PNC TN9450 96−051

社内資料

区分変更	
変更前区分	[redacted]
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6年度成果 −

1996年12月

技術管理室
No.
9.1.23
動燃事業団大洗工学センター

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)

登録区分
2001.7.31
変更表示

社　内　資　料
PNC TN9450 96-051
１９９６年１２月

新型転換炉実規模圧力管破断試験
－平成６年度成果－

川又　伸弘*，　望月　弘保*

要　旨

ＡＴＲ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、圧力管破断時のカランドリア管の健全性及び燃料冷却性，並びに圧力管及びカランドリア管同時破断時の隣接チャンネル等の健全性及び燃料冷却性について検討し、圧力管破断事故評価手法を確立する。

平成６年度は、破断チャンネルと隣接チャンネルに実機材料を用いたカランドリア構造物健全性試験，並びに同時破断時の燃料冷却性試験等を実施した。また、圧力管破断時の燃料の冷却性を評価する手法，並びに同時破断時のカランドリアタンク内圧上昇を評価する手法の検証解析を行った。

① 圧力管破断試験

圧力管単管破断時のカランドリア管の健全性裕度評価に資するために、照射済カランドリア管材料を用いて、圧力管破断時に生じるカランドリア管の高速歪速度を包絡する歪速度条件下で引張試験を実施し、機械的材料特性を測定した。圧力管衝突時の歪速度条件(100/s)での引張強度は約82kg/㎟，破断伸びは約10%であった。

また、同時破断時のき裂長を燃料集合体の有効発熱長とすることにより、カランドリア構造物に対する負荷が最大となるカランドリア構造物健全性試験（ＮＣＩ－２）を実施した。この結果、タンク内圧は第一隣接管部及びタンク壁部共に約30kg／㎠程度のピーク値であること，冷却材ジェット力は、第一隣接管部で約11kg／㎠のピーク値であること等のカランドリア構造物への負荷挙動が明らかとなった。

さらに、再循環ポンプ周辺部において破断が発生した際の圧力管内の圧力挙動を確認する破断時圧力挙動試験を実施した。その結果、圧力管内には水撃圧力は発生しないことが確認された。

② 検証解析

同時破断時のカランドリアタンク内の内圧上昇を評価する手法を検証するため，ＨＩＰＷＡＰコードにより圧力管及びカランドリア管同時破断試験の試験解析を行うことにより、内圧挙動に関する試験結果の再現性および適用性を確認した。また，本コードにより平成７年度に実施予定の同時破断試験（開口面積２Ａ相当）の予備解析を実施した結果、カランドリアタンク壁で約８kg／㎠の圧力上昇となる解析結果が得られた。

* 大洗工学センター　安全工学部　原子炉工学室

③ 圧力管破断時燃料冷却性試験

サブチャンネル解析コード COBRA-ATRにより，圧力管単管破断時の燃料冷却性試験に関する試験解析を行い，本コードの適用性を確認した。また，本解析コードを用いて実機における燃料冷却性評価を実施した結果，実機定格運転条件（チャンネル出力約4.46MW，チャンネル流量約60t/h ）の基で被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）は約960 ℃となること，更に，燃料棒内出力傾斜や燃料棒同士の接触を考慮した場合でもＰＣＴは1200℃を下回る結果が得られた。

④ 燃料接触時圧力管挙動試験

想定される実機事故条件を模擬した燃料出力及び熱流動条件下で試験を実施した結果，被覆管表面温度が約930 ℃で圧力管に接触した場合においても、圧力管が直ちに破損することはないことが明らかとなった。また、圧力管外表面温度は、被覆管が圧力管に接触した位置が最も高く、影響範囲は軸方向で65mm以下，周方向で20mm以下であることが明らかとなった。

⑤ 圧力管破断試験装置の保守

定期検査を実施し，加温ボイラについては法令で定められた性能検査に合格した。また，同時破断試験及びカランドリア構造物健全性試験で変形した模擬カランドリア管を補修製作するとともに，カランドリアタンク溶接部の非破壊検査を実施し、以上のないことを確認した。

⑥ 試験体の製作

圧力管及びカランドリア管同時破断時の燃料冷却性試験用試験体，質量模擬燃料集合体等を製作すると共に，計測用センサの一部を購入した。

目　次

要　旨 …… i
目　次 …… iii
表リスト …… vii
図リスト …… xi

1　諸言 …… 1

2　圧力管破断試験装置の保守 …… 2-1
2.1　はじめに …… 2-1
2.2　実施範囲 …… 2-1
2.3　実施条件 …… 2-1
2.3.1　圧力管破断試験装置の定期点検 …… 2-1
2.3.2　試験装置用模擬管の補修 …… 2-1
2.4　実施結果 …… 2-2
2.4.1　圧力管破断試験装置の定期点検 …… 2-2
2.4.2　試験装置用模擬管の補修 …… 2-2
2.5　まとめ …… 2-2

3　試験体の製作 …… 3-1
3.1　はじめに …… 3-1
3.2　実施範囲 …… 3-2
3.3　設計条件 …… 3-4
3.3.1　試験目的 …… 3-4
3.3.2　設計条件 …… 3-4
3.4　実施結果 …… 3-13
3.4.1　同時破断時燃料冷却性試験用試験体の製作 …… 3-13
3.4.2　質量模擬燃料集合体 …… 3-14
3.4.3　計測用センサの購入 …… 3-15
3.5　試験検査 …… 3-16
3.5.1　試験検査項目 …… 3-16
3.5.2　試験結果 …… 3-16
3.6　まとめ …… 3-17

4　圧力管破断試験 …… 4.1-1
4.1　照射済カランドリア管材料の高速引張試験 …… 4.1-1
4.1.1　背景及び目的 …… 4.1-1
4.1.2　試験片材料からの試験片の製作・加工 …… 4.1-2
4.1.2.1　試験片材料について …… 4.1-2
4.1.2.2　試験片加工 …… 4.1-2
4.1.2.3　照射試験片 …… 4.1-2

4.1.2.4 未照射試験片 …… 4.1-3
4.1.2.5 試験片摑み具 …… 4.1-3
4.1.3 試験片の移送 …… 4.1-4
4.1.3.1 使用キャスク …… 4.1-4
4.1.3.2 梱包方法 …… 4.1-4
4.1.4 高速引張試験の実施 …… 4.1-5
4.1.4.1 試験パラメータ …… 4.1-5
4.1.4.2 試験方法及び計測方法 …… 4.1-5
4.1.4.3 実験データの処理 …… 4.1-8
4.1.5 試験結果のまとめ …… 4.1-10
4.1.5.1 歪速度効果 …… 4.1-10
4.1.5.2 照射効果 …… 4.1-12
4.1.5.3 破断絞りの算定 …… 4.1-13
4.1.5.4 真破断歪について …… 4.1-14
4.1.5.5 未照射材高速引張試験データとの比較 …… 4.1-14
4.1.5.6 ４年度試験データとの比較 …… 4.1-15
4.1.5.7 カナダデータとの比較 …… 4.1-15
4.1.6 考察 …… 4.1-17
4.1.6.1 転移プロセスについて …… 4.1-17
4.1.6.2 動的機械的挙動の評価 …… 4.1-17
4.1.7 結論 …… 4.1-20
4.1.8 参考文献 …… 4.1-21

4.2 カランドリア構造物健全性試験 …… 4.2-1
4.2.1 はじめに …… 4.2-1
4.2.2 試験条件 …… 4.2-3
4.2.3 試験装置 …… 4.2-3
4.2.4 試験計測 …… 4.2-7
4.2.5 試験手順 …… 4.2-9
4.2.6 実施結果 …… 4.2-10
4.2.6.1 同時破断時の負荷挙動 …… 4.2-10
4.2.6.2 試験後のカランドリア構造物の変形状況 …… 4.2-15
4.2.7 まとめ …… 4.2-18
4.3. 破断時圧力挙動確認試験 …… 4.3-1
4.3.1 緒論 …… 4.3-1
4.3.2 実験装置 …… 4.3-2
4.3.2.1 ＡＴＲ安全性試験装置 …… 4.3-2
4.3.2.2 破断時圧力挙動確認試験装置 …… 4.3-2
4.3.3 実験方法 …… 4.3-6
4.3.3.1 実験条件 …… 4.3-6
4.3.3.2 試験手順 …… 4.3-7
4.3.4 試験結果 …… 4.3-8
4.3.4.1 試験データ処理方法 …… 4.3-8

4.3.4.2 破断時圧力挙動確認試験結果 …… 4.3-8
4.3.5 考察 …… 4.3-11
4.3.5.1 解析コード …… 4.3-11
4.3.5.2 ＨＩＴＳＬによる水撃圧力解析 …… 4.3-12
4.3.5.3 ＤＹＮＡ－３Ｄによる構造解析 …… 4.3-17
4.3.5.4 実機への適用性 …… 4.3-23
4.3.6 結論 …… 4.3-26

5 圧力管破断時燃料冷却性試験 …… 5-1
5.1 同時破断時の燃料変形を模擬した燃料冷却性試験 …… 5-3
5.1.1 概要 …… 5-3
5.1.2 燃料変形を模擬した燃料冷却性試験装置 …… 5-3
5.1.3 燃料変形模擬の試験体 …… 5-3
5.1.4 計測装置 …… 5-4
5.1.5 試験手順 …… 5-4
5.1.6 試験条件 …… 5-4
5.1.7 試験結果 …… 5-5
5.1.7.1 重水中での伝熱特性試験 …… 5-5
5.1.7.2 ドライアウト模擬条件下での熱伝達率 …… 5-6
5.1.8 まとめ …… 5-6

6 検証解析 …… 6.1-1
6.1 カランドリアタンク内圧挙動試験解析 …… 6.1-1
6.1.1 はじめに …… 6.1-1
6.1.2 評価手法 …… 6.1-2
6.1.2.1 解析手法 …… 6.1-2
6.1.2.2 解析コードの概要 …… 6.1-3
6.1.3 試験解析 …… 6.1-12
6.1.3.1 ＮＣＩ－２試験結果 …… 6.1-13
6.1.3.2 破断放出量解析 …… 6.1-15
6.1.3.3 ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱコード解析 …… 6.1-17
6.1.3.4 ＨＩＰＷＡＰコード解析（球対称モデル） …… 6.1-18
6.1.3.5 ＨＩＰＷＡＰコード解析（軸対称モデル） …… 6.1-20
6.1.3.6 確認解析 …… 6.1-21
6.1.4 実機解析 …… 6.1-23
6.1.4.1 境界条件解析 …… 6.1-23
6.1.4.2 内圧上昇解析 …… 6.1-25
6.1.5 流体動荷重解析 …… 6.1-26
6.1.5.1 試験体系解析 …… 6.1-26
6.1.5.2 実機体系解析 …… 6.1-29
6.1.6 ＮＣＩ－３試験予備解析 …… 6.1-31
6.1.7 結論 …… 6.1-32
6.1.8 今後の課題 …… 6.1-33

6.1.9 参考文献 …… 6.1-34
6.2 圧力管単管破断時の燃料冷却性解析 …… 6.2-1
6.2.1 概要 …… 6.2-1
6.2.2 評価手法 …… 6.2-2
6.2.3 流量配分解析 …… 6.2-4
6.2.3.1 解析条件 …… 6.2-4
6.2.3.2 流量配分計算 …… 6.2-16
6.2.4 ＲＥＬＡＰコードによる比較計算 …… 6.2-23
6.2.4.1 解析条件 …… 6.2-23
6.2.4.2 解析結果 …… 6.2-24
6.2.5 出力分布計算 …… 6.2-39
6.2.5.1 解析条件 …… 6.2-40
6.2.5.2 局所出力分布計算 …… 6.2-55
6.2.5.3 炉心出力分布計算 …… 6.2-103
6.2.5.4 付録 …… 6.2-126
6.2.6 燃料冷却性解析 …… 6.2-141
6.2.6.1 解析モデル及び解析条件 …… 6.2-141
6.2.6.2 解析結果 …… 6.2-156
6.2.7 検討 …… 6.2-199
6.2.8 結論 …… 6.2-200
6.2.9 今後の課題 …… 6.2-202

7 燃料接触時圧力管挙動試験 …… 7-1
7.1 はじめに …… 7-1
7.2 実施範囲 …… 7-2
7.3 実施内容 …… 7-3
7.3.1 これまでの実施内容 …… 7-3
7.3.2 今年度の実施内容 …… 7-3
7.4 試験 …… 7-4
7.4.1 試験装置 …… 7-4
7.4.2 試験条件 …… 7-4
7.4.3 試験体 …… 7-4
7.4.4 試験計測 …… 7-5
7.4.5 試験方法 …… 7-5
7.4.6 試験データ処理 …… 7-6
7.5 実施結果 …… 7-7
7.6 考察 …… 7-9
7.6.1 ヒータピン温度と被覆管表面温度の関係 …… 7-9
7.6.2 被覆管表面温度と圧力管外表面温度の関係 …… 7-9
7.7 まとめ …… 7-11
7.8 参考文献 …… 7-12

表 リ ス ト

表1－1	平成6年度新型転換炉技術確証試験（VI） 試験内容
表3.2.－1	圧力管破断事故確証試験全体計画
表4.1－1	照射済カランドリア管材料の高速引張試験 試験条件
表4.1.2－1	ジルカロイー2の化学成分（ASTM B350, R60802 仕様）
表4.1.2－2	図4.1.2－1に示す照射Zircaloy-2引張試験片の寸法（mm）
表4.1.2－3	図4.1.2－2に示す未照射Zircaloy-2引張試験片の寸法（mm）
表4.1.2－4	図4.1.2－3に示すホルダーの寸法（mm）
表4.1.3－1	歪速度に対する破断歪
表4.1.4－1	照射Zircaloy-2引張試験片の試験マトリックス
表4.1.4－2	未照射Zircaloy-2引張試験片の試験マトリックス
表4.1.5－1	照射Zircaloy-2 P4J09カランドリア管の引張特性（試験温度＝70℃）
表4.1.5－2	未照射Zircaloy-2カランドリア管の引張特性（試験温度＝70℃）（イスプラでのSplit-Hopkinson Barを使用して試験）
表4.1.5－3	比例係数Kの計算
表4.1.5－4	試験結果
表4.2.1－1	圧力管破断事故確証試験全体計画
表4.2.2－1	同時破断時のカランドリア構造物の健全性を評価する上で重要とされる負荷要素と計測量の関係
表4.2.2－2	実機定格運転圧力相当における同時破断試験条件
表4.2.2－3	カランドリア構造物健全性試験冷却材条件
表4.2.3－1	試験装置仕様比較
表4.2.4－1	カランドリア構造物健全性試験における検出器一覧
表4.2.4－2	カランドリア構造物健全性試験における検出器数と収録速度
表4.3.2.2－1	試験計測タグ
表4.3.4－1	試験結果まとめ表
表4.3.5.2－1	解析条件一覧

表4.3.5.2－2　逆止弁試験解析配管形状表
表4.3.5.2－3　弁圧損係数と揚弁力係数（全試験共通）
表4.3.5.2－4　逆止弁試験解析配管形状表（ラプチャーホルダー模擬）
表4.3.5.2－5　逆止弁試験解析配管形状表（蒸気ドラム分割）
表4.3.5.2－6　パラメータ解析結果
表4.3.5.2－7　ノミナル弁試験解析結果
表4.3.5.3－1　材料特性（公称応力値ベース，温度３００℃）
表4.3.5.3－2　解析結果　最大変位
表4.3.5.3－3　解析結果　最大Mises 応力
表4.3.5.3－4　解析結果　時刻3.00msec時の弁体最大変形量
表4.3.5.4－1　同一材料の場合の弁の相似則

表5－1　圧力管破断事故時シーケンス
表5.1－1　同時破断時燃料冷却性試験での計測器仕様
表5.1－2a　試験出力の設定　－低出力用（稠密試験）－
表5.1－2b　試験出力の設定　－高出力用（非稠密試験）－
表5.1－3　燃料冷却性試験条件　－低出力用（稠密試験）－
表5.1－4　同時破断時熱伝達率　－低出力用（稠密試験）－
表5.1－5a　同時破断時熱流束　－20kw水抜きの稠密試験－
表5.1－5b　同時破断時熱伝達率　－20kw水抜きの稠密試験－

表6.1.3.2－1　ＮＣＩ－２試験SIMA解析条件
表6.1.3.2－2　試験ループ形状データ（SIMAコード入力値）
表6.1.3.3－1　ＮＣＩ－２試験解析CALANDRIA-Ⅱ解析条件
表6.1.3.3－2　ＮＣＩ－２試験CALANDRIA-Ⅱコード解析結果
表6.1.3.4－1　ＮＣＩ－２試験HIPWAPコード解析条件　－球対称一次元モデル－
表6.1.3.4－2　ＮＣＩ－２試験HIPWAPコード（球対称一次元モデル）解析結果
表6.1.3.5－1　ＮＣＩ－２試験HIPWAPコード解析条件　－軸対称円筒一次元モデル－
表6.1.3.5－2　ＮＣＩ－２試験HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
表6.1.4.1－1　主な解析条件（SIMAコード実機解析）

表6.1.4.1－2　実機ループ形状データ（SIMAコード入力値）
表6.1.4.2－1　実機HIPWAPコード解析条件　－球対称一次元モデル－
表6.1.4.2－2　実機HIPWAPコード解析条件　－軸対称円筒一次元モデル－
表6.1.4.3－3　実機圧力管破断時HIPWAPコード解析結果
表6.2.3.1－1　破断燃料ＲＰＦの圧力管内径依存性（第９サイクルＢＯＣ）
表6.2.3.1－2　CO_2アニュラス部解析条件
表6.2.3.2－1　チャンネル流量配分の圧力管内径依存性
表6.2.4－1　機器・配管形状データ（炉心：15ノード）
表6.2.4－2　ＲＥＬＡＰ解析結果まとめ表
表6.2.5.1－1　取替標準燃料分裂性プルトニウム富化度，ガドリニア濃度
表6.2.5.1－2　取替特殊燃料濃縮度，ガドリニア濃度
表6.2.5.1－3　局所出力分布計算条件
表6.2.5.1－4　圧力管単管破断時のチャンネル流量に基づく
炉心出力分布解析計算基準条件
表6.2.5.2－1　内側領域 上下部燃料におけるＬＰＦフィッティング定数一覧
(4.00/1.60)Puf
表6.2.5.2－2　内側領域 中央部燃料におけるＬＰＦフィッティング定数一覧
(3.00/1.30)Puf
表6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料（現実拡管Ａ）における
ＬＰＦフィッティング定数一覧（1/3）　(4.00/1.60)Puf
表6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料（現実拡管Ａ）における
ＬＰＦフィッティング定数一覧（2/3）　(4.00/1.60)Puf
表6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料（現実拡管Ａ）における
ＬＰＦフィッティング定数一覧（3/3）　(4.00/1.60)Puf
表6.2.5.3－1　ＬＡＹＭＯＮ－２Ａ（ＣＬＡＳＳ．４０）フィッティング式まとめ
表6.2.5.3－2　内側領域 上下部燃料における核定数
燃料　　;(4.00/1.60)Puf
燃焼度　　;0.05GWd/t
^{10}Ｂ濃度　;6.93ppm

表6.2.5.3－3　内側領域 中央部燃料における核定数
燃料　;(3.30/1.30)Puf
燃焼度　;0.05GWd/t
^{10}B濃度　;6.93ppm
表6.2.5.3－4　現実拡管ＡにおけるＬＡＹＭＯＮ－２Ａ入力Ｂ定数のまとめ
表6.2.5.3－5　現実拡管ＢにおけるＬＡＹＭＯＮ－２Ａ入力Ｂ定数のまとめ
表6.2.5.3－6　最大拡管におけるＬＡＹＭＯＮ－２Ａ入力Ｂ定数のまとめ
表6.2.5.3－7　破断燃料ＲＰＦの圧力管依存性
表6.2.5.3－8　圧力管破断チャンネル軸方向出力分布
表6.2.5.4－1　PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の違いによるLPFの比較
表6.2.5.4－2　核定数への影響（CO_2条件基準）
取替内側上下部燃料　圧力管内ボイド率:30%
表6.2.5.4－3　ＬＰＦへの影響（CO_2条件基準）
取替内側上下部燃料　圧力管内ボイド率:80%
表6.2.6.1－1　圧力管破断時燃料冷却性解析の主な解析条件
表6.2.6.1－2　ＬＯＴＬＡＣ流量配分計算条件（炉心計算反映データ）
表6.2.6.1－3　ＬＯＴＬＡＣ流量配分計算結果（炉心計算反映データ）
表6.2.6.2－1　燃料温度解析結果（平均温度）
表6.2.6.2－2　燃料温度解析結果（局所温度）

表7.4－1　14MW大型熱ループ（ＨＴＬ）の主要性能一覧表
表7.4－2　実機模擬試験条件一覧表
表7.4－3　低速収集チャンネルデータ一覧表；ケース4
表7.4－4　高速収集チャンネルデータ一覧表；ケース4
表7.4－5　Ａ／Ｄ変換器仕様
表7.5－1　Ａレベルにおける圧力管外表面温度と被覆管表面温度の比較；ケース4

図　リ　ス　ト

図１－１	圧力管破断検討フロー
図2.3.1－1	圧力管破断試験装置フローシート
図3.3.2－1	同時破断時燃料冷却性試験試験ループ
図3.3.2－2	1.5MW用加熱燃料集合体（Zピン）
図3.3.2－3	分配版及び高温高圧水入口配管
図3.3.2－4	蒸気放出管
図3.3.2－5	防振板
図3.3.2－6	質量模擬燃料集合体
図4.1.2.2－1	高速引張試験　試験片形状
図4.1.3－1	高圧ガス開放型試験機
図4.1.3－2	ポンプキンソンバー型試験機
図4.1.5－1	照射Zircaloy-2の低ひずみ速度における公称応力－ひずみ曲線
図4.1.5－2	照射Zircaloy-2の中ひずみ速度における公称応力－ひずみ曲線
図4.1.5－3	照射Zircaloy-2の高ひずみ速度における公称応力－ひずみ曲線
図4.1.5－4	照射Zircaloy-2の高ひずみ速度における公称応力－ひずみ曲線
図4.1.5－5	照射Zircaloy-2 の高ひずみ速度における公称応力－ひずみ曲線
図4.1.5－6	母材と溶接材照射Zircaloy-2の公称応力－ひずみ－ひずみ速度曲線（平均）
図4.1.5－7	照射，未照射Zircaloy-2カランドリア管の公称応力－ひずみ曲線の比較
図4.1.5－8	未照射Zircaloy-2母材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.5－9	未照射Zircaloy-2溶接材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.5－10	照射Zircaloy-2材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.5－11	ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材のひずみエネルギー）（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.5－12	ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の一様伸び）（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.5－13	ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の破断伸び）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－14　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の0.2%耐力）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－15　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2 材の引張強さ）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－16　(a)中ひずみ速度1～3 S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500 S^{-1}Zircaloy-2材のひずみエネルギーにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－17　(a)中ひずみ速度1～3 S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500 S^{-1}Zircaloy-2材の一様伸びにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－18　高ひずみ速度（360 S^{-1}）において試験される照射Zircaloy-2縦引張試験片U10（母材）破断の写真（Neck形状と引張軸に対して50°程度の割れ方向）

図4.1.5－19　高ひずみ速度（250 S^{-1}）において試験される照射Zircaloy-2縦引張試験片U14（溶接材）破断の写真（Neck形状と引張軸に対して65°程度の割れ方向）

図4.1.5－20　(a)中ひずみ速度1～3 S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500 S^{-1}Zircaloy-2材の破断伸びにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－21　(a)中ひずみ速度1～3 S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500 S^{-1}Zircaloy-2材の0.2%耐力における照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－22　(a)中ひずみ速度1～3 S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500 S^{-1}Zircaloy-2材の引張強さにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－23　Zircaloy-2材のひずみエネルギーに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500 S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－24　Zircaloy-2材の一様伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500 S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－25　Zircaloy-2材の破断伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500 S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－26　Zircaloy-2材の0.2%耐力に及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500 S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－27　Zircaloy-2材の引張強さに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500 S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

図4.1.5－28　高速引張試験結果（平成4年度分と平成6年度分の比較）

図4.1.5－29　高速引張試験結果（平成4年度分と平成6年度分の比較）

図4.1.5－30　高速引張試験結果（平成4年度分と平成6年度分の比較）
図4.1.5－31　高速引張試験結果（平成4年度分と平成6年度分の比較）
図4.1.5－32　高速引張試験結果（平成4年度分と平成6年度分の比較）
図4.1.5－33　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの一様伸び結果の比較
図4.1.5－34　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの破断伸び結果の比較
図4.1.5－35　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの0.2%耐力結果の比較
図4.1.5－36　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの引張強さ結果の比較
図4.1.6－1　Zircaloy-2材の公称応力－ひずみ－ひずみ速度曲線（平均）照射材と未照射材の比較（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.6－2　Zircaloy-2溶接材の公称応力－ひずみ－ひずみ速度曲線照射材と未照射材の比較（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.6－3　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの引張強さ結果の比較
図4.1.6－4　照射，未照射Zircaloy-2カランドリア管の公称応力－ひずみ曲線の比較
図4.1.6－5　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の破断伸び）（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.6－6　Zircaloy-2材の破断伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果（500S^{-1}まで；ＣＡＮＤＵ炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）
図4.1.6－7　高ひずみ速度（360S^{-1}）において試験される照射Zircaloy-2縦引張試験片U10（母材）破断の写真（Neck形状と引張軸に対して50°程度の割れ方向）
図4.1.6－8　高ひずみ速度（250S^{-1}）において試験される照射Zircaloy-2縦引張試験片U14（溶接材）破断の写真（Neck形状と引張軸に対して65°程度の割れ方向）
図4.2.1－1　圧力管破断事故時における事象進展図
図4.2.3－1　圧力管破断試験装置
図4.2.3－2　カランドリアタンク構造・寸法
図4.2.3－3　試験チャンネル比較図（ＮＣＩ試験）

図4.2.3－4	圧力管破断試験における圧力管破断用予き裂図
図4.2.3－5	同時破断試験時カランドリア管予き裂部
図4.2.3－6	正面隣接チャンネル
図4.2.3－7	背面隣接チャンネル
図4.2.3－8	厚肉模擬カランドリア管
図4.2.3－9	薄肉二重管
図4.2.3－10	制御棒案内管（曲げ剛性模擬）
図4.2.3－11	中性子検出器ドライチューブ
図4.2.3－12	模擬管類配置
図4.2.4－1	破断用圧力管内計測器配置図
図4.2.4－2	破断用カランドリア管計測器配置図
図4.2.4－3	正面及び背面隣接チャンネル計測器配置図
図4.2.4－4	タンク内圧力計及び熱伝対取付配置図
図4.2.4－5	防振板部歪ゲージ配置図，熱電対配置図
図4.2.4－6	タンク内ボイド計取付配置図
図4.2.4－7	カランドリアタンク壁面への検出器配置図
図4.2.4－8	データ収集の同期法
図4.2.4－9	データ収集のシステム構成
図4.2.5－1(1/2)	試験実施フロー
図4.2.5－1(2/2)	試験実施フロー
図4.2.6－1	破断後冷却材流出流量
図4.2.6－2(1/2)	破断試験体開口形状（カランドリア管）
図4.2.6－2(2/2)	破断試験体開口形状（圧力管）
図4.2.6－3	圧力管及びカランドリア管き裂進展速度
図4.2.6－4	同時破断時圧力管内圧力挙動
図4.2.6－5	同時破断時タンク内圧力挙動（径方向）
図4.2.6－6	同時破断時タンク内圧力挙動（軸方向）
図4.2.6－7	冷却材ジェット力の径方向での挙動変化（破断開始高さ位置）
図4.2.6－8	カランドリアタンク内重水部温度挙動

図4.2.6－9(1/4)　同時破断時カランドリアタンク壁軸方向歪挙動
図4.2.6－9(2/4)　ダイヤフラム部軸方向歪挙動
図4.2.6－9(3/4)　同時破断時カランドリアタンク壁周方向歪挙動
図4.2.6－9(4/4)　同時破断時カランドリアタンク壁周方向歪挙動（圧力挙動との同期性）
図4.2.6－10　中性子検出器ドライチューブ加速度挙動（ＮＣＩ－２）
図4.2.6－11　同時破断時ラプチャー部圧力挙動
図4.2.6－12　正面隣接圧力管の試験後の形状変化
図4.2.6－13　正面隣接管内模擬燃料集合体の試験後の形状変化（ＮＣＩ－２）
図4.2.6－14　背面隣接管の試験後の形状変化
図4.2.6－15　剛性模擬制御棒案内管の試験後の形状変化
図4.2.6－16　カランドリア管群へ生じた防振板部での打痕状況
図4.2.6－17　タンク上管板における変形とその近傍における圧力ピーク値
図4.3.2.1－1　ＡＴＲ安全性試験装置
図4.3.2.2－1　破断時圧力挙動確認試験装置
図4.3.2.2－2　破断口詳細図
図4.3.2.2－3　試験用逆止弁（ノミナル弁）
図4.3.2.2－4　弁軸鳥瞰図
図4.3.2.2－5　逆止弁開度計模式図
図4.3.4.1－1　逆止弁開度変化（CHES-J1）
図4.3.4.1－2　逆止弁開度変化（CHES-J2）
図4.3.4.1－3　逆止弁開度変化（CHES-J3）
図4.3.4.1－4　逆止弁開度変化（全ケース）
図4.3.4.2－1　直近破断実験結果（CHES-J1）
図4.3.4.2－2　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J1）
図4.3.4.2－3　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J2）
図4.3.4.2－4　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J2）
図4.3.4.2－5　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J3）
図4.3.4.2－6　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J3）
図4.3.5.2－1　ノード分割図（基本ケース）
図4.3.5.2－2　ノード分割図（ラプチャーホルダーを含む）

図4.3.5.2－3　ノード分割図（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割）
図4.3.5.2－4　パラメータ解析（ベースケース）
図4.3.5.2－5　パラメータ解析（ベースケース）
図4.3.5.2－6　パラメータ解析（ケース１）（蒸気ドラムエンタルピ10(kcal/kg)）
図4.3.5.2－7　パラメータ解析（ケース１）（蒸気ドラムエンタルピ10(kcal/kg)）
図4.3.5.2－8　パラメータ解析（ケース２）（蒸気ドラム容量容器）
図4.3.5.2－9　パラメータ解析（ケース２）（蒸気ドラム容量容器）
図4.3.5.2－10　パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0001sec）
図4.3.5.2－11　パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0001sec）
図4.3.5.2－12　パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0002sec）
図4.3.5.2－13　パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0002sec）
図4.3.5.2－14　試験解析（基本ケース）
図4.3.5.2－15　試験解析（基本ケース）
図4.3.5.2－16　試験解析（ラプチャーホルダーを模擬ケース）
図4.3.5.2－17　試験解析（ラプチャーホルダーを模擬ケース）
図4.3.5.2－18　試験解析（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割ケース）
図4.3.5.2－19　試験解析（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割ケース）
図4.3.5.2－20　試験解析結果（CHES-J2）
図4.3.5.2－21　試験解析結果（CHES-J2）
図4.3.5.2－22　試験解析結果（CHES-J2）
図4.3.5.2－23　試験解析結果（CHES-J2）
図4.3.5.3－1　逆止弁形状概略図
図4.3.5.3－2　逆止弁形状詳細図
図4.3.5.3－3　解析対象有限要素メッシュ分割
図4.3.5.3－4　降伏応力割増図
図4.3.5.3－5　弁体衝突速度例
図4.3.5.3－6　アーム荷重範囲
図4.3.5.3－7　弁体要素・節点
図4.3.5.3－8　弁座要素・節点
図4.3.5.3－9　弁相要素・節点

図4.3.5.3－10	解析ケース1	内部エネルギー時刻歴図
図4.3.5.3－11	解析ケース1	弁体中央部節点変位時刻歴
図4.3.5.3－12	解析ケース1	弁体先端部当り面節点変位時刻歴
図4.3.5.3－13	解析ケース1	0.10msec変形図
図4.3.5.3－14	解析ケース1	1.00msec変形図
図4.3.5.3－15	解析ケース1	3.00msec変形図
図4.3.5.3－16	解析ケース1	0.10msec Mises応力図
図4.3.5.3－17	解析ケース1	1.00msec Mises応力図
図4.3.5.3－18	解析ケース1	3.00msec Mises応力図
図4.3.5.3－19(a)	解析ケース1	3.00msec塑性歪分布（弁体）
図4.3.5.3－19(b)	解析ケース1	3.00msec塑性歪分布（弁体）
図4.3.5.3－20(a)	解析ケース1	3.00msec塑性歪分布（弁座）
図4.3.5.3－20(b)	解析ケース1	3.00msec塑性歪分布（弁座）
図4.3.5.3－21	解析ケース1	3.00msec弁体変形
図4.3.5.3－22	解析ケース2	内部エネルギー時刻歴図
図4.3.5.3－23	解析ケース2	弁体中央部節点変位時刻歴
図4.3.5.3－24	解析ケース2	弁体先端部当り面節点変位時刻歴
図4.3.5.3－25	解析ケース2	0.10msec変形図
図4.3.5.3－26	解析ケース2	1.00msec変形図
図4.3.5.3－27	解析ケース2	3.00msec変形図
図4.3.5.3－28	解析ケース2	0.10msec Mises応力図
図4.3.5.3－29	解析ケース2	1.00msec Mises応力図
図4.3.5.3－30	解析ケース2	3.00msec Mises応力図
図4.3.5.3－31(a)	解析ケース2	3.00msec塑性歪分布（弁体）
図4.3.5.3－31(b)	解析ケース2	3.00msec塑性歪分布（弁体）
図4.3.5.3－32(a)	解析ケース2	3.00msec塑性歪分布（弁座）
図4.3.5.3－32(b)	解析ケース2	3.00msec塑性歪分布（弁座）
図4.3.5.3－33	解析ケース2	3.00msec弁体変形
図4.3.5.3－34	弁体変形模式図	
図4.3.5.4－1	弁体速度（弁体重心位置）と弁体上流側速度	

図4.3.5.4－2　ボイド凝縮遅れ模擬解析結果

図5.1－1　圧力管及びカランドリア管同時破断時燃料冷却性試験評価フロー
図5.1－2　熱伝達率測定　試験ループ
図5.1－3　低出力時用（稠密部）燃料体　－1.5ＭＷ用模擬燃料体（Ｚピン）－
図5.1－4　燃料ピンの変形加工モデル図
図5.1－5　稠密部熱電対設置断面図
図5.1－6　高出力時用（非稠密部）燃料体　－６ＭＷ用模擬燃料体（Ｙピン）－
図5.1－7　カランドリア構造物健全性試験（ＮＣＩ－２）における試験後断面図形状
図5.1－8　カランドリアタンク内計測器取付配置図
図5.1－9(1/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－9(2/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－9(3/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－9(4/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－9(5/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－9(6/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順
図5.1－10　燃料冷却性試験　熱流動挙動　－稠密試験－
図5.1－11　燃料冷却性試験　被覆管温度　－稠密試験－
図5.1－12　燃料冷却性試験　熱伝達率特性　－稠密試験－
図5.1－13　燃料冷却性試験　熱流動挙動　－ドライアウト模擬の稠密試験－
図5.1－14　燃料冷却性試験　被覆管温度　－ドライアウト模擬の稠密試験－

図6.1.2－1　カランドリアタンク内圧評価検討フロー
図6.1.2.2－1　CALANDRIA-Ⅱコード解析モデル
図6.1.2.2－2　HIPWAPコード解析モデル（球対称一次元）
図6.1.2.2－3　HIPWAPコード解析モデル（軸対称円筒一次元）
図6.1.3.1－1　ＮＣＩ－２試験時圧力計径方向設置位置
図6.1.3.1－2　ＮＣＩ－２試験時圧力計軸方向設置位置
図6.1.3.1－3　ＮＣＩ－２試験き裂進展速度測定値（カランドリア管）
図6.1.3.1－4　ＮＣＩ－２試験カランドリア管破断開口形状

図6.1.3.1－5　ＮＣＩ－２試験結果径方向圧力分布特性（０° 方向）
図6.1.3.1－6　ＮＣＩ－２試験結果径方向圧力分布特性（90° 方向）
図6.1.3.1－7　ＮＣＩ－２試験結果径方向圧力分布特性（ 180° 方向）
図6.1.3.1－8　ＮＣＩ－２試験結果周方向圧力分布特性（第１隣接管部）
図6.1.3.1－9　ＮＣＩ－２試験結果周方向圧力分布特性（第３隣接管部）
図6.1.3.1－10　ＮＣＩ－２試験結果周方向圧力分布特性（第５隣接管部）
図6.1.3.1－11　ＮＣＩ－２試験結果周方向圧力分布特性（タンク壁部）
図6.1.3.2－1　SIMAコード解析ノード分割（実機解析）
図6.1.3.2－2　ＮＣＩ－２試験破断開口部解析モデル
図6.1.3.2－3　ＮＣＩ－２試験時破断開口条件（破断長3.7m, SIMA 解析条件）
図6.1.3.2－4　ＮＣＩ－２試験時破断放出量変化（SIMA解析結果）
図6.1.3.3－1　ＮＣＩ－２試験CALANDRIA-Ⅱ解析結果
－第１隣接管部圧力－
図6.1.3.3－2　ＮＣＩ－２試験CALANDRIA-Ⅱ解析結果
－タンク壁部圧力－
図6.1.3.4－1　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－（凝縮熱伝達率：4.3 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.4－2　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－（凝縮熱伝達率：4.3 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.4－3　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－（凝縮熱伝達率：8.6 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.4－4　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－（凝縮熱伝達率：8.6 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.5－1　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－（凝縮熱伝達率：4.3 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.5－2　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－（凝縮熱伝達率：4.3 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）
図6.1.3.5－3　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－（凝縮熱伝達率：8.6 ×10^{5}kcal/m^{2}h ℃）

図6.1.3.5－4　ＮＣＩ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－（凝縮熱伝達率：8.6 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－1　ＰＴＣ－１試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－2　ＰＴＣ－１試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－3　ＰＴＣ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－4　ＰＴＣ－２試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－5　ＰＴＣ－３試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－6　ＰＴＣ－３試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－7　ＰＴＣ－４試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－8　ＰＴＣ－４試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－9　ＰＴＣ－６試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－10　ＰＴＣ－６試験HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－11　ＰＴＣ－１試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－12　ＰＴＣ－１試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－13　ＰＴＣ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－14　ＰＴＣ－２試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－15　ＰＴＣ－３試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－16　ＰＴＣ－３試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－17　ＰＴＣ－４試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－18　ＰＴＣ－４試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－19　ＰＴＣ－６試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－第１隣接管部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10⁵kcal/m²h ℃）

図6.1.3.6－20　ＰＴＣ－６試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
－タンク壁部圧力－　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.1－1　SIMAコード解析ノード分割（実機解析，全長破断）

図6.1.4.1－2　実機圧力管破断時開口部解析モデル（全長破断時）

図6.1.4.1－3　実機圧力管破断時破断口開口条件（破断長：3.7m，SIMA解析条件）

図6.1.4.1－4　実機圧力管破断時破断口開口条件（破断長：１m，SIMA 解析条件）

図6.1.4.1－5　実機圧力管破断時破断口開口条件（破断長：0.3m，SIMA解析条件）

図6.1.4.1－6　実機圧力管全長破断時破断放出量解析結果（SIMA解析結果）

図6.1.4.1－7　実機圧力管部分長1m破断時破断放出量解析結果（SIMA解析結果）

図6.1.4.1－8　実機圧力管部分長0.3m破断時破断放出量解析結果（SIMA解析結果）

図6.1.4.2－1　実機圧力管破断時HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
（破断長：3.7m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.2－2　実機圧力管破断時HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
（破断長：3.7m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：8.6 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.2－3　実機圧力管破断時HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
（破断長：1m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.2－4　実機圧力管破断時HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
（破断長：1m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：8.6 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.2－5　実機圧力管破断時HIPWAP（球対称一次元モデル）解析結果
（破断長：0.3m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：4.3 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.4.2－6　実機圧力管破断時HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果
（破断長：0.3m）　減衰定数　：2.0 ×10⁴
（凝縮熱伝達率：8.6 ×10³kcal/m²h ℃）

図6.1.5.1－1　試験時流体動荷重評価体位置

図6.1.5.1－2　ＰＴＣ－６試験時気泡成長状態変化（破断長：1m）
図6.1.5.1－3　ＮＣＩ－１試験時気泡成長状態変化（破断長：0.3m）
図6.1.5.1－4　ＮＣＩ－２試験時気泡成長状態変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.1－5　ＰＴＣ－６試験時タンク内流体流速変化（破断長：1m）
図6.1.5.1－6　ＮＣＩ－１試験時タンク内流体流速変化（破断長：0.3m）
図6.1.5.1－7　ＮＣＩ－２試験時タンク内流体流速変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.1－8　ＰＴＣ－６試験時流体動荷重変化（破断長：1m）
図6.1.5.1－9　ＮＣＩ－１試験時流体動荷重変化（破断長：0.3m）
図6.1.5.1－10　ＮＣＩ－２試験時流体動荷重変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.2－1　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.2－2　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：1m）
図6.1.5.2－3　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：0.3m）
図6.1.5.2－4　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.2－5　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：1m）
図6.1.5.2－6　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：0.3m）
図6.1.5.2－7　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：3.7m）
図6.1.5.2－8　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：1m）
図6.1.5.2－9　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：0.3m）
図6.1.6－1　ＮＣＩ－３試験予備解析時破断放出量変化（SIMA解析結果）
図6.1.6－2　ＮＣＩ－３試験HIPWAP（球対称一次元モデル）予備解析結果
図6.1.6－3　ＮＣＩ－３試験HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）予備解析結果
図6.2.2－1　圧力管部分拡管時の流量配分及び核特性計算評価フロー
図6.2.3.1－1　圧力管本体破断事故時解析ノード分割図（ＬＯＴＲＡＣ）
図6.2.3.1－2　圧力管本体破断時のCO_2アニュラス部流動評価モデル
図6.2.3.1－3　破断チャンネルＲＰＦの流量依存性
図6.2.3.1－4　破断チャンネルＲＰＦの圧力管内径依存性
図6.2.3.1－5　圧力管拡管量とアニュラス部圧損係数の関係
図6.2.3.1－6　圧力管拡管量と圧力管内流路面積及び圧力管内水力等価直径の関係

図6.2.3.2－1　圧力管破断（カランドリア管健全）時流動特性
（破断面積：95.8cm，破断位置：圧力管下部，圧力管拡管無し）
図6.2.3.2－2　チャンネル内流量配分の圧力管内径依存性
図6.2.3.2－3　チャンネル内圧力分布の拡管量依存性
図6.2.3.2－4　圧力管内径と流量（単位面積当たり）の関係
図6.2.4－1　圧力管単管破断時RELAP解析モデル図　（炉心：15ノード）
図6.2.4－2　圧力管単管破断時圧力管内流動解析結果
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－3　圧力管単管破断時アニュラス部流動解析結果
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－4　圧力管単管破断時圧力管破断口部流動解析結果
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－5　圧力管単管破断時圧力管内圧力変化
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－6　圧力管単管破断時アニュラス部圧力変化
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－7　圧力管単管破断時チャンネル内軸方向流量分布
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－8　圧力管単管破断時チャンネル内圧力分布
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－9　圧力管単管破断時チャンネル内軸方向冷却材エンタルピ分布
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.4－10　圧力管単管破断時チャンネル内軸方向冷却材状態分布
（RELAP解析結果，拡管量：140mm）
図6.2.5.1－1　圧力管破断チャンネル出力ピーキング特性の解析フロー
図6.2.5.1－2　圧力管破断時のチャンネル内形状想定図(1/2)
図6.2.5.1－2　圧力管破断時のチャンネル内形状想定図(2/2)
図6.2.5.1－3　圧力管破断チャンネル位置の想定例
図6.2.5.1－4　取替内側領域燃料集合体（Gd燃料棒3本）
図6.2.5.1－5　取替内側領域燃料集合体（Gd燃料棒4本）

図6.2.5.1－6　新型転換炉実証炉（取替炉心）炉心構成

図6.2.5.1－7　燃料集合体の偏心方向

図6.2.5.1－8　スペーサ位置と軸方向領域との関係

図6.2.5.2－1　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=0%

図6.2.5.2－2　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=20%

図6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=30%

図6.2.5.2－4　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=60%

図6.2.5.2－5　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=80%

図6.2.5.2－6　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=0%

図6.2.5.2－7　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=20%

図6.2.5.2－8　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=30%

図6.2.5.2－9　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=60%

図6.2.5.2－10　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=80%

図6.2.5.2－11　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=0%

図6.2.5.2－12　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=20%

図6.2.5.2－13　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=30%

図6.2.5.2－14　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）

(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=60%

図6.2.5.2－15　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=80%

図6.2.5.2－16　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=0%

図6.2.5.2－17　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=20%

図6.2.5.2－18　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=30%

図6.2.5.2－19　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=60%

図6.2.5.2－20　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=80%

図6.2.5.2－21　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=0%

図6.2.5.2－22　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=20%

図6.2.5.2－23　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=30%

図6.2.5.2－24　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=60%

図6.2.5.2－25　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=80%

図6.2.5.2－26　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=0%

図6.2.5.2－27　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=20%

図6.2.5.2－28　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30) Puf, Exp=0.05(Gwd/t), Void=30%

図6.2.5.2－29　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）

(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=60%

図6.2.5.2－30　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=80%

図6.2.5.2－31　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=0%

図6.2.5.2－32　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=20%

図6.2.5.2－33　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=30%

図6.2.5.2－34　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=60%

図6.2.5.2－35　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=80%

図6.2.5.2－36　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=0%

図6.2.5.2－37　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=20%

図6.2.5.2－38　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=30%

図6.2.5.2－39　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=60%

図6.2.5.2－40　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30) Puf,Exp=0.05(Gwd/t),Void=80%

図6.2.5.2－41　燃料ピン番号

図6.2.5.3－1　取替炉心ＢＯＣの圧力管破断想定チャンネル

図6.2.5.3－2　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（通常時）

図6.2.5.3－3　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（現実拡管－A）

図6.2.5.3－4　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（現実拡管－B）

図6.2.5.3－5　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（最大拡管）

図6.2.5.3－6　ＲＰＦの圧力管依存性

図6.2.5.3－7　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＧＰＦ）
図6.2.5.3－8　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＡＰＦ）
図6.2.5.3－9　ＡＰＦの圧力管依存性
図6.2.5.3－10　圧力管破断チャンネル軸方向ボイド分布（LAYMONコード解析値）
図6.2.5.3－11　圧力管破断チャンネル軸方向局所出力分布（フィッティング値）
図6.2.5.3－12　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＴＰＦ）
図6.2.5.3－13　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（APF×LPF）
図6.2.5.4－1　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ1)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30,角度数:36（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－2　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ2)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30,角度数:60（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－3　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ3)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30,角度数:74（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－4　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ4)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60,角度数:36（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－5　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ5)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60,角度数:74（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－6　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ6)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60,角度数:90（4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－7　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(ｹｰｽ7)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60,角度数:108(4.00/1.60)Puf,Void=81.8%)
図6.2.5.4－8　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(現実拡管-A)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60,角度数:90（3.30/1.30)Puf,Void=71.2%)
図6.2.5.4－9　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ(現実拡管-A)
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:240,角度数:144,(3.30/1.30)Puf,Void=71.2%)
図6.2.6.1－1　圧力管サブチャンネルノード分割モデル
図6.2.6.1－2　解析体系
図6.2.6.1－3　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:130mm,ボイド率:71.4%)
図6.2.6.1－4　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:140mm,ボイド率:81.4%)
図6.2.6.1－5　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:149.8mm,ボイド率:70.9%)

図6.2.6.1－6　圧力管拡管時軸方向平均ボイド率分布
図6.2.6.1－7　圧力管破断時燃料冷却性解析軸方向出力分布
図6.2.6.2－1　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:130mm，水金属反応有り）
図6.2.6.2－2　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:130mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－3　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:140mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－4　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:150mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－5　軸方向被覆管温度分布（拡管量:130mm，水金属反応有り）
図6.2.6.2－6　軸方向被覆管温度分布（拡管量:130mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－7　軸方向被覆管温度分布（拡管量:140mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－8　軸方向被覆管温度分布（拡管量:150mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－9　軸方向冷却材温度分布（拡管量:130mm，水金属反応有り）
図6.2.6.2－10　軸方向冷却材温度分布（拡管量:130mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－11　軸方向冷却材温度分布（拡管量:140mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－12　軸方向冷却材温度分布（拡管量:150mm，水金属反応無し）
図6.2.6.2－13　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:13，水金属反応有り）
図6.2.6.2－14　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:14，水金属反応有り）
図6.2.6.2－15　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:15，水金属反応有り）
図6.2.6.2－16　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:27，水金属反応有り）
図6.2.6.2－17　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:28，水金属反応有り）
図6.2.6.2－18　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:13，水金属反応無し）
図6.2.6.2－19　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:14，水金属反応無し）
図6.2.6.2－20　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm，燃料要素No:15，水金属反応無し）

図6.2.6.2－21　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm, 燃料要素No:27, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－22　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:130mm, 燃料要素No:28, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－23　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:140mm, 燃料要素No:13, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－24　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:140mm, 燃料要素No:14, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－25　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:140mm, 燃料要素No:15, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－26　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:140mm, 燃料要素No:27, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－27　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:140mm, 燃料要素No:28, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－28　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:149.8mm, 燃料要素No:13, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－29　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:149.8mm, 燃料要素No:14, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－30　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:149.8mm, 燃料要素No:15, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－31　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:149.8mm, 燃料要素No:27, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－32　圧力管単管破断時被覆管温度変化
（拡管量:149.8mm, 燃料要素No:28, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－33　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量:130mm, 水金属反応有り）
図6.2.6.2－34　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量:130mm, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－35　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量:140mm, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－36　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量:149.8mm, 水金属反応無し）
図6.2.6.2－37　圧力管拡管量と被覆管最高温度の関係（平均温度）
図6.2.6.2－38　圧力管拡管量と被覆管最高温度の関係（局所温度, 燃料要素No.14）

図7.2－1	燃料接触時圧力管挙動試験全体フロー
図7.4－1	燃料接触時圧力管挙動試験装置全体フロー
図7.4－2	試験チャンネル概略フロー
図7.4－3	模擬燃料集合体の構造
図7.4－4	熱伝対配置全体図；ケース4
図7.4－5a	燃料接触時圧力管挙動試験運転要領（1/2）
図7.4－5b	燃料接触時圧力管挙動試験運転要領（2/2）
図7.4－6	燃料接触時圧力管挙動試験データの流れ
図7.5－1	熱伝対配置図；ケース4
図7.5－2	試験時における圧力，温度，流量及び試験体出力の変化；ケース4
図7.5－3a	Aレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo,1～6）；ケース4
図7.5－3b	Aレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo,7～12）；ケース4
図7.5－3c	Aレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo,13 ～18）；ケース4
図7.5－4	Aレベルにおける圧力管側の被覆管表面温度分布；ケース4
図7.5－5	Aレベルにおける中空管側の被覆管表面温度分布；ケース4
図7.5－6	Aレベルにおける圧力管側の被覆管表面温度と圧力管外表面温度の最大値の比較；ケース4
図7.5－7	軸方向の圧力管外表面温度分布；ケース4
図7.5－8	周方向の圧力管外表面温度分布；ケース4
図7.5－9a	試験チャンネル内各部の温度分布；ケース4（1/2）
図7.5－9b	試験チャンネル内各部の温度分布；ケース4（1/2）
図7.6－1	Aレベルにおける5番ピンと14番ピンの被覆管表面温度と圧力管外表面温度の比較；ケース4
図7.6－2	圧力管側の被覆管表面温度と圧力管外表面温度の最大値の比較；ケース1，2，4

1．緒言

ＡＴＲ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、圧力管破断時のカランドリア管の健全性及び燃料冷却性，並びに圧力管及びカランドリア管同時破断時の隣接チャンネル等の健全性及び燃料冷却性について検討し、圧力管破断事故評価手法を確立する。

平成６年度は、破断チャンネルと隣接チャンネルに実機材料を用いたカランドリア構造物健全性試験，並びに同時破断時の燃料冷却性試験等を実施した。また、圧力管破断時の燃料の冷却性を評価する手法，並びに同時破断時のカランドリアタンク内圧上昇を評価する手法の検証解析を行った。

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６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計測用アンプの点検，試験装置用模擬カランドリア管類の一部の補修を実施する。

2.2　実施範囲

平成６年度は、これらの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)　試験装置用模擬カランドリア管類の補修

2.3　実施条件

2.3.1　圧力管破断試験装置の定期点検

圧力管破断試験装置の概略フローを図2.3.1－1に示す。

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

定期点検では、加温ヒータが「ボイラ及び圧力容器安全規則」によって定期的（１２カ月毎）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定期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。

定期点検の時期は、ＡＴＲ安全性実験装置の定期点検時期（７～８月）に実施した。

2.3.2　試験装置用模擬管の補修

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

2.4 実施結果

2.4.1 圧力管破断試験装置の定期点検

加温ヒータは、分解整備を実施し、8月4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の溶接部検査を実施し、異常の無いことを確認した。

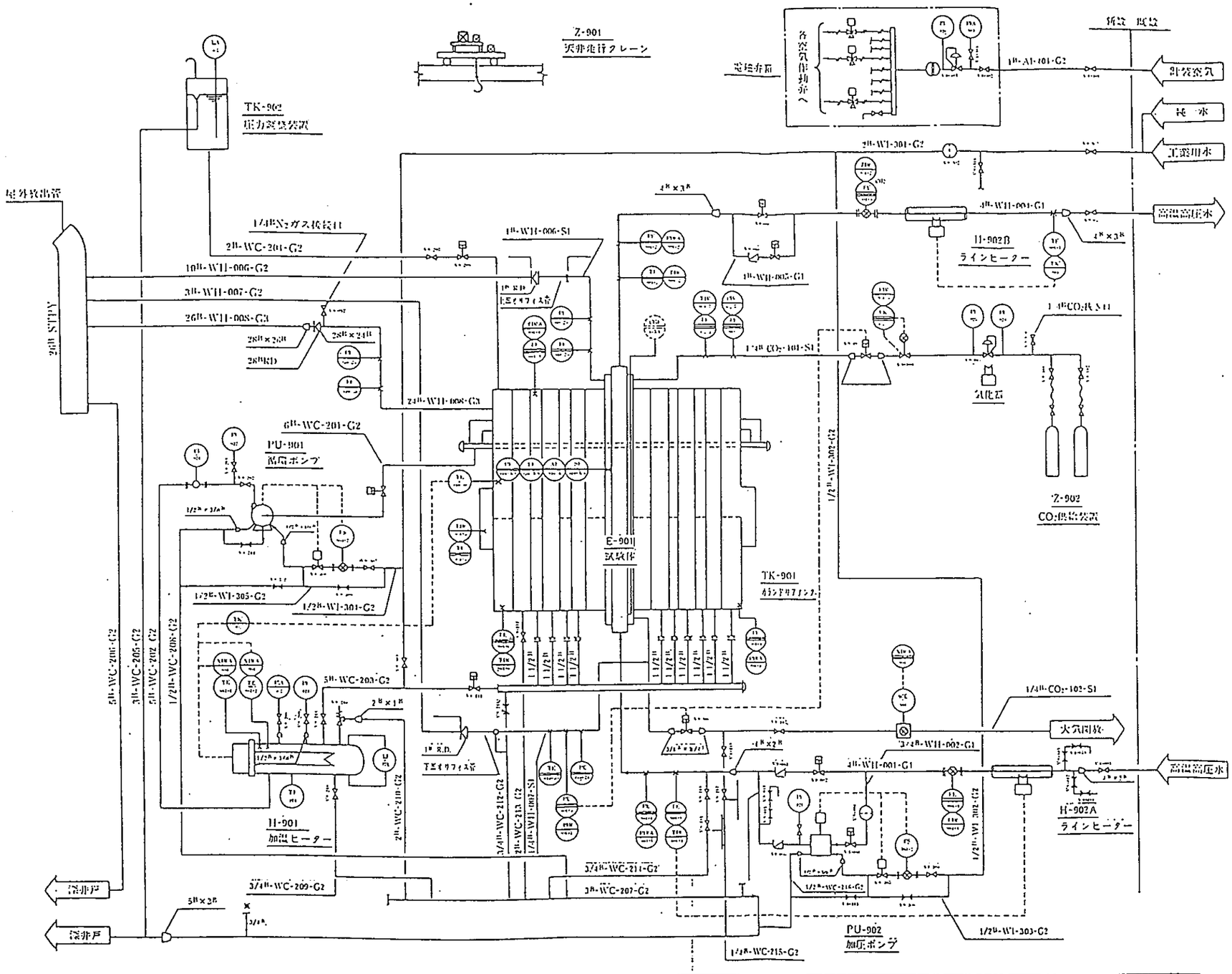
また、ホイスト式天井クレーンは、8月17日の性能検査に合格した。

2.4.2 試験装置用模擬管の補修

過去の圧力管・カランドリア管同時破断試験及びカランドリア隣接構造物健全性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カランドリア管の補修を行った。今年度は36本補修した。

2.5 まとめ

平成6年度予定した定期検査，模擬管の補修は予定通り完了した。



アイテムNo.	TK-901	TK-902		E-901	Z-901	Z-902	H-901	H-902A、B	PU-901	PU-902	
名　称	カランドリアタンク	圧力調整装置		試験体	天井走行クレーン	CO_2供給装置	加温ヒーター	ラインヒーター	循環ポンプ	加圧ポンプ	
形　式	竪形円筒鋼板製	竪形円筒鋼板製		二重円筒形	定格荷重4.9T、揚程15m		電気加熱純水ボイラー	シースヒーター	片吸込渦巻ポンプ	プランジャーポンプ	
仕　様					ガーダースパン8.4m	液化炭酸ガス30kg用	円筒横置形		2.2m³/min×20m	0～120ℓ/h×100kg/cm²G	
				圧力 [illegible]	ベンダント圧作方式		電気容量700kW	電気容量8.8kW	15kW×4P×400V×50Hz	3.7kW×4P×400V×50Hz	
主要寸法	φ3,000×4,610H	φ600×900H		[illegible]							
台　数	1	1		1組	1	1式		2式	2(内1台は予備)	2(内1台は予備)	

ライン記号

4B	HT	001	G1
口径	流体記号	ラインNo.	クラス(材質)

流体記号		ラインNo.		クラス(材質)	
WH	高温高圧水	001～100		G1	STPG38 Sch80
CO_2	炭酸ガス	101～200		G2	SGP(白)
WC	高圧水ドレン	201～300		G3	STPY
WI	工業用水	301～400		S1	SUS304TP Sch80
AI	計装空気	401～500			

計装記号

計装番号					
第1記号		第2,3記号			
P	圧力	E	検出		
T	温度	I	指示		
A	加速度	R	記録		
S	速	C	調節		
F	流量	A	警報		
L	レベル	Q	積算		
W	荷重	S	スイッチ		
CG	色彩濃度	X	演算		
X	複合				

	空気作動弁
	電動式電磁弁
	3方口電磁弁
	手動弁
	逆止弁
	ラプチャーディスク
	オリフィス
	減圧弁
	流量調整弁
	安全弁
	ストレーナー
	フィルター
	フレキシブルホース
	常時閉状態
	常時開状態
	客先施工
	現場取付計器
	中央監視計器
	設備ユーティリティシステム監視計器
	U-1500システム用遠中央監視計器

図2.3.1－1　圧力管破断試験装置フローシート

3　試験体の製作

3.1　はじめに

圧力管型炉であるＡＴＲ実証炉に特有な圧力管破断事象を想定し、圧力管が破断した場合の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（実機材），制御棒案内管，防振板，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を評価するための各種試験を実施する。

平成６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

平成6年度は、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)　同時破断時燃料冷却性試験用試験体の製作

(2)　質量模擬燃料集合体の部品製作

(3)　計測用センサーの購入

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）圧力管単管破断試験	実機を模擬した圧力管破断試験装置を製作し、圧力管破断試験を行って、破断チャンネル内の熱流動挙動を把握し、カランドリア管の健全性を評価する。また、圧力管破断時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冷却性について評価する。
(a)　破断時熱流動挙動試験	圧力管破断時の圧力管及びアニュラス部内の圧力変化等の熱流動現象並びにカランドリア管の健全性に影響を与える負荷因子を把握するとともに、解析コードの検証を行うため、模擬圧力管，模擬カランドリア管及び模擬燃料集合体を用いて、実機模擬条件下で模擬圧力管を破断させる試験を行う。
(b)　カランドリア管健全性試験	実機材料の圧力管（ＨＴ・Ｚｒ－2.5ｗｔ％Ｎｂ）及びカランドリア管（Ｚｒｙ－２）を用いた試験体を用いて、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。
(c)　燃料冷却性試験	圧力管破断時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。
ii）圧力管及びカランドリア管の同時破断試験	圧力管破断試験装置により、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。
(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及び模擬燃料集合体を用いて、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。
(b)　カランドリア構造物健全性試験	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用いて、上記(a)と同様の試験を行い、隣接チャンネル及びカランドリア構造物の健全性を評価する。
(c)　燃料冷却性試験	実規模模擬燃料集合体を用いて、同時破断を模擬した試験を行い、燃料冷却性を評価する。

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、およ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および燃料冷却性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な場合、およ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、次の試験を実施している。

(1) カランドリア管健全時

(a) 破断時熱流動挙動試験 …… 試験実施済

(b) カランドリア管健全性試験（実機材料） …… 試験実施済

(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 …… 試験実施済

(b) カランドリア構造物健全性試験（実機材料） …… １ケース実施済
Ｈ６年度１ケース実施

(c) 同時破断時燃料冷却性試験（実機材料） …… Ｈ６年度２ケース実施

3.3.2 設計条件

(1) 同時破断時燃料冷却性試験用試験体の製作

カランドリアタンク中にて模擬燃料集合体を模擬重水中にドブづけにする。

試験部周辺の隣接管，制御棒案内管，防振板は実機を形状的に模擬する。

図3.3.2－1に試験ループを示す。

(a) 加熱燃料体（Ｚピン）の性能検査及び電源ケーブル布設工事

① 本試験にて使用する加熱燃料体（Ｚピン）の性能検査を行う。

今年度は、性能検査一式を実施する。

② 破断室へ、最高６ＭＷまで電力を供給できる様、ケーブル布設工事を行う。

今年度は、工事一式を実施する。

(b) 加熱燃料体のピン変形加工

図3.3.2－2に加熱燃料体を示す。

既存の1.5ＭＷ用加熱燃料体（Ｚピン）を使用し、ピンの一部に曲げ加工を施す。

今年度は、曲げ加工を行う。

(c) 試験用試験体の製作

カランドリアタンク周辺にて試験ループを作るため、以下の機器を製作する。

① 分配板

図3.3.2－3に分配板を示す。

圧力管無しで、模擬燃料集合体を加熱した時、熱変形による曲がりが発生した場合を考え、模擬燃料集合体先端部を固定するために設ける。

今年度は、１組製作する。

② 高温高圧水入口配管

図3.3.2－3に高温高圧水入口配管を示す。

カランドリアタンク内にて高出力を発生させた時、蒸気により失われた模擬重水を既設ループより補給するために設ける。

今年度は、１組製作する。

③ 蒸気放出管

図3.3.2－4に蒸気放出管を示す。

カランドリアタンク内の圧力上昇を防ぐために、上部管板に放出管を設置する。

今年度は、１組製作する。

④ バイパス配管

高温高圧水入口配管より注入する模擬重水温度が、既設ループからの配管途中で冷めてしまわないように、高温高圧水入口配管手前にバイパス配管を設け、循環させておく。

今年度は、１組製作する。

⑤ 差圧発信器

カランドリアタンク上部の水位を確認するため、差圧発信器を設ける。

今年度は、1組製作する。

(d) 防振板

図3.3.2－5に防振板を示す。

試験体周辺の模擬重水の流動状態を実機同様とするため、穴径を実機に合わせる。

今年度は、1組製作する。

(2) 質量模擬燃料集合体の製作

図3.3.2－6に質量模擬燃料集合体を示す。

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

今年度は、スペーサ二式、及び上下タイプレート一式を製作する。

(3) 計測用センサーの購入

平成6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等を購入する。

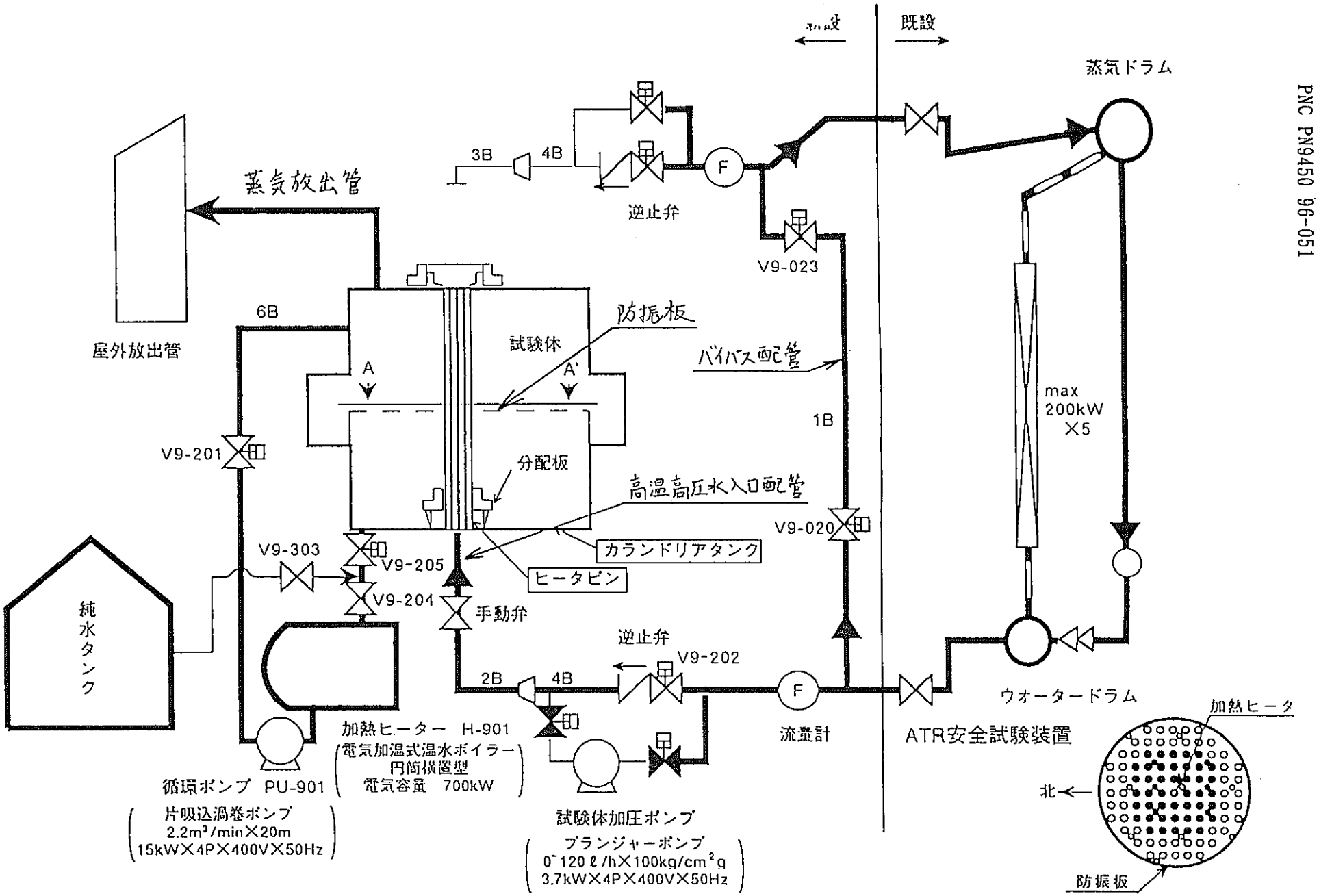


図 3.3.2-1 同時破断時燃料冷却性試験 試験ループ

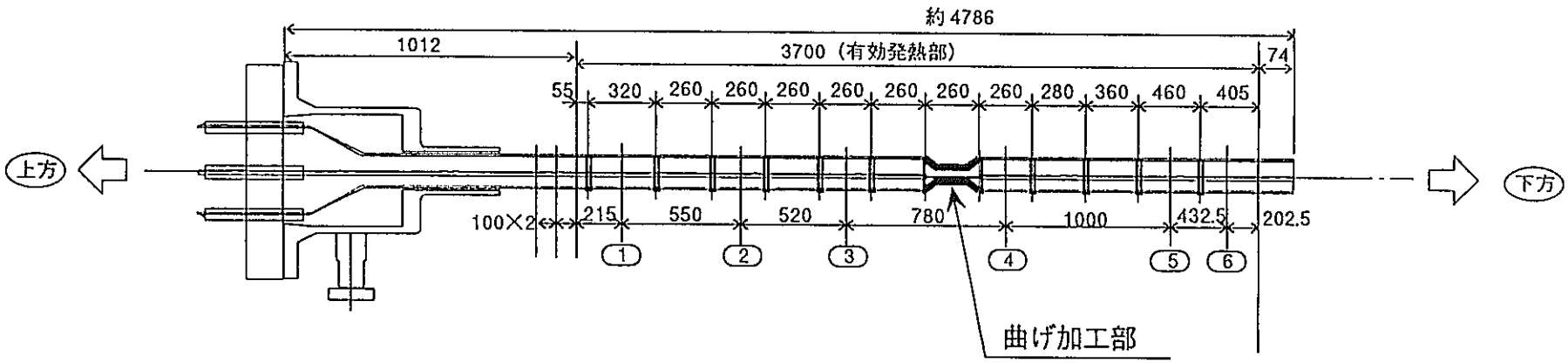


図3.3.2－2　1.5MW用加熱燃料集合体（Zピン）

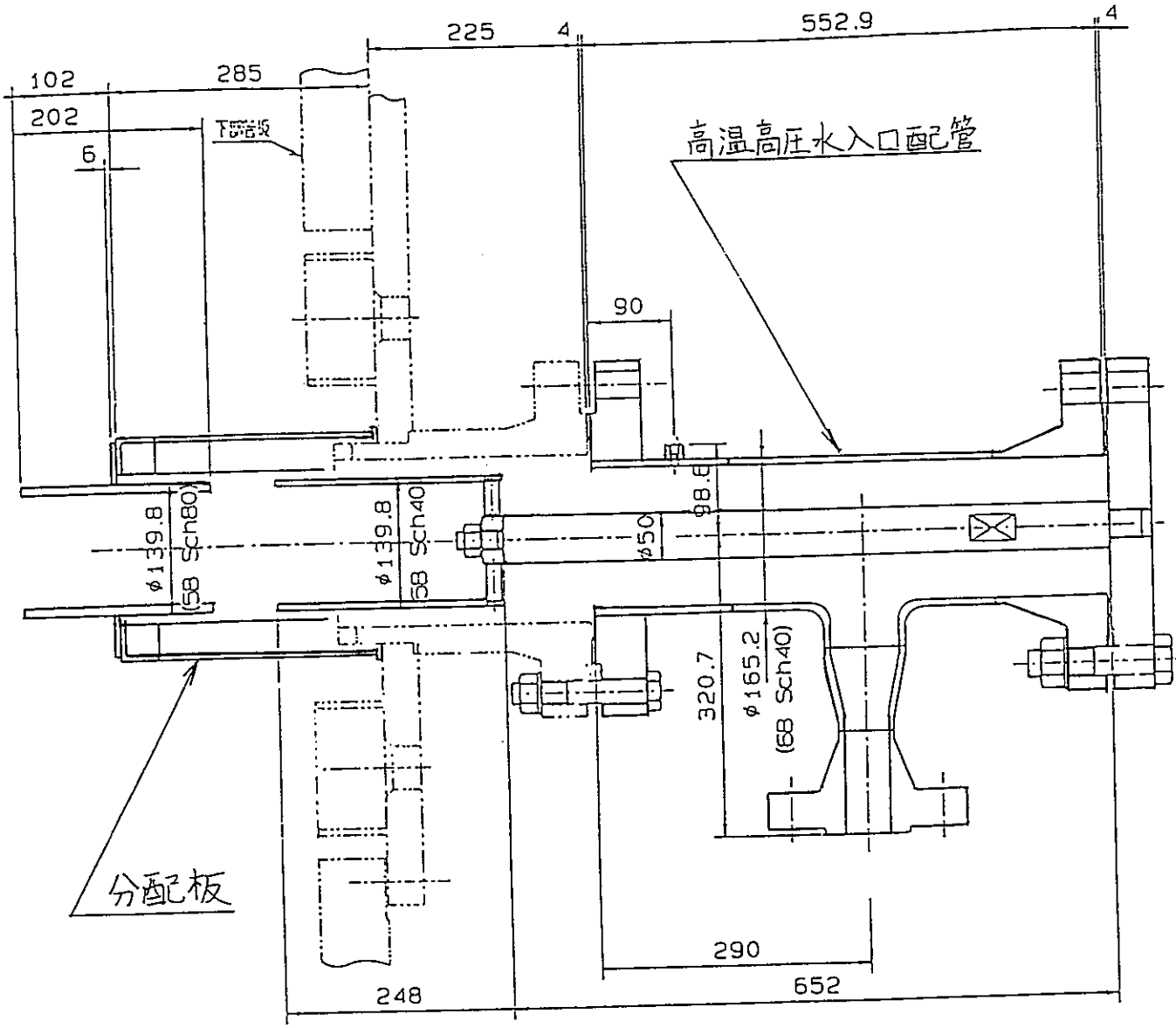


図3.3.2-3　分配板及び高温高圧水入口配管

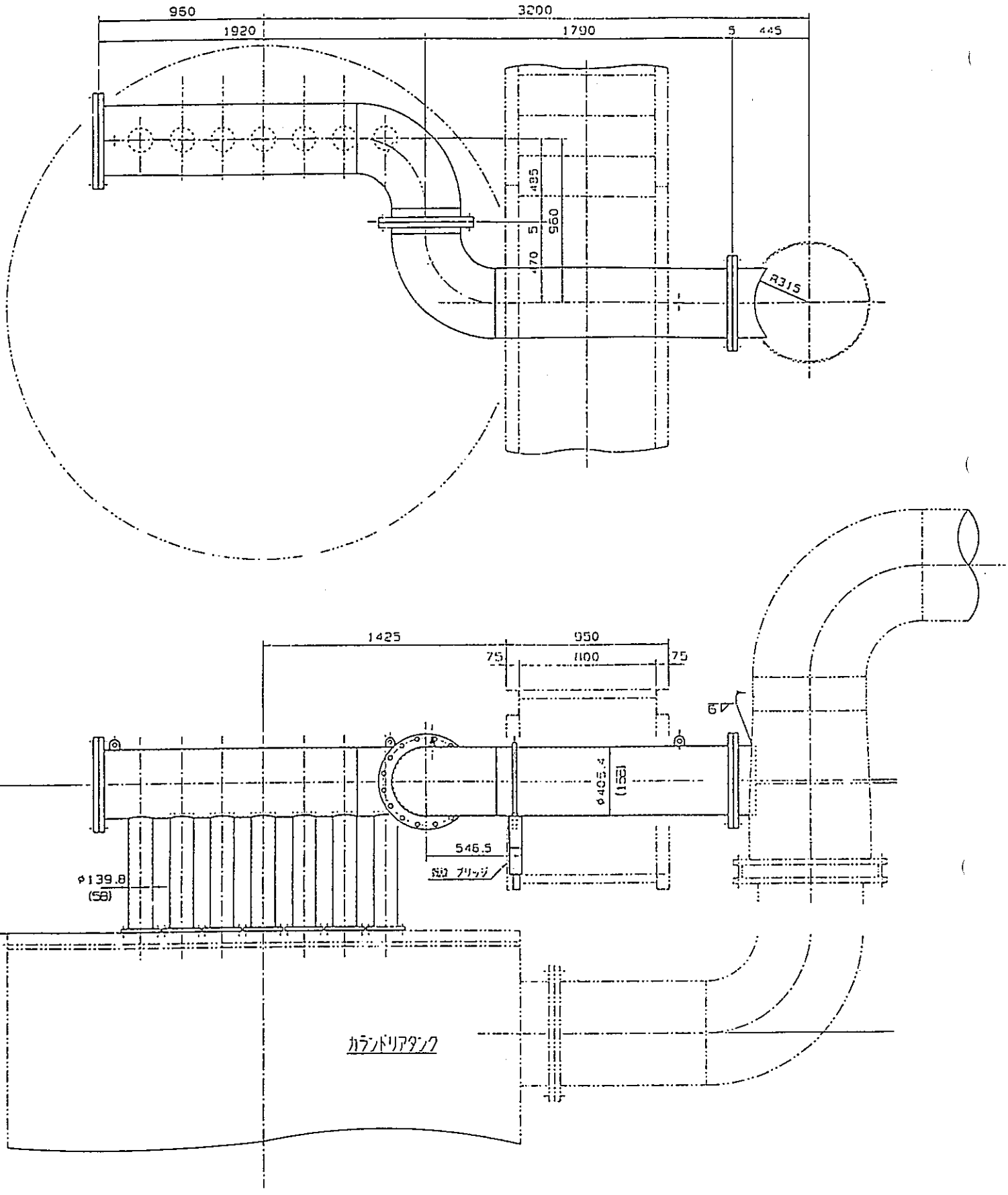

950
3200
1920
1790
5
445
485
5
960
470
R315
1425
950
75
1100
75
6
546.5
φ139.8
(58)
カランドリアタンク

図3.3.2-4　蒸気放出管

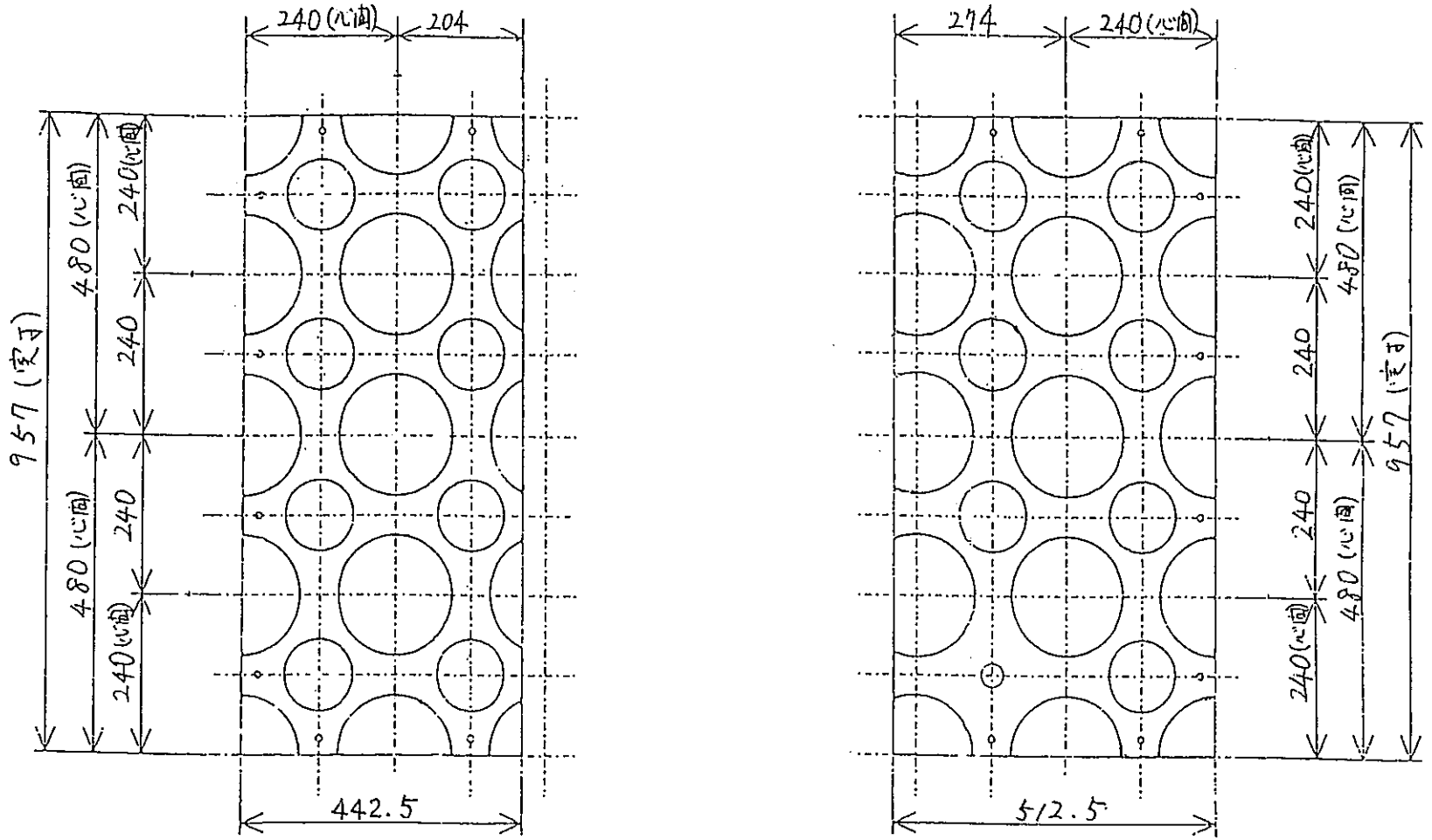
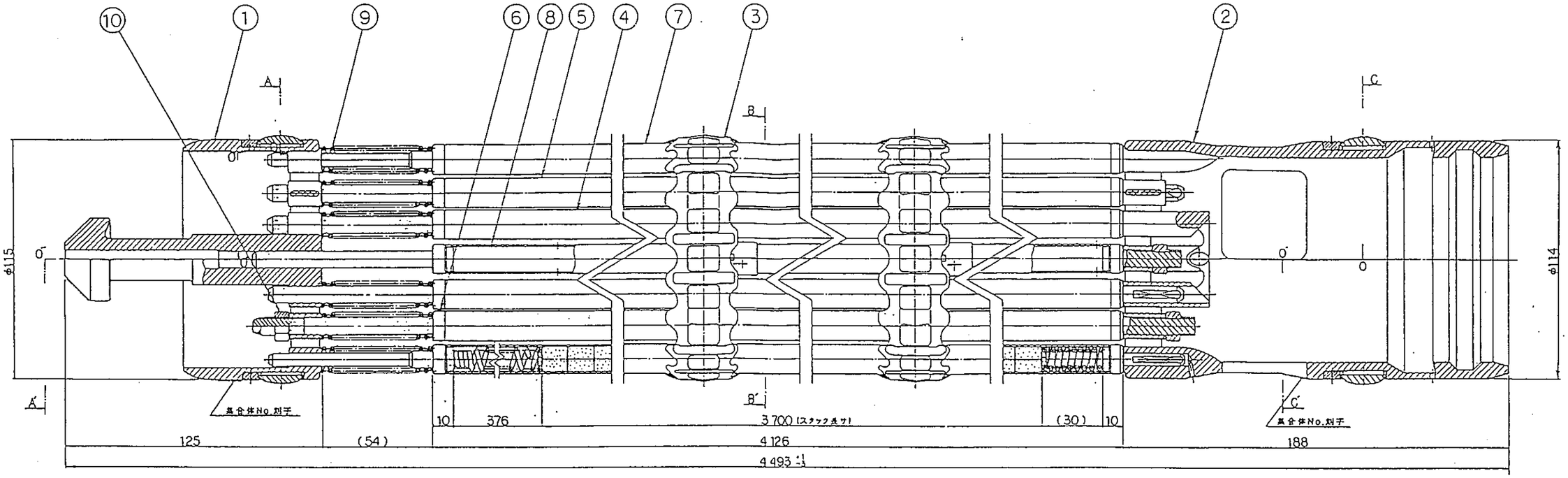
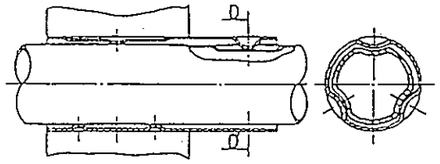
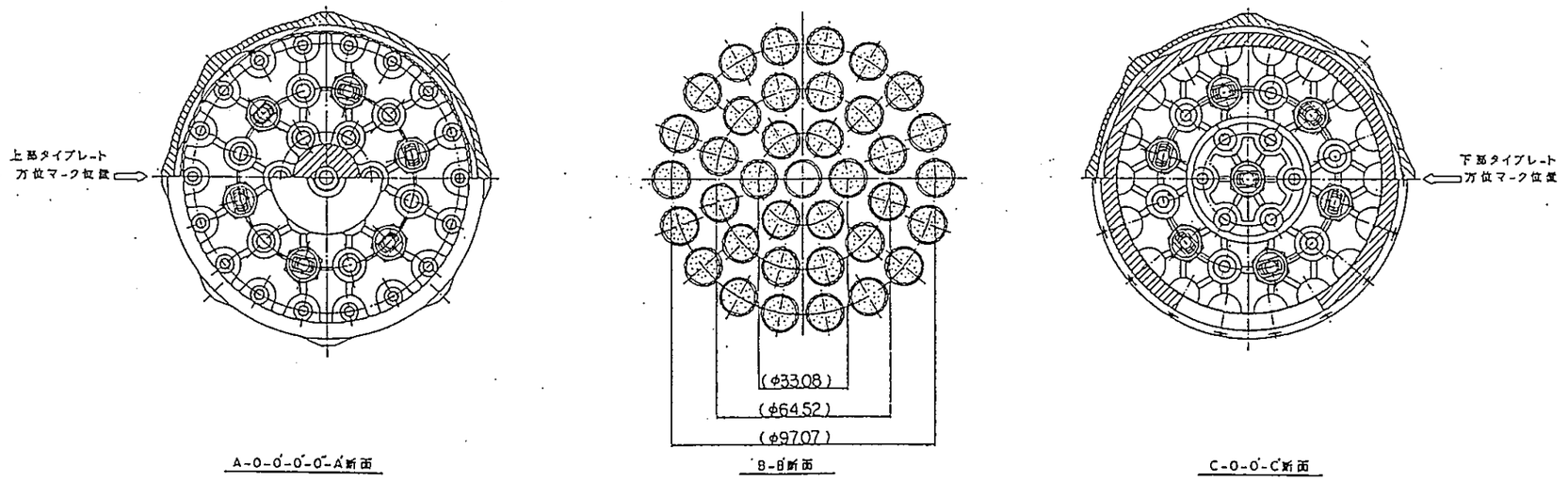

240(心間)
204
957(実寸)
480(心間)
240(心間)
240
480(心間)
240
240(心間)
442.5
274
240(心間)
240(心間)
480(心間)
240
240
480(心間)
240(心間)
957(実寸)
512.5

図3.3.2-5　防振板





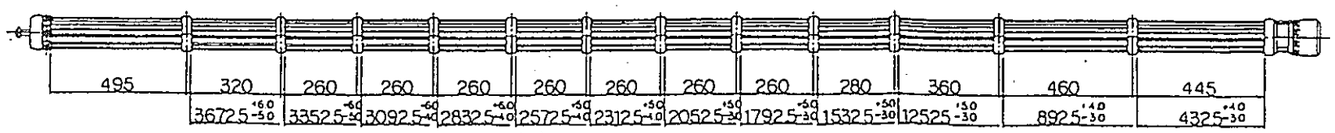
スペーサ支持基板透視図(2/1)　　D-D'断面



A-O-O'-O"-O"'-A'断面　　B-B'断面　　C-O-O'-C'断面

図3.3.2-6 質量模擬燃料集合体

全体図(10/1)



3.4 実施結果

平成6年度製作，購入した物は、以下の通りである。

3.4.1 同時破断時燃料冷却性試験用試験体の製作

(1) 電源ケーブル布設工事

電源ケーブル	６００Ｖ　ＣＶ500$^{□}$
全　長	約６０ｍ
中継ケーブル	６０$^{□}$ 銅平編組（熱収縮チューブ付）
全　長	約７ｍ
員　数	一式

(2) 加熱燃料体のピン変形加工

型　　式	電気抵抗間接発熱方式非接地型
総 出 力	1.5ＭＷ
シース材質	ＮＣＦ６００
発熱体材質	ＮＣＨ－１
稠 密 化	上記仕様の燃料集合体を稠密化するため、曲げ加工する。
曲げ加工本数	１７本

(3) 試験用試験体の製作

(a) 分配板

主要材質	ＳＳ４００
主要寸法	240mm^{W} × 240mm^{D} × 387mm^{H}
員　　数	１組

(b) 高温高圧水入口配管

主要材質	ＳＴＰＴ３８０
主要寸法	6^{B} ×551.4^{L}
員　　数	１組

(c) 蒸気放出管

主要材質	ＳＳ４００
主要寸法	１６^{B}／５^{B}
員　　数	一式

(d) バイパス配管

主要材質	ＳＴＰＧ３７０
主要寸法	１^{B}
員　　数	一式

(e) 差圧発信器

種　　類	差圧式レベルスイッチ
流　　体	水
流体温度	０～100℃
測定範囲	０～－1000mm/Aq
員　　数	一式

(4) 防振板

主要材質	ＳＳ４００
主要寸法	□957mm × 8mm^{t}（割型）
員　　数	１組

3.4.2 質量模擬燃料集合体

(1) スペーサ

形　　状	ＡＴＲ実証炉と同一
主要材質	インコネルー７１８
寸　　法	最大幅 117.2mm × 有効高さ 25mm
員　　数	２４個

(2) 上部タイプレート

形　　状	ＡＴＲ実証炉と同一
主要材質	ＳＣＳ１３
寸　　法	φ115mm × 125mm
員　　数	１個

(3) 下部タイプレート

形　　状	ＡＴＲ実証炉と同一
主要材質	ＳＣＳ１３
寸　　法	φ114mm × 118mm
員　　数	１個

3.4.3 計測用センサの購入

平成６年度購入したセンサ及び計測器は以下の通りである。

(1) 熱電対

使用目的	カランドリア管外壁温度測定用
型　　式	非接地（Ｋ型）
計測範囲	０～ 300℃
応答速度	１０ms以下
精　　度	0.75級
員　　数	２４本

(2) 熱電対

使用目的	カランドリア管外壁温度測定用
型　　式	非接地（Ｋ型）
計測範囲	０～ 300℃
応答速度	１０ms以下
精　　度	0.75級
員　　数	５本

3.5 試験検査

3.5.1 試験検査項目

平成6年度製作した各種試験体，センサ等について下記の通り試験検査を実施した。

(1) 員数検査

発注仕様書通りの数量であること。

(2) 外観検査

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

(3) 寸法検査

承認図通りに製作され、組立上問題とならない製作誤差範囲内にあること。

(4) 材料検査

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

(5) 溶接検査

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

(6) 機能検査

熱電対については、要求される応答速度，アンプとの適合性等を抜取りにより確認する。

3.5.2 試験結果

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

3.6 まとめ

平成6年度は、試験体の一部について製作，材料手配，計測用センサの追加購入を実施した。

4.1. 照射済みカランドリア管材料の高速引張試験

4.1.1 背景及び目的

圧力管破断事故において、カランドリア管が従属的に破断するか否かはその後の事象進展を左右するキーファクタとなることから、圧力管破断時のカランドリア管の健全性について評価する手法の開発を進めている。

圧力管破断時にカランドリア管に作用する重要な負荷は、

(a) 破断した圧力管の衝突による衝撃荷重，及び

(b) 破断した圧力管からの高温高圧冷却材の噴出による内圧上昇

の２つである。このうち、圧力管の衝突による衝撃荷重については、これまでの試験結果から破断したチャンネルのカランドリア管に非常に高速（約100/秒の歪速度）で作用することが明らかとなっており、当該カランドリア管の健全性を担保するためには高速荷重下でのカランドリア管の機械的強度を明らかにしておくことが必要不可欠である。このため、原子炉寿命を通じて安全性を保証するために、照射済みカランドリア管材について歪速度に依存した材料特性を明らかにするための高速引張試験イタリア・イスプラ研究所に依託して実施した。本試験においては、高速の歪速度のもとでの材料強度を求めるために、高速度の引張試験機を必要とするが、この種の試験機が国内に存在しないことから、海外において実施した。

4.1.2. 試験片材料からの試験片の製作・加工

4.1.2.1 試験片材料について

試験片材料となる供試材料は表4.1.2-1に示すASTM B305で規定されたグレードR60802の化学成分を有するように作られたカランドリア管（ジルカロイ－2）の母材部及び溶接部である。照射材はピッカリング4号炉のJ09格子で約18年間使用されたもので、原子炉内での有効照射量は123,500全出力時間に相当するものの母材部及び溶接部である。照射中の環境は管内表面が循環窒素であり、外表面は80℃の重水である。照射カランドリア管の製造工程及びジルコニウムの物理的特性値を添付－Aと添付－Bに示す。

4.1.2.2 試験片加工

全ての試験片は熱影響及び加工履歴を与えないため放電加工機を使用して加工した。加工は特に定めた品質計画の手順に添って行われた。（詳細は添付－C参照）照射材の試験片形状を図4.1.2-1に、未照射材の試験片形状を図4.1.2-2に示す。下記の理由により、照射材と未照射材の試験片寸法が異なっている。

- カランドリア管の材料特性の相違　－　照射後対未照射
- 切削環境の相違　－　ホットセル内の遠隔操作及び高い雰囲気温度
- 放電加工機特性の微小な相違　－　照射試験片用対未照射試験片用
- 照射材と未照射材に対する計測技術の差異

試験片掴み具の製作図を図4.1.2-3に示す。

4.1.2.3 照射試験片

ピッカリング4号炉の燃料チャンネルJ09で18年間供用した後に撤去されたカランドリア管（P4J09）が照射後の試験片用に使われた。約8×10^{25} n/m^{2}の中性子照射を受けたカランドリア管中央部（軸方向に2.63-3.05 m）の軸方向から15本の短冊状切片を採取した。15本のうち、12本は母材部から切出したものであり、他の3本は試験片ゲージ部に溶接金属が位置するように溶接部から切出されたものである。

母材部の試験片には1から12の識別記号を刻印した（6番目の試験片の識別記号としては、9との混同を避けるために、点付きの記号・6としている）。他の3本の試験片は溶接金属部のものであり、13から15の識別記号を刻印した。全ての識別記号は試験片両端の外表面及び内表面に刻印されている。ゲージ長を表示する4本のケガキ線を試験片の外表面に刻まれている（図4.1.2-4,5）。図4.1.2-4,5には、写真判定による寸法測定の参考とする球が写っている。ゲージ長を表わす参考位置はケガキ線の中央から中央となっている（図4.1.2-6）。ゲージ長を含む試験片の寸法測定結果を表4.1.2-2に示す（使用した測定計器とこれらの計測精度を添付－Cに示す）。3本の照射試験片について放電加工面のレプリカを採取し、レーザ粗さ計で加工面の計測を行った。この測定結果（図4.1.2-7）によると、平均粗さR_aは6μm以下となっている。

放射能測定は、15本の照射材引張試験片からの全放射線量の評価を行うために、

115mgのサンプルについて実施した。放射線量の測定値は（接触状態）は200mR/hであった。サンプル中の放射性核種のグラム当り含有量は以下の通りである。

同位元素	放射能 Ci/g	(Bq/g)
Co - 60	2.70×10^{-4}	1.0×10^{7}
Nb - 95	8.65×10^{-7}	3.2×10^{4}
Sn -113	1.27×10^{-6}	4.7×10^{4}
Sb -125	8.38×10^{-4}	3.1×10^{7}

各引張試験片の質量は約5グラムであり、試験片15本（75ｸﾞﾗﾑ）の全放射能は約0.083Ciである。

4.1.2.4　未照射試験片

照射材での試験機の校正のためにピッカリング用に保管しているカランドリア管のうち10本が未照射試験片用の素材として供与された。この管は照射試験片用に供与された照射後のカランドリア管（P4J09）と同じ寸法（壁厚1.57mm、内径131.4mm）及び結晶構造を有している。管の軸方向から10本の短冊状切片（90mm長×25mm幅）を採取した。これらの短冊状切片のうち、7本は母材部から切出したものであり、3本は試験片の中央が溶接部となるように切出されている。

母材の試験片にはU1からU7の識別記号が刻印されている（6番目の試験片の識別記号は、U9と混同しないように、点付きの識別記号U・6となっている）。溶接金属部を含む3本の試験片にはU8からU10の識別記号が刻印されている。識別記号は試験片両端の外表面及び内表面に刻印されている。ゲージ長を表示する4本のケガキ線を試験片の外表面に刻まれている（図4.1.2-8,9）。図4.1.2-8,9には、写真判定による寸法測定の参考とする球が写っている。ゲージ長を表わす参考位置はケガキ線の中央から中央となっている（図4.1.2-6）。ゲージ長を含む試験片の寸法測定結果を表4.1.2-3に示す（使用した測定計器とこれらの計測精度を添付-Cに示す）。

2本の未照射試験片について放電加工面のレプリカを採取し、レーザ粗さ計で加工面の計測を行った。この測定結果（図4.1.2-10）によると、平均粗さR_aは5μm以下となっている。

4.1.2.5　試験片掴み具

4本の試験片掴み具（図4.1.2-3）はマルエージング鋼（Vascomax C-300）の焼鈍棒材から機械加工した。機械加工後の熱処理条件は空気雰囲気での480℃×6時間

保持及びその後の空冷である。掴み具の外観写真を図4.1.2-11に示し、掴み具の寸法測定結果を表4.1.2-4に示す。照射および未照射の全ての試験片について、掴み具との嵌り具合の確認をCRLで実施した。

4.1.3. 試験片の移送

4.1.3.1 使用キャスク

照射済試験片15本及び照射済試験片用の掴み具1組（2本）の移送には図4.1.3-1に示すIMTキャスクを使用した。このキャスクに関する事項を以下に示す。

材　質：　タイプ304　鍛造材
重　量：　5.3トン
寸　法：　30インチ径×54インチ長
内容積：　6インチ×6インチ×24インチ
確認証：　CDN/2061/B(U)-85

このキャスクは空輸，海上輸送，鉄道輸送及びトラック輸送のいずれにも適用可能である。このキャスクはAECL CRLからミラノ及びミラノからAECL CRLへの航空輸送に使用した。

4.1.3.2 梱包方法

照射済試験片及び掴み具は17個の円筒缶に個々に封入し、図4.1.3-2に示すキャニスターに組み込み固定してからIMTキャスク内に収納した。

なお、試験片の輸送に際しては、Cargo Insurance（一般の輸送保険）及びNuclear Liability Insurance（原子力損害賠償保険）に加入し、試験片の保証及びキャスクの損害に備えた。

4.1.4 高速引張試験の実施

4.1.4.1 試験パラメータ

試験パラメータとしては、材料部位及び歪速度の2種類とした。材料部位としては、カランドリア管の軸方向における母材、溶接部とした。また歪速度は、10^{-3} s^{-3}の準静的な引張速度から圧力管破断時にカランドリア管に発生する歪速度を包絡する歪速度である200sec^{-1}オーダーまでの高速歪を指数レベルで段階的に変えて実施した。各引張験時のデータ取得繰り返し数は、材料製造時の応力分布、組成のばらつき、歪速度再現性を考慮し、3回とした。温度は、圧力管破断時にカランドリア管に高速歪が発生する時の温度である70℃で一定とした。

テストマトリクスを表4.1.4-1、2に示す。

4.1.4.2 試験方法及び計測方法

構造物に衝撃的な荷重が負荷される場合、設計および健全性の評価に当たって、衝撃荷重負荷時すなわち高歪速度時の材料の機械的性質を把握しておく事が先ず、第一に必要となる。

カランドリア管に圧力管破断時の流体および構造が直接、衝撃荷重として負荷された場合、カランドリア管材を成すジルカロイ－2の機械的性質を代表するものとしての応力－歪の関係がいかに変化するかが把握されねばならない。

本試験は、想定事故時のカランドリア管の健全性評価を行うために、照射によるカランドリア管材料の機械的性質の変化を測定することを目的とし実施した。また、試験機の校正のために使用する未照射のカランドリア管材での試験片を利用して未照射材でのデータを測定することにより、照射による影響について考慮する材料とする。

本試験は、原子力安全評価分野において、材料の衝撃特性の把握の観点から、当部と長年に渡り共同研究を実施してきた、Joint Research Centre (JRC, EURATOM,Ispra (Italy)) において実施した

(1) 歪速度が100 sec^{-1}を越えるの範囲の高速引張試験方法

歪速度が上記のように極めて高速の引張の場合の試験片への荷重負荷方法は、応力波として入力することになる。即ち、Hopkinson Bar 方式による方法でJRC Ispraに設置した改良型 Hpkinson Bar 型試験機[1]を用いて 実施された。試験機の概略を図4.1.4-1 に示す。

これは、入力棒および出力棒と呼ぶ2本の弾性棒よりなり、その間に試 験片が取り付けられる。高速引張能力は、入力棒に接続した、予め引っ張った弾性棒（プリーストレス棒）に蓄えられた弾性エネルギーにもとづいて いる。

図4.1.4-1の図中で点線内に示した中間部材（Gripping Jaws）の圧壊によりプ

リストレス棒内の弾性エネルギーが開放され、25μsの立上がり時間を持った引張波が、入力棒に伝達され、試験片に引張荷重を加え破断させる。

この方式は、弾性波の波長（数m）が棒の直径（10mm）に比べて長く、パルスの振幅（引張波高値）が弾性棒の降伏応力を超えないという条件で成立する。本改良型Hopkinson bar型試験機は、この両方の条件を満足する．パルスは、弾性波の速度C_0をもって、入力棒に伝播し、その形状は円柱内を伝播する1次元波の理論[2]に従い、一定に保たれる。

入力パルス（ε_I）が試験片に到達した時、その一部（ε_R）は試験片から反射されるが、一部（ε_T）は試験片を通過し、出力棒中に透過する。入射波、反射波、透過波の相対的な振幅は、試験片の機械的性質に依存して発生する。これらが応力－歪の関係として算出される。

入力パルスは試験片を通過する時間（2μs[＝ 10 mm / 5000 m/s])に比べて長く（500倍）、継続（1000μs）するので、短い試験片の内部の弾塑性波の反射が起こり、試験片には急速に応力平衡状態が実現できる。この反射によって、応力波を応力として試験片に負荷できることになる。

入力および出力棒上には試験片から等距離（500 mm）に設置された歪ゲージにより、入射、反射、透過パルスによって両方の棒に生じる時間の関数としての弾性波が測定できる。両者の歪ゲージは、剛試験片を2本の棒に設置して、高精度の動力計で計測された引張応力で静的に校正される。

本Hopkinson bar型試験機は、試験片材料の試験中の強度および延性にもよるが、10^2～5 $\times 10^3$ s^{-1}の歪速度範囲に適用される。

取得されたデータは、デジタルオシロスコープに記録され、棒内の弾性波伝播理論[2]を使用して、以下のように試験片材料の公称的応力σ_E、歪速度ε_E、公称歪ε_Eの関係を得る。

試験片に接続する入力及び出力棒の先端は、遠隔マニュピレータを有する特別構造のホットセルに収納されている。しかし、入力及び出力棒に設置する歪ゲージ、Hopkinson bar型試験機の操作に必要な機械装置はホットセルの外部に置かれている。したがって、遠隔マニュピレータは、照射済試験片の掴み具への挿入及び試験片の加熱操作にのみ使用される。

$$\sigma_E = E \cdot \varepsilon_T \cdot A / A_o \qquad (1)$$

$$\varepsilon_E = 2C_o / L_o \cdot \varepsilon_R \qquad (2)$$

$$\varepsilon_E = 2C_o / L_o \times \int 0\ \varepsilon_R dt \quad (3)$$

ここで、

L_o ＝試験片の初期ゲージ長さ
A ＝出力棒の断面積
A_o ＝試験片ゲージ部の初期断面積
C_o ＝棒中の弾性波の伝播速度
E ＝棒の弾性係数

Hopkinson bar 型試験機及びホットセルを図4.1.4-2.3に示す。

(2) 歪速度が 0.1～ 10 S^{-1} の範囲の中高速引張試験方法

この範囲における歪速度に対しても通常の準静的な引張速度に比べるとまだ100倍から10000 倍程度速いので、それなりの試験装置が必要となるが 前項に述べたような波として応力を扱う領域ではなく、高速引張と準静的 引張の中間領域の引張速度となる。これに対してはJRC で開発された高圧ガス開放型試験機を使用した。装置の概略を図4.1.4-4 に示す。

同図に示すように、高圧ガスの膨張と背圧としての水圧で制御しながら引張中でも一定の引張速度が実現できるように工夫されている。通常、商業的に良く利用される装置では、ピストンが軽量のため、負荷時に振動が必ず、発生するが、高圧ガス開放型試験機では、これが改善されている。

背圧としての水は上部タンクに注入され、動力としてのガスが下部タンクに入り、両方のチェンバーには同一の圧力が加わるようにする。上部タンクに設置された膜が破裂後、水が調整されたオリフィスから一定の速度で流出するため一定歪速度で試験片に荷重を負荷することができる。

荷重（P）の測定は、試験片を保持する下方の弾性棒に貼付した校正済の歪ゲージにより行われ、変位（$\triangle L_0$）の測定は、ピストンとともに動くプレートに設置した電磁気式変位変換器により得られる。試験片の公称応力および公称歪は次の式によって与えられる。

$$\sigma_E = P / A_o \quad (4)$$
$$\varepsilon_E = \triangle L_o / L_o \quad (5)$$

ここで$\triangle L_o$は、試験片の初期ゲージ長さL_oの試験中の変化である。

(3) 歪速度が10^{-3}レベルの準静的引張試験方法

単軸低歪速度試験（準静的）は、研究所製のテンソメータにて実施された。荷重測定は、高圧ガス開放型試験機の場合と同様に、試験片を保持する弾性棒に貼付した歪ゲージにより行い、変位も同様に変位変換器により測定した。

(4) 試験片の加熱

試験条件である70℃への試験片加熱には、図4.1.4-5に示す試験片と掴み具の一部を囲むジュール加熱の小型オーブンを使用した。試験温度はオーブンに取付けたクロメルーアルメル熱電対で測定した。試験温度測定の校正は、ゲージ長さ上に熱電対を取付けたダミー試験片を用いて、ホットセル内での実試験加熱状態で実施した。

4.1.4.3 実験データの処理

高、中間、低の各歪速度での歪ゲージ、変位変換器およびダイナモメータからの単軸引張試験としての信号は、デジタルオシロスコープに記録される。

Hopkinson bar型試験機で実施した高歪速度試験の代表的な記録を図4.1.4-6に示す。一方、図4.1.4-7及び8は高圧ガス開放型試験機による中間歪速度及びテンショメータによる低歪速度の試験記録を示す。

フィルタリング、モディフィケイション、プロッティングおよび波形の保存を含むデータ処理の第1段階はVU-POINTプログラムを使用して実施した。このプログラムはパーソナルコンピュータ用マックスウェル（株）デジタルデータ処理システムである。

データ処理の第2段階は、High Strain Rate Data Bank (HSR-DB) を使用して実施した。これはJRCにより開発されたコンピュータコードで、データ処理および実験結果の保存、検索ができる。

この処理の段階で、実質のゲージ長L_oは、長さLの部分における変位の寄与を考慮して次のように修正した。この修正は、2つの目印L_oとLの変位を、試験前後に顕微鏡で計測し、修正にあたって、試験片の変形した部分の体積が変わらないものとして以下の式を適用した。

$$L_c = L_o + \frac{\triangle L - \triangle L_o}{\triangle L_o / L_o} \qquad (6)$$

ここで、

L ＝ゲージ長さL_oを含む曲面の接続部までの
試験片の全体長さ（図4.1.2-1）

L_c ＝修正された試験片のゲージ長さ
L_0 ＝試験片のゲージ長さ（図4.1.2-1）
$\triangle L_0$ 、$\triangle L$ ＝試験によって変化した長さL_0およびLの増分

HSR-DBコードでの試験データの処理の完了後に、Hopkinson bar 型試験機に対しては式(1)、(2) および(3) を適用することにより、テンショメータおよび高圧ガス開放型試験機に対しては式(4)、(5) を適用することにより、全ての 公称応力－歪曲線を取得した。

2つの装置（高圧ガス開放型試験機および改良型Hopkinson bar型試験機）によって得られた全ての応力－歪曲線は静的な弾性係数に修正した。高歪速度試験より得られる弾性係数は、試験片中を何回か反射することによって応力平衡が得られるが、当然のことながら平衡状態に到達するまで、ある有限の時 間が必要となり、その間に試験装置全体の弾性部分の影響が加わり、この修正が必要となる。この修正方法は、図4.1.4-9に示す。

4.1.5. 試験結果のまとめ

15本の照射済ジルカロイ2の公称応力－歪線図を各々の試験パラメータに応じて以下に示す。

照射済母材部の低歪速度について　図4.1.5-1
照射済母材部の中歪速度について　図4.1.5-2
照射済母材部の高歪速度について　図4.1.5-3、4
照射済溶接部の高歪速度について　図4.1.5-5

に各々示す。

図4.1.5-1～5の照射済カランドリア管材の機械性質のばらつきは非照射材と同様である。従って、図4.1.5-1～5に示す各々単一の応力－歪線図における歪速度に応じて平均値をとることは有意であり、各速度の性質を平均値で代表しているといえる。そのような平均の公称応力－歪線図を図4.1.5-6に示す。

表4.1.5-1及び2に照射試験片15本及び未照射試験片9本に対する引張り試験の結果を示す。イスプラから提供の公称応力－歪線図の全てを添付－Eに示す。

図4.1.5-7に、70℃でかつ異なった歪速度で試験した、照射材及び未照射材の代表的な公称応力－歪線図の比較を示す。これらの曲線形状の相違は材料の機械的挙動が歪速度の変化及び中性子照射によって影響を受けることを示唆している。後半の極大荷重域において歪速度が高い場合（図4.1.5-7）には、曲線4（照射溶接金属部）の挙動と同様に、破断まで振動する応答が追従する滑らかな応答を示す徴候が曲線7（照射母材）にも存在する。材料の応力－歪線図における振動応答は巨視的な多重破断を間欠的に生じさせ、中性子照射による損傷（微視的構造中の点欠陥及び転位ループ）の段階的な除去によって発生していると考えられる。更に、後半の極大荷重域において、歪速度の増加に伴う顕著な軟化傾向の存在を示唆する応力－歪線図の勾配変化が見られる。

引張り試験データに関する測定値のクォリティとしては、split Hopkinson 棒法によって得られた応力値及び歪値に対する誤差の期待値は大略±5%である。この数値は通常の引張り試験機による低歪速度引張りデータの誤差（±2%）より僅かに高いだけであるので、イスプラのデータ（添付-E）は材料の機械的特性に対する歪速度、中性子照射、及び歪速度と中性子照射の組合せ効果についての結論を導くのに使用できる。

4.1.5.1 歪速度効果

4.1.5.1.1 歪速度増加による硬化

材料の歪硬化性を示すために、イスプラの引張りデータを引張り強さまでのところについて再プロットした（添付-F）。この再プロットでは、同程度の歪速度を有するデータを集め、平均曲線（添付-Fの点線で示す）を移動平均法によって求めた。図4.1.5-8及び9は未照射の母材部及び溶接金属部に対する「応

力－歪線図」を示す。同程度の歪速度の結果を一纏めにして、照射材に対する応力－歪線図を図4.1.5-10に示す。全ての破断試験片（破断しなかった未照射試験片U1，U4，U5は除く）について算出した公称応力－歪曲線下の面積は試験片の歪エネルギーを表すものであり、これらの歪エネルギーは歪硬化性の変化を評価するために使用した。歪エネルギー値は歪速度の関数としてプロットしている（図4.1.5-11）。図4.1.5-11の観察によると、未照射材の場合には歪速度が増加すると、母材部（中実三角印）は歪硬化を示すが、溶接金属部（中実四角印）は逆の挙動を示すことが分かる。この相反する歪硬化挙動は微視的構造の違いに由来している。即ち、溶接金属部は、母材部の均一構造に比して、混合晶構造及び結晶学的組織を含んでいる（添付-a）。更に、図4.1.5-11の観察によると、歪速度が低速域から中速域へと増加すると、照射母材部の硬化は僅かに増加し、歪速度がさらに増加すると、照射母材部の硬化は減少することが分かる。また、高歪速度においては、未照射溶接金属の硬化量は照射後の溶接材の硬化量より僅かに高くなっているが、この違いは照射前後の微視的構造の非均一性に由来していると思われる。

4.1.5.1.2　歪速度増加による一様伸びの変化

歪速度の増加に伴う未照射材及び照射材の一様伸び（σ_{UT}までの塑性歪値）の変化を図4.1.5-12に示す。未照射材及び照射材の双方について、母材と溶接金属は類似した歪硬化挙動を示す（図4.1.5-12の図4.1.5-11との比較）。最大荷重点までの一様塑性歪として定義された一様伸びは歪エネルギー（全弾・塑性歪に対する）の評価に含まれているので、この傾向は矛盾しないものであると共に、全ての場合についても成立しなければならない。図4.1.5-12によると、未照射材で歪速度が増加すると、溶接金属部の一様伸びは著しく低下するが、母材部の一様伸びは増大している。このことは、塑性不安定の開始点に対応するネッキングの開始までに、より高い荷重に対して未照射母材部は溶接金属部よりも一様に変形し得ることを示している。一様伸びが大きいことは構造安定性についてより大きな余裕をもって工学的に適用し得る利点がある。図4.1.5-12をさらに観察すると、歪速度の増加に伴って、照射材の一様伸びが徐々に低下していることが分かる。高歪速度においては、照射及び未照射材の溶接金属部の一様伸びは同程度である。

4.1.5.1.3　歪速度増加による破断伸びの変化

照射及び未照射材の破断伸びに対する歪速度の効果を図4.1.5-13に示す。未照射の母材部及び溶接金属部の破断伸びの傾向は中歪速度（～3 s^{-1}）において変化している。溶接金属部の破断伸びは母材部よりも歪速度効果に対して感度が大きい。未照射溶接金属の破断伸びの最小値18%は中歪速度域において生じている。照射材の場合にも、破断伸びの傾向が変化する点は中歪速度域となっており、母材部の最低破断伸びは～7%である。

高歪速度においては、照射溶接金属は平均的に母材よりもやや高い破断伸びを示している。

破断伸びは荷重が急速にゼロになる時点での応力－歪曲線から定めている（添付-E）。しかし、これらの数値が破断挙動に対する歪速度効果の信頼し得る値となっていることの確認のための、破断試験片の最終ゲージ長測定が望ましい。

4.1.5.1.4　歪速度増加による0.2%耐力の変化

図4.1.5-14は照射及び未照射材の0.2%耐力（σ_Y）に対する歪速度の効果を示す。歪速度の増加に伴って、未照射材のσ_Yはほとんど直線状に増加する。平均すると、溶接金属部は、中及び高歪速度域において、全般的に母材よりもやや高いσ_Yを示している。図4.1.5-14によると、照射母材部のσ_Yにはかなりのバラツキが観察される。しかし、平均すると、照射母材部のσ_Yは歪速度の増加に伴って（ほとんど直線状に）増加している。また、高歪速度においては、照射溶接金属部の平均σ_Yは母材部のσ_Yよりもやや高くなっている。

4.1.5.1.5　歪速度増加による引張り強さの変化

図4.1.5-15は照射材及び未照射材の引張り強さ（σ_{UT}）に対する歪速度の効果を示す。σ_{UT}データのバラツキはσ_Yデータの場合より小さい。歪速度の増加に伴い未照射材のσ_{UT}はほとんど直線状に増加している。有意な結論を得るにはデータが少ないが、中及び高歪速度においては、未照射金属のσ_{UT}は母材のσ_{UT}よりもやや高くなっている。

図4.1.5-15によると、照射材のσ_{UT}は歪速度の増加に伴いほとんど直線状に増加していることが分かる。高歪速度域においては、照射溶接金属のσ_{UT}は母材のσ_{UT}と同程度である（図4.1.5-15；この件については、図4.1.5-10のグループ4と5に対する平均曲線を参照）。

4.1.5.2　照射効果

4.1.5.2.1　照射による硬化

図4.1.5-16は、中歪速度域(a)及び高歪速度域(b)における、材料の歪エネルギーに対する照射効果を示す。中歪速度域（図4.1.5-16a）においては、母材の歪エネルギーは照射によって増加している。高歪速度域（図4.1.5-16b）においては、母材部の歪エネルギーは照射によって大幅に低下しているが、溶接金属部の歪エネルギーは僅かに低下しているだけである。この傾向が溶接金属部の歪硬化性が中性子照射に対して感度が小さいといえる。減少量の大な差異には照射による微視的構造の変化が寄与していると思われる。

4.1.5.2.2　照射による一様の伸びの変化

図4.1.5-17は、中歪速度域(a)及び高歪速度域(b)における、材料の一様伸び対する照射効果を示す。一様伸び対する照射効果は歪エネルギーに対する照射効果と類似している。この類似性についての理由は4.1.2項で述べた通りである。図4.1.5-18及び19は高歪速度の試験で破断した照射試験片（母材及び溶接金属）の外観写真であり、この写真はネックの存在及び引張り軸に対し50～65度方向の破断線を示している。

4.1.5.2.3　照射による破断伸びの変化

図4.1.5-20は、中歪速度域(a)及び高歪速度域(b)における、材料の破断伸びに対する照射効果を示す。中歪速度域においては、母材部の破断伸びは照射によって低下している。高歪速度域では、母材部及び溶接金属部双方の破断伸びは僅かに減少している。

4.1.5.2.4　照射による0.2%耐力の変化

図4.1.5-21は、中歪速度域(a)及び高歪速度域(b)における、材料の σ_Y に対する照射効果を示す。中歪速度域においては、母材部の σ_Y は照射によって増大している（図4.1.5-21a）。高歪速度域では、母材及び溶接金属部双方の σ_Y は照射によって同じように増大している（図4.1.5-21b）。

4.1.5.2.5　照射による引張強さの変化

図4.1.5-22は、中歪速度域(a)及び高歪速度域(b)における材料の σ_{UT} に対する照射効果を示す。中歪速度域においては、母材部の σ_{UT} は照射によって増加している。高歪速度域では、母材部及び溶接金属部の σ_{UT} は照射による僅かな増加が見られる。母材部における増加量は溶接金属部の場合よりやや大きくなっている。

4.1.5.3　破断絞りの算定

破断絞りΨcは、以下のように算定した。

まず、ネッキング部の軸歪 $\varepsilon_{NECK} = \varepsilon_F - \varepsilon_u$ と定義付けた。これは最大塑性効果に対しては、これを基礎にネック部の破断絞りΨが比例すると仮定できることによる。これらは各歪速度の状態に応じて成り立つ。

そして、本試験と同じ試験体材料であるジルカロイ－2材（未照射）を用いた試験で実測値として得られた $\varepsilon_{NECK,E}$ と Ψ_E(E:Experimental)を参照として次式を適用し、破断絞り（Ψc）を算出した。なお、これら $\varepsilon_{NECK,E}$ 及び Ψ_E は、温度条件（70℃）も同一で適用できる。

$\Psi c = \varepsilon_{NECK} \cdot K$

$K = \Psi_E / \varepsilon_{NECK,M}$(M:Mean Valve among repetition)

算出した工学係数K をについて表4.1.5-3に示す。照射材について破断絞りΨを算出した結果を表4.1.5-4に示す。

4.1.5.4　真破断歪について

試験片破断部近傍の微小体積に着目し、試験前における当該部分の断面積と長さをA_0及びL_0とする。試験後の当該部分の断面積（破断面）と長さをA及びLとすると、塑性変形における体積不変の条件から次の関係が得られる。

$$AL = A_0 L_0 \qquad (7)$$

破断面近傍の真歪ε_{BT}の定義式

$$\varepsilon_{BT} = \ell_n (L/L_0) \qquad (8)$$

に含まれる試験後の長さLと試験前の長さL_0との比（L/L_0）は絞りΨの定義式

$$\Psi = (A_0 - A)/A_0 \qquad (9)$$

及び式(1)の関係から得られる次の式

$$L/L_0 = A_0/A = (1-\Psi)^{-1} \qquad (10)$$

によって絞りと関係付けられる。

故に、式(2)及び式(4)から真破断歪ε_{BT}を絞りΨから算定する次の式が得られる。

$$\varepsilon_{BT} = -\ell_n (1-\Psi) \qquad (11)$$

歪速度の変化に対する照射材及び未照射材の真破断歪について表4.1.5-5に示す。

4.1.5.5　未照射材高速引張データとの比較

歪速度効果および照射効果で言及したようにそれぞれの効果が存在するが、照射材との比較においてもっとも顕著な効果は、照射後の脆化、すなわち、応力レベルの高位側への推移と伸びの低下である。この基本現象の上に、歪速度効果が重畳する事実が把握されたことが今回の試験成果として特筆すべき事項である。

照射試験片及び未照射試験片に対するイスプラでの引張り試験データ（未破断試験片のデータは除く）を平均して纏めた結果を図4.1.5-23～27に示す。

図4.1.5-23a は母材部における歪速度増大と照射の組合せ効果が母材の歪エネルギー（硬化性）を減少させることを示す。高歪速度域での照射材において、歪エネルギーは最低になっている。最小値の存在を証拠立てるデータは無いが、溶接金属における減少傾向が母材の場合と類似していると期待される（図4.1.5-23b）。照射溶接金属部の歪エネルギーは、高歪速度域において、照射母材部の歪エネルギーより低くい（図4.1.5-23a と図4.1.5-23b の比較による）。

図4.1.5-24a 及び5-24b は歪速度増大と照射の組合せ効果が母材部及び溶接金属部の一様伸びを減少させることを示す。照射溶接金属部の一様伸びは照射母材部の一様伸びよりやや小さくなっている。

図4.1.5-25a によると、破断伸びの最小値は中歪速度域での照射母材となっている。照射溶接金属（図4.1.5-25b）の場合には、破断伸びに対する最小値の存在を証拠立てるデータは無いが、最小値は中歪速度域で生じると期待できる。溶接金

属を含む照射材について、追加試験の実施が望まれる。

図4.1.5-25a及び5-25bは歪速度増大と照射の組合せ効果が母材部及び溶接金属部の破断伸びを減少させることを示す。

図4.1.5-26a より歪速度増大と照射の組合せ効果が母材部のσ_Yを増加させることがわかる。照射溶接金属部の場合（図4.1.5-26b)には、同様な増大効果が期待される。平均すると、照射溶接金属部のσ_Yは照射母材部のσ_Yよりやや高くなっている。

図4.1.5-27a 及び5-27bは歪速度増大と照射の組合せ効果がσ_{UT}を増大させることを示す。照射溶接金属（図4.1.5-27b)についても、同様なσ_{UT}の増大が期待される。

4.1.5.6　4年度試験データとの比較

平成4年度に実施した未照射材（日本からの供給材料：試験片厚さ1.9mm）の高速引張試験結果と本年度分（カナダからの供給材料：試験片厚さ1.56mm）の試験結果を比較する。

図4.1.5-28に0.2%耐力の比較図を示し、図4.1.5-29に引張強さ、図4.1.5-30に一様伸び、図4.1.5-31に破断伸び、図4.1.5-32に絞りを示す。H4年度とH6年度の試験結果の中で、同一の試験条件である未照射材の母材部、材料温度70℃、軸方向引張のものを比較すると、製造元の違いによるデータのばらつきはあるものの、図4.1.5-28に示した0.2%耐力の結果は、良い一致を示している。また、H6年度の未照射材試験結果は、H4年度に実施した未照射材試験結果の引張強さや破断伸び、絞り等のデータのばらつき範囲に収まる試験結果であった。また、前述したように、未照射材と照射材の試験結果には、明白な差異が確認された。

4.1.5.7　カナダデータとの比較

照射材（P4J09）に対するイスプラの試験結果を、カナダで以前実施した80℃の試験温度で$10^{0.6}$ s^{-1}までの歪速度で実施した試験結果（照射管材P2K13）と比較する。

一様伸びの比較を図4.1.5-33に示す。イスプラの結果は、いづれの歪速度においても、カナダの結果よりも高くなっている。イスプラデータの一般的傾向は、低歪速度から中歪速度にわたって漸次低下し、高歪速度になると急速に低下するものである。これに反して、カナダのデータは、低歪速度のところで低下し、中歪速度から高歪速度においてほぼ一定となる傾向を示ししている。この傾向の違いは試験片の形状及び加工工程の差異が寄与していると思われる。試験片の形状及び加工工程の違いを下記に示す：

(1) カナダの試験では、ゲージ長25.4mm x 横幅 6.2 mm x 壁厚のP2K13試験片を使用し、イスプラの試験では、ゲージ長25.4mm x 横幅 6.2 mm x 壁厚の試験片を使用している。即ち、P2K13試験片はゲージ長及び断面積共に大きい。

(2) カナダのP2K13試験片はパンチと打抜き型によって加工しているが、イスプラでの試験で使用したP4J09試験片は放電加工機を使用して加工されている。故に、打抜き法で加工したP2K13試験片は、滑らかな側面を有しかつ余歪を受けていないP4J09試験片に比して、ゲージ部側面の肌荒れ及び冷間加工（歪硬化）の影響を持っている。

工業での利用においては、伸びとして報告されている数値はデータ取得で使用される試験片の実際のゲージ長に基づいている。試験片の寸法（断面積）、形状（側面の滑らかさ）及び余歪が一様伸び、即ちゲージ部のネック発生に影響を与えることは知られている。ネッキング（塑性不安定の開始）が生じると、試験片のゲージ部に沿う局所的な伸びの変化が発達する。カナダのデータにおける低い一様伸びは打抜き試験片の側面荒さによって促進された早期ネッキングの発生によるものと思われる。カナダデータでの破断伸びの低さは長いゲージ長の使用及び側面荒さによる早期ネッキングの発生によるものである。

図4.1.5-34に2種類の管材の破断伸びの比較を示す。破断伸びの最小値は、P4J09管において、中歪速度のところで生じている。カナダの結果には高歪速度のデータが無いが、P4J09のデータと類似した傾向が期待される。P4J09のデータはカナダのデータより高い値を示している。両者の破断伸びの違いは一様伸びと同様に試験片の形状及び加工工程の差異が寄与していると思われる。

図4.1.5-35及び36は歪速度の増加に伴う管材のσ_Y及びσ_{UT}の比較を示す。図4.1.5-35は、P4J09管におけるσ_Yは低歪速度及び中歪速度においてカナダのデータを下回っているが、P4J09管に対するσ_Yの増大傾向はカナダのデータと一致していることを示す。図4.1.5-36に示す様に、P4J09管のσ_{UT}がカナダのデータと一致している。いづれの場合（図4.1.5-35及び36）にも、歪速度の増加は照射材の強度を増加させる効果を有している。

4.1.6. 考察

4.1.6.1 転移プロセスについて

図4.1.6-1及び2の応力－歪線図から照射によって一様伸びが大きく低下している事実がわかる。照射済カランドリア管材の応力－歪線図から、するどい加工軟化に引き続いて、1～2%まで加工軟化する。破断伸びは7～10% である。

一様伸びと全伸びとの大きな差は工学的に使用する場合には塑性歪を決定する際に十分な分析が必要である。

照射によって点欠陥が発生すると基本的に2つの異なった塑性メカニズムの概念を取り入れる必要がある。

1つには取得した応力－歪線図の変形プロセスの初期において高密度転位が発生することと関連づけられる。

このような初期の転位分布は非平衡状態といえる。特に高歪速度化においては完全に非平衡状態となる。

変形の2段階目として、より安定した転位構造が荷重減少時点まで発展する。照射によってできた格子円盤はここで点欠陥として停り、拡散プロセスへ移行すると考えられる。

4.1.6.2 動的機械的挙動の評価

照射カランドリア管材の軸方向について、動的機械的挙動の評価を行った。σ_{UT}値に対するイスプラとカナダとのデータの良好な一致（図4.1.6-3）に基づくと、σ_{UT}パラメータは試験片形状（ゲージ長、断面積等）の影響を受けないと考えられるので、公称応力－歪曲線（添付－G）は全歪速度範囲（至 500 s^{-1}）において照射PP4J09材に対する機械的挙動を表現していると結論される。

材料の機械的挙動は歪速度の変化及び中性子照射によって影響されることを把握した、主要な点の纏めを以下に示す：

(1) σ_Y及びσ_{UT}は照射及び歪速度の増加（至 500 s^{-1}）の組合せ効果によりほぼ直線状に増大する。
(2) 歪エネルギー（硬化）及び一様伸びは照射及び歪速度の増加（至 500 s^{-1}）の組合せ効果により減少する。
(3) 照射母材に対する破断伸びの最小値7%は傾向の変化が生じる中歪速度（約3 s^{-1})のところに位置する（図4.1.6-4～6参照）。

破断伸びだけが歪速度の増加に伴う傾向の反転を示している。この挙動は顕著な軟化が観察される後半の極大荷重での曲線の勾配変化（図4.1.6-4の曲線 1、5、7及び10）に反映されている。一つの仮定として、高歪速度における軟化傾向の原因は高歪速度引張り試験中に生じる断熱加熱による試験片の温度上昇であると考

えられる。実例として、高歪速度（$>100\ s^{-1}$）で試験を行った時のステンレス鋼試験片の局所温度は約70℃上昇した例もあり、ジルカロイ－2材の強度を低下させるに十分な温度上昇となっている。これに反して、中歪速度での試験中に生じる断熱加熱量は高歪速度の場合より低く、局所温度の上昇は微小（≪70℃）であり、低い破断伸びに対応する強度を維持する結果となっている。これらより極小破断伸びの発生は歪速度の上昇による強度増大と断熱加熱による強度低下とのバランスによって生じていると考えられる。

また、照射溶接金属部が極小破断伸びを示すデータは無いが、今回得られた試験データから推察すると極小値は7%以下と考えられる。なお、破断伸びは応力－歪曲線において荷重がゼロまで急速に低下する点として求められているので、破断試験片の最終ゲージ長の測定によって破断伸び値の確認を行うのが望ましいといえる。高歪速度（至 $500\ s^{-1}$）で試験した破断照射試験片には明白なネッキングが生じており（図4.1.6-7及び8）、材料の延性破断（通常、ネックの形成を伴わずに生じる脆性破壊と異なる）が示唆されている。ネックは最大荷重のところで発生し、その後の塑性歪は破断するまでネック領域に局在し続ける。照射材に対する最大荷重以降の応力－歪線図において、ネッキング歪が破断伸びの大部分を占めている。

他方、設計の保守性及び構造安定性の観点から、一様伸びが巨視的き裂が発生する最小歪であると仮定すると、一様伸び（最大荷重時の歪）を「損傷歪」として考えることができる。破損歪の最低値（～ 0.7 %）を、破断圧力管によるカランドリア管への衝撃荷重を含む、仮想事故に対するカランドリア管の健全性評価に使用すべきである。広範囲の歪速度に対する照射溶接金属の追加データが適切な挙動傾向及びデータの信頼性に寄与する筈である。σ_Y及びσ_{UT}も設計において考慮されなければならない。

本試験により照射と歪速度増大の組合せ効果は材料強度を顕著に増加させ、かつ材料の延性を低下させることが明らかとなった。故に、照射量増加及び歪速度増加の効果は材料の動的機械的挙動の変化をさらに拡大させるといえる。

現在、検討した全ての結果は管材の1軸（軸方向）引張り挙動に基づいている。ジルカロイ－2の結晶構造は六方稠密晶（添付－D）であるので、この材料は本来異方性のものであり、機械的特性は管の方向によって異なっている筈である。更に製管工程中に、結晶粒は管の特定方向に配向する傾向があり、機械的異方性を有する顕著な結晶組織が発達する。カランドリア管はブレーク成形したジルカロイ－2焼鈍板材のシーム溶接で作られており、溶接工程は、溶接線を横切って変化する結晶組織を有する、混合晶（非均一）微細構造を形成させる（添付－C）。よって、溶接金属中の微視的構造の非均一性効果故の周方向の機械的特性の取扱いと

衝撃荷重を受けるカランドリア管の健全性評価に対する手法との関係について、今後検討が必要となるといえる。

4.1.7. 結 論

照射済ジルカロイ－2の軸方向試験片の高歪速度引張試験データから得られた主な結論は以下のとおりである。

(1) 非照射カランドリア管材（母材部及び溶接金属部）では、歪速度が500S^{-1}までの範囲において、材料の0.2%耐力（σ_Y）及び引張強さ（σ_{UT}）は増加した。
(2) 破断伸びの最小値約18%は、非照射材溶接金属の中歪速度（～3S^{-1}）で発生した。
(3) 非照射材において歪速度の増加とともに母材の一様伸びは増加するが、溶接金属部の一様伸びは減少する。この傾向は、歪エネルギーが最大荷重に至るまで認められた。
(4) 照射済カランドリア管母材部では、歪速度が500S^{-1}までの範囲において、0.2%耐力（σ_Y）及び引張強さ（σ_{UT}）は増加した。
(5) 破断伸びの最小値、約7%は、照射材母材部の中歪速度（～3S^{-1}）で発生した。また、非照射材での傾向より照射溶接金属部の破断伸びは7%より小さいと考える。
(6) 照射材において歪速度の増加とともに、母材部の一様伸びは小さくなった。
(7) 照射材における歪速度の増加とともに母材部の歪エネルギーの減少傾向は、一様伸びの減少傾向と同じである。
(8) 照射済P4J09カランドリア管の引張強さ（σ_{UT}）は、歪速度とともに大きくなるが、これはカナダのP2K13カランドリア管データと整合し、同様の結果である。
(9) 照射済P4J09カランドリア管の0.2%耐力（σ_Y）は歪速度の増加とともに大きくなるが、これはカナダのP2K13カランドリア管データと整合し、同様の結果である。
(10) 照射済P4J09カランドリア管の一様伸びは、一貫としてカナダデータよりも大きいが、これは試験片の加工履歴によるものと考えられる。

4.1.8 参考文献

(1) Albertini C. and Montanani M., Dynamic Material Properties of Several Steels for Fast Breeder Reactor Safety Analysis : EUR 5787 EN (1977)

(2) Lindholm U.S., High Strain Rate Tests : Techniques of Metal Research, Vol.5, part 1, J.Wiley Inc. (1971)

表4.1.2-1　ジルカロイ－2の化学成分（ASTM B350, R60802仕様）

合金元素(weight %)	
スズ	1.20 - 1.70
鉄	0.07 - 0.20
クロム	0.05 - 0.15
ニッケル	0.03 - 0.15
計 (Fe + Cr + Ni)	(0.18 - 0.38)
許容不純物元素 (ppm , max.)	
アルミニウム	75
ホウ素	0.5
カドミウム	0.5
コバルト	20
銅	50
ハフニウム	50
水素	20
鉛	130
マグネシウム	20
マンガン	50
モリブデン	50
ニオブ	10
窒素	65
ケイ素	120
タンタル	200
チタン	50
タングステン	10
ウラン	3.5
バナジウム	50

表4.1.2-2　図4.1.2-1に示す照射Zrircloy-2引張試験片の寸法（mm）

（試験片の写真記録を使用し計測）

SPECIFIED DIMENSION		SPECIMENS FROM MOTHER MATERIAL OF CALANDRIA TUBE												SPECIMENS FROM WELD METAL OF CALANDRIA TUBE		
	(Tolerance)	1	2	3	4	5	•6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
A	46	45.7	45.6	45.7	45.6	45.7	45.6	45.6	45.6	45.5	45.6	45.6	45.7	45.7	45.6	45.5
B	14 (±1)	14	14	13	14	14	14	14	13	14	14	14	14	14	14	14
C	18 (+0.2/-0)	18.2	18.1	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.1	18.2	18.1	18.2	18.2	18.1
D	14 (±1)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
E	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
F	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
G	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
H	3 (± 0.1)	3.04	3.03	3.10	3.13	3.12	3.02	3.06	3.06	3.02	2.98	2.98	3.10	3.05	2.98	2.99
I	11.7 (± 0.1)	11.7	11.8	11.7	11.8	11.7	11.6	11.6	11.8	11.7	11.6	11.7	11.7	11.8	11.7	11.7
J	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
K	gauge length 16 (+0.2/-0)	16.1	16.0	16.1	16.2	16.1	16.1	16.1	16.1	16.1	16.1	16.2	16.2	16.2	16.1	16.1
L	gauge length 10 (± 0.1)	9.92	9.85	9.93	9.93	9.86	9.85	9.85	9.93	9.93	9.87	9.92	9.85	9.89	9.92	9.92
M	6 (± 0.1)	6.0	6.0	6.0	6.1	6.1	6.1	6.1	6.0	6.1	6.0	6.0	6.1	6.0	6.1	6.0
X	wall thickness	1.595	1.590	1.587	1.590	1.595	1.593	1.593	1.590	1.582	1.593	1.585	1.590	1.598	1.598	1.598
X' = inside diameter of calandria tube = 131.4																

Notes: 1) The letters in the table correspond to specified dimensions of specimen (labeled in Figure 2).
2) The dot symbol before the 6 represents specimen 6 (not 9).
3) All measurements on specimens were made by same staff at CRL-FCCB Branch.
(The original signed record is available in the project file.)
4) Accuracy of all measurements is ± 0.1 mm, except for dimension X which is accurate to ±0.01 mm..
5) All values quoted in the table are an average of at least two measurements.

PNC PN9450 96-051

表4.1.2-3　図4.1.2-2に示す未照射Zrircloy-2引張試験片の寸法（mm）

SPECIFIED DIMENSION			SPECIMENS FROM MOTHER MATERIAL OF CALANDRIA TUBE							SPECIMENS FROM WELD METAL OF CALANDRIA TUBE		
	(Tolerance)		U1	U2	U3	U4	U5	U•6	U7	U8	U9	U10
A	46		45.8	46.0	45.8	45.8	45.8	45.8	45.9	45.8	45.9	45.9
B	14	(±1)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
C	18	(+0.2/-0)	18.1	18.1	18.1	18.1	18.1	18.1	18.0	18.1	18.1	18.0
D	14	(±1)	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
E	16		16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
F	1		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
G	1		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
H	3	(± 0.1)	3.05	3.03	3.04	3.07	3.05	3.08	3.06	2.96	3.08	3.07
I	11.5	(± 0.1)	11.5	11.5	11.5	11.5	11.5	11.5	11.5	11.4	11.5	11.5
J	3		3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
K	gauge length 16	(+0.2/-0)	16.1	16.1	16.1	16.1	16.1	16.1	16.1	16.0	16.1	16.1
L	gauge length 10	(± 0.1)	9.90	9.91	9.92	9.90	9.88	9.90	9.95	10.00	9.85	9.92
M	6	(± 0.1)	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0	6.0
X	wall thickness		1.562	1.552	1.560	1.555	1.555	1.549	1.549	1.567	1.567	1.557
X' = inside diameter of calandria tube = 131.4												

Notes: 1) The letters in the table correspond to specified dimensions of specimen (labeled in Figure 1).
2) The dot symbol between U and 6 represents the specimen is U6 (not U9).
3) All measurements on specimens were made by same operator at CRL-Manufacturing Q.A. Branch. (The original signed record is available in the project file.)
4) Accuracy of measurement for dimensions A, C, H, I, J, X is ± 0.01 mm; all others is ±0.02 mm.
5) All values quoted in the table are an average of at least two measurements.
6) Specimen 7 was shipped to KHI for reference.

表4.1.2-4　図4.1.2-3に示すホルダーの寸法（mm）

SPECIFIED DIMENSION (Tolerance)			HOLDERS No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
A	39.5		39.4	39.4	39.4	39.4
B	13		13	13	13	13
C	26.5		26.5	26.3	26.4	26.4
D	8		9	9	10	10
E	5		4	5	5	3
F	5		5	5	5	5
G	14.5		14.6	14.6	14.6	14.6
H	7		7	7	7	7
I	15		15	15	15	15
J	6.2	(+0.05/-0)	6.3	6.2	6.2	6.2
K	11.7	(+0.2/-0)	11.8	11.9	11.8	11.8
L	0.78	(+0.1/-0)	0.84	0.87	0.84	0.84

Notes: 1) The letters in the table correspond to specified dimensions of holder (labeled in Figure 3).
2) All measurements on holders were made by same operator at CRL-Manufacturing Q.A. Branch. (The original signed record is available in the project file.)
3) Accuracy of measurement is ± 0.01 mm.
4) All values quoted in the table are an average of at least two measurements.
5) Holders 3 and 4 were shipped to KHI for reference.

表4.1.3-1　歪速度に対する破断歪

(a)　irradiated

Material		Z	Temp. (℃)	Strain rate (S^{-1})			
				6.5×10^{-3}	1.2×10^{0}	2.3×10^{2}	3.4×10^{2}
Zry-2	Mother Material	Z	70	82.1	35.7	24.8	35.7
	Weld Metal					47.8	

(b)　unirradiated

Material		Z	Temp. (℃)	Strain rate (S^{-1})			
				1.1×10^{3}	3.0×10^{0}	3.2×10^{0}	4.4×10^{0}
Zry-2	Mother Material	Z	70		77.7		35.7
	Weld Metal			43.0	31.5		22.3

表4.1.4-1　照射Zrircloy-2引張試験片の試験マトリックス

Material		Tube Direction	Test Temp. [°C]	Strain rate [s^{-1}]			
				10^{-3}	1	250	350
Irradiated Calandria Tube Material (Zircaloy-2)	Mother material	z	70	**3** (1-2-3)	**3** (4-5-6)	**3** (7-8-9)	**3** (10-11-12)
	Weld metal					**3** (13-14-15)	

Total 15 pieces.

Notes :

z ; Longitudinal direction of calandria tube
The bold numbers in the table shows repetition.
The numbers 1 ...15, show specimen denomination.

表4.1.4-2　未照射Zrircloy-2引張試験片の試験マトリックス

Material		Tube Direction	Test Temp. [°C]	Strain rate [s^{-1}]			
				10^{-3}	2.5	300	400
Jnirradiated Calandria Tube Material (Zircaloy-2)	Mother material	z	70		**2** (U2-U3)	**3** (U1-U4-U5)	**1** (U6)
	Weld metal			**1** (U7)		**1** (U8)	**1** (U9)

Total 9 pieces.

Notes :

z ; Longitudinal direction of calandria tube
The bold numbers in the table shows repetition.
The numbers U1 ...U9, show specimen denomination.

表4.1.5-1　照射Zircaloy-2 P4J09カランドリア管の引張特性（試験温度＝70℃）

（イスプラでのSplit-Hopkinson Barを使用して試験）

Specimen No.	Strain Rate (s^{-1})	0.2% Yield Strength (MPa)	UTS (MPa)	Uniform Elong. (%)	Total Elong. (%)	Reduction of Area (%)
Mother Material:						
1	6.091E-04	588	632	1.9	10.8	n/a
2	7.113E-04	472	612	2.1	12.4	n/a
3	6.214E-04	393	632	2.0	10.7	n/a
4	1.123E+00	636	750	2.1	6.0	n/a
5	1.221E+00	1	755	1.6	7.1	n/a
6	1.310E+00	31	738	1.6	8.7	n/a
7	2.086E+02	677	840	1.3	10.8	n/a
8	2.245E+02	780	856	0.9	8.0	n/a
9	2.611E+02	810	863	0.8	8.3	n/a
10	3.613E+02	896	907	0.7	10.0	n/a
11	3.564E+02	877	938	0.9	10.3	n/a
12	2.979E+02	850	875	1.1	10.4	n/a
Weld Material:						
13	3.118E+02	861	893	0.8	11.4	n/a
14	2.523E+02	837	863	0.8	10.8	n/a
15	2.274E+02	826	876	0.7	10.8	n/a

Notes:
1) All specimens tested at Ispra using the split-Hopkinson bar equipment.
2) The above results were reported by Ispra (Refs. 5 and 7).
3) n/a - not available.

表4.1.5-2　未照射Zircaloy-2カランドリア管の引張特性（試験温度＝70℃）

（イスプラでのSplit-Hopkinson Barを使用して試験）

Specimen No.	Strain Rate (s^{-1})	0.2% Yield Strength (MPa)	UTS (MPa)	Uniform Elong. (%)	Total Elong. (%)	Reduction of Area (%)
Mother Material:						
U1*	3.818E+02	465	558	15.6	22.8	n/a
U2	2.492E+00	373	508	10.2	24.2	n/a
U3	3.012E+00	395	519	10.0	23.9	n/a
U4*	3.075E+02	500	556	11.9	18.3	n/a
U5*	2.558E+02	506	559	7.2	16.0	n/a
U6	4.397E+02	549	575	11.9	26.4	n/a
U7	this specimen was kept with KHI and not tested.					
Weld Material:						
U8	3.670E+00	430	550	5.9	18.4	n/a
U9	4.324E+02	573	646	0.7	23.3	n/a
U10	1.090E-03	332	392	8.0	31.1	n/a

Notes:
1) All specimens tested at Ispra using the split-Hopkinson bar equipment.
2) * Specimens U1,U4, and U5 were unbroken (due to insufficient stored energy in the split-Hopkinson bar).
3) The above results were reported by Ispra (Refs. 5 and 6).
4) n/a - not available.

Zircaloy-2 Unirradiated (Average)										
Specimen type	Temp. [°C]	Strain rate [s^{-1}]	σ_y (MPa)	σ (MPa)	λ (%)	$\varepsilon_{F,E}$	$\varepsilon_{U,E}$	$\varepsilon_{NECK,M}$	Ψ_R(%)	K
z	70	4.80E+02	587.0	672.0	25.0	0.25	0.17	0.08	39.6	495
z	70	2.20E+02	477.0	662.0	18.2	0.22	0.14	0.08	43.4	543
z	70	9.00E-01	372.0	543.0	20.6	0.21	0.13	0.08	48.3	604
z	70	5.90E-04	227.0	494.0	23.3	0.23	0.16	0.07	49.0	700
σ_y : Yielding Point σ : Tensile Strength λ : Elongation $\varepsilon_{F,E}$: Fracture Eng Strain $\varepsilon_{U,E}$: Uniform Eng. Strain										
$\varepsilon_{NECK,M}$: Eng. Strain During Necking (Mean) K : Correction Coefficient Ψ_R (%) : Reduction of Area (experimental)										

表4.1.5-3　比例係数Kの計算

Zircaloy-2 Irradiated

Specimen n.	Temp. [°C]	Strain rate [s^{-1}]	σ_y (MPa)	σ (MPa)	λ (%)	(AVERAGE) Strain rate [s^{-1}]	σ_y (MPa)	σ (MPa)	λ (%)	$\varepsilon_{F,E}$	$\varepsilon_{U,E}$	$\varepsilon_{NECK,E}$	K	Ψ_c (%)
1	70	6.091E-04	588	632.0	10.8									
2	70	7.113E-04	472	611.8	12.4	6.473E-04	484.3	625.2	11.3	0.11	0.03	0.08	700	56
3	70	6.214E-04	393	631.8	10.7									
4	70	1.123E+00	636	750.1	6.0									
5	70	1.221E+00	681	754.6	7.1	1.218E+00	632.7	747.6	7.2	0.07	0.02	0.05	604	30
6	70	1.310E+00	581	738.1	8.7									
7	70	2.086E+02	677	839.7	10.8									
8	70	2.245E+02	780	855.6	8.0	2.314E+02	755.7	852.7	9.0	0.09	0.05	0.04	543	22
9	70	2.611E+02	810	862.7	8.3									
10	70	3.613E+02	896	906.6	10.0									
11	70	3.564E+02	877	937.5	10.3	3.385E+02	874.3	906.2	10.3	0.10	0.04	0.06	495	30
12	70	2.979E+02	850	874.5	10.4									
13 w	70	3.118E+02	861	892.5	11.4									
14 w	70	2.523E+02	837	863.1	10.8	2.638E+02	841.3	877.2	11.0	0.11	0.04	0.07	543	38
15 w	70	2.274E+02	826	875.9	10.8									

Zircaloy-2 Unirradiated

Specimen n.	Temp. [°C]	Strain rate [s^{-1}]	σ_y (MPa)	σ (MPa)	λ (%)	(AVERAGE) Strain rate [s^{-1}]	σ_y (MPa)	σ (MPa)	λ (%)	$\varepsilon_{F,E}$	$\varepsilon_{U,E}$	$\varepsilon_{NECK,E}$	K	Ψ_c (%)
U2	70	2.492E+00	373	508.4	24.2	2.752E+00	384.0	513.8	24.0	0.24	0.15	0.09	604	54
U3	70	3.012E+00	395	519.1	23.9									
U1	70	3.818E+02	465	558.3	22.8									
U4	70	3.075E+02	500	555.8	18.3	3.150E+02	490.3	557.8	19.1					
U5	70	2.556E+02	506	559.4	16.0									
U6	70	4.397E+02	549	575.0	26.4	4.397E+02	549.0	575.0	26.4	0.26	0.20	0.06	495	30
U7 w	70	1.090E-03	332	391.8	31.1	1.090E-03	332.0	391.8	31.1	0.31	0.26	0.05	700	35
U8 w	70	3.670E+00	430	549.5	18.4	3.670E+00	430.0	549.5	18.4	0.18	0.13	0.05	543	27
U9 w	70	4.324E+02	573	645.8	23.3	4.324E+02	573.0	645.8	23.3	0.23	0.19	0.04	495	20

w : Weld σ_y : Yielding Point σ : Tensile Strength λ : Elongation $\varepsilon_{F,E}$: Fracture Eng. Strain $\varepsilon_{U,E}$: Uniform Eng. Strain
$\varepsilon_{NECK,E}$: Eng. Strain During Necking K : Correction Coefficient Ψ_c (%) : Reduction of Area (calculated)

ヂ 1.5-4 試験結果

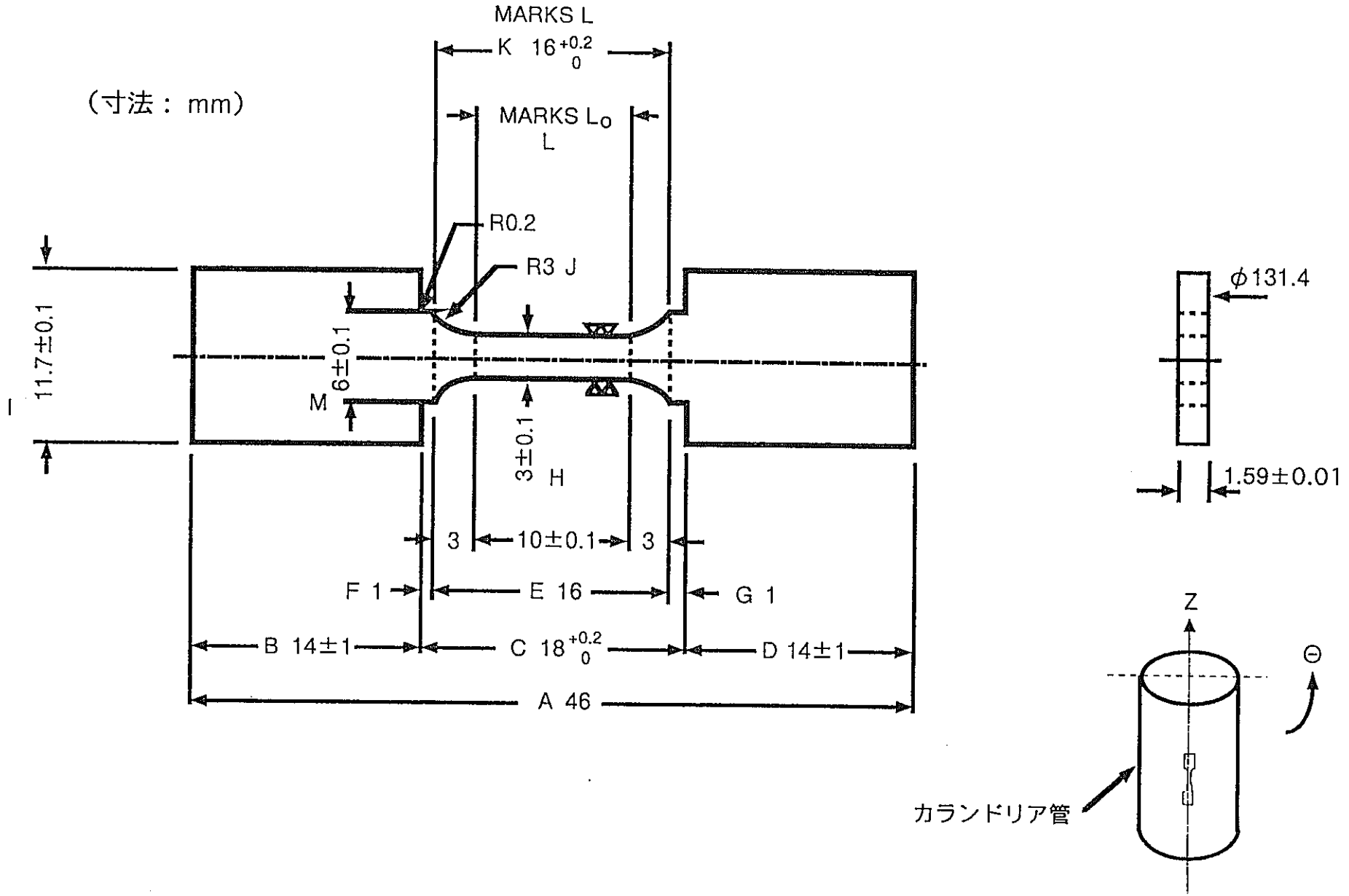


図4.1.2-1　照射カランドリア管から切断した引張試験片の寸法

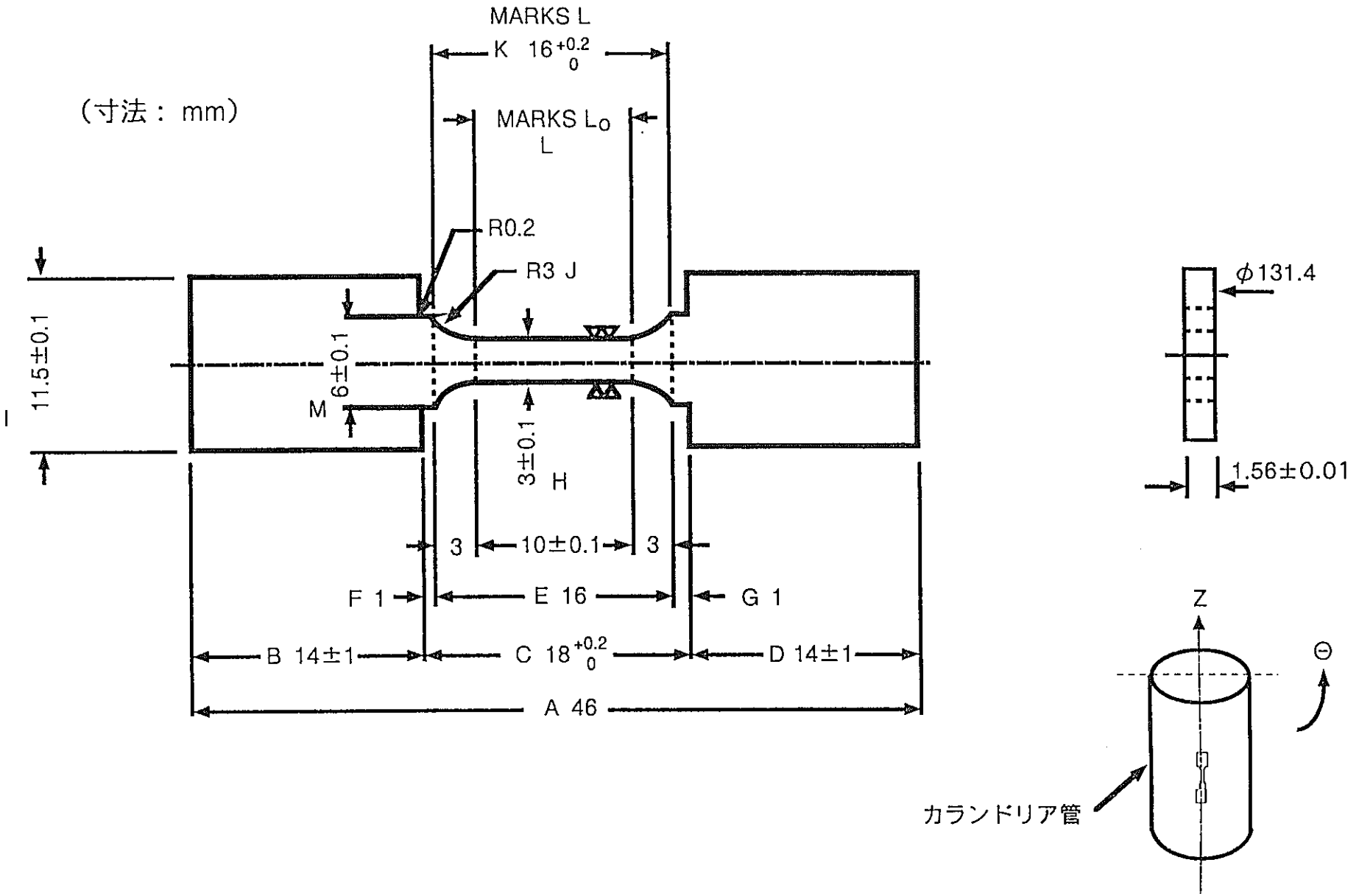


図4.1.2-2　未照射カランドリア管から切断した引張試験片の寸法

(ALL DIMENSIONS IN mm)

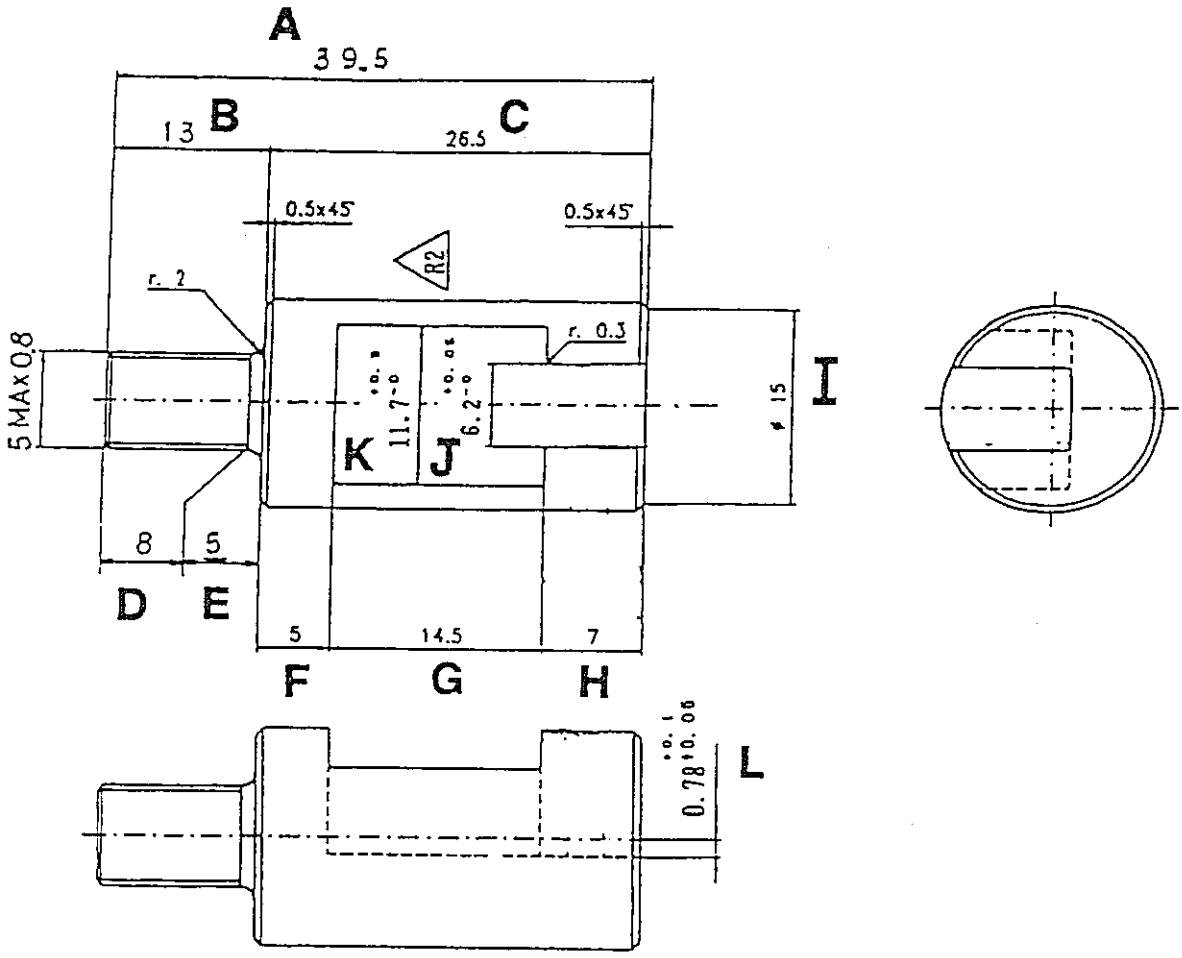
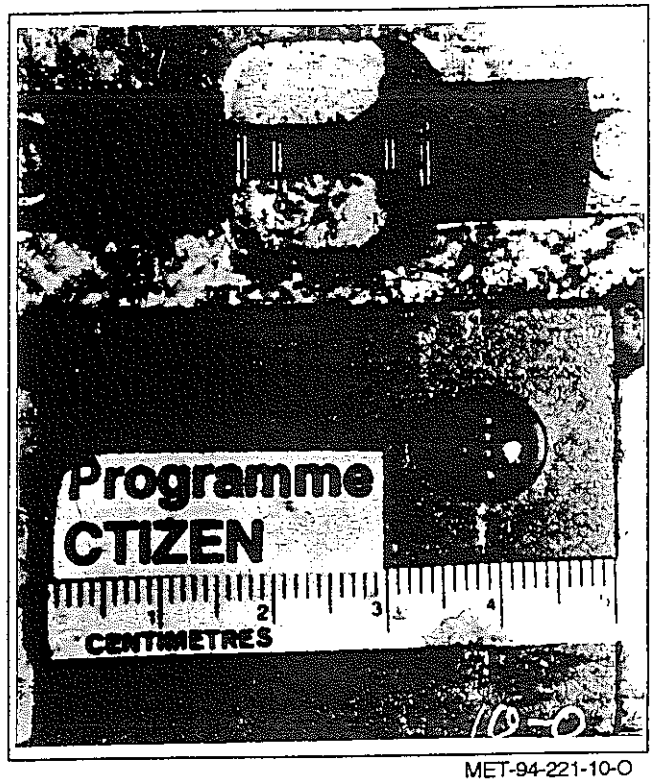


図4.1.2-3　板型試験片ホルダー

Outside surface



MET-94-221-10-O

Transverse

Axial

SPECIMEN 10
(mother material)

Inside surface

MET-94-221-10-I

図4.1.2-4　引張試験片10（：照射Zircloy-2）の内外表面の写真（母材）

Outside surface

MET-94-221-14-O

Transverse
Axial

SPECIMEN 14
(weld material)

Inside surface

MET-94-221-14-I

Centreline of weld

図4.1.2-5　引張試験片14（　照射Zircloy-2）の内外表面の写真（溶接材）

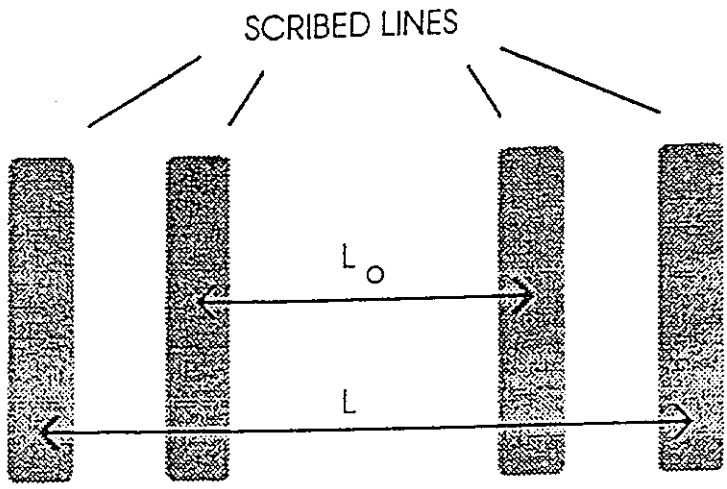


図4.1.2-6　規格長さ（LとL）測定に使う罫線の参照位置（中心と中心）に示す概要図

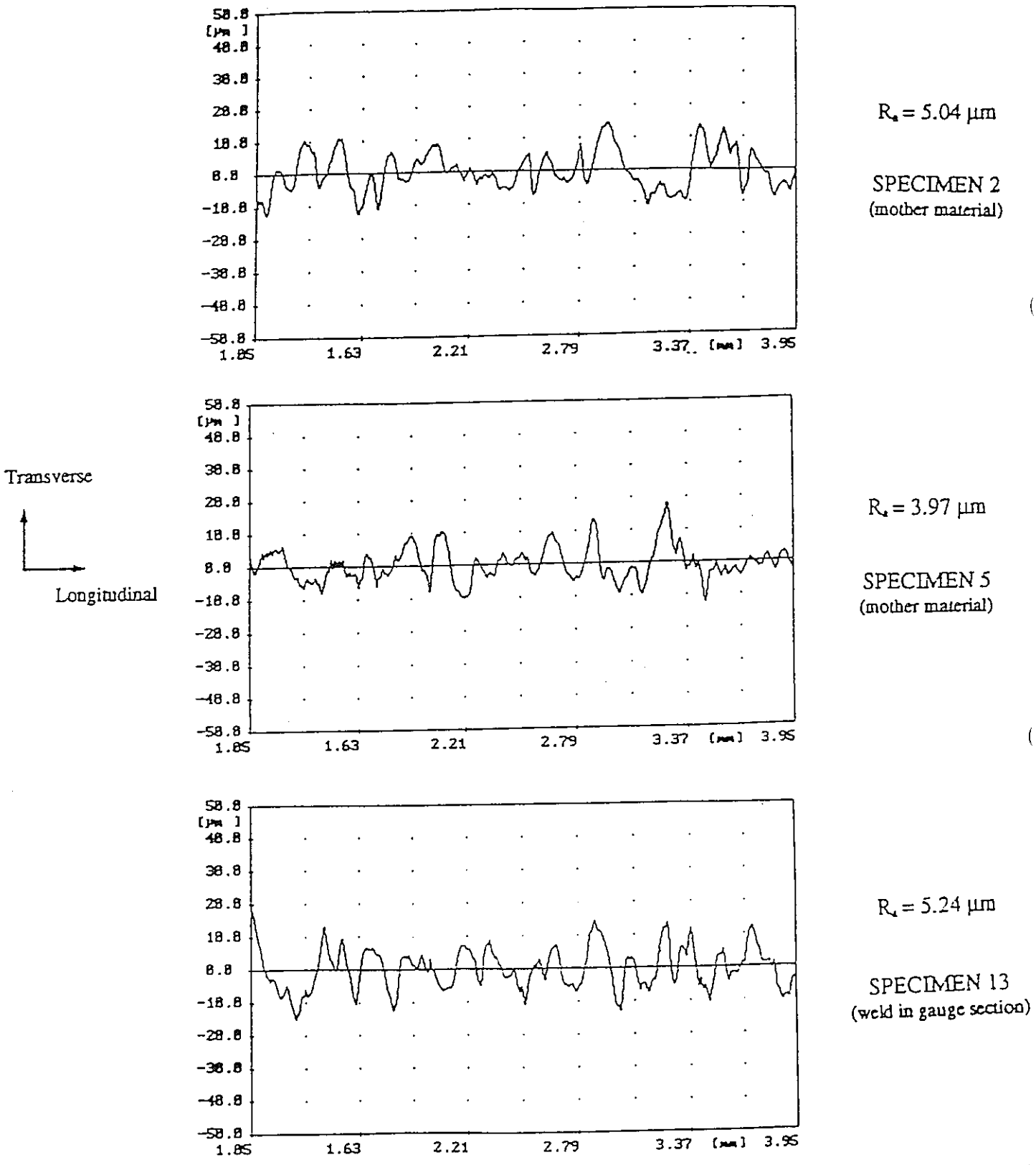


図4.1.2-7　応力発生機により生ずる３つの引張試験片（照射Zircloy-2）の最終表面

（平均荒さRa＜６μm）

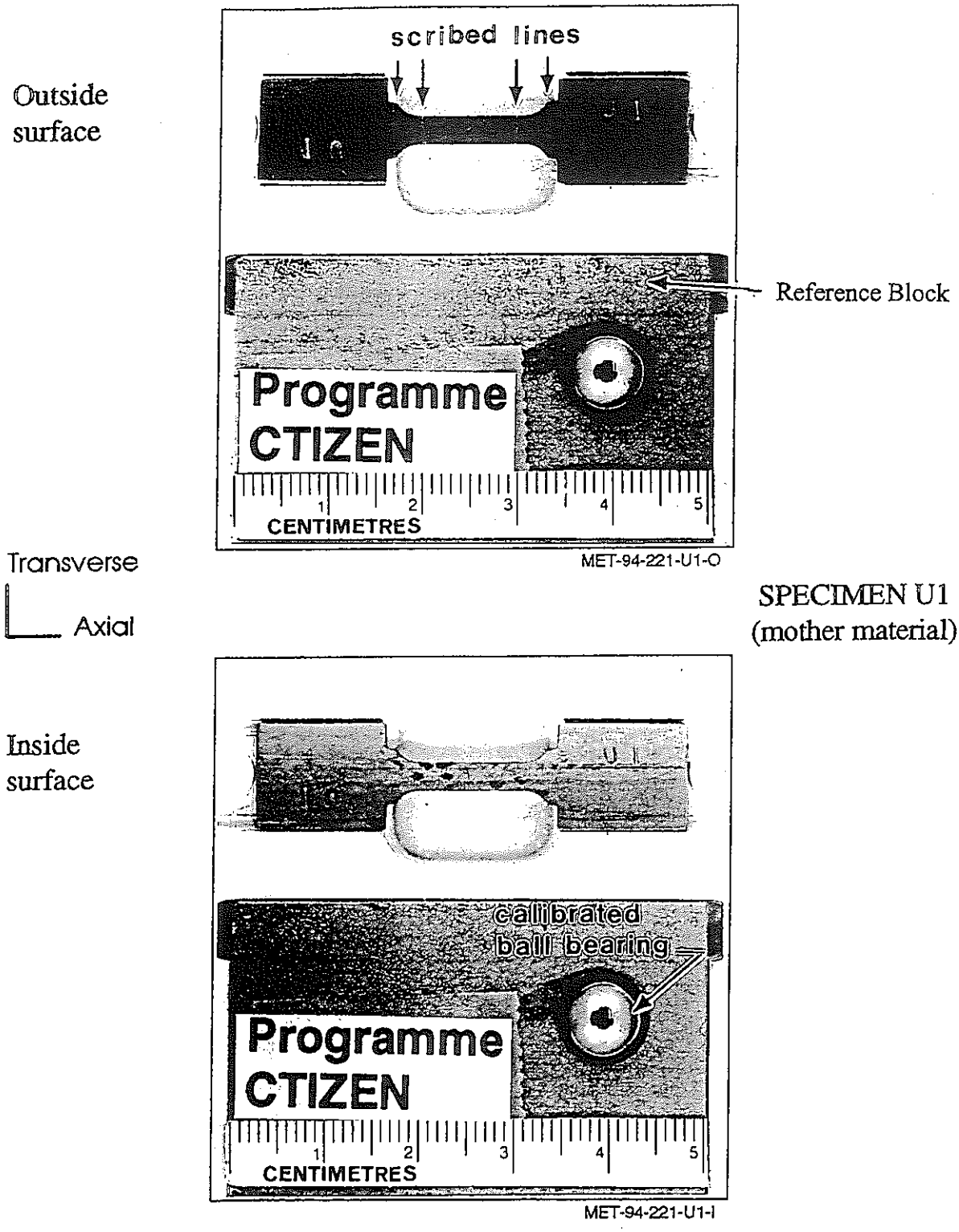


図4.1.2-8　未照射Zircloy-2の引張試験片U1の内外表面の写真（母材）

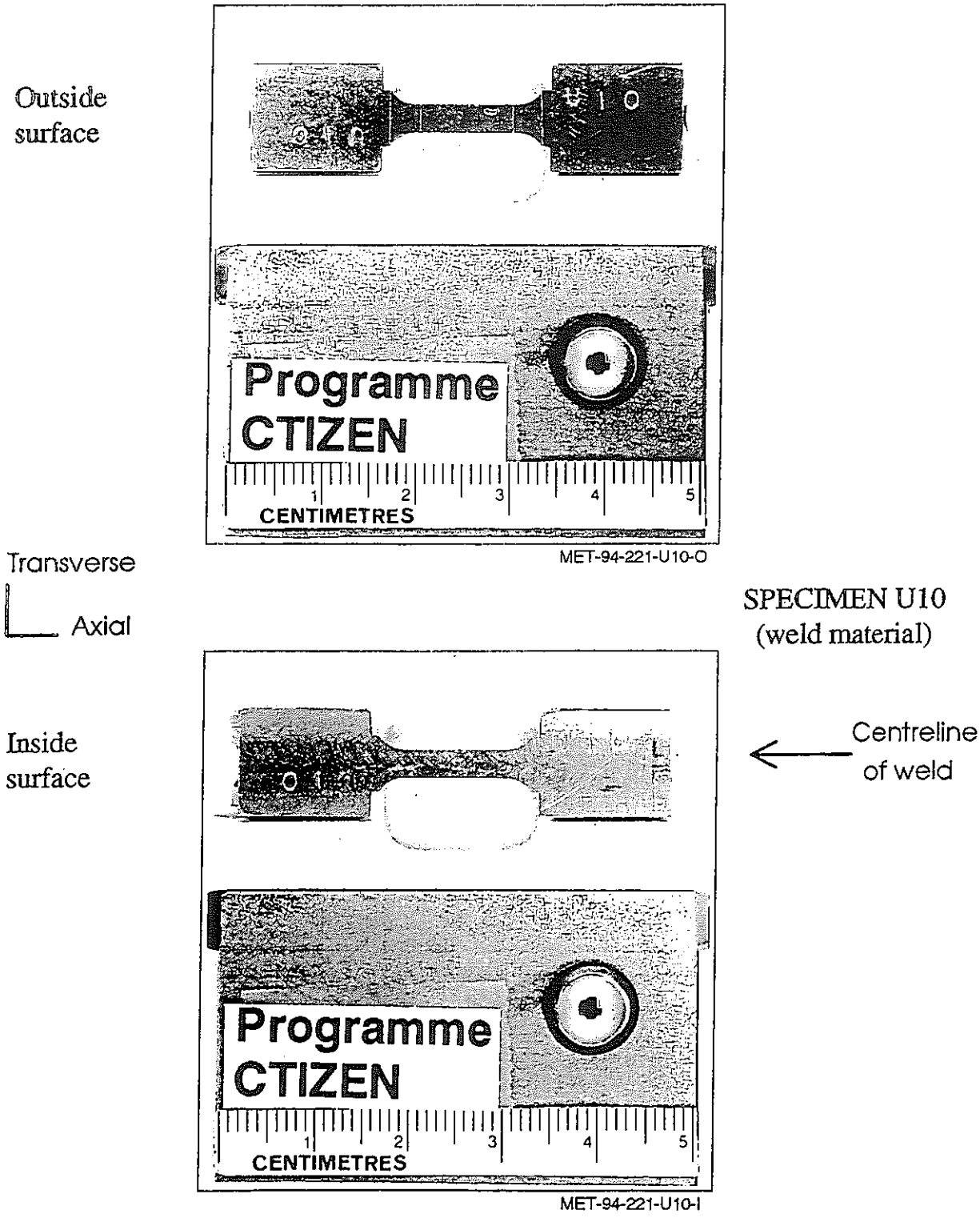
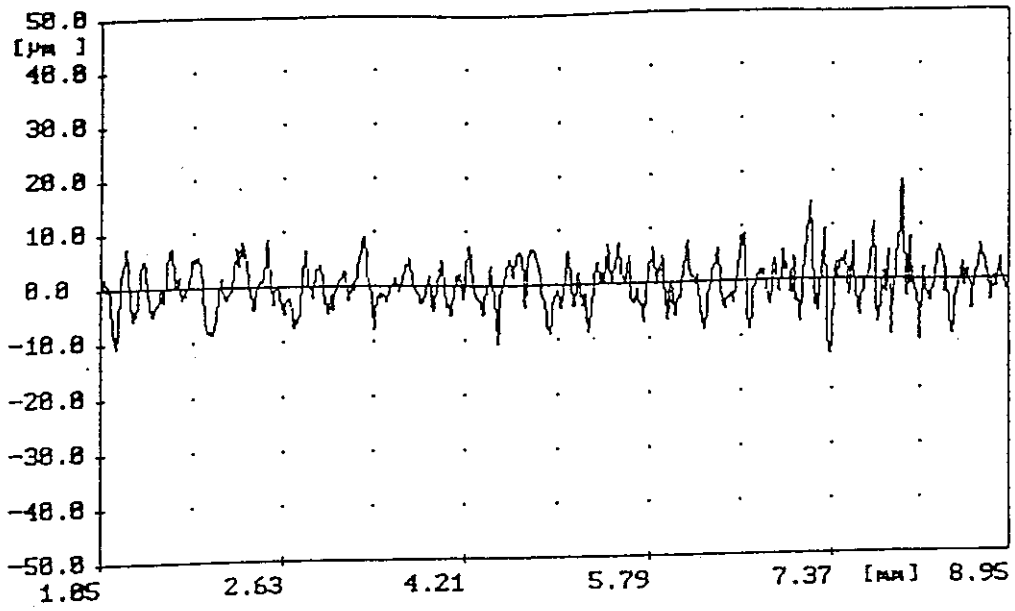
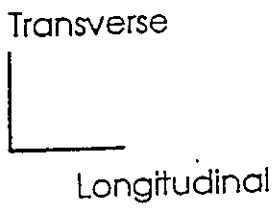


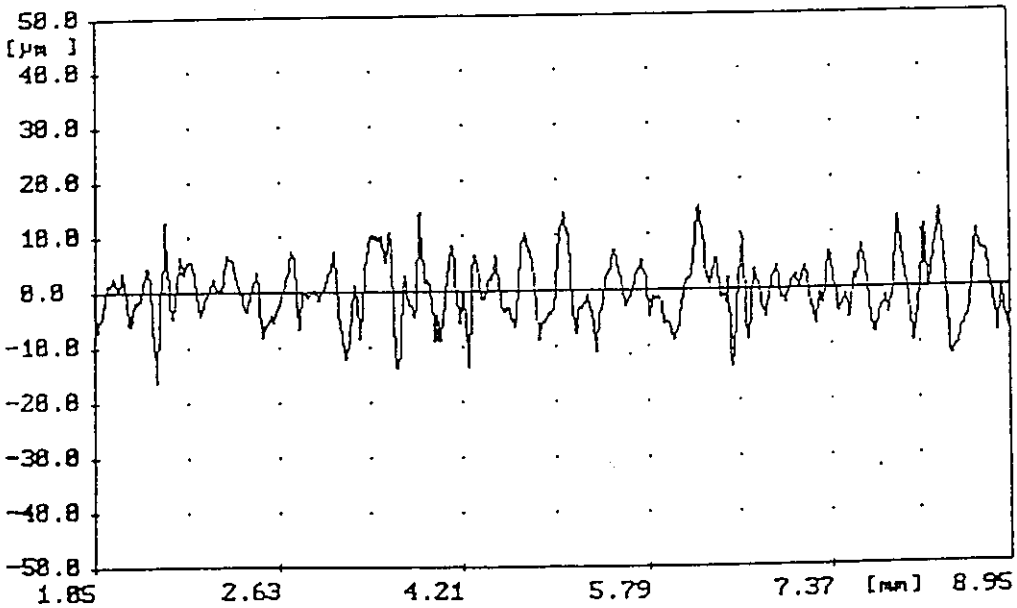
図4.1.2-9　未照射Zircloy-2の引張試験片U10の内外表面の写真（溶接材）



R_a= 3.42 μm

TRIAL SPECIMEN 1
(unirradiated mother material)





R_a= 4.50 μm

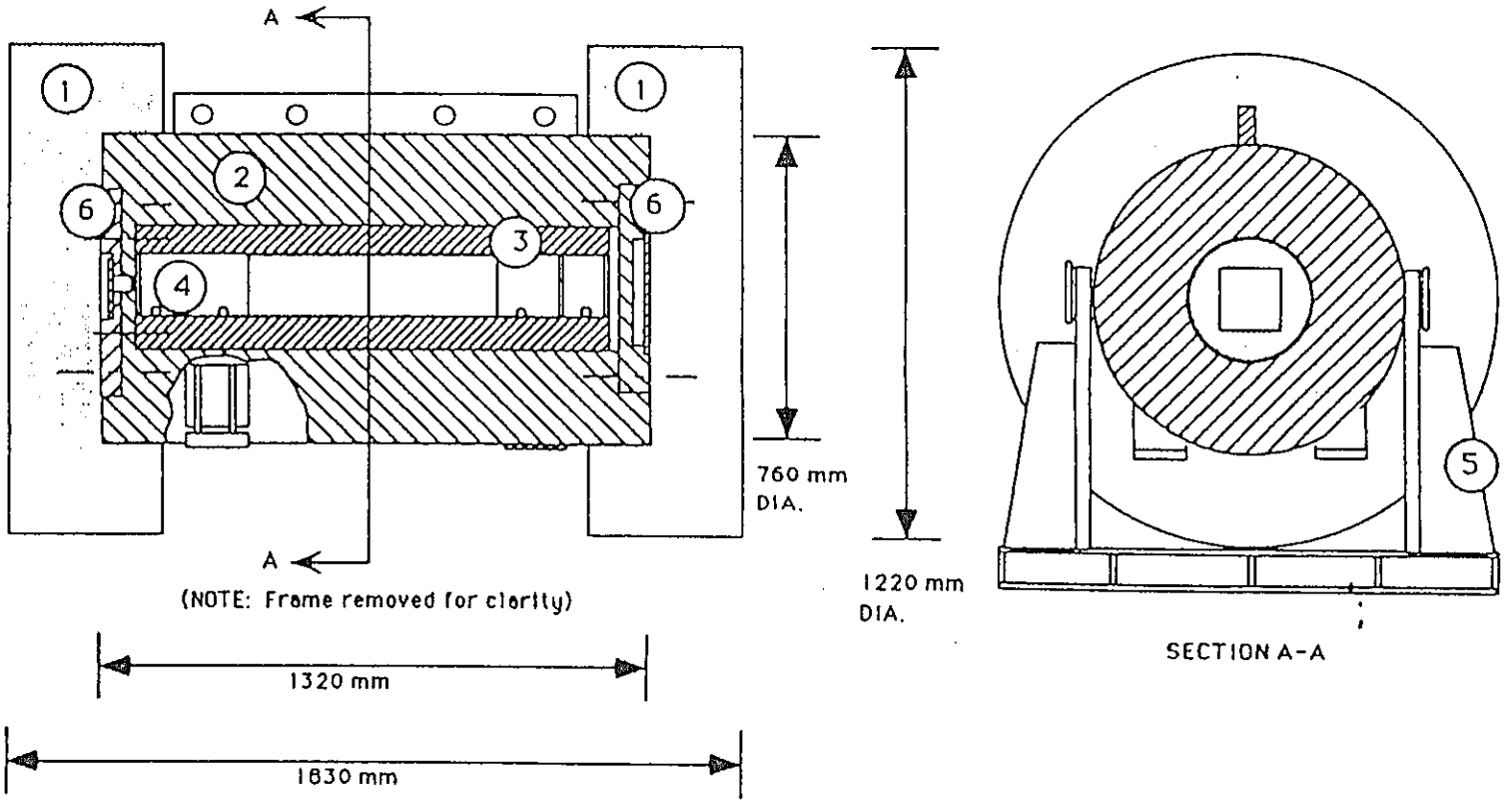
TRIAL SPECIMEN 2
(unirradiated mother material)

図4.1.2-10　応力発生機により生ずる２つの引張試験片（未照射Zircloy-2）の最終表面

（平均荒さRa＜５μm）

AECL-9410-22194-2

図4.1.2-11　高ひずみ速度引張試験に組み込む４つの板型試験片ホルダーの写真



1. IMPACT LIMITER
2. MAIN FLASK BODY
3. SHIELD INSERT
4. REMOVABLE DRAWER
5. SUPPORT FRAME
6. SEALING FLANGES

PACKAGE MASS: 5550 kg including support frame
5215 kg excluding support frame

THIS PACKAGE CONFORMS TO TYPE B(U) OF IAEA SAFETY SERIES NO. 6
AECB CERTIFICATE NO. CDN/2061/B(U)-85

図4.1.3-1　照射材輸送用フラスク（IMT）

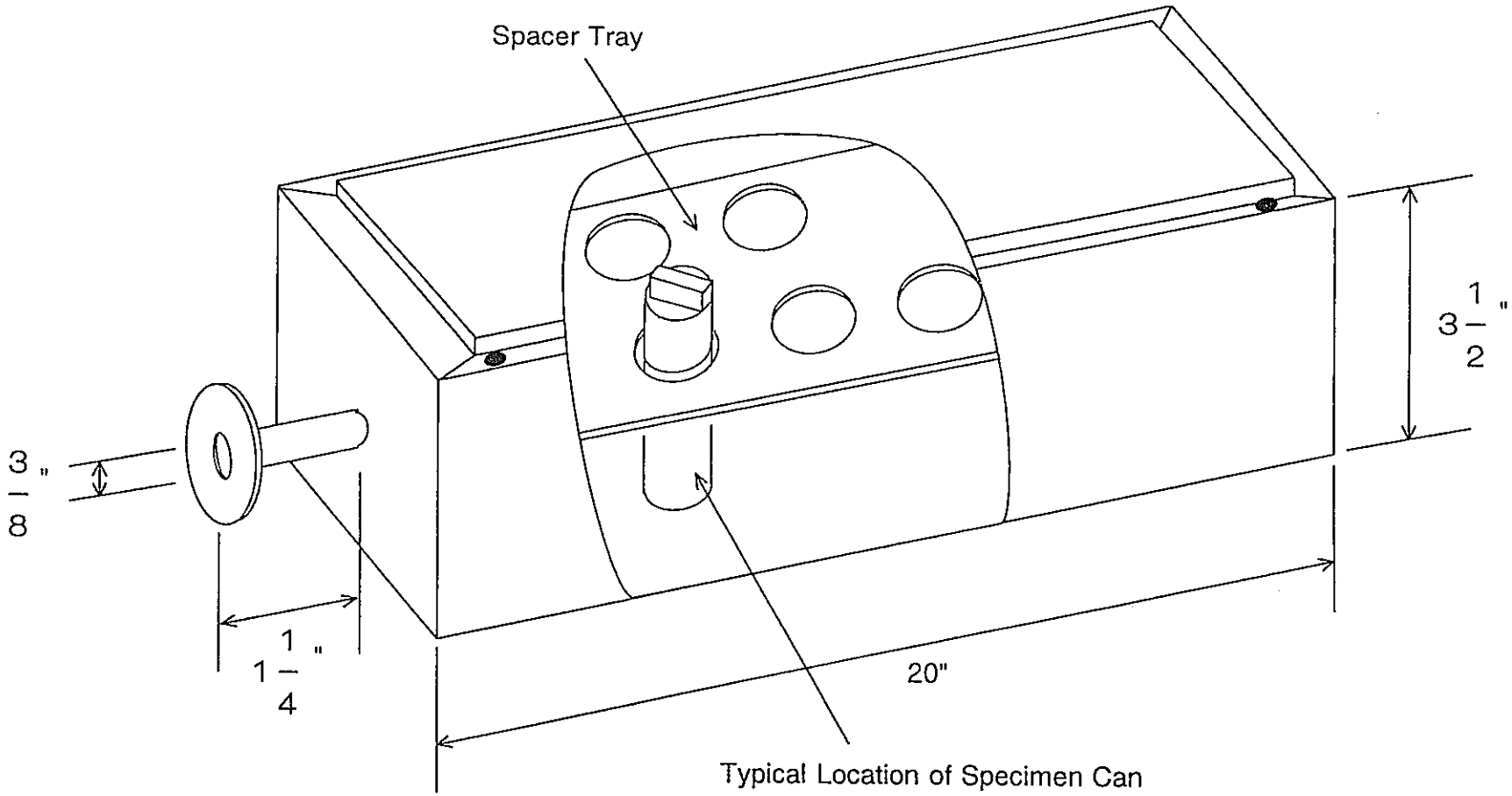


図4.1.3-2　キャニスター

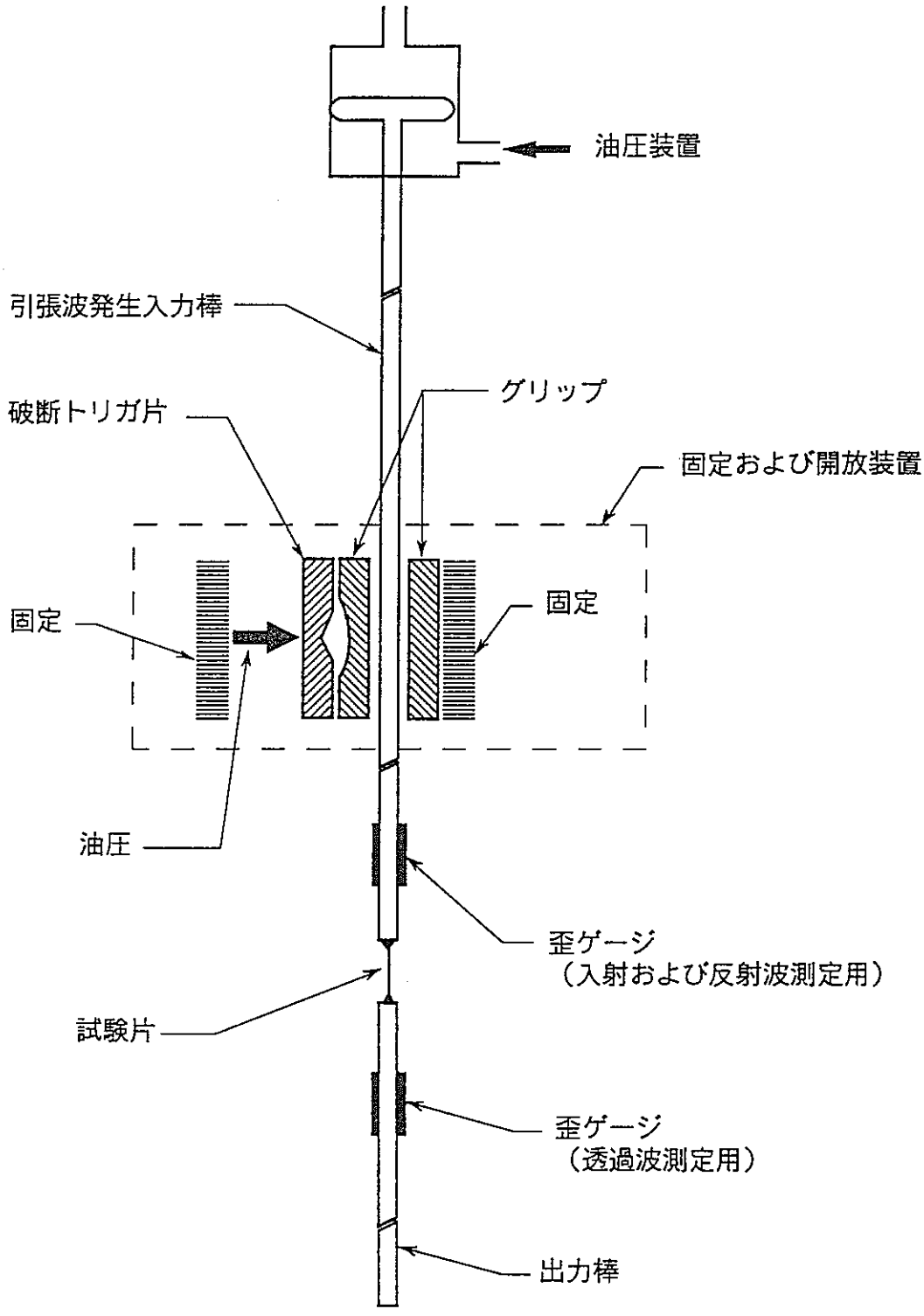


図4.1.4-1　ホプキンソンバー引張試験負荷装置（棒をあらかじめ応力を加え加減）

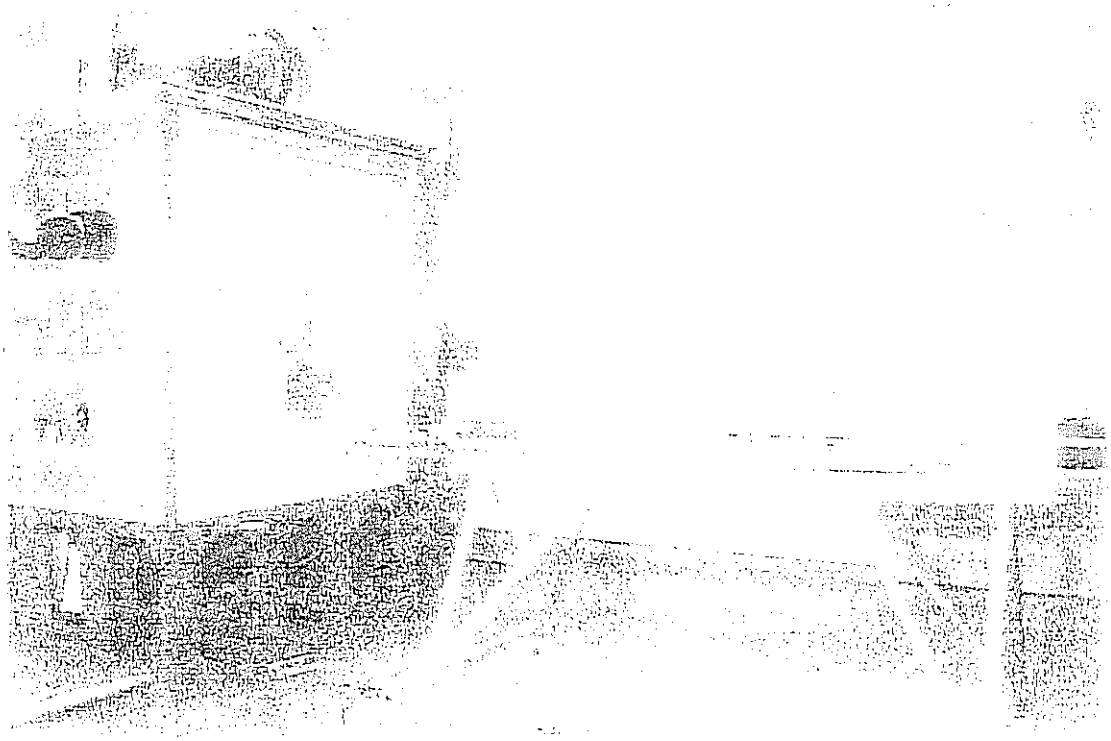


図4.1.4-2　ホプキンソンバー（付随部分）とホットセル

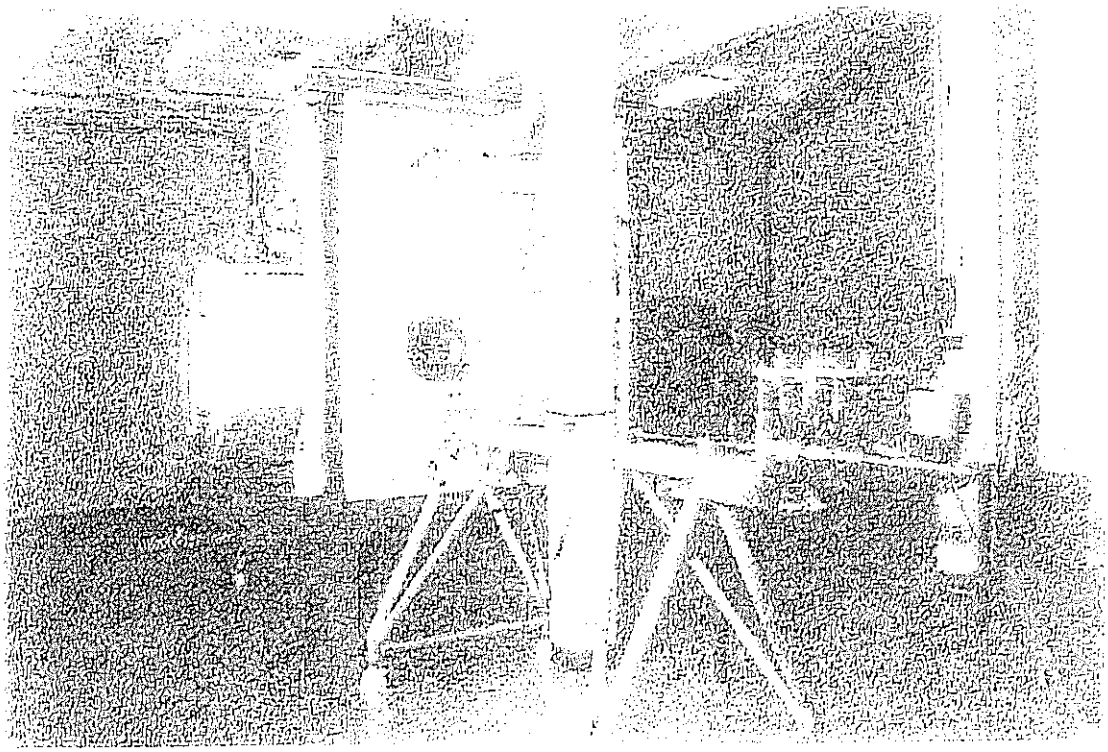


図4.1.4-3　ホプキンソンバー（伝導部）と高圧ガス開放型試験装置

* 低ひずみ速度時は水 - 空力装置の代用としてテンソメーターを使用

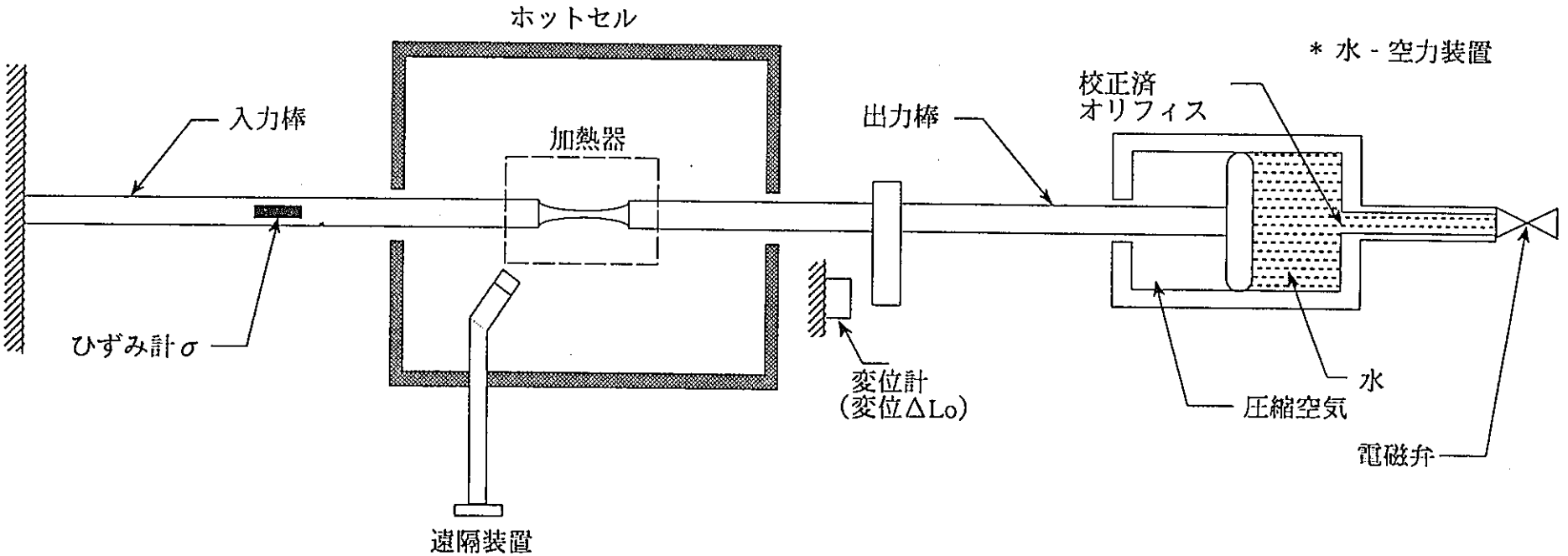


図4.1.4-4　照射Zry-2試験片の中ひずみ速度試験準備の概要

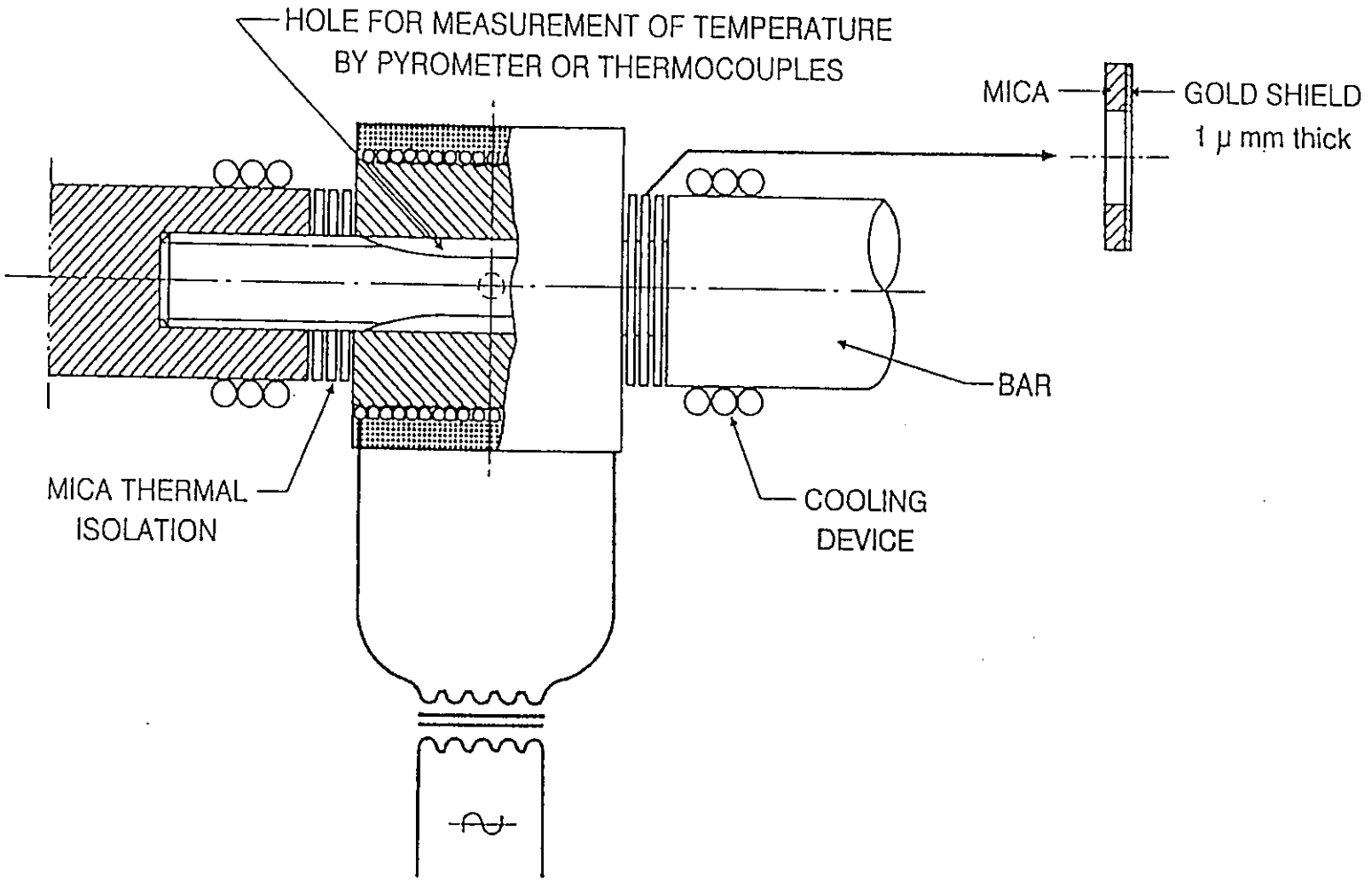


図4.1.4-5　引張試験のための加熱装置

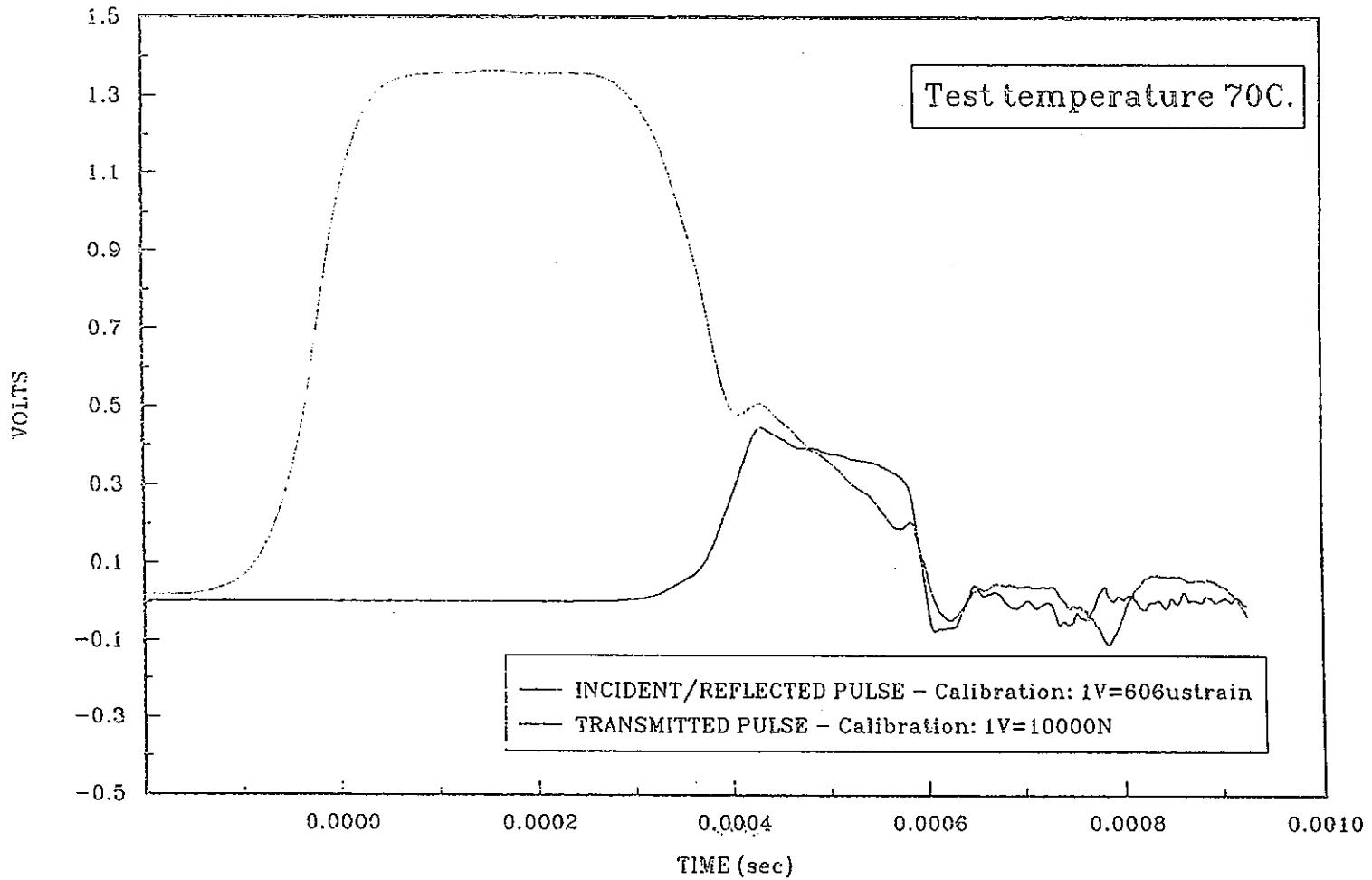


図4.1.4-6　高ひずみ速度における照射試験片Zry-2の結果

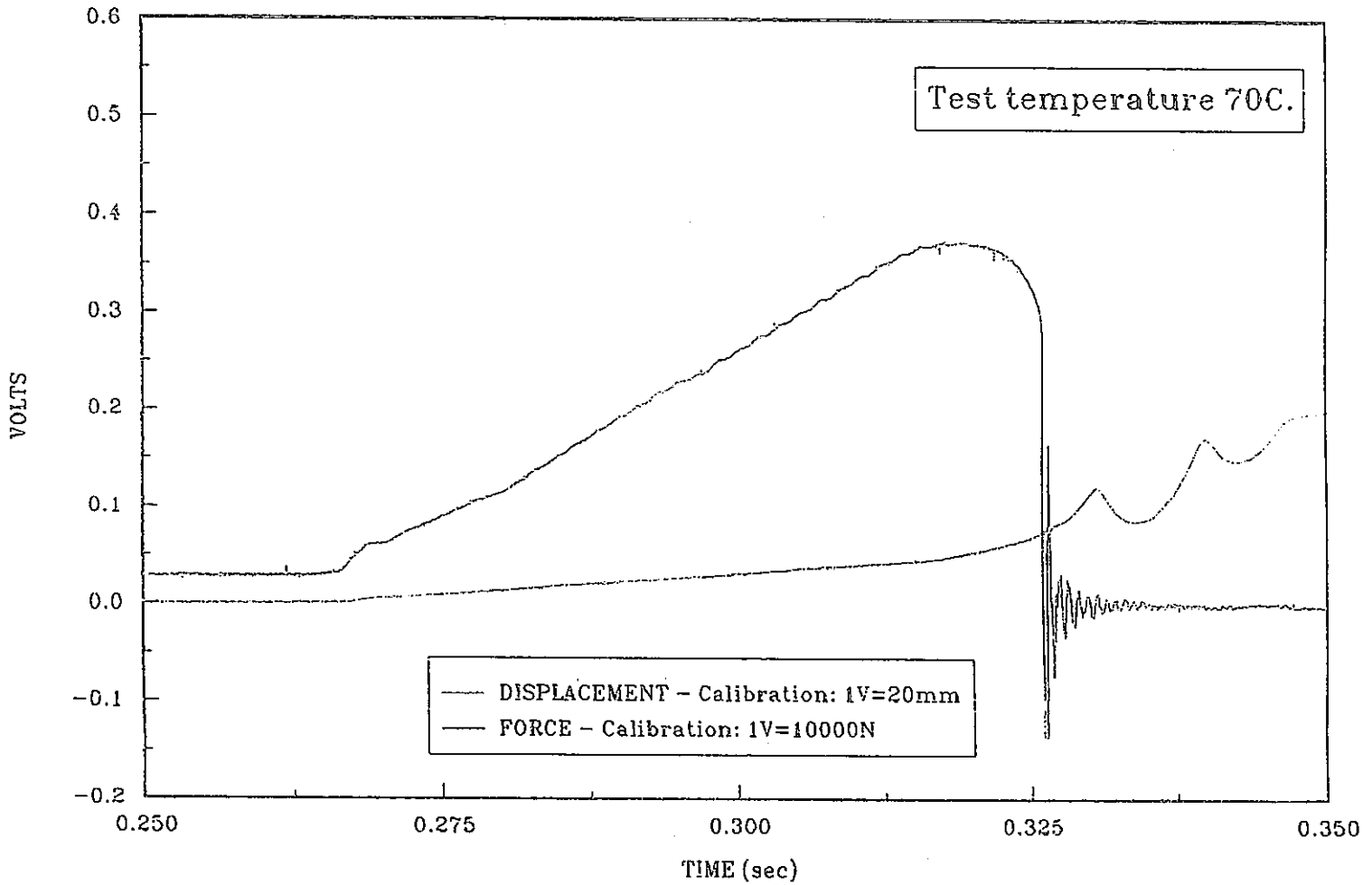


図4.1.4-7　中ひずみ速度における照射試験片Zry-2の結果

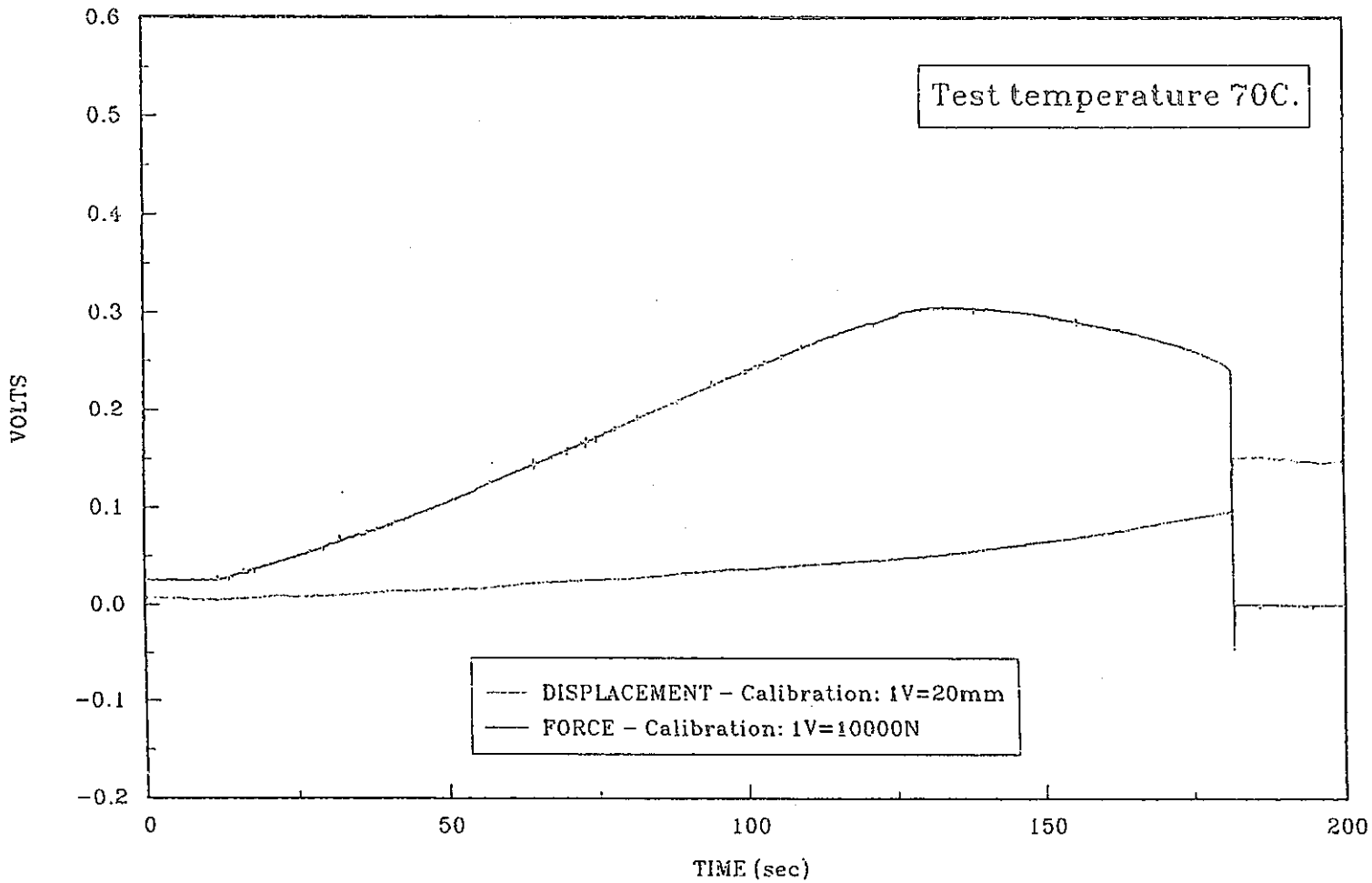
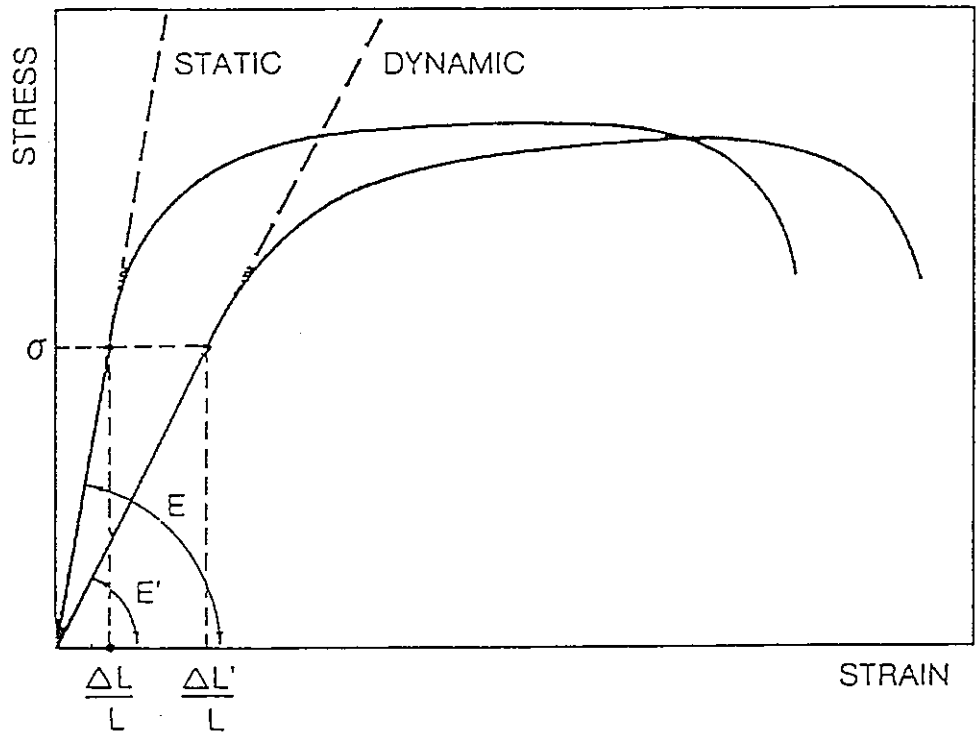


図4.1.4-8　中ひずみ速度における照射試験片Zry-2の結果



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

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

図4.1.4-9　静的弾性係数の傾斜における応力 - ひずみ曲線の校正

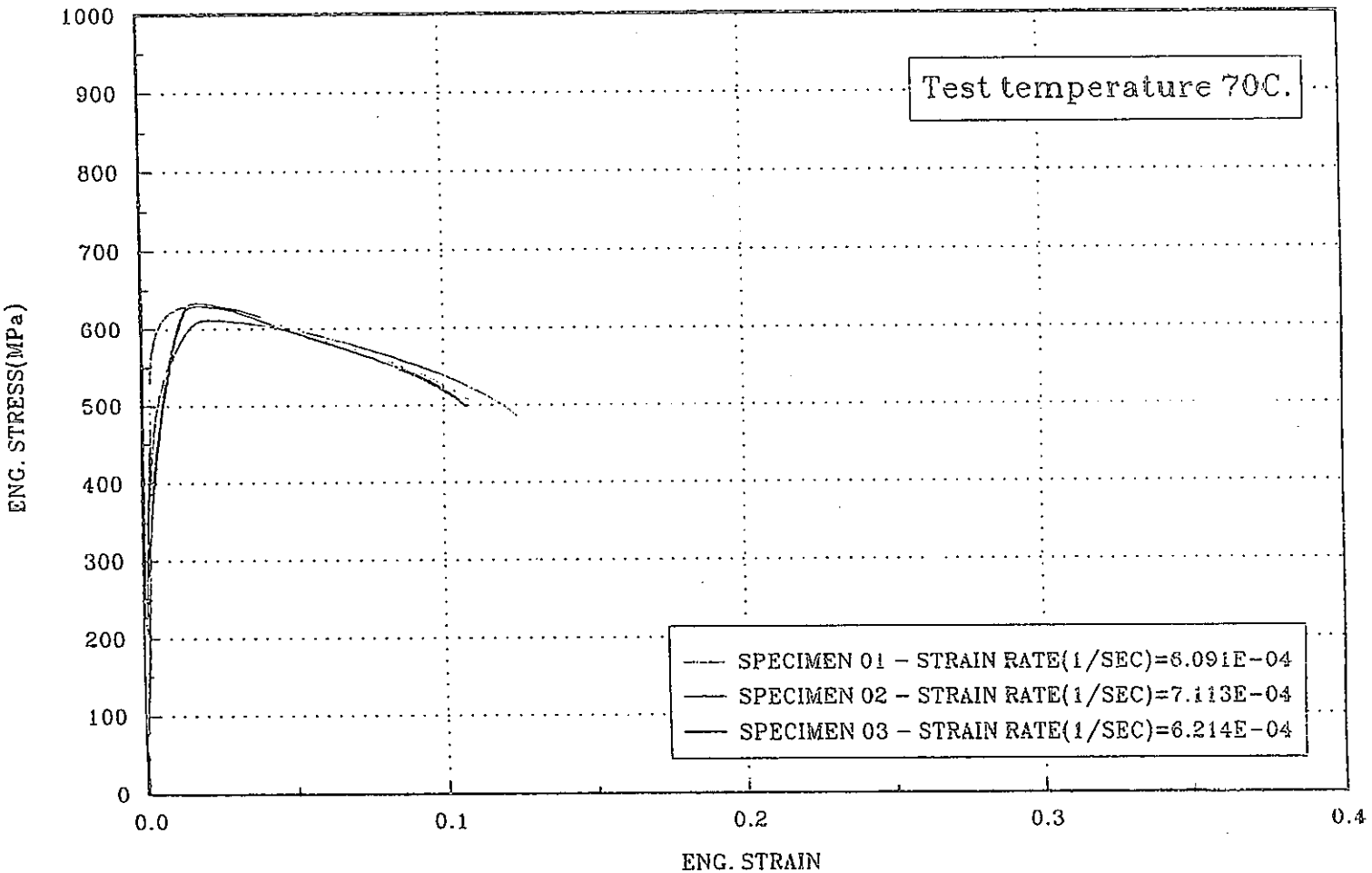


図4.1.5-1　照射Zircaloy-2の低ひずみ速度における公称応力 - ひずみ曲線

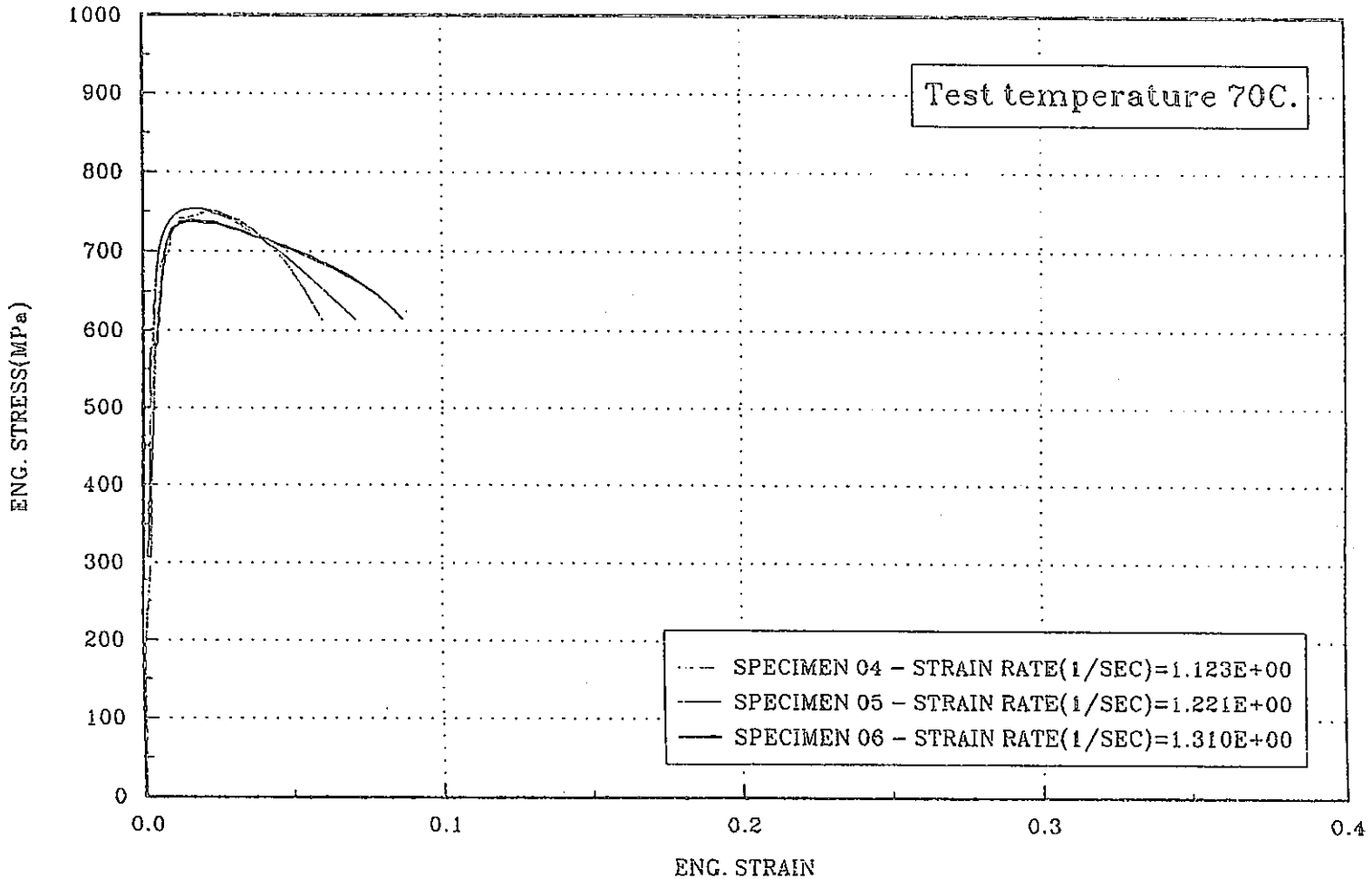


図4.1.5-2　照射Zircaloy-2の中ひずみ速度における公称応力 - ひずみ曲線

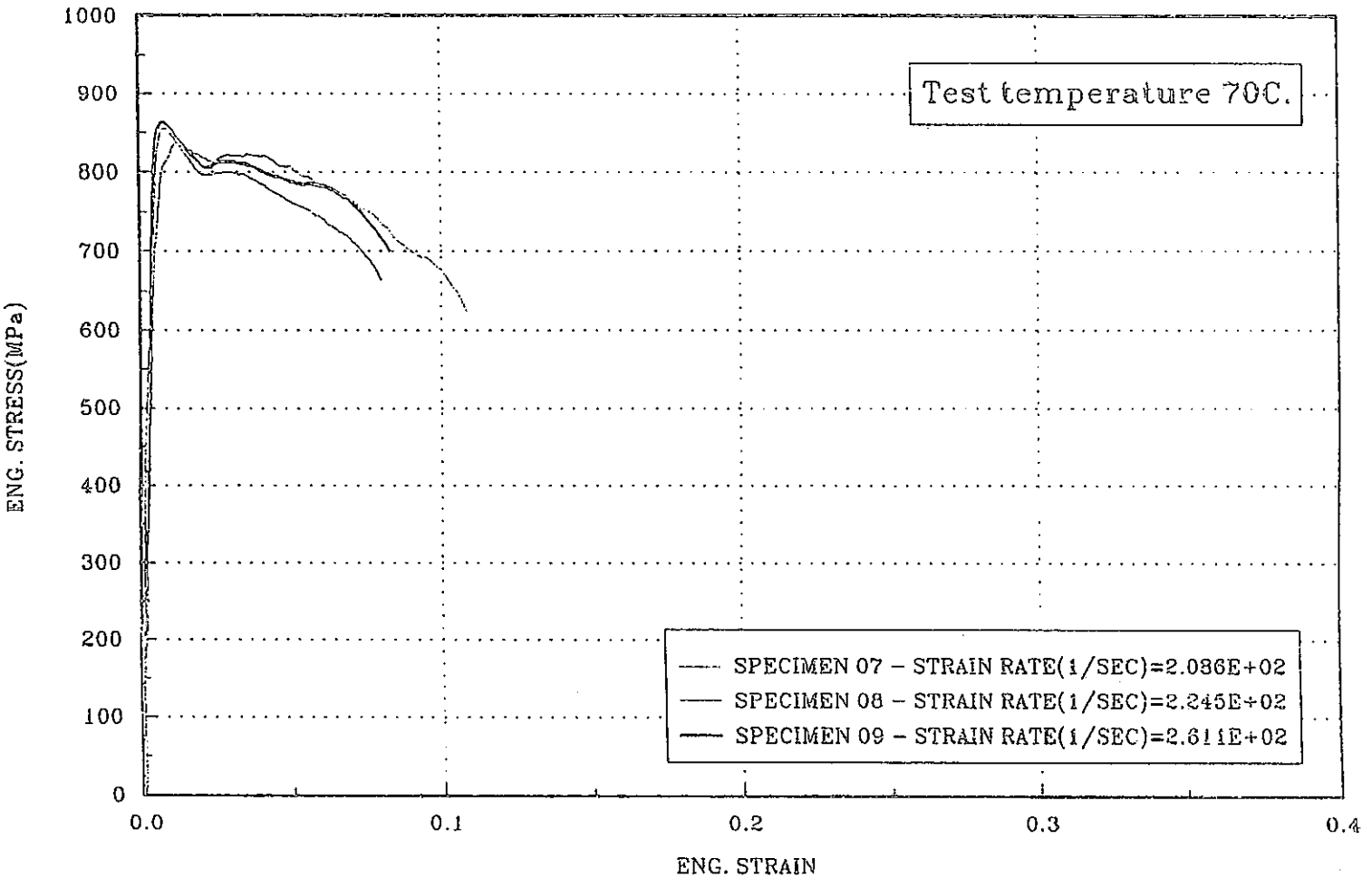


図4.1.5-3　照射Zircaloy-2の高ひずみ速度における公称応力 - ひずみ曲線

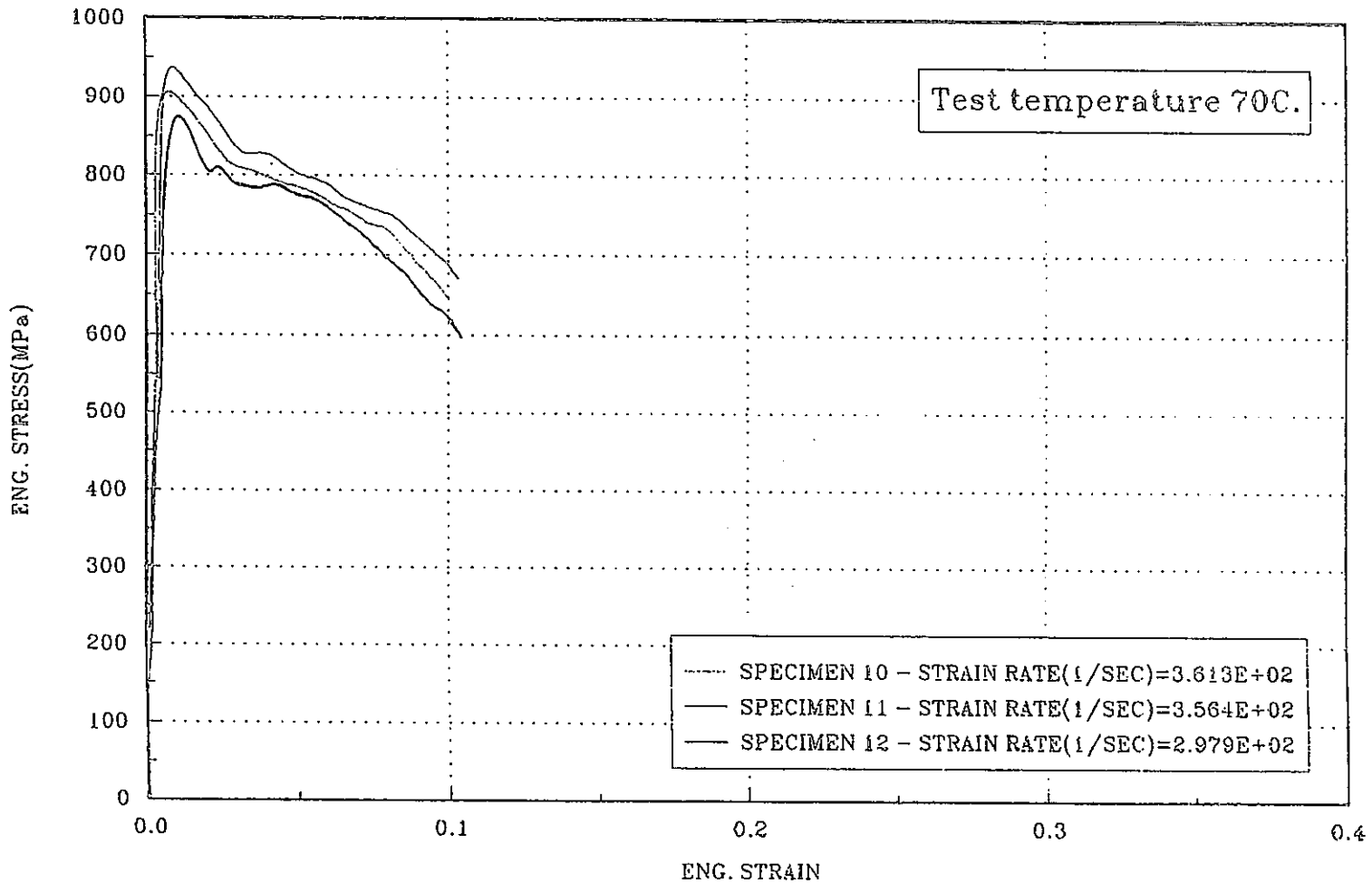


図4.1.5-4　照射Zircaloy-2の高ひずみ速度における公称応力 - ひずみ曲線

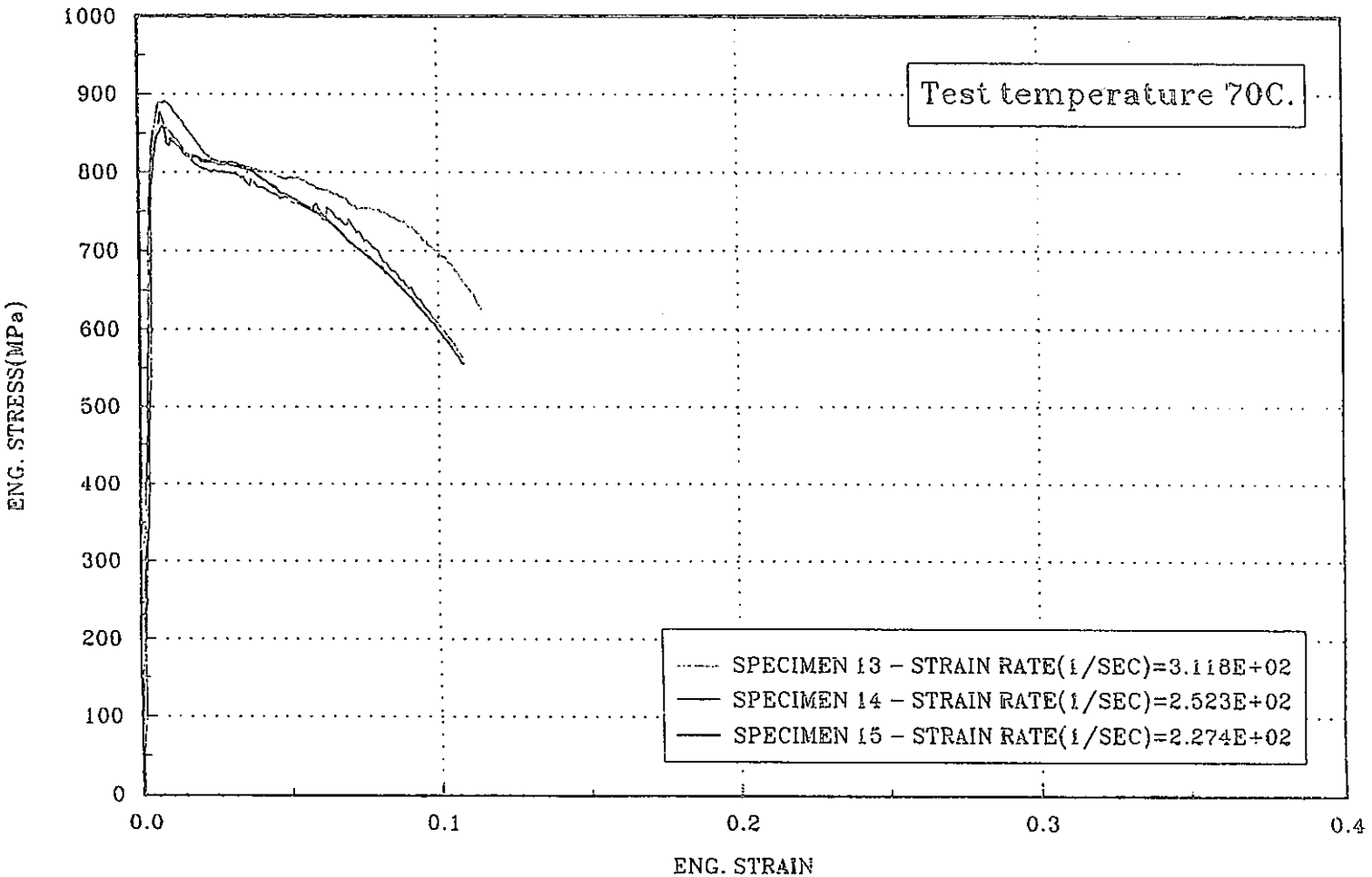


図4.1.5-5　照射Zircaloy-2の高ひずみ速度における公称応力 - ひずみ曲線

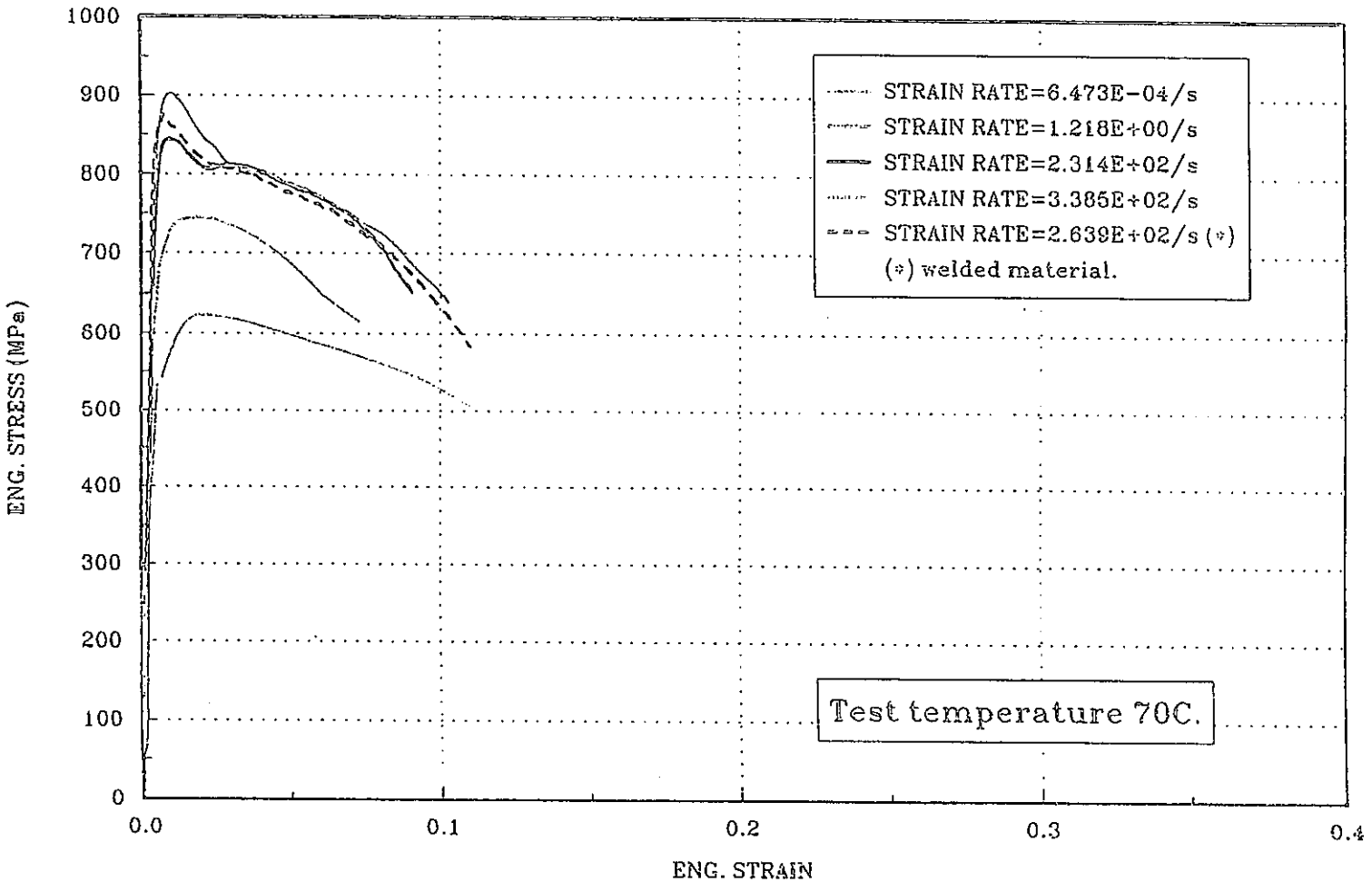


図4.1.5-6　母材と溶接材照射Zircaloy-2の公称応力 - ひずみ - ひずみ速度曲線（平均）

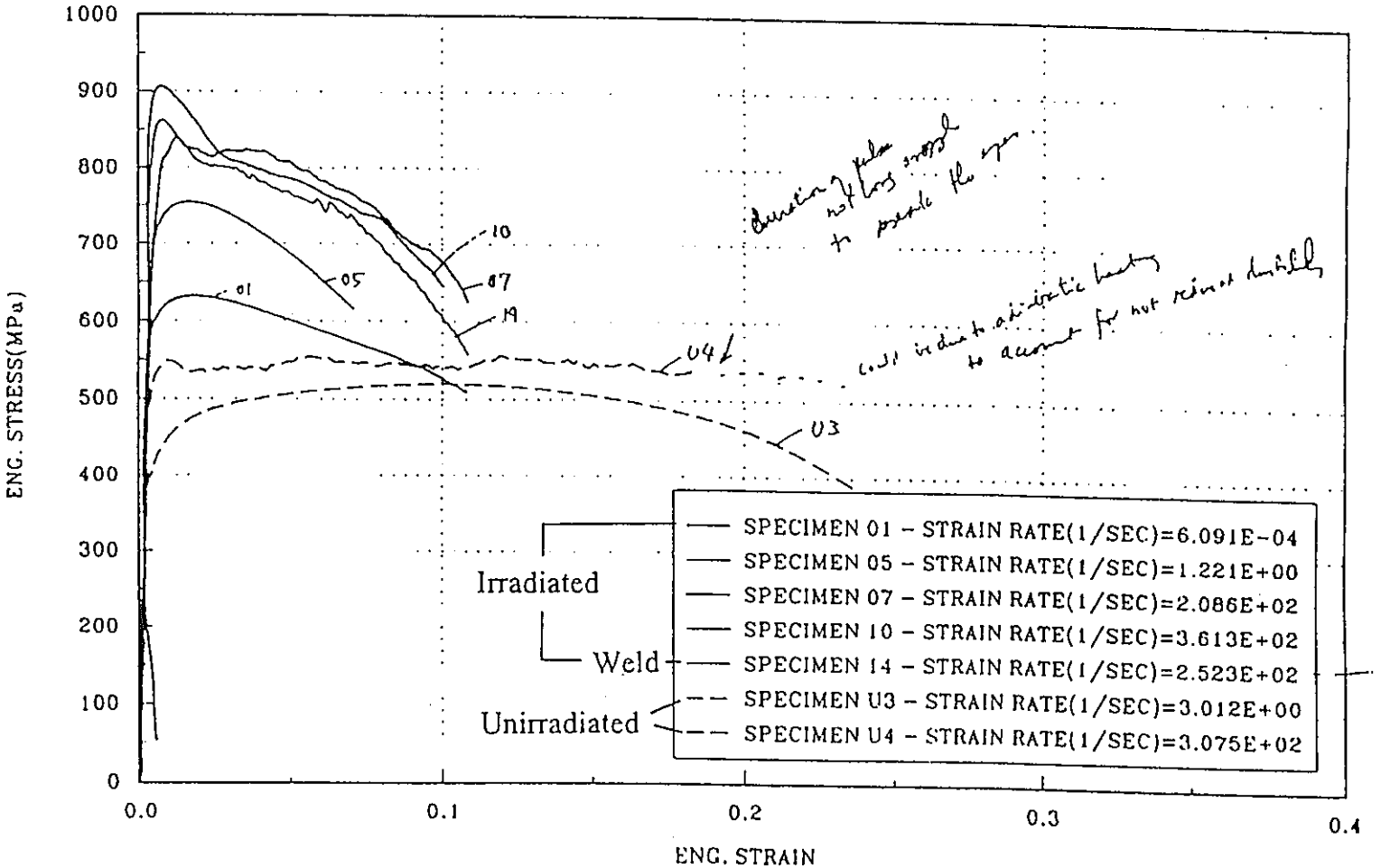


図4.1.5-7　照射，未照射Zircaloy-2カランドリア管の公称応力 - ひずみ曲線の比較

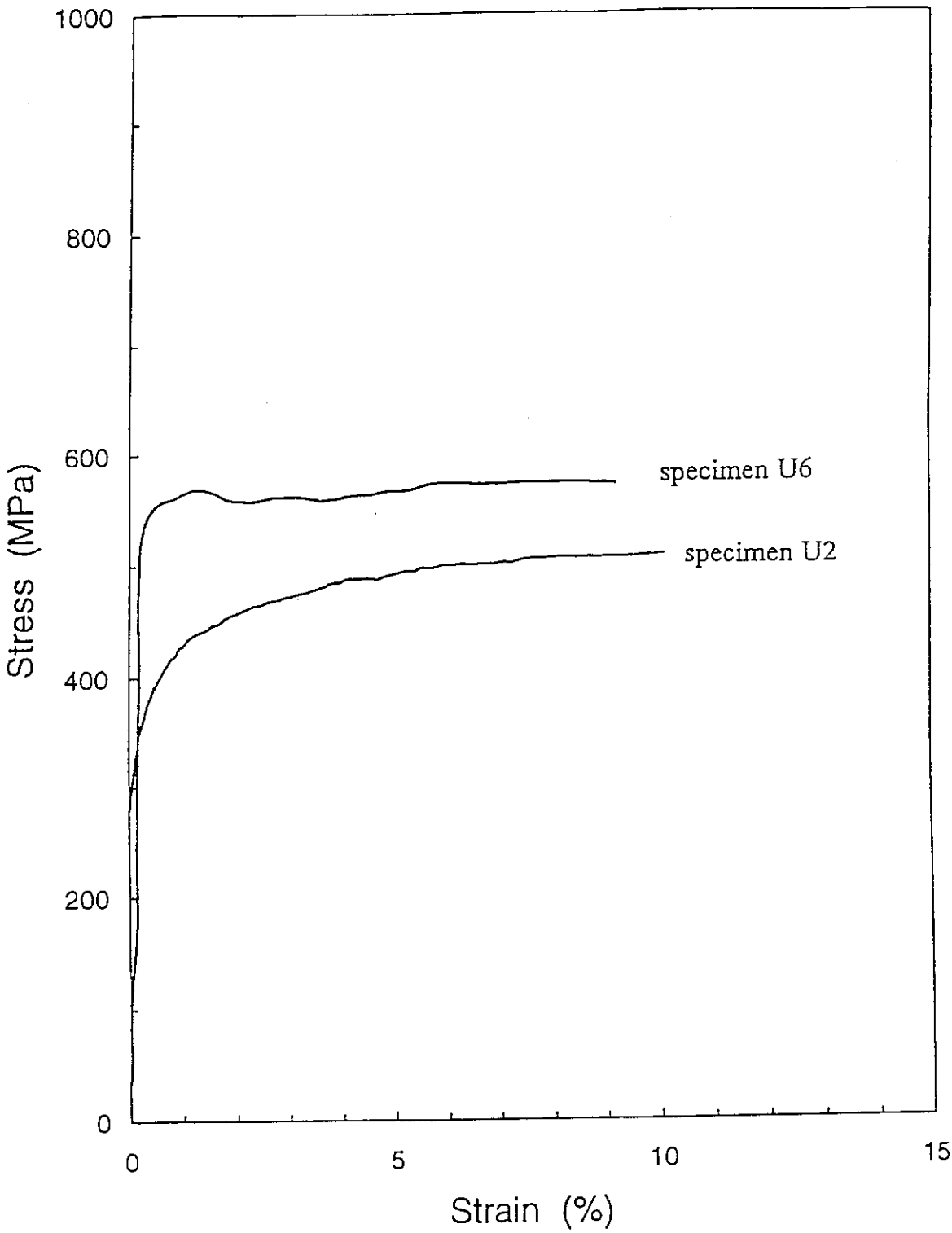


図4.1.5-8　未照射Zircaloy-2母材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）

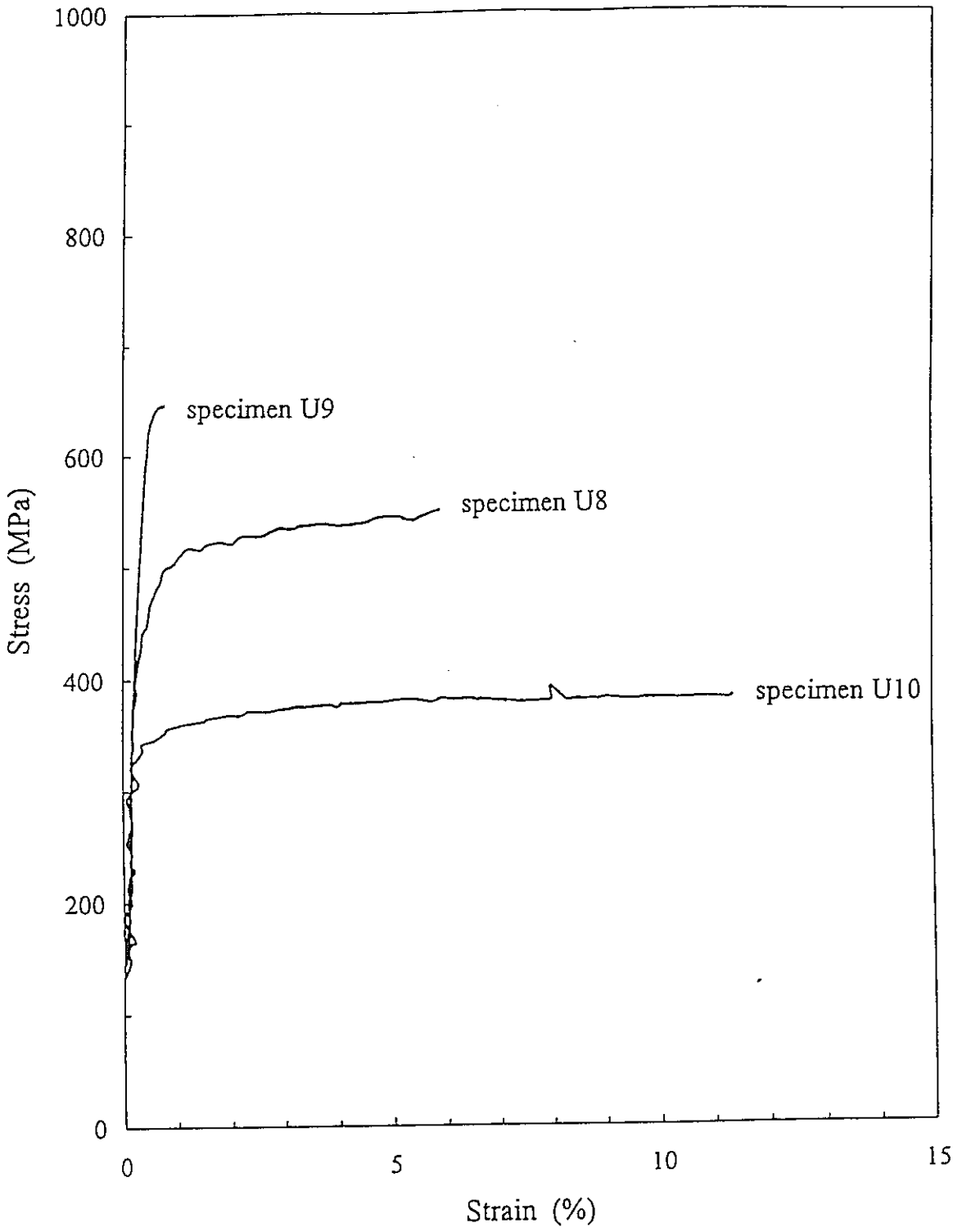
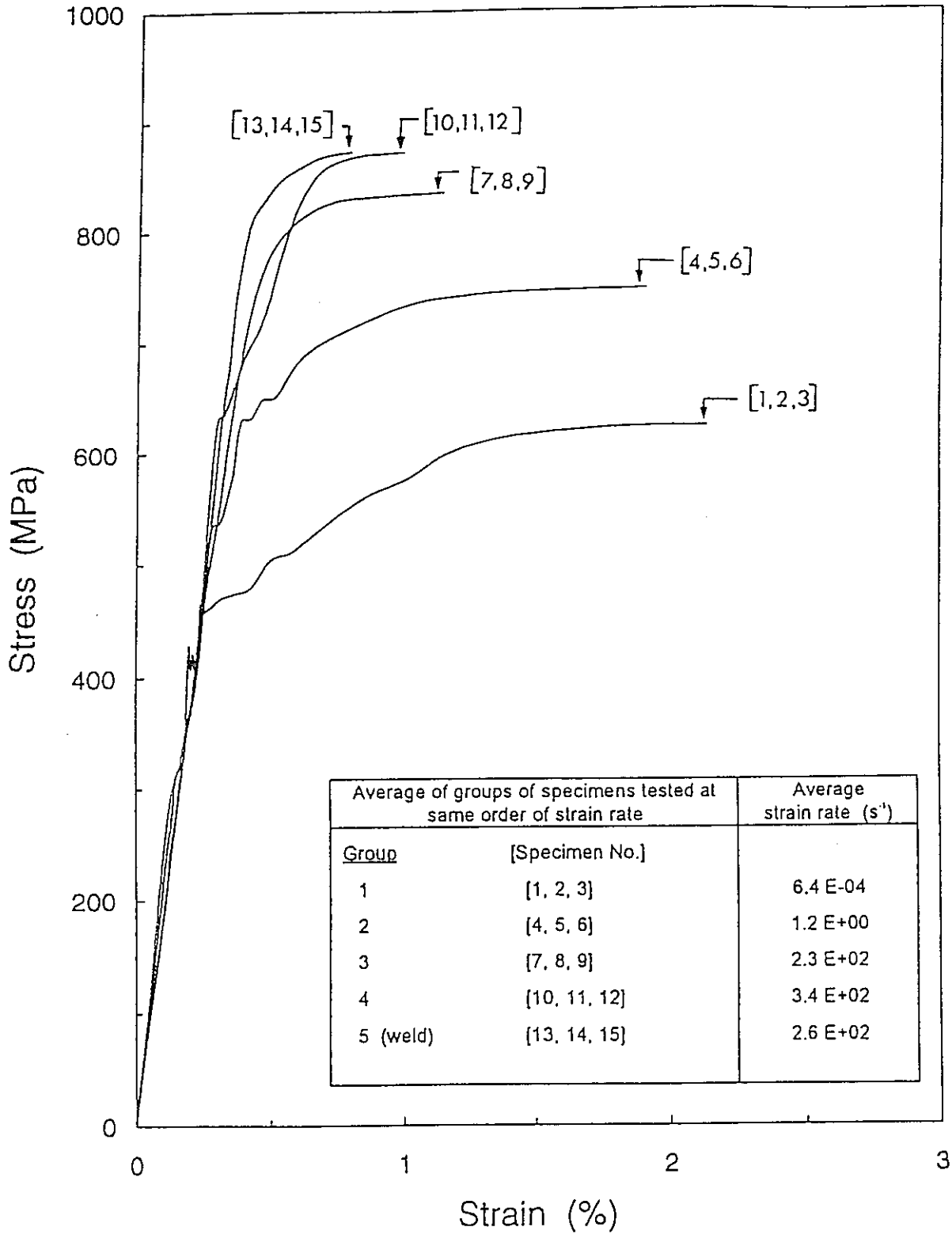


図4.1.5-9　未照射Zircaloy-2溶接材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）



Average of groups of specimens tested at same order of strain rate		Average strain rate (s^{-1})
Group	[Specimen No.]	
1	[1, 2, 3]	6.4 E-04
2	[4, 5, 6]	1.2 E+00
3	[7, 8, 9]	2.3 E+02
4	[10, 11, 12]	3.4 E+02
5 (weld)	[13, 14, 15]	2.6 E+02

図4.1.5-10 照射Zircaloy-2材の公称応力ひずみ曲線図（試験温度＝70℃，縦方向）

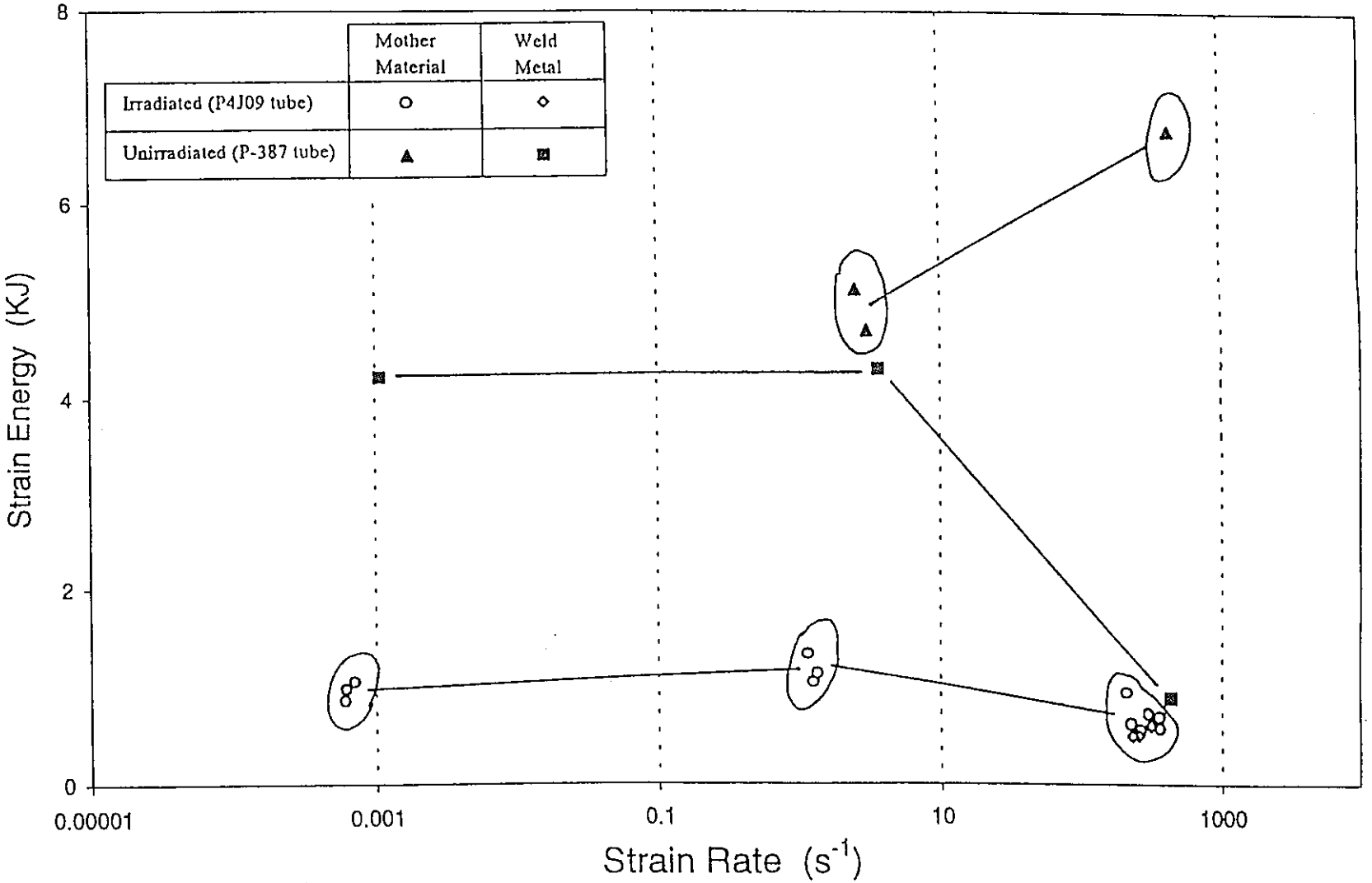


図4.1.5-11 ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材のひずみエネルギー）

（試験温度＝70℃，縦方向）

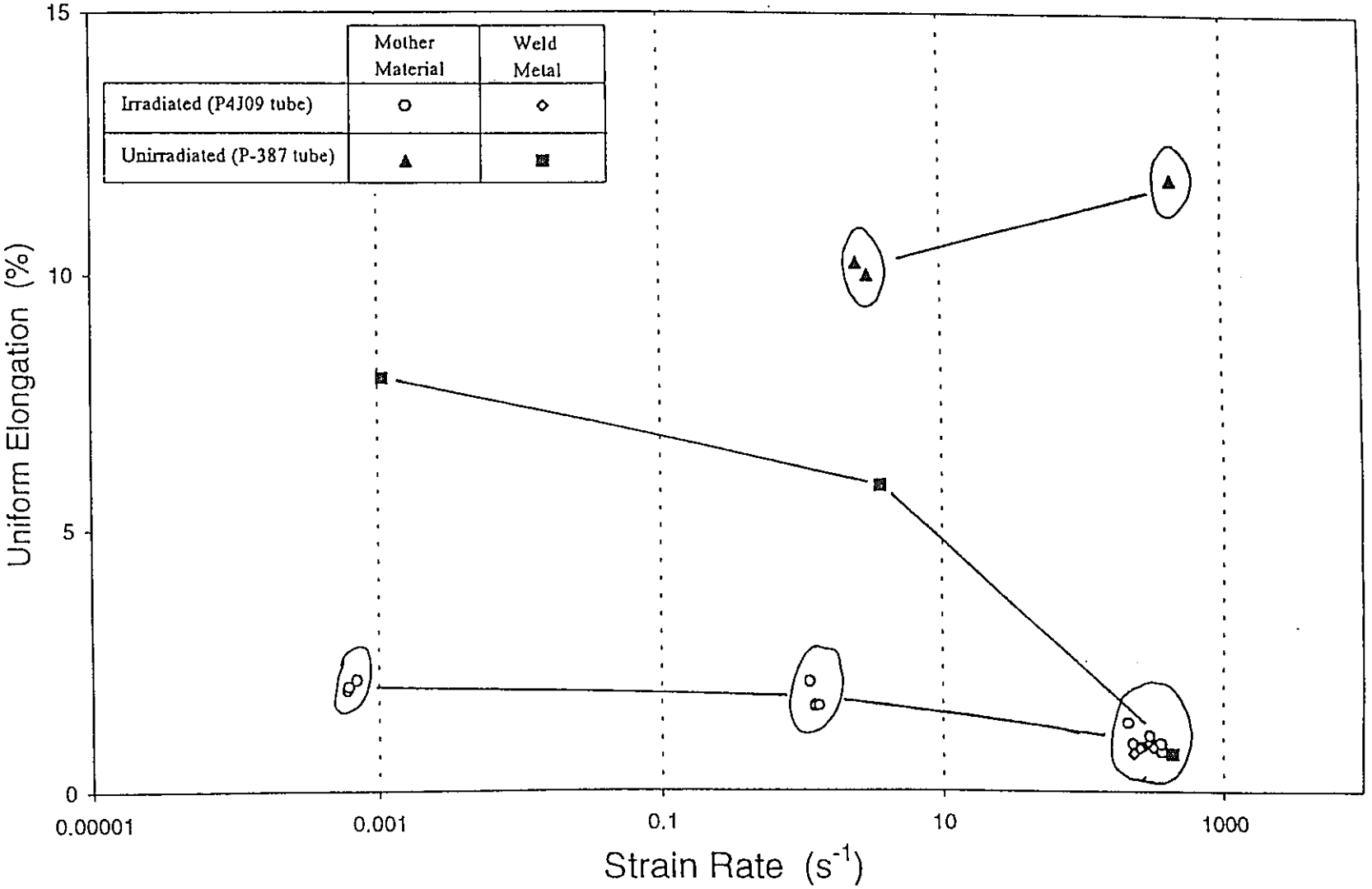


図4.1.5-12　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の一様伸び）
（試験温度＝70℃，縦方向）

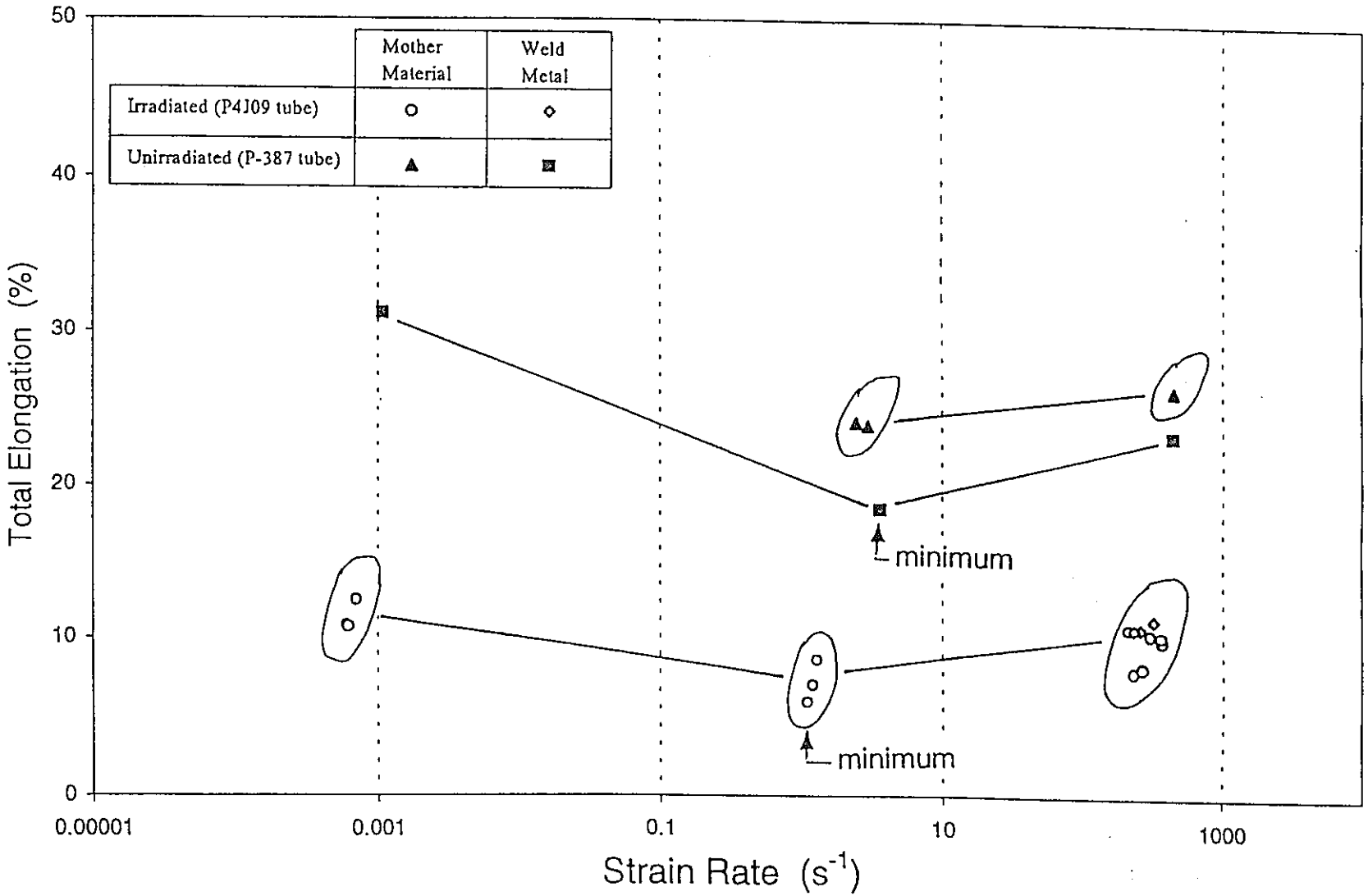


図4.1.5-13　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の破断伸び）
（試験温度＝70℃，縦方向）

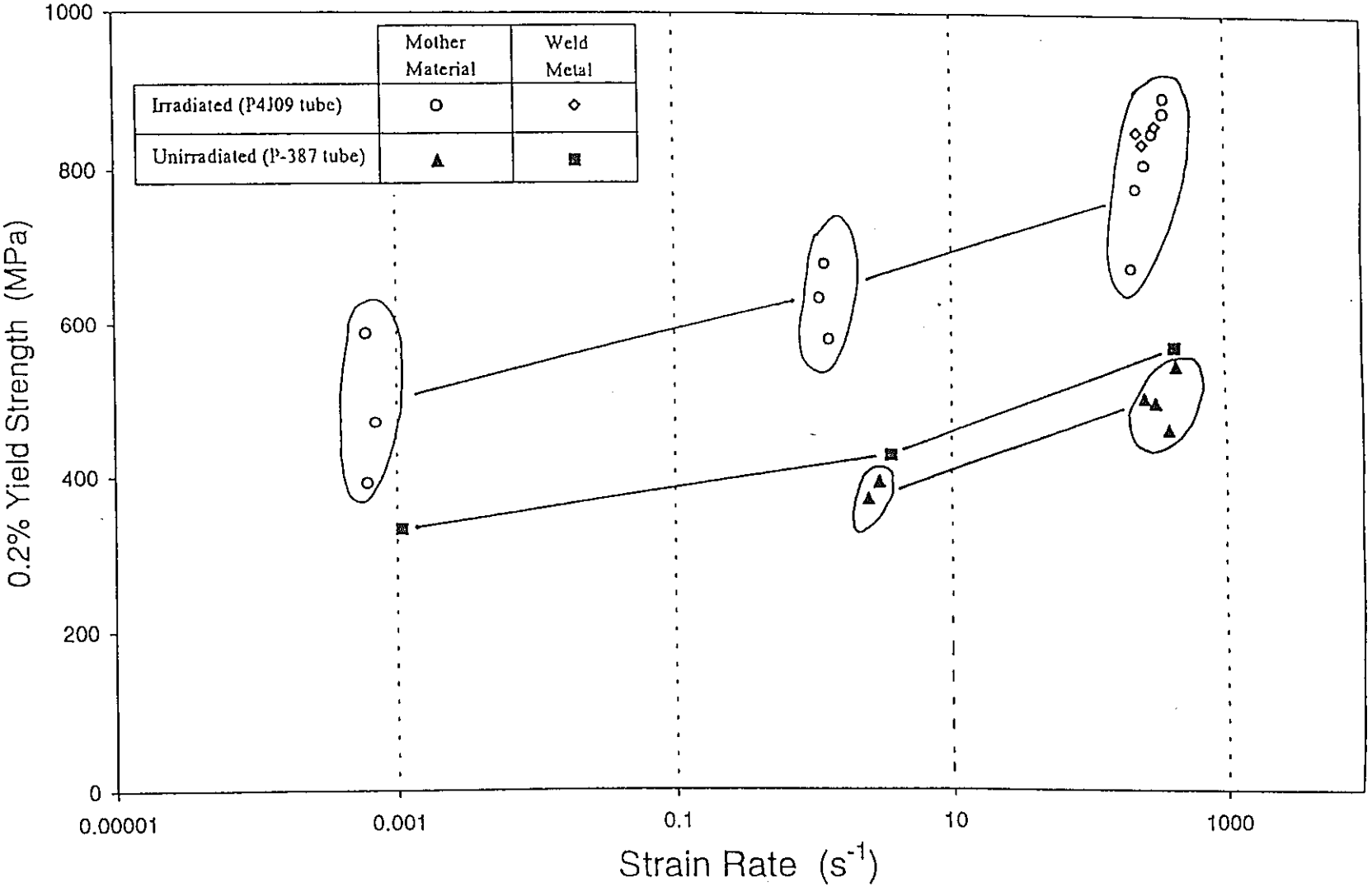


図5-14　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の0.2%耐力）
（試験温度＝70℃，縦方向）

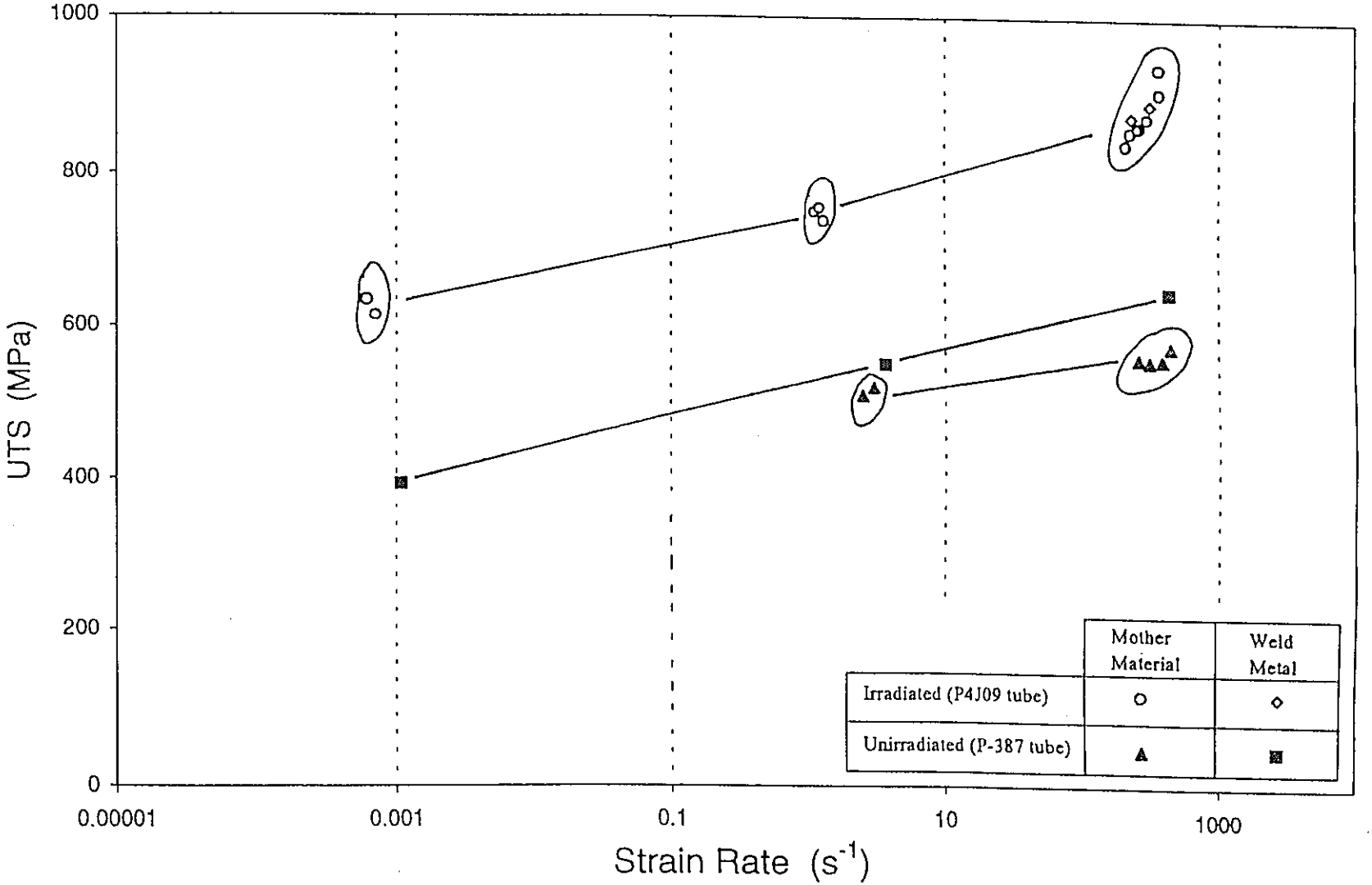


図4.1.5-15　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の引張強さ）

（試験温度＝70℃，縦方向）

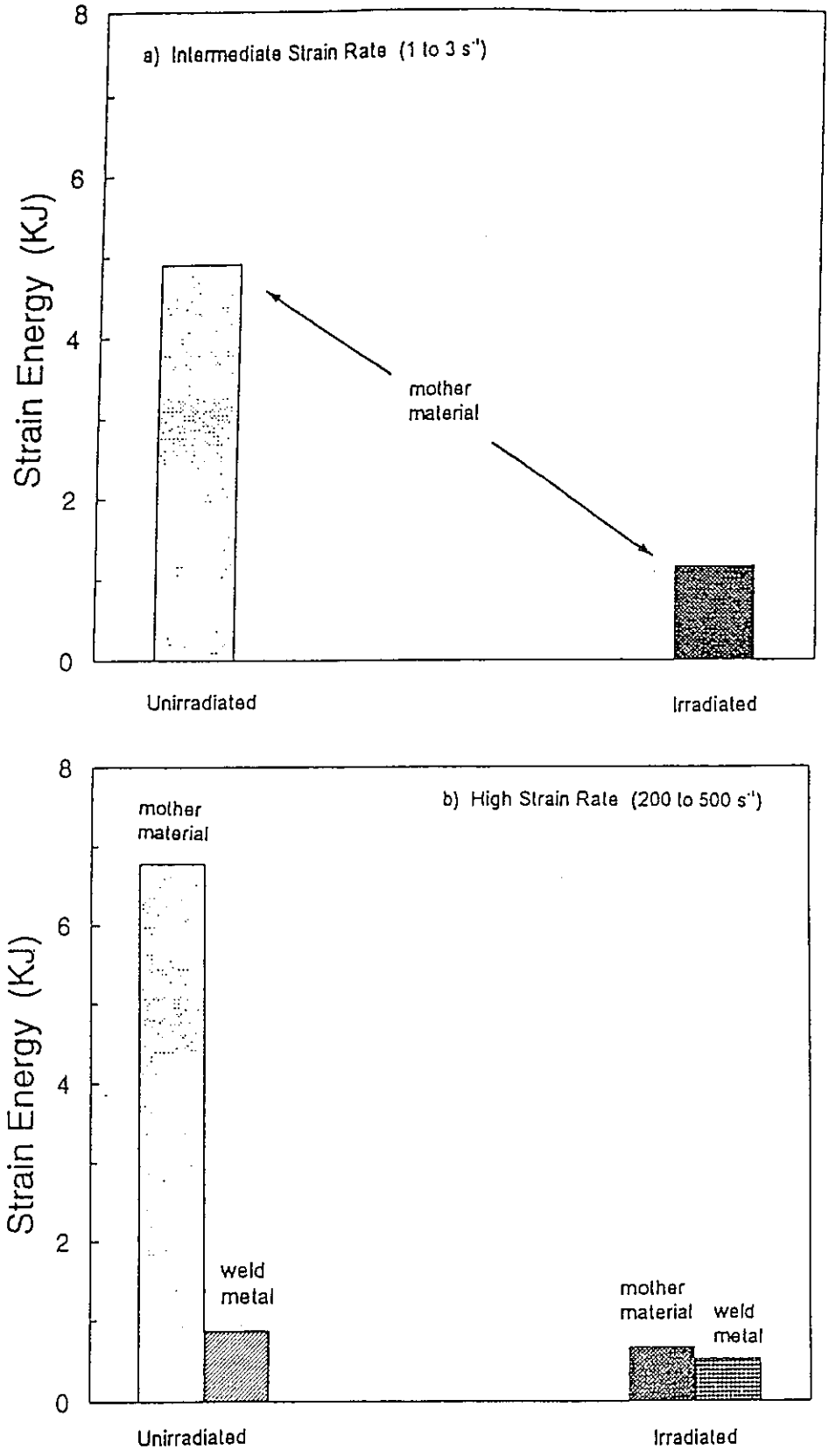


図4.1.5-16　(a)中ひずみ速度１～３S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500S^{-1} Zircaloy-2材のひずみエネルギーにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

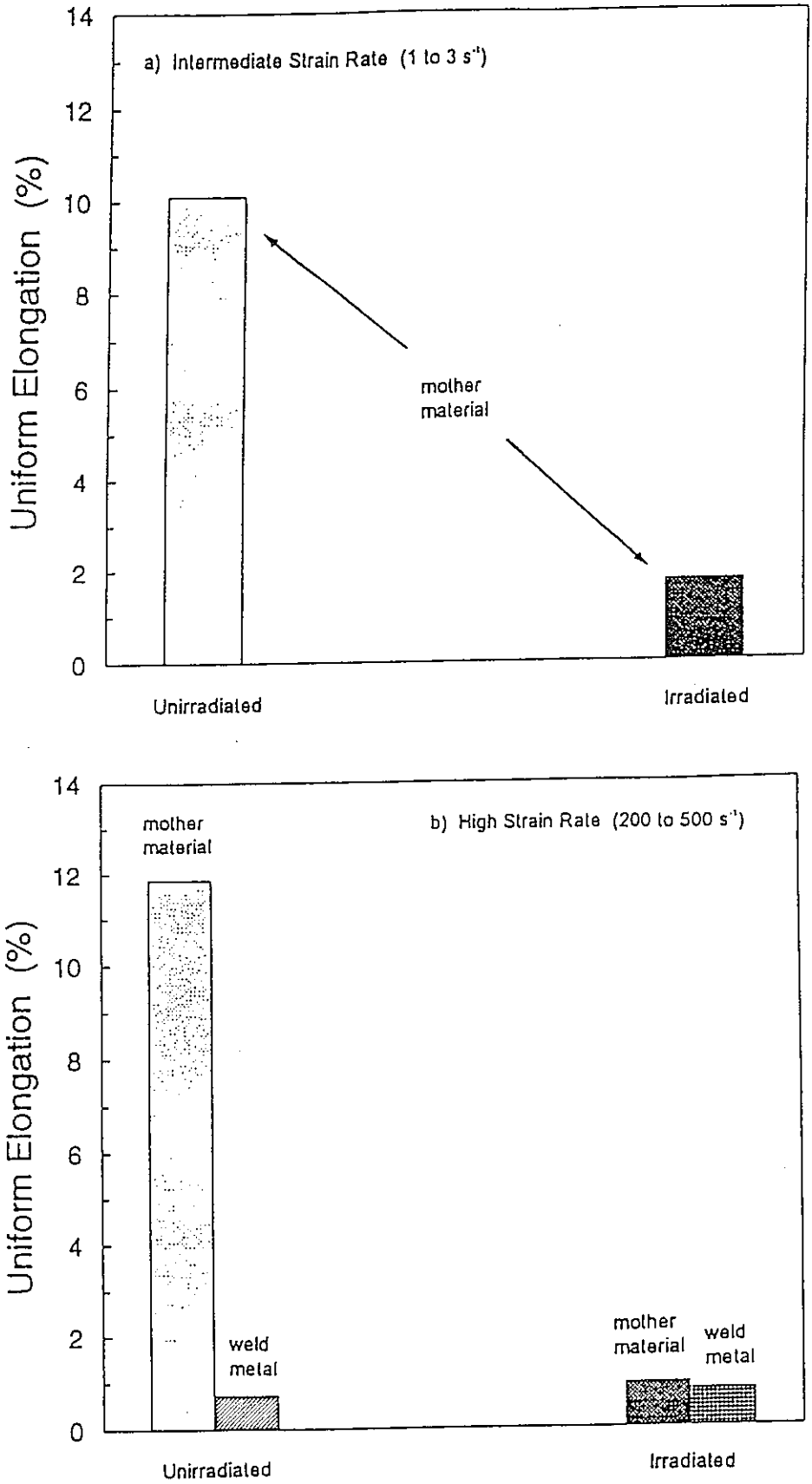


図4.1.5-17　(a)中ひずみ速度１～３S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500S^{-1} Zircaloy-2材の一様伸びにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

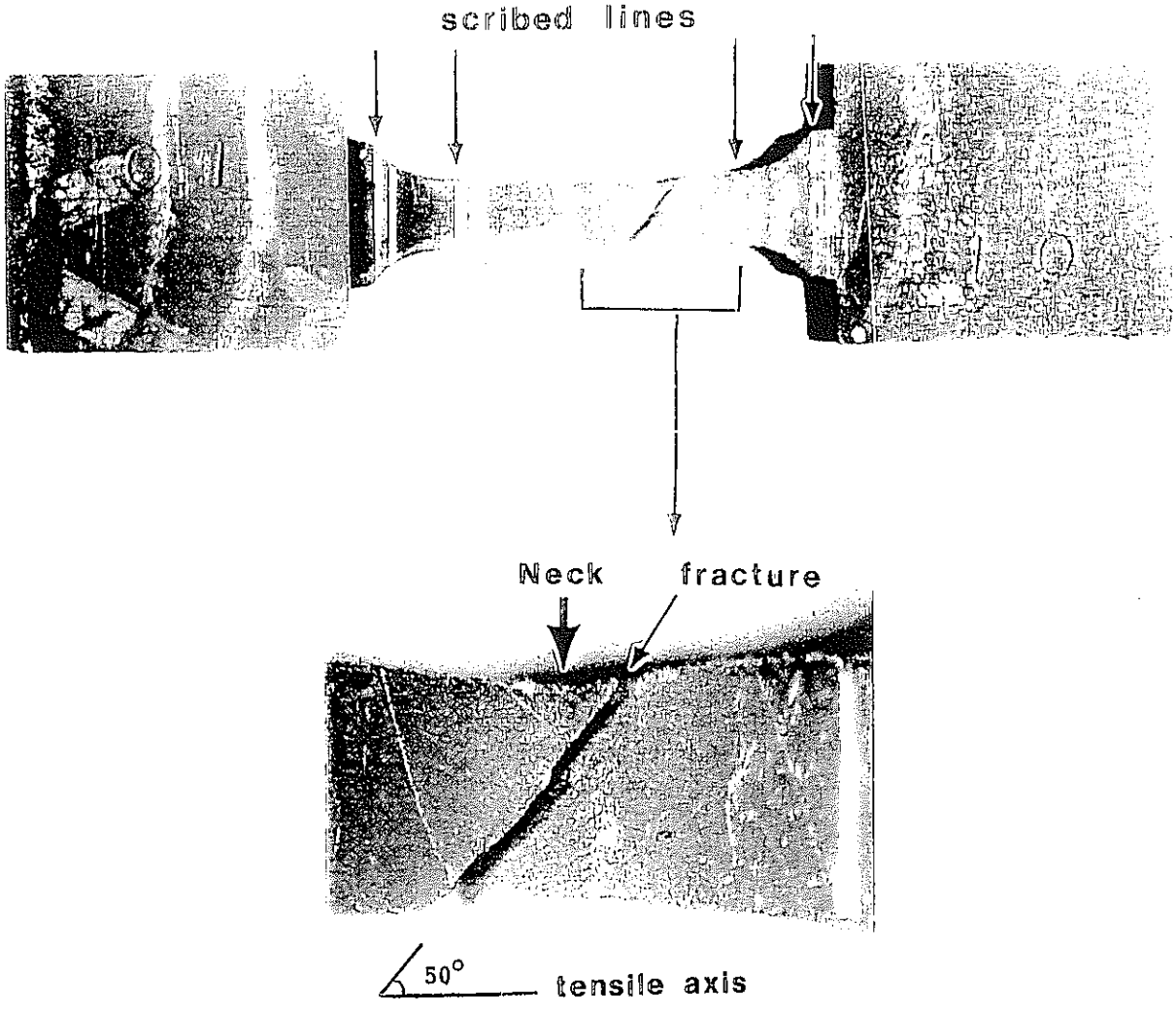


図4.1.5-18 高ひずみ速度($360S^{-1}$)において試験される
照射Zircaloy-2 縦引張試験片U10（母材）破断の写真
（Neck形状と引張軸に対して50°程度の割れ方向）

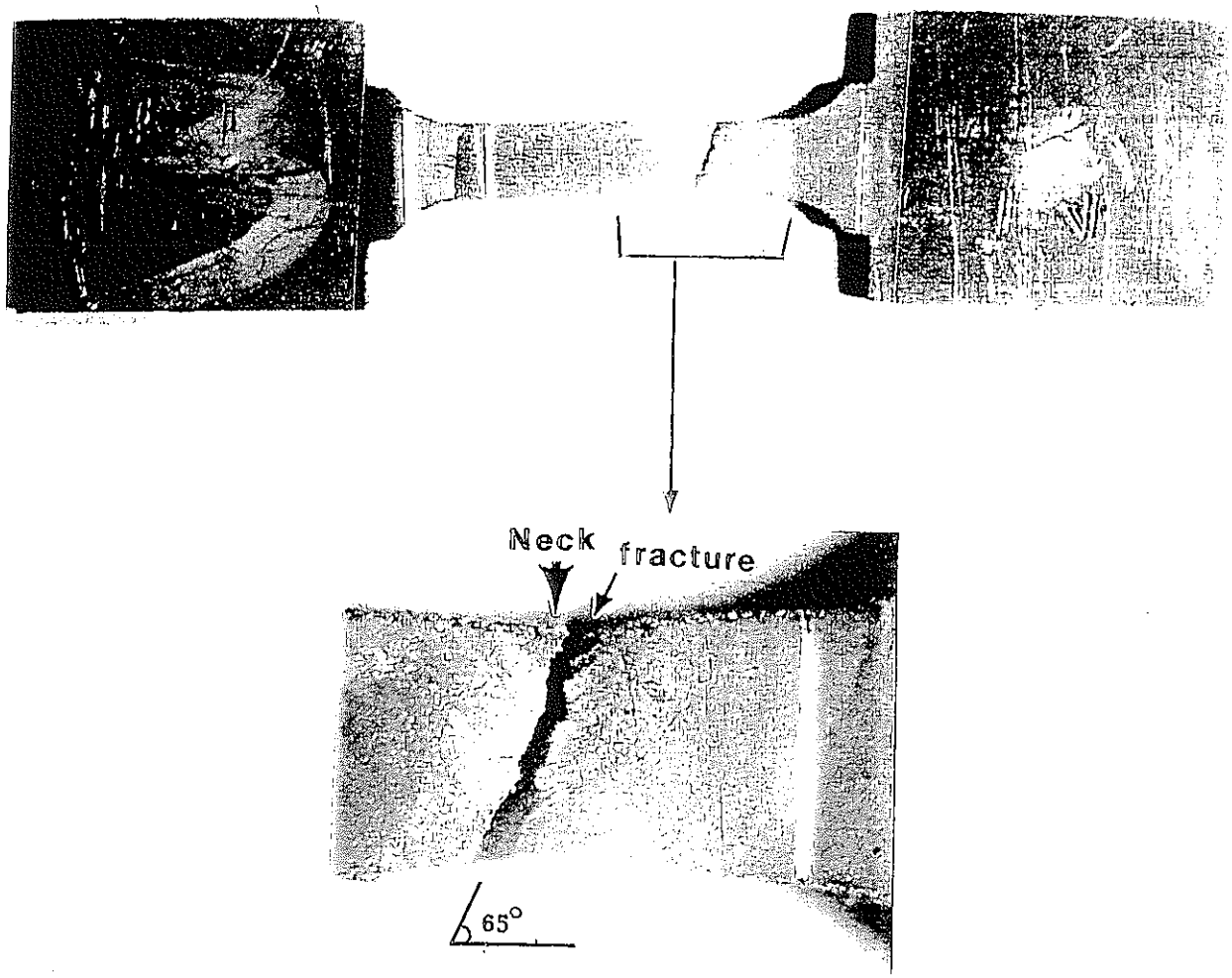


図4.1.5-19　高ひずみ速度(250S^{-1})において試験される
照射Zircaloy-2 縦引張試験片U14（溶接材）破断の写真
（Neck形状と引張軸に対して65°程度の割れ方向）

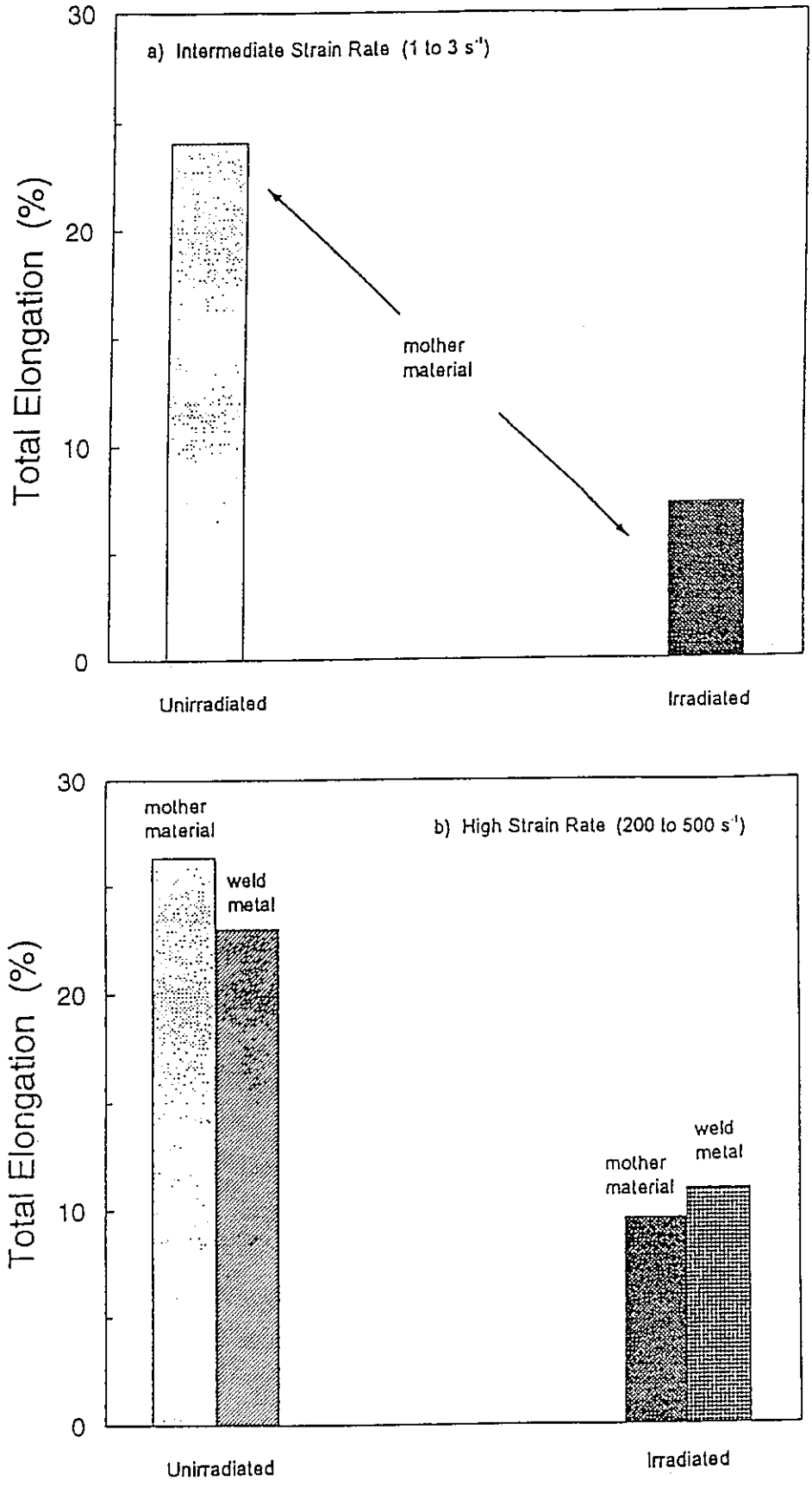


図4.1.5-20 (a)中ひずみ速度１～３S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500S^{-1} Zircaloy-2材の破断伸びにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

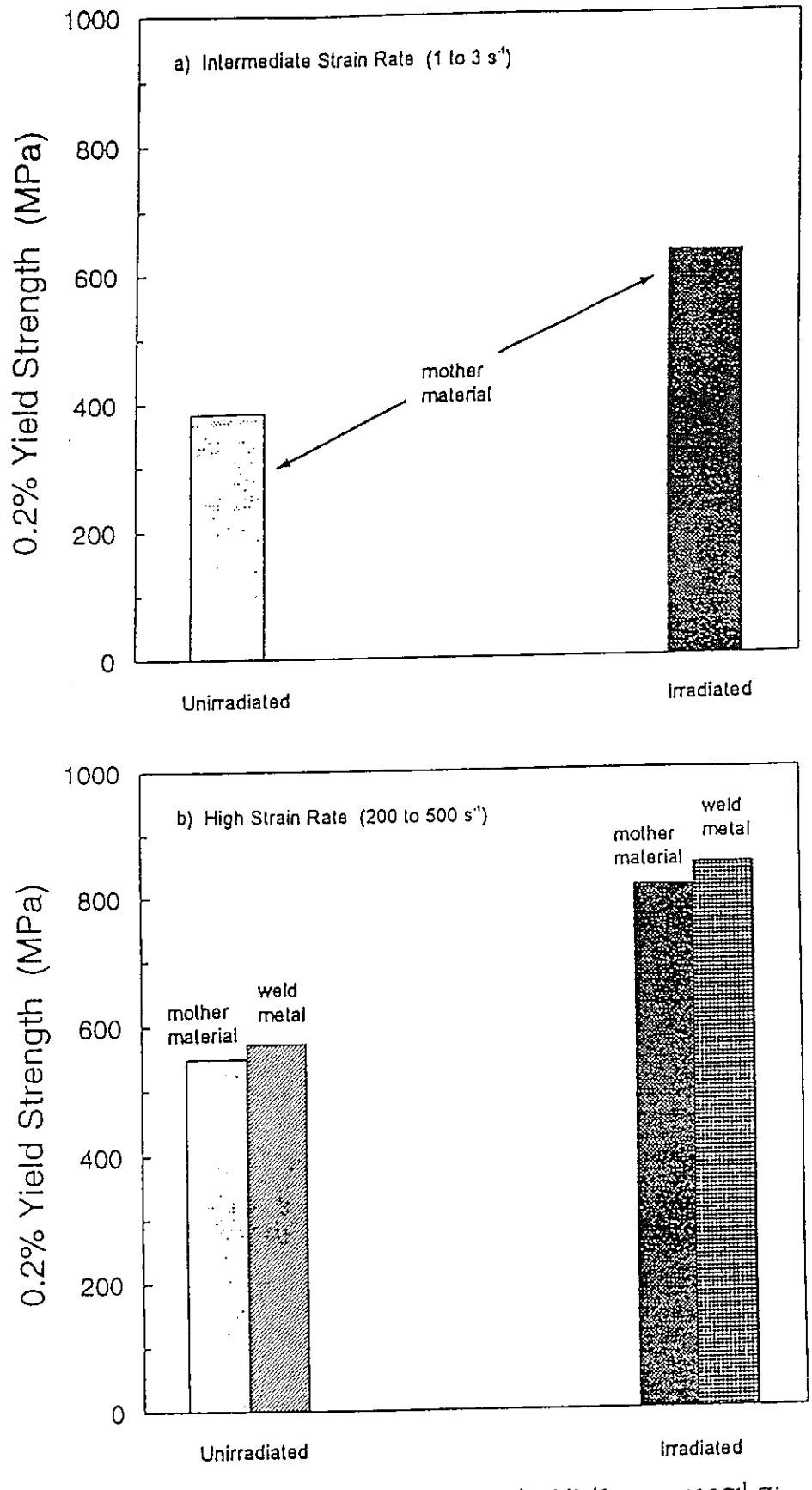
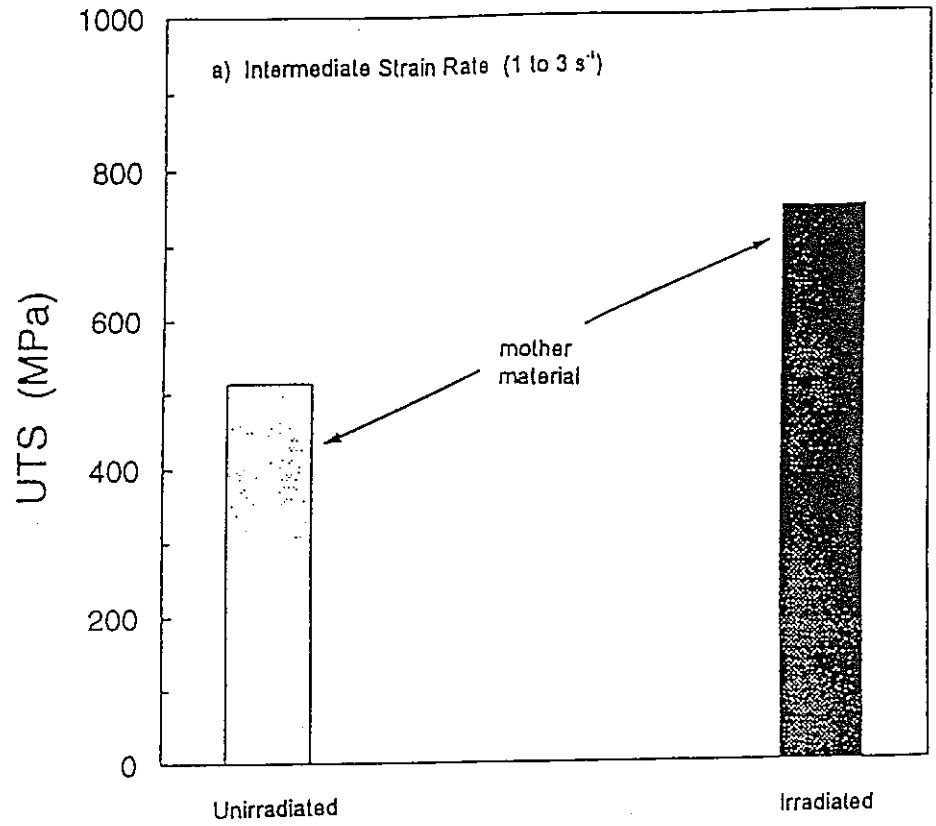


図4.1.5-21 (a)中ひずみ速度１～３S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500S^{-1} Zircaloy-2材の0.2%耐力における照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）



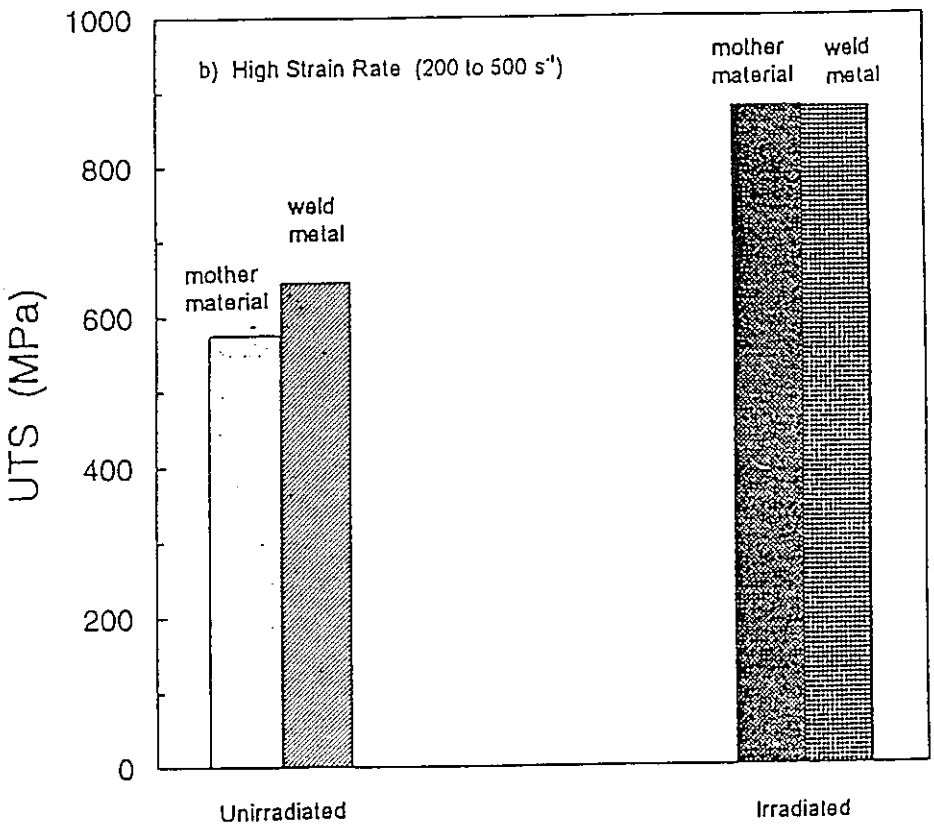
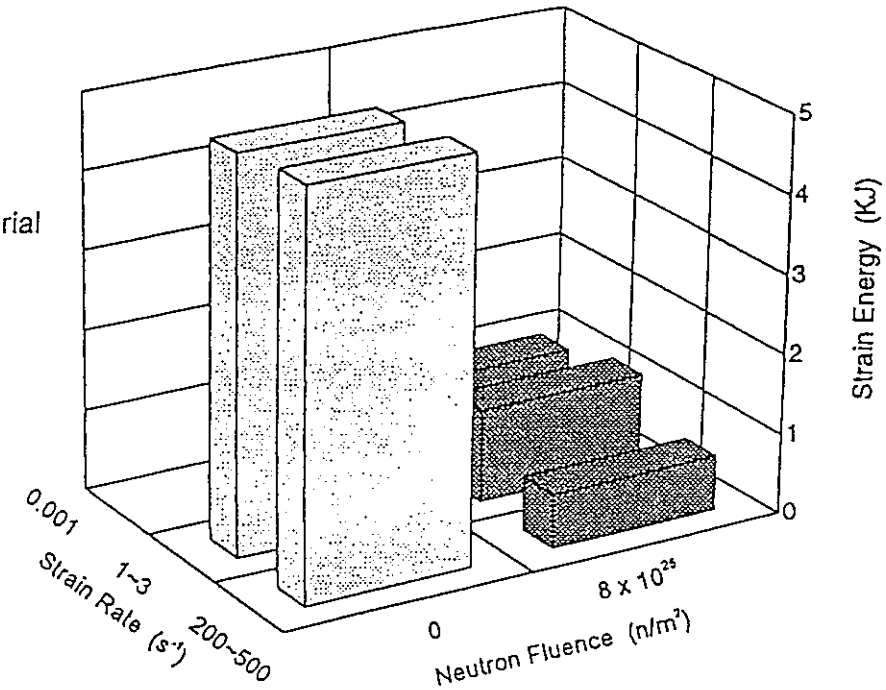


図4.1.5-22 (a)中ひずみ速度１～３S^{-1}と(b)高ひずみ速度200～500S^{-1} Zircaloy-2材の引張強さにおける照射効果（試験温度＝70℃，縦方向）

a) mother material



b) weld metal

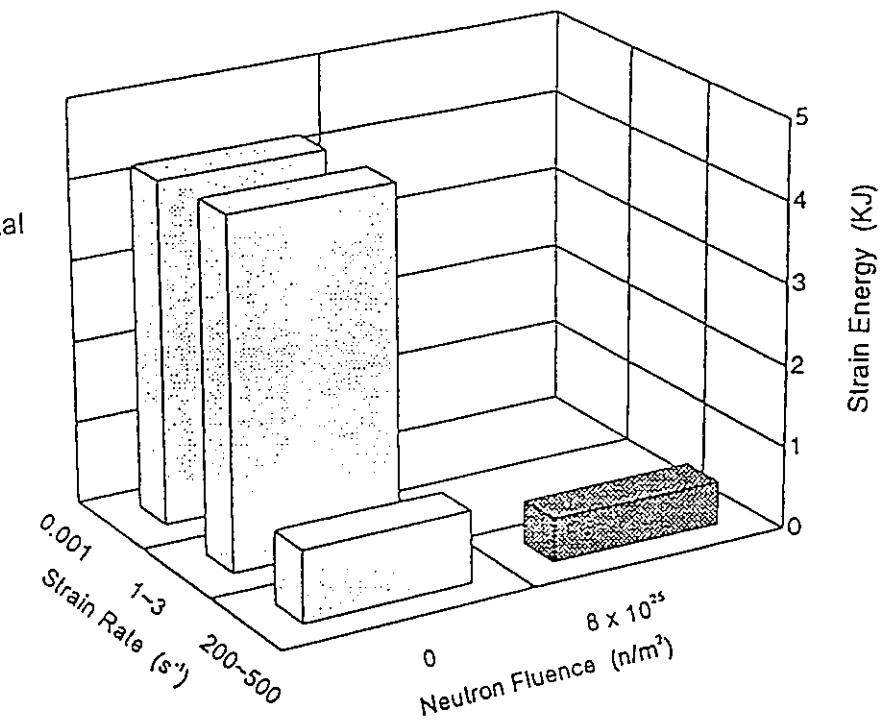
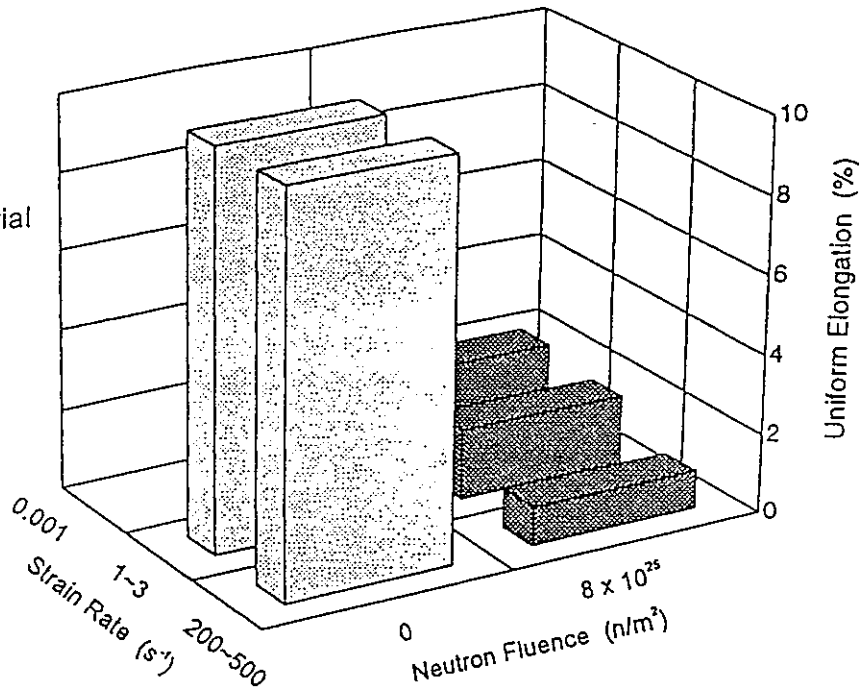


図4.1.5-23　Zircaloy-2材のひずみエネルギーに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

（500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

a) mother material



b) weld metal

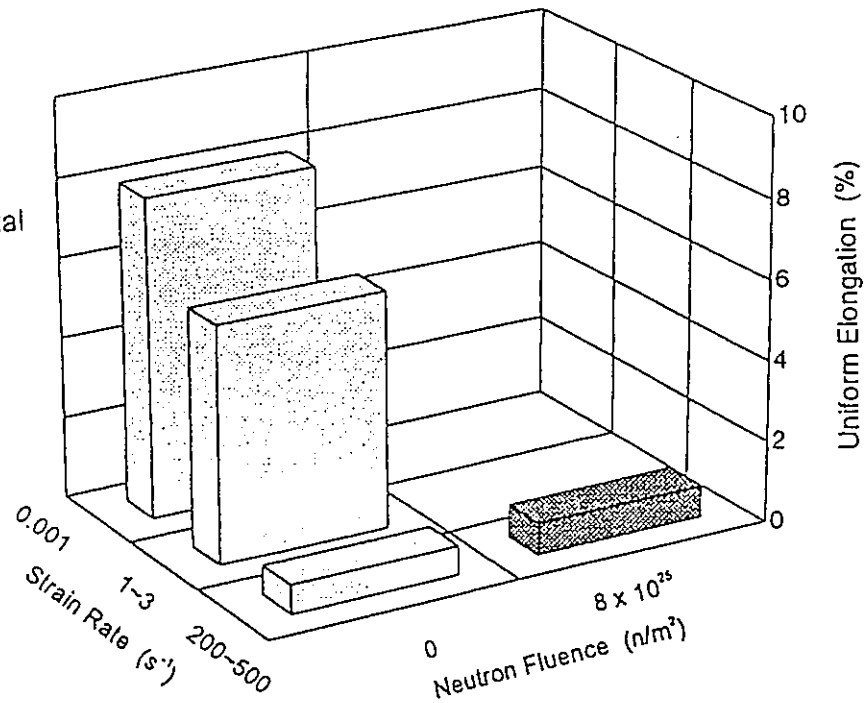


図4.1.5-24　Zircaloy-2材の一様伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

（500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

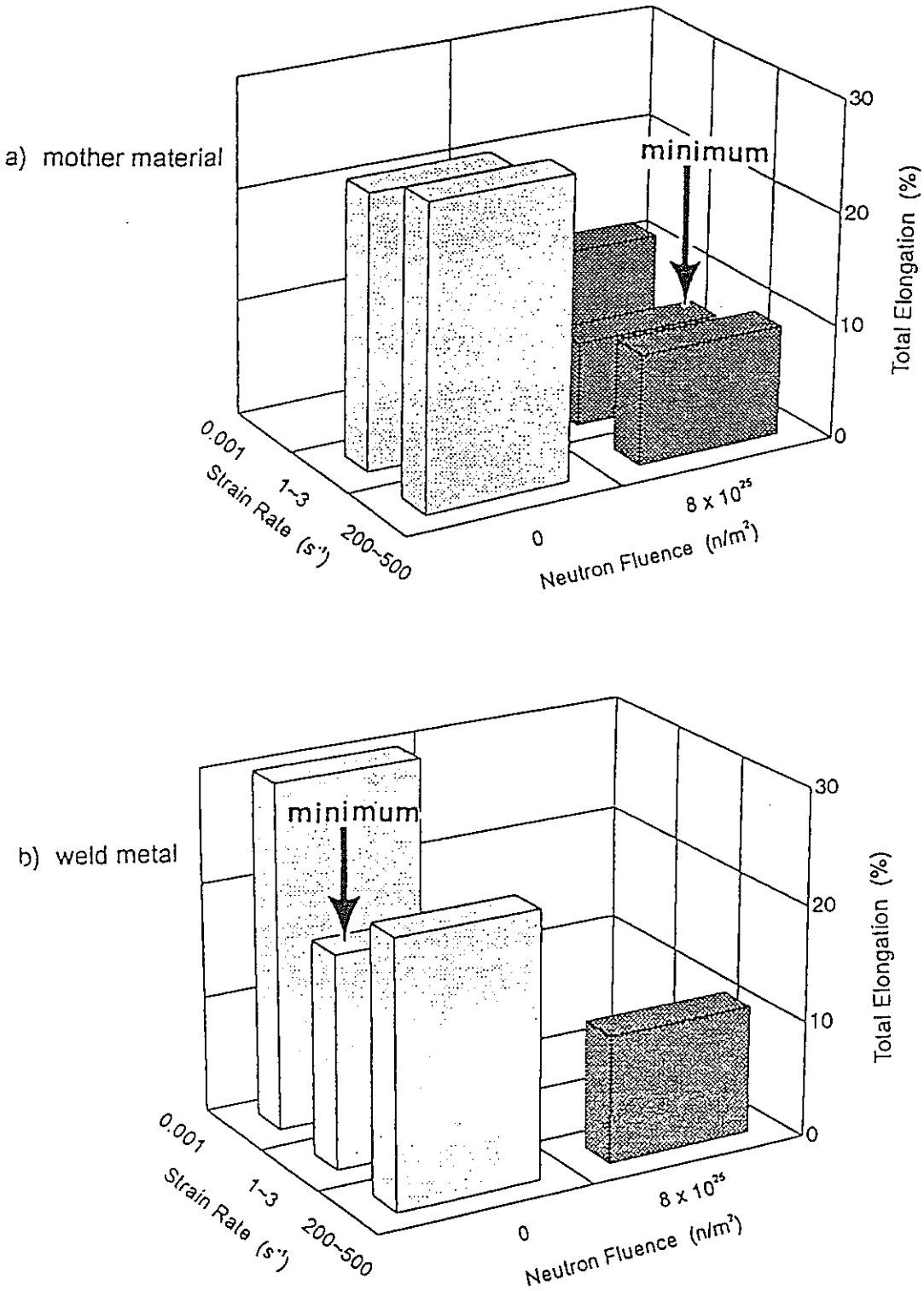
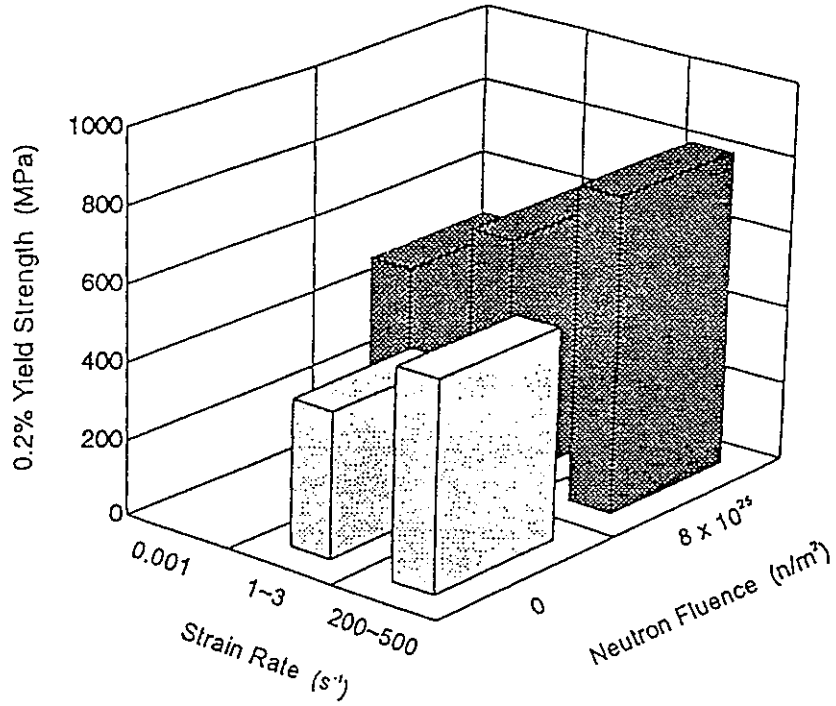
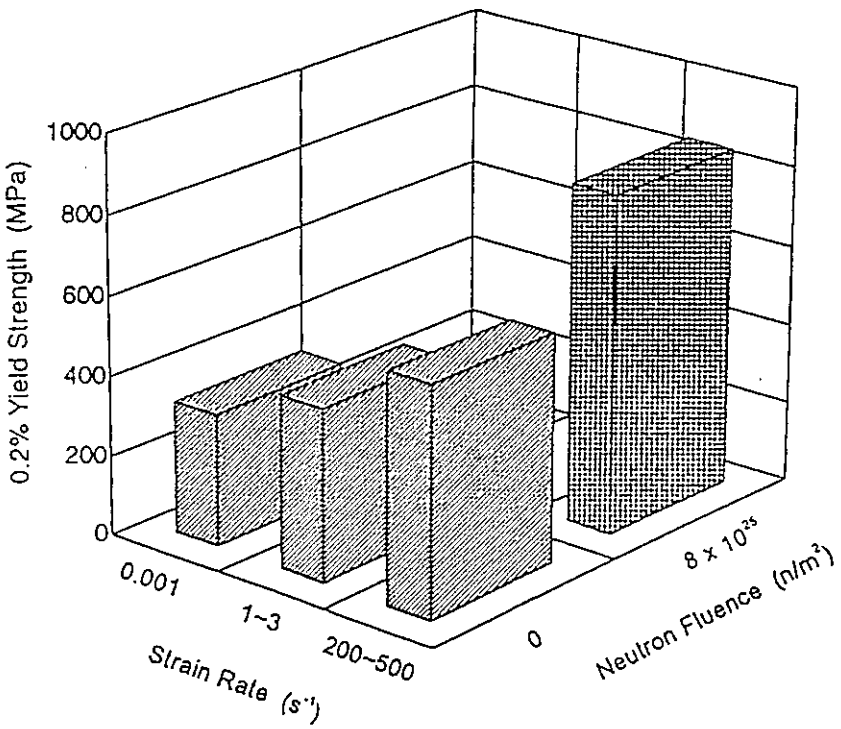


図4.1.5-25 Zircaloy-2材の破断伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

(500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）



a) mother material



b) weld metal

図4.1.5-26　Zircaloy-2材の0.2%耐力に及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

（500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

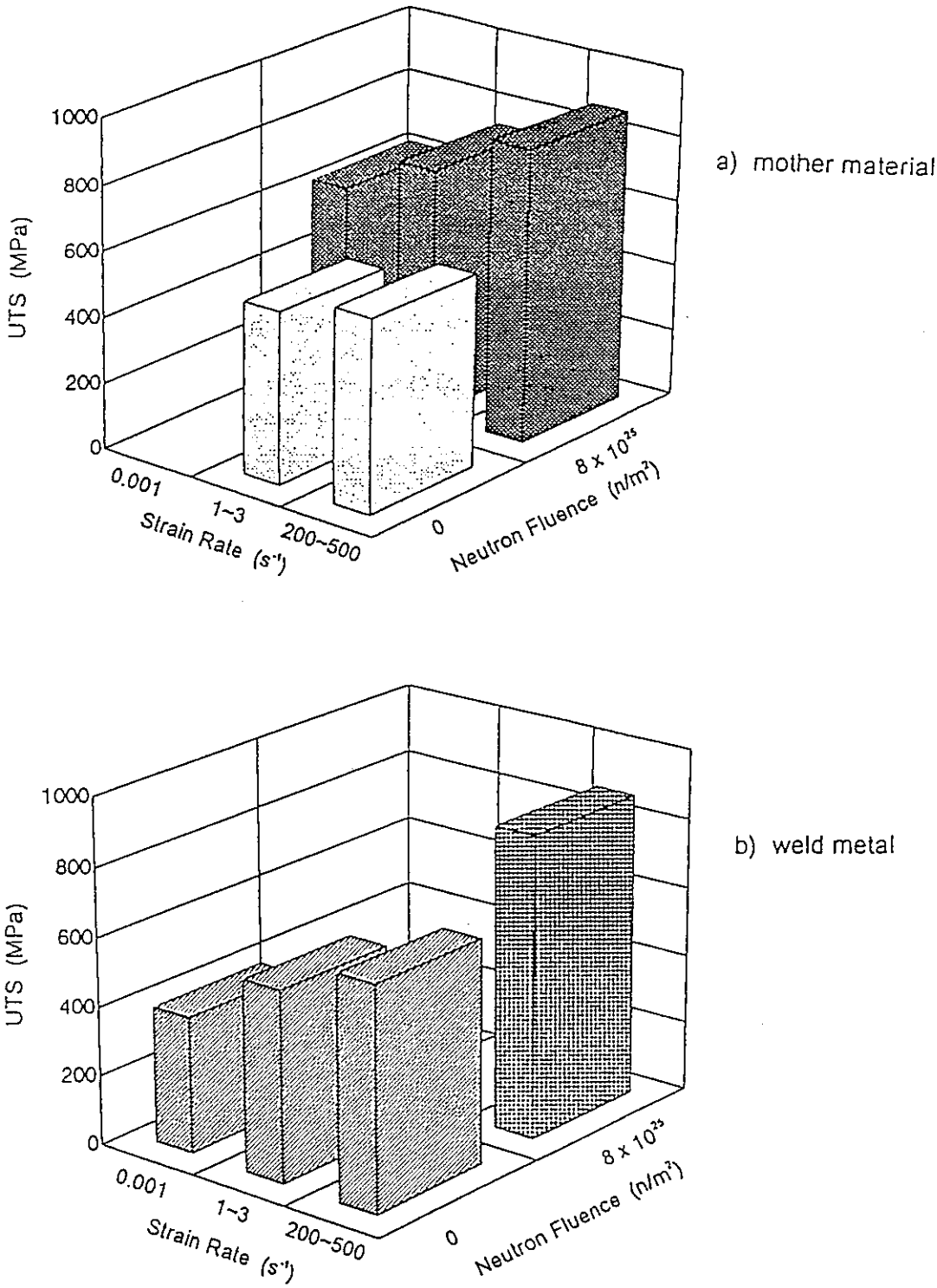


図4.1.5-27　Zircaloy-2材の引張強さに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

（500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

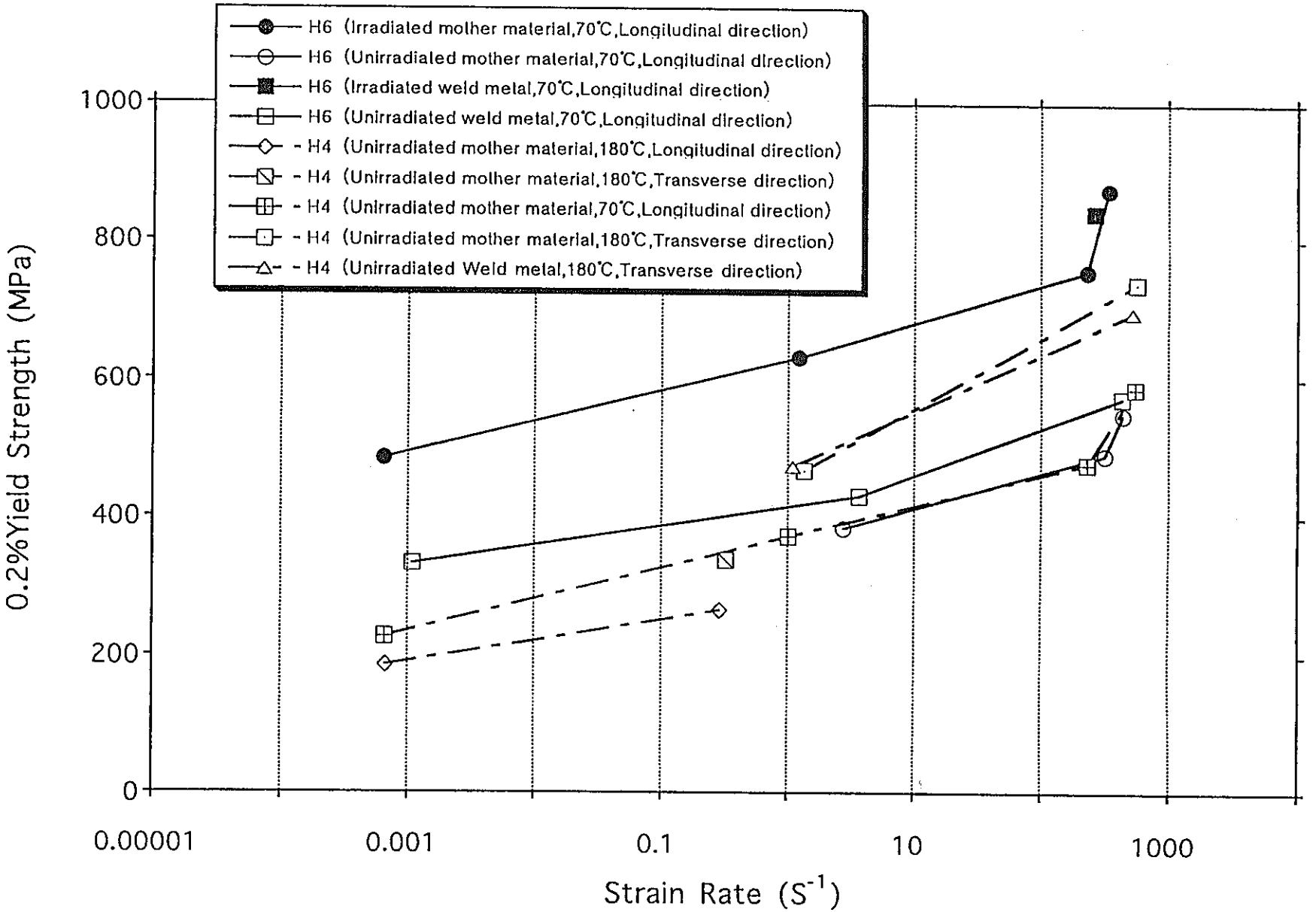


図4.1.5-28　高速引張試験結果
（平成４年度分と平成６年度分の比較）

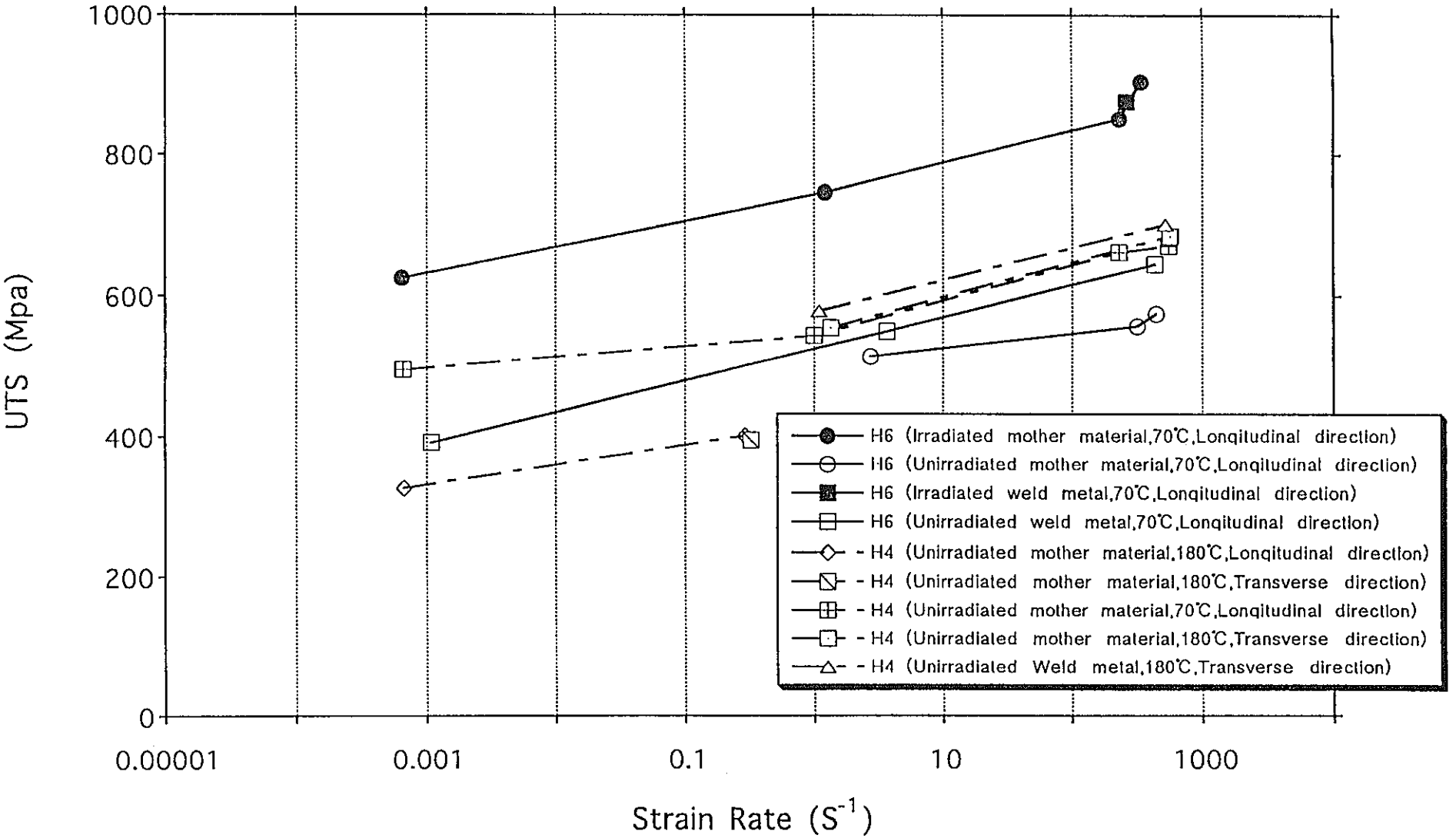


図4.1.5-29　高速引張試験結果
（平成４年度分と平成６年度分の比較）

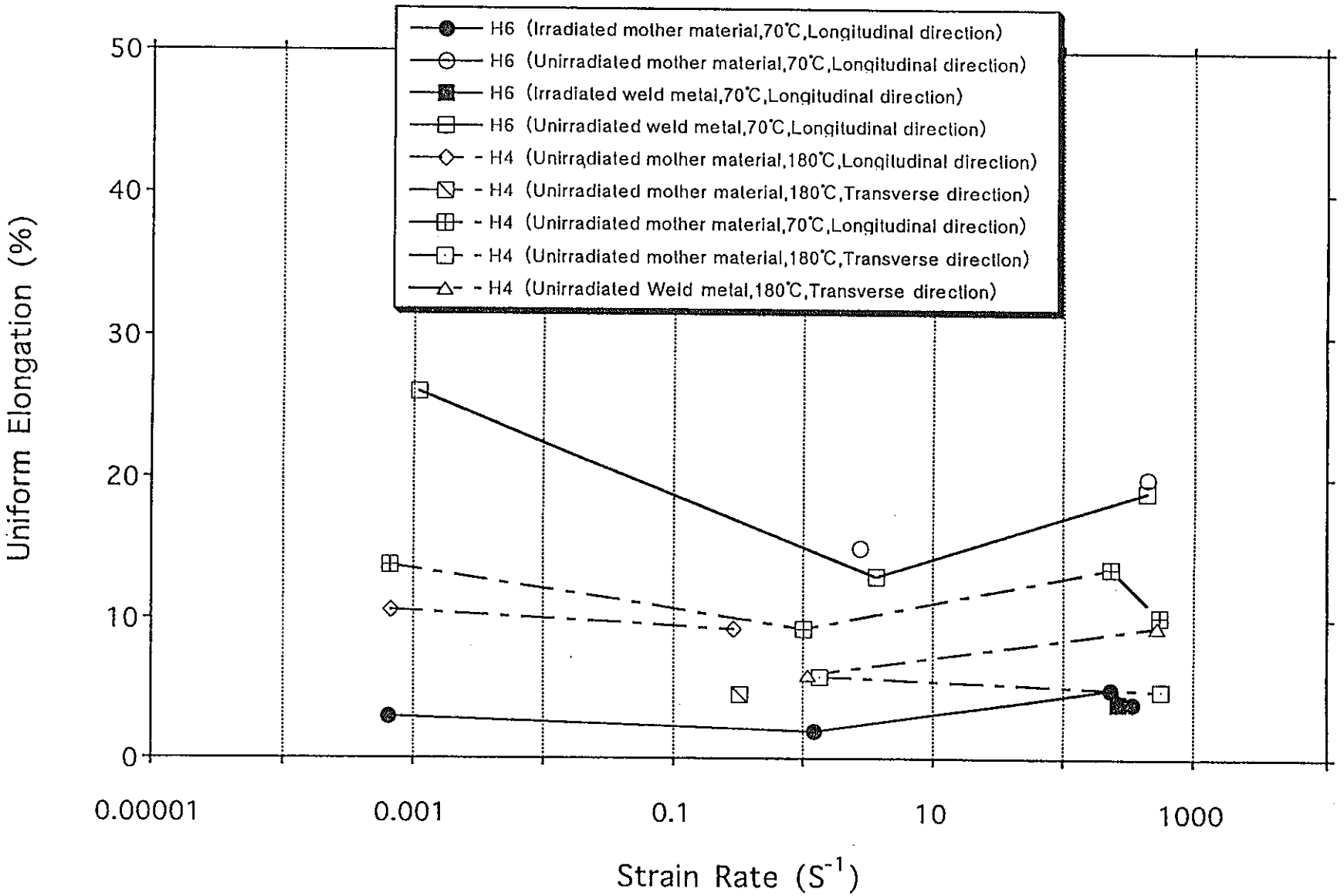


図4.1.5-30　高速引張試験結果
(平成 4 年度分と平成 6 年度分の比較)

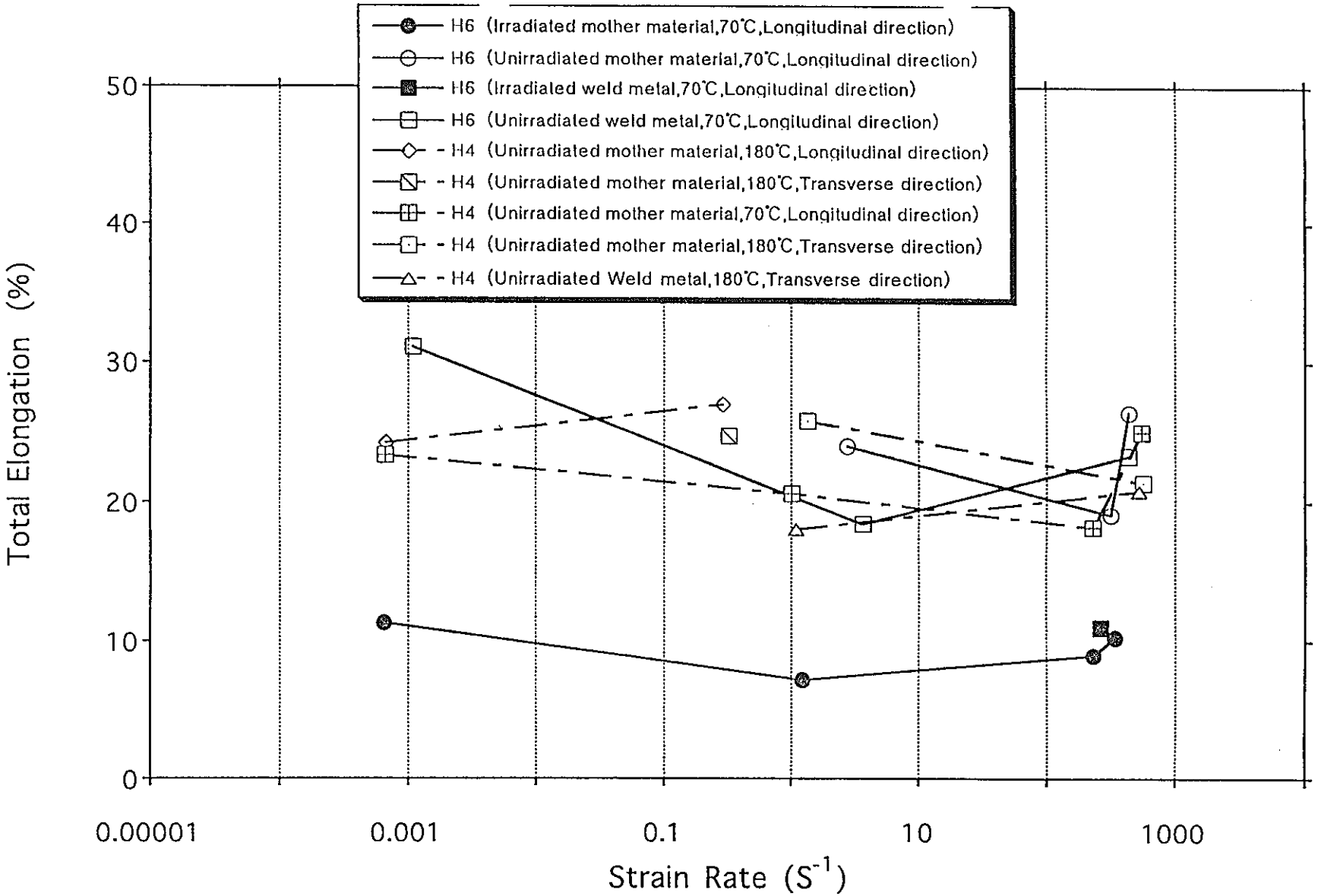


図4.1.5-31　高速引張試験結果
(平成 4 年度分と平成 6 年度分の比較)

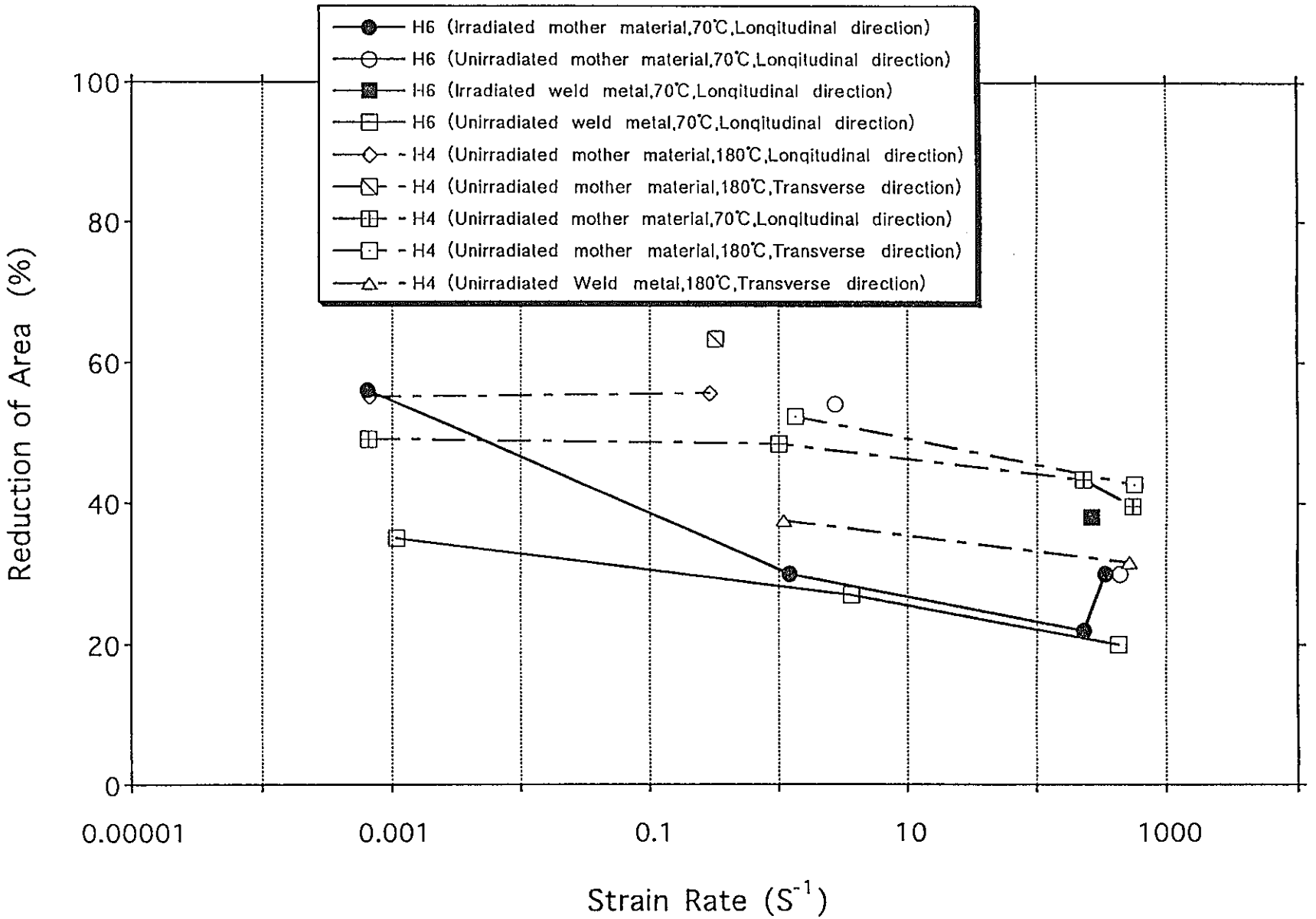


図4.1.5-32　高速引張試験結果
（平成４年度分と平成６年度分の比較）

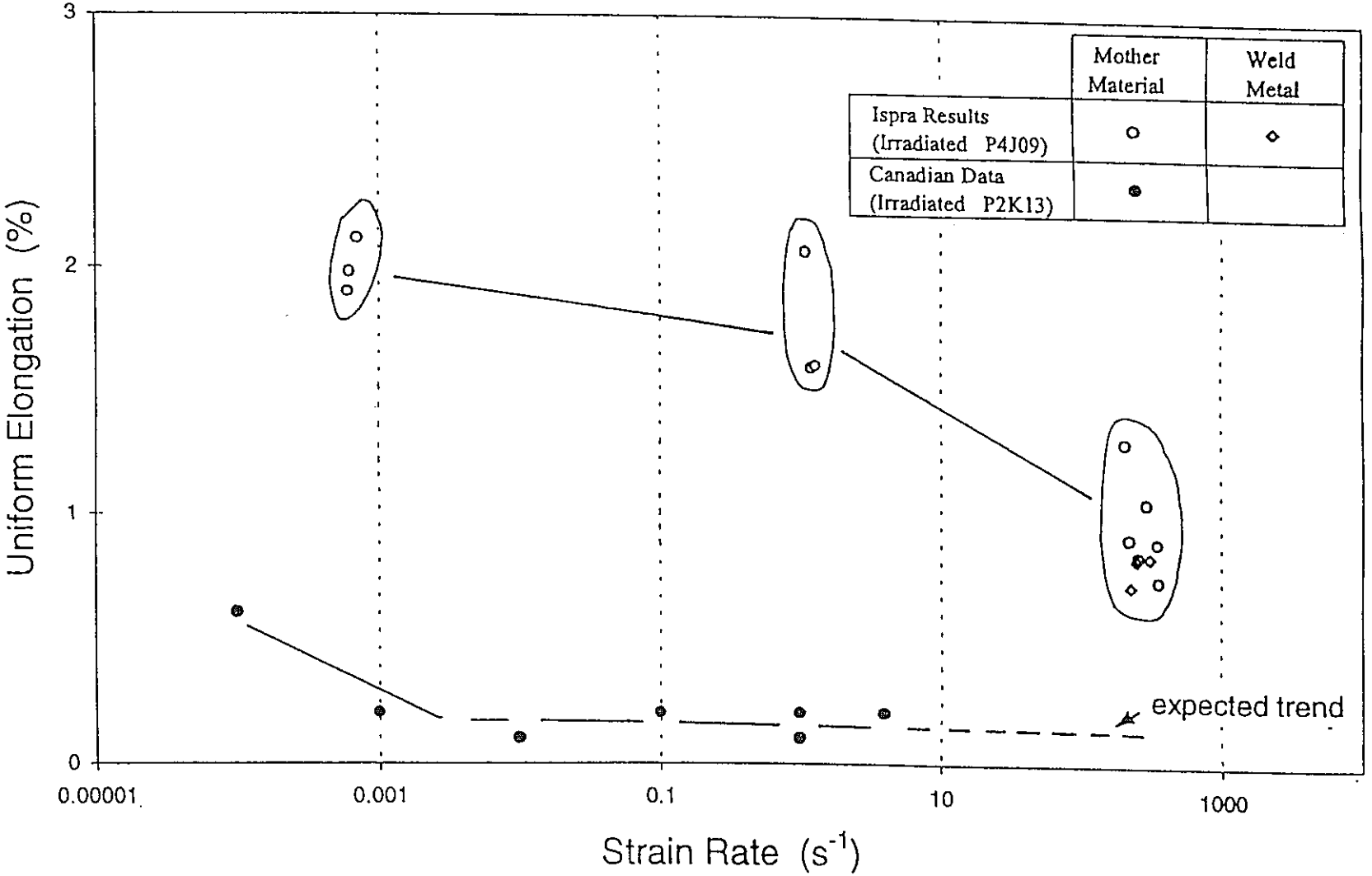


図4.1.5-33 カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの一様伸び結果の比較

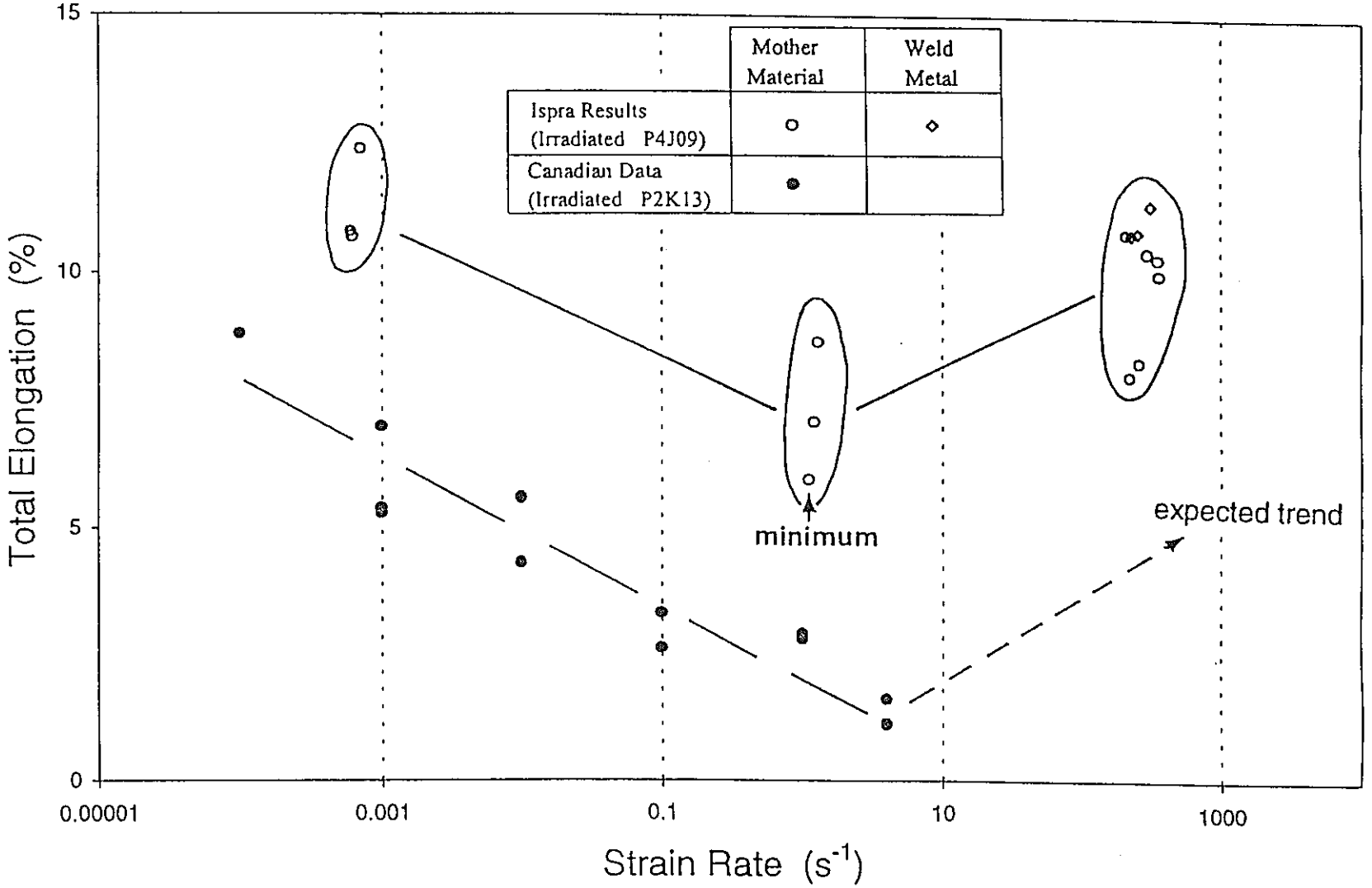


図4.1.5-34 カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの破断伸び結果の比較

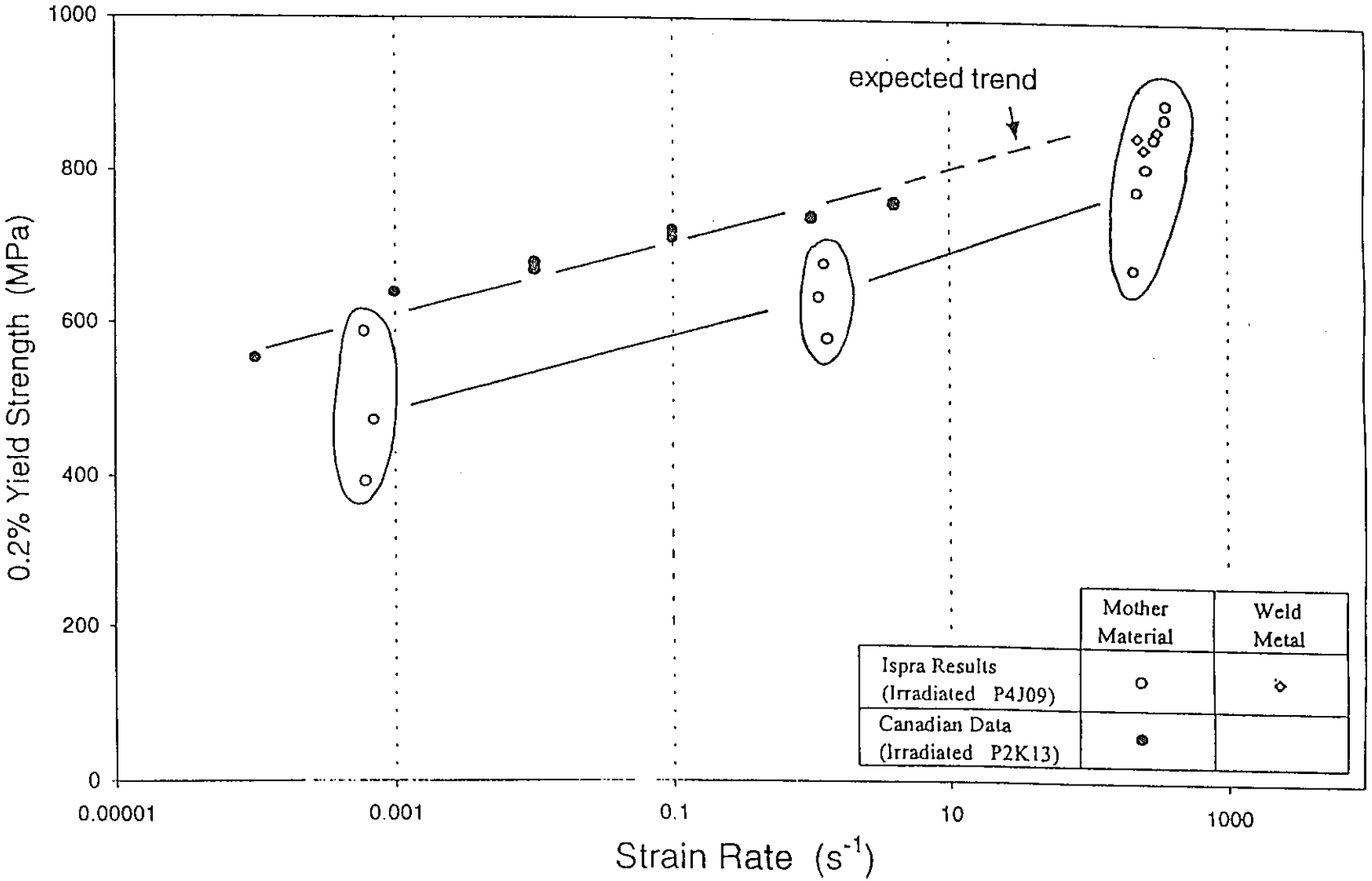


図4.1.5-35　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの0.2%耐力結果の比較

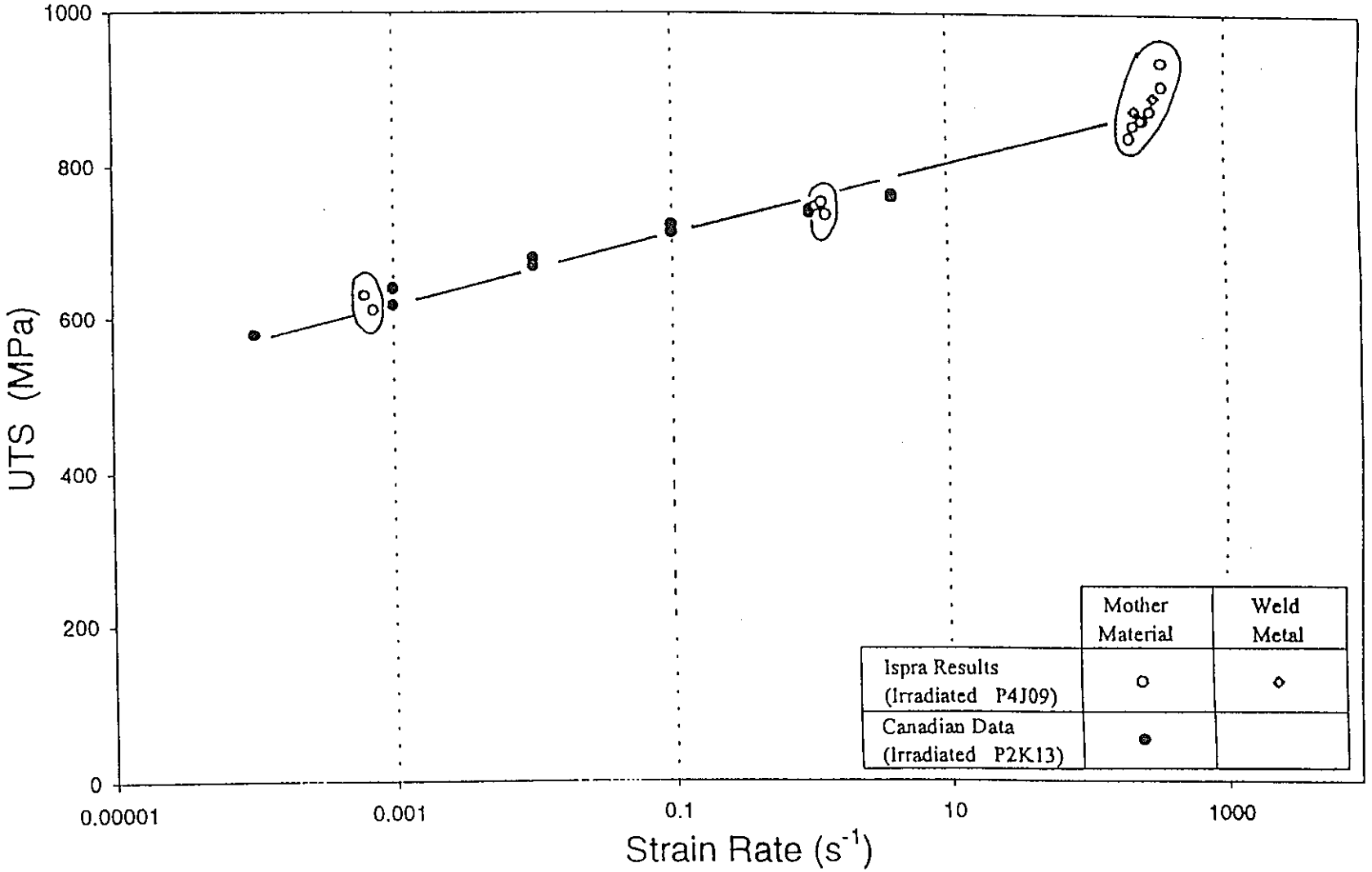


図4.1.5-36 カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの引張強さ結果の比較

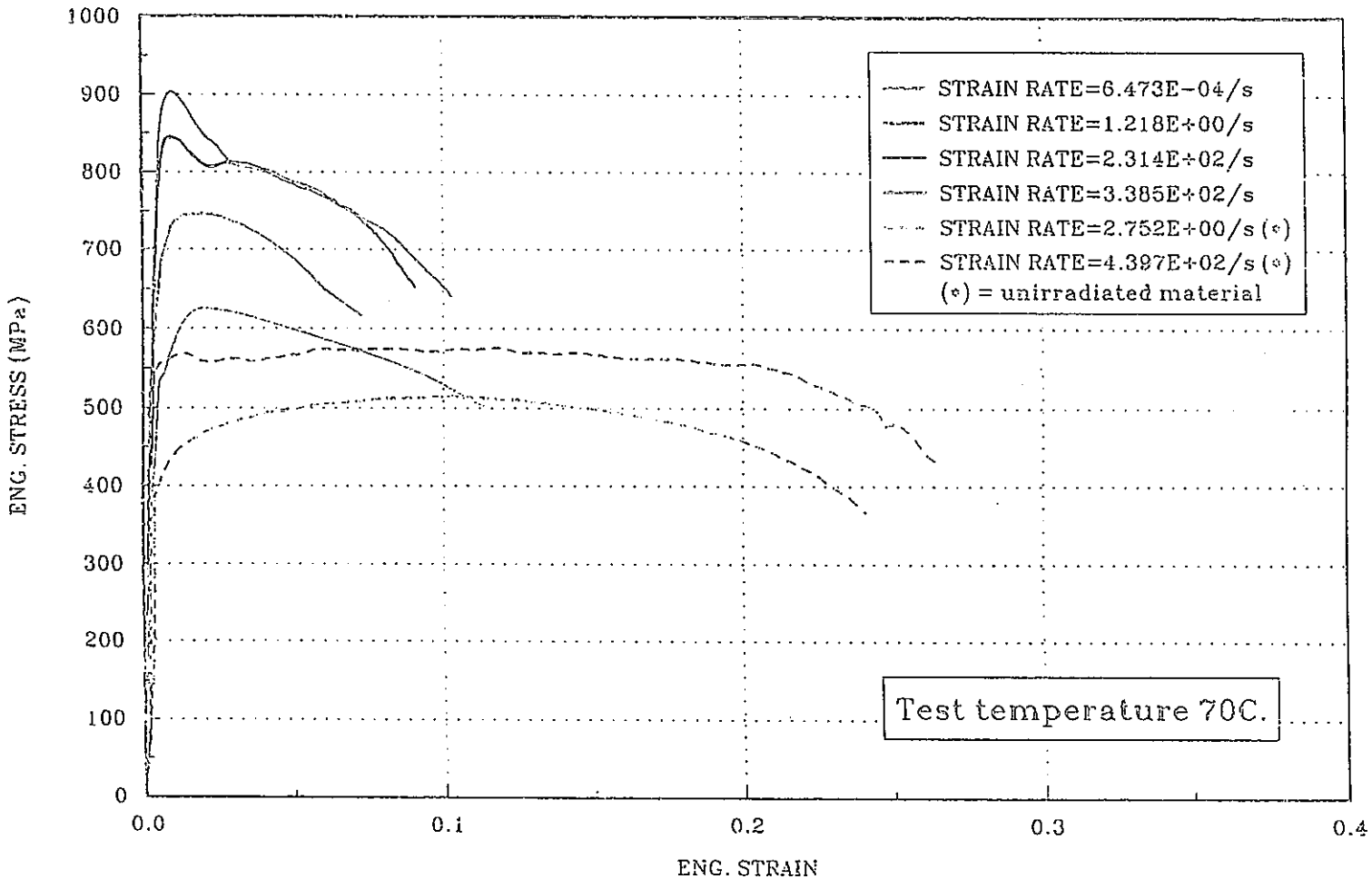


図4.1.6-1　Zircaloy-2材の公称応力 - ひずみひずみ速度曲線（平均）

照射材と未照射材の比較（試験温度＝70℃，縦方向）

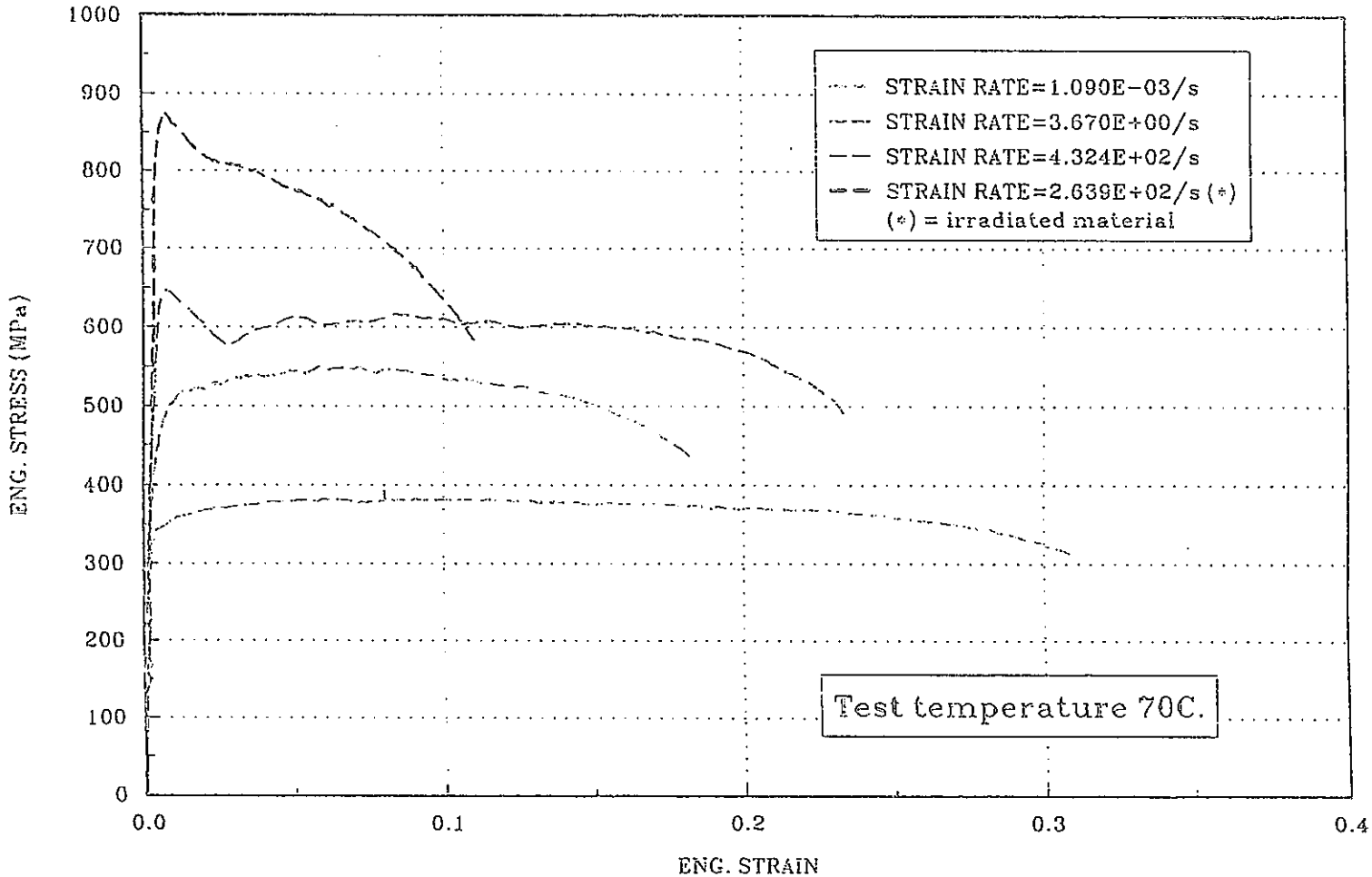


図4.1.6-2　Zircaloy-2溶接材の公称応力 - ひずみひずみ速度曲線

照射材と未照射材の比較（試験温度＝70℃，縦方向）

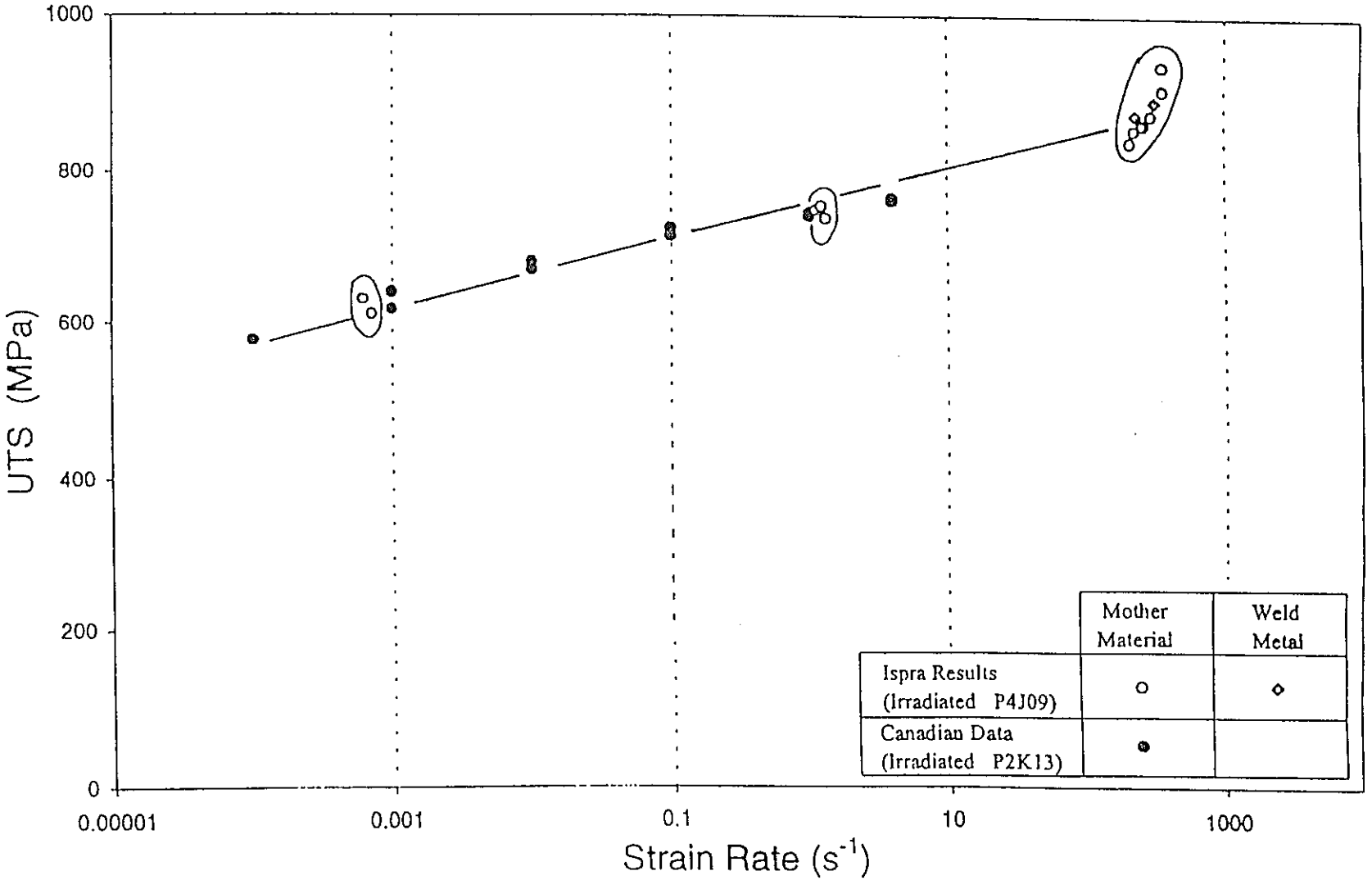


図4.1.6-3　カナダデータ（照射P2K13管）とイスプラデータ（照射P4J09管）からの引張強さ結果の比較

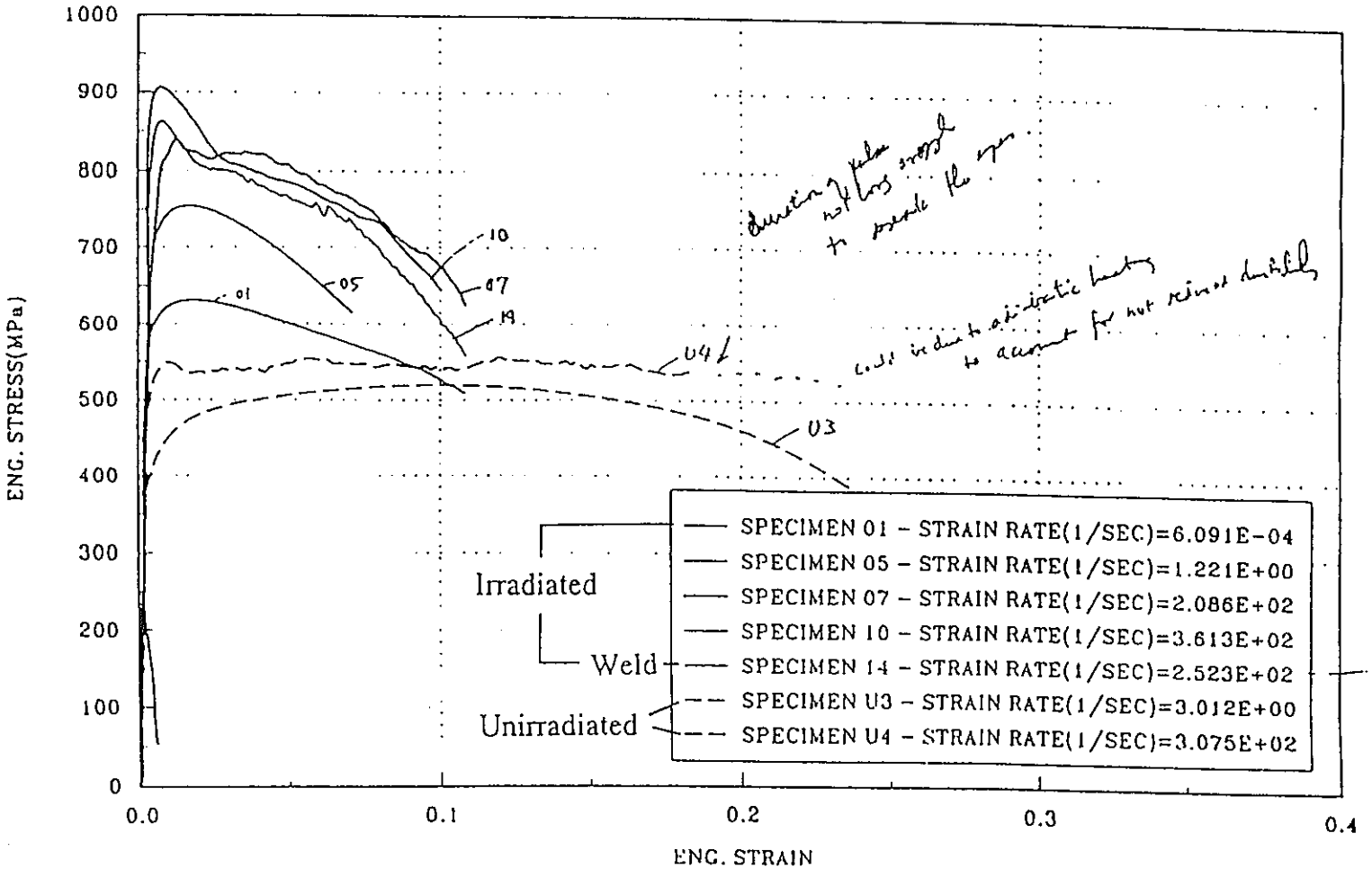


図4.1.6-4　照射，未照射Zircaloy-2カランドリア管の公称応力 - ひずみ曲線の比較

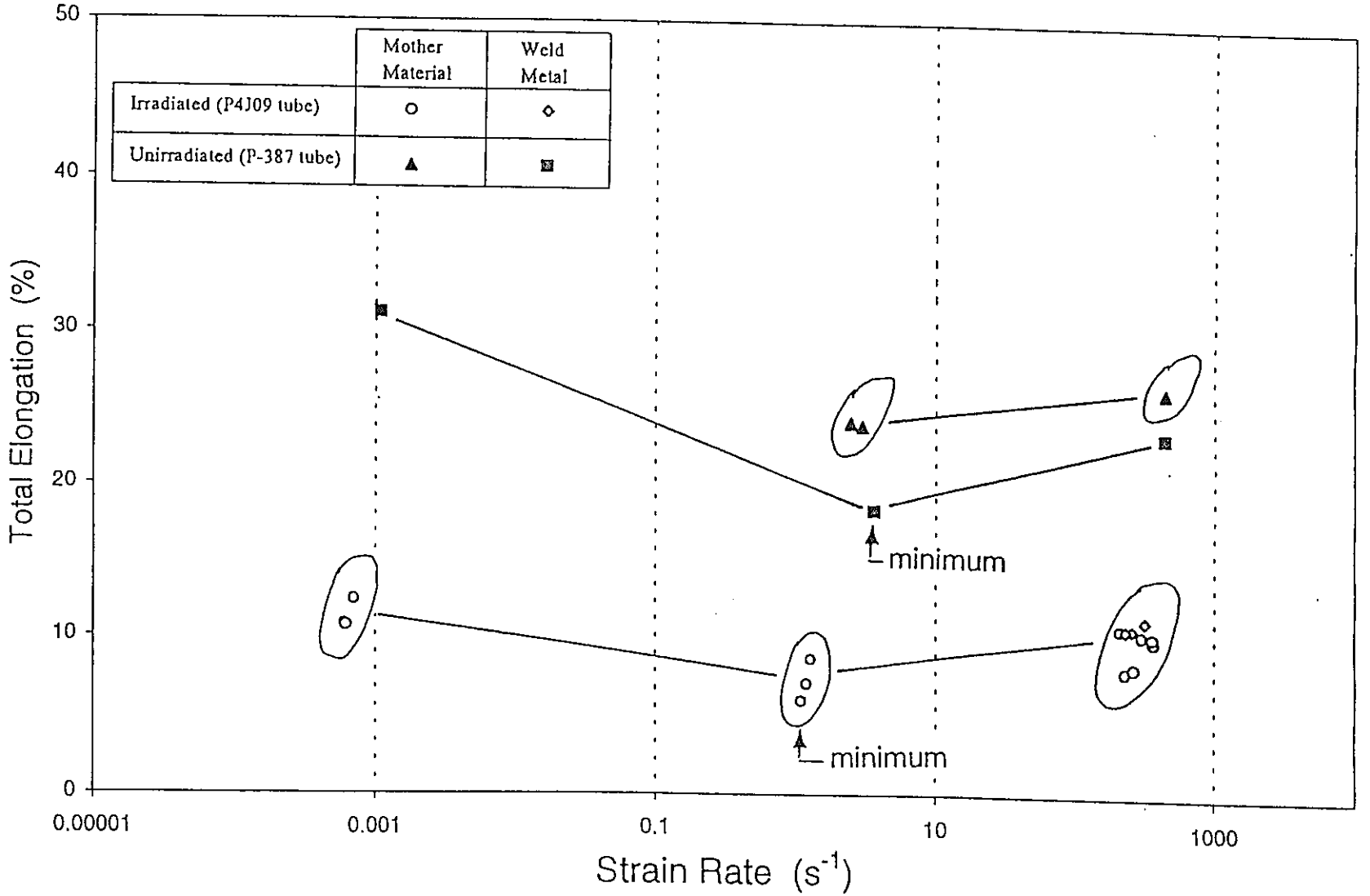


図4.1.6-5　ひずみ速度増加の影響（照射，未照射Zircaloy-2材の破断伸び）

（試験温度＝70℃，縦方向）

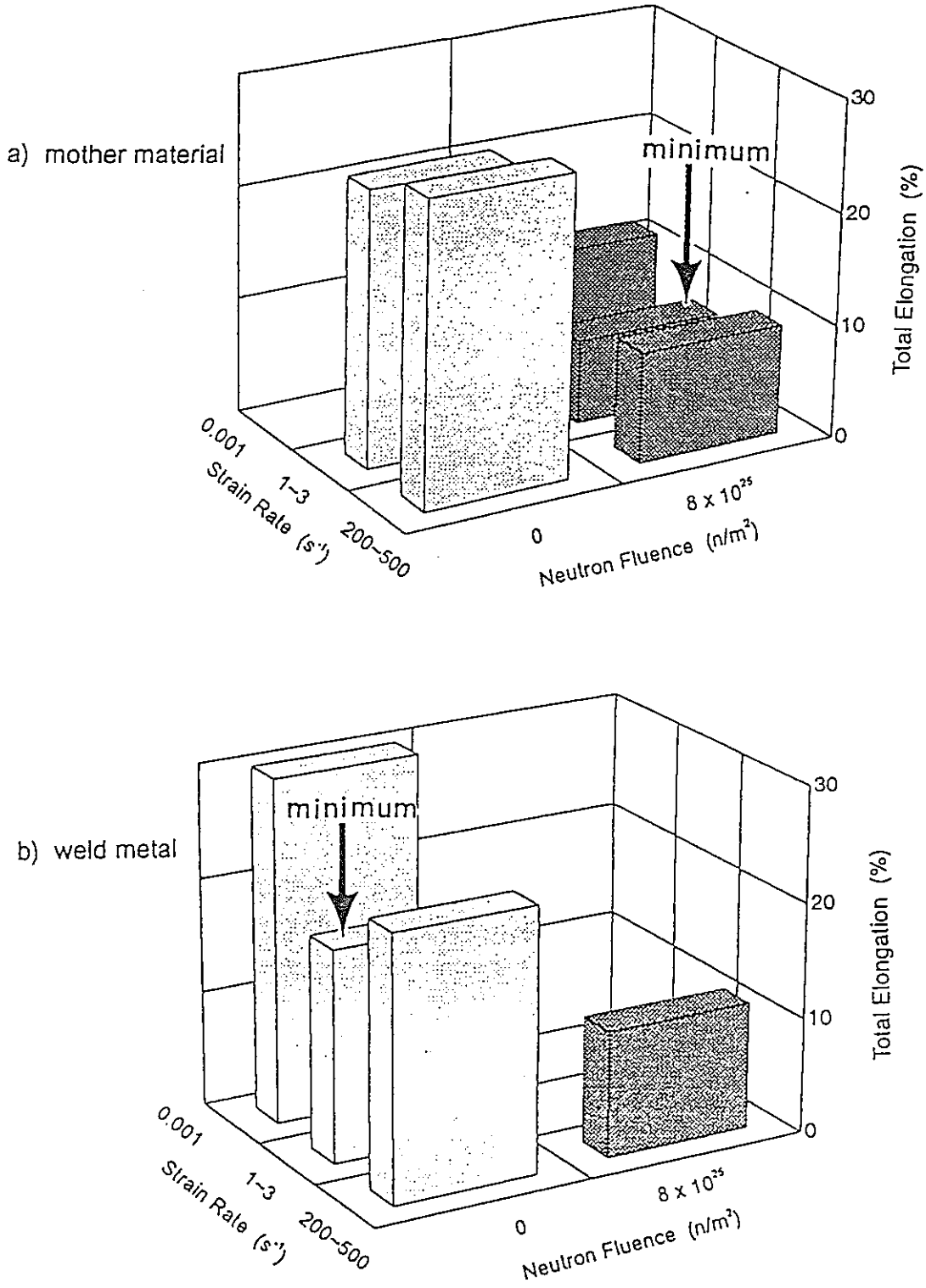


図4.1.6-6　Zircaloy-2材の破断伸びに及ぼす照射とひずみ速度増加の組合せ効果

（500S^{-1}まで；CANDO炉において18年間照射）（試験温度＝70℃，縦方向）

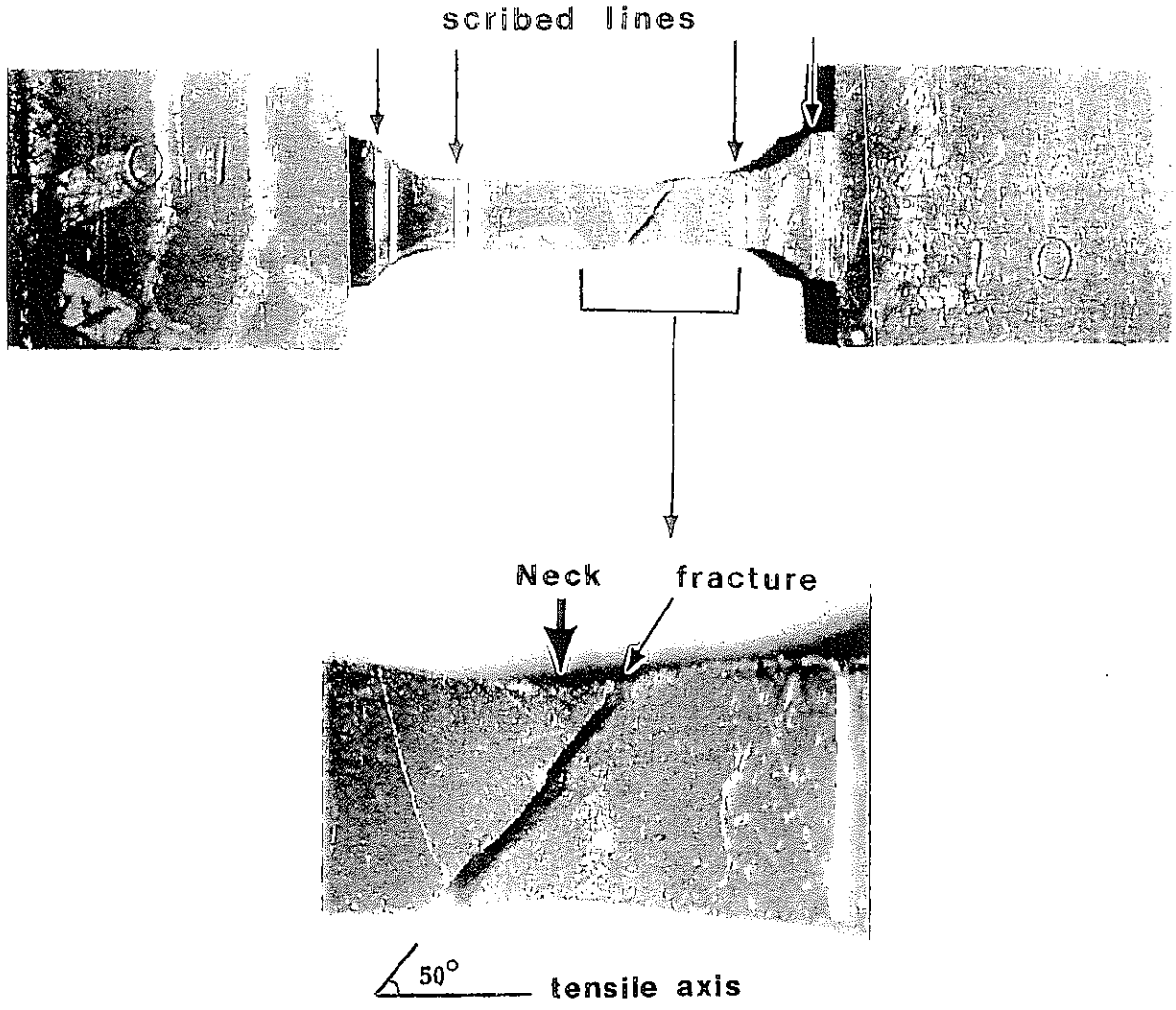


図4.1.6-7　高ひずみ速度(360S^{-1})において試験される
照射Zircaloy-2 縦引張試験片U10（母材）破断の写真
（Neck形状と引張軸に対して50°程度の割れ方向）

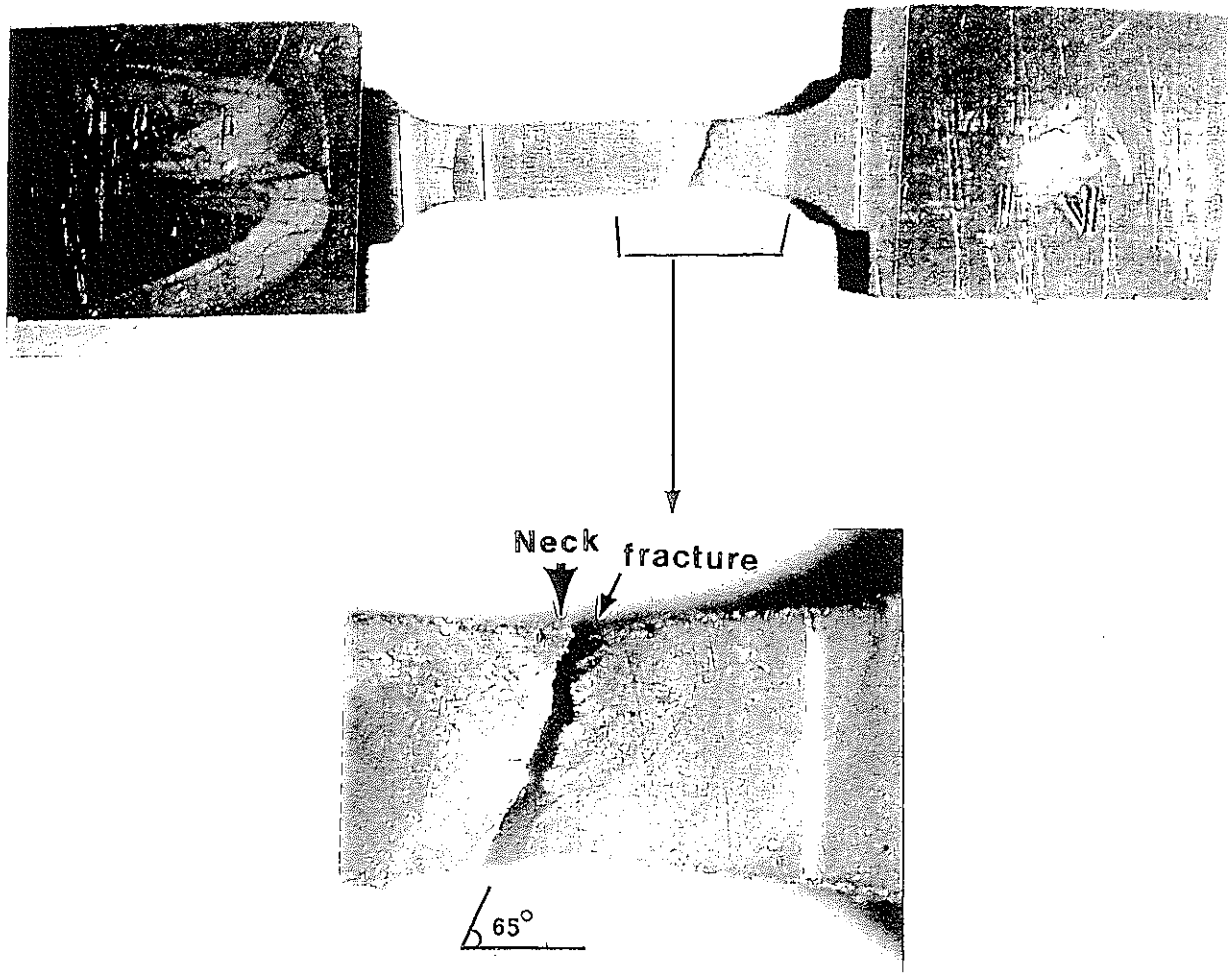


図4.1.6-8　高ひずみ速度(250S^{-1})において試験される
照射Zircaloy-2 縦引張試験片U14（溶接材）破断の写真
（Neck形状と引張軸に対して65°程度の割れ方向）

添付－A

Ｐ４Ｊ０９カランドリア管の加工履歴概要

ピッカリング4号炉設置のカランドリア管は、Teledyne Wah Chang Albany 社製の冷間圧延－焼鈍ジルカロイ－2板材を用いて、1970年にCanadian WestinghouseCo.Ltd.（現、Zircatec Precision Inc.）で加工された。製管工程を下記に示す。

１．ジルカロイ板材の管成形（ブレーク成形）
２．シーム溶接（TIG）
３．溶接部の放射線検査
４．シーム・レベル
５．真空焼鈍（750℃×0.5h）後炉冷
６．0.5％縮径
７．管の真直化及び真円化
８．管両端の拡管

カランドリア管は、オートクレーブ未処理の状態で使用するので、表面に酸化膜を形成している圧力管や燃料被覆管よりも金属光沢を放っている。特徴的なところとしては、加工管の微視的構造は母材では等軸晶で、そして溶着金属と熱影響部では混合晶構造（大及び小）で構成されている。溶接部以外では、ほとんどの結晶粒はそのｃ－軸（基底面に垂直な方向）が管の半径方向に配向する傾向がある。

管寸法の仕様値は

内径＝131.35 mm（最小値）
壁厚＝1.55 mm（+0.05/-0.00mm）

である。

カランドリア管のミルシートは、正規の文書管理の手順に従って、原子炉運転開始5年後に破棄されている。

添付－B

ジルコニウムの物理的特性値（概要）

下記に示す物理的特性値は下欄に示す出典から引用したジルコニウムに対するものである。ジルコニウム－2はα－相ジルコニウムで構成された単相合金であるので、これらの特性値はジルコニウム－2に適用し得る。

原子番号	40
原子量	91.22
結晶構造	稠密六方（hpc），800℃以下 （格子定数：a＝0.3231nm，　c＝0.5147nm） （c－軸方向はa－軸方向より硬い）
密度	6.55　g/cc
融点	1852℃
沸点	4377℃
ヤング率	96.7　Gpa
体積弾性係数	89.8　Gpa
剪断弾性係数	34.8　Gpa
ポワソン比	0.38

［出典］

1．Handbook of Chemistry and Physics, ed. R.C.Weast, CRC Press, ISBN 0-87819-455-X, p.B-42, 1975 April.

2．Smithells Metals Reference Book, ed. E.A.Brandes and G.B.Brook, Oxford, Butterworth-Heinemann Publ.,ISBN 0750610204, p.14-2,1992.

3．D.O.Northwood, I.M.London and L.E.Bahen,"Plastic Constants of Zirconium Alloys", J.Nucl.Mater., vol.55, pp.299-310, 1975.

添付－C

試験片の加工手順概要

1．未照射ジルカロイ－2の引張試験片

イスプラでの高歪速度試験用の未照射材引張試験片製作のための素材としてピッカリング用に保管しているジルカロイ－2カランドリア管（P－387）を選択した。この管は内径131.4mm、壁厚1.57mmであると共に、照射引張試験片用に使用する照射済ジルカロイ－2カランドリア管（P4J09）と類似した結晶構造を有している。

管の軸方向から10本の短冊状切片（90mm長×25mm幅）を採取した。これらの短冊状切片のうち、7個は母材部から切出したものであり、3個は試験片の中央部に溶接部が位置するように溶接金属から切出したものである。黄銅を電極とした放電加工機（モデル C1207）を使用して、短冊状切片から試験片を機械加工した。2本の電極（図C.1）は組成 62Cu ,35Zn , 及び3 Pbの黄銅（Type360, ASTM B16）から加工した。

これらの電極のうち、1本はセル外放電加工機で使用し、他の1本は照射試験片加工用のセル内放電加工機で使用した。電極の両端に在る狭いスリットは試験片の両端に狭い金属リブを残すためのものであり、金属リブの存在により放電加工中に生じるの試験片のねじれが抑制される。試験片を加工するために、短冊状切片は被加工材と同じ曲率のアルミニウム製の取付け具（図C.2）を用いて電極に対して垂直に固定される。短冊状切片と取付け具の組立物を加工油中に浸漬し、電極を被加工物に向かって移動させて放電加工を開始する。放電加工の終了後、加工油を排出したから試験片と試験片残材（図C.3）をアルミニウム製取付け具から取外す。

試験片は試験片残材から分離され、周辺の凹凸除去後に、アセトンで洗浄される。ゲージ長（L及びL_0）を表示する約15μm深さの4本のゲージ線は本試験用に特製したケガキ具（図C.4）を使用して外表面に描いた。試験片に損傷を加えずに識別記号を刻印するために特別の刻印機（図C.5）を設置して、全ての試験片に識別記号を刻印した。母材試験片にはU1からU7の識別記号を刻印し、溶接金属試験片にはU8からU10の識別記号を刻印した。なお、識別記号は、全ての試験片について、試験片両端の内表面及び外表面に刻印されている。全試験片について、寸法測定を実施すると共に、掴み具と適合することを確認した。

２．照射ジルカロイ－2の引張試験片

P4J09管の切除部分（軸方向に2.63～3.05mの部分）をNRU貯蔵池から回収し、ホットーセルに搬入して対象としている管であることを確認した。管の軸方向から15本の短冊状切片（90mm長×25mm幅）を採取した。15本のうち、12本は母材部から採取し、他の3本は溶接部から採取した。短冊状切片からの試験片加工にはCharmailles放電加工機（モデルE110）を使用した。加工後の処理及びゲージ線のケガキは未照射試験片で採用したのと同じ方法で行った。

照射カランドリア管母材部の全試験片には1から12の識別記号を刻印した。なお、6番目の試験片には識別記号として点を追加し、・6と刻印して9番目の試験片との誤認を回避するようにした。ゲージ部に溶接金属を有するたの3本の試験片には13から15の刻印を施した。識別記号は、全ての試験片について、試験片両端の内表面及び外表面に刻印されている。2本の掴み具（NO.3及び4）をホットーセルに搬入して、試験片と適合することを確認した。全試験片について記録写真を撮影し、これらのネガは試験片寸法に関する仕様公差の検査に使用した。

３．試験片掴み具

４本の掴み具はマルエージング鋼（Vascomax C-300）の焼鈍棒材から機械加工した。ヒート番号CN13-2の素材がこのマルエージング鋼の製造に使用されており、化学成分は18.7 Ni ,9.3 Co ,4.9 Mo ,0.73 Ti ,0.15 Cr ,0.10 Cu ,0.10 Al,0.002 C ,0.01 Mn ,0.05 Si ,0.006 P ,0.0007 S及びFe(ﾊﾞﾗﾝｽ)である。４本の掴み具には、外側の平坦部に、1から4の記号を刻印した。機械加工後の熱処理条件は空気雰囲気での480℃×6時間保持及びその後の空冷である。熱処理後の硬度は44～48Rockwell Cであった。

４．計測器及び精度

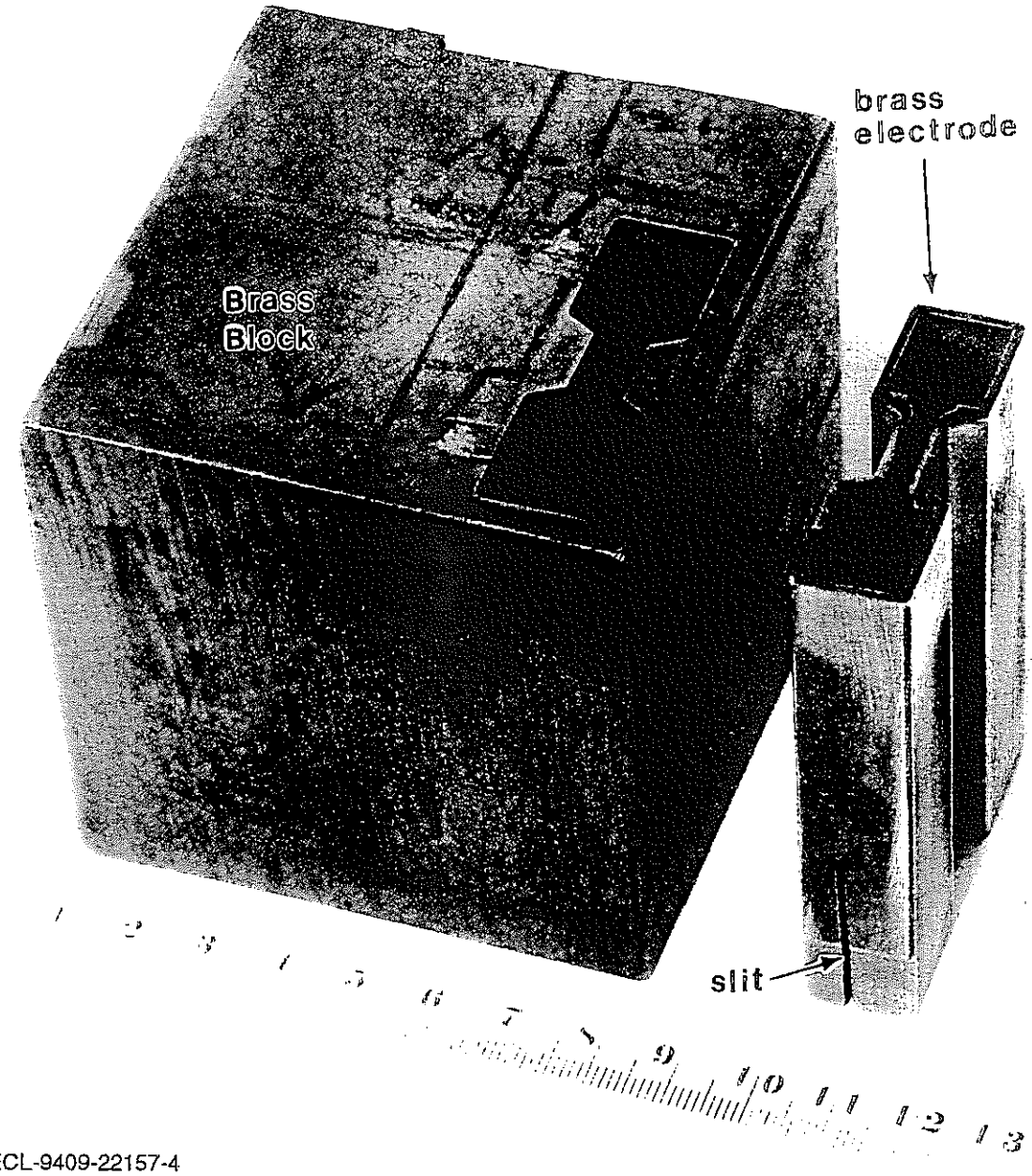
未照射引張試験片の寸法測定用に下記の校正済計器を使用した。（　）内には計器の精度を示す。なお、計測対象部位の記号は本文中の図1に示すものである。

- 三豊製輪郭投影機PH-350（±0.02 mm）、
  （寸法B, D, F, G, Jの計測に使用）
- Leitz Wetelar製顕微鏡（±0.02 mm）、
  （寸法E, F, G, K, Lの計測に使用）
- 三豊製座標計測器BH-706（±0.01 mm）、
  （寸法C, H, I, Jの計測に使用）
- 三豊製6インチノギス（±0.01 mm）、
  （寸法A, Hの計測に使用）

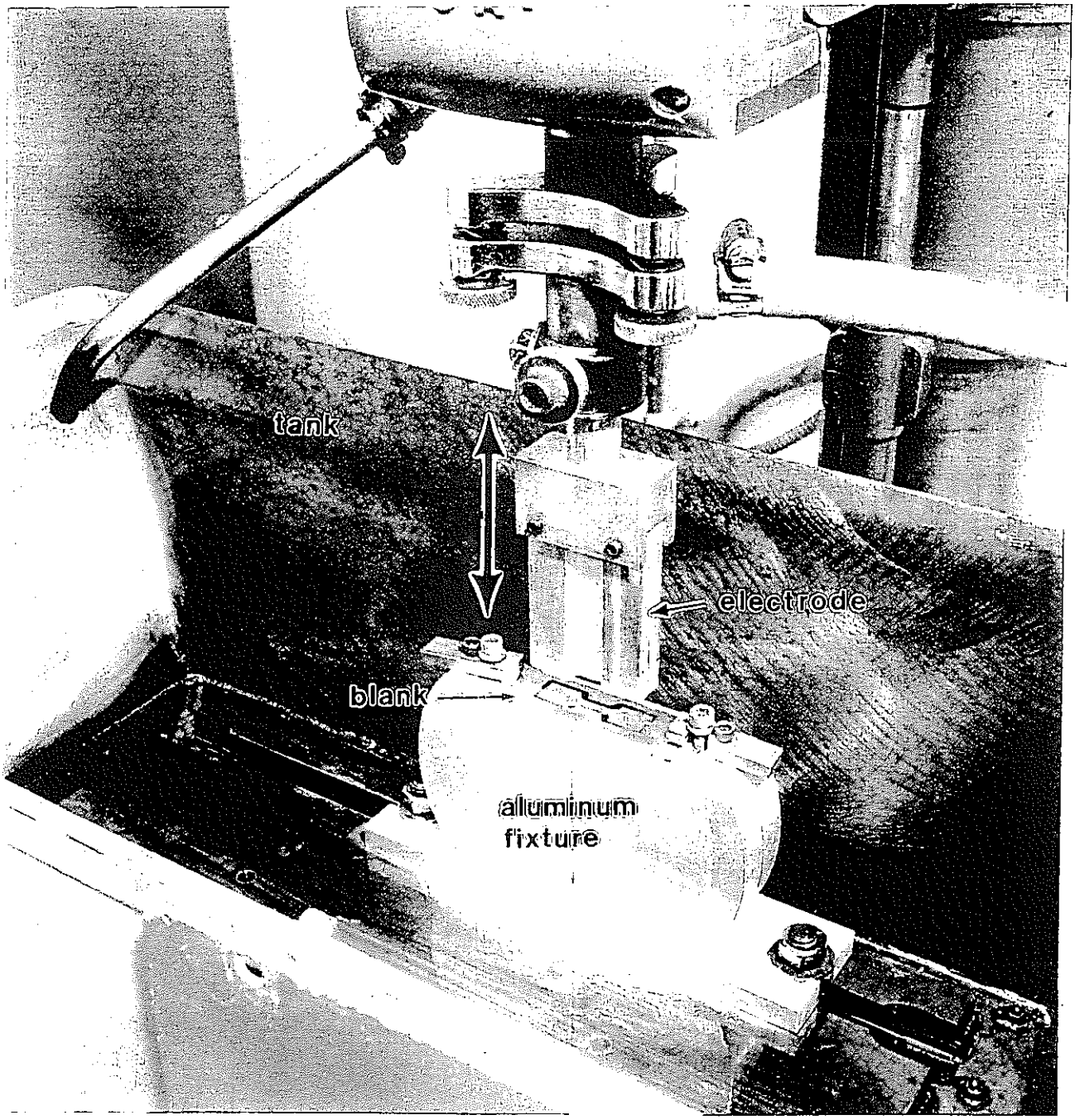
- 三豊製マイクロメータ　142-369（±0.01 mm）、
  （寸法Xの計測に使用）
- Pi-tape 32394113（±0.01 mm）、　（寸法Xの計測に使用）

照射試験片の寸法測定には下記の計測器を使用した。（　）内には計器の精度を示す。なお、計測対象部位の記号は本文中の図２に示すものである。

- Bioscan Optimas Image Analyzer（1画素の分解能＝ 0.07 mm）、
  （X及びX'を除く全ての寸法計測に使用）
- Starrett　ダイアルゲージ1015B-441（±0.01 mm）、
  （寸法Xの計測に使用）
- AECL標準計測器（±0.01 mm）、（寸法X'の計測に使用）

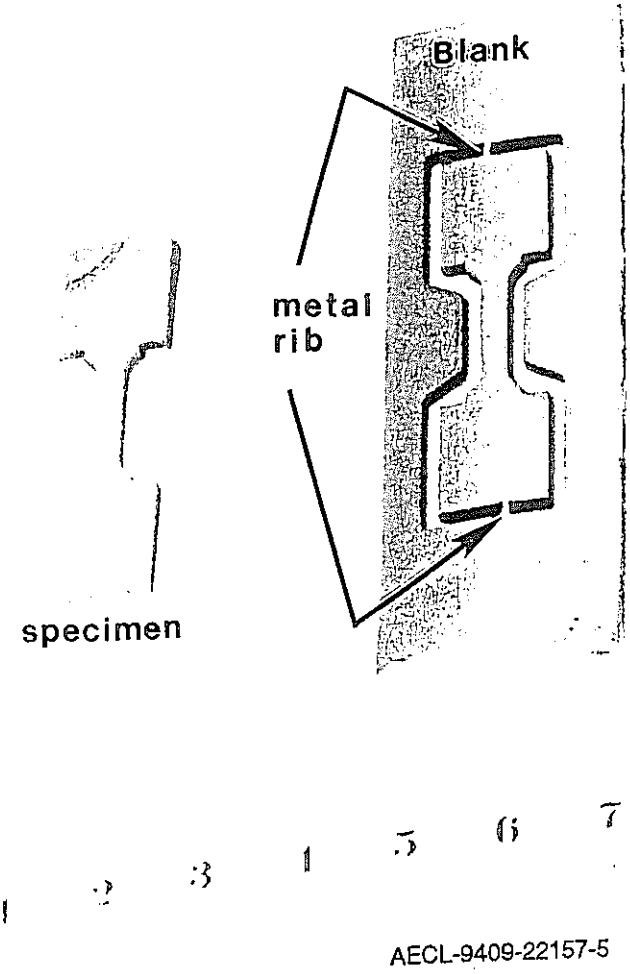


図C.1　放電加工で使用する電極

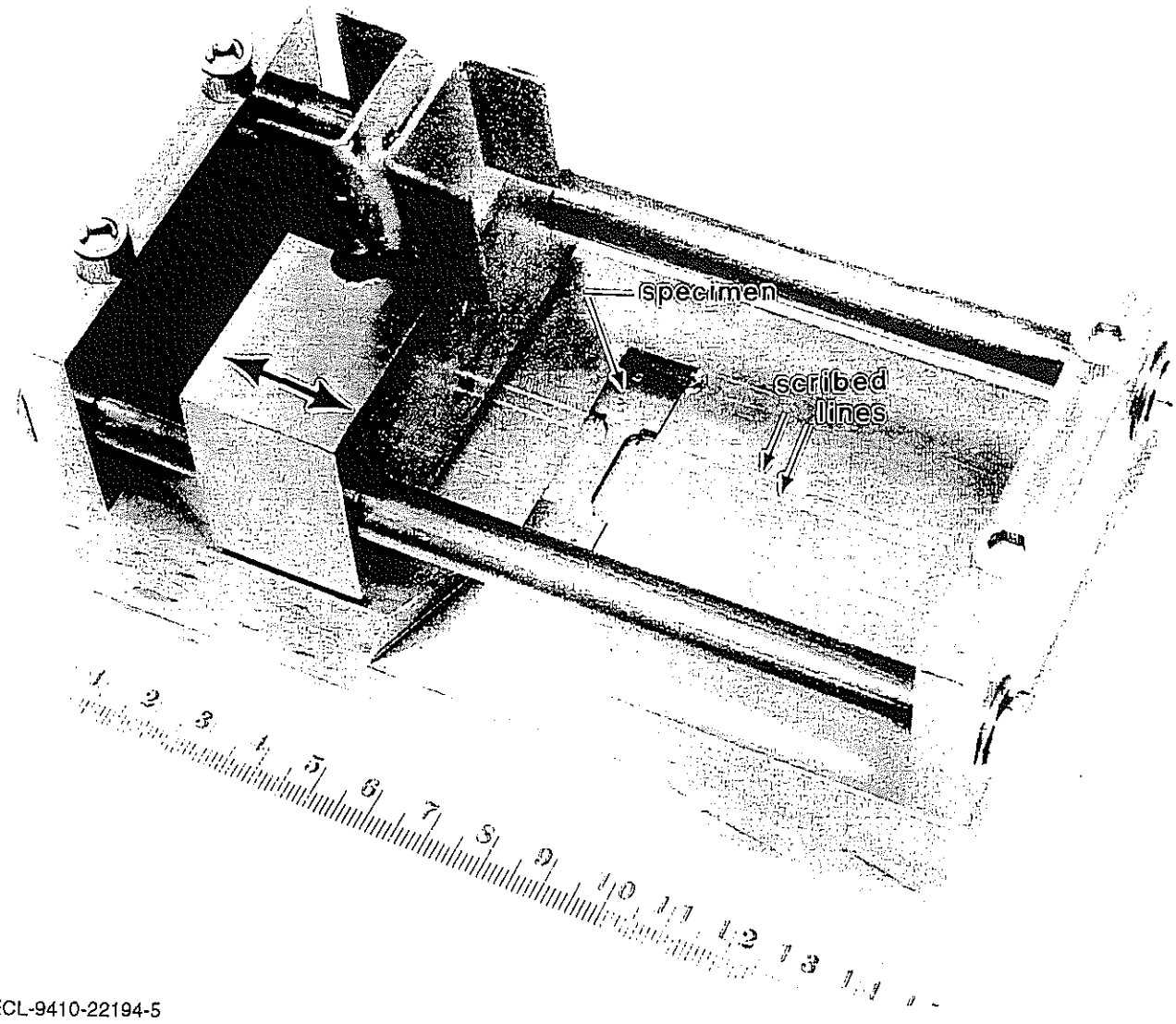


AECL-9409-22157-8

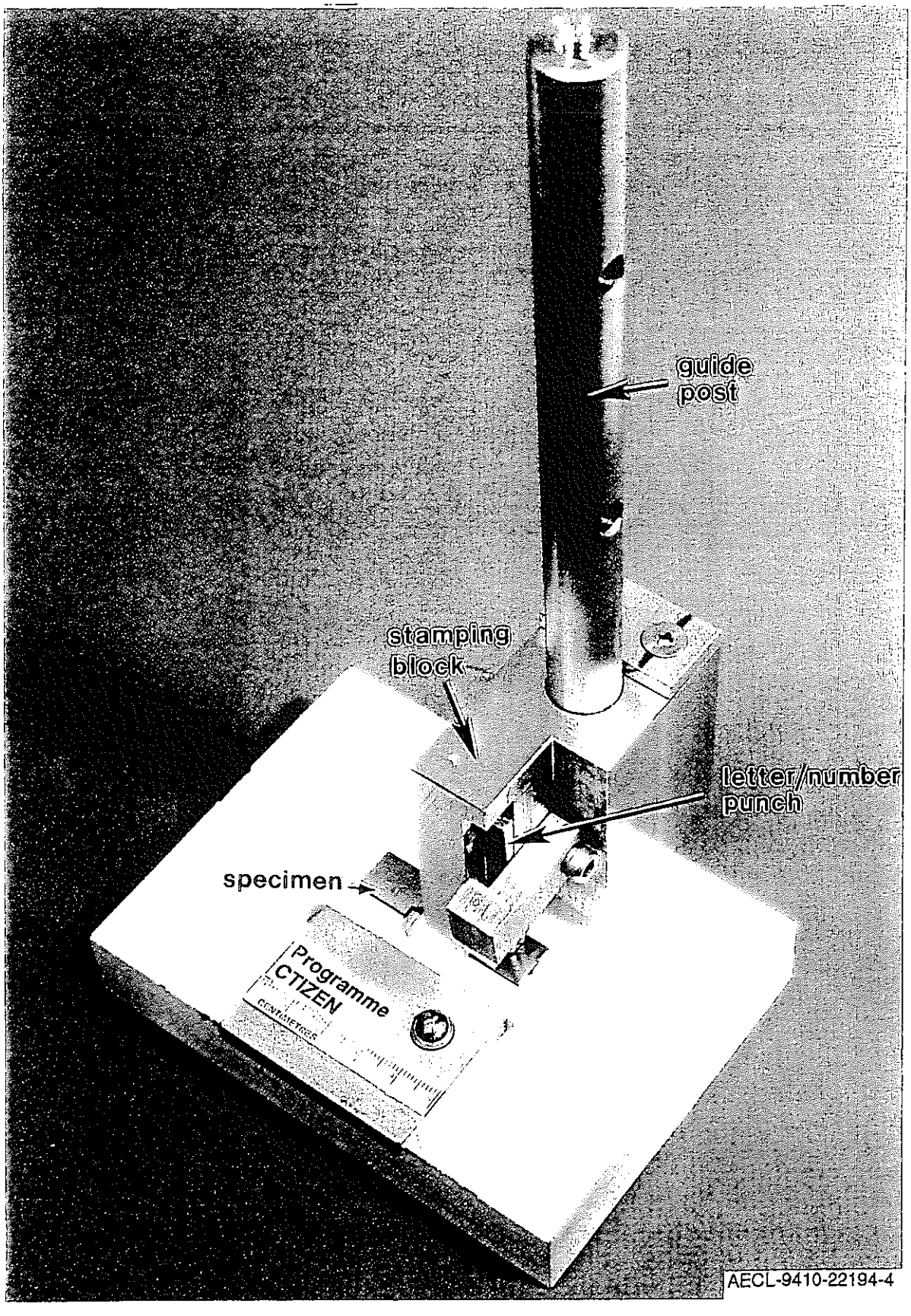
図C.2　被加工材と取付け具



図C.3　加工後の試験片と試験片残材



図C.4　試験で使用したケガキ具



図C.5　識別番号刻印用の刻印機

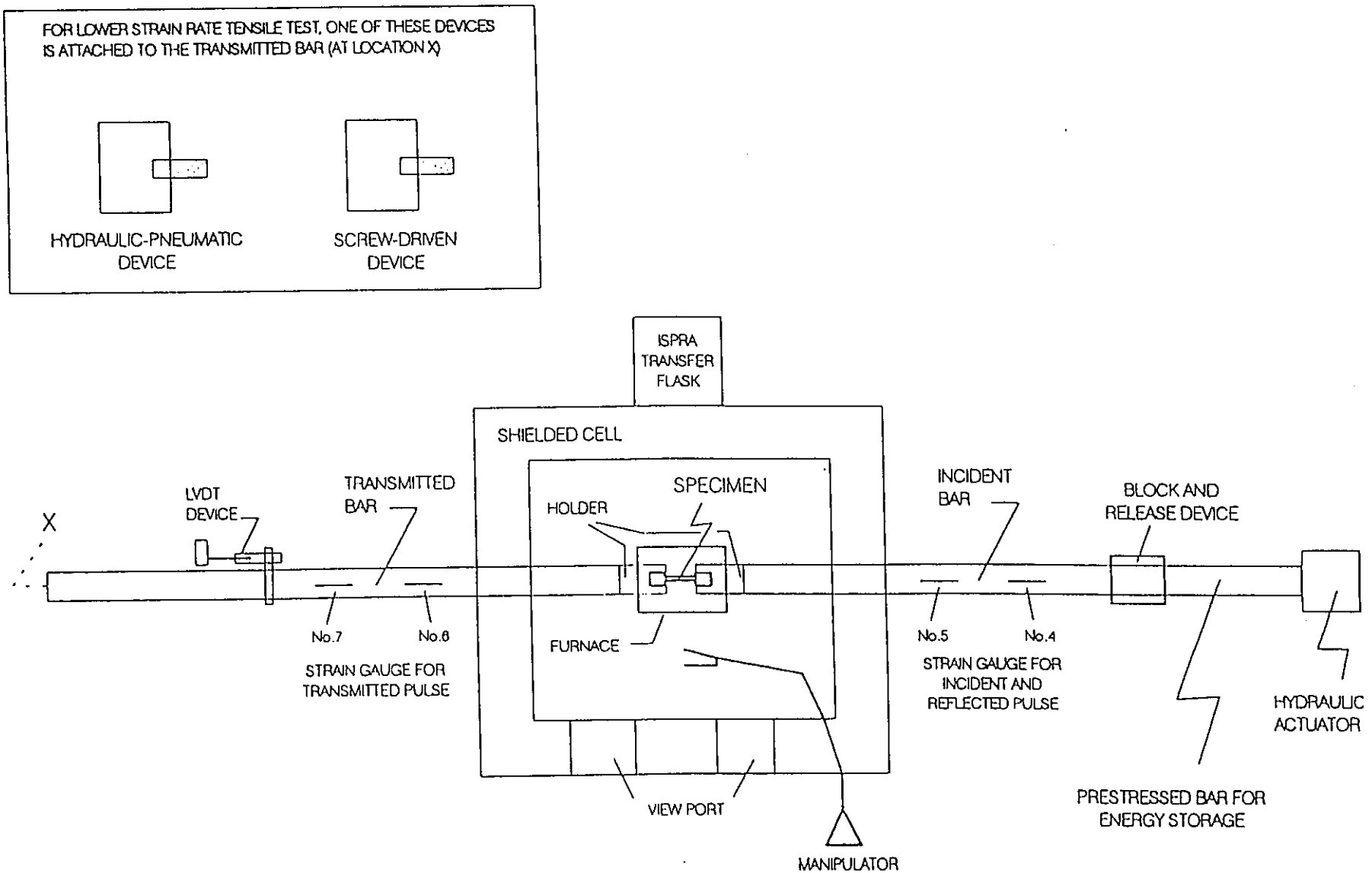
添付－D

イスプラの高歪速度引張り試験

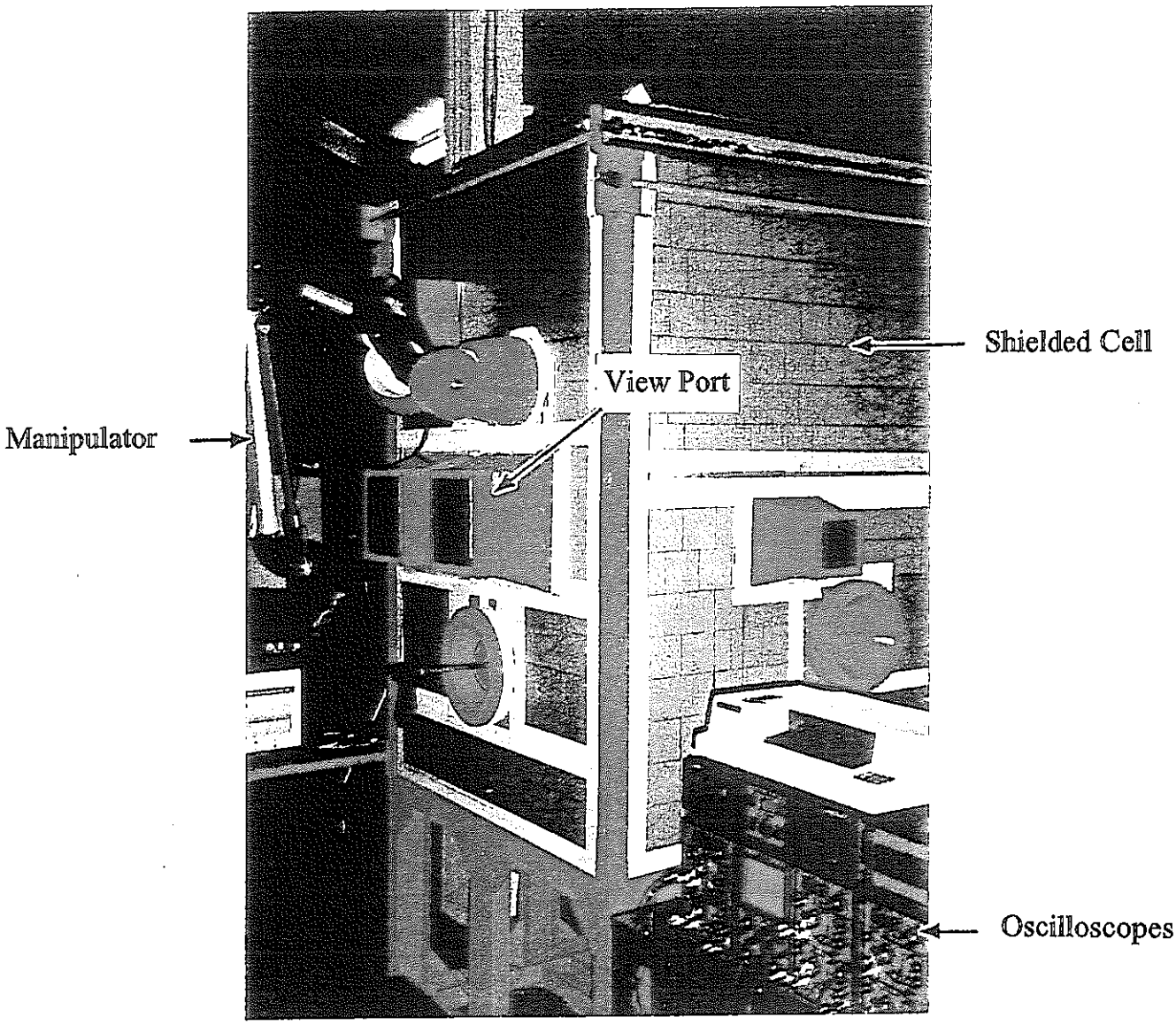
照射及び未照射試験片に対する広範囲の歪速度（10^{2}～$500s^{-1}$）の引張り試験はイスプラのホプキンソンバー型試験機（図D.1）を使用して試験温度70℃で実施した。図D.2～図D.5はホプキンソンバー型試験機の種々の構成部分を示す写真である。このシステムは歪計測用の歪ゲージを貼付した2本の棒で構成されている。即ち、1本は試験片に荷重を負荷する入力棒であり、他の1本は試験片を通って伝達された荷重を受ける出力棒である。一体ものの入力棒は、実質的上、二つの部分に分けられる。最初の部分はアクチュエータによる引張りによってエネルギーが蓄積されるエネルギー蓄積棒（pre-stressed bar）である。この部分の他端は拘束装置によって固定されていて、試験片が接続された入力棒の部分に蓄積されたエネルギーが伝わらないようになっている（図D.1）。拘束機構の開放（ピンの破壊による。図D.4）に伴い、エネルギー蓄積棒中の蓄積エネルギーは、入力棒中を伝播して、瞬時に試験片に伝えられる。この施設は温度の異なる試験が可能である。試験片に負荷する歪速度が目標値になっていることを確認するために、システムの校正が必要である。高歪速度試験（～$500s^{-1}$）を実行するために、試験片はマニピュレータを使用して掴み具に組込まれた（図D.1及びD.2）。クロメルーアルメル（タイプーK）熱電対で制御している電気加熱炉（図D.5）は試験片の全長を覆うようになっていると共に、温度の均一性を維持するために掴み具と適合するようになっている。試験片を空気中で試験温度70℃に加熱し10分間保持した後、入力棒に蓄積されたエネルギーを拘束・開放（block and release）装置（図D.4）の校正済ピンの破壊によって開放した。歪エネルギーの入力、透過、及び反射パルスは、オシロスコープ（図D.2）を使用して、試験片から等距離のところで入力棒と出力棒に貼付した歪ゲージ（図D.1）によって記録された。異なった歪速度の試験を実行するために、入力棒に蓄積された十分な量（但し、超過しない）のエネルギーの拘束及び開放用に校正された寸法の異なったピン（図D.4）が使用された。棒中を伝播するエネルギーとの干渉を防止するために、棒上の摩擦抵抗力を削減しなければならない（摩擦抵抗の少ないテフロンを棒の表面上に取付けることにより、干渉効果を防止した）。

中歪速度（$10^{+0.6}s^{-1}$）の試験には同じHopkinson棒を使用したが、試験片への負荷は空ー水力装置（位置Xに接続、図D.1）で行った。入力棒を固定し、試験片が破壊するまで試験片に荷重を伝達する空ー水力装置で出力棒を引張った。試験片の目標歪速度は瞬間的に開く圧力弁（ソレノイド）を通って装置から流出する水の流速を調節する校正済のオリフィスの使用によって達成された。試験中の荷重は出力棒に貼付した歪ゲージ（Nos.6又は7）を用いて計測し、試験中の変位はLVDT装置（図D.1）によって計測した。

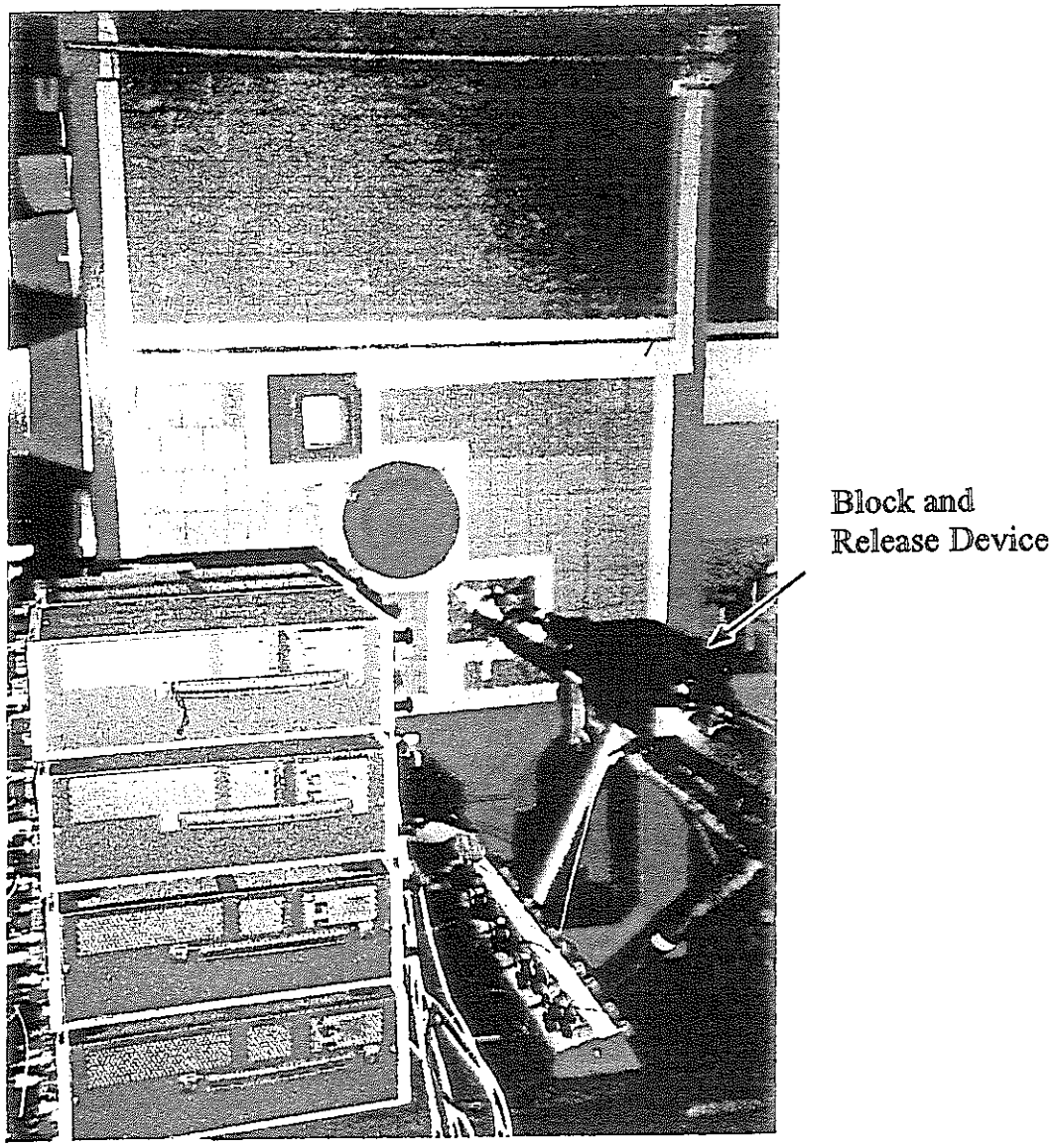
低歪速度（$10^{-3}s^{-1}$）の引張り試験では、Hopkinson棒に取付けたねじ駆動式装置（位置Xに接続、図D.1）を使用して試験片が破壊するまで引張った。この場合にも、荷重は出力棒に貼付した歪ゲージ（Nos.6又は7）を用いて計測し、試験中の変位はLVDT装置（図D.1）によって計測した。



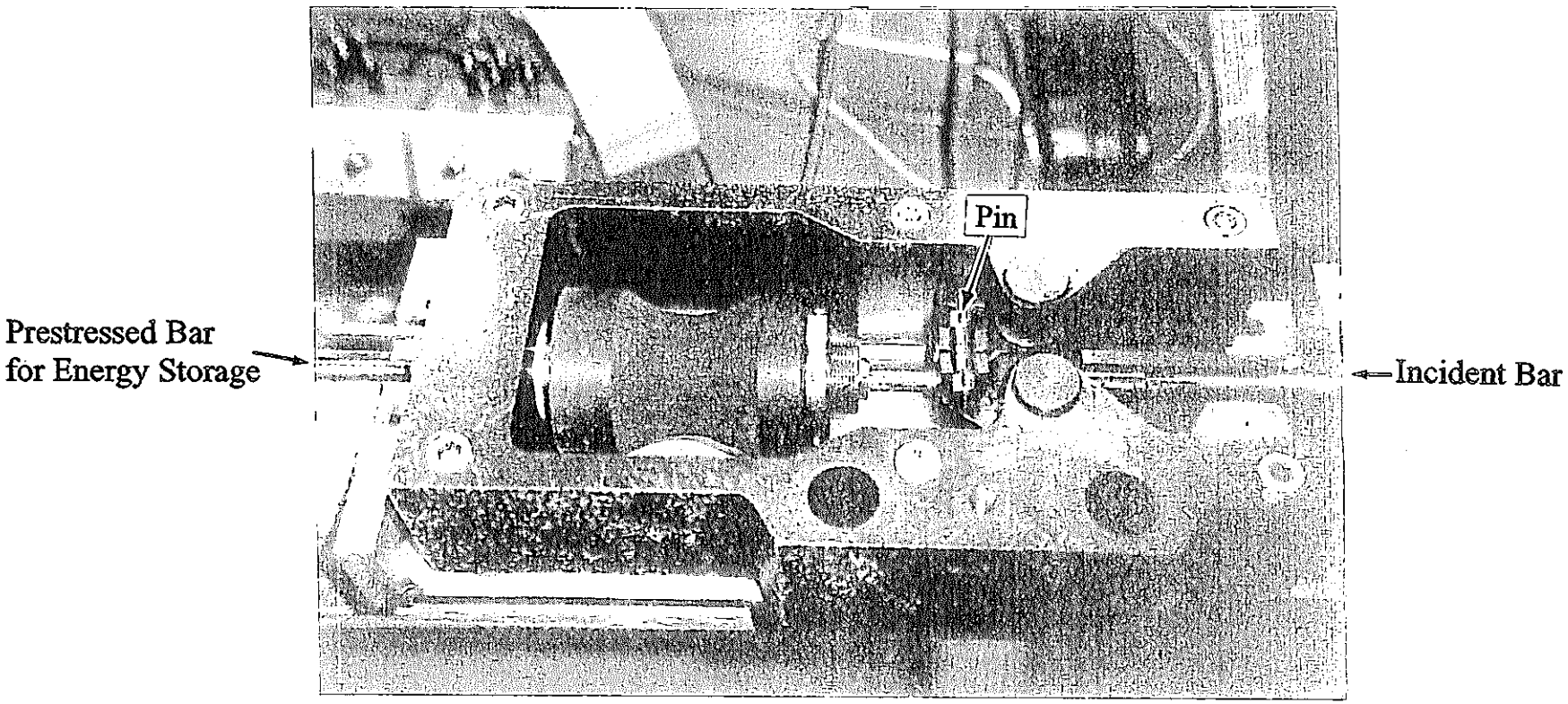
図D.1　照射材料用スプリット・ホプキンソンバー式高速引張試験装置概要



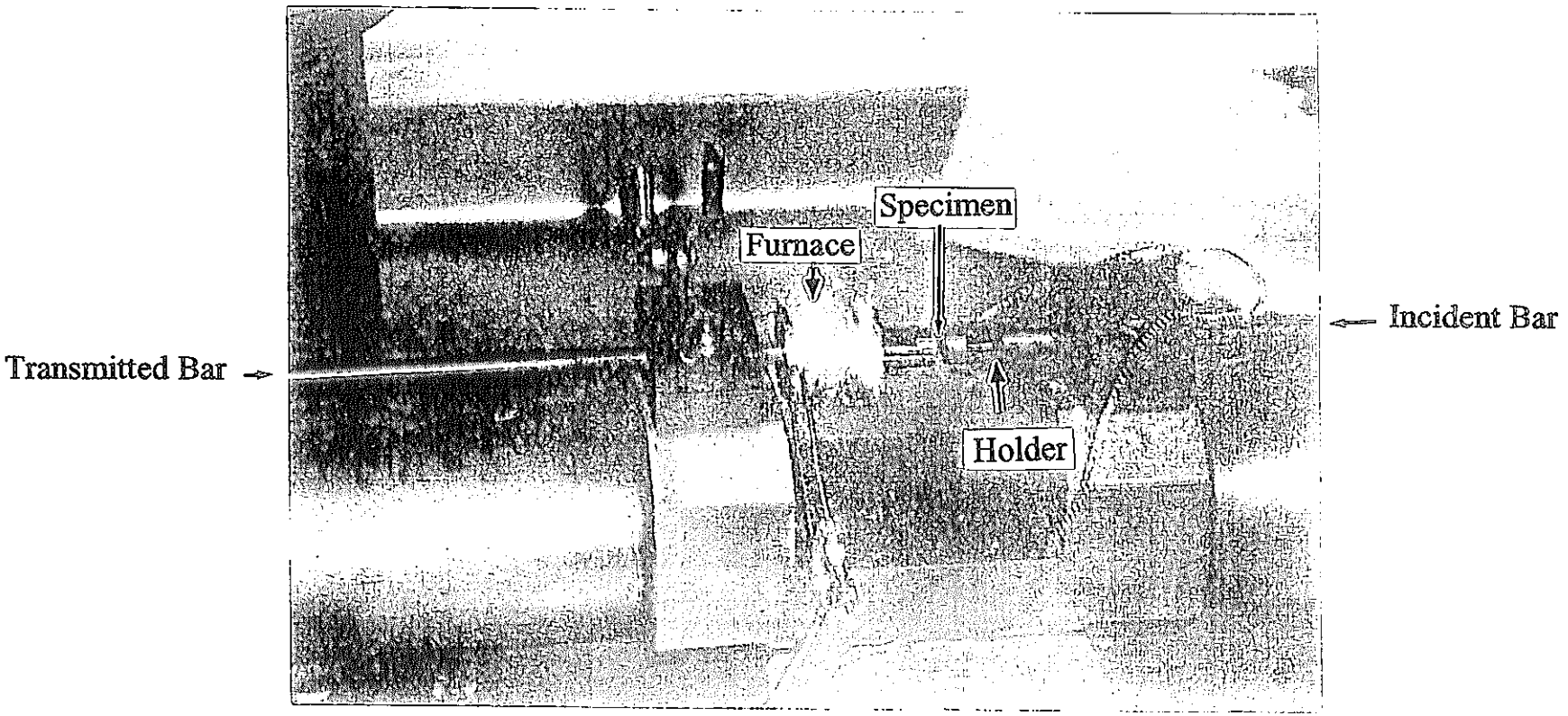
図D.2　スプリット・ホプキンソンバー装置の防護設備



図D.3　ホプキンソンバーの入力バー開放装置外観



図D.4　ホプキンソンバーの入力バー開放装置拡大図



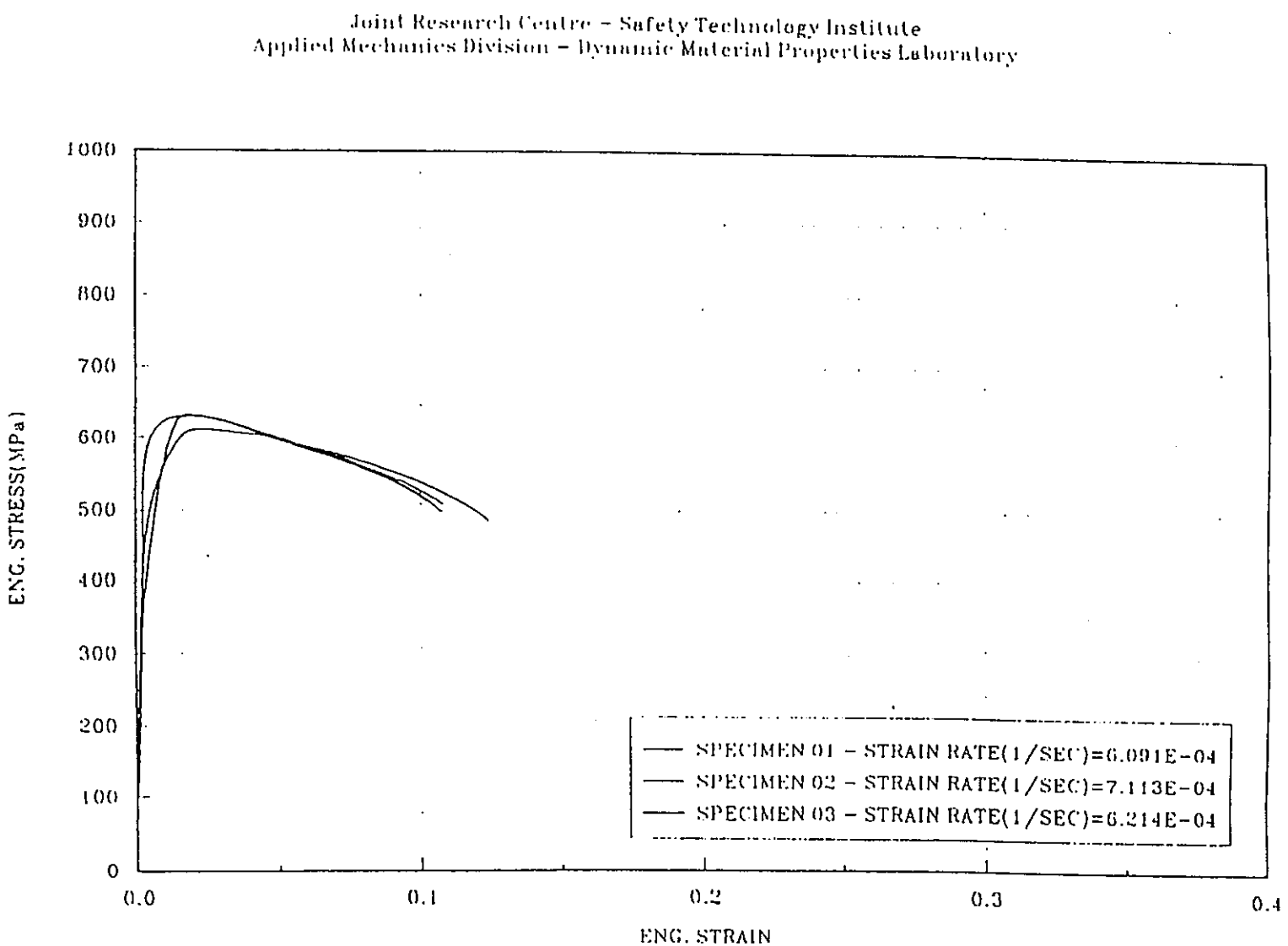
図D.5　試験片装着後の写真

添付 - E

Split-Hopkinson 棒（於イスプラ）を使用して試験した

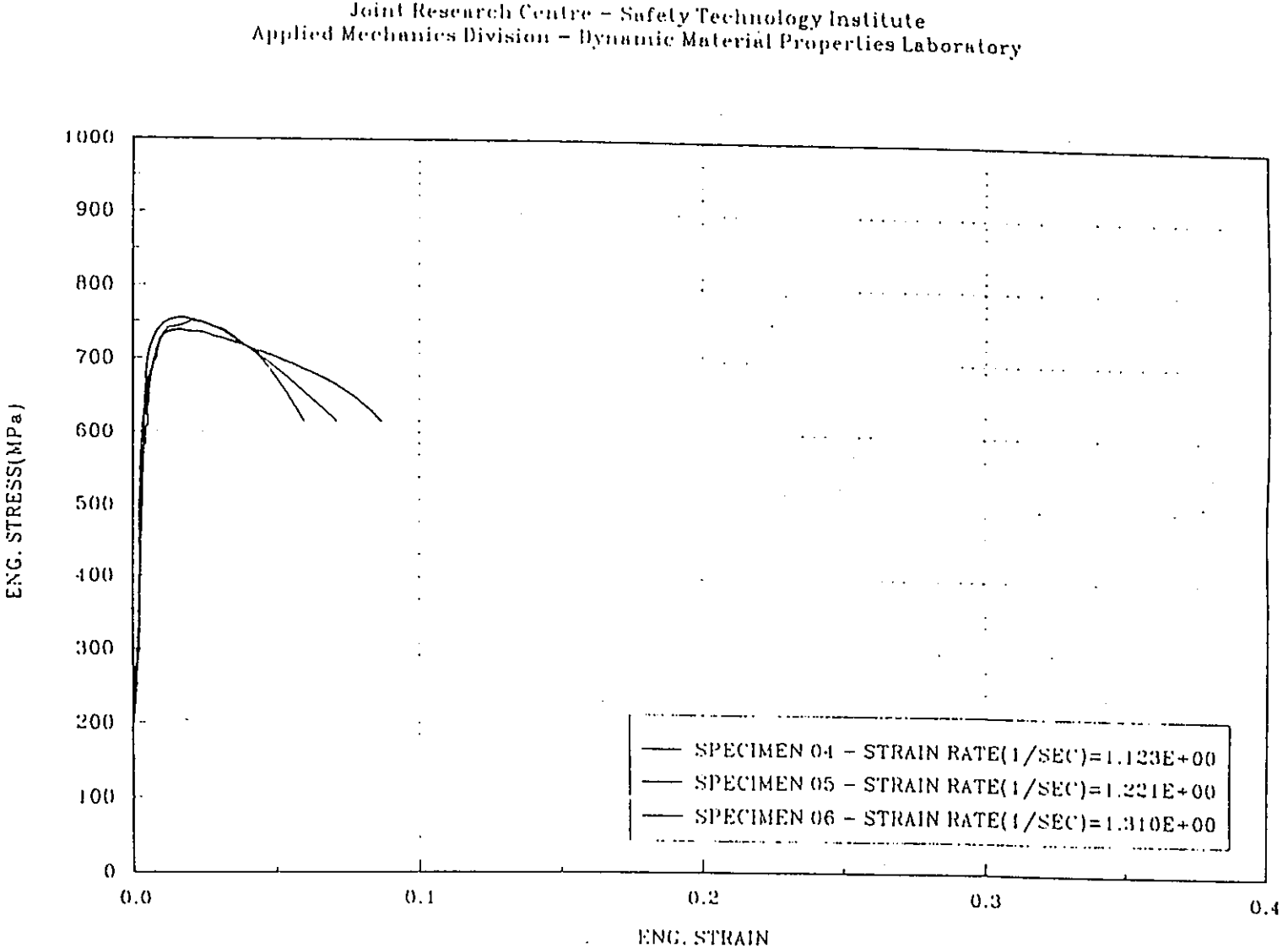
照射及び未照射ジルカロイ - 2引張試験片の

公称応力 - ひずみ曲線



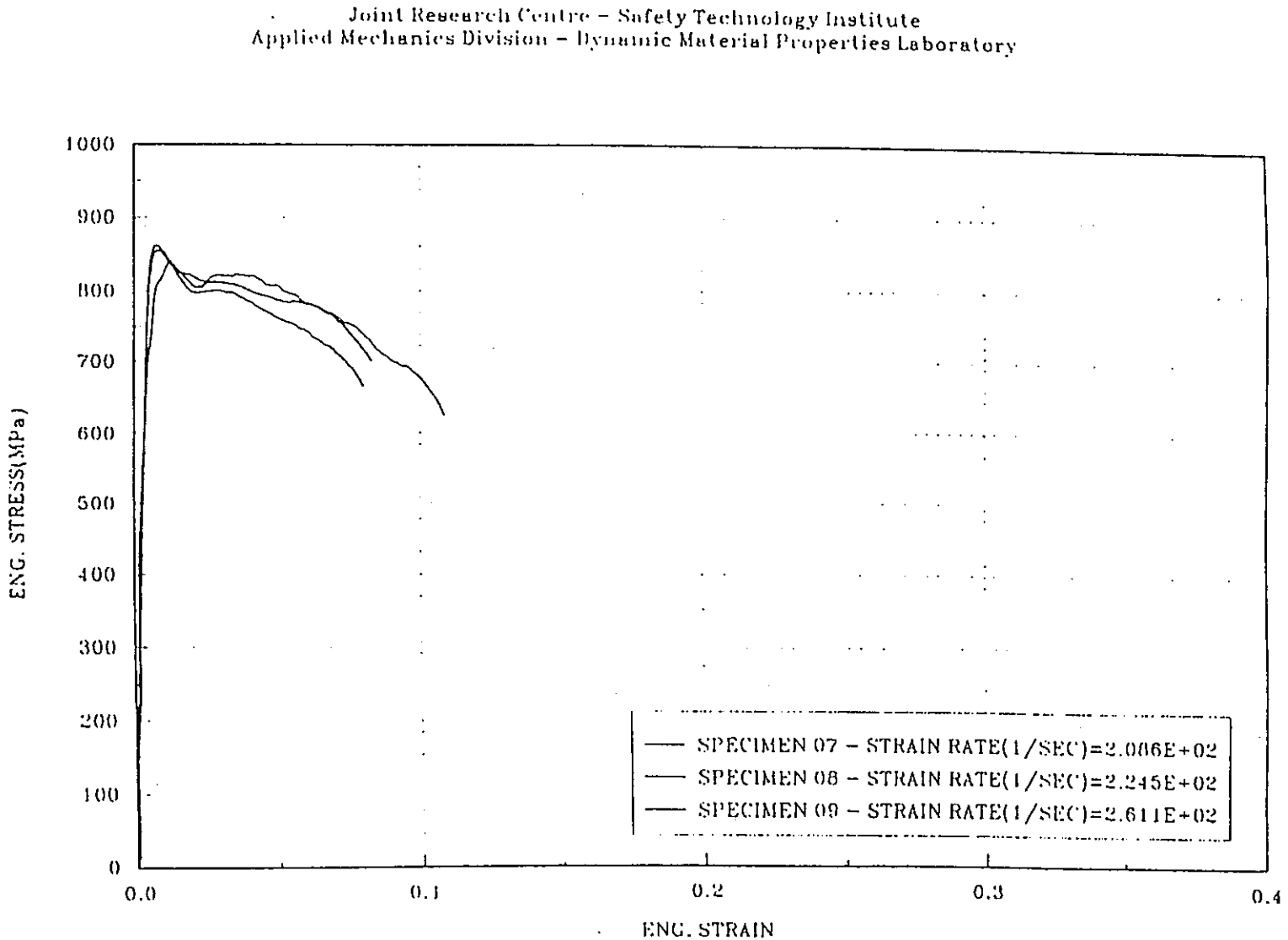
図E.1　低ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-2、母材部（P4J09管）、70℃、軸方向）



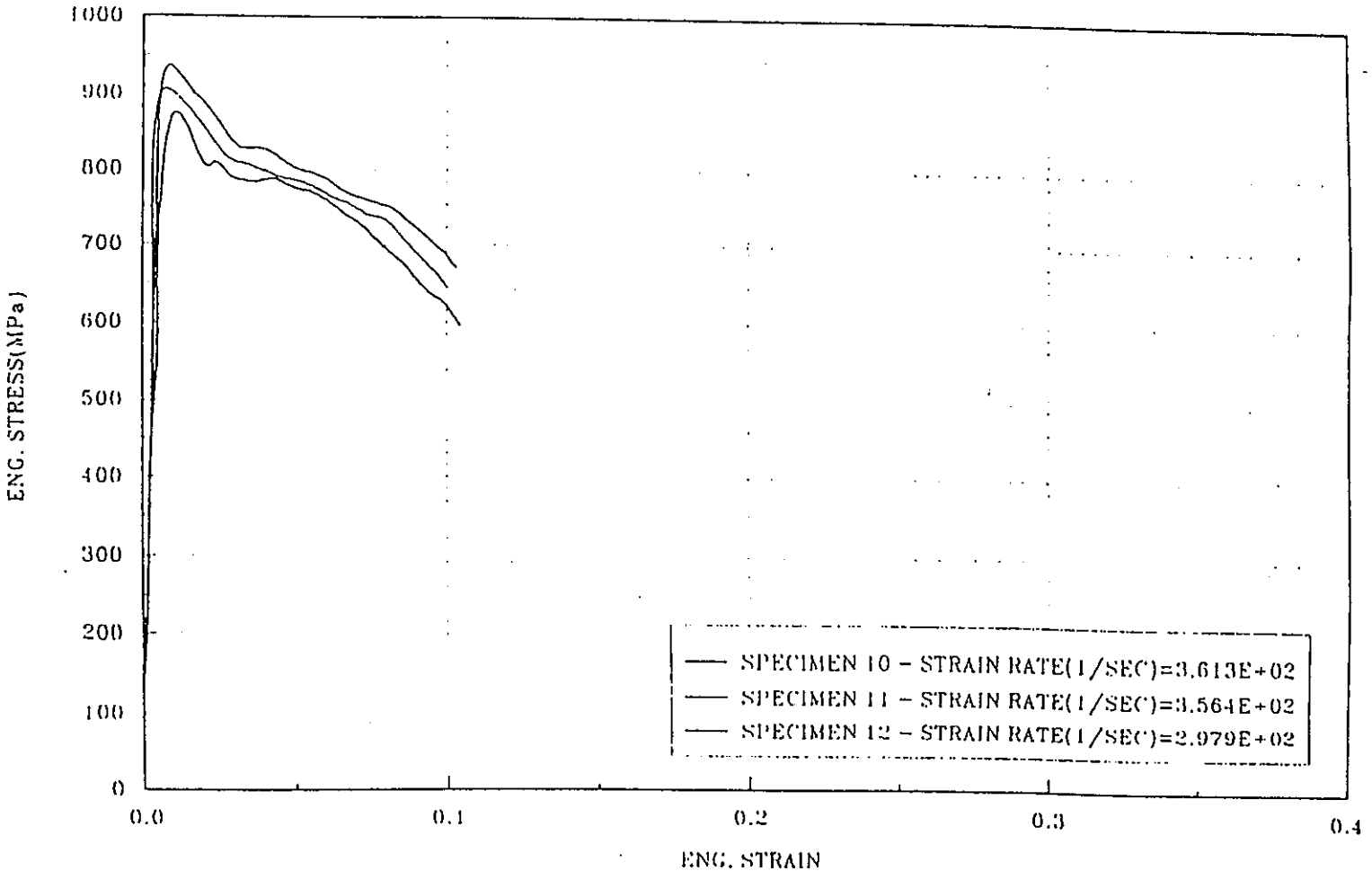
図E.2　中ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ２、母材部（P4J09管）、70℃、軸方向）



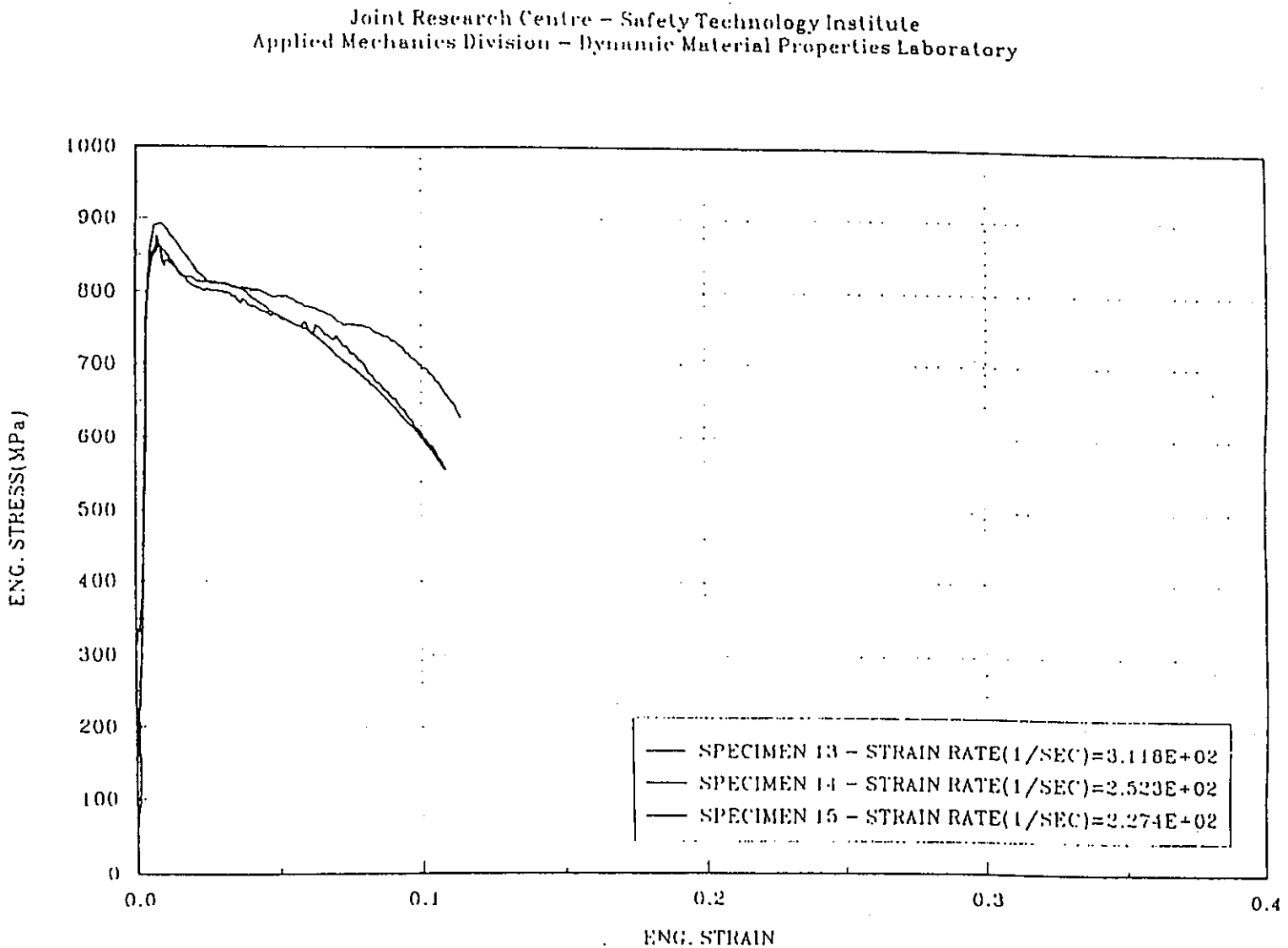
図E.3　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-2、母材部（P4J09管）、70℃、軸方向）



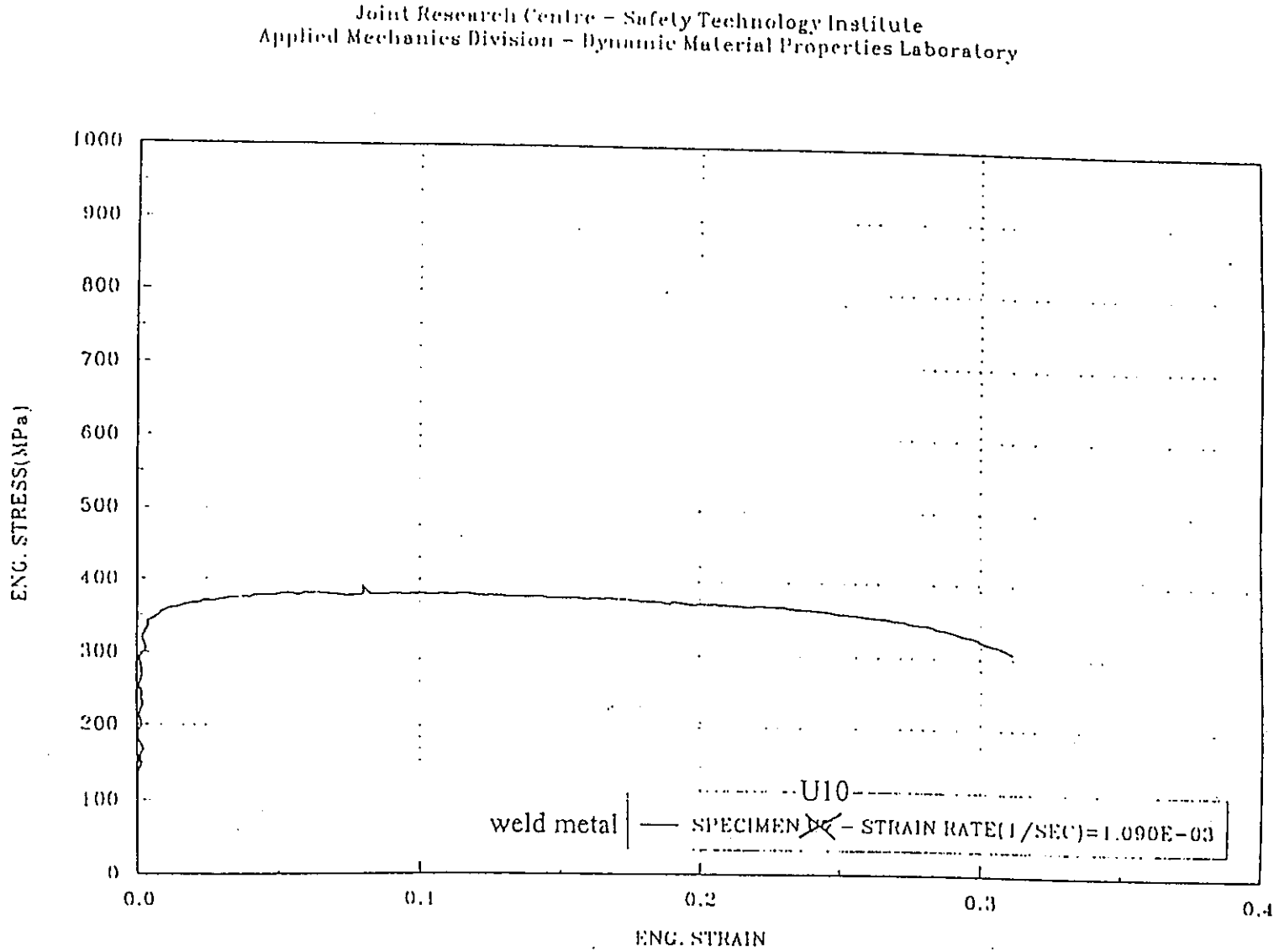
図E.4　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-2、母材部（P4J09管）、70℃、軸方向）



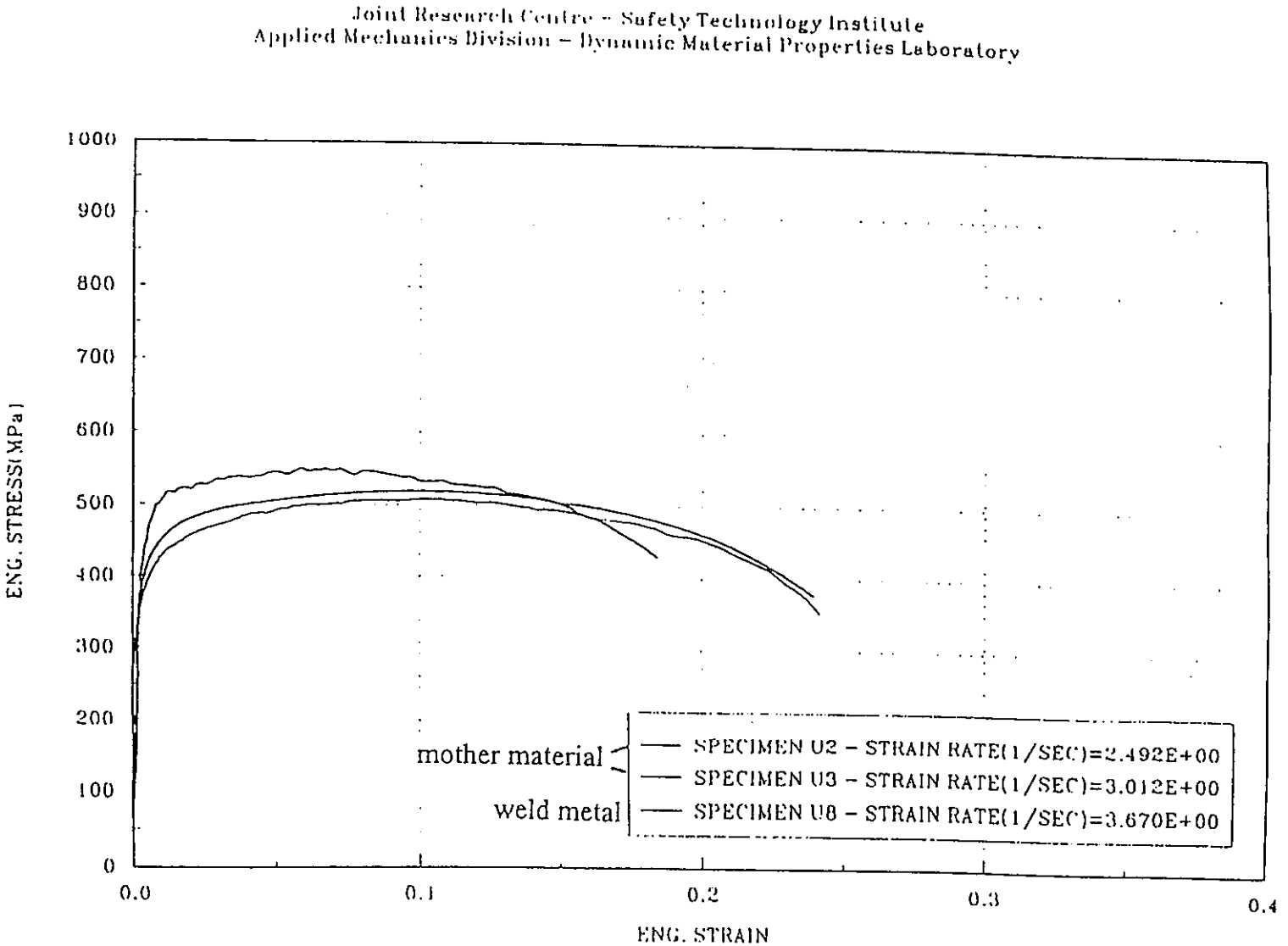
図E.5　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-2、溶接部（P4J09管）、70℃、軸方向）



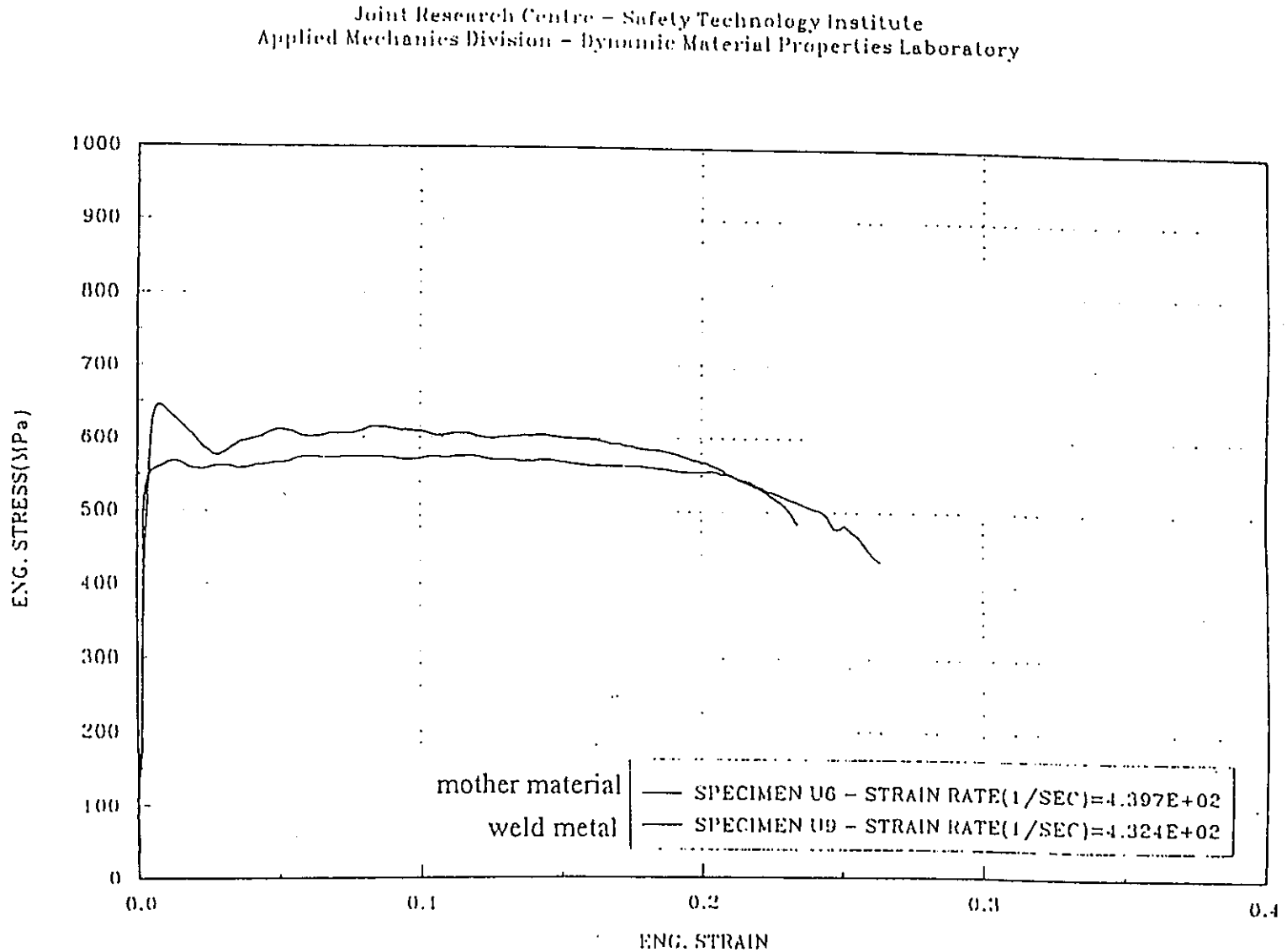
図E.6　低ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-2、母材部（P387管）、70℃、軸方向）



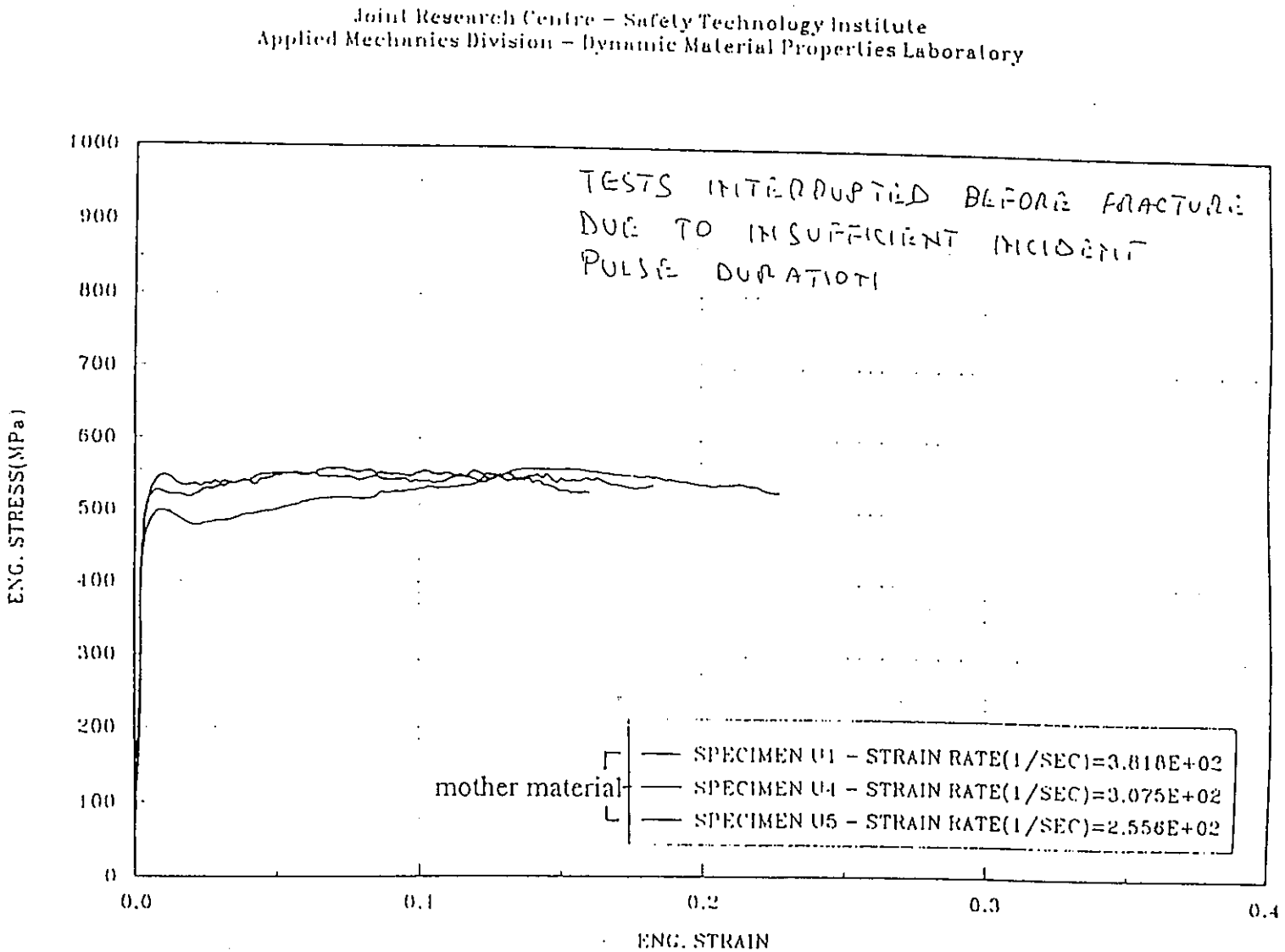
図E.7　中ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-2、母材部（P387管）、70℃、軸方向）



図E.8　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-2、母材部（P387管）、70℃、軸方向）



図E.9　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-２、母材部（P387管）、70℃、軸方向）

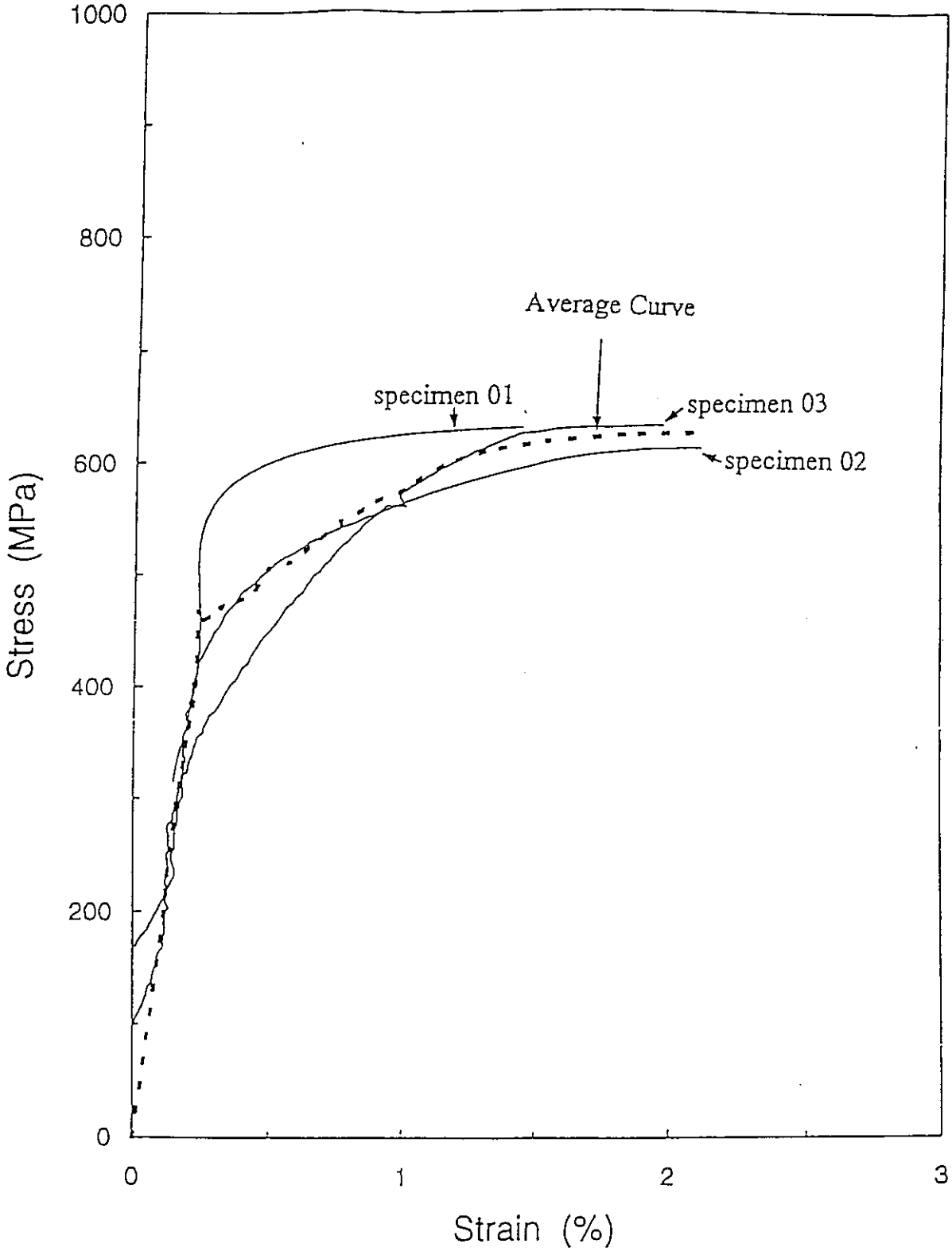
添付 - F

添付 - Eのデータに基づく

照射及び未照射ジルカロイ - 2引張試験片の

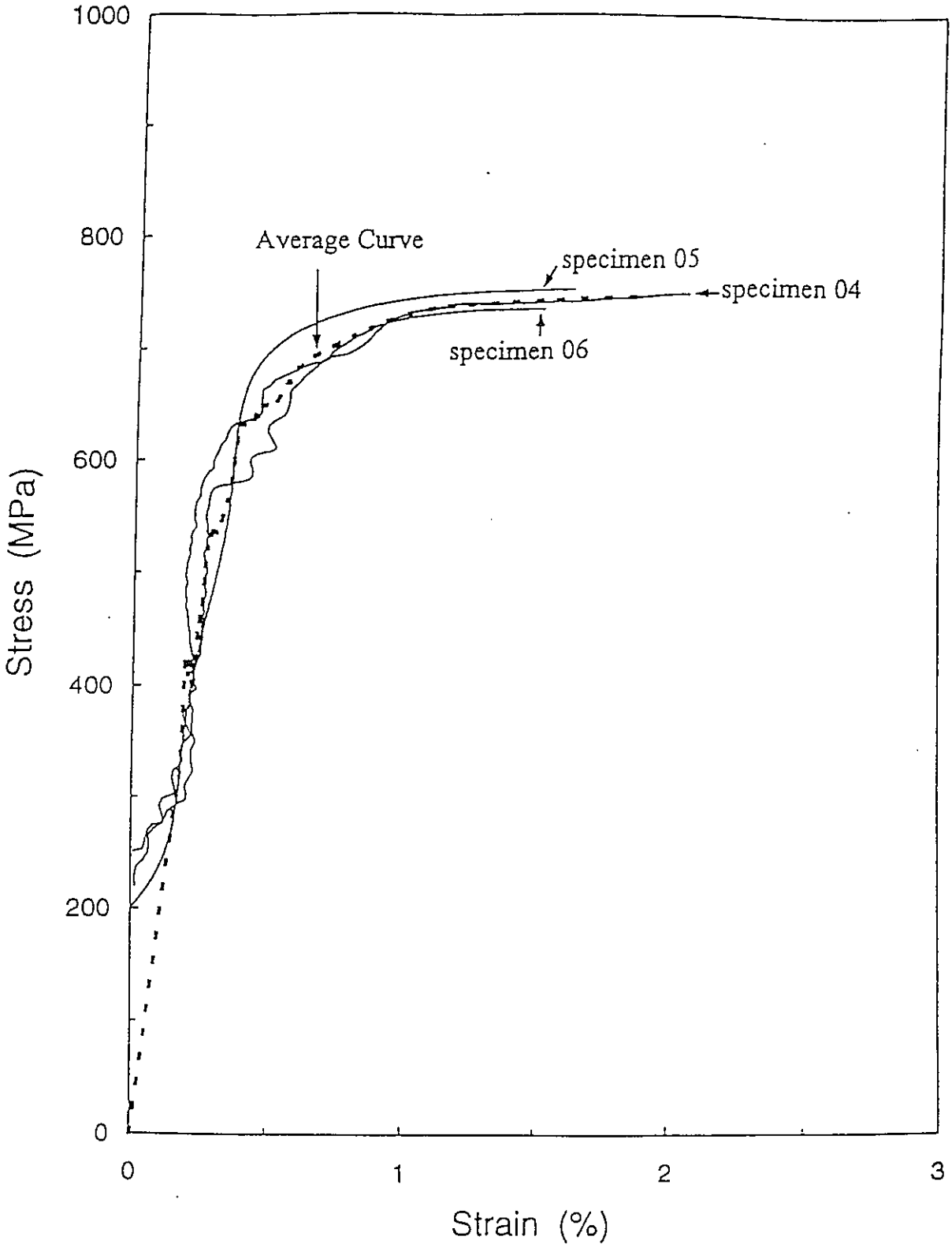
引張強さ（ＵＴＳ）までの公称応力 - ひずみ曲線

（点線は移動平均法で求めた平均曲線を示す）



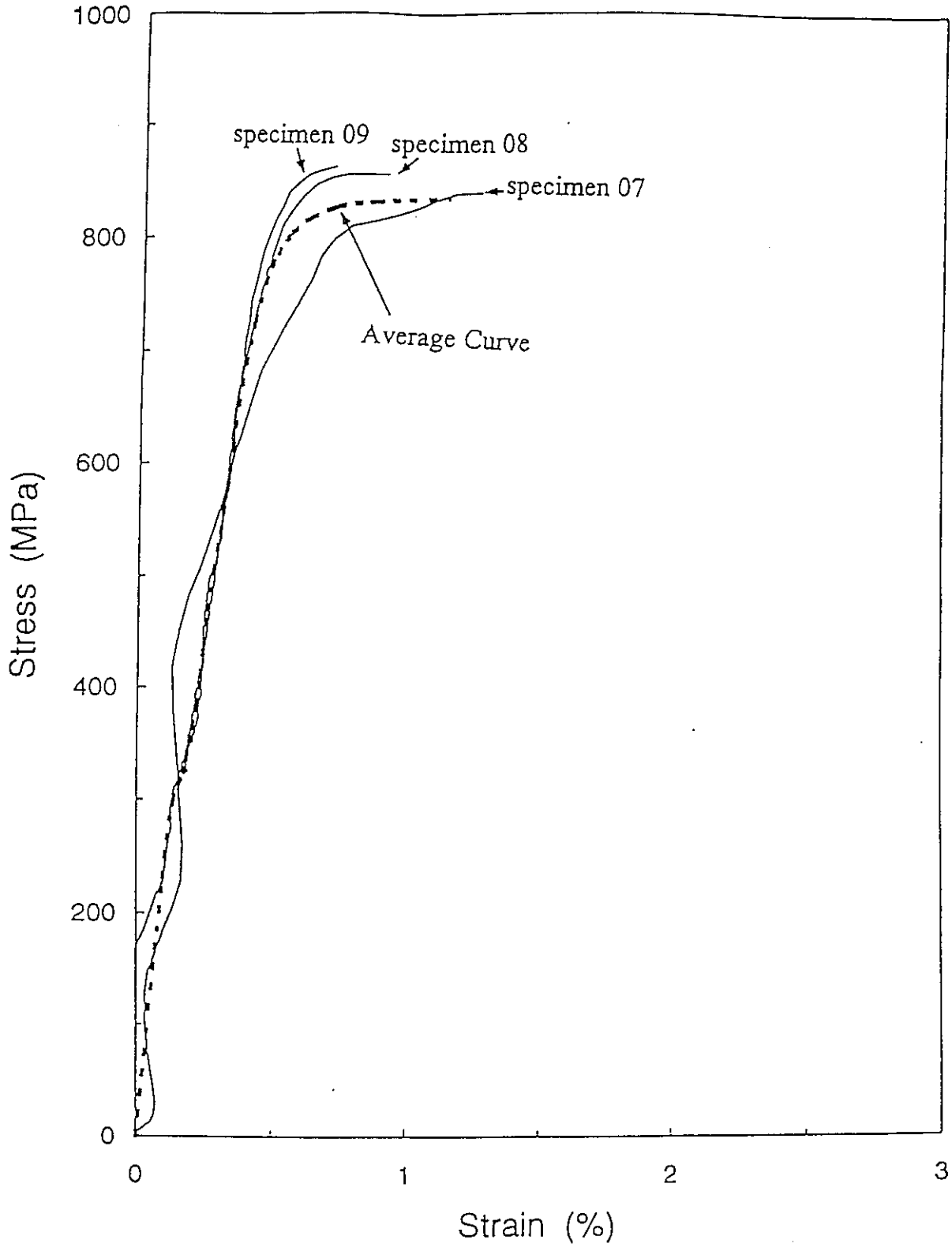
図F.1　低ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

(照射ジルカロイ-2、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度$10^{-3}S^{-1}$)



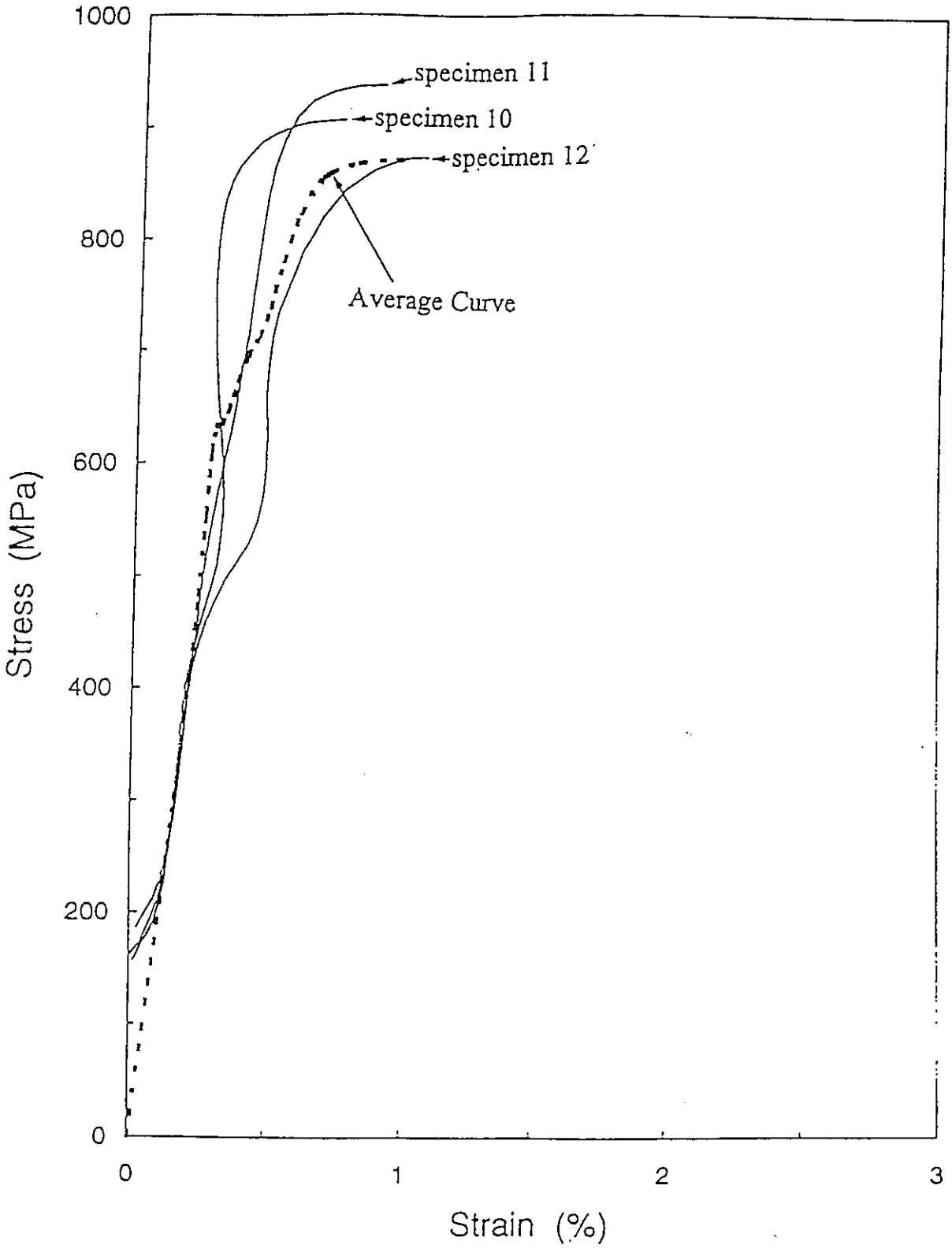
図F.2　中ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

(照射ジルカロイ-2、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度～$3S^{-1}$)



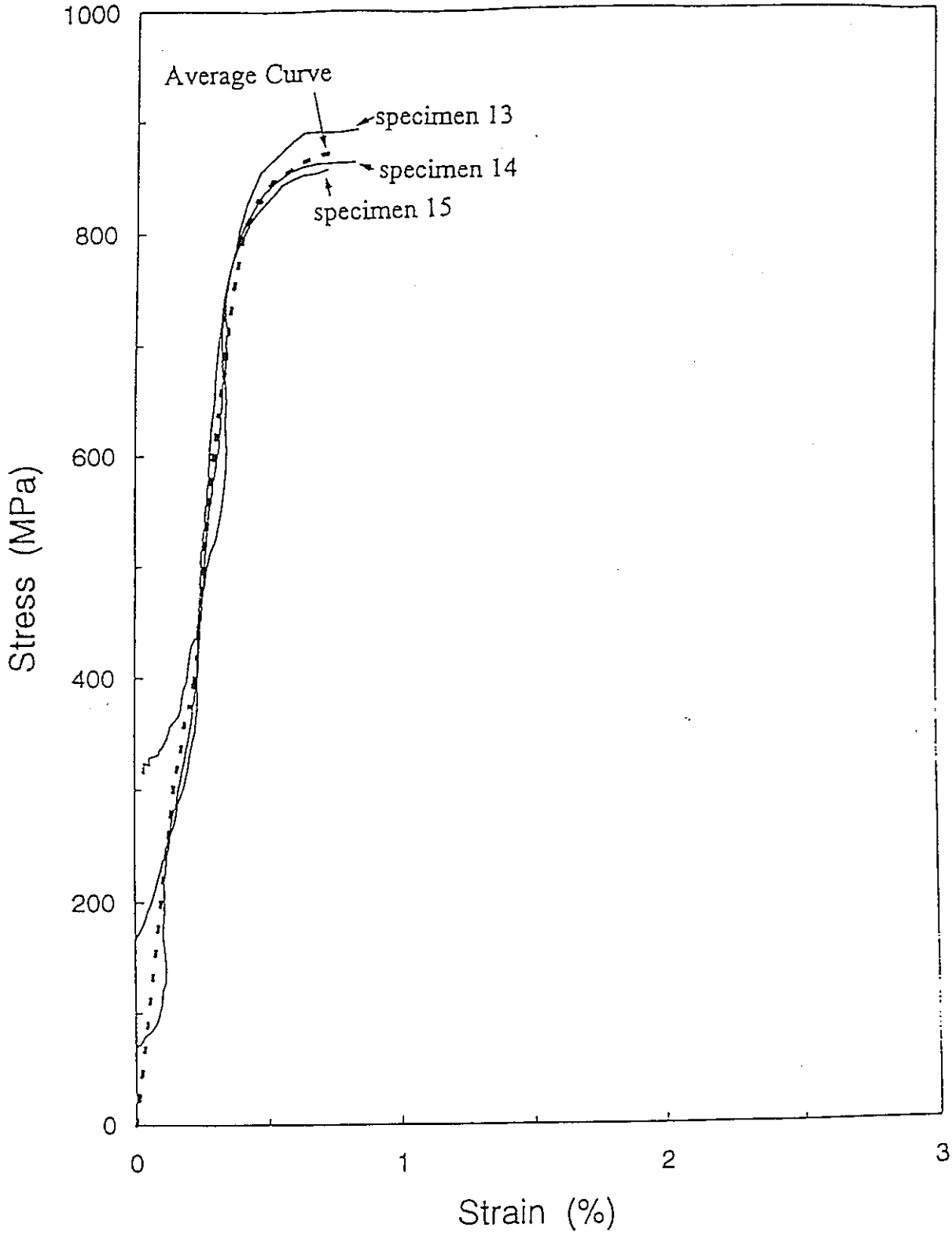
図F.3　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-２、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度200～500S^{-1}）



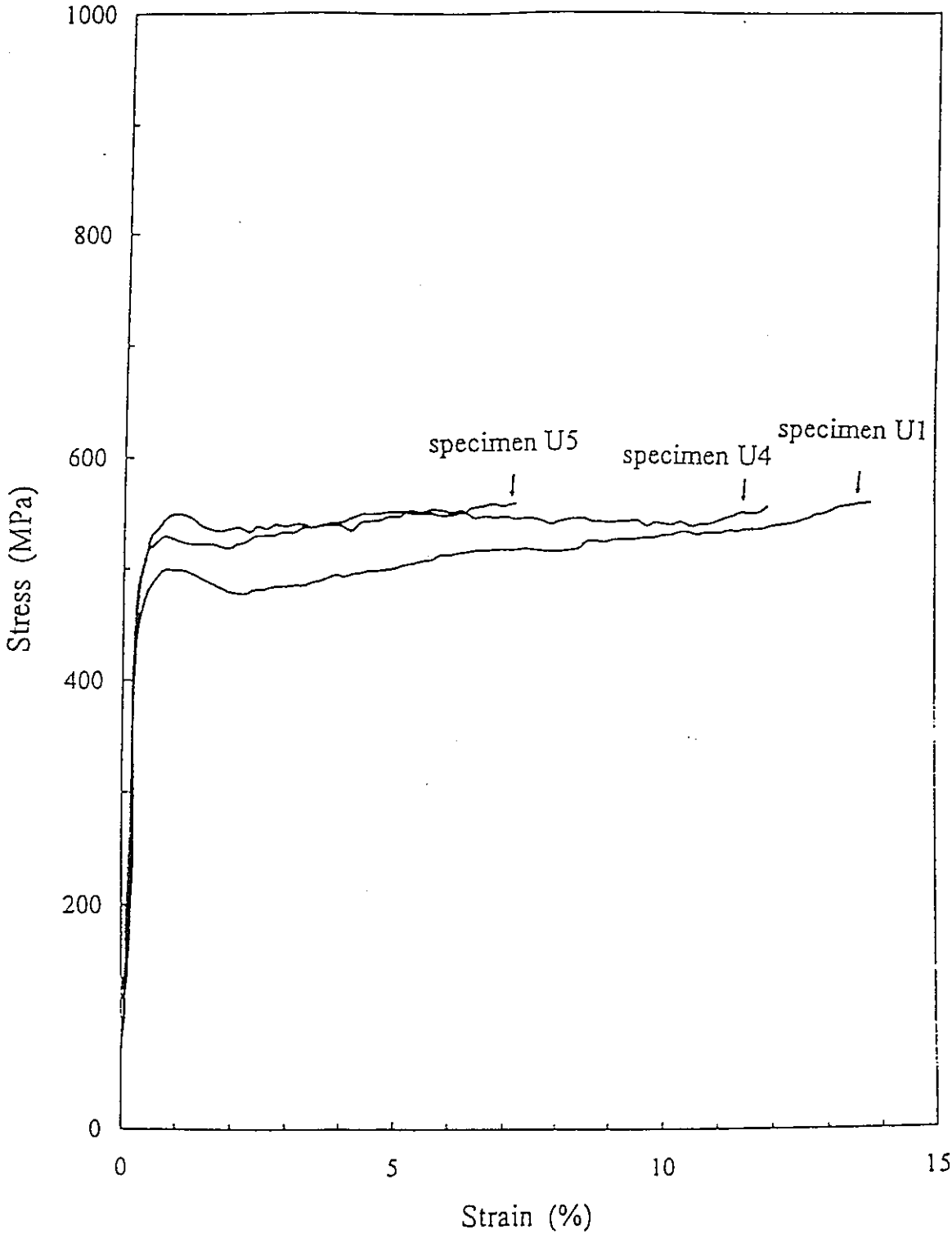
図F.4　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（照射ジルカロイ-2、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度200～500S^{-1}）



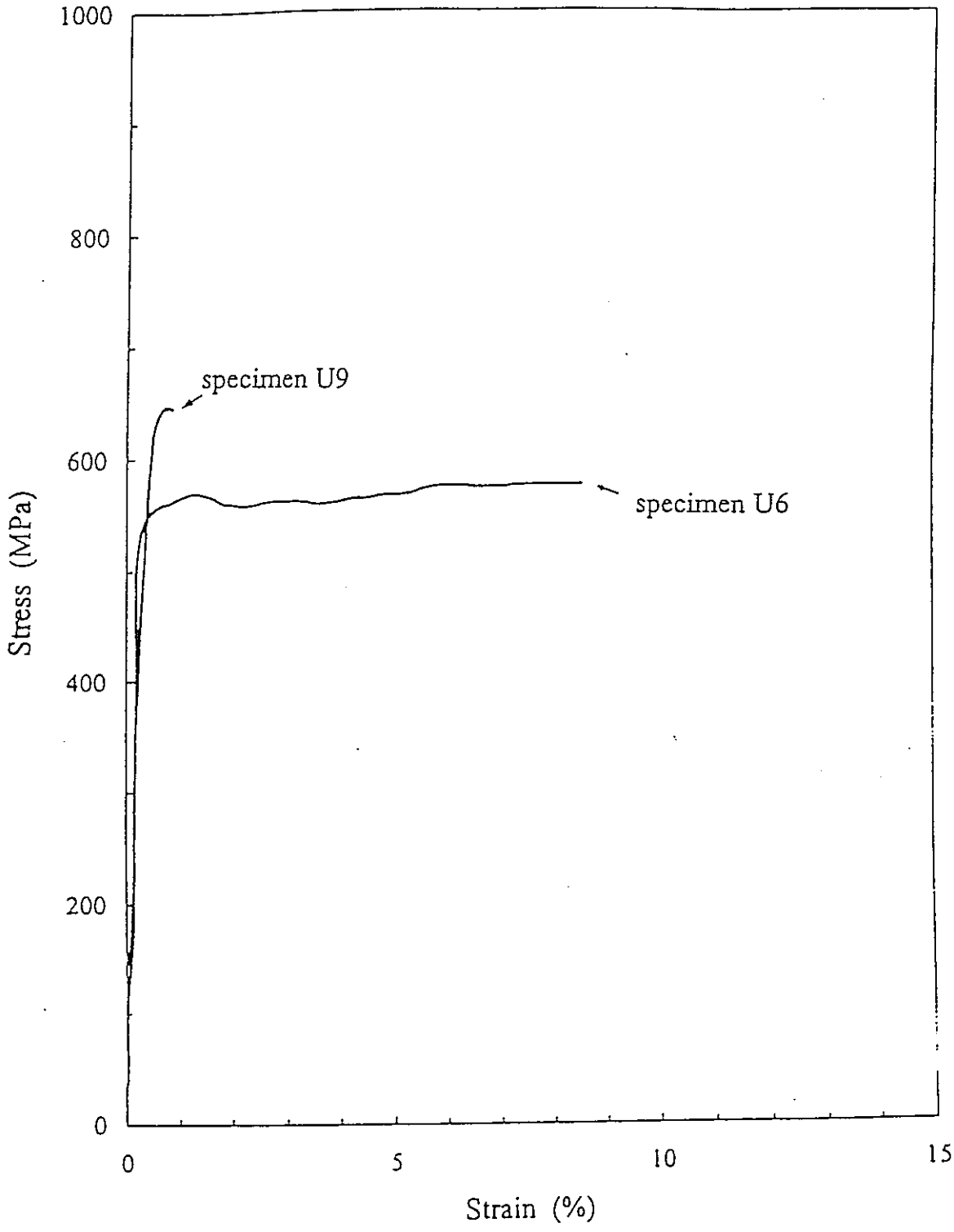
図F.5　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

(照射ジルカロイ-2、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度200～500S^{-1})



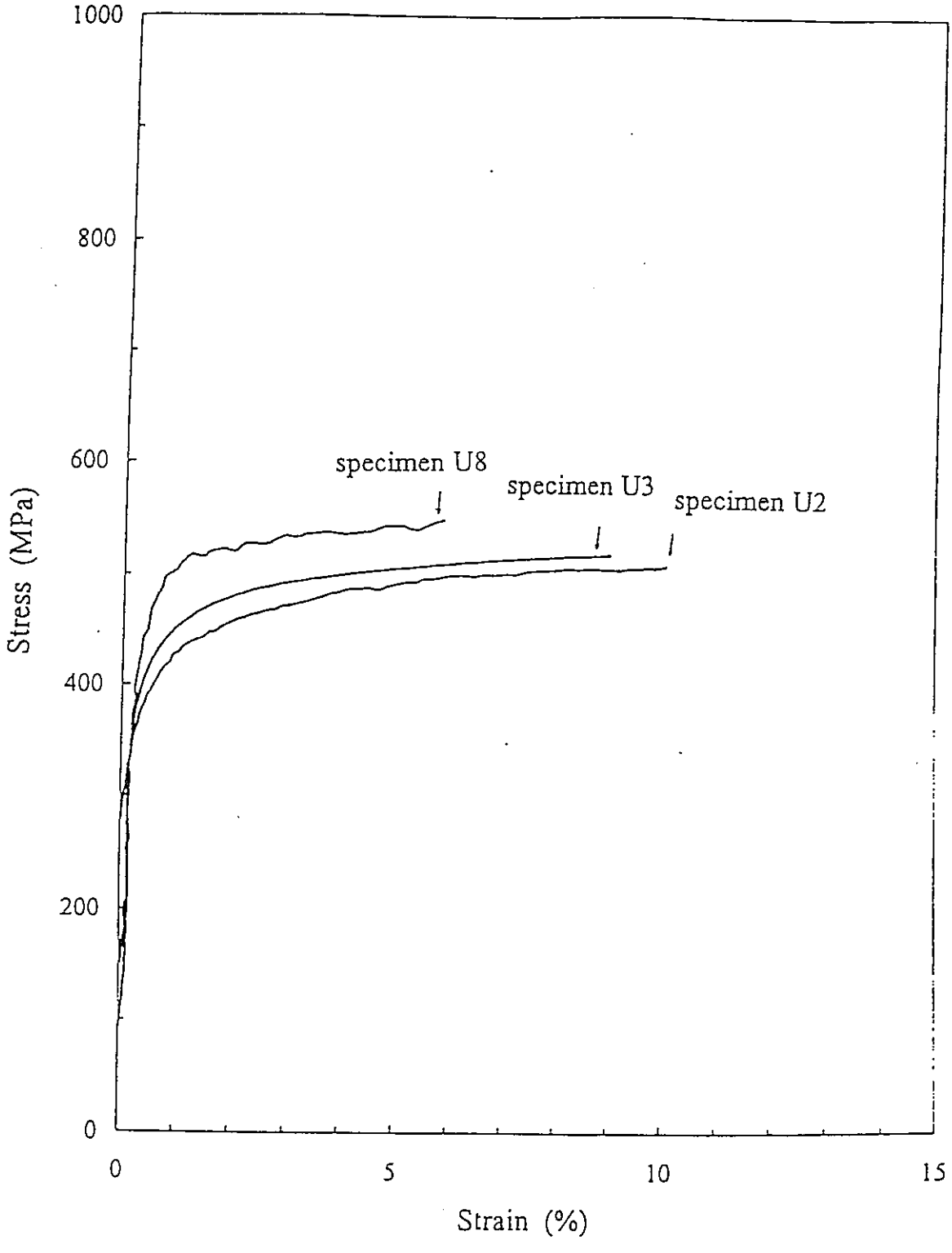
図F.6　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-２、母材部、70℃、軸方向、ひずみ速度400S^{-1}）



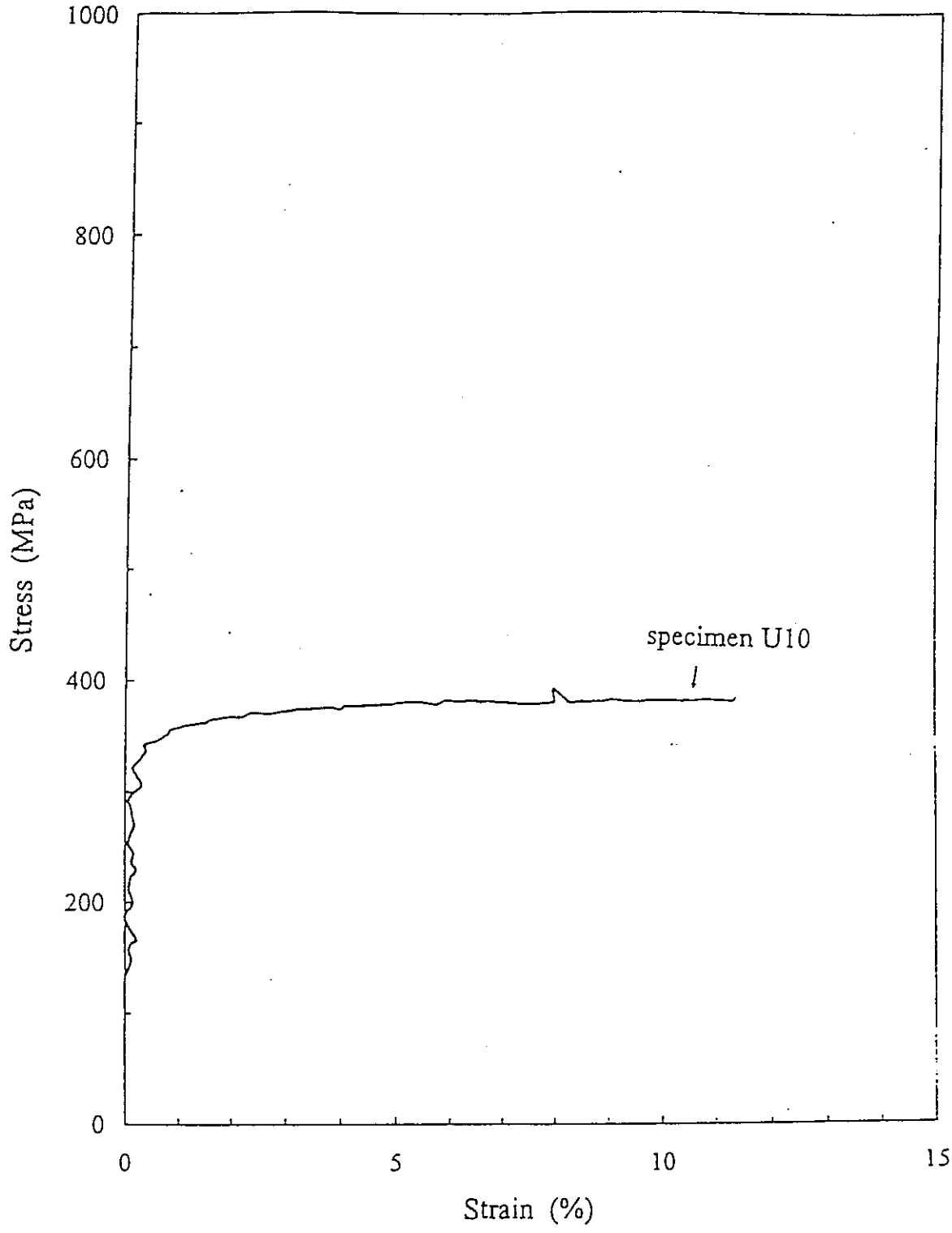
図F.7　高ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

(未照射ジルカロイ-2、溶接部、70℃、軸方向、ひずみ速度400S^{-1})



図F.8　中ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-２、溶接部、70℃、軸方向、ひずみ速度～$3S^{-1}$）



図F.9　低ひずみ速度での公称応力-ひずみ曲線

（未照射ジルカロイ-２、溶接部、70℃、軸方向、ひずみ速度$10^{-3}S^{-1}$）

4.2. カランドリア構造物健全性試験（ＮＣＩ－２）

4.2.1 はじめに

新型転換炉において、圧力管（Ｐ／Ｔ）とカランドリア管（Ｃ／Ｔ）が同時に破断した場合、隣接するチャンネルの圧力管，カランドリアタンクが健全性であり、かつ、制御棒案内管が大変形せずに制御棒の挿入性を確保できれば、連鎖破断を招くことなく、事象を１チャンネルで収束させることができる。そこで、圧力管及びカランドリア管の同時破断を想定し、破断状況をパラメーターとした同時破断試験を実施している。

同時破断試験は、カランドリアタンク内圧上昇試験（ＰＴＣ* 試験），カランドリア構造物健全性試験（ＮＣＩ* 試験）からなる。これらの試験では、破断により重水中へ冷却材が流出することによる各負荷挙動を測定，解明することに加えて、ＮＣＩ試験では破断用試験体と破断時にそれら負荷を最も強く受ける正面隣接チャンネルに実機と同一の材質，構造，寸法を持つ試験体を用いて、実機定格運転圧力相当にて破断用試験体を同時破断させ、その際の正面隣接チャンネルの健全性及び制御棒の挿入性の確保を確証するものである。これら、圧力管破断を想定して実施している一連の「圧力管破断試験」の目的及び概要について表4.2.1－1，図4.2.1－1に示す。

これまでに実施してきた実機定格運転圧力相当でのき裂長の短い同時破断試験（PTC-6; 1000㎜,中央破断　NCI-1;300㎜,下部破断）により、その破断状況での各負荷の特性，挙動を明らかにした。また、ＮＣＩ－１試験では、き裂長に限界き裂長さである 300㎜，破開始位置に、残留応力の存在により水素遅れ割れによるき裂発生の可能性の高いのはロールドジョイント部であること，破断チャンネル及び隣接チャンネルにとって、流体力またはその反力の影響が最も大きくなるのは防振板と管板との中心であることを考慮して、破断開始位置を防振板と下管板との中間部として試験を実施した結果、き裂は上下部に進展したが、正面隣接チャンネル及び制御棒案内管において曲がり等はなく、圧力管下部での同時破断時の正面隣接構造物の健全性及び制御棒の挿入性の確保は確証された。

そこで本試験はＮＣＩ－２試験として、同時破断時のカランドリア構造物に対して負荷が最大となる有効発熱長に渡る同時破断試験を実施し、その際の各負荷挙動を明らかにするとともに、隣接チャンネル，制御棒案内管等の試験前後の形状測定を行うことにより、隣接チャンネルの健全性，制御棒の挿入性の確保等を確証した。

本報告書では、他の実機運転圧力相当での同時破断試験結果と比較することによりき裂

長及び破断開始位置の違いによるカランドリア構造物への各負荷挙動の相違並びに隣接チャンネルをはじめとするカランドリア構造物の健全性等の確証について報告する。

（PTC ; Pressure Tube and Calandria tube rupture test
NCI ; Neighboring Calandria structure Integrity test）

4.2.2　試験条件

圧力管－カランドリア管同時破断時にカランドリア構造物の健全性にとって重要な負荷因子を表4.2.2－1に示す。また、それらの負荷因子の影響を把握するために実施した本試験と、試験結果の比較のためにここで取り上げたＮＣＩ－１，ＰＴＣ－６試験の試験条件を表4.2.2－2に示す。これらの試験では、実機定格運転状態での「圧力管－カランドリア管同時破断事故」を想定し、実機定格運転圧力である74kg／㎠を目標破断圧力として、カランドリア構造物への影響を確認することとした。また、本試験における圧力管の予定破断長については、カランドリア構造物に対する影響が最も大きいと考えられる燃料集合体の有効発熱長（3700㎜）とし、破断開始位置を軸方向中央部とした。なお、カランドリア管は、圧力管破断直後に従属的に破断するものとし、予定破断長は圧力管と同様に3700㎜とした。破断方向は、他の試験と同様に圧力管・カランドリア管とも同一方向とし、隣接チャンネルに対して最大負荷となるように破断チャンネルから最短距離にある隣接チャンネル方向とした。

冷却材圧力・温度等の試験条件と実機運転条件との比較を表4.2.2－3に示す。

4.2.3　試験装置

本試験の試験体系と実機体系との比較を表4.2.3－1に示す。本試験では、圧力管－カランドリア管同時破断時のカランドリア構造物への影響を確証するとの観点から、可能な限り実機と同等の試験体系とし、実現できない箇所は実機に対して保守側の条件となるようにした。本試験で用いた試験装置の仕様と、実機模擬性の考え方について以下に述べる。

(1)　試験装置フロー

圧力管破断試験装置の概略フローを図4.2.3－1に示す。試験では、破断チャンネル内に内装する燃料集合体に、形状および質量を模擬した模擬燃料集合体を装荷し、圧力管内の保有水量・流路圧損等を模擬した。また、後述する燃料集合体は非加熱であることから、ＡＴＲ安全性試験装置の電気ヒータによって作られた高温高圧水を破断チャンネルおよび隣接チャンネルに供給した。破断チャンネルのアニュラス部には、実機と同様に炭酸ガスを流動させた。カランドリアタンク内は重水を模擬した純水で満たし、電気ヒータによって事前に実機相当温度の70℃に昇温した。

実機の冷却材は燃料によって加熱され、圧力管内部で二相状態となるのに対し、本試験では、冷却材は外部の電気ヒータで昇温されるため、圧力管内部では10℃程度のサブ

クール度を有する単相状態となっている。カランドリア構造物に負荷が作用する破断後数十m秒の時間内では、圧力管に隣接された出入口管内の冷却材はほとんど流動せず、き裂長の圧力管内に存在する冷却材の内部エネルギで負荷の精度が決まることが、これまで実施したカランドリアタンク内圧上昇試験で明らかになっている[1]。実機と試験の冷却材条件を比較すると、単位体積当たりの冷却材の内部エネルギは、二相状態と比べて単相状態の方が大きいため、試験条件は実機に対し保守側となっている。

(2) カランドリアタンク

カランドリアタンクおよび防振板の構造・寸法を図4.2.3－2に示す。カランドリアタンクは、材質を炭素鋼(SS41)製とし、縦方向寸法とチャンネルピッチは実機と同一に製作されている。タンク内には、中央に設置する破断試験体を含め、97本の燃料チャンネル群，制御棒案内管，中性子検出管が設置できる構造となっている。

カランドリアタンクの直径は実機の約½であるが、径の違いが影響する負荷としては、破断口から噴出する冷却材のジェットおよびタンク内圧の上昇が考えられる。同時破断時に冷却材のジェットが到達する範囲は、これまでに実施したカランドリアタンク内圧上昇試験により、破断チャンネルから2ピッチ程度であることがわかっている[1]。試験で用いるカランドリアタンクは、破断チャンネルからタンク壁まで5ピッチ分以上の距離があり、破断に伴う冷却材ジェットの挙動を妨げない充分な径を有しているといえる。また、内圧の上昇についても、タンクの内容積が実機に比べて小さくなっていることから、保守側となっているといえる。

防振板については、破断チャンネルの変位によって塑性変形した場合、隣接チャンネルに影響を及ぼすことから、防振板の模擬性は隣接構造物の健全性評価を行う上で重要となる。したがって本試験では、破断試験体が衝突することにより防振板が変形する際の吸収エネルギーと破断強さを実機と等価するように、試験に用いる防振板の材質及び板厚を決定した。その結果、試験で使用する模擬防振板材料として炭素鋼（SS400)を選定し、板厚を8㎜として実機防振板の破断強さと吸収エネルギーを模擬した。なお、破断試験体周辺部の防振板は、破断チャンネルの衝突等によって防振板が変形した場合に備えて交換可能な構造となっている。

(3) 破断用試験体

試験で破断させる試験チャンネルの構造，寸法を図4.2.3－3に示す。試験チャンネ

ルは、実機と同一の材料・寸法で製作した圧力管（Ｚｒ－Ｎｂ），カランドリア管（Ｚｒｙ－２）および圧力管内保有水量，流路圧損，曲げ剛性等を模擬するために、構造と質量を実機に合わせた模擬燃料集合体（被覆管：Ｚｒｙ－２，ペレット：鉛合金）で構成した。カランドリア管は、ステンレス製の管板に実機と同じくロールドジョイント構造で接続されている。また、圧力管内の上下には、実機の圧損を模擬した上部遮へいプラグと下部遮へいプラグを配置した。

圧力管を所定の冷却材圧力によって破断させるために、圧力管外表面に未貫通予き裂を加工した。圧力管に加工した予き裂の形状を図4.2.3－4に示す。

カランドリア管には、圧力管の破断と同時に、これを破断させるために圧力管の予き裂と同じ長さの貫通き裂を加工した。貫通き裂には、アニュラス部への模擬重水の流入を防ぐために、図4.2.3－5に示す要領でシーリングを施している。

(4) 隣接チャンネル

破断チャンネルには、８本の隣接する燃料チャンネルが存在する。

破断口正面の隣接チャンネルには、破断に伴う主要な負荷に対して連鎖的な破断が生じないことを確認するために、破断チャンネルと同様に実機と同じ材質・構造で製作された圧力管（Ｚｒ－Ｎｂ）およびカランドリア管（Ｚｒｙ－２）を採用した。また、破断チャンネルと同様の模擬燃料集合体を装荷するとともに、試験時には高温・高圧の冷却材を通水した。

背面隣接チャンネルには、破断チャンネル等の衝突による変形の程度を把握するために、実機圧力管と同じ外径，肉厚を持つ炭素鋼(STPG410) 製模擬圧力管を設置した。図4.2.3－6および図4.2.3－7にそれぞれ正面および背面の隣接チャンネル構造を示す。その他の隣接チャンネルには、実機と外径を同一とした肉厚5.0㎜ のステンレス(SUS304)製模擬カランドリア管を設置した。

(5) その他の周辺チャンネルおよび構造体

カランドリアタンク内には、上記の隣接チャンネルの他に、

- 厚肉模擬カランドリア管
- 薄肉模擬カランドリア管と模擬圧力管で構成する模擬二重構造チャンネル
- 制御棒案内管

・　中性子検出器ドライチューブ

を設置した。各々の構造を図4.2.3－8～11に、それらのタンク内配置を図4.2.3－12に示す。

厚肉模擬カランドリア管は、カランドリアタンクの単位空間内減速材容積が等しくなるように、実機と同じ外径を有するステンレス製の厚肉（5mm)管としている。

薄肉二重管は、破断チャンネルから離れた位置におけるカランドリア管の座屈の有無を確認するために設置した。圧力管には実機の外径及び肉厚を模擬した炭素鋼(STPG410, t＝4.3mm)を，カランドリア管には実機の外径を模擬したステンレス鋼(SUS304, t＝2.0mm)を採用した。

制御棒案内管は、炉心停止機能を担う重要な構造物であり、PT-CT 同時破断した際の同構造物の健全性を確証する上では、実機の同構造物の強度を考慮に入れる必要がある。構造物の強度としては、横荷重に対する曲げ剛性及び外圧に対する座屈強度がある。そこで試験では、模擬材料(SUS304)を用いて肉厚を変えることにより曲げ剛性を模擬するとともに、実機に存在するほう酸注入用の穴を設け採用した（t=2.1mm)。なお、外圧に対する座屈強度としては、限界座屈圧力までに十分な裕度があることに加えて、同構造物にはほう酸注入用の穴を設けられていることにより問題はないと言える。また、設置位置については図4.2.3－12に示したように、破断チャンネルから離れた位置での影響を考慮可能なように、実機の制御棒案内管の配置を考慮に入れたものとした。

中性子検出器ドライチューブについては、PT-CT 同時破断時における同構造物の振動数等を測定するため、材質に実機材料であると考えられるＺｒｙ－２を用い、外形，曲げ剛性等を模擬して設置した。

4.2.4　試験計測

(1)　計測項目

同時破断時におけるカランドリア構造物への負荷及び特性を解明するのに必要となる負荷因子は、表4.2.2－1に示した通りであり、その特性に応じた計器を選定し、配置を決定した。試験に用いた検出器の仕様を表4.2.4－1，検出器の設置個数並びに収録速度を表4.2.4－2に示す。

圧力挙動において、破断チャンネル内圧力は約280 ℃雰囲気において破断直後1 msec程度で、冷却材の噴出に伴い80kg／cm²程度から30kg／cm²程度まで急激に低下する。また、タンク内圧力は破断後数10msec程度で冷却材混入による温度変化の中で、静水頭から数10kg／cm²程度まで変化する。この条件の中で精度良く圧力変化を得るために、圧電素子型の圧力計を選定した。

温度については、前述の冷却材噴出による減圧沸騰に伴う温度変化や冷却材混入による温度上昇を計測するために、熱容量が最も小さく（先端径0.2mm)応答速度の速い熱電対を選定した。

歪ゲージについては、カランドリア管や防震板等の大変形が予想されるものについては、計測範囲の広いものを選定した。

また、状態監視用としての圧力計・温度計には、一般的な歪式圧力計・熱電対を選定した。

尚、破断チャンネル圧力管内等の高温・高圧水の影響を受けると思われる場所については、ＭＩケーブルを使用した。

(2)　検出器の配置

①　破断チャンネル

圧力管内への検出器の配置を図4.2.4－1に示す。圧力計及び熱電対は、燃料集合体中周ピンに取り付けて圧力管内に配置した。

また、アニュラス部及びカランドリア管外面への検出器の配置を図4.2.4－2に示す。

②　正面及び背面隣接チャンネル

正面及び背面隣接チャンネルへの検出器の配置を図4.2.4－3に示す。

正面隣接管へは、カランドリア管外表面へ圧力計，熱電対，歪ゲージを配置した。

また、圧力計の一部については、ジェット力測定のために同位置に圧力計を破断チャンネルに対して正・逆方向に設置した。

背面隣接チャンネルについては、圧力計，温度計，歪ゲージを設置した。

③ 防振板及び模擬管類

防振板及び模擬管類における圧力計，温度計，歪ゲージ及びボイド計の配置を図4.2.4－4～6に示す。

防振板へは、破断チャンネルの防振板への衝突挙動並びに隣接管への衝突挙動を把握するために歪ゲージを設置した。

模擬管類へはタンク内圧力挙動並びに温度挙動を把握するために、圧力計，熱電対を設置した。なお、圧力計についてはジェット力の影響範囲について確認するために、正面隣接チャンネルと同様に破断チャンネル正面側へジェット力測定用圧力計を設置した。また、高温・高圧の冷却材噴出に伴う減圧沸騰により発生するボイドの波及範囲及び生成速度を確認するためにボイド計を設置した。

中性子検出器ドライチューブにおいては、破断時における検出器の振幅，周波数等を測定するために加速度計を設置した。

④ タンク壁

カランドリアタンク壁には、圧力計，温度計及び圧力変化に対するタンクの変形を測定するために歪ゲージを設置した。

各計器の配置図を図4.2.4－7に示す。

⑤ その他

試験体出入口部には、破断時の冷却材温度・圧力及び流量を計測するために、圧力計・熱電対及び流量計を設置した。

カランドリアタンクのラプチャ部には、ラプチャディスクの破断検出用のクラックゲージ及び圧力計を設置した。

(3) データ収集

データ収集方法を図4.2.4－8に示す。試験時は、圧力管の破断時期を予期出来ないため、破断開始前よりエンドレスでデータの収集を行い、破断に伴う検出器の信号をトリガとしてデータの収集・保存を行う。データ収集には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を用いた。低・中速度（10Hz～1kHz）のデータ収集には前者を使用し、中・高速度（1kHz, 12.5kHz)のデータ収集には後者を使用した。

データ収集系の接続を図4.2.4－9に示す。なお、データ収録のミスを防ぐため、カランドリア管へ設置したクラックゲージの破断検出信号，ラプチャーディスクへ設置したクラックゲージの破断検出信号並びに運転員の破断認知による入力信号を併用して、収録開始トリガーとした。

4.2.5 試験手順

試験手順を図4.2.5－1に示す。

ＮＣＩ試験では、圧力管に加工した予き裂の加工誤差を考慮に入れた破断圧力上限値（82kg／cm²）に達しても破断しない場合は、一旦圧力を降げ昇温・降圧を繰り返すことにより、圧力管を破断させる。

4.2.6　実施結果

4.2.6.1　同時破断時の負荷挙動

以下に、昨年度までに実機定格運転圧力相当でのPT-CT 同時破断試験として実施したＰＴＣ－６試験，ＮＣＩ－１試験結果と比較することにより、破断長さ及び破断位置の違いによるカランドリア構造物への負荷因子の挙動の相違について述べる。

(1)　圧力管破断条件及びき裂進展挙動

本試験における圧力管破断時の冷却材条件は、以下の通りであった。

	ＮＣＩ－２	ＮＣＩ－１	ＰＴＣ－６
破断時圧力 ：	74.3kg／㎠	76.4kg／㎠	80.6kg／㎠
	（き裂中央）	（き裂中央）	（き裂中央）
破断時温度 ：	280℃	281℃	287℃
	(ｻﾌﾞｸｰﾙ約９℃)	(ｻﾌﾞｸｰﾙ約10℃)	(ｻﾌﾞｸｰﾙ約８℃)

図4.2.6－１に破断チャンネル出入口管の冷却材流量変化を示す。破断チャンネルからの冷却材流出量は、他の試験と同様に破断後約１秒で定常状態となった。ＮＣＩ－２試験における破断チャンネル出入口の定常状態における流出流量は、出口側 300㎥／ｈｒ，入口側 160㎥／ｈｒの合計 460㎥／ｈｒであり、ＮＣＩ－１試験及びＰＴＣ－６試験の結果と比較すると、本試験の出口側流量が約30～40㎥／ｈｒ多くなっている。

図4.2.6－２に破断後の圧力管並びにカランドリア管のき裂開口形状について示す。き裂開口形状は、同じ中央破断試験であったＰＴＣ－６試験と同様に防振板を中心として、ほぼ対称であった。本試験において、カランドリア管へ発生したき裂には、予き裂の上下端部において若干軸方向へ延性的にき裂進展し、破断長3857㎜となった。また、上下端部においては、周方向へもき裂が約 1/2周程度進展していた。カランドリア管き裂開口幅については、防振板上下部で顕著な相違はなく、防振板部を除けば約 150㎜であった。防振板部においては、き裂はほぼ全周にわたって発生していた。これは、圧力管破断による冷却材放出に伴う拡管及びジェット反力により防振板部で剪断力が働いたためと考えられる。他の試験で、この現象が観られなかったのは、ＮＣＩ－１試験は破断開始位置が下部であったため、ＰＴＣ－６試験は中央破断であったが、カランドリア管材料並びにき裂長の相違のためと考えられる。圧力管におけるき裂開口形状は、カランドリア管と同様に防振板上下で顕著な相違は無く、残留最大開口幅は約 110㎜であっ

た。なお、カランドリア管で観られた防振板部での剪断は観られなかった。

圧力管及びカランドリア管におけるき裂進展速度について、図4.2.6－3に示す。

圧力管き裂進展速度は、ＮＣＩ試験においては、材料特性の観点より、圧力管にクラックゲージを設置できないため、圧力管内圧挙動よりき裂進展速度を求めた。破断チャンネル圧力管内圧力挙動について図4.2.6－4に示す。結果、本試験においては、き裂中央上部で約70～310m/s，下部で約 270～360m/sであった。また、圧力挙動より減圧波の伝播速度を求めると、約1100m/s であった。

カランドリア管き裂進展速度は、破断開始口付近では約 1300m/sで進展した。その後、破断開始点上下部では、約200m/s程度まで遅くなり、予き裂上下部の延性的に破断した箇所では約20m/s 程度の速度となった。

(2) 圧力管内圧力挙動

圧力管内圧力挙動については、図4.2.6－4に示した通りである。

本試験において、管内圧力は破断開始点であるき裂中央高さで破断直後42kg／㎠まで低下し、２msec後に約48kg／㎠まで上昇するものの、再び降下して破断後７msecでは最低値20kg／㎠を示した後、徐々に回復している。これら破断開始点での圧力管内圧力挙動は、他の試験で得られた圧力挙動と比較して概ね同様の挙動を示すが、最低値を示す時刻が、ＮＣＩ－１試験では約10msec，ＰＴＣ－６試験では約11msecとなっており、これはき裂進展速度による破断直後の冷却材流出流量の違いに起因するものと考えられる。

(3) カランドリアタンク内圧力挙動

ｉ）径方向圧力挙動

図4.2.6－5に破断口正面側における破断開始位置高さでの径方向圧力挙動を示す。ＮＣＩ－２，ＰＴＣ－６試験においては、ＮＣＩ－１試験と比較して第一隣接管において圧力上昇が速く、ピーク圧力が早い時期に発生している。圧力降下については、第一隣接管部においてＮＣＩ－２試験のみ緩やかであった。

ピーク圧力は、第一隣接管部において、破断後２msecで30kg／㎠を超え、第二隣接管以降では、破断後６msecで28kg／㎠であった。ＮＣＩ－１試験おにいては、第一隣接管でピーク圧力が破断後４msecで29kg／㎠，ＰＴＣ－６試験では破、断後５msecで約32kg／㎠であり、ピーク圧力は早く発生したが、ピーク値としては顕著な差は無か

った。しかし、第二隣接管以降におけるピーク圧力はＮＣＩ－１試験において破断後６～７msecにかけて15kg／㎠程度、ＰＴＣ－６試験では、破断後約６msecで約13～20kg／㎠であり、本試験では他の２ケースの約２倍程度の値であった。これは、第一隣接管部におけるピーク圧力は、単位面積当たりの放出エネルギーに左右されるものであり、破断時圧力により決定されるものであること、タンク壁に代表される第二隣接管以降のタンク内部のピーク圧力には、タンク全体で破断試験体から受ける放出エネルギーにより左右されるものであり、き裂長及び破断時圧力により決定されるものであることに起因する。

ii）軸方向圧力挙動

図4.2.6－6に第一隣接管部における軸方向圧力挙動を示す。本試験では、破断開始口を破断チャンネル中央、破断長さを燃料集合体の有効発熱長と設定しているため、圧力上昇開始時刻は若干の時間遅れを伴いながら防振板を中心として軸対称であり、圧力挙動は速い圧力上昇の後、比較的緩やかに減少している。ＮＣＩ－１試験においては、－２の高さ（防振板と下管板とのほぼ中間高さ）を破断開始高さとしており、本試験と比較して、破断高さよりカランドリアタンク上部にかけて、かなりの時間遅れを伴いながら圧力上昇を開始し、ゆるやかな圧力挙動を示した。また、ＰＴＣ－６試験においては、本試験同様中央破断であるが、他の高さでは本試験と比較してかなりの時間遅れを伴っており、圧力上昇挙動も緩やかであった。

これは、本試験においては有効発熱長3.7mに予き裂を施工しており、破断が破断長全長に渡り脆性的に破断したため、ＮＣＩ－１試験は破断開始位置が試験体下部であり予き裂長が0.3mであり、試験結果である破断長の約2.7mは、延性的にかなり遅いき裂進展速度で破断したため、ＰＴＣ－６試験は、破断長が約１mであったための破断様式の相違である。

また、中・外周部における軸方向圧力挙動も、第一隣接管とほぼ同様であるが、第一隣接管の圧力挙動と比較して、圧力挙動は比較的穏やかで僅かな時間遅れが生じている。これより、圧力上昇は破断口より球状に伝わることが判る。また、この伝達速度は約 1500m/sであり、これは70℃・H_2O(aq) 中の音速とほぼ等しい値である。

本試験では、これまでに実施してきた破断位置が試験体中央部での同時破断試験と同様に、上管板近傍でピーク圧力が高くなる傾向が強く見られ、ピーク値50kg／㎠

を超える値もあった。ＮＣＩ－１試験においては、この傾向は殆ど観られなかった。

これより、この挙動は破断開始位置及び破断長に律せられる挙動であると考えられる。

iii）冷却材ジェット力

冷却材が重水内に噴出する際のジェット力を測定するため、重水中の同位置に圧力計の受圧面を破断チャンネルに対して正逆両方向に向けて設置した。破断開始位置の高さで、一対の圧力計の圧力差として求められた冷却材ジェット力の挙動を図4.2.6－7に示す。

破断口正面側の第一隣接管部において、冷却材ジェット力は、破断後約4msecで11kg／㎠のピーク値に達した。同じく、ＮＣＩ－１試験における同等位置での冷却材ジェット力は、破断後約5msecで18kg／㎠に，ＰＴＣ－６試験では、破断後4msecで約14.5kg／㎠のピーク値に達した。このように、ピーク値はほぼ同時刻に発生している。また、径方向には冷却材ジェット力のピーク値が、隣接構造物により急激に減衰し、破断チャンネルから２ピッチ以上離れた計測位置では５kg／㎠以下となり、試験ケースによっての相違はみられなかった。

(4) タンク内温度挙動

図4.2.6－8にタンク内重水部の温度挙動を示す。破断口正面側の第一隣接管部においては、破断直後に若干の温度変化が観られたほかは、殆ど変化がなかった。破断口から45° 方向の第一隣接管部では、破断直後から温度上昇を開始し、破断口高さにおいて破断後約0.08秒程度で約120 ℃を示した。90° 方向の第一隣接管部では、破断口高さにおいて破断より若干遅れて温度上昇を開始し、破断後約0.03秒でピーク値約125 ℃を示した。中・外周部では、それぞれ破断後約0.1，0.4秒後に温度変化が観られ、各々約90℃，80℃程度であった。これらタンク内の温度挙動は、ＰＴＣ－６試験で破断後約0.08，0.25秒，ＮＣＩ－１試験で破断後約0.05，0.55秒に温度変化が観られ、温度も中周部で約90～100℃，外周部で約80℃となっており、特に相違は無いと考えられる。

また、本試験において、破断口正面側よりも45° ，90° 方向の温度変化が大きかった理由としては、破断用予き裂のずれ角と飛び出した燃料集合体が正面隣接管側への流路を遮ったためと考えられる。

(5) カランドリアタンク歪挙動

図4.2.6－9にカランドリアタンク壁に発生した歪挙動を示す。本試験における破断方向でのカランドリアタンク外面の軸方向歪は、破断高さではほとんど検知されなかった。高さ位置±2，±4ではそれぞれ+0.1 ～+0.2 %，－0.1 %程度の歪が検出され、防振板高さを中心として軸対称であった。ピーク歪発生時は、±2の位置で約9msec程度で、±4の位置では約6msec程度であった。破断方向より90° 方向での歪挙動もほぼ0° 方向におけるタンク壁歪挙動と同じであった。これらの挙動は、他の試験においても同様の結果であった。しかし、ピーク歪の発生時刻および歪量については、全長破断である本試験のほうが早く、大きく発生している。

ダイヤフラム部についても、側面において、防震板高さを中心として、ほぼ軸対称の挙動を示した。歪量および発生時刻は、本試験においてはダイヤフラム角部で－0.15～－0.18%，1.5 msecであった。これらダイヤフラム側面部における歪挙動，歪量および発生時刻についてはピークが早く発生したほかは、他の試験と比較してほぼ同様であった。

周方向歪は、破断方向正面および90° 方向のどの高さ位置においても、ほぼ2msecで同時に歪が発生し、6～8msec程度でピーク歪が発生し、歪量は最大でも 0.2%以下であった。このタンク壁での周方向歪は、タンク壁での圧力挙動と同機している。これについても他の試験と同様に、発生歪量が大きかったほかは同様の挙動であった。

これらの結果より、カランドリアタンク壁に発生する歪についての支配的因子は、タンク壁部に発生する圧力に、つまり破断時圧力がほぼ同じ場合は、き裂長に依存するといえる。

(6) 中性子検出器ドライチューブ加速度挙動

本試験では、周辺構造物として、実機材と考えられるＺｒｙ－２を試験体材料とした中性子検出器ドライチューブを設置し、中性子検出器の破断時における振動数を確認するために、加速度計を設けた。図4.2.6－10に中性子検出器ドライチューブにおける加速度の挙動を示す。

中性子検出器ドライチューブは、周期約0.3msec で小さな振動を繰り返している。その際に発生する加速度は約300G（G;重力加速度）であり、これより振幅については1mm以下程度の小さなものであるといえる。

(7) 気相部圧力挙動

図4.2.6－11にラプチャーディスク部における気・液相部の圧力挙動およびラプチャーディスク部のクラックゲージ信号を示す。本試験においては、気相部圧力は破断後28 msecでピーク値1.9 kg／cm²を示した。このピーク発生時刻はラプチャーディスクに設置したクラックゲージの破断検出信号と同時刻であった。この挙動は、他の2ケースと比較して、発生時刻等において殆ど相違なく、き裂長には依存しないと考えられる。

4.2.6.2 試験後のカランドリア構造物の変形状況

本試験の目的である隣接構造物の健全性の確証という観点から、試験後の試験体の変形形状について述べる。

(1) 隣接試験体（破断口正面側）

破断口正面側の隣接試験体の試験後形状および外観を図4.2.6－12および写真4.2.6－1に示す。ＮＣＩ－１及び２の両ケースとも、カランドリア管は外圧および模擬重水の流動により圧力管に接するように座屈変形を起こしたほか、防振板への衝突による打痕跡が確認された。

圧力管については、本試験で、0°方向に打痕跡が確認された。これは、破断試験体からの冷却材の噴出により、隣接試験体が0°方向へ曲げられるとともに、ジェット反力により破断試験体が防振板へ衝突し、防振板を180°方向へ移動変形させたことにより、隣接圧力管が防振板と干渉したものと考えられる。しかし、この干渉による圧力管の変形は弾性範囲内であったと考えられ、外観検査によっても局所的な残留変形は計測されなかった。また、軸方向の曲りについては両ケースとも１mm以下であり、直径変形率についても0.3%程度以下と計測誤差範囲内で有意な残留変形率はなかった。このことから、同時破断時の隣接圧力管の健全性は確保されると考えられる。

模擬燃料集合体の試験後形状を図4.2.6－13に示す。本試験において、模擬燃料集合体の一部のスペーサに、圧力管の弾性範囲内の変形によって生じたと考えられる径方向の変形が確認された。変形量は、0-180°方向で最大６mm程度であり、この断面において模擬燃料集合体は楕円形であった。しかし、被覆管のえぐれ等の傷は確認されなかった。

(2) 隣接試験体（破断口背面側）

破断口背面側の隣接試験体の試験後形状を図4.2.6－14および写真4.2.6－2に示す。本試験では、圧力管外表面に防振板との打痕が0°方向および180°方向で確認された。0°方向の打痕跡は、移動変形した防振板との衝突によって、また180°方向の打痕跡は、冷却材の減圧沸騰によって破断チャンネル周囲に生成したボイドによって背面の試験体に曲げ荷重が作用し、防振板との衝突によって生じたものと考えられる。なお、打痕深さについては、0°方向で2㎜,180°方向で2.5㎜であった。また、軸方向の曲がりについては、180°方向へ最大20㎜の曲がり量であった。

(3) 制御棒案内管

実機の曲げ剛性を模擬するとともに、実機に存在するほう酸注入用の穴を設置した制御棒案内管の試験後形状及び外観を図4.2.6－15及び写真4.2.6－3に示す。試験では、曲げ剛性等を模擬した制御棒案内管を5本設置したが、そのうちタンクの外周部に設置した1本に最大で6㎜の制御棒の挿入を阻害する塑性曲げ変形が計測された。その他の制御棒案内管の塑性変形量は、いずれも制御棒の挿入性が確保される4㎜以下の曲がりであった。この現象は、圧力管及びカランドリア管の破断口よりカランドリアタンク内に放出される一次冷却水によって生じる流体力が、カランドリアタンク側壁部で反射・増幅された荷重となって作用した結果であると考えられる。なお、制御棒案内管の曲がりは、ほう酸注入用の穴が設けられているため曲げ剛性が低くなっている下部より約1200㎜の位置で発生していた。

上記の5本以外の実機の曲げ剛性等を模擬していない制御棒案内管は、本試験において防振板との衝突によると考えられる打痕が一部で確認された。打痕深さは、8番制御棒案内管で最大4㎜であり、その他の制御棒案内管については局所変形を伴わない傷であった。また、軸方向の曲がりについては、同じく8番制御棒案内管で最大17㎜の曲がりが生じていたが、防振板部の曲がりであり同位置に防振板との衝突と考えられる深い打痕跡が観られることより破断試験体が防振板へ衝突し、その影響として当チャンネルを変形させたものと考えられる。

(4) 防振板

本試験においては、破断試験体近傍の防振板が、破断試験体のジェット反力による衝

突およびジェット力等による隣接管の衝突により、一部切断されるなどの著しい変形があった。

また、本試験においては、広範囲にわたり周辺カランドリア管群へも防振板レベルに打痕が確認された。本試験におけるカランドリア管群の防振板への衝突範囲について図4.2.6－16に示す。

(5) カランドリアタンク

本試験においては、カランドリアタンク上管板に若干の塑性変形が確認された。図4.2.6－17に、試験後のカランドリアタンク変形形状と、上管板近傍で発生したピーク圧力を示す。上管板は外周部においてめくれるように変形し、変形量は最大8㎜であった。また、カランドリアタンクの側面および下部での変形は確認されなかった。上管板が外周部で塑性変形した原因としては、タンク内に屹立しテンションメンバーとして機能するカランドリア管群が外周部に存在しなかったためと考えられる。

4.2.7　まとめ

破断チャンネル及び破断口正面隣接チャンネルに実機と同一の材質，構造，寸法で製作した試験体を用い、実機とほぼ同一の冷却材条件（74.0kg／㎠，温度280 ℃）で、燃料有効発熱長にわたり、圧力管及びカランドリア管を同時破断させる試験を実施することにより、以下のことが明らかとなった。

(1) 正面隣接圧力管は、試験後の外観検査によって防振板との干渉が確認されたが、局所的な残留変形はなかった。また、軸方向の曲がり，直径変化率についても計測誤差範囲内で有意な残留変形はなく、隣接圧力管の健全性は確保されたと考えられる。

模擬燃料集合体は、本試験において一部のスペーサに径方向の残留変形が確認されたが、被覆管のえぐれ等の傷はなかった。

(2) 本試験においては、タンク内に設置した実機の曲げ剛性を模擬した５本の模擬制御棒案内管のうち、タンク外周部に設置した一本に制御棒の挿入性を阻害する６㎜の残留変形（曲がり）があった。その他の４本については最大４㎜以下程度の残留変形（曲がり）であった。この現象は、圧力管の破断口からの一次冷却水のカランドリアタンク内への放出に伴う流体力がカランドリアタンク側壁部で反射・増幅された荷重となって作用した結果であると考えられる。なお、残留変形が大きく発生しているのは下部のほう酸注入用の穴を設けた位置付近であった。

(3) タンク内の圧力挙動としては、破断口正面に位置する隣接チャンネルの破断位置高さでは、破断時圧力高さに律せられ、実機定格運転圧力相当では、ぼぼ30kg／㎠程度となるが、タンク内・外周におけるピーク圧力は、破断長に依存し、実機定格運転出力相当でのPT-CT 同時部分長破断試験と比較して、燃料有効発熱長の全長破断の場合にはそれらの約1.５～２倍程度の25kg／㎠を示す。また、中央破断の場合は、タンク上管板近傍でピーク圧力が突出する傾向が強く観られる。

(4) 冷却材ジェット力は、本試験において破断後約４msecでピーク値11kg／㎠に達した。このピーク値発生時刻は、他の実機定格運転圧力相当での同時破断試験とほぼ同じであった。また、冷却材ジェット力ピーク値の径方向への推移としては、破断チャンネルから２ピッチ以上離れた計測位置で５kg／㎠以下となり、他の試験ケースとの相違は観られなかった。

表4.2.1－1　　圧力管破断事故確証試験全体計画

試　験　項　目	試　験　内　容
i）圧力管単管破断試験	実機を模擬した圧力管破断試験装置を製作し、圧力管破断試験を行って、破断チャンネル内の熱流動挙動を把握し、カランドリア管の健全性を評価する。また、圧力管破断時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冷却性について評価する。
(a)　破断時熱流動挙動試験	圧力管破断時の圧力管及びアニュラス部内の圧力変化等の熱流動現象並びにカランドリア管の健全性に影響を与える負荷因子を把握するとともに、解析コードの検証を行うため、模擬圧力管，模擬カランドリア管及び模擬燃料集合体を用いて、実機模擬条件下で模擬圧力管を破断させる試験を行う。
(b)　カランドリア管健全性試験	実機材料の圧力管（ＨＴ・Ｚｒ－2.5ｗｔ%Ｎｂ）及びカランドリア管（Ｚｒｙ－2）を用いた試験体を用いて、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。
(c)　燃料冷却性試験	圧力管破断時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。
ii）圧力管及びカランドリア管の同時破断試験	圧力管破断試験装置により、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。
(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及び模擬燃料集合体を用いて、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。
(b)　カランドリア構造物健全性試験	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用いて、上記(a)と同様の試験を行い、隣接チャンネル及びカランドリア構造物の健全性を評価する。
(c)　燃料冷却性試験	実規模模擬燃料集合体を用いて、同時破断を模擬した試験を行い、燃料冷却性を評価する。

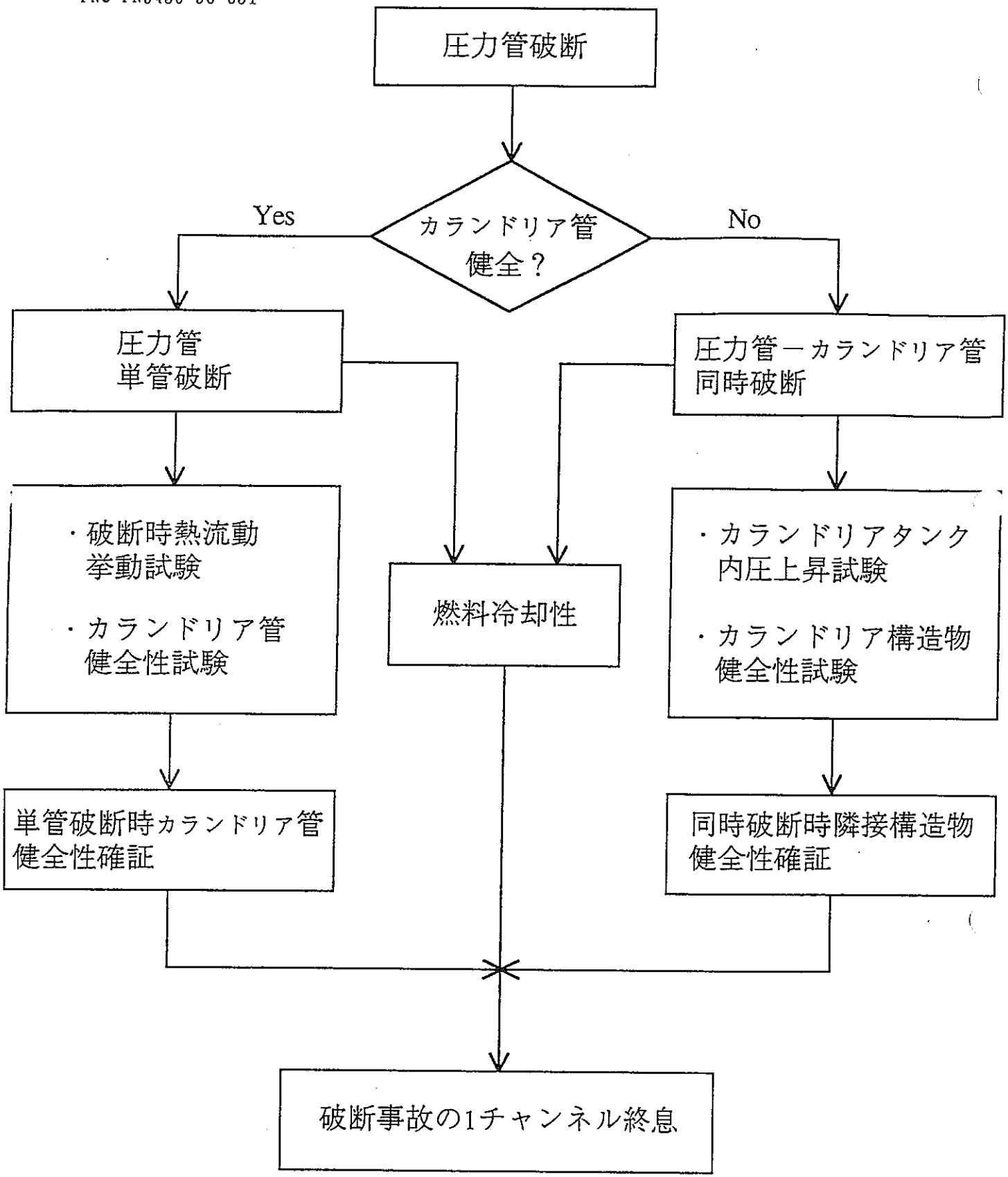
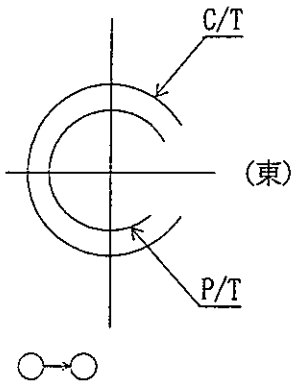
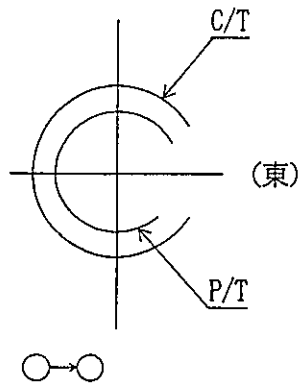
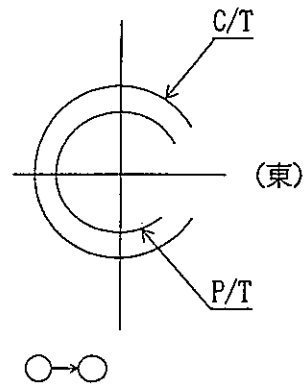


図4.2.1－1　　圧力管破断事故時における事象進展図

表4.2.2－1　同時破断時のカランドリア構造物の健全性を評価する上で重要とされる負荷要素と計測量の関係

	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	・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	・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 ○↖ ○ ○ ○ ← ○ ○ ○ ○ ○	・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 lle箔 ・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 制御棒案内管 防振板 タンク壁 ・加速度 破断チャンネル ・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。	・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	・破断口形状 ・冷却材エンタルピ ・重水温度	・圧力 隣接チャンネル
3	反力（衝突）	ブローダウンに伴う反力で破断チャンネルが ・直接隣接管と接触 ・防振板を介して接触	・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 材料特性 ・燃料集合体 剛性 質量 ・防振板 剛性 ・重水 密度・粘性	・破断口形状 ・冷却材エンタルピ ・破断位置	・加速度 破断チャンネル ・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
4	材料温度	ジェット流による熱伝達率の向上による局所応力	・冷却材 エンタルピ・圧力 流量 ・重水 エンタルピ・圧力 質量 ・隣接管 CO_2 エンタルピ・流量 ・隣接管カランドリア管 比熱・熱容量	・冷却材エンタルピ ・重水エンタルピ	・温度 材料｛破断チャンネル 防振板 隣接チャンネル 重水温度分布

表4.2.2－2　　実機定格運転圧力相当における同時破断試験条件

	PTC－6	NCI－1	NCI－2
(1) P／T破断条件 （圧力については目標値である。）	圧　力　70 kg／cm²g 温　度　270 ℃ 予き裂長さ　300 mm ｶﾞｲﾄﾞ き裂長さ　1000 mm き裂位置　中央	圧　力　74 kg／cm²g 温　度　270 ℃ 予き裂長さ　300 mm ｶﾞｲﾄﾞ き裂長さ　— mm き裂位置　下　¼位置	圧　力　74 kg／cm²g 温　度　270 ℃ 予き裂長さ　300 mm ｶﾞｲﾄﾞ き裂長さ　3700 mm き裂位置　有効発熱部
(2) C／T破断条件	圧　力　0（貫通） 但し、アニュラス部への重水の進入を防ぐために、コーキング材によりシールを施す。 き裂長さ　1000 mm	圧　力　0（貫通） 但し、アニュラス部への重水の進入を防ぐために、コーキング材によりシールを施す。 き裂長さ　300 mm	圧　力　0（貫通） 但し、アニュラス部への重水の進入を防ぐために、コーキング材によりシールを施す。 き裂長さ　3700 mm
(3) 重水温度	70℃	70℃	70℃
(4) P／T－C／Tの破断モードと破断の方向			
(5) 燃料集合体	有（質量模擬燃料ピン）	有（質量模擬燃料ピン）	有（質量模擬燃料ピン）
(6) 制御棒案内管	有（剛性模擬）	有（剛性模擬）	有（剛性模擬）
(7) 正面隣接管の冷却材条件	通水なし	圧力　74 kg／cm²g 温度　約 270℃	圧力　74 kg／cm²g 温度　約 270℃

*) P/T および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 で行う。

**)タンクラプチャディスク取付配管内の窒素ガス量は、試験装置で液位が確認できる限界である約90ℓとする。（ガラス液面計で水位約30mm程度）

表4.2.2－3　　カランドリア構造物健全性試験冷却材条件

	ＡＴＲ実証炉	カランドリア構造物健全性試験
冷却材の初期温度，および圧力	炉心入口（274℃，75kg／㎠ａ）	炉心入口（270℃，74kg／㎠ａ）
冷却材のクォリティ	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 11.0kg/s	11.0kg/s
重水温度	40　～　70℃	70℃（40～80℃）

表4.2.3－1　　試験装置仕様比較

各部名称		カランドリアタンク内圧上昇試験	ＡＴＲ実証炉	カランドリア構造物健全性試験
圧力管	材質：	STPG370	Zr-2.5Nb	Zr-2.5Nb
	肉厚：	4.3 mm	4.3 mm	4.3 mm
	初期亀裂：(設定)	300mm×1000mm (設定破断圧：70kg／cm²g)	－	300mm (NCI-1) 300mm×3700mm (NCI-2) (設定破断圧：70kg／cm²g)
カランドリア管	材質：	SUS304	Zry-2	Zry-2
	肉厚：	1.9 mm	1.9 mm	1.9 mm
	初期亀裂：(設定)	貫通，1000mm	－	貫通，300mm (NCI-1) 3700mm (NCI-2)
燃料集合体	形状・寸法：	実機と同一	－	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：インコネル (実機同一)	－	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 (実機同一)
上・下遮蔽プラグ	長さ 上部：	785 mm	785 mm	785 mm
	下部：	1000 mm	1155 mm	1000 mm
		圧損を実機と等価とする。	－	圧損を実機と等価とする
カランドリアタンク	材質：	SS41	SUS 304	SS41
	寸法(長さ)：	4470mm (上下管板間)	4470mm (上下管板間)	4470mm (上下管板間)
	(径)：	3000mm×4000mm (中央部)	7950mm×9550mm (中央部)	3000mm×4000mm (中央部)
	チャンネル数：	97	616	97
防振板	材質：	SS41	Zry-2	SS41
	板厚：	8 mm	10 mm	8 mm
タンク用ラプチャディスク 入口管	口径：	600A	600A/550A	600A
	破断圧力：	1.3kg/cm²g	1.3kg/cm²g	1.3kg/cm²g

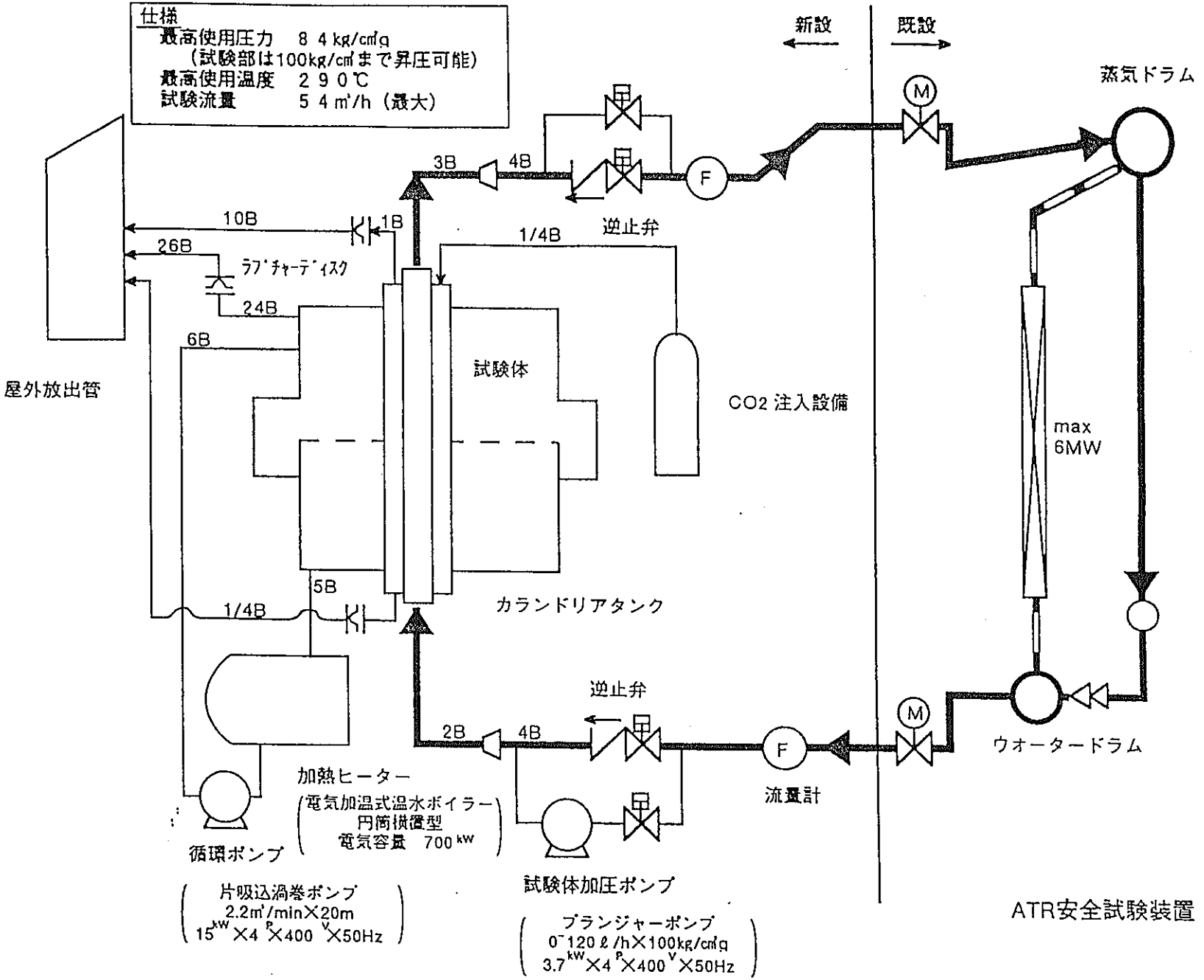
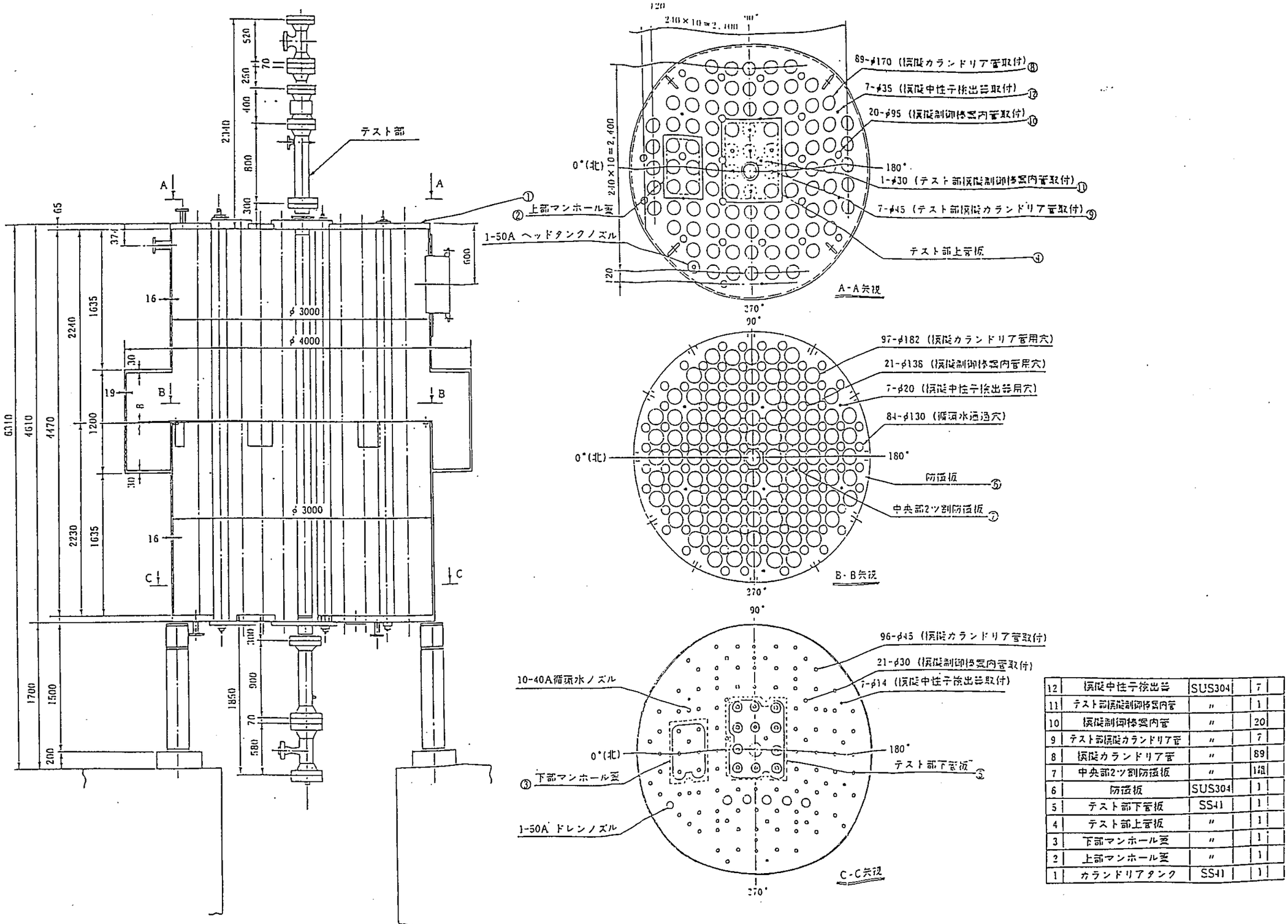


図4.2.3－1　圧力管破断試験装置



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4.2.3－2　カランドリアタンク構造・寸法

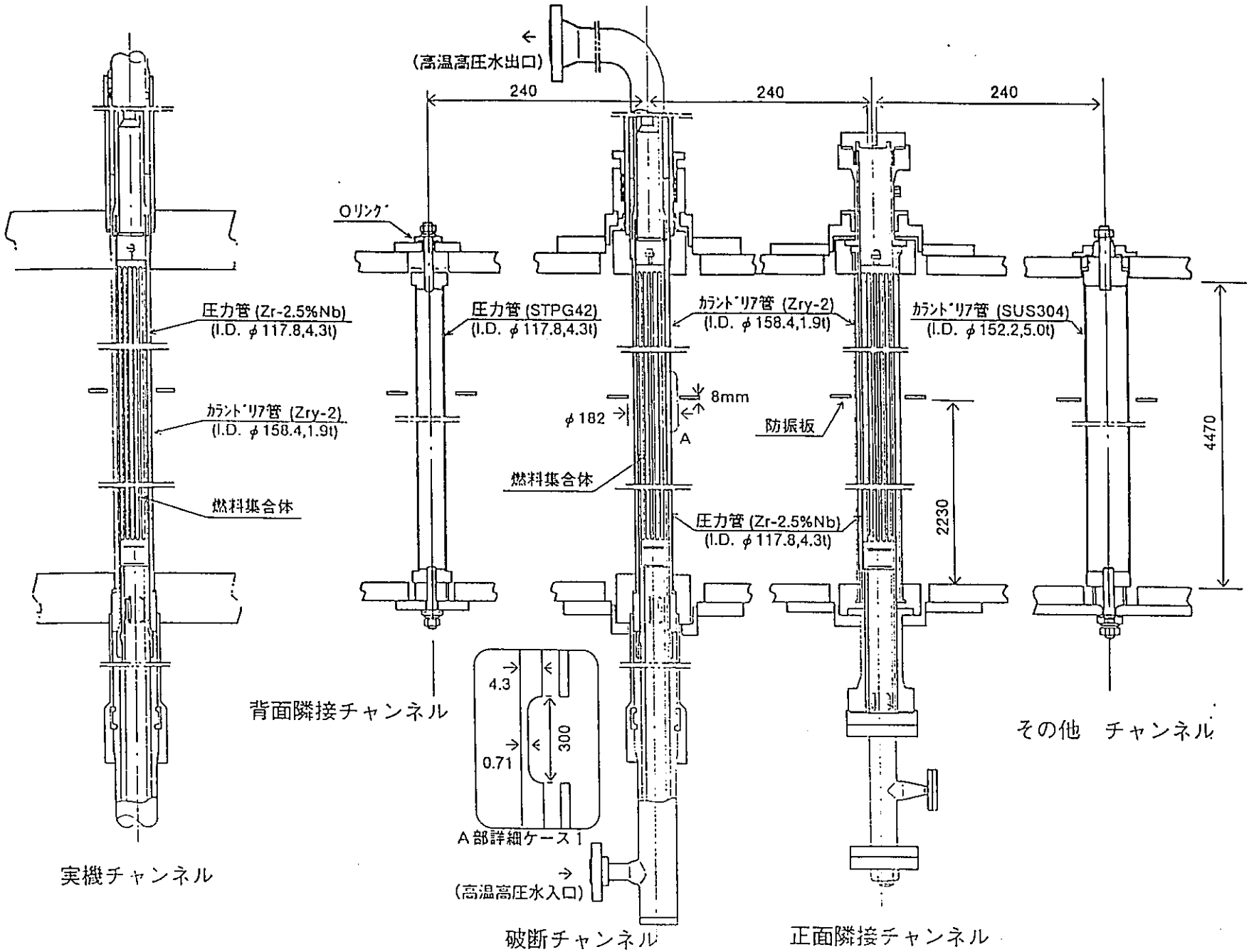
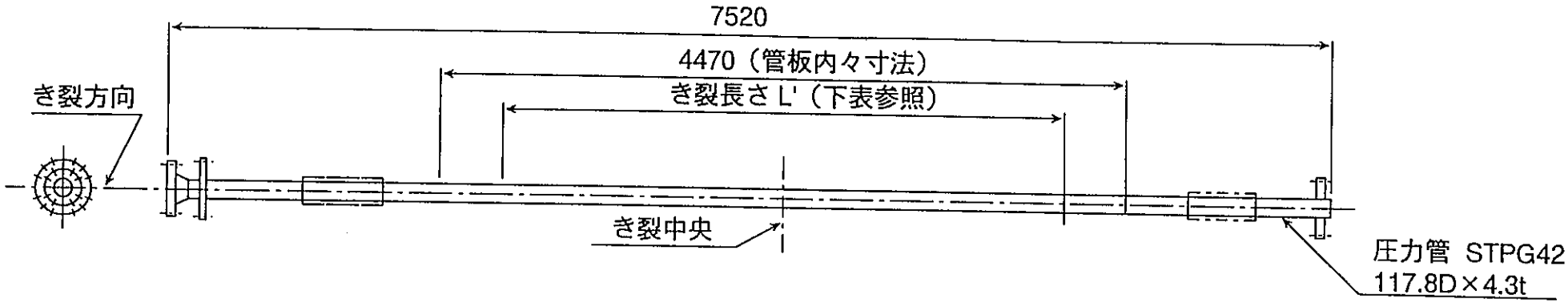
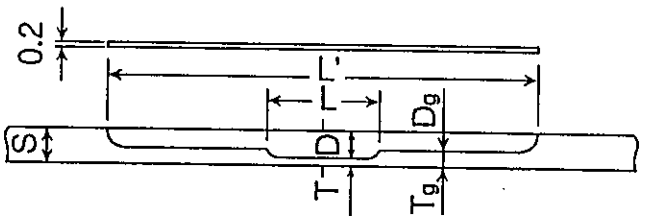


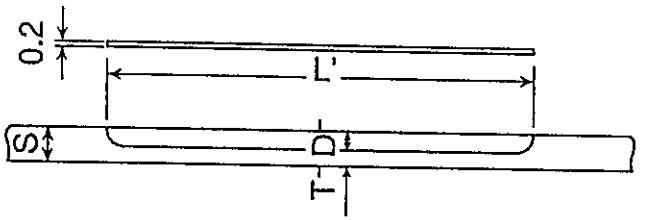
図4.2.3－3　試験チャンネル比較図（ＮＣＩ試験）



き裂部断面（き裂形式A）



き裂部断面（き裂形式B）



予き裂寸法一覧表

	ﾊﾟｲﾌﾟ肉厚 S	破断圧設定用き裂			ガイドき裂部		予き裂長さ L'	き裂形式	備　考
		肉厚 T	長さ L	深さ D	肉厚 Tg	深さ Dg			
NCI-2	4.45mm	0.695	300.0	3.755	1.0	3.45	3700	A	
NCI-1	4.47mm	0.64	300.0	3.83	—	—	300	B	
PTC-6	4.35mm	0.86	300.0	3.49	1.2	3.15	1000	A	

図4.2.3－4　　圧力管破断試験における圧力管破断用予き裂図

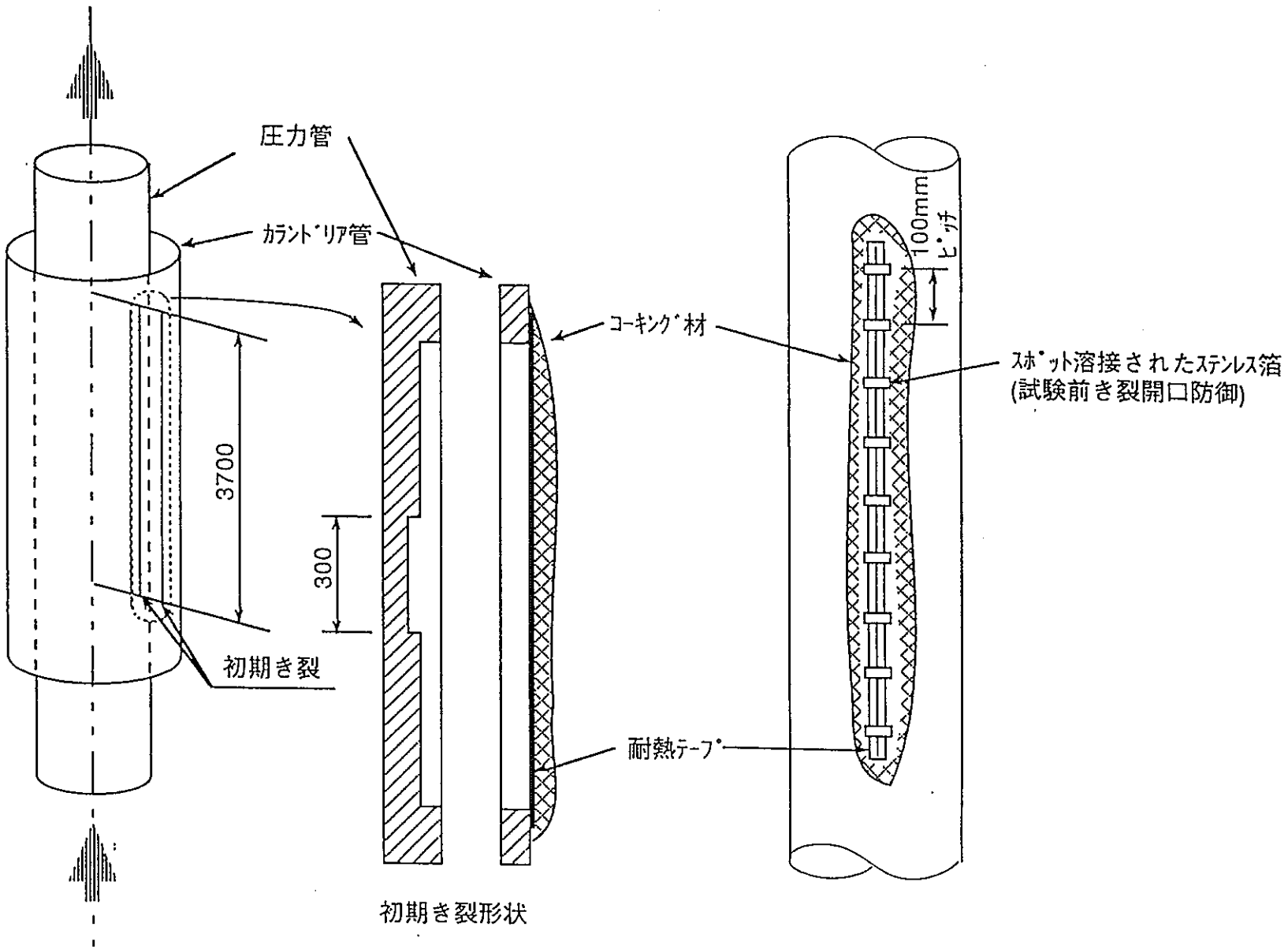


図4.2.3－5　同時破断試験時カランドリア管予き裂部

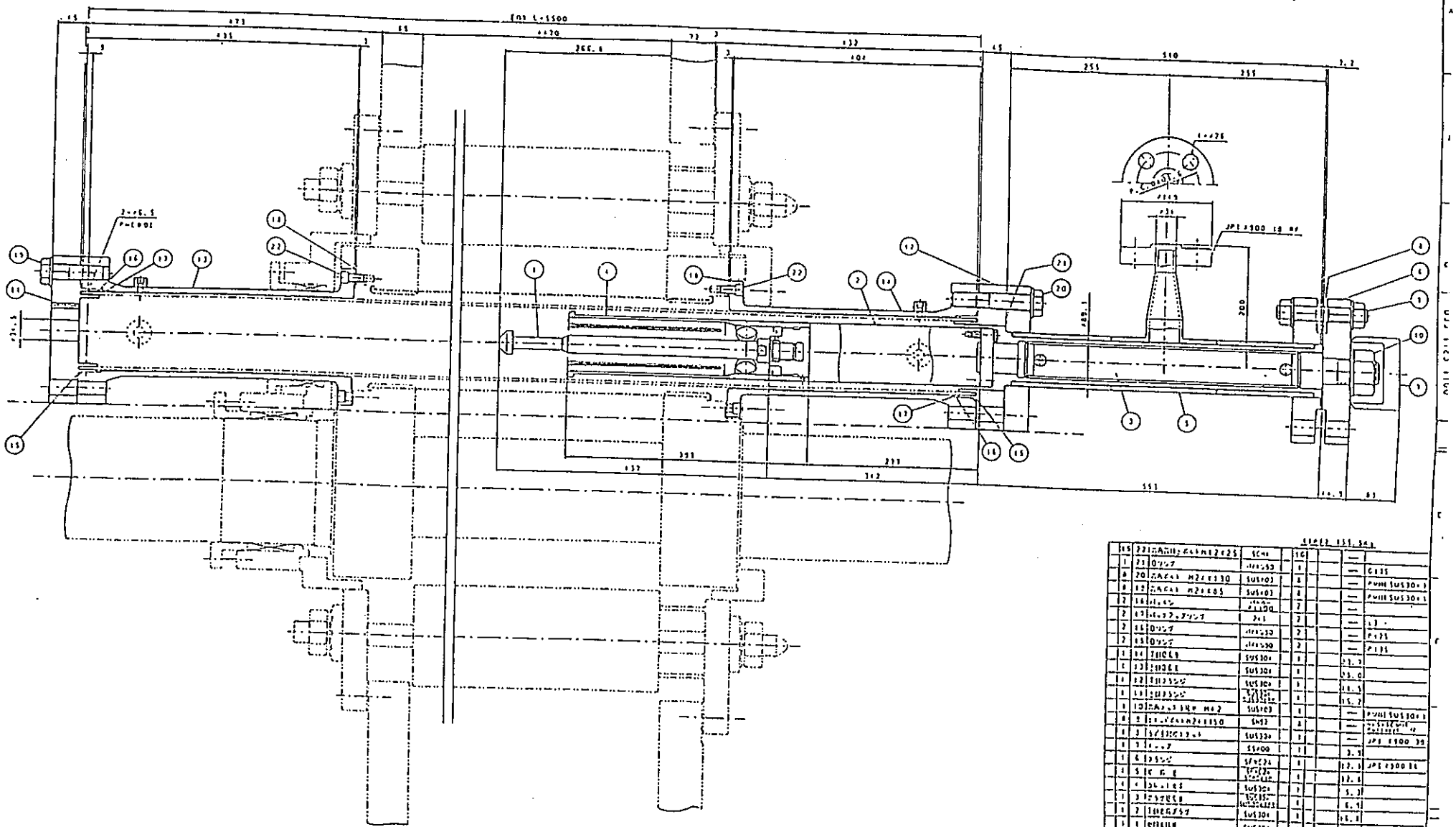


図4.2.3－6　正面隣接チャンネル

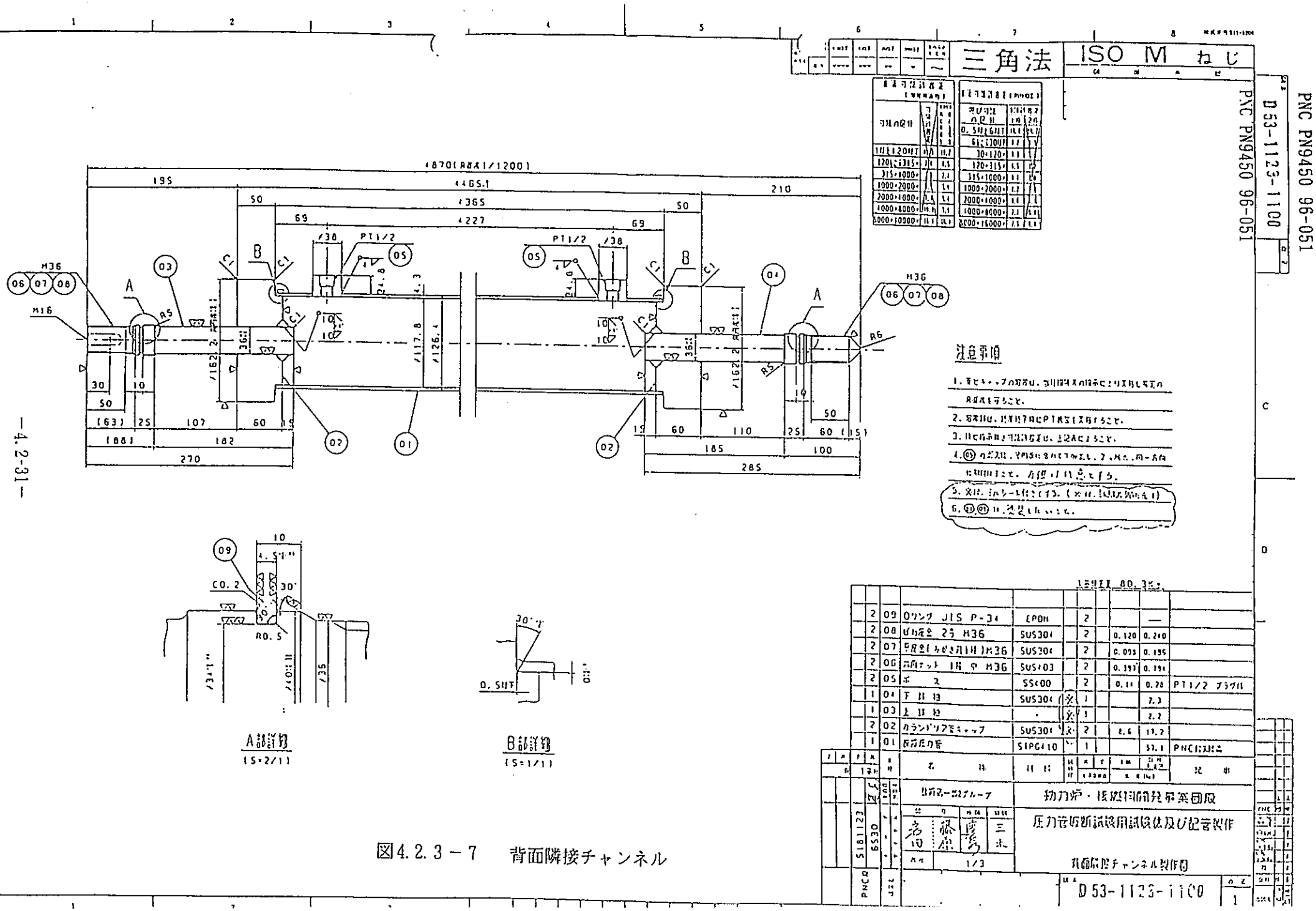
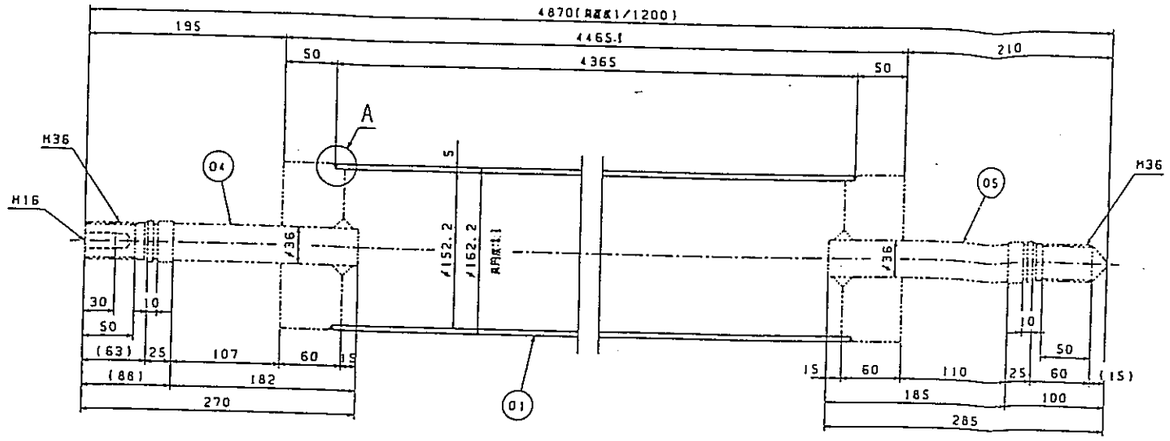
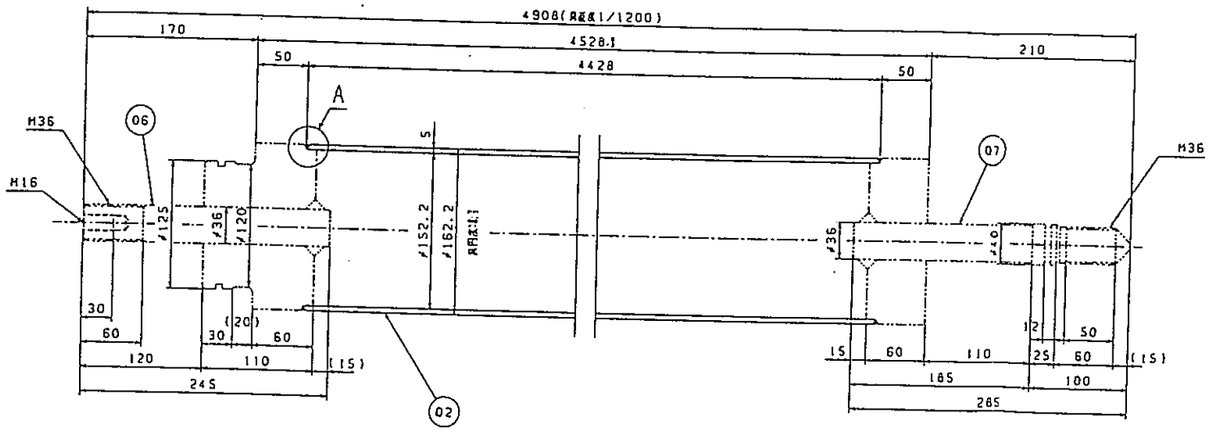
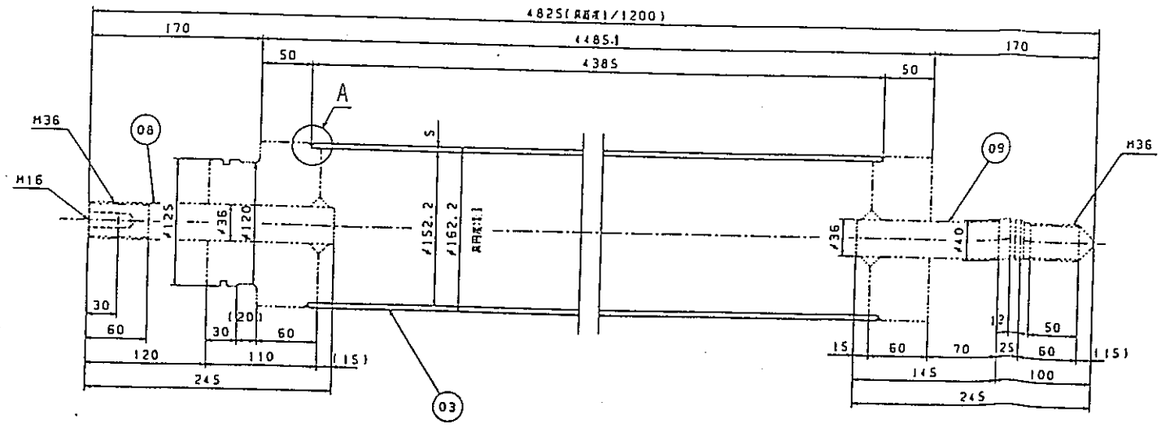
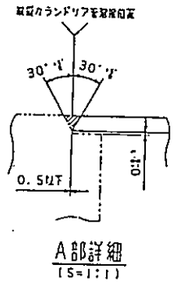


図4.2.3－7　背面隣接チャンネル









三角法　ISO M ねじ

注意事項

1. 本図は、PNC設計標準の規定のランドリア管の製作を取り扱う為の規定である。
2. 規定のランドリア管は、本図に示す上・下回り・キャップと母管との溶接部を切断し、開先加工を行い母管と溶接のこと。
3. 上・下回り・キャップはPNC設計標準を適用するものとする。
4. 溶接は、規定に準じPT検査を実施すること。
5. 特に指示なき寸法公差は、上記表によること。
6. 番号(01)(02)(03)は、ミルシート付きとする。(試験片製作マイ示す)

図4.2.3－8　厚肉模擬カランドリア管

								1個当重量 1118.3Kg
1	09	下回り・キャップ	SUS304		1		11.6	PNC設計標準
1	08	上回り・キャップ	〃		1		15.6	〃
4	07	下回り・キャップ	〃		4	12.1	48.4	〃
4	06	上回り・キャップ	〃		4	15.6	62.4	〃
5	05	下回り・キャップ	〃		5	12.1	60.5	〃
5	04	上回り・キャップ	SUS304		5	12	60	PNC設計標準
1	03	規定カランドリア管	SUS304TP	X	1		65.8	
4	02	規定カランドリア管	〃	X	4	86.2	346.8	
5	01	規定カランドリア管	SUS304TP	X	5	85.4	427	

名称	材料	個数	1個	合計	備考
			kg/m	kg	

旧新ユ-ロ2グループ	動力炉・核燃料開発事業団殿
設計	隔壁管構造物健全性試験用付属品
作図	規定カランドリア管補修用製作図
尺度	1:3.1:1
PNCR 518129 6530	D53-1129-1200 D

株式会社 神戸ハイテック

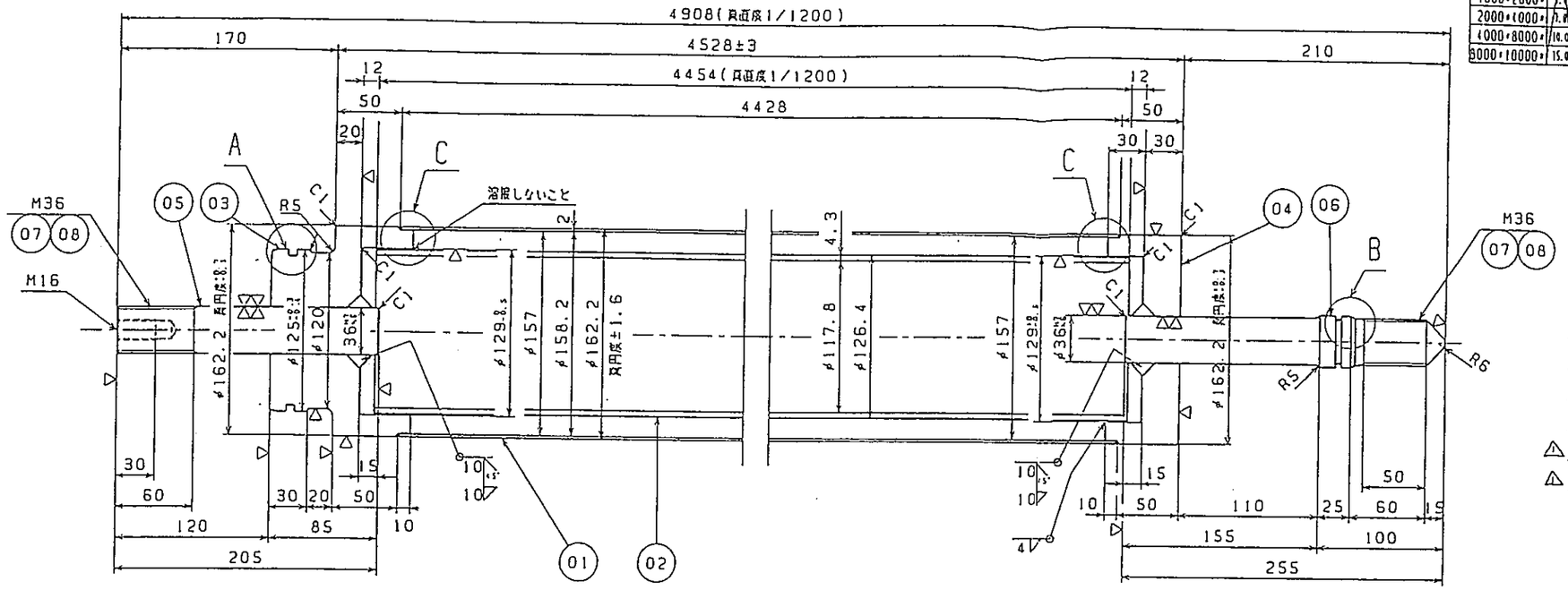
試式番号S11-6206

三角法　ISO M ねじ　図面表記

普通寸法許容差（溶接構造物）		
寸法の区分	寸法許容差	面取りの寸法を含む寸法許容差
1以上120以下	1.5	11.2
120をこえ315	2.0	1.5
315・1000	3.0	2.8
1000・2000	4.0	3.0
2000・4000	7.0	5.0
4000・8000	10.0	7.0
8000・10000	15.0	10.0

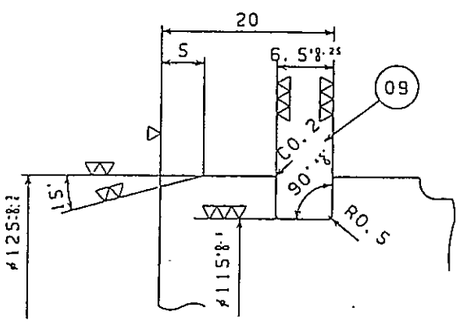
普通寸法許容差（組立加工）		
呼び寸法の区分	寸法許容差 1段	2段
0.5以上6以下	10.1	10.2
6をこえ30以下	0.2	0.5
30・120	0.3	0.7
120・315	0.5	1.0
315・1000	0.8	2.0
1000・2000	1.2	3.0
2000・4000	1.5	4.0
4000・8000	2.0	5.0
8000・16000	2.5	6.0

図番 D53-1123-1110　改正 1

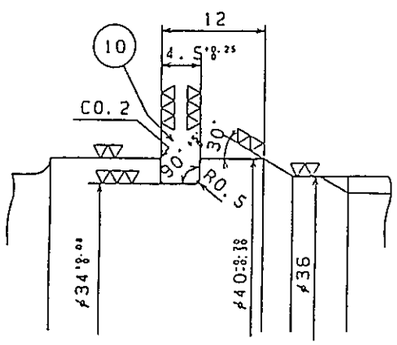


注意事項

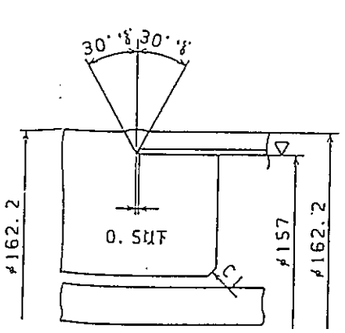
1. 管とキャップの溶接は、当社指導員の指示により実施し規定の真直度を守ること。
2. 溶接部は、検査終了時にPT検査を実施すること。
3. 特に指示無き寸法許容差は、上記表によること。
4. ⚠ 04,06は、ミルシート付きとする。（※は、試験片採取に示す）
5. ⚠ 01,02は、塗装しないこと。



A部詳細
（S=2/1）



B部詳細
（S=2/1）



C部詳細
（S=2/1）

1基分重量 120.5Kg

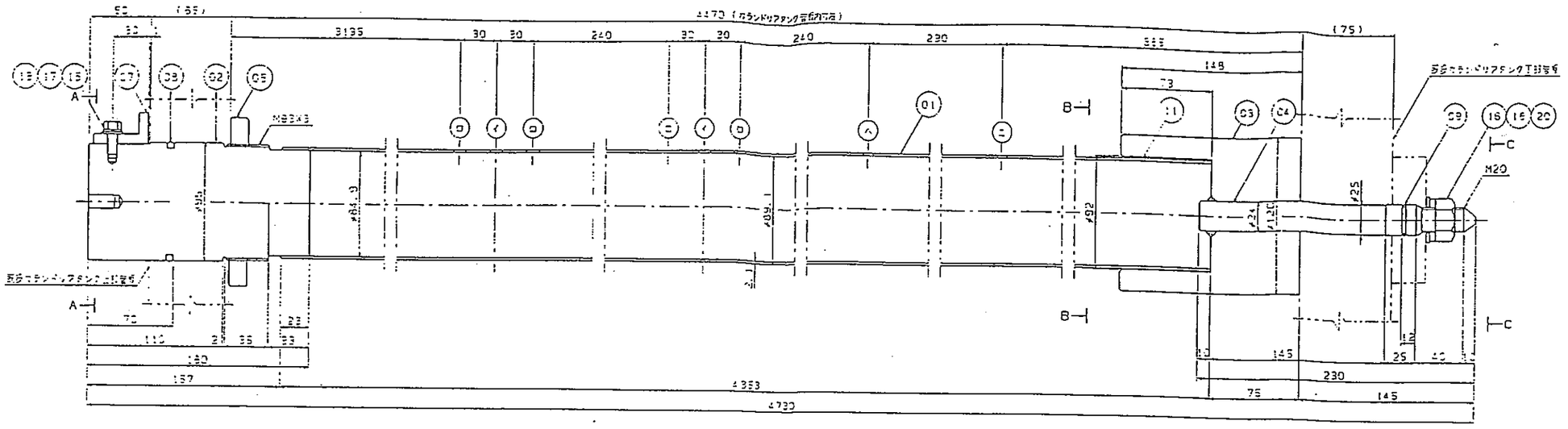
数	番号	名称	材料	試験片	1個	合計	記事
2	10	Oリング JIS P-34	EPDM		1	—	
2	09	Oリング JIS P-115	EPDM		1	—	
4	08	平座金（みがき丸1種）M36	SUS304		2	0.098	0.196
4	07	六角ナット 1種 中 M36	SUS403		2	0.397	0.794
2	06	下部胴	SUS304	※	1		2.1
2	05	上部胴	〃	※	1		1.7
2	04	下部キャップ	〃	※	1		9.3
2	03	上部キャップ	SUS304	※	1		13.5
2	02	圧力管	STPG410		1		57.6 PNC指定品
2	01	模擬カランドリア管	SUS304TP		1		35.3 PNC指定品

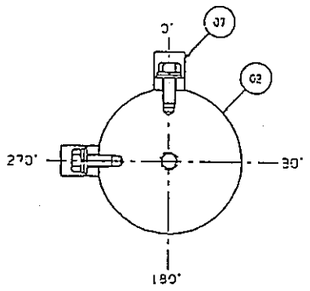
名称	材料	試験片	1個	合計	記事
技術第一部2グループ	動力炉・核燃料開発事業団殿				
	圧力管破断試験用試験体及び配管製作				
尺度 1/3	隣接チャンネル Ⓐ 製作図				

PNC設 5181123 6530

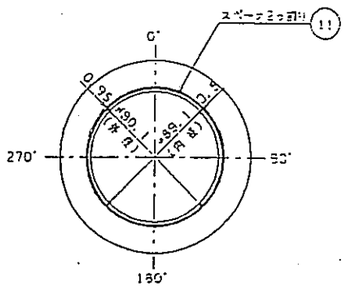
図番 D53-1123-1110　改正 1

HTC 株式会社 神鋼ハイテック

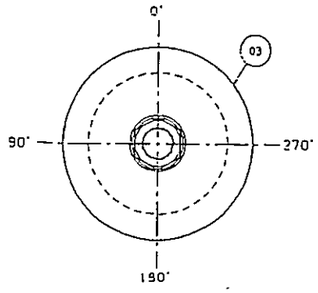




A－A断面



B－B断面



C－C矢視

図4.2.3－10　制御棒案内管（曲げ剛性模擬）

4	20	平座金(ﾊﾝﾀﾞ刃1ﾏﾀ)	SUS304		1			M20
8	19	平座金(ﾊﾝﾀﾞ刃1ﾏﾀ)	SUS304		2			M8
4	18	ｾﾋﾞﾚ座金(2ﾂ)	SUS304		1			M20
8	17	ｾﾋﾞﾚ座金(2ﾂ)	SUS304		2			M8
4	16	ｶﾌﾞｾｯﾄﾅｯﾄ1種B	SUS304		1			M20
8	15	ｶﾌﾞｾｯﾄﾎﾞﾙﾄB	SUS304		2			M8×20
	14							
	13							
	12							
8	11	ｽﾍﾟｰｻ	SUS304		2	0.04	0.08	t0.5
	10							
4	09	Oﾘﾝｸﾞ	EPDM		1		-	JIS P-31
4	08	Oﾘﾝｸﾞ	EPDM		1		-	JIS P-55
8	07	支持金具	SUS304		2	0.07	0.14	
	06							
4	05	ﾅｯﾄ	SUS304		1		0.65	
4	04	下部板	SUS304		1		0.75	
4	03	下部ﾌﾗｯﾌﾟ	SUS304		1		10.9	
4	02	上部ﾌﾗｯﾌﾟ	SUS304		1		8.83	
4	01	制御棒案内管	SUS304TP		1		19.6	80A Sch55
4	図番	名称	材質	区分	数量			記事

作成	動力炉・核燃料開発事業団殿	納入先	大洗工学センター
尺度	1/3 1/1		
作成年月日	H5-9-21	名称	圧力容器照射試験用付属品 制御棒案内管組立図
作成	富士電機株式会社	図番	RO-286-0502-01

TB-4699

関係図 MOTHER	
品名 NAME	図番 DWG.NO.

変更 REVISIONS		
記号 MARK	日付 DATE	氏名 NAME

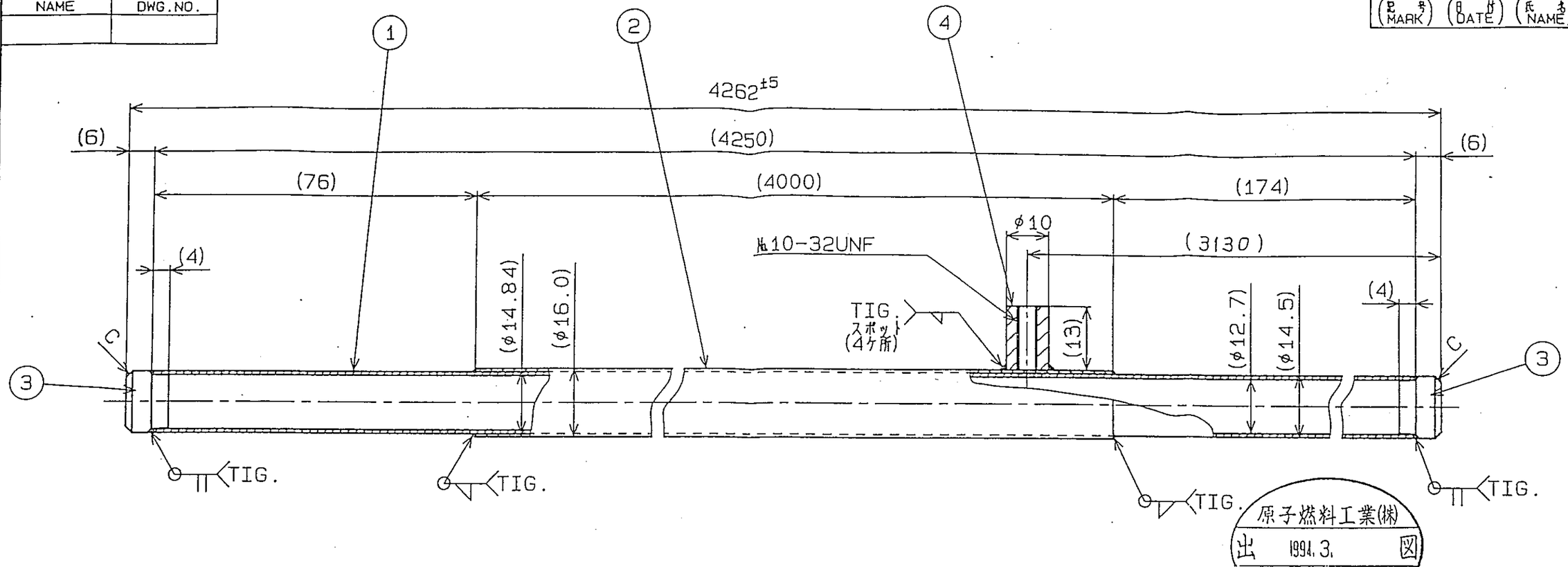
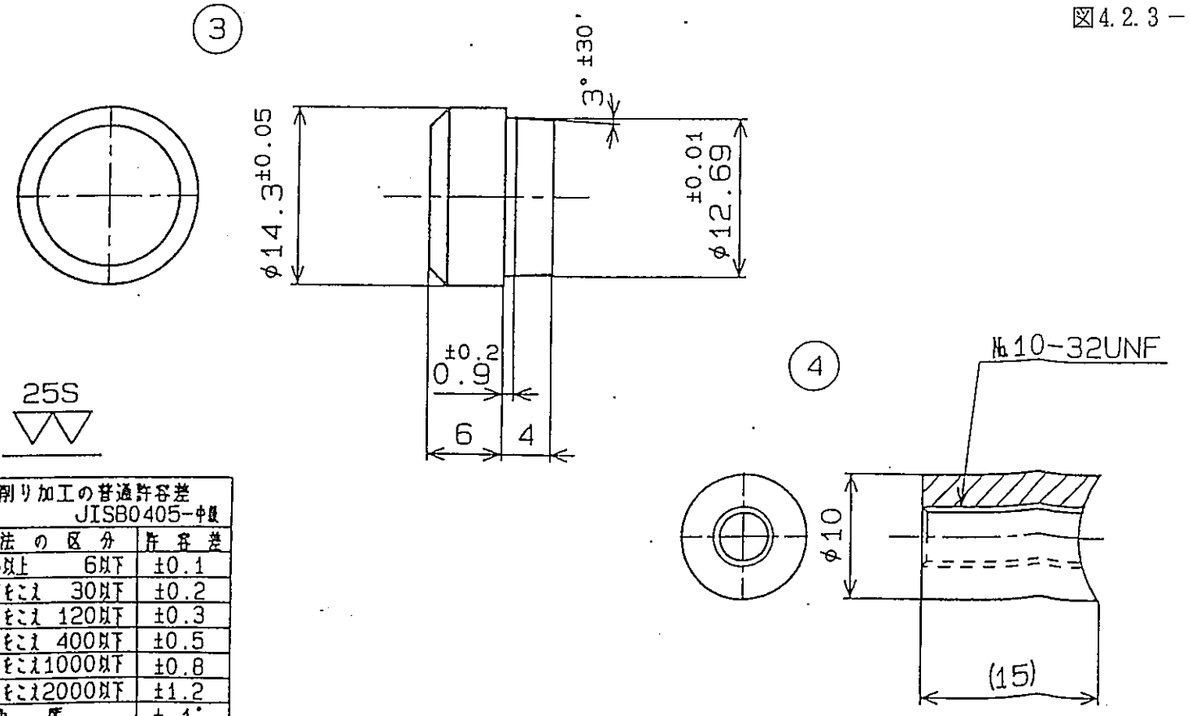


図4.2.3－11　中性子検出器ドライチューブ



削り加工の普通許容差 JISB0405-中級

寸法の区分	許容差
0.5以上 6以下	±0.1
6をこえ 30以下	±0.2
30をこえ 120以下	±0.3
120をこえ 400以下	±0.5
400をこえ1000以下	±0.8
1000をこえ2000以下	±1.2
角度	±1°

番号	員数	図番 DRAWING NO	品名 NAME	材質 MATERIAL	備考 REMARKS
1	4		ネジ管	Zry-2	
2	3		キャップ	〃	
1	2		模擬ドライチューブ ②	〃	
1	1		模擬ドライチューブ ①	Zry-2	御支給品
A	番号 PAT.NO				

	氏名 NAME	日付 DATE	尺度 SCALE
設計 DESIGN			1/1
製図 DRAWING	Nangaku		(2/1)
検査 CHECK			投影法 ANGLE
検査 CHECK			3rd.
承認 APPROVALS	M.Sekiguchi		

プロジェクト名 PROJECT NAME

分類 DIVISION
ATR－実証炉

図番 DRAWING NO.
TB－4699

名称 TITLE
模擬ドライチューブ

完成図面

仕様 SPECIFICATION　A

作業 JOB

原子燃料工業株式会社
NUCLEAR FUEL INDUSTRIES, LTD.

原子燃料工業(株)
出 1994.3. 図
NUCLEAR FUEL INDUSTRIES,LTD.

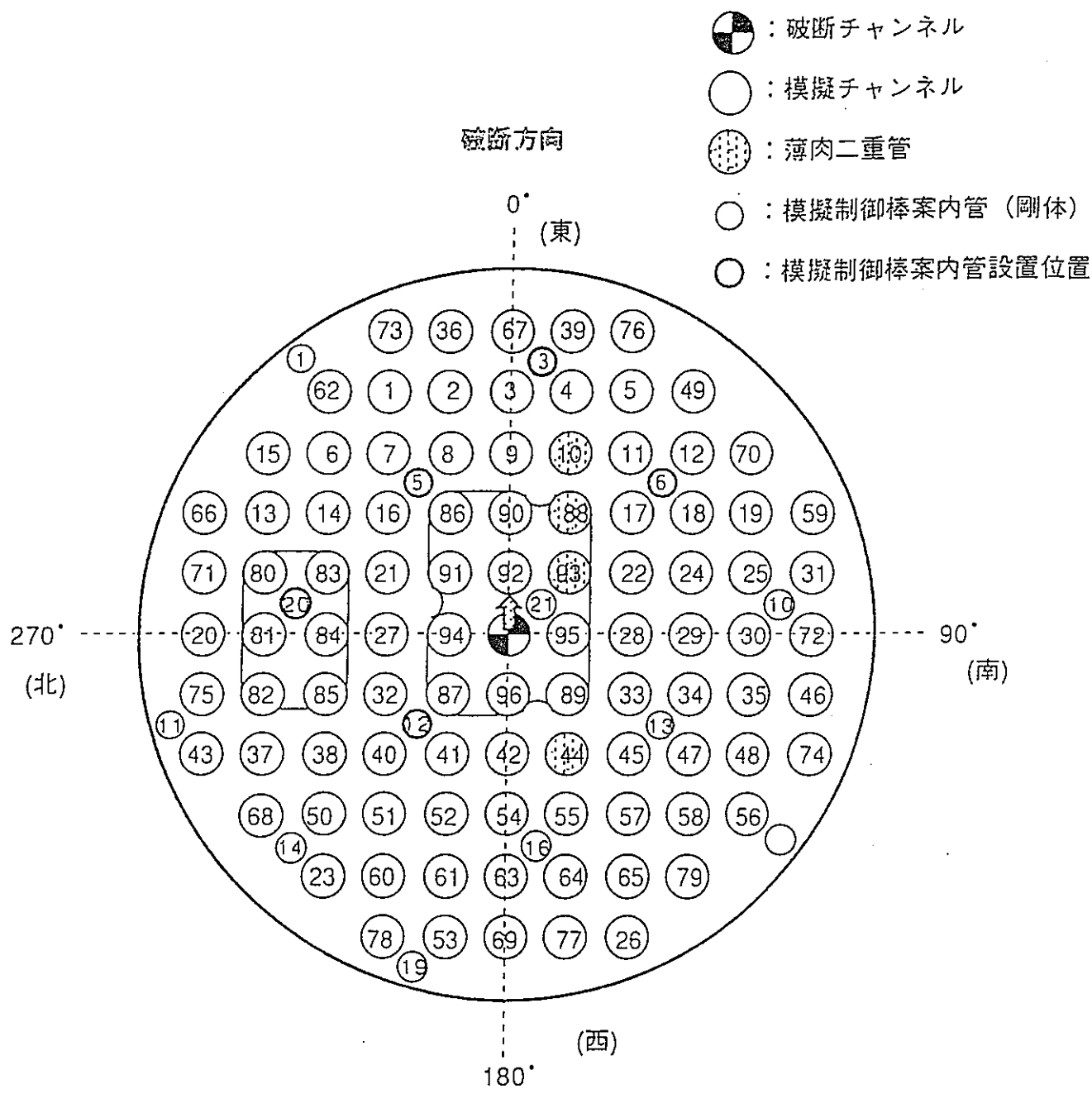


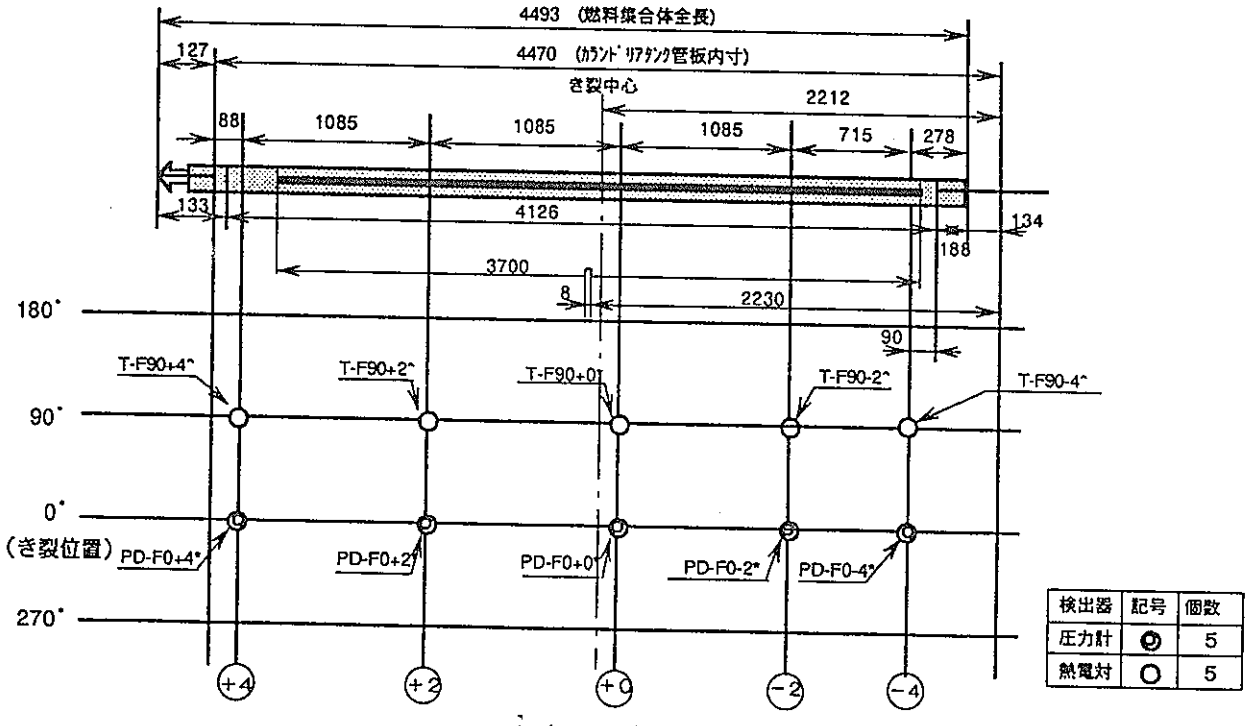
図4.2.3－12　模擬管類配置

表4.2.4－1　　カランドリア構造物健全性試験における検出器一覧

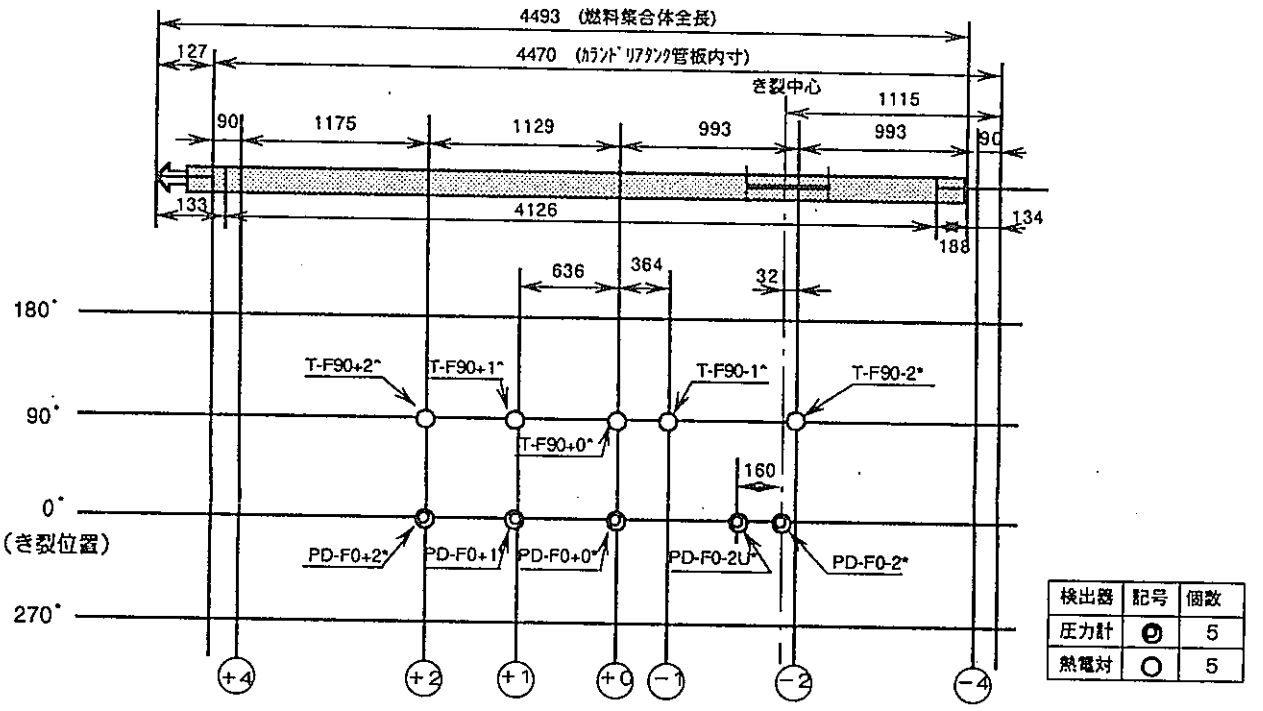
No.	検出器種類	メーカー・型式	計測すべき状態量	設置環境	測定範囲	精度	応答周波数
1	歪ゲージ式圧力計	ＳＴ研究所 PHT 100 E S PHT 10 E S	試験部入出口の冷却材圧力 アニュラス部供給CO_2ガス圧力 カランドリアタンク内圧力 アニュラス部圧力	常温～ 300℃の常水 常温～ 50℃のCO_2ガス中 常温～ 300℃の水中 常温～ 300℃の温水	0～100kg ／cm²G 0～ 10kg ／cm²G 0～ 10kg ／cm²G 0～ 10kg ／cm²G	± 1 %FS	10kHz以上
2	Ｃ－Ａ熱電対 （非 接 地）	岡崎製作所 T-35	試験部入出口の冷却材温度 カランドリアタンク内水温 アニュラス部供給CO_2ガス温度	0～84kg／cm²の水中 0～10kg／cm²の水中 0～ 5kg／cm²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	試験部入出口の冷却材流量	常温～ 300℃, 0～84kg／cm²の水中	±100cm³／H	±0.5%FS	150 Hz
4	CO_2 流量計	TECMAX 840-08-1 (CO_2, 0-2SLM)	アニュラス部供給CO_2ガス流量	常温～ 50℃, 0～ 5kg／cm²のガス中	0～2SLM	± 1 %FS	0.3 秒
5	湿分計	VISALA HMP124B	アニュラス部出口CO_2ガス湿分	常温～ 200℃, 0～ 5kg／cm²のガス中	0～100%	± 2 %FS	5 秒
6	圧力計	KISTLER 6111Q	圧力管内部，アニュラス部圧力 破裂板部圧力，重水圧力 入口管・上昇管内圧力	常温～ 300℃の水中，CO_2ガス中	0～150kg／cm²G	± 1 %FS	50kHz以上
7	熱電対 （非 接 地）	岡崎製作所 T-35	圧力管内部，アニュラス部温度 カランドリア管外面温度 カランドリアタンク内温度 （試験部周囲重水温度）	0～84kg／cm²の水中 常温～10kg／cm²の水中	0～300℃	0.75級	5 ms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／cm²の水中 0～84kg／cm²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／cm²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／cm²g	0 ～100%		

表4.2.4－2　　カランドリア構造物健全性試験における検出器数と収録速度

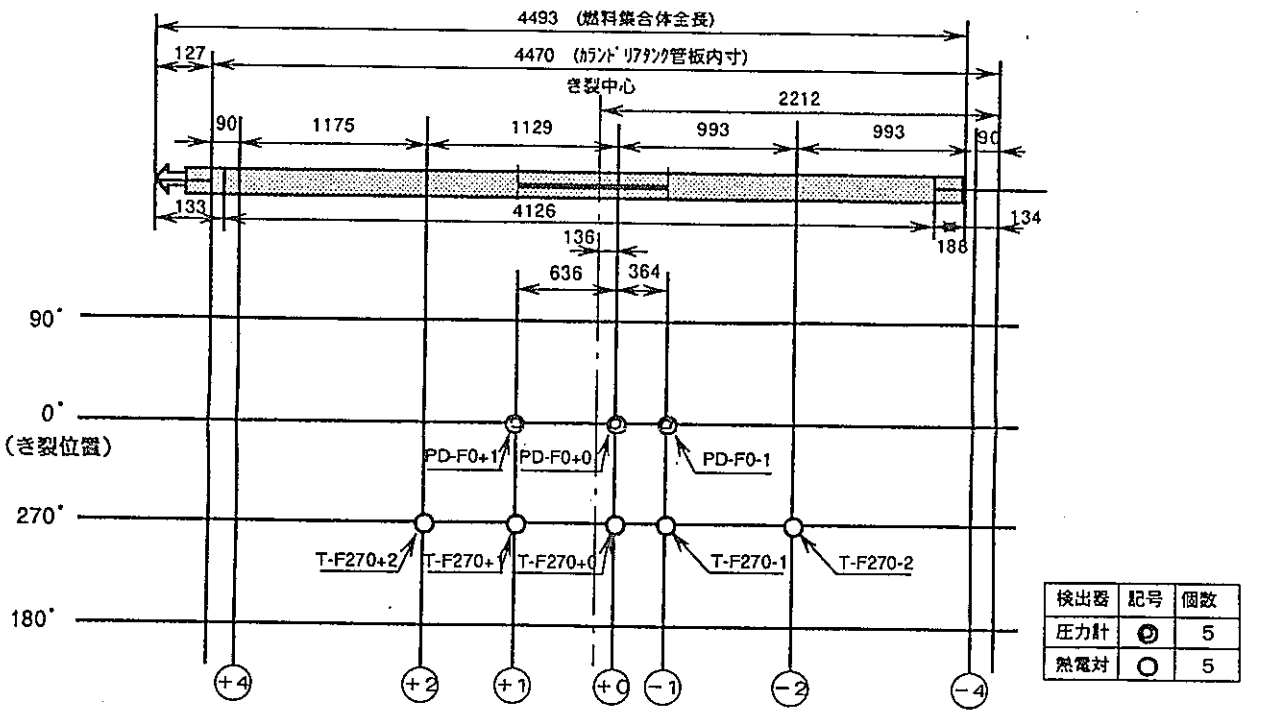
取付位置	試験部	防振板	隣接管	タンク内	タンク壁	その他
A－400 高速 12.5kHz 160ch	P／T内圧力 5 アニュラス圧力 2 C／T加速度 1 C／T歪 6 出入口流量 4 P／T内温度 1 アニュラス温度 1	歪 13	C／T歪（正面） 14 C／T歪（背面） 5	圧力 55 温度 10	圧力 11 歪 21 加速度 1	ｸﾝｸﾗﾌﾟﾁｬｰ圧力 3 ｸﾗｯｸｹﾞｰｼﾞ出力 2 ｸﾝｸﾗﾌﾟﾁｬｰ破断検出 4 トリガ入力 1
計 160	20	13	19	65	33	10
A－400 中速 1kHz 112ch	P／T内温度 5 出入口管圧力 9 出入口流量 2 出入口温度 2 アニュラス圧力 2 C／T加速度 1		外面温度 5 管内温度 2	温度 50 ボイド 11 圧力 5	差圧 1 圧力 4	クラックゲージ 2 メインループ圧力 2 メインループ温度 3 メインループ差圧 1 ｸﾝｸﾗﾌﾟﾁｬｰ破断検出 4 トリガ入力 1
計 112	21		7	66	5	13
U－ 1500Ⅱ 1kHz 32ch			出入口圧力 2 管内出入温度 2	ボイド 25		C／T破断検出 2 トリガ入力 1
計 32			4	25		3
U－ 1500Ⅱ 50kHz 100ch	出入口部圧力 3 P／T内温度 5 出入口温度 2 C／T歪 2 出入口流量 2 P／T内圧力 5 アニュラス圧力 4		表面温度 3 出入口圧力 2 アニュラス圧力 2 出入温度 2 管内温度 2 アニュラス温度 2	圧力 6 温度 6	圧力 11 温度 11 差圧 1	ｸﾝｸﾗﾌﾟﾁｬｰ圧力 2 クラックゲージ 2 メインループ圧力 2 メインループ温度 3 メインループ差圧 1 C／T管破断検出 2 アニュラス部温度 1 トリガ入力 1
計 85	23		13	12	23	14



(NCI-2)

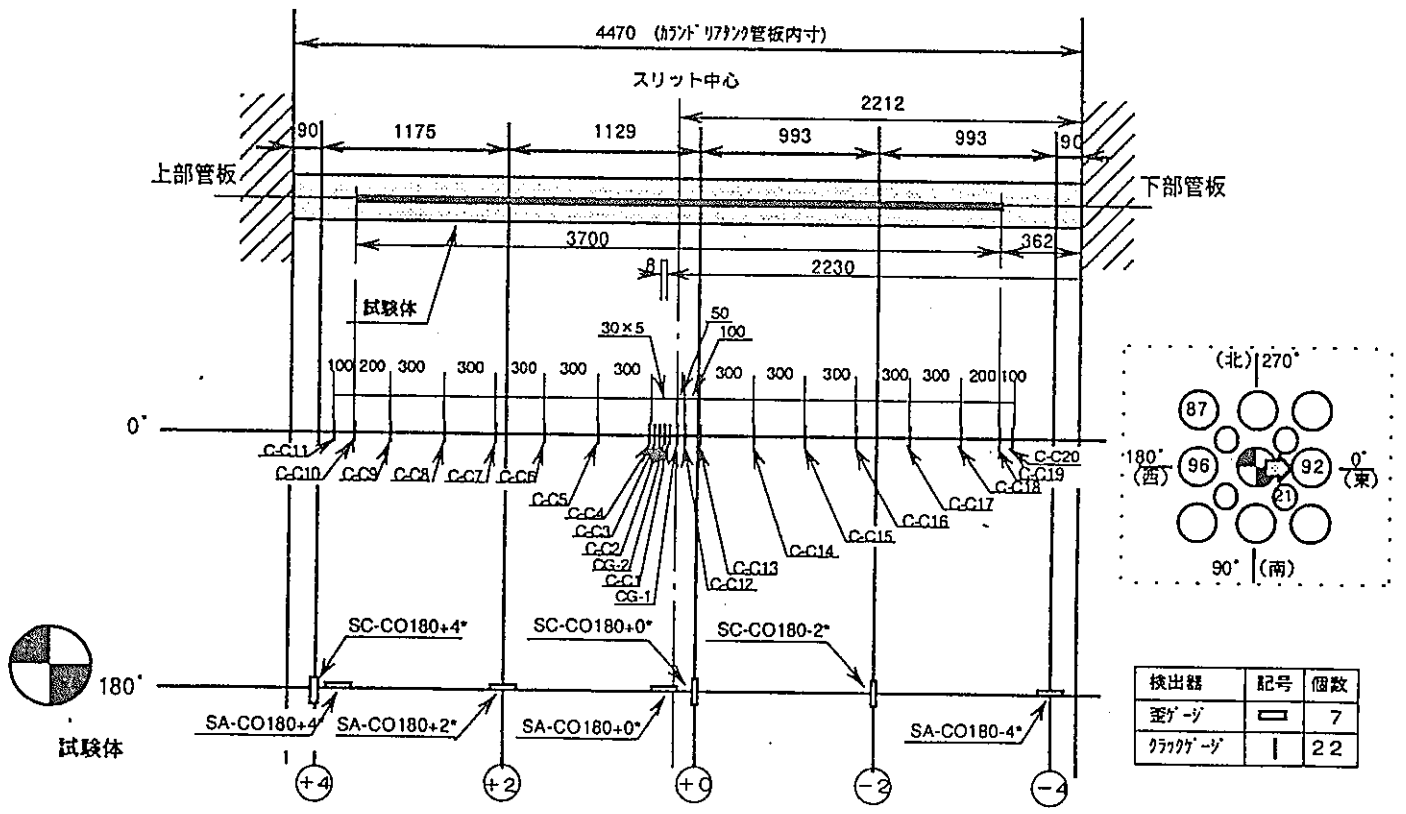


(NCI-1)

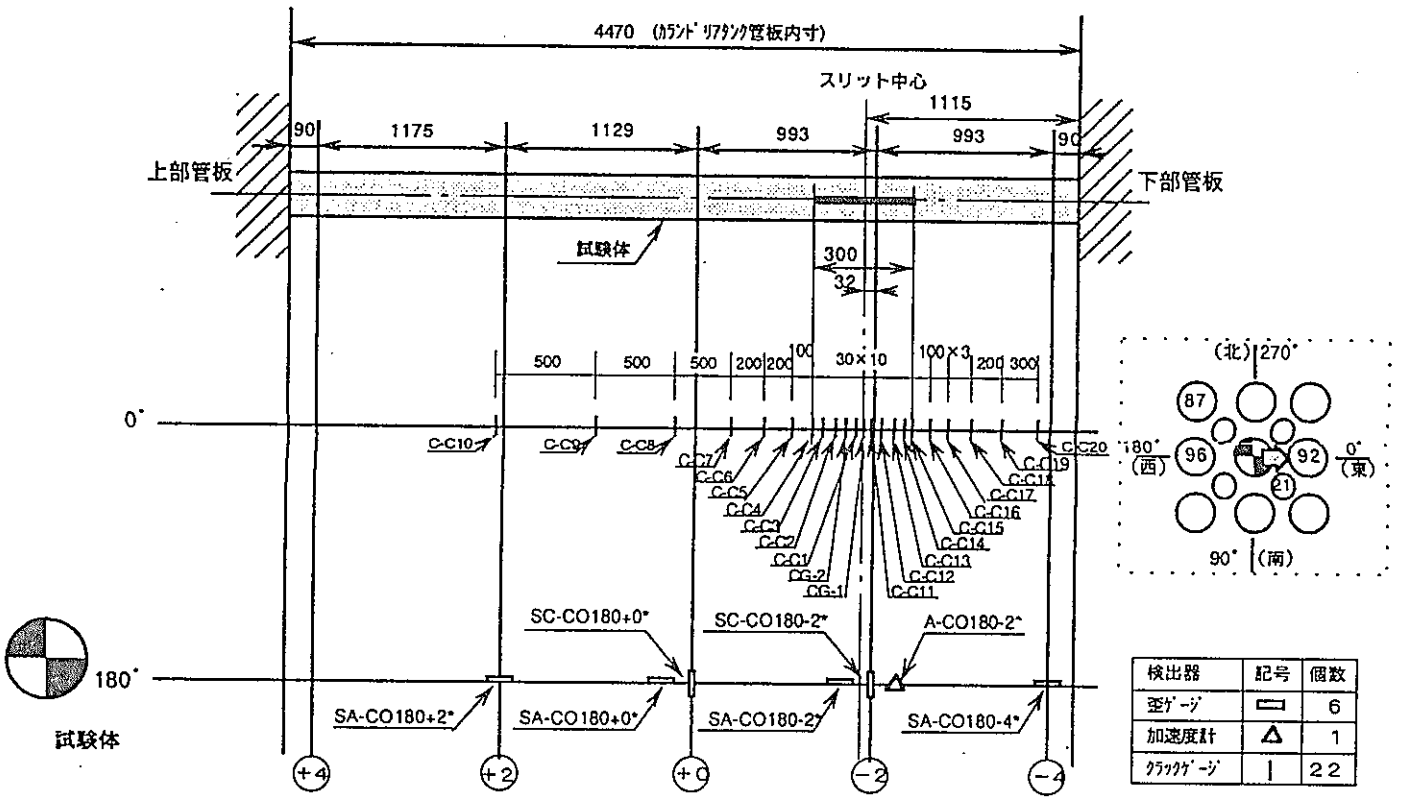


(PTC-6)

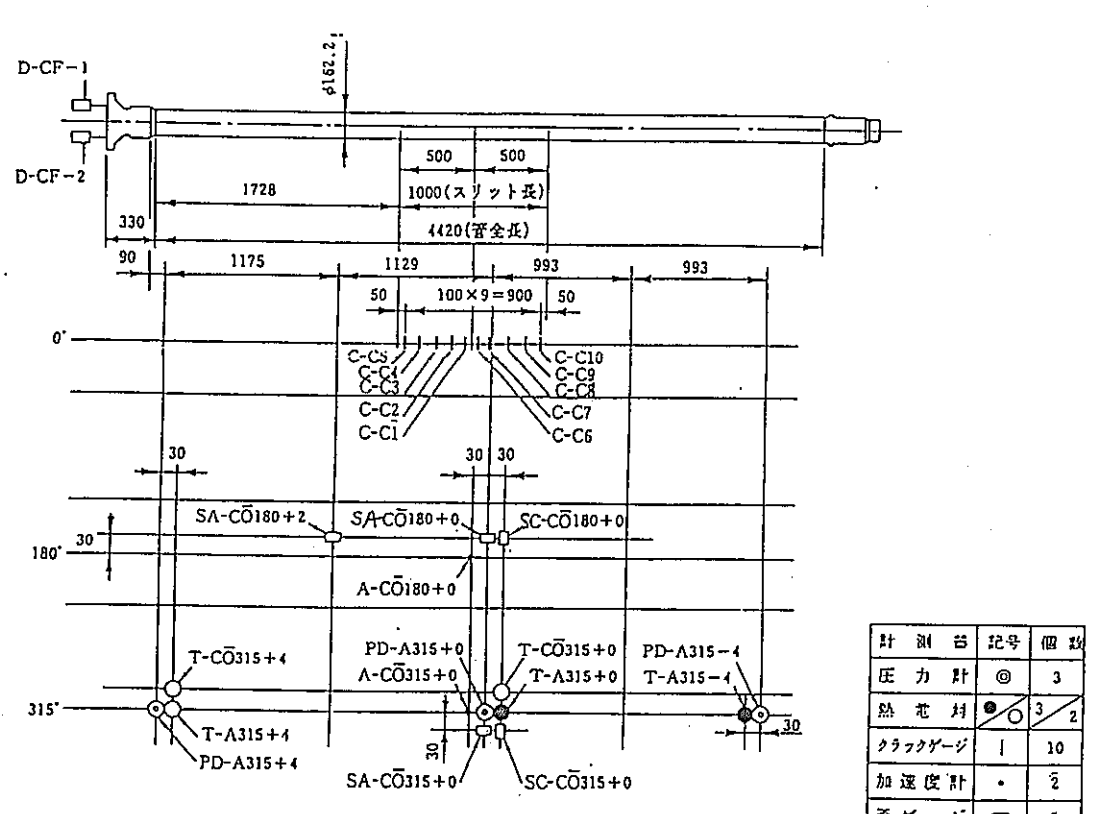
図4.2.4－1　破断用圧力管内計測器配置図



(NCI-2)

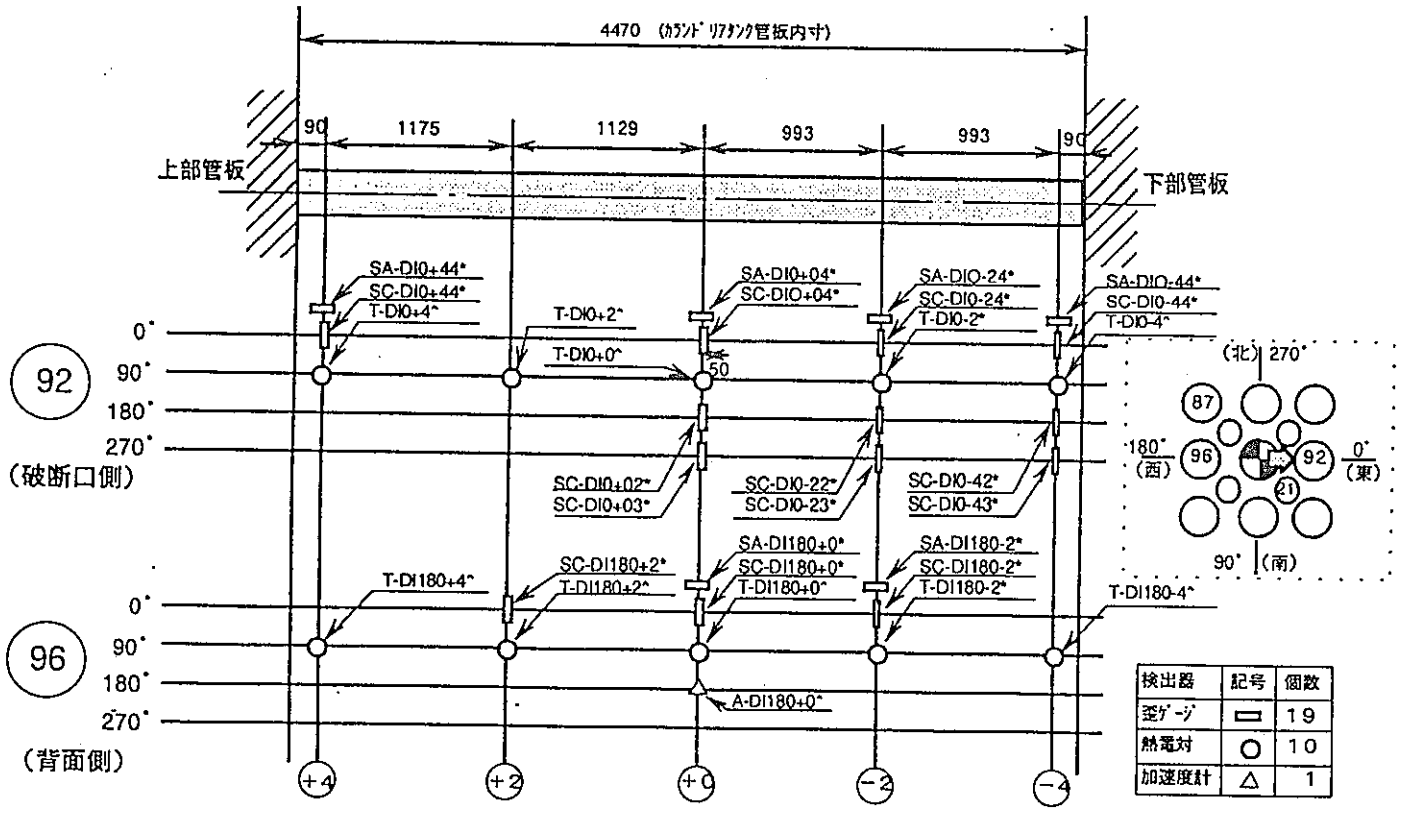


(NCI-1)

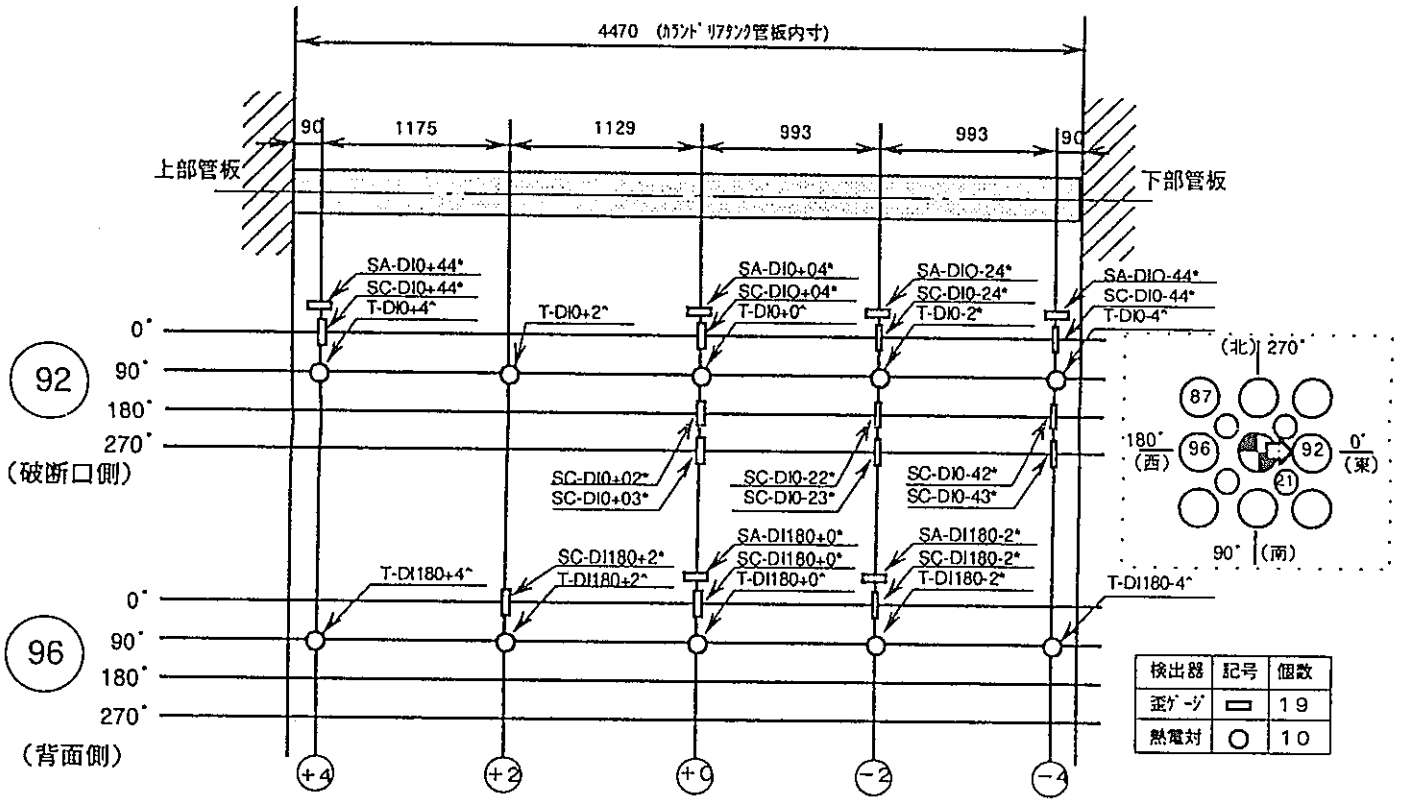


(PTC-6)

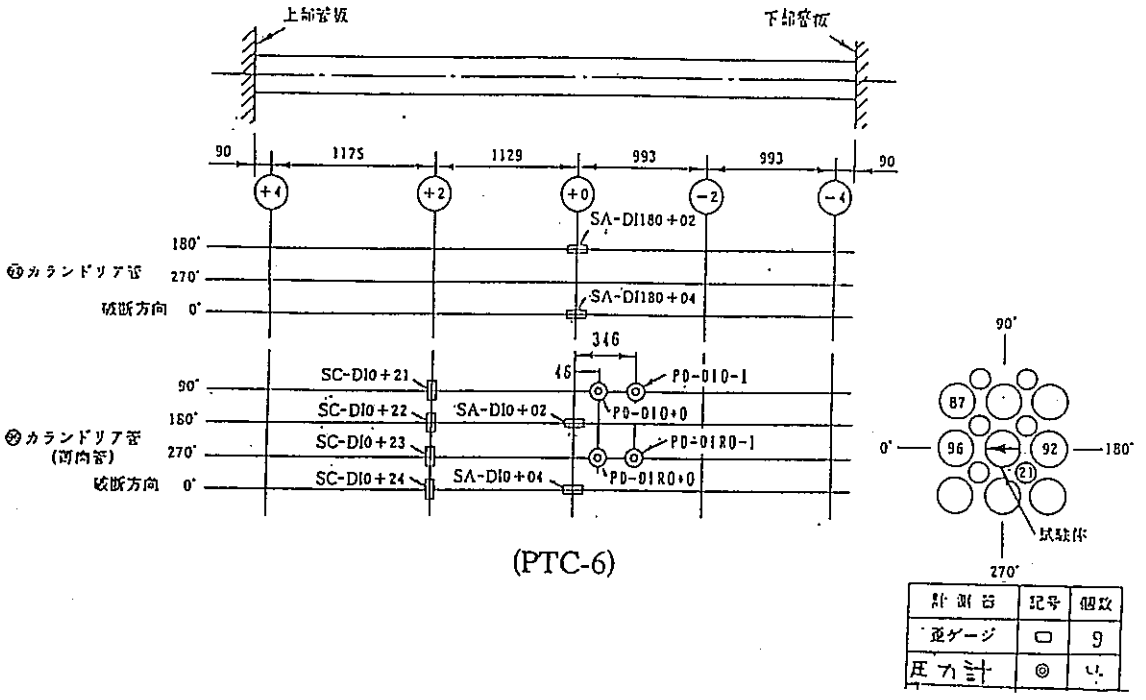
図4.2.4－2　破断用カランドリア管計測器配置図



(NCI-2)

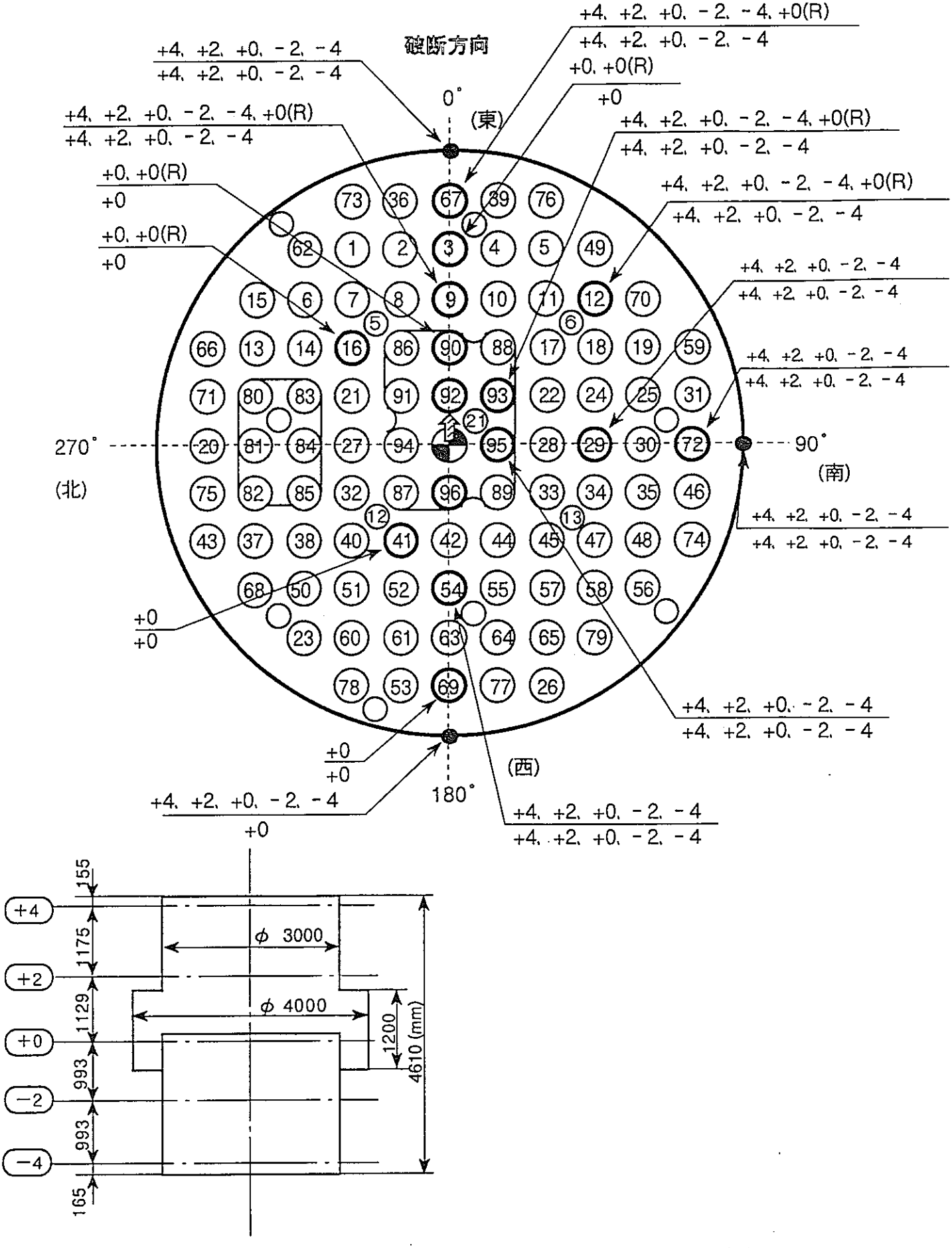


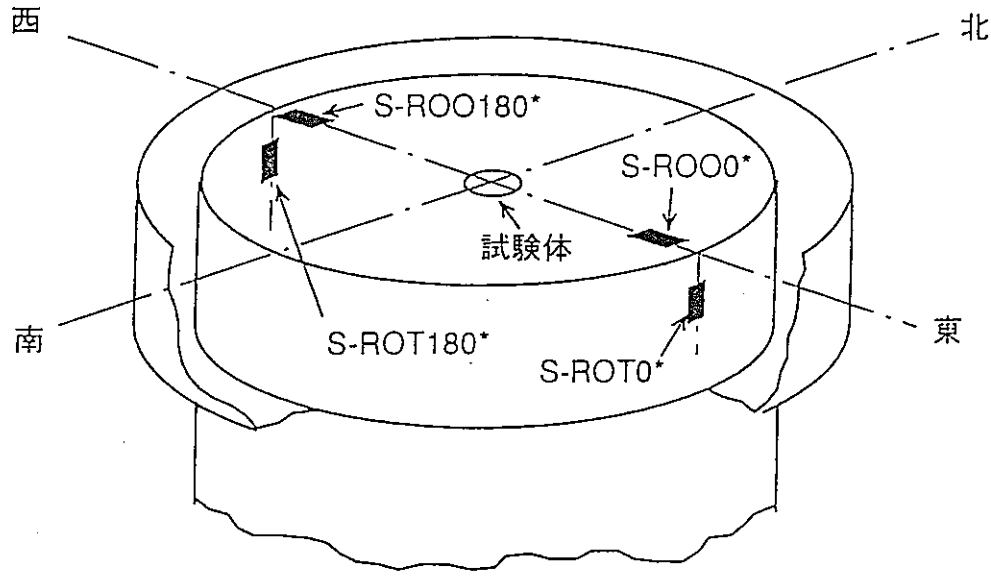
(NCI-1)

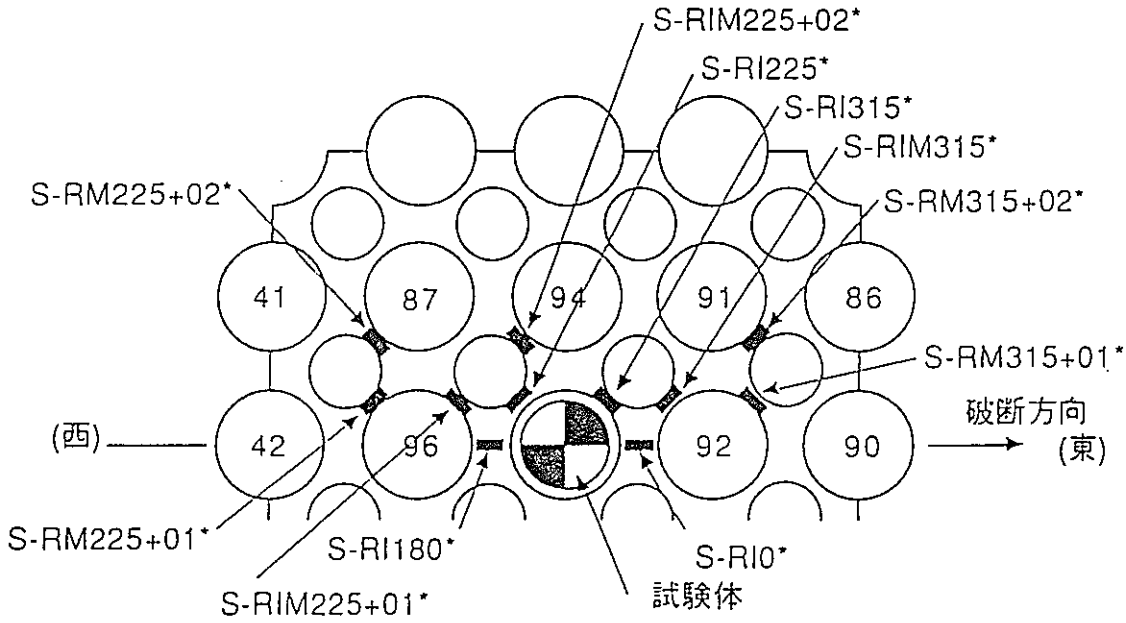


(PTC-6)

図4.2.4－3　正面及び背面隣接チャンネル計測器配置図

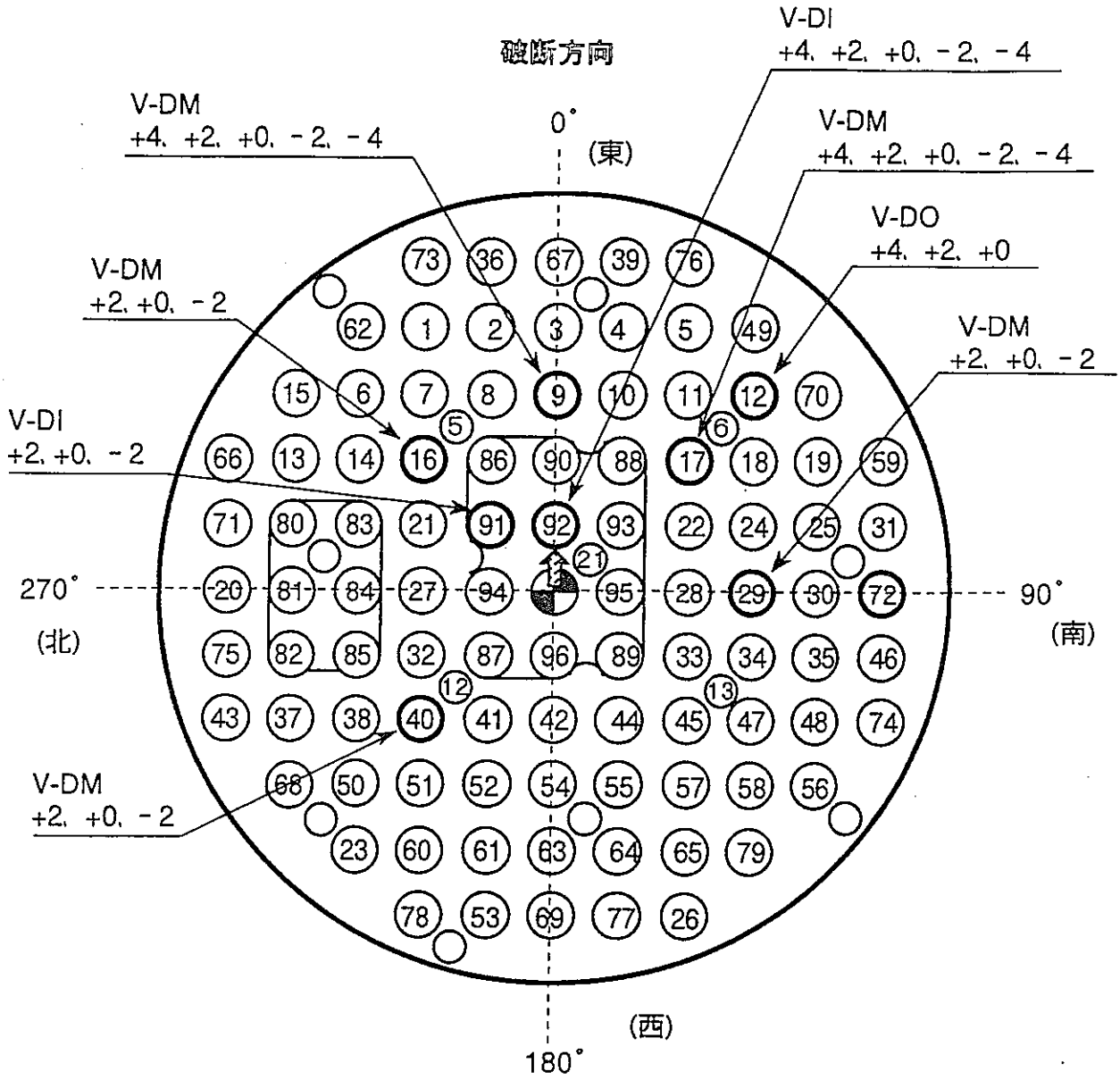

破断方向
0°
(東)
90°
(南)
180°
(西)
270°
(北)
+4、+2、+0、－2、－4
+4、+2、+0、－2、－4
+4、+2、+0、－2、－4、+0(R)
+4、+2、+0、－2、－4
+0、+0(R)
+0
+0
+0

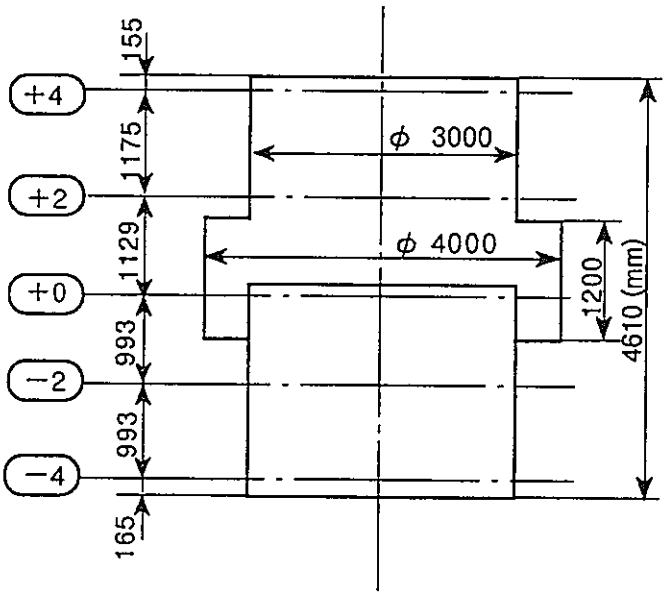




検出器	記号	個数
歪ゲージ	▬	15

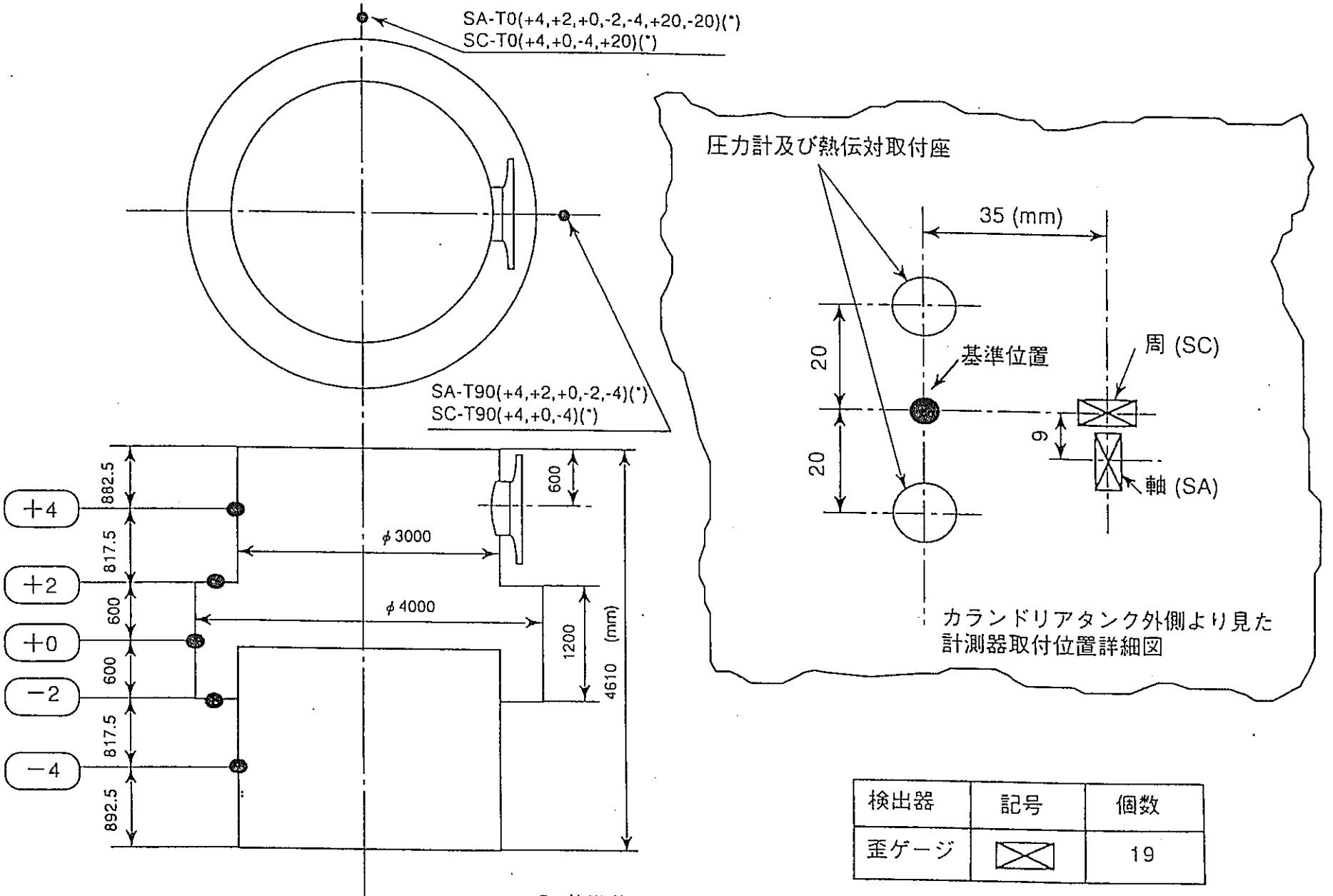
図4.2.4－5　防振板部歪ゲージ配置図　，熱電対配置図





ボイド計　３０個

図4.2.4－6　　タンク内ボイド計取付配置図



検出器	記号	個数
歪ゲージ	⊠	19

図4.2.4－7　カランドリアタンク壁面への検出器配置図

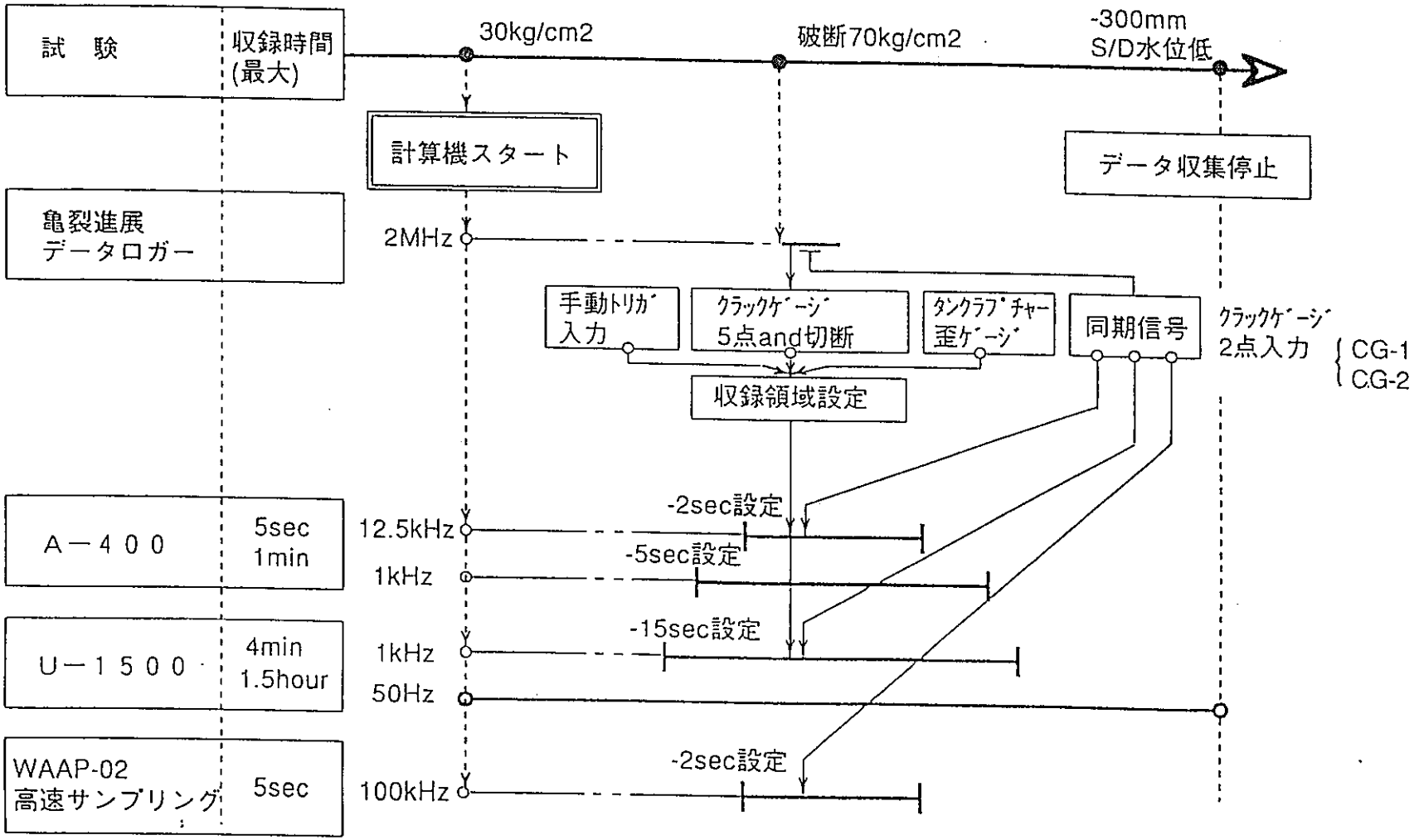


図4.2.4－8　　データ収集の同期法

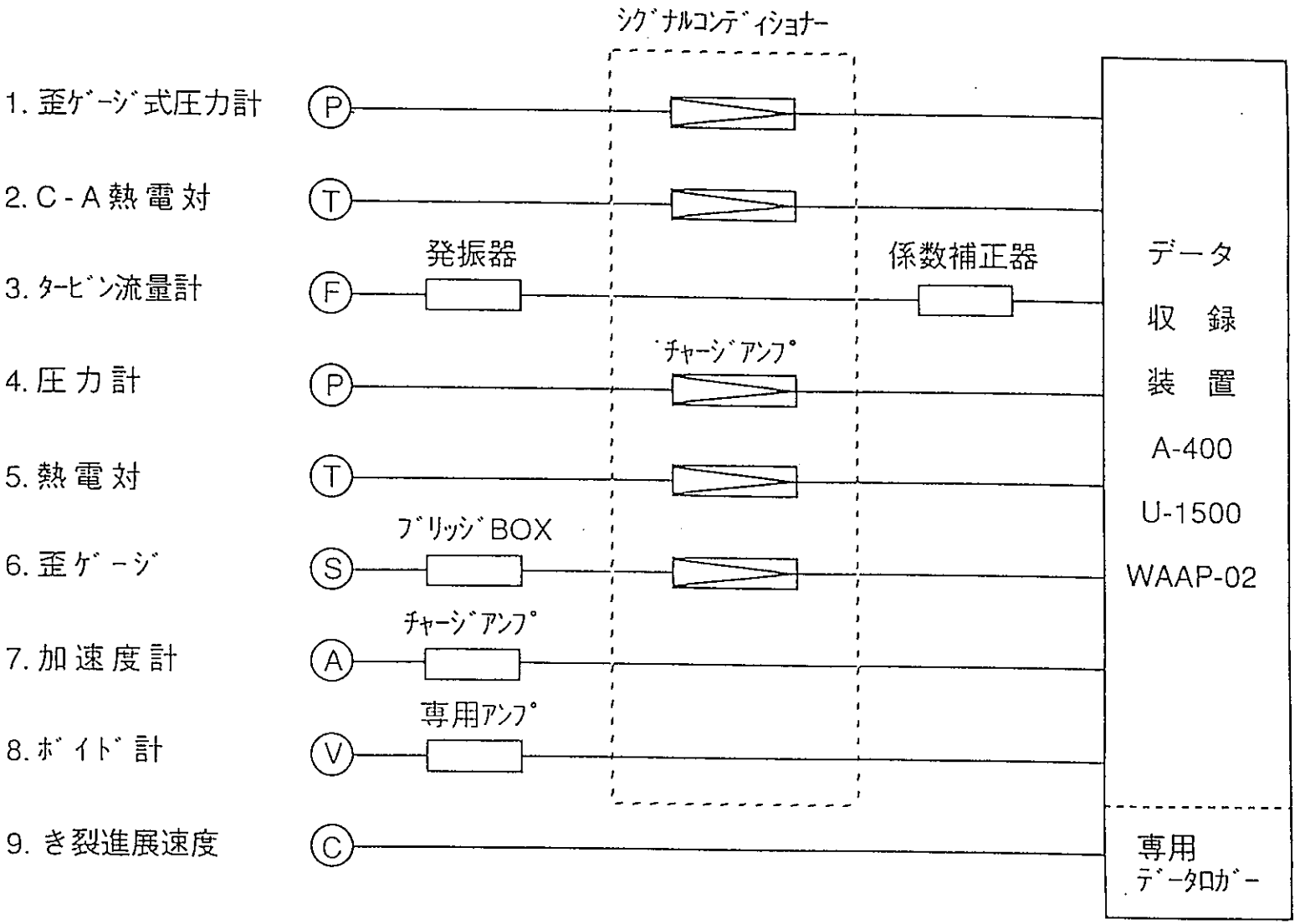
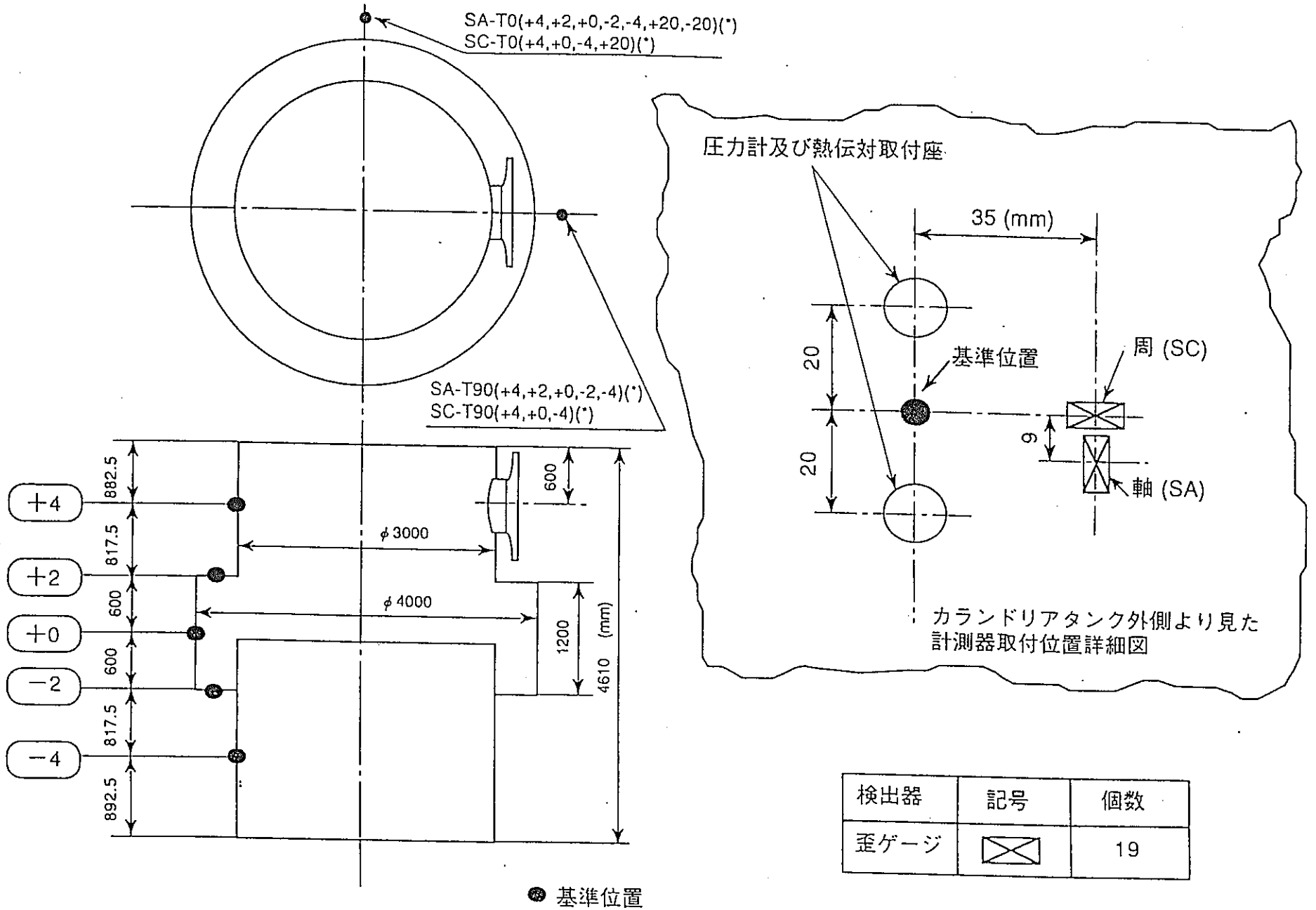


図4.2.4－9　データ収集のシステム構成



検出器	記号	個数
歪ゲージ	⊠	19

図4.2.4－7　カランドリアタンク壁面への検出器配置図

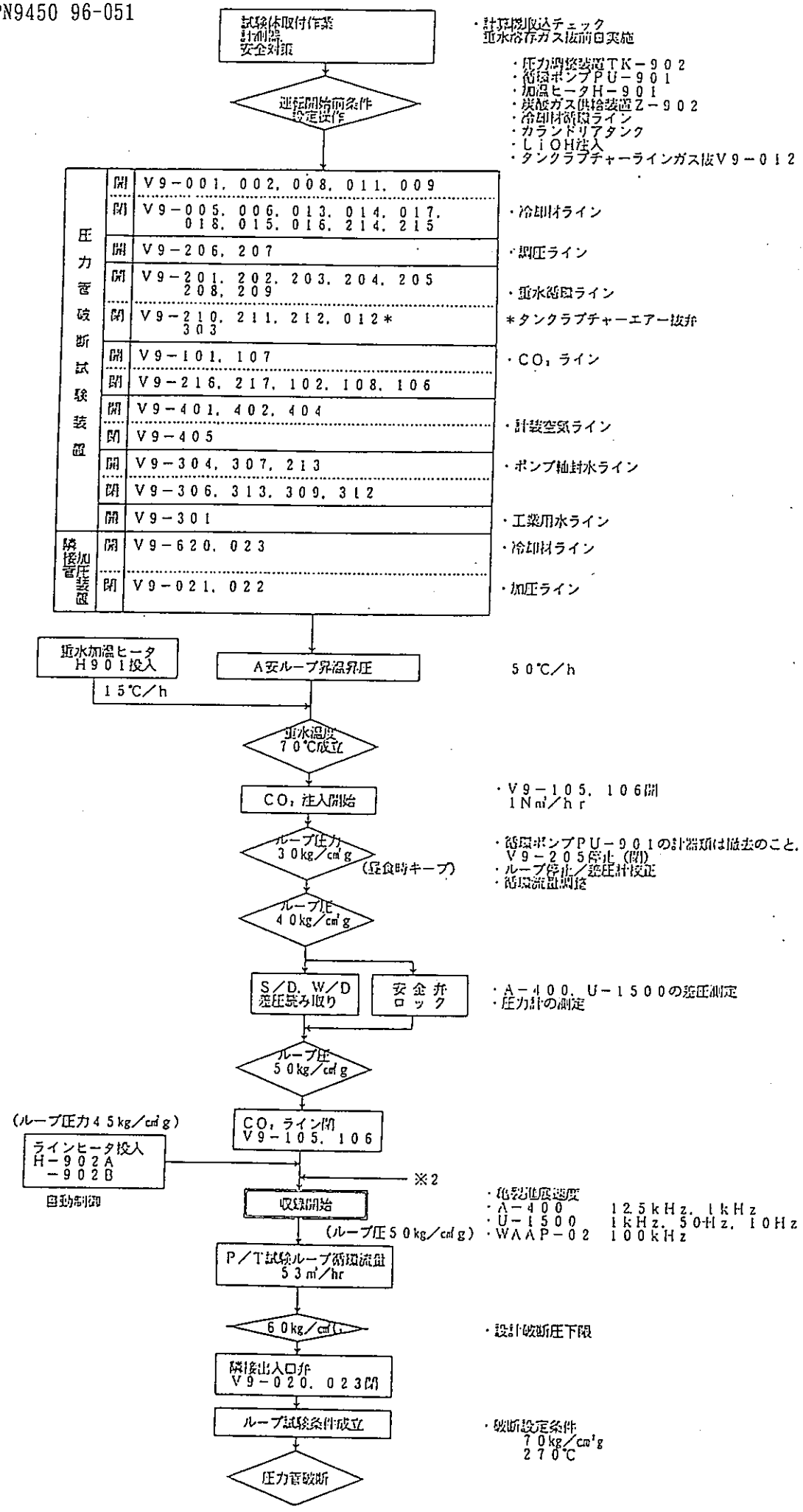


図4.2.5－1(1/2) 試験実施フロー

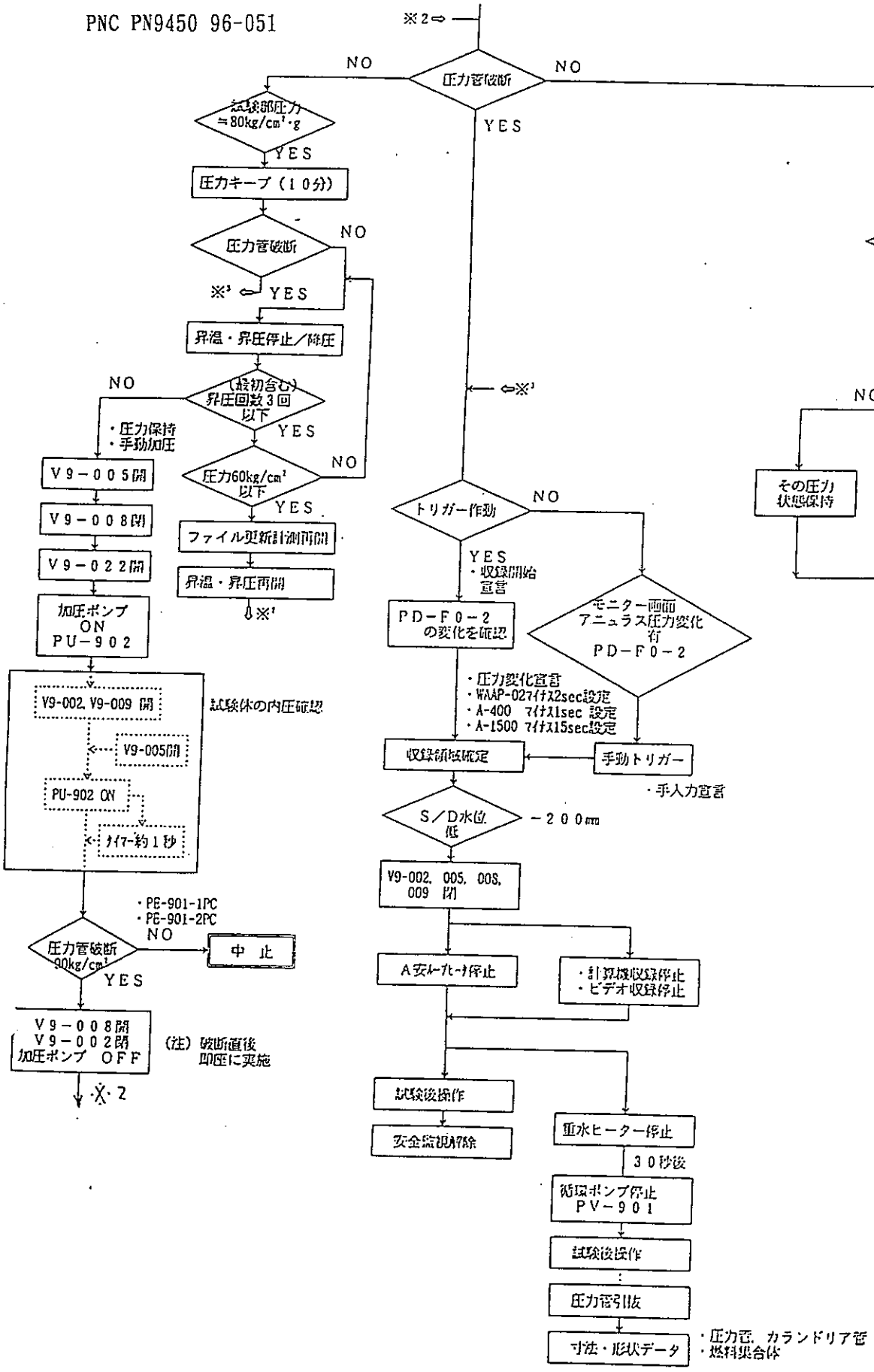


図4.2.5－1(2/2)　試験実施フロー

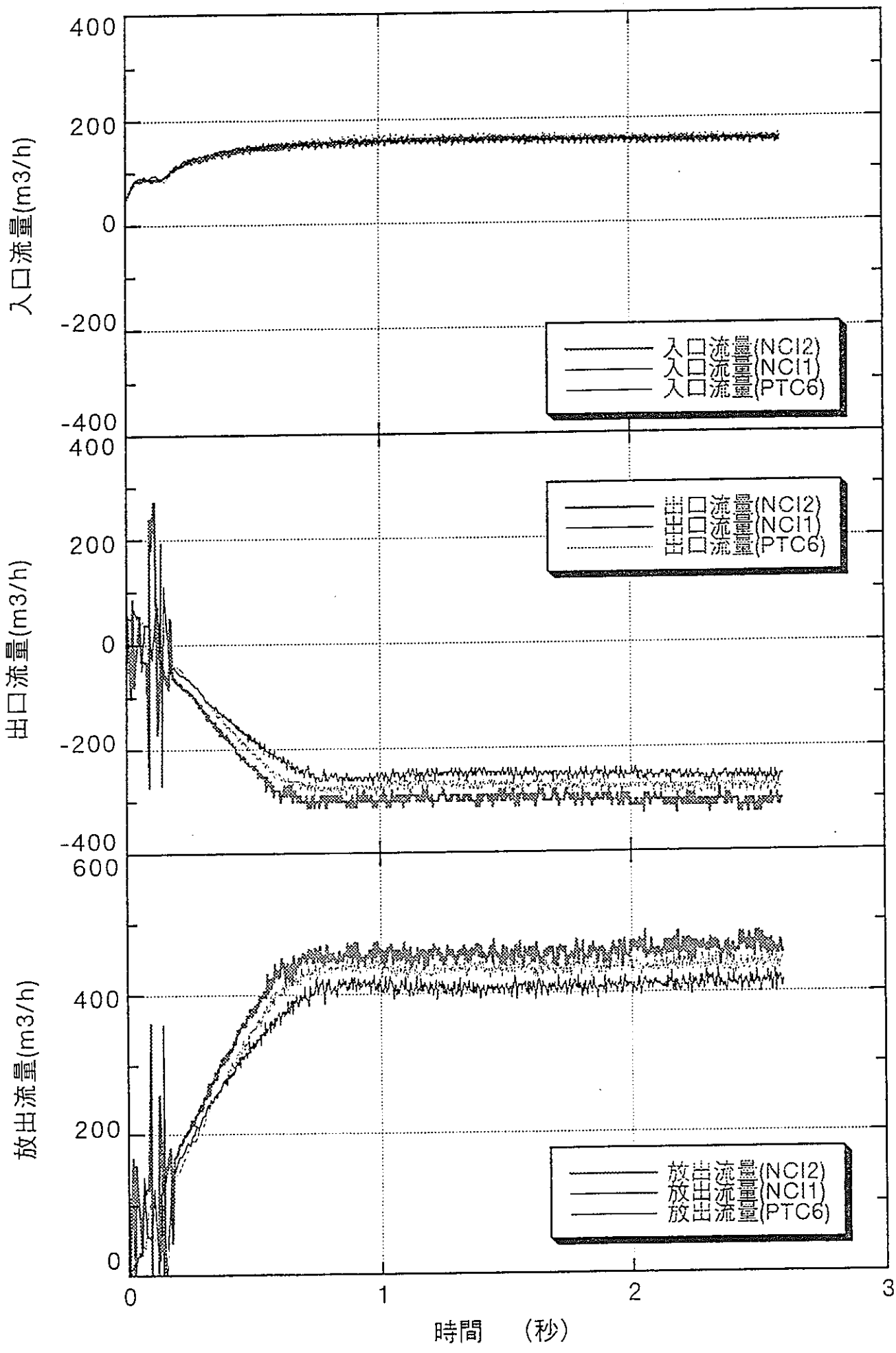
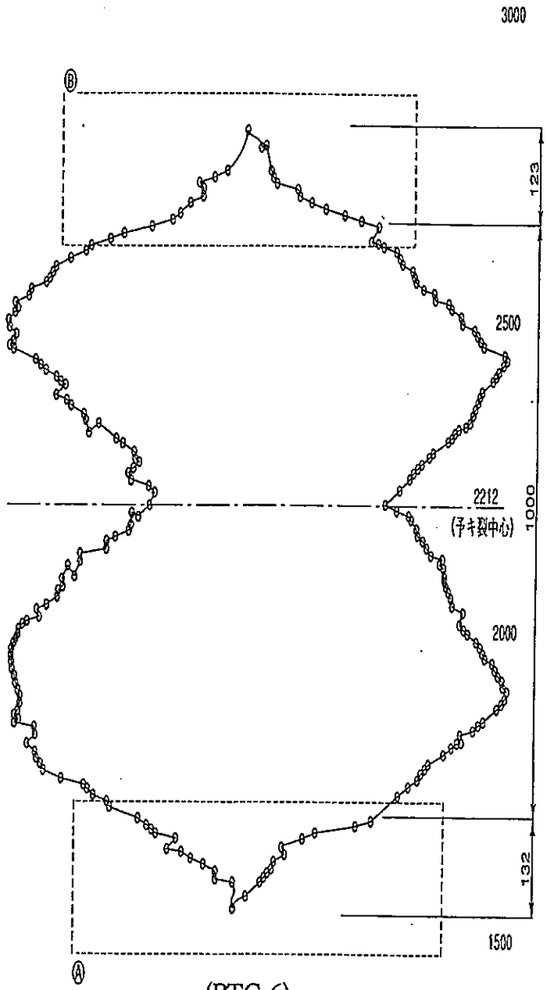
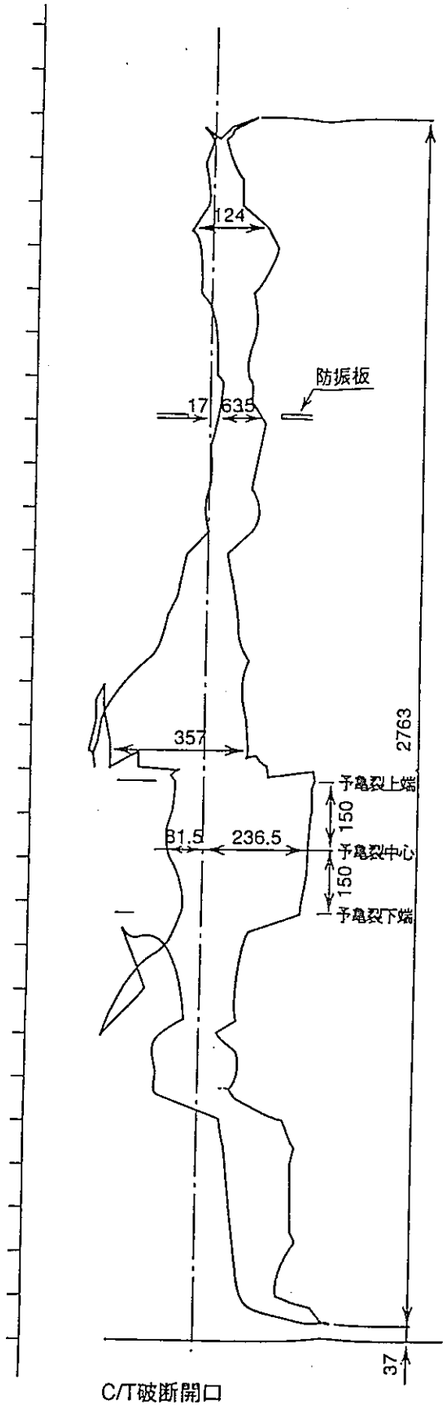


図4.2.6－1　破断後冷却材流出流量

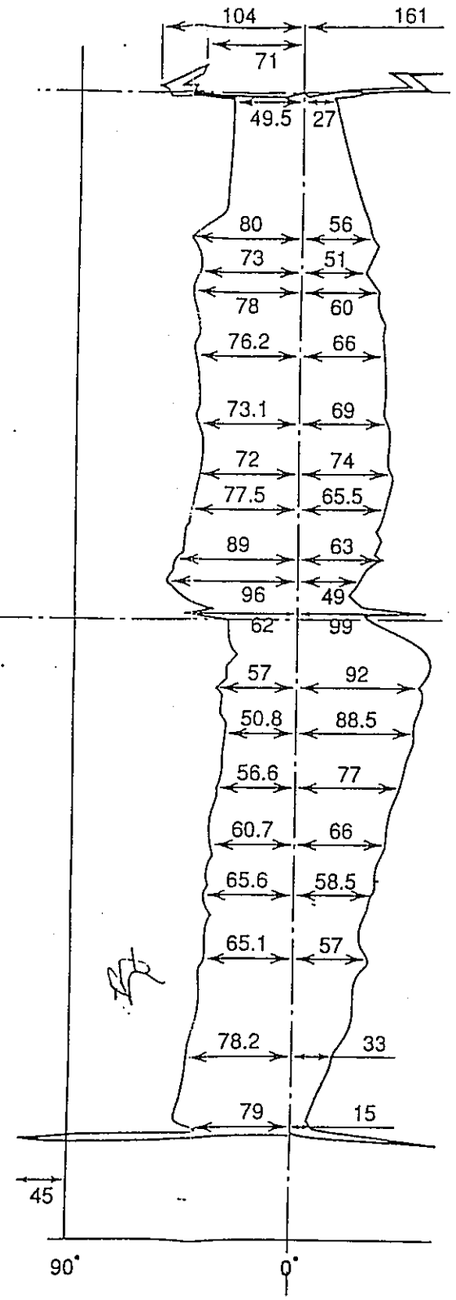


(PTC-6)



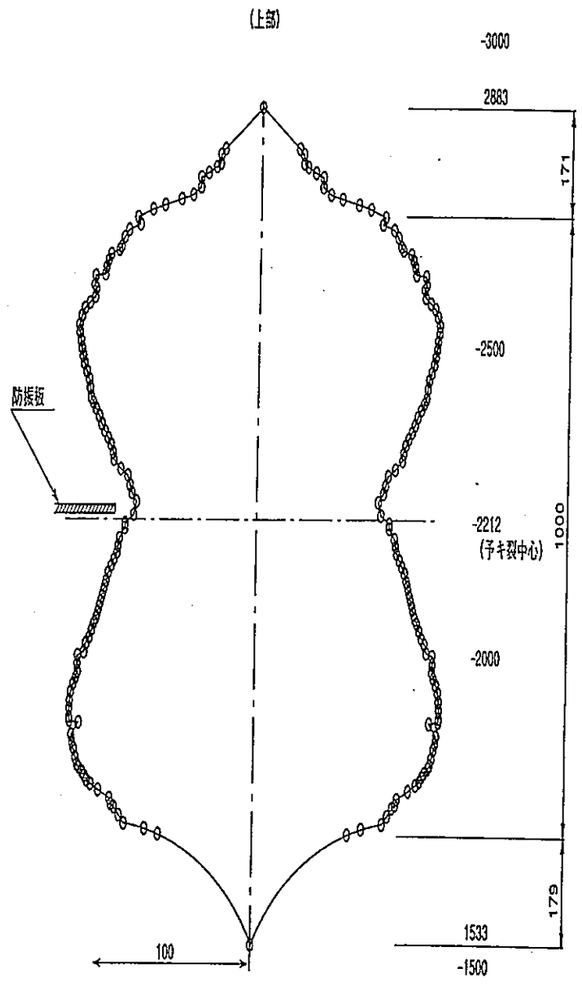
C/T破断開口

(NCI-1)

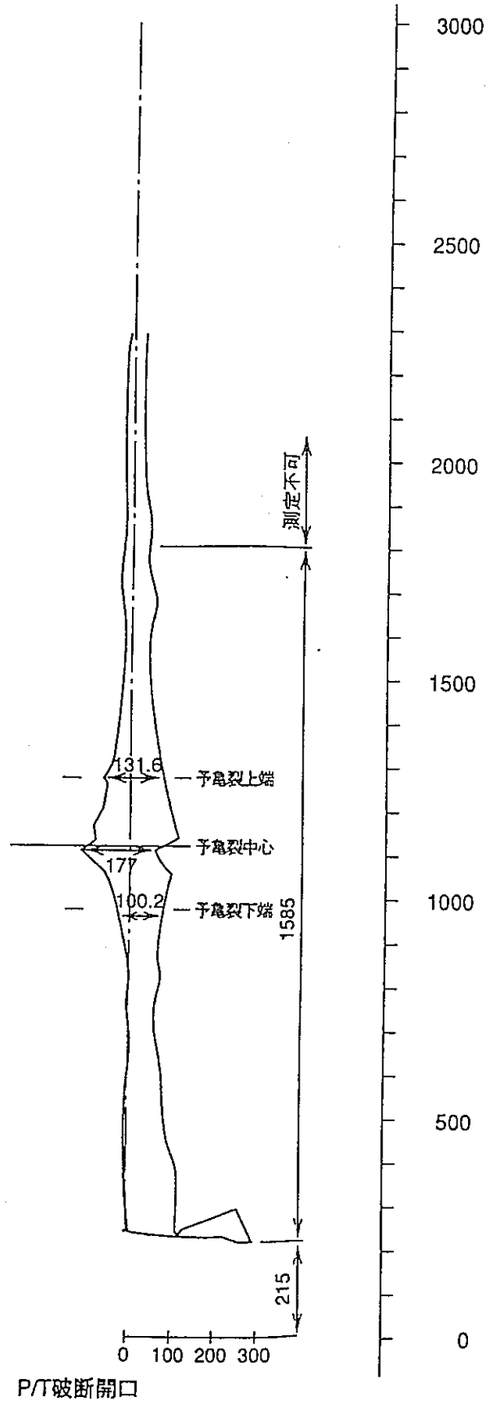


(NCI-2)

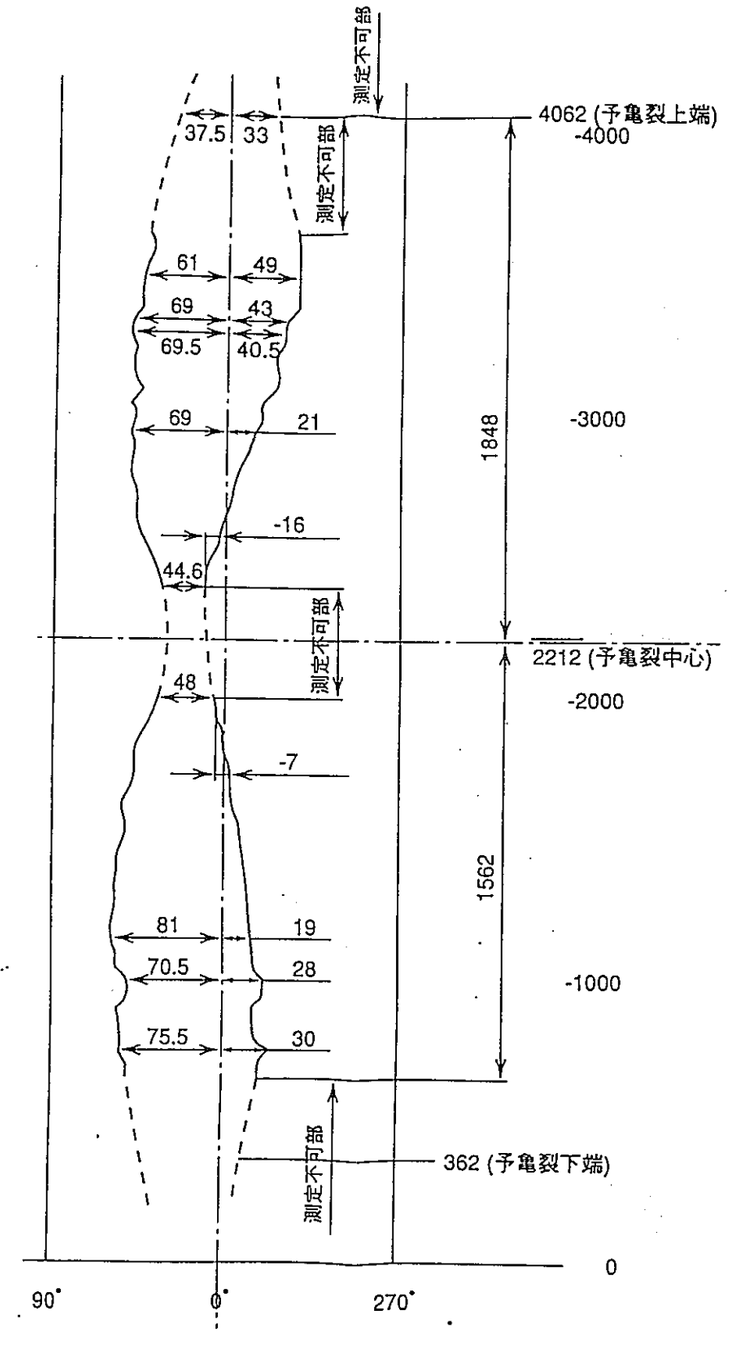
図4.2.6－2(1/2)　破断試験体開口形状（カランドリア管



(PTC-6)

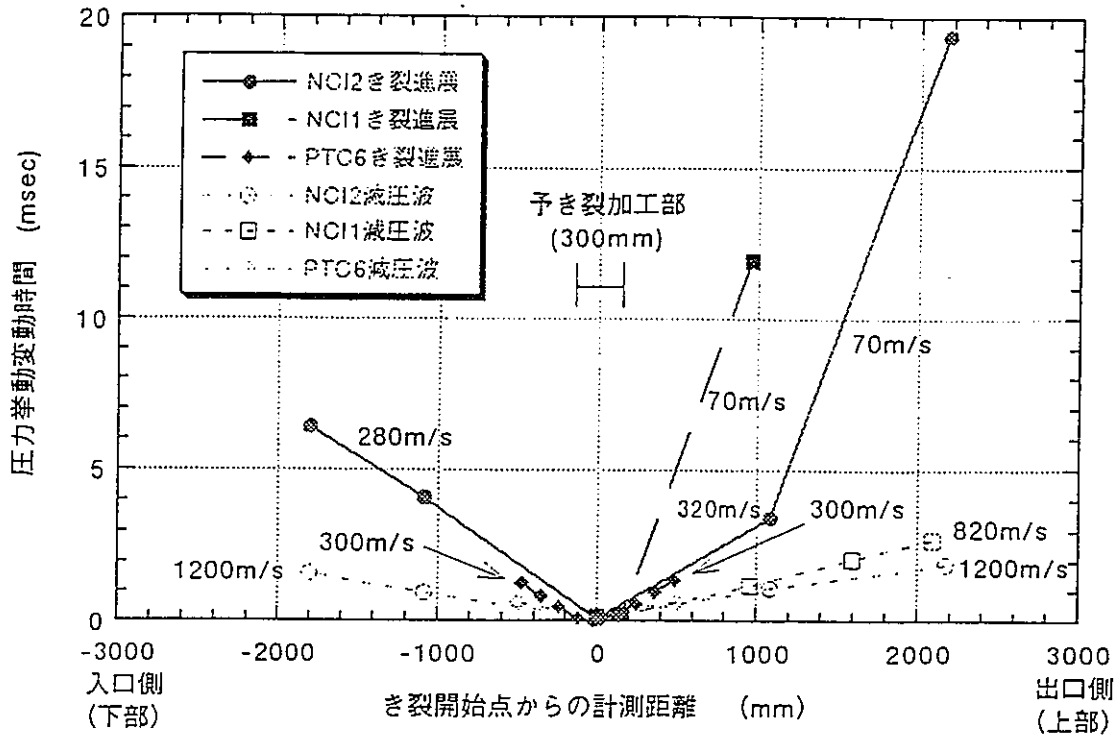


(NCI-1)

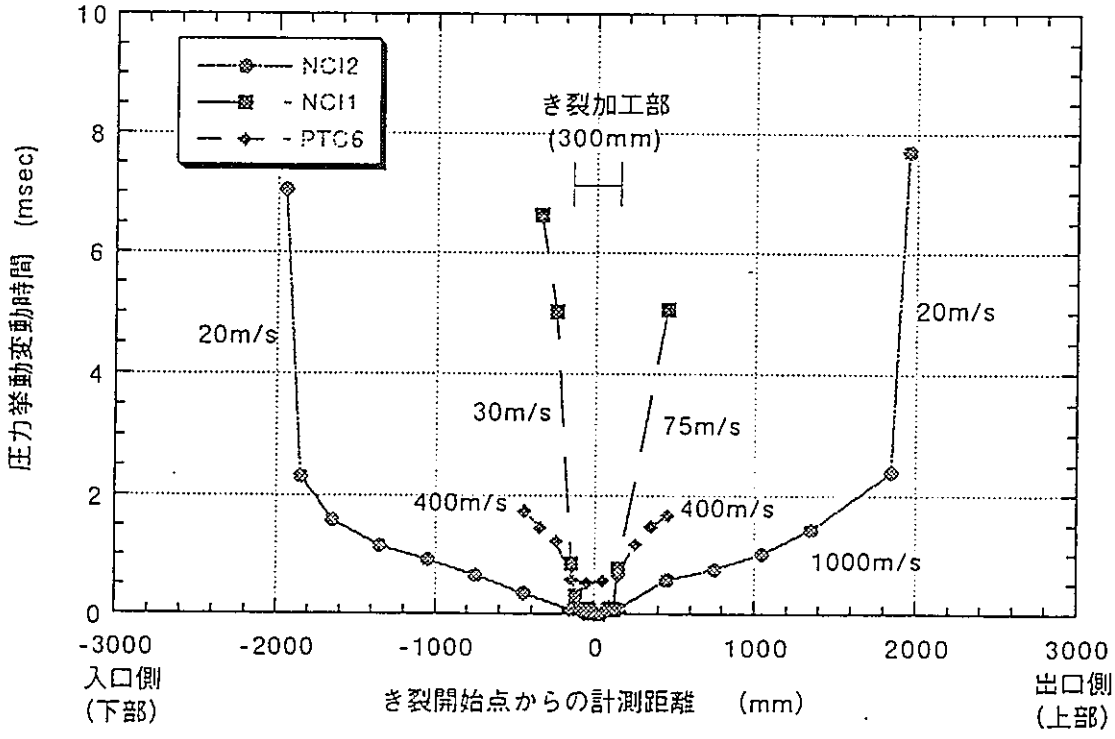


(NCI-2)

図4.2.6－2(2/2) 破断試験体開口形状（圧力管）



圧力管

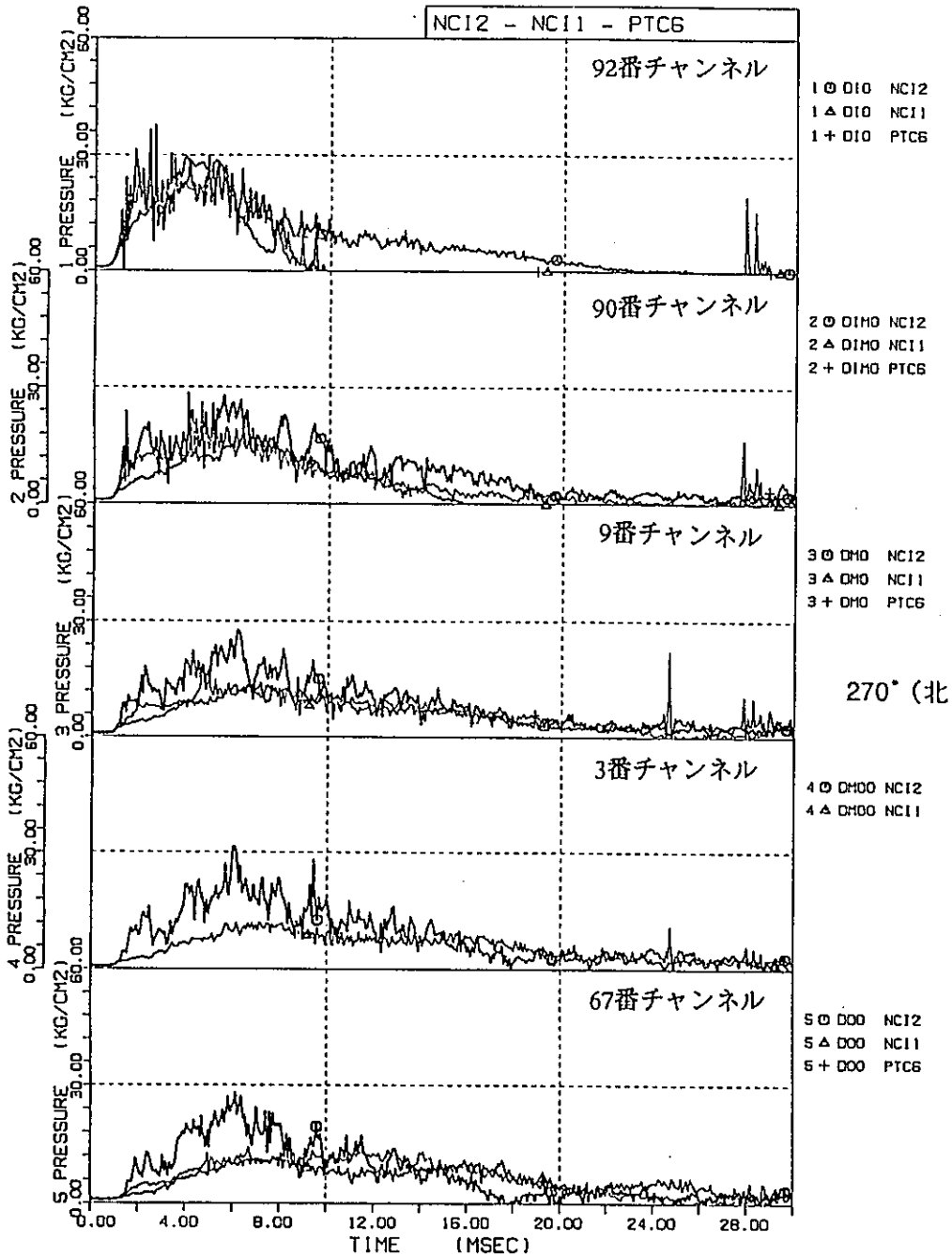


カランドリア管

図4.2.6－3　圧力管及びカランドリア管き裂進展速度

図4.2.6－4　同時破断時圧力管内圧力　動

(NCI-2)



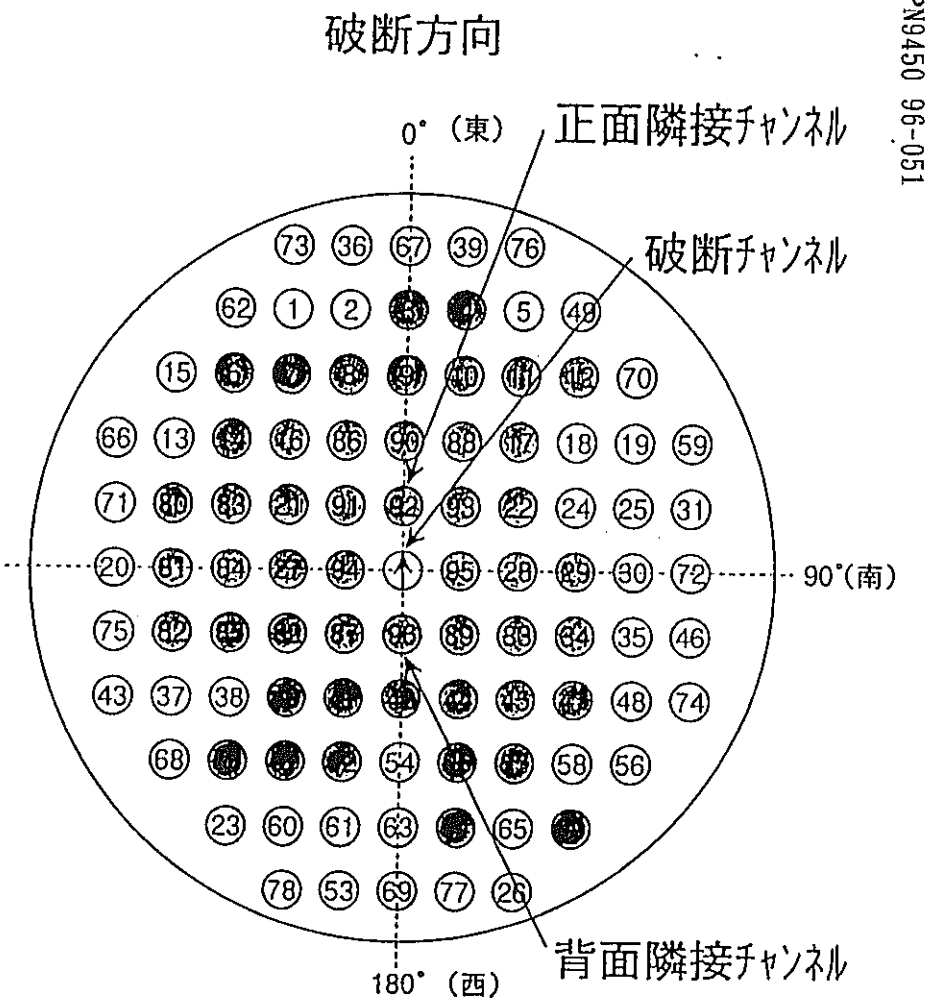
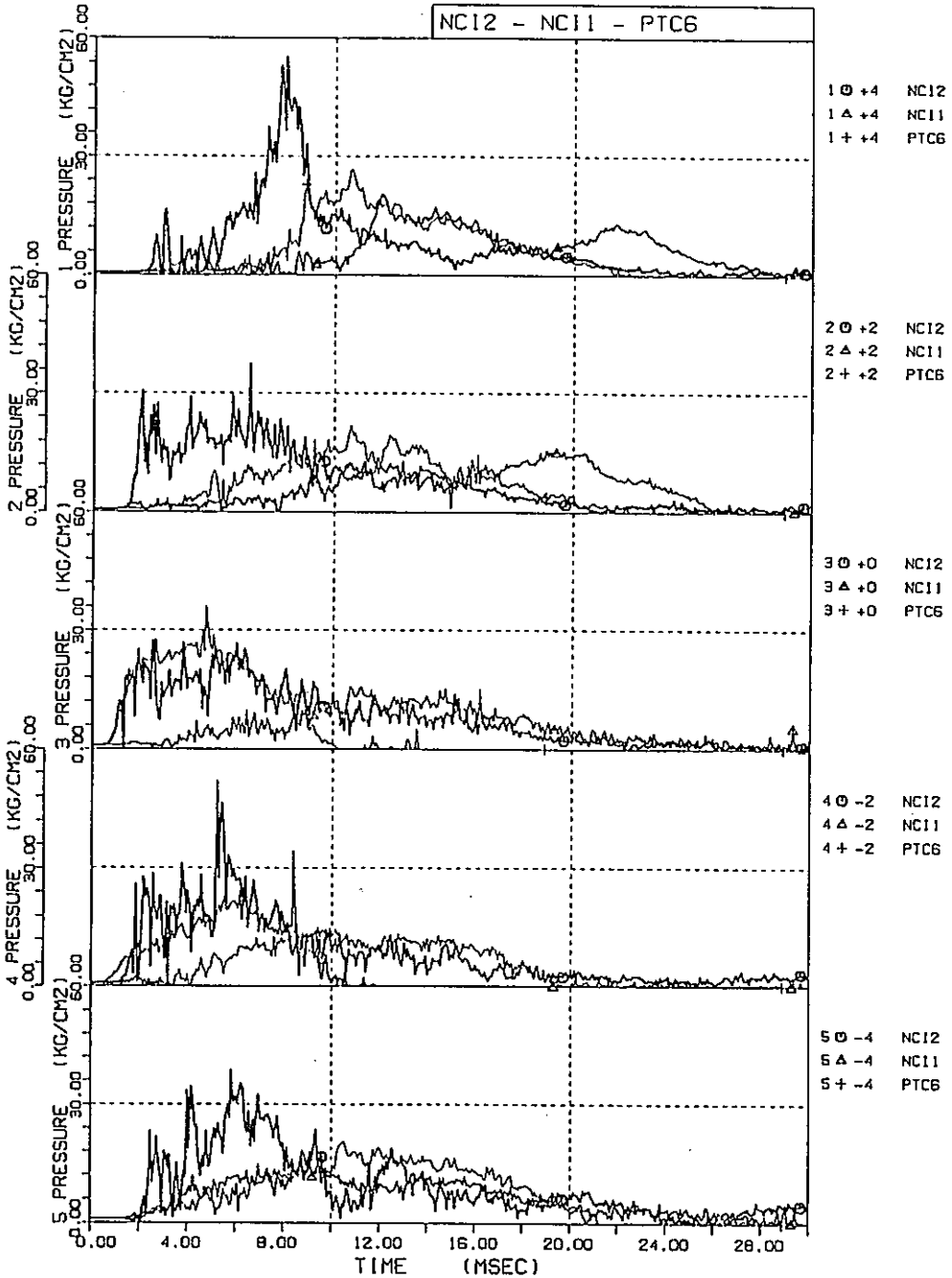


図4.2.6－5　同時破断時タンク内圧力挙動（径方向）



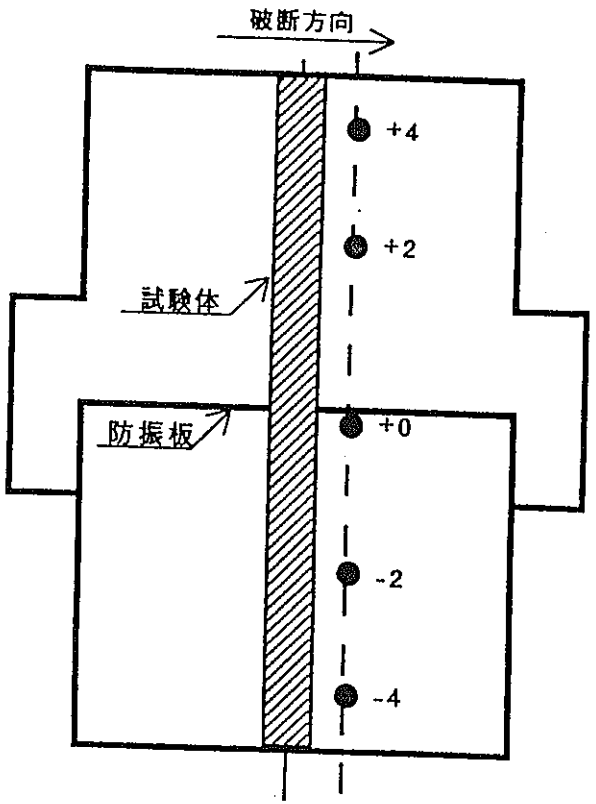
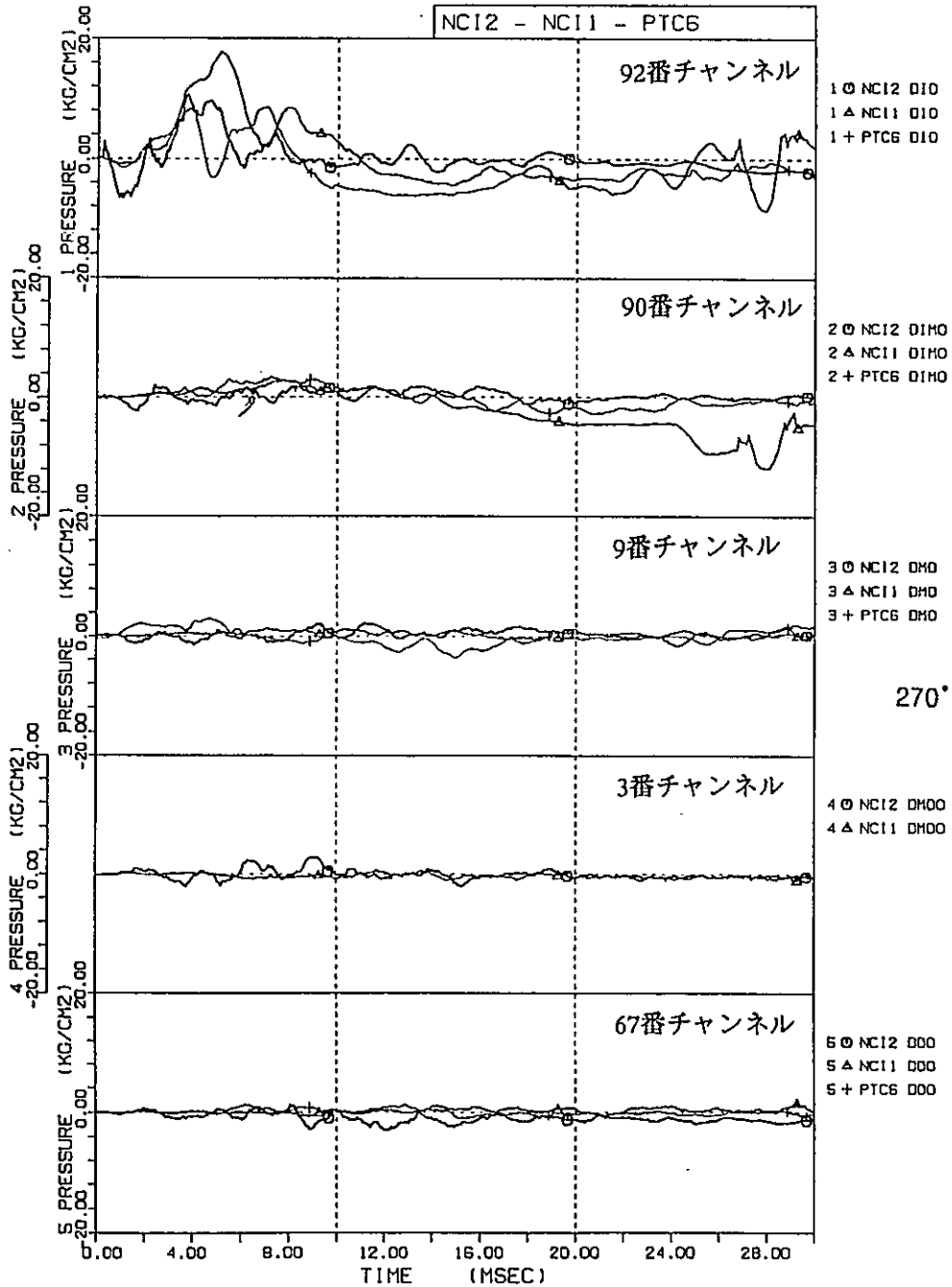


図4.2.(6 同時破断時タンク内圧力挙動（軸方 ）



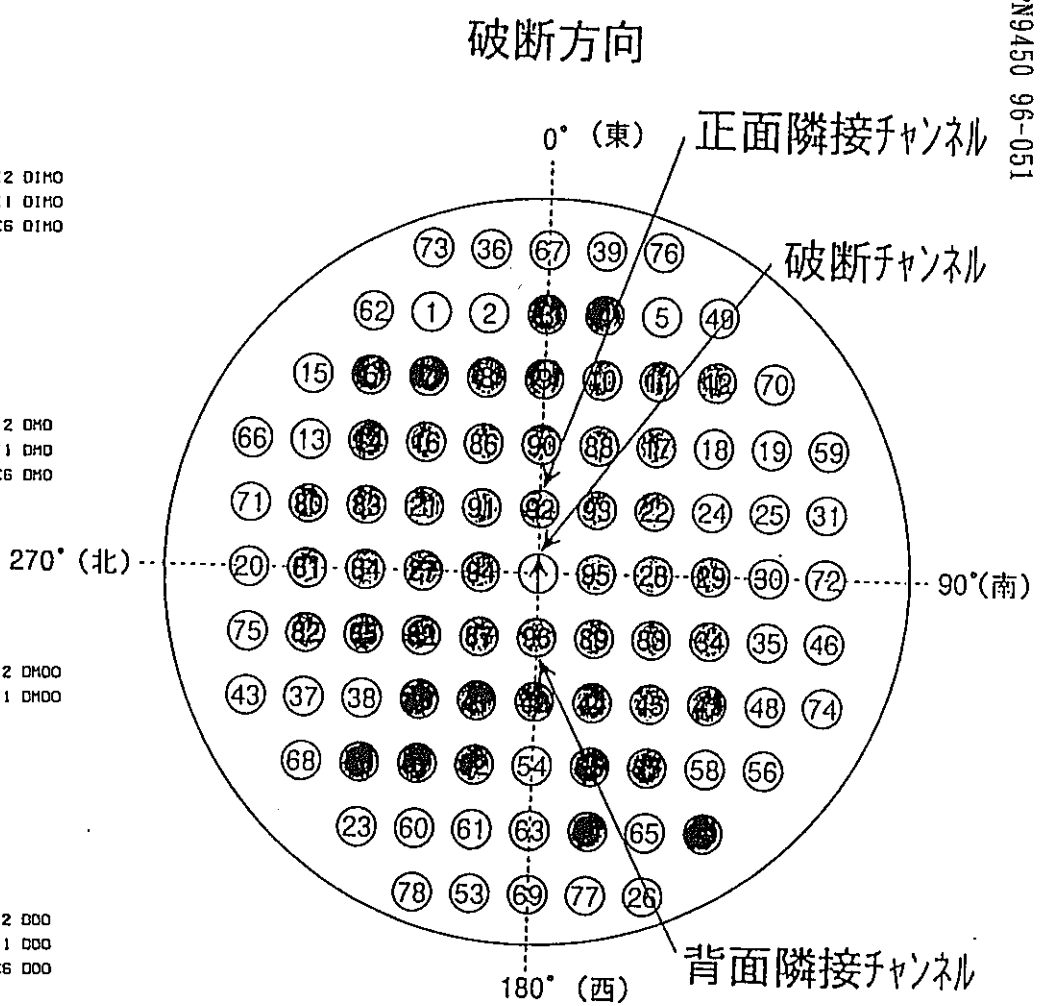
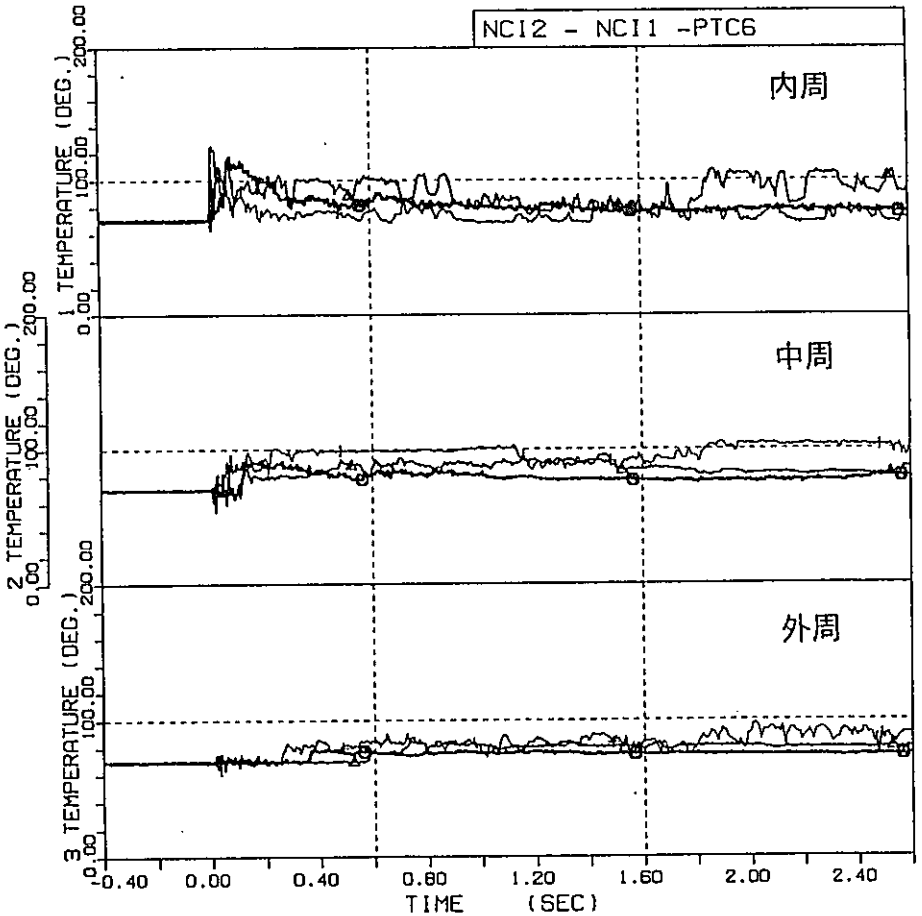


図4.2.6 - 冷却材ジェット力の径方向での挙動変（破断開始高さ位置）

PNC PN9450 96-051



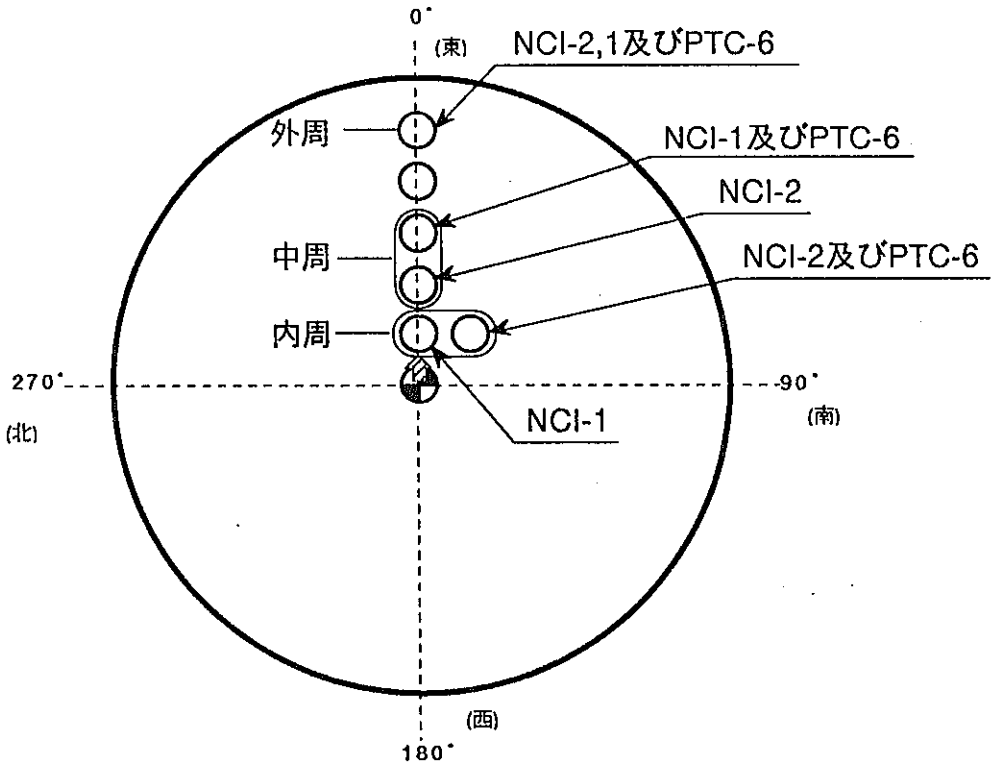
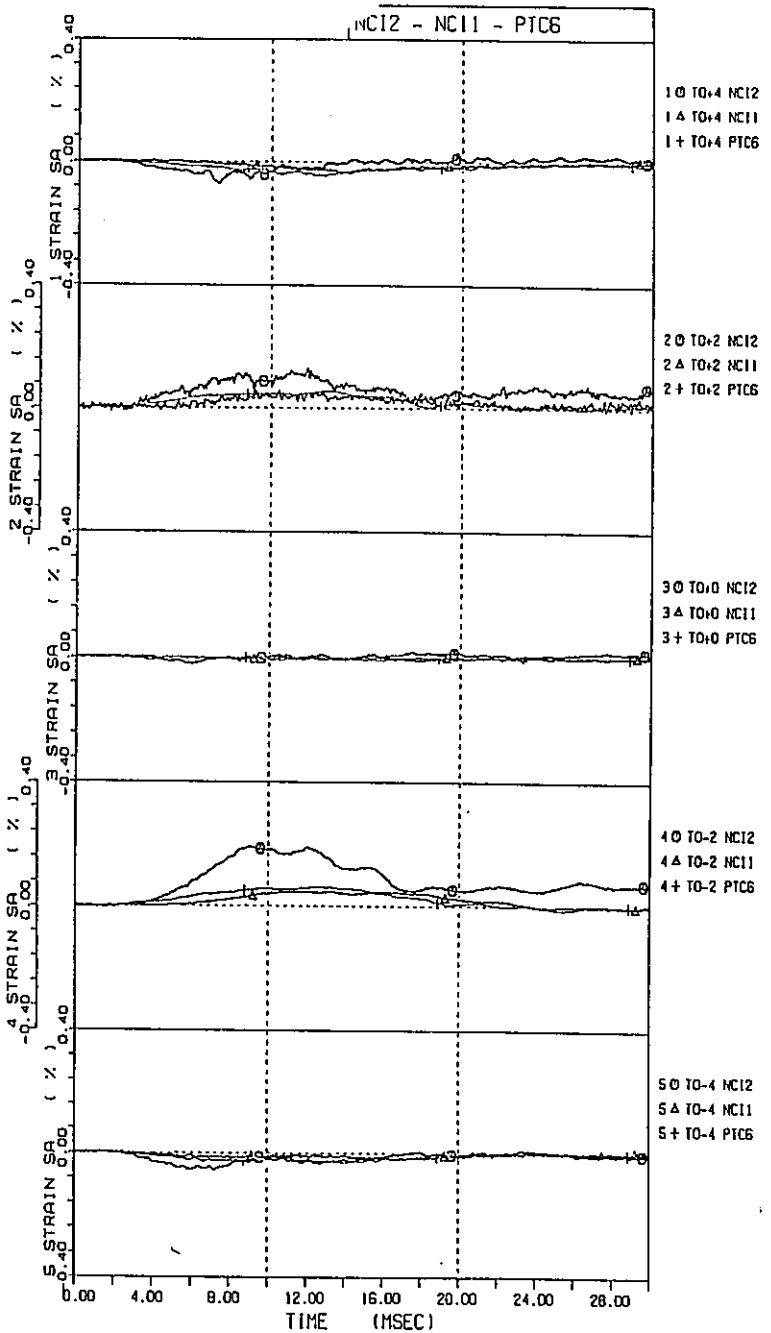


図4.2.6－8　　カランドリアタンク内重水部温度挙動



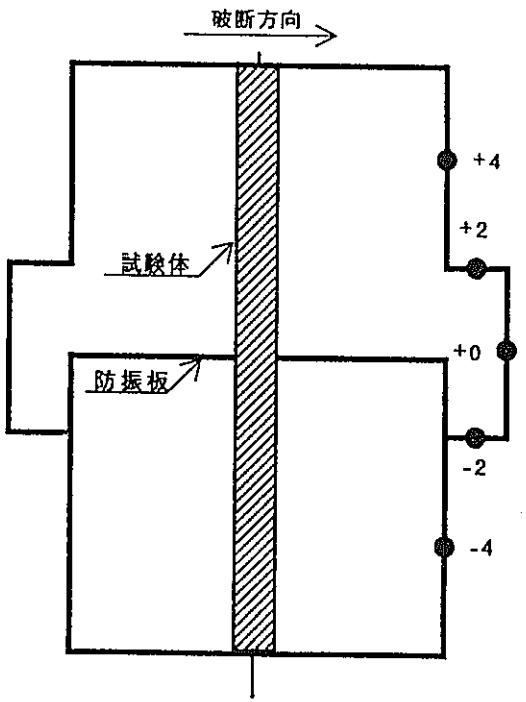
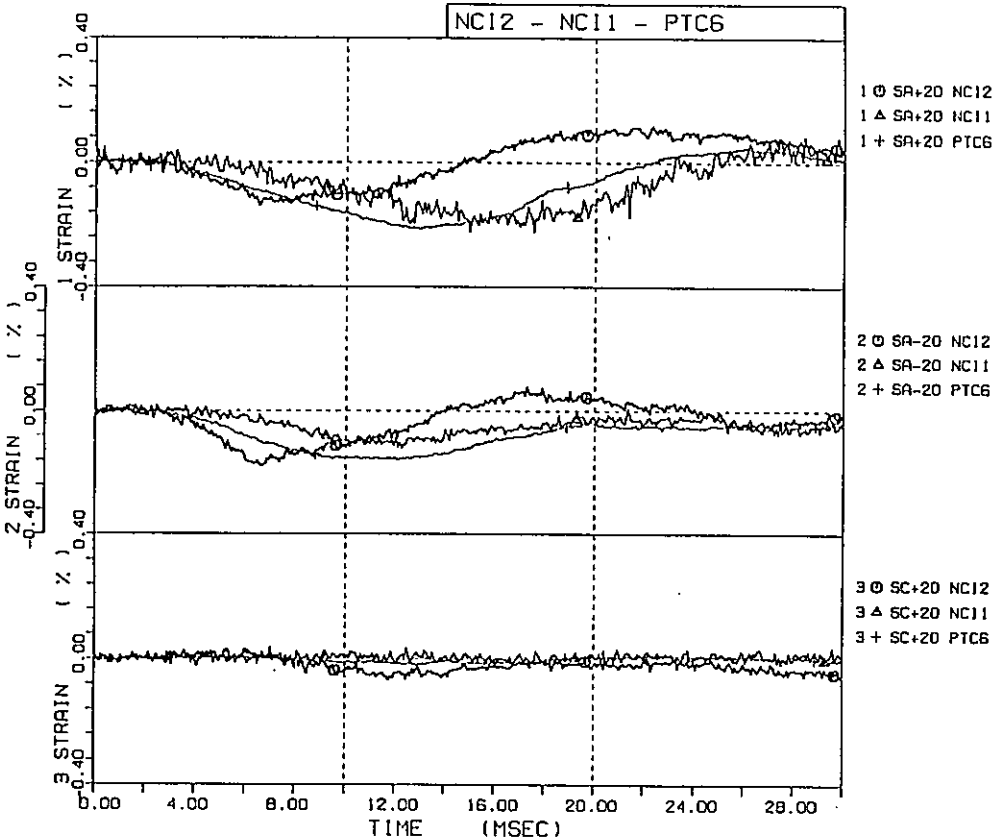


図4.2.6－9(1/4)　同時破断時カランドリアタンク壁軸方向歪挙動



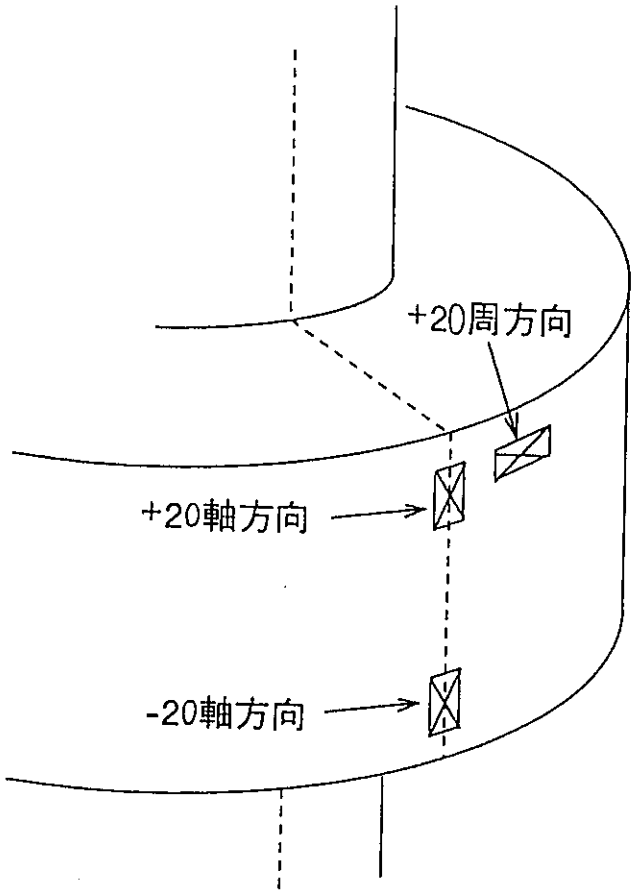
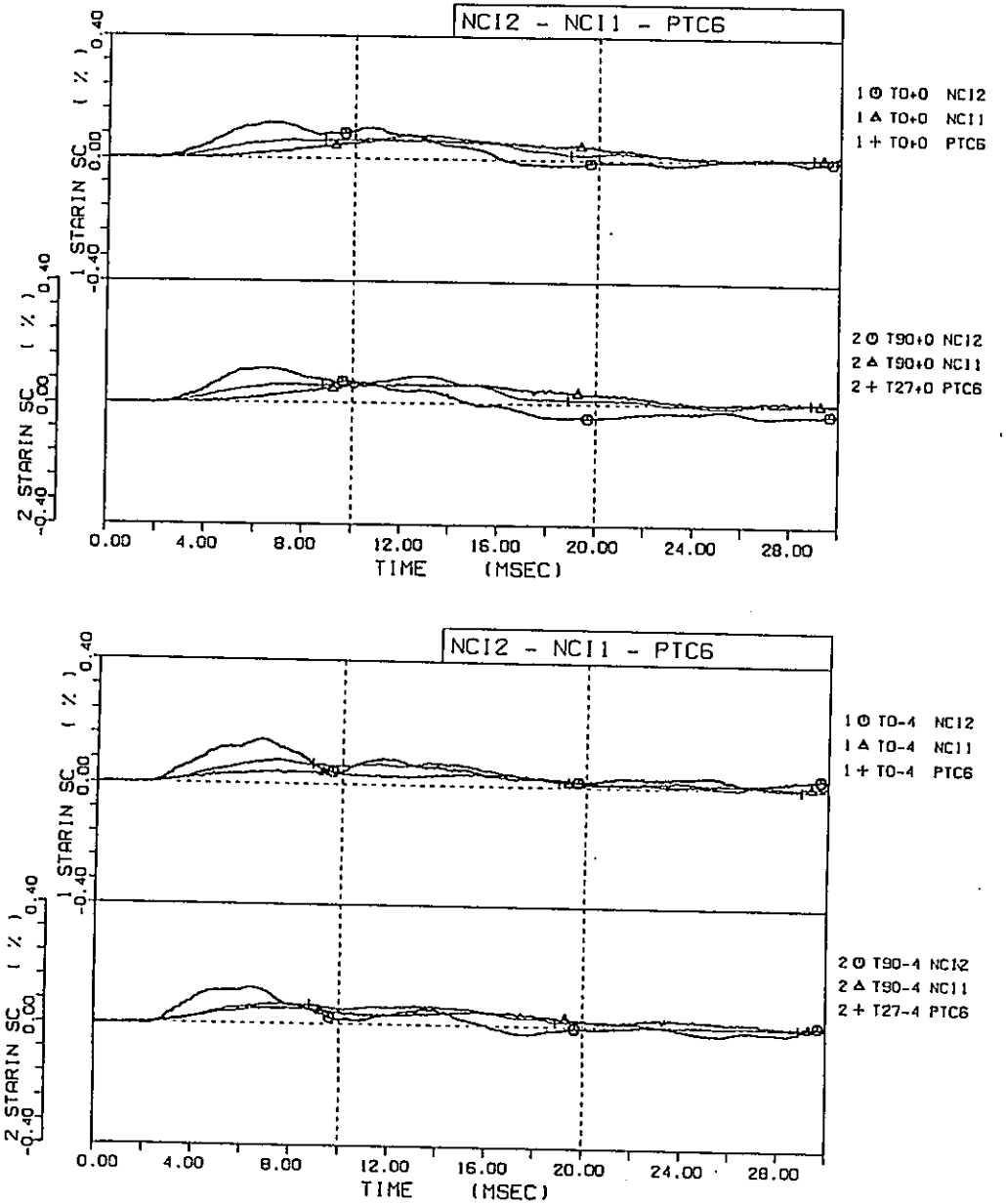


図4.2.ヶ－9(2/4)　ダイヤフラム部軸方向歪挙動



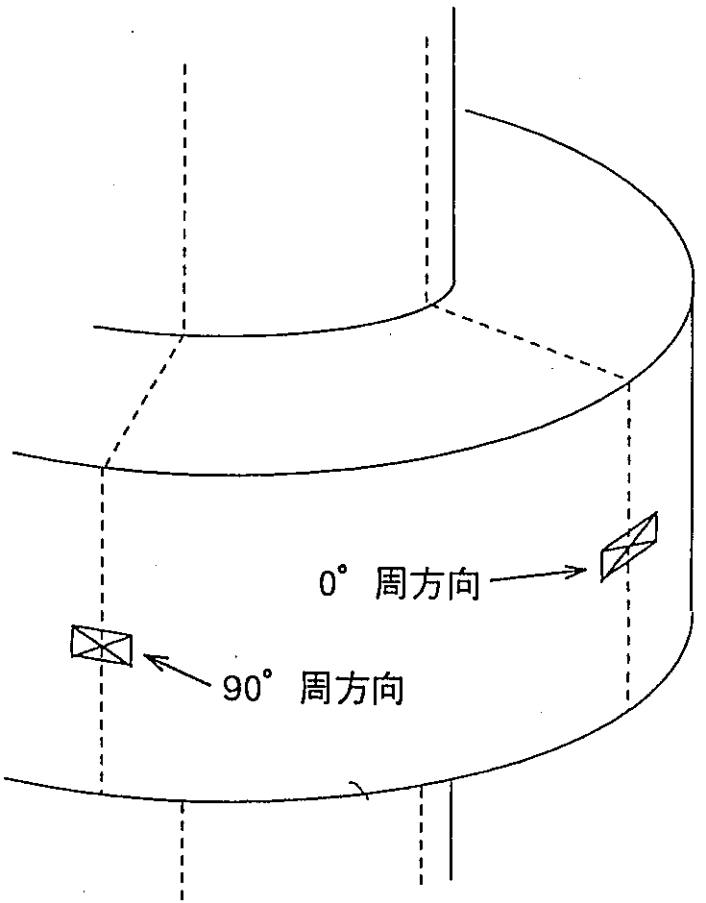


図4.2.6－9(3/4)　同時破断時カランドリアタンク壁周方向歪挙動

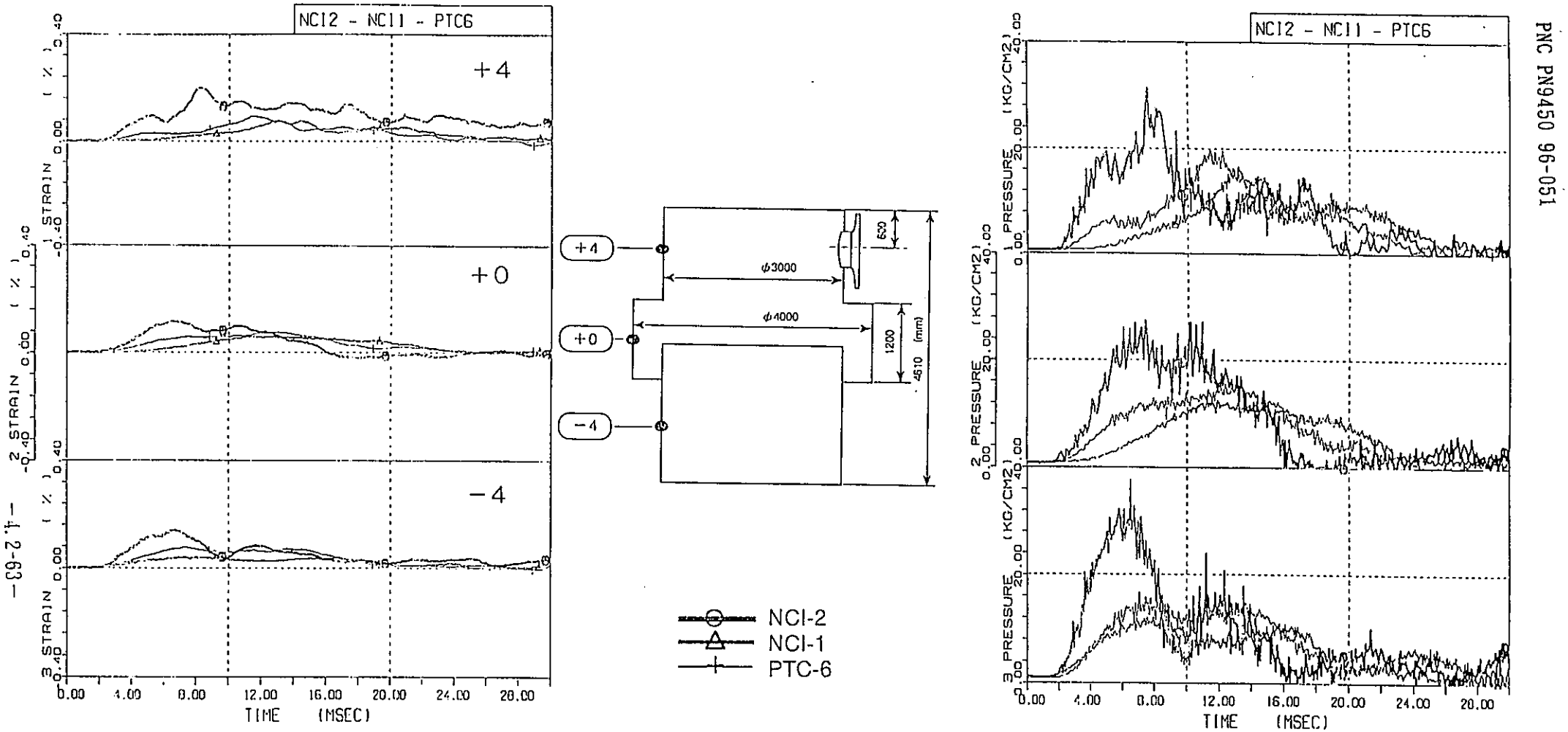
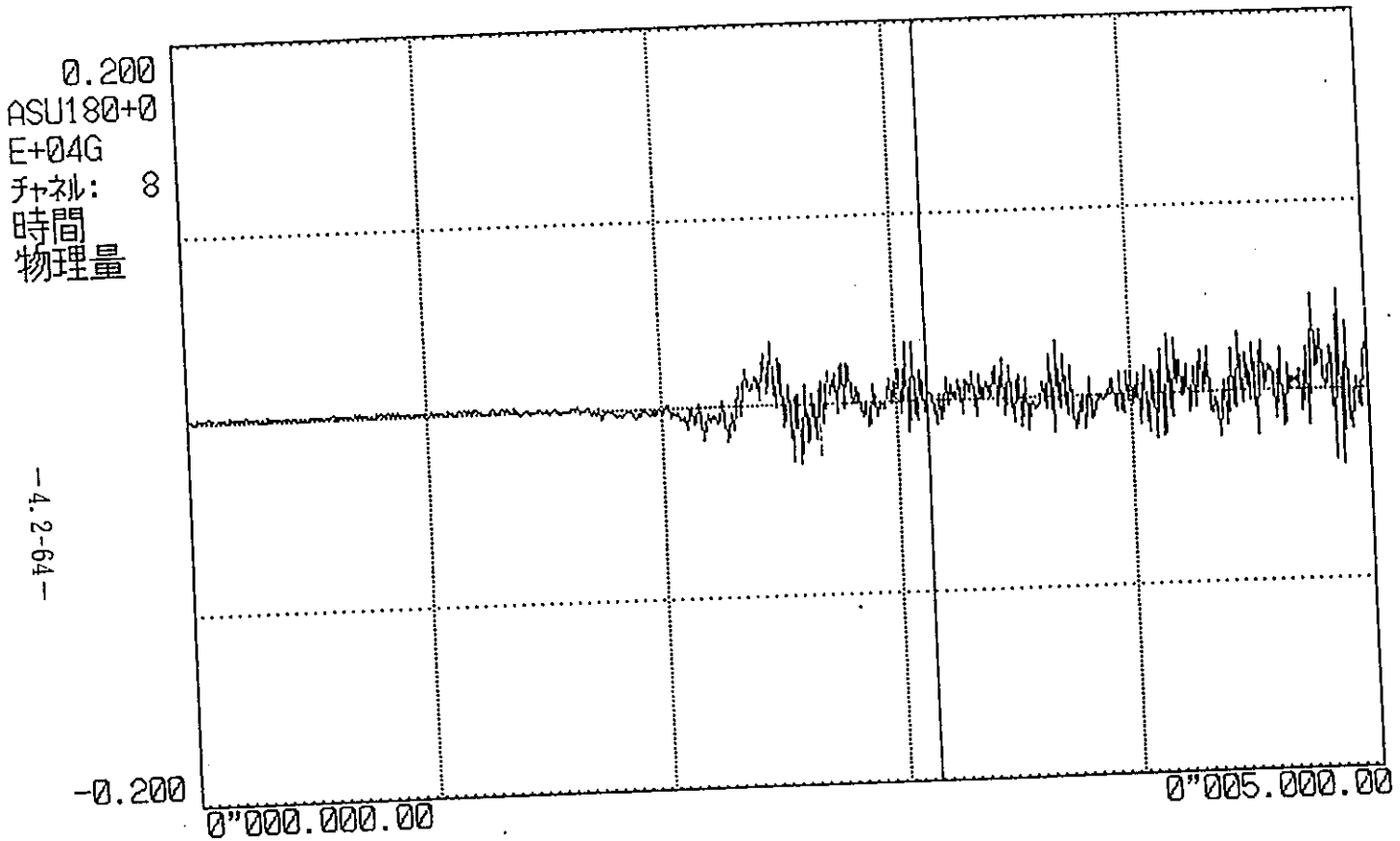


図4.2.6－9(4/4)　同時破断時カランドリアタンク壁周方向歪挙動（圧力挙動との同期性）



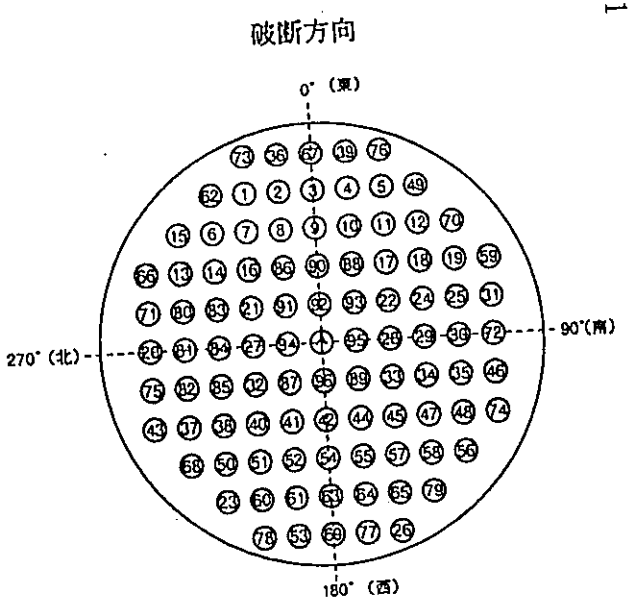


図4.2.6－10　　中性子検出器ドライチューブ加速度挙動（ＮＣＩ－２）

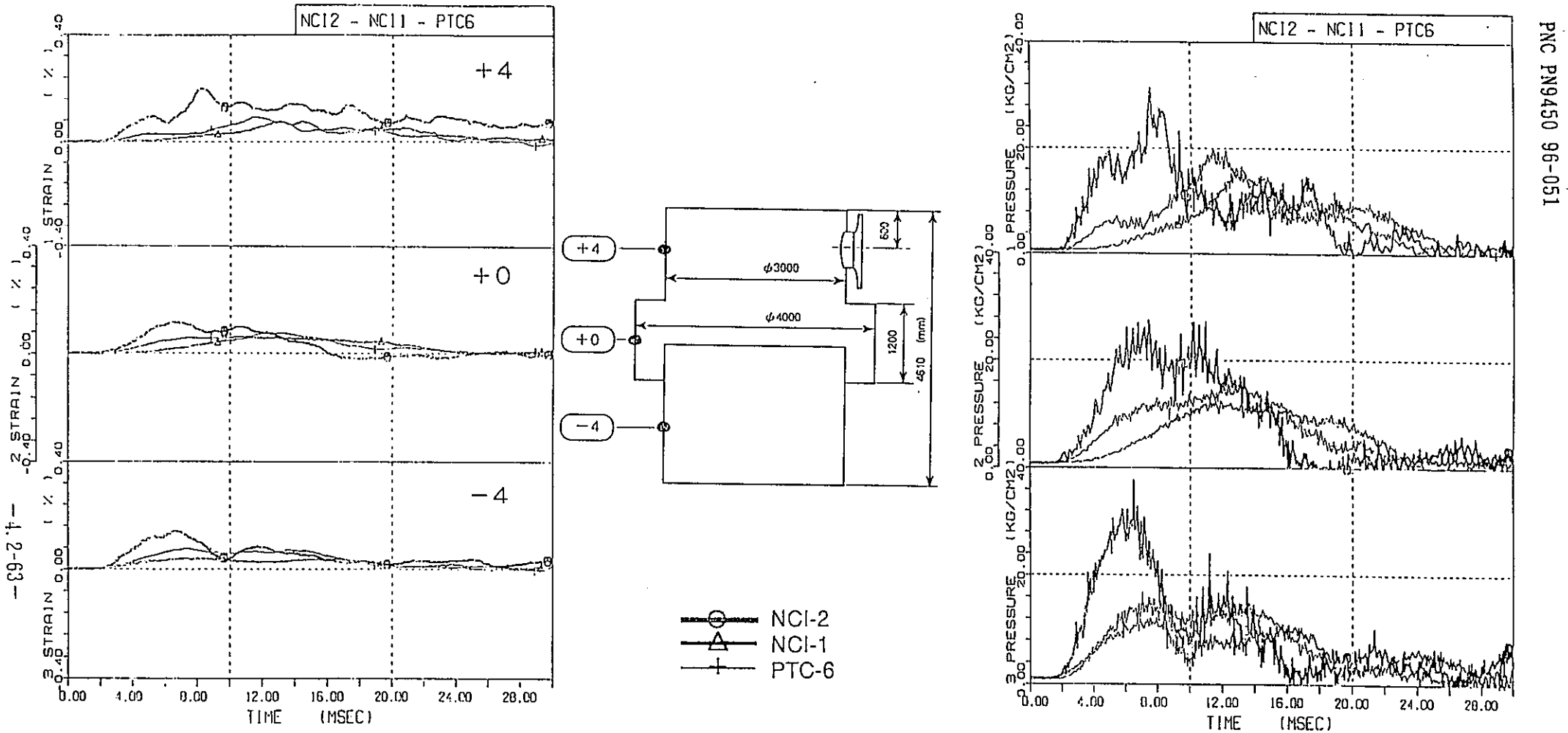
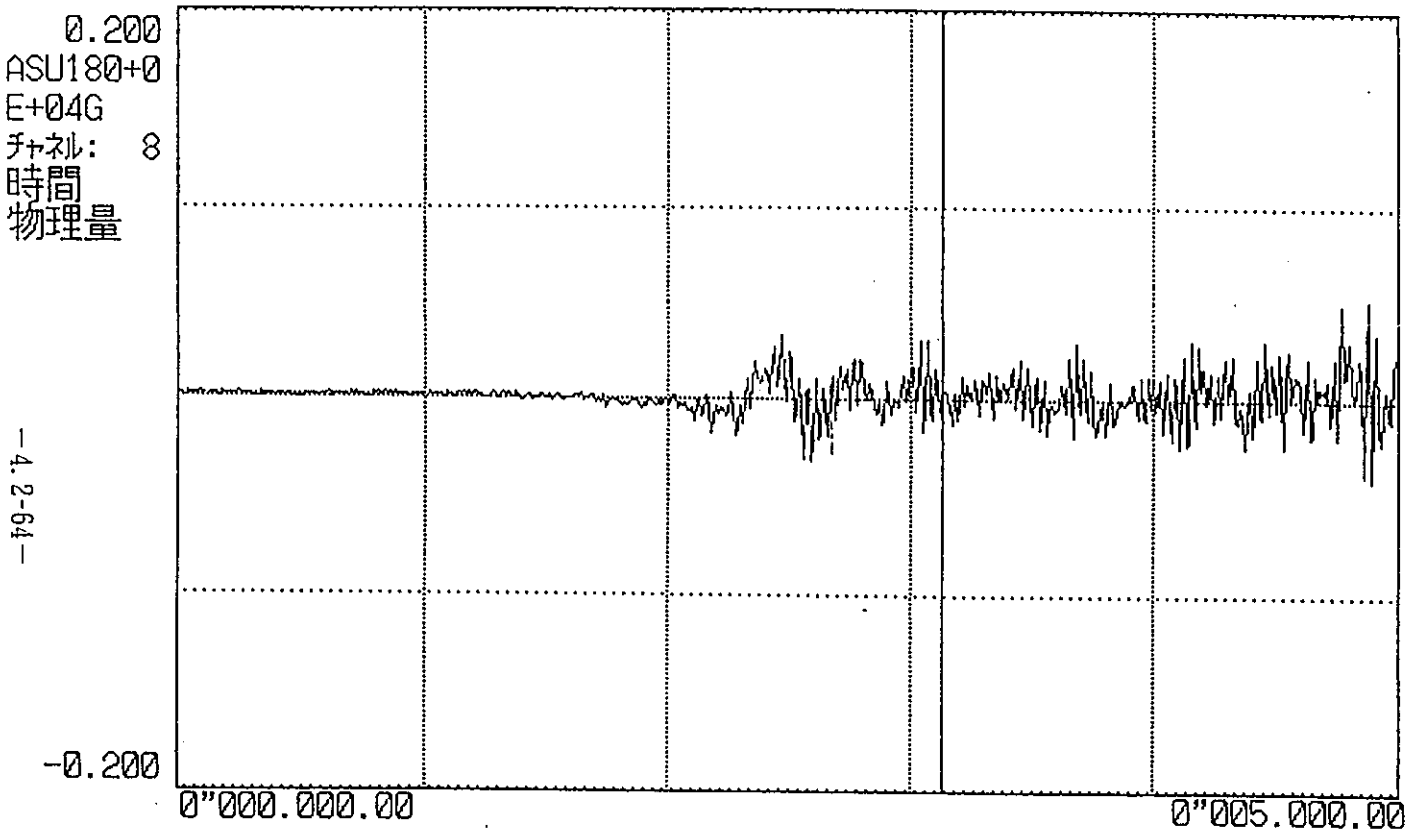


図4.2.6－9(4/4)　同時破断時カランドリアタンク壁周方向歪挙動（圧力挙動との同期性）



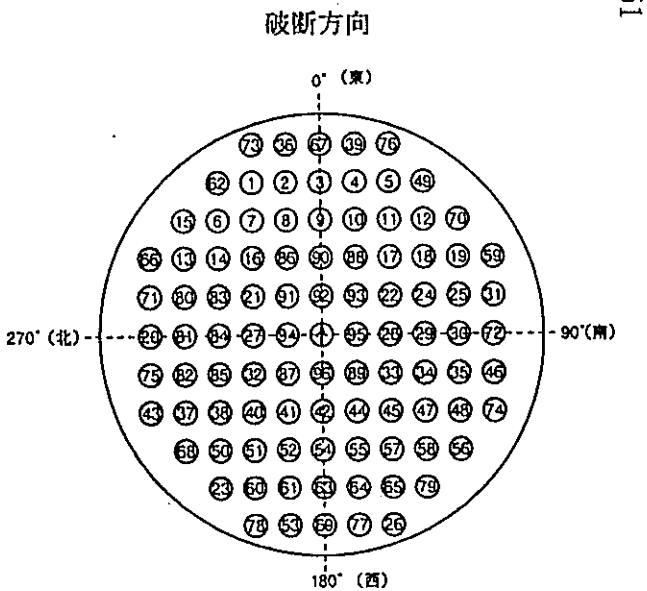
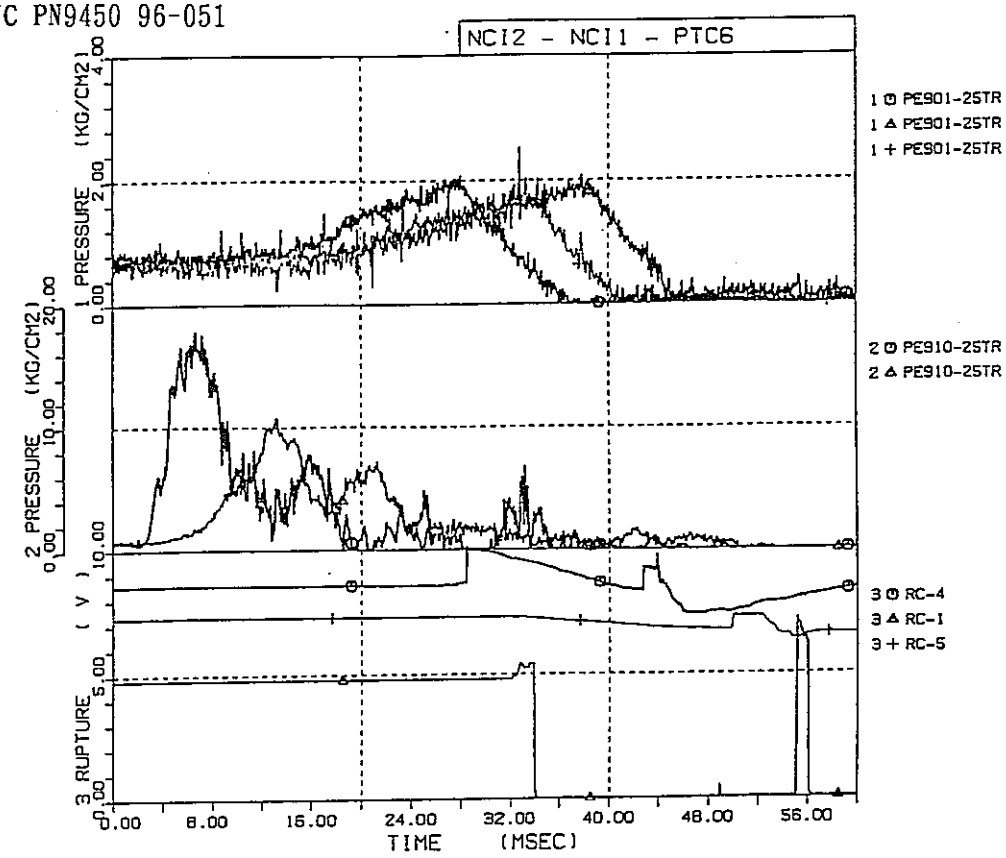
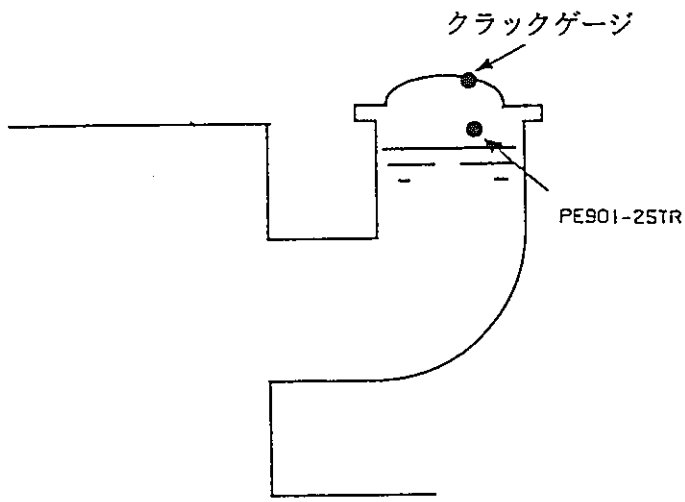


図4.2.6－10　　中性子検出器ドライチューブ加速度挙動（ＮＣＩ－２）





He配管及びラプチャ部

図4.2.6－11　同時破断時ラプチャー部圧力挙動

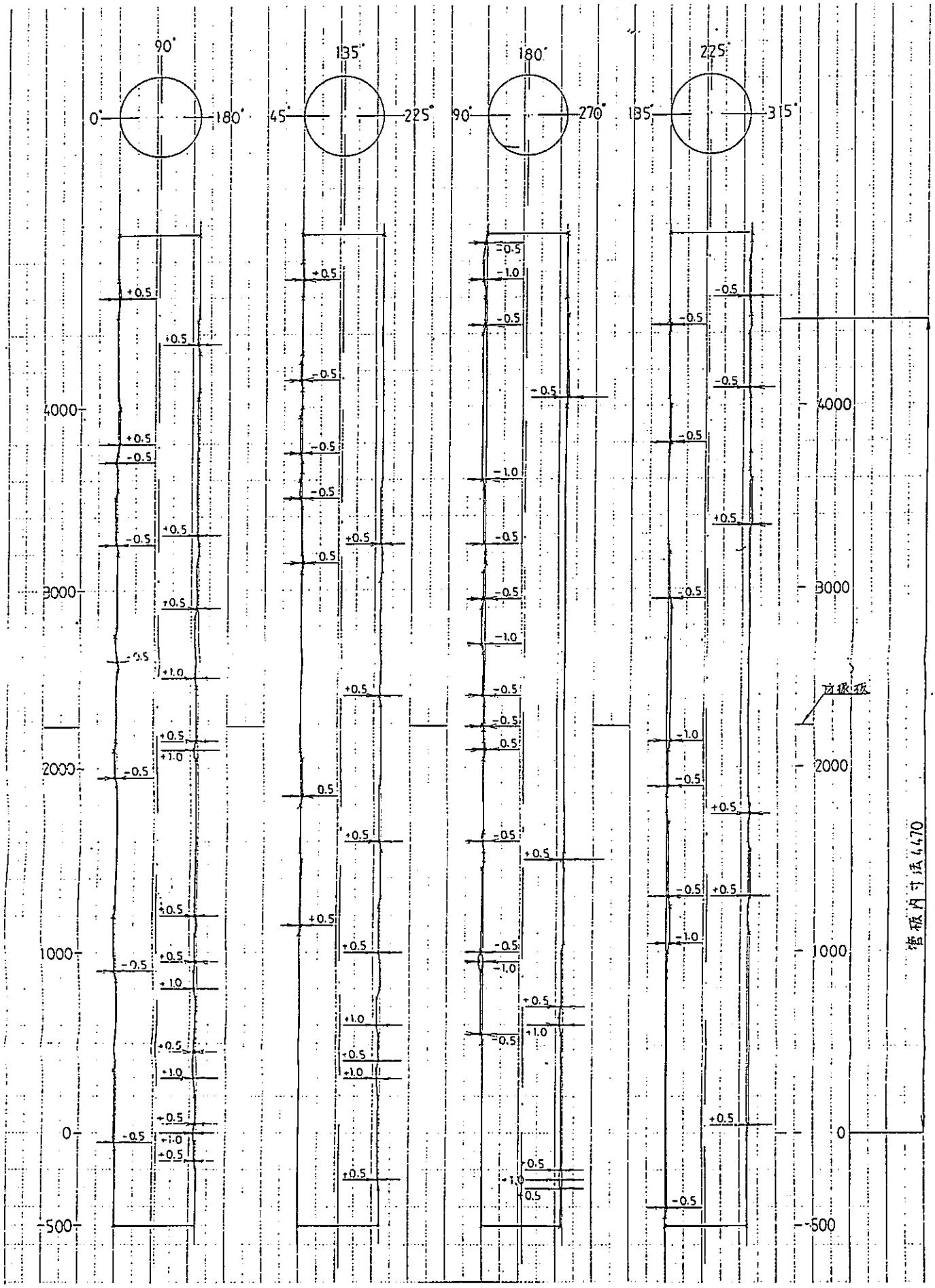


図 4.2.6 －12　　正面隣接圧力管の試験後の形状変化

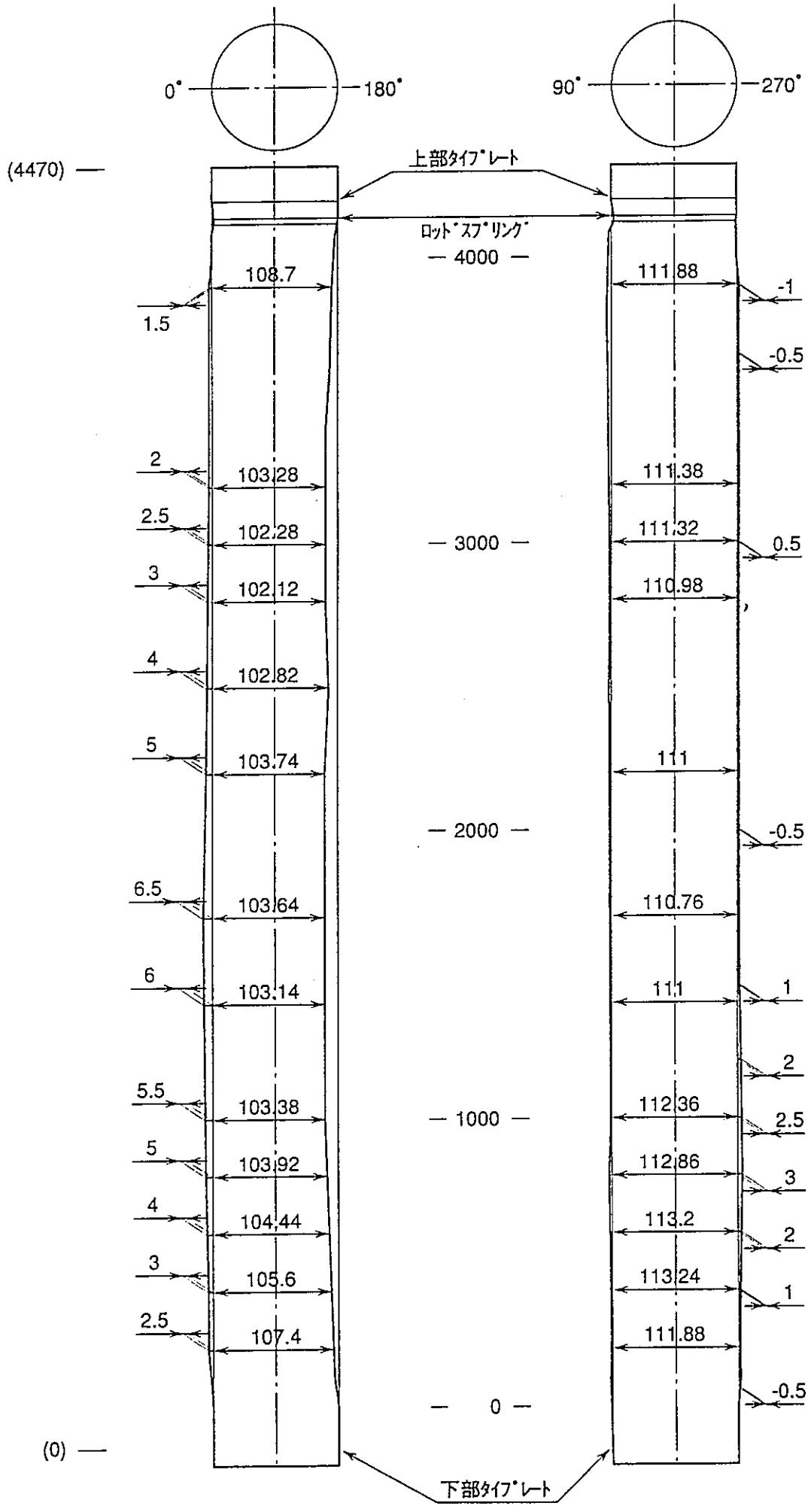


図4.2.6－13　正面隣接管内模擬燃料集合体の試験後の形状変化（ＮＣＩ－２）

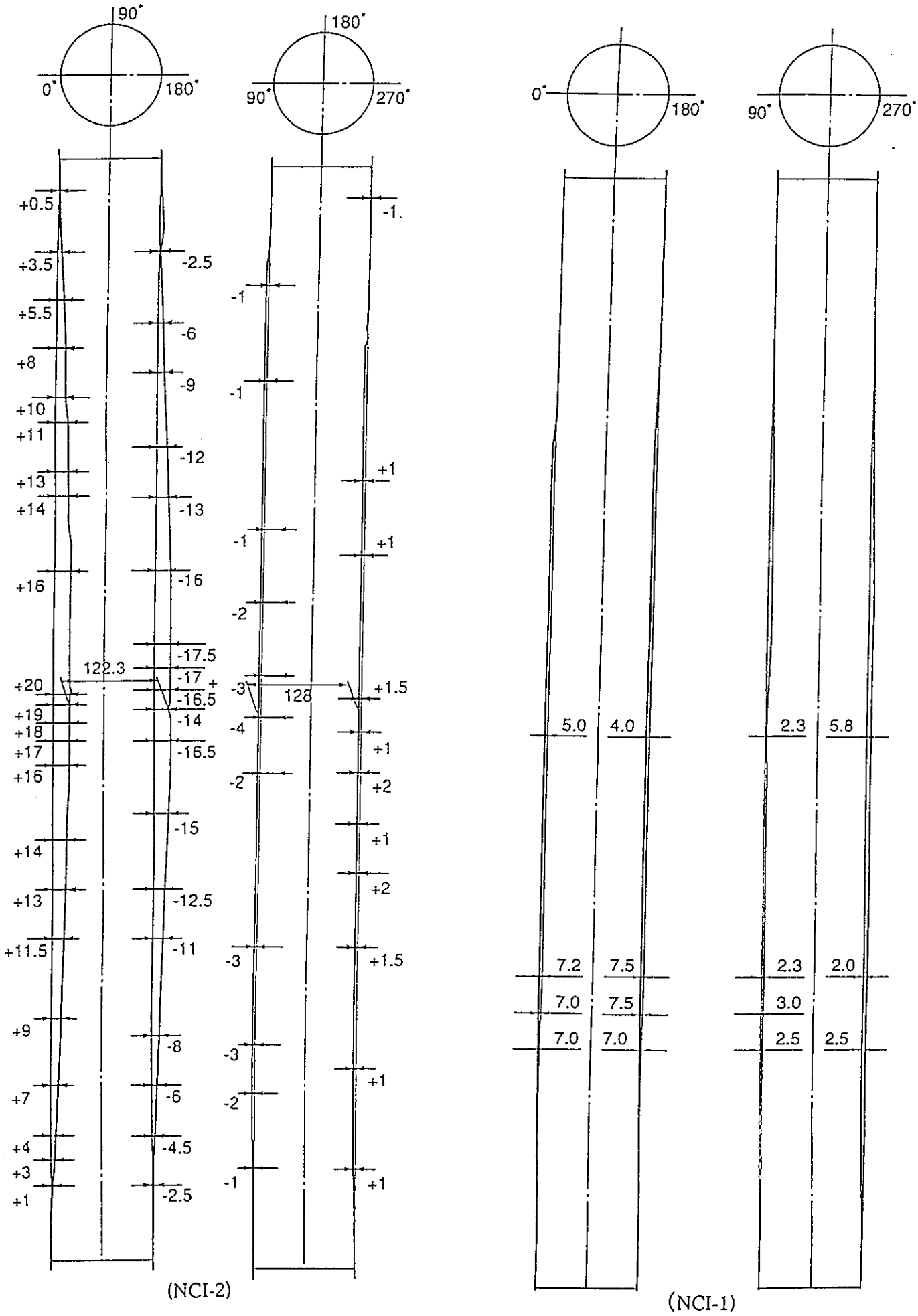


図4.2.6－14　背面隣接管の試験後の形状変化

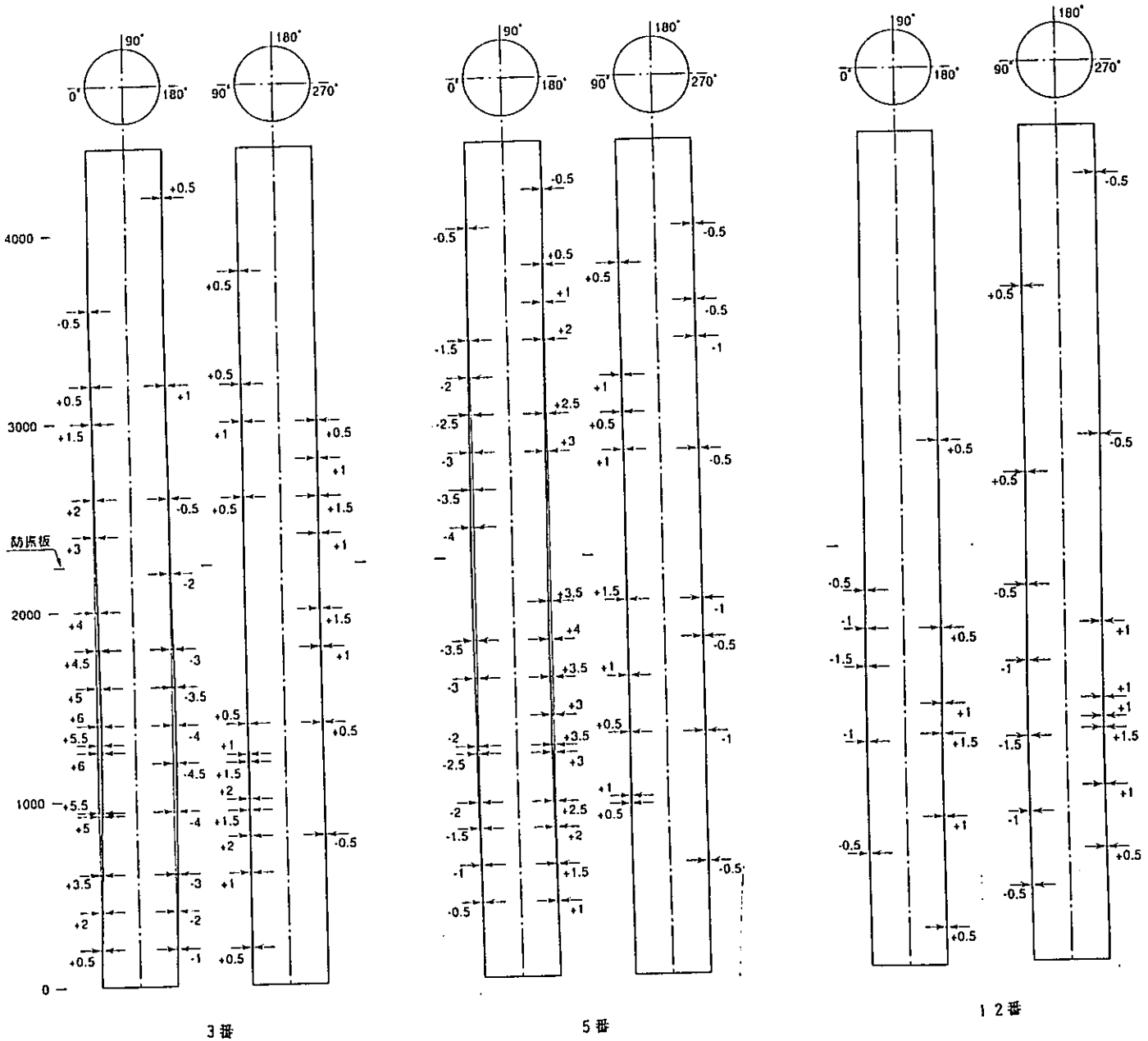


図4.2.6　5　剛性模擬制御棒案内管の試験後の形状変化

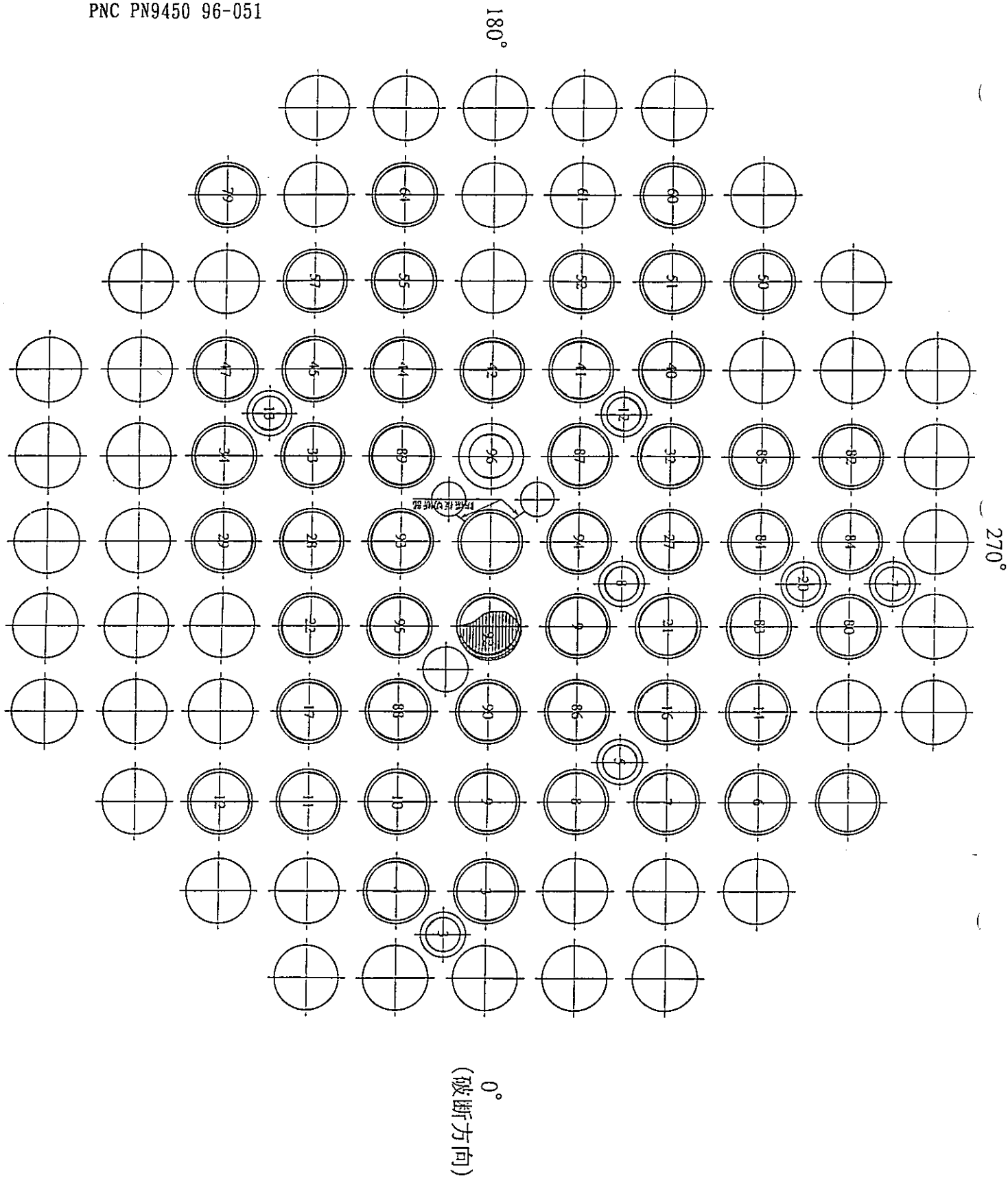
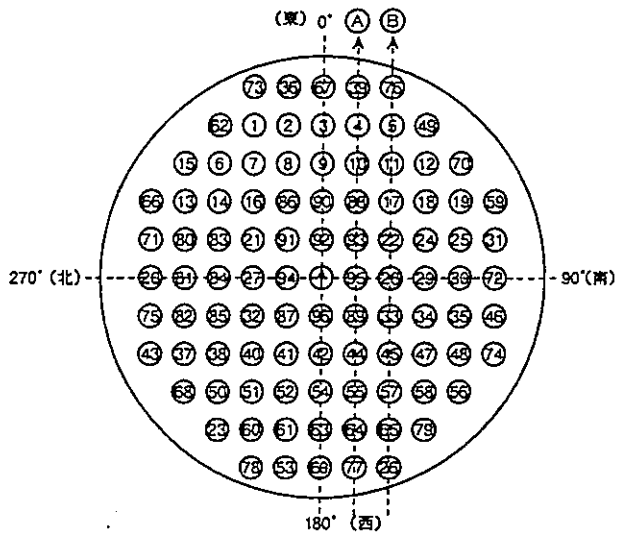
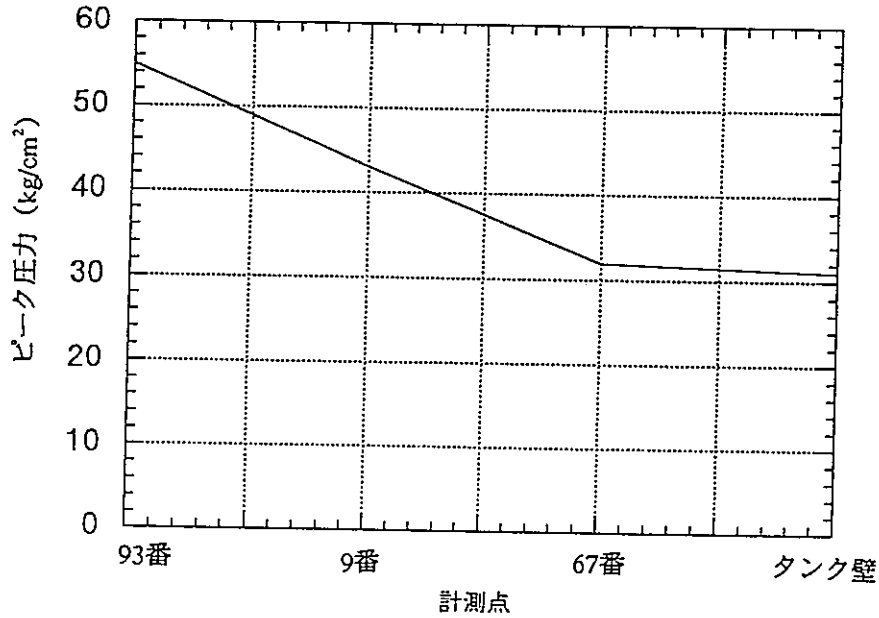


図4.2.6－16　カランドリア管群へ生じた防振板部での打痕状況





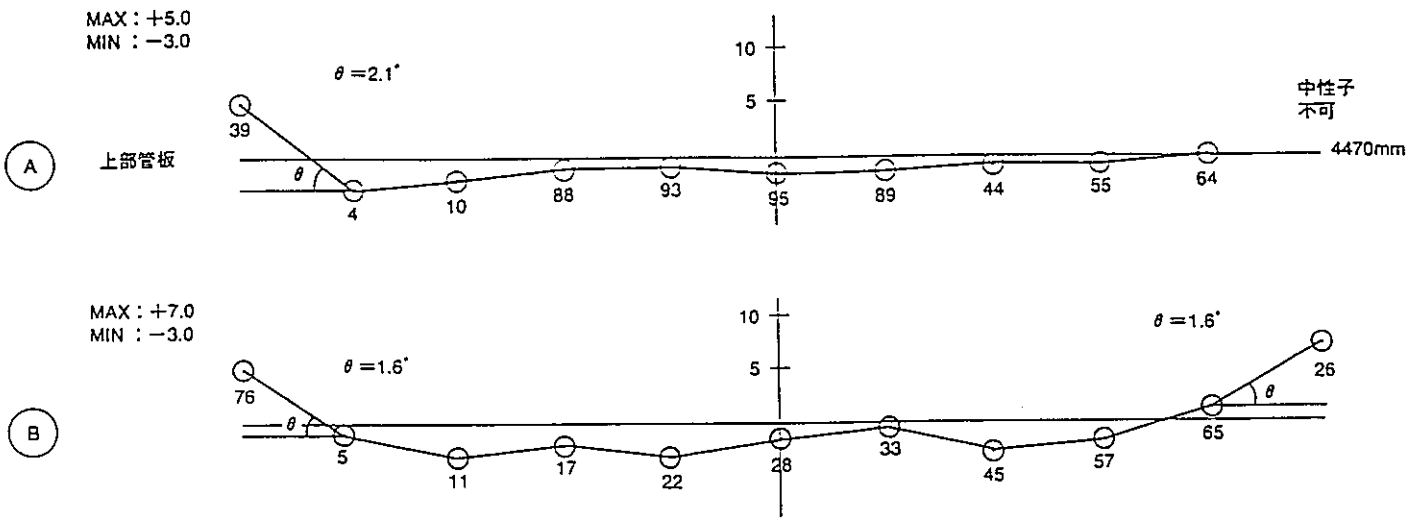


図4.2.6－17　タンク上管板における変形とその近傍における圧力ピーク値

4. 3. 破断時圧力挙動確認試験

4.3.1 緒　論

新型転換炉（ATR）では、原子炉冷却系ウォータドラムの再循環ポンプ吐出管が取り付くノズルには、冷却材喪失事故（LOCA）時に非常用炉心冷却（ECC）水が炉心に確実に注入されるように逆止弁が2基直列に設けられている。この逆止弁はECC水が注入された場合逆流により急激に閉鎖し、冷却系各部に衝撃圧力が発生することが予測された。

圧力管破断時の圧力挙動については、これまでの試験及び評価において、特に単管破断時のP/T～C/Tアニュラス部における衝撃圧力を中心とした検討を実施してきた。

これに関連し、破断直後ではなくECCS注入時にW/D逆止弁が閉鎖することに伴い、衝撃圧力によって開口面積が変化し、冷却材流量が変動する可能性があるため、W/D～入口管～チャンネル部に生ずる衝撃圧力挙動を確認する必要性が指摘された。

また試験に先立ち、閉鎖時の逆止弁の構造健全性確認の観点から、弁閉鎖特性予測解析、及び構造予測解析を実施することとした。

以上の背景及び必要性に基づき、本研究の目的は、以下の通りである。

(1) 圧力管破断時における、ECCS水注入による逆止弁閉鎖時水撃圧力挙動の実験的確認

(2) 弁閉鎖時水撃圧力並びに弁体構造材健全性の確認のためのHITSLコードによる特性解析

(3) DYNA-3Dコードによる弁体急速閉鎖時の弁体及び弁座の歪挙動解析

4.3.2 実験装置

本章では、実験に使用した破断時圧力挙動確認試験装置、及び本装置に所定の条件の冷却材を供給するATR安全性試験装置の概要を示す。

4.3.2.1 ATR安全性試験装置

本試験においては、ATR安全性試験装置によって、試験時の冷却材初期条件である圧力、温度、流量が設定される。ATR安全性試験装置と破断時圧力挙動確認試験装置の関係は、再循環ポンプ吐出口にある弁V8-102に接続する逆止弁ループ吐出側配管、及び既設ループタービン流量計手前にある弁V8-103に接続する逆止弁ループ戻り側配管を接続点としている。図2.1-1にATR安全性試験装置の概略図を示す。なお、ATR安全性試験装置の詳細については文献(3)を参照されたい。

4.3.2.2 破断時圧力挙動確認試験装置

ATR実機のECCS水注入による逆止弁閉鎖時圧力挙動を確認するために、逆止弁閉鎖試験装置　を改造し「破断時圧力挙動確認試験」を製作した。以下に逆止弁閉鎖試験装置のATR実機体系の模擬性について示す。ATR実機としてATR実証炉のデータを用いることとする。また、付録Aに配管図面及びラプチャーホルダーの図面を示す。

(1) 試験に用いた逆止弁の口径(D)は、破断後の減圧特性がATR実証炉とほぼ同じになるように試験装置とATR実証炉の容積比から決定した。即ち、ATR実証炉のポンプ吐出管破断面積が0.237m^{2}であること、放出係数が0.65であること、ATR安全性試験装置の容積が実証炉の1/20であることから、

$$0.237 \times 1/20 \div 0.65 = \pi \cdot D^2 / 4$$

D=0.1523(m)（6B)と決める。

(2) 配管やウォータドラムの長さ(L)はL/Dが実証炉と一致するように決める。これによって、配管内の流動が実証炉と相似になる。

(3) 配管の肉厚は肉厚／管径の比をほぼ実証炉と等しくすることによって

構造的に相似とする。

(4) 試験に用いた初期流量は、ATR実証炉の再循環ポンプ流量が8000(m^3/h)であることから、容積比により400(m^3/h)となるはずであるが、試験装置の再循環ポンプ容量が小さいため、その最大値である180(m^3/h)に設定される。その結果、圧力70(kg/cm^2・g)における試験の初期流速は、ATR実証炉の約1/3になっている。この点に関しては以下の理由により、初期に弁体が全開していれば、閉鎖時の衝突速度には影響がない。

(a) 試験用逆止弁は再循環ポンプ流量約90m^3/hで全開になり、（初期流量は全開流量の約2倍であり）破断初期には弁は全開している。

(b) 初期流量は、弁が閉鎖開始するまでの時間（弁が動き始める時刻）に影響を持っている。

(c) 弁体閉鎖時の衝突速度は、弁体部の流体が初期流れ方向に対して逆流になってからの流速に依存する。

(d) 以上の事項は予測解析によって確認している。

ATR実証炉ではウォータドラムと逆止弁は一体物として設計されており、第1種圧力容器としての取り扱いとし、逆止弁閉鎖時の信頼性向上のためウォータドラム入口に2基直列に設けている。しかし、試験装置の製作にあたって、ATR実機で想定される弁閉鎖条件よりも厳しい条件を設定するために以下の点に着目した。

(1) 破断させる位置が弁体近傍となるように弁箱形状を設定した。これによって逆流時の流速が速くなる。

(2) 試験に設置する弁体は、第1逆止弁のみの1体とし、逆止弁とウォータドラムの接続を、ATR 実証炉のL/Dスケールダウンよりも短くした。これによって、ウォータドラム側から流れ込む流速を速めに見積る。

破断口からウォータドラム入口までの内径と長さについてを比較して以下に示す。

項目	ATR実証炉	試験装置	備考
破断口長さ	600(mm)	107(mm)	
破断口内径	24B	6B	
逆止弁～ウォータドラム配管長さ	3538(mm)	797(mm)	試験は逆止弁1体
逆止弁～ウォータドラム配管内径	24B	6B	
ウォータドラム内径	32B	8B	

これらの条件を考慮した直近破断試験装置全体のフローシートを図4.3.2.2-1に、破断口から模擬ウォータドラムまでの詳細を図4.3.2.2-2に示す。

本試験に使用する逆止弁は、ATR実機における破断時圧力挙動確認試験後その健全性を評価するもので、図4.3.2.2-3に示す「ノミナル逆止弁」である。試験用逆止弁の健全性評価にあたっては、逆止弁閉鎖速度がATR実機で想定される速度 130(rad/sec)を下回ることを避ける必要がある。従って、本試験に使用した「ノミナル逆止弁」は、弁閉止位置から破断口までの距離を上表に示すように、ATR実証炉のL/Dスケールダウンよりも短く、口側口径を拡大して、逆流時の流速を速くすることによって、想定される閉鎖速度を満足する。

これらの試験用逆止弁に用いる材料、母材にはステライト盛りされたSCS 16Aで、弁座材料はSUS 316Lである。また、ボディ材料はSCS 16Aである。試験用逆止弁は、弁開度計測を行うため弁軸が図4.3.2.2-5に示すように弁軸フランジを貫通して管軸と垂直方向に出ている。

次に、試験ループの計測系について述べる。計測系は表4.3.2.2-1に示すタグを付けられた計測器、及び逆止弁開度変化計測用高速度ビデオからなる。圧力、温度の計測場所は同表に示す通りであり、また流量計は、タービン式流量計で吐出側配管出口及び戻り配管に取付け、試験時の吐出側配管及び逆止弁ループの流量変化を計測した。

収録サンプリングは圧力計及び流量計について、１kHz、温度計について10Hzであり、高速度ビデオは1000コマ／秒の性能を有している。圧力、温度、流量データは、データ収録用計算機FACOM-U1500IIを用いて収録され、MTにて保存した。この、MT収録データは大型計算機FACOM--M780で編集・図化処理した。一方、逆止弁の開度変化については、図2.2-6に示すように弁体

表面から表へ出ている弁軸に計測用針を設け、プレート盤を移動する計測用針の位置変化を高速度ビデオ映像として記録した。

高速度ビデオとFACOM-U1500IIは、それぞれ独自に時刻をもっている。このため、高速度ビデオ時刻リセット信号をFACOM-U1500IIへ入力し、高速度ビデオの時刻0秒がFACOM-U1500IIの時刻歴上で特定できるようにした。

4.3.3 実験方法

4.3.3.1 実験条件

実際の圧力管破断時においてECCSが作動し逆止弁が閉鎖するのは、冷却系圧力が約40kg/cm^{3}程度に下がった時点であるが、逆止弁閉鎖に伴う圧力変化をより厳しく模擬する観点から、逆止弁近傍の配管に破断口（ﾗﾌﾟﾁｬﾃﾞｨｽｸ）を設け、これを開放（破断）することで逆止弁を閉鎖させる。また試験圧力も、より厳しく定格圧力とする。以下に冷却材条件及び初期全開時の弁開度を示す。

(1) ノミナル弁１（弁No. 94030-1）試験
蒸気ドラム圧力：68.1(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム圧力：71.2(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム温度：282.5(℃)
再循環流量：179.8(m^3/h)
初期弁体開度：54.5°

(2) ノミナル弁２（弁No. 94030-2）試験
蒸気ドラム圧力：73.5(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム圧力：74.6(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム温度：288.5(℃)
再循環流量：177.9(m^3/h)
初期弁体開度：54.5°

(3) ノミナル弁３（弁No. 94030-3）試験
蒸気ドラム圧力：73.6(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム圧力：75.0(kg/cm^2・g)
模擬ウォータドラム温度：288.5(℃)
再循環流量：181.9(m^3/h)
初期弁体開度：54.5°

4.3.3.2 試験手順

本試験における破断開始までの手順は次の通りである。

- 試験用ループ構成の決定
- ヒータトリップ温度設定
- 高速度ビデオ設置
- 計測器ゼロ点補正
- 低出力ヒータによる昇温・昇圧
- 破断前冷却材条件の設定
- 高速度ビデオ映像確認
- 高速度ビデオとU-1500II計測器の時間シンクロ信号の確認
- データ収集準備

4.3.4　試験結果

試験結果をまとめて表4.3.4.1に示す。

4.3.4.1　試験データ処理方法

試験データは、まず計測結果収録用計算機 FACOM U-1500IIを用いて図化処理され、次の項目が特定される。

(1)　高速度ビデオリセット信号のU-1500II計測システムへの入力時刻

(2)　破断時刻

この結果、流動挙動と弁体閉鎖挙動を、破断時刻を0.0秒として一つの時間軸に図化処理できる。次に弁体閉鎖挙動を解明するために高速度カメラ映像をビデオプリンタを用いてプリントし、破断開始から閉鎖までの各時刻における弁開度を読み取る。この読み取り作業によって弁開度変化テーブルが作成される。CHES-J1～J3試験における弁体の全閉挙動は、図 4.3.4.1-1～図 4.3.4.1-3に示すように弁開度変化テーブル（同図上の実績値）を多次元曲線によりフィッティングされ、このフィッティングカーブを微分することによって全閉時の閉鎖速度が特定される。図4.3.4.1-5には図4.3.4.1-1～図4.3.4.1-4のフィッティング作業で得られたCHES-J1～J3の閉鎖速度カーブをまとめて示す。

4.3.4.2　破断時圧力挙動確認試験結果

(1)　CHES-J1実験結果

ラプチャディスクは、瞬時に破断した。逆止弁閉鎖時刻は20.4(msec)、閉鎖速度は133.7(rad/sec)である。図4.3.4.2-1に逆止弁開度変化、破断口圧力変化（@PRT-CV-2)及び模擬ウォータドラム（@PRT-CV-3,4)及びを示す。図4.3.4.2-2に模擬ウォータドラム～既設ループ戻り側圧力変化（@PRT-CV-5,6,7）を示す。@PRT-CV-2圧力は、約3(msec)で38(kg/cm^2・g)まで下降し、一端48(kg/cm^2・g)まで回復後、45(kg/cm^2・g)を中心として振動し、逆止弁の閉鎖に伴い低下する。模擬ウォータドラム内圧力@PRT-CV-3においては、5(msec)に減圧が開始され、最低圧力は約10(msec)

で53(kg/cm^2・g)となる。その後圧力は緩やかに回復し、逆止弁閉鎖時刻では56(kg/cm^2・g)、40(msec)には約65(kg/cm^2・g)で静定される。戻り配管内流量計近くの @PRT-CV-7圧力計の減圧開始は、20(msec)で、最低圧力は35(msec)において約65(kg/cm^2・g)であり、60(msec)には67(kg/cm^2・g)に静定される。本実験結果では逆止弁閉鎖に伴う水撃圧力は発生していない。

(2) CHES-J2試験

試験ループの初期圧力はCHES-J1よりも5(kg/cm^2・g)高く設定した。ラプチャディスクは瞬時に破断し、逆止弁閉鎖時刻は18.8(msec)、閉鎖速度は131.7(rad/sec)であった。圧力の時間変化、逆止弁閉鎖速度及び時刻は、CHES-J1試験結果を再現している。図4.3.4.2-3に逆止弁開度変化、ポンプ吐出管側圧力変化（@PRT-CV-1)、破断口圧力変化（@PRT-CV-2)、及び模擬ウォータドラム圧力変化（@PRT-CV-3,4)を示す。図4.3.4.2-4に模擬ウォータドラム～既設ループ戻り側圧力変化（@PRT-CV-5,6,7）を示す。模擬ウォータドラム内圧力@PRT-CV-3は、3(msec)に減圧が開始され、時刻12(msec)に最低圧力57(kg/cm^2・g)を記録し、逆止弁閉鎖時刻では58(kg/cm^2・g)である。その後時刻50(msec)には70(kg/cm^2・g)に静定される。戻り配管内流量計近くの @PRT-CV-7圧力計の減圧開始は、20(msec)で、最低圧力は40(msec)において約70(kg/cm^2・g)であり、60(msec)には72(kg/cm^2・g)に静定される。本試験結果では逆止弁閉鎖に伴う水撃圧力は発生していない。

(3) CHES-J3試験

試験ループの初期圧力はCHES-J2と同一に設定した。ラプチャディスクは、瞬時に破断し、逆止弁閉鎖時刻は19.8(msec)、閉鎖速度は129.0(rad/sec)であった。図4.2-5にポンプ吐出管側圧力変化(@PRT-CV-1)、破断口圧力変化（@PRT-CV-2)、及び模擬ウォータドラム圧力変化（@PRT-CV-3,4)を示す。図4.3.4.2-6に模擬ウォータドラム～既設ループ戻り側圧力変化（@PRT-CV-5,6,7）を示す。これらの図から逆止弁閉鎖時刻における圧力値及び静定圧力値はCHES-J2試験結果を再現していることがわかる。本実験結果では逆止弁閉鎖に伴う水撃圧力は発生していない。

CHES-J3試験における圧力の時間変化、逆止弁閉鎖速度及び時刻は、CHES-J1、CHES-J2試験結果を再現している。

(4) 試験結果のまとめ

逆止弁閉鎖速度は約130(rad/sec)で、ATR実機の逆止弁閉鎖の角速度に換算すると、ATR実機の逆止弁弁体の回転半径が4倍であることから、同一の閉鎖速度でも角速度は試験弁の1/4である32.5(rad/sec)になる。

4.3.5 考 察

4.3.5.1 解析コード

4.3.5.1.1 逆止弁閉鎖時圧力挙動解析

配管破断時の逆止弁閉鎖挙動解析に用いられるコードはHITSL/mod2[8](以下HITSLと呼ぶ）である。

本コードの解析手法としては、圧力伝播を考慮した特性曲線法を用い、配管破断による原子炉冷却系内の冷却材圧力、流量、及びエンタルピの時間変化を追うこと、及び同時に逆止弁の運動方程式を解くことによって、弁閉鎖挙動を求める。弁閉鎖後も冷却系内の圧力、流量、エンタルピ変化を解析することによって二相流水撃現象を解析する。

上記熱流動モデルの定式化にあたり、使用している主な仮定を以下に示す。

(a) 配管内の冷却材流体運動は、管軸（z軸方向）の一次元流とし、二相熱平衡状態を仮定する。

(b) 破断時減圧に伴う発泡遅れは無視し、気泡消滅時の蒸気相は断熱変化を仮定する。

解析体系のモデリングでは、原子炉冷却系を管セクション、容量容器セクション、逆止弁セクション、破断点セクション、ポンプセクション、及び容量容器セクションで模擬する。管セクション及び容量容器セクションは、複数同±１ケ所で接続する多管接続が可能である。

放出量の計算は、臨界流モデルのHenry-FauskeとMoodyモデル、Henry-Fauske/Honogeneous Equilibrium Model、慣性流モデル、Henry-Fauskeと小笠原理論式モデルの組合せのいずれかが使用できる。

HITSLにおける逆止弁が流体から受ける力$F(\theta)$は

$$F(\theta)=A\eta(\theta)\rho Vr|Vr|/2$$

としている。

ここで、

A　　：弁体受圧面積(m^2)

$\eta(\theta)$　：揚弁力係数（－）

Vr　　：流体と弁体の相対速度(m/s)

ρ　　：流体密度(kg/m^3)

4.3.5.1.2　逆止弁構造解析

弁閉鎖時の構造解析ではDYNA-3D[9],[10]を用いる。本コードは、ラグランジェ有限要素法による空間の離散化と、中心差分に基づく陽的時間積分法を用いた構造解析プログラムである。解析対象とする分野は、各種衝突・衝撃解析から板成形解析プログラムである。塑性加工解析までの大変形／弾塑性／接触問題を含む非線形構造解析である。

要素ライブラリは、有限要素タイプのソリッド、シェル、ビームなど有限要素タイプの次数低減積分要素を基本としている。各要素は、ソリッド要素1種類、シェル要素5種類、ビーム要素3種類の構成で、解析目的に応じて選択が可能である。

物性値ライブラリは、鉄、非鉄金属をはじめ広範な材料特性を解析できるように約30種類が用意されている。例えば歪み速度に依存する材料モデルとしては、ミゼスの降状条件による弾塑性モデルを使うことができる。

接触解析は、解析対象物のある部分とある部分が接触して相互作用する場合に接触処理を定義する事で可能である。接触処理の設定は接触する面の一方をマスター面、もう一方をスレーブ面と呼ぶ。接触面の処理方法としては、このマスター面とスレーブ面の関係を解析モデルに応じて、スライド、タイド、スライド&タイド、シングルサーフェイスの4種類が用意されている。

4.3.5.2 HITSLによる水撃圧力解析

4.3.5.2.1　解析の内容及び条件

(1)　解析の内容

逆止弁閉鎖後の静定圧力を予測するためのパラメータ解析及び逆止弁閉鎖時の圧力挙動を予測するための解析を実施した。主な解析条件を表4.3.5.2-1に示す。解析においては第1に静定圧力に対するHITSLパラメータ解析を行い、次に試験の体系を考慮した解析に移行した。パラメータ

解析の内容は4.3.5.2.2に、試験の体系を考慮した解析は4.3.5.2.3に示す。

(2) 解析体系の作成

試験時の冷却材は、ATR安全性試験装置で試験条件に設定され再循環ポンプ吐出口から吐出された後、逆止弁ループを一巡し、ATR安全性試験装置へ戻る。本解析の主な着目点は、破断に伴う逆止弁閉鎖後の圧力挙動であるため、逆止弁閉鎖試験装置及びATR安全性試験装置の両方を解析対象とした。パラメータ解析では、ATR安全性試験及び破断時圧力挙動確認試験装置を模擬したが、ノード長さの最小値を0.5(m)とする体系を用いて、HITSL解析結果静定圧力に対する影響を解析した。解析条件をまとめて表4.3.5.2-1に、配管形状を表4.3.5.2-2、4.3.5.2-4、4.3.5.2-5に示す。解析用ノーディング図を図5-2.1～図5.2-3に示す。

試験体系模擬の解析においては、逆止弁閉鎖時の水撃圧力挙動に対する影響として(a) 蒸気ドラムのノーディング、(b)ラプチャーホルダー内の冷却材の存在について解析した。これらの解析の内容を以下に示す。

(a) 試験における破断前設定水位は、ガラス液面計で標準水位より-100(mm)であり、蒸気ドラム内には蒸気相及び液相が存在する。HITSLコードは熱平衡コードであるため、蒸気ドラムを液相と蒸気相に分割してノーディングし、蒸気ドラム内の初期状態を各相毎に設定し、破断時圧力変化及び静定圧力に対する影響を解析する。

(b) 試験に使用するラプチャーディスクはラプチャーホルダーにボルト止めされており、破断時にはラプチャーホルダー内の冷却材も大気に放出される。この冷却材量は体系全体に対しては極めて少ないが、ラプチャーホルダー部を解析体系に加えて、破断時圧力変化及び静定圧力に対する影響を解析する。

(3) 破断データ

試験装置では、10Bラプチャーホルダー内の水平方向に逆止弁側配管（6B）及び鉛直方向の吐出管側配管（4B）を配置し、10Bラプチャーディスクを破断させている。（付録のラプチャーホルダー図面参照）。解析では、破断口は図4.3.5.2-1に示す6B配管先端部及び4B配管先端部の2箇所とした。

(4) 逆止弁データ

逆止弁の諸元については、メーカー提示値　を基に、HITSL入力形式に合わせて、表4.3.5.2-3に示す様に作成した。

(5) 解析ケース

ノミナル弁閉鎖試験は再現性に重点をおいたため、同一の条件で3ケース実施した。これらの中からノミナル弁(1)の条件を基本とした解析を行うものとした。試験解析のケースを以下に示す。

(a) 基本ケース（ノーディング図：図4.3.5.2-1）

ATR安全性試験及び破断時圧力挙動確認試験装置の両方の装置を模擬したケース

(b) ラプチャーホルダー模擬（ノーディング図：図4.3.5.2-2）

ATR安全性試験及び破断時圧力挙動確認試験装置にラプチャーホルダーを加えたケース

(c) 蒸気ドラム初期水位を模擬したケース（ノーディング図：図4.3.5.2-3）

ATR安全性試験及び破断時圧力挙動確認試験装置の両方模擬し、蒸気ドラムを気相部と液相部に分けてノーディングしたケース

4.3.5.2.2 パラメータ解析

HITSLによる水撃圧力パラメータ解析ケースは以下の3ケースとした。

(1) 蒸気ドラム内エンタルピ

(2) 蒸気ドラムの取り扱い

(3) タイムステップ

(1) 蒸気ドラム内エンタルピ

蒸気ドラムの初期エンタルピには計測値である飽和エンタルピ値を与えるが、蒸気ドラム内初期エンタルピを10(kcal/kg)低下させた解析を行い、その静定圧力に対する影響を解析する。

(2) 蒸気ドラムの取り扱い

HITSLは蒸気ドラムのような容量をもった配管の流速が遅いと考えられる事象では、その内部の流速を計算しない「容量容器セクション」で模擬することができる。本ケースは、蒸気ドラムを「容量容器セクション」で模擬した場合の静定圧力に対する影響を解析する。

(3) タイムステップ

熱流動解析においては、解析のタイムステップを適切に取る必要がある。本ケースはタイムステップを詳細にすることによる静定圧力に対する影響を解析する。

4.3.5.2.3 パラメータ解析結果

パラメータ解析結果を表4.3.5.2-6及び図4.3.5.2.4～図4.3.5.2.13に示す。これらの結果から、逆止弁上流側の圧力の時間変化に対する有意な差は見られず、全ケースにおいて逆止弁閉鎖にともなって、試験には見られなかった水撃圧力の発生が見られたが、逆止弁閉鎖後の静定圧力はほぼ同じ値になった。

4.3.5.2.4 試験解析結果

解析結果を表4.3.5.2-7 に示す。この表から、逆止弁閉鎖速度は137.12(rad/sec)であり、試験結果3ケース平均の131.2(rad/sec)よりも4.5%速い値である。解析結果圧力変化は、図4.3.5.2-14及び図4.3.5.2-15に示すような時間変化を示し、逆止弁閉鎖に伴い最高圧力116.6 (kg/cm^2・g)の水撃圧力が発生した。圧力の基本的な時間変化は前節のパラメータ解析結果とほぼ同じである。

ラプチャーホルダー内の冷却材体積をノーディングに加えたケースの解析結果圧力変化を図4.3.5.2-16～図4.3.5.2-17に示す。蒸気ドラムのノーディングを液相と気相に分けたケースの解析結果 圧力変化を図4.3.5.2-18～図4.3.5.2-19 に示す。これらの図からわかるように上記の基本ケースと有意な差は見られなかった。従って、ラプチャーホルダー内の冷却材の量及び蒸気ドラム内の状態は、逆止弁上流側の圧力変化に対して影響を

持たない。

ここで、参考的にCHES-J2試験における冷却材条件を設定（模擬ウォータドラム圧力75(kg/cm^2・g)、飽和温度）して解析し、試験結果との重ね合わせた図を4.3.5.2-20～図4.3.5.2-23に示す。図4.3.5.2-20に示す破断口圧力は、55(kg/cm^2・g)まで降下し一定に推移するが、逆止弁閉鎖に伴い大気圧まで降下する。試験結果と比較して、破断時の圧力降下はよりも15(kg/cm^2・g)程度高く、逆止弁閉鎖後の圧力降下が少ない。図4.3.5.2-21に示す破断口側模擬ウォータドラム位置圧力は、ほぼ試験と同じである時刻15(msec)に最も低下し、その値は試験よりも約12(kg/cm^2・g）高い69(kg/cm^2・g)である。逆止弁閉鎖開始に伴い圧力は回復に転じ、時刻20(msec)に最大圧力86(kg/cm^2・g)に上昇した後、約72(kg/cm^2・g)に静定されている。試験では逆止弁閉鎖に伴い圧力は緩やかに回復し、初期圧力を上回る様な水撃圧力は発生しない。時刻100(msec)においては、試験結果圧力を約3(kg/cm^2・g)上回っている。図4.3.5.2-22に示す戻り配管側模擬ウォータドラム位置の圧力は、初期から2(msec)までに2(kg/cm^2・g)降下するが、解析結果の最も低下した圧力値は試験値の最低圧力よりも12(kg/cm^2・g）高い。その後は逆止弁閉鎖による水撃圧力の発生は見られず、その値で一定に推移する。時刻100(msec)における圧力は試験値よりも約2(kg/cm^2・g)上回っている。この位置における解析結果流量変化を見ると、初期流量よりも減少するが、逆流していない。図4.3.5.2-23に戻り側配管位置の圧力変化を示す。試験結果では約20(msec)から減圧が開始されたが、解析結果圧力は初期値に対してほとんど減圧せず一定に推移している。

4.3.5.2.5　解析結果に対する考察

HITSLの圧力変化に影響を及ぼすと考えられるパラメータ及び試験装置の特徴を考慮した解析を行った。その結果、解析項目では試験結果圧力変化挙動の再現には至らなかった。そこで、試験結果圧力と解析結果圧力の違いについて以下に検討する。

試験では破断に伴い減圧波の伝播が開始され、20(msec)で逆止弁試験装

置(長さ約15m)全域に伝わる。従って、逆止弁閉鎖試験装置内の減圧波の伝播速度は水単相の音速程度（約750m/s)で、減圧波が伝播した後冷却材が発泡していると推定される。解析では熱平衡を仮定したモデルを用いるため、飽和状態から瞬時に発泡し圧力波を伝える音速が約800(m/s)から50(m/s)に変化し、減圧波は模擬ウォータドラム内まで伝播する。

逆止弁閉鎖に伴い圧力の回復が開始されるが、試験においては逆止弁周りの冷却材が二相状態のまま閉鎖するか、もしくはサブクール状態になっても冷却材中のボイドが完全に消滅せず残存した状態で閉鎖するような熱的非平衡状態になっているとと推定される。解析では熱平衡を仮定したモデルを用いているため、圧力の回復に伴うボイド消滅を二相から水単相へ瞬時に相変化するとして扱わざるを得ず、圧力波の伝播速度の急激な変化に伴って水撃圧力が発生している。

静定圧力についての試験結果と解析結果の違いについては、次のように考えられる。ATR安全性試験装置内の圧力回復挙動と破断時圧力挙動確認試験装置内の圧力回復挙動を比較すると、ATR安全性試験装置の圧力回復に比べて破断時圧力挙動確認試験装置内の圧力回復がおそいことがわかる。従って、これらの装置の接続部付近は、配管構成が複雑になっているため分岐圧失等の原因で圧力損失が大きくなっているおり、破断時圧力挙動確認試験装置内の圧力回復が遅れるものと考えられる。

これらのことから、HITSLコードの破断時逆止弁閉鎖に伴う圧力挙動解析コードとしての評価は、閉鎖速度を支配する「弁体と逆止弁周りの流体の速度」は概ね正しく計算するが、「熱非平衡現象」に基づくボイドの発生、消滅、に支配される圧力変化挙動については、模擬できないところがある。

4.3.5.3　DYNA-3Dによる構造解析

高温高圧直近破断条件下における逆止弁構造解析を実施し、弁体の歪を予測した。

4.3.5.3.1　解析の内容

(1)　解析体系の作成

試験に用いた逆止弁は、弁軸のまわりに回転する弁体、弁体が閉鎖し衝突する弁座及び弁箱から構成されている。図4.3.5.3-1に逆止弁形状概略を、図4.3.5.3-2に解析で対象とした主要部分の詳細寸法を示す。解析は弁体、弁座及び破断口側の配管取り付けフランジ手前～両フランジ間の1/2位置までを対象とし、図4.3.5.3-2に示すように弁軸と直交する面を対称面とした鏡面対称で行った。

(2)　ノード分割

図4.3.5.3-3に解析対象の有限要素メッシュ分割を示す。ボス部は弁体、弁座、弁箱と同様に解析対象とし、その形状はボス部の剛性が模擬できるように簡略化した。アームはメッシュ分割上では解析対象外であるが、その質量を荷重として加えた。荷重のかけ方については、以下の項目(9)に示す。

(3)　材料特性

材料特性は、表4.3.5.3-1　に示すように、公称応力ベースで温度300℃におけるものを用いた。同表において、弁体及び弁座については、歪み速度依存の弾塑性モデルとした。また、当たり面（ステライト材）については歪み速度に依存しない弾性モデルとした。歪み速度依存に基づく降伏応力の割り増しはCowper-Symonds則により次式で与えた。

$$sd=sy\{1+(e/D)1/p\} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (5\text{-}1)$$

但し、sd　：動的降伏応力(N/m^2)

sy　：静的降伏応力(N/m^2)

e　：歪み速度(1/s)

D　：動的係数(1/s)

P　：動的係数

D=6.063×104(1/s)、P＝5.91とした時の降伏応力割り増し率を図4.3.5.3-4に示す。

(4)　拘束条件

1/2対称面の節点（X=0の平面上）のX方向変位を拘束した。また、弁箱

のウォータドラム側境界面のZ方向変位を拘束した。

(5) 接触面

弁体と弁座の当り面（ステライト部）には初期状態で0.005(mm)の間隙を与えた。接触面は、衝突後に離れる挙動も模擬できる様に定義した。

(6) 無反射境界

材料中の応力伝播速度(5.6×106mm/s)と解析領域の寸法の関係から、解析中に破断口側境界面で応力反射を生じないように、この境界面に応力を透過するような条件を設定した。

(7) 弁体初期速度

弁体先端部の衝突速度を基に、当り面全面が同時に衝突するように、弁軸からの距離に応じた弁体各節点の衝突速度を設定した。図4.3.5.3-5に衝突速度算出方法例を示す。本解析では弁体の角速度で120(rad/sec)（ケース1）及び150(rad/sec)（ケース2）の2ケースを想定した。

(8) 圧力条件

逆止弁衝突時刻における破断口側位置とウォータドラム側位置の差圧に10(kg/cm^2)を想定し、弁体に加えた。

(9) ボス部及びアーム質量

ボス部質量0.157(kg),ナット質量0.0066(kg),ワッシャ質量0.015(kg)及びアーム質量1.02(kg)の合計は1.258(kg)であり、（いずれも空中の値）空中逆止弁重量2.741(kg)の約45%を占める。ボス部、ナット、ワッシャの合計0.238(kg)をモデル化下ボス部の体積(11188mm^3×2)で割った値である1.06×10-5kg/mm^3をボス部の密度とした。アームついては、ボス周辺節点でその荷重が考慮できるような以下の方法でモデル化した。

アームの回転運動エネルギー全体が、アーム先端部での衝突速度ベクトル方向の並進運動エネルギーに等しいと仮定して、アーム全質量の1/3を図4.3.5.3-6に示すように弁体の弁軸方向に対して±45° の範囲のボス底面周辺の節点に付加質量(0.0283kg/節点）として与えた。この時ボス部の管軸方向変位を拘束し、アームによるボス部の拘束をモデル化した。

アーム荷重のモデル化については、逆止弁弁体が弁座に衝突した時にボス

中心部よりも弁軸側に最大変形量が計測されており、接触時にアーム荷重がボス部の弁軸側に集中した可能性が考えられるためである。

4.3.5.3.2　解析結果

DYNA-3Dによる構造解析は、各節点の変位、及び各物性毎のMisesの応力の時間及び空間変化が得られる。実験値との比較は「最大塑性歪み量」及び「その発生位置」を対象とする。

図4.3.5.3-7～図4.3.5.3-9に、代表的な解析用節点番号及び要素番号を示す。表4.3.5.3-2に解析結果の最大変位を、また表4.3.5.3-3に解析結果Mises応力値を降伏応力と比較して示す。DYNA-3D解析変位量の結果は、変形量及び移動量の合計値がアウトプットされる。このため実験との比較は、表4.3.5.3-4に示すように、弁体が完全に閉鎖したとみなせる状態での解析変形量結果と実験計測量を用いる。

(1)　ケース1の時間変化

本ケースでは、時刻0秒で弁座に衝突した弁体は、衝突後約0.2(msec)で弁座から一旦離れ、約1.4(msec)後に弁体先端部から再衝突する。この再衝突による変位量は小さく、また時刻約3.0(msec)以降は閉鎖状態となる。弁体の最終変形量については、閉鎖状態とみなせる時刻約3.0(msec)について記述する。図4.3.5.3-10に内部エネルギーの時刻歴を示す。時刻0においては、総エネルギーは運動エネルギーのみであるが、衝突によって歪みエネルギーが全エネルギーのほとんどを占め、その後弁体が弁座に対して離れる（バウンド）ことによって運動エネルギーは一時的に増加するが、最終的には歪みエネルギーが全エネルギーと同一となり、弁体の閉鎖状態とみなすことができる。歪みエネルギーの増加は、図4.3.5.3-11に示す弁体中央部変位が、負側（破断口側）に増加する挙動に伴って増加しており、歪みエネルギーが最大になる時刻は、同図の変位が最大になる時刻とほぼ同じである。弁体当たり面節点の変位の時間変化を図4.3.5.3-12に示す。この図から、弁体は時刻約0.2(msec)で弁座から一旦離れ、時刻0.76(msec)において最大変位1.0(mm)（変形と移動の合計値）が計算される。

(2) ケース1の応力及び歪み分布

図4.3.5.3-13に、時刻0.10(msec)（歪みエネルギーが最大となった時刻付近）における弁体、弁座、及び弁箱の変形図を、図4.3.5.3-14に時刻1.00(msec)（弁体が弁座から離れている時刻）における変形図を、図4.3.5.3-15に時刻3.00(msec)（最終的に閉鎖したとみなせる時刻）における変形図を示す。これらの時刻におけるMises応力分布を図4.3.5.3-16～図4.3.5.3-18に示す。弁体及び弁座の最大応力は、表4.3.5.3-3に示す用に弁体当たり面（ステライト部）を除いて降伏応力を越えている。図4.3.5.3-19～図4.3.5.3-20に時刻3.0(msec)の弁体及び弁座の塑性変形分布を示す。この図から、弁体中央部であるボス底面及びその周辺に最も多量の塑性歪みが計算され、弁体中央部を中心として弁軸側及び弁先端側にほぼ対称的な塑性歪み分布となっていることがわかる。図4.3.5.3-21に弁体変形量を示す。弁体は、弁体球面中央部において破断口側に0.518(mm)の変形量が計算され、アーム荷重を付加した弁軸側弁体球面部においては、破断口側に0.487(mm)の変形量を生じている。また、ボス中央部が接続している節点においては、0.613(mm)の変形量が計算されている。

(3) ケース2の時間変化

図4.3.5.3-22にエネルギーの変化を示す。歪みエネルギーが最大となる時刻は0.2(msec)であり、弁体が弁座から離れる時刻、再衝突する時刻もケース1と同じで、エネルギーの時間変化も概ねケース1と同じで、時刻3.0(msec)には閉鎖状態とみなせる。図4.3.5.3-23に、弁体中央部の節点変位時刻歴を示す。最大値がケース１と比較して約30％増加しているが、時間変化は概ねケース1と同様である。図4.3.5.3-24に示す弁軸側当たり面節点の変位の時間変化は概ねケース１と同様である。

(4) ケース2の応力及び歪み分布

図4.3.5.3-25に時刻0.10(msec)における弁体、弁座、及び弁箱の変形図を、図4.3.5.3-26に時刻1.00(msec)（弁体が弁座から離れている時刻）における変形図を、図4.3.5.3-27に時刻3.00(msec)（最終的に閉鎖したとみなせる時刻）における変形図を示す。変形図は概ねケース1と同様である。こ

れらの時刻におけるMises応力分布を図4.3.5.3-28～図4.3.5.3-30に示す。本ケースにおいては、弁体、弁座、ステライトの最大応力は、表4.3.5.3-3に示すように降伏応力を越えている。ケース1と比較して、応力値の大きい領域が増えていることが分かる。図4.3.5.3-31～図4.3.5.3-32に時刻3.0(msec)の塑性変形分布を示す。分布形状は、ケース１とほぼ同じであるが、塑性歪み量の多い領域がケース１に比べて大きくなっている。図4.3.5.3-33に弁体変形量を示す。弁体球面部での最大変形量は、0.746(mm)でケース1よりも約40％増加し、アーム荷重を付加した弁軸側弁体球面部においては、破断口側に0.699(mm)の変形量を生じている。ボス中央部が接続している節点においては、ケース1よりも約35％増加した0.831(mm)の変形量が計算されている。最大変形量発生位置は概ね同じである。

4.3.5.3.3　最大変形量発生位置の比較

試験終了後の歪計測(13)では、弁体当り面側（破断口側）の塑性変形量が計測され、その中でボス部の弁軸よりに最大塑性歪が残った。解析では、アームの荷重を弁軸方向に対して±45度の範囲のボス底面に付加したが、予想された最大変形量発生位置は、弁体中央下端部（破断口側）である。これらの状況の模式 図を図4.3.5.3-34に示す。なお、付録Cに閉鎖速度を130(rad/sec)（ノミナル弁実験結果閉鎖速度）とした場合の解析結果を添付する。弁体が破断口方向に伸びながら変形する挙動は概ね予想どおりである。従って、解析は試験において観察された弁軸側への移動を除いて、概ね試験を再現したと判断できる。

計測の最大歪発生位置を解析で予測するためには、アームの荷重をボス部周りに付加するだけでなく、アームを解析体系の中に取り込んで衝突させることについて検討する必要がある。この場合アームの形状が複雑なため、アームを「梁」の形状で模擬し、その質量を中心に集中させるという簡易的モデルを作成し、アームを解析体系の中に取り込む効果について見通しを得ることが有効であると考えられる。

4.3.5.4　実機への適用性

本節では、破断時圧力挙動確認試験及び予測解析から得られた結果のATR実機への適用性について検討する。

4.3.5.4.1　流動評価

ノミナル弁試験の逆止弁閉鎖速度は、それぞれ133.7(rad/sec), 131.7(rad/sec), 129.0(rad/sec) であり、ATR実証炉の設計から得られた値の130(rad/sec)を満足すること、及び試験結果が±2%以内で再現された。また、3回の試験結果の平均逆止弁閉鎖速度は131.2(rad/sec)であり、試験の冷却材条件を想定したHITSLコード解析結果の逆止弁閉鎖速度は、137.12(rad/sec)と試験値を4.5%上回った。

ノミナル弁試験の平均閉鎖速度は、回転速度で131.2(rad/sec)であるが、弁体が弁座に衝突するときの弁体先端部（当り面）衝突速度Vに変換すると、弁体は直径0.15mの円盤（6インチ逆止弁）としてその当り面において、

$$v=0.15\times131.2=19.68(m/s)$$

である。

従って、ATR実機において本試験規模の瞬時逆流が起きた場合には、24インチ逆止弁の弁の先端速度は19.68(m/s)で衝突し、回転速度は回転数が1/4になるため、約33(rad/sec)になる。

図4.3.5.4-1に、HITSL解析における弁体重心位置の弁体速度及び弁上流側速度を示す。同図から、弁体上流側流速及び弁体重心位置速度が、試験体系とATR実機体系でほぼ等しく計算が行われており、HITSLコードにおいて流動の相似性が成立していることがわかる。試験装置及び逆止弁の製作に当たっては、減圧特性及び配管内流速が、ATR実機と同一になる様に模擬している。従って、本試験及びHITSL解析で得られた結果逆止弁閉鎖速度はATR実機に適用できると言える。そしてこの試験体系により決定される逆止弁閉鎖速度は、ATR実機の逆止弁に対しても閉鎖時に弁体が「塑性変形」すると言える。

また、圧力変化は、ボイドの発生・消滅に伴う圧力伝播速度の変化が支配的である。熱平衡コードHITSLではボイドの発生・消滅は瞬時と仮

定しているため、圧力変化は単相内音速で瞬時に伝播する。そのため、試験における圧力回復現象を、圧力回復に伴う瞬時のボイド消滅がおきることで、ピークを持った圧力変化として解析する。従ってHITSL解析で得られたピーク圧力値は、安全評価に用いられるように実現象を厳しめに評価するようにモデリングしていることがわかる。なお、ボイド消滅に遅れを持たせること（ボイド凝縮遅れ）を簡易的に模擬した解析例を図4.3.5.4-2に示す。この結果からボイド凝縮遅れを考慮することで、圧力挙動は実験結果に近づく。従って、ATR実機の圧力挙動は、ピーク圧力的な上昇にはならないと推定できる。

4.3.5.4.2　構造評価

ATR実機の弁体が同一材料、同一先端速度で弁座に衝突した場合の構造の相似則を表4.3.5.4-1に示す。試験に用いた弁に塑性変形が検出されたことで、同表に基づき変形量をATR実機の逆止弁について適用する。ただし材料の歪速度依存性については歪速度によって応力－歪曲線が異なり、一般的には歪速度が大きくなるほど材料が硬くなる傾向がある。ここで、弁体のヤング率が接線係数に比べて十分大きい。その条件では降伏後の応力増加は極めて少なく、最大応力と動的降伏応力をほぼ等しいと見積ることができ、閉鎖速度130(rad/sec)の実験弁の場合sd/sy=1.44となり、この値を図4.3.5.3-4に示す降伏応力割増図で引くと歪速度600(1/s)となる。この歪速度及び動的係数、接線係数を(5-1)式へ代入すると、sd/sy=1.458となる。この歪速度をATR実機の弁の歪速度に相当する150(1/s)として(5-1)式へ代入すると、sd/sy=1.362となる。従って、（試験弁のsd/sy）／（ATR実機の弁のsd/sy）=1.07となり、約７％の差が生じる。従って、試験弁の解析で得られた歪速度をATR実機の逆止弁に適用すると、同一の歪量に対して応力が７％高いと評価され、応力－歪線図が、試験用逆止弁とATR実機の逆止弁の間でその差程度異なることによって、ATR実機の逆止弁に比べて試験用逆止弁が固いことになる。また、試験に用いた弁（6B）とATR実機の逆止弁（24B）の形状が同じならば、最大変形量発生位置も同じで、ATR実機逆止弁の最大変形量は、文献(13)

に示す実験値0.90～1.2(mm)の4倍（24/6）である3.6～4.8(mm)と推定される。上記に示すように歪速度が相似則にじょうらんを与えるため、最終的なATR実機の逆止弁の変形量については、ATR 実機の逆止弁を模擬した体系をDYNA-3Dコードで解析することによって歪速度に依存した変形量を得ることができる。

4.3.6 結　論

ATR実機ECCS水注入時における水撃圧力発生の実験的確認及び弁体構造特性を予測するための解析を実施した。その結果以下に示す結論を得た。

(1) 破断時圧力挙動確認試験結果では、水撃圧力は発生しないことが確認できた。破断及び逆止弁閉鎖に伴う圧力変化は、ボイドの発生、消滅が圧力伝播よりも遅れることによる熱的非平衡現象が支配的であることがわかった。そのため、熱平衡コードのHITSLによる解析結果は、ボイドの発生、消滅の微妙な変化に伴う圧力変化を安全評価に用いられるように、実現象よりも厳しめに評価するようにモデリングしていることがわかった。

(2) ノミナル弁による破断時圧力挙動確認試験結果逆止弁閉鎖速度は、3回平均で131.2(rad/sec)であり、設計で予測された最確値130(rad/sec)を満足する値を得た。また、3回の試験結果が±2%以内に入っており、閉鎖速度の再現性についても確認できた。

(3) DYNA-3Dよる弁体変形予測解析では、アームによるボス部の拘束を行い、アームの荷重を弁軸方向に対して±45°の範囲にのせたが、試験の最大変形位置と異なりボス部中心が最大変形した。今後は、アーム形状を近似して解析体系に取り込み、アームの形状効果を考慮した解析を行う必要がある。

(4) 逆流時における逆止弁上流側速度、弁体速度及び弁体閉鎖時における応力、歪について、試験体系とATR実機体系間での相似則を検討した結果、試験体系から得られた弁体閉鎖速度及び弁の変形量は、ATR実機に適用できることが確認できた。即ち、試験結果及びHITSL解析結果の逆止弁閉鎖速度は、補正せずにATR実機に使える。弁の変形量については、試験弁とATR実機の逆止弁との間で歪速度に関する相似則において数%程度の応力ー歪線図の差が生じるため、ATR実機の逆止弁を模擬して解析する必要がある。

表4.3.2.2-1　試験計測タグ　(1/2)

(1)　圧力

NO.	タグ名	サンプリング	計測場所
1	PRT-CV-1	1.0kHz	破断口入口圧力
2	PRT-CV-2	1.0kHz	破断口圧力
3	PRT-CV-3	1.0kHz	模擬ウォータドラム入口圧力
4	PRT-CV-4	1.0kHz	模擬ウォータドラム中央部圧力
5	PRT-CV-5	1.0kHz	模擬ウォータドラム出口圧力
6	PRT-CV-6	1.0kHz	模擬ウォータドラム出口配管圧力
7	PRT-CV-7	1.0kHz	試験部出口圧力
8	PRT-6	1.0kHz	蒸気ドラム圧力
9	PRT-3-8	1.0kHz	既設ウォータドラム圧力
10	PRT-CV-A	1.0kHz	既設逆止弁位置圧力
11	PRT-CV-B	1.0kHz	既設逆止弁位置圧力

(2) 冷却材温度

NO.	タグ名	サンプリング	計測場所
1	TRT-CV-1	10Hz	破断口温度
2	TRT-CV-2	10Hz	ウオータドラム入口側温度
3	TRT-CV-3	10Hz	ウオータドラム出口側温度
4	TRT-CV-4	10Hz	試験ループ出口温度
5	TRT-1,2	10Hz	蒸気ドラム温度
6	TRT-WD-1~3	10Hz	既設ウオータドラム温度
7		10Hz	既設ループヒータ温度

(3) 加速度

NO.	タグ名	サンプリング	計測場所
1	ART-CV-1	1.0kHz	模擬ウォータドラム寄り6B単管部

表4.3.2.2-1　試験計測タグ　(2/2)

(4)差圧

NO.	タグ名	サンプリング	計測場所
1	DRT-CV-1	1.0kHz	模擬 ウオータドラム内差圧
2	DRT-SW	1.0kHz	既設蒸気ドラムウオータドラム間差圧

(5)流量

NO.	タグ名	サンプリング	計測場所
1	FRT-CV-1	1.0kHz	逆止弁入口側
2	FRT-CV-2	1.0kHz	逆止弁出口側

表4.3.4.1　試験結果まとめ

試験名	試験概要	模擬ウォータドラム圧力 (atg)	模擬ウォータドラム温度 (℃)	閉鎖速度 (rad/sec)	閉鎖時刻 (msec)
CHES-J1	ノミナル弁によるATR実証炉最確値閉鎖速度模擬	71.5	283.3	133.7	20.4
CHES-J2	CHES-J1の再現性	74.8	288.5	131.7	18.8
CHES-J3	CHES-J1、CHES-J2の再現性	75	288.5	129	19.8

表 4.3.5.2-1 解析条件一覧

項目	ノミナル弁(1)	ノミナル弁(2)	ノミナル弁(3)
1.初期条件			
(1)模擬ウォータドラム圧力(ata)	71.2	74.6	75.0
(2)初期流量(m^3/h)	179.8	177.9	181.9
(3)初期温度(℃)	282.5	288.5	288.5
(4)初期エンタルピ(kca/kg)	301.0	308.0	308.0
2.機器データ			
(1)配管形状	表5.2-2	表5.2-2	表5.2-2
(2)試験装置ライン図	図2.2-1	図2.2-1	図2.2-1
(3)ノード分割図	図5.2-1,2	図5.2-1,2	図5.2-1,2
(4)逆止弁データ			
・弁体個数	1個	1個	1個
・弁体重量(kg)			
浮力を考慮した水中重量	2.06	2.06	2.06
空気中の重量	2.36	2.36	2.36
・慣性能率(kg/ms^2)	1.621×10^{-3}	1.621×10^{-3}	1.621×10^{-3}
・重心距離(m)	0.0761	0.0761	0.0761
・管軸距離(m)	0.09	0.09	0.09
・受圧面積(m^2)	1.227×10^{-2}	1.227×10^{-2}	1.227×10^{-2}
・弁全開角度(deg)	4.5	4.5	4.5
・弁全閉角度(deg)	54.5	54.5	54.5
・揚弁力係数と弁圧損係数	表5-2-3	表5-2-3	表5-2-3
3.破断データ			
(1)破断口数	2	2	2
(2)破断面積(m^2)	0.01611 0.007405	0.01611 0.007405	0.01611 0.007405
(3)破断モデル	ギロチン破断	ギロチン破断	ギロチン破断
(4)破断時間(msec)	1.0	1.0	1.0
(5)放出係数(-)	0.65	0.65	0.65
(6)放出モデル	Henry Faske-小笠原-理論式	Henry Faske-小笠原-理論式	Henry Faske-小笠原-理論式
4.その他			
(1)音速モデル	熱平衡均質モデル	熱平衡均質モデル	熱平衡均質モデル

表4.3.5.2-2　逆止弁試験解析配管形状表(1/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ(m)	流路断面積(m2)	高低差(m)	内径(m)	肉厚(mm)	圧損係数正流	圧損係数逆流
1	下降管１	１１	1	6.8175	0.0597	-6.	0.2757	21.4	5.35	5.35
2	下降管２	4	1	2.1	0.0597	-2.1	0.2757	21.4	1.43	1.43
3	再循環ポンプ吸込管	5	1	4.12	0.0272	-2	0.1861	15.1	2	2
4	再循環ポンプ吐出管	7	1	7.12	0.0272	2.32	0.1861	15.1	2	2
5	ポンプ吐出管～破断管	２０	1	17.709	0.007405	-2.34	0.0971	8.6	1.156	1.156
6	破断管１	１２	1	11.325	0.07405	0	0.0971	8.6	0.132	0.132
7	破断管２	2	1	0.3995	0.07405	0.3995	0.0971	8.6	1.132	1.132
8	破断口	2	1	0.107	0.1611	0	0.1432	11	0.632	0.632
9	逆止弁配管	2	1	0.29	0.01611	0	0.1432	11	1.143	0.866
10	模擬w/D接続管	5	1	0.507	0.01611	0	0.1432	11	1	0.5
11	模擬w/D	6	1	3.576	0.02862	0	0.191	12.7	78.13	200.8
12	模擬w/D～８B	１２	1	12.816	0.007405	-0.45	0.0971	8.6	1.924	1.924
	流量計配管入口									
13	８B流量計配管	4	1	3.7	0.02682	0	0.0971	8.6	1.528	1.528
14	8B流量計配管既設W/D入口	２０	1	13.763	0.07405	2.663	0.0971	8.6	1.528	1.528
15	既設W/D入口	6	1	5.08	0.0272	0	0.1861	15.1	1.264	0.764
16	既設W/D	4	1	3.903	0.1179	0	0.3874	34.9	3.5	3.5
17	入口管	１２	1	10.314	0.01829	-0.06	0.0623	7	1.5	1.5
			5	8.214	0.01829	-4.27	0.0623	7	1.5	1.5
18	炉心下部	2	1	0.9984	0.02872	0.6372	0.0932	12.7	1.5	1.5
			5	1.0374	0.02872	0.6836	0.0932	12.7	1.5	1.5

表4.3.5.2-2　逆止弁試験解析配管形状表(2/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ (m)	流路断面積(m2)	高低差 (m)	内径 (m)	肉厚 (mm)	圧損係数 正流	圧損係数 逆流
19	炉心部	5	1	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
			5	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
20	炉心上部	4	1	2.57	0.054	2.75	0.06	11	6.1	6.1
			5	2.71	0.054	2.71	0.06	11	6.1	6.1
21	出口管部	１１	1	11.993	0.02568	2.765	0.0739	7.6	12	12
			5	9.553	0.02568	2.6	0.0739	7.6	12	12
22	蒸気ドラム	5	1	4.466	1.8026	0	1.515	65	14.1	14.1

表4.3.5.2-3 弁圧損係数と揚弁力係数（全試験共通）

弁体角度 (度)	正流時圧力損失係数（－）	逆流時圧力損失係数（－）	正流時揚弁力係数（－）	逆流時揚弁力係数（－）
3.9	26.682	82.068	28.760	120.468
4.4	22.933	65.947	26.460	94.371
6.5	14.054	32.506	14.933	42.840
7.5	11.743	25.078	14.400	32.067
8.5	10.036	19.987	11.533	24.891
14.2	5.271	7.883	7.371	8.810
19.3	3.586	4.519	4.951	4.734
23.8	2.757	3.091	3.294	3.097
28.4	2.208	2.243	2.942	2.166
34.4	1.736	1.585	2.329	1.470
39.2	1.474	1.251	1.912	1.128
43.1	1.308	1.053	1.639	0.931
48.0	1.143	0.866	1.306	0.749

表4.3.5.2-4　逆止弁　試験解析配管形状表（ラプチャーホルダー模擬）　(1/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ (m)	流路断面積(m2)	高低差 (m)	内径 (m)	肉厚 (mm)	圧損係数 正流	圧損係数 逆流
1	下降管１	１１	1	6.8175	0.0597	-6.	0.2757	21.4	5.35	5.35
2	下降管２	4	1	2.1	0.0597	-2.1	0.2757	21.4	1.43	1.43
3	再循環ポンプ吸込管	5	1	4.12	0.0272	-2	0.1861	15.1	2	2
4	再循環ポンプ吐出管	7	1	7.12	0.0272	2.32	0.1861	15.1	2	2
5	ポンプ吐出管～破断管	２０	1	17.709	0.007405	-2.34	0.0971	8.6	1.156	1.156
6	破断管１	１２	1	11.325	0.07405	0	0.0971	8.6	0.132	0.132
7	破断口A	2	1	0.3995	0.07405	0.3995	0.0971	8.6	1.132	1.132
8	破断口B (ラプチャーホルダー)	2	1	0.31	0.4419	0	0.2372	15.1	0	0
9	破断管２	2	1	0.107	0.1611	0	0.1432	11	0.632	0.632
１０	逆止弁配管	2	1	0.29	0.01611	0	0.1432	11	1.143	0.866
１１	模擬w/D接続管	5	1	0.507	0.01611	0	0.1432	11	1	0.5
１２	模擬w/D	6	1	3.576	0.02862	0	0.191	12.7	78.13	200.8
１３	模擬w/D～８B流量計配管入口	１２	1	12.816	0.007405	-0.45	0.0971	8.6	1.924	1.924
１４	８B流量計配管	4	1	3.7	0.02682	0	0.0971	8.6	1.528	1.528
１５	8B流量計配管既設W/D入口	２０	1	13.763	0.07405	2.663	0.0971	8.6	1.528	1.528
１６	既設W/D入口	6	1	5.08	0.0272	0	0.1861	15.1	1.264	0.764
１７	既設W/D	4	1	3.903	0.1179	0	0.3874	34.9	3.5	3.5
１８	入口管	１２	1	10.314	0.01829	-0.06	0.0623	7	1.5	1.5
			5	8.214	0.01829	-4.27	0.0623	7	1.5	1.5
１９	炉心下部	2	1	0.9984	0.02872	0.6372	0.0932	12.7	1.5	1.5
			5	1.0374	0.02872	0.6836	0.0932	12.7	1.5	1.5

表4.3.5.2-4　逆止弁　試験解析配管形状表（ラプチャーホルダー模擬）　(2/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ (m)	流路断面積(m2)	高低差 (m)	内径 (m)	肉厚 (mm)	圧損係数 正流	圧損係数 逆流
２０	炉心部	5	1	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
			5	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
２１	炉心上部	4	1	2.57	0.054	2.75	0.06	11	6.1	6.1
			5	2.71	0.054	2.71	0.06	11	6.1	6.1
２２	出口管部	１１	1	11.993	0.02568	2.765	0.0739	7.6	12	12
			5	9.553	0.02568	2.6	0.0739	7.6	12	12
２３	蒸気ドラム	5	1	4.466	1.8026	0	1.515	65	14.1	14.1

表4.3.5.2-5　逆止弁試験解析配管形状（蒸気ドラム分割）(1/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ(m)	流路断面積(m2)	高低差(m)	内径(m)	肉厚(mm)	圧損係数正流	圧損係数逆流
1	下降管1	11	1	6.8175	0.0597	-6.	0.2757	21.4	5.35	5.35
2	下降管2	4	1	2.1	0.0597	-2.1	0.2757	21.4	1.43	1.43
3	再循環ポンプ吸込管	5	1	4.12	0.0272	-2	0.1861	15.1	2	2
4	再循環ポンプ吐出管	7	1	7.12	0.0272	2.32	0.1861	15.1	2	2
5	ポンプ吐出管～破断管	20	1	17.709	0.007405	-2.34	0.0971	8.6	1.156	1.156
6	破断管1	12	1	11.325	0.07405	0	0.0971	8.6	0.132	0.132
7	破断口A	2	1	0.3995	0.07405	0.3995	0.0971	8.6	1.132	1.132
8	破断口B	2	1	0.107	0.01611	0	0.1432	11	0.632	0.632
9	逆止弁配管	2	1	0.29	0.01611	0	0.1432	11	1.143	0.866
10	模擬w/D接続管	5	1	0.507	0.01611	0	0.1432	11	1	0.5
11	模擬w/D	6	1	3.576	0.02862	0	0.191	12.7	78.13	200.8
12	模擬w/D～8B流量計配管入口	12	1	12.816	0.007405	-0.45	0.0971	8.6	1.924	1.924
13	8B流量計配管	4	1	3.7	0.02682	0	0.0971	8.6	1.528	1.528
14	8B流量計配管	20	1	13.763	0.07405	2.663	0.0971	8.6	1.528	1.528
	既設W/D入口									
15	既設W/D入口	6	1	5.08	0.0272	0	0.1861	15.1	1.264	0.764
16	既設W/D	4	1	3.903	0.1179	0	0.3874	34.9	3.5	3.5
17	入口管	12	1	10.314	0.01829	-0.06	0.0623	7	1.5	1.5
			5	8.214	0.01829	-4.27	0.0623	7	1.5	1.5
18	炉心下部	2	1	0.9984	0.02872	0.6372	0.0932	12.7	1.5	1.5
			5	1.0374	0.02872	0.6836	0.0932	12.7	1.5	1.5

表4.3.5.2-5　逆止弁試験解析配管形状（蒸気ドラム分割）(2/2)

番号	名称	ノード数	員数	長さ (m)	流路断面積(m2)	高低差 (m)	内径 (m)	肉厚 (mm)	圧損係数 正流	圧損係数 逆流
１９	炉心部	5	1	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
			5	3.7	0.02872	3.7	0.01178	11	6.1	6.1
２０	炉心上部	4	1	2.57	0.054	2.75	0.06	11	6.1	6.1
			5	2.71	0.054	2.71	0.06	11	6.1	6.1
２１	出口管部	１１	1	11.993	0.02568	2.765	0.0739	7.6	12	12
			5	9.553	0.02568	2.6	0.0739	7.6	12	12
２２	蒸気ドラム（液相部A）	4	1	2.233	0.9013	0	1.515	65	7.05	7.05
２３	蒸気ドラム（蒸気相部）	6	1	4.466	1.8026	0.7575	1.515	65	0	0
２４	蒸気ドラム（液相部B）	4	1	2.233	0.9013	0	1.515	65	7.05	7.05

表4.3.5.2-6 パラメータ解析結果

	条件			結果		
	蒸気ドラム初期エンタルピ (kcal/kg)	蒸気ドラムの取扱い	タイムステップ (sec)	閉鎖時刻 (sec)	最大圧力 (ata)	最大圧力位置 (セクション、ノード)
ベースケース	301.0	配管	0.0005	0.016	112.2400	(9,1)
パラメータ解析ケース1	291.0	配管	0.0005	0.016	112.2400	(9,1)
パラメータ解析ケース2	291.0	容器	0.0005	0.016	112.2400	(9,1)
パラメータ解析ケース3	301.0	配管	0.0001	0.020	106.2300	(9,1)
パラメータ解析ケース4	301.0	配管	0.00002	0.014	122.3900	(9,1)

表4.3.5.2-7　ノミナル弁試験解析結果

ケース名	第一逆止弁挙動		最大圧力	発生時刻	発生場所
	時刻（sec）	速度（rad/s）	圧力値（ata）	（sec）	（ｾｸｼｮﾝ、ﾉｰﾄﾞ）
ノミナル弁試験(1)	0.0204	133.7	*	—	—
ノミナル弁試験(2)	0.0188	131.7	*	—	—
ノミナル弁試験(3)	0.0198	129.00	*	—	—
試験解析（基本ケース）	0.0137	137.12	117.64	0.0173	(9,1)
試験解析（ラプチャーホルダー模擬ケース）	0.0167	116.00	117.98	0.0197	(10,1)
試験解析（蒸気ドラム分割ケース）	0.0137	137.12	117.64	0.0173	(9,1)

＊：破断前圧力よりも上昇しない

表 4.3.5.3-1 材料特性（公称応力値ベース、温度300℃）

物性	記号	単位	弁体、ボス部	弁座	当たり面 ステライト	弁箱
材料モデル			JIS SCS16A 歪速度依存 弾塑性モデル	JISSUS316L 歪速度依存 弾塑性モデル	弾性モデル	弾性体
密度	ρ	kg/mm3	7.75×10-6	7.75×10-6	7.75×10-6	7.75×10-6
ヤング率	E	N/m2	1.84×10^5	1.697×10^5 *1	1.814×10^5	1.814×10^5
ポアソン比	ν	—	0.3	0.286 *1	0.245	0.3
降伏応力	σ y	N/m2	204.96 *2	149.06 *3	661.95	—
引張強さ	σ E	N/m2	479.55 *2	444.24 *3	997.34	—
伸び	ε	—	0.33 *2	0.448 *3	0.007	—
接線係数	H	N/m2	712.85	880.15	1.00×10^5	—
動的係数	P	—	5.91	5.91	—	—
	D	(1/s)	6.063×10^4	6.063×10^4	—	—

＊１：日刊工業新聞社、" ステンレス鋼便覧" ,P111,図2.12より、温度300℃の値
＊２：日本規格協会、" JISハンドブック１、鉄鋼" 、1992年、P1572記載値の最低値
＊３：神戸工業試験所、" 高速引張試験報告書" 、受付番号62-880,昭和60年11月13日
　　記載値の平均値
注釈のない値は、ATR-M-1634、W/D入口逆止弁のDYNA-3Dコードによる健全性評価

表 4.3.5.3-2 解析結果　最大変位

ケース	項目	弁体部				弁座部		弁箱部
		ボス部 SCS16A	ボス底面 SCS16A	その他 SCS16A	当たり面 ステライト	当たり面 ステライト	その他 SUS316	弁 箱 SCS16A
1 衝突速度 120 (rad/sec)	変位 (mm)	1.001	1.001	1.076	1.049	0.474	0.462	0.421
	時刻 (msec)	0.12	0.12	0.76	0.76	3.00	3.00	3.00
	節点	896	896	1362	1672	1758	1757	2494
2 衝突速度 150 (rad/sec)	変位 (mm)	1.350	1.350	1.247	1.199	0.542	0.527	0.467
	時刻 (msec)	0.14	0.14	0.77	0.77	3.00	3.00	3.00
	節点	890	890	1360	1671	1759	1741	2079

表 4.3.5.3-3 解析結果　最大Mises 応力

ケース	項目	弁体部				弁座部		弁箱部
		ボス部 SCS16A	ボス底面 SCS16A	その他 SCS16A	当たり面 ステライト	当たり面 ステライト	その他 SUS316	弁箱 SCS16A
1 衝突速度 120 (rad/sec)	応力 (N/mm^2)	294.90	292.68	284.54	433.47	680.61	206.06	138.21
	時刻 (msec)	1.45	0.07	0.02	0.02	0.01	0.01	0.03
	要素	3272	656	208	558	1217	1325	2205
2 衝突速度 150 (rad/sec)	応力 (N/mm^2)	300.22	296.03	291.05	619.71	742.86	210.09	155.93
	時刻 (msec)	1.52	0.07	0.01	0.01	0.01	0.01	0.03
	要素	3272	656	388	578	1227	1316	2205
降伏応力(N/mm^2)		204.96	204.96	204.96	661.95	661.95	149.05	204.96

表4.3.5.3-4 解析結果　時刻3.00msec時の弁体最大変形量 *1

ケース	項目	弁体ボス底面*2	弁体中央下端*3	弁体その他	弁体当り面
1 衝突速度 120(rad/sec)	変形量(mm)	0.615	0.613	0.508	0.231
	節点	4370	896	236	818
2 衝突速度 150(rad/sec)	変形量(mm)	0.831	0.831	0.708	0.262
	節点	890	890	17	627

*1:変形量は、弁体先端部の破断口側への移動分を節点変位から引いた値
*2:ボス底面とは弁体が弁軸ボス接続されている側である。
*3:中央下端とは弁体破断口側である。

表 4.3.5.4-1 同一材料の場合の弁の相似則

	実機弁	1/4スケール弁	備考
変位	δ	δ ／ 4	
速度	v	v	
加速度	a	4a	
角速度	ω	4 ω	
重量	W	W／(4)^3	
荷重	F	F／(4)^2	
圧力	p	p	
応力	σ	σ	
ひずみ	ε	ε	
回転モーメント	$I=r^2W$	I／(4)^5	
エネルギー	En	En／(4)^3	
ひずみ速度	$\dot{\varepsilon}$	4 $\dot{\varepsilon}$	この差が相似則にじょう乱を与える
ヤング率	E	E	同一材料
降伏応力	σ y	σ y	同一材料

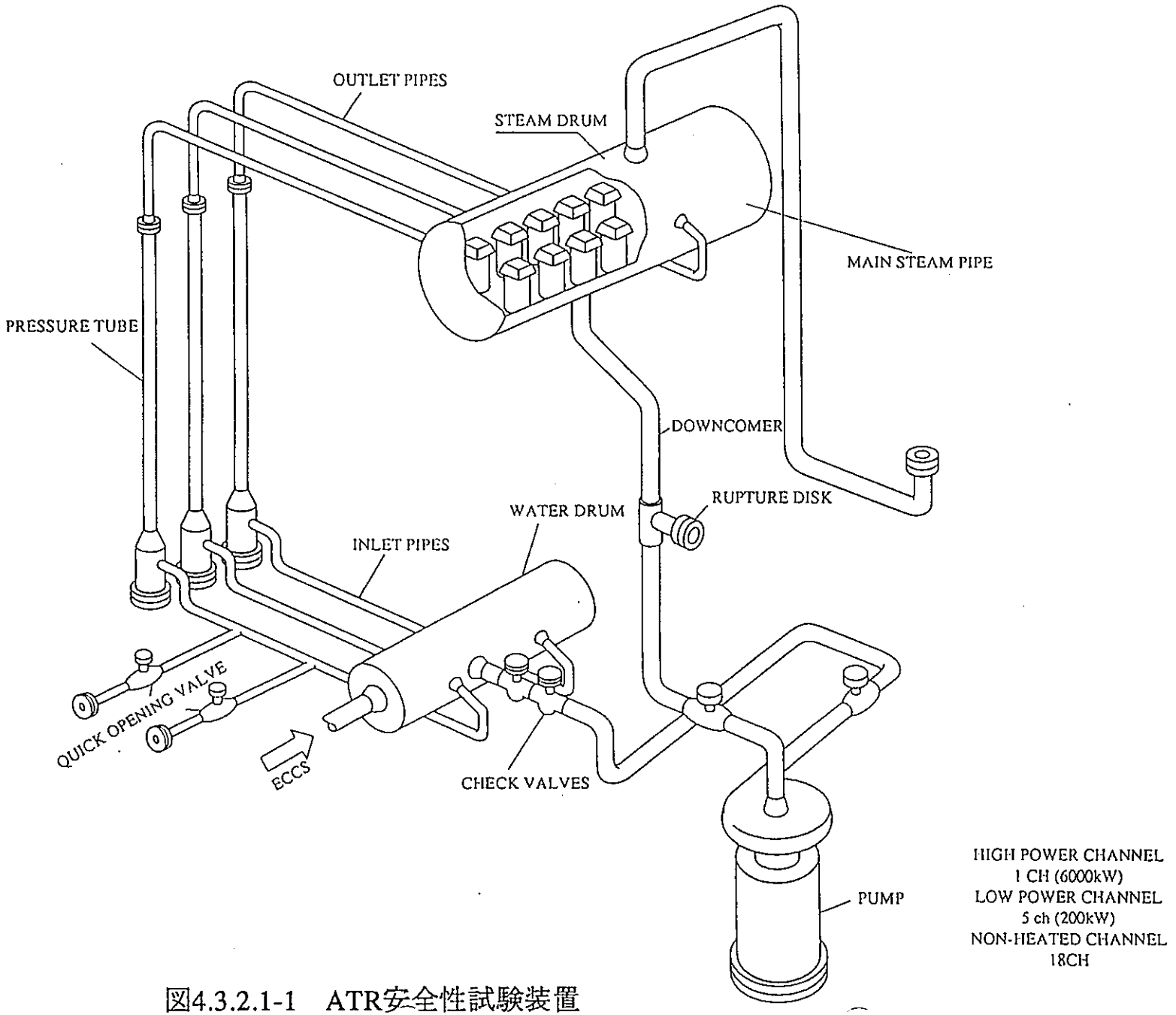


図4.3.2.1-1　ATR安全性試験装置

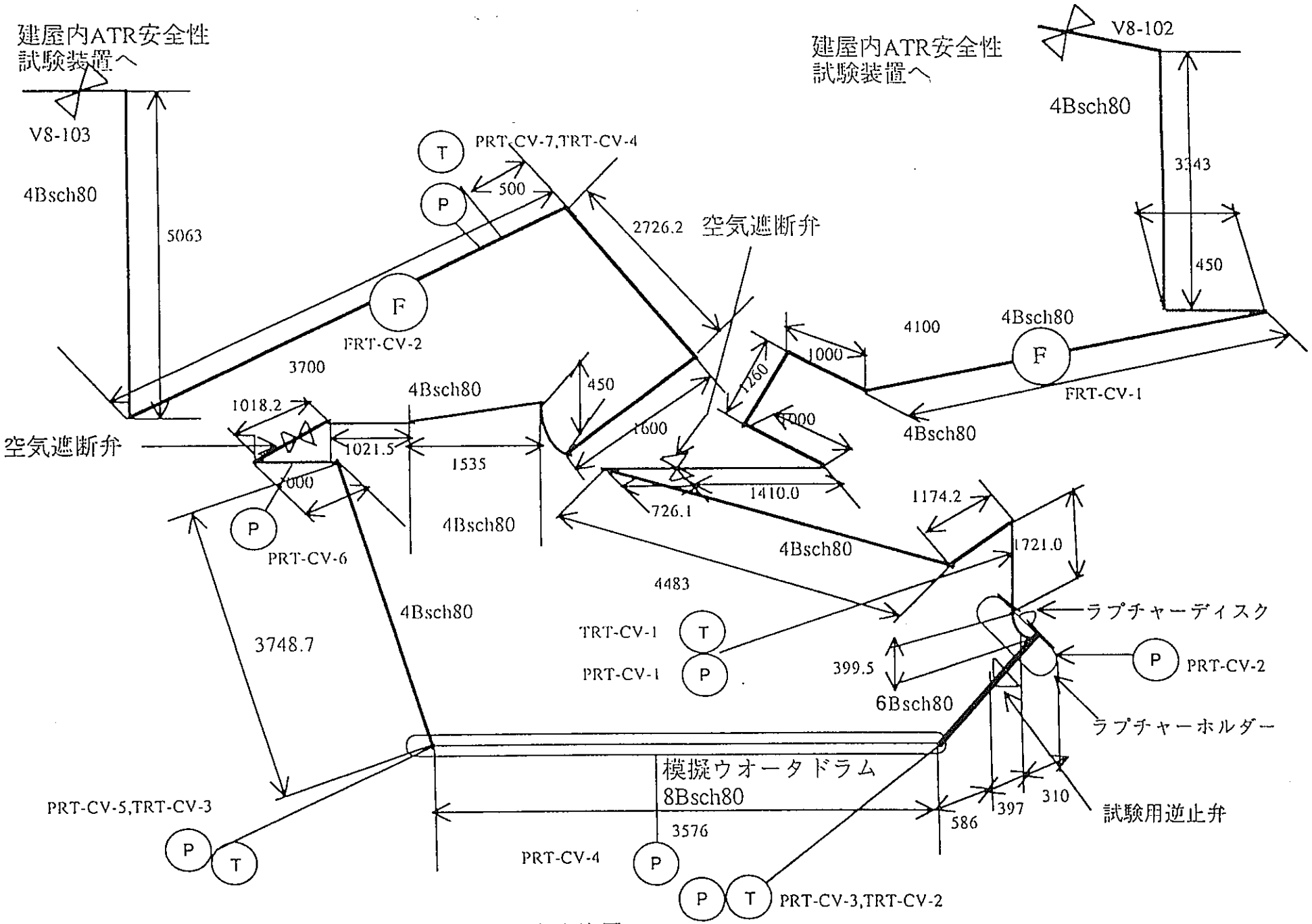


図4.3.2.2-1　破断時圧力挙動確認試験装置

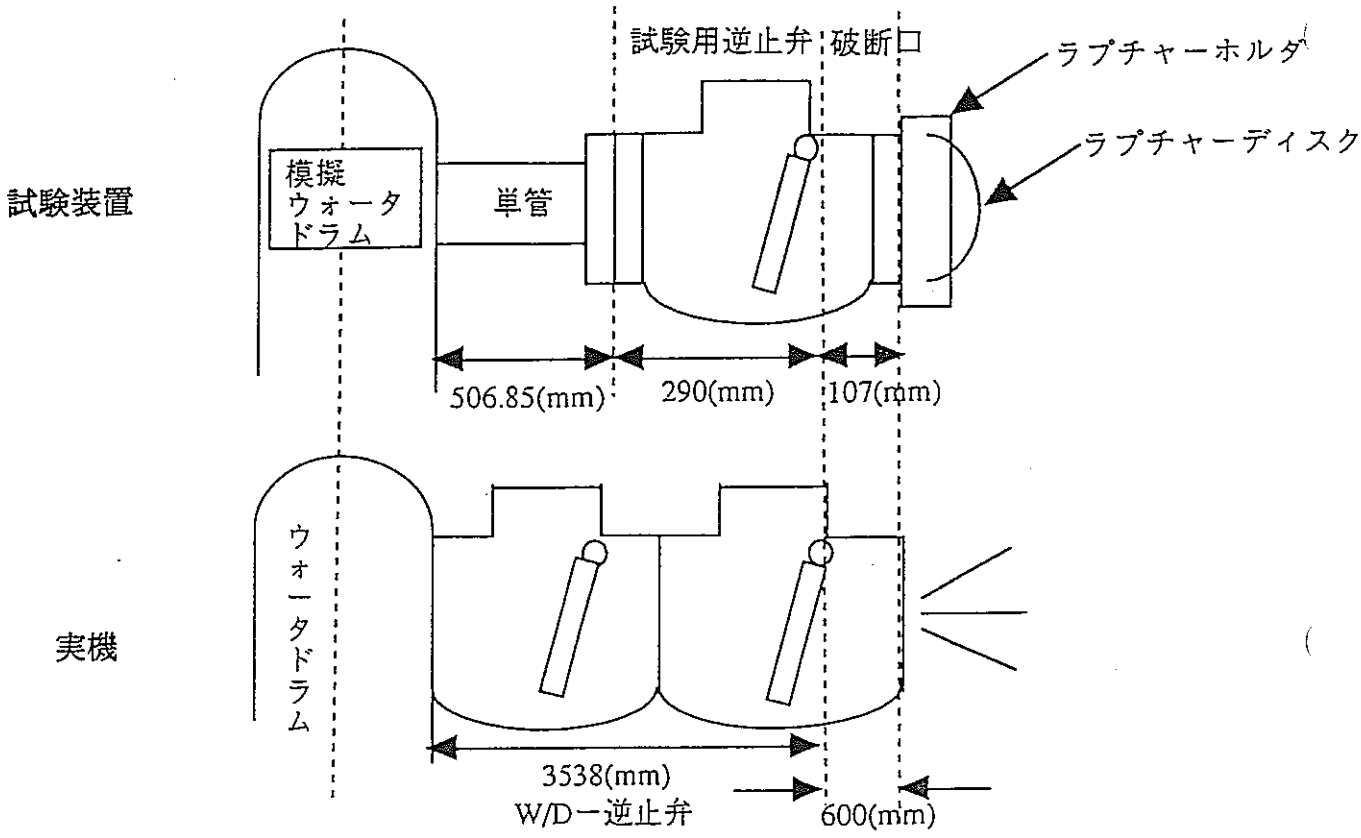


図 4.3.2.2-2 破断口詳細図

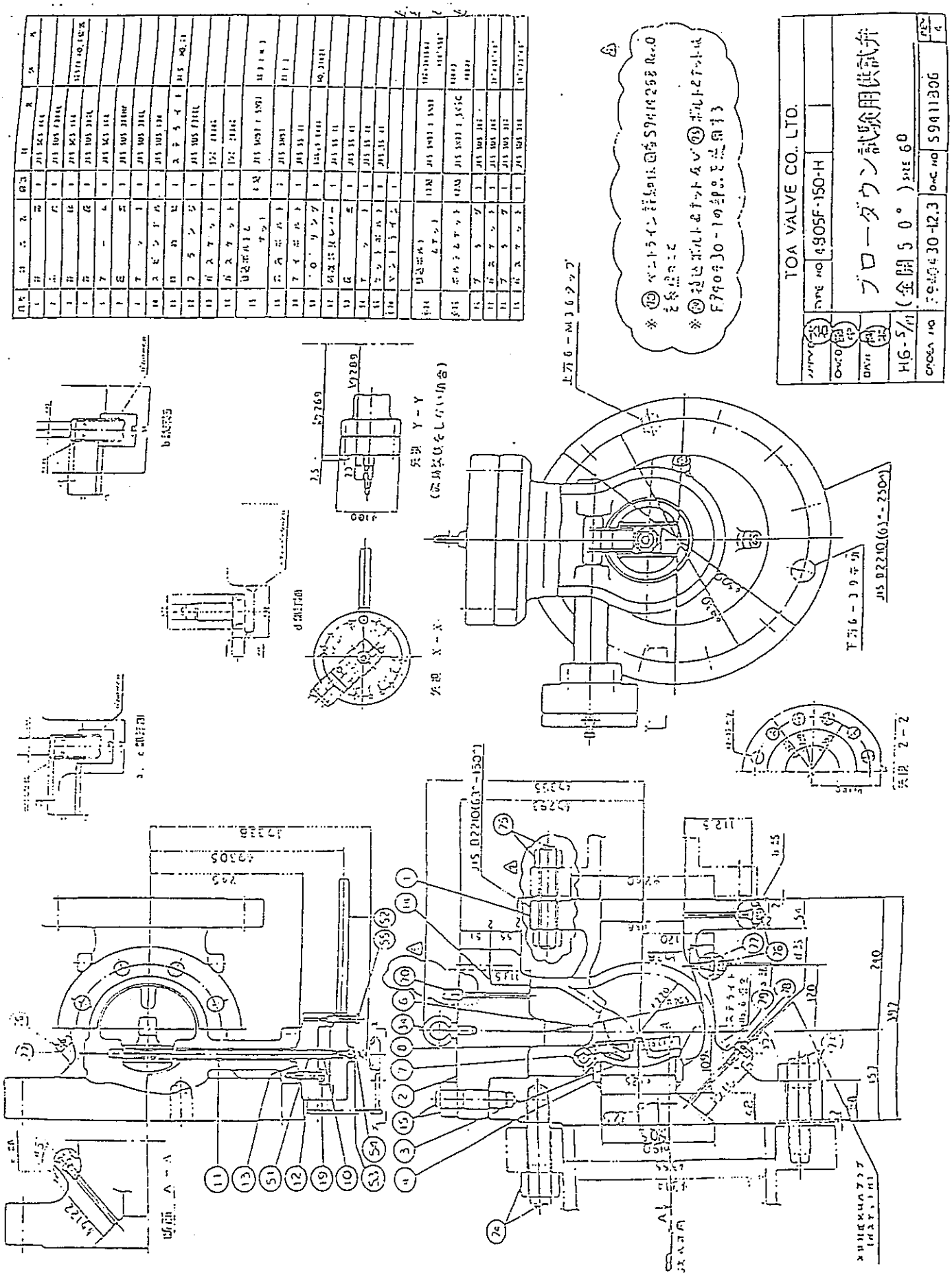


図 4.3.2.2-3 試験用逆止弁（ノミナル弁）

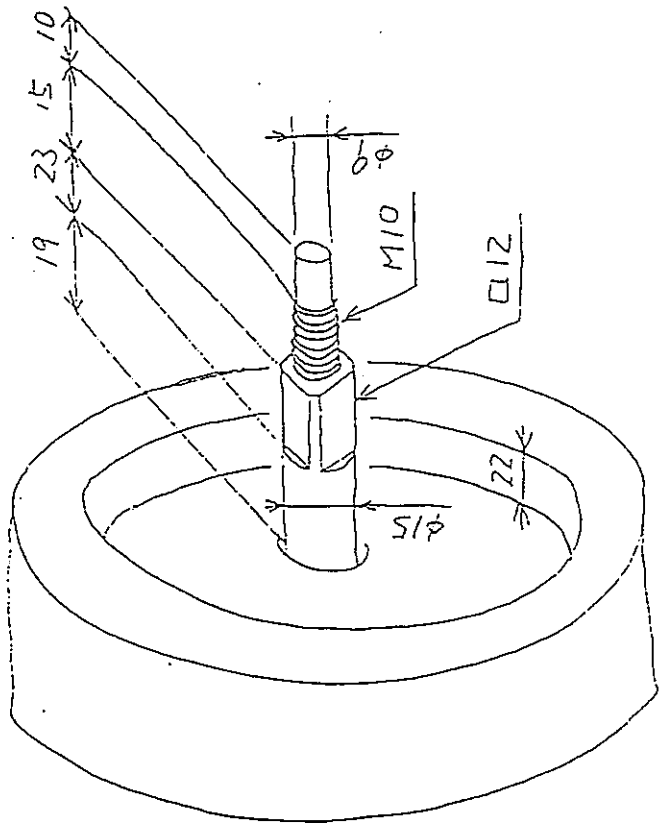


図4.3.2.2-4　弁軸鳥瞰図

CHES-J1～J3開度図

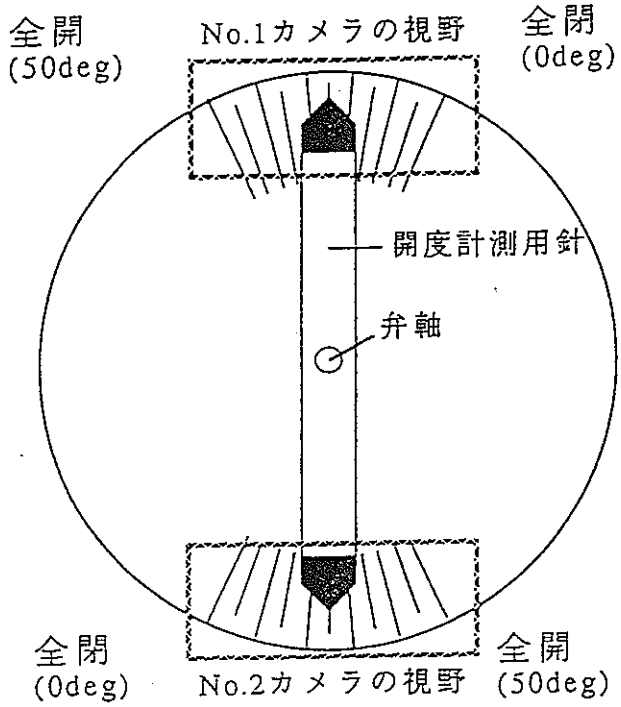
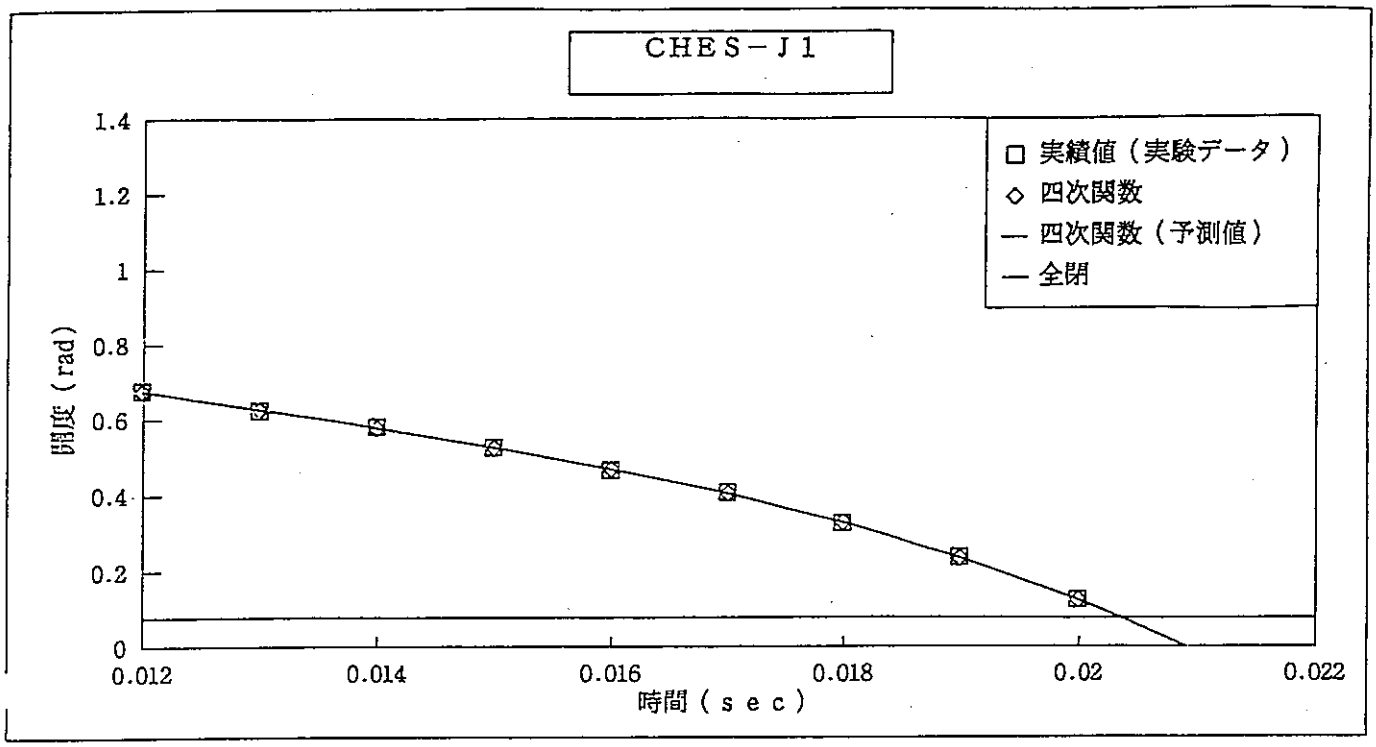


図4.3.2.2-5　逆止弁開度計模式図



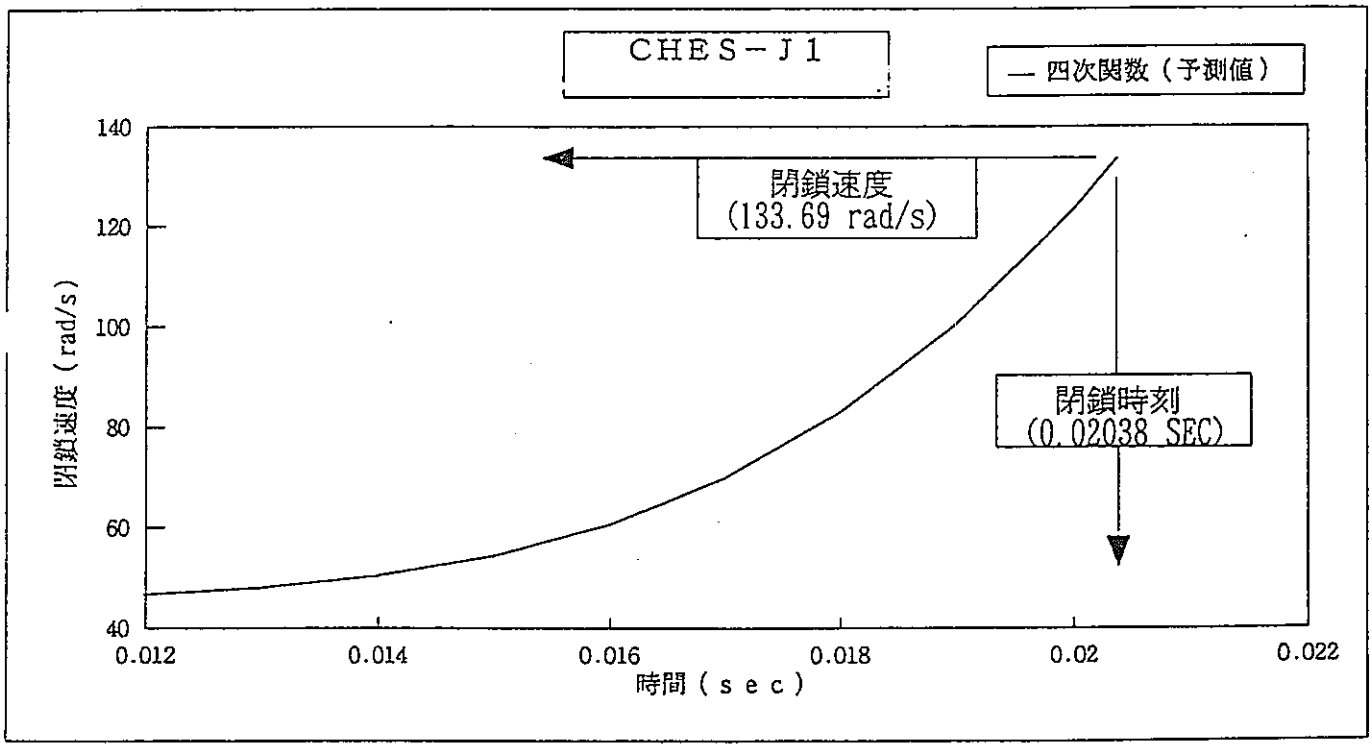
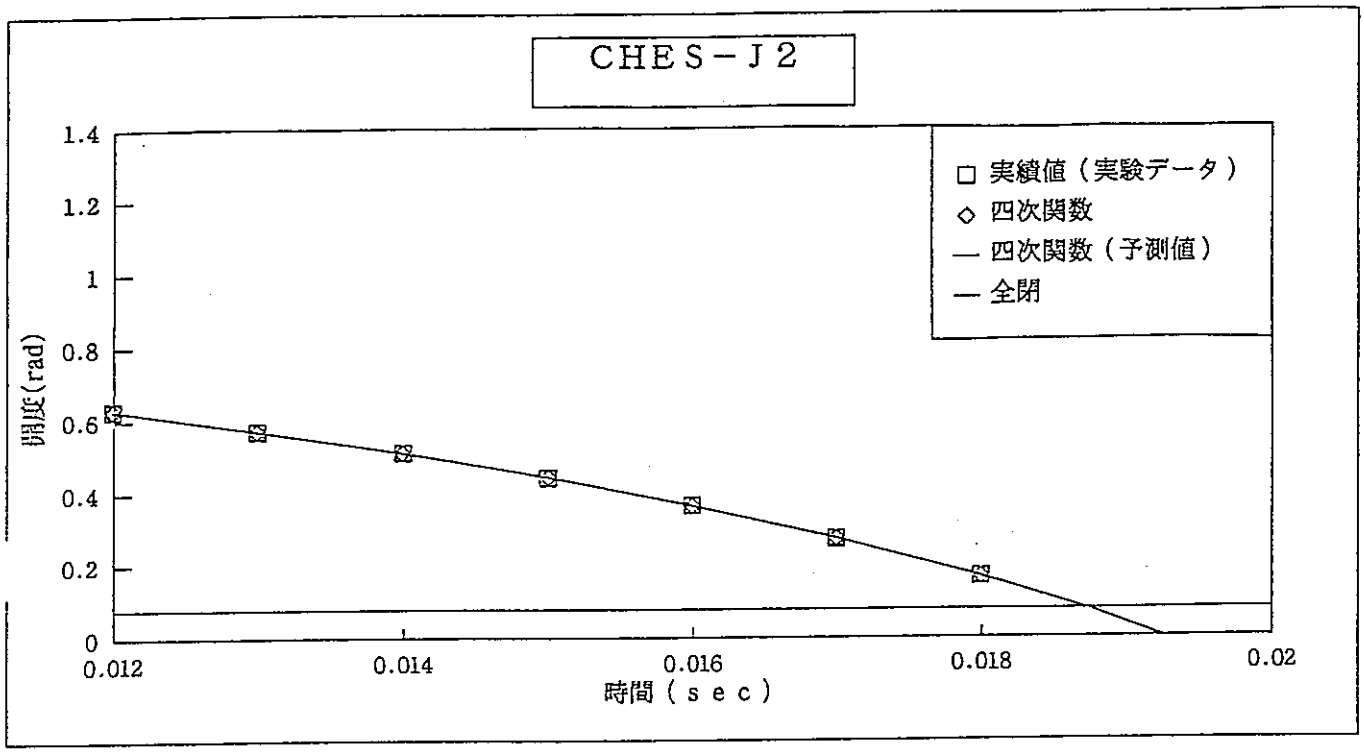


図 4.3.4.1-1 逆止弁開度変化（CHES-J1）



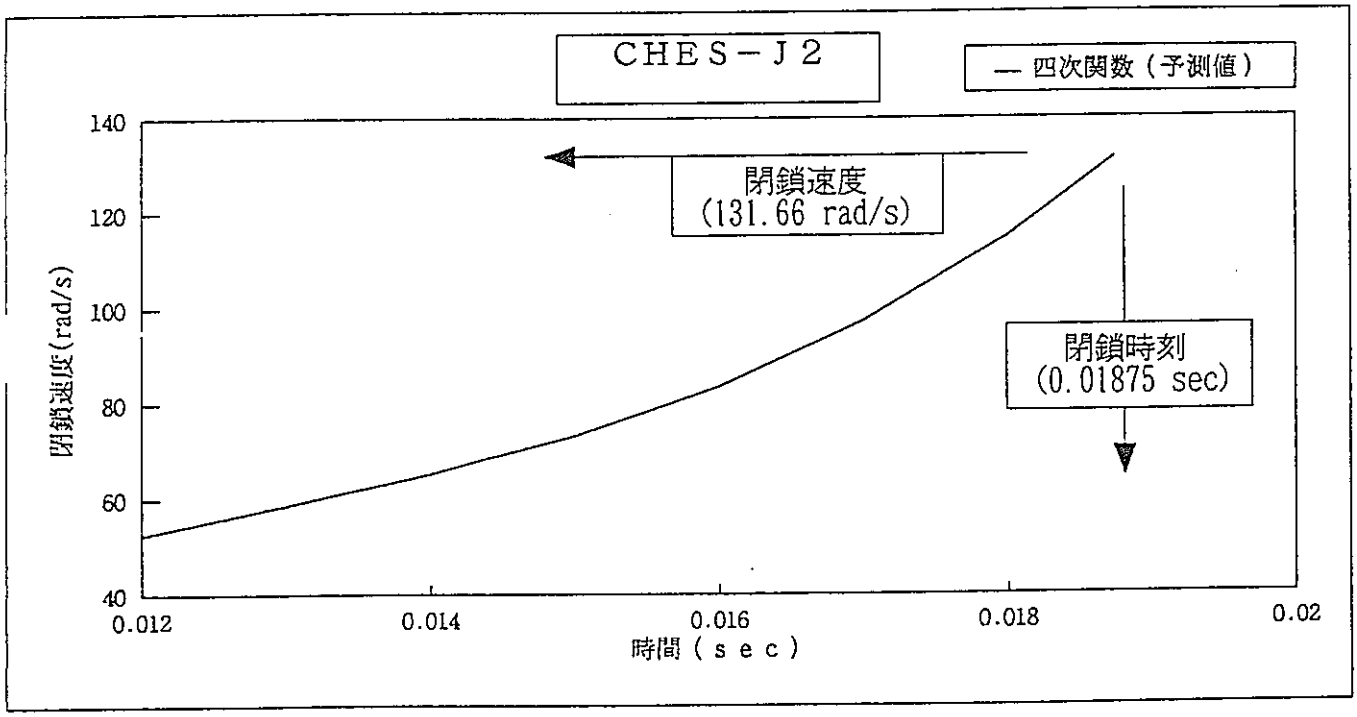
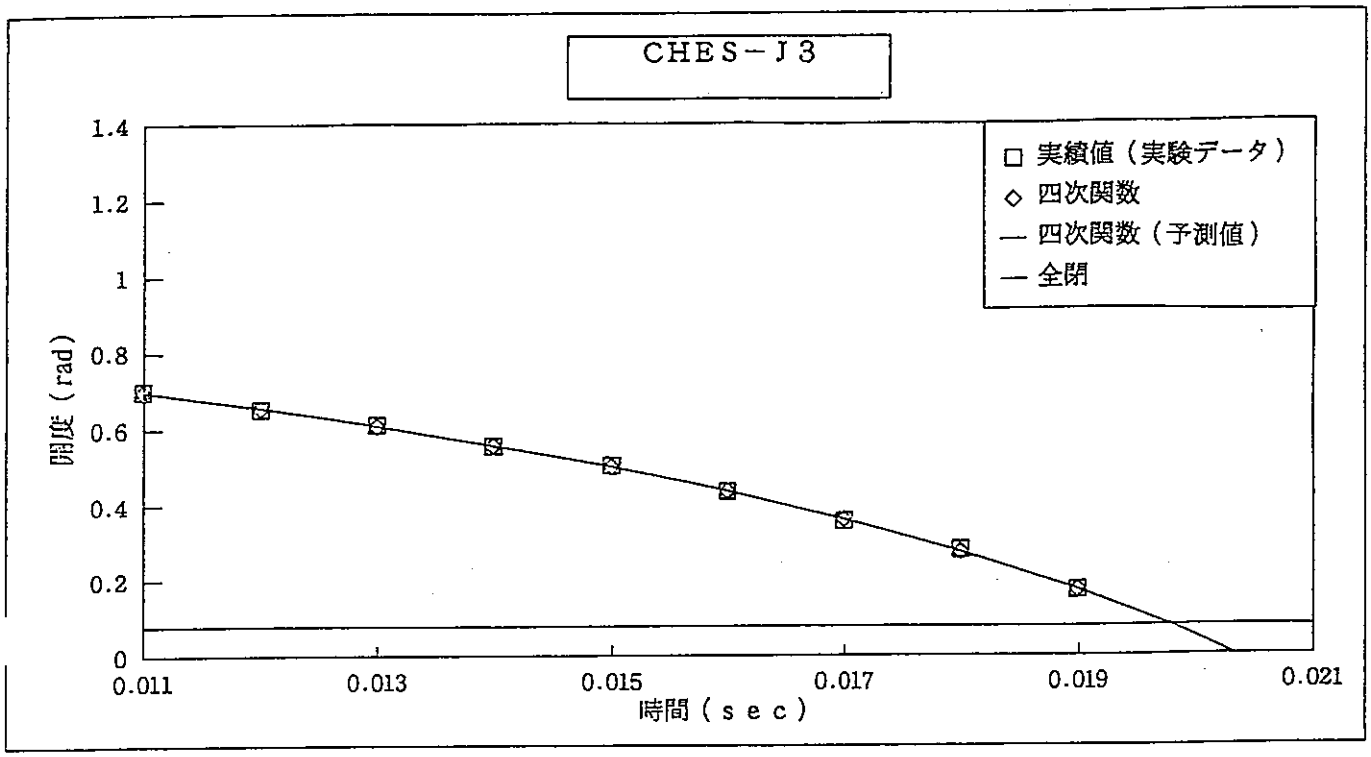


図 4.3.4.1-2 逆止弁開度変化（CHES-J2）



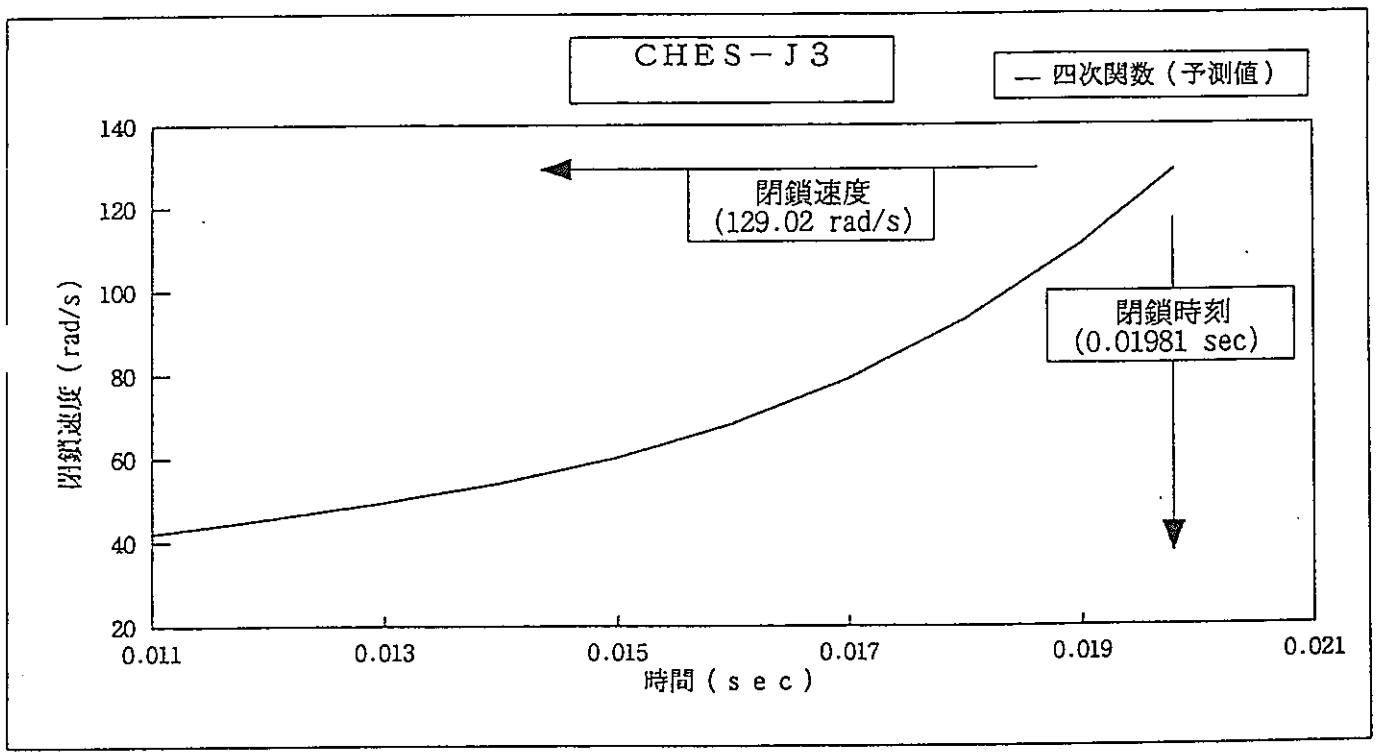


図 4.3.4.1-3 逆止弁開度変化（CHES-J3）

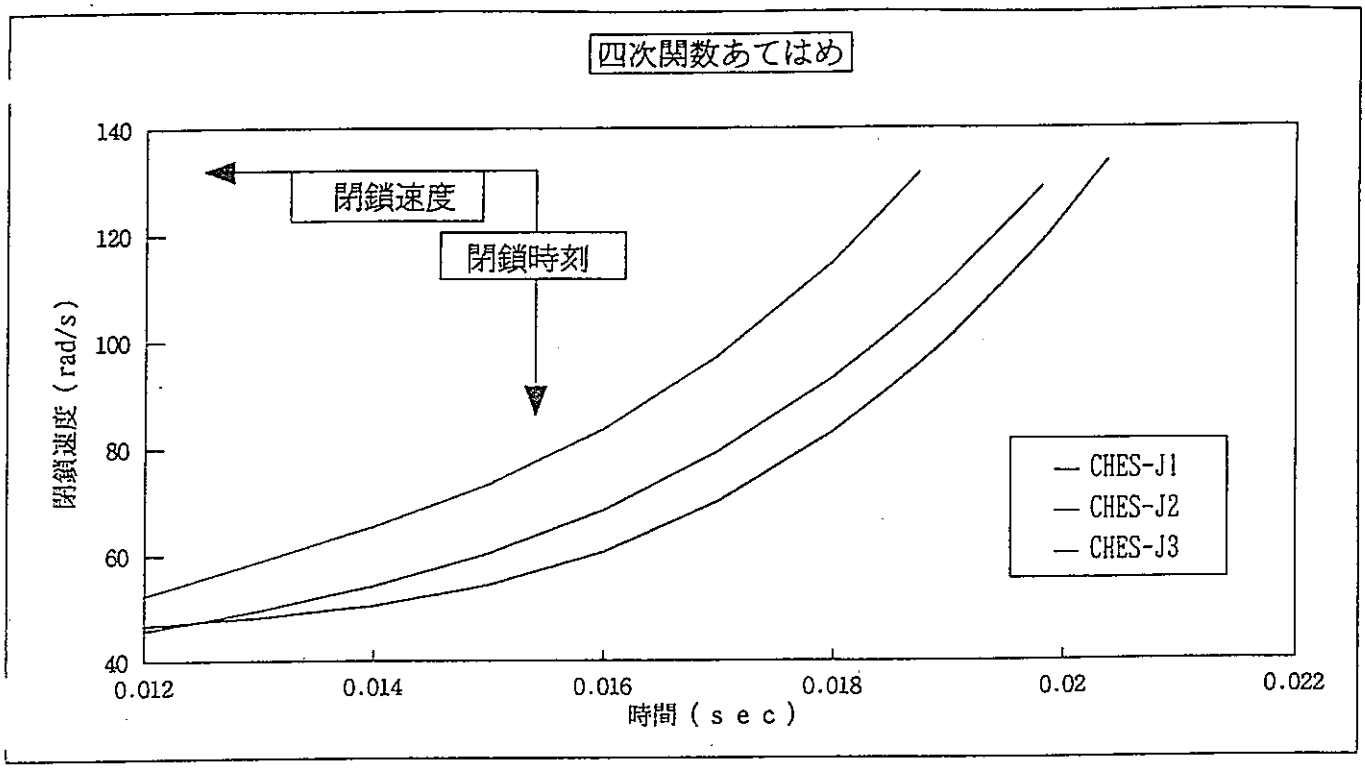


図 4.3.4.1-5 逆止弁開度変化（全ケース）

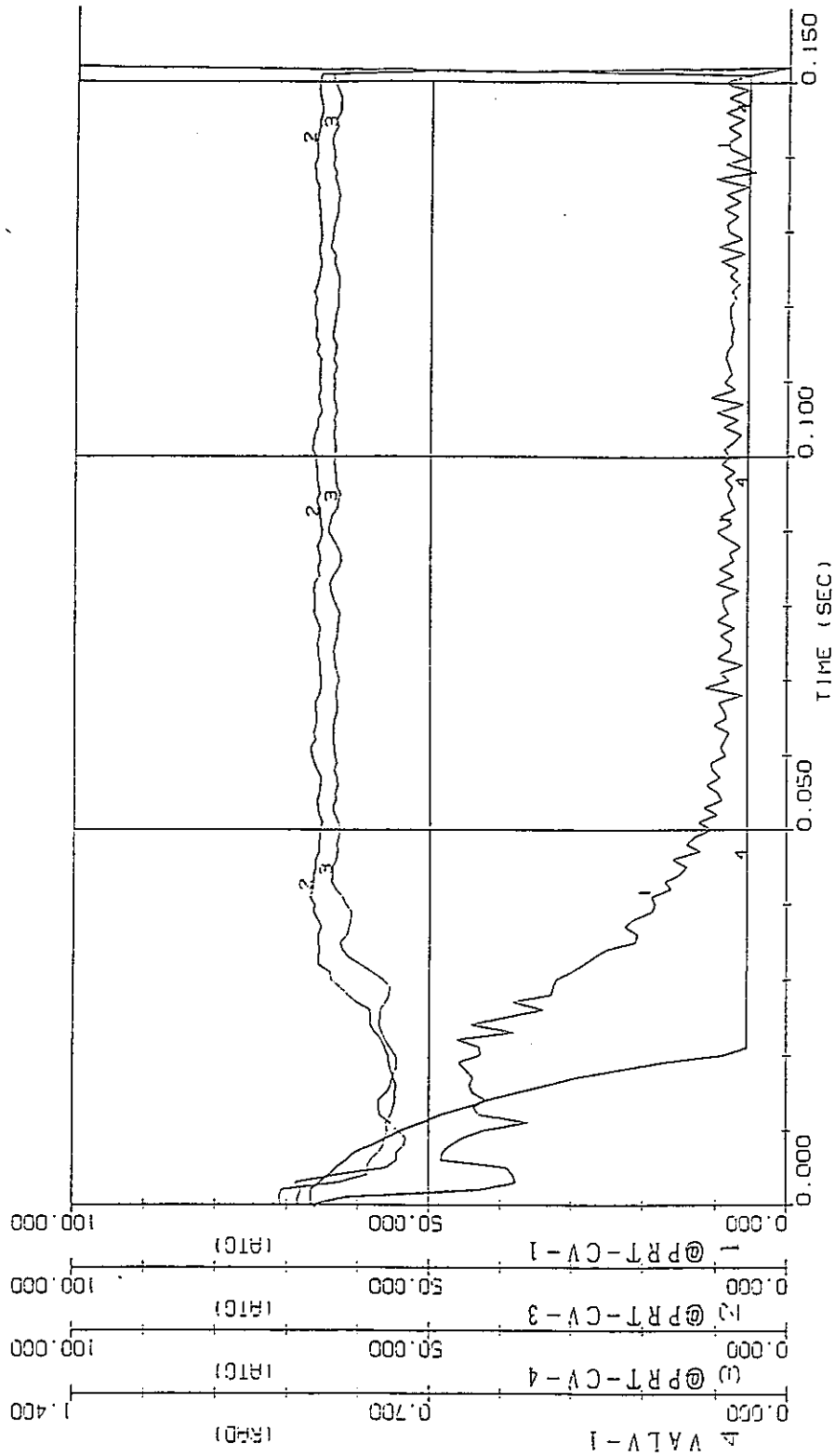


図4.3.4.2-1　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J1）

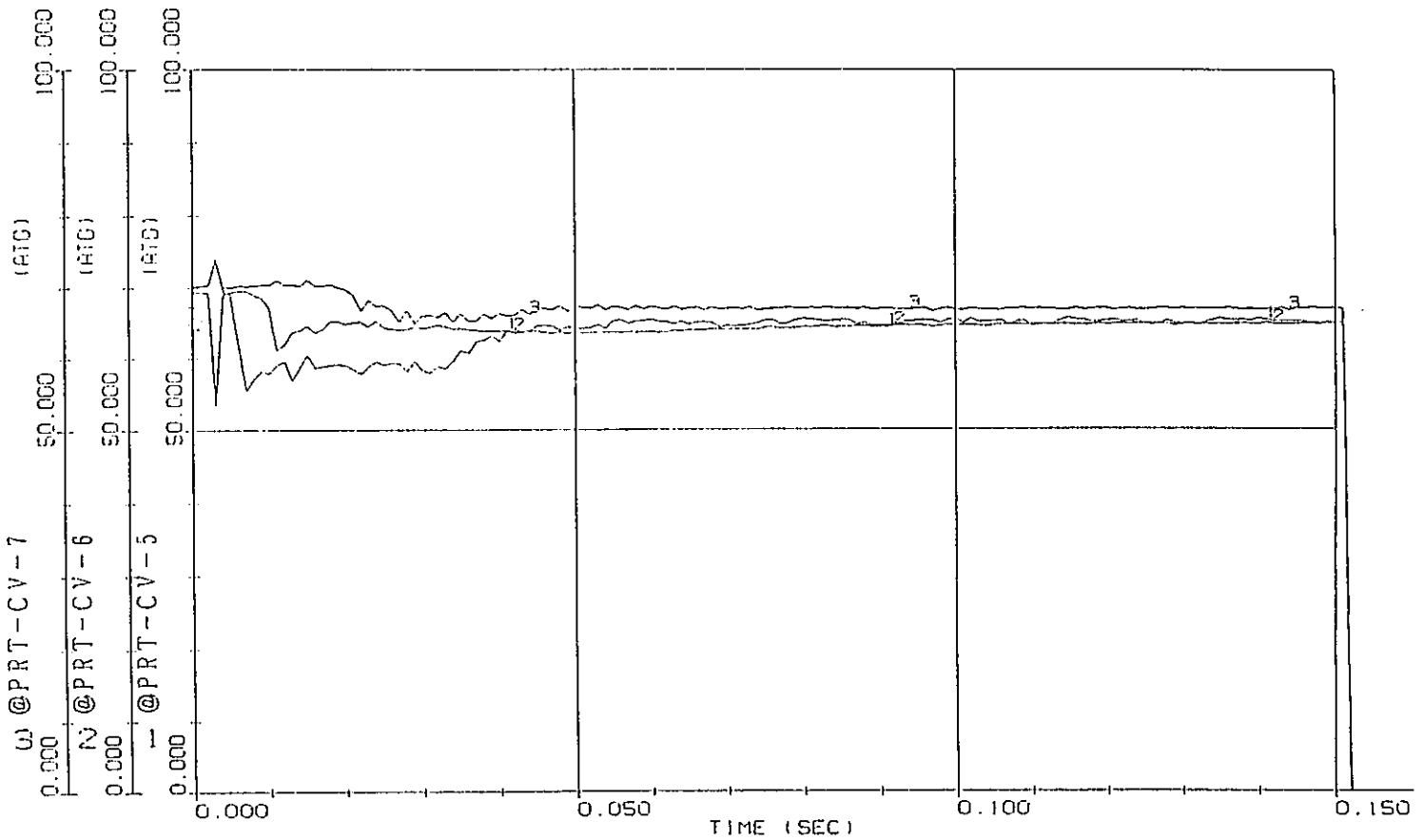


図4.3.4.2-2　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J1）

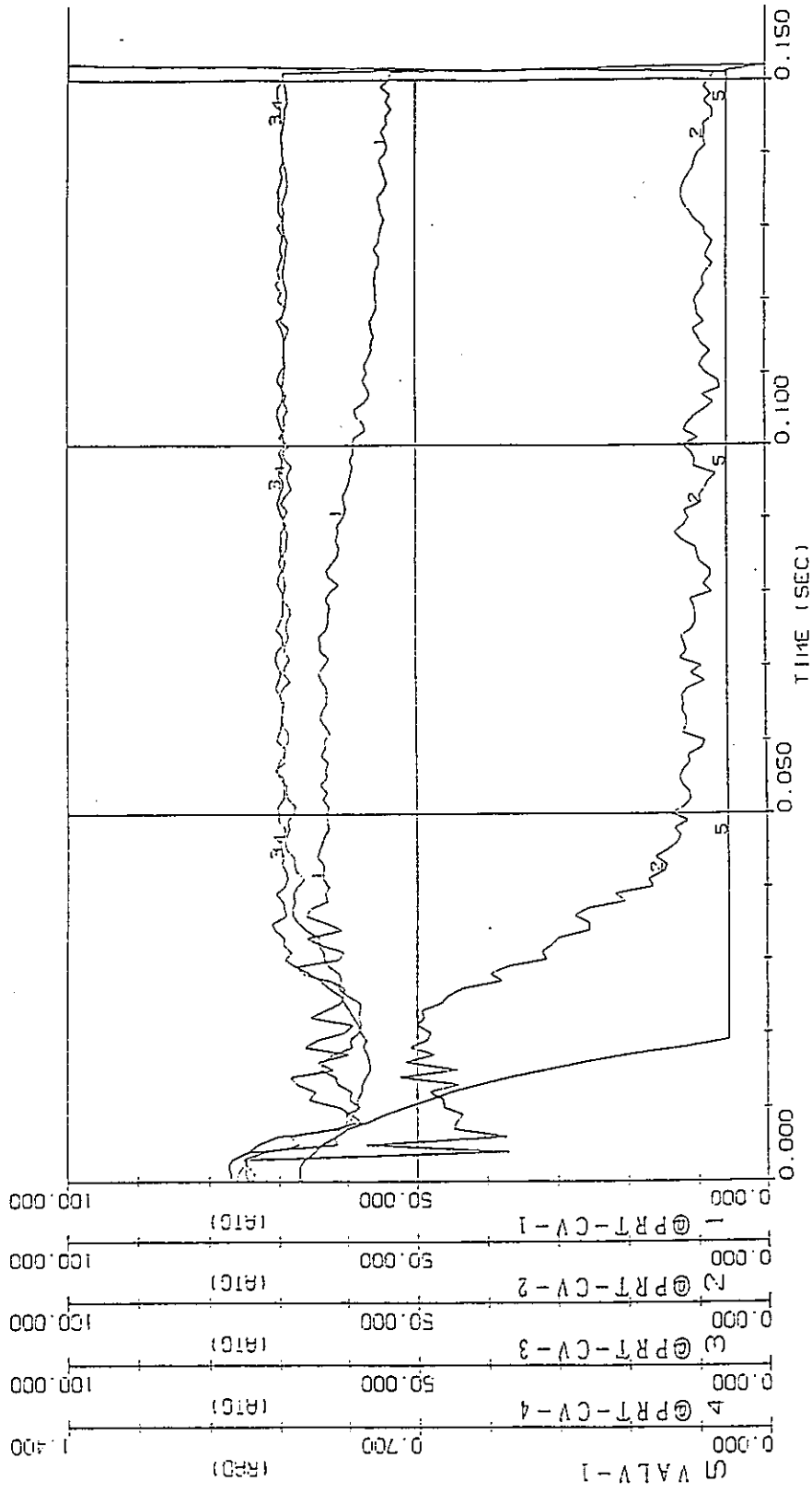


図4.3.4.2-3　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J2）

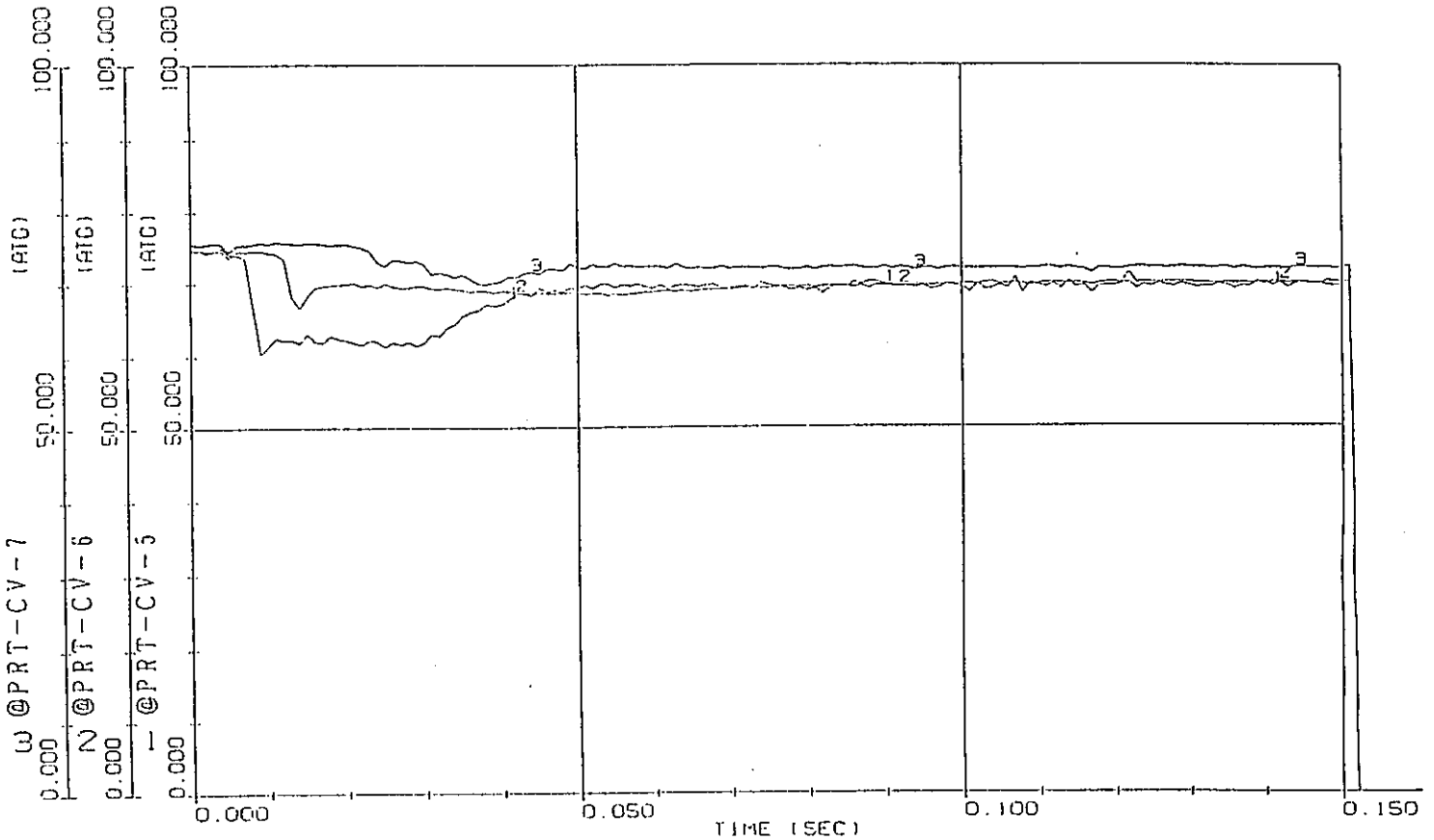


図4.3.4.2-4　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J2）

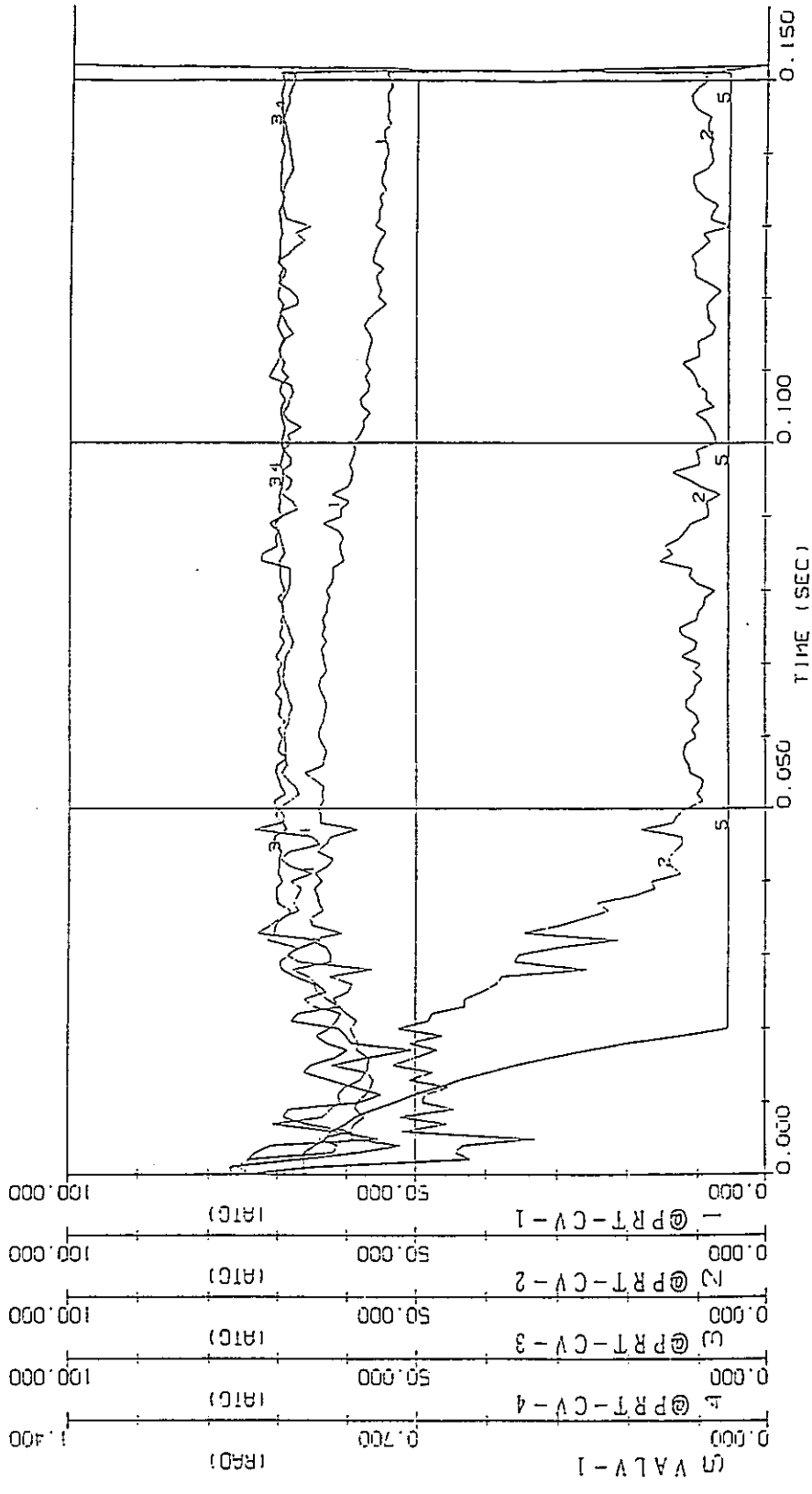


図4.3.4.2-5　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J3）

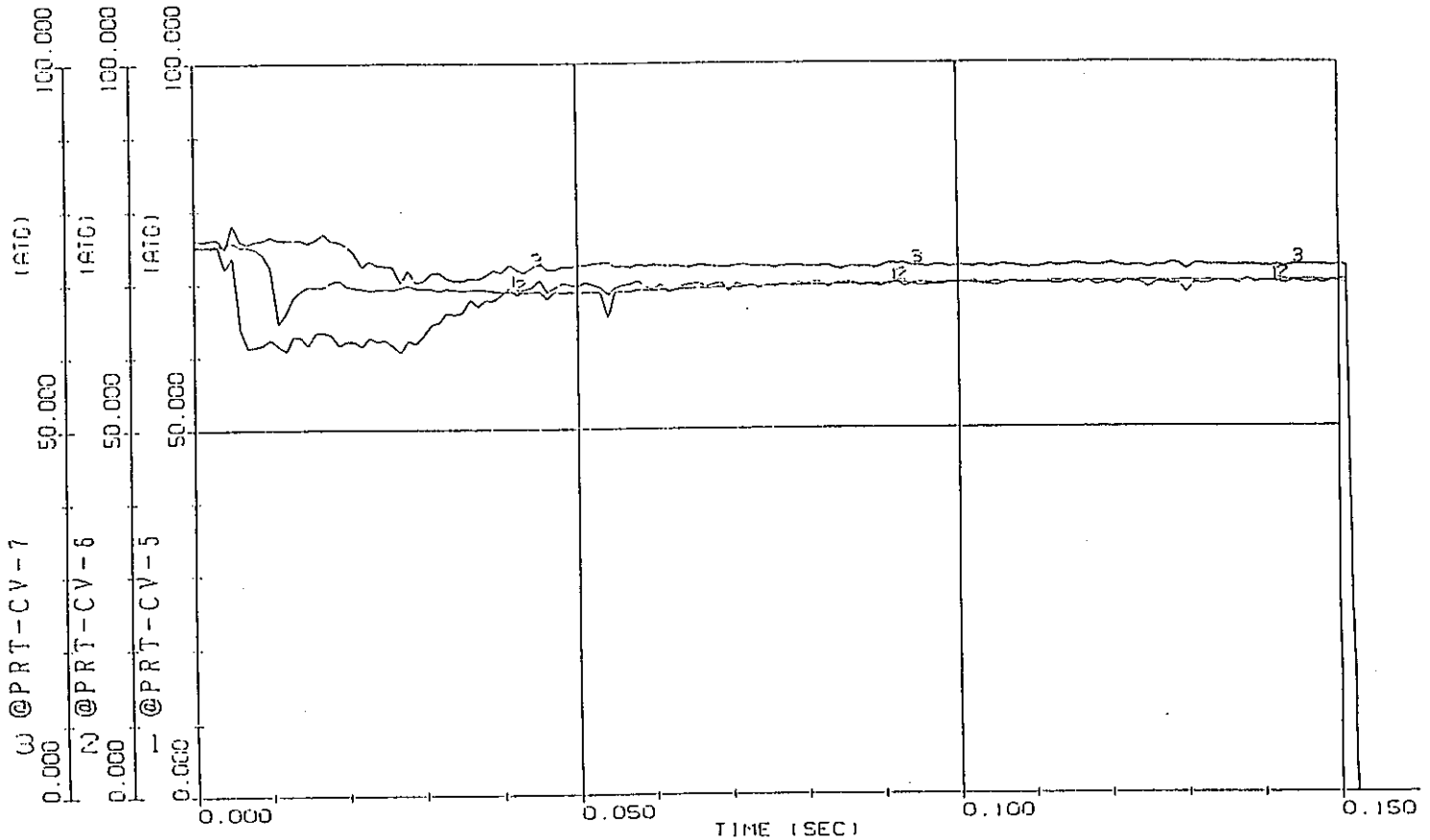


図4.3.4.2-6　破断時圧力挙動確認試験結果（CHES-J3）

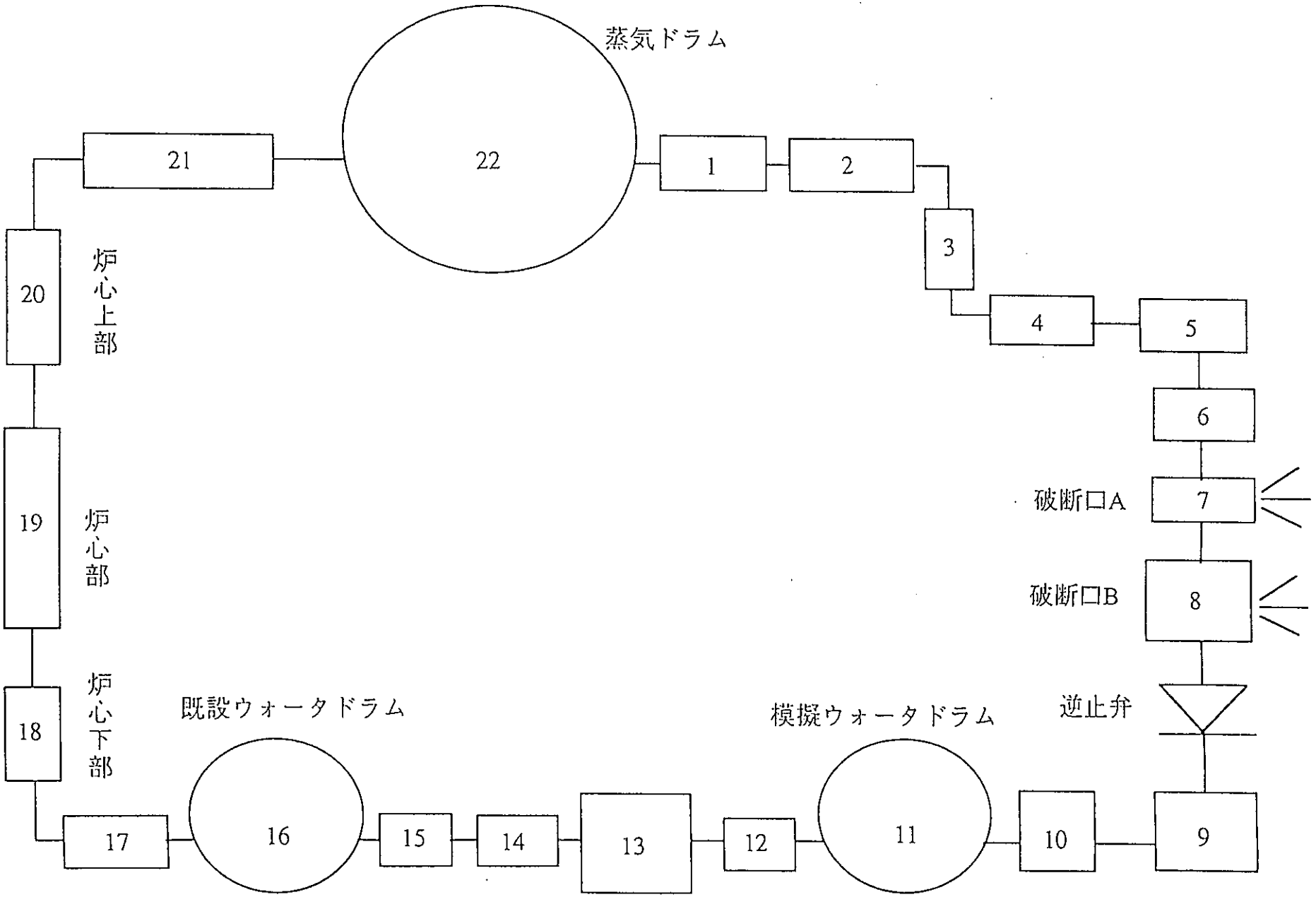


図 4.3.5.2-1 ノード分割図（基本ケース）

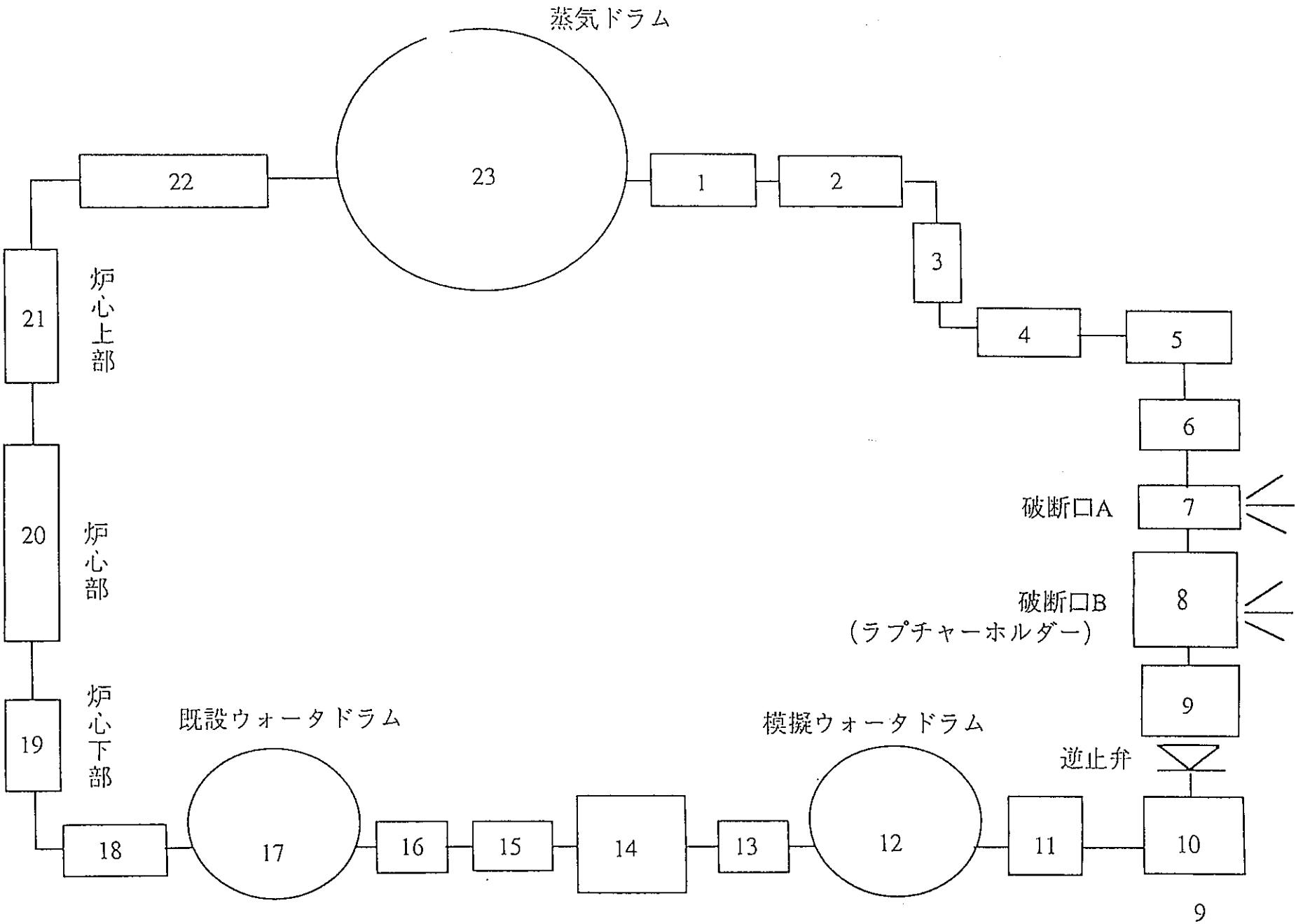


図 4.3.5.2-2 ノード分割図（ラプチャーホルダーを含む）

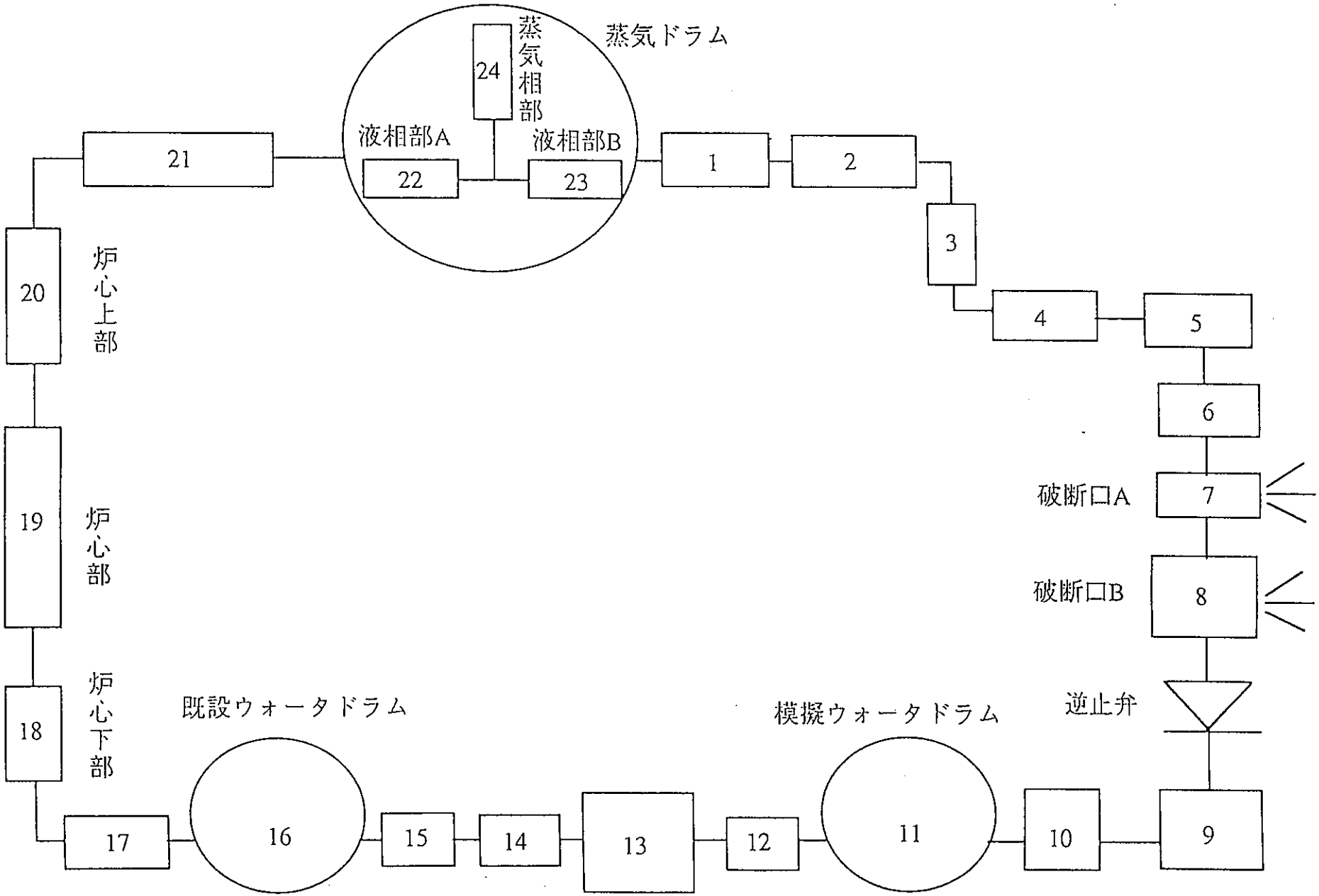


図 4.3.5.2-3 ノード分割図（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割）

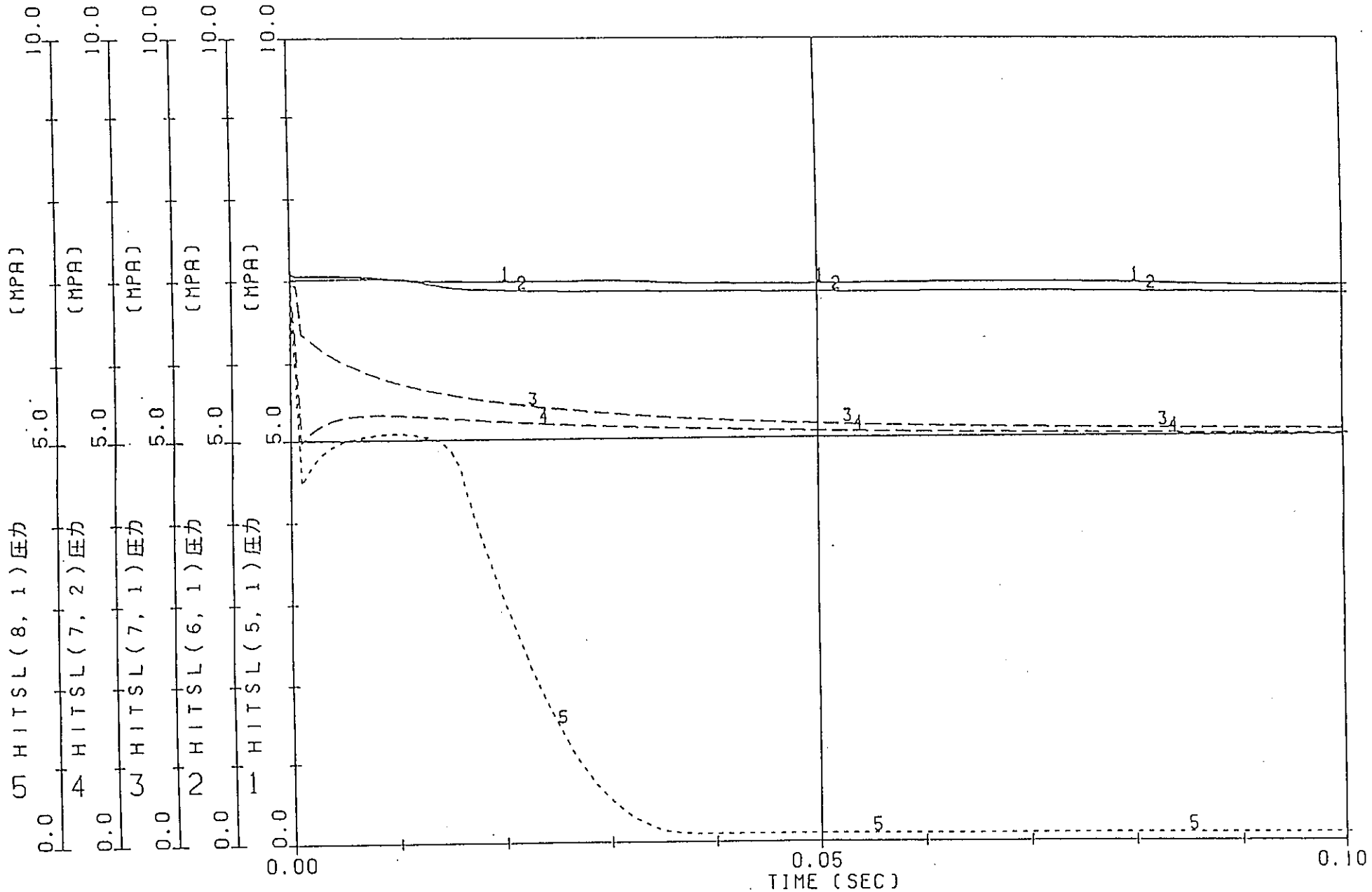


図 4.3.5.2-4 パラメータ解析（ベースケース）

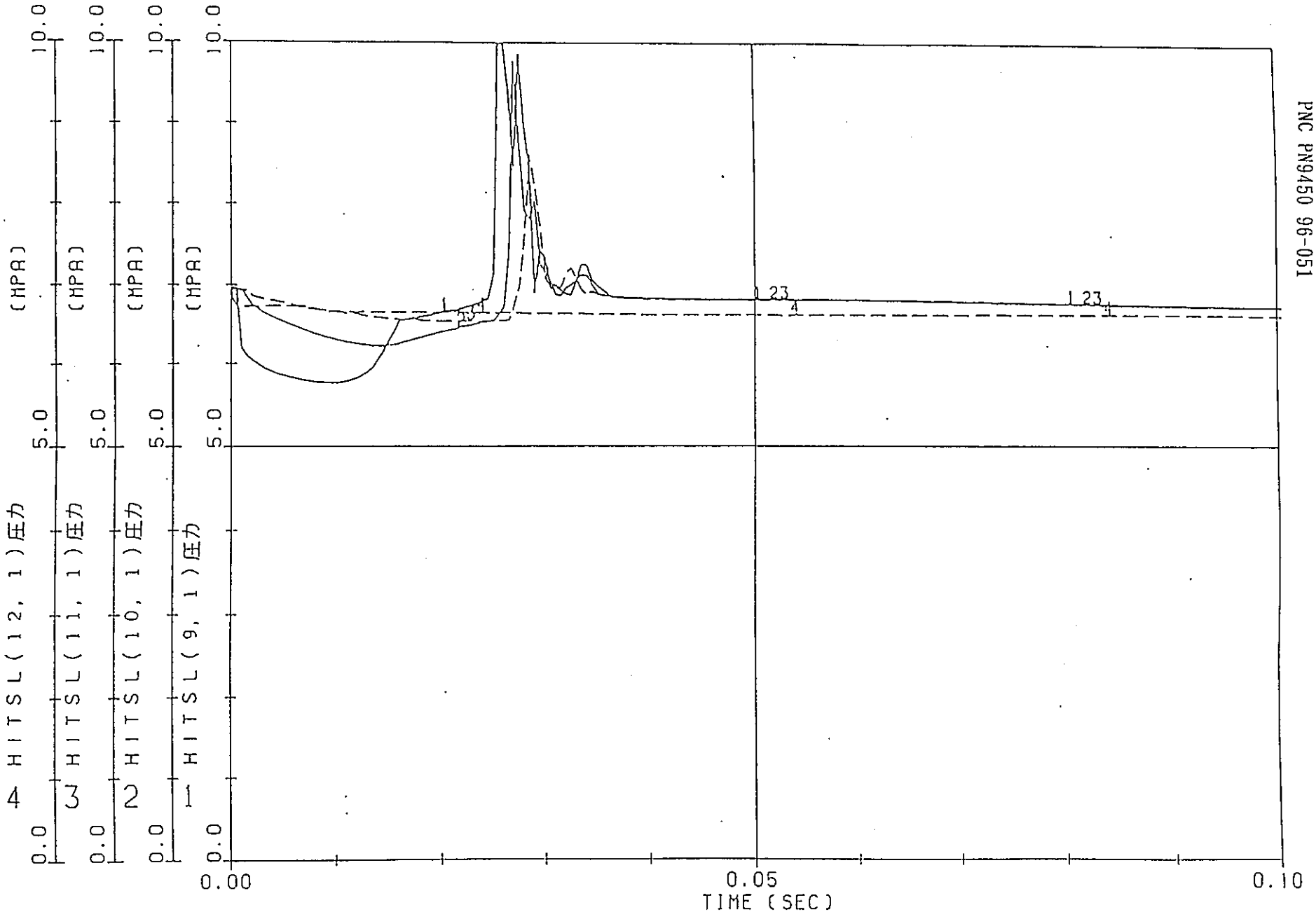


図 4.3.5.2-5 パラメータ解析（ベースケース）

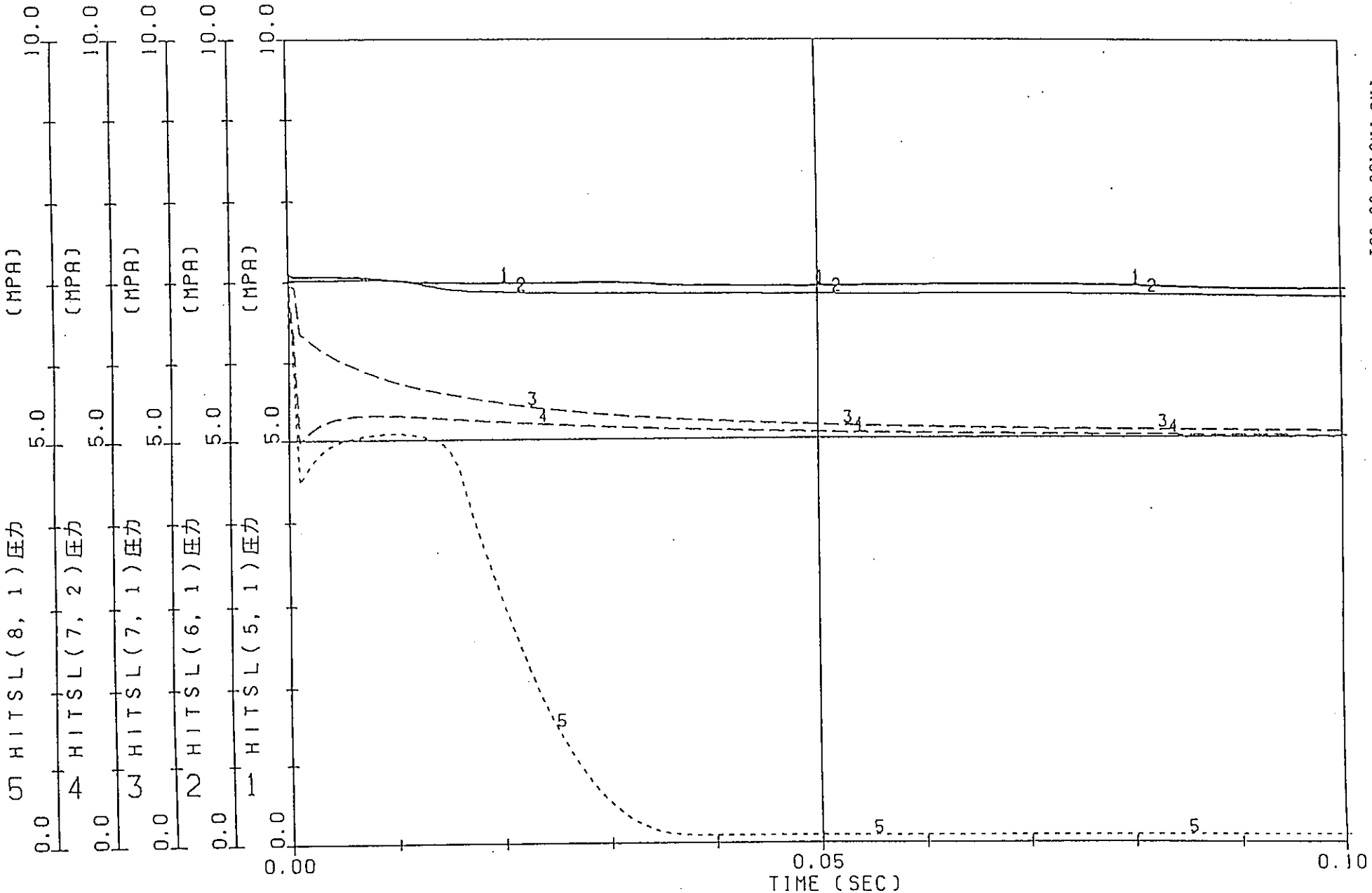


図 4.3.5.2-6 パラメータ解析（ケース１）（蒸気ドラムエンタルピ-10(kcal/kg)）

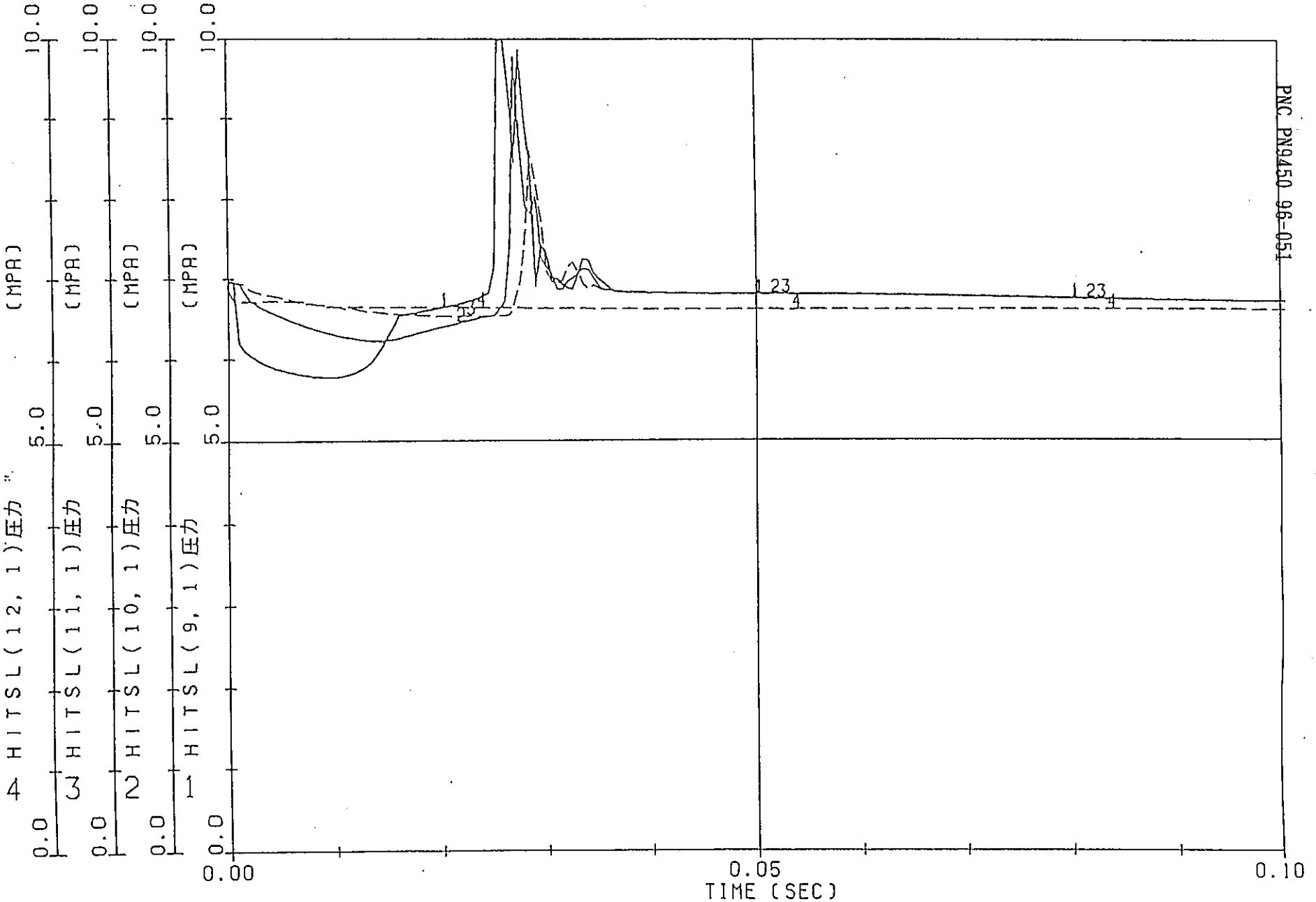


図 4.3.5.2-7 パラメータ解析（ケース１）（蒸気ドラムエンタルピ-10(kcal/kg)）

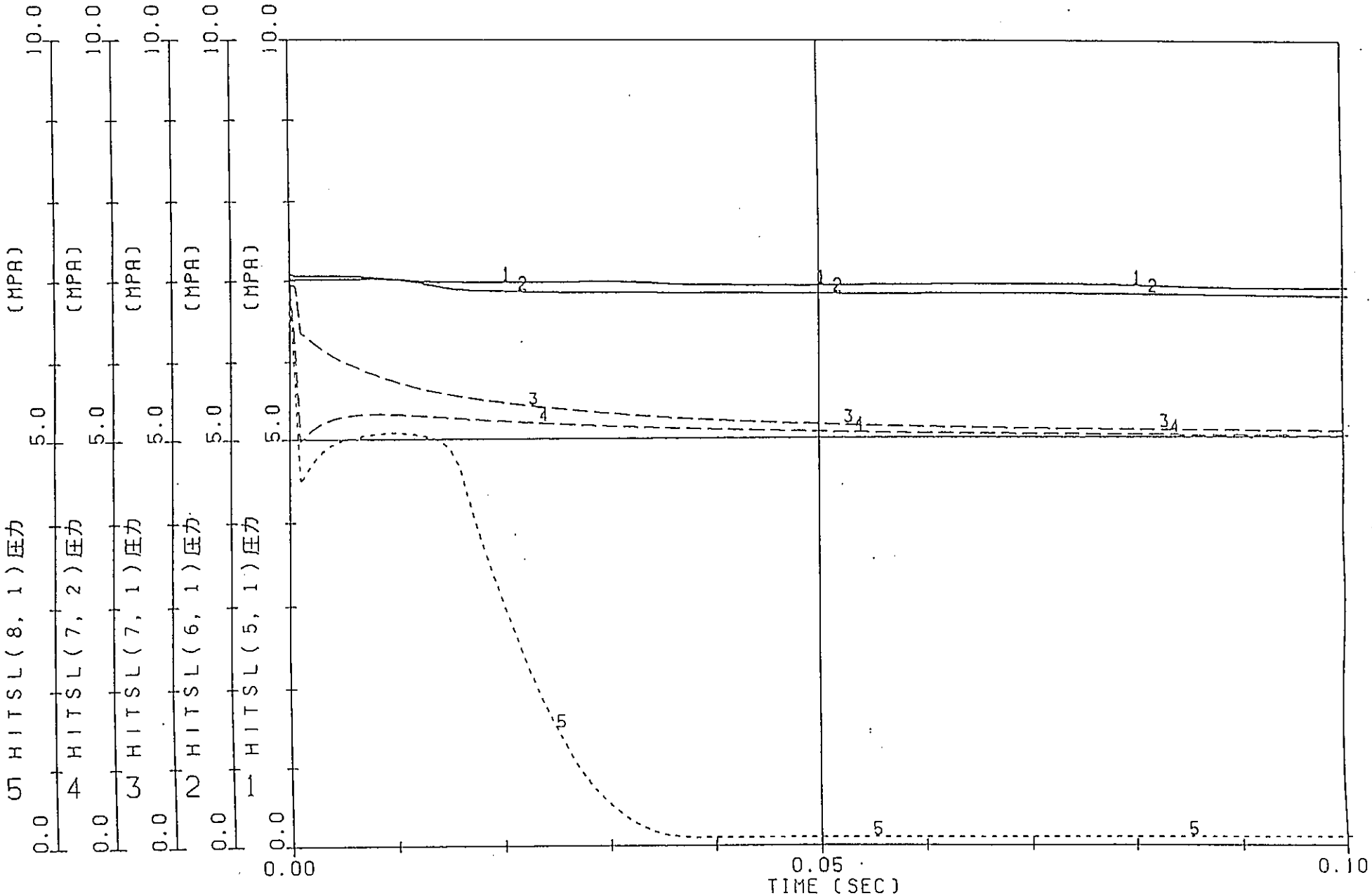


図 4.3.5.2-8パラメータ解析（ケース２）（蒸気ドラム容量容器）

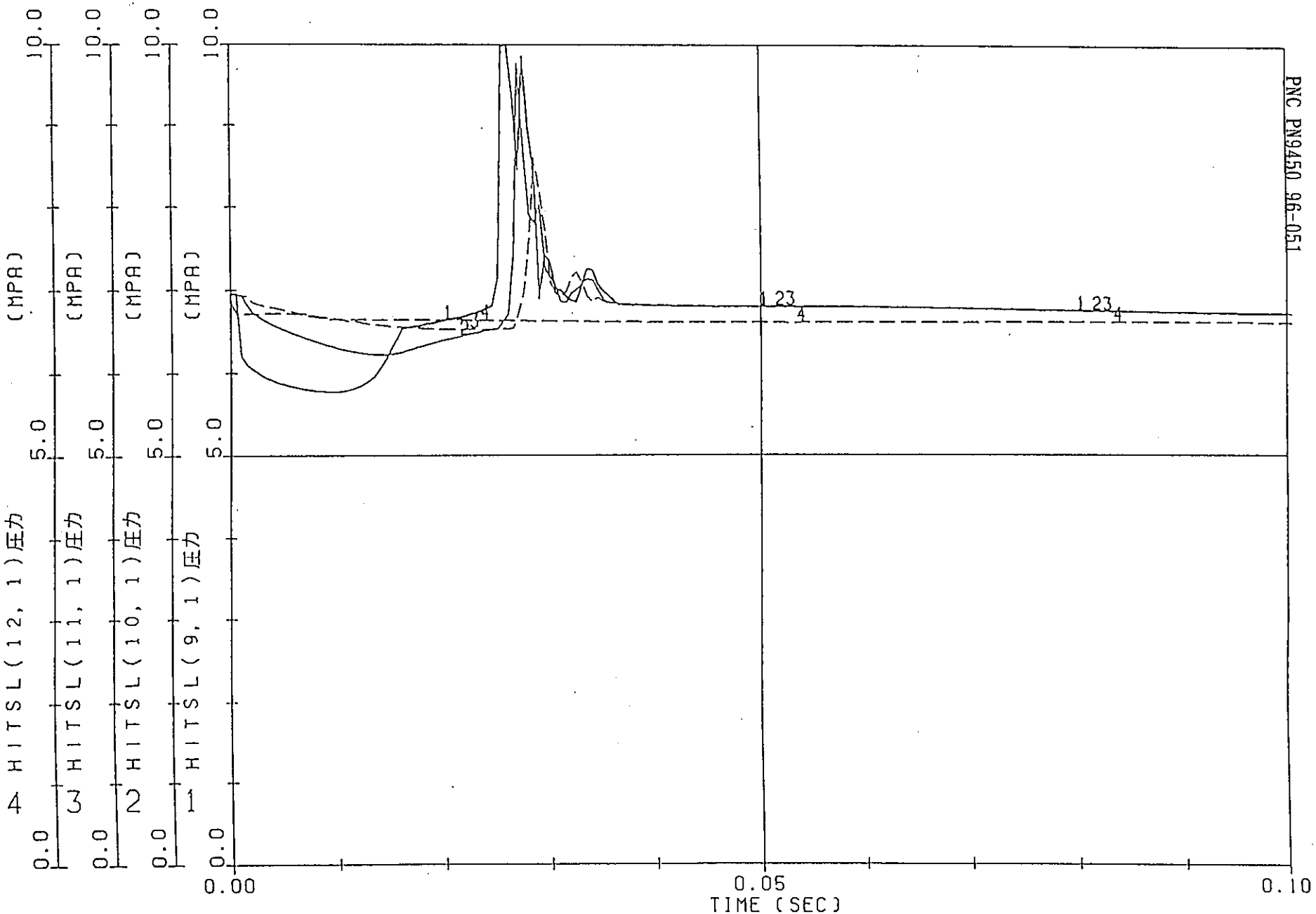


図 4.3.5.2-9 パラメータ解析（ケース２）（蒸気ドラム容量容器）

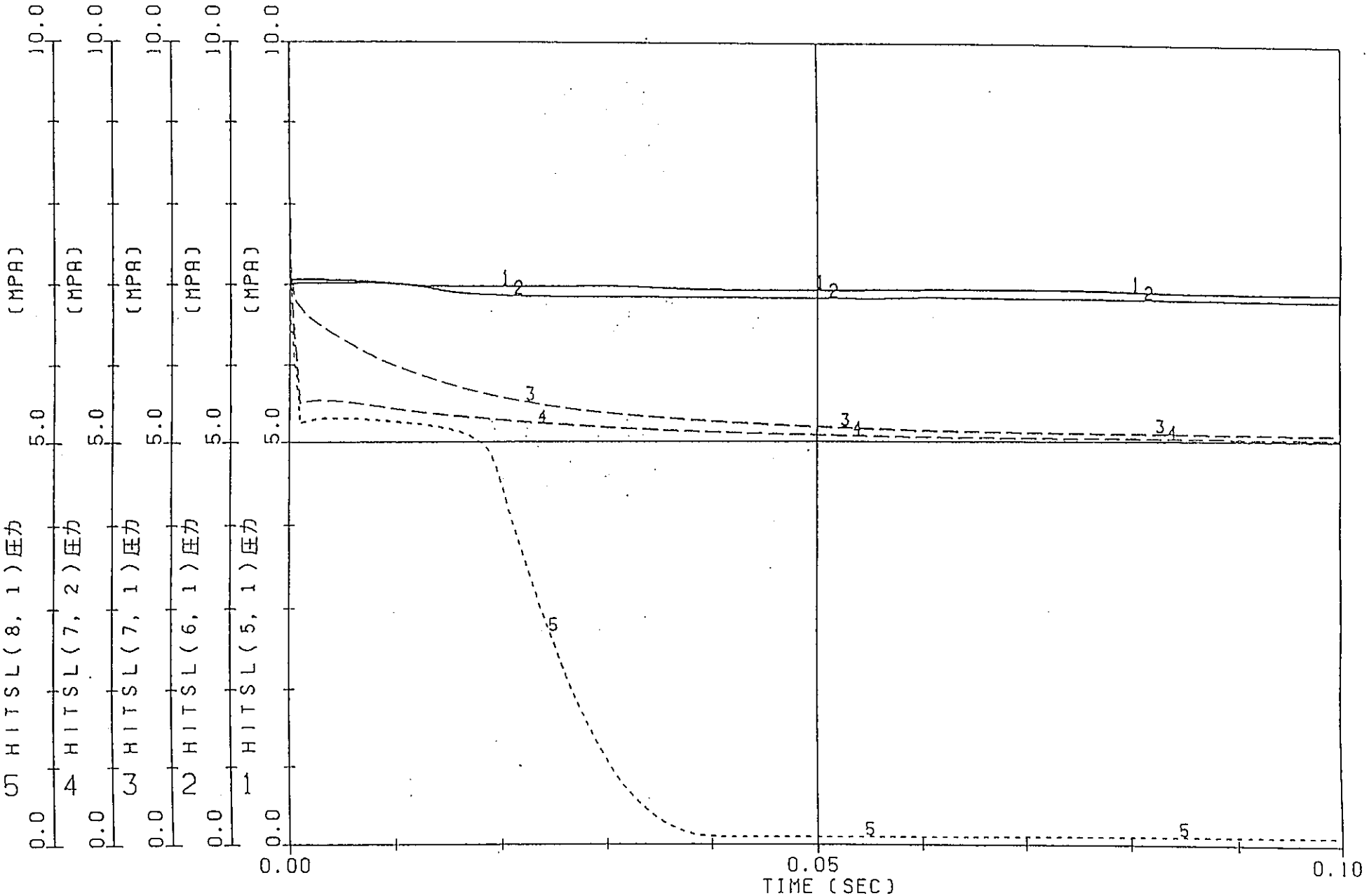


図 4.3.5.2-10 パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0001sec）

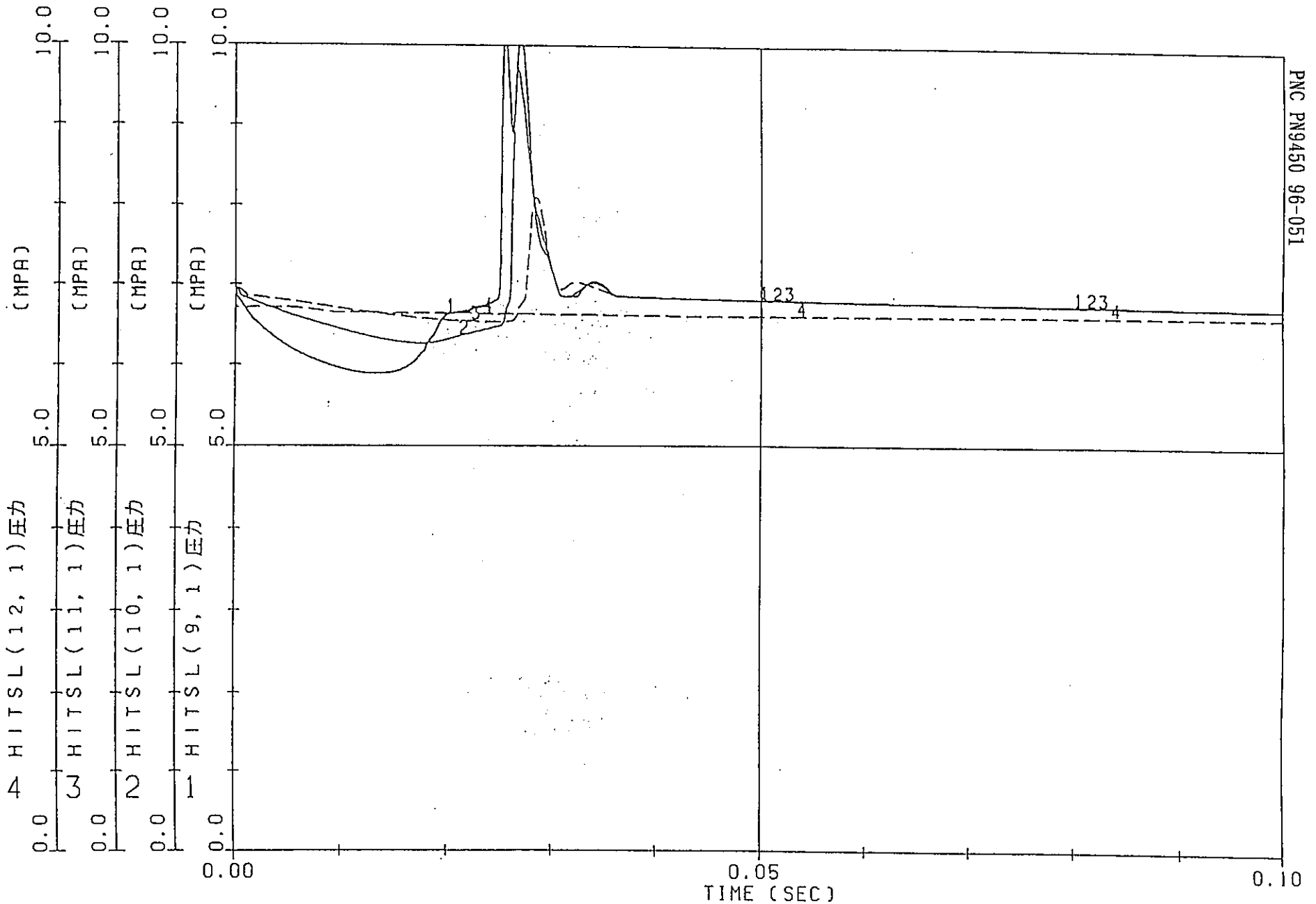


図 4.3.5.2-11 パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.0001sec）

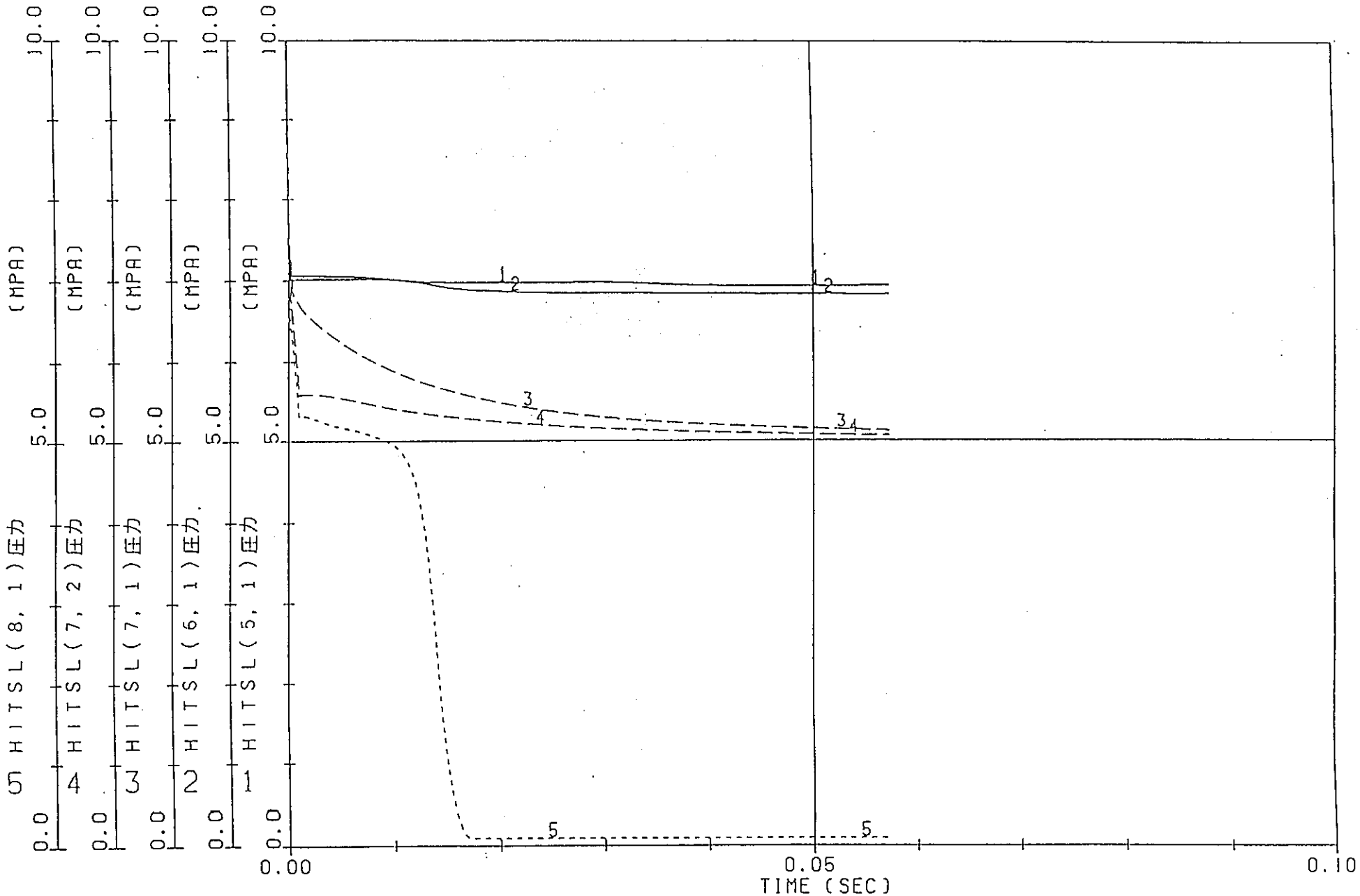


図 4.3.5.2-12 パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.00002sec）

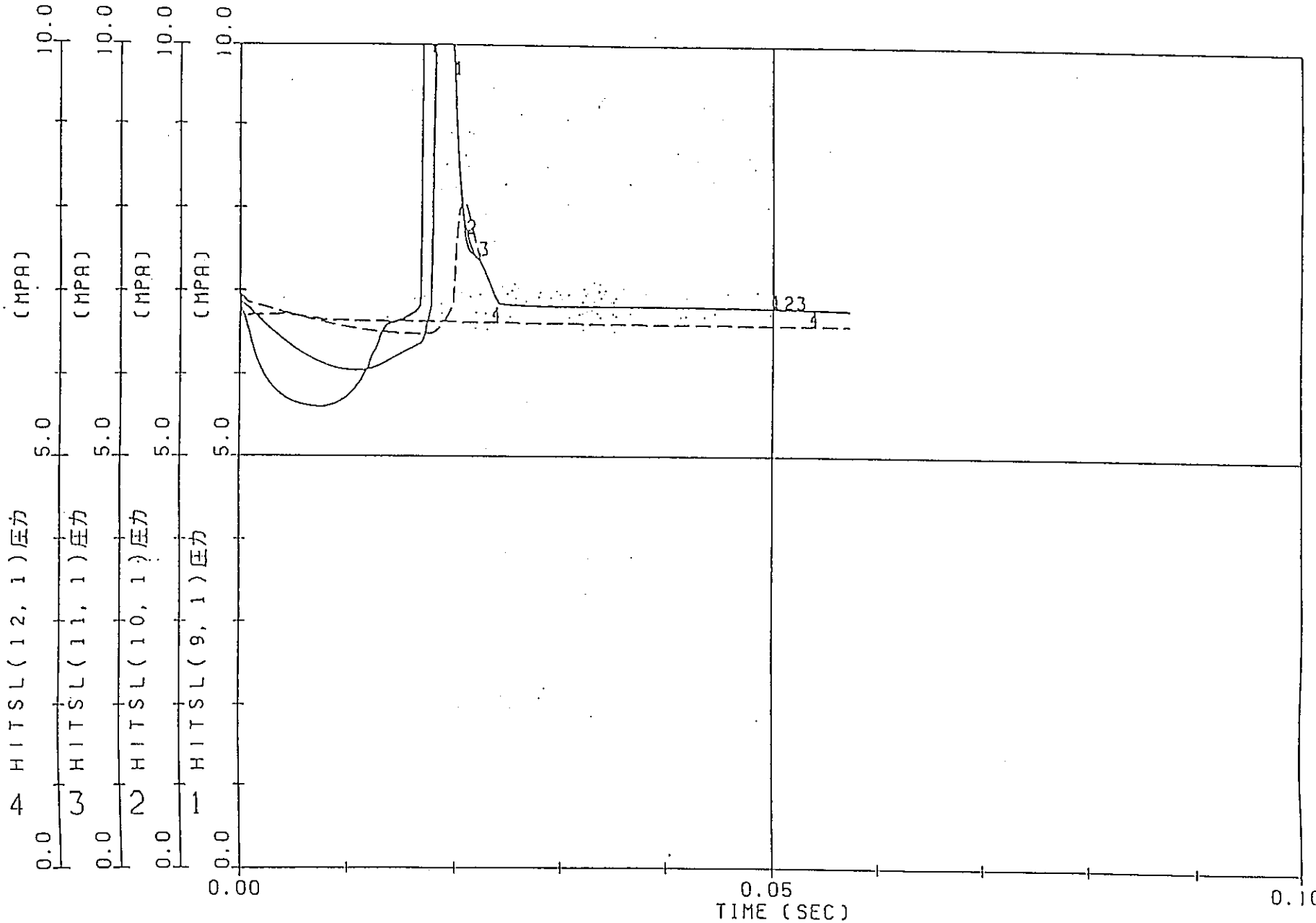


図 4.3.6-13 パラメータ解析（ケース３）（タイムステップ＝0.00002sec）

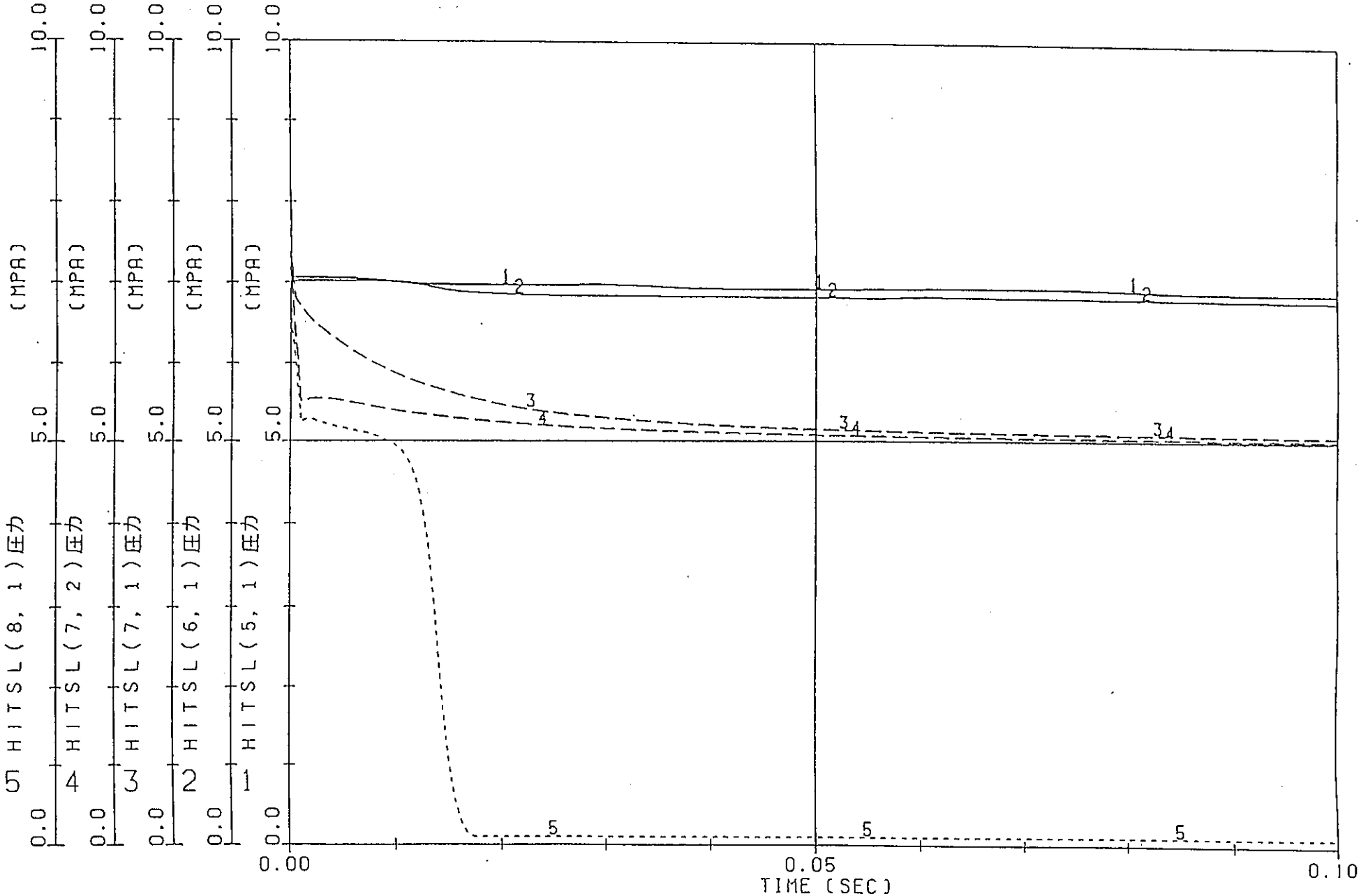


図4.3.5.2-14　試験解析（基本ケース）

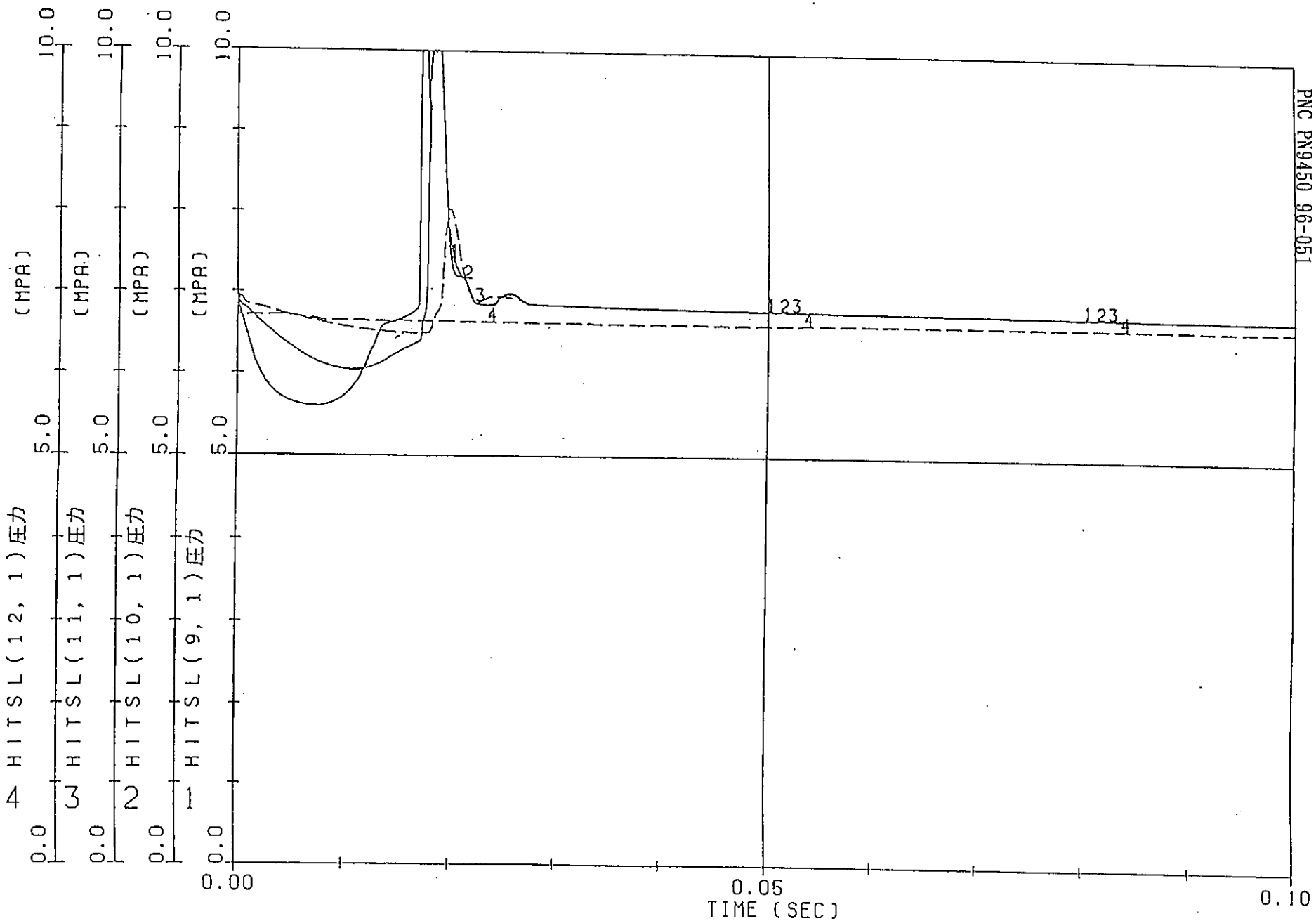


図4.3.5.2-15　試験解析（基本ケース）

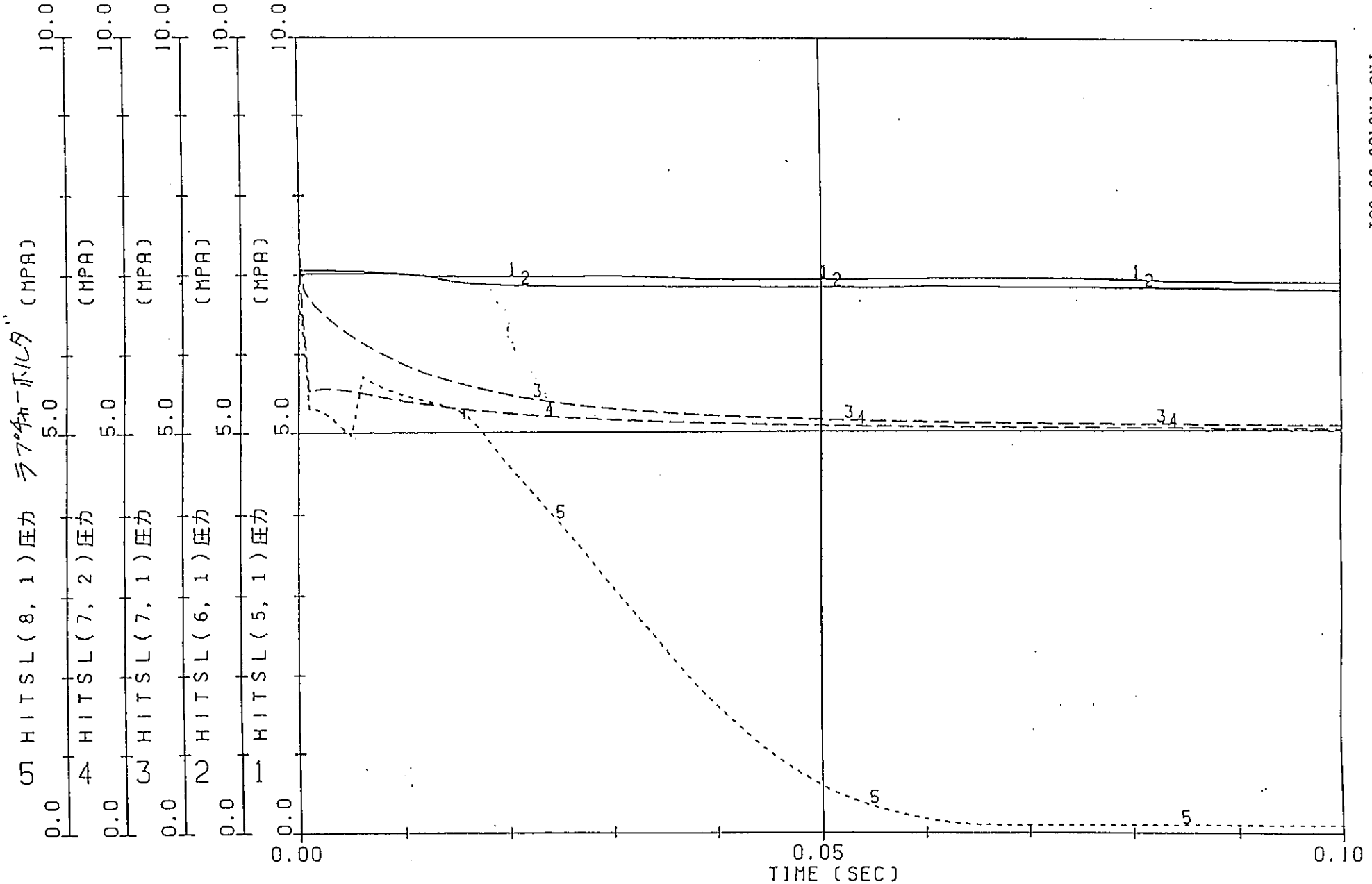


図4.3.5.2-16　試験解析（ラプチャーホルダーを模擬ケース）

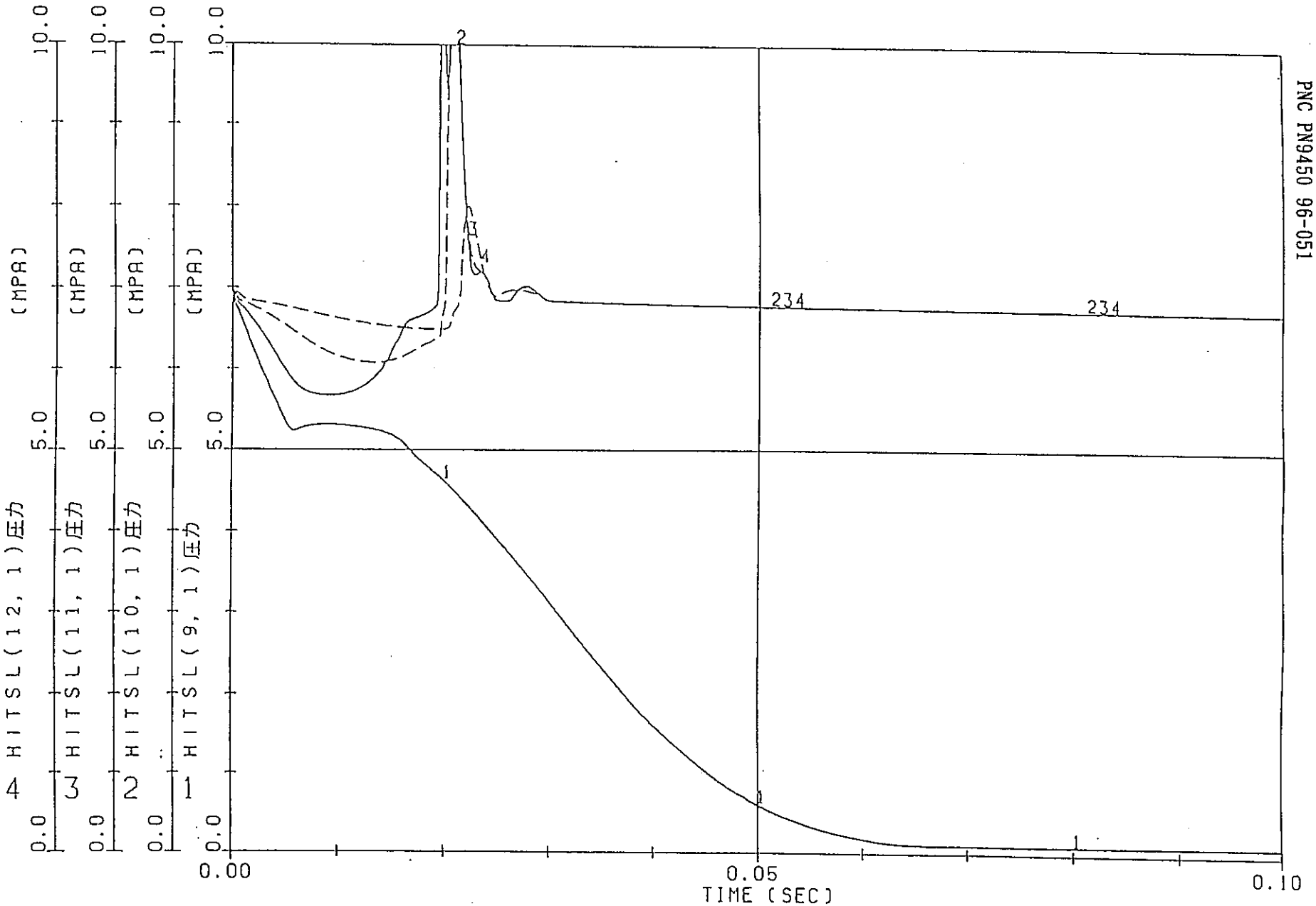


図4.3.5.2-17　試験解析（ラプチャーホルダーを模擬ケース）

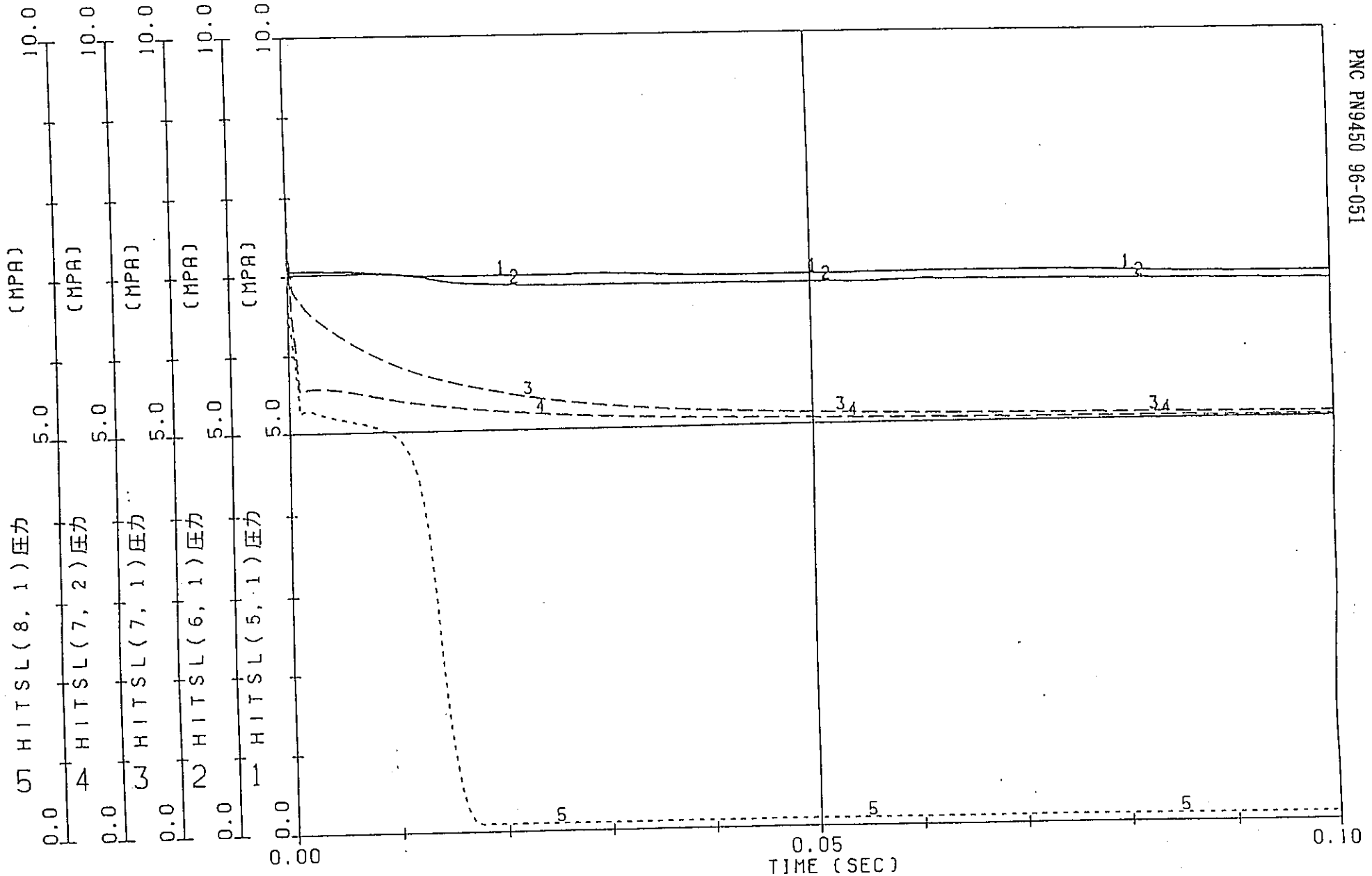


図4.3.5.2-18　試験解析（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割ケース）

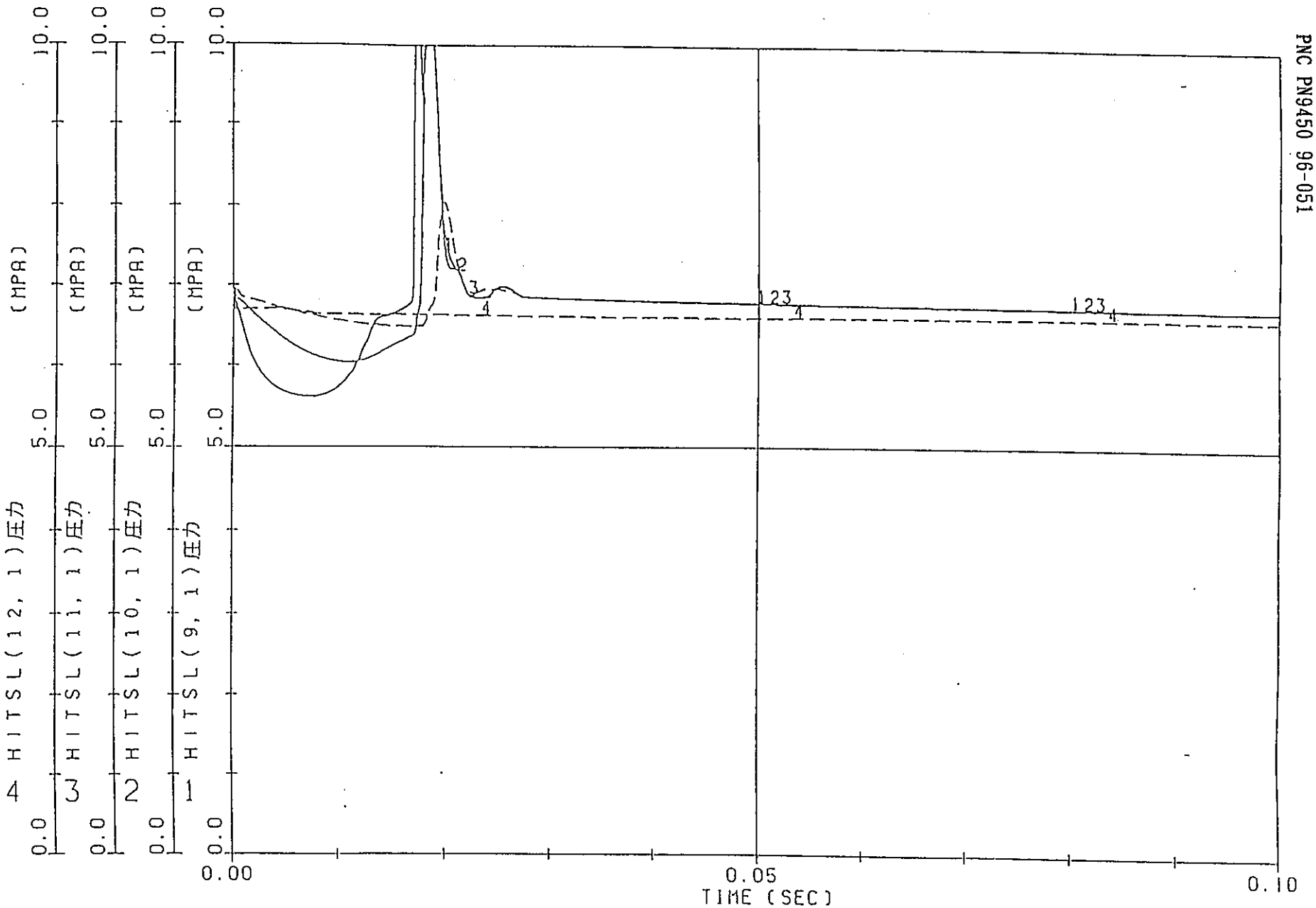


図4.3.5.2-19 試験解析（蒸気ドラムを蒸気相及び液相に分割ケース）

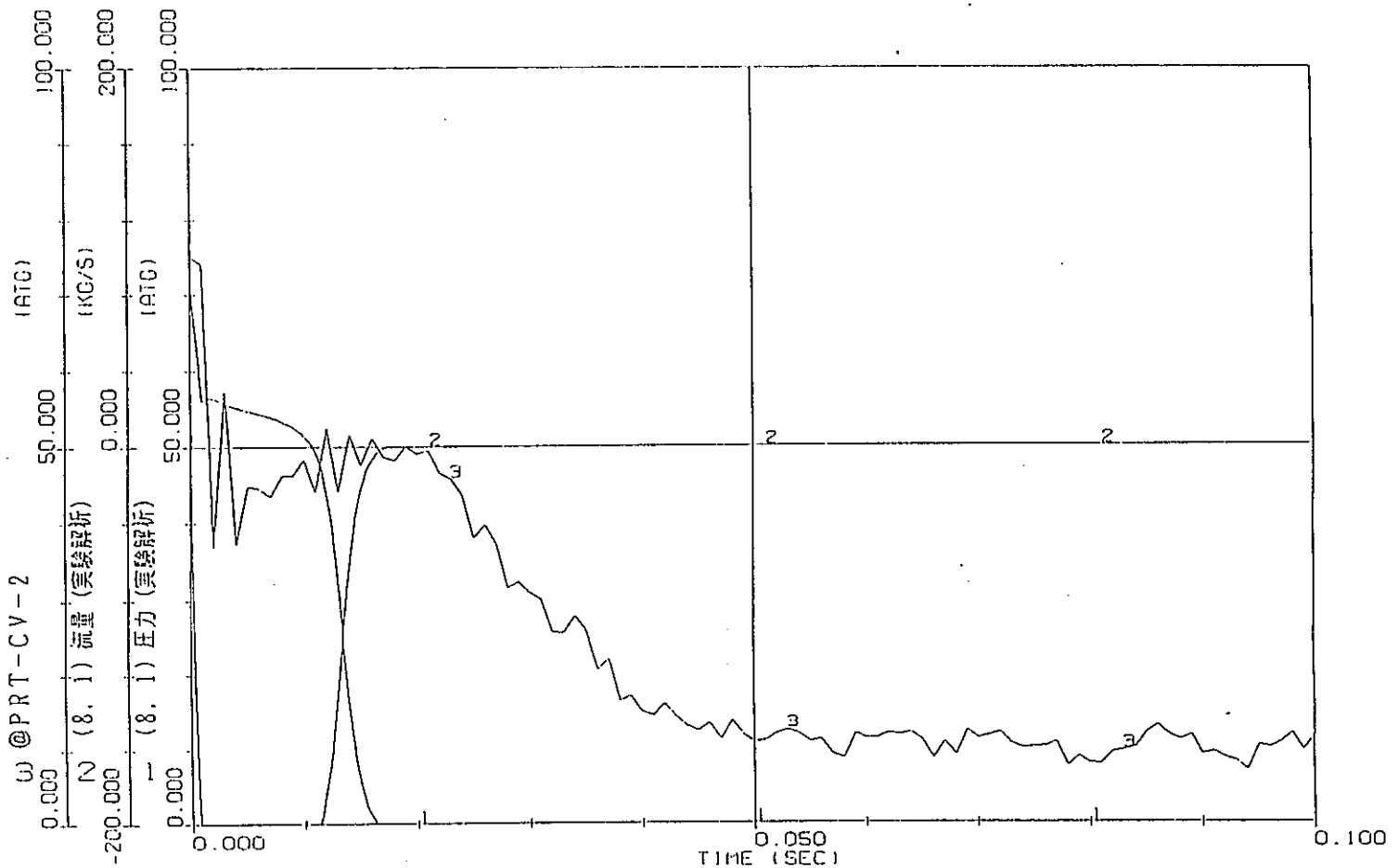


図4.3.5.2-20　試験解析結果（CHES-J2）

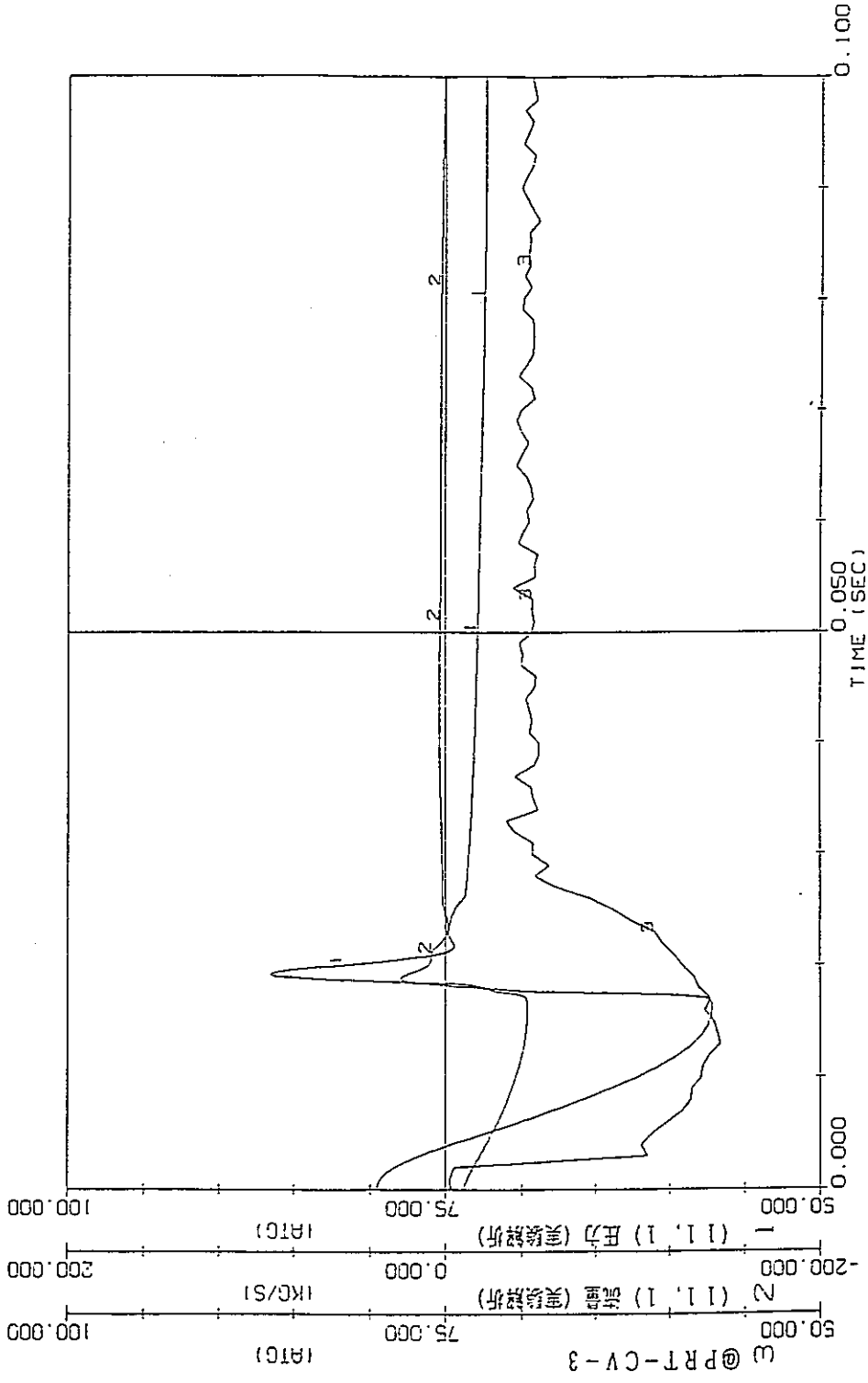


図4.3.5.2-21 試験解析結果（CHES-2）

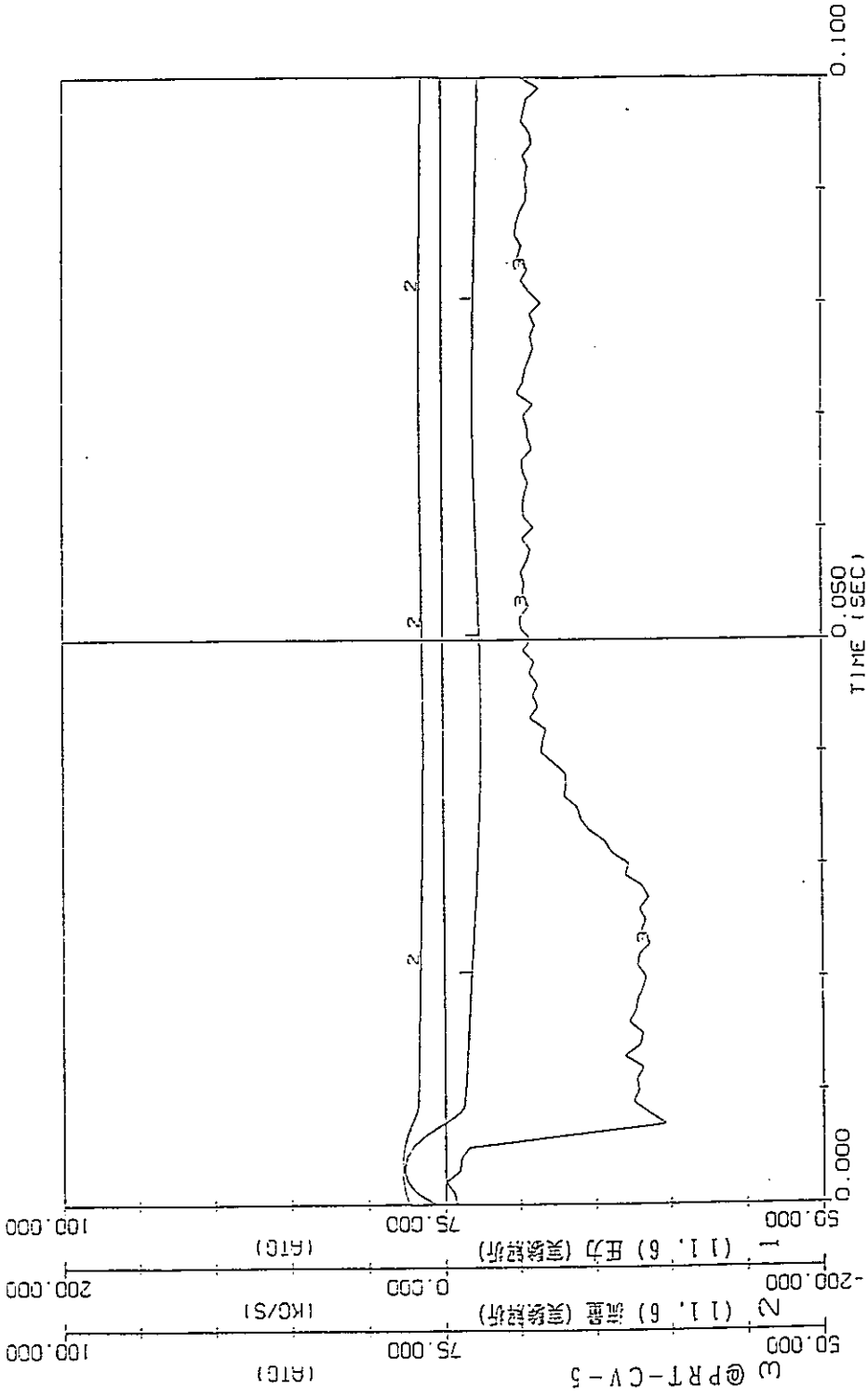
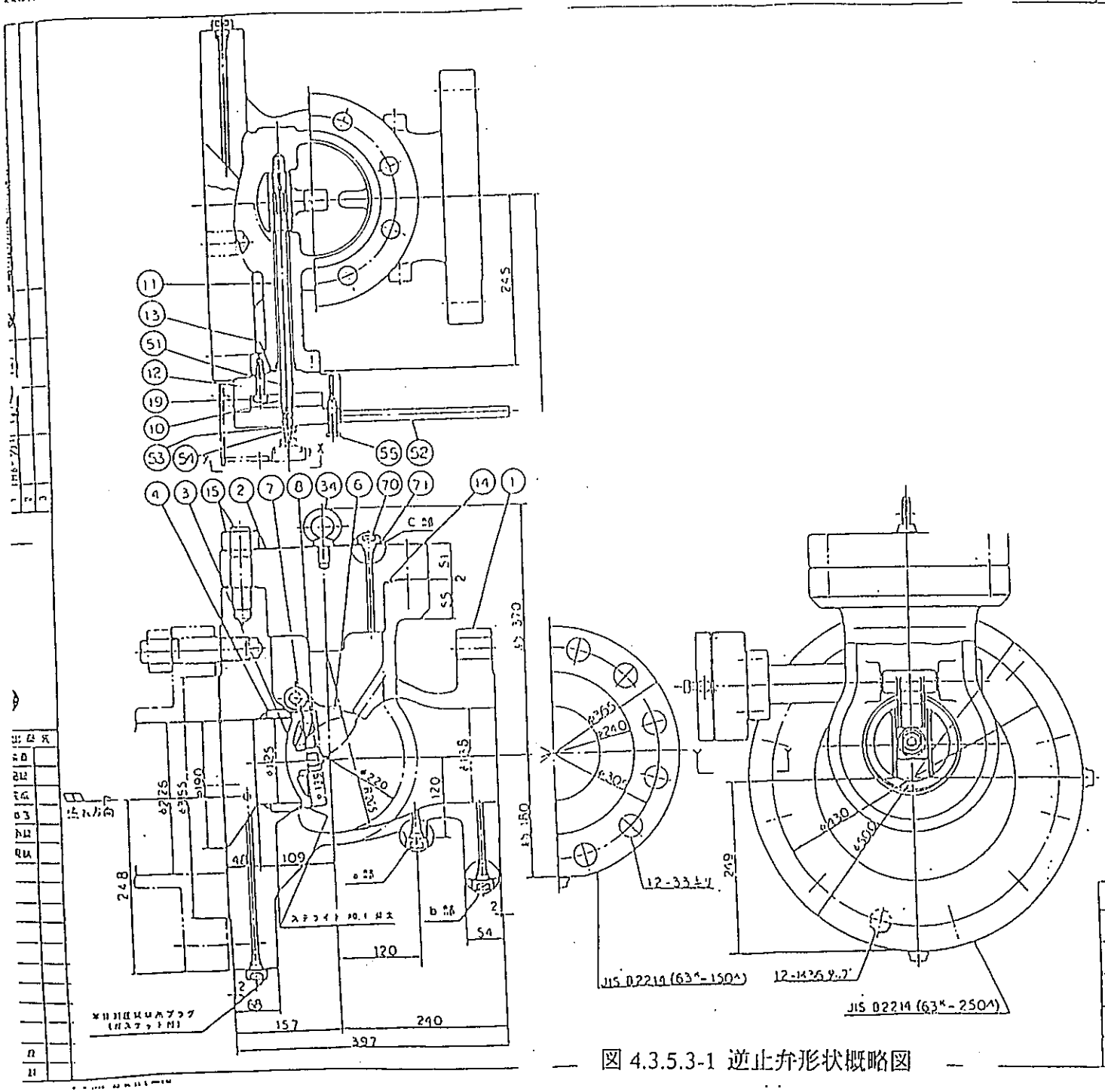


図4.3.5.2-22　試験解析結果（CHES-J2）

図4.3.5.2-23　試験解析結果（CHES-J2）



REF.		NEW		NO
番号	名 称	個数	材 料	備 考
1	弁 箱	1	JIS SCS 14A	
2	ふ た	1	JIS SUS F316L	
3	弁 体	1	JIS SCS 14A	ステライト No.1 肉盛
4	弁 座	1	JIS SUS 316L	
5	ケ ー ス	1	JIS SCS 14A	
7	圧 力 金	1	JIS SUS 316HP	
8	ナ ッ ト	1	JIS SUS 316L	
10	スピンドル	1	JIS SUS 630	
11	当 め 板	1	ステライト	MS No.10
12	フ ラ ン ジ	1	JIS SUS F316L	
13	ガスケット	1	トンボ #1404	
14	ガスケット	1	トンボ #1404	
15	六角ボルト ナット	1組	JIS SNB7&SNB7	M16×1
16	六角穴付ボルト	6	JIS SNB7&SNB7	M12
51	ケイボルト	1	JIS SS 41	
51	○リング	1	カルレッツ 1021	No.3021
52	締付用レバー	1	JIS SS 41	
53	圧 力 金	1	JIS SS 41	
54	ナ ッ ト	1	JIS SS 41	
55	セットボルト	1	JIS SS 41	
70	プ ラ グ	S	JIS S25C	
71	ガスケット	S	銅	

TOA VALVE CO., LTD.			
APPV'D	TYPE NO	480SF-150-H	
CHKD	ブローダウン試験用供試弁		
DWN	SIZE 6B		
H6-5/24			
ORDER NO	F940430-1-3	DWG NO	S9411806
			REV 1

図 4.3.5.3-1 逆止弁形状概略図

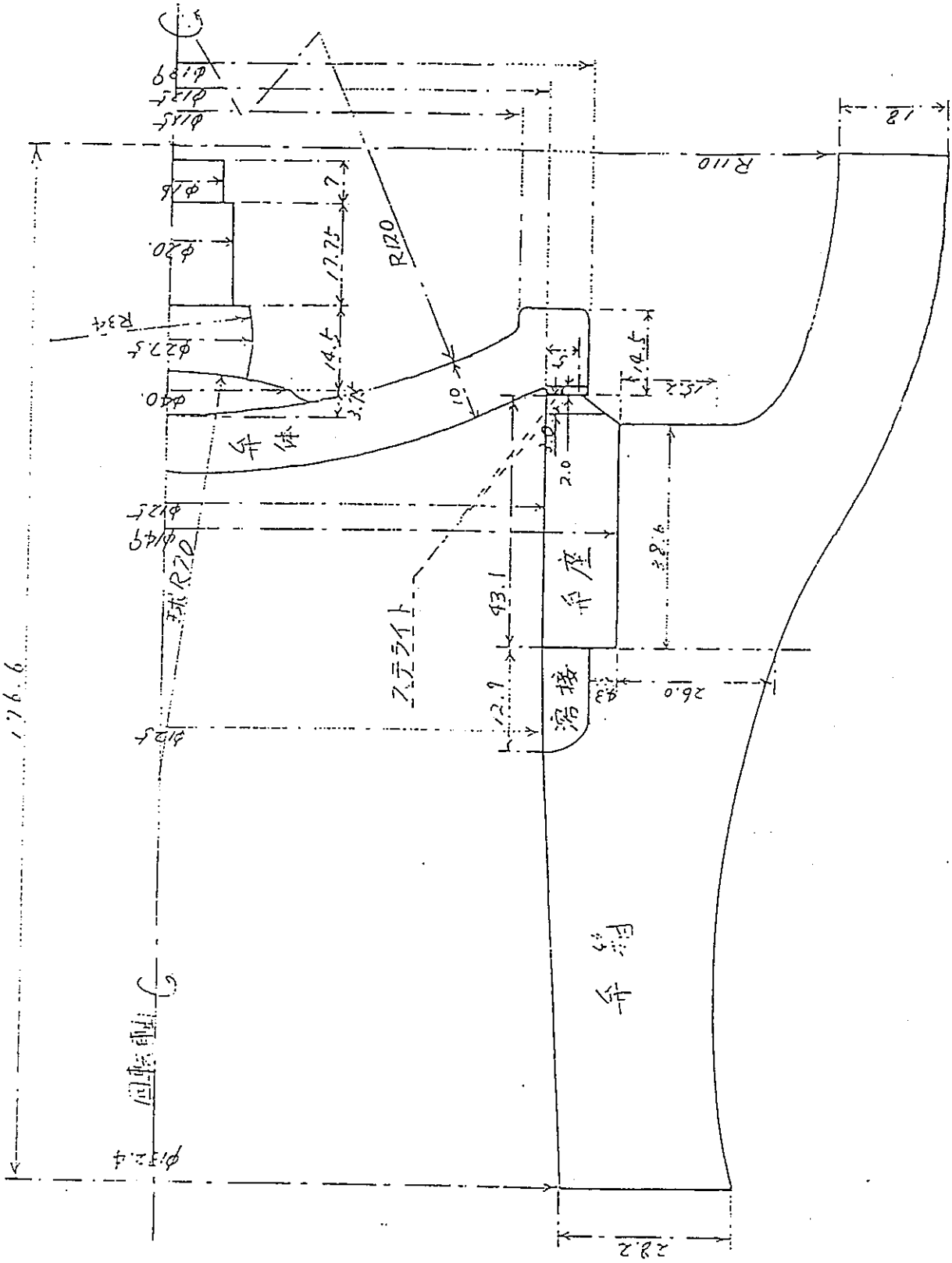


図 4.3.5.3-2 逆止弁形状詳細図

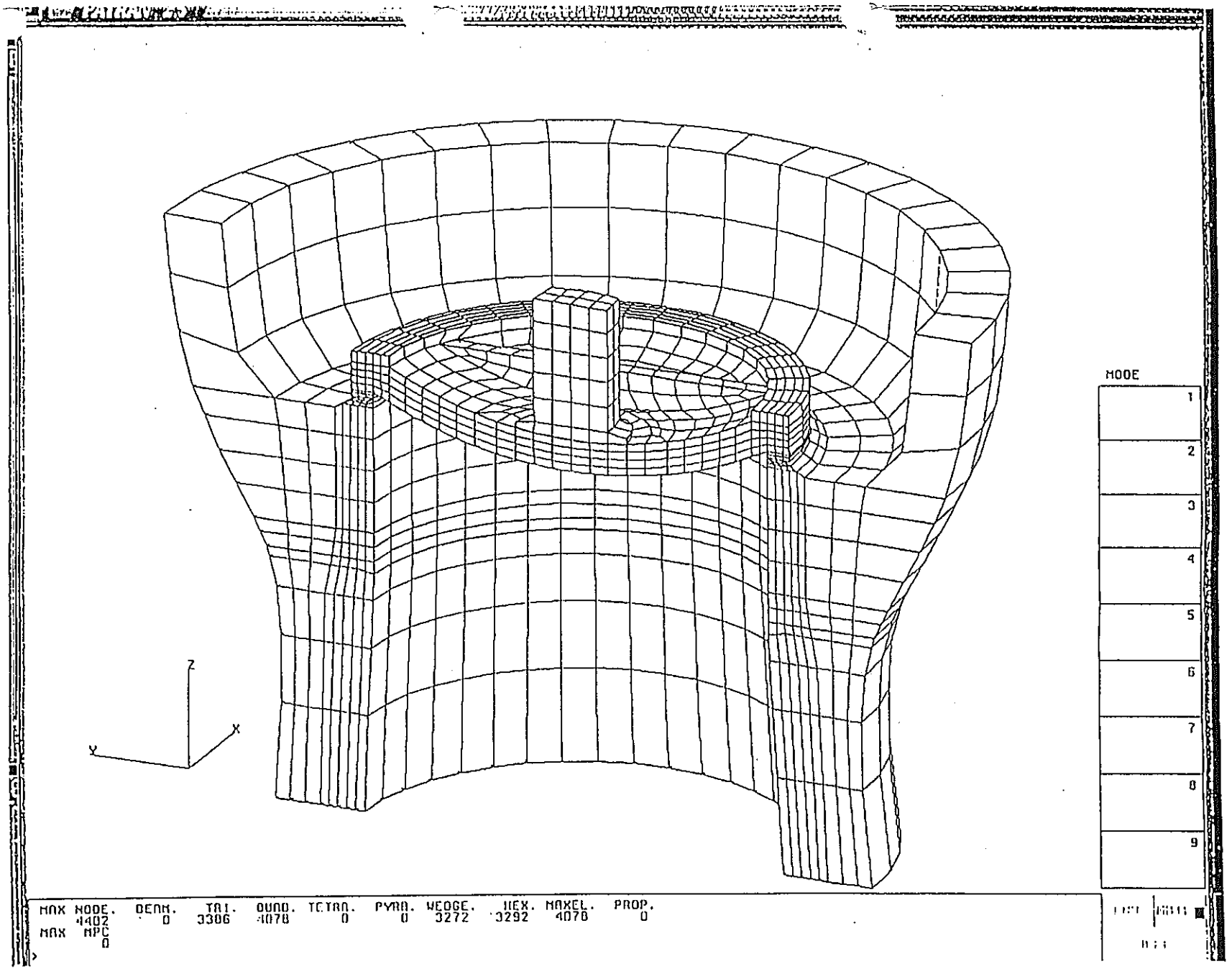


図 4.3.5.3-3 解析対象有限要素メッシュ分割

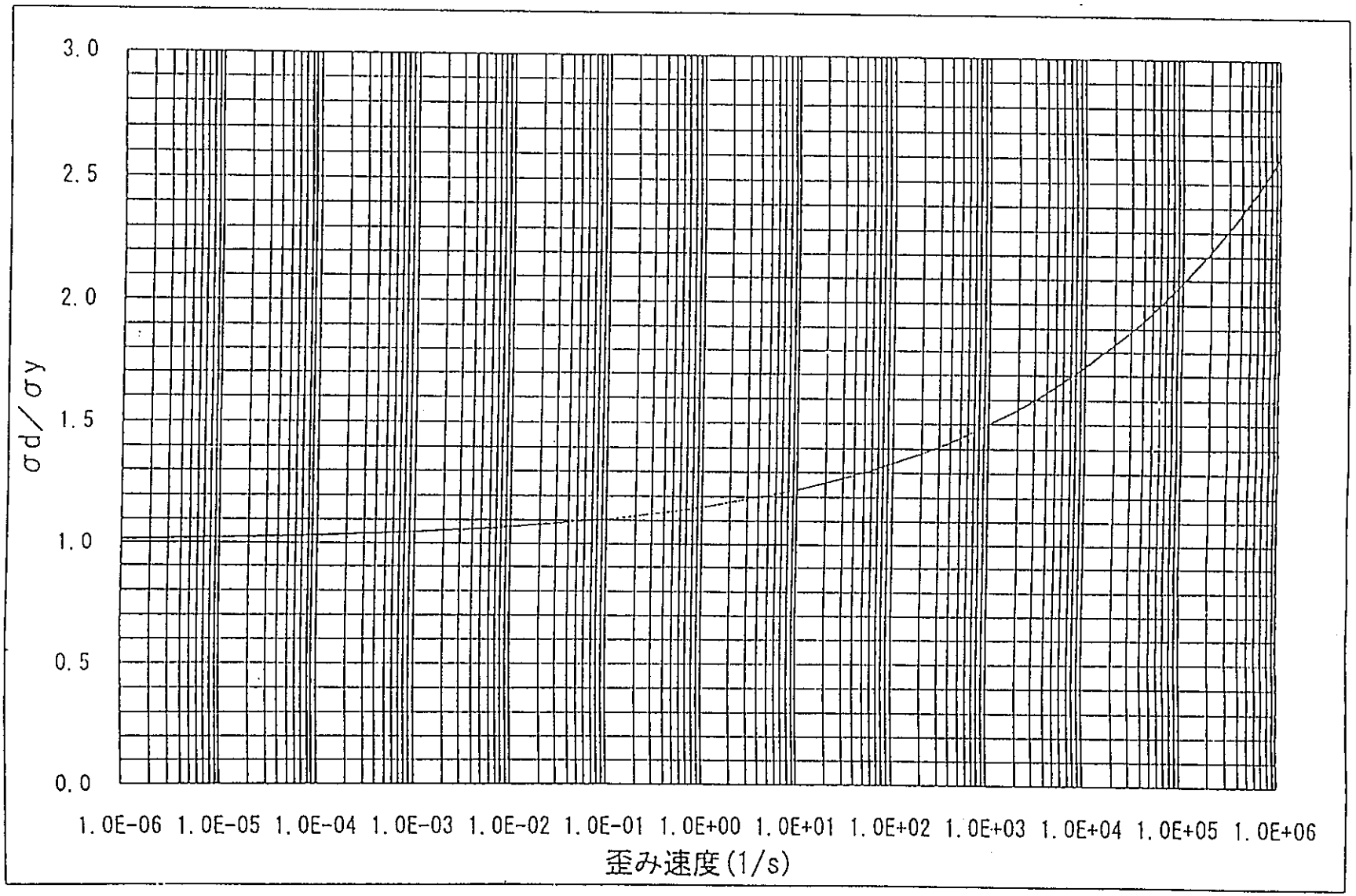


図 4.3.5.3-4 降伏応力割増図

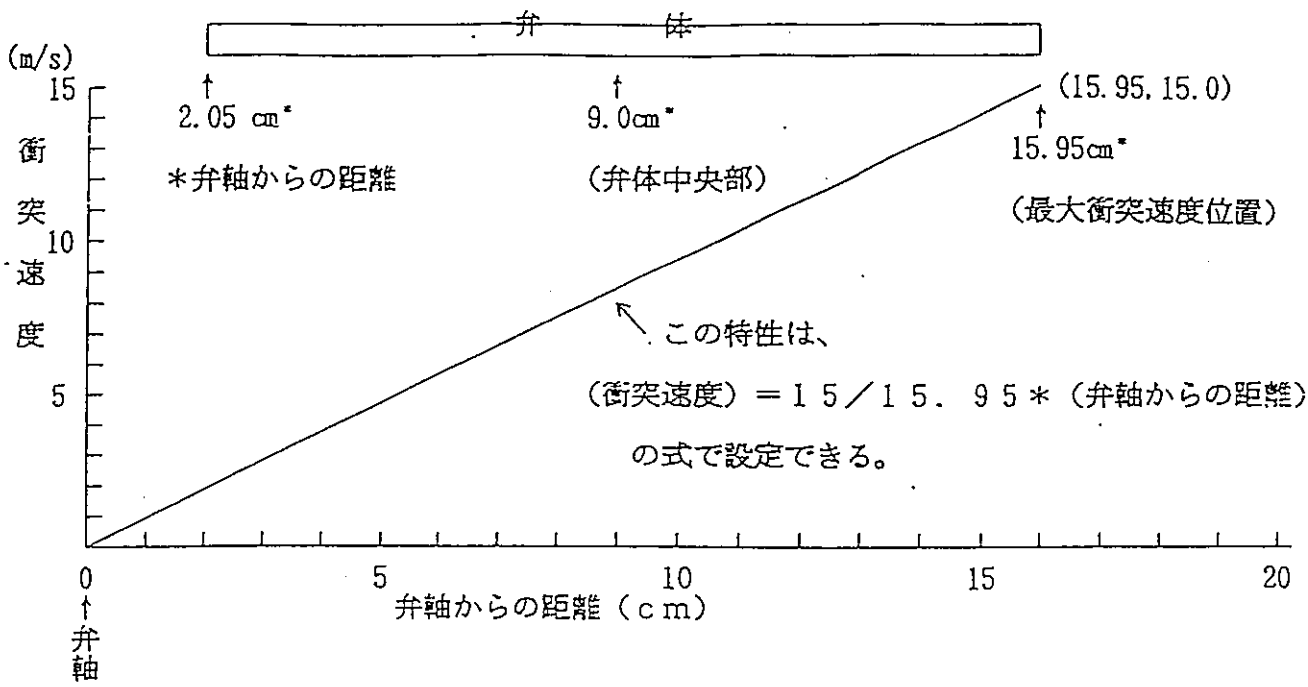


図 4.3.5.3-5 弁体衝突速度例

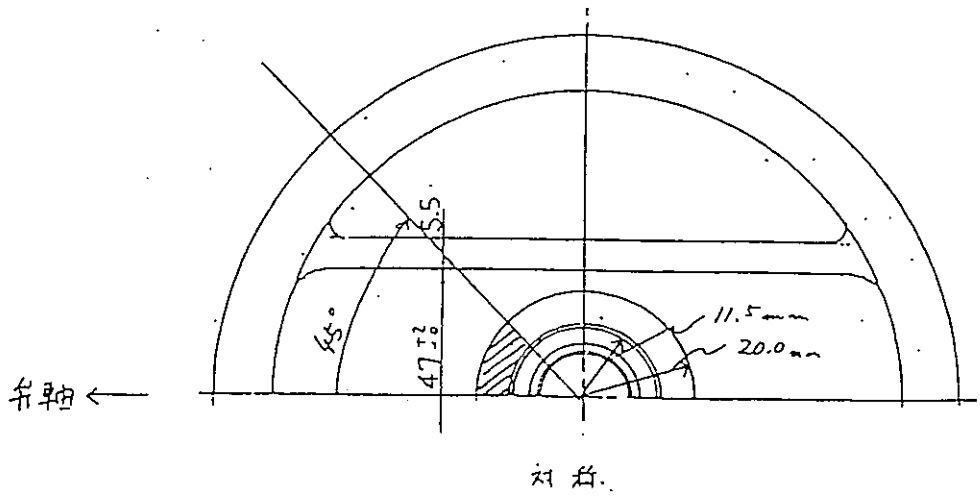


図 4.3.5.3-6 アーム荷重範囲

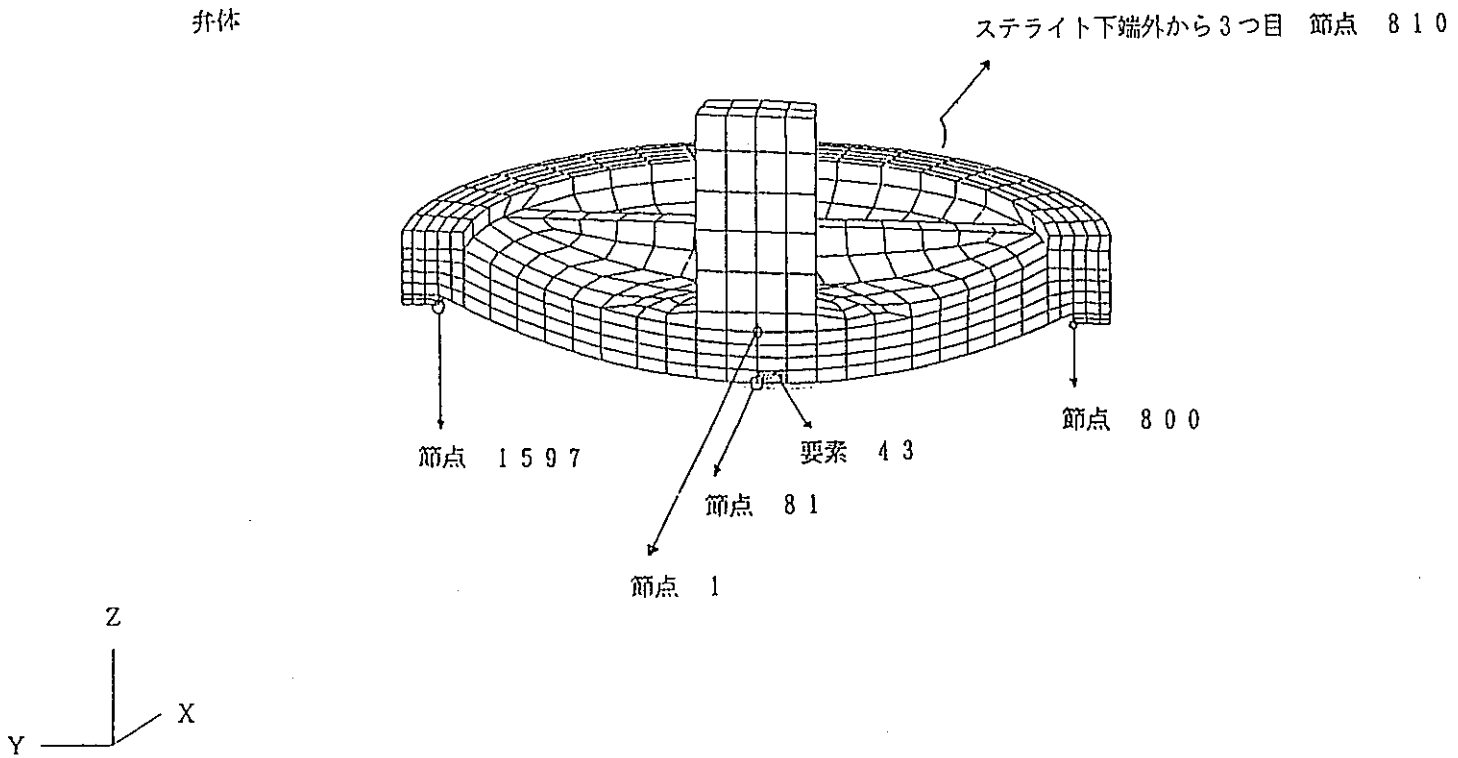
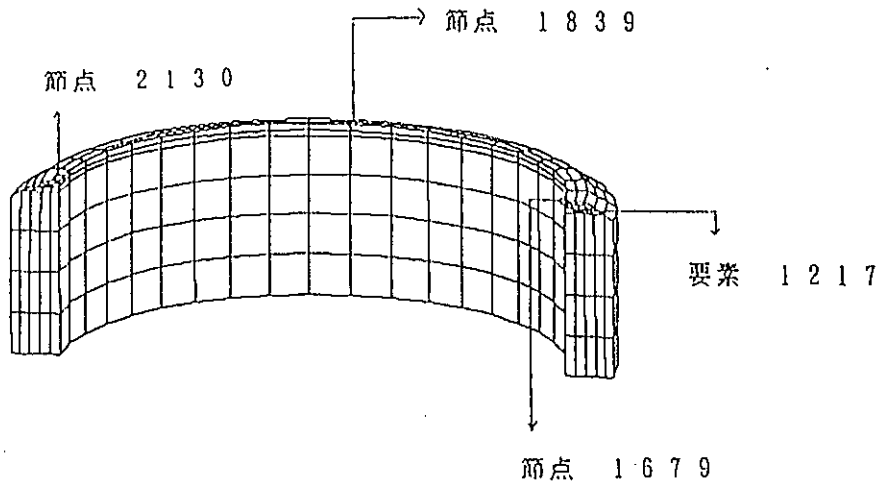


図 4.3.5.3-7 弁体要素・節点

弁座



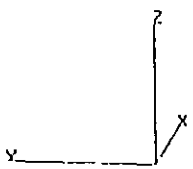


図 4.3.5.3-8 弁座要素・節点

弁箱

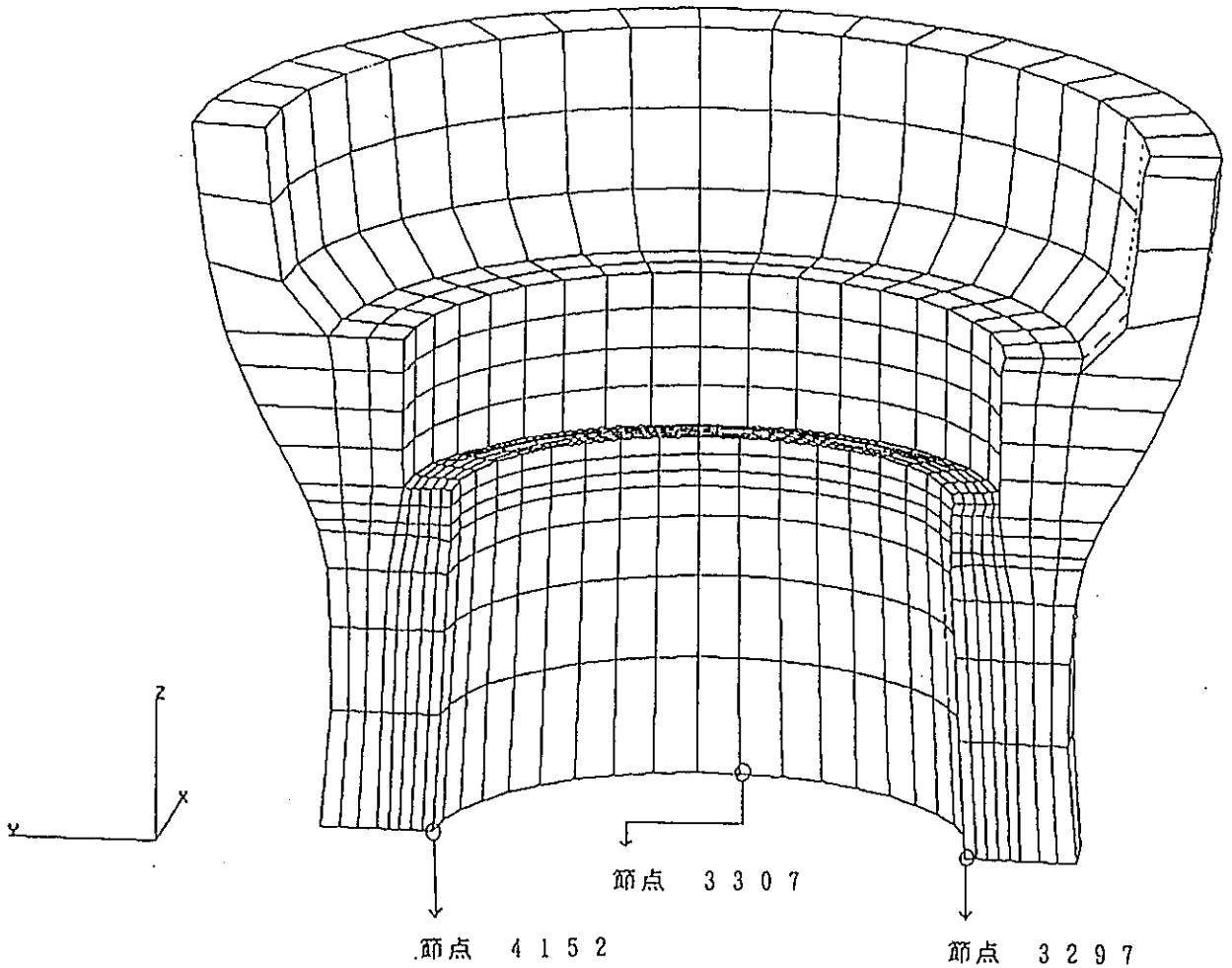
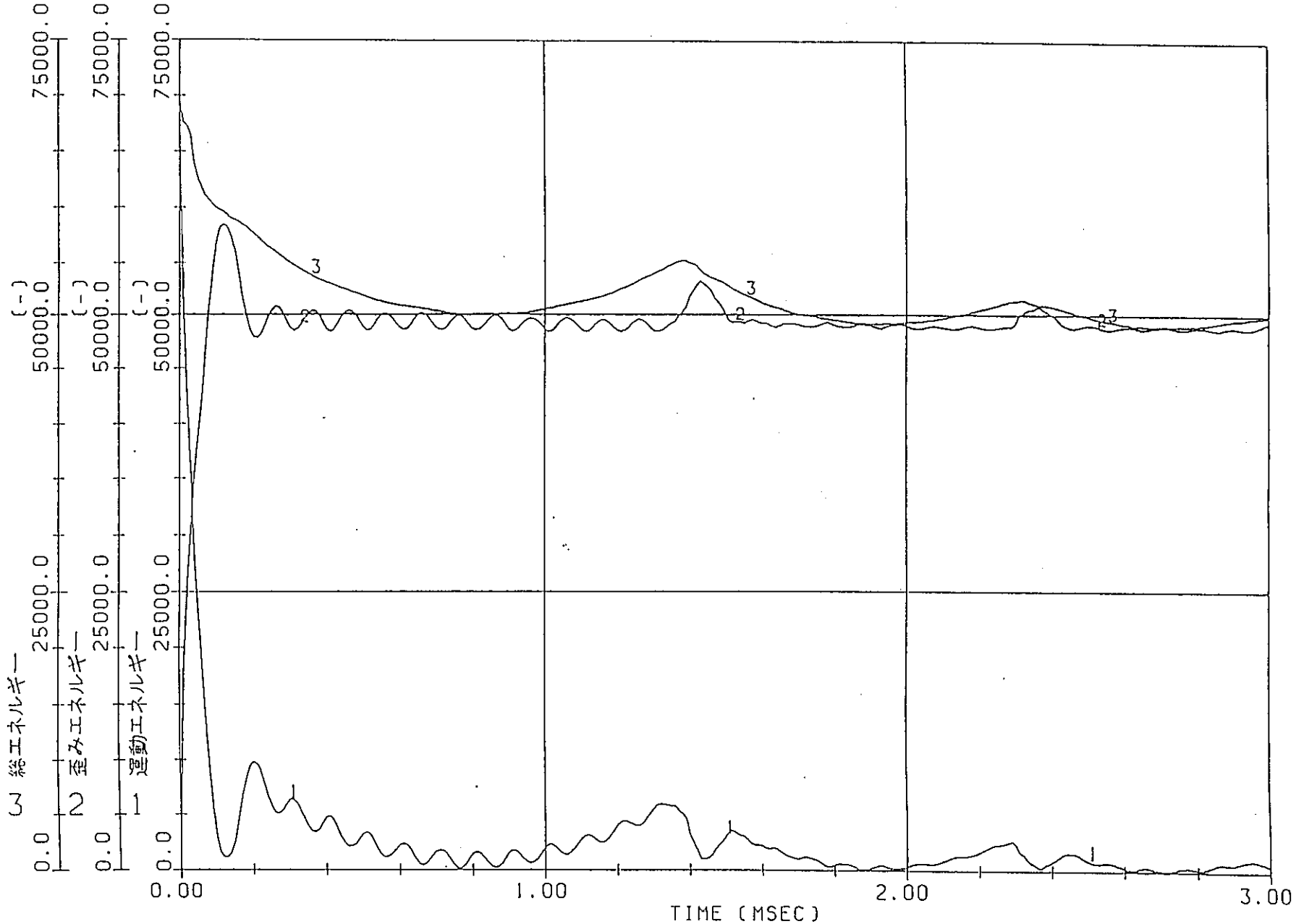


図 4.3.5.3-9 弁箱要素・節点



1.3.5.3-10 解析ケース1　内部エネルギー時刻歴図

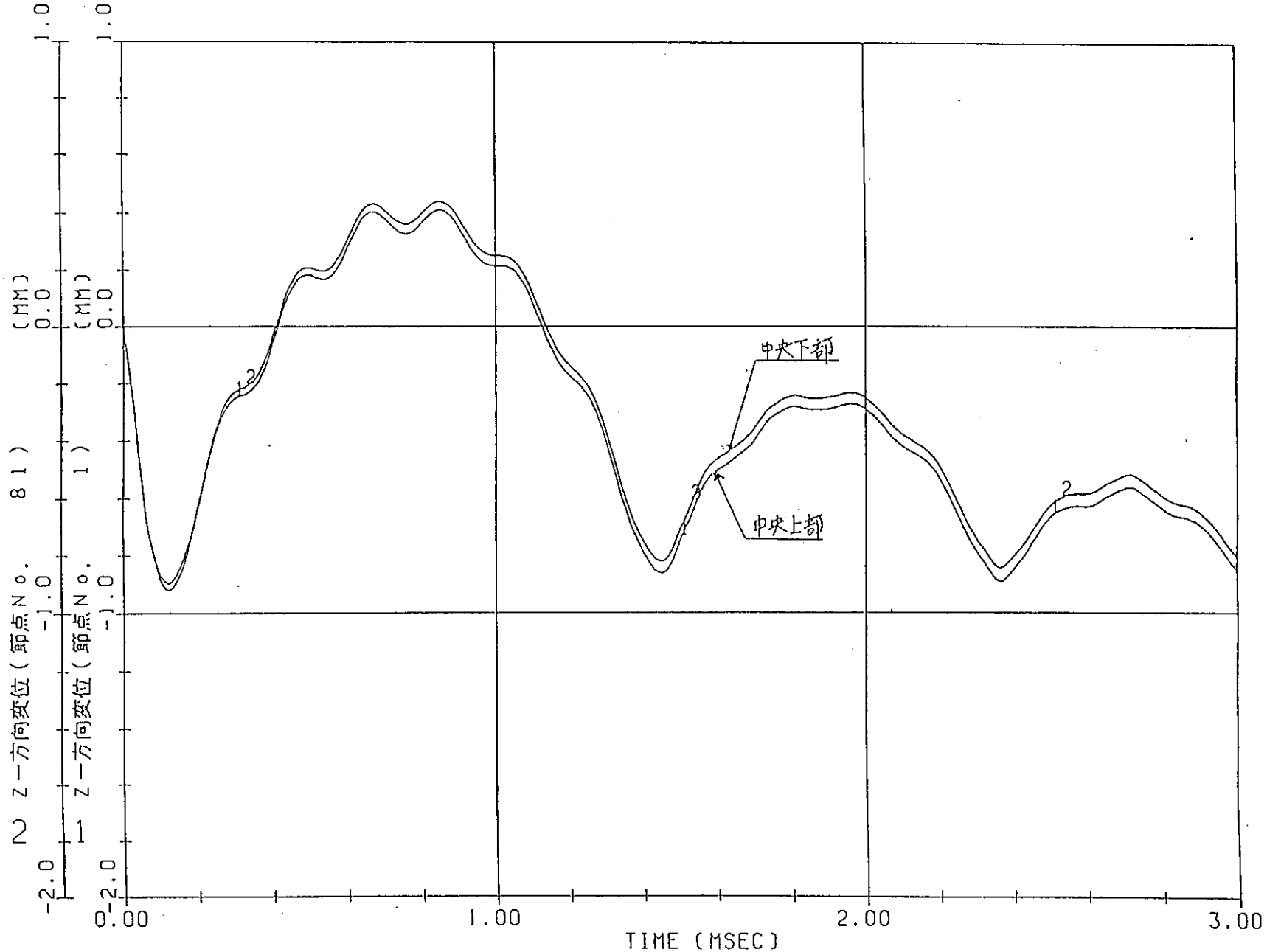


図 4.3.5.3-11 解析ケース1　弁体中央部節点変位時刻歴

PNC PN9450 96-051

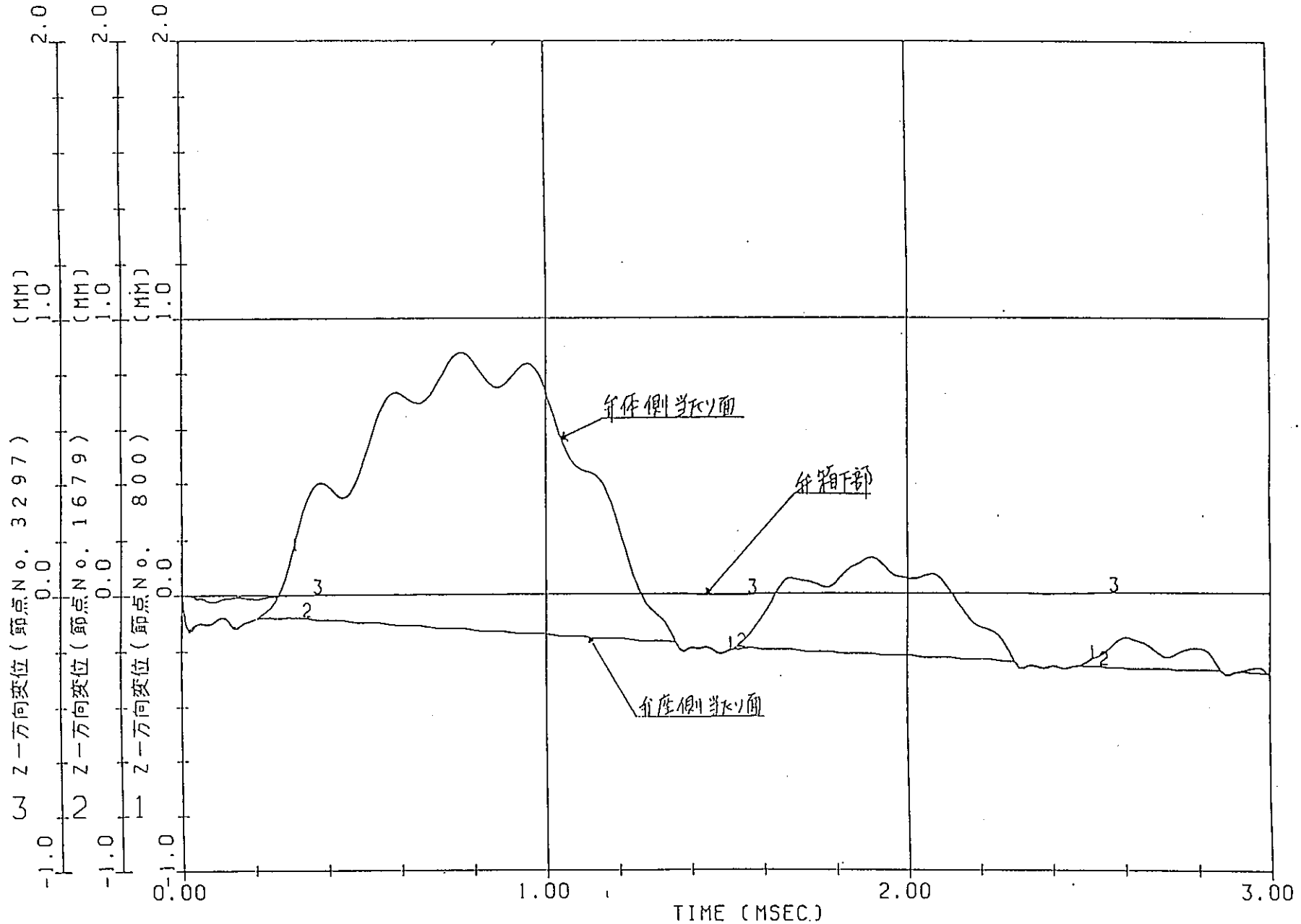


図 4.3.5.3-12 解析ケース1　弁体先端部当り面節点変位時刻歴

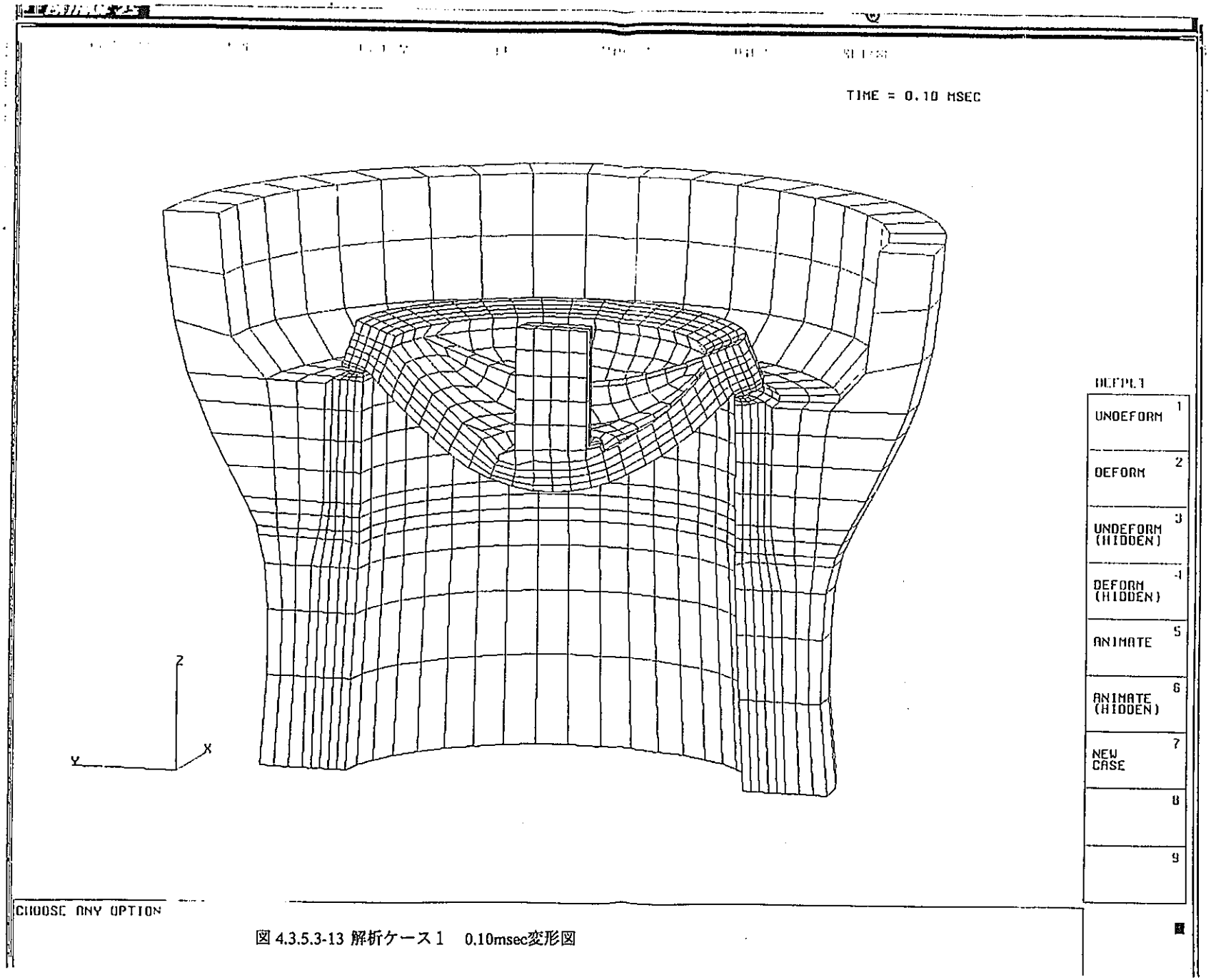


図 4.3.5.3-13 解析ケース1　0.10msec変形図

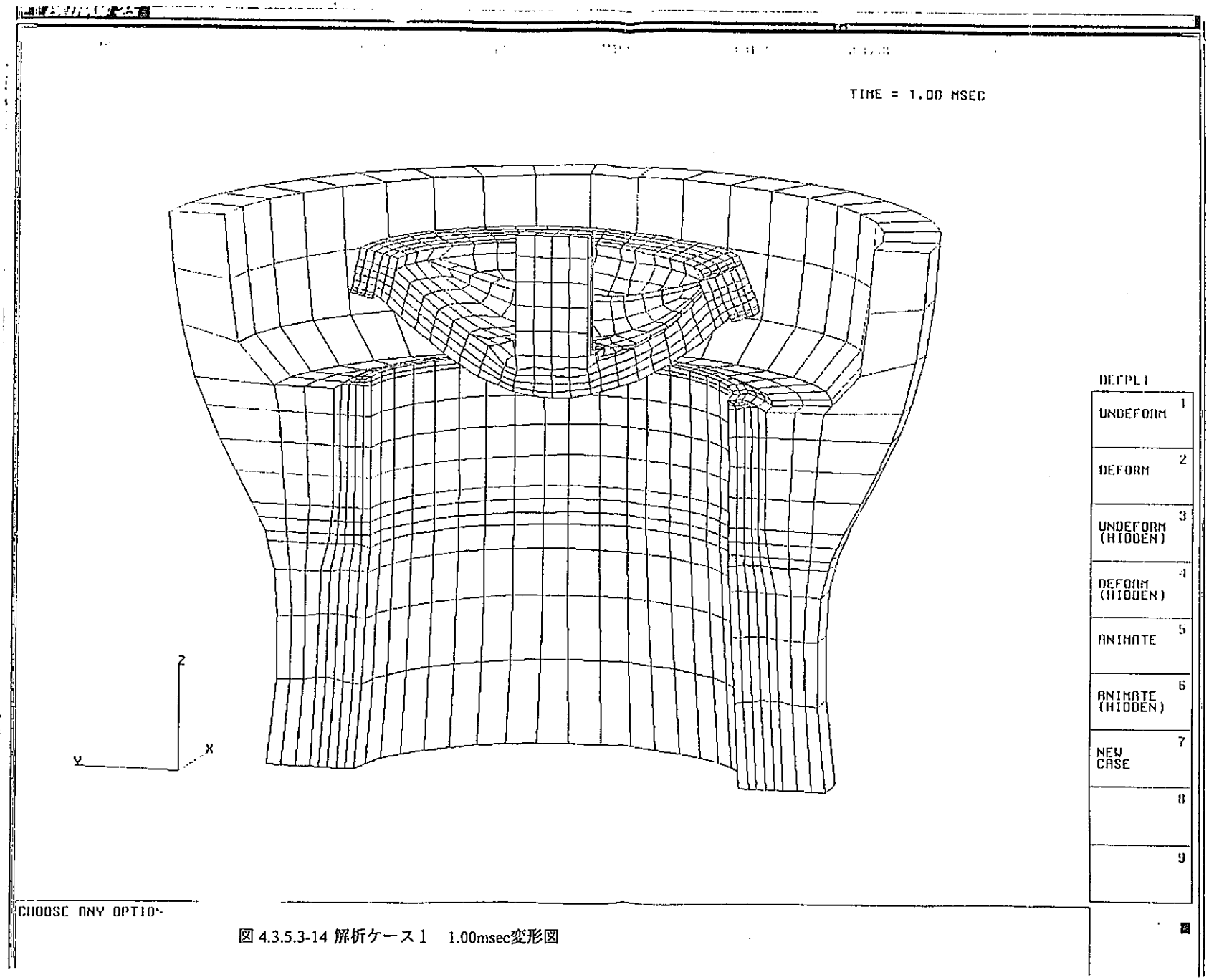


図 4.3.5.3-14 解析ケース1　1.00msec変形図

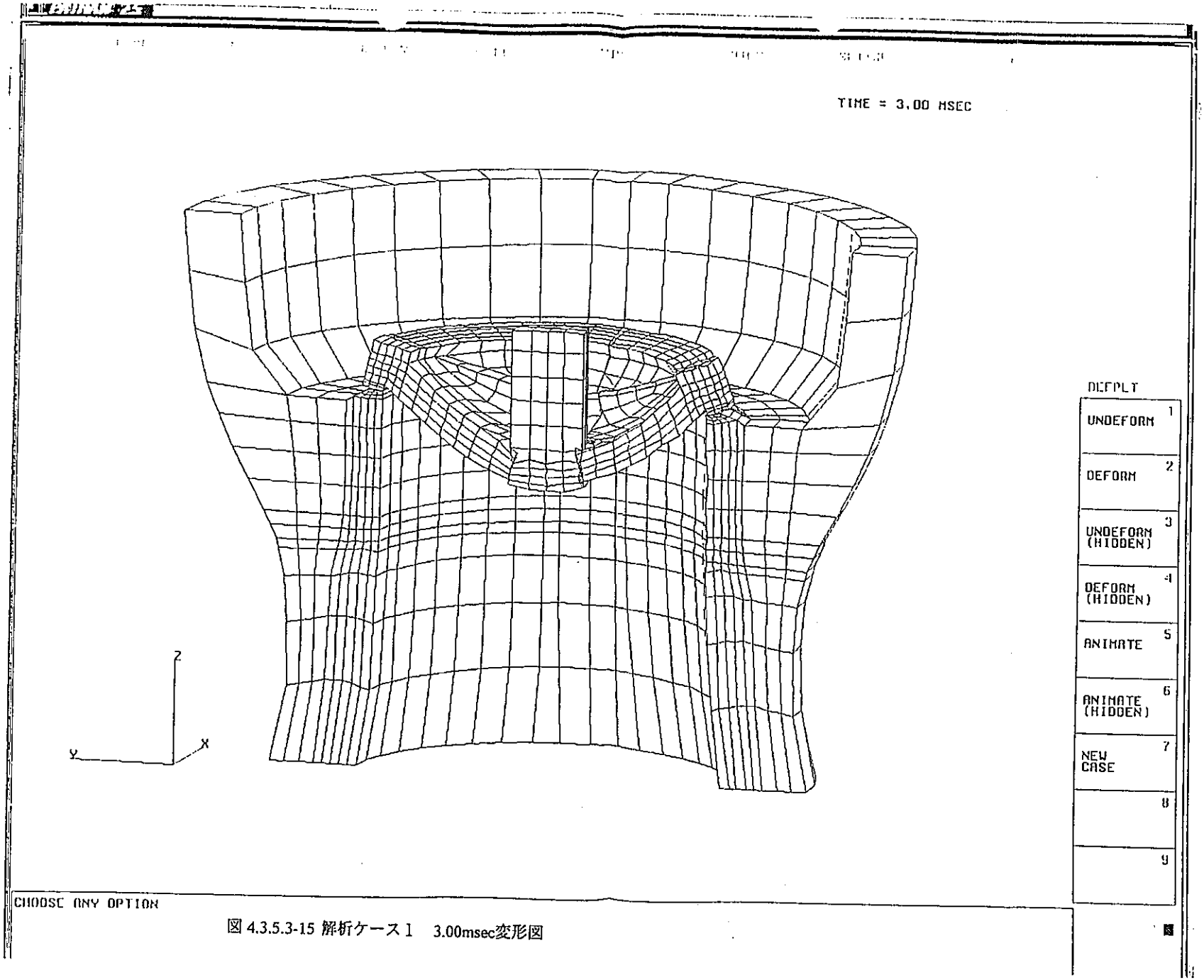


図 4.3.5.3-15 解析ケース1　3.00msec変形図

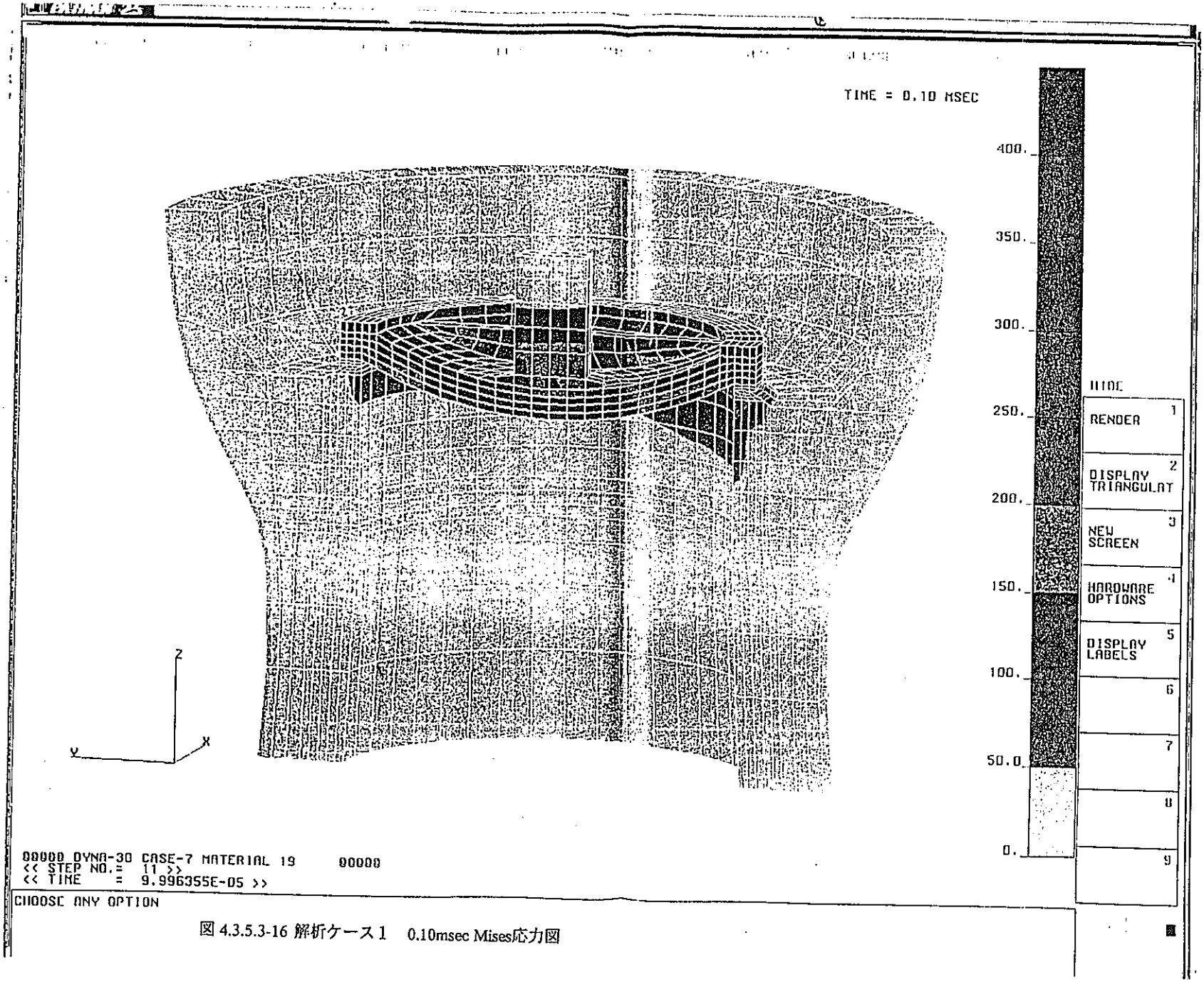


図 4.3.5.3-16 解析ケース1　0.10msec Mises応力図

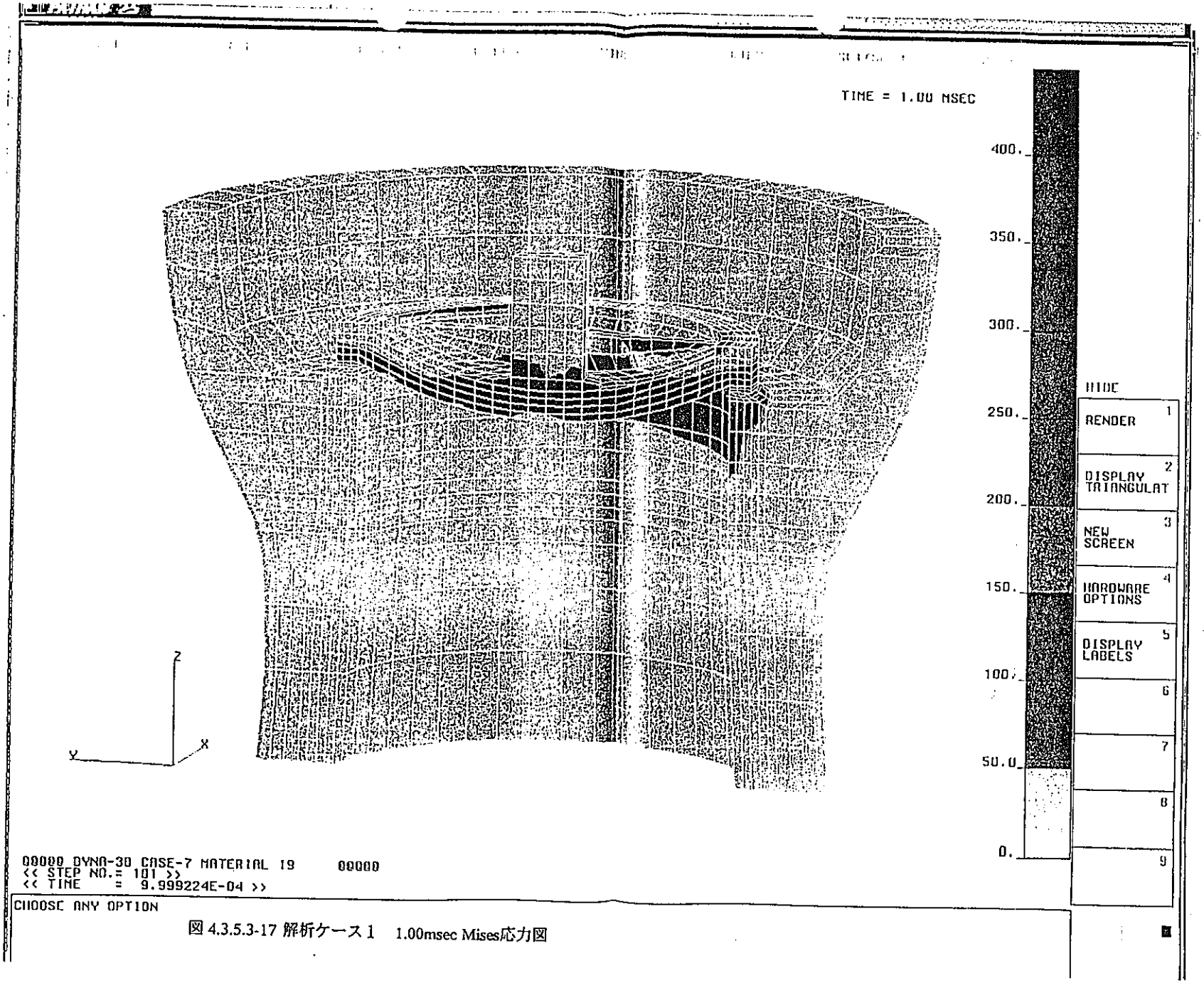


図 4.3.5.3-17 解析ケース1　1.00msec Mises応力図

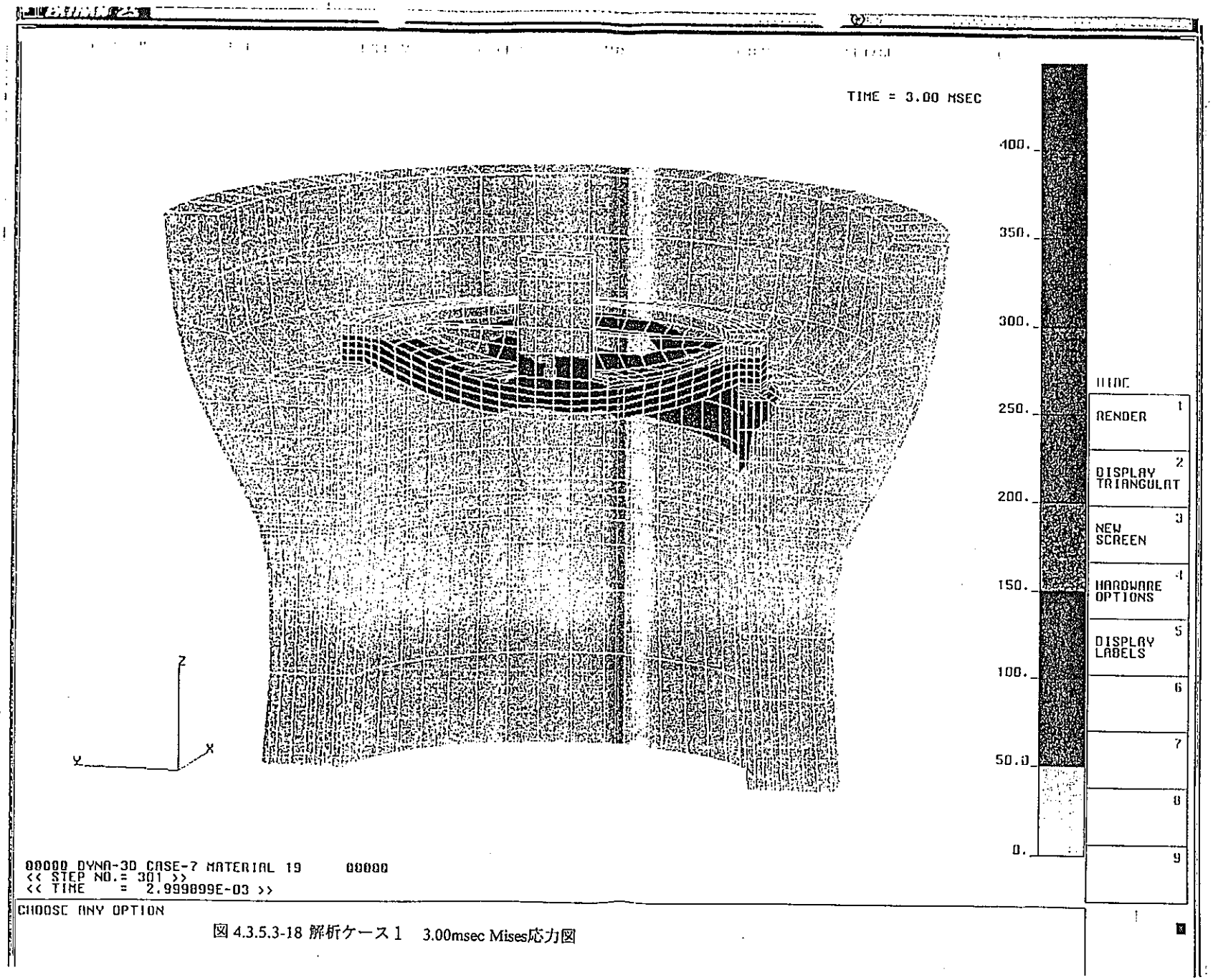


図 4.3.5.3-18 解析ケース 1　3.00msec Mises応力図

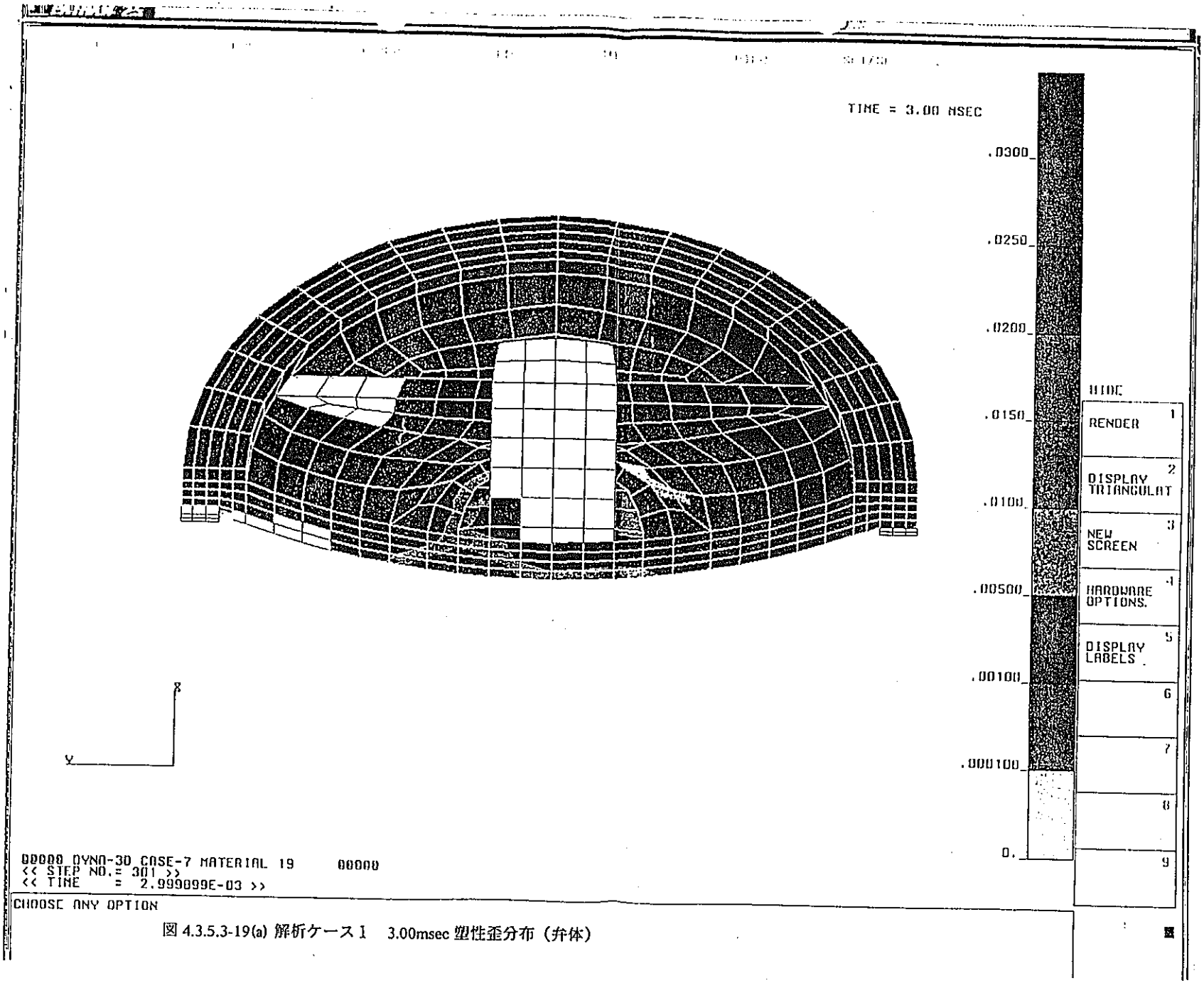


図 4.3.5.3-19(a) 解析ケース 1　3.00msec 塑性歪分布（弁体）

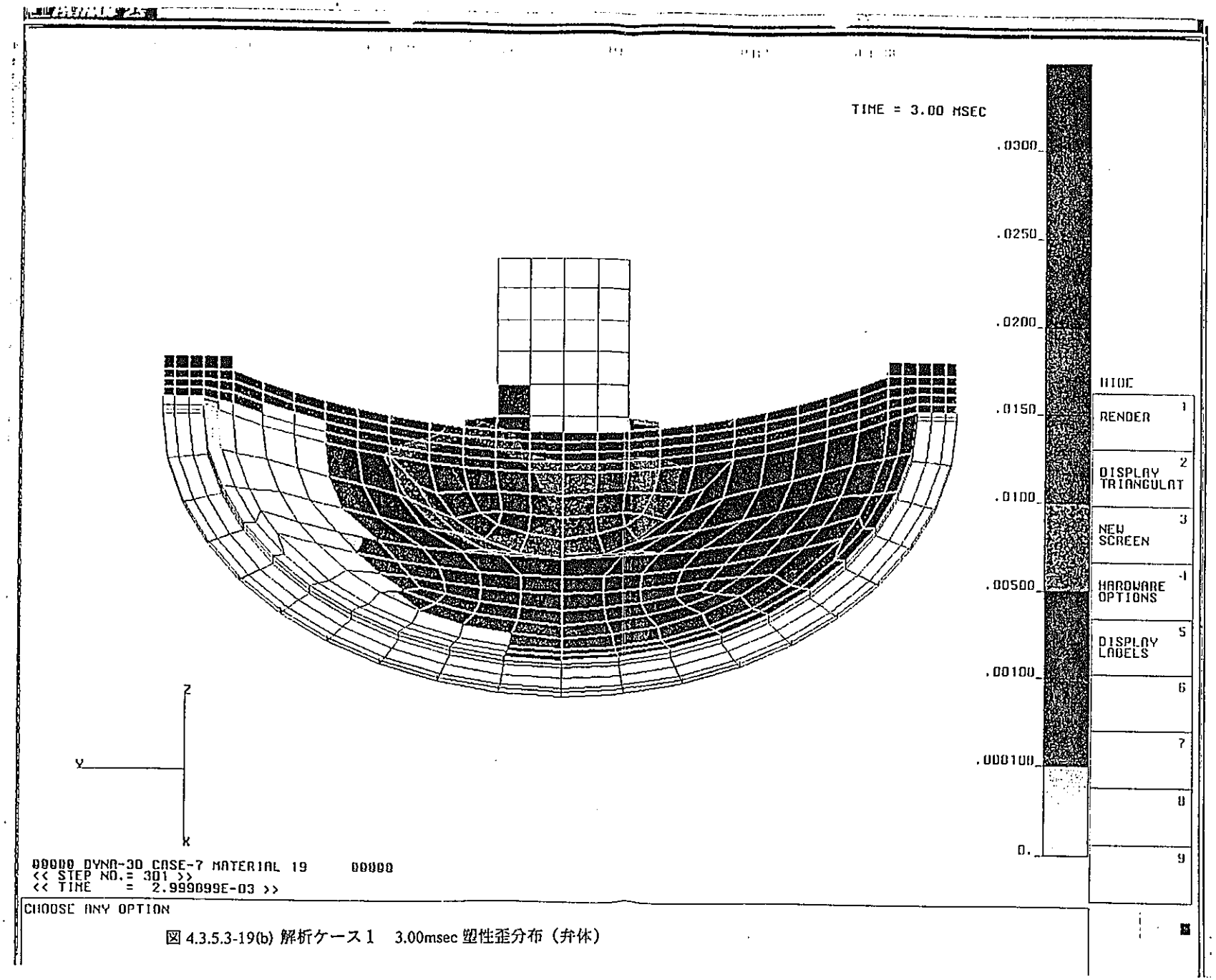


図 4.3.5.3-19(b) 解析ケース 1　3.00msec 塑性歪分布（弁体）

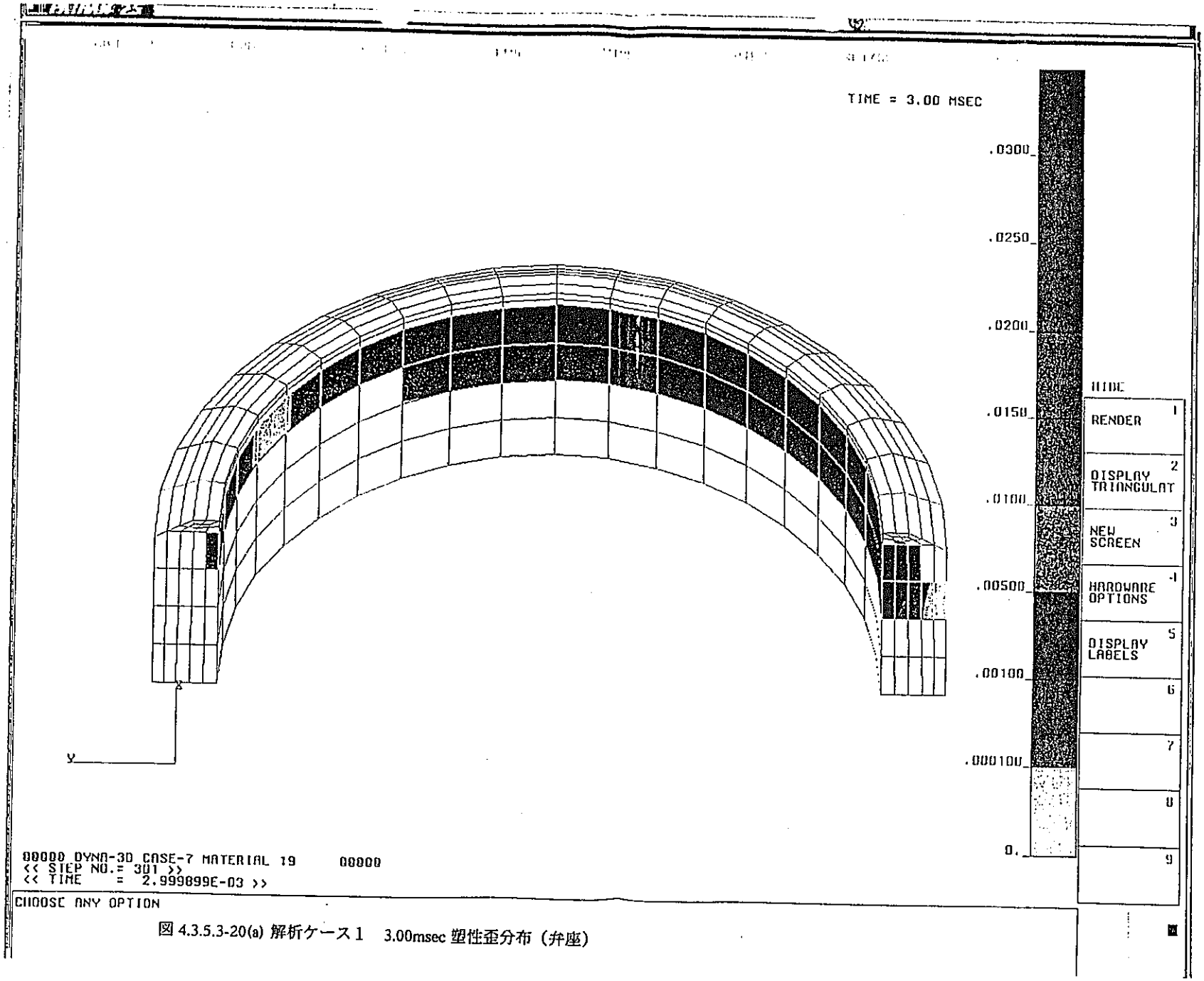


図 4.3.5.3-20(a) 解析ケース 1　3.00msec 塑性歪分布（弁座）

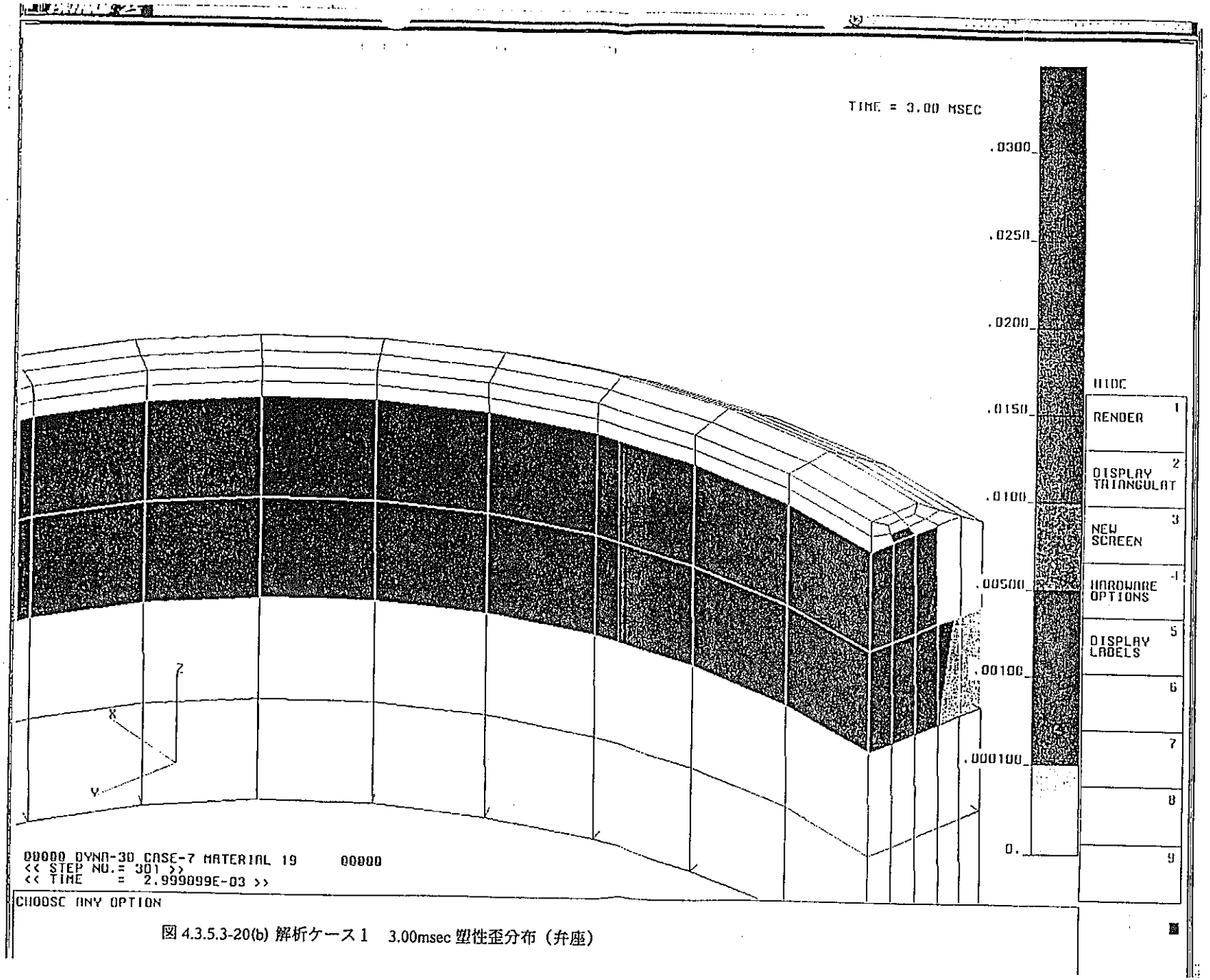


図 4.3.5.3-20(b) 解析ケース 1　3.00msec 塑性歪分布（弁座）

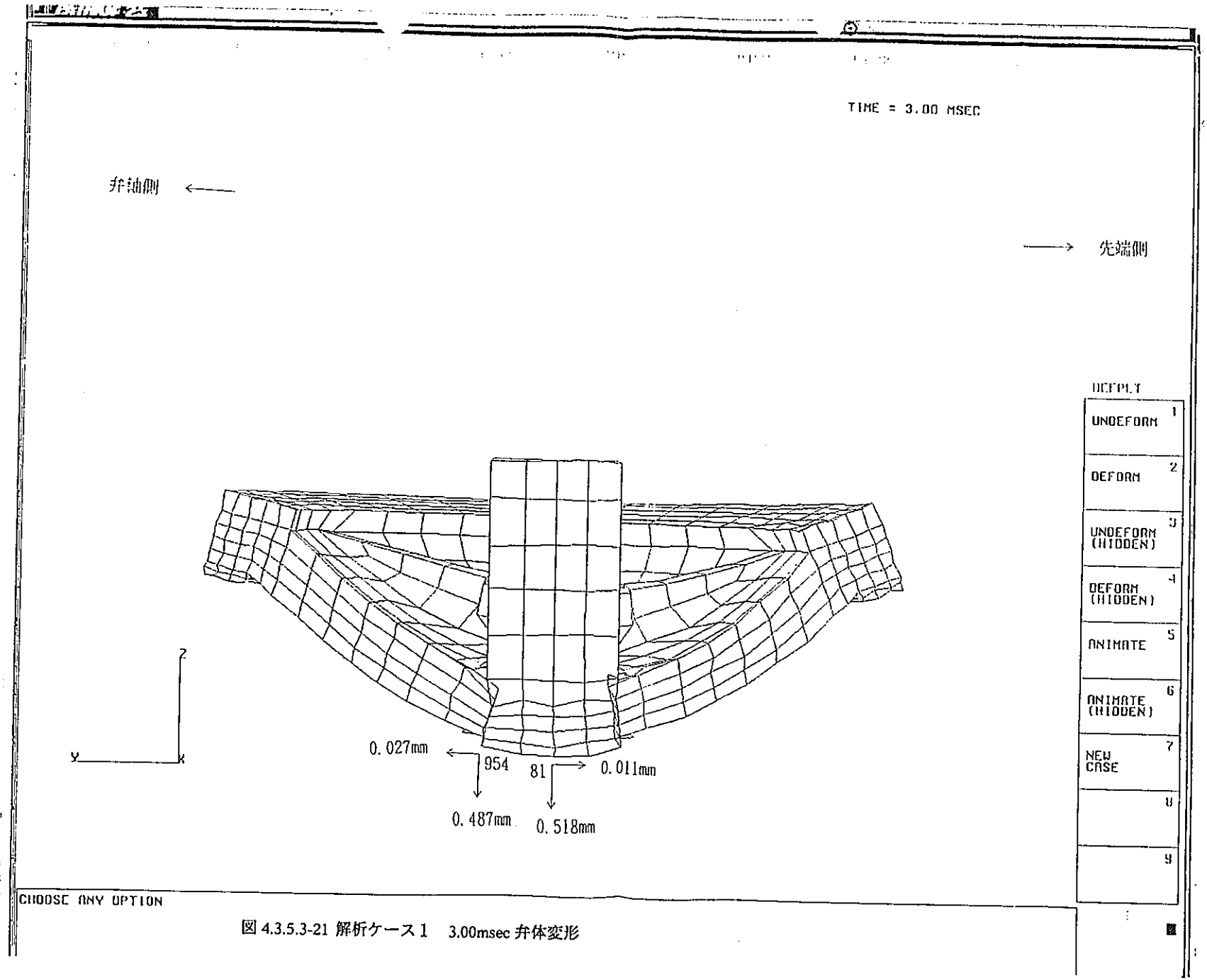


図 4.3.5.3-21 解析ケース1　3.00msec 弁体変形

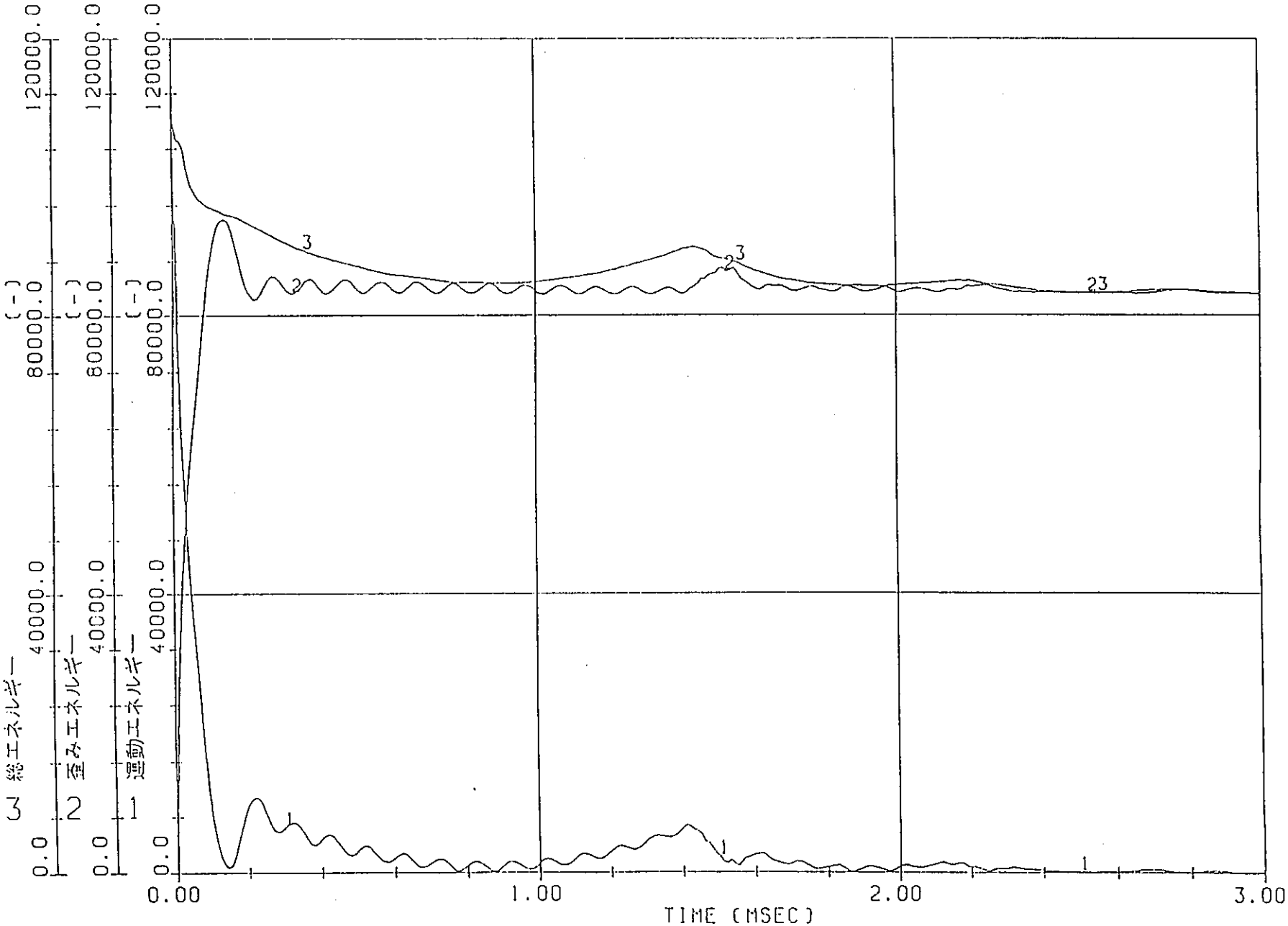


図 4.3.5.3-22 解析ケース２　内部エネルギー時刻歴図

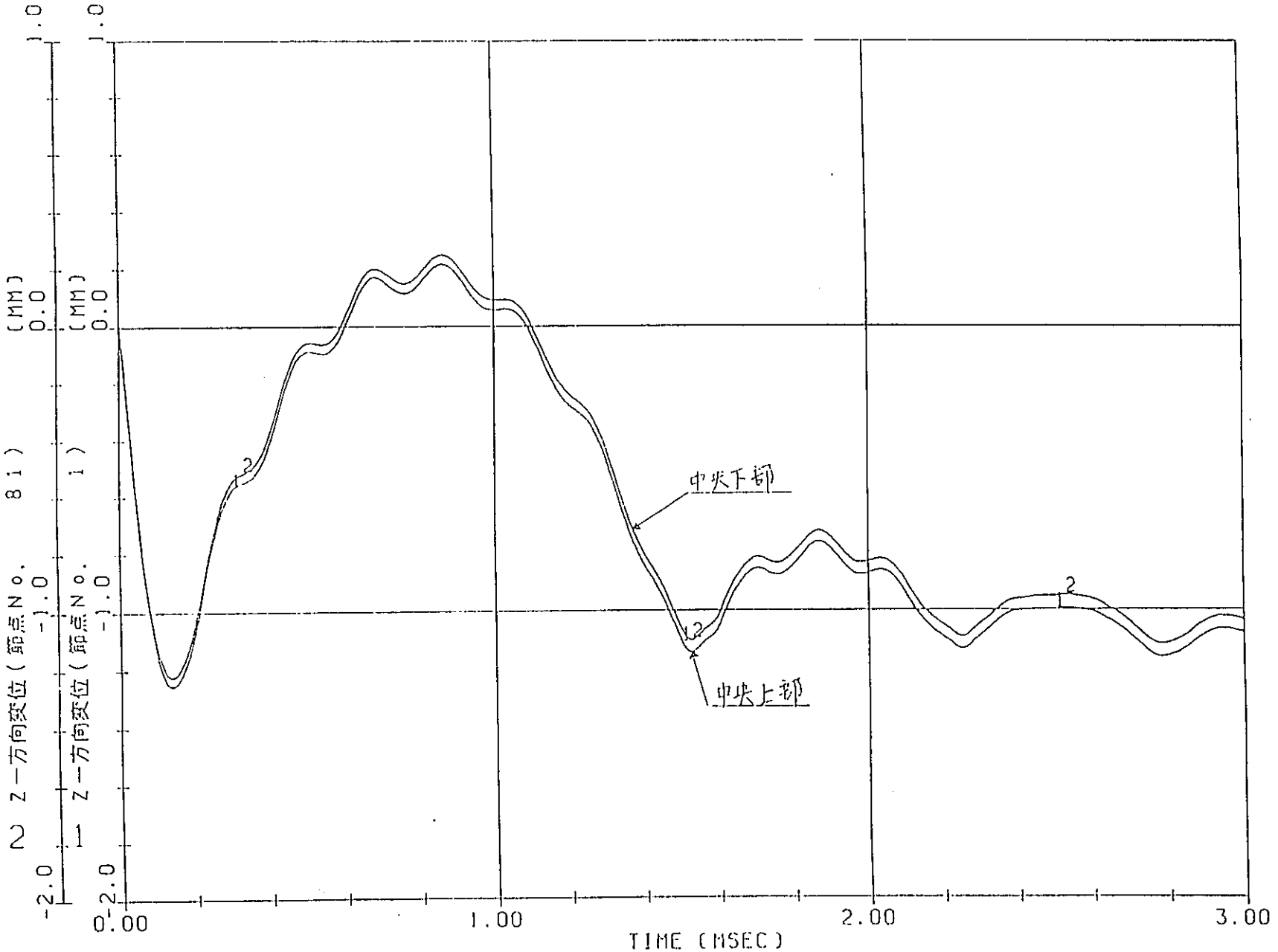


図 4.3.5.3-23 解析ケース２　弁体中央部節点変位時刻歴

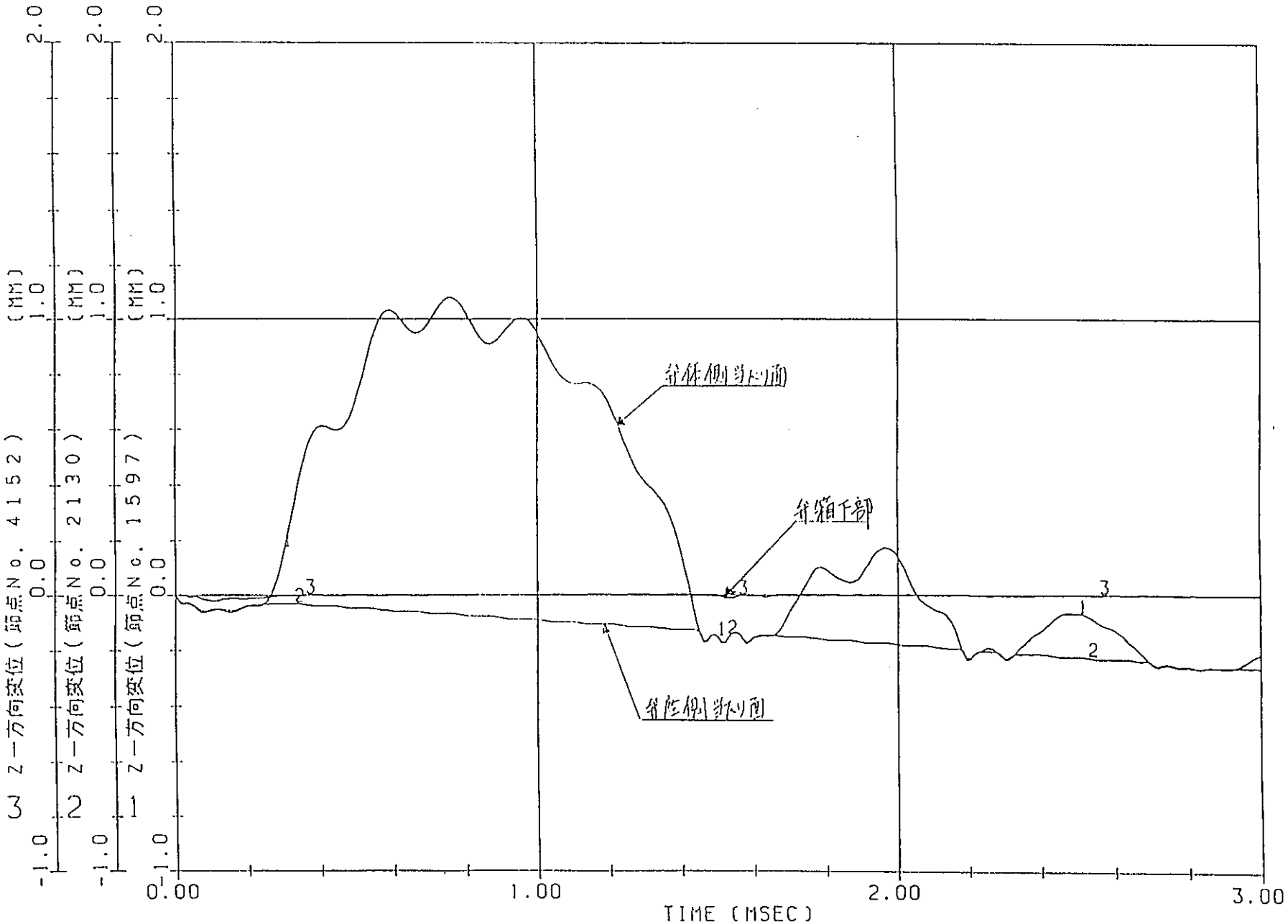


図 4.3.5.3-24 解析ケース２　弁体先端部当り面節点変位時刻歴

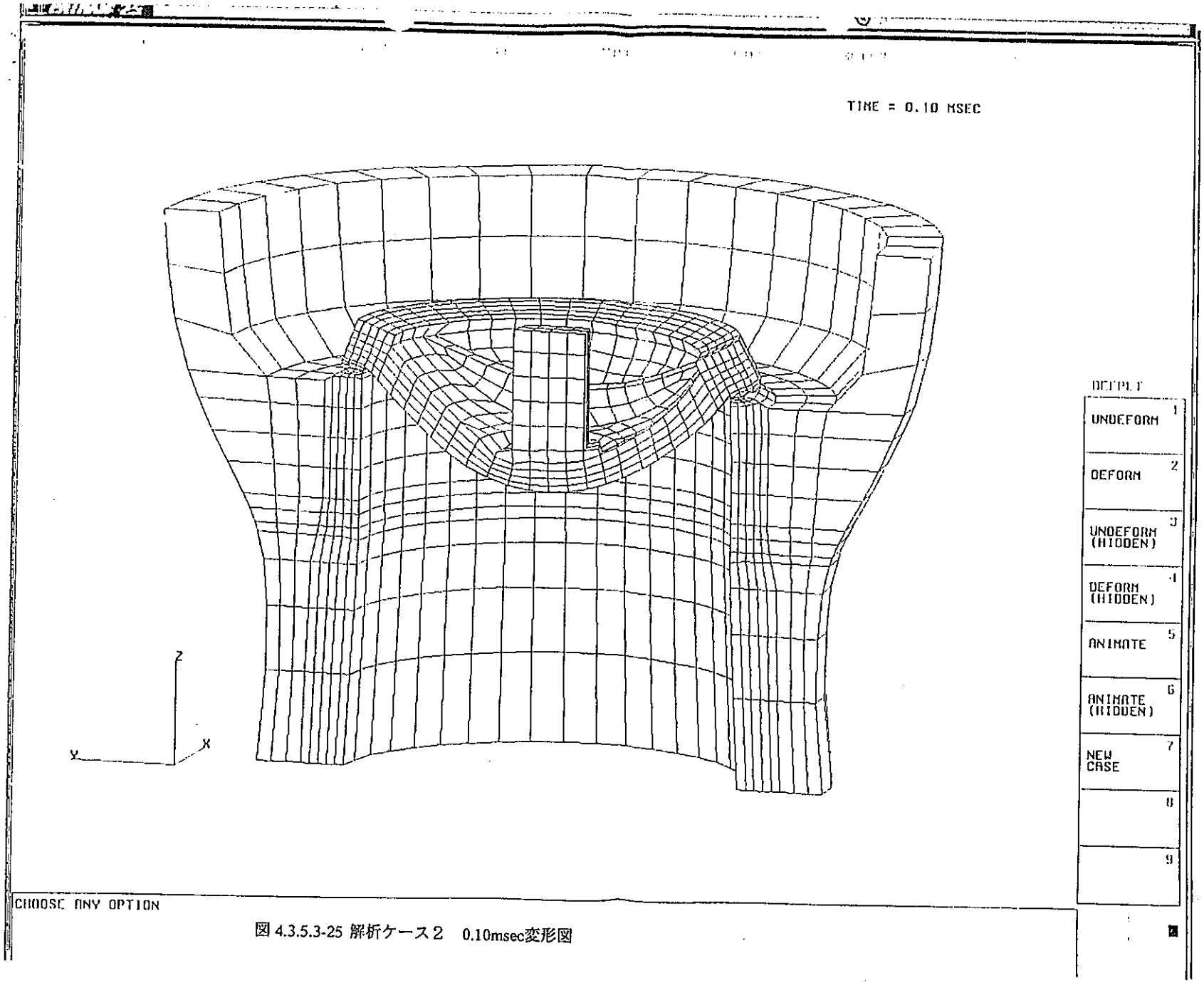


図 4.3.5.3-25 解析ケース2　0.10msec変形図

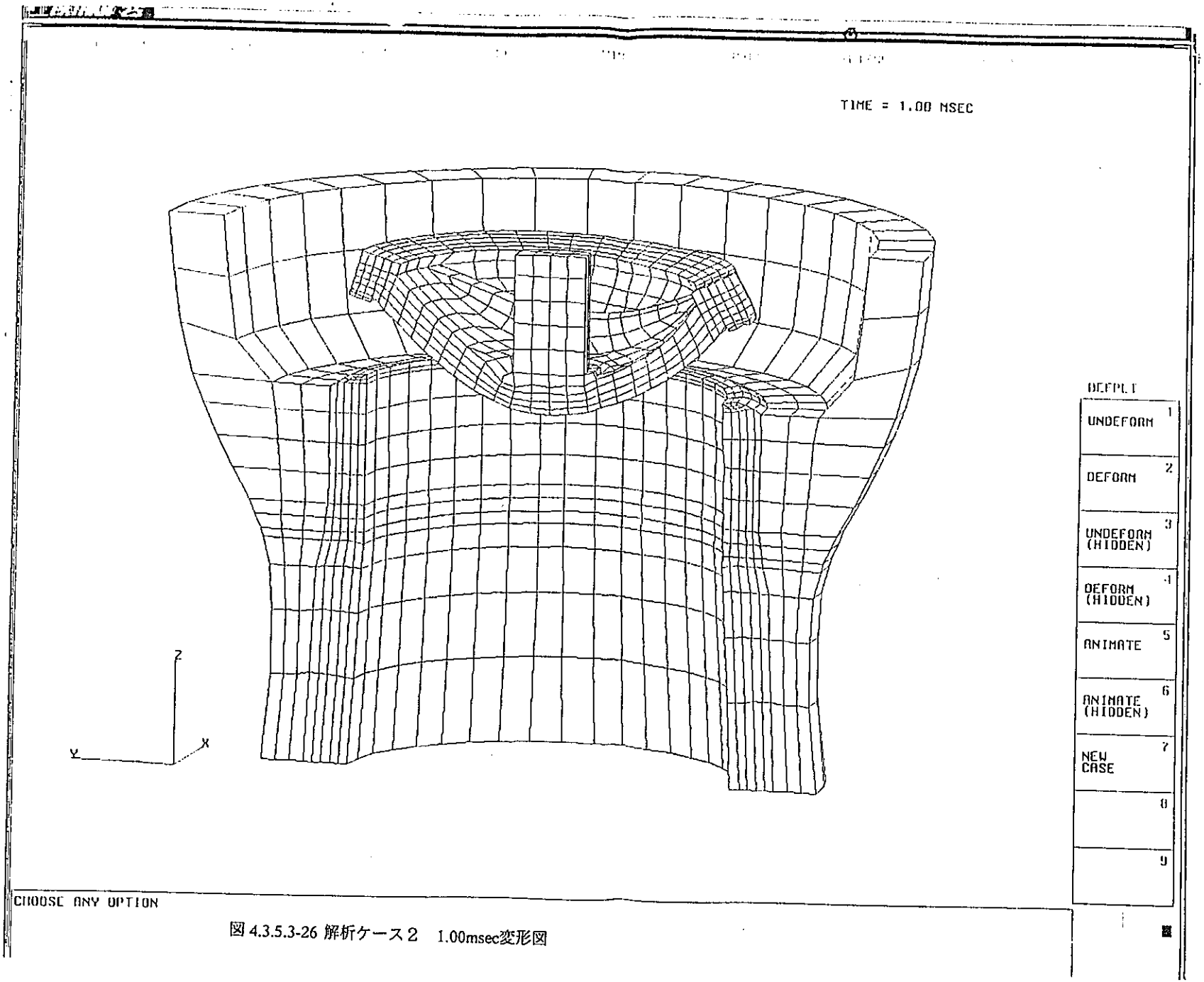


図 4.3.5.3-26 解析ケース２　1.00msec変形図

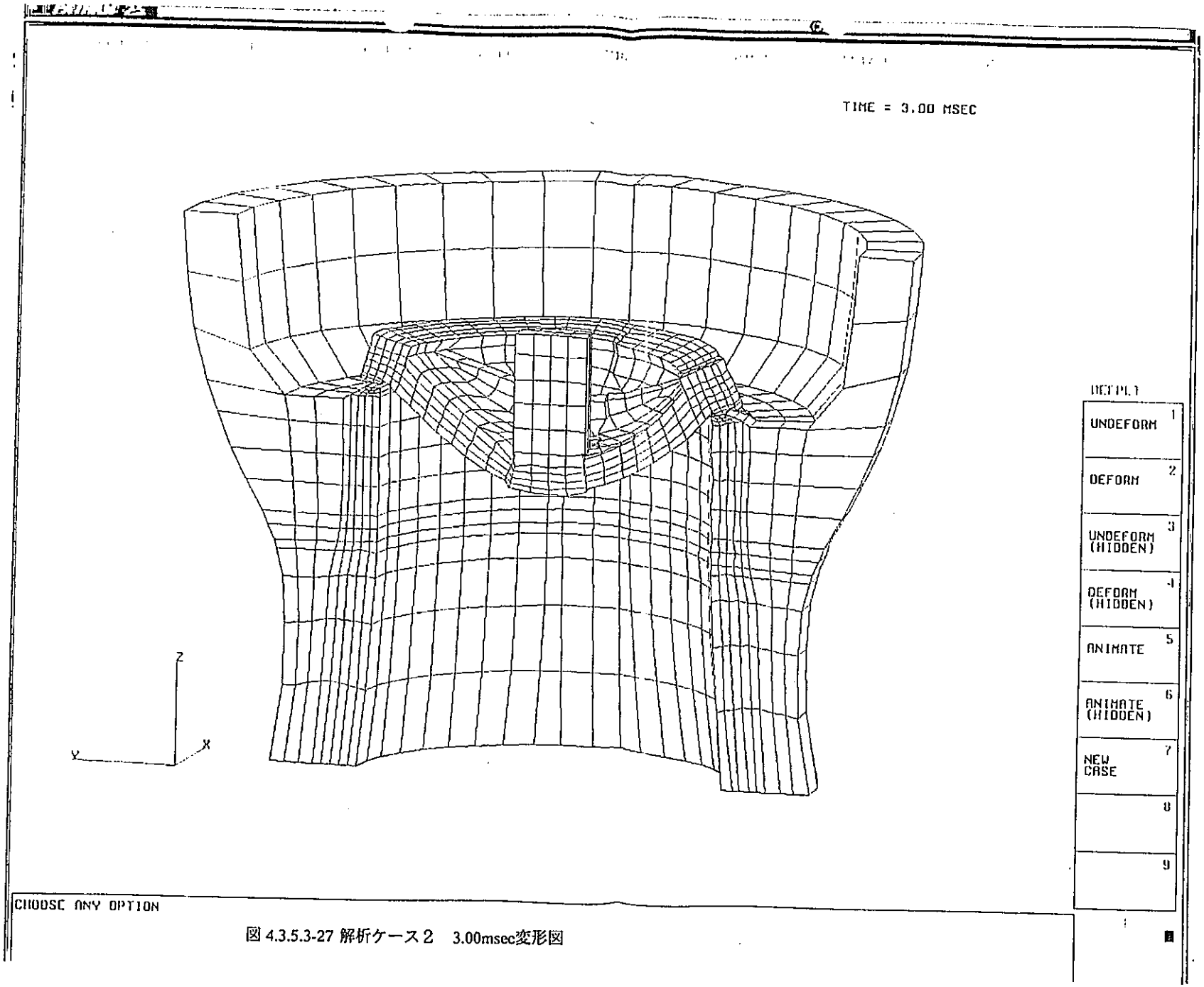


図 4.3.5.3-27 解析ケース２　3.00msec変形図

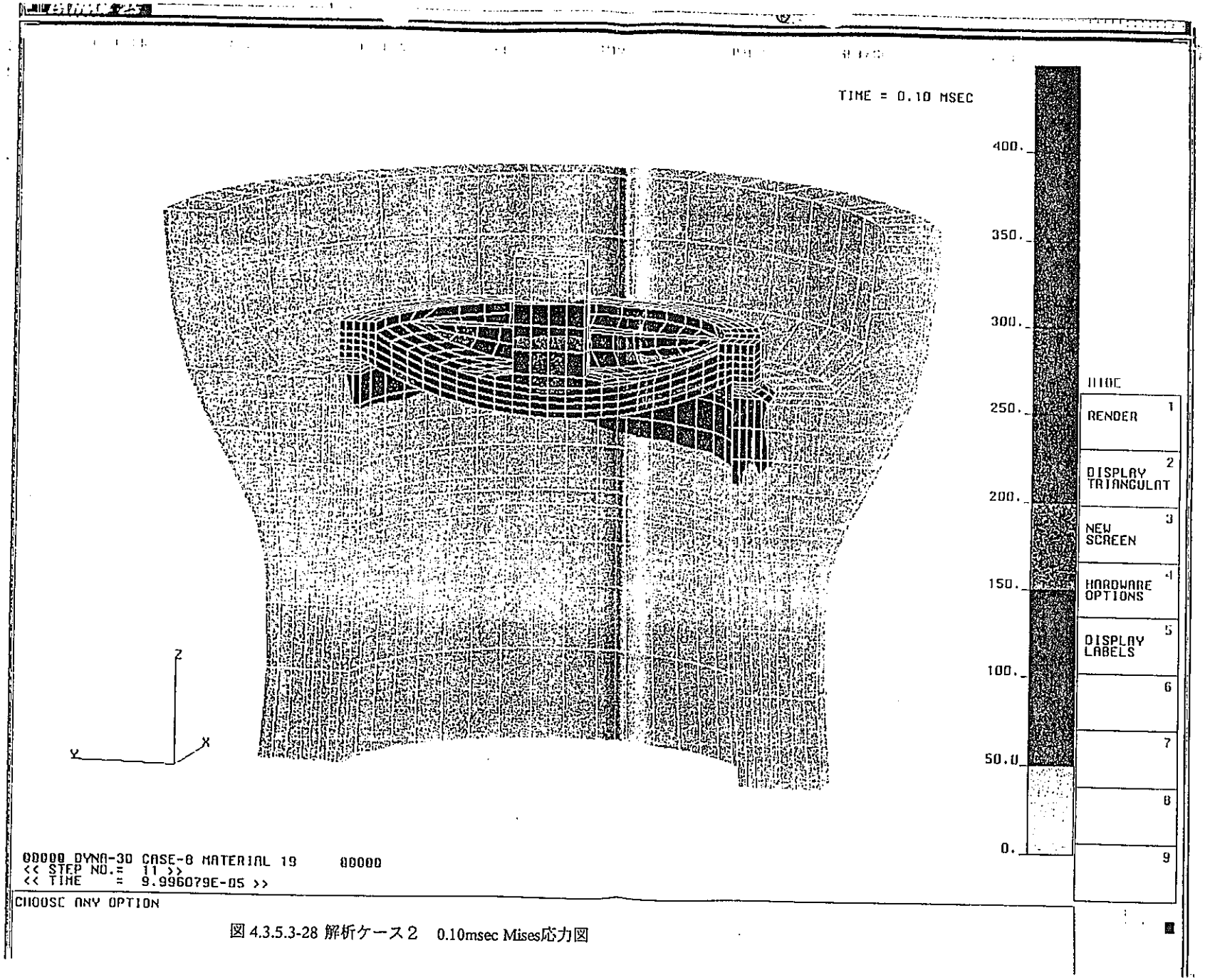


図 4.3.5.3-28 解析ケース２　0.10msec Mises応力図

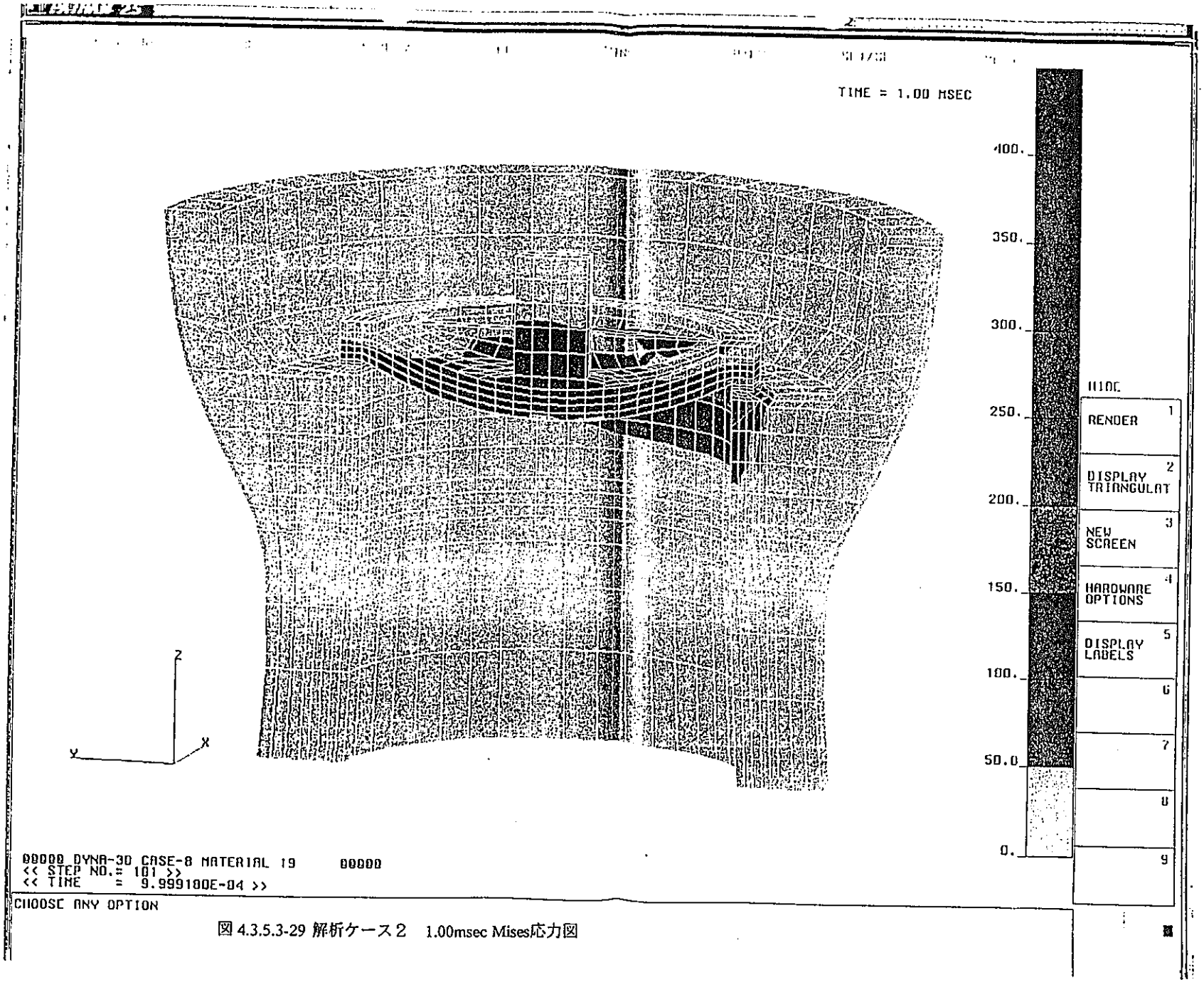


図 4.3.5.3-29 解析ケース２　1.00msec Mises応力図

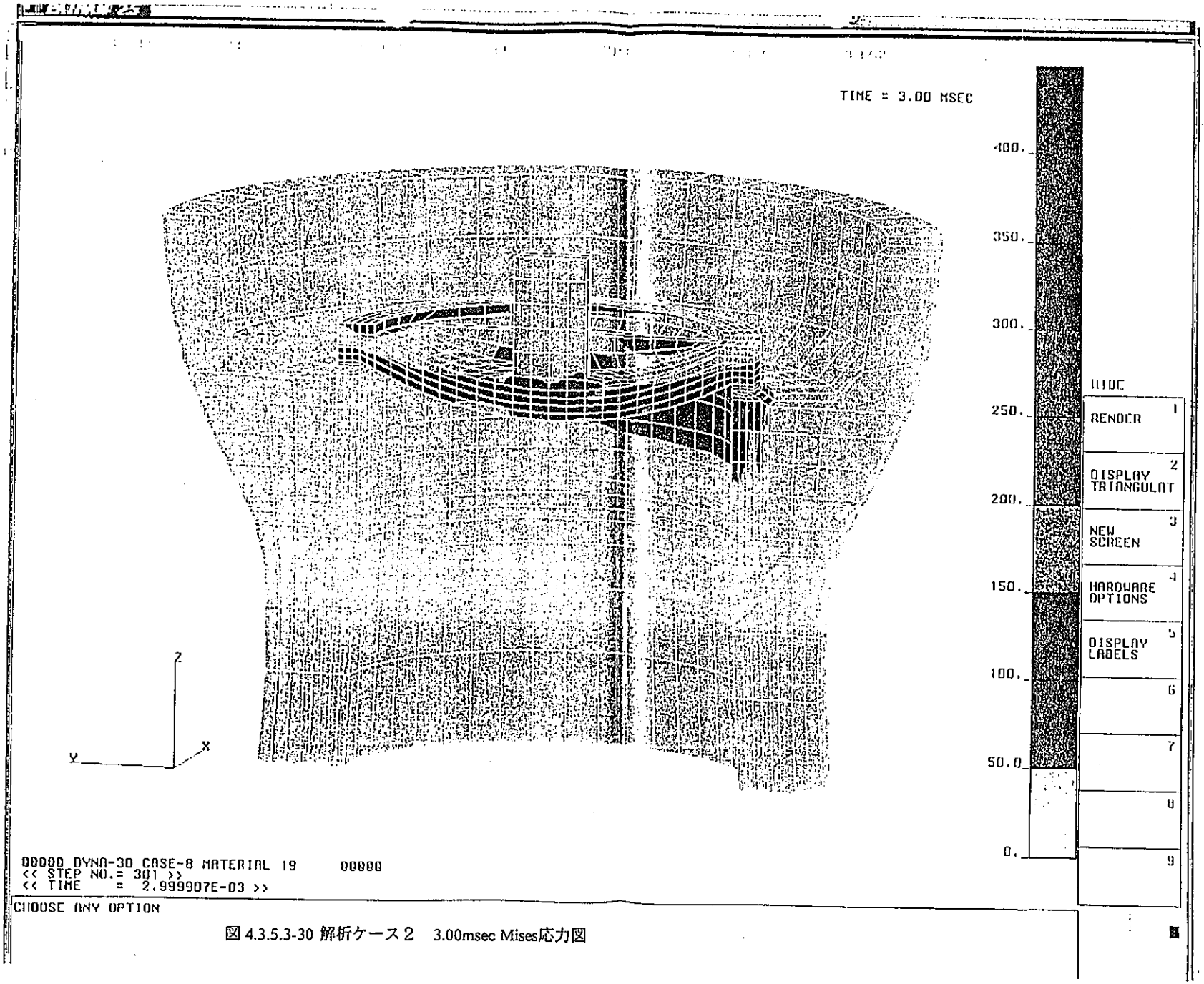


図 4.3.5.3-30 解析ケース２　3.00msec Mises応力図

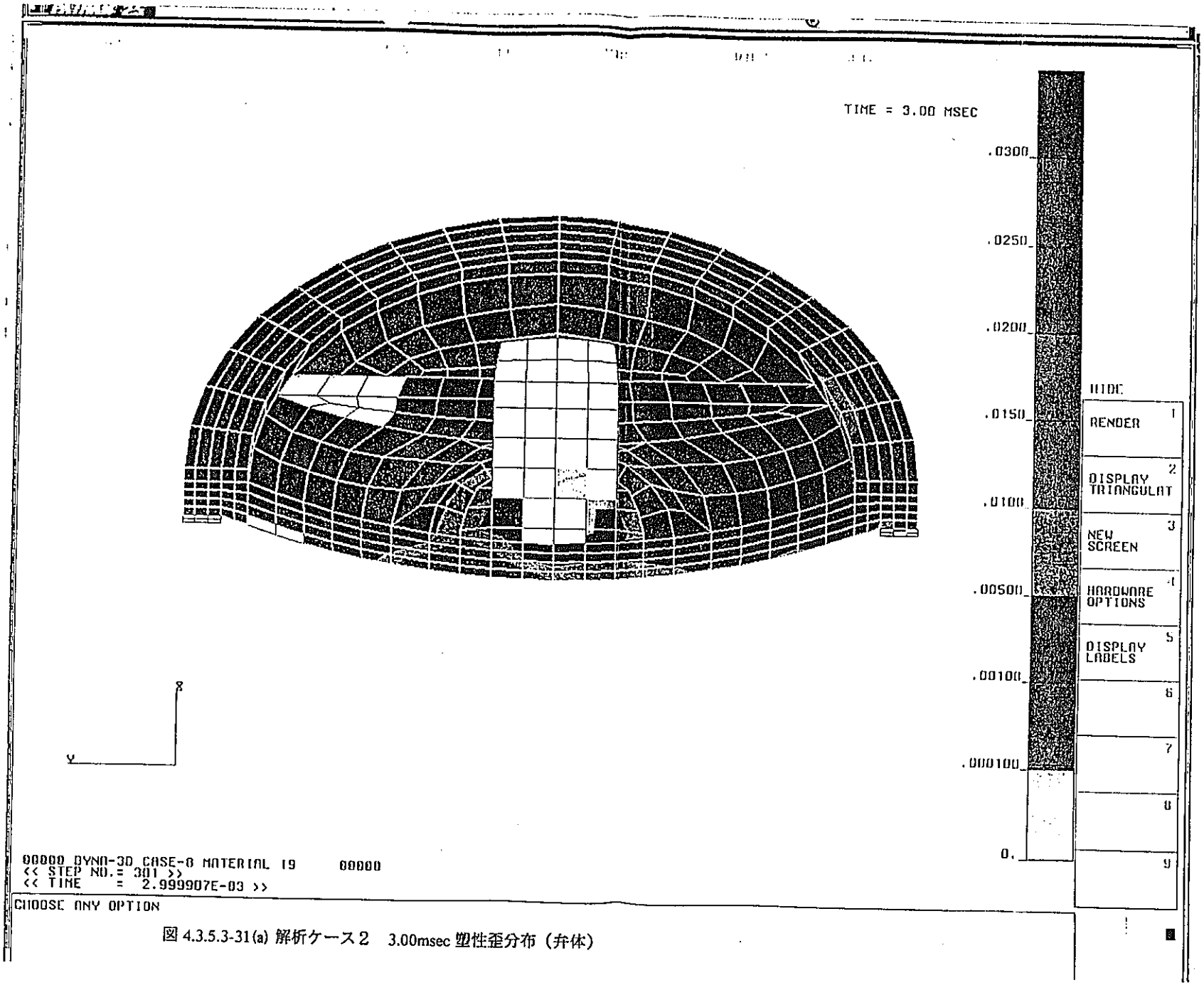


図 4.3.5.3-31(a) 解析ケース２　3.00msec 塑性歪分布（弁体）

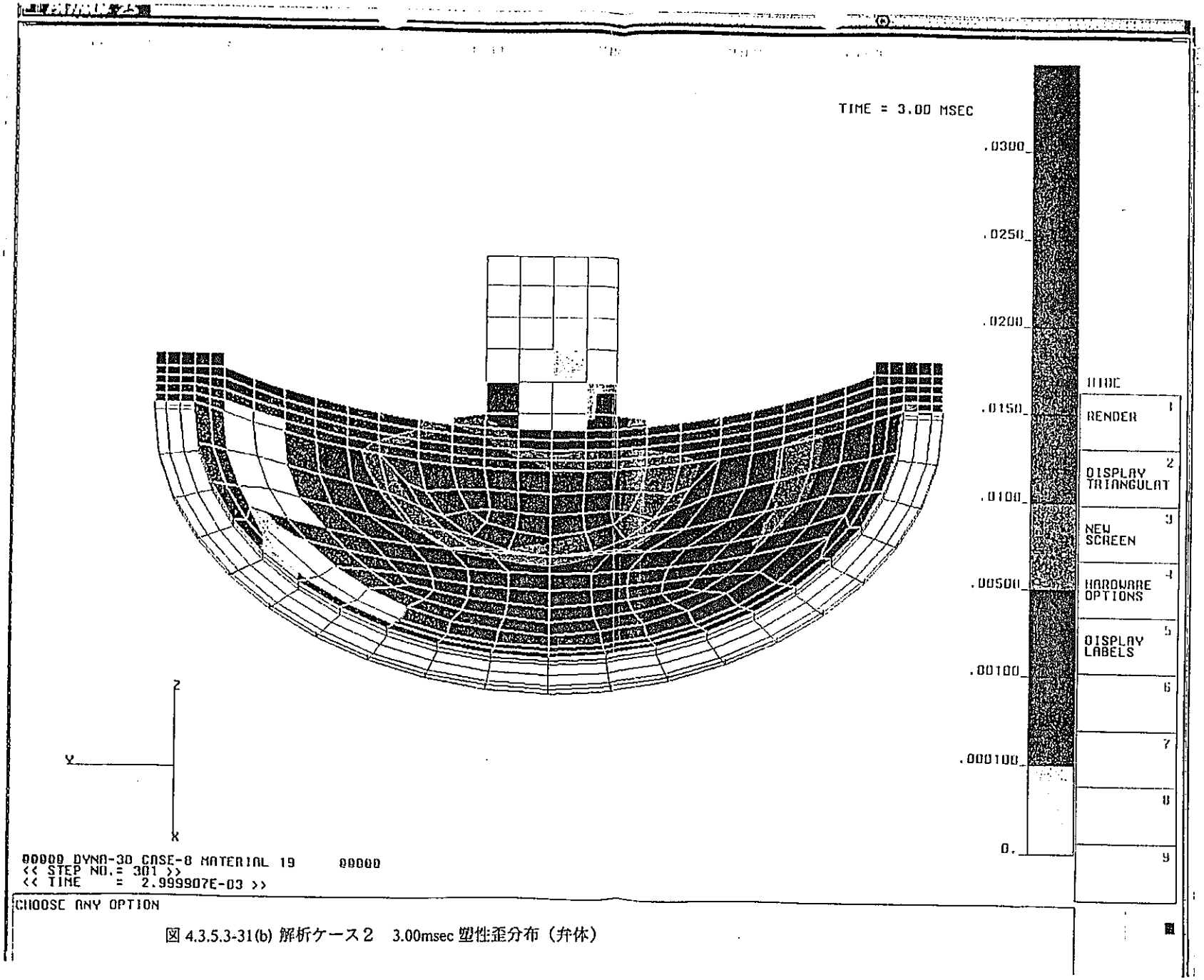


図 4.3.5.3-31(b) 解析ケース２　3.00msec 塑性歪分布（弁体）

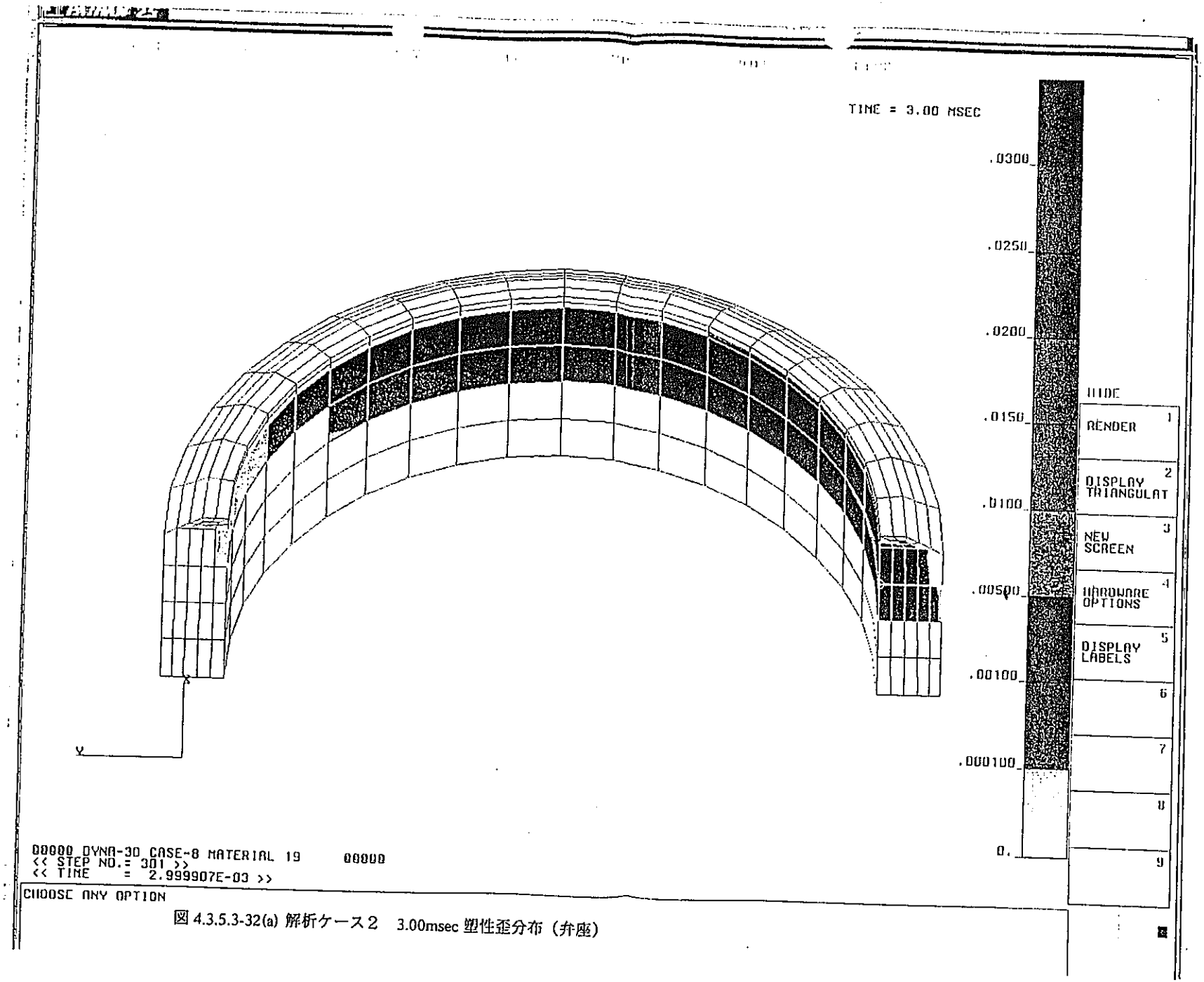


図 4.3.5.3-32(a) 解析ケース２　3.00msec 塑性歪分布（弁座）

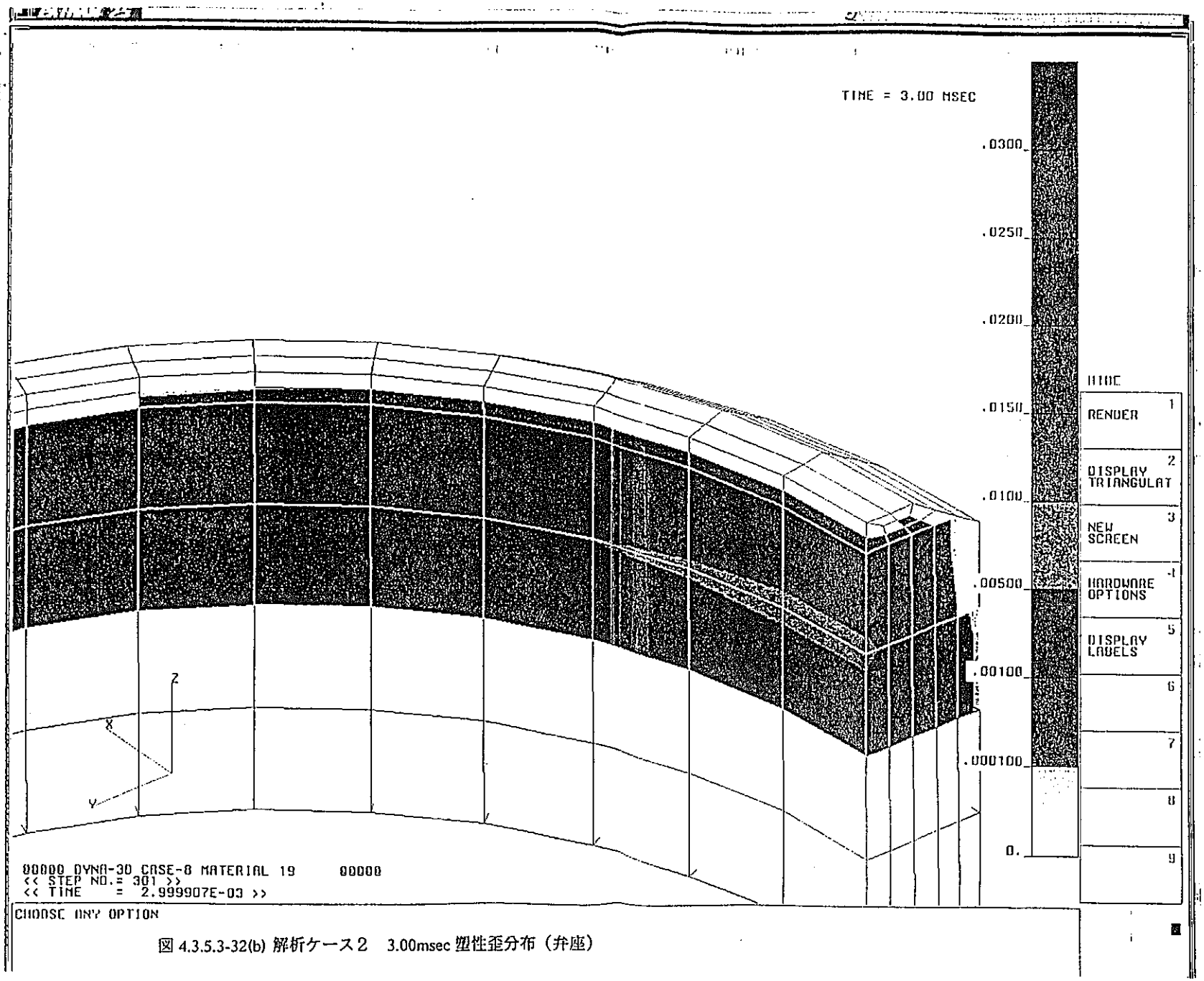


図 4.3.5.3-32(b) 解析ケース２　3.00msec 塑性歪分布（弁座）

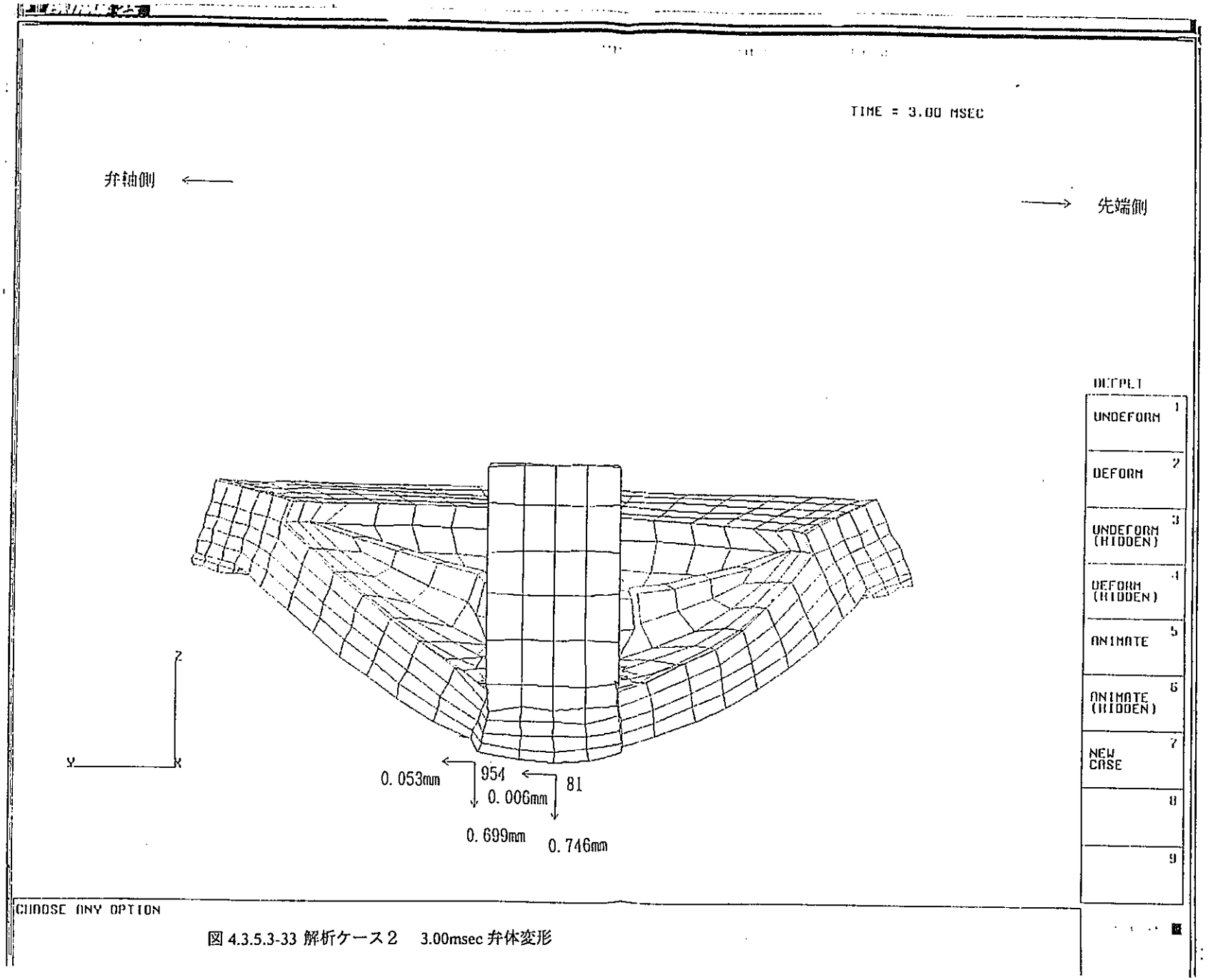
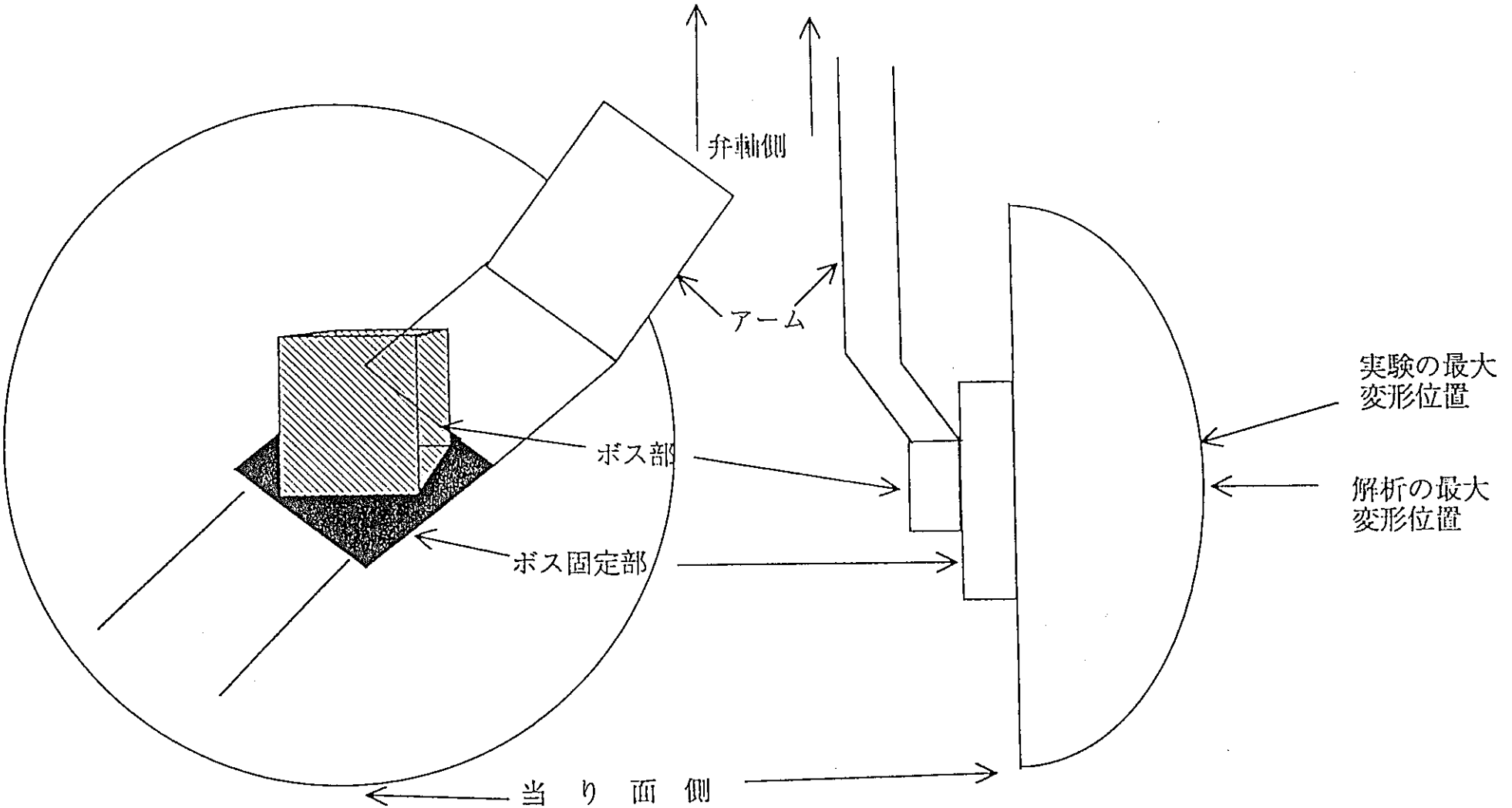


図 4.3.5.3-33 解析ケース２　3.00msec 弁体変形



弁体を裏側から見た図

弁体を横から見た図

図 4.3.5.3-34 弁体変形模式図

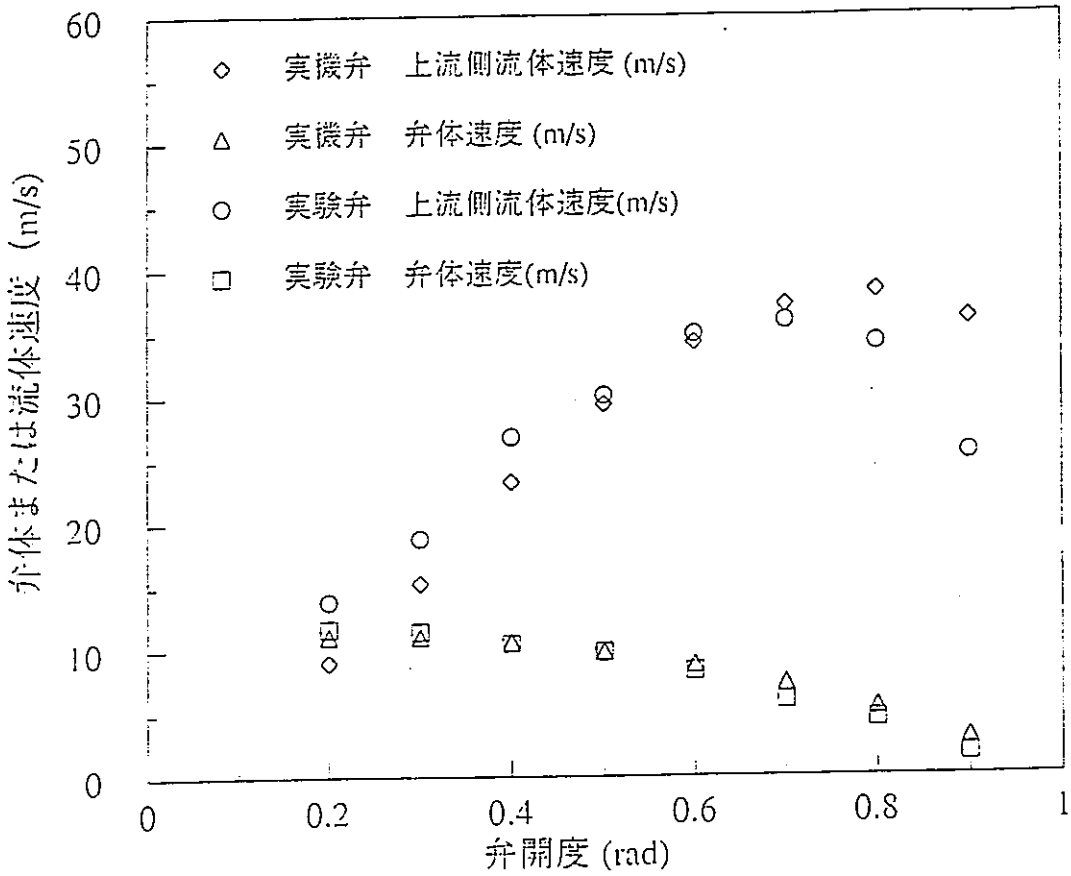


図 4.3.5.4-1 弁体速度（弁体重心位置）と弁体上流側速度

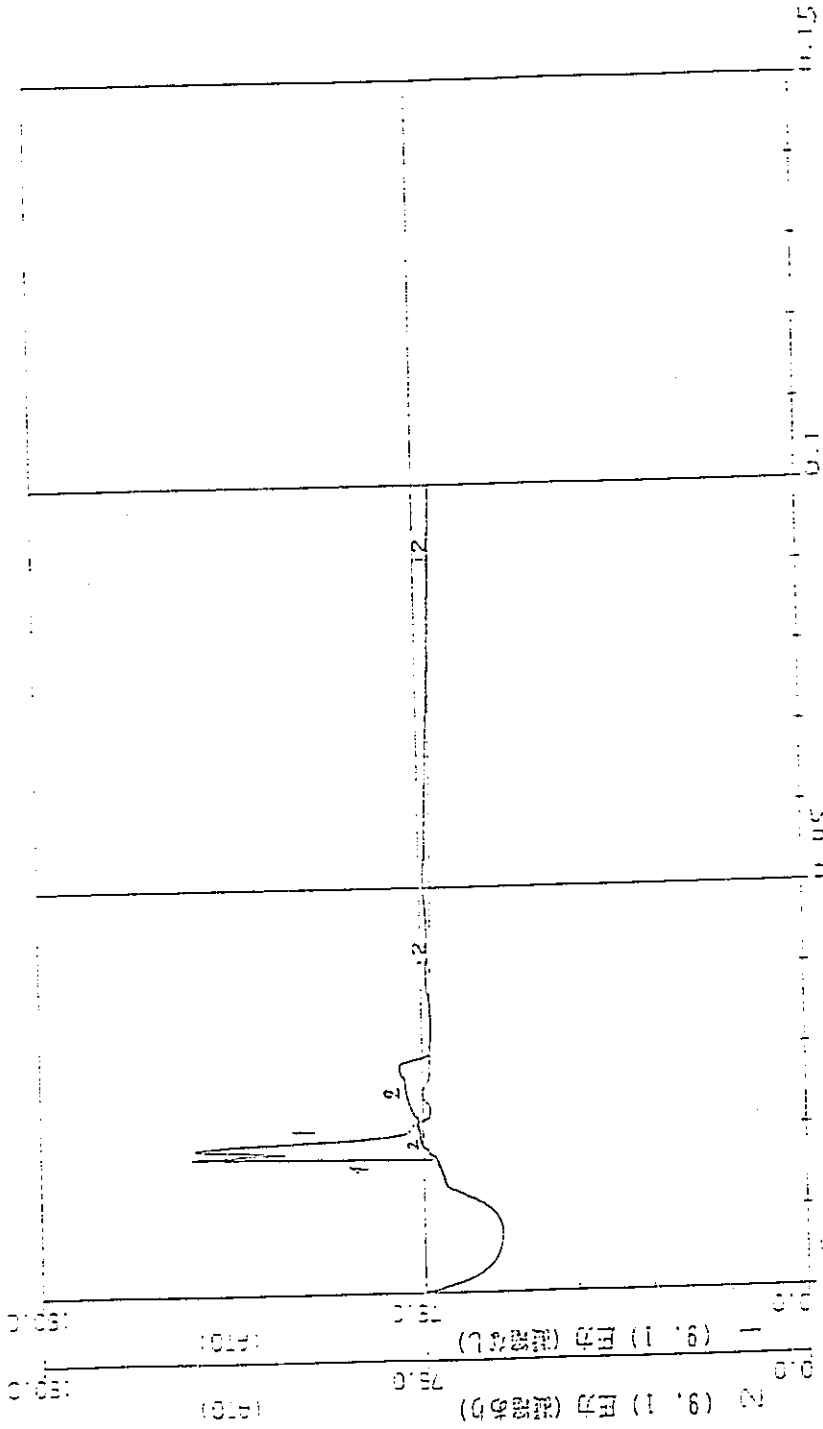


図 4.3.5.4-2 ボイド凝縮遅れ模擬解析結果

5.圧力管破断時燃料燃料冷却性試験

ATR実証炉において、圧力管の破断を仮想した場合の事象進展を調べること、燃料冷却性、カランドリア構造物健全性を確認すること及び当該解析手法の検証等を目的として一連の圧力管破断試験を新型転換炉技術確証試験として進めてきた。

ATR実証炉の圧力管破断事故時の事象シーケンスは、図5-1のごとく想定されている。すなわち、圧力管破断事故では、圧力管破断と同時にカランドリア管も破断する場合(「圧力管/カランドリア管同時破断事故」)と、圧力管が破断してもカランドリア管が圧力バウンダリーとして健全性を維持できる場合（「圧力管単管破断事故」）の２つのシナリオが想定されている。前者の「圧力管/カランドリア管同時破断事故」では、カランドリアタンクへの高温高圧の冷却材放出に伴うカランドリア構造物の健全性維持のもと破断チャンネル内の冷却性担保が事故の終息を保障するキーファクタとなる。また、「圧力管単管破断事故」においては、高温高圧の冷却材放出に伴うカランドリア管の健全性維持のもと破断チャンネル内の冷却性担保が事故の終息を保障するキーファクタとなる。

これまでに、ATR実証炉の圧力管破断事故想定における燃料冷却性に関し、上記２つの各事象について以下の研究開発を進めてきた。

①「圧力管/カランドリア管同時破断事故」事象については、当該事象での冷却性の直接的確認として、圧力管破断時条件を模擬して圧力管に孔を設けた被覆管温度上昇特性試験とその試験解析を実施した。流動特性と伝熱特性について評価手法の開発及び実機安全評価への適用性評価の研究開発を進めてきた。その結果、最大出力1.5MWの燃料体を用いた試験では被覆管温度が核沸騰から膜沸騰に遷移したと思われる温度急上昇は見られず、核沸騰熱伝達率が確保されることがわかった。

②「圧力管単管破断事故」事象については、当該事象での保守的破断状態と考えられる最大圧力管拡管/最大燃料体偏心時を主とした試験、評価手法の開発・検証及び実機安全評価への適用性評価の研究開発を進めてきてた。

本年度は、「圧力管/カランドリア管同時破断事故」時の燃料体の冷却性解析評価で破断事故時の形状変形を模擬した場合の熱伝達率を測定するために、破断形状変形を模擬した燃料体を用いた熱伝達率測定試験を行った。

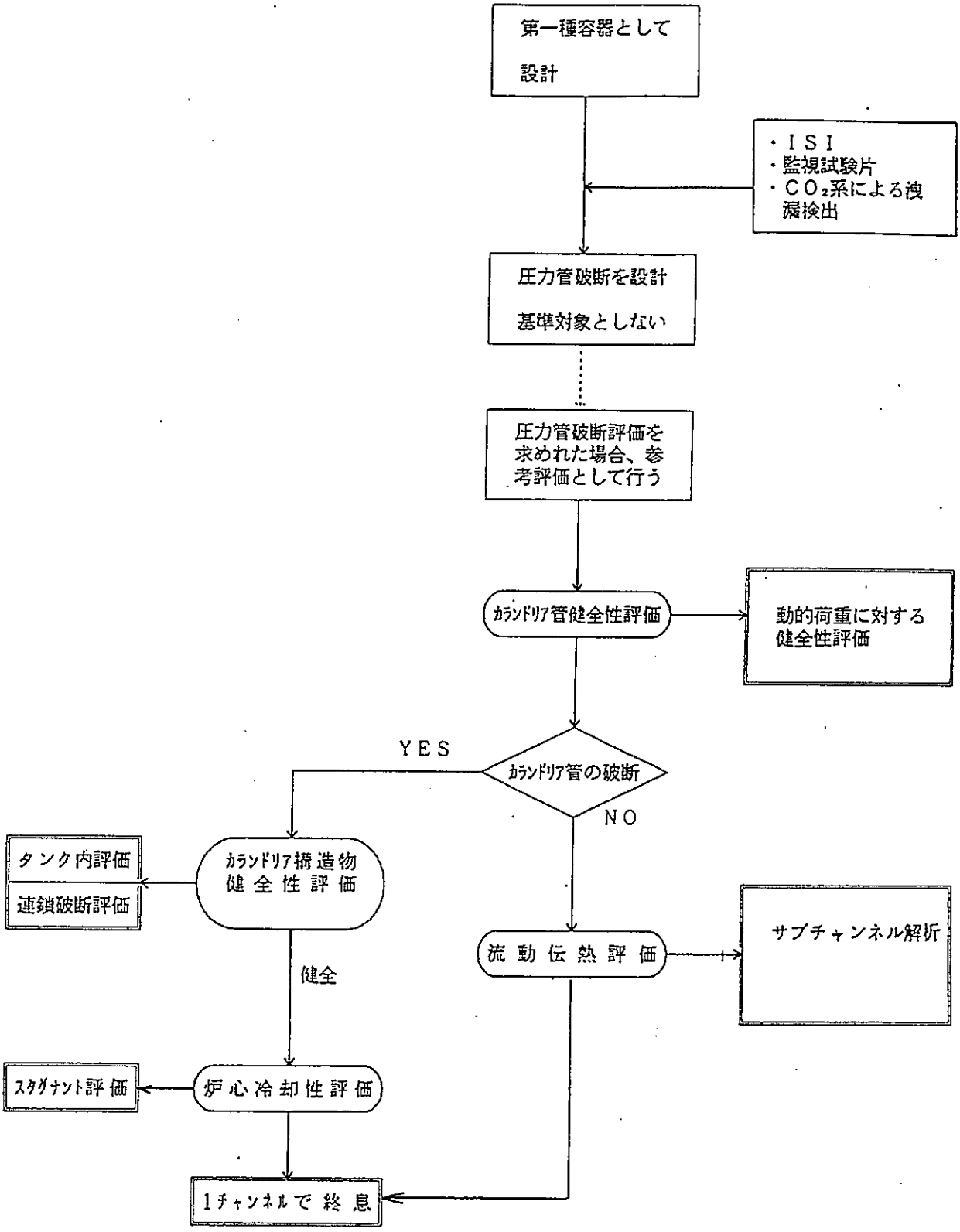


図 5－1　圧力管破断事故時シーケンス

5.1同時破断時の燃料変形を模擬した燃料冷却性試験

5.1.1概要

新型転換炉(ATR)実証炉における圧力管とカランドリア管が同時に破断する事故事象の燃料冷却性評価解析で、解析上不確定なパラメータである破断時の熱伝達率特性を把握するために、模擬燃料体をカランドリアタンク中心チャンネルに圧力管無しで重水中に装荷する試験で、図5.1-1に示す検討手順により、圧力管及びカランドリア管の同時破断時の変形燃料に関する伝熱特性を明らかにするための熱伝達特性を測定する２ケースの試験を実施した。

その試験ケースは、破断後の長期的な伝熱特性を明らかにするために、低出力用試験体を同時破断試験結果の形状変形程度を模擬して形状変形（稠密化）部分の熱伝達特性を測定する試験ケース、及び同時破断時の初期破断条件を模擬するために、高出力用試験体（非稠密）を用いた同時破断時の初期破断条件の熱伝達特性を測定する試験ケースである。なお、高出力用試験体を用いた試験は年度末に実施したため、本年度は、稠密化の低出力時試験体の試験結果のみを報告する。

同時破断時燃料冷却性評価は、破断直後の出力、流動及び燃料変形を忠実に模擬した実証的な試験が物理的に困難であると考えらることより解析を主として行うこととしている。解析においては、防振板衝突部の燃料変形部分（稠密部及び非稠密部）の伝熱特性が不確定であることから、この変形領域の熱伝達特性の程度を把握しておく必要がある。

そこで、本試験では、圧力管及びカランドリア管（PT/CT）同時破断時の試験結果で得られた燃料の変形形状を模擬して燃料ピン間隔を稠密化した試験体(最大出力1.5MW)を用いて、被覆管表面（ヒータピン表面）に取り付けた熱電対による温度測定を行うことによってドライアウト後の熱伝達率を求めることとした。

5.1.2燃料変形を模擬した燃料冷却性試験装置

試験装置は、図5.1-2に示す冷却材で充たしたカランドリアタンクに圧力管破断によって生じた変形形状を模擬した燃料集合体の試験体をタンク中心チャンネルに圧力管無しで装荷したものである。圧力管破断試験装置本体は、既設のATR安全性試験装置に接続して試験ループを構成している。試験では、ヒートシンクとしての重水減速材の存在を模擬するために高温・大気圧条件の水を供給するために、カランドリアタンクを大気開放し既設装置を用いた。

5.1.3燃料変形模擬の試験体

(a)試験体について

試験体は、最高出力が1.5MWの模擬燃料体を用いて、破断時に高温となることが想定される防振板衝突部の変形形状を模擬して、軸方向中央部の燃料棒同士を線接触(近接)するように変形加工したものである。試験体の全体形状を図5.1-3に示す。試験体の変形加工部分の横断面を図5.1-4に、縦断面を図

5.1-5に示す。この試験体は、図5.1-4に示した、これまでに実施したPT/CT同時破断試験のうち破断後の燃料変形形状が最も大きいと考えられている模擬燃料集合体を切断して得られた防振板衝突部の稠密部（線接触部）及び非稠密部（正常形状までの戻り部）の形状を模擬して製作した。この際、燃料ピンの断面が変形して冷却材の流路が閉塞される可能性があることを考慮して、稠密部の三角流路４カ所にブロケージを装荷した。

なお、高出力用（最高出力6MW）試験に用いる試験体集合体は、図5.1-6に示すように、防振板衝突変形のない通常の燃料集合体(非稠密試験体)である。

(b) 変形程度の設定確認

本冷却性試験の試験体は、カランドリアタンク内圧上昇試験(ケース３)時の試験後断面形状を模擬して加工した（図5.1-4参照）。他の試験後断面形状として本年度実施した実機定格圧力相当の全長実機同時破断時条件としたカランドリア構造物健全性試験(ケース２)の試験後断面形状の変形程度を図5.1-7に示す。これより、本試験で模擬した試験後試験体の変形程度（稠密化）はカランドリア構造物健全性試験(ケース２)を包絡していることが確認できた。

5.1.4計測装置

計測項目は、試験体に取り付けた被覆管表面温度とカランドリアタンク内に充たした冷却材温度及びタンク内の圧力とした。被覆管表面温度の計測位置は、図5.1-3及び図5.1-5に示したとおりである。また、カランドリアタンク内に充たした冷却材温度とタンク内圧力の計測位置を図5.1-8に示す。

それぞれの計測項目の検出器仕様を表5.1-1に示す。

データ収集についてはATR安全性試験装置に付属するU-1500計算機を主体に、被覆管温度表面温度を10Hzで、模擬重水温度及びタンク内圧力を50Hzで測定、収集した。

5.1.5試験手順

稠密試験及び非稠密試験の２試験についての試験手順を、図5.1-9に示す。稠密試験と非稠密試験の主要な相違は、試験体出力に対する試験体の健全性維持のためのトリップ温度の設定の違いであり、稠密試験では表5.1-2aに示す出力を階段状に上昇させて、非稠密試験では表5.1-2bに示す出力を階段状に上昇させて試験を行った。

5.1.6試験条件

試験条件の設定においては、燃料集合体変形の大きい圧力管全長破断試験結果を基に、防振板衝突部に着目し、模擬性及び保守性が得られるようにした。

試験体の拘束ピン形状の条件に関しては、現状燃料体内が稠密化していると考えられるカランドリアタンク内圧上昇試験（ケース３）の試験後切断面断面サンプリング形状を模擬し、拘束ピン本数については180度鏡面対称とな

るように17本とした。また、拘束する線接触の稠密長については防振板衝突部中心のサンプリング切断面で線接触し（図5.1-4参照）、中心切断面より片側へ切断サンプリング厚さの40mm離れたサンプリング切断面において線接触していなかったことより、防振板衝突部中心から両端への線接触として、保守的に80mmとした。

試験条件としては、防振板衝突部が圧力管外に突出していたことより、圧力管無しとし、試験体に及ぼす流動影響が実機を模擬できるように防振板を設置し、タンク内にカランドリア管を試験体周りに３層まで装荷した。また、初期破断時流動が試験体による自然対流に包絡されるとして、破断前の最高重水温度状態として大気圧下の飽和温度条件とした。

設定した試験条件の一覧を表5.1-3に示す。

5.1.7試験結果

以下に本試験実施において得られた計測結果について述べる。

5.1.7.1 重水中での伝熱特性試験

(a)伝熱特性

各試験体（ヒーターピン）出力に対するタンク内圧力、流体温度を図5.1-10に、防振板衝突部の変形形状近傍の稠密部、非稠密部の被覆管表面温度を図5.1-11に示す。図5.1-11より、稠密化した試験体の最高出力1.5MWまで出力上昇させたが、核沸騰から膜沸騰となる被覆管表面温度の急上昇傾向はみられなかったことから、1.5MW出力（実機定格出力の1/3程度）までの範囲では、変形した燃料はプール水中でも冷却性が確保できると考えられる。

なお、測定データについては、添付資料5.1.1に試験ケース名DFC-1Bとして示す。

(b)熱伝達率

熱伝達率は、得られる計測結果データから以下の定義により算出する。

$$h = q/(Tw-Tb)$$

ここで、h；熱伝達率(Kcal/m^{2}h℃)

q；ドライアウト点における局所熱伝達率(Kcal/m^{2}h)

Tw；燃料棒表面温度(℃)

Tb；無限遠の流体温度(℃)

得られた被覆管表面温度を基に、稠密化した試験体を用いた試験での各出力に対する稠密部、非稠密部の熱伝達率を図5.1-12に示す。これより、防振板衝突部模擬の稠密化した最大出力1.5MWの試験体は、稠密部及び非稠密部とも 10^4（kcal/m2h℃）オーダー程度以上の熱伝達率であることがわかった。さらに、実機破断出力に対応した熱伝達率は、膜沸騰下であることが予想され、本試験体出力では核沸騰下であり、沸騰形態が異なる

ため出力外挿することはできなかった。

なお、本熱伝達率算出時の無限遠の飽和温度をタンク中心圧力0.32atgの107℃として表5.1-4に示すようにして求めた。

5.1.7.2 ドライアウト模擬条件下での熱伝達率

膜沸騰下の条件を稠密化ヒータービンで模擬するために、タンク内水位を防振板下部（タンク底部から1700mm）として同定できる最低出力20kwで蒸気存在時の条件下（カランドリアタンク中央部流体温度：90℃）での稠密部の被覆管表面温度測定を実施した。その試験結果の状態量を図5.1-13に、被覆管表面温度を図5.1-14に示す。図5.1-14に示すように、試験は被覆管表面温度400℃以下にて平衡となるように監視したが、平衡となる前に500℃設定のトリップ温度でトリップした。トリップ温度を被覆管温度の平衡温度と見なした場合の目安の熱伝達率を表5.1-5に示す。これより、本試験条件下での稠密部及び非稠密部の両者の熱伝達率は、あまり差がなく１０（kcal/m2h℃）程度以下の熱伝達率であることがわかる。

なお、測定データについては、添付資料5.1.2に試験ケース名DFC-1Dとして示す。

5.1.8まとめ

以上の試験結果のデータ処理結果の成果を要約すると以下となる。

同時破断時の変形形状を模擬した燃料体における熱伝達率を測定し、最高出力1.5MW（実機破断出力の約1/3）においても核沸騰から膜沸騰への遷移はみられず、10^4kcal/m^2℃程度以上の熱伝達率であった。また、模擬ドライアウト条件として熱伝達率を測定し、同定できる最低出力の２０KW出力時において10kcal/m^2℃程度以下であった。

表5.1-1　　同時破断時燃料冷却性試験での計測器仕様

No.	計測器種類	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	差圧計	㈱三計エンジニアリング DP6X−1	カランドリアタンク内圧力 中央部及び底部	大気中	±1kgf/cm²	±1%FS	10kHz以上
2	差圧計	長野計器 KH52型	カランドリアタンク内水位	大気中	1kgf/cm²	±1%FS	
3	K熱電対 (非接地)	岡崎製作所 T−34	カランドリアタンク内水温	0〜1kgf/cm²G 常温〜100℃の水中	〜300℃	0.75級*	63.2% 10ms 以内
4	K熱電対 (非接地)	助川電気工業㈱ シース：NCF600	模擬燃料体表面温度	0〜1kgf/cm²G 常温〜750℃の水中	〜800℃	0.75級*	63.2% 20ms 以内

＊ 0.75級 → 0〜1050℃の範囲内で、±2.5℃もしくは±0.75%で値が大きい方を採用。

表5.1-2a　　試験出力の設定　-低出力用(稠密試験)-

設定番号	ヒータ出力* (kw)	出力分布（kw）			試験時間 (sec)	ヒータ表面温度 上限（℃）
		外周	中周	内周		
01	150	75	46	25	30	711
02	300	150	92	50	〃	676
03	450	225	138	75	〃	642
04	600	300	183	100	〃	607
05	750	375	229	125	〃	573
06	900	450	275	150	〃	538
07	1050	525	321	175	〃	503
08	1200	600	367	200	〃	469
09	1350	675	413	225	〃	434
10	1500	750	458	250	〃	400

＊　ヒータ出力は、見かけ上の出力。
（中周相より１本削除したため、実際の出力より大きい。）

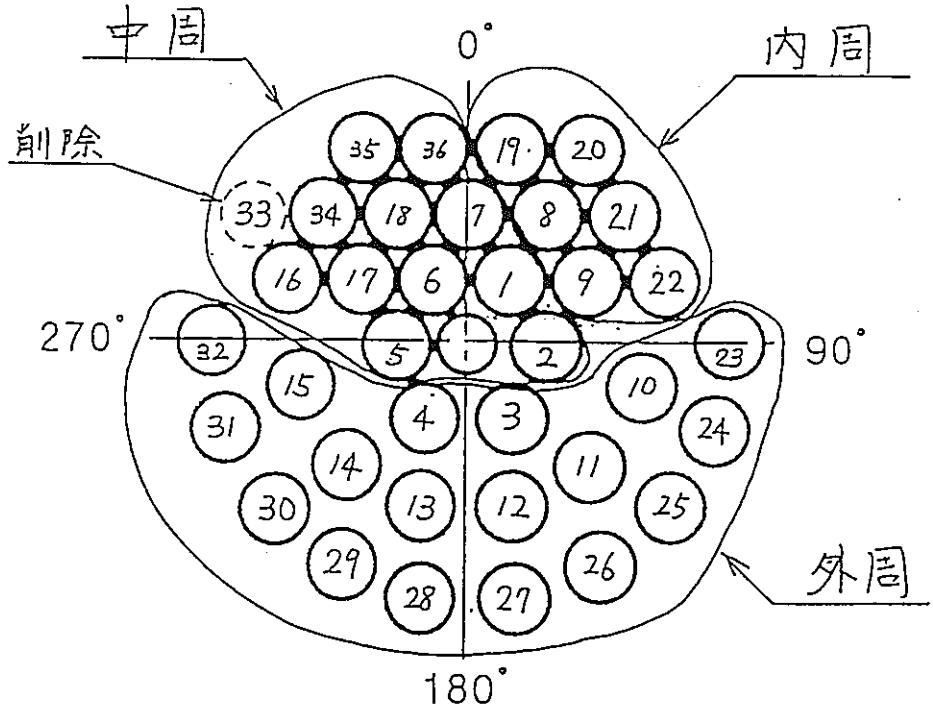
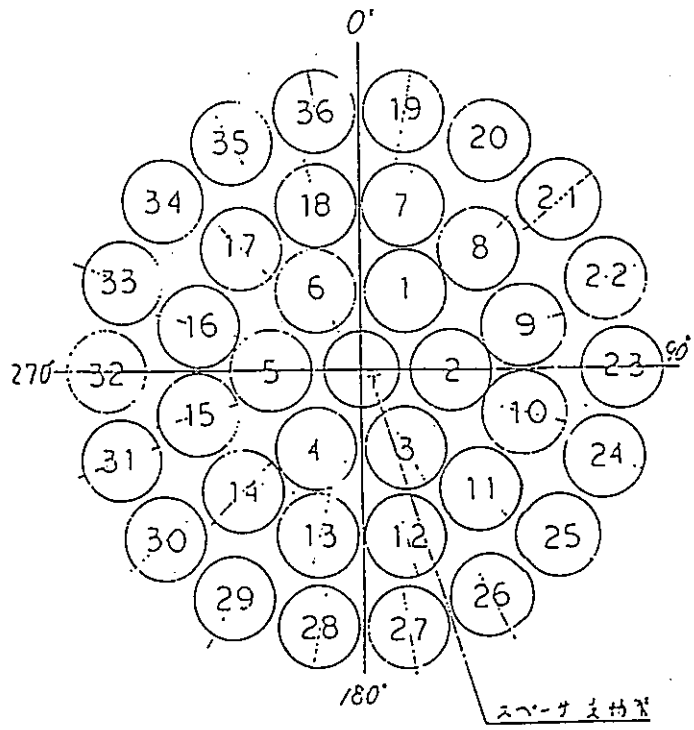


表5.1-2b　　試験出力の設定　-高出力用(非稠密試験)-

設定番号	ヒータ出力 (kw)	出力分布 (kw)			試験時間 (sec)	ヒータ表面温度 上限 (℃)
		外周	中周	内周		
01	300	165	100	35	30	1000
02	900	495	300	105	30	989
03	1500	825	500	175	30	972
04	2000	1100	667	233	30	959
05	2500	1375	833	292	30	945
06	3000	1650	1000	350	30	931
07	3500	1925	1167	408	30	918
08	4000	2200	1333	467	30	904
09	4500	2475	1500	525	30	890
10	5000	2750	1667	583	15	877
11	5500	3024	1834	642	15	863
12	6000	3300	2000	700	15	850

内周 …… 1～6番ピン
中周 …… 7～18番ピン
外周 …… 19～36番ピン



模擬燃料体上方よりの視図

表5.1-3　　燃料冷却性試験条件

・低出力用(稠密試験)・

No.	設定項目	内容	備考
1	拘束ピン本数	17本	カランドリアタンク内圧上昇試験結果よりサンプリングし設定
2	稠密巾 (線接触部)	8cm	カランドリアタンク内圧上昇試験結果よりサンプリングし設定
3	ピン横断面形状変形	無	軸方向：ピンの塑性変形による曲げ 径方向：横断面は正円形状
4	バンドル内(径方向) 出力分布	無(均一分布)	
5	軸方向出力分布	有 (COS分布：5段階で設定)	
6	最大出力	1.5MW (低出力用試験体)	図3.2-2a参照 〔高出力用試験体については、図3.2-2b参照〕
7	当該チャンネル圧力管	無	カランドリア構造物健全性試験結果より、防振板衝突部も圧力管外へ突出
8	周辺カランドリア管 防振板	有	試験部3層めまで設置する。
9	冷却材条件	タンク内の自然対流	初期破断流動を考えた場合、自然対流は保守側条件と考えられる。
10	初期模擬重水温度	100℃	
11	圧力	大気圧	

表5.1-4　　同時破断時 熱伝達率　-低出力用(稠密試験)-

設定ヒータ総出力 (kW)	150	300	450	600	750	900	1050	1200	1350	1500
(内周出力 kW)	25.4	50.7	75.7	100.3	125.2	149.9	175.7	199.9	225.8	250.5
(中周出力 kW)	48.2	94.5	140.2	184.8	231.8	276.1	322.8	369.2	416.5	458.7
(外周出力 kW)	74.4	148.4	224.8	300.8	374.5	451.7	525.5	601.0	674.4	749.9
TR-A6-F (温度 ℃)	108	109	110	111	112	113	115	115	116	117
(ﾋｰﾀﾋﾟﾝ出力 kW)	4.4	8.6	12.7	16.8	21.1	25.1	29.3	33.6	37.9	41.7
(熱伝達率 kcal/m2・h・℃)	2.10E+04	2.33E+04	2.41E+04	2.32E+04	2.33E+04	2.25E+04	2.23E+04	2.36E+04	2.34E+04	2.33E+04
TR-F9-F (温度 ℃)	109	111	112	114	115	116	118	119	120	121
(ﾋｰﾀﾋﾟﾝ出力 kW)	4.2	8.4	12.6	16.7	20.9	25.0	29.3	33.3	37.6	41.8
(熱伝達率 kcal/m2・h・℃)	1.51E+04	1.37E+04	1.43E+04	1.47E+04	1.49E+04	1.53E+04	1.54E+04	1.58E+04	1.64E+04	1.71E+04
TR-G12-F (温度 ℃)	108	111	112	114	115	116	118	119	120	120
(ﾋｰﾀﾋﾟﾝ出力 kW)	4.1	8.2	12.5	16.7	20.8	25.1	29.2	33.4	37.5	41.7
(熱伝達率 kcal/m2・h・℃)	1.83E+04	1.26E+04	1.33E+04	1.45E+04	1.50E+04	1.52E+04	1.55E+04	1.61E+04	1.69E+04	1.78E+04
TR-C18-C (温度 ℃)	109	110	111	112	113	114	115	114	115	115
(ﾋｰﾀﾋﾟﾝ出力 kW)	4.4	8.6	12.7	16.8	21.1	25.1	29.3	33.6	37.9	41.7
(熱伝達率 kcal/m2・h・℃)	1.38E+04	1.76E+04	1.88E+04	1.95E+04	2.04E+04	2.21E+04	2.28E+04	2.75E+04	2.90E+04	3.03E+04
TR-C21-C (温度 ℃)	108	110	112	113	114	115	116	117	118	119
(ﾋｰﾀﾋﾟﾝ出力 kW)	4.2	8.4	12.6	16.7	20.9	25.0	29.3	33.3	37.6	41.8
(熱伝達率 kcal/m2・h・℃)	2.85E+04	1.62E+04	1.59E+04	1.62E+04	1.86E+04	1.82E+04	1.87E+04	1.90E+04	1.96E+04	2.03E+04
備　　考	飽和温度 (0.326 atg) 107 ℃									

表5.1-5a　同時破断時熱流束　-20kw水抜きの稠密試験-

２０ｋｗ時	出力（ｋｗ）	ピン数	ピン出力	q(kcal/m2h)	q(kcal/m2h)
内周：3.389	3.39	6	0.56	3.17e+3	3.32e+3
中周：7.617	7.62	11	0.69	3.89e+3	4.07e+3
外周：10.64	10.64	18	0.59	3.32e+3	3.47e+3
計	21.65	35	0.62	稠密部用	戻り部用

表5.1-5b　同時破断時熱伝達率　-20kw水抜きの稠密試験

流体温度（℃）	90				
着目位置	TR-A6-F 中周一稠密	TR-F9-F 内周一稠密	TR-G12-F 外周一稠密	TR-C18-C 中周一戻り部	TR-F8-C 内周一戻り部
ﾋｰﾀﾋﾟﾝ温度1（℃）	459.2	338.5	449.4	484.9	313.7
熱伝達率（kcal/m2h℃）	10.5	12.8	9.2	10.3	14.8

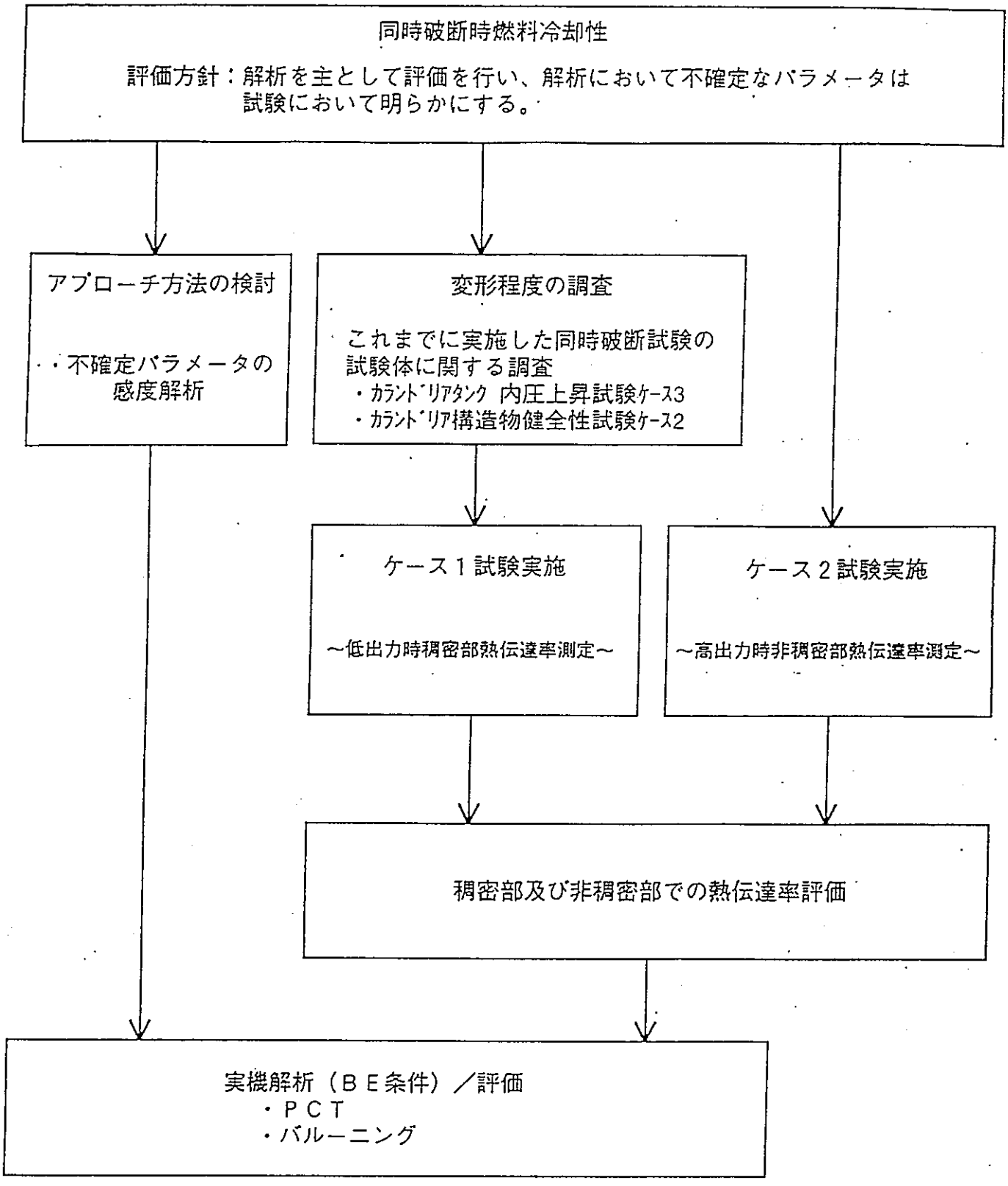


図5.1-1　　圧力管及びカランドリア管同時破断時燃料冷却性試験評価フロー

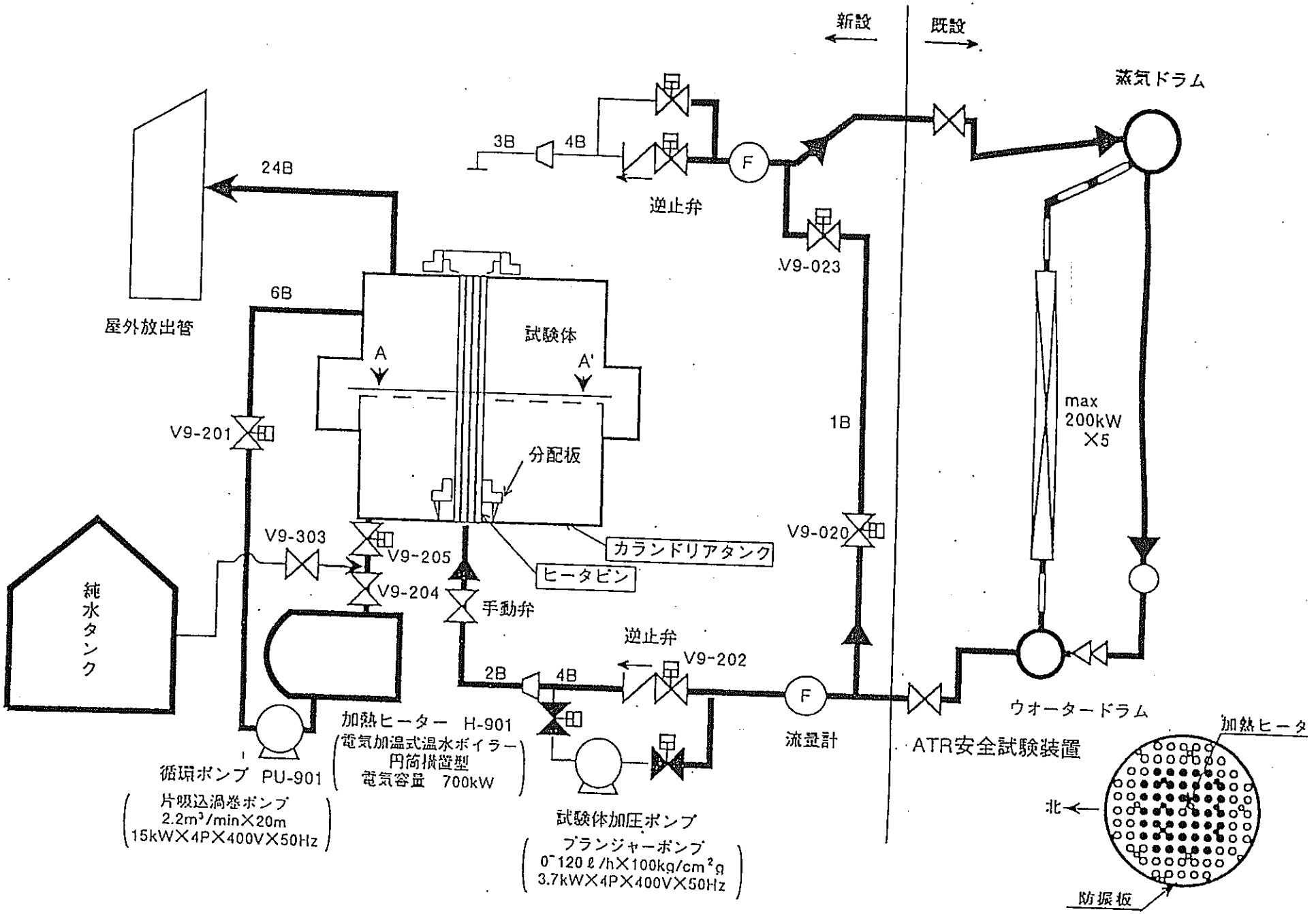
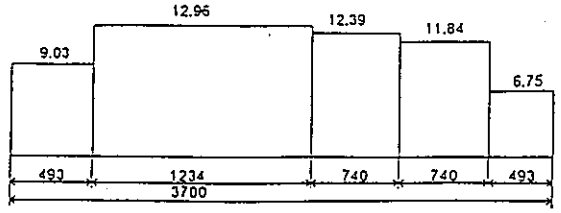
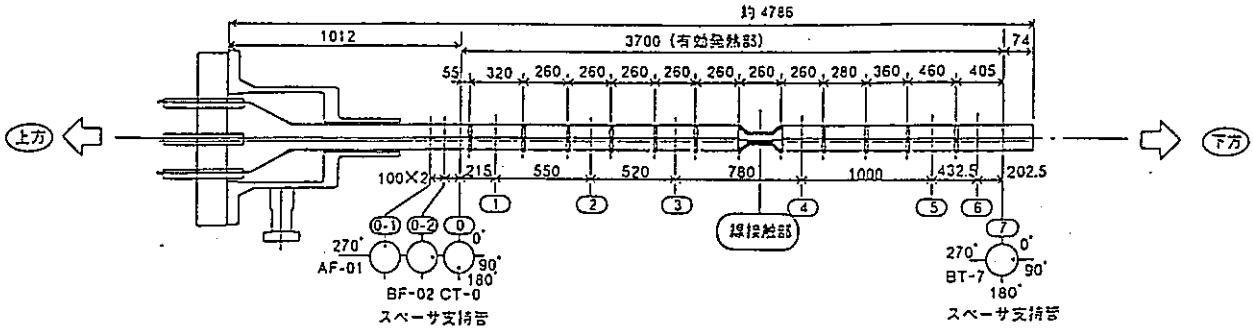


図5.1-2　熱伝達率測定　試験ループ



出力分布
(kW/m)



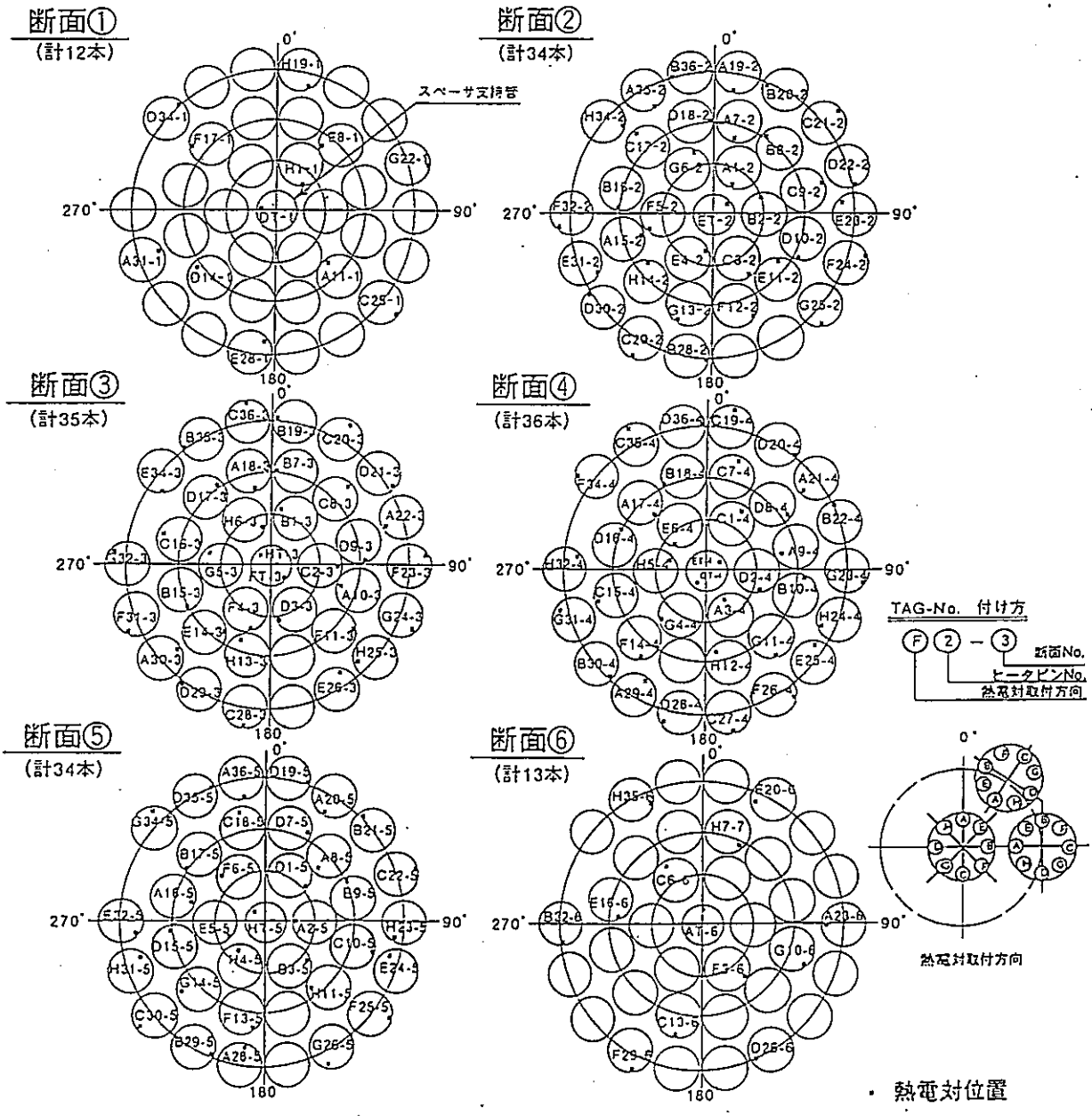
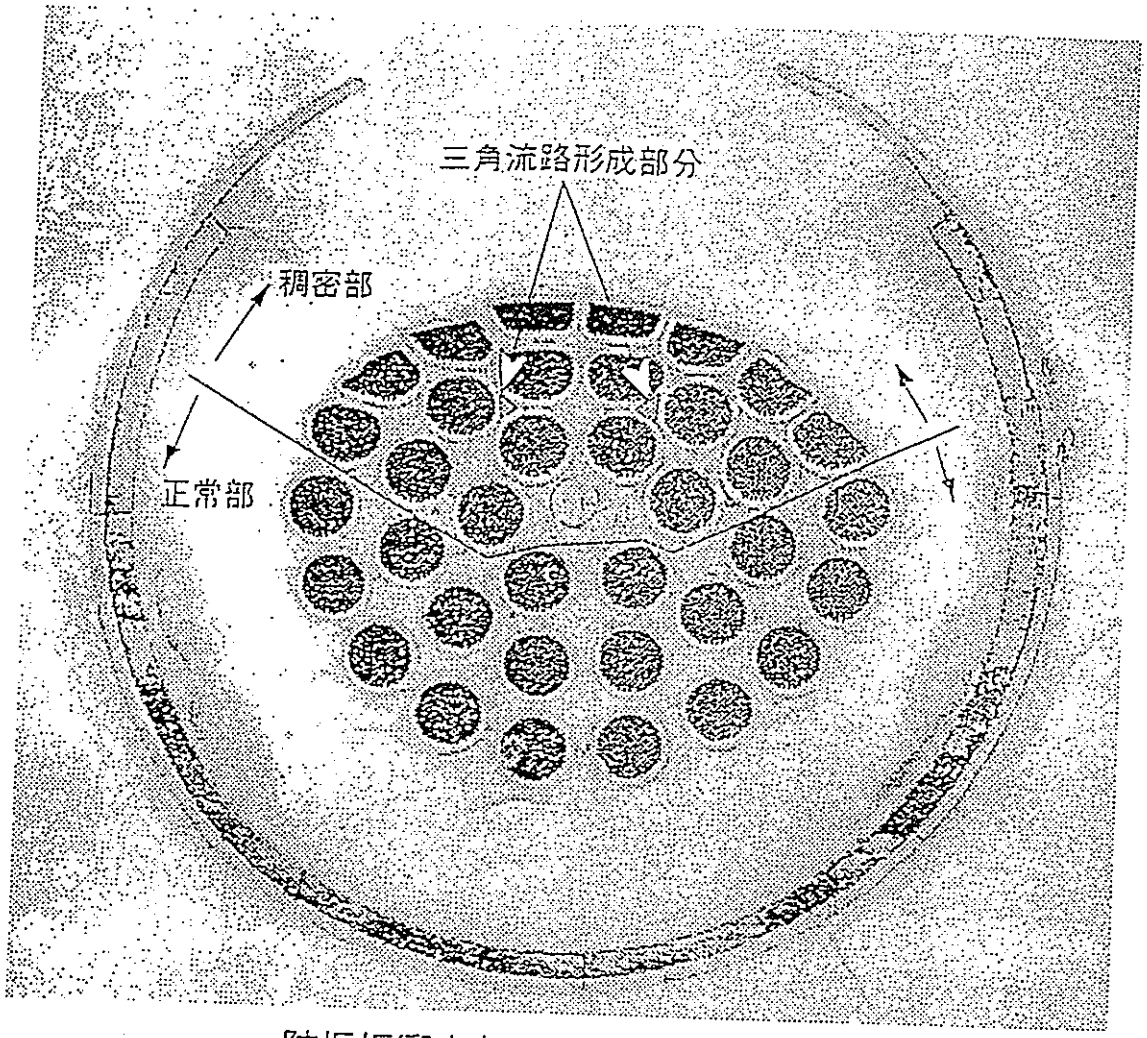
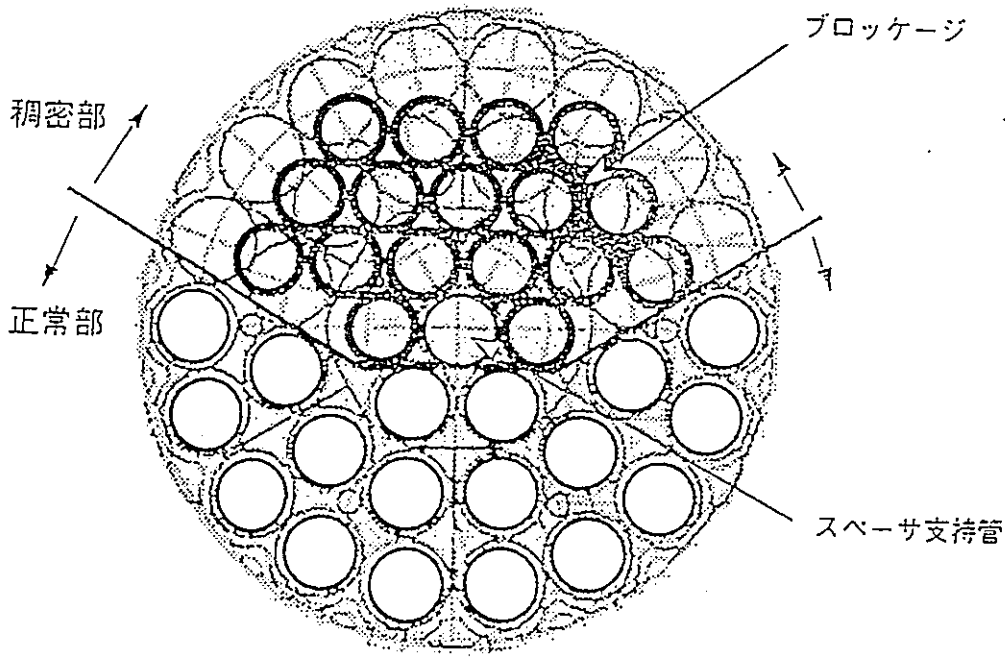


図5.1-3　低出力時用（稠密部）燃料体　注：各断面は下方からの視図

・1.5MW用模擬燃料体(Zピン)・

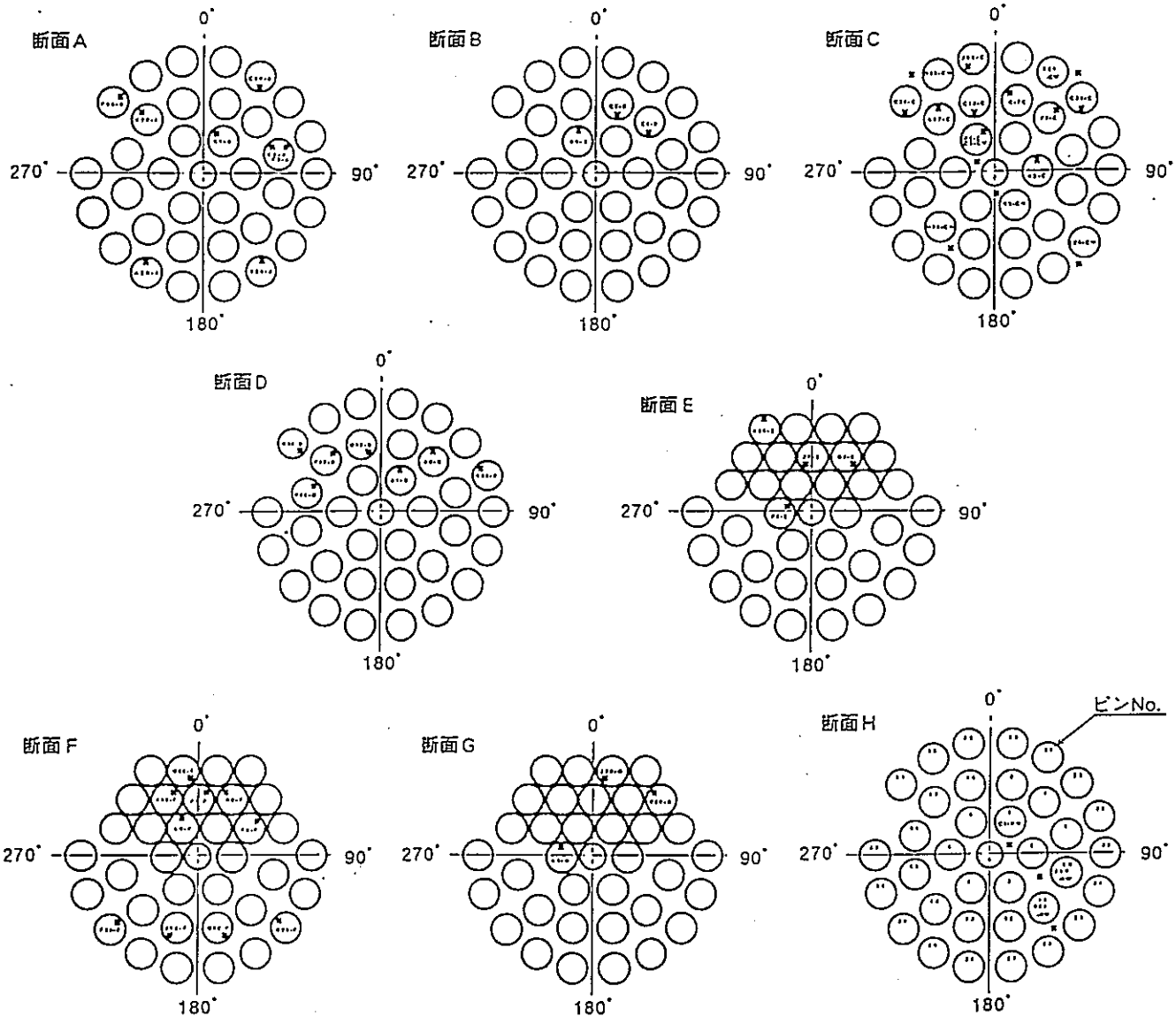


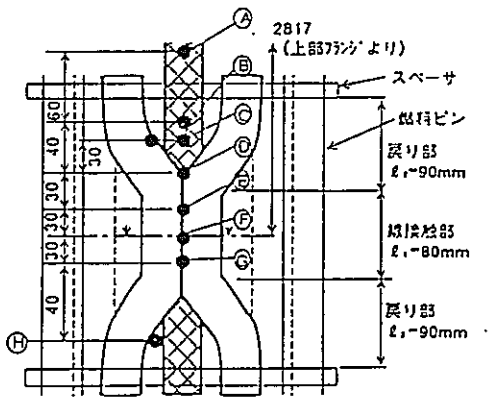
防振板衝突部の燃料ピンの状態



線接触部

図5.1-4　　燃料ピンの変形加工モデル図





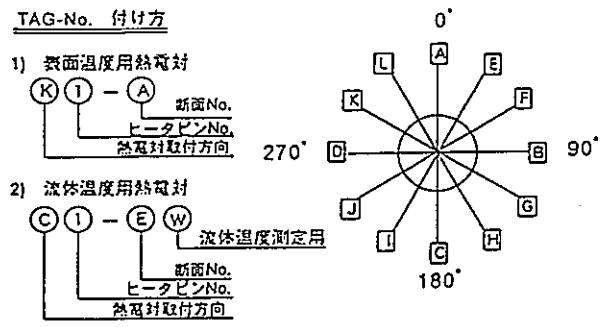
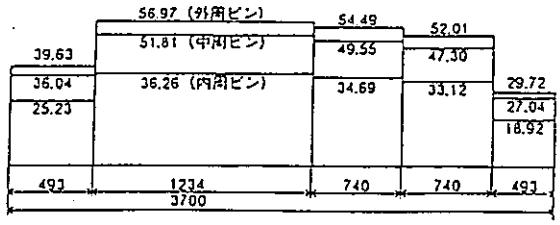
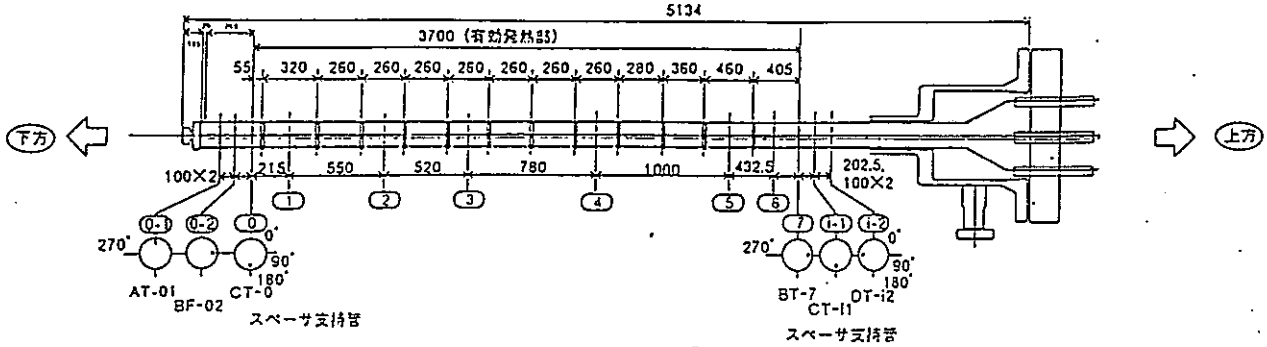


図5.1-5　稠密部熱電対設置断面図　*(各断面は下方からの視図)*



出力分布
(kW/m)



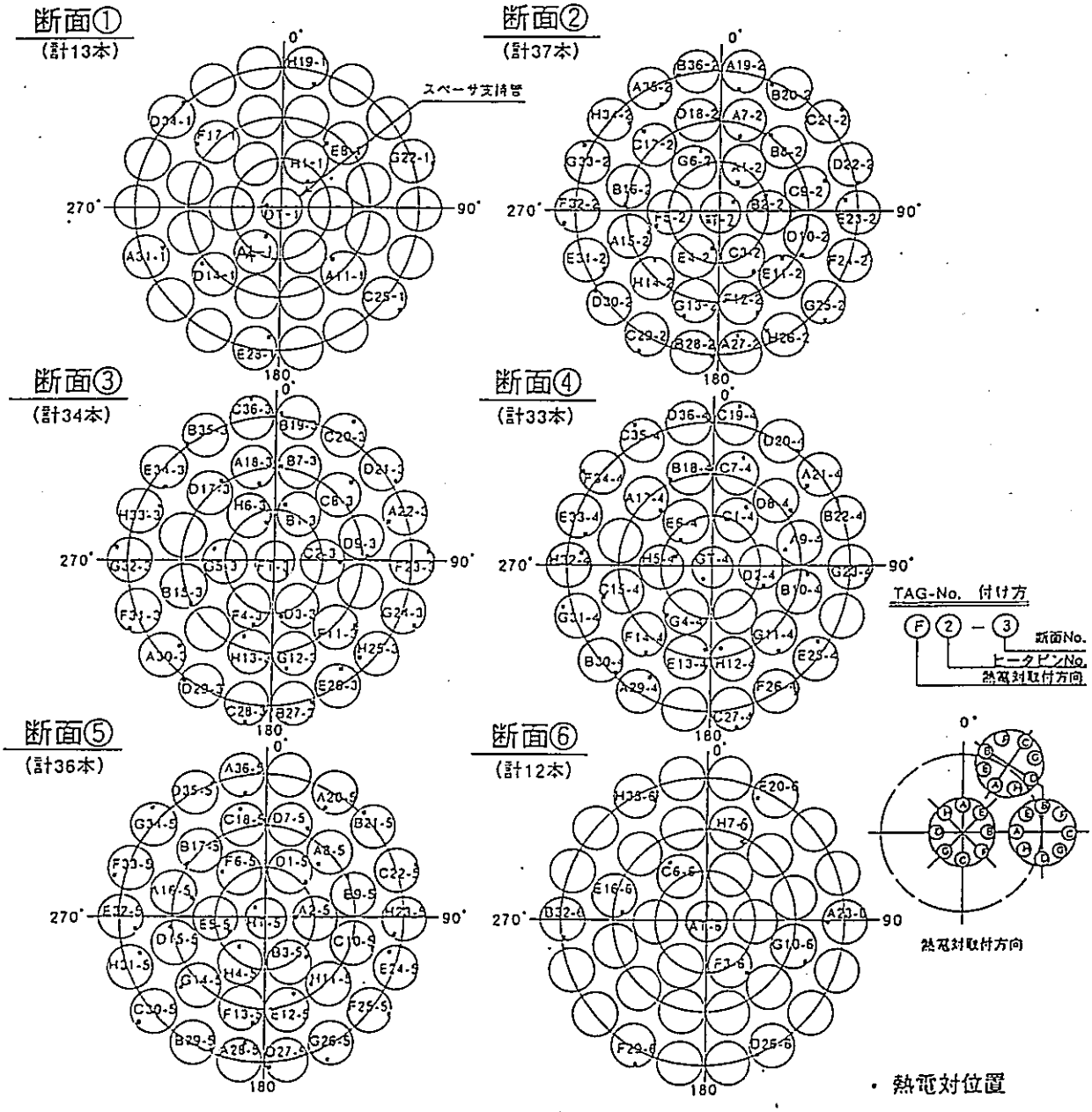
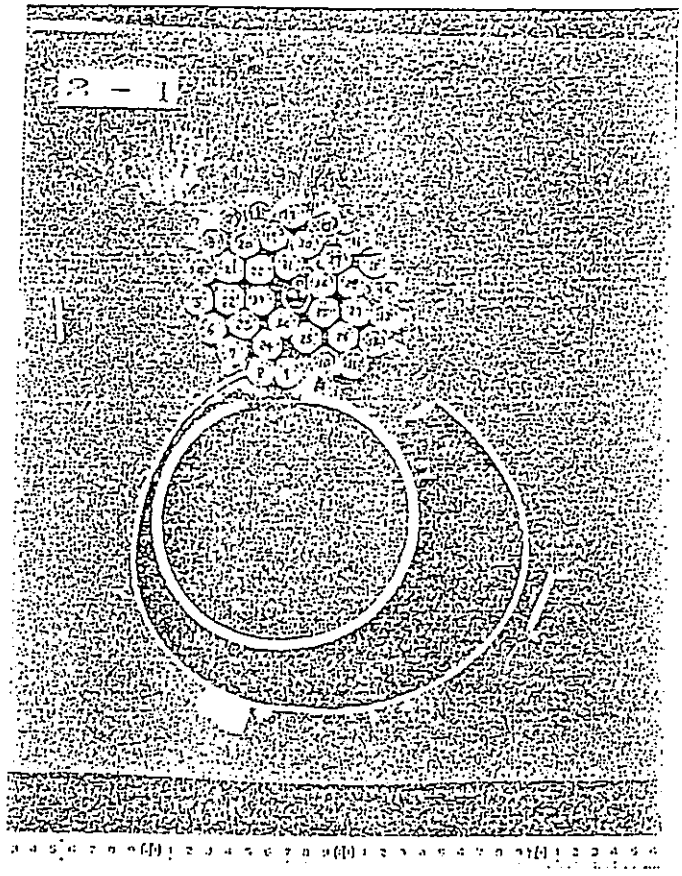
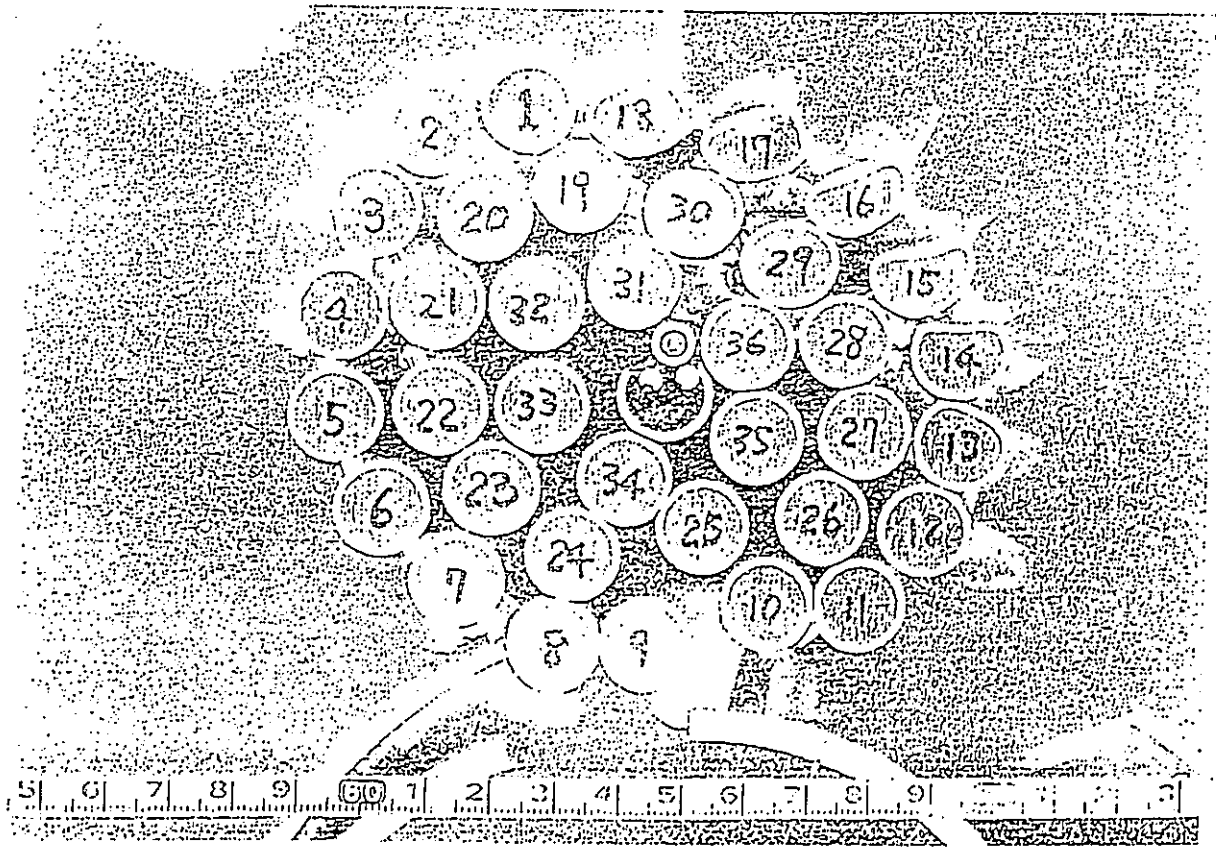


図5.1-6　高出力時用（非稠密部）燃料体　注：各断面は上方からの視図

・6MW用模擬燃料体(Yピン)・

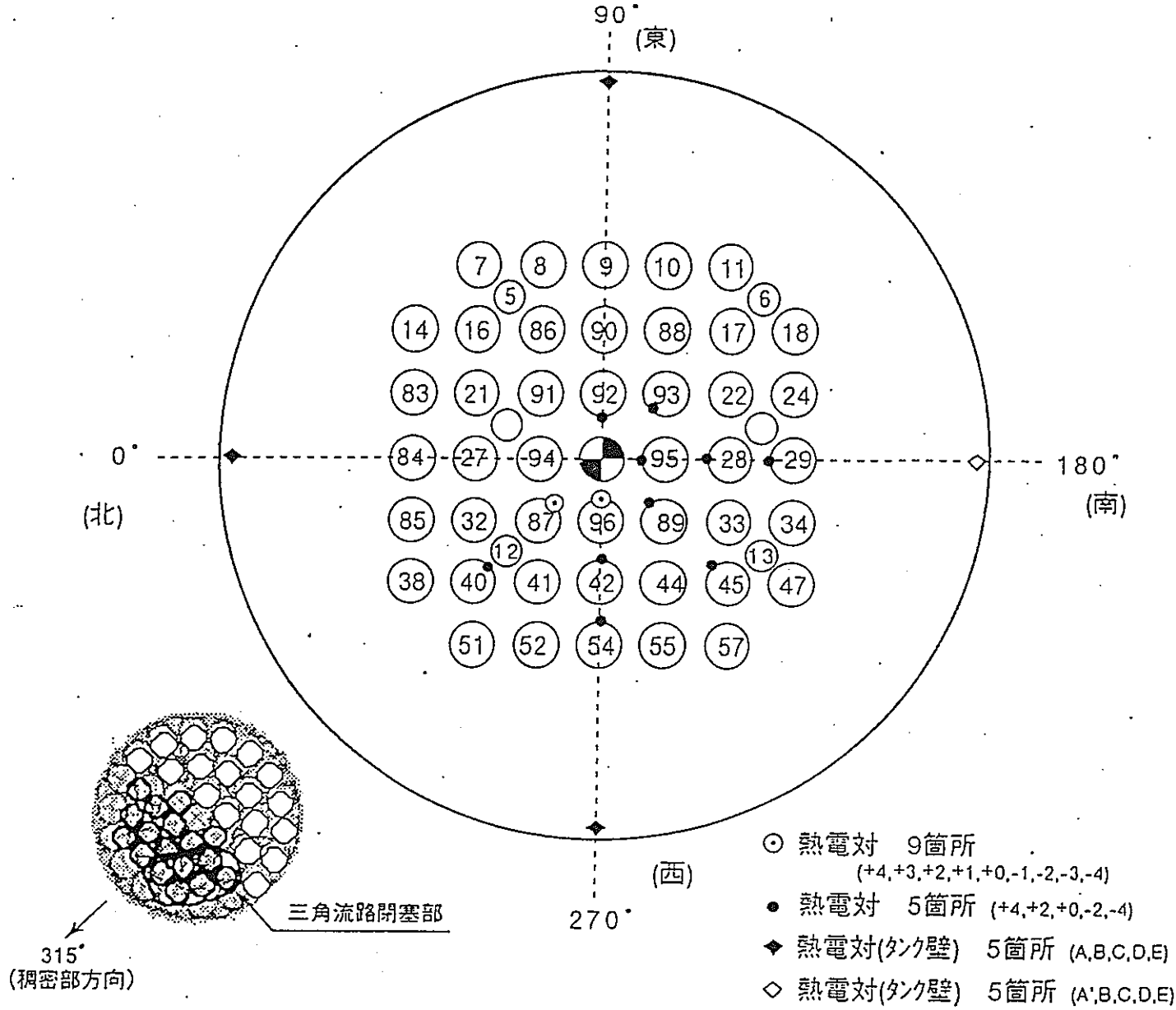


サンプル③－１（計測面）研磨後の外観状況



サンプル③－１（計測面）研磨後の外観状況（拡大）

図5.1-7　　カランドリア構造物健全性試験(NCI-2)における試験後断面図形状



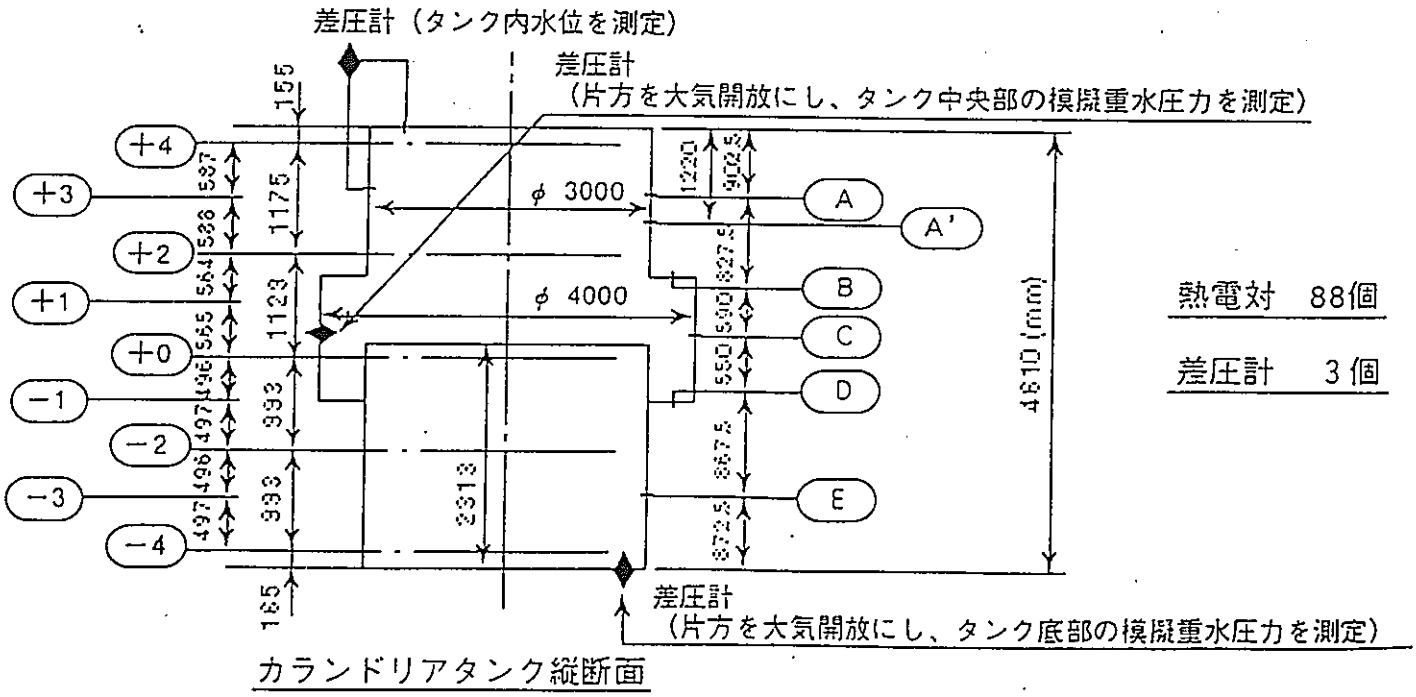


図5.1-8 カランドリアタンク内計測器取付配置図 (上方からの視図)

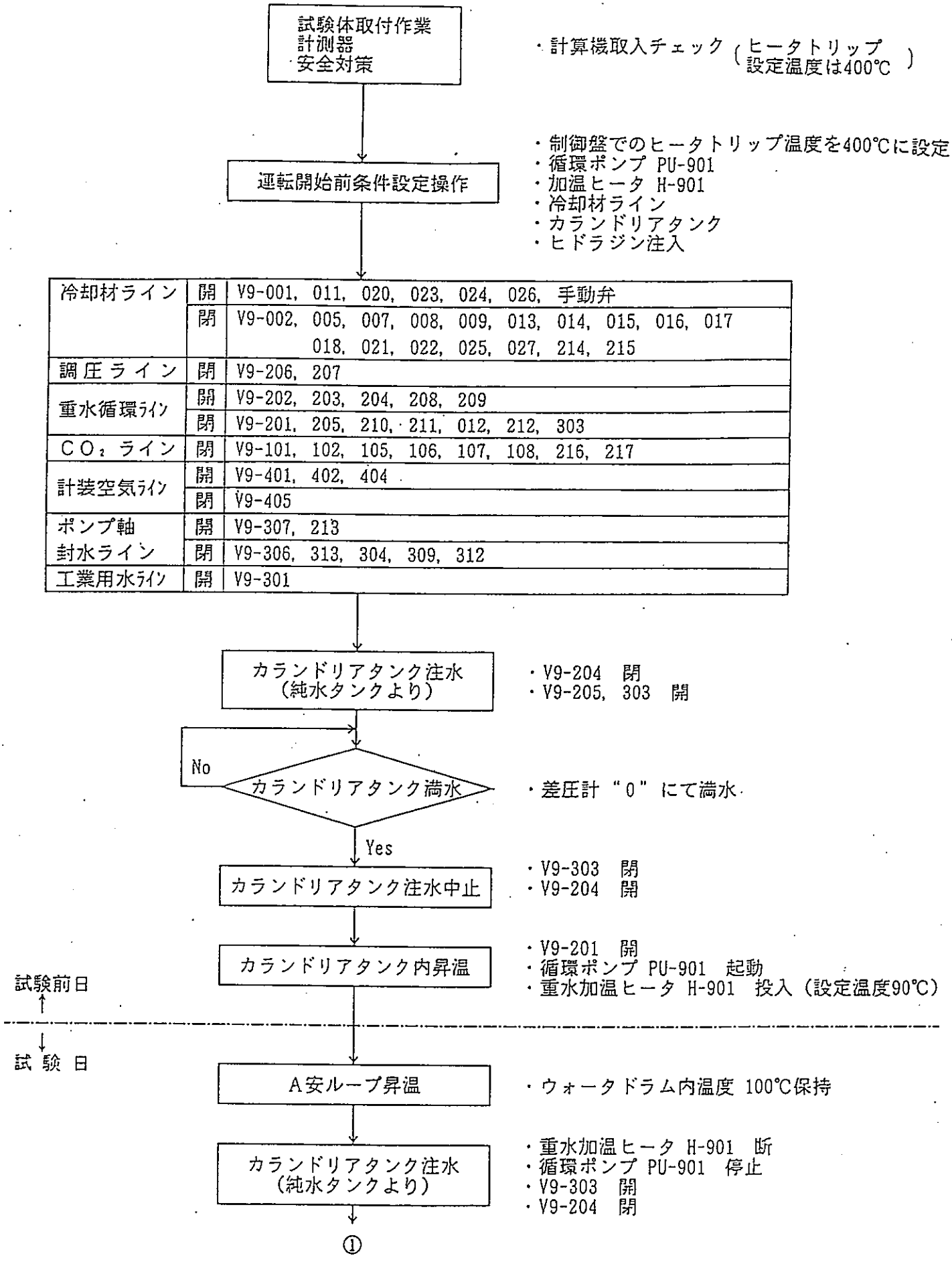


図5.1-9 (1/6) 同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順

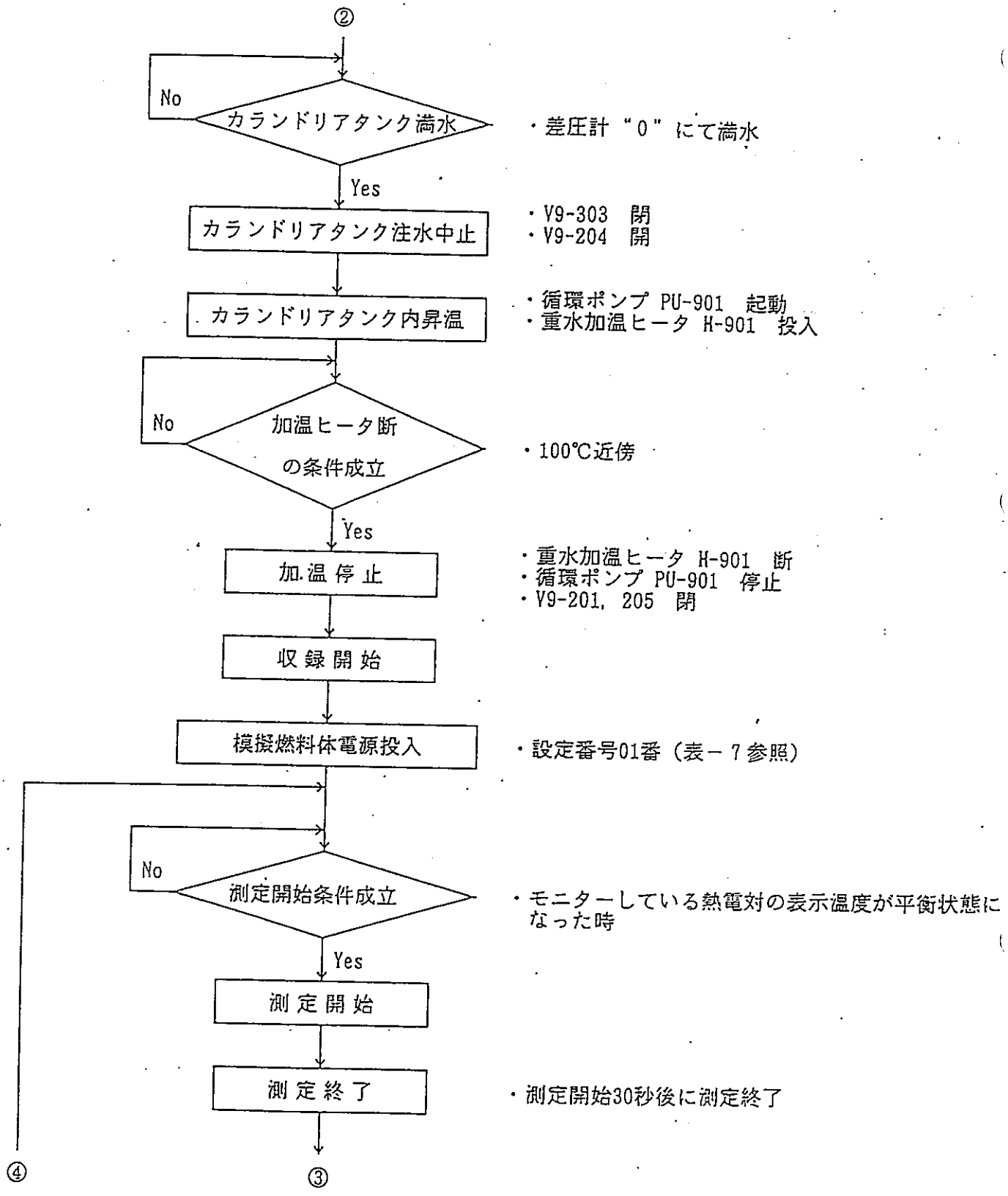
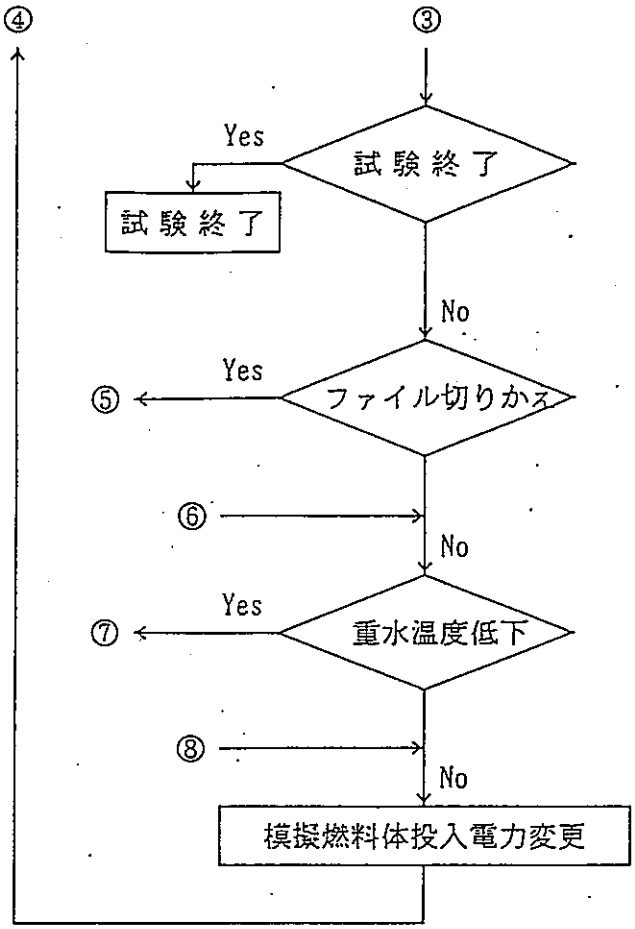


図5.1-9 (2/6) 同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順



・現在設定番号が10番である。

・（収録ファイル残時間）≦（模擬燃料体電力変更→測定終了の時間）

・モニターしている熱電対の表示温度が設定温度を下回った時。

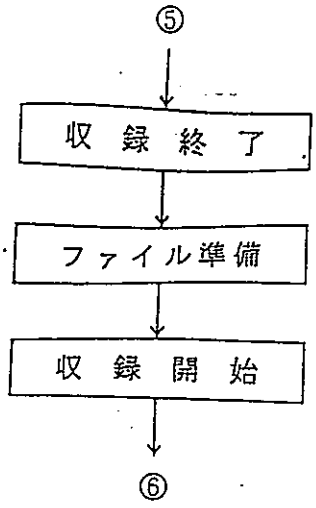
・設定番号を１ステップアップする。（表－７参照）
ただし、すでにヒータトリップが発生した電源相については据置き。

＊１　ヒータトリップが発生した場合　⑨へ

＊２　カランドリアタンク内水位異常低が発生した場合　⑩へ

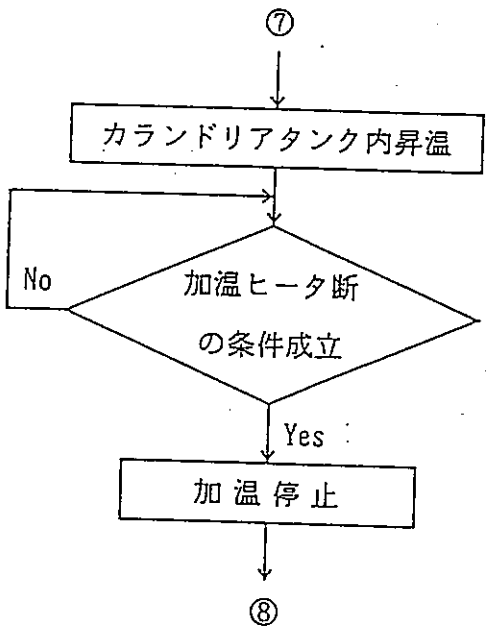
図5.1-9 (3/6)　同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順

ファイル切り換えの場合



・次の収録ファイルを準備
ヒータトリップ設定温度は400℃

重水温度低下の場合



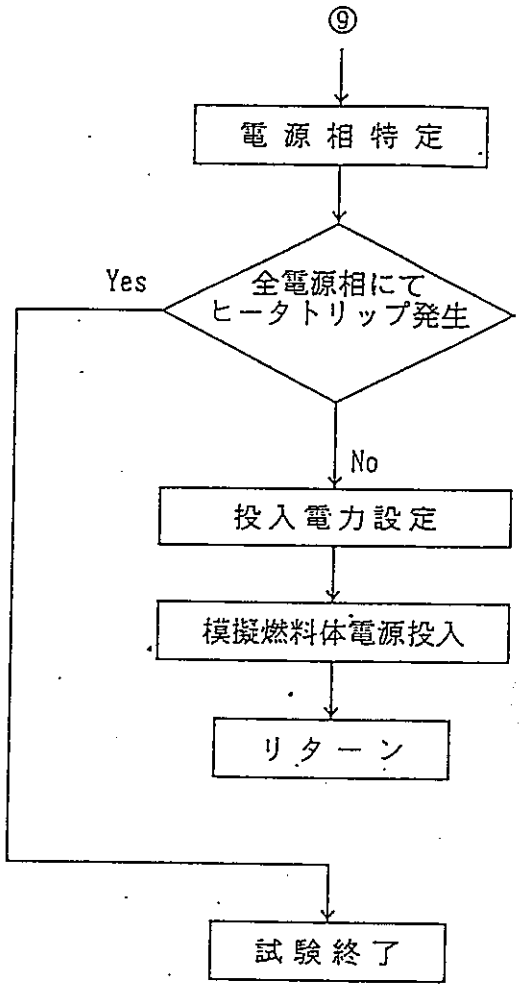
・V9-201, 205 開
・循環ポンプ PU-901 起動
・重水加温ヒータ H-901 投入

・100℃近傍

・重水加温ヒータ H-901 断
・循環ポンプ PU-901 停止
・V9-201, 205 閉

図5.1-9 (4/6) 同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順

ヒータトリップが発生した場合



・ヒータトリップが発生した電源相を特定する（内周，中周，外周）。

・今回トリップした電源相以外の全ての電源相ですでにヒータトリップが発生していた。

・ヒータトリップが発生した電源相の投入電力を１ステップ落とす（その他は現状のまま）。

・ヒータトリップが発生した時点より試験再開。ただし、測定中であった場合は、測定開始条件成立以前まで遡り、試験再開の事。

図5.1-9 (5/6) 同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順

カランドリアタンク内水位異常低が発生した場合

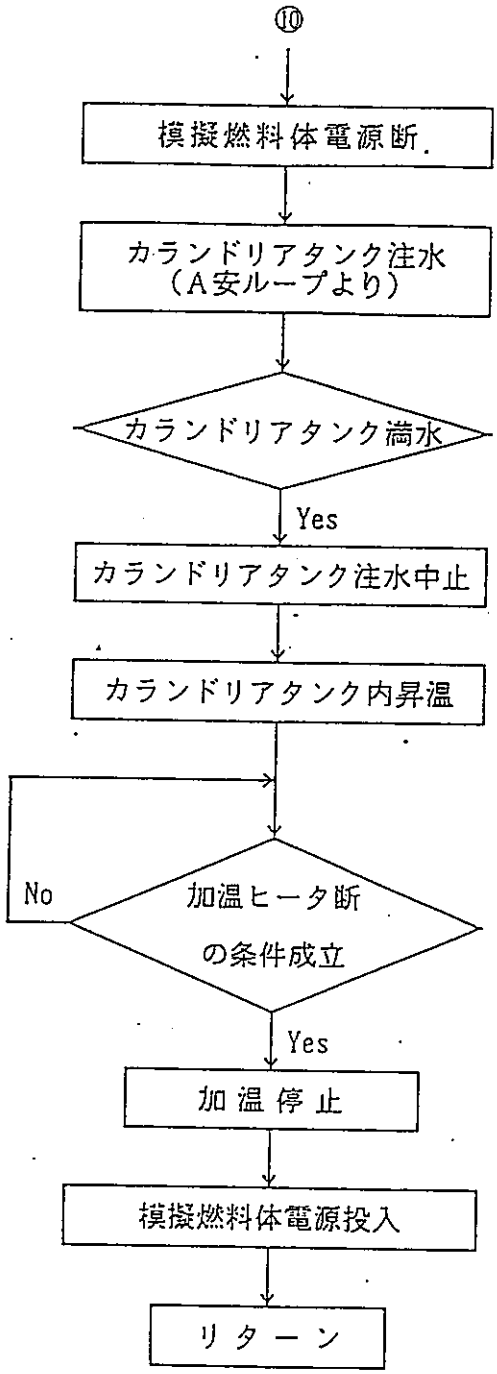


図5.1-9 (6/6) 同時破断時燃料冷却性試験基本試験手順

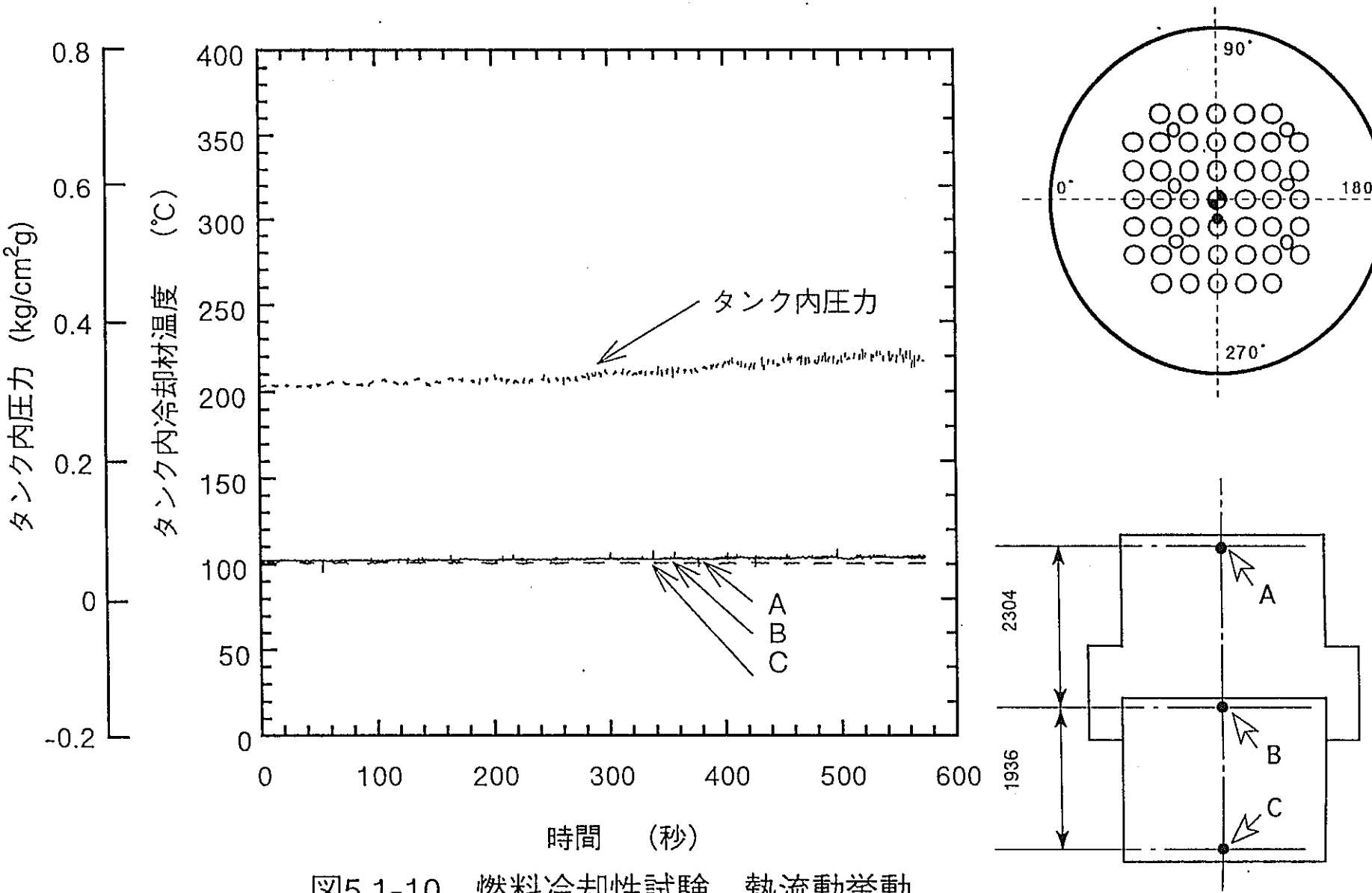
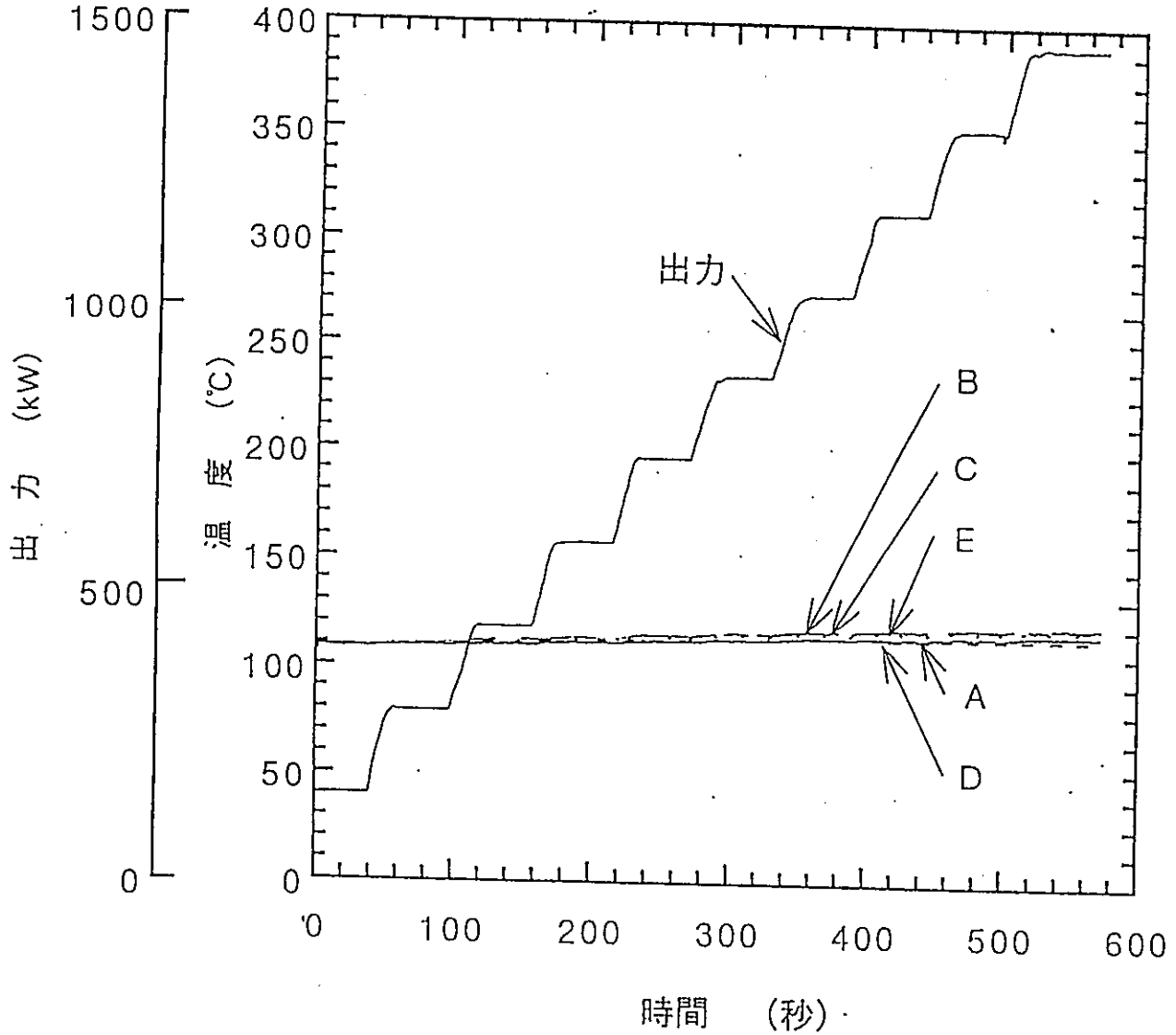


図5.1-10 燃料冷却性試験 熱流動挙動
- 稠密試験 -



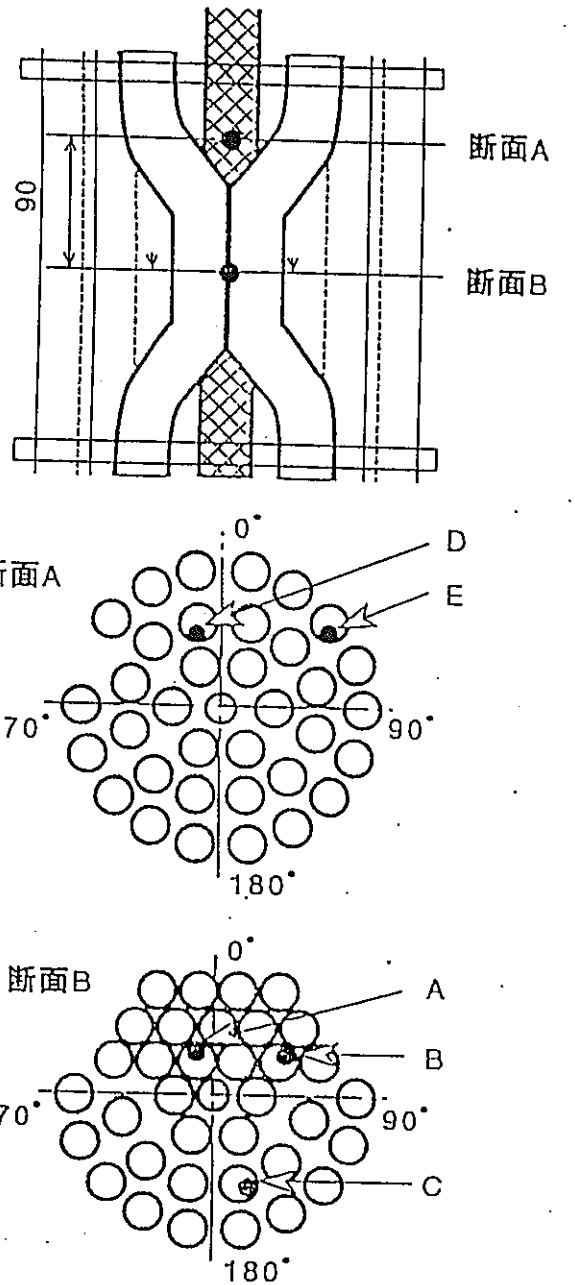


図5.1-11　燃料冷却性試験　被覆管温度

-稠密試験-

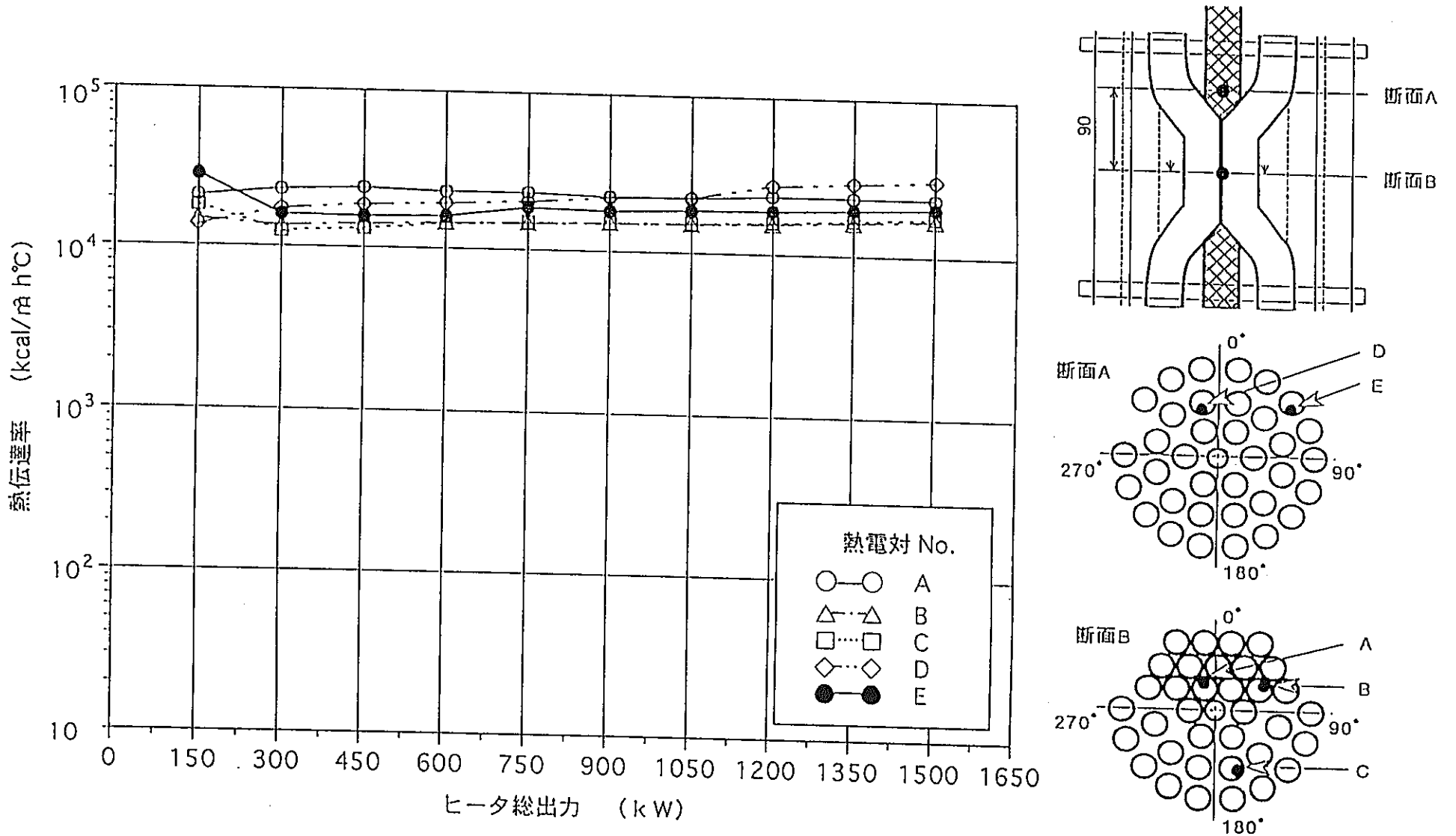


図5.1-12　燃料冷却性試験　熱伝達率特性　—稠密試験—

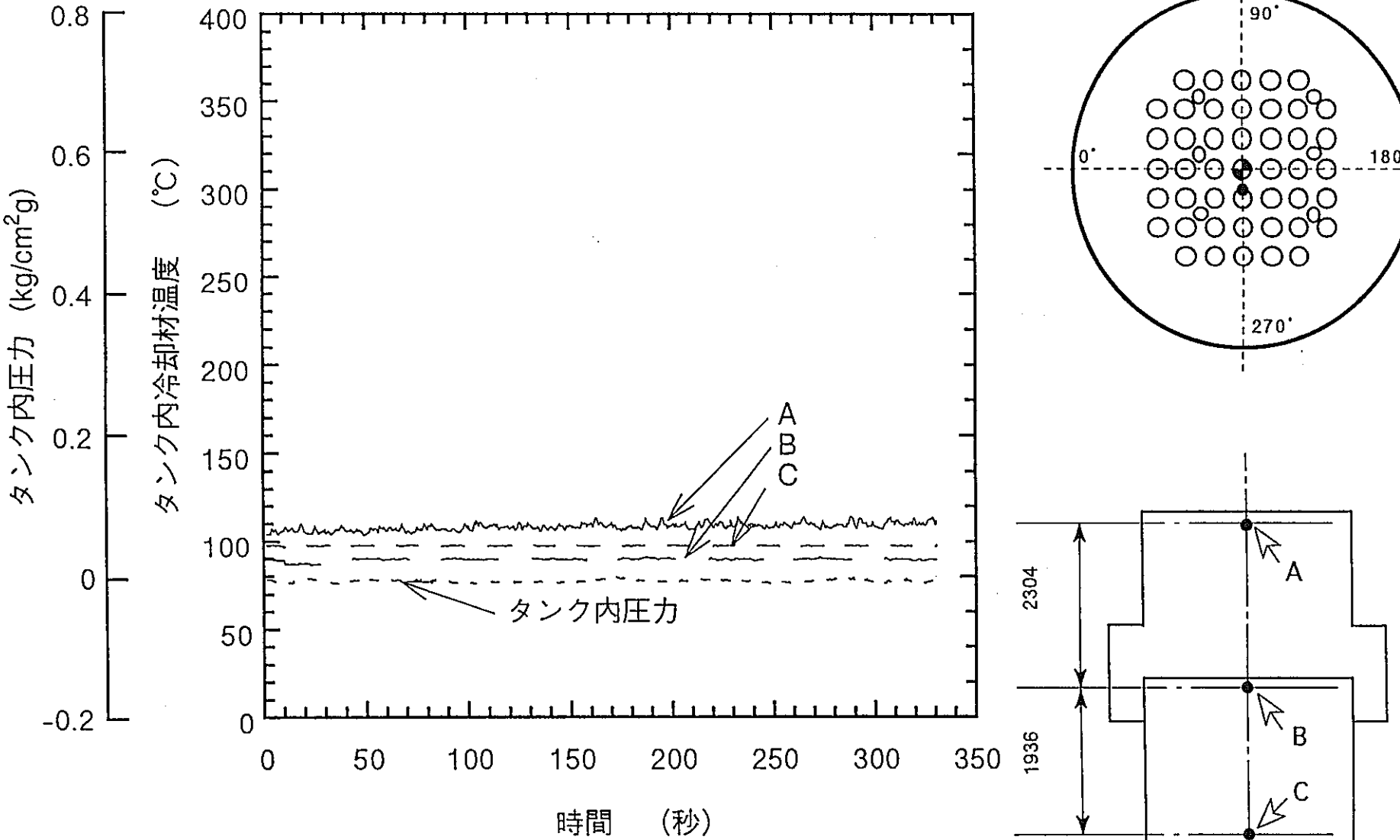
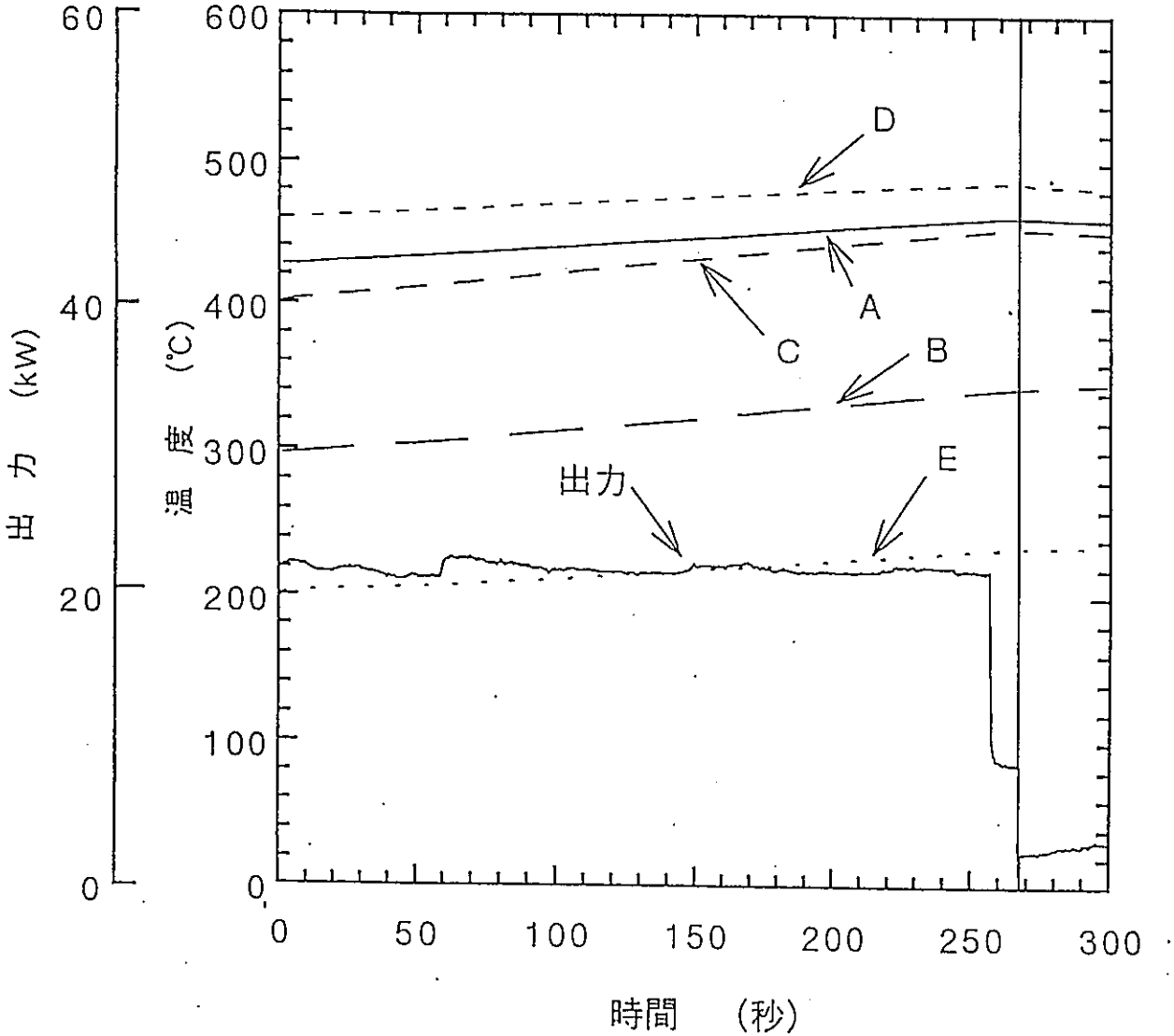


図5.1-13　燃料冷却性試験　熱流動挙動
- ドライアウト模擬の稠密試験 -



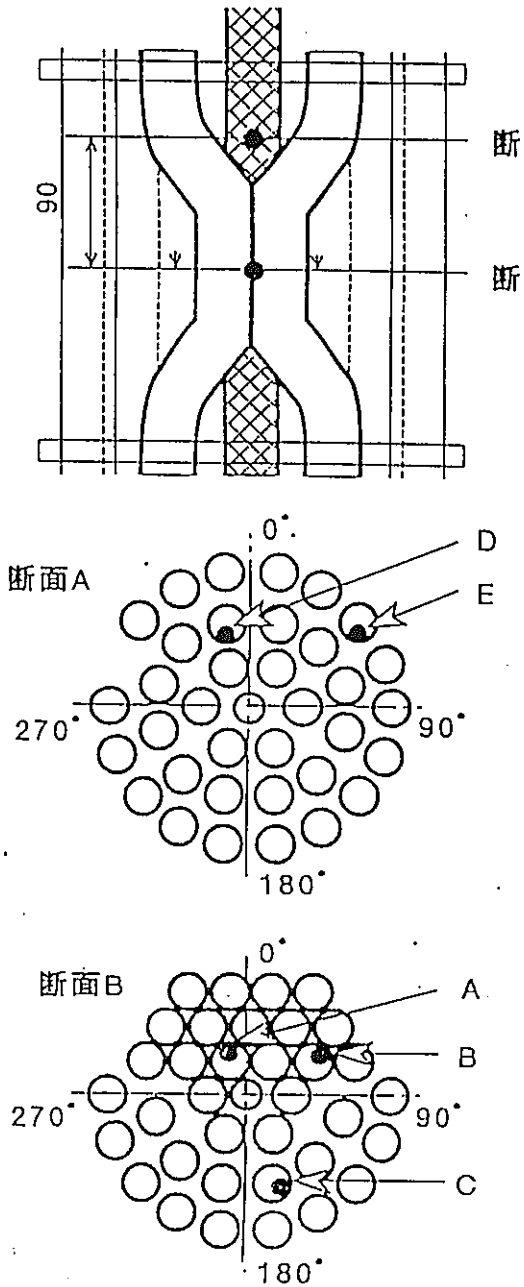


図5.1-14　燃料冷却性試験　被覆管温度　-ドライアウト模擬の稠密試験-

6. 検証解析

6.1 カランドリアタンク内圧挙動試験解析

6.1.1 はじめに

圧力管及びカランドリア管の同時破断時に、破断チャンネルに隣接する燃料チャンネル，制御棒案内管等のカランドリア構造物に作用する負荷としては、高温高圧の冷却材が破断口から噴出することによる流体力，カランドリアタンクの内圧上昇等があげられる。これらの負荷に対するカランドリア構造物の健全性を確証すると共に、負荷の挙動を予測する手法の適用性を検証するため、圧力管およびカランドリア管の同時破断を想定した実規模試験とその試験解析を実施している。

本報告書では、圧力管および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上昇を評価する手法の適用性を検証するため、圧力管およびカランドリア管の同時破断試験[1]の試験解析を実施すると共に、適用性を検証された手法を用いて実機の同時破断事故時のカランドリアタンク内圧上昇挙動の予備評価を実施した。

解析の対象とした試験は、カランドリアタンクの内圧上昇が最大となる燃料の有効発熱長にわたる破断を想定し、実機の定格運転圧力相当の冷却材条件で実施されたカランドリア構造物健全性試験（NCI-2）および破断長を1mとして破断圧力をパラメータとしたカランドリアタンク内圧上昇試験である。また、カランドリアタンク内の圧力上昇を予測するコードとしては、CALANDRIA-Ⅱ[1]およびHIPWAP[2]コードを用いた。CALANDRIA-Ⅱコードは、カランドリアタンク内を蒸気泡，重水およびヘリウムガスの３領域で扱い、破断口から放出された冷却材によって形成される蒸気泡と重水の各領域において凝縮による質量およびエネルギーの移行を考慮することができる。また、HIPWAPコードは、破断口の周囲に形成される蒸気泡の成長をタンク内の流体の運動方程式を解くことによって求め、タンク内の径方向の圧力分布を得ることができ、日立製作所において実証炉の設計用に開発されたものである。

本報告書では、上記のコードの概要と、これまでに実施した同時破断試験並びに時年度に実施予定の破断面積が２Ａ相当の同時破断試験の試験解析および実機予備解析の結果を報告する。また、試験解析及び実機予備解析を通じて、隣接構造物に作用する流体の動荷重変化について算定した結果について報告する。

6.1.2 評価手法

6.1.2.1 解析手法

試験解析および実機予備評価の解析フローを図6.1.2.1-1 に示す。本解析で用いるCALANDRIA-ⅡおよびHIPWAPコードは、破断口から放出される冷却材の時間変化を境界条件としてカランドリアタンクの内圧挙動を計算するが、試験では、計器の応答性の観点からカランドリアタンク内の圧力上昇が発生する数十m秒の範囲内の冷却材の放出流量を計測できていない。したがって、ここでは２流体コードであるSIMAコード[3),4)]を用いて、破断口の時間変化を考慮してタンク内への冷却材の放出流量を求め、この結果をCALANDRIA-ⅡおよびHIPWAPの両コードに対する境界条件として、カランドリアタンク内の圧力上昇挙動を解析する。

6.1.2.2 解析コードの概要

本評価に使用する解析コードの概要を以下に述べる。

6.1.2.2.1 SIMAコード

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

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

（1）保存則

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

（質量保存則）

$$\partial/\partial t(\alpha_k\rho_k)+\nabla(\alpha_k\rho_k v_k)=M_k \quad \cdots\cdots (1-1)$$

（運動量保存則）

$$\partial/\partial t(\alpha_k\rho_k v_k)+\nabla(\alpha_k\rho_k v_k\cdot v_k)$$
$$=-\alpha_k\nabla P+F_{wk}+F_{ik}+F_{vk}+\alpha_k\tau_k+\alpha_k\rho_k g+K_k \quad \cdots\cdots (1-2)$$

（エネルギー保存則）

$$\partial/\partial t(\alpha k \rho k(ek+vk^2/2))+\nabla(\alpha k \rho k vk(ek+vk^2/2+P/\rho k))$$
$$=\alpha k \rho k vkg+Uk+qk \quad \cdots\cdots (1-3)$$

ここで

e:比内部エネルギー(kJ/kg)　　Fw:壁面摩擦力(N/m^3)

Fi:相間摩擦力(N/m^3)　　Fv:付加質量による力(N/m^3)

g:重力加速度(m/s^2)　　P:圧力(Pa)

q:熱入力(W/m^3)　　v:流速(m/s)

t:時間(s)　　τ:剪断応力(N/m^3)

K:相変化による相間運動量輸送($kg/m^2.s^2$)

M:相変化による相間質量輸送($kg/m^3.s$)

U:相変化による相間エネルギー輸送(W/m^3)

α:体積率(-)　　ρ:密度(kg/m^3)

[添字]

k:k=gのとき気相、k=lのとき液相

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

(2) 数値解法

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

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

$$\partial/\partial t\phi+\nabla\psi=b \quad \cdots\cdots (1-4)$$

ここでϕは保存される物理量、ψはコントロールボリューム境界を通過して移動する物理量の流れを表している。bは生成又は消滅する速度を表す。

上式をコントロールボリューム内で体積分して次式を得る。

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

ここでΦ及びBは、それぞれφ及びbを体積分した値である。

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

この数値計算法は、差分法でよく利用されているスタガードメッシュと異なり、圧力と流速を同じ位置で定義するので計算結果が不安定になり易くなる。数値計算を安定化するため、Godunovを参考にしてコントロールボリューム間の輸送量の修正を行った。Godunov法は特に圧力や流速にジャンプがある場合に有効な差分法の一種であり、特性曲線法と密接な関係がある。コントロールボリューム内の流速を計算する時に無視された、境界面における局所的な圧力勾配を考慮してコントロールボリューム間の輸送量を次のように修正し、計算を安定化した。

$$\delta vk=\Omega(\nabla Plocal-\nabla Pave)/(2ak\rho k)\cdot\Delta z\cdot\Delta t \quad \cdots (1-6)$$

ここで

ak:音速(m/s)

∇Plocal:コントロールボリューム境界の局所圧力勾配(Pa/m)

∇Pave:コントロールボリューム内の平均圧力勾配(Pa/m)

Δt:タイムステップ幅(s)

δvk:コントロールボリューム中心と境界との流速の差(m/s)

Δz:コントロールボリューム中心から境界までの距離(m)

Ω:安定化係数(-)

安定化係数は1～2の値である。

6.1.2.2.2 CALANDRIA－Ⅱコード

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

（1） 解析モデル

図6.1.2.2－1に解析モデル図を示す。

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

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

（2） 計算モデル

CALANDRIA－Ⅱコードの基本式を以下に示す。

（質量保存式）

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

（エネルギ保存式）

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

（状態方程式）

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

ここで、

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

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

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

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

W	：質　量	(kg)
G_{in}	：流入流量	(kg／s)
G_{out}	：流出流量	(kg／s)
E	：エネルギ	(kg・m)
h_{in}	：流入エンタルピ	(kg・m／kg)
h_{out}	：流出エンタルピ	(kg・m／kg)
Q_{in}	：流入エネルギ	(kg・m／s)
P	：圧　力	(kg／m^2)
V	：体　積	(m^3)
v	：比容積	(m^3／kg)

6.1.2.2.3　ＨＩＰＷＡＰコード

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

6.1.2.2.3.1　球対称一次元モデル

（1）解析モデル

解析の基本モデルは、図6.1.2.2－2に示すように、カランドリアタンクを破断口を中心に半径R_cの球状に模擬し、球対称一次元の流体の運動方程式を解いてカランドリアタンク内各部の圧力変化を求める。

基本式は、次のとおりである。

（a）流体の運動方程式

非圧縮性、球対称、一次元の流動方程式を用いる。

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

ここで、

u；流体の速度　（m／s）　　K_1，K_2；減衰係数

P；流体の圧力　（Pa）　　r；半径　（m）

ρ；流体の密度　（kg／m^3）　　t；時間　（s）

右辺第2項が、流速の1乗及び2乗に依存する減衰項である。

（b）連続の式

非圧縮性、球対称、一次元を仮定した次の式を用いる。

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

（c）ブローダウン水による高温バブル内の状態方程式

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

ここで、

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

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

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

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

$\dot{P}_B$　；高温バブルの圧力変化（Pa／s）

$\dot{W}_B$　；高温バブル内の質量変化（kg／s）

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

G_{IN}　；ブローダウン量（kg／s）

G_{CND}；蒸気凝縮量（kg／s）

$\dot{E}_B$　；高温バブルの内部エネルギー変化（J／kg／s）

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

h_{IN}　；ブローダウン水エンタルピ（J／kg）

Q_{CND}；蒸気凝縮熱量（J）

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

A_{CND}；凝縮表面積（m^2）

h_{CND}；凝縮熱伝達率

ΔT ；凝縮表面温度差（℃）

$\dot{V}_B$ ；高温バブルの体積変化（m^3／s）

（d）体積変化のバランス式

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

ここで、

B ；カランドリアタンク体積弾性率（＝V／P）（m^3／Pa）

$\dot{P}_c$；カランドリアタンク壁圧力変化（Pa／s）

u_L；放出管内流速 （m／s）

A_L；放出管流路断面積 （m^2）

（e）放出管内流動方程式

$$\rho l \dot{u}_L + \frac{\rho u_L^2}{2} (\zeta + f l / D) = P_C - P_H \quad \cdots (3-5)$$

ここで

$\zeta + f l / D$ ；放出管流動抵抗係数

l ；液柱長さ

P_H ；He層圧力（Pa）

（f）He層圧力

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

ここで

P_{HO}；He層初期圧力（Pa）

V_{HO}；He初期体積（m^3）

k ；断熱指数

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

$$P_r = P_B - \rho \dot{\alpha} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r}\right) + \rho \frac{\alpha^2}{2} \left(\frac{1}{R^4} - \frac{1}{r^4}\right) - K_1 \alpha \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{r}\right) - \frac{K_2 \alpha^2}{3} \left(\frac{1}{R^3} - \frac{1}{r^3}\right)$$

$$(\alpha \quad R^2 \dot{R}) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (3-7)$$

ここで

P_r ；半径ｒ位置の圧力（Ｐａ）

P_B ；高温バブル圧力　（Ｐａ）

Ｒ　；高温バブル半径　（ｍ）

$\dot{R}$　；高温バブル半径の時間変化（ｍ／ｓ）

ｒ　；半径位置　　（ｍ）

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

6.1.2.2.3.2　軸対称円筒一次元モデル

（１）解析モデル

解析の基本モデルは、図６．１．２．２－３に示すように、カランドリアタンクを破断口を中心に半径Ｒの円筒状に模擬し、軸方向スプリット破断口を中心とした軸対称円筒一次元の流体の運動方程式を解いてカランドリアタンク内各部の圧力変化を求める。

基本式は、次のとおりである。

（ａ）流体の運動方程式

非圧縮性、軸対称、円筒一次元の流動方程式を用いる。

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

ここで、

ｕ；流体の速度　（ｍ／ｓ）　　K_1，K_2；減衰係数

P；流体の圧力　（Ｐａ）　　ｒ；半径　（m）

ρ；流体の密度　（ｋｇ／m^3）　　ｔ；時間　（ｓ）

右辺第２項が、流速の１乗及び２乗に依存する減衰項である。

（ｂ）連続の式

非圧縮性、軸対称、円筒一次元を仮定した次の式を用いる。

$$-\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(ru)=0 \quad \cdots\cdots (3-9)$$

その他、高温バブル内の状態方程式等の基本式は、６．１．２．２．３．１の球対称一次元のＨＩＰＷＡＰコードで用いた基本式（３－３～６）と同じである。

以上より、カランドリアタンク内圧力Ｐｒは、（３－８）式をｒについて積分して以下の式より求められる。

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

$(\alpha \quad R\dot{R})$ $\cdots\cdots (3-7)$

ここで

P_r；半径ｒ位置の圧力（Ｐａ）

P_B；高温バブル圧力　（Ｐａ）

Ｒ　；　〃　半径　（ｍ）

$\dot{R}$　；　〃　〃 の時間変化（ｍ／ｓ）

ｒ　；半径位置　（ｍ）

6.1.3 試験解析

試験解析は、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターＡＴＲ安全工学室において行われた隣接構造物健全性試験（ＮＣＩ２試験）結果を用いて、ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱ、ＨＩＰＷＡＰによる試験解析を行う。

下表にＮＣＩ２試験の試験時条件を示す。

試験ケース	破断予定圧力	破断長	備　　考
ＮＣＩ２	７４kg/cm^2	部分長3.7m	平成６年４月実施

試験解析は以下の手順により進める。

（１）　試験結果の分析

（２）　コード解析

（ａ）ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱコード

（ｂ）ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル）

（ｃ）ＨＩＰＷＡＰコード（軸対称円筒一次元モデル）

（３）　評価

尚、各コードの不確定パラメータは以下とする。

（ａ）ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱコード　……凝縮熱伝達率

（ｂ）ＨＩＰＷＡＰコード　……減衰定数、凝縮熱伝達率

6.1.3.1 NCI－2試験結果

NCI－2試験結果より試験解析の比較に用いる測定データを選定する。今回の試験は、カランドリアタンク内破断管隣接構造物の健全性を実証することを目的として実施された。亀裂長は圧力管同時破断事象で最も厳しい全長3.7m破断で、隣接構造物への影響を実証する意味でATR実証炉の運転条件を包絡する破断条件を目標に準備された。試験時圧力計設置位置を図6.1.3.1－1～2に示す。図6.1.3.1－1の中央にあるのが破断管で矢印は破断方向を示す。

試験結果として図6.1.3.1－3カランドリア管破断亀裂進展特性を、図6.1.3.1－4に破断後の破断開口形状を示す。

破断圧力は74 kg/cm²で実証炉運転圧力と同等であり、冷却材は約10℃のサブクール状態であった。実証炉は定格運転時の最低出力チャンネルで2相流状態であることからチャンネル内の保有エネルギとして実証炉の運転状態を包絡するため、試験の目的である実証性の観点で問題は無いと思われる。

次に試験結果として図6.1.3.1－5～7に径方向圧力特性、図6.1.3.1－8～11に周方向圧力特性を示す。

径方向圧力特性は図6.1.3.1－5～7に示すように、破断口レベル/+0/以外ではタンク壁に向かって特に圧力特性に有為な差はなく、破断口からの距離に係わらずほぼ同じ値である。破断口レベルでは破断隣接管部で圧力の立ち上がりが速くかつピーク圧力が高い。破断管から径方向に遠ざかるに従って圧力勾配は小さくなりピーク圧力値も下がる。

周方向圧力特性は図6.1.3.1－8～11に示すように、破断放出口に対する角度（向き）に関わらず圧力変化はほぼ同様の特性を示している。 図6.1.3.1－8、9に示すように、タンク壁圧力変化において、上管板と防振板の間にある測定点でのみ周期の大きな振動現象が見られる。この位置は、カランドリアタンクの中で最も柔な部分であることから、タンク変形により生じているものと推定できる。

軸方向圧力特性は軸方向レベル/+21, +01, -21/でほぼ同様の挙動を示す。上下管板では圧力特性が逆位相で変化している。ピーク圧力値は/+21, +01, -21, -41/（下管板部）でほぼ同じである。上管板ではこれらより高い圧力を示している。上管板部での高いピーク圧力は従来のPTC試験でも計測されたことがあるが、上部最大ピーク圧

力の発生時間はタンク壁圧力と同じ時間であった。しかし、今回の結果ではタンク壁の圧力発生後明らかな時間遅れをもって最大ピークが発生しており、従来発生タイミングとは明らかに異なる。他の部位の圧力挙動に較べても圧力特性（過渡変化）は異なった特異な挙動となっている。原因については不明であり、本評価コードＨＩＰＷＡＰでは１次元モデルのため、ここでは適用外として上管板部圧力は試験解析の対象から除外する。

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

圧力の立上りが早く、圧力ピーク値を発生する位置として第１隣接管破断口正面(PD-D10-0, PD-D145÷0, PD-D190÷0, PD-D1180÷0)を選択する。第１隣接管破断口正面以外の測定点は破断開始点からの距離の効果によりまったく異なる特性を示しているため、一次元コードＨＩＰＷＡＰで定義される第１隣接管とはみなさない。

カランドリアタンク壁圧力では有為な差異が見られないことからここでは周方向にPD-T0÷0, PD-T90÷0, PD-T180÷0, を選択する。

6.1.3.2 破断放出量解析

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

（1） 解析条件

表6.1.3.2－1～2に主な解析条件を、図6.1.3.2－1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。

（a）破断時圧力は試験測定結果より74.3kg/cm²とする。

（b）冷却材エンタルピは試験測定結果の冷却材温度約281℃より約297kcal/kg（冷却材サブクール度10℃）とする。

（c）破断面積

試験における破断口形状は図6.1.3.1－5に示すように複雑で試験結果をそのまま使用することはできない。破断放出量解析では冷却材の放出を妨げない程度に早い時間で開口が形成されれば、内圧上昇評価（HIPWAP解析）への影響がほとんどないことが従来知見として得られていることから、本試験解析では以下のように設定した。

図6.1.3.2－2に開口部面積図を示す。解析では有効炉心を6ノード設定し、ノードについては圧力管全開と仮定した。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。軸方向開口部長さは試験結果より約3.7mとする。

（d）破断口開口速度

試験から得られた亀裂進展速度を図6.1.3.1－4～5に示す。これを参考に開口速度を設定する。ここでは、カランドリア管の破断遅れ0.5秒を考慮し、中央4ノードは同時に開き始めるものとした。また、破断開始→全開までは試験結果からは推定できないため、亀裂進展速度の2倍で全開とした。（解析対象ノードの端まで亀裂が進展したとき1/2全開となる）図6.1.3.2－3に開口時間テーブルを示す。

（2） 解析結果

解析結果の内、破断放出量を、図６．１．３．２－４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、急激な破断放出が行われた後、圧力管内の圧力低下に従って放出量は減少する。亀裂が破断放出量のピーク値は約２８００kg/sである。

6.1.3.3 CALANDRIA－Ⅱコード解析

（1） 解析条件

表6.1.3.3－1にCALANDRIA－Ⅱコードの主な解析条件を示す。（解析モデル図は、図6.1.2.2－1参照）

解析パラメータの凝縮熱伝達率は以下のケースについて行う。

項　　目	入力値
凝縮熱伝達率 ($kcal/m^2 \cdot h \cdot ℃$)	5.0×10^5
	1.0×10^6
	2.0×10^6
	3.0×10^6

（2） 解析結果

CALANDRIAコードは、タンク内圧力を1点近似で求める。解析結果は3.1で示した2つの異なる特性示すが、解析コードの評価対象はカランドリアタンクであり、ここではタンク壁部圧力の算定値について包絡性をみる。なお、参考として第一隣接管部での圧力変化についても比較する。

図6.1.3.3－1に第1隣接管部での圧力変化を、図6.1.3.3－2にタンク壁での圧力変化を示す。また、解析結果まとめ表を表6.1.3.3－2に示す。

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

以上の結果に見られるように、CALANDRIA－Ⅱコードのようなタンクの平均的な圧力をもとめる手法のコードでは挙動を模擬しきれないと考える。

6.1.3.4 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６．１．３．４－１に示す。また、解析モデル図は図６．１．２．２－２に示す。解析パラメータの減衰定数と凝縮熱伝達率は以下の値とする。

CASE No.	減衰定数	凝縮熱伝達率
2-1	1.0×10^{4}	4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃
2-2	2.0×10^{4}	
2-3	3.0×10^{4}	
2-4	4.0×10^{4}	
2-5	1.0×10^{4}	8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃
2-6	2.0×10^{4}	
2-7	3.0×10^{4}	
2-8	4.0×10^{4}	

（2） 解析結果

解析結果まとめ表を表６．１．３．４－２に示す。凝縮熱伝達率を4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃に固定して減衰定数をパラメータとした結果のうち、図６．１．３．４－１に第１隣接管部での圧力変化を、図６．１．３．４－２にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。同様に凝縮熱伝達率を8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃に固定して減衰定数をパラメータとした結果のうち、図６．１．３．４－３に第１隣接管部での圧力変化を、図６．１．３．４－３にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。

減衰定数はピーク圧力値に影響するをパラメータであり、第１隣接管部圧力では図６．１．３．４－１及び３に示すように減衰定数：4.0×10^{4}（ケース２－４及び８）で試験とほぼ同じピーク圧力値を　またそれ以上の減衰定数で保守側のピーク圧力を算定する。タンク壁圧力では減衰定数：2.0×10^{4}（ケース２－２及び６）が試験値とほぼ同じピーク圧力を算定する。このように球対象モデルでは同じ減衰定数を用いて試験結果の第１隣接管部及びタンク壁部のピーク圧力値をベストフィットさせ

ることはできない。両者を包絡するには第１隣接管部で大きな保守性を抱える事になる。球対称モデルではモデル上冷却材（エネルギ）の放出が１点になるため、本モデルであらゆる破断長の試験への対応は困難である。球対称モデルの場合破断長１ｍ近傍の時に第１隣接管部の圧力はベストフィットとなる。

凝縮熱伝達率はパラメータ値では、パラメータの２つの値（4.3×10^5及び8.6×10^5kcal/m^2·h·℃）で有為な差はない。従来の評価から見ると凝縮熱伝達率が大きい場合、破断長の短い（冷却材放出エネルギの少ない）評価で圧力低下が大きすぎて計算上負圧となる可能性があり、全ての試験を同一のパラメータで評価する観点からは評価全体をみると4.3×10^5kcal/m^2·h·℃の方が望ましい。

6.1.3.5 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６．１．３．５－１に示す。また、解析モデル図は図６．１．２．２－３に示す。パラメータ解析の減衰定数と凝縮熱伝達率は以下の値とする。

CASE No.	減衰定数	凝縮熱伝達率
3-1	1.0×10^{4}	4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃
3-2	2.0×10^{4}	
3-3	3.0×10^{4}	
3-4	4.0×10^{4}	
3-5	1.0×10^{4}	8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃
3-6	2.0×10^{4}	
3-7	3.0×10^{4}	
3-8	4.0×10^{4}	

（2） 解析結果

解析結果まとめ表を表６．１．３．５－２に示す。凝縮熱伝達率4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃の場合に減衰定数をパラメータとした結果のうち、図６．１．３．５－１に第１隣接管部での圧力変化を、図６．１．３．５－２にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。凝縮熱伝達率8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃の場合に減衰定数をパラメータとした結果のうち、図６．１．３．５－３に第１隣接管部での圧力変化を、図６．１．３．５－４にカランドリアタンク壁での圧力変化を示す。

図６．１．３．５－１～４に示すように減衰定数：2.0×10^{4}で、第１隣接管部及びタンク壁部圧力は最もよく試験測定値にあう。

凝縮熱伝達率8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃の場合と4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃の場合でピーク圧力値ほぼ同じであるが圧力の低下状態が異なる。挙動特性は8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃の方が試験結果とよく一致する。

6.1.3.6 確認解析

6.1.3.2～6.1.3.4項でCALANDRIA－Ⅱ及びHIPWAPコードの不確定パラメータに対する感度解析を実施した。ATR実証炉の破断評価にコードを適用するためには、この不確定パラメータは破断長及び破断圧力に係わらず同一の設定値を用いて解析できることが必要である。これより解析に適用するパラメータ値を決定し、実施済みのPTC1～4、、6試験結果を含めて圧力挙動が模擬できることを確認する。なお、NCI1試験については破断時の亀裂進展が非常に遅く、他の試験ケースに較べて亀裂進展が特殊であるためここでは包絡性の観点での確認解析の対象からは外す。 CALANDRIA－Ⅱコードは3.2項で述べたように試験のパラメータの設定値にかかわらず、試験を模擬できないことから本項での検討は行わない。HIPWAPコードは球対称一次元モデルと軸対称円筒一次元モデルの2つのモデルについて検討する。6.1.3.3項及び6.1.3.4項の検討より不確定パラメータは以下の値とする。

解析モデル	減衰定数 (-)	凝縮熱伝達率 (kcal/m2·h·℃)
球対称一次元	2.0×10^{4}	4.3×10^{5}
軸対称円筒一次元	2.0×10^{4}	8.3×10^{5}

本設定値によるHIPWAPコード球対称一次元モデル解析結果を図6.1.3.6－1～10に、軸対称円筒一次元モデル解析結果を図6.1.3.6－11～20に示す。

同じ不確定パラメータを用いて行ったPTC3（破断圧力：約25kg/cm²）、PTC4（破断圧力：約50kg/cm²）及びPTC6（破断圧力：約80kg/cm²）の確認解析結果に見られるように破断圧力が低い程、解析結果の圧力ピーク値は試験結果に対して裕度が大きくなる。これより本報告で決定している不確定パラメータは設定に使用したPTC6試験条件以下の圧力領域で用いれば評価した圧力ピーク値は保守な値であると考えられる。

解析結果のうち、PTC1～3試験（破断圧力30kg/cm²近傍）のようにタンク内

への放出エネルギが小さい場合の解析では解析結果が負圧となることがある。これについては以下のことが考えられる。

実現象において時間が経過するにつれ気泡形状は崩れ、気泡の表面積は大きくなる。コードではモデル化した気泡形状が保たれると仮定し、形状モデルの不確定性を凝縮熱伝達率で吸収している。凝縮熱伝達率を時間依存で設定することは困難であるため、一定値を用いている。タンク内放出エネルギの大きな場合、時間経過後の形状も大きく変化することが考えられ、このときの挙動を模擬するためには実際の熱伝達率よりも大きな値を設定する必要がある。このため圧力の低い領域での解析に同じ熱伝達率を用いると気泡形状が崩れ難いことにより、過大な熱伝達率が設定されることになる。

6.1.4 実機解析

前項で得られた、不確定パラメータ値（凝縮熱伝達率，減衰定数等）を用いて、実機の全長破断時及び部分長1m、0.3m（2A相当）破断時の解析を行う。

6.1.4.1 境界条件解析

6.1.3.2項と同様に境界条件となるカランドリアタンクへの破断放出量変化をSIMAコードを用いて算定を行う。

（1）解析条件

表6.1.4.1－1～2に主な解析条件を示す。解析モデルとして図6.1.4.1－1に全長破断時解析ノード分割図（全長3.7m破断）部分長破断時は本モデルで軸方向開口長さが変わるだけである

破断放出流量に影響があると考えられるのは、初期クォリテイ分布、熱出力、破断面積及び破断口開口速度である。これらの設定について以下に述べる。

① 初期クォリティ分布

圧力管内のクォリティは、その値が低い程、破断放出量は大きくなる。合理化設計における実機の圧力管出口クォリティの最低値は約0.5％であり、これからチャンネル内平均クォリティはこの半分以下と考えられる。以上より、本解析での初期クォリティは零とする。

② 熱出力

（1）と同様に破断放出量を大きく見積もるためには熱出力は低い値を設定する必要があること、及び本解析がごく短時間で出力の影響が小さいと考えられることからここでは非発熱（熱出力：0）とする。

③ 破断面積

図6.1.4.1－2に破断開口部解析モデル（全長3.7m破断）を示す。部分長破断時には開口ノード数が変わり、端部の半開ノードは設定しない。

図6.1.4.1－3に全長破断時開口時間テーブルを　図6.1.4.1－4に部分長1m破断時開口時間テーブルを　図6.1.4.1－5に部分長0.3m破断時開口時間テーブルをを示す。

全長破断時の解析では、開口部を6ノード設定し、中央の4ノードについて

は圧力管全開とし、両端の各１ノードは１／２開口と仮定する。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。また、軸方向開口部長さは３．７ｍとする。中央４ノードは同時に開き始め両端のノードについては約１．５ｍｓ遅れて開き始めるものとした。

部分長１ｍ破断時の解析では、開口部を６ノード設定し、中央の２ノード（１ｍ）について圧力管全開とする。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。また、軸方向開口部長さは１．０ｍとする。

部分長１ｍ破断時の解析では、開口部を６ノード設定し、中央の１ノード（０．３ｍ）について圧力管全開とする。圧力管全開時流路は径方向について外層ピンのすき間全てとする。また、軸方向開口部長さは０．３ｍとする。

④ 破断口開口速度

破断口開口速度は、破断開口部にある冷却材放出を妨げない程度に速く開けば圧力ピーク値への影響は無いと考える。よって試験解析時と同条件の「破断開始→全開まで６ｍｓ」とした。

（２）解析結果

解析結果の内、境界条件となる破断放出量の全長破断時の結果を図６．１．４．１－６に、部分長１ｍ破断時の結果を図６．１．４．１－７に、部分長０．３ｍ破断時の結果を図６．１．４．１－８に示す。

6.1.4.2　内圧上昇解析

6.1.4.1項で得られた破断放出量変化を用いて、ＨＩＰＷＡＰコードによるカランドリアタンク内圧上昇解析を行う。

（1）解析条件

表6.1.4.2－1にＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル）の解析条件を、表6.1.4.2－2にＨＩＰＷＡＰコード（軸対称円筒一次元モデル）の解析条件を示す。

解析に使用する不確定パラメータは以下とする。

・ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル）

減衰定数　　：2.0×10^{4}

凝縮熱伝達率：4.3×10^{5} kcal/m²·h·℃

・ＨＩＰＷＡＰコード（軸対称円筒一次元モデル）

減衰定数　　：2.0×10^{4}

凝縮熱伝達率：8.3×10^{5} kcal/m²·h·℃

（2）解析結果

解析結果のまとめ表を表6.1.4.2－3示す。全長破断時解析結果を図6.1.4.2－1、2に、部分長1m破断時解析結果を図6.1.4.2－3、4に、部分長0.3m破断時解析結果を図6.1.4.2－5、6に示す。

実機カランドリアタンクの健全性を保つためには、静的な圧力評価では約12kg/cm²·a以下である必要がある。表6.1.4.2－3に示すようにカランドリアタンク(壁)圧力予測値は全長破断ではこれを超えているが、破断長が短くなる程ピーク圧力は低下し、少なくとも1m以下であればタンク崩壊に至らない。また、0.3m以下であればカランドリア管の座屈圧力以下となる。

6.1.5 流体動荷重計算

圧力管破断時には非破断チャンネル、制御棒案内管、中性子計装管等のカランドリアタンク構造物に流体の動荷重が働く。この流体動荷重をＨＩＰＷＡＰ解析により得られた結果より算定する。

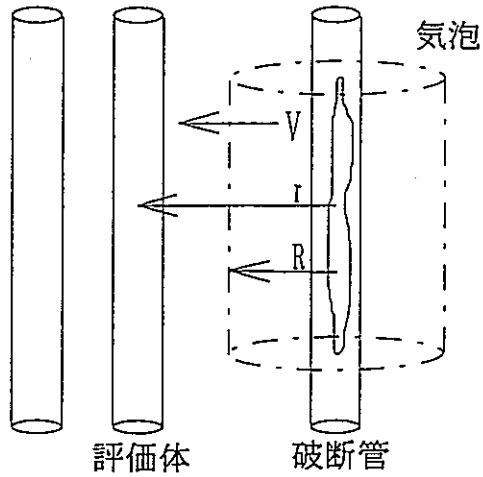
6.1.5.1 試験体系解析

6.1.5.1.1 計算条件

（1）評価モデルを右図に示す。評価点にかかる流体動荷重は、評価体部圧力と気泡成長速度及び評価体への投影面積より下式により計算する。

$$F(t) = \gamma \cdot A \cdot \frac{v(r,t)^2}{g} \quad \cdots (1)$$

$$v(r,t) = V \cdot R / r \quad \cdots (2)$$



γ ：流体密度 (kg/m^3)

v ：流体速度 (m/s)

V ：気泡成長速度 (m/s)

R ：気泡半径 (m)

r ：評価体までの距離 (m)

（2）評価は以下の３ケースについて行う。

・ＰＴＣ６試験（破断長： １m、破断圧力：81kg/cm^2.g）

・ＮＣＩ１試験（破断長：0.3m、破断圧力：76kg/cm^2.g）

・ＮＣＩ２試験（破断長：3.7m、破断圧力：74kg/cm^2.g）

（3）評価対象とする隣接圧力管、制御棒案内管及び中性子計装管のピンNo.（事件要領書記載No.）を以下に示す。また配置図を図６．１．５．１－１に示す。

・隣接圧力管 ……No.96

・制御棒案内管 ……No.12、No.16

・中性子計装管 ……No.77

（4）評価に用いる流体流速は気泡成長速度（ＨＩＰＷＡＰコード解析結果）と評価体位置より算定する。（1）に示した評価モデルからＨＩＰＷＡＰの解析モデルが「軸対称円筒１次元モデル」の解析結果を用いる事とする。

（5）算定に用いる流体密度は７０℃での軽水密度978kg/m^3（蒸気表 日本機械学会編）とする。

6.1.5.1.2解析結果

各試験解析（ＨＩＰＷＡＰ解析）における解析結果の気泡成長速度と（参考として）気泡半径の時間変化を試験毎に以下の図に示す。気泡成長速度は気泡界面における速度として定義される。

図6.1.5.1－2　ＰＴＣ６試験時気泡成長状態変化

図6.1.5.1－3　ＮＣＩ１試験時気泡成長状態変化

図6.1.5.1－4　ＮＣＩ２試験時気泡成長状態変化

これらの結果から各試験、各評価体の位置における流体流速を求めた結果を以下の図に示す。

図6.1.5.1－5　ＰＴＣ６試験時タンク内流体流速変化

図6.1.5.1－6　ＮＣＩ１試験時タンク内流体流速変化

図6.1.5.1－7　ＮＣＩ２試験時タンク内流体流速変化

気泡は図6.1.5.1－2～4に示すように成長している。評価体が気泡内に取り込まれた場合、流体流速の定義が困難となる。ここでは評価体が気泡内に入った場合は「流体流速は気泡成長速度と同じ」とした。図6.1.5.1－5～7で隣接圧力管、制御棒案内管（No.12）の部位での流速が突然低下するのは気泡に内包されるためである。この流速変化から解析条件で示した(1), (2)式を用いて流体動荷重を算定する。

上記の流速変化を用いて、動荷重を算定した結果を以下の図に示す。

図６．１．５．１－８　　ＰＴＣ６試験時流体動荷重変化

図６．１．５．１－９　　ＮＣＩ１試験時流体動荷重変化

図６．１．５．１－１０　ＮＣＩ２試験時流体動荷重変化

ここで示した動荷重は単位面積当たりの荷重として示した。つまり評価モデル(1)式で面積項Ａを1.0として算定した値である。

破断管に近い程流体流速が速いため大きくなるため、動荷重は大きくなる。最大は隣接圧力管部で約６kg/cm^{2}であり、試験において測定されている値（ジェット力）とほぼ同じである。

6．1．5．2 実機体系解析

6．1．5．2．1　計算条件

（1）評価モデルは「6．1．5．1．1計算条件（1）」で示したものを用いる。

（2）評価体系はＡＴＲ実証炉とし、解析は4項で実施した実機解析の3ケースについて実施する。具体的には破断長が3.7m, 1.0m及び0.3mの3ケースである。

（3）評価対象とする隣接圧力管、制御棒案内管及び中性子計装管のピンNo.（事件要領書記載No.）を以下に示す。また配置図を図6．1．5．1－1に示す。

・隣接圧力管 ……No.96

・制御棒案内管 ……No.12、No.16

・中性子計装管 ……No.77

（4）評価に用いる流体流速は気泡成長速度（4．実機解析の結果）と評価体位置より算定する。（1）に示した評価モデルからＨＩＰＷＡＰの解析モデルが「軸対称円筒1次元モデル」の解析結果を用いる事とする。

（5）算定に用いる流体密度は70℃での軽水密度978kg/m³（蒸気表 日本機械学会編）とする。

6．1．5．1．2　解析結果

前項と同様に各破断長のにおける解析結果の気泡成長速度と（参考として）気泡半径の時間変化を試験毎に以下の図に示す。気泡成長速度は気泡界面における速度として定義される。

図6．1．5．2－1　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：3．7m）

図6．1．5．2－2　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：1m）

図6．1．5．2－3　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：0．3m）

前項の試験解析では破断圧力や破断形態等の破断条件が異なっていたが、ここでは破断長以外は同じ条件である。図6．1．5．2－1～3に見るように初期の気泡成長はほぼ同様で、気泡成長速度のピーク値は各ケースとも約25m/sで同値である。事故初期は破断部の冷却材の放出が支配的であり、破断長に係わらず気泡成長状態は同じである。破断部の冷却材放出が終わり、出入口管からの流れ込みが支配的になる破断後約10ms以降から気泡成長に差が生じる。出入口管からの流れ込み流量は破断長に係わらず同量であるため、破断長（気泡円筒の高さ）が長いほど気泡半

径の成長量は小さくなる。

これらの結果から求めた各破断長における各評価体部位での流体流速を以下の図に示す。

図６．１．５．２－４　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：３．７ｍ）

図６．１．５．２－５　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：１ｍ）

図６．１．５．２－６　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：０．３ｍ）

図６．１．５．２－１～３での初期気泡成長がほぼ同じであるため初期流速はほぼ同じである。この流速変化から解析条件で示した(1),(2)式を用いて流体動荷重を算定する。

上記の流速変化を用いて、動荷重を算定した結果を以下の図に示す。

図６．１．５．２－７　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：３．７ｍ）

図６．１．５．２－８　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：１ｍ）

図６．１．５．２－９　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：０．３ｍ）

ここで示した動荷重は単位面積当たりの荷重として示した。つまり評価モデル(1)式で面積項Ａを'1.0'として算定した値である。

動荷重の最大は隣接圧力管部で約５kg/cm^2である。全長破断では他の２ケースに較べて小さな値となっている。これはＨＩＰＷＡＰ解析において軸方向の気泡成長を考慮していないためと考えられる。

6.1.6 NCI3試験予備解析

平成7年度に実施予定のカランドリア構造物健全性試験（全長0.3m破断、破断圧力約73kg/cm²·g）の予備解析を実施し、試験タンクにかかる圧力について予測する。

（1）解析条件

本解析は破断時の圧力が異なる以外は従来実施してきたカランドリアタンク内圧上昇解析と同じ手法及び解析条件にて実施する。

- 破断長は全長0.3mとする。
- 開口巾は燃料集合体外層燃料要素隙間の合計値とする。（図6.1.3.2－2参照）
- 破断亀裂進展速度は300m/sとする。
- 炉心部圧力は約73kg/cm²·gとする。
- 冷却材状態はサブクール度10℃（冷却材エンタルピ約295kcal/kg）とする。
- 解析コードはHIPWAPコードを用い、球対称一次元モデルと軸対称円筒一次元モデルの2つのモデルで実施する。
- 減衰定数及び凝縮熱伝達率は3.6項で設定した値を用いる。球対称1次元モデルでは（減衰定数 2.0×10^{4}、凝縮熱伝達率 4.3×10^{5}kcal/m²·h·℃）、軸対称円筒1次元モデルでは（減衰定数 2.0×10^{4}、凝縮熱伝達率 8.6×10^{5}kcal/m²·h·℃）である。

（2）解析結果

解析結果として、破断放出流量変化（SIMA解析結果）を図6.1.6－1に、HIPWAPコード（球対称一次元モデル）解析結果を図6.1.6－2に、HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）解析結果を図6.1.6－3に示す。また、解析結果まとめ表を下表に示す。 タンク壁部圧力は球対称一次元モデルで約9kg/cm²·g、軸対称円筒一次元モデルで約7kg/cm²·gとなる。

単位：kg/cm²·g

解析モデル	第一隣接管	タンク壁
球対称1次元モデル	19	9
軸対称円筒1次元モデル	25	7

6.1.7 結論

（1） ＮＣＩ－２試験（全長破断、破断圧力約７４kg/cm²）は実施済みのＰＴＣ試験験と比較して、圧力特性に大きな差異は見られない。

（2） ＮＣＩ－２実験解析において、ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱコード、ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）の２コード（３モデル）について解析を実施した。

（3） ＨＩＰＷＡＰコード（軸対称円筒一次元モデル）の解析結果が、試験で測定された隣接管部及びタンク壁部のピーク圧力値及びピーク圧力発生時間と最も良くとよく一致する。なお、タンク壁ピーク圧力の観点ではＨＩＰＷＡＰ球対称一次元モデルでの解析結果も試験結果と良く一致する。

（4） ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）で不確定パラメータ（減衰定数及び凝縮熱伝達率）に同一の値を用いてＰＴＣ－１～６試験を模擬できることを確認した。

（5） ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル及び軸対称円筒一次元モデル）を用いて実機解析を実施し、タンク壁部圧力は全長破断時で約１２kg/cm²·g、部分長１ｍで約７kg/cm²·g、部分長０．３ｍで約４kg/cm²·gとの結果を得た。

（6） 隣接構造物に対する流体動荷重評価として、試験（ＰＴＣ－６、ＮＣＩ－１及び２）と実機を対象に計算を実施した。最も動荷重が大きくなる隣接管部で動荷重のピーク値は５kg/cm²となる結果を得た。

（7） 平成７年度実施予定の破断試験（２Ａ相当の部分長破断試験）について予備解析を行い、予測値としてタンク壁部予測値は球対称１次元モデルで約９kg/cm²·ｇ、軸対称１次元モデルで約７kg/cm²·ｇを得た。

6.1.8 今後の課題

（1） ＨＩＰＷＡＰコードは凝縮熱伝達率を一定値を用いているため、第２波以降の圧力挙動が試験と合わせ難い。対外説明上、第２波以降の挙動を合わせるために凝縮熱伝達率を気泡径等の関数としたモデルの導入が望ましい。

（2） 実機カランドリアタンク健全性評価として、動的圧力健全性評価による手法検討を行っておく必要がある。

6.1.9 参考文献

(1) 湊 明彦，内藤 正則，コントロールボリューム法による1次元非平衡二相流の解析：原子力学会誌，29巻4号，pp.319～327（1987）

(2) Minato, A., Kawabe, R., Numerical Analysis Method for Two-Dimensional Two-Fluid Model Using Control Volume Formulation : J. Nucl. Sci. Tech., Vol. 25, No. 12, pp. 901～913 (1988)

表6.1.3.2－1　ＮＣＩＩ試験ＳＩＭＡ解析条件

項目	解析使用値	備　考
破断面積	0.103m^2	
破断口開口速度（破断口上）	約10ｍｓで全開	
（破断口下）	約20ｍｓで全開	
放出係数	1.0	
境界条件	Ｓ／Ｄ，Ｗ／Ｄ圧力	試験測定値
炉心部発熱量	0.0	
カランドリアタンク内圧力	1.0×10^{5}Ｐａ	

表6.1.3.2－2　試験ループ形状データ（ＳＩＭＡコード入力値）

項目	内　径　(m)	長　さ　(m)	流路面積（m^2）
入口管（４Ｂ）	9.71×10^{-2}	74.5	7.41×10^{-3}
入口管（２Ｂ）	4.95×10^{-2}	2.5	1.92×10^{-3}
圧力管下部延長部	1.78×10^{-2}	11.9	3.04×10^{-3}‡
炉心部	9.32×10^{-3}	3.7	4.79×10^{-3}
圧力管上部延長部	6.0×10^{-2}	5.5 ‡‡	2.83×10^{-3}‡
出口管（３Ｂ）	7.39×10^{-2}	2.2	4.29×10^{-3}
出口管（４Ｂ）	9.71×10^{-2}	63.8	7.41×10^{-3}

‡　最小流路面積とした。
‡‡　保有水量と最小面積より求めた。

表6.1.3.3－1　ＮＣＩ１試験解析ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱ解析条件

分類	項　　目	値	備　　考
カランドリア	（1）高　さ （2）内　径 （3）保有水体積 （4）圧力管体積占有率 （5）表面占有率	４．４７m ３．２５１m ２９．５m^3 ０．３５９ ０．６４１	
ヘリウム配管	（1）本　数 （2）長　さ （3）断面積 （4）等価径 （5）高低差 （6）局所圧損係数 （7）摩擦係数 （8）取付位置 （9）破断部との距離	１本 1.479m／0.973m 0.52593m^2／0.2593m^2 0.5746m／0.5746m 0.0m／0.973m １．０ コード内計算 ３．９３５m １．７m	
初期値	（1）Ｈｅ圧力 （2）Ｈｅ温度 （3）重水水位 （4）重水温度 （5）バブル体積 （6）バブル圧力 （7）バブルエンタルピ	1.033kg／cm^2・a ７０℃ 0.626m ７０℃ $1\times10^{-4}m^3$ 1.2kg／cm^2・a 297kcal/kg	Ｒ／Ｄ配管内水位
境界条件	（1）ブローダウン流量 （2）ブローダウンエンタルピ （3）重水系流出流量 （4）重水系流入流量 （5）重水内部発熱	図3.2-4 297kcal／kg 0.0kg／s 0.0kg／s 0.0kg／m^3・s	ＳＩＭＡ解析結果
その他	（1）ラプチャディスク作動圧 （2）タイムステップ幅 （3）構造材熱容量	2.38kg／cm^2・a 0.0001s 考慮せず	

表6.1.3.3－2　NCI2試験CALANDRIA－Ⅱコード解析結果

解析ケース	凝縮熱伝達率 kcal/m²·h·℃	タンク弾性率 m⁵／kg	カランドリアタンク内圧力
CASE 1－1	0.5×10^{6}	2.83×10^{-8}	19kg／cm²·g
CASE 1－2	1.0×10^{6}	2.83×10^{-8}	20kg／cm²·g
CASE 1－3	2.0×10^{6}	2.83×10^{-8}	21kg／cm²·g
CASE 1－4	3.0×10^{6}	2.83×10^{-8}	22kg／cm²·g

表6.1.3.4－1　ＮＣＩ１試験ＨＩＰＷＡＰコード解析条件
－ 球対称一次元モデル －

項　　目	解析使用値
カランドリアタンク体積	29.5 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^2
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3.2-4参照 *
破断流エンタルピ	297kcal/kg

＊　ＳＩＭＡ解析結果。

表6．1．3．4－2　　ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰコード（球対称一次元モデル）解析結果

解析ケース	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m²·h·℃	減衰定数	タンク弾性率 m³／Pa	第１隣接管部圧力	Ｃ／Ｔ壁圧力
CASE ２－１	球対称一次元	4.3×10^{5}	1.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	４３kg／cm²·g	２１kg／cm²·g
CASE ２－２	球対称一次元	4.3×10^{5}	2.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	３９kg／cm²·g	２２kg／cm²·g
CASE ２－３	球対称一次元	4.3×10^{5}	3.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	３４kg／cm²·g	２４kg／cm²·g
CASE ２－４	球対称一次元	4.3×10^{5}	4.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	２７kg／cm²·g	２８kg／cm²·g
CASE ２－５	球対称一次元	8.6×10^{5}	1.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	４３kg／cm²·g	２０kg／cm²·g
CASE ２－６	球対称一次元	8.6×10^{5}	2.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	３９kg／cm²·g	２２kg／cm²·g
CASE ２－７	球対称一次元	8.6×10^{5}	3.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	３３kg／cm²·g	２４kg／cm²·g
CASE ２－８	球対称一次元	8.6×10^{5}	4.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	２６kg／cm²·g	２８kg／cm²·g

表6.1.3.5－1　ＮＣＩ１試験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^2
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3.2-4参照 ＊
破断流エンタルピ	297kcal/kg
破断口開口長さ	約2.7 m

＊　ＳＩＭＡ解析結果。

表6.1.3.5－2　NCI2試験HIPWAPコード（軸対称円筒一次元モデル）解析結果

解析ケース	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m²·h·℃	減衰定数	タンク弾性率 m³／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	4.3×10^{5}	1.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	31kg／cm²·g	24kg／cm²·g
CASE 3－2	軸対称円筒一次元	4.3×10^{5}	2.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	30kg／cm²·g	26kg／cm²·g
CASE 3－3	軸対称円筒一次元	4.3×10^{5}	3.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	30kg／cm²·g	28kg／cm²·g
CASE 3－4	軸対称円筒一次元	4.3×10^{5}	4.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	30kg／cm²·g	32kg／cm²·g
CASE 3－5	軸対称円筒一次元	8.6×10^{5}	1.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	31kg／cm²·g	24kg／cm²·g
CASE 3－6	軸対称円筒一次元	8.6×10^{5}	2.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	30kg／cm²·g	25kg／cm²·g
CASE 3－7	軸対称円筒一次元	8.6×10^{5}	3.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	30kg／cm²·g	28kg／cm²·g
CASE 3－8	軸対称円筒一次元	8.6×10^{5}	4.0×10^{-4}	1.073×10^{-7}	29kg／cm²·g	31kg／cm²·g

表6.1.4.1－1　主な解析条件（ＳＩＭＡコード実機解析）

項目	値	備考
破断面積	0.136m^2	
破断口開口速度	6msで全開	
放出係数	1.0	
境界条件	71.0×10^5 Pa	S／D圧力
	78.0×10^5 Pa	S／D圧力
炉心部発熱量	0.0	
カランドリアタンク内圧力	1.0×10^{5}Pa	

表6.1.4.1－2　実機ループ形状データ（ＳＩＭＡコード入力値）

項目	内　径　(m)	長　さ　(m)	流路面積 (m^2)
入口管	4.95×10^{-2}	2.5	1.92×10^{-3}
圧力管下部延長部	1.78×10^{-2}	11.9	3.04×10^{-3}*
炉心部	9.32×10^{-2}	3.7	4.79×10^{-3}
圧力管上部延長部	6.0×10^{-2}	5.5 **	2.83×10^{-3}*
出口管	7.39×10^{-2}	2.2	4.29×10^{-3}

* 最小流路面積とした。
** 保有水量と最小面積より求めた。

表6.1.4.2－1　実機ＨＩＰＷＡＰコード解析条件
－ 球対称一次元モデル －

項　　目	解析使用値
カランドリアタンク体積	172 m^3
カランドリアタンク半径	3.45 m
R／D配管断面積	0.2593 m^2
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	1.57×10^5 Pa
R／D配管内初期水位	7.49 m
破断放出量	図4.1-6(3.7m)＊ 図4.1-7(1m)＊ 図4.1-8(0.3m)＊
破断流エンタルピ	305kcal/kg

＊　ＳＩＭＡ解析結果。

表６．１．４．２－２　　実機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	172 m^3
カランドリアタンク半径	3.85 m
R／D配管断面積	0.2593 m^2
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	1.57×10^5 Pa
R／D配管内初期水位	7.49 m
破断放出量	図4.1-4(3.7m)＊ 図4.1-5(1m)＊ 図4.1-6(0.3m)＊
破断流エンタルピ	305kcal/kg
破断口開口長さ	3.7,1.0及び0.3m

＊　ＳＩＭＡ解析結果。

表6.1.4.2－3　実機圧力管破断時HIPWAPコード解析結果

解析ケース	破断長 (m)	解析モデル	凝縮熱伝達率 kcal/m²·h·℃	減衰定数	タンク弾性率 m³／Pa	第1隣接管部 圧力	C／T壁圧力
CASE 4－1	3.7	球対称一次元	4.3×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	33kg／cm²·g	12kg／cm²·g
CASE 4－2	3.7	軸対称一次元	8.6×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	25kg／cm²·g	12kg／cm²·g
CASE 4－3	1.0	球対称一次元	4.3×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	20kg／cm²·g	7kg／cm²·g
CASE 4－4	1.0	軸対称一次元	8.6×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	27kg／cm²·g	6kg／cm²·g
CASE 4－5	0.3	球対称一次元	4.3×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	10kg／cm²·g	4kg／cm²·g
CASE 4－6	0.3	軸対称一次元	8.6×10^{5}	2.0×10^{-4}	6.39×10^{-7}	27kg／cm²·g	3kg／cm²·g

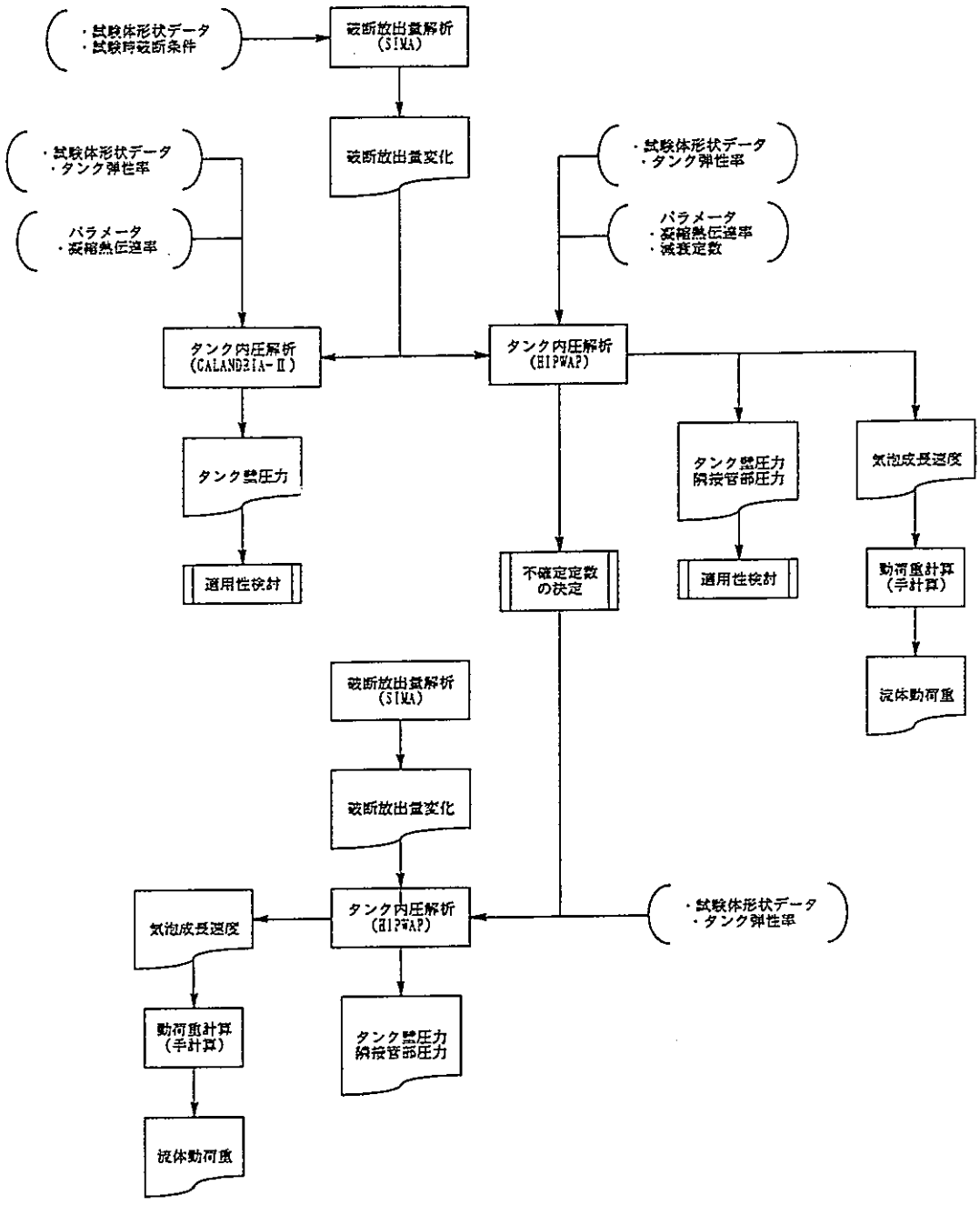


図6.1.2－1　カランドリアタンク内圧評価検討フロー

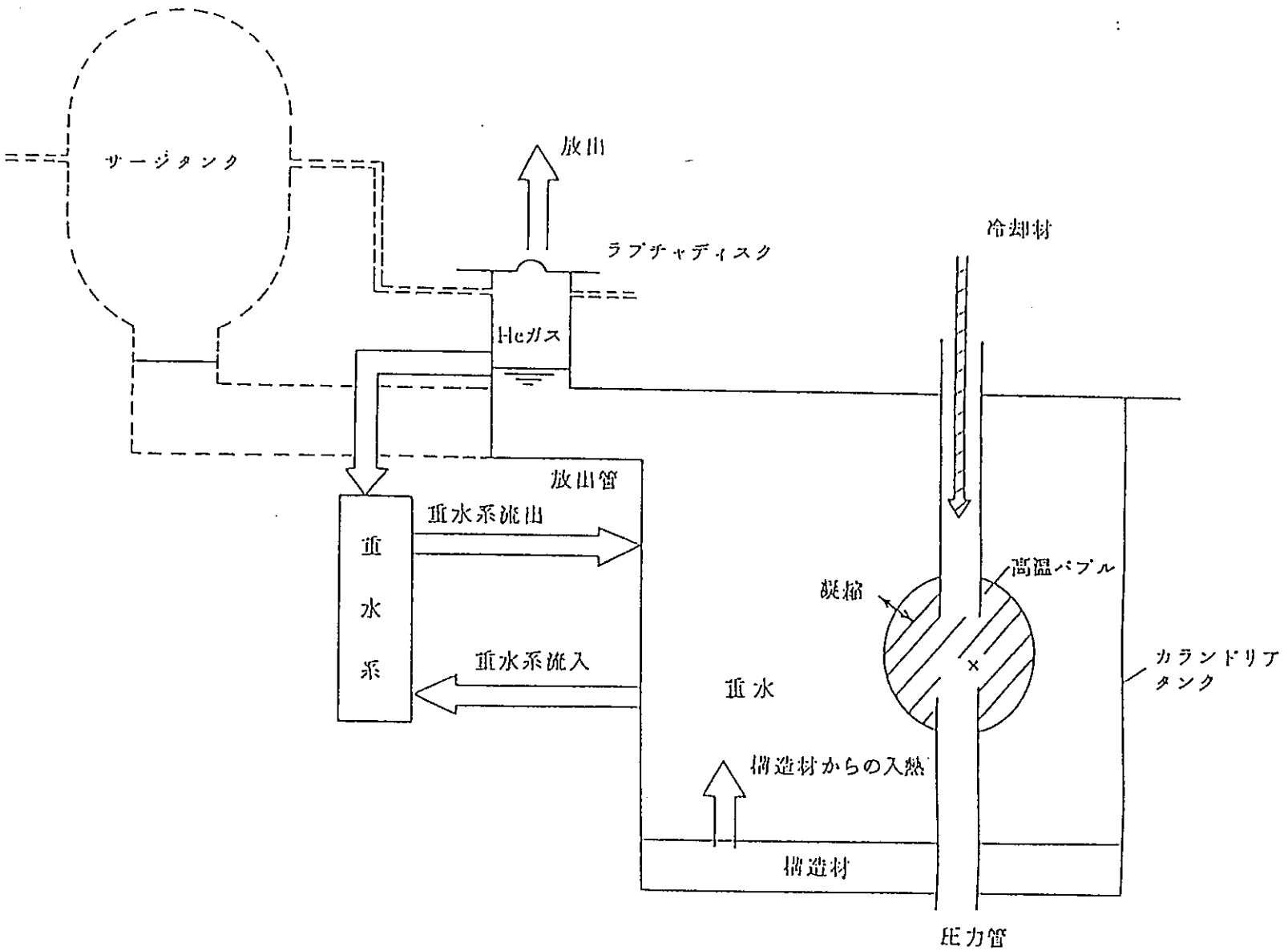


図6.1.2.2−1　CALANDRIA−IIコード解析モデル

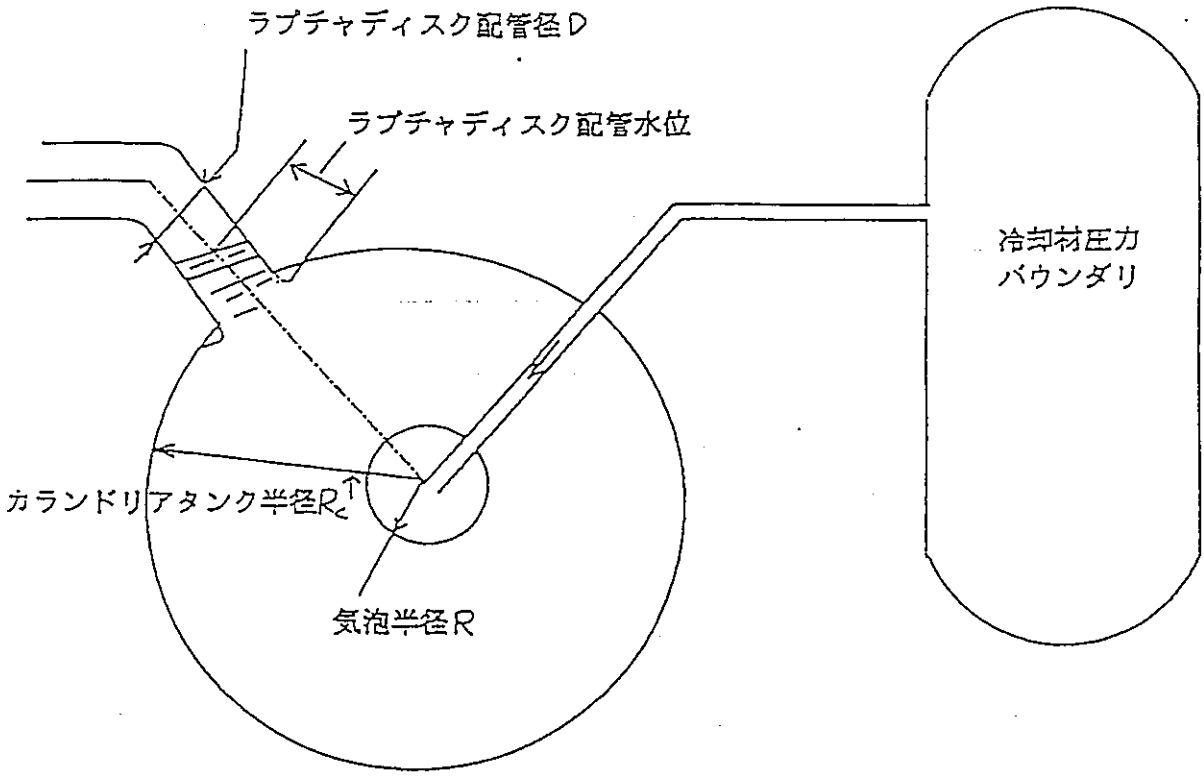


図6.1.2.2−2　　ＨＩＰＷＡＰコード解析モデル（球対称一次元）

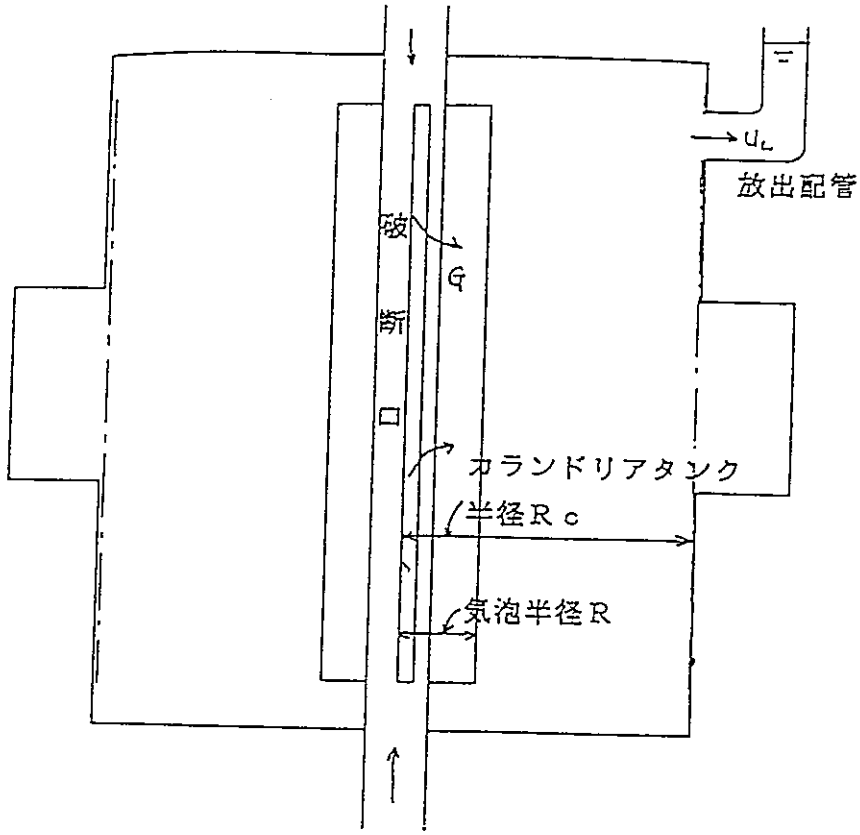


図6.1.2.2−3　　ＨＩＰＷＡＰコード解析モデル（軸対称円筒一次元）

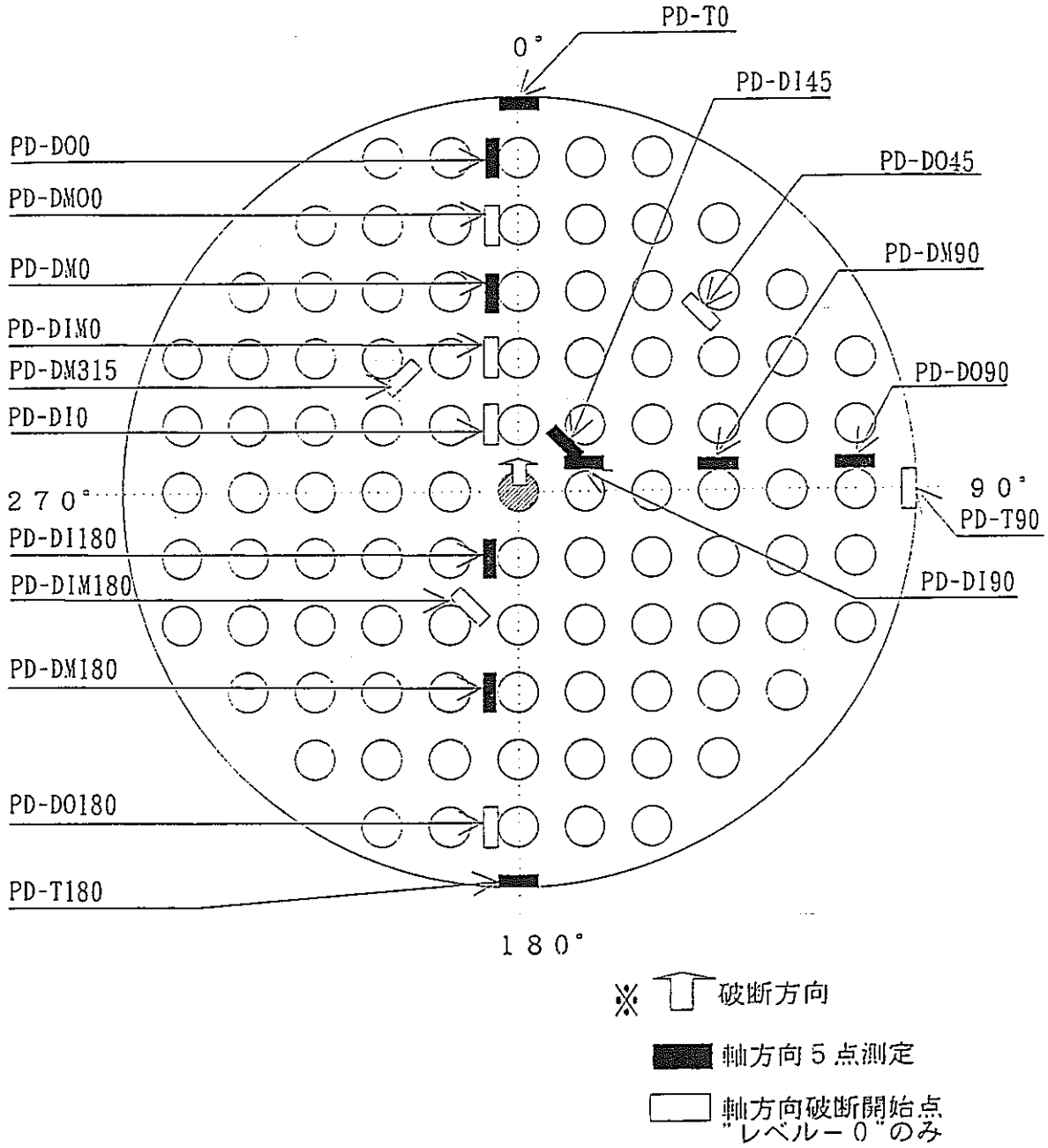


図6.1.3.1－1　　ＮＣＩ２試験時圧力計径方向設置位置

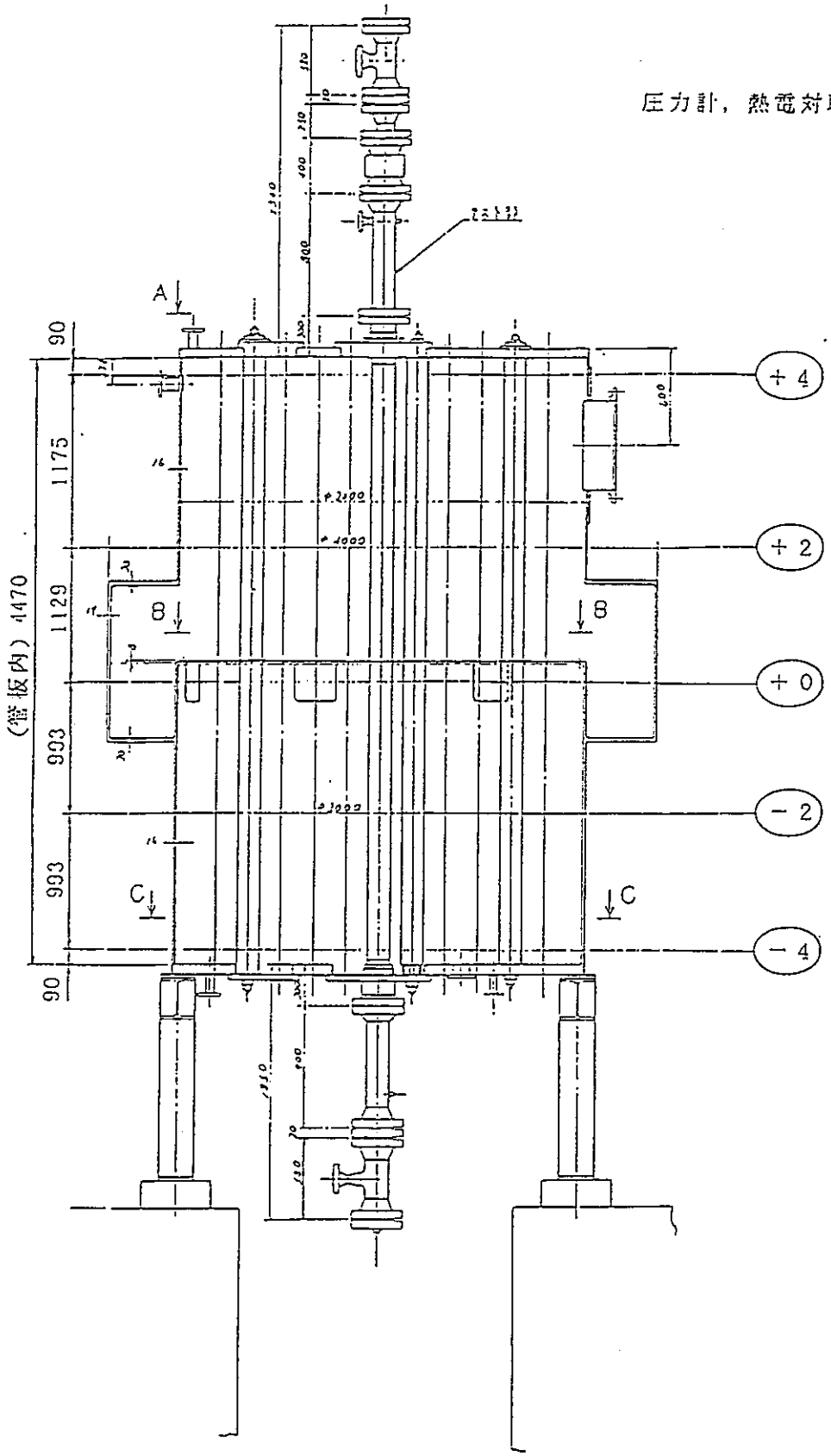


図6.1.3.1−2　ＮＣＩ２試験時圧力計軸方向設置位置

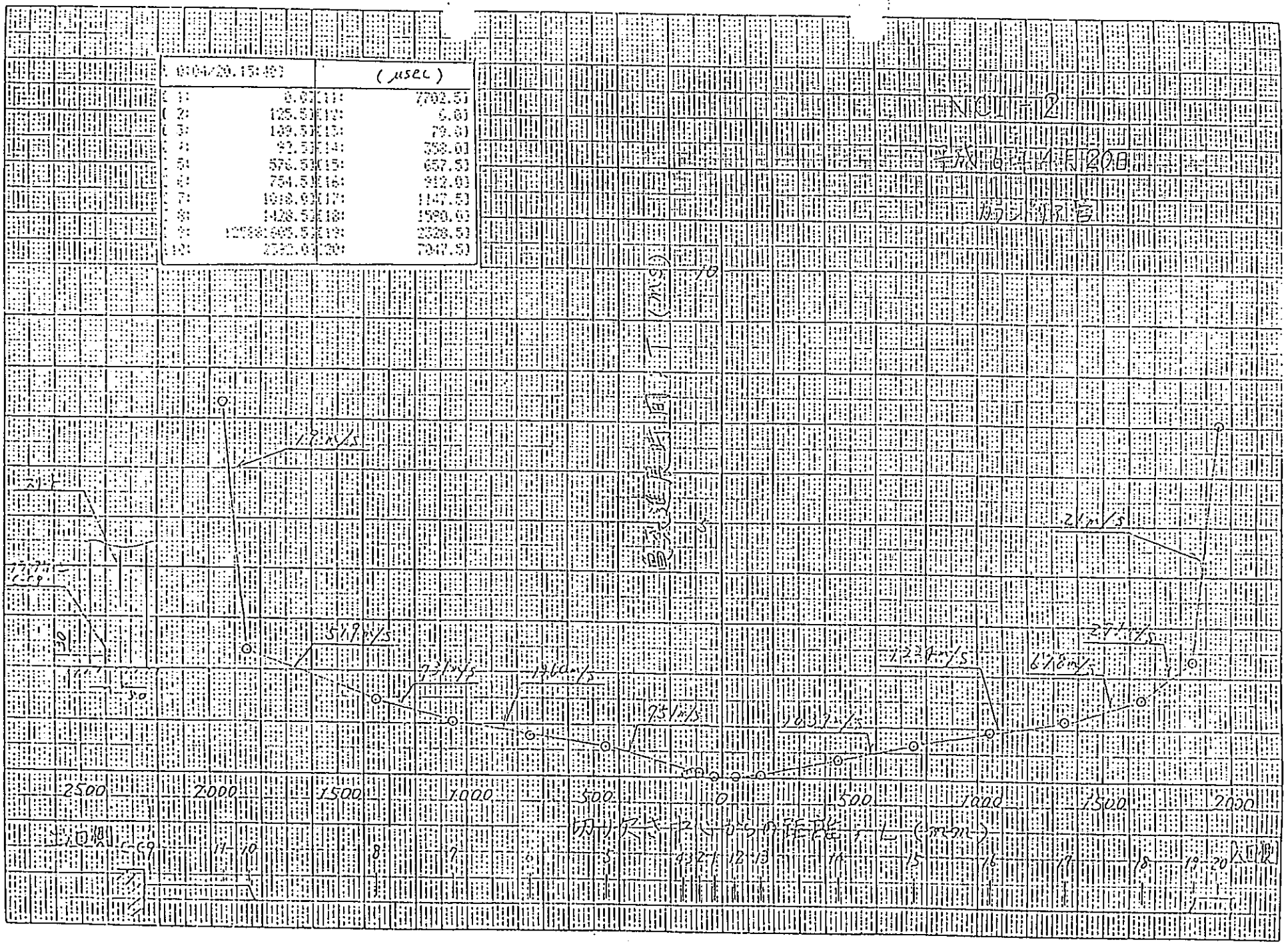


図6.1.3.3　NC12試験亀裂進展速度測定値（カンドリア管）

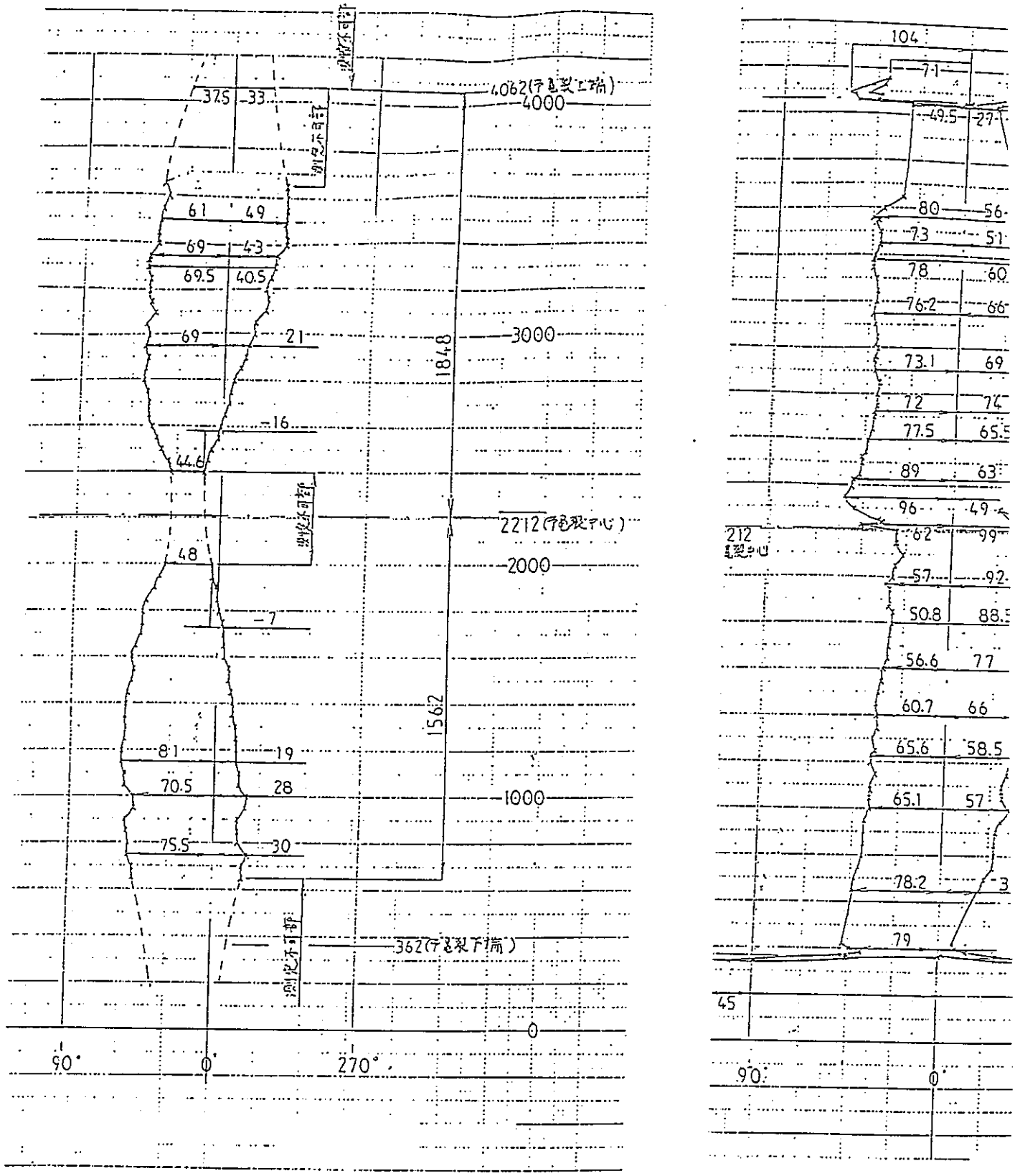


図6.1.3.1－4　ＮＣＩ２試験カランドリア管破断開口部形状

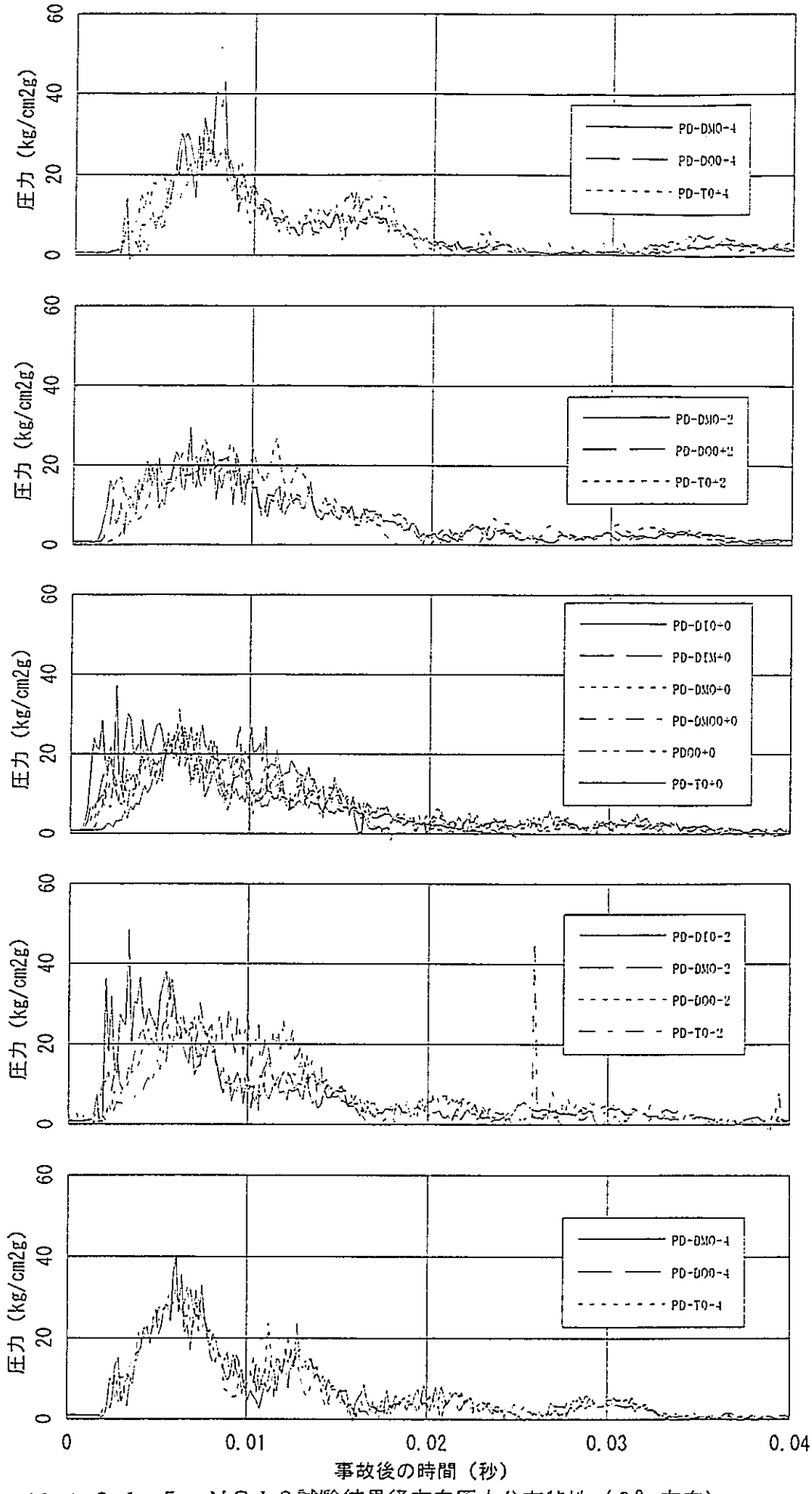


図6.1.3.1－5　ＮＣＩ２試験結果径方向圧力分布特性（０° 方向）

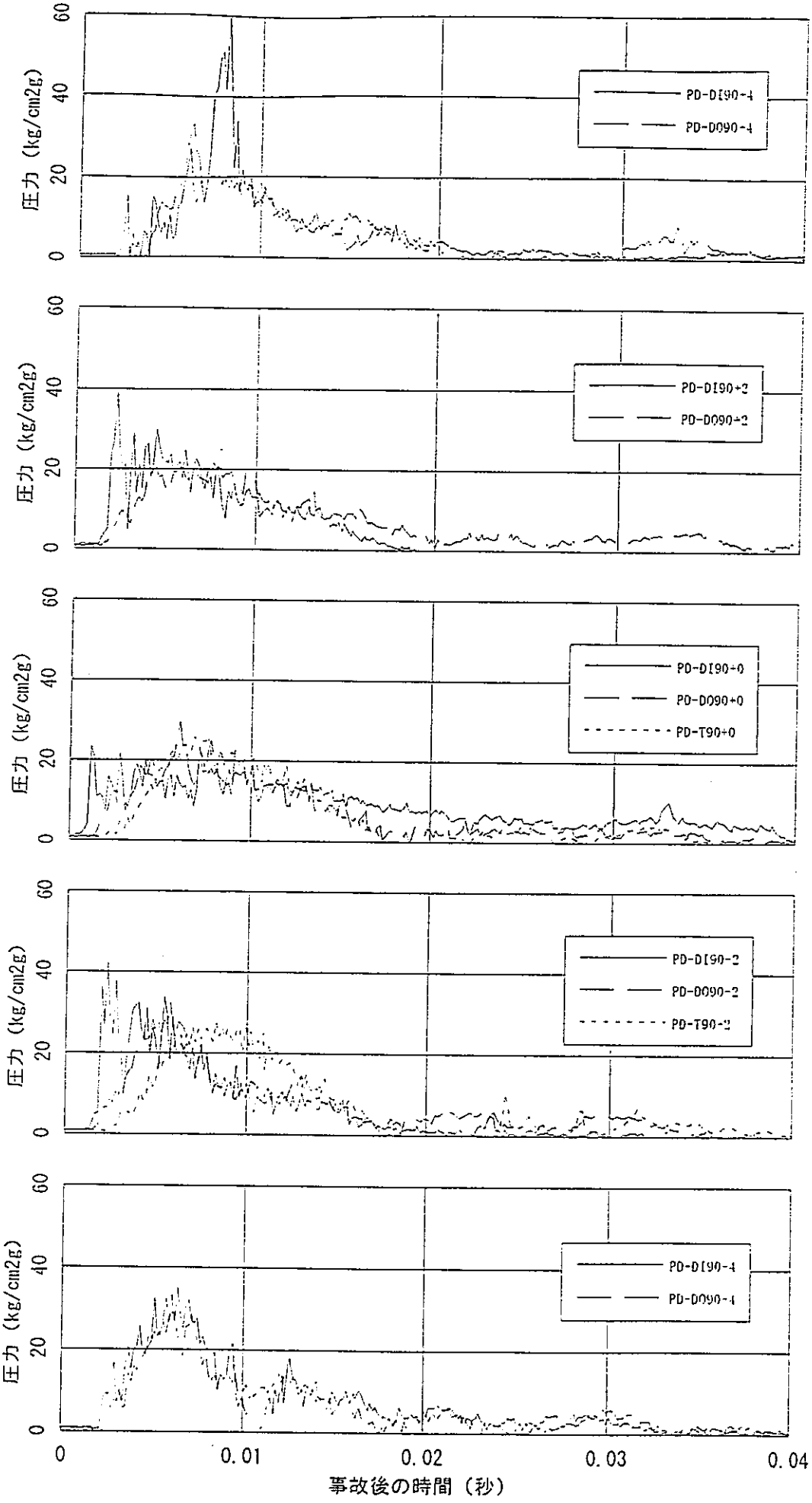


図6.1.3.1－6　ＮＣＩ２試験結果径方向圧力分布特性（９０°方向）

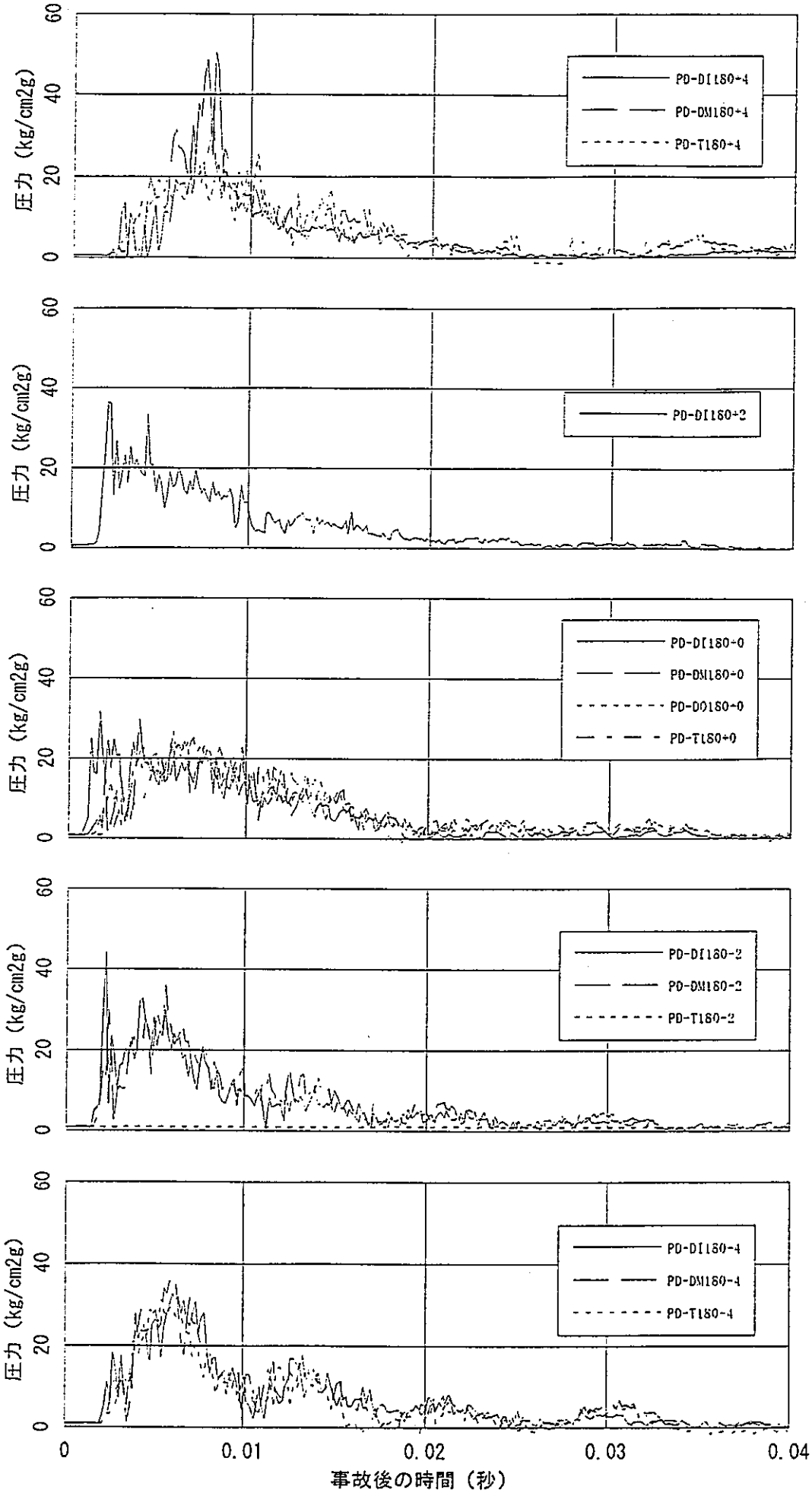


図6.1.3.1－7　ＮＣＩ２試験結果径方向圧力分布特性（１８０° 方向）

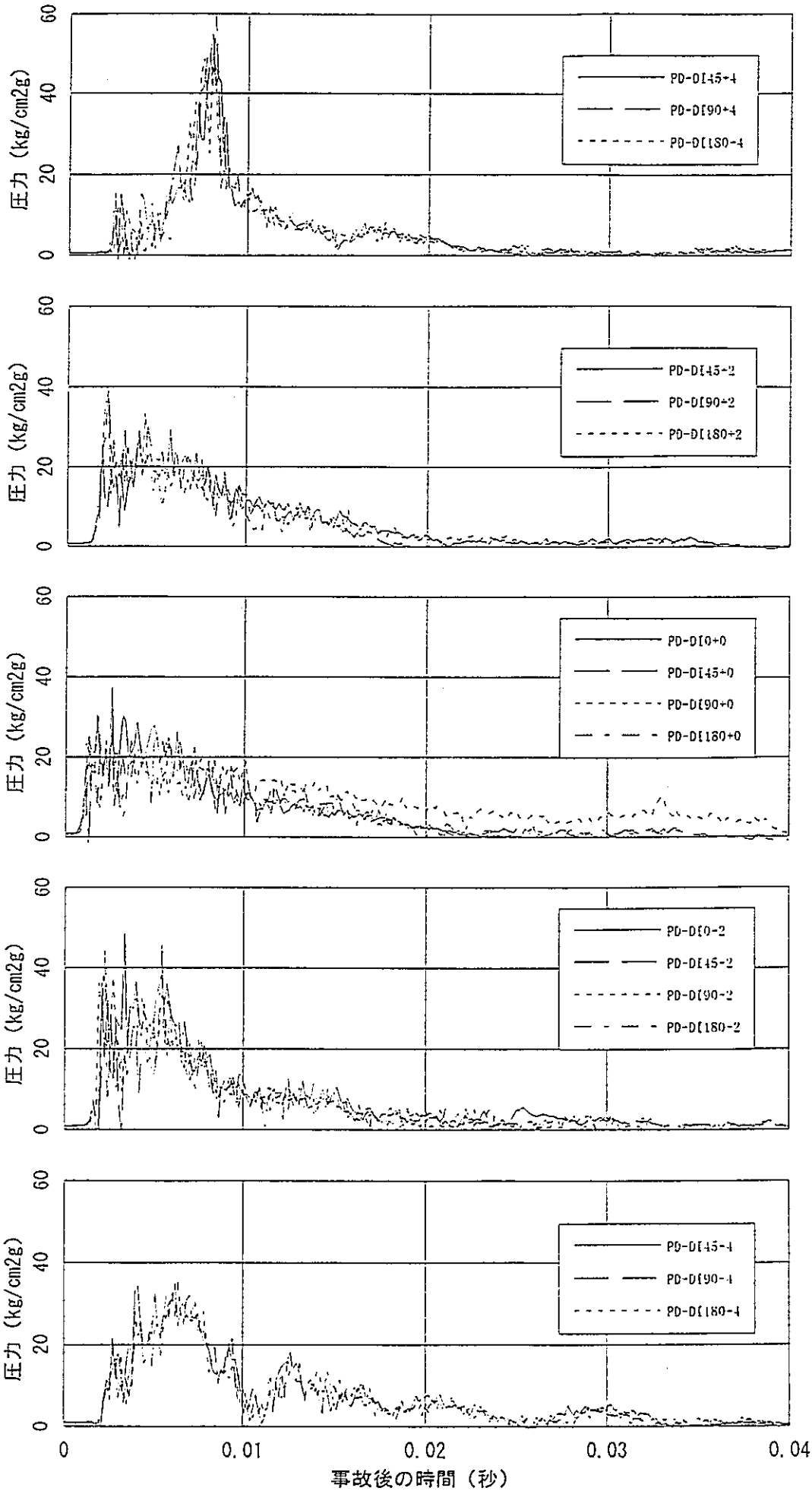


図6.1.3.1－8　　ＮＣＩ２試験結果周方向圧力分布特性（第１隣接管部）

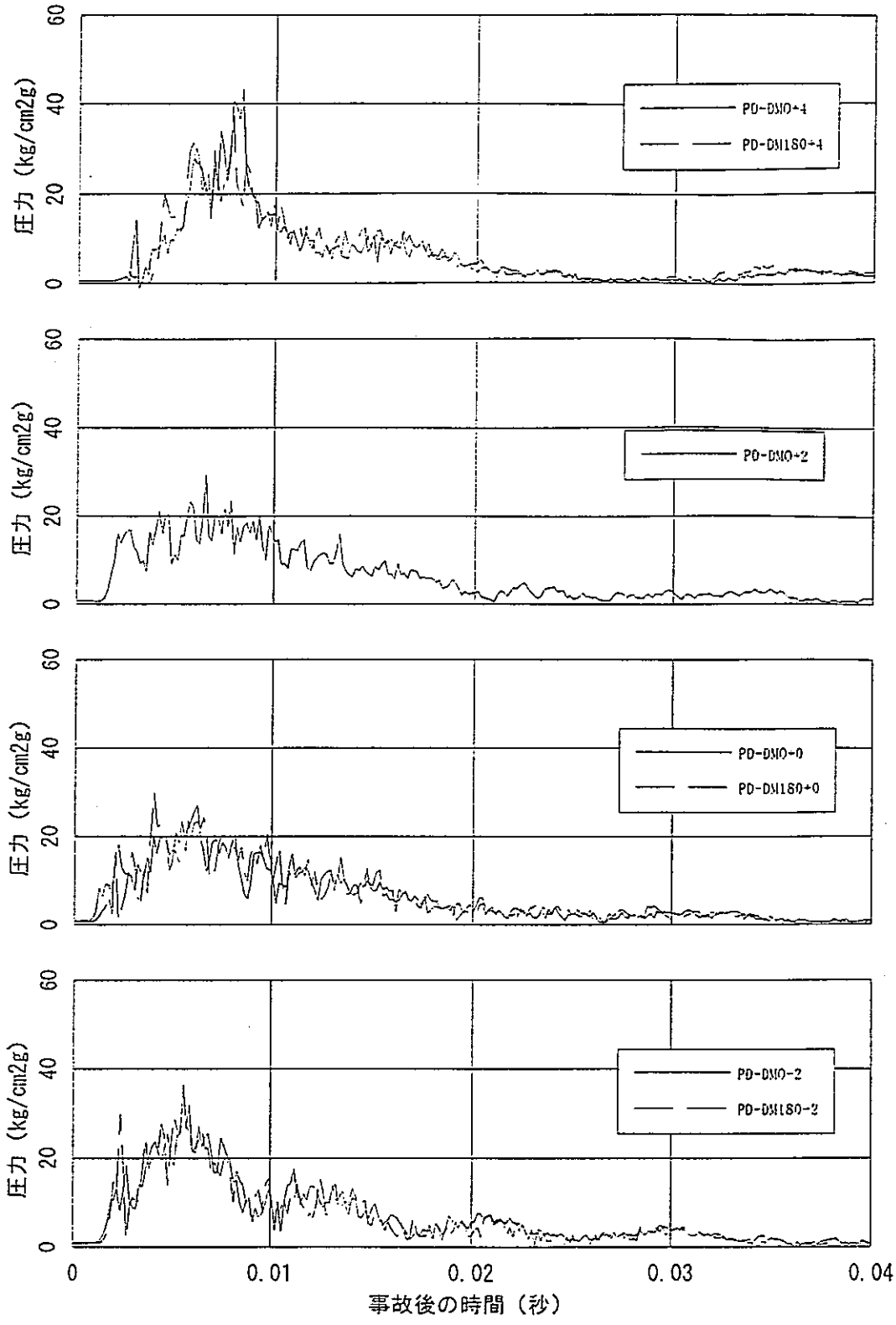


図6.1.3.1－9　ＮＣＩ２試験結果周方向圧力分布特性（第３隣接管部）

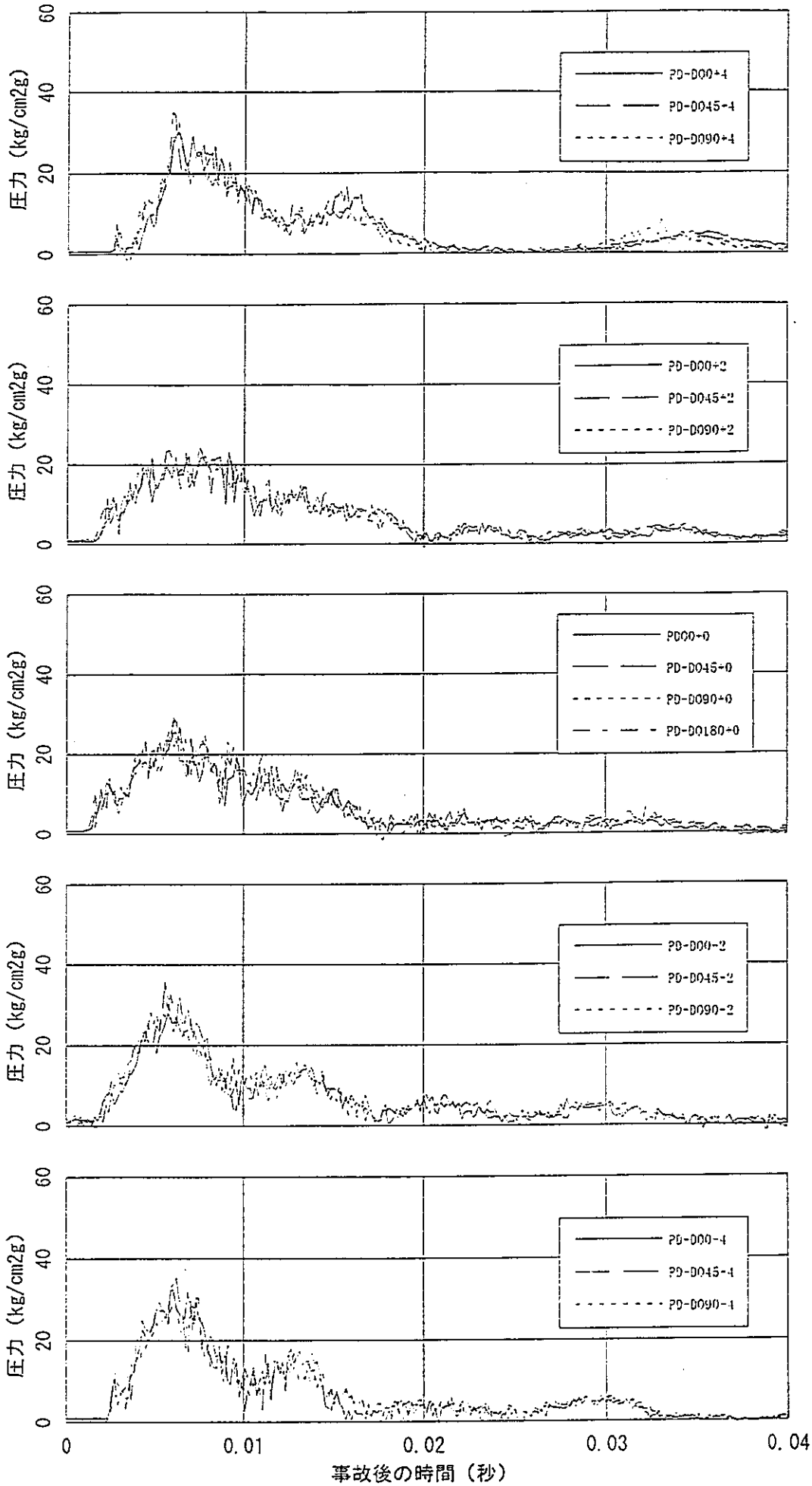


図6.1.3.1－10　ＮＣＩ２試験結果周方向圧力分布特性（第５隣接管部）

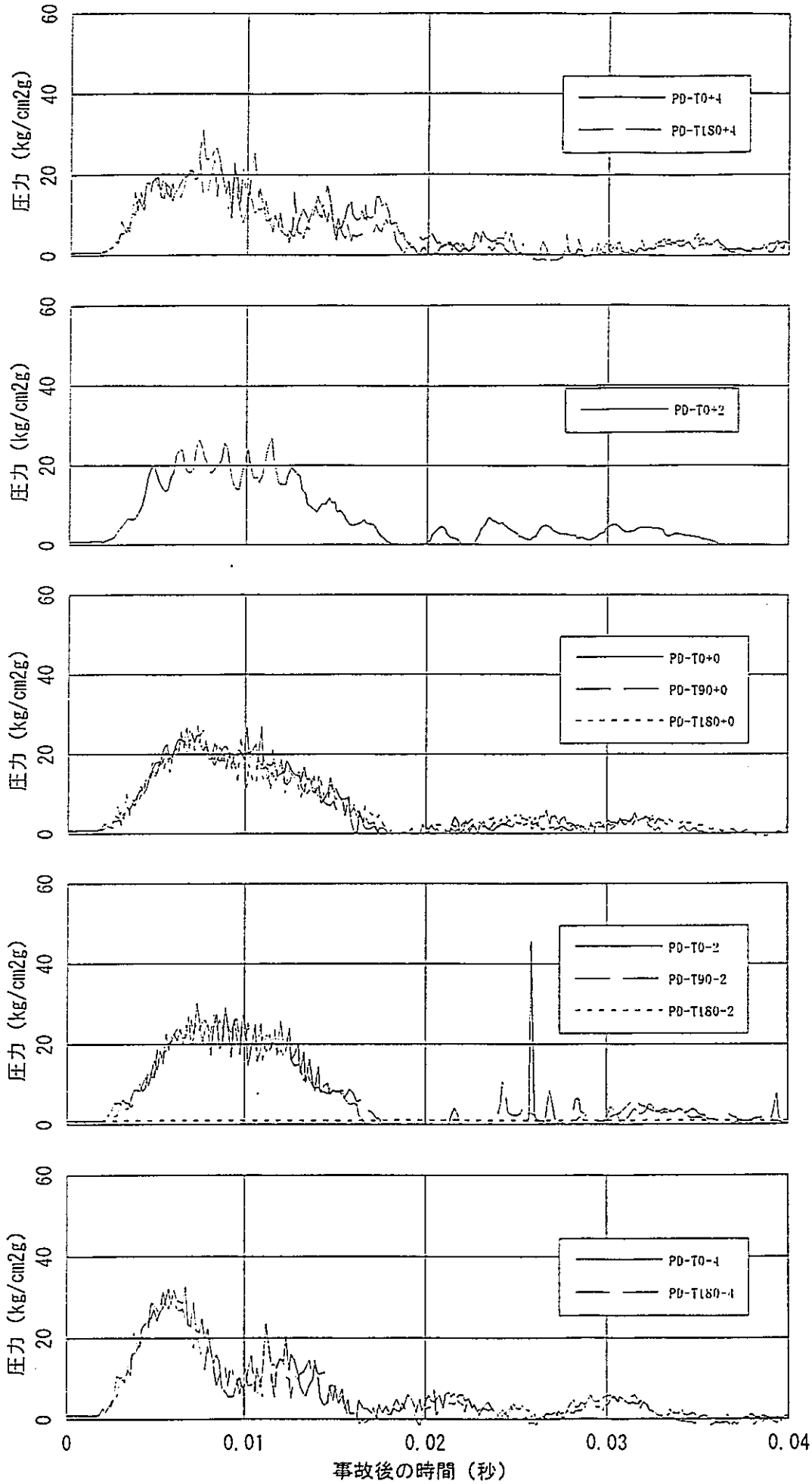


図6.1.3.1－11 ＮＣＩ２試験結果周方向圧力分布特性（タンク壁部）

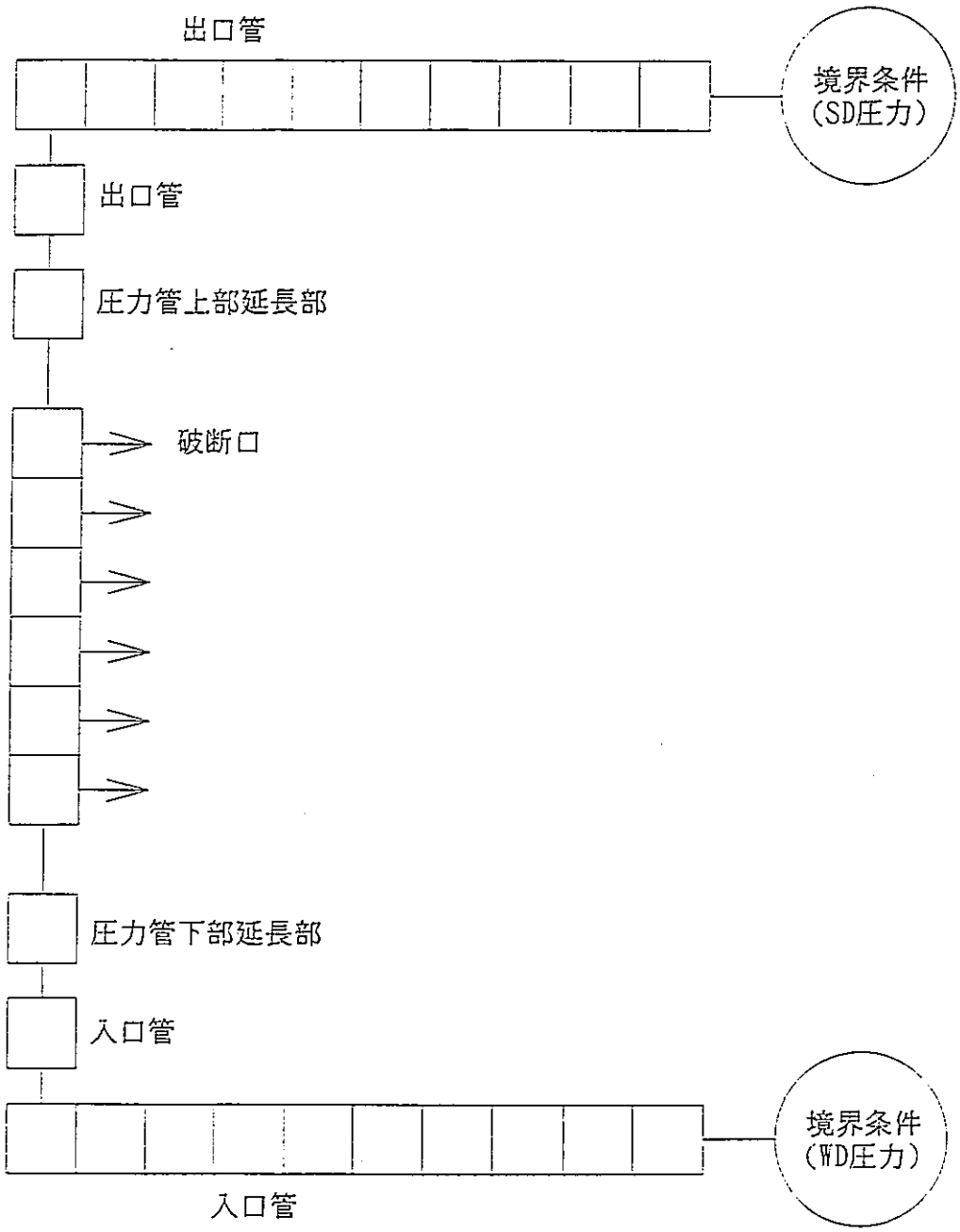
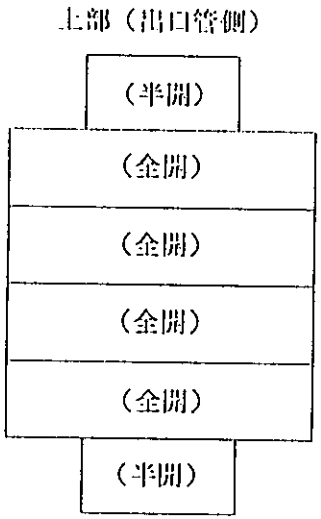
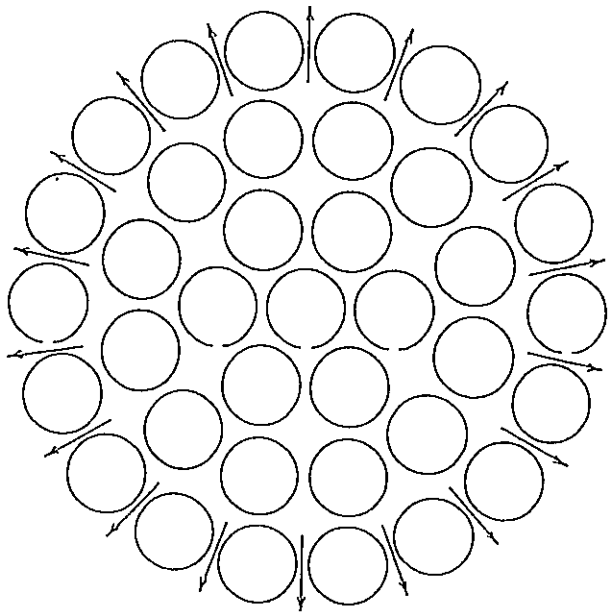


図6.1.3.2－1　　ＳＩＭＡコード解析ノード分割（実験解析）



軸方向開口



径方向流路

図６．１．３．２－２　　ＮＣＩ２試験破断開口部解析モデル

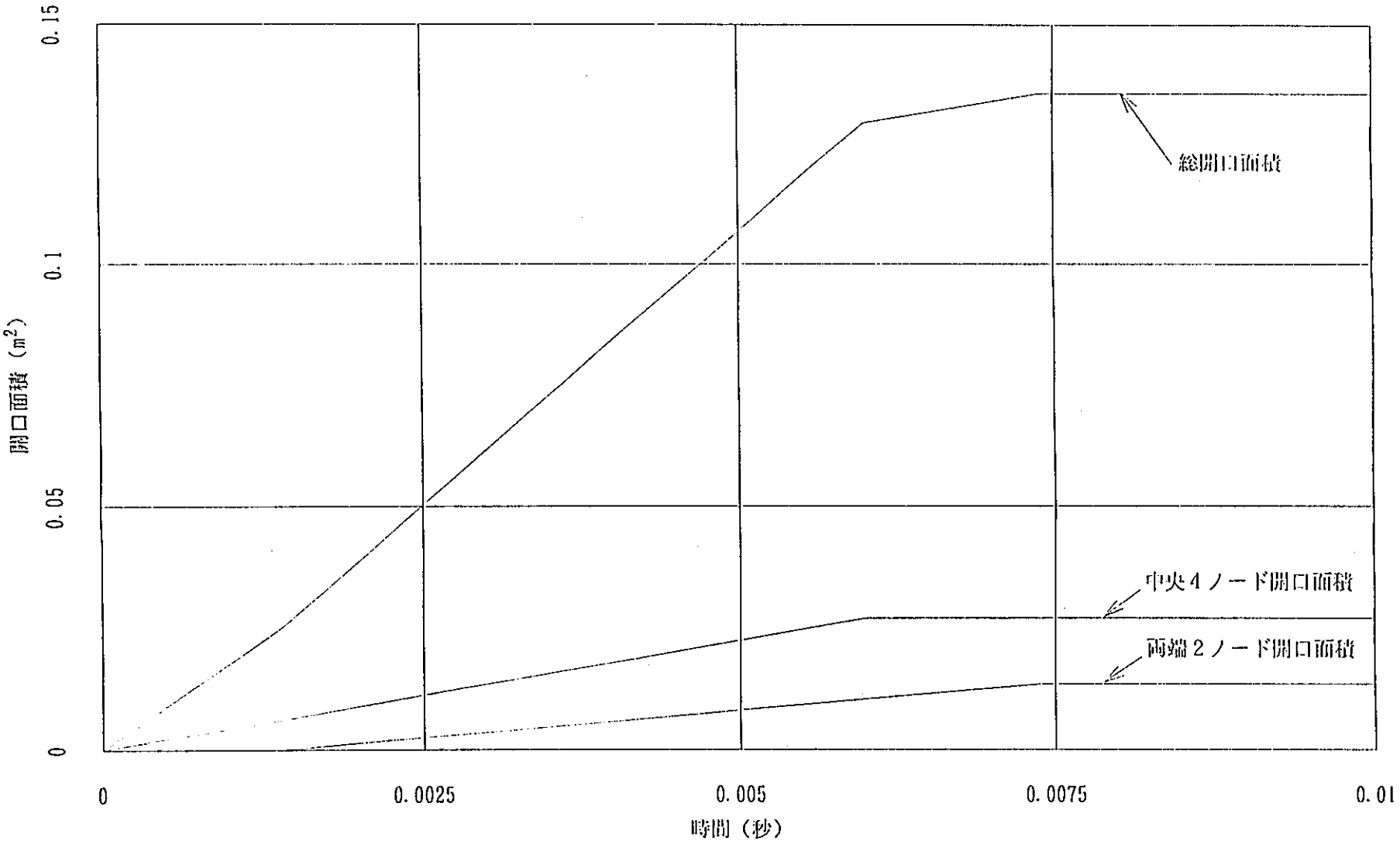


図6．1．3．2－3　　ＮＣＩ２試験解析時破断開口条件（破断長：３．７m、ＳＩＭＡ解析条件）

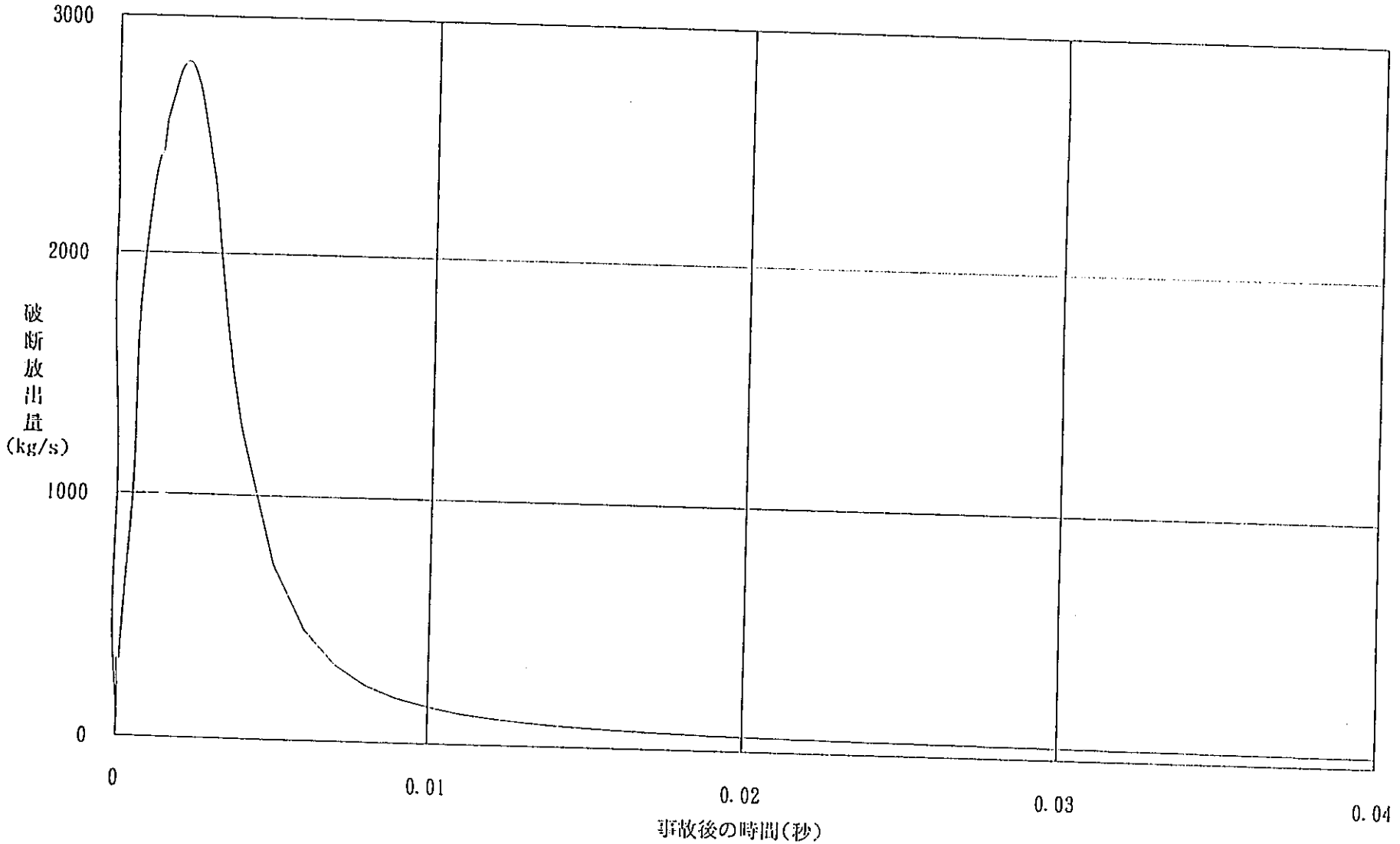


図6.1.3.2－4　ＮＣＩ２試験時破断放出量変化（ＳＩＭＡ解析結果）

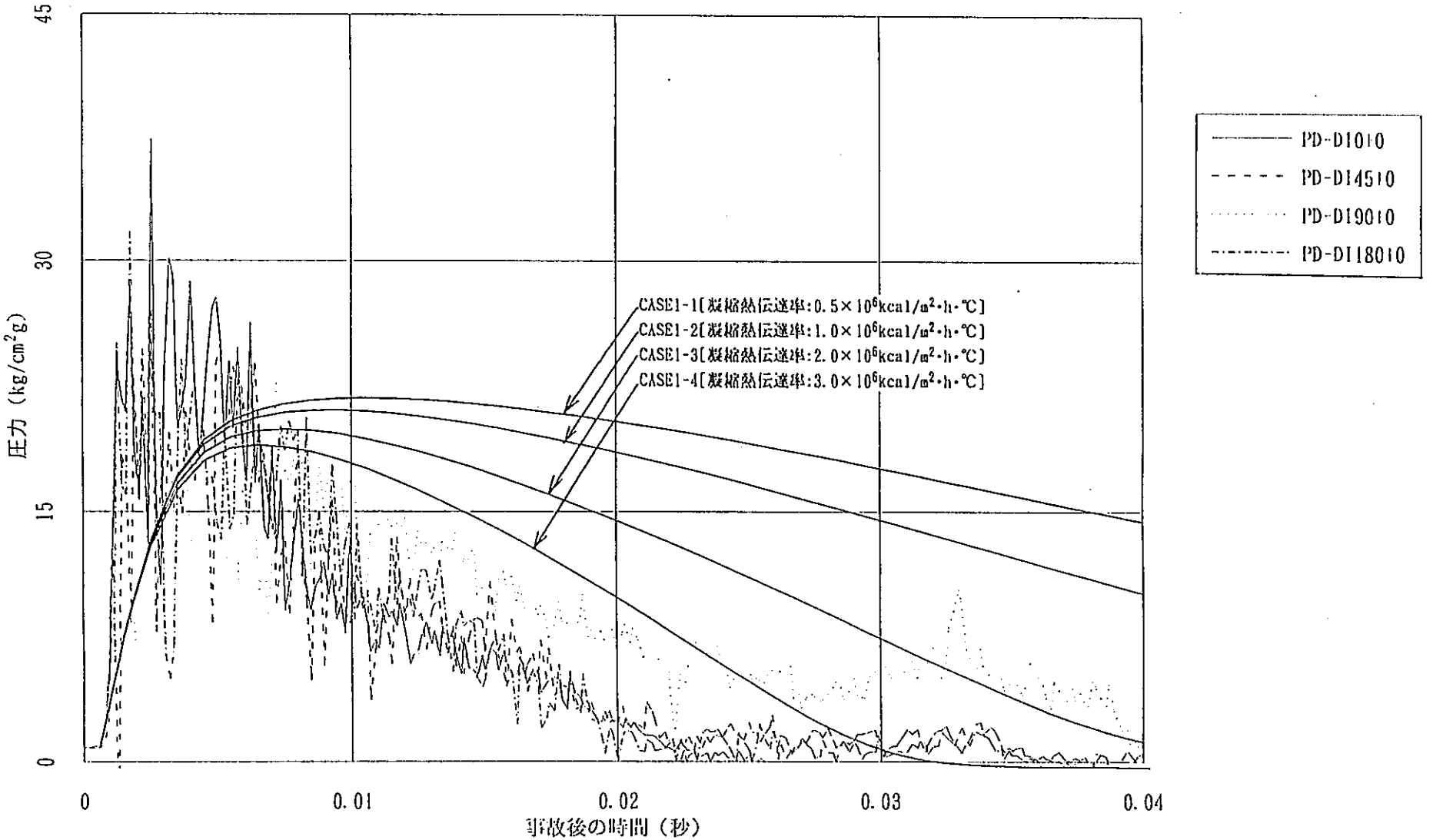


図6.1.3.3－1　ＮＣＩ２試験ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱ解析結果－隣接管部圧力－

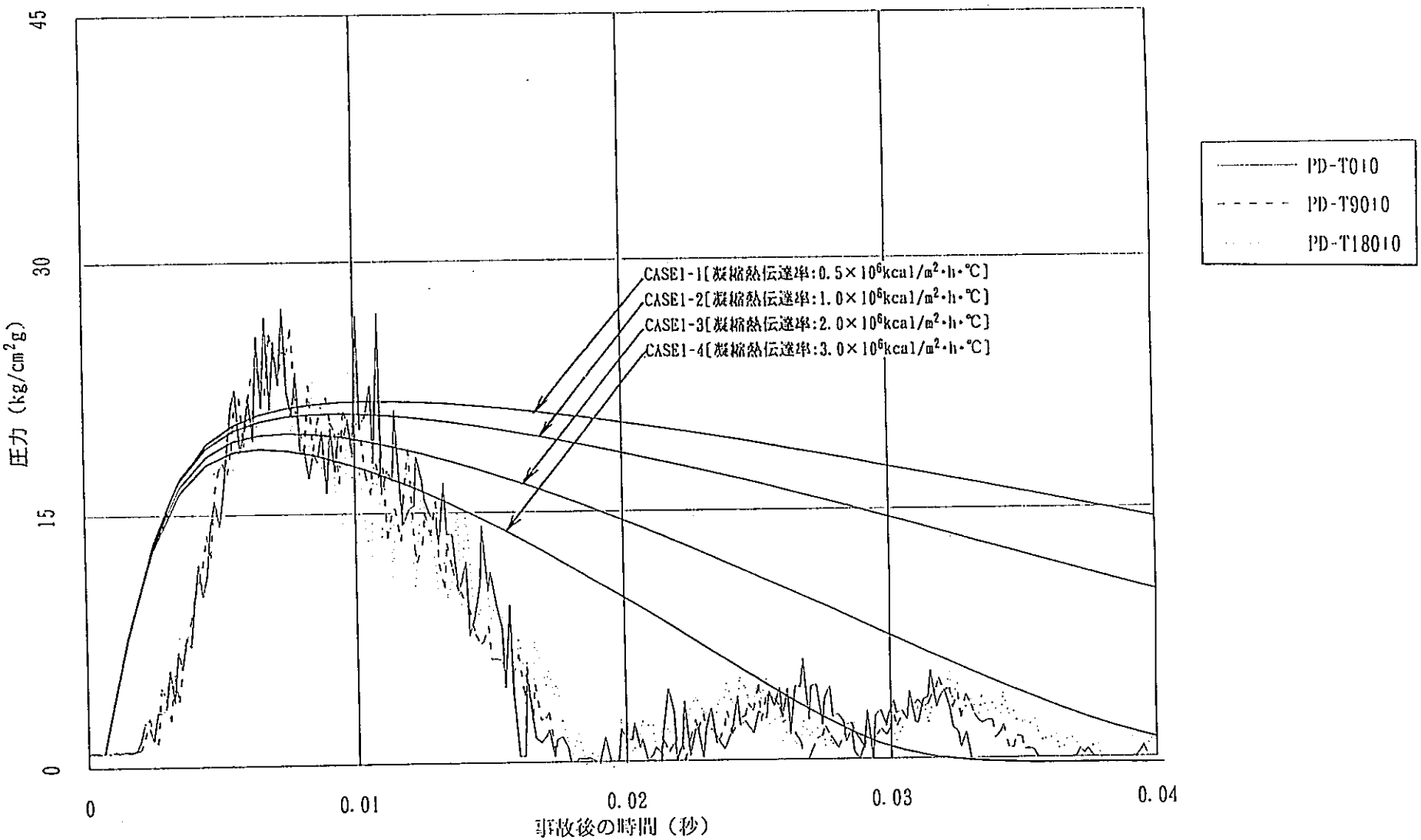


図6.1.3.3－2　ＮＣＩ２試験ＣＡＬＡＮＤＲＩＡ－Ⅱ解析結果－タンク壁部圧力－

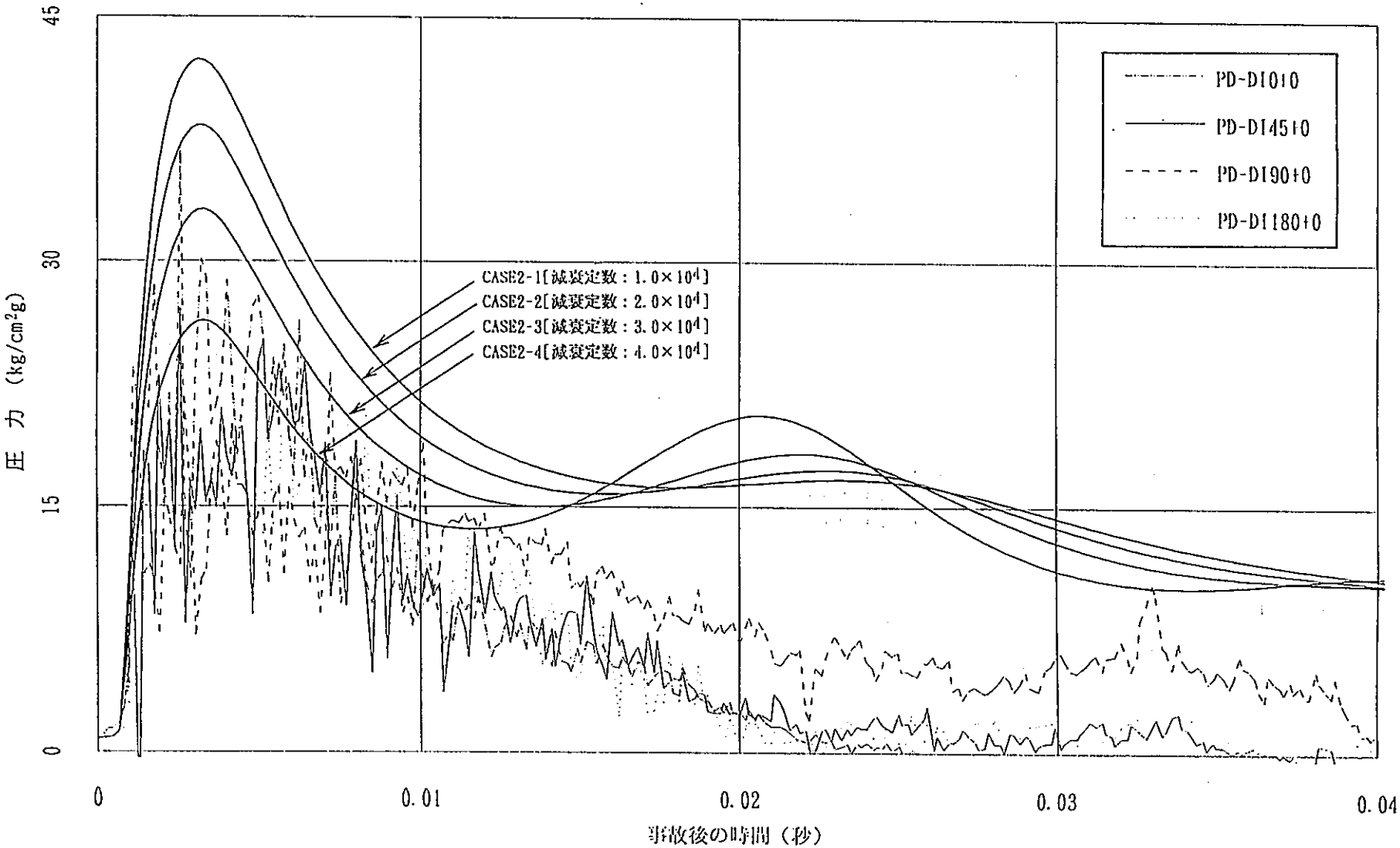


図6.1.3.4－1 ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果 －第１隣接管部圧力－
（凝縮熱伝達率：4.3×10⁵kcal/m²・h・℃）

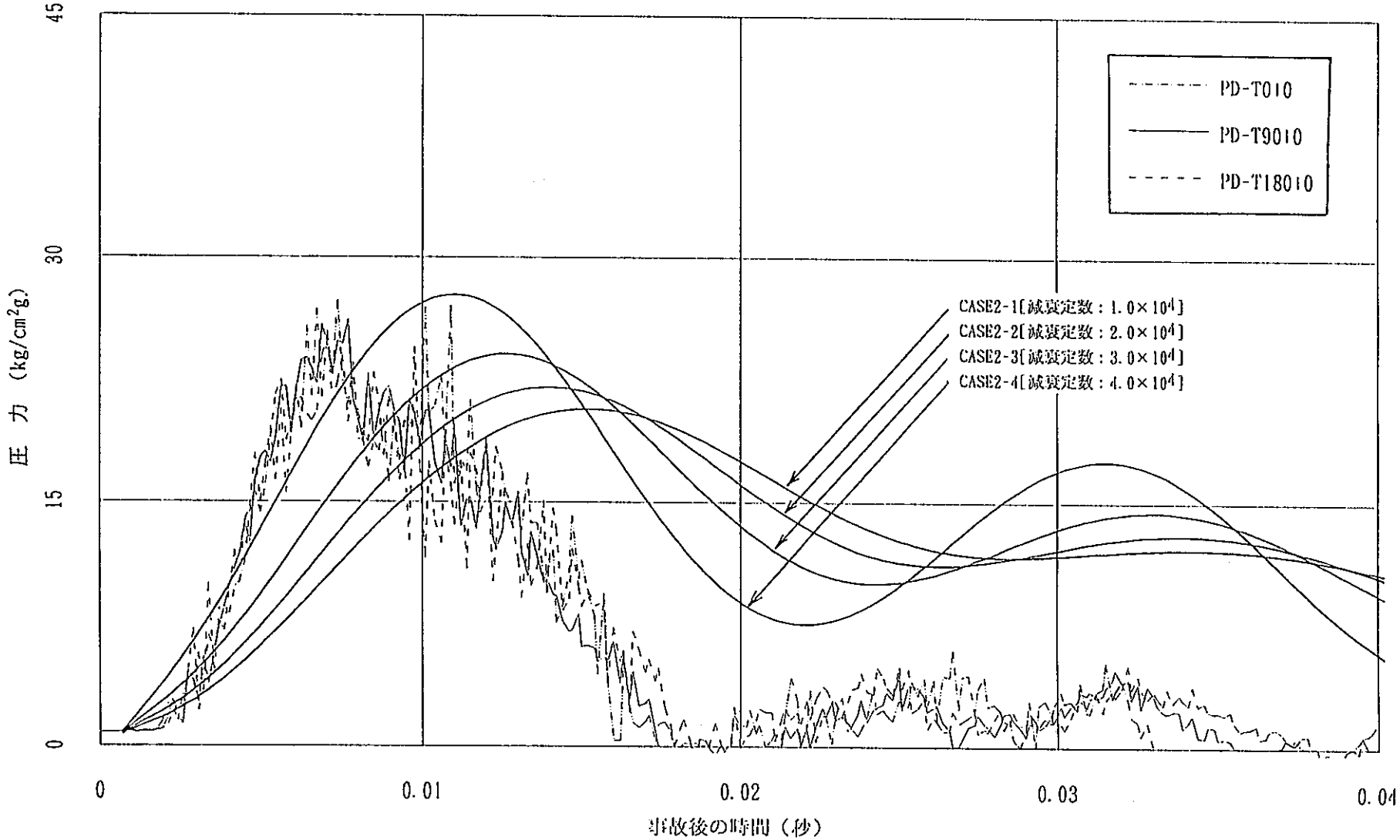


図6.1.3.4－2 ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果 －カランドリアタンク壁圧力－
（ｚ 熱伝達率：4.3×10⁵kcal/m²・h・℃）

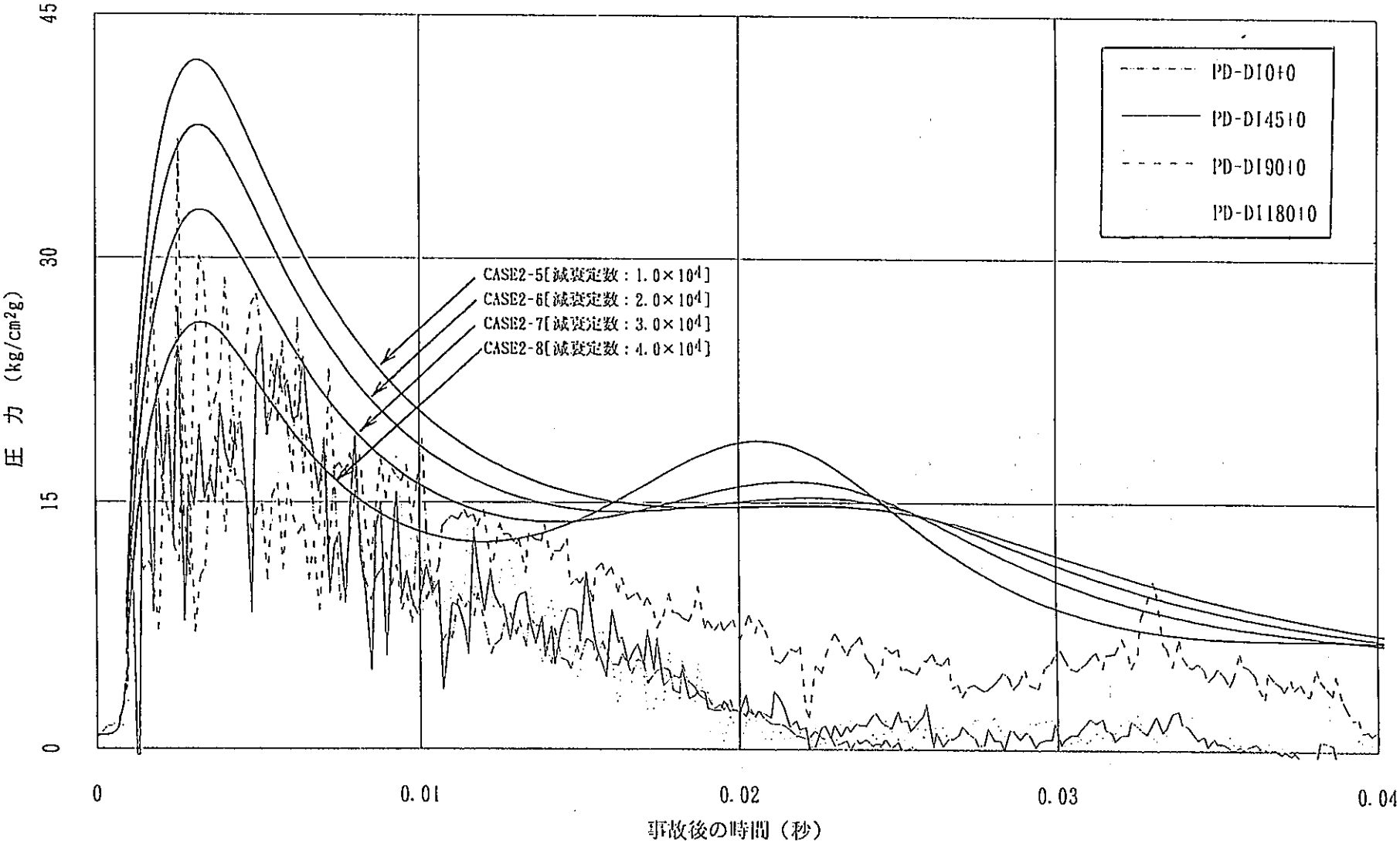


図6.1.3.4－3 ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果 －第１隣接管部圧力－
：縮熱伝達率：8.6×10^{5}kcal/m²・h・℃）

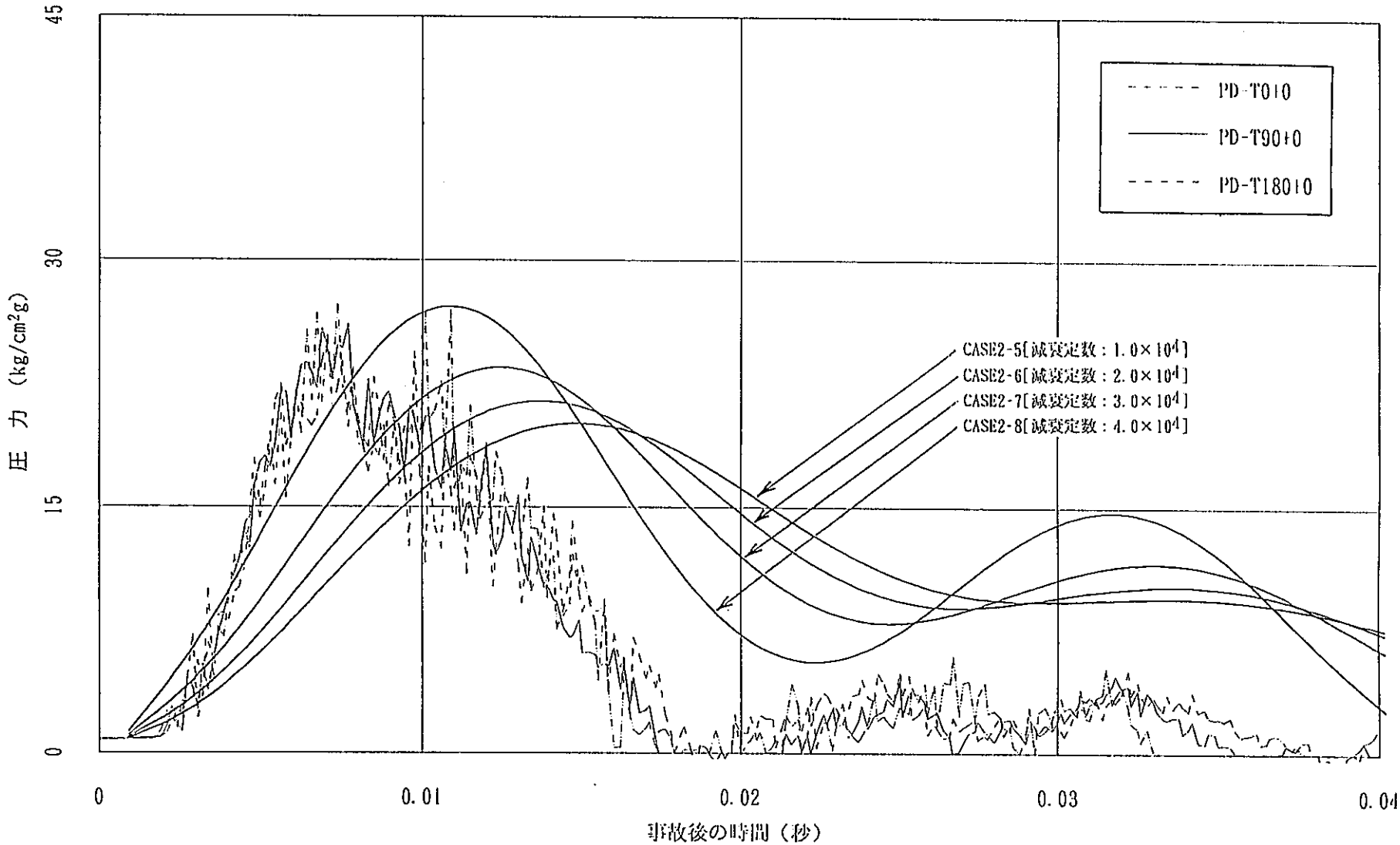


図6.1.3.4－4 ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果 －カランドリアタンク壁圧力－
（ [illegible]熱伝達率：8.6×10⁵kcal/m²・h・℃）

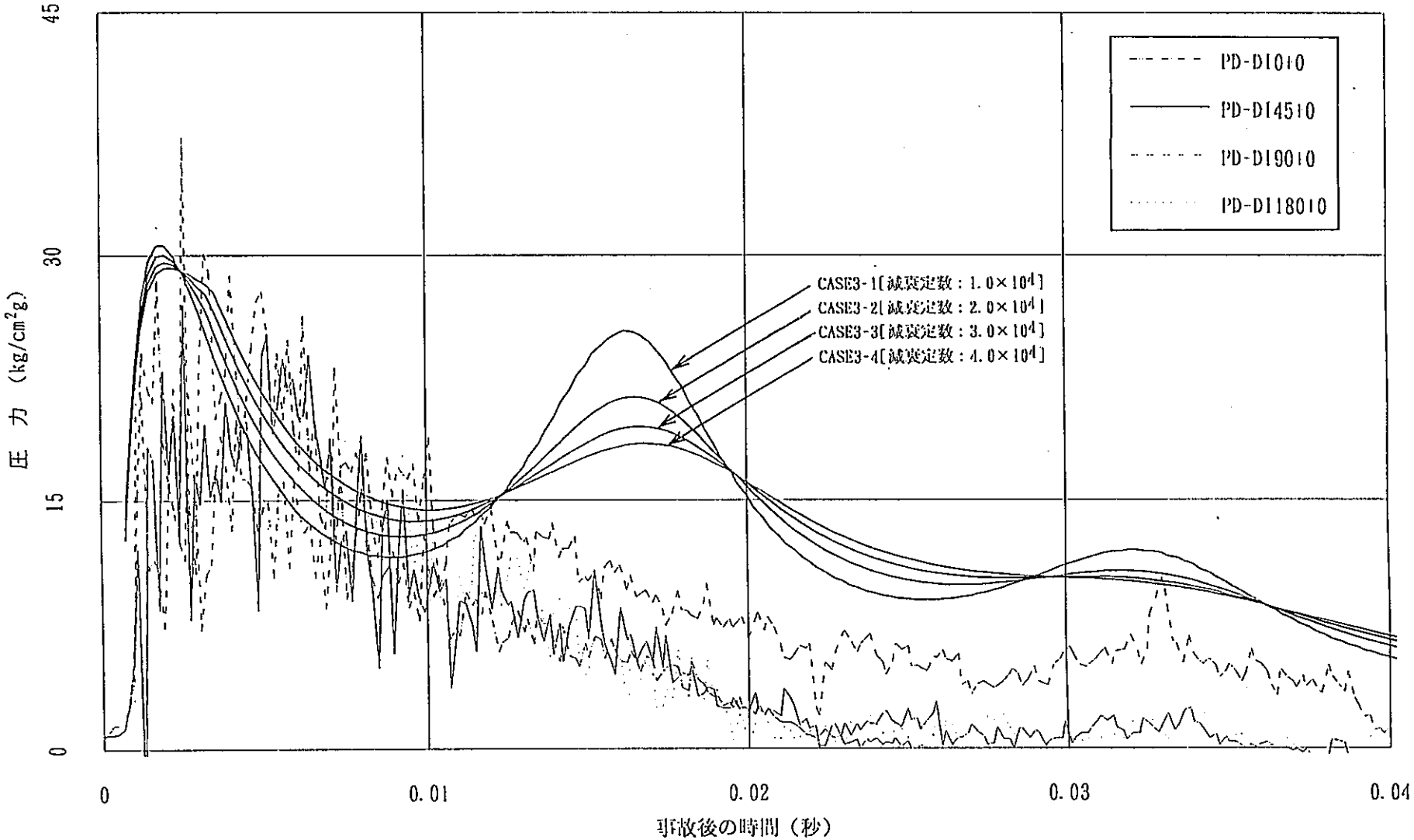


図6.1.3.5－1 ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称一次元モデル）解析結果 －第１隣接管部圧力－
疑縮熱伝達率：4.3×10^{5}kcal/m²・h・℃)

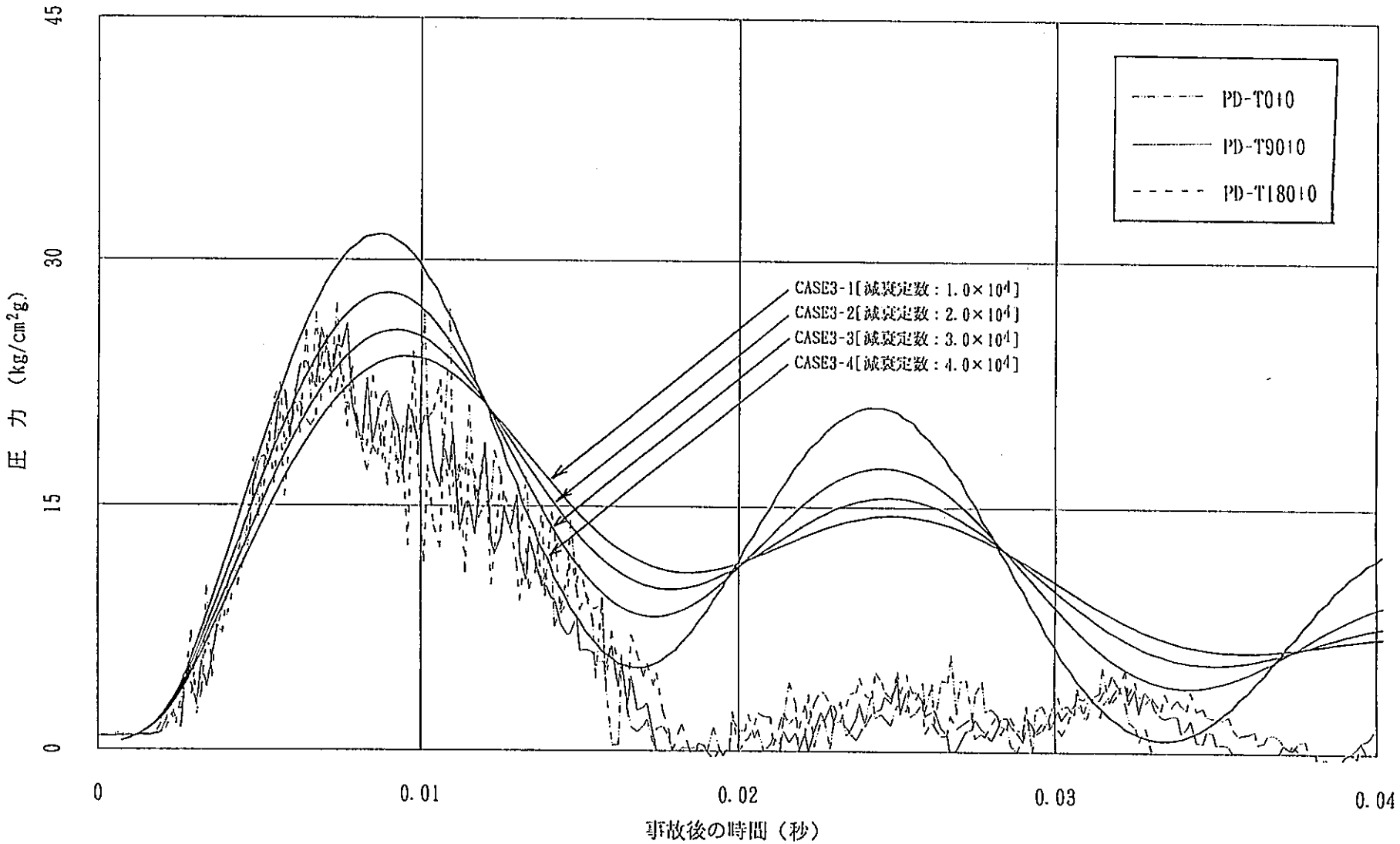


図6.1.3.5－2　ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称一次元モデル）解析結果　－カランドリアタンク壁圧力－
（[illegible]熱伝達率：4.3×10⁵kcal/m²・h・℃）

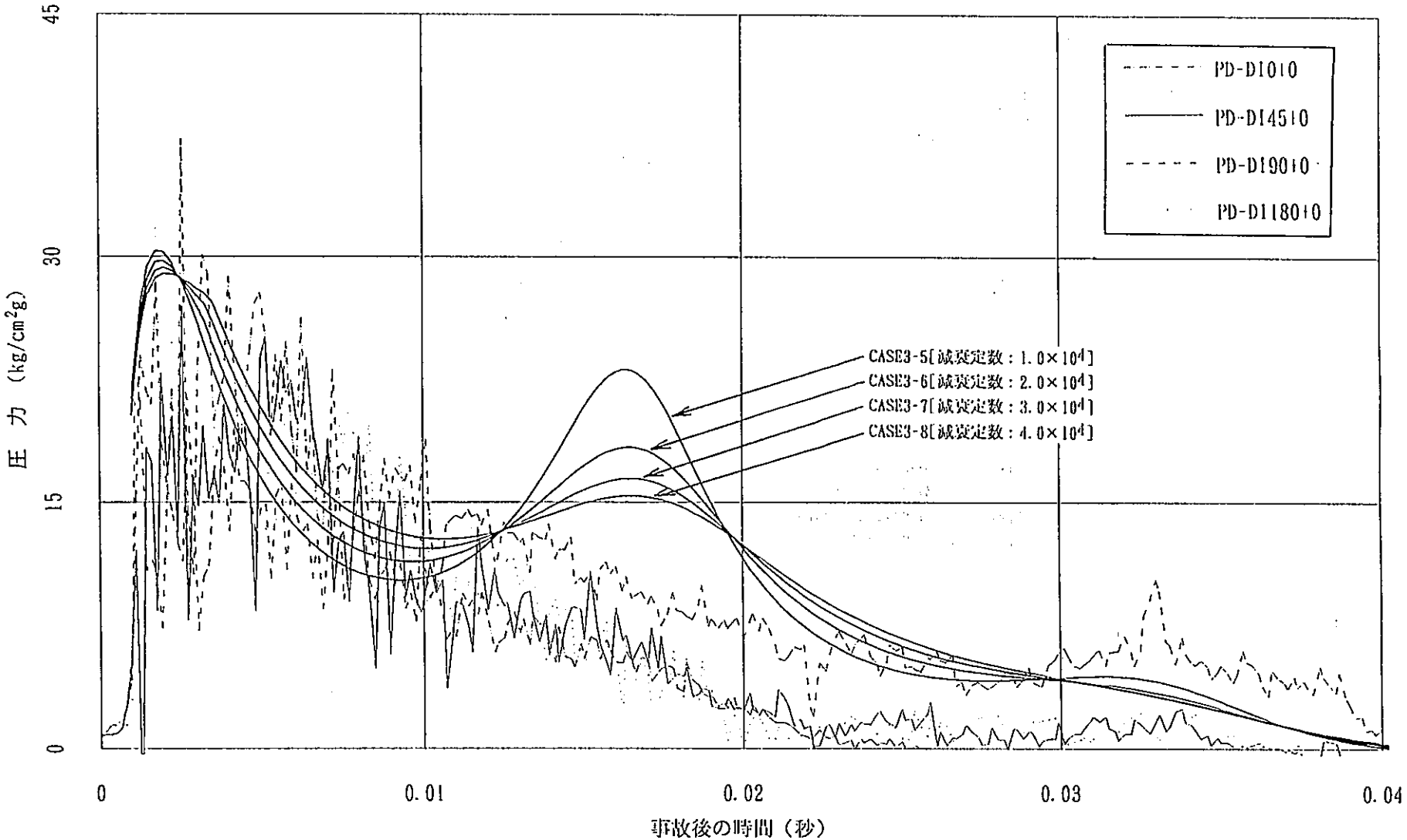


図6.1.3.5－3　ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称一次元モデル）解析結果　－第１隣接管部圧力－
（縮熱伝達率：8.6×10^{5}kcal/m^2・h・℃）

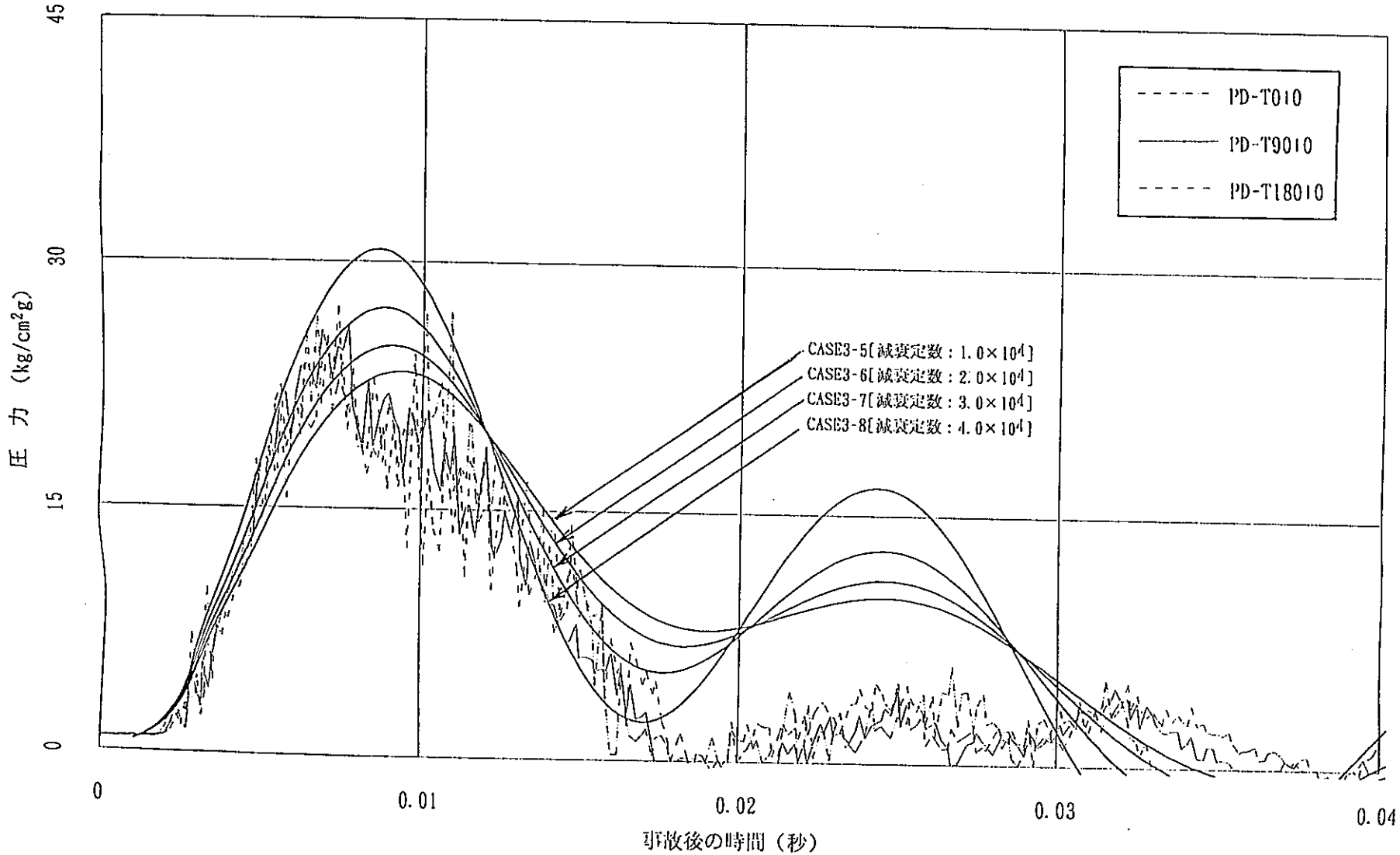


図6.1.3.5−4　ＮＣＩ２試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称一次元モデル）解析結果　−カランドリアタンク壁圧力−
（凝縮熱伝達率：8.6×10⁵kcal/m²・h・℃）

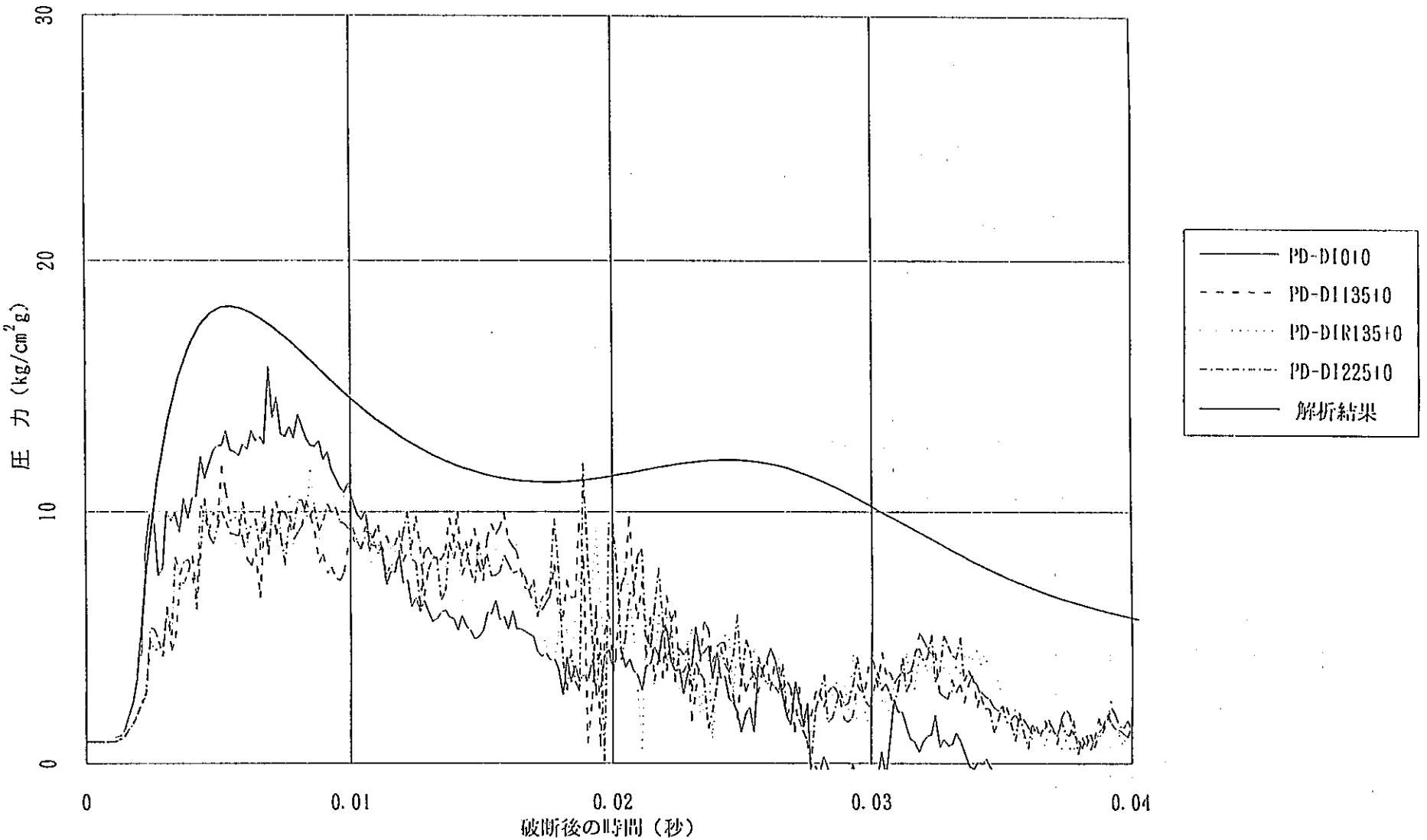


図6．1．3．6－1　　ＰＴＣＩ試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

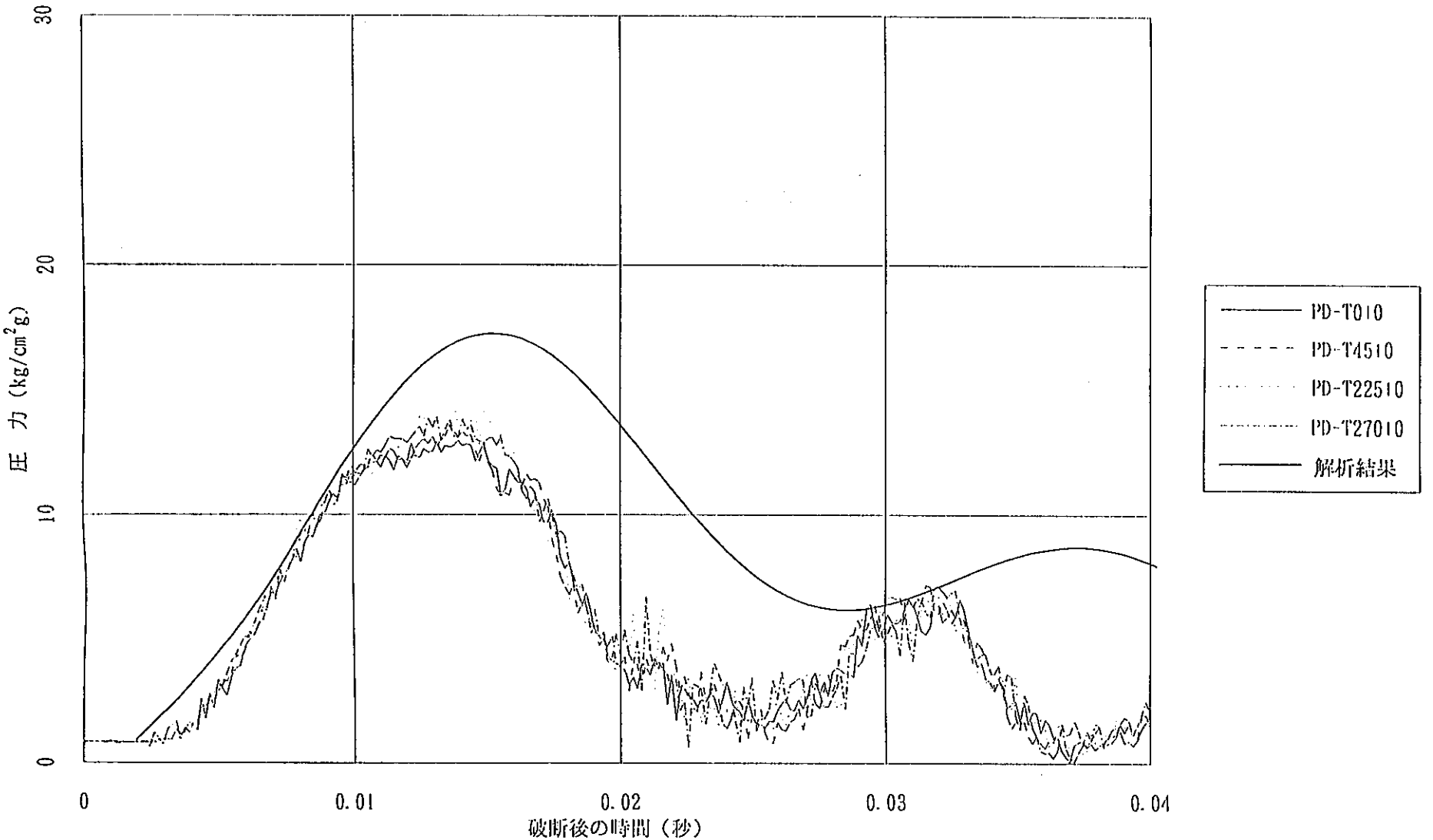


図6.1.3.6－2　　ＰＴＣ１試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

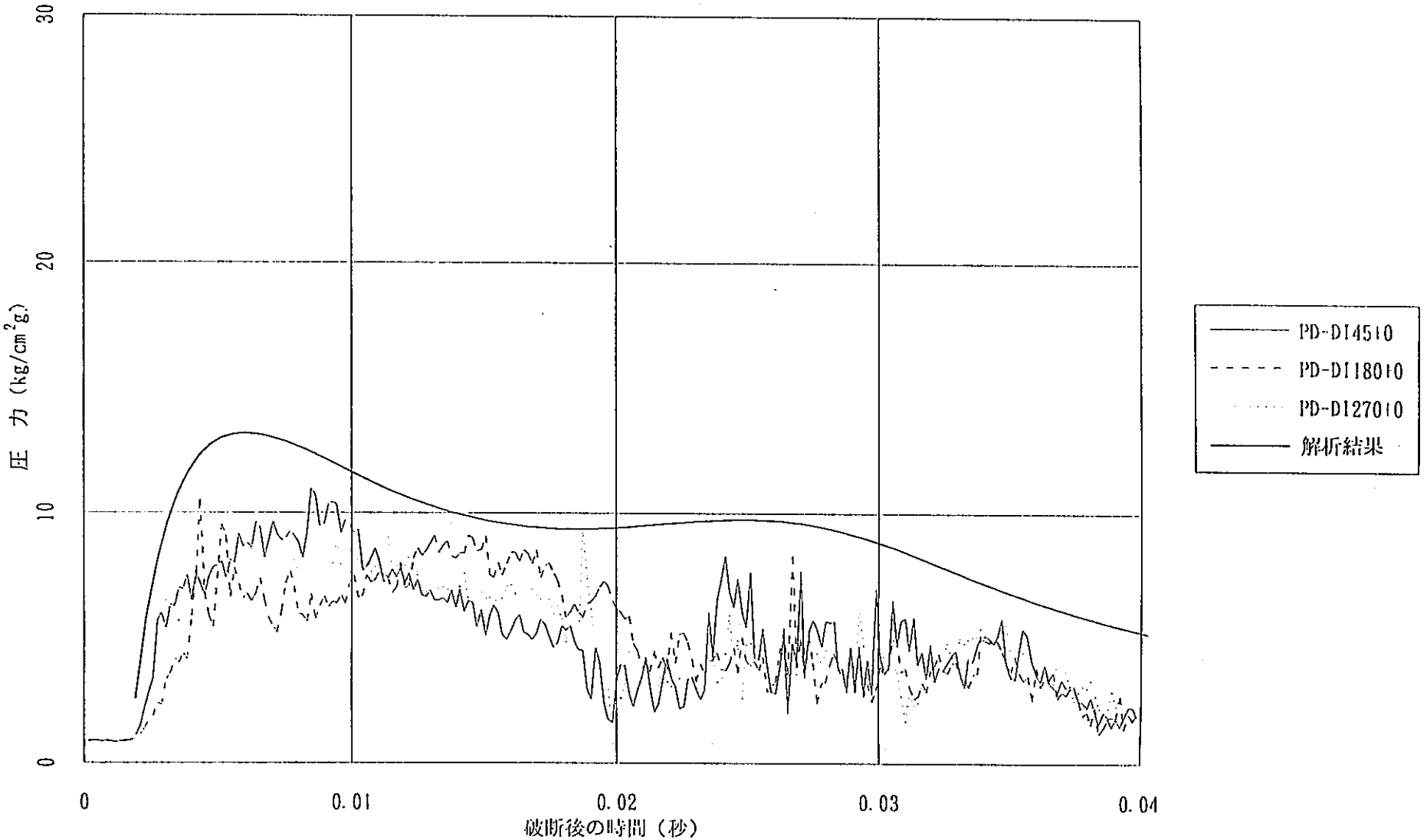


図6.1.3.6－3　　ＰＴＣ２試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－ 〔減衰定数　:2.0×10⁴　〕
〔凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃〕

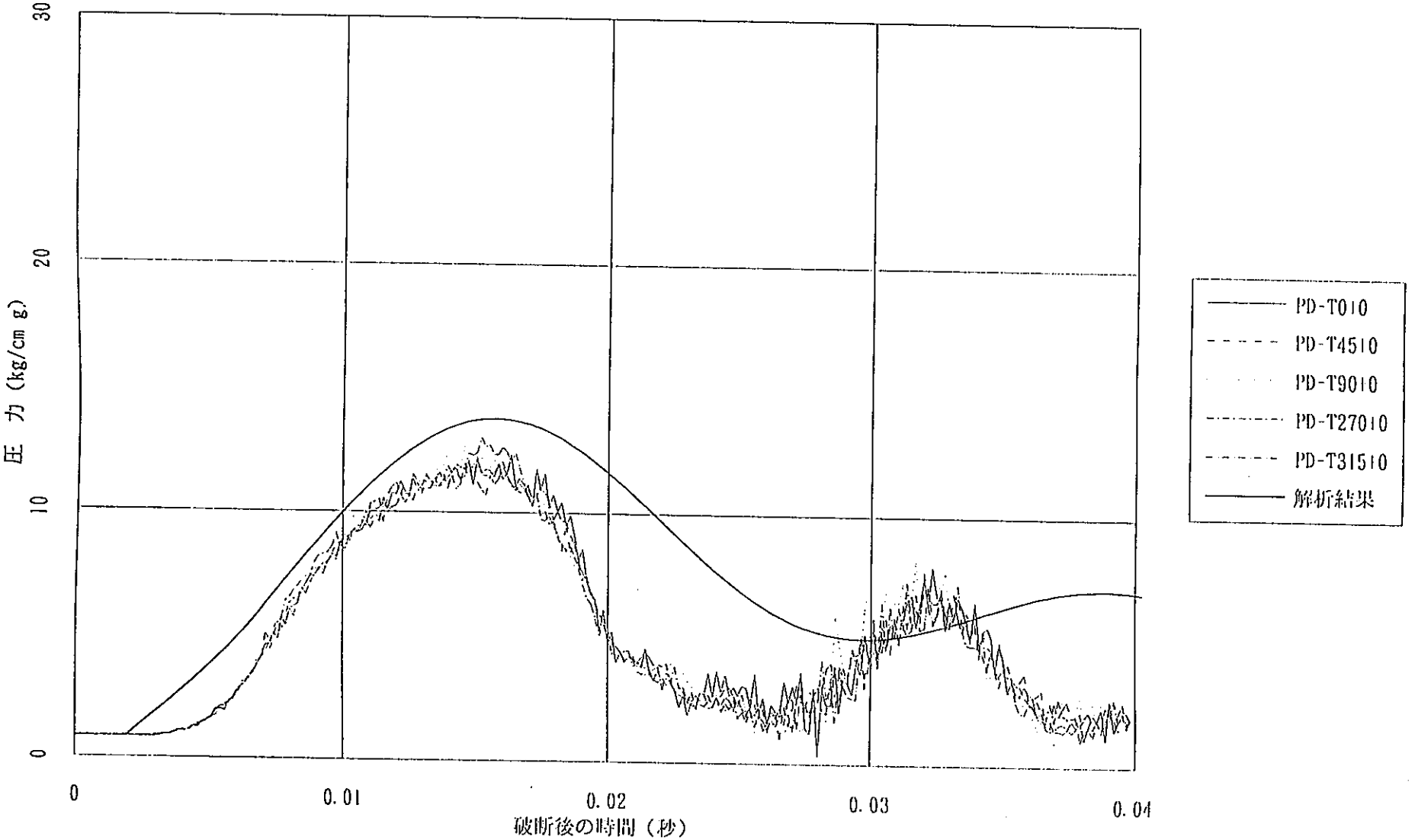


図6.1.3.6－4　PTC2試験HIPWAP（球対称1次元モデル）解析結果　－タンク壁部－ [減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃]

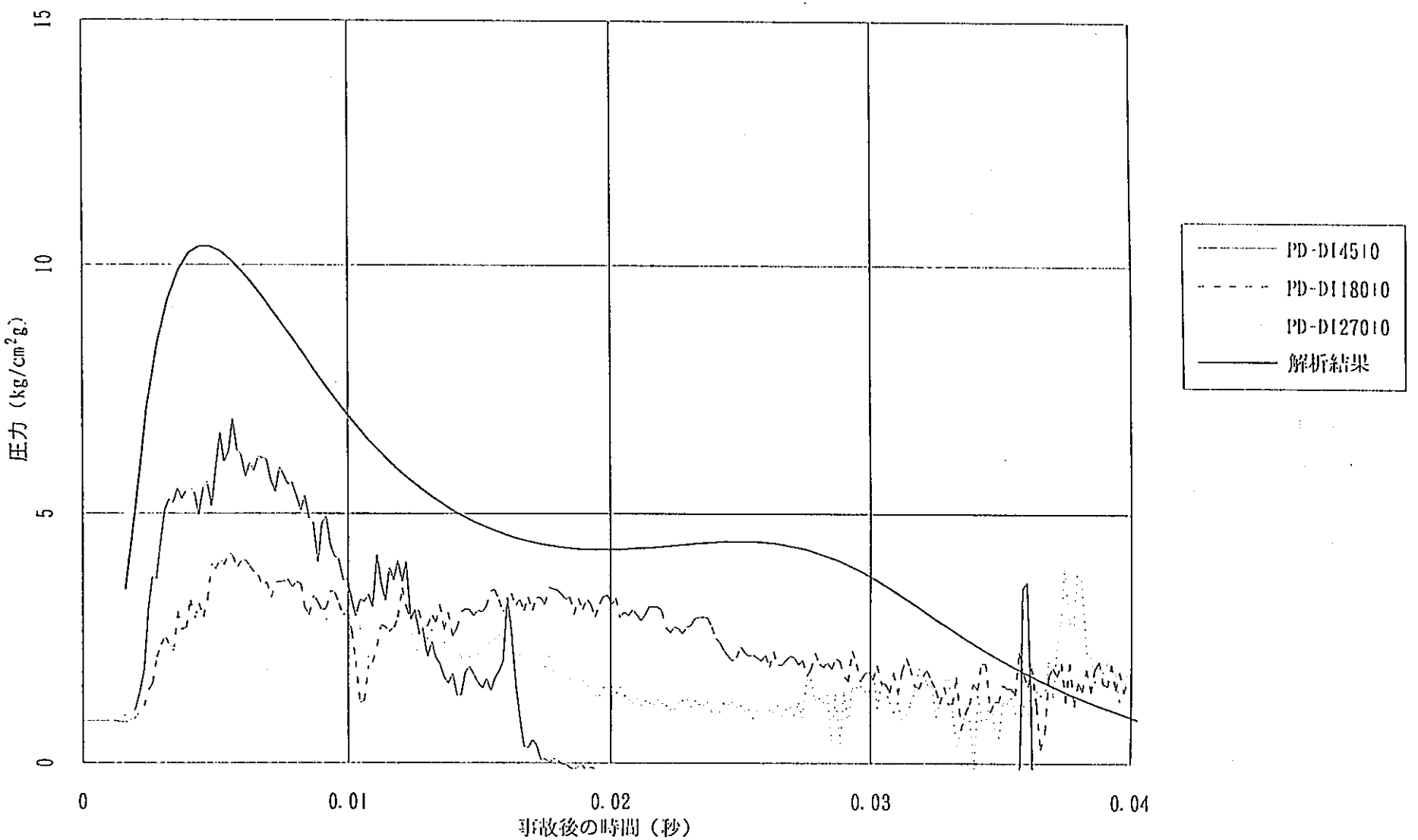


図6．1．3．6－5　　ＰＴＣ３試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

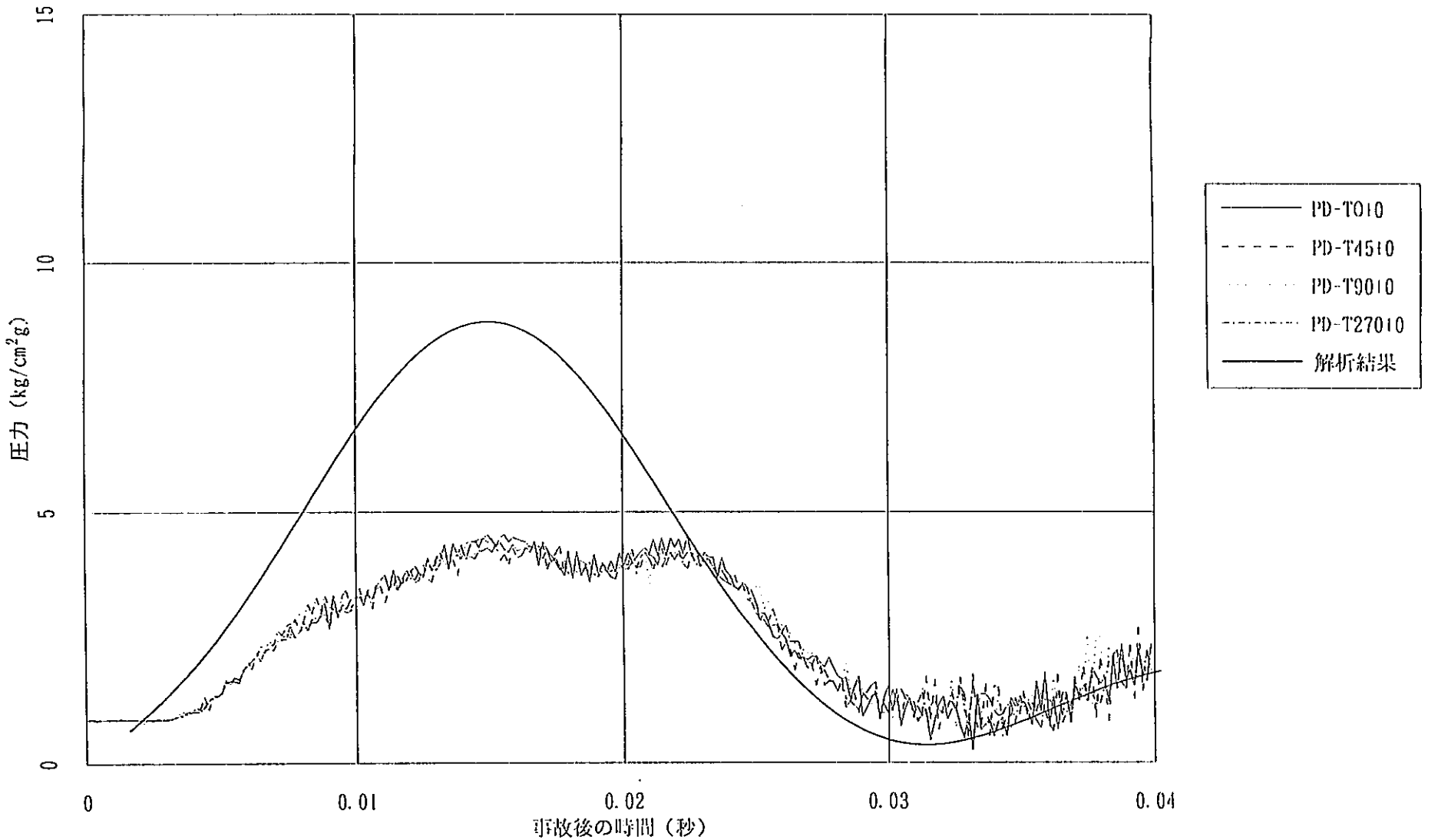


図6.1.3.6－6　PTC3試験H1PWAP（球対称1次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/　℃］

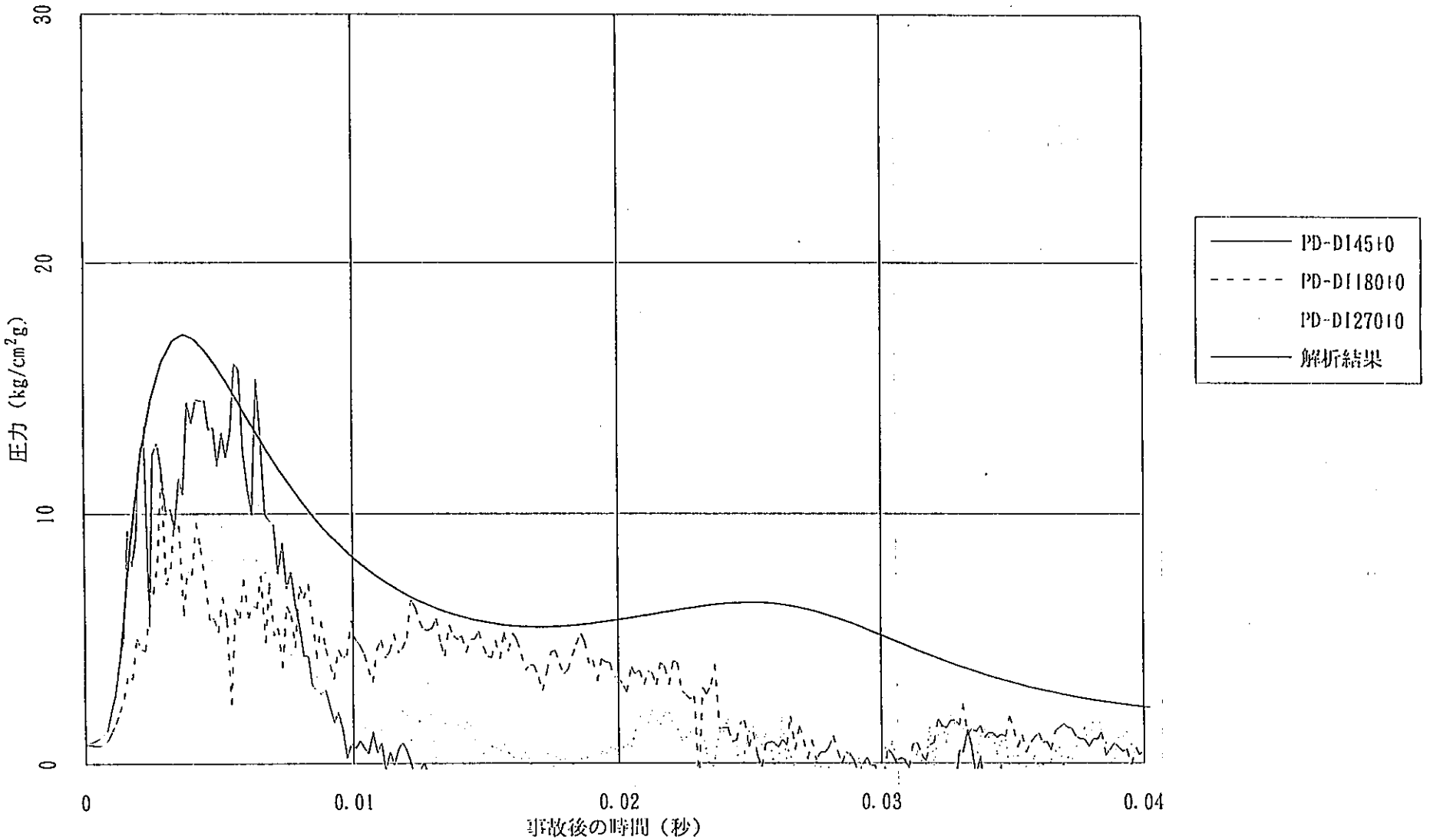


図6．1．3．6－7　　ＰＴＣ４試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

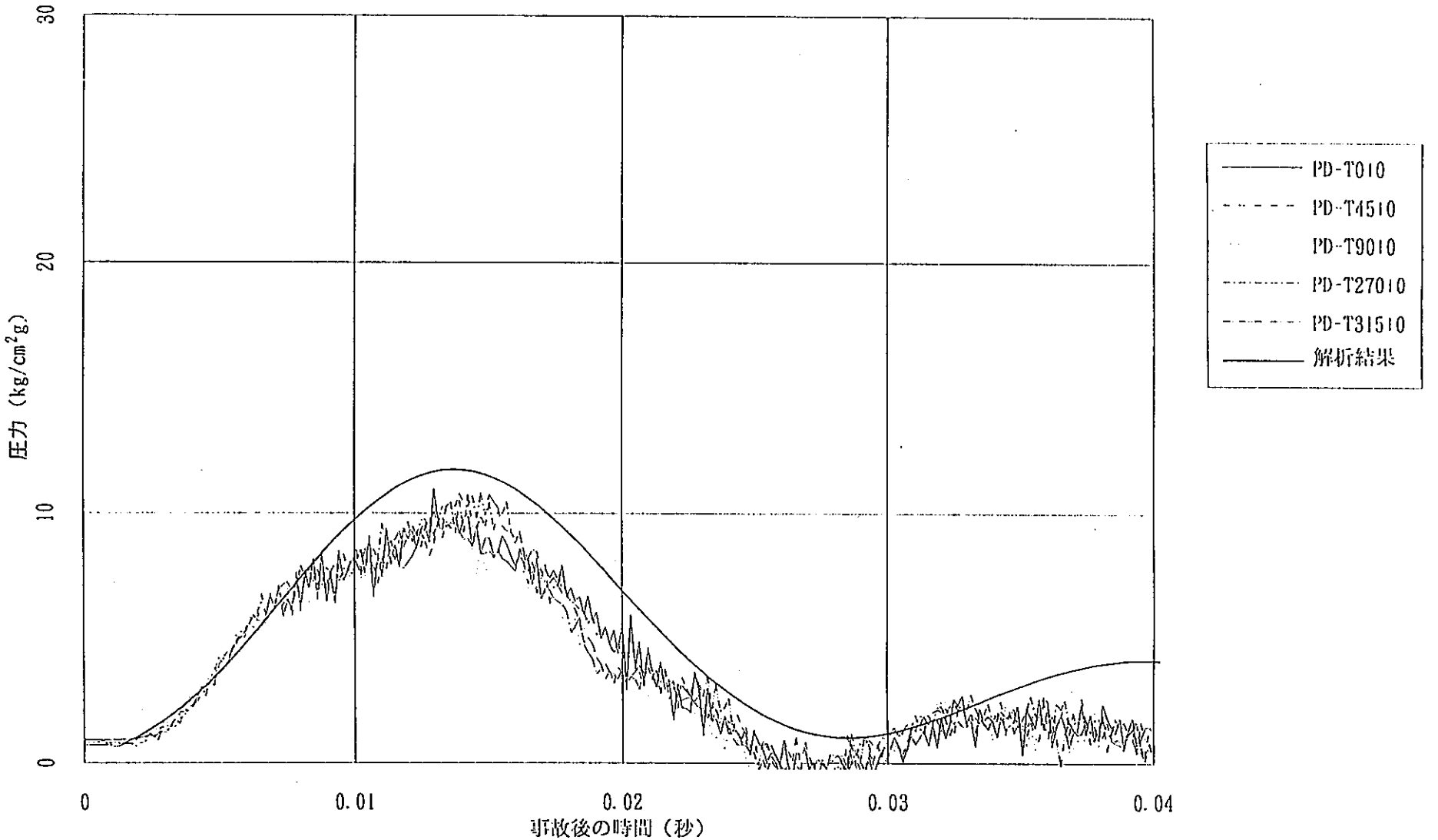


図6．1．3．6－8　　ＰＴＣ４試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

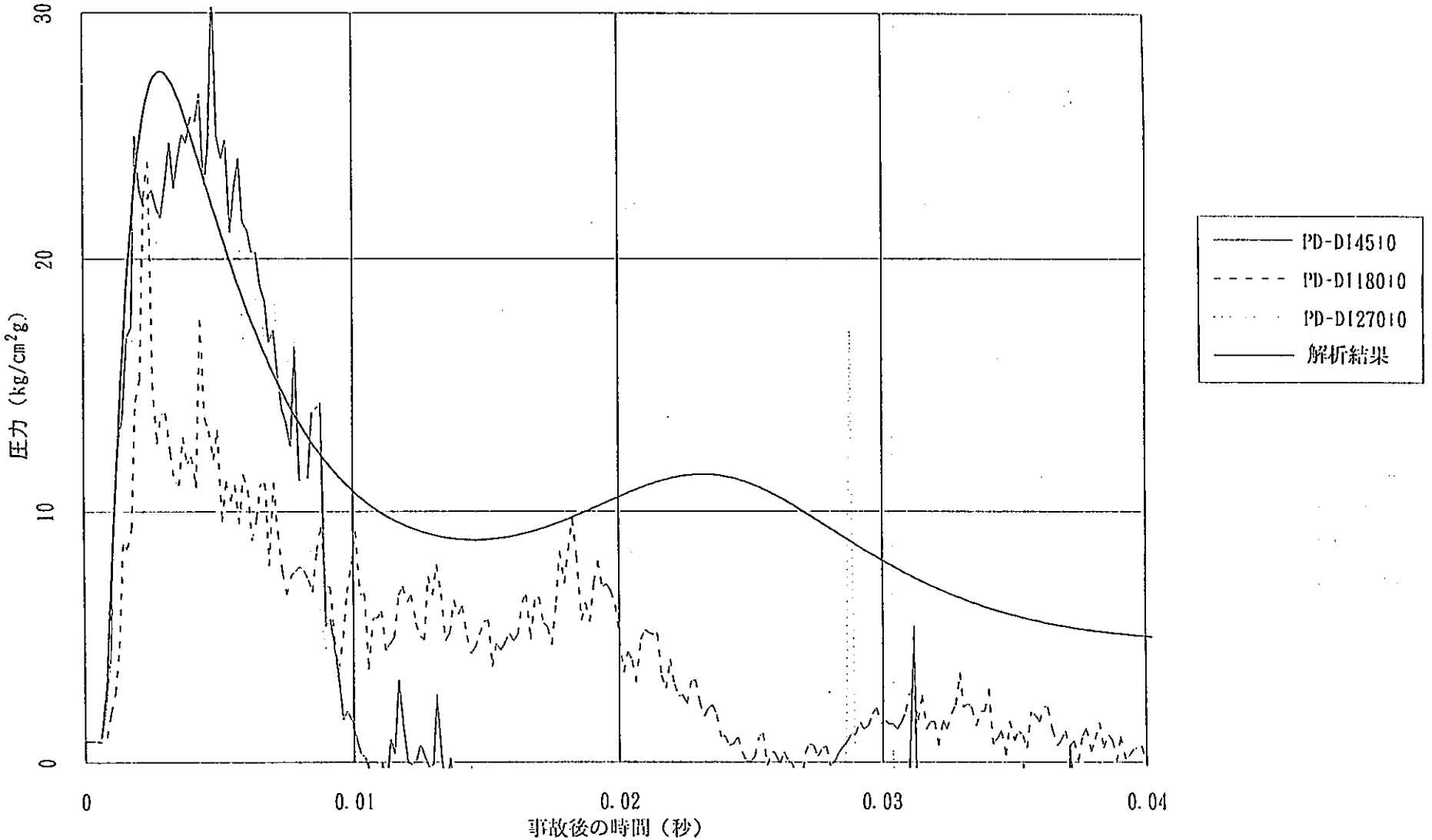


図6.1.3.6－9　ＰＴＣ６試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃］

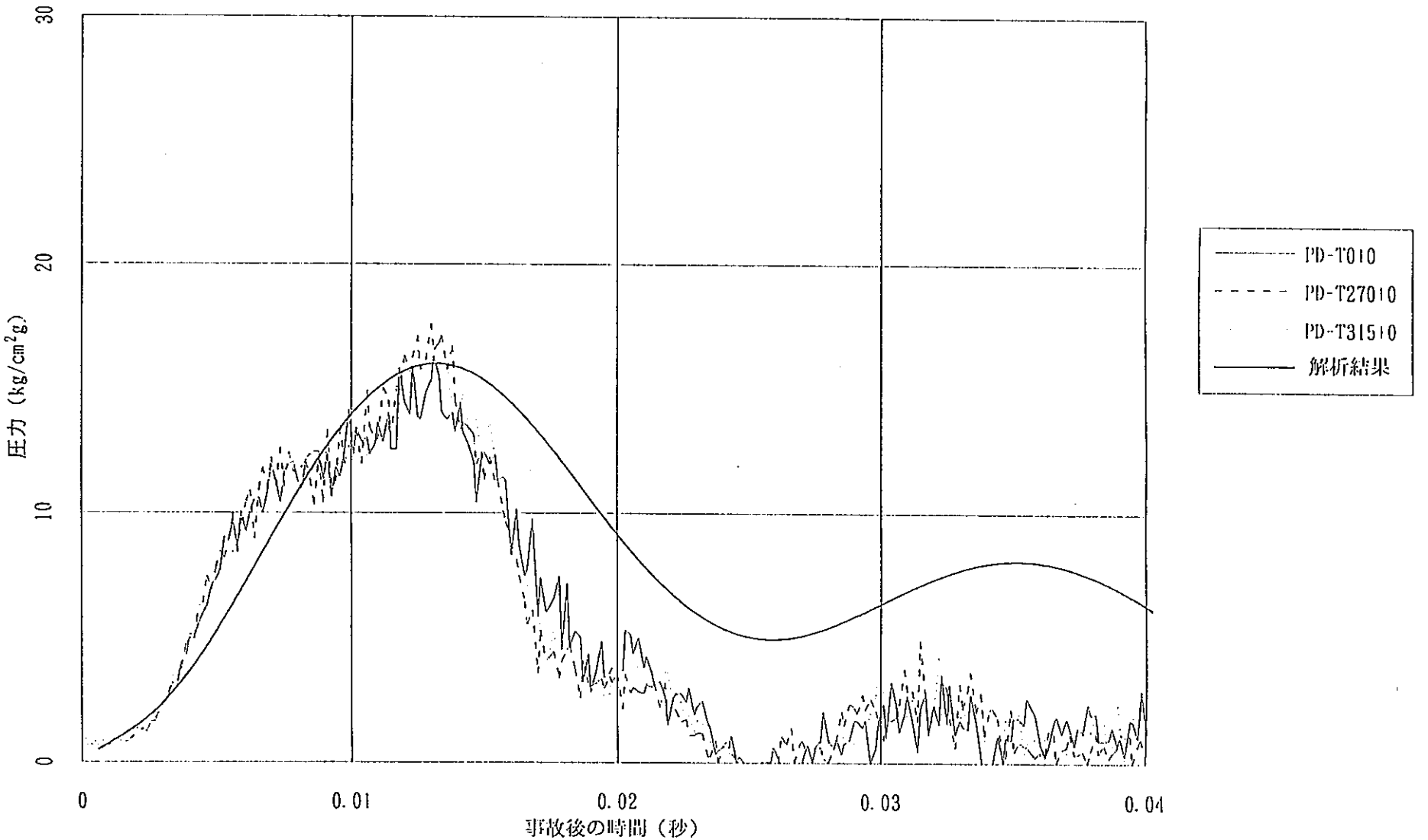


図6.1.3.6－10　PTC6試験HIPWAP（球対称1次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/㎡℃］

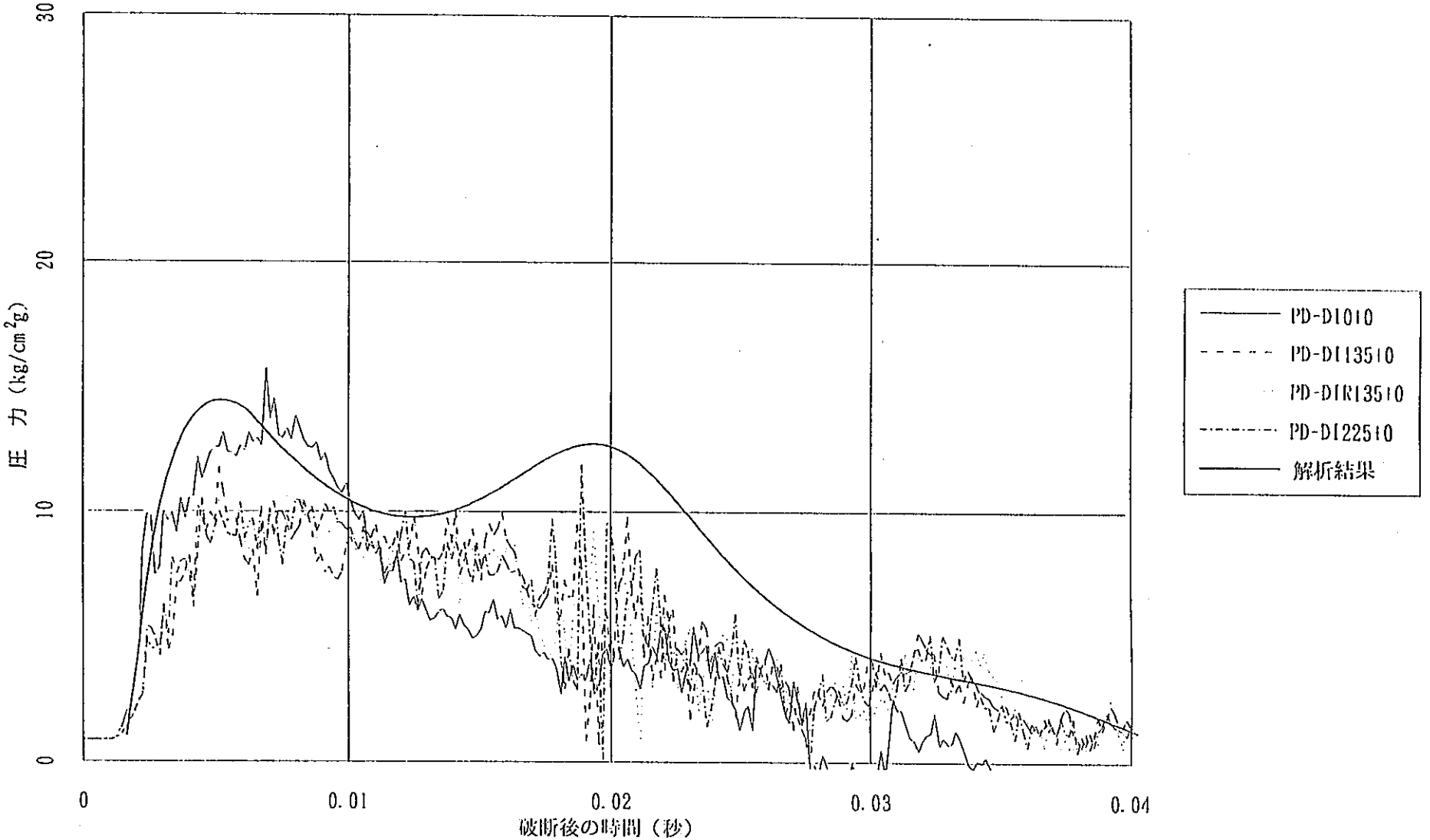


図6.1.3.6－11　PTC1試験HIPWAP（軸対称1次元モデル）解析結果　－隣接管部－ [減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃]

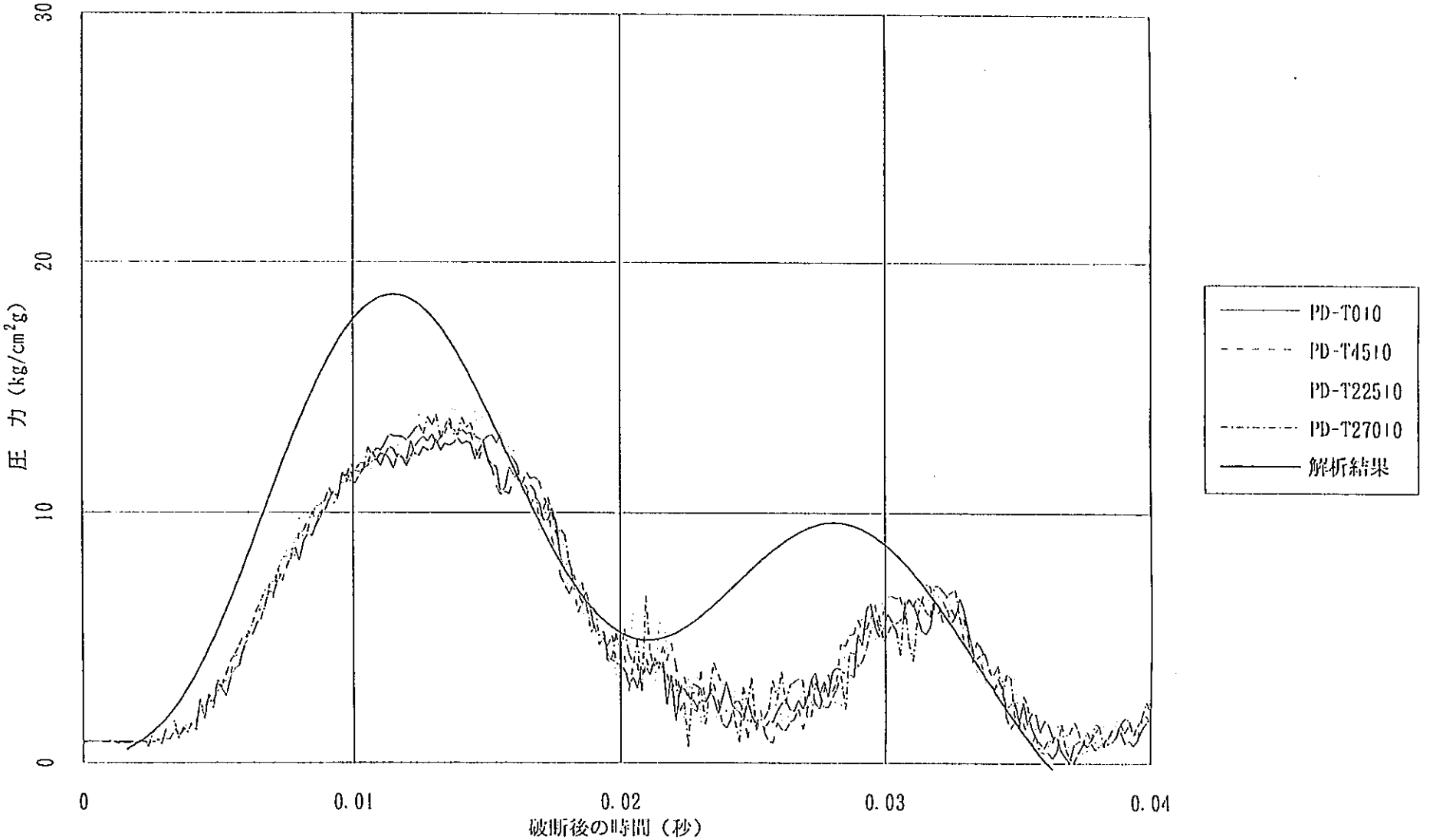


図6.1.3.6－12　PTC1試験HIPWAP（軸対称1次元モデル）解析結果　－タンク壁部－ [減衰定数　:2.0×10⁴　] [凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/　℃]

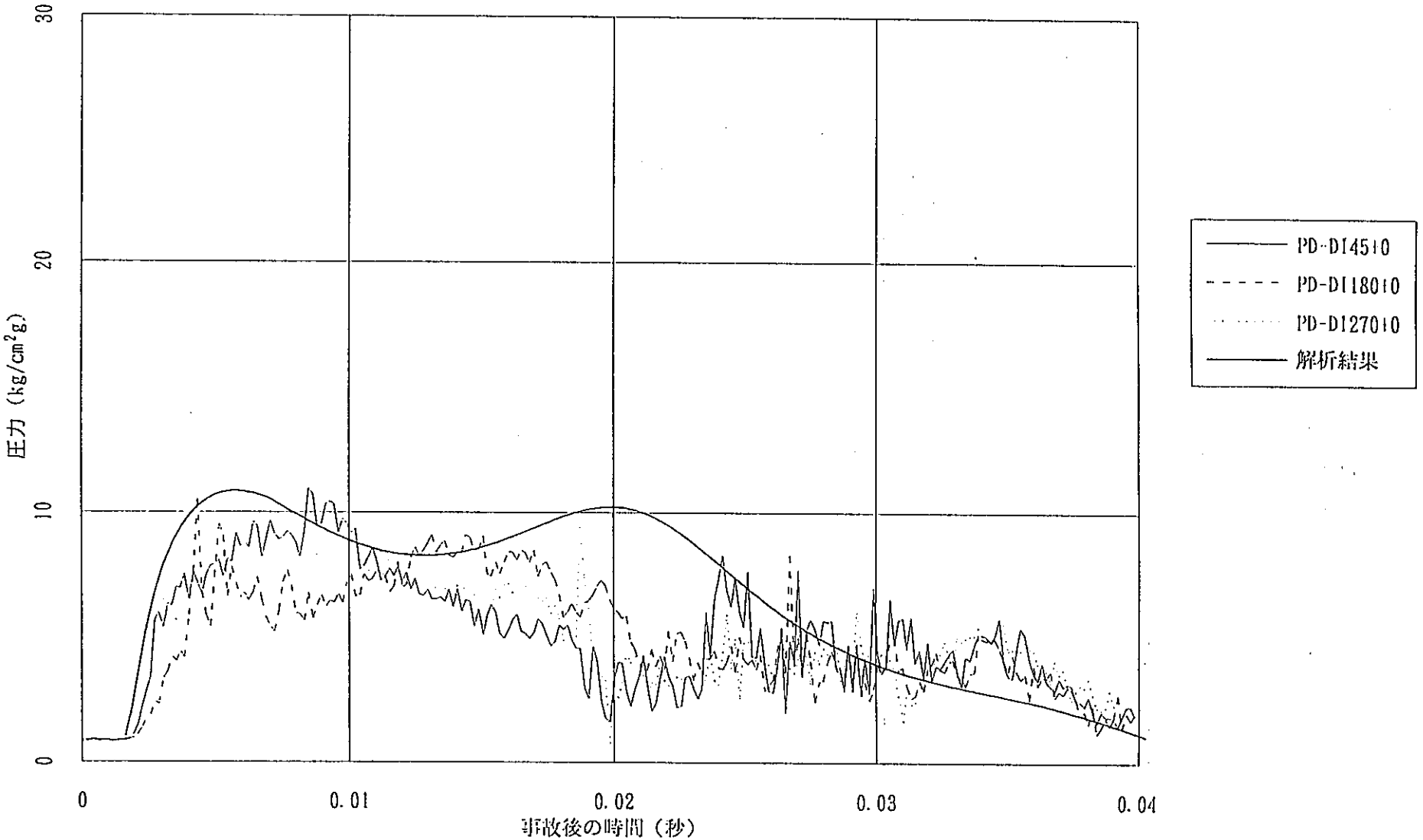


図6.1.3.6－13　PTC2試験H1PWAP（軸対称1次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

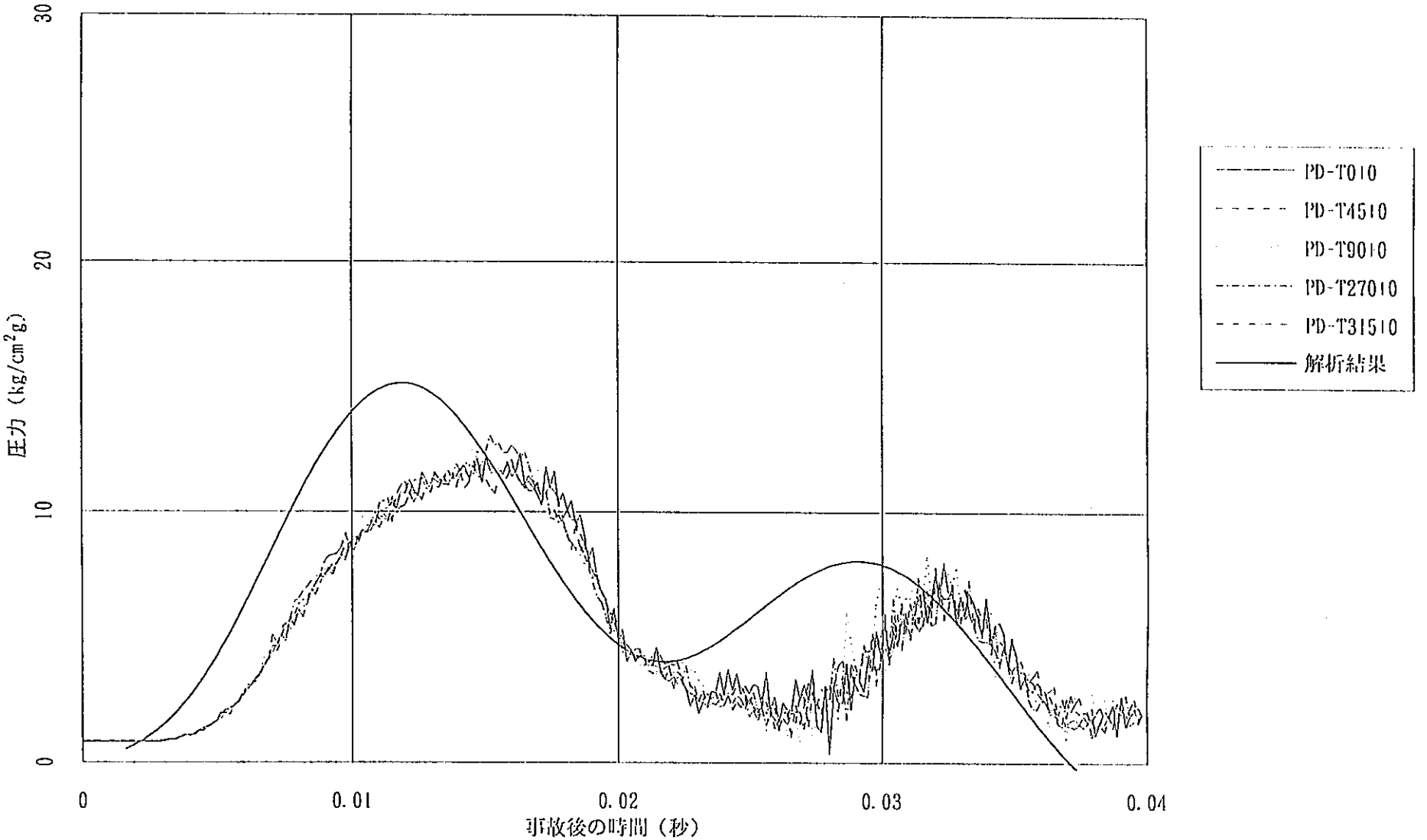


図6．1．3．6－14　　ＰＴＣ２試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称１次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/　　℃］

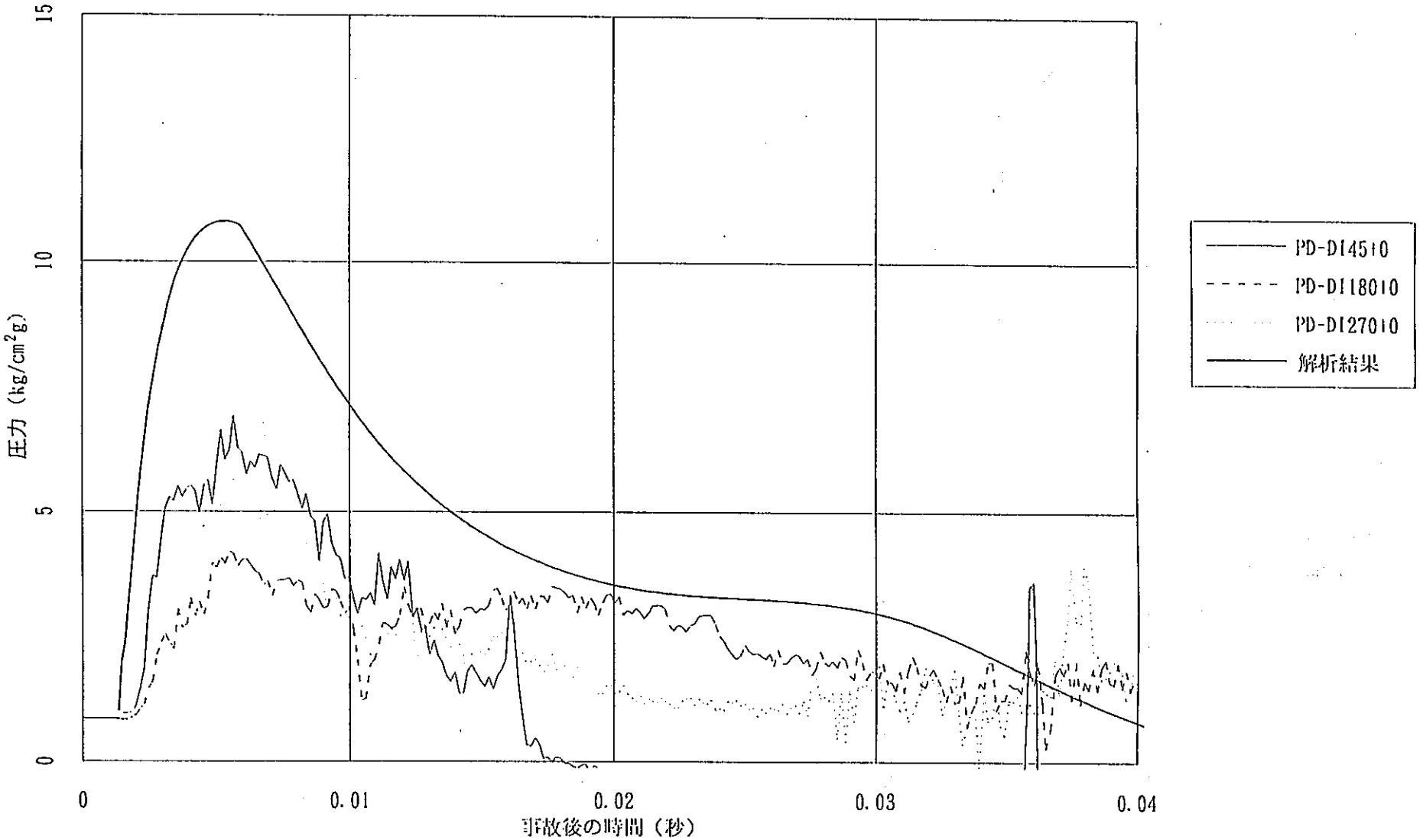


図6.1.3.6－15　PTC3試験IIIPWAP（軸対称1次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

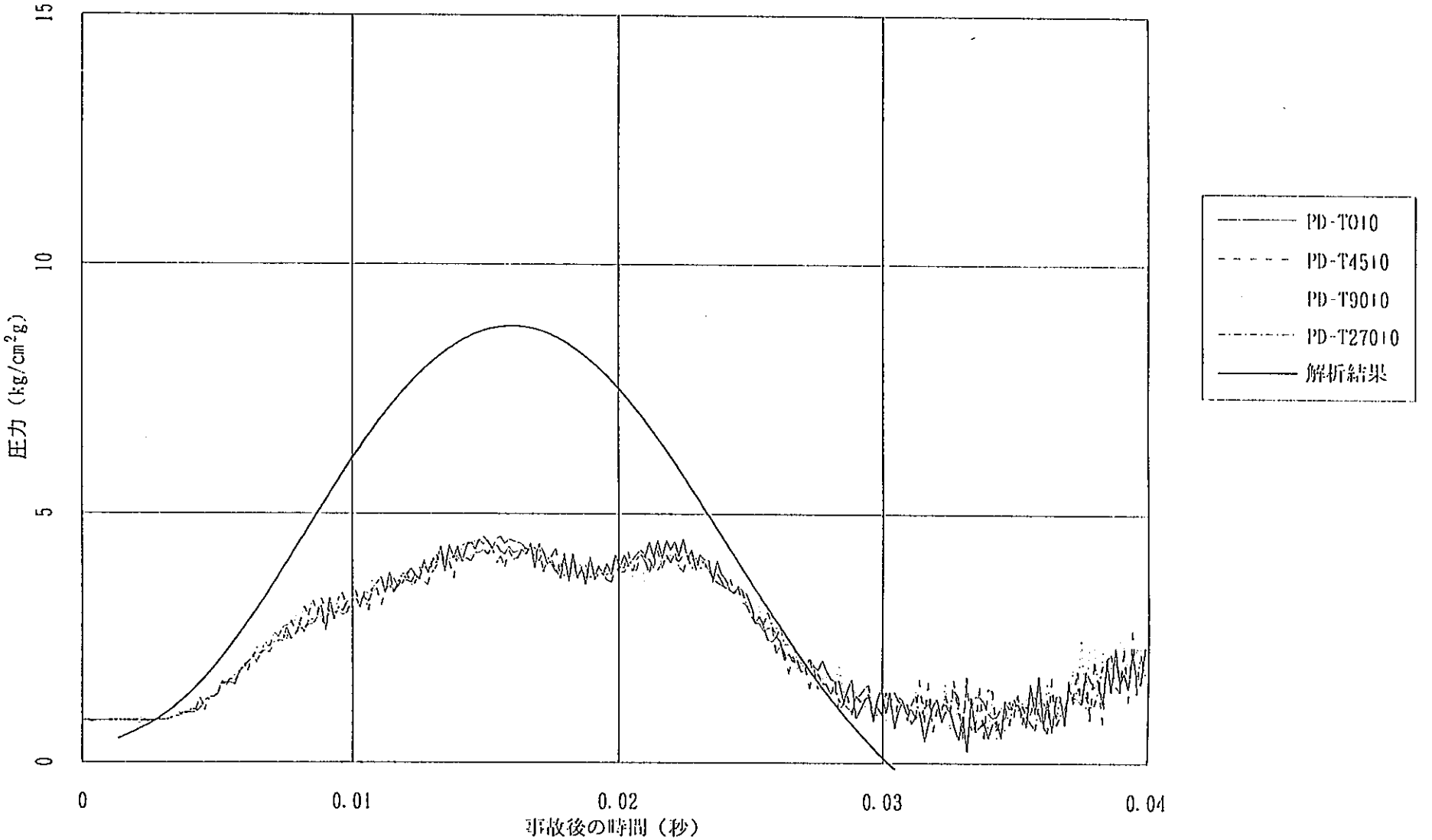


図6．1．3．6－16　ＰＴＣ３試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称１次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/　℃］

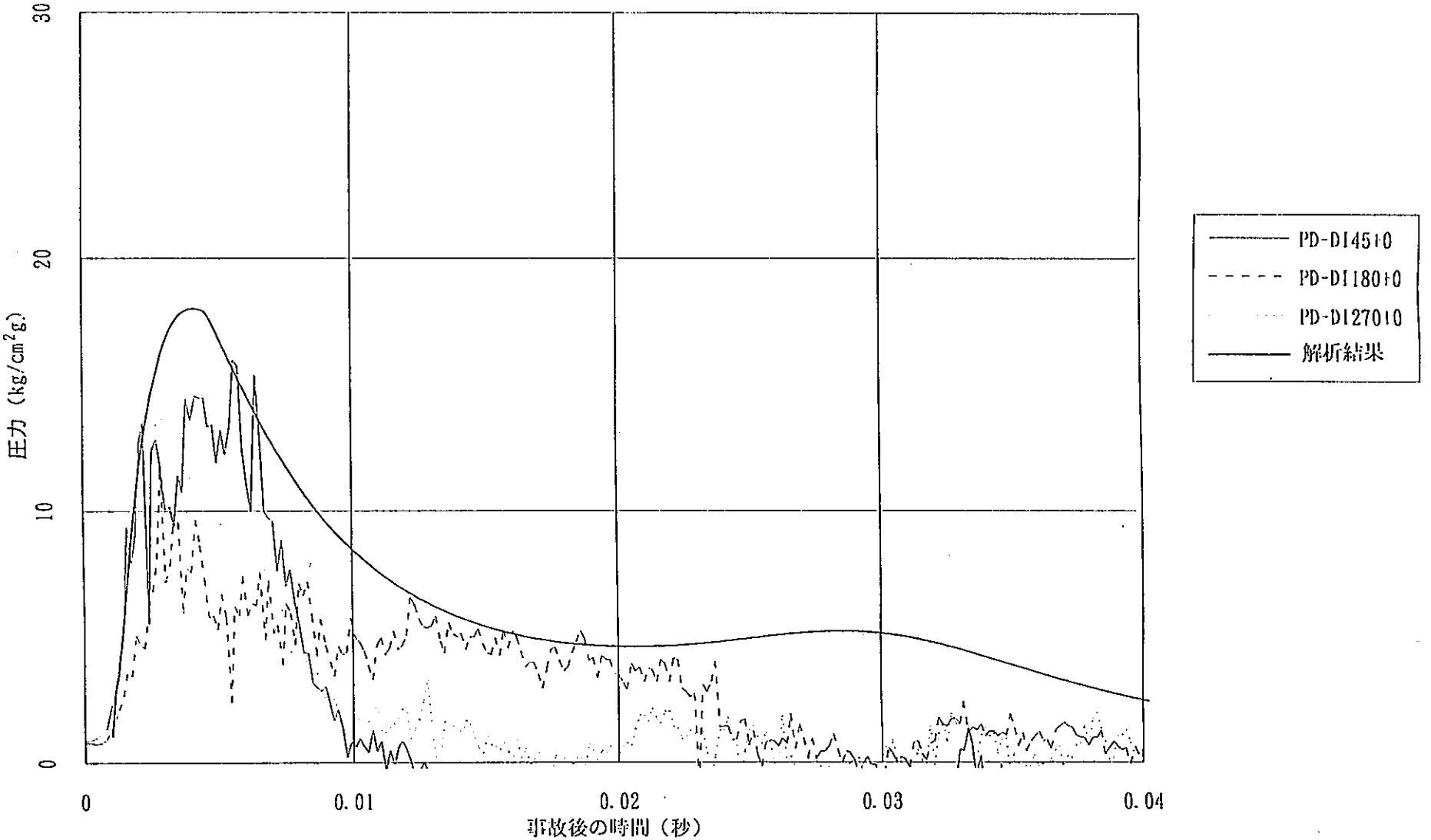


図6.1.3.6－17　PTC4試験HIPWAP（軸対称1次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

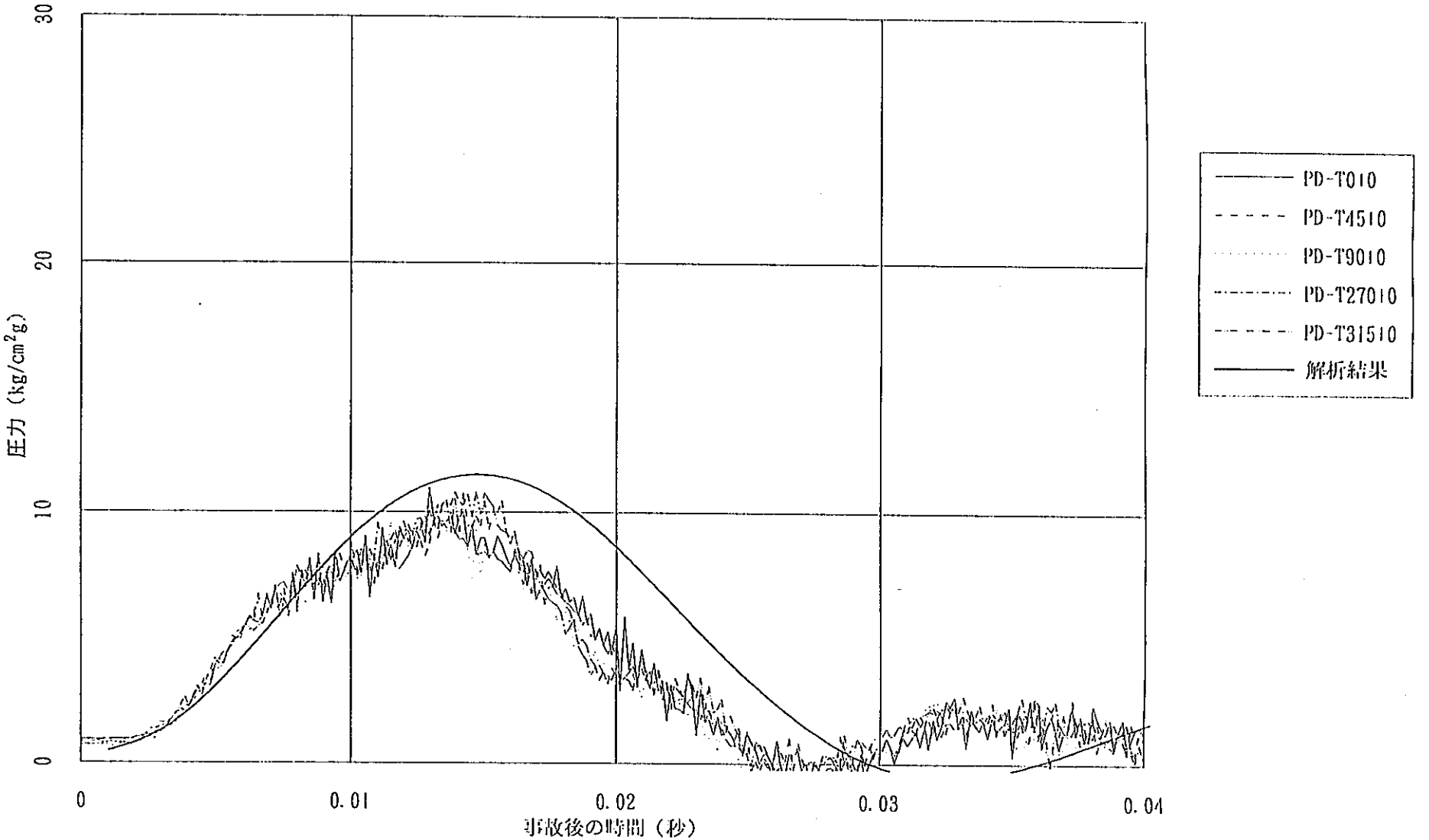


図6.1.3.6－18　ＰＴＣ４試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称１次元モデル）解析結果　--タンク壁部－［減衰定数　:2.0×10⁴
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

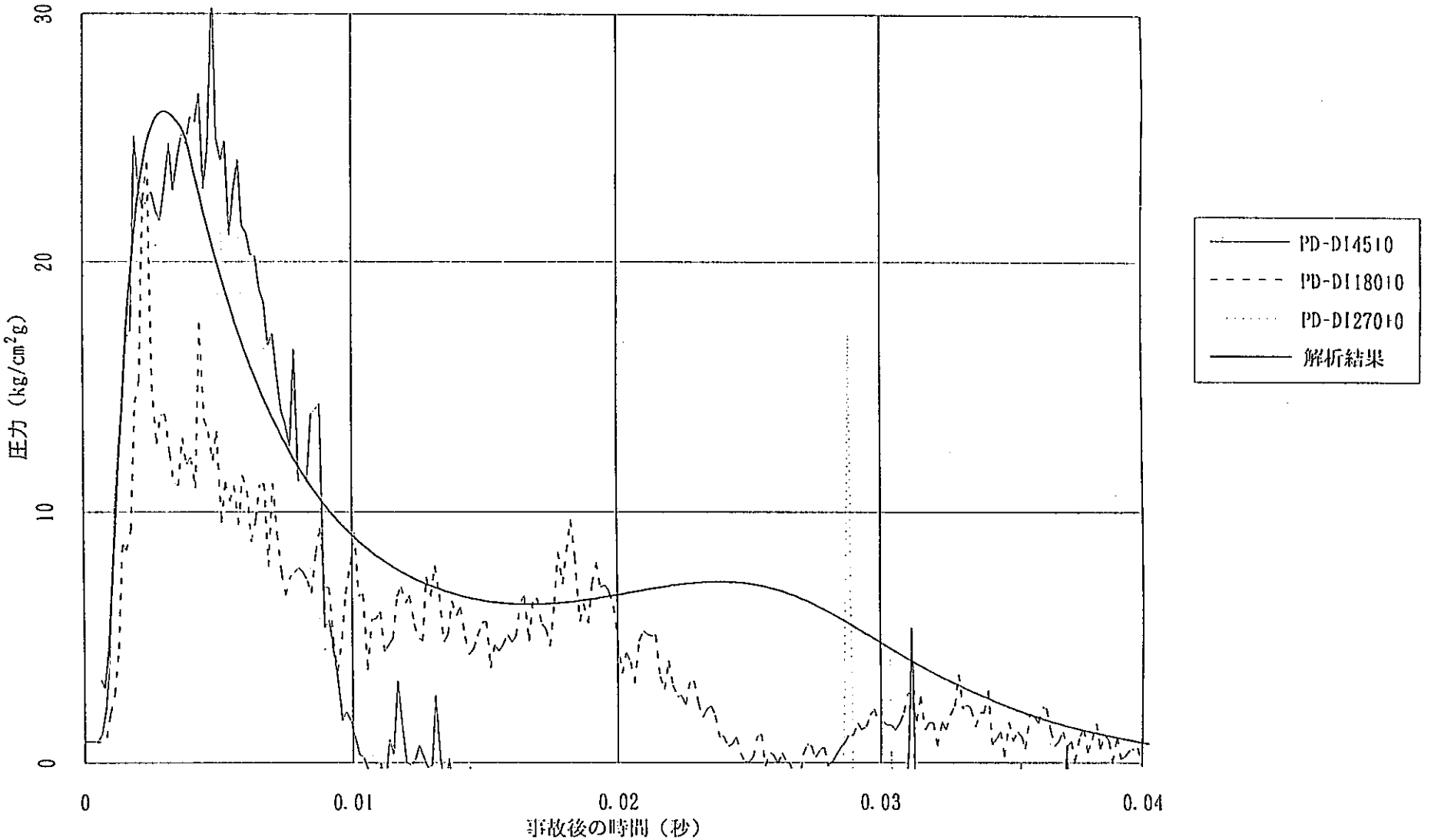


図6.1.3.6－19　ＰＴＣ６試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称１次元モデル）解析結果　－隣接管部－［減衰定数　:2.0×10⁴　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

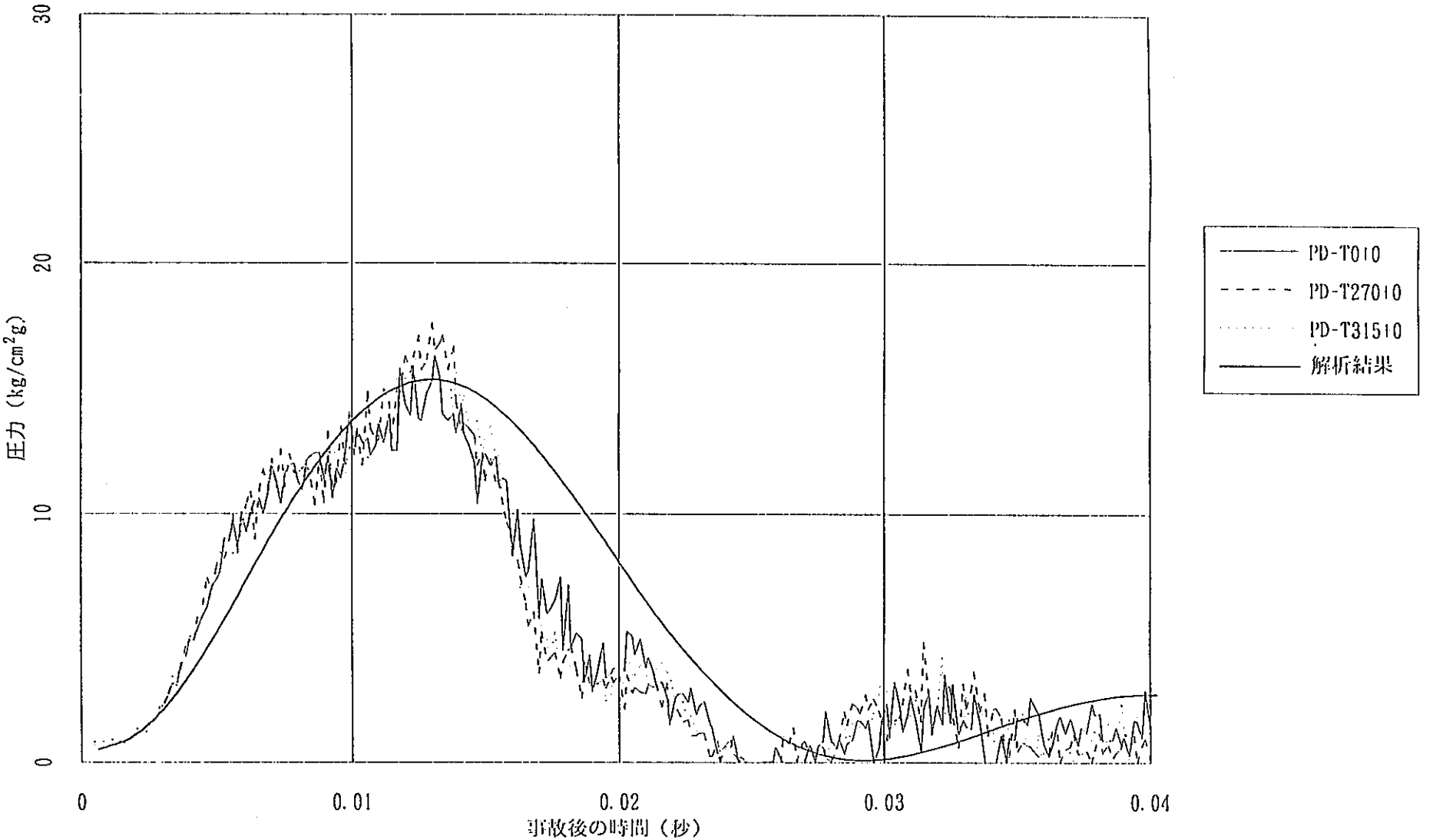


図6．1．3．6－20　　ＰＴＣ６試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称１次元モデル）解析結果　－タンク壁部－［減衰定数　　:2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃］

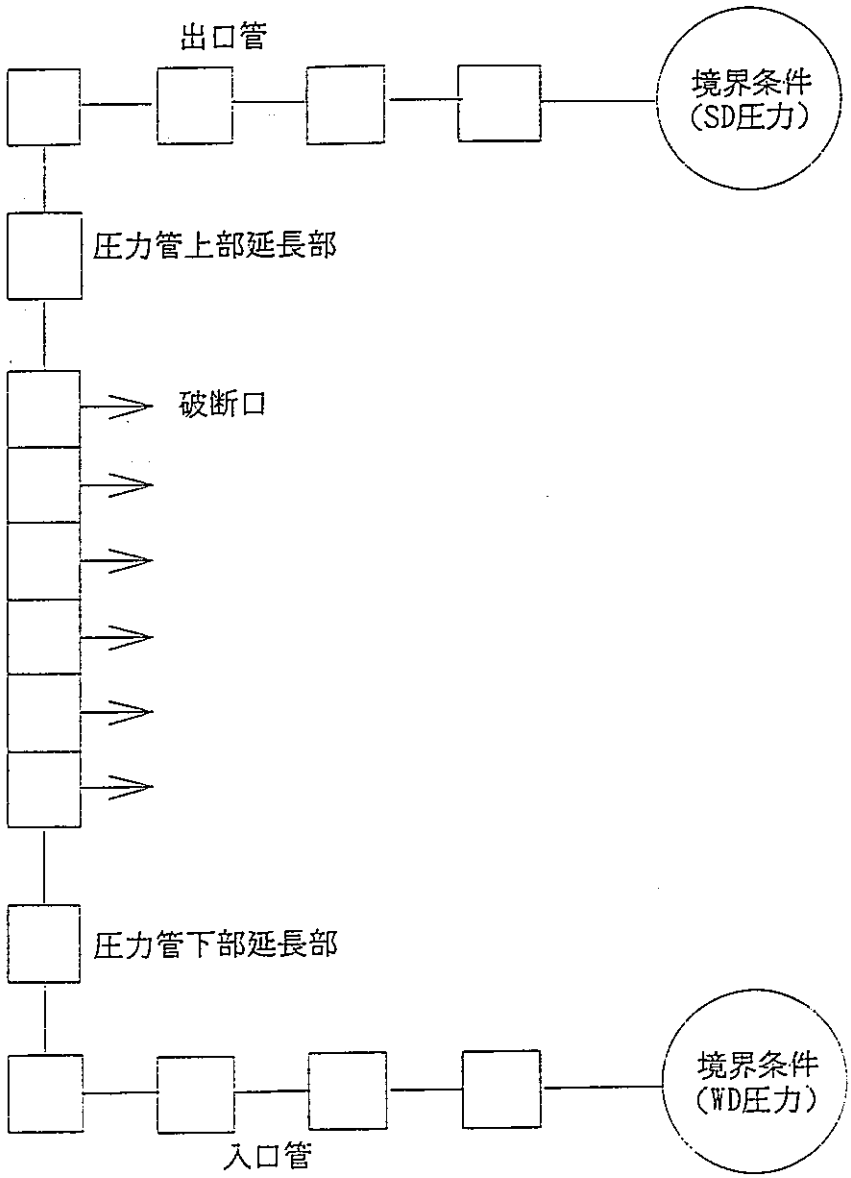
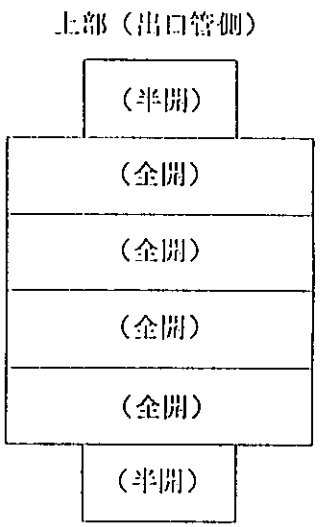
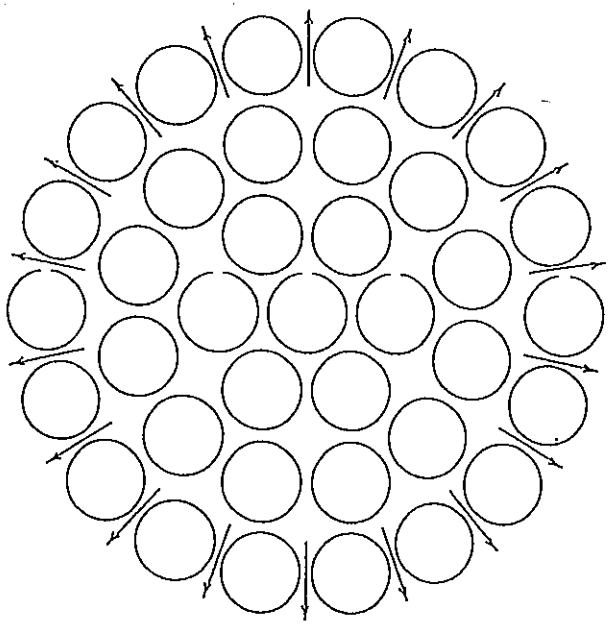


図6.1.4.1－1　　ＳＩＭＡコード解析ノード分割（実機解析、全長破断）



軸方向開口



径方向流路

図6．1．4．1－2　　実機圧力管破断時開口部解析モデル（全長破断時）

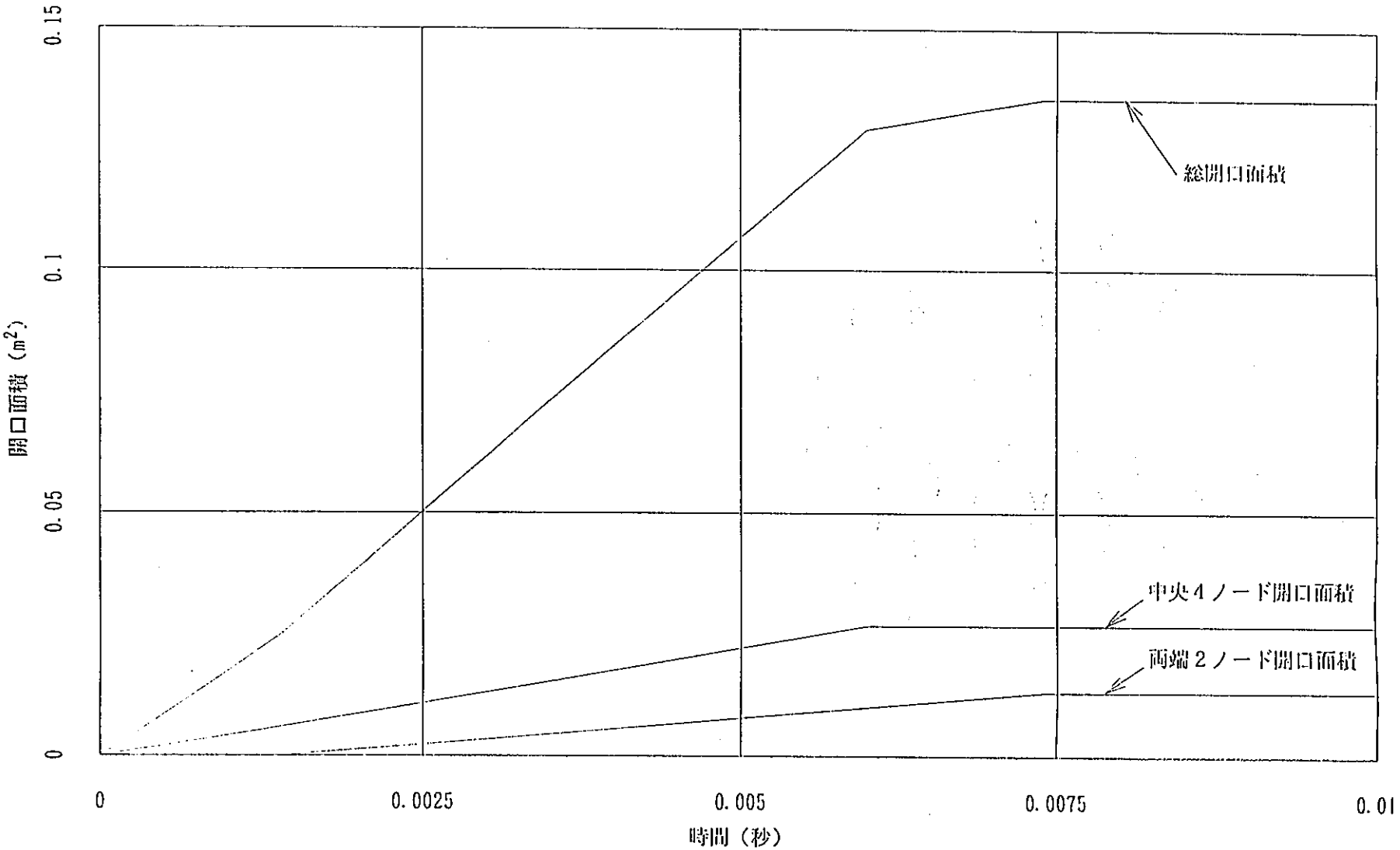


図６．１．４．１－３　　実機圧力管破断時破断開口条件（破断長：３．７ｍ、ＳＩＭＡ解析条件）

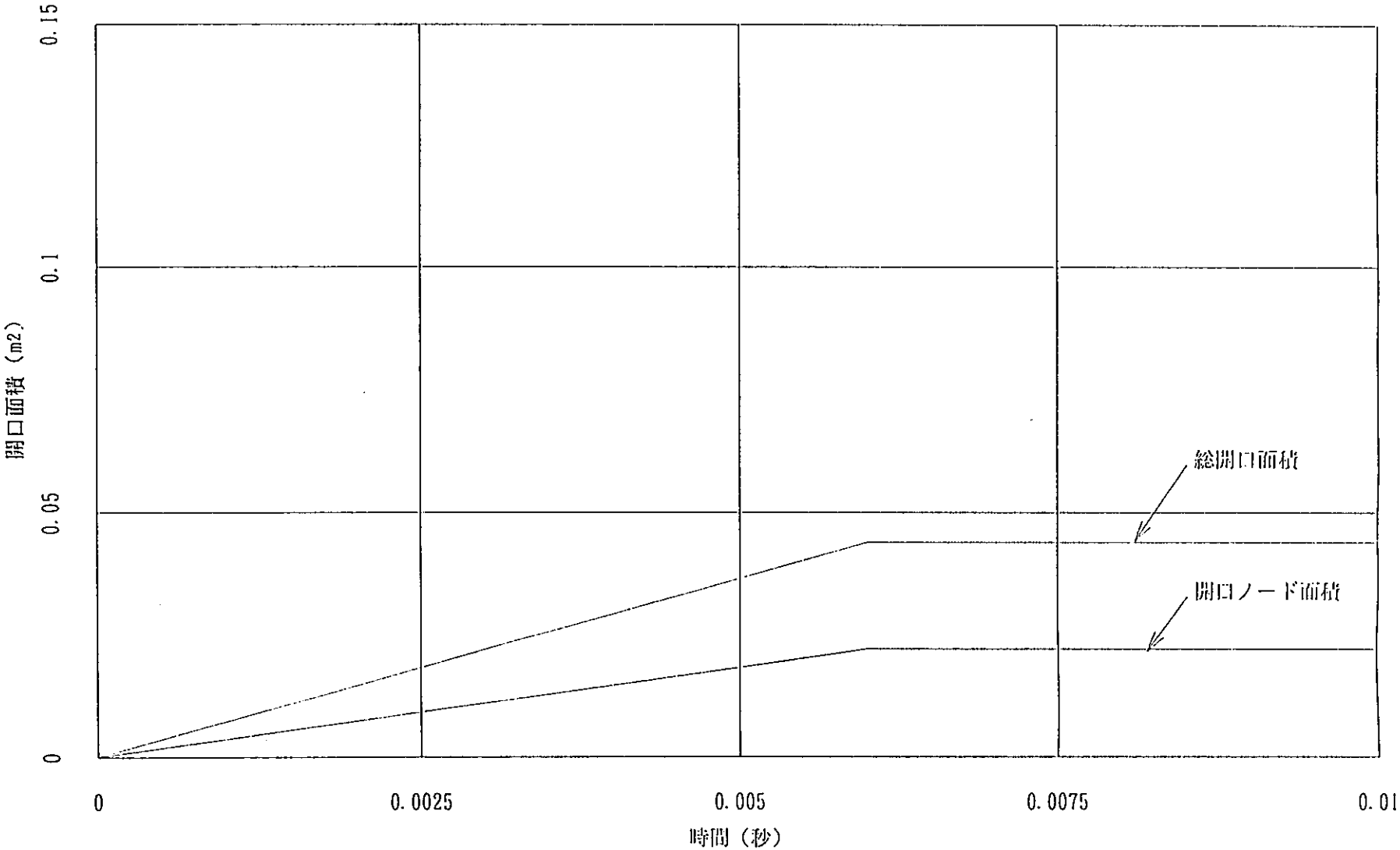


図6．1．4．1－4　　実機圧力管破断時破断開口条件（破断長：1m、S_IMA解析条件）

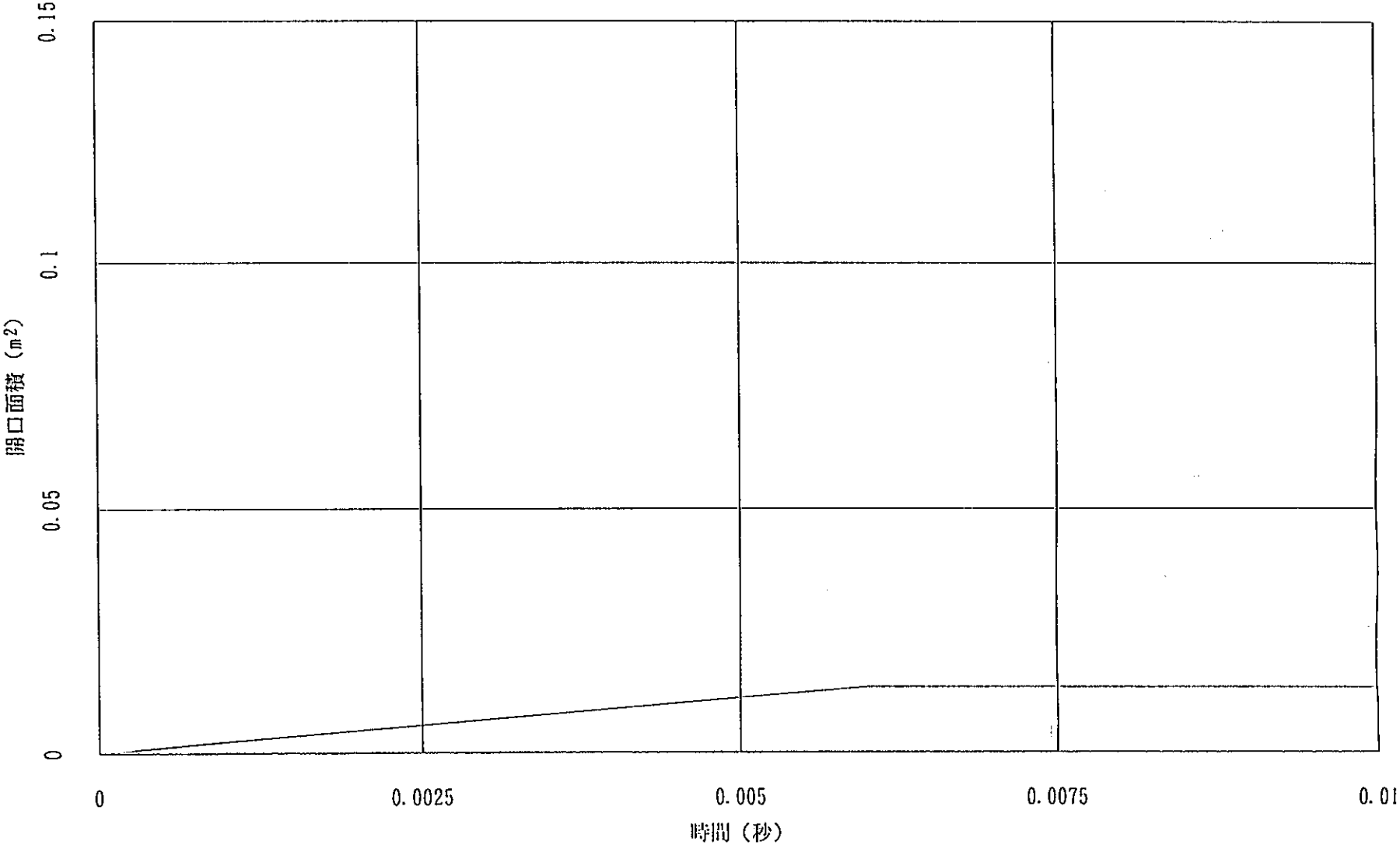


図6．1．4．1－5　　実機圧力管破断時破断開口開口条件（破断長：０．３ｍ、ＳＩＭＡ解析条件）

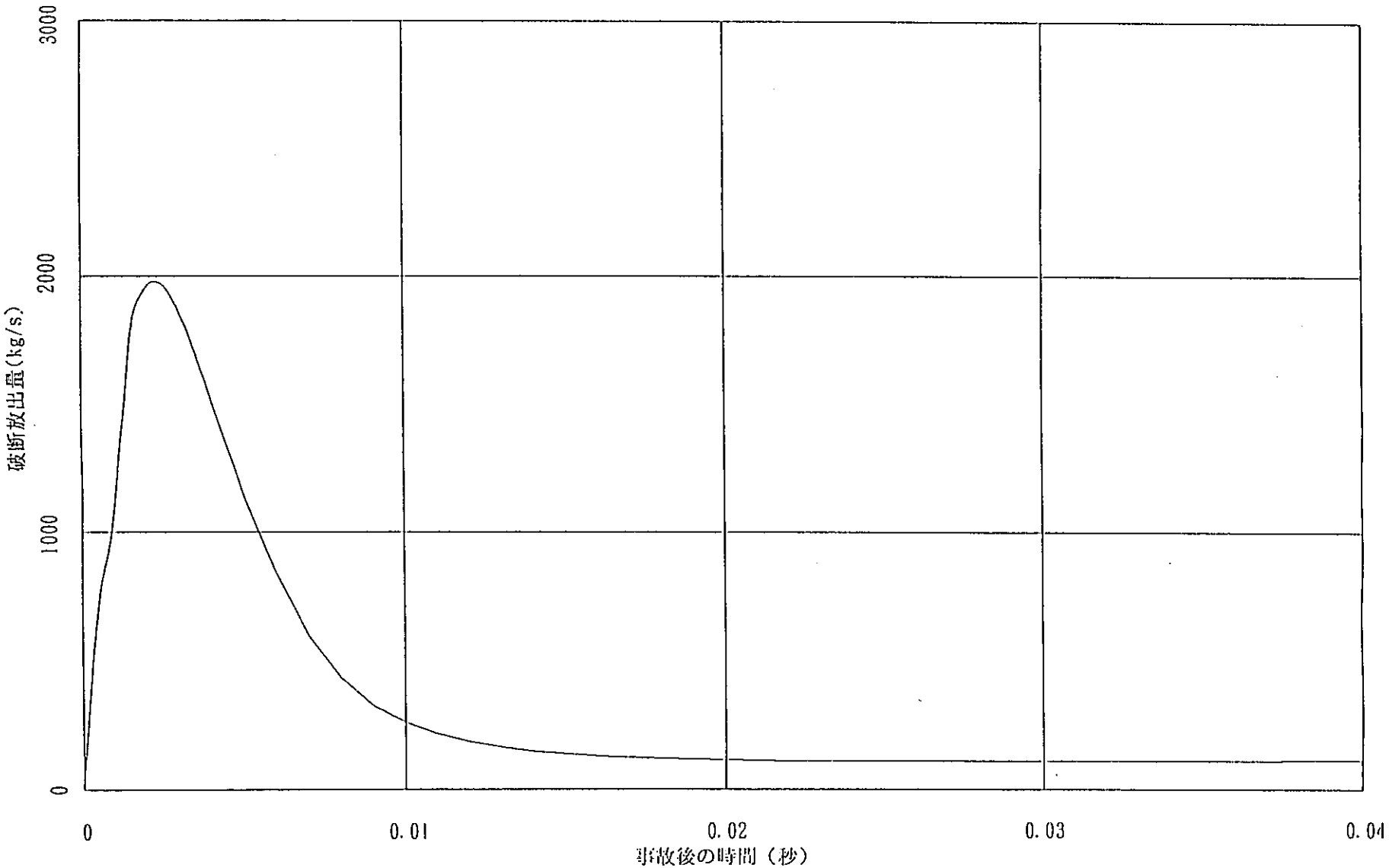


図6．1．4．1－6　実機圧力管破断時破断放出量解析結果（ＳＩＭＡ解析結果）

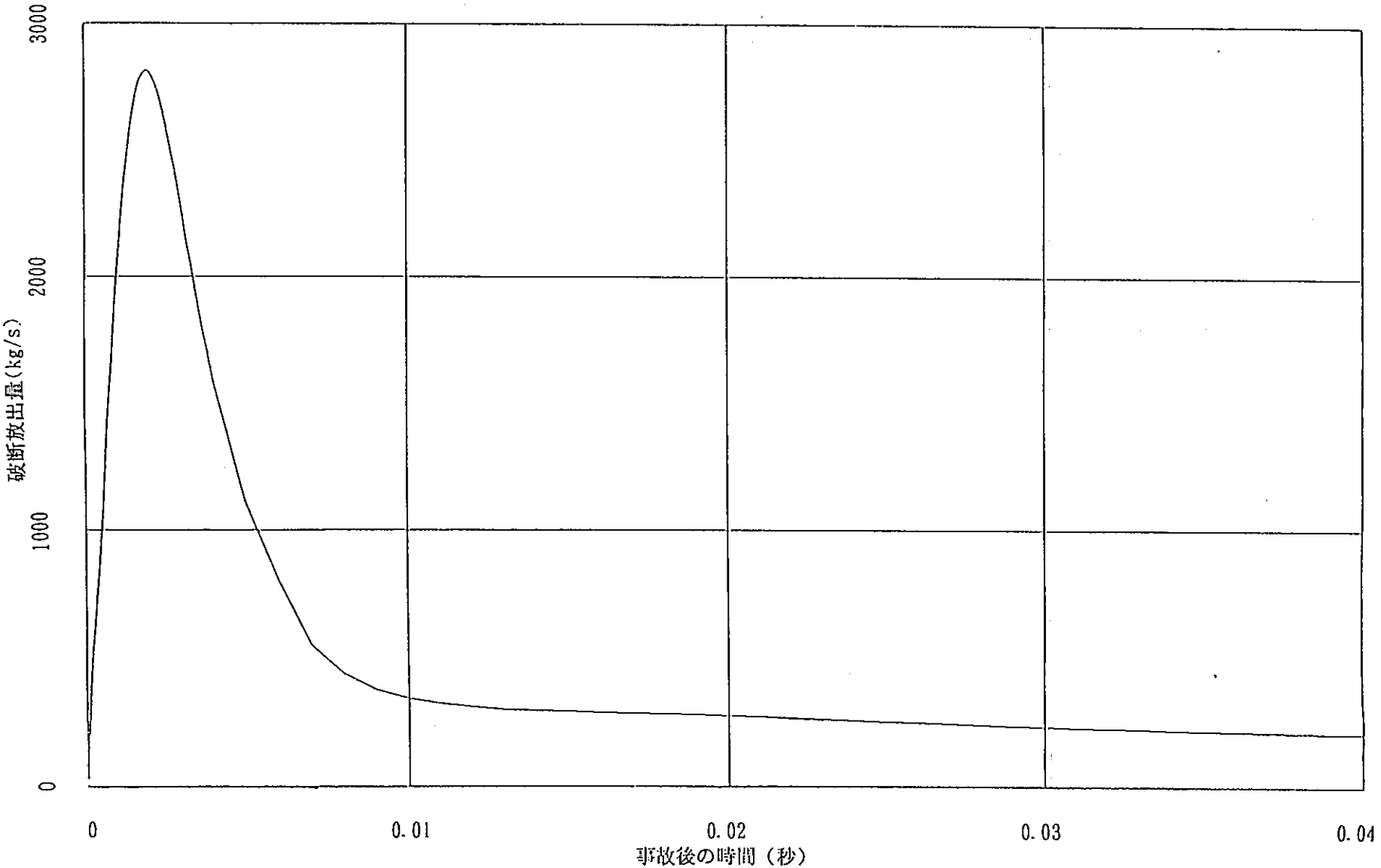


図6．1．4．1－7　　実機圧力管部分長１ｍ破断時破断放出量解析結果（ＳＩＭＡ解析結果）

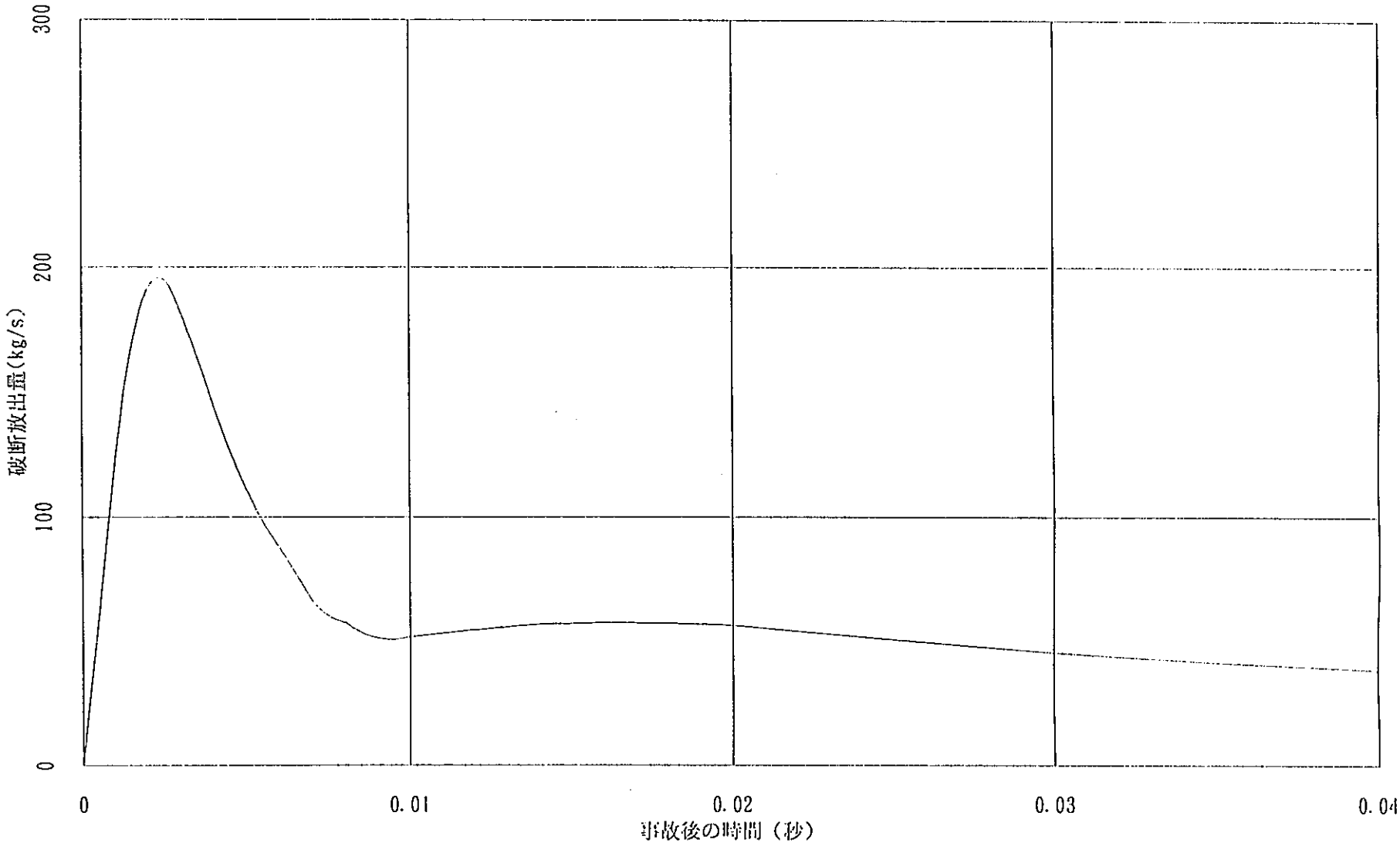


図6．1．4．1－8　　実機圧力管部分長０．３ｍ破断時破断放出量解析結果（ＳＩＭＡ解析結果）

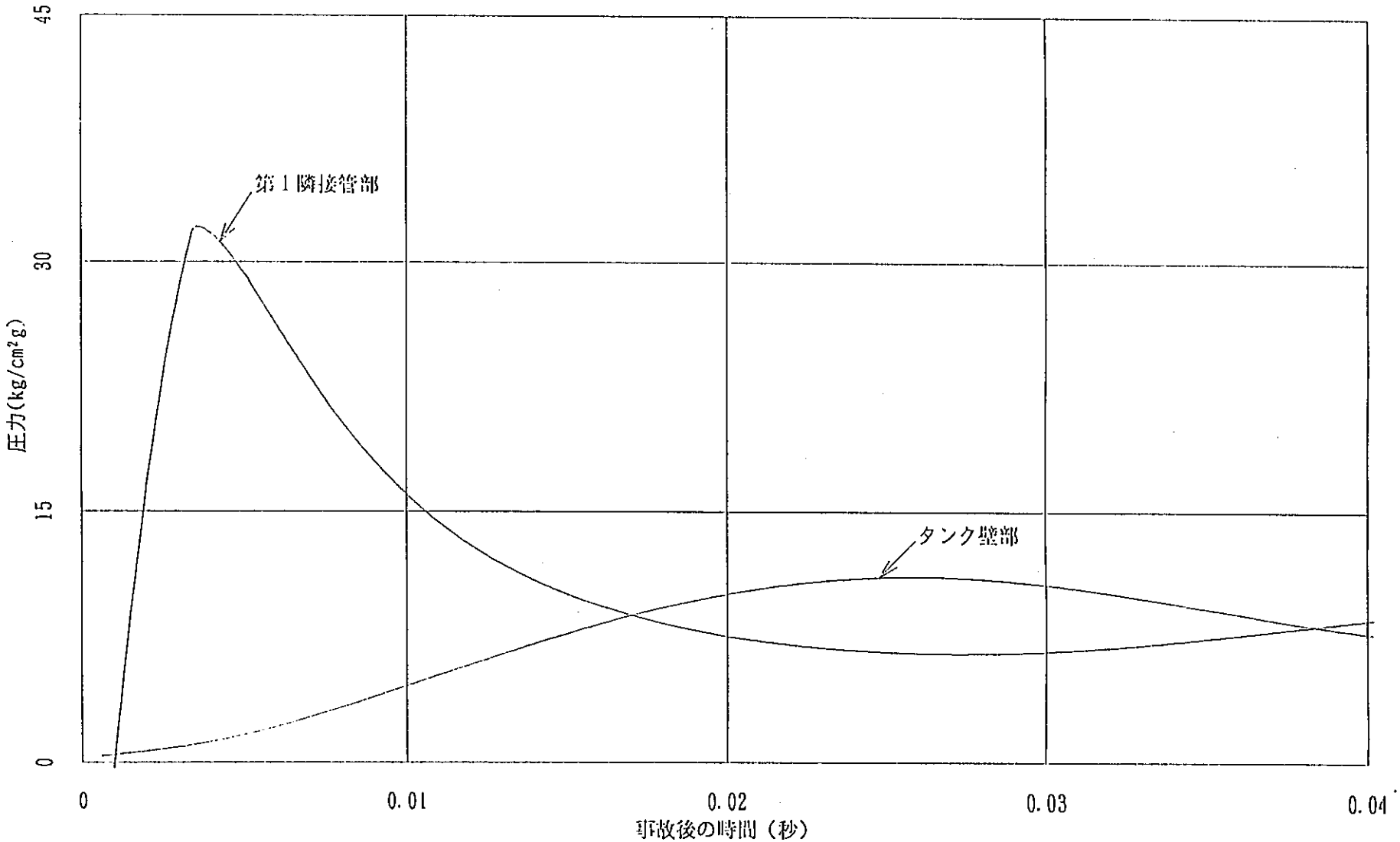


図６．１．４．２－１　　実機圧力管破断時ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果（破断長：３．７ｍ）[減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃]

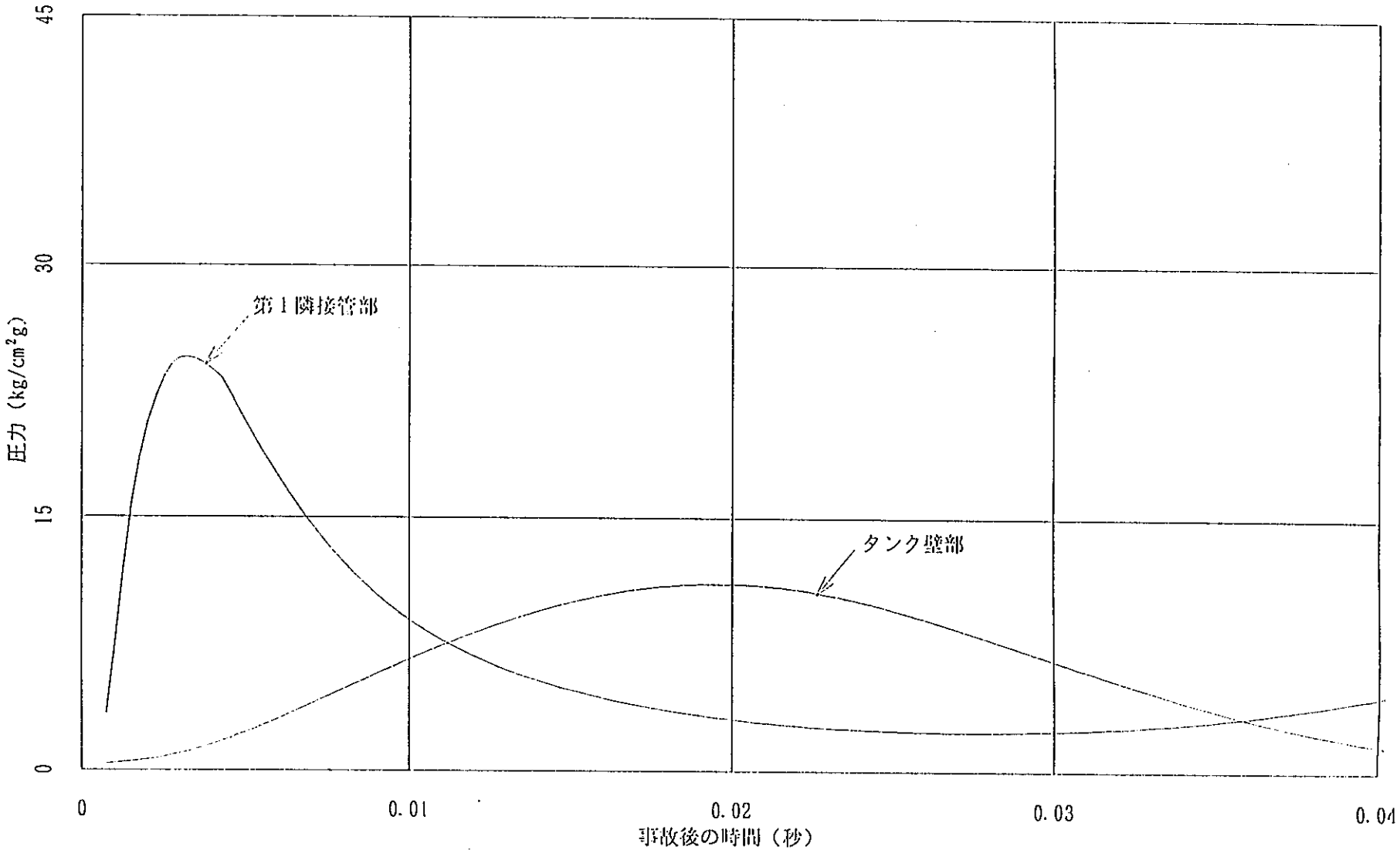


図６．１．４．２－２　　実機圧力管破断時ＨＩＰＷＡＰ（軸対称円筒一次元モデル）解析結果（破断長：３．７ｍ）［減衰定数　　：2.0×10⁴　　］
［凝縮熱伝達率：8.6×10⁵kcal/m²h℃］

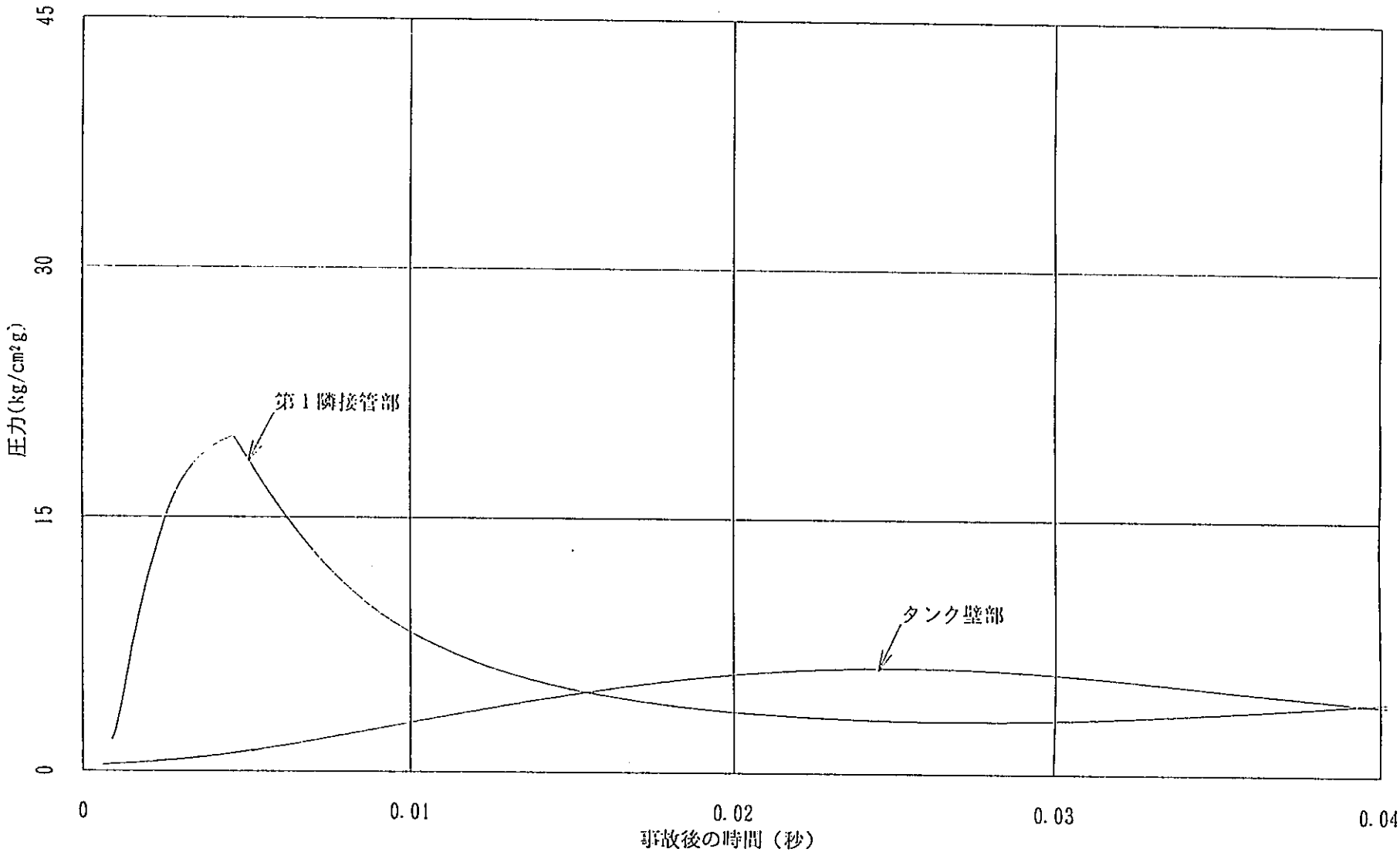


図６．１．４．２－３　　実機圧力管破断時ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果（破断長：１ｍ）[減衰定数　　:2.0×10⁴　　]
[凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃]

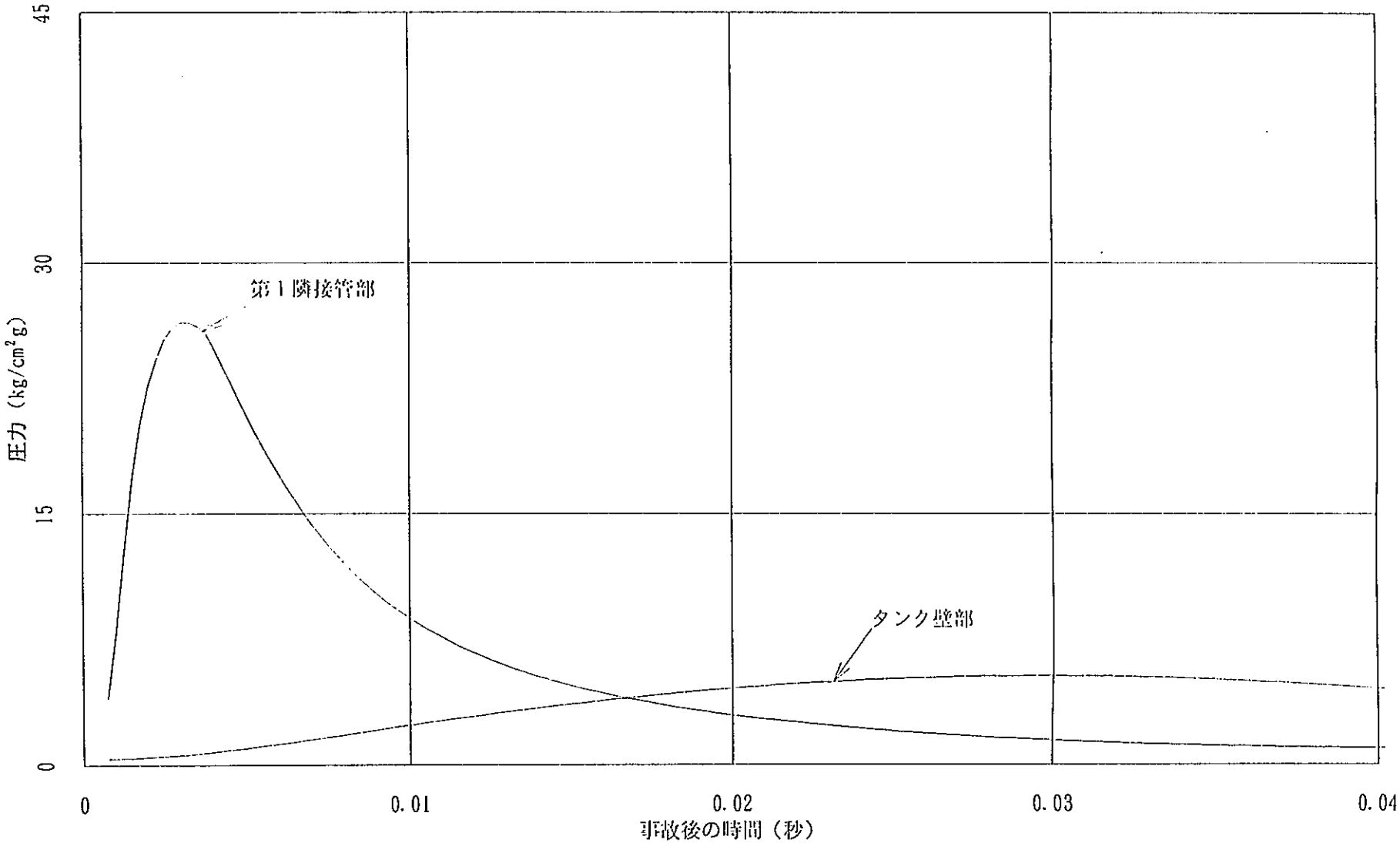


図6.1.4.2－4　実機圧力管破断時HIPWAP（軸対称円筒一次元モデル）解析結果（破断長：1m）[減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃]

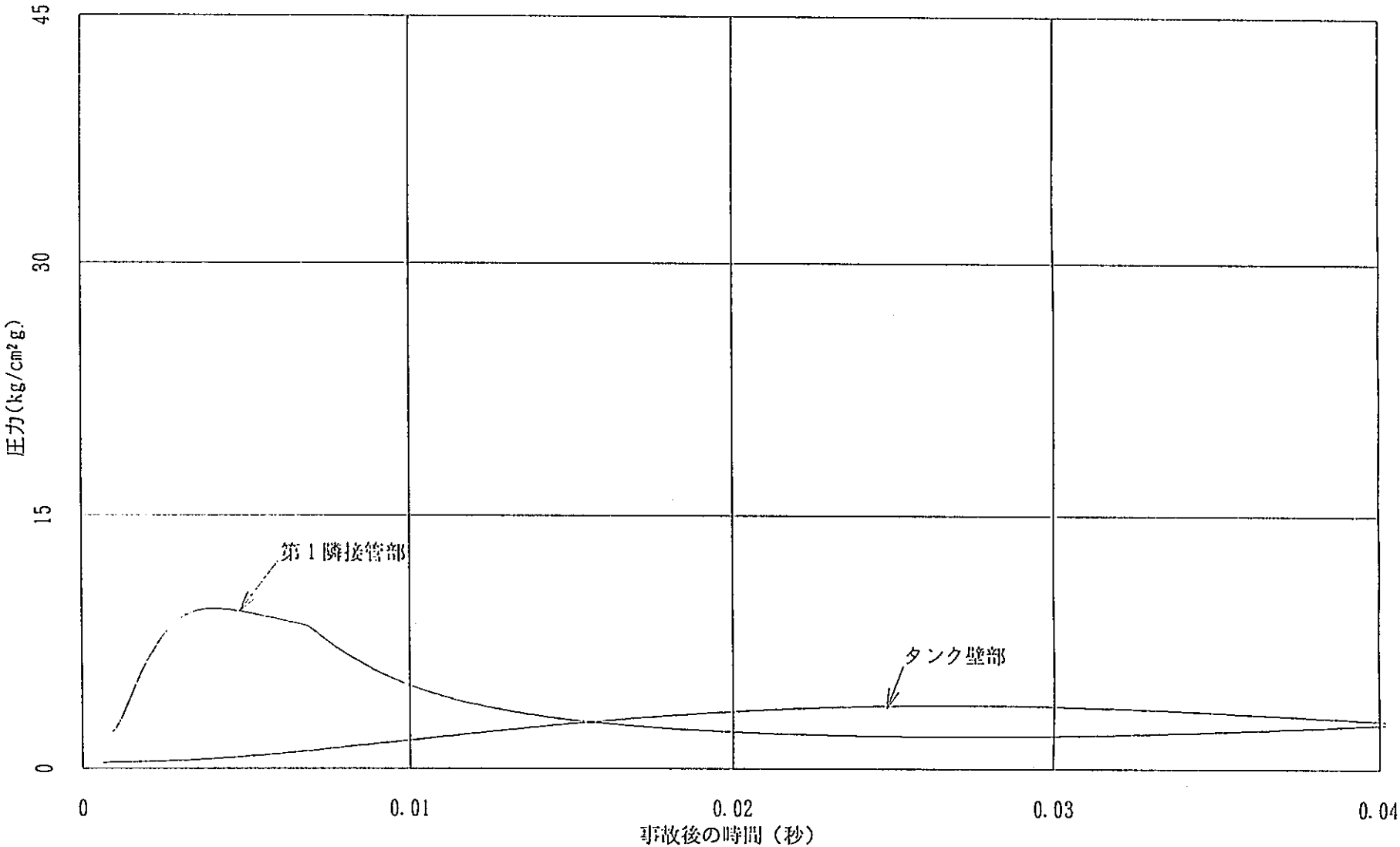


図６．１．４．２－５　実機圧力管破断時ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）解析結果（破断長：０．３ｍ）[減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:4.3×10⁵kcal/m²h℃]

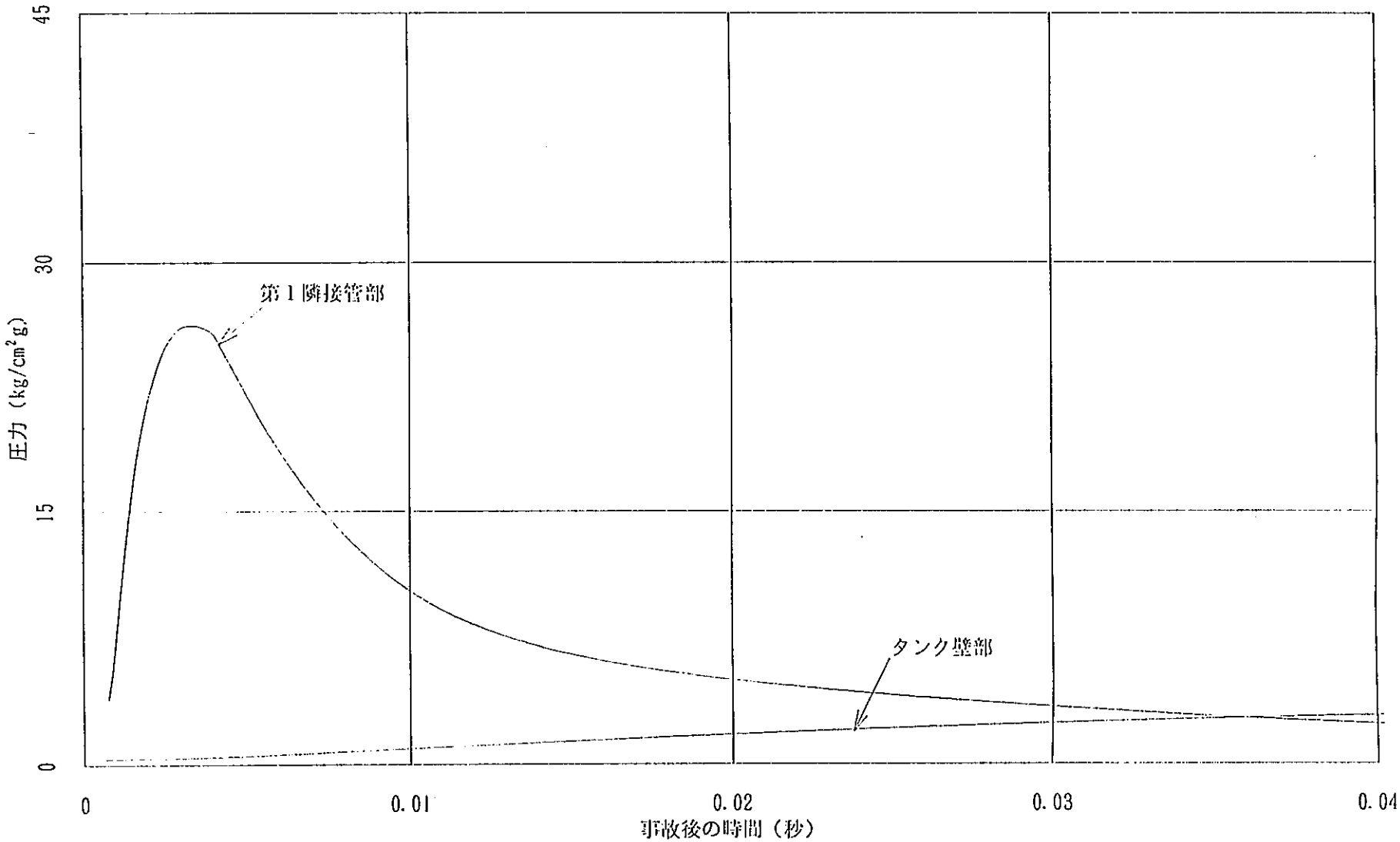


図６．１．４．２－６　　実機圧力管破断時ＨＩＰＷＡＰ（軸対称一次元モデル）解析結果（破断長：０．３ｍ）[減衰定数　:2.0×10⁴　]
[凝縮熱伝達率:8.6×10⁵kcal/m²h℃]

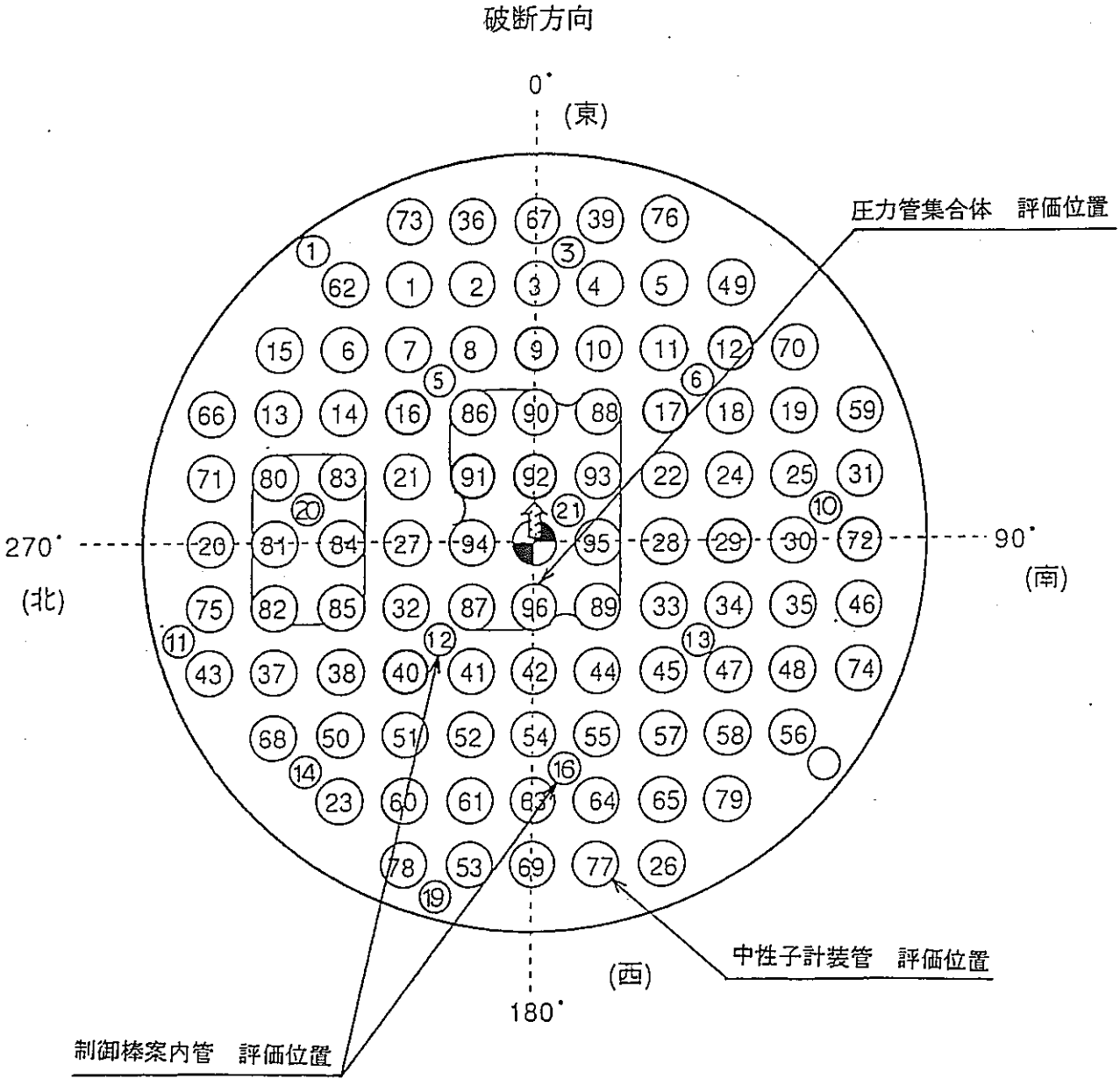


図6.1.5.1－1　　試験時流体動荷重評価体位置

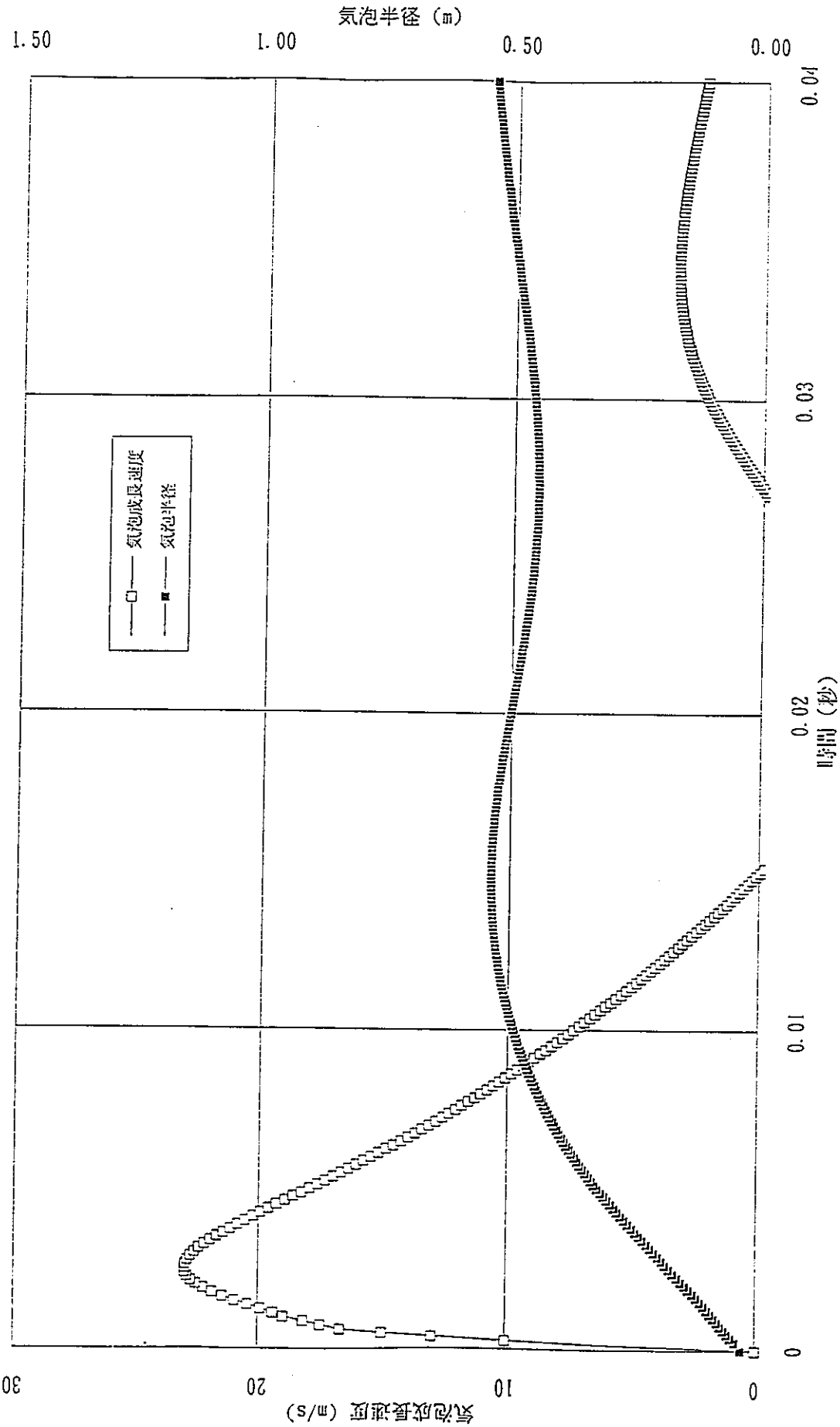


図6.1.5.1－2　ＰＴＣ６試験時気泡成長状態変化（破断長：１ｍ）

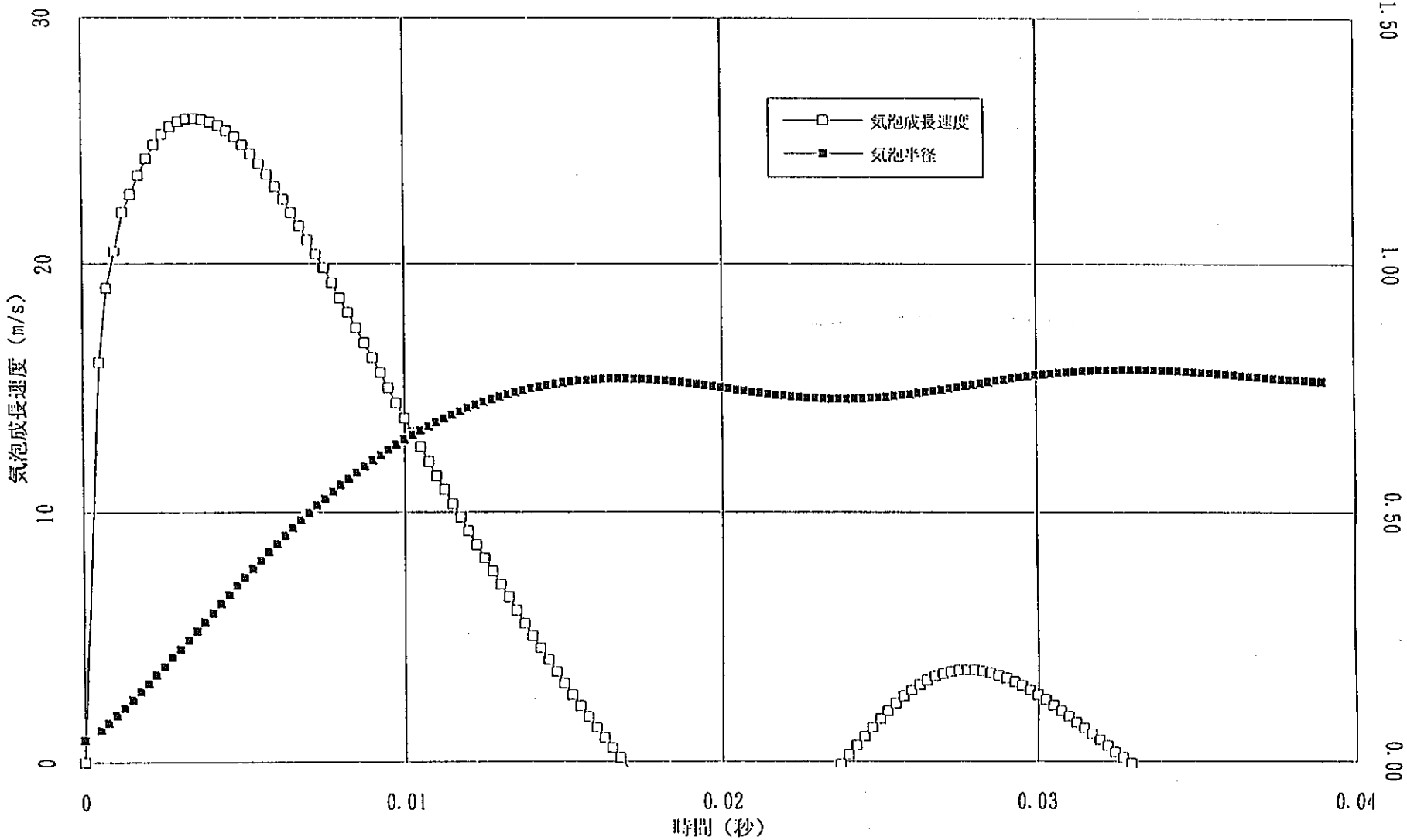


図6.1.5.1－3　ＮＣＩＩ試験時気泡成長状態変化（破断長：０．３ｍ）

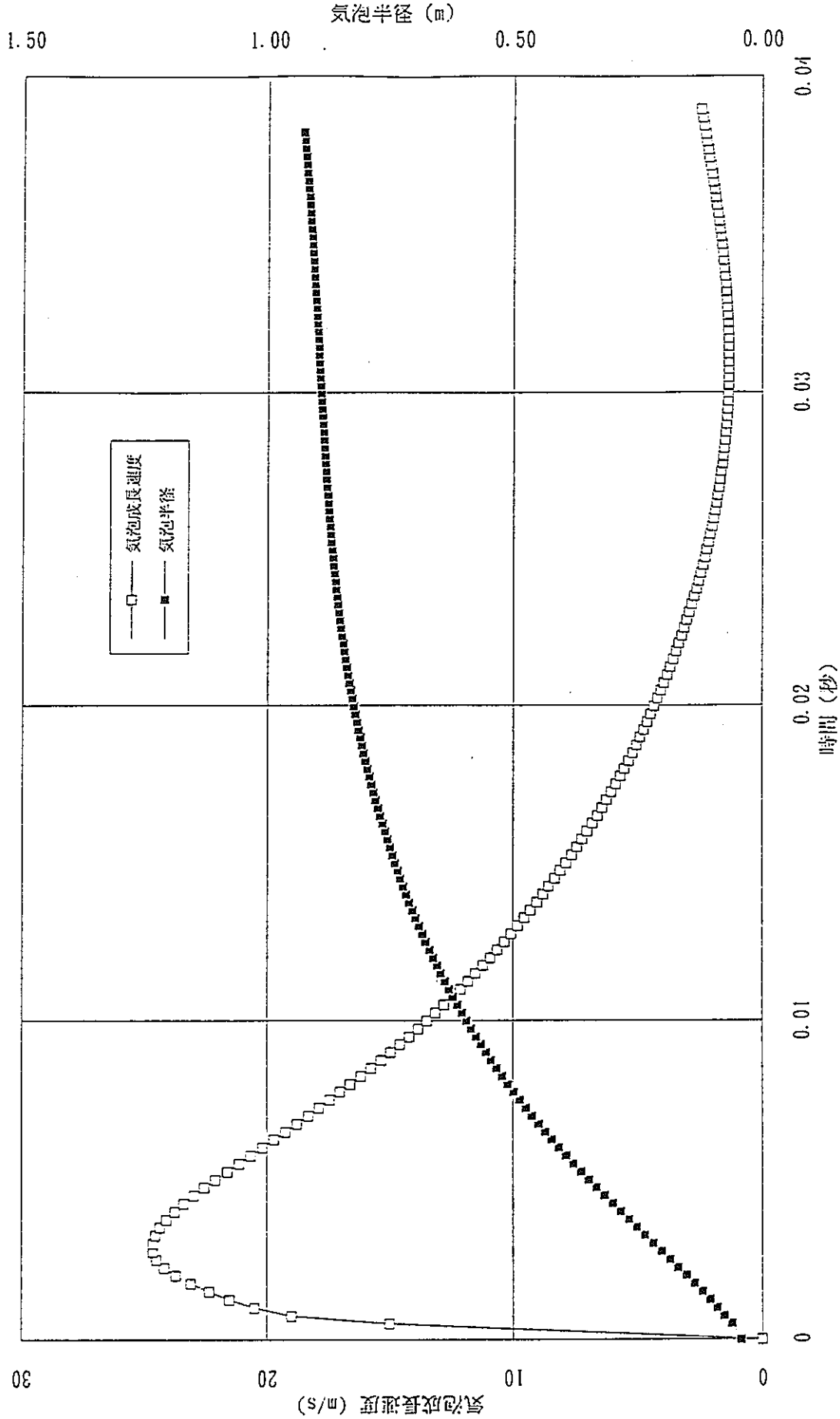


図6.1.5.1−4　NCI2試験坑気泡成長状態変化（破断長：3.7m）

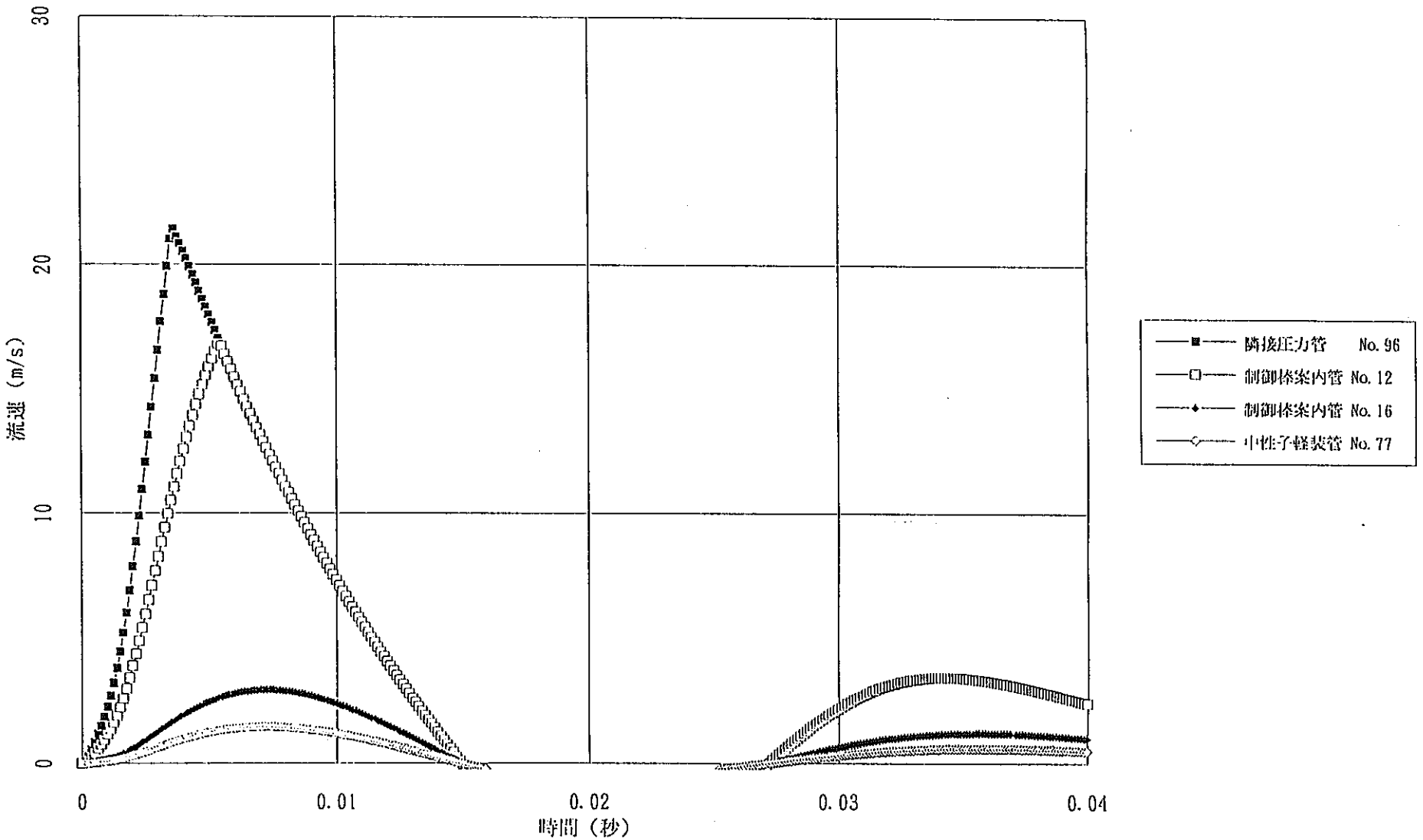


図6.1.5.1－5　PTC6試験時タンク内流体流速変化（破断長：1m）

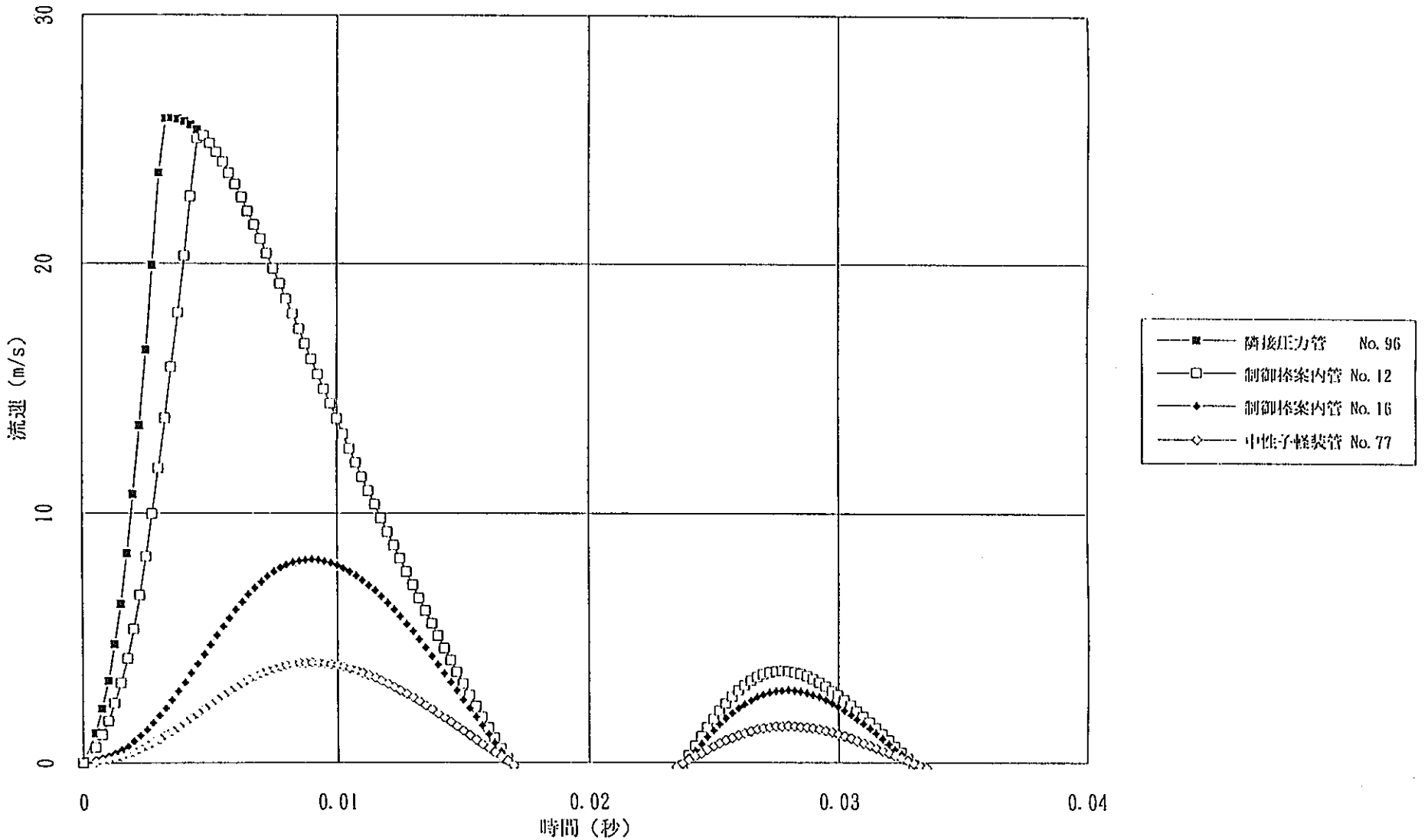


図6.1.5.1－6　　ＮＣＩＩ試験時タンク内流体流速変化（破断長：０．３ｍ）

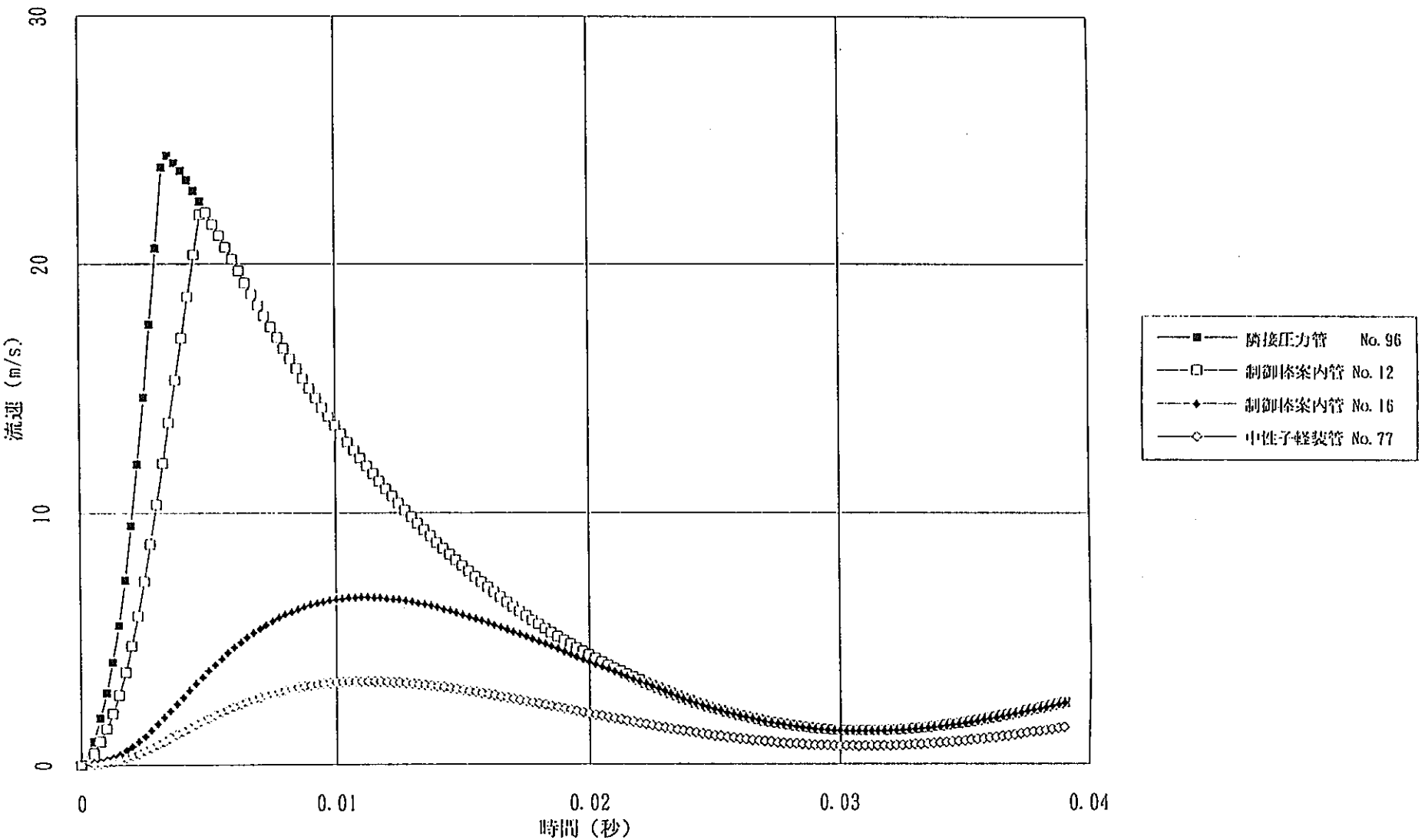


図6．1．5．1－7　　ＮＣＩ２試験時タンク内流体流速変化（破断長：３．７ｍ）

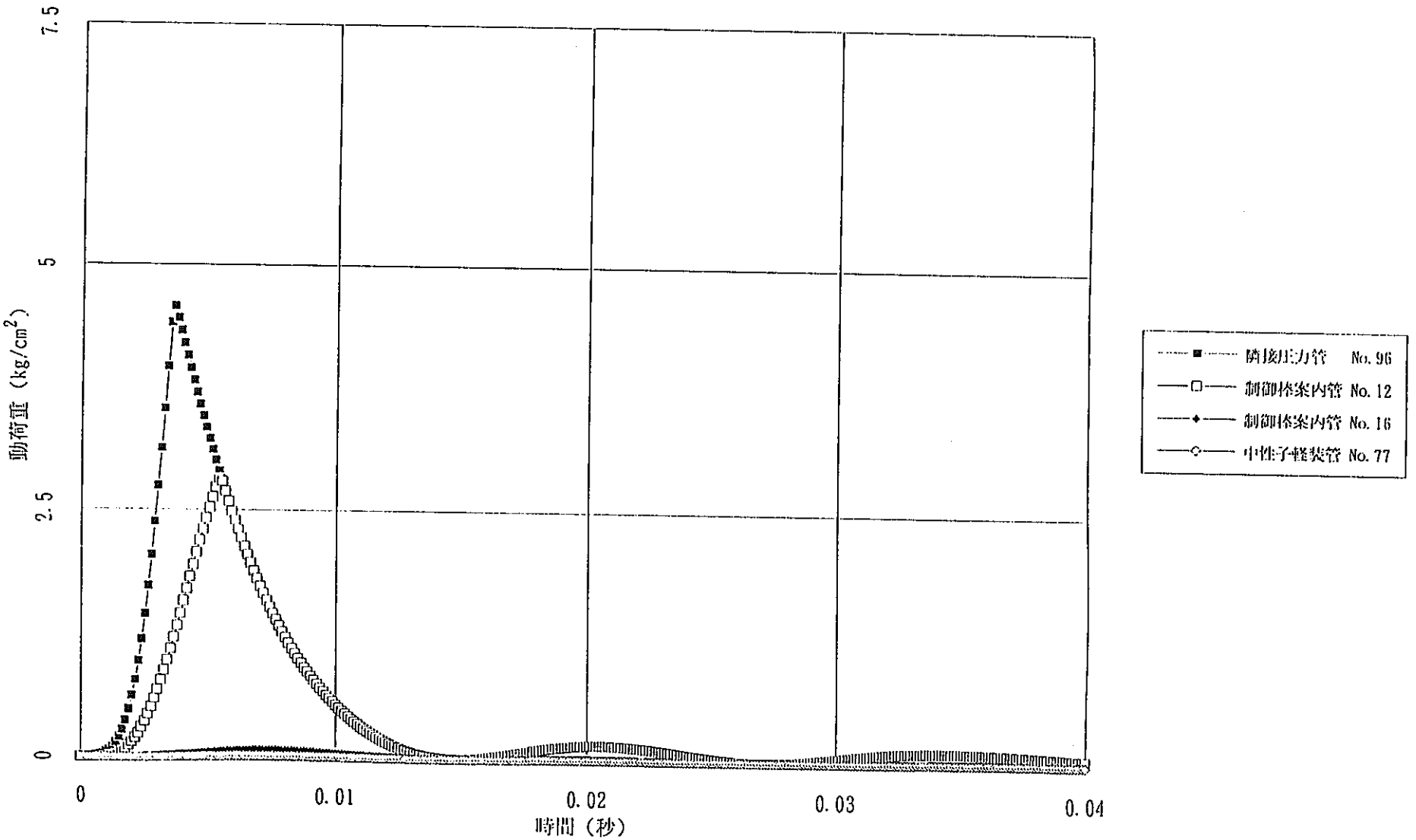


図6.1.5.1－8　PTC6試験時流体動荷重変化（破断長：1m）

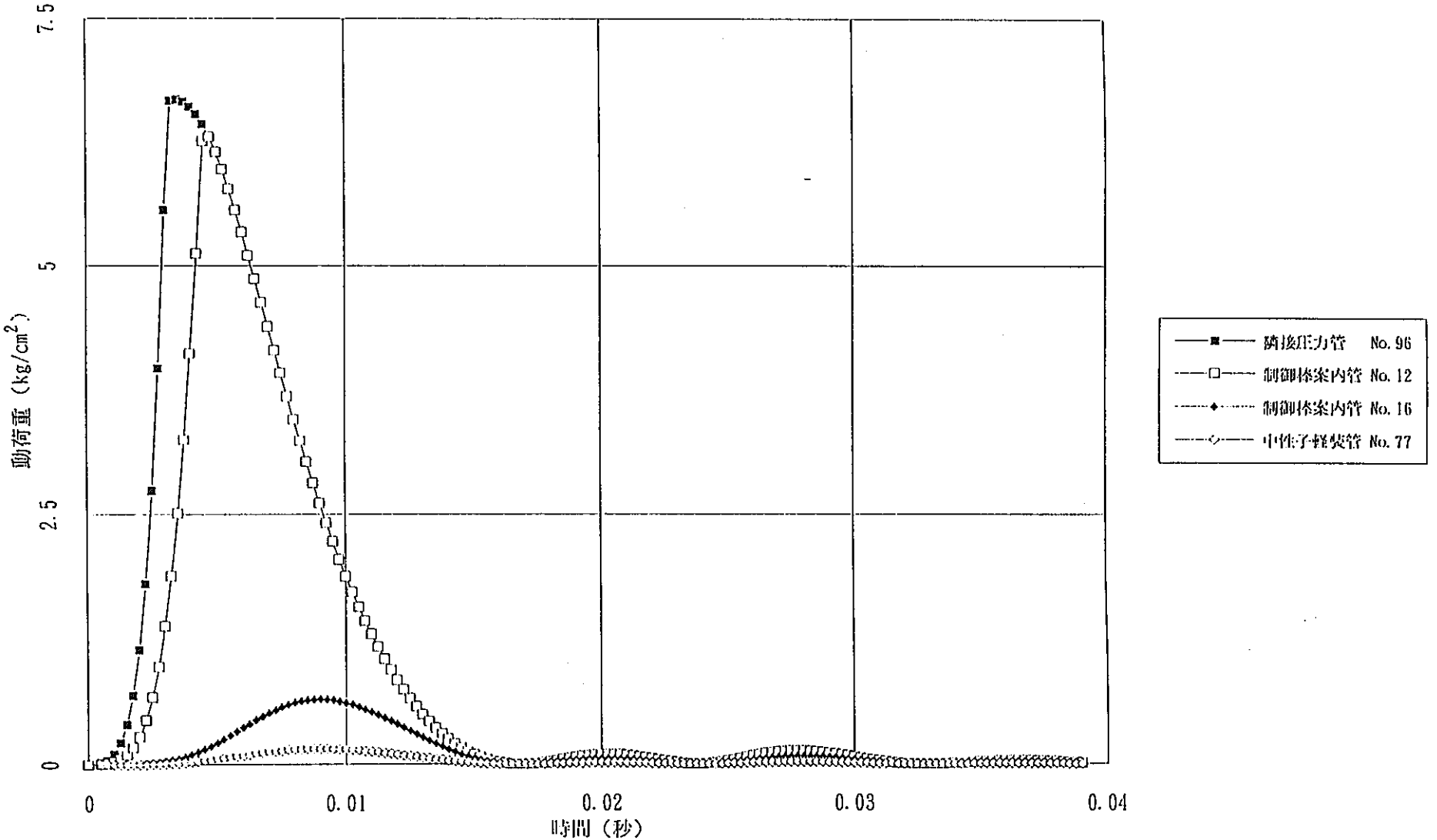


図6.1.5.1－9　　ＮＣＩＩ試験時流体動荷重変化（破断長：０．３ｍ）

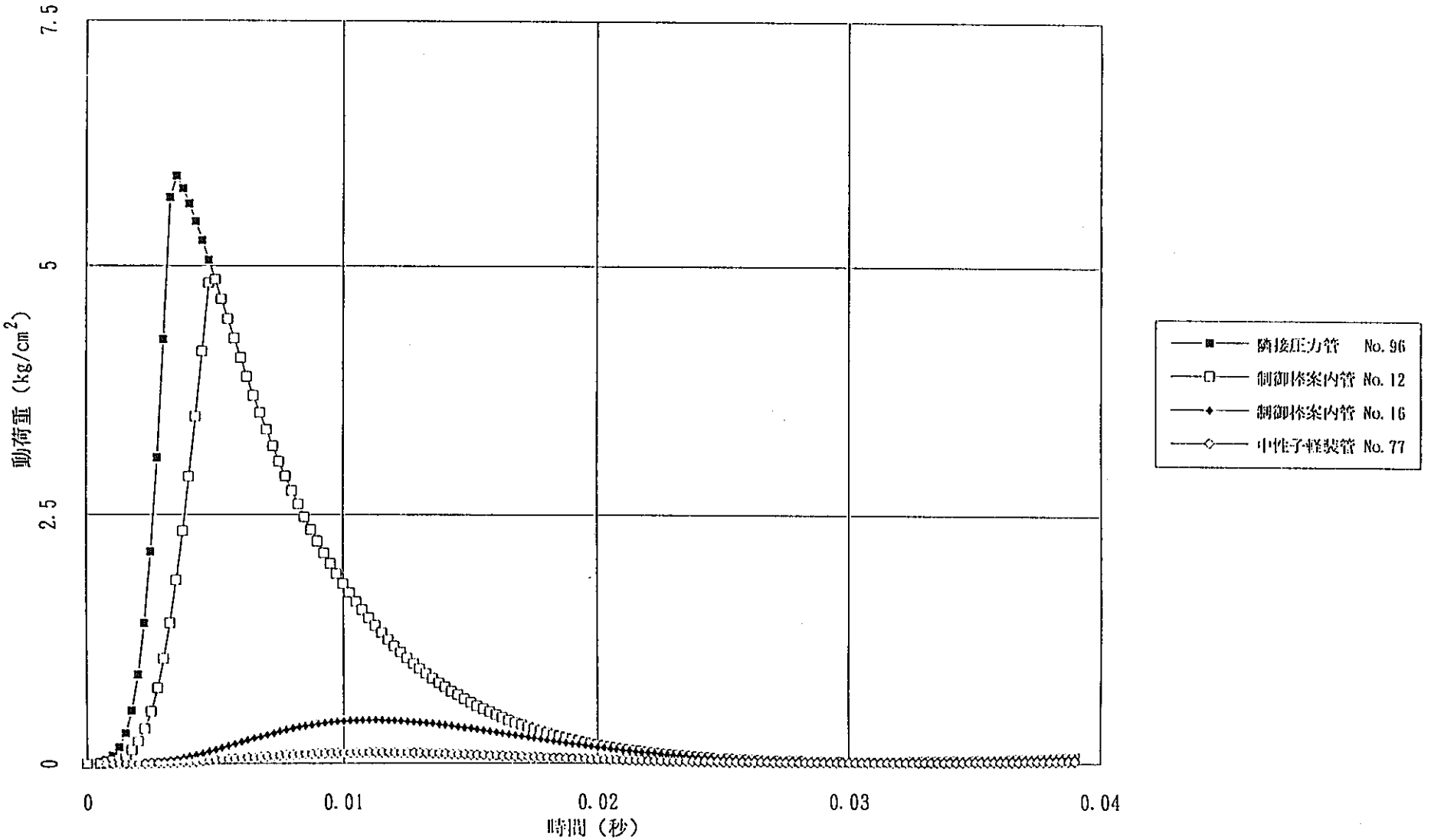


図6.1.5.1－10　ＮＣＩ２試験時流体動荷重変化（破断長：３．７ｍ）

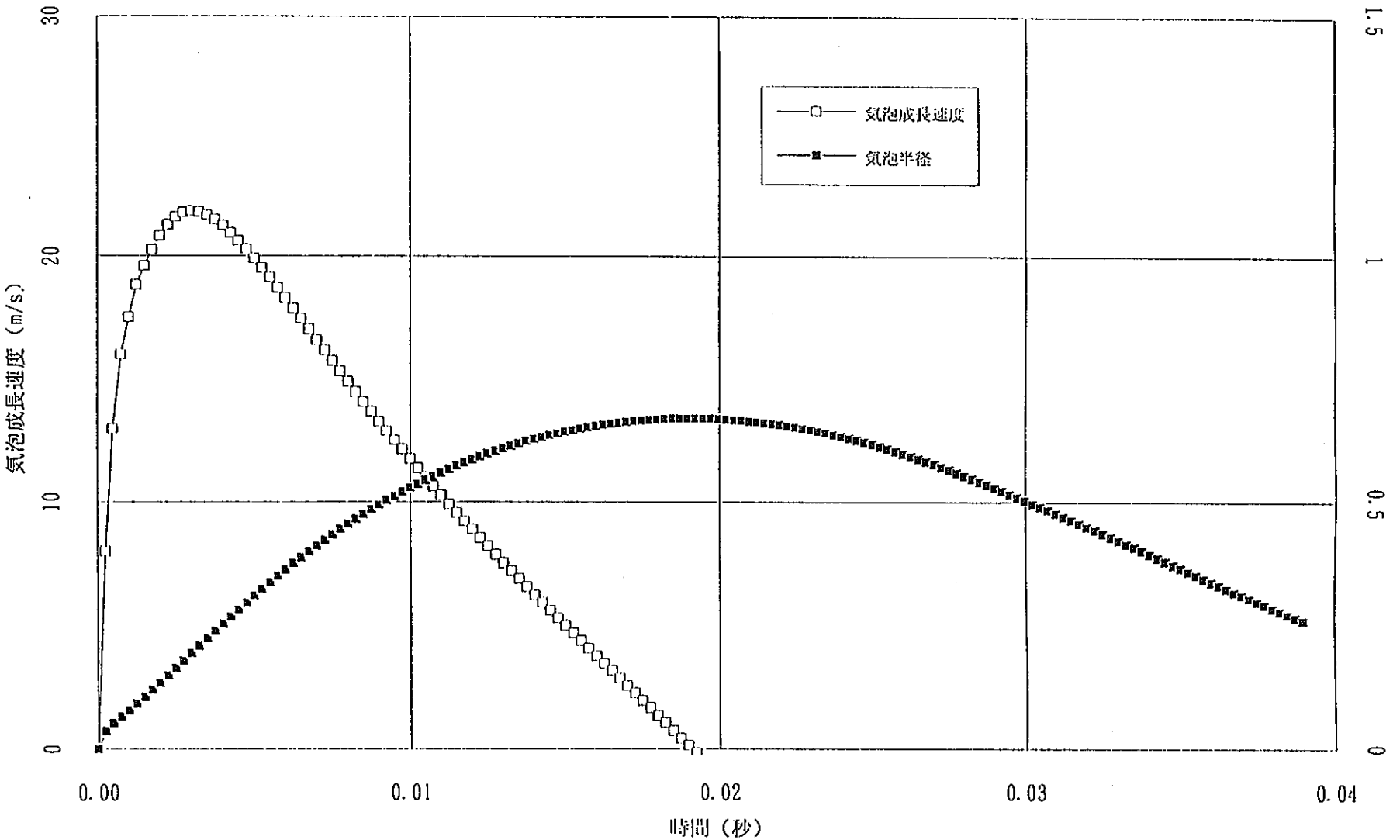


図6.1.5.2－1　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：３．７ｍ）

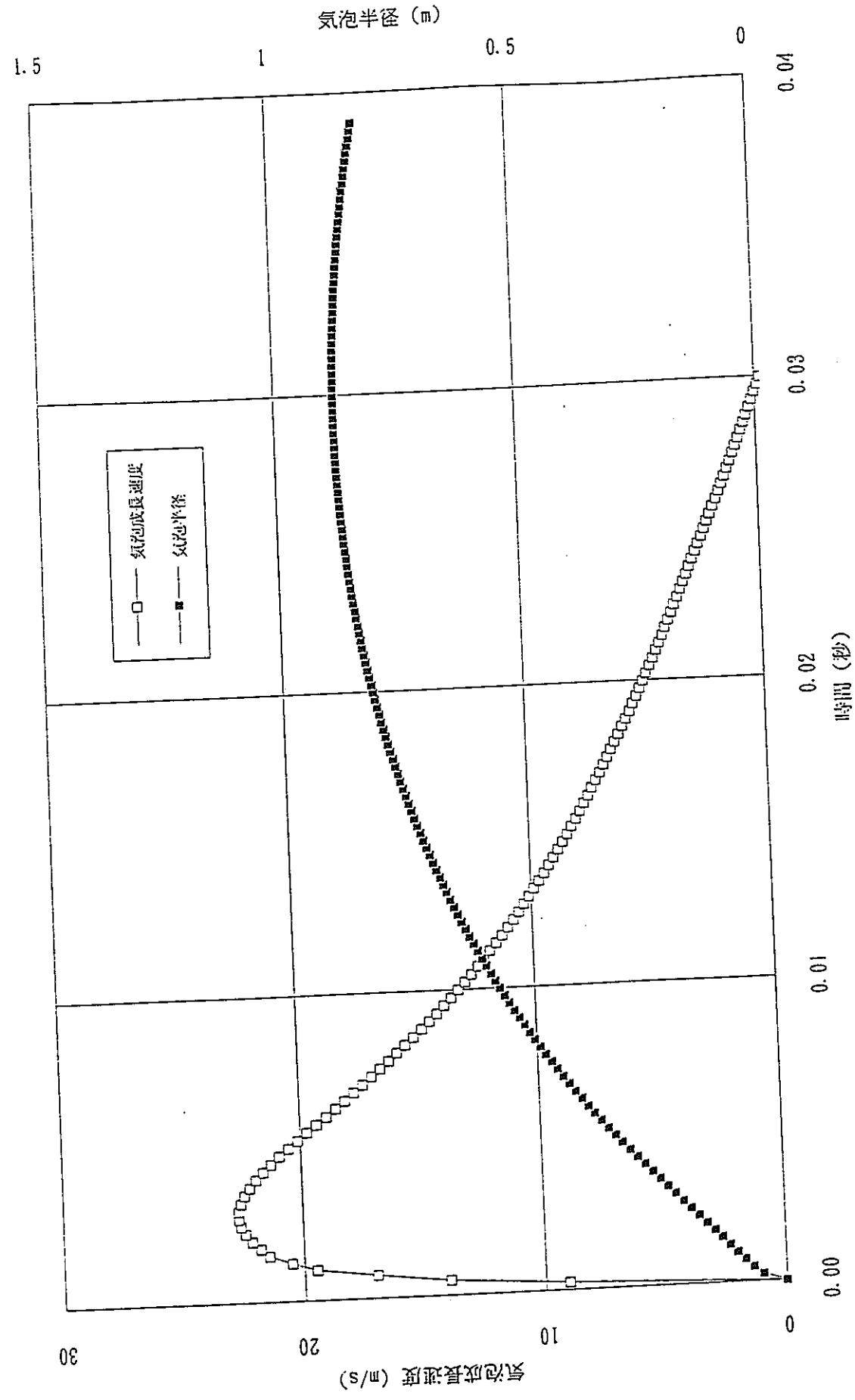


図6.1.5.2−2　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：1m）

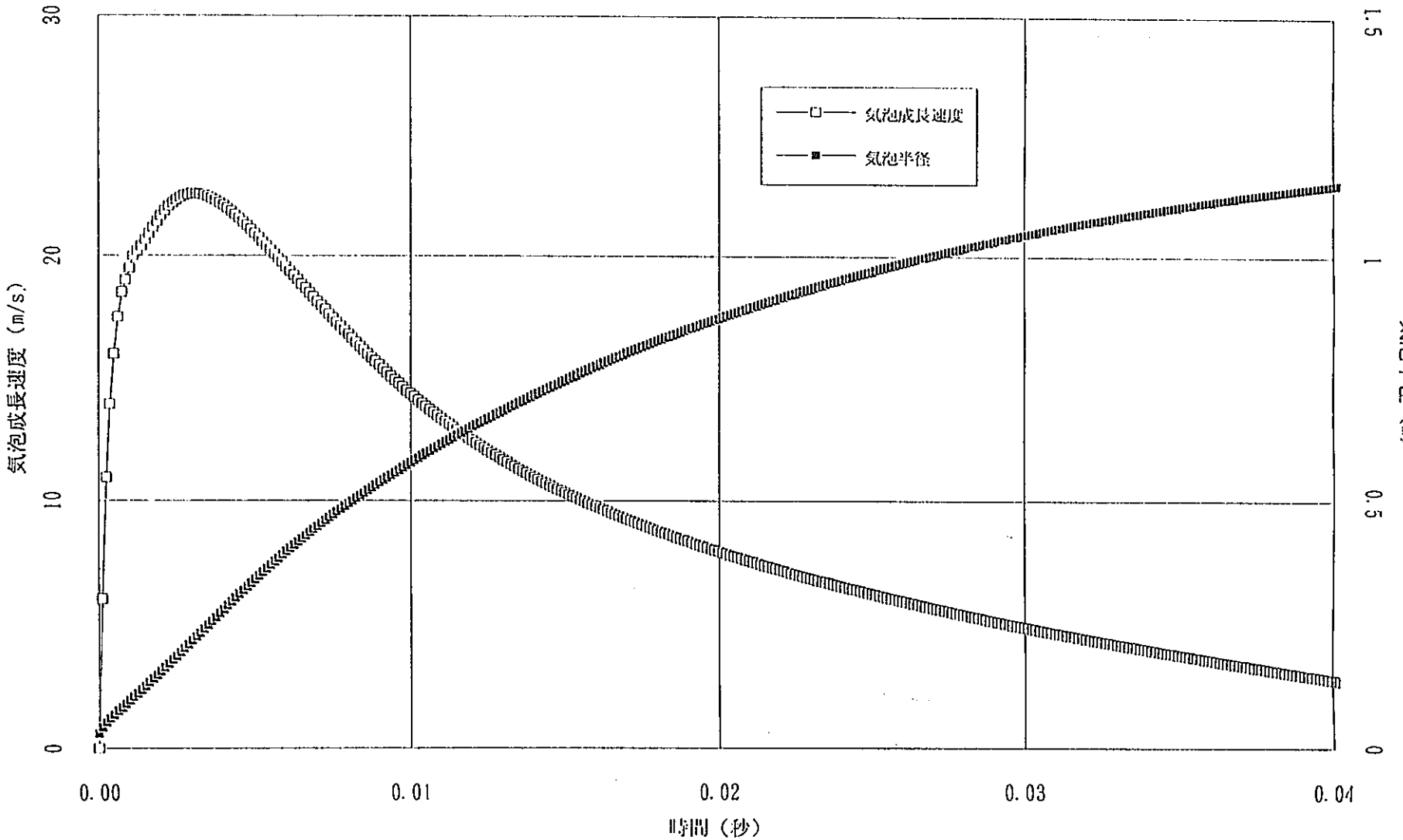


図6．1．5．2－3　　実機圧力管破断時気泡成長状態変化（破断長：０．３ｍ）

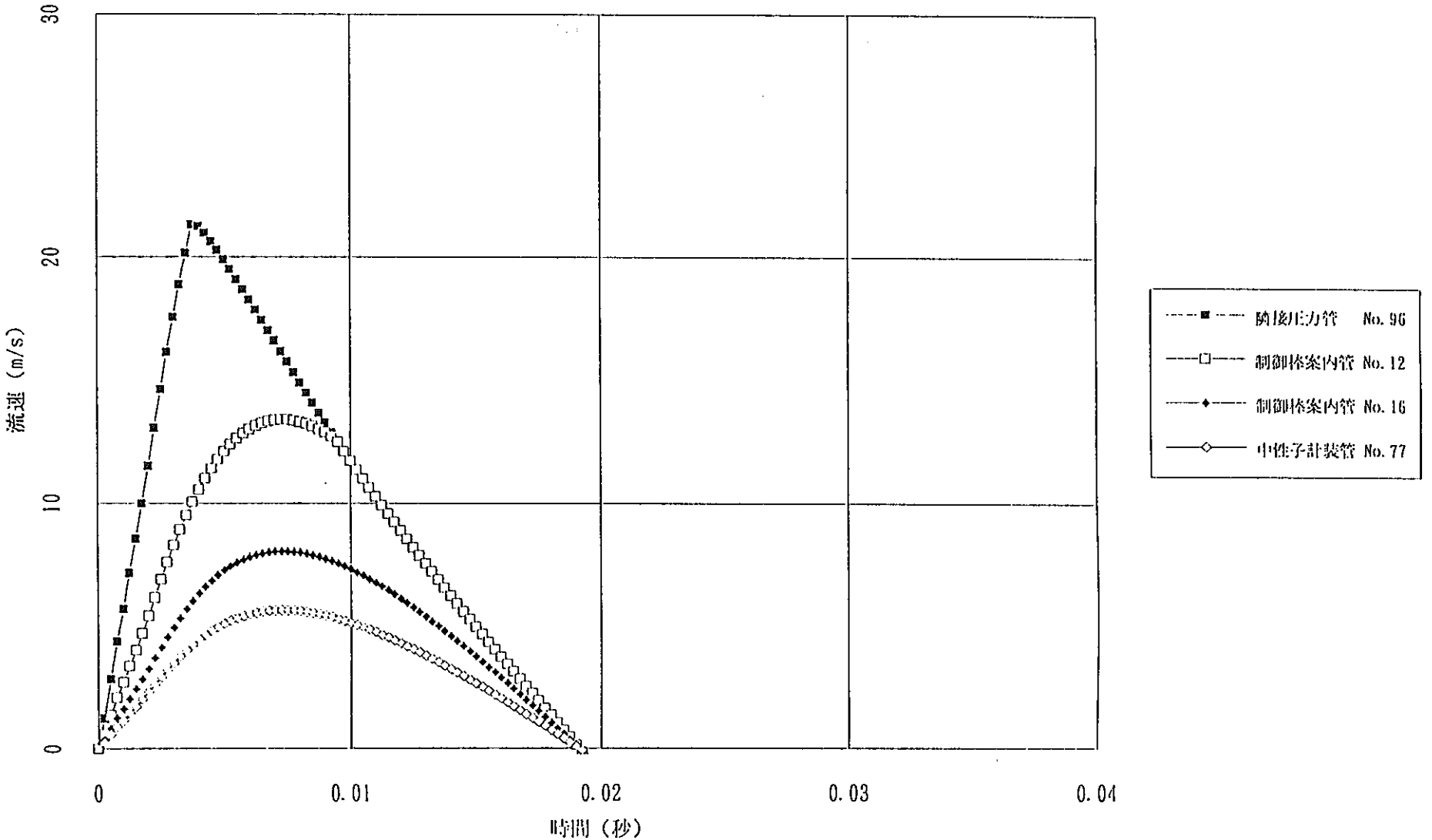


図6．1．5．2－4　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：３．７m）

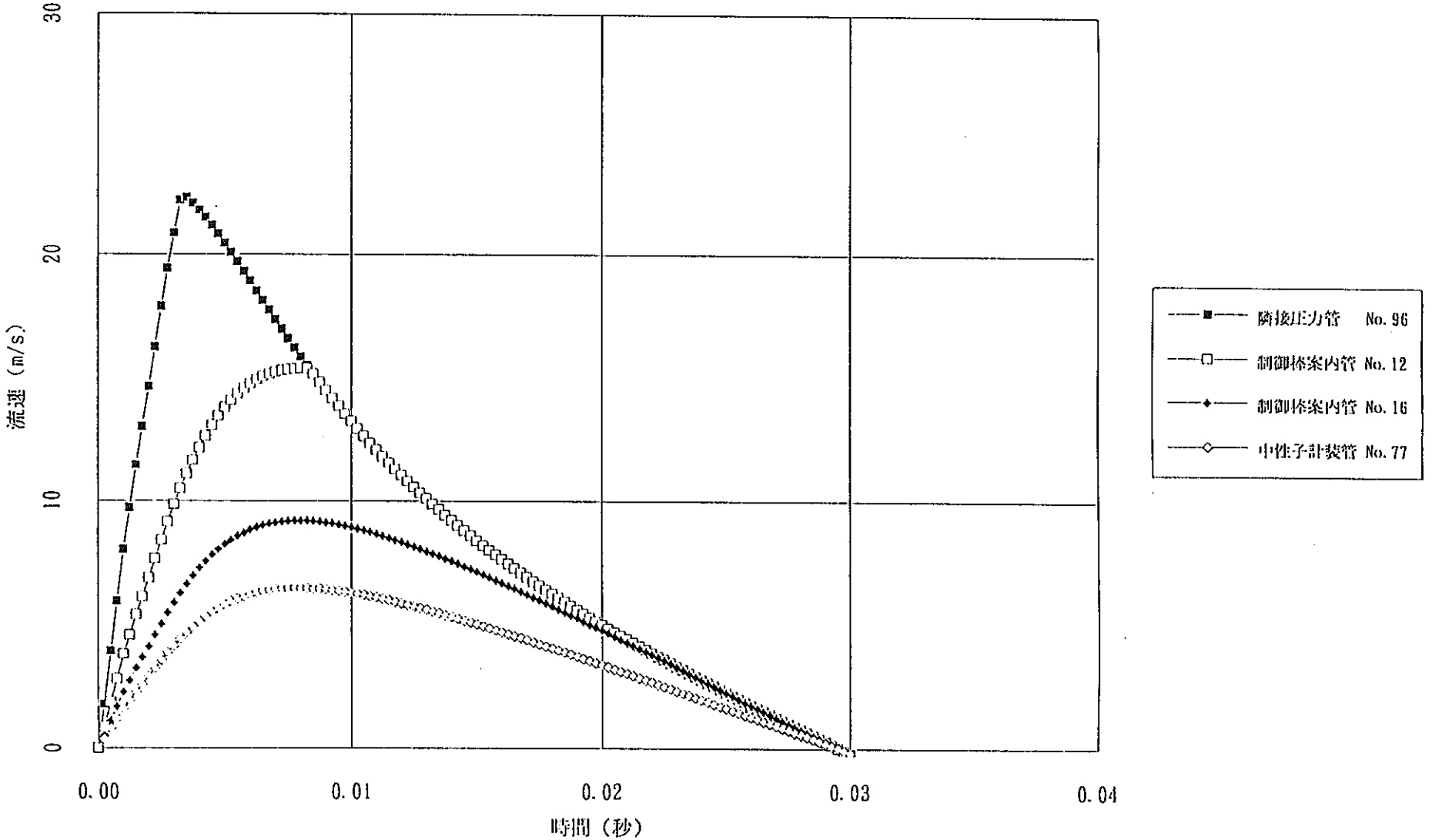


図６．１．５．２－５　　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：１ｍ）

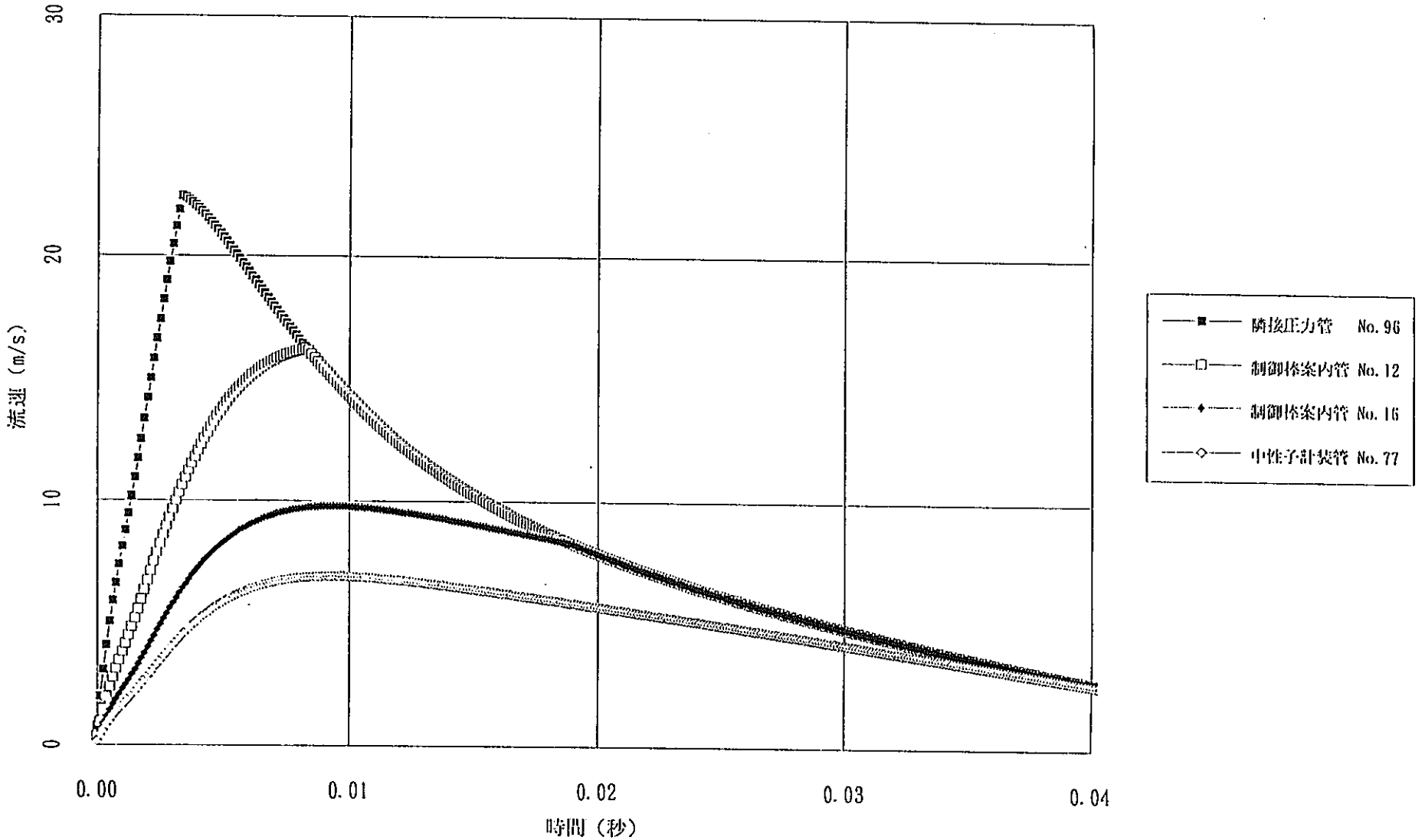


図6．1．5．2－6　　実機圧力管破断時タンク内流体流速変化（破断長：0．3m）

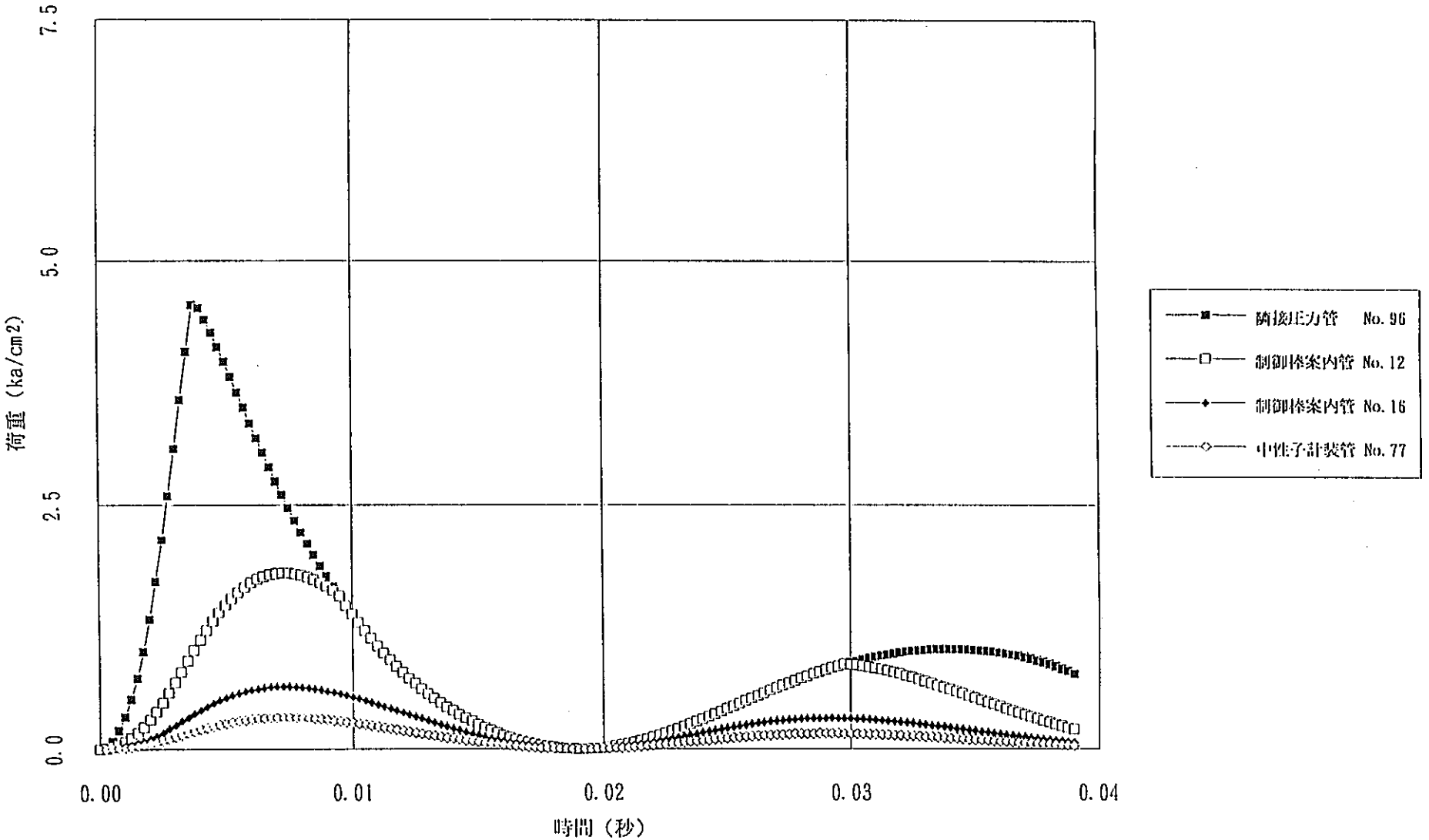


図6．1．5．2－7　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：３．７ｍ）

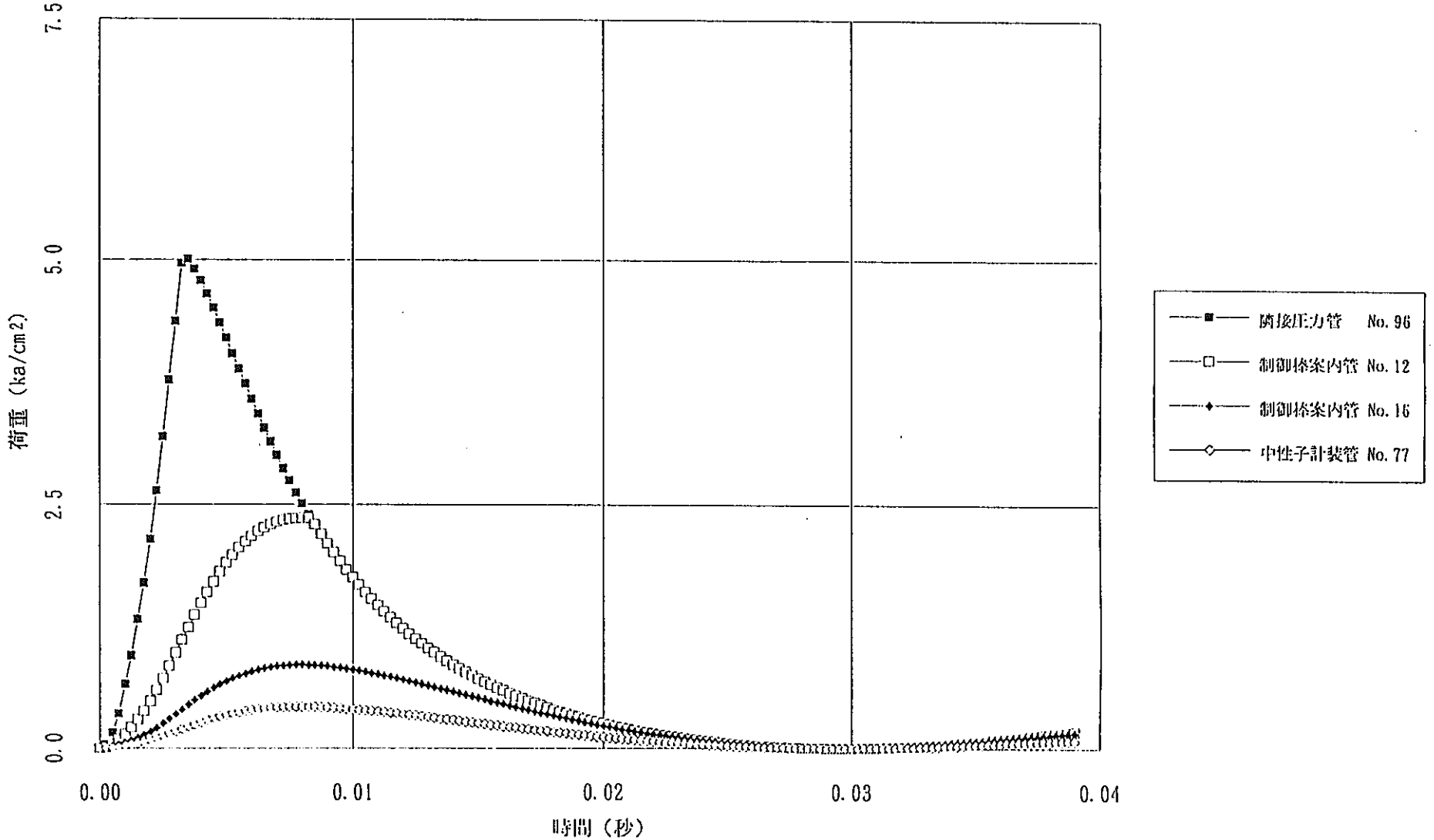


図6.1.5.2－8　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：1m）

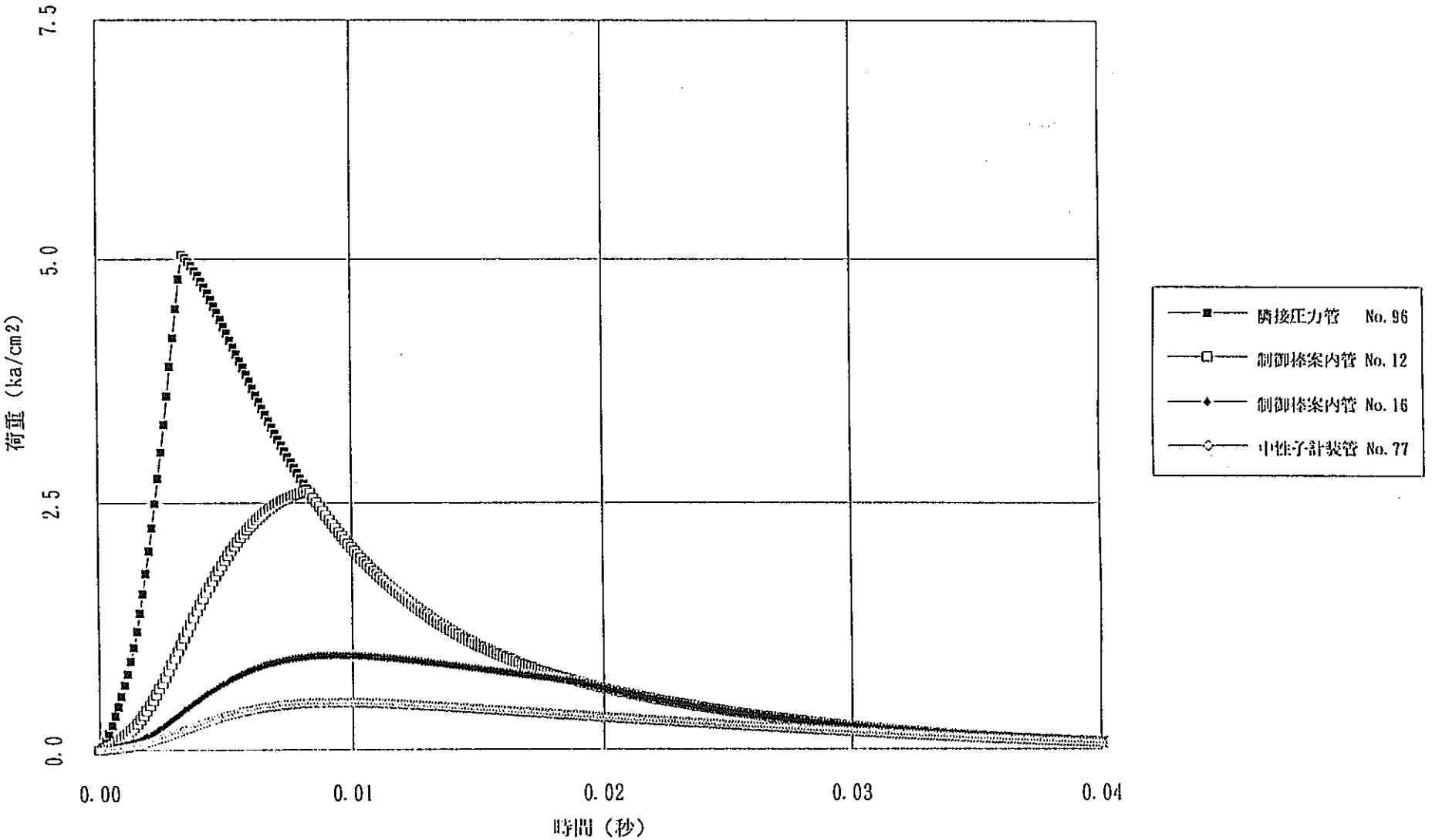


図6.1.5.2－9　実機圧力管破断時流体動荷重変化（破断長：0．3m）

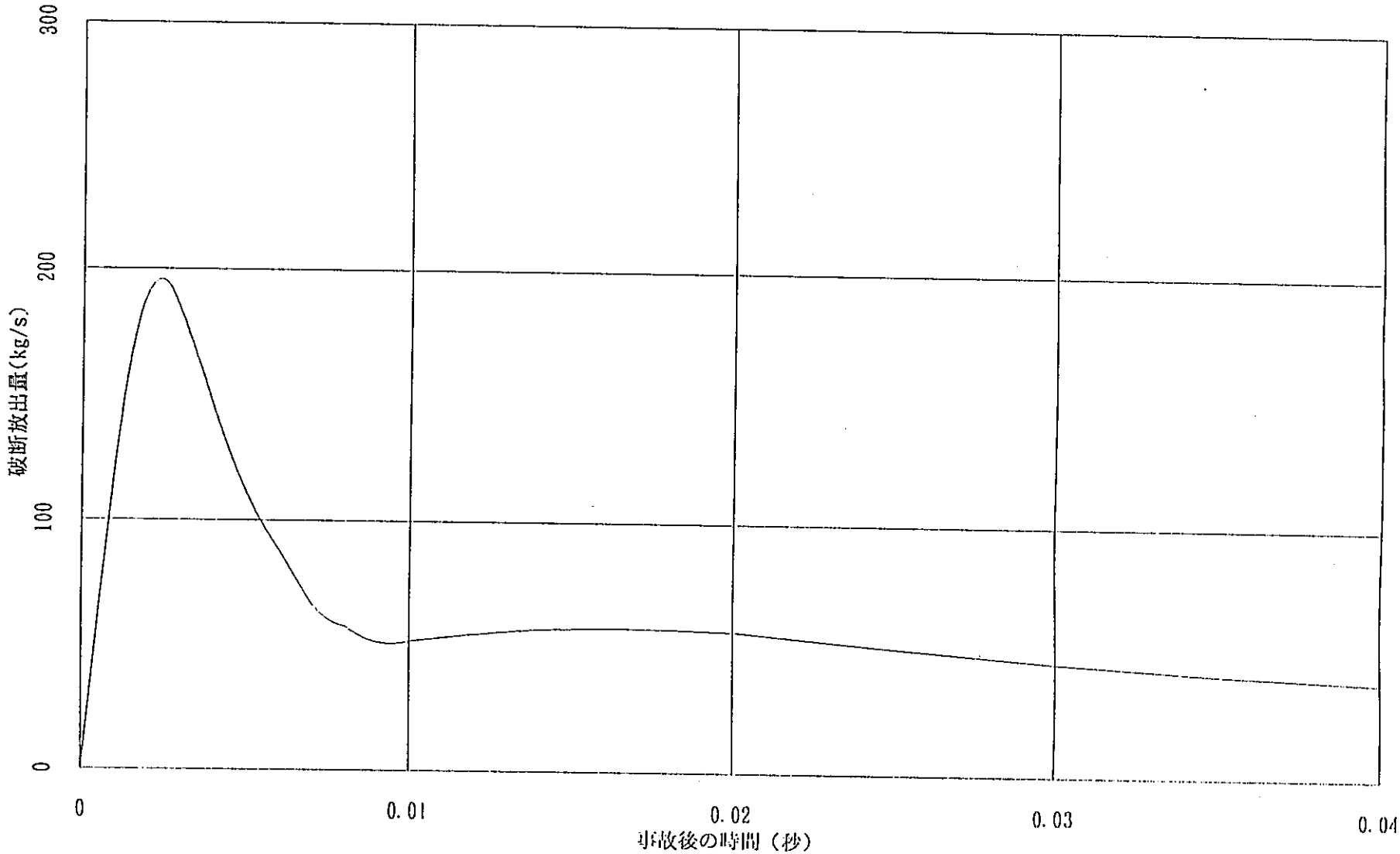


図6.1.6－1　　ＮＣＩ３試験予備解析時破断放出量変化（ＳＩＭＡ解析結果）

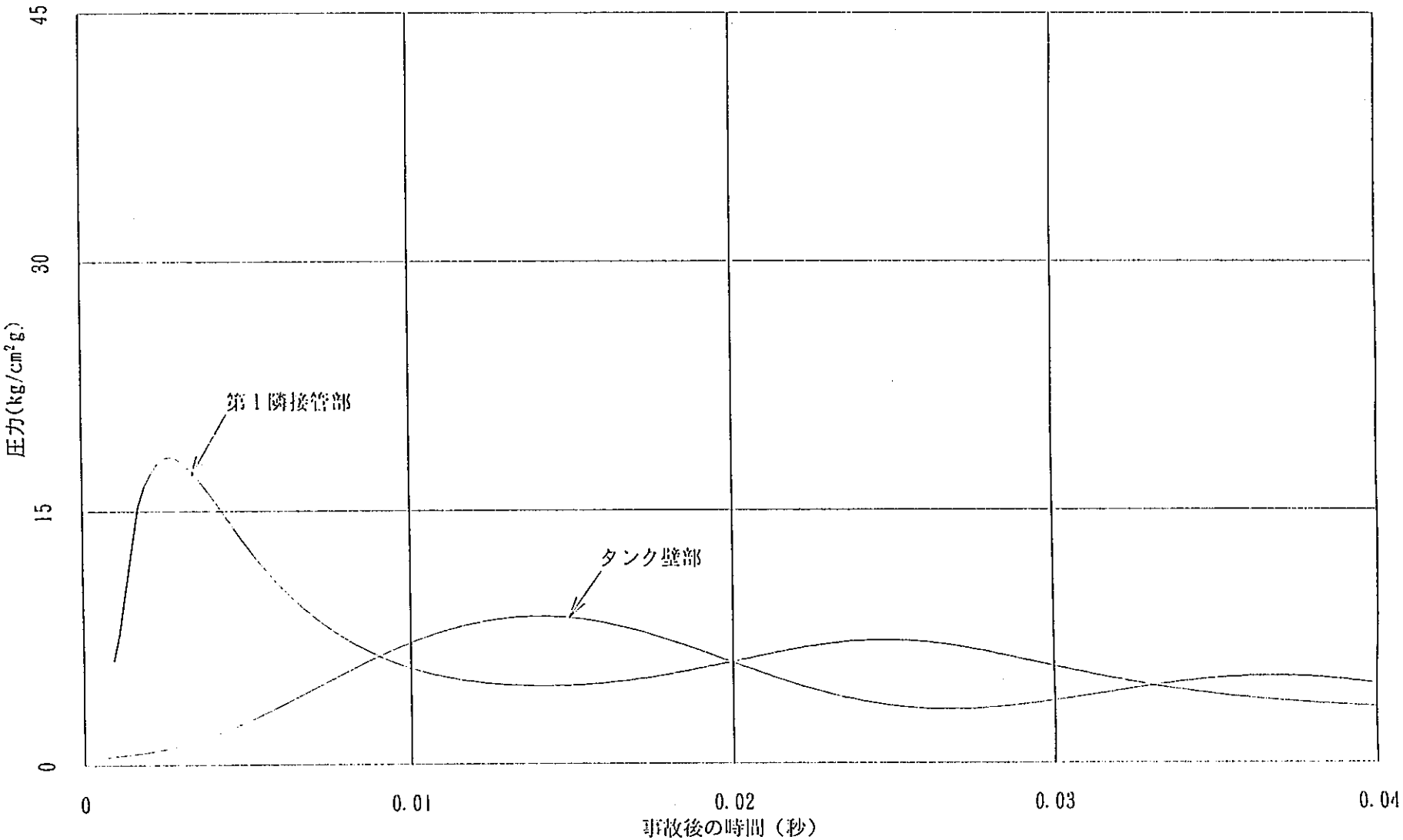


図6．1．6－2　　ＮＣＩ３試験ＨＩＰＷＡＰ（球対称一次元モデル）予備解析結果

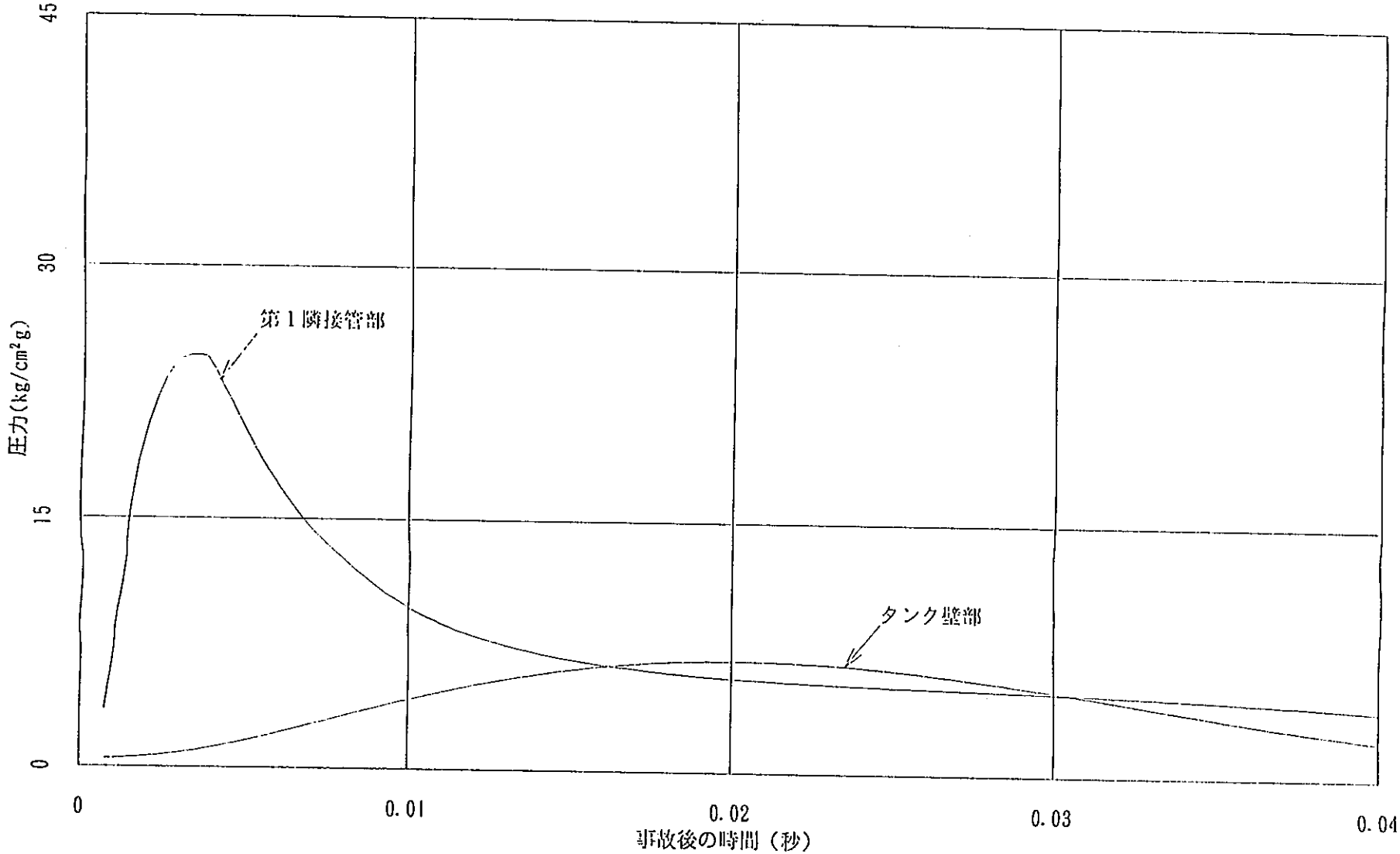


図6.1.6－3　　ＮＣＩ３試験ＨＩＰＷＡＰ（軸対称円筒一次元モデル）予備解析結果

6.2 圧力管単管破断時の燃料冷却性解析

6.2.1 概要

ATR実証炉の圧力管破断事故想定において事象進展を保障するキーファクターの1つである燃料冷却性に関し、試験による確認、評価手法の開発・検証及び実機安全評価への適用性評価の研究開発を進めてきた。

本年度においては、カランドリア管が健全で圧力管のみが破断する、いわゆる単管破断事故事象についての燃料体冷却性評価手法の実機適用性の確認として、試験とそれに基づく検証により開発した評価手法を用いて、実機予備解析を行う。

当該破断事象の破断した圧力管は一旦カランドリア管の内径にまで拡管変形（最大拡管）した後、材料の弾性による戻り変形によって部分的に拡管した状態（部分拡管）に変形が収束する。部分拡管の場合、最大拡管に比べて圧力管の外側領域（アニュラス部）を流れるバイパス流が形成され、燃料冷却性に大きく寄与する圧力管内流量を求める必要がある。また、燃料体が偏心することにより炉心の核特性が大きく変化するため、核管量に対応した出力分布を求める必要がある。

そこで、本実機予備解析では、圧力管が全長にわたって軸方向スプリット破断し、燃料体が圧力管と接するまで最大に偏心した場合を想定し、破断チャンネル内のアニュラス部と圧力管内の流量配分及び燃料体偏心による核特性を考慮した燃料冷却性計算を実施することを目的として以下の内容について解析を実施した。

（1）部分拡管時の流量配分計算

（2）部分拡管時の出力分布計算（炉心出力及び局所出力計算）

（3）部分拡管時の燃料冷却性計算

6.2.2 評価手法

図6.2.2-1に本研究における検討フローを示す。

今検討内容は、「流量配分計算」、「核特性計算」及び「燃料温度計算」の大きく3つに分けられる。評価は「流量配分計算」、「核特性計算」、「燃料温度計算」の順に行い、それぞれ上位の評価結果を反映して解析を実施する。流量配分と核特性は依存しあうことがわかっているため、以下のような手順で検討を行うこととする。

流量配分計算にはＬＯＴＲＡＣコードを用いる。コードは流量配分に影響すると考えられる「重水系への伝熱モデル」を組み込んで解析を実施する。流量配分計算を行うために必要な出力条件（核特性）は、前年度までの燃料冷却性検討結果を整理して内挿により設定するものとする。また、ＬＯＴＲＡＣでの破断口は解析モデル上１ノードしか考慮できない。このため、ＲＥＬＡＰコードにより軸方向亀裂開口を考慮した解析モデルを用い、開口部のクロスフロー流量について検討する。

上記の流量配分計算により求めた炉心流量を計算条件に、核特性計算を行う。格子計算コードＷＩＭＳ－ＡＴＲで局所出力及び核定数を計算し、ついで炉心計算コードＬＡＹＭＯＮ－２Ａで破断チャンネルの出力分布解析を実施する。

燃料温度計算は上記の「流量配分計算により求められた炉心流量」と「核特性計算により求められた出力条件」を計算条件に解析を行う。想定した拡管量に対して燃料は最大偏心することとして出力条件を設定する。

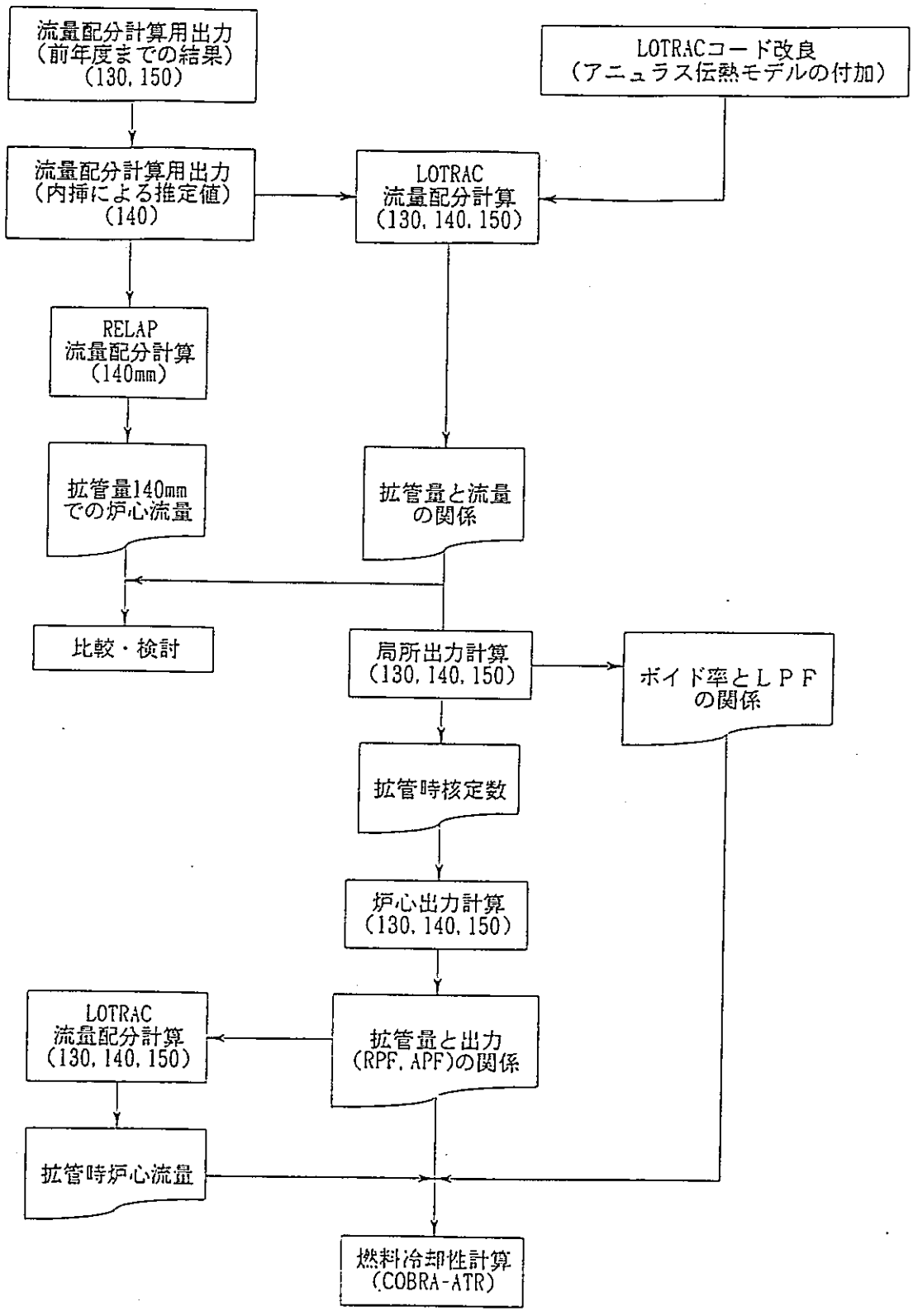


図６.２.２－１　　圧力管部分拡管時の流量配分及び核特性計算評価フロー

6．2．3　流量配分解析

前項の評価手法に従って「圧力管拡管量に対するチャンネル内流量配分」を求める。

6.2.3.1　解析条件

（1）解析コード

解析には中小破断事故解析コードＬＯＴＲＡＣを用いる。ＬＯＴＲＡＣコードの解析モデル図を図6.2.3.1-1に示す。全体系を１本の下降管と３本のチャンネルで模擬する。チャンネル部は２本のホッテストチャンネル（内１本を破断チャンネルとする）と、１本の平均チャンネルで模擬する。圧力管単管破断解析モデルとして組み込まれているアニュラス部モデルを図6.2.3.1-2に示す。このモデルには「カランドリア管から重水系への伝熱」が考慮されていない。このため、アニュラス出口部（炭酸ガス系及びＰＣＶへの冷却材放出口）における冷却材エンタルピが実現象より高く、よって冷却材放出量を小さめに算定する。チャンネル内流量配分はアニュラス側流量が小さくなることにより圧力管内流量を多めに算定する事になり、燃料冷却性評価の観点からは非保守側の算定となる可能性がある。このためここでは「カランドリア管から重水系への伝熱計算モデル」をＬＯＴＲＡＣに付加して解析を実施する。解析モデル等のコード改良報告書は本資料の別冊として添付する。

（2）チャンネル出力

破断チャンネルの出力と流量は相互に依存するため、出力計算と流動計算をカップリングして解析を実施する必要がある。ＬＯＴＲＡＣコードの出力計算機能は炉心１点近似モデルを用いており、本評価においては燃料の偏心を考慮するため、別途炉心設計コードによる詳細解析が必要となる。よってカップリング計算は現実的で無いために、本項では以下に示す手法により設定したチャンネル出力を用いる事とする。

圧力管単管破断時の炉心チャンネル特性は燃料偏心量と炉心流量に依存する。前年度迄の検討として本件の関連で燃料偏心量及び炉心流量をパラメータとした解析を実施している。これらの値を参考に内挿により部分拡管時のチャンネル出力（暫定値）を設定する。現時点までの解析結果とこれから求めた内挿値を表6.2.3.1-1に

示す。表の値の内、（）内が内挿値である。この表より作成した「炉心流量とＲＰＦの関係」を図6.2.3.1-3に、「圧力管内径とＲＰＦの関係」を図6.2.3.1-4に示す。ここで解析結果の多い流量をパラメータとした図6.2.3.1-3より、流量に対するＲＰＦ値はほぼ直線的に変化すると考えられる。これより流量によるＲＰＦ値の内挿は可能と思われる。次に図6.2.3.1-4に示す「拡管量とＲＰＦの関係」の流量35.3t/hのケースから見て拡管量が変化してもＲＰＦ値は直線的に変化すると考えられる。以上より、現行での知見を基にしたＲＰＦ値の内挿は可能と考える。

この検討をふまえて表6.2.3.1-1に示す値より流量配分に用いるＲＰＦを設定する。ＲＰＦは流量に依存するため、ここでは流量を代表ケースとなる可能性の高い１３０mm拡管時流量（前年度までの検討で得られている値）約２７．９t/hに固定して、各拡管量におけるＲＰＦを内挿する。

本解析で内挿するＲＰＦは炉心設計ベースの計算値を用いる。

（３）アニュラス部圧損係数

圧力管の拡管によりアニュラス部流路面積が変化する事により圧力損失係数が変わる。圧力損失係数は機械工学便覧（水力学及び流体工学）より以下のように求められる。ここでは算定例として拡管量（圧力管内径）130mmについて算定した。

圧力管外径：138.6mm、カランドリア管内径：158.4mmより流路面積Ａは

$$A=(158.4^2-138.6^2)/4\times\pi=4618.6\ (mm^2)$$

これより水力等価直径は

$$D=4A/L=4\times4618.6/\pi(158.4+138.6)=19.8\ (mm)$$

ﾌﾟﾗﾝﾄﾙ･ﾆｸﾗｳｾﾞの式より配管粗さ：0.05として

$$(\lambda)^{-1/2}=1.14-2\log(\varepsilon/d)=1.14-2\log(0.05/19.8)=6.34$$

$$\lambda=0.025$$

圧損係数：$k=\zeta+\lambda\,l/d$より（局所圧損ζ：0）

$$k=0+0.025\times4400/19.8=5.5$$

解析モデルでアニュラス部圧損として取り扱うためにアニュラス上部の代表流路面積A_o：200mm²で整理する。

$$k=k\times(A_o/A)=5.5\times(200/4618.6)=0.24$$

アニュラス部の遮へい体等の圧損2.85をこれに加えて全圧損は

$k = 2.94$

となる。同様に各拡管状態（圧力管内径）について求めたアニュラス部全圧力損失係数を図6.2.3.1-5に示す。アニュラス部全圧力損失は拡管量が大きくなるにつれて増加し、内径140mmを越えた付近から拡管による圧力損失の割合が支配的になっている。

（4）圧力管内形状データ

圧力管内の圧損係数は形状データに基づいたコード内計算となる。拡管により変更となる形状データは流路面積と水力等価直径である。図6.2.3.1-6に圧力管内径と流路面積及び水力等価直径の関係を示す

（5）圧力管部開口条件

破断開口位置は燃料冷却性上厳しくなるよう圧力管下部に設定する。破断口面積は炉心流路面積（47.9cm^2）の２倍の95.8cm^2とする。

（6）CO_2アニュラス部開口面積

表6.2.3-2にCO_2アニュラス部の流路条件をまとめる。冷却材が格納容器内へ放出される際のCO_2アニュラス部破損想定位置と放出面積は以下のとおりであり、解析では合計値を用いて１つの破損口で模擬する。

（上部）

［破損位置］	［放出面積］	［合計放出面積］
炭酸ガス配管（２本）	$0.25\times10^{-4}m^2$	
シール機構部ベローズ	$1.8\times10^{-4}m^2$	$2.05\times10^{-4}m^2$
（下部）		
炭酸ガス配管	$0.4\times10^{-4}m^2$	$0.4\times10^{-4}m^2$
	計	$2.45\times10^{-4}m^2$

（7）カランドリア管から重水系への伝熱を考慮する。伝熱量が大きい場合、アニュラス出口部での冷却材エンタルピが低下する分、放出量が増加して炉心流量が低下する。カランドリア管内表面熱伝達率はＰＴＦ試験の試験結果の分析によると数千kcal/m^2h℃であるが、伝熱量を大きく見積もる主旨より保守側に１００００

kcal/m²h℃とする。

（8）その他解析条件

その他解析条件は平成７年１月現在におけるＡＴＲ実証炉の最新データを用いる。

表６.２.３.１－１　破断燃料ＲＰＦの圧力管内径依存性（第９サイクルＢＯＣ）

圧力管状態		通常時	現実的拡管時(130mm)	現実的拡管時(140mm)	最大拡管時(149.8mm)
圧力管内径(mm)		117.8	130	140	149.8
流量(t/h)	23		1.386	(1.440)	(1.493)
	26.1		(1.394)	(1.449)	1.503
	27.9		1.399*	(1.454)*	(1.509)*
	32.8		1.409	(1.467)	(1.524)
	35.3	1.37	(1.413)	(1.473)	(1.531)
	40		(1.421)	(1.484)	1.546
	50		(1.437)	(1.504)	1.570
	60		1.453	(1.522)	1.590

（　）；内外挿値
＊　；流量配分計算時に使用するＲＰＦ

表6.2.3.1－2　CO_2アニュラス部解析条件

項　目	値	根　拠
CO_2アニュラス部体積	0.04m³	*1
CO_2アニュラス部初期温度	100℃	*2
CO_2アニュラス部初期湿度	100%	*3
CO_2アニュラス部初期圧力	0kg/cm²	*4
シールドスリーブ部を経て上下炭酸ガス系破損口より格納容器内へ放出される時の放出面積	2.05×10^{-4}m²	*5
シールドスリーブ装着部の圧損係数（fl/D）	2.85	*5

*1　（圧力管内径正常時データ）

カランドリア管内径　　0．1584m

圧力管外径　　0．1264m

カランドリア管（炉心部）長さ　4．47m

上記データより　$\dfrac{(0.1584^2-0.1264^2)\times\pi\times4.47}{4}\fallingdotseq0.032\text{m}^2$

上・下部シールドスリーブ部の炭酸ガス体積等を考慮して、0．04m³とする。

*2　温度が低い側の方が冷却材放出が多くなる。安全評価の定格運転時カランドリア管温度約95℃をまるめて100℃と仮定した。

*3 湿度は本解析において感度はない。このため、設計では100%以下となっているが、解析ではモデル上100%を仮定する。

*4 冷却材の放出量が多くなるよう、初期圧力は0kg/cm²とする。

*5 A2-EAE-1485:「圧力管破断流路面積について」参照

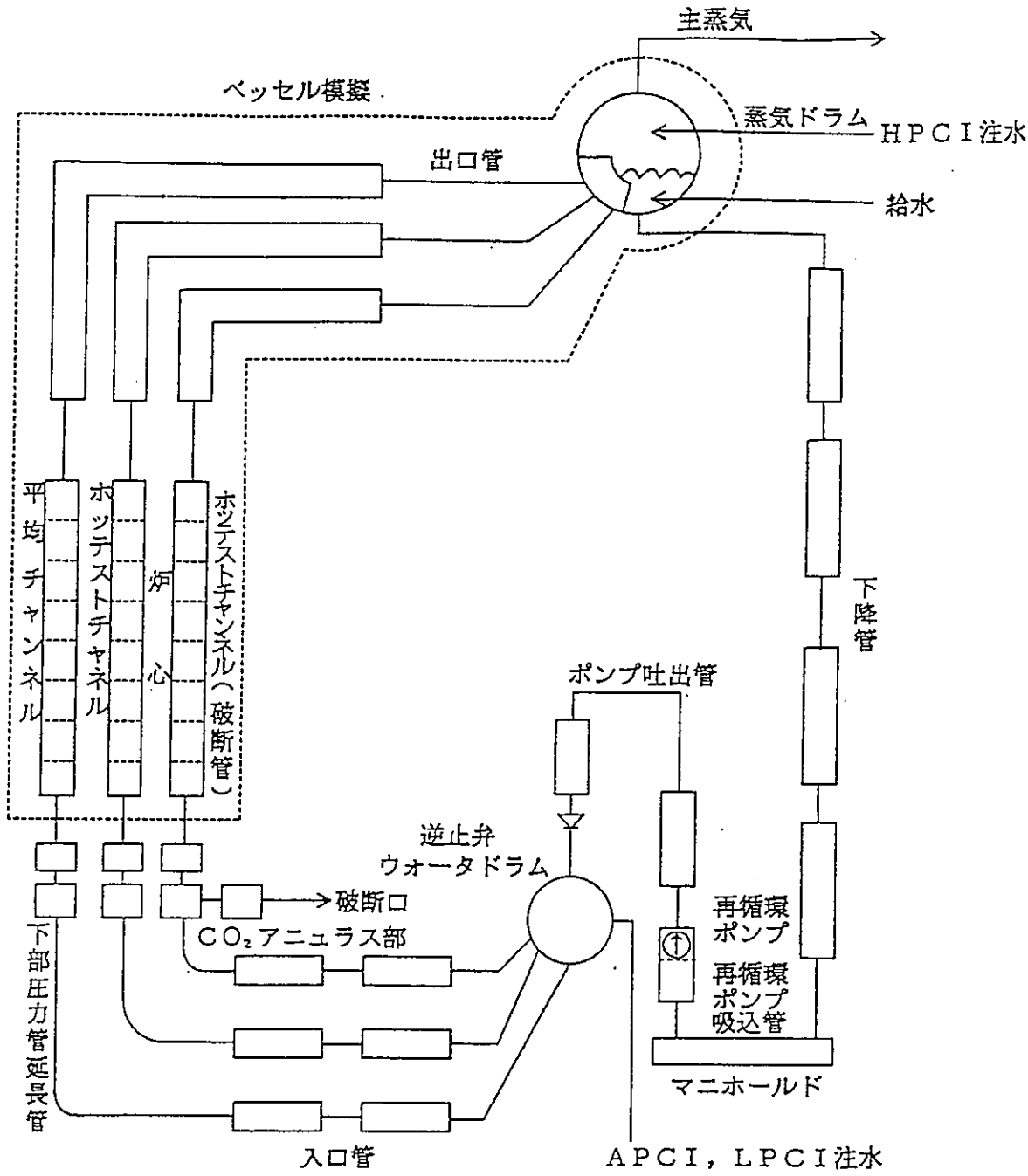


図6.2.3.1－1　圧力管本体破断事故時解析ノード分割図（ＬＯＴＲＡＣ）

＊　本ノードは下部遮へいプラグ部であり、破断口は下部遮へいプラグの下流側としている。

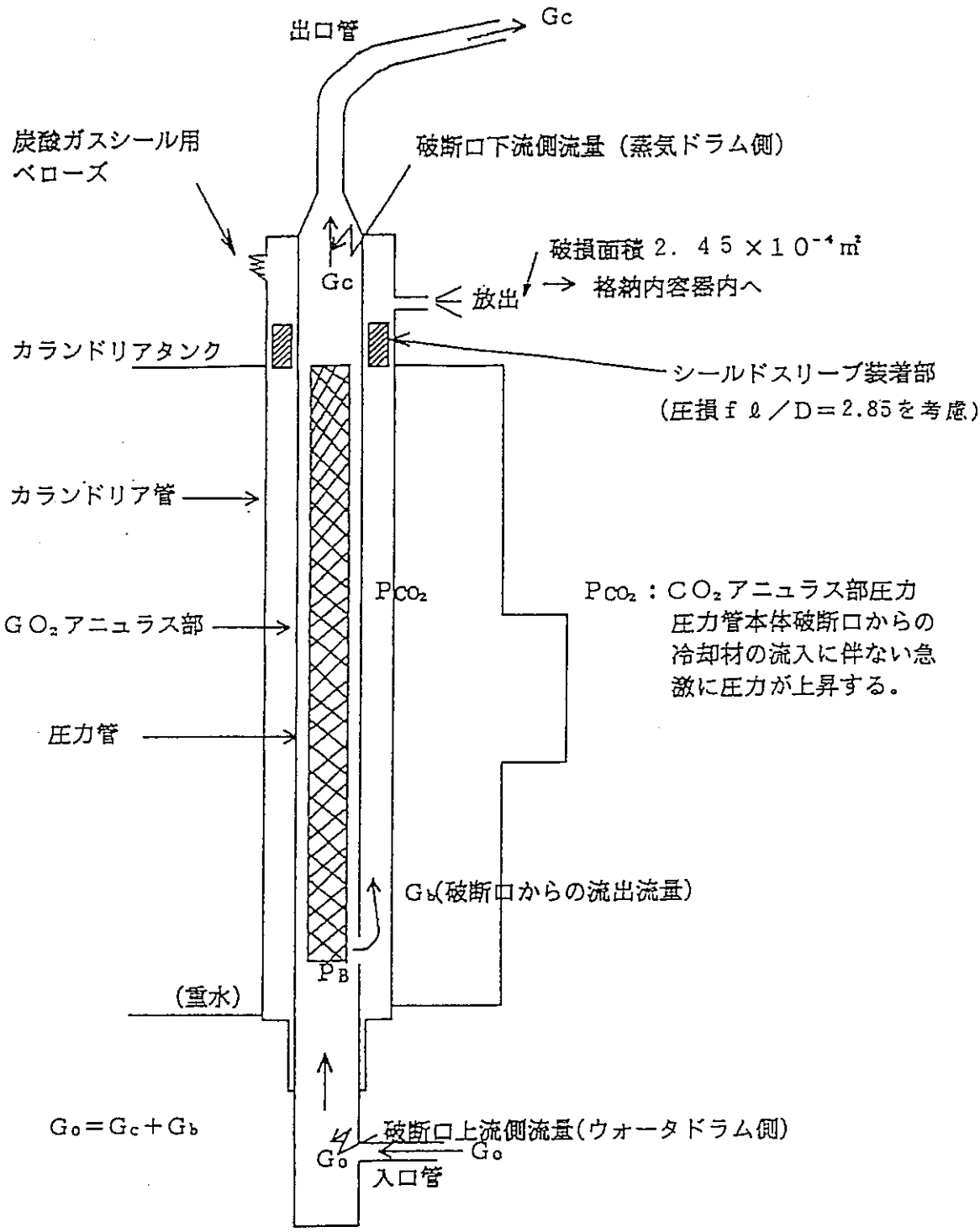


図6.2.3.1－2　圧力管本体破断時のCO₂アニュラス部流動評価モデル

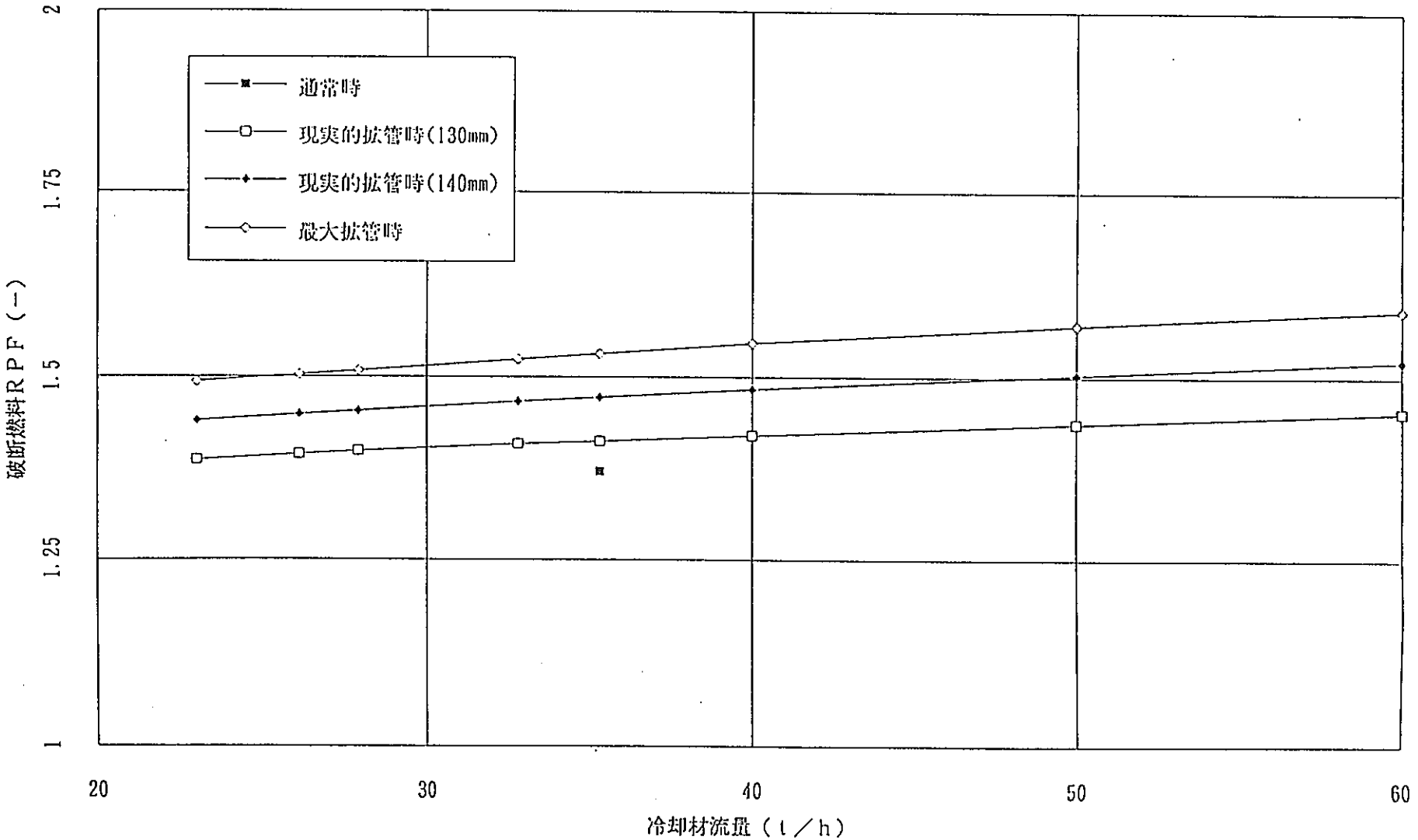


図６.２-３.１－３　　破断チャンネルＲＰＦの流量依存性

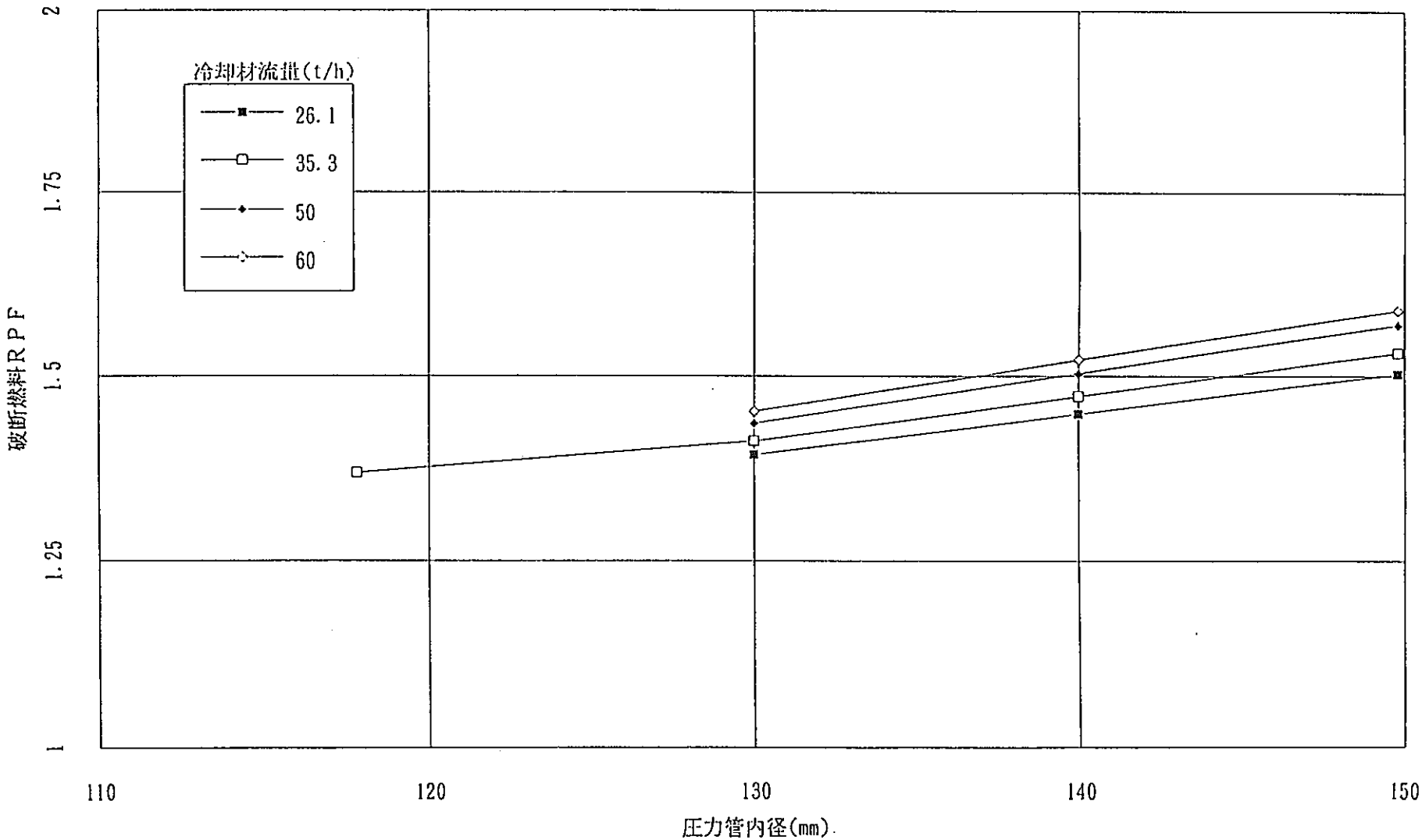


図６．２．３．１－４　　破断チャンネルＲＰＦの圧力管内径依存性

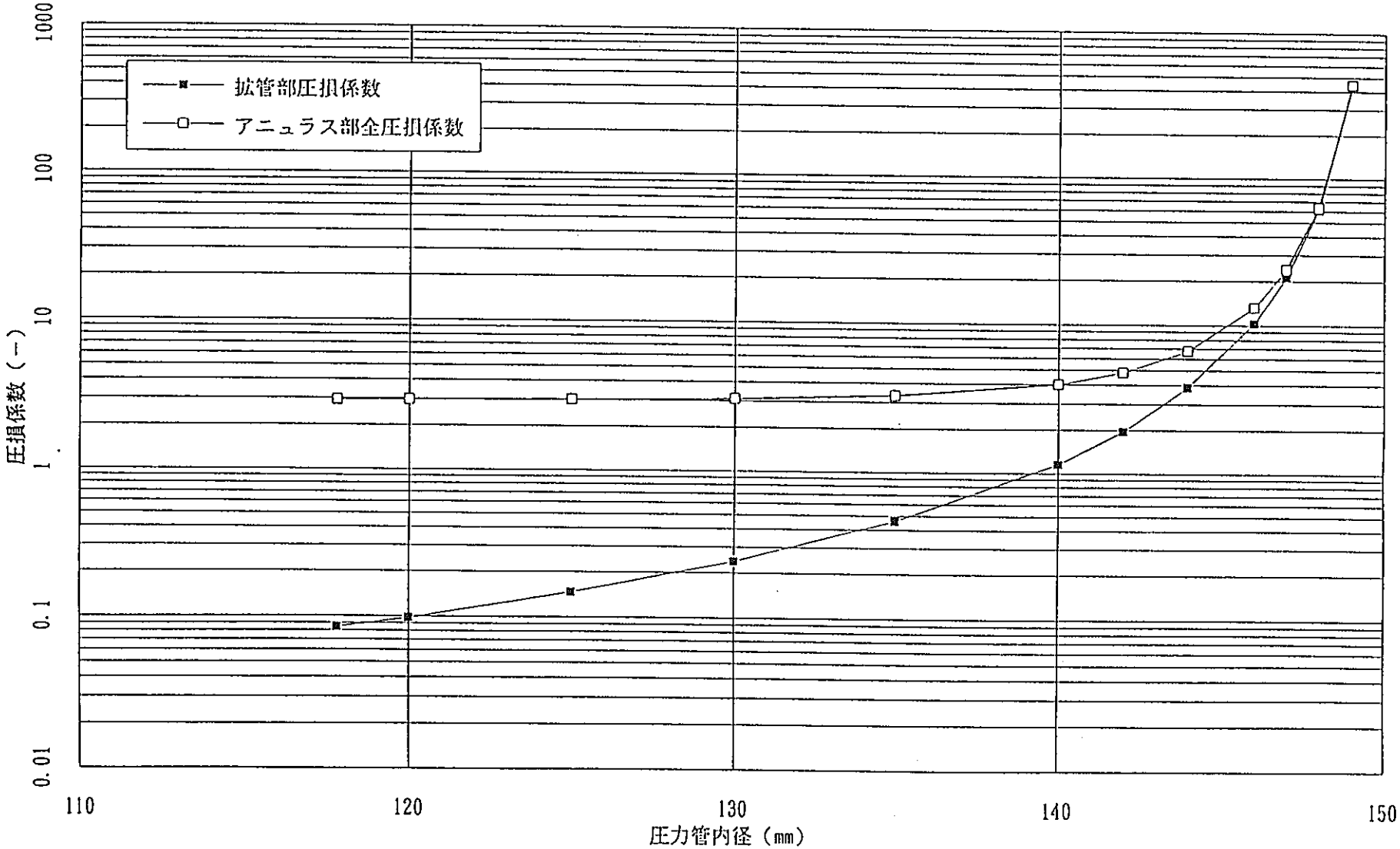


図6.2.3.1－5　　圧力管拡管量とアニュラス部圧損係数の関係

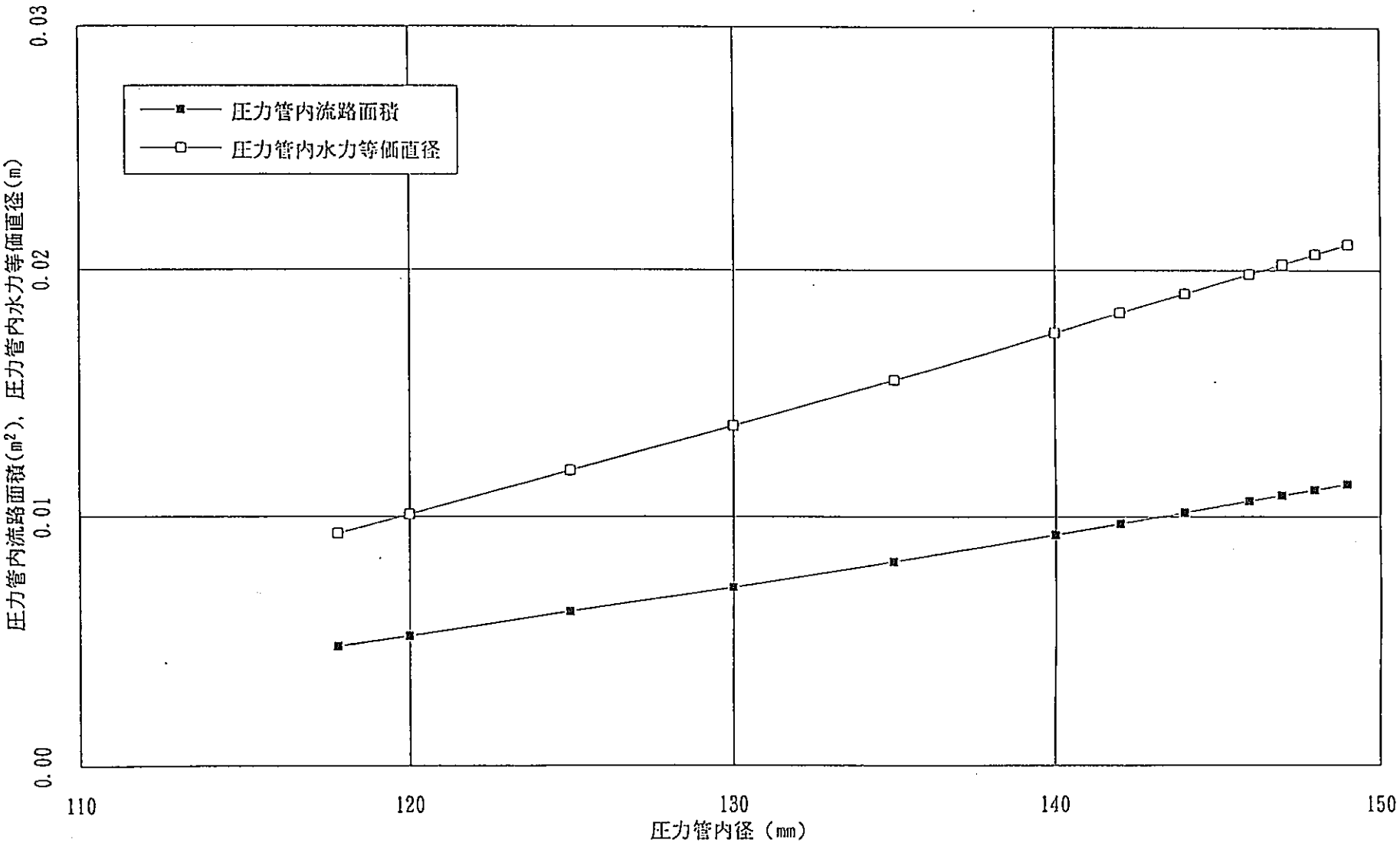


図6.2.3.1－6　　圧力管拡管量と圧力管内流路面積及び圧力管内水力等価直径の関係

6.2.3.2 流量配分計算

前項の解析条件に基づき流量配分計算を実施する。パラメータとする圧力管拡管量（圧力管内径）は130, 140, 149.8mmについて実施した。

解析結果として破断後の流動特性（拡管無し、内径：117.8mm）を図6.2.3.2-1に、破断チャンネル内流量の圧力管内径依存性を図6.2.3.2-2に、各計算結果を表6.2.3.2-1に示す。

また、図6.2.3.2-3に拡管量とチャンネル内圧力の圧力管内径依存性を、図6.2.3.2-4に拡管量と圧力管部単位面積当たりの流量の関係を示す。

圧力管破断後圧力管破断口からの冷却材放出により入口管流量は増加し、破断口下流側の炉心部は逆流となる。その後、冷却材が流入したアニュラス部の圧力上昇により炉心部（破断口下流側）は正流に戻る。アニュラス部が満水となると破断放出量は開口面積の小さいアニュラス部放出口に支配されて準定常状態となる。（解析結果の内、図6.2.3.2-2及び3で示した結果はこの準定常状態における値である。

図6.2.3.2-1に示すように圧力管破断が発生すると破断口部での圧力降下により入口管流量は増加するが、破断口からの冷却材放出分はアニュラス部を通るため炉心流量は低下する。拡管無しの状態（圧力管内径：117.8mm）から拡管量が増加する（～140mm）につれて圧力管内流路面積が増加することにより、炉心部での圧力降下が小さくなる（図6.2.3.2-2参照）ため入口管流量は増加する。アニュラス部では炉心圧力の低下により流量は低下する。

拡管量が増加するにつれて圧力管内圧損は低下するが、アニュラス部では流路面積の低下により図6.2.3.1-5に示すように指数関数的に増加する。アニュラス部全圧損に対して拡管による圧損増加分の割合が増す（140mm～）につれて、アニュラス部を流れていた冷却材が減少し、これが炉心部を通過することにより炉心流量は増加する。炉心流量の増加により炉心下流側の圧損が増加するため、入口管流量は低下する。圧力管がカランドリア管に接するまで拡管するとアニュラス部はなくなり、入口管から流入した冷却材はすべて圧力管内を通過する。

燃料温度解析において被覆管温度を支配する被覆管表面熱伝達率は流体流速に大きく影響される。流体流速は冷却材密度に影響されるため、ここでは「単位面積当

たりの流量」（冷却材密度で除すると流速となる）を［流速］とほぼ等価として検討する。図6.2.3.2-1に示すように拡管量が大きくなると炉心質量流量は増加するが、炉心流路面積も大きくなる。このため［流速］は図6.2.3.2-3に示すように一義的に大きくはならない。拡管量～140mmでは流量が変わらずに流路面積のみが大きくなるため［流速］は小さくなる。140mm～は流路面積の増加に対して流量増加量の方が大きいために［流速］は増加して最大拡管時で拡管無しでの［流速］まで回復する。この時チャンネル出力（ＲＰＦ）は拡管とともに上昇しているため、拡管量130mmに比べると熱的に厳しくなっている。図6.2.3.2-3の関係からだけで見ると［流速］が小さく、かつＲＰＦの高い拡管量142mm近傍で熱的にもっとも厳しくなる考えられるただし、実際にはボイド率変化や冷却材温度等が影響するため、ここでの検討は燃料温度解析時の参考としかならない。

本解析で用いたＬＯＴＲＡＣモデルは「圧力管を通過した流量はそのまま出口管に流入する」としている。これはコードの性能上の限界によるものである。実現象では圧力管内を通ってアニュラス部上部放出口から放出される冷却材は出口管は通らない。このため本解析モデルの結果は出口管部での圧損を大きく算定するために、圧力管部を流れる流量を現実より少なく見積もっている。これは冷却性上保守側の算定値であり、従来評価での最大拡管時６０t/hと比較すると約２０％小さい値となっている。

表6.2.3.2－1　チャンネル流量配分の圧力管内径依存性

圧力管内径 (mm)	流　量　(kg/s)		
	入口管	圧力管	アニュラス部
117.8	16	5	11
125	17	7	10
130	17	7[25]	10
135	17	7	10
140	17	8[28]	10
142	17	8	9
144	17	9	8
146	16	10	6
147	15	10	5
148	15	11	3
149.8	0	13[48]	0

注）［］内は4章の炉心計算条件とする流量（単位：t/h）

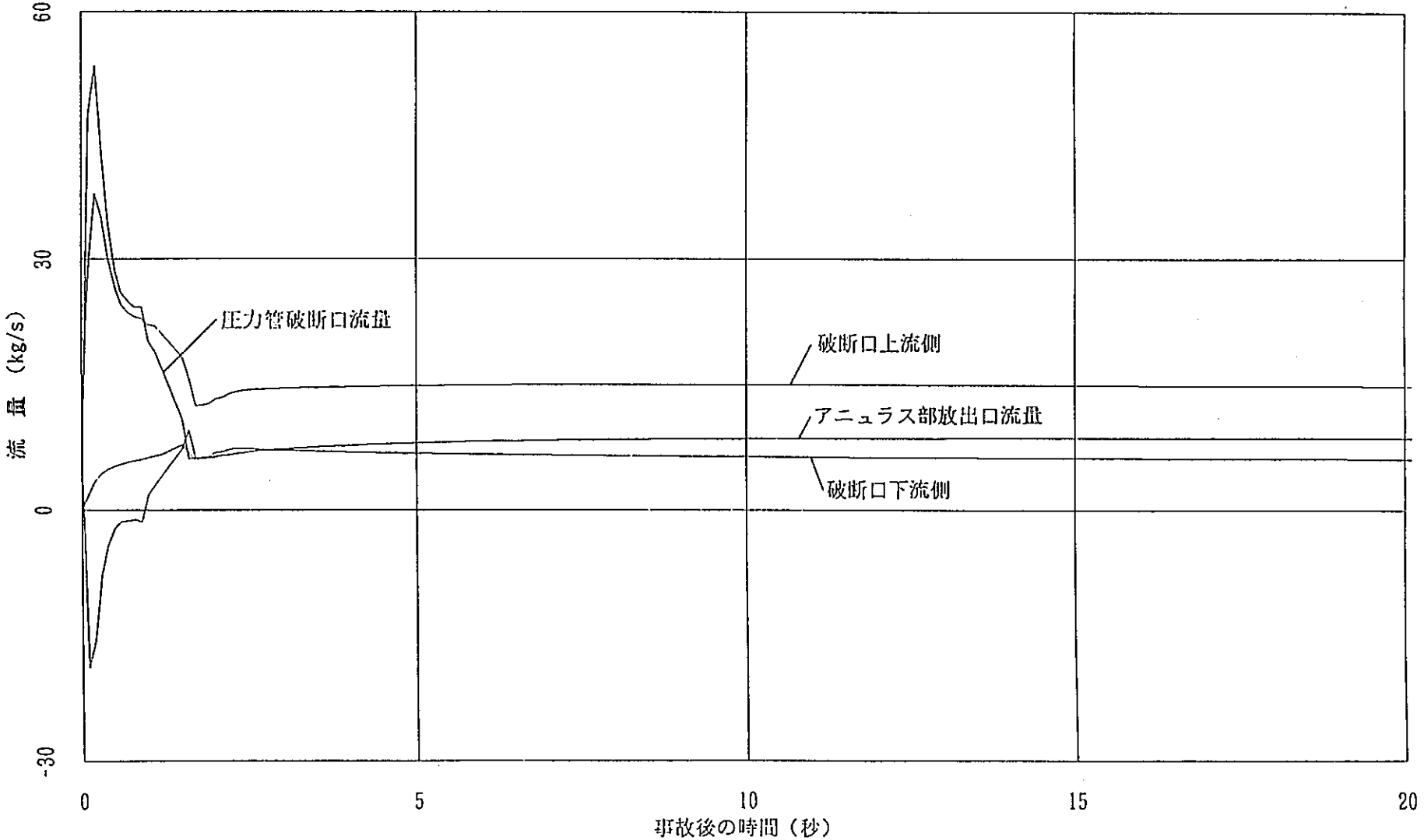


図6.2.3.2－1　圧力管破断（カランドリア管健全）時流動特性（破断面積：95.8cm，破断位置：圧力管下部，圧力管拡管無し）

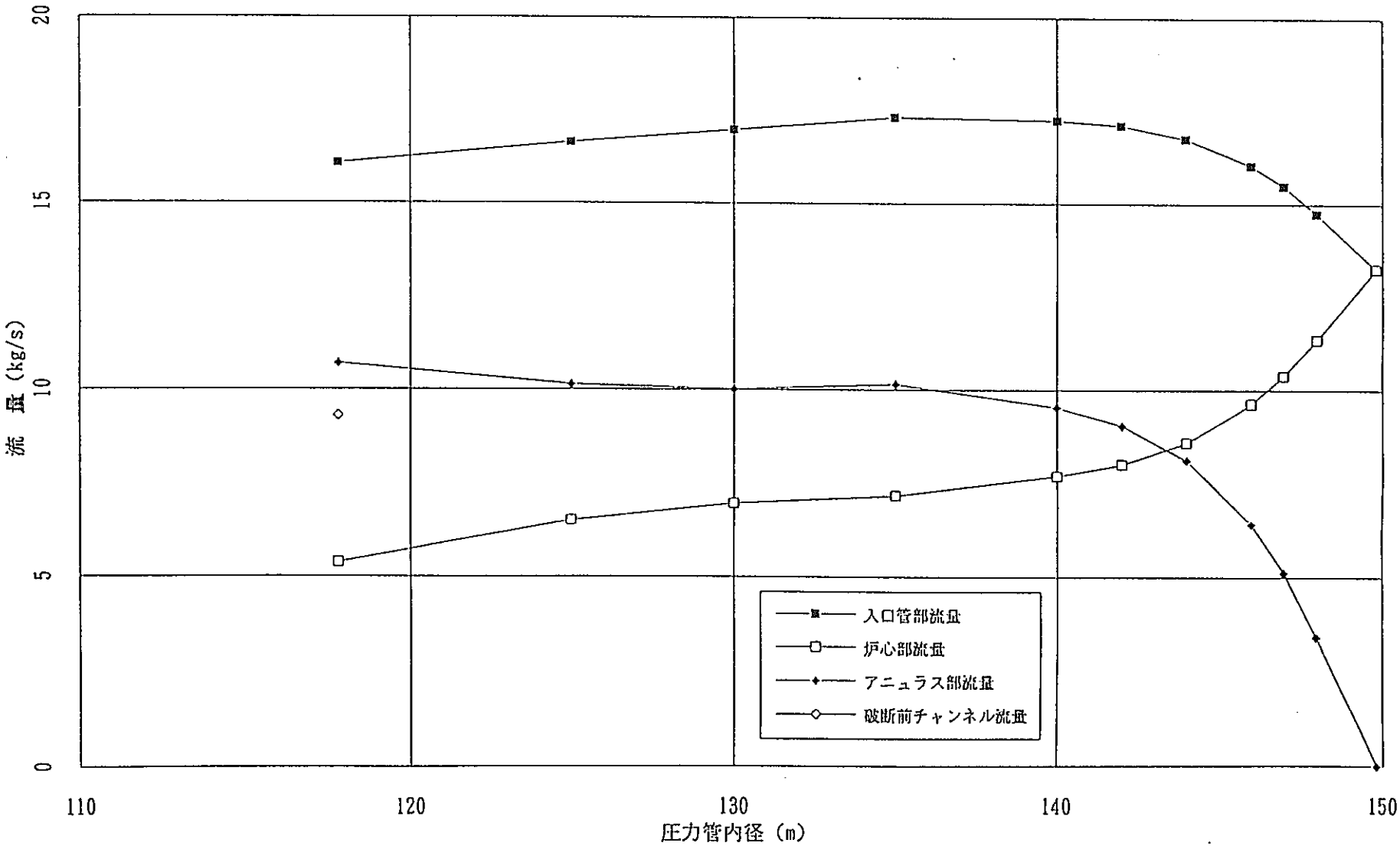


図6.2.3.2－2　　チャンネル内流量配分の圧力管内径依存性

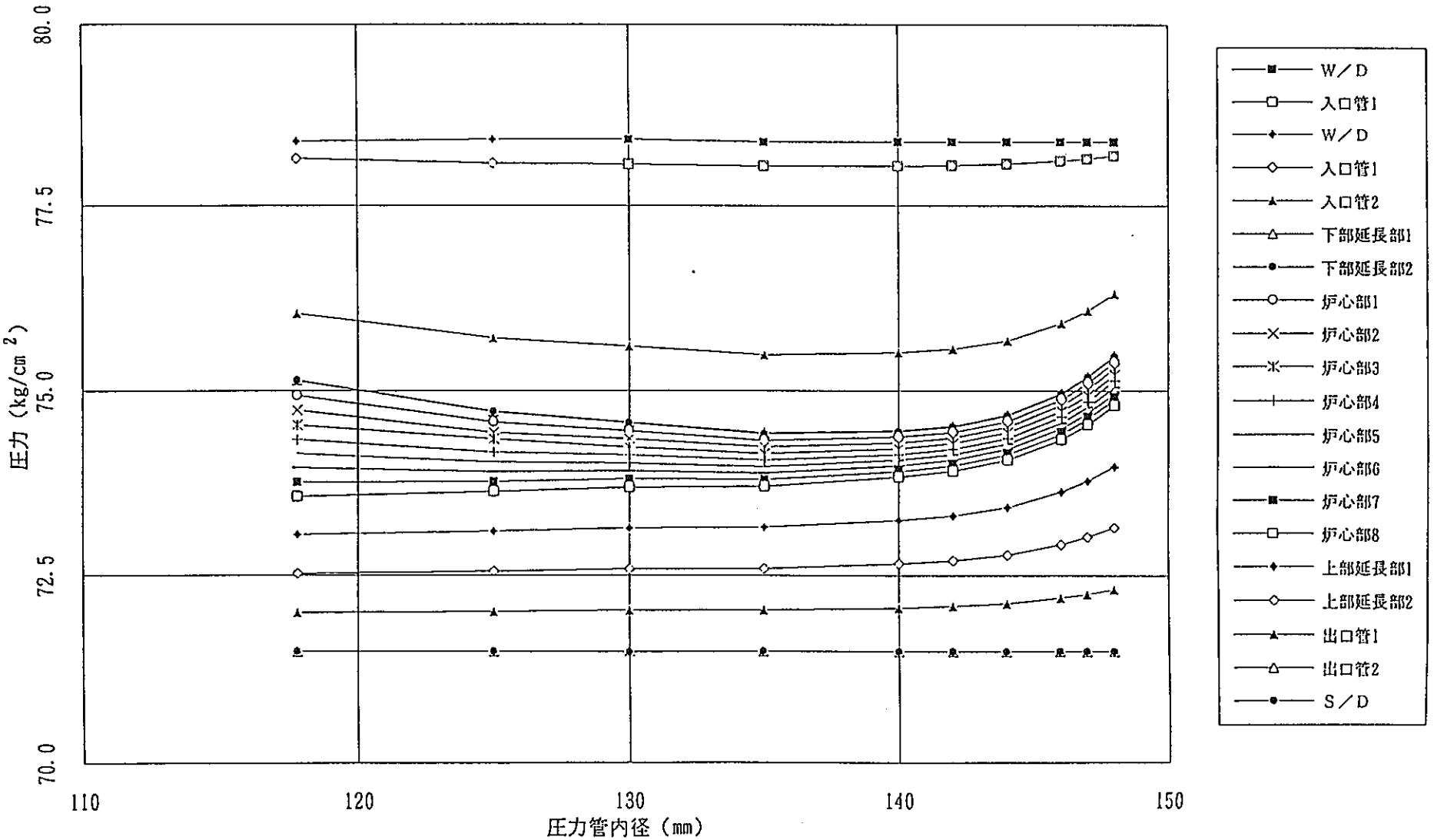


図6.2.3.2－3　　チャンネル内圧力分布の拡管量依存性

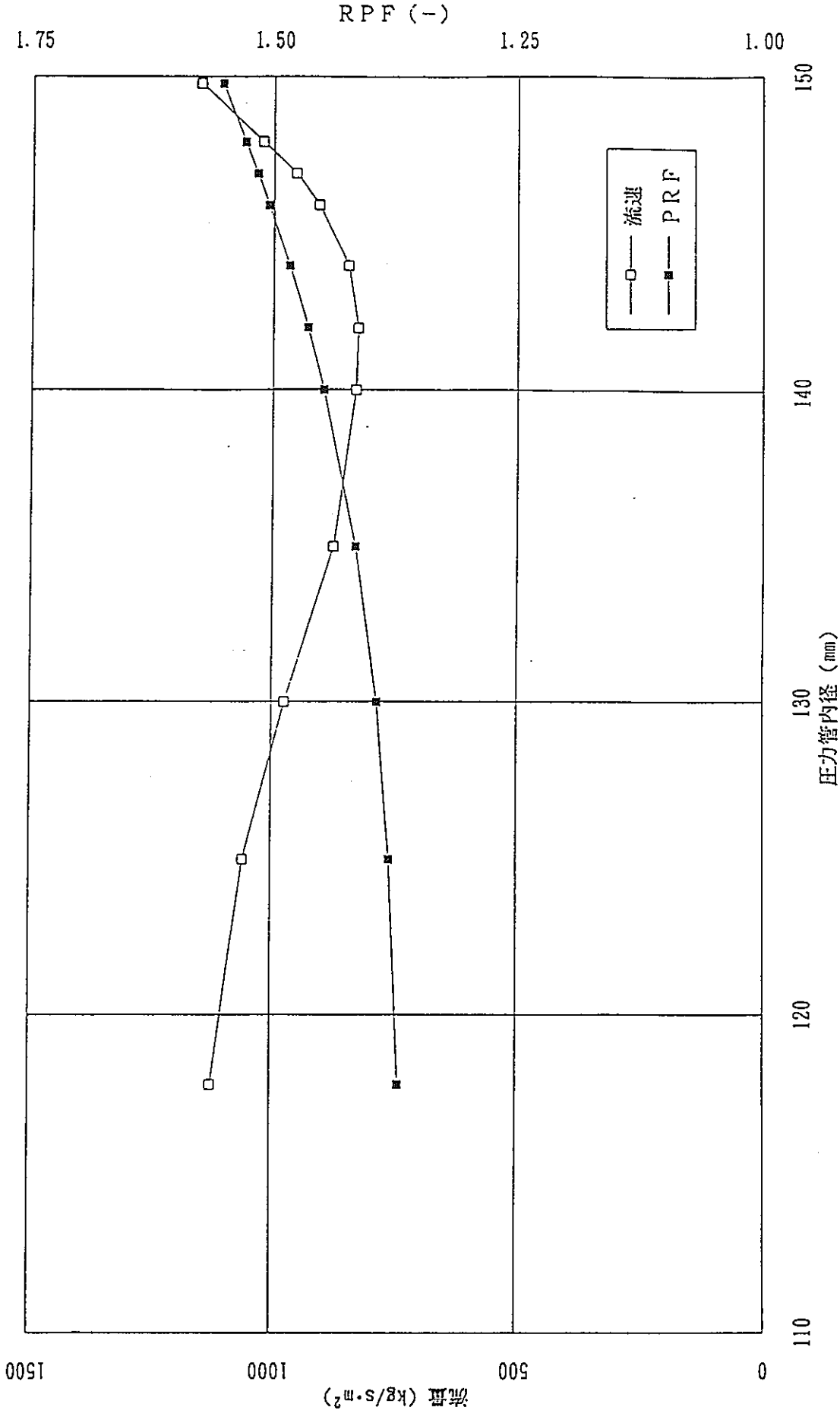


図6.2.3.2－4　圧力管内径と流量（単位面積当たり）の関係

6.2.4 RELAPコードによる比較計算

前項の流動配分解析に用いたＬＯＴＲＡＣコードでは解析モデル上の制約から軸方向に長い亀裂を考慮することはできないため、亀裂部の流動（以下クロスフローと呼ぶ）の影響については不明確である。しかしながら圧力管内での軸方向流量に分布が生じる可能性については議論する必要がある観点から、軸方向に破断開口を考慮できる解析コードを用いて計算を実施してクロスフローの有無による影響を検討する。

6.2.4.1 解析条件

（１）解析コードにはＲＥＬＡＰ５/mod1を用いる。解析モデル図を図6.2.4-1に示す。解析モデルは圧力管上下端を圧力境界として破断チャンネルのみを模擬した単チャンネルモデルとする。圧力管部とアニュラス部とは（時間依存の）バルブで接続してすべてのバルブを開放することにより軸方向の亀裂長を模擬することとする。

（２）解析は圧力管拡管量１４０mmについて実施する。

（３）圧力境界条件は拡管量１４０mmにおけるＬＯＴＲＡＣ解析結果を用いる。

項　　目	破断前	破断後
圧力管下端圧力	76.1	74.4
圧力管上端圧力	75.3	73.9

単位：kg/cm^2

（４）上記の圧力条件で炉心流量がＬＯＴＲＡＣ解析結果と一致するよう圧力管内圧損係数を調整する。

（５）解析体系はＡＴＲ実証炉とする。入力に用いた解析条件を表6.2.4-1に示す。

（６）出力条件は圧力管拡管量１４０mmにおける値（ＲＰＦ：１.４５－ＬＯＴＲＡＣ解析時使用値）を一定値として使用する。

（７）破断面積は、破断開口幅と軸方向亀裂長を乗じて設定する。破断開口幅は圧力管が１４０mmに拡管したときの開口幅：約７０mm（＝140×π-117.8×π）とする。亀裂長は圧力管全長破断の３．７ｍを想定する。これより破断開口面積は約２６００cm^2（＝7cm×370cm）とする。

（８）カランドリア管から重水系への伝熱を考慮する。伝熱量が大きい場合、アニュ

ラス出口部での冷却材エンタルピが低下する分、放出量が増加して炉心流量が低下する。カランドリア管内表面熱伝達率はＰＴＦ試験の試験結果の分析によると数千kcal/m²h℃であるが、伝熱量を大きく見積もる主旨より保守側に１００００kcal/m²h℃とする。

（９）解析は初期定常を得るために３秒間のヌルトランジェント計算を実施し、その後、炉心下端より順に開口（バルブ）を開いてゆく。

6.2.4.2　解析結果

前項の解析条件に基づき、ＲＥＬＡＰ５コードにより解析を実施する。

解析結果としてチャンネル内の流動状態の時間変化を以下の図6.2.4-2～6.2.4-6に示す。結果図より初期定常状態が安定していることがわかる。また、破断後約１５秒（解析時間約１８秒）でチャンネル内状態は準定常に至る。

図6.2.4-2　圧力管単管破断時圧力管内流量変化
図6.2.4-3　圧力管単管破断時アニュラス部内流量変化
図6.2.4-4　圧力管単管破断時圧力管開口部流量変化
図6.2.4-5　圧力管単管破断時圧力管内圧力変化
図6.2.4-6　圧力管単管破断時アニュラス部内圧力変化

破断後にチャンネルが準定常に至った後のチャンネル内状態量の軸方向分布（解析時間１８秒）を以下に示す図6.2.4-7～6.2.4-10に、各状態量のまとめ表を表6.2.4-2に示す。なお、図6.2.4-7に示す「チャンネル内軸方向流量分布」は圧力管内流量及びアニュラス部流量については圧力管下部から上部に向かう流れを正流とし、圧力管開口部については圧力管内からアニュラス部に向かう流れを正流として記載している。

図6.2.4-7　チャンネル内軸方向流量分布
図6.2.4-8　チャンネル内軸方向圧力分布

図6.2.4-9　　チャンネル内軸方向冷却材エンタルピ分布

図6.2.4-10　　チャンネル内軸方向冷却材クォリティ分布

図6.2.4-7に示すように流動分布には解析ノード間で振動がみられ、これはクロスフローにより生じている。クロスフローは圧力管内とアニュラス部の圧力バランスにより決まるが、その差圧は図6.2.4-8に示すように非常に小さい値（0.1kg/cm^{2}以下）である。圧力管部とアニュラス部で微妙な圧力バランスを取りながら流動が形成され、圧力管開口が十分大きいために軸方向の同じ位置（高さ）で大きな差圧が生じることはない。クロスフローの軸方向の振動は圧力管上部に向かうにつれて小さくなるのは、図6.2.4-10に示すようにアニュラス部が二相状態となるため気相領域の変化により圧力バランスが確保されるためと考えられる。

アニュラス部を流れる冷却材は重水系により冷却されるがクロスフローにより圧力管内冷却材とミキシングする。このために図6.2.4-9に示すよう圧力管内冷却材エンタルピの上昇につれてアニュラス部冷却材エンタルピも上昇してゆく。その結果、アニュラス部冷却材放出口での冷却材エンタルピは圧力管内状態に比べて著しく低下することはない。なお、アニュラス部上部でクォリティが上昇するのはアニュラス部破断口の圧力降下の影響によるものである。

これらの流動挙動でのクロスフロー振動は解析モデルの特性によるところが大きいと考えられる。仮に解析ノードを小さくしていった場合、流動振動も小さくなり、無限小のノード巾では振動は無くなると思われる。図6.2.4-7の軸方向流量分布解析結果から回帰分析により求めた計算データを図中に１点鎖線で示す。解析データから推定するこの回帰直線が無限小ノード解析に近いと考えられ、またこのように振動がない条件が実現象に近いと考えられる。

ＬＯＴＲＡＣ解析結果との各部流量比較を表6.2.4-2に示す。入口管部流量、出口管部流量、及びアニュラス部への流出流量は両コードでほぼ同じ値である。アニュラス部への流量はＬＯＴＲＡＣが下部からすべて流出するモデルになっているのに対して軸方向亀裂のあるＲＥＬＡＰモデルでは流出量の約８０％が下部からでて残りの約２０％が軸方向亀裂からほぼ平均的に流出する。ＬＯＴＲＡＣ解析の炉心流量が約７．７kg/sであるの対してＲＥＬＡＰ解析では約８．４kg/s（炉心平均流量）で若干高めの流量となる。

以上の検討結果を以下にまとめる。

（1）圧力管－アニュラス部間にクロスフロー流量が存在し、炉心流量は炉心上部に向かいにつれて減少する。

（2）軸方向亀裂長がある場合、クロスフローによりアニュラス部冷却材エンタルピの低下は緩和され、アニュラス上部からの放出量は押さえられる傾向となる。

（3）ＬＯＴＲＡＣモデルではクロスフローによる冷却材ミキシングがないため重水系伝熱により冷却材エンタルピが低下する。これは放出冷却材量を大きく（炉心流量を小さく）見積もる側の仮定であり、軸方向亀裂が模擬されていないことは保守側の仮定となる。

（4）冷却性上重要な炉心流量解析結果では、ＬＯＴＲＡＣ解析結果（約７．７kg/s）に比べてＲＥＬＡＰ解析では約８．４kg/s（炉心平均流量）で若干高めの値となる。

表6.2.4－1　機器・配管形状データ（炉心：15ノード）

機器・配管名	Vo.No.	面　積 (m^2)	長　さ (m)	体　積 (m^3)	高低差 (m)	水力径 (m)	抵抗係数
炉　心　部	201	9.28E-3	0.2467	(2.289E-3)	0.2467	0.01747	0.735*
	202～214	9.28E-3	0.2467	(2.289E-3)	0.2467	0.01747	0.735*
	215	9.28E-3	0.2467	(2.289E-3)	0.2467	0.01747	
下部アニュラス部	395	4.524E-3	5.200E-2	(2.352E-4)	5.200E-2	6.057E-4	0.01
	396	1.093E-3	9.480E-1	(1.036E-3)	9.480E-1	5.656E-4	0.02
	397	5.498E-4	2.860E-1	(1.572E-4)	2.860E-1	5.642E-4	0.89
	398	1.178E-2	1.520E-1	(1.791E-3)	1.520E-1	5.629E-4	0.02
	399	4.935E-3	8.200E-2	(4.047E-4)	8.200E-2	4.760E-4	0.06
	400	7.208E-3	3.580E-1	(2.580E-3)	3.580E-1	5.047E-4	0.00
アニュラス部	401	2.36E-3	2.467E-1	(5.822E-4)	2.467E-1	0.980E -2	0.00
	402～414	2.36E-3	2.467E-1	(5.822E-4)	2.467E-1	0.980E-2	0.00
	415	2.36E-3	2.467E-1	(5.822E-4)	2.467E-1	0.980E-2	0.00
上部アニュラス部	409	7.208E-3	4.060E-1	(2.926E-3)	4.060E-1	4.936E-4	0.09
	410	4.888E-3	8.200E-2	(4.008E-4)	8.200E-2	4.626E-4	0.03
	411	1.096E-2	1.490E-1	(1.633E-3)	1.490E-1	5.358E-4	0.09
	412	7.669E-3	2.050E-1	(1.572E-3)	2.050E-1	5.345E-4	0.32
	413	1.475E-3	4.390E-1	(6.476E-4)	4.390E-1	4.487E-4	0.22
	414	4.021E-4	4.450E-1	(1.789E-4)	4.450E-1	3.966E-4	0.00
	415	1.222E-2	7.300E-2	(8.918E-4)	7.300E-2	5.459E-4	0.16
	416	4.769E-3	6.400E-2	(3.052E-4)	6.400E-2	4.559E-4	0.09
	417	3.169E-3	1.260E-1	(3.993E-4)	1.260E-1	4.334E-4	
破　断　口	650	0.25E-4	—	—	—	5.64E-3	0.00
	750	0.4E-4	—	—	—	7.14E-3	0.00
	850	1.8E-4	—	—	—	1.51E-2	0.00

（　）は計算値を示す。

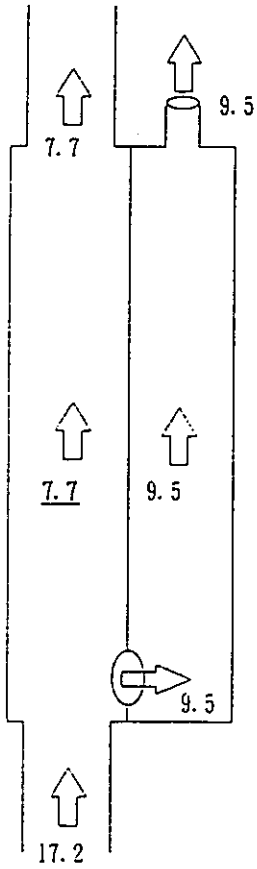
*：炉心流量がLOTRAC解析結果と合うよう調整した値。

表6.2.4－2　ＲＥＬＡＰ解析結果まとめ表

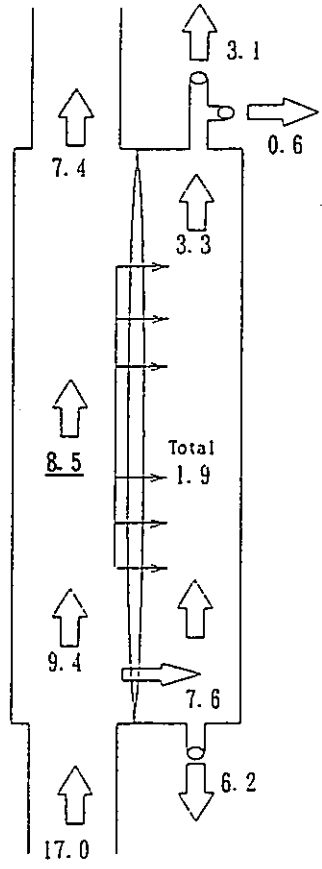
項　　目	ＬＯＴＲＡＣ解析結果	ＲＥＬＡＰ解析結果
炉心入口圧力	74.4 kg/cm^2	同左（境界条件）
炉心出口圧力	73.9 kg/cm^2	同左（境界条件）
入口管流量	17.2 kg/s	17.0 kg/s
圧力管内流量	7.7 kg/s	〔9.4〕kg/s（下部）
		〔8.5〕kg/s（中央部）
		〔7.4〕kg/s（上部）
出口管流量	7.7 kg/s	7.4 kg/s
アニュラス部流量	9.5 kg/s	〔1.4〕kg/s（下部）
		〔2.3〕kg/s（中央部）
		〔3.3〕kg/s（上部）
破断放出量	9.5 kg/s	6.2 kg/s(下部CO2系)
		3.1 kg/s（ﾍﾞﾛｰｽﾞ部）
		0.6 kg/s(上部CO2系)

注）〔 〕内は回帰直線により算定した値

LOTRAC解析モデル



RELAP解析モデル



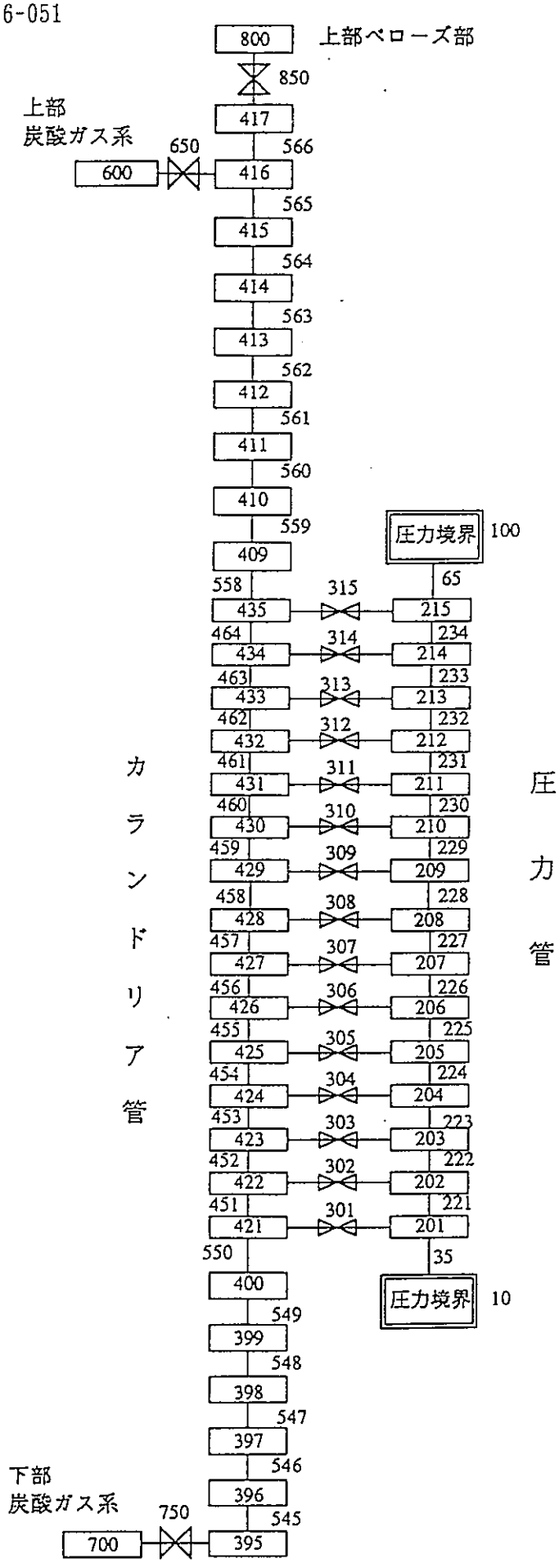


図6.2.4－1　圧力管単管破断時RELAP解析モデル図 (炉心：15ノード)

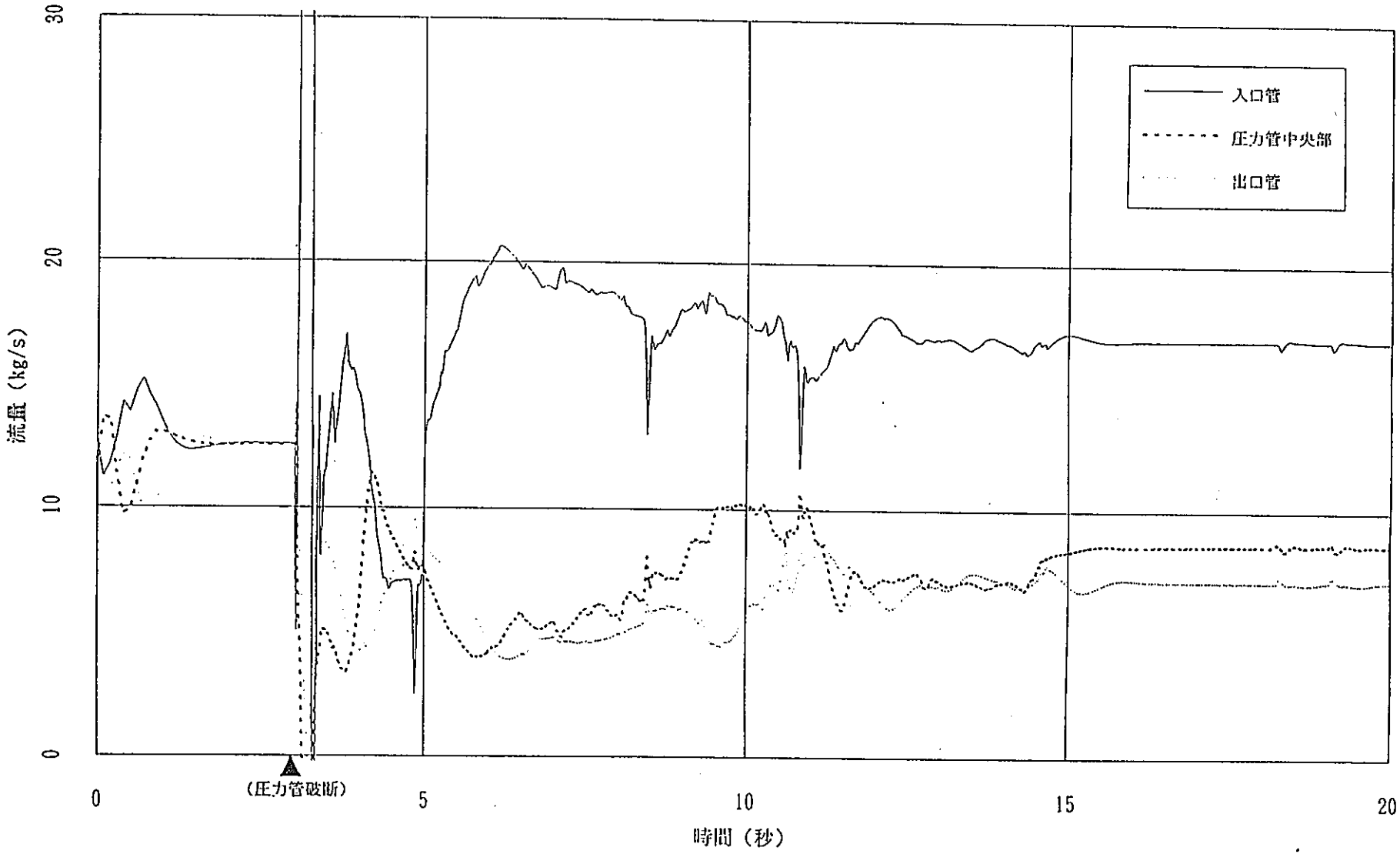


図６．２．４－２　　圧力管単管破断時圧力管内流動解析結果（RELAP解析結果，拡管量：140mm）

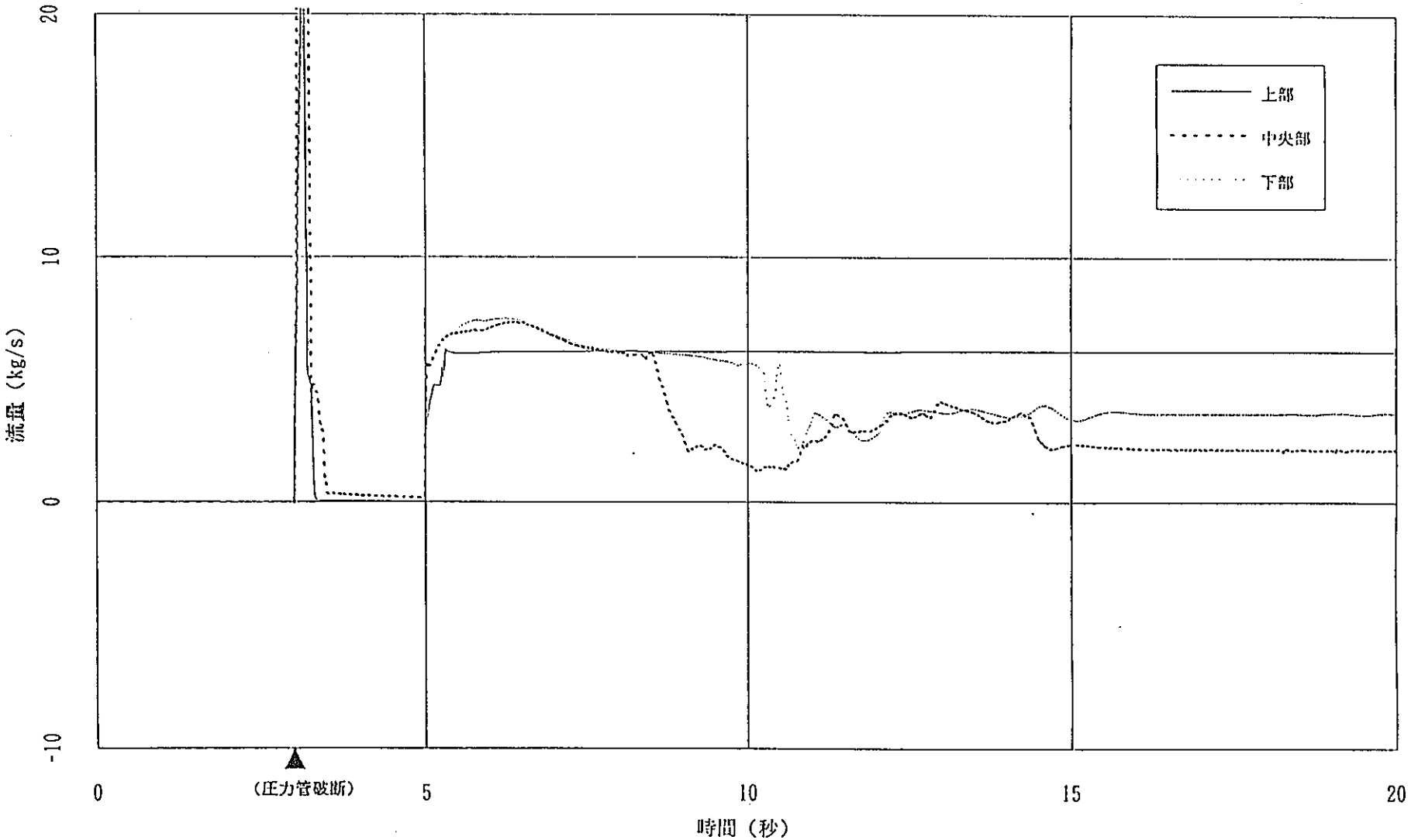


図６.２.４－３　　圧力管単管破断時アニュラス部流動解析結果（RELAP解析結果，拡管量:140mm）

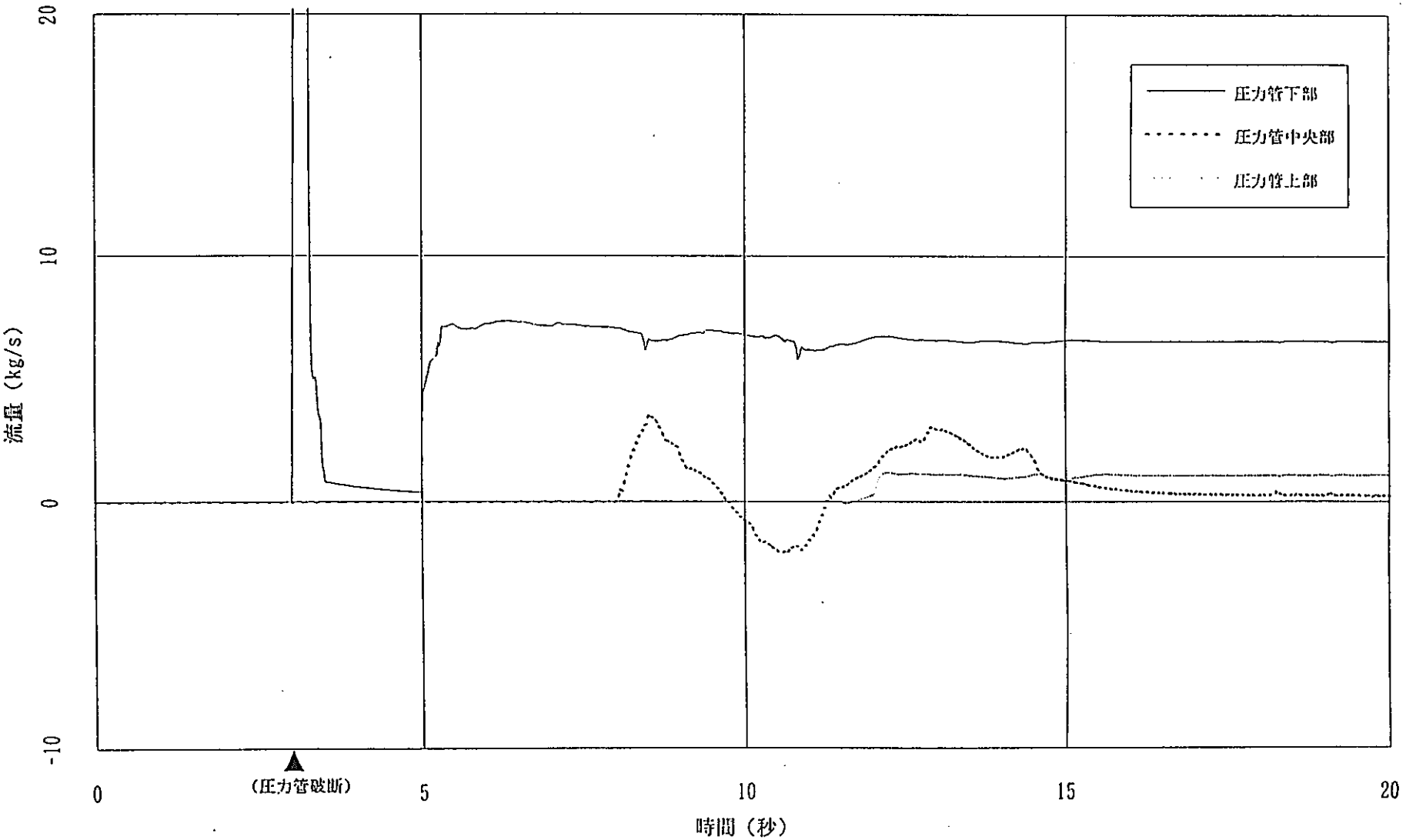


図6.2.4－4　圧力管単管破断時圧力管破断口部流動解析結果（RELAP解析結果，拡管量：140mm）

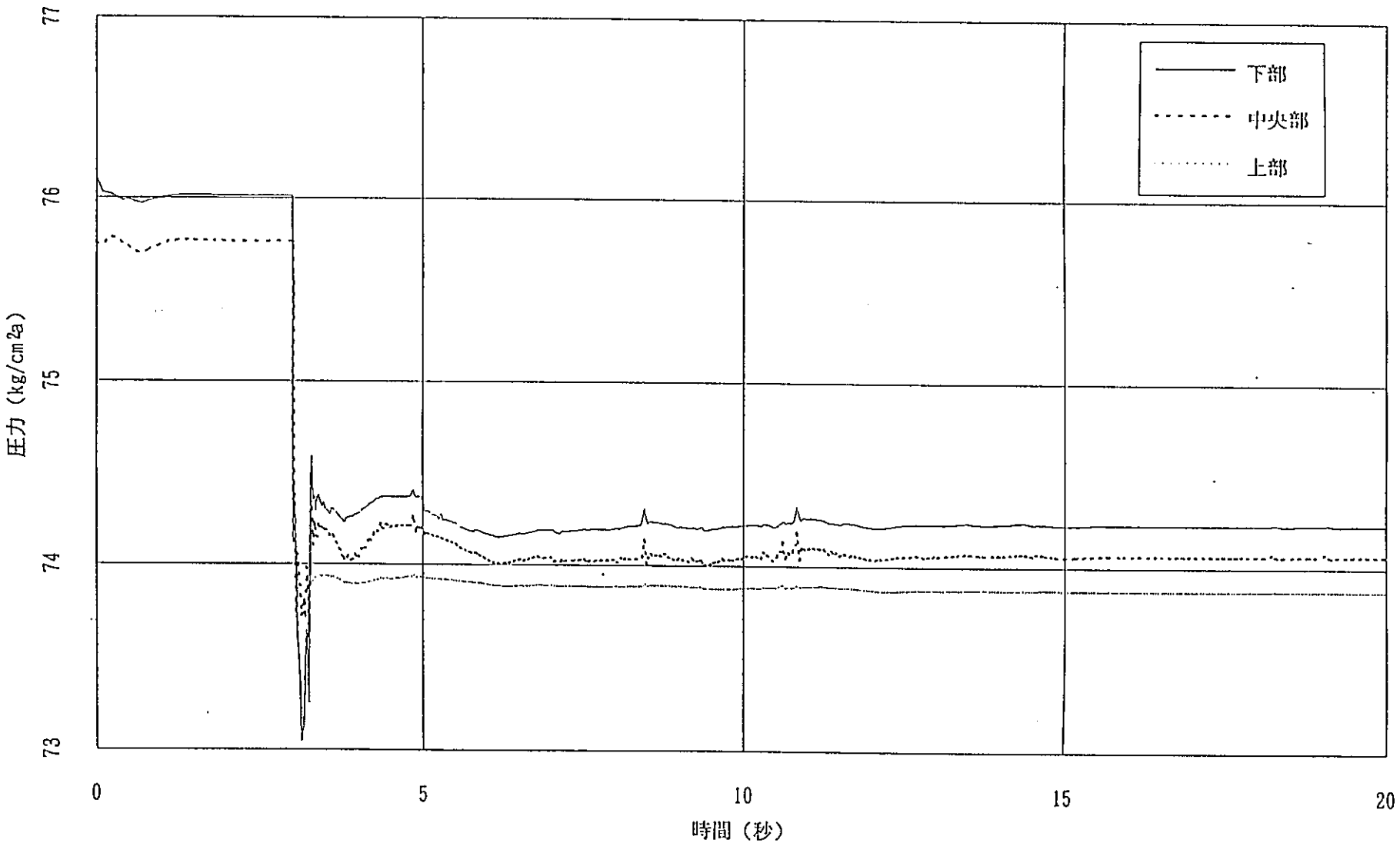


図6.2.4－5　　圧力管単管破断時圧力管内圧力変化（RELAP解析結果，拡管量：140mm）

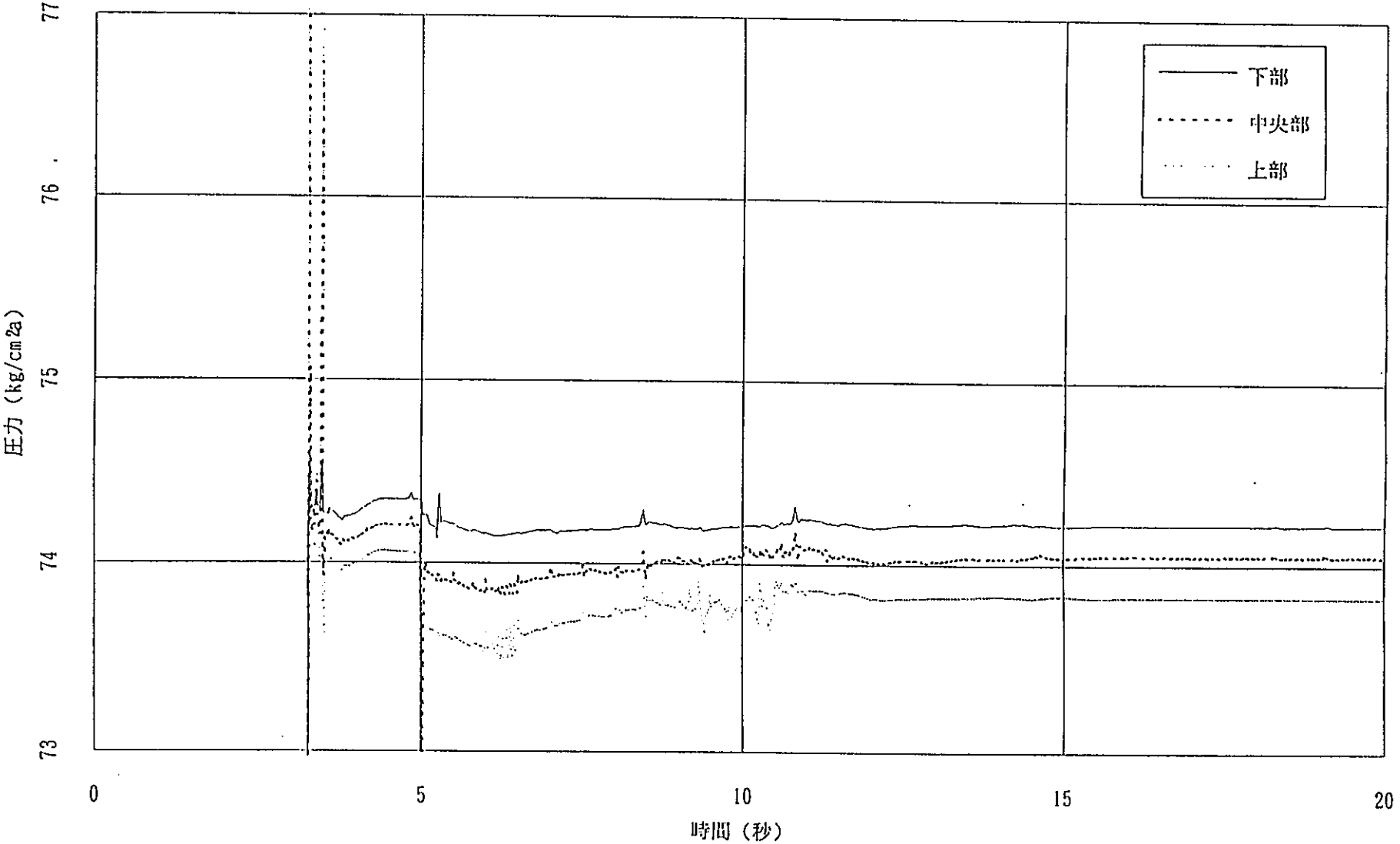


図6.2.4－6　　圧力管単管破断時アニュラス部圧力変化（RELAP解析結果，拡管量:140mm）

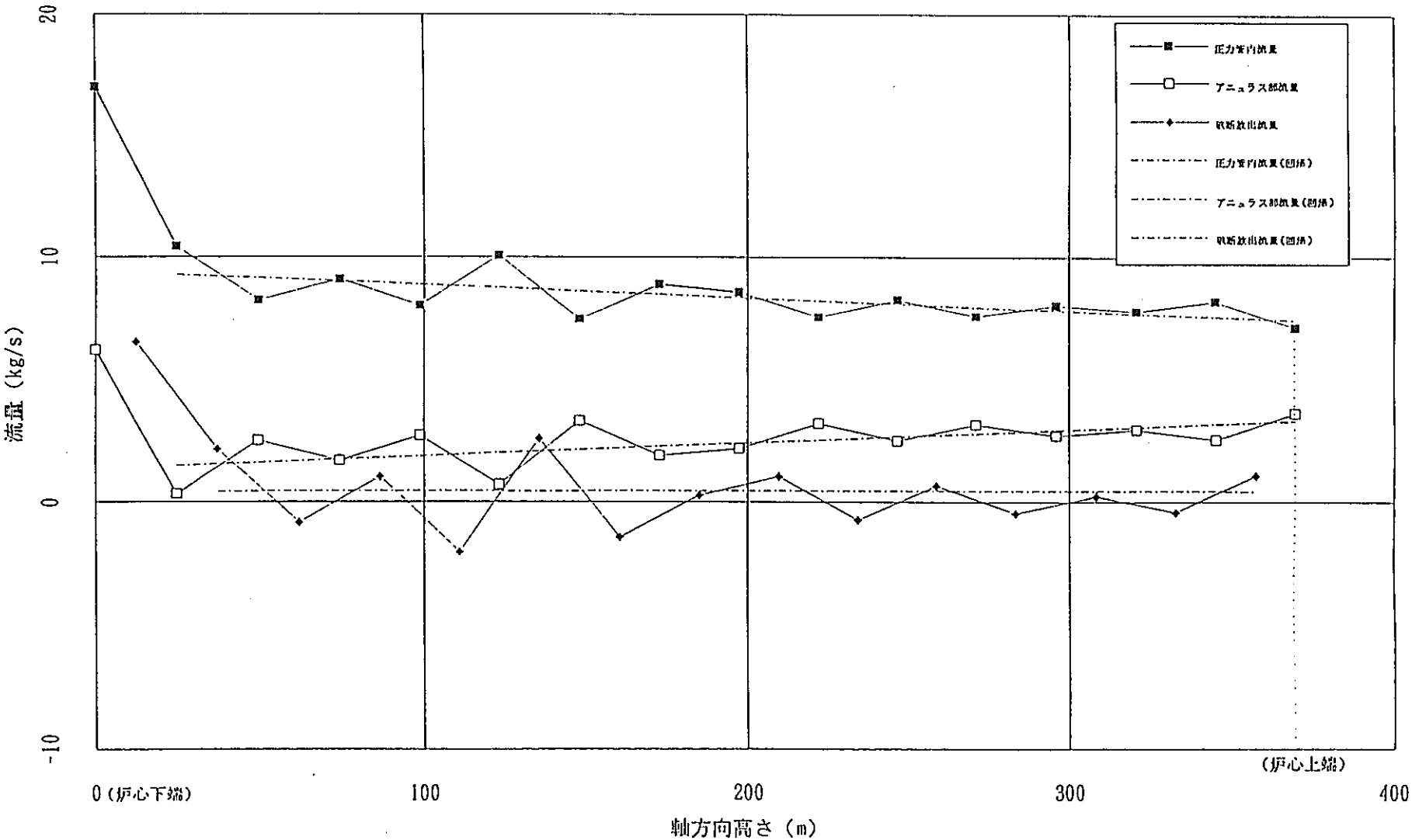


図６.２.４－７　　圧力管単管破断時チャンネル内軸方向流量分布（RELAP解析結果、拡管径:140mm）

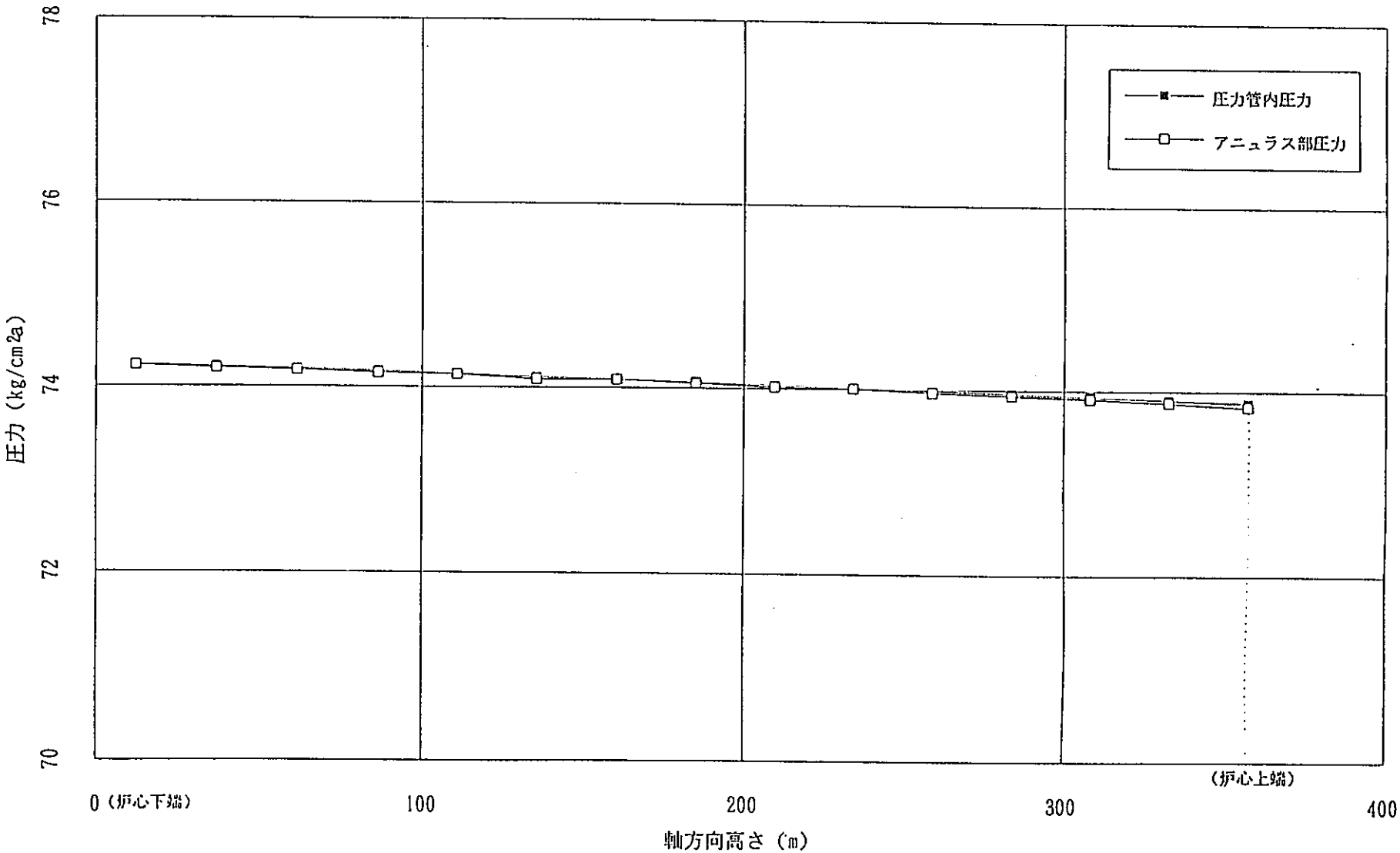


図6.2.4－8　圧力管単管破断時チャンネル内圧力分布（RELAP解析結果，拡管量:140mm）

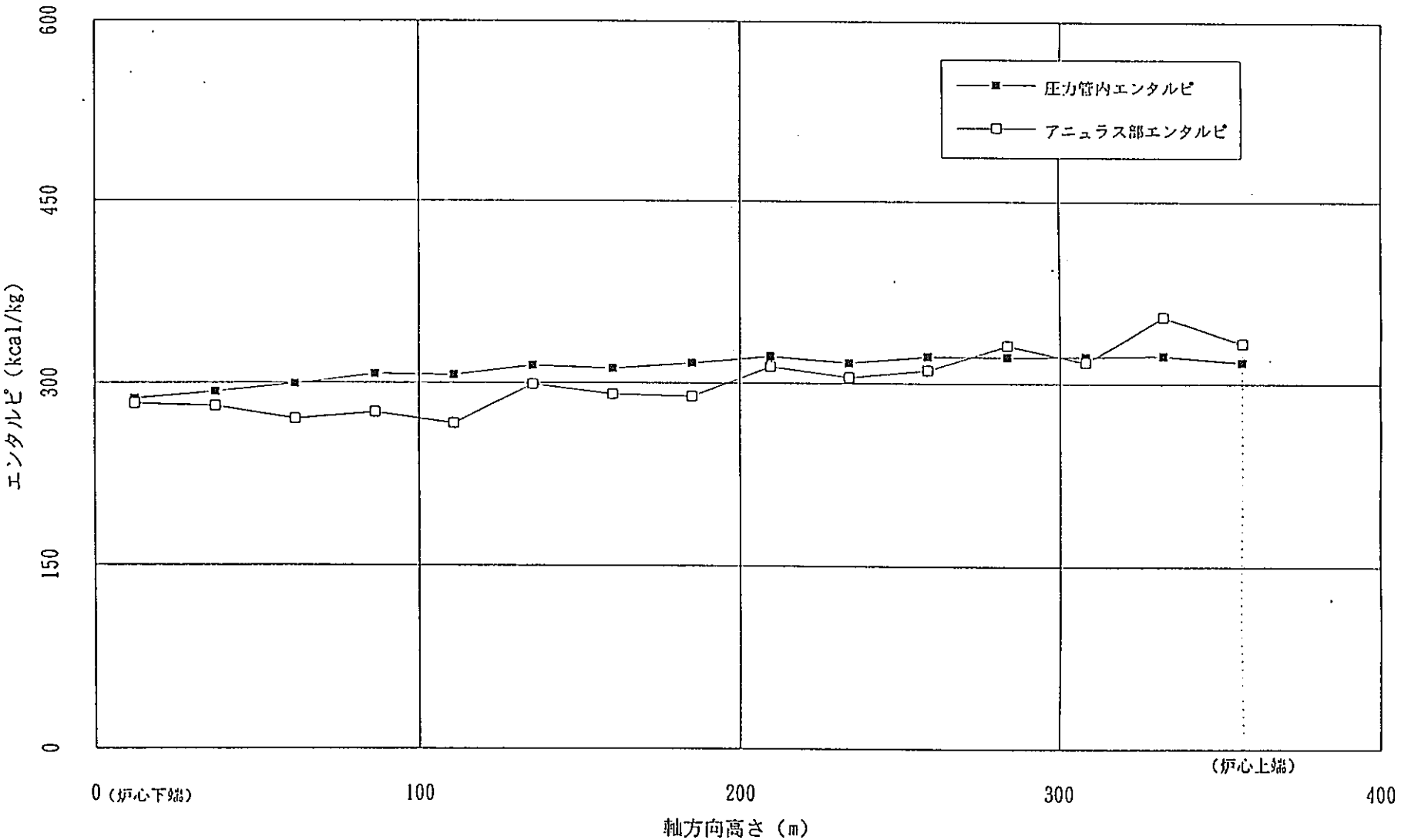


図 6.2.4－9　圧力管里管破断時チャンネル内軸方向冷却材エンタルピ分布（RELAP解析結果、拡管量：140mm）

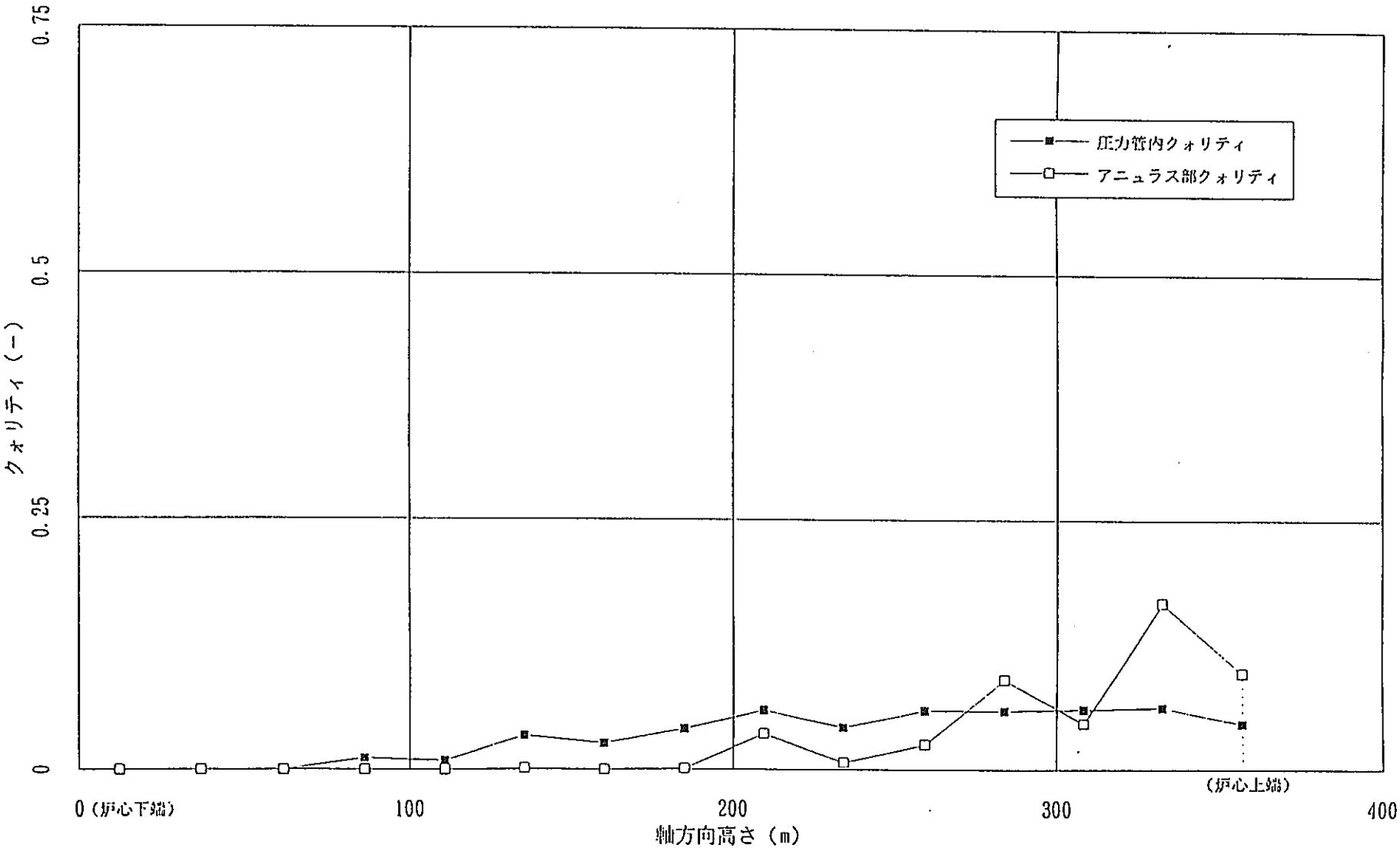


図６．２．４－10　　圧力管里管破断時チャンネル内軸方向冷却材状態分布（RELAP解析結果、拡管量:140mm）

6.2.5 出力分布計算

以下では、圧力管破断チャンネルの燃料集合体局所出力分布及び炉心出力分布解析を実施する。

解析は、計算コードとしてＷＩＭＳ－ＡＴＲコード及びＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードを用いて、取替炉心サイクル初期におけるＭＣＰＲ発生チャンネルにおいて圧力管破断が発生した場合について行う。

解析においては、破断した圧力管は全長にわたって拡管することを想定し、また、破断後の圧力管拡管量はカランドリア管には密着しない現実的拡管条件２ケース（圧力管内径130mm、140mm)と、破断した圧力管がカランドリア管に密着するまで拡管する最大拡管条件（圧力管内径149.8mm）の合計３ケースを検討した。

6.2.5.1　解析条件

（1）解析手法

（a）解析フロー

図6.2.5.1-1に圧力管破断チャンネルの出力ピーキング特性の解析フローを示す。

解析は、まず圧力管破断チャンネルのチャンネル内形状等に基づきＷＩＭＳ－ＡＴＲコードにより格子計算を実施し、次にこの計算により求めた格子定数を用いてＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードにより炉心計算を実施する手順で行う。

この解析により、圧力管破断チャンネル出力ピーキング特性として、燃料集合体内局所出力分布及びチャンネル出力分布を求める。

なお、炉心計算に必要な非破断チャンネルの格子定数は、昭和６３年度の新型転換炉実証炉設計で使用したＷＩＭＳ－ＡＴＲコードによるものを用いる。

（b）解析コード

上記のように解析コードは、ＡＴＲ炉心設計用に整備された格子計算コードＷＩＭＳ－ＡＴＲ及び炉心計算コードＬＡＹＭＯＮ－２Ａを使用する。

（i）ＷＩＭＳ－ＡＴＲ

ＷＩＭＳ－ＡＴＲコードは、高速１４群、共鳴１３群、熱４２群、計６９群の基本ライブラリーを用い、２次元の任意のエネルギー群数で格子核計算を行い単位セル内の出力分布を求め、更に燃焼計算を実施し、燃料集合体内局所出力分布及び格子定数を算出するものである。

（ii）ＬＡＹＭＯＮ－２Ａ

ＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードは、ＷＩＭＳ－ＡＴＲで作成した格子平均核定数を入力データとして、炉心各チャンネルの熱水力特性を考慮して核熱結合計算を行い、炉心内の３次元出力分布を解析するものである。

（c）解析モデル

（i）燃料集合体局所出力分布の解析モデル

図6.2.5.1-2に圧力管破断チャンネル内形状想定図を示す。図においてＷＩＭＳ－ＡＴＲコードによる解析を実施するため下記のモデル化を行う。

① 集合体の偏心量は軸方向一様とする。

② 軸方向高さ同一断面内のボイド率は一様とする。

③ 圧力管の破断ヶ所は考慮せずスミアする。スミアにあたっては圧力管の物質量を保存する。具体的には、圧力管の肉厚を通常時のままで破断ヶ所にも圧力管物質が存在するとし、これによる物量増大を密度を小さくすることにより調整した。

なお、ＷＩＭＳ－ＡＴＲの計算は、無限格子体系で行う。

（ii）チャンネル出力分布の解析モデル

図6.2.5.1-3に圧力破断チャンネル位置の想定（例）を示す。図の体系におけるチャンネル出力分布を解析するために下記方法を用いる。

① 破断チャンネルの格子平均核定数を(1)で述べたモデルで計算する。ここでチャンネル内軸方向のボイド分布を考慮するため、ボイド率をパラメータとした核定数計算を実施し、ＬＡＹＭＯＮコードのＢ定数を作成する。

② 破断チャンネルの流量条件は「6.2.3 流動配分解析」の結果を用いる。

③ ①，②条件及び非破断チャンネルの条件（昭和６３年度新型転換炉実証炉設計の計算条件）を用いてＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードによる３次元核熱結合計算を実施する。

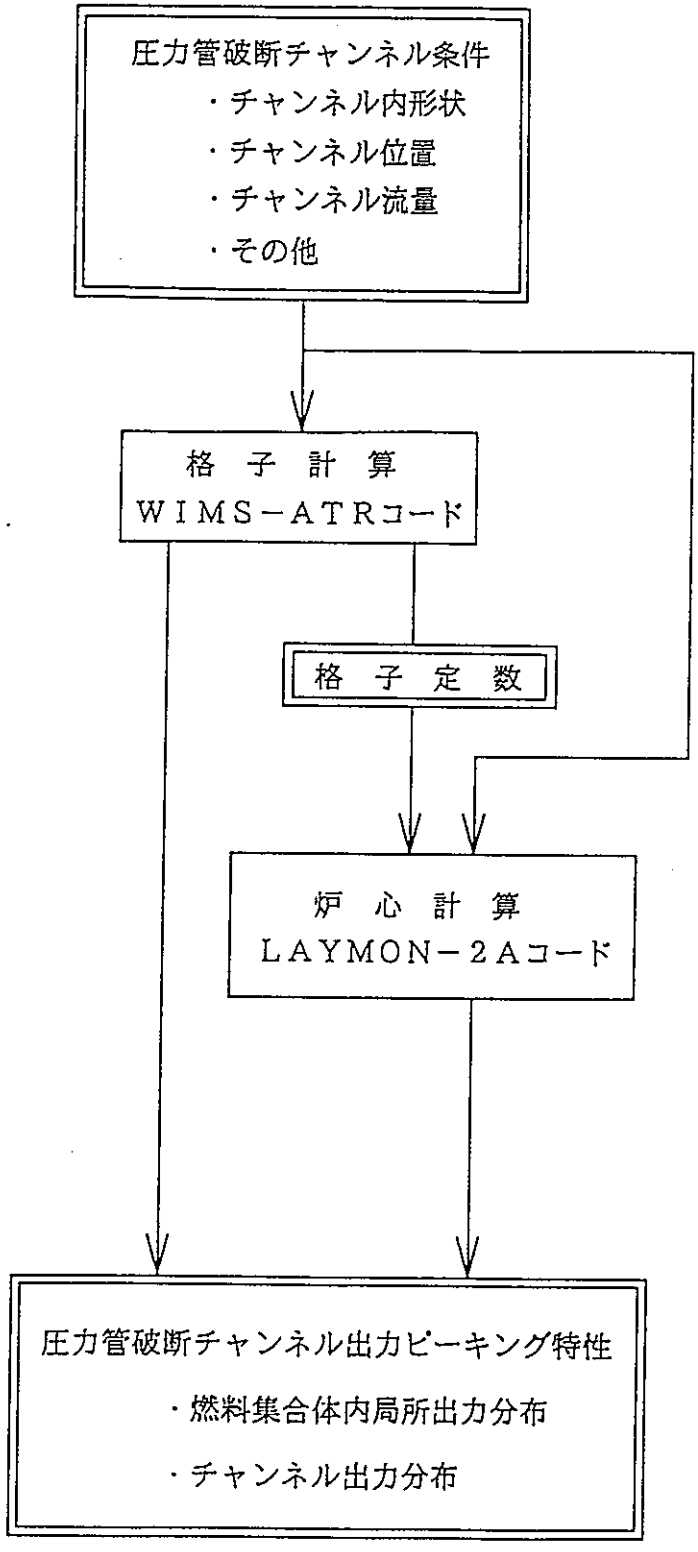
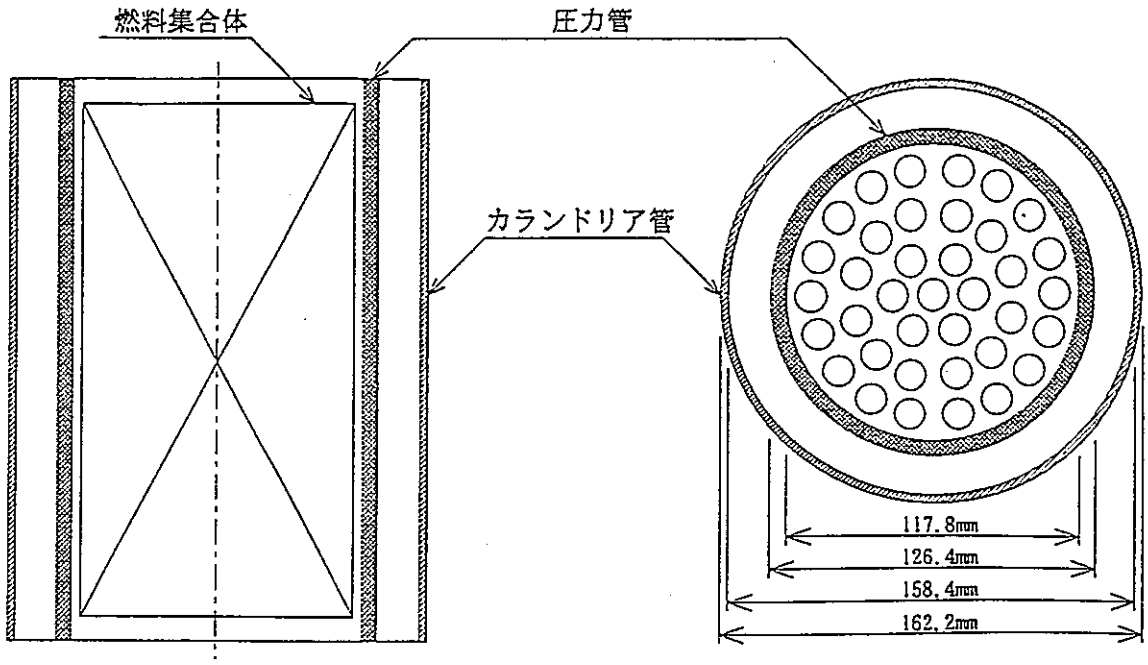
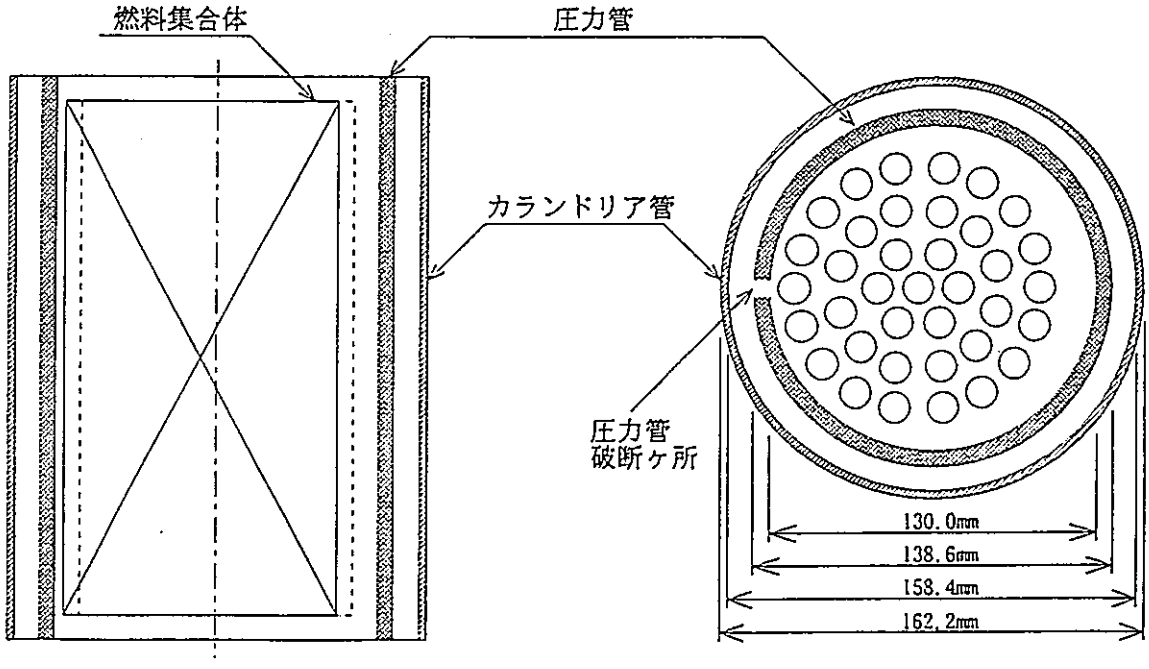


図6.2.5.1－1　圧力管破断チャンネル出力ピーキング特性の解析フロー

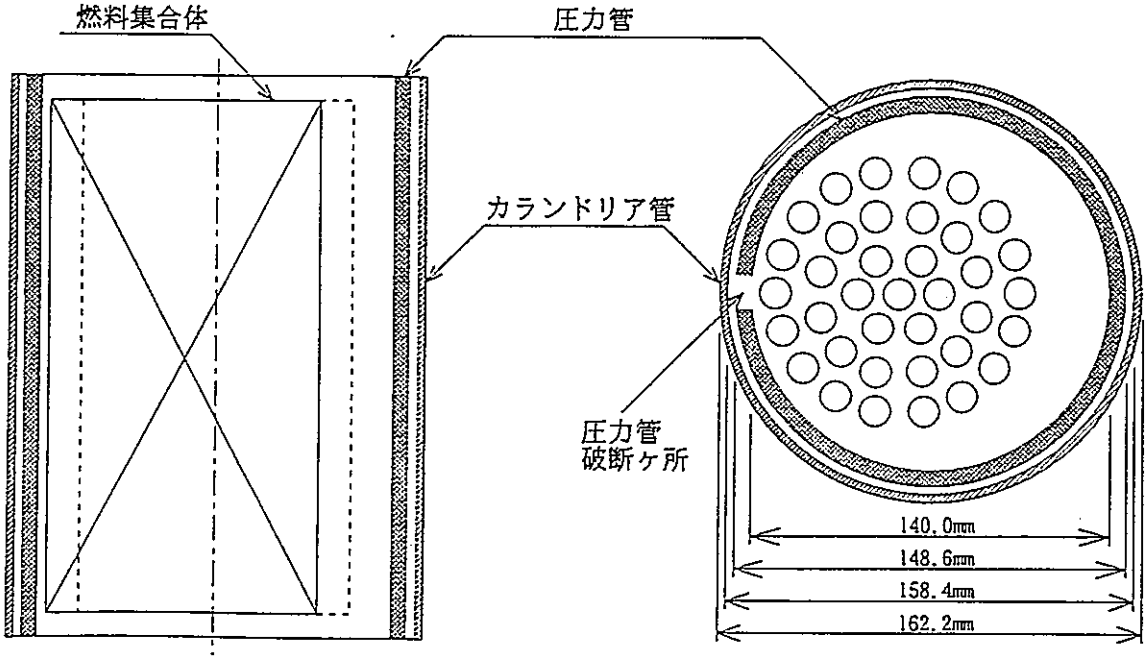


（1）圧力管が正常な場合

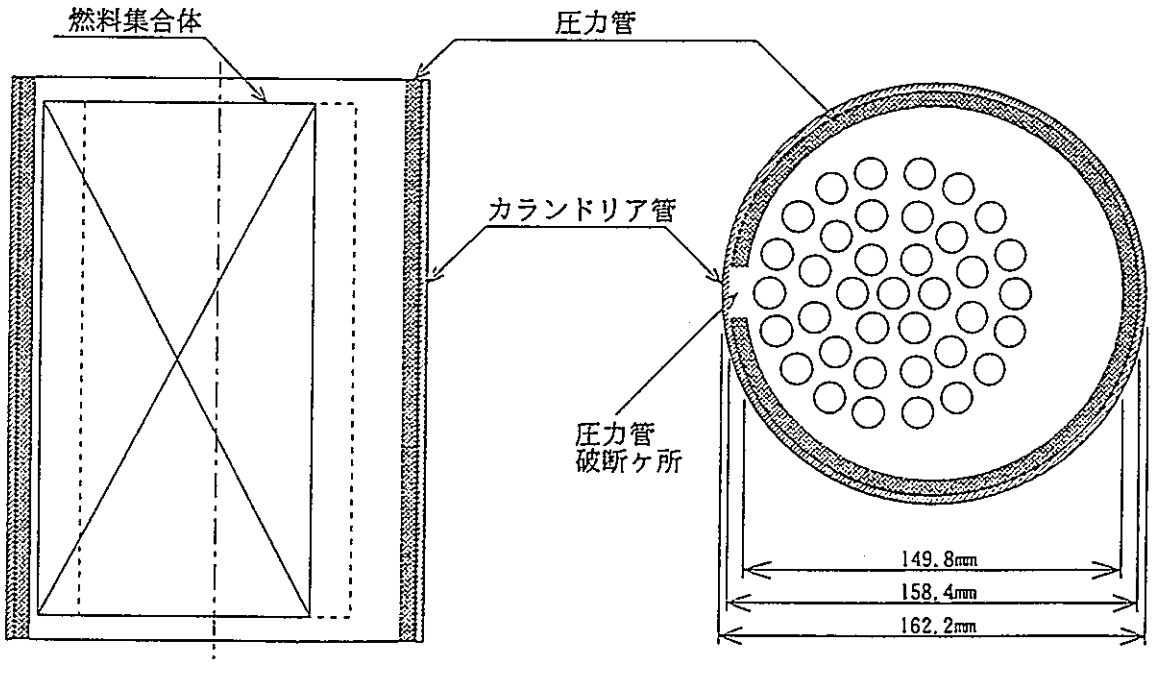


（2）現実拡管A

図6.2.5.1－2　圧力管破断時のチャンネル内形状想定図(1/2)



（3）現実拡管B



（4）最大拡管

図6.2.5.1－2　圧力管破断時のチャンネル内形状想定図(2/2)

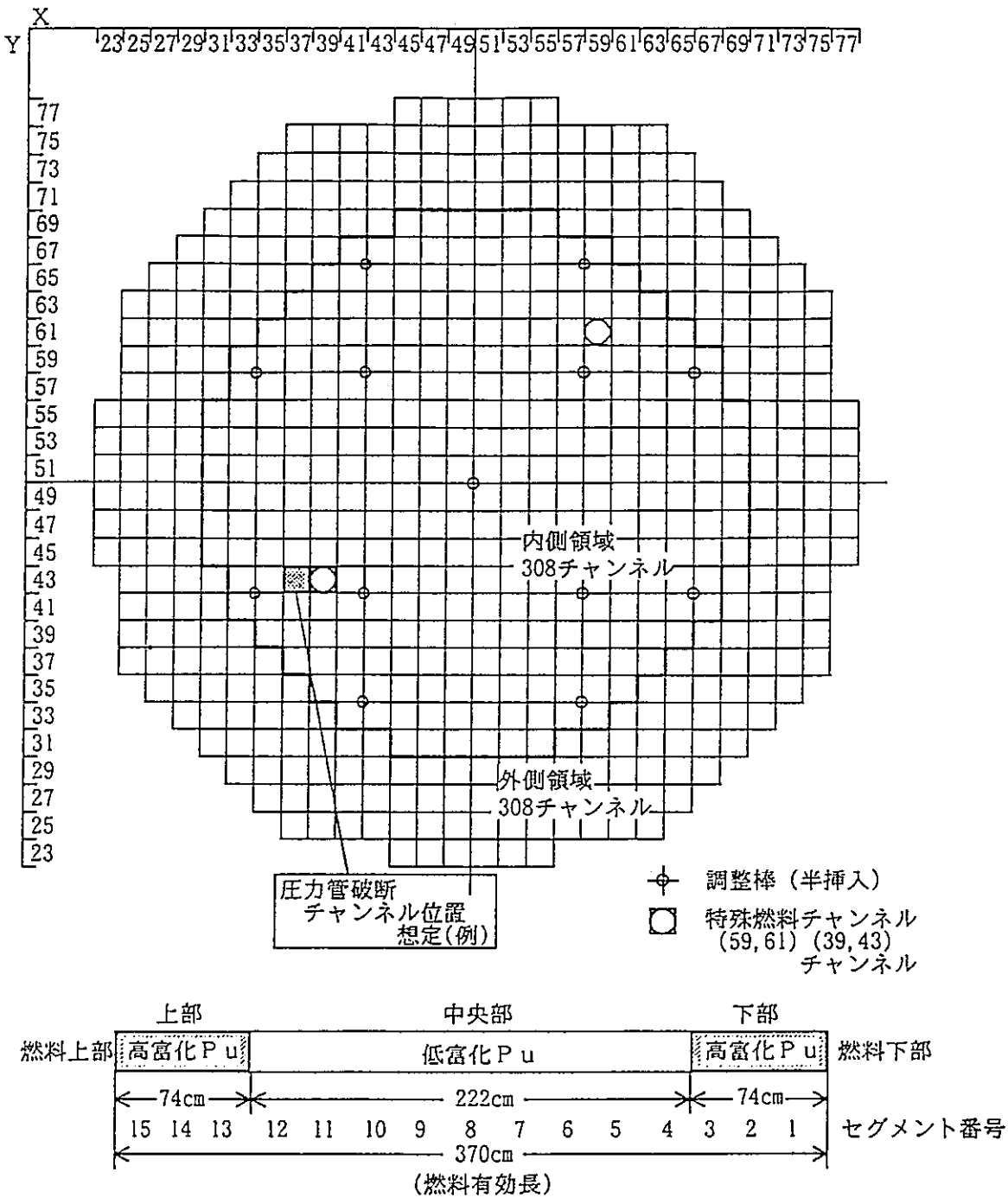


図６.２.５.１－３　圧力管破断チャンネル位置の想定例

（２） 解析条件

解析は、新型転換炉実証炉の取替炉心サイクル初期におけるＭＣＰＲ発生チャンネルにおいて圧力管破断が発生した場合を想定して行う。解析に用いる条件を昭和６３年度仕様に基づいて示す。

（ａ）燃料集合体

図6.2.5.1-4及び図6.2.5.1-5に取替標準燃料の形状を示す。図6.2.5.1-4がＧｄ燃料棒を３本装荷した内側領域燃料、図6.2.5.1-5がＧｄ燃料棒を４本装荷した外側領域燃料である。

また、表6.2.5.1-1、表6.2.5.1-2に各燃料集合体の分裂性プルトニウム富化度、濃縮度、及びＧｄ濃縮を示す。

（ｂ）炉　心

図6.2.5.1-6に取替炉心の炉心構成を示す。構成は、内側領域３０８チャンネル（内特燃チャンネル２）、外側領域３０８チャンネルの合計６１６チャンネルで構成されている。また、軸方向は、上部，下部を高富化度領域とする３領域で構成されている。(図6.2.5.1-8参照)

（ｃ）解析ケース

圧力管破断時のチャンネル状態及び解析サイクルとしては、下記条件を用いた。

① チャンネル状態－－－３ケース（図6.2.5.1-2参照）

（圧力管径／集合体偏心量）

・現実的拡管Ａ（ 130.0mm／　6.6mm ）

・現実的拡管Ｂ（ 140.0mm／　11.6mm ）

・最大拡管　（ 149.8mm／　16.5mm ）

② 解析サイクル－－－－1ケース

・第９サイクルＢＯＣ

（ｉ）燃料集合体内局所出力分布の解析

ＷＩＭＳ－ＡＴＲを用いて、燃料集合体局所出力分布の解析を行う。表6.2.5.1-3に解析ケースを示す。ボイド率依存性を考慮するために、ボイド率をパラメータとして実施する。

図6.2.5.1-7に集合体偏心方向を示す。

(ii) チャンネル出力分布の解析

(イ) LAYMON・B定数作成のための解析

WIMS－ATRを用いて、LAYMON－2AコードのB定数作成のため, M^2、K∞、Σfの核定数計算を行う。解析ケースは局所出力分布解析と同一(表6.2.5-3)である。

(ロ) 出力分布の解析

LAYMON－2Aコードを用いて、破断チャンネルの出力分布の解析を行う。表6.2.5-4に解析ケースを示す。

なお、表に記載の破断チャンネルの流量条件は前節での流動解析の結果に基づくものである。また、上記ケースと比較するための通常状態における出力分布は、昭和63年度設計の結果を用いる。

表6.2.5.1－1　取替標準燃料分裂性プルトニウム富化度、ガドリニア濃度

		中央部燃料				上下部燃料				領域平均集合体	炉心平均
		Mox棒	Gd入りUO₂棒			Mox棒	Gd入りUO₂棒				
		Puf富化度 (w/o)	Gd棒本数	Gd濃度 (w/o)	^{235}U濃縮度 (w/o)	Puf富化度 (w/o)	Gd棒本数	Gd濃度 (w/o)	^{235}U濃縮度 (w/o)	富化度 (w/o)	富化度 (w/o)
内側領域	内層	3.30				4.00				2.50	2.67
	中間層	3.30	3	1.2	3.5	4.00	3	0.7	3.5		
	外層	1.30				1.60					
	平均	2.30				2.80					
外側	内層	3.50				4.15				2.84	
	中間層	3.50	4	1.4	3.5	4.15	4	0.8	3.5		
	外層	1.80				2.10					
	平均	2.65				3.13					

表6.2.5.1－2　取替特殊燃料濃縮度、ガドリニア濃度

		Gd無しUO²棒	Gd入りUO²棒		
		^{235}U濃縮度 (w/o)	Gd棒本数	Gd濃度 (w/o)	^{235}U濃縮度 (w/o)
特殊燃料	内層	4.00	3	5.0	4.0
	外層	2.05			
	平均	2.64			

表6.2.5.1－3　局所出力分布計算条件

解析ケース	圧力管径 (mm)	燃料体偏心 (mm)	偏心方向	アニュラス部の軽水量 (%)	冷却材ボイド率 (%)
正常時	117.8	0.0	····	0	30
現実拡管A	130.0	6.6	従来偏心方向	0	30
現実拡管B	140.0	11.6	従来偏心方向	0	0, 20, 30, 60, 80
最大拡管	149.8	16.5	従来偏心方向	0	30

表6.2.5.1－4　圧力管単管破断時のチャンネル流量に基づく炉心出力分布解析計算基準条件

解析ケース	圧力管径 (mm)	燃料体偏心 (mm)
現実拡管A	130.0	6.6
現実拡管B	140.0	11.6
最大拡管	149.8	16.5

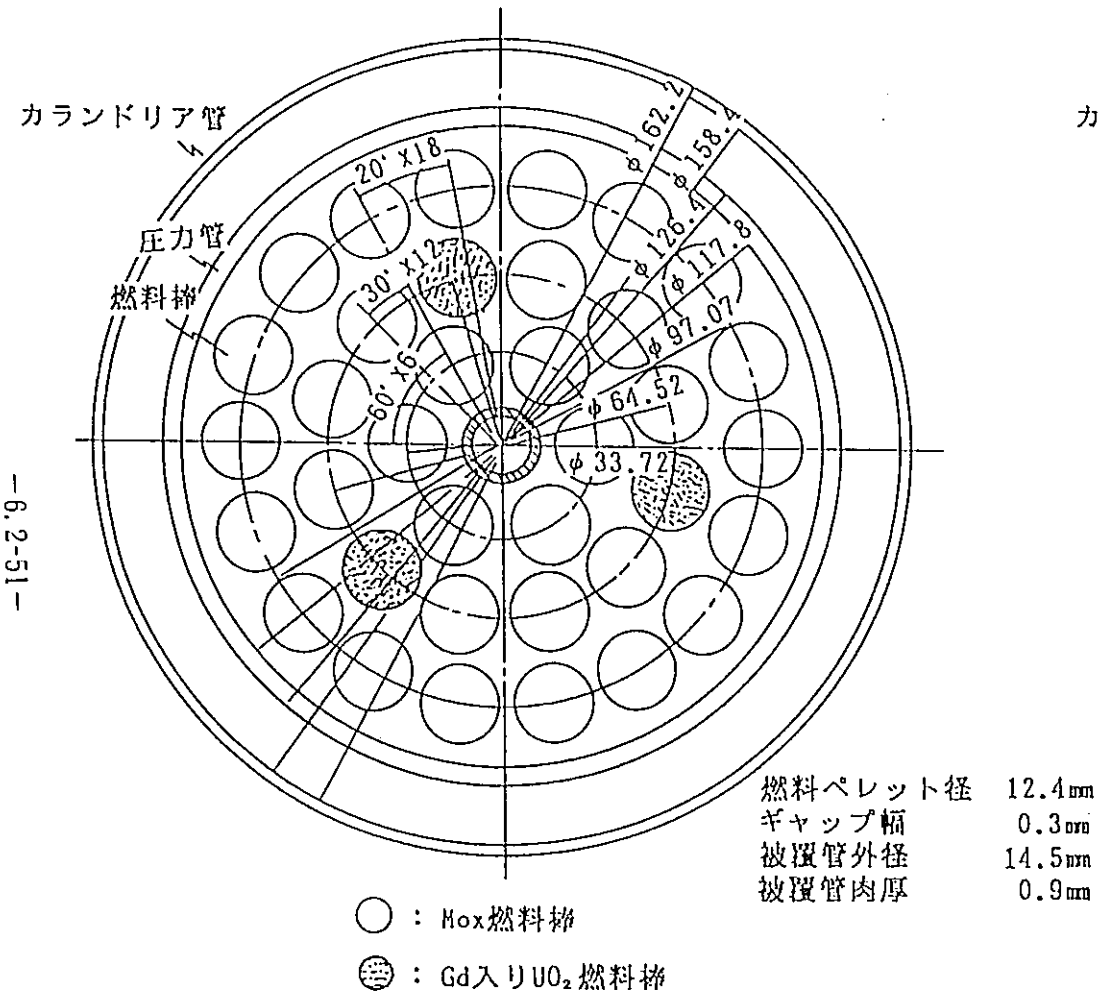


図6.2.5.1－4　取替内側領域燃料集合体（Ｇｄ燃料棒３本）

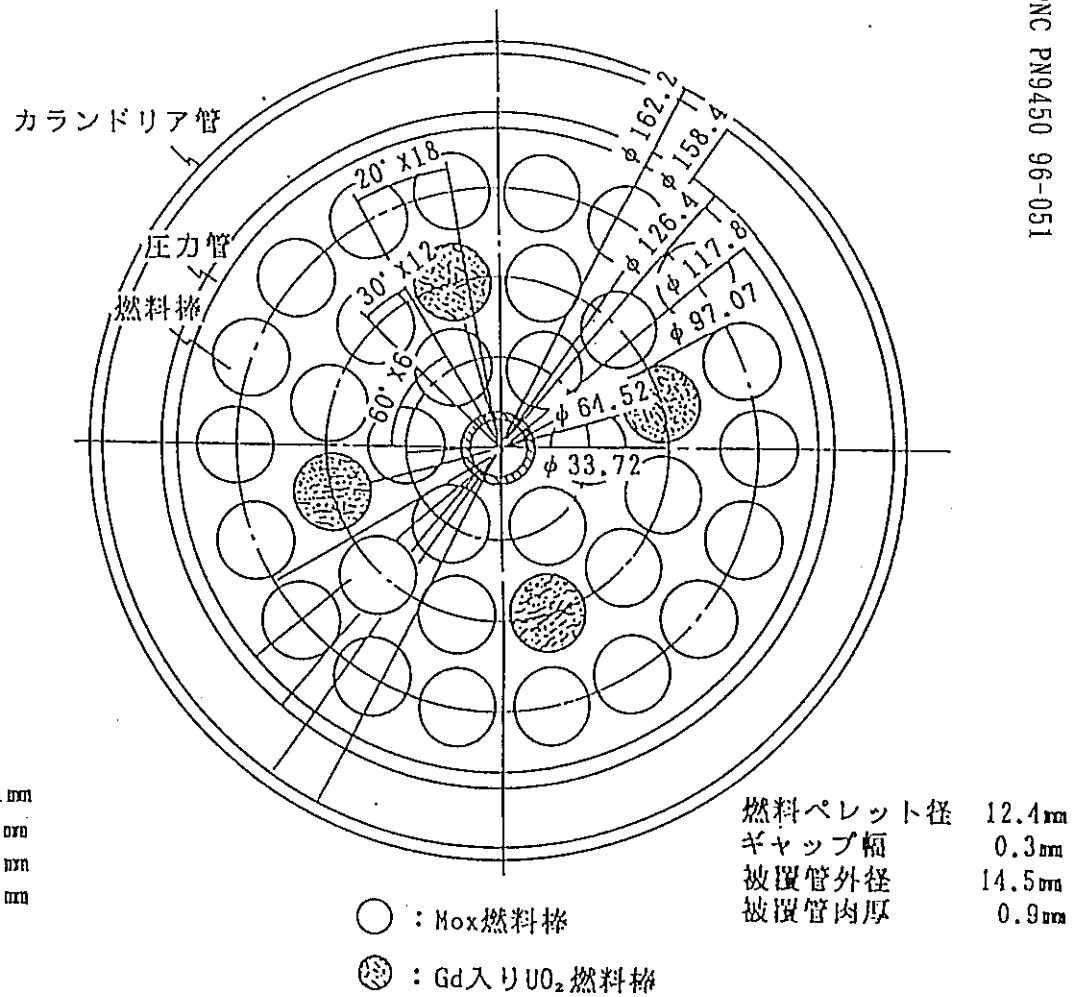


図6.2.5.1－5　取替外側領域燃料集合体（Ｇｄ燃料棒４本）

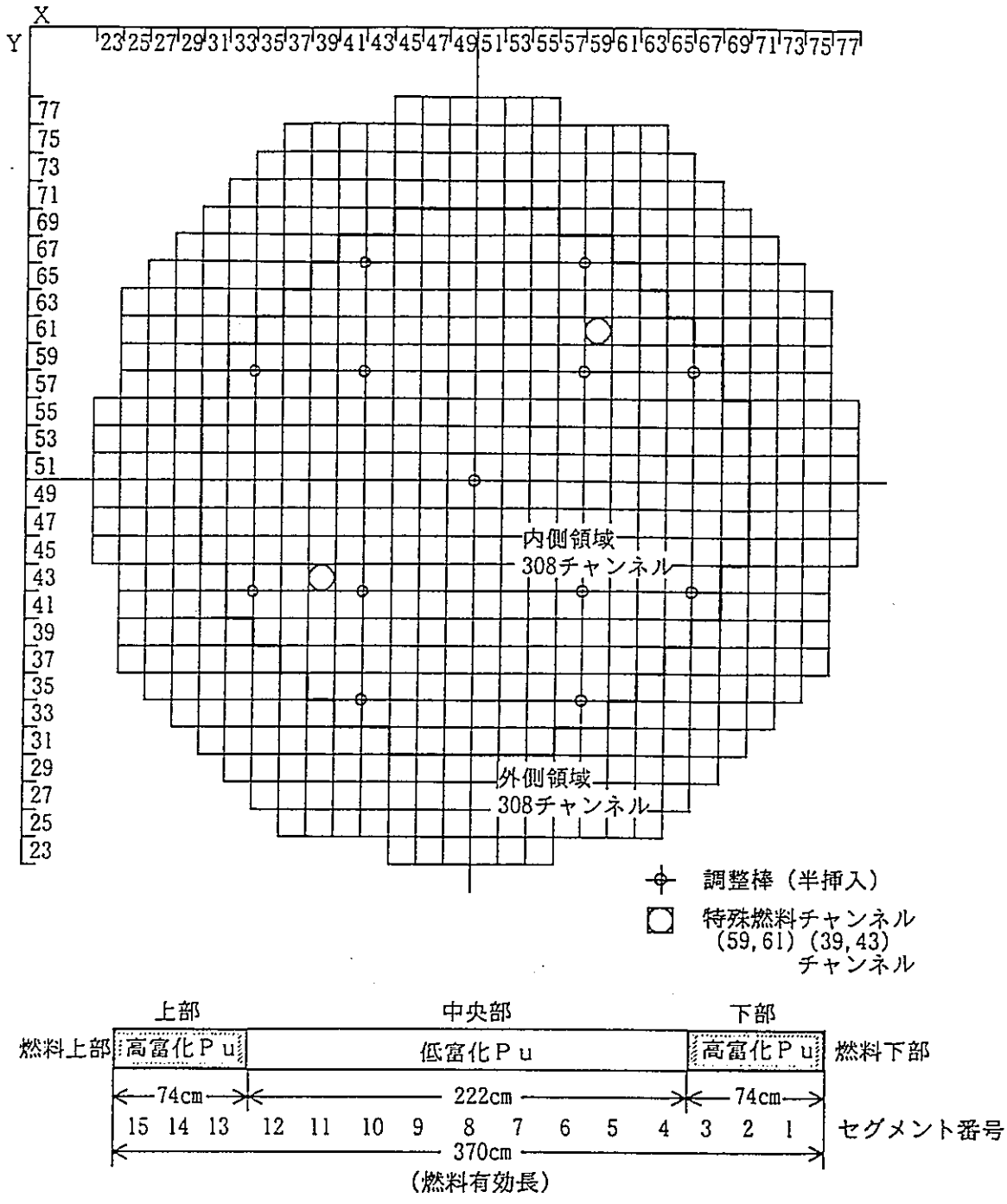
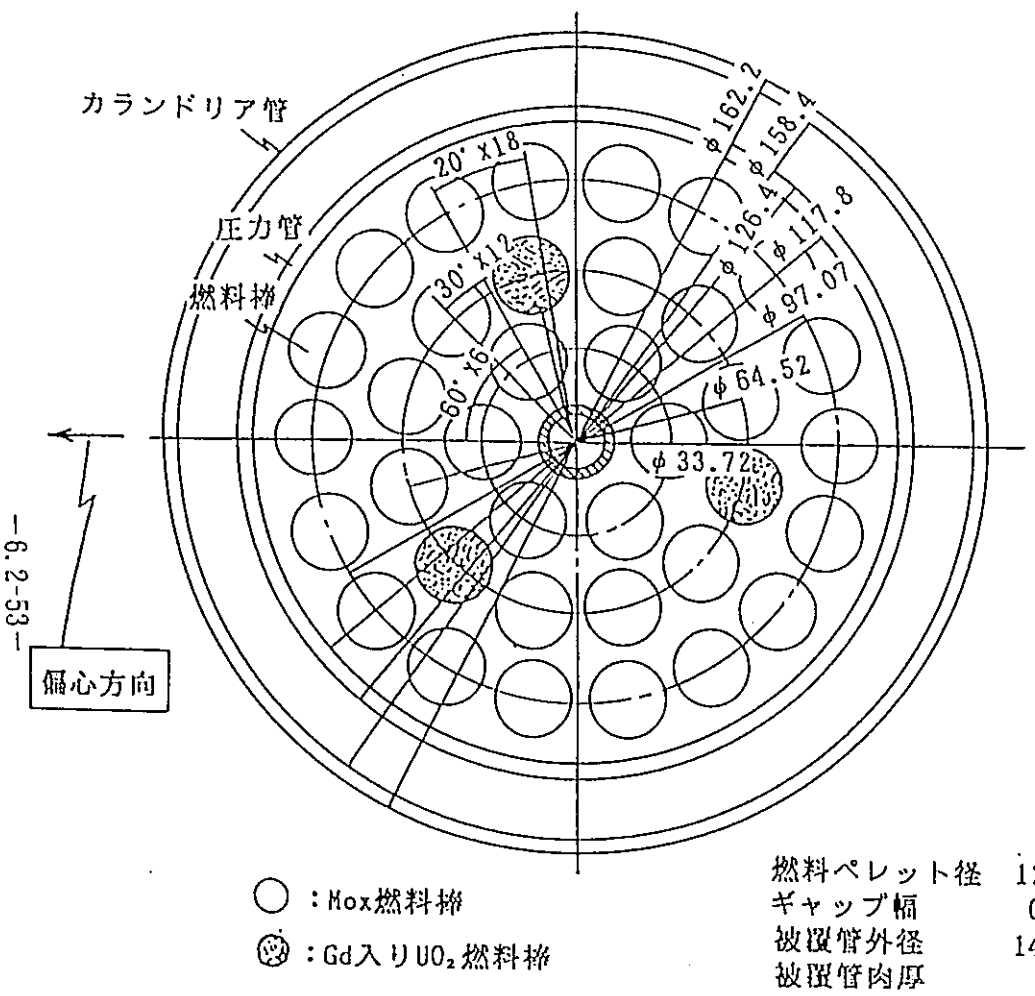
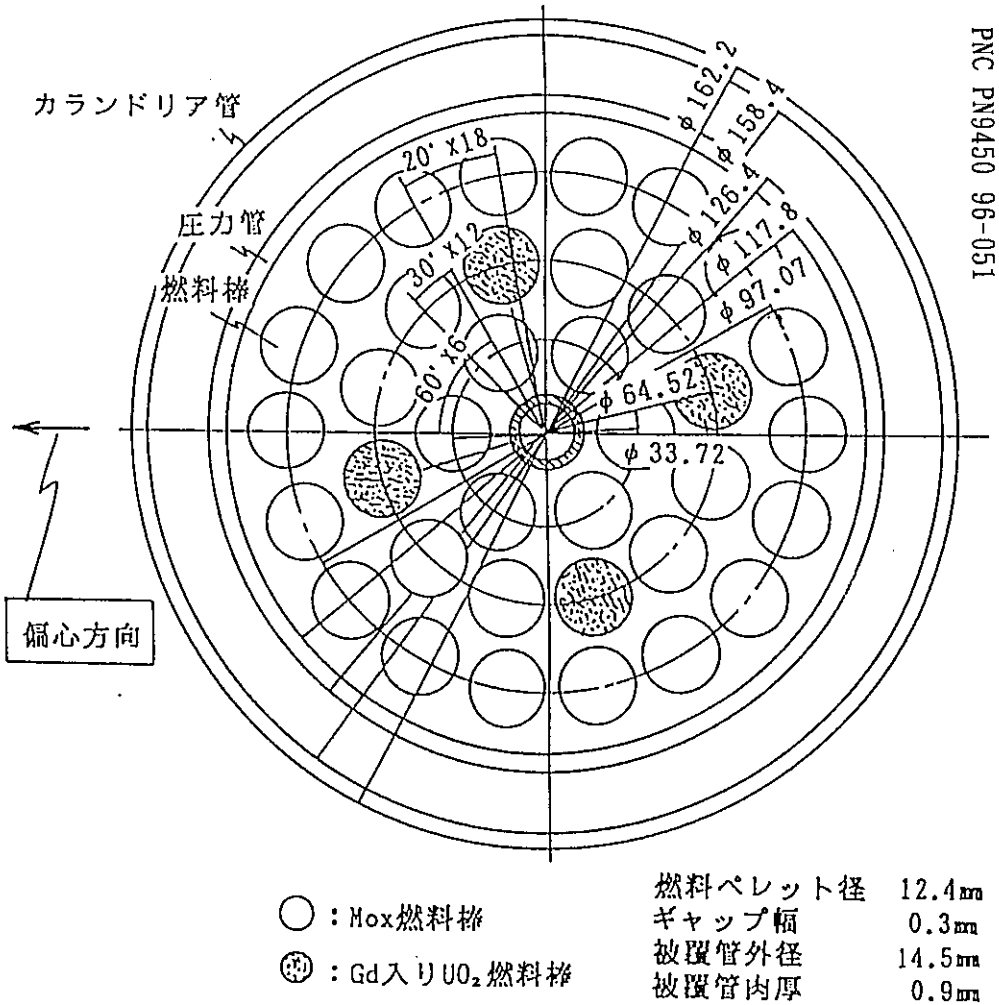


図６.２.５.１－６　新型転換炉実証炉（取替炉心）炉心構成



取替内側領域燃料集合体（Ｇｄ燃料棒３本）



取替外側領域燃料集合体（Ｇｄ燃料棒４本）

図６.２.５.１－７　燃料集合体の偏心方向

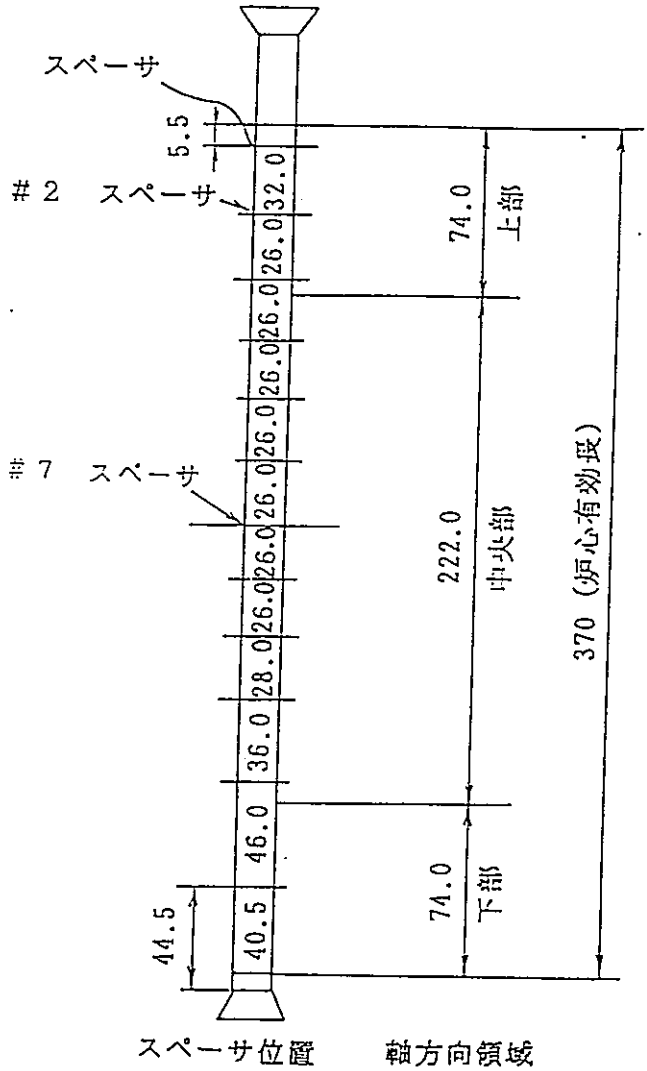


図6.2.5.1－8　スペーサ位置と軸方向領域との関係

6.2.5.2 局所出力分布計算

（1）局所出力分布の解析

燃料集合体内局所出力分布の解析結果を以下に示す。

正常時及び現実拡管A，現実拡管B，最大拡管の燃料集合体局所出力分布を比較した。各ケースの内側領域上下部燃料集合体の局所出力分布を図6.2.5.2-1～6.2.5.2-20に、内側領域中央部燃料集合体の局所出力分布を図6.2.5.2-21～6.2.5.2-40に示す。

図より、圧力管の拡管量、燃料偏心量が大きいほど各燃料層のＬＰＦ最大値が増大していることがわかる。

また、圧力管破断時の燃料集合体内局所出力分布は、正常時と比較して、偏心方向側のＬＰＦが増大し、反対方向のＬＰＦは減少する傾向を示した。その結果、燃料棒各層のＬＰＦ最大値はいずれの層も通常時より増大した。

これは、燃料集合体の偏心により、偏心方向側は重水領域により近い熱中性子束レベルの高い位置へ移動し、反対方向側は、逆に重水領域からより遠い熱中性子束レベルの低い位置へ移動したことによると考えられる。

（2）局所出力分布の冷却材ボイド率依存性に関するフィッティング計算

ＬＰＦのボイド率依存性を見るため、ボイド率をパラメータとした解析を各圧力管破断時のチャンネル状態で実施する。

そして、今後の解析時にこのボイド率依存性を利用できるように、冷却材ボイド率依存性に関するフィッティング計算を行い、各圧力管破断時のチャンネル状態毎のフィッティング定数を算出する。

圧力管破断時のＬＰＦは、集合体偏心の影響により重水領域により近い領域でＬＰＦは増大し、より遠い領域では減少するという正常時と異なる分布を示している。

上記のことから、圧力管破断時でのフィッティング定数を算出する際には、図6.2.6-41に示す燃料ピン位置毎に、それぞれフィッティング計算を行い定数を求めることにした。

各破断状態における各燃料ピン毎のフィッテイング定数を表6.2.5.2-1(上下部燃料)及び表6.2.5.2-2(中央部燃料)に示す。

フィッティングの精度は、表6.2.5.2-3(代表例)に示すように相対差は各燃料ピン共にほぼ±1.0%以内に収り満足できる結果となった。

尚、ＬＰＦのフィッティング式は、ＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードに組込まれているものを用いた。以下にフィッティング式を示す。

$$LPF = A \times (1 + B \times Vf + C \times Vf^2)$$

Ａ，Ｂ，Ｃ：フィッティング定数

Ｖｆ　　：ボイド率（％）

表6.2.5.2－1　内側領域 上下部燃料におけるＬＰＦフィッティング定数一覧

(4.00/1.60)Puf

フィッティング式	ＬＰＦ=A*(1+B*Ｖｆ+C*Ｖｆ^2)，Ｖｆ：ボイド率（%）								
燃料ピン番号	現実拡管Ａ			現実拡管Ｂ			最大拡管		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C
1	4.867E-01	4.891E-03	-8.386E-07	4.927E-01	1.206E-03	2.851E-05	5.204E-01	-3.877E-03	7.098E-05
2	5.938E-01	-4.479E-04	2.200E-05	5.512E-01	-6.936E-04	2.950E-05	5.742E-01	-3.211E-03	5.524E-05
3	6.294E-01	-3.599E-04	1.421E-05	6.565E-01	4.382E-05	6.605E-06	7.244E-01	-1.708E-03	2.162E-05
4	6.660E-01	-1.655E-04	8.631E-06	7.189E-01	2.274E-04	-1.680E-06	8.272E-01	-1.194E-03	7.340E-06
5	6.272E-01	-4.013E-04	1.437E-05	6.533E-01	-2.992E-05	8.148E-06	7.106E-01	-1.827E-03	2.348E-05
6	5.948E-01	-4.037E-04	2.139E-05	5.522E-01	-6.301E-04	2.870E-05	5.692E-01	-3.149E-03	5.623E-05
7	7.821E-01	4.747E-04	2.536E-05	6.699E-01	1.191E-03	4.362E-05	6.123E-01	-1.415E-03	8.165E-05
8	8.298E-01	6.703E-04	1.914E-05	7.331E-01	7.269E-04	3.324E-05	6.997E-01	-1.761E-03	6.353E-05
9	9.114E-01	6.420E-04	9.311E-06	8.662E-01	8.730E-04	1.353E-05	8.779E-01	-6.557E-04	2.974E-05
10(Gd)	3.009E-01	1.311E-03	1.921E-06	3.028E-01	1.369E-03	2.695E-06	3.207E-01	-3.675E-04	1.708E-05
11	1.104E+00	3.446E-04	-4.236E-06	1.266E+00	3.046E-04	-1.128E-05	1.441E+00	-9.569E-05	-1.434E-05
12	1.175E+00	3.039E-04	-7.340E-06	1.388E+00	5.382E-05	-1.491E-05	1.590E+00	-8.652E-05	-2.147E-05
13	1.171E+00	2.410E-04	-7.421E-06	1.382E+00	-8.665E-08	-1.502E-05	1.553E+00	-1.618E-04	-2.111E-05
14(Gd)	3.179E-01	1.152E-03	-1.980E-06	3.387E-01	9.315E-04	-3.515E-06	3.659E-01	-3.128E-04	4.416E-06
15	1.005E+00	4.892E-04	1.726E-06	1.058E+00	7.077E-04	-1.913E-06	1.159E+00	-2.641E-04	2.832E-06
16	9.154E-01	6.953E-04	9.587E-06	8.711E-01	9.174E-04	1.378E-05	8.869E-01	-5.394E-04	2.878E-05
17	8.298E-01	6.809E-04	1.789E-05	7.322E-01	8.176E-04	3.147E-05	6.905E-01	-1.700E-03	6.206E-05
18(Gd)	2.582E-01	1.498E-03	1.732E-05	2.282E-01	2.167E-03	3.145E-05	2.180E-01	-1.357E-03	7.279E-05
19	9.329E-01	6.802E-04	1.110E-05	7.427E-01	1.204E-03	3.107E-05	6.053E-01	-5.186E-04	7.530E-05
20	9.517E-01	6.525E-04	1.047E-05	7.614E-01	1.143E-03	2.776E-05	6.558E-01	-5.230E-04	6.436E-05
21	1.007E+00	5.274E-04	6.601E-06	8.421E-01	9.648E-04	1.884E-05	7.437E-01	3.918E-05	4.263E-05
22	1.097E+00	2.383E-04	1.921E-06	9.809E-01	5.516E-04	7.923E-06	9.097E-01	1.995E-04	2.006E-05
23	1.205E+00	-8.154E-06	-2.951E-06	1.156E+00	1.412E-04	-1.649E-06	1.108E+00	4.269E-04	-7.066E-07
24	1.319E+00	-3.222E-04	-7.003E-06	1.345E+00	-2.961E-04	-8.614E-06	1.331E+00	5.569E-04	-1.675E-05
25	1.439E+00	-6.226E-04	-1.035E-05	1.524E+00	-6.754E-04	-1.355E-05	1.518E+00	7.800E-04	-2.927E-05
26	1.519E+00	-8.072E-04	-1.230E-05	1.649E+00	-9.000E-04	-1.643E-05	1.649E+00	1.169E-03	-3.880E-05
27	1.590E+00	-9.411E-04	-1.352E-05	1.749E+00	-1.035E-03	-1.847E-05	1.737E+00	1.293E-03	-4.405E-05
28	1.613E+00	-1.187E-03	-9.249E-06	1.782E+00	-1.202E-03	-1.661E-05	1.786E+00	1.323E-03	-4.493E-05
29	1.590E+00	-9.338E-04	-1.381E-05	1.749E+00	-1.048E-03	-1.850E-05	1.711E+00	1.318E-03	-4.431E-05
30	1.518E+00	-8.189E-04	-1.227E-05	1.647E+00	-9.008E-04	-1.661E-05	1.633E+00	1.113E-03	-3.848E-05
31	1.439E+00	-6.568E-04	-9.961E-06	1.523E+00	-6.758E-04	-1.356E-05	1.517E+00	7.671E-04	-2.945E-05
32	1.320E+00	-3.174E-04	-6.909E-06	1.346E+00	-3.007E-04	-8.492E-06	1.341E+00	5.802E-04	-1.702E-05
33	1.205E+00	-3.238E-06	-2.852E-06	1.156E+00	1.687E-04	-1.840E-06	1.119E+00	4.227E-04	-6.997E-07
34	1.097E+00	2.383E-04	1.921E-06	9.807E-01	5.756E-04	7.699E-06	9.108E-01	2.304E-04	1.946E-05
35	1.008E+00	5.382E-04	6.413E-06	8.423E-01	9.775E-04	1.862E-05	7.387E-01	3.574E-05	4.213E-05
36	9.517E-01	6.646E-04	9.989E-06	7.616E-01	1.157E-03	2.751E-05	6.460E-01	-5.715E-04	6.478E-05

表6.2.5.2－2　内側領域 中央部燃料におけるＬＰＦフィッティング定数一覧

(3.30/1.30)Puf

フィッティング式	ＬＰＦ=A*(1+B*Vf+C*Vf^2)，Vf：ボイド率（%）								
燃料ピン番号	現実拡管A			現実拡管B			最大拡管		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C
1	4.986E-01	4.568E-03	8.255E-06	5.089E-01	1.244E-03	2.961E-05	5.002E-01	-1.033E-04	3.801E-05
2	6.190E-01	-3.061E-04	2.146E-05	5.792E-01	-5.961E-04	2.836E-05	5.646E-01	-5.413E-06	2.578E-05
3	6.524E-01	-3.081E-04	1.468E-05	6.844E-01	-3.725E-05	7.603E-06	7.204E-01	5.137E-04	4.244E-07
4	6.960E-01	-1.051E-04	8.503E-06	7.570E-01	2.081E-04	-1.753E-06	8.378E-01	5.217E-04	-9.743E-06
5	6.493E-01	-3.753E-04	1.537E-05	6.805E-01	-8.019E-05	8.822E-06	7.035E-01	4.359E-04	2.151E-06
6	6.200E-01	-2.084E-04	2.022E-05	5.819E-01	-6.263E-04	2.855E-05	5.606E-01	8.621E-05	2.648E-05
7	8.144E-01	4.620E-04	2.397E-05	6.979E-01	1.213E-03	4.145E-05	5.989E-01	1.779E-03	5.367E-05
8	8.671E-01	7.032E-04	1.763E-05	7.693E-01	7.254E-04	3.159E-05	7.000E-01	8.135E-04	3.892E-05
9	9.443E-01	5.866E-04	8.933E-06	9.002E-01	7.701E-04	1.321E-05	8.775E-01	1.024E-03	1.320E-05
10(Gd)	2.871E-01	1.421E-03	3.376E-06	2.869E-01	1.254E-03	6.816E-06	2.890E-01	1.224E-03	6.355E-06
11	1.141E+00	2.782E-04	-3.949E-06	1.301E+00	2.480E-04	-1.085E-05	1.469E+00	-3.358E-06	-1.511E-05
12	1.219E+00	2.269E-04	-6.656E-06	1.429E+00	1.362E-05	-1.417E-05	1.635E+00	-3.257E-04	-1.851E-05
13	1.208E+00	1.620E-04	-6.869E-06	1.415E+00	-2.208E-05	-1.471E-05	1.589E+00	-3.932E-04	-1.845E-05
14(Gd)	3.010E-01	1.167E-03	9.601E-07	3.146E-01	9.936E-04	-1.084E-07	3.258E-01	8.352E-04	-1.566E-06
15	1.039E+00	4.368E-04	1.767E-06	1.092E+00	6.065E-04	-1.495E-06	1.169E+00	4.819E-04	-4.596E-06
16	9.554E-01	6.391E-04	9.541E-06	9.122E-01	8.823E-04	1.253E-05	8.985E-01	9.867E-04	1.340E-05
17	8.629E-01	6.479E-04	1.707E-05	7.659E-01	6.931E-04	3.071E-05	6.869E-01	8.342E-04	3.758E-05
18(Gd)	2.521E-01	1.842E-03	1.342E-05	2.262E-01	1.908E-03	3.248E-05	2.017E-01	2.117E-03	4.140E-05
19	9.289E-01	5.480E-04	1.047E-05	7.446E-01	1.037E-03	2.953E-05	5.877E-01	1.361E-03	5.530E-05
20	9.479E-01	5.341E-04	9.653E-06	7.633E-01	1.077E-03	2.545E-05	6.405E-01	1.064E-03	4.681E-05
21	1.000E+00	4.109E-04	6.408E-06	8.412E-01	8.674E-04	1.763E-05	7.269E-01	1.207E-03	2.983E-05
22	1.085E+00	1.650E-04	1.629E-06	9.738E-01	4.827E-04	7.160E-06	8.930E-01	7.770E-04	1.301E-05
23	1.185E+00	-6.644E-05	-2.957E-06	1.139E+00	8.338E-05	-1.867E-06	1.096E+00	2.294E-04	2.632E-07
24	1.290E+00	-3.515E-04	-6.753E-06	1.314E+00	-3.297E-04	-8.298E-06	1.323E+00	-3.178E-04	-8.264E-06
25	1.404E+00	-6.182E-04	-1.025E-05	1.484E+00	-6.494E-04	-1.365E-05	1.525E+00	-6.829E-04	-1.435E-05
26	1.481E+00	-7.796E-04	-1.227E-05	1.603E+00	-8.383E-04	-1.660E-05	1.672E+00	-8.373E-04	-1.794E-05
27	1.548E+00	-9.225E-04	-1.325E-05	1.697E+00	-9.865E-04	-1.833E-05	1.773E+00	-1.022E-03	-1.980E-05
28	1.569E+00	-9.667E-04	-1.275E-05	1.728E+00	-1.067E-03	-1.797E-05	1.822E+00	-1.084E-03	-1.956E-05
29	1.547E+00	-9.211E-04	-1.356E-05	1.695E+00	-9.809E-04	-1.862E-05	1.745E+00	-1.009E-03	-1.995E-05
30	1.477E+00	-8.107E-04	-1.202E-05	1.597E+00	-8.722E-04	-1.631E-05	1.653E+00	-8.974E-04	-1.756E-05
31	1.404E+00	-6.487E-04	-9.956E-06	1.483E+00	-6.672E-04	-1.343E-05	1.524E+00	-7.174E-04	-1.436E-05
32	1.294E+00	-3.504E-04	-6.732E-06	1.318E+00	-3.109E-04	-8.442E-06	1.337E+00	-3.059E-04	-8.520E-06
33	1.186E+00	-3.457E-05	-3.041E-06	1.140E+00	8.996E-05	-1.626E-06	1.108E+00	2.655E-04	-1.086E-07
34	1.085E+00	1.942E-04	1.426E-06	9.748E-01	4.823E-04	7.153E-06	8.951E-01	7.686E-04	1.284E-05
35	9.994E-01	4.548E-04	5.734E-06	8.412E-01	8.504E-04	1.749E-05	7.217E-01	1.213E-03	2.887E-05
36	9.449E-01	5.359E-04	9.683E-06	7.614E-01	1.038E-03	2.580E-05	6.284E-01	1.053E-03	4.690E-05

表6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料(現実拡管A)におけるＬＰＦフィッティング定数一覧　(1/3)

(4.00/1.60)Puf

No. 1	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	4.867E-01	4.891E-03	-8.386E-07	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.487	0.487	-0.06
	20	0.535	0.534	-0.16
	30	0.560	0.558	-0.40
	60	0.627	0.628	0.17
	80	0.681	0.675	-0.95

No. 2	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	5.938E-01	-4.479E-04	2.200E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.593	0.594	0.13
	20	0.595	0.594	-0.22
	30	0.598	0.598	-0.07
	60	0.623	0.625	0.30
	80	0.657	0.656	-0.13

No. 3	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	6.294E-01	-3.599E-04	1.421E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.629	0.629	0.06
	20	0.629	0.628	-0.09
	30	0.631	0.631	-0.05
	60	0.647	0.648	0.16
	80	0.669	0.669	-0.07

No. 4	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	6.660E-01	-1.655E-04	8.631E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.666	0.666	0.00
	20	0.666	0.666	0.01
	30	0.668	0.668	-0.02
	60	0.680	0.680	0.01
	80	0.694	0.694	0.00

No. 5	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	6.272E-01	-4.013E-04	1.437E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.627	0.627	0.03
	20	0.626	0.626	-0.04
	30	0.628	0.628	-0.04
	60	0.644	0.645	0.08
	80	0.665	0.665	-0.04

No. 6	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	5.948E-01	-4.037E-04	2.139E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.594	0.595	0.13
	20	0.596	0.595	-0.15
	30	0.600	0.599	-0.16
	60	0.624	0.626	0.35
	80	0.658	0.657	-0.15

No. 7	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	7.821E-01	4.747E-04	2.536E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.781	0.782	0.14
	20	0.799	0.797	-0.19
	30	0.812	0.811	-0.11
	60	0.873	0.876	0.32
	80	0.940	0.939	-0.13

No. 8	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	8.298E-01	6.703E-04	1.914E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.829	0.830	0.10
	20	0.848	0.847	-0.09
	30	0.862	0.861	-0.14
	60	0.918	0.920	0.26
	80	0.977	0.976	-0.11

No. 9	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	9.114E-01	6.420E-04	9.311E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.911	0.911	0.04
	20	0.927	0.926	-0.05
	30	0.937	0.937	-0.04
	60	0.976	0.977	0.11
	80	1.013	1.013	-0.05

No. 10	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	3.009E-01	1.311E-03	1.921E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.301	0.301	-0.03
	20	0.309	0.309	0.01
	30	0.313	0.313	0.08
	60	0.327	0.327	-0.11
	80	0.336	0.336	0.05

No. 11	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.104E+00	3.446E-04	-4.236E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.105	1.104	-0.09
	20	1.109	1.110	0.07
	30	1.111	1.111	0.02
	60	1.112	1.110	-0.18
	80	1.104	1.105	0.05

No. 12	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.175E+00	3.039E-04	-7.340E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.176	1.175	-0.09
	20	1.177	1.179	0.14
	30	1.177	1.178	0.08
	60	1.168	1.165	-0.22
	80	1.147	1.148	0.12

表6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料(現実拡管A)におけるＬＰＦフィッティング定数一覧 (2/3)

(4.00/1.60)Puf

No. 13	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.171E+00	2.410E-04	-7.421E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.172	1.171	-0.09
	20	1.172	1.173	0.10
	30	1.171	1.172	0.06
	60	1.159	1.157	-0.20
	80	1.137	1.138	0.08

No. 14	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	3.179E-01	1.152E-03	-1.980E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.318	0.318	-0.03
	20	0.325	0.325	-0.01
	30	0.328	0.328	0.10
	60	0.338	0.338	-0.12
	80	0.343	0.343	0.05

No. 15	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.005E+00	4.892E-04	1.726E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.005	1.005	0.00
	20	1.015	1.016	0.05
	30	1.021	1.021	0.03
	60	1.041	1.041	-0.02
	80	1.055	1.055	0.04

No. 16	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	9.154E-01	6.953E-04	9.587E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.915	0.915	0.04
	20	0.932	0.932	-0.04
	30	0.943	0.942	-0.06
	60	0.984	0.985	0.12
	80	1.023	1.022	-0.05

No. 17	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	8.298E-01	6.809E-04	1.789E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.829	0.830	0.10
	20	0.848	0.847	-0.11
	30	0.861	0.860	-0.10
	60	0.915	0.917	0.23
	80	0.971	0.970	-0.10

No. 18	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	2.582E-01	1.498E-03	1.732E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.258	0.258	0.08
	20	0.268	0.268	-0.10
	30	0.274	0.274	-0.06
	60	0.297	0.298	0.17
	80	0.318	0.318	-0.07

No. 19	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	9.329E-01	6.802E-04	1.110E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.932	0.933	0.10
	20	0.951	0.950	-0.13
	30	0.962	0.961	-0.08
	60	1.006	1.008	0.22
	80	1.051	1.050	-0.10

No. 20	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	9.517E-01	6.525E-04	1.047E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	0.951	0.952	0.07
	20	0.969	0.968	-0.09
	30	0.980	0.979	-0.07
	60	1.023	1.025	0.18
	80	1.066	1.065	-0.08

No. 21	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.007E+00	5.274E-04	6.601E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.007	1.007	0.00
	20	1.021	1.020	-0.07
	30	1.030	1.029	-0.11
	60	1.062	1.063	0.07
	80	1.093	1.092	-0.09

No. 22	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.097E+00	2.383E-04	1.921E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.097	1.097	0.00
	20	1.104	1.103	-0.08
	30	1.107	1.107	-0.02
	60	1.120	1.120	0.02
	80	1.132	1.131	-0.05

No. 23	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.205E+00	-8.154E-06	-2.951E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.205	1.205	0.00
	20	1.203	1.203	0.03
	30	1.201	1.202	0.04
	60	1.192	1.192	-0.03
	80	1.181	1.181	0.04

No. 24	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差(%)
	A	B	C	
	1.319E+00	-3.222E-04	-7.003E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
	0	1.319	1.319	0.00
	20	1.306	1.307	0.06
	30	1.297	1.298	0.07
	60	1.261	1.260	-0.06
	80	1.225	1.226	0.07

表6.2.5.2－3 内側領域 上下部燃料(現実拡管A)におけるＬＰＦフィッティング定数一覧 (3/3)

(4.00/1.60)Puf

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.439E+00	-6.226E-04	-1.035E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
25	0	1.440	1.439	-0.07
	20	1.414	1.415	0.08
	30	1.398	1.399	0.05
	60	1.334	1.332	-0.18
	80	1.271	1.272	0.08

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.439E+00	-6.568E-04	-9.961E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
31	0	1.440	1.439	-0.07
	20	1.414	1.414	0.03
	30	1.397	1.398	0.05
	60	1.333	1.331	-0.17
	80	1.271	1.272	0.05

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.519E+00	-8.072E-04	-1.230E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
26	0	1.520	1.519	-0.07
	20	1.486	1.487	0.07
	30	1.464	1.465	0.10
	60	1.381	1.378	-0.20
	80	1.300	1.301	0.10

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.320E+00	-3.174E-04	-6.909E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
32	0	1.320	1.320	0.00
	20	1.307	1.308	0.07
	30	1.298	1.299	0.09
	60	1.263	1.262	-0.08
	80	1.227	1.228	0.09

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.590E+00	-9.411E-04	-1.352E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
27	0	1.591	1.590	-0.06
	20	1.550	1.551	0.10
	30	1.524	1.526	0.12
	60	1.426	1.423	-0.22
	80	1.331	1.333	0.13

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.205E+00	-3.238E-06	-2.852E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
33	0	1.205	1.205	0.00
	20	1.203	1.204	0.05
	30	1.201	1.202	0.07
	60	1.193	1.192	-0.05
	80	1.182	1.183	0.06

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.613E+00	-1.187E-03	-9.249E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
28	0	1.612	1.613	0.06
	20	1.569	1.569	-0.02
	30	1.543	1.542	-0.06
	60	1.442	1.444	0.17
	80	1.365	1.364	-0.05

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.097E+00	2.383E-04	1.921E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
34	0	1.097	1.097	0.00
	20	1.104	1.103	-0.08
	30	1.107	1.107	-0.02
	60	1.120	1.120	0.02
	80	1.132	1.131	-0.05

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.590E+00	-9.338E-04	-1.381E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
29	0	1.591	1.590	-0.06
	20	1.550	1.552	0.10
	30	1.524	1.526	0.11
	60	1.425	1.422	-0.22
	80	1.329	1.331	0.13

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.008E+00	5.382E-04	6.413E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
35	0	1.007	1.008	0.10
	20	1.022	1.021	-0.06
	30	1.030	1.030	0.01
	60	1.062	1.064	0.17
	80	1.093	1.093	-0.02

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	1.518E+00	-8.189E-04	-1.227E-05	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
30	0	1.519	1.518	-0.07
	20	1.484	1.486	0.11
	30	1.463	1.464	0.06
	60	1.379	1.376	-0.19
	80	1.298	1.299	0.10

No.	Fitting式	Y=A*(1+B*X+C*X**2)		相対差 (%)
	A	B	C	
	9.517E-01	6.646E-04	9.989E-06	
	ﾎﾞｲﾄﾞ率(%)	解析値	Fitting値	
36	0	0.951	0.952	0.07
	20	0.969	0.968	-0.09
	30	0.980	0.979	-0.08
	60	1.022	1.024	0.18
	80	1.064	1.063	-0.08

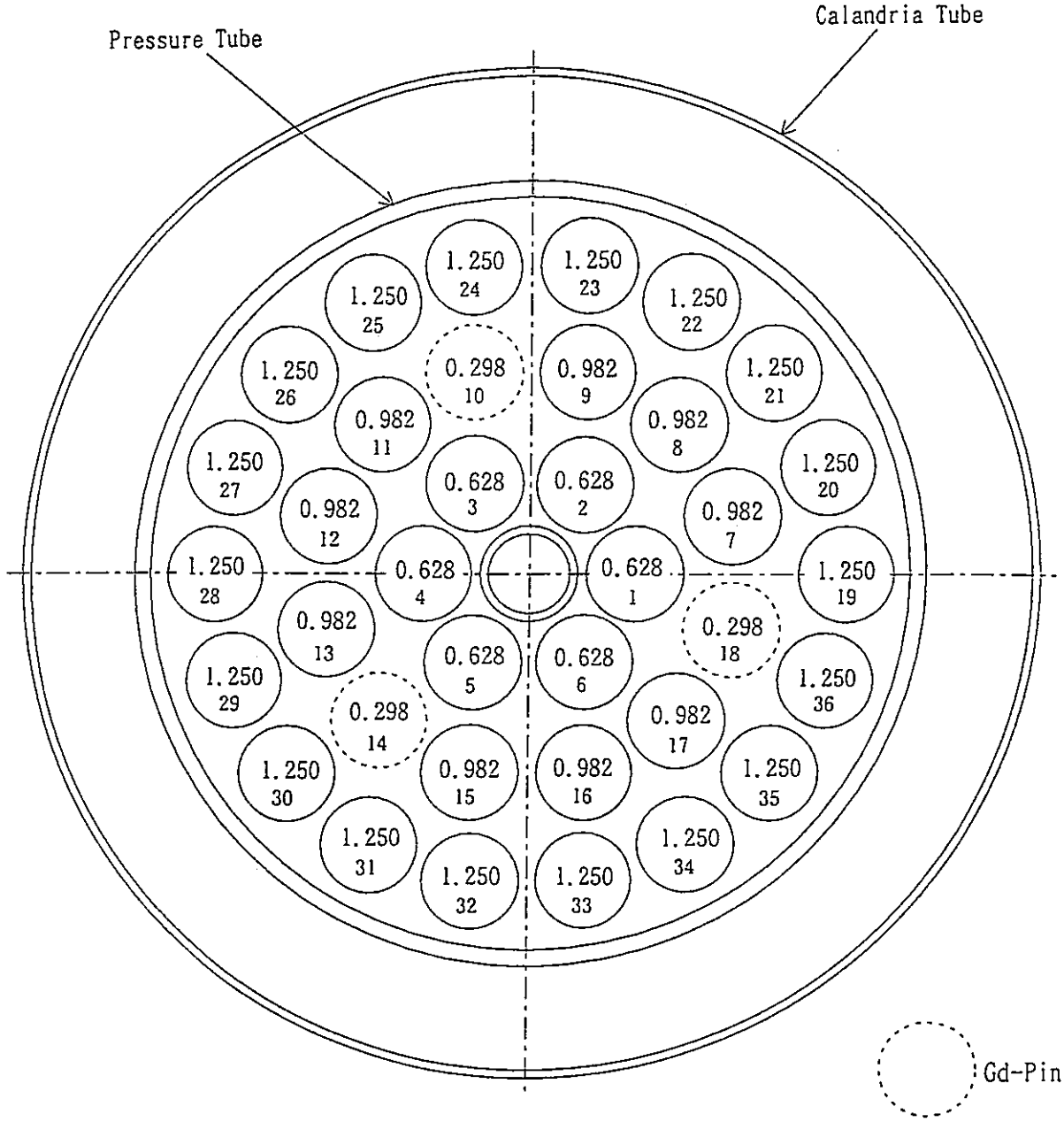


図6.2.5.2－1　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

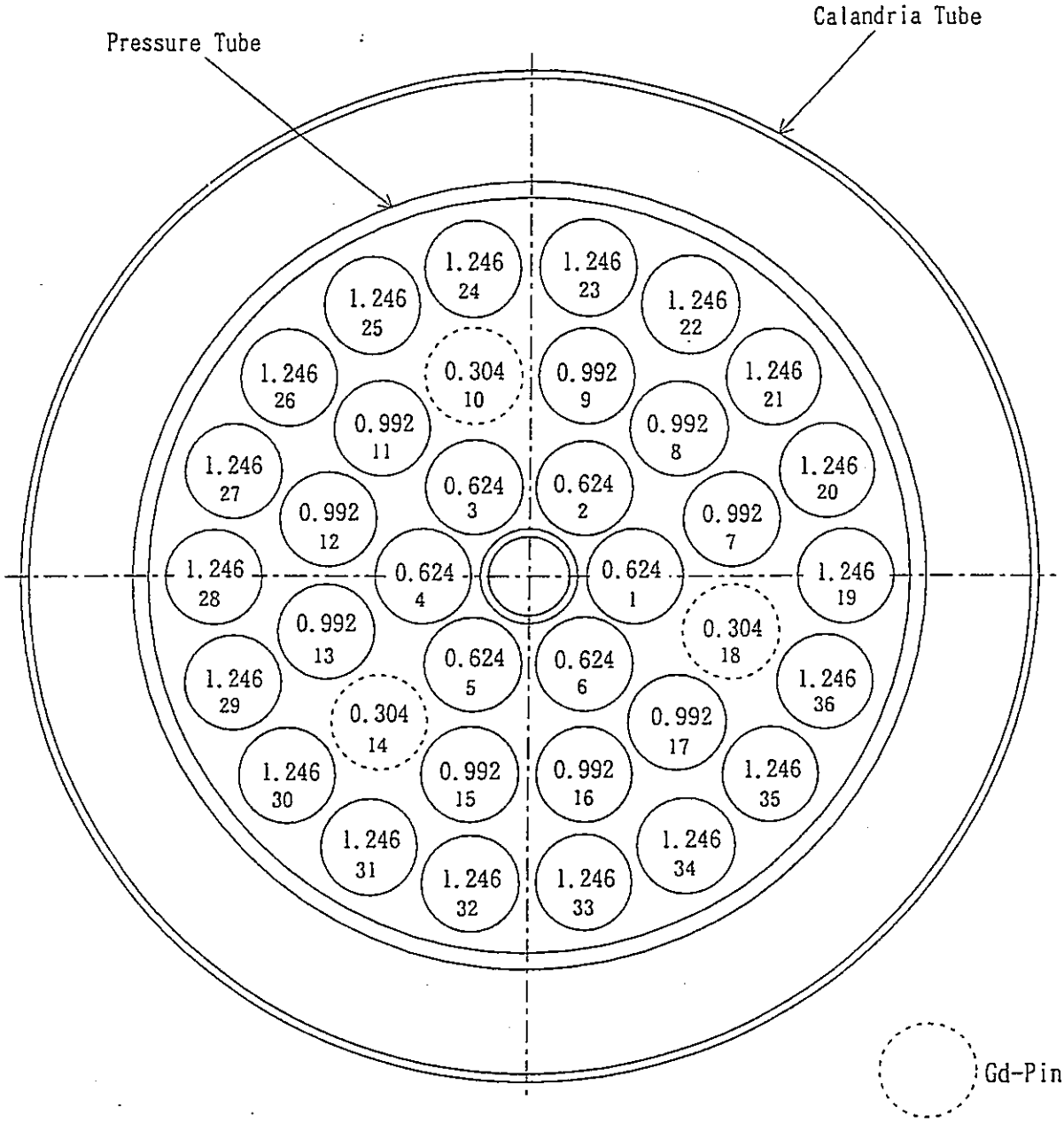


図6.2.5.2－2　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=20%

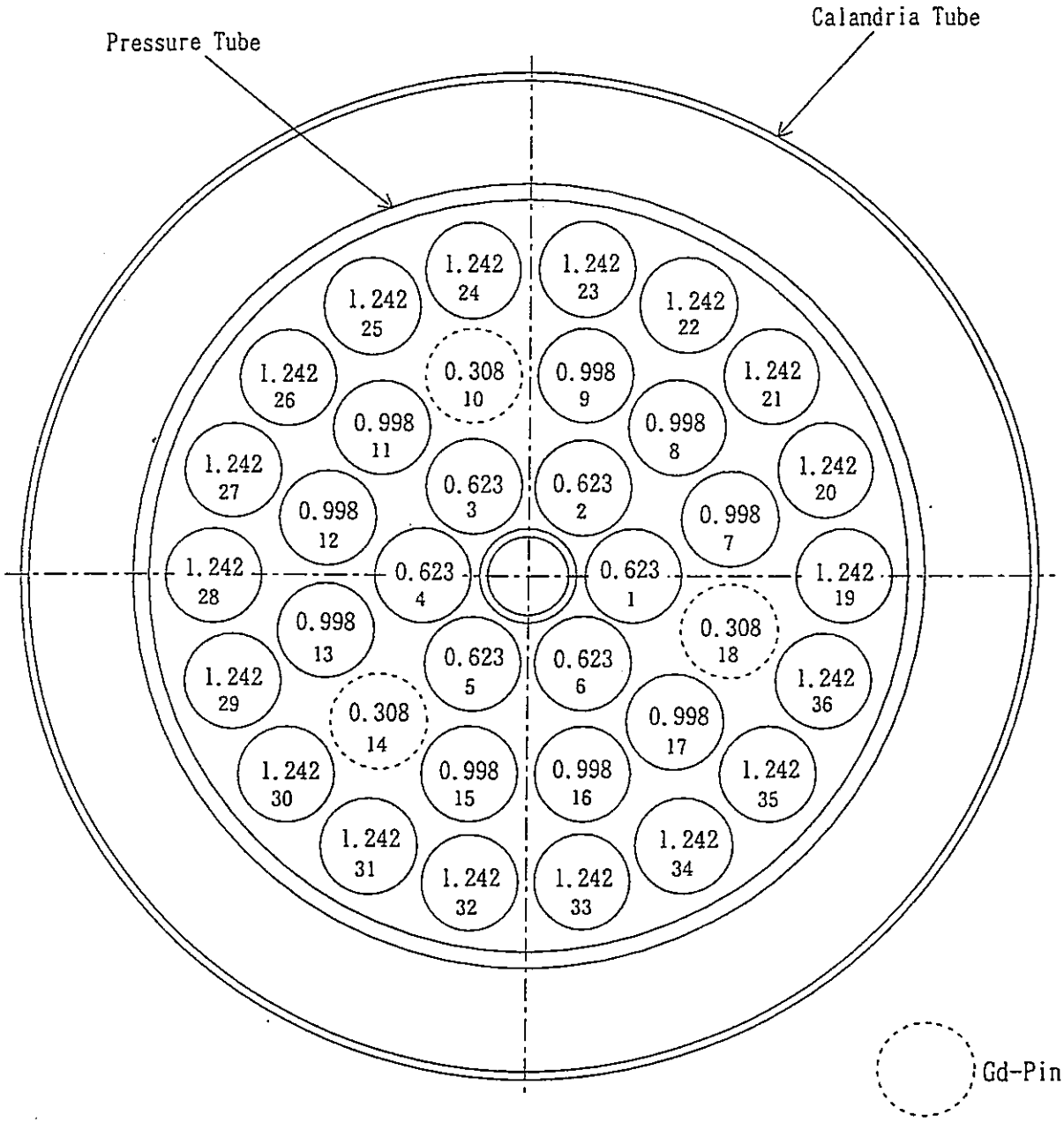


図6.2.5.2－3　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=30%

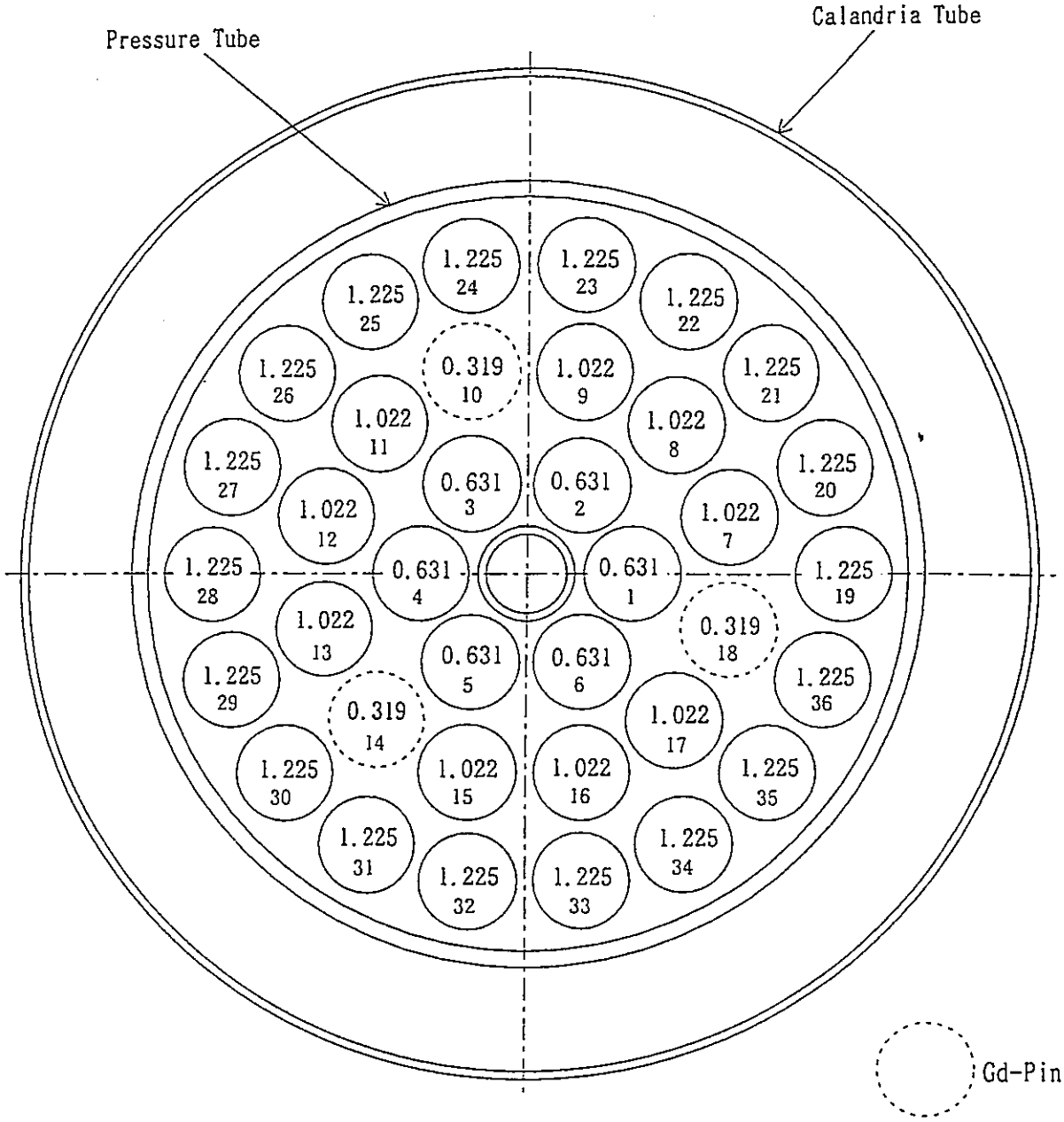


図6.2.5.2－4　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=60%

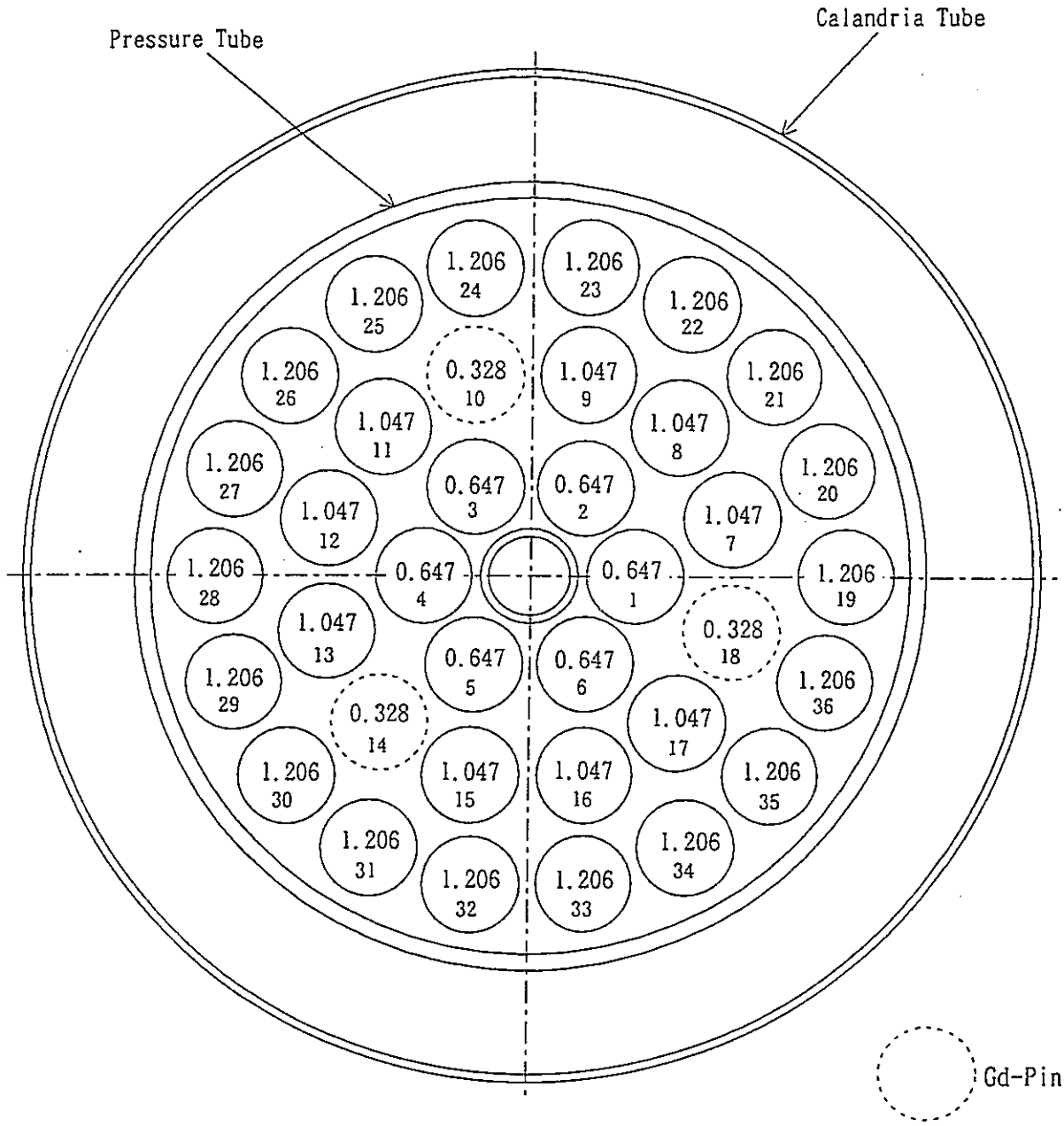


図6.2.5.2－5　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=80%

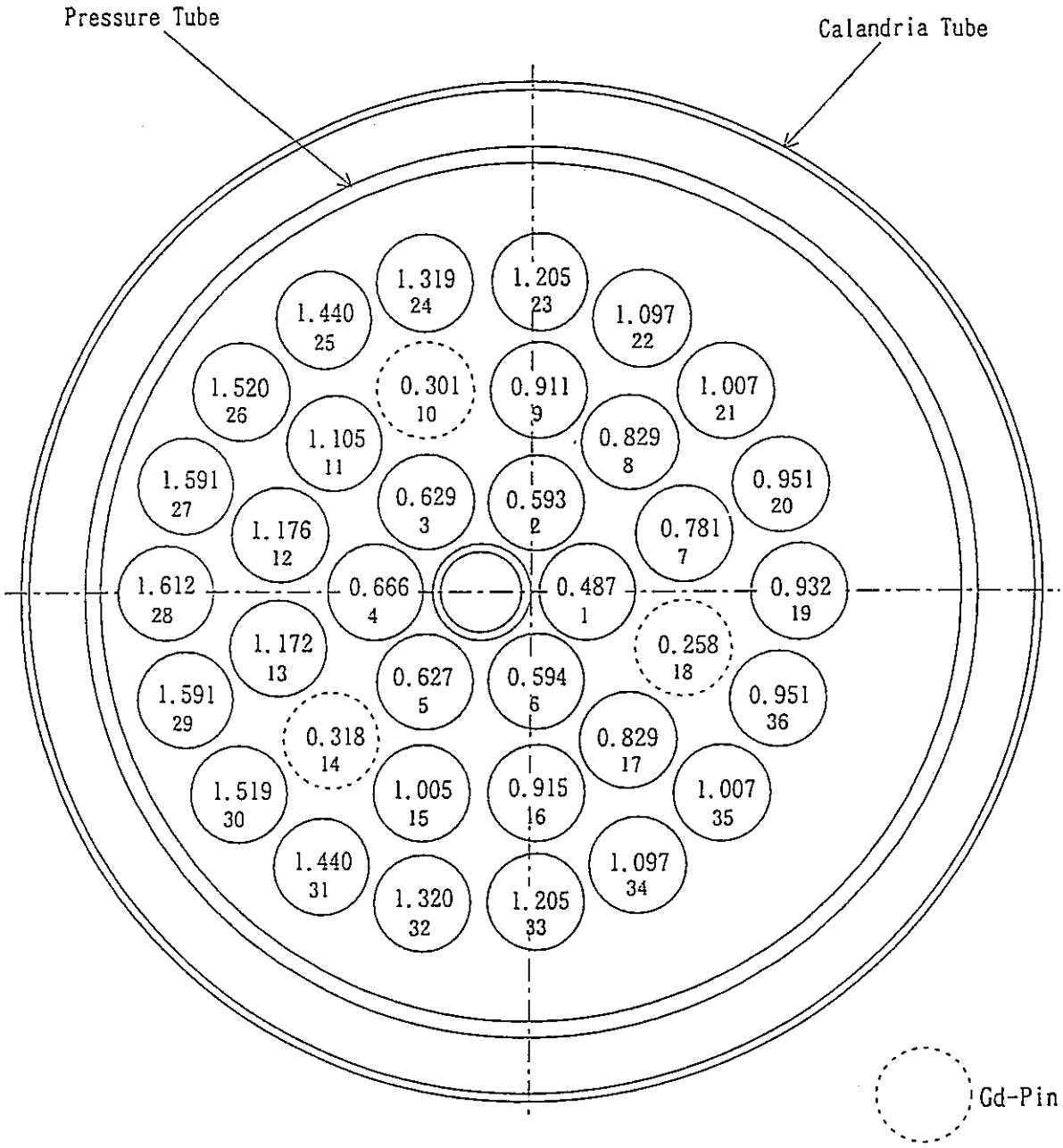


図6.2.5.2－6　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

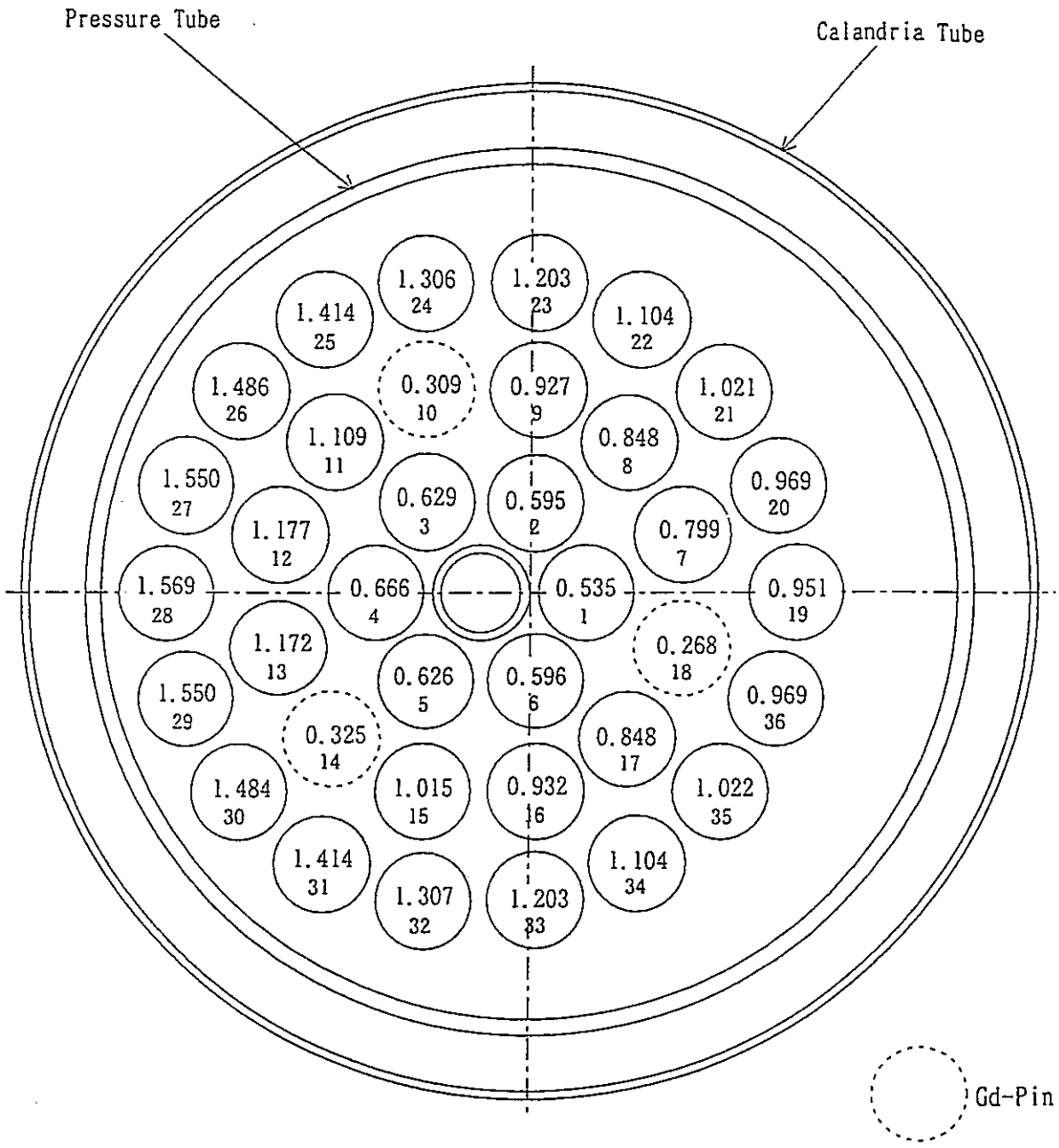


図6.2.5.2－7　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

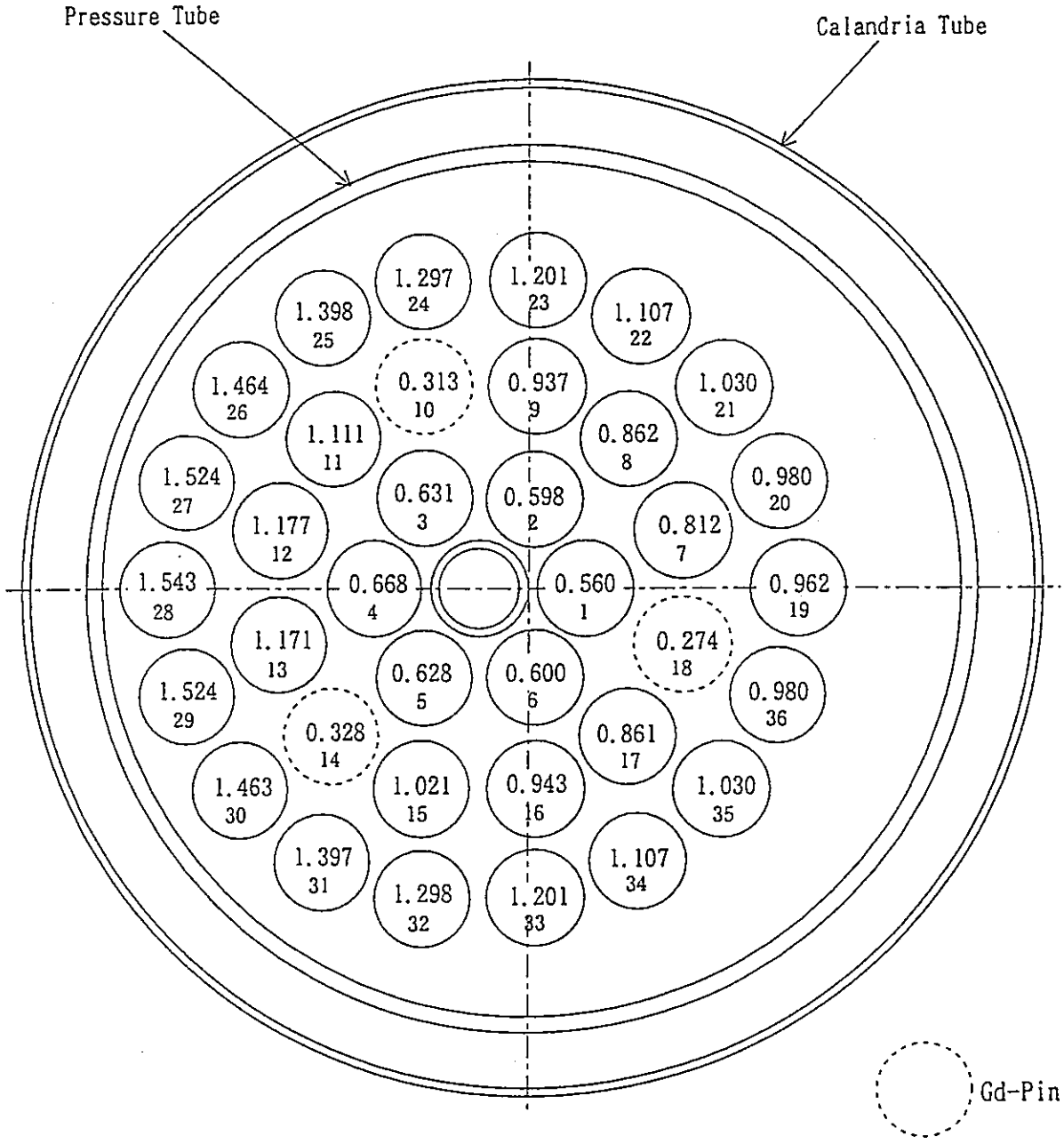


図6.2.5.2－8　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

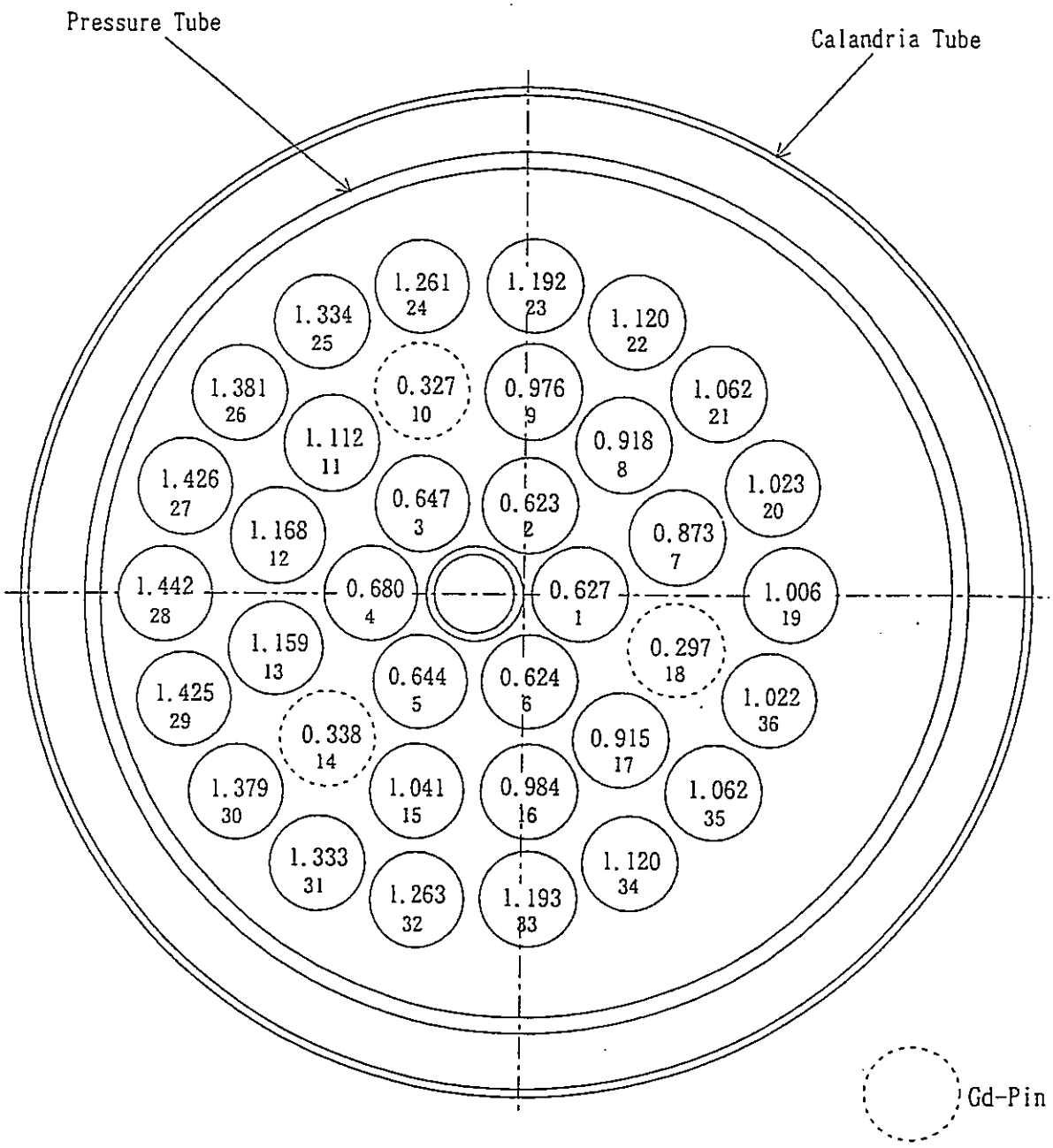


図6.2.5.2－9　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

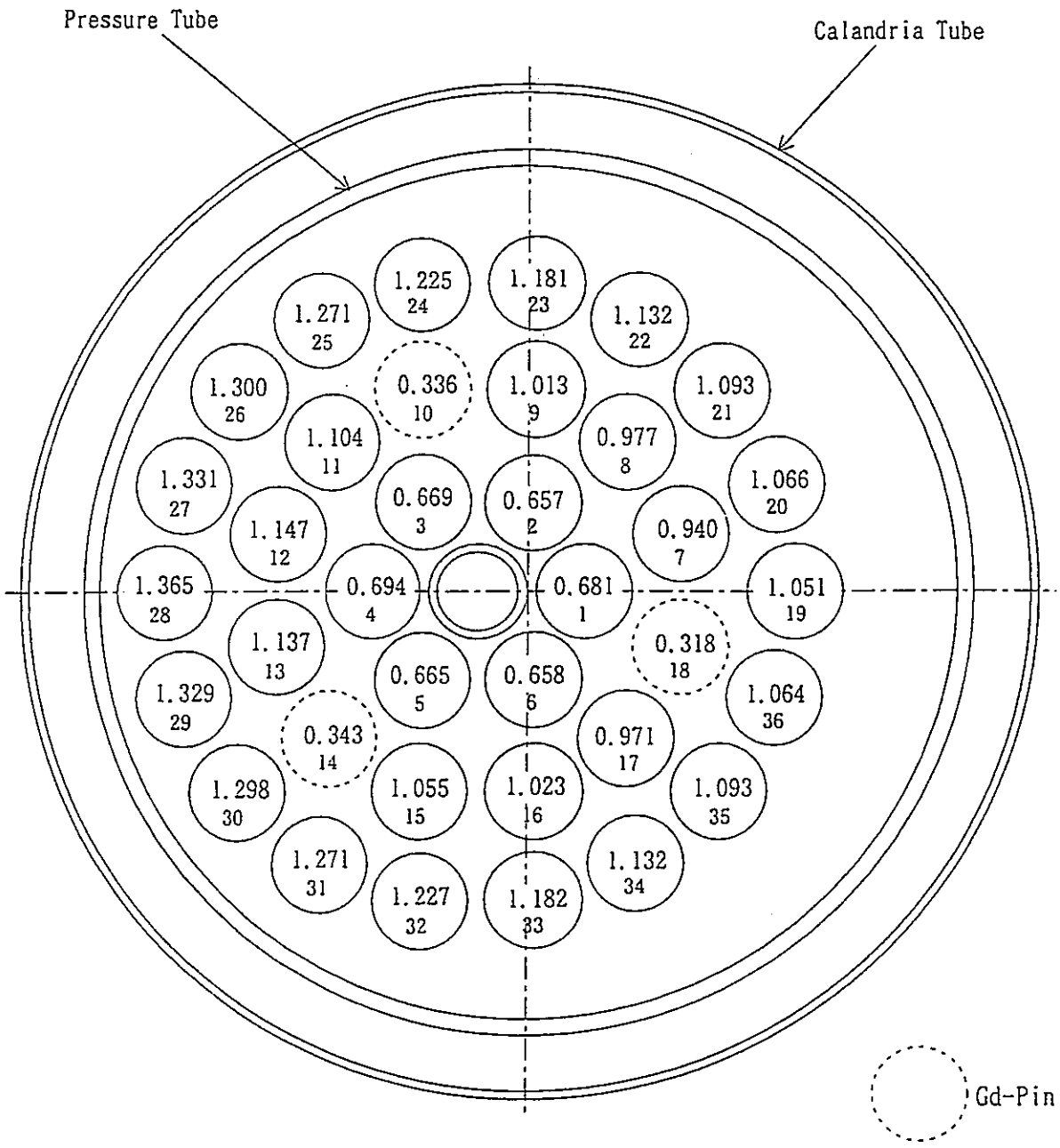


図6.2.5.2－10　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

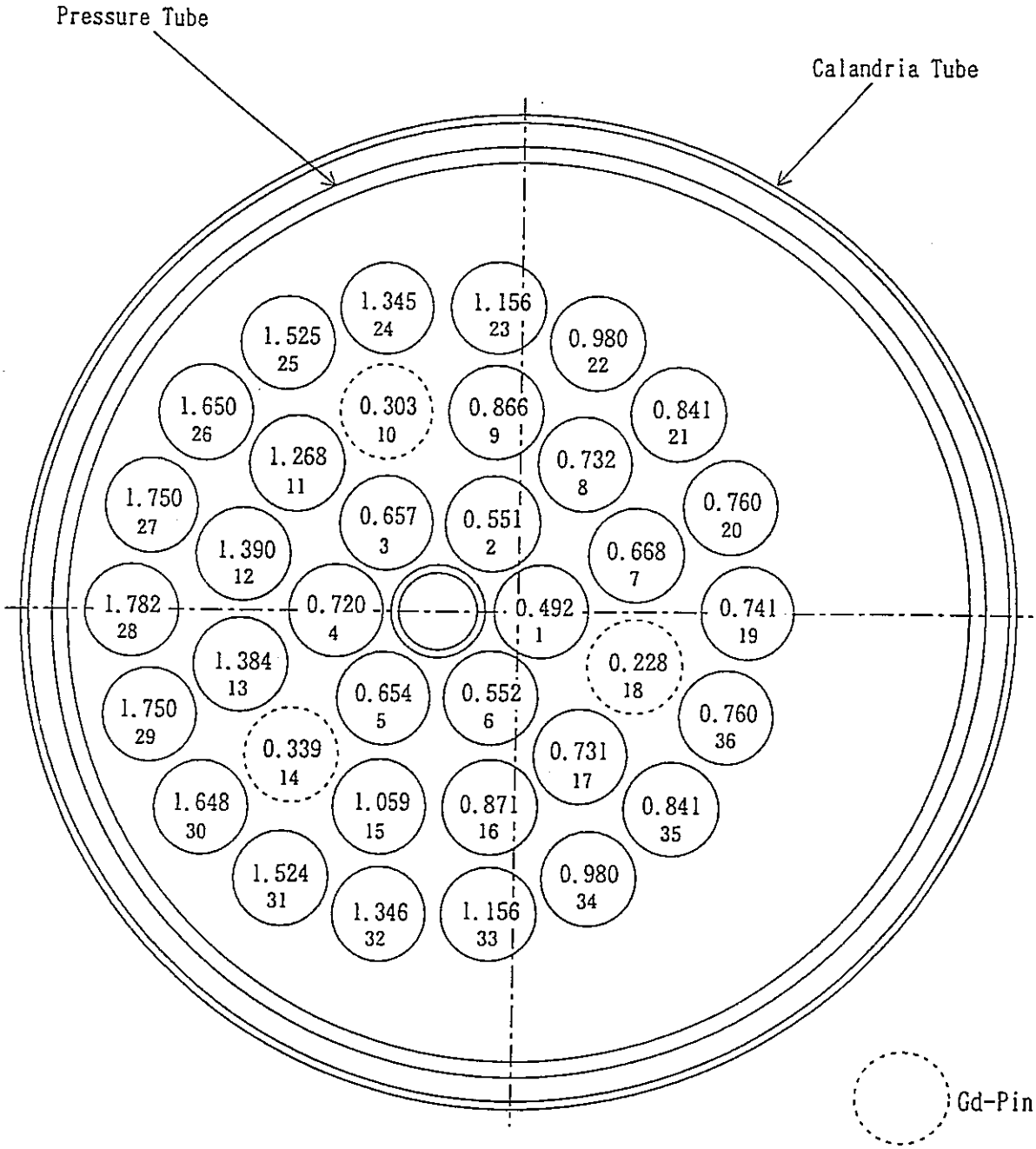


図6.2.5.2－11　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

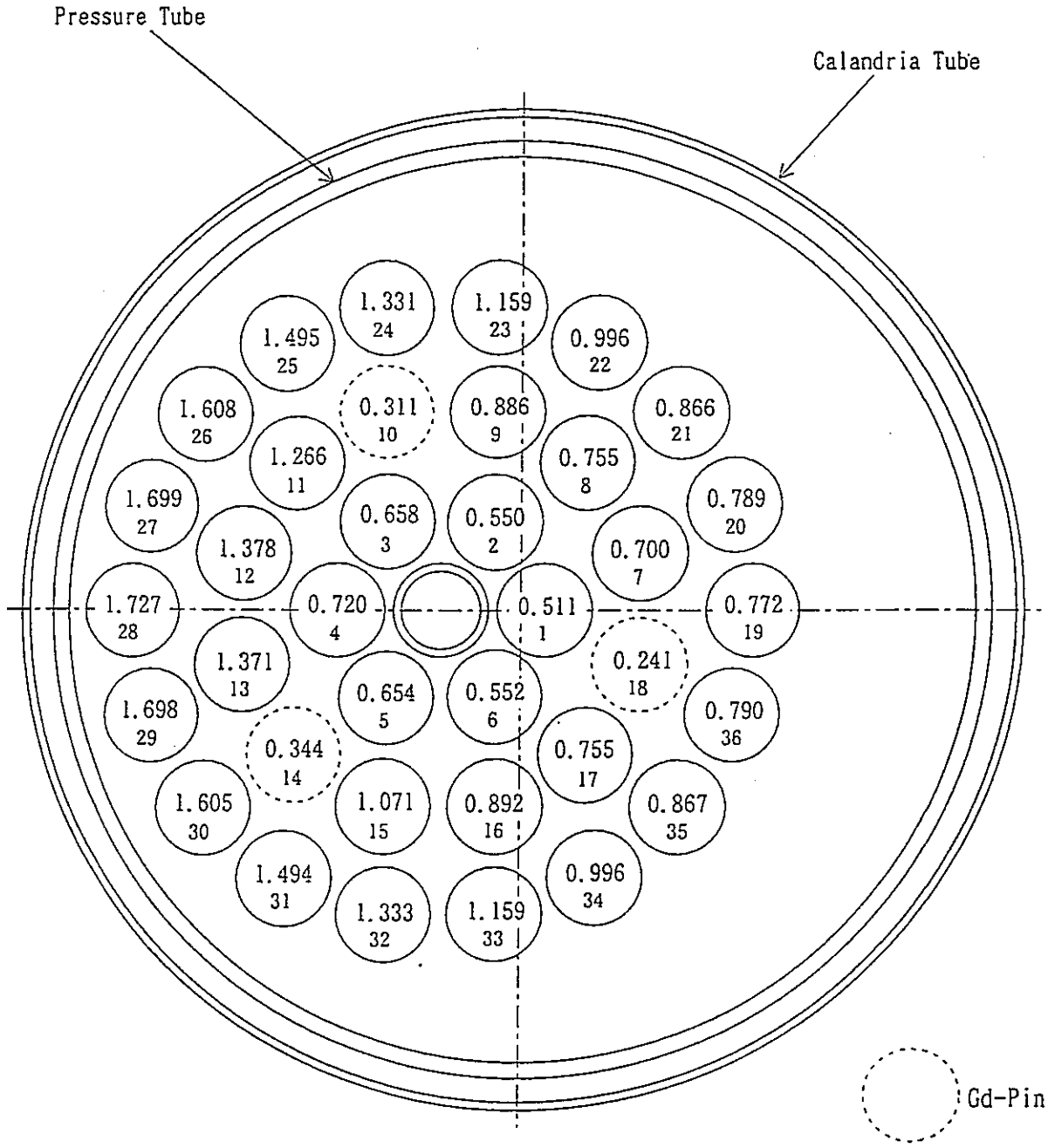


図6.2.5.2－12　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

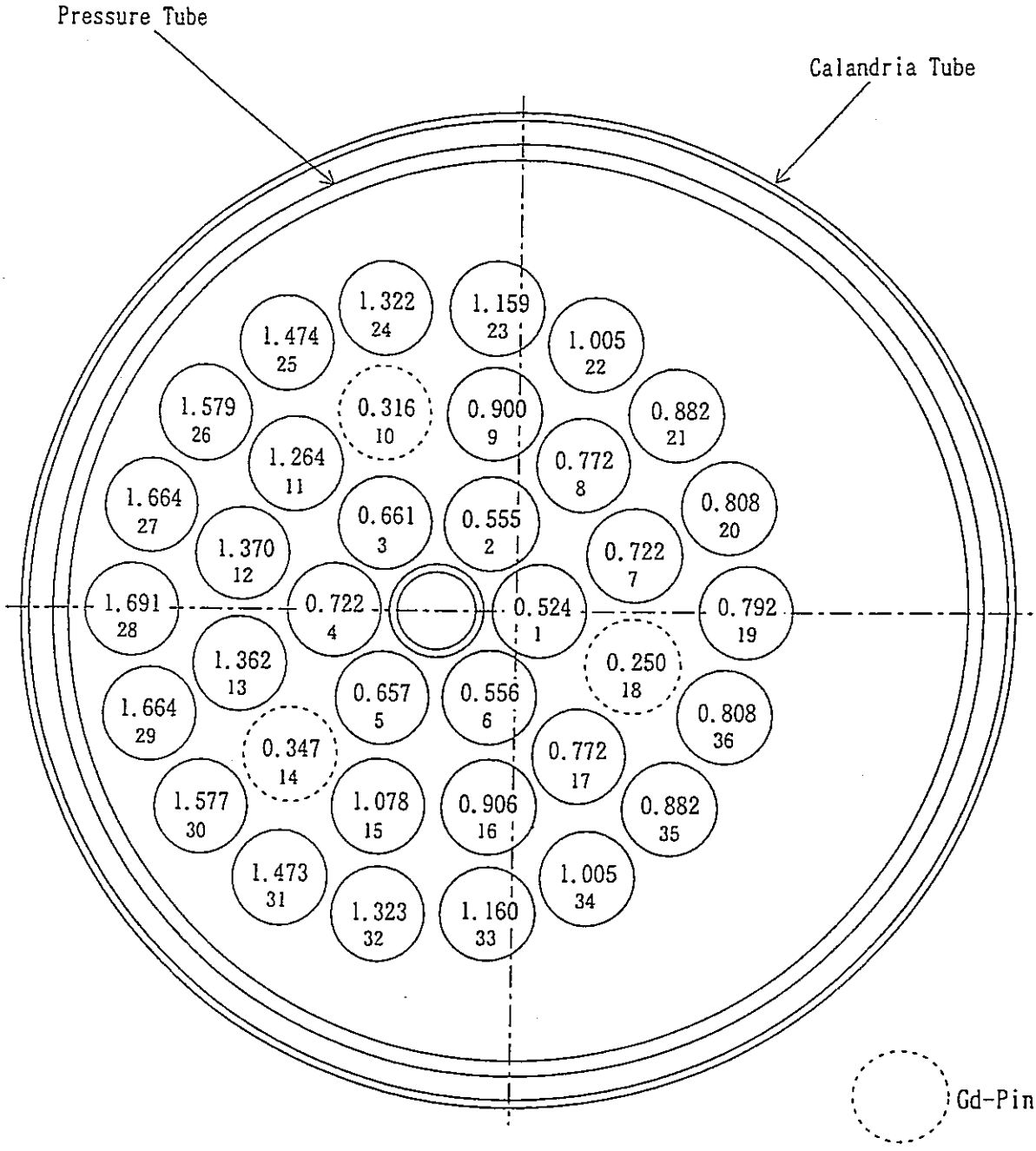


図6.2.5.2－13　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

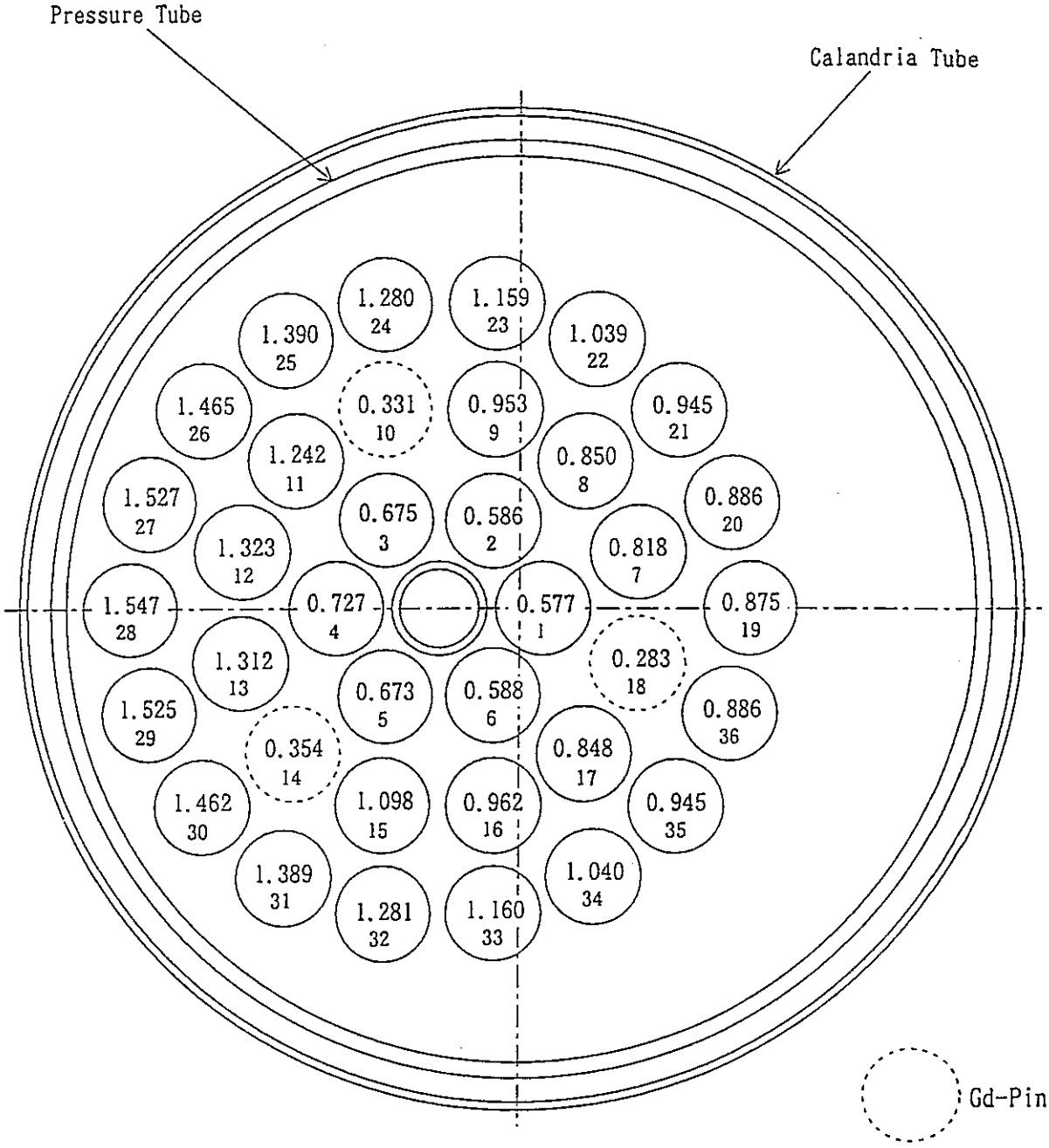


図6.2.5.2－14　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

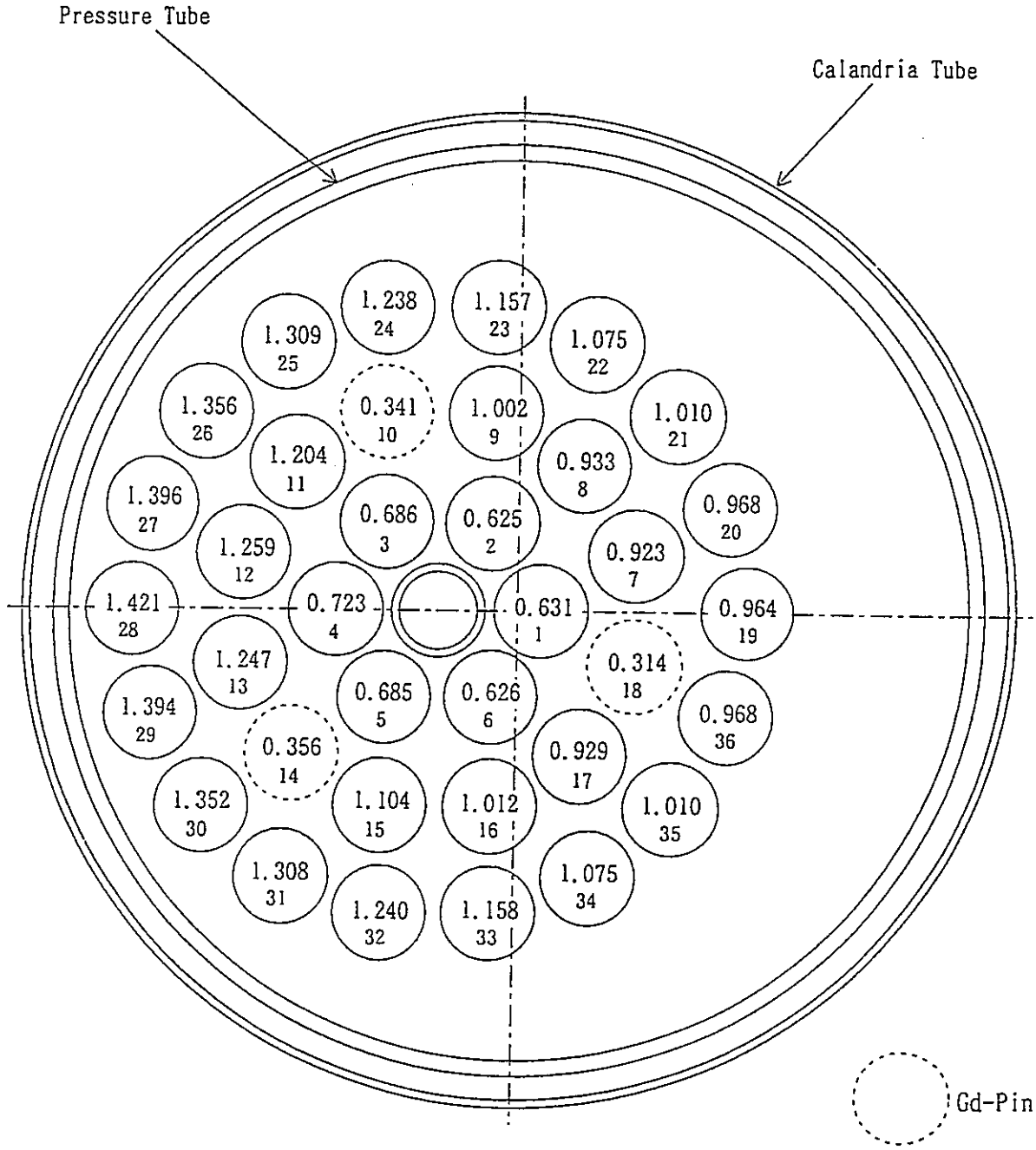


図6.2.5.2－15　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

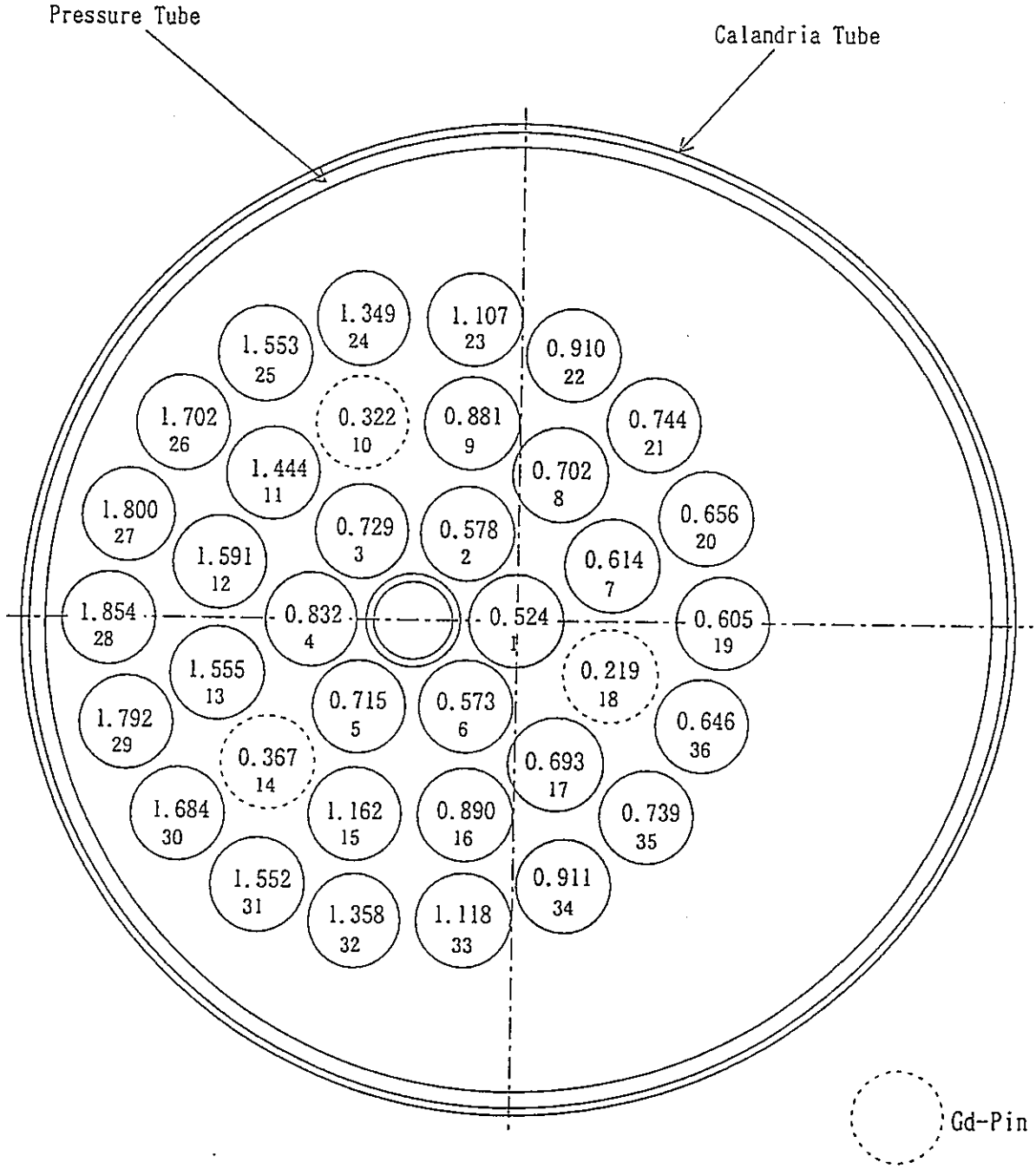


図6.2.5.2－16　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

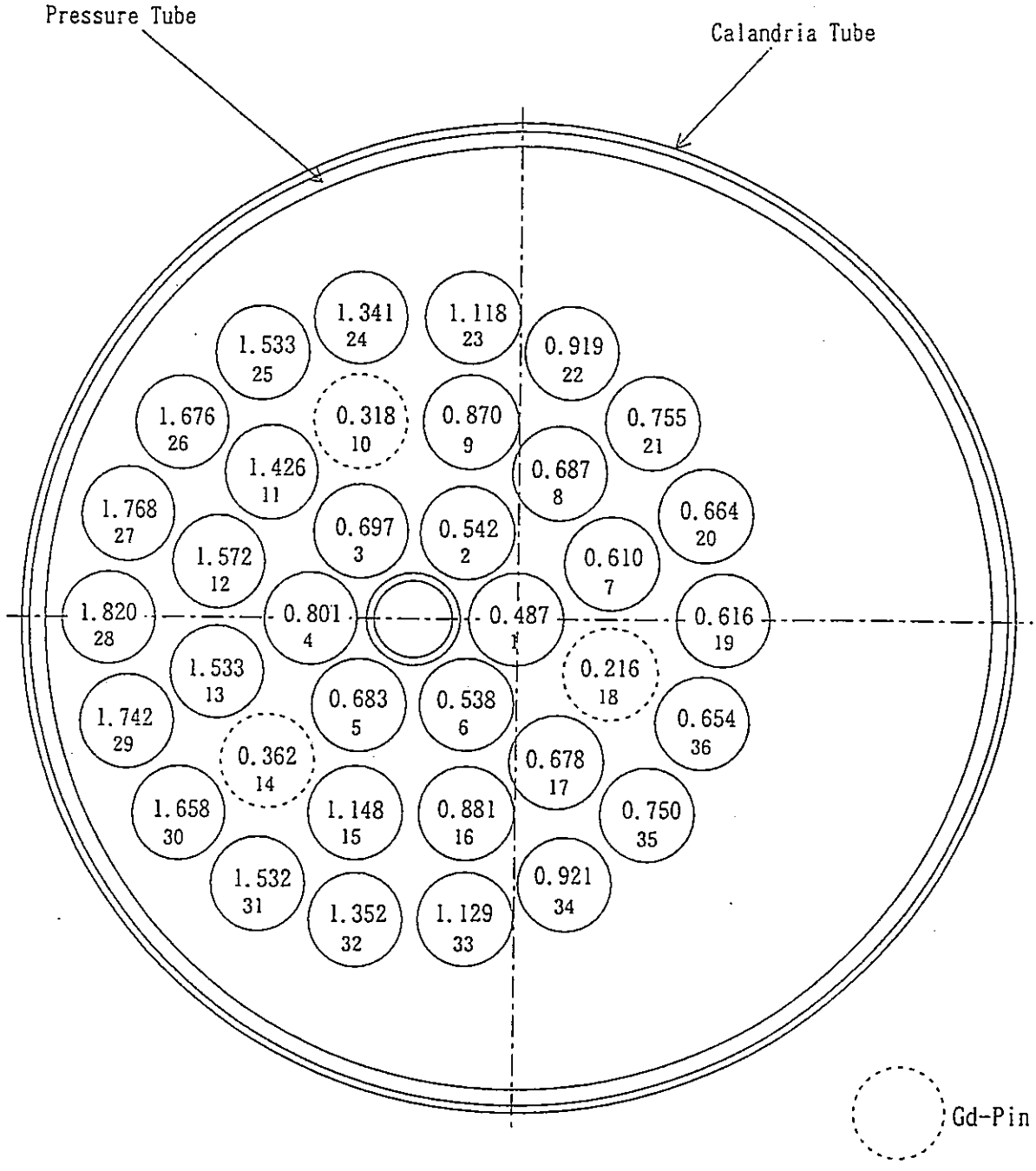


図6.2.5.2－17　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

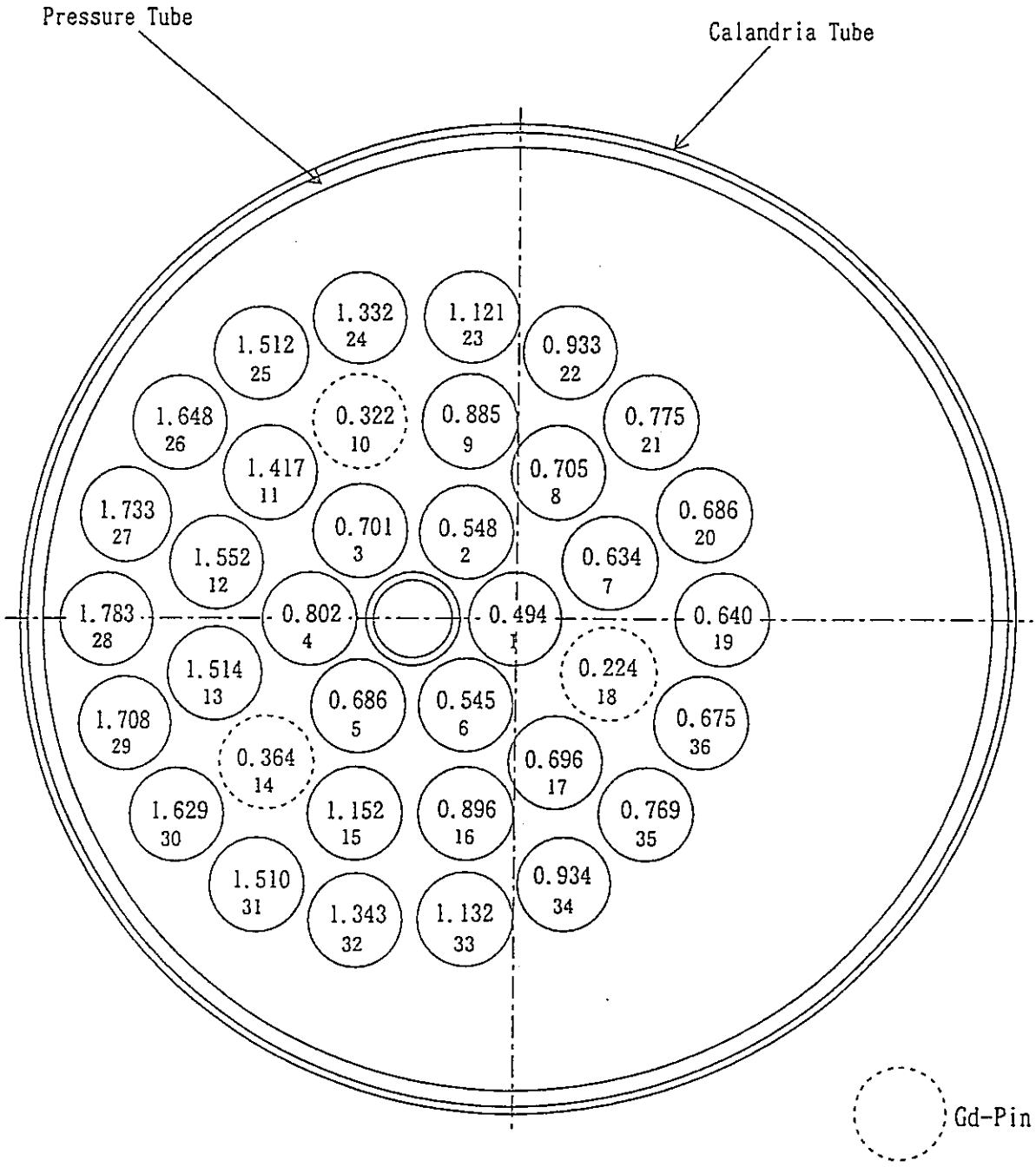


図6.2.5.2－18　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

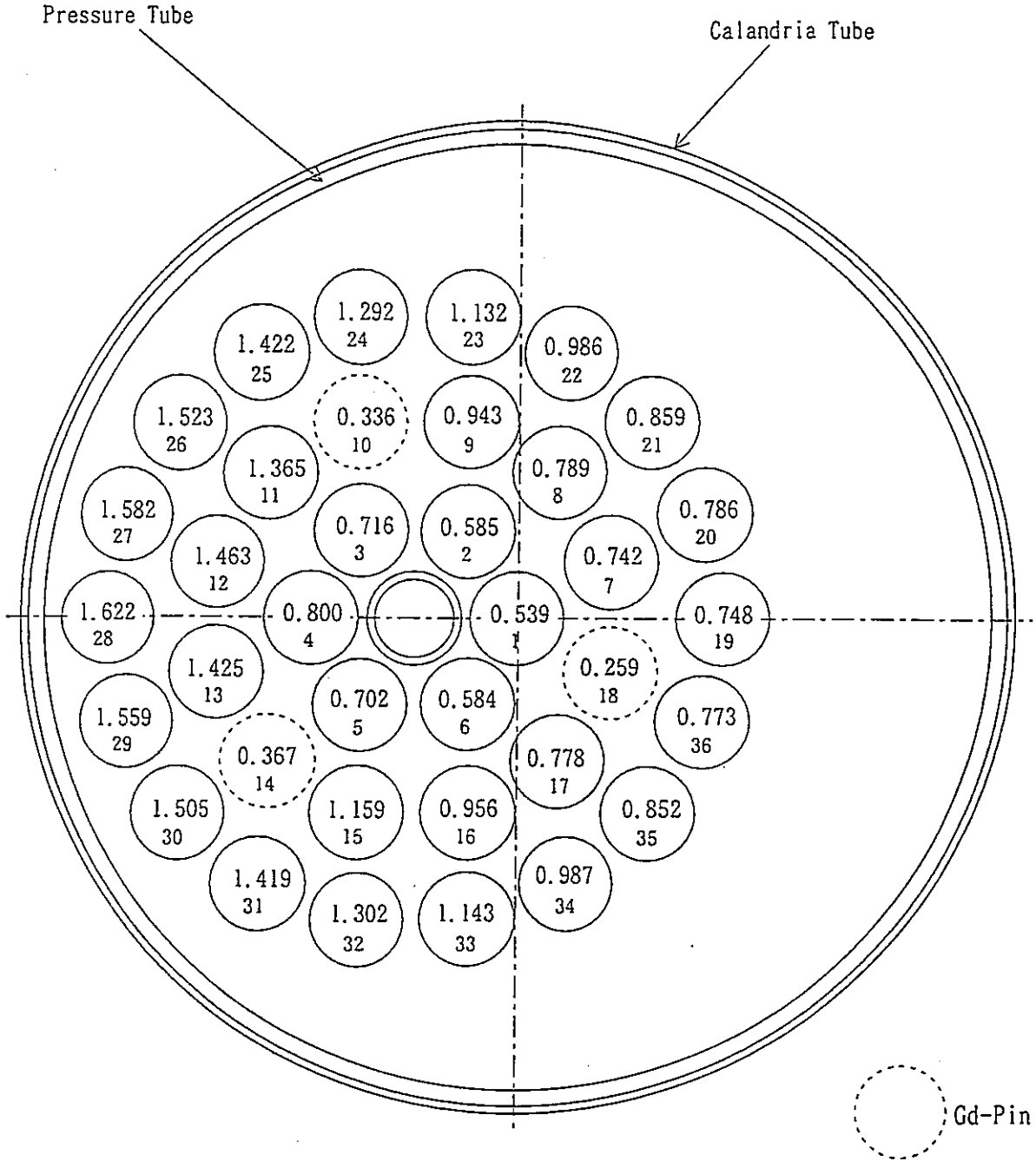


図6.2.5.2－19　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

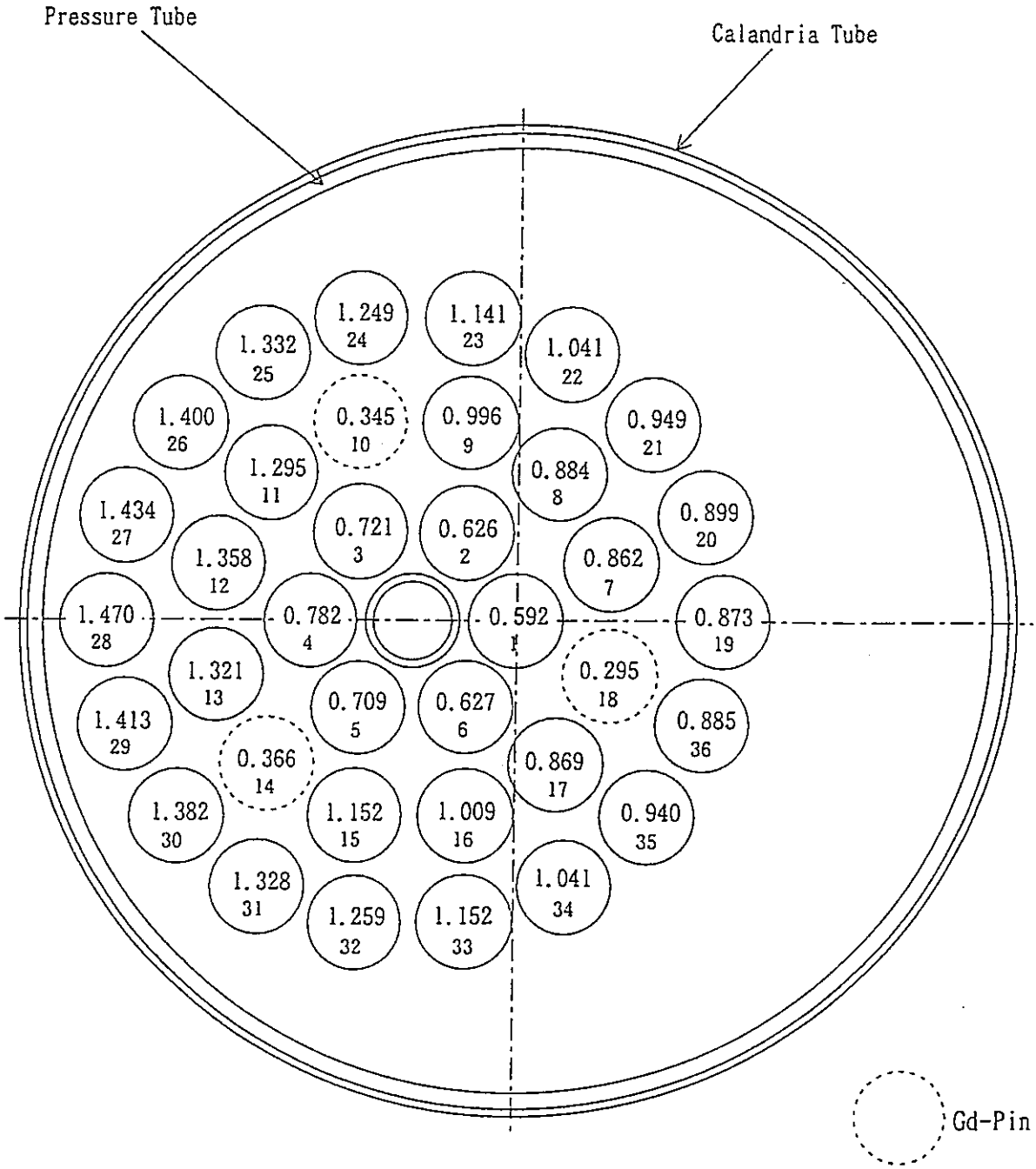


図6.2.5.2－20　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(4.00/1.60)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

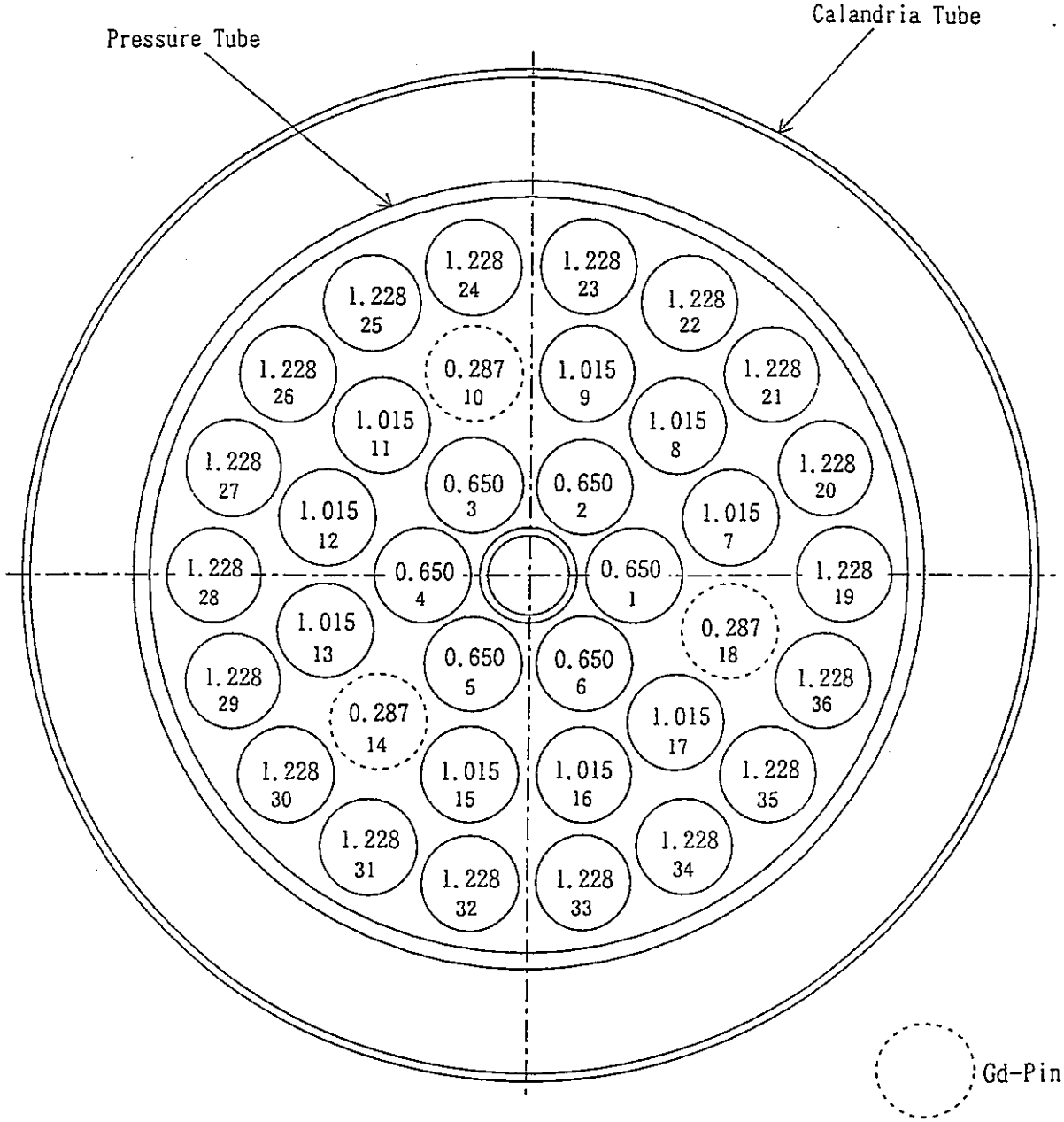


図6.2.5.2－21　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

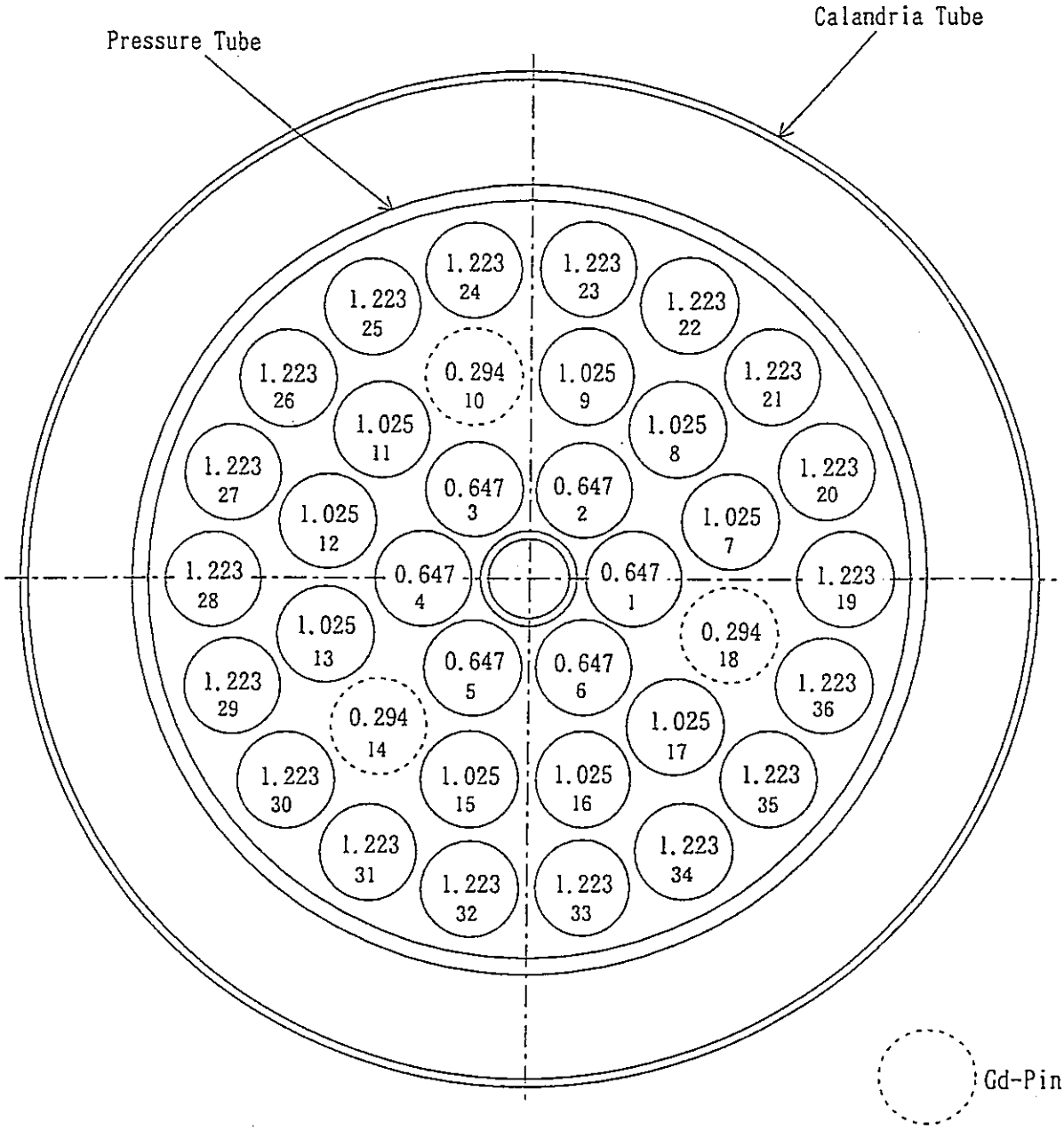


図6.2.5.2－22　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=20%

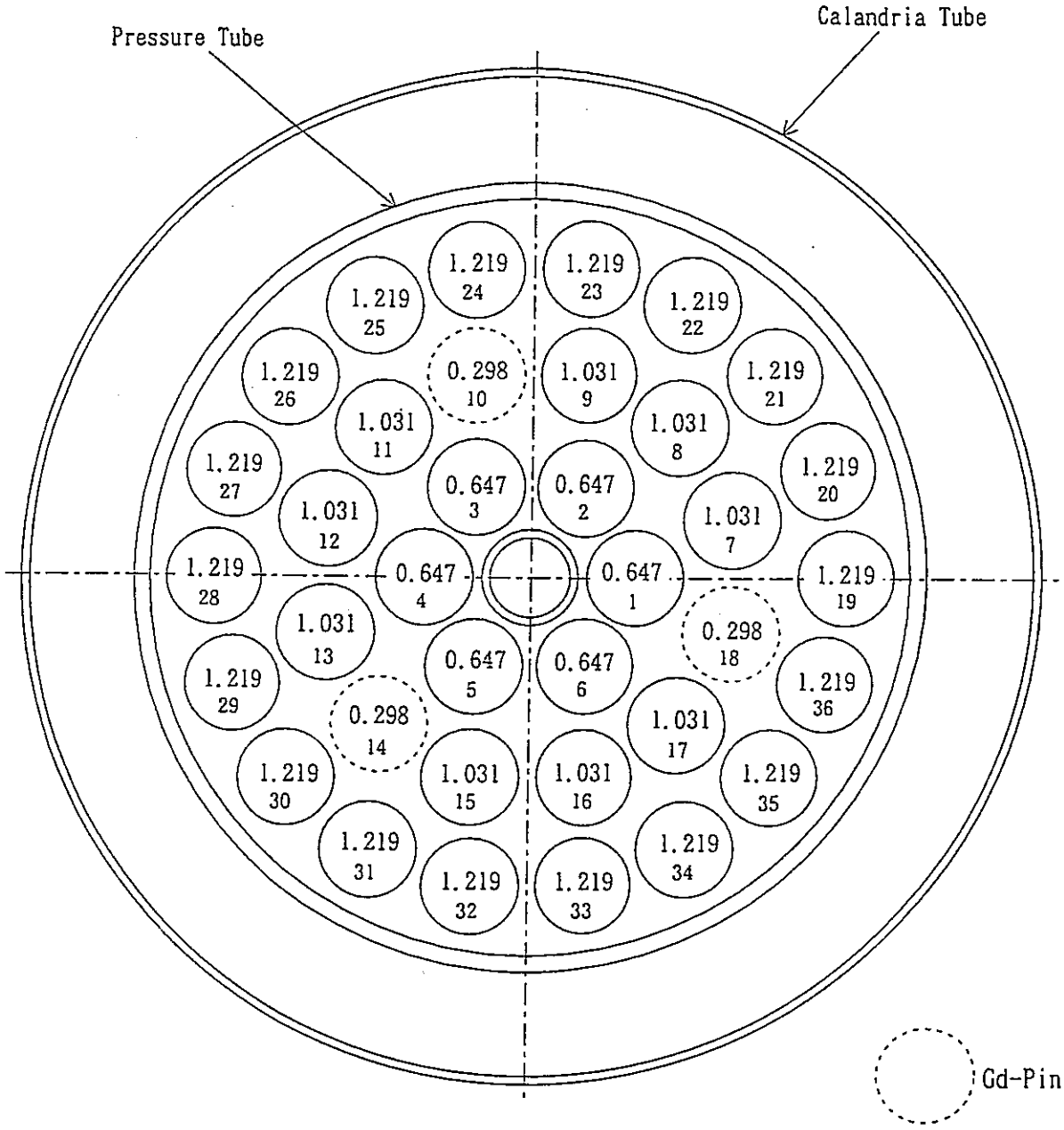


図6.2.5.2－23　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=30%

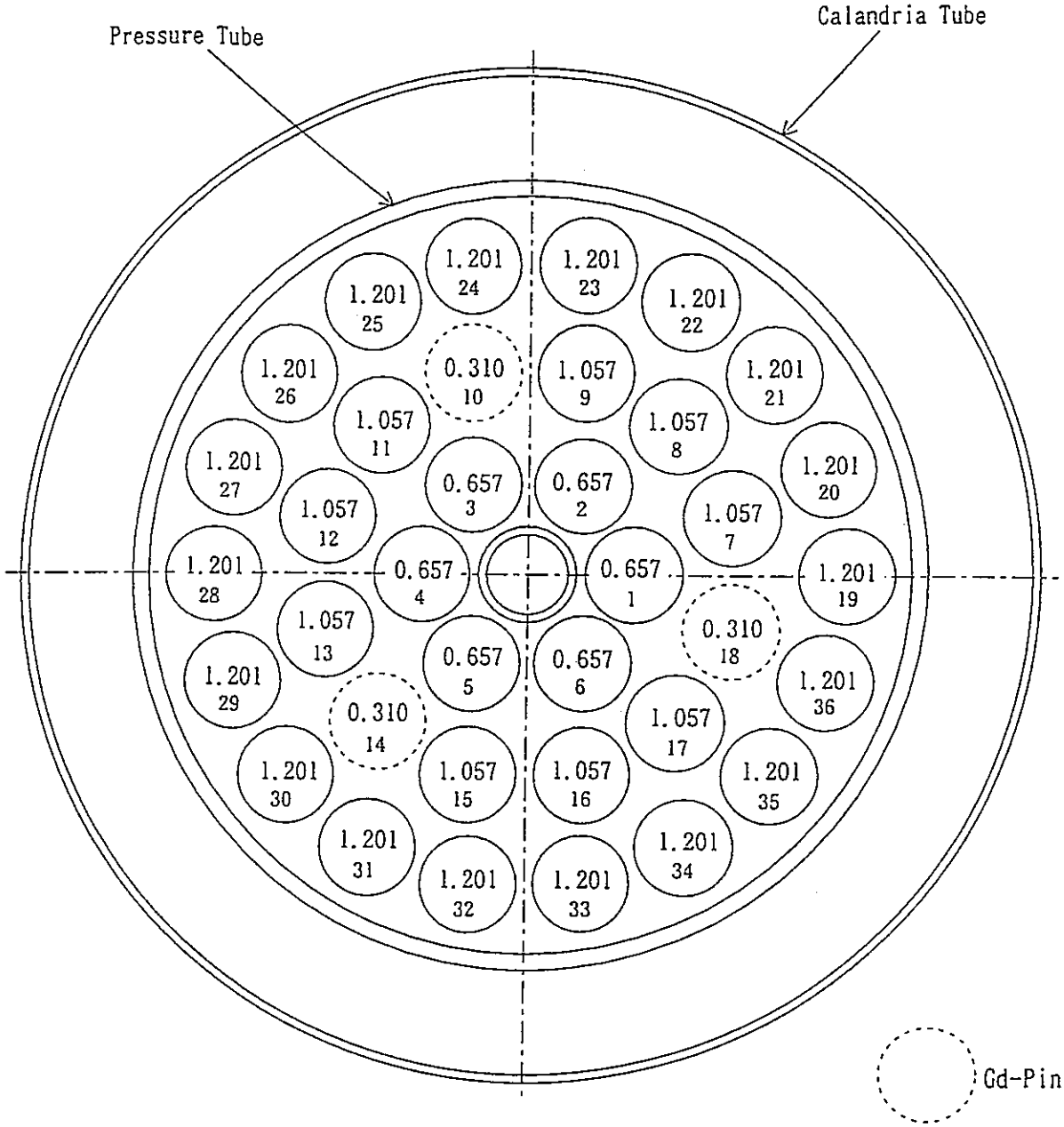


図6.2.5.2－24　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=60%

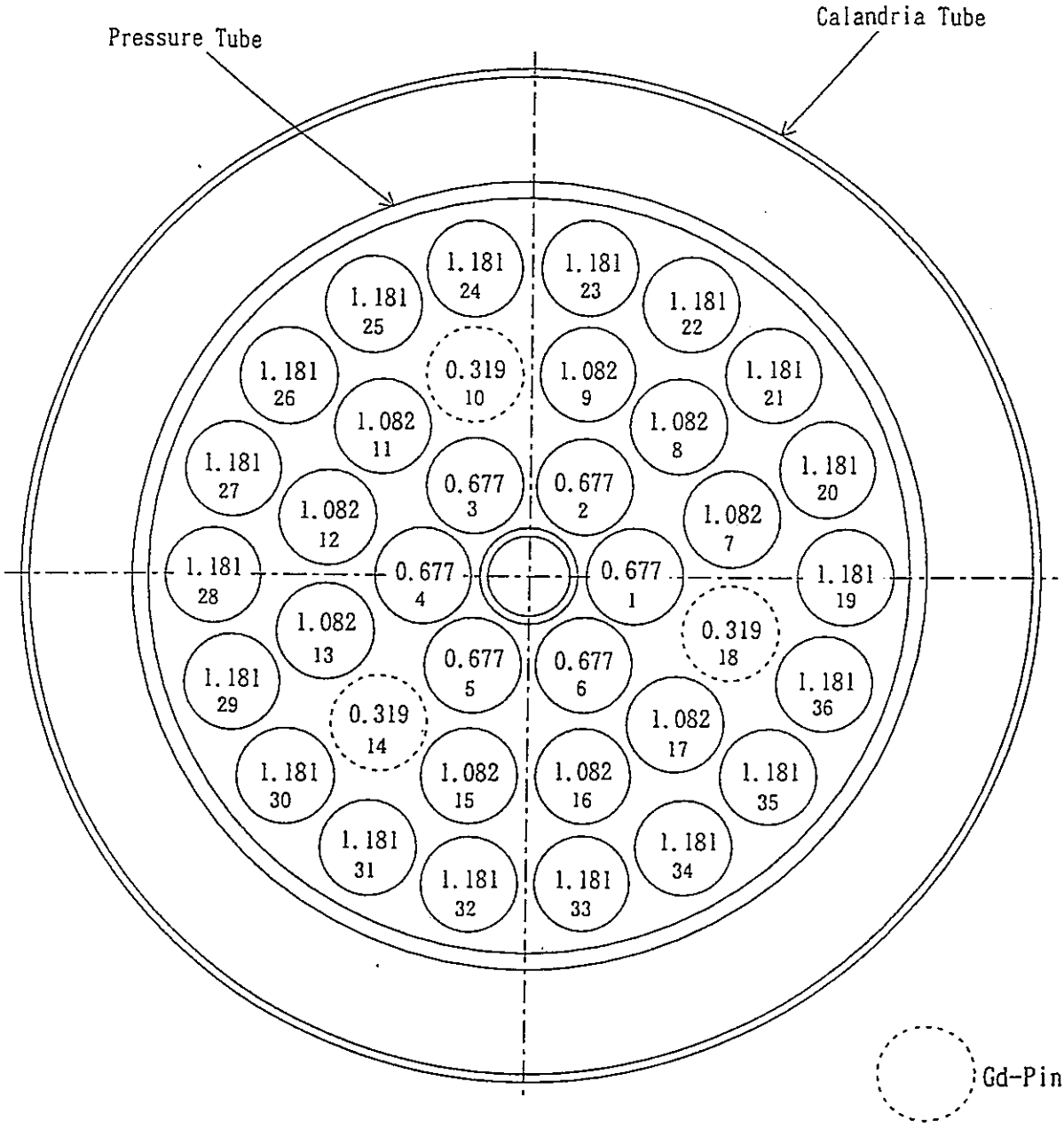


図6.2.5.2－25　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（正常時）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void=80%

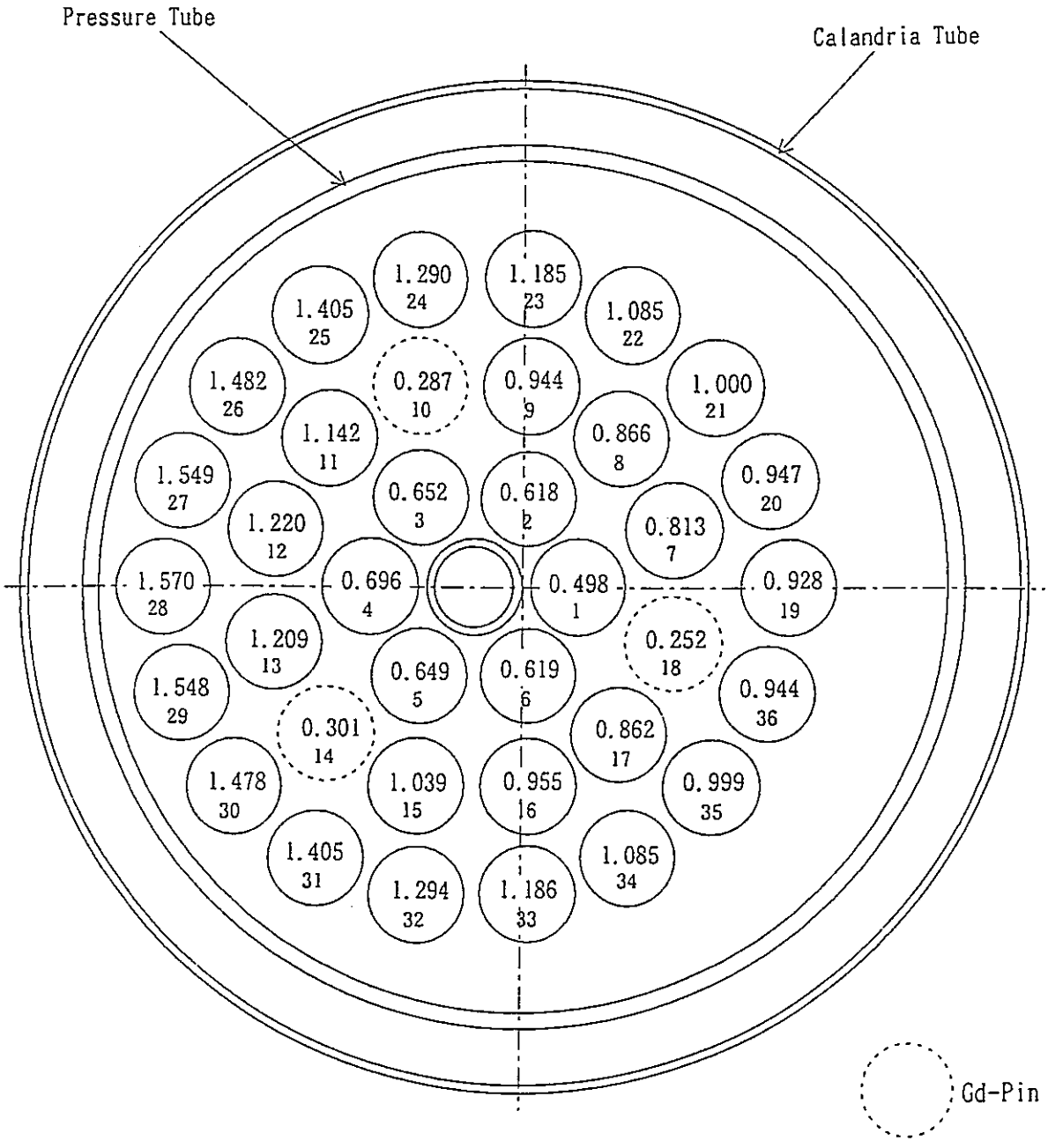


図6.2.5.2－26　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

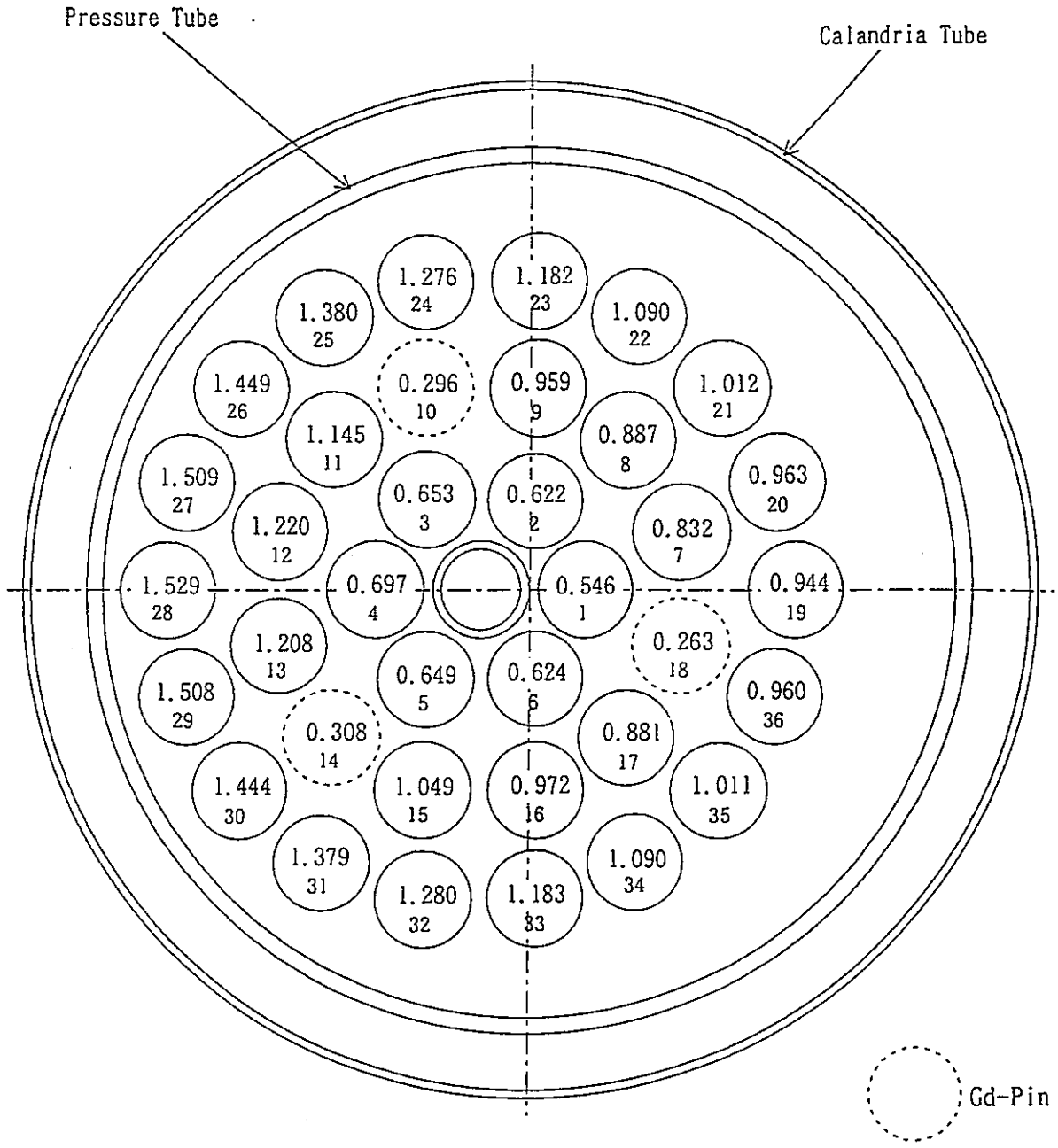


図6.2.5.2－27　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

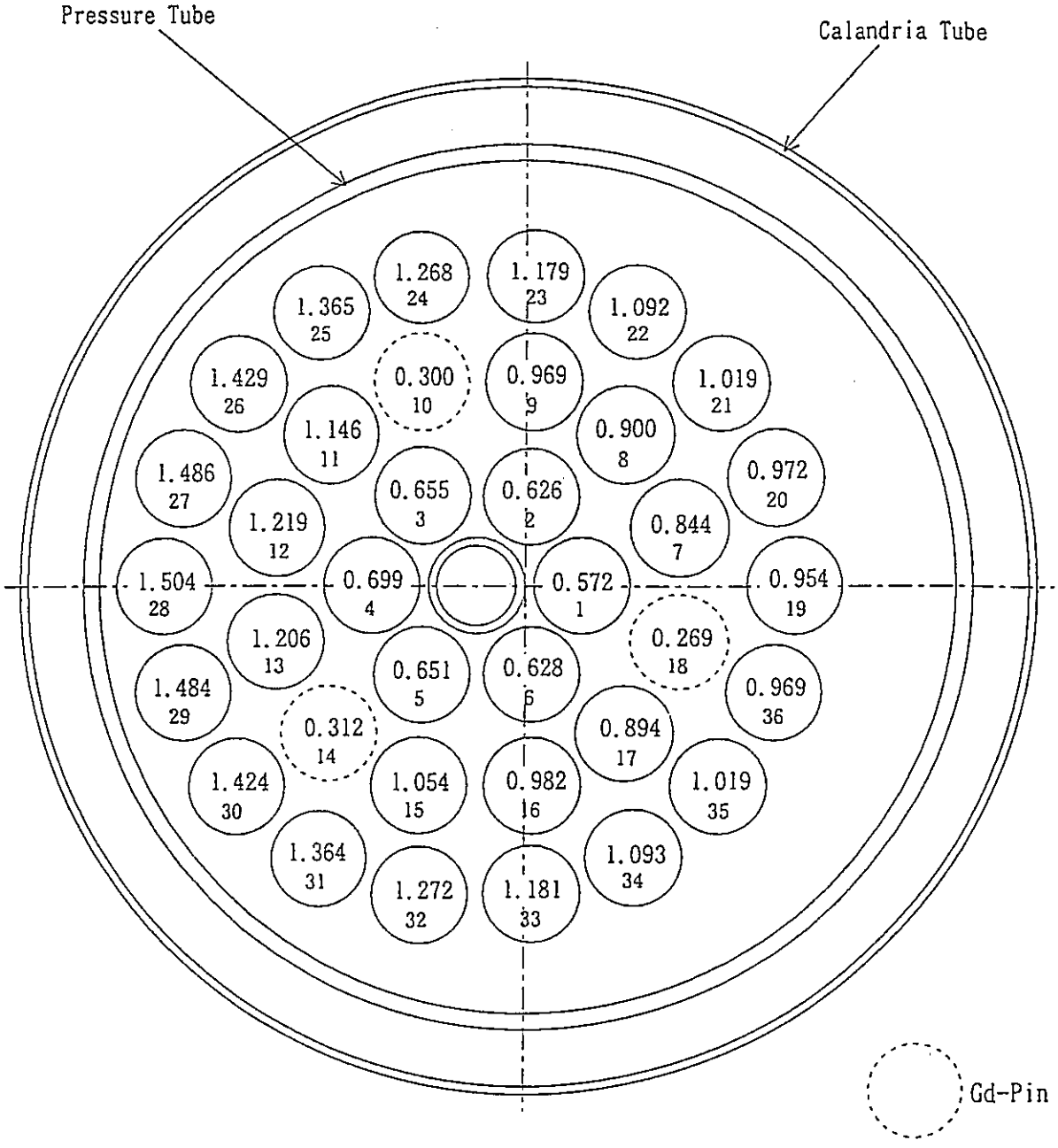


図6.2.5.2－28　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

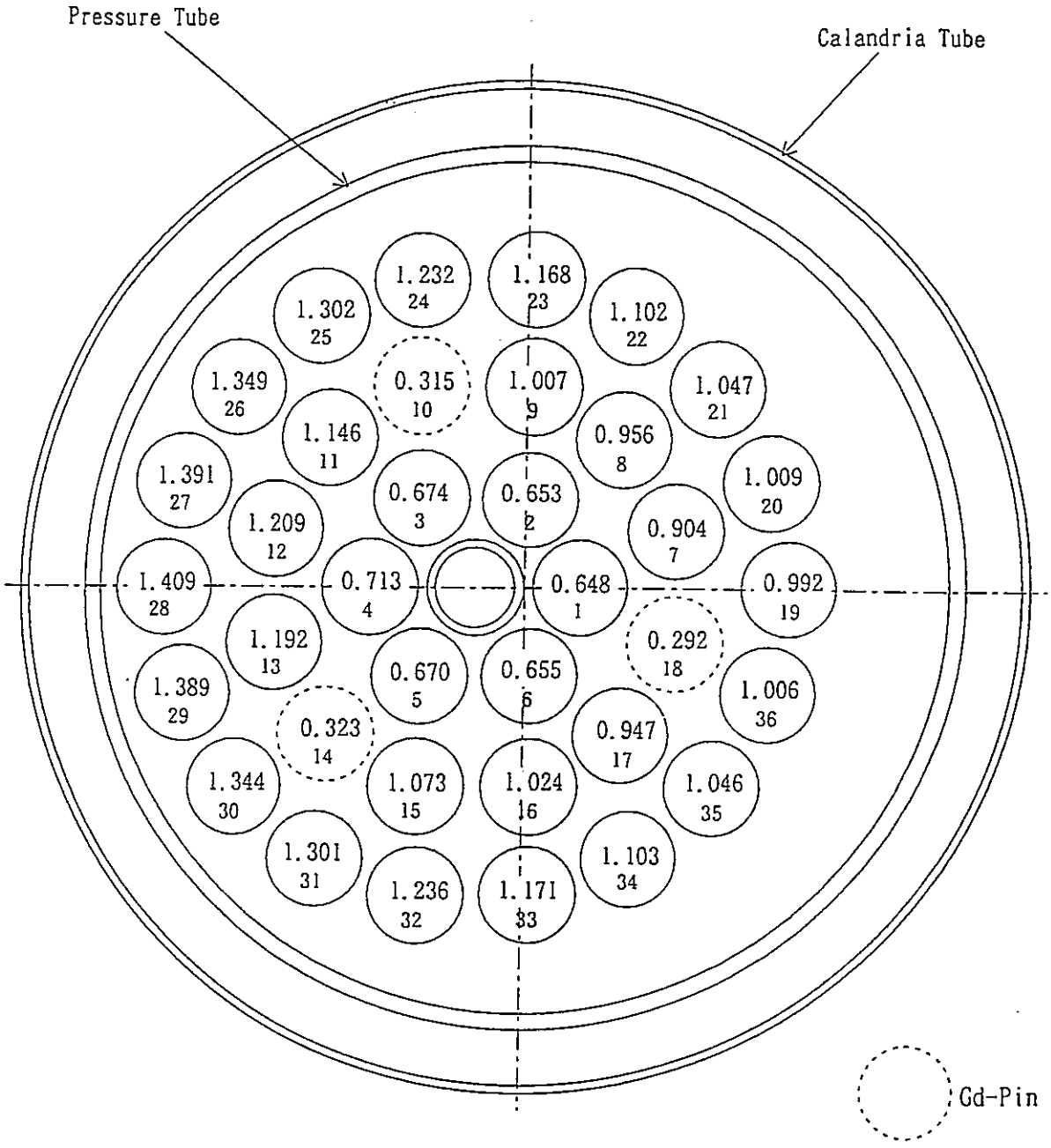


図６.２.５.２－29　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－Ａ）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

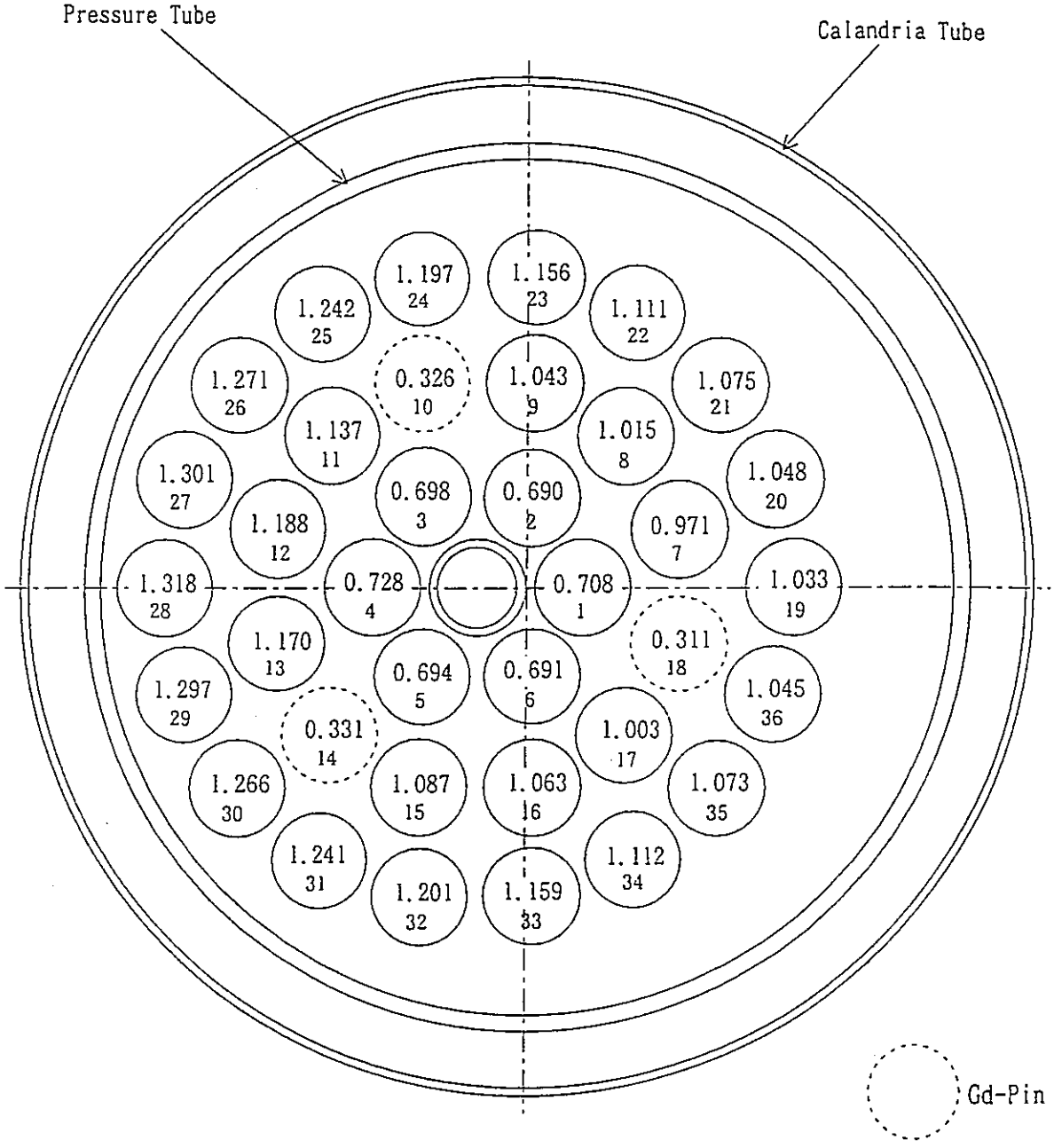


図6.2.5.2－30　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

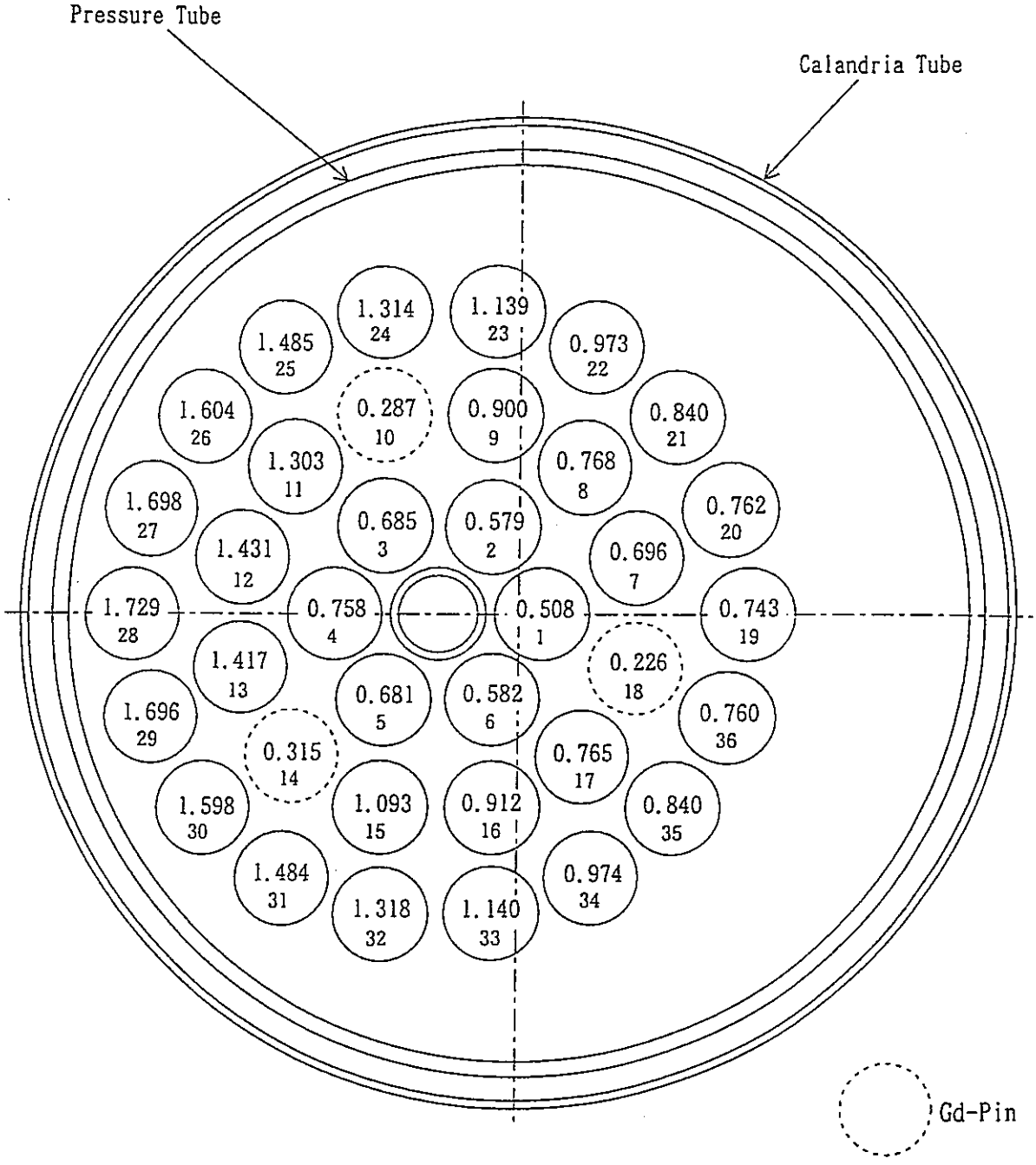


図6.2.5.2－31　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

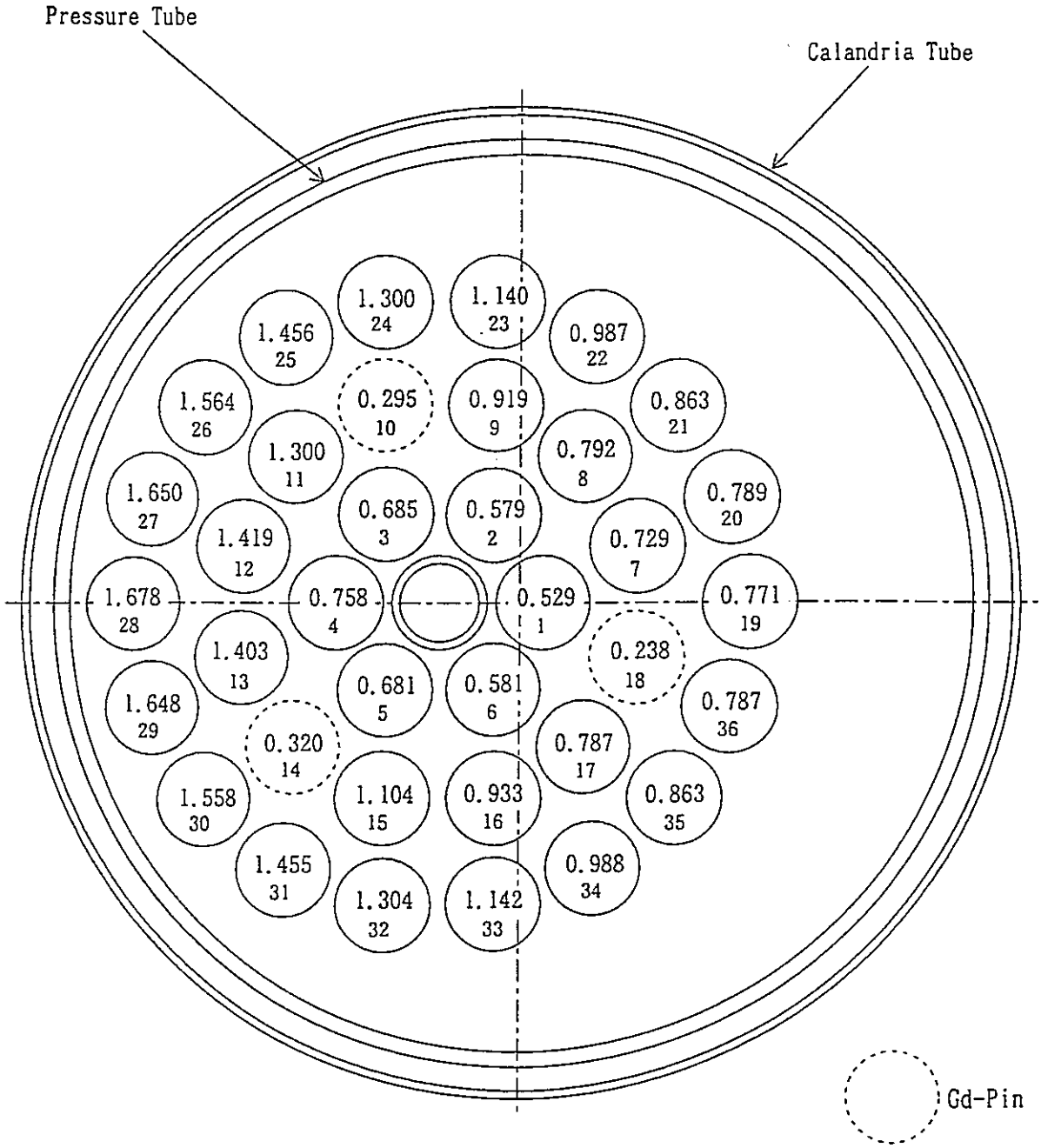


図6.2.5.2－32　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

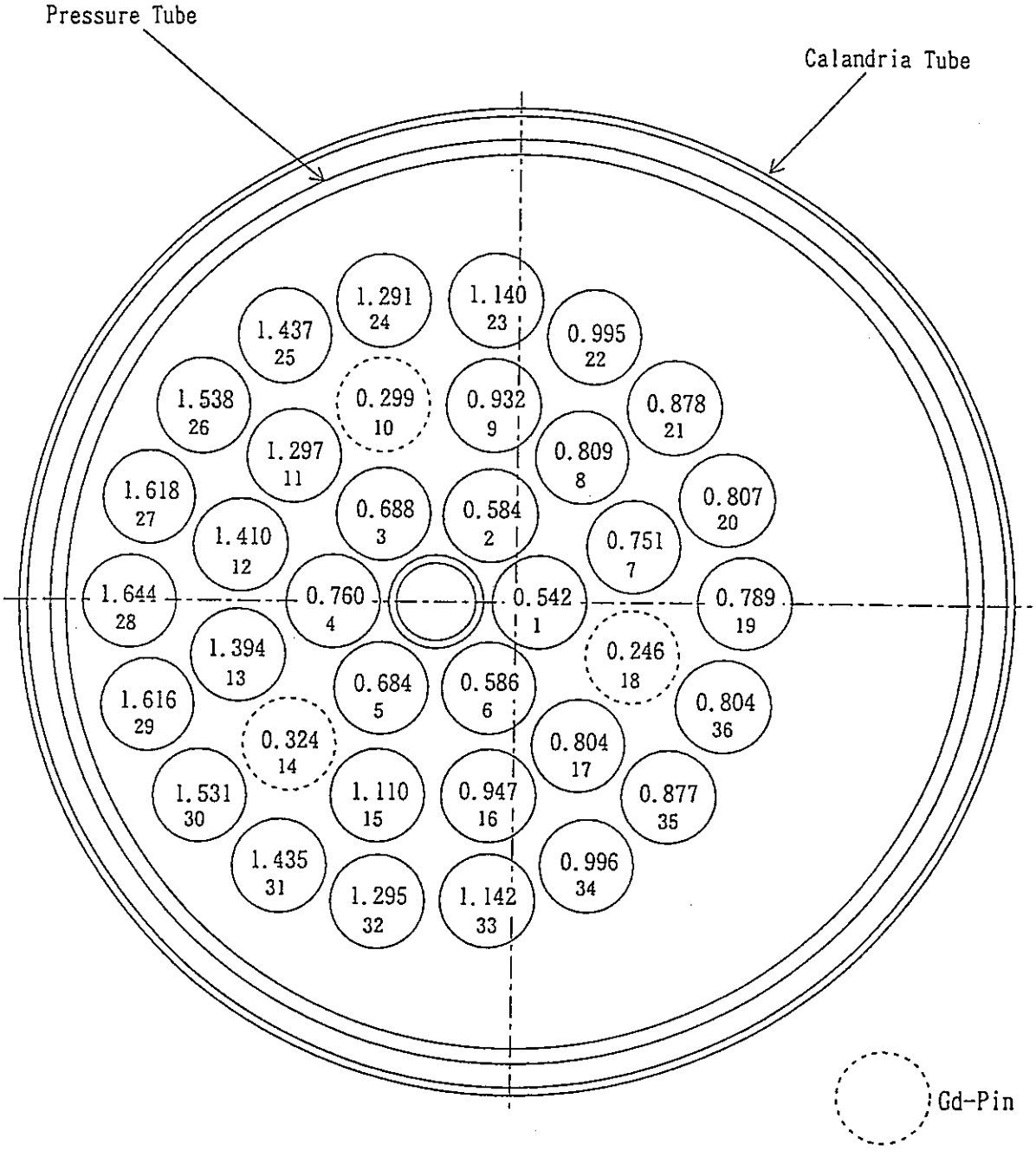


図6.2.5.2－33　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

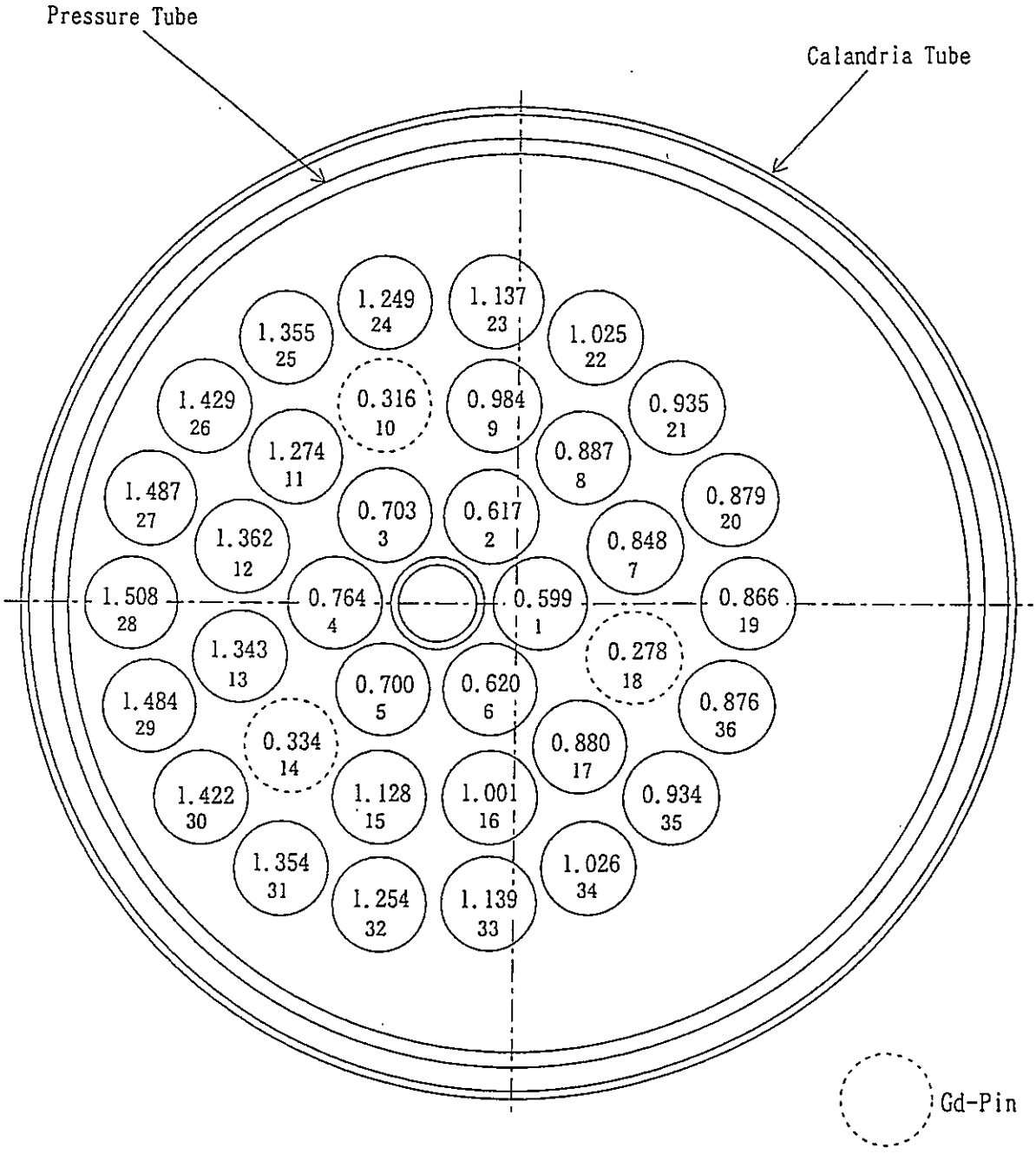


図6.2.5.2－34　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

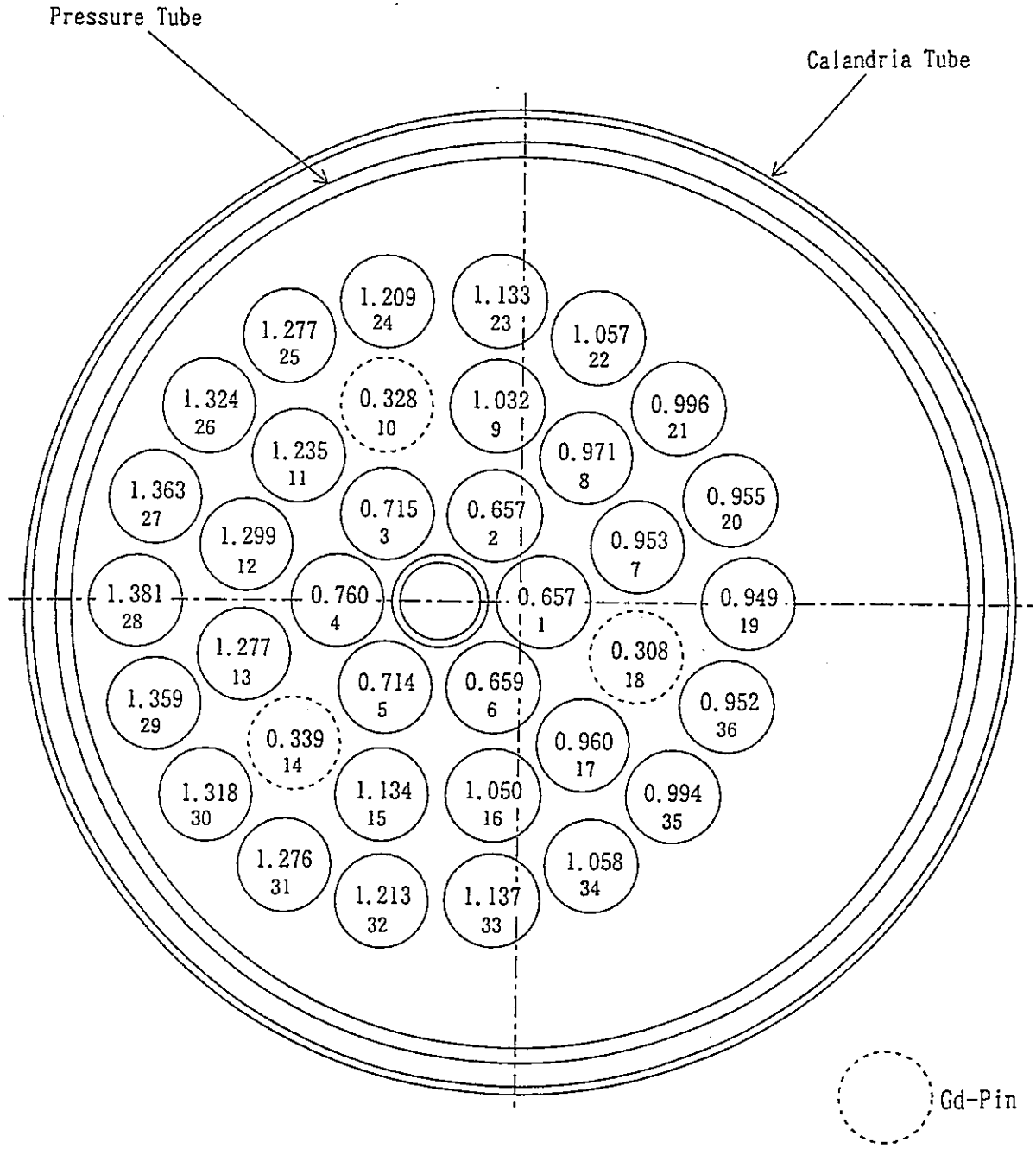


図6.2.5.2－35　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－B）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

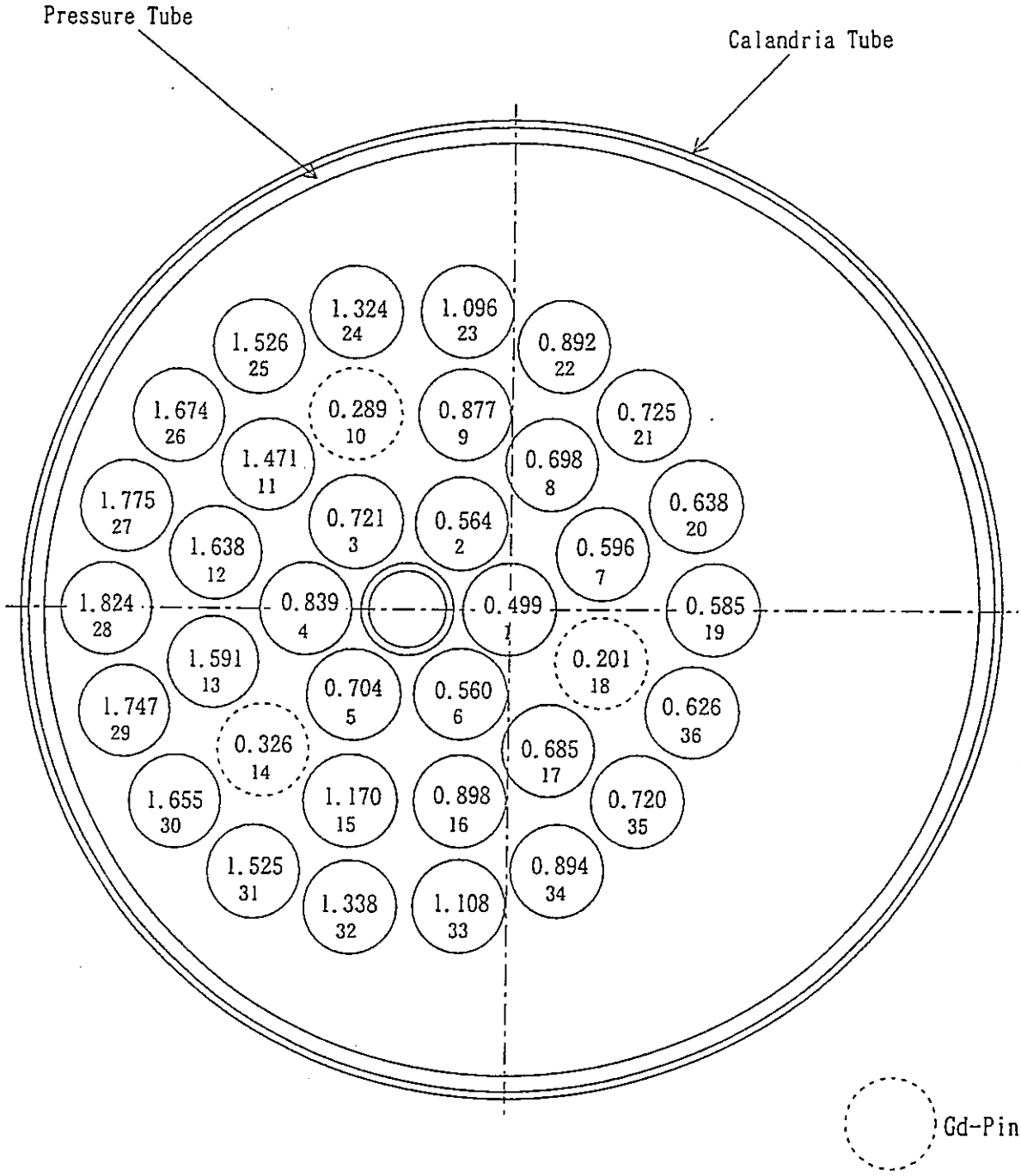


図6.2.5.2－36　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 0%

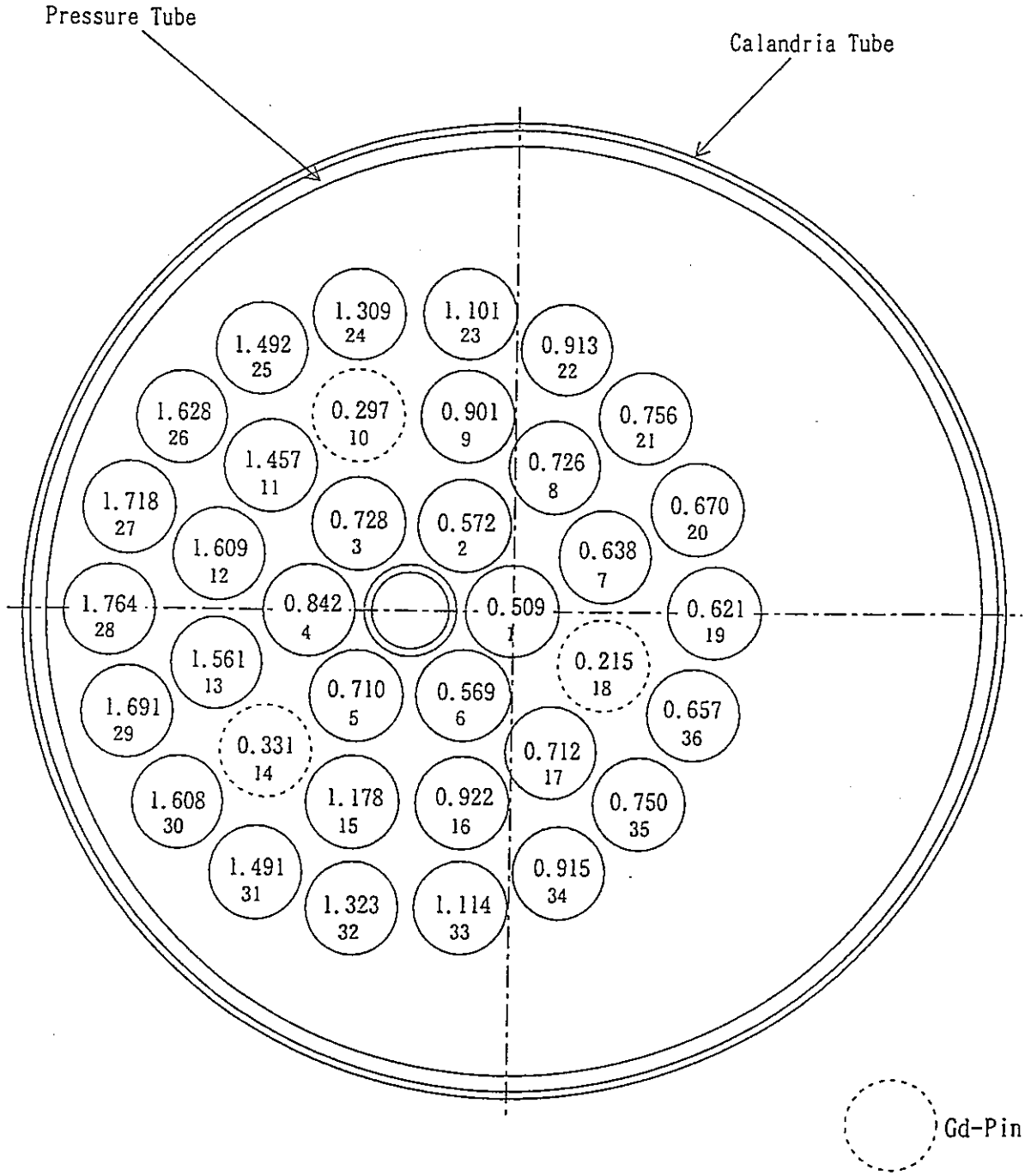


図6.2.5.2－37　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 20%

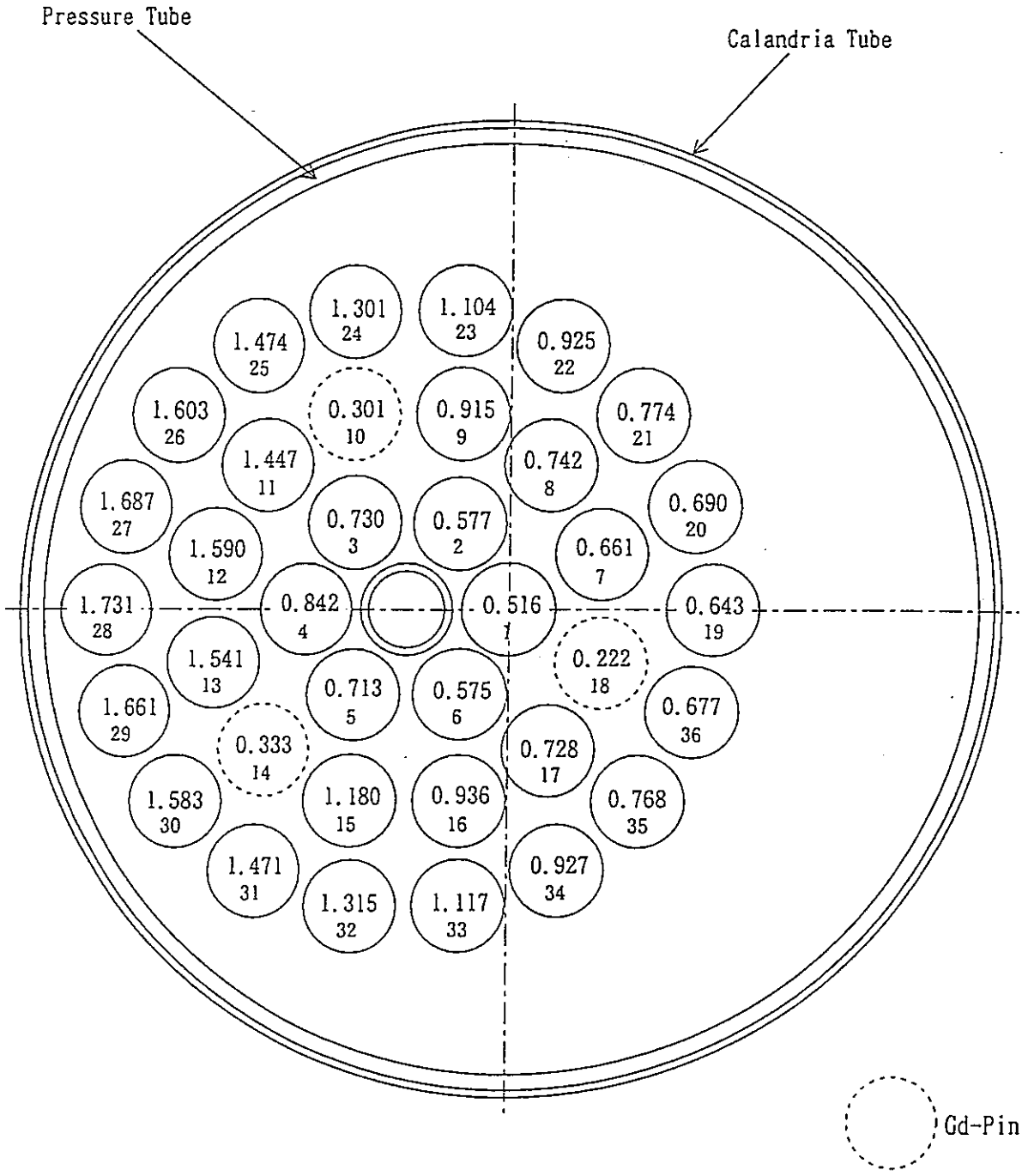


図6.2.5.2－38　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 30%

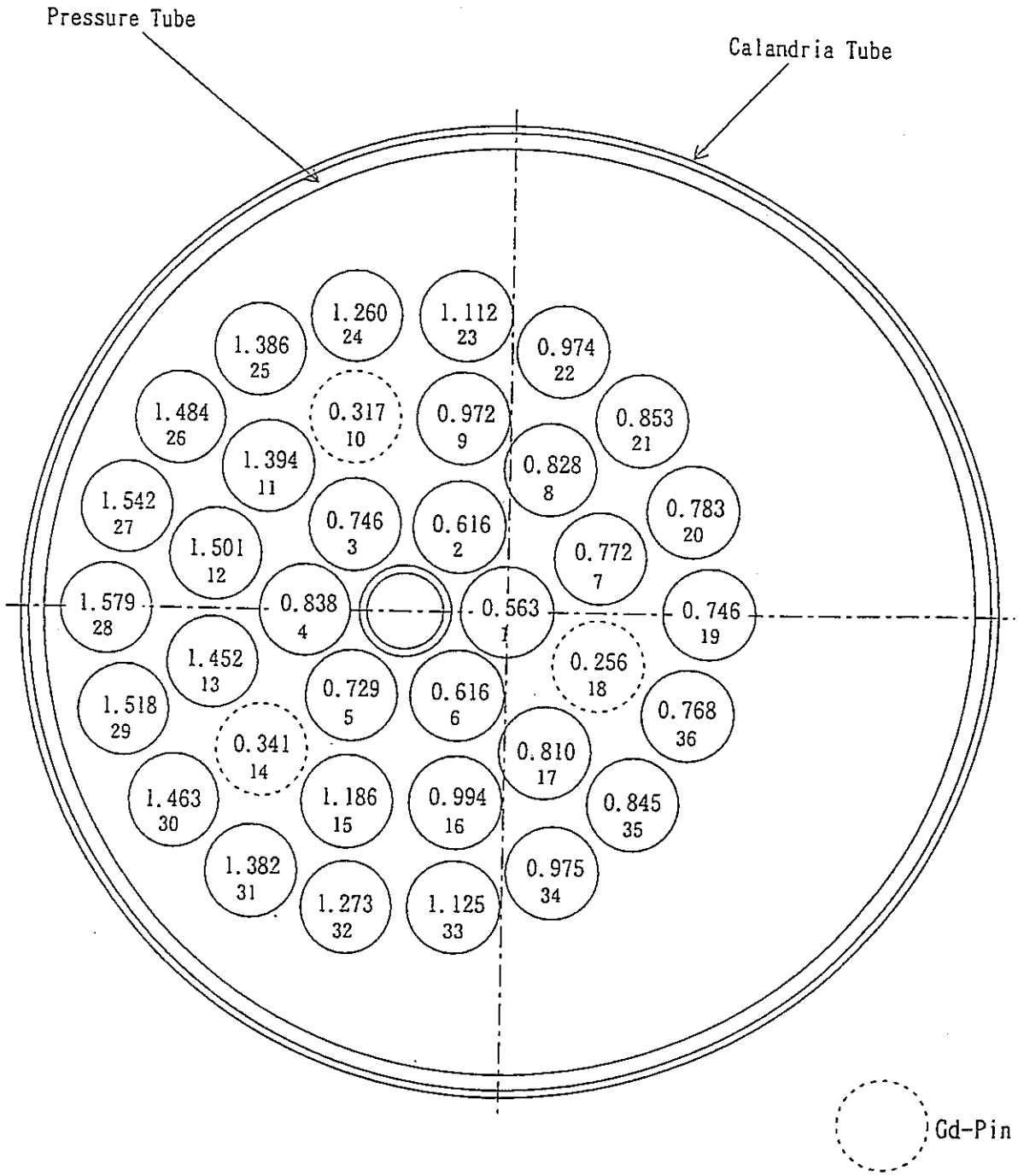


図6.2.5.2－39　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 60%

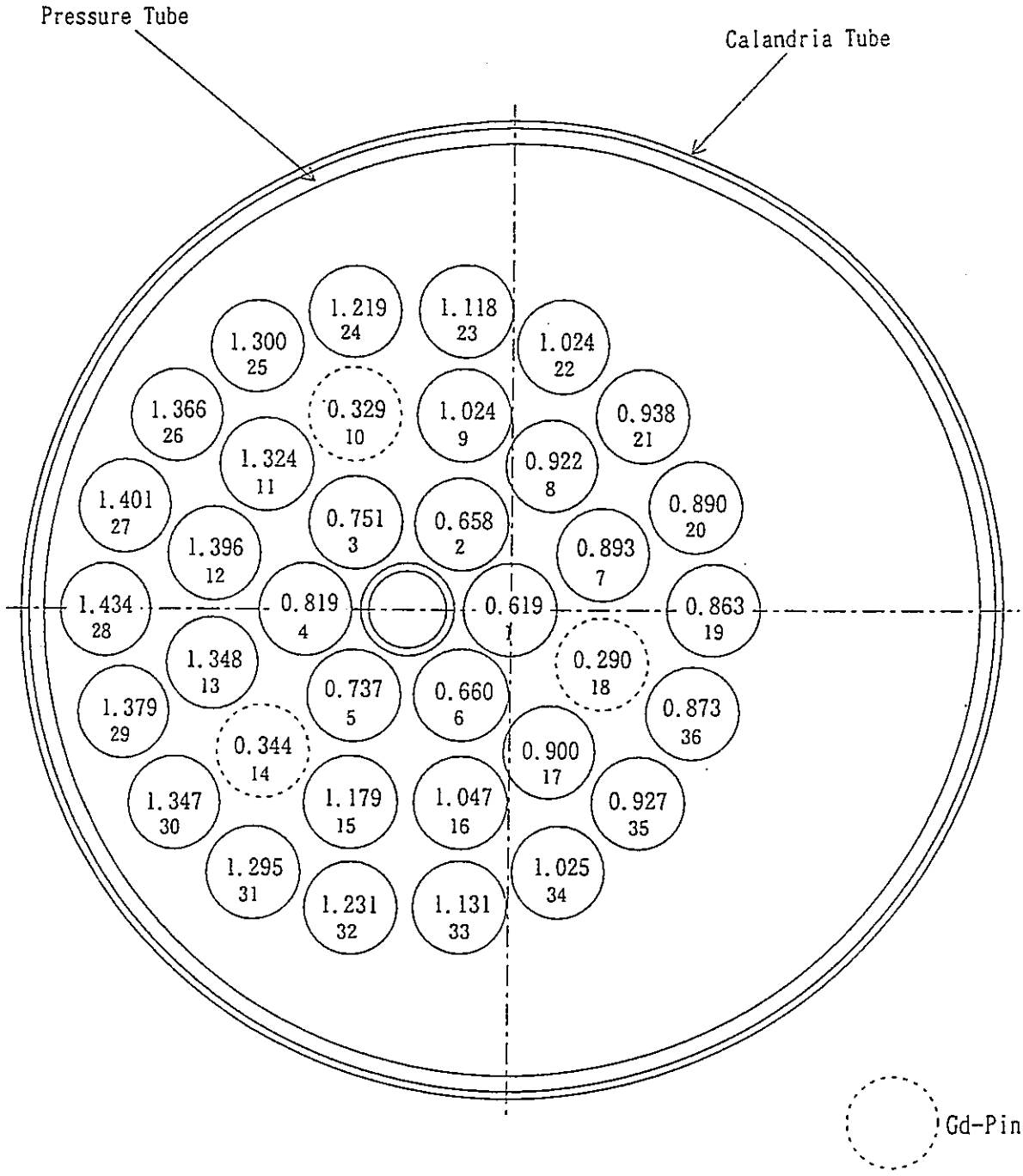


図6.2.5.2－40　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（最大拡管）
(3.30/1.30)Puf, Exp.=0.05(Gwd/t), Void= 80%

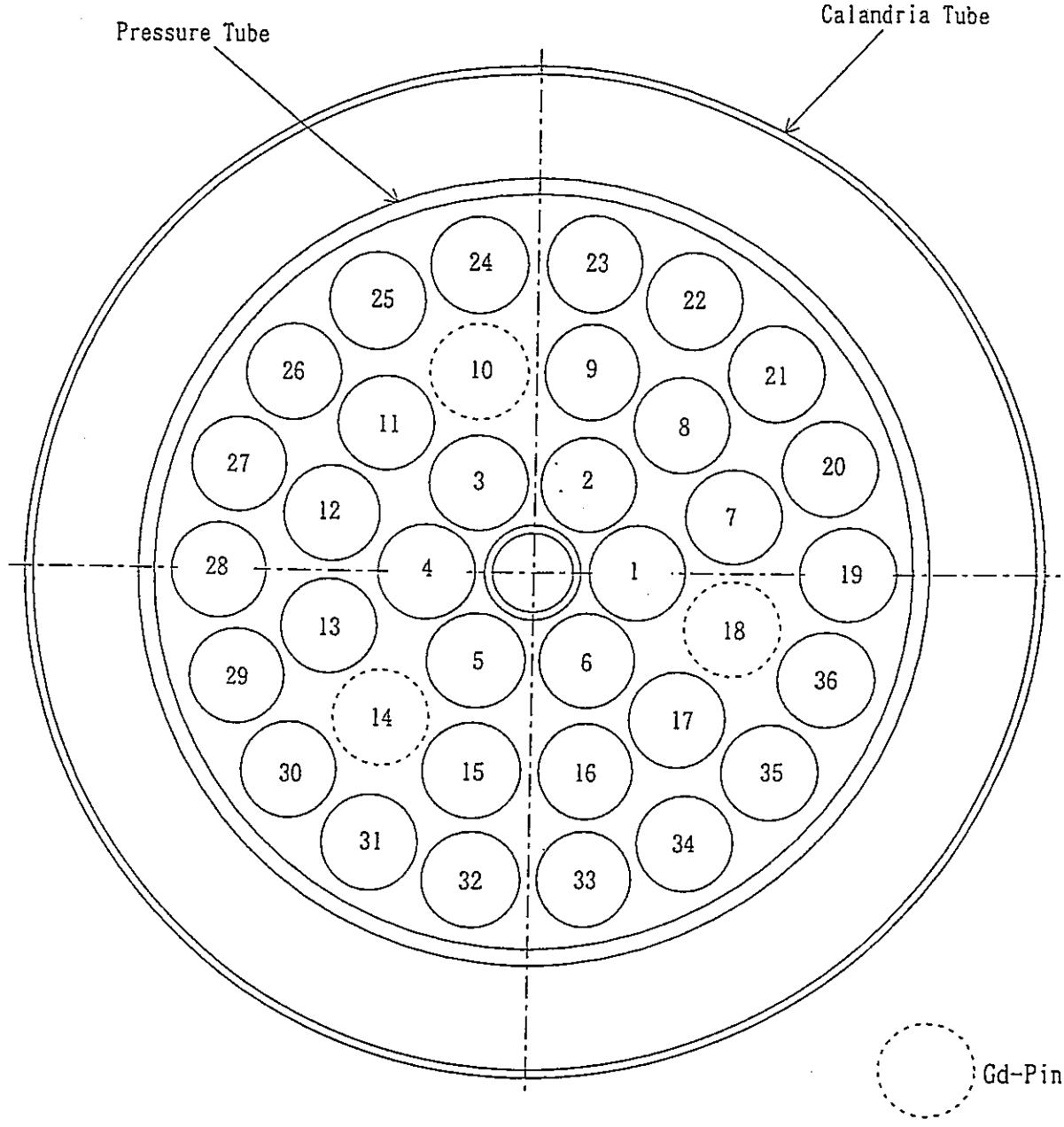


図6.2.5.2－41　燃料ピン番号

6.2.5.3 炉心出力分布計算

（1）LAYMON・B定数の作成

LAYMON－2AコードのB定数を作成した。

作成したB定数は、K∞，M^2，Σfの冷却材ボイド依存性に関するものである。各核定数の冷却材ボイド率（冷却材相対密度）に関するフィッティング式を表6.2.5.3-1に示す。表中のフィッティング係数がB定数である。

表6.2.5.3-2，表6.2.5.3-3に、WIMS－ATRによって計算した上下部，中央部領域における各チャンネル状態でのK∞，M^2，Σfの冷却材ボイド率依存性を示す。これらのデータを基に、各核定数のB定数を算出した。

現実拡管A，現実拡管B，最大拡管における算出結果を表6.2.5.3-4～表6.2.5.3-6に示す。但し、現実拡管A及び最大拡管のB定数に関しては、本年度検討時のボイド率30%時における核定数と平成4年度検討及び昭和63年度検討のボイド率30%時の核定数との比により補正した値である。

（2）チャンネル出力分布の解析

破断想定チャンネルのチャンネル出力及び軸方向出力分布を解析した。図6.2.5.3-1に取替炉心BOCの圧力管破断想定チャンネルの位置を示す。これは、63年度設計炉心の第9サイクルBOCのMCPR発生チャンネルに相当する。

図6.2.5.3-2～図6.2.5.3-5に炉心チャンネル出力分布を、表6.2.5.3-7に各ケースの径方向出力ピーキング係数（RPF）を、図6.2.5.3-6にRPFの圧力管依存性を示す。

また、表6.2.5.3-8，図6.2.5.3-7に破断チャンネルの軸方向出力分布（GPF）を、図6.2.5.3-8に軸方向ピーキング係数（APF）を、図6.2.5.3-9にAPFの圧力管依存性を示す。

通常時と現実拡管，最大拡管の破断チャンネルのRPFを比較した。

図，表より、RPFは、拡管量，集合体偏心量が大きいほど大きくなる傾向を示した。この原因は各ケースの核定数の変化から分析できる。表6.2.5.3-2，表6.2.5.3-3の各ケースのK∞，M^2，Σfから分かるように、拡管量、集合体偏心量の大きいほど核分裂断面積Σfが顕著に増大しており、これにより破断チャンネルの核分裂反応数が増大したことが主因と考えられる。

（３）参考結果

ＬＡＹＭＯＮ－２Ａコードによる出力分布解析時の破断チャンネルの軸方向ボイド分布計算値を図6.2.5.3-10に示す。

図6.2.5.3-10に示す計算値は、バンコフの式を用いて計算したものである。

圧力管破断チャンネルの軸方向局所出力分布（ＬＰＦ）を図6.2.5.3-11に示す。

図6.2.5.3-11に示す値は、表6.2.5.1-1～表6.2.5.1-2に示す燃料ピン番号28（最大ＬＰＦ発生位置）のフィッティング定数と図6.2.5.3-10に示すボイド率を用いてのフィッティング計算により算出した値である。

また、図6.2.5.3-12に圧力管破断チャンネルのトータルピーキング係数（ＴＰＦ）を、図6.2.5.3-13にＡＰＦ×ＬＰＦ値を示す。

表6.2.5.3－1　LAYMON－2A（CLASS. 40）フィッティング式まとめ

項　　目		フィッティング式　(冷却材相対密度依存性)*
K∞	A	EBC1 (1+EBC2・U+EBC3・U²)
		EBC4＝EBC5＝0.0
	B	1+EBC72 (U−Uo) +EBC74 (U−Uo)²
		EBC73＝EBC75＝0.0
		EBC76＝0.715
M²		EBC13 (1+EBC15・U+EBC16・U²)
		EBC14＝EBC17＝0.0
Σf		(EBC22+EBC24・U+EBC29・U²)
		EBC23＝1.0
		EBC25＝EBC30＝0.0

＊　冷却材相対密度と冷却材ボイド率の関係

$$U=\frac{\rho_1\cdot(1-V)+\rho_2\cdot V}{\rho_1}$$

U；冷却材相対密度（frac.）

V；冷却材ボイド率（frac.）

ρ_1；液相密度

ρ_2；気相密度

表6.2.5.3－2　内側領域 上下部燃料における核定数

燃　　料;(4.00/1.60)Puf
燃 焼 度;0.05Gwd/t
^{10}B濃度;6.93ppm

核定数	チャンネル状態 ＼ ボイド率[%]	0	20	30	60	80
K∞	正 常 時	1.1427	1.1419	1.1416 (1.00) *1	1.1422	1.1451
	現実拡管A *2	1.1258	1.1289	1.1303 (0.99)	1.1348	1.1398
	現実拡管B	1.1155	1.1210	1.1236 (0.98)	1.1301	1.1348
	最大拡管 *3	1.1189	1.1152	1.1188 (0.98)	1.1275	1.1317
M^2 [cm^2]	正 常 時	186.3	201.4	206.4 (1.00)	223.1	237.4
	現実拡管A *2	165.3	174.7	180.0 (0.87)	199.3	217.2
	現実拡管B	143.1	153.1	158.9 (0.77)	180.2	201.5
	最大拡管 *3	125.5	139.3	145.9 (0.71)	152.6	170.9
Σf [cm^{-1}]	正 常 時	3.002E-03	2.912E-03	2.866E-03 (1.00)	2.723E-03	2.623E-03
	現実拡管A *2	3.068E-03	2.983E-03	2.936E-03 (1.02)	2.889E-03	2.673E-03
	現実拡管B	3.201E-03	3.100E-03	3.049E-03 (1.06)	2.875E-03	2.731E-03
	最大拡管 *3	3.506E-03	3.244E-03	3.178E-03 (1.11)	3.108E-03	2.768E-03

*1；通常時の値を基準とした相対値

*2；ボイド率:30%以外の値は、平成4年度検討時のボイド率:0,20,60,80%の核定数に、平成4年度検討時(参考文献(3))と本年度検討時のボイド率:30%の核定数の比を掛けて求めた値である。

*3；ボイド率:30%以外の値は、昭和63年度検討時のボイド率:0,20,60,80%の核定数に、昭和63年度検討時(参考文献(2))と本年度検討時のボイド率:30%の核定数の比を掛けて求めた値である。

表6.2.5.3－3　内側領域 中央部燃料における核定数

燃　　料;(3.30/1.30)Puf
燃 焼 度;0.05Gwd/t
^{10}B濃度;6.93ppm

核定数	チャンネル状態 \ ボイド率[%]	0	20	30	60	80
K∞	正 常 時	1.1045	1.1036	1.1033*1 (1.00)	1.1035	1.1061
	現実拡管A *2	1.0864	1.0897	1.0912 (0.99)	1.0956	1.1005
	現実拡管B	1.0748	1.0806	1.0833 (0.98)	1.0903	1.0950
	最大拡管 *3	1.0627	1.0732	1.0769 (0.98)	1.0863	1.0910
M^2 [cm^2]	正 常 時	195.3	204.2	209.2 (1.00)	226.2	240.6
	現実拡管A *2	167.5	177.1	182.4 (0.87)	201.9	220.1
	現実拡管B	144.9	155.1	161.0 (0.77)	182.6	204.2
	最大拡管 *3	130.4	141.2	147.8 (0.71)	173.3	200.4
Σf [cm^{-1}]	正 常 時	2.861E-03	2.777E-03	2.733E-03 (1.00)	2.598E-03	2.504E-03
	現実拡管A *2	2.919E-03	2.839E-03	2.796E-03 (1.02)	2.656E-03	2.549E-03
	現実拡管B	3.041E-03	2.947E-03	2.899E-03 (1.06)	2.737E-03	2.603E-03
	最大拡管 *3	3.234E-03	3.078E-03	3.016E-03 (1.10)	2.809E-03	2.634E-03

*1；通常時の値を基準とした相対値

*2；ボイド率:30%以外の値は、平成4年度検討時のボイド率:0,20,60,80%の核定数に、平成4年度検討時(参考文献(3))と本年度検討時のボイド率:30%の核定数の比を掛けて求めた値である。

*3；ボイド率:30%以外の値は、昭和63年度検討時のボイド率:0,20,60,80%の核定数に、昭和63年度検討時(参考文献(2))と本年度検討時のボイド率:30%の核定数の比を掛けて求めた値である。

表6.2.5.3－4　現実拡管AにおけるＬＡＹＭＯＮ－２Ａ入力Ｂ定数のまとめ

項　目	CLASS.40 変数名	内　側　領　域	
		上　下　部	中　央　部
		(4.00/1.60)Puf	(3.30/1.30)Puf
K∞	EBC1 (1, n)	1.1453	1.1063
	EBC1 (2, n)	-2.355E-2	-2.272E-2
	EBC1 (3, n)	6.459E-3	5.315E-3
	EBC1 (4, n)	0.0	0.0
	EBC1 (5, n)	0.0	0.0
	EBC1 (72, n)	-1.451E-2	-1.532E-2
	EBC1 (73, n)	0.0	0.0
	EBC1 (74, n)	6.547E-3	5.388E-3
	EBC1 (75, n)	0.0	0.0
	EBC1 (76, n)	0.715	0.715
M^2	EBC1 (13, n)	2.413E+2	2.445E+2
	EBC1 (14, n)	0.0	0.0
	EBC1 (15, n)	-4.584E-1	-4.590E-1
	EBC1 (16, n)	1.438E-1	1.443E-1
	EBC1 (17, n)	0.0	0.0
Σf	EBC1 (22, n)	2.518E-3	2.403E-3
	EBC1 (23, n)	1.0	1.0
	EBC1 (24, n)	6.803E-4	6.381E-4
	EBC1 (25, n)	0.0	0.0
	EBC1 (29, n)	-1.313E-4	-1.231E-4
	EBC1 (30, n)	0.0	0.0

表6.2.5.3－5　現実拡管Bにおける LAYMON－2A入力B定数のまとめ

項　目	CLASS.40 変数名	内　側　領　域	
		上　下　部	中　央　部
		(4.00/1.60)Puf	(3.30/1.30)Puf
K∞	EBC1 (1, n)	1.140	1.100
	EBC1 (2, n)	-1.679E-2	-1.777E-2
	EBC1 (3, n)	-4.216E-3	-5.005E-3
	EBC1 (4, n)	0.0	0.0
	EBC1 (5, n)	0.0	0.0
	EBC1 (72, n)	-2.315E-2	-2.532E-2
	EBC1 (73, n)	0.0	0.0
	EBC1 (74, n)	-4.239E-3	-5.043E-3
	EBC1 (75, n)	0.0	0.0
	EBC1 (76, n)	0.715	0.715
M^2	EBC1 (13, n)	2.295E+2	2.325E+2
	EBC1 (14, n)	0.0	0.0
	EBC1 (15, n)	-5.696E-1	-5.688E-1
	EBC1 (16, n)	1.933E-1	1.925E-1
	EBC1 (17, n)	0.0	0.0
Σf	EBC1 (22, n)	2.540E-3	2.426E-3
	EBC1 (23, n)	1.0	1.0
	EBC1 (24, n)	8.482E-4	7.863E-4
	EBC1 (25, n)	0.0	0.0
	EBC1 (29, n)	-1.892E-4	-1.727E-4
	EBC1 (30, n)	0.0	0.0

表6.2.5.3－6　最大拡管におけるＬＡＹＭＯＮ－２Ａ入力Ｂ定数のまとめ

項　目	CLASS.40 変数名	内　側　領　域	
		上　下　部	中　央　部
		(4.00/1.60)Puf	(3.30/1.30)Puf
K∞	EBC1 (1, n)	1.1450	1.0936
	EBC1 (2, n)	-5.028E-2	-4.700E-3
	EBC1 (3, n)	2.635E-2	-2.328E-2
	EBC1 (4, n)	0.0	0.0
	EBC1 (5, n)	0.0	0.0
	EBC1 (72, n)	-1.287E-2	-3.860E-2
	EBC1 (73, n)	0.0	0.0
	EBC1 (74, n)	2.696E-2	-2.365E-2
	EBC1 (75, n)	0.0	0.0
	EBC1 (76, n)	0.715	0.715
M^2	EBC1 (13, n)	2.303E+2	2.366E+2
	EBC1 (14, n)	0.0	0.0
	EBC1 (15, n)	-6.723E-1	-7.255E-1
	EBC1 (16, n)	2.187E-1	2.774E-1
	EBC1 (17, n)	0.0	0.0
Σf	EBC1 (22, n)	2.629E-3	2.433E-3
	EBC1 (23, n)	1.0	1.0
	EBC1 (24, n)	5.717E-4	8.853E-4
	EBC1 (25, n)	0.0	0.0
	EBC1 (29, n)	2.881E-4	-9.118E-5
	EBC1 (30, n)	0.0	0.0

表6.2.5.3－7　破断燃料ＲＰＦの圧力管依存性

解析ケース / 項　目	正　常　時		現実拡管Ａ		現実拡管Ｂ		最大拡管	
圧力管内径(mm)	117.8		130.0		140.0		149.8	
チャンネル流量(t/h)	35.3(9.80)*1		25.1(6.97)		27.7(7.69)		47.7(13.25)	
燃料領域	上下部	中央部	上下部	中央部	上下部	中央部	上下部	中央部
ＲＰＦ	1.372	1.372	1.393	1.393	1.448	1.448	1.553	1.553
ＡＰＦ (Ｘ，Ｙ，Ｋ)	1.120 (37,43,3)	1.138 (37,43,6)	1.139 (37,43,3)	1.132 (37,43,6)	1.158 (37,43,3)	1.131 (37,43,6)	1.194 (37,43,3)	1.164 (37,43,4)

*1:( )内単位；kg/s

表6.2.5.3－8　圧力管破断チャンネル軸方向出力分布

軸方向ノード	正常時（グロス値）	現実拡管A（グロス値）	現実拡管B（グロス値）	最大拡管（グロス値）
15	0.783	0.794	0.822	0.856
14	1.189	1.207	1.249	1.302
13	1.417	1.438	1.487	1.552
12	1.437	1.456	1.503	1.574
11	1.480	1.498	1.546	1.623
10	1.504	1.522	1.572	1.656
9	1.518	1.536	1.588	1.679
8	1.510	1.525	1.578	1.680
7	1.555	1.572	1.629	1.742
6	1.561	1.577	1.638	1.766
5	1.553	1.566	1.631	1.780
4	1.540	1.548	1.621	1.807
3	1.536	1.587	1.677	1.854
2	1.258	1.303	1.372	1.524
1	0.739	0.769	0.810	0.902

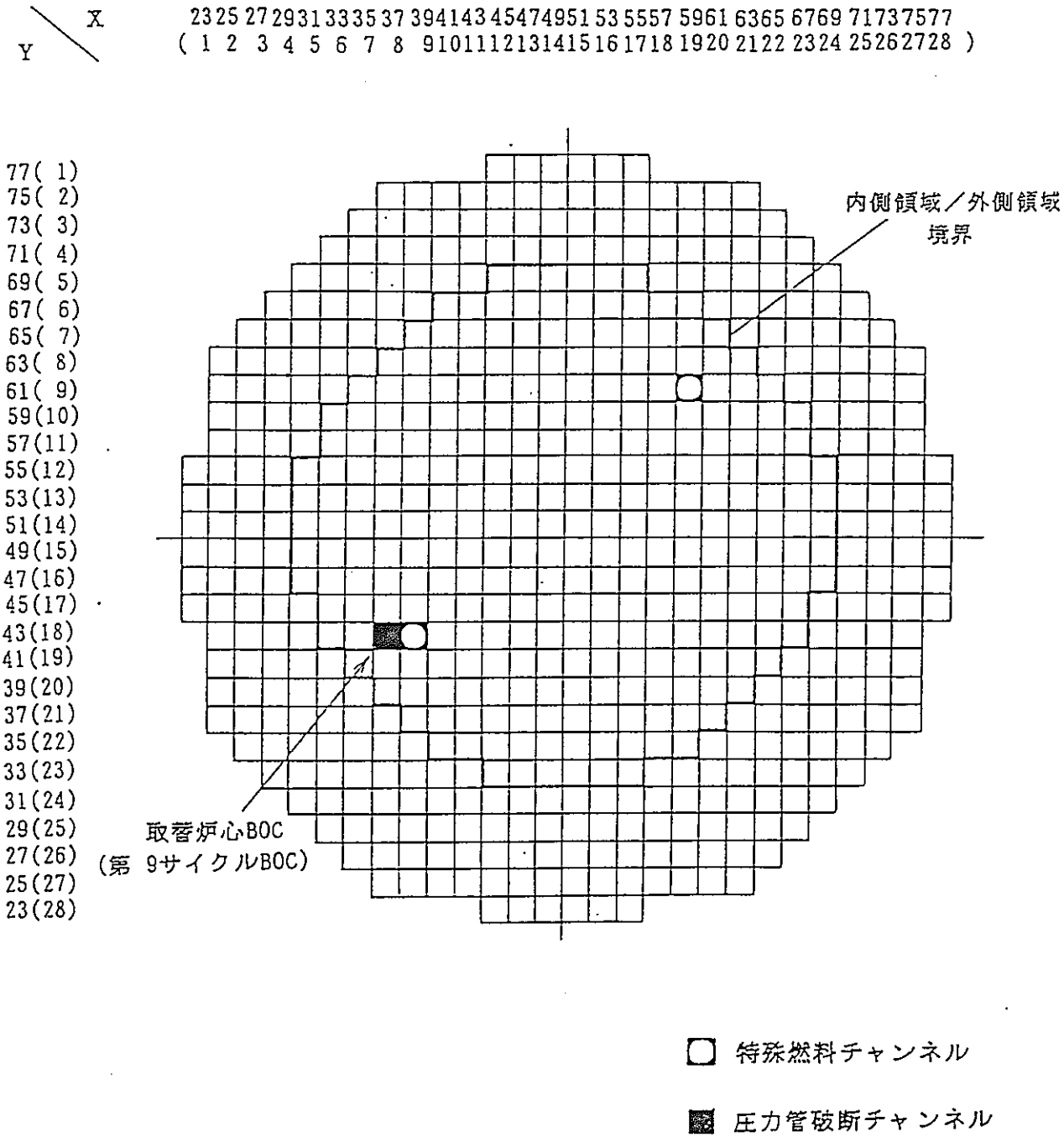


図6.2.5.3－1　取替炉心ＢＯＣの圧力管破断想定チャンネル

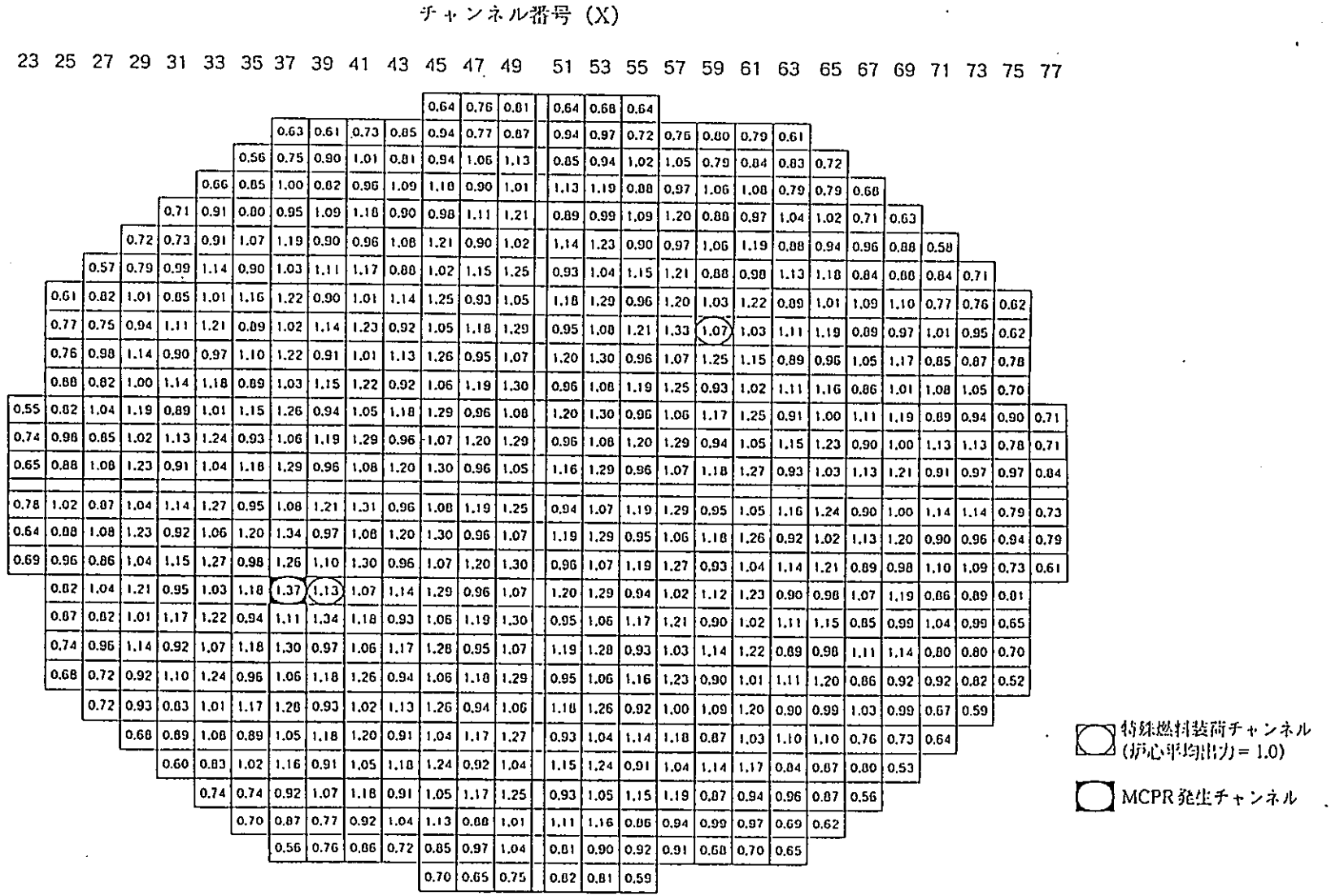


図6.2.5.3－2　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（通常時）

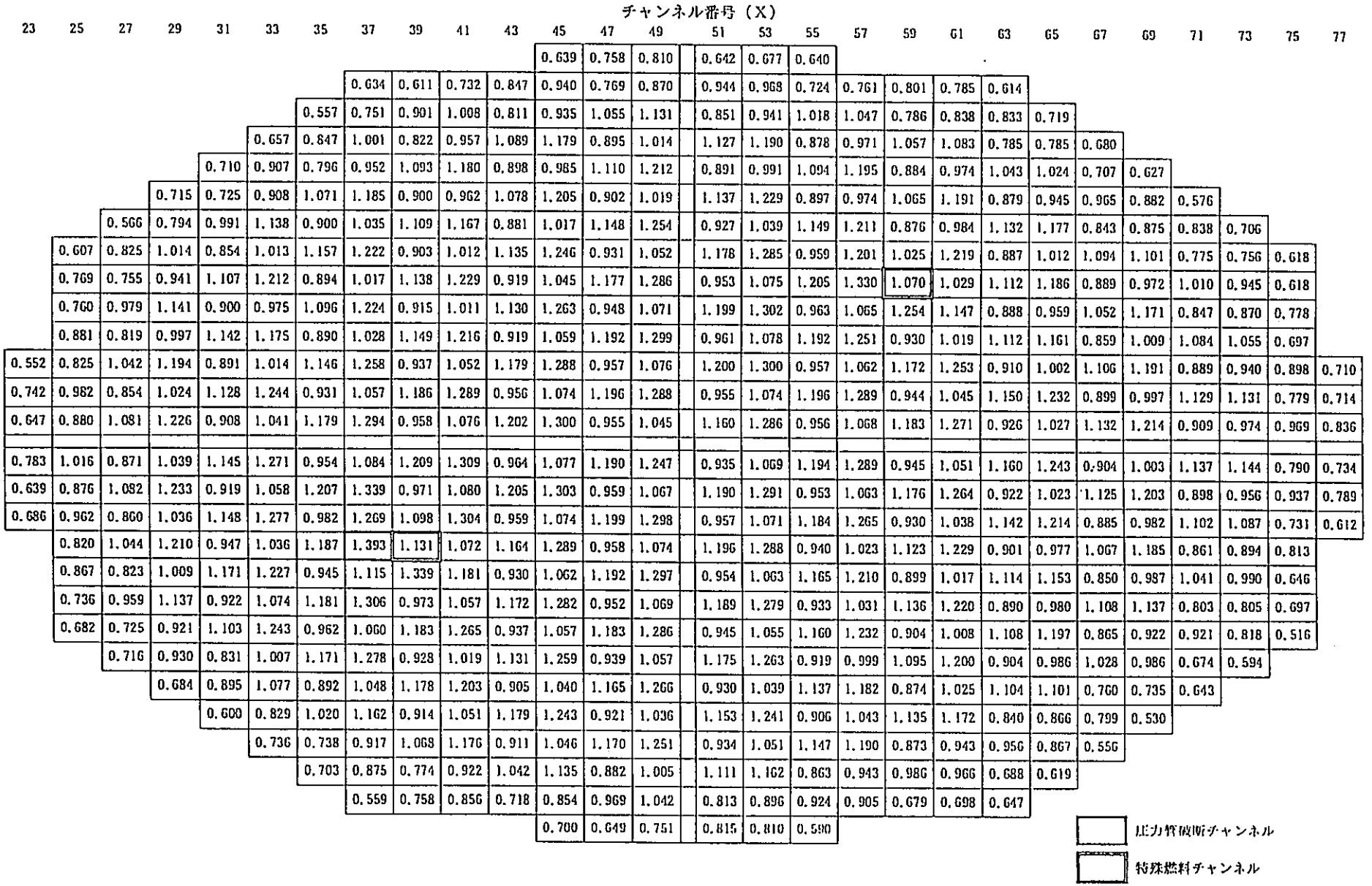


図6.2.5.3－3　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（現実拡管Ａ）.

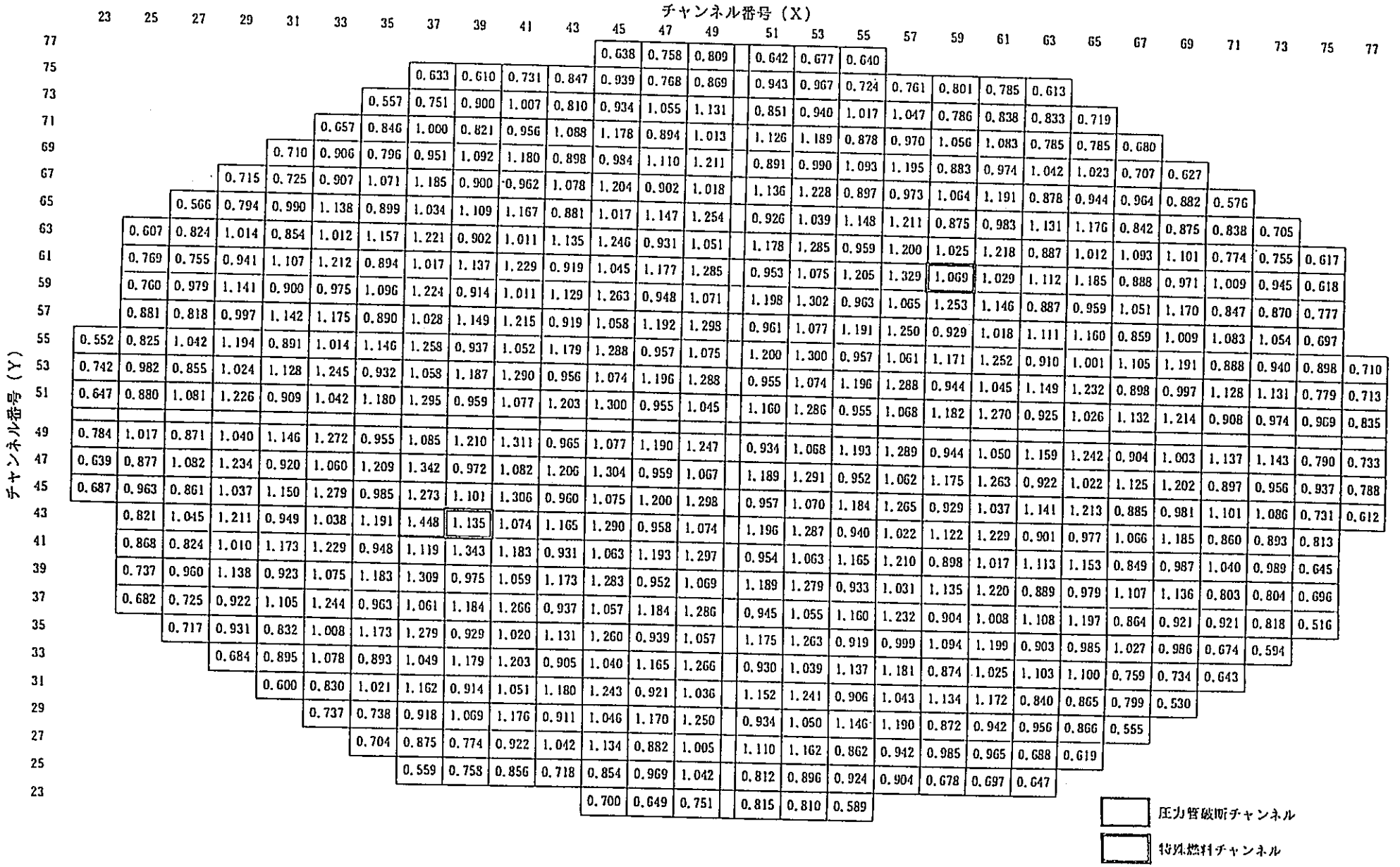


図６.２.５.３－４　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（現実拡管Ｂ）

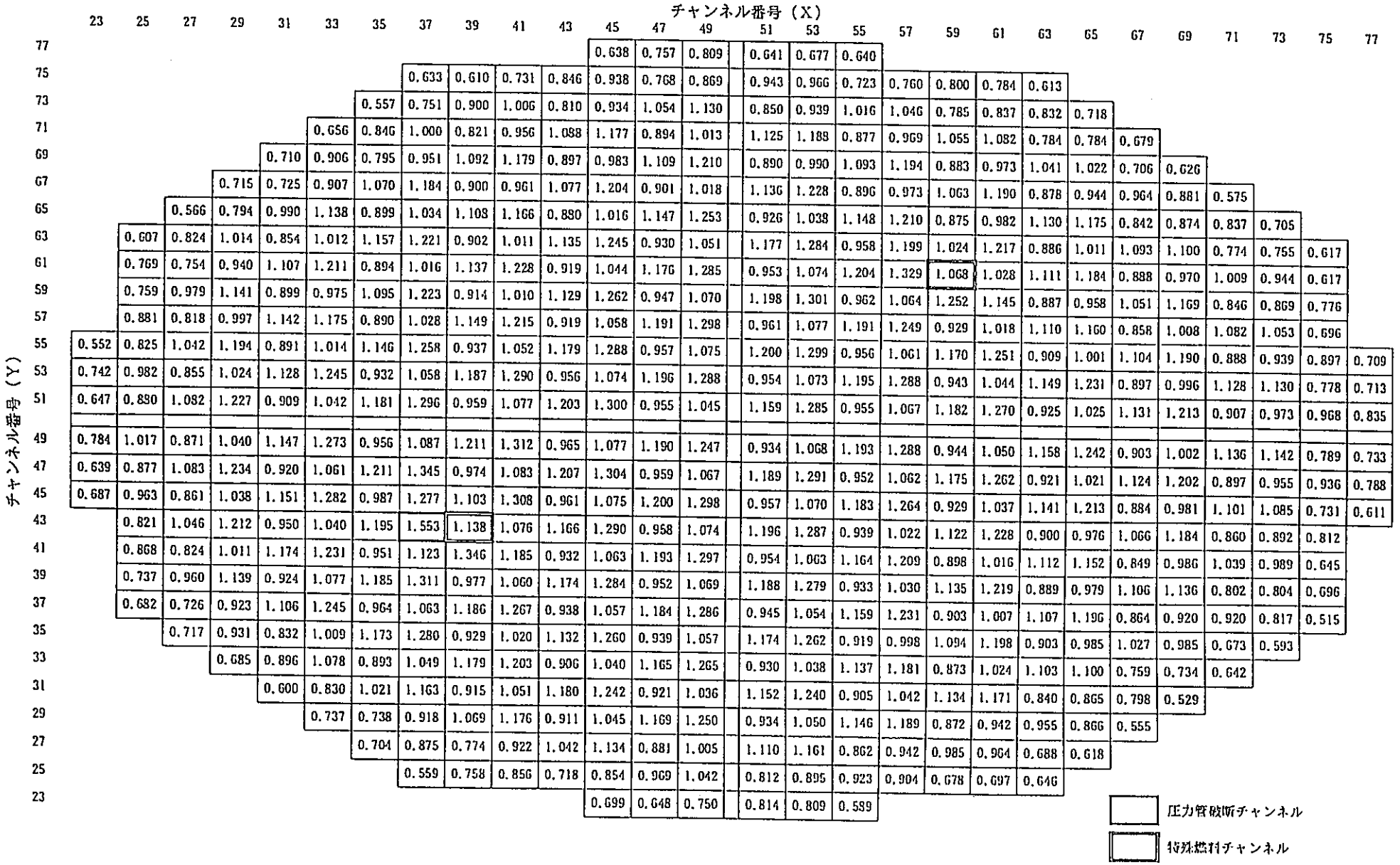


図6.2.5.3－5　取替炉心ＢＯＣの相対チャンネル出力分布（最大拡管）

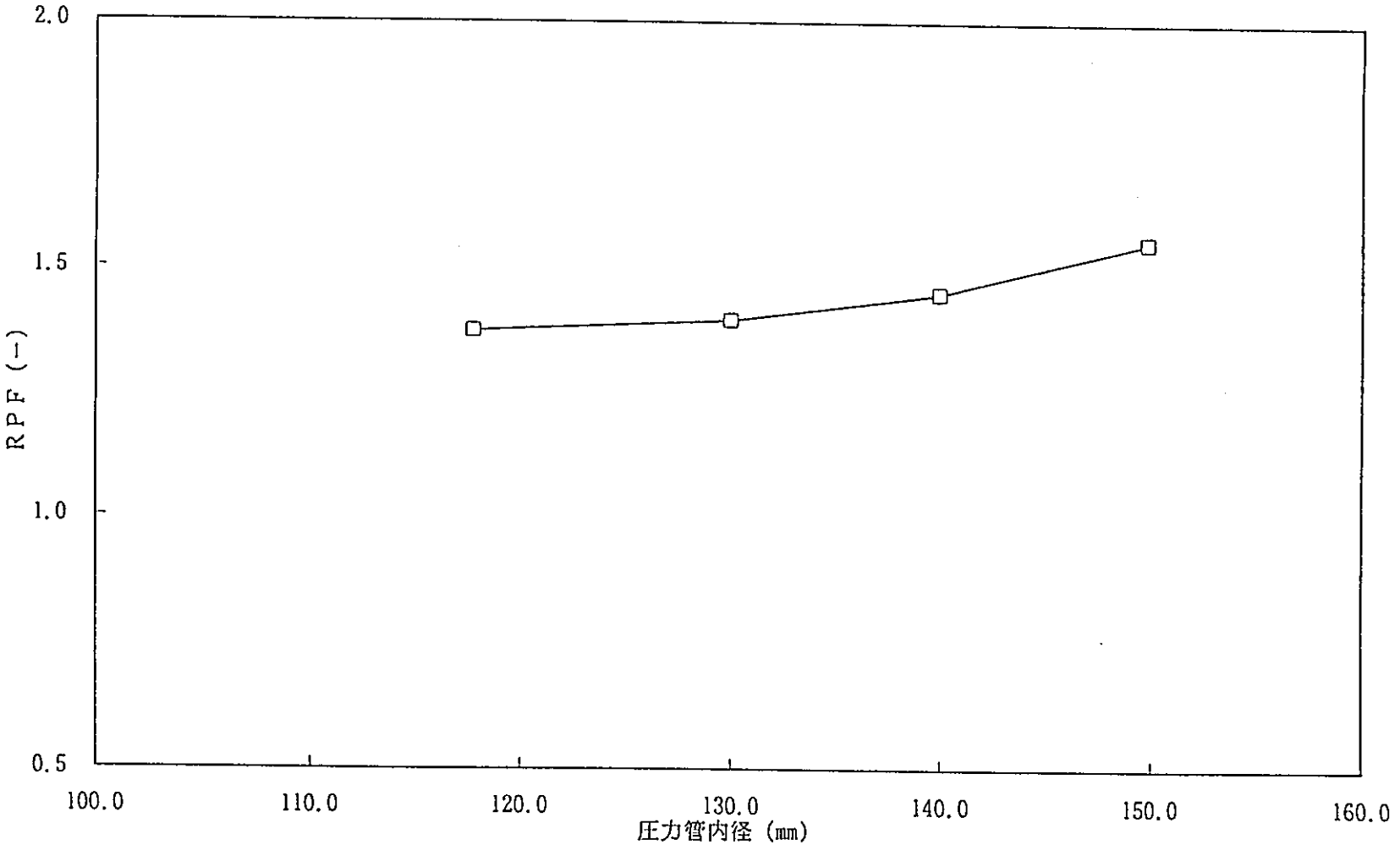


図6.2.5.3－6　ＲＰＦの圧力管依存性

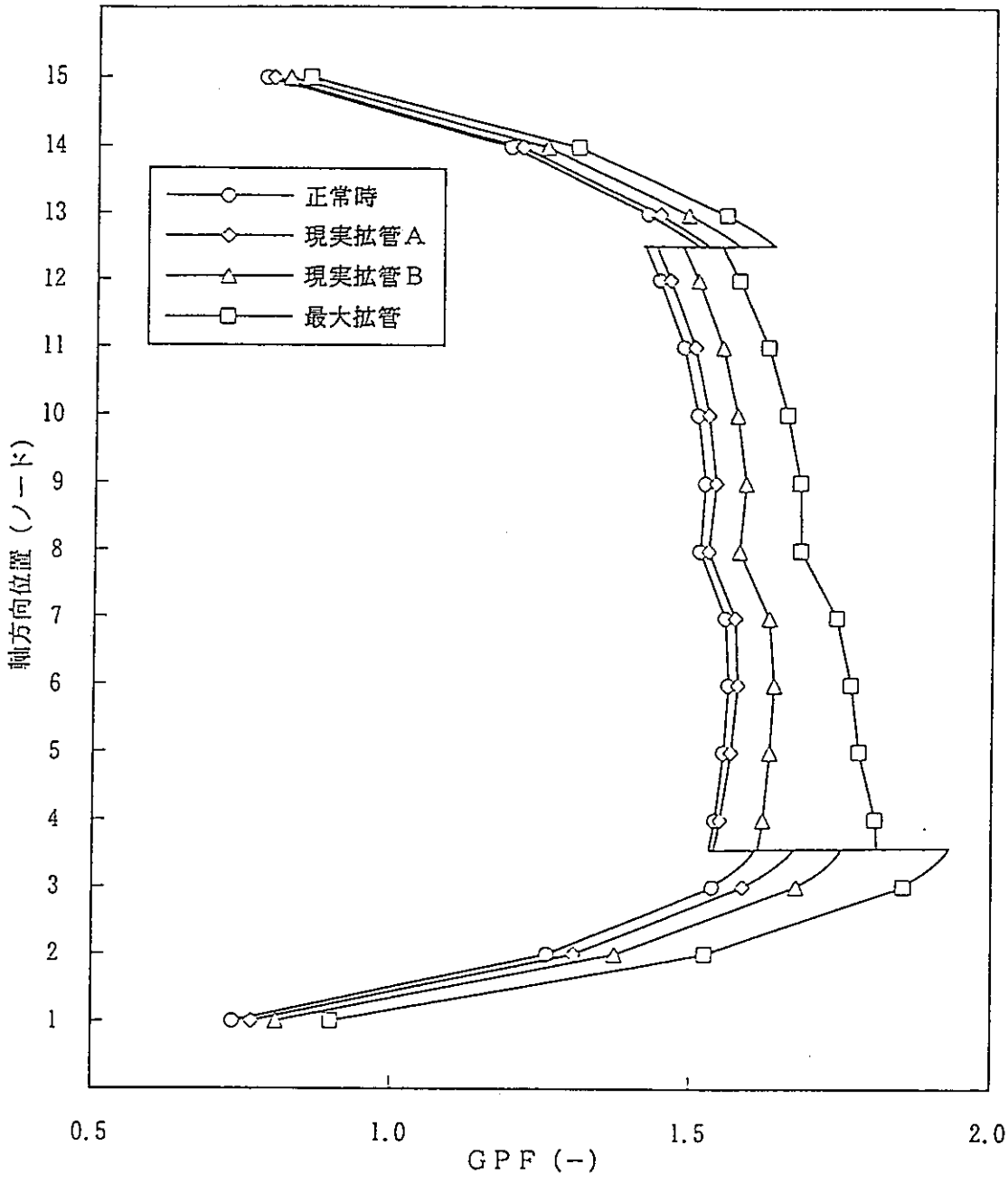


図6.2.5.3－7　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＧＰＦ）

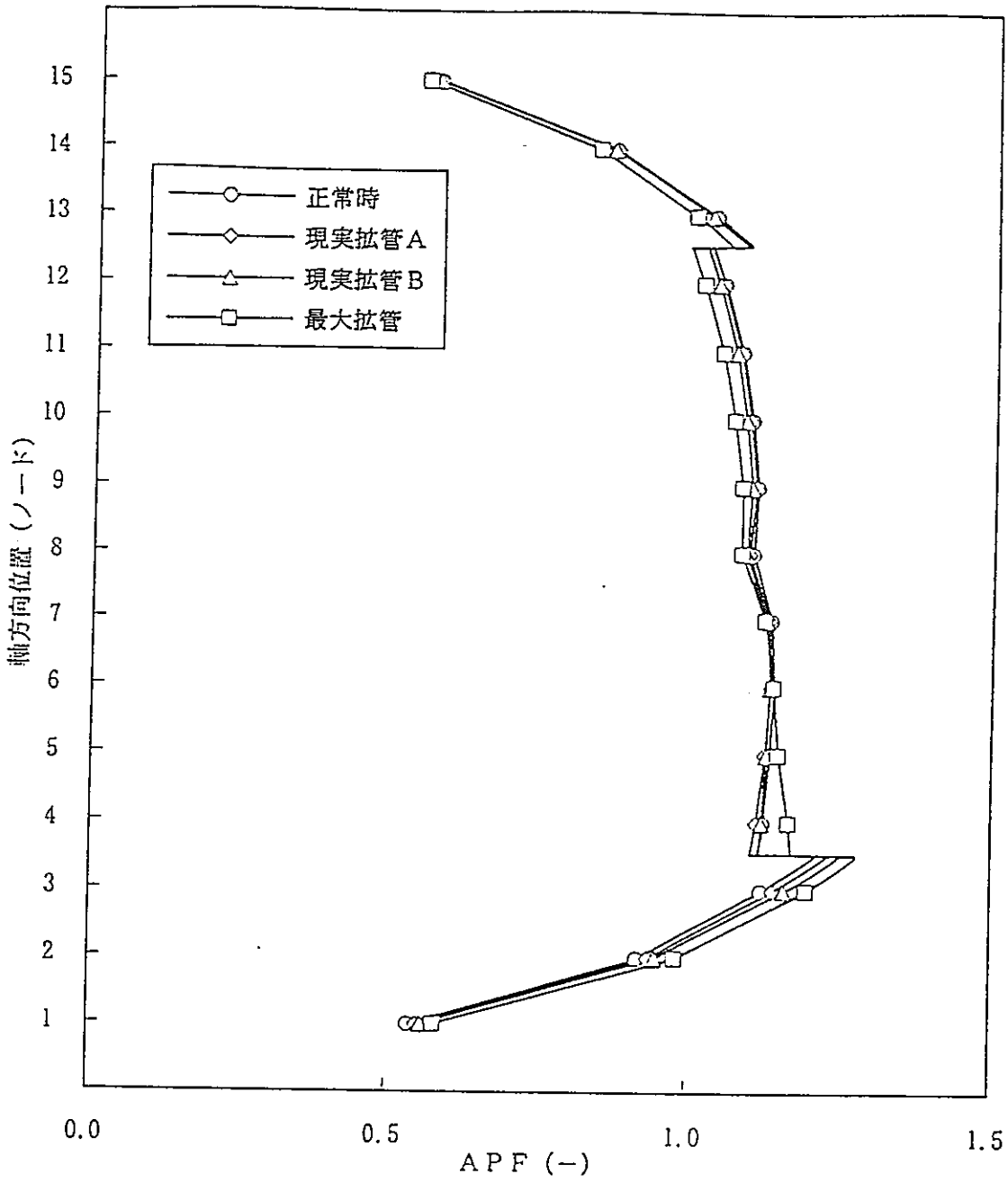


図6.2.5.3－8　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＡＰＦ）

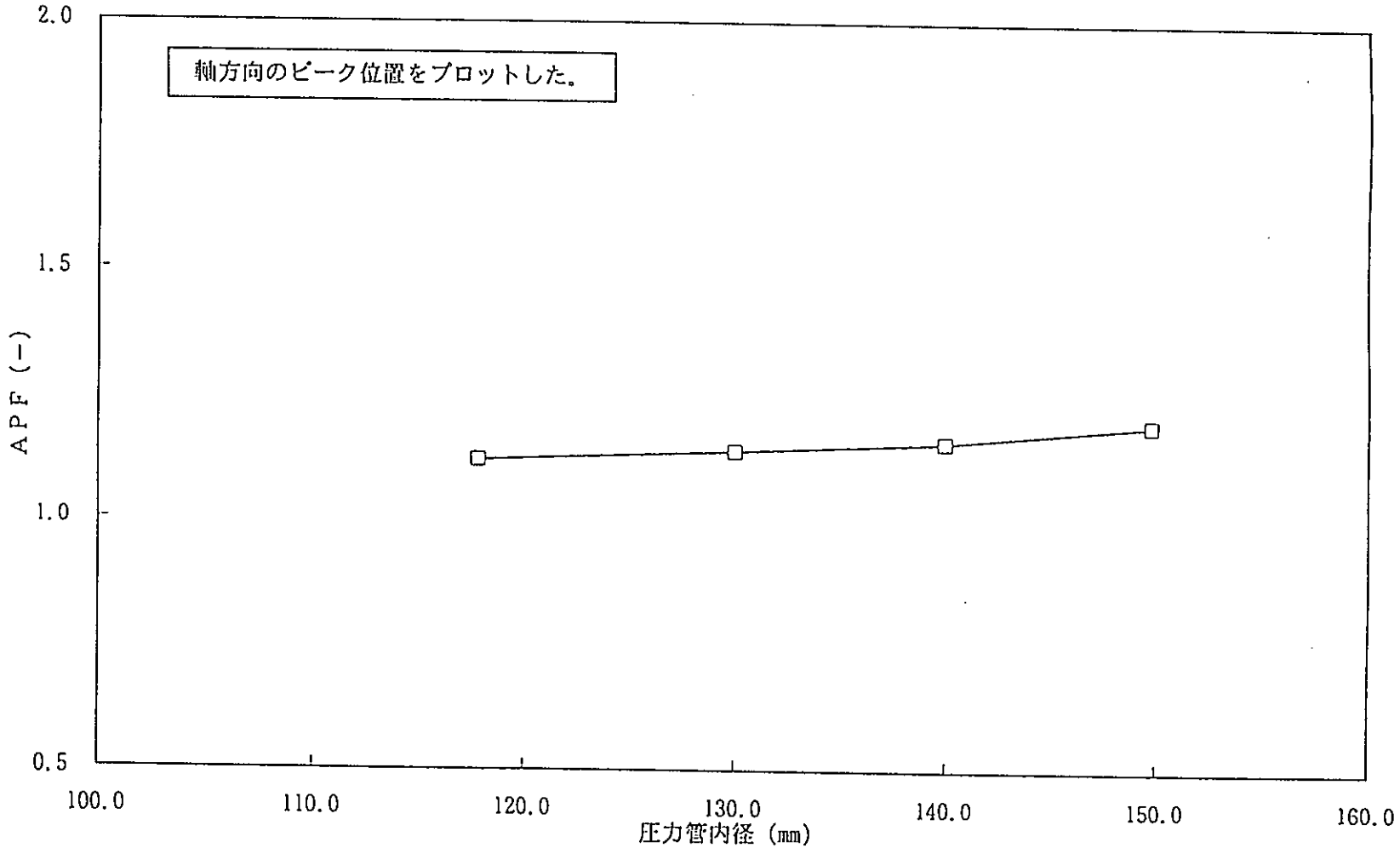


図6.2.5.3－9　ＡＰＦの圧力管依存性

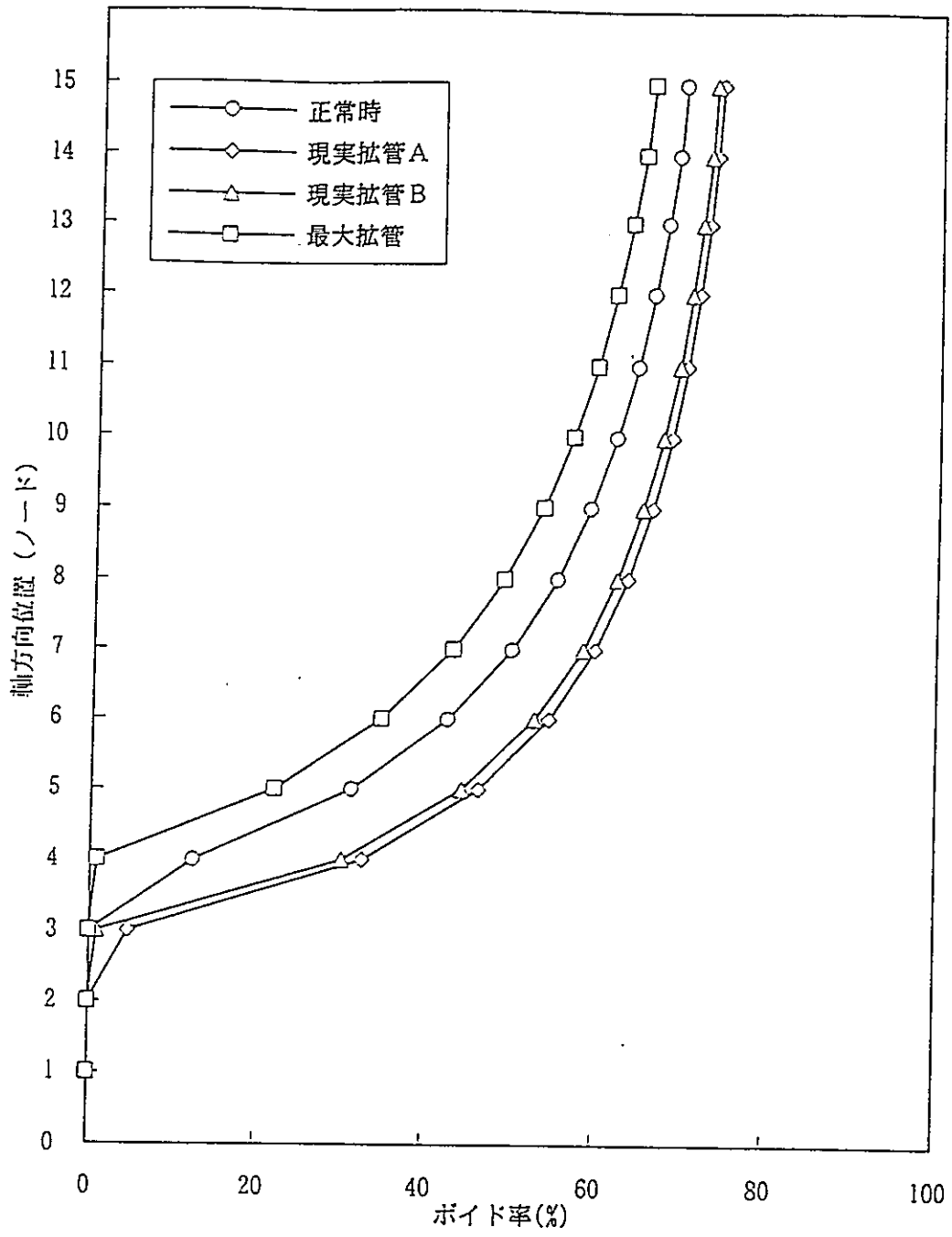


図6.2.5.3－10　圧力管破断チャンネル軸方向ボイド分布(ＬＡＹＭＯＮコード解析値)

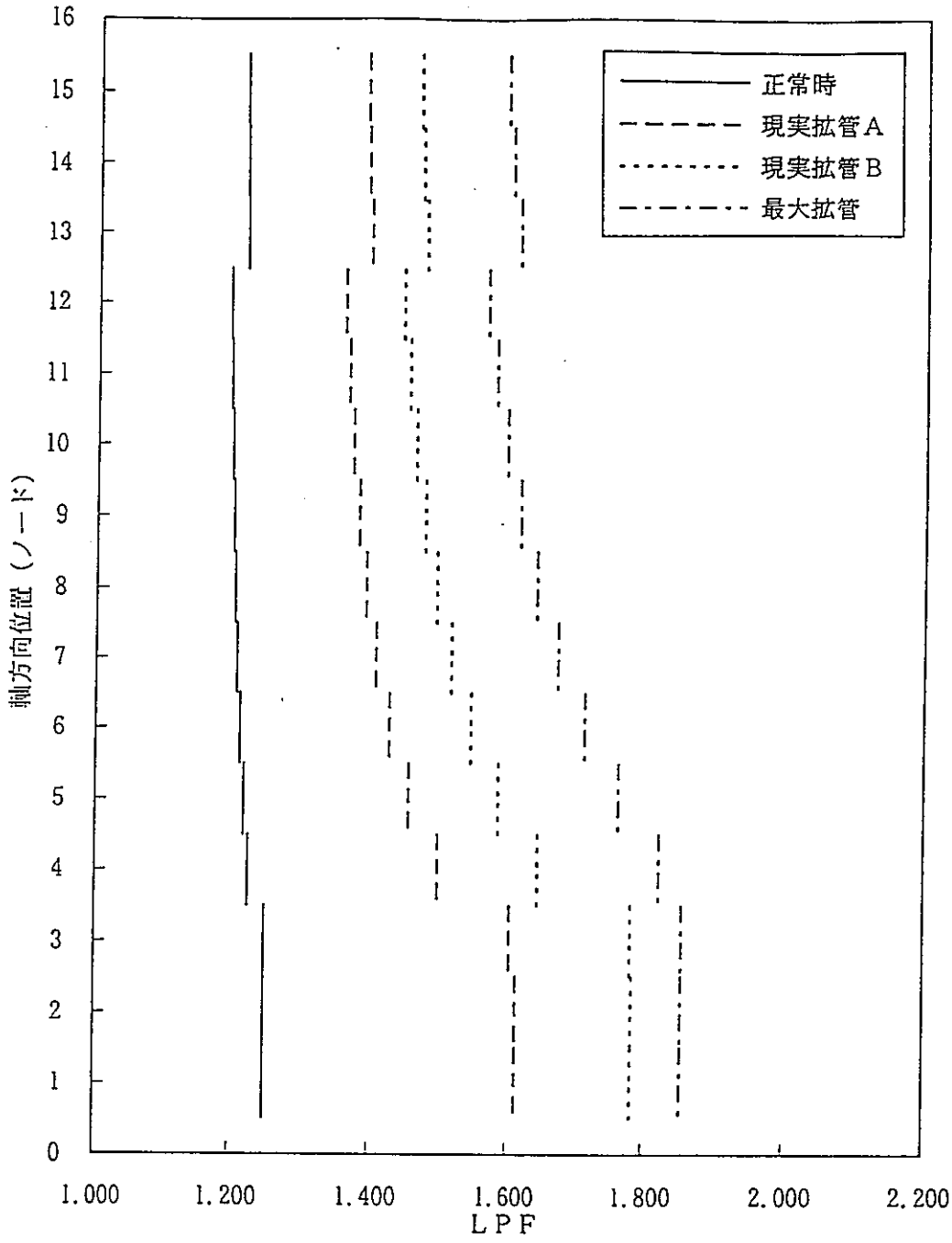


図6.2.5.3－11　圧力管破断チャンネル軸方向局所出力分布(フィッティング値)

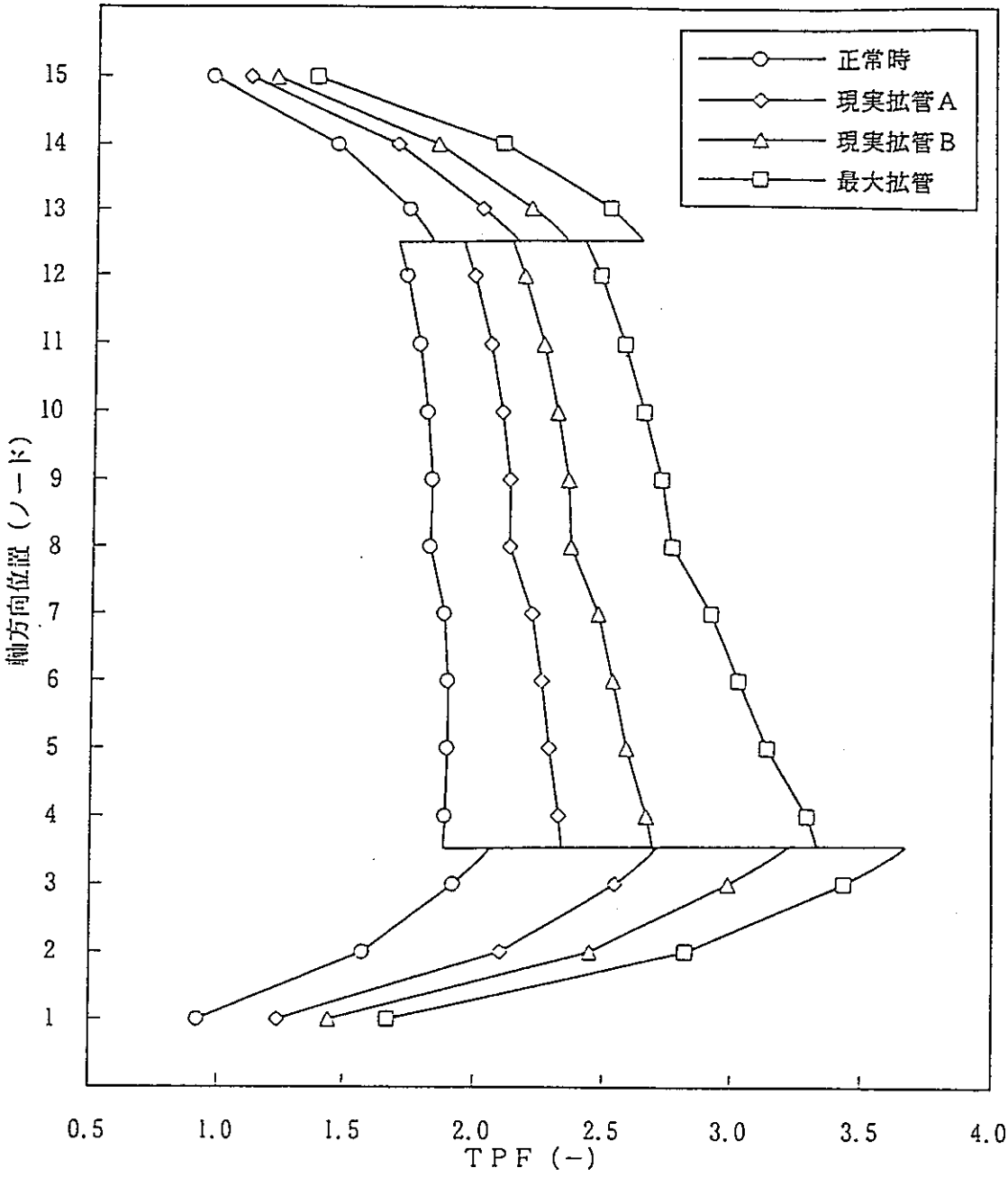


図6.2.5.3−12　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（ＴＰＦ）

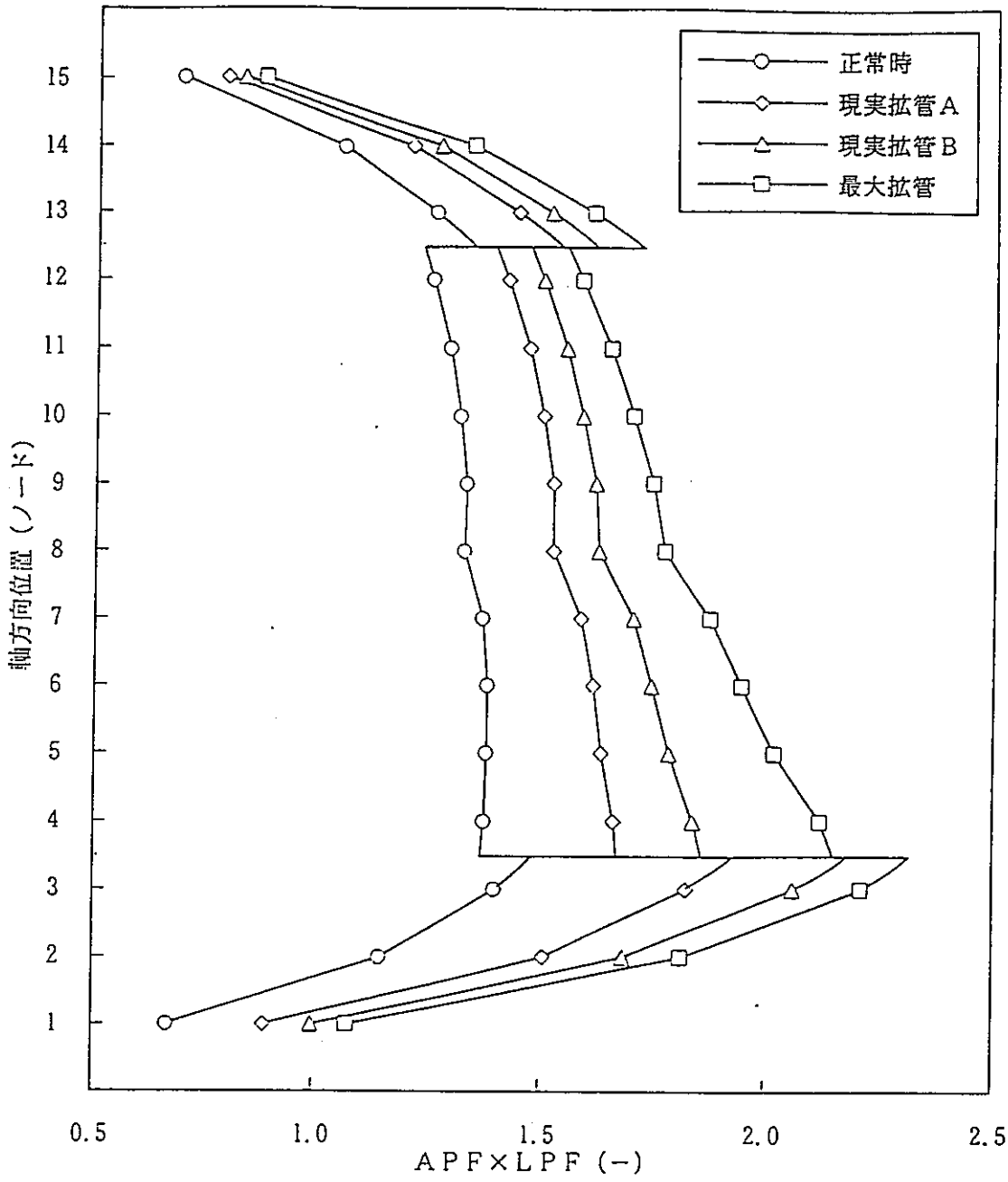


図6.2.5.3−13　圧力管破断チャンネル軸方向相対出力（APF×LPF）

6.2.5.4 付　録

（1）PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の検討

圧力管破断時のＬＰＦ特性は、燃料の偏心により燃料ピンが重水領域により近い熱中性子束レベルの高い位置に移動するため、燃料ピン最外層位置にＬＰＦ最大値が発生する。しかし、平成４年度検討時（図6.2.5.4-1参照）のＬＰＦ分布では、ＬＰＦ最大値が燃料ピン最外層位置（燃料ピン番号28）で発生していない。

この原因としては、PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の設定方法に有ると考えられる。（平成４年度検討時は、設計ベースのPIJメッシュライン数:30，メッシュ角度数:36により解析）

ここでは、PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数によるＬＰＦ等への影響を検討し解析に最適な、メッシュライン数及びメッシュ角度数を設定するものである。

検討は、内側領域上下部燃料（4.00/1.60）Puf，ボイド率81.8%（平成４年度検討時での燃料仕様）で行った。

PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の違いによるＬＰＦの比較を表6.2.5.4-1に示す。

メッシュライン数:30（固定），メッシュ角度数：36，60，74における局所出力分布を図6.2.5.4-1～図6.2.5.4-3に、メッシュライン数:60（固定），メッシュ角度数：36，74，90，108における局所出力分布を図6.2.5.4-4～図6.2.5.4-7示す。

解析は、メッシュライン数を30及び60に固定しパラメータとしてメッシュ角度数を増やして行った。

（a）PIJメッシュライン数30（設計ベース）

表6.2.5.4-1及び図6.2.5.4-1～図6.2.5.4-3より、メッシュ角度数を36→74と増やすとＬＰＦは、1.302→1.389と増大し燃料ピン番号28にＬＰＦ最大値が発生した。

しかし、図6.2.5.4-3に示すように今度は、燃料ピン番号27，29（28の次に重水領域に近い）が低減され分布的に不安定な結果となった。

（b）PIJメッシュライン数60

メッシュライン数を設計ベースの2倍の60とした場合には、表6.2.5.4-1及び図6.2.5.4-4～図6.2.5.4-7に示すようにメッシュ角度数が36→74でＬＰＦは1.352→1.369へと増大し、メッシュ角度数が90，108になるとＬＰＦは1.357，1.356と

同程度の値となる。

（ｃ）まとめ

(a)，(b)項より、メッシュライン数を30とした場合、メッシュ角度数を74以上にするとＬＰＦの分布が不安定になる恐れがある。また、メッシュライン数を60とした場合、ＬＰＦ最大値はメッシュ角度数が36程度でも燃料ピン最外層に発生し、メッシュ角度数90以上でＬＰＦは同程度の値を示し安定してくると推測される。

以上のことから、PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の設定は、PIJメッシュライン数を60とし、PIJメッシュ角度数は90が妥当な値であると考える。

なお、PIJメッシュライン数60，角度数90の妥当性を確認するために、PIJメッシュライン数240，角度数144の詳細化メッシュにおける局所出力分布（動燃殿より提示された値）との比較を行った，

確認は、内側領域 中央部燃料(3.30/1.30)Puf，ボイド率71.2%(平成4年度検討時での燃料仕様)で行った。

メッシュライン数60，角度数90及びメッシュライン数240，角度数144における局所出力分布を図6.2.5.4-8及び図6.2.5.4-9に示す。

図より、両メッシュモデル共に局所出力分布は、同程度の分布となっておりメッシュライン数60，角度数90でも問題がないことを確認した。

（２）圧力管破断燃料偏心時格子特性のアニュラス部条件依存性について

（ａ）目　的

圧力管破断により圧力管が拡管し、中に装荷された燃料集合体が偏心した場合について、その格子特性がアニュラス部の条件によっていかに変化するかについて述べる，

アニュラス部の条件は、圧力管破断に際し破断前における CO_2充填状態から、冷却水の流入による CO_2と冷却水の混合状態を経て、冷却水の満水状態まで変化すると考えられる。

以下では、アニュラス部の条件として CO_2充填状態と冷却水満水状態（ボイド率；０％）を想定して、格子特性計算をＷＩＭＳ－ＡＴＲコードによって実施し、その結果について述べるとともに、定性的な現象論的説明を行う。

（ｂ）ＷＩＭＳ－ＡＴＲの結果

ＷＩＭＳ－ＡＴＲの解析結果を表6.2.5.4-2，表6.2.5.4-3に示す。解析は、現

実的な拡管を想定して(圧力管内径:130mm, 偏心:6.6mm)、アニュラス部条件として CO_2(ケースA)とH_2O(ケースB)の２ケースを行った。

① 核定数（K∞, M^2, Σf）への影響　（表6.2.5.4-2）

② ＬＰＦへの影響　（表6.2.5.4-3）

このうち、①については核定数の変化を通じて破断チャンネル出力への影響を見る観点より、圧力管内ボイド率をチャンネル平均にほぼ近い 30%として評価した。

また、②については、ＰＣＴ発生におけるＬＰＦへの影響をみる観点より、圧力管内ボイド率を同位置の条件にほぼ近い 80%として評価した。

表より

a．核定数につては、ケースＡ(CO_2)を基準とするとケースＢ(H_2O)の方が、K∞が約5%, M^2が約8%, 減少し、Σfは変化なしとなった。

これらによるチャンネル出力（ＲＰＦ）への影響を推定するとK∞の減少の影響が最も大きく、ＲＰＦは、ケースＡよりケースＢの方が約5%程度減少すると考えられる。

b．ＬＰＦについては、ケースＡを基準とするとケースＢの方が約1%程度増加すると考えられる。

c．以上、総合すると、ケースＡを基準としてケースＢはＲＰＦが 5%程度減少、ＬＰＦが 1%程度増加となり、全出力ピーキング（ＴＰＦ）としては、ケースＡの方がケースＢより 4%程度厳しくなると考えられる。（軸方向分布形は、両者で変化なしと想定）

（ｃ）定性的説明

以上のように、アニュラス部の条件によって最も大きく影響を受けるのはK∞及びこれを通じたチャンネル出力であり、影響が比較的小さかったのはＬＰＦ等であった。

この現象につき定性的に説明すると、以下の様になる。

① アニュラス部を CO_2とするのに比べ、H_2Oとした方がK∞が大きく減少するのは重水から圧力管にむかって流入する熱中性子をアニュラス部の H_2Oが吸収するため、熱中性子利用率（燃料物質での吸収率／格子全体での吸収率）が減少するためと考えられる。

② ＬＰＦへの影響が比較的小さかったのは、a）ＬＰＦは、圧力管内部での熱中

性子の減衰特性によりほぼ決定され、圧力管外の条件にあまり影響を受けないこと、b）CO_2のかわりに H_2Oとした場合でも、アニュラス部の厚さが全方向一様であるため H_2Oによる熱中性子吸収はほぼ全方向一様であり、H_2Oの存在は圧力管内部の熱中性子束の周方向分布にあまり影響を及さないことによると考えられる。

注）　なお、昭和63年度検討において通常時に比べ、圧力管破断／偏心時の出力が炉心下部のボイド率の低い部分で特に増大したのは、大きな偏心（16.5mm）により、Σfが通常時に比べ、20%程度大きくなったことが主因であり、今回の状況（偏心等は同一でアニュラス部の条件のみ異なる。）とは、異なる現象である。

表6.2.5.4－1　PIJメッシュライン数及びメッシュ角度数の違いによるLPFの比較

（現実拡管A）

燃料		内側領域 上下部燃料：(4.00/1.60)Puf							備考
ボイド率(%)		81.8							
ケースNo.		1	2	3	4	5	6	7	
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数		30	30	30	60	60	60	60	
PIJﾒｯｼｭ角度数		36	60	74	36	74	90	108	
燃料ピン番号	1	0.635	0.628	0.627	0.632	0.639	0.633	0.632	
	2	0.665	0.658	0.657	0.657	0.656	0.656	0.654	
	3	0.690	0.685	0.688	0.684	0.681	0.688	0.682	
	4	0.714	0.704	0.700	0.697	0.701	0.713	0.703	
	5	0.683	0.684	0.685	0.681	0.679	0.686	0.680	
	6	0.668	0.659	0.658	0.658	0.658	0.658	0.656	
	7	0.966	0.946	0.954	0.946	0.941	0.947	0.945	
	8	0.935	0.981	0.984	0.987	0.984	0.983	0.983	
	9	1.023	1.024	1.013	1.021	1.017	1.017	1.019	
	10	0.338	0.341	0.340	0.339	0.340	0.338	0.340	
	11	1.103	1.111	1.121	1.124	1.112	1.106	1.115	
	12	1.186	1.148	1.153	1.147	1.157	1.147	1.152	
	13	1.178	1.138	1.142	1.137	1.147	1.136	1.140	
	14	0.343	0.346	0.348	0.348	0.346	0.345	0.347	
	15	1.054	1.077	1.069	1.066	1.072	1.058	1.067	
	16	1.030	1.034	1.023	1.030	1.028	1.028	1.032	
	17	0.926	0.973	0.977	0.981	0.977	0.977	0.976	
	18	0.323	0.320	0.322	0.320	0.319	0.320	0.320	
	19	1.068	1.078	1.069	1.064	1.055	1.056	1.056	
	20	1.060	1.085	1.077	1.072	1.073	1.071	1.075	
	21	1.114	1.081	1.105	1.098	1.093	1.097	1.097	
	22	1.124	1.133	1.128	1.139	1.136	1.133	1.134	
	23	1.196	1.181	1.185	1.176	1.173	1.180	1.177	
	24	1.223	1.179	1.187	1.220	1.219	1.221	1.221	
	25	1.267	1.267	1.278	1.256	1.271	1.264	1.262	
	26	1.266	1.295	1.308	1.290	1.284	1.292	1.294	
	27	1.338	1.329	1.274	1.316	1.313	1.320	1.314	
	28	1.302	1.371	1.389	1.352	1.369	1.357	1.356	燃料ピン位置最外層
	29	1.336	1.327	1.272	1.314	1.311	1.319	1.313	
	30	1.264	1.293	1.305	1.288	1.282	1.289	1.292	
	31	1.266	1.265	1.277	1.255	1.270	1.264	1.262	
	32	1.223	1.180	1.189	1.221	1.221	1.223	1.222	
	33	1.197	1.183	1.186	1.177	1.175	1.181	1.178	
	34	1.125	1.133	1.129	1.139	1.137	1.133	1.136	
	35	1.113	1.081	1.104	1.098	1.092	1.096	1.095	
	36	1.058	1.083	1.076	1.070	1.072	1.069	1.074	
K-INF.		1.140618	1.139643	1.138981	1.139370	1.140085	1.140085	1.139758	

注）PIJメッシュライン数，角度数及びボイド率は平成４年設計時のもの

表6.2.5.4－2　核定数への影響（CO_2 条件基準）

取替内側上下部燃料
圧力管内ボイド率：30%

核定数 ＼ アニュラス条件	CO_2	H_2O（満水）
K∞	1.0	0.95
M^2	1.0	0.92
Σf	1.0	1.0

表6.2.5.4－3　ＬＰＦへの影響（CO_2 条件基準）

取替内側上下部燃料
圧力管内ボイド率：80%

核定数 ＼ アニュラス条件	CO_2	H_2O（満水）
ＬＰＦ	1.0	1.01

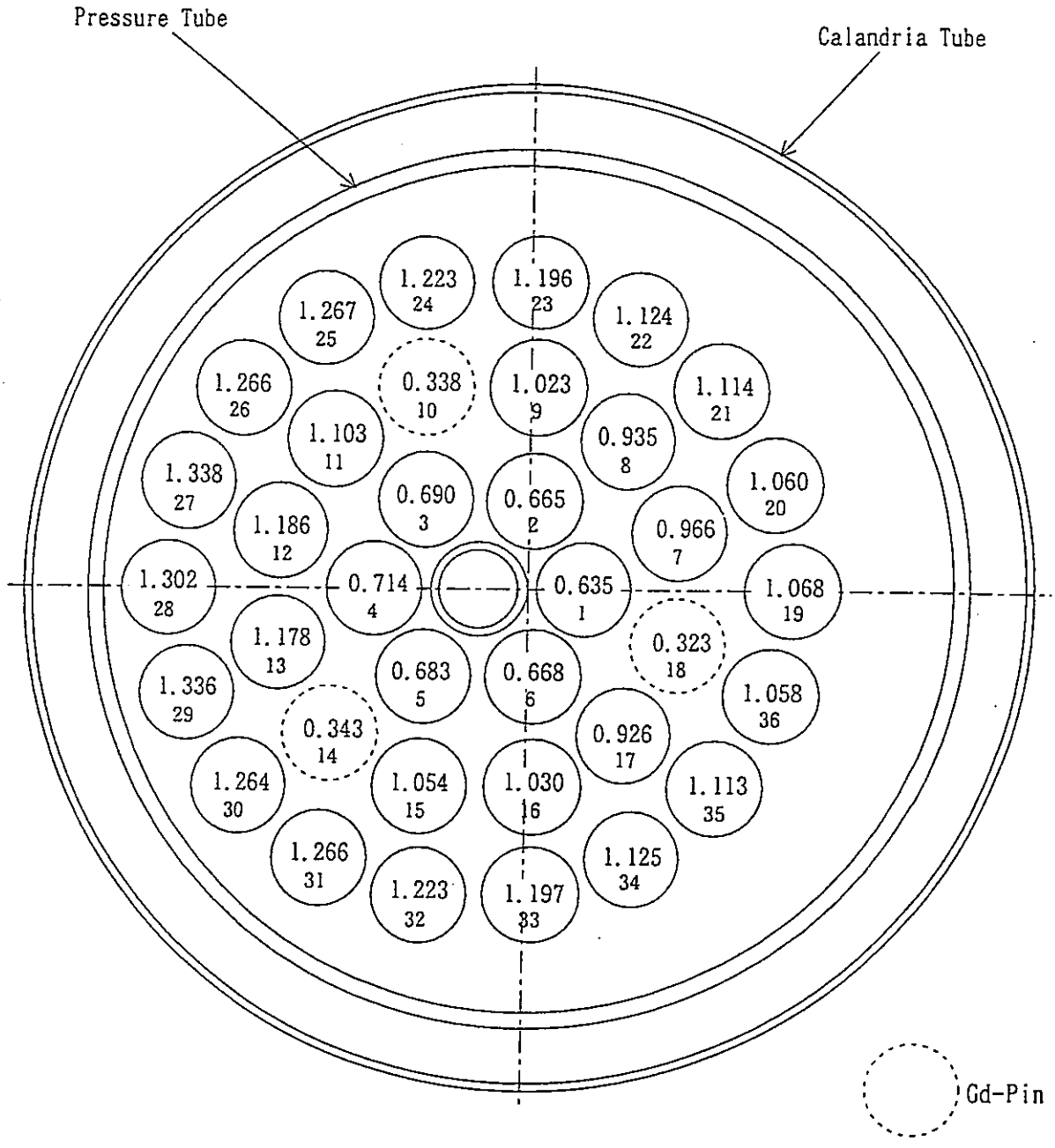


図6.2.5.4－1　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース1）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30，角度数:36　(4.00/1.60)Puf，Void= 81.8%

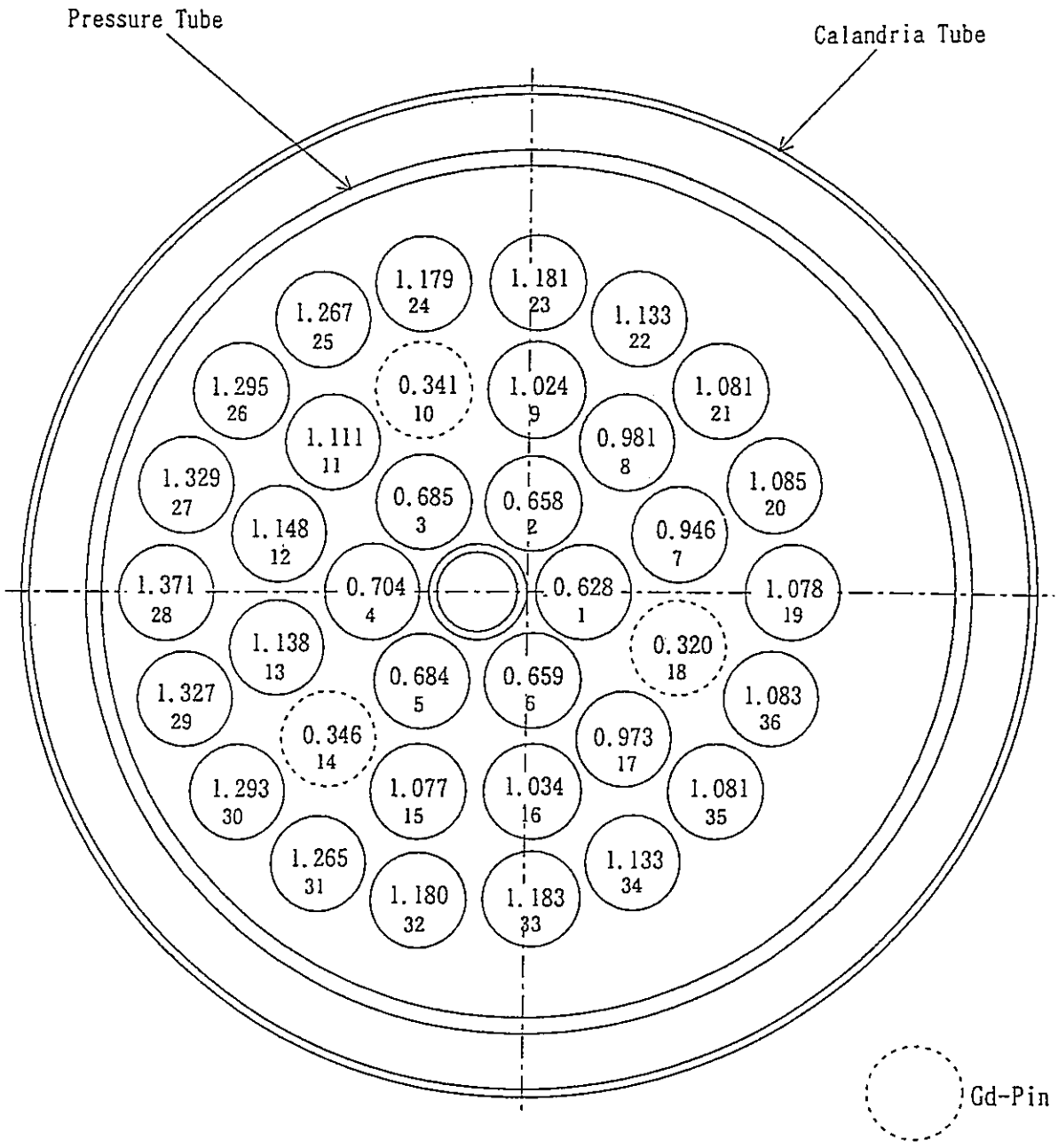


図6.2.5.4－2　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース2）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30, 角度数:60　(4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

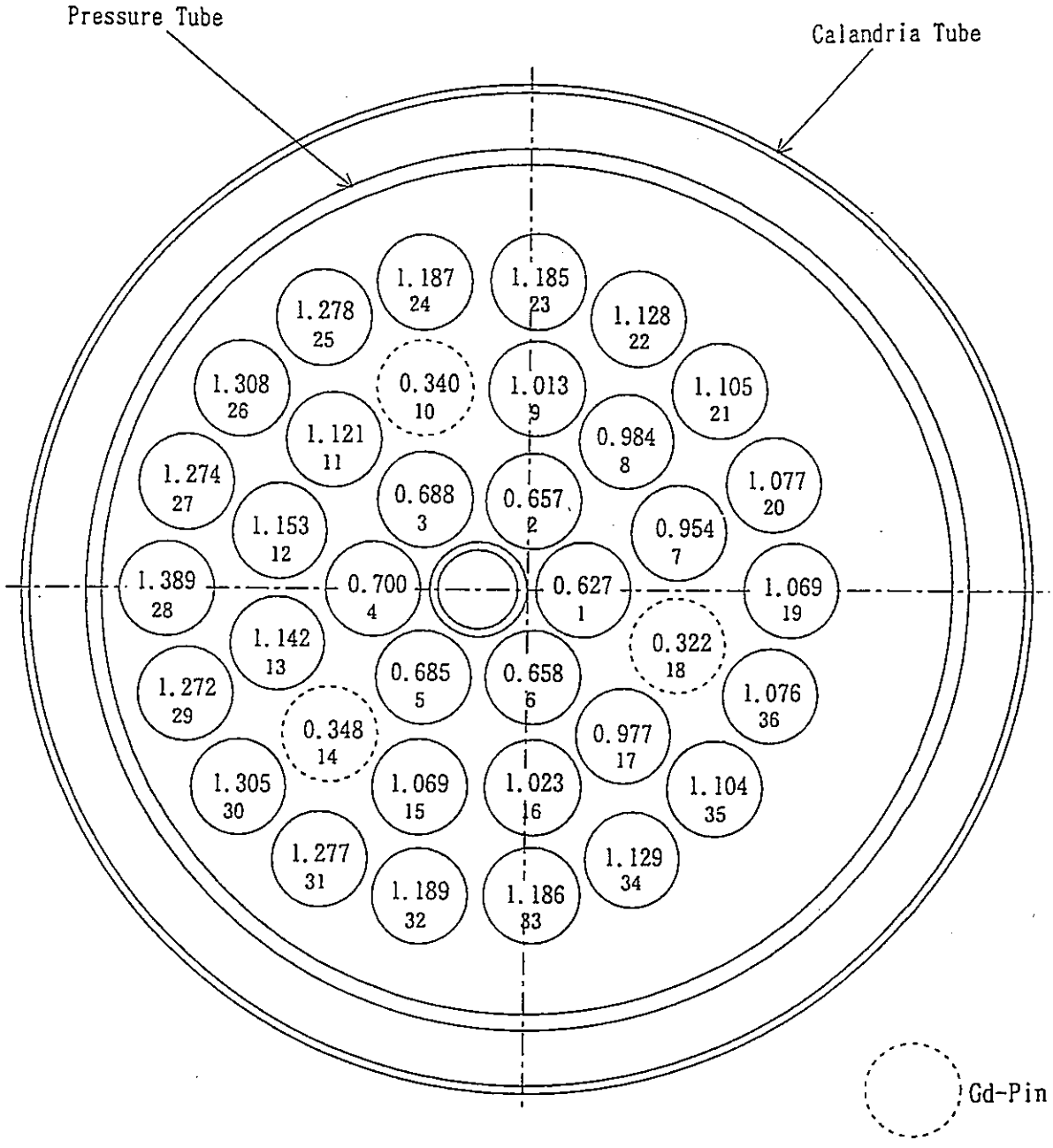


図6.2.5.4－3　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース3）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:30, 角度数:74 (4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

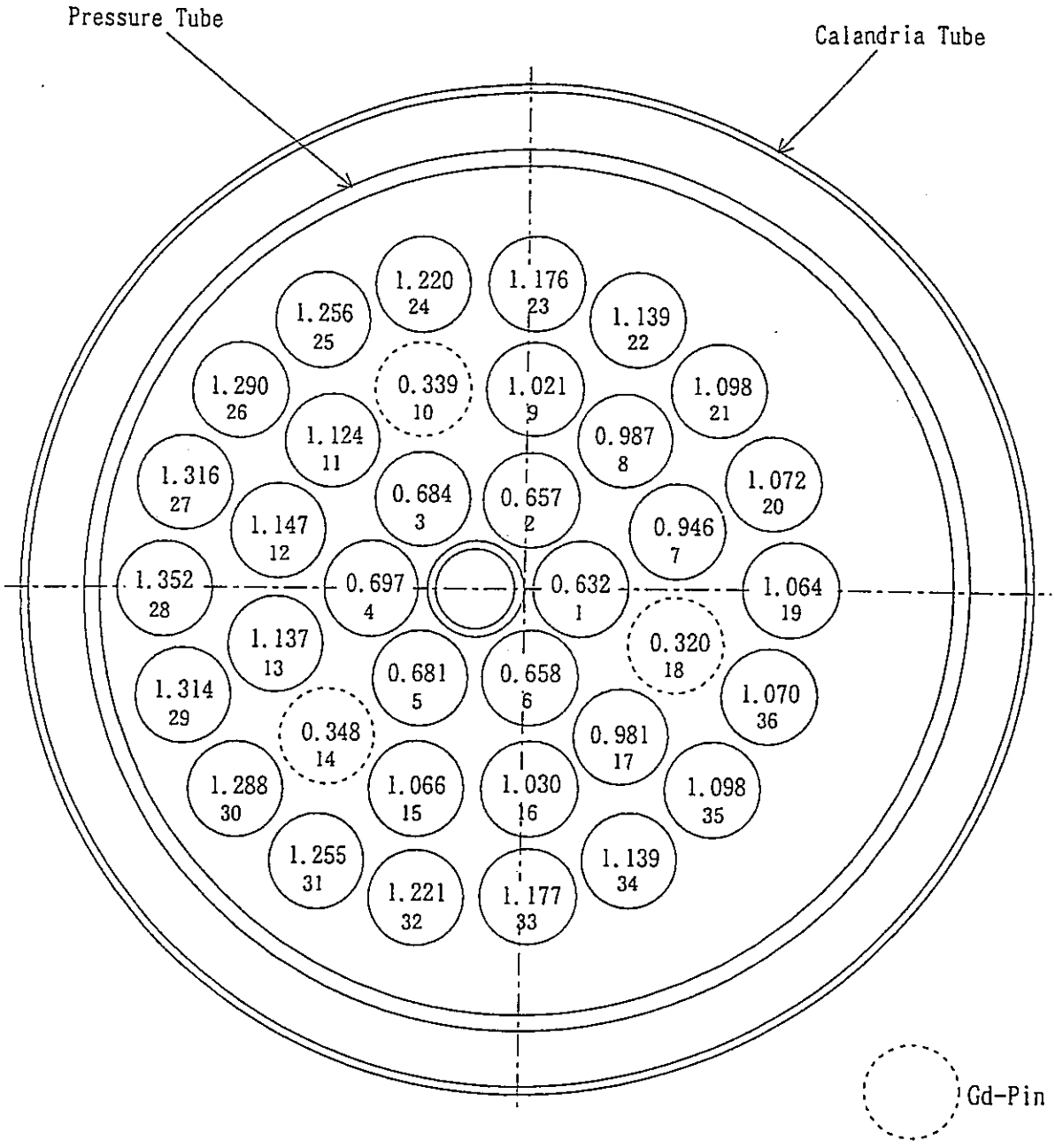


図6.2.5.4－4　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース4）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60, 角度数:36 (4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

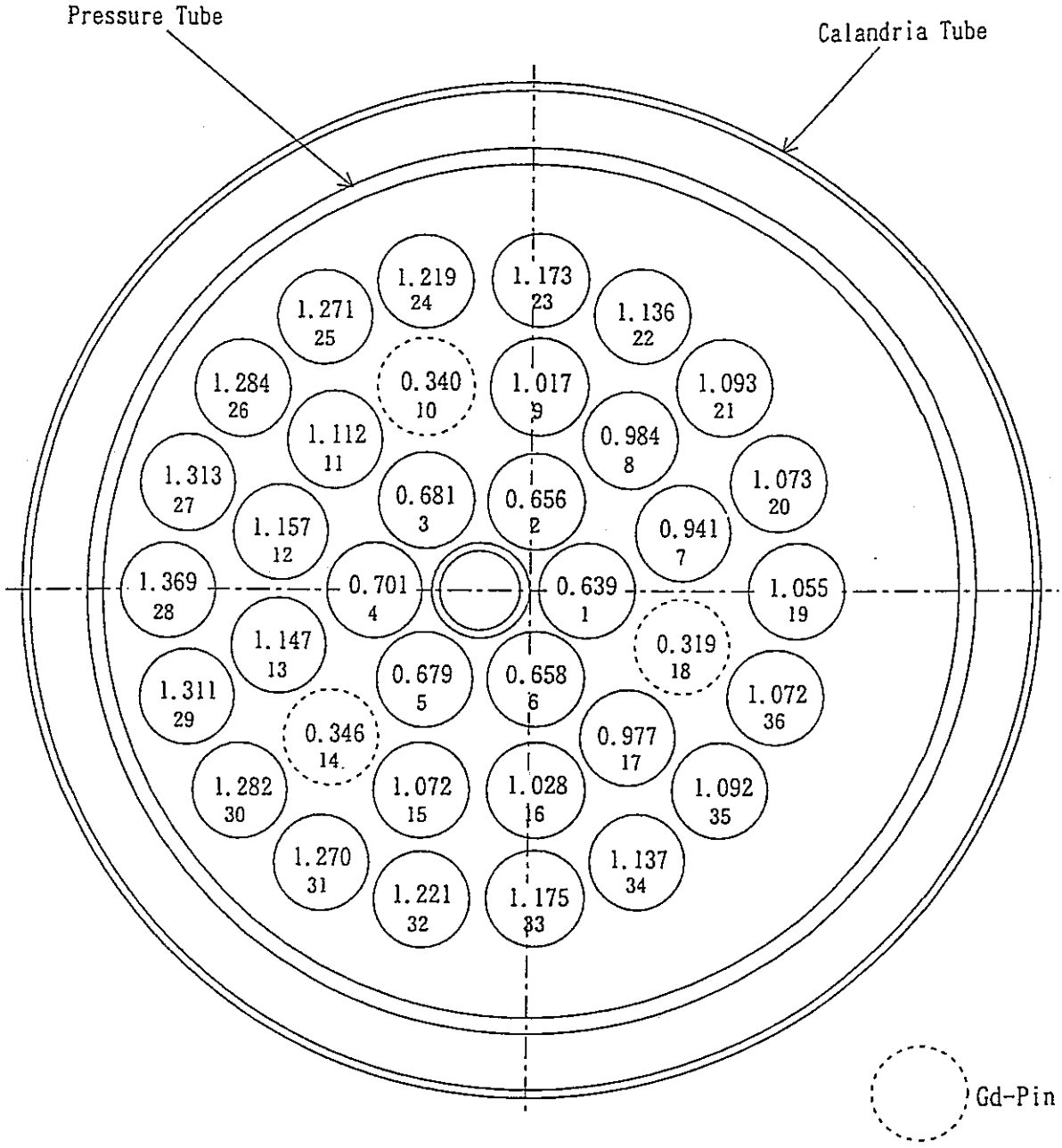


図６.２.５.４－５　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース５）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60, 角度数:74　(4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

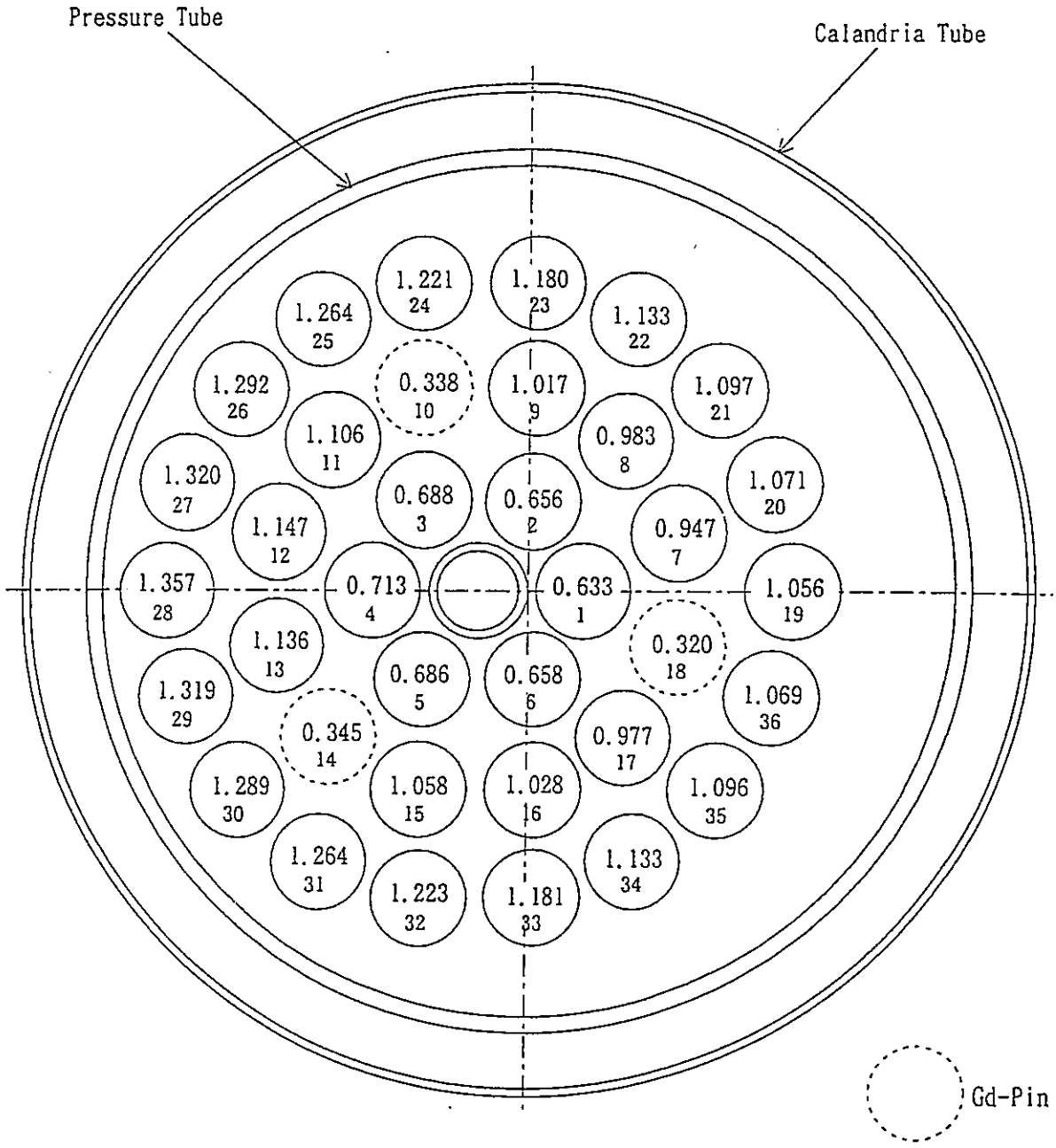


図6.2.5.4－6　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース6）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60, 角度数:90　(4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

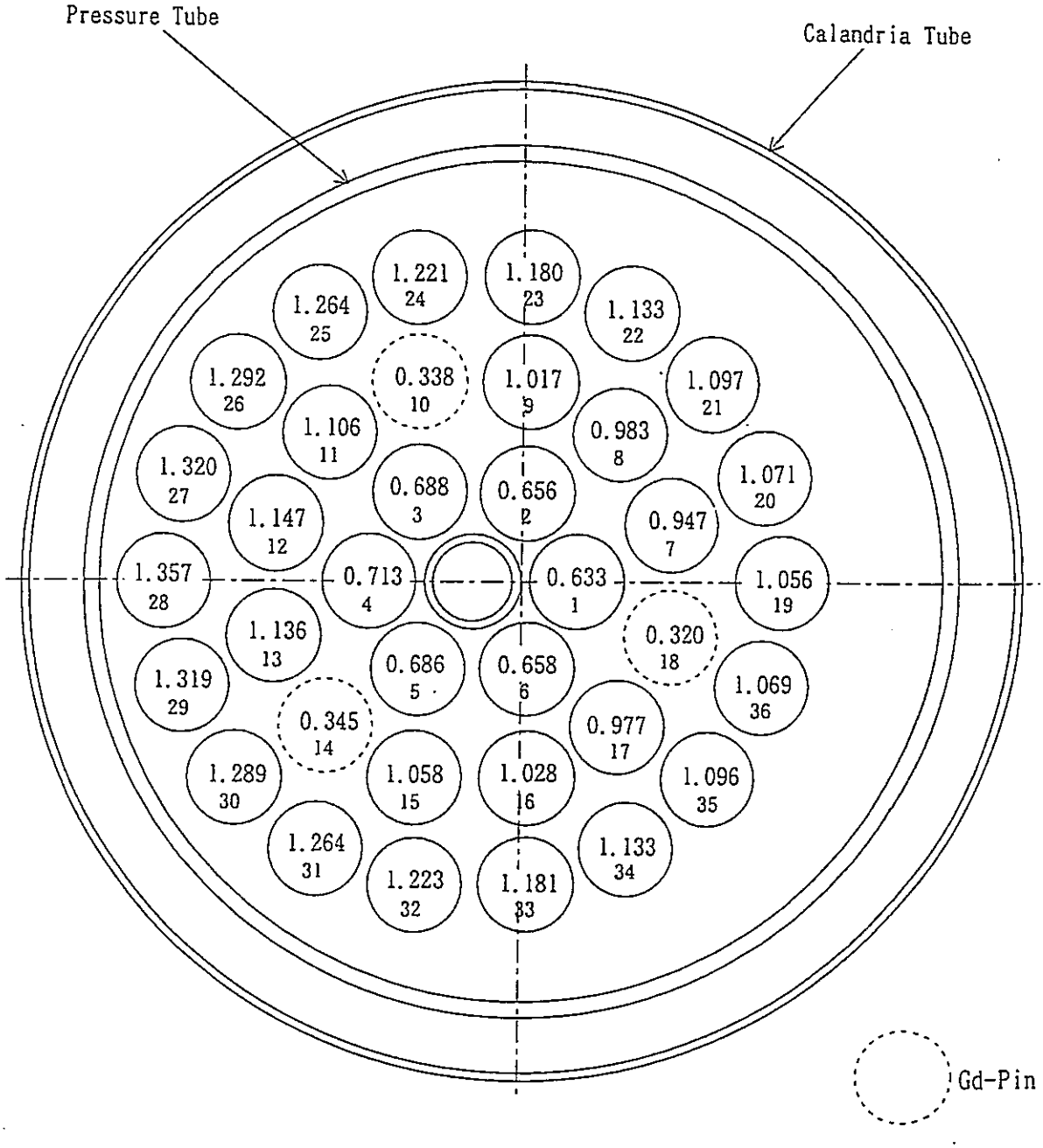


図6.2.5.4－7　内側領域 上下部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（ケース7）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60, 角度数:108　(4.00/1.60)Puf, Void= 81.8%

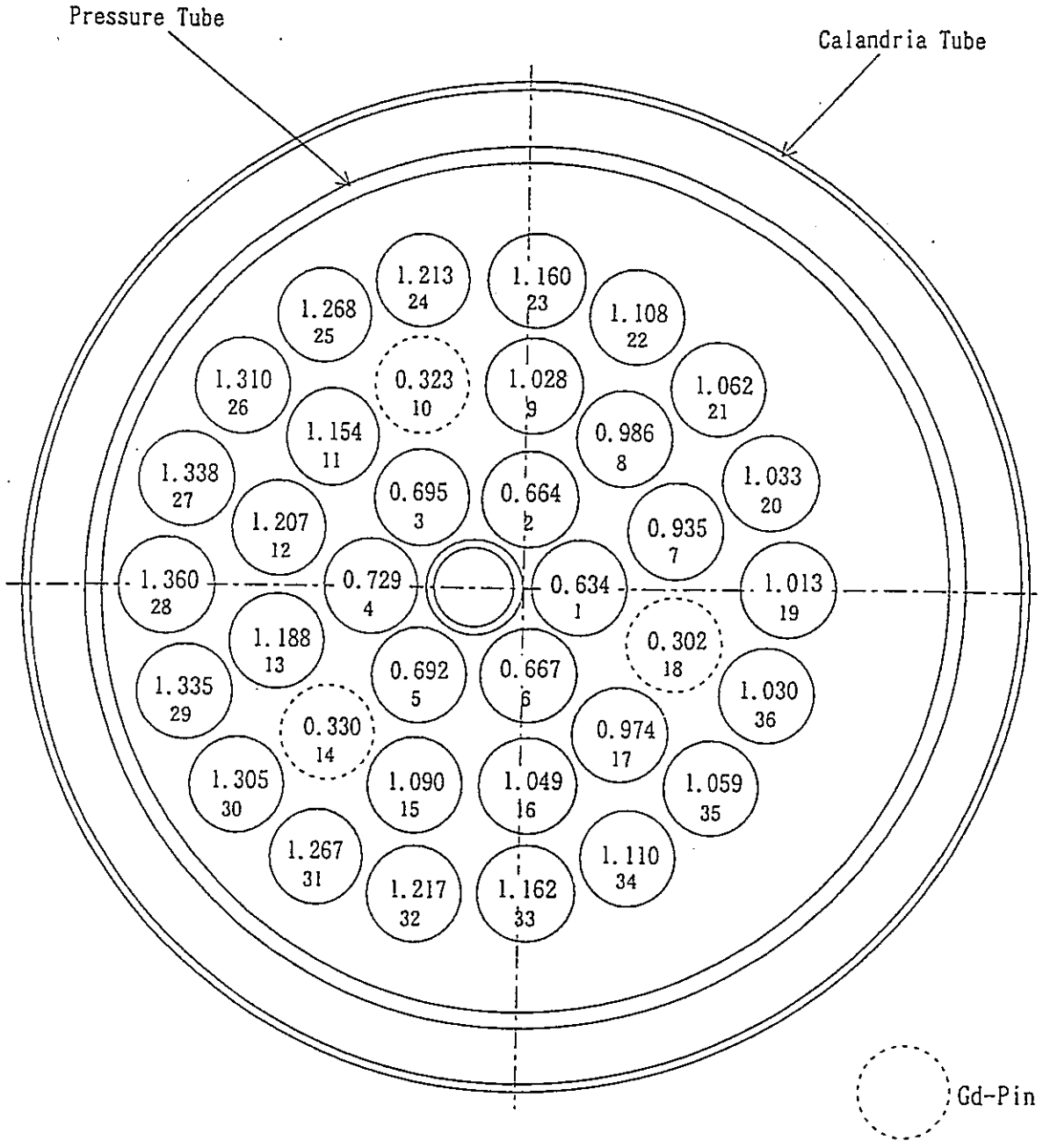


図6.2.5.4－8　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:60, 角度数:90　(3.30/1.30)Puf, Void= 71.2%

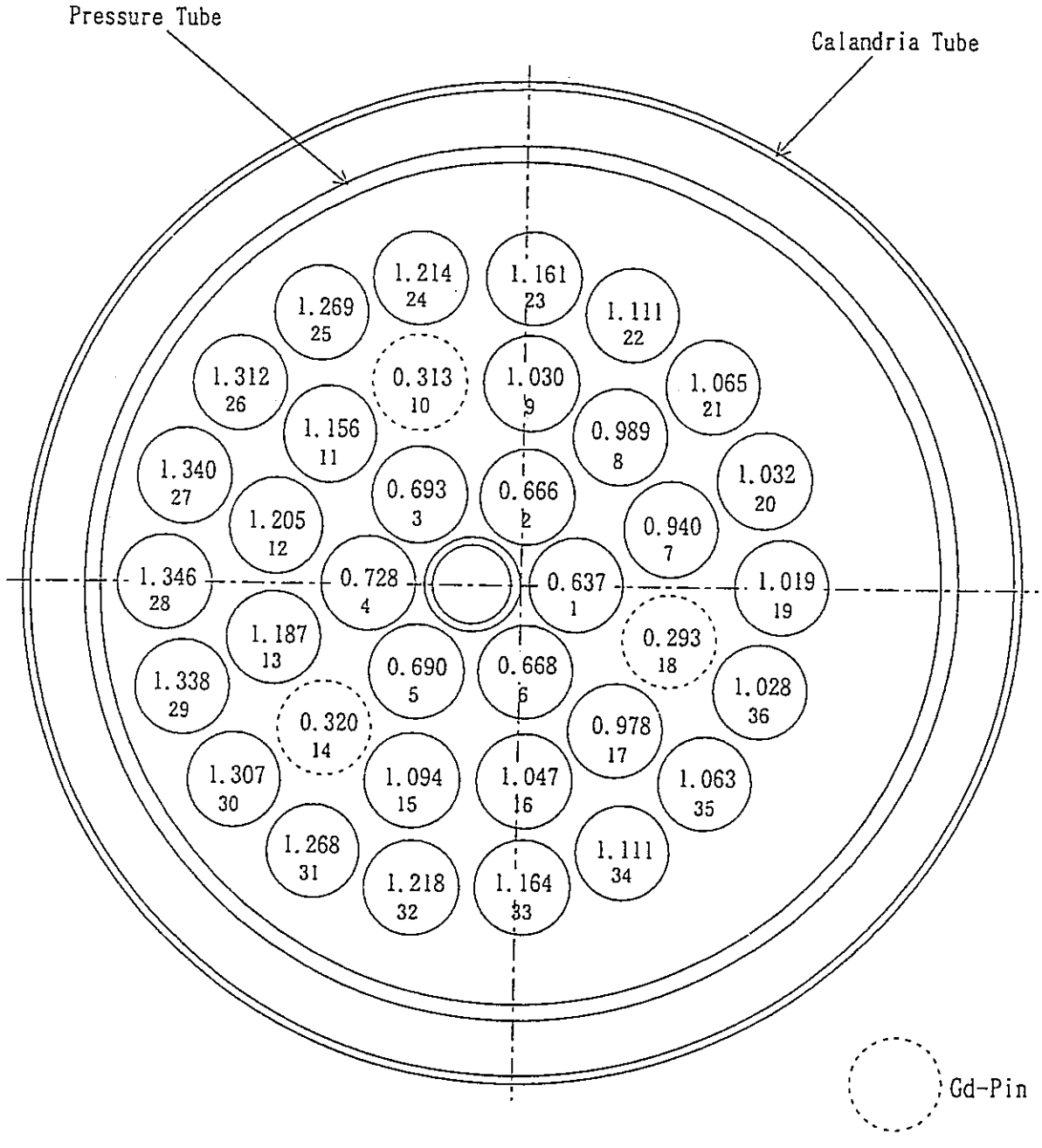


図6.2.5.4－9　内側領域 中央部燃料集合体内局所出力分布のまとめ（現実拡管－A）
PIJﾒｯｼｭﾗｲﾝ数:240, 角度数:144　(3.30/1.30)Puf, Void= 71.2%

6.2.6 燃料冷却性解析

前6.2.5章で得られた圧力管破断時（カランドリア管健全時）燃料体出力分布の解析結果を計算条件にＬＯＴＲＡＣによる流量配分計算を実施し、この解析結果を境界条件に破断チャンネル内の燃料冷却性解析を実施する。

6.2.6.1 解析モデル及び解析条件

サブチャンネル解析とＰＣＴ解析には、サブチャンネル解析コードＣＯＢＲＡ－ＡＴＲを使用する。ＣＯＢＲＡ－ＡＴＲコードは、サブチャンネル間の冷却材の流量配分を考慮して、各サブチャンネルの質量速度、蒸気クォリティ及びボイド率等を計算すると共に、これらのサブチャンネル状態量に基づいて、燃料棒のドライアウト発生や被覆管表面温度が解析できるものである。

（１）解析体系

圧力管の破断状態としては、軸方向スプリット破断を想定する。そして、破断に伴い、当該チャンネルでは、図6.2.6.1-2に示すように圧力管の内径のみが軸方向に一様に変化するものとする。

（ａ） 形状寸法

燃料クラスタ形状は図6.2.5.1-7に示すように取替内側領域燃料集合体（Ｇｄ燃料棒３本）とし、破断しても変形しないものとする。

（ｂ）スペーサ配置

スペーサ配置は、図6.2.5.1-8に示すように、昭和６３年度ＡＴＲ実証炉炉心設計と同一とする。

（ｃ）圧力管内径及び燃料偏心量

破断した圧力管内径は、拡管量１３０、１４０及び１４９．８（最大拡管）mmの３ケースを想定する。また、燃料体偏心量は、各ケースとも拡管量に対して最大偏心を想定する。最大拡管時の圧力管内径は、以下に示すようにカランドリア管に密着するものとし、１４９．８ｍｍとする。また、この時燃料偏心量は、以下に示すように１６．５ｍｍとする。拡管量１３０mm及び１４０mmの燃料偏心量も同様の計算式にてそれぞれ６．６mm及び１１．６mmとなる。

（149.8mm拡管時内径）　＝（カランドリア管内径）－（圧力管肉厚）×２
＝１５８.４　－４.３×２
＝　１４９.８mm

（130mm拡管時偏心量）　＝｛（圧力管内径）－（スペーサ外径最小値）｝×1/2
＝（１３０　－１１６.８）×１／２
＝　６.６mm

（140mm拡管時偏心量）　＝（１４０　－１１６.８）×１／２
＝　１１.６mm

（149.8mm拡管時偏心量）＝（１４９.８－１１６.８）×１／２
＝　１６.５mm

（２）解析モデル

（ａ）サブチャンネル分割

解析で用いた圧力管破断時のサブチャンネル分割を図6.2.6.1-1に示す。図6.2.6.1-1に示すように、圧力管の拡管時には周辺サブチャンネルを２分割したモデルを使用する。　また、軸方向ノード分割を図6.2.6.1-2に示す。図6.2.6.1-2に示すように、１ノード１００mmとし全長を４０に等分割とする。　燃料体の偏心量は全長にわたって模擬し、偏心量は、スペーサセンタリングバネの中間方向が最も最大となるので、ここではこの方向（２７０°）を偏心方向とする。

（ｂ）各種相関式

（ｉ）限界熱流束

サブチャンネル限界熱流束（ＣＨＦ）相関式は、動力炉・核燃料開発事業団で開発された以下の式（ＨＴＬの式）をベースとして圧力管拡管燃料冷却性試験の実験解析により最適化した補正係数を掛けた式を使用する。

$$q_c = q_{ST} \cdot f_P \cdot f_{SUB} \cdot f_{SP} \cdot f_A$$

$$q_{ST} = a_1 + a_2 \cdot X_{SUB} + a_3 \cdot X_{SUB}^2$$

ここで、

q_c　　；　限界熱流束（$\times 10^6$kcal/m^2・h）

q_{ST}　　；　標準の限界熱流束（$\times 10^6$kcal/m^2・h）

X_{SUB}　　；　サブチャンネルクォリティ（－）

f_P ； 圧力依存性を示す係数

f_{SUB} ； 入口サブクール度依存性を示す係数

f_{SP} ； スペーサピッチ依存性を示す係数

f_A ； 軸方向出力分布依存性を示す係数

a_1～a_3； 定 数

（ii）ドライアウト後熱伝達率

ドライアウト後の燃料被覆管と冷却材の熱伝達率は、動力炉・核燃料開発事業団の実験により得られた式（ＨＴＬの式）をベースとして、圧力管拡管時燃料冷却性試験の実験解析により最適化した補正係数を掛けた式を使用する。

（iii）乱流混合係数

乱流混合係数については、これまでの２８本クラスタ及び３６本クラスタ燃料体に関する実規模バーンアウト実験解析により最適化された式（ＨＴＬの式）をベースとして、標準の燃料棒ギャップ間隔と質量速度、更には二相流のフローパターン依存性を考慮して動力炉・核燃料開発事業団で作成した式である。圧力管拡管時燃料冷却性試験の実験解析により最適化した補正係数を掛けた式を使用する。

（iv）その他の相関式

ボイド・クォリティ相関式、圧力損失係数、管摩擦損失係数、二相流増倍係数は、ＡＴＲ実証炉設計に使用されているものと同一の式を使用する。

（３）解析条件

表6.2.6.1-1に圧力管破断時燃料冷却性解析の主な解析条件を示す。

（ａ）出力条件

出力条件は、前6.2.5章で得られた各拡管量における炉心出力計算値を用いて評価する。

（ｂ）拡管、偏心条件

以下に示す３ケースについて実施する。

・圧力管内径：１３０mm、　燃料体偏心量：　６．６mm

・圧力管内径：１４０mm、　燃料体偏心量：１１．６mm

・圧力管内径：１４９．８mm、燃料体偏心量：１６．５mm

（ｃ）チャンネル出力

圧力管破断拡管時のチャンネル出力は、通常時の平均チャンネル出力（２．９７ＭＷ）に、前6.2.5章で得られた各圧力管拡管量におけるのＲＰＦを乗じた値とする。解析に適用するＲＰＦ値は拡管量１３０mmの場合：１．３９３、拡管量１４０mmの場合：１．４４８、そして拡管量１４９．８（最大拡管）mmの場合：１．５５３を用いる。

（ｄ）局所出力分布

圧力管破断拡管時の局所出力分布は、前6.2.5章で得られた解析結果を用いる。なお、局所出力分布はボイド率に依存して変わるが、コード上の制約より各解析ケースにおけるＰＣＴ（局所温度）発生ポイントでの断面平均ボイド率を用いて設定する。設定についてはＬＰＦ値の誤差が１％未満（ＰＣＴ誤差で１０℃未満）となるように収束計算を行った。計算により設定した局所出力分布として、図6.2.6.1-3に拡管量１３０mmの場合、図6.2.6.1-4に拡管量１４０mmの場合、そして図6.2.6.1-5に拡管量１４９．８（最大拡管）mmを示す。また、収束計算結果として軸方向ボイド率分布を図6.2.6.1-6に示す。

（ｅ）軸方向出力分布

圧力管破断拡管時の軸方向出力分布は、前6.2.5章で得られた炉心設計値を基に設定する。前6.2.5章で　はＲＰＦを掛けたグロス値で示しているが、解析には軸方向平均値が１．０となるように４０ノード（発熱部は３７ノード）に規画化して使用する。拡管量１３０、１４０及び１４９．８（最大拡管）mmの３ケースの解析に用いる軸方向出力分布を図6.2.6.1-6に示す。

（ｆ）チャンネル流動境界条件

前４項の核特性計算結果を反映した流量配分をＬＯＴＲＡＣコードで再計算した結果を用いる。上記（３）～（５）で述べた核特性データをはじめとした主なＬＯＴＲＡＣ解析条件を表6.2.6.1-1に示す。解析条件は核特性データを除いてすべて6.2.3.1節で述べた条件及び解析モデルを用いる　解析条件を表6.2.6.1-2に、解析結果（燃料温度解析時条件）を表6.2.6.1-3に示す。

（ｇ）相関式の係数

限界熱流束、ドライアウト後熱伝達率、乱流混合係数の各々の相関式に掛ける係数は、圧力管拡管時燃料冷却性試験の実験解析により、保守側の結果が得られ

る以下の係数の組み合わせで評価する。

限界熱流束　　：ＨＴＬ式×1.0

ドライアウト後熱伝達率：ＨＴＬ式×1.0

乱流混合係数　　：0.26

表6.2.6.1－1　圧力管破断時燃料冷却性解析の主な解析条件

ケースNo. / 解析条件	1	2	3
拡管条件	130mm	140mm	149.8mm
偏心量	6.6mm	11.6mm	16.5mm
出力条件	炉心計算出力	同左	同左
チャンネル出力	4.16MW	4.33MW	4.64MW
局所出力分布	図5-3参照	図5-4参照	図5-5参照
軸方向出力分布	図5-7参照（◇印参照）	図5-7参照（■印参照）	図5-7参照（◆印参照）
炉心入口流量	24t/h	27t/h	47t/h
炉心出口圧力	73kg/cm²a	73kg/cm²a	75kg/cm²a
炉心入口温度	275℃	275℃	275℃
臨界熱流束	HTLの式×1.0	同左	同左
ドライアウト後の熱伝達率	HTLの式×1.0	同左	同左
乱流混合係数	HTLの式×0.26	同左	同左

表6.2.6.1－2　LOTRAC流量配分計算条件（炉心計算反映データ）

項　目		単　位	圧力管内径		
			130mm	140mm	149.8mm
圧力管内流路面積		m^2	0.00716	0.00928	0.1151
圧力管内水力径		m	0.1368	0.1747	0.2136
アニュラス部流路面積		m^2	0.00462	0.00236	-
アニュラス部水力径		m	0.0198	0.0098	-
アニュラス部全圧損係数		－	3.09	4.01	-
ＡＰＦ	炉心上部 8	－	0.675	0.637	0.636
	7		1.029	1.025	0.993
	6		1.086	1.086	1.055
	5		1.110	1.114	1.090
	4		1.134	1.144	1.132
	3		1.139	1.156	1.168
	2		1.127	1.157	1.193
	炉心下部 1		0.700	0.681	0.733
ＲＰＦ		－	1.393	1.448	1.553

表6.2.6.1－3　LOTRAC流量配分計算結果（炉心計算反映データ）

		圧力管内径		
		130mm	140mm	149.8mm
入口管流量	kg/s	17.1	17.4	13.1
圧力管内流量	kg/s	6.7	7.5	13.1
アニュラス部流量	kg/s	10.4	9.9	-
破断放出量	kg/s	10.4	9.9	-
圧力管入口部圧力	－	74.2	74.5	76.3
圧力管出口部圧力	－	73.2	73.3	74.7
圧力管入口エンタルピ	－	289.3	289.3	289.6
圧力管入口温度	℃	275.2	275.2	275.4

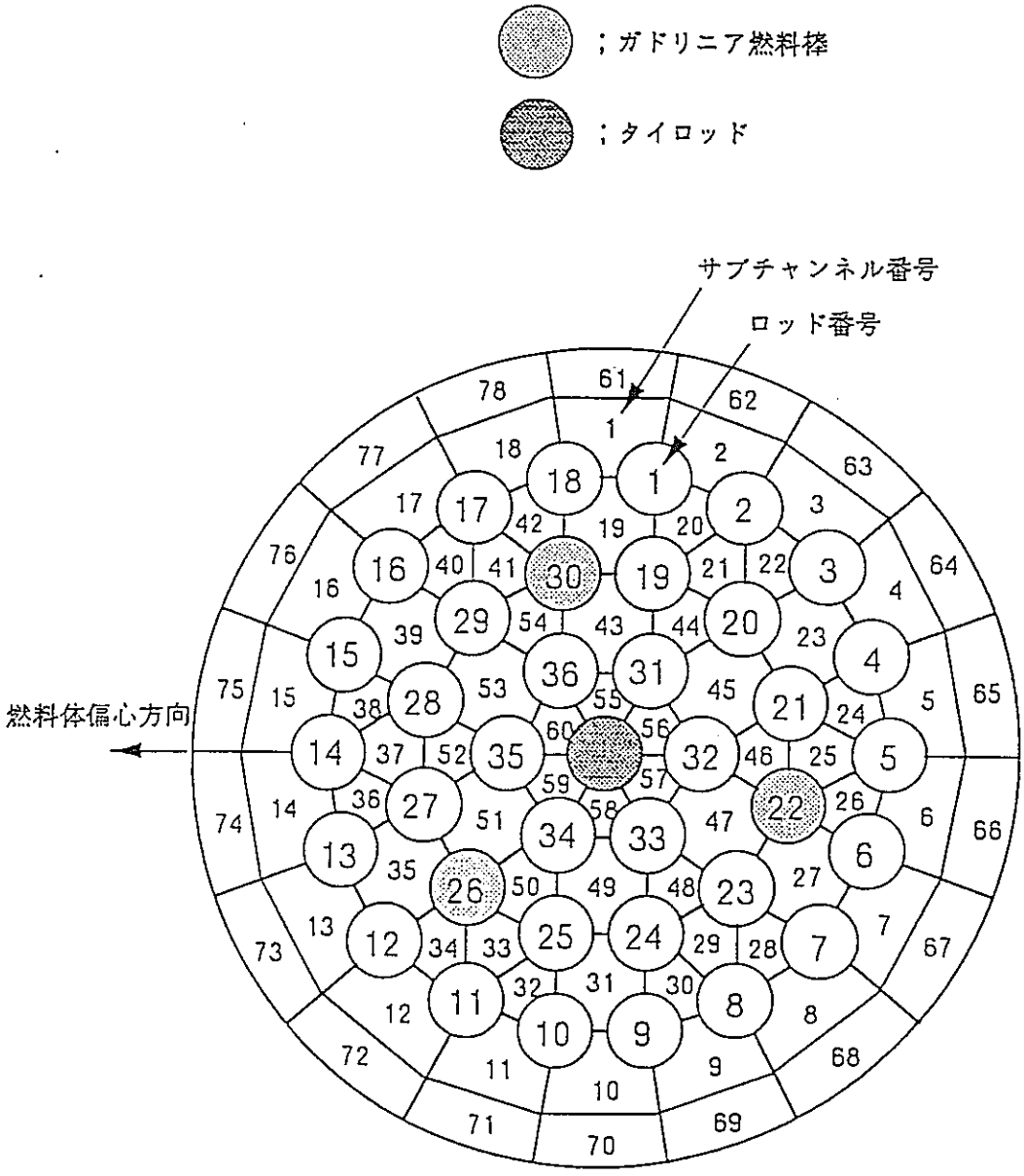
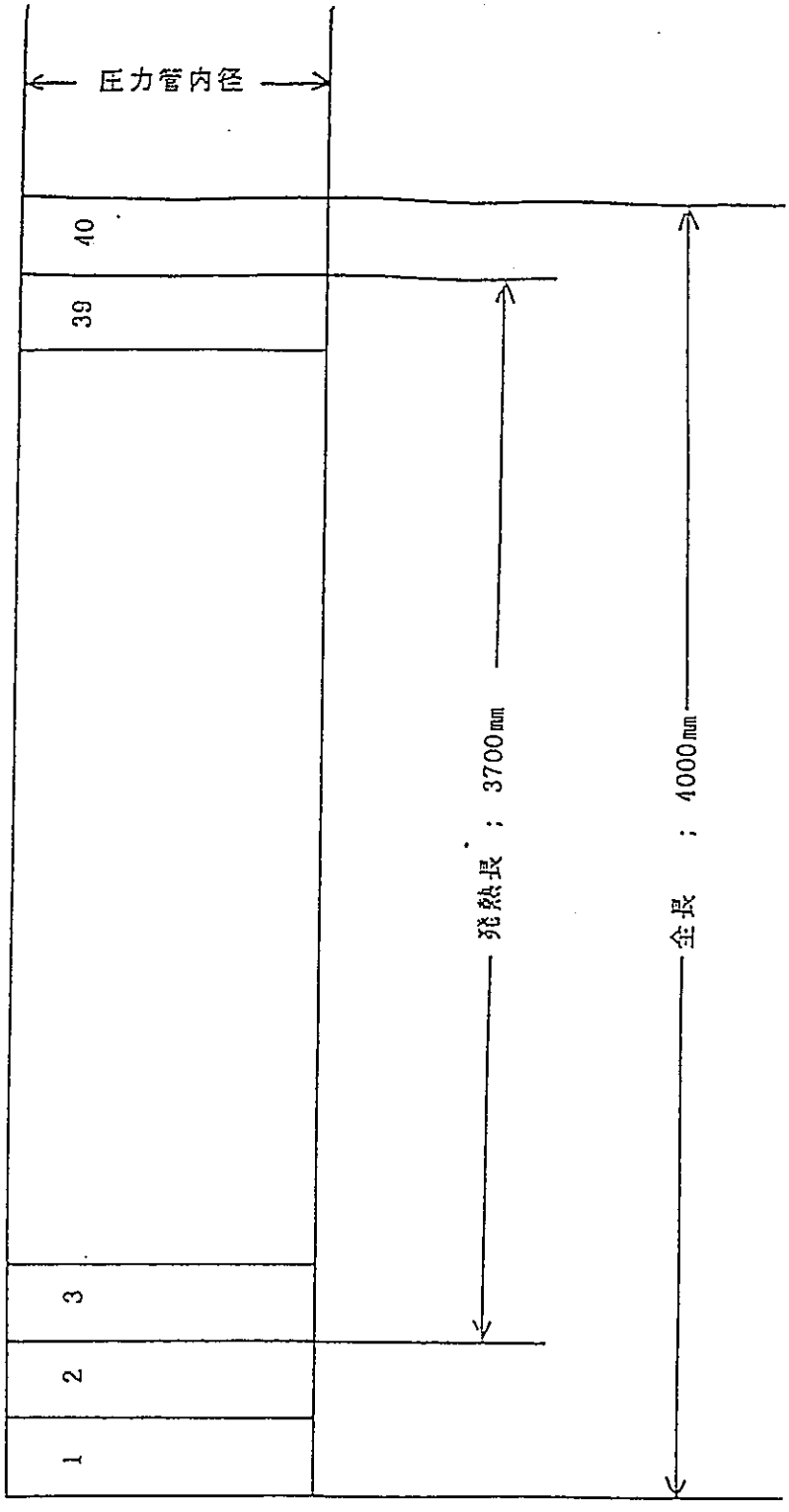


図6.2.6.1－1　圧力管サブチャンネルノード分割モデル



注）１．１ノード100㎜とし、全長を40に等分割した。

２．燃料体偏心量は、全長に渡って一定とした。

図6.2.6.1－2　解析体系

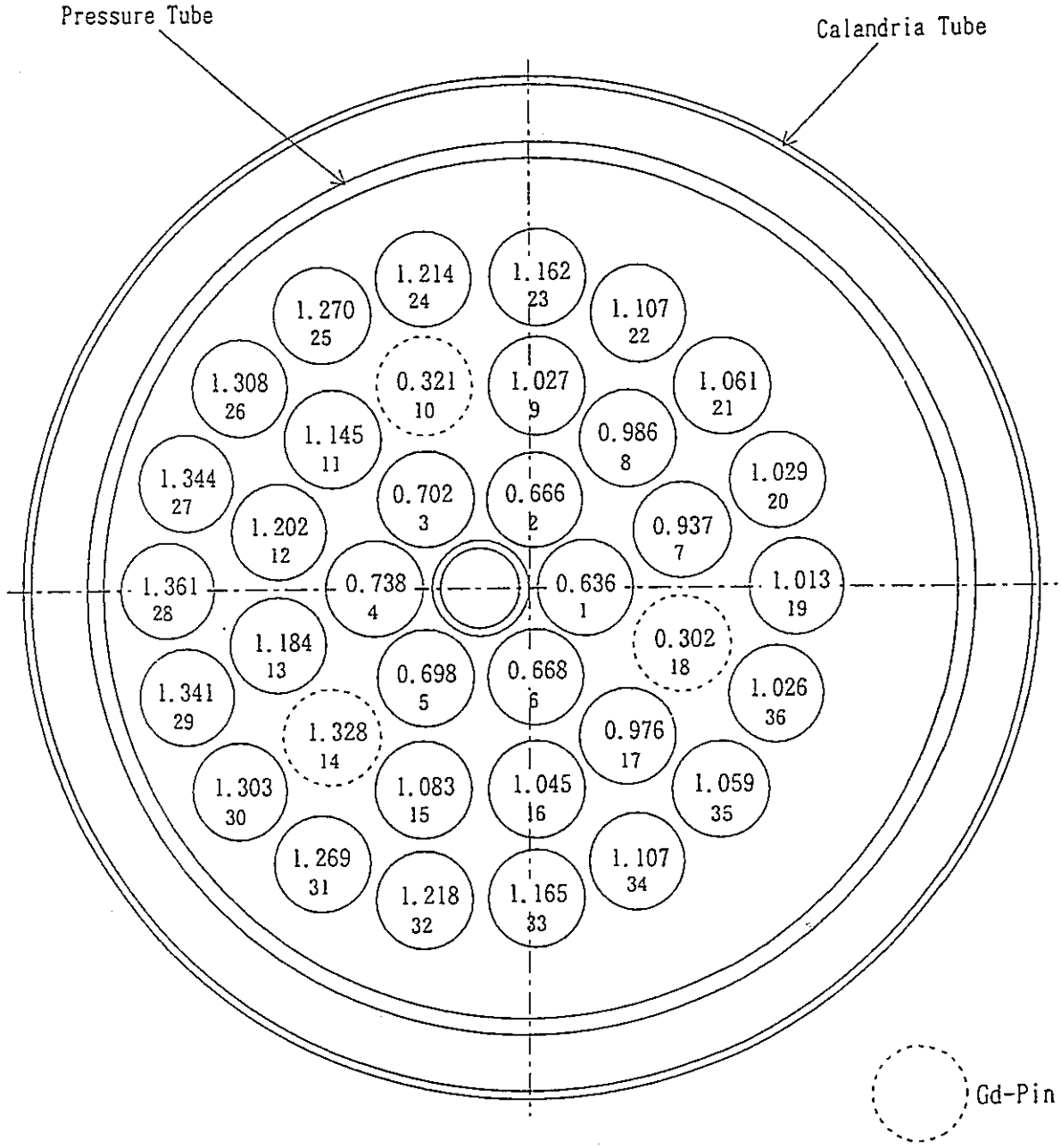


図6.2.6.1－3　　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:130mm、ボイド率:71.4%）

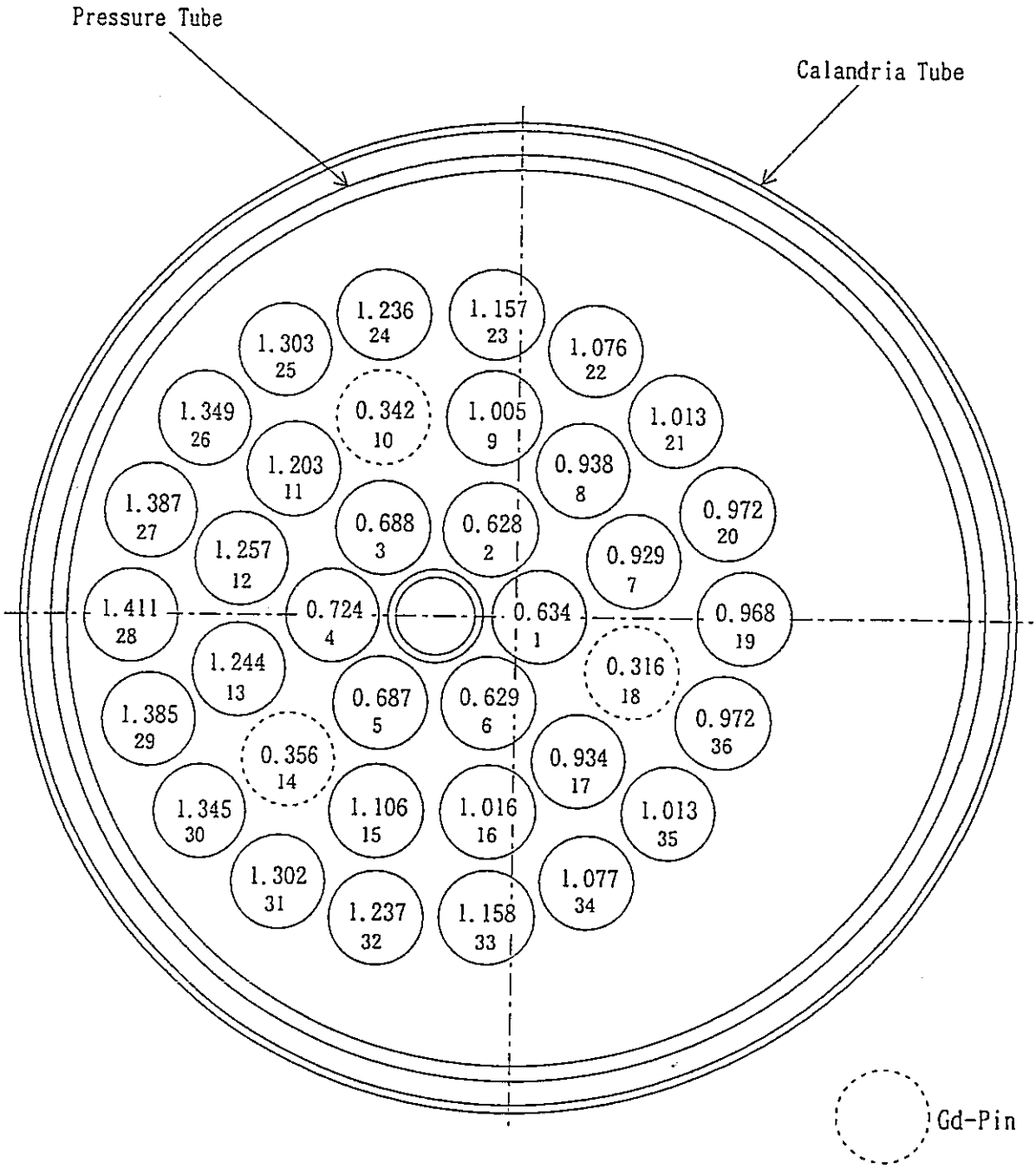


図6.2.6.1－4　　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:140mm、ボイド率:81.4%）

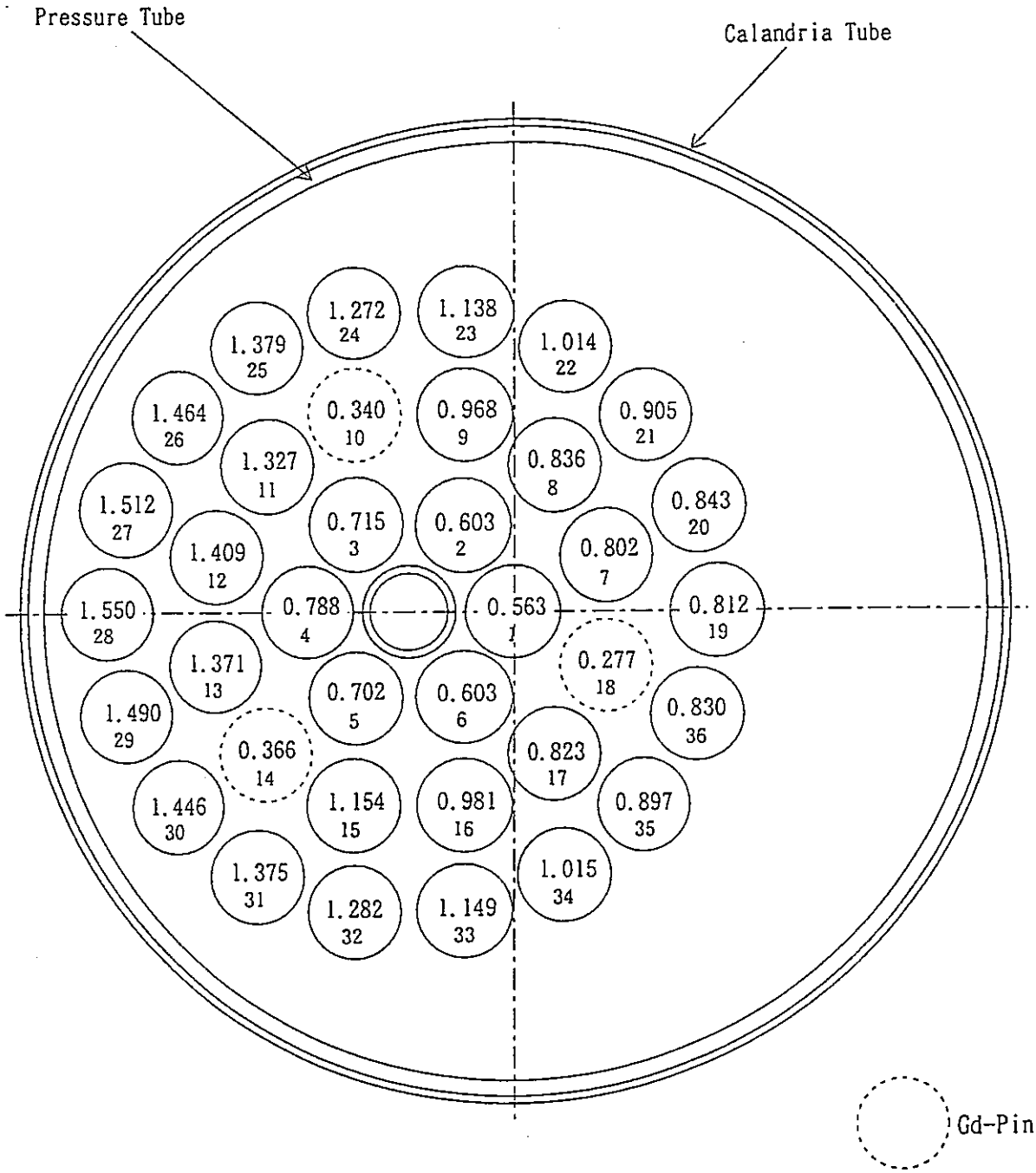


図6.2.6.1－5　　燃料温度解析時局所出力分布（拡管量:149.8mm、ボイド率:70.9%）

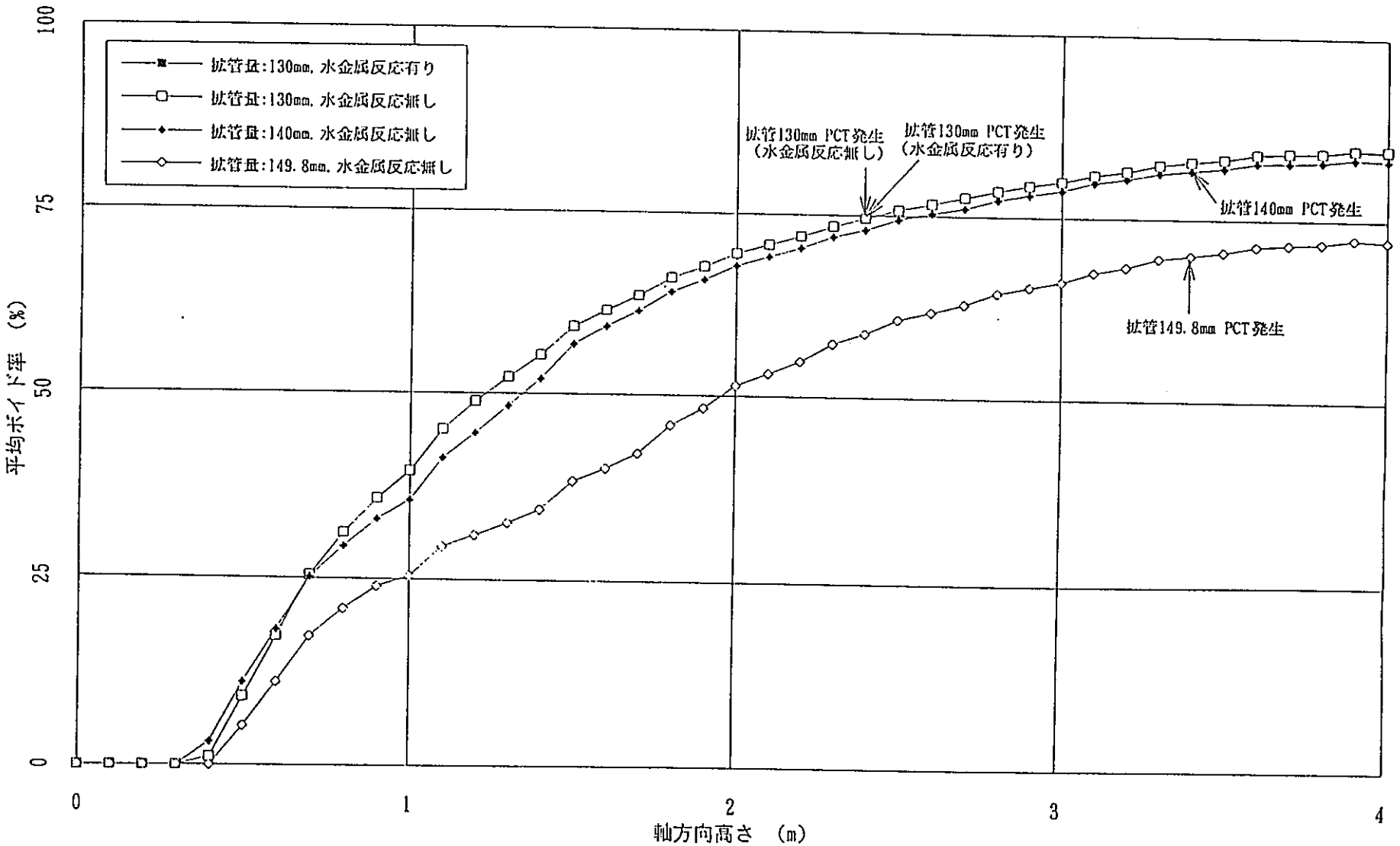


図6.2.6.1－6　　圧力管拡管時軸方向平均ボイド率分布

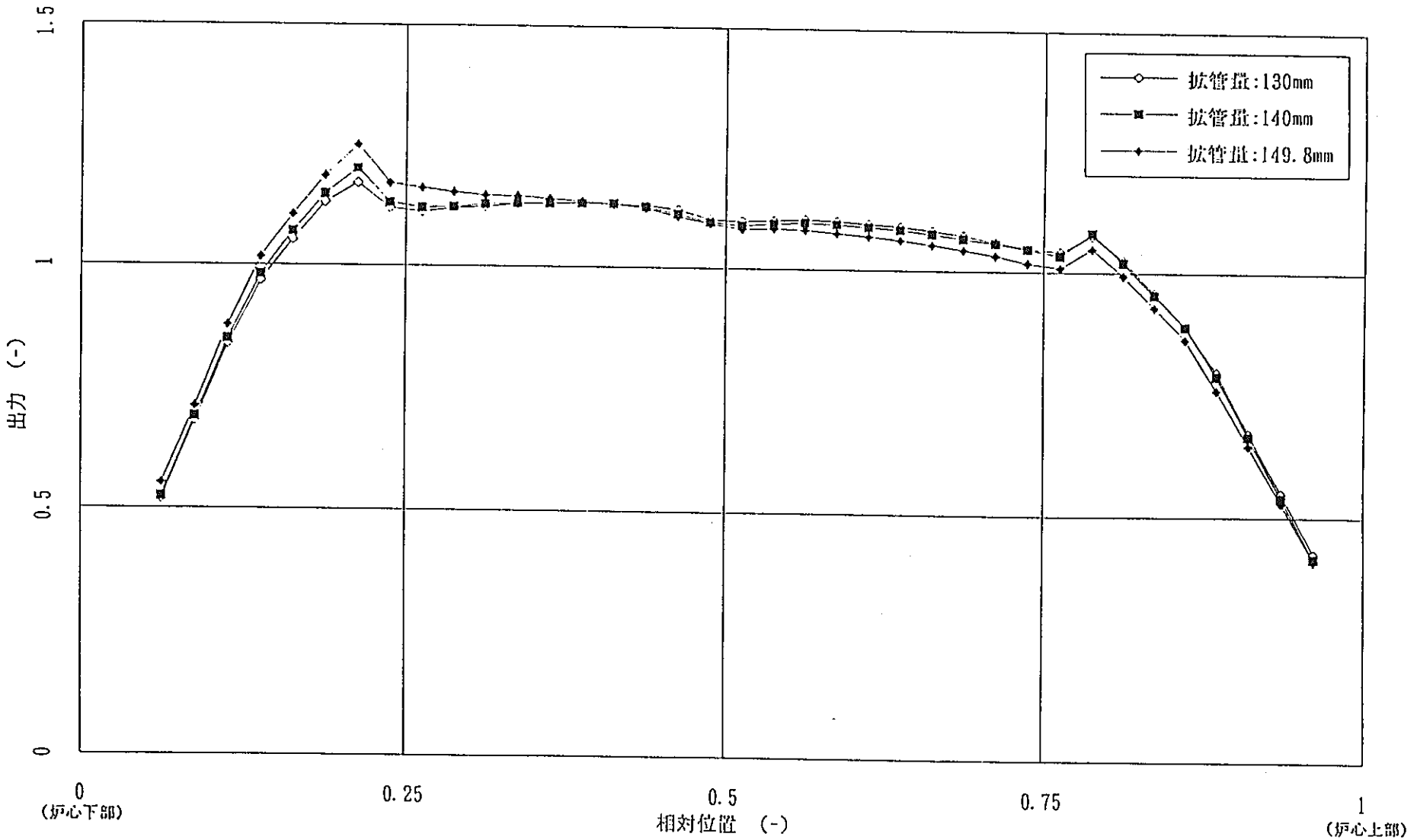


図6.2.6.1－7　圧力管破断時燃料冷却性解析軸方向出力分布

6.2.6.2 解析結果

前項の解析条件に基づき実施した温度解析結果を以下の図に示す。なお、燃料温度の高い領域において水－金属反応モデルの特性から計算が不能となる場合は、水－金属反応モデルを考慮しないで解析を実施する事とした。解析を実施した結果より拡管量140mm及び150mmについては水－金属反応量が大きく計算不能となる。このため、解析結果は水－金属反応を考慮しない条件をベースとし、拡管量130mmについてのみ水－金属反応を考慮したケースを加えることとした。

図6.2.6.2- 1　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応考慮）
図6.2.6.2- 2　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 3　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:140mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 4　燃料要素別被覆管最高温度分布（拡管量:150mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 5　軸方向被覆管温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応考慮）
図6.2.6.2- 6　軸方向被覆管温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 7　軸方向被覆管温度分布（拡管量:140mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 8　軸方向被覆管温度分布（拡管量:150mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2- 9　軸方向冷却材温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応考慮）
図6.2.6.2-10　軸方向冷却材温度分布（拡管量:130mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2-11　軸方向冷却材温度分布（拡管量:140mm,水－金属反応無し）
図6.2.6.2-12　軸方向冷却材温度分布（拡管量:150mm,水－金属反応無し）

拡管量130mmにおいて燃料要素別被覆管最高温度分布、軸方向被覆管温度分布、及び軸方向冷却材温度分布のすべてにおいて水－金属反応の影響はほとんどない。また、後に述べるサブチャンネル毎の局所的な温度についても水－金属反応の影響はでていない。

圧力管単管破断時に燃料が熱的に厳しく被覆管最高温度が発生する点は「燃料線出力が高い部位」もしくは「冷却材がスーパーヒートする部位」のどちらかであり、どちらが厳しくなるかはチャンネル流量と出力バランスで決まる。軸方向においては「線出力密度の高い中央部付近（炉心下端からの高さ：約２ｍ）」または「冷却材が

スーパーヒートする上部（炉心下端からの高さ：約３．２ｍ）」のどちらかである。また、径方向においては「ＬＰＦの高い偏心側外層燃料要素（燃料要素No.13,14,15）」または「燃料に囲まれた中間層燃料要素（燃料要素：No.27,28）」である。なお、燃料要素No.26についてはＧｄ燃料と隣接しているため熱的に緩和される。

図6.2.6.2-1～4で各拡管量での結果を比べると140mmと150mmではＰＣＴ（燃料平均）はほぼおなじで130mmは若干低い値となる。また、ドライアウト燃料の分布特性では130mmと140mmで似ているが150mm若干異なりドライアウト燃料数が少ない。拡管量130mmに対して150mmのＰＣＴ（燃料平均）が高くなるのは、6.2.3章での検討より流体流速がほぼ同等であることから出力条件が厳しくなったためと考えられる。また拡管量140mmでＰＣＴ（燃料平均）が高くなるのは流体流速の低下（及び出力条件の悪化）である。

図6.2.6.2-5～8の軸方向温度分布でみるとＰＣＴ（炉心平均値）は拡管量130mmが炉心中央付近で発生しているのに対して拡管量140mm、150mmは炉心上部で発生している。図6.2.6.2-9～12の冷却材温度からもわかるように炉心中央部でのＰＣＴは線出力密度に依存するものであり、炉心上部でのＰＣＴは冷却材スーパーヒートによるものである。

図6.2.6.2-1～4及び図6.2.6.2-5～8を合わせてみることにより、燃料要素No.12～16－外層燃料要素－は線出力密度に依存した温度（炉心中央部で発生）であり、燃料要素No.25～29（及び燃料要素No.34～36）は冷却材スーパーヒートに依存した温度（炉心上部で発生）であることがわかる。

図6.2.6.2-1～4においてＰＣＴ（燃料平均）の高い燃料要素（燃料要素No.13,14,15,27,28）の燃料平均温度とその燃料要素を取り囲むサブチャンネル毎の局所燃料温度の軸方向分布を図6.2.6.2-13～32に示す。

また、燃料要素別の局所燃料温度（全計算点）を図6.2.6.2-33～36に示す。図中に示したマークのうち、白三角が局所温度、黒三角は燃料平均のＰＣＴを示す。

図6.2.6.2-13　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:13、水－金属反応有り）

図6.2.6.2-14　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:14、水－金属反応有り）

図6.2.6.2-15　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:15、水－金属反応有り）

図6.2.6.2-16　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:27、水－金属反応有り）
図6.2.6.2-17　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:28、水－金属反応有り）
図6.2.6.2-18　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:13、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-19　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:14、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-20　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:15、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-21　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:27、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-22　被覆管温度（拡管量:130mm、燃料要素No:28、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-23　被覆管温度（拡管量:140mm、燃料要素No:13、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-24　被覆管温度（拡管量:140mm、燃料要素No:14、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-25　被覆管温度（拡管量:140mm、燃料要素No:15、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-26　被覆管温度（拡管量:140mm、燃料要素No:27、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-27　被覆管温度（拡管量:140mm、燃料要素No:28、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-28　被覆管温度（拡管量:149.8mm、燃料要素No:13、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-29　被覆管温度（拡管量:149.8mm、燃料要素No:14、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-30　被覆管温度（拡管量:149.8mm、燃料要素No:15、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-31　被覆管温度（拡管量:149.8mm、燃料要素No:27、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-32　被覆管温度（拡管量:149.8mm、燃料要素No:28、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-33　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量:130mm、水－金属反応有り）
図6.2.6.2-34　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量:130mm、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-35　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量:140mm、水－金属反応無し）
図6.2.6.2-36　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量:149.8mm、水－金属反応無し）

局所的なＰＣＴをみると炉心の中央部では平均温度との差異は小さく、炉心上部に移るほど局所的に高いＰＣＴが発生する。炉心上部サブチャンネル部温度で熱的に厳しくなっているの燃料要素に囲まれた領域（サブチャンネルNo.36～39,52～53）である。炉心中央部では冷却材は飽和でありＰＣＴのバラツキはサブチャンネル流量の違いにより生じるものであり、その影響は熱伝達率の差異となって現れるが感度は小さい。炉心上部では冷却材がスーパーヒートするサブチャンネルは冷却材の温度上昇が直接被覆管の温度上昇に寄与するため感度が大きくなっている。

図6.2.6.2-37に拡管量と被覆管最高温度の関係（燃料平均温度）を、図6.2.6.2-38に拡管量と被覆管最高温度の関係（局所燃料温度）を示す。

ＰＣＴ（燃料平均）では図6.2.3.2-4で示したように単位面積当たりの流量が小さい拡管量140mmが最も厳しいが、局所温度でみると拡管量150mm方が厳しくなる。　燃料平均温度でのＰＣＴは１２００℃以下であるが局所的には１５００℃近傍まで上昇している。本解析では水ー金属反応を考慮していないが考慮した場合、ＰＣＴはさらに上昇すると考えられる。

表6.2.6.2－1　燃料温度解析結果（平均温度）

拡管量	130mm	140mm	149.8mm
燃料要素No. 14	802	1085	1065
燃料要素No. 28	735	1158	1086

表6.2.6.2－2　燃料温度解析結果（局所温度）

拡管量	130mm	140mm	149.8mm
ｻﾌﾞﾁｬﾝﾈﾙNo. 14	811	974	1483
ｻﾌﾞﾁｬﾝﾈﾙNo. 15	811	972	1420
ｻﾌﾞﾁｬﾝﾈﾙNo. 36	792	1362	890
ｻﾌﾞﾁｬﾝﾈﾙNo. 37	791	1437	958
ｻﾌﾞﾁｬﾝﾈﾙNo. 38	791	1417	1415

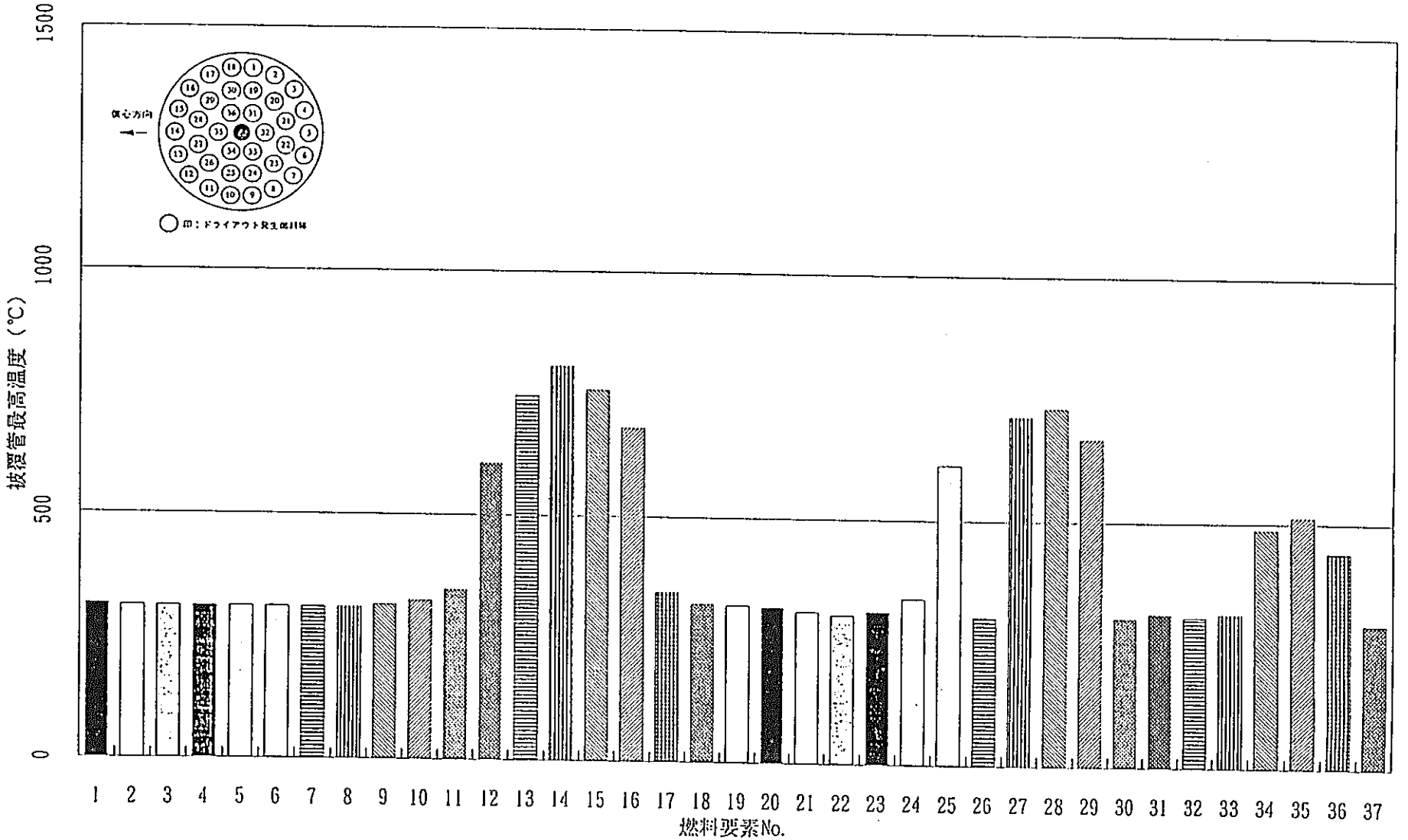


図6.2.6.2－1　　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量：130mm、水金属反応有り）

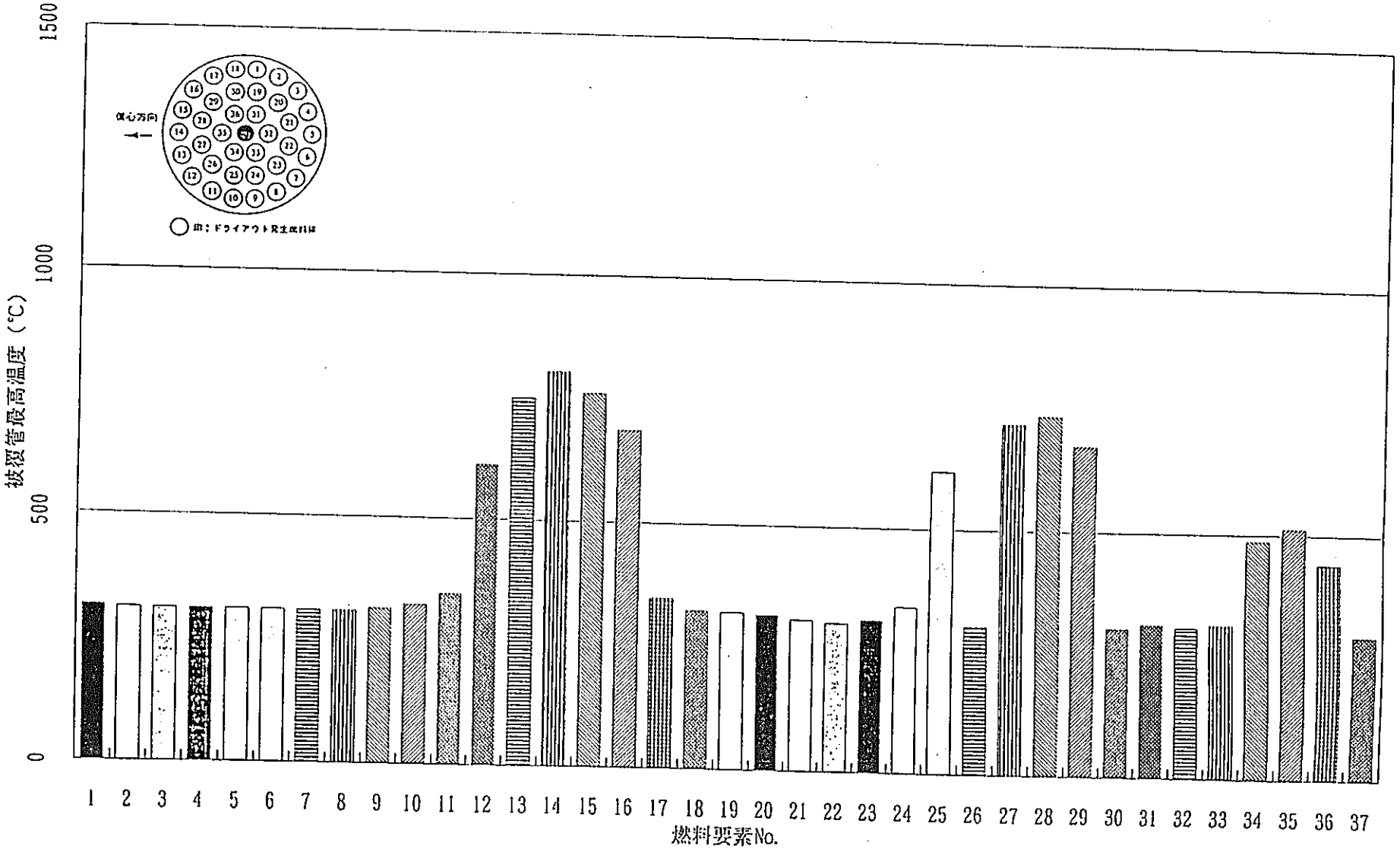


図6.2.6.2－2　　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量：130mm、水金属反応無し）

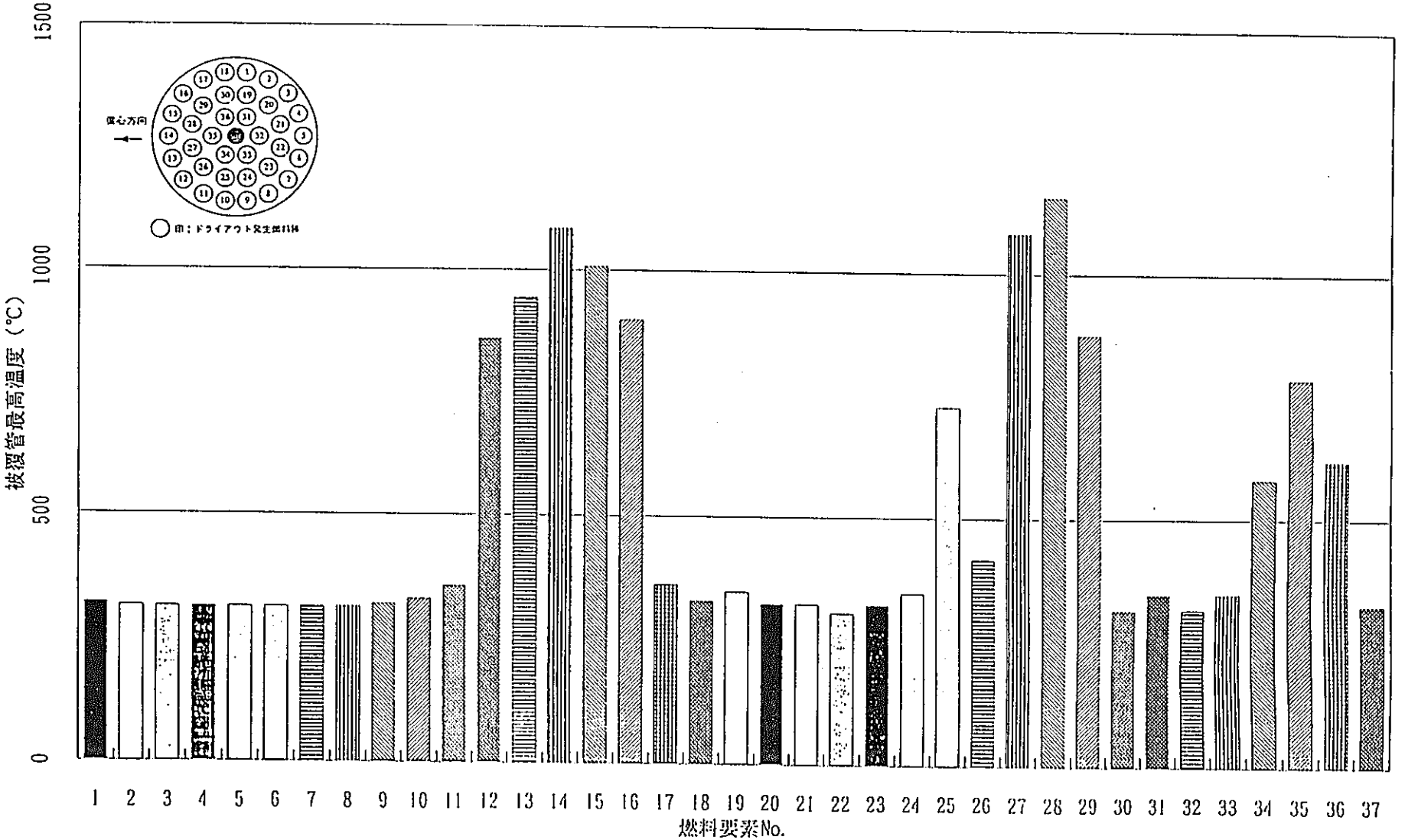


図6.2.6.2－3　　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量：140mm、水金属反応無し）

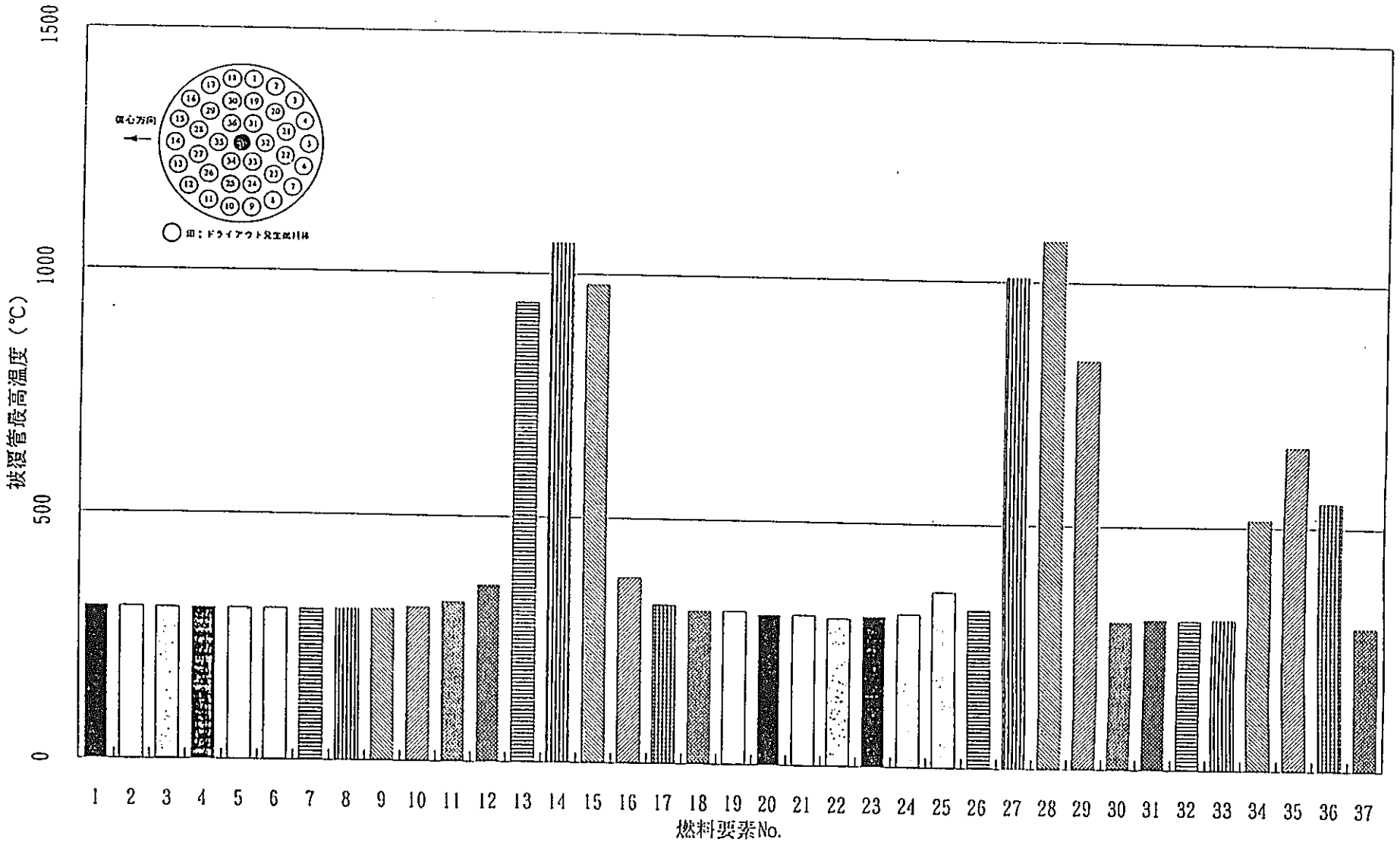


図6.2.6.2－4　　燃料要素別被覆管最高温度（拡管量：149.8mm、水金属反応無し）

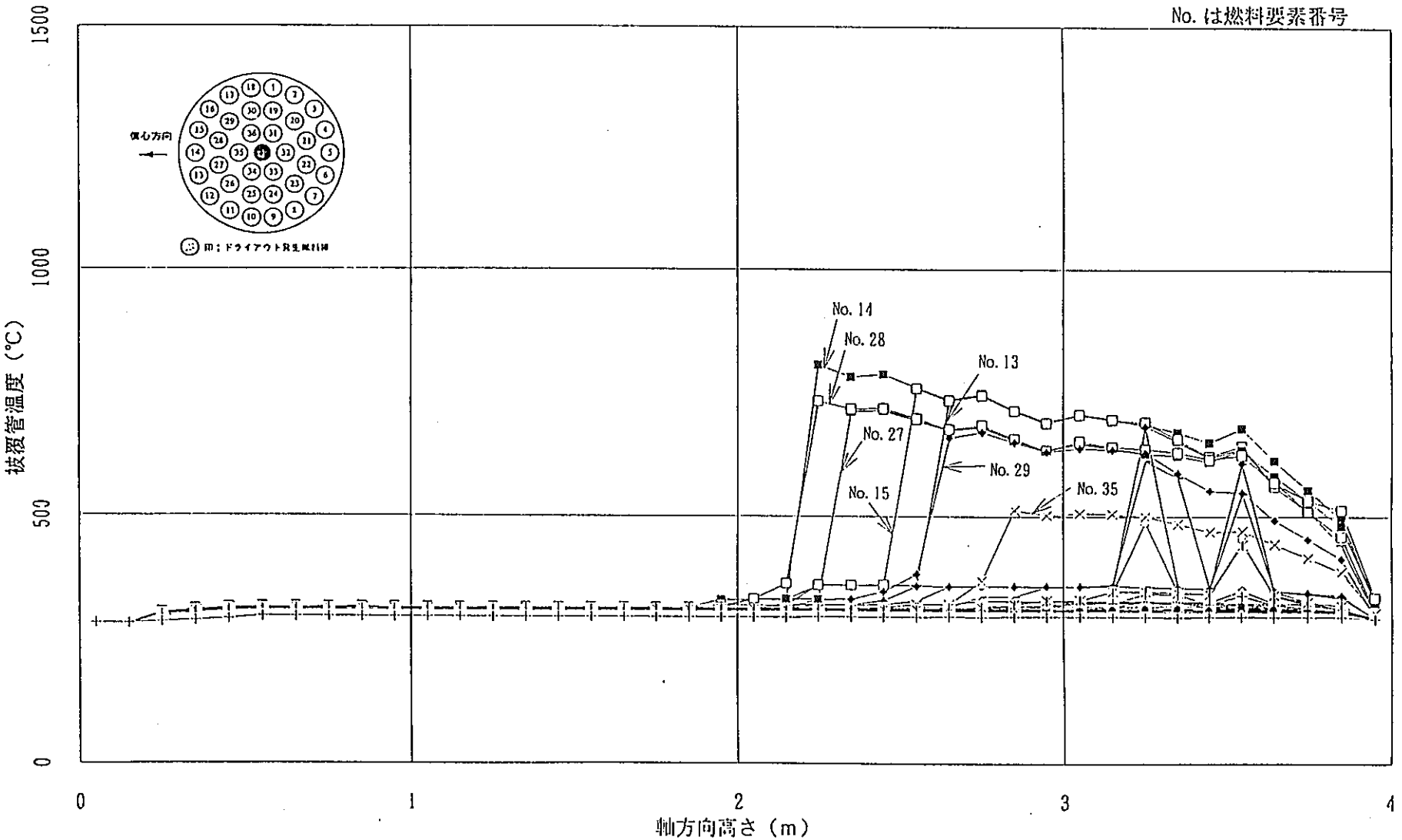


図６．２．６．２－５　　軸方向被覆管温度分布（拡管量：130mm、水金属反応有り）

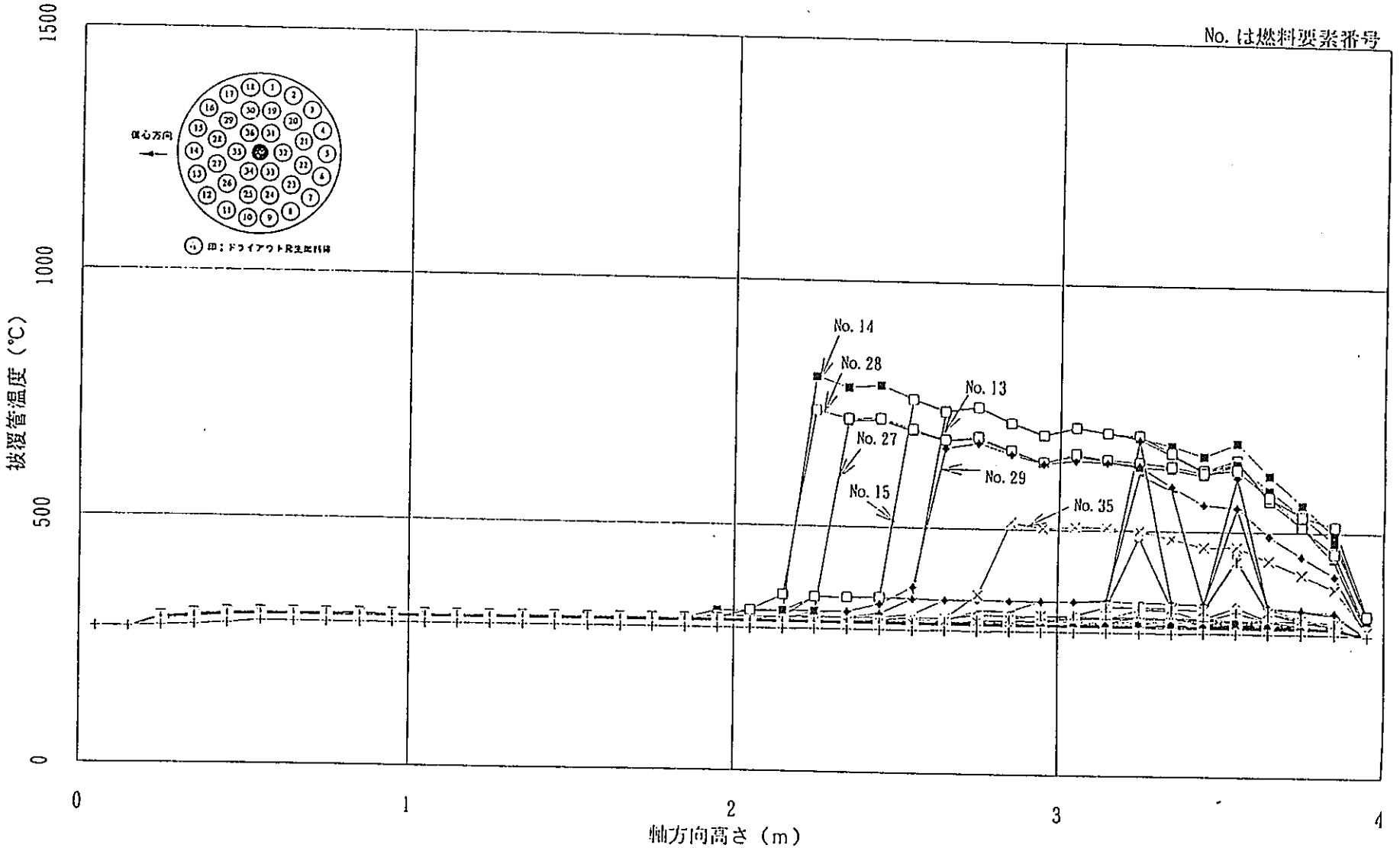


図6.2.6.2－6　　軸方向被覆管温度分布（拡管量：130mm、水金属反応無し）

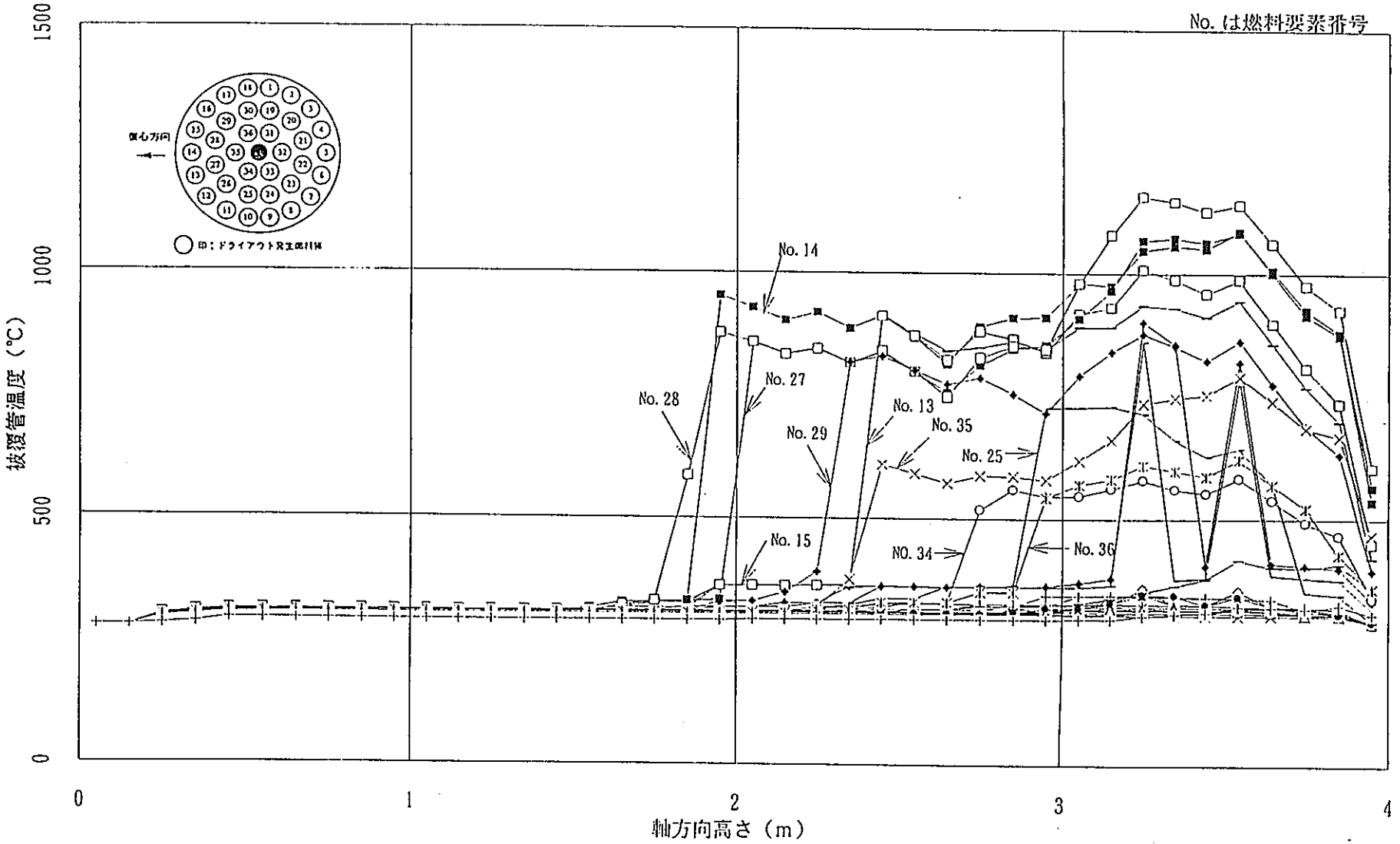


図6.2.6.2－7　　軸方向被覆管温度分布（拡管量：140mm、水金属反応無し）

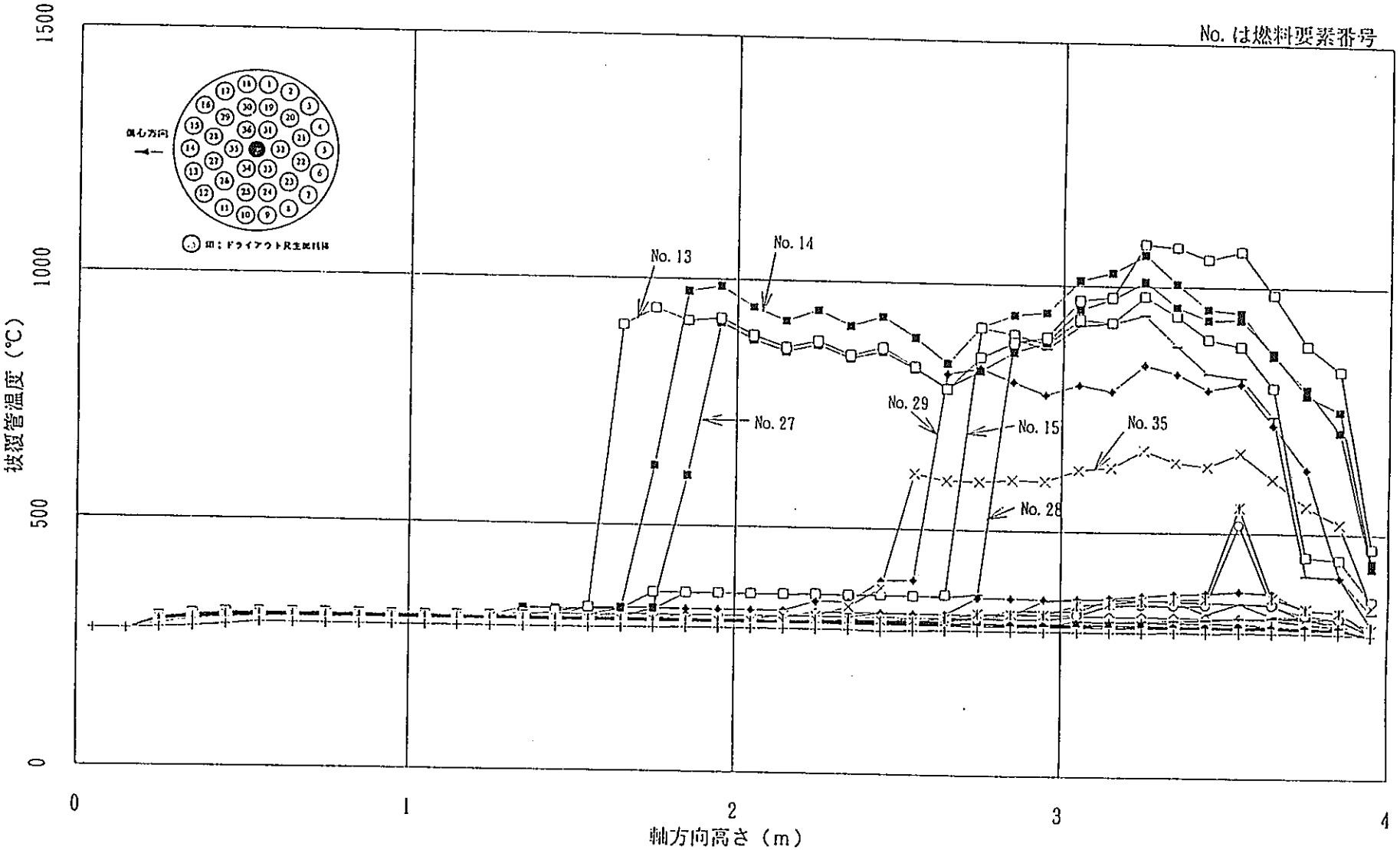


図6.2.6.2－8　　軸方向被覆管温度分布（拡管量：149.8mm、水金属反応無し）

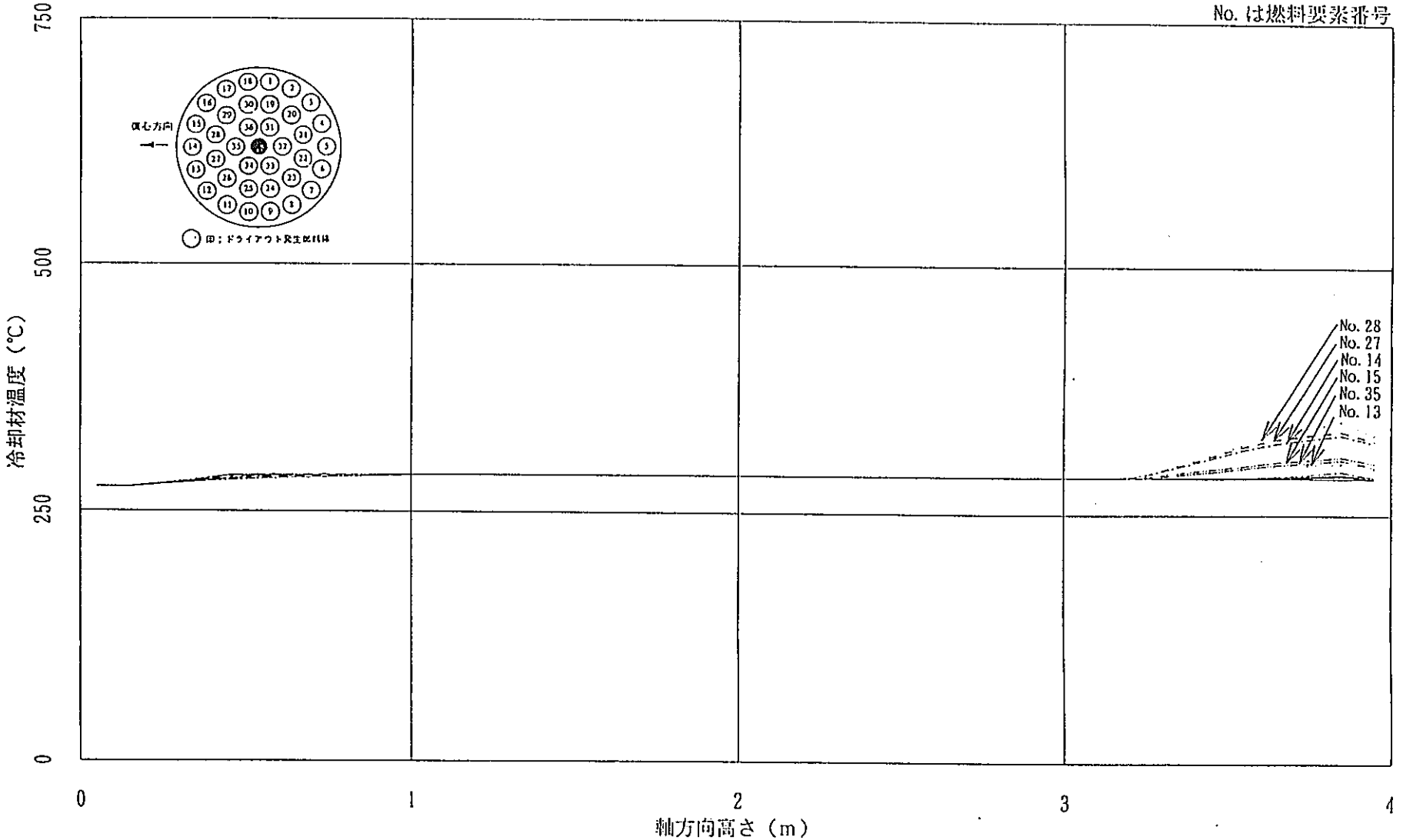


図６．２．６．２－９　　軸方向冷却材温度分布（拡管量：130㎜、水金属反応有り）

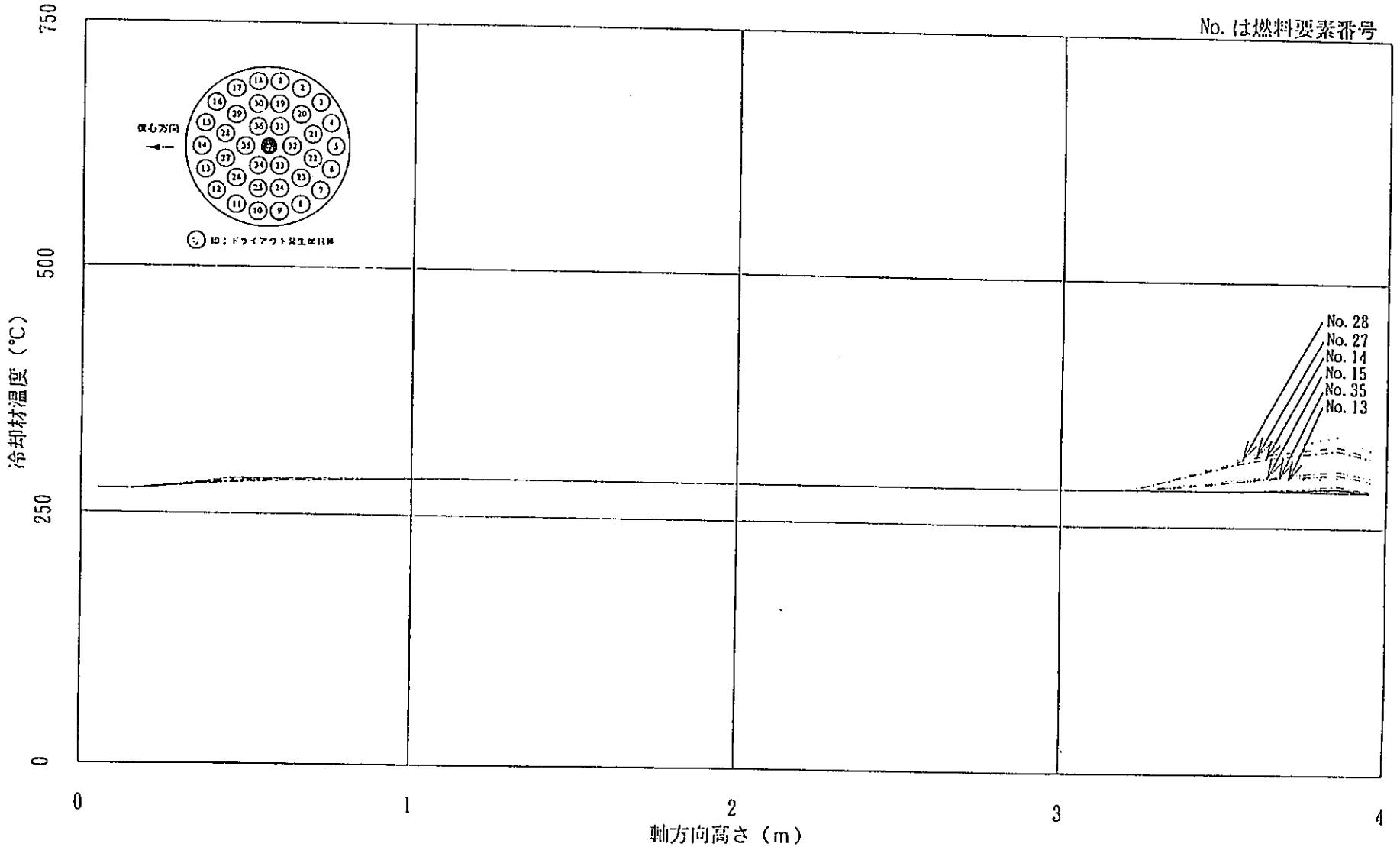


図6.2.6.2－10　軸方向冷却材温度分布（拡管量：130mm、水金属反応無し）

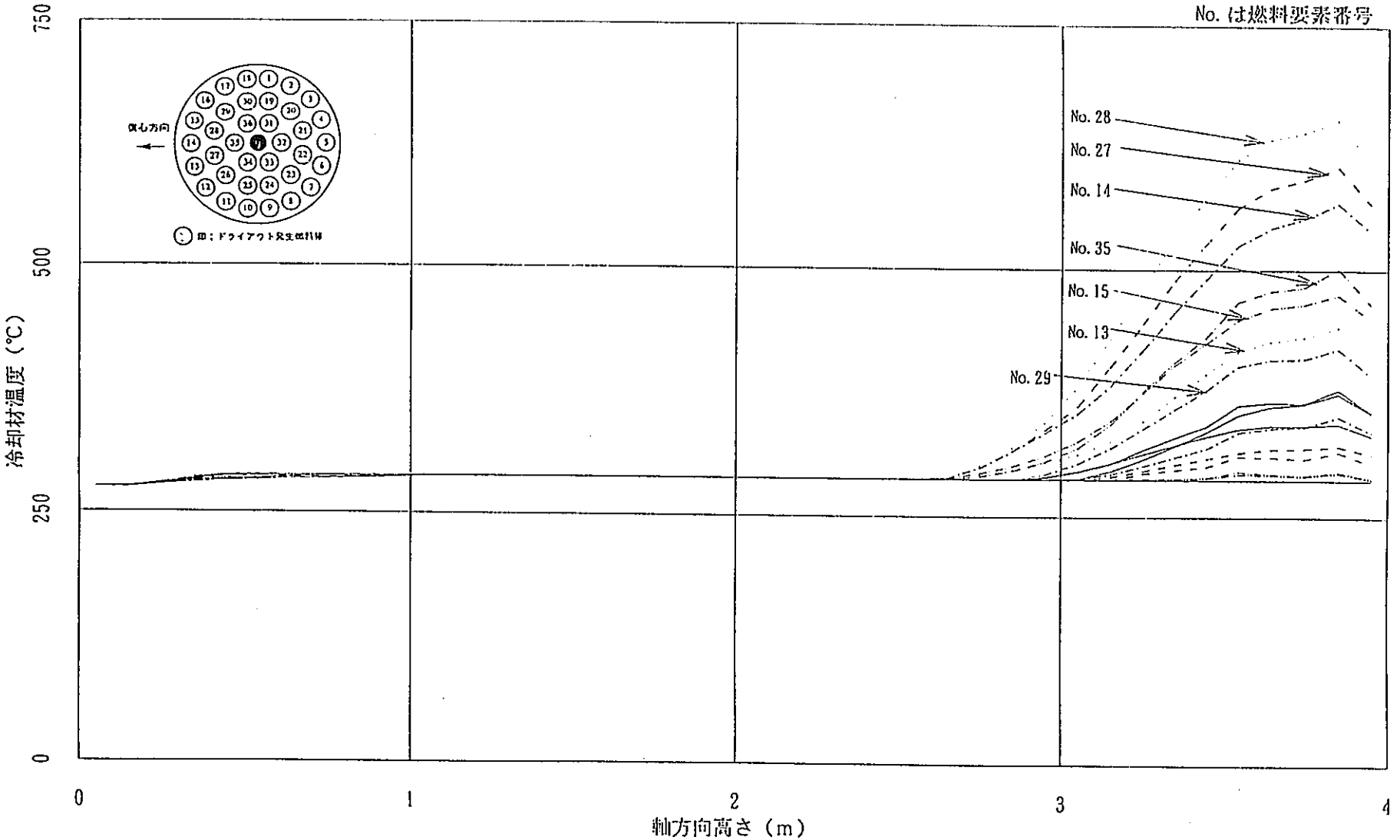


図６．２．６．２－11　　軸方向冷却材温度分布（拡管量：140㎜、水金属反応無し）

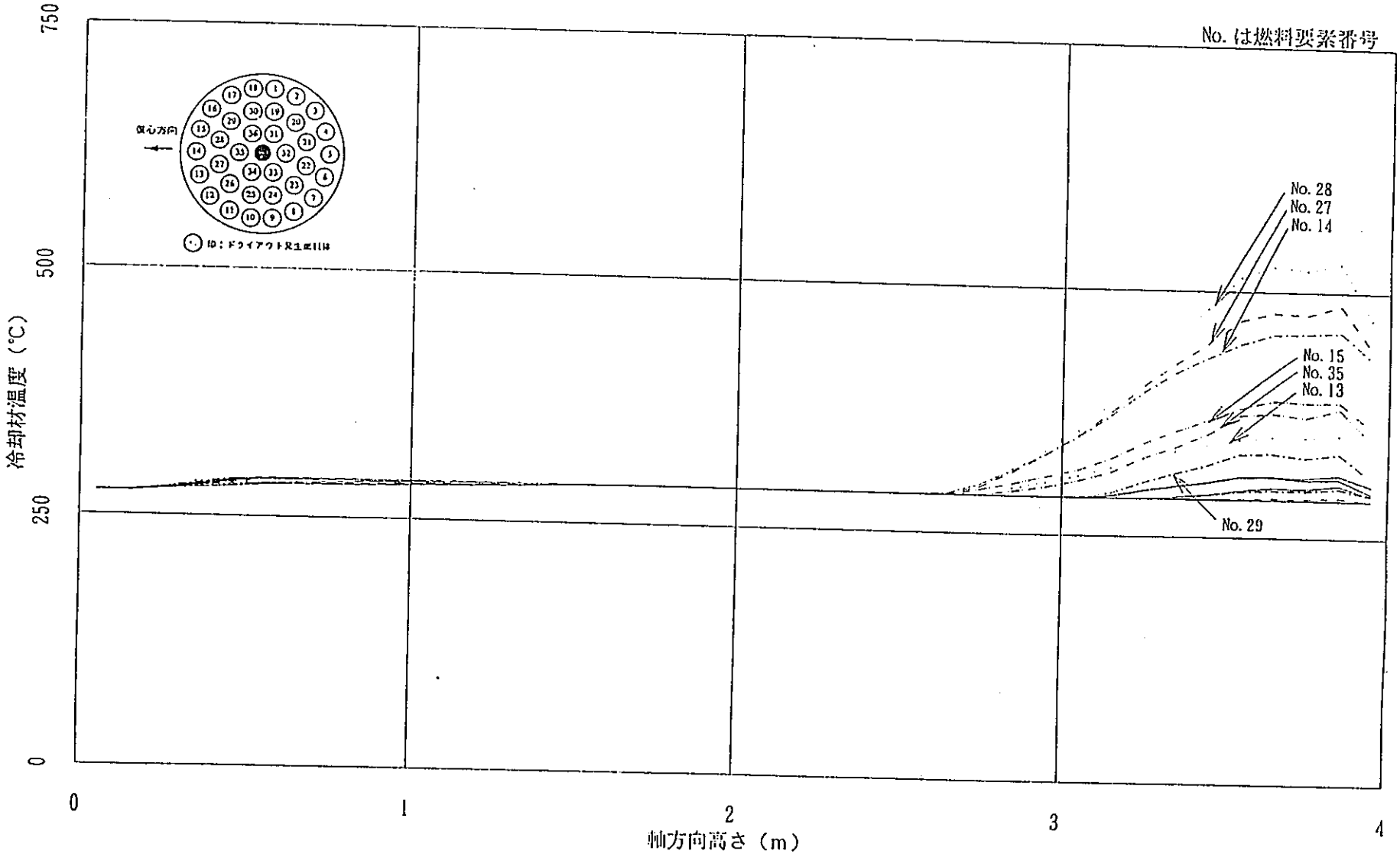


図6.2.6.2－12　軸方向冷却材温度分布（拡管量：149.8mm、水金属反応無し）

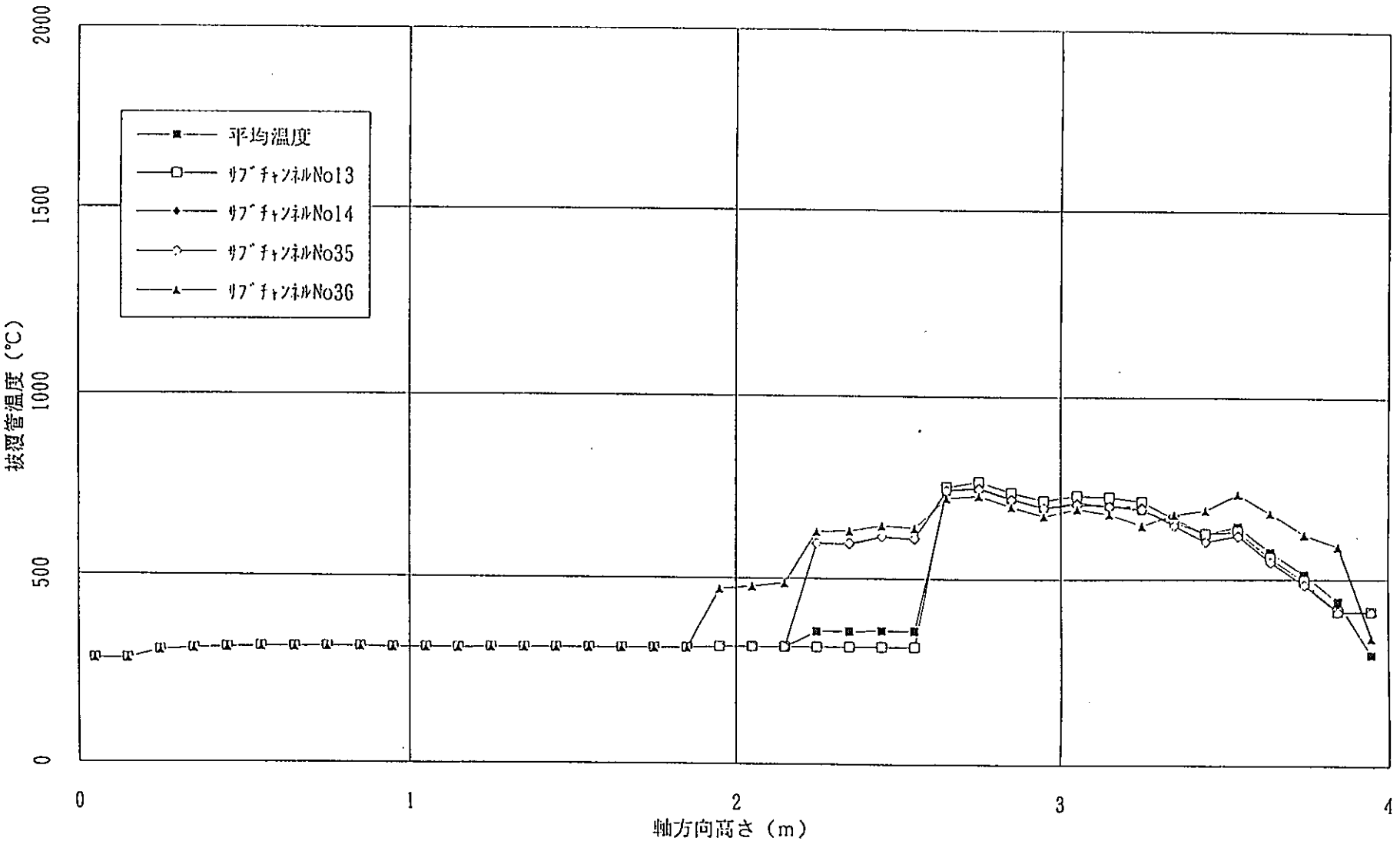


図6.2.6.2－13　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：13，水金属反応有り）

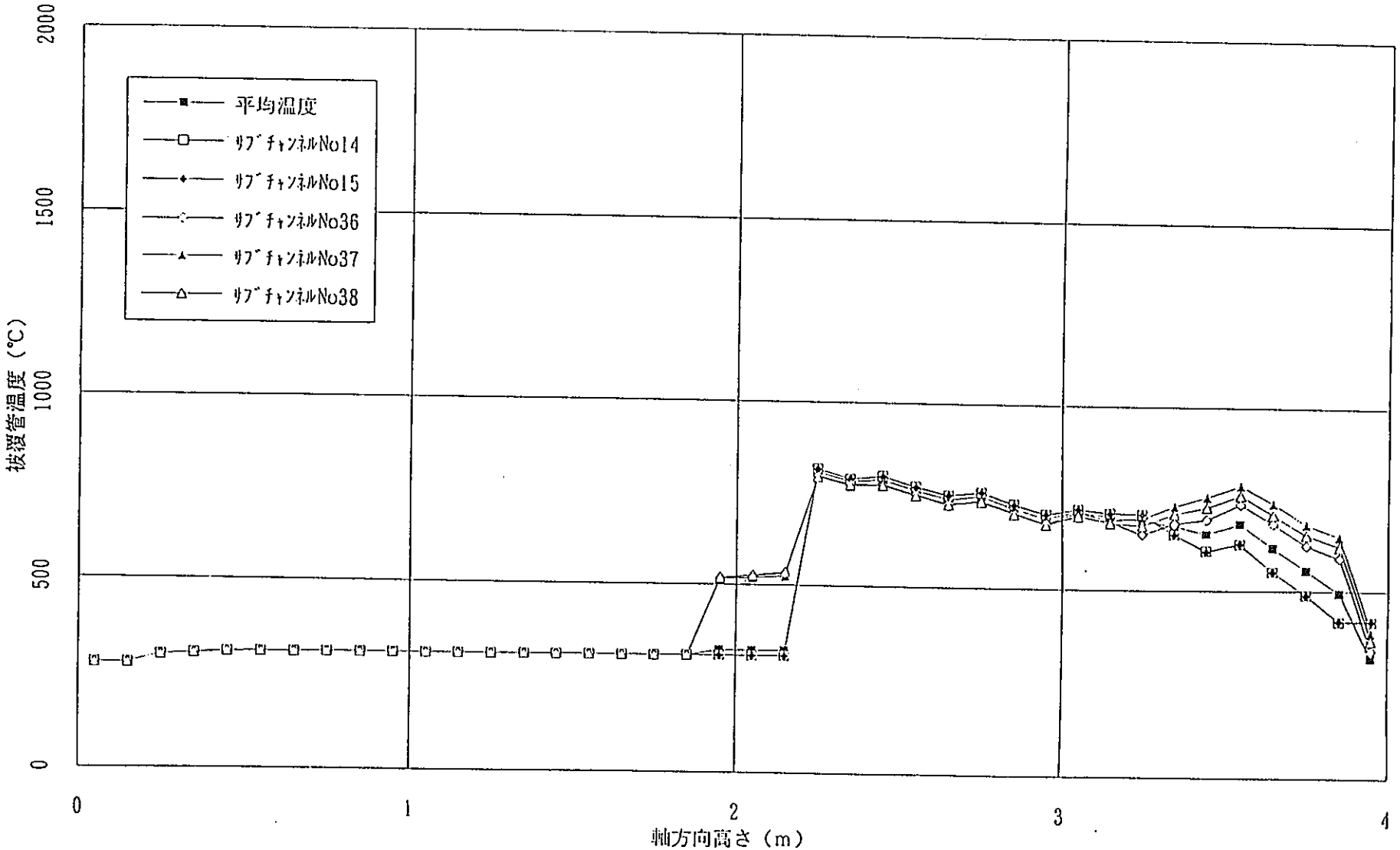


図6.2.6.2－14　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：14，水金属反応有り）

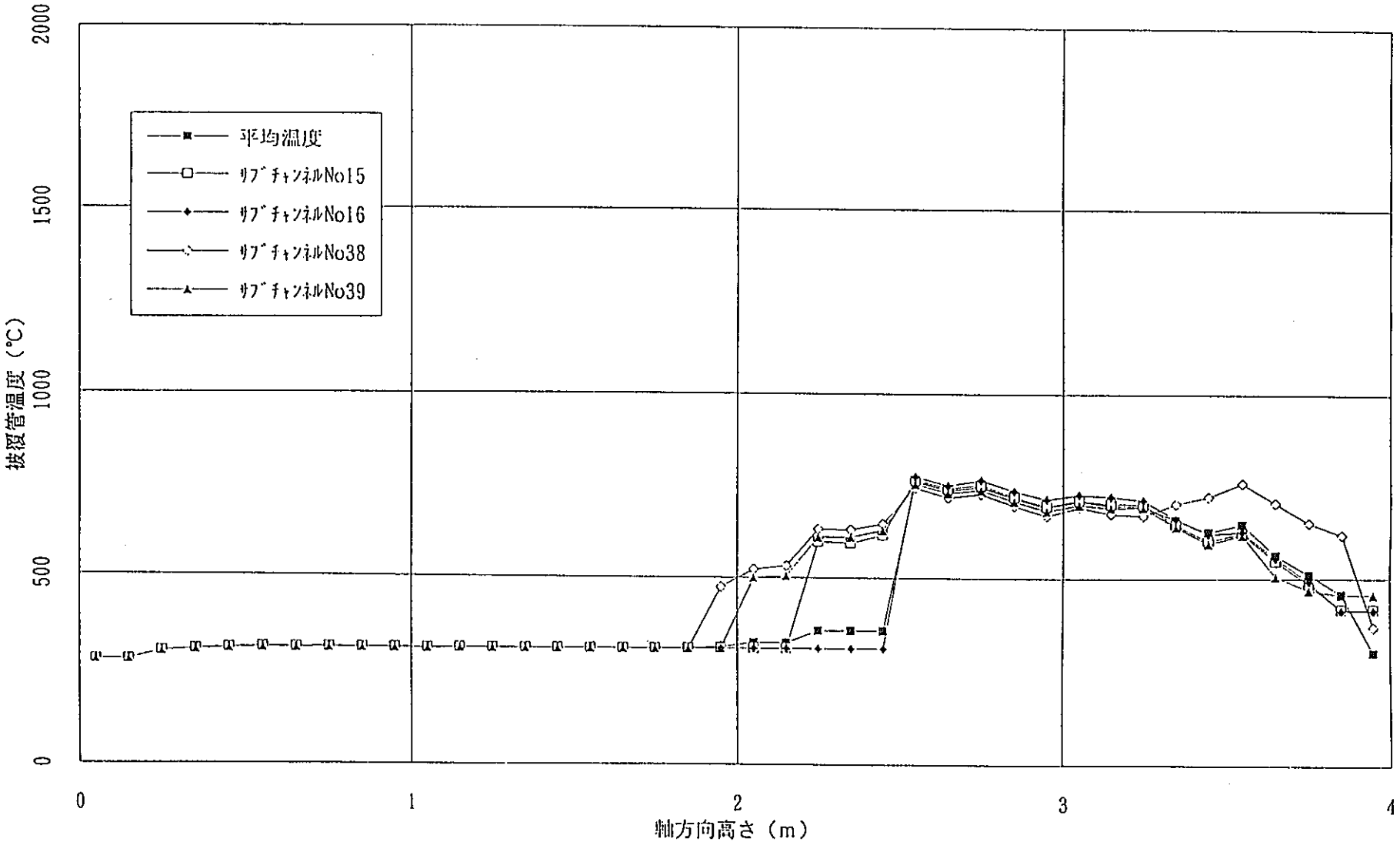


図６．２．６．２－15　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：15，水金成反応有り）

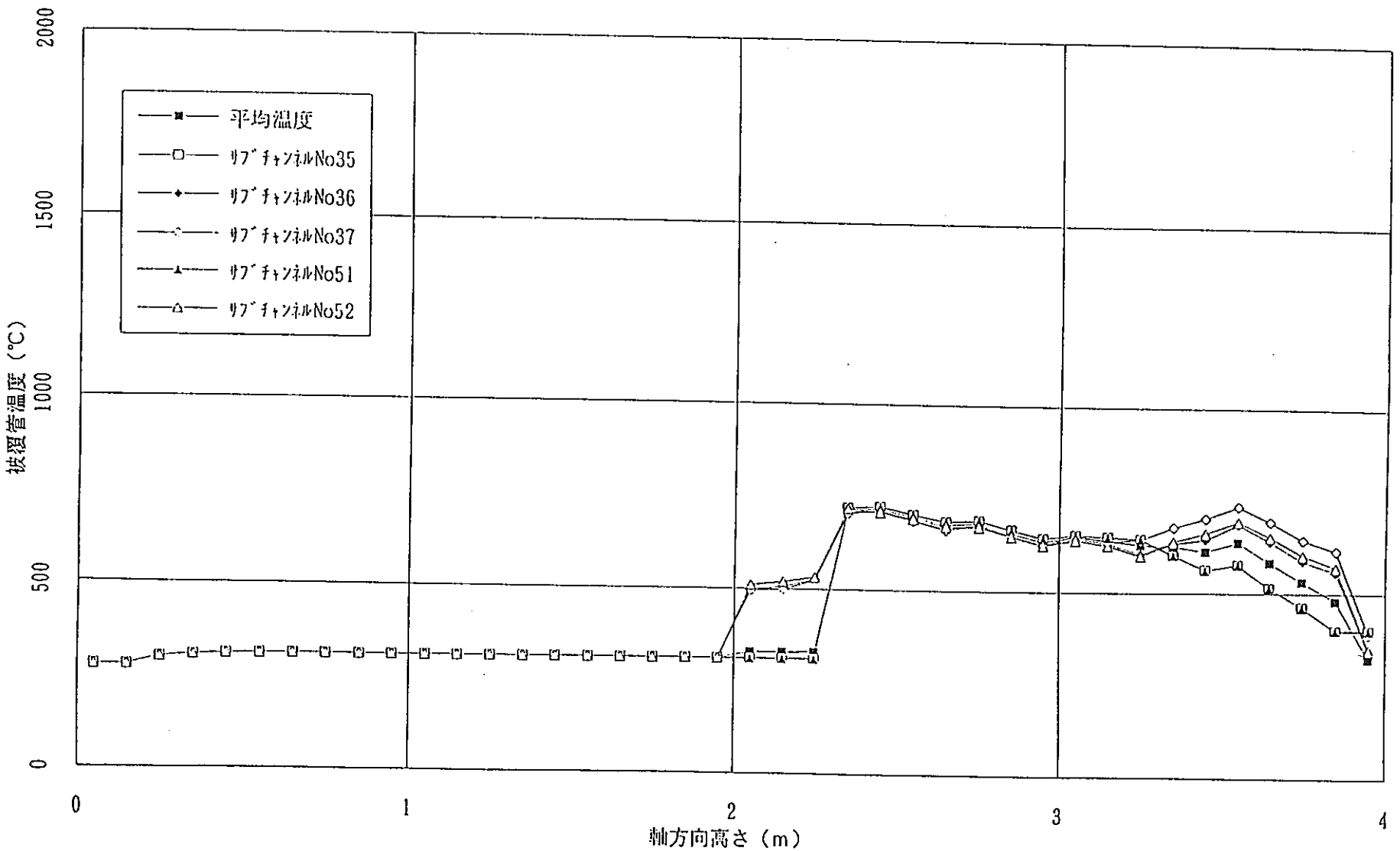


図６．２．６．２－16　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：27，水金属反応有り）

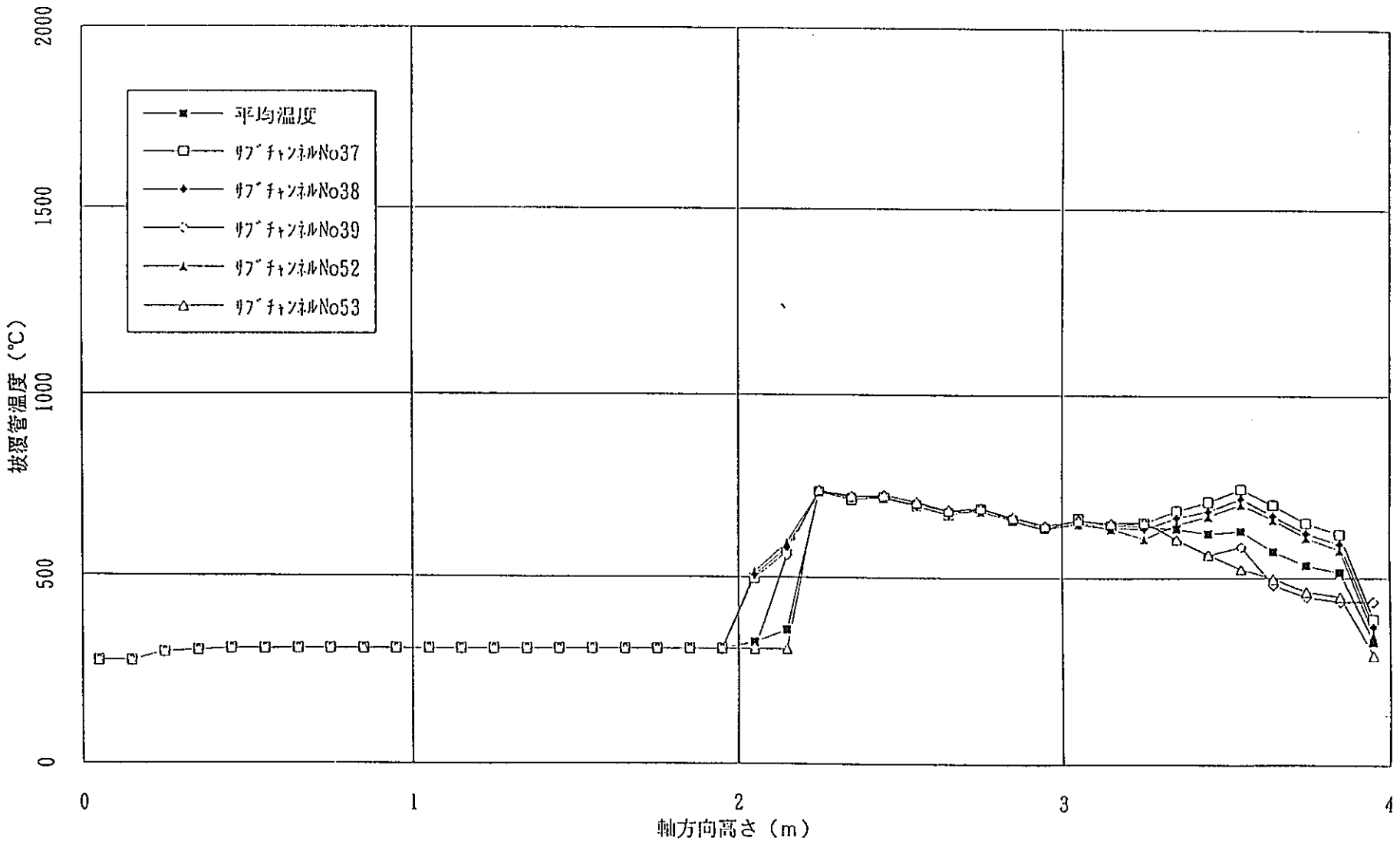


図6.2.6.2－17　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：28，水金属反応有り）

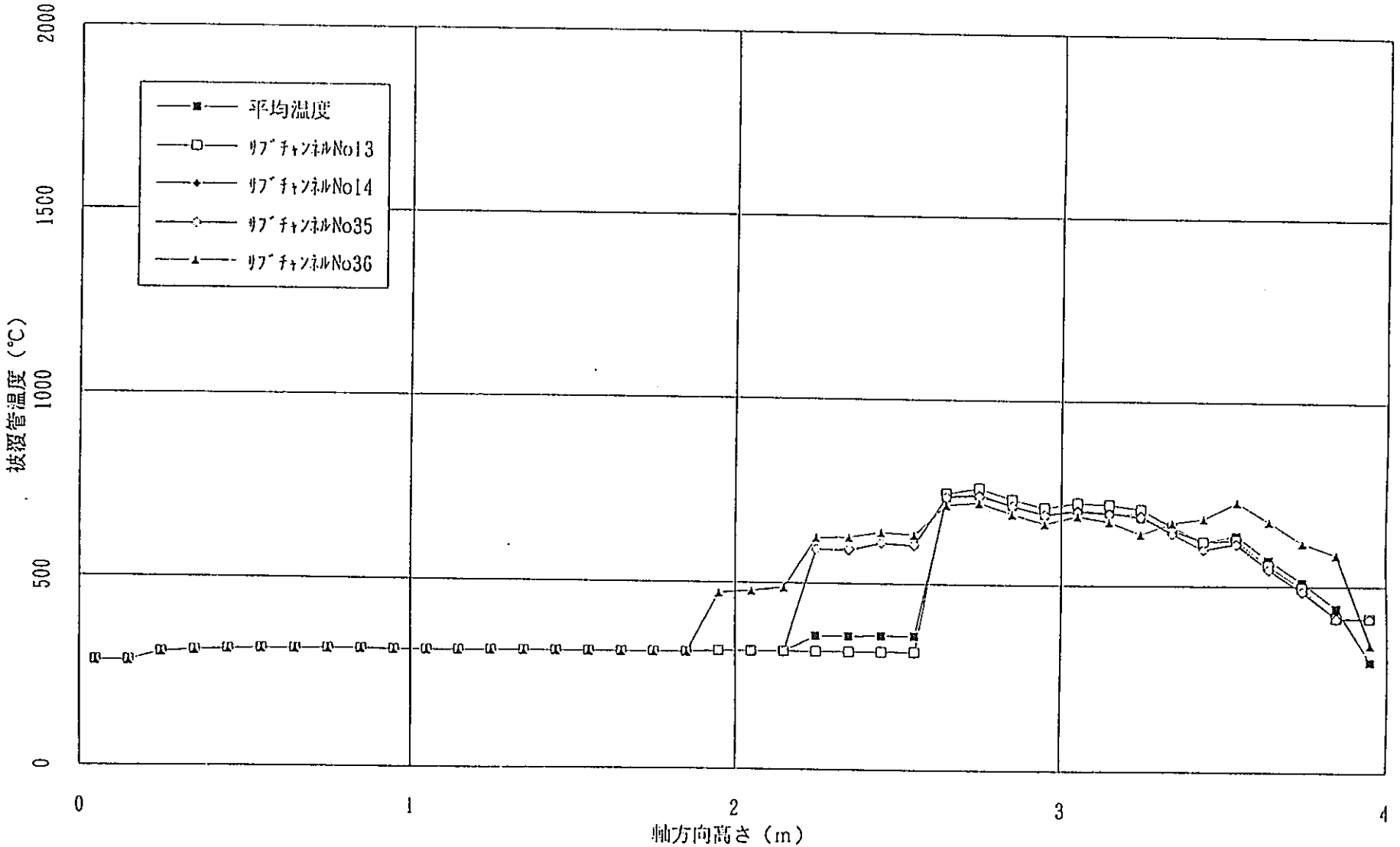


図６．２．６．２－18　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：13，水金属反応無し）

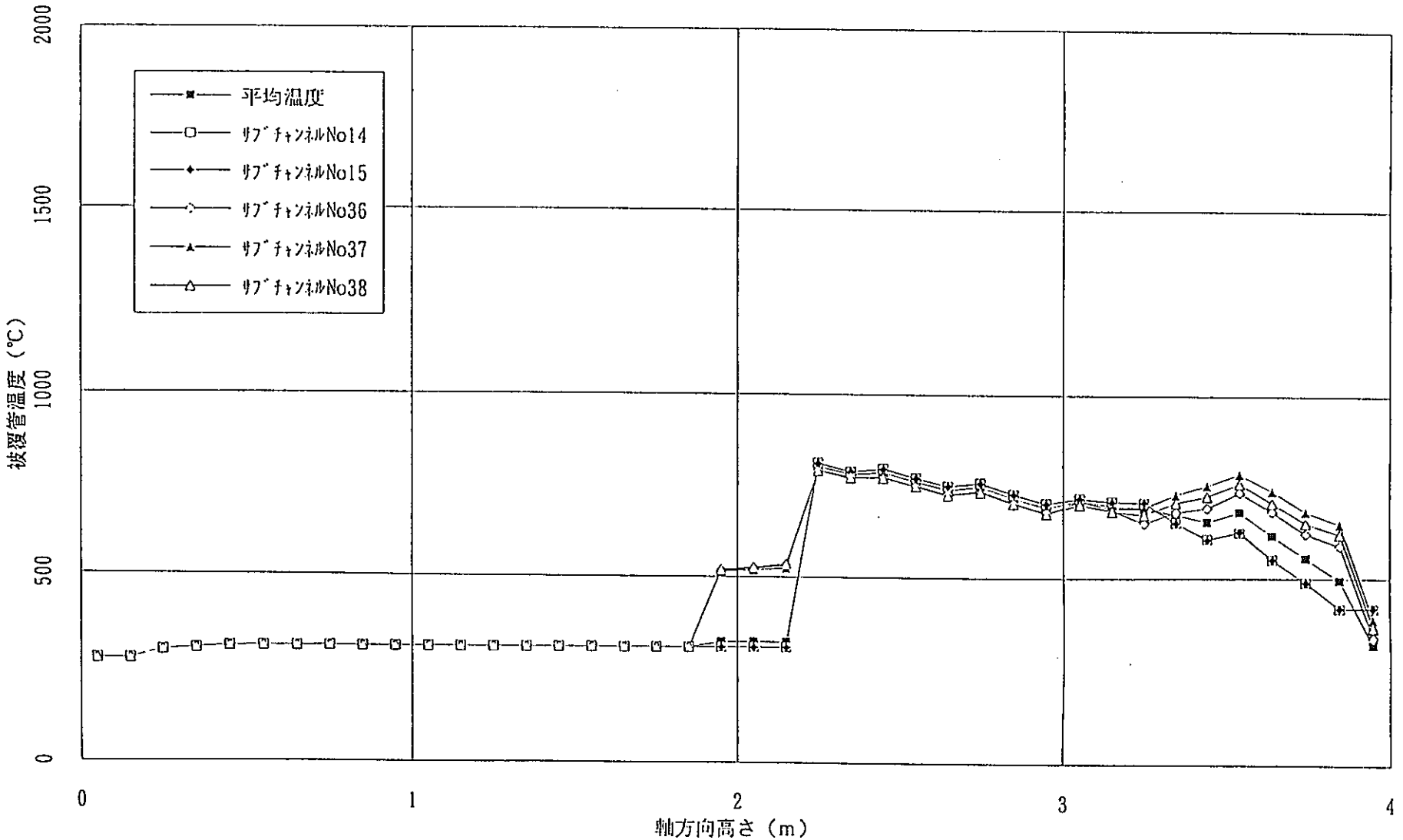


図6.2.6.2－19　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：14，水金属反応無し）

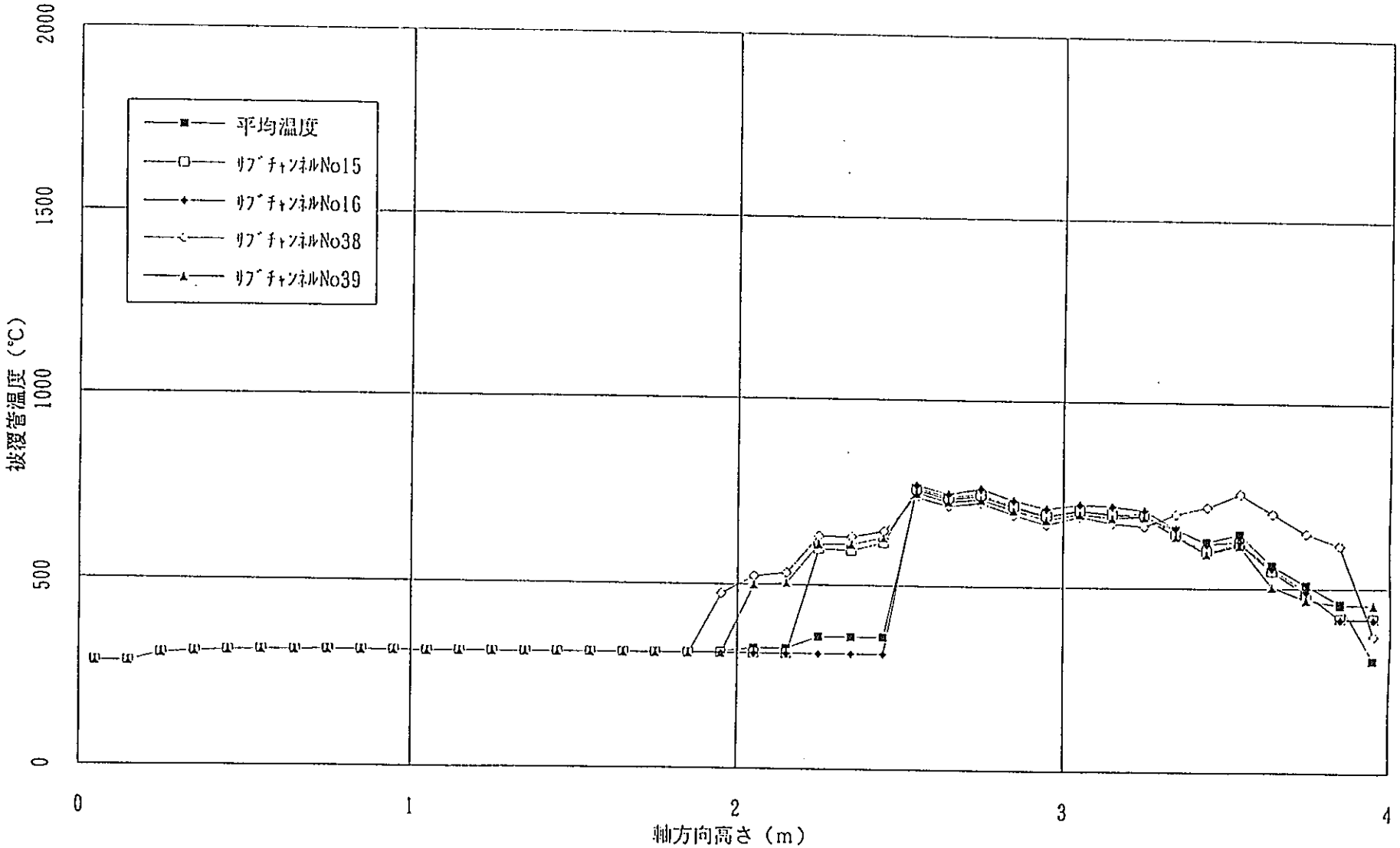


図６．２．６．２－20　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：15，水金属反応無し）

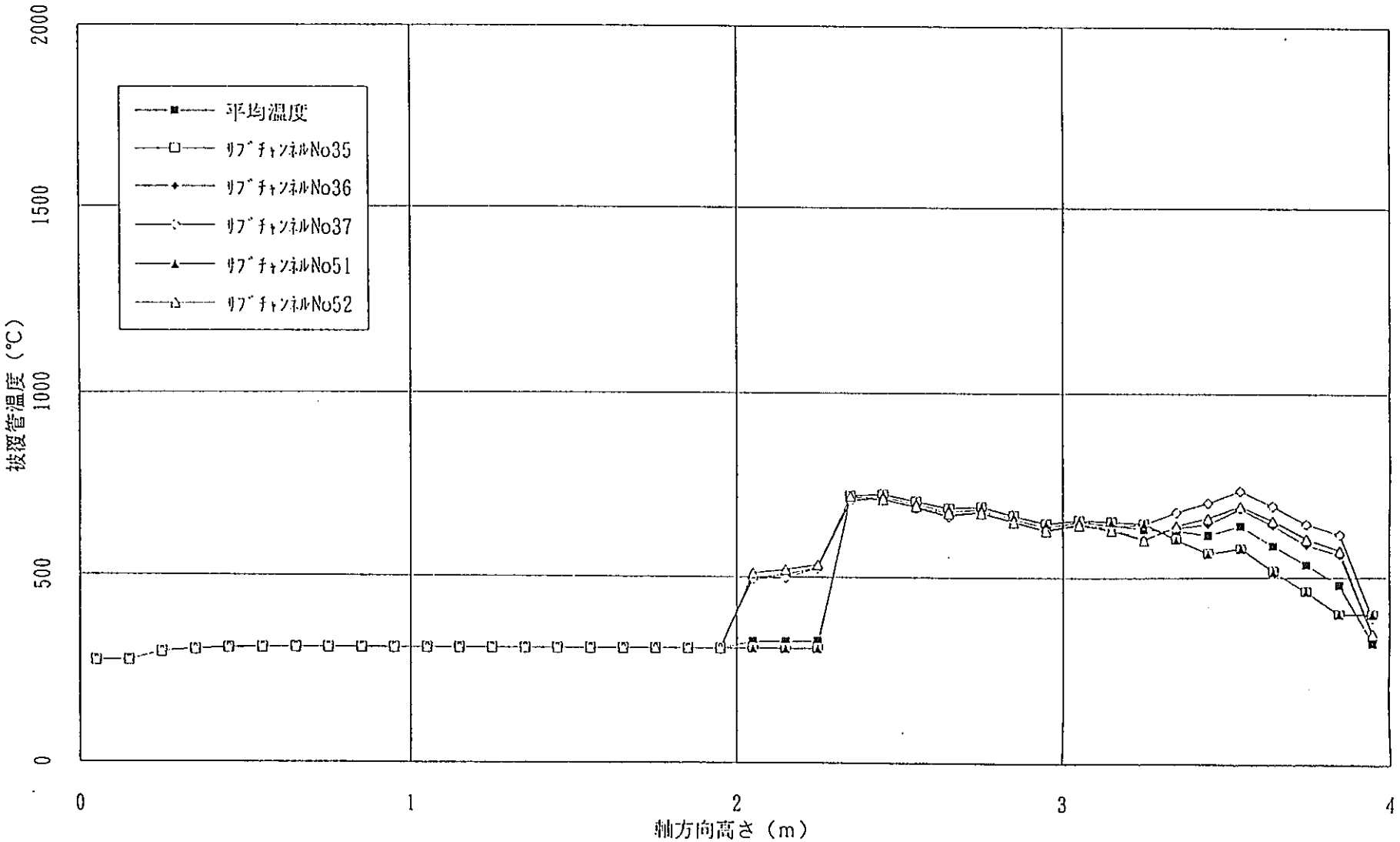


図６．２．６．２－21　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：27，水金属反応無し）

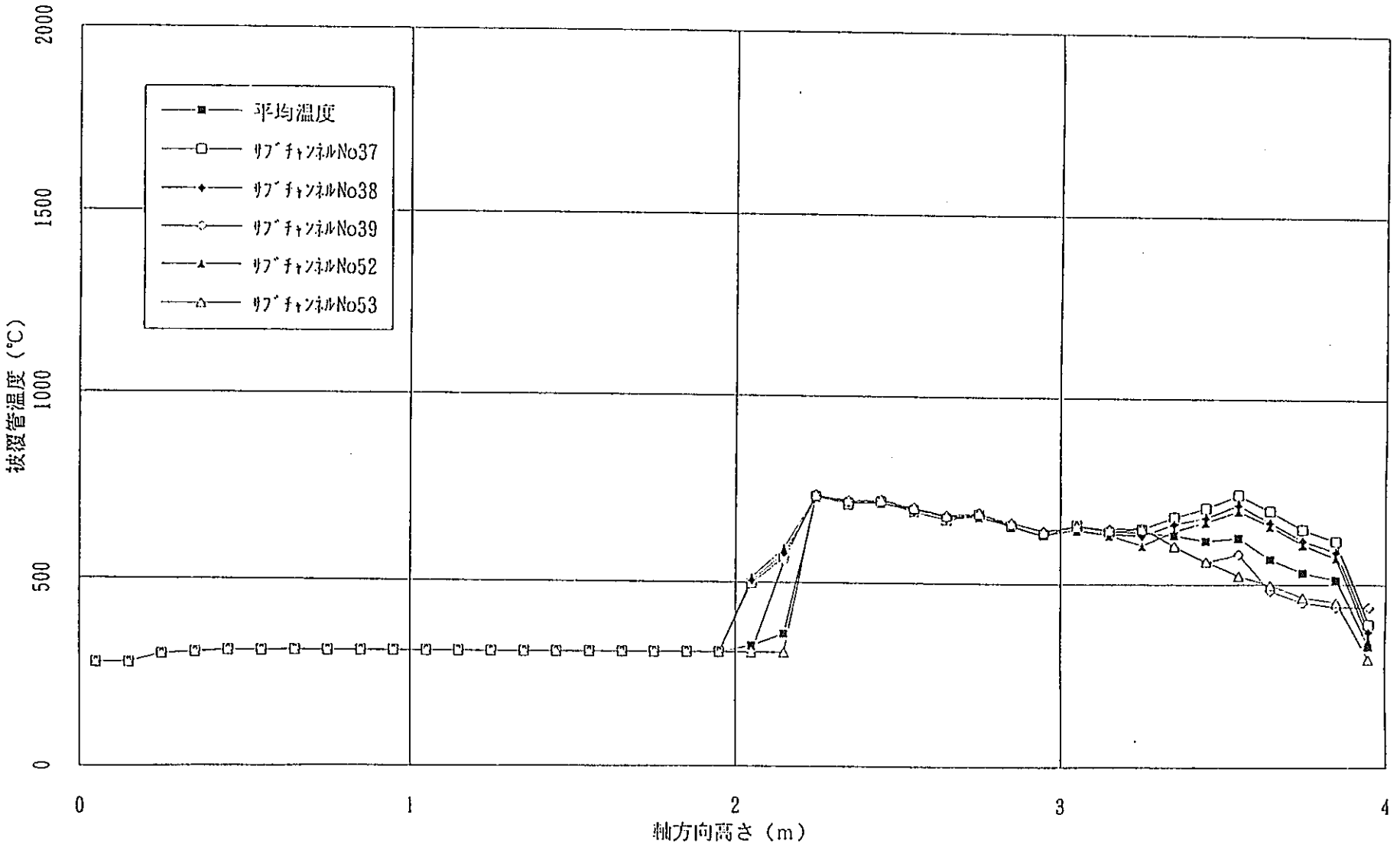


図６．２．６．２－22　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：130mm，燃料要素No.：28，水金属反応無し）

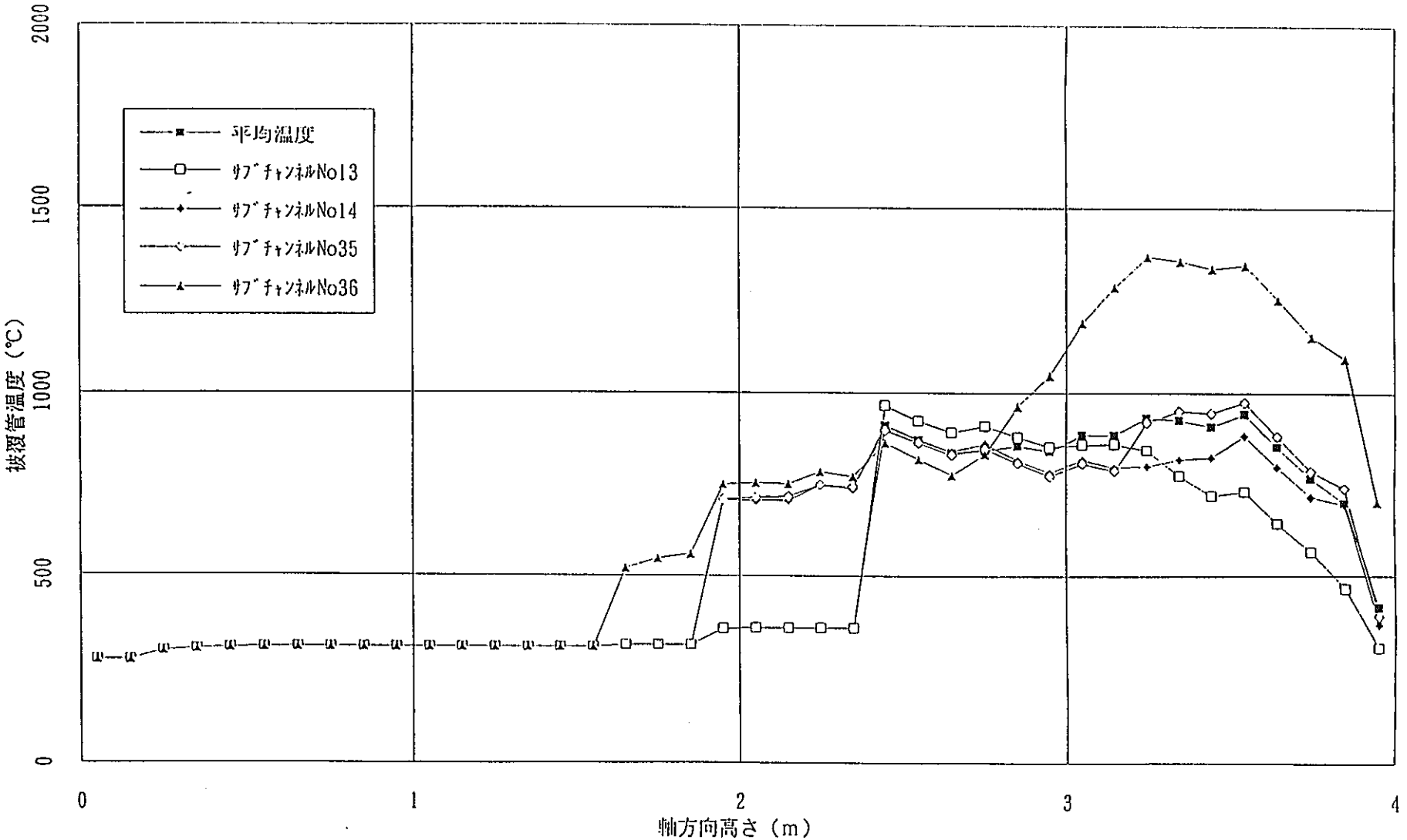


図6.2.6.2－23　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：140mm, 燃料要素No.：13, 水金属反応無し）

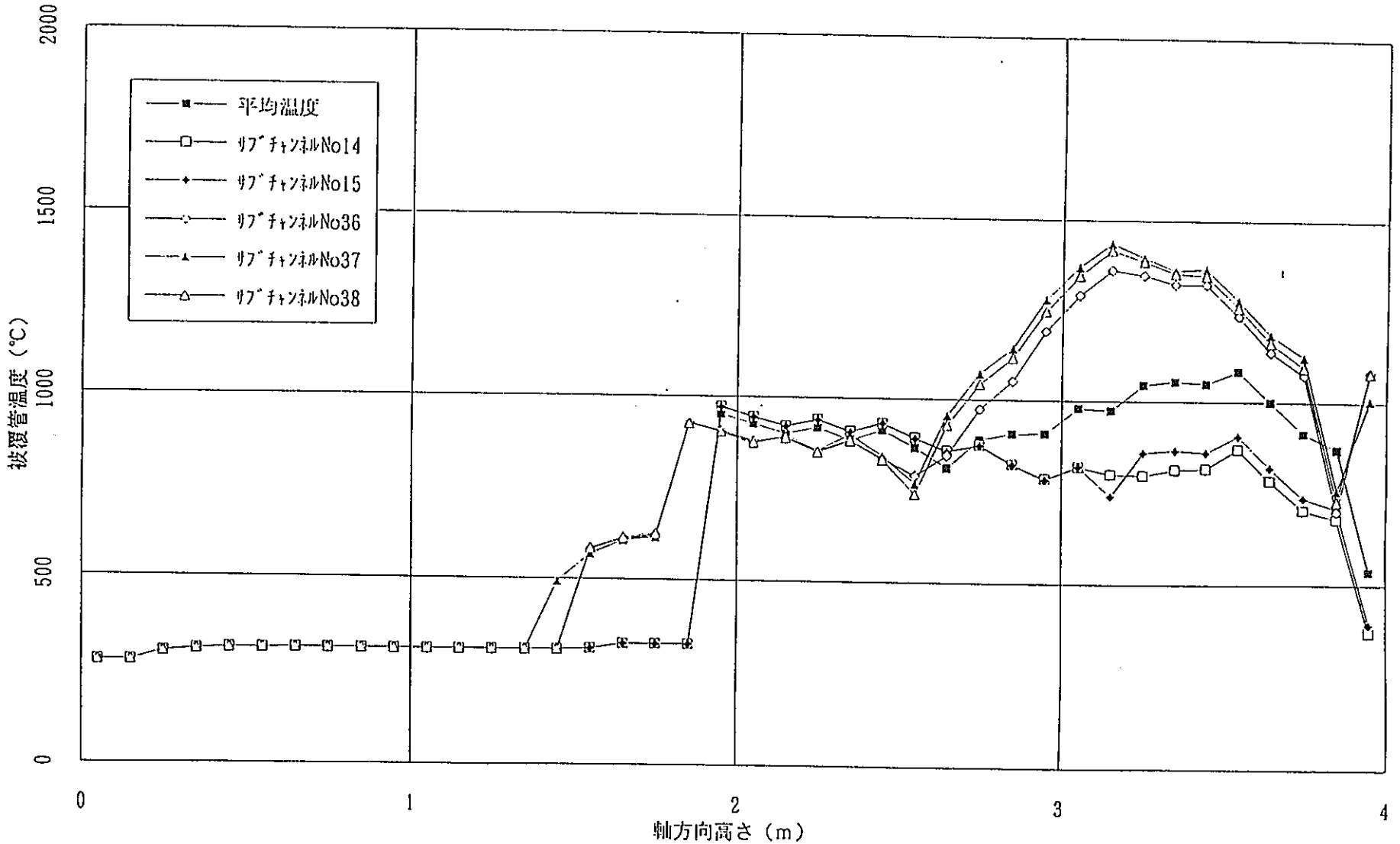


図６．２．６．２－24　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：140mm，燃料要素No.：14，水金属反応無し）

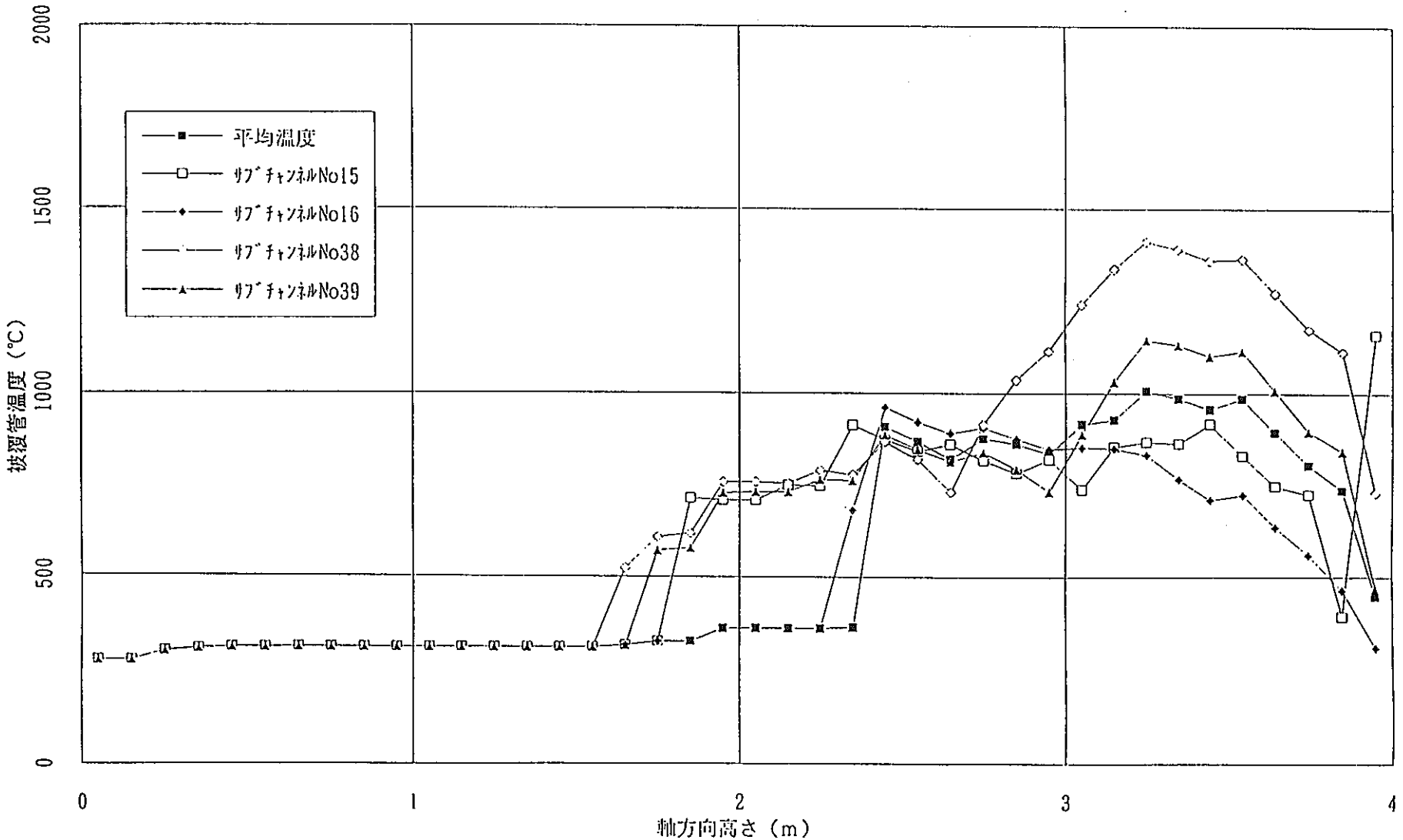


図６．２．６．２－25　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：140mm，燃料要素No.：15，水金属反応無し）

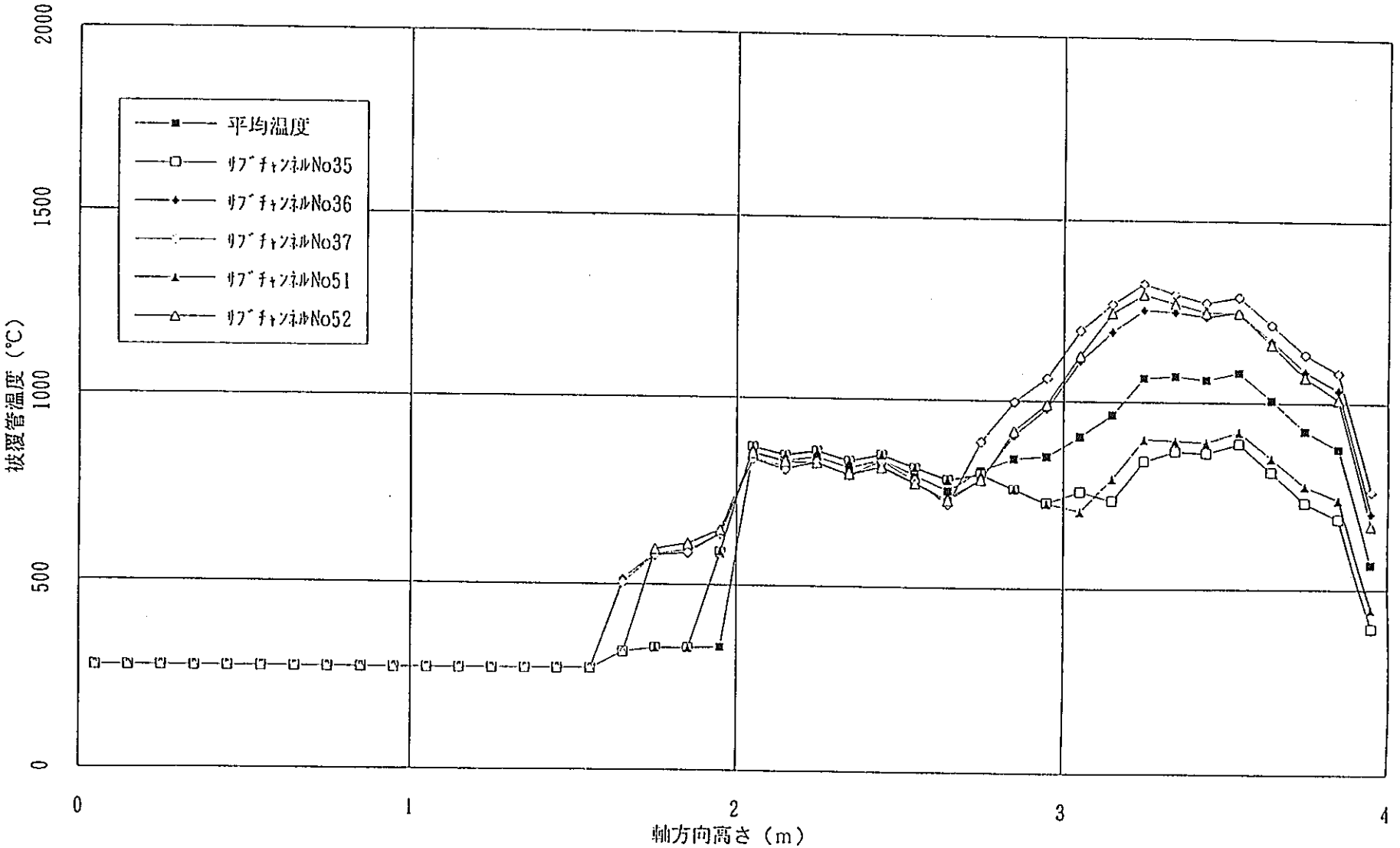


図６．２．６．２－26　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：140mm，燃料要素No.：27，水金属反応無し）

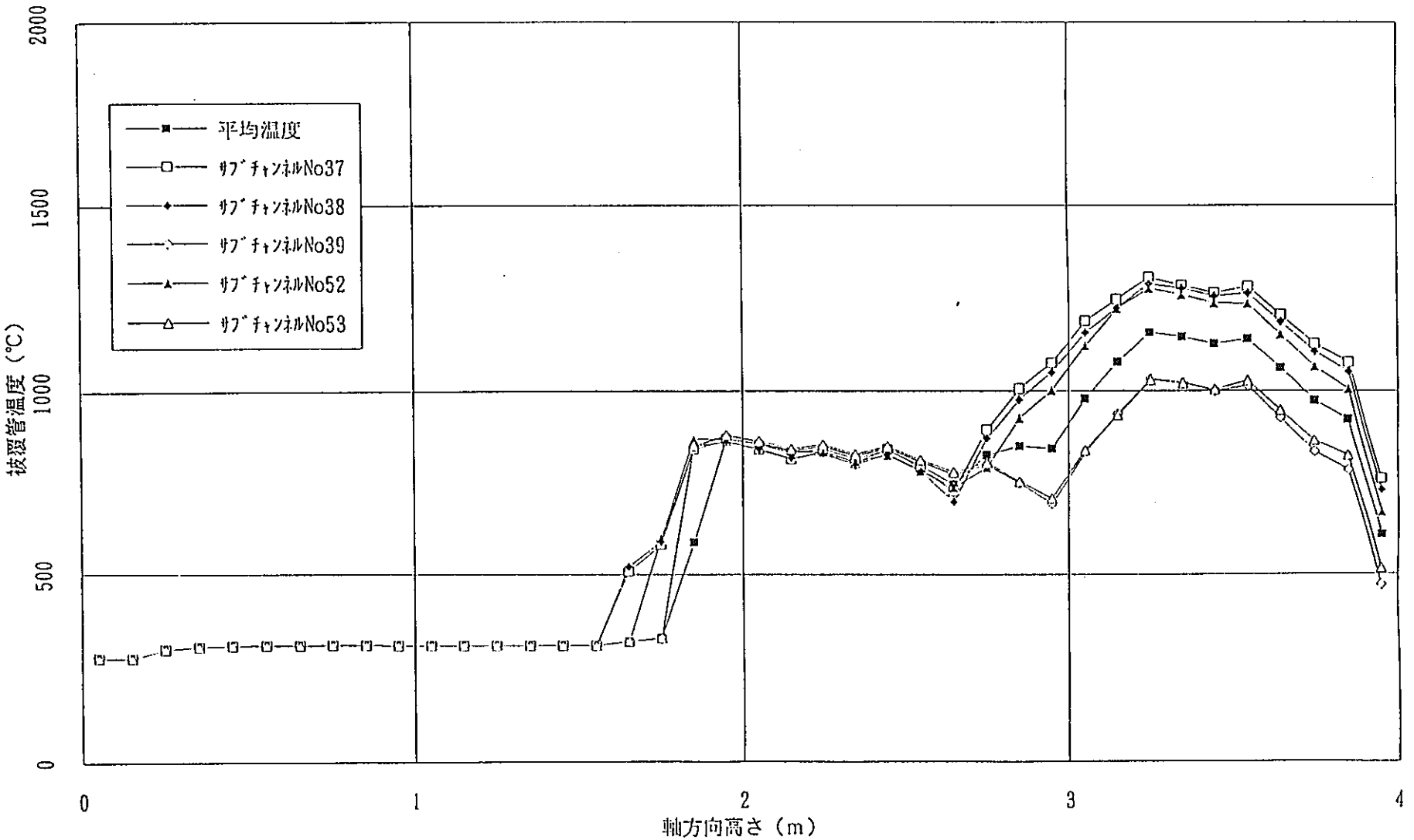


図６．２．６．２－27　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：140mm, 燃料要素No.：28, 水金属反応無し）

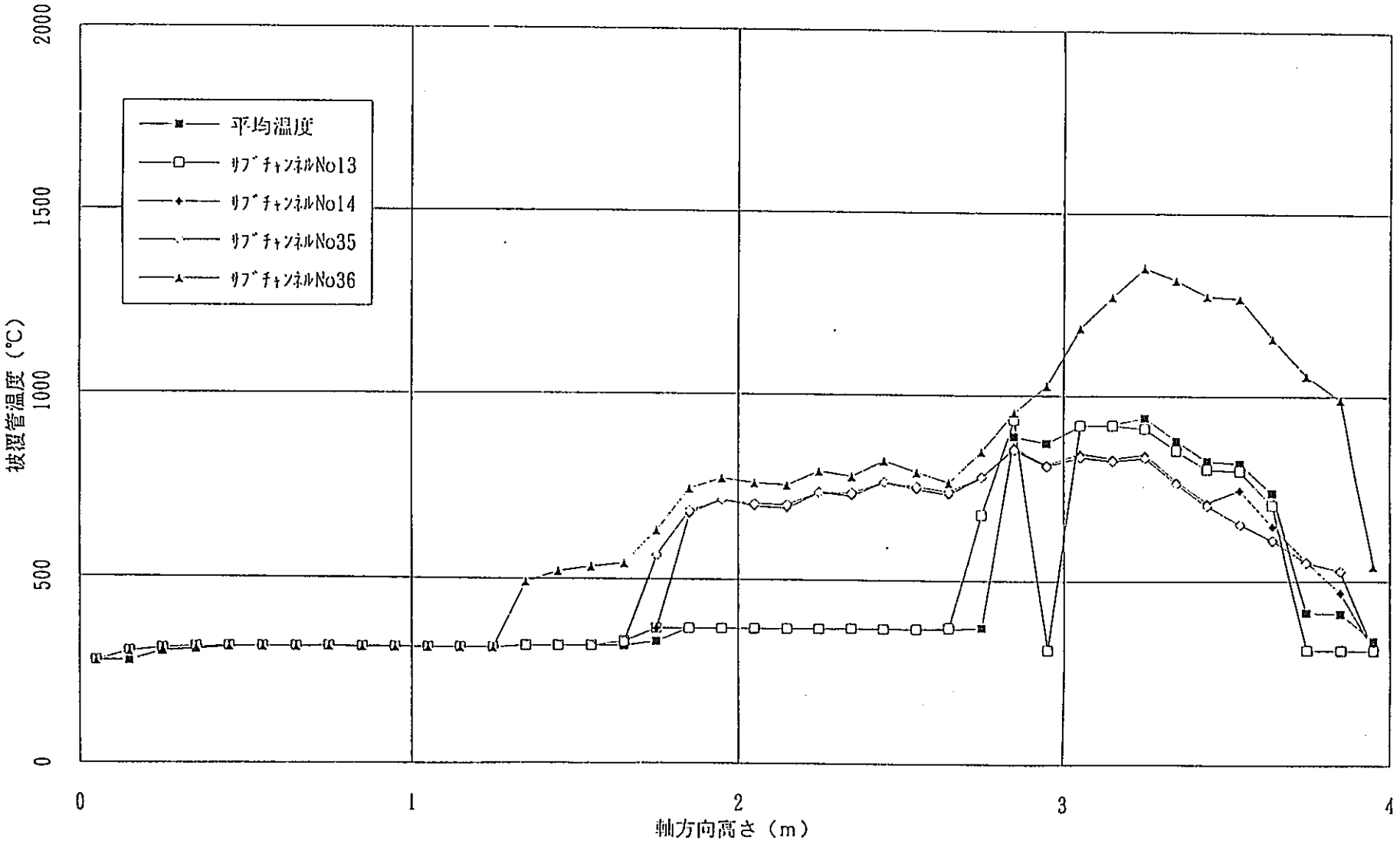


図６．２．６．２－28　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：149.8mm，燃料要素No.：13，水金属反応無し）

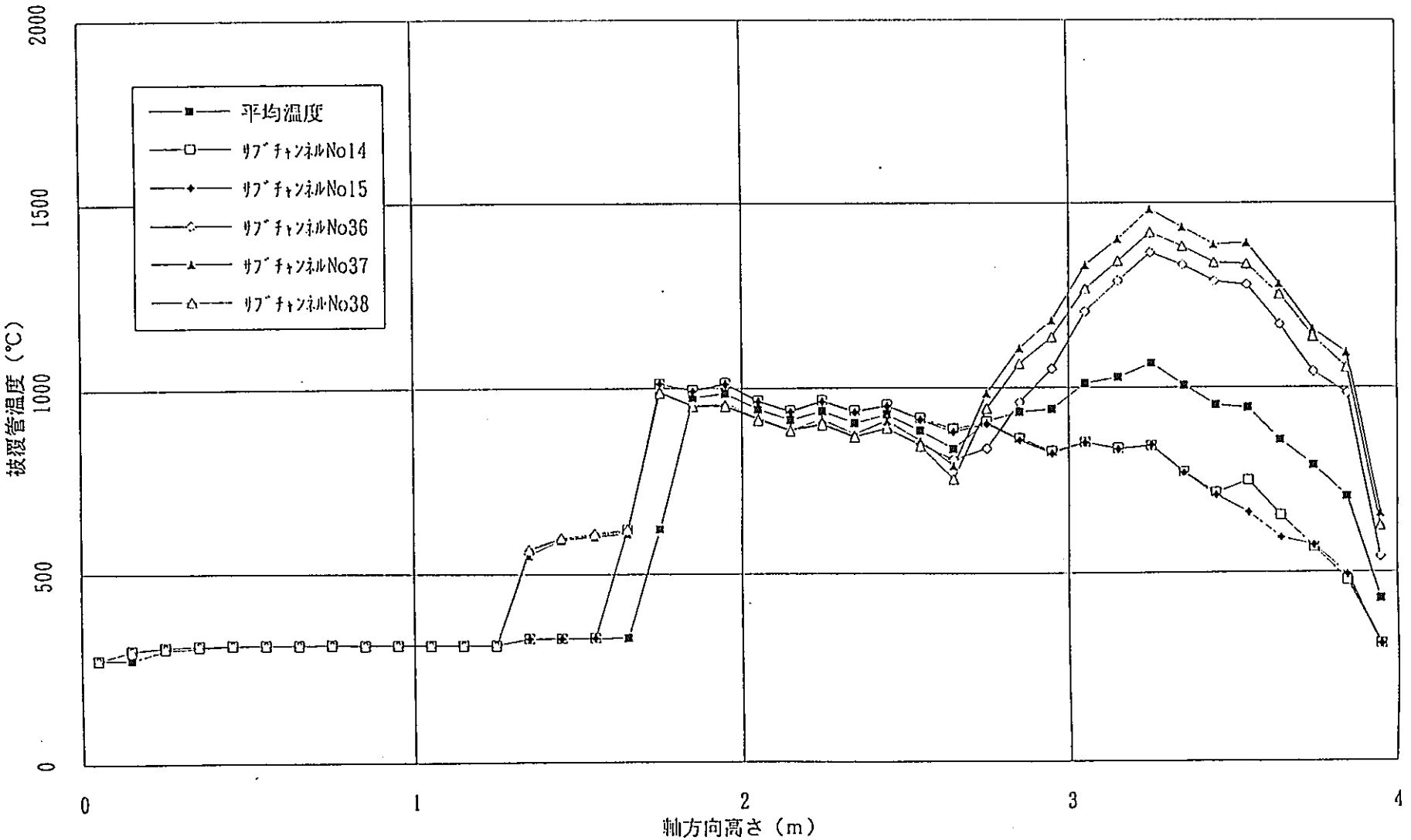


図６．２．６．２－29　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：149.8mm，燃料要素No.：14，水金反応無し）

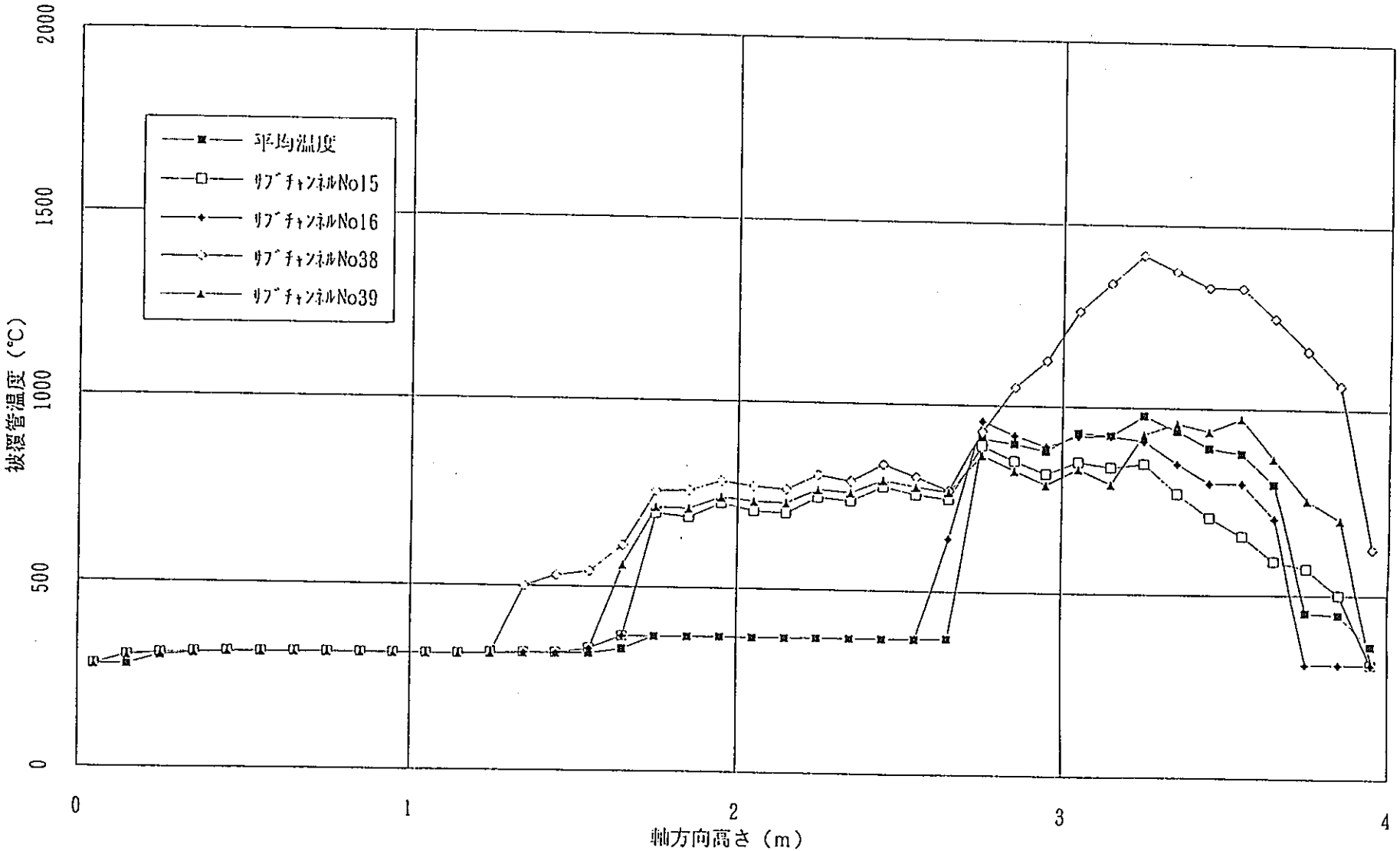


図６．２．６．２－30　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：149.8mm，燃料要素No.：15，水金属反応無し）

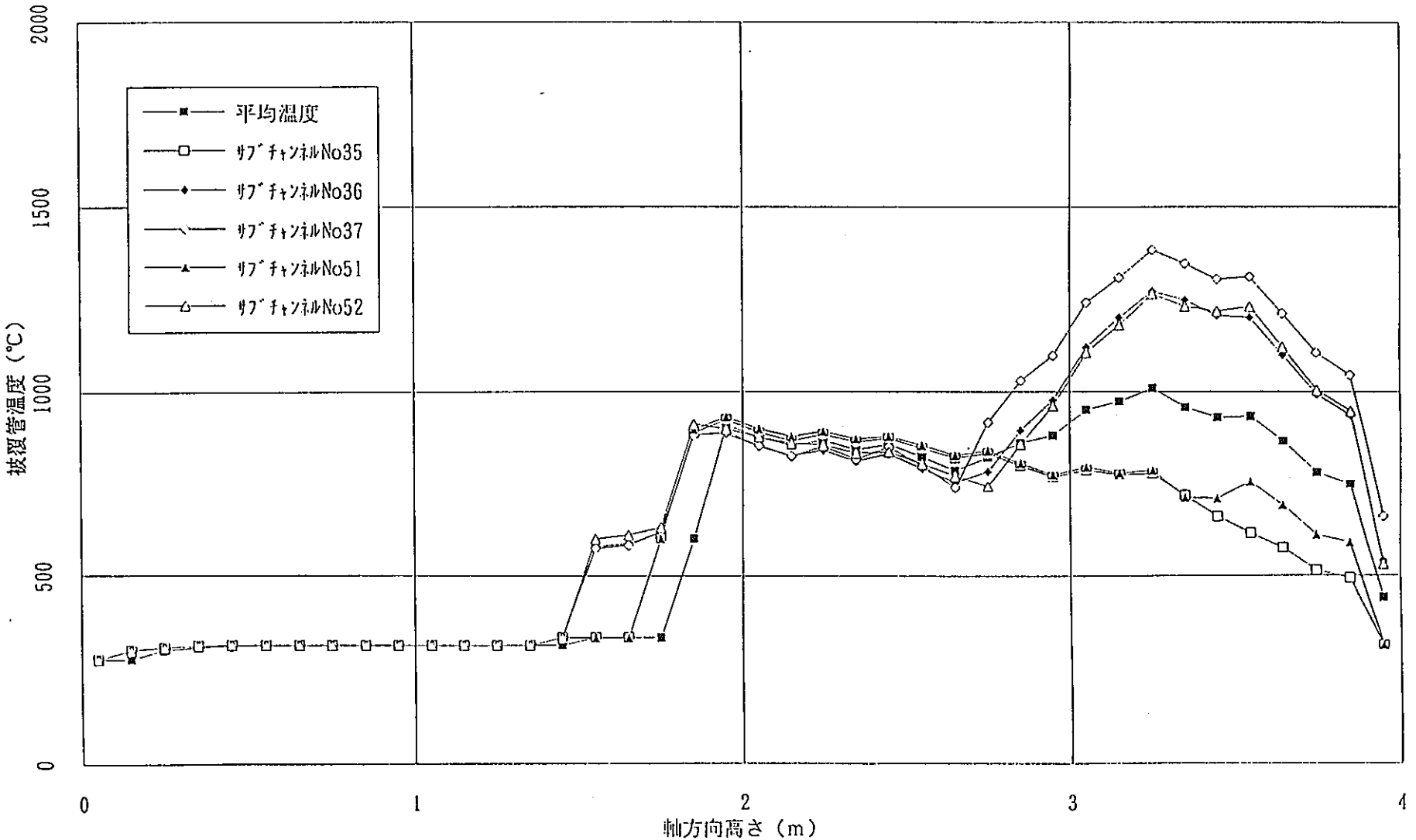


図６．２．６．２－31　　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：149.8mm，燃料要素No.：27，水金属反応無し）

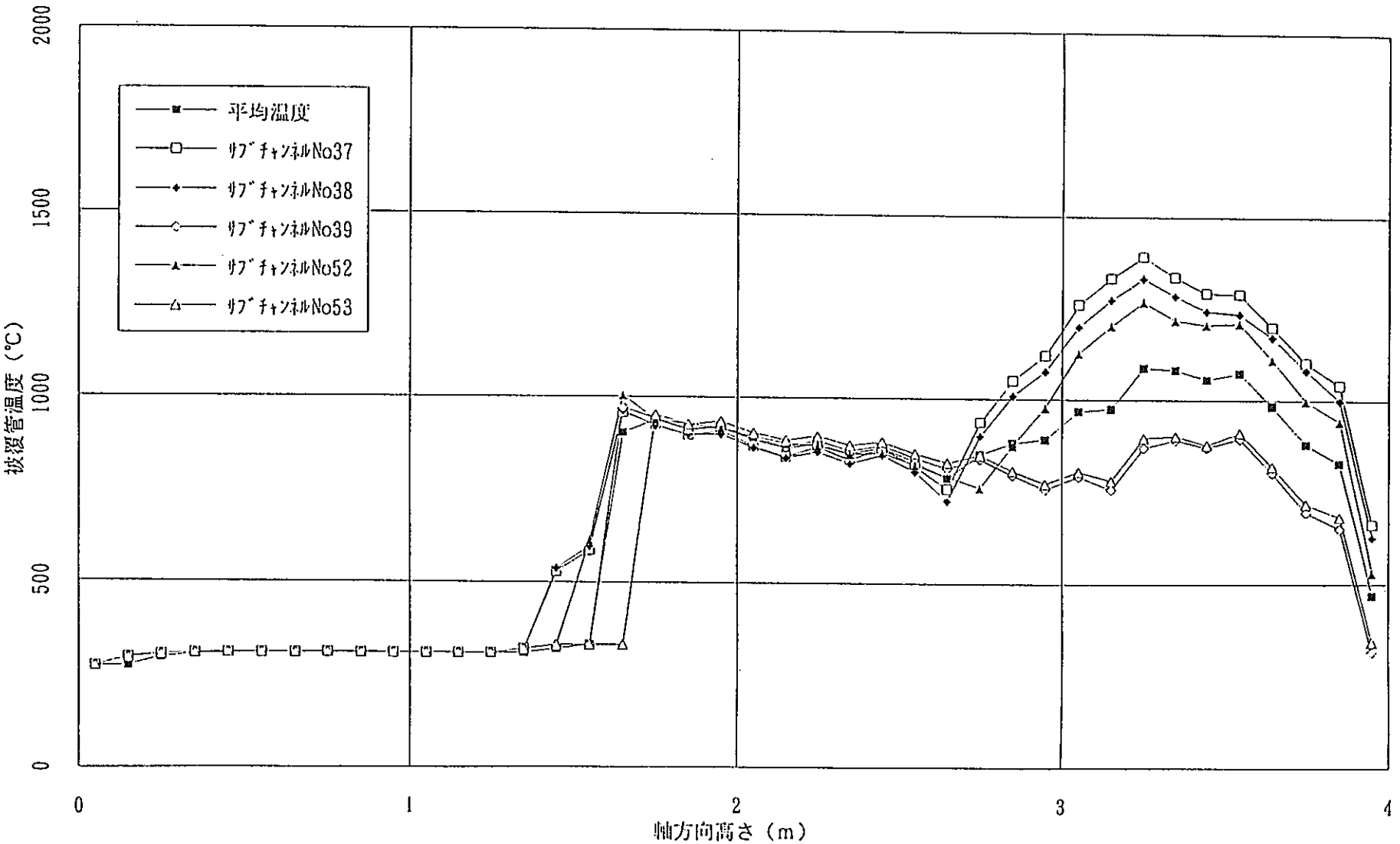


図6.2.6.2－32　圧力管単管破断時被覆管温度変化（拡管量：149.8mm，燃料要素No.：28，水金属反応無し）

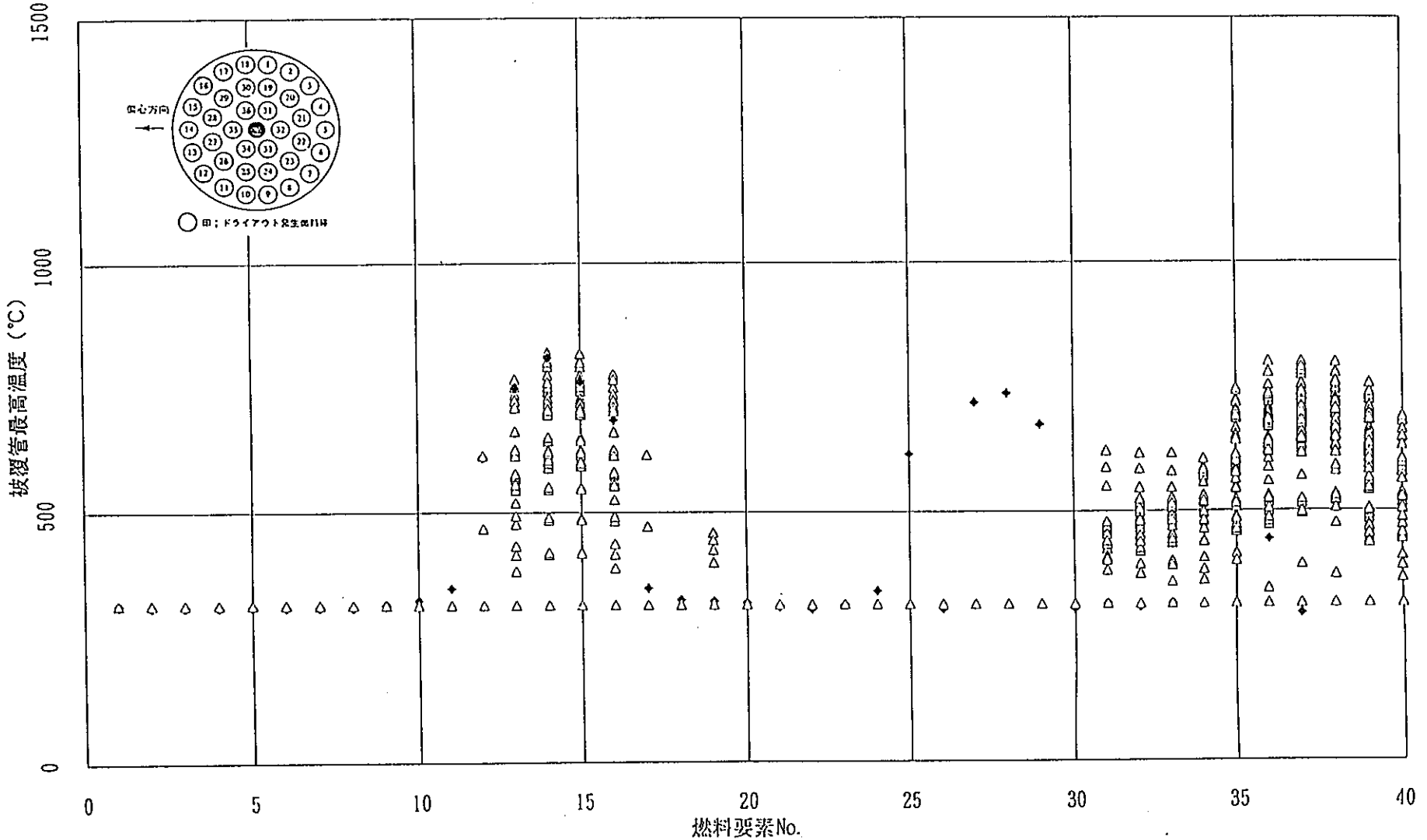


図6.2.6.2－33　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量：130mm, 水金属反応有り）

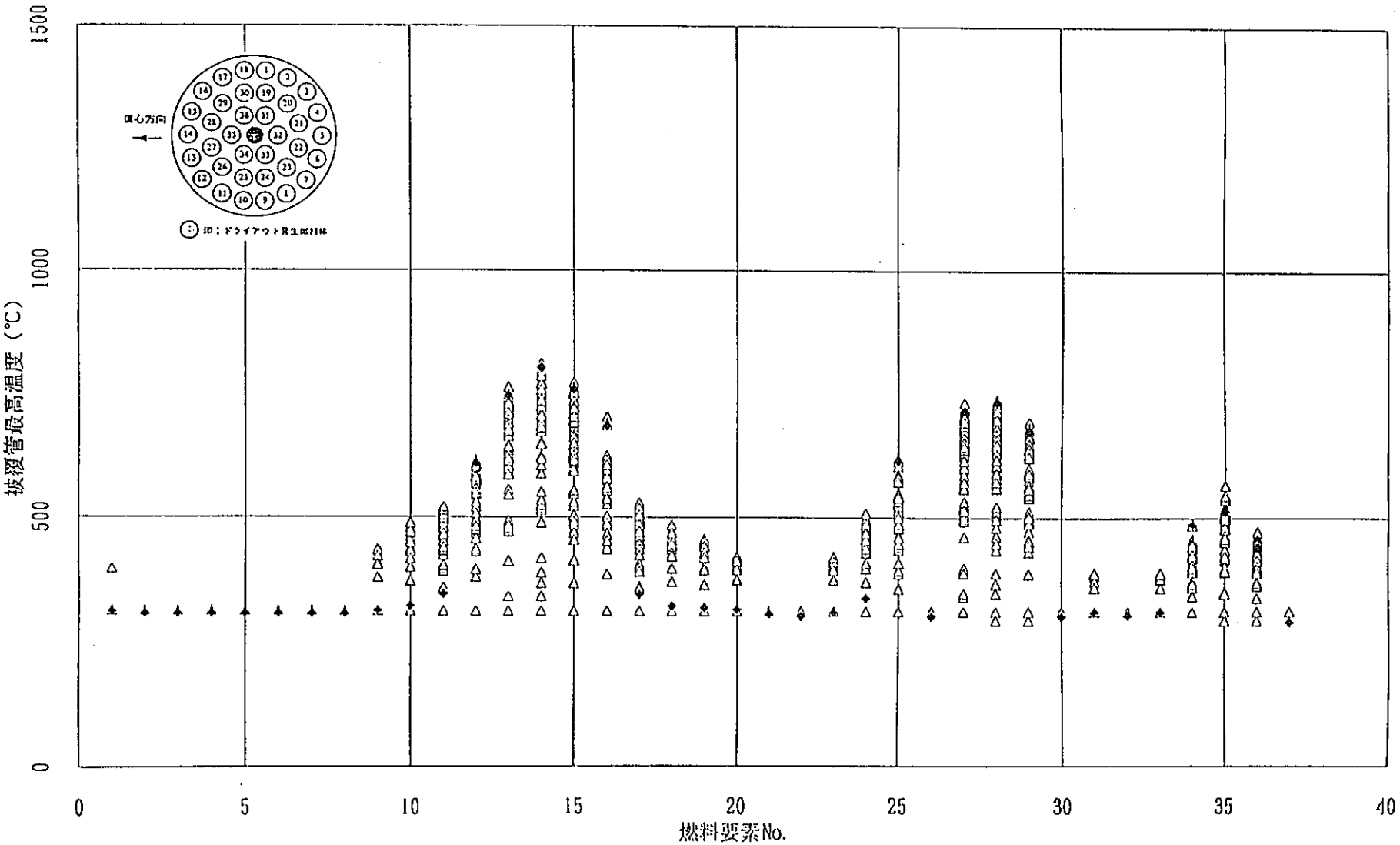


図6.2.6.2－34　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量：130mm, 水金属反応無し）

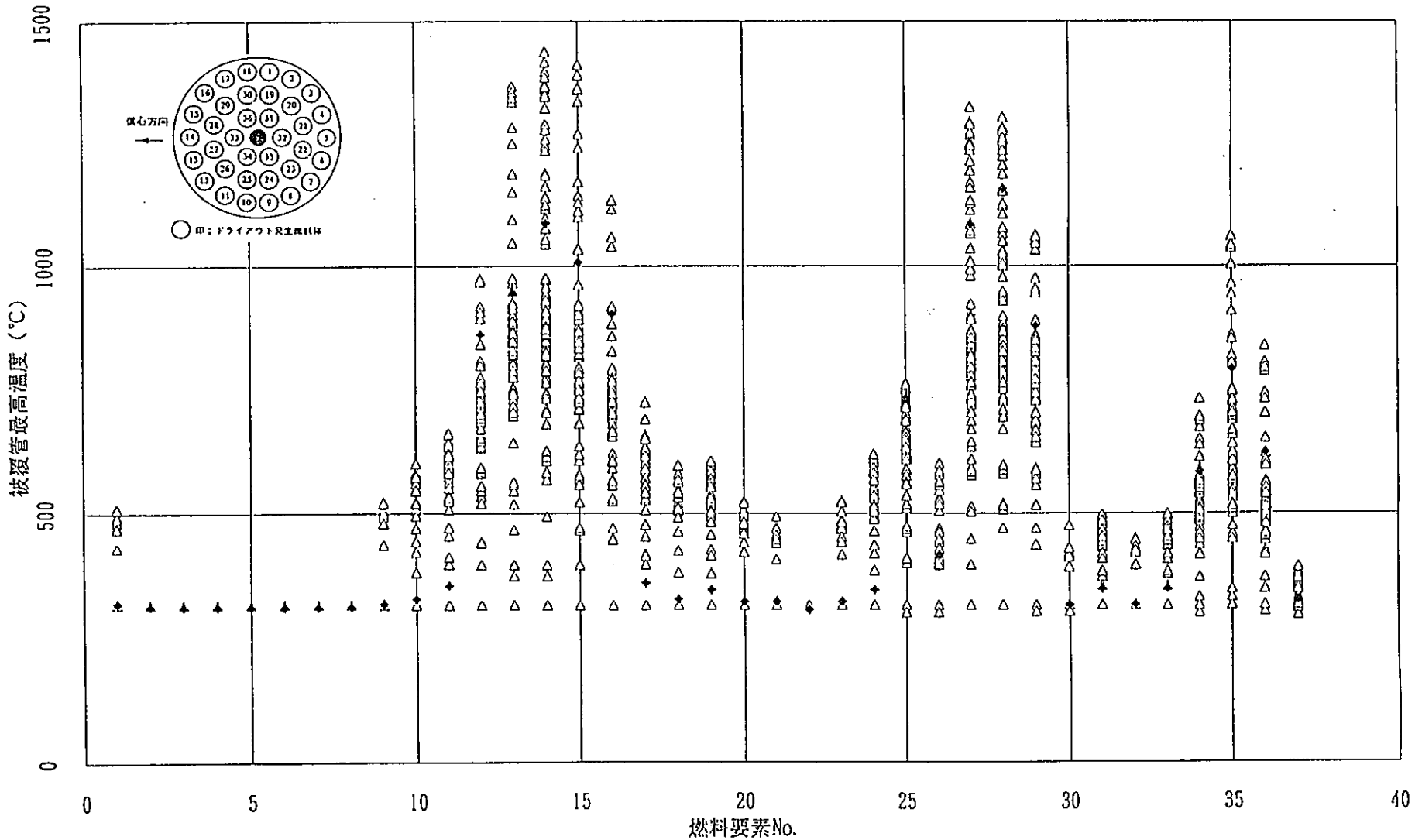


図６．２．６．２－35　　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量：140mm，水金属反応無し）

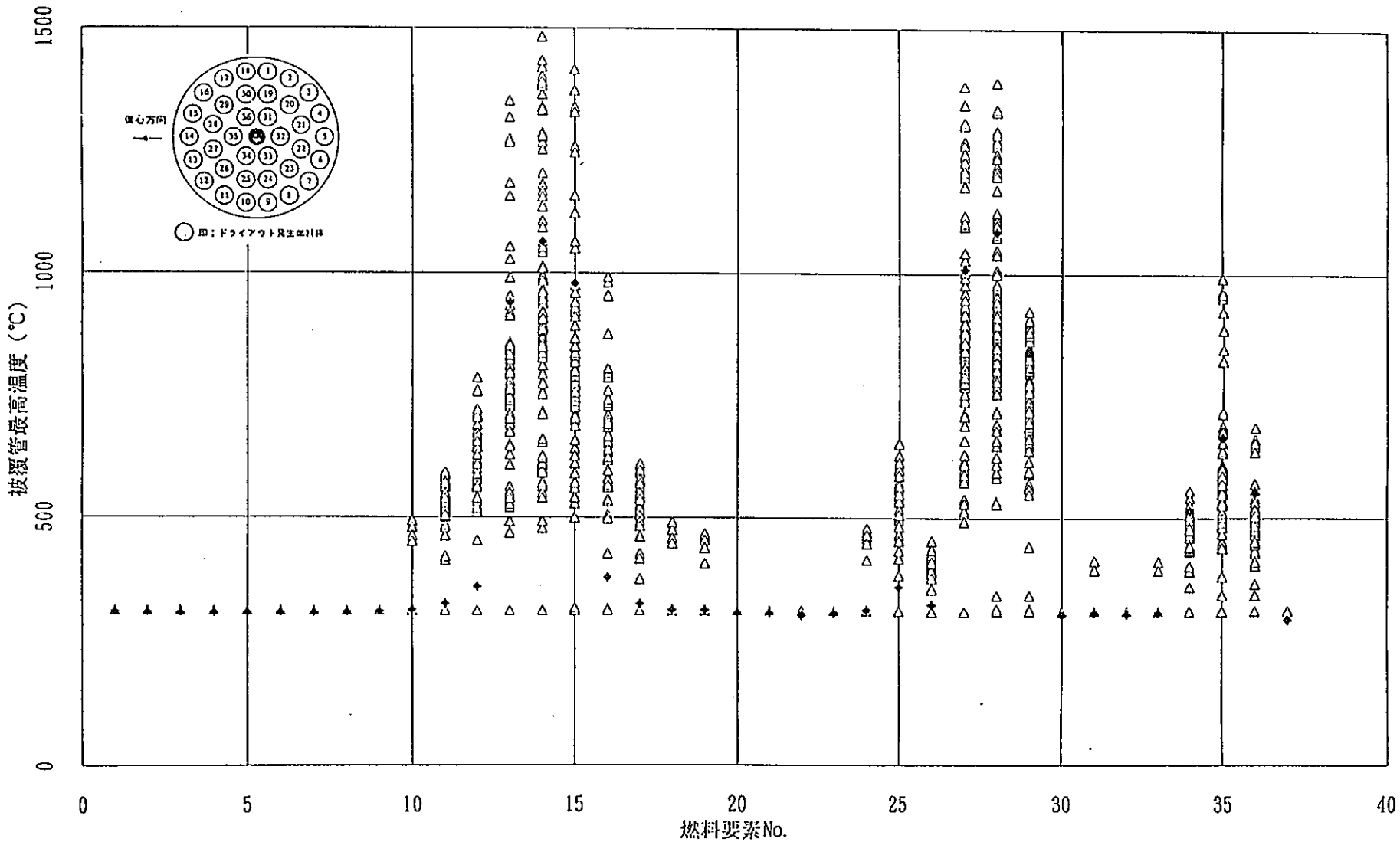


図6.2.6.2－36　燃料要素別局所被覆管最高温度分布（拡管量：149.8mm，水金属反応無し）

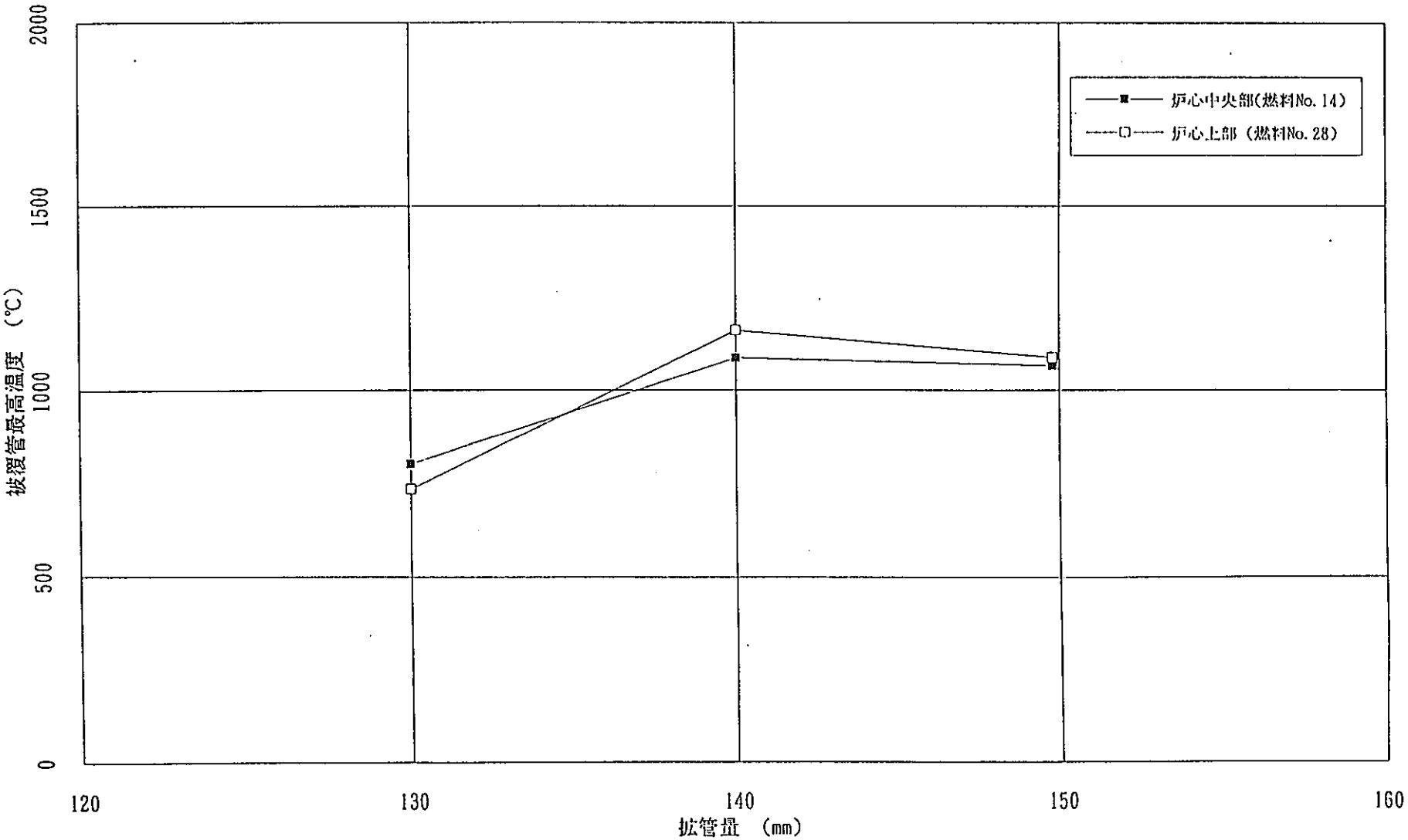


図6.2.6.2－37　　圧力管拡管量と被覆管最高温度の関係（平均温度）

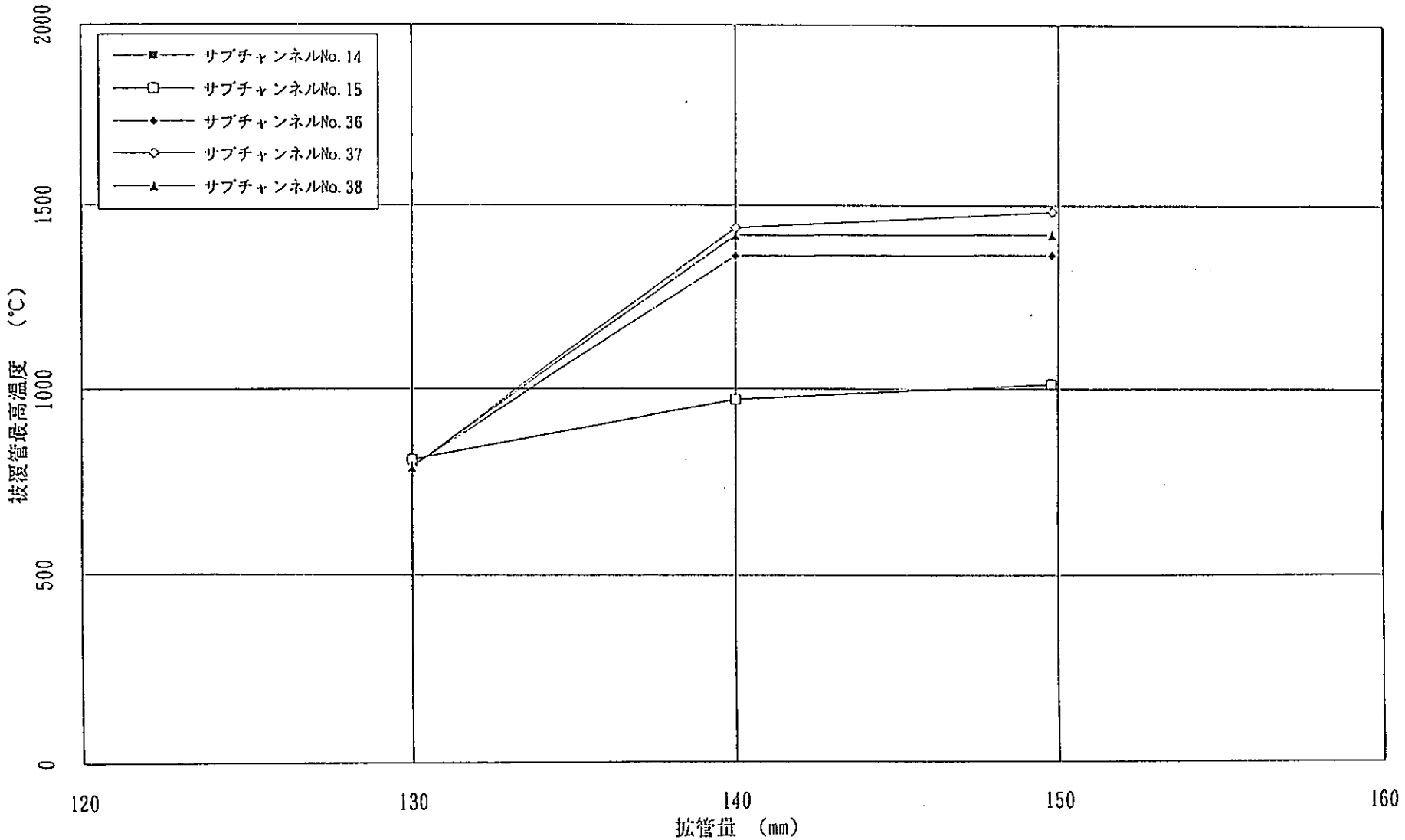


図6.2.6.2－38　　圧力管拡管量と被覆管最高温度の関係（局所温度、燃料要素 No. 14）

6.2.7　検討

本解析手法の実現象との比較を行い、手法の保守性について検討する。

（1）流動解析

ＬＯＴＲＡＣによる解析モデルでは実現象において「アニュラス上部からＰＣＶへの破断放出水」が出口管を通る分、出口管部での圧力損失を多く見積もる。拡管量が大きくなるほど放出冷却材が出口管部を通るため実現象よりチャンネル流量を小さく見積もる。図6.2.3.2-2にみられるようにＬＯＴＲＡＣ解析結果で炉心流量（出口管流量）が大きくなるにつれて実現象との差異は大きく保守側の値を算定する。圧力管開口を軸方向に考慮していないモデルは、圧力管内との冷却材ミキシングがなく、アニュラス部放出口部の冷却材エンタルピを低く見積もるため保守側の仮定となる。

（2）燃料温度解析

解析モデルでの燃料体偏心は幾何学的に考えられる最も厳しい条件である。燃料が平行に偏心すると仮定するため、熱的に厳しくなる偏心側の流路では軸方向すべての位置でクォリティの低い冷却材とのミキシングが期待できない保守側の仮定となっている。。

出力条件のうちＬＰＦはボイド率が小さくなるほどＬＰＦは大きくなる傾向を持つがが、COBRA-ATR解析コードではＬＰＦは１断面分の入力しか対応できないためＰＣＴ発生位置でのＬＰＦで代表させている。解析結果より冷却材のスーパーヒートがＰＣＴ評価上重要であり、出力の観点からだけみるとサブチャンネル部のエンタルピを低めに評価している。

燃料体が少しでも湾曲していれば隣接サブチャンネルとのミキシングは非常に大きいと思われることから、スーパーヒートしやすい現在の幾何学的条件により解析の保守性は（定性的には）得られていると考えられる。

以上のように手法は保守側の設定であると考えられる。ただし、ＰＣＴが冷却材のスーパーヒートによって発生してることを考えると冷却材の温度感度が大きいためにＰＣＴを過保守に評価している可能性がある。

6.2.8 結論

ATR実証炉の圧力管破断事故想定において事象進展を保障するキーファクターの１つである燃料冷却性に関し、試験による確認、評価手法の開発・検証及び実機安全評価への適用性評価の研究開発を進めてきた。

本年度においては、カランドリア管が健全で圧力管のみが破断する、いわゆる単管破断事故事象についての燃料体冷却性評価手法の実機適用性の確認として、試験とそれに基づく検証により開発した評価手法を用いて、実機予備解析を行った。

実機予備解析は、全長スプリット破断し拡管した圧力管径を、130mm、140mm、149.8mmとし、燃料体が拡管した圧力管と接するまで最大に偏心した場合についてサブチャンネル解析コードCOBRA-ATRを用いて燃料冷却性解析を行った。この際、圧力管破断後、チャンネル炉心部には圧力管内とアニュラス部の冷却材流路が形成され、燃料冷却に寄与するのは圧力管内を流れる冷却材であり、チャンネル内の流量配分が冷却性評価上重要な項目であることを考慮して、チャンネル内の流量配分計算、及びこの流量配分を考慮した核特性計算を実施し、これらの結果を用いて燃料冷却性解析を実施した。得られた結果を以下に示す。

（１）圧力管破断（カランドリア管健全）時の破断チャンネル内流動配分を「カランドリア管から重水系への伝熱モデル」を追加したＬＯＴＲＡＣコードにより解析し、圧力管拡管量と流量配分特性の関係を明らかにした。

（２）軸方向に破断開口を考慮できるＲＥＬＡＰコードを用いて流量配分計算を実施し、軸方向破断開口部におけるクロスフロー流量を求め、ＬＯＴＲＡＣ解析結果との相違及び解析モデルの保守性を明らかにした。

（３）破断チャンネルの核定数を作成し、圧力管拡管量（偏心量）に依存した破断時核特性（局所出力分布、炉心出力分布）を計算した。

（４）本検討の流量配分特性及び核特性を用いてＣＯＢＲＡ－ＡＴＲコードを用いた燃料冷却性解析を実施し、拡管量と被覆管温度の関係を明らかにした。

（５）ODBEとしての位置づけにある実機単管全長破断時の燃料体冷却性評価に対して、実規模カランドリア健全性試験により得られている破断後の拡管した現実的な圧力管径130mmにおいて実機予備解析を実施し、その結果、被覆管表面最高温度が約820℃となり、安全評価指針に示されている被覆管表面温度1200℃以下を下回り、燃料体

の冷却性は確保されることがわかった。また、当該事象の燃料体冷却性評価手法は実機の安全評価に適用できる見通しを得た。

6.2.9 今後の課題

本解析手法は燃料温度に対して保守性を持った評価が可能と考えるが、冷却材のスーパーヒートがＰＣＴを支配する領域においては燃料温度に与える感度が大きいために過保守な評価となる可能性がある。より詳細な評価を行うためには流動解析及び燃料温度解析の持つ保守性を切りつめていく必要がある。

さらに、破断により拡管した圧力管径として現実的な圧力管径130mmとした場合の燃料棒内傾斜発熱及び燃料棒接触に関する影響を考慮した解析を行っていく必要があろうと考えられる。

7　燃料接触時圧力管挙動試験

7.1　はじめに

新型転換炉（ＡＴＲ）では，万が一燃料体がドライアウトし，高温状態となって大きく変形した場合を想定しても，燃料棒は自由に伸び，かつ，スペーサにより必要な間隔が保持され，燃料体と圧力管とは接触しないよう設計されている。しかし，圧力管が新型転換炉固有の機器であることに鑑み，仮に燃料体が高温状態で圧力管に接触した場合を想定しても，その時の圧力管の健全性を確認し，原子炉本体への影響を評価しておくことは，プラントが十分な安全裕度を有することを示す上で有意義である。このため，燃料体が高温状態で圧力管に接触した場合を想定した実規模の燃料接触時圧力管挙動試験を実施し，高温の燃料棒が圧力管に接触しても，直ちに圧力管が破損することはないことを前年度に引続き確認する。試験は，動燃大洗工学センターの１４MW大型熱ループ（ＨＴＬループ）に電源開発（株）が製作した実機模擬試験体及び付属配管類を設置して実施する。

7.2 実施範囲

平成4年度に改造した試験装置[1]を使用し，今年度は，燃料接触時圧力管挙動測定用試験体4体のうち，最後の1体について試験を行った。

本確証試験における動燃受託範囲については，図7.2-1に示すように，試験装置を運転してのデータ取得及び試験データ処理であり，試験体の据え付け，取り外し及び試験結果に基づいた燃料接触時の圧力管健全性の総合評価等については，実施範囲外である。

7.3 実施内容

7.3.1 これまでの実施内容

平成5年度までの確証試験においては，平成4年度に試験実施に必要な試験装置の改造等を行った[1]。平成5年度には実機模擬試験4ケースのうち，外層18本の模擬燃料棒を全て圧力管に接触させた3ケースについて，被覆管表面温度，接触時間等を変化させて実施した[4]，[5]。

7.3.2 今年度の実施内容

今年度においては，局所加熱効果による影響の違いを確認するため，外層18本の模擬燃料棒のうち2本が圧力管に接触した実機模擬試験ケース4を実施する。主な測定項目は，ヒータピンが圧力管に接触した時の被覆管表面温度分布及び圧力管外表面温度分布等である。

7.4 試　験

7.4.1 試験装置

試験に使用する燃料接触時圧力管挙動試験装置の全体概略フローを図7.4-1に，試験チャンネル概略フローを図7.4-2にそれぞれ示す。これらの図からわかる様に，燃料接触時圧力管挙動試験装置は，既設の大型熱ループ（ＨＴＬループ）と配管で接続し構成されているとともに，試験条件は，既設ＨＴＬループの加熱用ヒータ（最大出力14MW）を用いて昇温，昇圧させ設定する。また，本試験装置は，所定のサブクールを得るための予冷器，冷却材を供給するための循環ポンプ，蒸気源としての加熱用ヒータ，蒸気と水を分離するための高圧蒸気ドラム，発生した蒸気を凝縮させて系の圧力を一定に保持するための高圧凝縮器等の主要機器の他に，本試験のために新たに設けた蒸気供給系及び熱水供給系並びに試験チャンネル等から構成されている。加熱用ヒータで発生した蒸気と水の二相流のうち，蒸気は蒸気ドラムから蒸気供給系を経てミキサーへ，一方，熱水は循環ポンプから熱水供給系を経てミキサーで蒸気と混合して試験チャンネルへ供給され，更に，二相流放出系からサイレンサーを介して大気へ放出される。ＨＴＬループより供給される蒸気中の蒸気湿り度は，平成４年度に実施した供給蒸気クォリティ測定試験結果から0.1％以下であり[1]，その供給能力は，高圧蒸気ドラムの保有水量から決まり，最大１０分程度供給できることが確認されている。ＨＴＬループの主要性能一覧表を表7.4-1に示す。

7.4.2 試験条件

試験条件は，電源開発㈱が実施した安全評価における圧力，冷却材流量，蒸気クォリティ，燃料被覆管温度の解析結果[2]及び昇温特性予備試験結果[3]を基に実機事故条件を包絡した表7.4-2に示すケース４の条件とする。試験チャンネル入口の流動条件及び加熱条件は，圧力74ata，温度290℃，流量0.67kg/s，蒸気クォリティ90％，被覆管表面最高目標温度850℃とする。また，実機模擬試験体出力は表7.4-2に示す温度制御パターンケース４を目標にヒータピン出力を自動制御する。

7.4.3 試験体

試験体は電源開発㈱が設計・製作した４試験体のうち，本年度は残り１試験体を使用する。試験体の概略構造を図7.4-3に示すように，局所加熱効果による影響の違いを確

認するため，外層燃料棒１８本のうち２本（ヒータピンNo.5，14）が圧力管と強制的に接触するよう初期曲げ（圧力管側に2.5㎜の撓み）を設けている。また，圧力管の構造・材質及び上下部ロールジョイントの構造は実機と同一となっている。

試験体の熱電対取付け位置は，燃料接触時の被覆管表面温度及び圧力管外表面温度挙動の解明並びに試験条件設定に必要な箇所に取付けられている。具体的には，実機模擬試験体が圧力管へ接触するＡレベルの位置を中心に，被覆管表面温度，ヒータピン表面温度，中空管表面温度及び流体温度が詳細に測定できるよう図7.4-4に示す位置に合計81本の熱電対が取り付けられている。

7.4.4　試験計測

主要な計測箇所を図7.4-2及び図7.4-4に示す。試験データは，ＨＴＬに設置されているデータ収録装置(PFU-1500)及び電源開発㈱が設置したデータロガーを使用する。

ＨＴＬデータ収録装置は，Ａ／Ｄ変換した１２０点のデータを１フレームとして２フレーム／秒でサンプリングする低速モード及び１４点を１フレームとして３２フレーム／秒でサンプリングする高速モードがあり，これらは同時にサンプリングされる。データ収録一覧を低速モードについては表7.4-3に，高速モードについては表7.4-4に示す。また，表7.4-5にはこの時の低速モード及び高速モードのＡ／Ｄ変換器の仕様を示す。

電源開発㈱が設置したデータロガーを用いて，被覆管表面温度，圧力管外表面温度の一部及び実機模擬燃料集合体出力等合計２０点の収録も同時に行っている。

7.4.5　試験方法

試験手順を図7.4-5a及び図7.4-5bに示す。先ず，常温状態で再循環ポンプを起動し，冷却材を循環させながら加熱用ヒータの出力を増加させる。体系圧力は，蒸気の発生と共に上昇し，高圧凝縮器によって自動的に所定の値に調節される。系の状態が平衡状態になっていることを確認した後，実機模擬試験チャンネルへの蒸気及び熱水の供給作業を開始する。蒸気は，既設ＨＴＬループの高圧蒸気ドラムから蒸気供給系を通じて，熱水は，既設ＨＴＬループの一次系循環ポンプ吐出部から熱水供給系を通じて，それぞれミキサーで混合され所定の二相流条件に設定し，実機模擬試験チャンネルへ供給される。この時の実機模擬試験チャンネル各部の状態が安定しているのを確認した後，データ収録及び実機模擬試験体への通電を開始した。実機模擬試験チャンネルへ供給された二相流は，実機模擬燃

料集合体により再加熱され，蒸気クォリティがやや上昇した状態で二相流放出系からサイレンサーを介して大気へ放出される。

7.4.6 試験データ処理

図7.4-6に試験データ処理手順を示す。

試験ループの圧力，温度，冷却材流量及び実機模擬試験体の被覆管表面温度，圧力管外表面温度等の試験データは，データ収録システム(PFU-1500)によりサンプリングされ磁気ディスク上に記録された後，mVデータに変換し磁気テープに保存される。磁気テープに保存されたデータは，大型計算機に転送され物理量変換の処理が行われると共に，燃料接触時圧力管挙動試験データ処理システムを使用して，試験解析評価に必要な試験データ処理を行う。また，処理された試験データは，日本語ラインプリンタにグラフ出力されると共に磁気テープへ保存される。

7.5 実施結果

試験は，チャンネル入口の圧力74ata，温度290℃，流量0.67kg/s（蒸気ｸｫﾘﾃｨ 90%）の条件に設定した後，表7.4-2のケース４に示す温度制御パターン（被覆管表面最高目標温度850℃→750℃，60秒間接触）を目標にヒータピン出力を自動制御させながら図7.5-1に示す被覆管表面温度，圧力管外表面温度等を測定した。

表7.5-1に実機模擬試験体が圧力管へ接触するＡレベル（特に接触ピンであるヒータピンNo.5，14）に着目し，圧力管側及び中空管側の被覆管表面温度と圧力管外表面温度の最大値，最小値及び平均値を示す。

実機模擬試験ケース４の試験データ集の見方を以下に示す。

(1) ヒータピンの出力は，実機模擬試験体の温度制御装置を使用して図7.4-2に示す電源設備の指示値より求めた。

(2) 圧力は，図7.4-2に示すPX-1001(蒸気流量計下流側圧力)，PX-1002(熱水流量計下流側圧力)，PX-1003(試験容器入口圧力)，PX-1004(試験容器出口圧力)，PX-1005(放出管出口圧力）の指示値をそれぞれ示す。

(3) 温度は，図7.4-2に示すTE-1001(蒸気ライン入口温度)，TE-1002(熱水ライン入口温度)，TE-1003(試験チャンネル入口温度)，TE-1004(試験チャンネル出口温度）の指示値をそれぞれ示す。

(4) 流量は，図7.4-2に示す差圧式フローノズル流量計FX-1001(蒸気ライン入口流量)，FX-1002(熱水ライン入口流量）の指示値を示す。

(5) 実機模擬試験体の被覆管表面温度，ヒータピン表面温度，圧力管外表面温度，中空管表面温度及び流体の温度計測は，図7.5-1に示す位置における熱電対番号のもので行った。図7.5-2に試験チャンネルの圧力，温度，流量の変化を示す。この図から，先ず所定の試験条件に設定した後，実機模擬試験体のヒータピン出力を約75秒後に上昇させると共に，入口流量が多少変動しながら約160秒後の出力の降下に伴い流量が安定するのがわかる。ヒータピンNo.5，14の２本が圧力管に接触したＡレベルにおける被覆管表面温度挙動と圧力管外表面温度挙動の関係を図7.5-3a～図7.5-3cにそれぞれ示す。これらのデータを圧力管側に面した被覆管表面温度挙動と中空管側に面した被覆管表面温度挙動にそれぞれ区別して図7.5-4，図7.5-5に示す。また，試験時間を通じて最も高くなった各被覆管の表面温度（圧力管側）と圧力管外表面温度の関係を図7.5-6に示す。

図7.5-7及び図7.5-8には，ヒータピンNo.5，14の接触位置に対応する圧力管外表面の軸方向と周方向の温度分布を示す。

上記以外に，運転監視及び試験体損傷防止の観点から，測定した被覆管表面温度，ヒータピン温度，流体温度等の変化を図7.5-9a～図7.5-9bに示す。

これらの試験結果から，被覆管表面温度制御対象ピンである5番ピンは，被覆管表面最高目標温度である850℃その後750℃保持のプロファイルを十分満足する試験が行え，接触相当位置であるＡレベルのヒータピン最高温度は５番ピンで約860℃，14番ピンで約930℃程度まで達している。この時の圧力管外表面温度は，ドライアウト前の飽和温度（約290℃）から５番ピンで約50℃（表面温度では340℃），14番ピンで約90℃（表面温度では380℃）程度上昇することがわかる。

7.6 考 察

今年度実施した試験結果を基に，ヒータピン温度と被覆管表面温度，及び被覆管表面温度と圧力管外表面温度の関係を以下に考察する。

7.6.1 ヒータピン温度と被覆管表面温度の関係

ヒータピンNo.5とNo.14は，強制的に圧力管に接触させたピンであり，どちらとも被覆管表面最高目標温度850℃以上となり，予定通りの温度制御プロファイルを満足していると考えられる。これは，Jレベルのヒータピンの温度が図7.5-9bに示すように90秒前後から1000℃を越えており，図7.5-2に示すヒータピン出力の変化からわかるようにこの時点で出力制限に掛かっているが，既に接触位置の被覆管表面温度も十分上昇しているために，接触するピンの温度を制御する上で特に問題にならなかったためと考えられる。

被覆管表面温度は，接触ピンより非接触ピンのほうが全体的に低くなっていることが図7.5-3a～図7.5-3cからわかる。この現象は，仮に同一の流動条件であれば接触した被覆管温度は圧力管側への伝熱があるため温度が低下すると考えられるが，試験体のスペーサ部に強制的に接触させるためのストッパが接触ピンに取付けられた構造となっており，この部分で流路が狭くなっている。このため，接触ピン側のサブチャンネル内の冷却材流量が減少し，逆に非接触ピン側のサブチャンネル内の流量が増加して接触ピンから流体への熱伝達が小さくなったため，接触ピンの温度のほうが高くなったものた考えられる。

平成5年度に実施した18本接触の実機模擬試験において，目標最高温度850℃に対して810℃前後までしか上昇しなっかたが，これは上述した説明により，2本接触試験のほうが接触ピンから流体への熱伝達が小さくなったため，接触ピンの被覆管表面最高温度を上昇させることができたものと推測される。

7.6.2 被覆管表面温度と圧力管外表面温度の関係

図7.6-1にヒータピンNo.5，14の被覆管表面温度と接触相当位置の圧力管外表面温度挙動の関係を示す。この図から，ヒータピンNo.5の圧力管外表面温度は100秒前後で最大となり，その後被覆管表面温度は若干降下し約700℃程度で安定しているにもかかわらず圧力管外表面温度は低下していることがわかる。これは，被覆管表面温度の上昇と圧力管外表面温度の降下が約100秒前後の同じタイミングで生じていることから，圧力管に接触した被覆管が，何らかの理由で圧力管から離れたものと考えられる。一方，ヒータ

ピンNo.14の圧力管外表面温度は，約100秒前後で最大となり，被覆管表面温度（温度制御プロファイル）の変化に従って圧力管外表面温度挙動も同様な変化を示していることがわかる。このことから，試験時間を通して被覆管表面は圧力管に接触していたものと考えられる。

圧力管外表面温度の軸方向の温度挙動変化を図7.5-7に，周方向の温度挙動変化を図7.5-8に示す。これらの図から，ヒータピンNo.5の軸方向及び周方向の圧力管外表面温度は約100秒前後まで接触による効果により温度上昇が認められるものの，その後は低下し平衡状態に達していることから，上述したように何らかの理由で圧力管に接触した被覆管が離れたことがこのことからも推察できる。また，ヒータピンNo.14の軸方向の圧力管外表面温度は接触相当位置（Aレベル）と下流側で温度上昇が認められるが，Aレベル以外では下流側（H，B，C）に移るにつれて温度が上昇していることから，接触による効果よりも冷却材のスーパーヒートの効果によるものと考えられる。この時の接触長さは，Aレベルより下流側32.5mm移動したHレベルの圧力管外表面温度と比較して，更に下流側であるB，Cレベルに移るにつれて高くなることから，これをスーパーヒートの効果によるものと考えると，接触長さはBレベル（Aレベルより65mm下流側）の範囲までといえる。周方向については，接触位置から20度離れたヒータピンNo.13,15の位置において温度上昇が認められていないことから，周方向に伝熱する間に冷却材及び外気による放熱によって，20度離れた位置では熱がほとんど伝たわらず冷却されてしまうためと考えられる。

図7.6-2には，被覆管表面温度と接触相当位置（Aレベル）の圧力管外表面温度の最大値の関係をこれまでに実施した試験結果と併せて示す。図から，これまでに実施した試験結果よりも被覆管表面温度及び圧力管外表面温度ともに高いデータが得られ，被覆管表面温度上昇に伴い圧力管外表面温度も上昇する傾向が示されている。また，圧力管外表面温度に与える影響は，接触本数や接触時間の効果より，被覆管表面温度のほうが支配的と考えられる。

これまでに得られた試験結果及び今回得られた試験結果からは，仮に実機において燃料棒が圧力管に接触しても，圧力管の健全性が特に問題になることはなく，直ちに圧力管が破損することはないものと考えられる。また，これまでの実機模擬試験により，解体検査，熱流動及び構造解析に必要なデータが得られたとともに，今後の実機安全評価解析により，燃料接触時の圧力管健全性が実証できるものと考えられる。

7.7 まとめ

燃料接触時の圧力管健全性を実証するため，実機事故条件を模擬した試験条件下で燃料棒が仮に圧力管に接触した場合の圧力管外表面の軸方向及び周方向の温度挙動を測定する実機模擬試験（ケース４；２本接触）を実施した。試験結果から，以下に示すことが確認できた。

(1) 実機事故条件より厳しい冷却材条件において，被覆管表面最高目標温度850℃の試験条件を十分包絡した試験データが得られた。

(2) 表面温度が目標温度より，更に高い約930℃の被覆管が圧力管に接触した場合の圧力管外表面温度は約90℃（表面温度では約380℃）上昇する。また，このような状態においても，直ちに圧力管が破損することはない。

(3) 圧力管外表面温度は，被覆管が圧力管に接触した位置が最も高く，軸方向では，接触により温度上昇が生じる範囲は65mm以下で，上下流側へ移るにつれて低くなる。一方，周方向も同様に接触により温度上昇が生じる範囲は20度以下で，接触点から離れるにつれて低くなる。

以上により，圧力管健全時の熱流動解析及び構造解析評価に必要な実機模擬試験データが得られ，動燃における燃料接触時圧力管挙動試験が予定通り終了した。また，今後は，圧力管及び試験体の寸法検査等を行い，燃料接触時における圧力管の健全性を評価し，これらを合わせて圧力管の事故時健全性を実証する必要がある。

7.8 参考文献

(1) 動力炉・核燃料開発事業団，平成4年度新型転換炉技術確証試験（VI） 安全性確証試験 －圧力管破断事故の評価手法の確立－第3分冊：EPDC Z92-024（1993）

(2) ㈱日立製作所，平成4年度新型転換炉技術確証試験 安全性確証試験：EPDC Z92-010（1993）

(3) ㈱日立製作所，平成5年度新型転換炉技術確証試験 安全性確証試験：EPDC Z93-009-01（1994）

(4) 動力炉・核燃料開発事業団，平成5年度新型転換炉技術確証試験（VI） 安全性確証試験 －燃料接触時圧力管挙動試験－：PNC ZN9410 94-084（1994）

(5) 動力炉・核燃料開発事業団，平成6年度新型転換炉技術確証試験（VI） 安全性確証試験 －圧力管破断事故の評価手法の確立－第3分冊：EPDC Z93-021（1994）

表７．４－１　１４ＭＷ大型熱ループ（ＨＴＬ）の主要性能一覧表

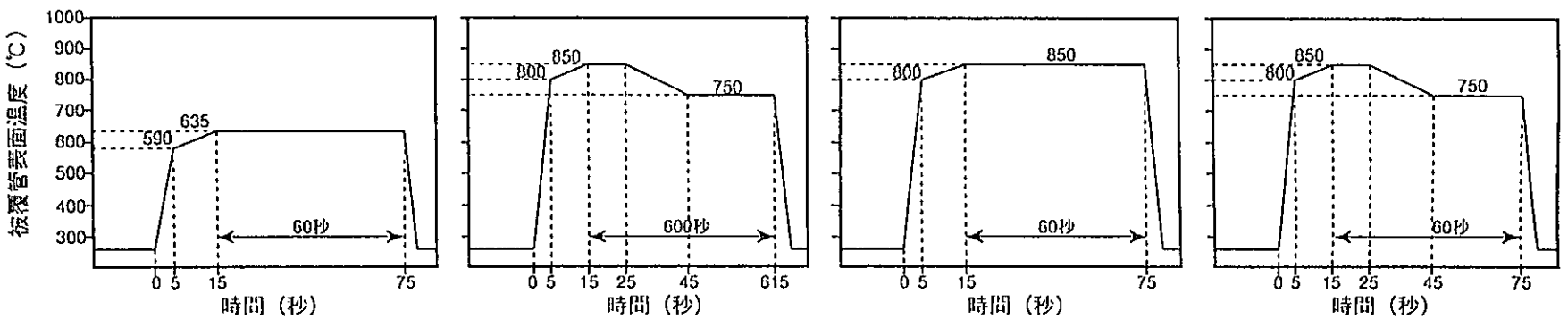
最高使用圧力		；１００	kg／cm²
最高使用温度		；３１０	℃
最高流量		；１００	t／h
最大出力	（テスト部）	；　１４	MW
	（予熱器）	；１．２	MW
	（加圧器）	；０．２	MW
テスト部長さ		；５．５	m

表７.４－２　実機模擬試験条件一覧表

ケース No.	熱流動条件				接触条件			温度制御対象ピン (No.)
	チャンネル入口流量 (kg/s)	チャンネル入口蒸気クォリティ (%)	チャンネル入口圧力 (ata)	チャンネル入口温度 (℃)	被覆管表面最高目標温度 (℃)	接触時間 (sec)	接触本数 (本)	
1	0.67	90	74	290	635	60	18	5
2	0.67	90	74	290	850→750	600	18	5
3	0.60	100	74	290	850	60	18	5
4	0.67	90	74	290	850→750	60	2	5

注）▒▒部分；今年度実施分
ケース１，２，３は平成５年度実施済

温度制御設定パターン



（１）ケース１　（２）ケース２　（３）ケース３　（４）ケース４

表7.4－3　低速収集チャンネルデーター覧表；ケース4

Ch. No.	Tag. No.	測定点名称	測定範囲
001			
002			
003		一次系ポンプ出口圧力	0- 100 kg/cm²
004		テスト部入口圧力	0- 100 kg/cm²
005		テスト部Ⅰ入口圧力	0- 100 kg/cm²
006		テスト部Ⅱ入口圧力	0- 100 kg/cm²
007		テスト部Ⅰ出口圧力	0- 100 kg/cm²
008		テスト部Ⅱ出口圧力	0- 100 kg/cm²
009		高圧蒸気ドラム液位	0-1000 mmH2O
010		テスト部Ⅰ差圧	0- 2 kg/cm²
011		テスト部Ⅰ差圧	0- 5 kg/cm²
012		テスト部A＋B電流	0- 96 kA
013		テスト部 A 電流	0- 48 kA
014		テスト部 B 電流	0- 48 kA
015		加圧器内圧力	0- 100 kg/cm²
016		高圧蒸気ドラムⅠ圧力	0- 100 kg/cm²
017		一次系流量－1(差圧)	0-2000 l/min
018		一次系流量－2(差圧)	0-1000 l/min
019		一次系流量－3(差圧)	0- 500 l/min
020		一次系流量－4(差圧)	0- 250 l/min
021		一次系流量－1(ﾀｰﾋﾞﾝ)	0-2000 l/min
022		一次系流量－2(ﾀｰﾋﾞﾝ)	0- 500 l/min
023		テスト部Ⅰ入口流量	0-1500 l/min
024		テスト部Ⅱ入口流量	0-1500 l/min
025		予熱器電流	0- 25 kA
026		予熱器電圧	0- 100 V
027		テスト部Ⅰ入力電圧	0- 200 V
028		テスト部Ⅱ入力電圧	0- 200 V
029		テスト部Ⅰ二次電流	0- 50 kA
030		テスト部Ⅱ二次電流	0- 50 kA
031		Rod表面温度(76)	0- 500 ℃
032		一次系ポンプ出口温度	(K)TYPE-T/C
033		予熱器入口温度	(K)TYPE-T/C
034		予熱器出口温度	(K)TYPE-T/C
035		テスト部入口温度	(K)TYPE-T/C
036	D-PTC-A- 10	圧力管外表面温度	0-1200 ℃
037	D-PTC-A-190	圧力管外表面温度	0-1200 ℃
038	14D-NTC-B- 90	ヒーター保護用	0-1200 ℃
039		テスト部Ⅰ入口温度	(K)TYPE-T/C
040		Rod表面温度(77)	0- 500 ℃
041		テスト部Ⅰ出口温度	(K)TYPE-T/C
042		テスト部Ⅱ出口温度	(K)TYPE-T/C
043	TE-1001	蒸気ライン入口温度	0- 400 ℃
044	TE-1002	熱水ライン入口温度	0- 400 ℃
045		高圧蒸気ドラムⅠ温度	(K)TYPE-T/C
046		Rod表面温度(78)	0-1000 ℃
047	W-WTC	流体温度	0-1000 ℃
048	5D-ZTC-A- 30	被覆管表面温度	0-1000 ℃
049	5D-ZTC-A- 90	被覆管表面温度	0-1000 ℃
050	5D-ZTC-B- 0	被覆管表面温度	0-1000 ℃
051	5D-ZTC-B- 60	被覆管表面温度	0-1000 ℃
052	5D-NTC-C- 30	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
053	14D-ZTC-A-270	被覆管表面温度	0-1000 ℃
054	14D-ZTC-A-330	被覆管表面温度	0-1000 ℃
055	14D-ZTC-B- 0	被覆管表面温度	0-1000 ℃
056	14D-ZTC-B-300	被覆管表面温度	0-1000 ℃
057	14D-NTC-C-330	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
058	1D-ZTC-A- 10	被覆管表面温度	0-1000 ℃
059	1D-ZTC-A-190	被覆管表面温度	0-1000 ℃
060	2D-ZTC-A- 30	被覆管表面温度	0-1000 ℃

Ch. No	Tag. No.	測定点名称	測定範囲
061	3D-ZTC-A- 50	被覆管表面温度	0-1000 ℃
062	3D-ZTC-A-230	被覆管表面温度	0-1000 ℃
063	4D-ZTC-A- 70	被覆管表面温度	0-1000 ℃
064	5D-NTC-A- 90	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
065	5D-NTC-A- 60	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
066	6D-ZTC-A-110	被覆管表面温度	0-1000 ℃
067	7D-ZTC-A-130	被覆管表面温度	0-1000 ℃
068	7D-ZTC-A-310	被覆管表面温度	0-1000 ℃
069	8D-ZTC-A-150	被覆管表面温度	0-1000 ℃
070	9D-ZTC-A-170	被覆管表面温度	0-1000 ℃
071	9D-ZTC-A-350	被覆管表面温度	0-1000 ℃
072	10D-ZTC-A-190	被覆管表面温度	0-1000 ℃
073	11D-ZTC-A- 30	被覆管表面温度	0-1000 ℃
074	11D-ZTC-A-210	被覆管表面温度	0-1000 ℃
075	12D-ZTC-A-230	被覆管表面温度	0-1000 ℃
076	13D-ZTC-A- 70	被覆管表面温度	0-1000 ℃
077	13D-ZTC-A-250	被覆管表面温度	0-1000 ℃
078	14D-NTC-A-270	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
079	15D-ZTC-A-110	被覆管表面温度	0-1000 ℃
080	15D-ZTC-A-290	被覆管表面温度	0-1000 ℃
081	16D-ZTC-A-310	被覆管表面温度	0-1000 ℃
082	17D-ZTC-A-150	被覆管表面温度	0-1000 ℃
083	17D-ZTC-A-330	被覆管表面温度	0-1000 ℃
084	18D-ZTC-A-350	被覆管表面温度	0-1000 ℃
085	D-PTC-A- 50	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
086	D-PTC-A- 70	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
087	D-PTC-A- 80	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
088	D-PTC-A- 90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
089	D-PTC-A-100	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
090	D-PTC-B- 90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
091	D-PTC-C-270	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
092	D-PTC-D- 90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
093	D-PTC-E- 90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
094	D-PTC-E 270	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
095	D-PTC-F- 90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
096	D-PTC-H-270	圧力管外表面温度	0-1000 ℃
097	1D-NTC-J-220	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
098	3D-NTC-J-260	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
099	5D-NTC-J-300	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
100	7D-NTC-J-340	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
101	9D-NTC-J- 20	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
102	11D-NTC-J- 60	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
103		ＢＯ信号（テスト部）	
104		ＢＯ信号（予熱器）	
105	13D-NTC-J-100	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
106	15D-NTC-J-140	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
107	17D-NTC-J-180	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃
108	TE-1003	試験容器入口温度	0-1000 ℃
109	TE-1004	試験容器出口温度	0-1000 ℃
110	PX-1001	蒸気流量計校圧力	0- 100 kg/cm²
111	PX-1002	熱水流量計校圧力	0- 100 kg/cm²
112	PX-1003	試験容器入口圧力	0- 100 kg/cm²
113	PX-1004	試験容器出口圧力	0- 100 kg/cm²
114	PX-1005	吐出管出口圧力	0- 100 kg/cm²
115	FX-1001	蒸気ライン入口流量	0-0.6 kg/S
116	FX-1002	熱水ライン入口流量	0-0.6 kg/S
117	50-3H8	Rod表面温度(68)	0- 500 ℃
118	51-3J8	Rod表面温度(69)	0- 500 ℃
119	53-3F8	Rod表面温度(70)	0- 500 ℃
120	54-3H8	Rod表面温度(71)	0- 500 ℃

部分：燃料接触時圧力管単動試験測定データ

表７．４－４　高速収集チャンネルデーター覧表；ケース４

Ch. No.	Tag No.	計測点名称	測定範囲	低速収録Ch. No.
1	5D-ZTC-A-30	被覆管表面温度	0-1000 ℃	48
2	5D-ZTC-A-90	被覆管表面温度	0-1000 ℃	49
3	5D-ZTC-B-0	被覆管表面温度	0-1000 ℃	50
4	5D-ZTC-B-60	被覆管表面温度	0-1000 ℃	51
5	5D-NTC-C-30	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃	52
6	14D-ZTC-A-270	被覆管表面温度	0-1000 ℃	53
7	14D-ZTC-A-330	被覆管表面温度	0-1000 ℃	54
8	14D-ZTC-B-0	被覆管表面温度	0-1000 ℃	55
9	14D-ZTC-B-300	被覆管表面温度	0-1000 ℃	56
10	14D-NTC-C-330	ヒータピン表面温度	0-1000 ℃	57
11	D-PTC-A-80	圧力管外表面温度	0-1000 ℃	87
12	D-PTC-A-90	圧力管外表面温度	0-1000 ℃	88
13	D-PTC-A-100	圧力管外表面温度	0-1000 ℃	89
14	D-PTC-C-270	圧力管外表面温度	0-1000 ℃	91

表７.４－５　Ａ／Ｄ変換器仕様

(1)低速Ａ／Ｄ変換器

入力方式	フライイングキャパシタ方式
入力点数	１２０点／ＡＤＣ
入力インピーダンス	１００ＭΩ以上
入力レンジ	±１０.２４Ｖ／±5.１２Ｖ／±2.５６Ｖ／±1.２８／±６４０ｍＶ ±３２０ｍＶ／±１６０ｍＶ／±８０ｍＶ／±４０ｍＶ／±２０ｍＶ ±１０ｍＶ（オートゲイン方式）
ＣＲＭ	１１０ｄＢ以上
許容同相入力	±２５０Ｖ
入力耐圧	±４０Ｖ連続
許容信号源抵抗	規定なし
変換ビット数	符号＋１１ビット
変換時間	9.０ｍｓ
変換精度	±0.１％　ｏｆ　ＦＳ

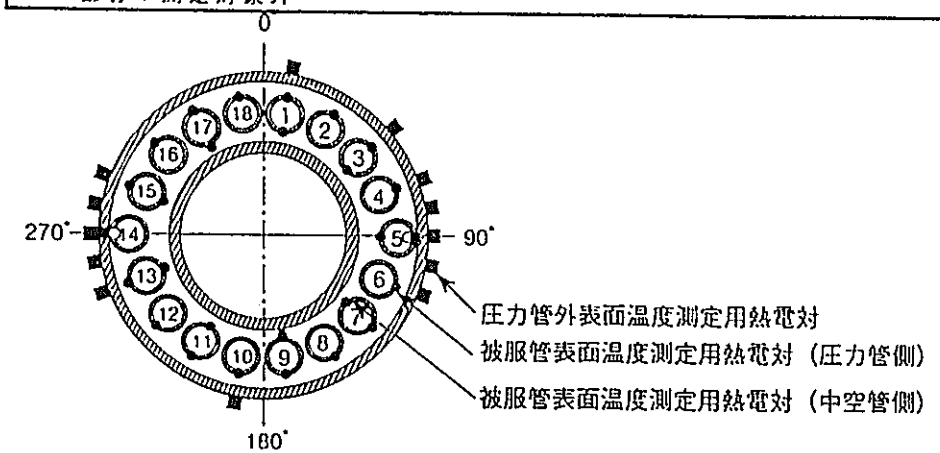
(2)高速Ａ／Ｄ変換器

動作モード	チャンネルモード
入力方式	差動入力
入力点数	１６点／ＡＤＣ
入力インピーダンス	１００ＭΩ以上（Ｐｏｗｅｒ　ＯＮ時） １ｋΩ以上（Ｐｏｗｅｒ　ＯＦＦ時）
入力レンジ	±１０.２４Ｖ（ハード設定）
コモンモード リジェクション	６０ｄＢ以上（ＤＣ～６０Ｈｚ）
許容同相電圧	±１０.２４Ｖ
入力耐圧	±４０Ｖ連続
許容信号源抵抗	６００Ω以下
変換ビット数	符号＋１１ビット
変換時間	１０μｓ以下
アパーチュアタイム	５０ｎｓ以下
変換精度 （２０℃±５℃）	±0.２％
再現性	±0.１％　ｏｆ　ＦＳ
アナログ出力	アナログ出力１点内蔵、符号＋１１ビット、±１２.４Ｖ

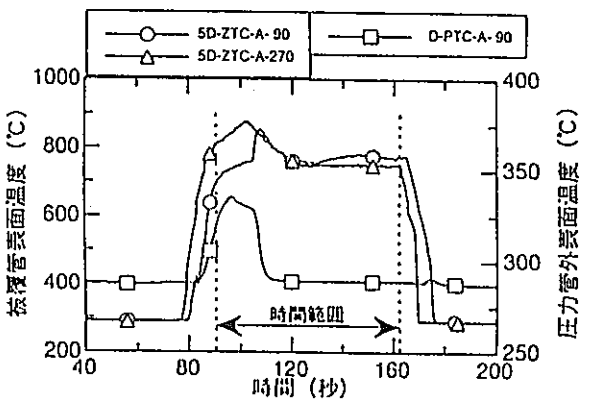
表７．５－１　Ａレベルにおける圧力管外表面温度と被覆管表面温度の比較；ケース４

ヒータピンNo.	被覆管表面温度（圧力管側）				被覆管表面温度（中空管側）				圧力管外表面温度			
	取付角度（度）	最小値（℃）	最大値（℃）	平均値（℃）	取付角度（度）	最小値（℃）	最大値（℃）	平均値（℃）	取付角度（度）	最小値（℃）	最大値（℃）	平均値（℃）
1	10	713	867	766	190	682	853	743	10	288	289	289
2	30	530	700	780	—	—	—	—	—	—	—	—
3	50	557	777	625	230	577	825	664	50	285	286	286
4	70	670	864	731	—	—	—	—	70	286	288	287
—	—	—	—	—	—	—	—	—	80	287	291	288
5	90	712	856	773	270	678	877	773	90	288	335	297
—	—	—	—	—	—	—	—	—	100	288	316	294
6	110	609	847	695	—	—	—	—	110	286	289	287
7	130	513	714	569	310	557	768	623	—	—	—	—
8	150	498	709	570	—	—	—	—	—	—	—	—
9	170	597	807	652	350	628	825	683	—	—	—	—
10	190	552	676	587	—	—	—	—	190	288	288	288
11	210	625	783	671	30	626	807	688	—	—	—	—
12	230	621	769	666	—	—	—	—	—	—	—	—
13	250	642	834	705	70	689	816	728	250	286	288	287
—	—	—	—	—	—	—	—	—	260	290	295	291
14	270	768	932	856	—	—	—	—	270	333	376	346
—	—	—	—	—	—	—	—	—	280	306	331	314
15	290	514	619	544	110	689	891	757	290	287	289	288
16	310	541	657	580	—	—	—	—	—	—	—	—
17	330	726	874	777	150	696	944	779	—	—	—	—
18	350	707	852	754	—	—	—	—	—	—	—	—

— 部分：測定対象外



表中の最小値,最大値,平均値は、下図に示す時間範囲内から求めた。



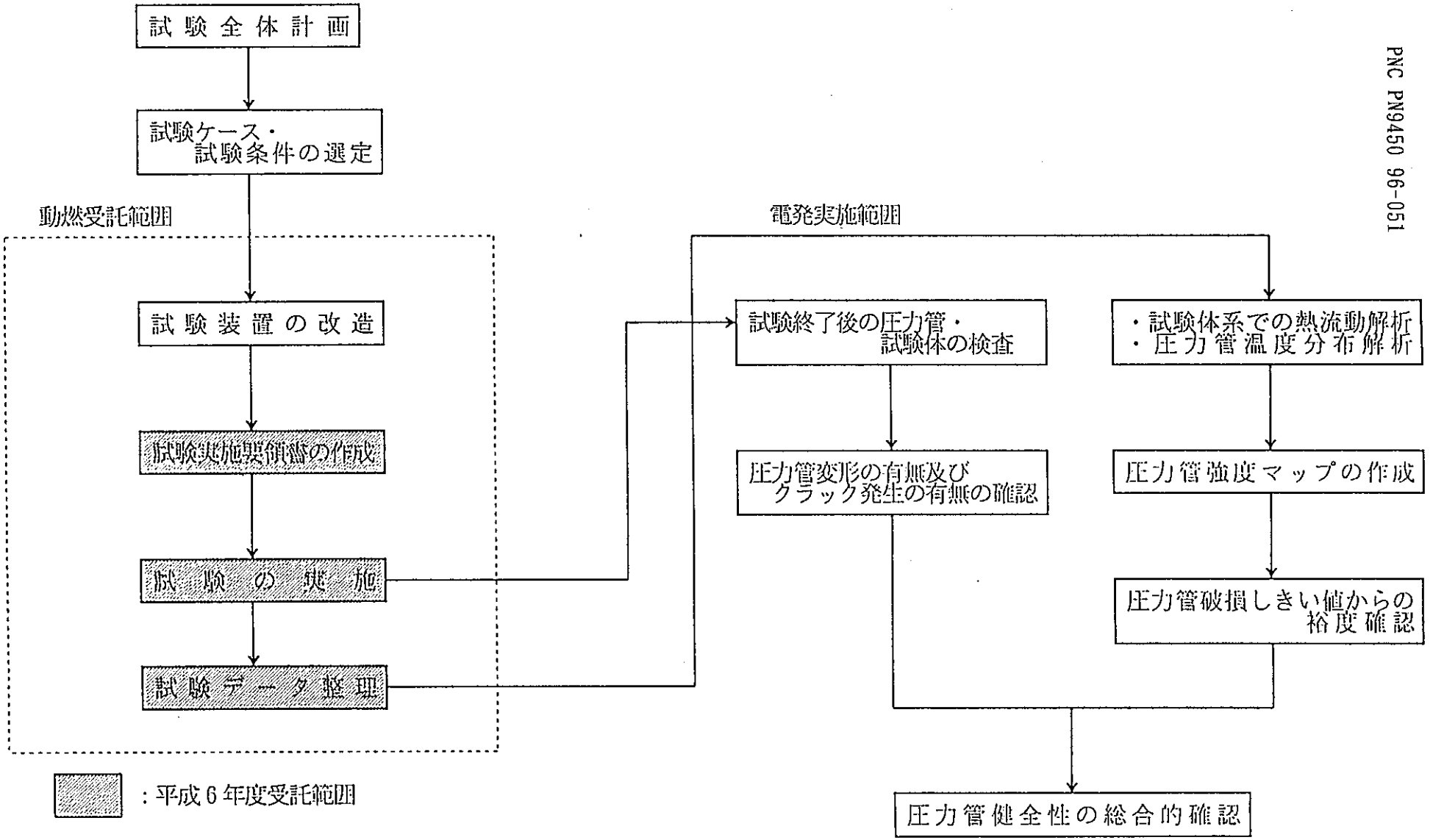


図7.2－1　燃料接触時圧力管挙動試験全体フロー

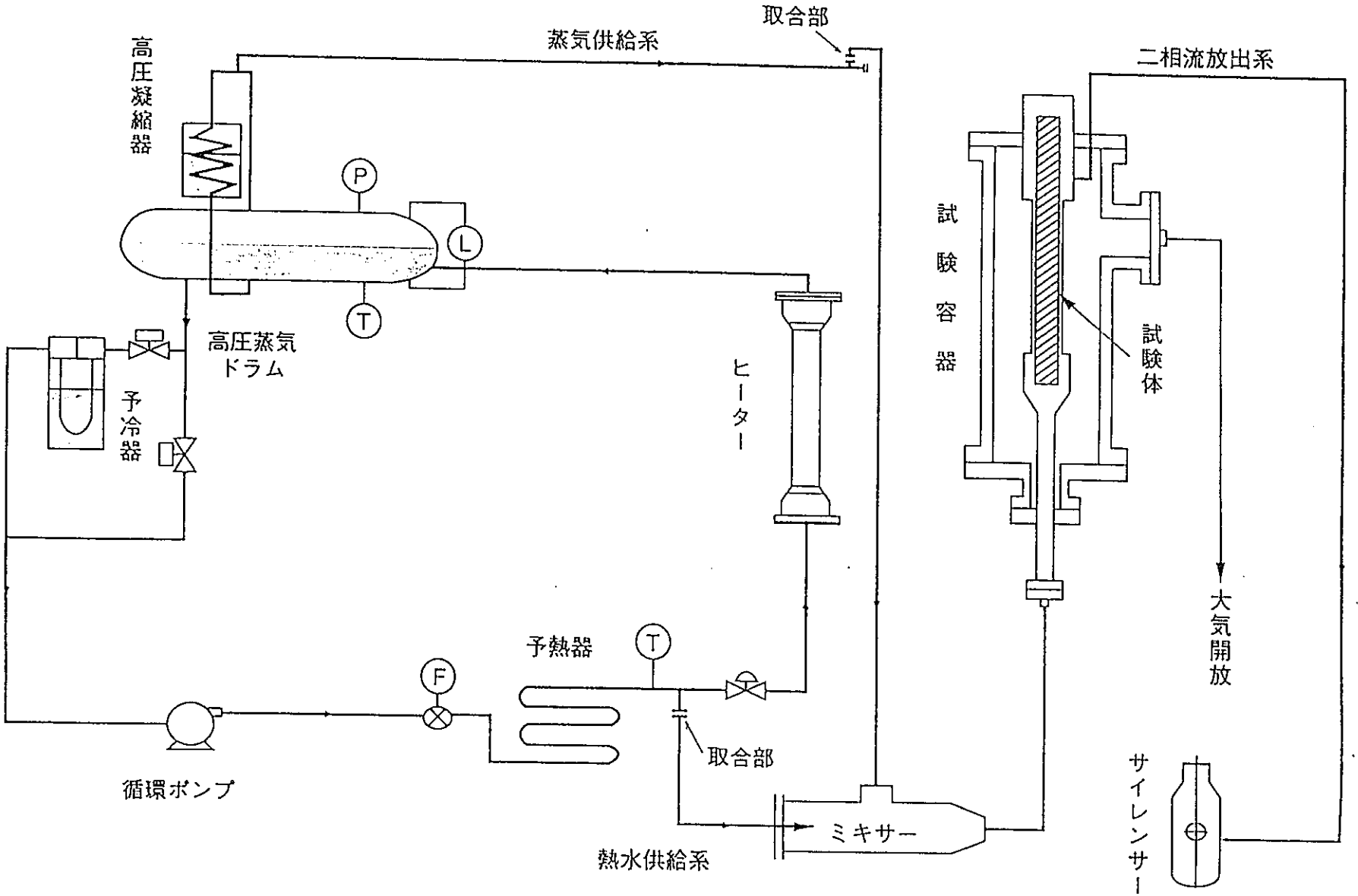


図７．４－１　燃料接触時圧力管挙動試験装置全体フロー

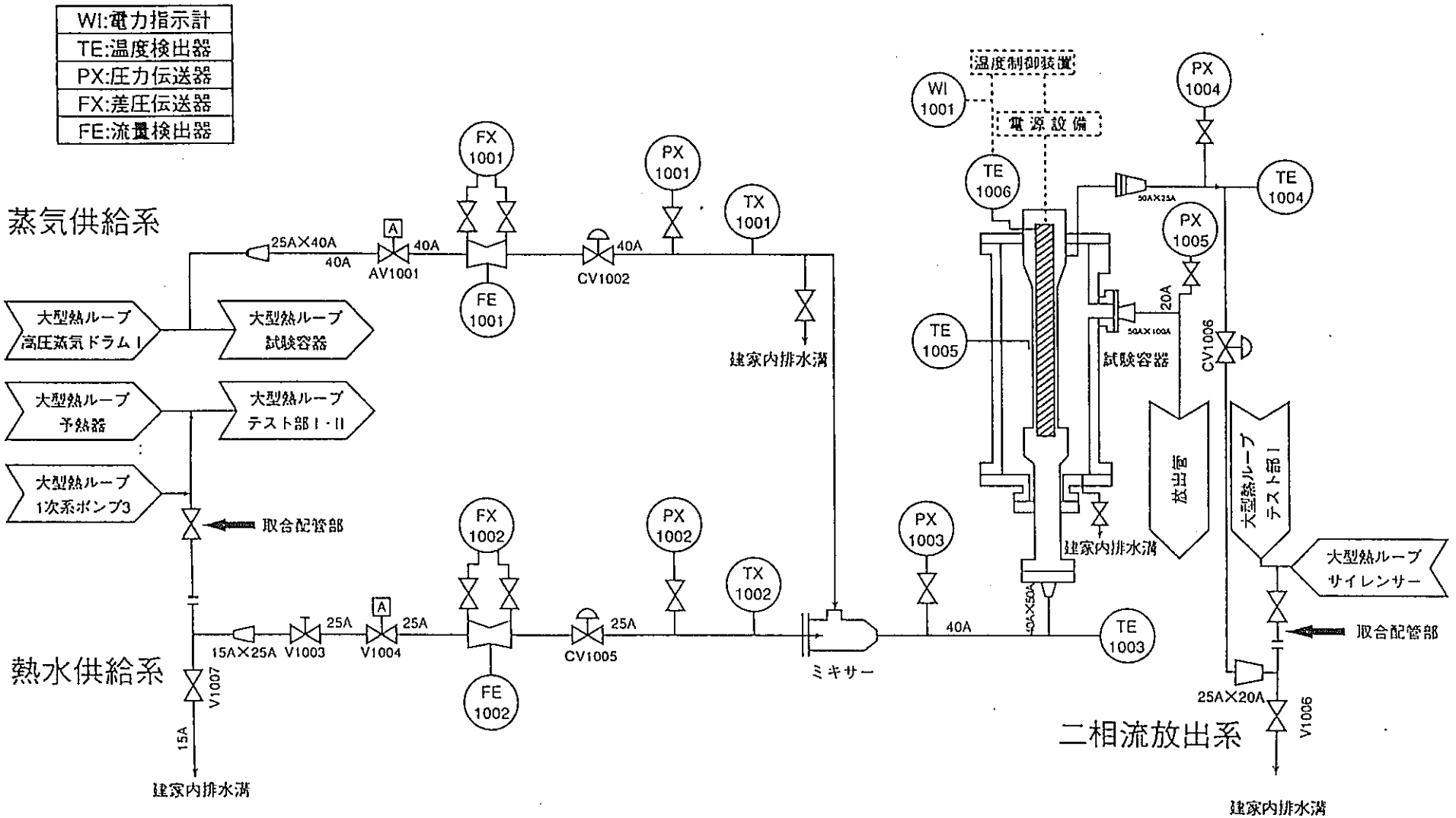


図７．４－２　試験チャンネル概略フロー

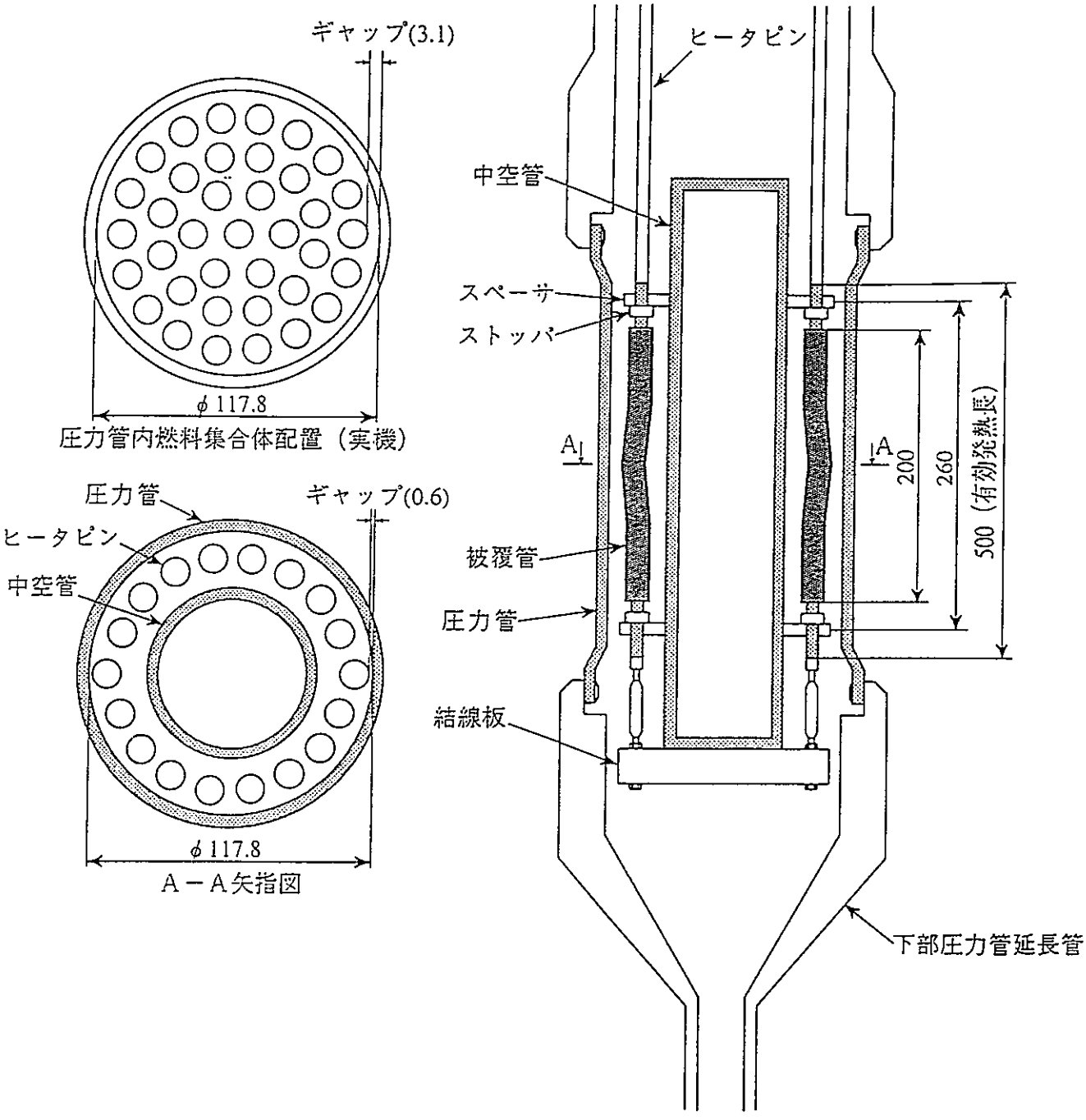


図７．４－３　模擬燃料集合体の構造

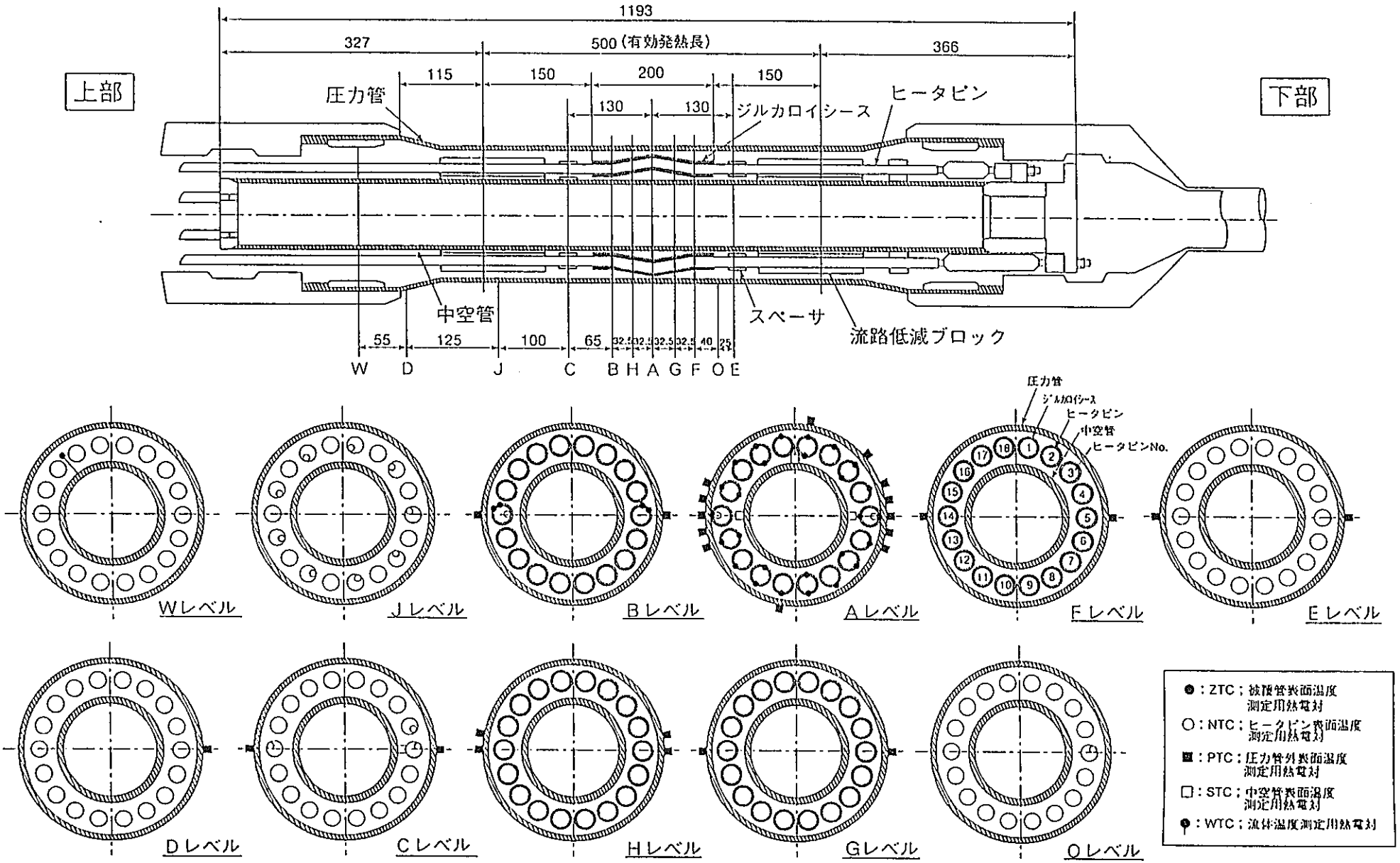


図７．４－４　熱電対配置全体図；ケース４

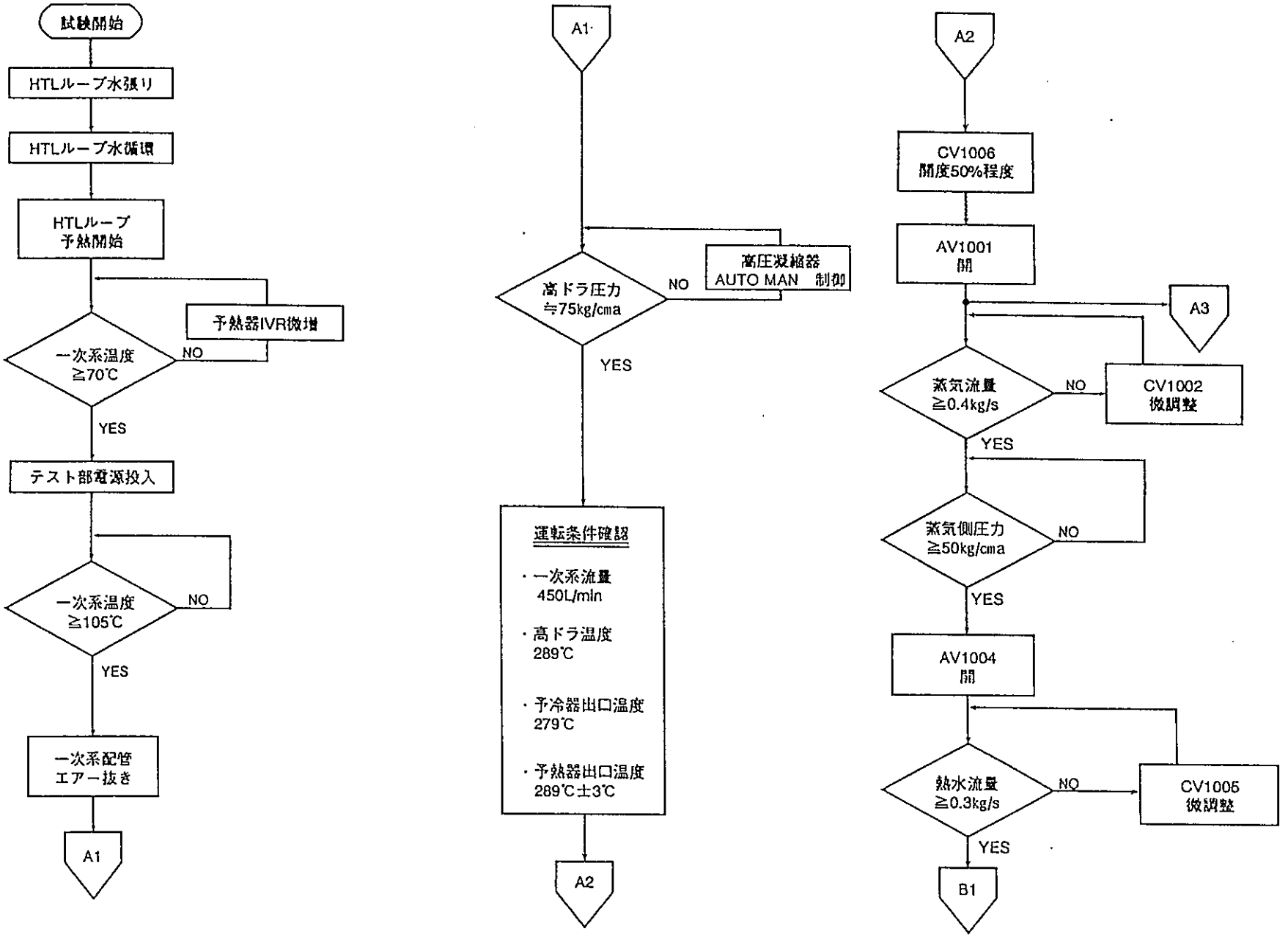


図７．４－５ａ　燃料接触時圧力管挙動試験運転要領(1/2)

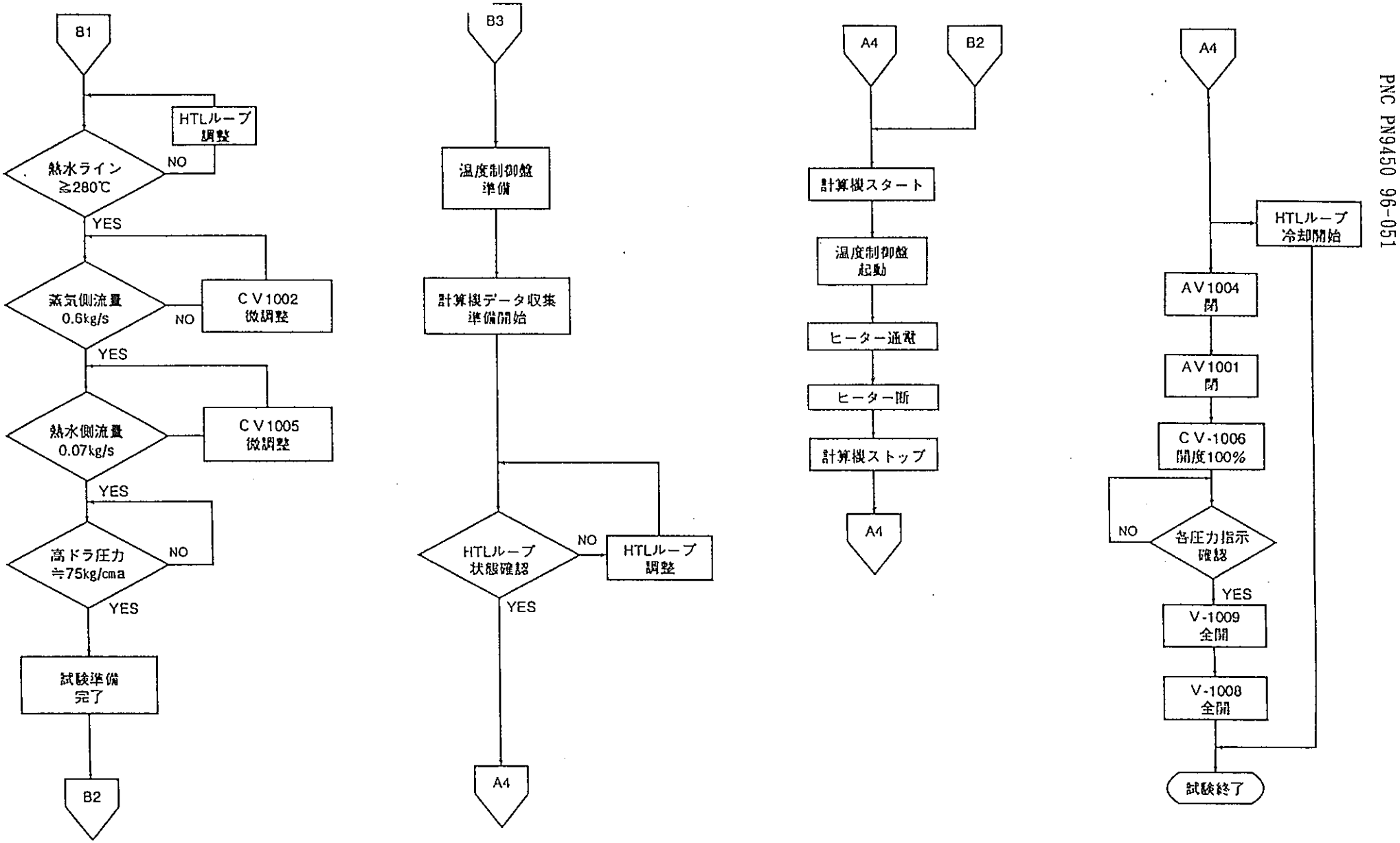


図7.4－5b　燃料接触時圧力管挙動試験運転要領(2/2)

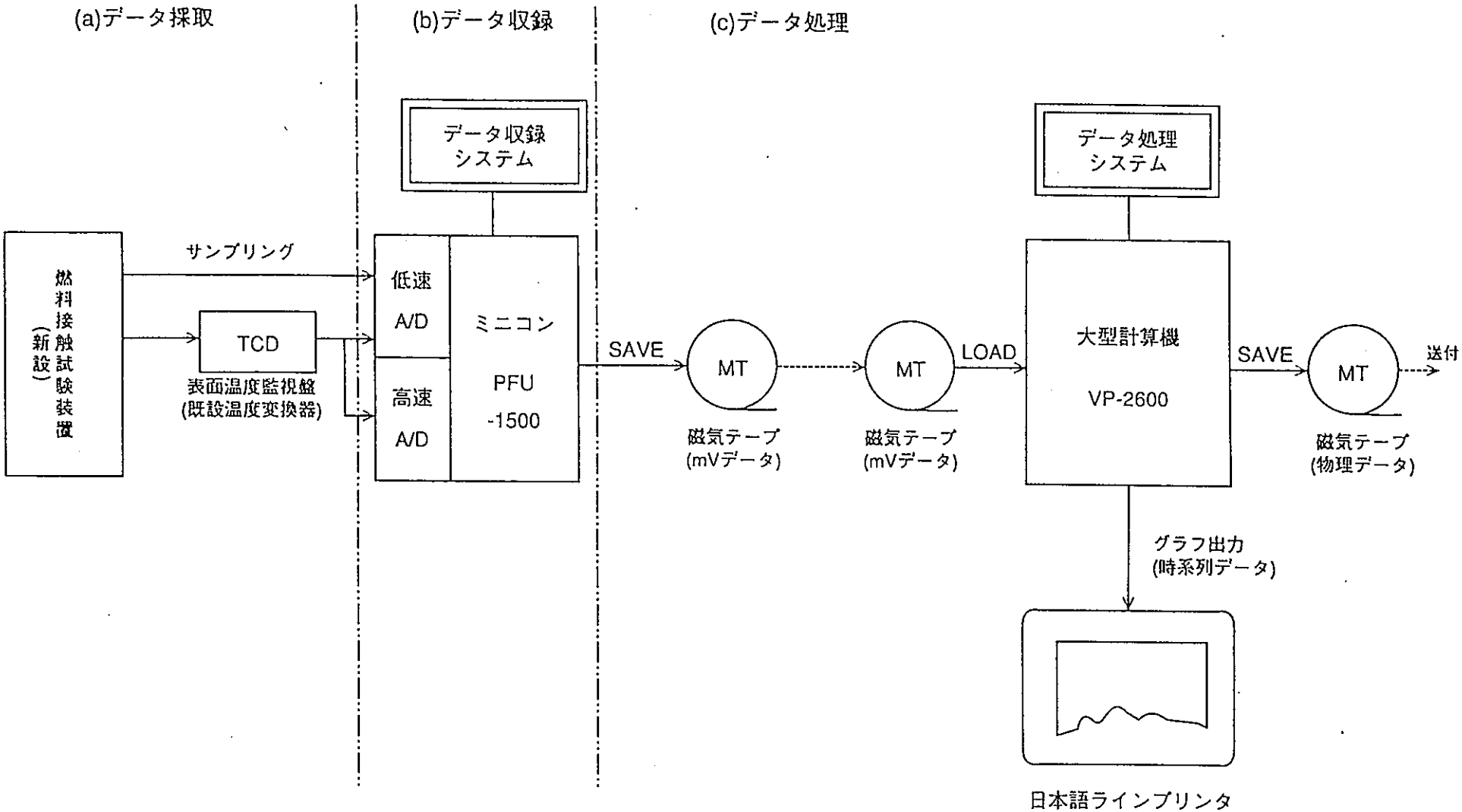
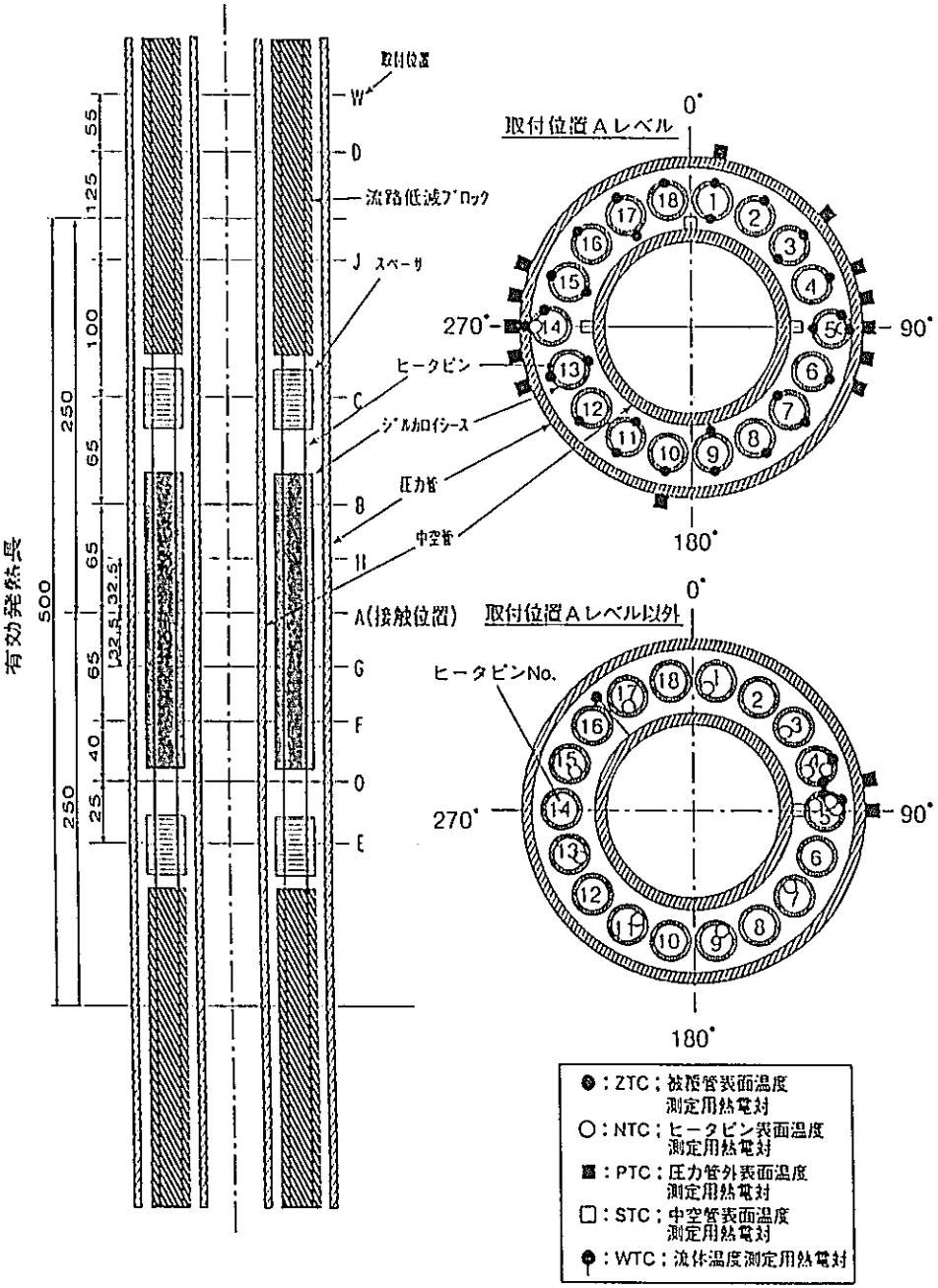


図７．４－６　燃料接触時圧力管挙動試験データの流れ



No.	被覆管表面温度熱電対番号
1	1D-ZTC-A- 10
2	1D-ZTC-A-190
3	2D-ZTC-A- 30
4	3D-ZTC-A- 50
5	3D-ZTC-A-230
6	4D-ZTC-A- 70
7	5D-ZTC-A- 30
8	5D-ZTC-A- 90
9	5D-ZTC-A-270
10	5D-ZTC-B- 0
11	5D-ZTC-B- 60
12	6D-ZTC-A-110
13	7D-ZTC-A-130
14	7D-ZTC-A-310
15	8D-ZTC-A-150
16	9D-ZTC-A-170
17	9D-ZTC-A-350
18	10D-ZTC-A-190
19	11D-ZTC-A- 30
20	11D-ZTC-A-210
21	12D-ZTC-A-230
22	13D-ZTC-A- 70
23	13D-ZTC-A-250
24	14D-ZTC-A-270
25	14D-ZTC-A-330
26	14D-ZTC-B- 0
27	14D-ZTC-B-300
28	15D-ZTC-A-110
29	15D-ZTC-A-290
30	16D-ZTC-A-310
31	17D-ZTC-A-150
32	17D-ZTC-A-330
33	18D-ZTC-A-350

No.	ヒータピン表面温度熱電対番号
1	1D-NTC-J-220
2	3D-NTC-J-260
3	5D-NTC-A- 90
4	5D-NTC-C- 30
5	5D-NTC-O- 60
6	5D-NTC-J-300
7	7D-NTC-J-340
8	9D-NTC-J- 20
9	11D-NTC-J- 60
10	13D-NTC-J-100
11	14D-NTC-A-270
12	14D-NTC-B- 90
13	14D-NTC-C-330
14	15D-NTC-J-140
15	17D-NTC-J-180

No.	圧力管外表面温度熱電対番号
1	D-PTC-A- 10
2	D-PTC-A- 50
3	D-PTC-A- 70
4	D-PTC-A- 80
5	D-PTC-A- 90
6	D-PTC-A-100
7	D-PTC-A-110
8	D-PTC-A-190
9	D-PTC-A-250
10	D-PTC-A-260
11	D-PTC-A-270
12	D-PTC-A-280
13	D-PTC-A-290
14	D-PTC-B- 90
15	D-PTC-B-270
16	D-PTC-C- 90
17	D-PTC-C-270
18	D-PTC-D- 90
19	D-PTC-E- 90
20	D-PTC-E-270
21	D-PTC-F- 90
22	D-PTC-F-270
23	D-PTC-G- 90
24	D-PTC-G-270
25	D-PTC-H- 80
26	D-PTC-H- 90
27	D-PTC-H-270
28	D-PTC-H-280

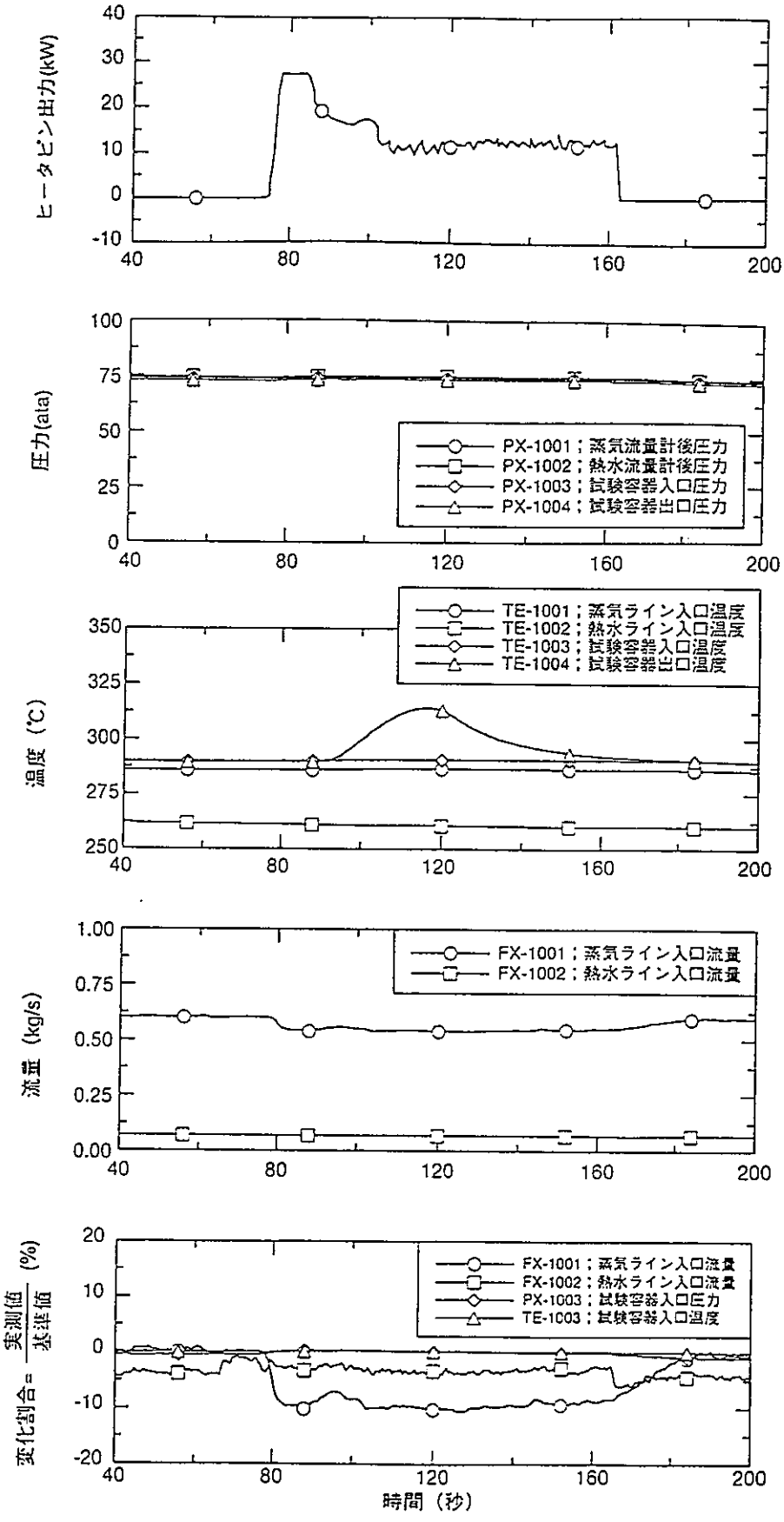
No.	中空管外表面温度熱電対番号
1	D-STC-A- 0
2	D-STC-A- 90
3	D-STC-A-270
4	D-STC-C- 90

No.	流体温度熱電対番号
1	W-WTC

部分：ＰＮＣ側に収録した熱電対

例　1D-ZTC-A- 10
- 取付角度
- 取付レベル
- 取付場所
- 試験体No./ケース4
- ヒータピンNo.

図７.５－１　熱電対配置図；ケース４



試験条件の変化

図７．５－２　試験時における圧力、温度、流量及び試験体出力の変化；ケース４

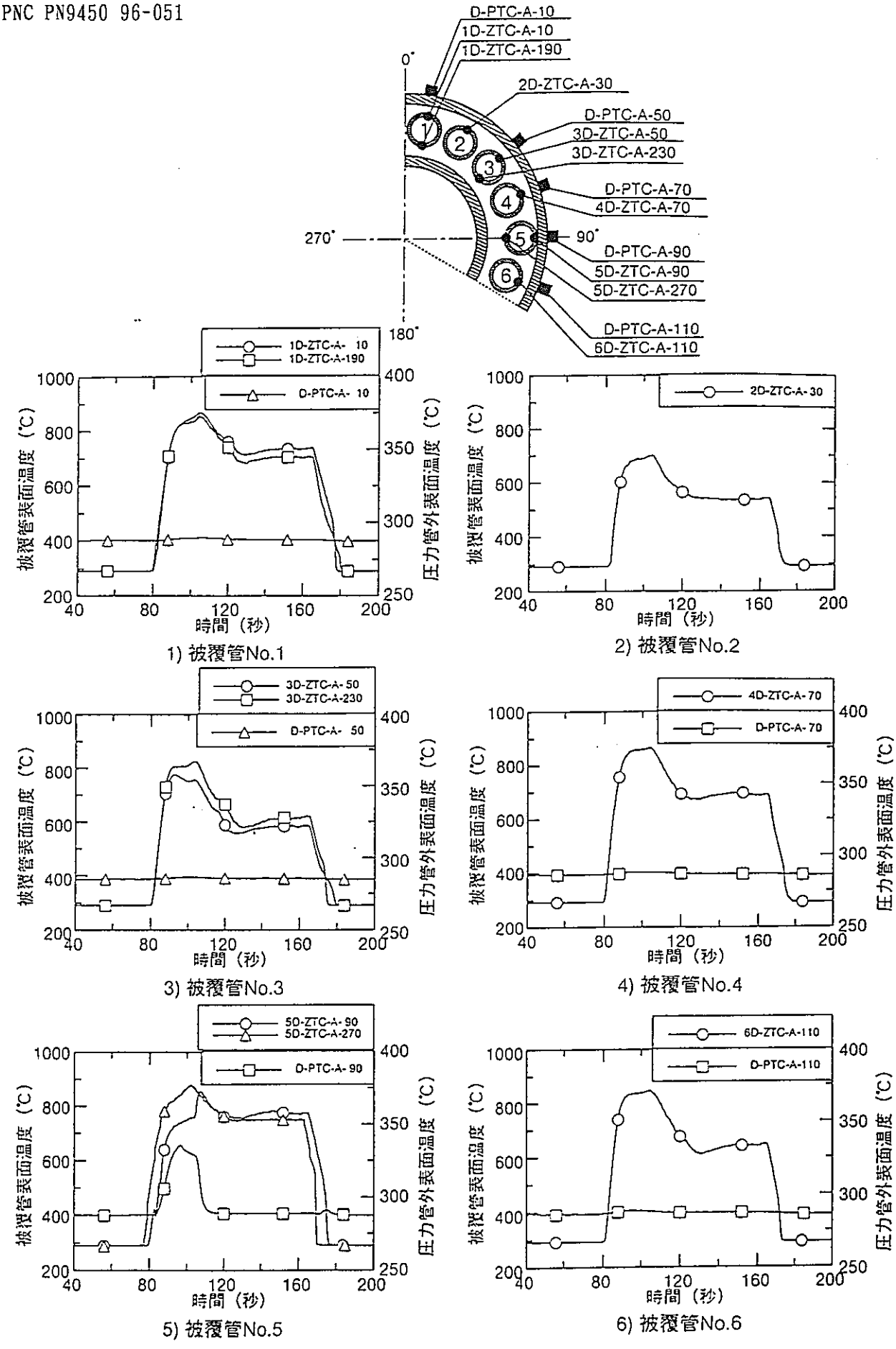
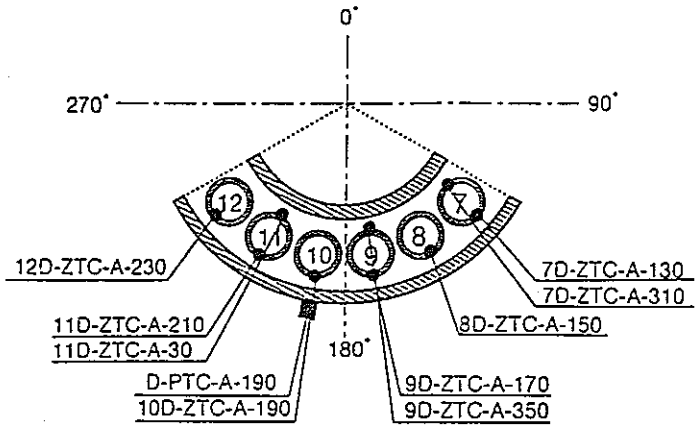
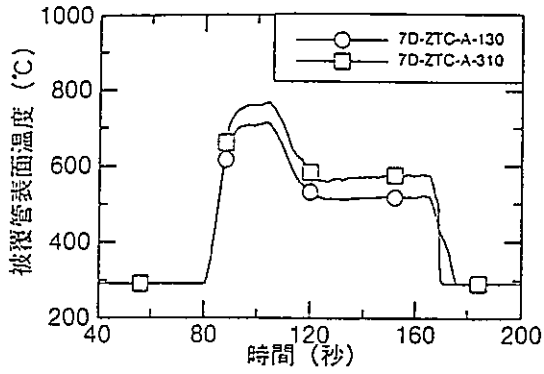
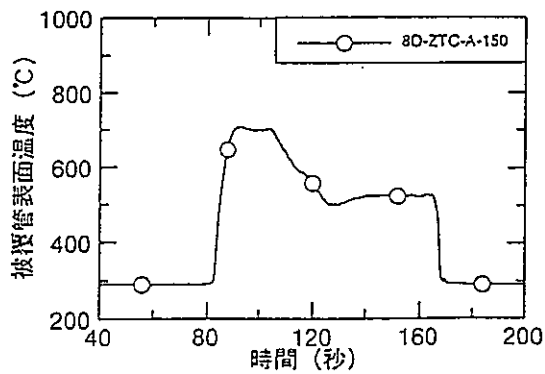


図７.５－３ａ　Ａレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo.１～６）；ケース４

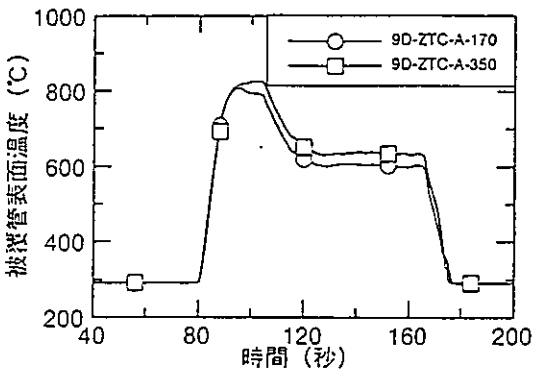




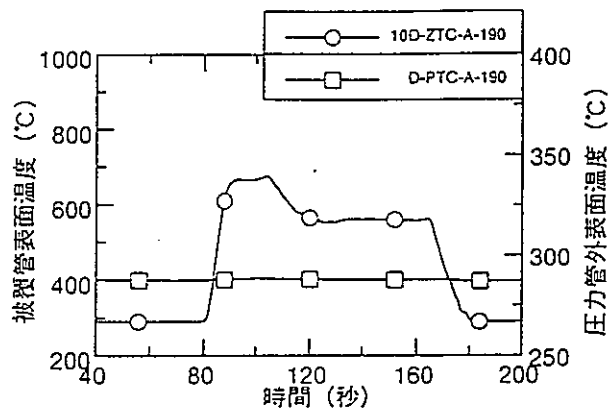
1) 被覆管No.7



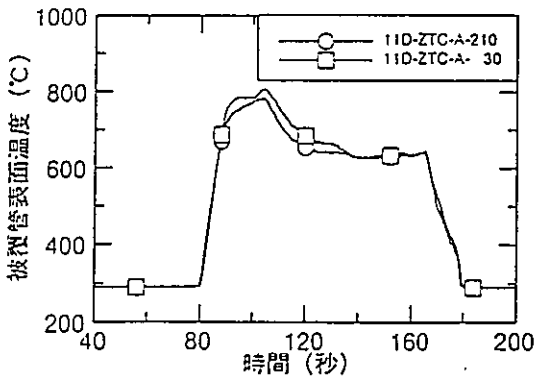
2) 被覆管No.8



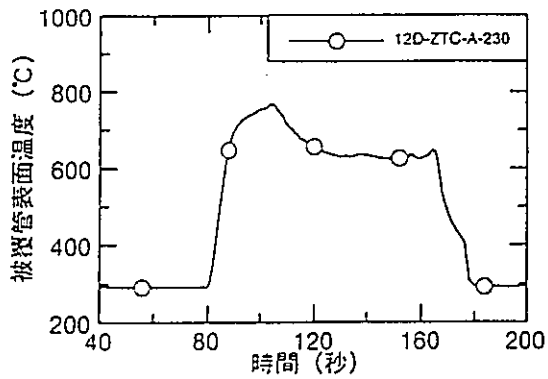
3) 被覆管No.9



4) 被覆管No.10

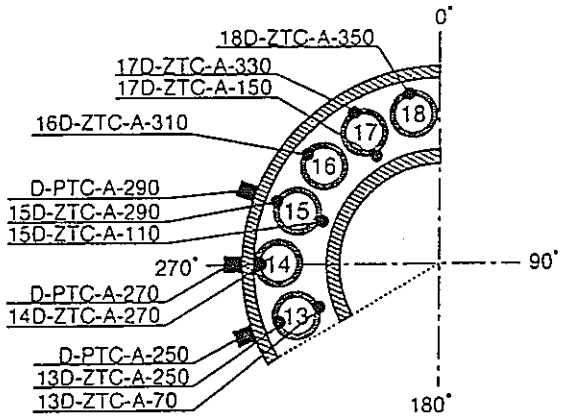


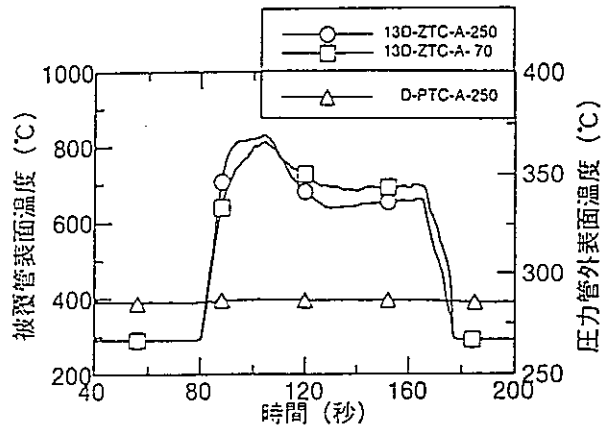
5) 被覆管No.11



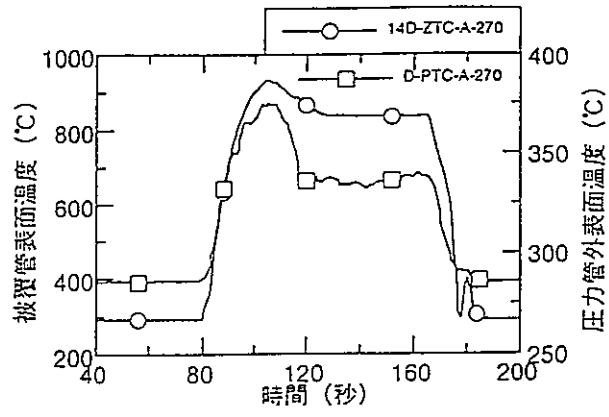
6) 被覆管No.12

図７．５－３ｂ　Ａレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と
圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo.７～１２）；ケース４

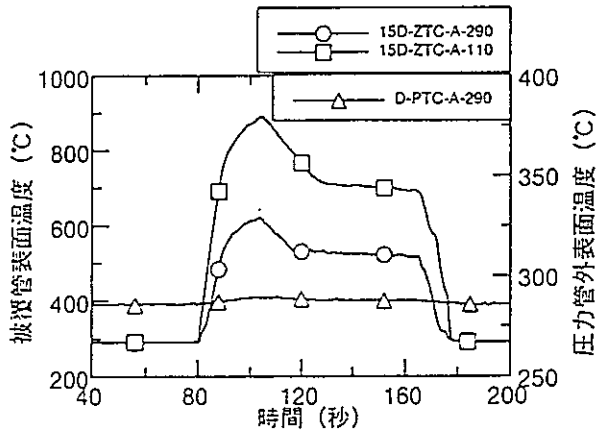




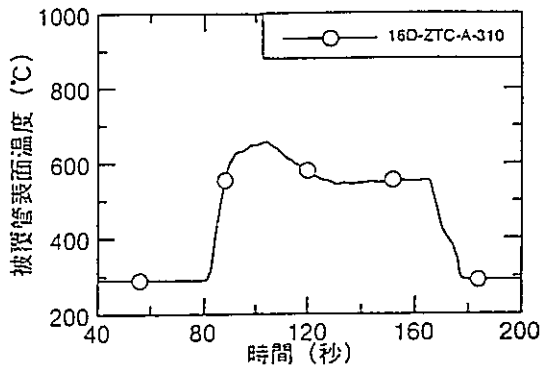
1) 被覆管No.13



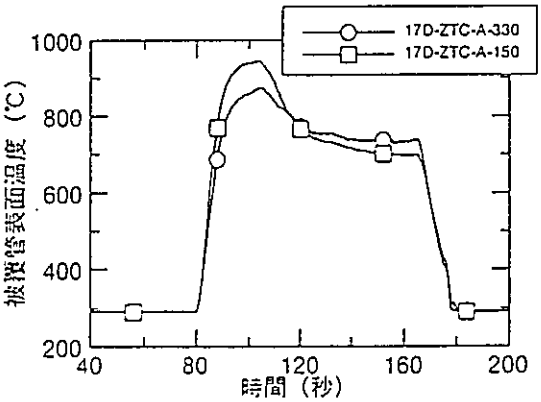
2) 被覆管No.14



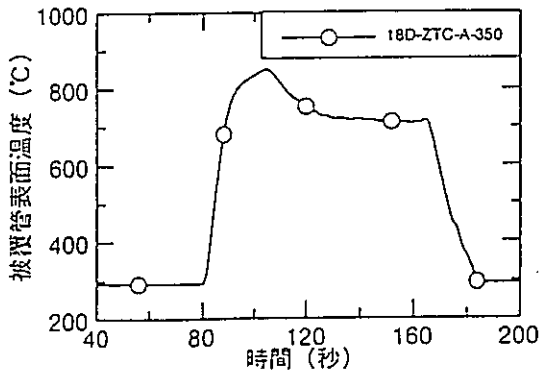
3) 被覆管No.15



4) 被覆管No.16

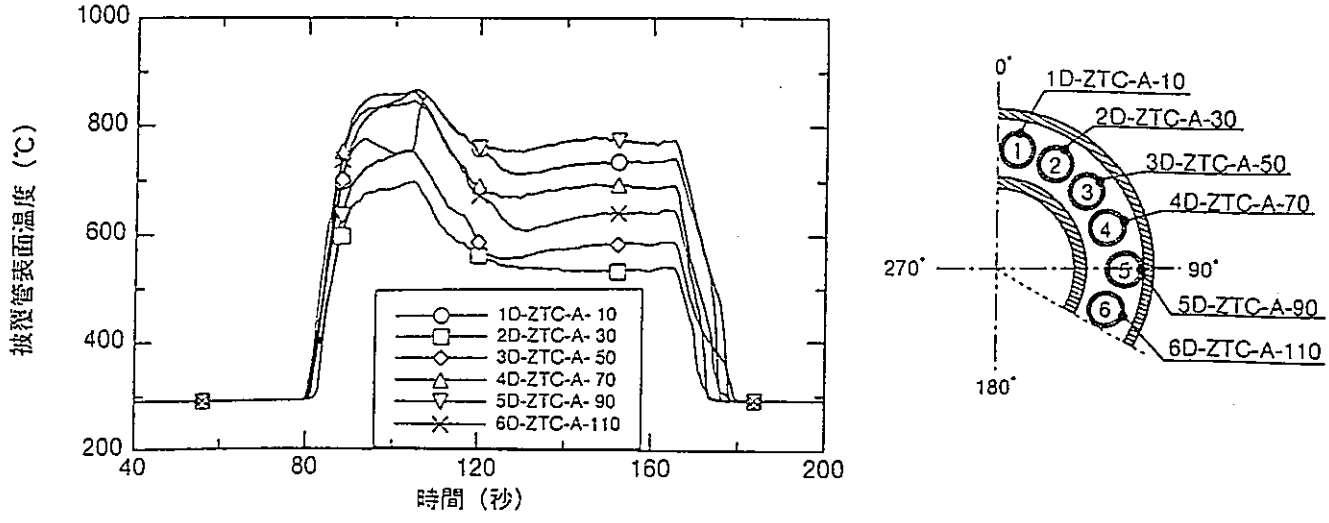


5) 被覆管No.17

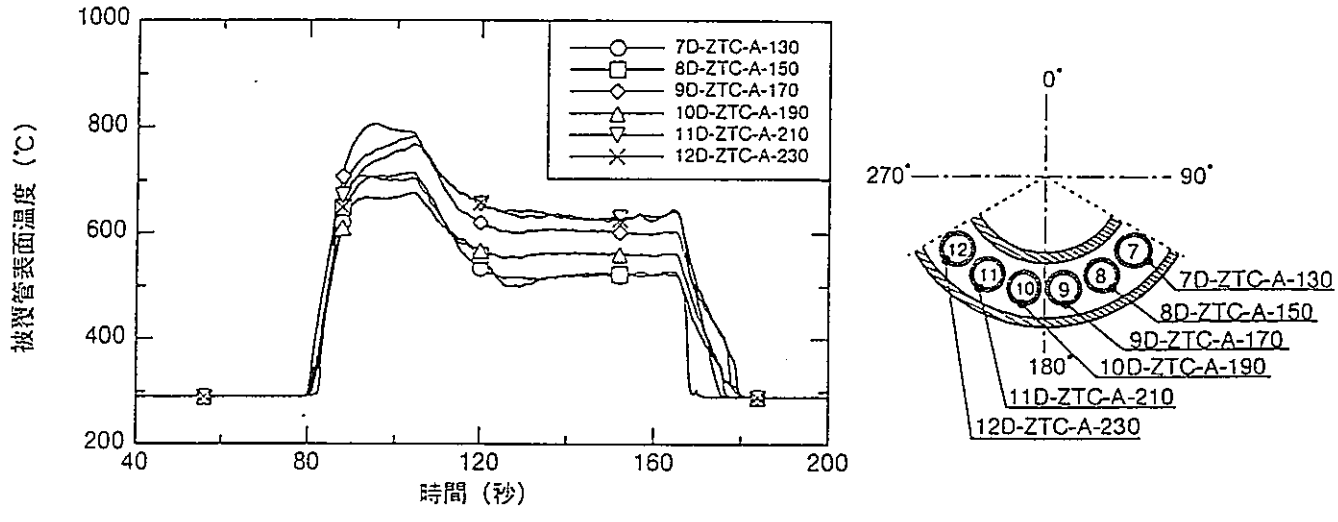


6) 被覆管No.18

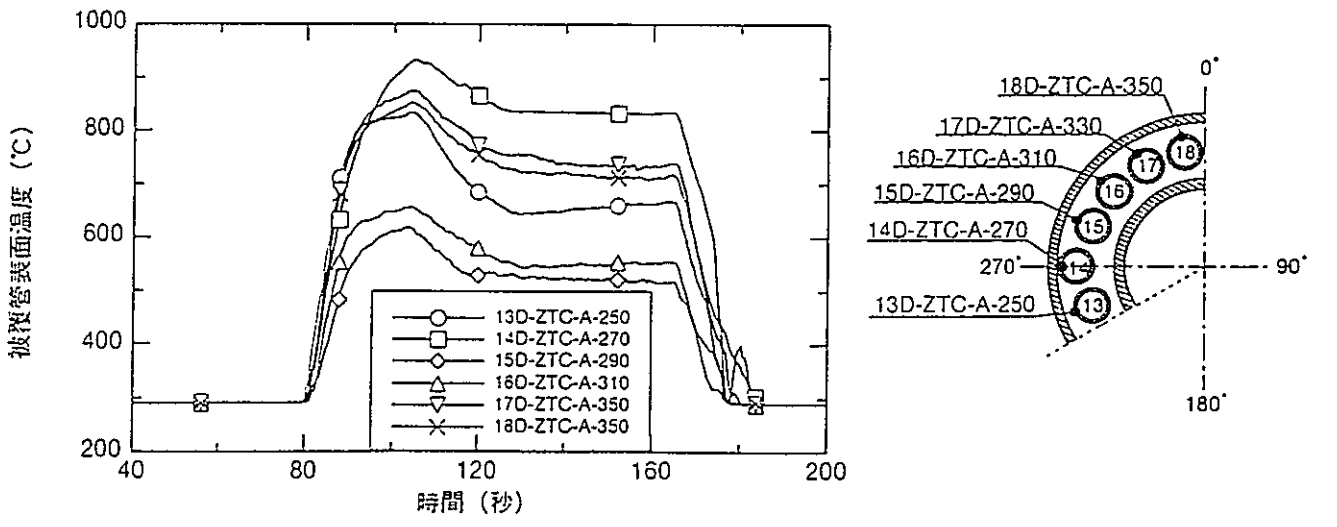
図７.５－３ｃ　Ａレベルにおける各ヒータピンの被覆管表面温度分布と圧力管外表面温度分布の関係（ヒータピンNo.１３～１８）；ケース４



1）被覆管No.1～6

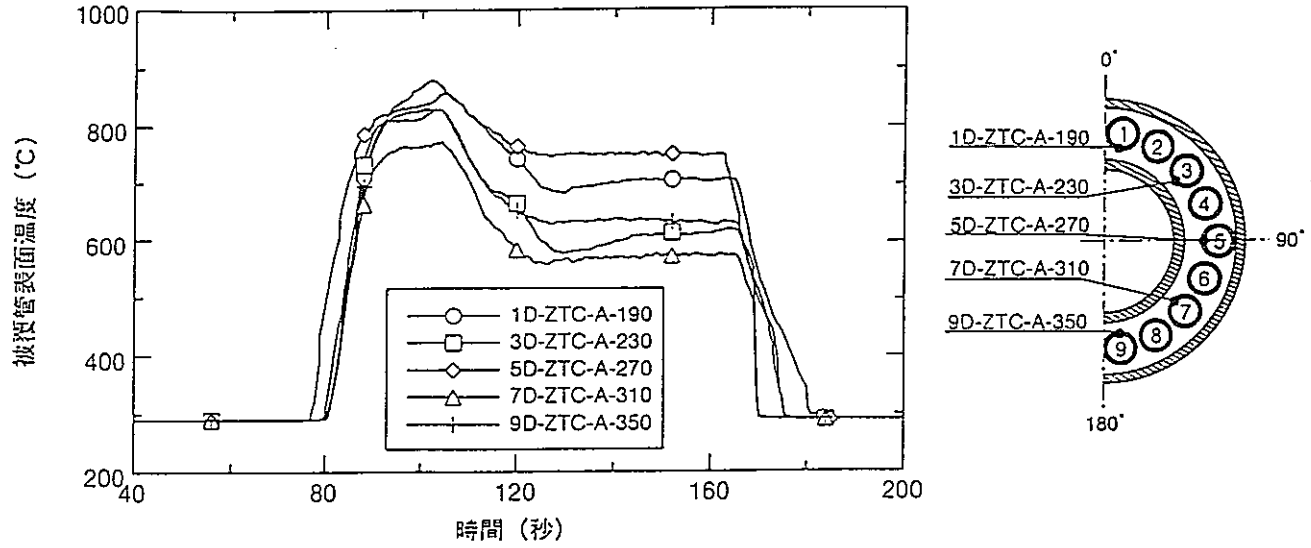


2）被覆管No.7～12

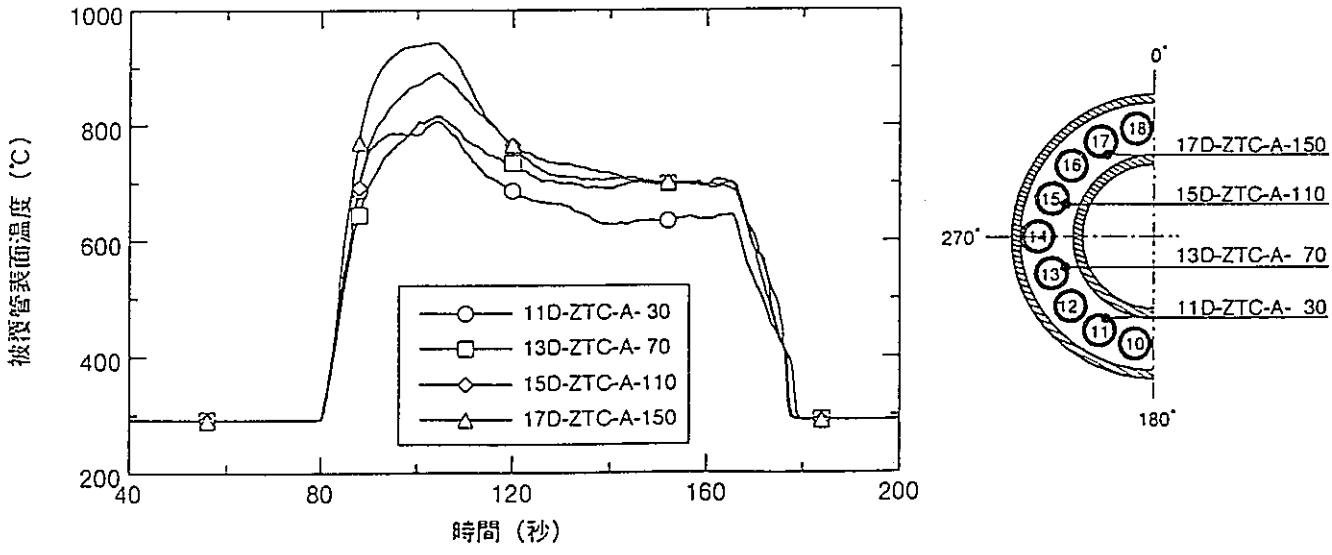


3）被覆管No.13～18

図７.５－４　Ａレベルにおける圧力管側の被覆管表面温度分布；ケース４



1）被覆管No.1,3,5,7,9



2）被覆管No.11,13,15,17

図７．５－５　Ａレベルにおける中空管側の被覆管表面温度分布；ケース４

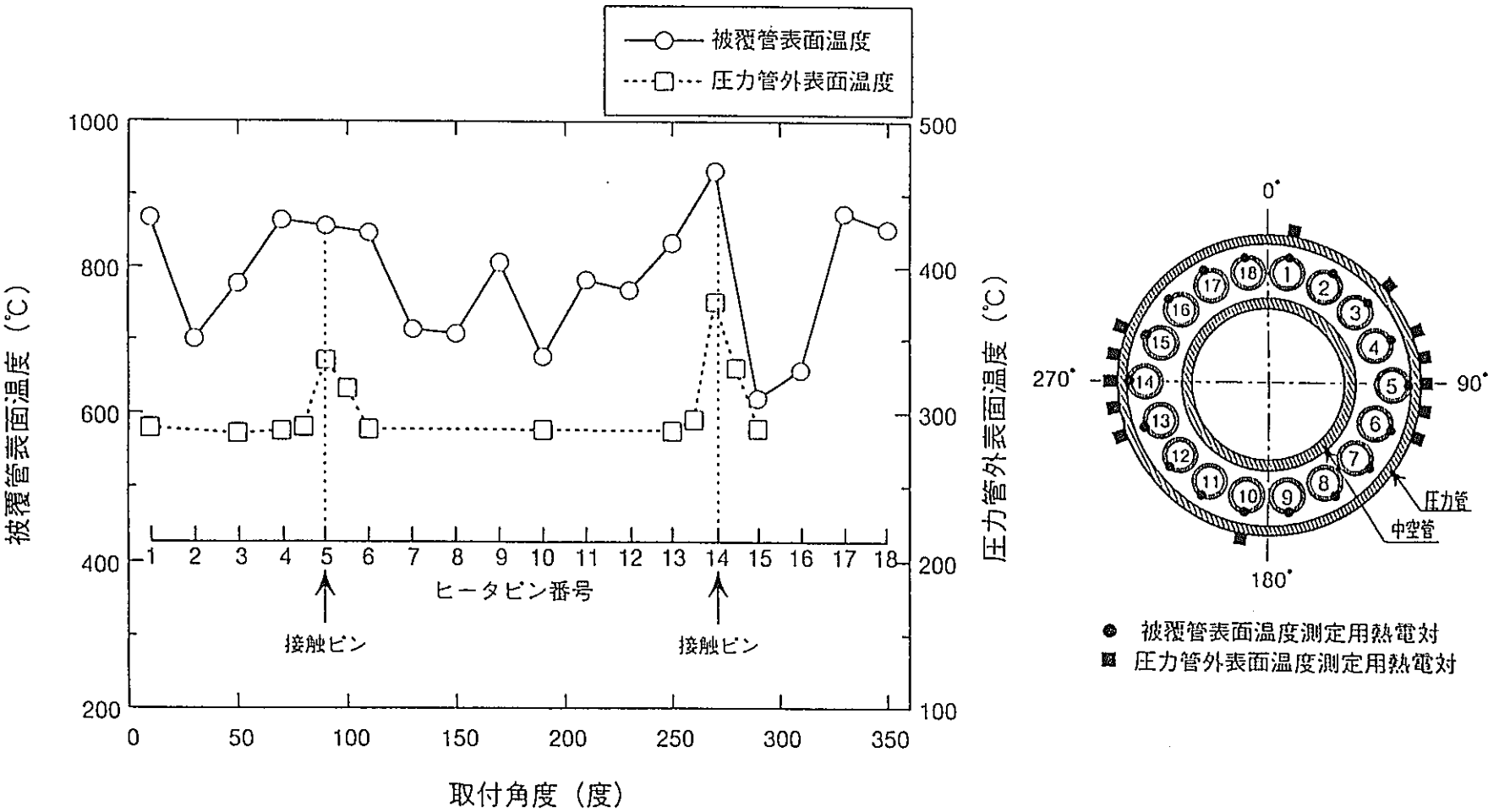


図７．５－６　Ａレベルにおける圧力管側の被覆管表面温度と
圧力管外表面温度の最大値の比較；ケース４

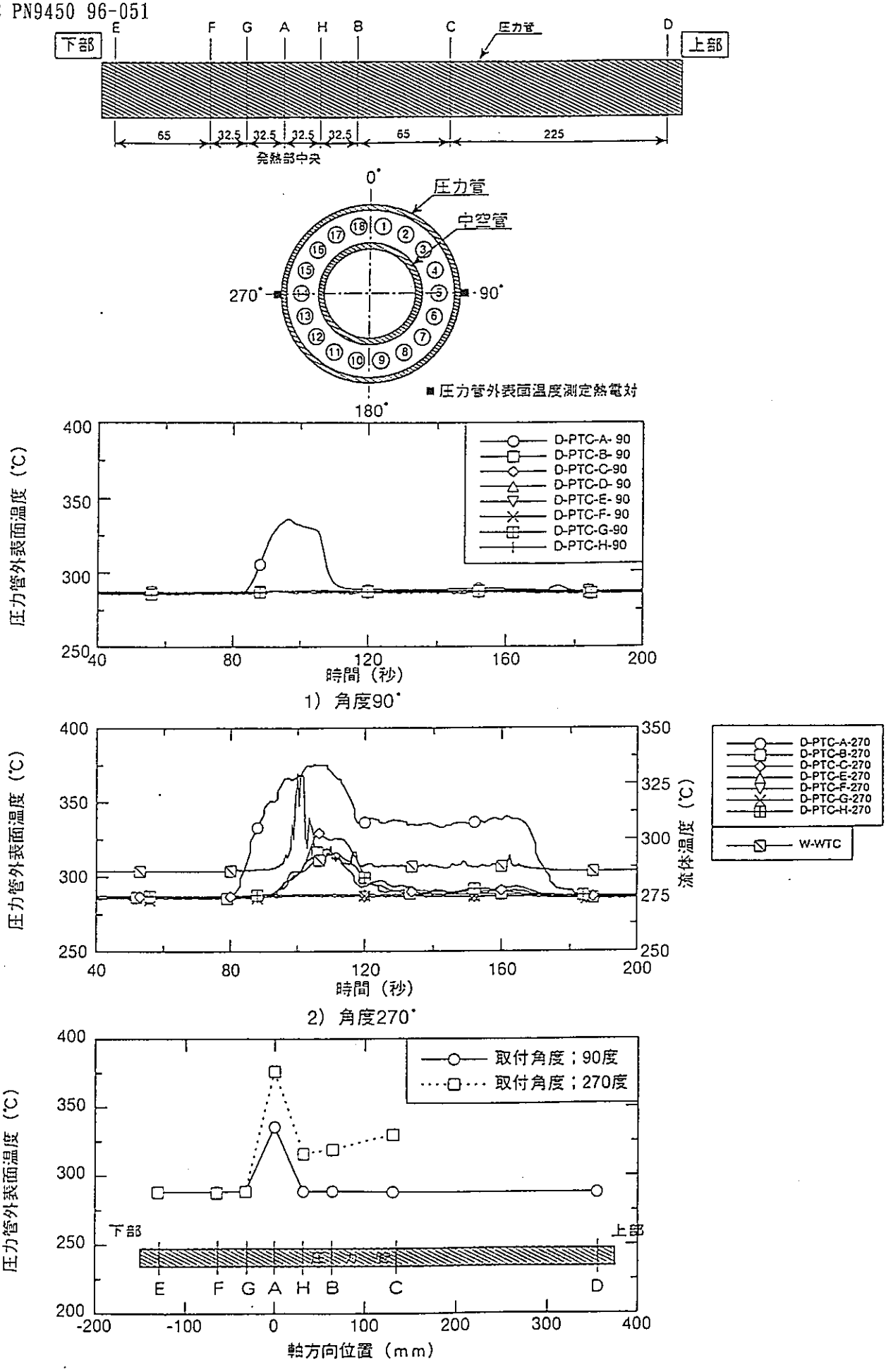
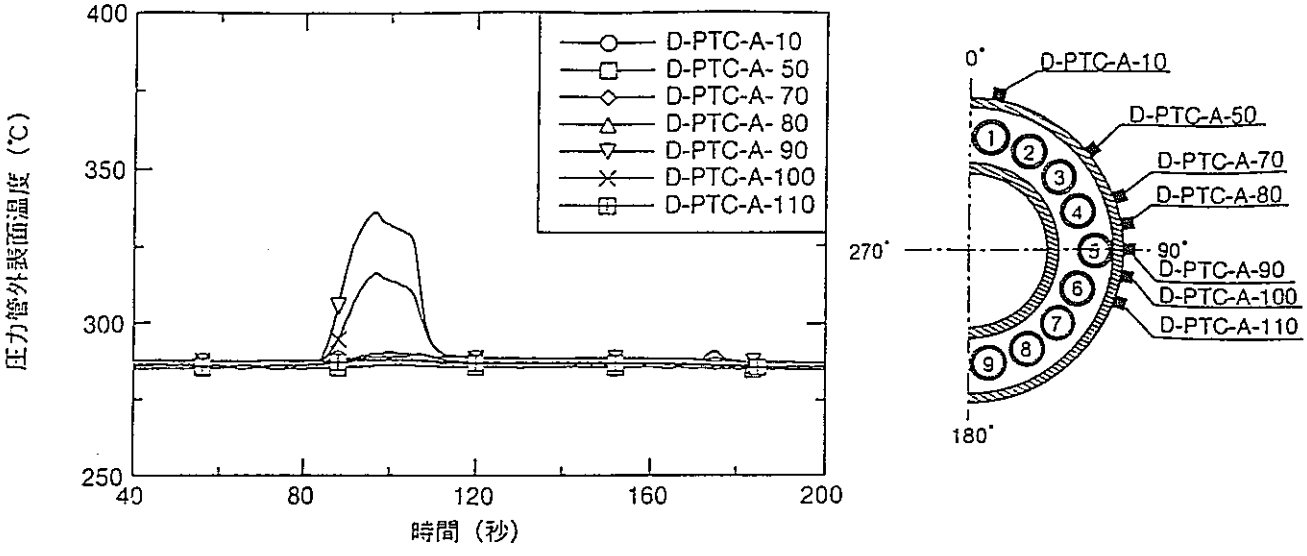
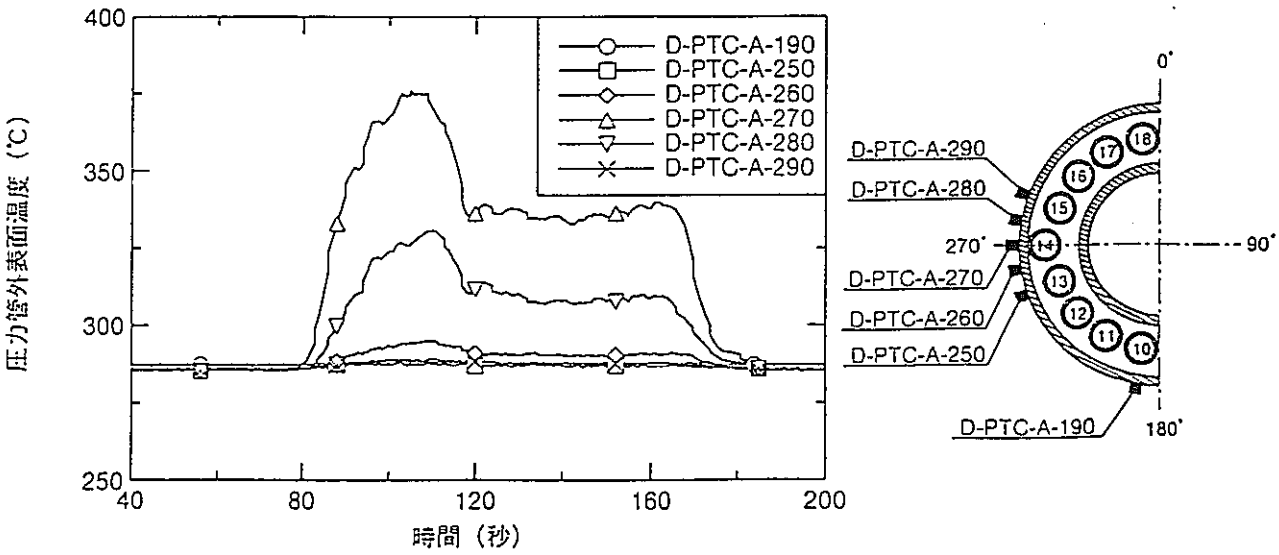


図７．５－７　軸方向の圧力管外表面温度分布；ケース４

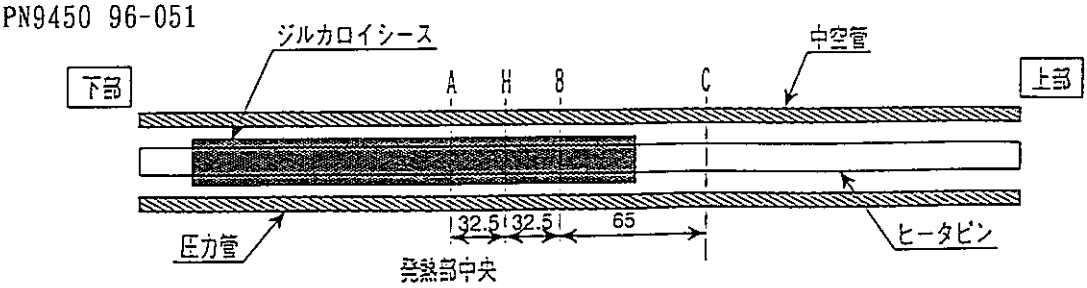


1）5番ピン接触相当位置（Aレベル）



2）14番ピン接触相当位置（Aレベル）

図７.５－８　周方向の圧力管外表面温度分布；ケース４



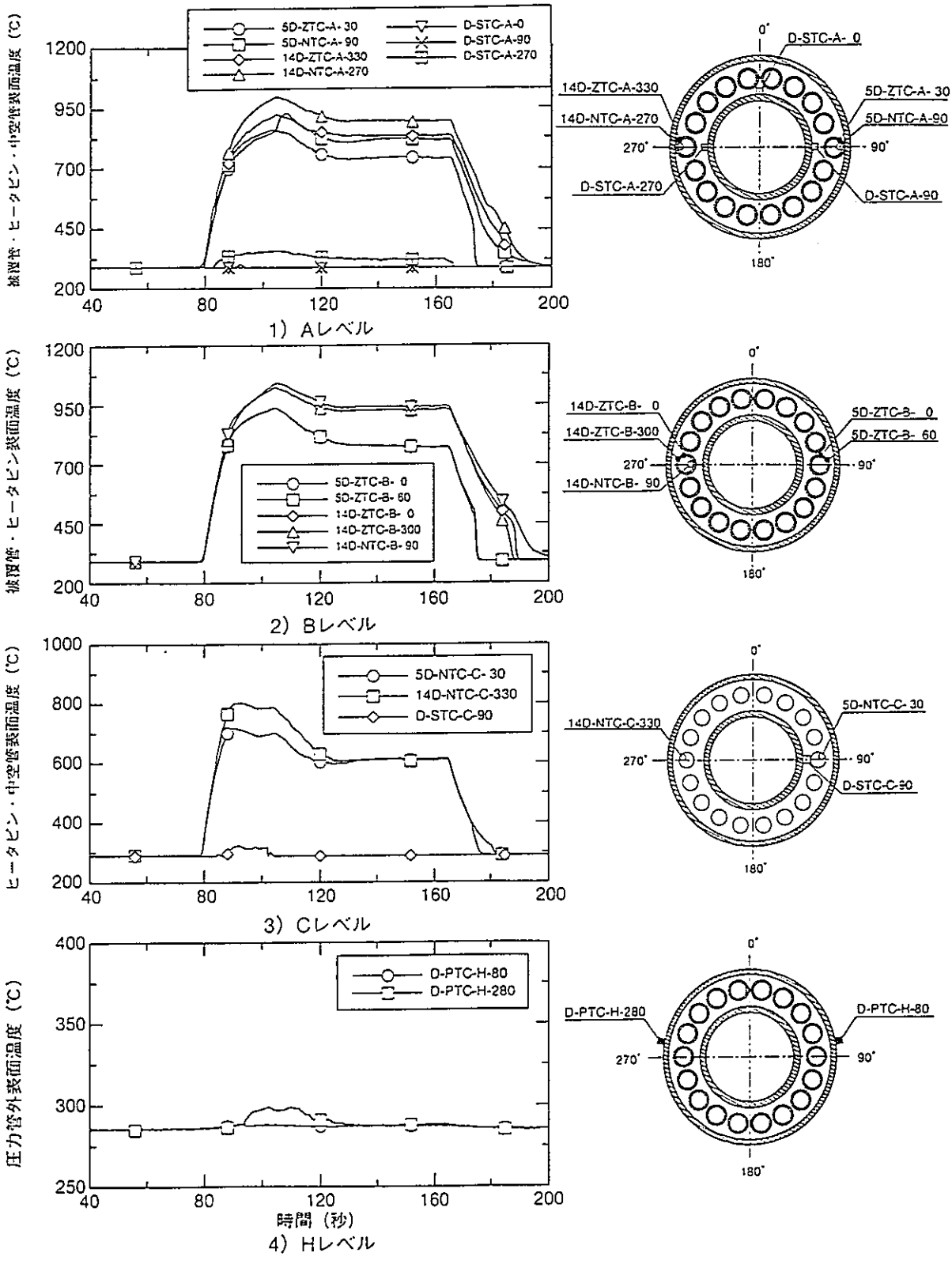


図７.５－９ａ　試験チャンネル内各部の温度分布；ケース４(1/2)

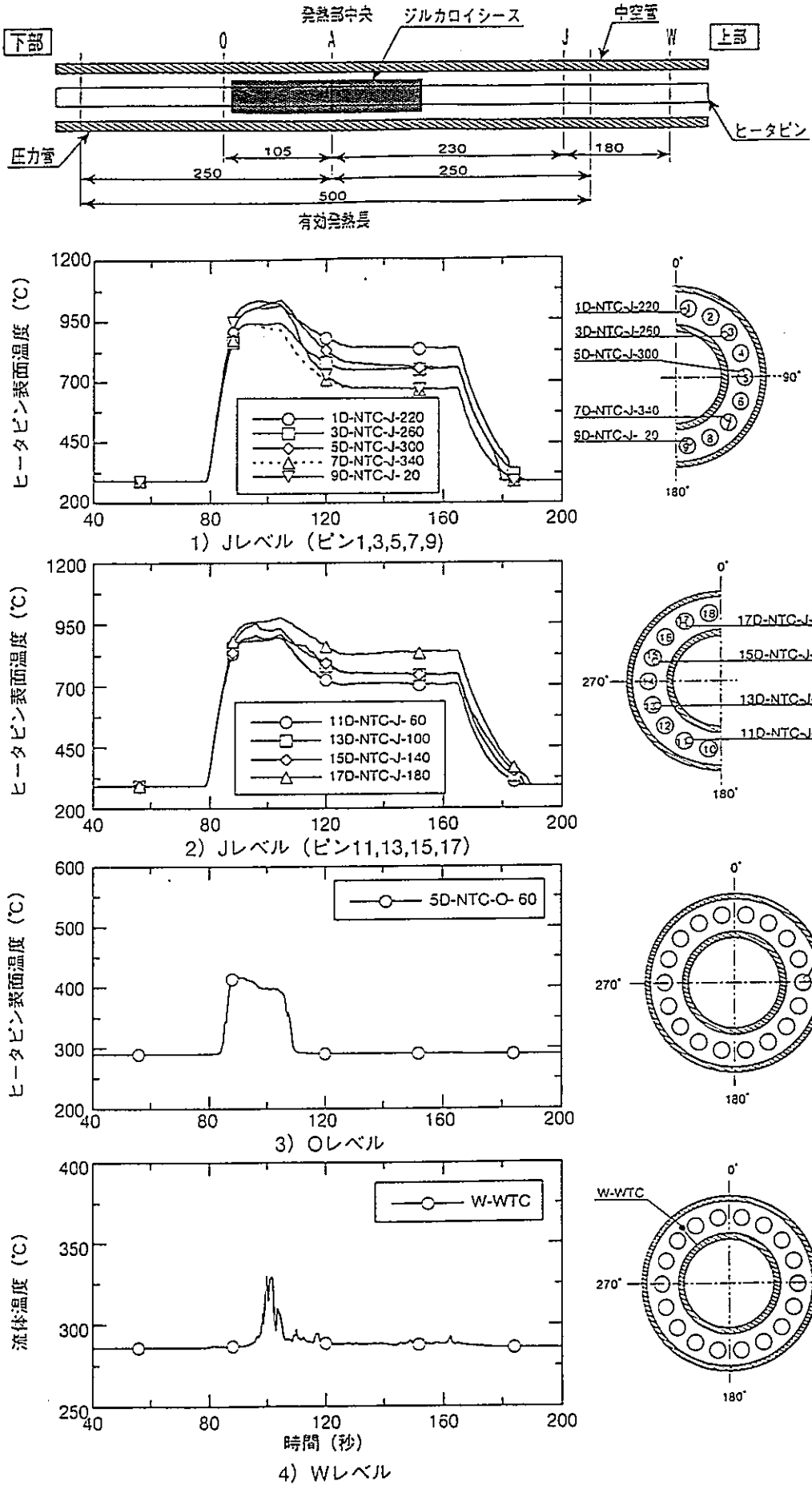
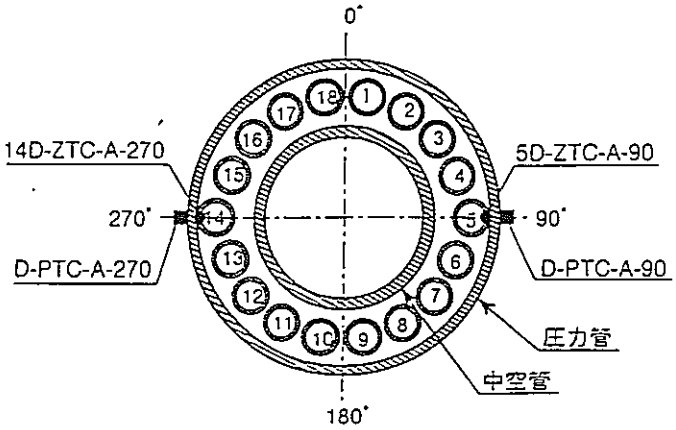
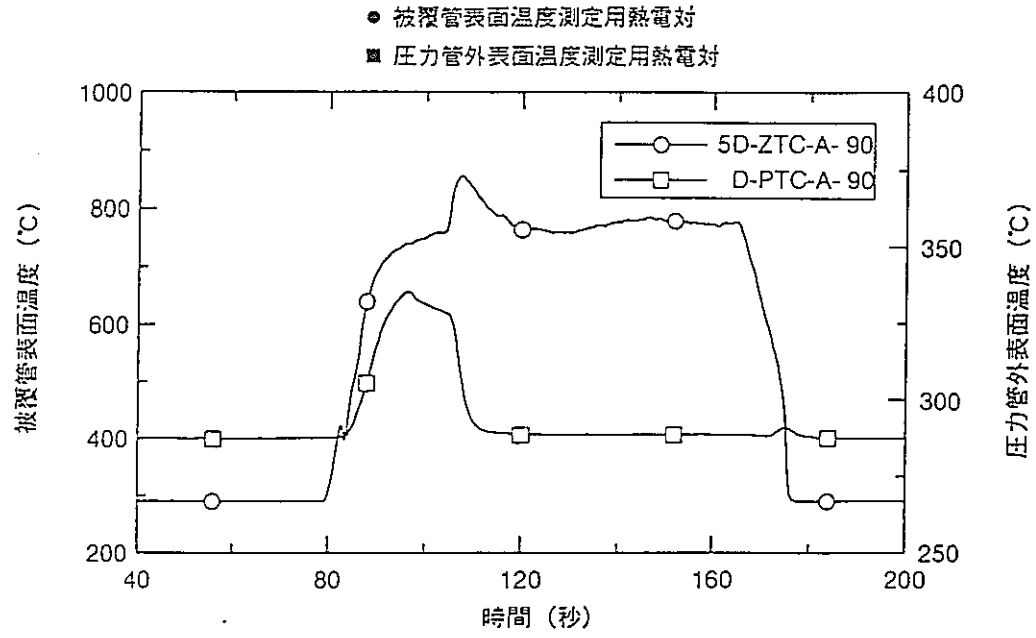
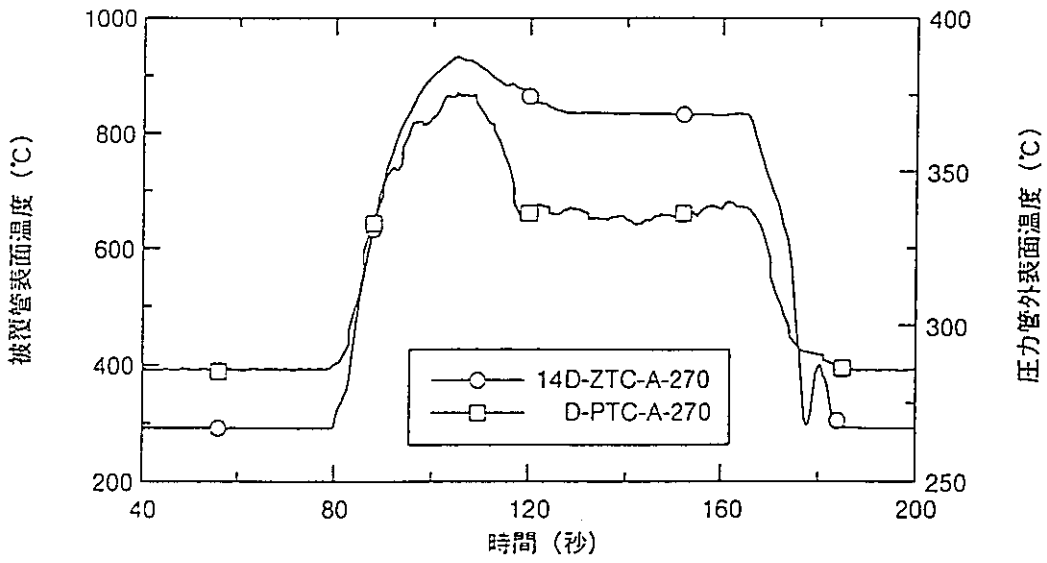


図７.５－９ｂ　試験チャンネル内各部の温度分布；ケース４(2/2)





1) 5番ピン接触相当位置（Aレベル）



2) 14番ピン接触相当位置（Aレベル）

図７.６－１　Ａレベルにおける５番ピンと１４番ピンの被覆管表面温度と圧力管外表面温度の比較；ケース４

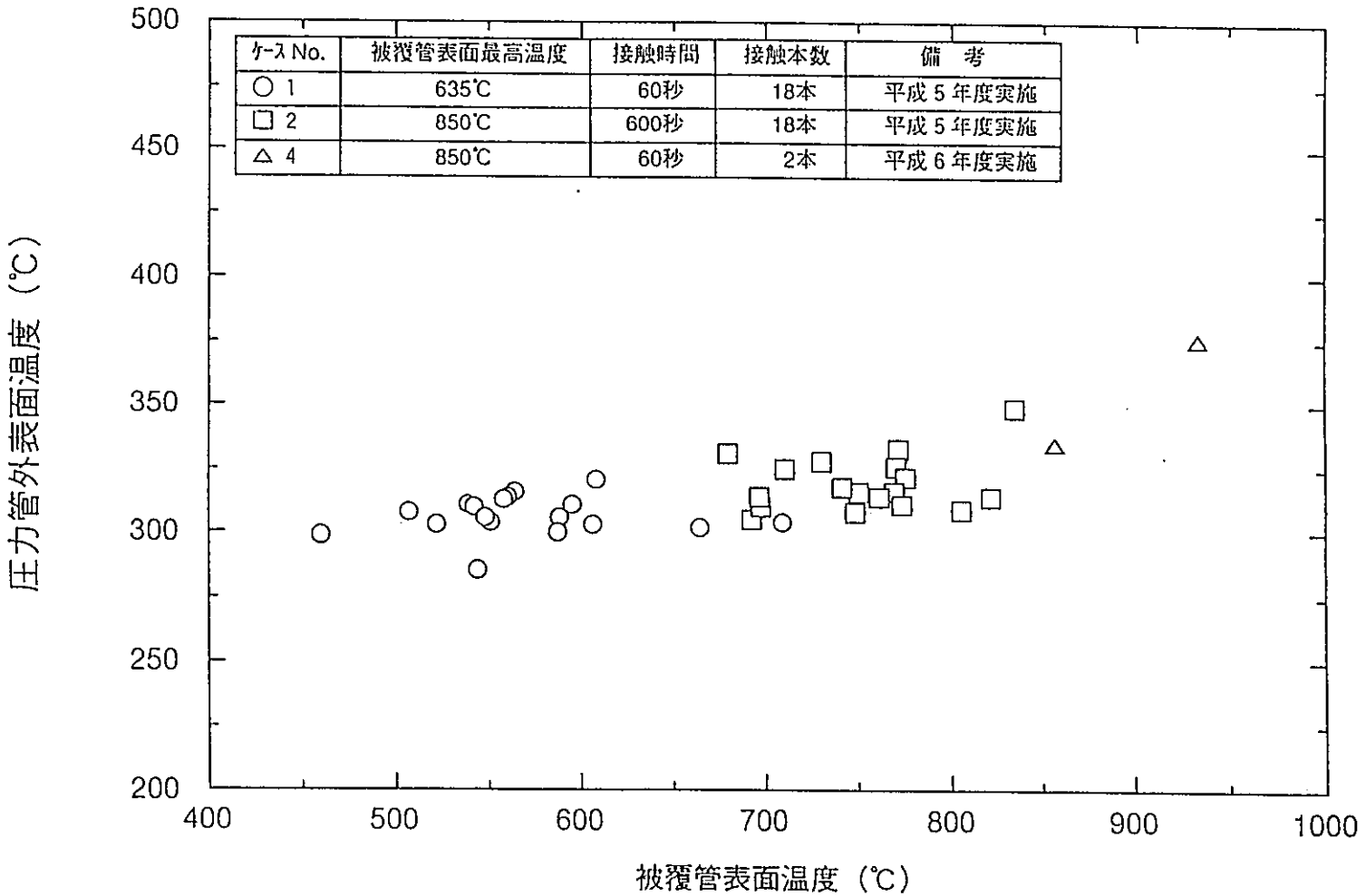


図７．６－２　圧力管側の被覆管表面温度と圧力管外表面温度の
最大値の比較；ケース１，２，４