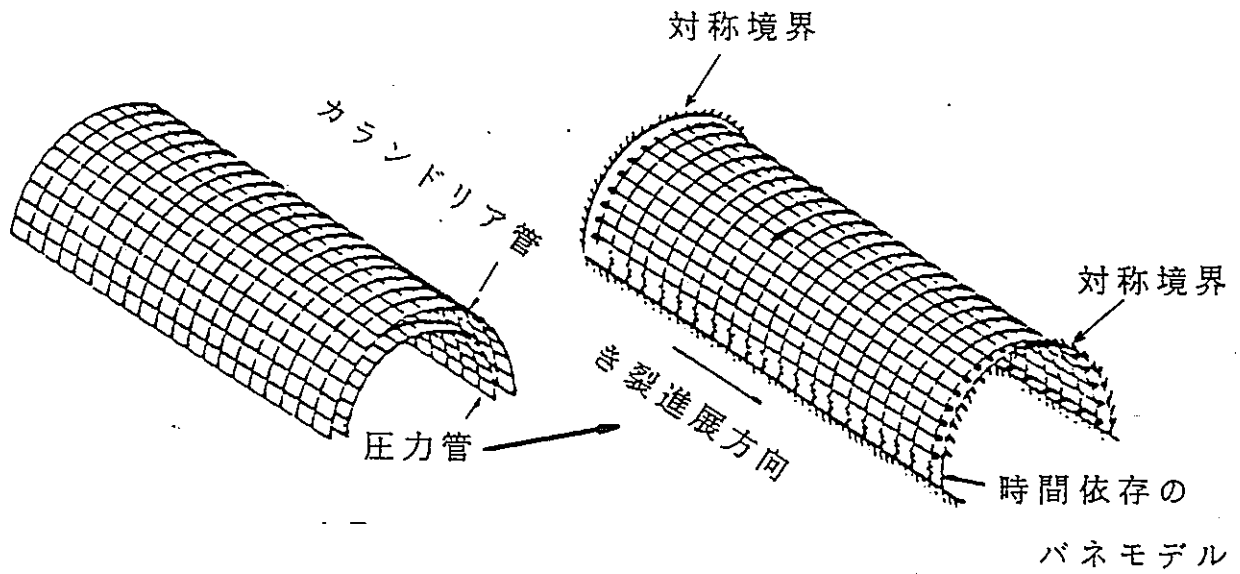


図5.1.2-3 き裂進展を考慮した構造解析モデル

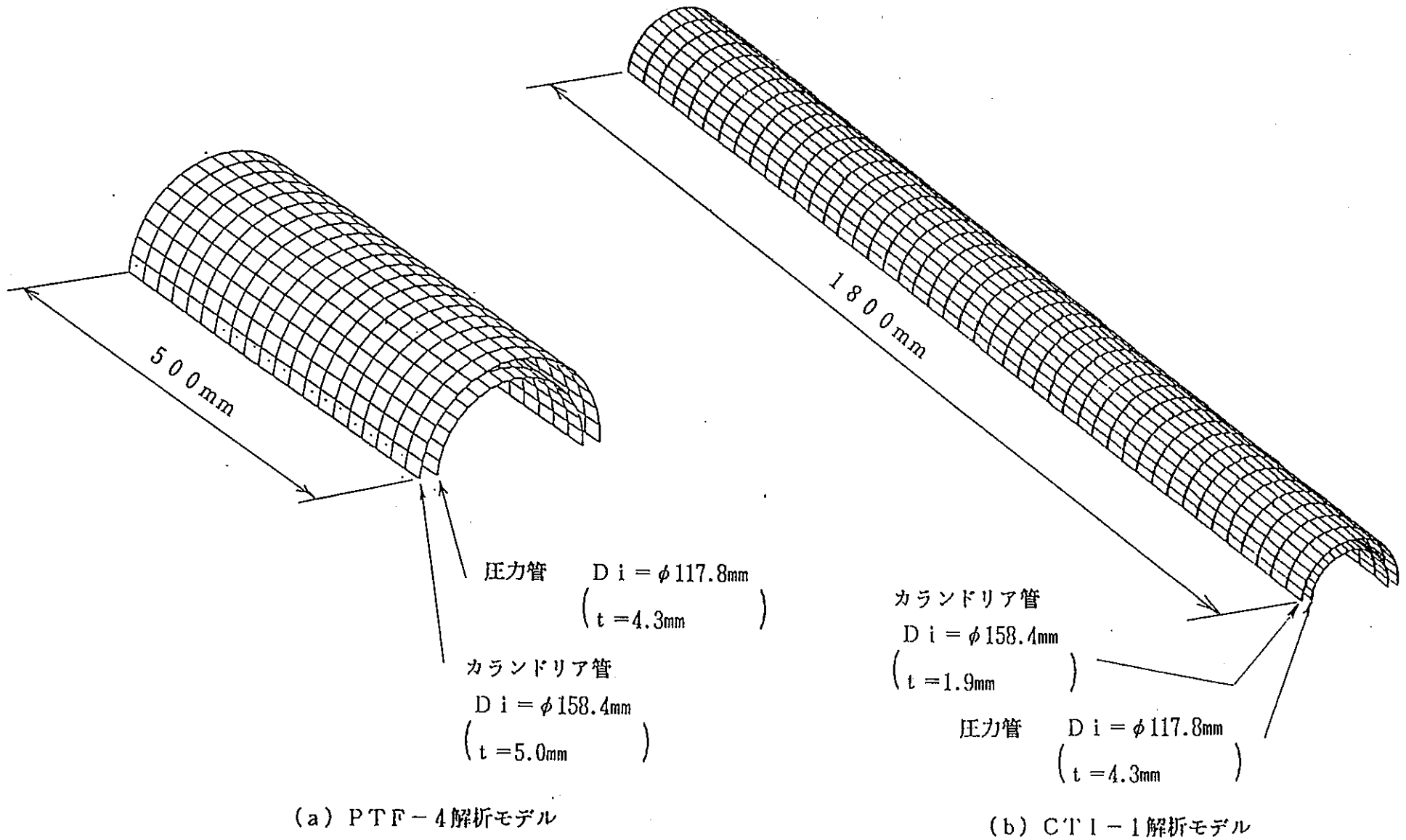
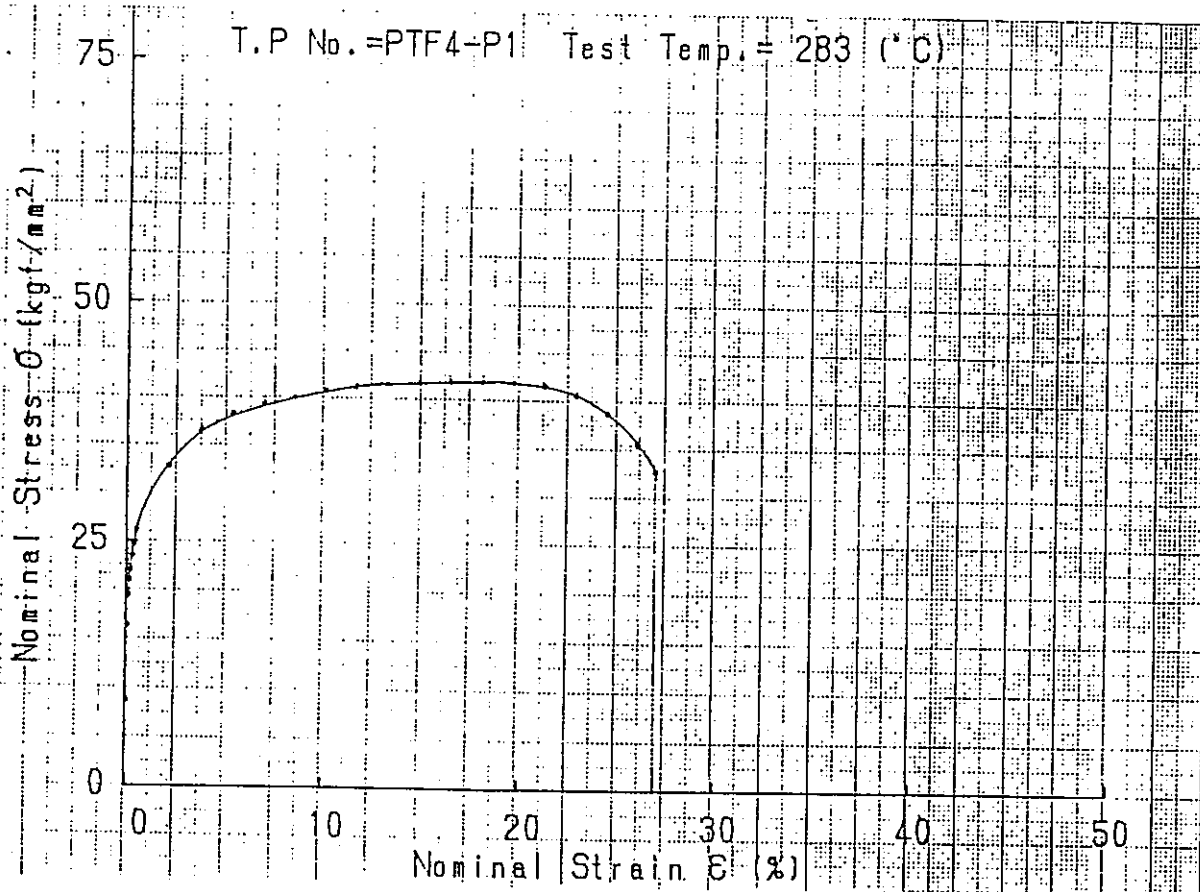
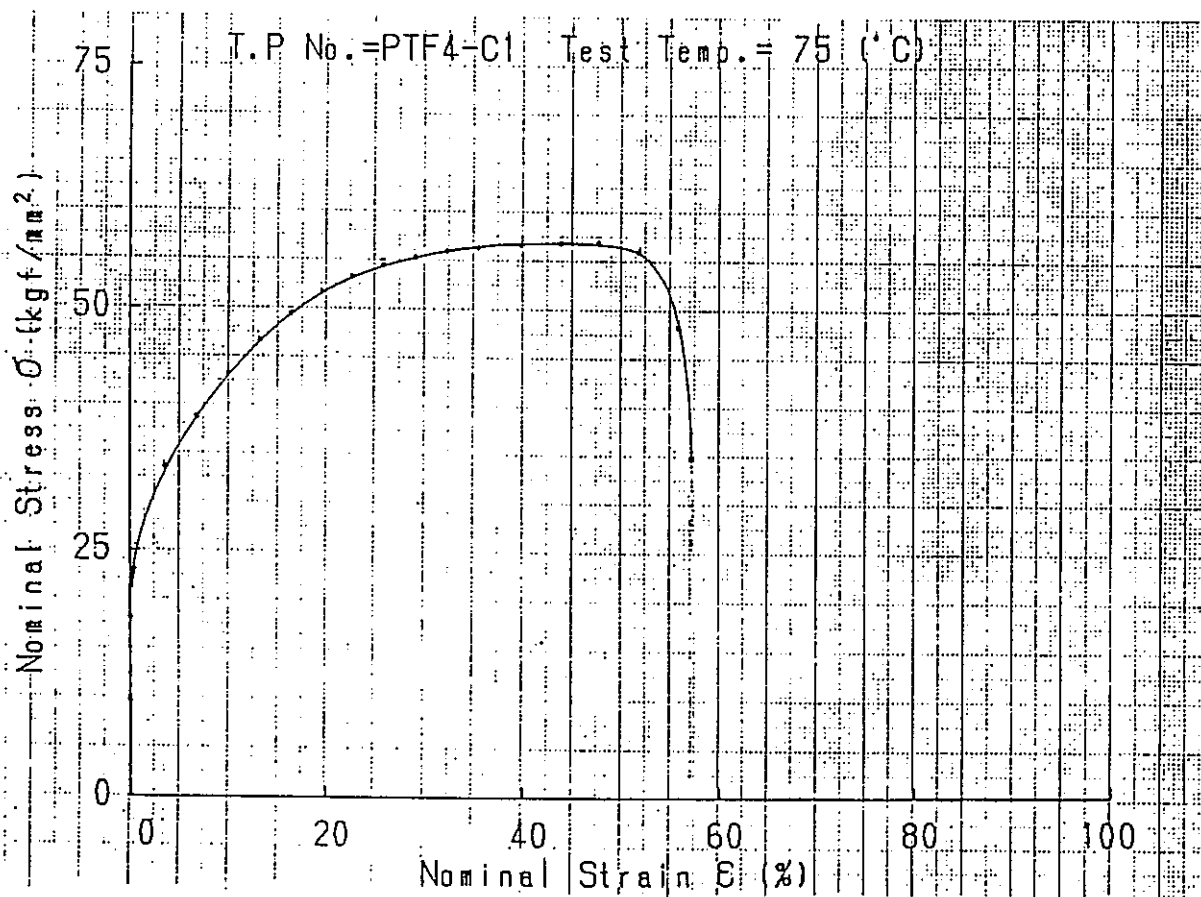


図5.1.2-4 試験解析モデル

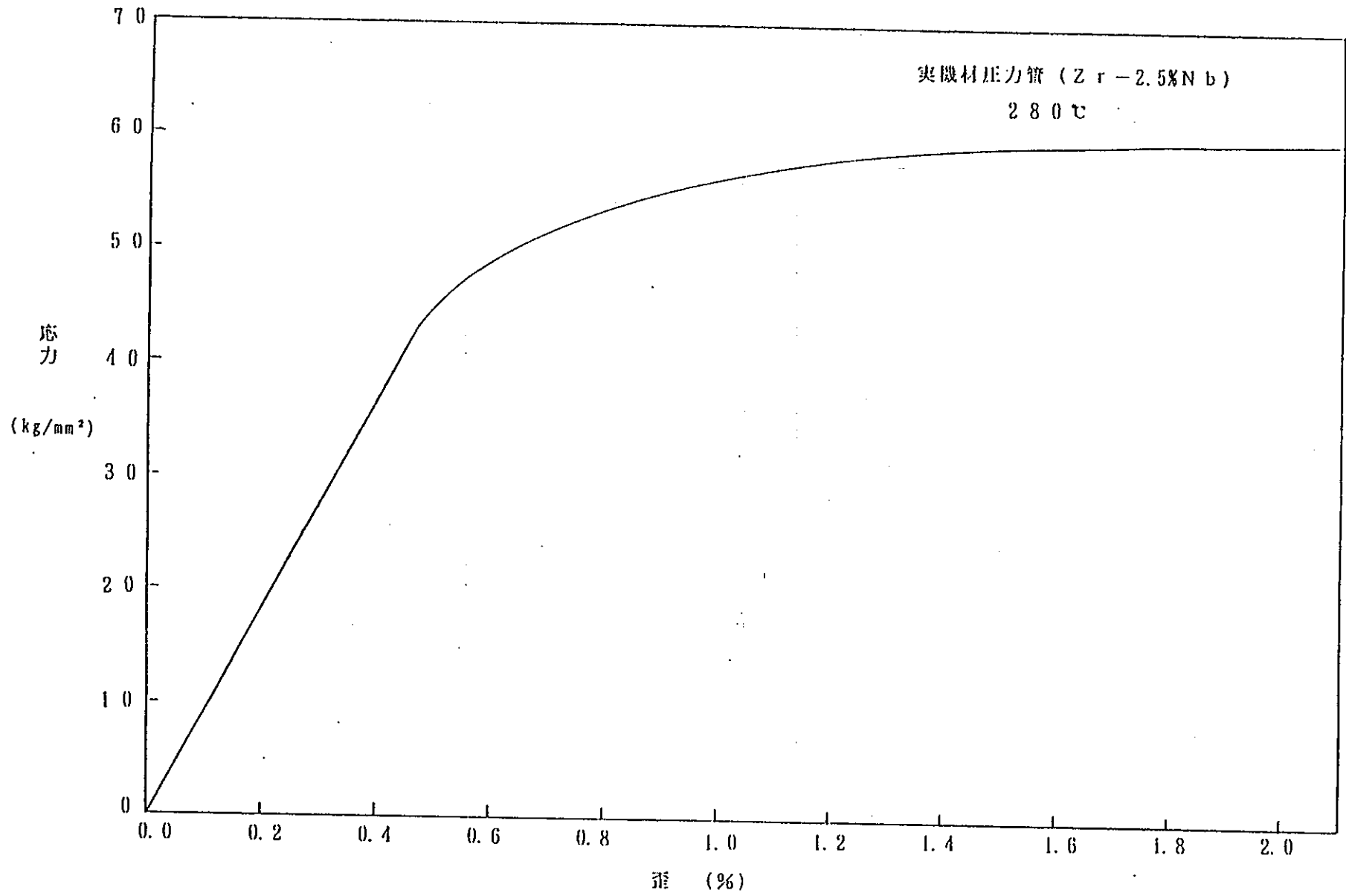


(a) 圧力管



(b) カランドリア管

図5.1.2-5 PTF-4試験体の応力-歪特性



— 5.1-63 —

図5.1.2-6 Zr-Nb圧力管の応力-歪特性

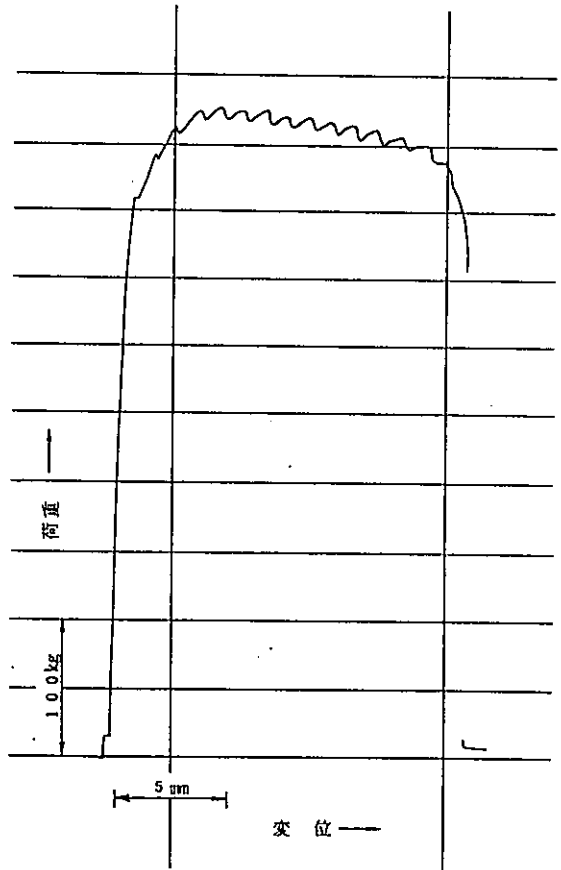


図 1.2 荷重—変位曲線 (母材周方向, 試験温度 $T = 80^{\circ}\text{C}$)

(標点間距離: 30mm
断面積: $6 \times 1.9\text{mm}^2$)

図 5.1.2-7 Zr-2 カランドリア管の応力—歪特性⁽⁸⁾

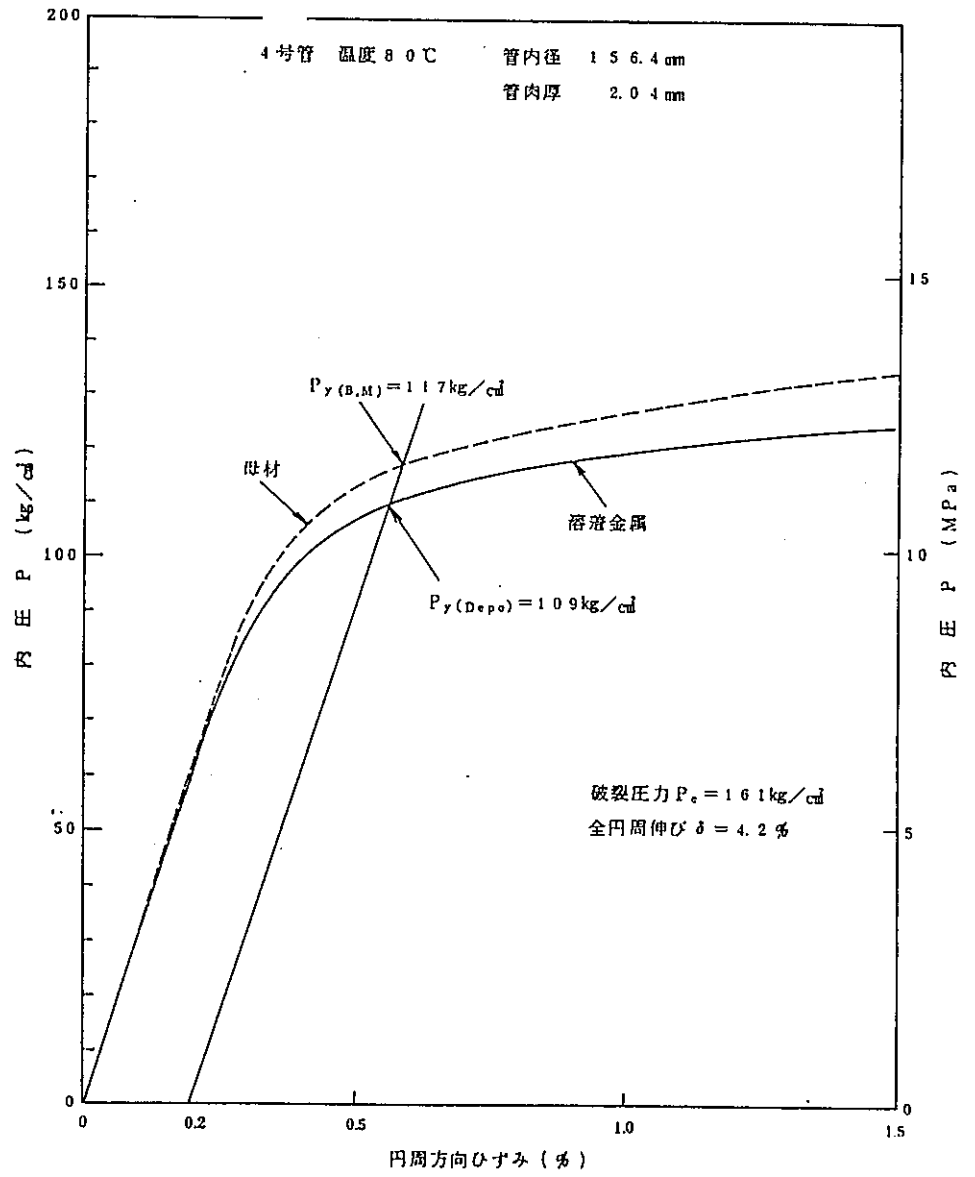


図 4.6 カランドリア管バースト試験における内圧と円周方向ひずみの関係 (4号管, 80°C)

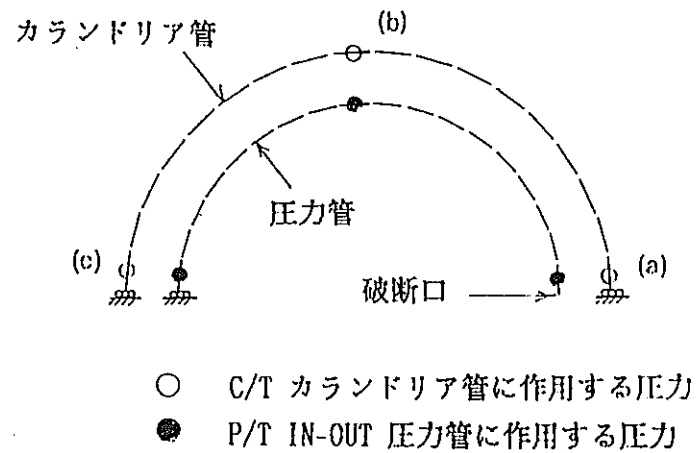
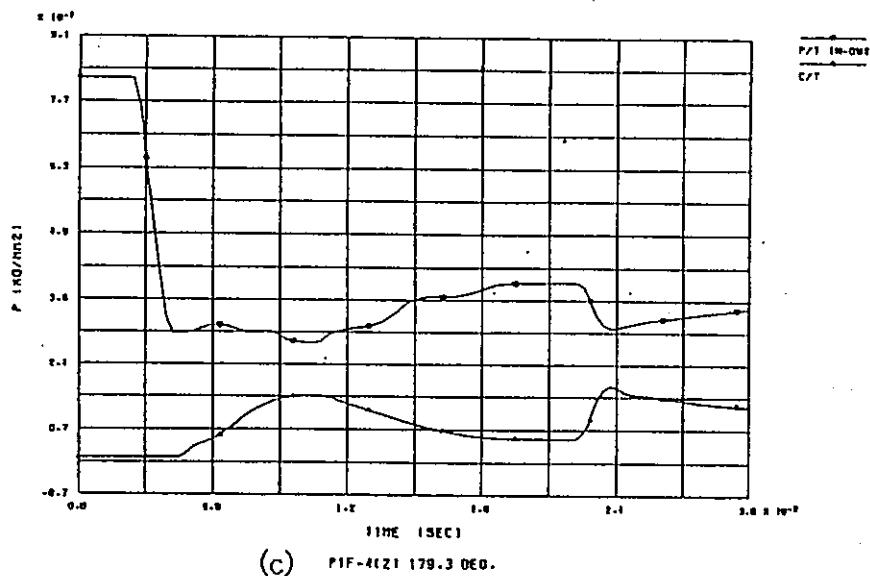
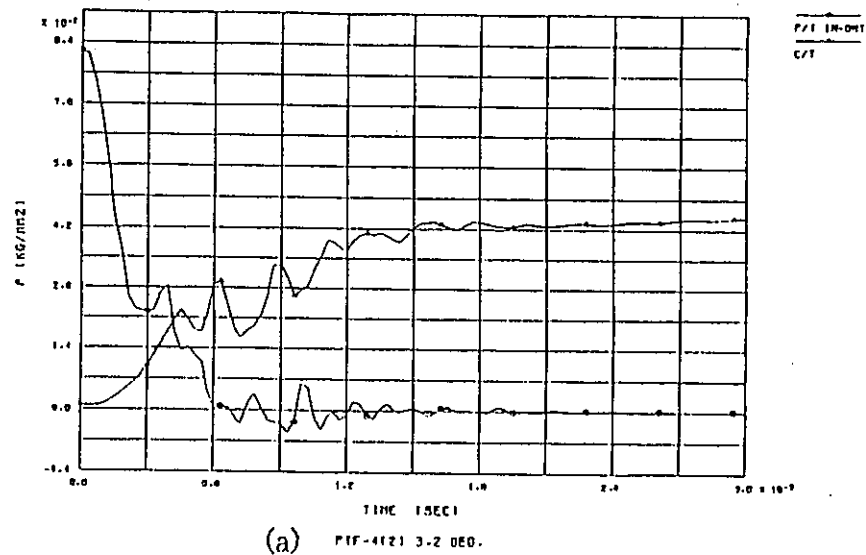
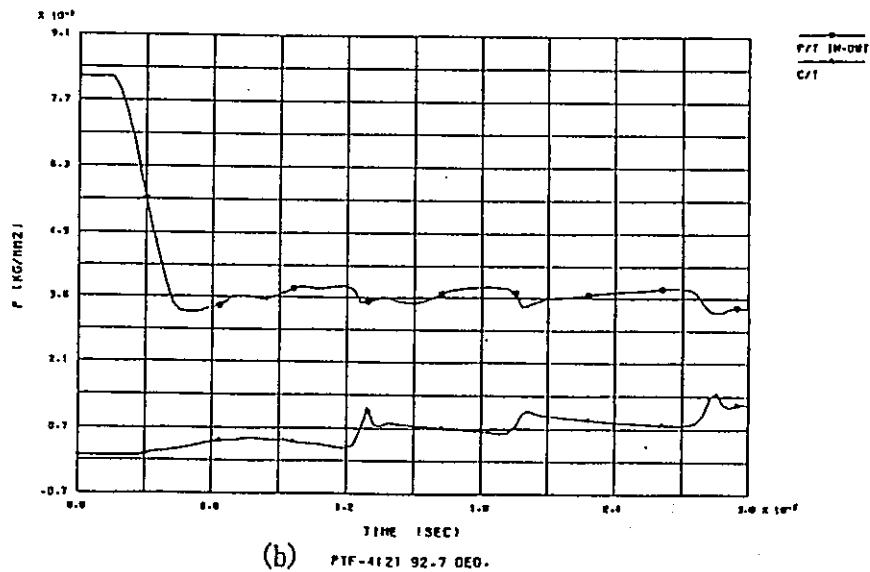
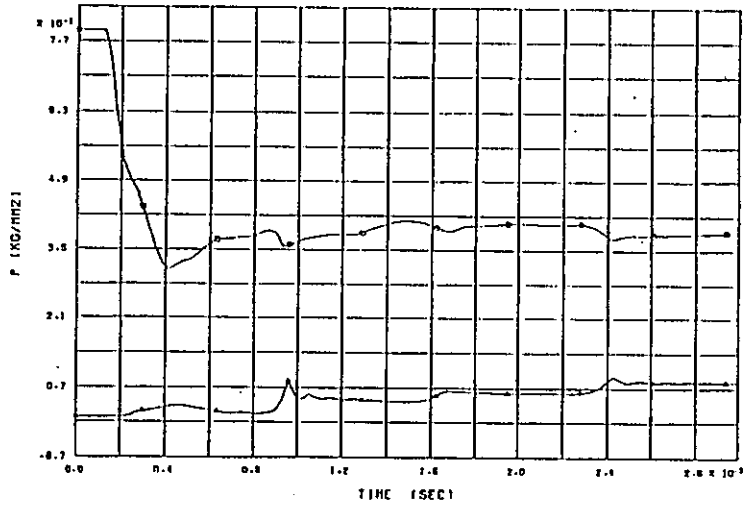
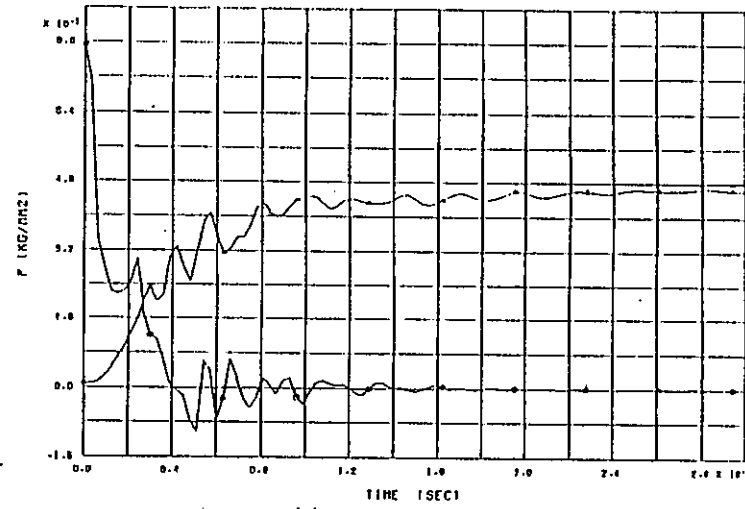


図5.1.2-8 (1/2) 圧力管及びカランドリア管に作用する圧力

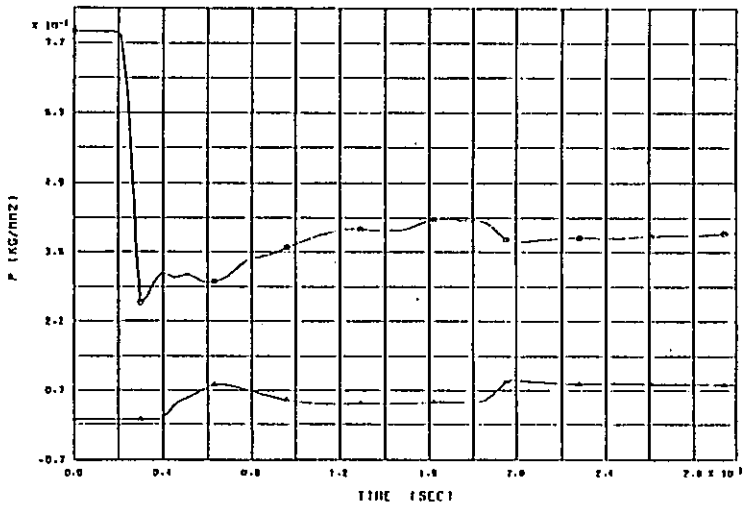
(PTF-4 解析荷重条件)



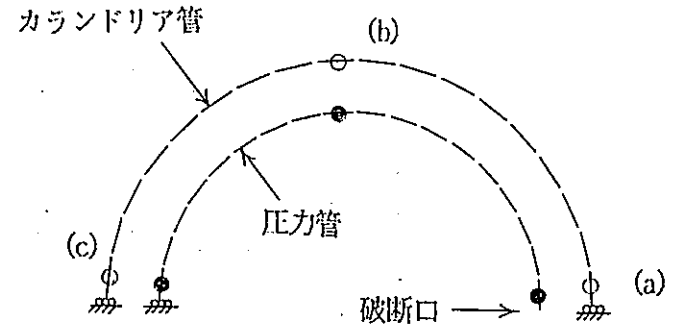
(b) C/T 1121 92.7 DEG.



(a) C/T 1121 3.2 DEG.

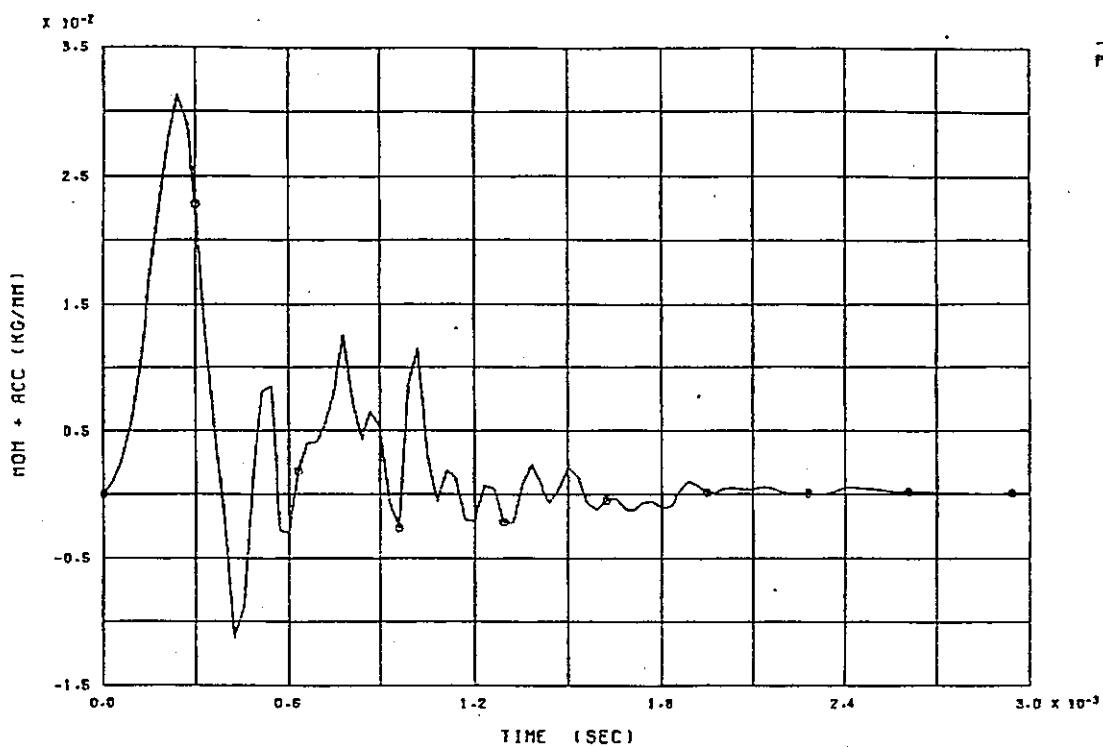


(c) C/T 1121 179.3 DEG.



○ C/T カランドリア管に作用する圧力
● P/T IN-OUT 圧力管に作用する圧力

図5.1.2-8 (2/2) 圧力管及びカランドリア管に作用する圧力 (C T I - 1 解析荷重条件)



P1F-4(2) MOMENTUM + ACCE. AT P/T

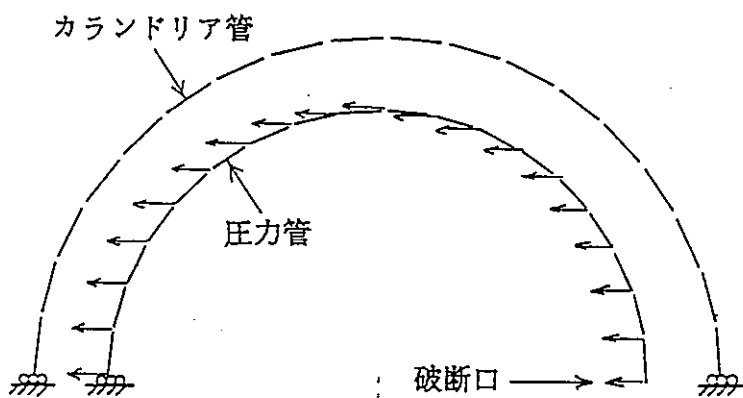
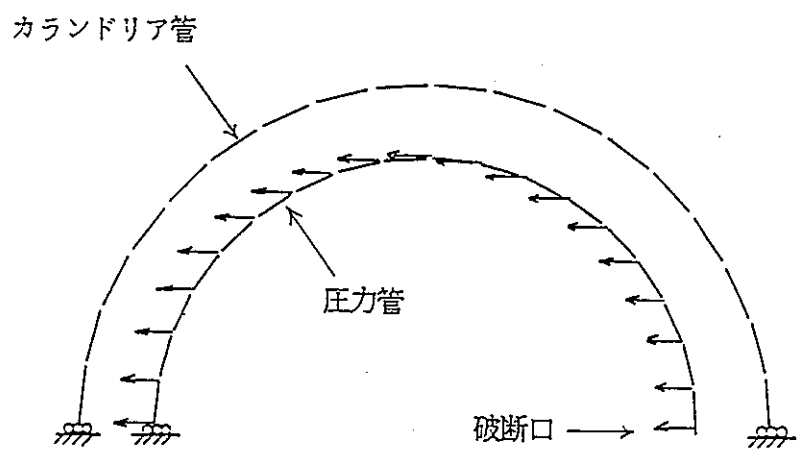
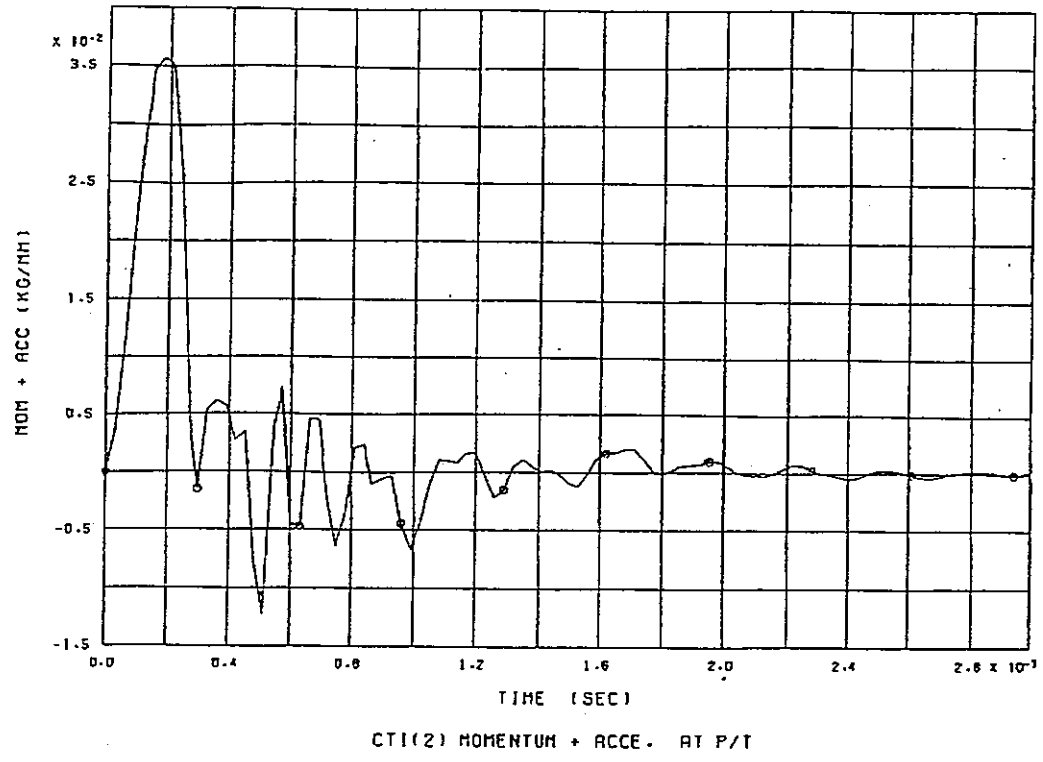
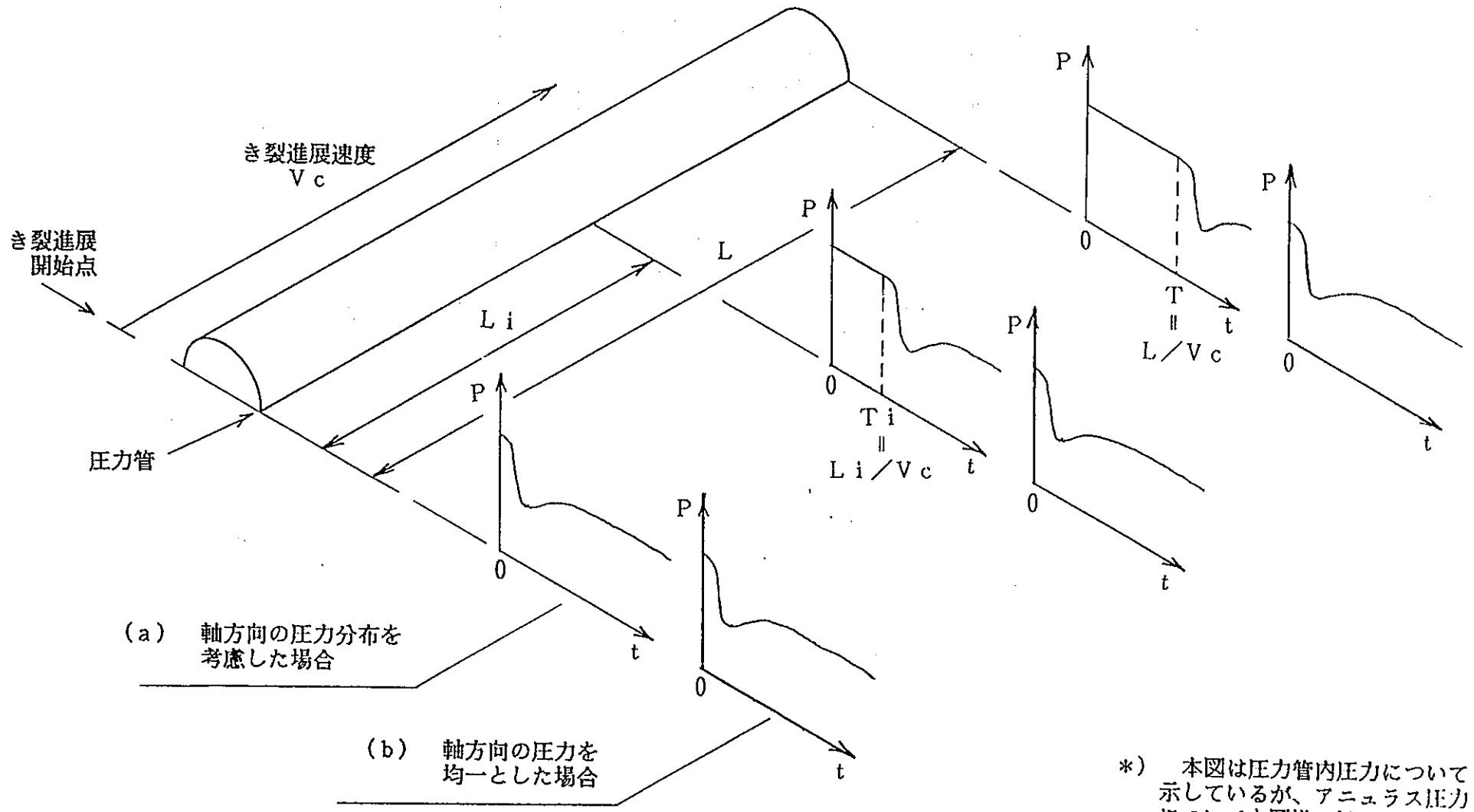


図5.1.2-9 (1/2) 圧力管に作用するジェット反力 (PTF-4解析荷重条件)



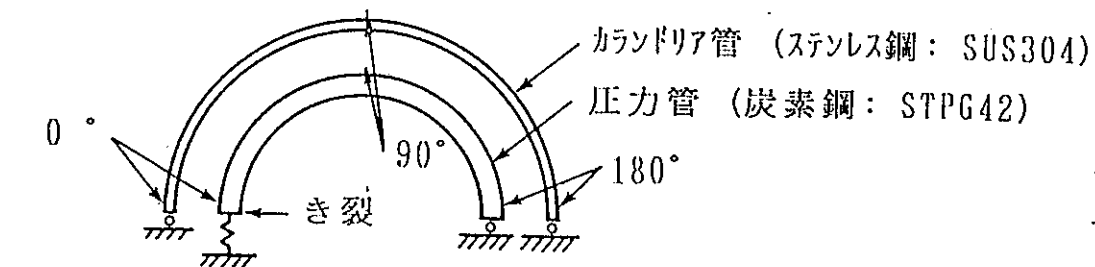
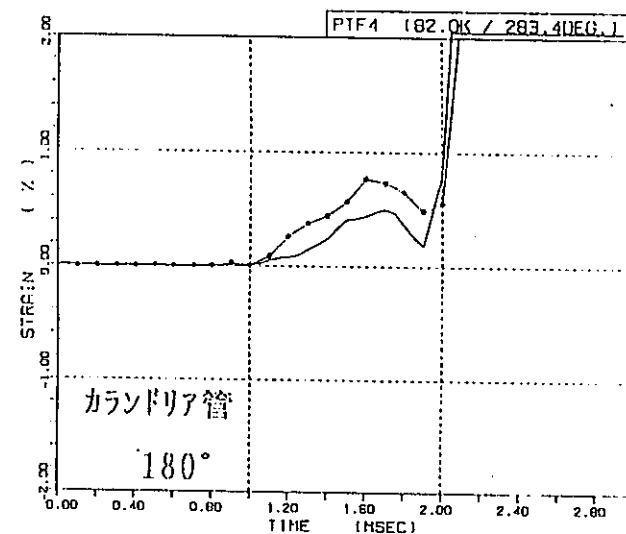
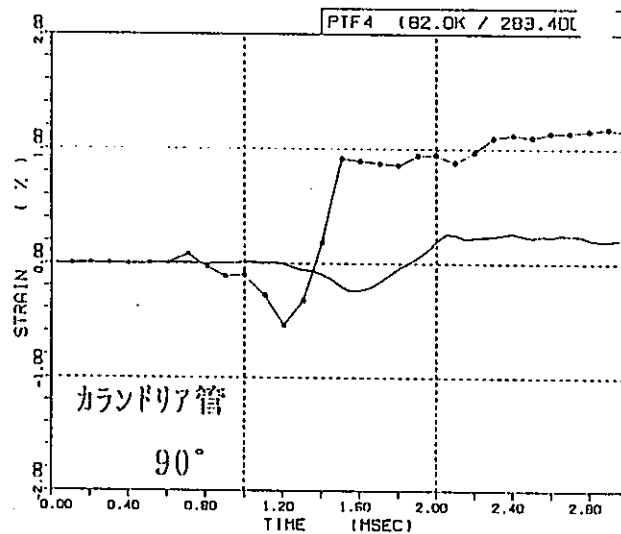
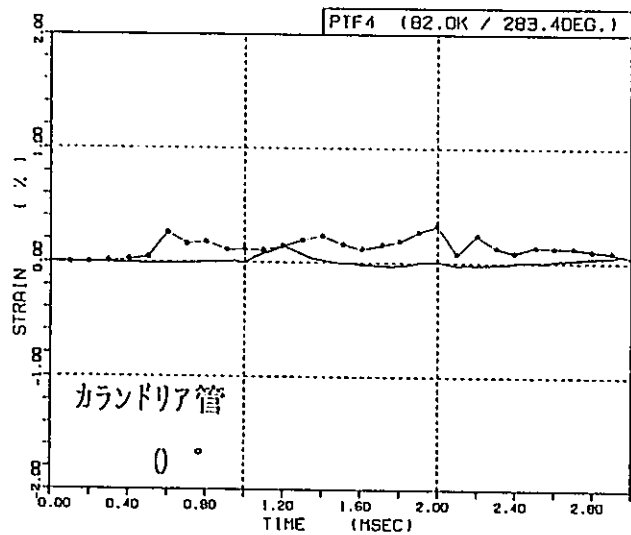
(ジェット反力の負荷方法)

図5.1.2-9 (2/2) 圧力管に作用するジェット反力 (CTI-1解析荷重条件)



*) 本図は圧力管内圧力について示しているが、アニュラス圧力についても同様の扱いとする。

図5.1.2-10 PTF-4 試験解析における荷重条件



— 試験
 —●— 解析

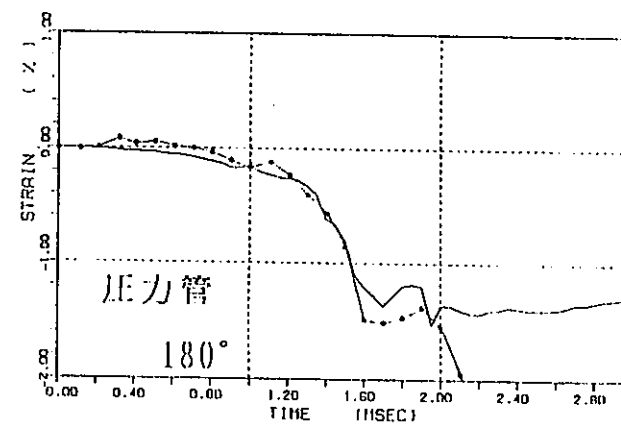
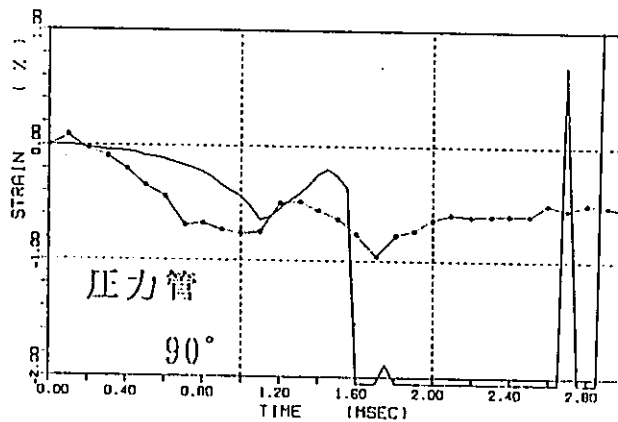
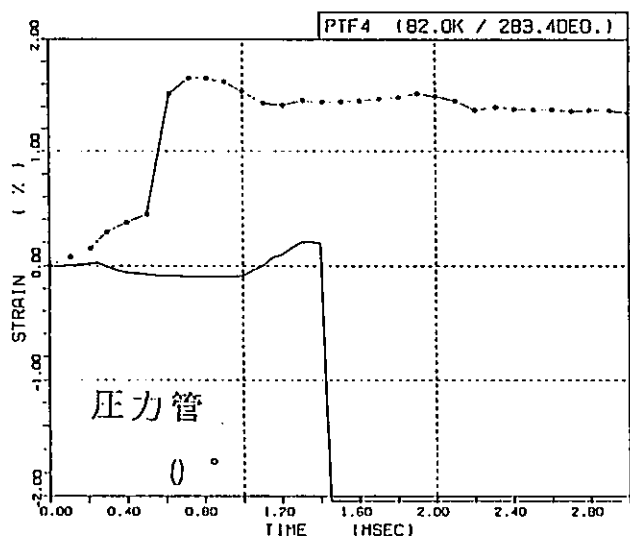
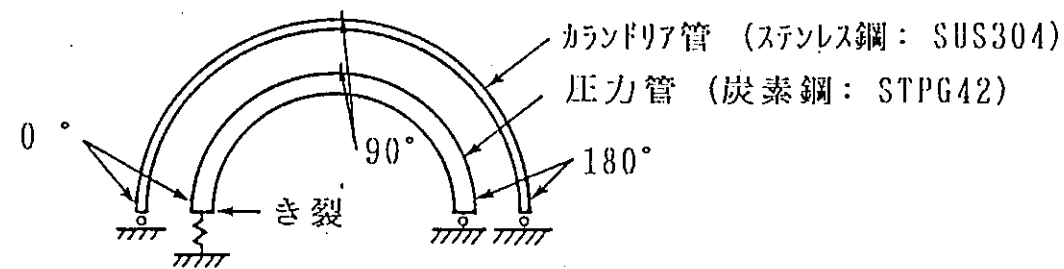
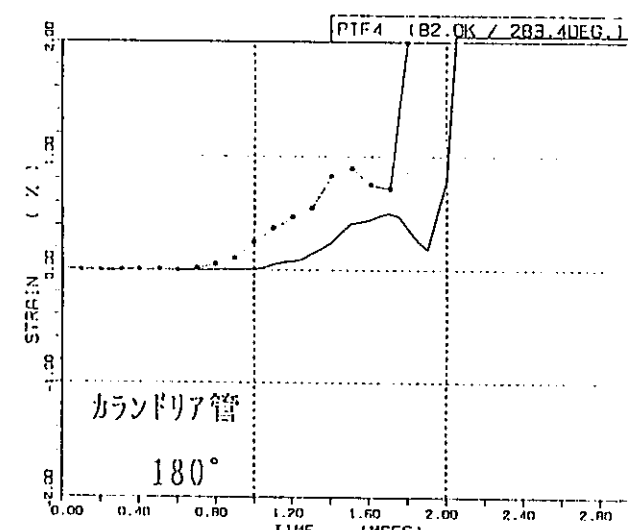
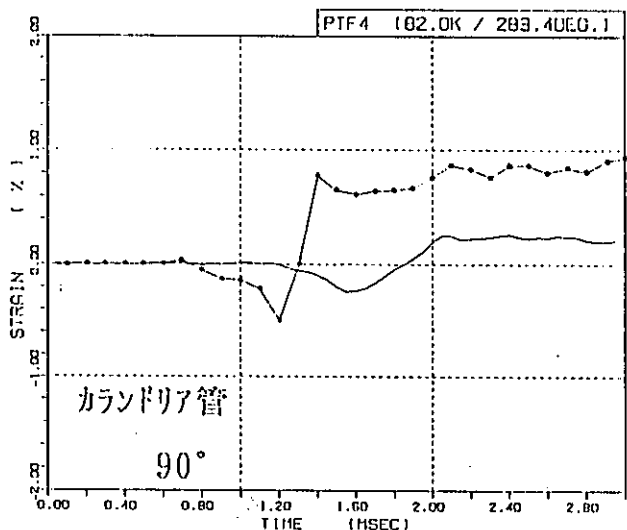
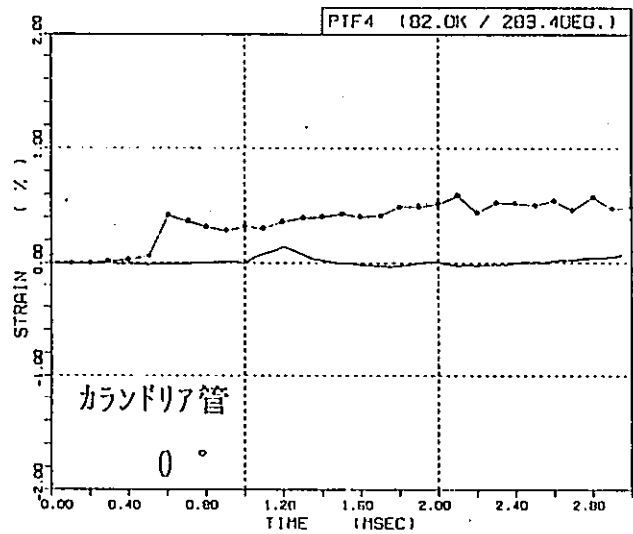


図5.1.2-11 PTF-4 試験解析結果 (軸方向の圧力分布を考慮した場合)



— 試験

● 解析

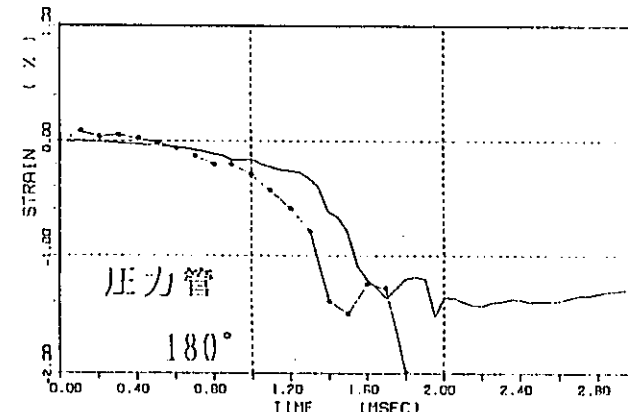
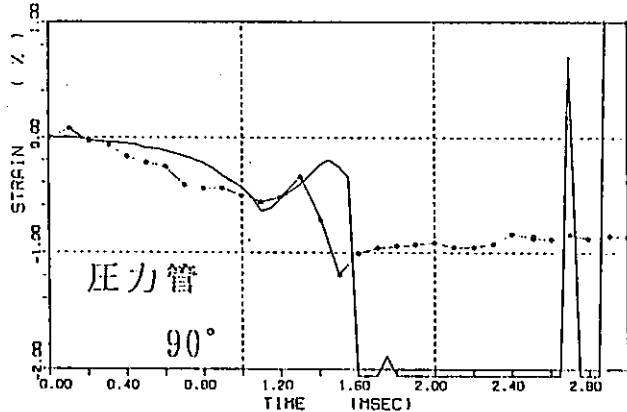
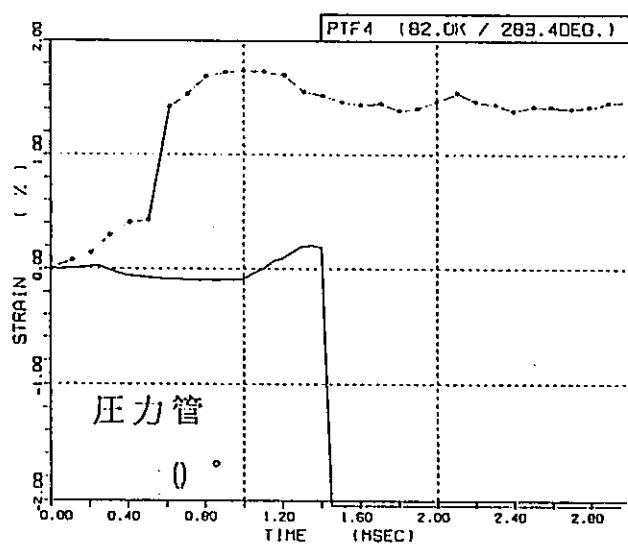
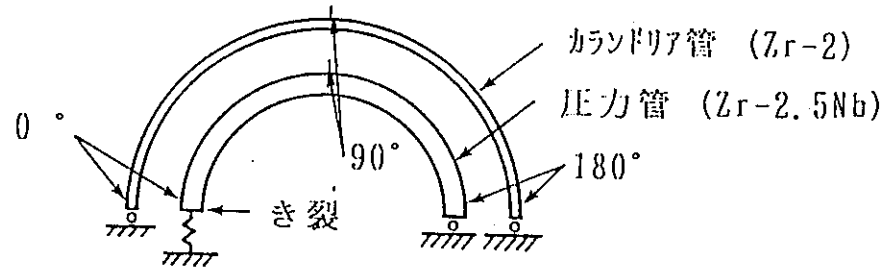
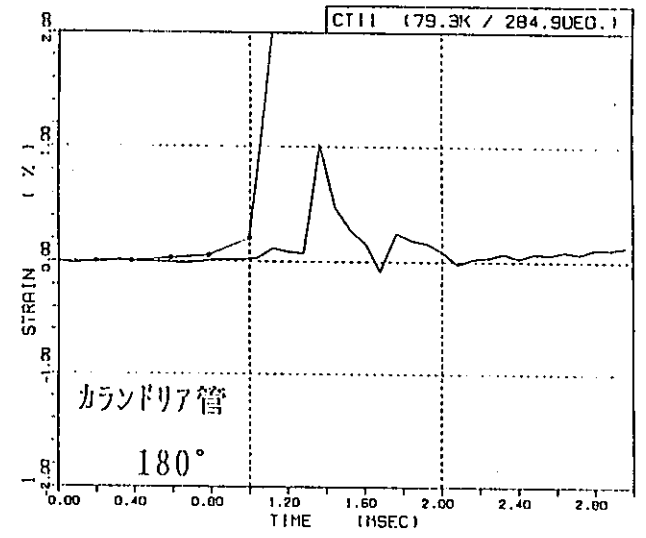
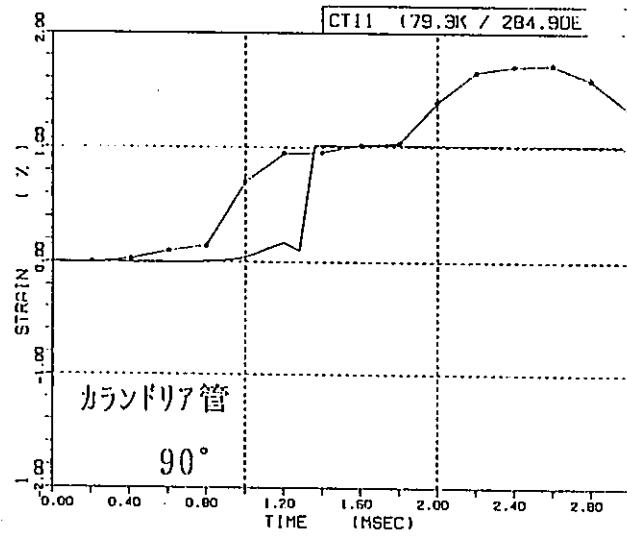
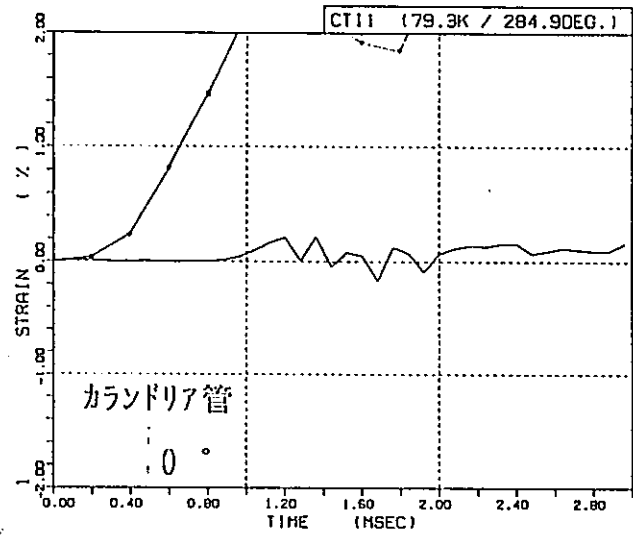


図5.1.2-12 PTF-4 試験解析結果 (軸方向の圧力を均一とした場合)



— 試験
 ● 解析

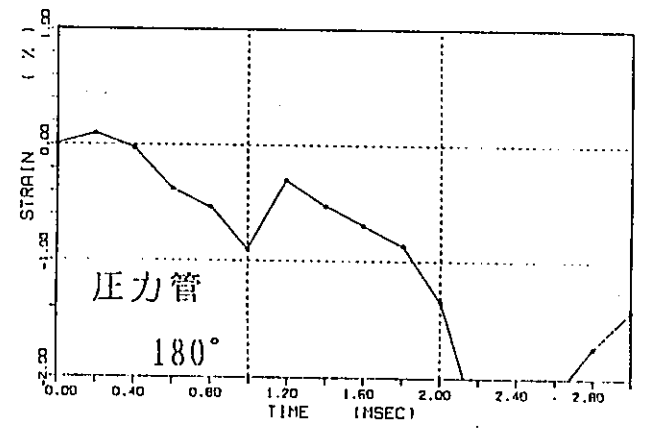
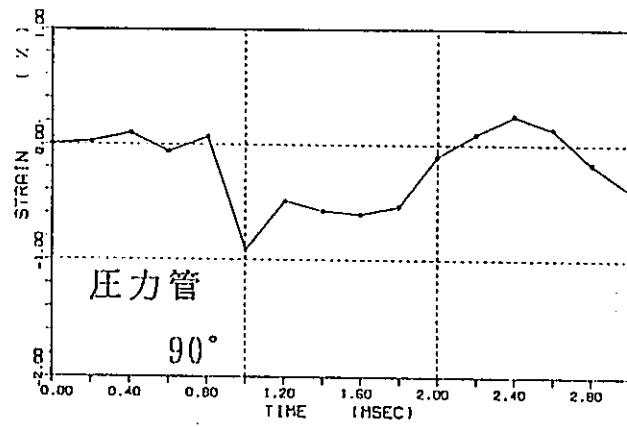
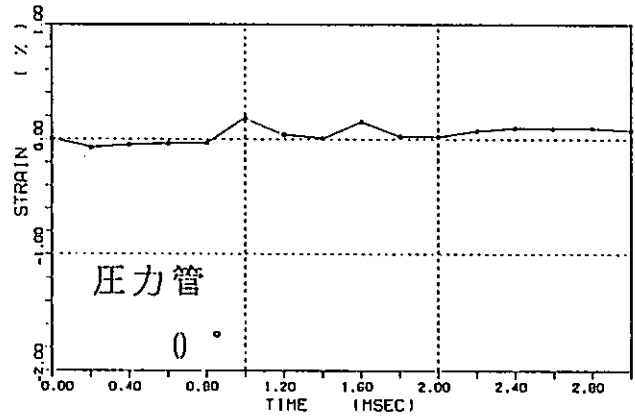


図5.1.2-13 CTI-1 試験解析結果 (単軸引張強度を用いた場合)

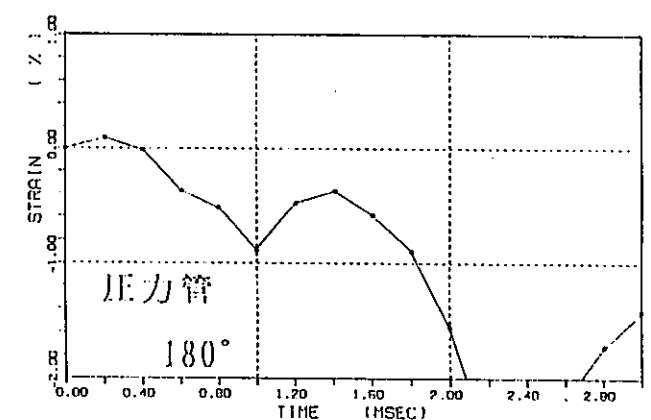
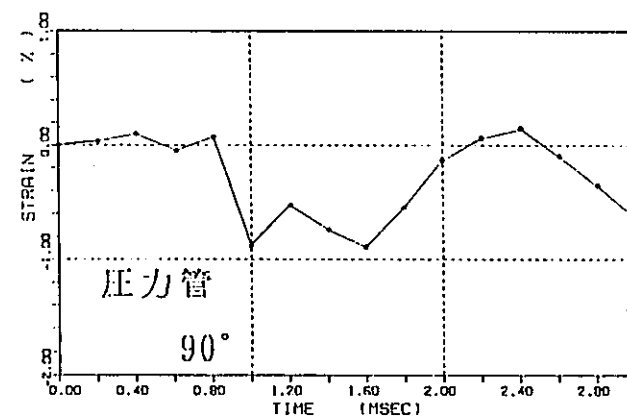
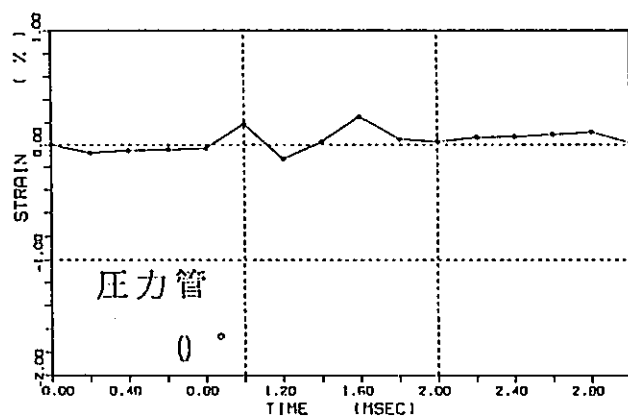
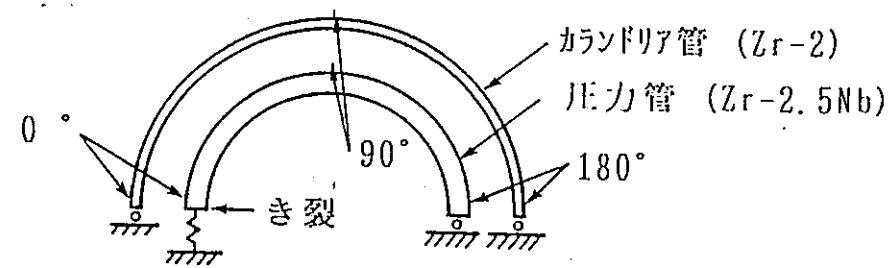
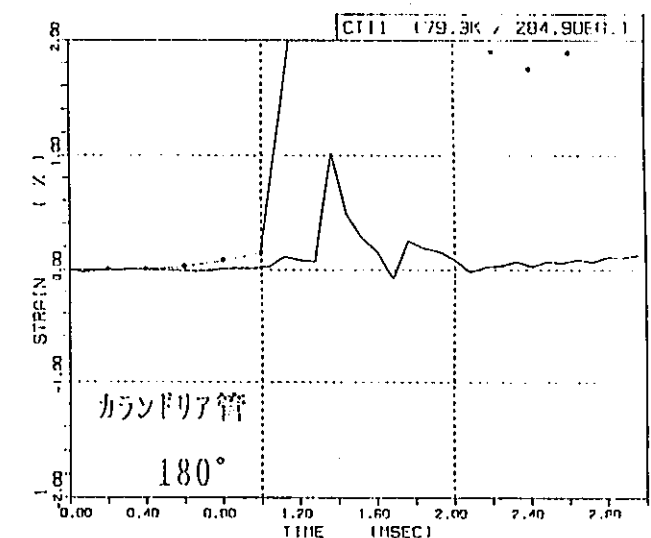
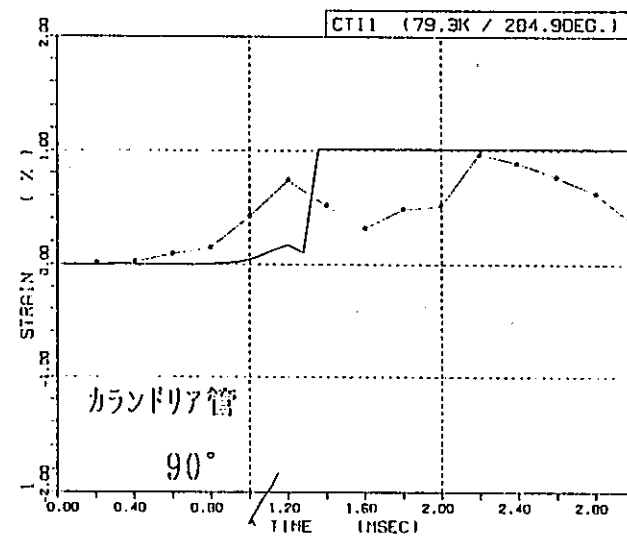
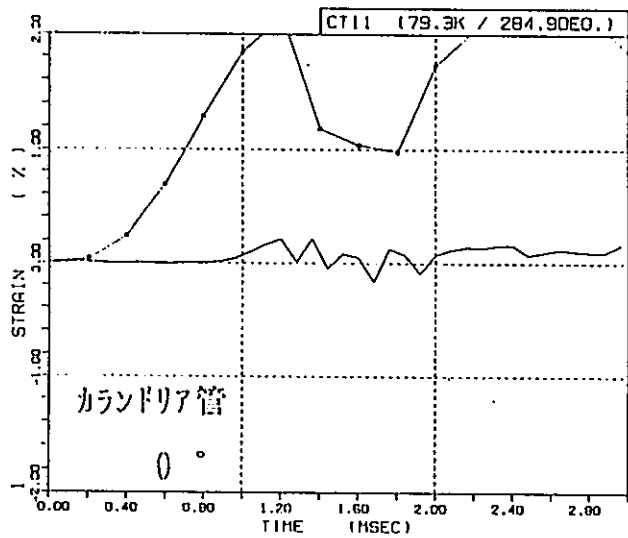
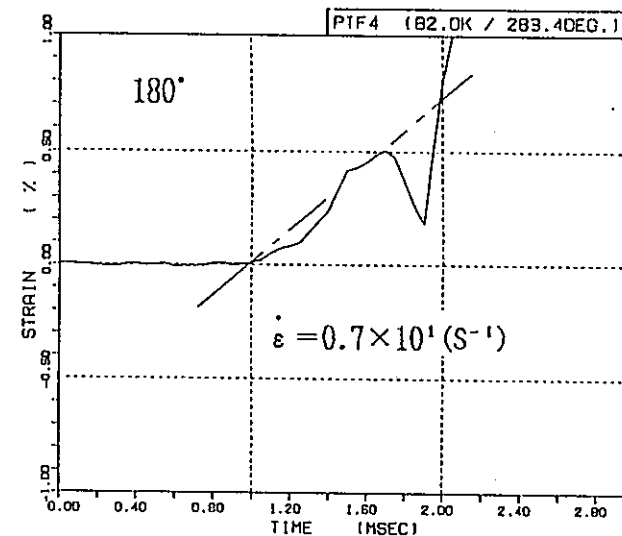
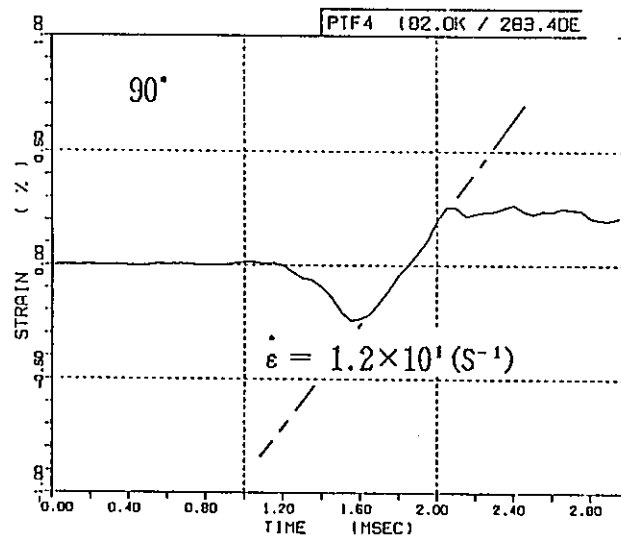
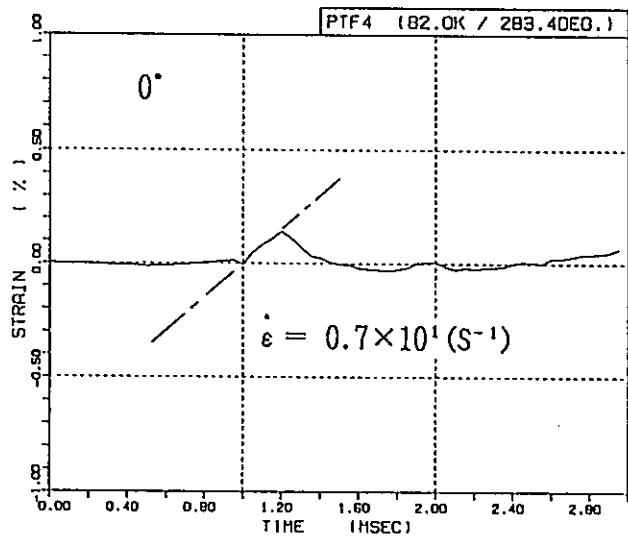
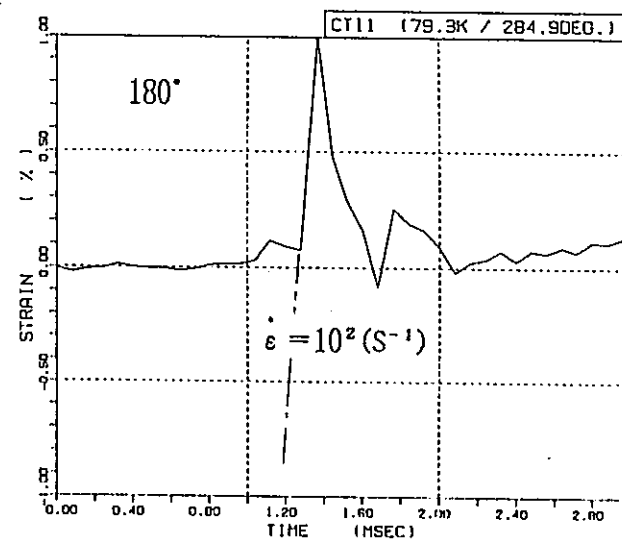
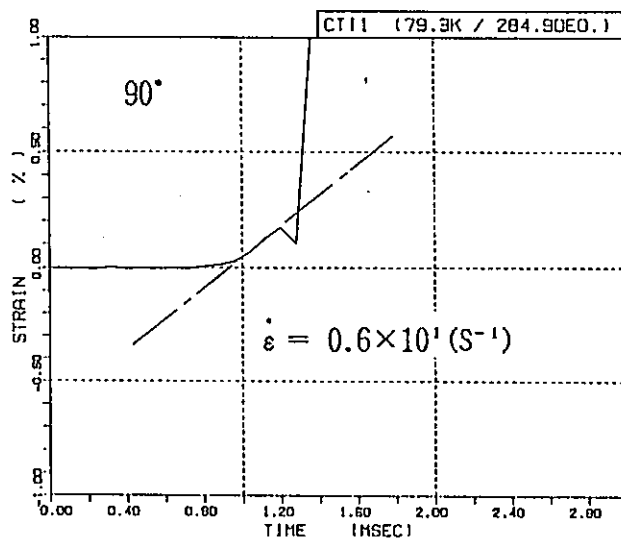
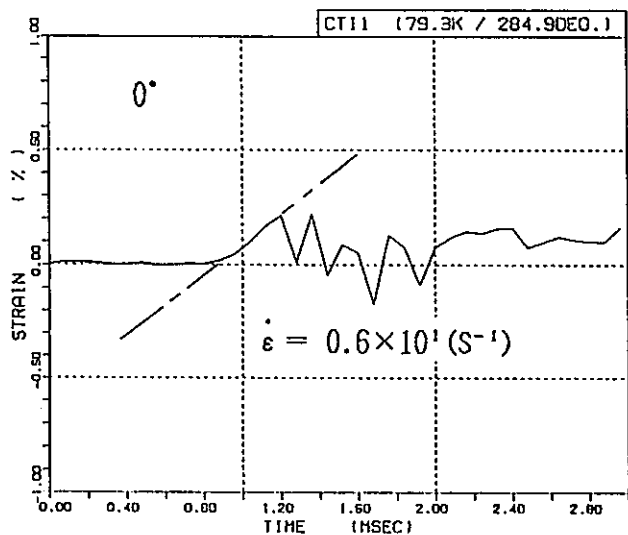


図5.1.2-14 CTI-1 試験解析結果 (内圧バースト強度を用いた場合)

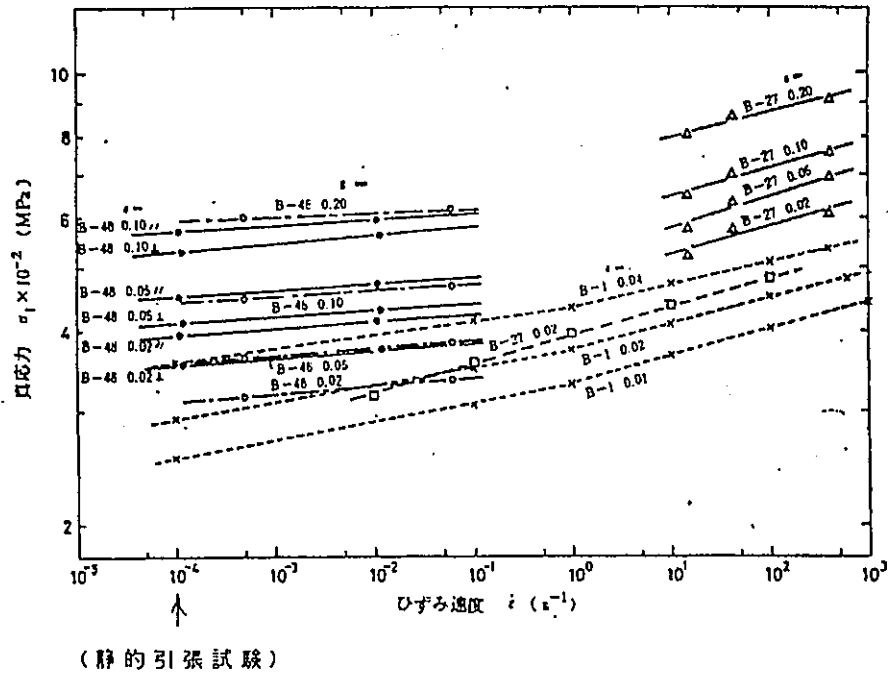


(a) PTF-4 (ステンレス鋼)

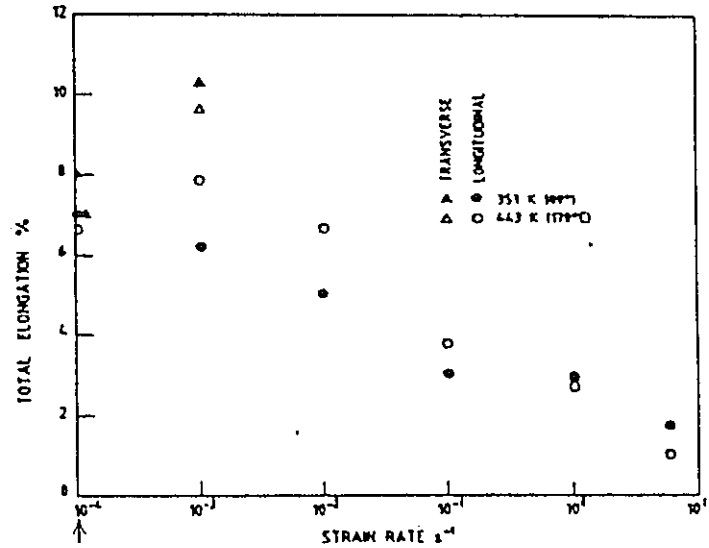
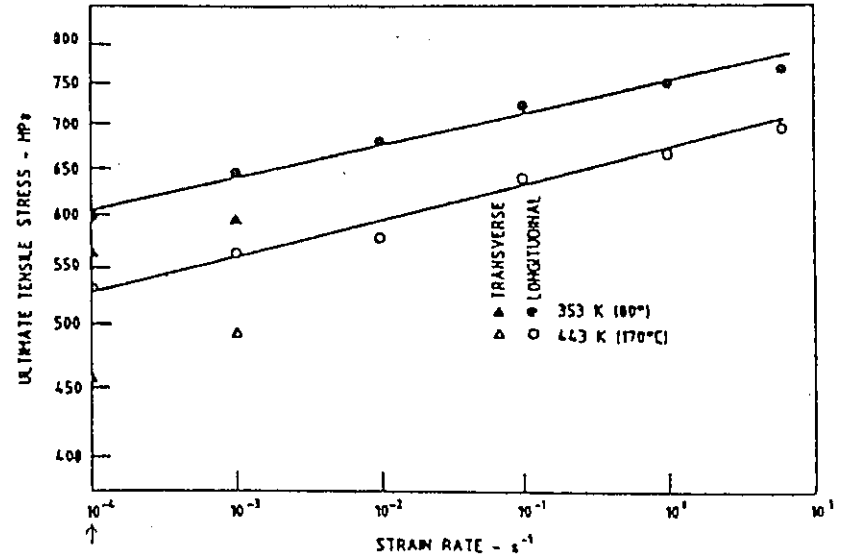


(b) CTI-1 (Zr-2)

図5.1.2-15 試験におけるカランドリア管の歪速度



(a) ステンレス鋼 (SUS304, 316)



(b) Zr-2 カランドリア管 (照射材)

図5.1.2-16 ステンレス鋼とZr-2カランドリア管の材料強度の歪速度依存性

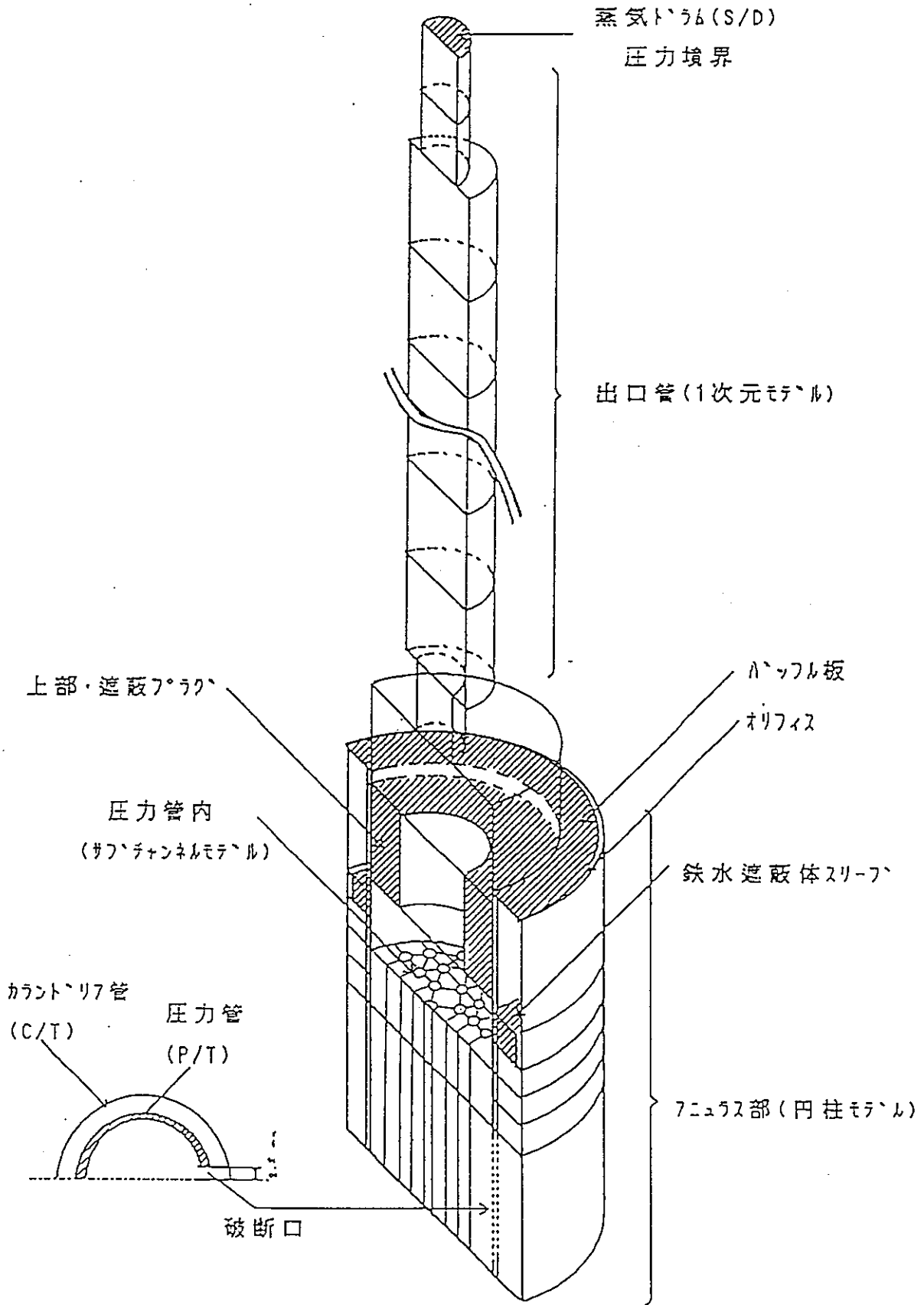


図5.1.3-1 燃料集合体に作用する流体力解析モデル

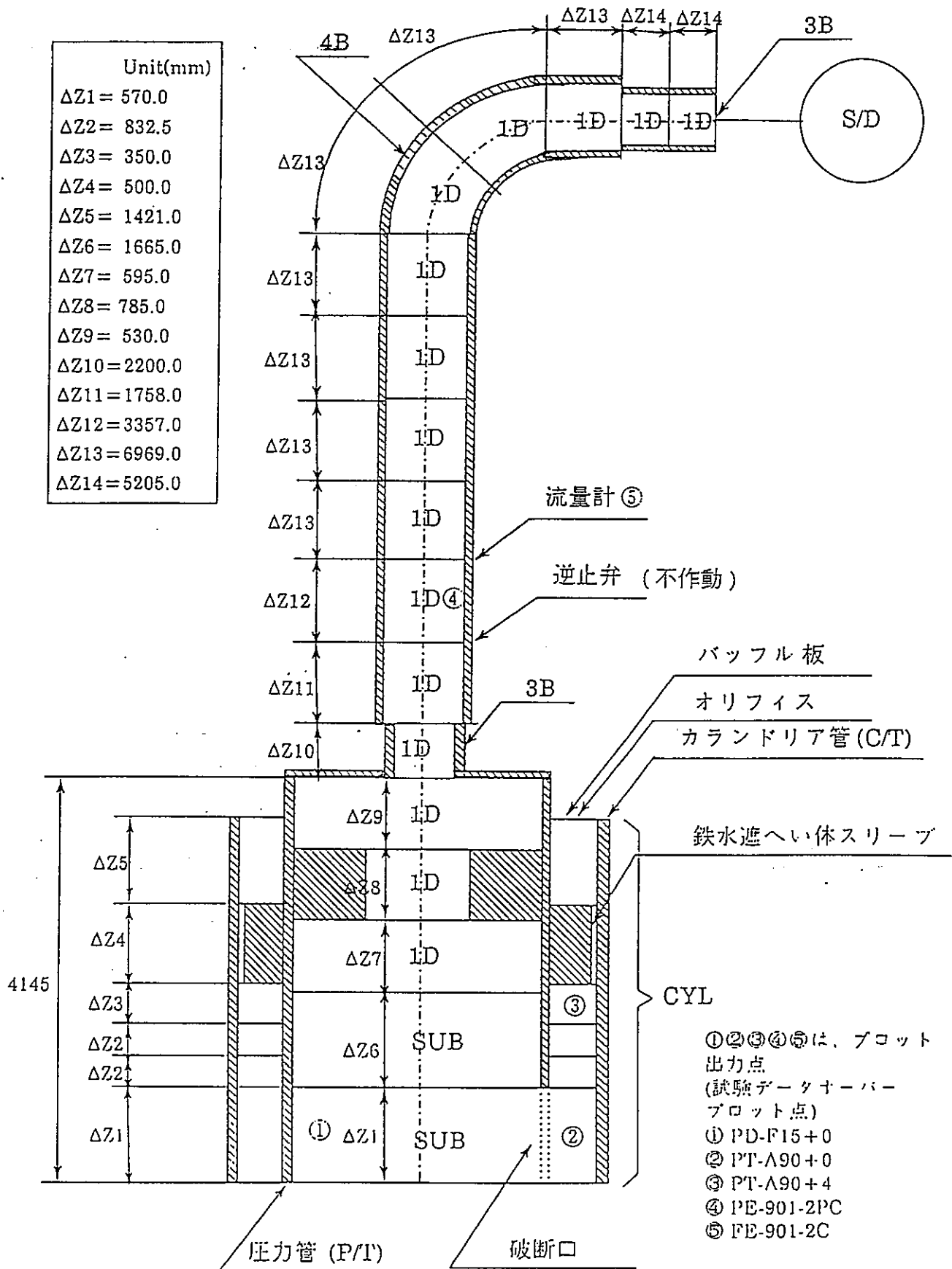


図5.1.3-2 解析メッシュ寸法

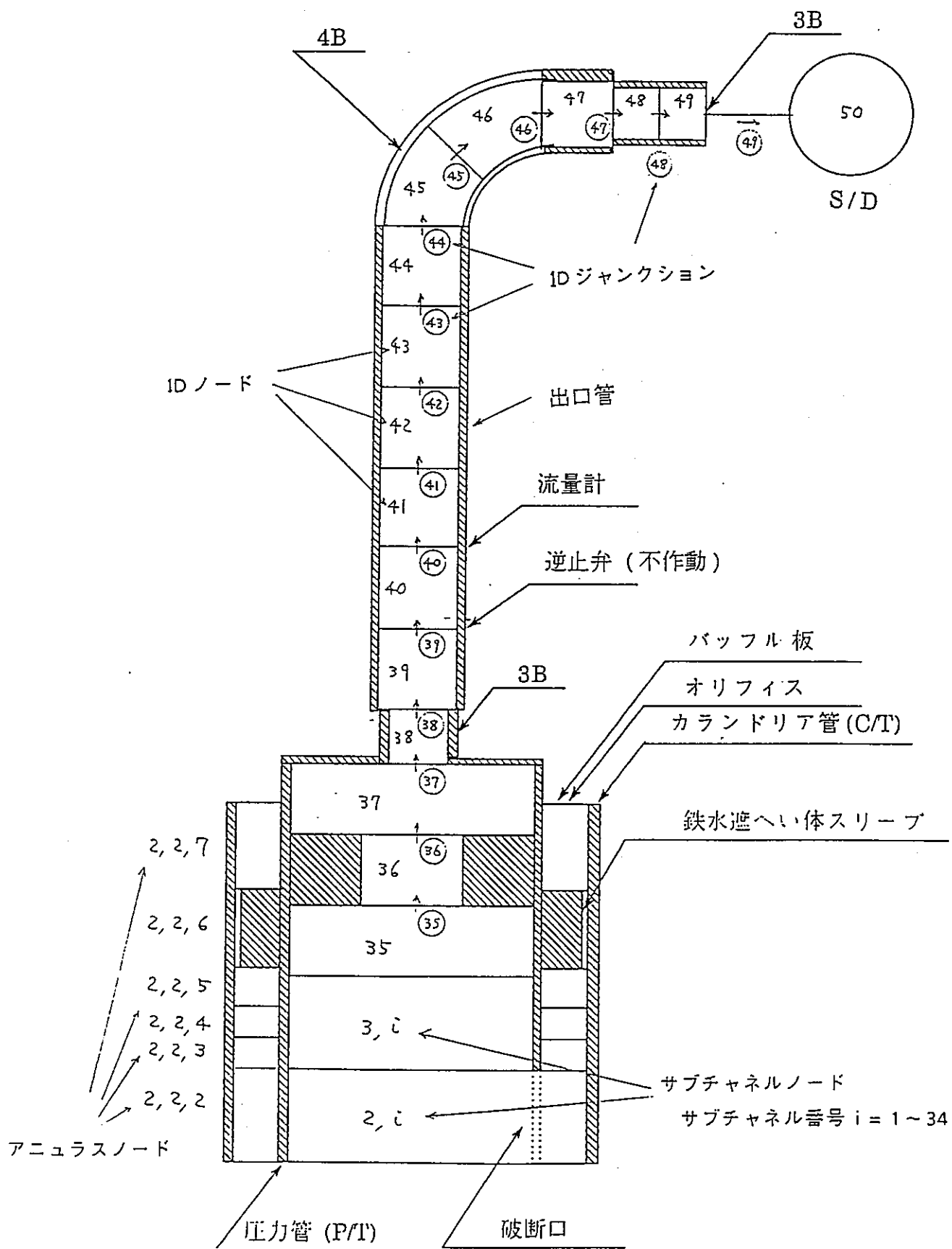


図5.1.3-3 解析モデルのノード/ジャンクション

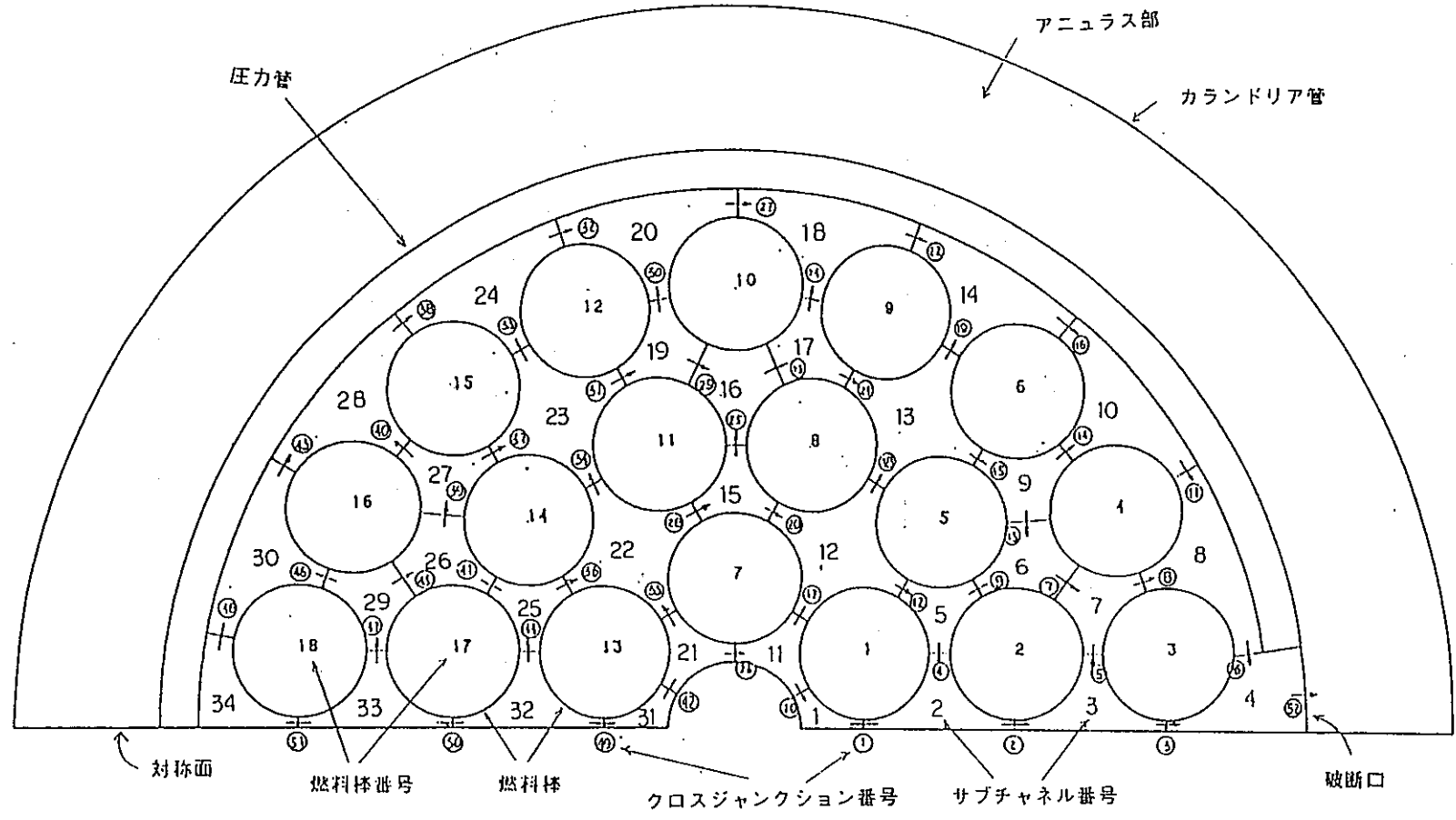


図5.1.3-4 圧力管内のサブチャンネル分割

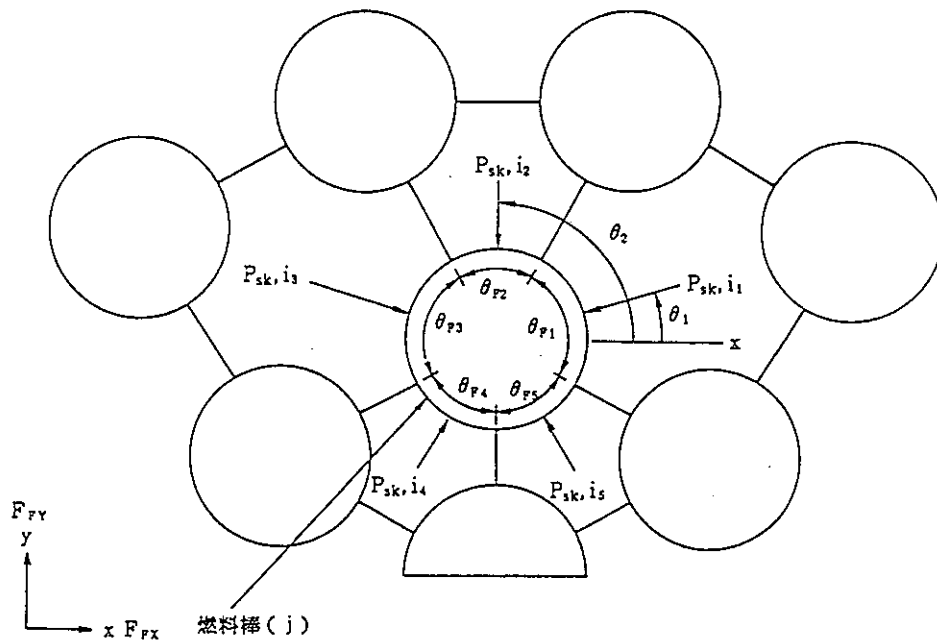
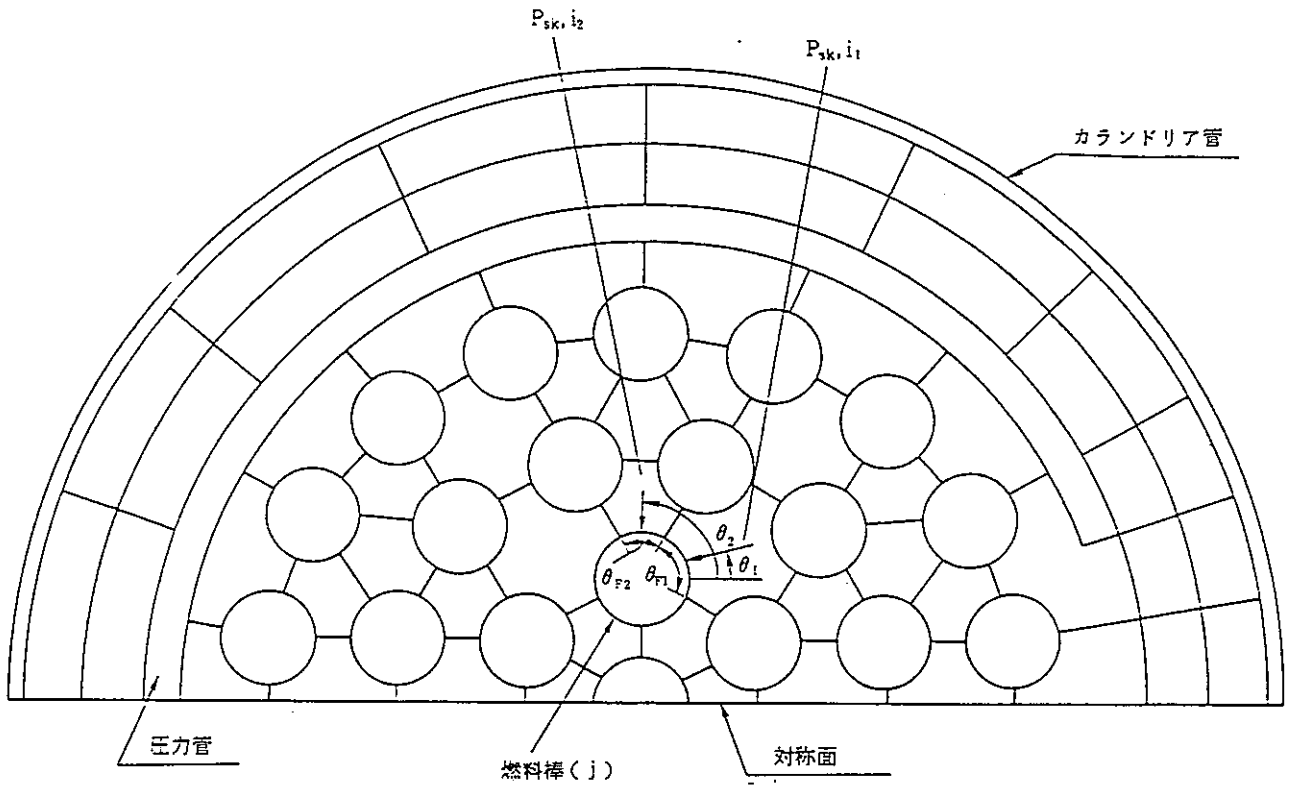
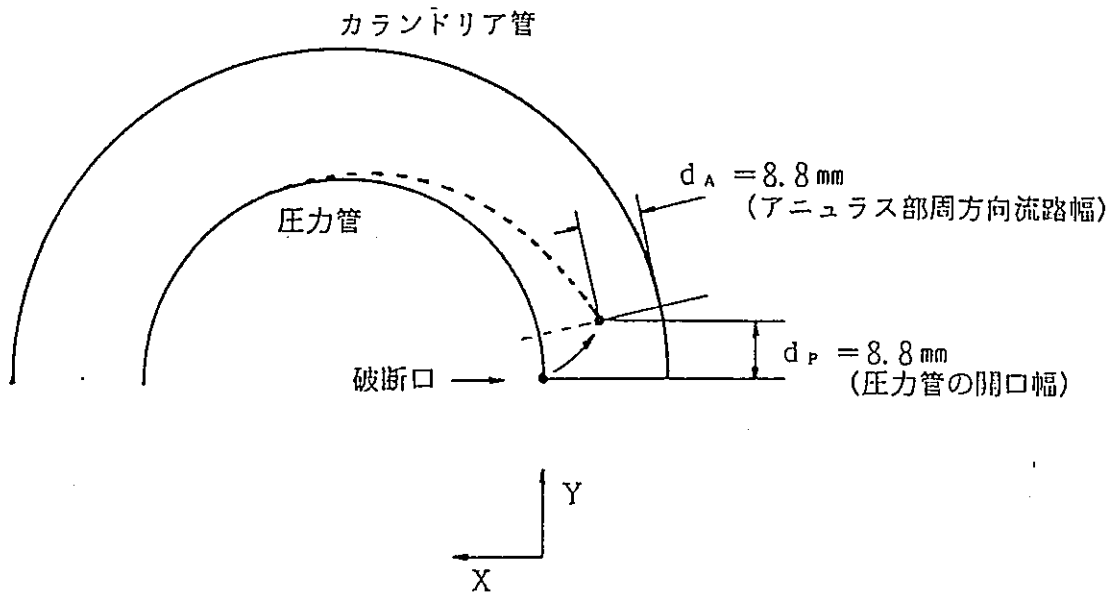
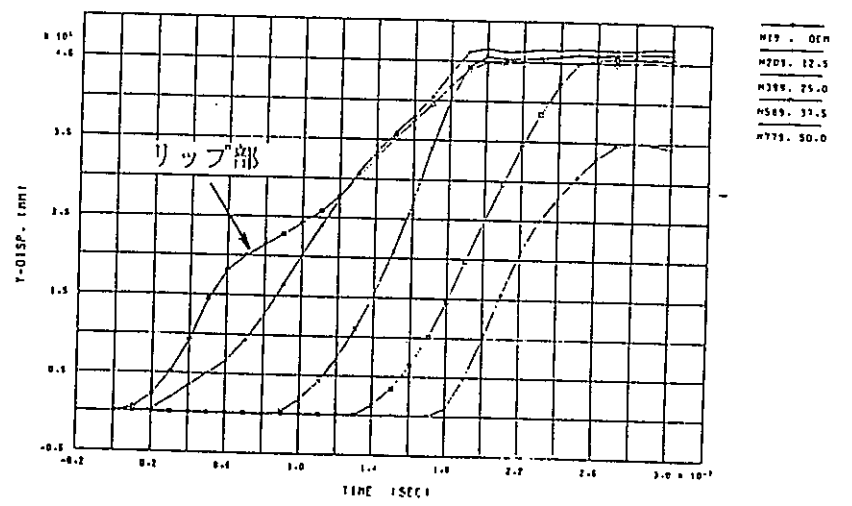
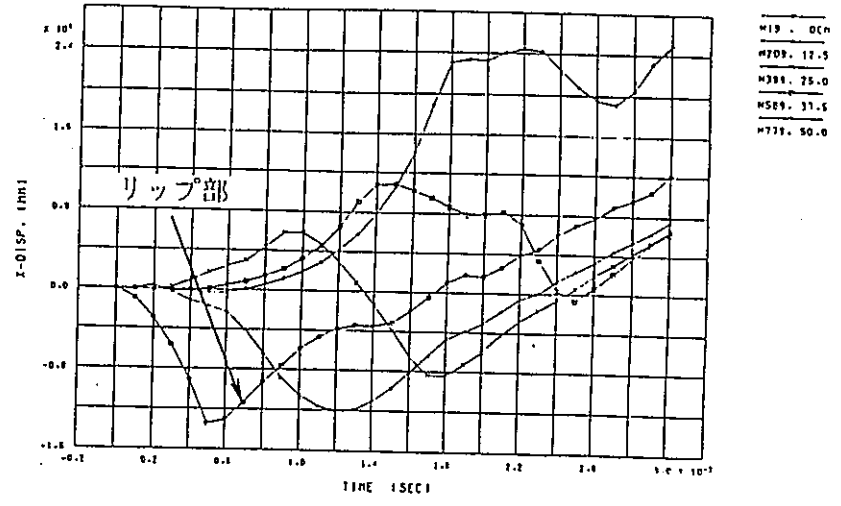


図5.1.3-5 燃料棒 (j) を囲むサブチャンネルの構成と
燃料棒 (j) に作用する力の評価



(a) 圧力管の開口幅とアニュラス部の周方向流路幅が等しくなる場合 (時刻: 約0.4 msec)



(b) PTF-4の構造解析結果

図5.1.3-6 圧力管の開口幅とアニュラス部の周方向流路幅の関係

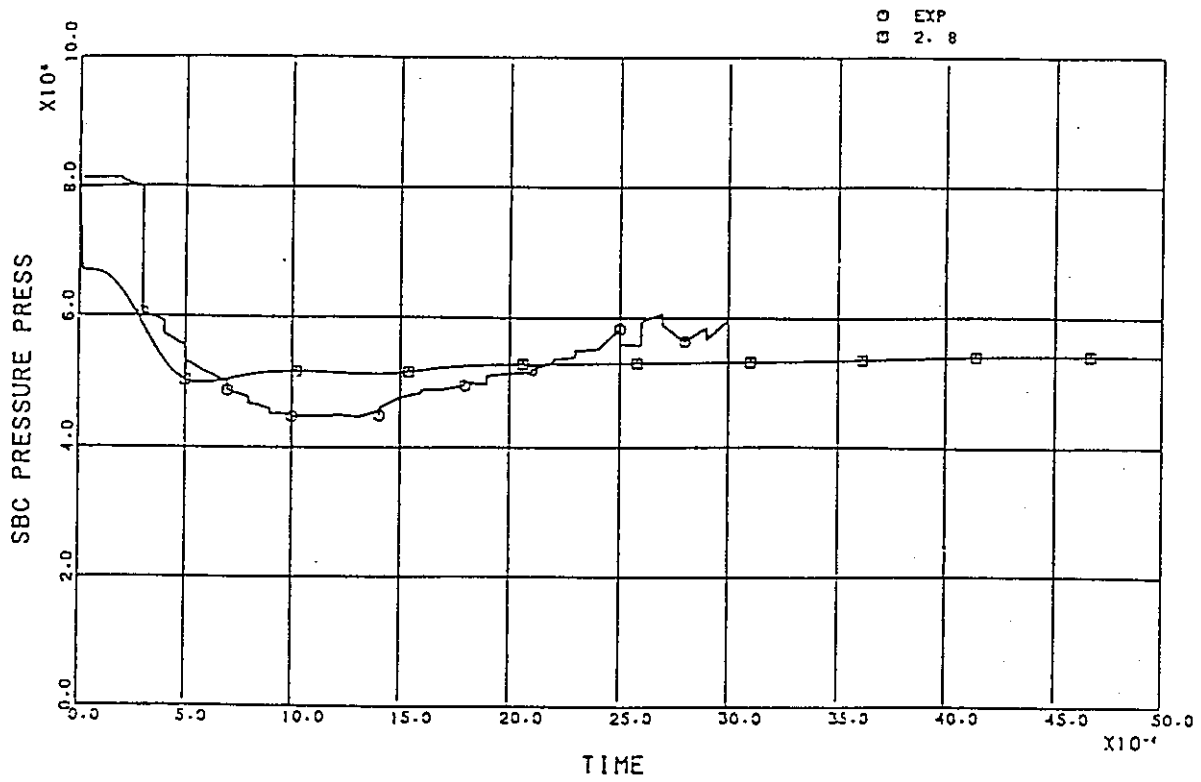


図5.1.3-7 圧力管内圧力 (短期5 msec)

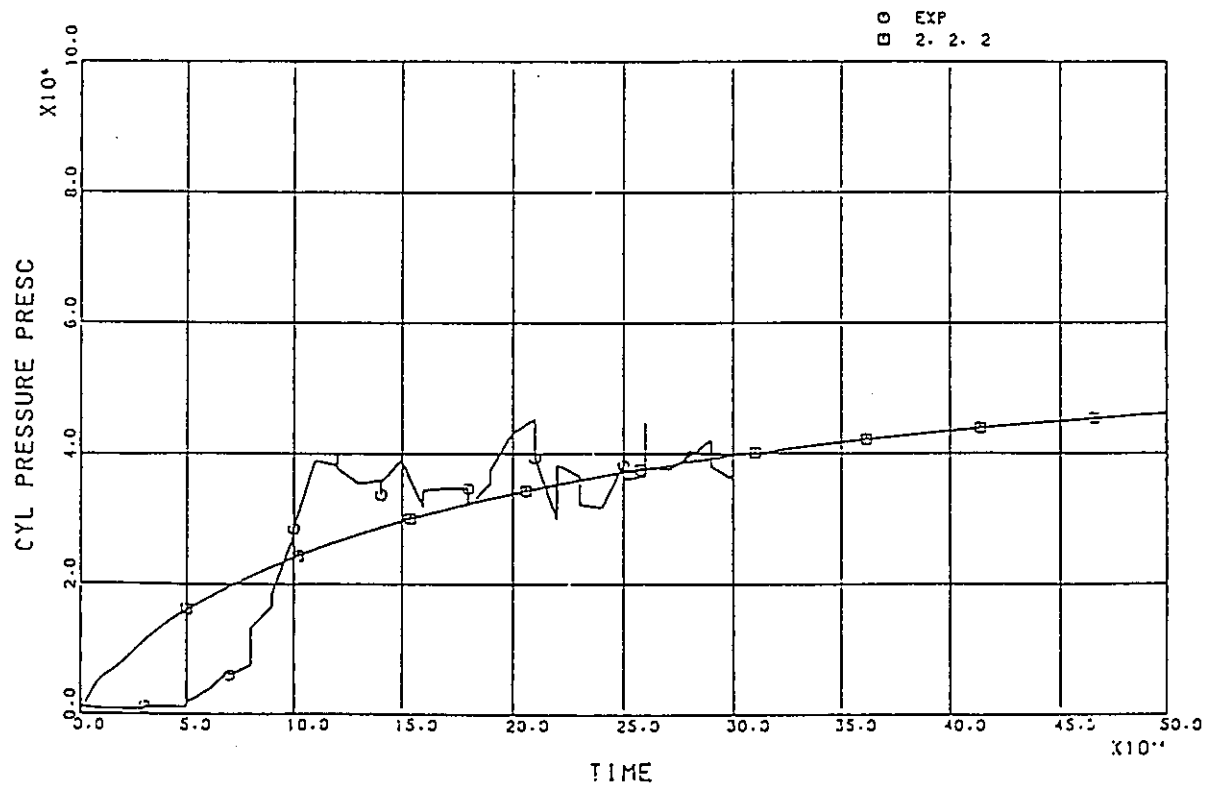


図5.1.3-8 アニュラス部圧力 (短期5 msec)

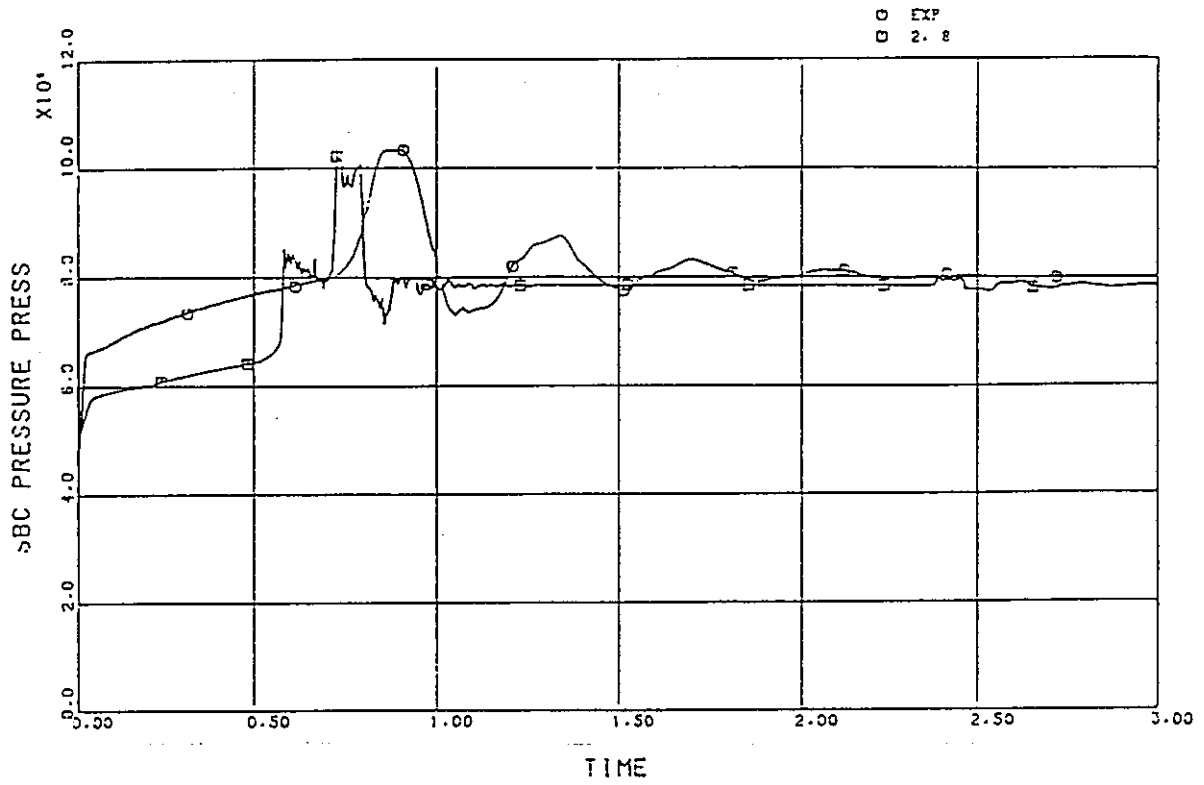


図5.1.3-9 圧力管内圧力(長期3 sec)

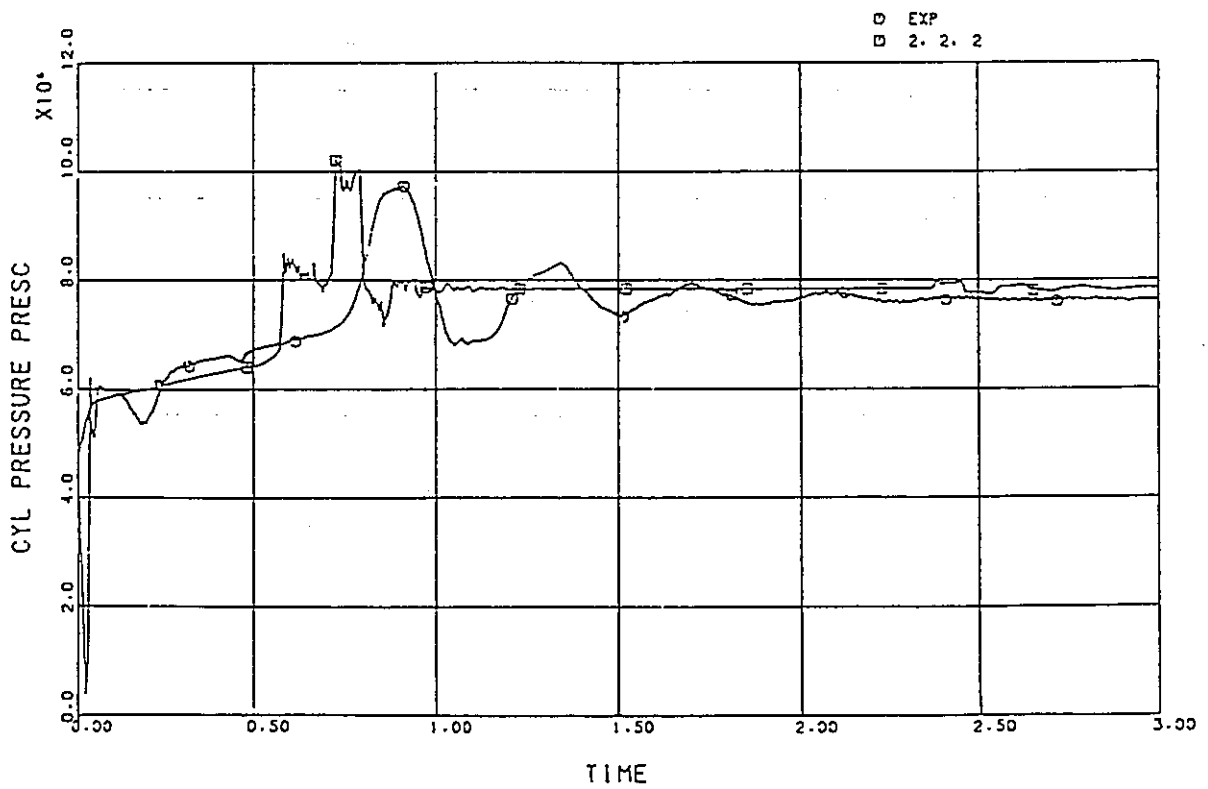


図5.1.3-10 アニュラス部圧力(破断部)(長期3 sec)

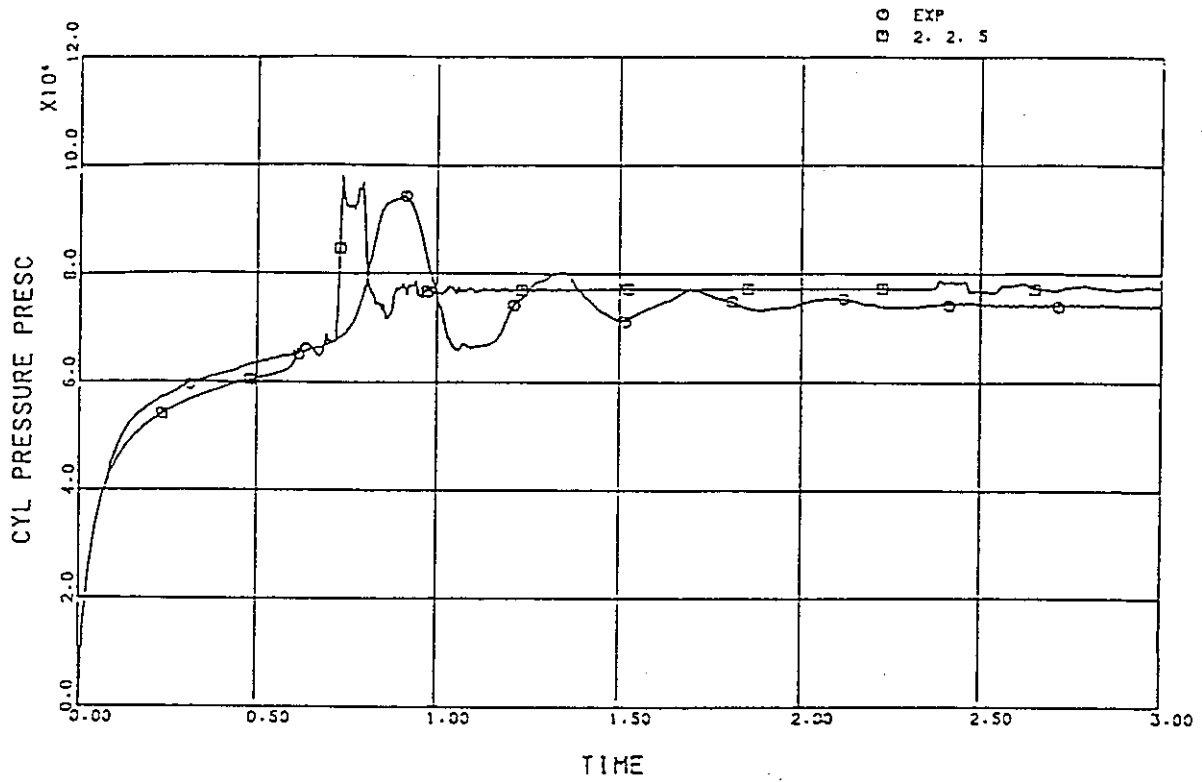


図5.1.3-11 アニュラス部圧力(鉄水スリーブ) (長期3sec)

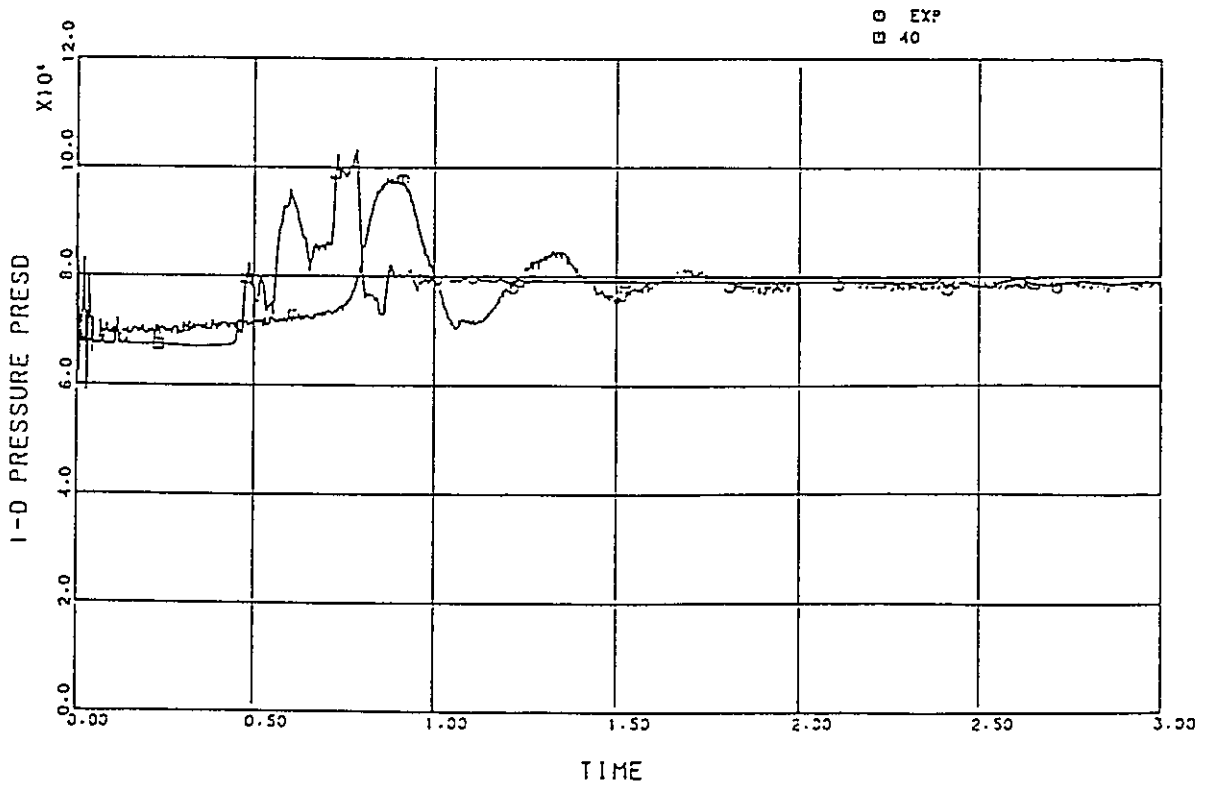


図5.1.3-12 出口管部圧力(逆止弁部下流, 蒸気ドラム側) (長期3sec)

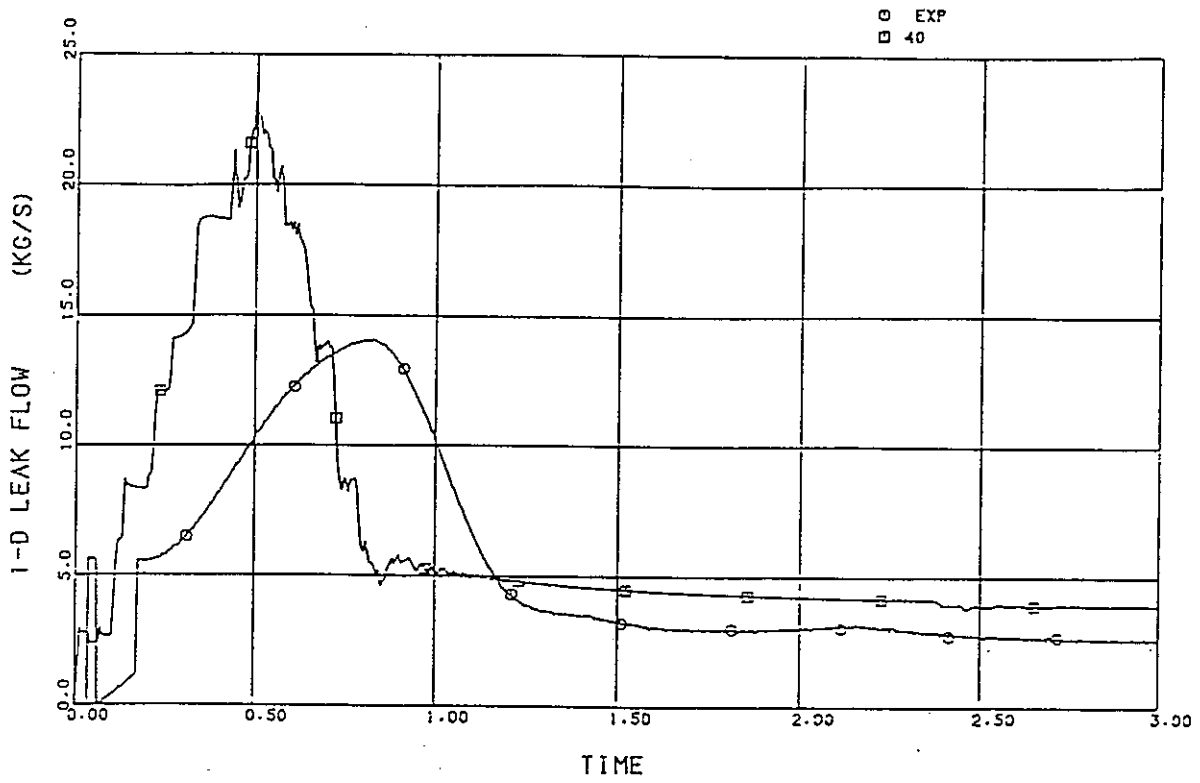
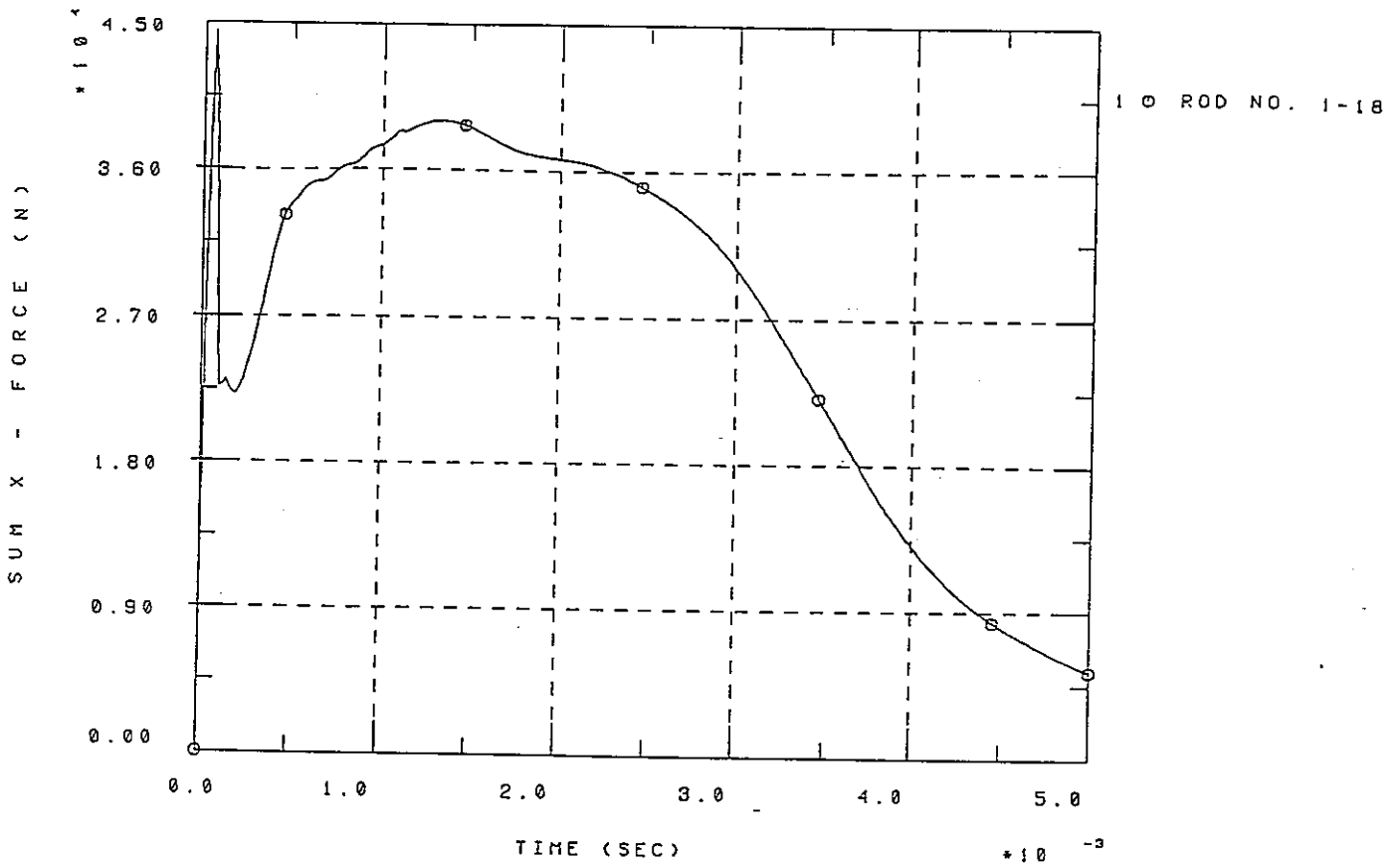


図5.1.3-13 出口管部流量 (流量計位置) (長期3 sec)

== FUEL ROD REACTION FORCE ==



== FUEL ROD REACTION FORCE ==

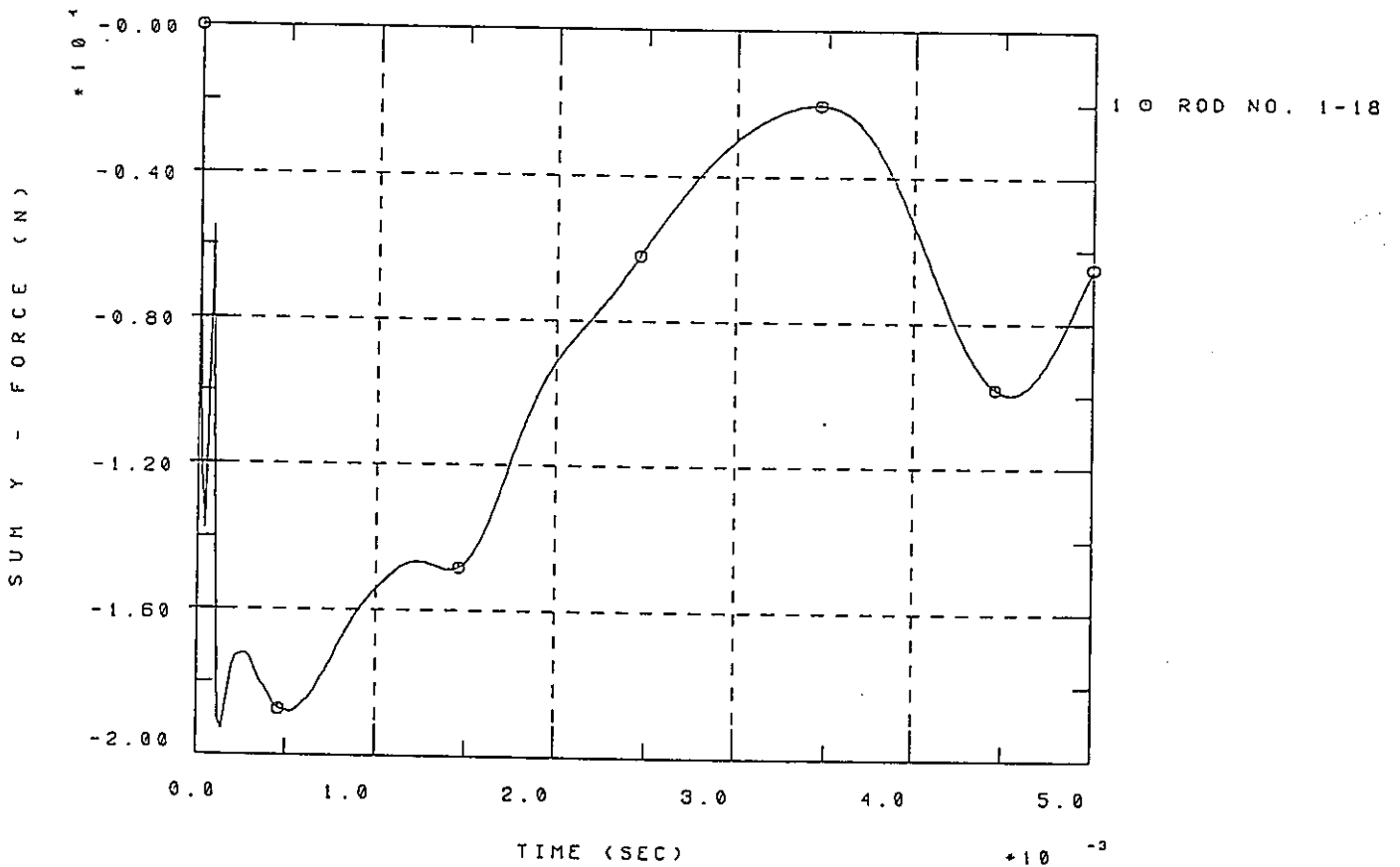
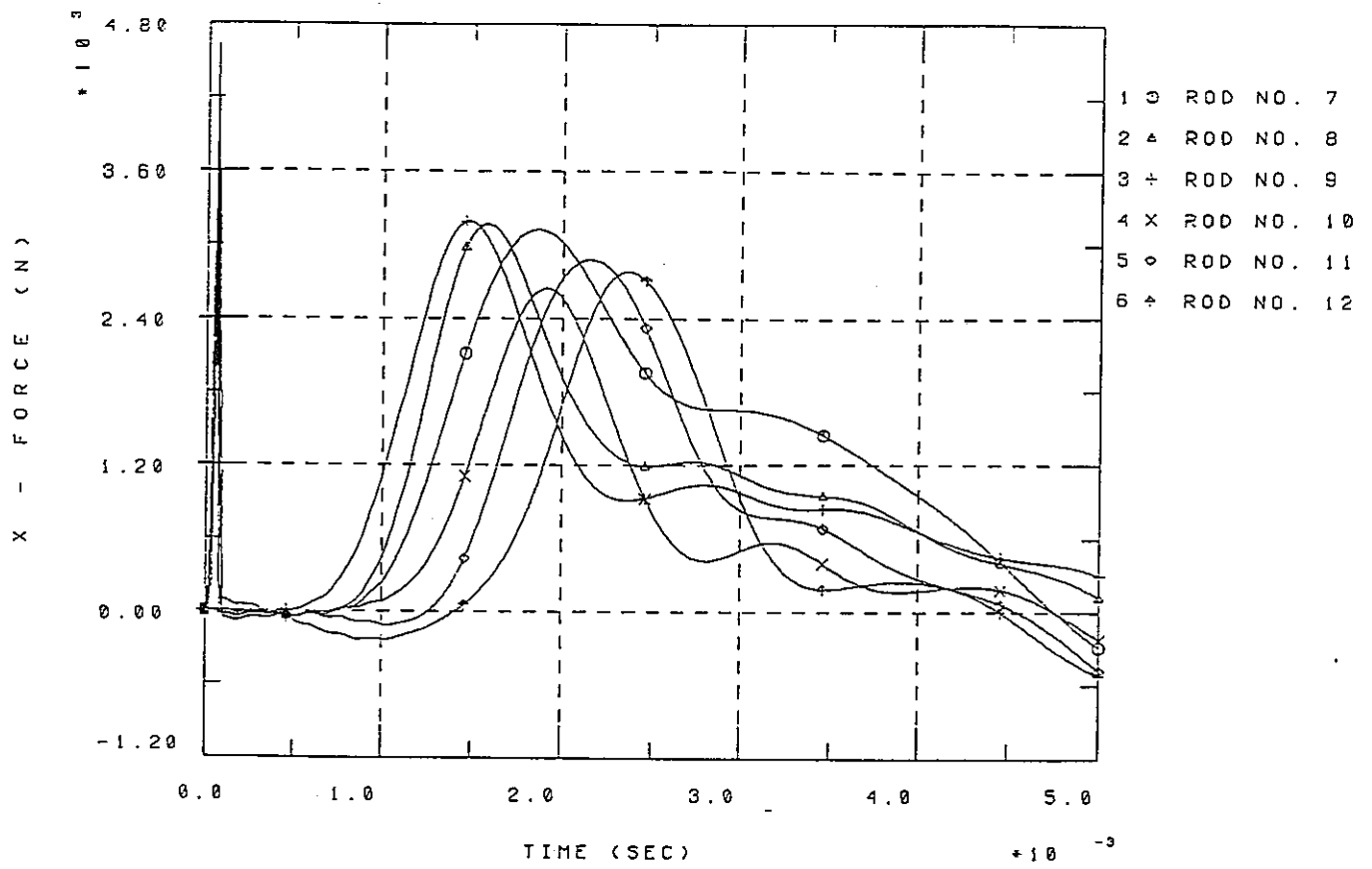


図5.1.3-14 燃料集合体に作用する力 (x成分、y成分) (短期5 msec)

== FUEL ROD FORCE ==



== FUEL ROD FORCE ==

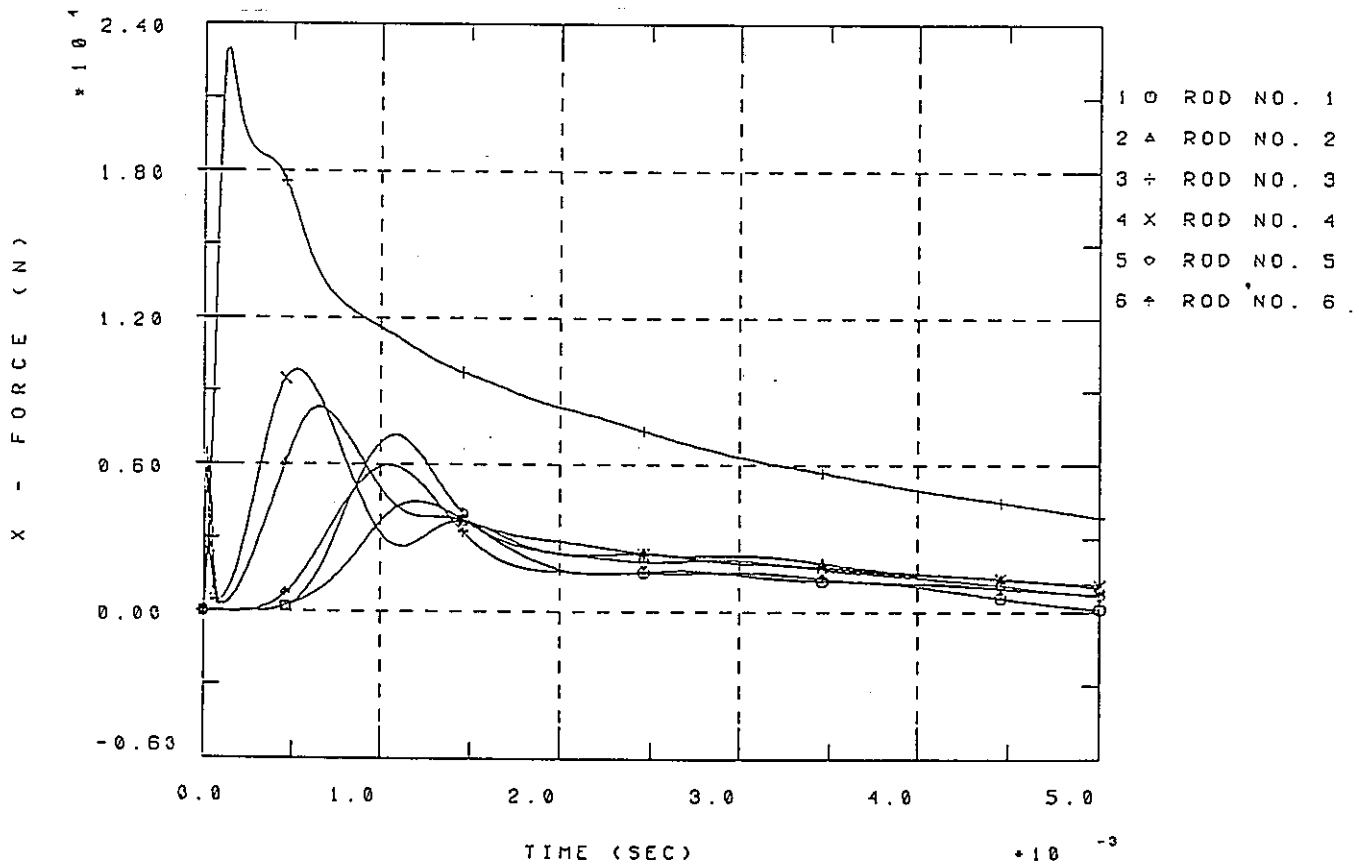


図5.1.3-15(1/2) 燃料棒に作用する力 (x成分) (短期5 msec)

== FUEL ROD FORCE ==

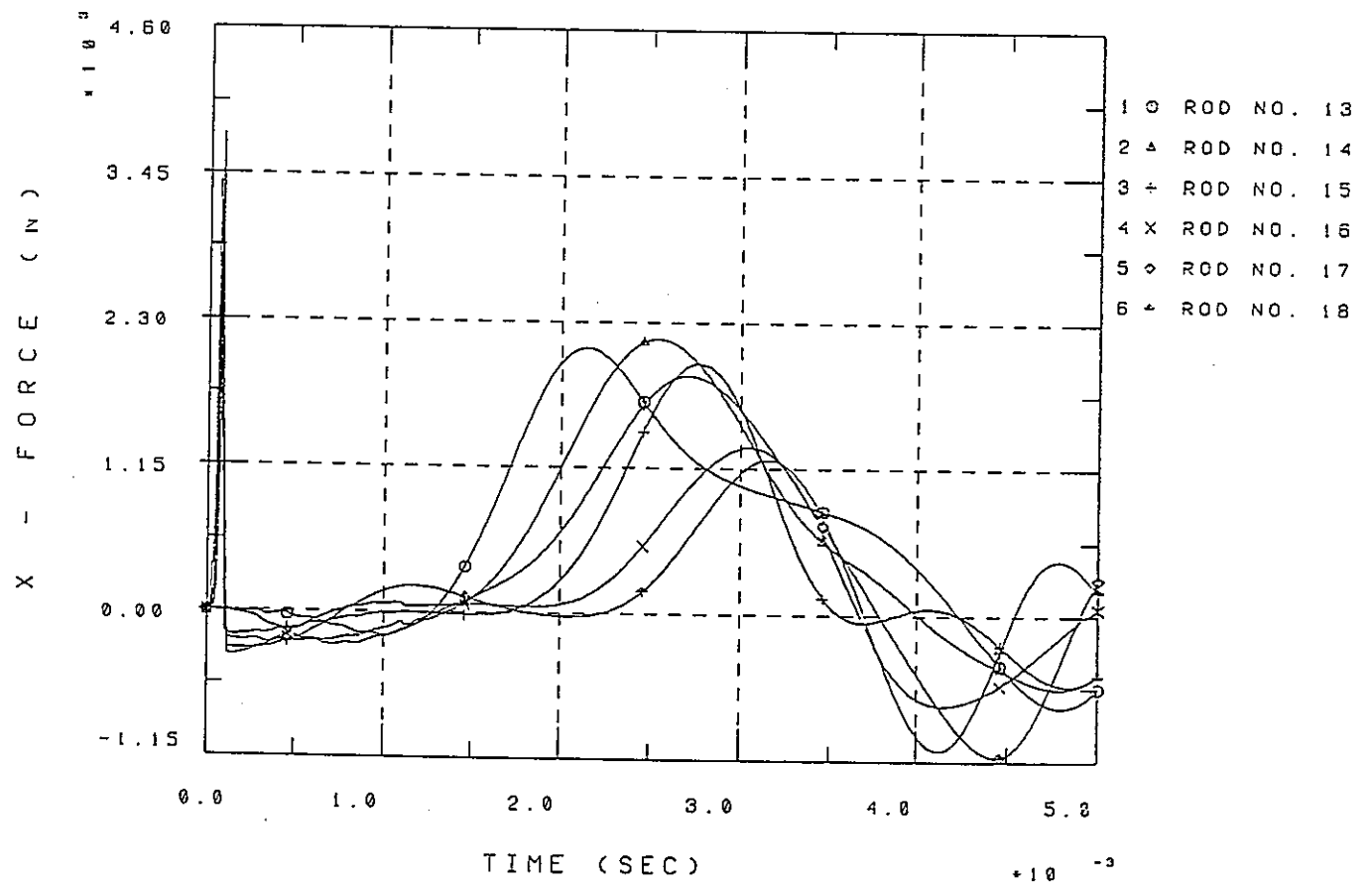
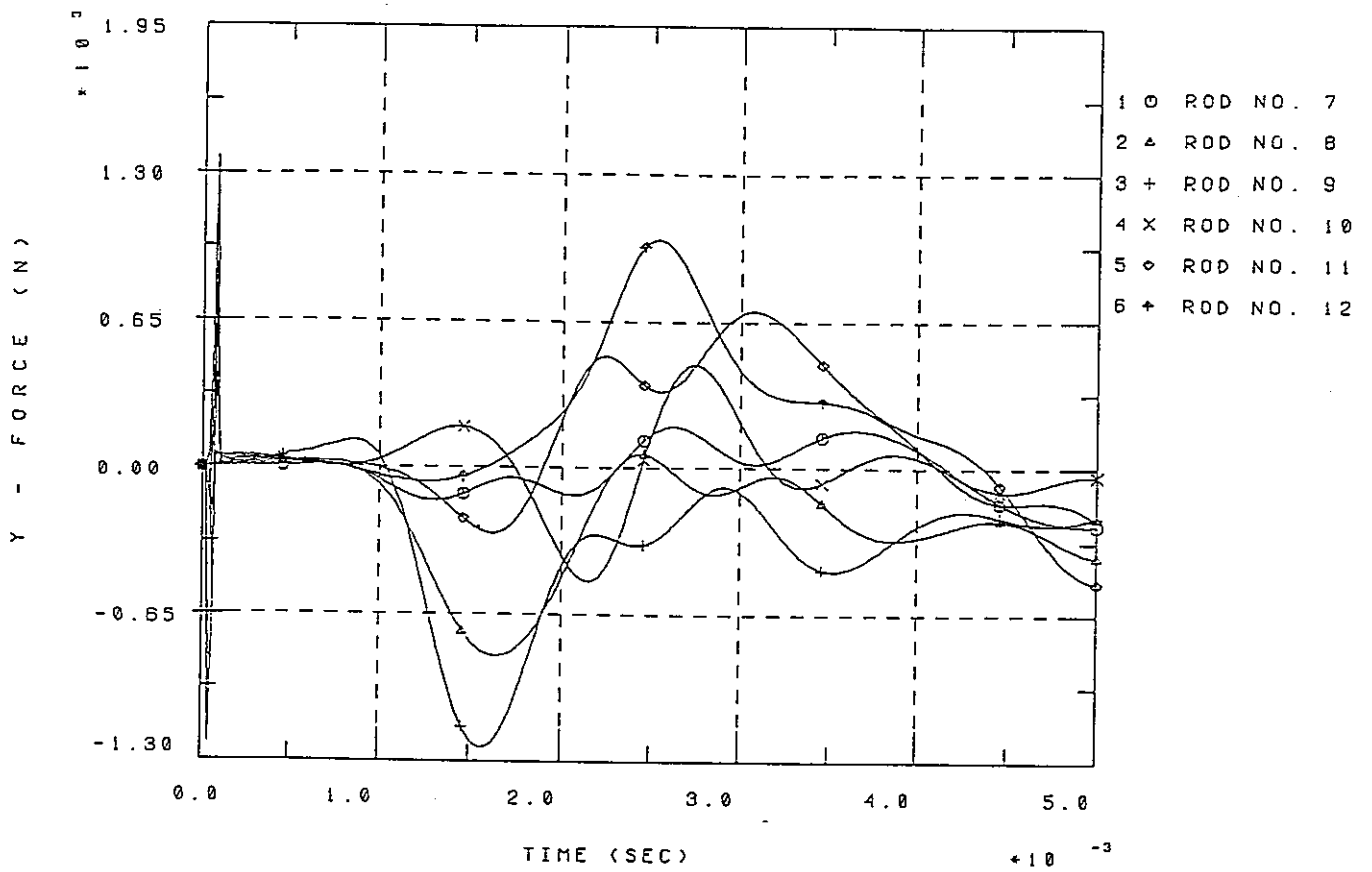


図5.1.3-15(2/2) 燃料棒に作用する力 (x成分) (短期5 msec)
- 5.1-88 -

== FUEL ROD FORCE ==



== FUEL ROD FORCE ==

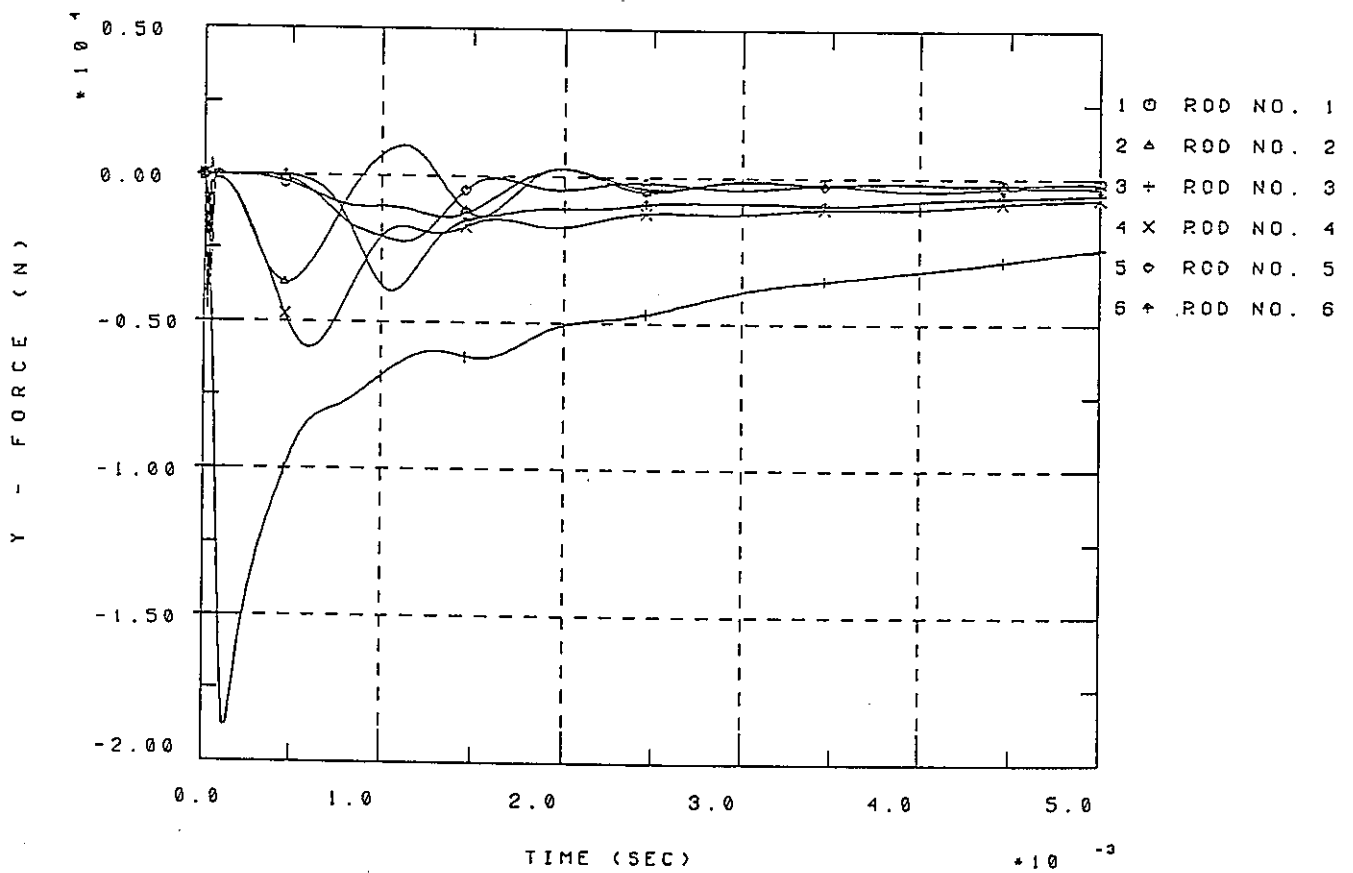


図5.1.3-16(1/2) 燃料棒に作用する力 (y成分) (短期5 msec)
- 5.1-89 -

== FUEL ROD FORCE ==

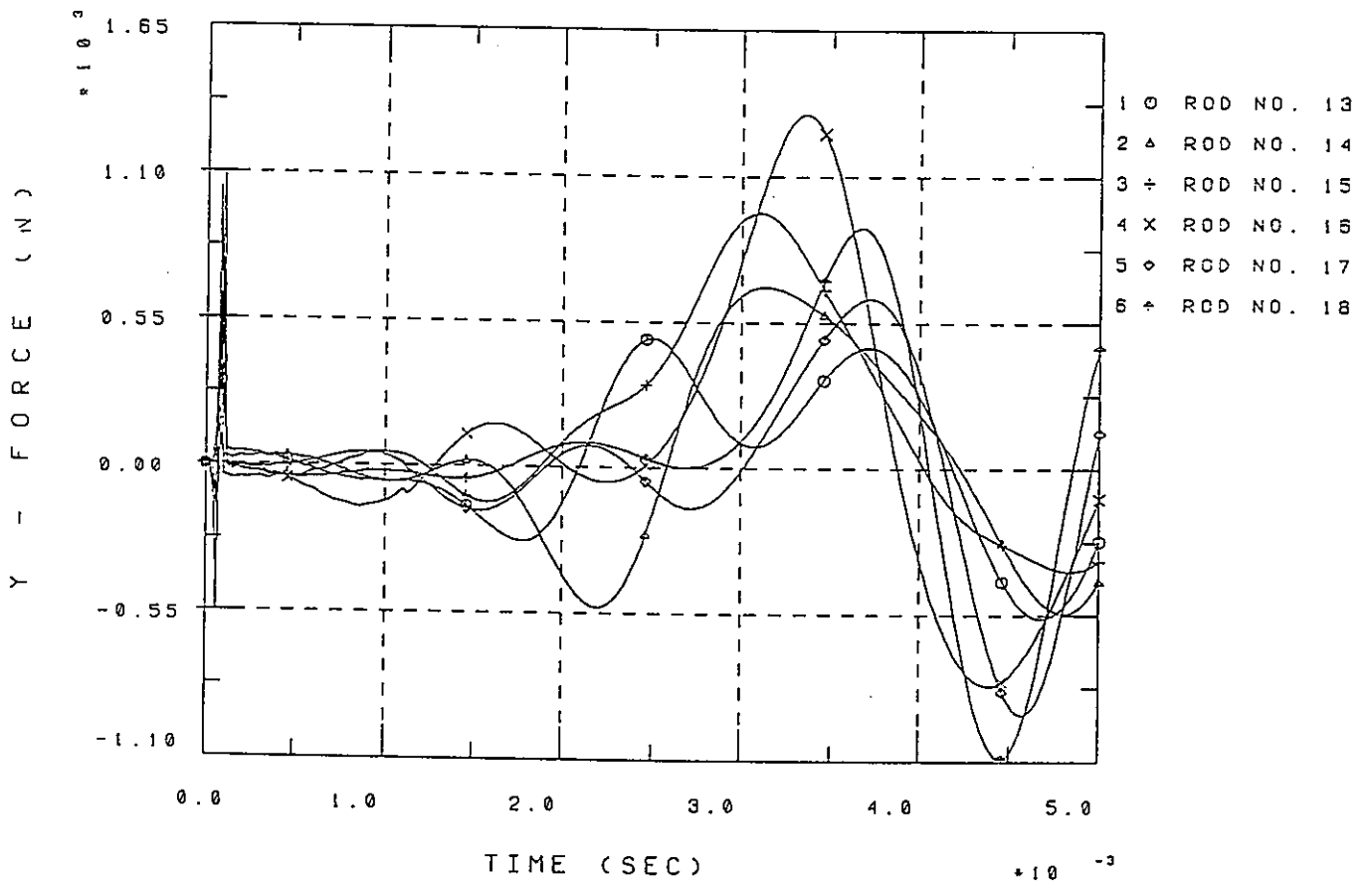
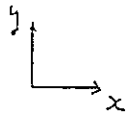
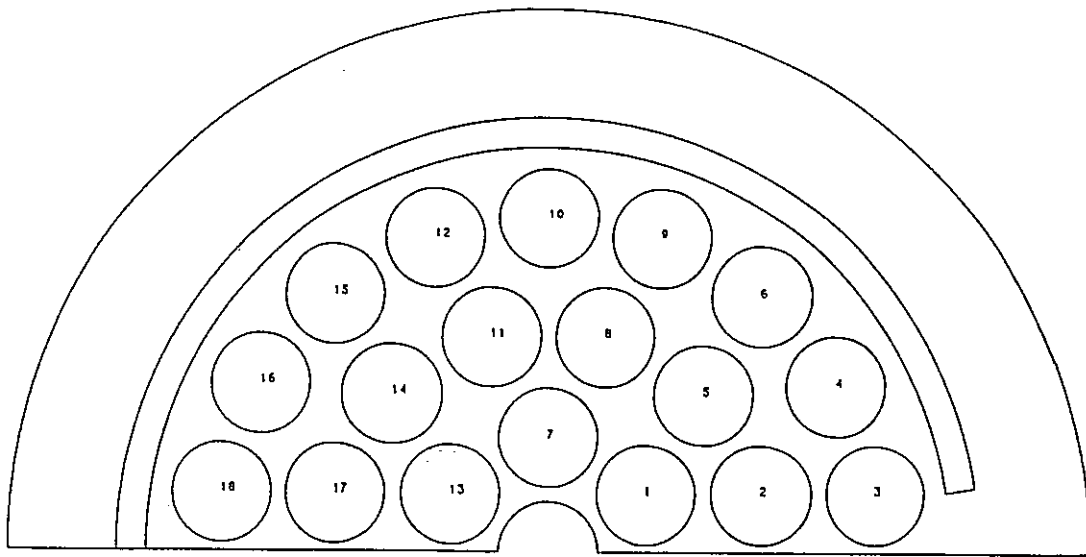
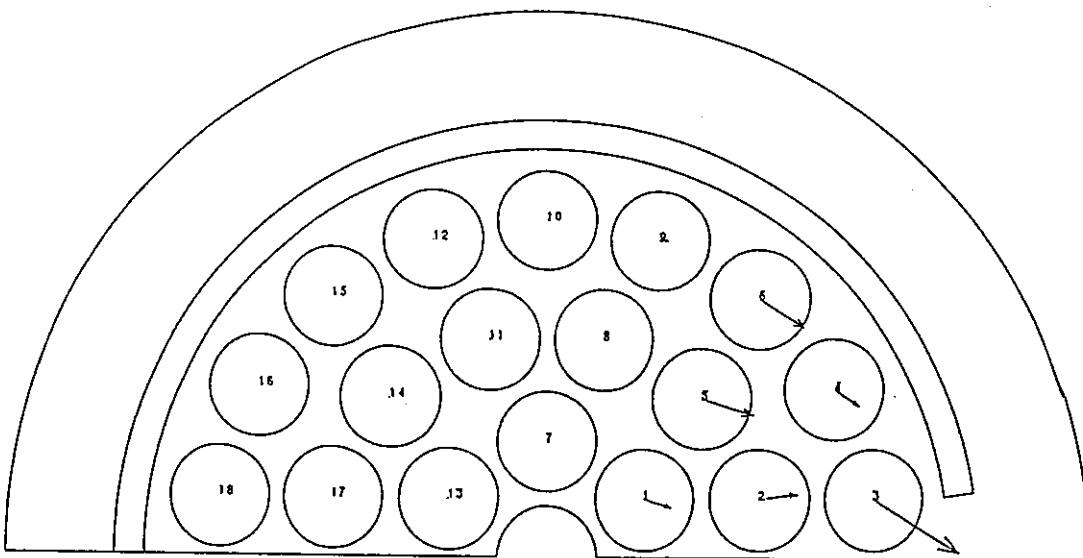


図5.1.3-16(2/2) 燃料棒に作用する力 (y成分) (短期5 msec)
- 5.1-90 -



MAX. THRUST $F=0.00000000$
AT ROD (18)

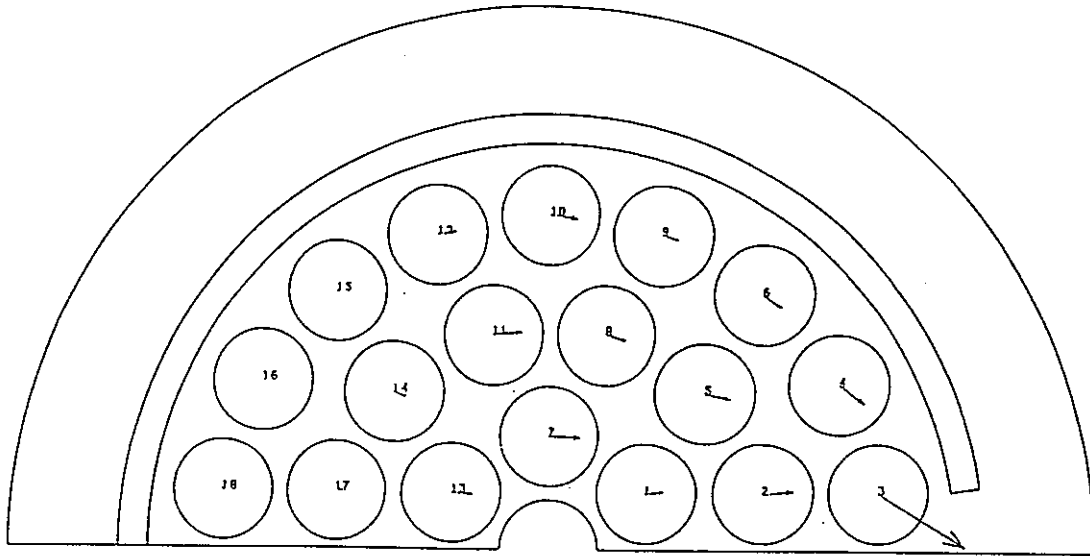
TIME= 0.000



→ MAX. THRUST $F=13459.220703125$
AT ROD (3)

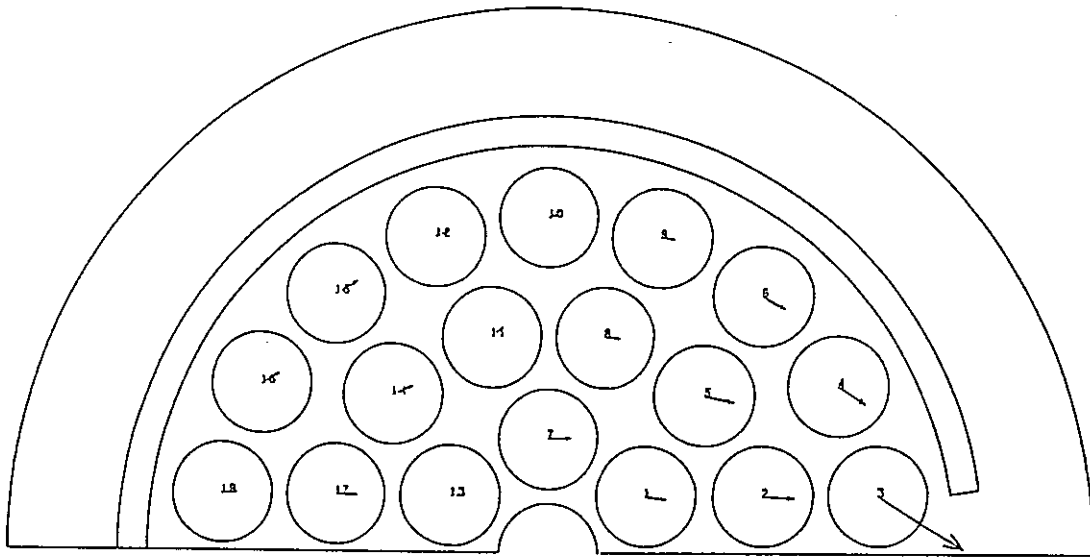
TIME= 0.001

図5.1.3-17(1/3) 燃料棒に作用する力



→ MAX. THRUST $F=9763.825195312$
AT ROD (3)

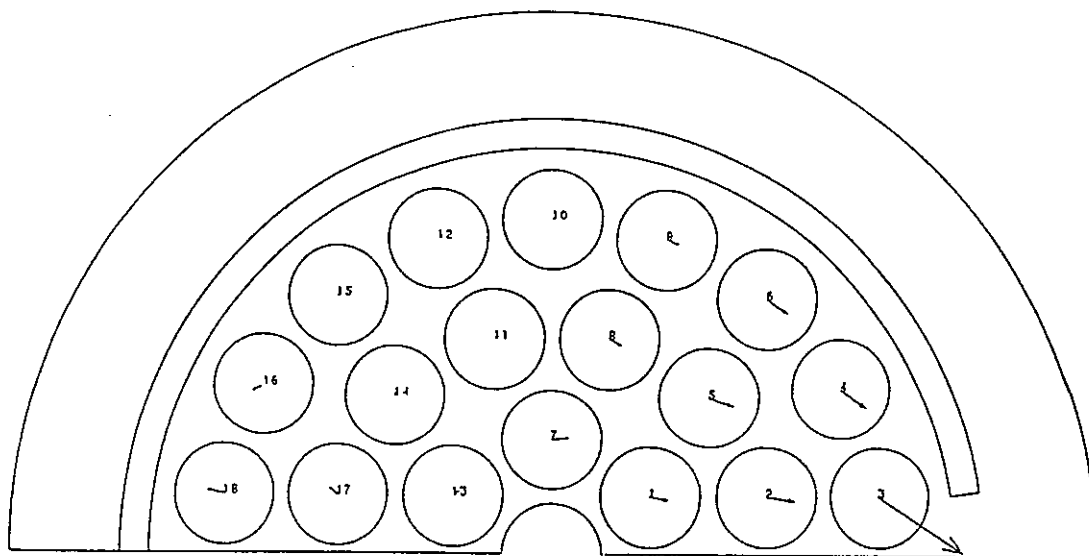
TIME= 0.002



→ MAX. THRUST $F=7435.755859375$
AT ROD (3)

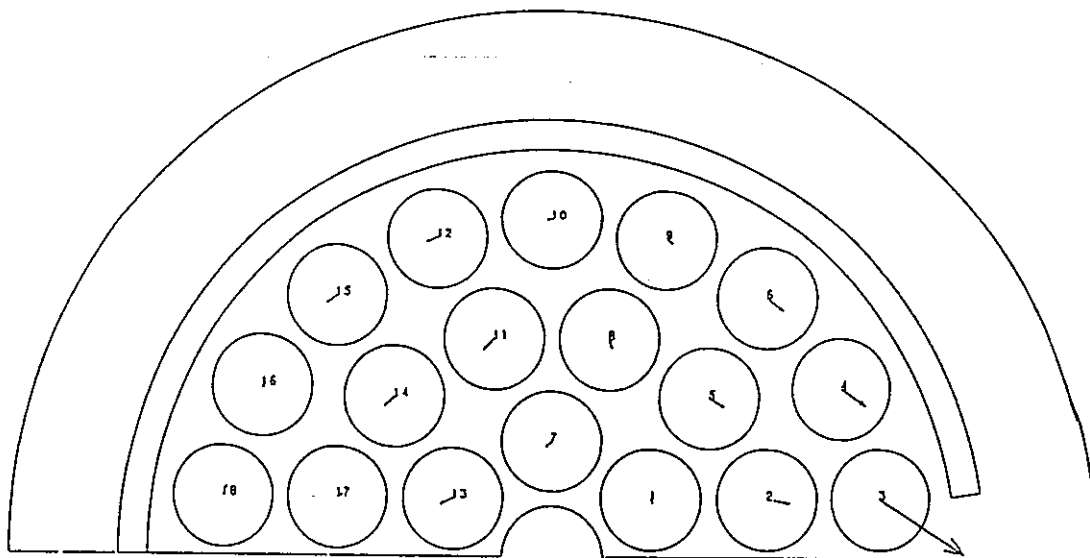
TIME= 0.003

図5.1.3-17(2/3) 燃料棒に作用する力



→ MAX. THRUST $F=5911.174316406$
AT ROD (3)

TIME= 0.004

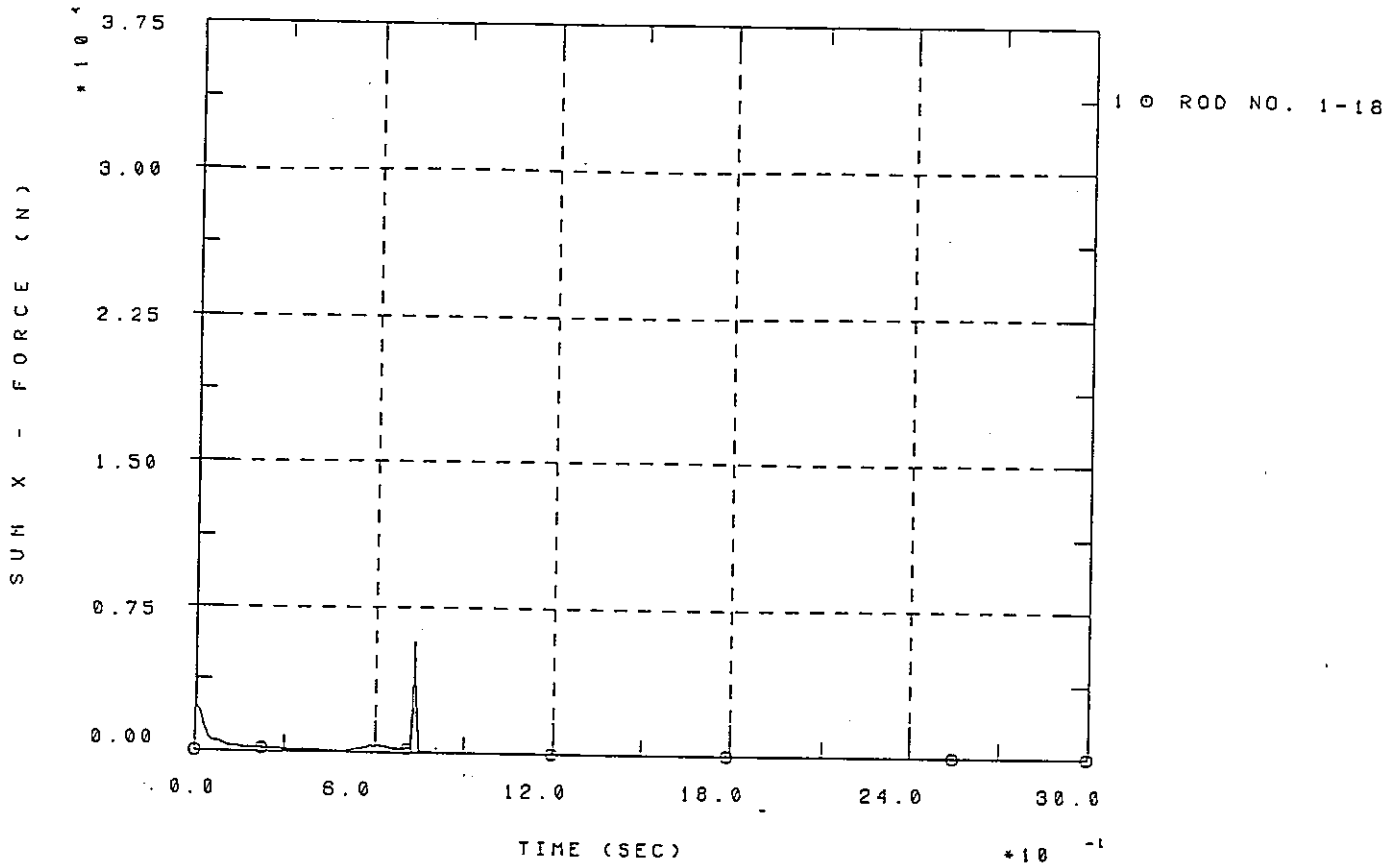


→ MAX. THRUST $F=4542.578125000$
AT ROD (3)

TIME= 0.005

図5.1.3-17(3/3) 燃料棒に作用する力

== FUEL ROD REACTION FORCE ==



== FUEL ROD REACTION FORCE ==

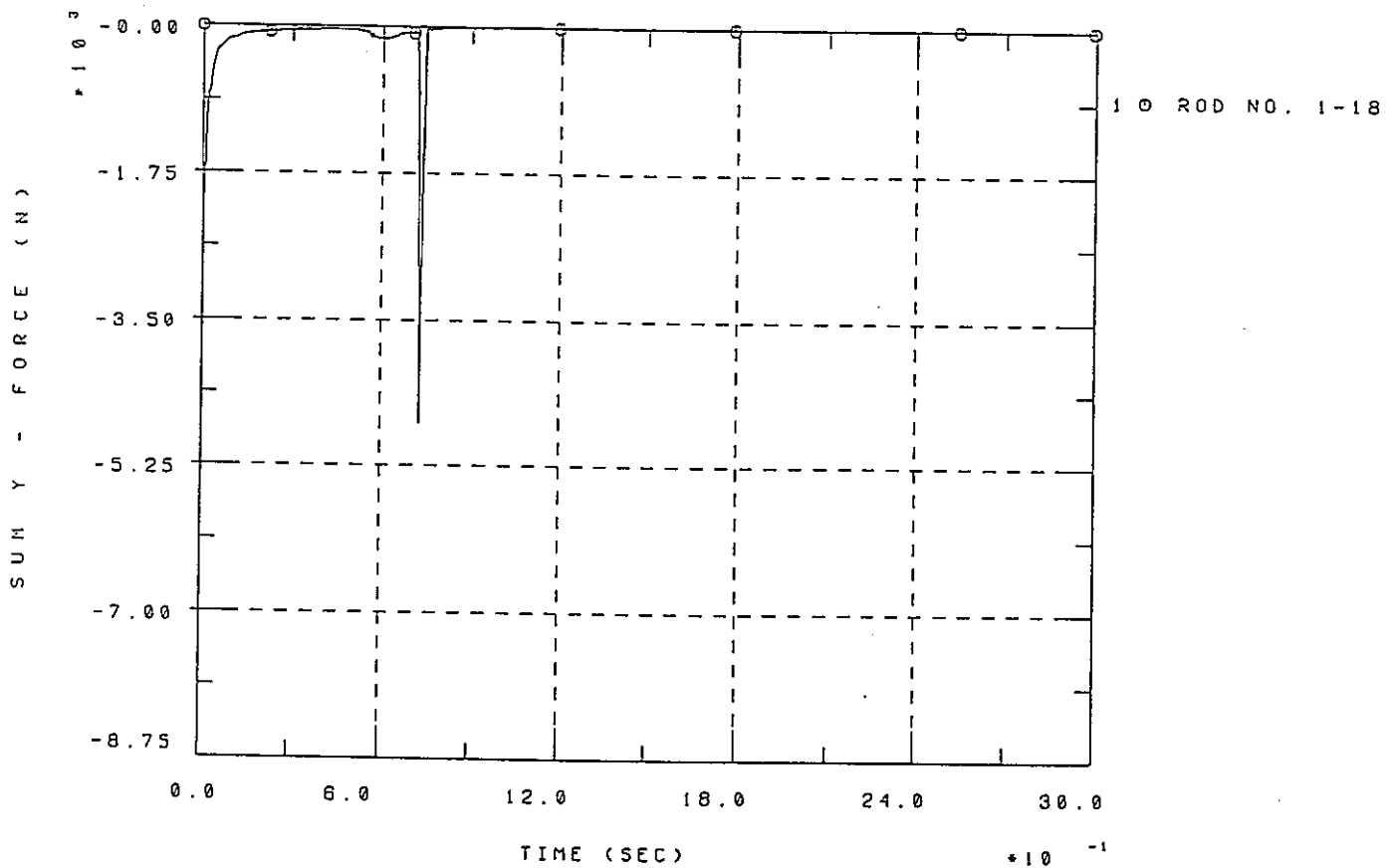
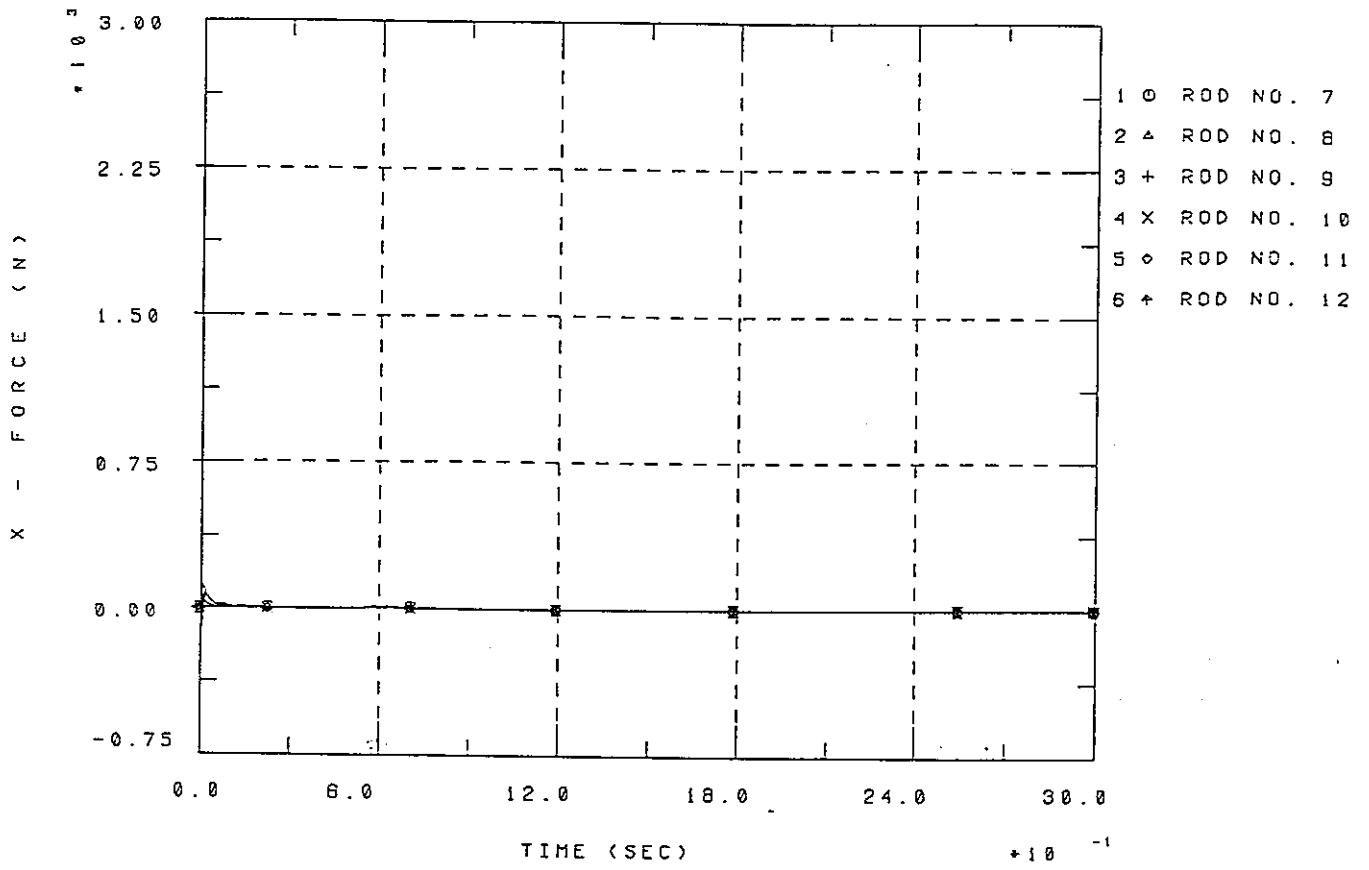


図5.1.3-18 燃料集合体に作用する力(x成分、y成分) (長期3sec)

== FUEL ROD FORCE ==



== FUEL ROD FORCE ==

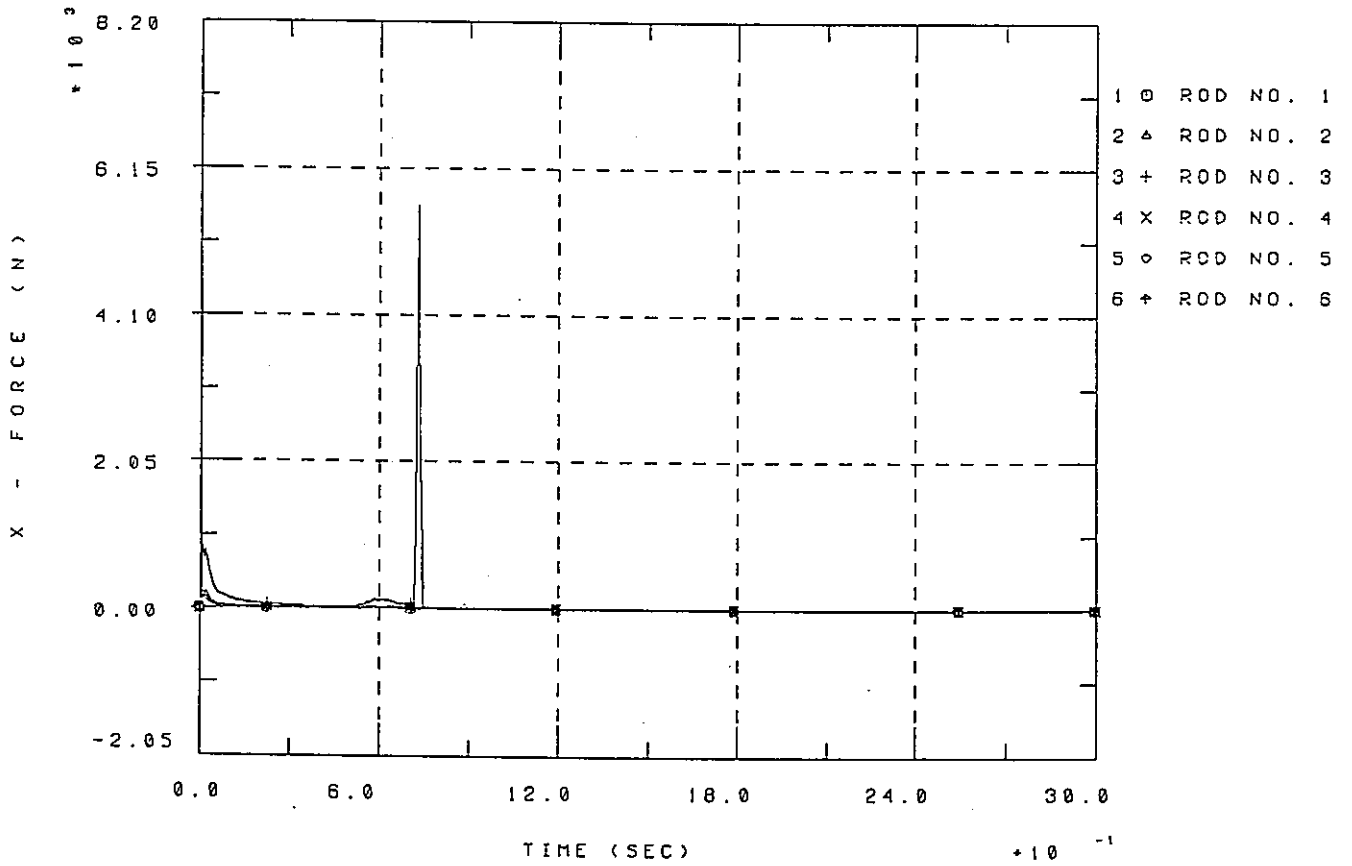


図5.1.3-19(1/2) 燃料棒に作用する力 (x成分) (長期3 sec)
- 5.1-95 -

== FUEL ROD FORCE ==

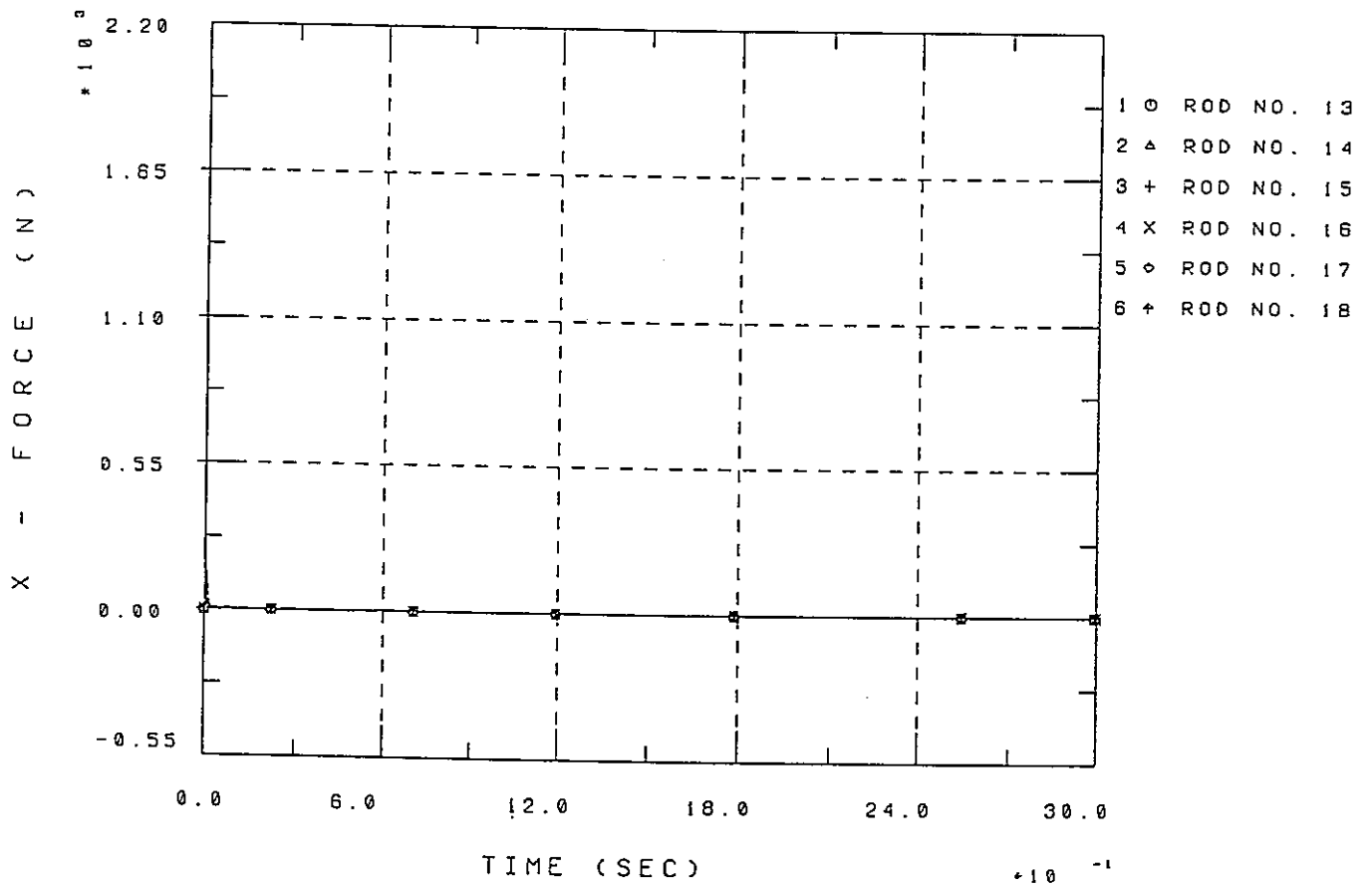
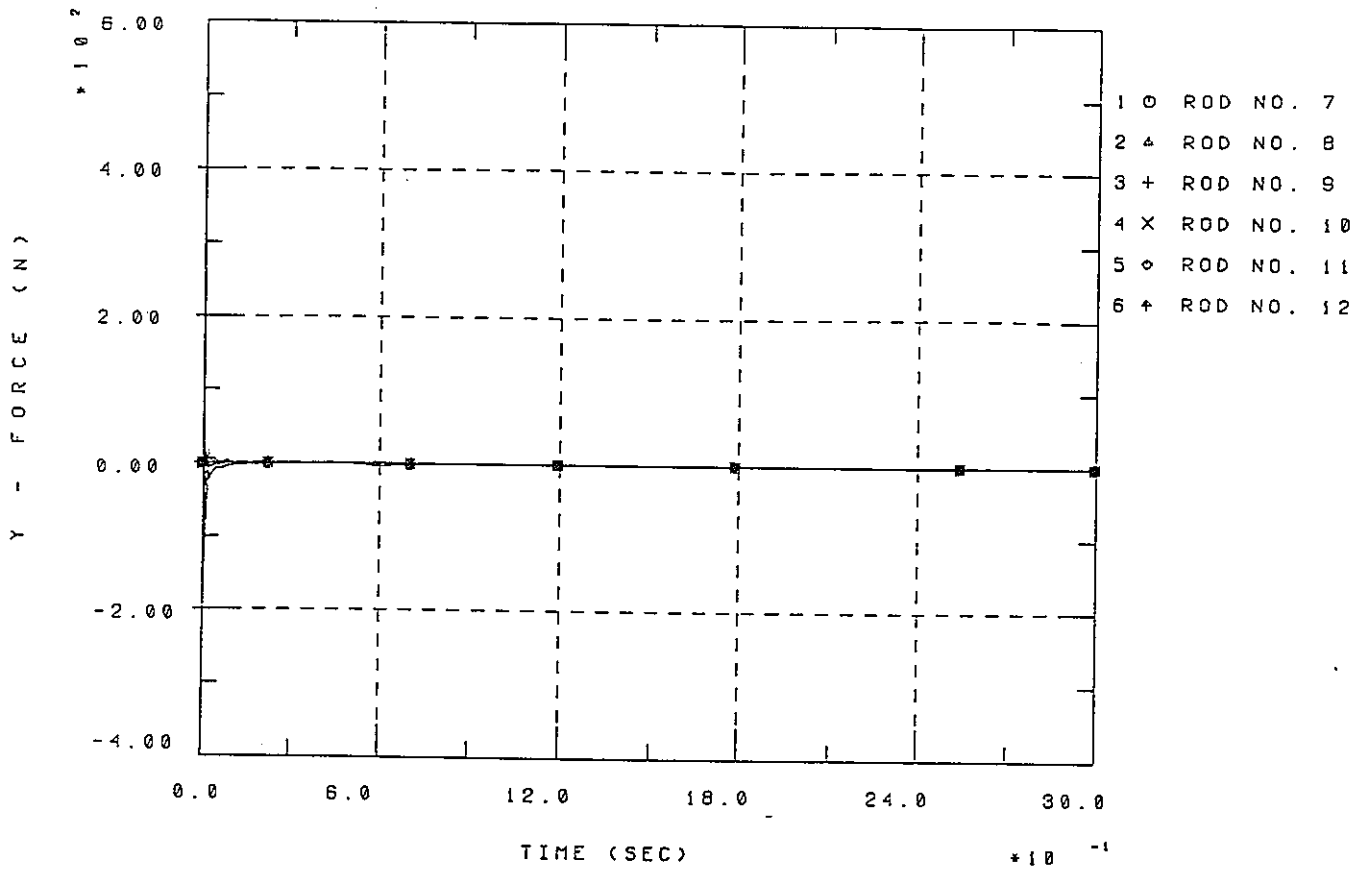


図5.1.3-19(2/2) 燃料棒に作用する力 (x成分) (長期3sec)

== FUEL ROD FORCE ==



== FUEL ROD FORCE ==

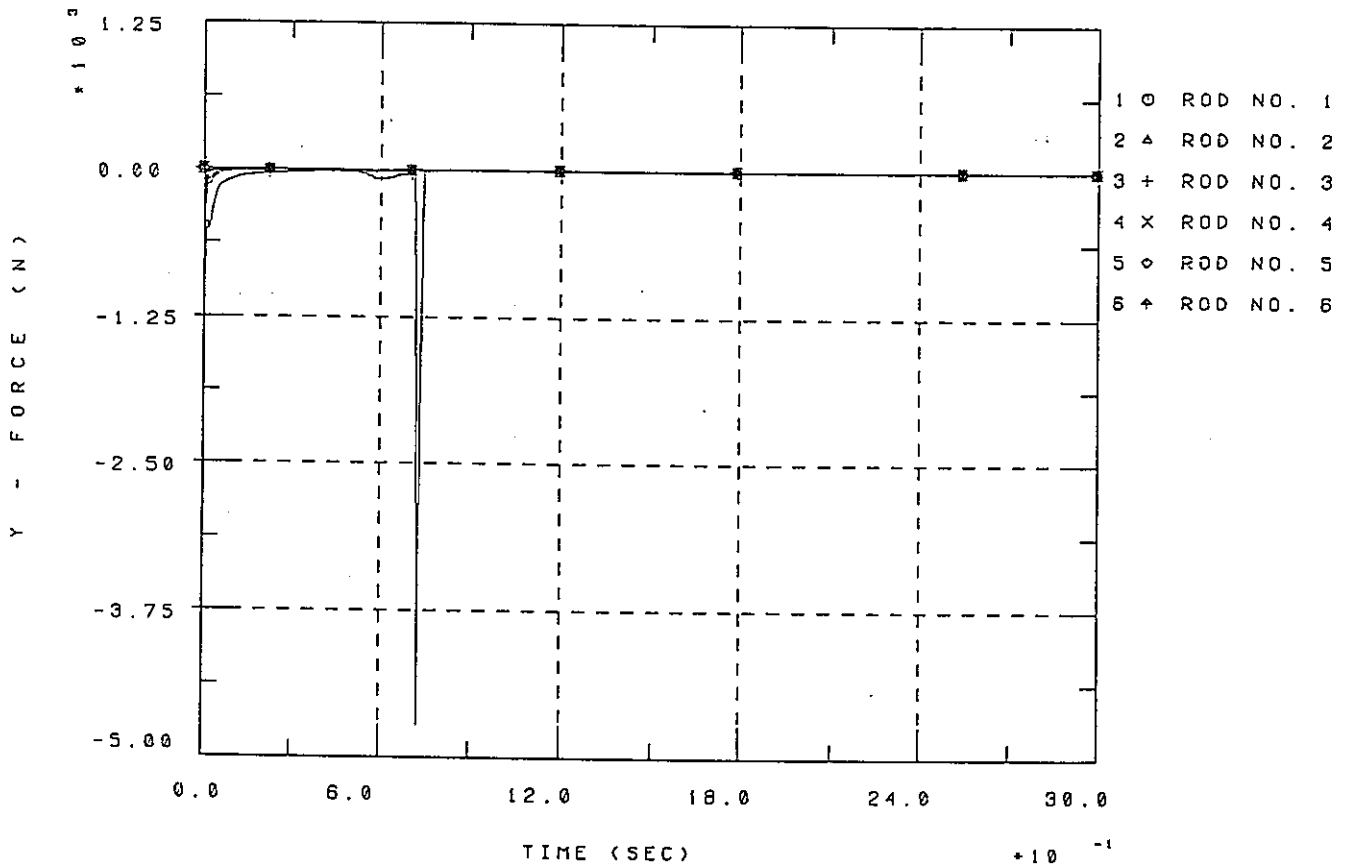


図5.1.3-20(1/2) 燃料棒に作用する力 (y成分) (長期3 sec)

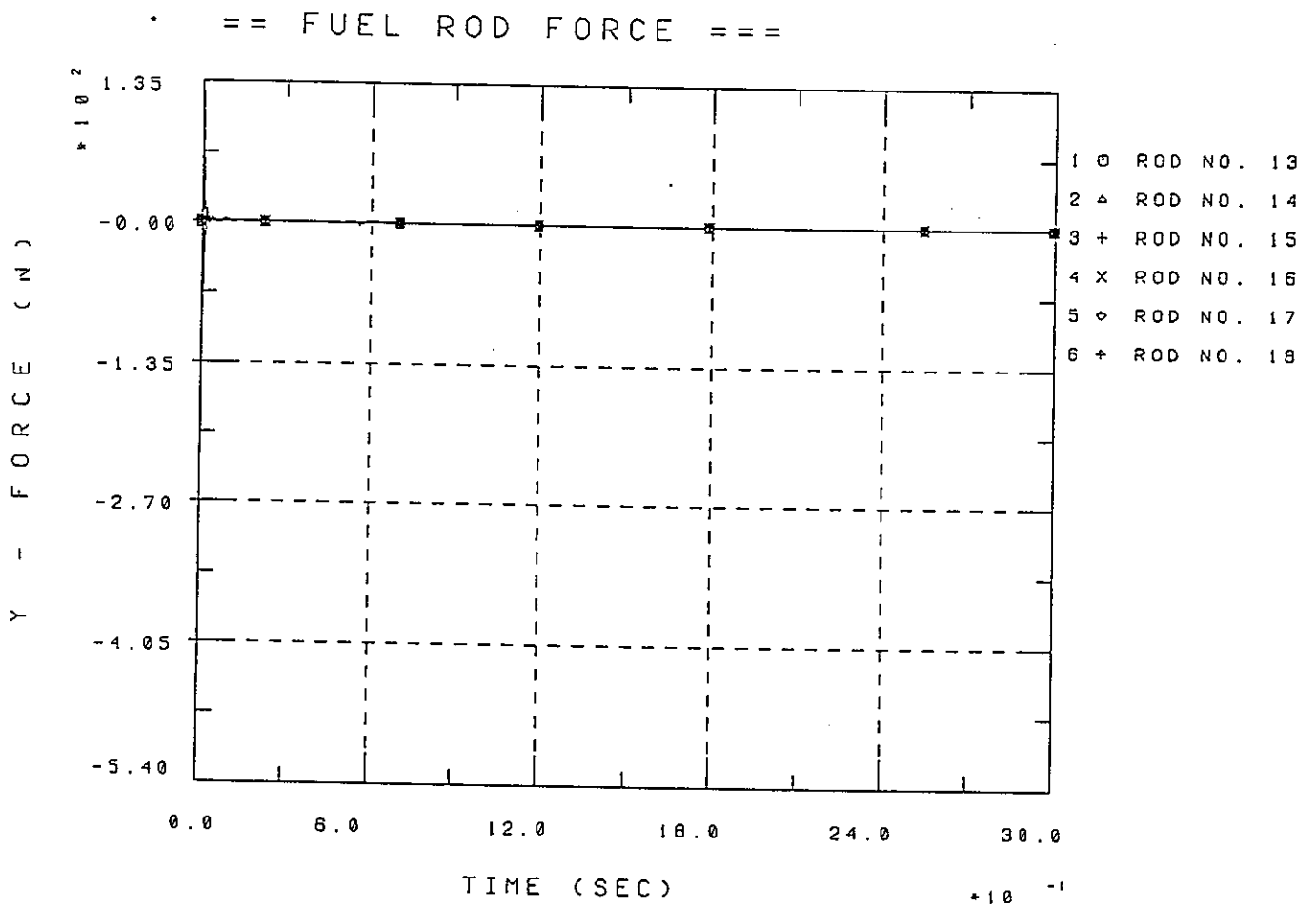
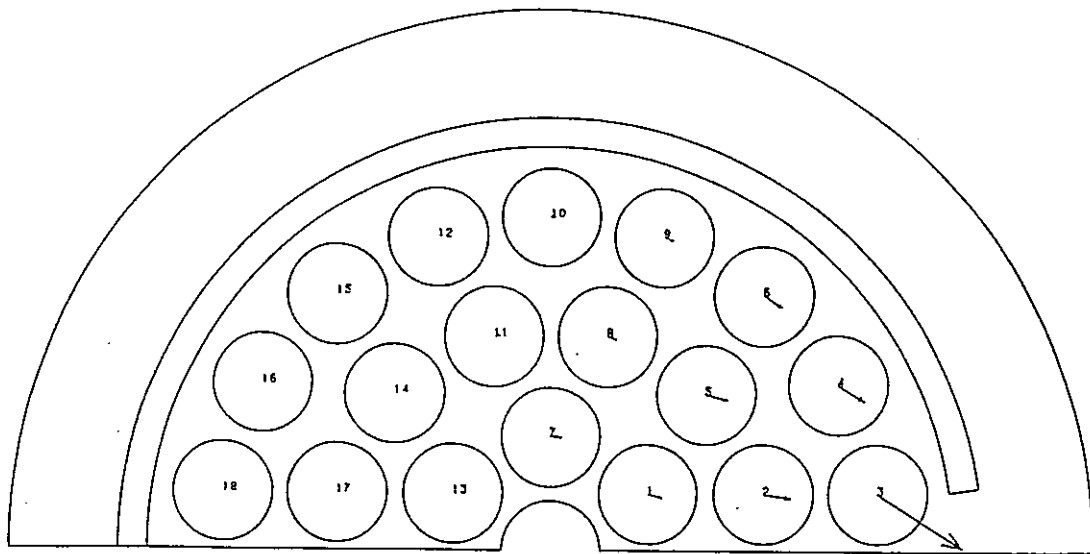
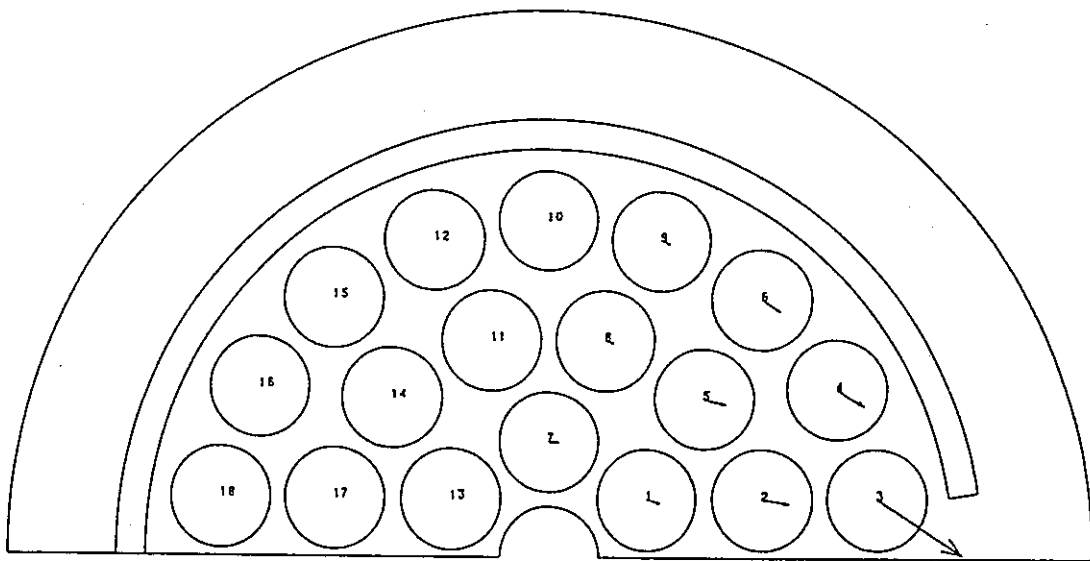


図5.1.3-20(2/2) 燃料棒に作用する力 (y成分) (長期3sec)
- 5.1-98 -



→ MAX. THRUST $F=168.986373901$
AT ROD (3)

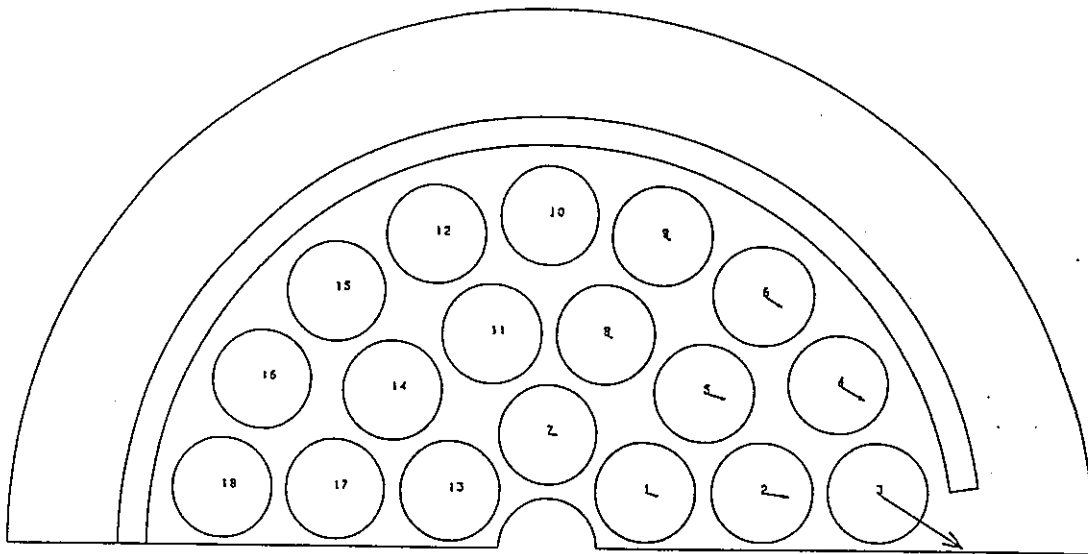
TIME= 0.095



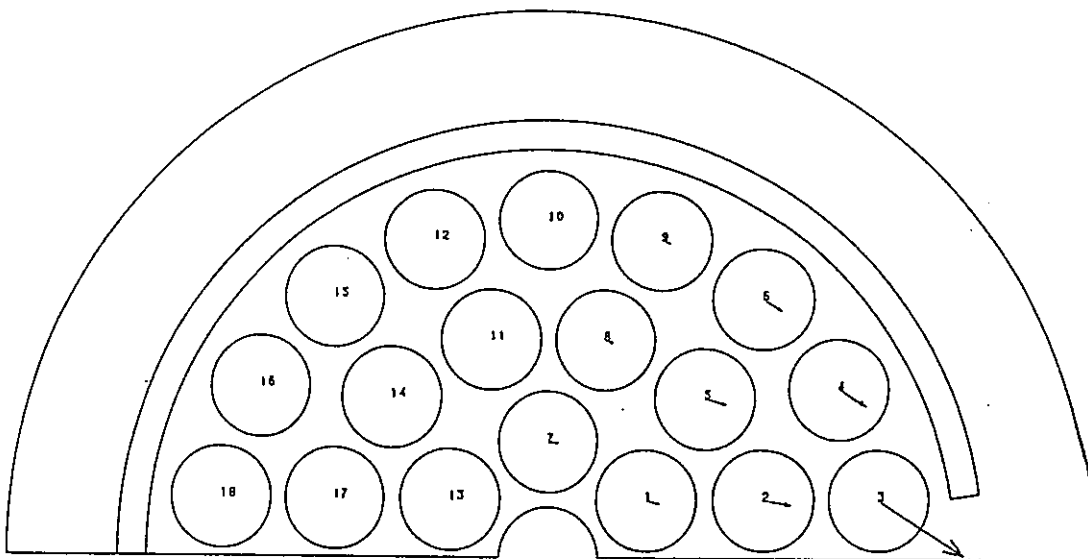
→ MAX. THRUST $F=55.997028350$
AT ROD (3)

TIME= 0.295

図5.1.3-21(1/5) 燃料棒に作用する力

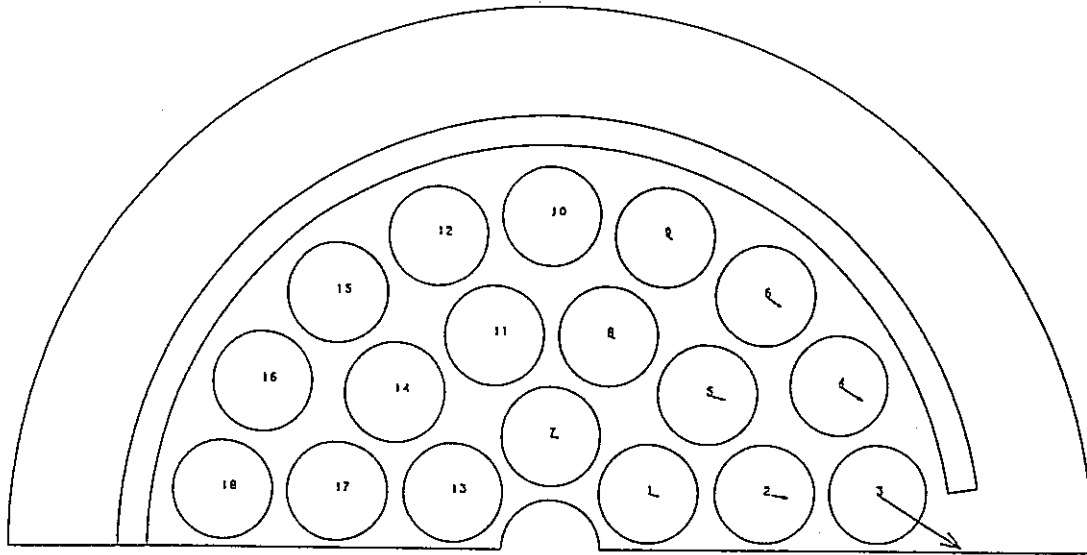


→ MAX. THRUST $F=35.704109191$
AT ROD (3)
TIME= 0.495

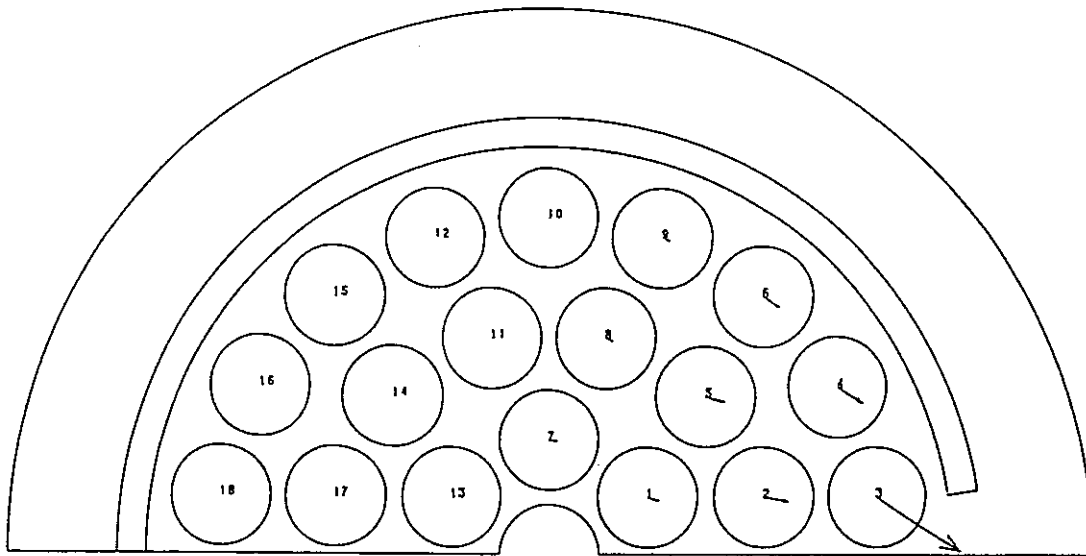


→ MAX. THRUST $F=82.854423522$
AT ROD (3)
TIME= 0.695

図5.1.3-21(2/5) 燃料棒に作用する力

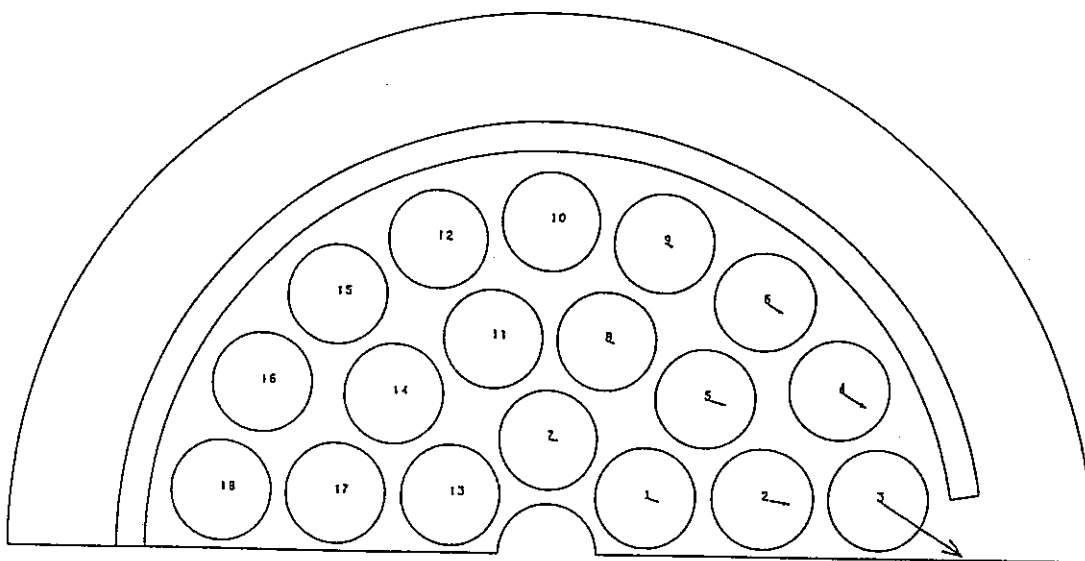


→ MAX. THRUST $F=12.962631225$
AT ROD (3)
TIME= 0.895



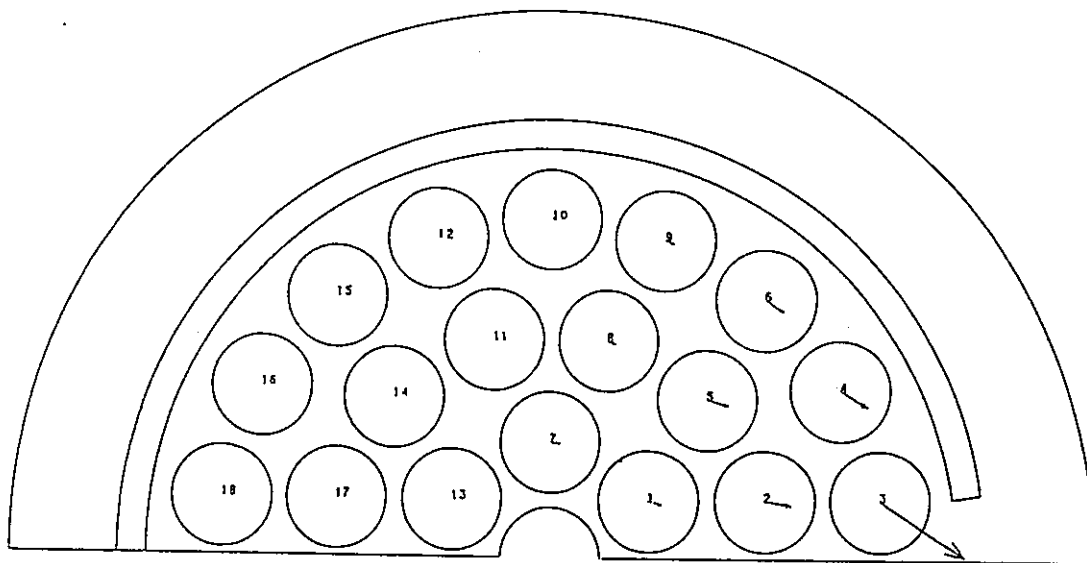
→ MAX. THRUST $F=10.212917327$
AT ROD (3)
TIME= 1.098

図5.1.3-21(3/5) 燃料棒に作用する力



→ MAX. THRUST $F=8.756799697$
AT ROD (3)

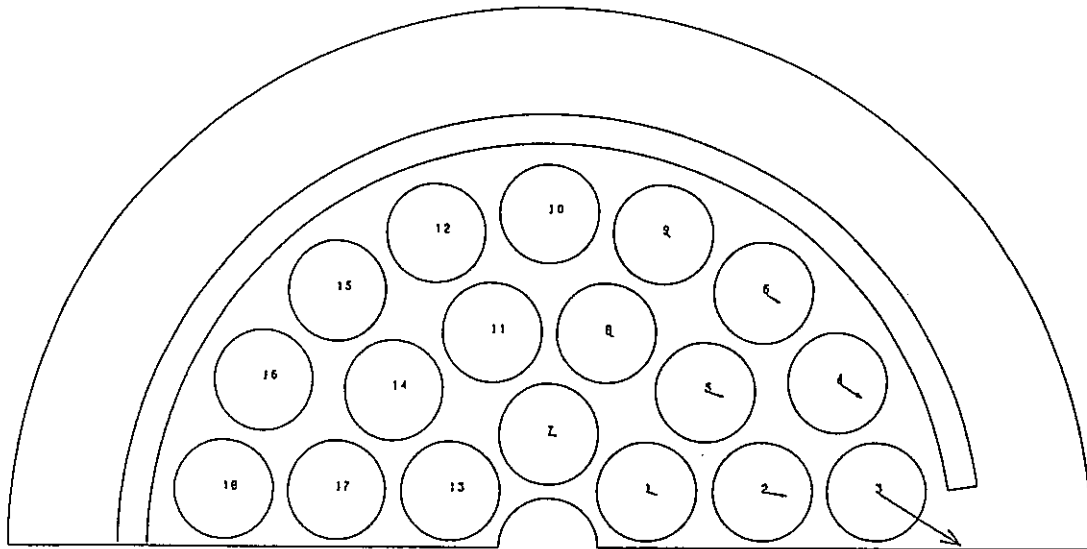
TIME= 1.437



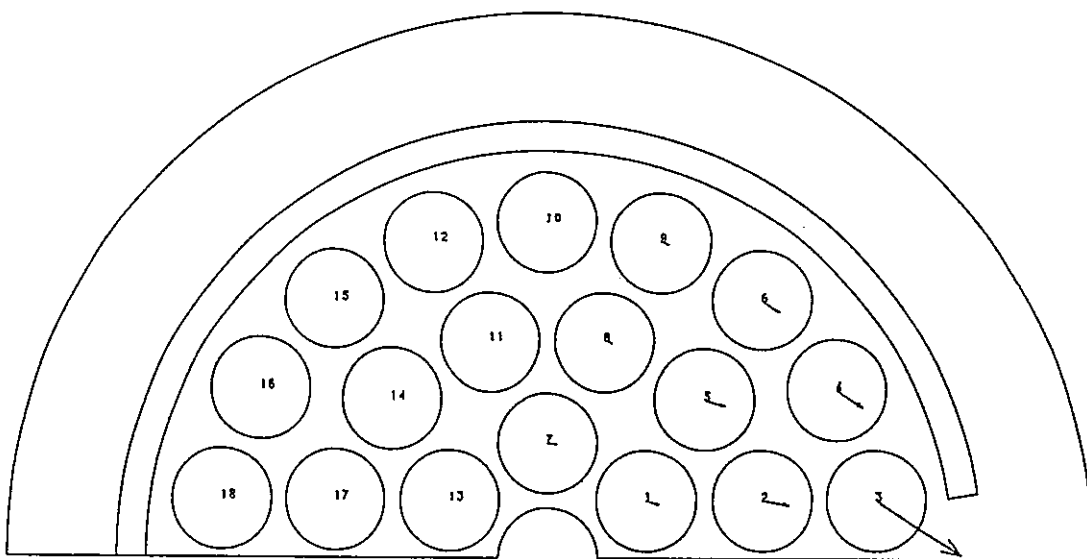
→ MAX. THRUST $F=7.601871490$
AT ROD (3)

TIME= 1.977

図5.1.3-21(4/5) 燃料棒に作用する力



→ MAX. THRUST $F=6.137109756$
AT ROD (3)
TIME= 2.459



→ MAX. THRUST $F=6.530866146$
AT ROD (3)
TIME= 2.822

図5.1.3-21(5/5) 燃料棒に作用する力

5.2 カランドリアタンク内圧上昇試験解析

5.2.1 概要

ここでは、本年度に実施したカランドリアタンク内圧上昇試験（PTC-2及びPTC-3）を対象として、圧力管-カランドリア管同時破断時にタンク内に放出される冷却材によって上昇するタンク内圧力挙動解析コードCALANDRIA-II及びHIPWAP⁽¹⁾による試験解析を行い、解析モデルの妥当性を検証する。

下表にPTC-2及びPTC-3の両試験ケースの相違点を示す。軸方向破断長が、PTC-2ケースでは3.7m、PTC-3ケースでは1.0mと異なっており、破断圧力はほぼ同様である。

試験ケース	破断圧力	冷却材温度	模擬重水温度	破断長	備考
PTC-2	25.5kg/cm ²	215℃	70℃	全長 3.7m	
PTC-3	24.5kg/cm ²	215℃	70℃	部分長 1m	

5.2.2 試験解析の手順

試験解析は以下の考え方及び手順により進める。

- (1) 測定データに関する分析を行い、解析結果の検証に適切な測定データを選定する。
- (2) CALANDRIA-IIコード及びHIPWAPコードは、カランドリアタンク内に流出される冷却材の量を既知として、タンク内の圧力挙動を計算する。このため、破断時の冷却材放出量の過渡変化が必要となるが、冷却材のタンク内への放出に伴う圧力上昇は、4.4に示すように破断後約20msecの間に生じており、破断後数十msecの間の流出量は、検出器の応答性、取付位置等の問題から測定が行われていない。従って、破断後の短期の冷却材流出量をSIMA⁽¹⁾コードを用いて予測し、タンク内圧力挙動解析用の入力条件とする。

(解析手順)

- (i) SIMAコードによる冷却材放出量解析
- (ii) CALANDRIA-IIコードによる内圧挙動解析
- (iii) HIPWAPコード（球対称一次元モデル）による内圧挙動解析

(iv) HIPWAPコード(軸対称円筒一次元モデル)による内圧挙動解析

5.2.3 検証用データの選定

4.4の試験結果及び考察で述べたように、タンク内圧上昇挙動の特徴として、破断チャンネル周辺の早期の圧力上昇とタンク壁における圧力ピークの発生があげられる。

まず、破断チャンネル周辺の破断後早期の圧力上昇挙動は、4.4.7考察で述べたように破断口の開口方向に依存し、開口側が他に比べて圧力上昇が速くかつ高くなる。また、解析モデルは、破断口側の圧力挙動を対象としているため、破断口側の計測データ(PD-DI45+0)を検証用データとする。但し、PTC-3では20msec以降で圧力計が熱影響を受けたためと考えられる圧力値のドリフトが見られるため、比較の対象は0~20msecの範囲のデータとする。

次に、タンク壁における圧力ピークについては、4.4.7考察で述べたように、タンク壁の周方向では圧力挙動に差がないが、軸方向には防振板の効果によると思われる違いが存在する。解析モデルは防振板を考慮していないため、タンク壁における圧力挙動を解析コードで包絡できる必要があり、これを確認するため、タンク壁軸方向の計測データ(PD-DI45+4, +2, +0, -2, -4)を検証用データとする。

5.2.4 試験解析

(1) 解析コードにおける不確定パラメータの取扱いについて

文献(1)に示すように、CALANDRIA-IIコードは、タンク内に放出された冷却材の重水による凝縮の効果を考慮した一点近似モデルにより、また、HIPWAPコードは、圧力波の距離伝搬と冷却材の凝縮効果を考慮した一次元モデルにより、タンク内圧力の挙動を計算するコードである。これらのモデルにおいて、凝縮効果は冷却材の流出形態、タンク内に存在するチャンネルによる攪拌効果等に依存すると考えられ、また、距離伝搬の効果についても、周辺に多数林立するカランドリア管等の構造物に左右されると考えられる。

これらの効果については、現時点で明確なモデルがなく、従って、各コードにおいてこれらの効果を、不確定パラメータとしての凝縮熱伝達率及び距離伝搬に伴う減衰係数として扱い、試験解析を行うことによって試験結果をよく再現する値を選定する。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

(2) SIMAコードによる破断放出量解析

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を, SIMAコードを用いて算定する。

(1) 解析条件

表5.2.4-1~2に主な解析条件を, 図5.2.4-1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ため, 本試験解析では以下のように設定した。

図5.2.4-2に開口部面積図を示す。解析では, 図4.4.6-25及び26の開口形状を模擬するために, PTC-2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が全開であるものとし, 両端の各1ノードは1/2開口と仮定した。また, PTC-3については, 中央の2ノードについて圧力管を全開とした。圧力管全開時の流路は, 径方向について外層ピンの全すき間とする。また, 軸方向開口部長さは, PTC-2, PTC-3でそれぞれ3.7 m及び1 mとする。

② 破断口開口速度

試験で得られた図4.4.6-2及び3に示すき裂進展速度に基づき, 開口速度を設定する。PTC-2では, 中央4ノードは同時に, 両端のリード部については約1.5 msec遅れて開き始めるものとし, 破断開始→全開までは6 msecとした。また, PTC-3については, 中央2ノードが同時に開き始めるものとし, 破断開始→全開まで6 msecとした。図5.2.4-3に開口時間テーブルを示す。

(2) 解析結果

解析結果の内, 境界条件となる破断放出量を, 図5.2.4-4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冷却材放出が行われた後、圧力管内の圧力低下に伴って放出量は減少する。破断放出量のピーク値は、PTC-2で約1800kg/s、PTC-3で約610kg/sである。

(3) CALANDRIA-IIコードによる内圧挙動解析

① 解析条件

CALANDRIA-IIコードの主な解析条件を表5.2.4-3に示す。

また、解析モデルを図5.2.4-5に示す。

解析パラメータである凝縮熱伝達率は $3.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 、 $2.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 、及び $1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ とする。

② 解析結果

カランドリアコードは、タンク内圧力を1点近似で求めるため、5.2.3で示した2つの異なるタンク内圧力挙動を包絡する必要がある。

図5.2.4-6に第1隣接管部での圧力変化の比較を、図5.2.4-7にタンク壁での圧力変化の比較を示す。また、解析結果のまとめを表5.2.4-4に示す。

(PTC-2)

第1隣接管圧力は、ケース1-1（凝縮熱伝達率： $3.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）がピーク圧力値とほぼ同じ結果となる。全体的な挙動から見るとピーク値はやや低いが、ケース1-2（凝縮熱伝達率： $2.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）の方がよく一致している。

一方、タンク壁では、ケース1-1（凝縮熱伝達率： $3.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）でもピーク圧力は 2 kg/cm^2 弱低い。凝縮熱伝達率をさらに小さくしてゆくことで実験の圧力ピーク値を包絡することはできると考えられるが、圧力ピーク発生後の圧力挙動は実際と異なるものになる。

(PTC-3)

第1隣接管圧力は、ケース4-2（凝縮熱伝達率： $2.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）がピーク圧力値とほぼ同じ結果となるが初期の圧力の立上りが一部包絡されない。全体的な挙動から見るとピーク値はやや低いが、ケース4-3（凝縮熱伝達率： $1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ ）の方がよく一致している。一

方、タンク壁では、ケース4-3（凝縮熱伝達率： $1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$ ）でもピーク圧力は包絡されるが、圧力挙動全体を包絡するためにはケース4-1（凝縮熱伝達率は $3.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$ ）である必要がある。

(4) HIPWAPコード解析（球対称モデル）

① 解析条件

HIPWAPコードの主な解析条件を表5.2.4-5に示す。また、解析モデルを図5.2.4-8に示す。不確定パラメータは減衰定数 2.0×10^4 、 6.0×10^4 及び 1.0×10^5 とする。また、凝縮熱伝達率は昨年度の検討結果⁽¹⁾をふまえ、 $1.7 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$ とする。

② 解析結果

図5.2.4-9に第1隣接管部での圧力変化を、図5.2.4-10にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。また、解析結果のまとめを表5.2.4-6に示す。

(PTC-2)

第1隣接管部圧力は、ケース2-1（減衰定数： 2.0×10^4 ）で実験に対して約 2 kg/cm^2 保守側の値となる。タンク壁圧力は、ケース2-1では第1ピークはよく一致するが、第2ピークはピーク発生時間、ピーク値とも一致しない。

(PTC-3)

第1隣接管部圧力は、ケース5-1（減衰定数： 2.0×10^4 ）で実験に対して約 3 kg/cm^2 保守側の値となり、ピーク後半の圧力挙動も比較的あっていると考えられる。カランドリアタンク壁圧力ではケース5-1（減衰定数： 2.0×10^4 ）が圧力ピークの発生以降の挙動を包絡できず、ケース5-3（減衰定数： 6.0×10^4 ）が最も実際の圧力挙動に近いものとなるが、この場合、第1隣接管部圧力は試験に対して約 10 kg/cm^2 近く保守側の値となる。

(5) HIPWAPコード解析（軸対称モデル）

① 解析条件

HIPWAPコードの主な解析条件を表5.2.4-7に示す。また、解析モ

デルを図5.2.4-11に示す。パラメータは、減衰定数を 6.0×10^4 , 2.0×10^4 , 1.0×10^5 とする。また、凝縮熱伝達率は昨年度の検討結果⁽¹⁾をふまえ、 $8.6 \times 10^5 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ とする。

② 解析結果

図5.2.4-12に第1隣接管部での圧力変化を、図5.2.4-13にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。また、解析結果のまとめを表5.2.4-8に示す。

(PTC-2)

第1隣接管部圧力は、圧力ピーク値に関してケース2-2（減衰定数： 2.0×10^4 ）ではほぼ一致する。タンク壁圧力に関しては、第1ピークはよく一致して実験に対して約 2 kg/cm^2 保守側の値となり、第2ピークではピーク発生時間がやや早いもののピーク値は保守側の値となる。

(PTC-3)

第1隣接管部圧力は、圧力ピーク値に関してケース6-1（減衰定数： 2.0×10^4 ）で約 4 kg/cm^2 保守側の値、タンク壁圧力では約 2 kg/cm^2 保守側の値となっている。第1隣接管部の圧力をやや高めに予測するが、圧力挙動は比較的あっていると考えられる。

5.2.5 検討

- (1) CALANDRIA-IIコード、HIPWAPコードはそれぞれ不確定パラメータをもっており、破断長、破断圧力等の解析条件にかかわらず同一の設定値で解析できる必要がある。昨年度に実施したPTC-1⁽¹⁾、また、本年度に実施したPTC-2及びPTC-3の各試験を同一の設定値で模擬できるのは、CALANDRIA-IIコード、HIPWAPコード（球対称一次元モデル、軸対称円筒一次元モデル）のうち、5.2.4項における検討より、HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）が最も適当と考えられる。

ここでは以上の検討結果より、HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）に最適と思われるパラメータ値での確認解析を行う。不確定パラメータは、凝縮熱伝達率を $8.6 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 、減衰定数を 4.0×10^4 とした。本設定値によるPTC-1（昨年度実施分）、PTC-2及びPTC-3の試験解析結果を図5.2.

5-1~6に示す。PTC-1及びPTC-2に対してはよく一致しており、最適予測に近いと考える。PTC-3については、圧力を保守側に予測する結果となっている。

(2) 本評価はごく短時間の圧力挙動に対するものであり、カランドリア構造物の健全性評価にとっては、圧力の絶対値のほかに動荷重が重要になると考えられる。従って、ここでは動荷重に相当する圧力積分値について実験値と解析値の比較を行う。比較には、上記(1)で行った確認解析結果を用いる。圧力積分値変化を図5.2.5-7~12に示す。各ケースとも圧力積分量では実験を上回っており、保守側の結果となっている。

5.2.6 まとめ

PTC-2（全長破断，破断圧力約 $26\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ），PTC-3（部分長破断，破断圧力約 $25\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ）及び昨年度に実施したPTC-1（全長破断，破断圧力約 $32\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ）の試験解析より以下の知見が得られた。

- (i) タンク内圧力には、径方向に破断口からの距離による効果と考えられる圧力分布が認められる。また、周方向には有為な圧力特性の違いは認められない。これはHIPWAPコードの解析モデルに一致し、タンク内圧力挙動の解析に対して本コードは有効と考えられる。
- (ii) HIPWAPコードは、PTC-1、PTC-2及びPTC-3の各圧力挙動を適切に、もしくは保守側に予測することができる。この場合の凝縮熱伝達率及び減衰定数は、それぞれ $8.6 \times 10^6 \text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 、 4.0×10^4 である。
- (iii) タンク内圧力には、軸方向に防振板による効果と考えられる圧力挙動の違いが認められる。（防振板下側では圧力上昇が早く低下も早い。上側では圧力上昇は遅いがピーク値が高い傾向にある。）これは防振板を考慮できないHIPWAPコードではでは、模擬できない挙動である。

5.2.7 参考文献

- (1) 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-F
(1990)

表5.2.4-1 PTC2及びPTC3実験SIMA解析条件

項目	値	備考
破断面積	0.136 $\frac{m^2}{m}$	PTC2
破断面積	0.044 $\frac{m^2}{m}$	PTC3
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	実験測定値
炉心部発熱量	0.0	
カランドリアタンク内圧力	1.0 $\times 10^5$ Pa	

表5.2.4-2 実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 ($\frac{m^2}{m}$)
入口管 (4B)	9.71 $\times 10^{-2}$	74.5	7.41 $\times 10^{-3}$
入口管 (2B)	4.95 $\times 10^{-2}$	2.5	1.92 $\times 10^{-3}$
圧力管下部延長部	1.78 $\times 10^{-2}$	11.9 **	3.04 $\times 10^{-3}$ *
炉心部	9.32	3.7	4.79 $\times 10^{-3}$
圧力管上部延長部	6.0 $\times 10^{-2}$	5.5 **	2.83 $\times 10^{-3}$ *
出口管 (3B)	7.39 $\times 10^{-2}$	2.2	4.29 $\times 10^{-3}$
出口管 (4B)	9.71 $\times 10^{-2}$	63.8	7.41 $\times 10^{-3}$

* 最小流路面積とした。

** 保有水量と最小流路面積より求めた。

表5.2.4-3 PTC2及びPTC3実験解析CALANDRIA-II解析条件

分類	項目	値	備考
カラドンリク	(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	4.47 m 3.251 m 29.5 m 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 1.479 m / 0.973 m 0.52593 m ² / 0.2593 m ² 0.5746 m / 0.5746 m 0.0 m / 0.973 m 1.0 コード内計算 3.935 m 1.7 m	
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	1.033 kg / cm ² ・a 70 °C 0.626 m 70 °C 1 × 10 ⁻⁴ m ³ 1.2 kg / cm ² ・a 220 kcal / kg	R / D 配管内水位
境界条件その他	(1) フローダウン流量 (2) フ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) ラブ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5.2.4-4(1/2) (PTC2) 図5.2.4-4(2/2) (PTC3) 220 kcal / kg 一定 0.0 kg / s 一定 0.0 kg / s 一定 0.0 kg / m ³ ・s 一定 2.38 kg / cm ² ・a 0.0001 s 考慮せず	S I M A 解析結果 S I M A 解析結果

表5.2.4-4 CALANDRIA-IIコード解析結果

(a) PTC 2

解析ケース	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	タンク弾性率 m ² /kg	カランドリアタンク内圧力
CASE 1-1	3.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	1.2 kg/cm ² ・a
CASE 1-2	2.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	1.3 kg/cm ² ・a
CASE 1-3	1.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	1.3 kg/cm ² ・a

(b) PTC 3

解析ケース	凝縮熱伝達率 kcal/m ² ・h・°C	タンク弾性率 m ² /kg	カランドリアタンク内圧力
CASE 4-1	3.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	7 kg/cm ² ・a
CASE 4-2	2.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	8 kg/cm ² ・a
CASE 4-3	1.0×10 ⁹	2.83×10 ⁻⁸	9 kg/cm ² ・a

表5.2.4-5 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	29.5 m ³
カランドリアタンク半径	1.971 m
R/D配管断面積	0.2593 m
R/D配管等価直径	0.5746 m
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	0.626 m
破断放出量	図5.2.4-4 参照 *
破断流エンタルピ	220kcal/kg

* SIMA解析結果。

表5.2.4-6 HIPWAPコード（球対称一次元モデル）解析結果

(a) PTC2

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 ³ /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 2-1	球対称一次元	1.7×10 ⁶	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.3 kg/cm ² ·a	1.4 kg/cm ² ·a
CASE 2-2	球対称一次元	1.7×10 ⁶	6.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.7 kg/cm ² ·a	1.1 kg/cm ² ·a
CASE 2-3	球対称一次元	1.7×10 ⁶	1.0×10 ⁵	1.073×10 ⁻⁷	1.9 kg/cm ² ·a	1.0 kg/cm ² ·a

(b) PTC3

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 ³ /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 5-1	球対称一次元	1.7×10 ⁶	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.1 kg/cm ² ·a	9 kg/cm ² ·a
CASE 5-2	球対称一次元	1.7×10 ⁶	6.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.5 kg/cm ² ·a	7 kg/cm ² ·a
CASE 5-3	球対称一次元	1.7×10 ⁶	1.0×10 ⁵	1.073×10 ⁻⁷	1.7 kg/cm ² ·a	7 kg/cm ² ·a

* J/m²·s·°C × (4.187×10³/3600) = kcal/m²·h·°C

表5.2.4-7 HIPWAPコード解析条件

- 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	29.5 m ³
カランドリアタンク半径	1.45 m
R/D配管断面積	0.2593 m
R/D配管等価直径	0.5746 m
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	0.626 m
破断放出量	図5.2.4-4 参照 *
破断流エンタルピ	220kcal/kg
破断口開口長さ	3.7 m (PTC2)
破断口開口長さ	1.0 m (PTC3)

* SIMA解析結果。

表5.2.4-8 H I P W A Pコード（軸対称円筒一次元モデル）解析結果

(a) P T C 2

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 ³ /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	6.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.2 kg/cm ² ・a	1.3 kg/cm ² ・a
CASE 3-2	軸対称円筒一次元	8.6×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.1 kg/cm ² ・a	1.5 kg/cm ² ・a
CASE 3-3	軸対称円筒一次元	8.6×10 ⁵	1.0×10 ⁵	1.073×10 ⁻⁷	1.2 kg/cm ² ・a	1.2 kg/cm ² ・a

(b) P T C 3

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 ³ /Pa	第1隣接管部 圧力	C/T壁圧力
CASE 6-1	軸対称円筒一次元	8.6×10 ⁵	0.0	1.073×10 ⁻⁷	1.2 kg/cm ² ・a	8 kg/cm ² ・a
CASE 6-2	軸対称円筒一次元	8.6×10 ⁵	2.0×10 ⁴	1.073×10 ⁻⁷	1.1 kg/cm ² ・a	1.0 kg/cm ² ・a

* J/m²・s・°C × (4.187×10³/3600) = kcal/m²・h・°C

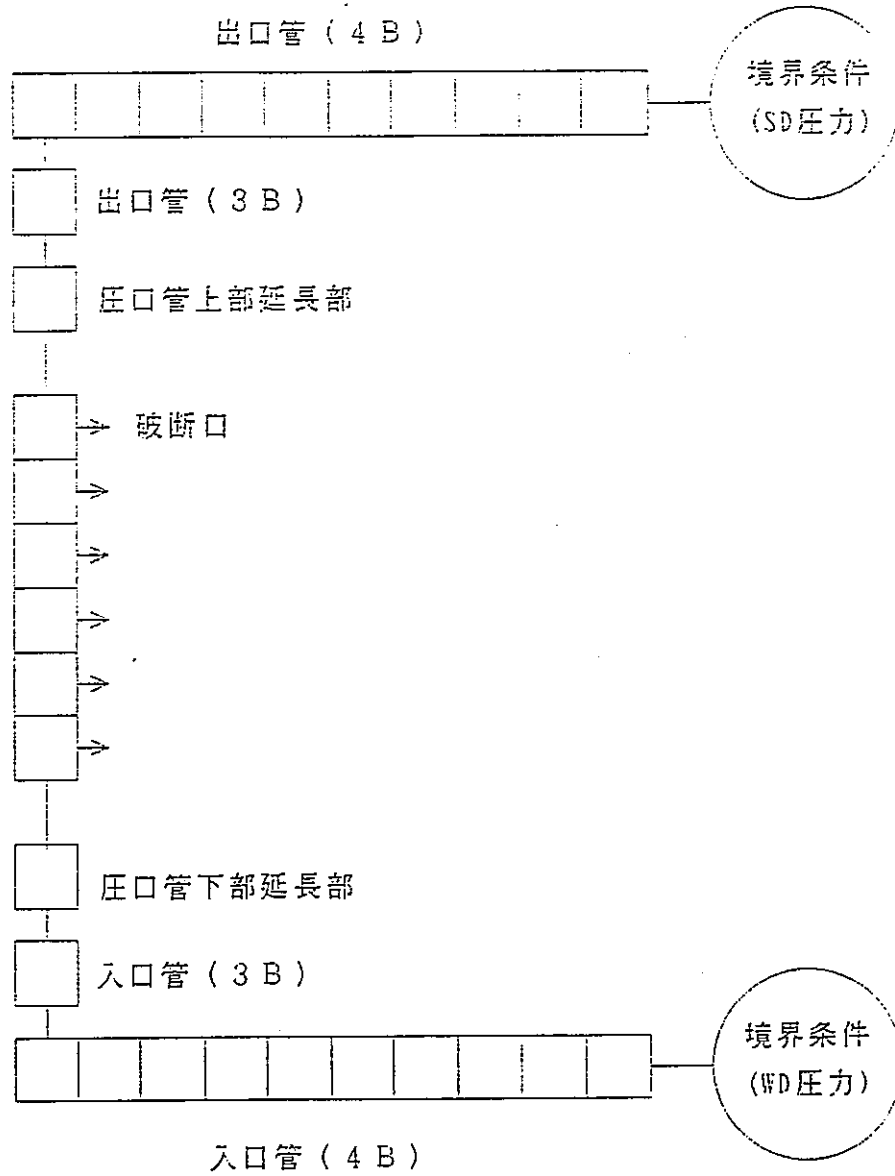
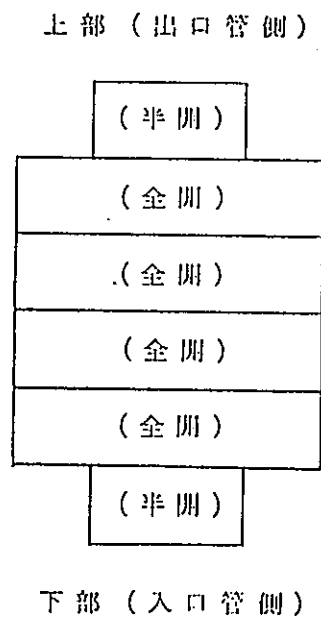
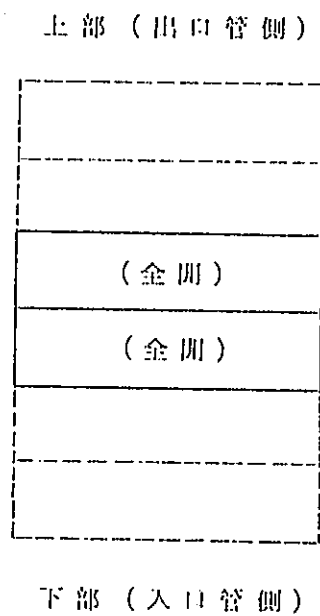


図5.2.4-1 PTC 2 及び PTC 3 実験 SIMA 解析モデル



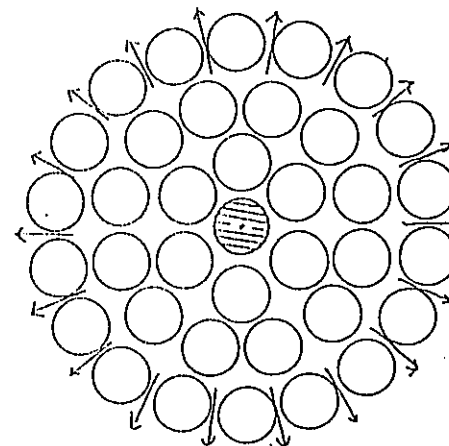
軸方向開口

PTC 2



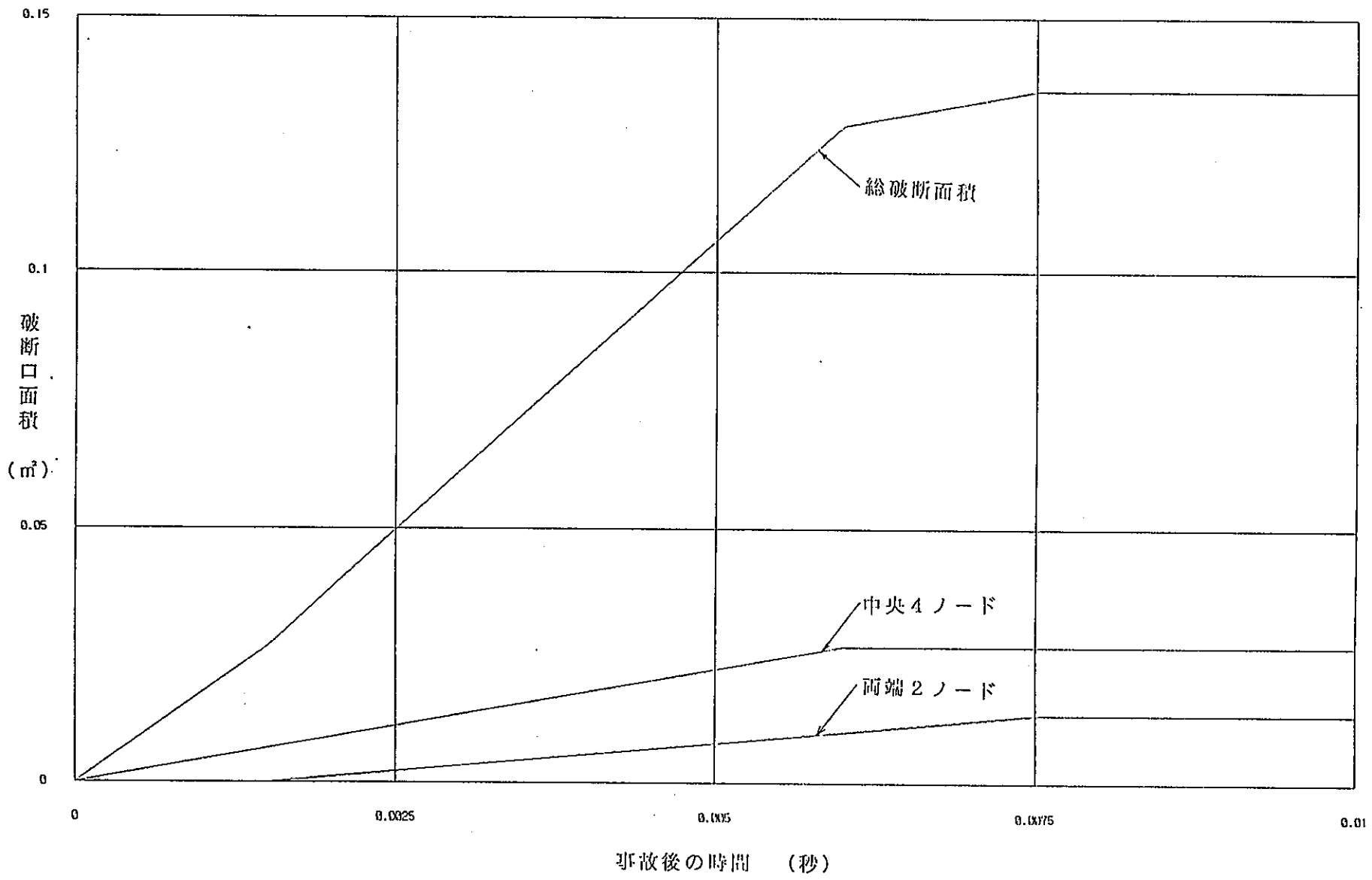
軸方向開口

PTC 3



径方向流路

図5.2.4-2 PTC 2及びPTC 3の実験破断開口部解析モデル



-5.2-19-

図5.2.4-3(1/2) PTC 2 実験時破断開口面積変化 (SIMA 解析条件)

-5.2-20-

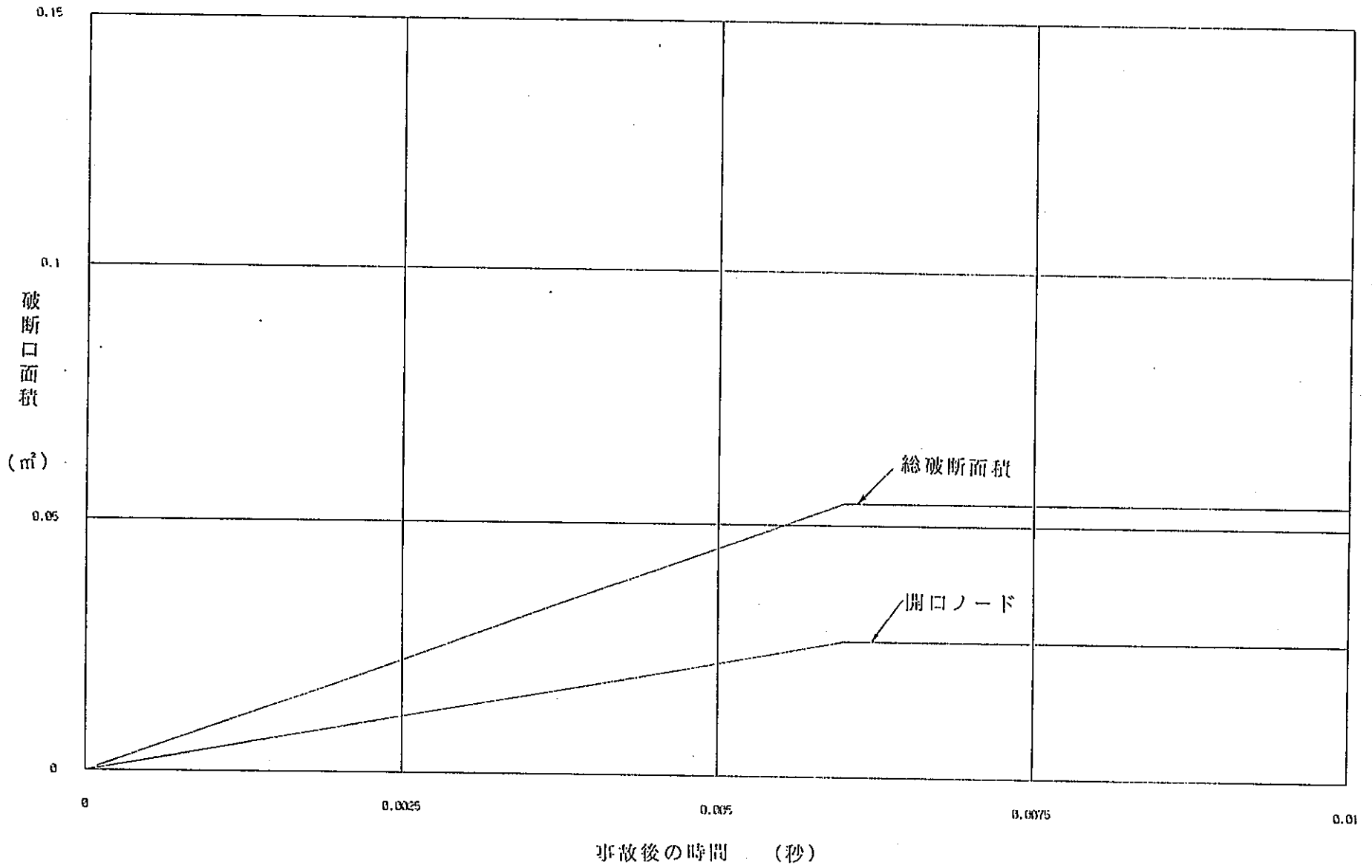
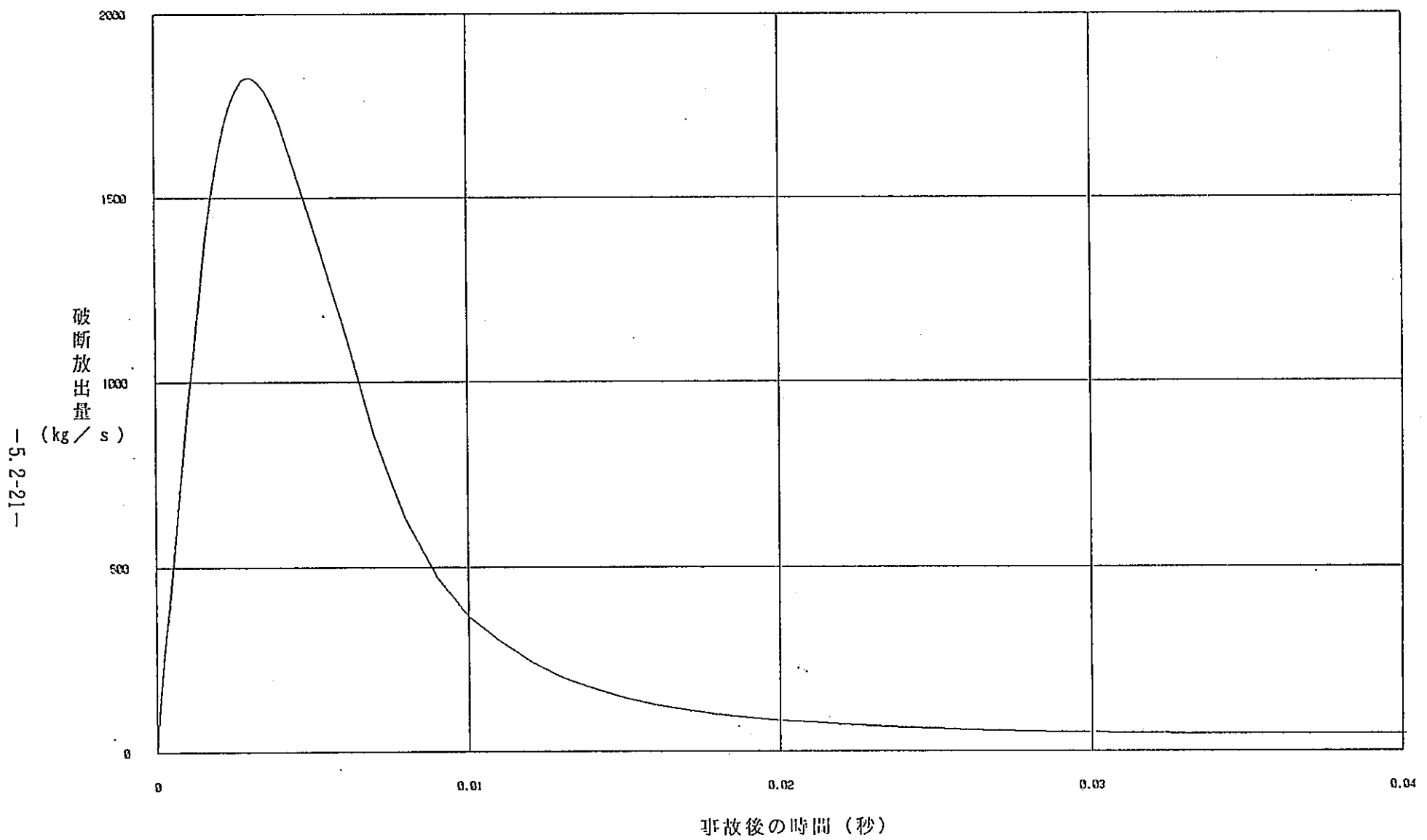
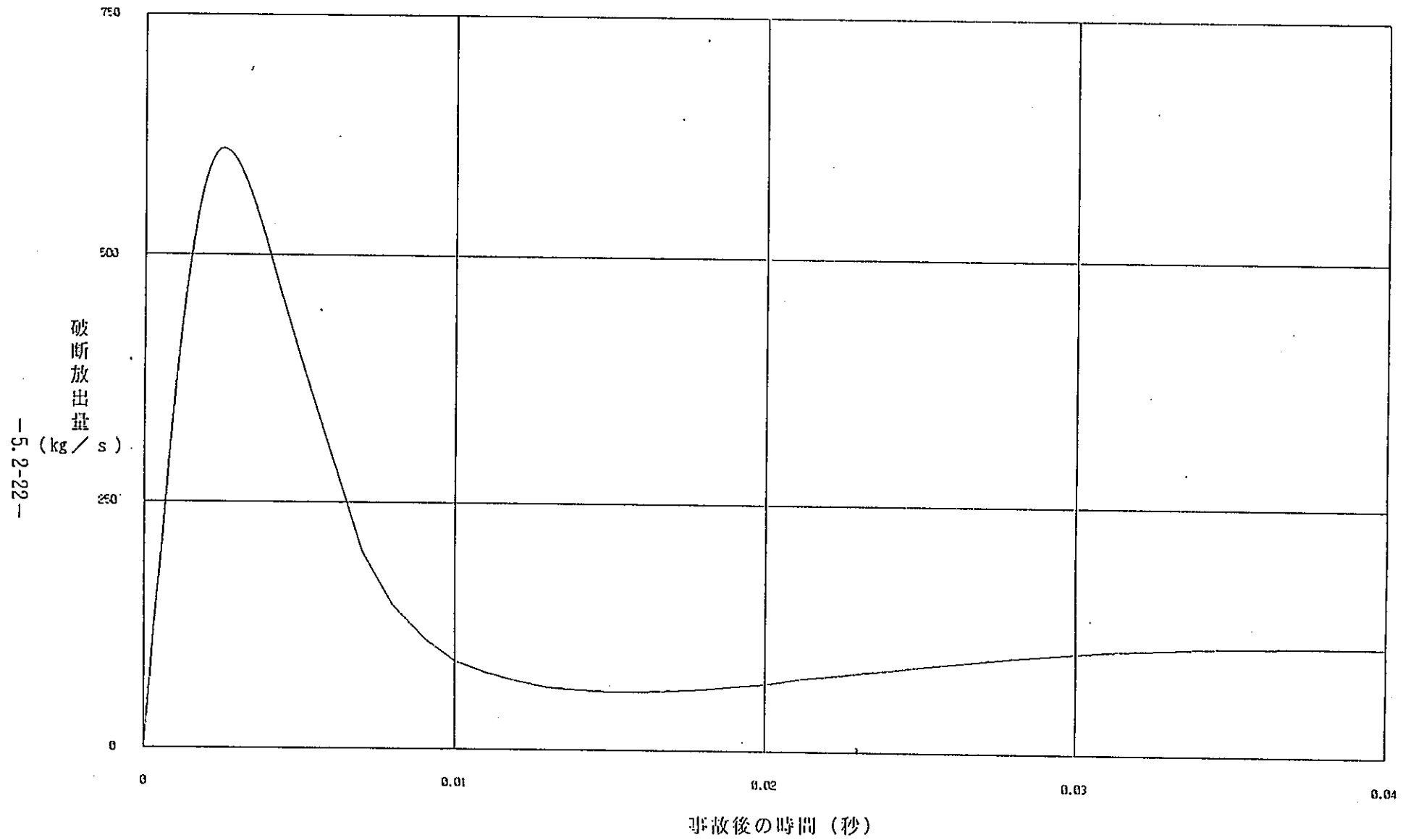


図5.2.4-3(2/2) PTC3実験時破断開口面積変化 (SIMA解析条件)



-5.2-21-

図5.2.4-4(1/2) PTC 2 実験時破断放出量変化 (SIMA 解析結果)



-5.2-22-

図5.2.4-4(2/2) PTC 3 実験時破断放出量変化 (SIMA解析結果)



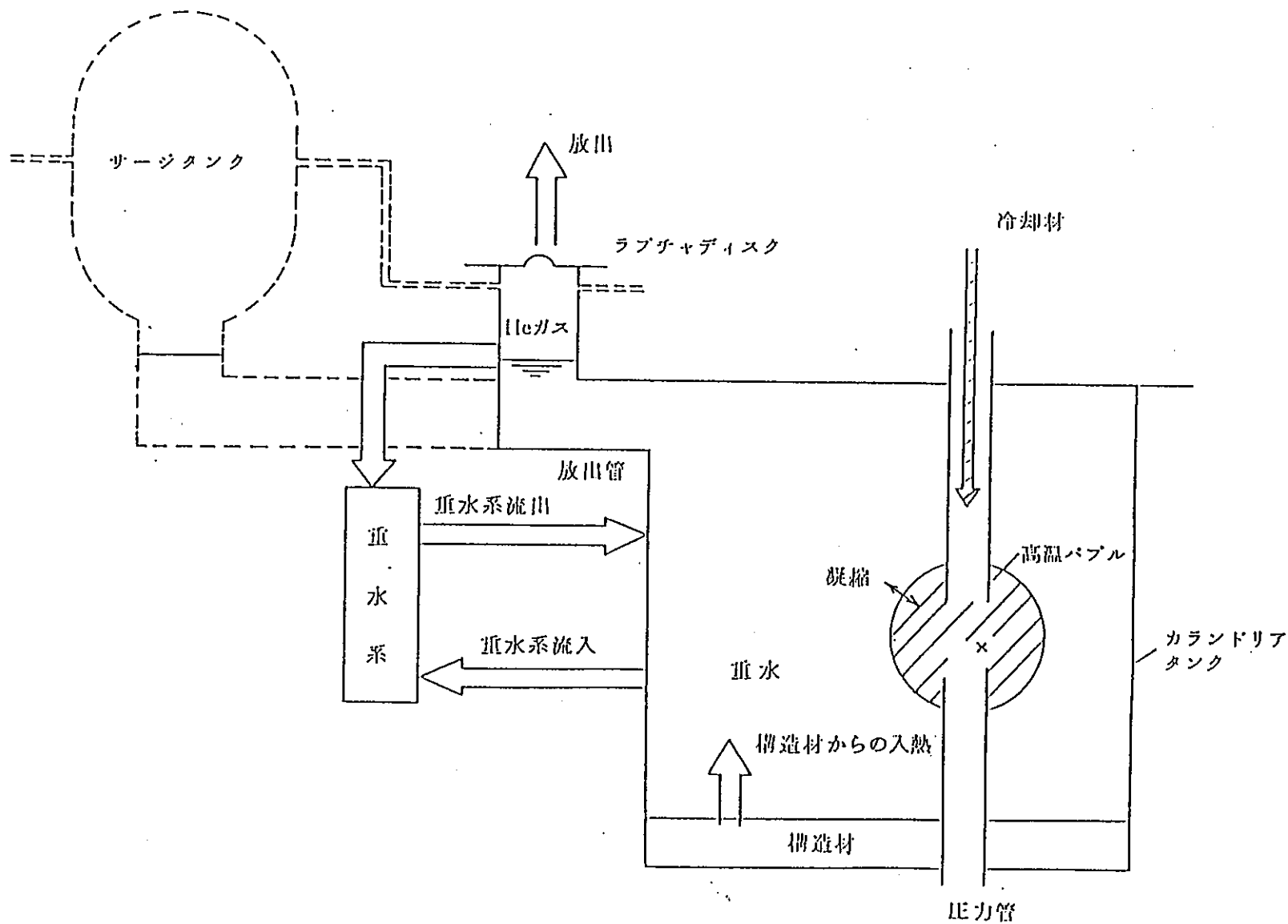


図5.2.4-5 CALANDRIA-IIコード解析モデル

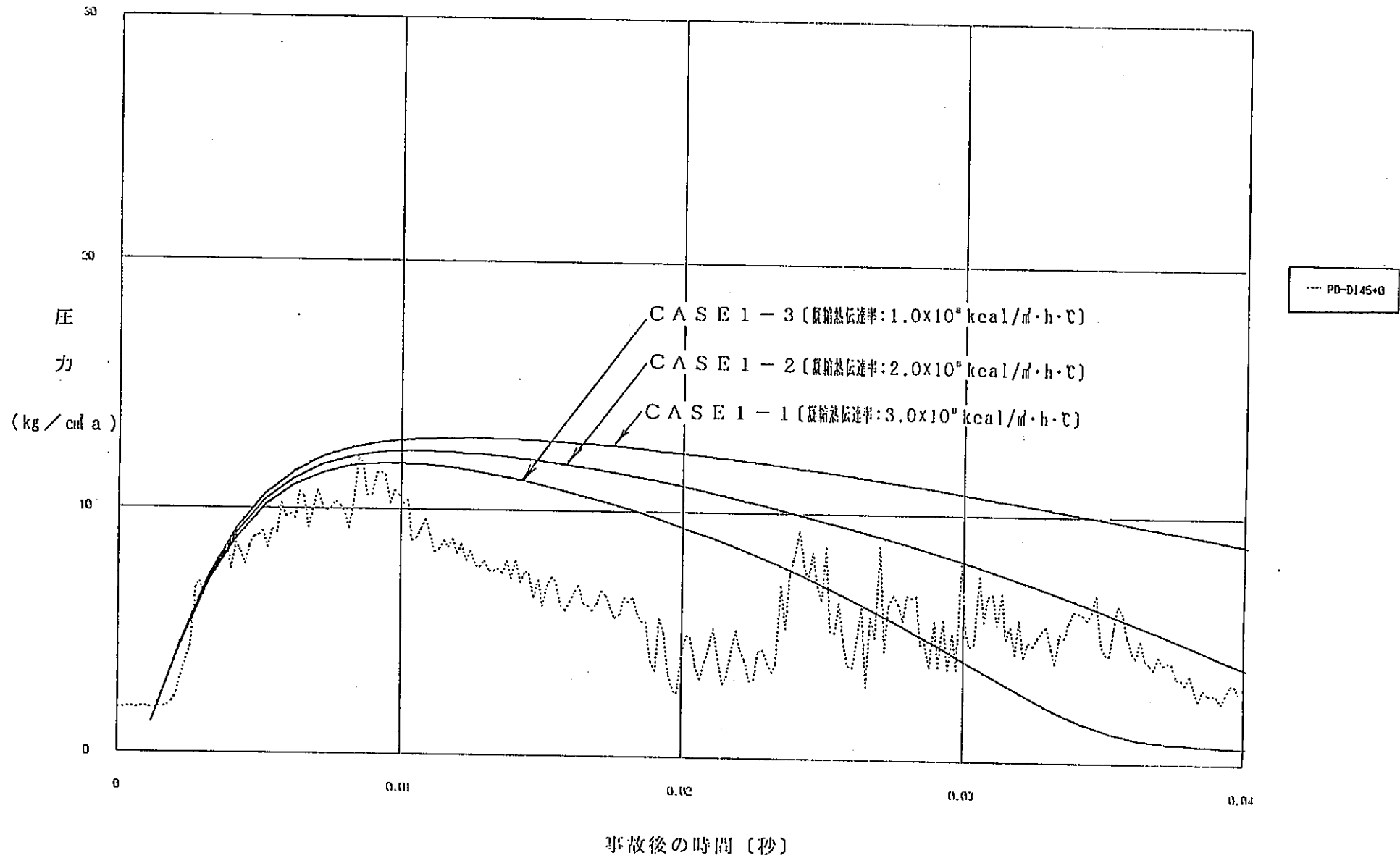


図5.2.4-6(1/2) PTC2実験CALANDRIA-II解析結果

-第1隣接管部圧力-
(パラメータ: 凝縮熱伝達率)

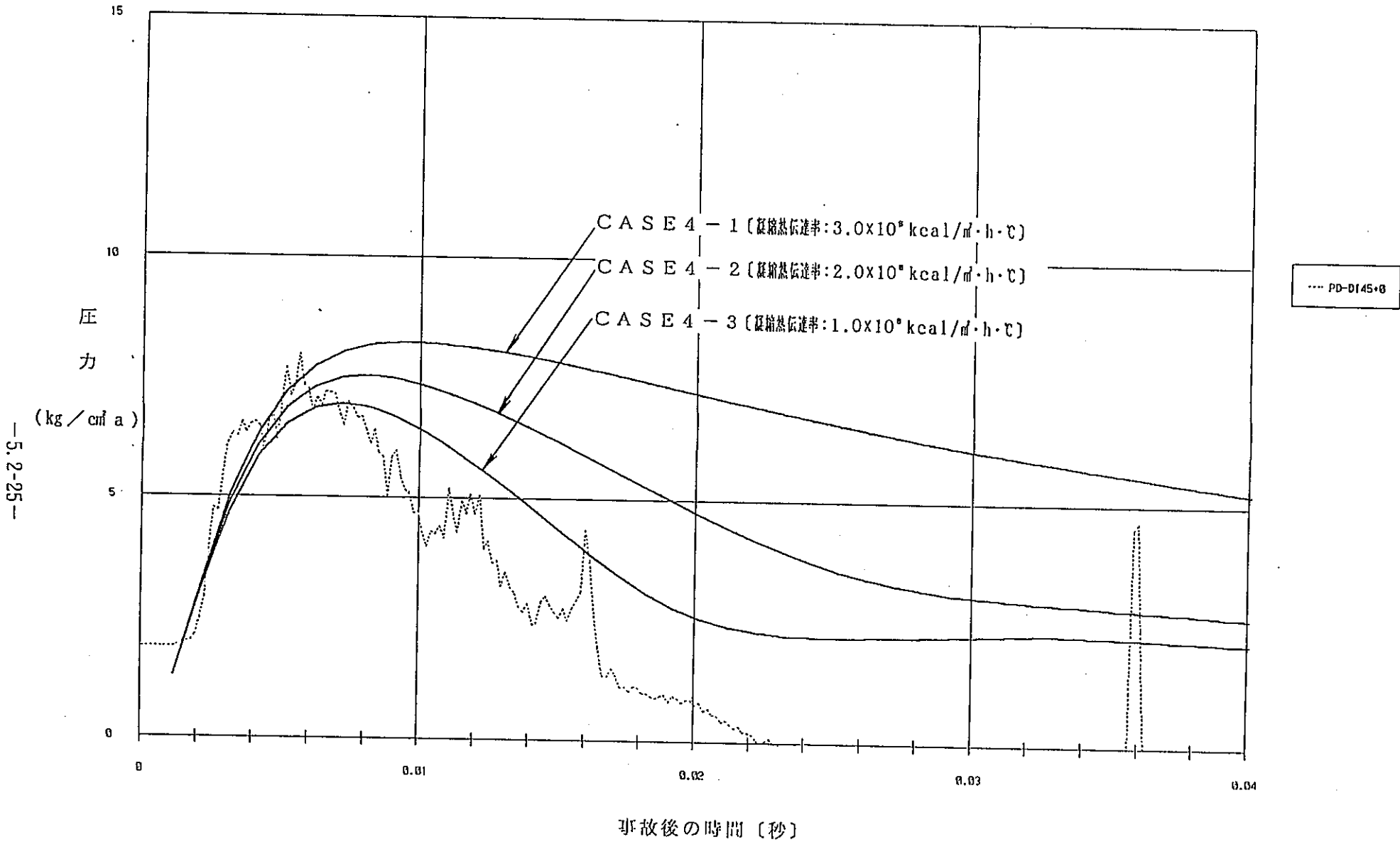


図5.2.4-6(2/2)

PTC3 実験 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)

-5.2-25-

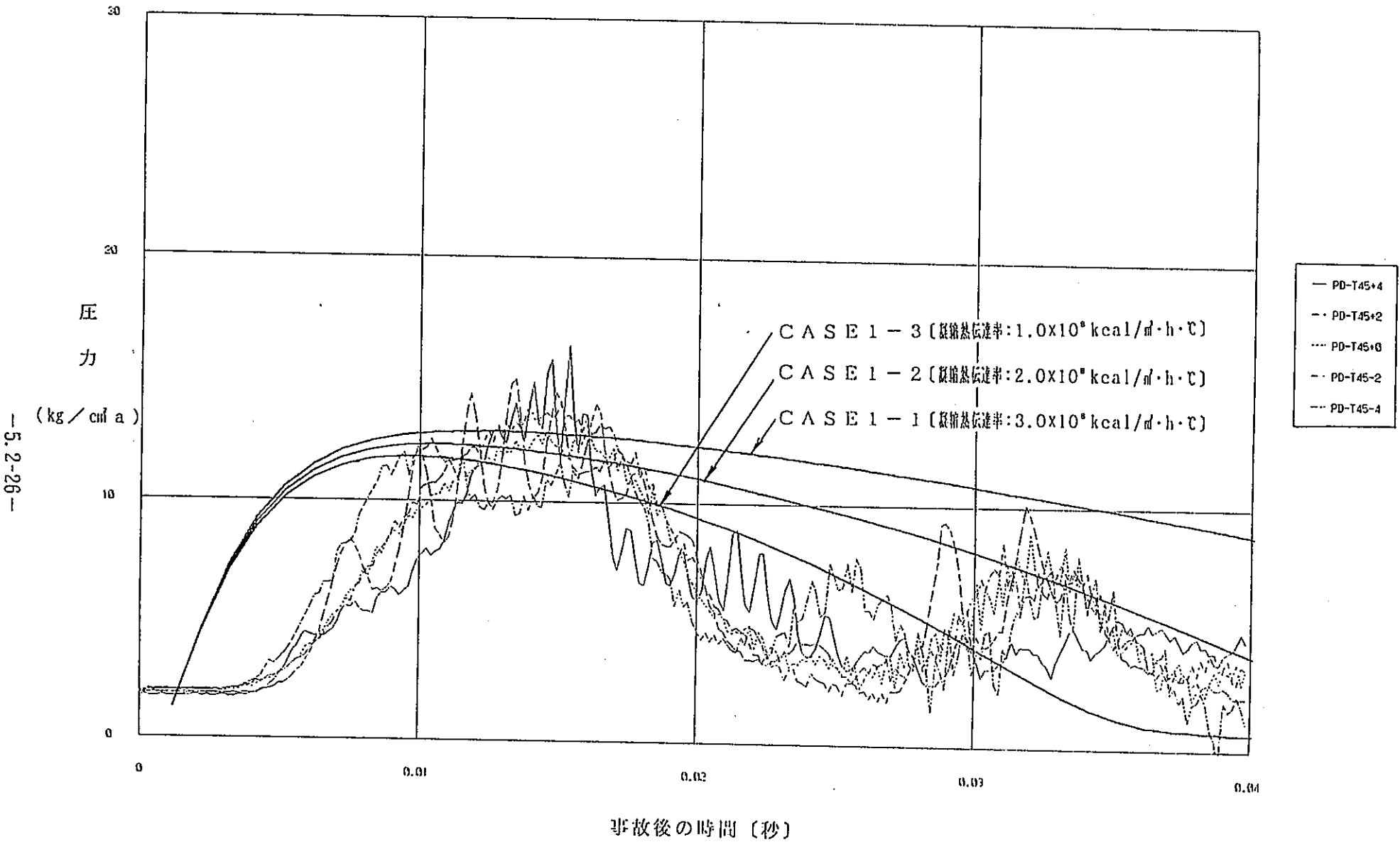
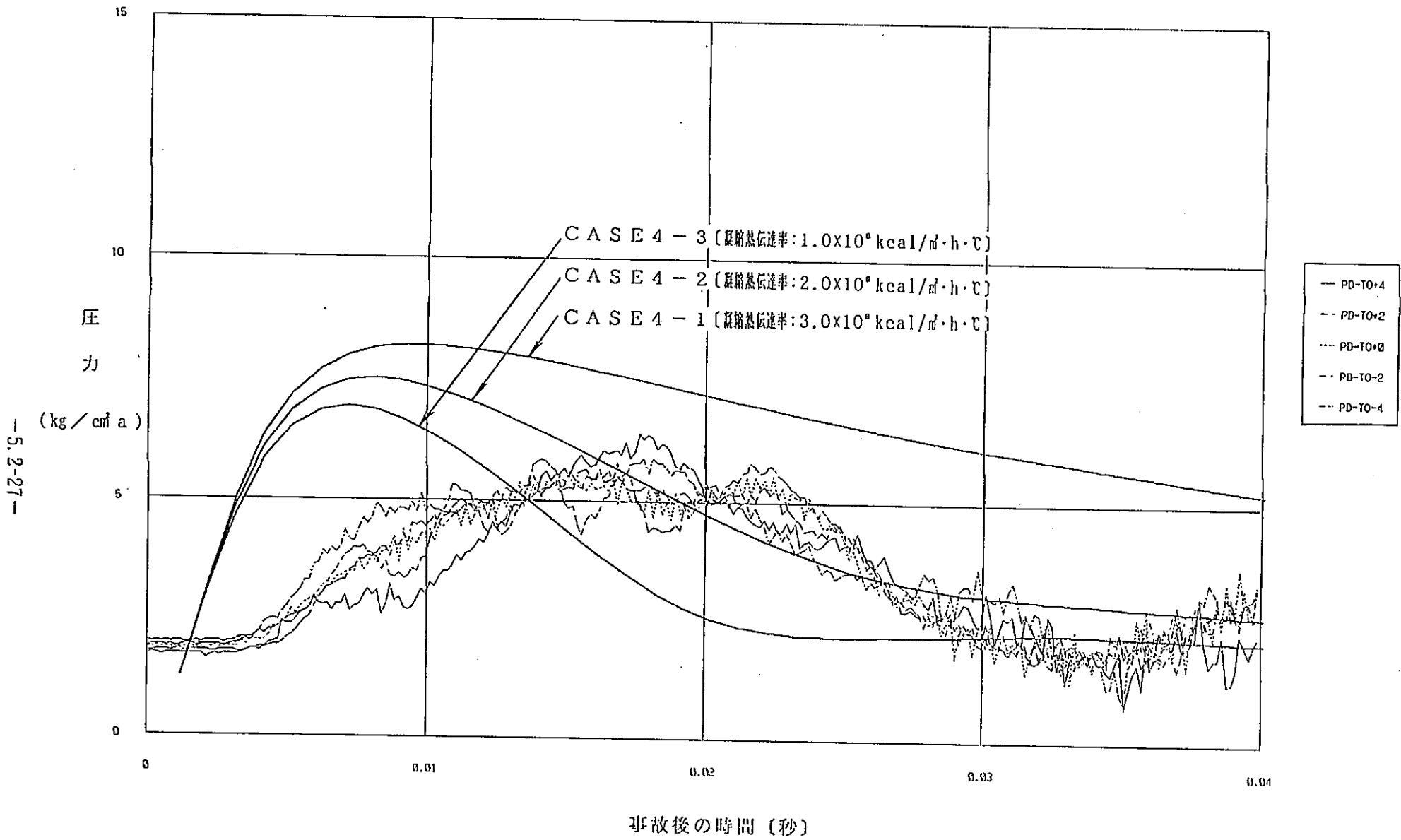


図5.2.4-7(1/2) PTC 2 実験 CALANDRIA-II 解析結果
 —カランドリアタンク壁圧力—
 (パラメータ: 凝縮熱伝達率)



— 5.2-27 —

図5.2.4-7(2/2)

PTC3 実験 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)

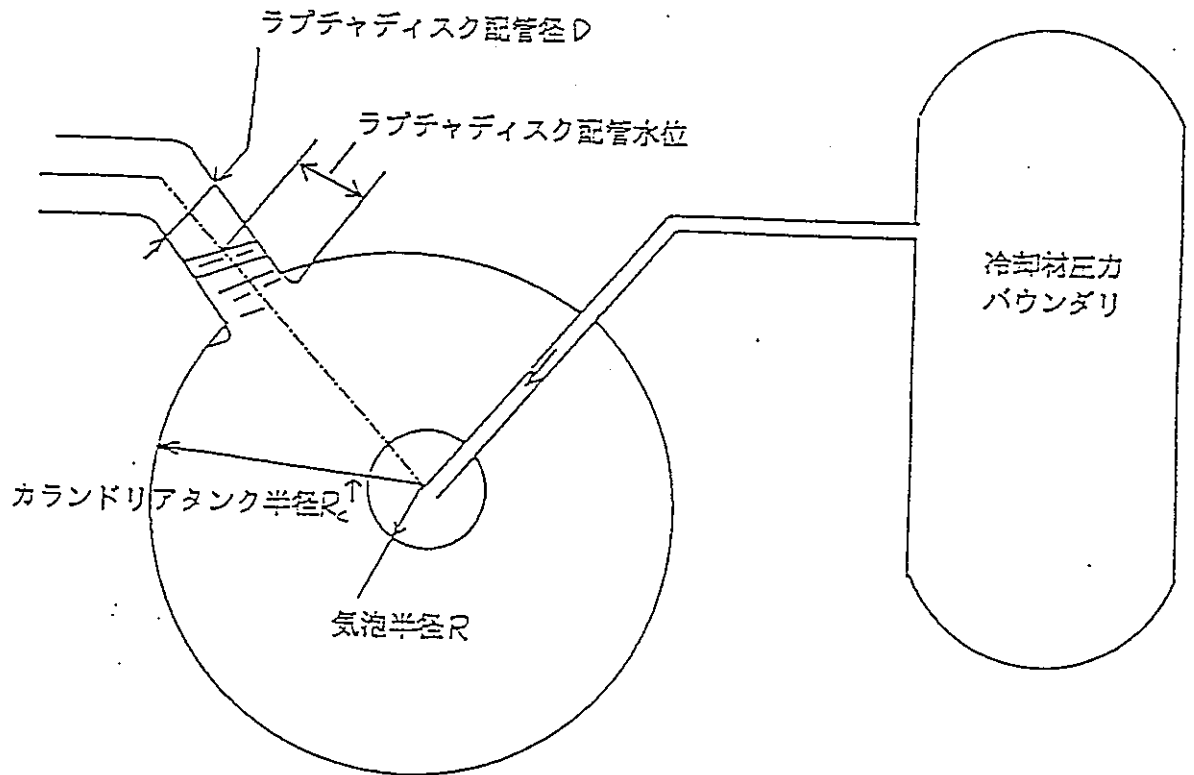


図5.2.4-8 HIPWAPコード解析モデル (球対称一次元)

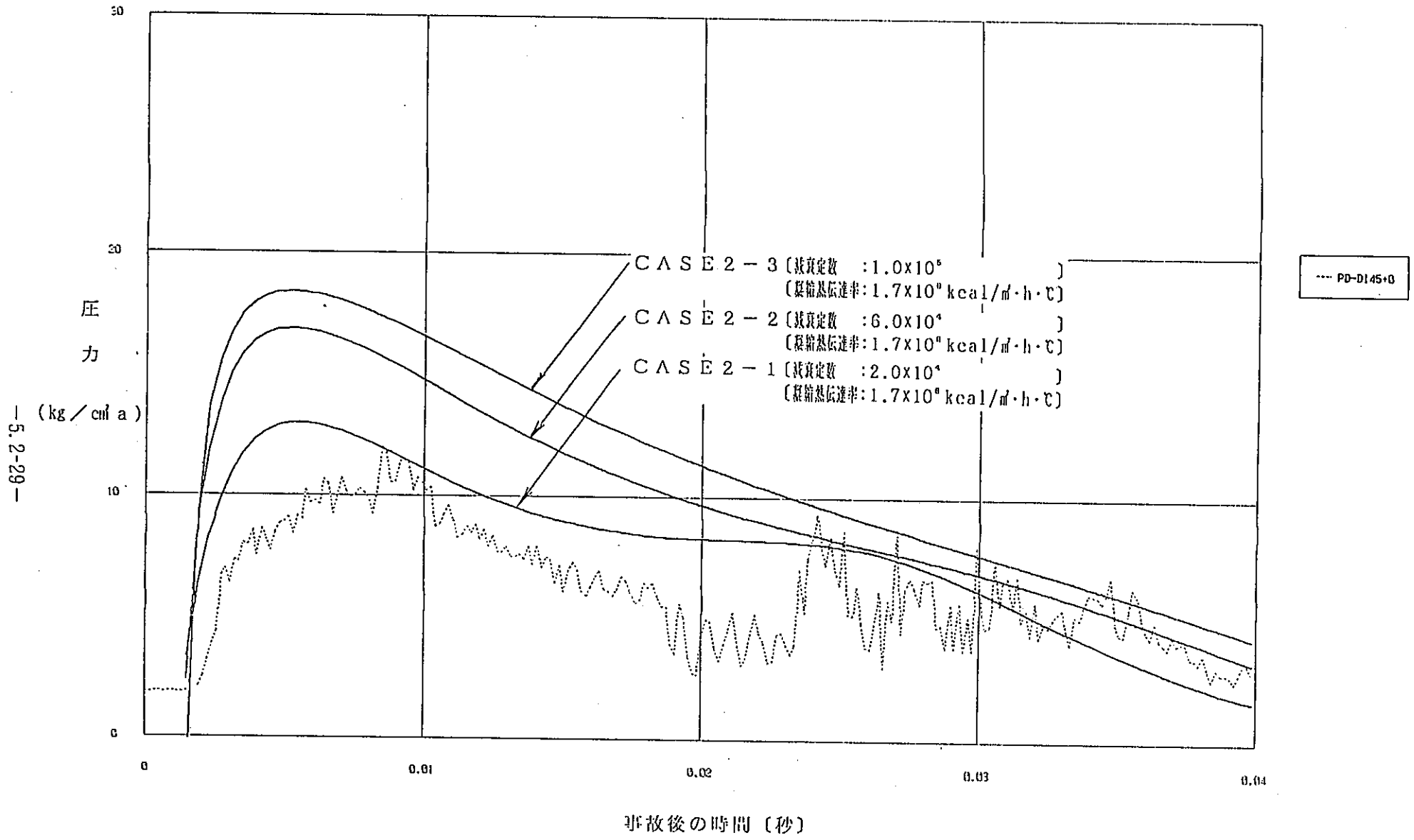


図5.2.4-9(1/2) PTC 2 実験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力 - (パラメータ: 減衰定数)

-5.2-29-

-5.2-30-

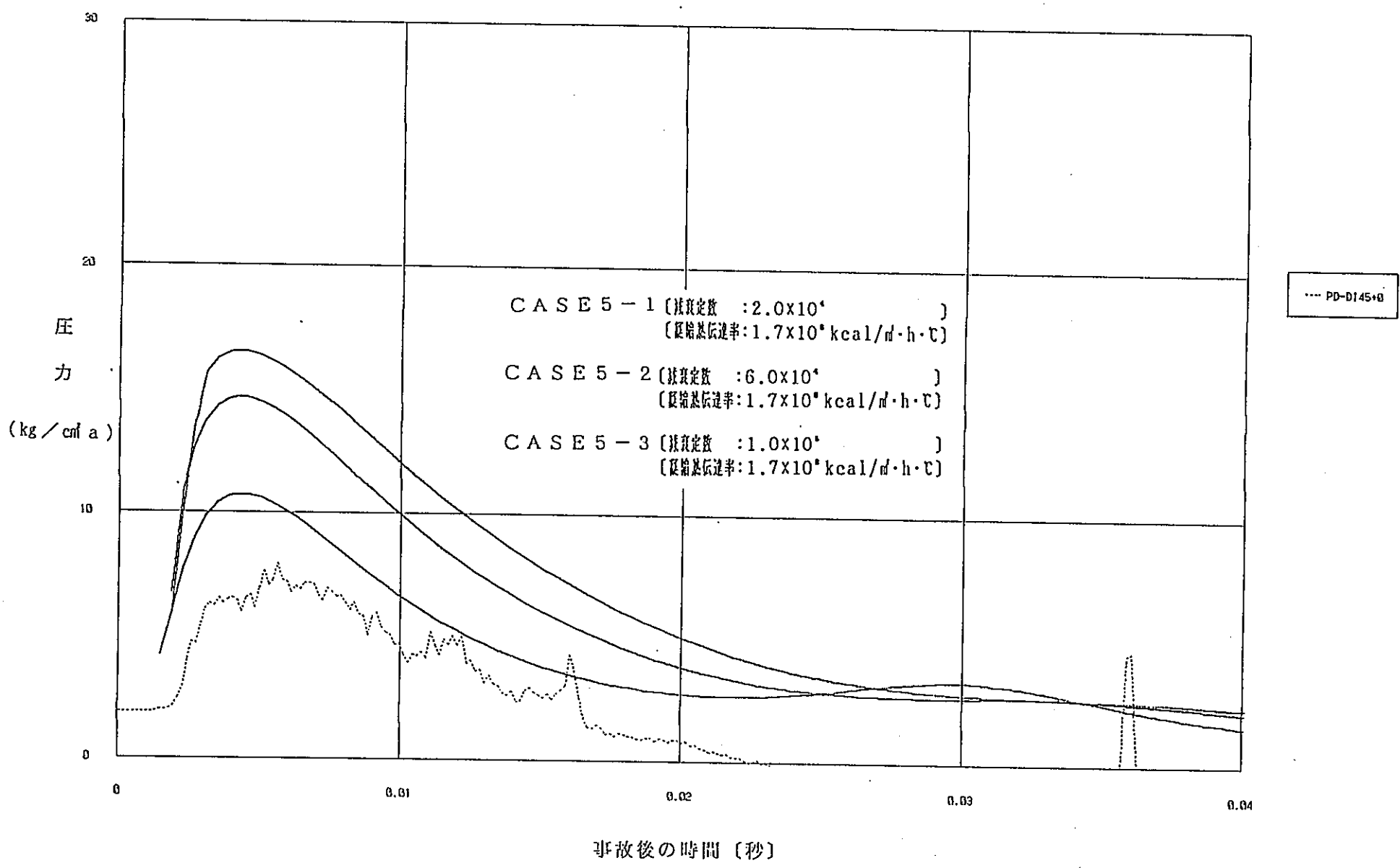


図5.2.4-9(2/2) PTC3 実験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 -第1隣接管部圧力-
 (パラメータ: 減衰定数)

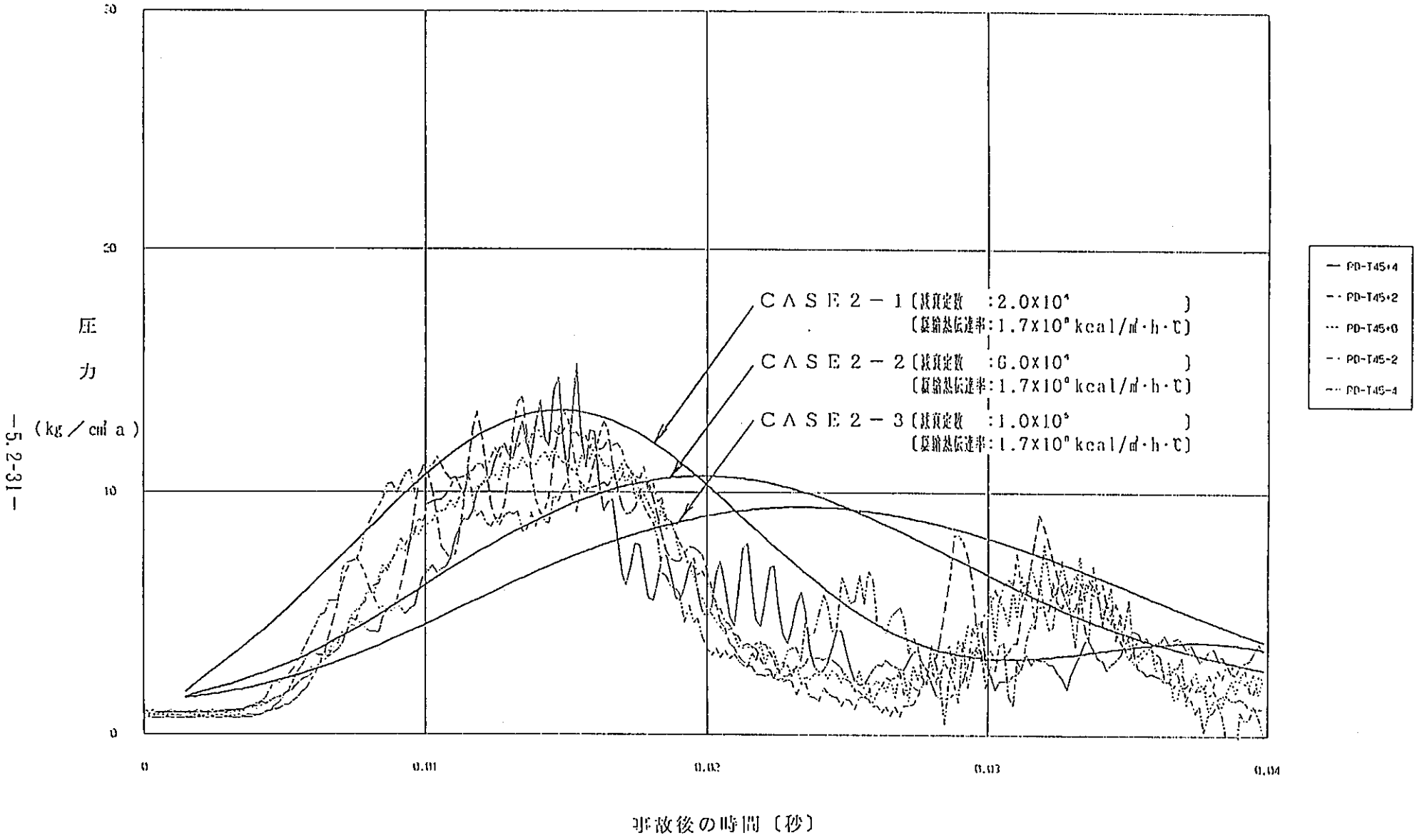
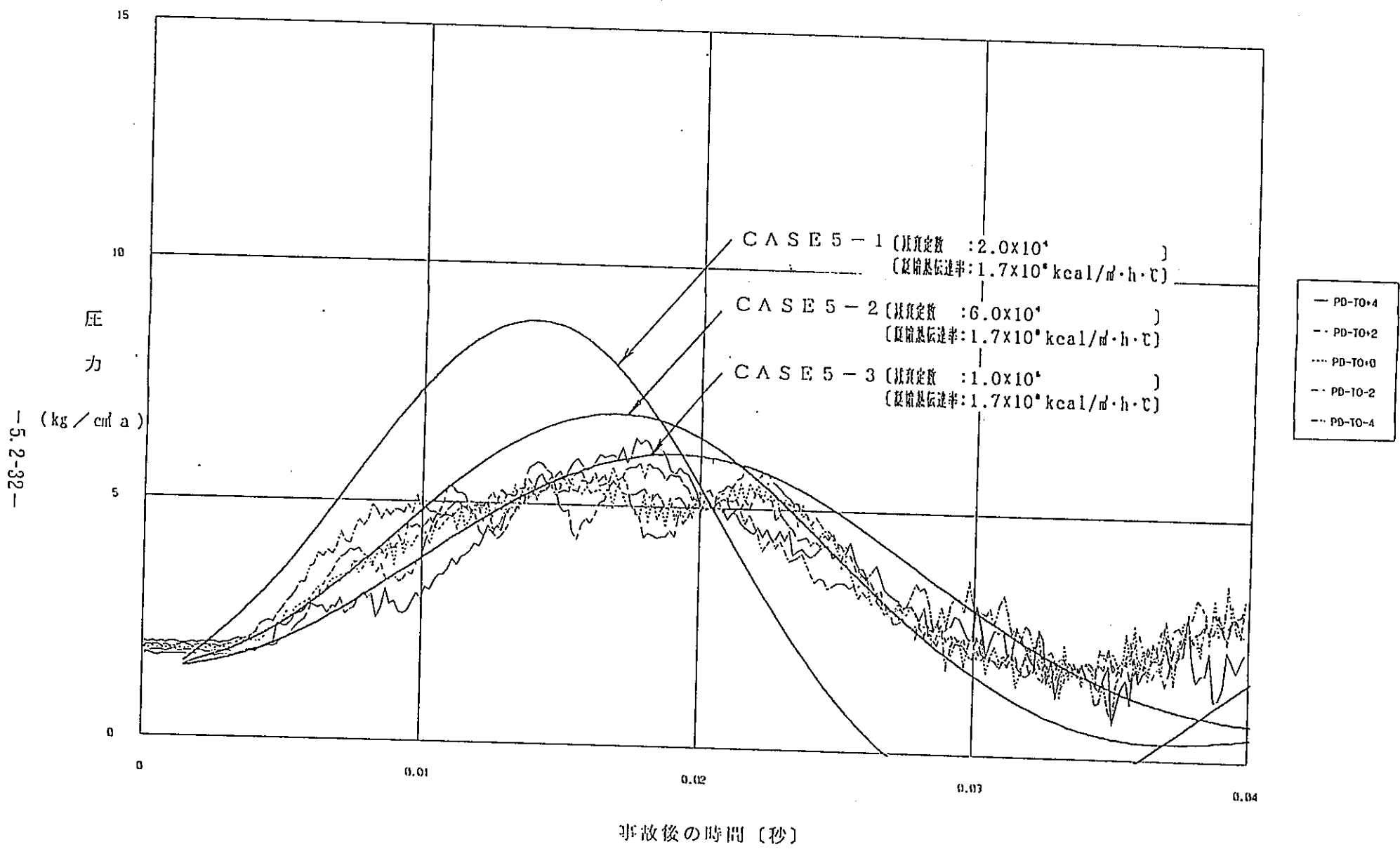


図5.2.4-10(1/2) PTC 2 実験HIPWAP (球対称一次元モデル) 解析結果 — カランドリアタンク壁圧力 (パラメータ: 減衰定数)

-5.2-31-



-5.2-32-

図5.2.4-10(2/2) PTC3 実験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- (パラメータ: 減衰定数)

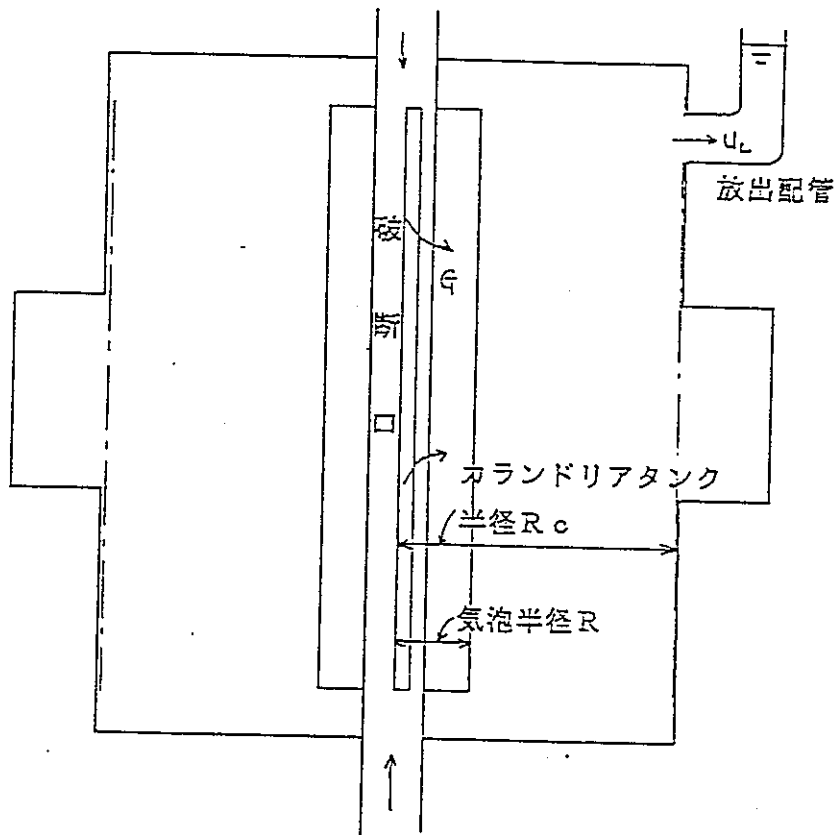


図5.2.4-11 HIPWAPコード解析モデル (軸対称円筒一次元)

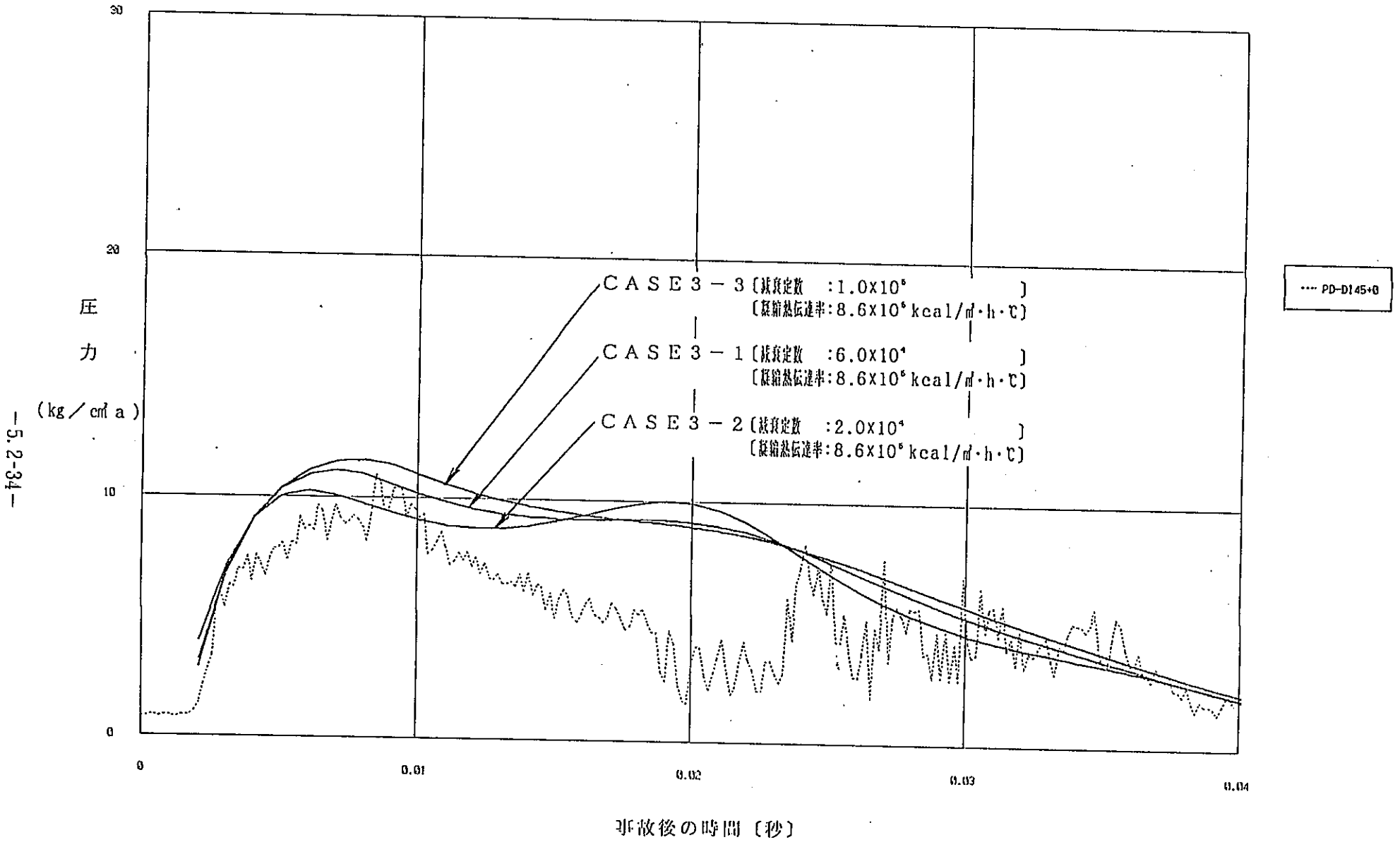


図5.2.4-12(1/2) PTC2 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力 (パラメータ: 減衰定数)

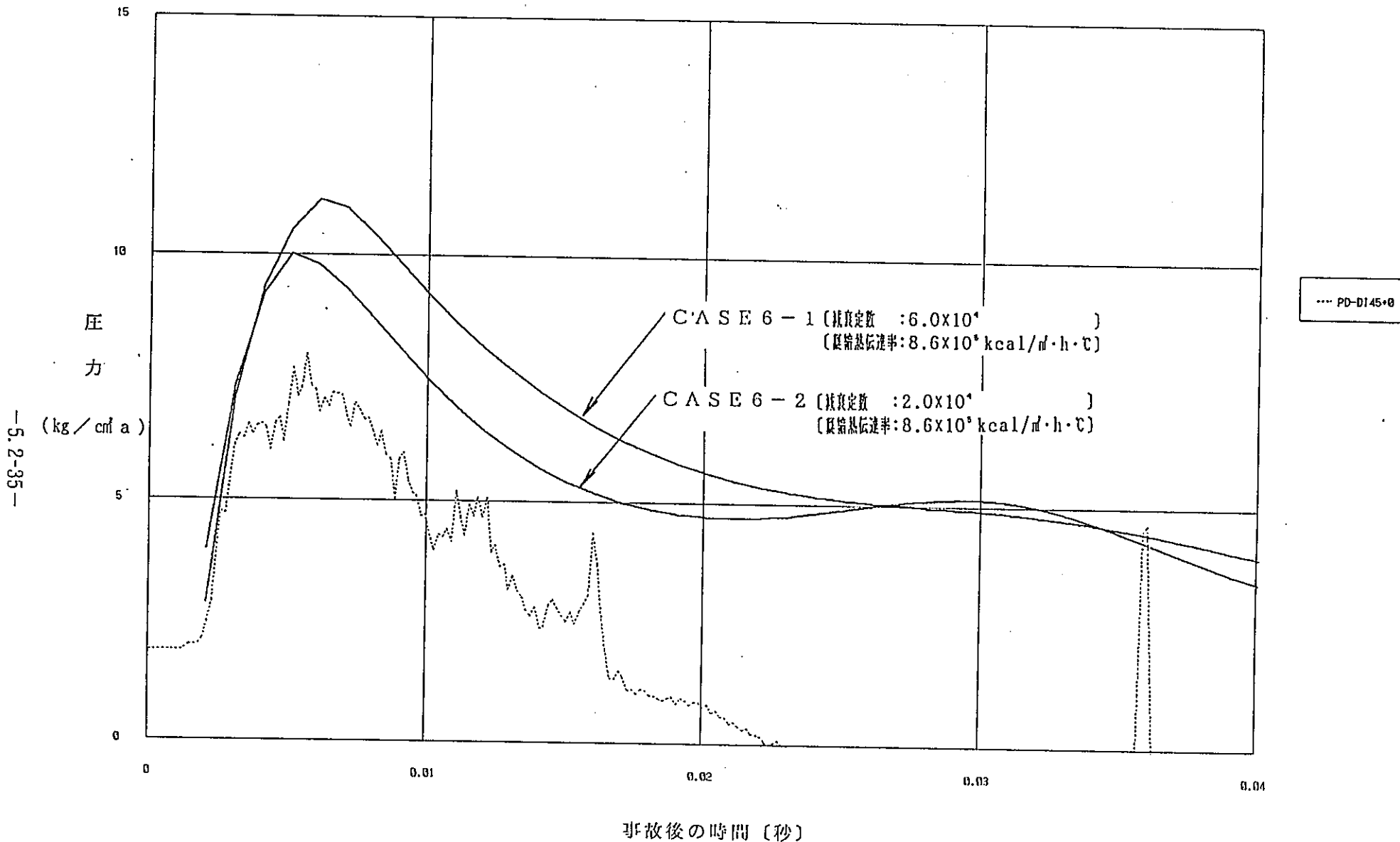


図5.2.4-12(2/2) PTC3 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - 第1隣接管部圧力 -
 (パラメータ: 減衰定数)

—5.2-36—

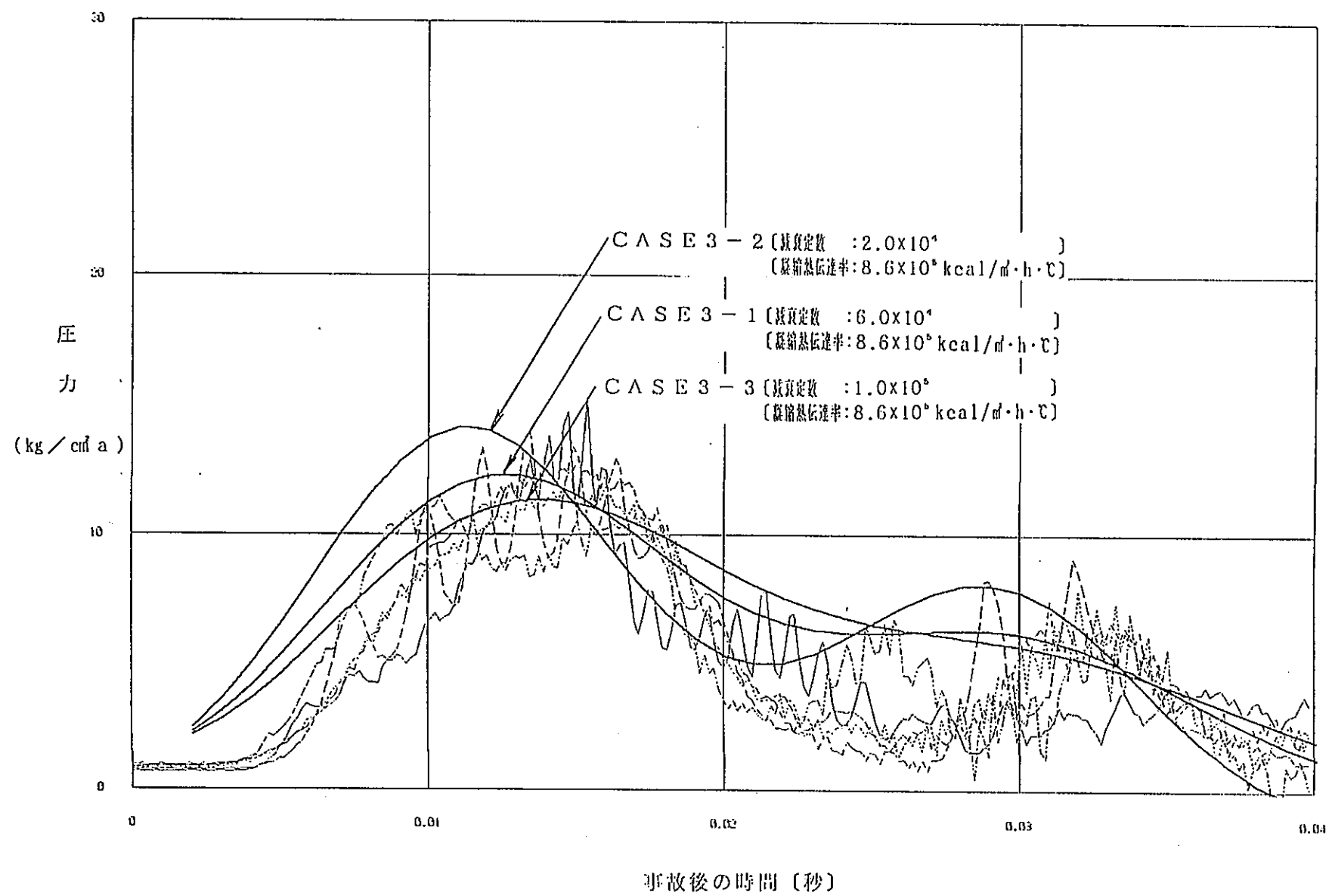
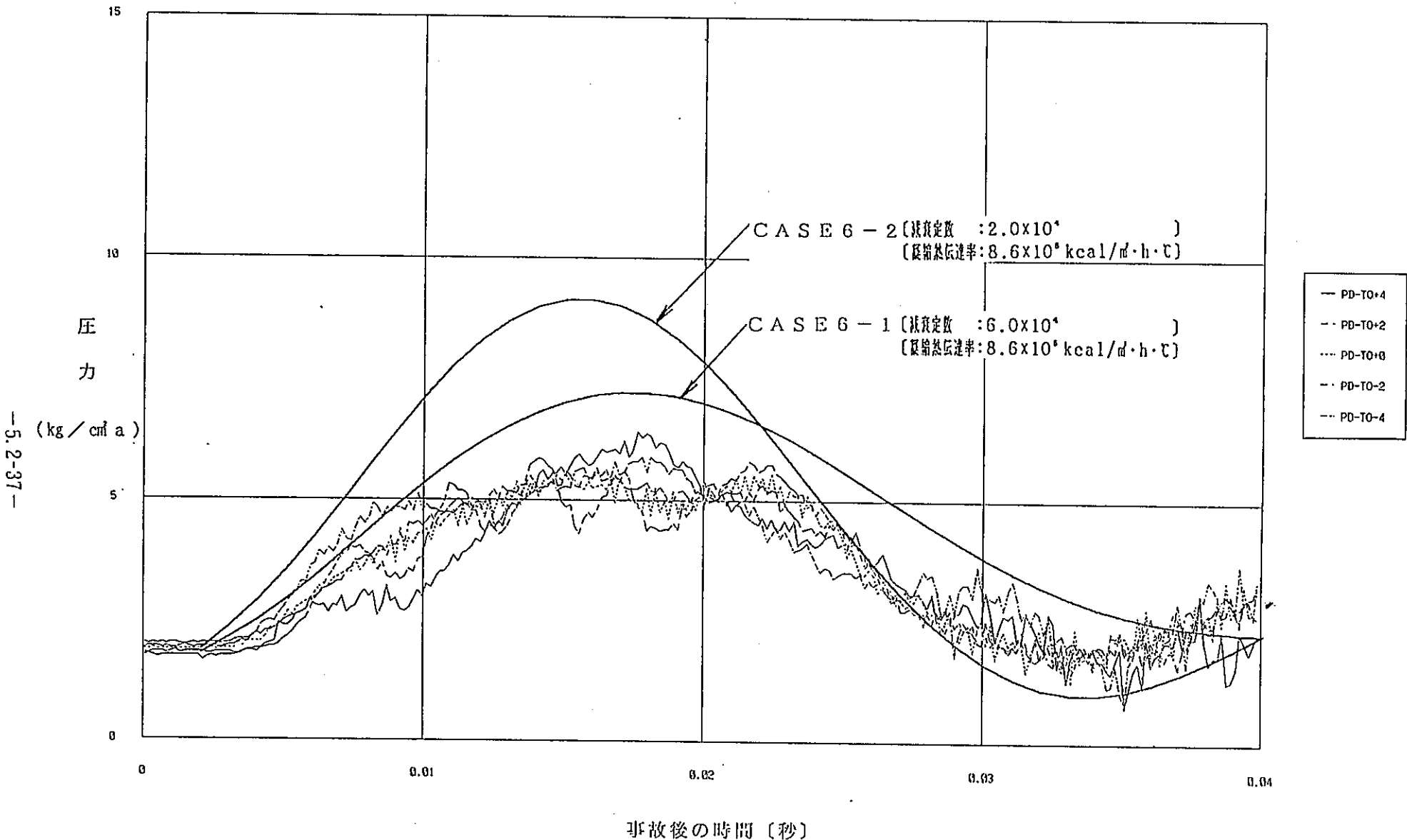


図5.2.4-13(1/2) PTC2 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧力— (パラメータ: 減衰定数)



-5.2-37-

図5.2.4-13(2/2) PTC3 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 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)

—5.2-38—

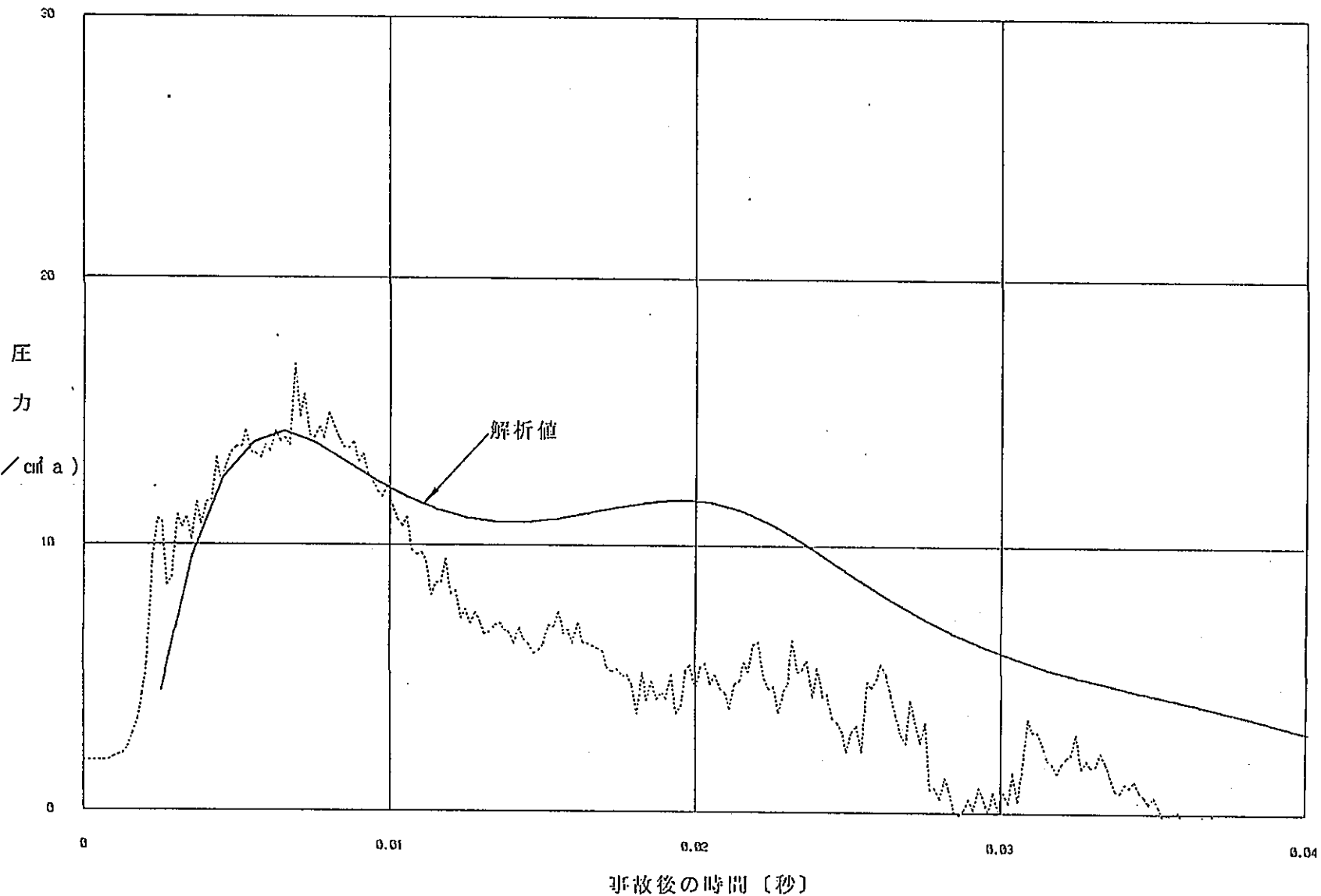


図5.2.5-1

PTC1 実験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 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$]

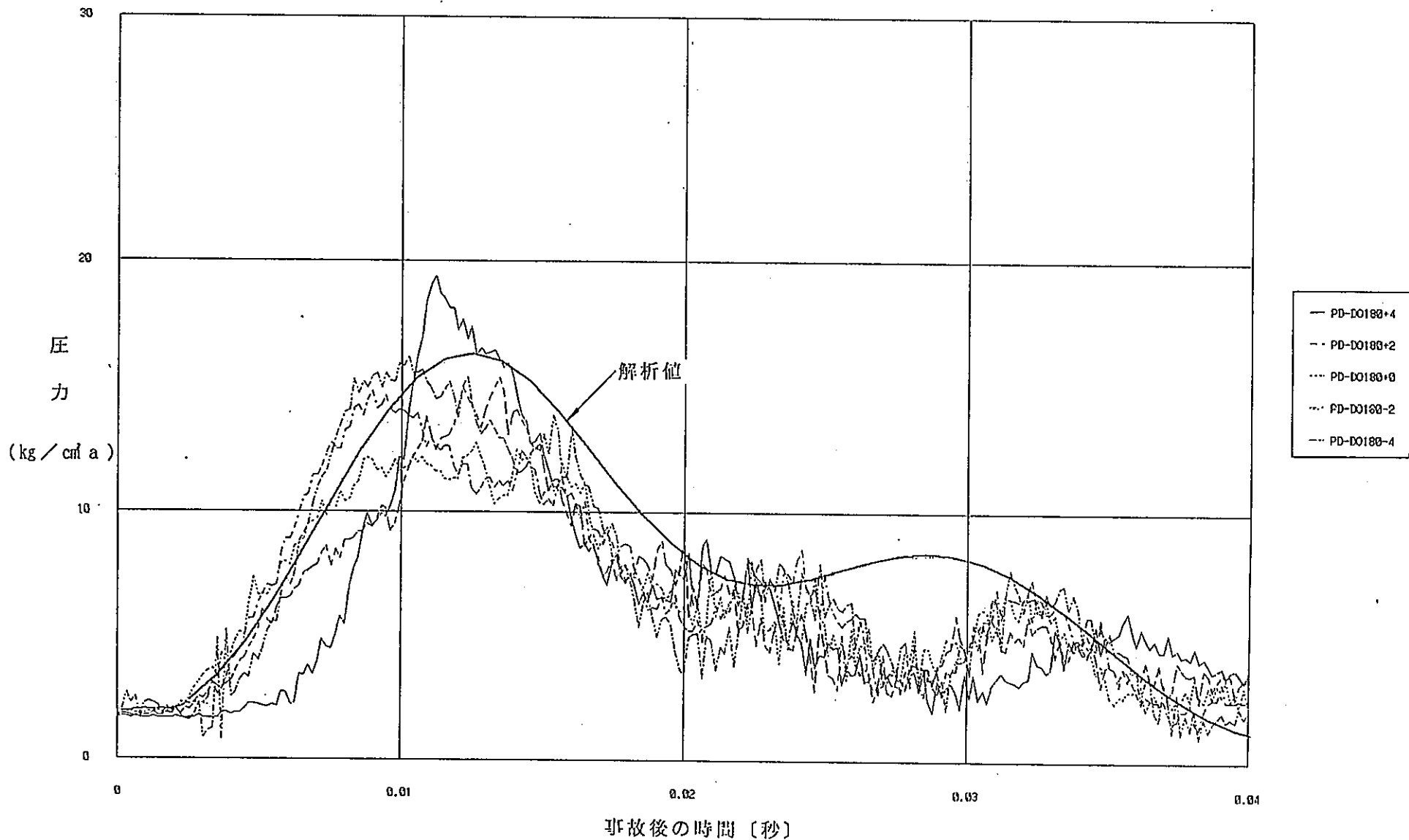
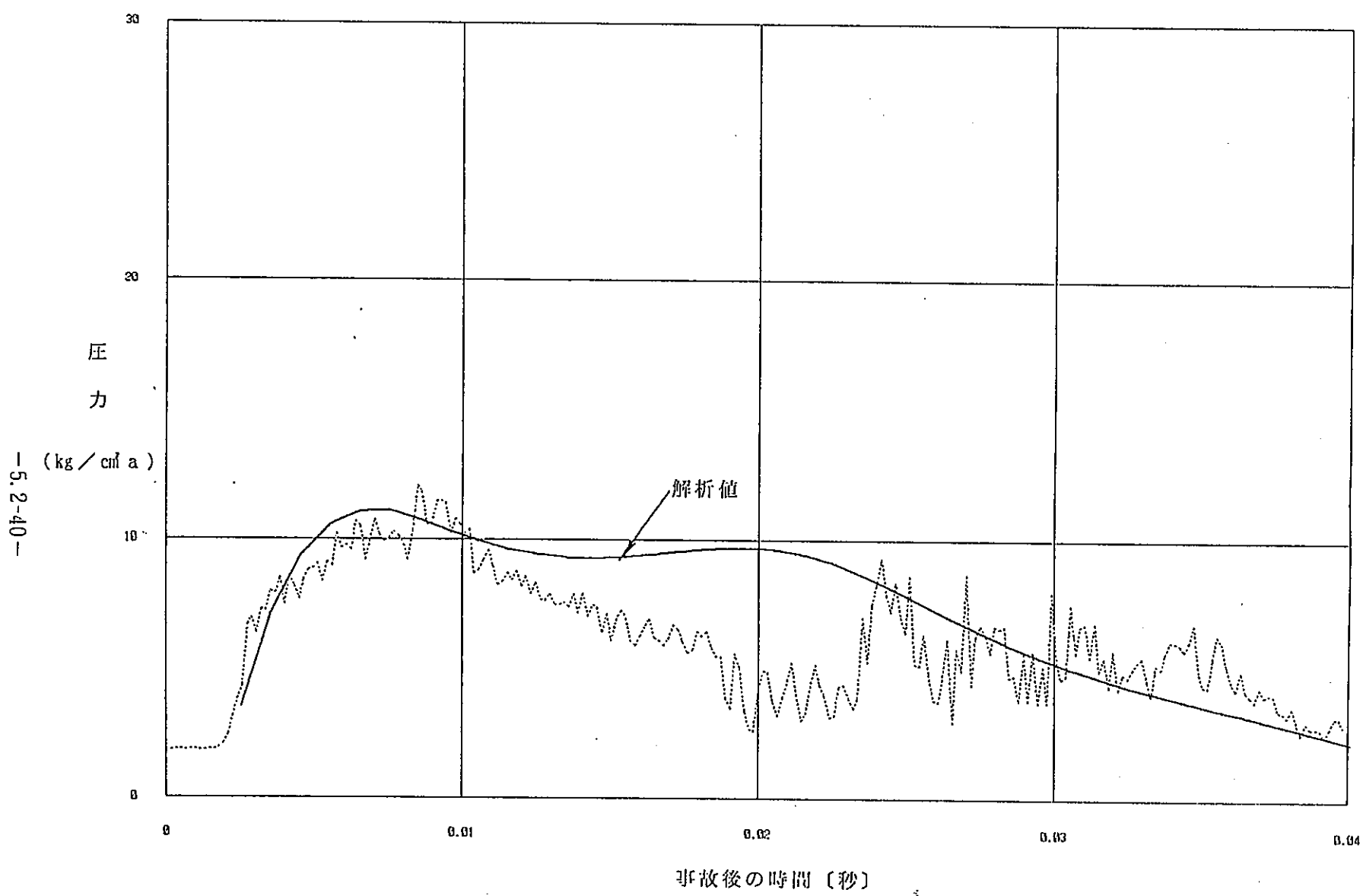


図5.2.5-2

PTC1 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力 -

[減衰定数 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]



—5.2-40—

図5.2.5-3 PTC 2 実験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 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$]

—5.2-41—

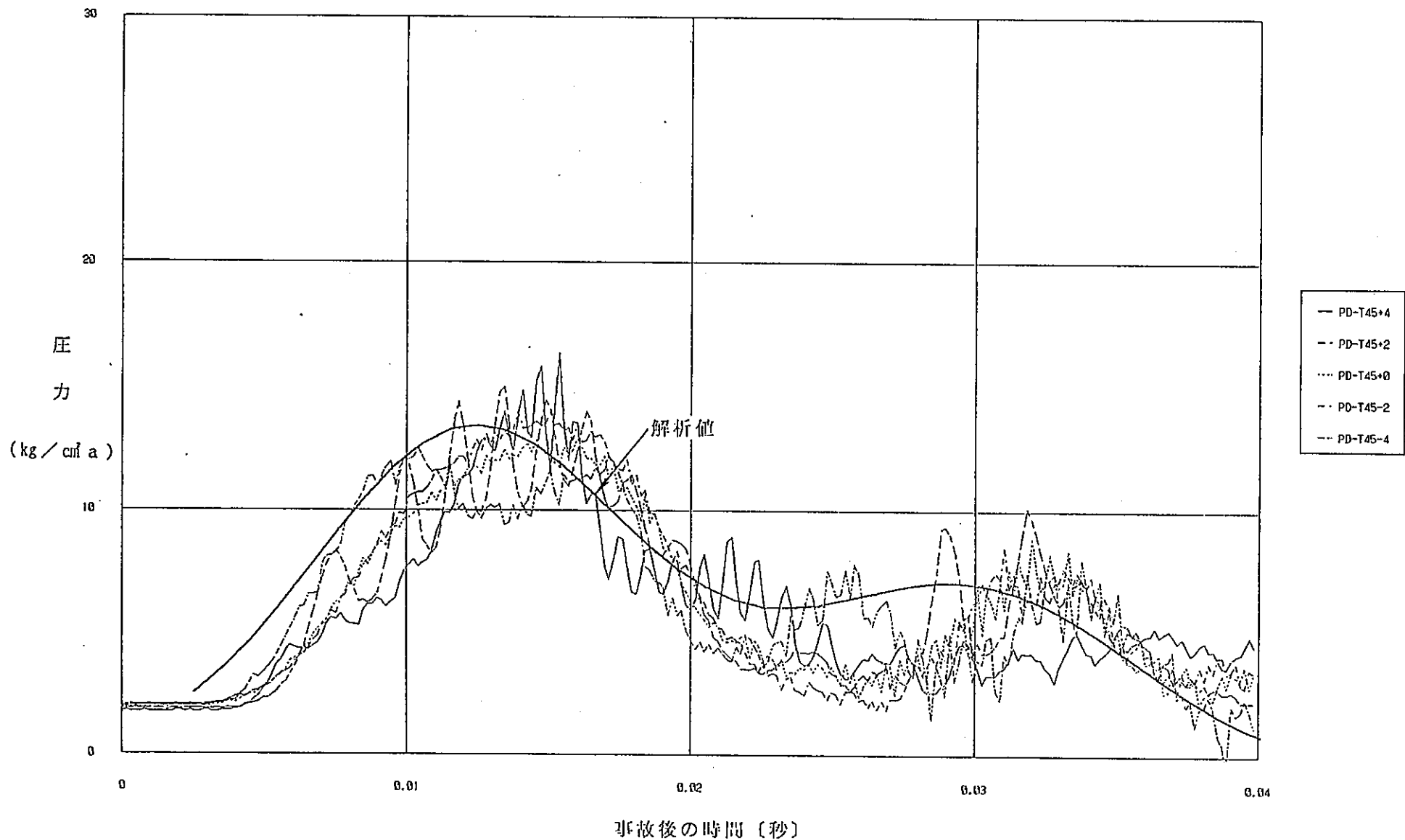


図5.2.5-4 PTC 2 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧力 -

[減衰定数 : 4.0×10^4
 凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]

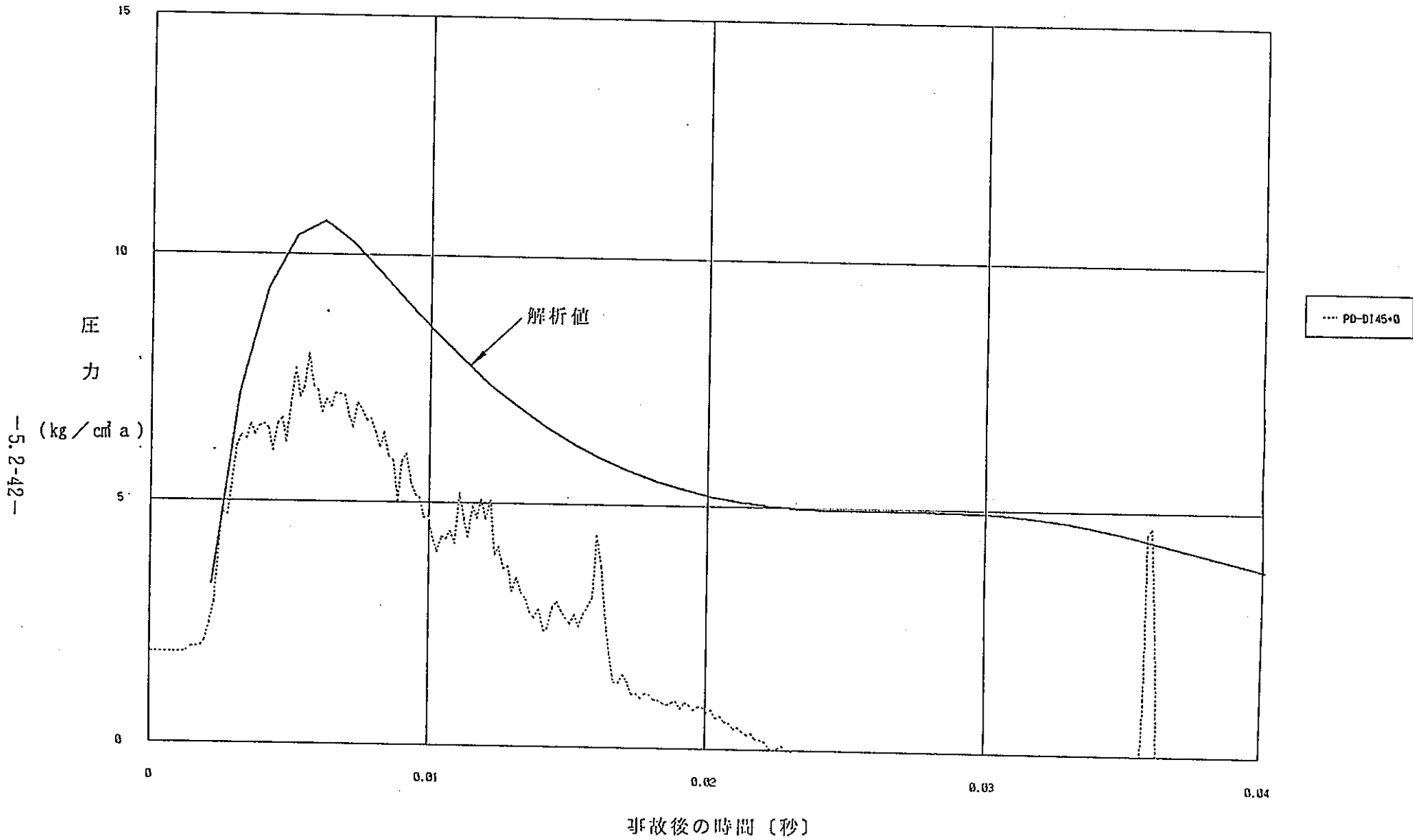


図5.2.5-5

PTC3 実験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 : 4.0×10^4
 減衰定数に換算 : $0.0 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{sec}$]

-5.2-42-

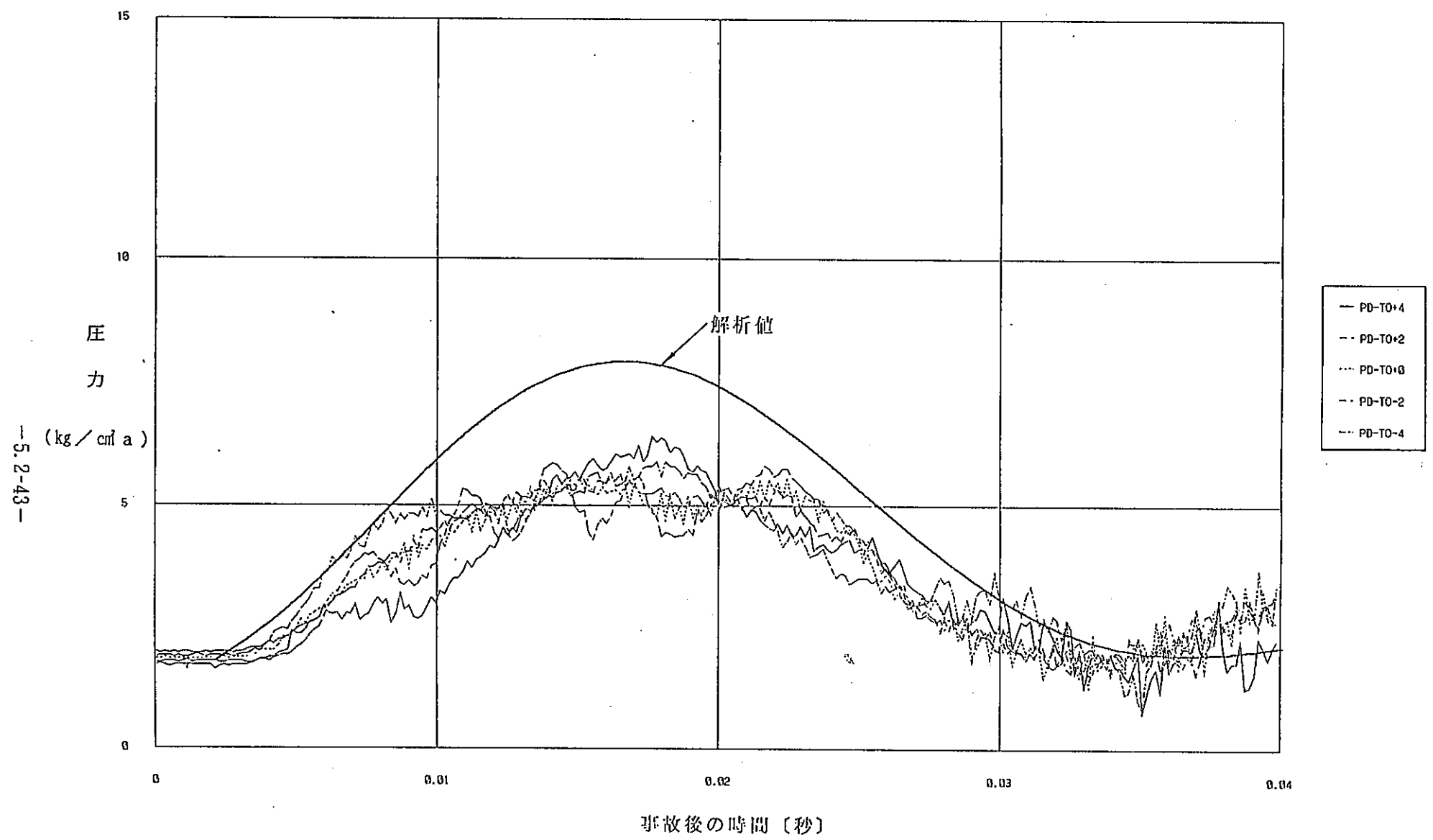


図5.2.5-6 PTC3実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 - カランドリアタンク壁圧カー

[減衰定数 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]

—5.2-43—

—5.2-44—

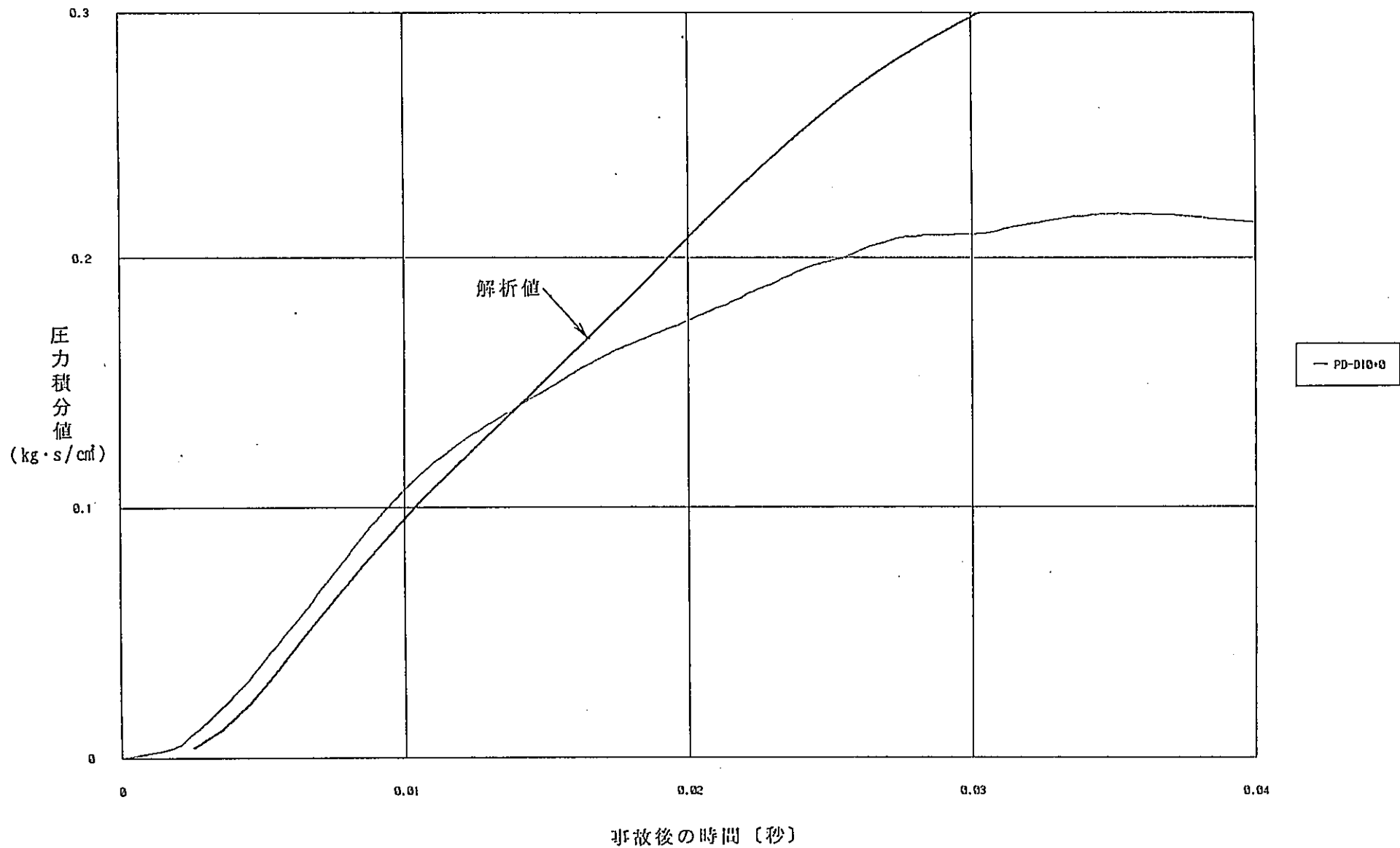
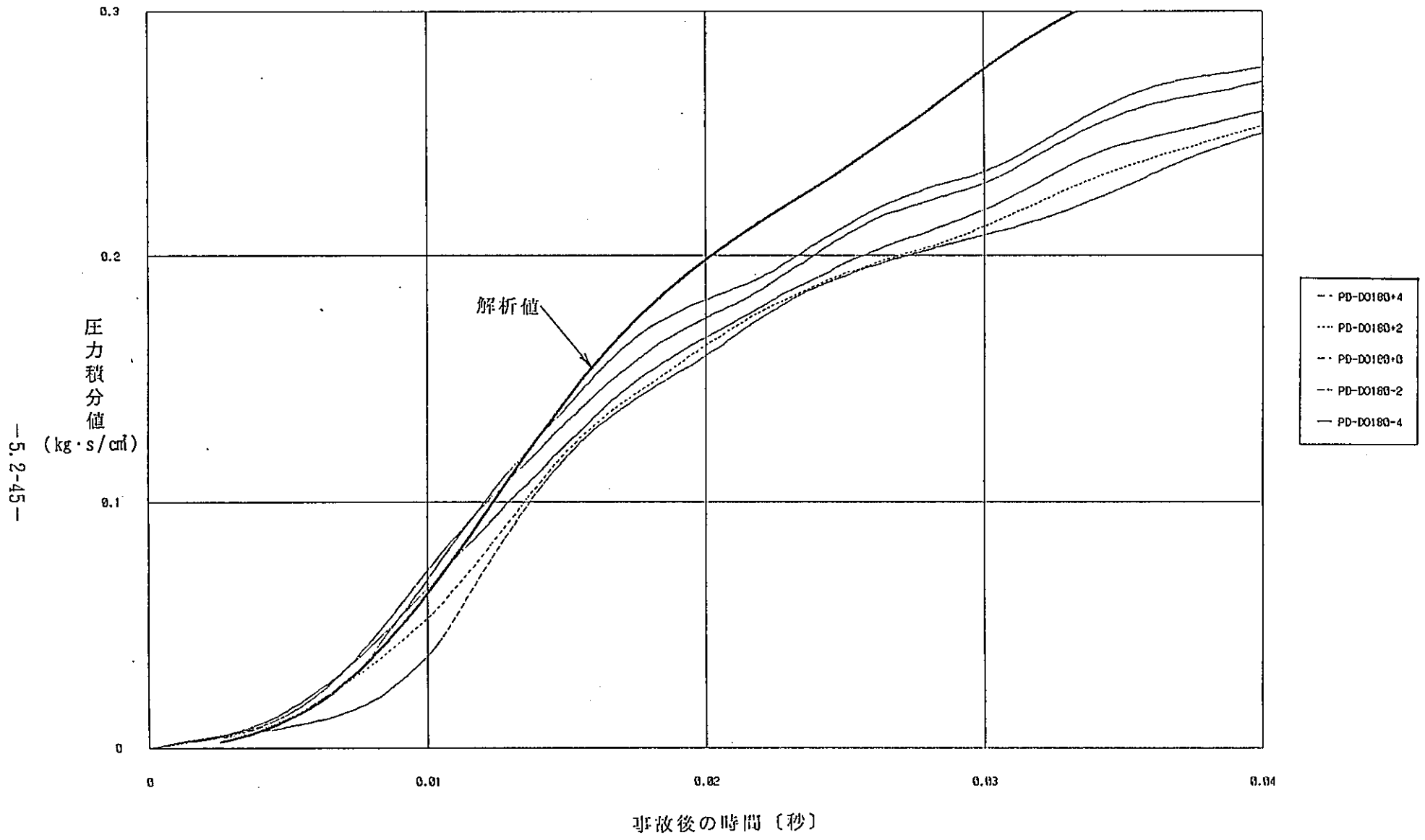


図5.2.5-7 PTC1実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —第1隣接管部圧力—

[減衰定数 : 4.0×10^4
 凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]



—5.2-45—

図5.2.5-8 PTC1 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧カー

[減衰定数 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]

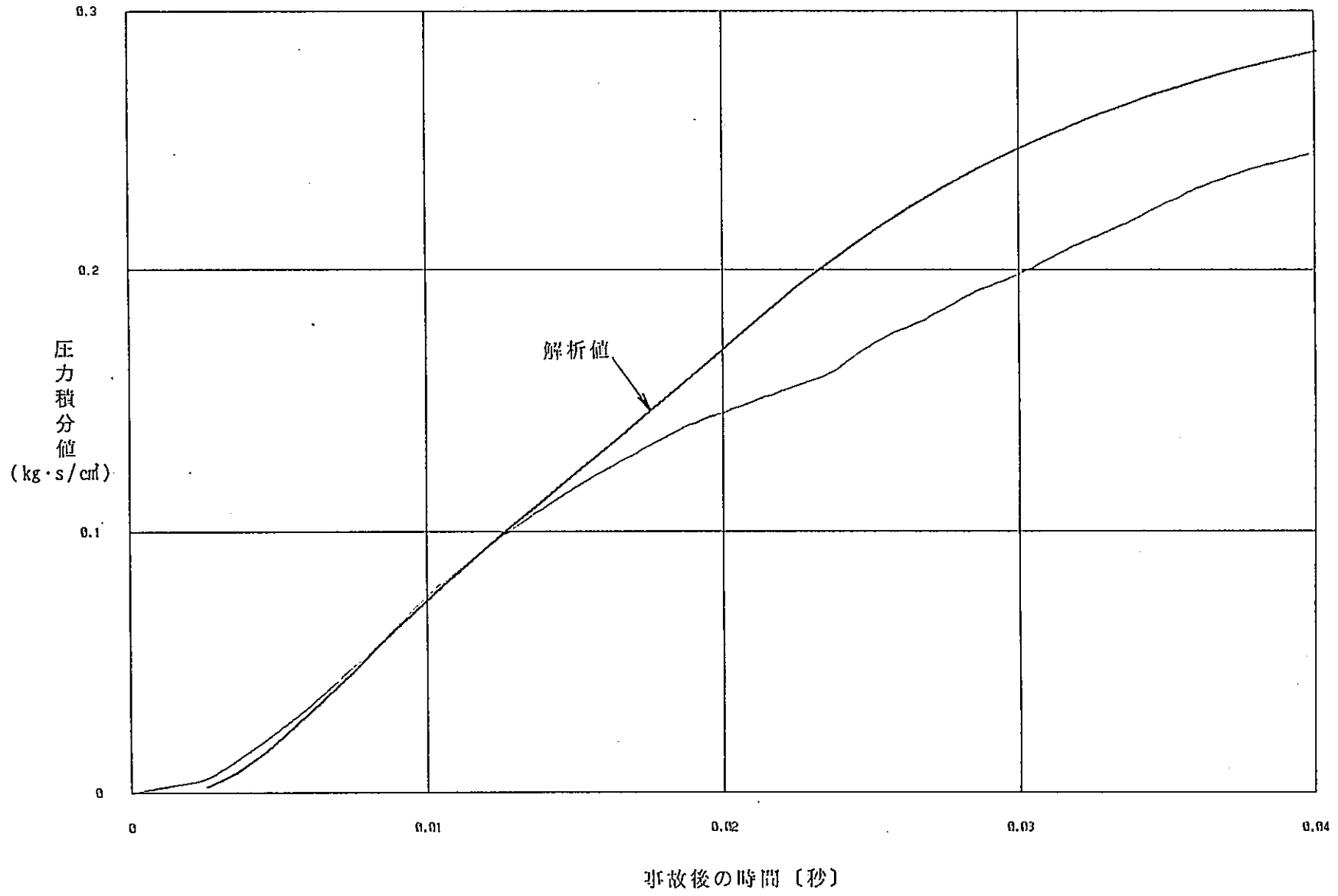
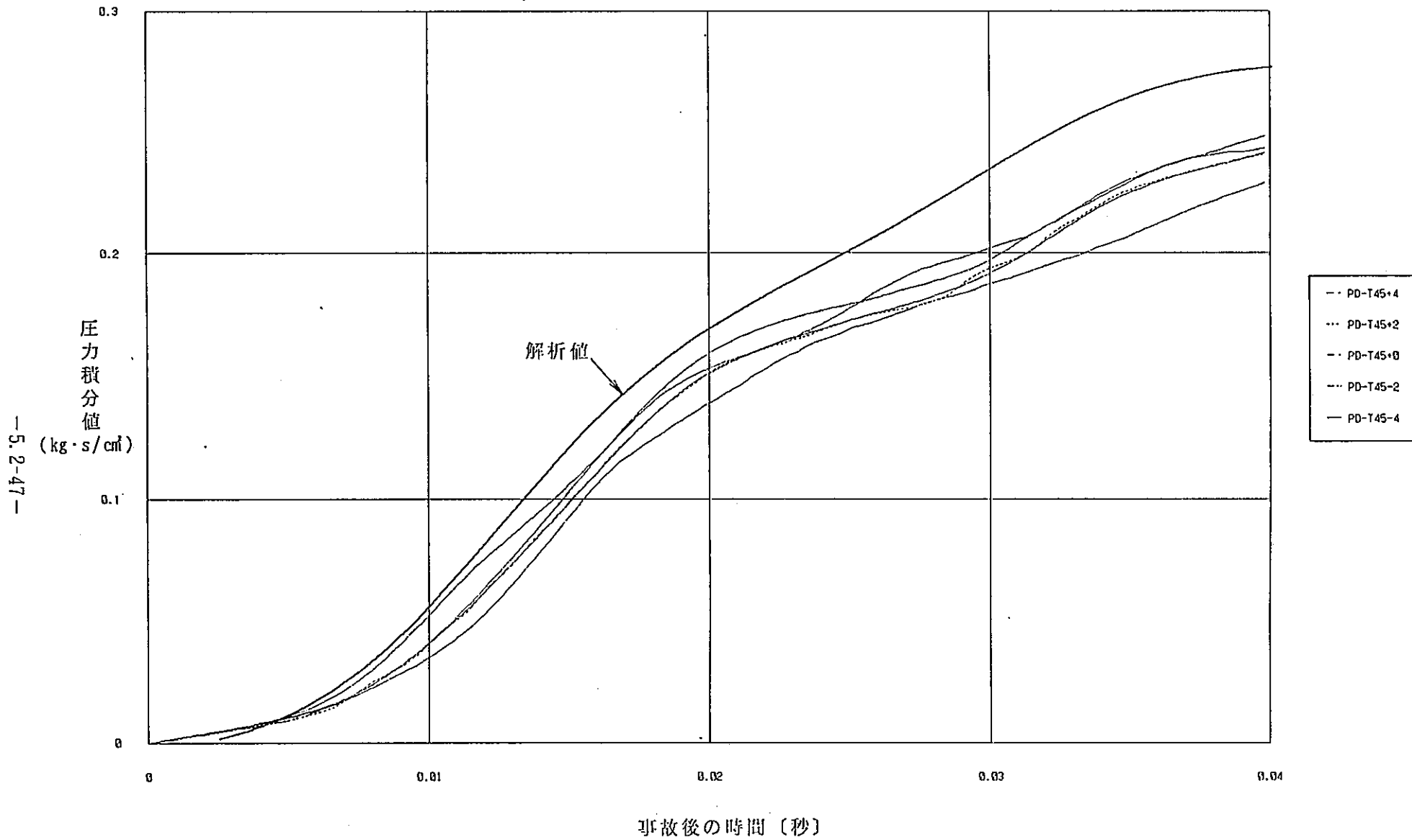


図5.2.5-9

PTC 2 実験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 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]



— 5.2-47 —

図5.2.5-10 PTC2 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧カー

[減衰定数 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]

—5.2-48—

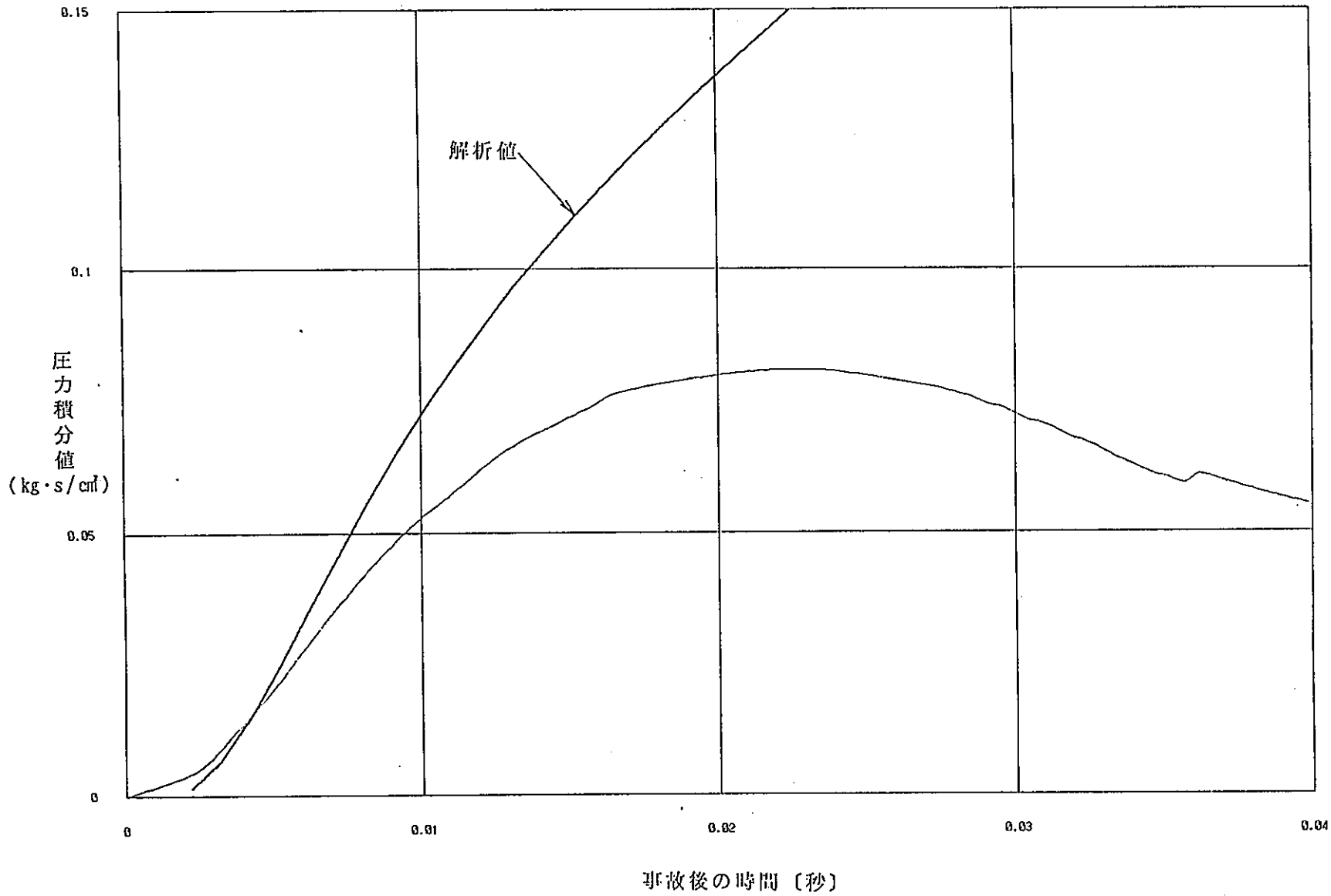
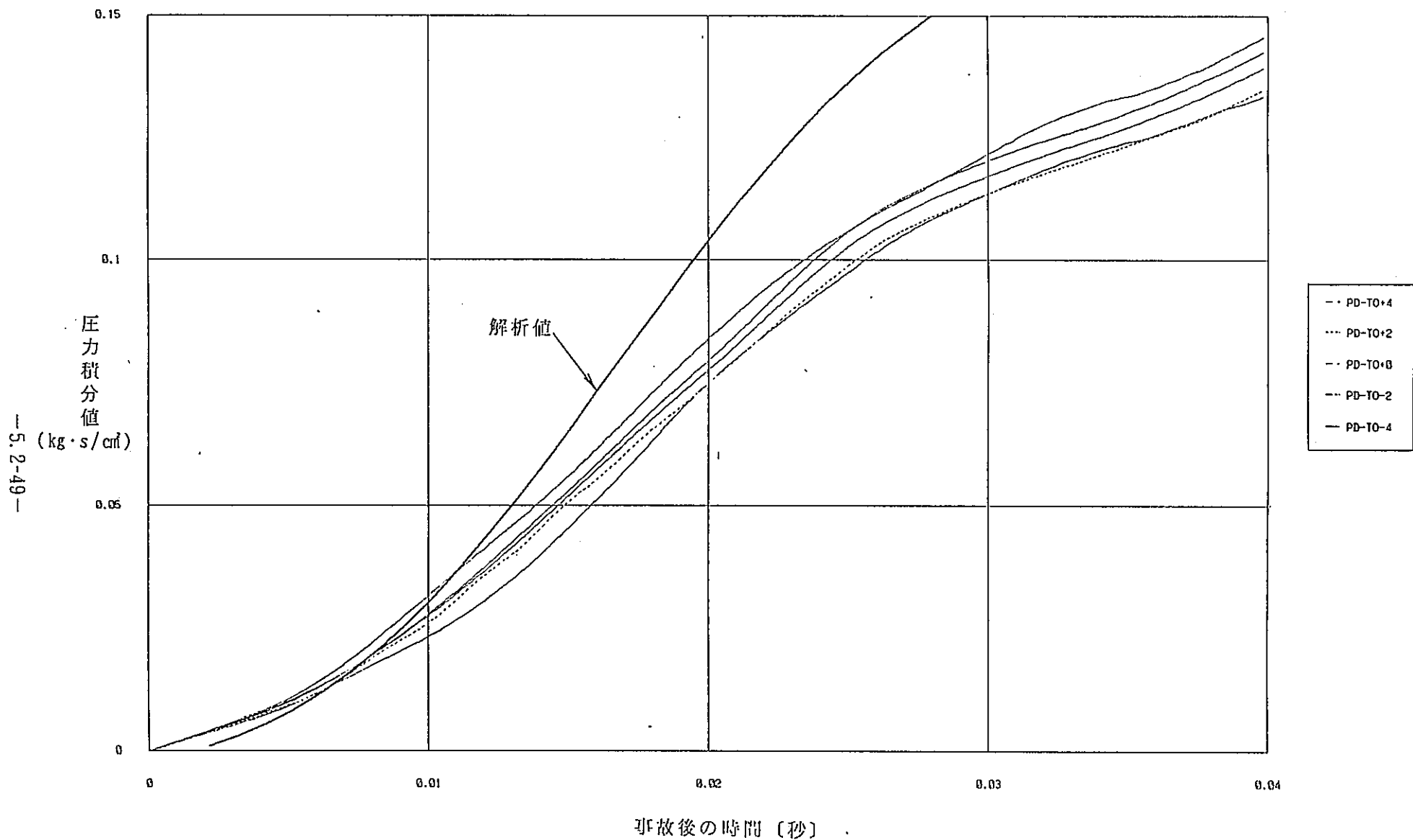


図5.2.5-11 PTC3 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —第1 隣接管部圧力—

[減衰定数 : 4.0×10^4
 凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$]



—5.2-49—

図5.2.5-12 PTC3 実験HIPWAP (軸対称円筒一次元モデル) 解析結果 —カランドリアタンク壁圧カー

[減衰定数 : 4.0×10^4
凝縮熱伝達率 : $8.6 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$]

6. 圧力管破断時の燃料冷却性試験

6.1 緒言

本試験では、圧力管破断時にカランドリア管が圧力バウンダリとして健全な場合における、当該チャンネル内の燃料集合体の冷却性を評価する。

そのため、原子炉と同じ高温高圧条件を模擬できる大洗工学センター14MW大型熱ループ（HTL）に、実機燃料集合体を実規模で模擬した試験体を装荷して電気加熱により燃料の発熱状態を模擬し、圧力管破断状態下における燃料集合体のバーンアウト限界出力及びドライアウト後の燃料表面温度挙動を測定するとともに、試験データに基づいて解析コードを検証し、圧力管単管破断時の燃料体冷却性評価手法を確立する。

平成元年度までの確証試験においては、試験実施のための試験体等製作を行うとともに、サブチャンネル解析コード等による予備解析を実施して試験条件等の検討を進めてきた。⁽¹⁾ ⁽²⁾ ⁽³⁾ 平成2年度は、これらの試験体を使用して、圧力管単管破断状態下で、燃料集合体が最大偏心した場合と、偏心しない場合について、ドライアウト限界出力の測定及びポストドライアウト伝熱試験を行うとともに、更に、平成3年度は、解析コードの検証を引続き進め、当該圧力管単管破断事故時の燃料体冷却性評価手法を確立する予定である。

本報告書は、平成2年度圧力管破断時の燃料冷却性試験で実施した、試験、試験解析評価等について実施結果と評価結果をまとめたものである。

6.2 実施内容

平成2年度の圧力管破断時の燃料冷却性試験では、以下の項目を実施する。

(1) 試験

本試験では、圧力管の単管破断（即ち、カランドリア管が健全な場合）を想定し、当該事象における燃料体のドライアウト限界やドライアウト後の被覆管表面温度挙動等を実規模試験により測定する。

試験は、図6.2-1に示すように、圧力管については破断した圧力管が周方向に拡大してカランドリア管内面に密着した状態を実規模で模擬するとともに、圧力管内の燃料体の位置については燃料体が最大偏心した場合と偏心しない場合の2種類について行う。

測定項目は、

- ① 破断チャンネル内燃料体のドライアウト限界
- ② 破断チャンネル内燃料体のドライアウト後の被覆管表面温度挙動

の2つである。

(2) 試験解析

上記の方法により得られた試験結果に基づいて、動燃が圧力管が正常な状態下の実規模試験結果に基づいてこれまで開発・検証してきたサブチャンネル解析コード（COBRA-ATR）⁽³⁾の当該事故時のドライアウト限界出力予測に対する適用性を評価する。

燃料体のドライアウト後の被覆管表面温度（PCT）等の精度評価については、平成3年度に実施することになっており、今年度は実施範囲外とする。

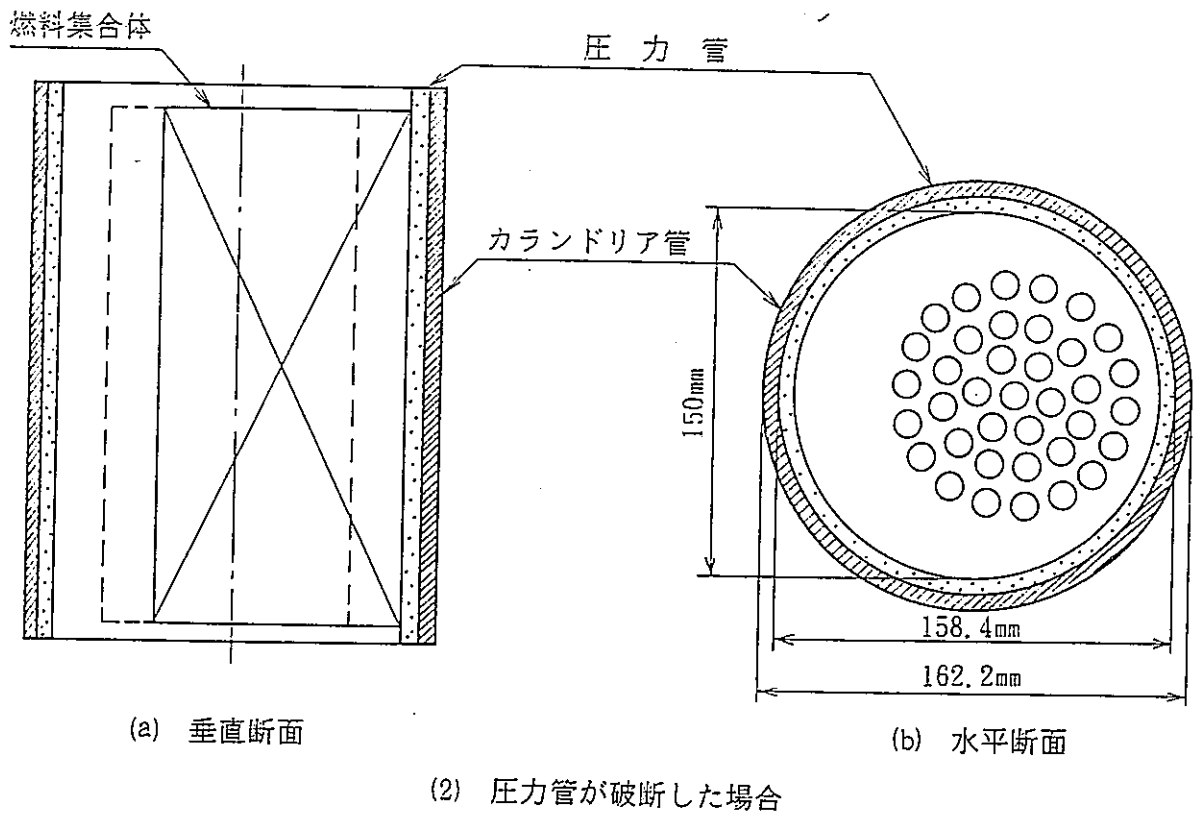
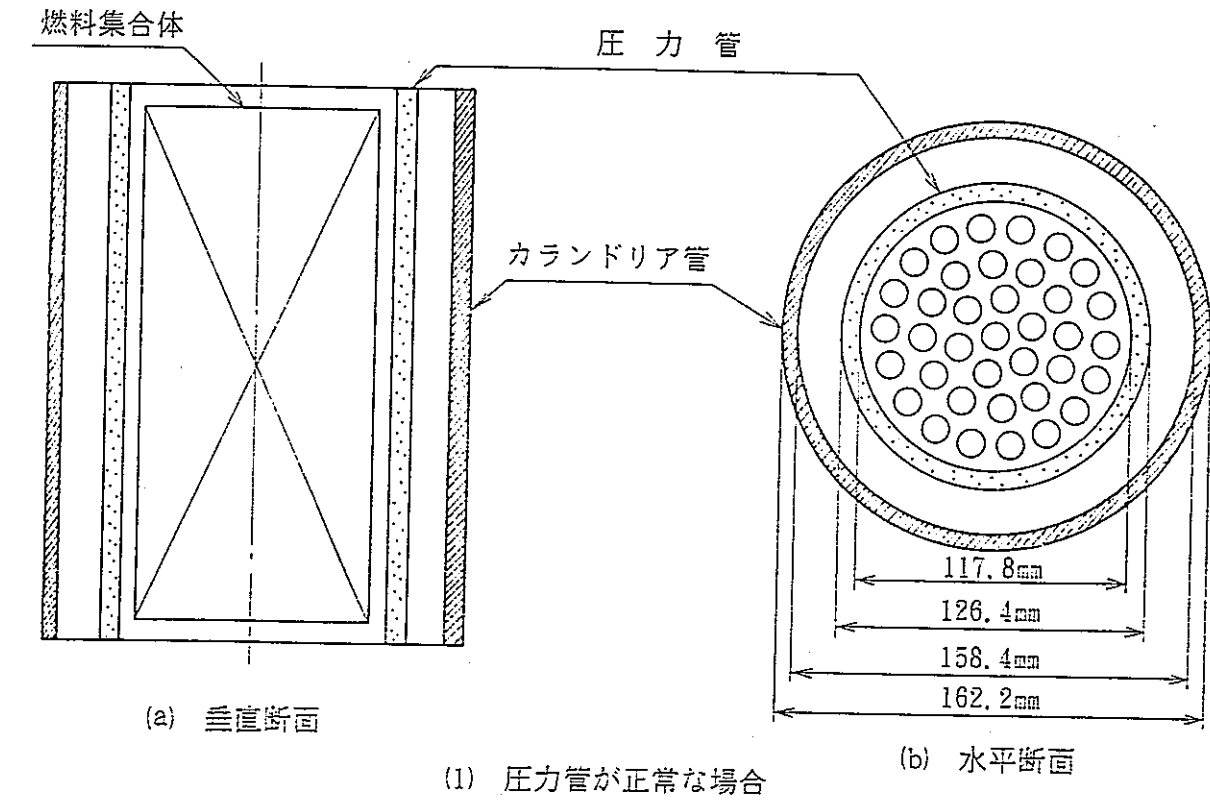


図6.2-1 圧力管破断時のチャンネル内形状想定図

6.3 試験

試験は、大洗工学センター内14MW大型熱ループ（HTL）を使用して行う。以下にHTLループについて述べる。

6.3.1 試験ループ

HTLは、燃料集合体を実寸大で模擬した試験体に直流大電流を流し発熱させて、原子炉内の燃料集合体の発熱状態を模擬し、限界出力を初めとする炉心の熱流動特性を原子炉と同じ高温高圧条件下で試験するための装置である。本装置は、高温高圧水ループ設備、電源設備、及び計測制御設備の3つに大別される。

図6.3-1に本設備の系統図、図6.3-2に試験部の構成、図6.3-3に機器の配置を示す。また、写真6.3-1～写真6.3-15に設備の主要機器の外観を示す。また、表6.3-1a～表6.3-1cに試験設備の仕様概略を示す。

(1) 高温高圧ループ設備

高温高圧水ループ設備は、模擬燃料集合体である試験体を一体おさめた試験部、試験部に高温高圧水を供給する循環系、試験部で発生した熱を除去する冷却系等から構成される。本ループは、耐圧性、耐食性が要求されるため、接液部にはステンレス鋼が用いられている。

図6.3-1の系統図から分かるように、循環ポンプを出た循環水は、フィルタを通過した後、流量制御ラインの制御弁によって規定流量に整定され、かつ、予熱器によって設定入口温度まで加熱されて、試験部下端に入る。循環水は試験部を上昇する間に加熱されて沸騰し、蒸気-水混合の二相流状態となって試験部を出て蒸気ドラムに入る。二相流は蒸気ドラム内蔵の気水分離器により蒸気と水とに分離される。蒸気ドラム内で分離された蒸気は2台の高圧凝縮器に導かれ、ここで凝縮されて、再び蒸気ドラム内に戻る。なお、蒸気ドラムと並列に設置されている加圧器は試験部への入熱量が非常に少ない場合、系の圧力を制御するための蒸気発生源として使用するものである。蒸気ドラムから試験部へともどっていく循環水は、その途中の予冷器によって循環ポンプ入口及び試験部入口でのサブクールが整定される。

以上の主系統の他に補機系統として、次の各系統が設けられている。

- 1) 補給水系
- 2) 排水系
- 3) 圧縮空気系
- 4) 補機冷却水系

補給水系は純水製造装置で構成され、濾過脱塩装置をもった純水タンク及び給水ポンプなどから試験設備への給水を行うものである。

圧縮空気系は空気作動弁に圧縮空気を供給することを目的としコンプレッサ、アフタークーラ、脱湿装置、空気貯蔵タンク、弁等から構成されている。更に、主系統機器、電源機器を冷却するための系統として補機冷却水系が設けられている。これは冷却ポンプ、ストレーナ、流量計、弁、配管等から構成される。

(2) 電源設備

(a) 試験部加熱用電源設備

本設備は、試験部に14MWの直流電力を入力する設備で、試験用整流装置（負荷時電圧調整変圧器、整流器用変圧器等、サイリスタ整流器部）、及びその附属品から構成されている。負荷に印加できる最大直流電流は80kAでサイリスタ制御方式によって0付近から14MWまでの範囲で定電力制御が行われる。

テスト部加熱用の電源は、SCR変圧整流器を使用して24相の整流波形を作り、リップルをできるだけ小さくして（ $\leq 1\%FS$ ）他の計測系への影響を抑えている。この電源は、タップ調整変圧器と連動してテスト部加熱電力を任意の電力に調整することができる。

(b) 予熱器電源設備

本設備は循環水を所定の試験部入口温度まで、直接通電加熱するための電源設備である。

(c) 加圧器電源設備

本設備はHTLの圧力調整を行うため加圧器内で蒸気を発生させ、加熱用ヒータへの交流電力を入力する設備である。

(3) 計測制御設備

計測制御設備は、以下に示すように試験部計測制御設備、プロセス計測制御設備及び制御盤等から構成される。

- ・試験部計測制御設備
- ・プロセス計測制御設備
- ・制御盤設備

これらのうち、試験部計測制御設備は試験部における試験体への供給電力、圧力、流体温度、流量や試験体加熱表面の温度を計測し、指示記録及びデータ収録装置FACOM-PFU-1500へのデータ転送を行う設備である。

データ収録装置の磁気ディスクへのデータ収録は全アナログ計測点（全点数120点）について500msec間隔で最大30分間にわたって行える。図6.3-4にデータ収録装置のハードウェア構成図を示す。

(4) 試験部

(a) 構成

試験部はATR燃料集合体を実寸大で模擬した試験体を高温、高圧水中において直接通電加熱することにより燃料集合体の二相流動条件下での伝熱流動特性を測定するためのものであり、図6.3-2に示すように、次の主要構成要素からなる。

- ・耐压容器
- ・模擬燃料集合体である試験体
- ・模擬圧力管
- ・接続電極板
- ・各種導管及び導線、パッキン類

(b) 主要仕様

表6.3-2にこれらの機器の主要仕様を示す。

耐压容器内には、圧力管が破断して健全なカランドリア管に密着した状態を模擬したセラミック製ライナが段積みされて模擬圧力管を形成しており、この中に模擬燃料集合体である試験体が収められる。

耐圧容器と模擬圧力管の間は高温高圧の水のよどみ部となっている。そして、上、下部には試験体に電力を供給する電極板とそれを冷却する冷却ジャケットが設けられている。以下に主要構成要素の特色を示す。

(イ) 耐圧容器

この容器はステンレス鋼（SUS304）製の継目無管で製作されており、容器下部には循環水入口用のフランジ付ノズルが設けられている。

(ロ) 試験体

表 6.3-3 に試験体の基本寸法を示す。発熱部はインコネル601 製である。発熱管の上、下部についている電極棒は電気抵抗を小さくするために純銅製であり、銅表面には腐食防止のためにNiメッキを施してある。発熱管と電極棒は銀ろう付により接合されている。各導電棒と電極板とはフレキ端子で接合されるが、フレキ端子の接合部も電気抵抗を小さくするために銀メッキを施してある。

(ハ) 模擬圧力管

模擬圧力管は直接通電加熱される試験体と耐圧容器との間の電氣的絶縁と圧力管内壁の形状模擬を目的として設けるものである。

模擬圧力管は、温度変化等により試験中セラミックが割れた場合に、装置内部にセラミックが飛散しないように外周部に焼ばめした金属製キャニニング材内におさめられ、下端で圧力容器に支持されている。この段積みした模擬圧力管は最上面をバネで押さえることにより圧縮力を加え、段積みのすきまから冷却材が漏洩することがないように配慮されている。

写真 6.3-16 に模擬圧力管の外観を示す。

(5) 計測設備

(a) 計測及び計測精度

試験データの評価とループ運転上必要な項目について計測を行った。その主なものは、圧力、差圧、温度、流量、電流、電圧（電力）である。

表 6.3-4 a～表 6.3-4 b に試験部での計測項目と計測器の測定範囲を一覧表で示す。また、これらの測定精度を以下に示す。

測定精度

- ① 圧力 : $\pm 1\%$ (最大目盛に対して)
- ② 流量 : $\pm 1\%$ (最大目盛に対して)
- ③ 温度 : $\pm 1.5^{\circ}\text{C}$
- ④ 電力 : $\pm 1.5\%$ (最大目盛に対して)
- ⑤ 差圧 : $\pm 1\%$ (最大目盛に対して)

なお、計測器は試験前に校正及び測定誤差の確認を行っており、常に各計測器は上記精度内で測定されるようにした。

(b) 計測位置

試験部の代表圧力は試験部出口で計測した。入口サブクールは試験部入口の圧力と試験部入口温度から求めた。試験部に供給される冷却材の流量は循環ポンプ出口と予熱器との間に設けてある差圧式流量計で計測した。試験部の各計測位置を図6.3-5に示す。

6.3.2 試験体

(1) 試験体の仕様

本試験では、実証炉炉心に装荷される36本クラスタ標準燃料集合体を対象とし、出力分布については昭和63年度設計時点における設計出力分布を模擬する。

試験に使用した試験体の仕様を以下に示す。

燃料試験体種類	局所出力分布	軸方向出力分布	備考
標準燃料集合体	1.28/0.81/0.55 (設計出力分布模擬)	不均一 APF=1.08	

また、軸方向出力分布形状を図6.3-6に示す。実機の標準燃料体の軸方向出力分布は、軸方向の富化度分布をつけているため、図中実線で示すように中央部出力が低い不連続が生じる。この様な不連続発熱分布を持つ発熱管は製造不可能であるため、試験体ではこの不連続部を包絡するよう図中破線で示すような分布としている。図6.3-7に試験体組立図を示す。

また、試験体の基本仕様は以下の通り。

- ・クラスタ形状 : 実証炉用36本クラスタ
- ・発熱管外形 : $\phi 14.5\text{mm}$
- ・発熱管発熱長 : 3.7m
- ・発熱管材質 : インコネル601
- ・発熱管充填材 : セラミックセメント
- ・スペーサ : 実証炉と同一形状、寸法、材質、リング型
(材質: インコネル718)

(2) 熱電対取付方法

試験体の発熱管には、バーンアウト発生による管表面温度上昇を検出するため、シース外径0.65mmの非接地型クロメル-アルメル発電対を流体温度測定用熱電対を含めて、79本取付ける。熱電対の発熱管への取付け方は、図6.3-8に示すように管内側から熱電対の先端を取出し燃料棒表面にTig溶接によって固定する。また、本試験では、燃料棒表面温度が約900°Cまで上昇するため、発熱管の座屈を防止する観点から、発熱管内にセラミックセメントを充填している。本試験では、出力上昇速度が約10kw/秒と非常に小さく、熱的には準定常と考えてよい条件下で行われるため、セラミックセメントの充填によるヒータピン熱容量等の変化は試験結果には影響しない。

(3) 熱電対取付位置

ドライアウトの検出と試験体の焼損防止が効果的に行えるよう熱電対は熱的に厳しいと予測された部位に集中的に取り付ける。

この取付け位置は、軸方向出力分布と径方向出力分布を考慮して、また、「ふげん」用28本クラスタ及び実証炉用36本クラスタについて従来から行われてきた多くの熱水力実験の経験とサブチャンネル解析コード(COBRA-ATR)による予備解析結果に基づいて選定している。⁽³⁾ また、図6.3-9に各試験体の熱電対の取付位置を示す。今回組立てた試験体では、軸方向、径方向及び発熱管の周方向の位置を違えて79本の熱電対を分布させて取付けている。また、本試験体では、流体温度測定用として内層燃料棒の軸方向4ヶ所に先端

を流路に2 mm突出させた熱電対を取付けている。

熱電対の取付位置の誤差は、軸方向±3 mm、周方向±1 mm以内である。

(4) 試験体組立

(a) スペーサピッチ

標準燃料模擬試験体の組立におけるスペーサピッチは、図6.3-12に示すように実証炉と同一のスペーサピッチとする。

(b) 偏心量及び偏心方向

圧力管内で燃料体が偏心すると限界出力が低下することが平成元年度までに実施した試験予備解析⁽²⁾⁽³⁾及びこれまで動燃で実施してきたR&D等で明らかになっている。

そこで、燃料体偏心量は、燃料体偏心が無い(0.0mm)場合を基準として、最も熱的に厳しいと予想されている最大偏心(16.6mm)した場合の2種類とする。燃料体偏心は、図6.3-10 a, 10 bに示すようにテスト部上部電極板、テスト部シール部品を用いて強制的に偏心させ、その間である発熱部では自立型とする。

$$\begin{aligned} (\text{燃料体偏心量}) &= \{(\text{圧力管内径}) - (\text{スペーサ外径最小値})\} \times \frac{1}{2} \\ &= \{(150) - (116.8)\} \times \frac{1}{2} \\ &= 16.6\text{mm} \end{aligned}$$

偏心方向は、図に示す270°方向である。

(c) 組立方法

まず、組立台車上でスペーサをスペーサ支持管の所定の位置に固定した後、内層、中間層、外層の順に発熱管を下部方向からスペーサの所定の位置に挿入した。そして、各層を構成する発熱管が全数挿入し終わる度に、スペーサピッチ、発熱管のロッドギャップを測定し、試験体が許容公差内で組み立てられていることを確認する。それと同時にスペーサ支持管が各スペーサ間で電氣的に絶縁されていることも確認する。

6.3.3 試験条件

(1) 流動条件

実証炉定格運転条件及び破断口からの放出量⁽³⁾等を考慮して、以下に示す範囲で行う。

- ・ 圧 力 : 70kg/cm²
- ・ 入口サブクール度 : 18kcal/kg
- ・ 冷却材流量 : 15~45t/h

(2) 試験ケース

(a) ドライアウト限界出力測定試験

圧力、入口サブクール度、流量を固定して実機定格流量35t/hを中心に15、25、45t/hについてそれぞれ2点ずつ測定する。表6.3-5に試験条件一覧表を示す。試験点数は、燃料体偏心が無い場合8点、燃料体が最大偏心した場合8点の合計16点である。

(b) ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験

圧力、入口サブクール度、流量を固定して実機定格流量35t/hを中心に25、45t/hについてそれぞれ1点ずつ測定する。表6.3-6に試験条件一覧表を示す。試験点数は、燃料体偏心が無い場合4点、燃料体が最大偏心した場合4点の合計8点である。

6.3.4 試験方法

(1) 運転方法

(a) ドライアウト限界出力測定試験

図6.3-11にドライアウト限界出力測定試験方法を示す。試験条件の設定として、圧力、入口流量及び入口サブクール度を所定の値に設定する。燃料体出力は、試験予備解析等で求めた限界出力を目安として、ドライアウトの発生が無くかつ限界出力に近い出力に設定する。この状態で燃料棒にドライアウトが発生しないことを発熱管の温度記録により確認しておく。そして、系統が充分安定するのをまって、発熱管の温度を監視しながら、ドライアウ

トの発生が認められるまで出力を徐々に増加させる。ドライアウトが発生すると試験体の温度が急激に上昇を始めるが、温度が試験体の損傷を防止するために設定してある制限値に到達すると試験体出力を自動的に低下させる。ドライアウト限界出力は、ドライアウトの発生に伴う発熱管の急激な温度上昇により発熱温度がドライアウト前の温度から約 20°C 上昇した時の出力とする。

(b) ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験

図6.3-12にドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験方法を示す。圧力、入口流量及び入口サブクール度を所定の値に設定する。試験体出力は、(a)で測定したドライアウト限界出力の約 -5% の値を目安として、ドライアウトの発生が無くかつ限界出力に近い出力に設定する。この状態でドライアウトの発生していないことを確認する。系統が安定した後、図6.3-10に示すように試験体出力を約 10kw/sec の速度で 2% 上昇させた後、約15秒間保持して、これを繰り返す。この過程で被覆管表面温度にドライアウトが発生するが、出力上昇を継続させて、定常状態で被覆管表面温度挙動を測定する。この際、試験体保護の観点から模擬燃料棒表面温度が 900°C （即ち、トリップ設定温度 $\leq 900^{\circ}\text{C}$ ）以内で試験体出力を手動または自動にて減衰させる。

(2) 計測方法

(a) 計測項目及びデータ収録方法

計測は、試験データの評価上必要な計測及びループ運転上必要な計測を行う。その主なものは、圧力、温度、流量、電流、電圧（電力）であり、これらの項目をミニコンピュータにて、120点を 2Hz で収録する。

表6.3-4 a, 4 bに試験部計測項目及び計測器の測定範囲を一覧表で示す。

(b) 計測位置

圧力は、試験部の代表圧力として試験部出口で測定する。また、入口サブクールを求める際の参照温度は、試験部入口で測定する。

また、テスト部に供給される冷却材流量計測は、予熱器出口部と試験部との間の差圧式流量計を使用して計測する。発熱部の出力は、テスト部電流及び電圧を計測して求められ、被覆管表面温度は、熱電対により計測する。

6.3.5 試験データ処理方法

(1) 流動条件

テスト部圧力、テスト部流量、テスト部出力、燃料棒表面温度等流動条件データは、データ収録装置（PFU-1500）により2 Hzの速度でサンプリングされ磁気ディスク上に記録される。これらの試験データは磁気テープに吸い上げられた後、大型計算機に転送され処理される。処理されたデータから、圧力、流量、入口温度、出力、燃料棒表面温度等が物理量に変換され、これらの物理量からクォリティや熱流束等が算出され時系列データとして保存される。このデータは、試験結果としてプリント出力及びグラフ化される。

(2) 熱電対温度挙動

熱電対の温度挙動についても、流動条件と同じようにデータ収録及び処理が行われ、熱電対79本について、それぞれ時系列データが保存される。これらのデータからドライアウトが発生した熱電対の温度挙動を出力する。

(3) ドライアウト限界出力

燃料集合体出力は、データ収録装置により、収録されたテスト部電流とテスト部電圧より算出される。試験におけるドライアウト判定は、6.3.4の試験方法で述べたように、燃料棒表面温度が制限値に達することによって行われる。データ収録では、燃料棒表面温度が制限値に達すると、ドライアウト発生のトリガー信号が記録される。ドライアウト限界出力は、このトリガー信号発生時刻の燃料体出力を使用している。なお、燃料棒表面温度の制限値は、ドライアウト発生前の燃料棒表面温度より20℃上昇した値としているが、この20℃上昇する間の出力上昇は1%以下であり無視できる程度であることを従来の試験で確認している。

(4) 燃料棒最高温度 (PCT)

熱電対温度挙動と同じ方法でデータを処理した。PCTは、燃料集合体に設置した75本（流体温度測定用4本を除く）の熱電対のうち、最も高い温度を示したものとする。

(5) 熱伝達率

流動条件及び燃料棒表面温度データから、熱伝達率を算出した。ドライアウト後の熱伝達率は以下のように算出する。

$$h = \frac{q}{T_w - T_s} \quad \dots [1]$$

ここで、

h : 熱伝達率 ($W/m^2 \cdot ^\circ C$)

q : ドライアウト点における局所熱流束 (W/m^2)

T_w : 被覆管表面温度 ($^\circ C$)

T_s : 流体温度 (飽和温度を仮定)

である。

流体温度は、本試験における出口クォリティが100%以下であること、定常状態での試験であること等を考慮して飽和温度を使用する。これは、仮に熱的非平衡がわずかながら存在するとしても、熱的平衡を仮定した方が熱伝達率を小さく評価することになり、安全側に算定するためである。

6.3.6 試験解析方法

6.3.6.1 使用コード

試験解析においては、圧力管破断時のドライアウト限界出力測定試験及びポストドライアウト試験結果に基づいて、圧力管破断時の燃料冷却評価コードとして予定しているサブチャンネル解析コードCOBRA-ATRで試験解析を行い、解析コードの適用性を評価する。

COBRA-ATRコードによる解析では、実機評価と整合性をとるため、実証炉安全評価において使用されるCHF相関式、ボイド率、圧力損失、熱伝達率

相関式等を組込んで使用する。

6.3.6.2 解析体系

COBRA-ATRのサブチャンネル分割は、燃料中心を結ぶ線で分割する方法を用いた。このサブチャンネル分割方法は、これまでのATR燃料体の熱流動検証解析に使用されてきた方法である。しかし、本解析のように燃料集合体と圧力管内壁の間が離れている場合には、最外周サブチャンネル面積が他のサブチャンネルと比べて大きくなり、計算が収束しない事がこれまでの動燃の研究でわかっている。⁽⁴⁾ このため、図6.3-13に示すように圧力管に接する燃料集合体外周部のサブチャンネルを径方向に2分割し、径方向断面で78サブチャンネルとする。外周部サブチャンネルの分割方法は、図6.3-13(b)に示すように圧力管内面と外層燃料棒を結ぶギャップを2等分する点をそれぞれ直線で結ぶことにより分割する。

また、軸方向のノード分割を図6.3-14に示す。解析では、発熱長3700mmの下部に200mm、上部に100mmの非発熱部を設け全長4000mmとしてこの間を40のノードに等分割する。

6.3.6.3 解析モデル

本解析は、圧力管が正常な場合の燃料冷却性に関する評価手法が圧力管破断時の燃料冷却性評価にも適用可能であるかを確認するためのものである。このため、試験解析に使用する解析モデルは、実機評価を行う場合と同一でなければならない。このため、解析で用いる特性式、相関式等は、実機評価に使用されるものと同ーとする。以下に使用する主要なモデルを示す。

- ・圧力損失係数 …………… 36本クラス用相関式
- ・二相流増倍係数 …………… 36本クラス用相関式
- ・ボイド率 …………… HTLの式
- ・CHF …………… 36本クラス用定常CHF相関式
- ・ドライアウト後熱伝達率 …… 36本クラス用ドライアウト後熱伝達率相関式

表 6.3 - 1 a 試験設備の仕様概略 (その 1)

装置名称	数量	主要仕様		
1. 主要構成機器			(ポンプNo. I & II)	(ポンプNo. III)
(1) 一次系ポンプ	3台	流量 揚程 設計圧力 設計温度 モータ出力	60 t/h 100m 120kg/cm ² ・g 310°C 68kW	140 m ³ /h 150m 120kg/cm ² ・g 310°C 120kW
(2) フィルタ	1基	流量 濾過度 設計圧力 設計温度		2000 L/min 50 μm 100kg/cm ² ・g 310°C
(3) 予熱器	1基	設計圧力 設計温度 出力		100kg/cm ² ・g 310°C 1.2MW
(4) 蒸気ドラム	1基		高圧蒸気ドラム I, II	低圧蒸気ドラム
		設計圧力 設計温度 容積 付属品	100kg/cm ² ・g 310°C 1.9m ³ 気水分離器	100kg/cm ² ・g 310°C 2.4m ³ 10kg/cm ² ・g 180°C 2.2m ³
(5) 加圧器	1基	設計圧力 設計温度 ヒータ出力		100kg/cm ² ・g 310°C 200kW
(6) 水冷式熱交換器 (予冷器)	2基	交換熱量 圧力 温度		4.8MW 100kg/cm ² ・g 310°C

表 6.3 - 1 b 試験設備の仕様概略 (その 2)

装置名称	数量	主要仕様	
(7) 計量タンク	1基	容 量 設計圧力 設計温度	1.5m ³ 大気圧 常 温
(8) 試 験 部		① 圧力容器 ② 内 筒 ③ 接続電極 ④ 接続電極冷却装置	2基 一式 一式 一式
(9) 配管, 弁類	1式	2次冷却水系 3次冷却水系	
(10) その他の系		① 補給水系 ② 圧縮空気系	一式 一式
2. 計測制御設備			
(1) データ収録装置	1式	① 計算機本体 ② 補助記憶装置 ③ CRT表示装置 ④ ラインプリンター ⑤ 磁気テープ装置	1台 一式 一式 1台 一式
(2) プロセス計器	1式	計測項目	圧力, 流量, 温度出力等
(3) 制 御 盤		① 中央制御盤 ② バーンアウト監視盤	1面 一式

表 6.3-1c 試験設備の仕様概略 (その3)

装置名称	数量	主要仕様
3. 電源設備		
(1) 試験部用電源設備	1式	① 三相負荷時電圧調整器 容量 33タップ 1台 15,200kVA ② 高圧閉鎖配電盤 一式 ③ 試験部サイリストフォーマ 2台 定格直流電力 14MW ④ 整流器用制御盤 2面
(2) 予熱器用電源設備	1式	① 高圧閉鎖配電盤 1面 ② 予熱器サイリストフォーマ 1面 定格直流電力 1,200kW(60V×20,000A) ③ 整流器用制御盤 1台
(3) 加圧器用電源設備	1式	① 高圧閉鎖配電盤 1面 ② 加圧器 I V R 1台 定格直流電力 250kV(200±200V) ③ I V R用制御盤 1面
(4) 動力用電源設備	1式	① 高圧閉鎖配電盤 一式 ② コントロールセンター 一式 ③ 動力変圧器 一式 ④ 低圧変圧器 一式
4. その他の設備		① クレーン 1台 ② 機器架台 一式 ③ 機器基礎 一式

表 6.3 - 2 試験部主要構成要素の名称と仕様

名 称		仕 様	
1	耐圧容器	型 式 数 量 設 計 圧 力 設 計 温 度 材 質 概 略 寸 法 長 さ	堅置円筒型 2基 100kg/cm ² ・g 310°C SUS 304 170φ×14tmm 5.7m
2	絶縁ライナー	型 式 数 量 最高使用圧力 最高使用温度 材 質 概 略 寸 法	円筒型 36個/1基 100kg/cm ² ・g 500°C セラミック A ₂ O ₃ セラミック内筒 外 径 140.0 内 径 117.8
3	模擬燃料集合体	型 式 模擬燃料棒 ロッド本数 外 径 材 質	直流直接通電加熱型 36 (1組) 14.5mm 発熱部 SUS 316 非発熱部 銅
4	接続電極	上 部 電 極 下 部 電 極 材 質 材 質 数 量 銅フレキ端個	純ニッケル 無酸素銅 電極板 4枚 36本

表 6. 3 - 3 試験体基本寸法

種 類	種 類	標 準 燃 料	
	単 体		
発熱管 数	本	36	
発熱管 外径	mm	14.5	
有効発熱長	mm	3700	
スペーサ枚数	枚	不均一	16
スペーサ外径	mm	117.2	
発熱管ロッドギャップ	mm		
		リブ箇所	
外 層 ギャップ		2.24	2.56
中間層 ギャップ		2.04	2.36
内 層 ギャップ		2.04	

表 6. 3 - 4 a 試験部計測点一覧表 (その 1)

No.	計測項目	名 称 (計器の種類)	範 囲	応答速度 (時定数)	計器番号
1	圧 力	入口圧力 (圧力伝送器)	0 ~ 100kg/cm ² ・g	0.5sec/63%応答	PR-001-2
		出口圧力 (圧力伝送器)	0 ~ 100kg/cm ² ・g		PR-001-1
2	差 圧	局所差圧 (差圧伝送器)	0 ~ 2kg/cm ² ・g 0 ~ 5kg/cm ² ・g 0 ~ 10kg/cm ² ・g	40ms/63%応答	DPR-100-1 DPR-100-2 DPR-100-3
3	温 度	入口温度 (CA熱電対)	0 ~ 500°C	900ms/63%応答 (D=3.2mm)	TR010
		出口温度 (CA熱電対)	0 ~ 500°C		TR011-1
		発熱管温度 (40点) (CA熱電対)	0 ~ 500°C	30ms/63%応答 (D=0.65 mm)	
4	流 量	入口流量 (1) (差圧式流量計)	0 ~ 2000 l/min	40ms/63%応答	FR-123-1
		入口流量 (2) (差圧式流量計)	0 ~ 1000 l/min		FR-123-2
		入口流量 (3) (差圧式流量計)	0 ~ 500 l/min		FR-123-3
		入口流量 (4) (差圧式流量計)	0 ~ 250 l/min		FR-123-4

表 6.3 - 4 b 試験部計測点一覧表 (その2)

No.	計測項目	名 称 (計器の種類)	範 囲	応答速度 (時定数)	計器番号
4	流 量	入口流量 (A) (タービン流量計)	0 ~ 2000 ℓ/min		FR-124-1
		入口流量 (B) (タービン流量計)	0 ~ 500 ℓ/min		FR-124-2
		入口流量 (C) (タービン流量計)	0 ~ 1500 ℓ/min		FR016-1
5	電 流	電 流	0 ~ 50,000A×2		} KW-001
6	電 圧	電 圧	0 ~ 200V (DC)		
7	漏洩電流	漏洩電流	0 ~ 10A		GRI-001

表 6.3-5 ドライアウト限界出力測定試験条件一覧表

圧力管内径 (mm)		150.0			
クラス内局所出力分布 (-)		1.28/0.81/0.55 (外層/中間層/内層), 設計出力分布			
軸方向出力分布		不均一発熱分布 (APF=1.08)			
Run No.	圧力 (kg/cm ²)	入口熱流密度 (kcal/kg)	流量 (t/h)	燃料体偏心量 (mm)	備 考
PTR-D001	70	18	15	0.0	
02	"	"	15	"	
03	"	"	25	"	
04	"	"	25	"	
05	"	"	35	"	
06	"	"	35	"	
07	"	"	45	"	
08	"	"	45	0.0	
09	"	"	15	16.6	
10	"	"	15	"	
11	"	"	25	"	
12	"	"	25	"	
13	"	"	35	"	
14	"	"	35	"	
15	"	"	45	"	
16	70	18	45	16.6	

表 6.3-6 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験条件一覧表

圧力管内径 (mm)		150.0			
クラス内局所出力分布 (-)		1.28/0.81/0.55 (外層/中間層/内層), 設計出力分布			
軸方向出力分布		不均一発熱分布 (APF=1.08)			
Run No.	圧力 (kg/cm ²)	入口熱流密度 (kcal/kg)	流量 (t/h)	燃料体偏心量 (mm)	備考
PTR-PD001	70	18	25	0.0	
02	"	"	35	"	
03	"	"	45	0.0	
04	"	"	25	16.6	
05	"	"	35	"	
06	70	18	45	16.6	

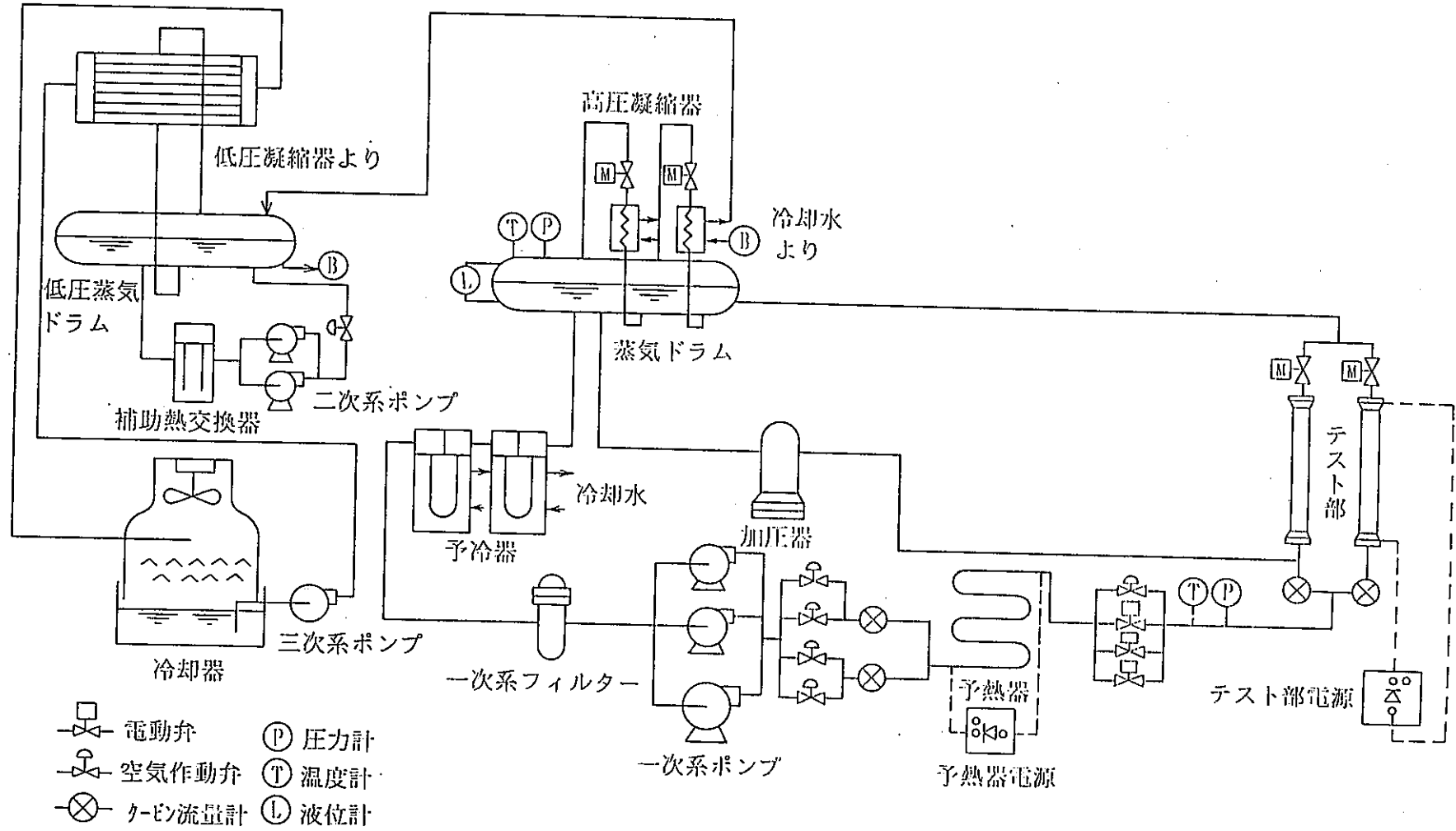


図 6.3-1 大型熱ループ系統図

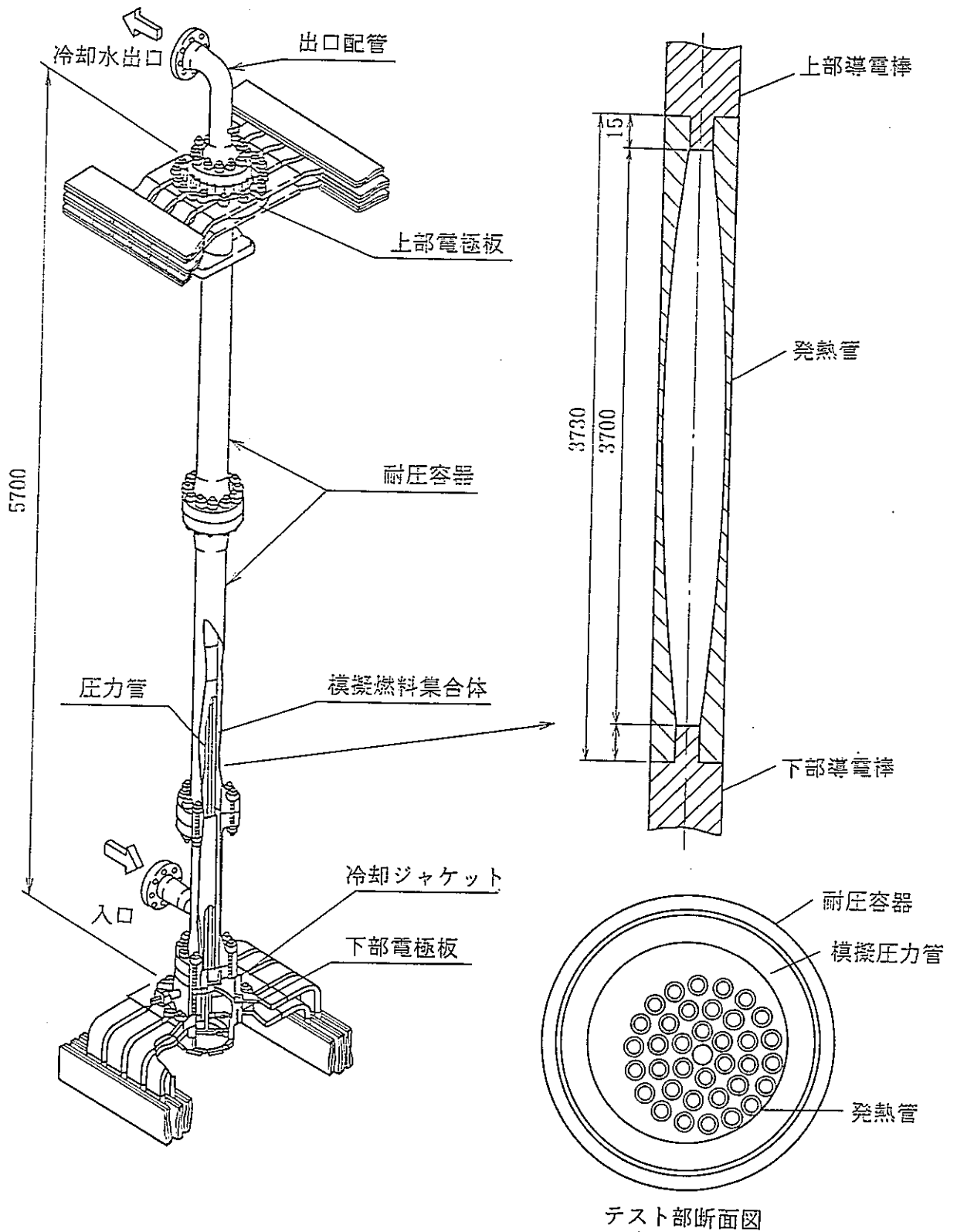


図 6.3 - 2 試験部構成図

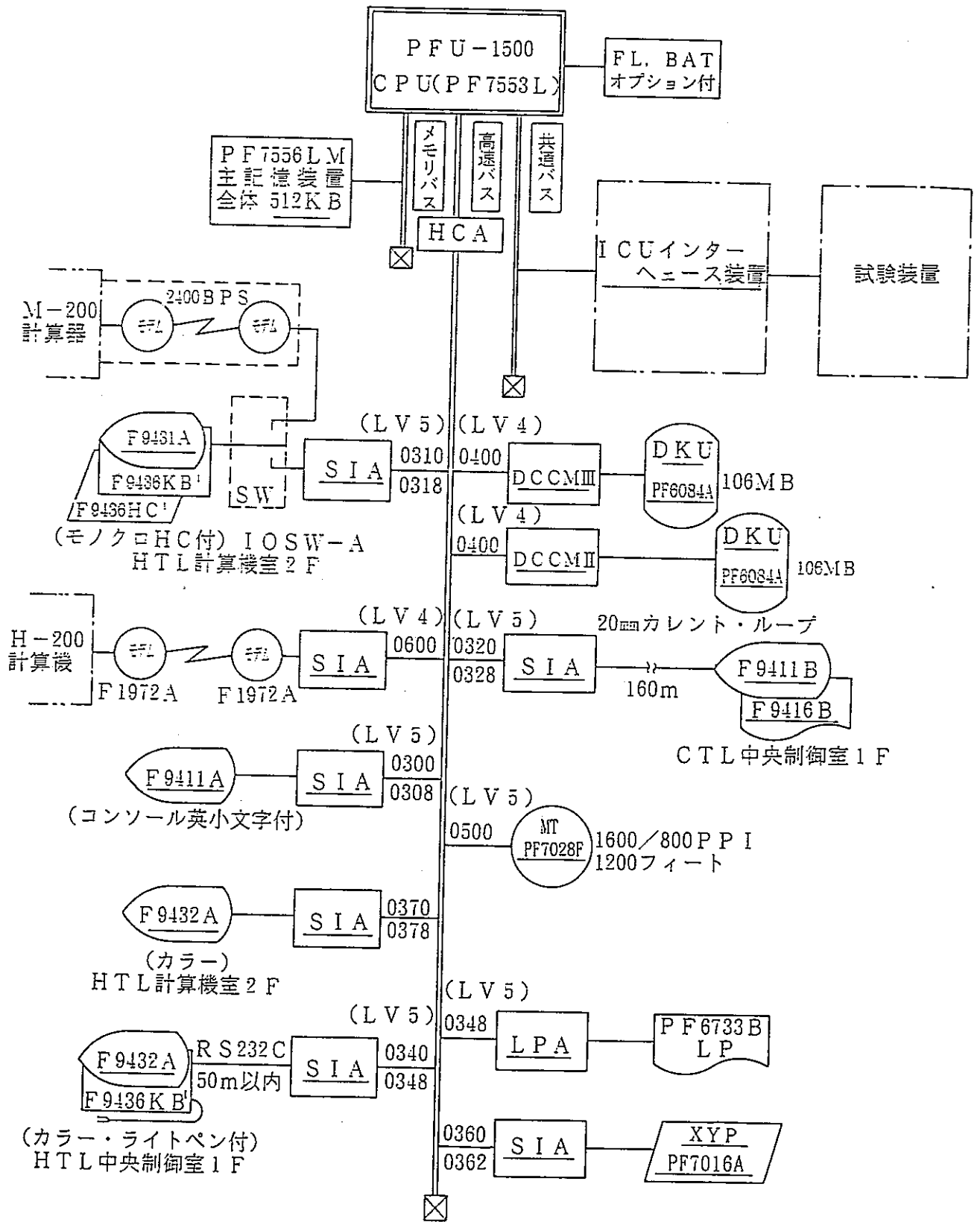


図 6.3-4 データ収録装置ハードウェア構成図

凡例

◇ : 計算機入力

○ : 中央制御室設置計器

入力	: 変換器
出力	

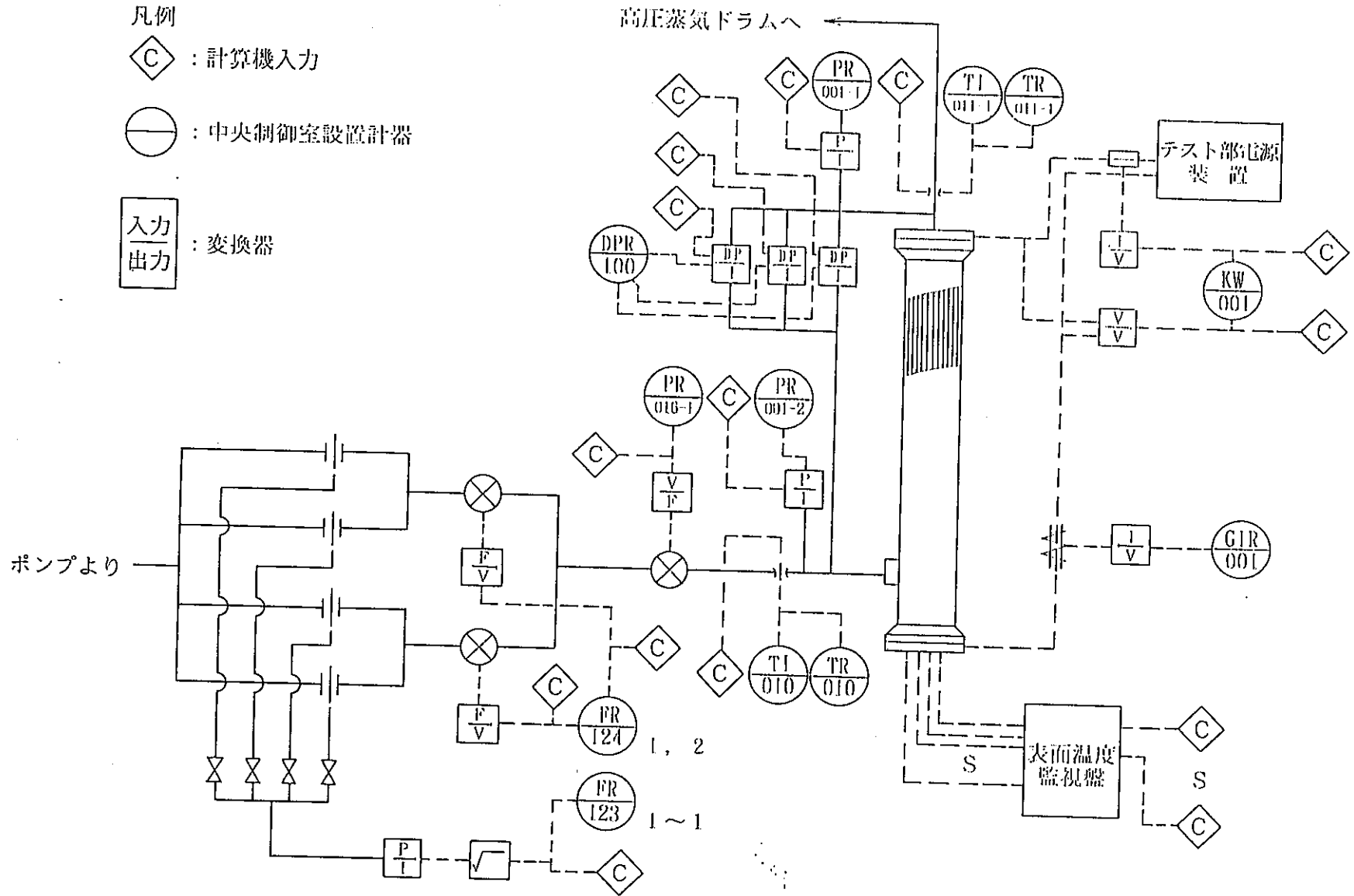


図 6.3-5 試験部計測位置

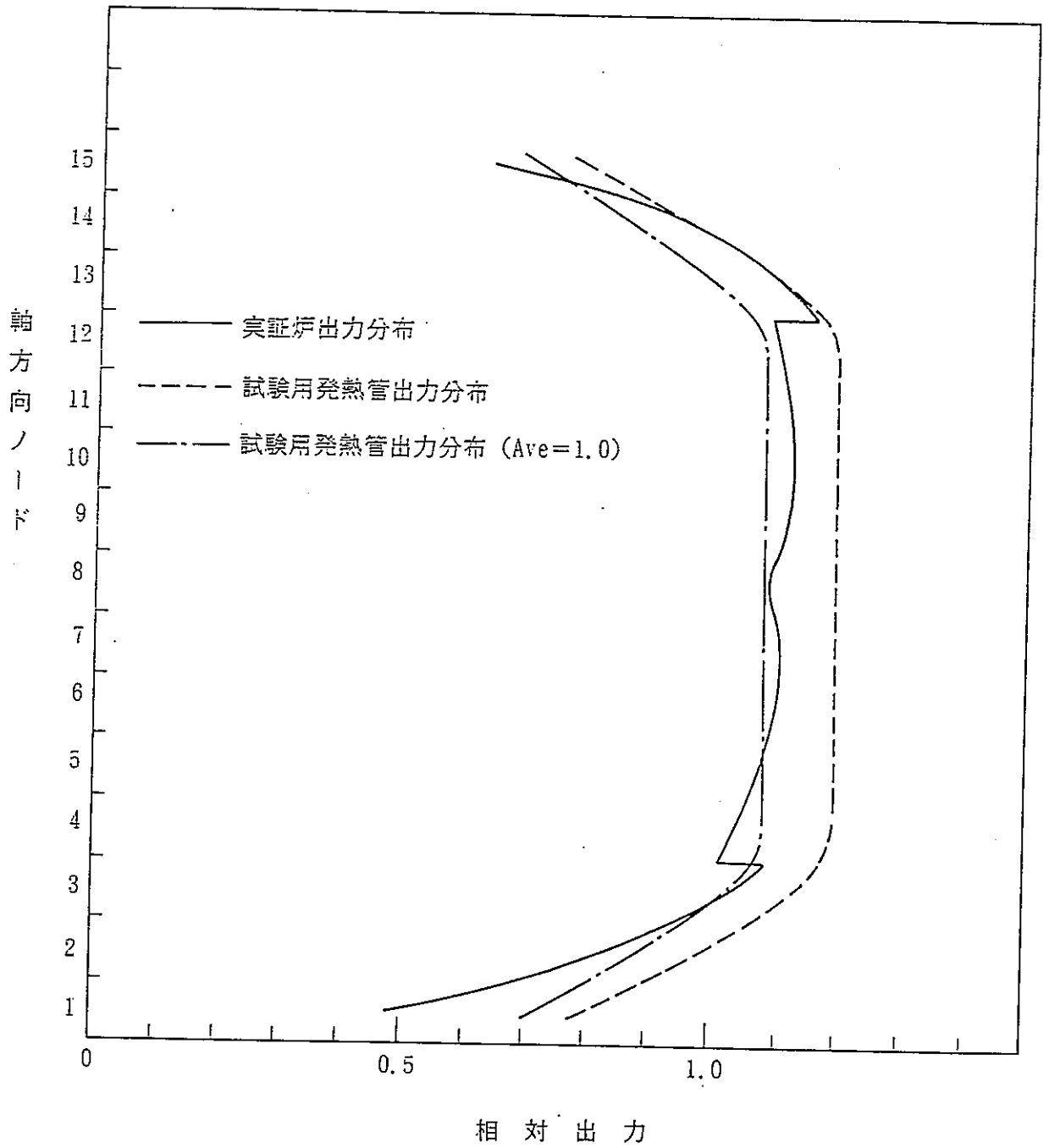


図 6.3 - 6 標準燃料軸方向相対出力分布

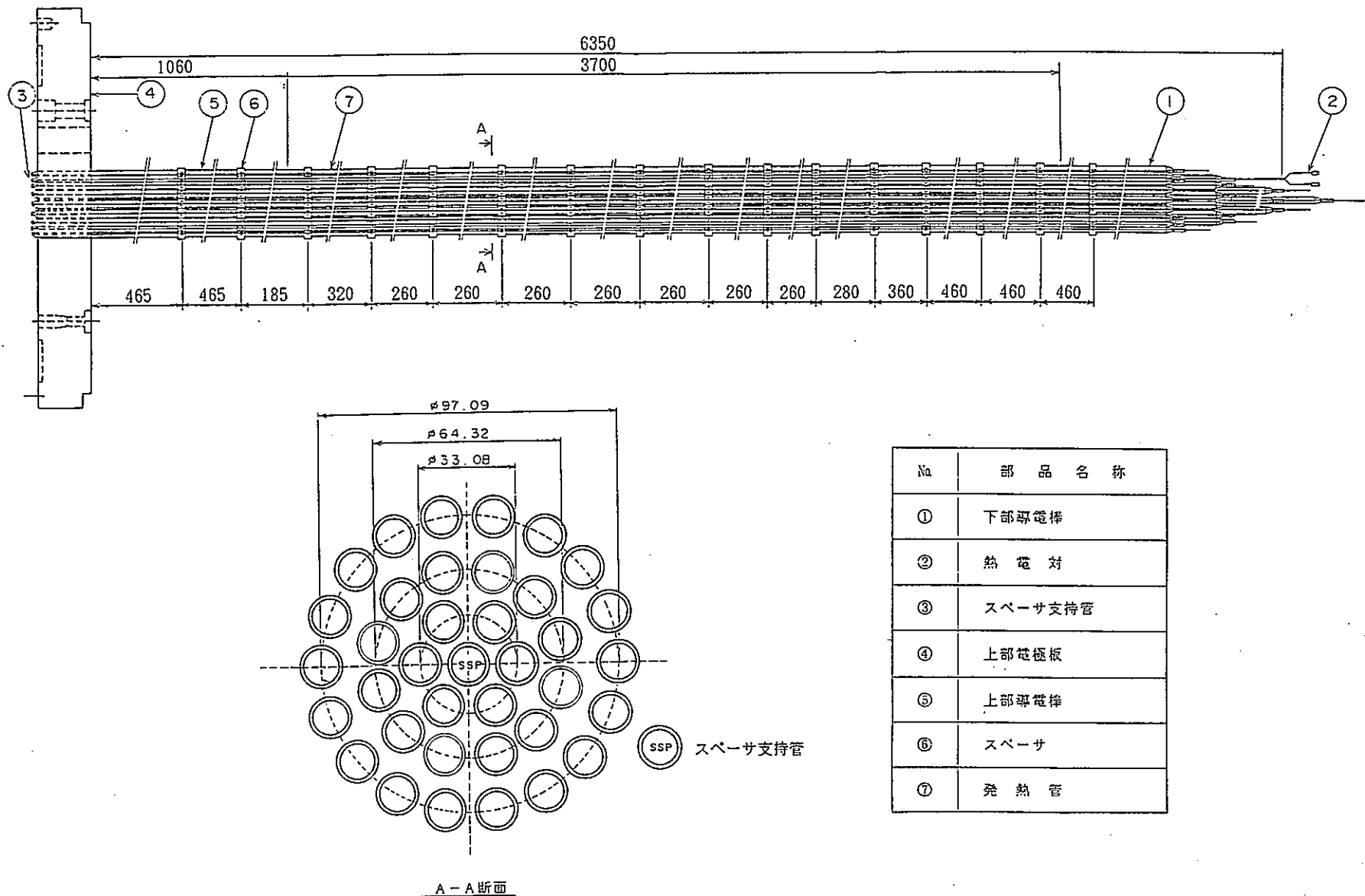


図6.3-7 試験体組立図

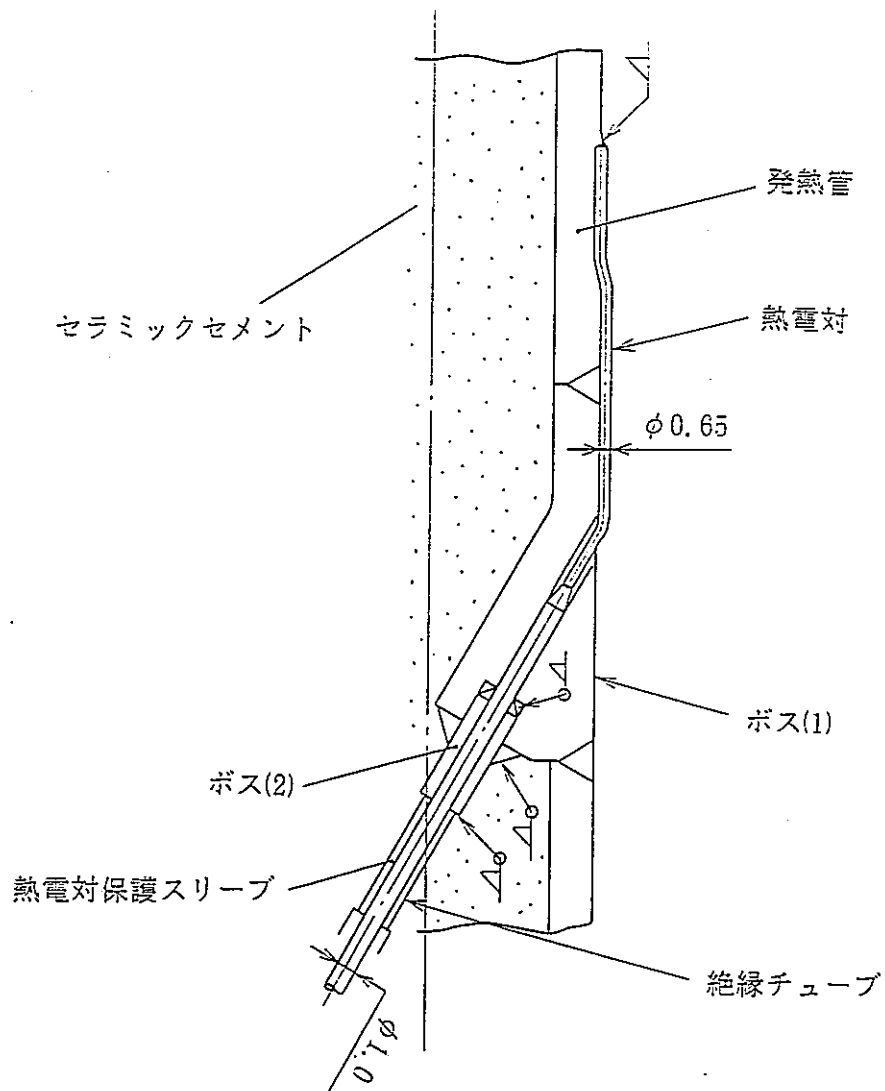


図 6.3 - 8 熱電対取付方法

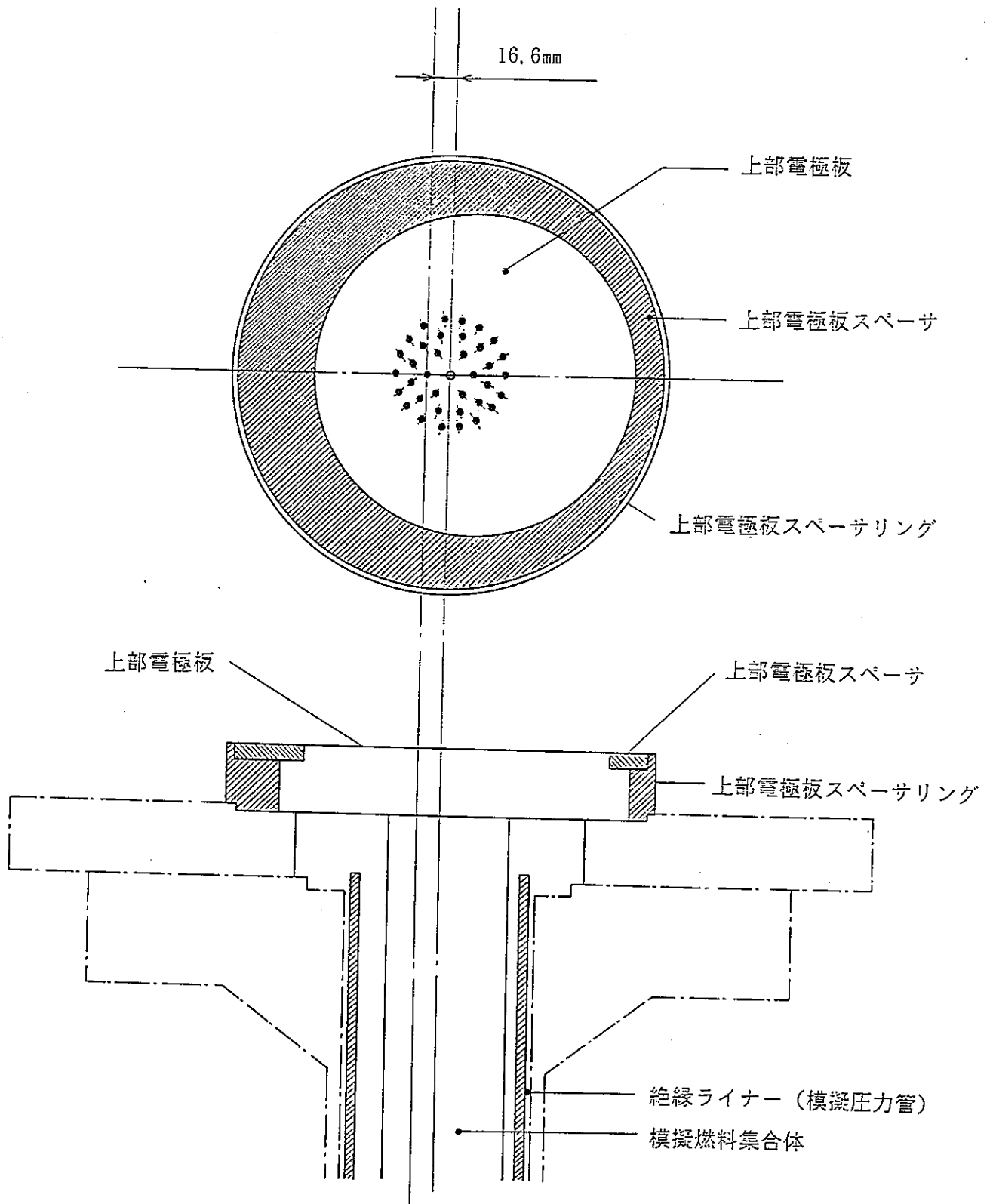


図 6.3-10 a 燃料集合体の強制偏心方法（テスト部上部）

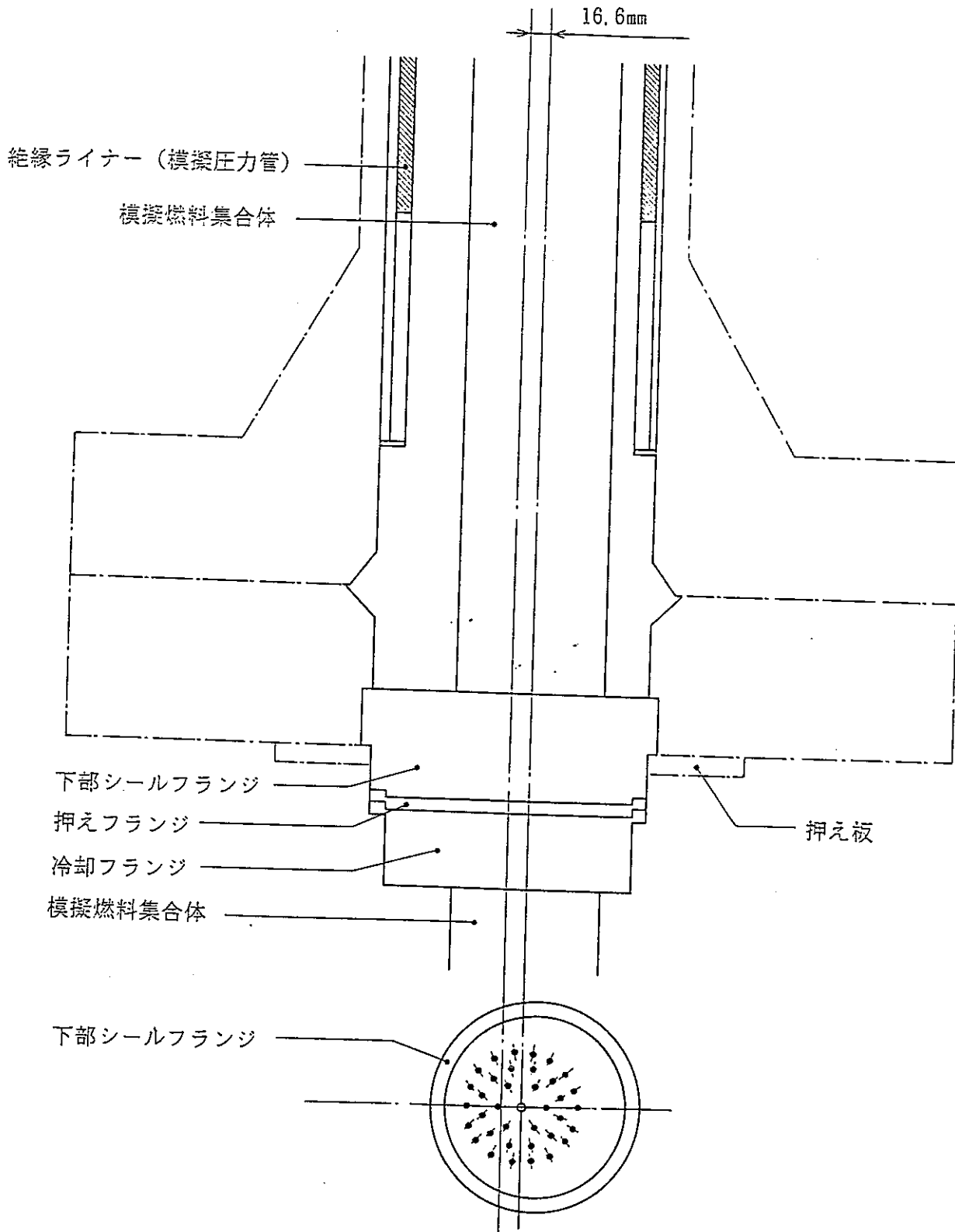


図 6.3-10b: 燃料集合体の強制偏心方法 (テスト部下部)

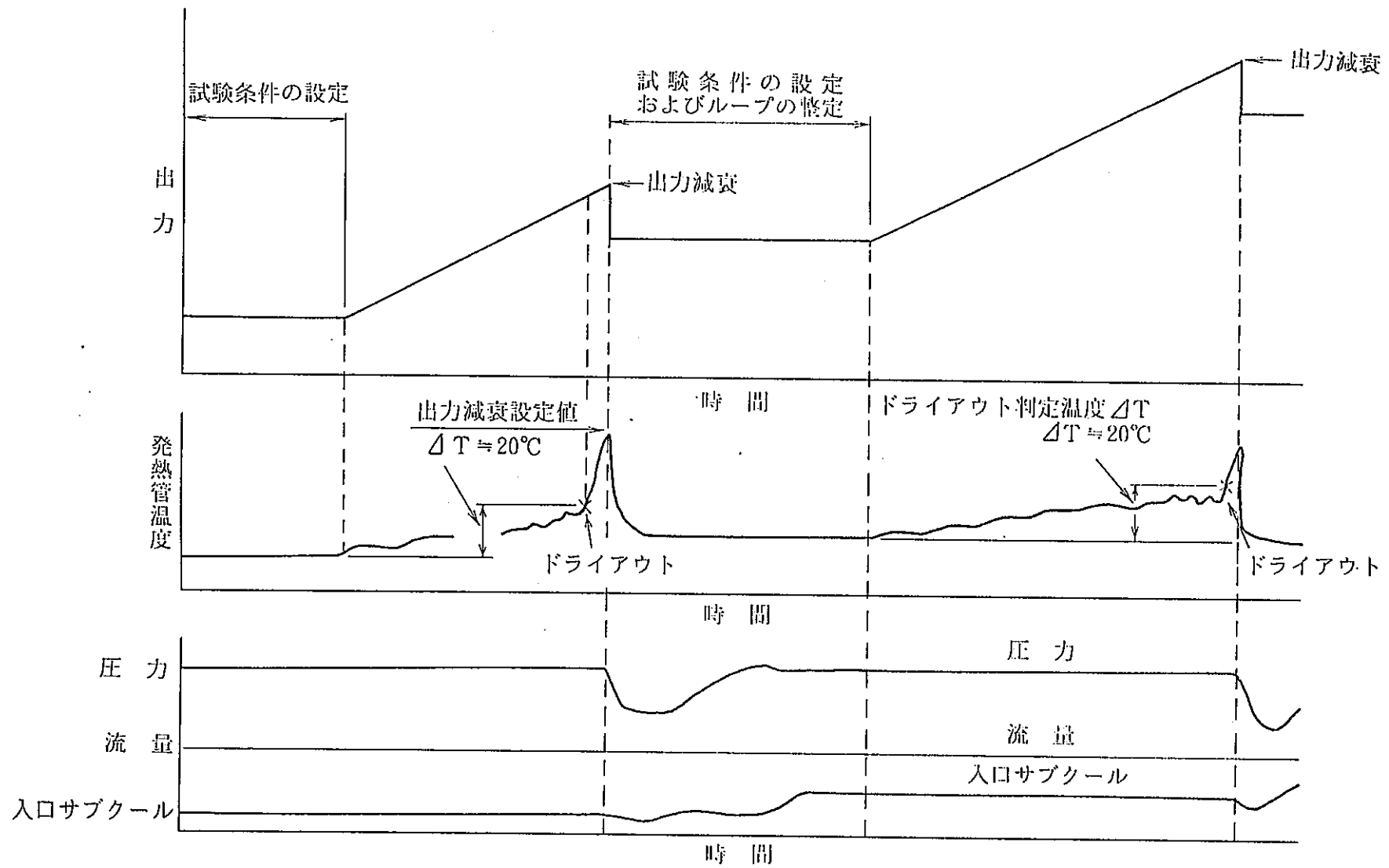


図 6.3-11 ドライアウト限界出力測定試験方法

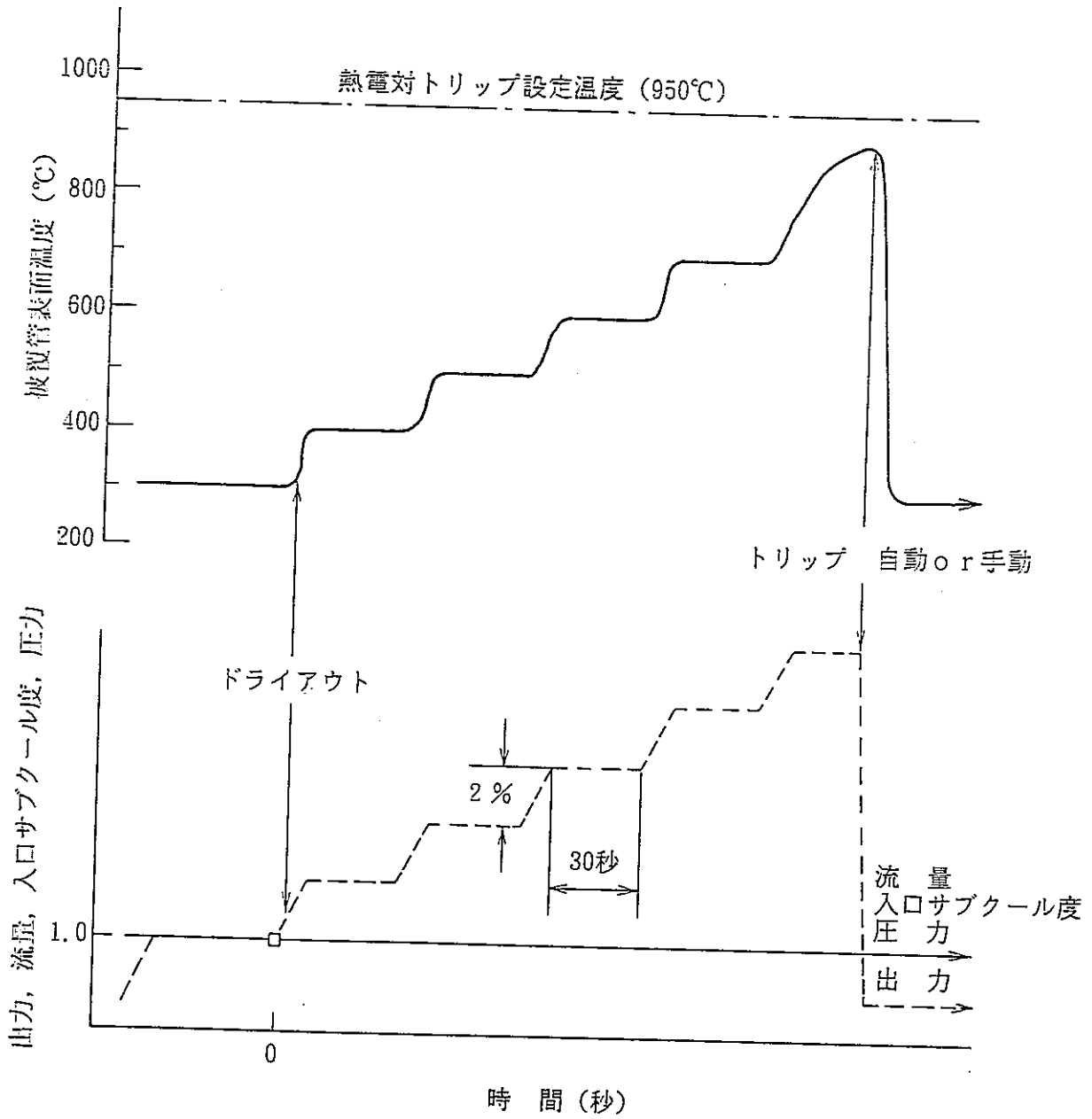
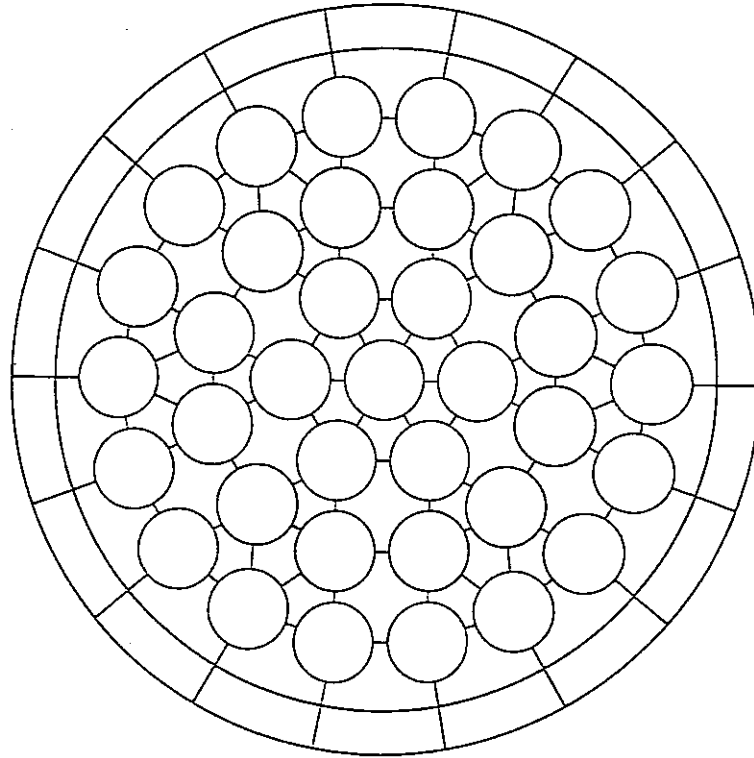
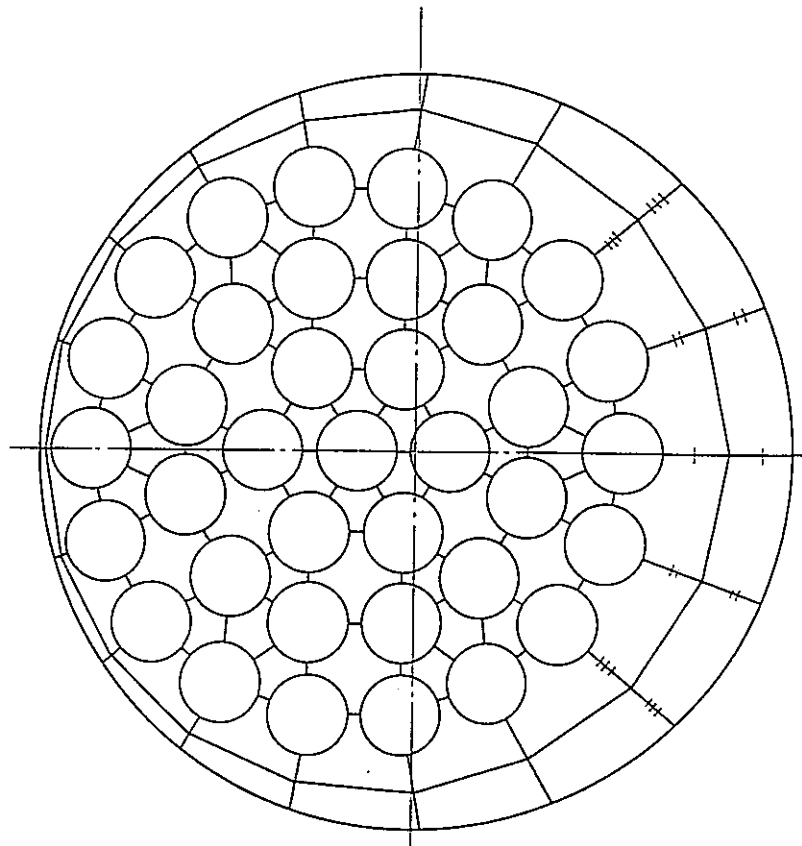


図6.3-12 ドライアウト後の被覆管表面温度測定試験方法



(a) サブチャンネル分割モデル



(b) 外周部サブチャンネルの分割方法

図6.3-13 COBRA-ATR解析で使用するサブチャンネル分割モデル

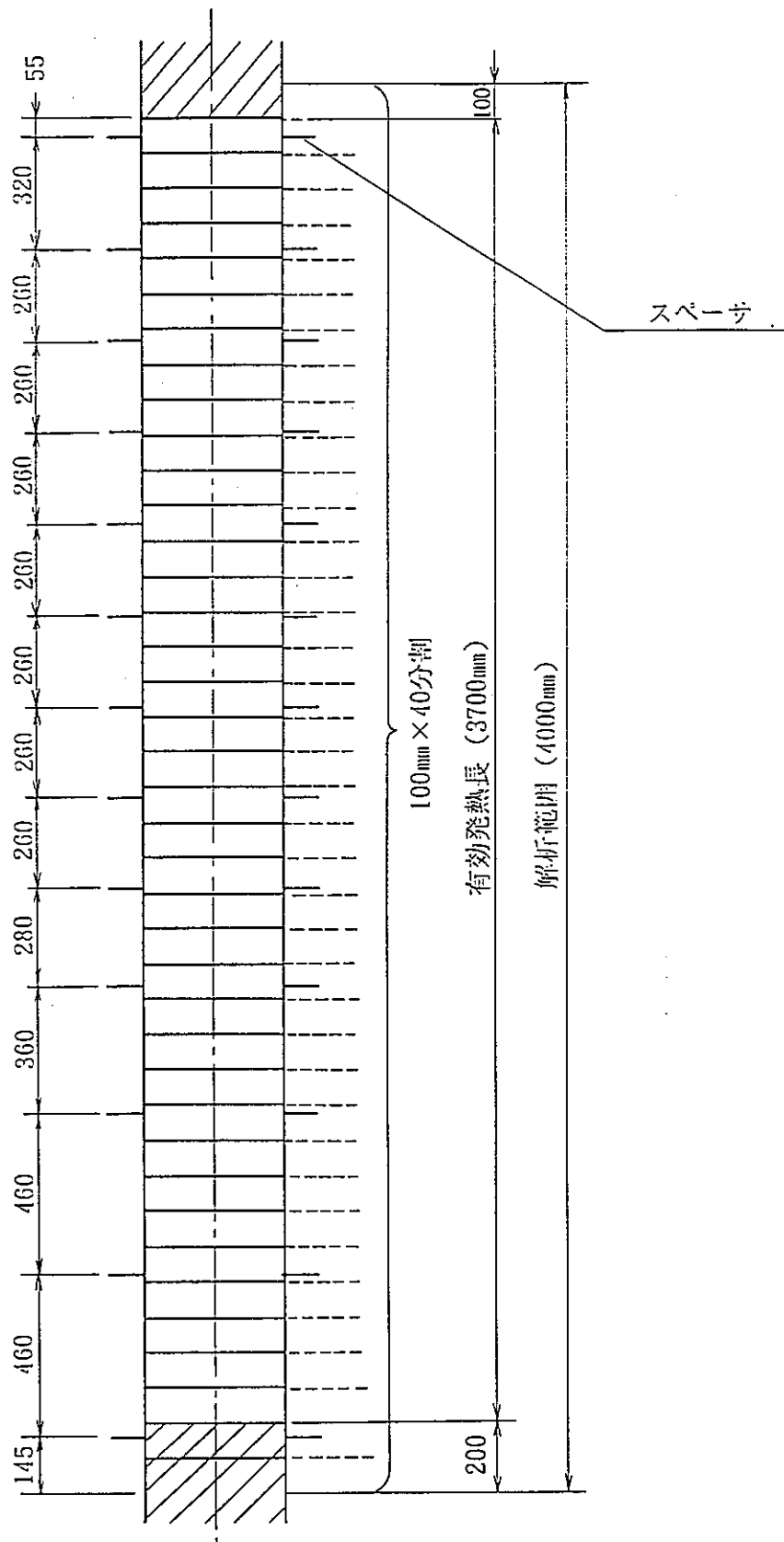


図 6.3-14 COBRAコードの軸方向分割図

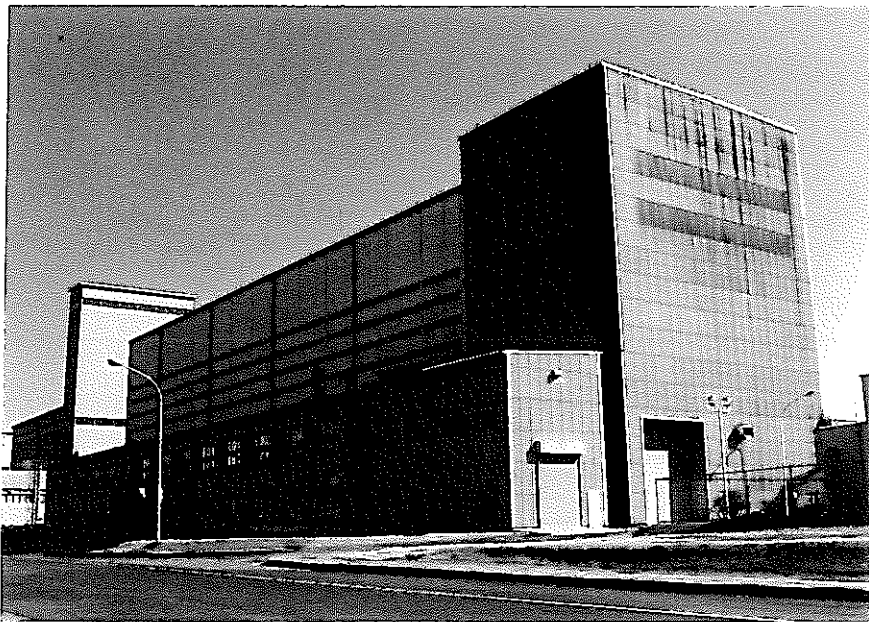


写真 6. 3 - 1 ・ 試験設備建屋

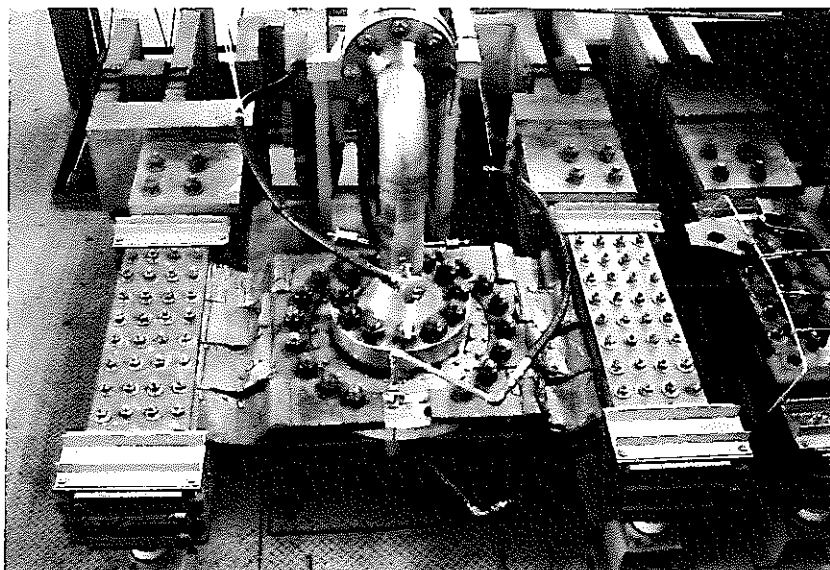


写真 6. 3 - 2 テスト部上部電極部

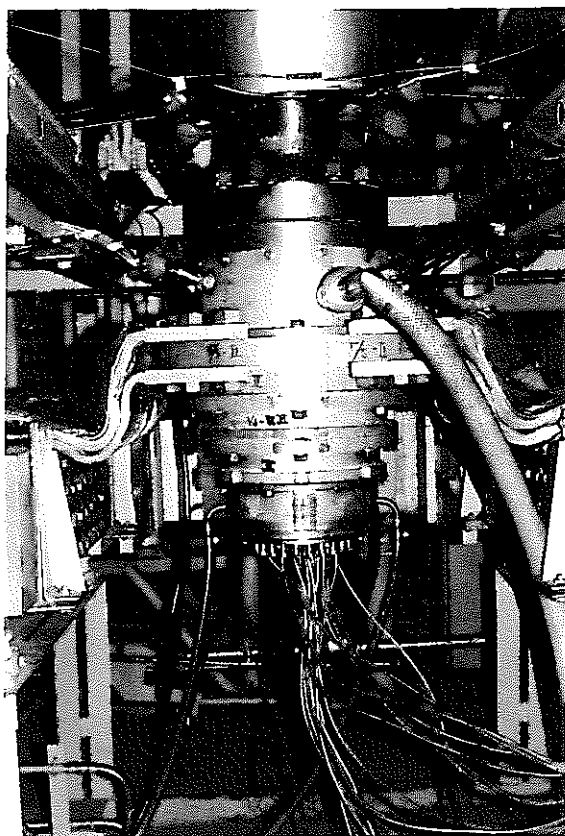


写真6.3-3 テスト部下部電極部

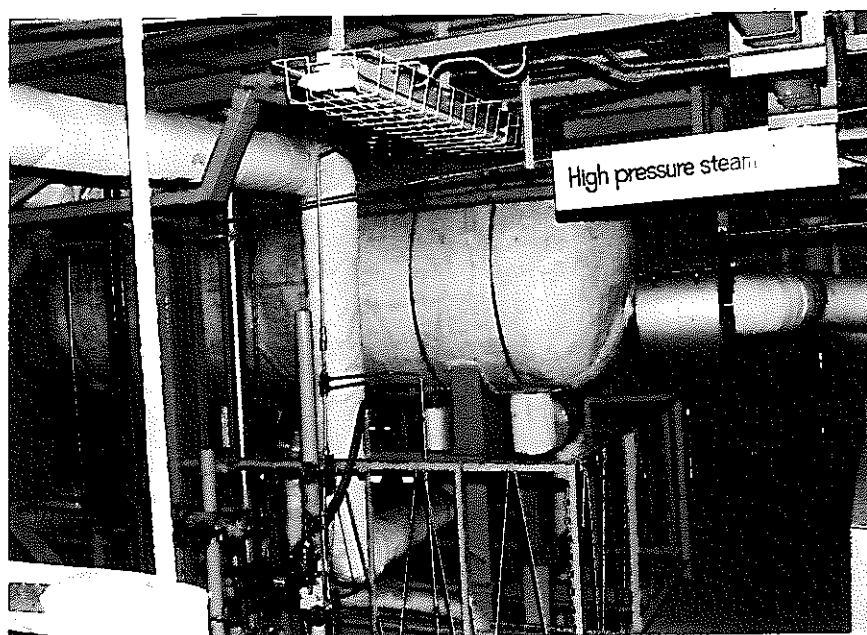


写真6.3-4 高圧蒸気ドラム

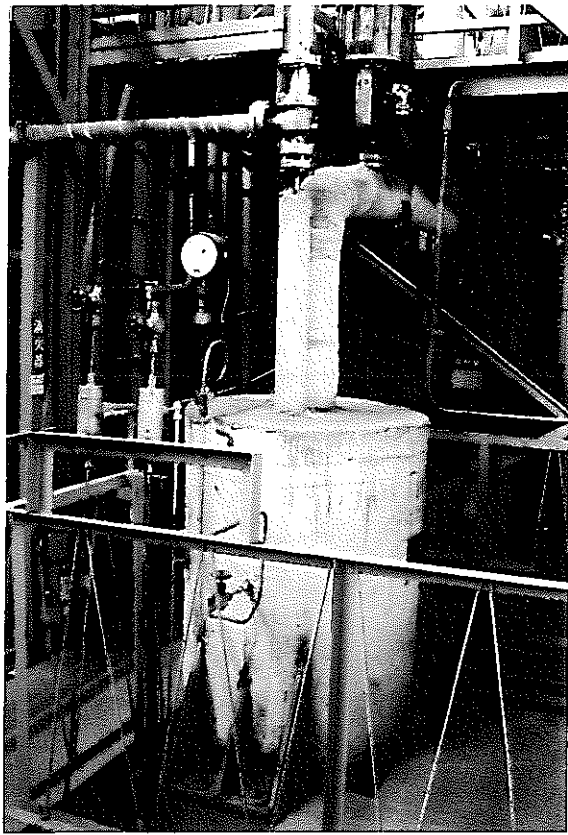


写真6.3-5 加压器

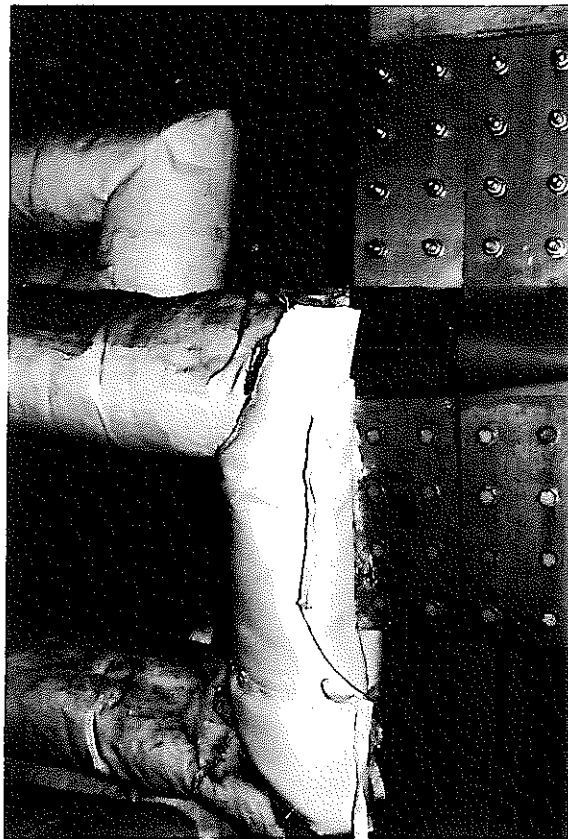


写真6.3-6 予熱器

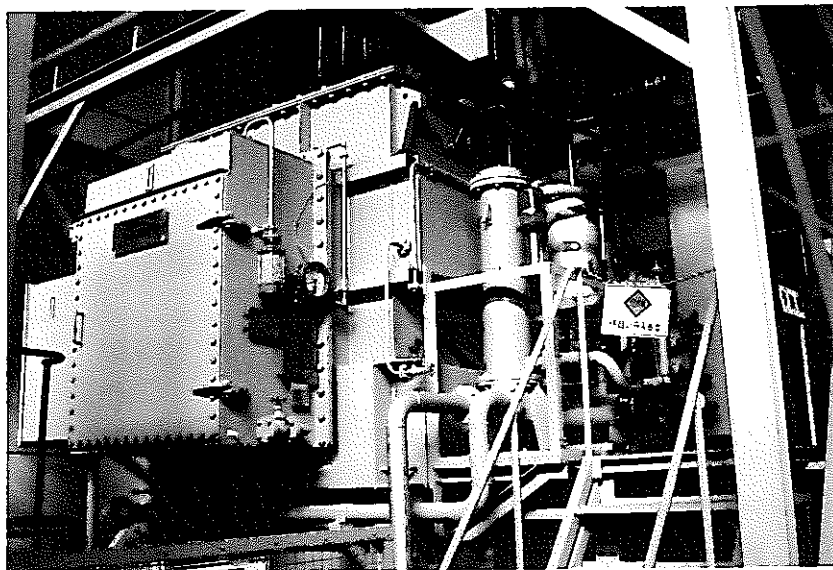


写真6.3-7 予熱器電源

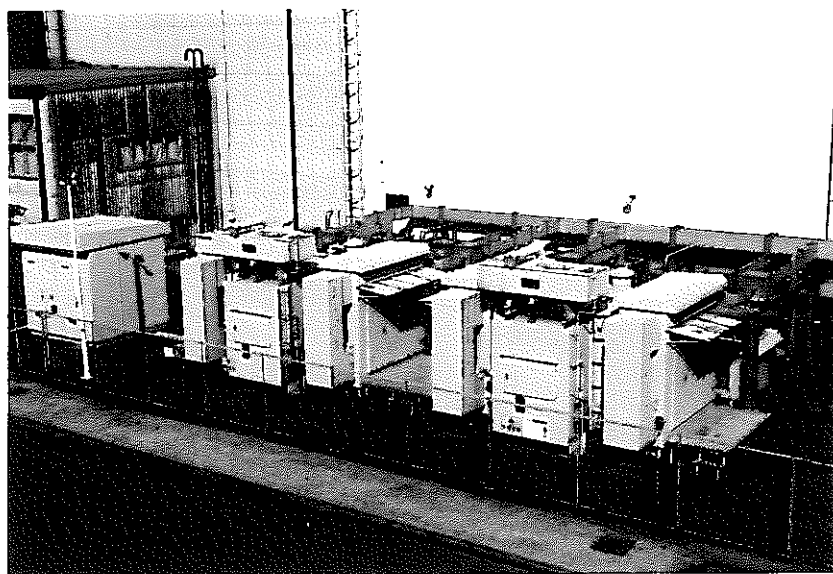


写真6.3-8 外部電源設備



写真6.3-9 テスト部電源トランス

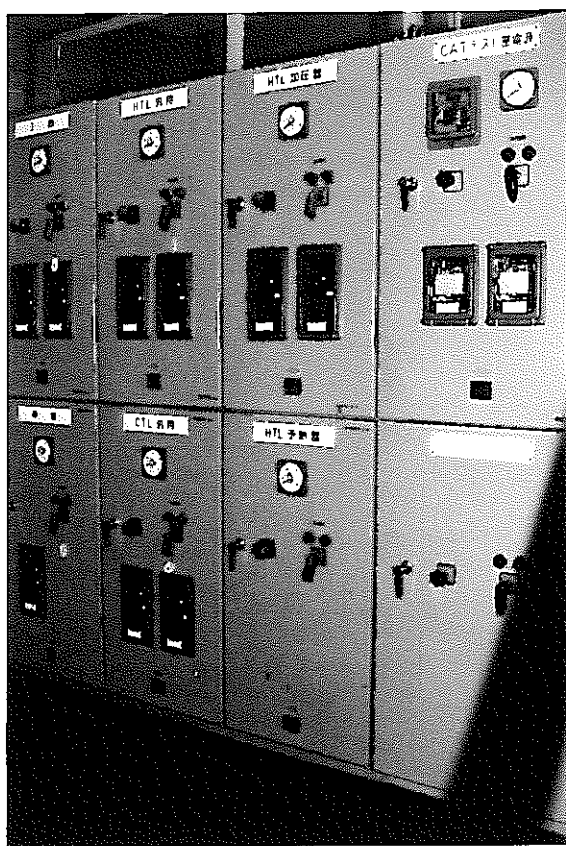


写真6.3-10 電源設備コントロールセンター

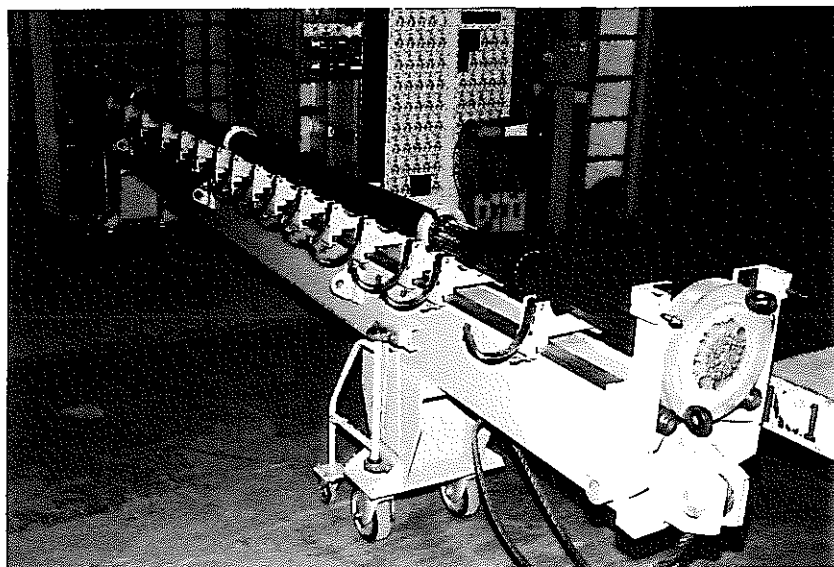


写真6.3-11 試験体と組立台車

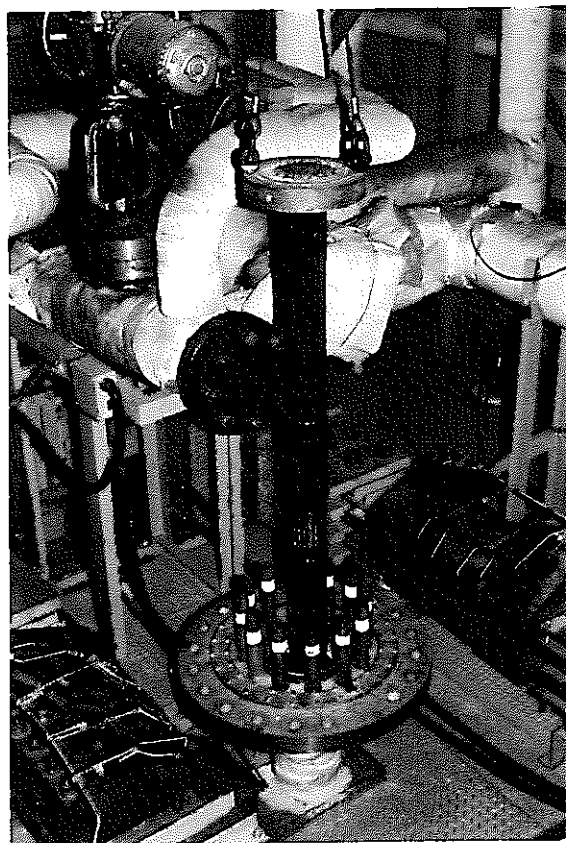


写真6.3-12 試験体装荷状況

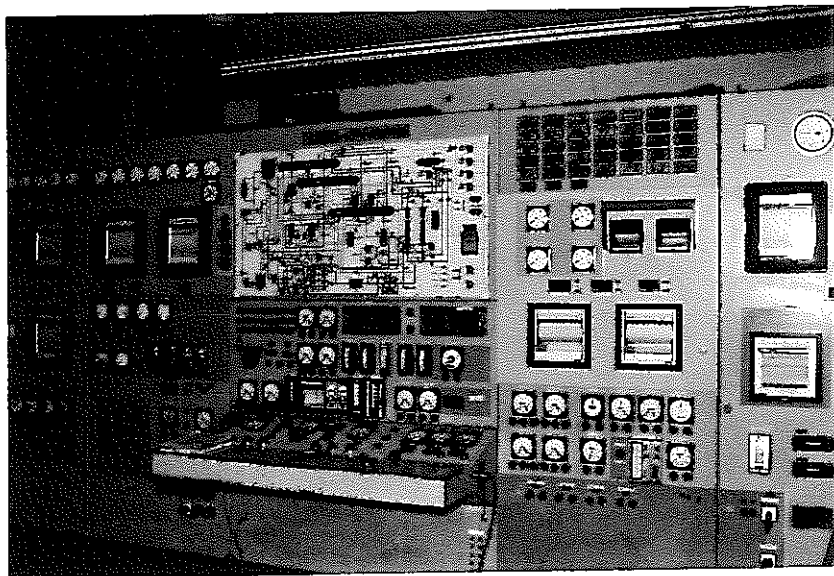


写真6.3-13 中央制御盤

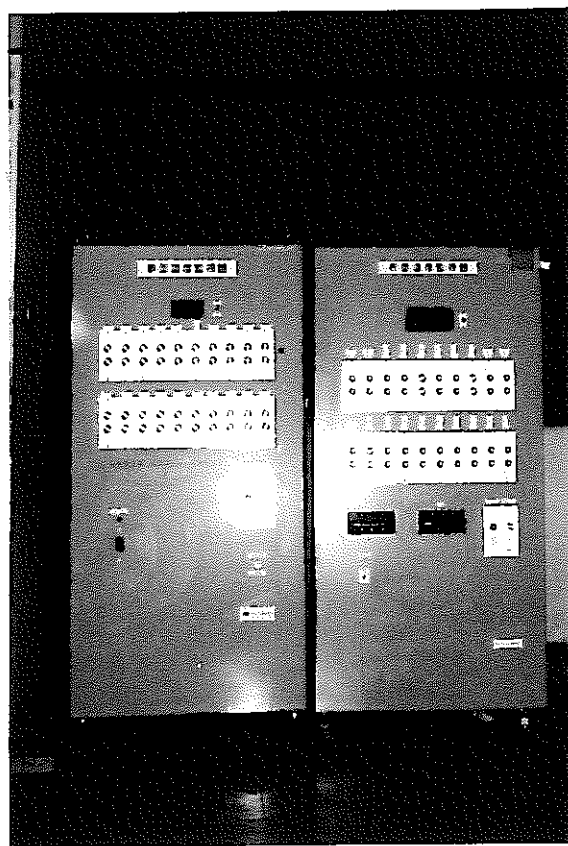


写真6.3-14 バーンアウト監視盤

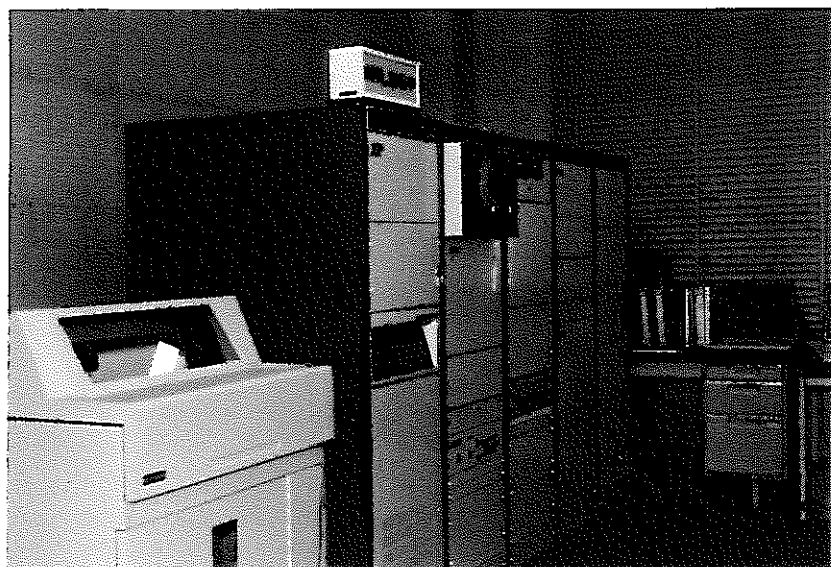


写真 6. 3 - 15 データ収録用計算機

6.4 試験結果

6.4.1 ドライアウト限界出力測定試験

(1) ドライアウト温度挙動

図6.4-1に燃料体が最大偏心及び無偏心時のドライアウト温度挙動を示す。ドライアウトは、最大偏心の場合、流量 25t/h以下の低流量域では中間層で、高流量域では外層ロッドで発生し、無偏心の場合は全ての流量で内層ロッドで発生している。図においてドライアウトの発生点は、燃料表面温度変化開始点であり、ドライアウトが発生すると温度の振動を生ずる。測定した燃料棒温度挙動は、ドライアウト発生後出力の上昇と共に振動しながらゆっくりと上昇した後、燃料棒の焼損を防止するために設定した温度制限値に達してトリップしている。これらの温度挙動は、ドライアウト発生前の状態である核沸騰から遷移沸騰を経てポスト・ドライアウト領域に移ったことを示しており、現象的には液膜消失によるドライアウトであると推定される。また、図からわかるように、これらの温度挙動は燃料体の偏心の有無や流量に関係なくほぼ同様の温度挙動を示している。

(2) ドライアウト発生位置

図6.4-2、図6.4-3に、燃料体が最大偏心した場合の径方向及び軸方向のドライアウト発生位置を示す。

また、図6.4-4、図6.4-5に無偏心の場合について同様の図を示す。最大偏心の場合には、高流量域(25t/h以上)では偏心方向の外層ロッドで、低流量域では中間層ロッドでドライアウトが発生している。軸方向の発生位置は、低流量の場合には燃料体出口で、高流量の場合には6番スペーサの設置された上流側に移動する。

これに対して、無偏心の場合には、流量に関係なく内層の燃料体出口でドライアウトが発生している。無偏心の場合にドライアウトが内層ロッドで発生するのは、冷却水の大部分が燃料体と圧力管の間を流れ、燃料冷却に寄与する流量の割合が燃料の中心側のサブチャンネル程少なくなるために、内層燃料棒に面するサブチャンネルがクォリティの高い二相流となり、出力の低い内層燃料棒でもドライアウトが発生するものと推定される。

(3) ドライアウト出力

燃料集合体が最大偏心した場合と偏心しなかった場合の限界出力測定値と流量の関係を図6.4-6に示す。図中、●のシンボルで示す点は、実証炉安全評価条件（30t/h, 4.8MW）である。測定した限界出力は、安全評価条件である流量30t/hにおいて最大偏心時で3.6MW、無偏心の場合で4.0MWと、安全評価条件に比べて、各々17%及び25%低い値である。また、ドライアウト限界出力は、燃料体が最大偏心した場合の方が偏心しない場合に比べて、低流量域で約10%高流量域で約20%低いことがわかる。以上のことから、本試験のように圧力管内径が150mmまで拡管した場合の燃料冷却性は、最大偏心した場合の方が偏心しない場合に比べて熱的に厳しいことが確認された。最大偏心時に高流量域でドライアウト限界出力が低くなるのはドライアウトの発生位置が低流量域での発生位置である中間層から外層ロッドに移るためである。

6.4.2 ポストドライアウト伝熱試験

(1) ドライアウトの拡がりや燃料棒表面温度挙動

ポストドライアウト伝熱試験結果の例として、燃料体偏心が最大で流量25t/hの場合の結果を図6.4-7に示す。また、図6.4-11には、流量25t/hで燃料集合体が偏心していないケースについて示す。

図6.4-7に示す最大偏心のケースでは、中間層の偏心方向である16番ロッド、#17ロッドで最初にドライアウトが発生し、次第に偏心方向の外層ロッド（#34ロッド）に拡がっていく。ここで、ドライアウトの発生点は、燃料棒表面温度の急激な上昇開始点である。ドライアウト後の燃料棒表面の温度は、出力の上昇と共に上昇していく。最大偏心の場合は、最初にドライアウトが発生するのは中間層ロッドであるか、出力の上昇とともに続いてドライアウトの発生した外層ロッドの温度の方が中間層ロッドのそれより高くなり、燃料棒最高温度（PCT）は外層ロッドで発生する。このケースにおけるPCTは流量25t/h、入口温度270℃、出力3.88MW時に850℃である。最大偏心の場合の流量毎の燃料棒温度挙動を図6.4-8～図6.4-10に示す。図からわかるように、最大偏心の場合のPCT発生ロッドは、すべてのケースで偏心方向の外層ロッドである。

一方、偏心が無い場合は、最初に内層ロッド（#6）でドライアウトが発生し、出力の上昇とともに温度が上昇しそのまま内層ロッドでPCTが生じる。このケースにおけるPCTは流量25t/h、入口温度270℃、出力4.64MW時に860℃である。無偏心の場合の流量毎の燃料棒最高温度と出力の関係を図6.4-12～図6.4-14に示す。図からわかるように、無偏心の場合のPCTは、すべてのケースにおいて内層ロッドで発生している。

また、図6.4-15及び図6.4-16は、最大偏心及び偏心無しの各々の場合の軸方向各スペーサ位置におけるドライアウト発生燃料棒とその周方向位置を流量25t/hの場合の位置について示す。図に示されたドライアウト発生位置は、PCT発生燃料棒表面温度がトリップ温度に達するまでの間にドライアウトしたものである。また図中右下には、それぞれの熱電対がドライアウトした順に熱電対番号を示している。

最大偏心の場合には、図6.4-15に示すように、偏心方向にドライアウト発生ロッドが集中しており外層、中間層、内層共にドライアウトしている。逆に偏心方向と反対の位置の24番ロッドは外層でもドライアウトしていない。このことから、偏心が有る場合には大部分の冷却水は偏心方向の反対側を流れていることが推定できる。

一方、無偏心の場合には、図6.4-16に示すように、内層、中間層、外層の全ての層の燃料棒でドライアウトが発生している。この図では、ドライアウト発生位置がクラスタの左上方向に集中しているように見られるが、本試験では熱電対を偏心方向であるこの領域を中心に配置しているためであり、偏心方向と反対側の10番ロッドが燃料出口付近でドライアウトしていることからわかるように、無偏心の場合は径方向には特に偏りなくドライアウトが生じているものと推定できる。軸方向のドライアウト発生範囲は、最大偏心の場合と同じく、3番スペーサから6番スペーサ間の範囲である。

(2) 燃料体出力とPCT

図6.4-17及び図6.4-18に、最大偏心及び無偏心の場合について測定した出力とPCTの関係をチャンネル流量をパラメータとして示す。図からわかるように、いずれの場合も、ドライアウト発生後出力の若干の増大によって急激

に温度上昇がみられ、最大偏心の場合でドライアウト出力の1.1倍～1.2倍の出力で無偏心の場合同じく1.1倍～1.3倍の出力で各々 850°Cに達する。圧力管破断時の想定チャンネル流量である25t/h～30t/hのうち、25t/h を例にとると、最大偏心の場合、ドライアウト発生出力は3.39MW、PCTが 850°Cに達するのは3.88MWである。

(3) ドライアウト後の熱伝達率

ドライアウト後の熱伝達率は、6.3.5(5)熱伝達率のデータ処理方法で述べたように[1]式にて算出した。

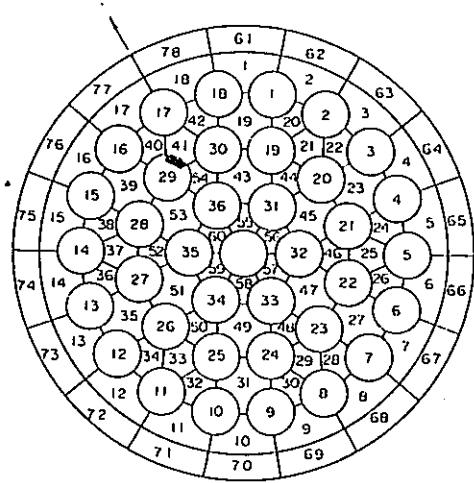
試験によって得られた熱流束及び熱表面温度等を使用し、[1]式により算出したポストドライアウト熱伝達率を出力及び燃料表面温度を合せて、図6.4-19及び図6.4-20に示す。図6.4-19は、最大偏心で流量 25t/hの場合を、図6.4-20は無偏心で流量25t/h の場合である。ここに示す熱伝達率は、完全にポストドライアウトに移行した状態での値である。図に示す3本の熱電対温度は、外層、中間層、内層の各層において各々最も温度が高いものを示している。

最大偏心時のポストドライアウト熱伝達率は、外層、中間層、内層で僅かの差があるものの、流量25t/hの場合にほぼ1000w/m²・°C前後の値であることがわかる。また、無偏心の場合の熱伝達率は、内層が最も小さく約500w/m²・°C、外層、中間層がほぼ1000w/m²・°C前後の値である。図6.4-21～図6.4-26に各流量毎の同様の図を示す。

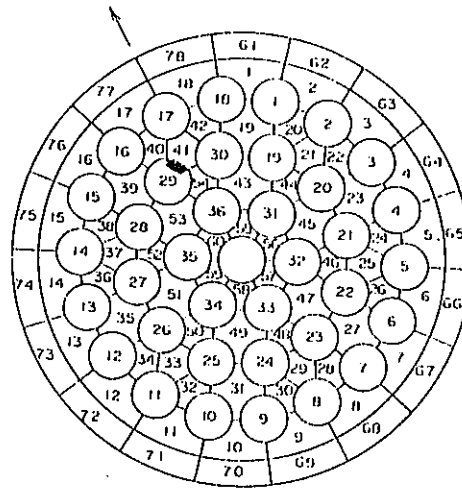
図6.4-27及び図6.4-28に、最大偏心時、無偏心時の各層燃料棒毎の熱伝達率と流量の関係を示す。図からわかるように各層ともに、ポストドライアウト熱伝達率は流量の増加とともに大きくなることがわかる。また、図6.4-29に、各層の熱伝達率を最大偏心の場合と無偏心の場合を比較して示す。縦軸は、無偏心の場合の熱伝達率と最大偏心の場合の熱伝達率の比である。図からわかるように中間層の熱伝達率は、偏心、無偏心に係らずほぼ同じ値を示すが、外層の伝達率は、最大偏心の場合のほうが約70%小さく逆に内層の熱伝達率は最大偏心の場合のほうが約1.5倍の値となることがわかる。

(4) 圧力損失測定結果

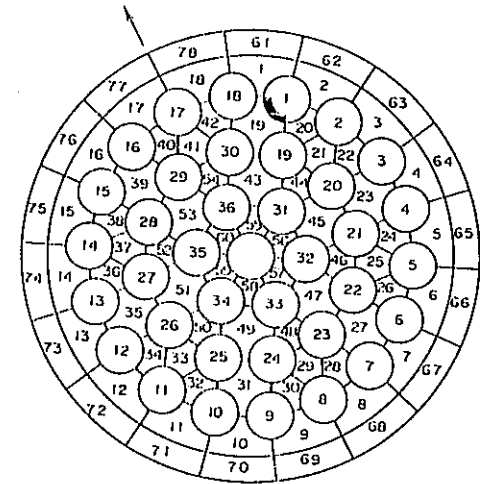
圧力管破断時の当該チャンネルの冷却流量を精度良く見積もるためには、燃料集合体の圧力損失を正確に知ることが重要となる。このため、本試験では、圧力管拡管時の当該チャンネルにおける圧力損失を最大偏心及び無偏心の各々のケースについて測定した。図6.4-30に出口クォリティと圧力損失測定値の関係を示す。この場合の圧力損失は、図6.4-31に示すように、入口管と出口管の2点間で測定している。したがって、この測定値は、燃料体バンドル部、スペーサ16個、上部電極板及び出入口管の圧力損失と水頭損失、加速損失を含んだものである。図6.4-30から、破断チャンネルの圧力損失は、正常なチャンネルの圧力損失に比べて約1/4（約75%小さい）の値である。また、破断チャンネルの圧力損失は、偏心、無偏心にかかわらずほぼ同じ値である。



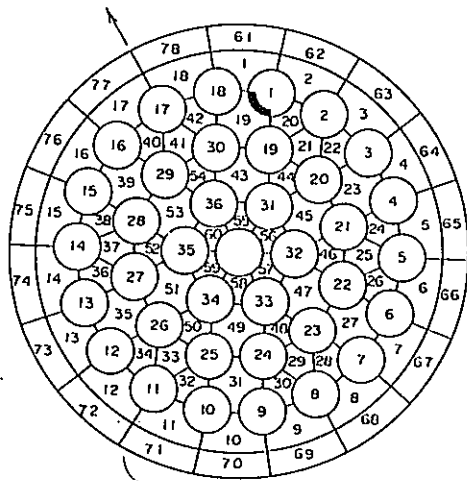
(1) RUN No. PTRD0709
(流量: 15.1 l/h, 出力: 2.75 MW)



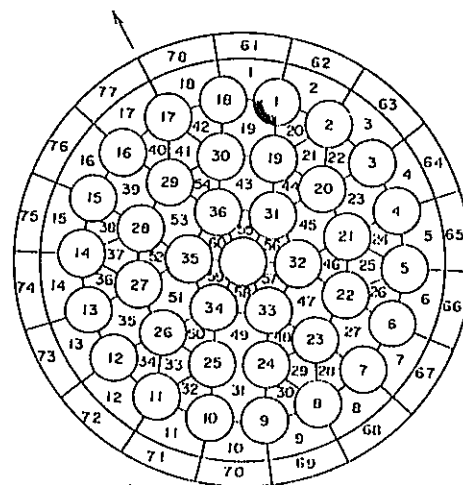
(2) RUN No. PTRD0712
(流量: 24.5 l/h, 出力: 3.30 MW)



(3) RUN No. PTRD0713
(流量: 35.6 l/h, 出力: 3.94 MW)



(4) RUN No. PTRD0716
(流量: 44.5 l/h, 出力: 3.99 MW)



(5) RUN No. PTRD0759
(流量: 50.1 l/h, 出力: 4.36 MW)

■ : 実験におけるドライアウト発生位置

図 6.4-2 ドライアウト発生径方向位置 (偏心: 16.6 mm)

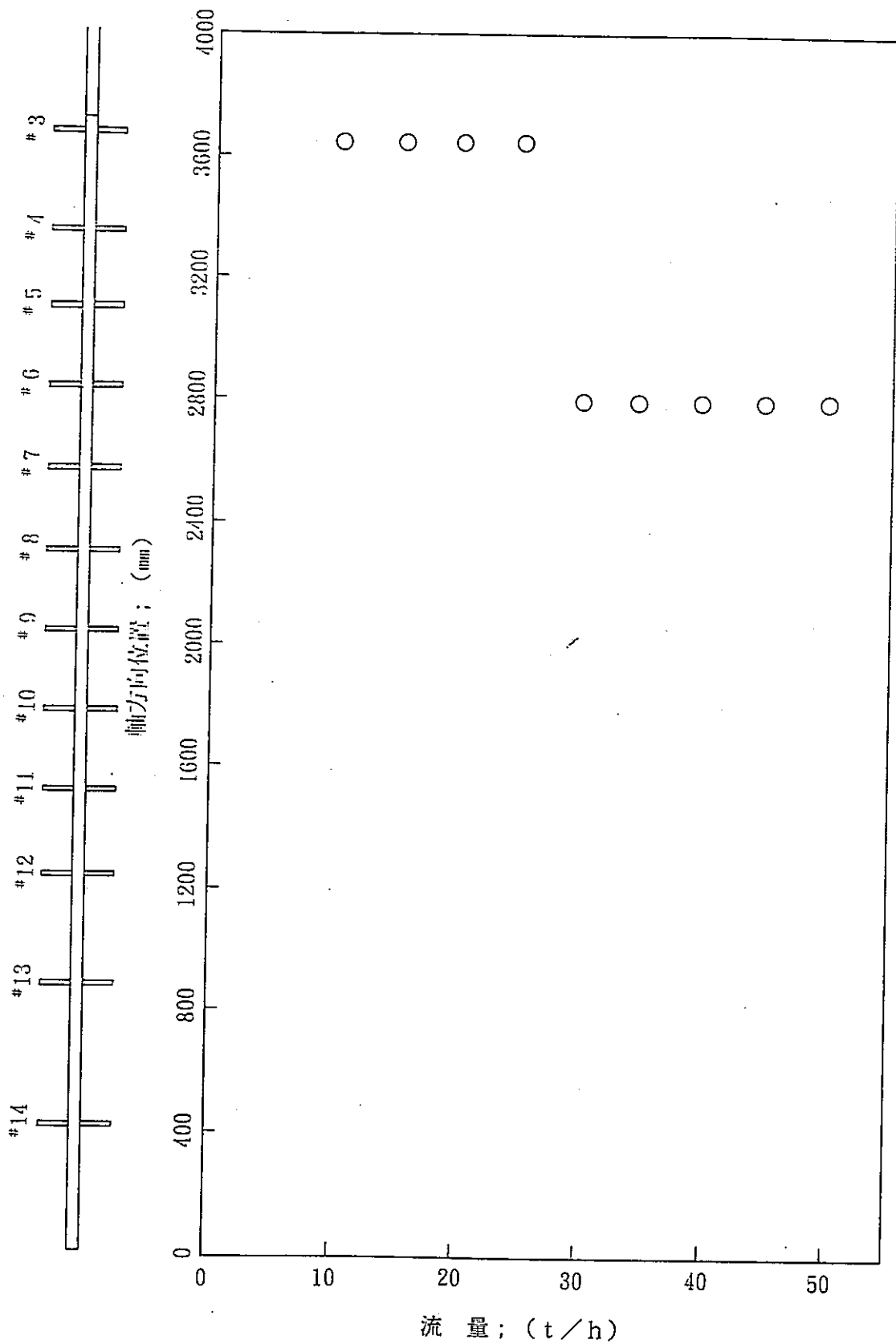
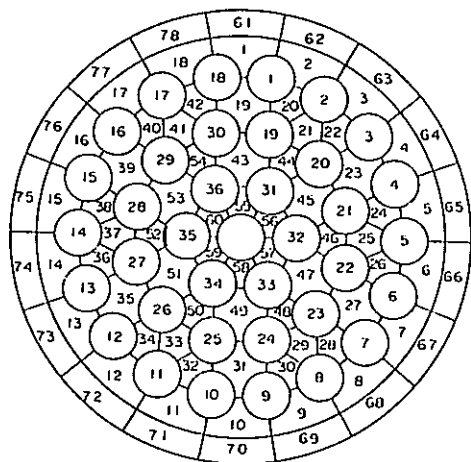
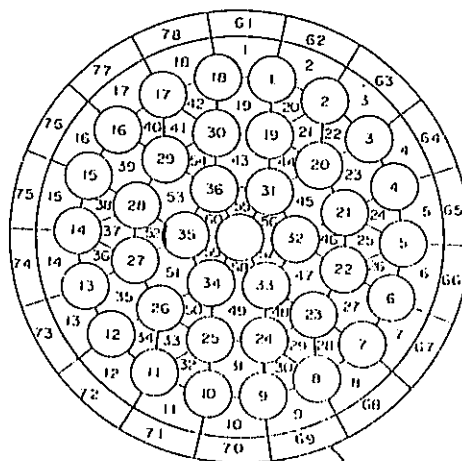


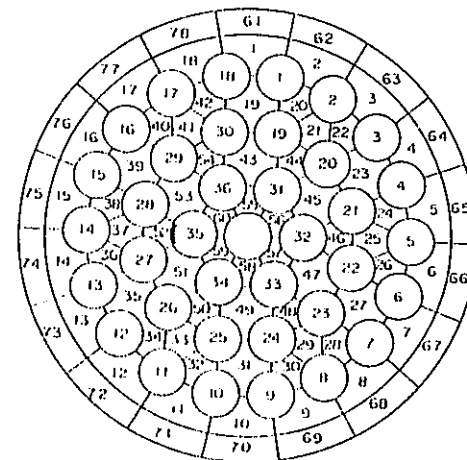
図 6.4-3 軸方向ドライアウト発生位置 (偏心 : 16.6mm)



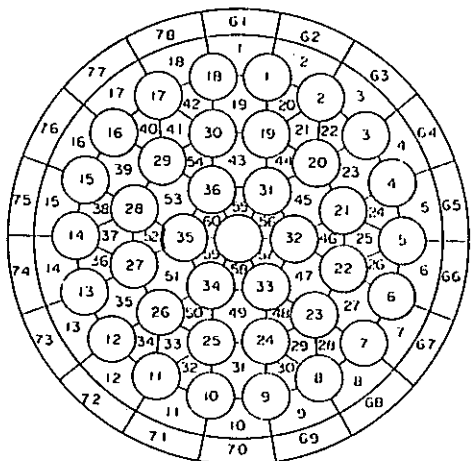
(1) RUN No. PTRD002
(流量 : 15.0t/h, 出力:2.93MW)



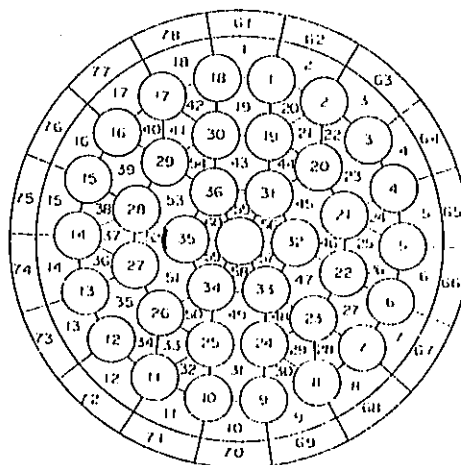
(2) RUN No. PTRD004
(流量 : 21.8t/h, 出力:3.68MW)



(3) RUN No. PTRD006
(流量 : 35.1t/h, 出力:4.32MW)



(4) RUN No. PTRD008
(流量 : 45.4t/h, 出力:4.83MW)



(5) RUN No. PTRD055
(流量 : 50.1t/h, 出力:5.08MW)

■ : 実験におけるドライアウト発生位置

図 6.4-4 ドライアウト発生径方向位置 (偏心 : 0.0mm)

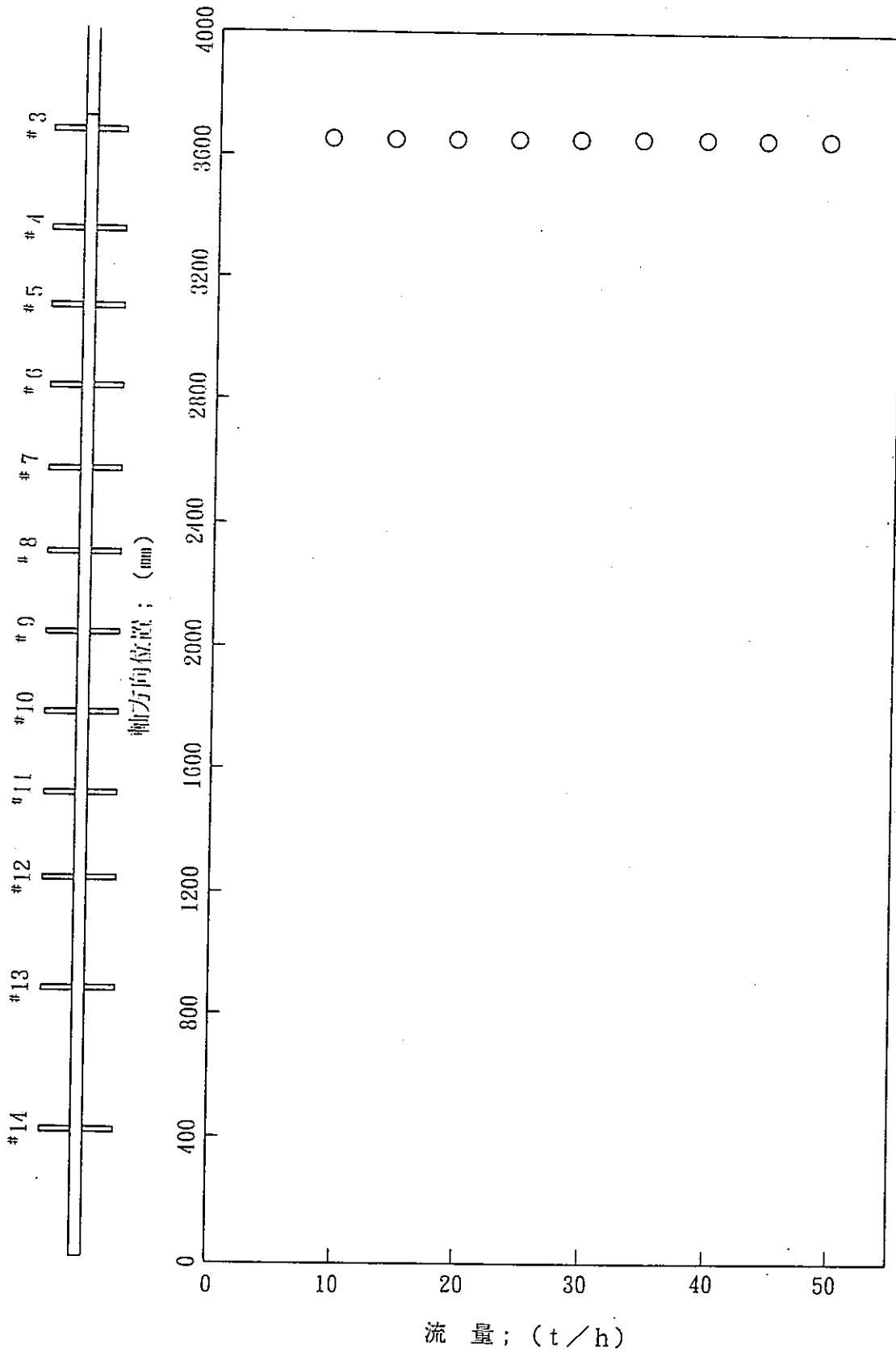


図6.4-5 軸方向ドライアウト発生位置 (偏心: 0.0mm)

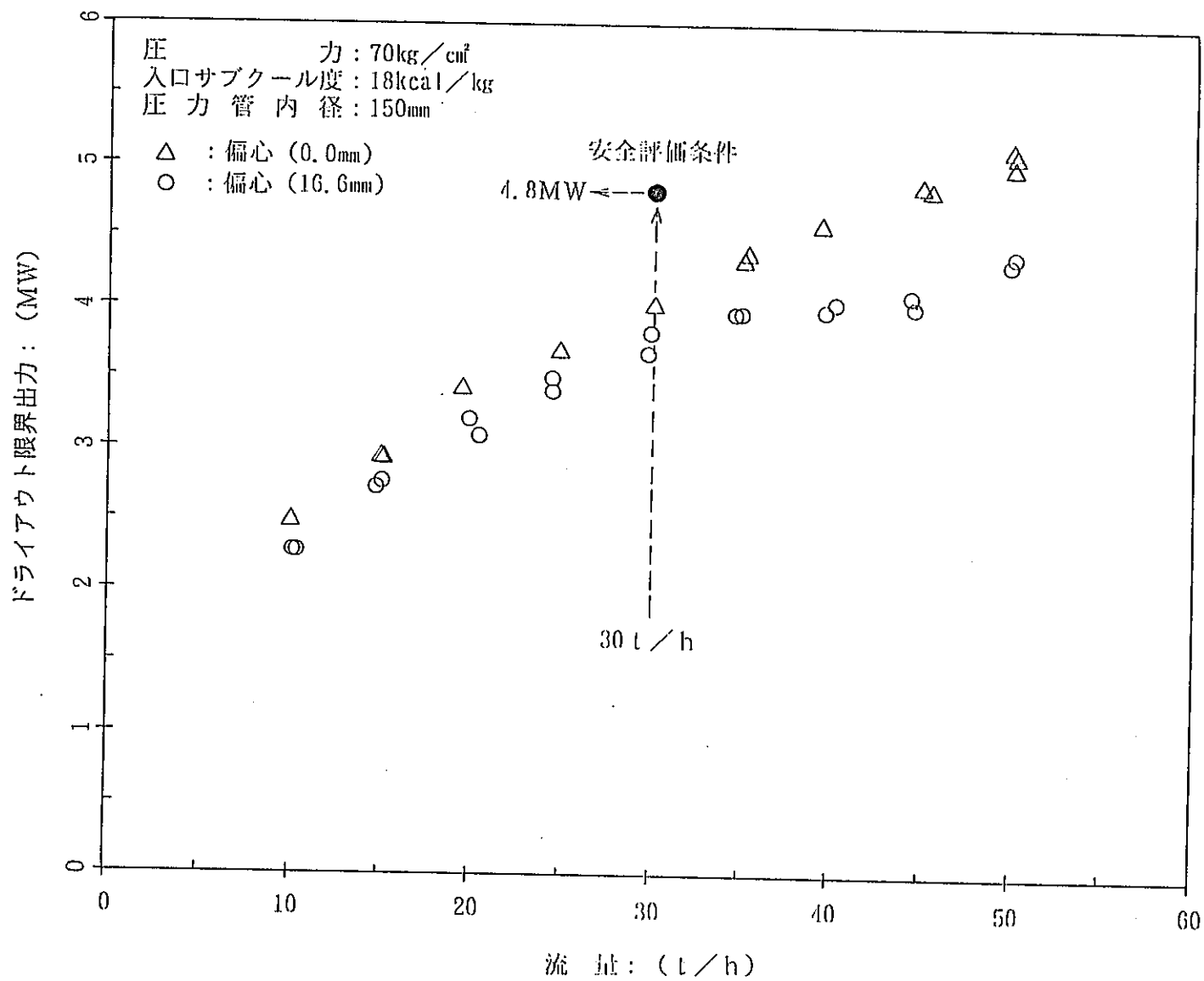


図 6.4-6 ドライアウト限界出力測定結果

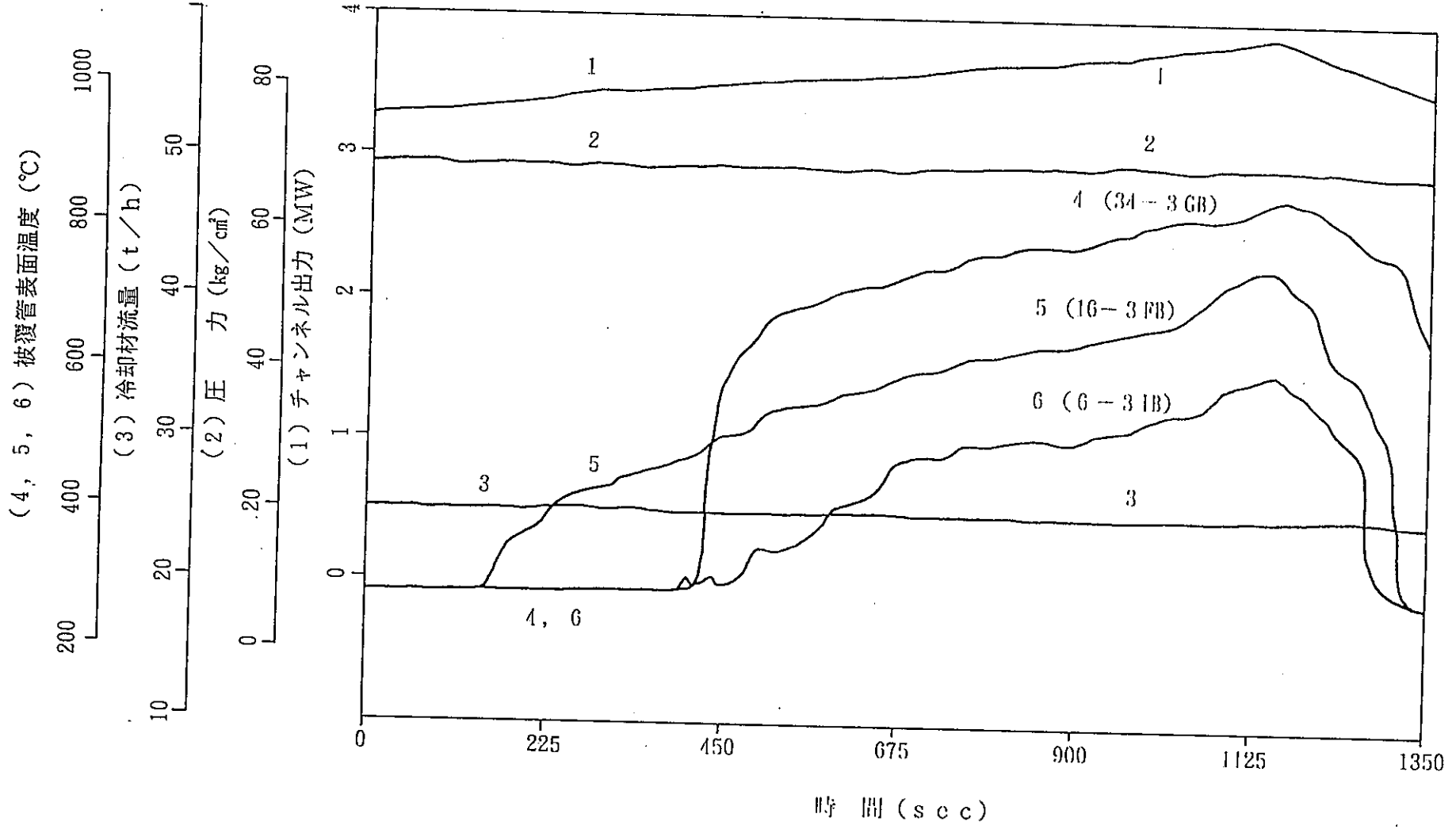


図 6.4-7 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 25 t/h, 偏心: 16.6mm)

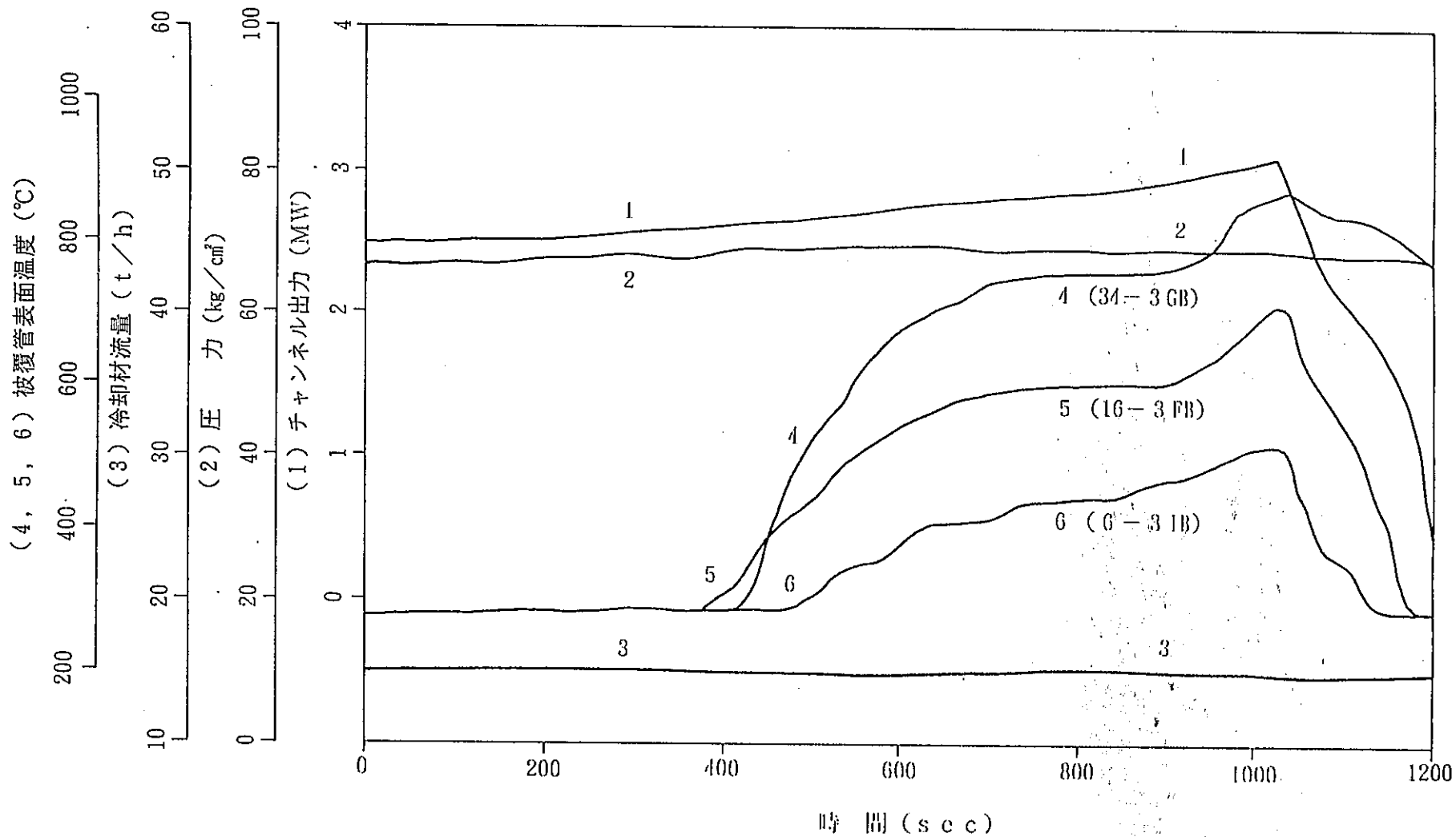


図6.4-8 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 15 t/h, 偏心: 16.6mm)

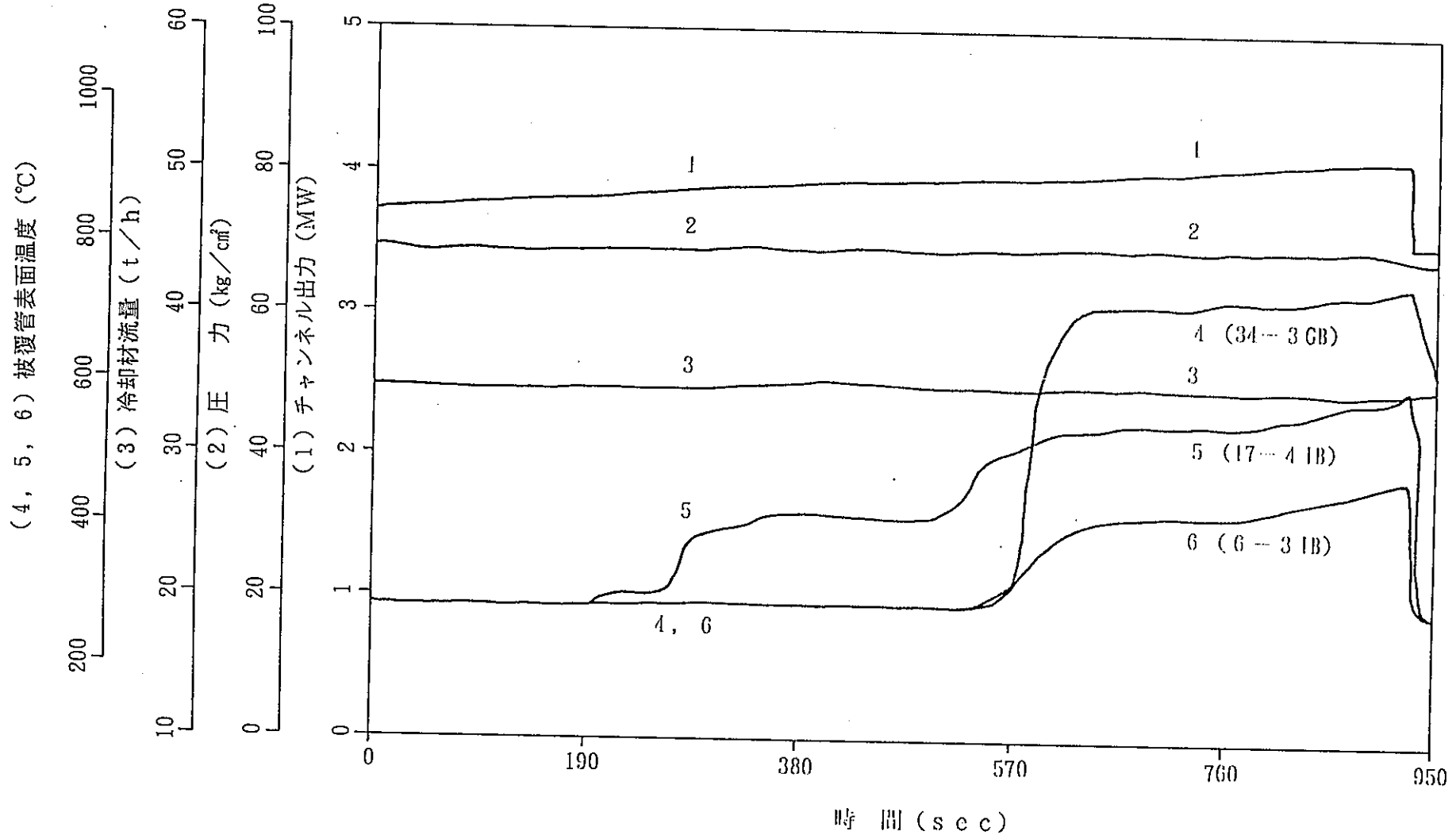


図6.4-9 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 35 t/h, 偏心: 16.6mm)

(4, 5, 6, 7) 被覆管表面温度 (°C)

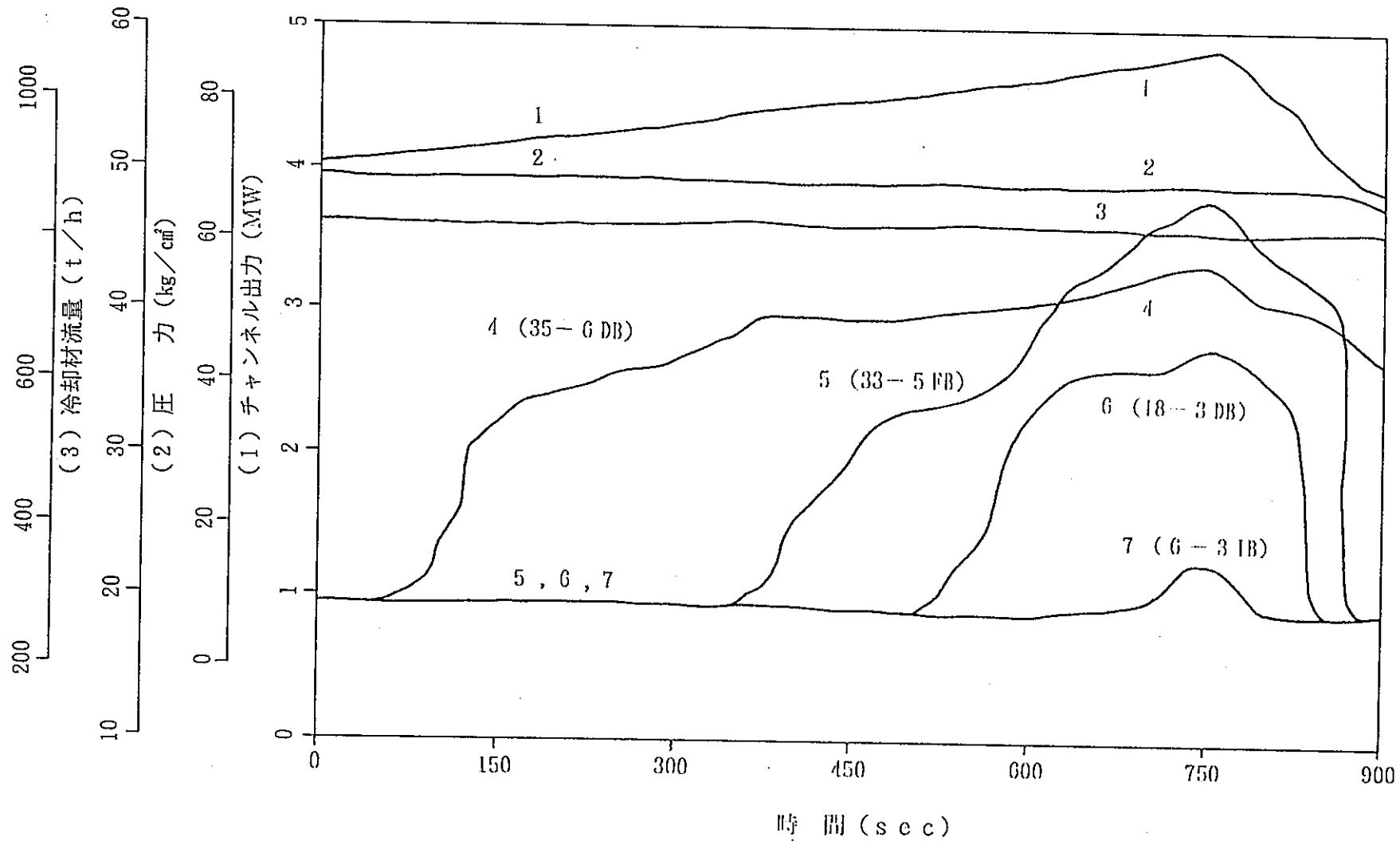


図 6.4-10 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 45 t/h, 偏心: 16.6mm)

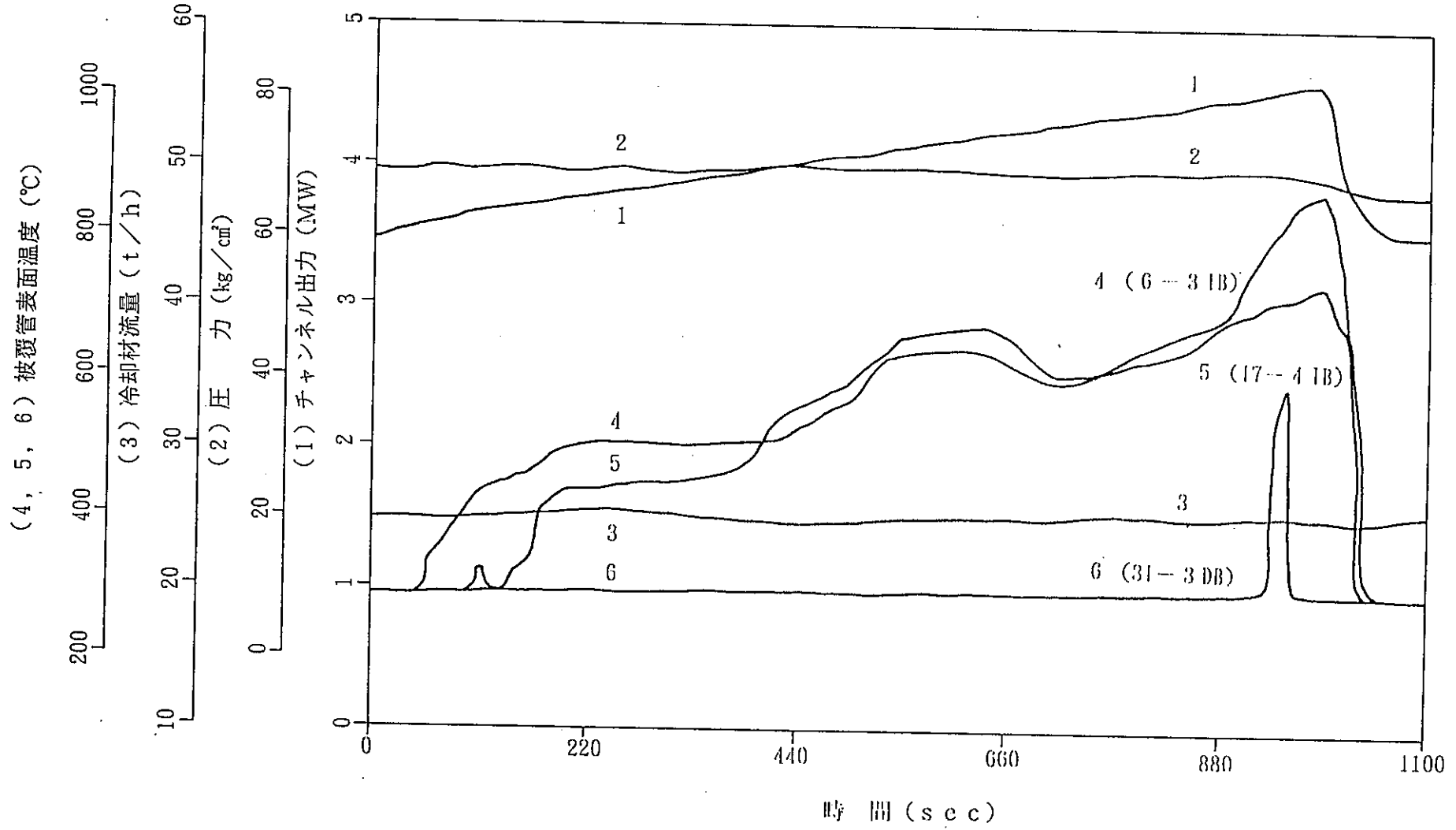


図 6.4-11 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 25 t/h, 偏心: 0.0mm)

(4, 5, 6) 被覆管表面温度 (°C)

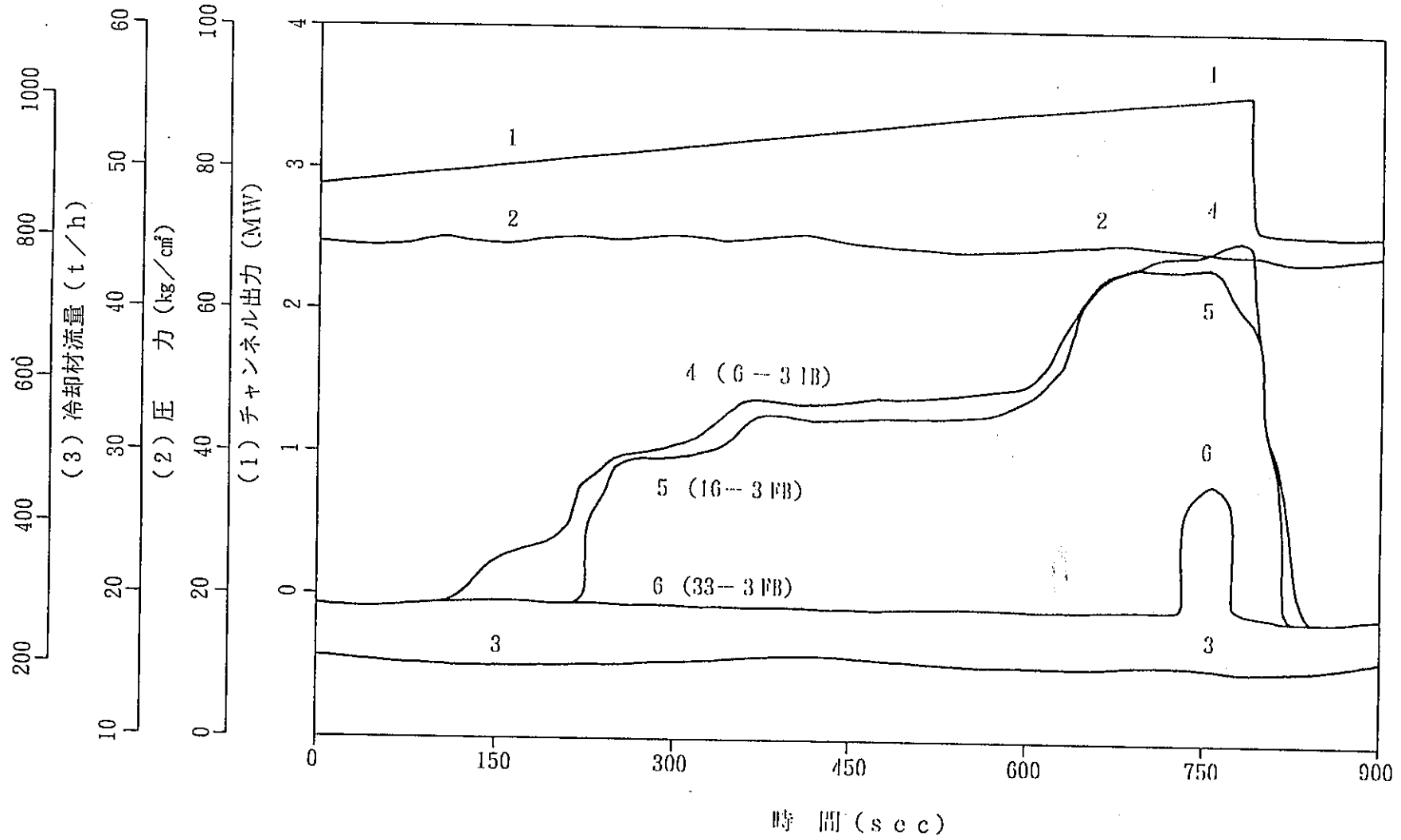


図6.4-12 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 15 t/h, 偏心: 0.0mm)

(4, 5, 6) 被覆管表面温度 (°C)

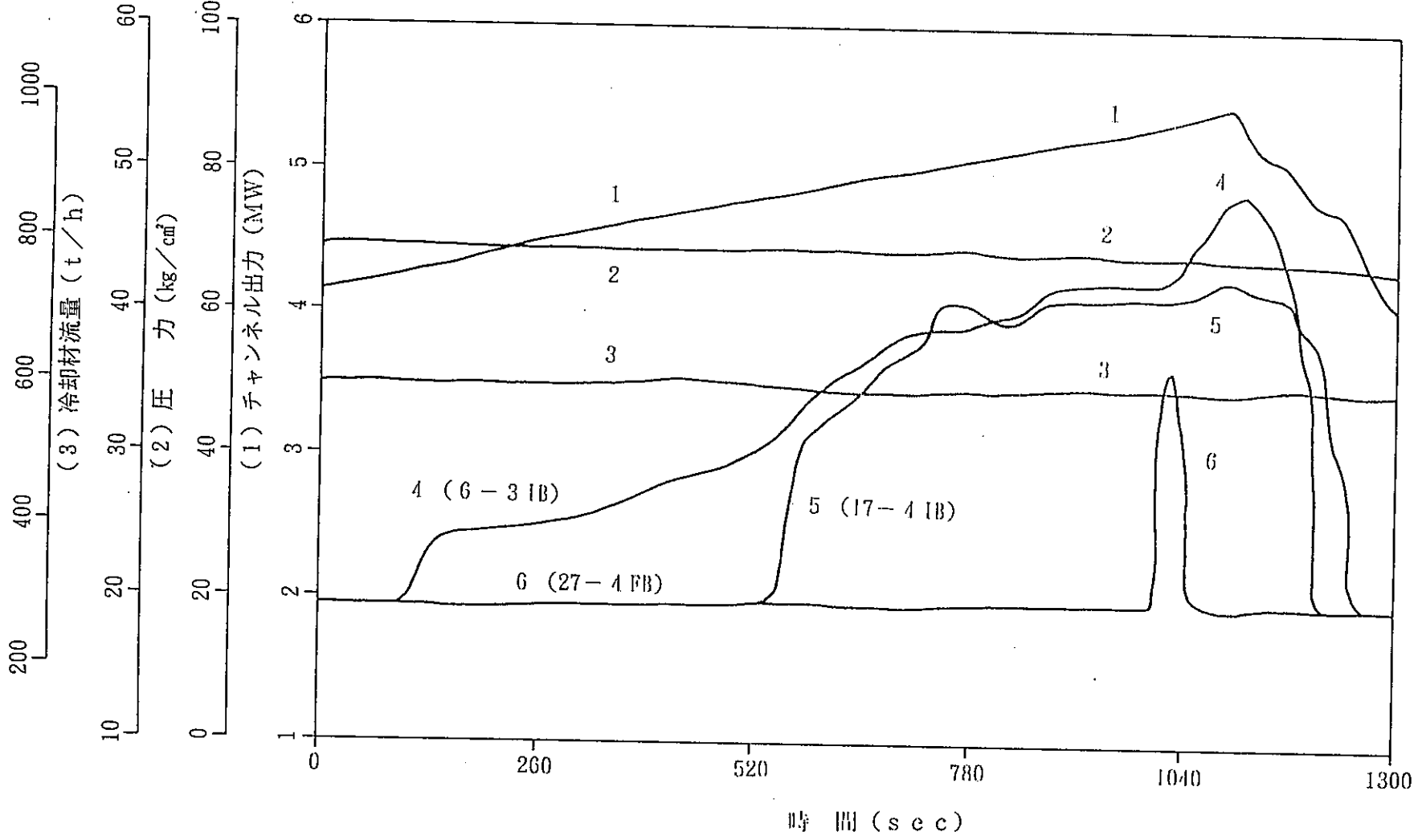


図 6.4-13 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 35 t/h, 偏心: 0.0mm)

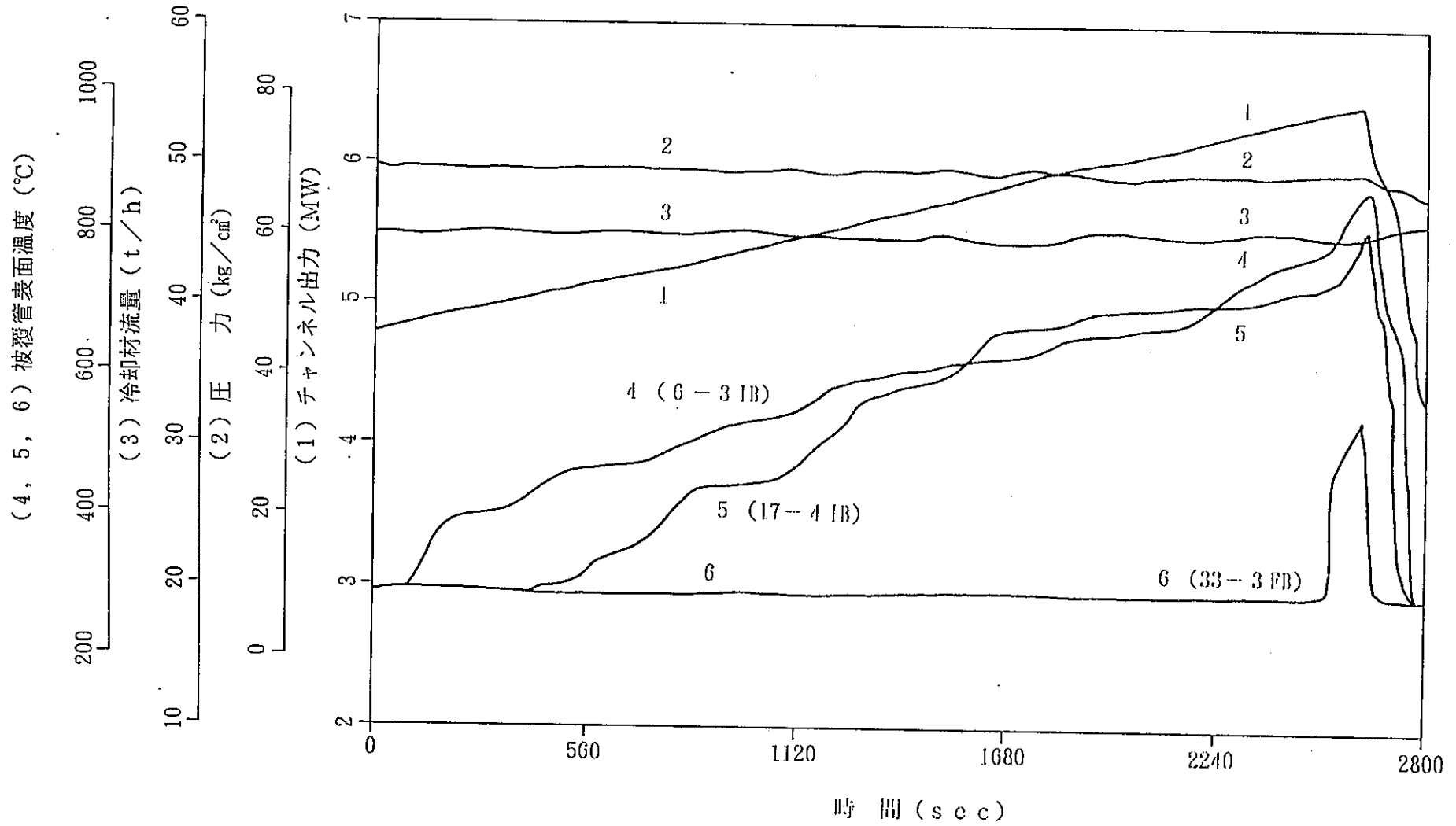
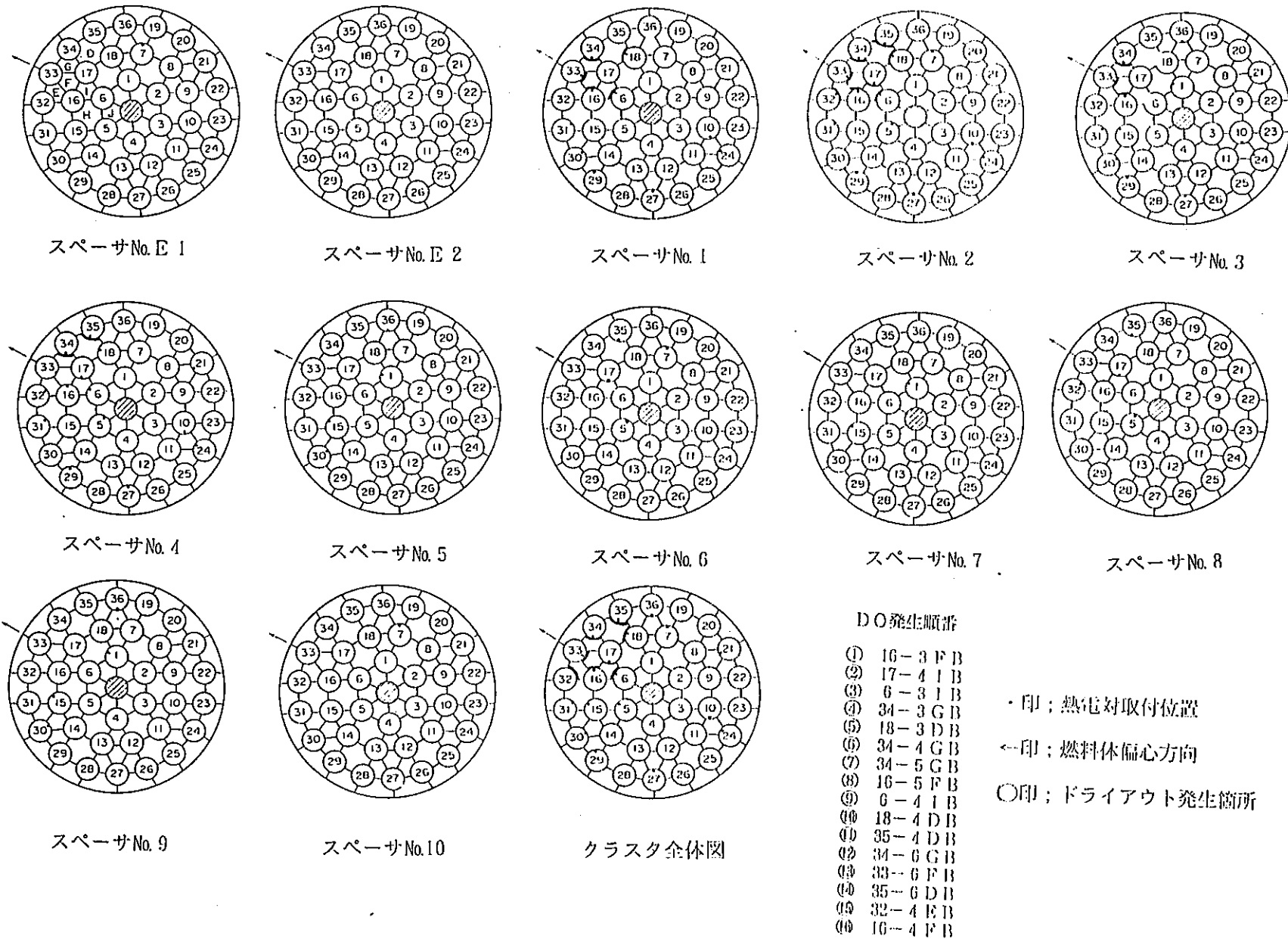


図 6.4-14 ドライアウト後の被覆管表面温度挙動測定試験結果
(圧力: 70kg/cm², 流量: 45t/h, 偏心: 0.0mm)



- DO発生順番
- ① 16-3 F B
 - ② 17-4 I B
 - ③ 6-3 I B
 - ④ 34-3 G B
 - ⑤ 18-3 D B
 - ⑥ 34-4 G B
 - ⑦ 34-5 G B
 - ⑧ 16-5 F B
 - ⑨ 6-4 I B
 - ⑩ 18-4 D B
 - ⑪ 35-4 D B
 - ⑫ 34-6 G B
 - ⑬ 33-6 F B
 - ⑭ 35-6 D B
 - ⑮ 32-4 E B
 - ⑯ 16-4 F B
- ・印；熱電対取付位置
 ←印；燃料体偏心方向
 ○印；ドライアウト発生箇所

図 6.4-15 ドライアウト発生位置 (偏心量: 16.6mm, 流量: 25 l/h)

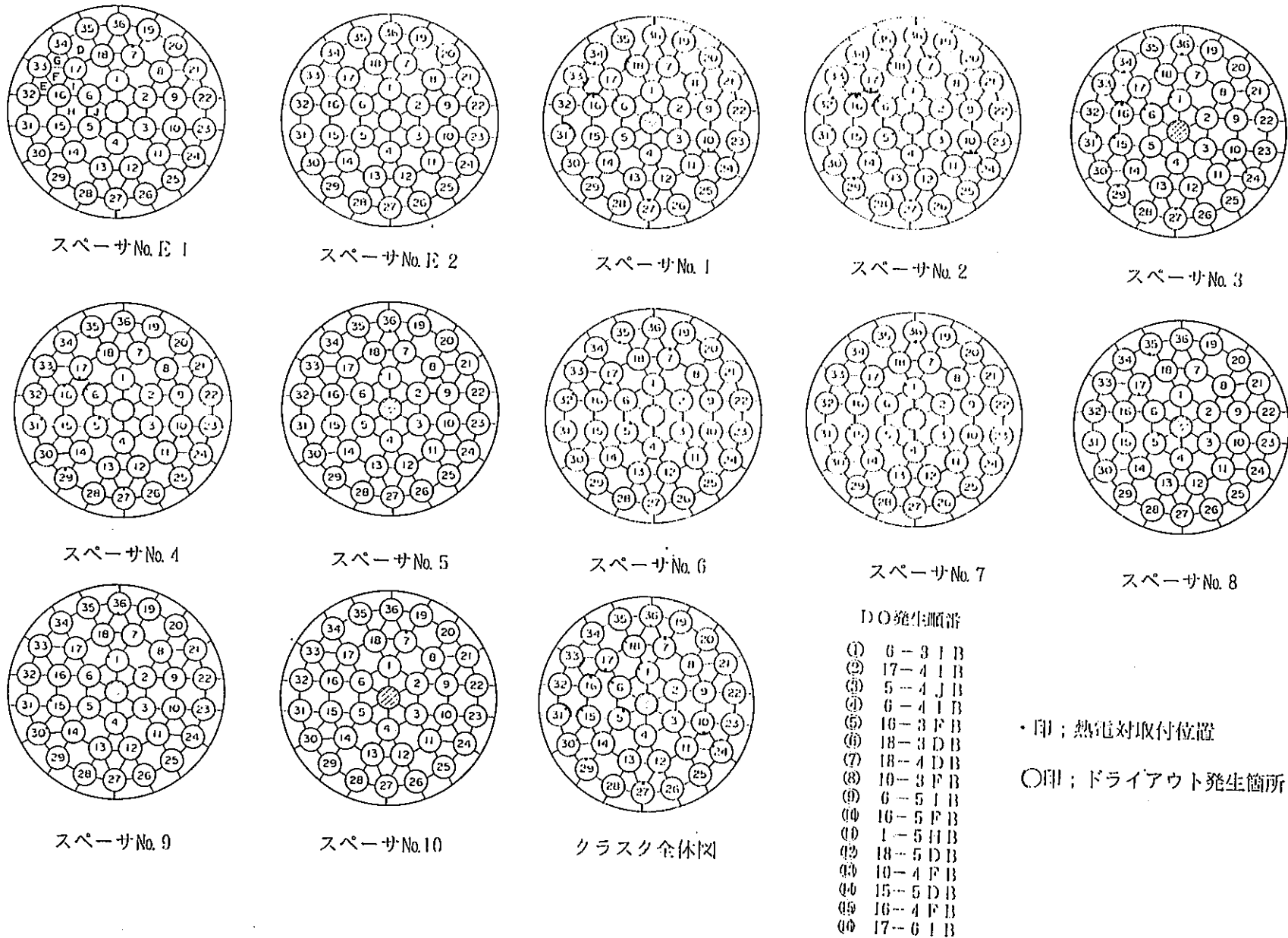


図 6.4-16 ドライアウト発生位置 (偏心量: 0.0mm, 流量: 25 L/h)

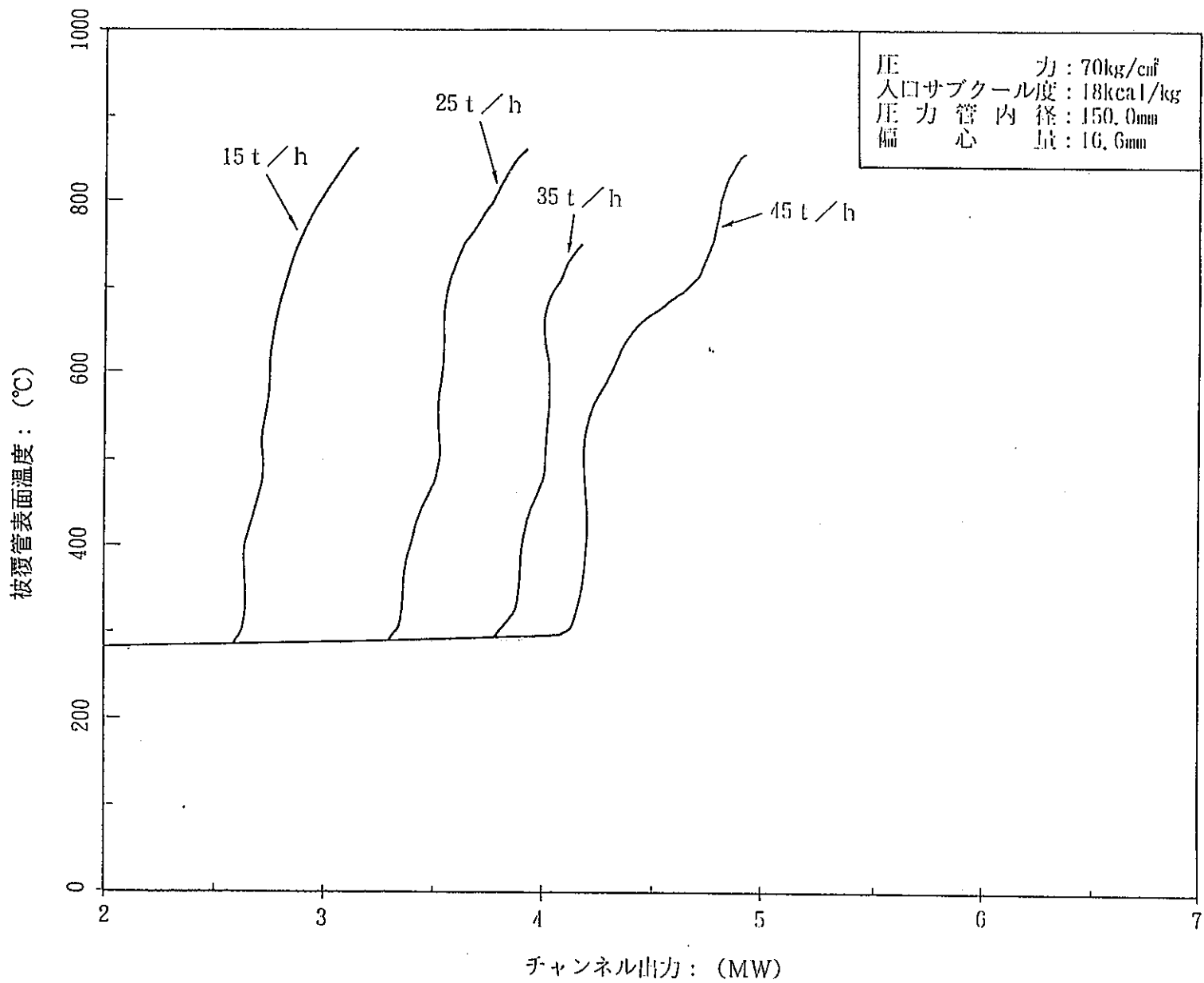


図 6.4-17 チャンネル出力変化に伴う被覆管表面温度の変化 (最大偏心)

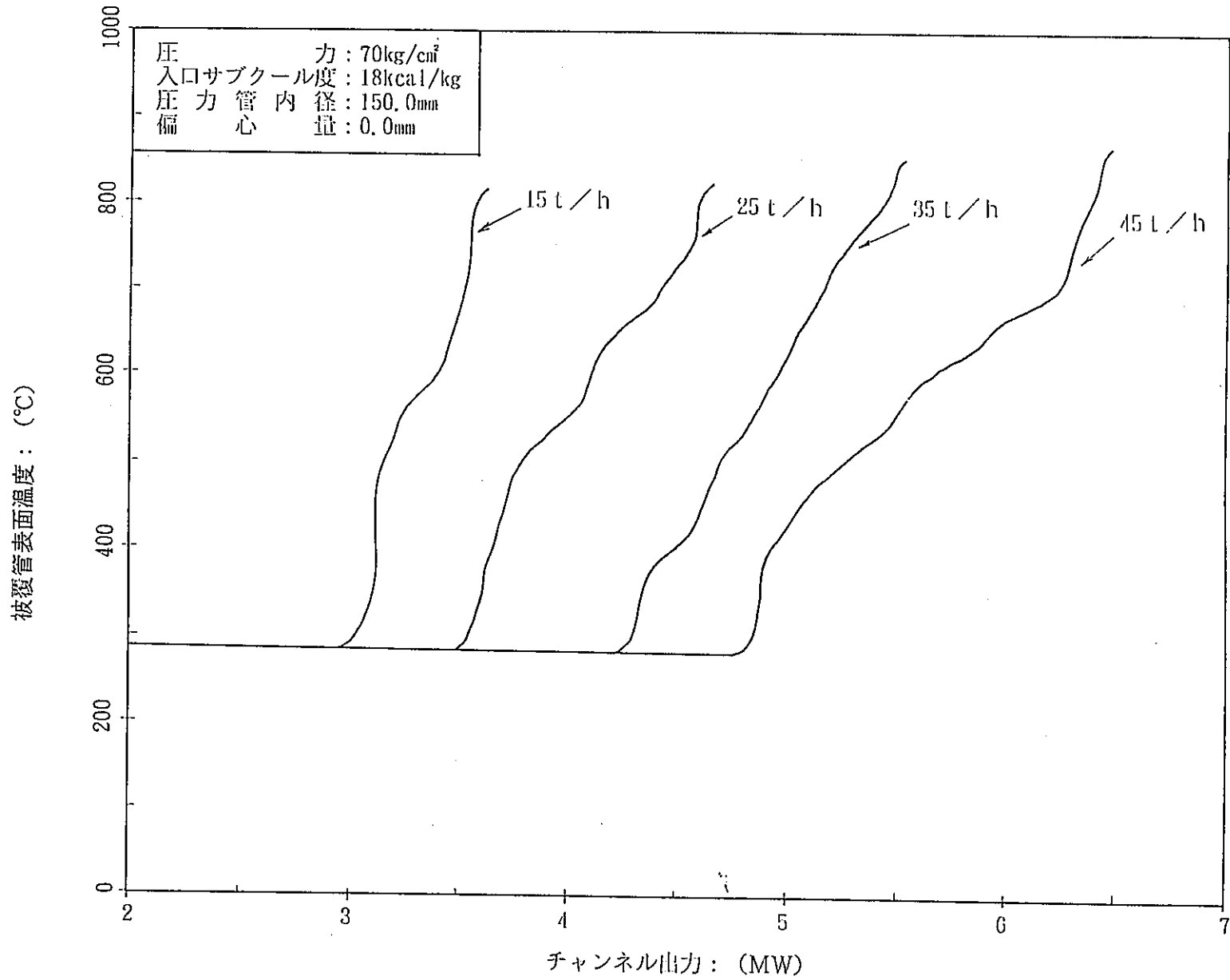


図 6.4-18 チャンネル出力変化に伴う被覆管表面温度の変化 (無偏心)

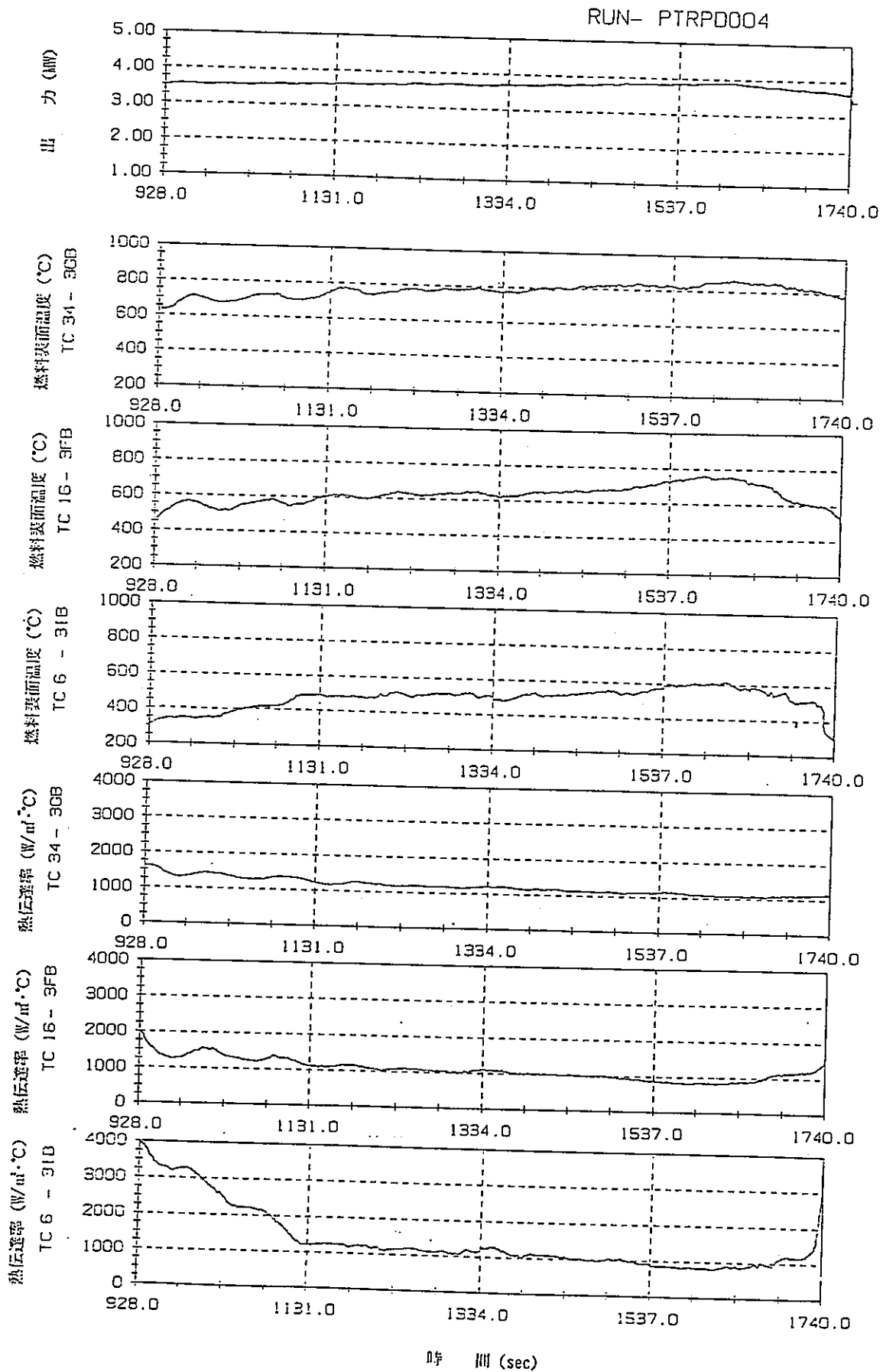


図6.4-19 燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 25t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

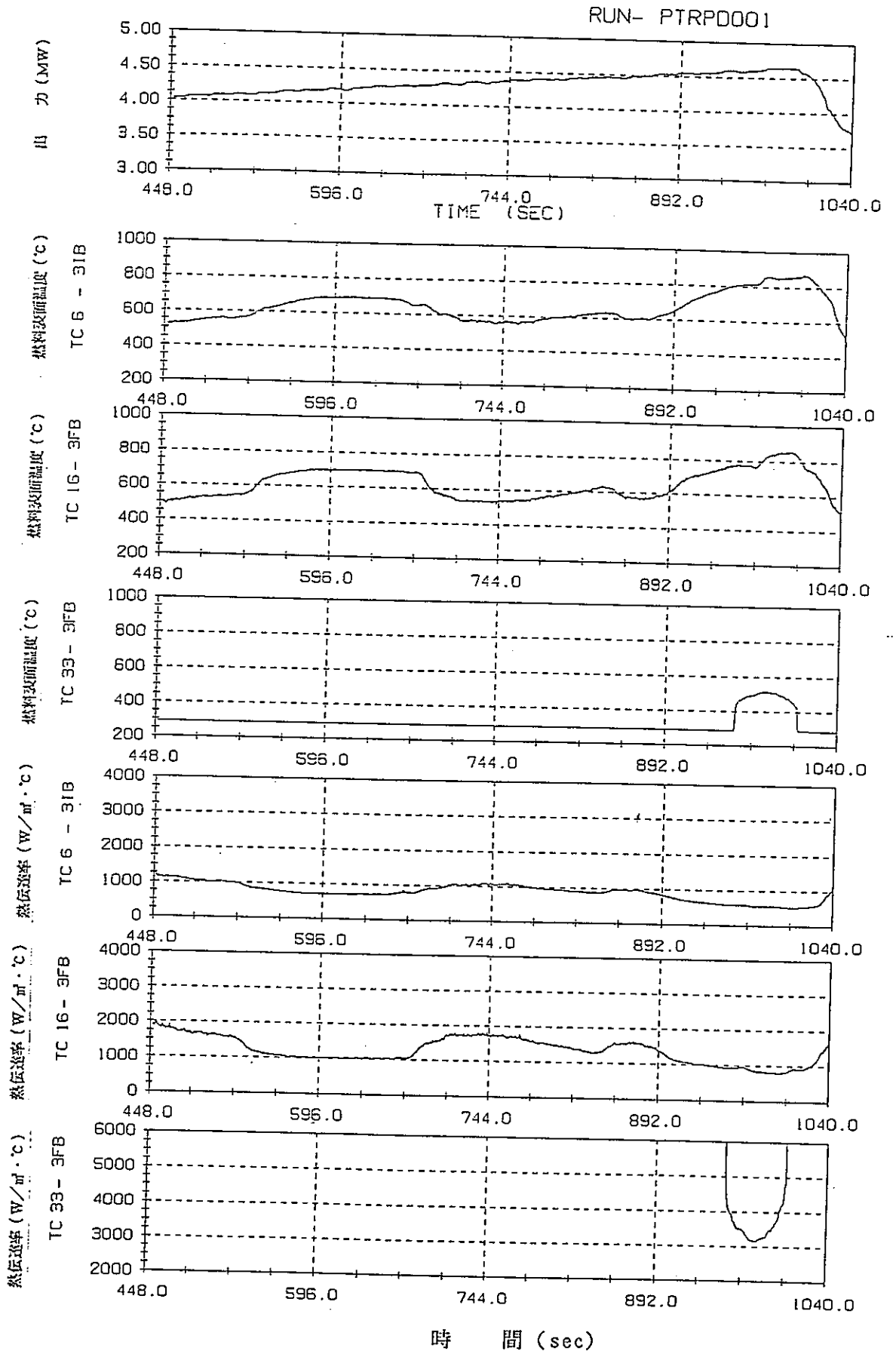


図 6.4-20 燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 25t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

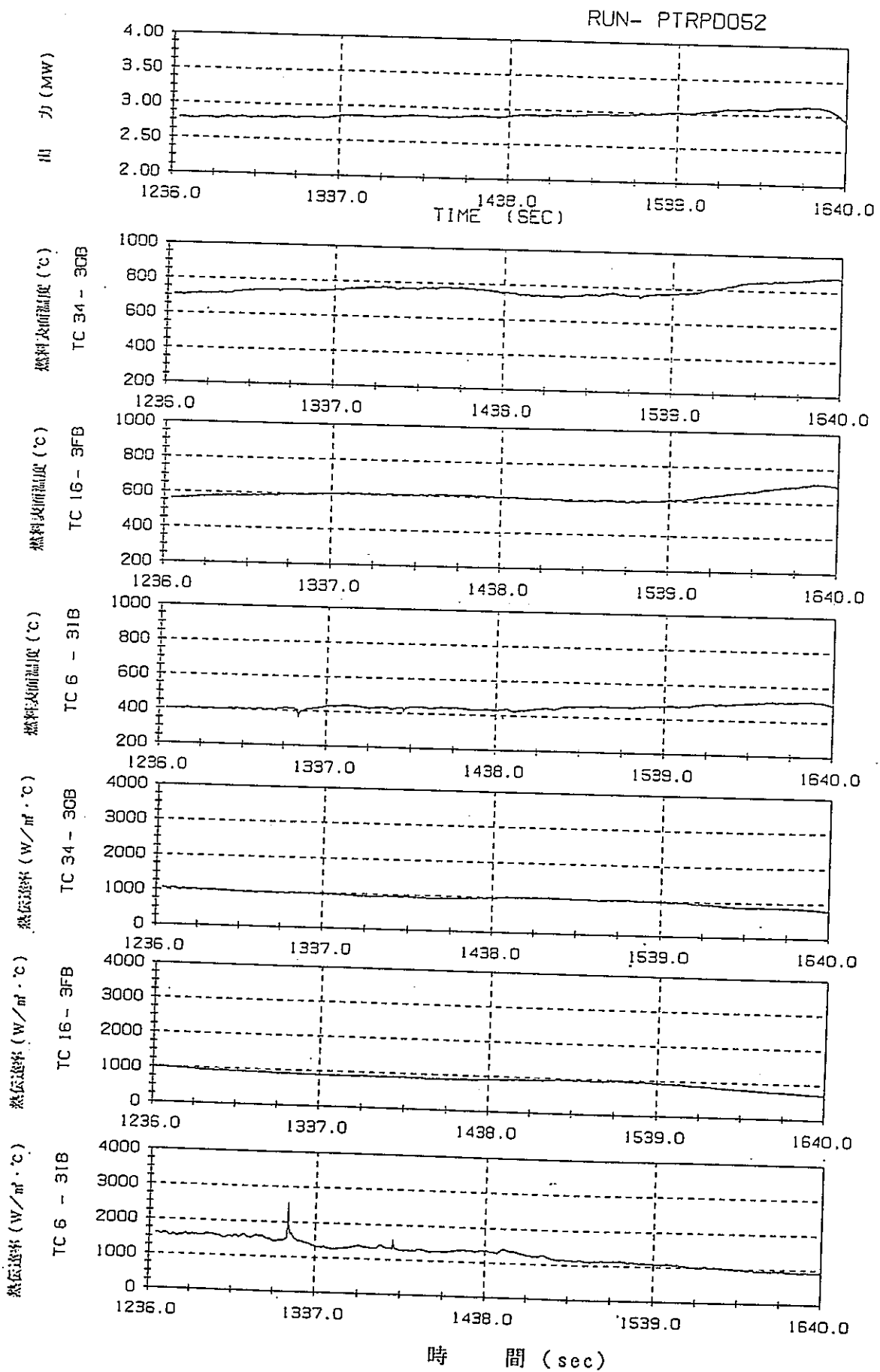


図6.4-21 燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 15t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

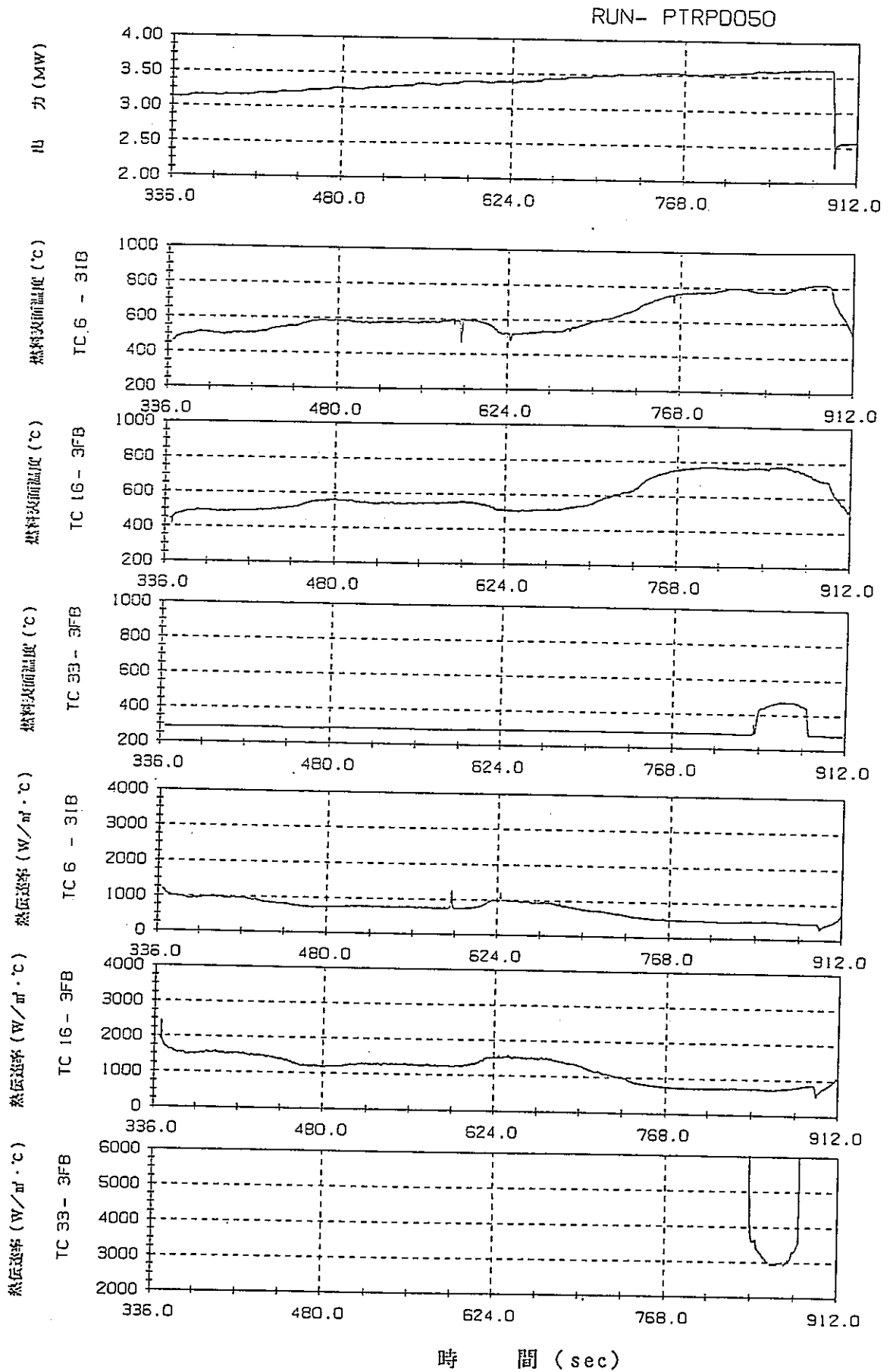


図6.4-22 燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 15t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

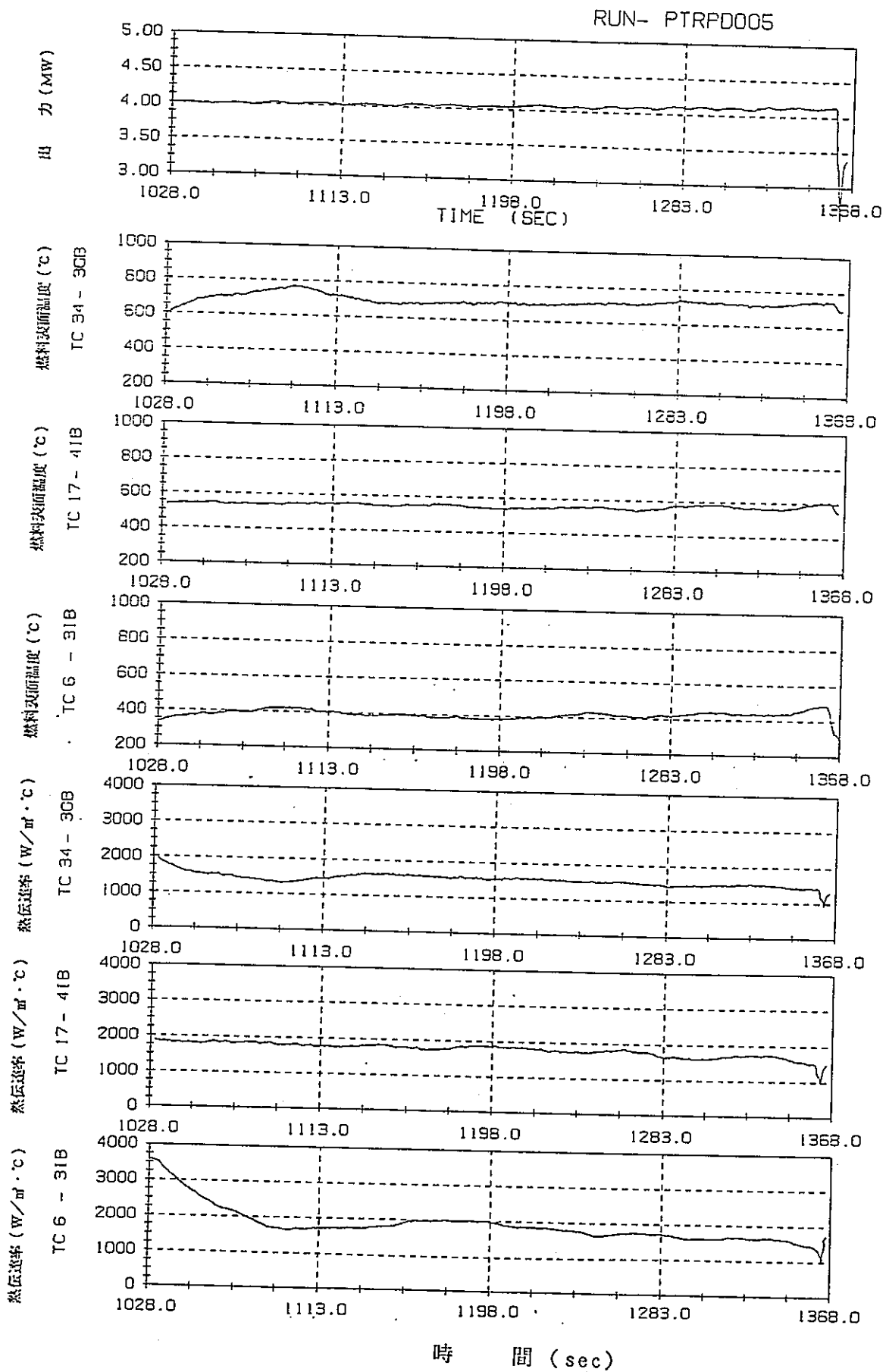


図 6.4-23 燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 35t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

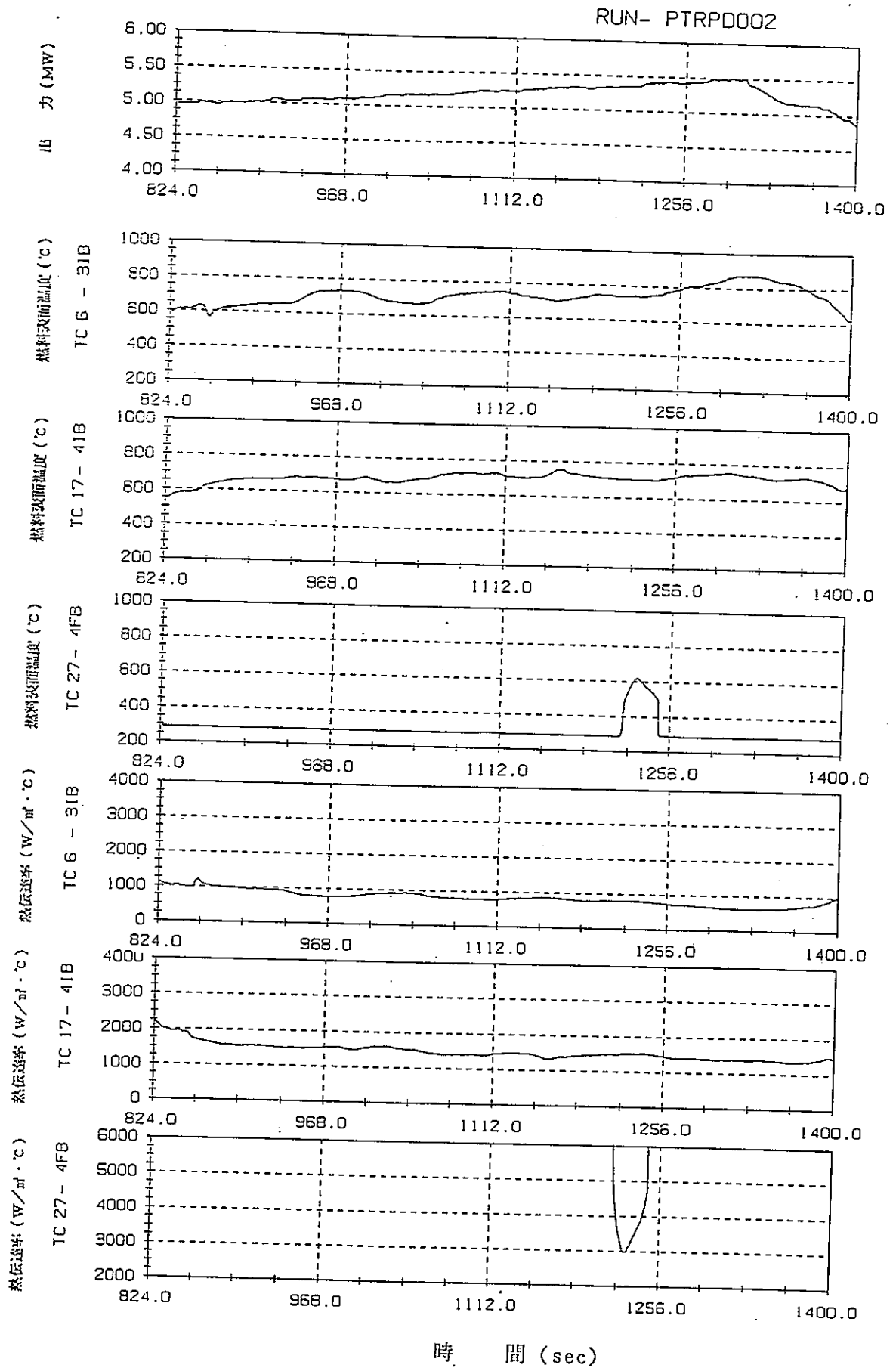


図6.4-24 燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 35t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

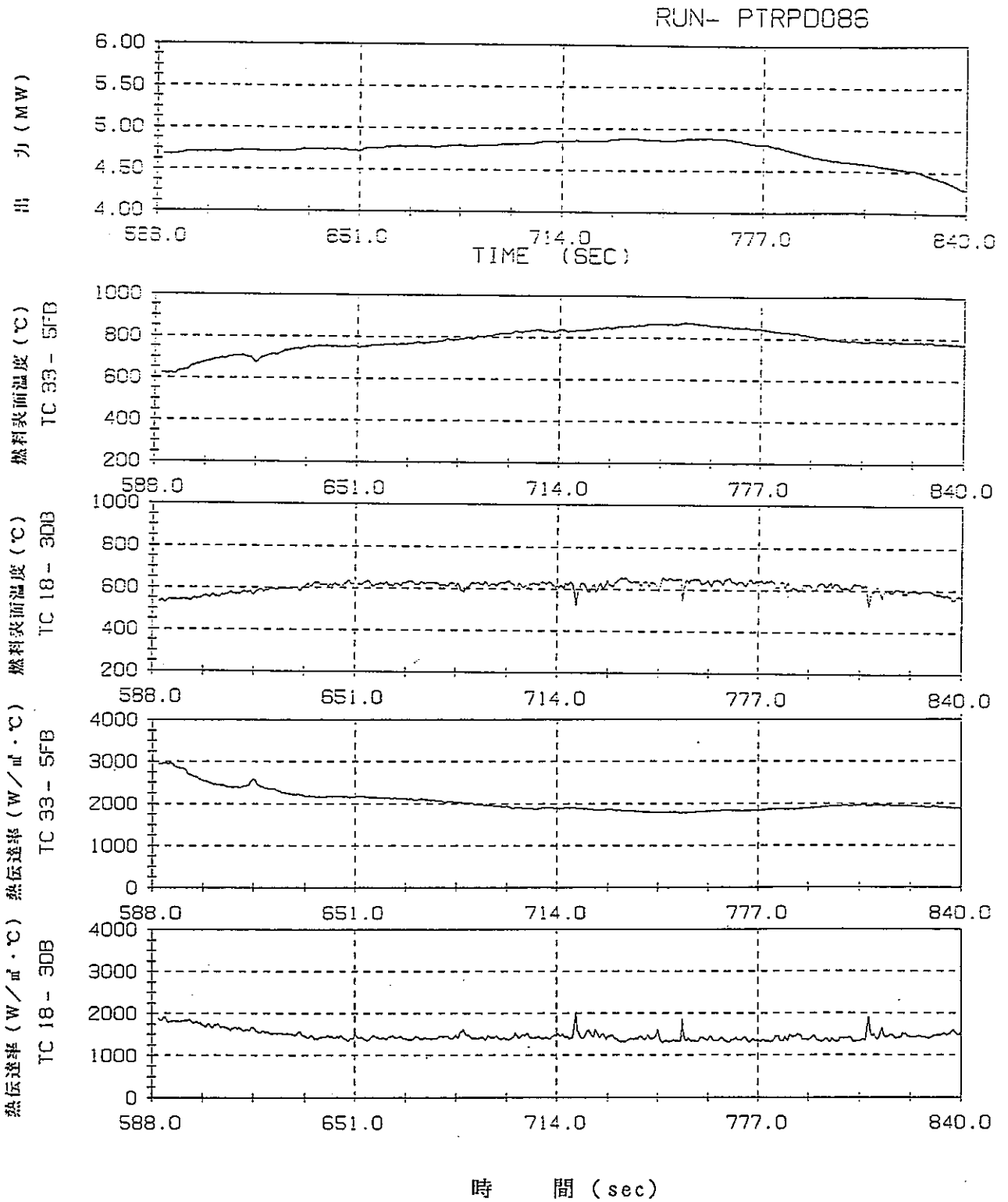


図6.4-25 燃料体最大偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 45t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

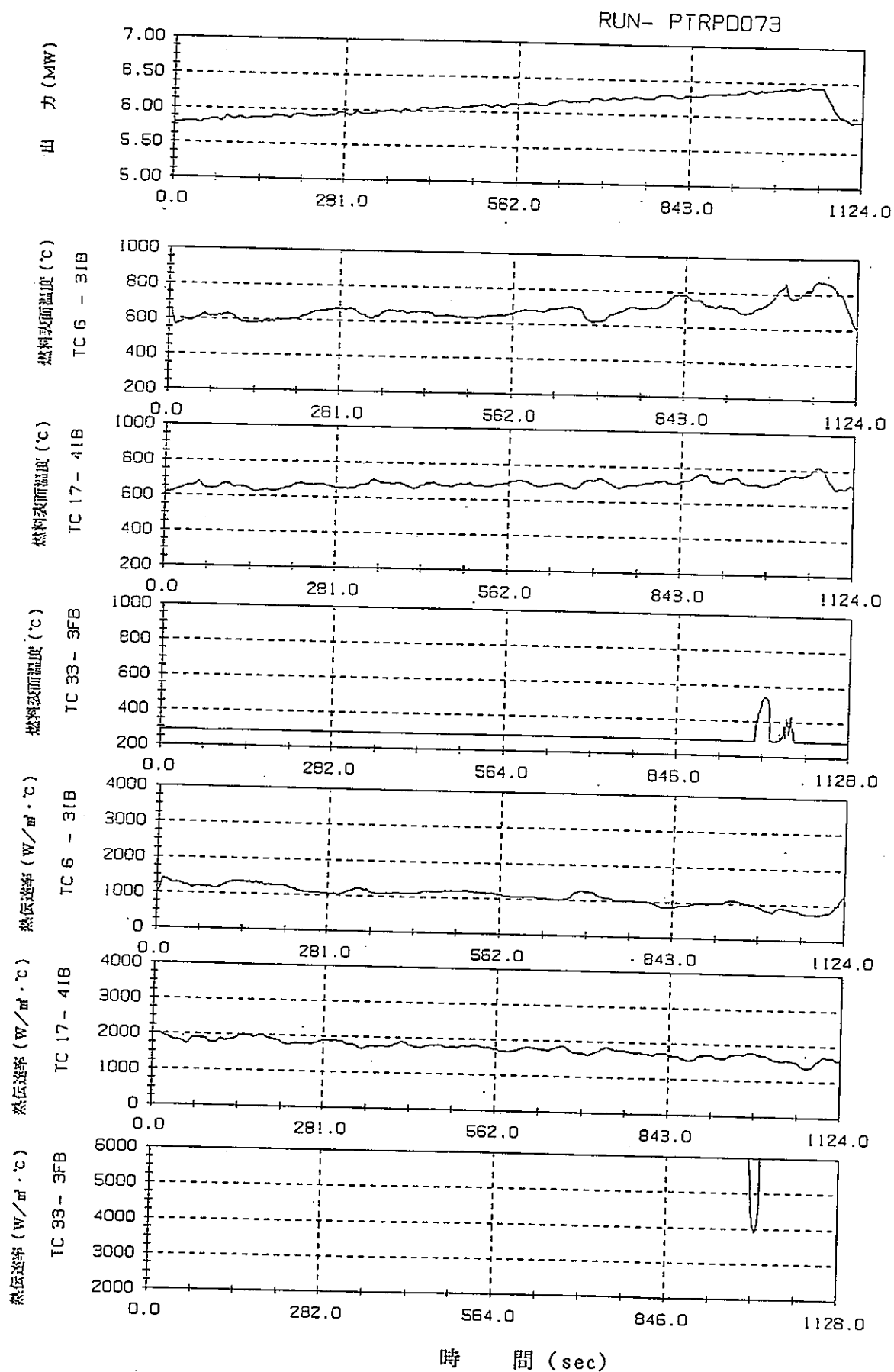


図6.4-26 燃料体無偏心時の膜沸騰熱伝達率
 (圧力: 70kg/cm², 流量: 45t/h, 入口サブクール度: 18kcal/kg)

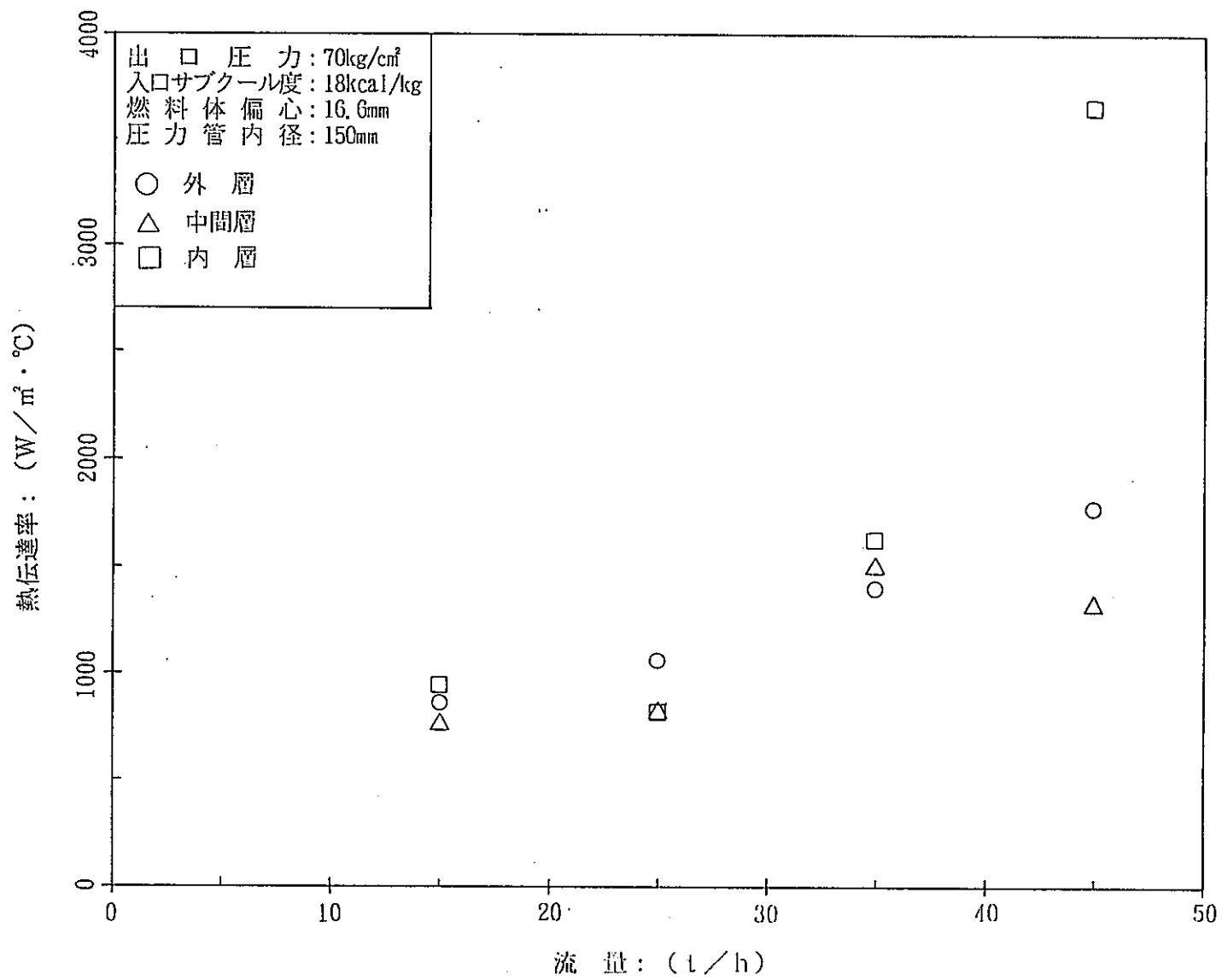


図6.4-27 膜沸騰熱伝達率と流量の関係 (最大偏心)

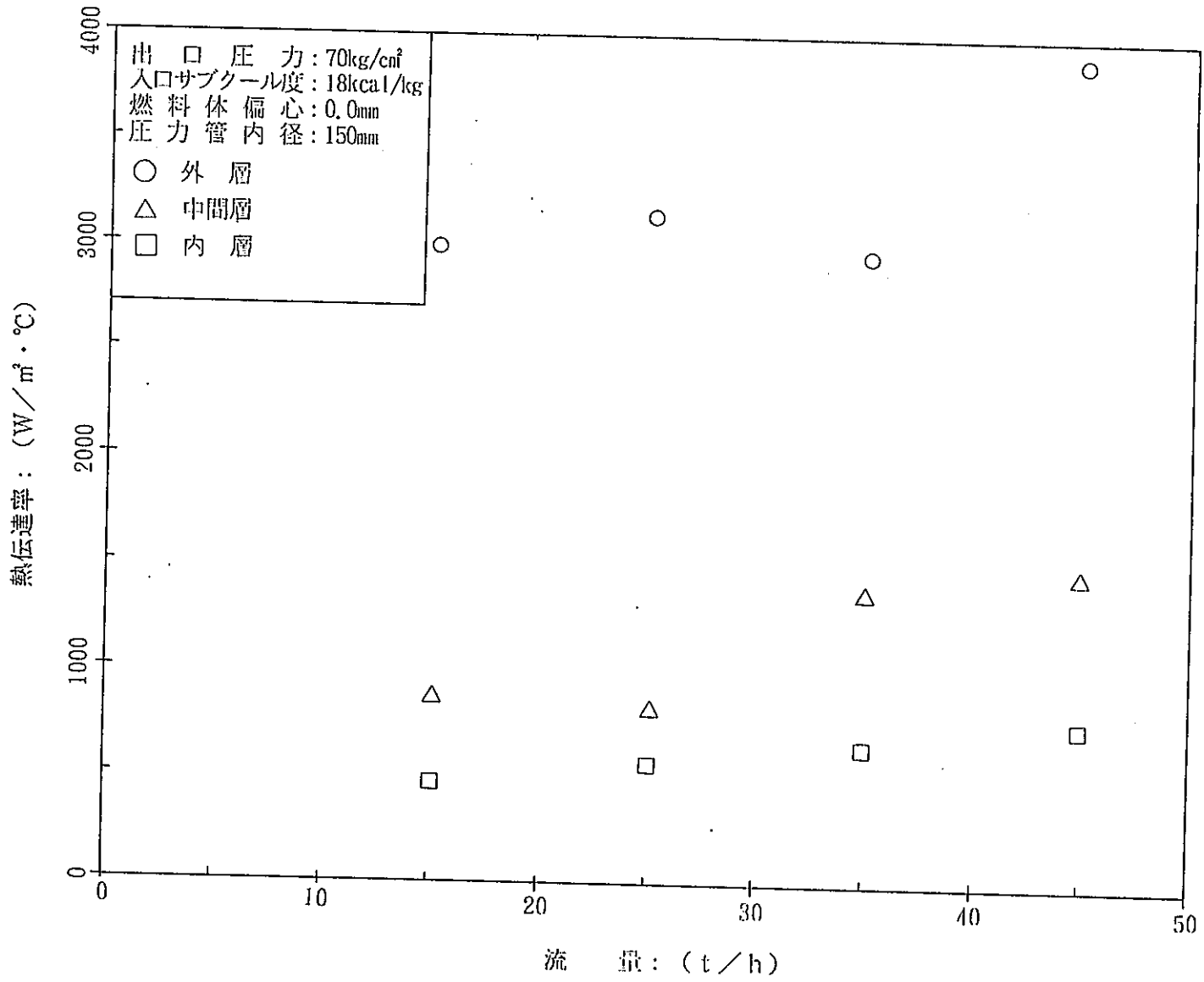


図 6.4 - 28 膜沸騰熱伝達率と流量の関係 (無偏心)

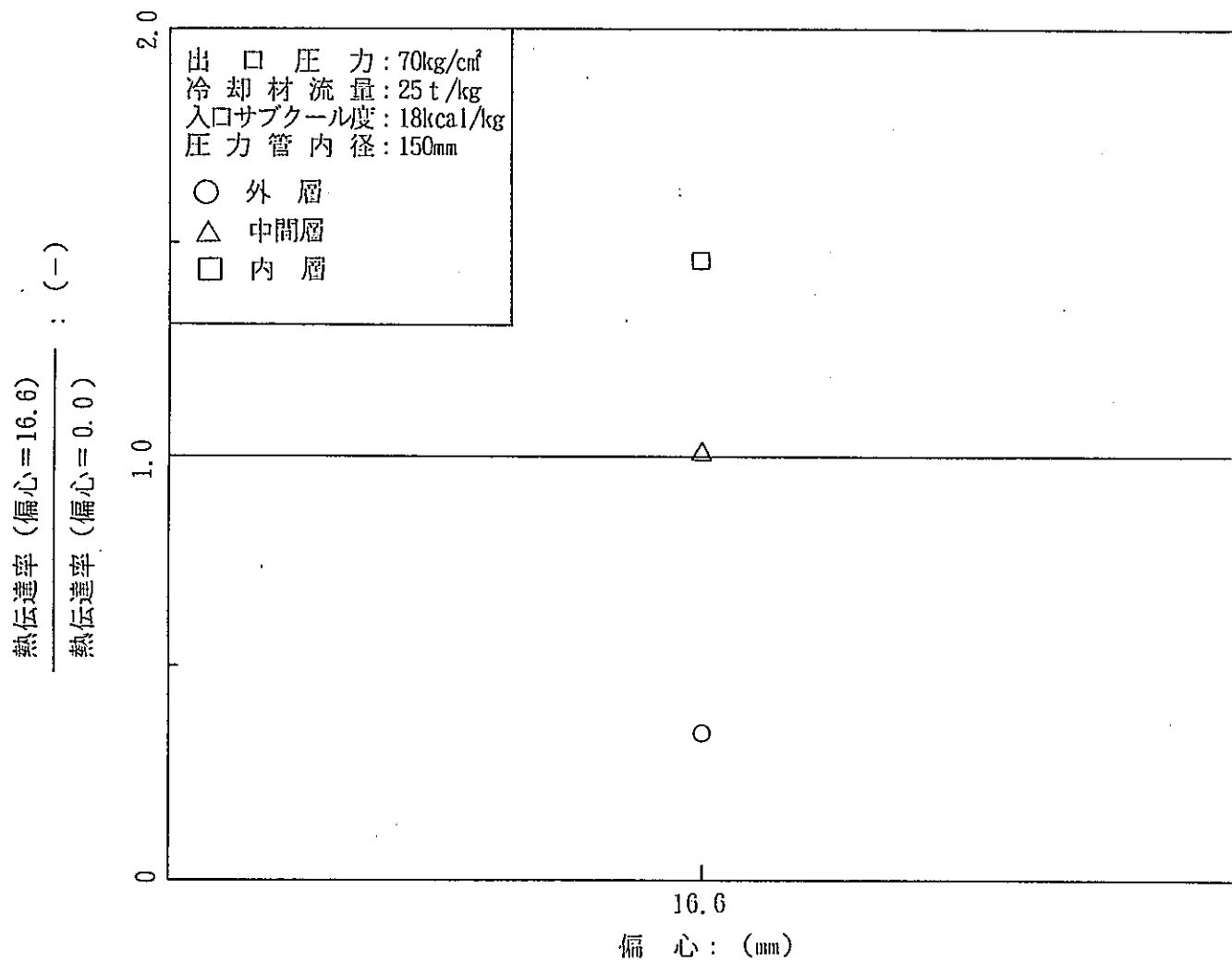


図 6.4-29 偏心の有無による熱伝達率の比較

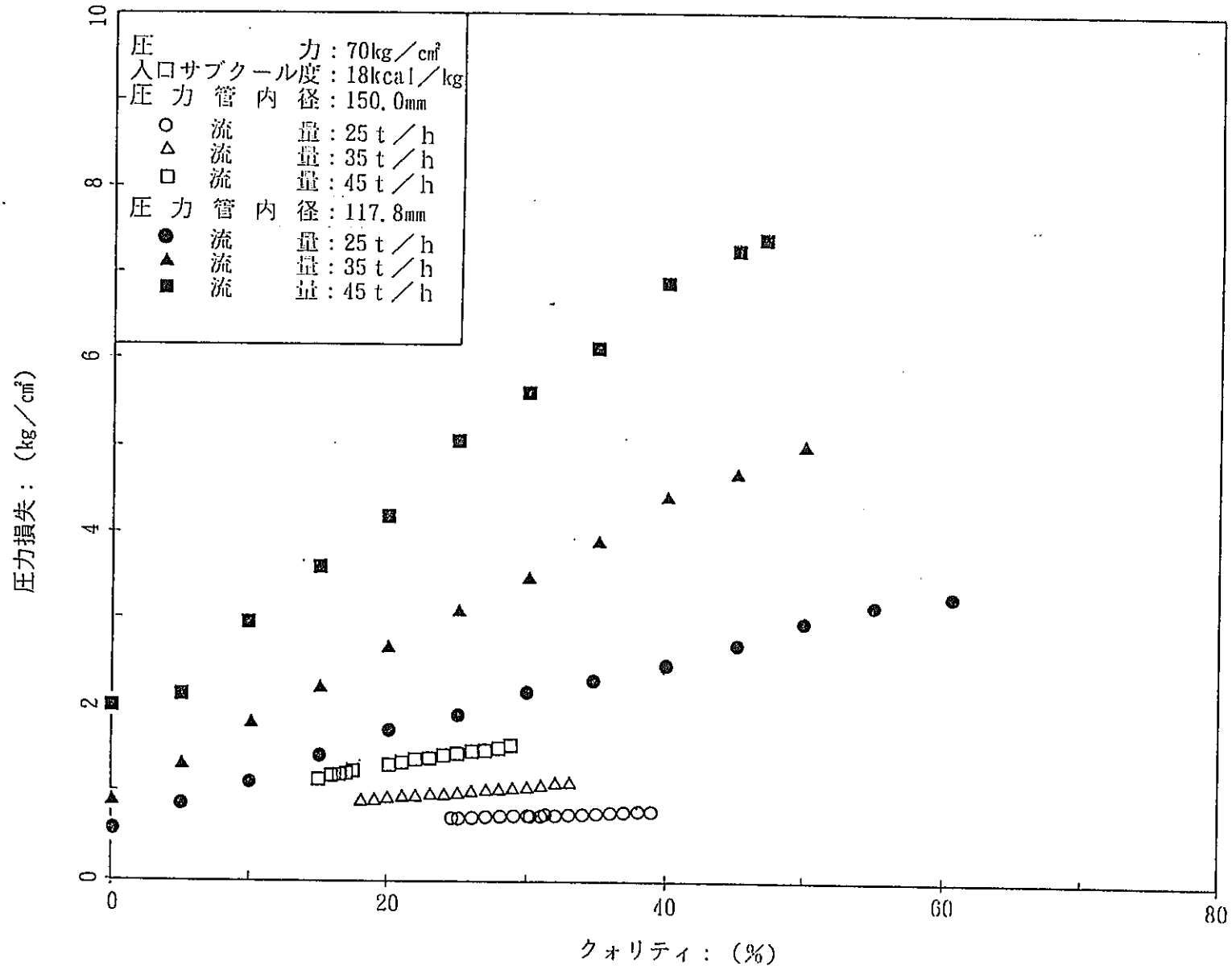


図 6.4-30 圧力損失測定結果

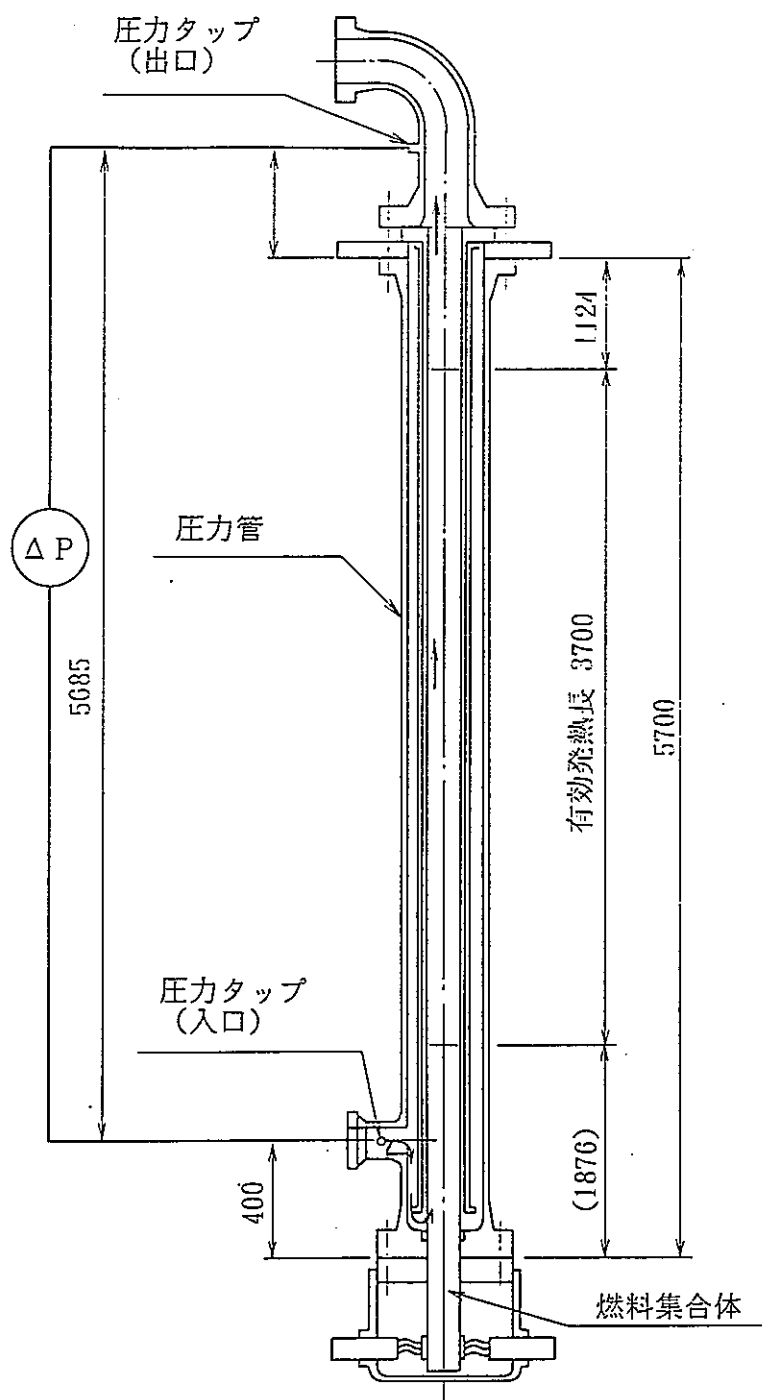


図 6.4 - 31 圧力損失測定位置

6.5 試験解析結果

6.5.1 解析結果と試験結果の比較評価

(1) ドライアウト発生位置

正常な圧力管 (117.8 mm) 内での燃料体のドライアウト試験データに基づいて検証してきたCOBRA-ATRコードを用いて、圧力管破断時のドライアウト限界出力試験条件を境界条件として解析を実施した。解析では、前述したように、試験体の出力分布や形状寸法、それに試験時の流量、入口温度、出口圧力を境界条件として与え、いずれかの燃料棒で $MCP R \leq 1.0$ となる限界出力を求めた。また、流量については15t/h～50t/hの間5点について解析した。

図6.5-1に、燃料体が最大偏心した場合の径方向のドライアウト発生位置について実験と解析結果の比較を示す。また、解析結果の詳細を図6.5-2に示す。ここで、実験におけるドライアウトの発生位置は、燃料棒表面温度挙動から温度上昇が見られたもの全てを示している。一方、解析におけるドライアウト発生位置は、 $MCP R$ の値が 1.00 ± 0.03 (即ち誤差 $\pm 3\%$ 以内)となる範囲を示している。解析では、全ての流量において外層の31～35番ロッドの中間層に面した方向 (33番ロッドIサブチャンネル) でドライアウトが発生しているのに対し、実験でも、流量25t/h以下の低流量域で、中間層 (16番ロッド) にもドライアウト発生が見られる他は全て外層 (34番及び35番ロッド) で発生しており、径方向のドライアウト発生位置については解析と実験はほぼ一致している。

また、図6.5-3には軸方向のドライアウト発生位置について実験と解析を比較した図を示す。実験における軸方向のドライアウト発生位置は、25t/h以下の流量では発熱終端に設置した3番スペーサの上流側で、35t/h以上の流量では更に上流側の6番スペーサ上流側である。これに対し解析では、全ての流量で4番スペーサ下流側で発生し、実験と解析に違いが見られる。

図6.5-4に無偏心の場合について径方向ドライアウト発生位置を実験と解析結果を比較した図を示す。また、図6.5-5には、各燃料棒毎の $MCP R$ と各サブチャンネル毎のクォリティ分布の解析結果を示す。実験では、無偏心の場合のドライアウト発生位置は、全ての流量において偏心方向の内層ロッドである。これに対し解析では、流量に係わらず全ての外層ロッドで発生し、実験

と解析との間に違いが見られる。

また、図6.5-6に実験と解析における軸方向のドライアウト発生位置を比較を示す。無偏心の場合には、実験におけるドライアウト発生位置は流量に関係なく発熱終端に設置した3番スパーサの上流側であるのに対し、解析では流量が15t/hの場合3番スパーサ下流側で、流量が25t/h～50t/hの場合4番スパーサ下流側で発生しており、実験と解析には若干の差が見られる。

(2) ドライアウト出力

限界出力の解析値と実測値を、最大偏心と無偏心時の各々について比較した結果を図6.5-7に示す。ドライアウト限界出力の解析値は、限界出力と流量の関係並びにこれに対する燃料体偏心の影響を定性的には再現しているものの、全ての流量域において実験値に比べて高く、最大偏心の場合24%～60%、無偏心の場合24%～48%各々解析値のほうが高くなっている。

(3) PCT解析

ポストドライアウト試験データに基づいて、燃料体最高温度が約290℃、500℃、700℃、850℃となる点の境界条件を用いて、COBRA-ATRコードによる定常PCT解析を行った。図6.5-8及び図6.5-10に流量25t/hの場合についての場合の出力とPCTの関係を実験値と解析値を比較して示す。

図6.5-8が最大偏心の場合である。各解析点におけるPCT解析値は、実験値よりも約50～200℃低めの値を示すが、出力対PCTの関係は概ね再現している。この場合の解析によるPCT発生ロッドは、図6.5-9に示すように、偏心方向の外層ロッドで発生しており、実験結果と一致している。また、図6.5-10は、無偏心の場合である。無偏心の場合はPCT発生燃料棒に解析と実験の間に不一致が見られ、かつ解析値のほうが実験値に比べてPCTを全体的に低く予測している。図6.5-12～図6.5-17に他の流量について同様の図を示す。

(4) 解析結果と試験結果の比較のまとめ

正常な圧力管内に燃料体が装荷された状態下の実規模試験データに基づいて、

改良・検証されたCOBRA-ATRコードを用いて圧力管破断時の冷却性試験結果を解析した。解析結果は、当該事象評価において最も重要な破断圧力管内で燃料が最大偏心した場合のドライアウト発生位置及びPCTを概ね予測した。また、燃料体の偏心に伴うドライアウト限界出力の変化も定性的には予測できた。しかしながら、当該事象下のドライアウト限界出力の絶対値や燃料偏心がない場合のドライアウト発生位置やPCTには実験結果と若干の不一致が見られた。

6.5.2 考察

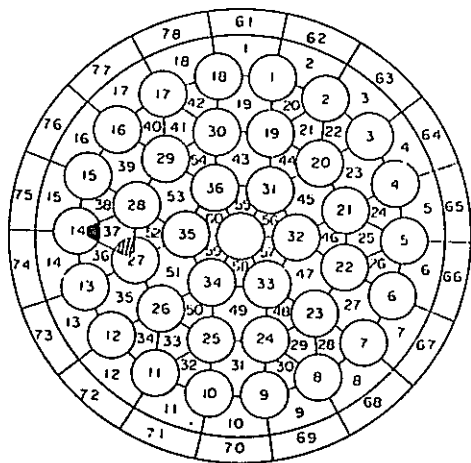
6.5.1項の解析結果と実験結果で述べたように、両者には若干の不一致が認められる。ここでは、この不一致の原因について考察し、次年度に実施する解析に関する提言を行う。

今回解析に用いたCOBRA-ATRコードは、圧力管が正常な状態では燃料体のドライアウト限界出力を±約10%以内、ドライアウト後の発熱管表面温度を±約15%以内で各々予測できる。したがって、サブチャンネル毎の冷却材の状態量（質量速度、クォリティ等）を圧力管が正常な場合と同程度に計算できていれば、本試験解析においても同様の精度が得られるはずである。換言すれば、圧力管破断時のサブチャンネル毎の冷却材の状態量の計算が正しくできていないことになる。

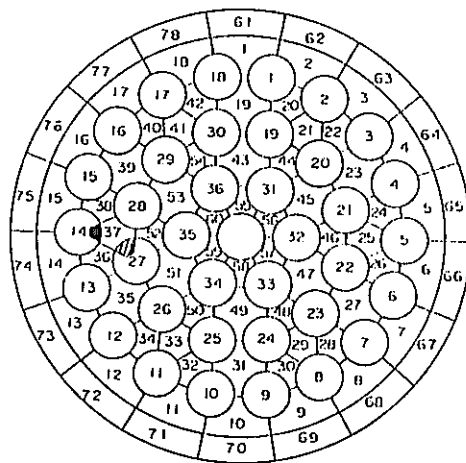
今回の試験結果や解析結果から、圧力管破断時には破断した圧力管と燃料体との間に極端に広い流路面積を有するサブチャンネルが形成されるため、冷却材はこの広いサブチャンネルに著しく偏って流れているものと推察される。しかるに、解析結果は圧力管破断拡大時のドライアウト限界出力を25～50%も高めに予測しており、この広いサブチャンネルへの著しい冷却材の偏流を正しく計算しておらず、実際よりも均一化して与えているものと考えられる。したがって、COBRA-ATRコードにおいて、各サブチャンネル間の冷却材の混合を規定する二相乱流混合係数を主たる対象として最適化（実際にはより小さく）することによって、サブチャンネル内の冷却材の状態量ひいてはドライアウト限界出力やPCT等の予測精度が向上できるものと考えられる。したがって、次年度の解析手法の確立のための作業では、この二相乱流混合係数の最適化をその主眼となると考えられる。

ただし、COBRA-ATRコードは、サブチャンネル内を流れる二相流を蒸気

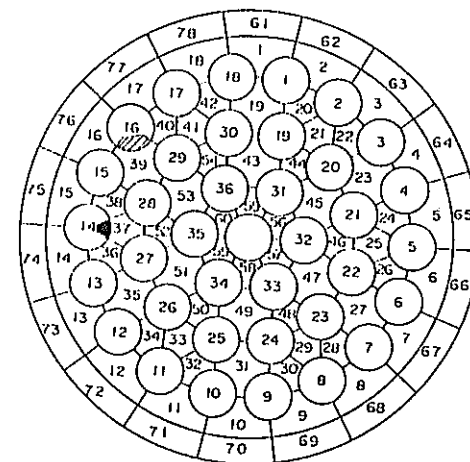
相と液相とが一様に混合していると仮定した均質二相流モデルに基づいているため、実際には燃料棒表面を流れる液膜とサブチャンネル中央部を流れる液滴を同伴した蒸気流とに分離して流れる二相流を十分に解析できず、結果として、ドライアウト限界出力やPCTを十分な精度で予測できないことも考えられる。このような場合も想定して、上述したようなサブチャンネル内の非均質な二相流動状態を解析できる3流体サブチャンネル解析コード を使用した解析を並行して行うことが望ましい。



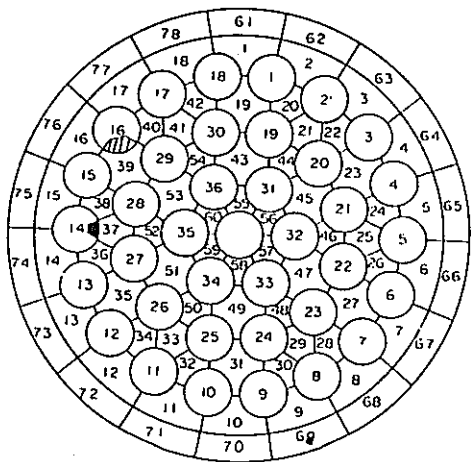
(1) RUN No. PTRD0765
(流量: 19.9l/h, 出力: 3.18MW)



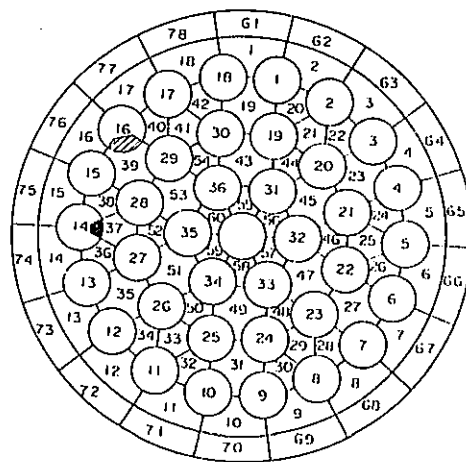
(2) RUN No. PTRD0711
(流量: 24.5l/h, 出力: 3.48MW)



(3) RUN No. PTRD0713
(流量: 34.6l/h, 出力: 3.94MW)



(4) RUN No. PTRD0715
(流量: 44.4l/h, 出力: 4.07MW)



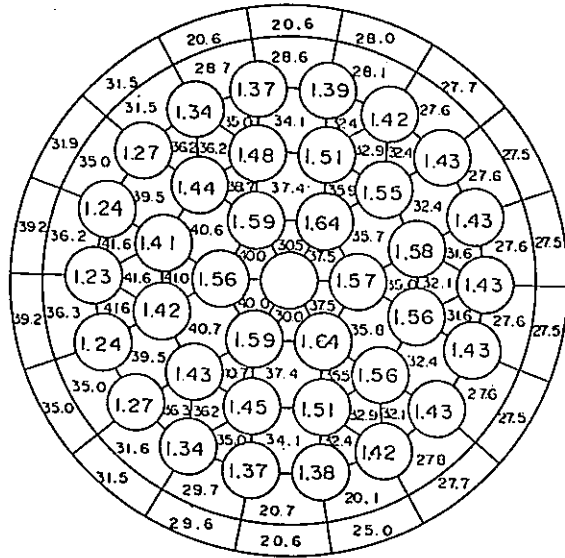
(5) RUN No. PTRD0759
(流量: 50.1l/h, 出力: 4.36MW)

▨ : 試験結果

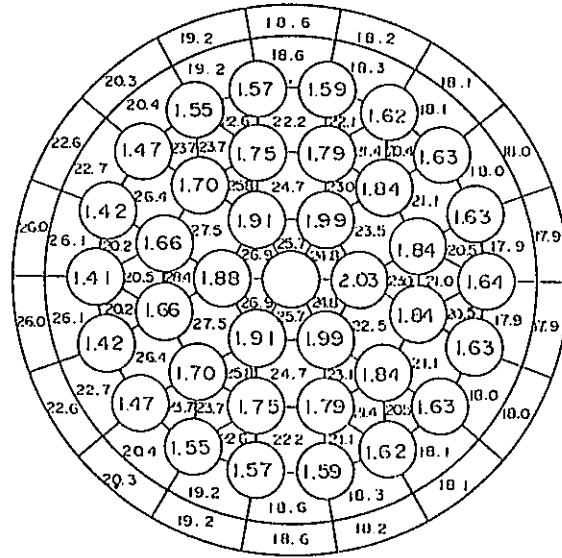
■ : 解析結果 (M C P R 発生軸方向位置)

図 6.5-1 ドライアウト発生径方向位置の試験結果と解析結果 (M C P R 発生位置) の比較
(圧力管内径150.0mm, 偏心量16.6mm)

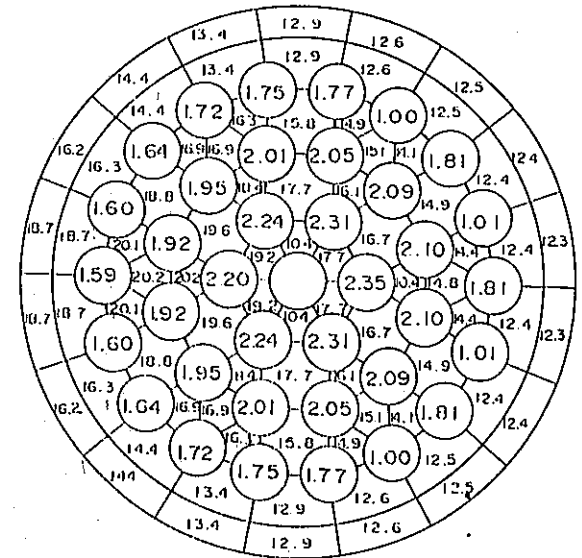
○ 内 数 値 : CPR (-)
 サブチャンネル内数値 : クオリティ (%)
 軸 方 向 位 置 : MCPR発生位置
 燃 料 体 偏 心 量 : 16.6mm
 圧 力 管 内 径 : 150.0mm
 偏 心 方 向 : ←



(1) RUN No. PTRD0756
 (流量 : 19.9t/h, 出力 : 3.18MW)



(2) RUN No. PTRD0713
 (流量 : 34.6t/h, 出力 : 3.91MW)



(3) RUN No. PTRD0759
 (流量 : 50.1t/h, 出力 : 4.36MW)

図 6.5-2 ドライアウト限界出力試験条件における CPR および クオリティ の断面内分布
 (圧力管内径 150.0mm, 偏心量 16.6mm)

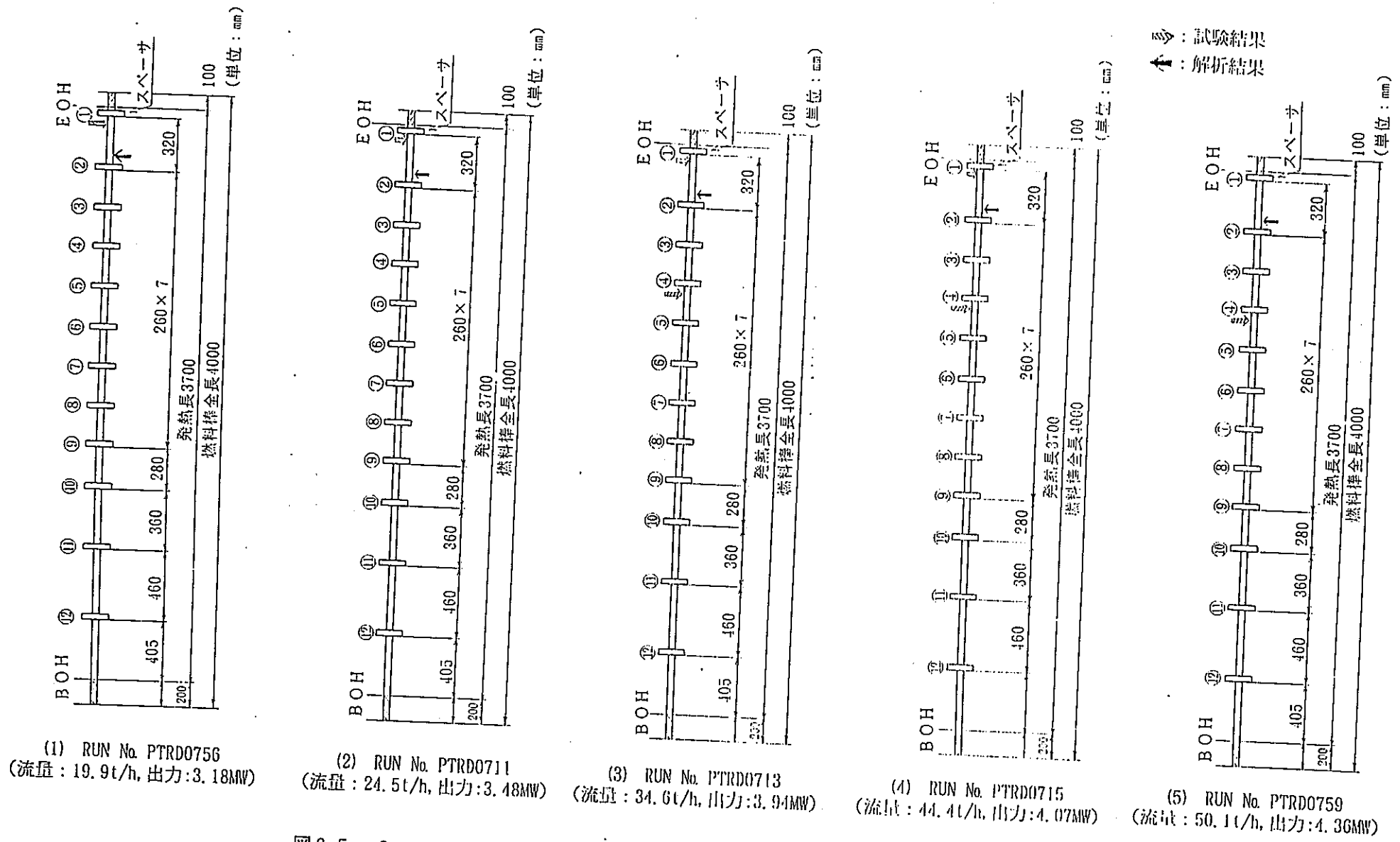
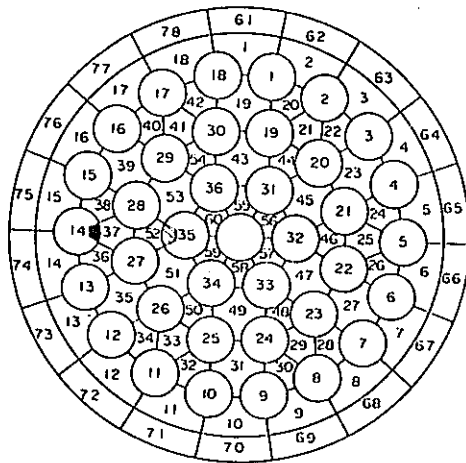
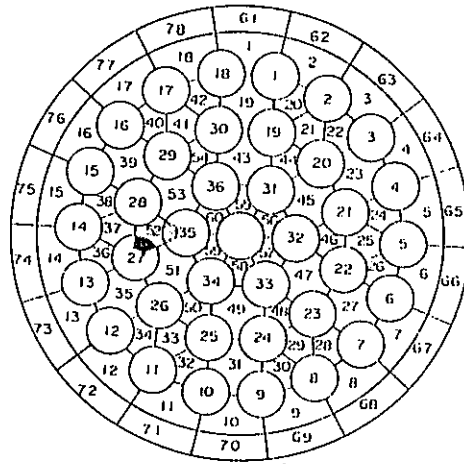


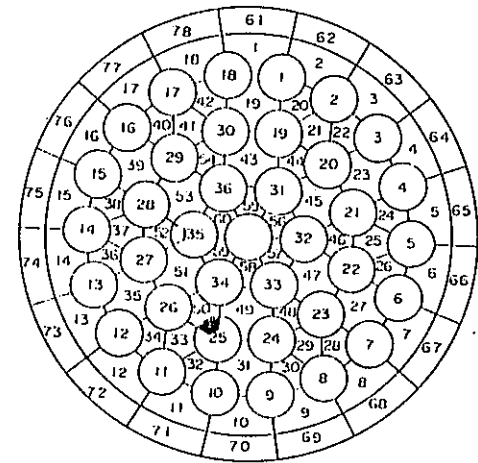
図 6.5-3 ドライアウト発生軸方向位置の試験結果と解析結果 (MCP R発生位置) の比較
(圧力管内径150.0mm, 偏心量16.6mm)



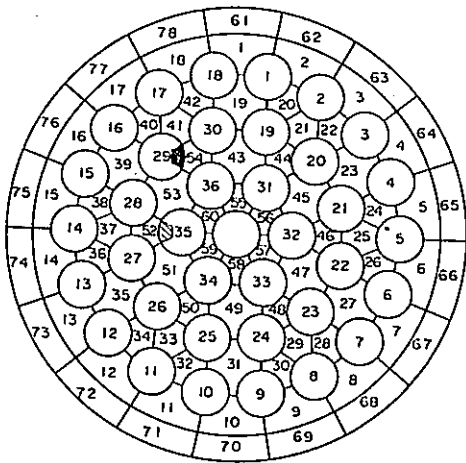
(1) RUN No. PTRD002
(流量: 15.0l/h, 出力: 2.93MW)



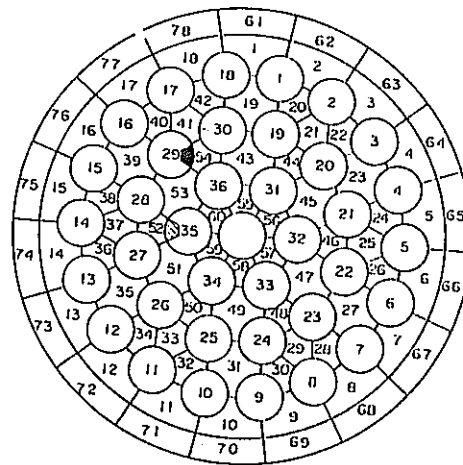
(2) RUN No. PTRD004
(流量: 24.8l/h, 出力: 3.68MW)



(3) RUN No. PTRD006
(流量: 35.1l/h, 出力: 4.32MW)



(4) RUN No. PTRD008
(流量: 45.4l/h, 出力: 4.83MW)



(5) RUN No. PTRD056
(流量: 50.1l/h, 出力: 5.08MW)

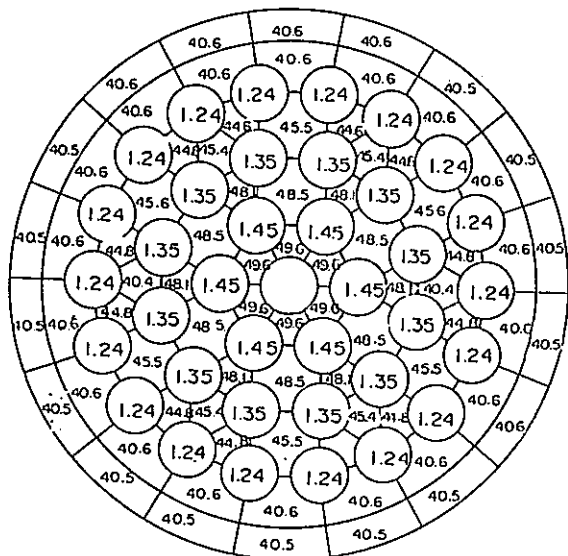
▨ : 試験結果

■ : 解析結果 (MCPR発生軸方向位置)

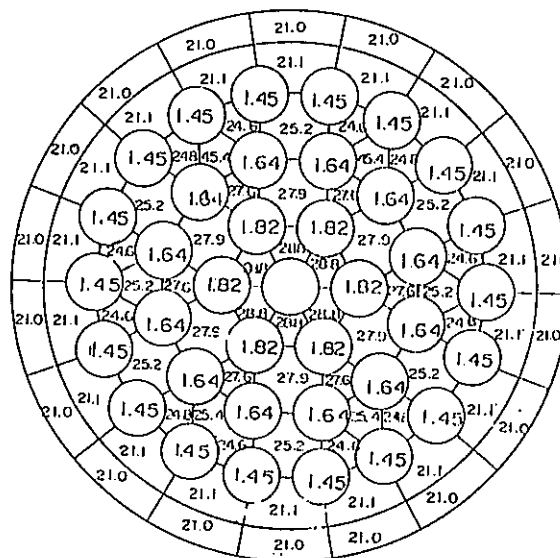
図 6.5-4 ドライアウト発生径方向位置の試験結果と解析 (MCPR発生位置) の比較
(圧力管内径150.0mm, 偏心なし)

○ 内 数 値 : CPR (-)
 サブチャンネル内数値 : クオリティ (%)
 軸 方 向 位 置 : MCP R発生位置
 燃 料 体 偏 心 量 : 0.0mm
 圧 力 管 内 径 : 150.0mm

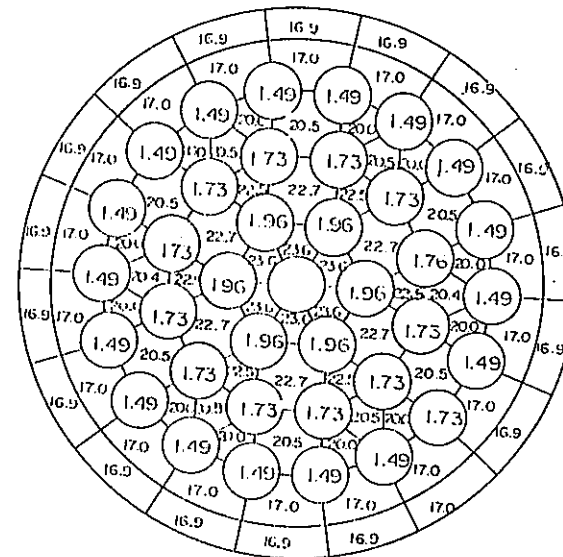
- 6.5-9 -



(1) RUN No. PTRD002
 (流量 : 15.0t/h, 出力 : 2.93MW)



(2) RUN No. PTRD006
 (流量 : 35.1t/h, 出力 : 4.32MW)



(3) RUN No. PTRD056
 (流量 : 50.1t/h, 出力 : 5.08MW)

図 6.5-5 ドライアウト限界出力試験条件におけるP C Rおよびクオリティの断面内分布
 (圧力管内径150.0mm, 偏心なし)

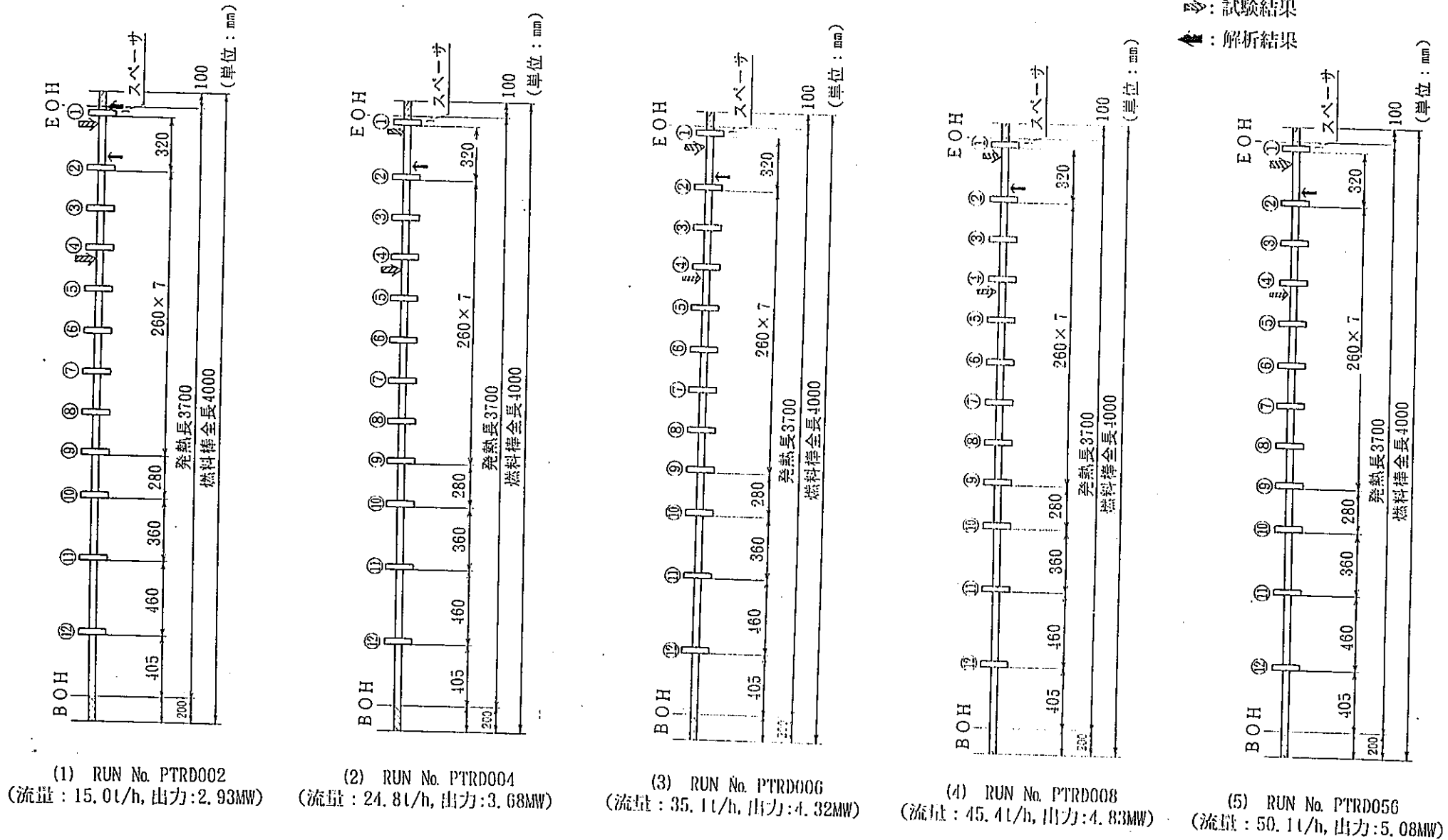


図 6.5-6 ドライアウト発生軸方向位置の試験結果と解析結果 (MCP R 発生位置) の比較 (圧力管内径150.0mm, 偏心なし)

●: 試験結果
▲: 解析結果

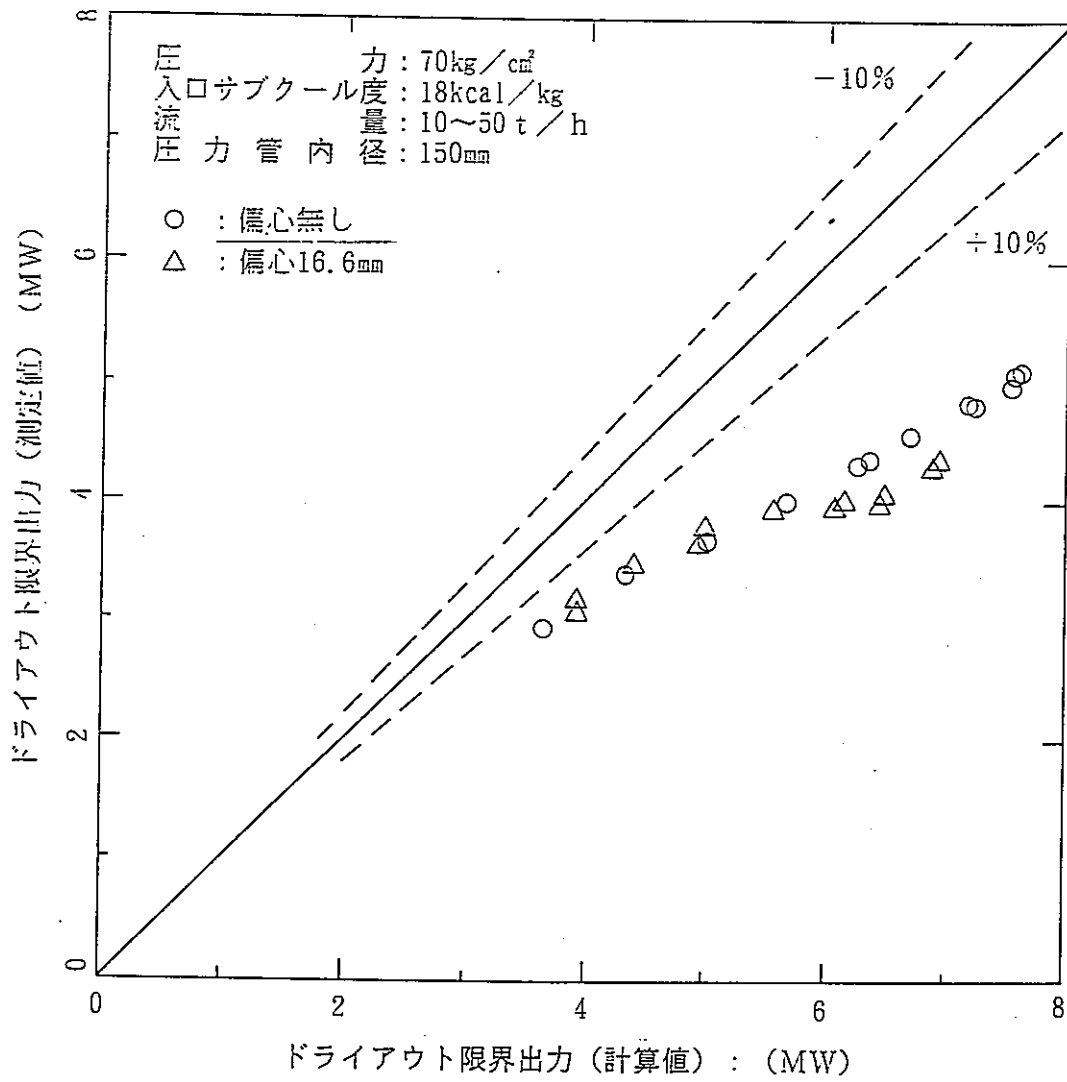


図6.5-7 ドライアウト限界出力予測結果と試験結果の比較

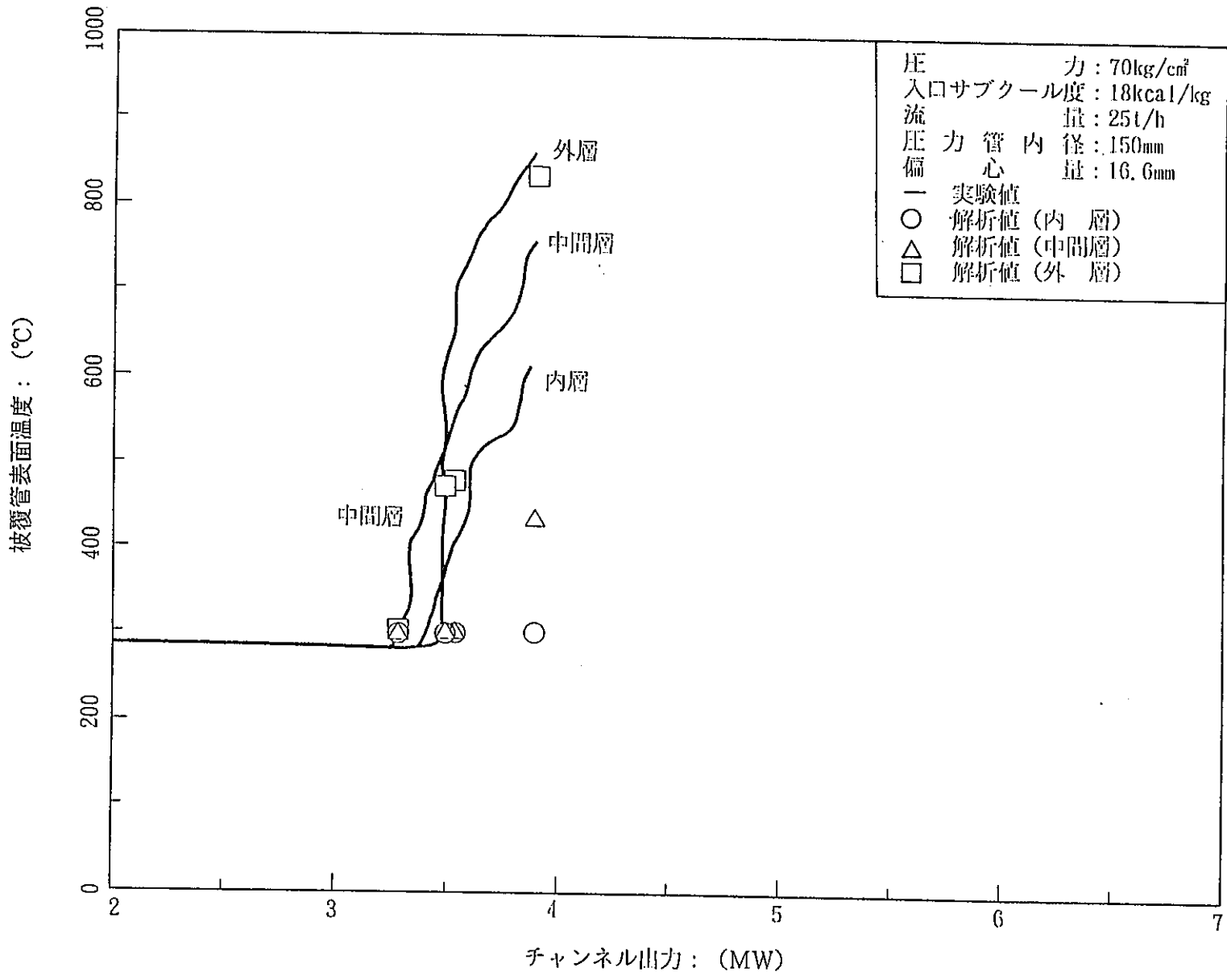




図 6.5 - 8 PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)

圧力 : 70kg/cm²
 入口サブクール度 : 18kcal/kg
 圧力管内径 : 150.0mm
 偏心量 : 16.6mm
 流量 : 25 t/h

-  ドライアウト発生燃料棒
-  PCT発生サブチャンネル

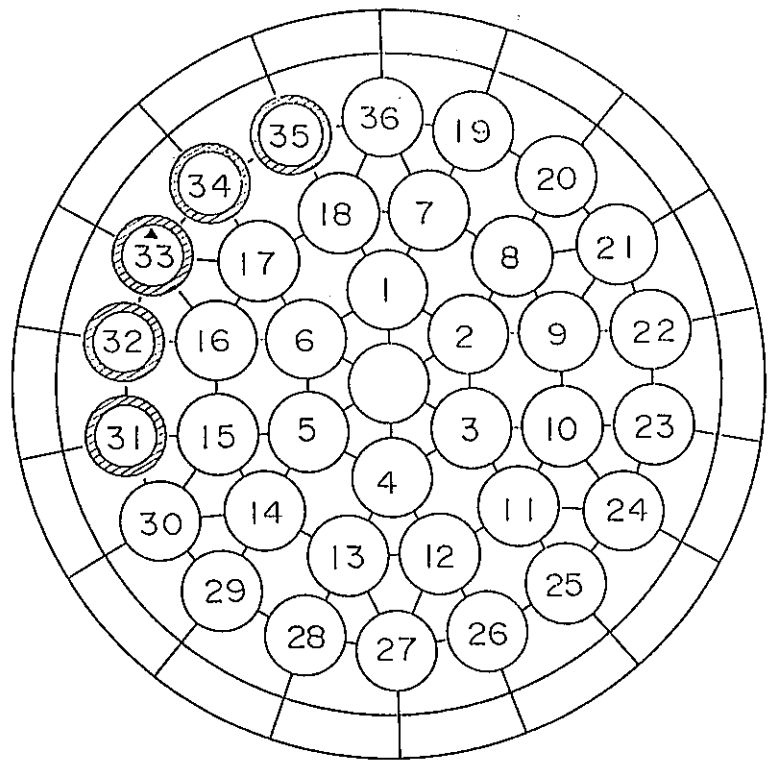


図 6.5 - 9 PCT解析における径方向ドライアウト発生位置

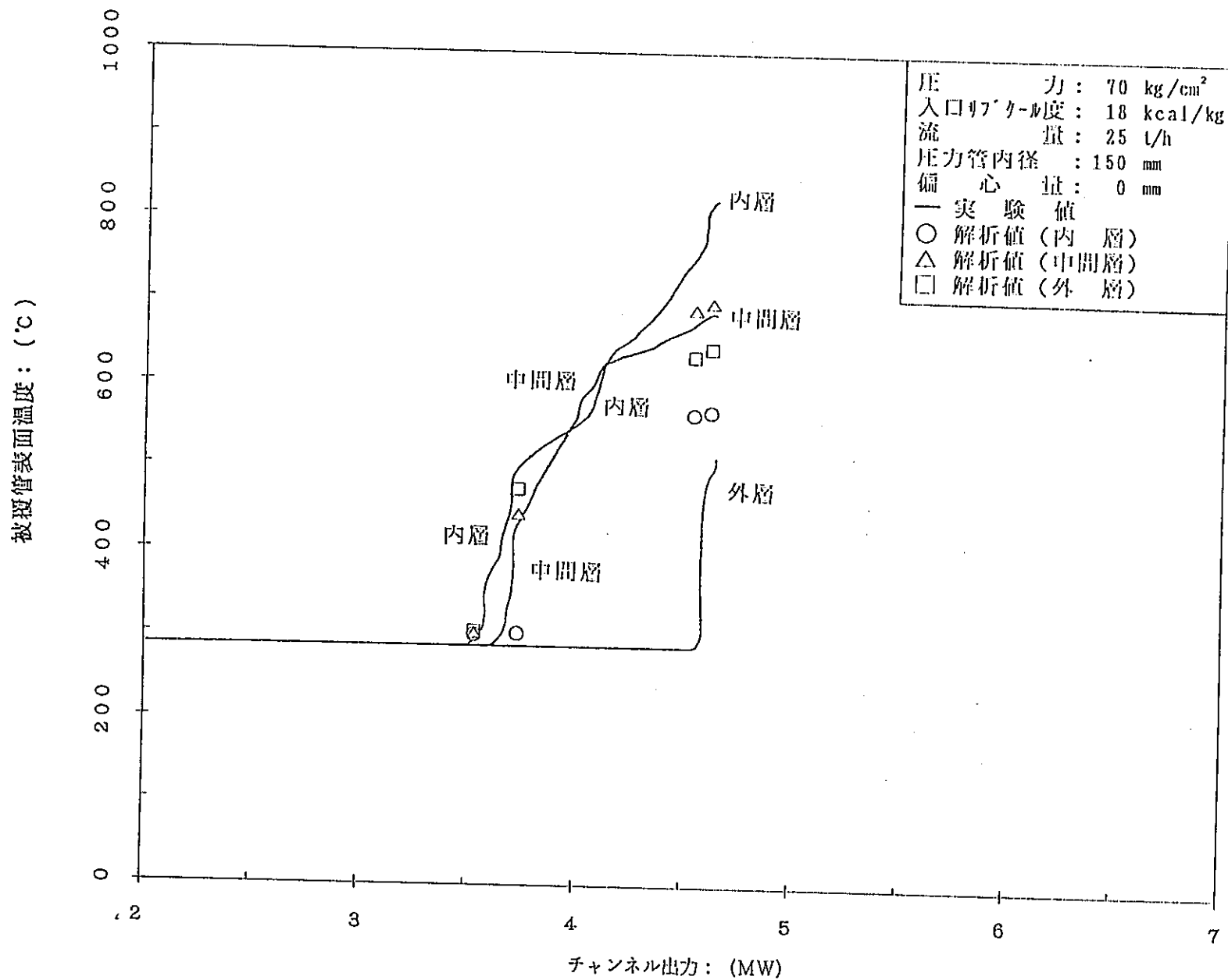




図 6.5-10 PCT 解析結果と実験結果の比較 (無偏心)

圧力 : 70kg/cm²
 入口サブチャンネル度 : 18kcal/kg
 管内径 : 150.0mm
 偏心量 : 0.0mm
 流量 : 25 t/h

-  ドライアウト発生燃料棒
-  PCT発生サブチャンネル

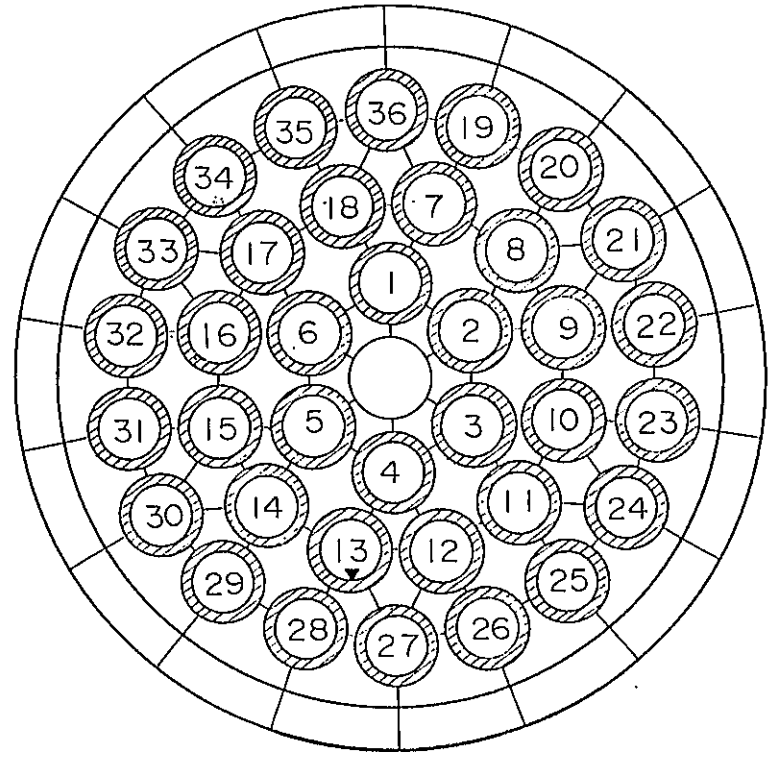


図 6.5 -11 PCT解析における径方向ドライアウト発生位置

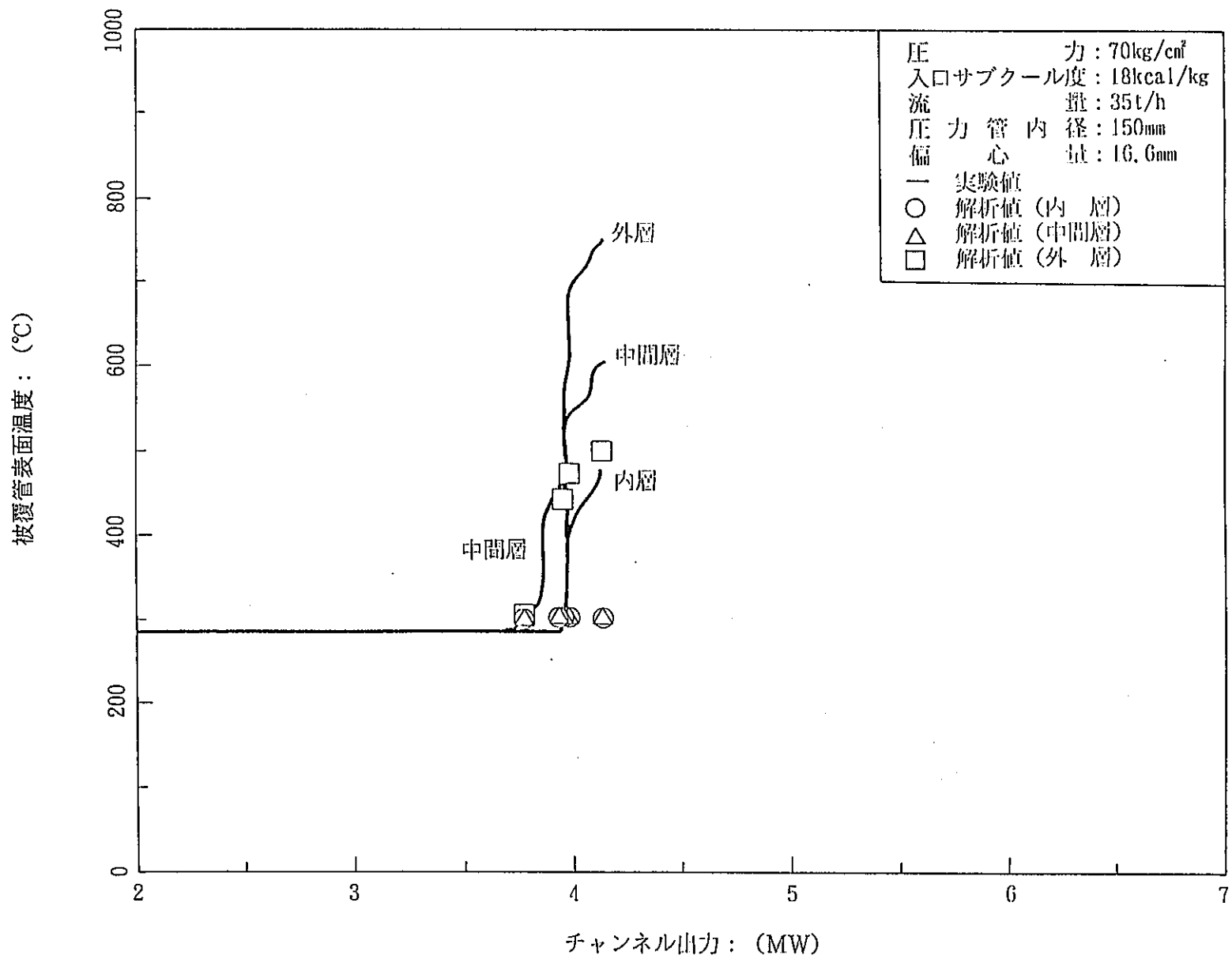


図 6.5 - 12 PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)

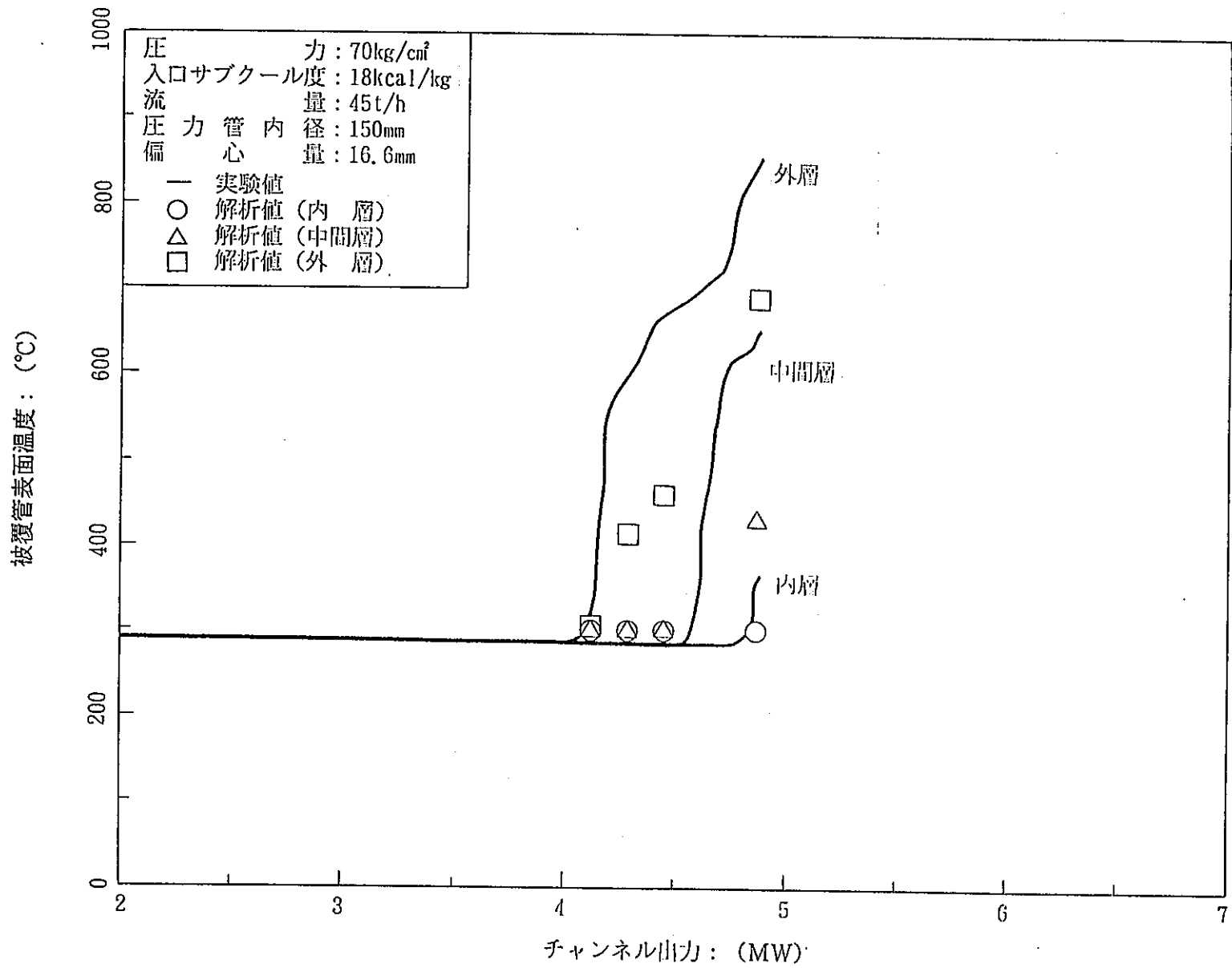


図 6.5 - 13 PCT解析結果と実験結果の比較 (最大偏心)

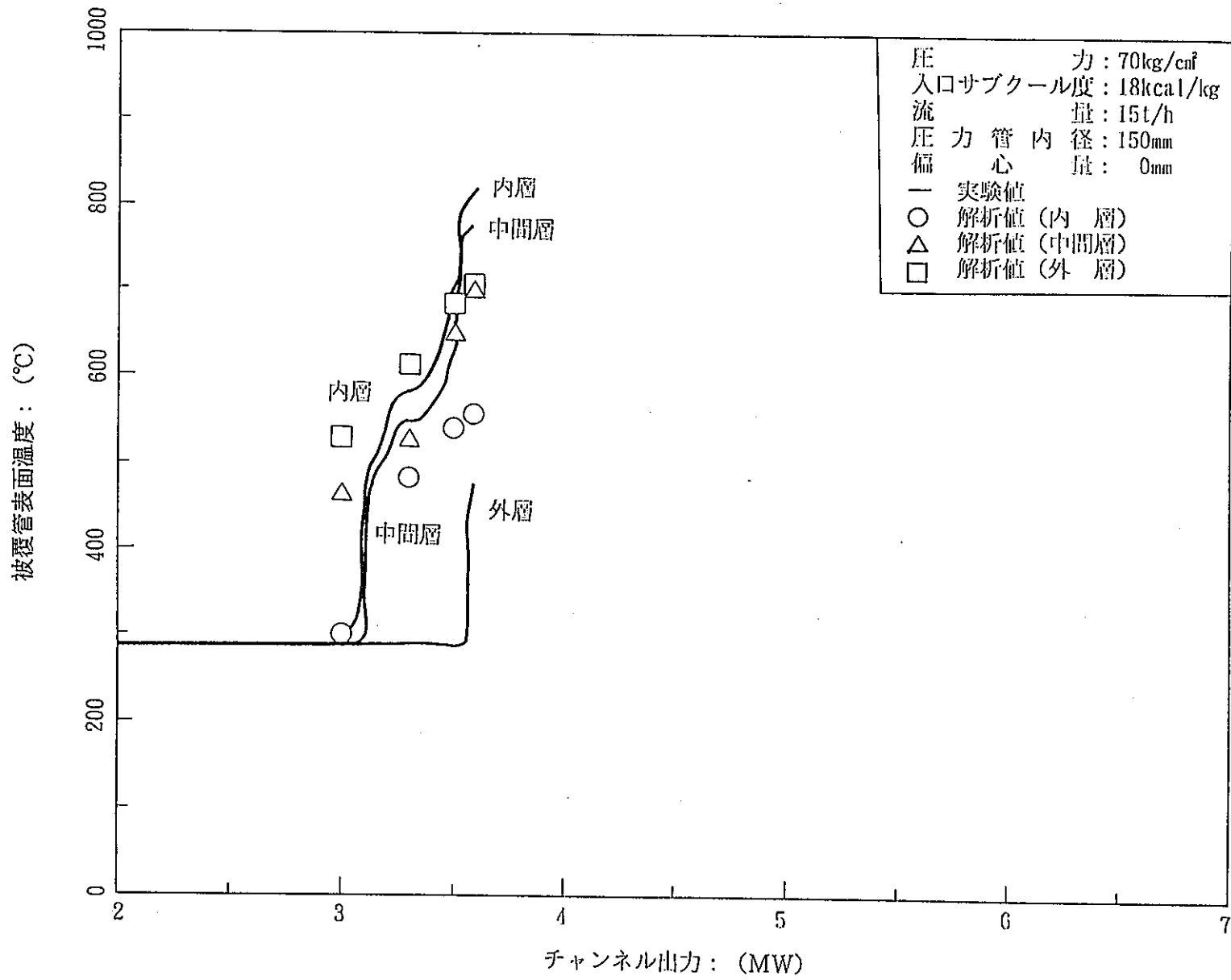


図 6.5-14 PCT解析結果と実験結果の比較 (無偏心)

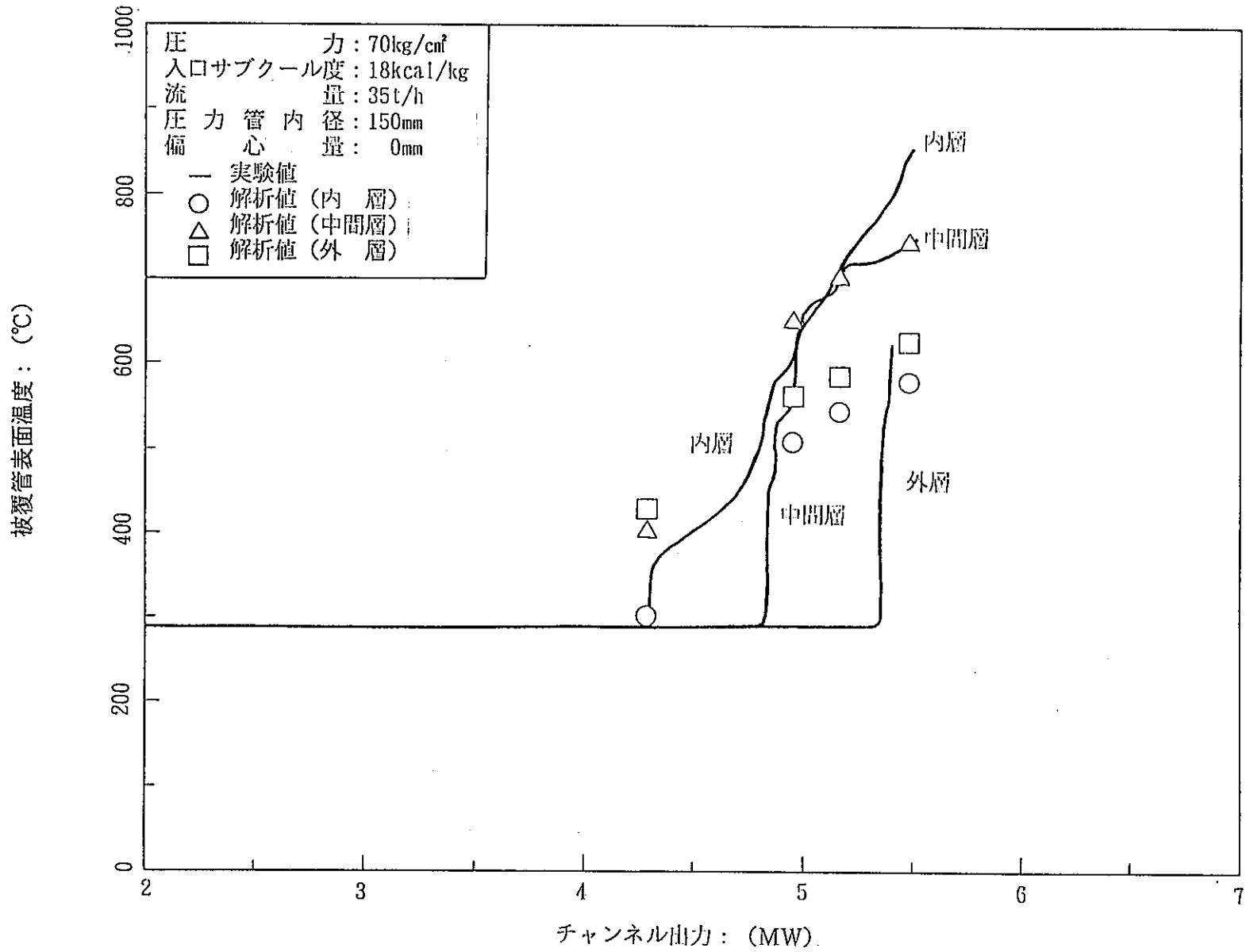


図 6.5 - 15 P C T解析結果と実験結果の比較 (無偏心)

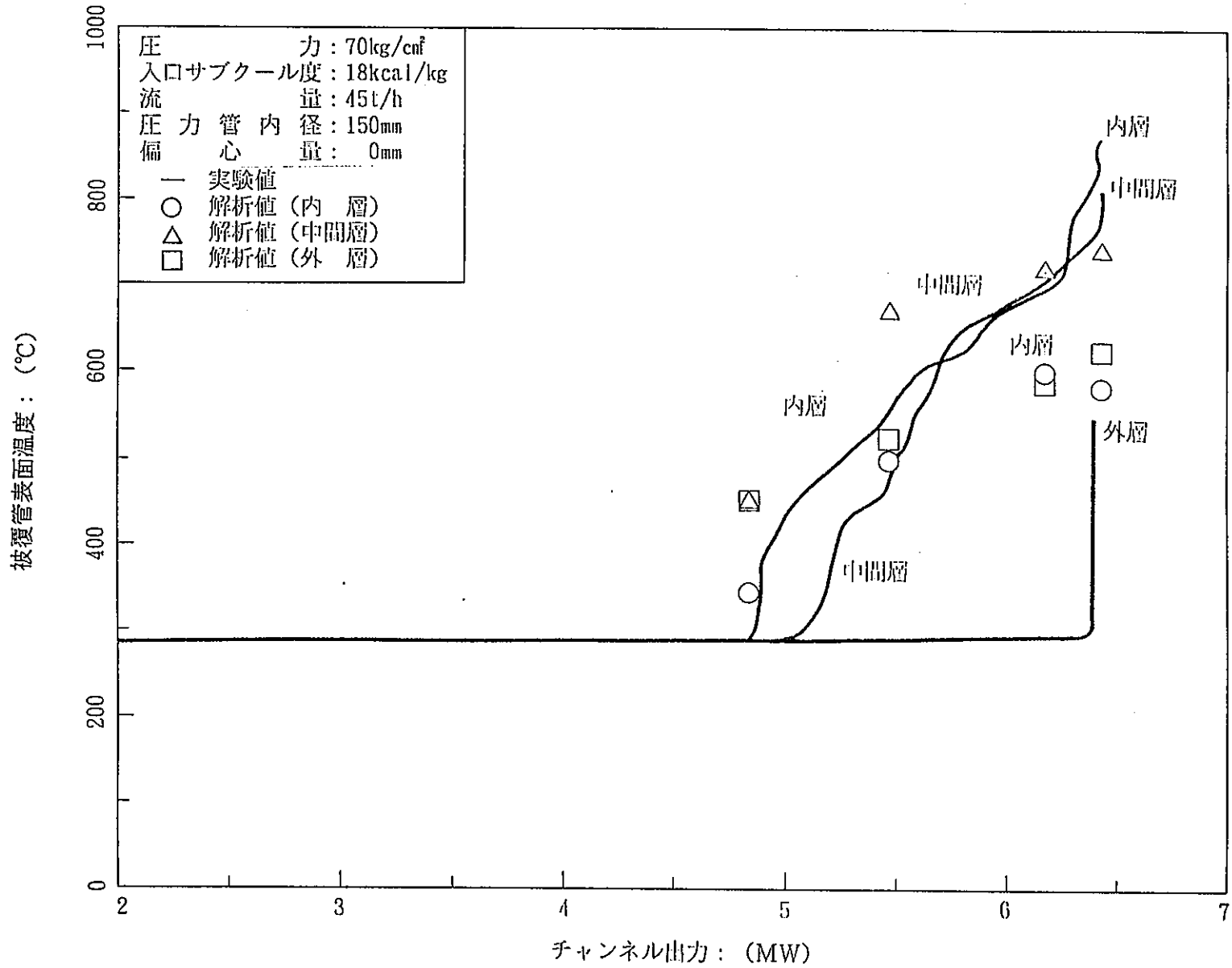


図 6.5 - 16 PCT 解析結果と実験結果の比較 (無偏心)

6.6 結 言

平成2年度の圧力管破断時の燃料冷却性試験では、破断した圧力管が健全なカランドライア管に密着した状態を想定して、この状態で燃料体が最大偏心した場合と無偏心の場合について、ドライアウト限界出力測定試験及びポストドライアウト試験を実施した。その結果、最大偏心した場合のほうが無偏心時に比べPCTが高くなり、燃料体が最大偏心場合のほうが圧力管破断時の熱的評価上厳しいことが確認された。また、圧力管破断チャンネルにおいて最大900℃までの燃料表面温度挙動を測定し、燃料体出力と燃料表面温度の関係を把握することができた。

試験解析においては、試験で得られたデータを基にドライアウト限界出力解析及びPCTの解析を行い、現評価方法の適用性を検討した。その結果、ドライアウト限界出力及びPCTの予測精度向上のためには、解析コードの二相乱流混合係数等の最適化を行う必要があることがわかった。

6.7 参考文献

- (1) 動力炉・核燃料開発事業団, 昭和62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の確立- 第2分冊:
EPDC Z88-014-F (1988)
- (2) 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の確立- 第3分冊:
EPDC Z88-046-F (1989)
- (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の確立- 第3分冊:
EPDC Z89-034-F (1990)
- (4) 川太 徳夫, 菅原 悟, 永嶋國雄, 圧力管破断事故時の燃料冷却性解析:
PNC SN9410 88-069 (1988)

7. 燃料冷却性に係わる検討

7.1 はじめに

圧力管破断時においては、最終的に燃料を冷却する事が必要であり、本章では燃料冷却性を評価するための手法の整備と評価事項について検討する。特に、本章ではカランドリア管が健全な場合の冷却に関する検討を主とし、同時破断時の冷却については、解析方法を検討することとし、次年度以降手法を詳細化できるようにした。

7.2 圧力管破断時のLOTRACコード圧力損失予測精度評価

圧力管が破断した後に、カランドリア管が健全な場合の炉心流量は、LOTRACコードを用いて評価することになっている。そこで、圧力管破断／カランドリア管健全を想定して、圧力管が内径150mmまで拡張した条件におけるHTL（大型熱ループ）の圧力損失計測値と、同一条件における流動を計算しているLOTRACコードの計算値を比較して、コード内で用いられている圧力損失に関する相関式、定数の妥当性を検証する。

(1) 解析条件

HTLで使用された36本集合体には、実証炉で計画されているスペーサ枚数（12枚）より多い数のスペーサ（16枚）が設けられている。また、加熱電極の関係で、下部タイプレート等は遮へいプラグもない。このため解析にあたっては、上下燃料非発熱部に2枚ずつスペーサの圧力損失係数に相当する圧力損失係数を考慮する。また、タイプレート遮へいプラグについては存在しないので、設計で見積っている値を0とすることで対処する。電極部については、入口部で拡大流れによる圧力損失係数1.0、出口部で拡大縮小による圧力損失係数1.5を考慮する。

出口管の圧力損失係数に関しては、曲りが6個であることを考慮して、実証炉設計式で算出し、出入口管の圧力損失を見積る。（出口管の曲りは6個であり、圧力損失係数は5.0となる）

この他の条件に関しては、HTLで計測している入口圧力、入口温度、加熱入力を実験に合わせ入力することとし、すべて実証炉設計のモデルと同一のもので解析する。

(2) 上記条件での結果

HTLで計測した拡管の圧力損失の中で、代表的な条件について解析した結果を表7.2-1に示す。また、同表には、通常の圧力管を用いた結果も示している。

これらの結果を図示したものを図7.2-1、図7.2-2に示す。図から明らかなように、流量が多くなると計算結果の方が圧力損失を過大評価する傾向を示している。このため、燃料部に冷却材が流入しにくい結果となっており、燃料温度評価上保守的であると言える。特に、圧力管破断/カランドリア管健全時の燃料温度評価にとって重要な25t/hの条件では、計算の方が約0.12kg/cm²大きくなっている。

通常の炉心については、25t/hの流量の場合、図7.2-2からわかるようにクォリティが高い領域で計算の圧力損失が大きくなっているが、クォリティが低い場合には、予測値と計測値がほとんど一致していることがわかる。

(3) 圧力損失の評価

設計で用いている値は、流動に対してはほぼ最適予測をするようになっているため、上記の差は圧力管が拡管し、スパーサ部での拡大縮小率が減少したために圧力損失係数が減少したことに起因していると考えられる。したがって、HTLの結果を最適で予測するためには、圧力損失係数にどの程度のファクターを乗じなければならないかを検討した。この結果、圧力損失係数は50%以下になることが明らかになった。このときの解析による炉心圧力損失分布を図7.2-3、図7.2-4に示す。図7.2-3は、スパーサの圧力損失係数を50%とした場合であり、図7.2-4は35%と低下させた場合である。図中の計測値との比較からわかるように、スパーサの圧力損失係数は、設計値の35%とした場合が計測結果に近くなる。

以上の検討によって、圧力管が拡管した場合のスパーサの圧力損失係数は、設計値に0.35を掛ける必要がある。上下タイププレートについても、圧力損失係数が低下することになるが、実験データがないため、従来の設計値をそのまま用いれば、保守側の評価となる。

7.3 C/T健全性試験の挙動解析によるLOTRACコード評価

ATR安全工学室では、圧力管破断/カランドリア管健全を想定した流動試験と実験機材を用いたカランドリア管健全性試験を実施している、このときの流動挙動を

LOTRACコードで解析し、実験の傾向が正しく予測できることを示し、コードの検証を行う。

(1) 解析条件

ATR安全工学室に設置されている圧力管破断試験装置は、図7.3-1 に示すように出入口管が非常に長いため、曲りの数が多くなっている。このため、出入口管の圧力損失係数については、前節と同様に設計式で見積り、出入口管各ノードに配分する。

流動条件については、初期流量を $40\text{m}^3/\text{h}$ 、 $53\text{m}^3/\text{h}$ の二通りで実施しているため、これに対応した解析を行う。また、燃料部の形状、スペーサ、遮へいプラグ、タイプレート等については、設計と同様になっているため、設計式を用いて圧力損失を計算する。

試験においては、圧力管を加圧によって高温高圧状態で自然に破断させており、圧力管が拡張することによって水力等価直径が変化するため、実験後の圧力管形状を基に、STPG材のものと実機材のものに対して、次のように設定する。

$$D_e(\text{STPG}) = 21.4 \text{ mm} \quad (\text{内径 } 150\text{mm})$$

$$D_e(\text{Zr}) = 12.72\text{mm} \quad (\text{内径 } 127.35\text{mm})$$

その他の初期条件については、試験における入口温度、出口温度等を合わせるように、図7.3-2 に示す解析体系に対して初期定常をとる。また、計算に際しては、初期は圧力管が正常であるとして等価直径を 9.32mm とし、過渡解析時に等価直径を変更する。

放出部の断面積については、圧力管破断時のアニュラス部を図7.3-3 に示すようにモデル化しているため、実験装置では、PTF試験に対しては 2.97cm^2 、CTI試験に対しては $2.97 \times 0.8\text{cm}^2$ としているため、同一の面積とし、放出係数を1.0とする。このときのアニュラス部上部のスリーブ部圧力損失係数については、PTF試験に対しては昨年計算したように1.8を用いるが、実機材の場合には添付資料7.1 のように見直し、最少でも2.7 になることがわかった。

(2) 解析結果と実験結果の比較

図7.3-4 ～図7.3-6 にSTPG材を用いたカランドリア管健全に関する試験結果とLOTRACコードを用いた解析結果の比較を示す。PTF 3 は初期流量を $40\text{m}^3/\text{h}$ とした時の試験結果であり、PTF 4 は初期流量を $53\text{m}^3/\text{h}$ とした時の試験結果である。また解析で示している二本の曲線は、初期流量を上述の2 ケースに設定し、スペーサ

の圧力損失係数を0.35倍した場合の結果である。実験結果と解析結果は、初期の過渡変化部を除いてほぼ一致しており、5秒時点の両者の比較を表7.3-2に示す。この中で燃料冷却性に関係するのは、圧力管出口流量である。計算値の方が計測値より大きくなっているが、これはタービン流量計の特性で低流量を精度良く計測できないことによる。また、流量がこのように少なくなるのは、圧力管破断試験装置を用いた試験が、非加熱で行われていること及び入口部が長いことが原因していると考えられる。つまり、試験では圧力管破断の前において圧力管の内部及び出口管が単相流状態であるため、実機の二相流状態よりも圧力損失が小さく、ポンプの吐出圧が低い状態でバランスしている。このため、実機では破断後の圧力管出口流量低下の割合が小さいのに対して、試験では流量がほとんど零になっている。なお、表7.3-2にはスパーサの圧力損失係数を劣化させない場合の結果も参考のため示した。

図7.3-7～図7.3-9は、実機材を用いた試験結果と解析結果の比較である。スパーサの圧力損失係数に対する倍率は1.0の場合である。このケースは初期流量が $53\text{m}^3/\text{h}$ であるが、放出断面積がPTFの場合の0.8倍となっているため、圧力管内流量が多くなっている。また、上部遮へいプラグ部は実機と同一に製作されており、そのときの圧力損失係数は2.7とした。表7.3-1には、前ケースと同様に、スパーサの圧力損失係数を0.35倍した場合と設計値のままにした場合の結果を示した。スパーサの圧力損失係数が0.35倍のケースでは、解析の圧力管出口流量の方が計測値に比べて少し多くなっている。一方、1倍のケースでは、計測値にほとんど一致した流量となることがわかる。また、放出流量については、両ケースにおいて解析値の方が大きくなっており、圧力損失係数も本解析で用いた値が妥当であることが示された。

この結果、実機材を用いた場合には、材料のスプリングバックによって流路面積が広がらないため、スパーサの圧力損失係数に対する倍率を劣化させると非保守側の評価になることがわかった。

7.4 実機における圧力管内流量解析

実機で圧力管破断が生じてカランドリア管が健全な場合の破断口下流側の流量は圧力管の拡管の程度によって左右される。したがって、これまでに検討した事柄を反映して、通常の状態での定常解析を行った後に拡管した状態を想定した過渡解析を実施した。

これまでの解析で、スベータ圧損係数に対する倍率は1.0，上部鉄水スリーブ部の圧力損失係数2.7，放出係数1.0で評価すれば、放出流量と破断口下流側の圧力管内流量を保守側に見積れることが判明しているため、すべてこの条件で解析を実施した。

ただし、アニュラス部の放出面積については、設計で $2.97 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ の現状のものを $2.45 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ まで縮小できる見通しであるため、これら2つの場合について解析を行った。拡管の直径をパラメータとした場合の放出流量と破断口上流側圧力管内流量を表7.4-1に示す。また、図7.4-1には、放出流量と圧力管出口流量を拡管のパラメータとして示した。

圧力管内部の流量は、従来のアニュラス部放出面積に対して、拡管が全くないとした場合が最も少なく 5.53 kg/s (19.9 t/h)となる。拡管時直径が 150 mm であるとする、炉心内流量は 7.66 kg/s (27.6 t/h)となる。

7.5 燃料冷却性

(1) カランドリア管健全時

圧力管破断時の燃料冷却性については、昨年度の受託の作業の中で最大拡管時が最も厳しくなることが明らかになっている。したがって、サブチャンネル解析で、拡管が 150 mm になった場合に燃料が最大偏心し、そのときのPCTが 1200°C になる流量が 27.6 t/h 以下になることが確認できれば、冷却の見通しがあると言える。

また、この時の圧力管の温度については、添付資料7.2に示すように、燃料が偏心した場合の輻射による効果を考慮して評価を行えるように整備した。燃料が偏心した側の圧力管は、試算では、偏心を考慮しない場合に比べて輻射伝熱量が約15%増加する結果となった。しかし、圧力管の温度はほとんど影響を受けず、一点近似で解析しても問題ないことがわかった。

(2) 同時破断時

圧力管/カランドリア管同時破断時の燃料冷却性については、主に今後実施する予定の試験によって説明することになっているが、解析手法も整備しておく必要があると考え、今年度は同時破断時のカランドリアタンク内をTRAC-PF1コードで解析し、燃料温度はHEATUPコードを用いて解析する手法の検討を行った。内容の詳細については、添付資料7.2を参照のこと。この検討では、破断初期の一次冷却水放出に係

わる冷却を無視し、燃料集合体周りの自然対流の効果だけで燃料温度がどの程度まで上昇するか解析した。図7.5-1 と図7.5-2 にガランドリアタンク内流速分布を示す。流速は、燃料集合体表面にボイドが発生するため单相の場合より少し速く約50 cm/s程度となる。この流速で燃料集合体が冷却された場合の解析結果を図7.5-3 に示す。出力は、破断後1.75秒で低下を開始するものとした。解析結果から明らかのように、被覆管温度は初期において破断流を考慮していないため約1200℃まで上昇するが、出力低下後は十分冷却される結果が得られた。

7.6 燃料冷却性評価の論理について

圧力管破断時の燃料冷却性評価を行う際、現状のツールを用いて解析によりサポートする場合の手法について検討する。また、これに関連して試験提案及び単管破断時スクラム項目についても検討する。

7.6.1 単管破断時燃料冷却性

(1) 短期解析

破断後、数100ミリ秒でアニュラス部が満水になると炉心流量は準定常状態となる。よって、短期解析は、この間の挙動が着目点となるが、スクラムが期待できない時は長期解析の準定常状態でのピーク温度で冷却性が決まる。

(2) 長期解析

破断チャンネル流量の計算では、軸方向流れについては燃料の変形・偏心によるサブチャンネル流量配分の計算、径方向流れでは破断口側へのバイパス流れの計算が必要になる。これらの両者（軸方向、径方向）を同時に考慮した解析は困難であるとともに、その妥当性を示すことも難しい。これより、解析では軸方向流れについての考慮のみを行い、軸方向流れは保守側に無視する方向で解析によるサポートを考える。また解析上ピン自体の変形の考慮は難しいが、ピッチの変化は考慮することとする。

解析は、一次元解析コードで境界条件を求め、二次元解析コードでサブチャンネル流動を計算し、これを用いてHEATUP解析を行うことを提案する。

(i) 一次元解析

一次元解析は境界条件を決定することが目的であり、解析ノードの出入口圧力(

または流量), エンタルピを求める。解析コードはSENIOR, またはRELAP-5等が適用可能と考えられる。

(ii) 二次元解析

サブチャンネル解析には, COBRA等の二次元コードが使用できると考えるが, 適用性については, 別途試験による確認が必要である。

① 部分長破断

破断口及び破断口上流側では, 破断により通常時より流量は増加するが, 破断口下流では, 流量が低下し, 熱的に厳しくなると考えられる。これより評価は, 破断口下流ノードを対象として行う。

この際, 圧力管はき裂が生じてない部分であるため, アニユラス部への流れを上流側で差し引くことによって, 圧力管内の流量を計算する。また, 燃料偏心, 狭隘の条件は, 試験結果より設定する。

② 全長破断

部分長と異なる点は, 圧力管に全長に渡るき裂があるため圧力管の拡張を考慮することである。圧力管が最大拡張する場合は熱的に最も厳しくなることが明らかになっているため, 圧力管は, アニユラス部流動の影響を無視するためカランダリア管に完全に押し付けられた形になるものとし, スプリングバックは考慮しない。

7.6.2 同時破断時燃料冷却性

(1) 短期解析

破断後の冷却材放出が多いこと及び早期スクラムが期待できることより, 冷却性上特に問題はないと考える。

定性的にも説明可能と考えられるが, 解析でサポートする場合, 不確定な流動特性は用いず, 最低熱伝達でケース計算したとしても, スクラムにより有意な被覆管温度上昇に至らないことを示す。

(2) 長期解析

長期解析においても, 破断放出による冷却は保守側に考えず, プールに水漬けした燃料の冷却性を確認する試験を行って妥当性を示し, HEATUP解析により, これをサポートする。

以上で述べた単管破断時及び同時破断時の考え方を表7.6-1にまとめる。

7.6.3 燃料冷却性試験提案

(1) サブチャンネル解析の妥当性確認

燃料の偏心・狭隘を考慮したサブチャンネル解析は、COBRA等の二次元コードの適用範囲を越えていると考えられ、使用に当たっては実験解析による妥当性確認を行う必要があると思われる。

サブチャンネル解析の妥当性は、流量測定が困難と考えられることから、試験と解析のドライアウト後の被覆管温度を比較することにより示すことになると考える。

燃料の偏心については、今後HTLにて行われる予定の燃料偏心時の試験データが使用できるものとする。

燃料の狭隘については、以下の2案が考えられる。

- (i) HTL偏心試験設備において局所的に燃料要素を取り除いて、サブチャンネルを考慮した試験を行う。
- (ii) HTL偏心試験設備の燃料体に変形を加える。(燃料ピッチ、燃料棒径等の変更)

(i) 案が対応として、簡単ではあるが、本試験のみで狭隘時の適用性が示せるかどうかについては、今後検討が必要である。

(2) 最低熱伝達率

同時破断時の初期温度上昇を、解析により説明するためには、最低熱伝達率の設定が必要であり、試験を行って決定する必要がある。

(3) 同時破断時冷却性

同時破断時は早期スクラムが期待できるため、出力は低下し、破断口から放出される冷却材により、冷却性は十分に確保されると考えられる。しかし、破断口からの冷却材放出は、破断口形状、面積に依存し、試験でのこれらの設定は難しい。

出力は崩壊熱状態であるため、プール沸騰での冷却が期待できることから、不確定要素である冷却材放出による冷却性を排除して試験を行う。具体的には実機模擬燃料集合体を水漬けした試験を行う。

7.6.4 単管破断時スクラム項目検討

現在考えられる単管破断時のスクラム項目について表7.6-2にスクラム検出の期待度についてまとめる。表にみられるように、早期検出にはマイクロフォンが望ましいが、有効性の判断については、R&Dを必要とする。また、炭酸ガス系関連では時間的な検討を今後進める必要がある。現時点では、炉心内の流動特性が十分に解明されていないため、被覆管温度上昇が明確にならない。したがって、熱伝達率をパラメータとして、被覆管温度の上昇を見るため解析を行い、冷却に必要な熱伝達率を算出した。

(1) 解析条件

- ① 解析コードはHEATUPを用い、直ちにパラメータ設定値となり、以後一定値のままであるものとする。
- ② 昭和63年度に動燃にて行われた、圧力管破断燃料偏心時のサブチャンネル解析で使用された出力を用いて行う。ベースとする出力条件は設計合理化作業63年度安全解析使用値とする。

チャンネル出力	→	定格の1.1倍
APF	→	(変化しないものとする)
LPF	→	偏心により変化した割合を安全解析用LPFに乗ずる。

(2) 解析結果

パラメータ解析結果を図7.6-1に示す。

図より1000~2000 kcal/m²hc程度の熱伝達率が期待できれば、早期スクラム要求の必要性は小さい。

表7.2-1 定常計算におけるHTL試験結果との比較

拡管内径 (mm)	差圧 (kg/cm ²)	入口流量 (kg/s)	クオリティ (%)	出力 (MW)	入口温度 (°C)	入口圧力 (kg/cm ²)	備考
150.0	0.83	6.94	28.8	3.7	269.7	69.69	LOTRAC解析
	0.71	6.94	30.2	3.7	269.7	69.69	試験
150.0	1.26	9.73	25.1	4.53	267.8	70.56	LOTRAC解析
	0.98	9.73	25.0	4.53	267.8	70.56	試験
150.0	1.62	12.42	20.2	4.96	265.5	70.38	LOTRAC解析
	1.29	12.42	20.0	4.96	265.5	70.38	試験
117.8	1.43	6.751	14.3	1.84	273.1	67.75	LOTRAC解析
	1.40	6.75	15.0	1.84	273.1	67.75	試験
117.8	3.66	6.76	57.4	6.82	267.8	74.13	LOTRAC解析
	3.26	6.75	60.5	6.82	267.8	74.13	試験

表7.3-1 LOTRACコードを用いた解析結果

(5秒時点の比較)

抜管内径 (mm)	等価直径 (mm)	初期流量 (kg/s)	入口流量 (kg/s)	出口流量 (kg/s)	放出量 (kg/s)	放出係数 (-)	スプレッド 圧損倍率	備考
150.0	21.44	8.24	11.89	1.67	10.22	1.0	0.35	解析 ケ-λ1-1
			11.90	1.60	10.30	1.0	1.0	解析 ケ-λ1-2
		(40m ³ /h)	10.3	0.00	10.3	-	-	試験 PTF3
150.0	21.44	10.92	15.13	5.51	9.62	1.0	0.35	解析 ケ-λ2-1
			15.12	5.31	9.81	1.0	1.0	解析 ケ-λ2-2
		(53m ³ /h)	12.65	2.11	10.55	-	-	試験 PTF4
127.35	12.72	10.92	14.76	6.40	8.36	1.0	0.35	解析 ケ-λ3-1 破断面積×0.8
			14.66	6.11	8.55	1.0	1.0	解析 ケ-λ3-2 破断面積×0.8
		(53m ³ /h)	13.92	6.12	7.80	-	-	試験 CTI1

表7.4-1 実機の解析結果

拡管後の圧力管 内径(mm)	流量 (kg/s)		アニュラス部放 出面積 (m ²)
	放出量	出口流量	
117.8	8.91	5.53	2.97×10 ⁻⁴
	7.71	6.09	2.45×10 ⁻⁴
125.0	8.77	6.47	2.97×10 ⁻⁴
	7.53	7.14	2.45×10 ⁻⁴
130.0	8.74	6.87	2.97×10 ⁻⁴
	7.67	7.49	2.45×10 ⁻⁴
135.0	8.78	6.87	2.97×10 ⁻⁴
	7.48	7.91	2.45×10 ⁻⁴
140.0	8.69	7.38	2.97×10 ⁻⁴
	7.48	8.13	2.45×10 ⁻⁴
145.0	8.65	7.54	2.97×10 ⁻⁴
	7.45	8.31	2.45×10 ⁻⁴
149.8	8.63	7.66	2.97×10 ⁻⁴
	7.28	8.53	2.45×10 ⁻⁴

表7.6 1 燃料冷却性評価の解析によるサポート


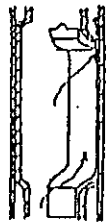
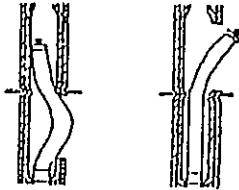
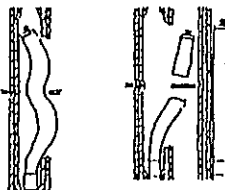
		破断モード	短期解析	長期解析
単管破断	部分長破断		スクラムが期待できない場合、長期解析に包絡される。	流量が低下する破断口下流が熱的に厳しい。 1次元解析でチャンネル流量を求め、2次元解析で流量配分を決めてHEATUP解析を行う。燃料偏心と燃料ピッチ狭あいを考慮。 流量配分の妥当性を示す為の実験及び実験解析が必要。
	全長破断		同上	同上 燃料偏心と燃料ピッチ狭あいに加えて圧力管の拡管を考慮する必要がある。
同時破断	部分長破断		スクラムが期待できる為、有意な被覆管温度上昇には至らないことを定性的に説明する。必要ならHEATUP解析を行う。(この場合最低熱伝達率が必要)	崩壊熱状態の接触燃料を水漬けし、試験においてプール沸騰で冷却されることを確認する。
	全長破断		同上	同上

表7.6-2 単管破断時スクラム項目

項 目	期 待 度	備 考
入口管部 マイクロホン	検出の可能性については検討が必要であるが検出できれば早期スクラムが期待できる	検出音圧等について今後検討が必要
重水部 マイクロホン	同上	動燃にて試験データ採取 今後検討が必要（新規）
炭酸ガス系 圧力高	検出までの時間が短ければ期待できる	検出時間に対する検討が必要
炭酸ガス系 湿分高	同上	検出時間に対する検討が必要
主蒸気管 放射能高	可能性としては小さい	燃料破損の可能性が小さいと考えられる
炉心出力 (LPM)	同上	出力上昇は小さいと考えられる また、検出に確実性が無い
格納容器内 湿分高	検出までには数分以上かかる と考えられるため時間的には 難しい	検出時間に対する検討が必要

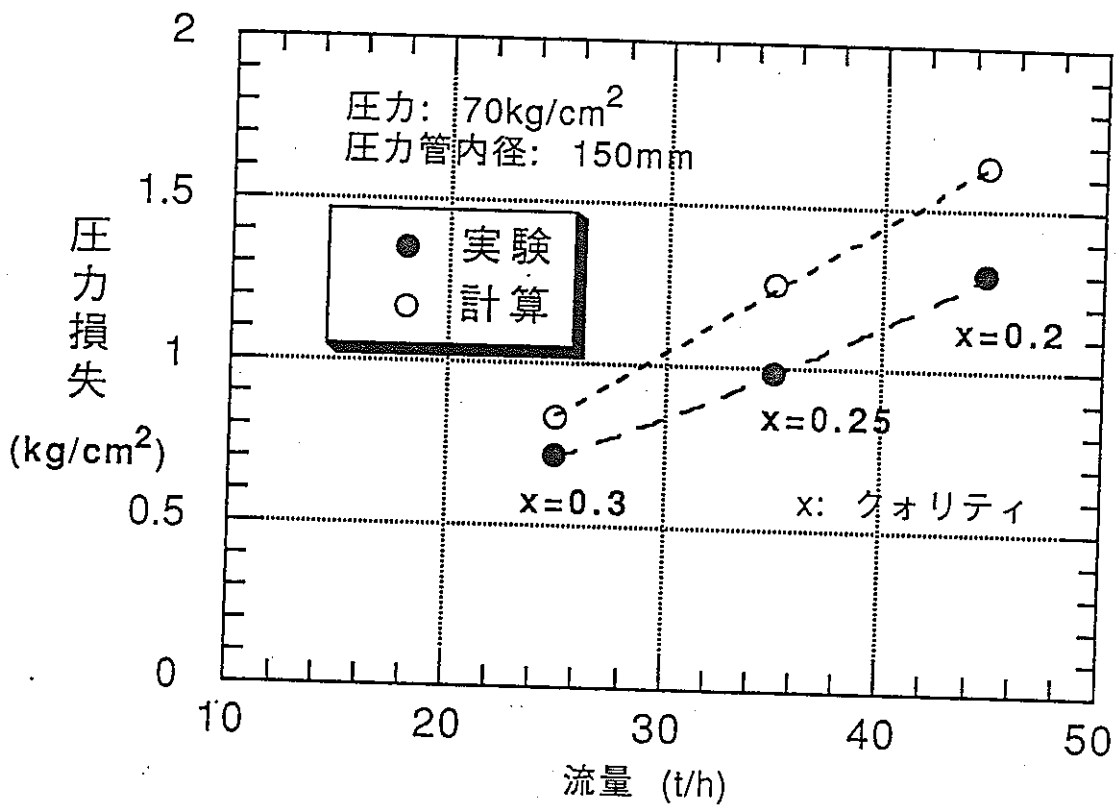


図7.2-1 炉心部圧力損失の計測とLOTRACコードによる解析の比較

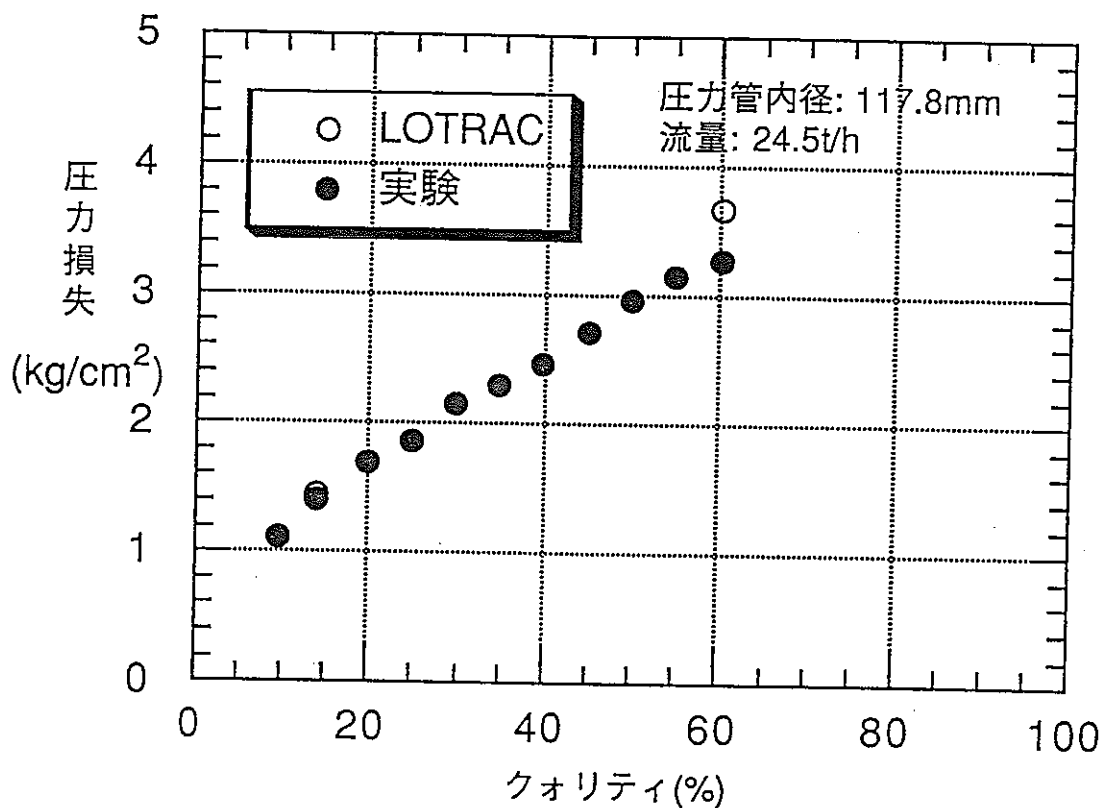


図7.2-2 カランドリア管健全時炉心部圧力損失の計測とLOTRACコードによる解析の比較

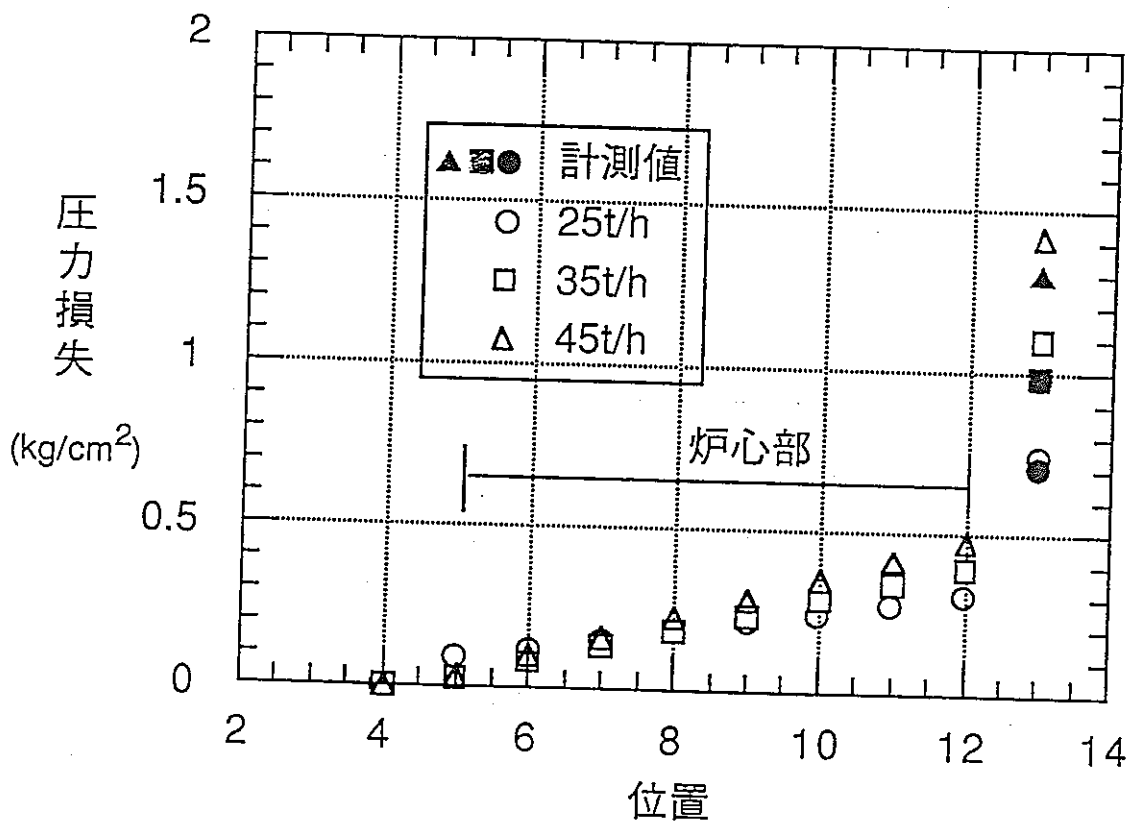


図7.2-3 スペーサ圧力損失係数を50%とした場合

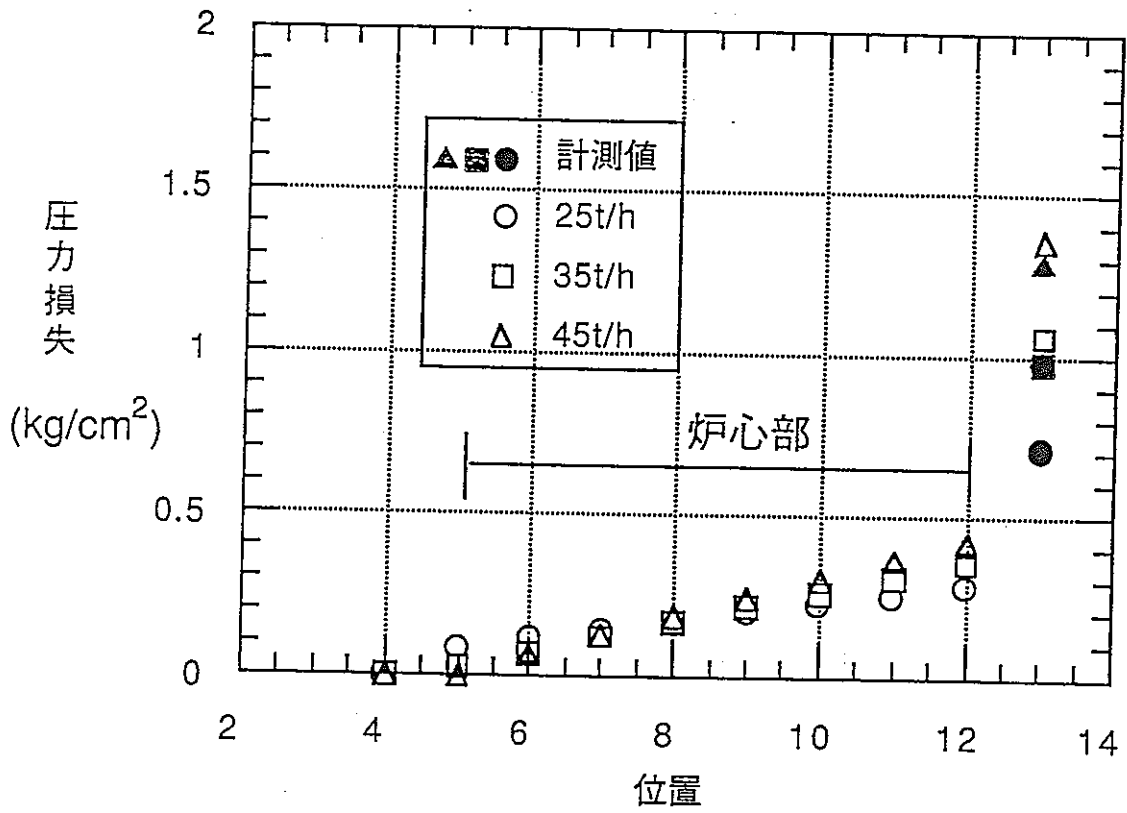


図7.2-4 スペーサ圧力損失係数を35%とした場合

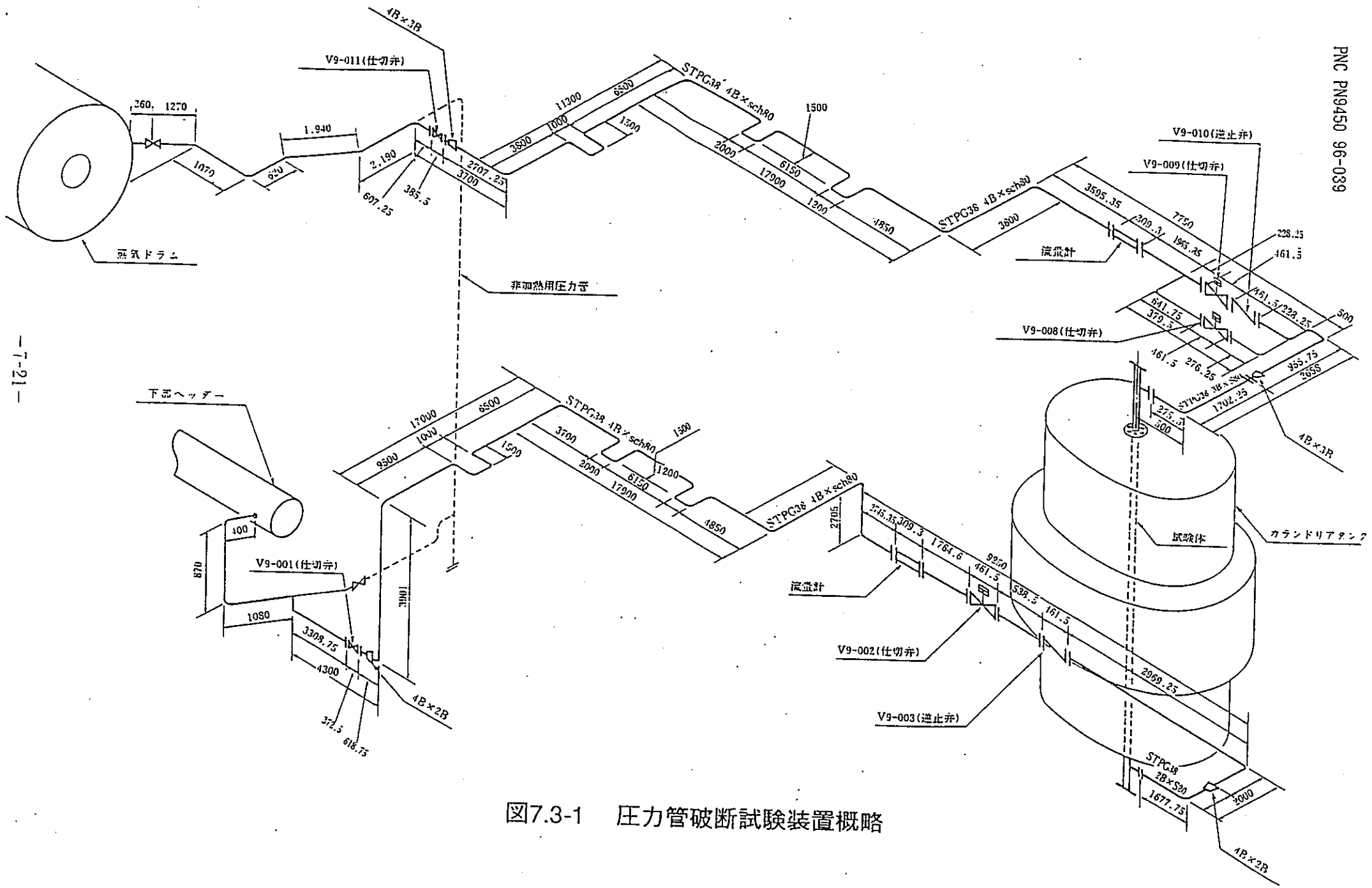


図7.3-1 圧力管破断試験装置概略

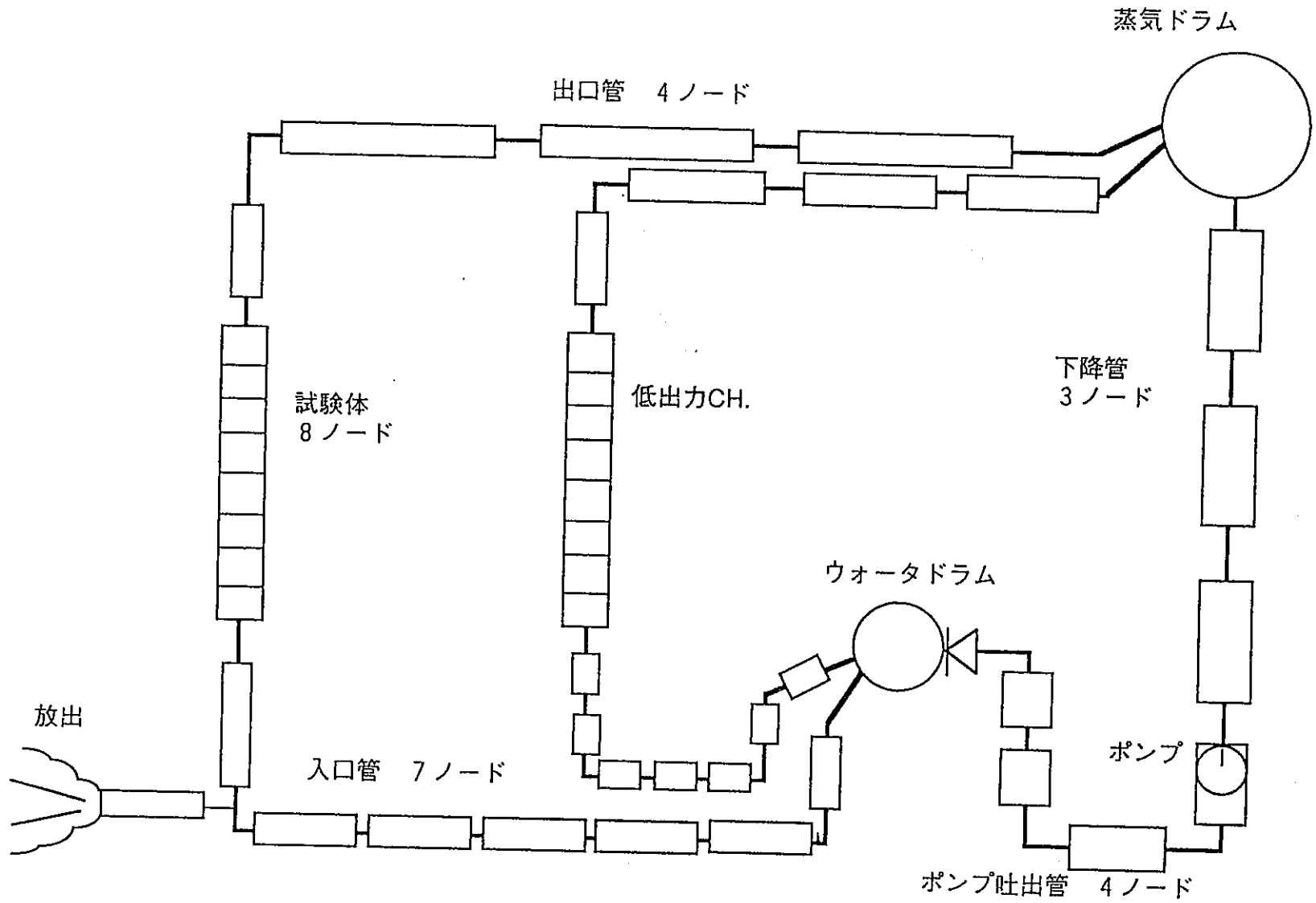


図7.3-2 解析ノーディング

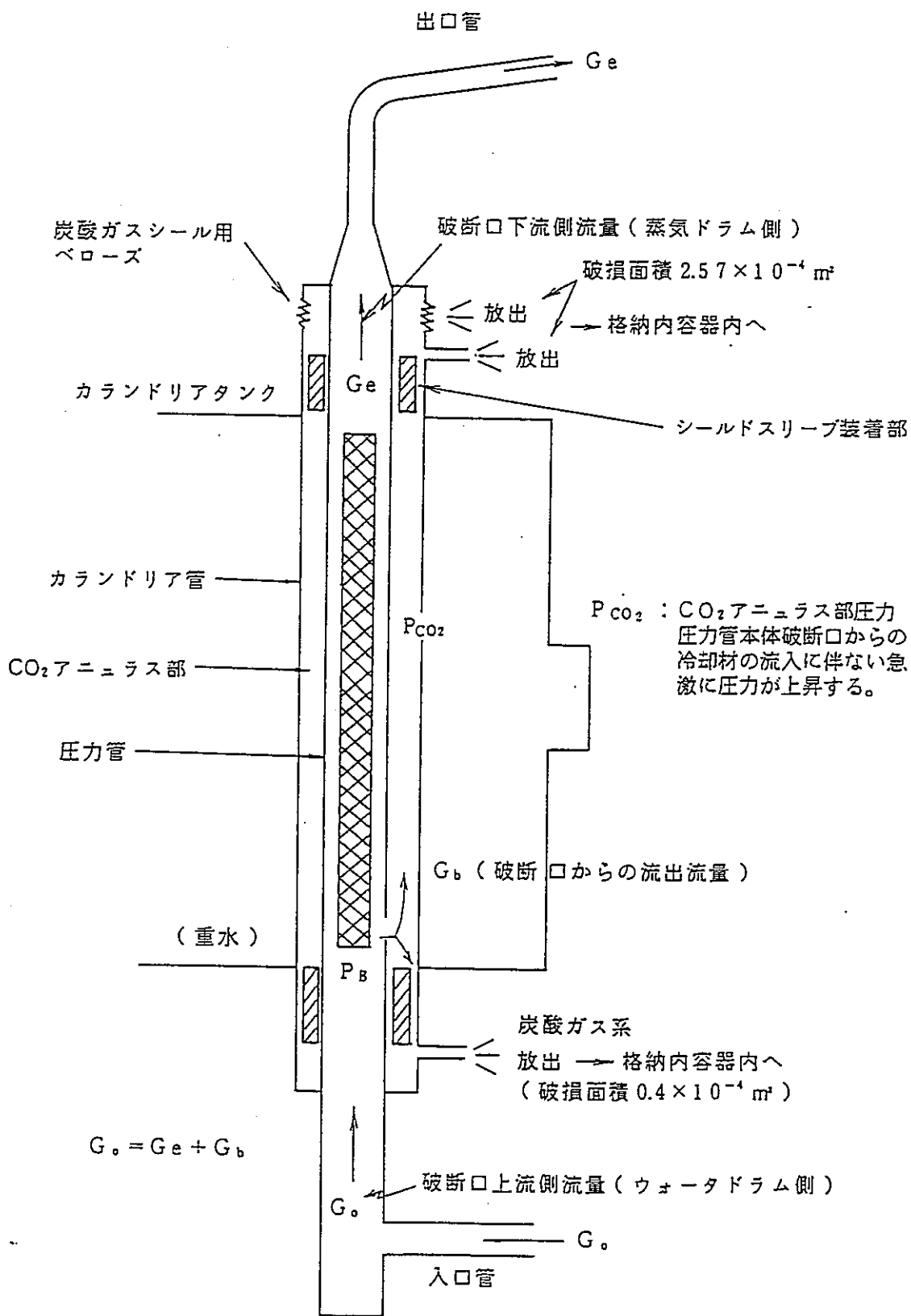


図7.3-3 . 圧力管破断時のCO₂アニュラス部流動評価モデル

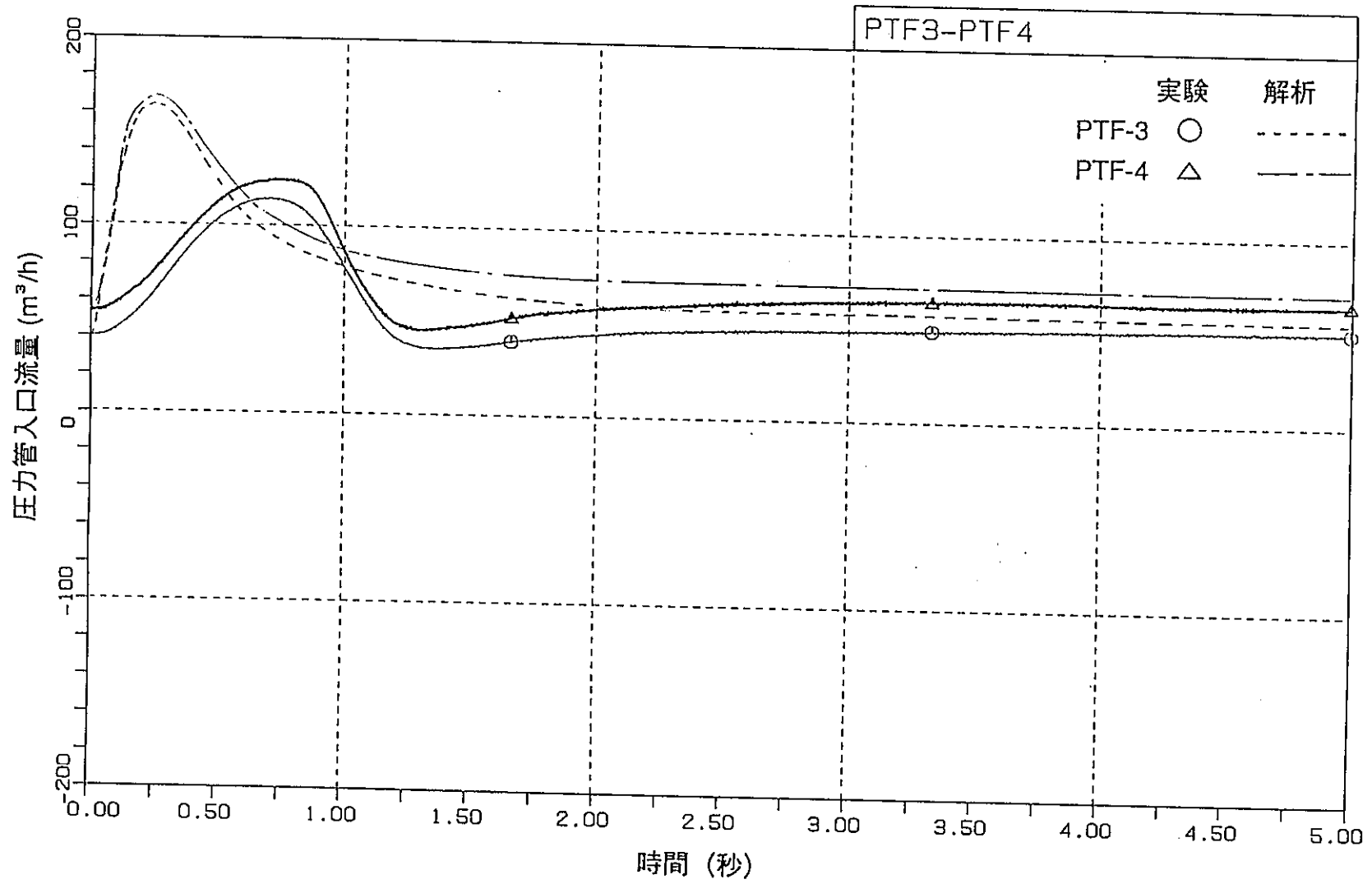
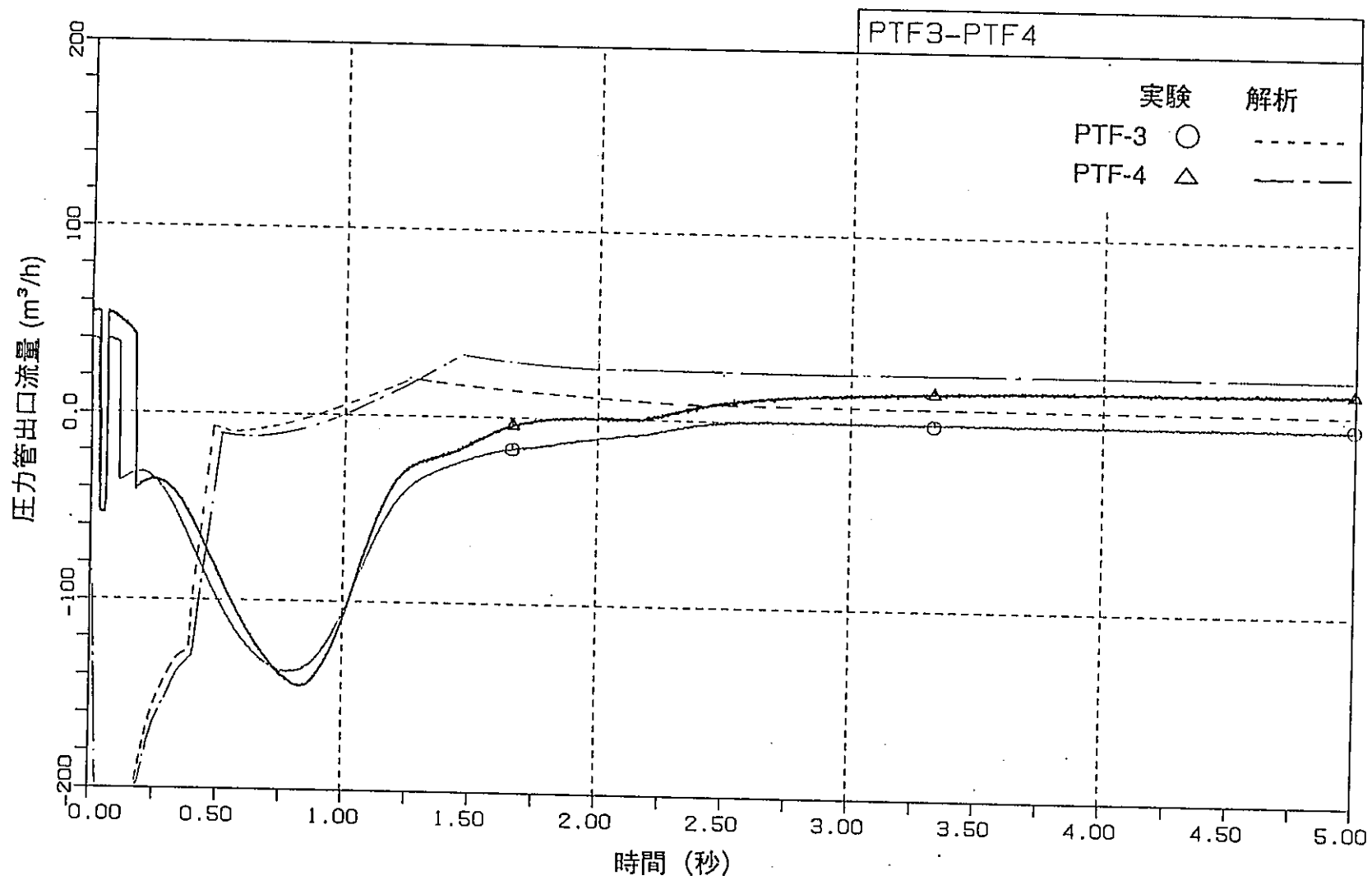


図7.3-4 圧力管入口流量の解析とPTF実験の比較



-7-25-

図7.3-5 圧力管出口流量の解析とPTF実験の比較

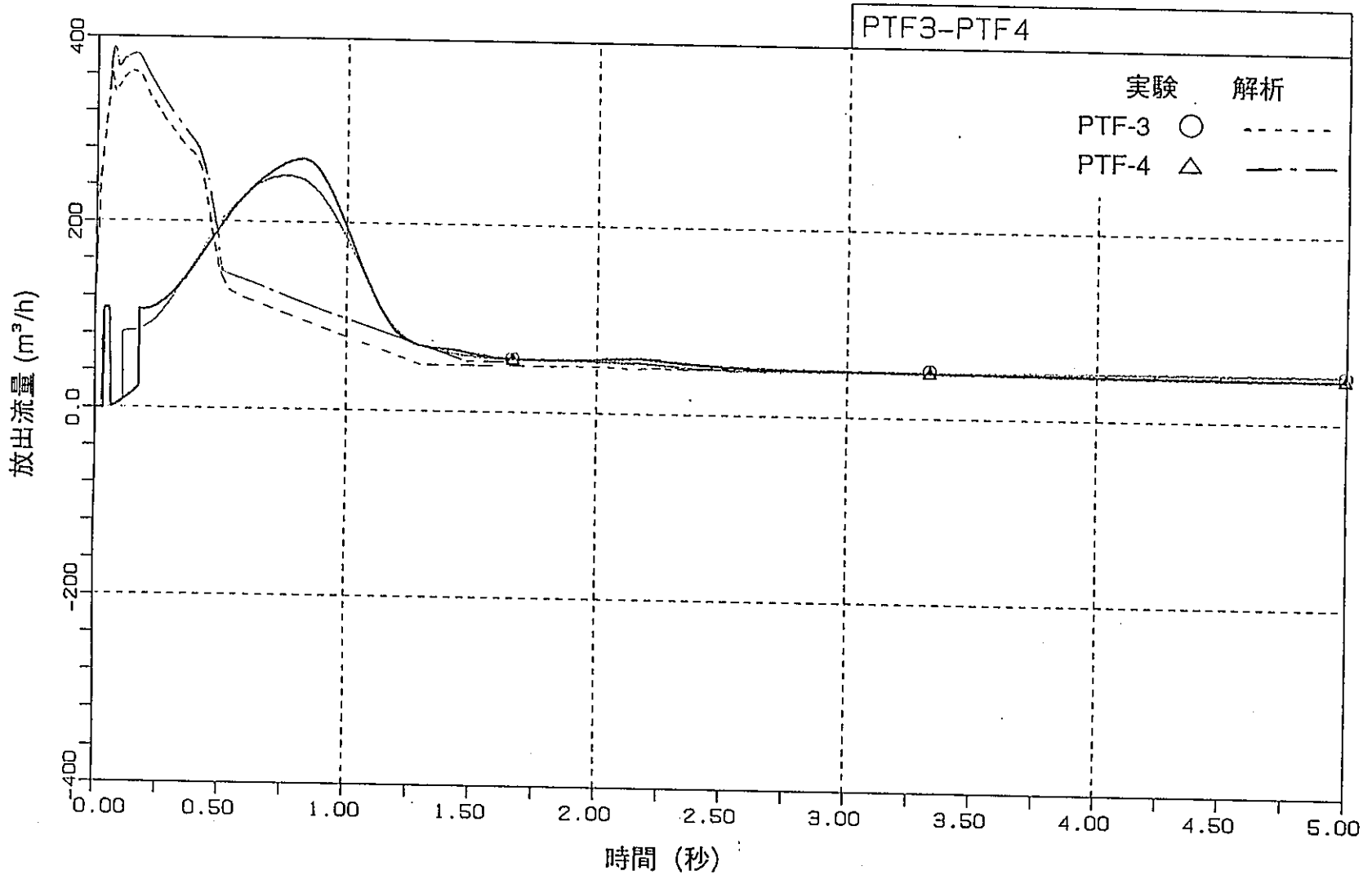


図7.3-6 放出流量の解析とPTF実験の比較

-7-27-

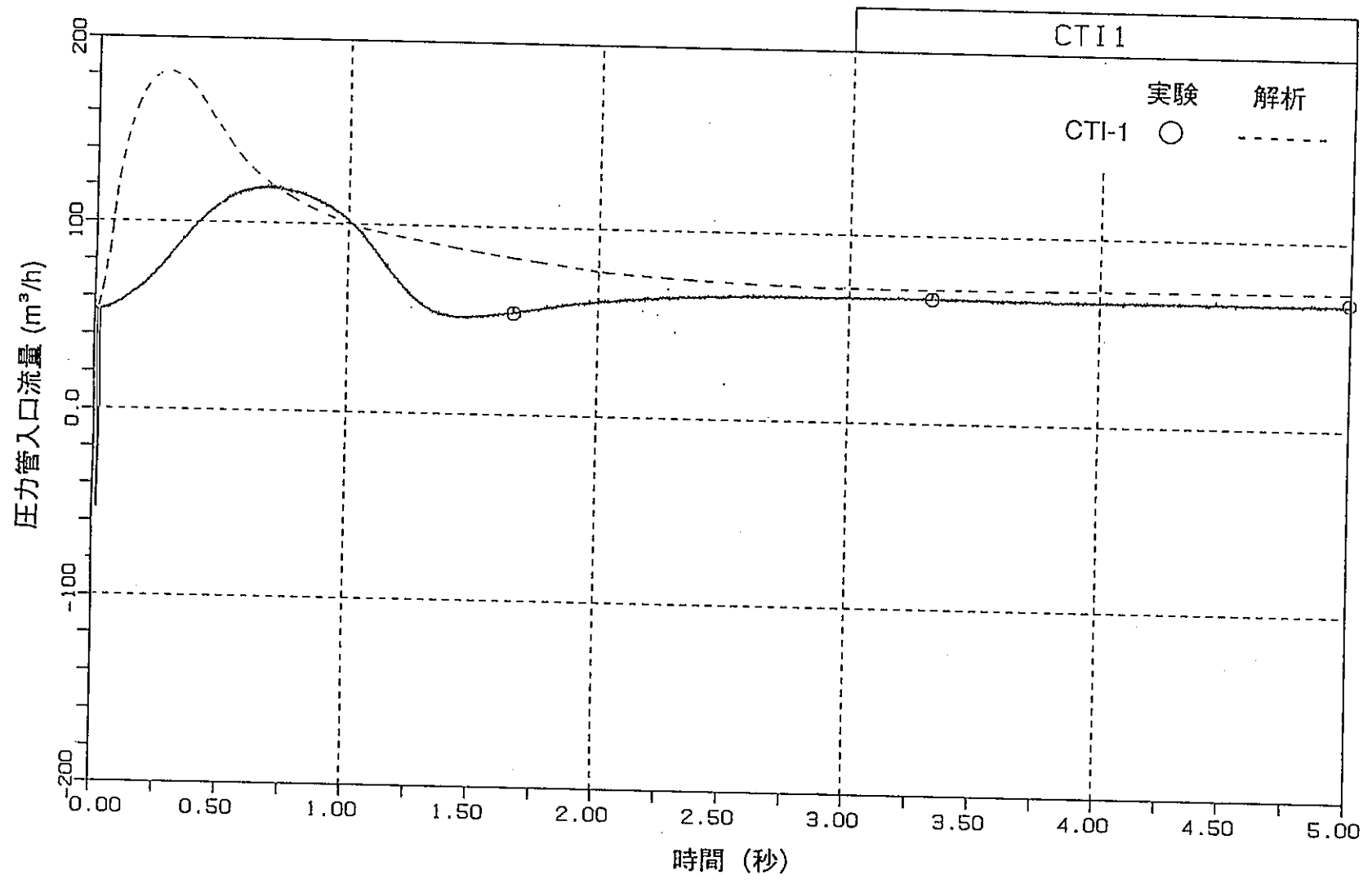


図7.3-7 圧力管入口流量の解析とCTI実験の比較

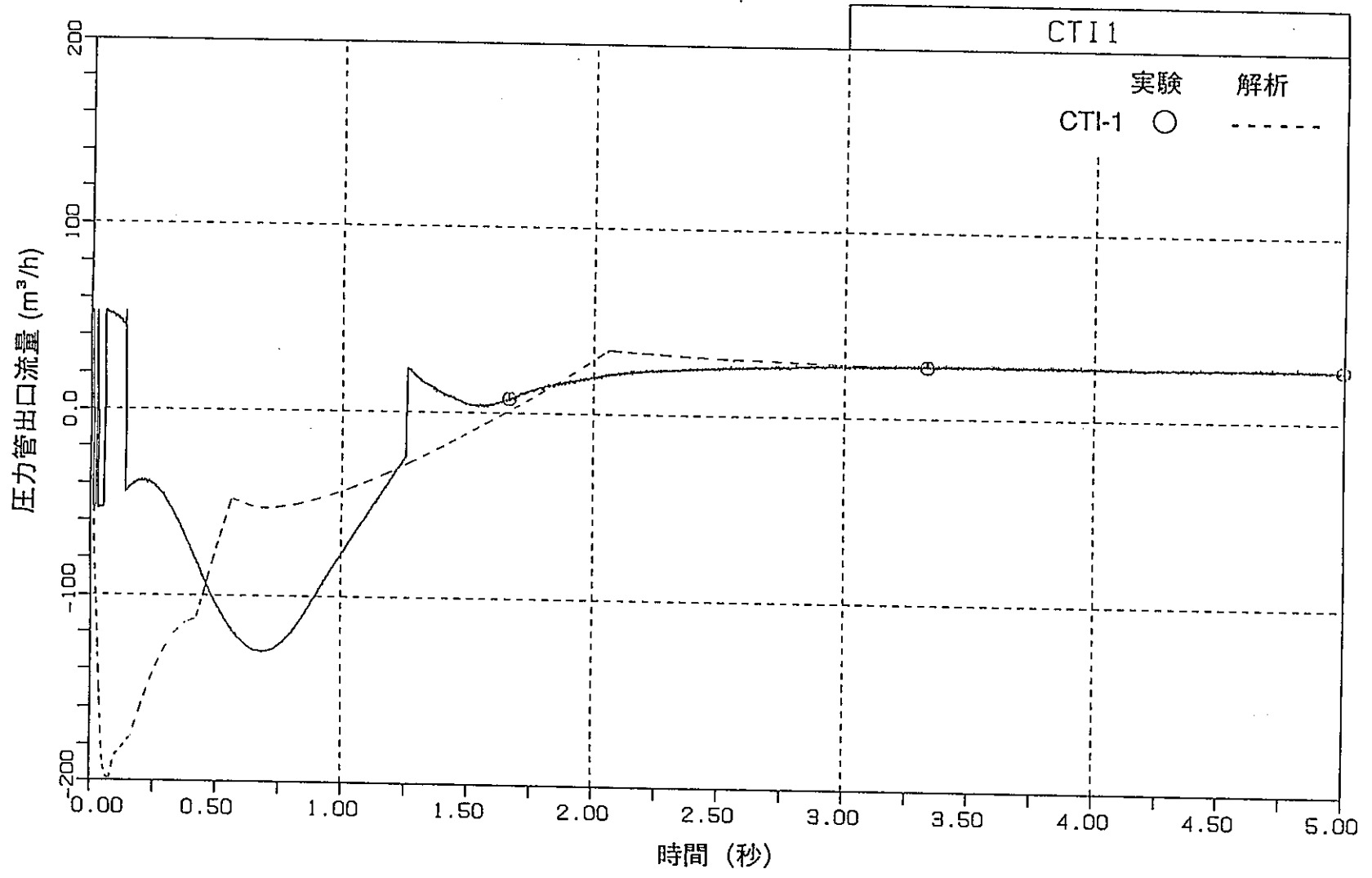


図7.3-8 圧力管出口流量の解析とCTI実験の比較

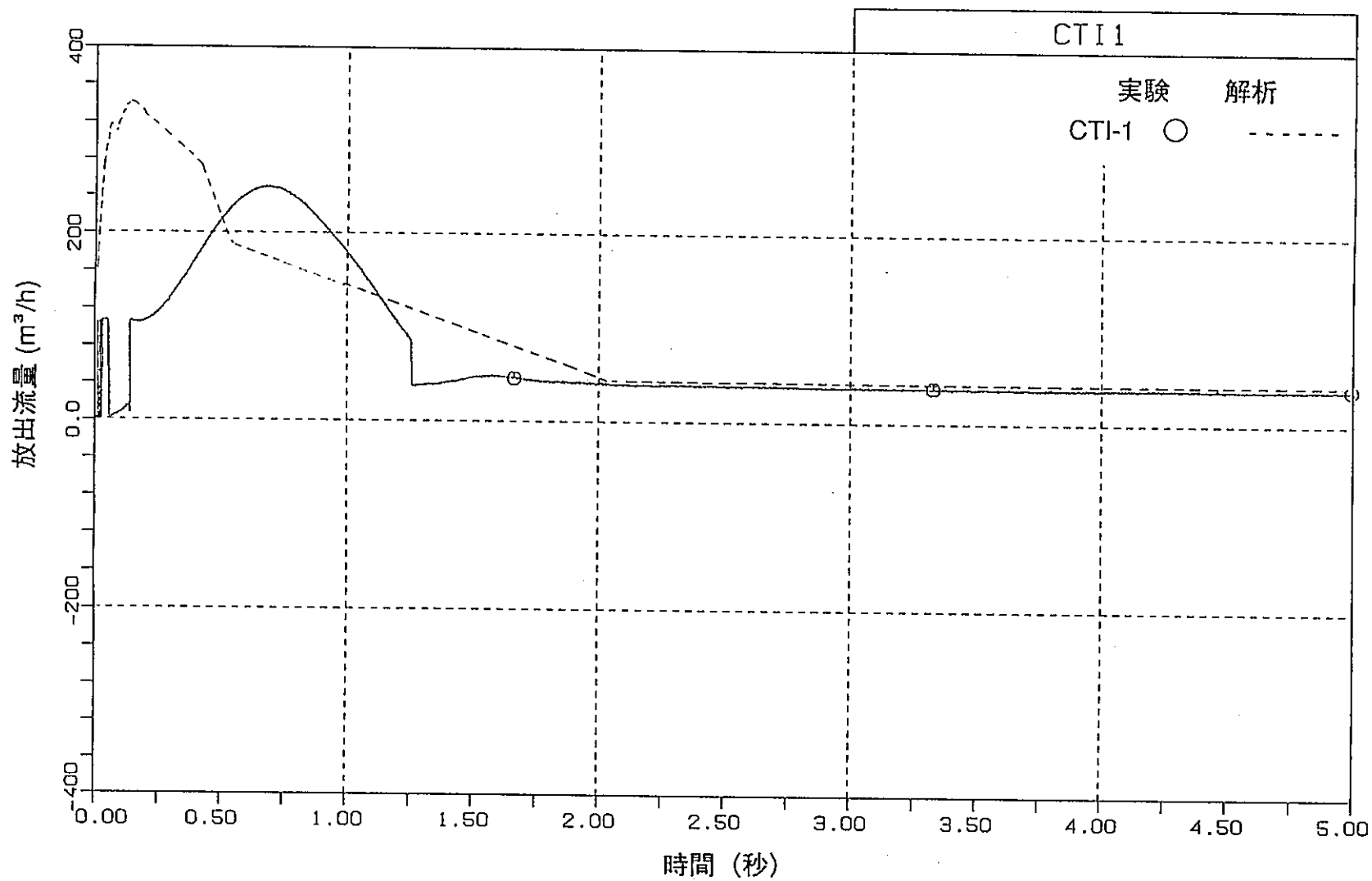


図7.3-9 放出流量の解析とCTI実験の比較

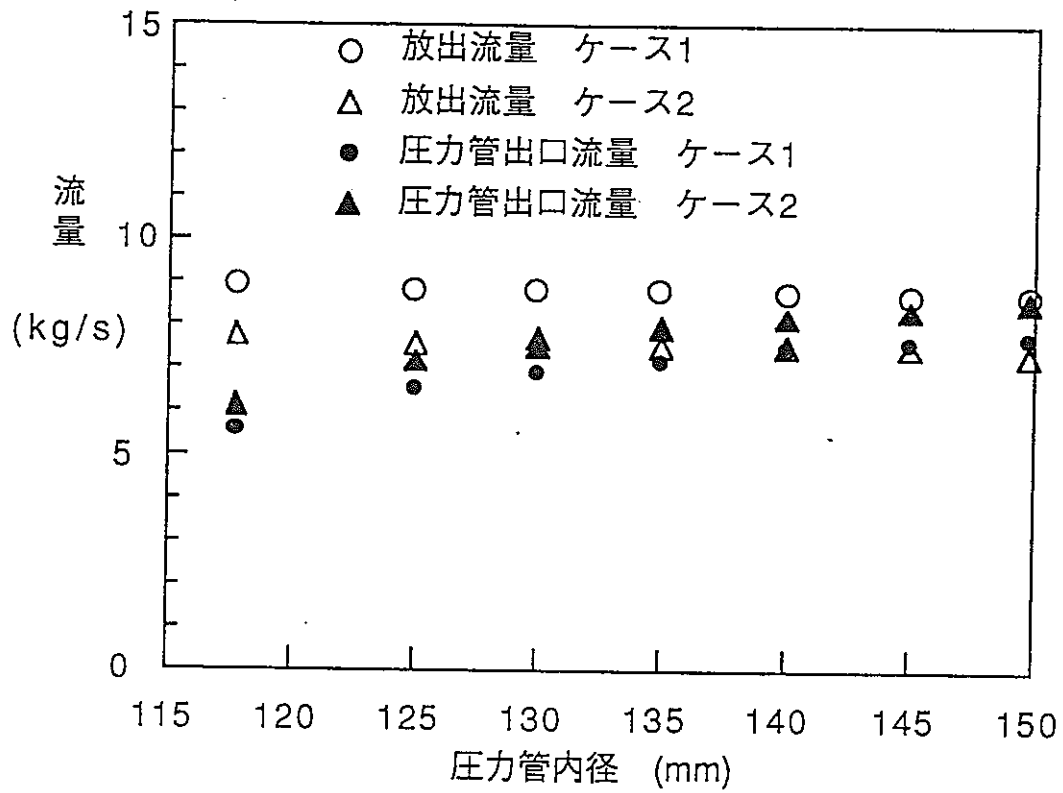


図7.4-1 実機流量の圧力管内径依存性

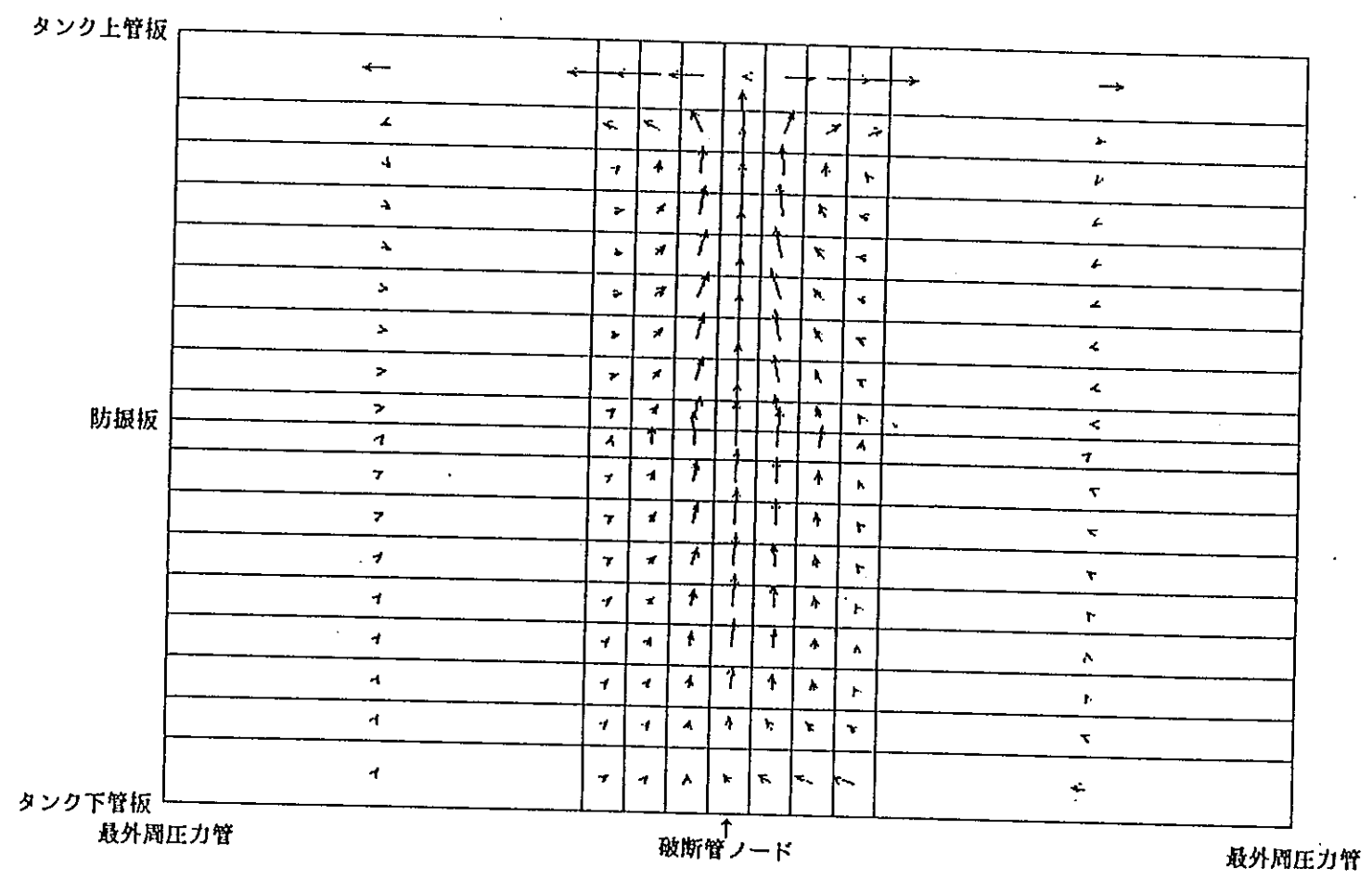


図7.5-1 カランドリアタンク内流速分布 (CASE-1: 重水循環温度75℃)

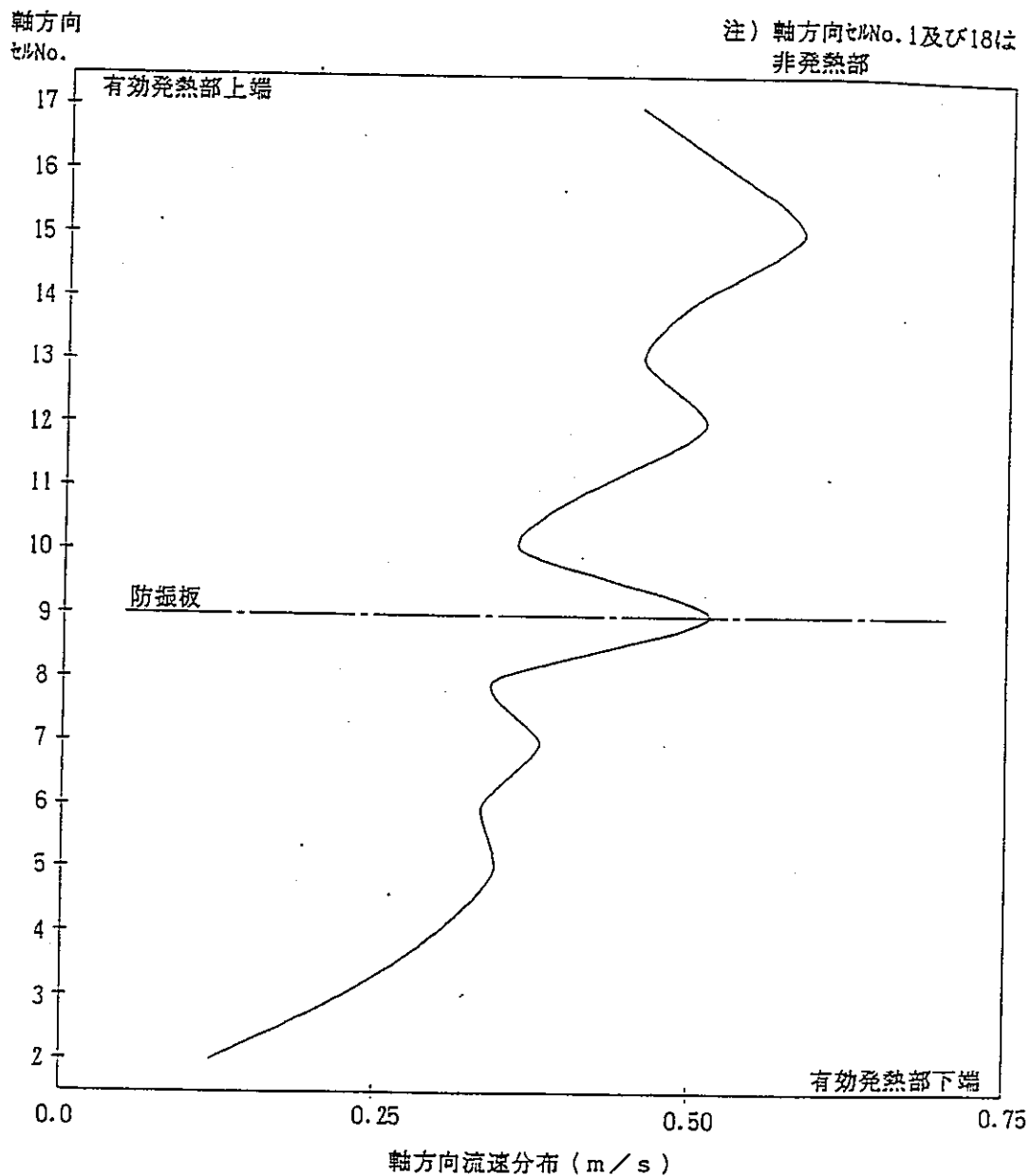


図7.5-2 軸方向流速分布
(CASE-1:重水循環温度75℃)

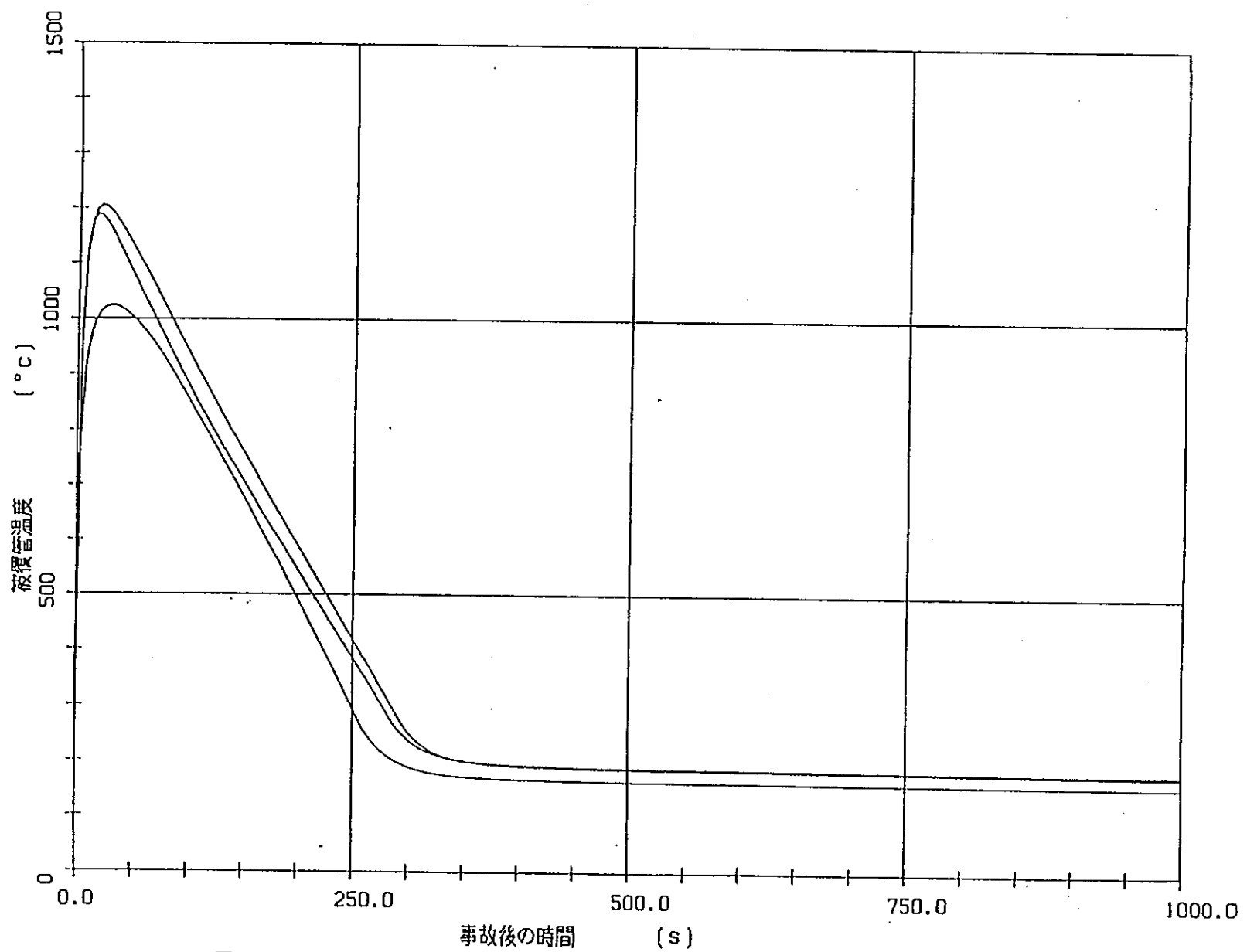


図7.5-3

圧力管破断時被覆管温度変化 [境界条件：TRAC-PF1解析結果]
[解析位置：ホットテストポイント]

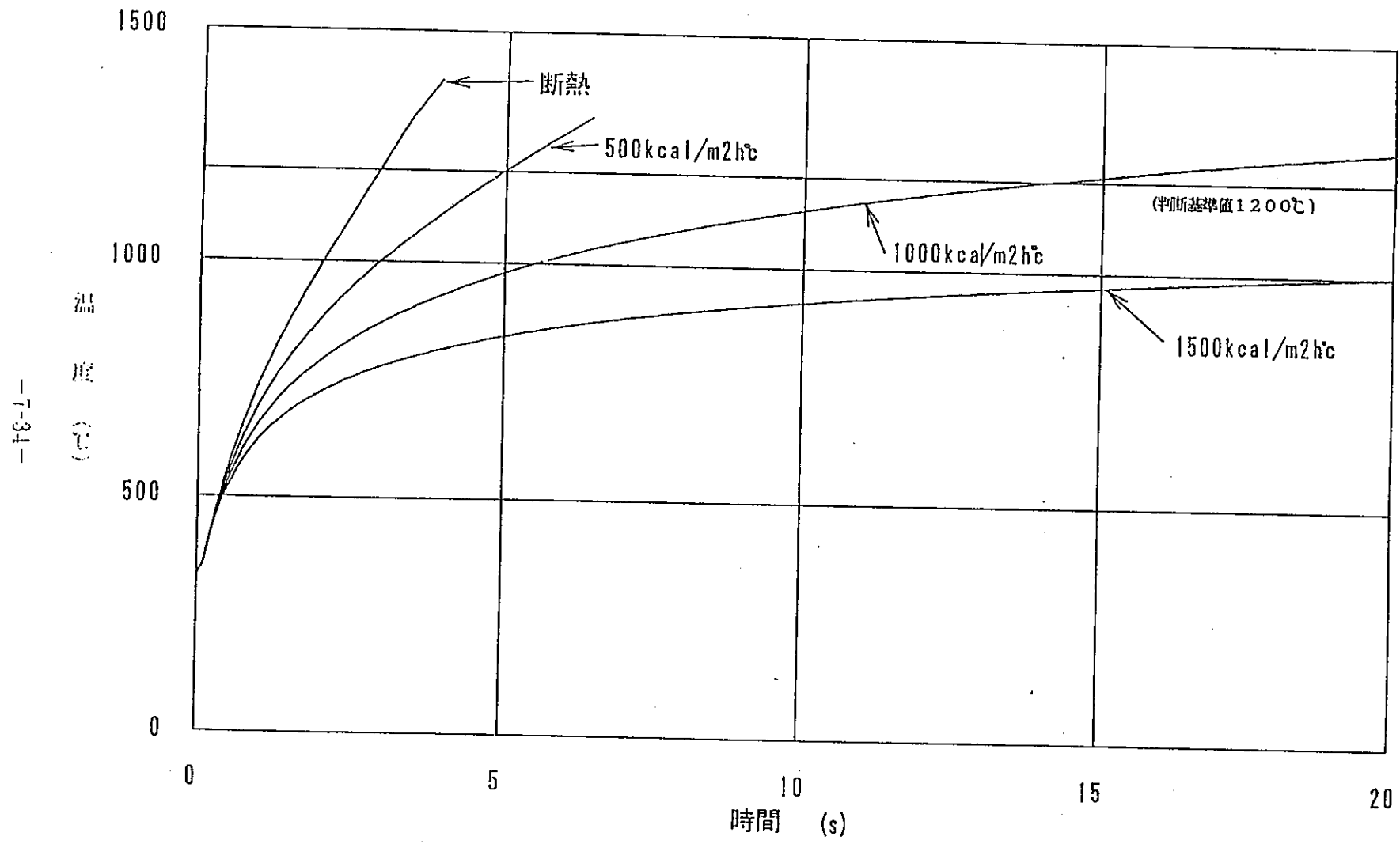


図7.6 - 1 単管破断時被覆管温度上昇特性 (パラメータ: 被覆管表面熱伝達率)