

JAERI - M
93-028

PWR大破断LOCAに対する
TRAC-PF1/MOD1コードの予測性能評価

1993年3月

秋本 肇・大貫 晃・阿部 豊*・村尾 良夫

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1993

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

PWR大破断LOCAに対するTRAC-PF1/MOD1コードの予測性能評価

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

秋本 肇 ・大貫 晃 ・阿部 豊* ・村尾 良夫

(1993年1月25日受理)

REFLA/TRACコード整備の第一段階として、TRAC-PF1コードの予測性能の把握と問題点の抽出を目的として、PWRの大破断LOCA実験を対象とした予測性能評価計算を行った。評価計算は、個々の現象に対する予測精度を把握するために、総合試験とともに臨界流、対向流、コールドレグ部の凝縮及び再冠水を対象とした分離効果試験に対しても行った。本報告書は、その評価計算結果をまとめたものである。

評価計算の実施により、PWR大破断LOCA時の主要な現象に対するTRAC-PF1コードの予測性能と問題点を把握できた。より精度の高い計算を効率よく行うためには(1)ブローダウン期の炉心内熱伝達モデル(2)ダウンカマにおけるECC水バイパスモデル(3)蓄圧注入系作動時の凝縮モデル(4)再冠水時の炉心熱水力モデルの見直しが必要であることがわかった。

本報告書で用いた試験結果の一部は、電源開発特別会計法に基づき、科学技術庁からの受託によって行った研究の成果である。

東海研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2-4

* 山形大学

Assessment of TRAC-PF1/MOD1 Code for Large Break LOCA in PWR

Hajime AKIMOTO, Akira OHNUKI, Yutaka ABE* and Yoshio MURAO

Department of Reactor Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 25, 1993)

As the first step of the REFLA/TRAC code development, the TRAC-PF1/MOD1 code has been assessed for various experiments that simulate postulated large-break loss-of-coolant accident (LBLOCA) in PWR to understand the predictive capability and to identify the problem areas of the code. The assessment calculations were performed for separate effect tests for critical flow, counter current flow, condensation at cold leg and reflood as well as integral tests to understand predictability for individual phenomena. This report summarizes results from the assessment calculations of the TRAC-PF1/MOD1 code for LBLOCA in PWR.

The assessment calculations made clear the predictive capability and problem areas of the TRAC-PF1/MOD1 code for LBLOCA in PWR. The areas, listed below, should be improved for more realistic and effective simulation of LBLOCA in PWR: (1) core heat transfer model during blowdown, (2) ECC bypass model at downcomer during refill, (3) condensation model during accumulator injection, and (4) core thermal hydraulic model during reflood.

Keywords: Reactor Safety, Thermal Hydraulics, Two-phase Flow, Heat Transfer, TRAC Code, Numerical Simulation, Loss-of-Coolant, PWR

Part of test data used in this report were obtained under the contract with the Atomic Energy Bureau of Science and Technology Agency of Japan.

* Yamagata university

目 次

1. 緒 言	1
2. 評価マトリクス	6
2.1 大破断LOCAのシナリオ	6
2.2 評価マトリクスの選定	13
3. 分離効果試験に対する評価計算結果	19
3.1 臨界流実験	19
3.1.1 MOBY-DICK実験	21
3.1.2 BNL Nozzle Test	23
3.1.3 Super CANON実験	25
3.1.4 Marviken実験	26
3.1.5 臨界流実験に対する評価計算結果のまとめ	30
3.2 対向流実験	67
3.2.1 単管対向流実験	67
3.2.2 CREARE 1/15スケール実験	69
3.2.3 対向流実験に対する評価計算結果のまとめ	70
3.3 凝縮実験	79
3.3.1 東京工業大学凝縮実験	80
3.3.2 円筒炉心試験コールドレグ部解析	100
3.3.3 凝縮実験に対する評価計算結果のまとめ	103
3.4 再冠水実験	115
3.4.1 円筒炉心試験炉心部解析1 (セル分割法に対する感度解析)	116
3.4.2 円筒炉心試験炉心部解析2 (パラメータ効果)	127
3.4.3 平板炉心出力分布効果試験	139
3.4.4 再冠水実験に対する評価計算結果のまとめ	141
4. 総合試験に対する評価計算結果	152
4.1 円筒炉心基準試験	152
4.2 セミスケールMOD1試験S-06-3	184
4.3 LOFT L2-5試験	209
5. まとめと今後の課題	243
謝 辞	247
参 考 文 献	248

Contents

1. Introduction	1
2. Assessment Matrix	6
2.1 Scenario of Large Break Loss of Coolant Accident	6
2.2 Selection of Assessment Matrix	13
3. Assessment with Separate Effect Test Data	19
3.1 Critical Flow Test	19
3.1.1 MOBY-DICK Test	21
3.1.2 BNL Nozzle Test	23
3.1.3 Super CANON Test	25
3.1.4 Marviken Test	26
3.1.5 Summary of Assessment with Critical Flow Test Data	30
3.2 Counter Current Flow Test	67
3.2.1 CREARE 1/15 Scale Test	67
3.2.2 Single Pipe Counter Current Flow Test	69
3.2.3 Summary of Assessment with Counter Current Flow Test Data	70
3.3 Condensation Test	79
3.3.1 Condensation Test at Tokyo Institute of Technology	80
3.3.2 Condensation Test with CCTF Cold Leg	100
3.3.3 Summary of Assessment with Condensation Test Data	103
3.4 Reflood Test	115
3.4.1 CCTF Core Thermal Hydraulic Analysis (Part 1: Sensitivity to Cell Noding)	116
3.4.2 CCTF Core Thermal Hydraulic Analysis (Part 2: Parametric Effect)	127
3.4.3 SCTF Core Radial Power Profile Effect Test	139
3.4.4 Summary of Assessment with Reflood Test Data	141
4. Assessment with Integral Test Data	152
4.1 CCTF Base Case Test	152
4.2 Semiscale MOD1 Test Series Test S-06-3	184
4.3 LOFT L2-5 Test	209
5. Summary and Problem Areas	243
Acknowledgment	247
References	248

表リスト

- 表1. 1. 1 CSAU法で求めた大破断LOCA時の被覆管最高温度
- 表2. 2. 1 PWRの大破断LOCAに対する評価マトリクス
- 表2. 2. 2 各評価計算の評価項目
- 表3. 1. 1 臨界流実験解析リスト
- 表3. 1. 2 MOBY-DICK実験条件
- 表3. 1. 3 MOBY-DICK実験解析における流量計算結果
- 表3. 1. 4 MOBY-DICK実験解析における所要タイムステップ数とCPU時間
- 表3. 1. 5 BNL Nozzle Test実験条件
- 表3. 1. 6 BNL Nozzle Test解析における流量計算結果
- 表3. 1. 7 Super CANON実験実験条件
- 表3. 1. 8 Marviken実験の実験条件
- 表3. 4. 1 円筒炉心第1次炉心基準試験の初期条件
- 表3. 4. 2 評価計算に用いた円筒炉心試験の試験条件
- 表3. 4. 3 平板炉心試験S2-16の主な試験条件
- 表4. 1. 1 円筒炉心試験装置の主要所元
- 表4. 1. 2 円筒炉心第2次炉心基準試験の初期条件
- 表4. 1. 3 円筒炉心基準試験による評価計算結果のまとめ
- 表4. 2. 1 セミスケール試験S-06-3の初期条件
- 表4. 2. 2 セミスケール試験S-06-3における主要事象のタイミング
- 表4. 2. 3 セミスケール試験S-06-3の定常設定計算結果と目標値
- 表4. 3. 1 定常設定計算の結果(LOFT L2-5試験)

図リスト

- 図1. 1. 1 PWRにおける軸方向線出力密度分布形の決定因子
- 図2. 1. 1 定格運転時の挙動(加圧水型原子炉)
- 図2. 1. 2 破断直後の挙動(加圧水型原子炉のコールドレグ200%破断)
- 図2. 1. 3 再浸水開始直前の挙動(破断後20秒頃:加圧水型原子炉)
- 図2. 1. 4 再冠水開始直後の挙動(破断後35秒頃:加圧水型原子炉)
- 図3. 1. 1 MOBY-DICK実験テスト部形状
- 図3. 1. 2 MOBY-DICK実験解析で用いたノーディング
- 図3. 1. 3 テスト部入口流量の計算結果
(MOBY-DICK実験 Run 401)
- 図3. 1. 4 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(MOBY-DICK実験 Run 401)
- 図3. 1. 5 BNL Nozzle Test テスト部形状
- 図3. 1. 6 BNL Nozzle Test解析で用いたノーディング
- 図3. 1. 7 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 291-295)
- 図3. 1. 8 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 309-311)
- 図3. 1. 9 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 318-321)
- 図3. 1. 10 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 339-342)
- 図3. 1. 11 テスト部内の圧力分布とボイド率分布に対する界面熱伝達モデルの影響
(BNL Nozzle Test Run 291-295)
- 図3. 1. 12 Supper CANNON実験 テスト部形状
- 図3. 1. 13 Supper CANNON実験解析で用いたノーディング
- 図3. 1. 14 出口流量とその積分値の計算結果
(Super CANNON実験)
- 図3. 1. 15 テスト部内各部の圧力履歴の計算結果
(Super CANNON実験)
- 図3. 1. 16 テスト部内各部のボイド率履歴の計算結果
(Super CANNON実験)
- 図3. 1. 17 圧力とボイド率の比較結果
(Super CANNON実験)
- 図3. 1. 18 Marviken実験 実験装置
- 図3. 1. 19 Test 4及びTest 9で使用されたノズル形状
(Marviken実験)
- 図3. 1. 20 Test 23及びTest 24で使用されたノズル形状
(Marviken実験)

- 図3. 1. 21 Test 4及びTest 9による評価計算で用いたノーディング
(Marviken実験)
- 図3. 1. 22 Test 23及びTest 24による評価計算で用いたノーディング
(Marviken実験)
- 図3. 1. 23 Marviken実験 Test 4解析で得られたボイド率分布の計算結果
- 図3. 1. 24 ブローダウン開始後10秒における圧力、ボイド率及び液温の計算結果
(Marviken実験 Test 4)
- 図3. 1. 25 ブローダウン開始後40秒における圧力、ボイド率及び液温の計算結果
(Marviken実験 Test 4)
- 図3. 1. 26 試験ノズル部の圧力分布の比較結果
(Marviken実験 Test 4:ブローダウン開始後10秒、40秒)
- 図3. 1. 27 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 4)
- 図3. 1. 28 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 4)
- 図3. 1. 29 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 4)
- 図3. 1. 30 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 9)
- 図3. 1. 31 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 9)
- 図3. 1. 32 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 9)
- 図3. 1. 33 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 24)
- 図3. 1. 34 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 24)
- 図3. 1. 35 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 24)
- 図3. 1. 36 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 23)
- 図3. 1. 37 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 23)
- 図3. 1. 38 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 23)
- 図3. 1. 39 減圧挙動と放出流量に対する入口サブクール度の影響
(Marviken実験 ノズル長さ1.976 m)
- 図3. 1. 40 減圧挙動と放出流量に対する入口サブクール度の影響
(Marviken実験 ノズル長さ0.391 m)
- 図3. 1. 41 減圧挙動と放出流量に対するノズル長さの影響
(Marviken実験 高サブクール度)

- 図3. 1. 4 2 減圧挙動と放出流量に対するノズル長さの影響
(Marviken実験 低サブクール度)
- 図3. 2. 1 Bharathanらによる単管対向流実験装置の概要
- 図3. 2. 2 Bharathanらによる単管対向流実験を解析するための
ノーディング図
- 図3. 2. 3 Bharathanらによる単管対向流実験おける
落水流量の比較結果
- 図3. 2. 4 Bharathanらによる単管対向流実験おける
差圧の比較結果
- 図3. 2. 5 CREATE 1/15スケール実験装置の概要
- 図3. 2. 6 CREATE 1/15スケール実験を解析するための
ノーディング図
- 図3. 2. 7 CREATE 1/15スケール実験における
落水流量の比較結果
- 図3. 2. 8 CREATE 1/15スケール実験における
落水流量に及ぼすギャップ巾の影響
- 図3. 3. 1 東京工業大学凝縮実験実験装置
- 図3. 3. 2 東京工業大学凝縮実験解析に用いたTRACコードの入力モデル
- 図3. 3. 3 注水口より50cm上流側における圧力履歴の計算結果
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 4 安定流における圧力、蒸気流量率、ボイド率及び水流速の軸方向分布
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 5 安定流に対するTRAC-PFIコードによる凝縮速度計算結果
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 6 安定流の解析におけるセル分割数の影響
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 7 液滴割合に対するセル分割数の影響
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 8 振動流におけるボイド率、凝縮速度及び液流速の軸方向分布の計算結果
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 9 振動流における凝縮量、圧力及び液流速の計算結果
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 10 振動流の解析におけるセル分割数の影響
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 11 振動流における二相混合領域と閉塞水領域の境界の振動範囲
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 12 振動流における圧力の振動範囲
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 13 振動流における圧力振動の周期
(東京工業大学凝縮実験)
- 図3. 3. 14 円筒炉心試験装置烏かん図

- 図3.3.15 円筒炉心試験装置一次系ループ形状
- 図3.3.16 円筒炉心試験コールドレグ部解析に用いたTRACコードの入力モデル
- 図3.3.17 円筒炉心基準試験コールドレグ部解析に用いた境界条件
 - (a) 流入蒸気流量
 - (b) 注水流量
 - (c) 注水水温
 - (d) 出口圧力
- 図3.3.18 注水口の上流側と下流側の差圧
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)
- 図3.3.19 コールドレグ出口における流体温度
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)
- 図3.3.20 コールドレグ出口における流量
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)
- 図3.3.21 円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析に用いた境界条件
 - (a) 流入蒸気流量
 - (b) 注水流量
 - (c) 注水水温
 - (d) 出口圧力
- 図3.3.22 注水口の上流側と下流側の差圧
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)
- 図3.3.23 コールドレグ出口における流体温度
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)
- 図3.3.24 コールドレグ出口における流量
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)
- 図3.4.1 円筒炉心試験炉心部解析用システムノーディング
- 図3.4.2 円筒炉心試験炉心部解析 炉心部ノーディング
- 図3.4.3 最高出力位置における被覆管温度 (円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.4 炉心中心部におけるボイド率 (円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.5 最高出力棒の各高さ位置における被覆管温度
(円筒炉心試験炉心部解析：2セルモデル)
- 図3.4.6 ボイド率の高さ方向分布
(円筒炉心試験炉心部解析：2セルモデル)
- 図3.4.7 最高出力棒の各高さ位置における被覆管温度
(円筒炉心試験炉心部解析：
COREモデルとVESSELモデルの比較)
- 図3.4.8 円筒炉心試験炉心部解析用システムノーディング
(パラメータ効果に対する予測性能評価)
- 図3.4.9 炉心冷却に対する系圧力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.10 クエンチ時間に対する系圧力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)

- 図3.4.1.1 炉心冷却に対する炉心出力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.1.2 クエンチ時間に対する炉心出力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.1.3 最適評価試験における被覆管温度
(円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.1.4 最適評価試験における熱伝達モードの計算結果
(円筒炉心試験炉心部解析)
- 図3.4.1.5 沸騰曲線とクエンチ挙動
- 図3.4.1.6 S C T F 圧力容器の構造
- 図3.4.1.7 平板炉心出力分布効果試験用ノーディング
- 図3.4.1.8 E C C 水注入流量及び水温 (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.1.9 炉心出力 (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.2.0 炉心内区間ボイド率 (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.2.1 被覆管温度の比較 (バンドル2) (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.2.2 被覆管温度の比較 (バンドル4) (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.2.3 被覆管温度の比較 (バンドル8) (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図3.4.2.4 ターンアラウンド温度及びクエンチ時間 (平板炉心試験 S 2 - 1 6)
- 図4.1.1 円筒炉心試験装置の鳥瞰図
- 図4.1.2 円筒炉心試験装置圧力容器の立面図
- 図4.1.3 円筒炉心試験装置圧力容器の平面図
- 図4.1.4 円筒炉心試験装置発熱棒形状
- 図4.1.5 円筒炉心試験装置発熱棒の軸方向出力分布
- 図4.1.6 円筒炉心試験装置1次系ループの平面図
- 図4.1.7 円筒炉心試験装置1次系ループの立面図
- 図4.1.8 円筒炉心基準試験による評価計算で用いたノーディング
- 図4.1.9 円筒炉心基準試験評価計算で用いた圧力容器部ノーディング
- 図4.1.1.0 円筒炉心基準試験評価計算で用いたホットレグ部ノーディング
- 図4.1.1.1 円筒炉心基準試験評価計算で用いた蒸気発生器部ノーディング
- 図4.1.1.2 円筒炉心基準試験評価計算で用いたコールドレグ部ノーディング
- 図4.1.1.3 円筒炉心基準試験評価計算で用いた蒸気発生器側
破断コールドレグの出口部のノーディング
- 図4.1.1.4 円筒炉心基準試験評価計算で用いた圧力容器側
破断コールドレグ部ノーディング
- 図4.1.1.5 健全ループの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)
- 図4.1.1.6 破断ループの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)
- 図4.1.1.7 圧力容器側破断コールドレグの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)
- 図4.1.1.8 ダウンコマ差圧 (円筒炉心基準試験)
- 図4.1.1.9 ダウンコマ流体温度の計算結果 (円筒炉心基準試験)
- 図4.1.2.0 炉心蓄水量 (円筒炉心基準試験)

- 図4. 1. 2 1 上部プレナム差圧 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 2 炉心入口流量とその積分値 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 3 炉心入口流体温度 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 4 炉心入口圧力 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 5 炉心内蓄水挙動 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 6 最高出力位置における被覆管温度 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 7 高出力棒のターンアラウンド温度 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 8 高出力棒のターンアラウンド時間 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 2 9 高出力棒のクエンチ時間 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 3 0 CPU時間 (円筒炉心基準試験)
- 図4. 1. 3 1 タイムステップサイズ (円筒炉心基準試験)
- 図4. 2. 1 セミスケールMOD1試験装置の鳥かん図
- 図4. 2. 2 セミスケール試験S-06-3による評価計算で用いたノーディング
- 図4. 2. 3 加圧器圧力 (セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 4 健全ループのコールドレグにおける圧力 (セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 5 ポンプ側破断ループのノズル上流における圧力
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 6 健全ループホットレグ入口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 7 健全ループホットレグ出口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 8 健全ループポンプ入口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 9 健全ループコールドレグ出口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 0 圧力容器側破断ループにおける流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 1 ポンプ側破断ループホットレグにおける流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 2 ポンプ側破断ループのノズル上流における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 3 炉心入口における流量と流体密度 (セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 4 高出力棒の被覆管温度 (セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 5 低出力棒の被覆管温度 (セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 2. 1 6 タイムステップサイズと圧力容器側破断ループの流体密度
(セミスケール試験S-06-3)
- 図4. 3. 1 LOFT試験装置の概要
- 図4. 3. 2 LOFT試験解析用システムノーディング
- 図4. 3. 3 健全側ホットレグ圧力と破断口の放出係数 (LOFT L2-5試験)
- 図4. 3. 4 健全側ホットレグでの圧力 (LOFT L2-5試験)
- 図4. 3. 5 健全側ホットレグでの質量流量 (LOFT L2-5試験)

図4.3.6	健全側ホットレグでの流体密度	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.7	健全側コールドレグでの質量流量	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.8	健全側コールドレグでの流体密度	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.9	破断側ホットレグでの質量流量	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.10	破断側コールドレグでの質量流量	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.11	破断側コールドレグでの流体密度	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.12	ダウンカムでのボイド率の計算結果	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.13	炉心でのボイド率の計算結果	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.14	高出力棒での被覆管温度	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.15	低出力棒での被覆管温度	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.16	高出力棒での被覆管温度 (測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.17	低出力棒での被覆管温度 (測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.18	破断側コールドレグでの流体密度 (測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.19	ダウンカムでの蒸気流速分布計算値	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.20	ダウンカムでの液流速分布計算値	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.21	ダウンカムでのボイド率分布計算値	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.22	炉心入口での質量流量の計算値	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.23	炉心でのボイド率分布計算値 (破断後10秒)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.24	炉心でのボイド率分布計算値 (破断後20秒)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.25	炉心でのボイド率分布計算値 (破断後30秒)	(LOFT L2-5 試験)
図4.3.26	炉心でのボイド率分布計算値 (破断後40秒)	(LOFT L2-5 試験)

1. 結 言

TRAC-PF1コード⁽¹⁾は、米国のロスアラモス国立研究所を中心に、冷却材喪失事故時や運転に伴う過渡時における軽水炉システム内の熱水力現象解析用に開発された最適予測コードである。TRAC-PF1コードの主な特徴として参考文献(1)において

- (1) 二相流動計算のために3次元モデルを用いる場合と1次元モデルを用いる場合の2通りが扱える。
- (2) 二相流動を扱う二相流モデルとして気相と液相を個別に扱う二流体モデルが用いられている。このため、気相と液相の速度差や気相と液相の温度差を基礎方程式を介して動的に扱え、従来の均質流モデル等に比べて一般的な取り扱いが可能である。
- (3) 非凝縮気体と液相中への溶存物質の濃度変化を取り扱う方程式系が組み込まれている。すなわち、1次系内に含まれる窒素ガス等の効果やボロンによるフィードバック反応度を考慮することができる。
- (4) 上述の基礎方程式を差分法により解くことで非定常な現象を解析する。1次元モデルに対してはSETS法と呼ばれる数値解法が用いられていて、クーラン限界を越えた大きなタイムステップサイズでも安定に計算できる。小破断LOCAのような長時間に渡る現象でも効率よく解析できる。
- (5) 燃料棒や構造材の温度応答を解析するために2次元非定常熱伝導解析機能が組み込まれている。流動の局所条件に基づいて燃料棒や構造材の温度応答を評価することができる。また、 UO_2 や構造材等の熱物性値を評価するルーチンも整備されている。
- (6) 流体として、水/水蒸気/非凝縮気体(空気または水素)の物性値ルーチンが整備されている。圧力範囲として、0.01MPaから45MPaの範囲を扱え、軽水炉システム内で想定されるタービン復水器の低圧部分から過渡現象で現われるような高圧範囲をカバーしている。
- (7) 気液二相流の流動様式に依存した構成方程式が導入されており、広範囲の流動条件での挙動を解析できる可能性が開かれている。
- (8) PWRを構成する主要機器をモデル化するためのコンポーネントモデルや制御系モデルが整備されており、複雑なPWRの形状や運転条件を簡便に模擬することができる。
- (9) プログラムが機能ごとにモジュラー化されているので、修正や新たなモデルの追加等が容易である。

ことが挙げられている。これらの特徴を有するTRAC-PF1コードは、PWR内の熱水力解析を行うために要求される主要な機能をほとんど包含しているといえる。

原研では、このTRAC-PF1コードをコードの骨組みとして利用した軽水炉事故最適予測コードREFLA/TRACの整備を昭和59年度より開始した。REFLA/TRACコードは軽水炉の安全評価解析コード等の検定用及び事故解析や事故シミュレーションに用いることを目的としている。REFLA/TRACコードは、TRAC-PF1コードを骨組みとして、可能な限り物理的に忠実に現象を記述したモデルを組み込むことで、将来の非常用炉心冷却系(ECCS)等の設計変更や新型炉の安全解析や設計にも対応できるようにすることをめざしている。

TRAC-PF1コードは上述のように種々の機能を備えた大型の計算コードである。そのステートメント数は約10万行であり、サブルーチン数は約400である。TRACコードの

マニュアルとして800ページをこえる資料が整備されているもののコードの詳細な点となると不明な点も多い。新型炉の安全解析や設計にも対応できるようにするためには、TRACコードを全く修正することなしで利用するのではなく体系の違い等を考慮してその一部を修正して利用する必要があると考えられる。また、計算結果の信頼性を検討するためには、TRACコードの内容について正確に把握してどのような計算が行われたために得られる結果なのかを適切に分析できる必要がある。また、参考文献(1)で挙げられている種々の特徴が実際のプログラムで正しく機能するか否かを確認しておくことも重要である。実際に計算を行うためには、マニュアル等には記載されていないような利用技術があることも考えられる。

上述のような状況に鑑み、

- (1) TRAC-PF1コードのプログラム内容をリストを調べることで不明確な部分を除去すること
- (2) 単純な体系に対する評価計算を行い、処理単位ごとの基本性能を確認すること
- (3) 大破断LOCA実験解析を実施し、総合的な性能をチェックすること

を行った。

本報告書は、上記項目のなかでPWR大破断LOCA模擬実験を対象として実施した一連の性能評価計算結果をまとめたものである。評価計算を行うにあたり

- (1) 利用技術の習得
- (2) PWR内熱水力挙動の解析機能の検証
- (3) 予測性能把握と問題点の抽出

を主な目的とした。

これまで、TRAC-PF1コードに対する予測性能評価は、TRAC-PF1コードを開発したロスアラモス国立研究所⁽²⁾や米国原子力規制委員会(USNRC)を中心とした国際コードアセスメント計画(ICAP計画)⁽³⁾の参加国により行われている。また、米国では、1988年8月に非常用炉心冷却系(ECCS)に関する規則が改訂され、TRACコードのような最適予測コードの解析結果を原子炉の安全評価に用いることが認められるようになった。この改訂に関連して、USNRCを中心として、TRAC-PF1コードを用いてのPWRの大破断LOCA解析が系統的に行われている。⁽⁴⁾⁻⁽¹⁰⁾

USNRCを中心として行われた解析は、USNRCが提唱する評価手法(CSAU法と呼ばれている)をデモンストレーションすることを目的としている。⁽⁵⁾ CSAU法では、大量の実験データベースの蓄積を前提として、実験結果と計算結果の比較結果から着目するパラメータの誤差を統計的に処理してバイアス値と分散値を求め、実炉解析で得られた計算値の信頼度を求めようとする。PWRの大破断LOCA解析では、着目するパラメータとして最高被覆管温度(PCT)が選定された。LOFT試験、セミスケール試験、円筒炉心試験、平板炉心試験等で得られたPCTの測定結果とTRACコードの計算結果の比較、計算に用いるノーディングのPCT予測に与える影響、原子炉運転時の運転条件のバラツキがPCTに与える影響、

TRACコードのモデルの不備に伴うPCTの計算誤差等が検討された。それぞれのステップでの検討結果から、PCT予測に対するバイアス値と分散値が求められ、得られたバイアス値と分散値を統計的に重ね合わせることで最終的なPCTの推定値を求めている。表1.1.1に上述の解析の最終結果として得られたPCT値を示した。

米国で行われた結果は、現行のPWRに対して大破断LOCA時の安全裕度が定量的に示されたこと、最適予測コードを実炉の安全評価に適用するための方法を具体的に例示したこと等

非常に意義深い結果である。しかしながら、一方でいくつかの疑問点もある。

実炉の安全評価を行う上では、PCTが定量的に精度よく評価されていることは重要である。同時に計算で仮定された現象が実際に起こるであろう現象と対応していることも重要であると考える。定性的に異なる物理現象を仮定して得られた計算値が、定量的に実験値と一致しても、それは偶然一致しただけであり、一致したことに意味がないと思えるからである。

現行のPWRのように数多くの実験データがすでに蓄積できているケースでは、計算コードのモデルと現象の間に定性的な違いがあっても、実験結果と計算結果の比較を通じてその補正が行えるので、信頼度を検討できる。ところが、新型炉等の新しいシステムでは比較する測定結果がないことが多い。そのようなケースでは、使用されている要素モデルの信頼性を個別に評価して全体の信頼性を推定することになる。現象と計算で仮定されるモデルの間に定性的な違いがあるとすれば、新しいシステムに適用した際の計算値の信頼性を検討することが非常に困難になると思われる。やはり、個々の現象が定性的に妥当に表わされていることが重要なのではないか。

このような立場から、予測性能評価に際して、計算で現われた結果が実験で観察された物理現象と対応のとれたものか否かの確認を重点的に行うこととした。

図1. 1. 1にPWRにおける軸方向線出力密度の法定因子を示す。⁽¹¹⁾ 線出力密度は大破断LOCAや小破断LOCA等の事故時にも燃料の健全性が保たれる条件、DNBを発生しないための条件、燃料の腐食等の構造上の条件により制限されている。図1. 1. 1から、現行のPWRでは大破断LOCA時に燃料の健全性が保たれることが広い範囲で出力限界を定めていることがわかる。そこで、原研で行う予測性能評価の対象は、第一段階では、大破断LOCAに限定して行うこととした。

以下、第2章では、「評価マトリクス」と題して、PWR大破断LOCAのシナリオとそこで問題となる熱水力現象についての検討結果と選択した予測性能評価対象試験について述べる。第3章では、「分離効果試験に対する評価計算結果」と題して、3. 1節では臨界流実験、3. 2節では対向流実験、3. 3節では凝縮実験、3. 4節では再冠水実験に対する評価計算結果についてそれぞれ述べる。第4章では、「総合試験に対する評価計算結果」と題して、4. 1節では代表的な総合再冠水試験である円筒炉心基準試験による評価計算結果について、4. 2節と4. 3節ではブローダウンからの大破断LOCA模擬総合試験であるセミスケールMOD 1試験S-06-3試験とLOFT実験L2-5試験による評価計算結果について述べる。最後に、「まとめと今後の課題」として、研究一連の性能評価で得られたTRAC-PF1コードの大破断LOCA事象に対する予測性能評価結果をまとめるとともに同コードの問題点とREFLA/TRACコードを整備する上での今後の課題について述べる。

表1. 1. 1 CSAU法で求めた大破断LOCA時の被覆管最高温度⁽⁵⁾

		被覆管最高温度 (K)		
		ブローダウン期	再冠水期	
			初期	後期
TRACコード による計算結果	平均値	901	799	676
	95%値	1059	1032	997
バイアス値		61	47	131
平均値+バイアス値		962	846	807
誤差を考慮した被覆管最高温度		1120	1079	1128

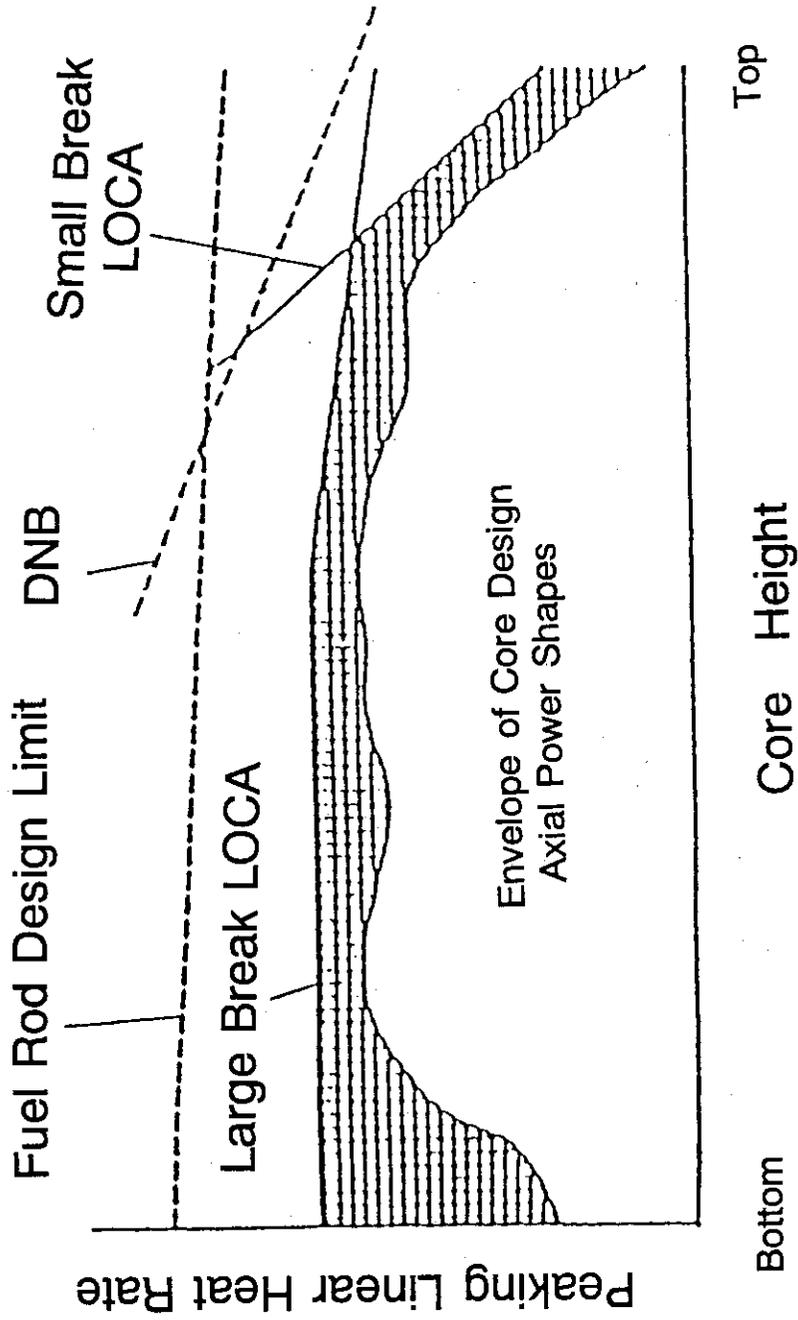


図1.1.1 PWRにおける軸方向線出力密度分布形の決定因子(11)

2. 評価マトリクス

2.1 大破断LOCAのシナリオ

加圧水型原子炉（PWR）の安全評価において最も厳しい想定事故のひとつとして、冷却材喪失事故（Loss-of-coolant accident: LOCA）がある。冷却材喪失事故は原子炉の1次系配管または計装配管等が破断することで原子炉炉心を冷却する1次冷却水が失われることを想定する事故であり、原子炉の安全評価にとり重要な課題となっている。

冷却材喪失事故についてこれまで数多くの実験や解析がなされている。これまでの解析結果によれば、加圧水型原子炉では低温側配管（コールドレグ）が瞬時に両端破断を起こすことを想定したケースが炉心冷却にとり最も厳しい条件となるとされている。⁽¹⁾ そこで、TRACコードの性能評価を行うに当たり、コールドレグ両端破断を中心として評価計算を行うこととした。

最高被覆管温度が定量的に精度よく計算されていることは重要であるが、それ以上に物理現象が定性的に妥当に再現されていることが大切である。異なる物理現象を仮定して得られた最高被覆管温度の計算値が実験値と定量的に一致しても、それは偶然に一致しただけであり、一致したことに意味がないからである。

評価マトリクスを設定するにあたり、加圧水型原子炉大破断LOCAのシナリオについて検討し、どのような物理現象を予測できることが大切であるかを抽出することとした。

2.1.1 定格運転時の挙動

図2.1.1に加圧水型原子炉定格運転時の挙動を示す。炉心に流入した流体は炉心内を上昇し加熱され上部プレナムに達する。加熱された流体は、上部プレナムからホットレグを通り蒸気発生器に流入する。蒸気発生器では1次側の流体から2次側の流体に熱が伝えられる。2次側では蒸気タービンを駆動するための蒸気が発生する。蒸気発生器で冷却された1次側の流体は、ポンプに流入しコールドレグ及びダウンカマを流下して炉心に戻る。

定格運転時の挙動を予測するためには、

- ① 炉心及び蒸気発生器における熱伝達
- ② 各部の圧力損失

を精度よく予測することが重要である。

定格運転時において、原子炉内では加圧器頂部と蒸気発生器2次側を除くと水単相である。したがって、水単相流に対して上記の①と②が正しく予測できることが重要である。

2.1.2 ブローダウン期の挙動

図2.1.2に加圧水型原子炉のコールドレグに両端破断を発生した直後の状況を示す。破断口からは1次系内の流体が流出し、系圧力は低下する。1次系内の圧力が流体の飽和圧力以下となると、流体は沸騰を開始する。このような沸騰を減圧沸騰またはフラッシングと呼ぶ。フラッシングは流体温度の高い部分から順次生ずる。すなわち、加圧器上部においてまず発生

し、上部プレナム、ホットレグで次いで発生する。フラッシングが発生する個所は炉心上部から炉心下部へと減圧が進むにつれて広がる。さらに減圧が進むと、コールドレグ、ダウンカマ、下部プレナムにおいてもフラッシングを生じ、1次系内の各部で二相流が形成される。このような破断直後の期間はブローダウン期と呼ばれている。

ブローダウン期の挙動を予測するためには、

- ① 破断口からの流体の流出
- ② フラッシング
- ③ 炉心部の冷却
- ④ 各部の圧力損失

を精度よく予測することが重要である。

ブローダウン期において、原子炉内の各部では流速が100 m/s程度の高速二相流が形成される。したがって、高速二相流に対して①から④の現象を精度よく予測できる必要がある。

2. 1. 3 再浸水期の挙動

減圧が進み、1次系圧力が所定の圧力(約4 MPa)以下になると、非常用炉心冷却系の一つである蓄圧注入系が作動し、冷水のコールドレグ配管への注入が開始される。注入された冷水はコールドレグを流れる蒸気と混合され、激しい凝縮を伴う二相流がコールドレグに生成される。蒸気と混合された冷水は一時的にポンプ側に逆流することもあるが、最終的にはダウンカマの頂部に流入する。ダウンカマ部では図2. 1. 3に示す様に炉心や下部プレナムで発生した蒸気が上昇して流れている。この上昇蒸気流のためにダウンカマ上部に到達した冷水は下部プレナムへと流下することなしに破断口から流出してしまう(このような現象はECCバイパスと呼ばれている。)可能性がある。蒸気流速が小さくなると、冷水は下部プレナムへと落下できるようになり、下部プレナムに蓄積される。このような冷水がダウンカマを流下して、下部プレナムが再び水で満たされていくことを再浸水と呼んでいる。本報告書では、蓄圧注入系からの注水が開始される時を再浸水期の始まりと考えることにする。

再浸水期の挙動を予測する上では、

- ① ダウンカマ部の流動(対向流、ECCバイパス)
- ② コールドレグ部の凝縮
- ③ 炉心部の冷却
- ④ 各部の圧力損失

を精度よく予測することが重要である。

2. 1. 4 再冠水期の挙動

図2. 1. 4に示すように冷水により下部プレナムが満たされると、水は再び炉心に流入するようになる。先行する期間において炉心部の冷却が悪かったために、炉心内の燃料は過熱されている。炉心に水が流入したことで冷却がよくなって、炉心内に蓄積されていたエネルギーが放出されて大量の蒸気が発生する。この蒸気は、上部プレナムとループ部を通過して炉心外へと出てゆくが、各部で圧力損失を生じて炉心出口側の圧力を高める働きをし、炉心に流入する水の量を抑制する働きをする。このようにループ部の圧力損失等のために炉心に流入する水の

量が制御されることを蒸気閉塞効果と呼んでいる。また、炉心への冷却水の流入が再開されてから炉心が完全に冷却されるまでの期間を再冠水期と呼んでいる。

再冠水期の挙動を予測する上では、

- ① 炉心部の冷却
- ② コールドレグ部の凝縮
- ③ 各部の圧力損失と蓄水挙動（蒸気閉塞効果）

を精度よく予測することが重要である。

再冠水期において、炉心入口では数 cm/s 程度の低い流速である。またループ各部の流速も高々 30 m/s 程度であり、ブローダウン期と比べて流速が低い。ブローダウン期では高圧、高流速の二相流に対して精度よく予測する必要があったのに対して、再冠水期では低圧、低流速の二相流に対して精度よく予測する必要がある。

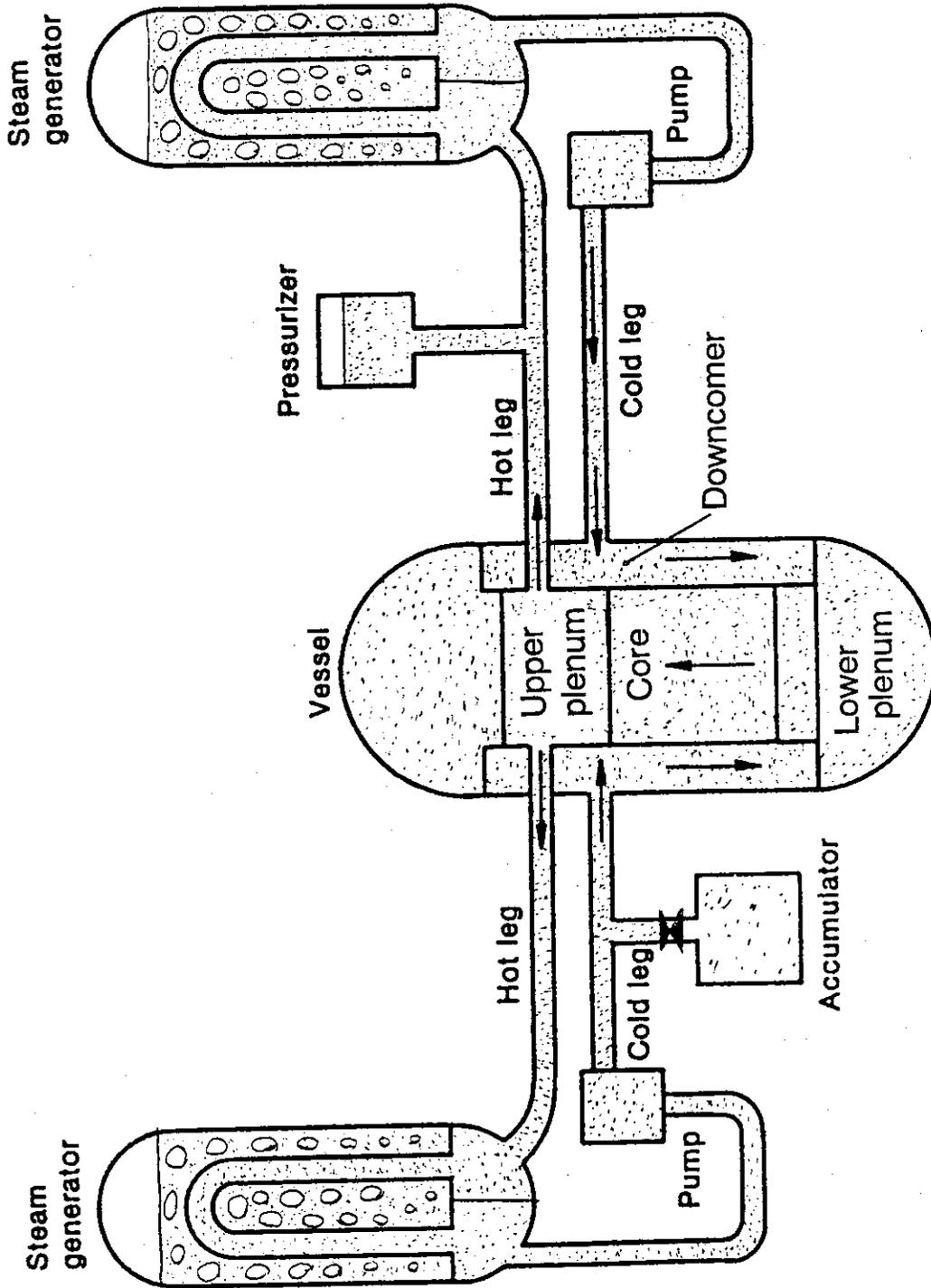


図 2. 1. 1 定格運転時の挙動 (加圧水型原子炉)

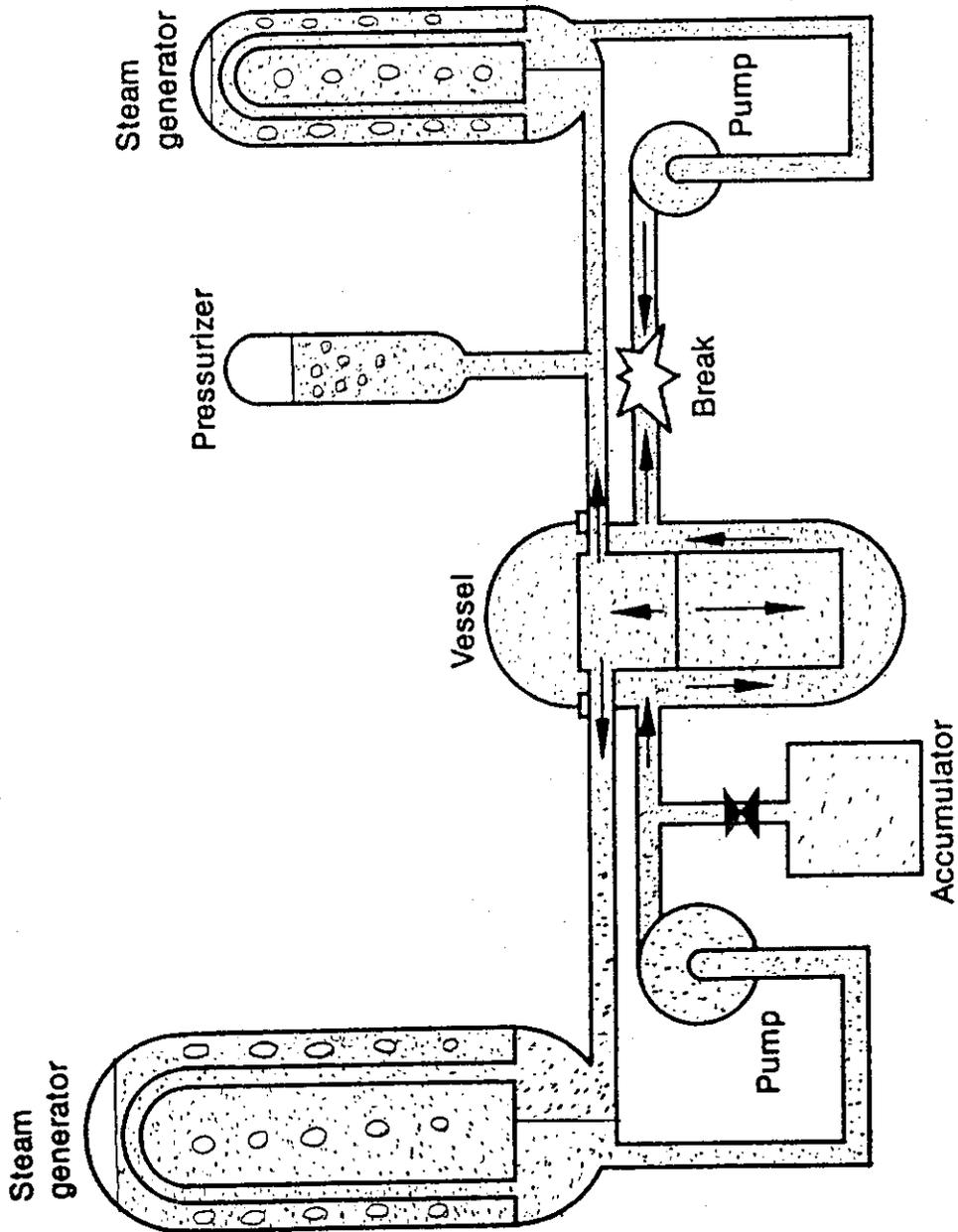


図2. 1. 2 破断直後の挙動 (加圧水型原子炉のコールドレグ200%破断)

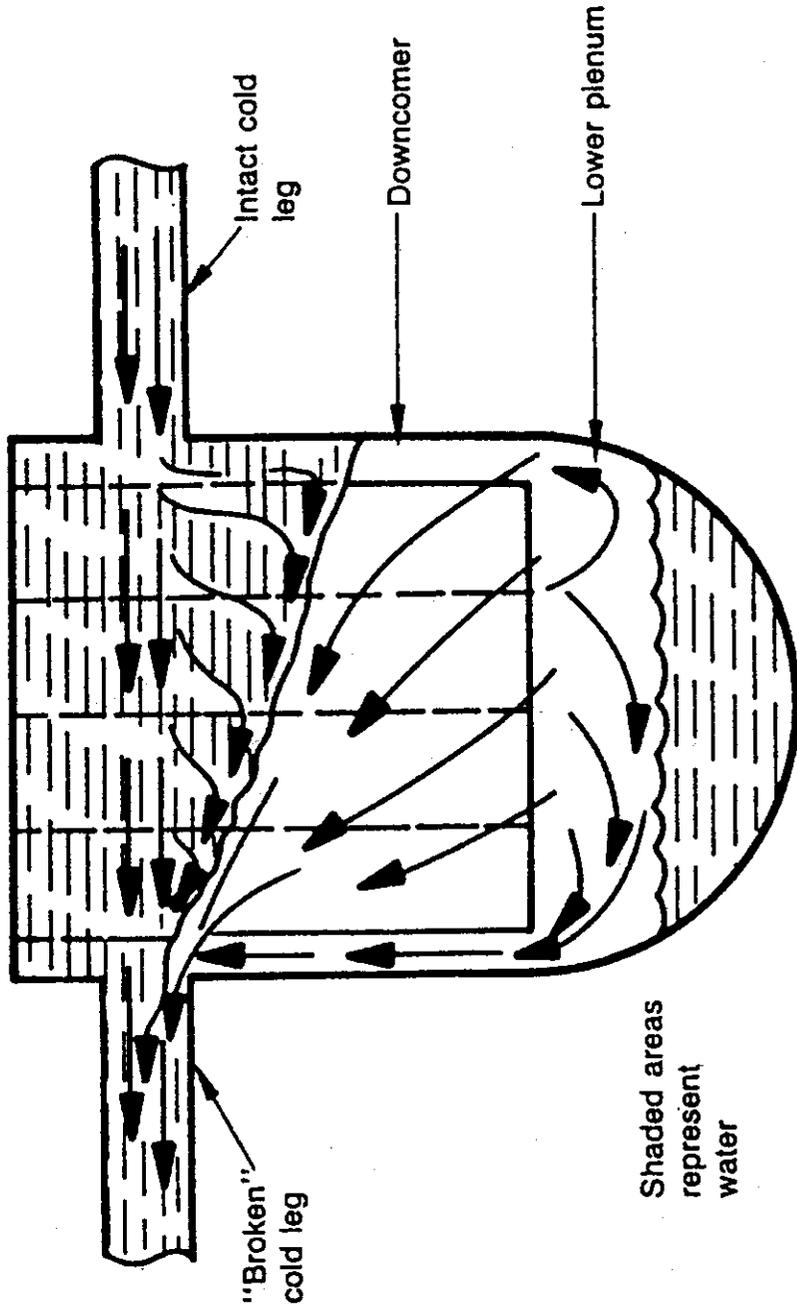


図 2. 1. 3 再浸水開始直前の挙動 (破断後 20 秒頃 : 加圧水型原子炉)

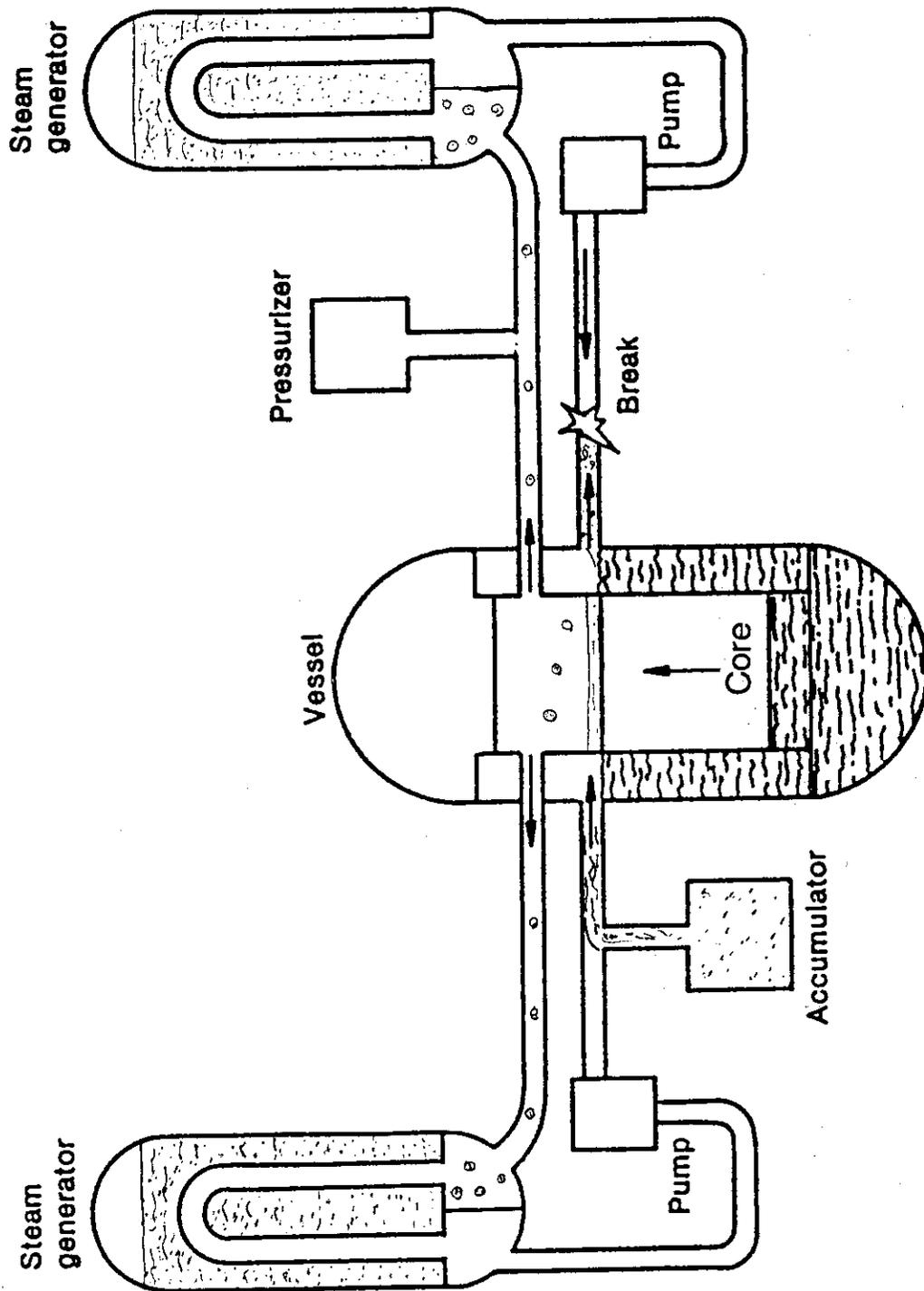


図 2. 1. 4 再冠水開始直後の挙動 (破断後 3.5 秒頃 : 加圧水型原子炉)

2. 2 評価マトリクスの選定

2. 1節においては、PWR大破断LOCA時のシナリオについて検討し、ブローダウン期、再浸水期及び再冠水期における熱水力挙動を予測する上で重要と思われる物理現象を抽出した。TRACコードの予測性能は、得られた計算結果を実験結果と比較検討することにより行う。したがって、TRACコードのPWR大破断LOCAに対する予測性能を評価するためには、数多くのPWR大破断LOCA模擬実験のなかから、どの試験の結果を用いてどのような物理現象に対する予測性能を評価するかを決めておく必要がある。このようなリストのことを評価マトリクスと呼んでいる。本節ではPWR大破断LOCAに対するTRACコードの予測性能評価のための評価マトリクスを選定する。

表2. 2. 1にTRAC-PF1コードのPWR大破断LOCAに対する予測性能を評価するために本研究で用いた評価マトリクスを示す。表2. 2. 1に示した評価マトリクスは、OECDにより提唱されたPWR大破断LOCAに対する評価マトリクス⁽²⁾を参考にして定めた。

PWR大破断LOCAに対する予測性能を評価する上で最も重要な試験は総合試験である。総合試験はPWRを構成する1次系の主要な機器をすべて模擬して行われる試験であり、PWRの大破断LOCA時に現われる現象がその一部として含まれているからである。総合試験で見られるような種々の現象が複合化された状況に対する予測性能を把握することが総合試験結果を用いての予測性能評価のねらいである。

総合試験では、複合現象が扱われている。したがって、大破断LOCAで現われる現象を分析して検討しようとする、計測データの不足、試験パラメータ範囲が狭い範囲に限られる等の限界も一方である。また実炉と可能な限り似せて実験が行われていても、その模擬性に限界もある。このような限界を補完する目的で、ある特定の現象をとりだして、より広い試験パラメータで、より詳細な計測を行う試験が行われている。このような試験は分離効果試験と呼ばれている。分離効果試験結果を用いて予測性能評価を行うことで、明確な境界条件の下でのTRACコードの予測性能を評価することができる。すなわち分離効果試験結果を用いての予測性能評価の実施により、TRACコードの個別現象に対しての予測性能を把握できることになる。個別現象に対して得られた知見を参考にすることで、総合試験での計算結果と実験結果の不一致の原因が、どのような理由によるのかをより詳細に検討することが可能となる。

本研究では、ブローダウン期の破断口からの流体の流出挙動を対象とする臨界流実験、再浸水期のダウンコマ部の流動を対象とする対向流実験、コールドレグ部に生成される凝縮二相流を対象とする凝縮実験及び再冠水期の炉心内熱水力現象を対象とする再冠水実験から代表的な試験を選定してTRACコードの予測性能評価を行うこととした。

予測性能評価を行うために用いる試験を選定するにあたり、

- (1) 実炉に対する模擬性がすぐれていること、
- (2) 実炉の大破断LOCAで想定されている流動条件範囲を含んでいること、
- (3) 信頼性の高い計測が行われていて、どのような物理現象を生じているかが把握できると、

を判断基準とした。

以下2. 2. 1項から2. 2. 5項に、表2. 2. 1に示した試験を選定した理由について述べる。

2. 2. 1 臨界流実験

臨界流実験としては

- ①MOBY-DICK実験⁽³⁾
- ②BNL Nozzle Test⁽⁴⁾
- ③Super CANON実験⁽⁵⁾
- ④Marviken実験⁽⁶⁾

に対して予測性能評価を行うこととした。

実炉の大破断LOCAでは、1次系配管（内径約0.75m）の両端破断に代表されるような大口徑の高圧（初期圧力約15MPa）の体系が主たる対象である。高圧・大口徑に対する性能評価を行うために、Super CANON実験とMarviken実験を選択した。ノズル長さや流体の初期サブクールを変えた試験をMarviken試験から選びだし、予測性能を評価することとした。

また、小口径の短いノズルを用いて行われた実験からMOBY-DICK実験とBNL Nozzle Testを選択してあわせて予測性能評価を行うこととした。

2. 2. 2 対向流実験

対向流実験としては、

- ①CREATE 1/15スケール実験⁽⁷⁾
- ②Dartmouth大学 単管対向流実験⁽⁹⁾

に対して予測性能評価を行うこととした。

CREATE 1/15スケール実験は実炉のダウンコマ形状を模擬して行われた対向流実験であり、水蒸気/水を作動流体としている。注入水温、注入水流量、ギャップ幅が落水量に与える影響が調べられている。

Dartmouth大学単管対向流実験は、内径が1インチから6インチまでのパイプを用いて、空気/水を作動流体として行われた実験である。テスト部の差圧、落水量等が測定され、管径の影響が系統的に調べられている。

2. 2. 3 凝縮実験

凝縮実験については、

- ①東京工業大学凝縮実験⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾
- ②円筒炉心試験 コールドレグ部⁽¹¹⁾

を対象として予測性能評価を行うこととした。

実炉の大破断LOCAでは、圧力が約4MPaまで低下すると蓄圧注入系が作動し、コールドレグ部を流れる蒸気を完全に凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入される。この時、圧力振動を伴う流れが生成されると考えられている。また、蓄圧注入系の作動が終了した後の、低圧注入系と高圧注入系により冷水が注入される時期には、コールドレグを流れる蒸気の一部の

みが凝縮される安定な二相流が生成されると考えられている。大破断LOCA時にコールドレグに生成される凝縮を伴う二相流に対しては、(1) 安定流と振動流の境界(2) 振動流の流動特性(3) 安定流の流動特性を正しく再現できることが重要である。

東京工業大学で行われた凝縮実験では、高さ5 cm幅2 cmのテスト部を用いて、入口蒸気流量、入口水流量と入口水温をパラメーターとして、(1) 安定流と振動流の境界(2) 振動流における凝縮速度、振動周期、圧力振動の振幅(3) 安定流における凝縮速度と圧力分布が調べられている。東京工業大学の凝縮実験を対象として(1) 安定流と振動流の境界(2) 振動流の流動特性(3) 安定流の流動特性について予測性能を評価することとした。

東京工業大学の凝縮実験で用いられたテスト部の等価直径は約0.03 mであり、実炉のコールドレグの約1/25である。また、入口蒸気流量、入口水流量、入口水温は一定として実験が行われていて、実炉の大破断LOCA時の非定常な変化は模擬されていない。より大きな体系であり加えて流量等の非定常な変化が模擬されていることから、円筒炉心試験のコールドレグ部の実験結果をとりだし、コールドレグ部の凝縮二相流に対する予測性能を評価することとした。円筒炉心試験では、実炉の再浸水期の後半から再冠水期全般の挙動が模擬されており、蒸気流量、水流量と水温の非定常な変化は実炉相当になっている。また、コールドレグ配管の内径は0.1552 mであり、東京工業大学の凝縮実験で用いられたテスト部内径の約5倍、実炉コールドレグ配管内径の約1/5である。

2.2.4 再冠水実験

再冠水実験については、

①円筒炉心試験⁽¹¹⁾

②平板炉心試験⁽¹²⁾

を対象として予測性能評価を行うこととした。

円筒炉心試験装置は4ループ110万kW e級PWRを模擬した再冠水総合試験装置である。高さ方向は実スケールで、体積は実炉の約1/21の大型装置である。円筒炉心試験装置は同種の試験装置の中では現状において世界で最も実炉に近い規模および形状であることから、同試験結果を用いて予測性能評価を行うこととした。

実炉の大破断LOCAにおいては、ブローダウン期と再浸水期での条件の違いにより再冠水開始時の系圧力、被覆管温度、炉心出力等が変化する。したがって、これらのパラメーターの変化範囲を包絡する範囲での予測性能を評価しておくことが必要である。

円筒炉心試験では、系圧力、炉心出力、初期被覆管温度、炉心出力分布等のパラメーターを変えた試験が実施されている。これら試験すべてについて予測性能評価を行うことは多大な時間を必要として実際には不可能なので、代表的な試験として、円筒第一次炉心基準試験、⁽¹³⁾ 円筒第二次炉心基準試験、⁽¹⁴⁾ 高圧試験、⁽¹⁵⁾ 低圧試験、⁽¹⁵⁾ 低出力試験⁽¹⁶⁾ および最適評価試験⁽¹⁷⁾ を選択して、系圧力、炉心出力、初期被覆管温度の各パラメーター効果に対する予測性能を評価することとした。

円筒炉心試験装置の炉心半径は実炉の約1/4.5である。炉心内半径方向に急峻な出力分布や初期温度分布があると、炉心内の冷却が分布が平坦なケースと比べて促進されることが実験的に明らかにされている。このような多次元効果に対する測定は実炉の炉心半径と等しい横幅の平板状炉心をもった平板炉心試験において系統的に行われている。⁽¹⁸⁾ そこで、多次元

効果に対する予測性能を把握するために、平板炉心試験の代表的な試験である急峻出力分布試験を選択して予測性能評価を行うこととした。

2. 2. 5 総合試験

総合試験による評価計算では、炉心部、ループ部等がすべてモデル化された体系いわゆるシステム解析を行った時の予測性能評価を目的とした。システム解析では、各部の挙動が相互に影響しあう条件で計算が行われる。

総合試験については、

- ①円筒炉心基準試験⁽¹⁴⁾
- ②セミスケールMOD1実験 S-06-3試験⁽¹⁹⁾
- ③LOFT実験 L2-5試験⁽²⁰⁾

に対して予測性能評価を行うこととした。

大破断LOCA総合試験としては最も代表的な試験であるLOFT L2-5試験を選定した。LOFT試験は、炉心部に核燃料が使われている試験装置であり、体積スケールも実炉の1/50で、高圧からのブローダウンを含むLOCA試験を行える試験装置としては現状では世界で最も実炉に近い規模と形状を有した試験装置である。

スケール効果を把握するためにLOFT L2-5試験と類似した条件で実施されたセミスケールMOD1実験S-06-3試験に対する予測性能評価を行うことにした。セミスケール装置は体積スケールで実炉の約1/1600であり、LOFT装置の約1/30の大きさの装置である。

LOFT装置やセミスケール装置は優れた模擬試験装置であるが、再冠水期に対する模擬性には疑問がある。すなわち、再冠水時に重要なパラメーターである炉心部やダウンコマ部の蓄水等が高さ方向に縮尺されているために正しく模擬できないからである。また、計測面でも測定器の測定レンジが主にブローダウン期の挙動を対象として設定されているので、再冠水期の差圧、各部の流量、蓄水位等は必ずしも十分な精度で計測できていない。

そこで、再冠水期を対象とした総合試験である円筒炉心試験の第二次炉心基準試験を対象とした予測性能評価も併せて実施することとした。円筒炉心試験装置は、体積スケールでは実炉の約1/21であり、再冠水期に重要な高さ方向のスケールは実スケールである。また、各部の流量や差圧や蓄水頭は詳細に計測されている。

2. 2. 6 各評価計算の評価項目

2. 1節においては、大破断LOCA時のシナリオについて検討し、ブローダウン期、再浸水期、再冠水期における重点評価項目を抽出した。また、2. 2節ではどの試験を対象として予測性能評価を行うかを選定した。

表2. 2. 2に各評価計算における評価項目をまとめた。2. 1節で抽出した重点評価項目は、2. 2節で選定した試験に対する予測性能評価を行うことにより検討できる。

表 2. 2. 1 PWR大破断LOCAに対する評価マトリクス

	試 験 名	備 考
(1) 臨界流実験	MOBY-DICK実験 ⁽³⁾	スロート径: 0.02 m 圧力: 約 0.25 MPa
	BNL Nozzle Test ⁽⁴⁾	スロート径: 0.025 m 圧力: 約 0.4 MPa
	Super-CANON実験 ⁽⁵⁾	管径: 0.10 m 初期圧力: 15.0 MPa
	Marviken実験 ⁽⁶⁾	管径: 0.5 m 初期圧力: 5 MPa
(2) 対向流実験	CREARE 1/15スケール実験 ⁽⁷⁾	環状流路、水蒸気/水 ギャップ幅: 約 0.02 m
	Dartmouth大学 単管対向流実験 ⁽⁸⁾	空気/水 管径: 0.02-0.15 m
(3) 凝縮実験	東京工業大学 凝縮実験 ^{(9),(10)}	管径: 約 0.03 m 圧力: 大気圧
	円筒炉心試験 コールドレグ部 ^{(11),(14)}	管径: 0.1552 m 圧力: 約 0.2 MPa
(4) 再冠水実験	円筒炉心試験 ^{(13),(14),(15),(16),(17)}	体積スケール: 1/21 高さ方向: 実スケール 半径方向: 1/4.5
	平板炉心試験 ^{(12),(18)}	体積スケール: 1/21 高さ方向: 実スケール 半径方向: 実スケール
(5) 総合試験	円筒炉心基準試験 ⁽¹⁴⁾	再冠水総合試験 体積スケール: 1/21 高さ方向: 実スケール 圧力: 約 0.2 MPa
	セミスケールMOD1実験 S-06-3 ⁽¹⁹⁾	体積スケール: 1/1600 炉心長さ: 実炉の1/2.2 初期圧力: 15.8 MPa
	LOFT実験 L2-5試験 ⁽²⁰⁾	炉心部核加熱 体積スケール: 1/50 炉心長さ: 実炉の1/2.2 初期圧力: 約 15 MPa

表2.2.2 各評価計算の評価項目

試 験		分離効果試験				総合試験		
		臨 界 流 実 験	対 向 流 実 験	凝 縮 実 験	再 冠 水 実 験	C C T F	セ ミ ス ケ ー ル	L O F T
期 間	現 象	評 価 項 目						
ブ ロ ー ダ ウ ン 期	1. 破断口からの流出流量	◎	-	-	-	-	○	○
	2. フラッシング	◎	-	-	-	-	○	○
	3. 炉心部の冷却	-	-	-	-	-	○	○
	4. 各部の圧力損失	-	-	-	-	-	○	○
再 浸 水 期	1. 対向流 (ECCバイパス)	-	◎	-	-	-	○	○
	2. 凝縮現象	-	-	◎	-	○	○	○
	3. 炉心部の冷却	-	-	-	-	-	○	○
	4. 各部の圧力損失	-	-	-	-	-	○	○
再 冠 水 期	1. 炉心部の冷却	-	-	-	◎	◎	○	○
	2. 凝縮現象	-	-	◎	-	◎	-	-
	3. 蒸気閉塞現象	-	-	-	-	◎	-	-
	4. 各部の蓄水挙動	-	-	-	-	◎	-	-

注) ◎：要素モデルを含めての評価を行えるケース
 ○：オーバオールな挙動に対する評価を行えるケース
 -：評価対象ではないケース

3. 分離効果試験に対する評価計算結果

3.1 臨界流実験

冷却材喪失事故時、破断口からの流体の流出流量により1次系内に残存する水の量や1次系の減圧挙動が決定される。PWRの1次系圧力は定格運転時約15MPaであり、破断口においては破断から1次系圧力が格納容器圧力近くまで減少するまでの期間において臨界流が生成され、流体の流出速度を律速している。臨界流実験に対する評価計算の目的は、TRAC-PF1コードの臨界流についての予測性能を評価し、実炉の大破断LOCA解析への適用性を把握することである。

TRAC-PF1コードでは、特定の臨界流モデルを用いなくて詳細なノーディングを用いることで臨界流を計算する方法と、Ransom, Trapp等⁽¹⁾の提唱による臨界流モデルを用いて臨界流を計算する方法の二通りの方法がある。臨界流モデルは、粗いノーディングであっても臨界流流量を精度よく計算できるようにすることで計算の効率を高めることを意図として、TRACコードに導入されている。

これまで、臨界流を対象とした数多くの実験が行われている。これらの実験では、流路形状や流体条件の影響が系統的に調べられている。流路形状については、流路面積、ノズル部の長さ、ノズル入口形状の影響が大きいことが、流体条件については、圧力と入口での流体温度ないしクォリティの影響が大きいことが知られている。また、ノズル長さが短く、入口でサブクール状態にある時または低クォリティである時には、熱的非平衡性の影響が顕著に現われることが知られている。

実炉の冷却材喪失事故の解析を行う上では、破断口の形状は事前にはわからないため、破断口面積をパラメータとした解析が安全評価解析では行われている。したがって、破断口面積の影響や破断口に到るまでの助走区間の長さの影響を再現できることが重要である。また、破断後の挙動をみると、初期にはサブクール水が放出される。減圧が進むに従い、飽和水、二相流が順次放出される。したがって、流体条件としては、圧力と入口における流体のサブクール度とクォリティの影響を再現できることが重要である。また、小破断冷却材喪失事故のように大口径管に小さな径の破断口があるケースでは大口径管部での流動様式が影響することが報告されている。

ここでは、主として、実炉の大破断冷却材喪失事故解析に対してのTRACコードの適用性を把握することを目的としている。大破断冷却材喪失事故では、1次系配管（内径約0.75m）の両端破断に代表されるように破断口としては大きい面積の体系が主たる対象である。そこで、本評価では、Marviken実験⁽²⁾とSuper-CANON実験⁽³⁾の実験結果を用いて予測性能評価を行うこととした。また、小口径で短いノズルで行われた実験としてMOBY-DICK実験⁽⁴⁾とBNL Nozzle Test⁽⁵⁾を選定して予測性能評価をあわせて行うこととした。

表3.1.1に本評価で使用した臨界流実験の主要な実験条件をまとめた。臨界流実験には定常状態の実験と非定常状態の実験とがある。本評価では、定常状態の実験として、

- | | |
|---------------------|------|
| i) MOBY-DICK実験 | 3ケース |
| ii) BNL Nozzle Test | 4ケース |

を、非定常状態の実験として、

- | | |
|--------------------|-------|
| iii) Super CANON実験 | 1 ケース |
| iv) Marviken実験 | 4 ケース |

を対象とした。i)と ii)の実験は低圧での実験であり、iii)とiv)は高圧での実験である。

Super CANON実験は水平管内に高圧で封じこめられた水が放出される非定常臨界流実験である。初期圧力15 MPaで行われており、加圧水型原子炉の運転圧力と同程度の高圧からの実験である。テスト部の水平管の内径も0.1 mと比較的大きな体系での試験である。

Marviken実験は、初期圧力は5.0 MPaであり、Super CANON実験に比べるとやや低い。Marviken実験で用いたノズル径は0.5 mであり、実炉の1次系配管と同等な大口径である。また、ノズル長さとしては0.391 mから1.976 mの範囲で、初期流体温度についてはサブクール度が30 K程度の試験と飽和温度に可能な限り近づけた試験が行われている。本評価では、最も長いノズルを用いた試験と最も短いノズルを用いた試験を選定して、TRACコードがノズル長さの影響を再現できるか否かを評価することとした。

3. 1. 1 MOBY-DICK実験

(a) 実験装置と実験条件⁽⁴⁾

MOBY-DICK実験は低圧 ($P < 0.3 \text{ MPa}$) での定常臨界流実験である。図3. 1. 1にテスト部形状を示す。テスト部入口は内径0.02mの円管で、入口から2.4m下流から0.327mの区間で内径が0.06mまで拡大している。入口からはサブクール水が流入し、圧力が低下するにつれてフラッシングが始まり二相流となって流出する。実験パラメータは入口と出口の圧力及び入口水温である。予測性能評価に用いた3実験の実験条件とその時の流量を表3. 1. 2に示す。

(b) 計算方法

図3. 1. 2にMOBY-DICK実験による予測性能評価で用いたノーディングを示す。MOBY-DICK実験による予測性能評価ではノーディングの精粗と臨界流モデルオプション使用の有無が計算に与える影響を調べるために、テスト部を11セル、26セル、45セル及び60セルに分割したノーディングを用いた。フラッシングは拡大開始部分の近傍で開始されるので、各ノーディングでは拡大開始部分の近傍でのセル長さが異なっている。11セルモデルでは0.04mに、26セルモデルでは0.02mに、45セルモデルでは0.01mに、60セルモデルでは5mmに分割されている。また、計算は臨界流モデルオプションを使用しないケースを基準として各入力モデルに対して行った。また、臨界流モデルオプションを使用したケースとして、11セルモデルと26セルモデルによる計算も行った。

初期条件としてテスト部内の流速を0とし、入口圧力と出口圧力の測定値を境界条件として与え、10秒間についての過渡計算を行った。図3. 1. 3にテスト部入口流量の計算例を示す。約2秒後に流量が一定となり、定常状態に達していることがわかる。以下の検討では10秒における結果を定常状態における値とみなした。

(c) 計算結果と検討

図3. 1. 4にRun 401を26セルモデルにより計算した時のテスト部内の圧力分布とボイド率分布を示す。横軸はテスト部入口からの距離を示し、2.40mが拡大開始位置に、2.727mが拡大終了位置にそれぞれ対応する。セル分割数を変えたケースに対しても図に示した26セルモデルによる結果とほぼ一致した結果が得られた。ボイド率は2.4mまで0であり、流れが入口から拡大開始位置まで水単相であることがわかる。拡大開始位置近傍で圧力は入口水温 (389.75 K) に対する飽和圧力0.1815 MPaまで低下している。拡大部でフラッシングを開始し、ボイド率が急激に増加している。

計算結果を実験結果と比較すると、実験の傾向はTRACコードにより概ね良好に再現されている。

表3. 1. 3にMOBY-DICK実験解析で得られた流量計算結果をまとめた。Run 401の解析では、ノーディングの影響について調べるために、図3. 1. 2に示した各入力モデルを用いた計算を行った。セル分割数による影響が少ないことがわかる。また、臨界流モ

デルオプションを用いることの影響も少ないことがわかる。これらの結果は、ある程度細かくノード分割した条件であれば臨界流モデルを用いたケースと同等な結果が臨界流モデルを用いなくてもTRACコードにより得られることを示している。

Run 406とRun 455に対する流量の計算結果は、Run 455の結果がやや実験より低めであるが、ほぼ実験結果と一致している。

表3.1.4に各ケースでの所要タイムステップ数とCPU時間をまとめた。ここでの値は、原研の大型計算機FACOM M-780を用いて、上述の条件で10秒間の過渡計算を行った時のものである。同一セル数を用いたケースで比較すると、臨界流モデルを用いたケースの1ステップ当りの所要CPU時間(=CPU/NST)は、臨界流モデルを用いないケースの約1.3倍かかっている。これは、臨界流モデルを用いるケースでは二相流音速の計算等のために固有値計算等が余分に行われているためである。

(d) まとめ

MOBY-DICK実験における圧力分布、ボイド率分布、流量は概ね良好にTRACコードにより予測された。

ノーディングについては拡大部のセル長さを0.02m以下にしたケースではその影響が小さかった。また、臨界流モデルを用いるケースと用いないケースで予測された流量の差は小さかった。臨界流モデルを用いるケースでは用いないケースに比べて1.3倍のCPU時間を必要とした。この結果を見る限り、臨界流モデルは臨界流モデルを用いないケースと比べて、予測精度、計算時間の点で特に優れていることはないようである。

3. 1. 2 BNL Nozzle Test

(a) 実験装置と実験条件⁽⁵⁾

BNL Nozzle Testは低圧 ($P < 0.7 \text{ MPa}$) で行われたステンレス製の縮小拡大ノズルによる定常臨界流実験である。図3. 1. 5にテスト部形状を示す。テスト部入口での内径は 0.0508 m で、のど部での内径は 0.0254 m である。テスト部の全長は 0.608 m であり、MOBY-DICK実験と比べると短い。BNL Nozzle TestではMOBY-DICK実験と類似の方法がとられている。すなわち、テスト部入口から流入した水は、のど部の近傍でフラッシングし、二相流となって流出する。入口と出口の圧力及び流体の入口温度を実験パラメータとしている。

TRACコードの予測性能評価のために使用した4ケースの実験の条件と流量の測定結果を表3. 1. 5に示す。実験番号が複数あるのは、同一の条件の下で繰り返して実験を行い、圧力分布測定やボイド率分布測定を行ったためである。

(b) 計算方法

図3. 1. 6にBNL Nozzle Testによる予測性能評価で用いたノーディングを示す。テスト部を全体で50セルに分割した。のど部近傍では、上流側では 0.01 m ごとに、下流側では 0.005 m ごとにセル分割した。MOBY-DICK実験による予測性能評価の場合と同様に、初期流速を 0 m/s とし、入口と出口の圧力測定値を境界条件として与えた。計算の結果得られた10秒後の値をもって定常値とみなした。

(c) 計算結果と検討

表3. 1. 6にBNL Nozzle Testに対してTRACコードにより計算された流量を示す。いずれのケースでも、実験値よりもやや (10% ないし 22%) 低めの流量が計算されている。

図3. 1. 7に実験番号291-295のケースの圧力分布とボイド率分布を示す。このケースの入口水温は 422.05 K であり、その水温が飽和温度となる圧力は表3. 1. 5に示したように 0.4764 MPa である。計算結果では 0.26 m の位置で 0.4764 MPa 到達している。そして、それとほぼ同時にフラッシングを開始している。これに対して、実験では、 0.21 m の位置で 0.4764 MPa に達しているにもかかわらず、有意なボイド発生が起こるのは約 0.11 m 下流の 0.32 m である。すなわち、この区間では液が過熱されている。のど部近傍の流速は約 10 m/s であったから、フラッシングが開始されるまでに約 10 ms の時間遅れがあったことになる。フラッシング開始の遅れに対応して圧力のアンダーシュートが観察されている。計算では水温が飽和温度に到達するとほぼ同時にフラッシングが開始されていて、圧力のアンダーシュートはみられていない。

図3. 1. 8から図3. 1. 10に実験番号309-311、318-321、及び339-342の各ケースに対する圧力分布とボイド率分布の比較結果を示す。実験ではフラッシングの開始に遅れが観察されているのに対して、計算では水温が飽和温度に達すると同時にフラ

ッシングが開始されている。

のど部の上流側での圧力勾配の計算値が実験値よりも小さいのは、表3. 1. 6にみられるように流量が小さいことによる。実験番号309-311のケースで、0. 43 m付近で圧力分布の特性が大きく変化している。この時のボイド率は0. 5をよぎっている。TRACコードでは、ボイド率が0. 5以下では流動様式は気泡流/スラグ流領域として、0. 5から0. 75の間では気泡流/スラグ流と環状噴霧流との中間領域として界面熱伝達率が算定されている。⁽⁹⁾このような流動様式の変化と対応して0. 43 m付近での圧力分布の特性の変化を生じたと思われるが、詳細については今後さらに検討する必要がある。

界面熱伝達率相関式による影響の程度を調べるために以下の2ケースの感度解析を行った。
ケース1：気泡流/スラグ流領域で用いられているボイド率の下限値を5%から

0. 1%とする。

ケース2：ケース1の変更に加えて、界面熱伝達率をオリジナルの値の0. 5倍とする。TRAC-PF1コードでは、ボイド率が5%以下である時ボイド率を5%に置き換えて気泡流/スラグ流領域の相関式を用いて気液界面積等を計算している。ボイド率の下限値を設けることは单相流状態から二相流状態への移行が円滑に発生するようにするために必要な取り扱いである。しかしながら、その下限値については明確な根拠はない。ケース1の感度解析は下限値を0. 1%とすることで、フラッシング開始点近傍での界面積評価をより現実的なものに近づけることを意図して行った。

図3. 1. 11に実験番号291-295のケースに対する感度解析結果を示す。ケース1の計算では、オリジナルの結果と比べると、フラッシング開始後のボイド率の増加がゆっくりと起こっていることがわかる。ケース1では、ボイド率が1%以上の有意な値となるのはのど部の下流側にあり、実験結果との対応がよくなっている。ケース2ではのど部の下流側でのボイド率の上昇がゆっくりと起こっている。また、のど部近傍での圧力の低下が実験値とほぼ対応した結果となっている。テスト部を通過する流量はオリジナルケースでは、5. 005 kg/sであったものが、ケース1では5. 874 kg/s、ケース2では6. 765 kg/sとなった。この結果は、界面熱伝達相関式を修正することで実験結果と計算結果の一致をよくすることができることを示唆している。また、気泡流/スラグ流領域におけるボイド率の下限値を5%と比較的大きな値を仮定していることがフラッシング開始後のボイド率上昇を過大評価する原因となっていることがわかった。

(d) まとめ

BNL Nozzle Testではフラッシング開始の遅れが実験においてみられていたが、TRACコードによる計算ではほとんど時間遅れなしにフラッシングが開始された。これは、界面熱伝達計算においてボイド率の下限値として5%という大きな値が仮定されているためである。また、計算された流量は実験値に比べてやや(10%ないし22%)低かった。

3. 1. 3 Super CANON実験

(a) 実験装置と実験条件⁽³⁾

Super CANON実験は水平管内に高圧で封じこめられた水が放出される非定常臨界流実験である。図3. 1. 12にテスト部形状と圧力、温度、ボイド率の測定位置を示す。テスト部は内径が0. 1 m、長さ4. 389 mの水平におかれたパイプである。パイプの一端は閉じられており、他端にラプチャディスクがついている。初期条件は、圧力15 MPa、水温553 Kである。表3. 1. 7に実験条件を示した。

(b) 計算方法

図3. 1. 13にSuper CANON実験による予測性能評価で用いたノーディングを示す。テスト部全体を75セルに分割した。テスト部の開放端側でのセル長さは0. 02 mである。初期条件としては、圧力15 MPa、流体温度553 K、流速0. 0 m/s、ボイド率0. 0を各セルに対して与えた。テスト部の閉塞端は流速を0としたFILLコンポーネントにより、開放端は圧力を0. 1 MPaとしたBREAKコンポーネントにより境界条件を設定した。

(c) 計算結果と検討

図3. 1. 14に出口流量とその積分値を示す。破断後約0. 3秒でテスト部内の水がほぼ全量放出されていることがわかる。図3. 1. 15と図3. 1. 16に各部の圧力とボイド率の計算結果を示す。圧力は破断開始とほぼ同時に6 MPaまで下がっている。また、ボイド率は破断開始とほぼ同時に上昇を始めており、テスト部の各部でフラッシングを生じていることがわかる。

図3. 1. 17に圧力とボイド率についての実験結果と計算結果の比較結果を示す。破断開始直後、計算では6. 0 MPaまで、実験では5. 0 MPaまで、圧力が下がっている。初期水温の553 Kに相当する飽和圧力は約6 MPaである。計算では圧力が低下して水温が飽和温度となった時点でフラッシングを生じて圧力が維持されたのに対して、実験では熱的非平衡を生じて圧力のアンダーシュートを生じたものと考えられる。ボイド率については計算結果は実験の誤差範囲内にあるが、圧力の挙動と対応させて考えると、実験結果よりもやや高めボイド率が予測されているものと思われる。

(d) まとめ

破断直後の圧力のアンダーシュートを予測できていないが、実験結果の全体的な傾向はTRACコードにより良好に予測できた。

3. 1. 4 Marviken実験

(a) 実験装置と実験条件⁽²⁾

Marviken実験は1977年から1979年にかけてMarviken Power Stationで行われた大規模な臨界流実験である。

図3. 1. 18にMarviken実験の実験装置を示す。実験装置は、圧力容器(Pressure vessel)、放出ノズル(Discharge nozzle)、試験ノズル(Test nozzle)から構成されている。

圧力容器は、内径5. 22 mで体積が425 m³である。圧力容器下部から1. 4 mの位置にModerator tankと呼ばれる内部タンクの下端がある(Moderator tankはノズルに流入する流体の条件を均一化するために取り付けられた)。タンク下端には絞りが設けられていて、その流路面積はTest 4やTest 9のような前期に行われた試験では、5. 5 m²、Test 23やTest 24のような後期に行われた試験では9. 0 m²であった。

放出ノズルは試験ノズルに対する助走区間にあたっている。放出ノズルの全長は6. 308 m、内径0. 752 mである。放出ノズルの中央にはボール弁が取り付けられている。この弁は試験開始時には全開されている。そして試験終了時に閉じられ、圧力容器からの流体の流出を終了させる。

放出ノズルの下端に試験ノズルが取り付けられている。内径や長さの異なるいくつかの試験ノズルを用いて試験が行われた。試験ノズルの先端にはラプチャーディスクが取り付けられている。ラプチャーディスクを破断することで流体の放出が開始される。

Marviken実験では、試験ノズル形状、流体の初期サブクール度等をパラメータとして27回の試験が行われた。表3. 1. 8に評価計算を行った試験の主要な試験条件を示す。これらの試験はノズル長さと流体のサブクール度の影響に対する予測性能を調べようと考えて選定した。

図3. 1. 19にTest 4及びTest 9で使用されたノズルの形状を示す。Test 4及びTest 9で使用されたノズルの長さは1. 976 mであり、一連の試験で使用されたノズルのなかで最も長いノズルである。また、図3. 1. 20にTest 23及びTest 24で使用された試験ノズルの形状を示す。Test 23とTest 24で用いられたノズルの長さは0. 391 mであり、一連の試験で使用されたノズルのなかで最も短いノズルである。

Test 4とTest 24では流体の初期サブクール度は約30 Kである。これに対して、Test 9とTest 23での流体の初期サブクール度は数Kである。

実験に先立って、圧力容器はまず部分的に水で満たされる。容器の底部をヒーターで加熱することで生じた高温水は圧力容器の上部に集まる。容器の上部ドームは飽和蒸気で満たされた。所定の液位高さ水温分布を設定した後、ラプチャー・ディスクを破ることで実験を開始し、放出ノズル内のボール・バルブを閉じることで終了する。

(b) 計算方法

図3. 1. 21にTest 4及びTest 9による予測性能評価で用いたノーディングを、図3. 1. 22にTest 23及びTest 24による予測性能評価で用いたノーディングを

それぞれ示す。両ノーディングは試験ノズル部分を除けば同一である。

試験ノズル部についてはセル長さを約0.05 mとして入力データを作成した。

実験報告書に記述された条件表から、サブクール領域、飽和水領域及び液面位置を決め、圧力容器内の初期温度分布を設定した。放出ノズル部の流体温度は、報告書に記載された容器下端の流体温度と試験ノズル入口の流体温度から線形内挿して定めた。また、試験ノズル部の初期温度は放出ノズル部の温度勾配を外挿して定めた。

(c) 計算結果と検討

Test 4の結果

図3.1.23にMarviken実験Test 4に対するボイド率分布の計算結果を示す。図3.1.23において横軸はブローダウン開始後の時間を示す。縦軸に沿って示してあるのはボイド率に対するTag IDを表わして、AL01XXという形で与えられている。ここで、XXはセル番号を示している。図3.1.21に示したように、セル番号1は圧力容器頂部のセルに対応し、セル番号62は試験ノズルの出口に対応している。図3.1.23に示してあるようにセル番号1から20までが圧力容器部に、セル番号21から37までが放出ノズル部に、セル番号38から62までが試験ノズル部にそれぞれ対応している。また、ボイド率の大きさは*、□、○、◇、△、×、Y、+等の記号で表わされており、それぞれの記号に対するボイド率範囲は図の頂部に示されている。例えば、*はボイド率が0.0001以下であることを、□はボイド率が0.3以上で0.5未満であることを表わしている。

ブローダウン開始直前において、液面は圧力容器下端から19.88 mにあった。すなわち、セル1からセル4まではボイド率は1（蒸気単相）であり、セル5から62まではボイド率は0（液単相）であった。飽和水は容器下端から10.5 mの位置から液面位置までの（セル5からセル9までに対応する）区間、サブクール度が37 Kの水は容器下端から8 mまでの（セル12からセル20に対応する）区間を満たしていた。放出ノズルと試験ノズルはサブクール水で満たされていた。

図3.1.23により、過渡変化の概要について述べる。

ブローダウン開始直後、試験ノズル部上部のボイド率は0.0001から0.15の範囲にある。また、出口では0.75から0.97の範囲にある。このことから、ブローダウン開始直後に試験ノズル部ではフラッシングが開始されていることがわかる。これに対して、放出ノズル部のボイド率は0.0001以下であり、フラッシングを生じていない。圧力容器部のセル11からセル20におけるボイド率は0.0001以下でありフラッシングを生じていない。一方、セル5からセル10では、ボイド率は0.0001から0.15の範囲にあり、フラッシングを生じている。圧力容器部においてフラッシングを生じているセルと生じていないセルの区別は、初期に飽和水で満たされていたかサブクール水で満たされていたかの違いに対応している。

試験ノズルからの流出が進むに従い、圧力容器頂部の蒸気単相の領域（+印の領域）は拡大している。これは、流出によって水が圧力容器から失われることに対応する。

ブローダウン開始後約23秒まで圧力容器内には水単相域（*印）がみられているが、約25秒以降では水単相域はなくなっている。すなわち、23秒以前では放出ノズルへはサブクール状態で水が流入していることが、25秒以降では二相流が流入していることがわかる。

図3. 1. 24にブローダウン開始後10秒における圧力分布、ボイド率分布及び液温分布の計算結果を示す。放出ノズルの入口部、試験ノズルの入口部と試験ノズルの出口部の3ヶ所で大きな圧力差を生じている。ボイド率分布では、圧力容器の上部は蒸気単相域がみられている。また、圧力容器の底部から放出ノズル部では水単相域が広がっている。ボイド率は試験ノズル入口から上昇を開始し、出口で急激に増加している。液温分布をみると、水単相域では約20Kのサブクール度を示している。一方、試験ノズル部では液はわずかに過熱されている。

図3. 1. 25にブローダウン開始後40秒における圧力分布、ボイド率分布及び液温分布の計算結果を示す。この時間では、ボイド率分布からわかるように二相流、すなわち飽和状態となって圧力容器から放出ノズルに流体は流入している。この時の圧力分布をみると、大きな圧力差は試験ノズルの出口部でのみみられていて、ブローダウン開始後10秒の圧力分布でみられたような放出ノズル入口と試験ノズル入口でのステップ状の圧力変化はみられていない。ボイド率分布をみると、蒸気単相の領域は圧力容器下端から8m付近まで達していて、10秒後に比べてその範囲が拡大していることがわかる。圧力容器底部と放出ノズル部でのボイド率は約20%でほぼ一定しているが、試験ノズルでは圧力が下がってフラッシングを生じているためにボイド率は増加している。液温についてみると、圧力容器部、放出ノズル部、試験ノズル部ともほぼ飽和温度となっている。

図3. 1. 26に、10秒後と40秒後における試験ノズル部における圧力分布を実験結果と計算結果を比較して示す。実験結果の10秒後の分布をみると、(i)試験ノズル入口で大きな圧力差を生じている。(ii)試験ノズルの入口から20cmの圧力はややアンダーシュートを示している。(iii)試験ノズルの中で圧力はほぼ一定している。(iv)試験ノズルの出口部で大きな圧力差を生じていることが特徴としてあげられる。このような特徴のうち(i)、(iii)及び(iv)については計算結果でよく再現できている。(ii)の特徴については、計算結果では現われていない。一方、飽和状態でノズルに流入していると考えられる40秒後の分布をみると、実験結果では、(i)試験ノズル入口で大きな圧力差を生じていない。(ii)試験ノズル内では圧力はほぼ直線分布をしており、下流側へと圧力が徐々に下がっている。(iii)試験ノズル出口で大きな圧力差を生じていることが特徴としてあげられる。この特徴も計算結果でよく再現できている。この結果から、TRACコードにより入口での状態がサブクール状態である時及び飽和状態である時の試験ノズル内の圧力分布の特徴をよく再現できていることを確認できた。

図3. 1. 27から図3. 1. 29に、放出ノズル入口における圧力、試験ノズルからの流出流量及び放出ノズル入口における流体温度と飽和温度の実験結果と計算結果の比較を示す。流出流量をみると、17秒までの期間の流量がやや低めに予測されているが、全体の傾向は良好に予測されていることがわかる。流量がやや低めに予測されている期間は図3. 1. 29を参照すると、放出ノズル入口からサブクール水が流入している期間と対応している。熱的非平衡の効果が実験と比べて小さく計算されることが影響して流量がやや低めに計算された可能性が考えられる。詳細については今後さらに検討する必要がある。ただし、流出流量についての実験結果と計算結果の差は10%以下であり、実用的には十分な精度であると考えられる。

以上の結果から、TRACコードによりMarviken実験Test 4の結果を良好に予測できることがわかった。

パラメータ効果

Test 4 に対しての計算結果について前項で検討し、Marviken 実験の Test 4 における挙動を TRACコードにより良好に予測できることがわかった。本項では、入口サブクール度及びノズル長さの影響を予測できているか否かについて検討する。

図3. 1. 30から図3. 1. 38に Test 9、Test 23 及び Test 24 に対して、Test 4 と同様に、放出ノズル入口における圧力、試験ノズルからの流出流量及び放出ノズル入口における流体温度と飽和温度の実験結果と計算結果を比較する。流出流量についてみると、Test 24 でも放出ノズルにサブクール水が流入する条件ではやや流出流量が小さく計算されている。また、初期温度が飽和水に近い条件の解析では、ブローダウン開始直後に流出流量が一時大きくなるのに計算ではその傾向は再現されていない等いくつかの相違点がみられているが、包括的にみると良好に実験結果を予測している。

パラメータの影響を正しく再現しているか否かを調べるために、圧力と流出流量について比較した。

図3. 1. 39と図3. 1. 40には、入口サブクール度の影響に対する比較結果を示す。ノズル長さが1. 976 m及び0. 391 mのケースのいずれにおいても入口サブクール度が大きくなることで流出流量が大きくなり、系圧の減少が速まっている。その傾向は TRACコードによっても予測されている。

図3. 1. 41と図3. 1. 42では、Test 4 と Test 24 の比較結果と Test 9 と Test 23 の比較結果を示す。これらの試験での主な条件の違いを表3. 1. 8でみると、ノズル長さと初期液位に違いがある。従って、これらの比較は、ノズルが長く初期液位が小さい（すなわち初期蒸気体積が大きい）ケースとノズルが短く初期液位が大きい（初期蒸気体積が小さい）ケースを比較していることになっていて、両者の複合効果が結果に現われていると考えられる。

図3. 1. 41に示した Test 4 と Test 24 の比較では、流出流量についてみると、初期 Test 4 のほうが大きく、中間では逆転して Test 4 のほうが小さくなり、後半では両試験でほぼ等しくなっている。実験でみられている上述の傾向は計算でも得られている。また、圧力についてみると、初期蒸気体積が小さかった Test 24 のほうが Test 4 よりも早く減圧している。その傾向も計算でよく再現されている。流体温度が飽和温度に近い条件で行われた Test 9 と Test 23 についてみると流出流量と圧力に対しての両試験の顕著な差はみられていない。その傾向は計算でも予測されている。

TRACコードは入口サブクール度、ノズル長さ、初期蒸気体積の影響を妥当に予測しているといえる。

(d) まとめ

口径が大きな体系では、TRACコードは臨界流量等を良好に予測できることがわかった。

詳細に結果をみると、ノズル入口でサブクール状態にある条件での流出流量をやや小さく予測する傾向があった。これは熱的非平衡の効果と思われる。詳細についてはさらに検討する必要がある。

3. 1. 5 臨界流実験に対する評価計算結果のまとめ

- (1) ノズル入口で飽和条件にある時、TRACコードにより臨界流量を良好に予測できることがわかった。
- (2) ノズル入口でサブクール条件にある時には、TRACコードは臨界流量をやや小さく予測した。サブクール条件にある時の圧力のアンダーシュート等の熱的に非平衡な挙動については必ずしも十分には予測されなかった。
- (3) しかしながら、Marviken試験のような大口径ノズルからの臨界流ではそのような熱的な非平衡性の影響は小さかったため、TRACコードは実験結果を良好に再現した。
- (4) 以上の結果から、コールドレグのような大口径管の両端破断についての計算に対してはTRACコードの臨界流計算は実用上十分な予測精度を有しているものとする。ただし、小口径管等の破断や配管に開いたピンホールからの流出のように熱的非平衡性の効果が顕在化するケースでは、界面熱伝達モデル等の見直しが必要と考える。

表 3. 1. 1 臨界流実験解析リスト

実験名称	実験番号	主な実験条件
MOBY-DICK	RUN 401	一次元定常臨界流実験 (低圧) 拡大ノズル : 0.02-0.06 m 入口圧力 : 0.218-0.292 MPa 入口サブクール度 : 5.7-9.2 K
	RUN 406	
	RUN 455	
BNL Nozzle Test	RUN 291-275	一次元定常臨界流実験 (低圧) 縮小拡大ノズル : 0.0508-0.0254-0.0508 m 入口圧力 : 0.32-0.56 MPa 入口サブクール度 : 2.0-13.4 K
	RUN 309-311	
	RUN 318-321	
	RUN 339-342	
Super CANON		非定常臨界流 (高圧) パイプ径 : 0.100 m 初期圧力 : 15.0 MPa 初期サブクール度 : 62.3 K
Marviken	TEST 4 TEST 9 TEST 23 TEST 24	非定常臨界流 (高圧) ノズル径 : 0.500-0.509 m 初期圧力 : 5.0 MPa 初期サブクール度 : 0-30 K

表 3. 1. 2 MOBY-DICK 実験条件

実験番号	入 口		出口圧力 (MPa)	流 量 (kg/s)
	圧 力 (MPa)	温 度 (K)		
401	0.2186 ($T_{sat}=395.45K$)	389.75 ($P_{sat}=0.1815MPa$)	0.1318	2.031
406	0.2419 ($T_{sat}=398.65K$)	389.45 ($P_{sat}=0.1797MPa$)	0.1349	2.739
455	0.2918 ($T_{sat}=404.78K$)	398.25 ($P_{sat}=0.2389MPa$)	0.1655	3.197

ここで、 T_{sat} は入口圧力に対する飽和温度を、 P_{sat} は入口水温に対する飽和圧力を示す。

表 3. 1. 3 MOBY-DICK 実験解析における流量計算結果

実験番号	実験値 (kg/s)	計 算 値 (kg/s)					
		臨界流モデルを使用しないケース				臨界流モデル使用	
		セル数				セル数	
		11	26	45	60	11	26
Run 401	2.031	2.030 (-0.0%)	2.084 (+2.8%)	2.088 (+2.8%)	2.087 (+2.8%)	1.981 (-2.5%)	2.081 (+2.5%)
Run 406	2.739	-	2.727 (-0.4%)	-	-	2.634 (-3.8%)	-
Run 455	3.197	-	2.674 (-16.4%)	-	-	2.363 (-26.1%)	-

表 3. 1. 4 MOBY-DICK 実験解析における所要タイムステップ数と CPU 時間

実験番号		臨界流モデルを使用しないケース				臨界流モデル使用	
		セル数				セル数	
		11	26	45	60	11	26
Run 401	NST CPU(秒) CPU/NST	291 5.64 0.0194	365 14.29 0.0392	736 46.65 0.0634	1887 150.51 0.0798	206 5.21 0.0253	422 21.38 0.0506
Run 406	NST CPU(秒) CPU/NST	-	297 9.97 0.0336	-	-	325 9.35 0.0288	-
Run 455	NST CPU(秒) CPU/NST	-	281 10.65 0.0379	-	-	370 10.93 0.0295	-

ここで、NSTはタイムステップ数を、CPUはCPU時間（FACOM M780による）を表わす。

表3. 1. 5 BNL Nozzle Test 実験条件

実験番号	入 口		出 口 圧力(MPa)	流 量 (kg/s)	入口サブク ール度 (K)
	圧 力 (MPa)	温 度 (K)			
291-295	0.502 ($T_{\text{sat}}=424.01\text{K}$)	422.05 ($P_{\text{sat}}=0.4764\text{MPa}$)	0.471	6.43	2.0
309-311	0.556 ($T_{\text{sat}}=427.90\text{K}$)	422.25 ($P_{\text{sat}}=0.4789\text{MPa}$)	0.397	8.79	5.7
318-321	0.322 ($T_{\text{sat}}=408.10\text{K}$)	394.25 ($P_{\text{sat}}=2104\text{MPa}$)	0.167	8.98	13.9
339-342	0.320 ($T_{\text{sat}}=407.88\text{K}$)	394.45 ($P_{\text{sat}}=0.2117\text{MPa}$)	0.252	8.97	13.4

表3. 1. 6 BNL Nozzle Test 解析における流量計算結果

実験番号	実験値(kg/s)	計算値(kg/s)	相対誤差
291-295	6.43	5.005	-22.2 %
309-311	8.79	7.289	-17.1 %
318-321	8.98	8.043	-10.4 %
339-342	8.97	7.927	-11.6 %

表3.1.7 Super CANON実験実験条件

項 目	条 件
初期圧力	1 5 MPa
飽和温度	6 1 5 . 3 K
初期水温	5 5 3 K
破断口口径	0 . 1 0 0 m

表3.1.8 Marviken実験の実験条件

項 目	試 験 名			
	Test 4	Test 9	Test 23	Test 24
蒸気ドーム圧力	4.94 MPa	5.02 MPa	4.96 MPa	4.96 MPa
飽和温度	537 K	537 K	537 K	537 K
初期水温	500 K	534 K	534 K	504 K
初期液位	17.59 m	18.15 m	19.85 m	19.88 m
ノズル長さ	1.976 m	1.976 m	0.391 m	0.391 m
破断口口径	0.509 m	0.509 m	0.500 m	0.500 m

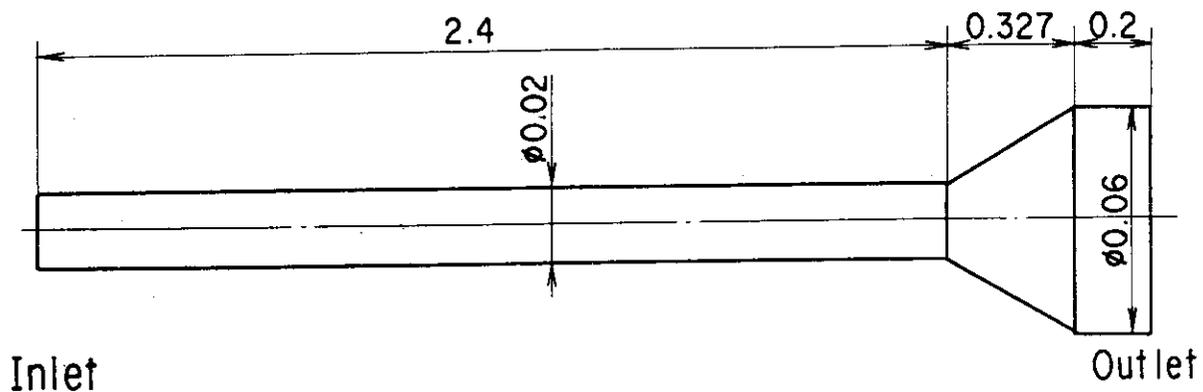


図3. 1. 1 MOBY-DICK実験テスト部形状

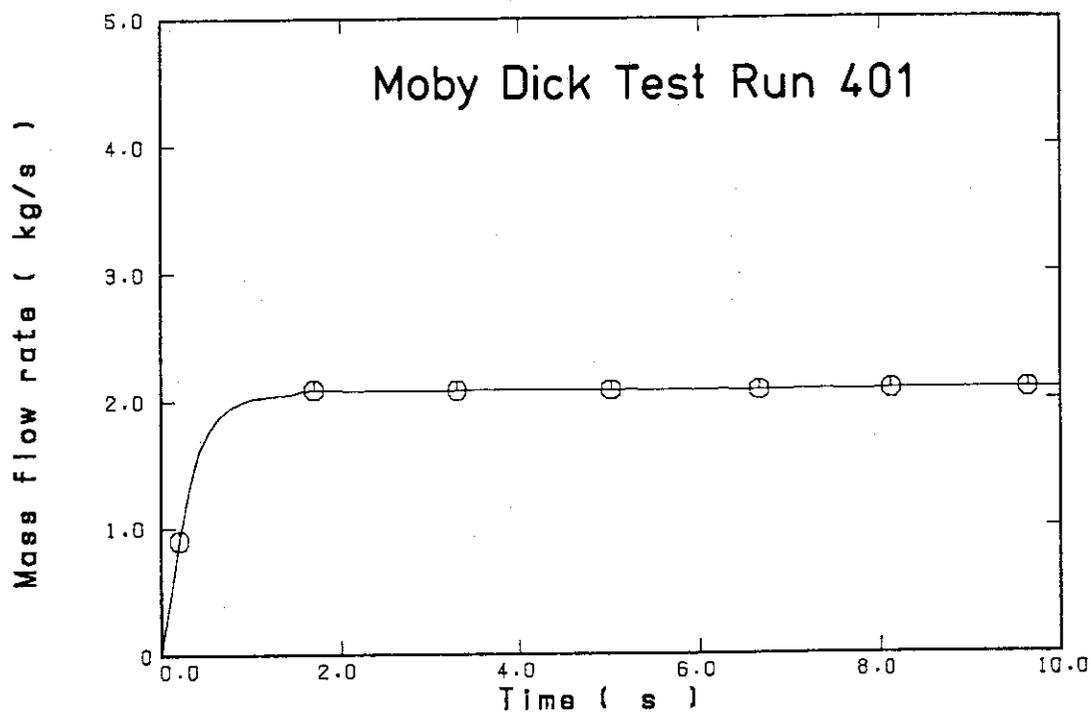
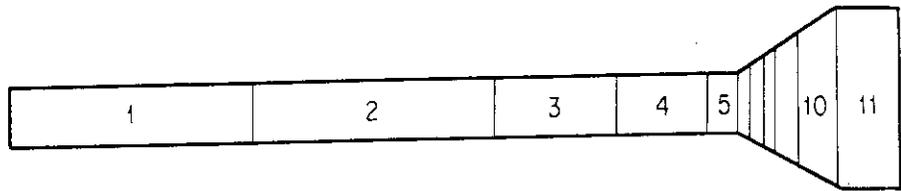
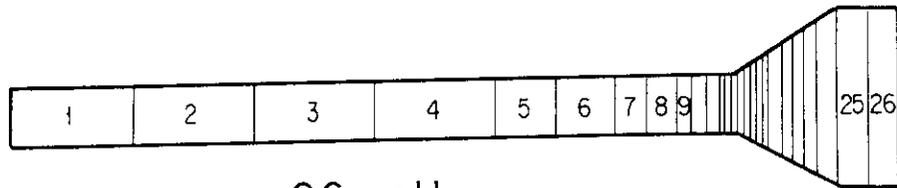


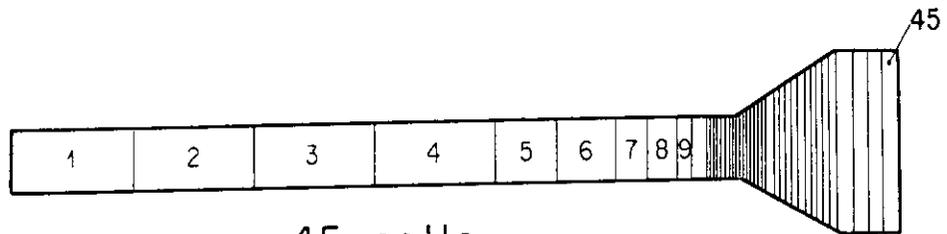
図3. 1. 3 テスト部入口流量の計算結果
(MOBY-DICK実験 Run 401)



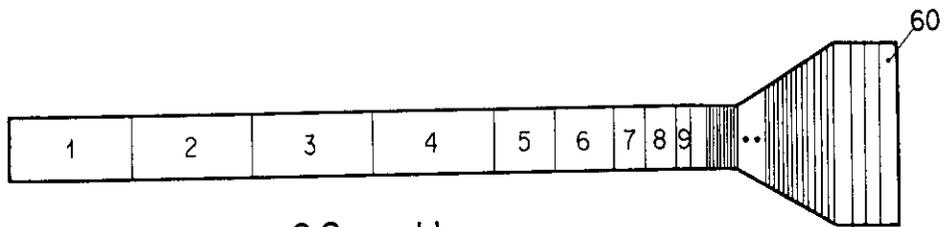
11 cells



26 cells



45 cells



60 cells

図 3. 1. 2 MOBY-DICK 実験解析で用いたノーディング

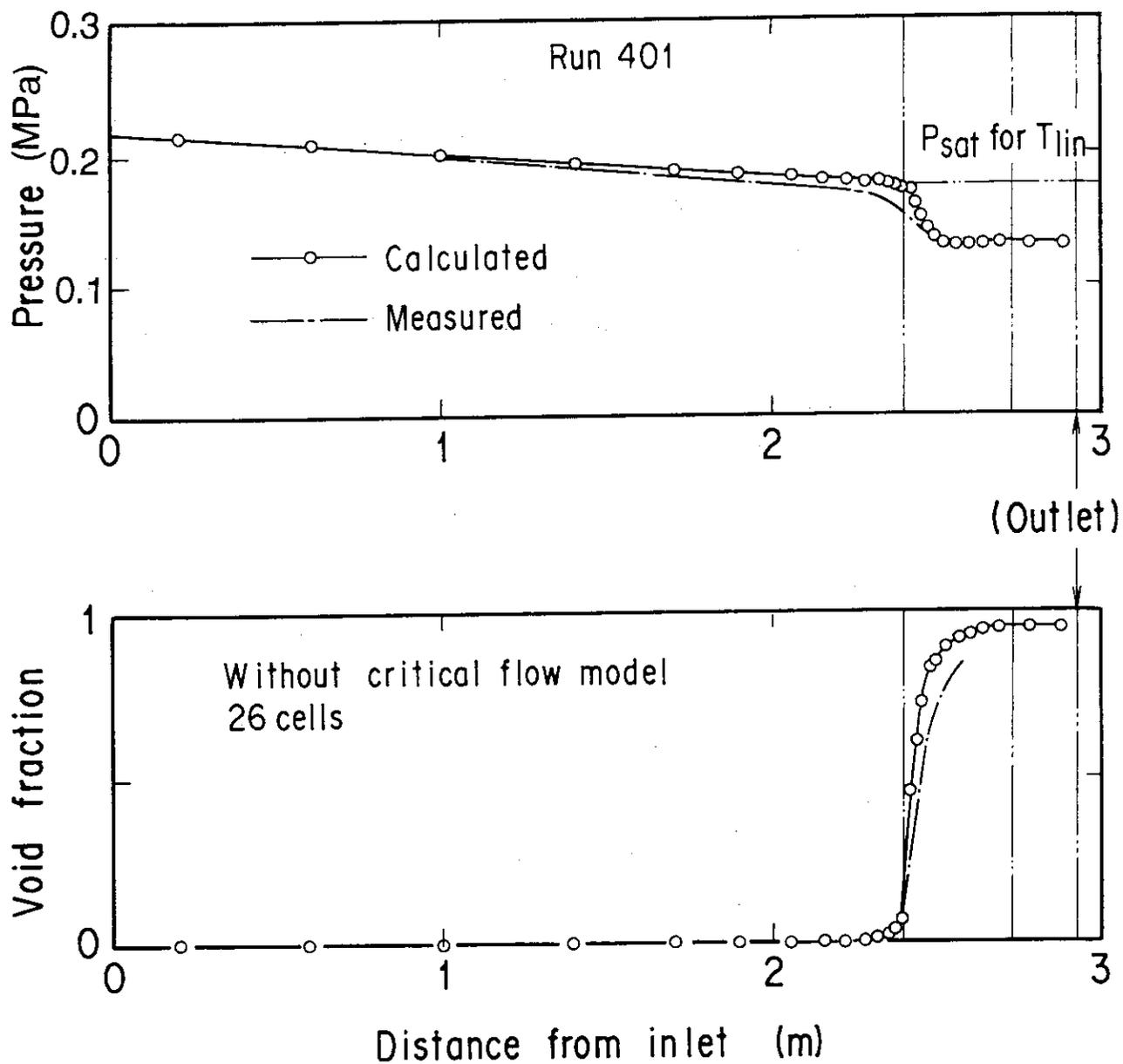


図3. 1. 4 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(MOBY-DICK実験 Run 401)

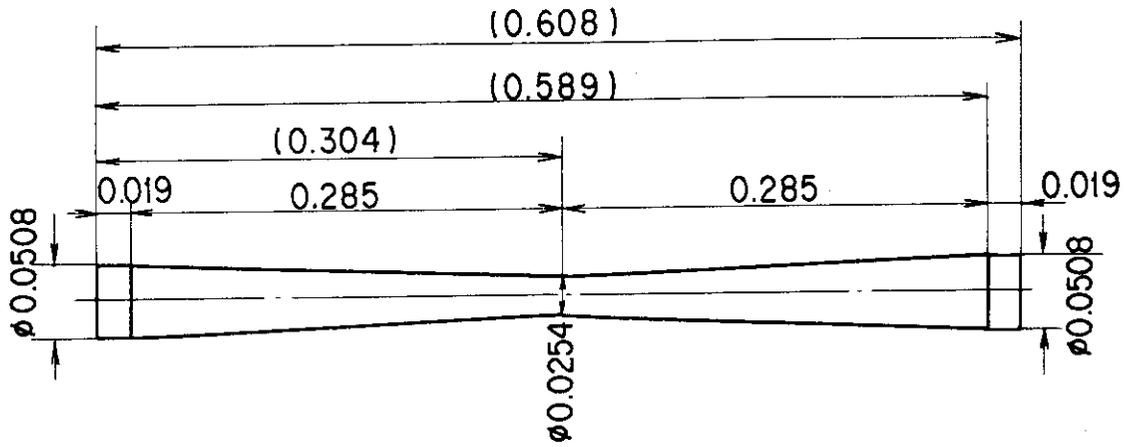


図3. 1. 5 BNL Nozzle Test テスト部形状

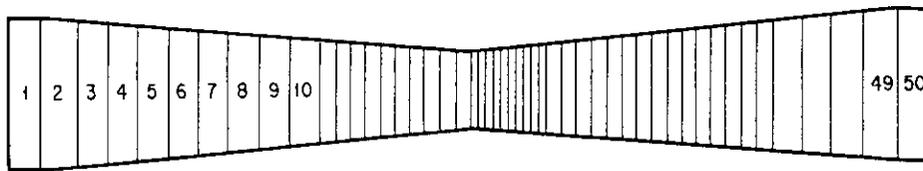


図3. 1. 6 BNL Nozzle Test 解析で用いたノーディング

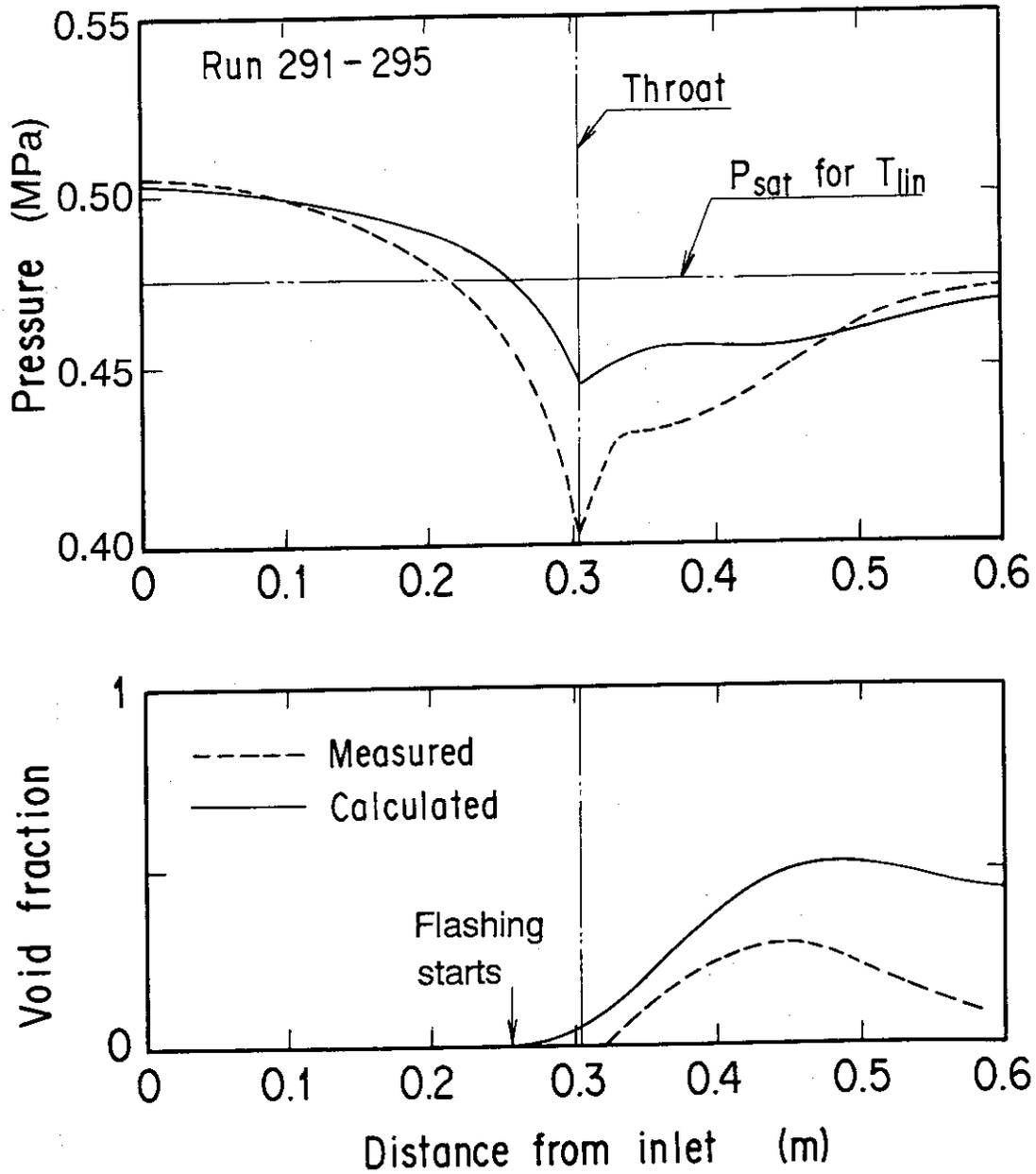


図3. 1. 7 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 291-295)

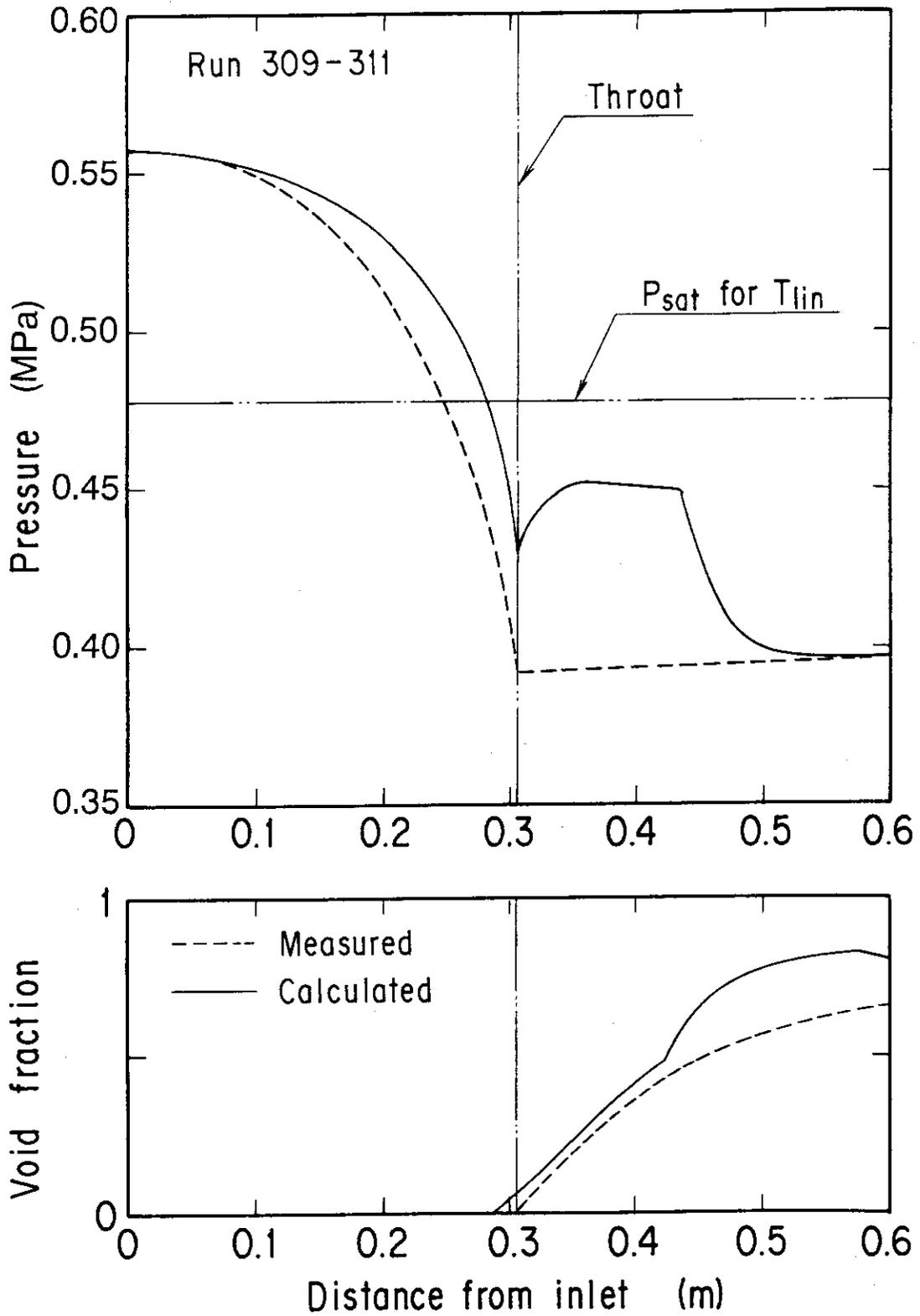


図3. 1. 8 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 309-311)

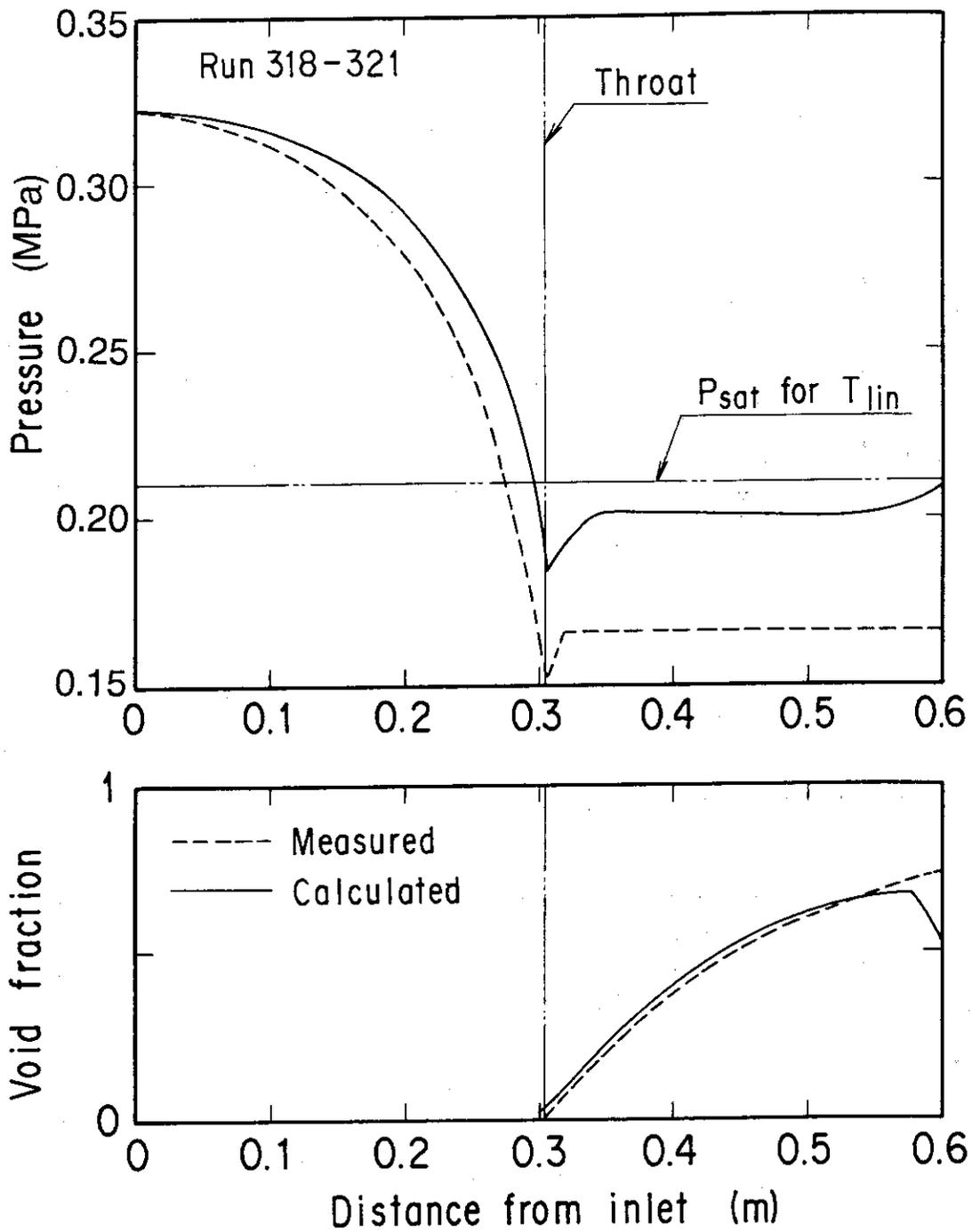


図3. 1. 9 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 318-321)

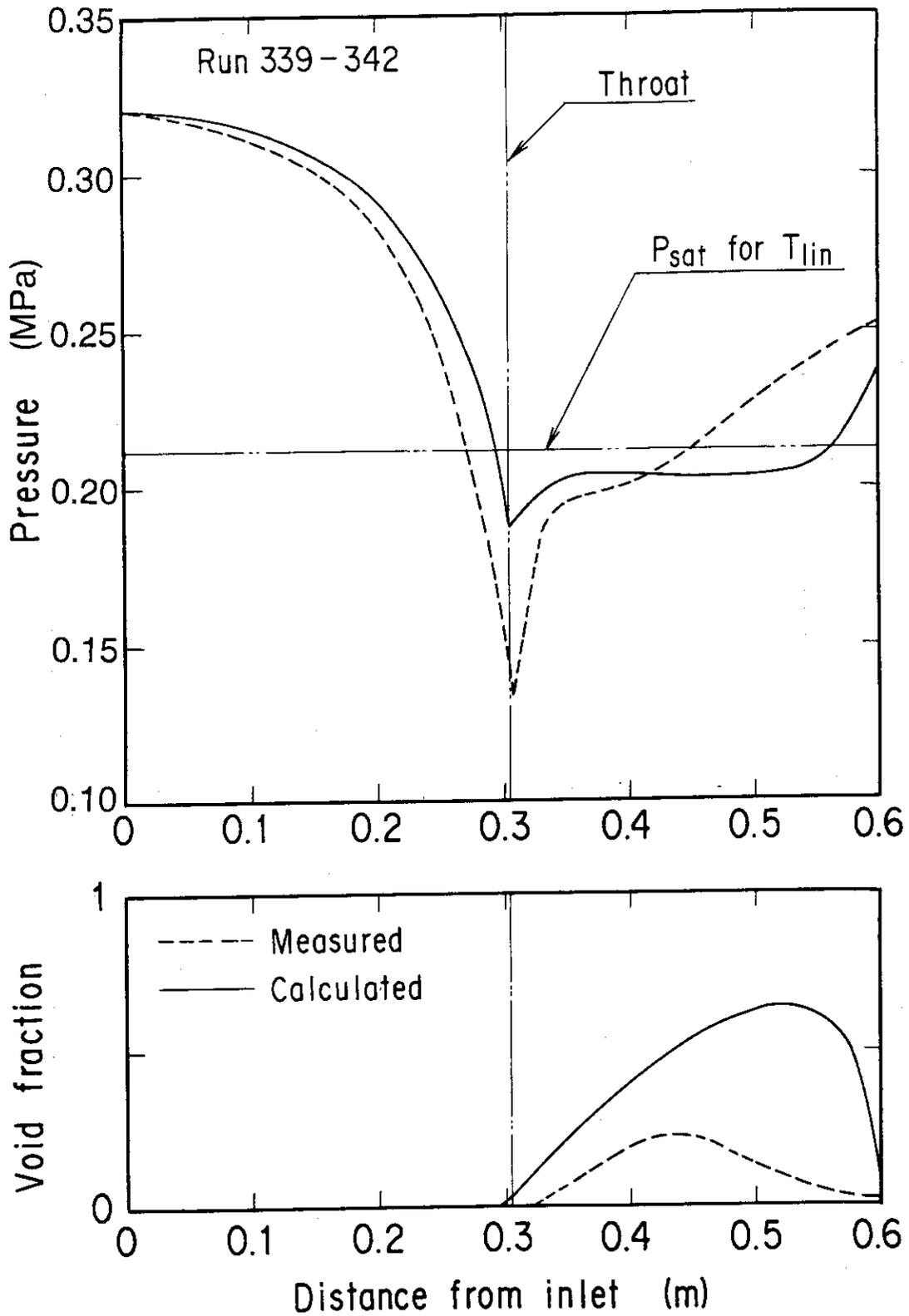


図3. 1. 10 テスト部内の圧力分布とボイド率分布
(BNL Nozzle Test Run 339-342)

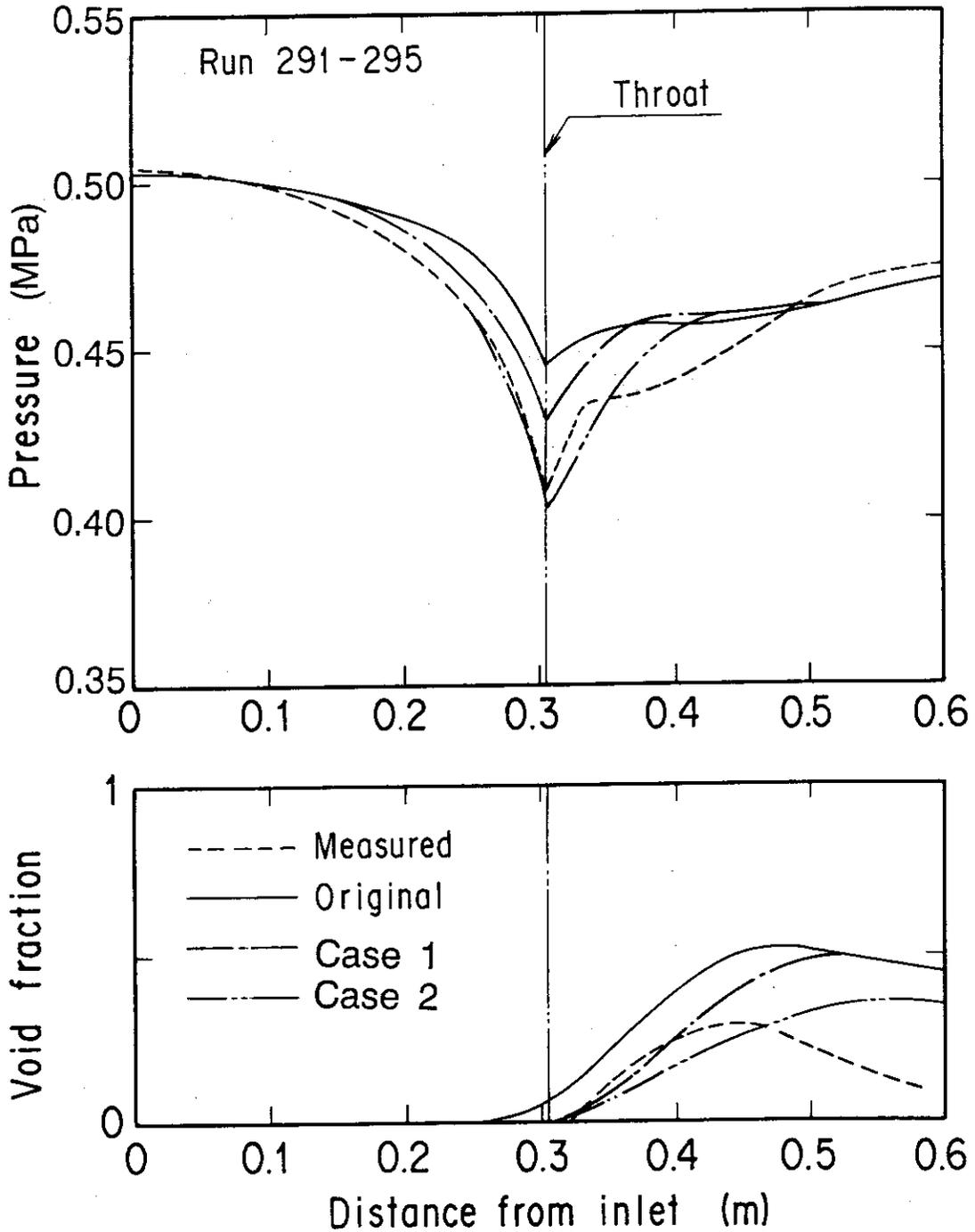


図3. 1. 11 テスト部内の圧力分布とボイド率分布に対する界面熱伝達モデルの影響
(BNL Nozzle Test Run 291-295)

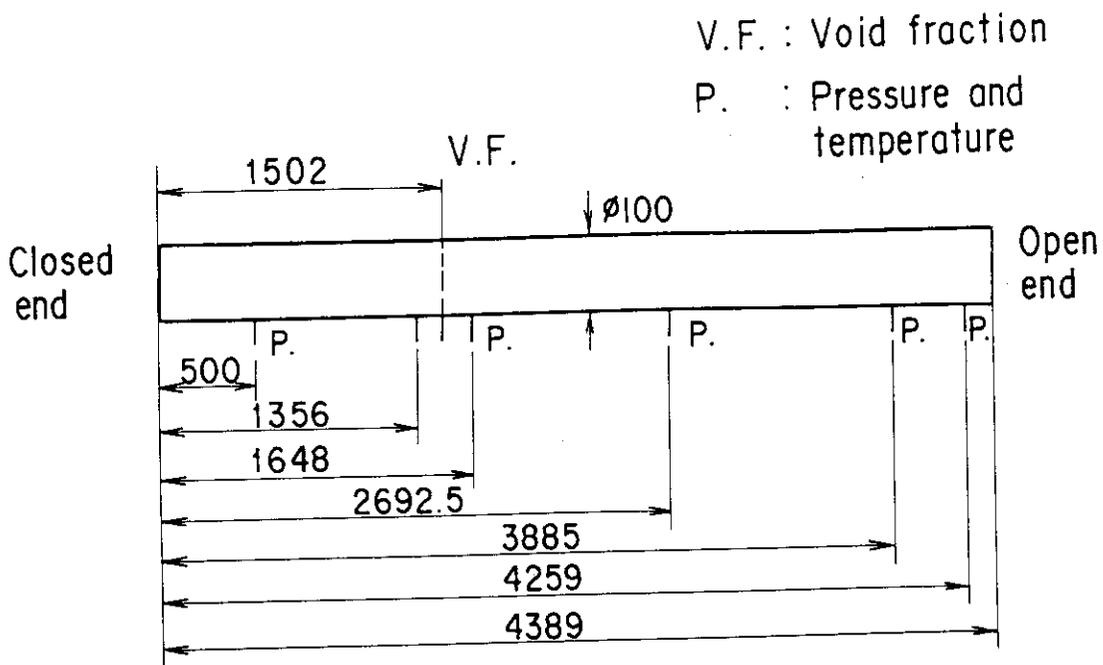


図3. 1. 12 Supper CANNON実験 テスト部形状

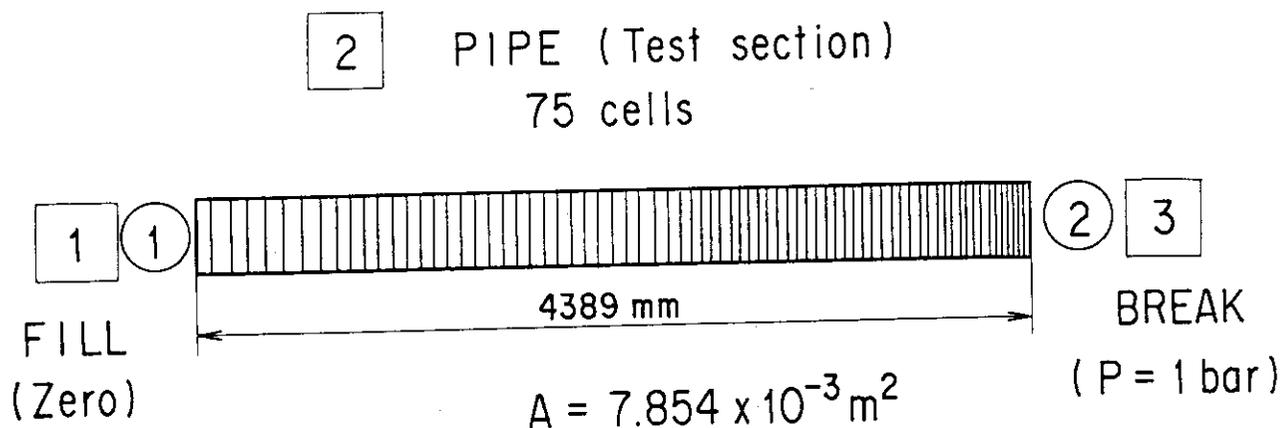


図3. 1. 13 Supper CANNON実験解析で用いたノーディング

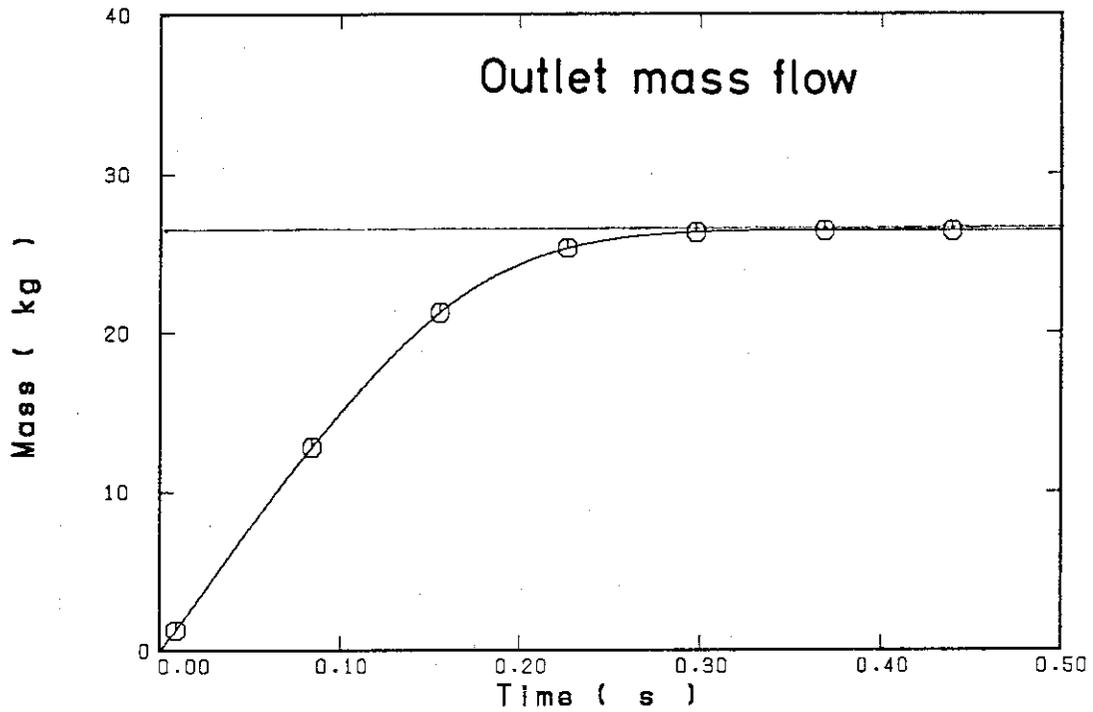
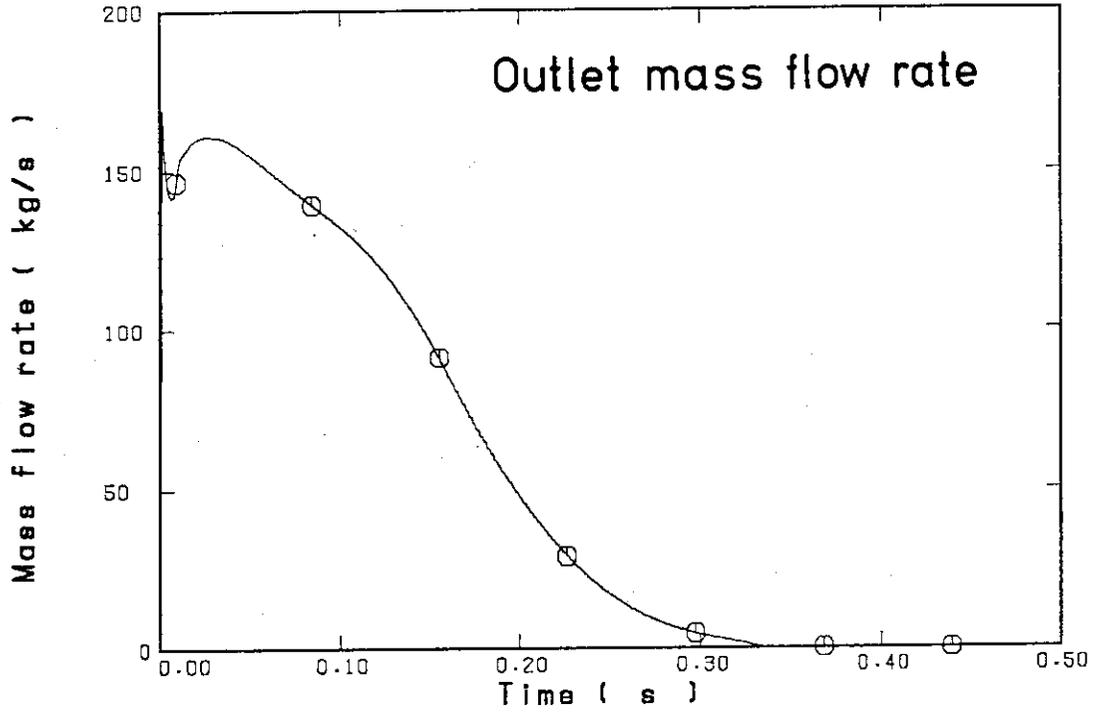


図3. 1. 14 出口流量とその積分値の計算結果
(Super CANNON実験)

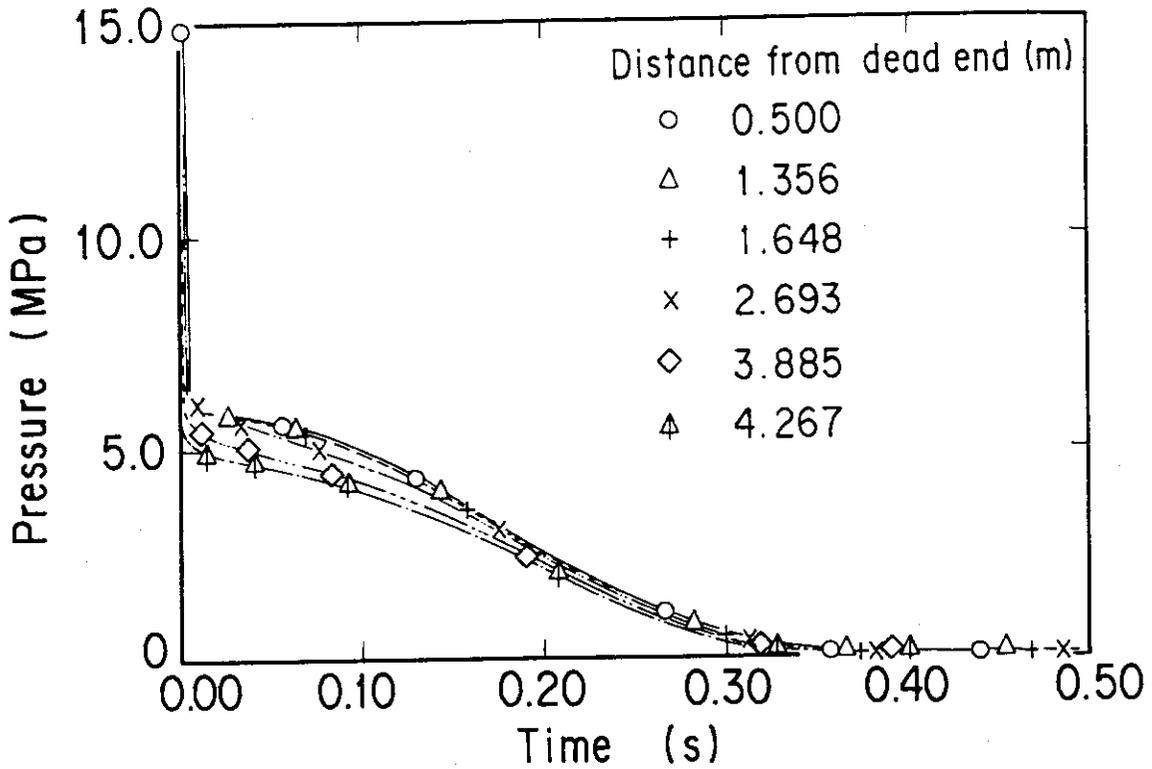


図3. 1. 15 テスト部内各部の圧力履歴の計算結果
(Super CANNON実験)

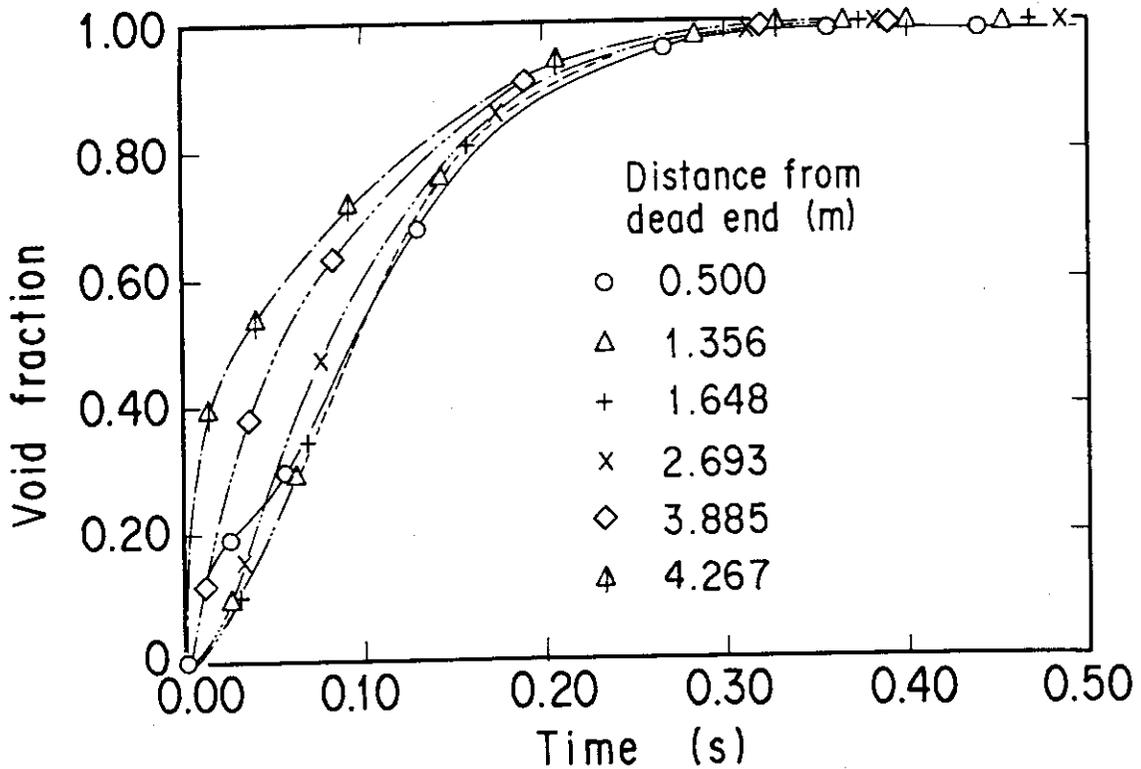


図3. 1. 16 テスト部内各部のボイド率履歴の計算結果
(Super CANNON実験)

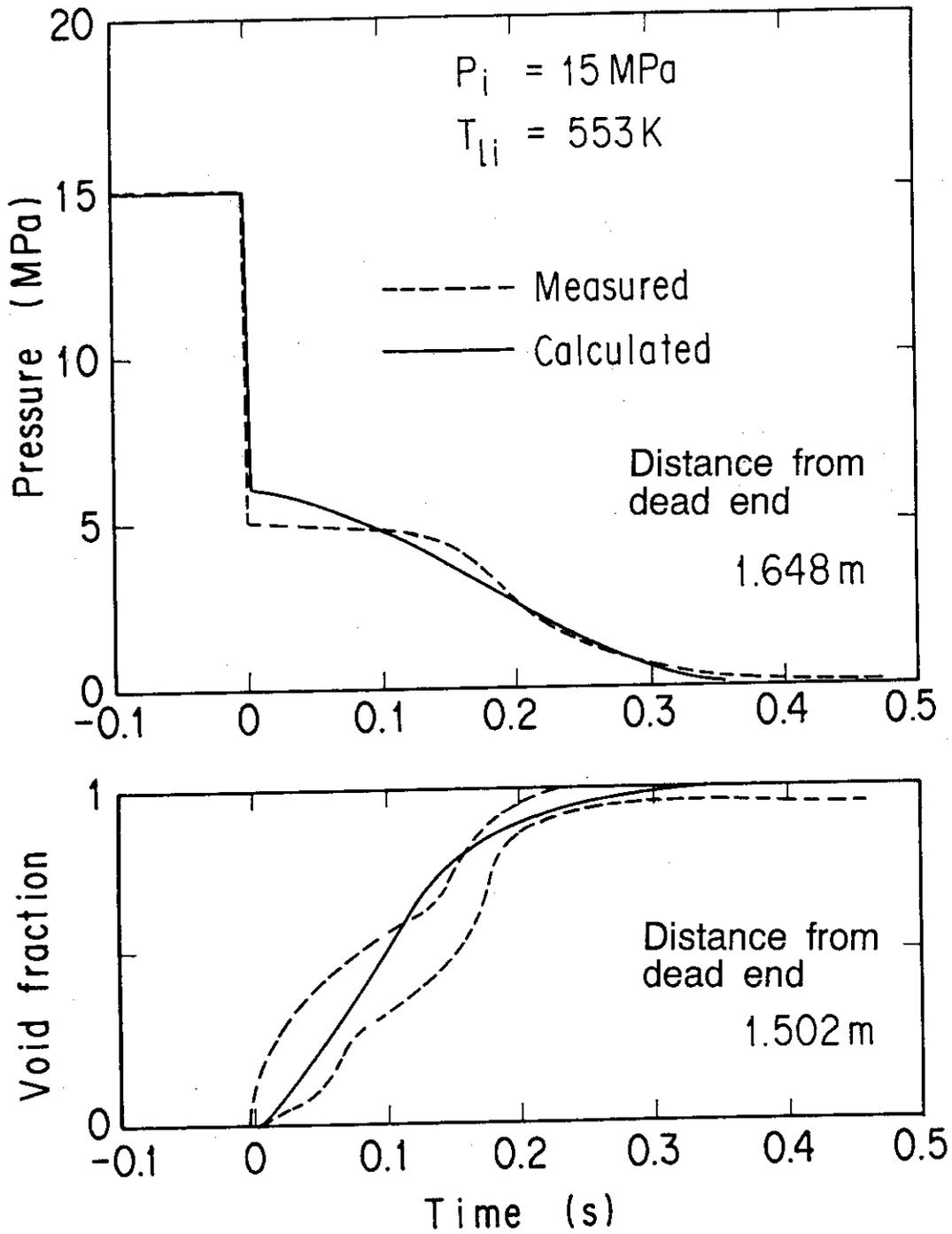
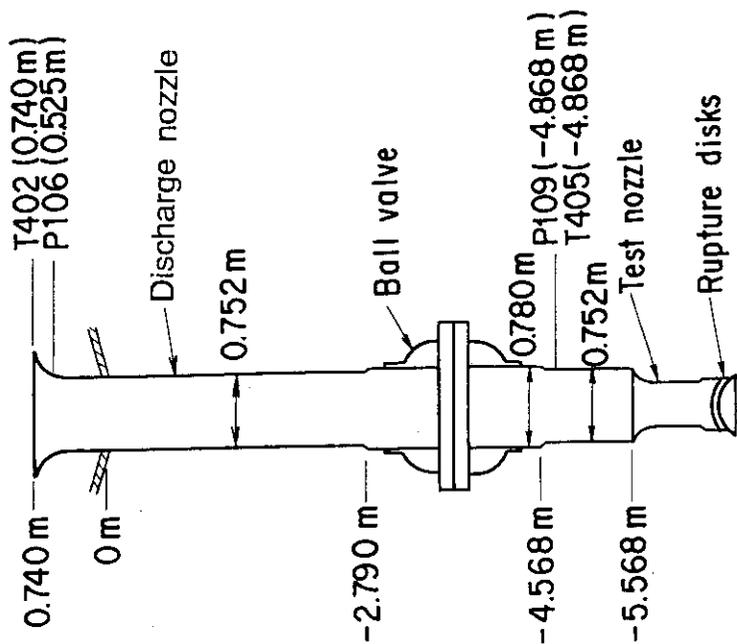
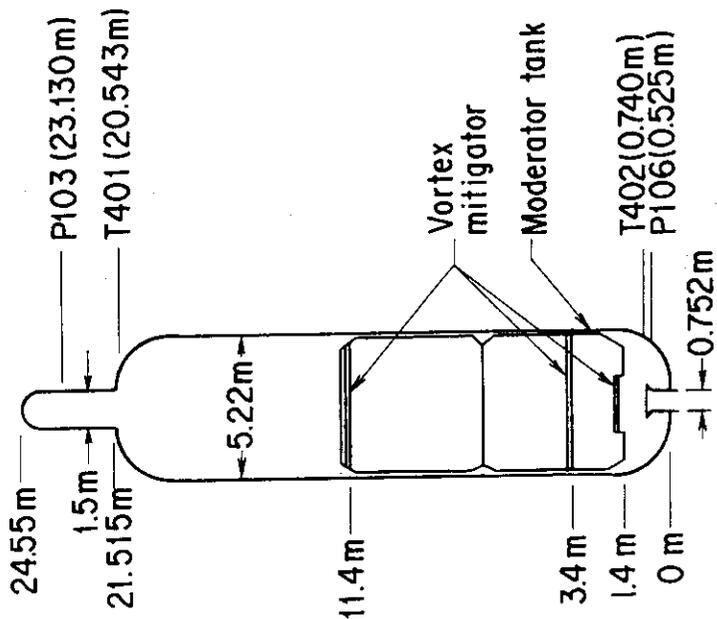


図3. 1. 17 圧力とボイド率の比較結果
 (Super CANNON実験)



(b) Discharge pipe



(a) Pressure vessel

図3.1.18 Marviken実験 実験装置

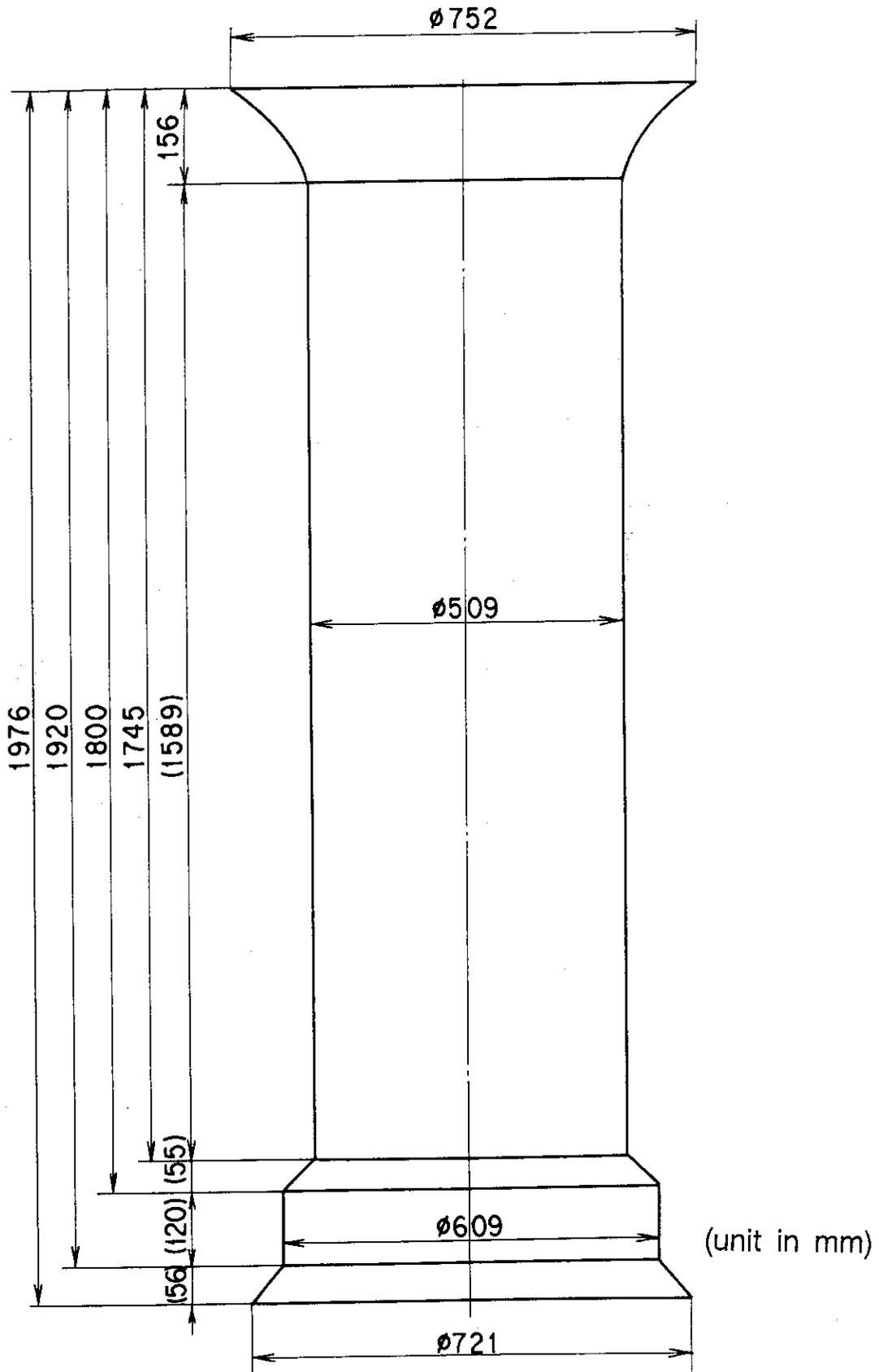


図 3. 1. 19 Test 4 及び Test 9 で使用されたノズル形状
(Marviken 実験)

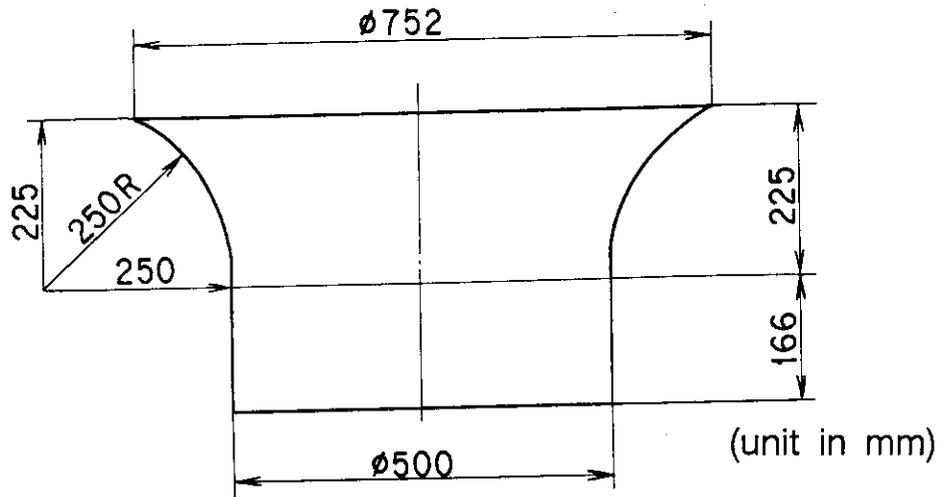


図3. 1. 20 Test 23及びTest 24で使用されたノズル形状
(Marviken実験)

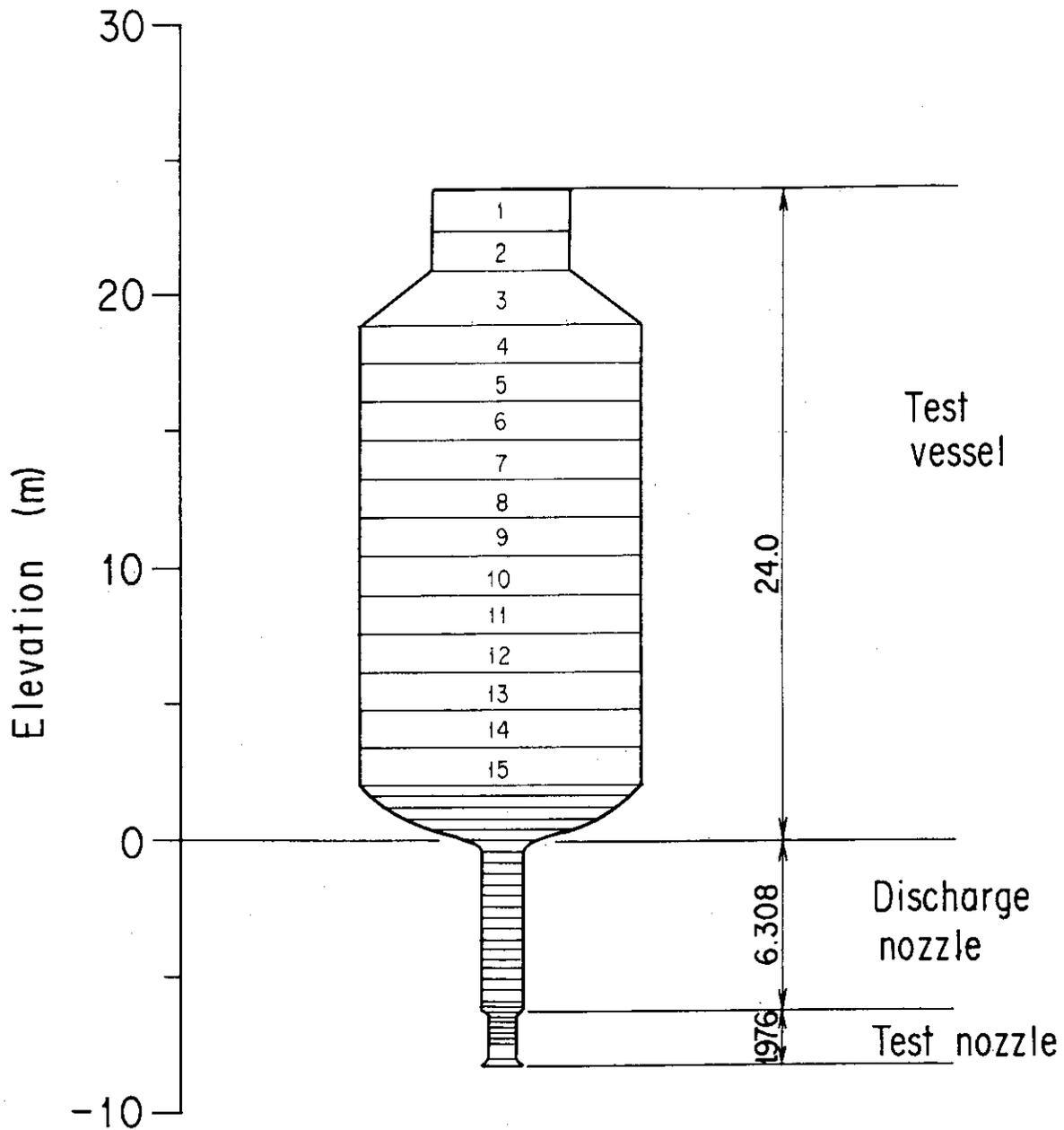


図3. 1. 21 Test 4及びTest 9による評価計算で用いたノーディング
(Marviken実験)

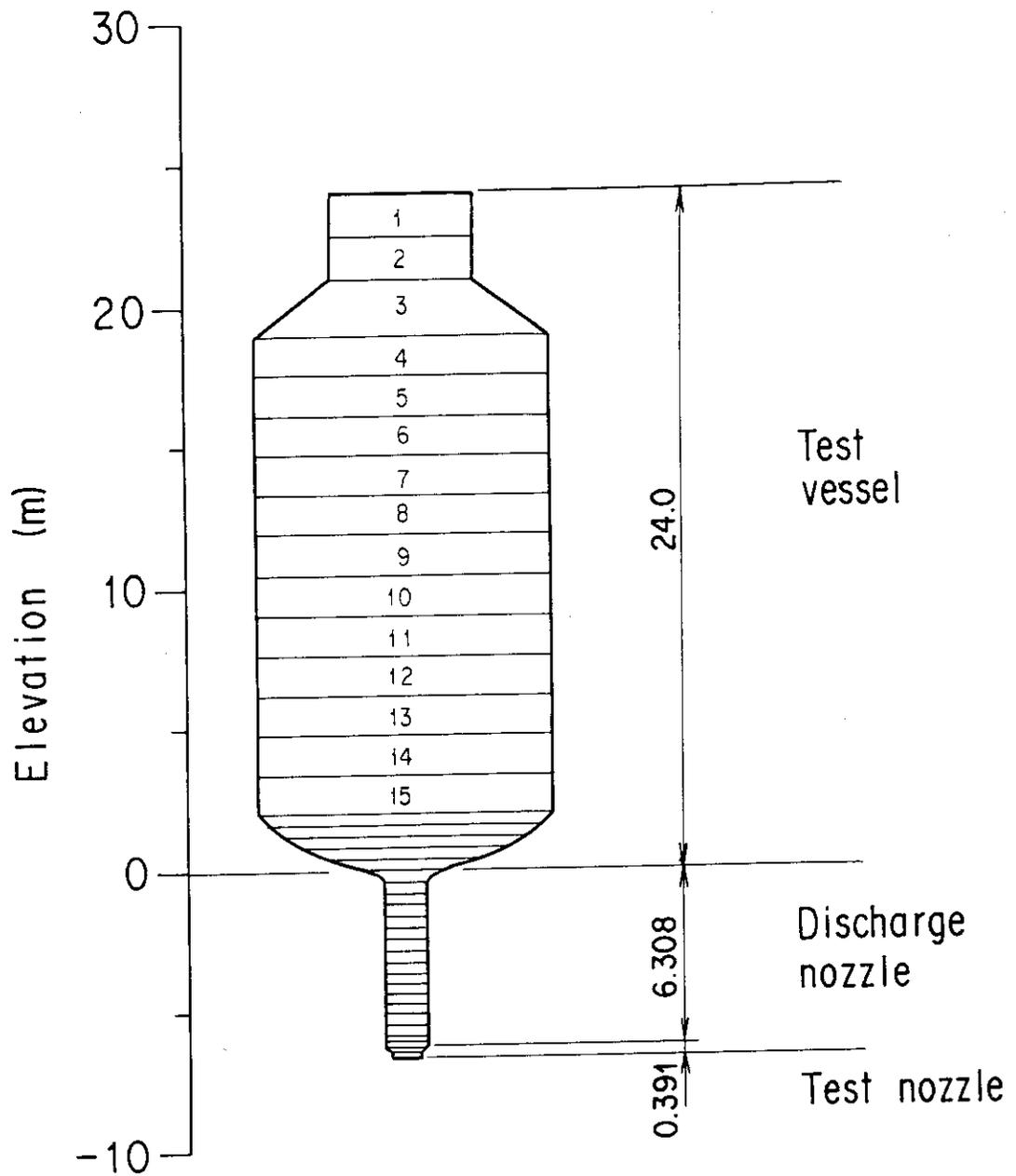


図3. 1. 2. 2 Test 23及びTest 24による評価計算で用いたノーディング
(Marviken実験)

VOID FRACTION

○	<	0.75	+	>	0.99999
□	<	0.5	Y	<	0.99999
△	<	0.3	X	<	0.99
*	<	0.15	◇	<	0.98
*	<	0.0001	◇	<	0.97

Tag. ID

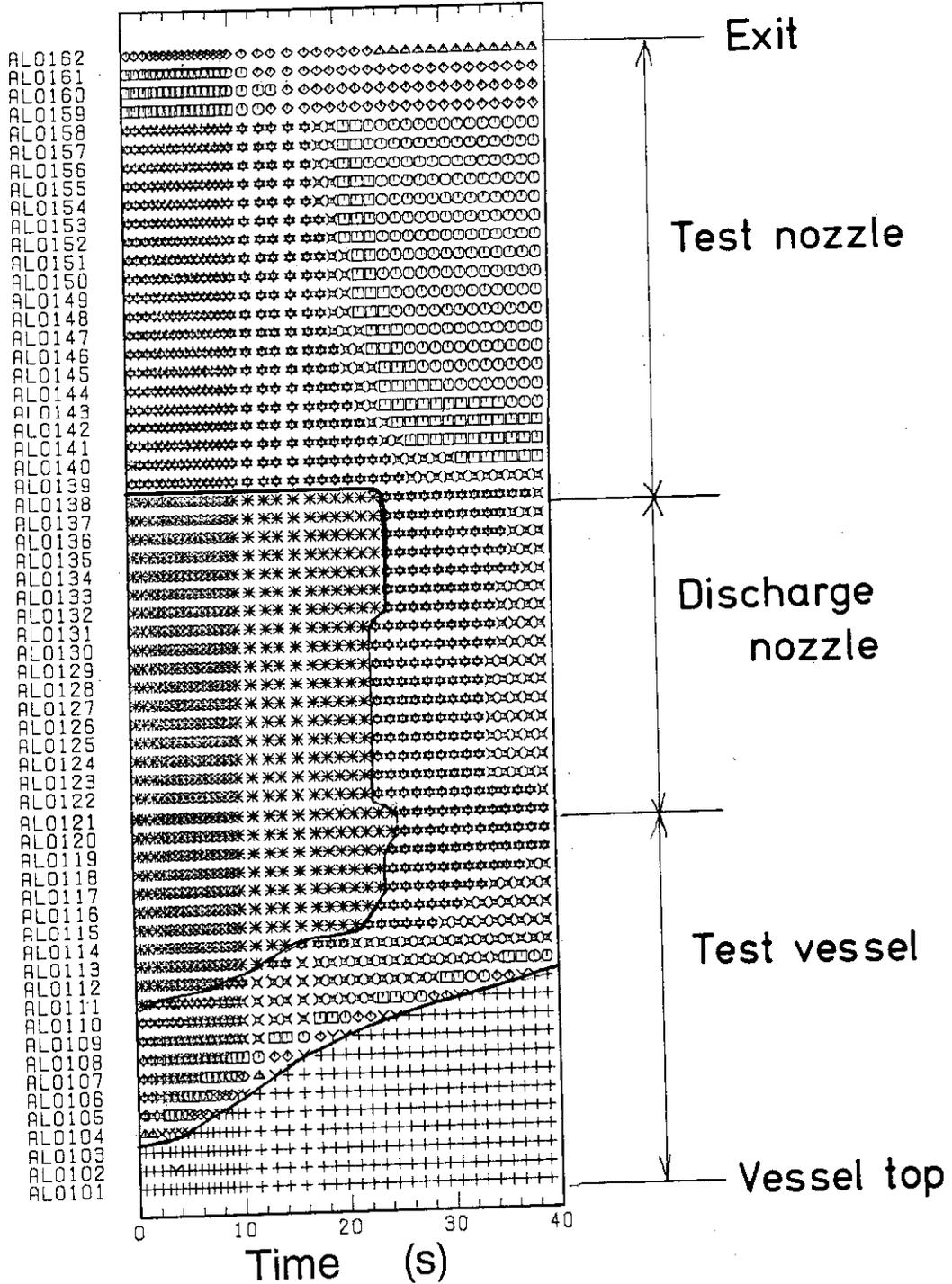


図3. 1. 23 Marviken実験 Test 4解析で得られたボイド率分布の計算結果

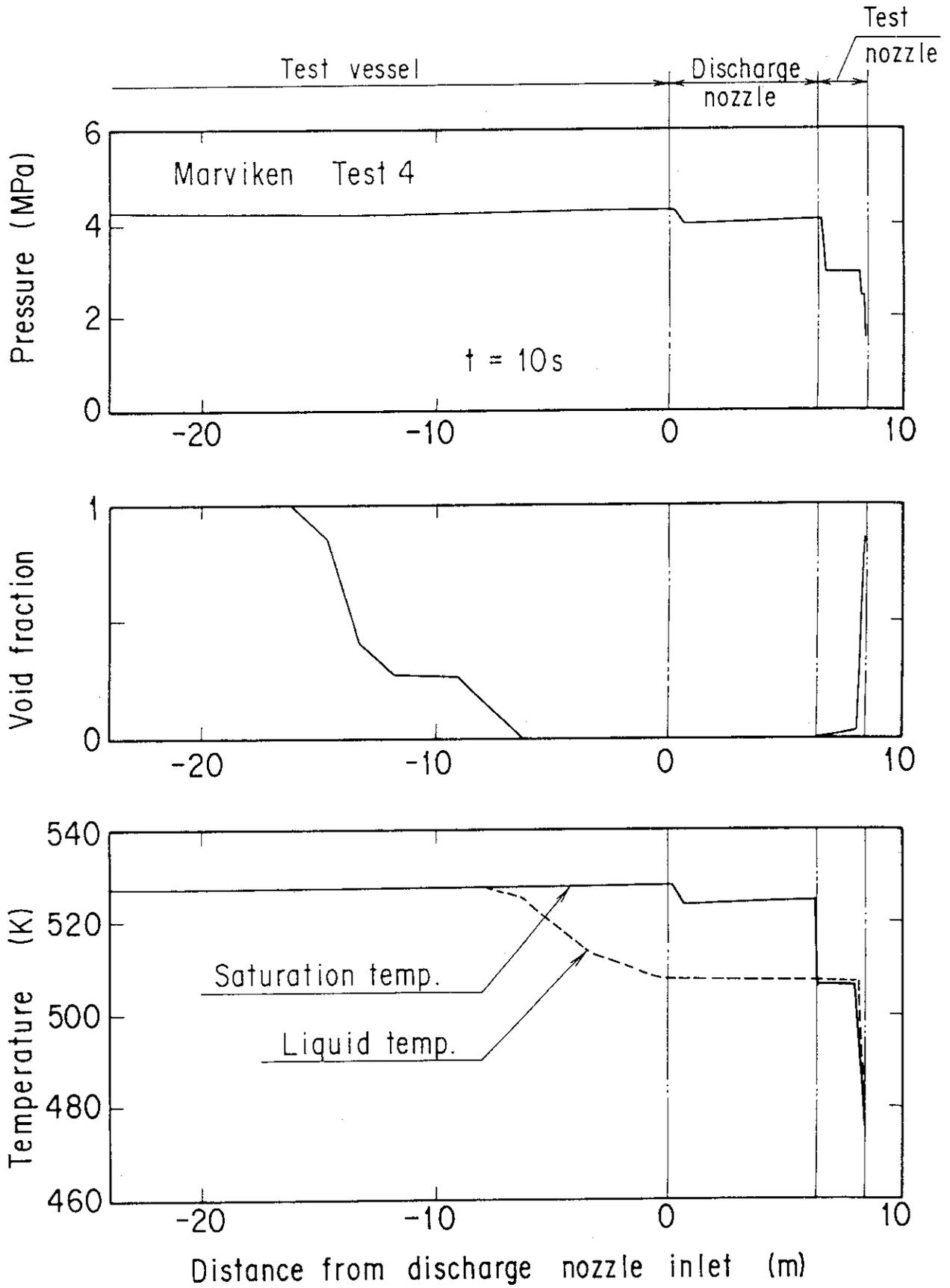


図3. 1. 24 ブローダウン開始後10秒における圧力、ボイド率及び液温の計算結果 (Marviken実験 Test 4)

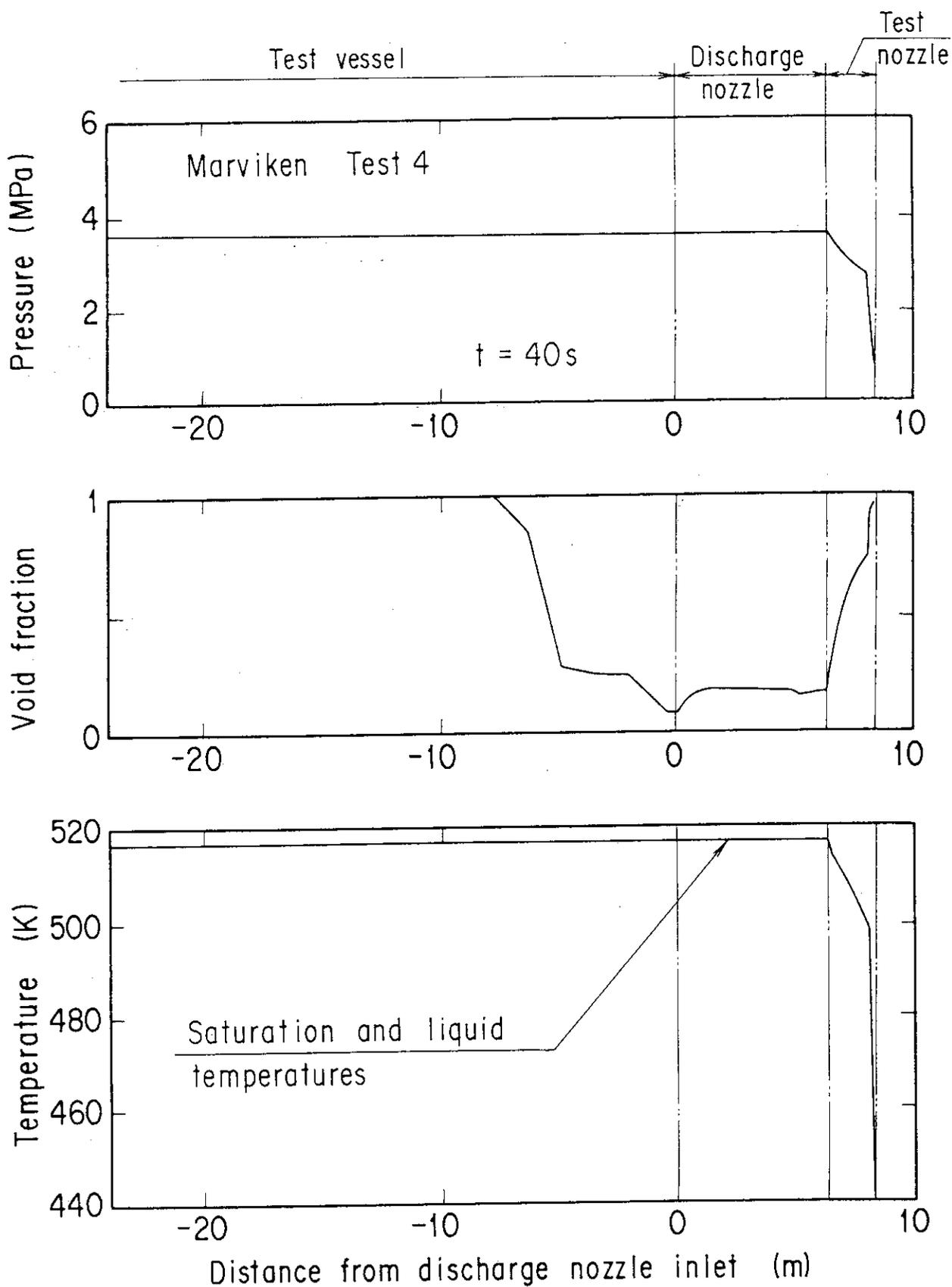


図3. 1. 25 ブローダウン開始後40秒における圧力、ボイド率及び液温の計算結果 (Marviken実験 Test 4)

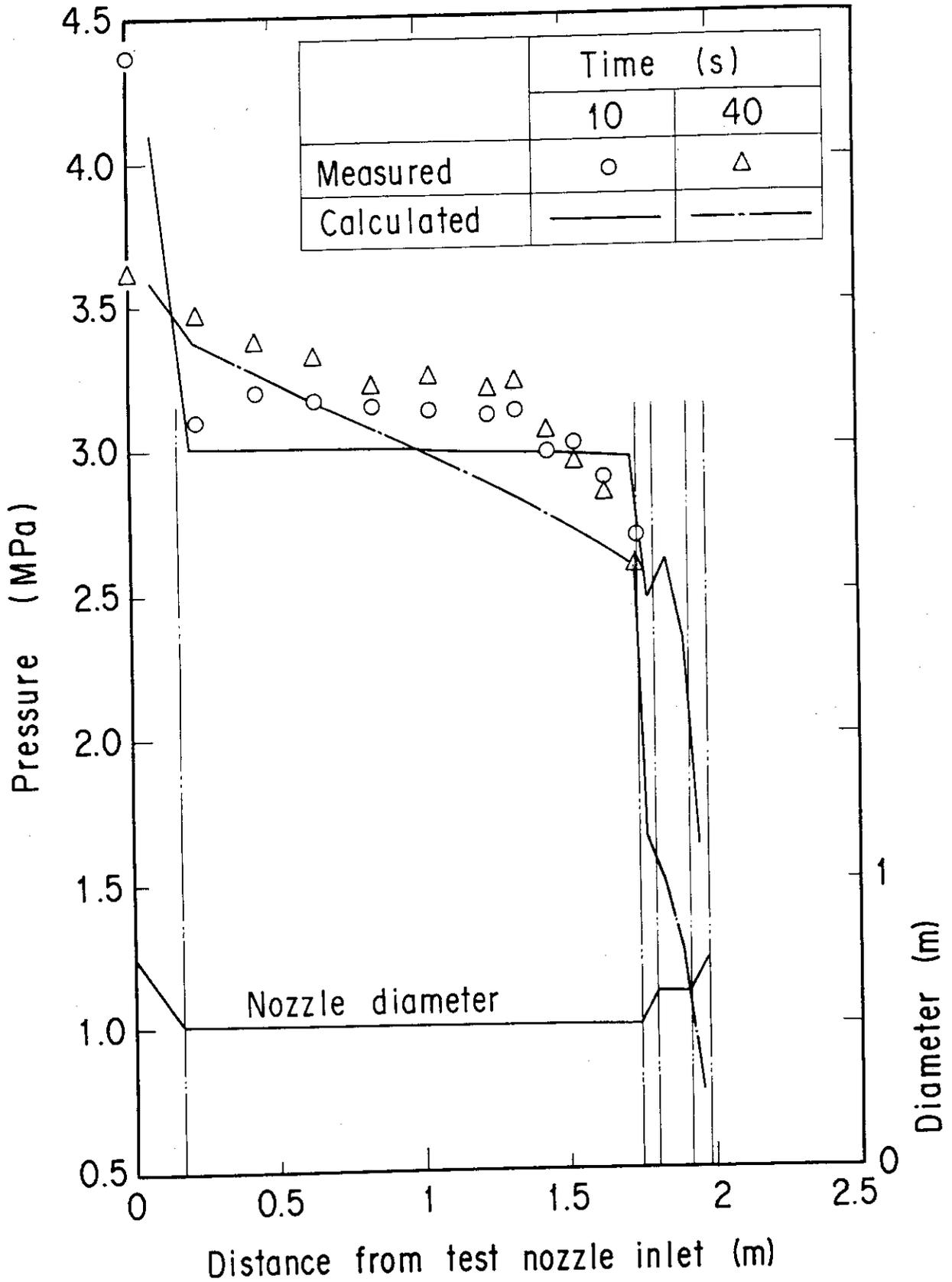


図3. 1. 26 試験ノズル部の圧力分布の比較結果
 (Marviken実験 Test 4: ブローダウン開始後10秒、40秒)

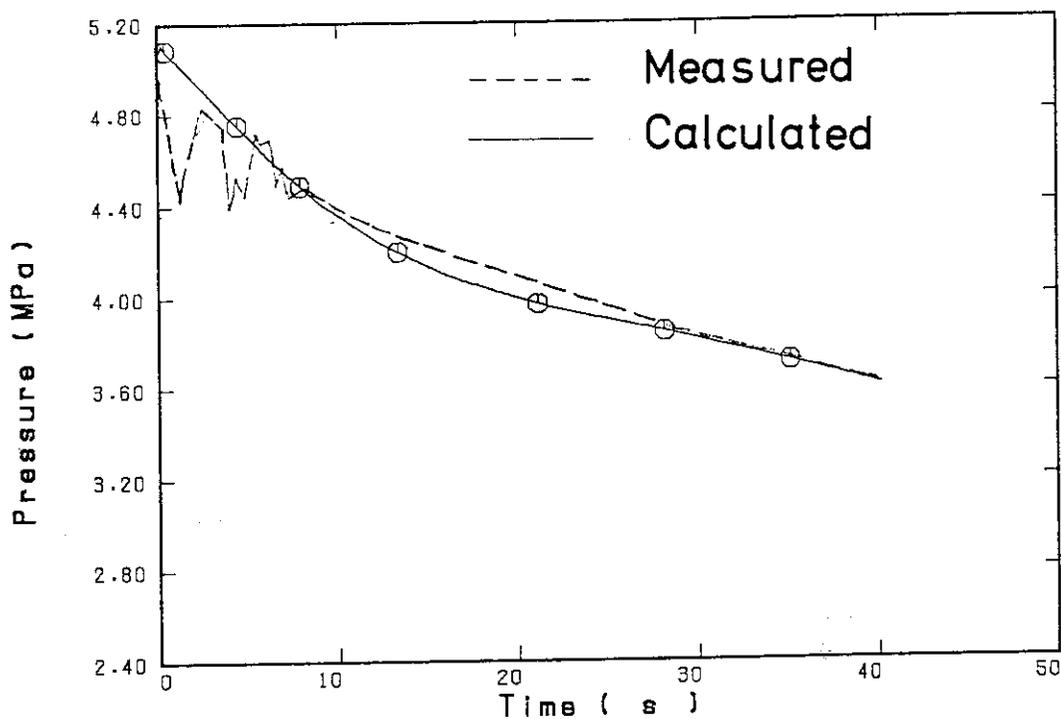


図3. 1. 27 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 4)

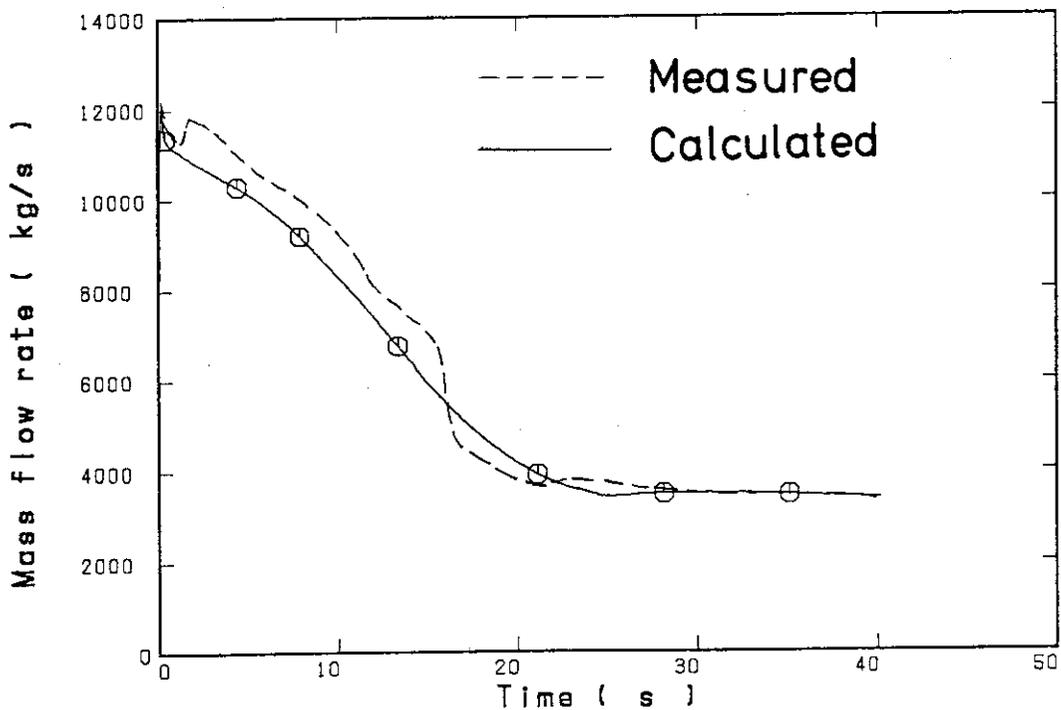


図3. 1. 28 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 4)

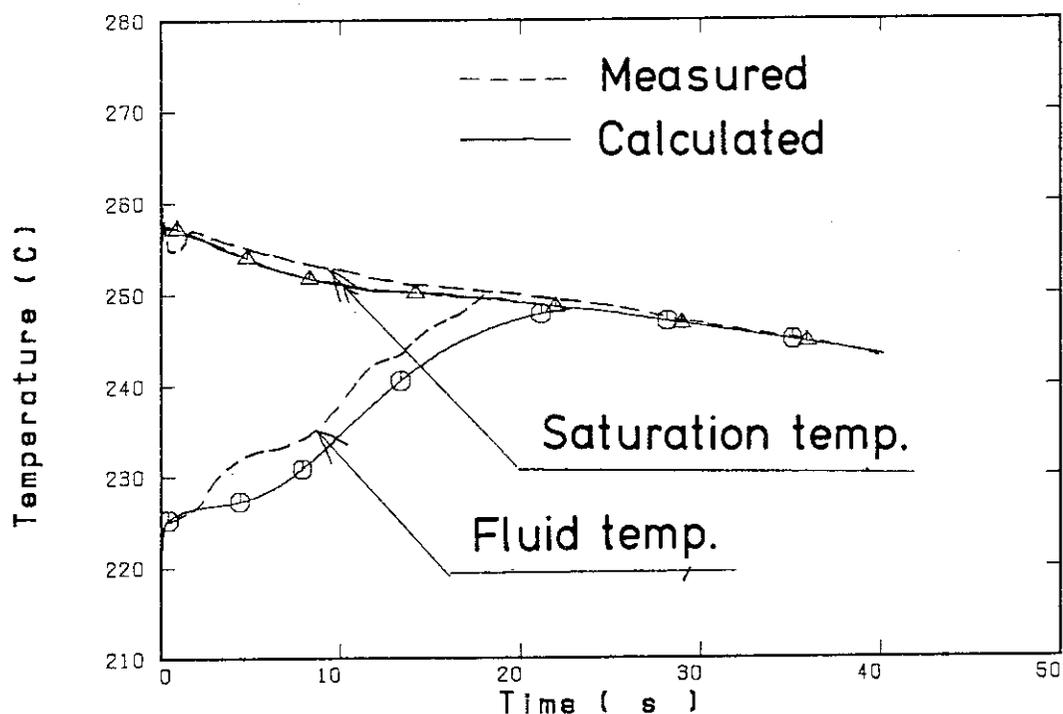


図3. 1. 29 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 4)

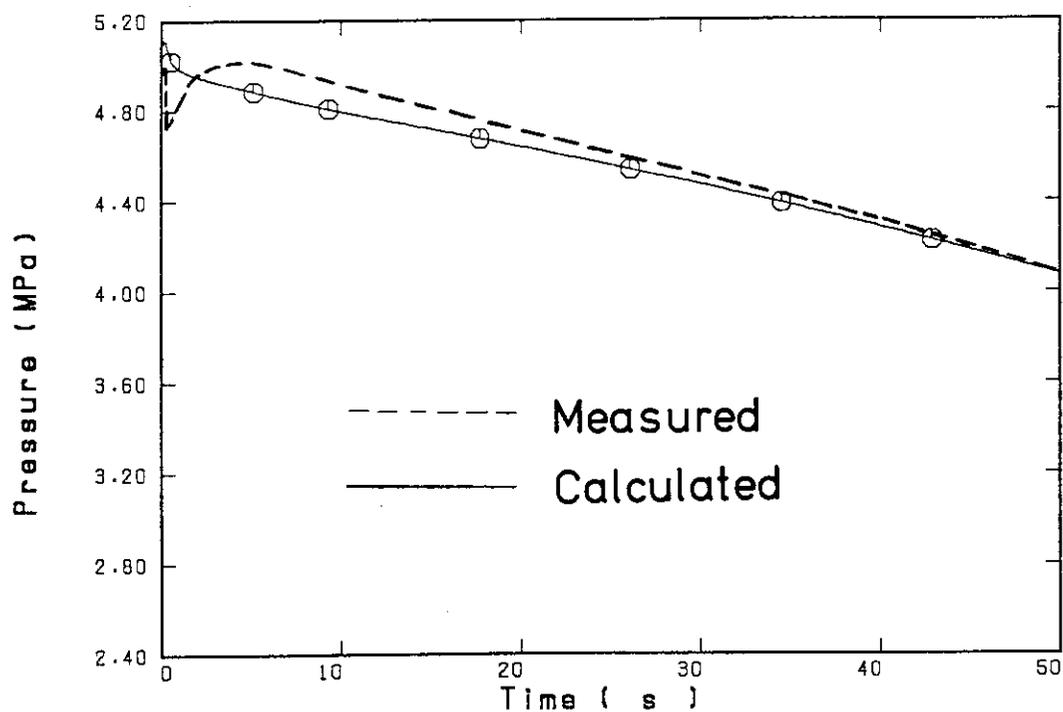


図3. 1. 30 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 9)

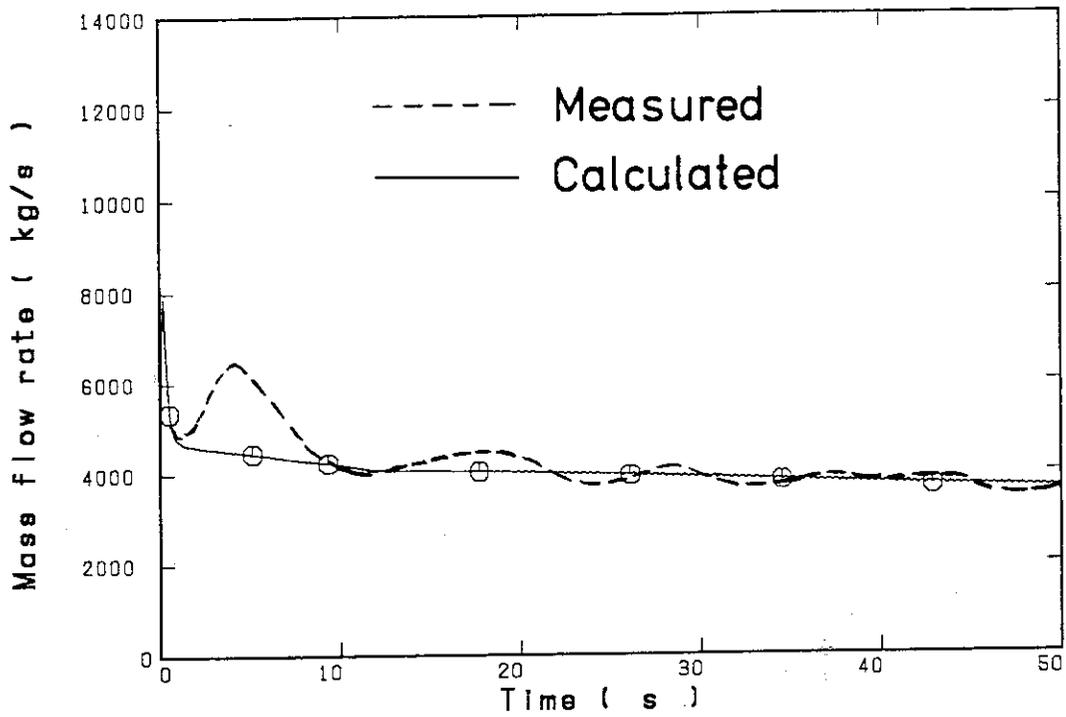


図3. 1. 3 1 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 9)

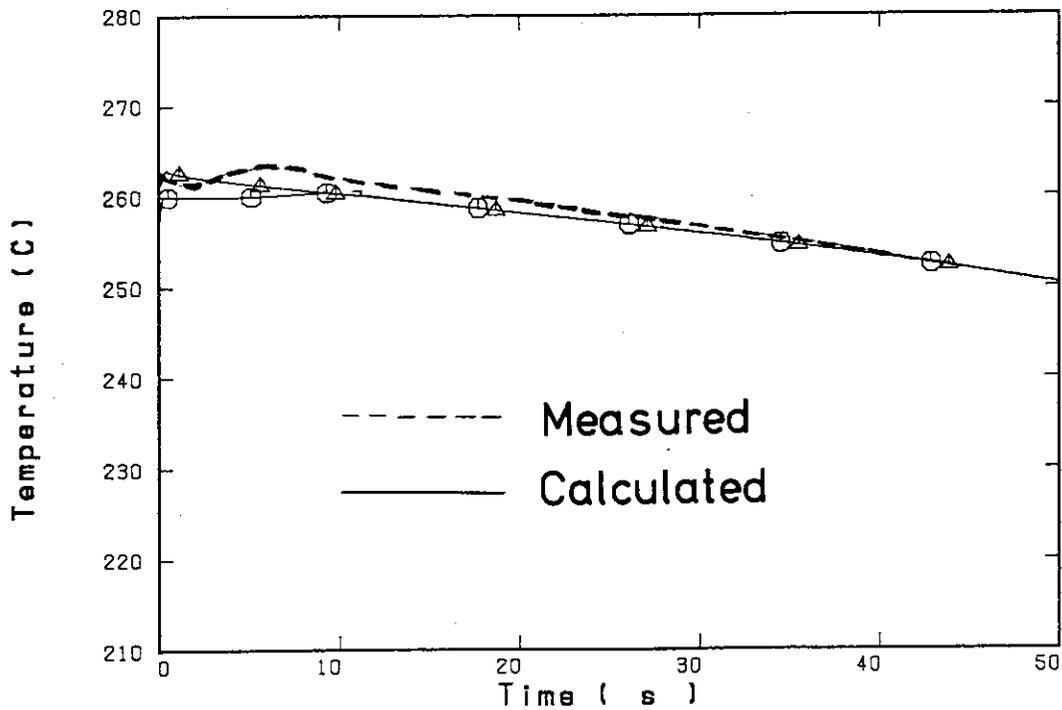


図3. 1. 3 2 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 9)

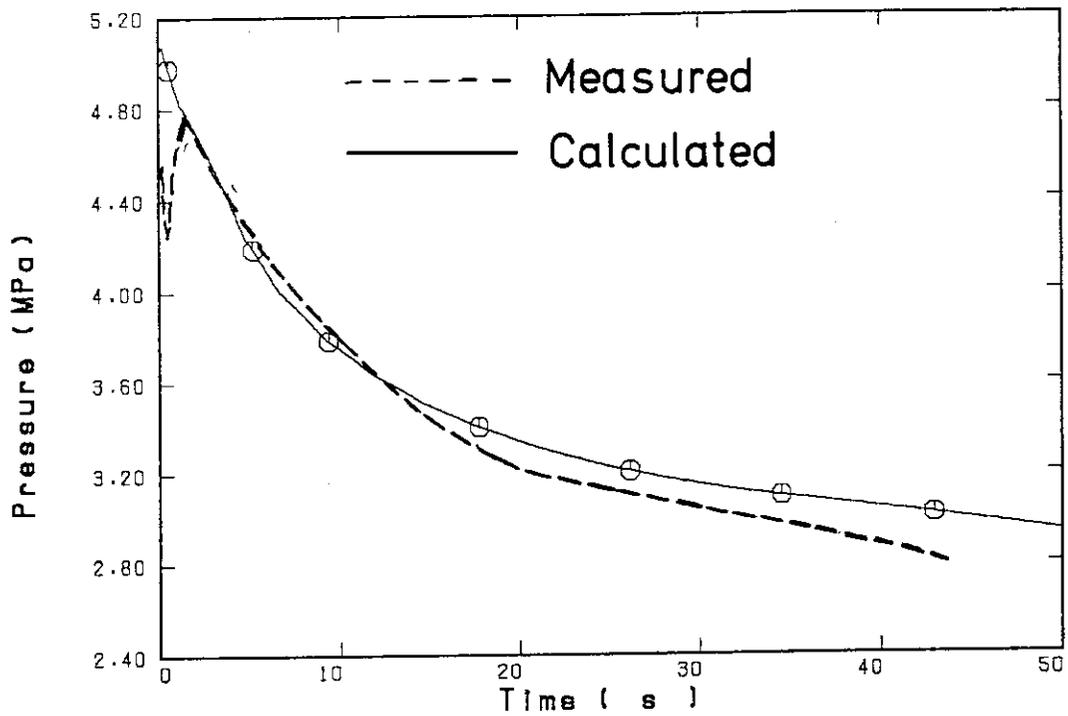


図3. 1. 33 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 24)

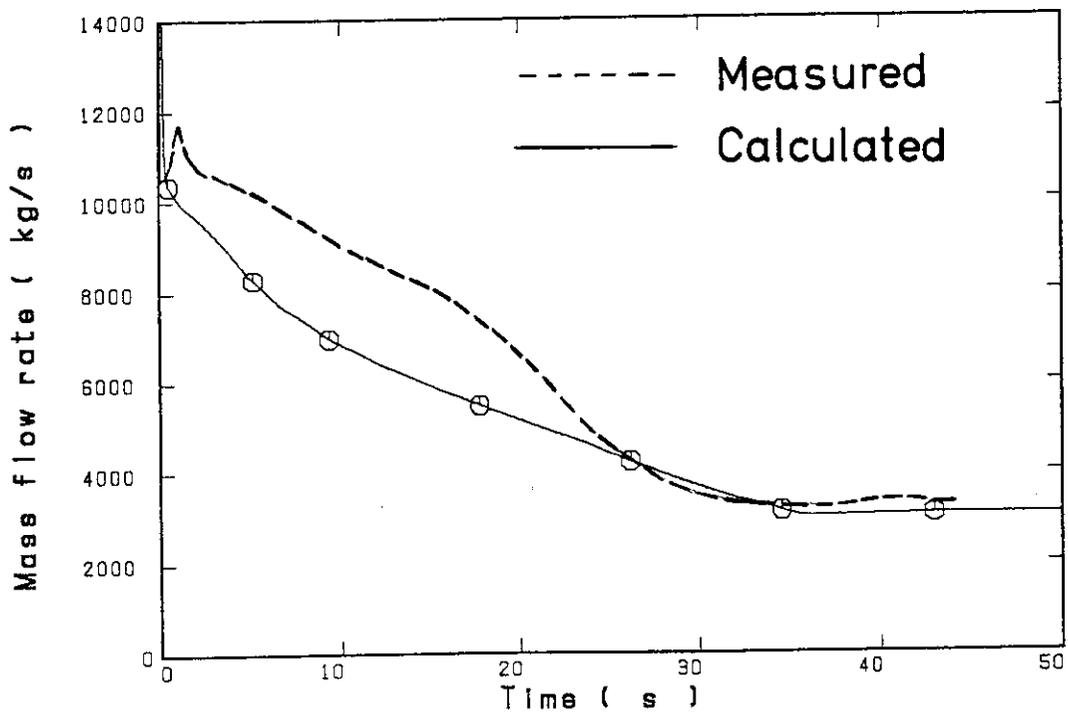


図3. 1. 34 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 24)

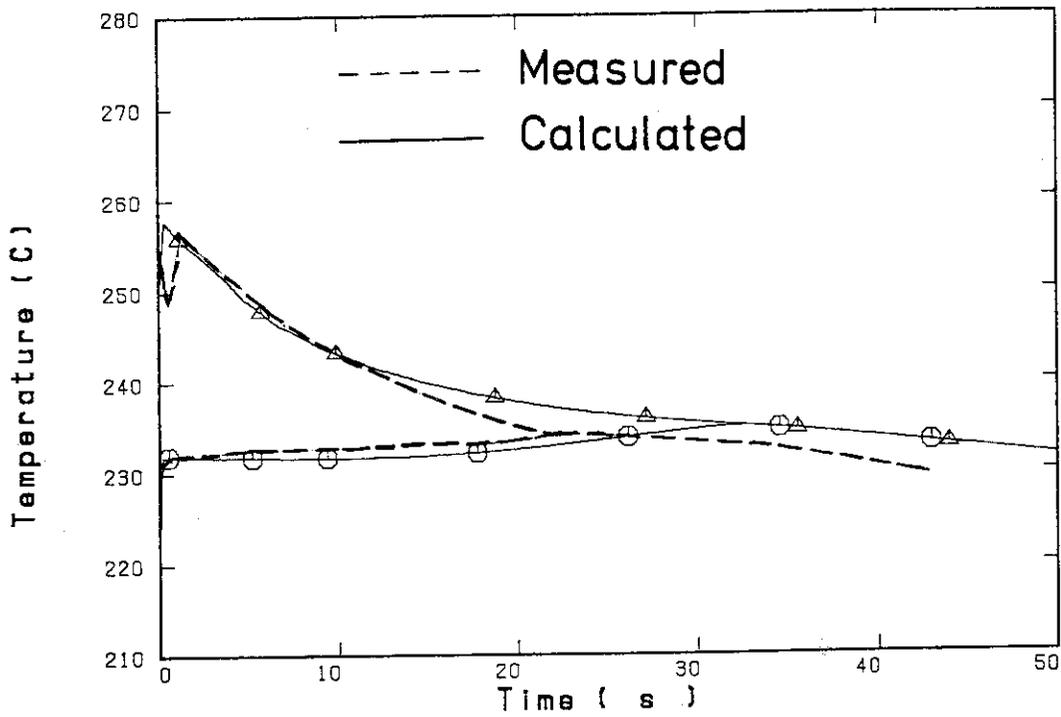


図3. 1. 35 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 24)

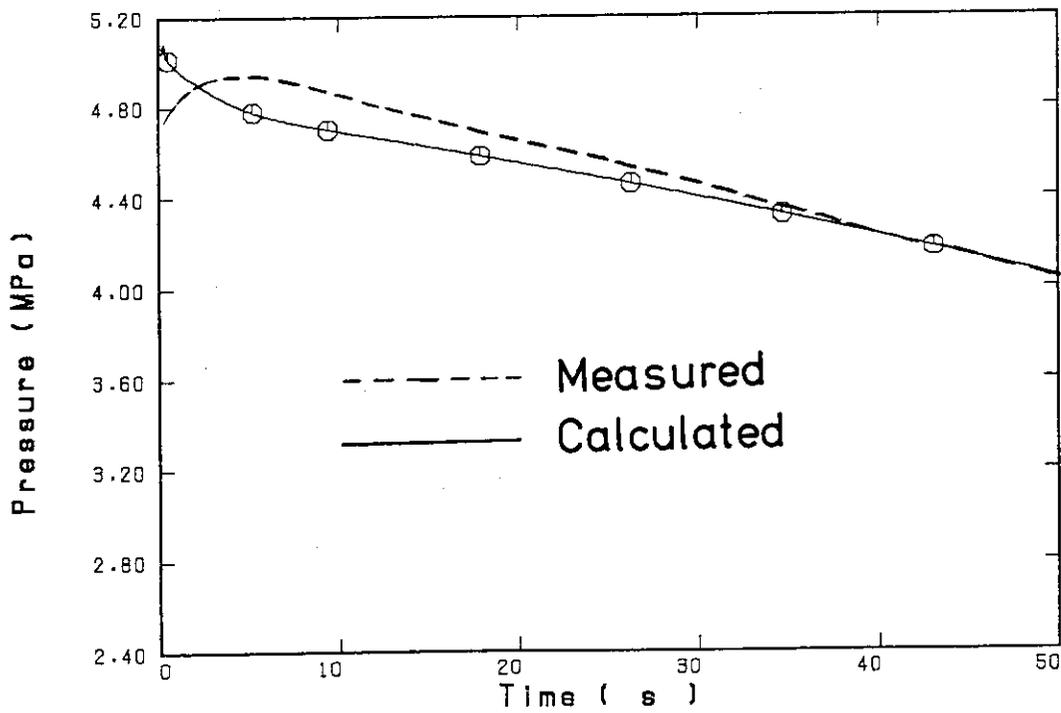


図3. 1. 36 放出ノズル入口圧力
(Marviken実験 Test 23)

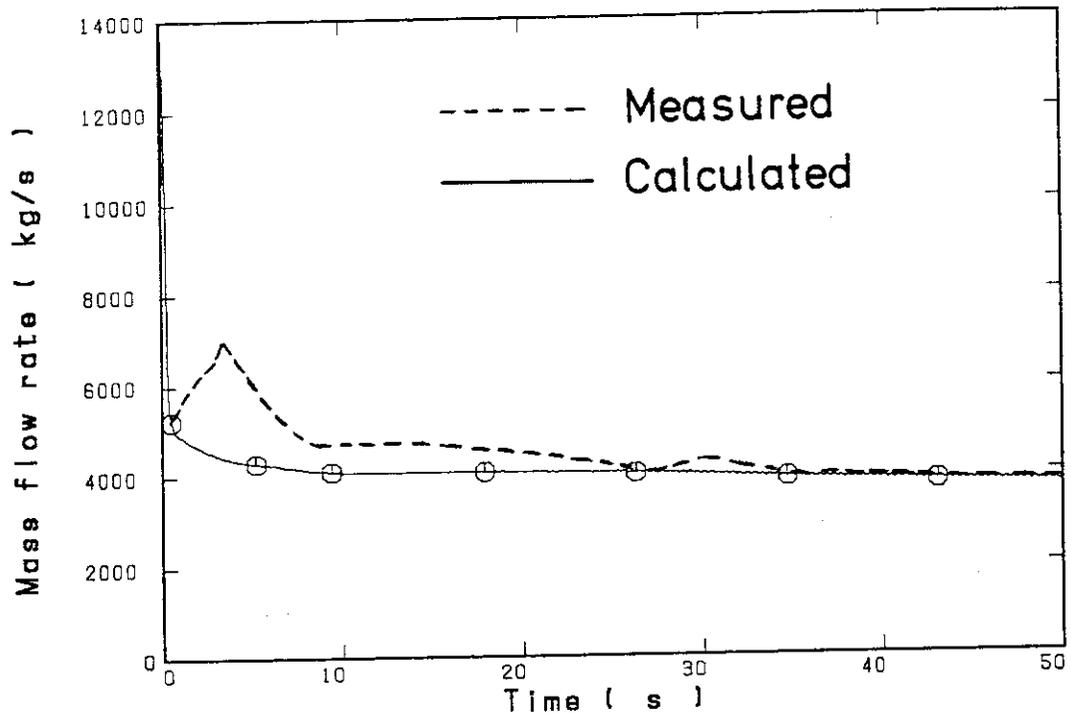


図3. 1. 37 試験ノズルからの流出流量
(Marviken実験 Test 23)

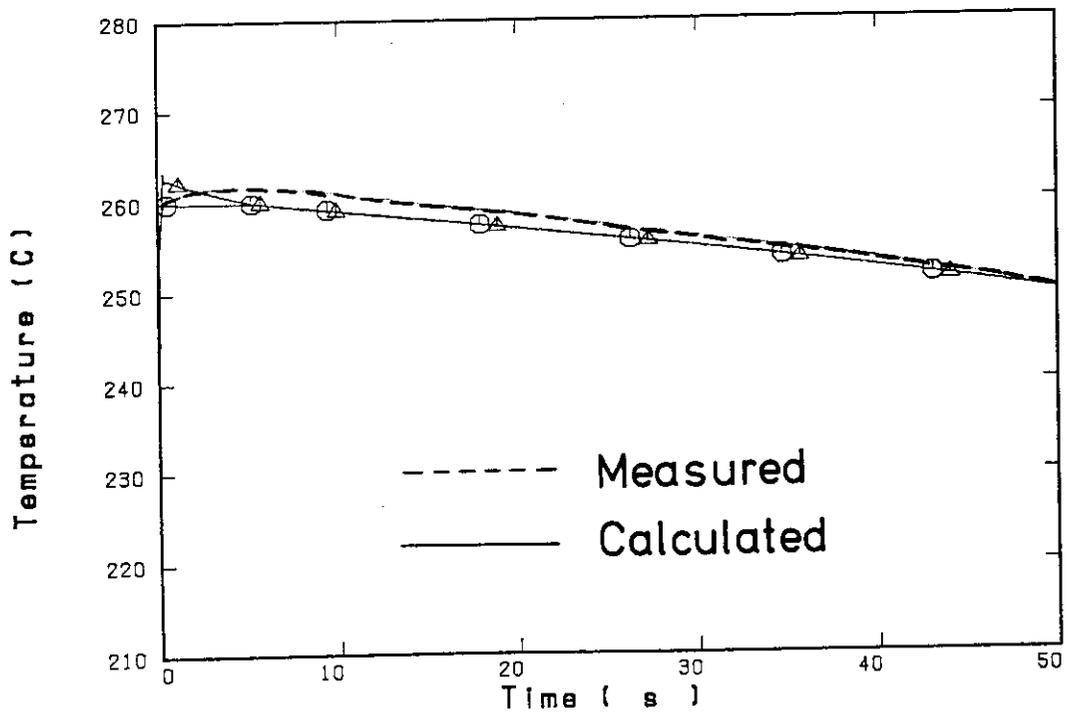


図3. 1. 38 放出ノズル入口における流体温度
(Marviken実験 Test 23)

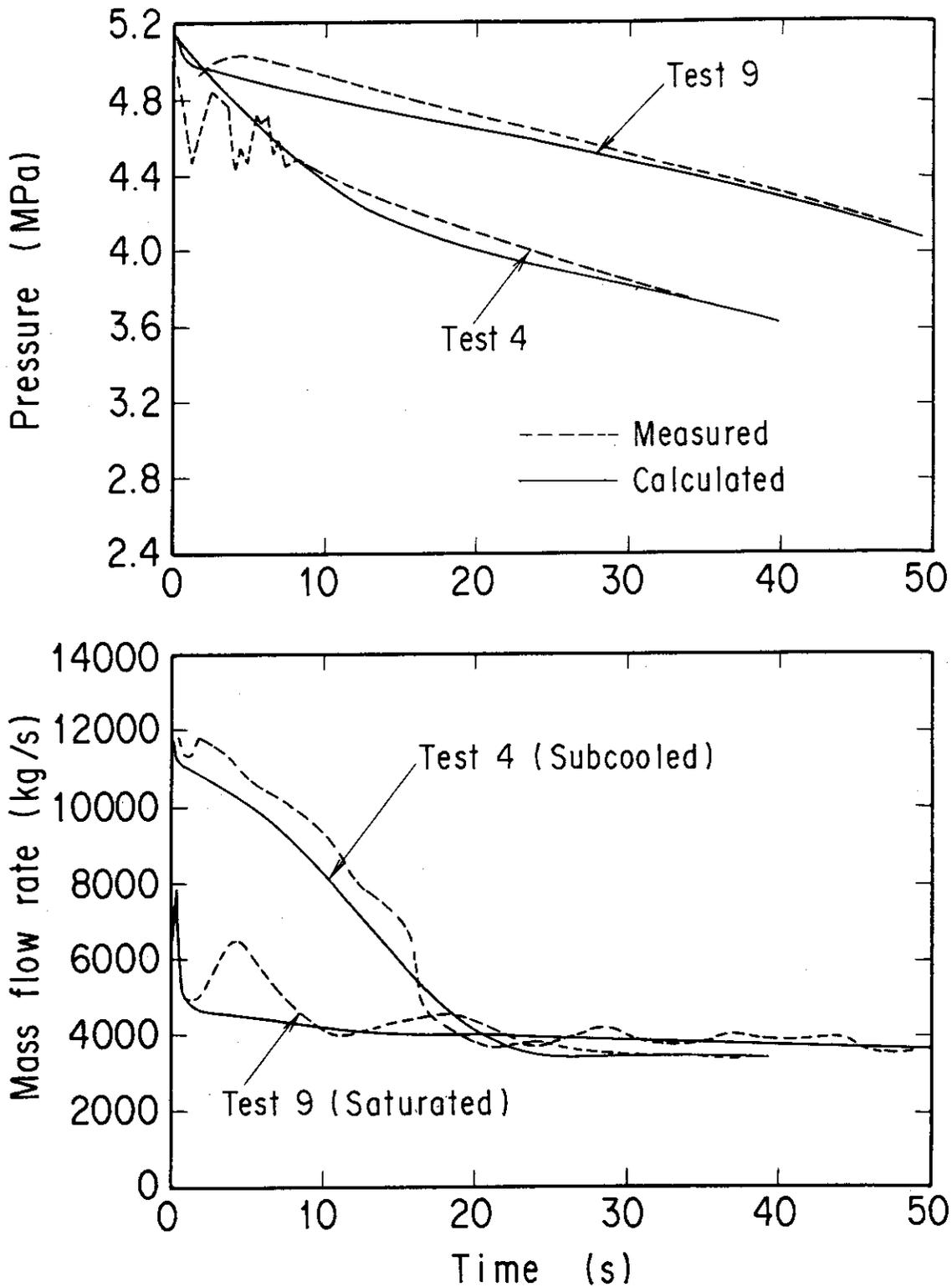


図3. 1. 39 減圧挙動と放出流量に対する入口サブクール度の影響
(Marviken実験 ノズル長さ1.976 m)

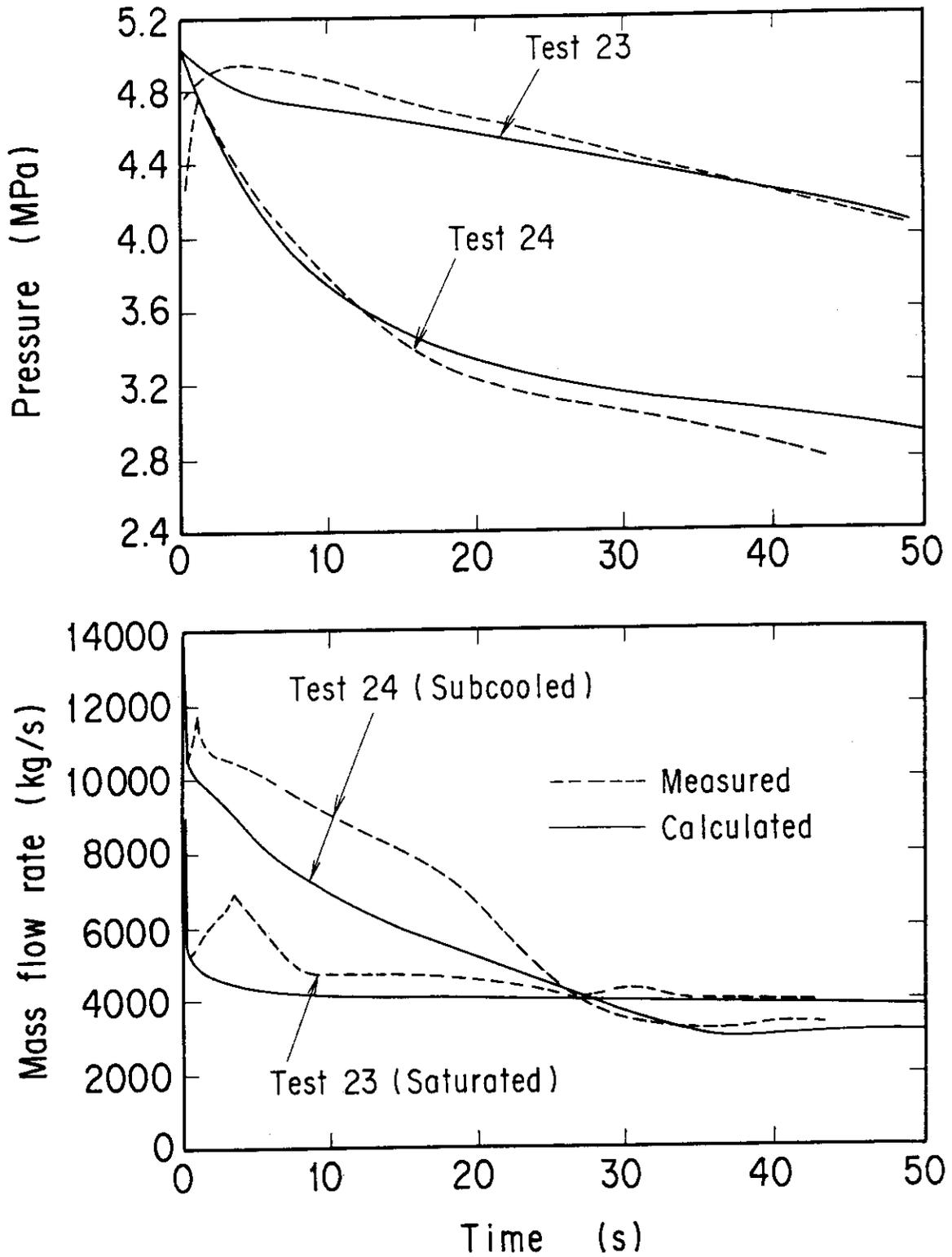


図3. 1. 40 減圧挙動と放出流量に対する入口サブクール度の影響
(Marviken実験 ノズル長さ0.391 m)

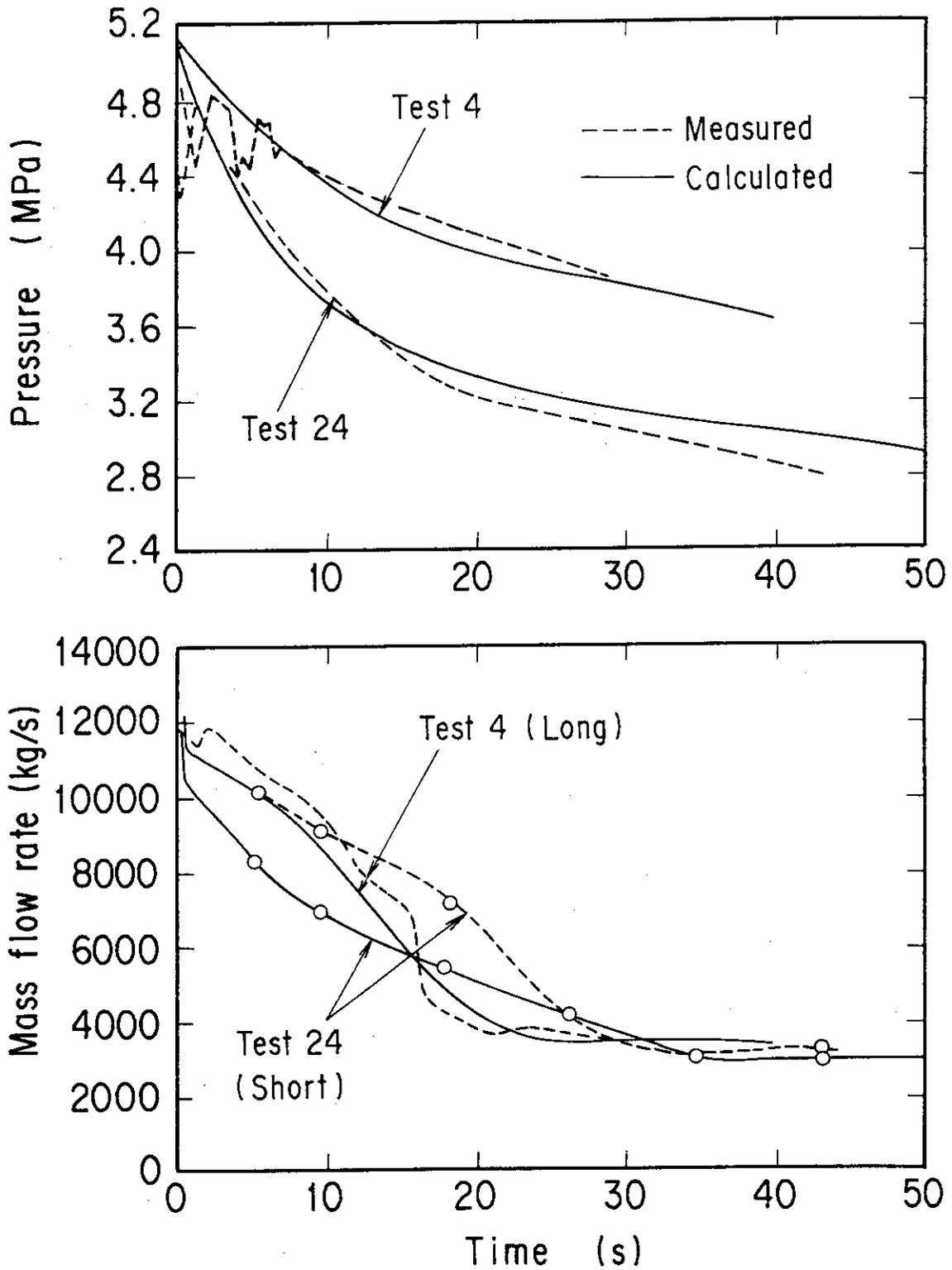


図3. 1. 41 減圧挙動と放出流量に対するノズル長さの影響
(Marviken実験 高サブクール度)

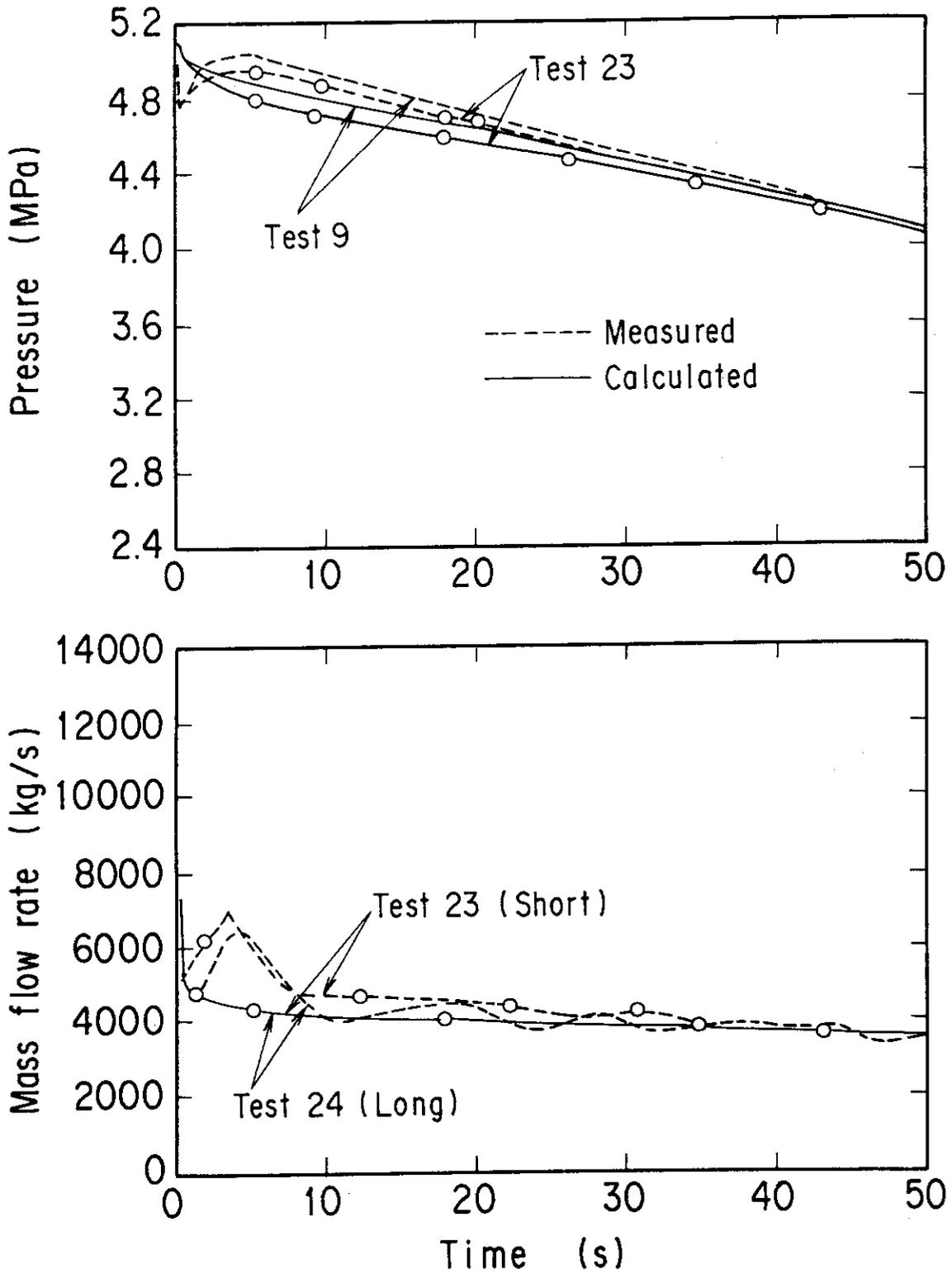


図3. 1. 4 2 減圧挙動と放出流量に対するノズル長さの影響
(Marviken実験 低サブクール度)

3. 2 対向流実験

PWRの大破断LOCAの再浸水期、ダウンカマ部では、炉心や下部プレナムで生じた蒸気が上向き、コールドレグに注入された非常用炉心冷却水（ECC水）が下向きに流れる気液対向二相流（対向流）が発生する。炉心の再冠水が開始されるタイミングは上昇蒸気流に抗してダウンカマ部を落下する水量により定まるので、ダウンカマ部での落水量を正しく予測することは炉心冷却を評価する上で重要な課題である。

本節においては、Dartmouth大学において行なわれた垂直単管による対向流実験⁽⁷⁾並びにCREARE社で行われたダウンカマの環状流路を模擬した1/15スケール実験⁽⁸⁾をとりあげ、TRAC-PF1コードの対向流に対する予測性能評価を行う。

3. 2. 1 単管対向流実験

(a) 実験装置と実験条件⁽⁷⁾

図3. 2. 1に、Dartmouth大学においてBharathanらにより行われた垂直単管による対向流実験の実験装置の概要を示す。⁽⁷⁾ 実験装置は、垂直単管から成るテスト部とその上下に設置された下部チャンバー及び上部プレナムより成る。下部チャンバーに所定の流量で空気を注入した状態で上部プレナムに水を注入することで、テスト部内に対向流を形成する。空気流量をパラメータとして実験を行い、テスト部の差圧と落水量が測定された。落水量は下部チャンバーにおける蓄水位の変化率から求められている。また、テスト部の管径として1インチから6インチの範囲で実験が行われ、管径の影響が調べられている。

(b) 計算方法

図3. 2. 2に、Dartmouth大学単管対向流実験解析に用いたノーディングを示す。実験と同様に、下部チャンバーに一定の空気流量を注入し、上部プレナムに所定の水流量を注入することで実験を模擬した。計算された下部プレナムのボイド率の平均変化率から落水流量を求めた。

(c) 計算結果と検討

実験結果を整理するために、以下の式で定義されるフルード数に相当する無次元流速が用いられている。

$$J_{g^*} = \rho_g^{1/2} J_g / \sqrt{g D_h (\rho_l - \rho_g)} \quad (3.2.1)$$

$$J_{l^*} = \rho_l^{1/2} J_l / \sqrt{g D_h (\rho_l - \rho_g)} \quad (3.2.2)$$

ここで、 ρ は流体密度 (kg/m^3)、 J はみかけの流速 (m/s)、 g は重力加速度 (m/s^2)、 D_h は管径 (m) を、添字 g と l はそれぞれ気相と液相を表わしている。

図 3. 2. 3 に、(3. 2. 1) 式および (3. 2. 2) 式によって求められる無次元流速の実験値と計算値の比較を示す。無次元気相流速が大きくなるに従って、無次元液相流速が減少する傾向が見られている。

TRACコードでは二流体モデルが用いられている。対向流における落水量の予測に影響を与える物理モデルとしては、界面および壁面剪断応力係数のモデルが考えられる。図 3. 2. 3 には、界面剪断応力係数として、TRACコードにおいて用いられている Wallis の式⁽⁹⁾ と RELAP5 コードにおいて用いられている Bharathan らの式⁽⁸⁾、壁面剪断応力係数として、均質流モデルおよび平滑円管の内面粗さに相当する一定値のそれぞれを組み合わせ得られた計算結果も示した。

界面剪断応力と壁面剪断応力の組合せとしては、

- ① Wallis の式と均質流モデルを用いた場合 (TRAC-PF1 コードの原モデル)、
 - ② Wallis の式と定数 0. 005 を使用した場合、及び
 - ③ Bharathan の式と定数 0. 005 を使用した場合
- の 3 つの場合について計算を行った。

界面剪断応力係数として、Wallis の式を用いた場合、どちらの壁面剪断応力係数を使用しても落水量を過大に予測された。

Bharathan の式を使用した場合も、気相流速が大きい領域では、実験データに近づくものの、全般的に落水量を過大に予測し、気相流速が低い場合には落水の過大評価の程度は Wallis の式を用いた場合とほぼ同様であった。

Bharathan らの対向流実験においては、図 3. 2. 1 に示すように、テスト部内での圧力勾配も測定されており、以下の無次元数によって整理されている。

$$\left(-\frac{dP}{dz}\right) \cdot \equiv \frac{\left(-\frac{dP}{dz}\right)}{(\rho_l - \rho_g)g} \quad (3. 2. 3)$$

図 3. 2. 4 に示したのは、圧力勾配の測定結果と上記の②の場合の計算結果との比較である。①の場合も同様の結果であった。計算結果は、無次元圧力勾配の実験データを過小に予測している。定性的にも気相流速が大きくなるとともに差圧が単調に減少するという傾向を再現しておらず、気相流速の低い領域ではむしろ逆の傾向となっていることがわかる。

(d) まとめ

Bharathan らの対向流実験に対して、実験結果に比較して、TRACコードは落水量を多く、テスト部内の圧力勾配を小さく予測した。TRACコードの界面および壁面剪断応力係数のモデルの対向流に対する適用性を再検討する必要がある。

3. 2. 2 C R E A R E 1 / 1 5 スケール実験

(a) 実験装置と実験条件⁽⁸⁾

C R E A R E の実験装置は、P W R の圧力容器を円筒状に 1 / 1 5 スケールに縮小したもので、環状流路であるダウンカマにおける E C C 水のバイパス流量を定量的に求めることを目的としている。図 3. 2. 5 に、装置全体のフローシートと圧力容器の形状を示す。⁽⁷⁾ 圧力容器頂部より一定流量の蒸気を注入し、ダウンカマ頂部に接続されたパイプに E C C 水を注入することで、環状流路に対向流を形成している。一定の蒸気流量のもとで実験を行い、ダウンカマの他方に取り付けられたパイプから流出する平均水流量を計測している。蒸気流量、E C C 水注入流量と注入水温、環状流路のギャップ幅等をパラメータとして実験された。

(b) 計算方法

図 3. 2. 6 に、C R E A R E 1 / 1 5 スケール実験による予測性能評価に用いたノーディングを示す。コールドレグは、蒸気の流れがあり、健全ループ 3 本にそれぞれ E C C 水が注入される。破断側はセパレータに接続される。圧力容器頂部からは蒸気が注入される。システム全体で、21 のコンポーネントと 20 のジャンクションにより模擬されている。圧力容器は V E S S E L コンポーネントを使用し、軸方向 7 レベル、径方向 2 リングおよび周方向 4 分割の計 56 セルにより模擬した。ダウンカマ部の軸方向レベル数を多くした計算も行ったが、その影響は小さかった。コールドレグは T E E コンポーネントで表わした。健全ループを模擬した T E E コンポーネントでは、一端は V E S S E L コンポーネントに、他端は蒸気および E C C 水の F I L L コンポーネントに接続されている。破断ループを模擬する P I P E コンポーネントでは、一端は V E S S E L コンポーネントに接続され、他端は B R E A K コンポーネントに接続されている。計算条件としては、①初期状態では、系は大気圧で飽和の蒸気で満たされているとし、②初期の 2 秒間には E C C 水注入はなく蒸気注入のみであるとして定常設定を行い、③その後 E C C 水の注入を開始して、過渡計算を行った。

(c) 計算結果と検討

凝縮による影響を避けるため、E C C 水温が飽和に近い $T_{ECC} = 373 \text{ K}$ の実験を対象とし、注入水流量 Q を $1.89 \times 10^{-3} (\text{m}^3/\text{s})$ および $7.57 \times 10^{-3} (\text{m}^3/\text{s})$ とした計算を行った。二流体モデルコードにおいて、バイパス現象に大きな影響を与えるのは剪断応力係数のモデルであると考えられる。本計算における条件ではフローレジームは環状噴霧流となっていた。T R A C - P F 1 コードでは、環状噴霧流領域における界面剪断応力係数を計算すめのために W a l l i s の相関式が用いられている。^{(6), (9)} 界面剪断応力係数の影響を調べるために、環状噴霧流領域の相関式として B h a r a t h a n 相関式⁽⁷⁾ を組み込んだ計算も行い、W a l l i s の相関式との比較を行った。

図3. 2. 7に、実験結果ならびに計算結果を示す。 $Q = 1.89 \times 10^{-3} (\text{m}^3/\text{s})$ の場合、Wallisの相関式を用いて計算された落水量は実験結果に較べて大きい。Bharathanの相関式を使用した時は、実験結果との一致がよくなっている。これは、Bharathanの相関式によって計算された界面剪断応力係数が、Wallisの相関式によって計算された界面剪断応力係数より大きかったためである。 $Q = 7.57 \times 10^{-3} (\text{m}^3/\text{s})$ の場合、計算された落水量は、(Wallis相関式を用いたケースでもBharathan相関式を用いたケースでも) 実験結果よりも少ない。3. 2. 1節において示した垂直単管における計算では落水量は実験結果よりも大きく予測されており、CREARE試験での結果と反対の結果となっている。

図3. 2. 8に、ダウンカマのギャップを、0.0127mから0.0254mに広くした場合に対する計算結果と実験結果との比較を示す。計算では、界面剪断応力相関式としてはBharathanの式を用いた。いずれのギャップ巾に対しても、実験結果よりも落水量が小さく予測されている。ギャップが大きくなると落下流量が小さくなるという実験結果において見られた定性的な傾向は予測できている。

(d) まとめ

環状流路における対向流実験に対する評価計算においては、TRACコードは、実験結果よりも落水量を少なく予測したり、多く予測したりした。落水量の予測精度は悪かった。

3. 2. 3 対向流実験に対する評価計算結果のまとめ

- (1) 垂直単管における対向流実験に対する予測性能評価計算では、TRACコードは実験結果よりも落水量を多く、テスト部内の圧力勾配を低く予測した。
- (2) 環状流路における対向流実験に対する予測性能評価計算では、実験結果よりも落水量が少なく予測されるケースもあれば多く予測されるケースもあった。
- (3) TRACコードを用いて対向流の計算を行った時の落水量の予測精度は悪かった。今後剪断応力係数相関式の見直しが必要である。

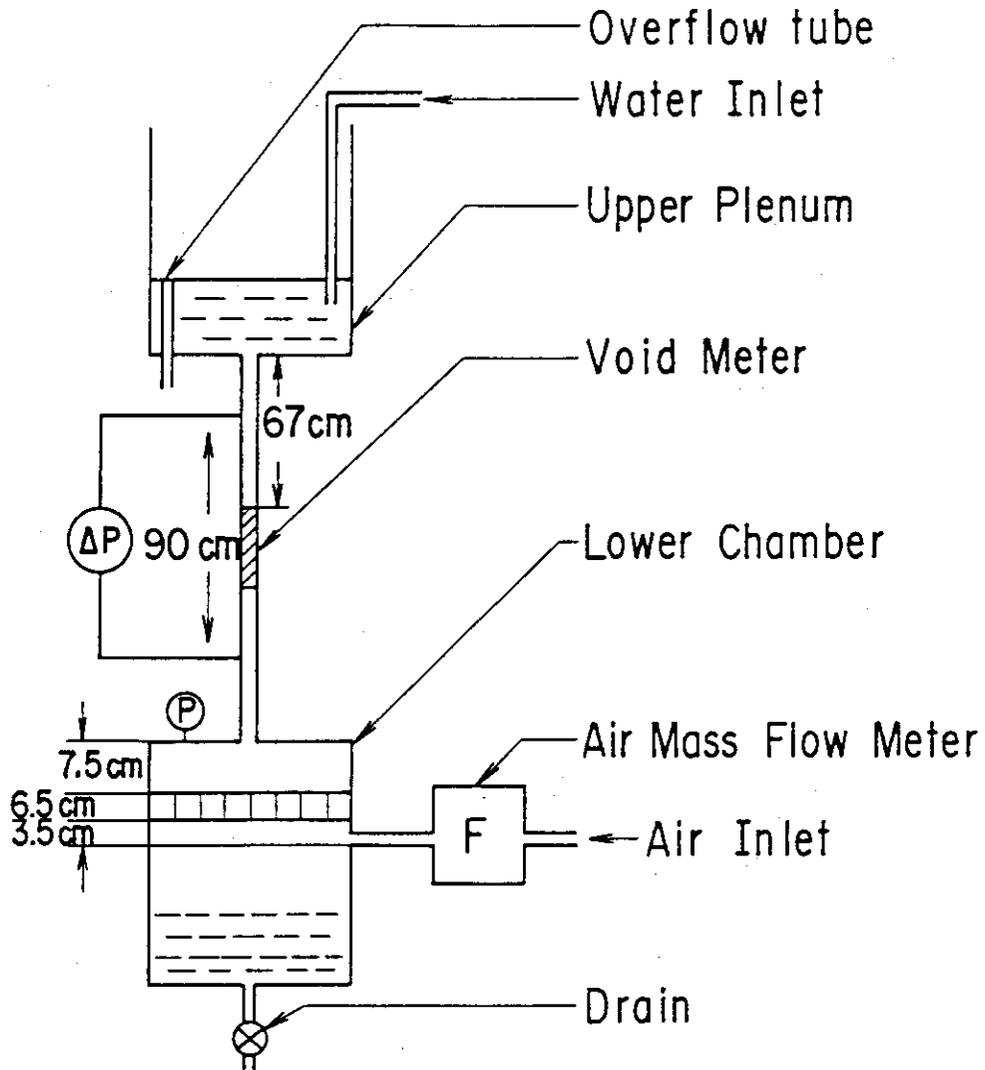


図 3.2.1 Bharathanらによる単管対向流実験装置の概要

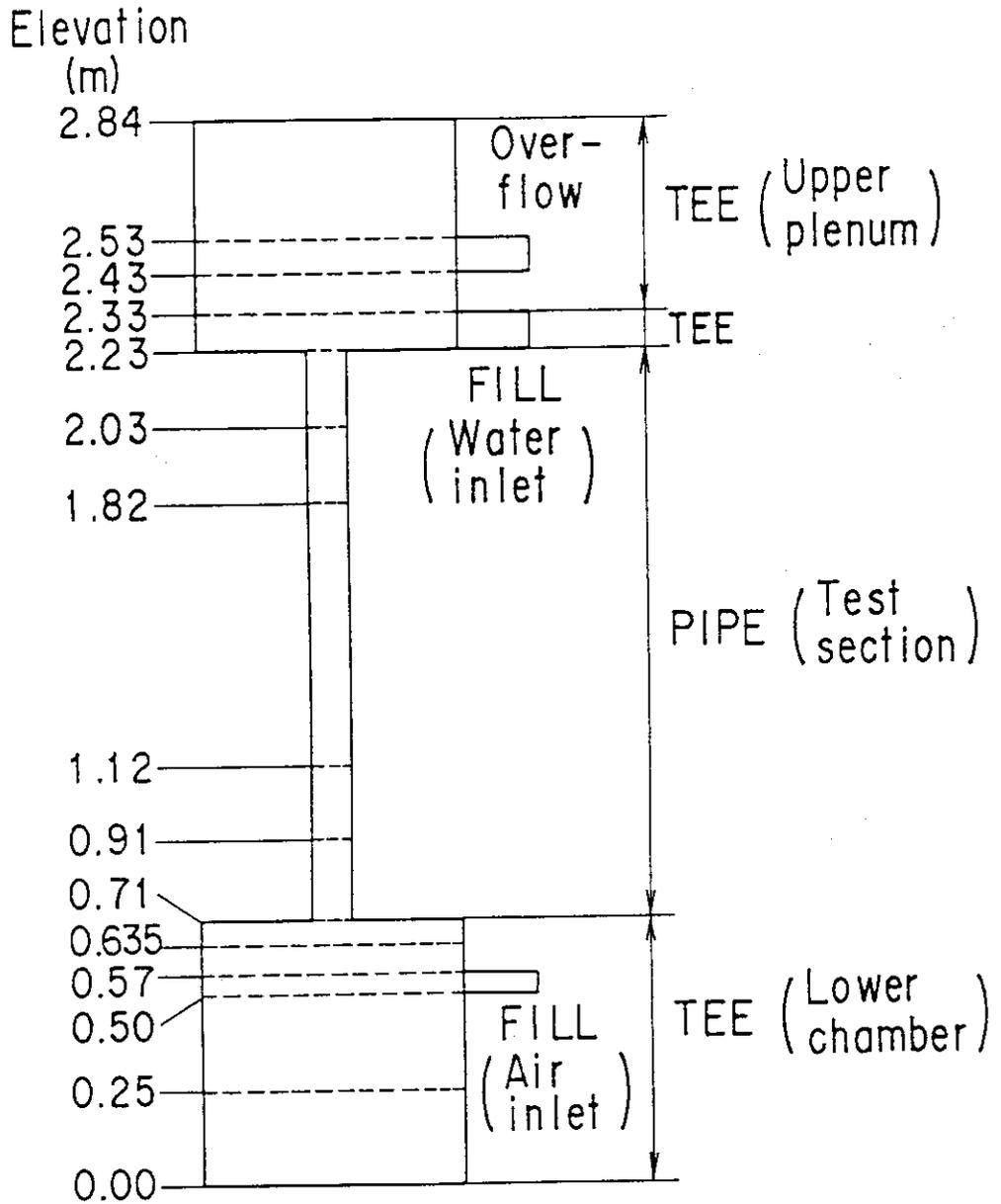


図 3.2.2 Bharathanらによる単管対向流実験を解析するためのノーディング図

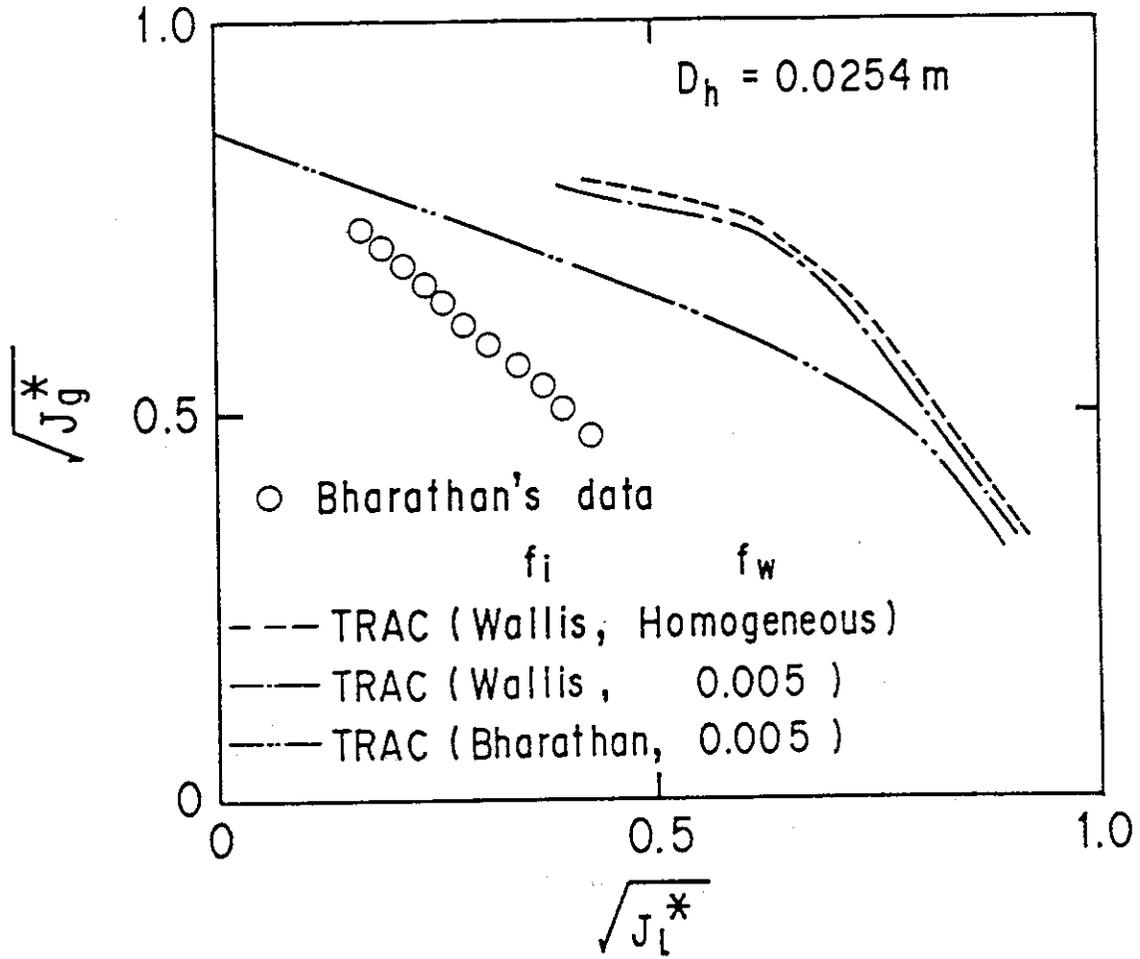


図3. 2. 3 Bharathanらによる単管対向流実験における落水流量の比較結果

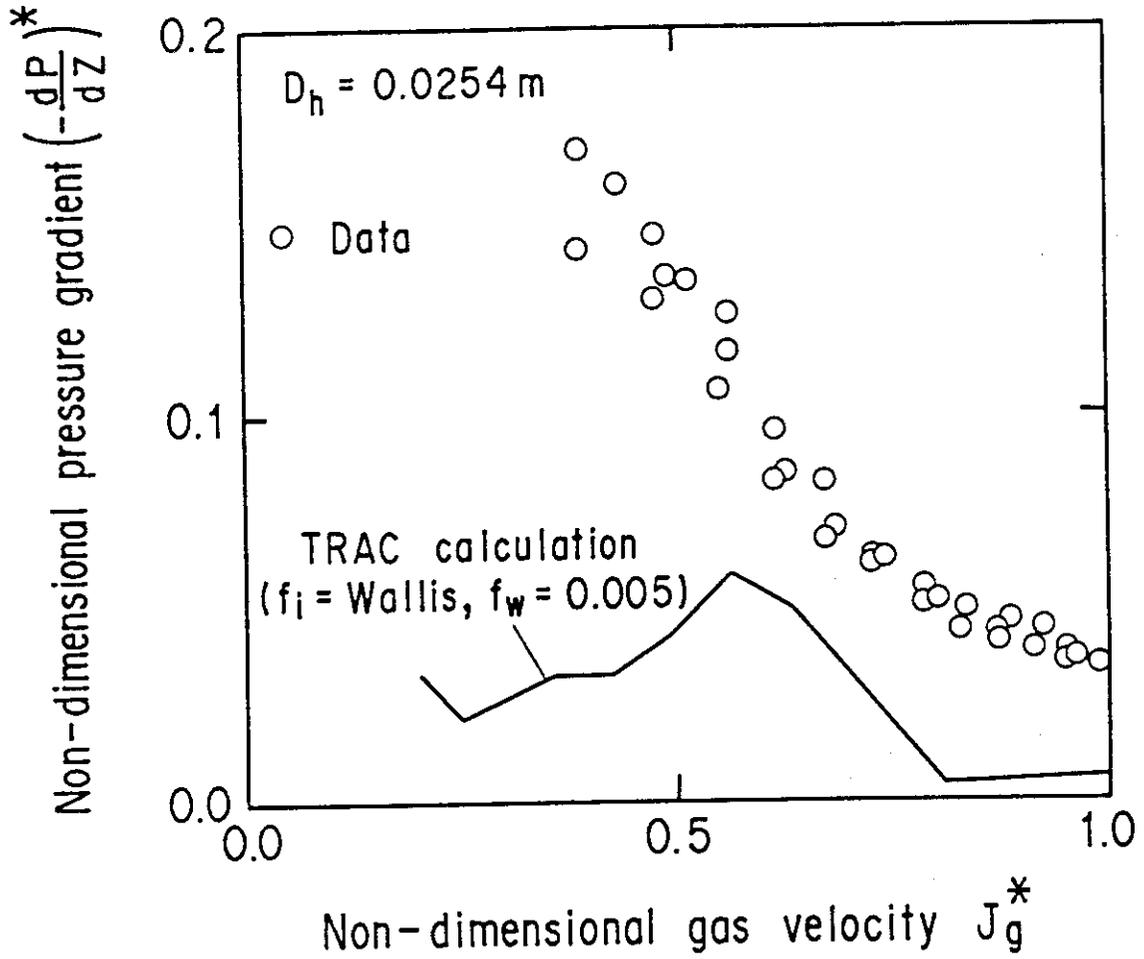
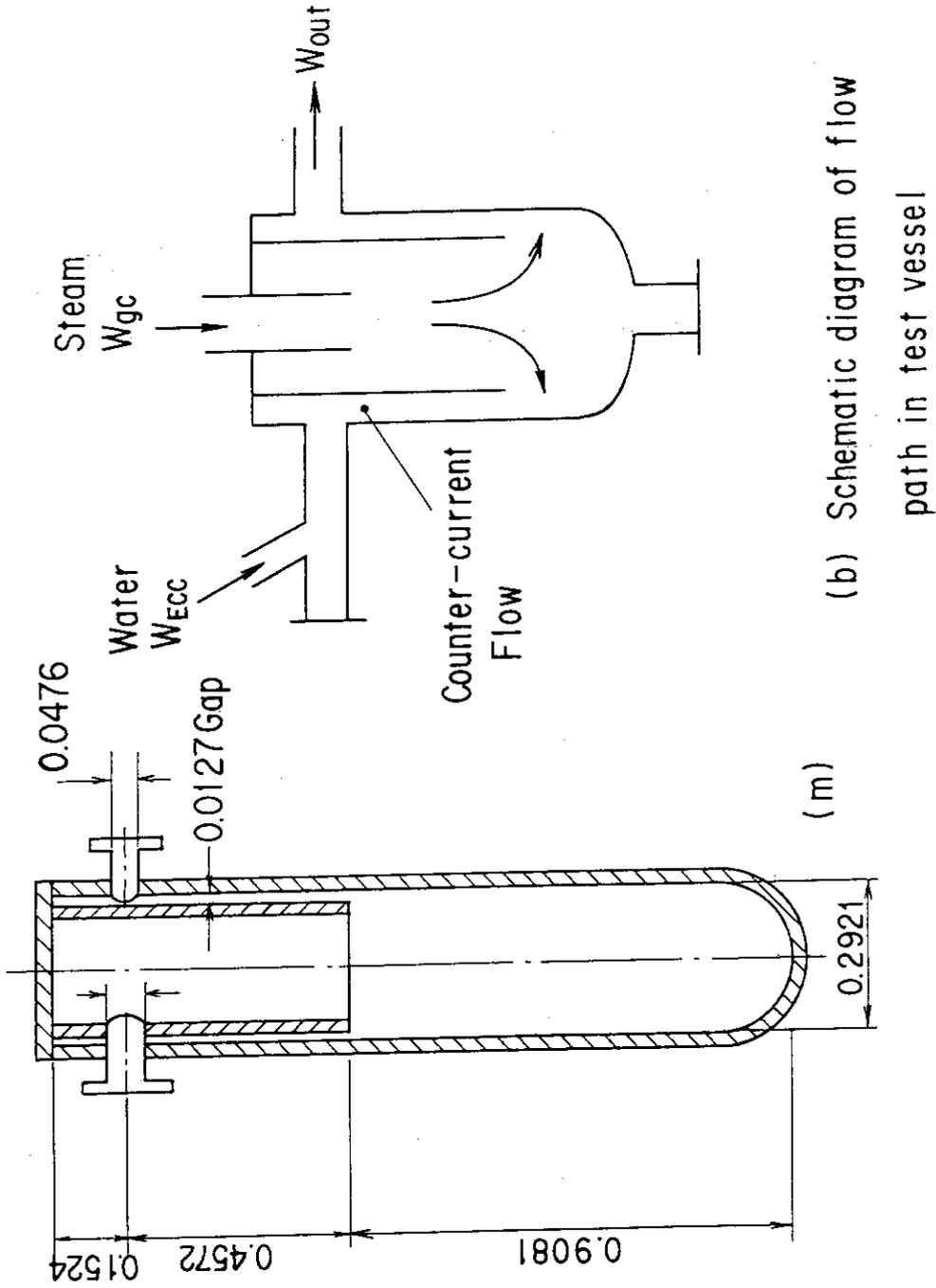


図3. 2. 4 Bharathanらによる単管対向流実験における差圧の比較結果



(a) Geometry of test vessel

(b) Schematic diagram of flow path in test vessel

図 3. 2. 5 CREATE 1/15スケール実験装置の概要

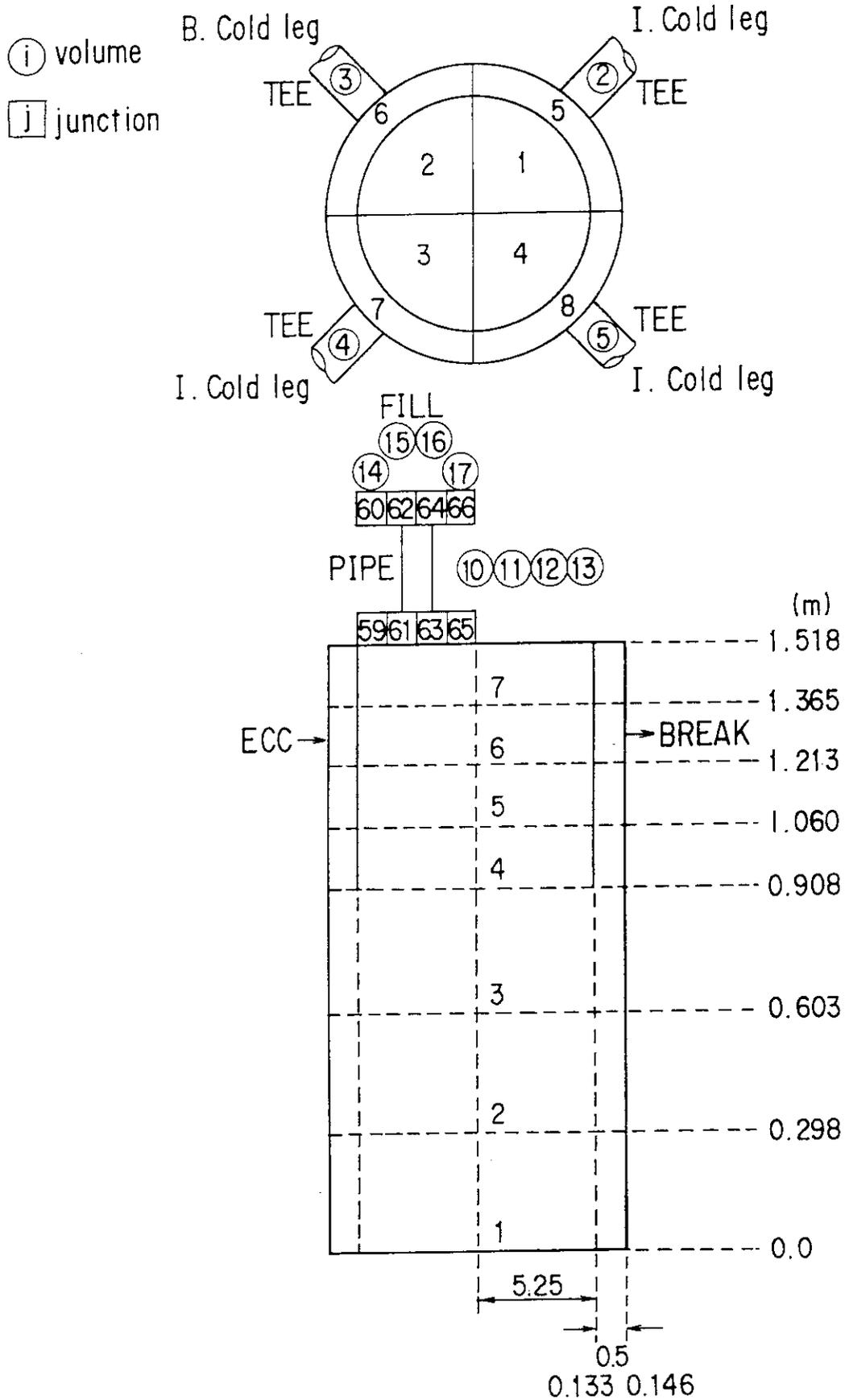


図 3. 2. 6 CREARE 1/15スケール実験を解析するためのノーディング図

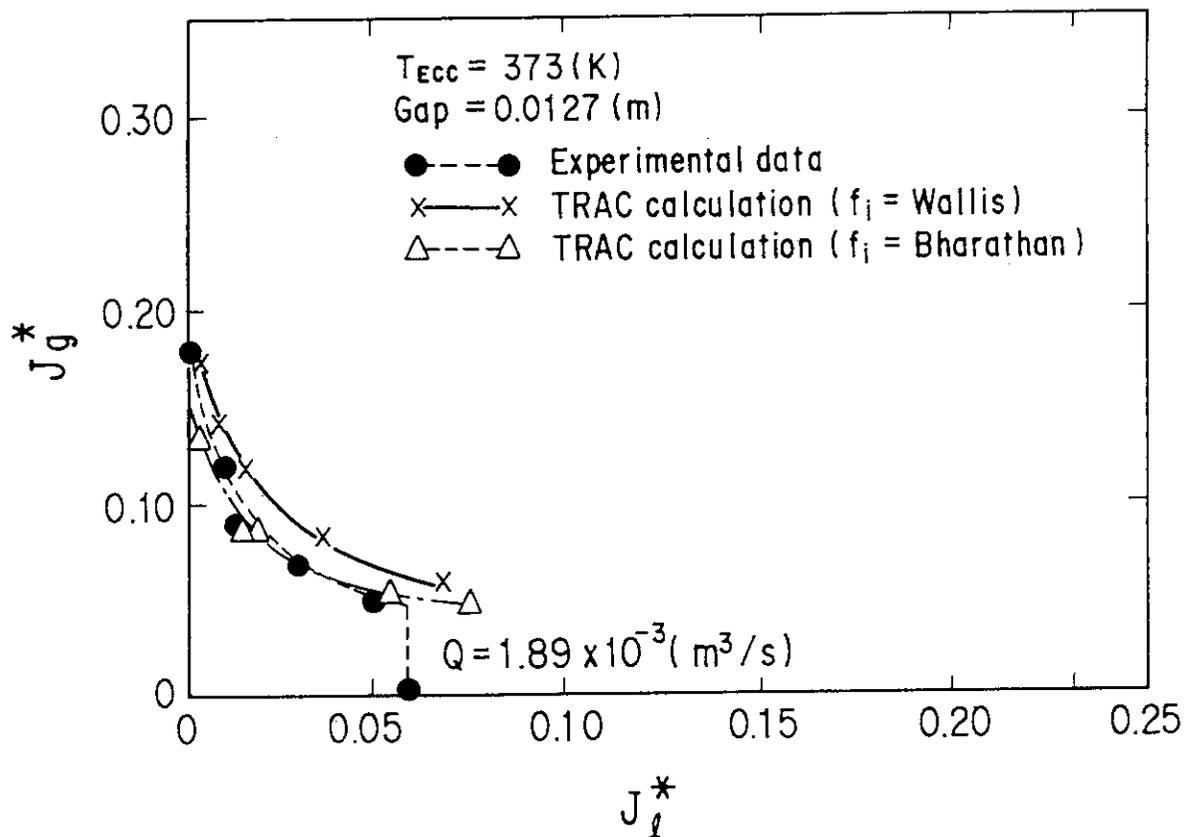
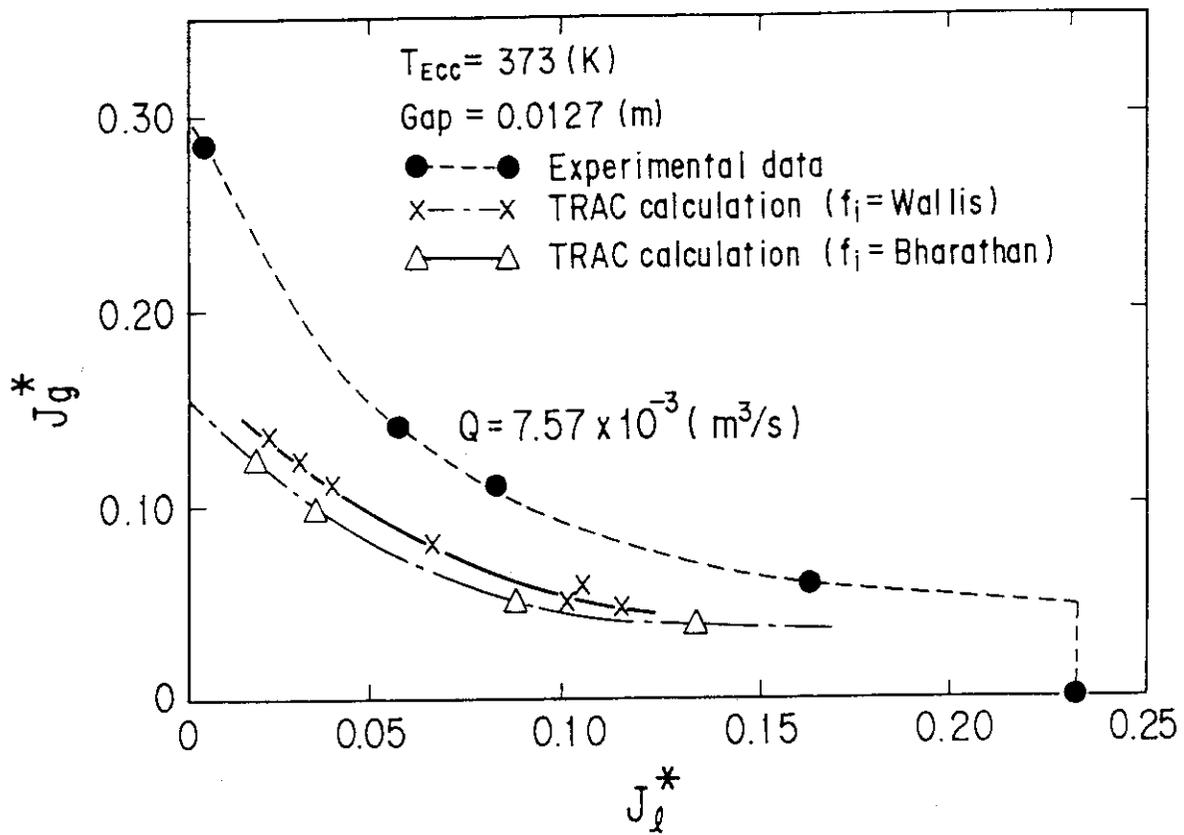


図 3. 2. 7 CREATE 1/15 スケール実験における落水流量の比較結果

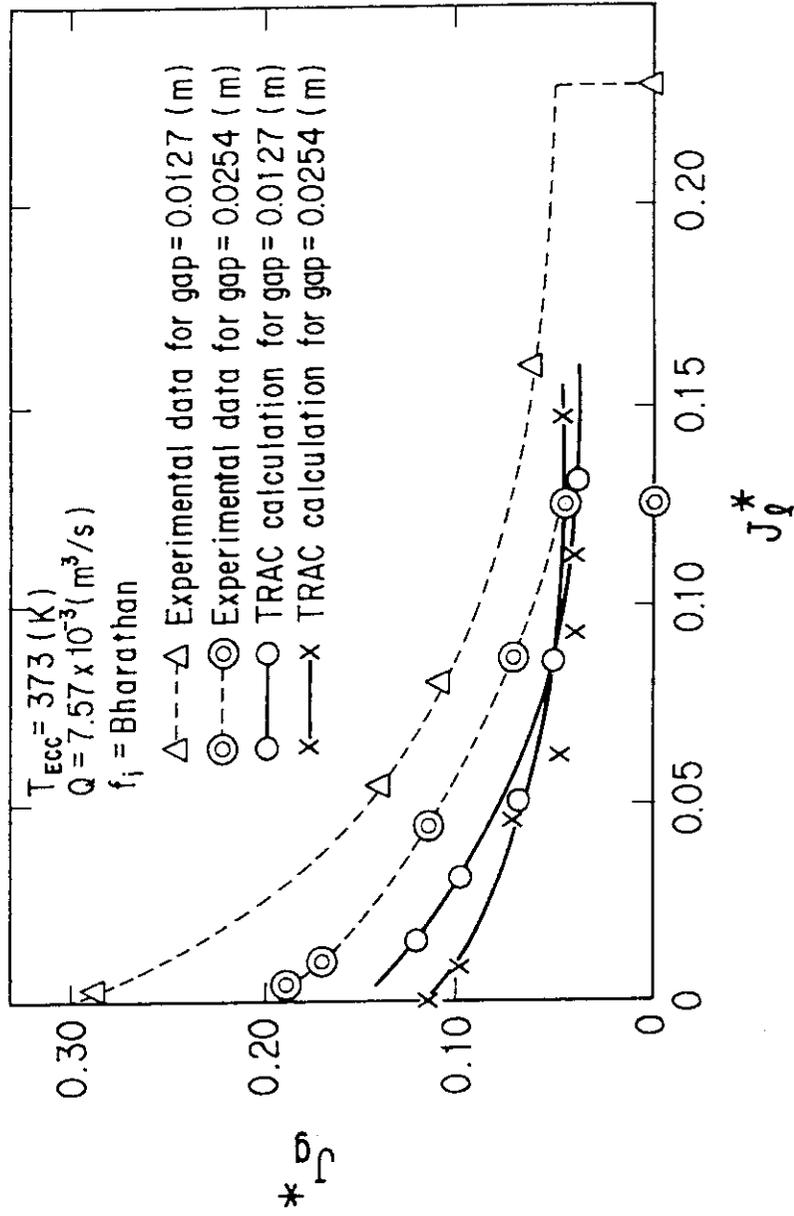


図3. 2. 8 CREARE 1/15スケール実験における落水流量に及ぼすギャップ巾の影響

3.3 凝縮実験

冷却材喪失事故を生じると、1次系内の流体が破断口から流出し、1次系の圧力は低下する。1次系圧力が所定の圧力（約4 MPa）以下に達すると、蓄圧タンク内の冷水はコールドレグへ注入される。この時、注入された冷水はコールドレグを流れる蒸気と直接接触し、激しい凝縮を伴う二相流が生ずる。このような凝縮二相流は熱的な非平衡を伴う現象であり、注入された冷水が安定に炉心に到達するか否かを検討する上での重要な課題である。凝縮実験解析では、このようなコールドレグ部の凝縮二相流に対するTRAC-PF1コードの予測性能を評価することを目的とする。

これまでコールドレグ部の凝縮二相流を対象とした実験が数多く行われており、⁽¹⁰⁾、⁽¹¹⁾、⁽¹⁴⁾ 注入された冷水により蒸気が完全に凝縮されるか否かによりコールドレグ部の流動様式が大きく変化することが報告されている。すなわち、蒸気が完全に凝縮されないような条件では、分離流が観察され安定な流れとなる。これに対し、蒸気を完全に凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入される条件では、注水口の下流側は水で閉塞され大きな圧力振動を伴う流れが観察されている。

加圧水型原子炉冷却材喪失事故、蓄圧注入系作動時には、蒸気を完全に凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入され圧力振動を伴う流れが生成されるものと考えられる。また、蓄圧注入系の作動が終了し、低圧注入系と高圧注入系により冷水が注入される時には流入蒸気の一部のみが凝縮され、安定な二相流が生成されるものと考えられる。このため実炉の冷却材喪失事故解析を行うためには、

- (1) 安定流と振動流の境界、
- (2) 安定流の流動特性、
- (3) 振動流の流動特性及び
- (4) 管径の効果

について現象を正しく再現できることが重要である。そこで、

- (1) 東京工業大学で行われた凝縮実験⁽¹⁰⁾、⁽¹¹⁾ と
- (2) 原研で行われた円筒炉心試験⁽¹²⁾、⁽¹³⁾ のコールドレグ部流動解析を選択して、TRAC-PF1コードの予測性能を評価することとした。

3. 3. 1 東京工業大学凝縮実験

(a) 実験装置と実験条件^{(10), (11)}

図3. 3. 1に東京工業大学で行われた凝縮実験で用いられた実験装置を示す。蒸気発生器で生成された蒸気は、減圧弁、流量計、流量調節弁を通してテスト部に導かれる。ポンプから吐出された水は、流量計、予熱器、流量調節弁を通り、テスト部中央の注水ノズルからテスト部に注入され、テスト部には凝縮二相流が生成される。テスト部は、高さ5 cm幅2 cmの矩形流路で水平に設置されている。

実験は、注入される蒸気流量、水流量、入口水温をパラメータとして行われ、

- (1) 安定流と振動流の境界、
- (2) 安定流における凝縮量と圧力の軸方向分布、
- (3) 振動流における振動周期、圧力振動等の振幅が調べられた。

(b) 計算方法

図3. 3. 2に予測性能評価計算に用いた入力モデルを示す。テスト部はT E Eコンポーネントによりモデル化し、蒸気注入並びに水注入条件はF I L Lコンポーネントにより、出口圧力条件はB R E A Kコンポーネントによりそれぞれ設定した。T E Eコンポーネントのセル分割は、実験装置の圧力測定位置と温度測定位置との対応関係を考慮して定めた。セル分割法が計算に与える影響を調べるために、テスト部全体を15セルと26セルで表わした2通りの入力モデルを用いて計算を行った。

(c) 計算結果と検討

振動流と安定流の境界に対する予測性能評価

図3. 3. 3に注水口より50 cm上流側(蒸気入口側)での圧力履歴を示す。計算は、入口水流量率 m_{li} と入口水温 T_{li} を一定として、入口蒸気流量率 m_{gi} をパラメータとして行った。圧力の挙動により振動流と安定流を判定した。

図3. 3. 3から、計算においても、実験と同様に安定流と振動流のいずれのモードも表われることがわかる。T R A Cコードによる計算では、振動流と安定流の境界は m_{li} が50 kg/m²s と55 kg/m²s の中間にある。

振動流と安定流の境界は次の実験式により整理されている。⁽¹¹⁾

$$m_{gir} = 0.84m_{cmax} \quad (3.3.1)$$

ここで、

$$m_{cmax} = \frac{C_{pl}(T_{sat} - T_{li})}{h_{fg}} m_{li} \quad (3.3.2)$$

である。(3. 3. 2)式において、 C_{pl} は水の定圧比熱、 T_{sat} は飽和温度、 T_{li} は入口水

温、 h_{fg} は蒸発潜熱、 m_{li} は入口水流量率を示し、 m_{cmax} は流入水が凝縮しうる最大蒸気量を表わしている。 m_{cmax} のことを注入水の凝縮能力と呼ぶことにする。 m_{gtr} は振動流から安定流に移る時の入口蒸気流量率を示し、遷移蒸気流量率と呼ぶことにする。図3.3.3に示した注水条件に対して遷移蒸気流量率を求めると、 $46.7 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ である。実験結果と比べてやや高い蒸気流量範囲に振動流と安定流の境界が予測されている。

安定流の流動特性に対する予測性能評価

図3.3.4に安定流における圧力、蒸気流量率、ボイド率及び水流速の軸方向分布を示す。圧力分布についてみると、注水口近傍で一度圧力が下がり、注水口より5 cm程度の位置から圧力が回復する傾向がみられる。TRAC-PF1コードによる計算でもこの傾向が再現されている。凝縮速度は、注水口近傍において高く、注水口から20 cm程度ではほぼ0となっている。このような凝縮速度の傾向は実験結果と一致している。

TRAC-PF1コードではボイド率の値と液流速の値を用いて流動様式を判定する。すなわち、液流速がある流速 u_{crit} 以下（このケースでは 3.4 m/s 以下）の時には流動様式は水平分離流として取扱われている。また液流速が u_{crit} と $2u_{crit}$ の間にある時には水平分離流と標準の流動様式マップを用いて決定された流動様式（このケースでは環状噴霧流であるとして決定されている）との中間の流動様式であるとして扱われている。水流速が $2u_{crit}$ 以上の時には、ボイド率が0.75以上の時には環状噴霧流、0.5以下では気泡/スラグ流、0.5と0.75では両者の中間の流動様式であるとみなされる。⁽⁶⁾

TRAC-PF1コードによる計算では、注水口から70 cmまでの区間で水流速は 6.8 m/s （ $=2u_{crit}$ ）以上かつボイド率0.75以上である。したがって、この区間では流れは環状噴霧流として扱われている。注水口から70 cm以上下流側の区間では水流速は u_{crit} と $2u_{crit}$ の間にありかつボイド率は0.75以上であることから、流れは環状噴霧流と水平分離流の中間的な流動様式であるとして扱われている。実験では注水口近傍において環状噴霧流が、下流側では水平分離流が観察されていた。したがってTRAC-PF1コードで仮定された流動様式は実験結果と定性的に対応のとれたものであるといえる。

図3.3.5にTRAC-PF1コードにより計算された主要なパラメータの値を示す。単位体積あたりの凝縮速度は注水口近傍では約 $600 \text{ kg/m}^3 \text{ s}$ であったものが下流側では急速に小さくなっている。すなわち、凝縮は注水口から20 cm程度の短い区間で生じている。

凝縮の激しく起こる注水口近傍の区間では前述のように流動様式は環状噴霧流であると判定されている。環状噴霧流として判定されるとTRACコードでは液相は液滴と液膜が混在するものとして界面熱伝達係数すなわち凝縮速度が計算される。⁽⁶⁾ 図3.3.5にみられるように、凝縮のさかんな注水口近傍の領域では液相のなかで液滴の占める割合 E はほぼ1である。注水口近傍では液滴の寄与が大きくなっていて、高い凝縮速度を与えている。

凝縮が進み蒸気流速 V_g が小さくなると液滴の割合 E は減少する。その結果、注水口から10 cm下流の位置ではむしろ液膜側の界面熱伝達係数のほうが液滴側の界面熱伝達係数よりも大きくなっている。下流の領域では液膜側の界面熱伝達係数のためにトータルの界面熱伝達係数は注水口近傍よりもむしろ大きくなると計算されているが、下流側では水のサブクール度が小さいために界面熱伝達係数とサブクール度の積で与えられる凝縮速度は注水口近傍での値に比べて小さい。TRAC-PF1コードによる安定流の解析では注水口近傍の液滴の割合がどのように評価されているかが凝縮速度の計算に大きな影響を持っている。

図3. 3. 6に安定流の解析におけるセル分割数の影響を示す。セル分割数が大きいケースの結果は粗い場合の結果と比べて、

- (1) 注水口近傍での圧力降下量が大きい。
- (2) 注水口近傍での凝縮が短区間で完了する。
- (3) 注水口近傍での液流速が大きく、ボイド率が高い。

傾向にあることがわかる。

前述のようにTRAC-PF1コードによる安定流の解析では注水口近傍での液滴の割合が凝縮速度の計算に大きな影響を持っている。図3. 3. 7に示すように凝縮のさかんに起こる注水口近傍ではセル分割数による影響が顕著にみられている。セル数26の細メッシュモデルでは注水口より0.5cm下流に注水口に最も近いセル界面がある。この位置では蒸気流量率は $34.3 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ 、液滴の割合は1.0、液滴径は0.31mmであった。これに対し、セル数15の粗メッシュモデルでは注水口より5cm下流に注水口に最も近いセル界面がある。この位置では蒸気流量率は $20.5 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ 、液滴の割合は0.816、液滴径は0.64mmであった。このことは細メッシュモデルによる計算では注水された冷水は一度すべて直径0.31mmの液滴となる状況へるものとして凝縮量や界面せん断力が計算されていたのに対し、粗メッシュモデルによる計算では注入された冷水の81.6%が直径0.64mmの液滴となり残りの冷水が液膜として流れるとする状況を考え凝縮量や界面せん断力が計算されていたことを意味している。TRAC-PF1コードでは、液滴径や液相中の液滴割合は、蒸気と水の流速の差の関数として与えられている。TRAC-PF1コードの相関式を用いると、流速の差が大きくなる程、液滴径は小さく、液滴割合は大きく計算される。また、流速の代表値としては、セル境界の値の平均が代表値として使用されている。大きなセル長さを用いると、注水口からそのセル境界までの凝縮量の積分値が大きくなり、注水口のすぐ下流のセル境界での蒸気流量と蒸気流速が小さく計算され、蒸気と水の流速の差は小さくなる。その結果、上述のような流動状況の相異を生じたと考えられる。したがって、セル長さに依存しない結果を得るためには、十分小さなセル長さを用いて、セル両端での蒸気流量率の違いがあまり大きくなならない範囲で計算を行う必要があると考えられる。

このような計算内部で仮定されている流動状況の相異により、図3. 3. 6に示した様な計算結果の差を生じたと考えられる。すなわち、細メッシュモデルでは粗メッシュモデルに比べて微細な液滴が数多く存在するとして扱うため気液の界面積が大きくなり凝縮速度は高めに予測され、凝縮が短区間で完了したと考えられる。界面せん断力についても細メッシュモデルのほうが大きめに予測し、液相が短区間で加速されることとなり、液流速は大きめに、ボイド率は高めに、圧力降下量は大きめに予測したと考えられる。セル数15の入力モデルは初期 $40 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ であった蒸気流量率が隣接するセルでは $20.5 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ へと大きく変化しており、蒸気流量率の空間変化を表現するためには空間分解能が十分でなかったといえる。注水口近傍では蒸気流量率が急激に変化するので、その変化を表現するためには0.5cm程度まで細かくセル分割して計算を行うことが必要である。

安定流を対象とした評価計算の結果から以下のことが明らかとなった。

- (1) TRAC-PF1コードにより、実験で観察された以下の定性的傾向を予測できた。
 - (a) 注水口近傍での圧力降下とそれに続く圧力回復
 - (b) 注水口近傍において急激な凝縮を生じ、20cm程度下流では熱平衡状態に達すること

(c) 管軸方向の流動様式の推移

(2) セル分割法に依らない計算結果を得るためには、凝縮に伴う蒸気流量率に対応するに十分な程細かくセル分割を行う必要がある。

本評価計算で扱ったケースではセル長を0.5 cm程度まで細かくする必要があった。セル分割を粗くすると、セル分割を細かくしたケースと比べて、凝縮速度を小さめに液の加速を小さめに予測する傾向にあった。

振動流の流動特性に対する予測性能評価

TRAC-PF1コードによる計算では流入蒸気を凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入される時に、圧力振動を伴う流れが予測された。本節では圧力振動を伴う振動流に対するTRACコードの予測性能を評価する。計算は入口蒸気流量率が $40 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ 、入口水流量率が $600 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ 、入口水温が 323 K のケースをとりあげて行い、流動振動のメカニズムとその物理的な様相について実験結果と比較検討した。また、振動流を特徴づけるパラメータである圧力振動の振動範囲、閉塞水の運動範囲並びに振動の周期について実験結果と比較し、TRAC-PF1コードの予測性能を評価した。

図3.3.8に計算で得られたボイド率、凝縮速度及び圧力の管軸方向の分布を示す。計算には細メッシュモデルを用いた。

蒸気入口と注水口の間には、ボイド率が1である蒸気単相部分がみられる。注水口近傍ではボイド率は0と1の間で激しく変化している。注水口より十分下流の位置にはボイド率が0、すなわち水により流路が閉塞されている区間がある。テスト部出口側でもボイド率は0と1の間で大きく変動している。以下注水口より上流側のボイド率が1である部分を蒸気領域、注水口近傍のボイド率が変動している部分を二相混合領域、ボイド率が0である部分を閉塞水領域、出口側のボイド率が変動する部分を出口領域と呼ぶことにする。図3.3.8からわかるように各領域の境界は時間とともにテスト部内を移動している。ボイド率分布でわかるように、注水口より上流側20 cm程度まで閉塞水領域が達することがある($t = 20.08 \text{ s}$)。また、注水口下流側に形成される二相混合領域は注水口から下流側1 m程度まで拡大する時もある($t = 20.28 \text{ s}$)。

凝縮量分布から、凝縮が蒸気領域と閉塞水領域の中間に位置する二相混合領域で生じていることがわかる。閉塞水領域が注水口より上流側に達した時($t = 20.08 \text{ s}$)には、凝縮は注水口よりも上流側で生じている。その時の凝縮速度は、閉塞水が注水口よりも下流側にある他の時間と比べると、小さい。閉塞水領域が下流側にある時には、(二相混合領域の下流端が注水口から1 m近くにある場合($t = 20.28 \text{ s}$)でも)注水口と注水口から50 cm程度下流までの区間で起こる凝縮が支配的になっている。

液流速も時間的に大きく変動していて、注水口からテスト部出口側に流れる(正の流速)時もある、テスト部出口から注水口側へと流れる(負の流速)時もある。

図3.3.9に蒸気入口から注水口まで区間の総凝縮量、蒸気入口からテスト部出口までの区間(すなわちテスト部の全区間)の総凝縮量、注水口より50 cm上流の位置での圧力並びに注水口より1.25 m下流の位置における液流速を示す。

圧力の履歴をみると大きく次の3期間に分けることができる。すなわち、圧力が上昇する期間(20.0秒から20.1秒及び20.6秒から20.7秒)、圧力が減少する期間(20.1秒から20.2秒及び20.7秒から20.8秒)、及び

圧力がほぼ一定の期間（20.2秒から20.6秒及び20.8秒から21.0秒）である。

圧力が上昇する期間（20.0秒から20.1秒及び20.6秒から20.7秒）では、入口蒸気流量率よりも凝縮量が小さくなっている。すなわち、蒸気領域と二相混合領域に存在する蒸気の質量バランスを考えると、流入する蒸気の量のほうが凝縮する蒸気量よりも大きくなっているためにこの領域に存在する蒸気質量が増加し、圧力が上昇していることがわかる。この時期には図3.3.8でみると、閉塞水の上流側端は注水口よりも上流側に達しており、凝縮は注水口よりも上流側でのみ生じている。

圧力が減少する期間（20.1秒から20.2秒及び20.7秒から20.8秒）では、凝縮量は入口蒸気流量率よりも大きくなっている。この期間については、流入する蒸気量よりも凝縮される蒸気量のほうが大きく、蒸気領域と二相混合領域に存在する蒸気質量は減少し、その結果圧力も減少している。この期間においては、閉塞水は注水口よりも下流側に存在している。すなわち、注水口近傍では注入された冷水と蒸気がよく混合されていて大きな凝縮量が得られていると考えられる。

圧力がほぼ一定の時期（20.2秒から20.6秒及び20.8秒から21.0秒）においては、凝縮量は入口蒸気流量率とほぼ等しくなっていて、蒸気領域と二相混合領域に含まれる蒸気質量はほぼ一定に保たれている。

以上の結果から、凝縮量が入口蒸気流量率を中心として増減することで蒸気領域と二相混合領域の蒸気質量が増減し、蒸気領域の圧力増減を生じていることがわかる。また、閉塞水部分が注水口よりも上流側に達すると注水口からの冷水が水単相部に注入されて蒸気との混合が悪くなることと、閉塞水部分が注水口よりも下流側にある時には注水口からの冷水が蒸気流中に注入されるようになり蒸気と冷水の混合がよくなることを繰り返すために凝縮量の増減を生じていることがわかった。このようなTRACコードの計算結果は実験結果とよく対応していて、振動流を生じるメカニズムをよく再現している。

図3.3.10に細メッシュモデルと粗メッシュモデルを用いて計算された注水口から100cm上流の点での圧力履歴を比較する。セル分割を粗くすると、得られる圧力のピーク値は小さくなっている。また、粗メッシュモデルでは細かな圧力振動がみられているのに対し、細メッシュモデルでは細かな振動はみられていない。振動流に対する計算でもセル分割法により計算結果が大きく異なっている。

図3.3.11から図3.3.13に入口水流量率を $600\text{ kg/m}^2\text{ s}$ 、入口水温を 323 K で一定として、入口蒸気流量率をパラメータとした時の、閉塞水の運動範囲、圧力の振動範囲並びに圧力振動の周期を実験結果と比較して示す。これらの諸量を求めるためには、入力モデルとしては粗メッシュモデルを用いた。これは細メッシュモデルを用いた計算ではCPU時間が多くかかること及び計算の安定性が悪いため計算ができなかったケースが多かったためである。粗メッシュモデルを用いた計算では細メッシュモデルを用いたケースに比べて圧力振動の振幅は小さめに、閉塞水の運動範囲はせまめに、振動の周期は短めに予測される傾向があると思われる。

図3.3.11は二相混合領域と閉塞水領域の境界の振動範囲を示す。図中の X_{\min} は境界面が最も上流側（蒸気入口側）に到達した時の位置を、 X_{\max} は境界面が最も下流側（出口側）に到達した時の位置を示している。実験では、境界面が注水口をはさんで振動するType Aの振動流と注水口の下流側でのみ振動するType Bの振動流が観察された。TRACコード

による計算では境界面が注水口をはさんで振動する Type A の流れが予測されている。界面の振動範囲は、 $m_{gi}/m_{o,max}$ が 0.6 以下の範囲では実験と計算は概ね一致しているが、 $m_{gi}/m_{o,max}$ が 0.6 以上の範囲では計算された界面振動範囲は実験結果よりも数倍大きい。

図 3.3.12 に圧力の振動範囲を示す。図において P_{max} は振動する圧力の最大ピーク値を、 P_{min} は最小ピーク値をそれぞれ示す。圧力としては実験値と計算値ともに注水口から 50 cm 上流の位置における値を用いている。計算された圧力の振動範囲は実験値に比べて広い範囲にわたっている。図中の一点鎖線は流入蒸気と注入した冷水が完全に混合した時の水温に対応する飽和圧力である。TRACコードにより計算された P_{min} はこの飽和圧力線に沿って変化している。

図 3.3.13 に圧力振動の周期を示す。Type A の流れの周期は、測定結果では $m_{gi}/m_{o,max}$ が大きくなると短くなっているのに対し、計算では周期は単調に増加している。実験と計算の定性的傾向が異なっている。

以上の結果をまとめると、TRACコードによる予測では振動流中の諸量の入口蒸気流量率依存性を再現できていないといえる。特に

- (1) 入口蒸気流量率が高い範囲における境界面振動範囲
- (2) 圧力振動範囲
- (3) 圧力振動周期

の予測精度に問題がある。また今回の計算では計算時間と計算の安定性の問題のために細メッシュモデルを用いての系統的な評価を行えなかった。計算の安定性の向上、粗メッシュであっても細メッシュと同等な結果が得られるようにする工夫並びに凝縮モデルの精度向上を今後進める必要がある。

(d) 評価計算結果のまとめ

- (1) 凝縮を伴う二相流の流動様式（安定流と振動流）を TRACコードは定性的に再現できた。定量的にみると、安定流と振動流の境界となる蒸気流量を実験結果に比べてやや高めに予測した。
- (2) 安定流について、TRACコードは管軸方向の流動様式の推移、注水口近傍の凝縮量分布並びに注水口近傍の圧力分布を定性的に再現できた。
- (3) 振動流について、TRACコードは圧力、凝縮量並びに界面位置の時間変化を定性的に再現できた。定量的には、
 - (i) 入口蒸気流量率が高い範囲での界面位置、
 - (ii) 圧力振動の大きさと周期
 を精度よく予測することができなかった。
- (4) 安定流と振動流のいずれの計算においてもセル分割数の影響が顕著にみられた。検討の結果から、セル分割数に依らない計算結果を得るためには、凝縮に伴う蒸気流量変化を表現するに足る程度にセル分割を細かくする必要があることがわかった。
- (5) しかしながら、振動流に対する計算では計算で要求されるタイムステップサイズが非常に小さな値となり、セル分割を細かくした入力モデルでは途中で計算が中断せざるを得ないケースが多かった。このため計算にセル分割の粗い入力モデルを使用せざるを得ない

かった。

以上の結果から、TRACコードにより凝縮を伴う二相流を効率よくかつ精度よく計算するためには今後以下の改良が必要であると考え。

- (1) 粗メッシュを用いても細メッシュと同等な結果が得られるように工夫し、セル分割数に対する依存性を軽減すること。
- (2) 振動流の流動パラメータの予測精度を向上すること。
- (3) 振動流に対する計算の安定性を向上すること。

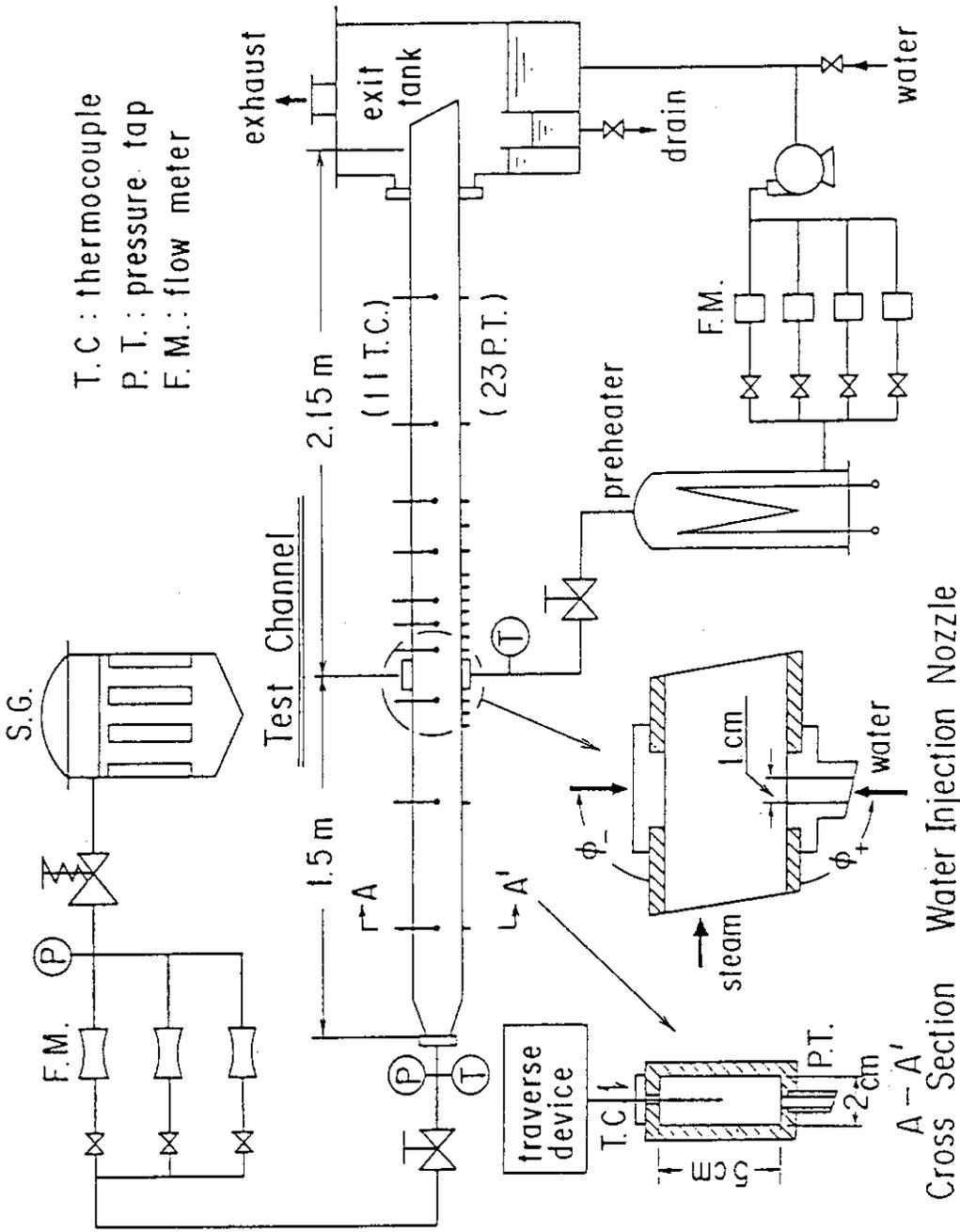


図3. 3. 1 東京工業大学凝縮実験実装置

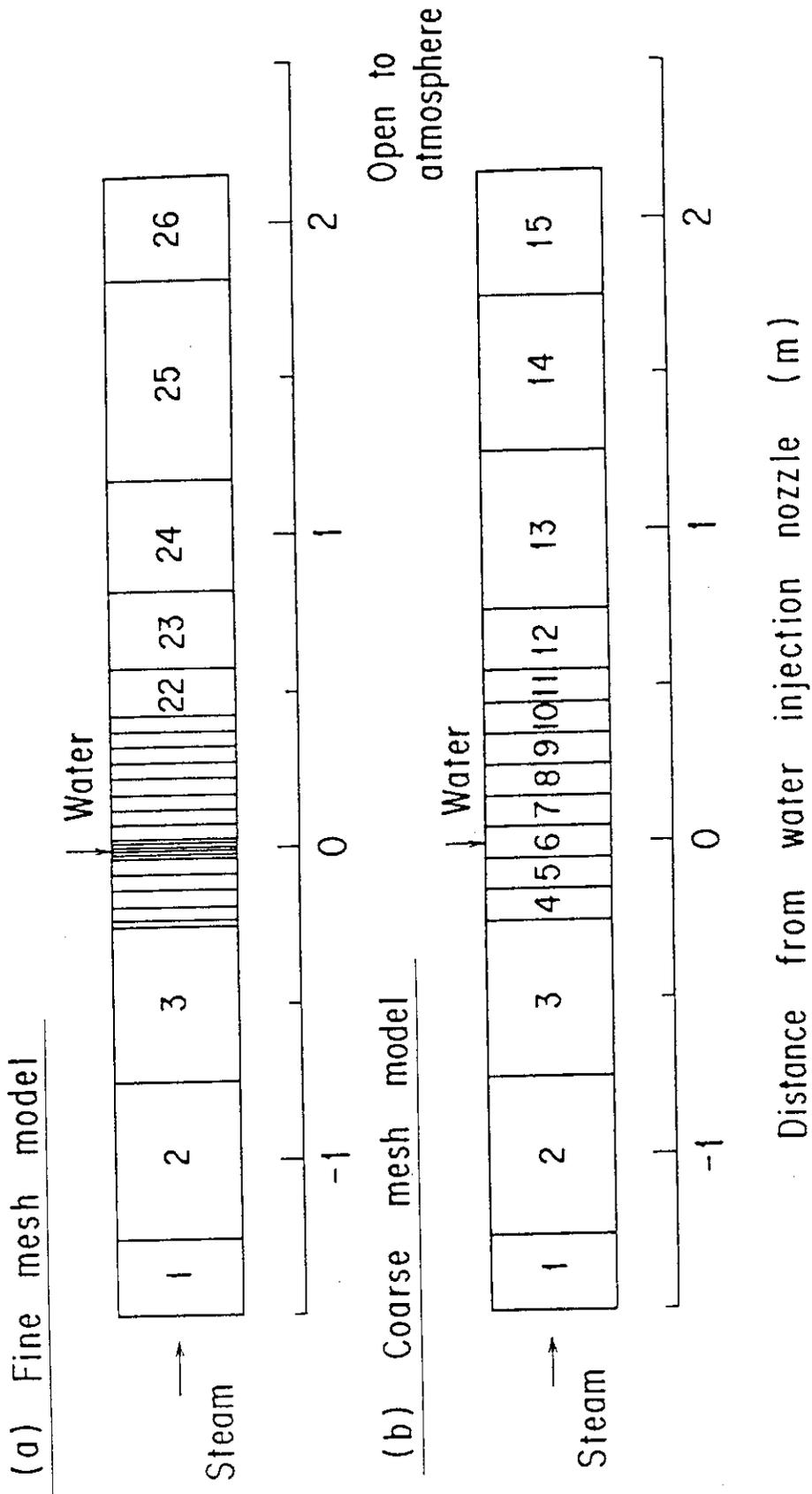


図 3. 3. 2 東京工業大学凝縮実験解析に用いた TRACコードの入力モデル

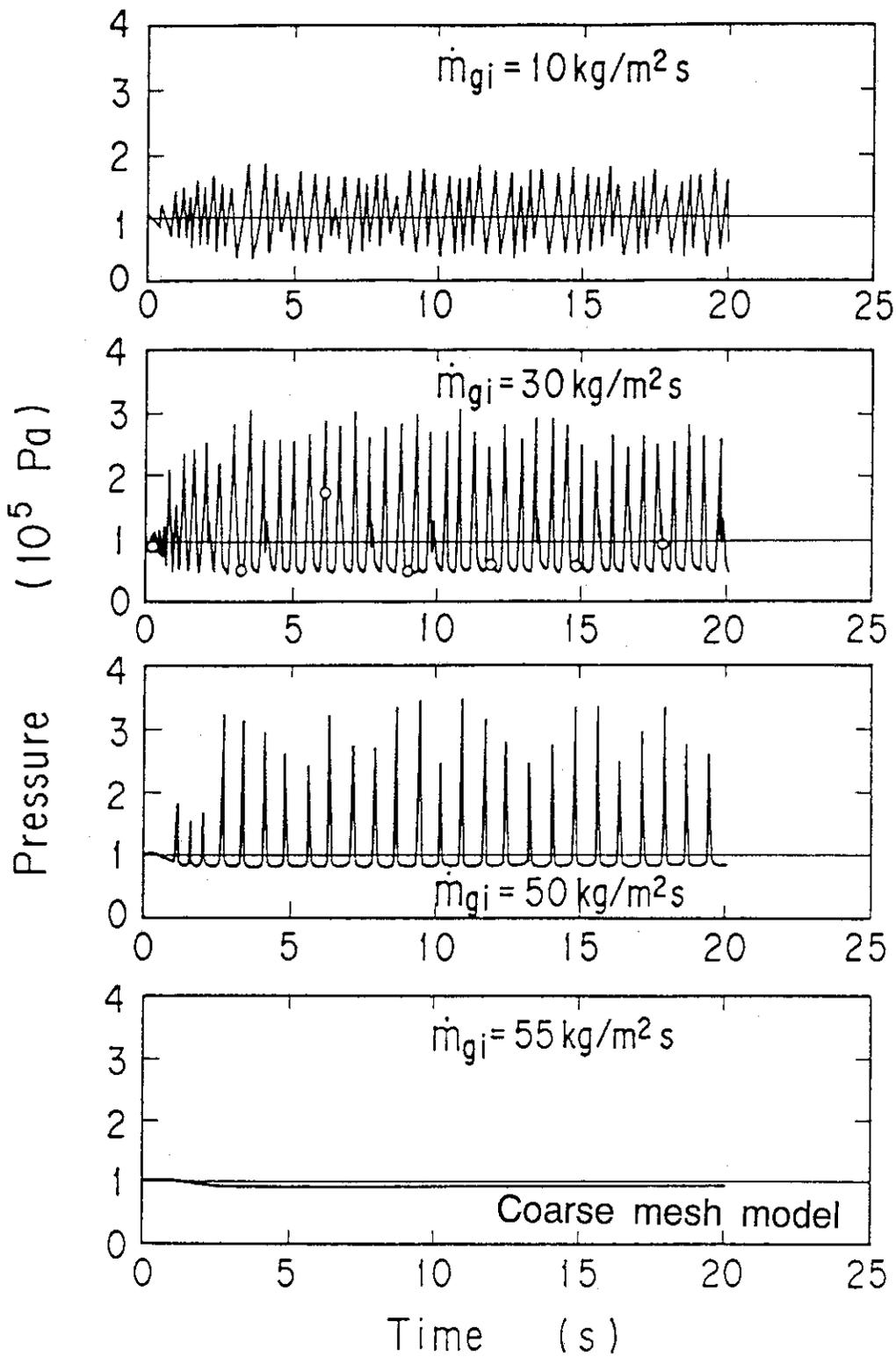


図3. 3. 3 注水口より50cm上流側における圧力履歴の計算結果
(東京工業大学凝縮実験)

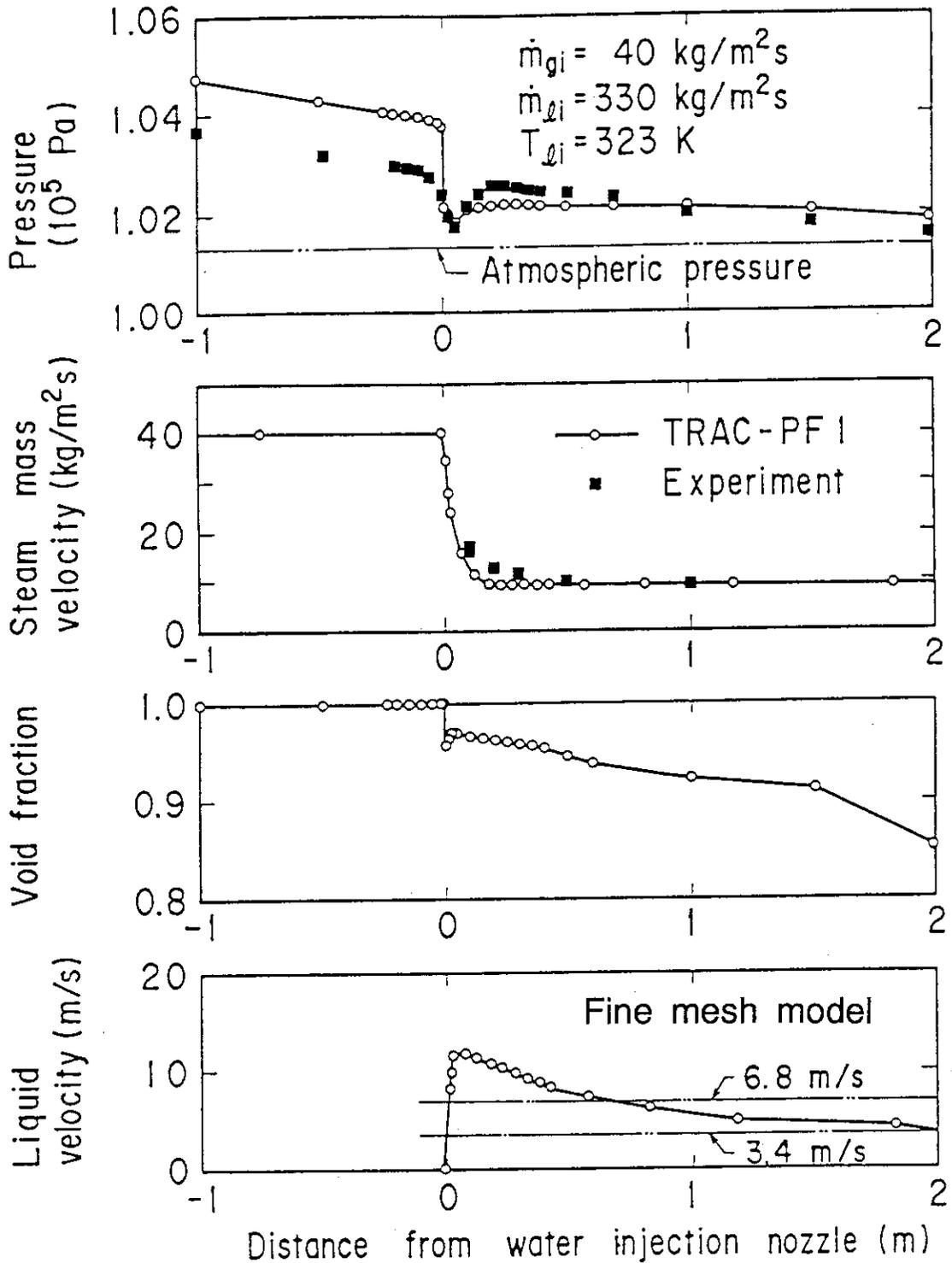


図3. 3. 4 安定流における圧力、蒸気流量率、ボイド率及び水流速の軸方向分布 (東京工業大学凝縮実験)

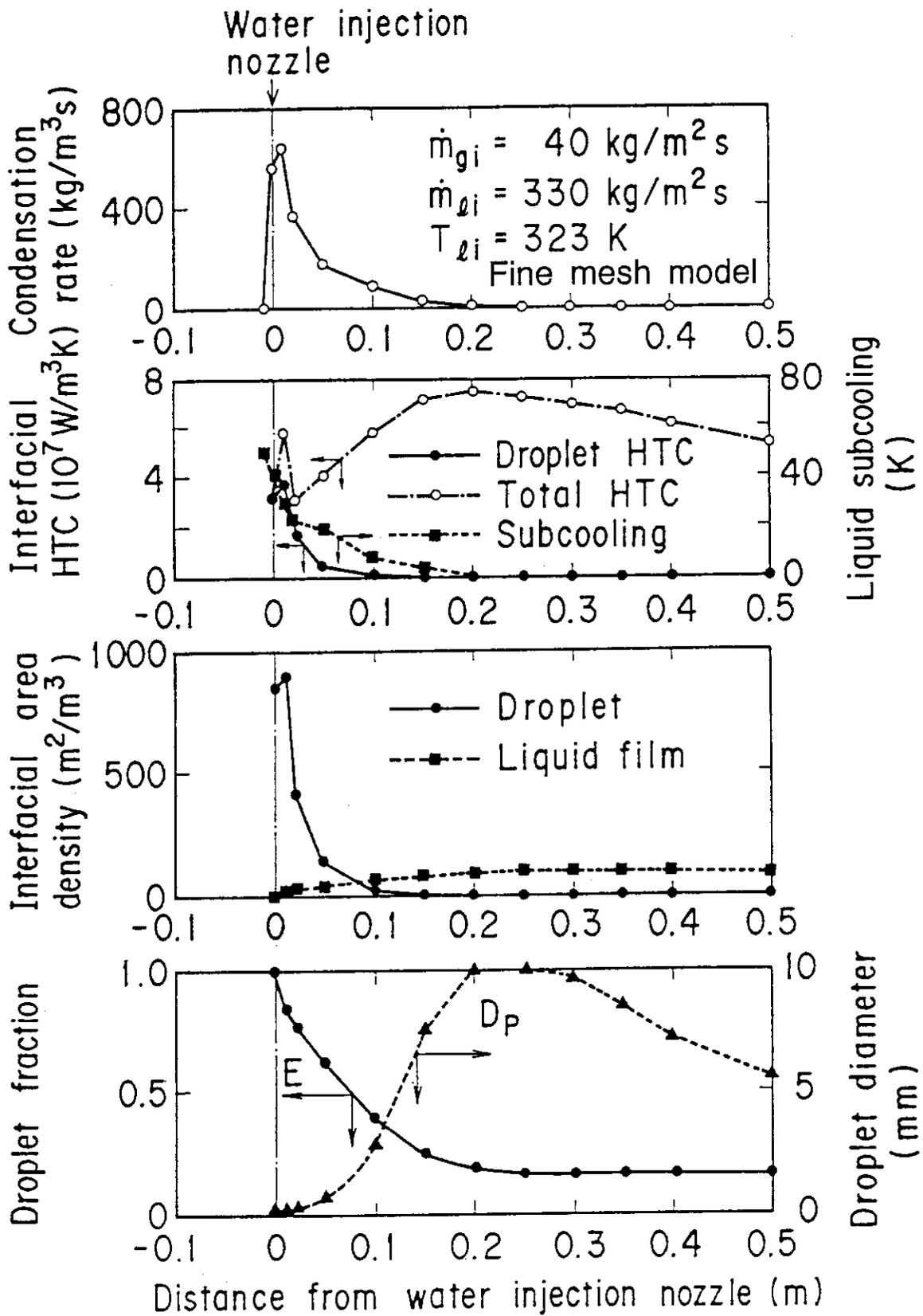


図3. 3. 5 安定流に対するTRAC-PF1コードによる凝縮速度計算結果 (東京工業大学凝縮実験)

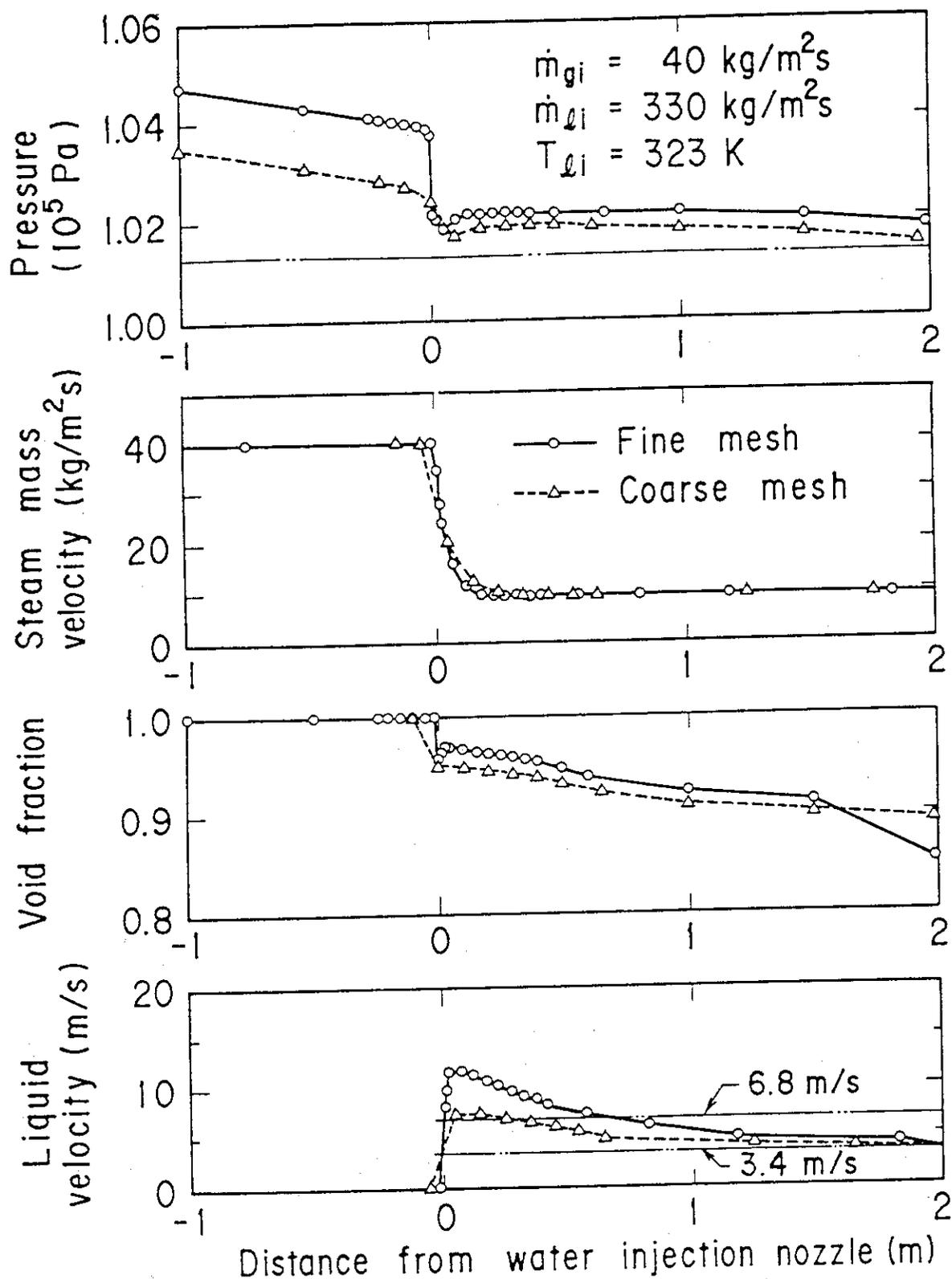


図 3. 3. 6 安定流の解析におけるセル分割数の影響
(東京工業大学凝縮実験)

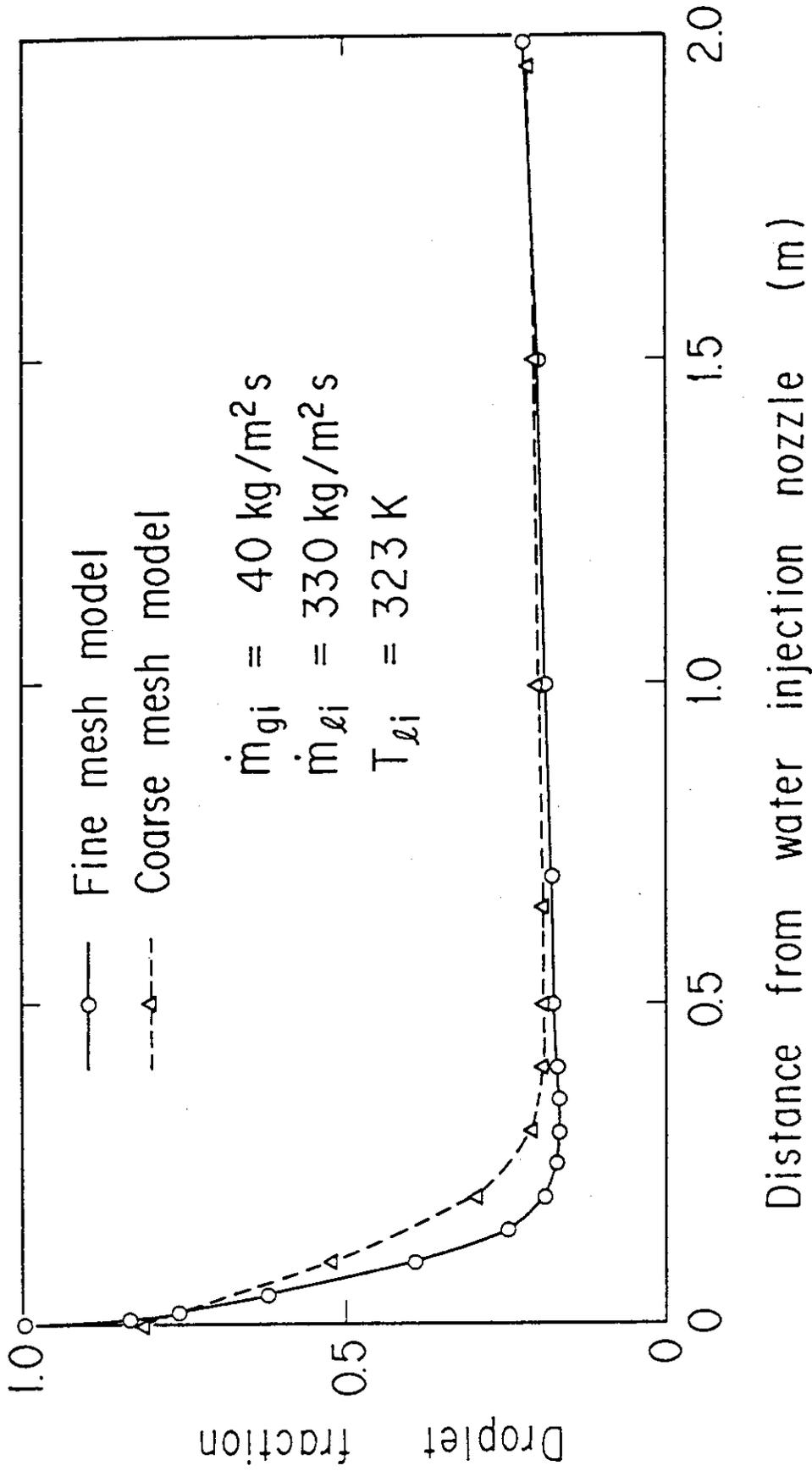


図 3. 3. 7 液滴割合に対するセル分割数の影響
 (東京工業大学凝縮実験)

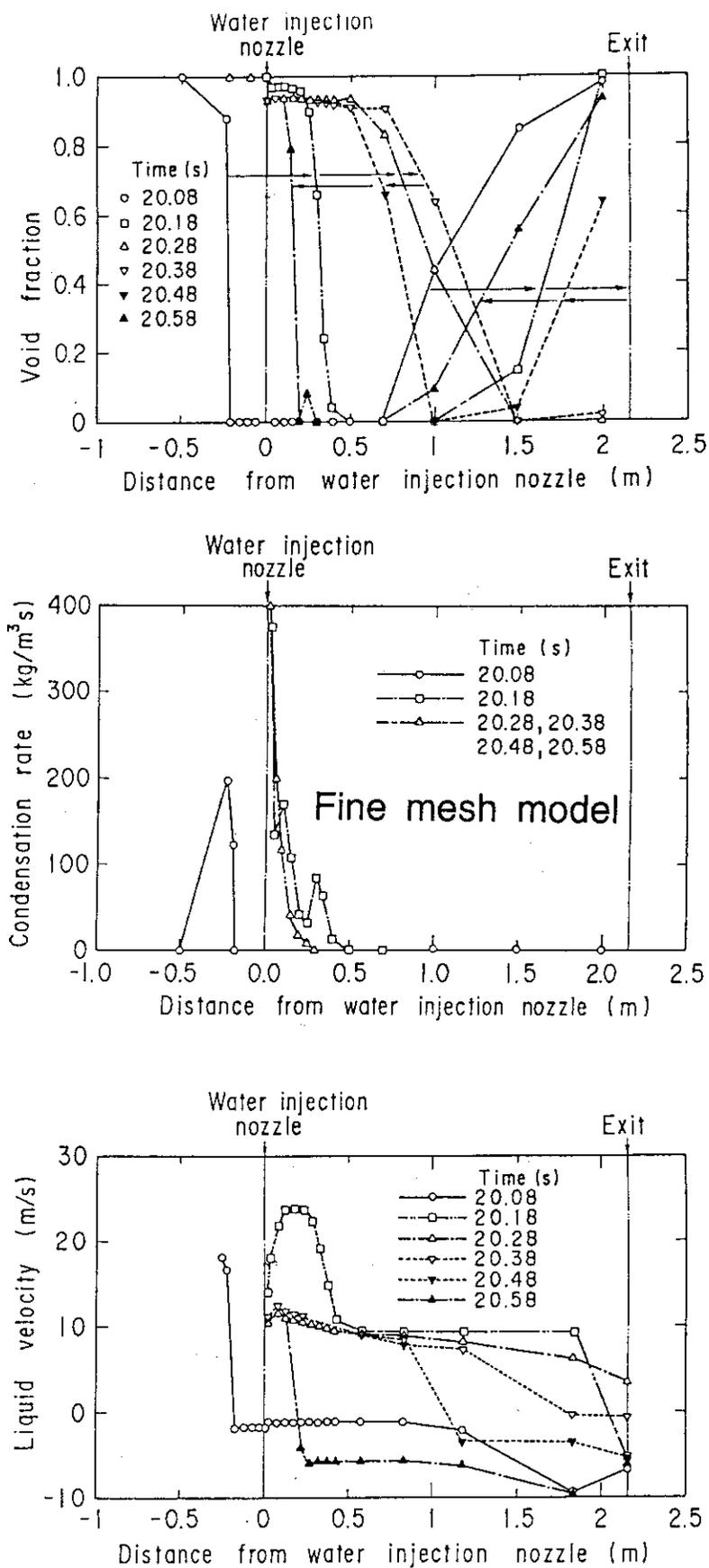


図3. 3. 8 振動流におけるボイド率、凝縮速度及び液流速の軸方向分布の計算結果 (東京工業大学凝縮実験)

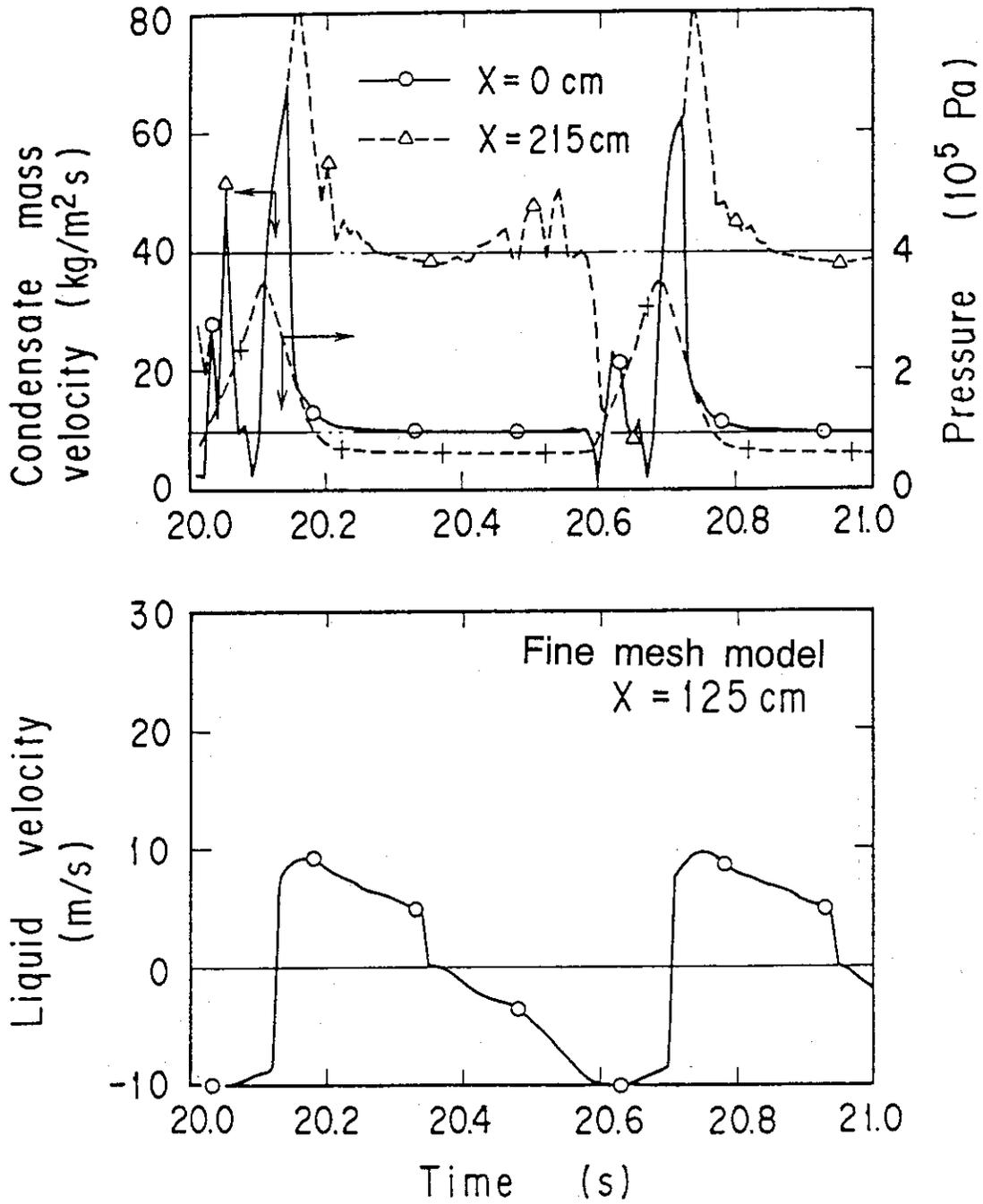
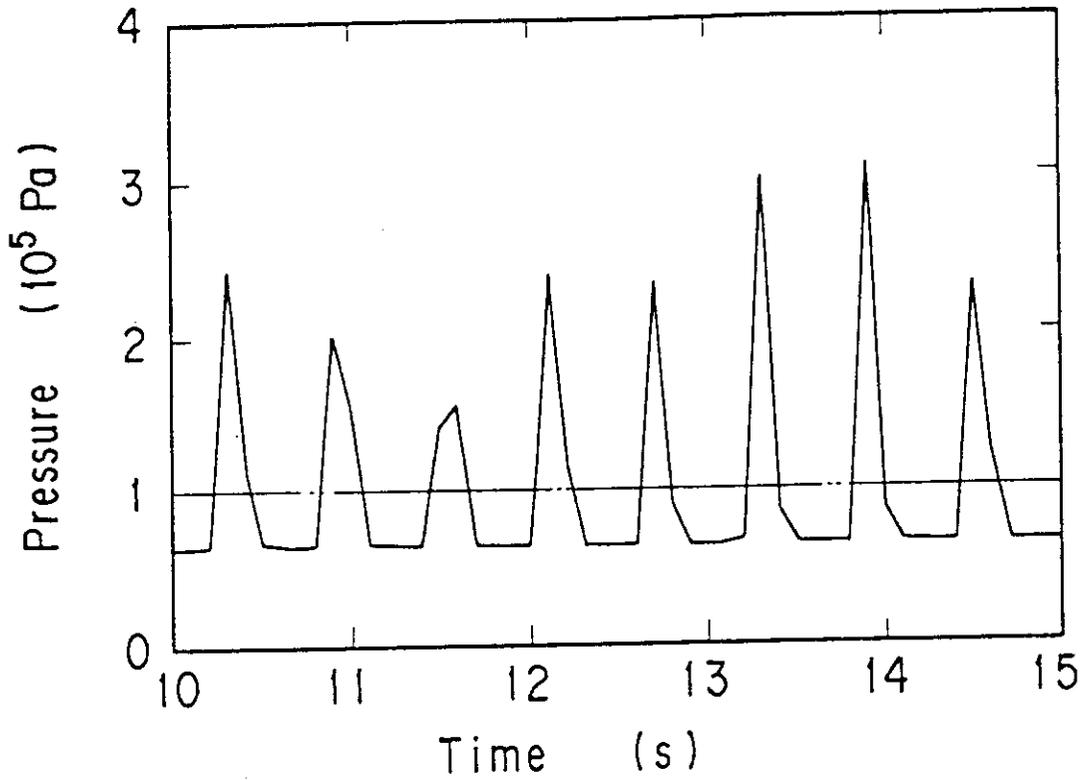
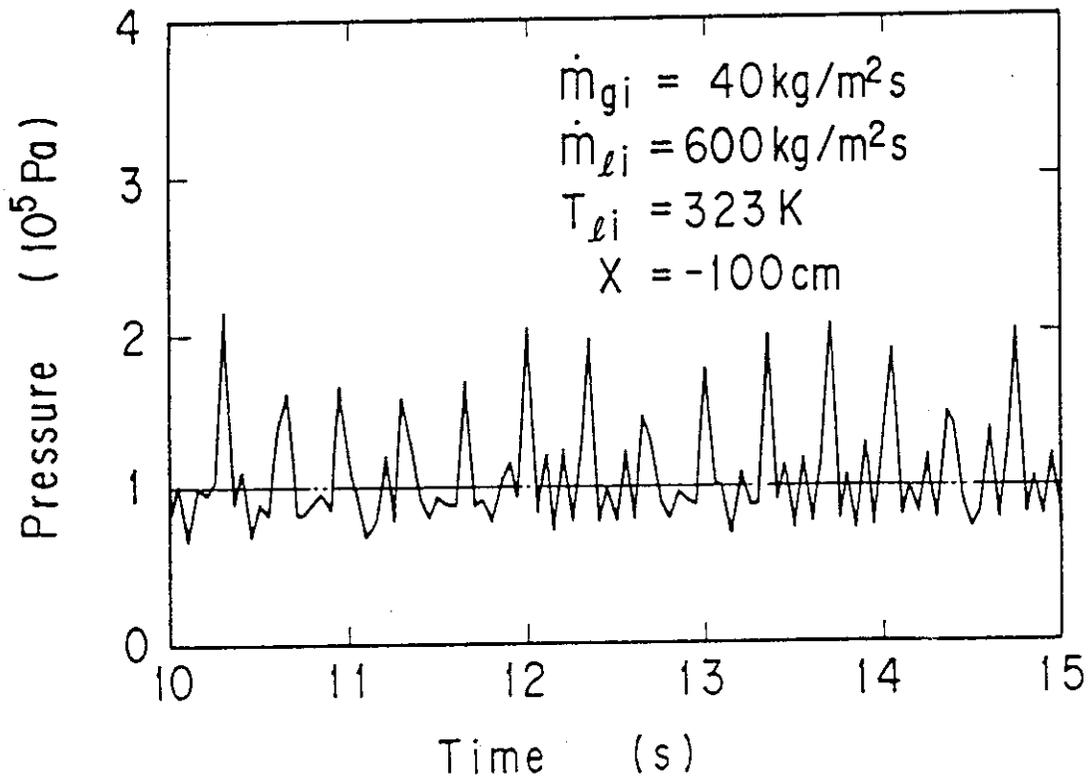


図 3. 3. 9 振動流における凝縮量、圧力及び液流速の計算結果
(東京工業大学凝縮実験)



(a) Fine mesh model



(b) Coarse mesh model

図3.3.10 振動流の解析におけるセル分割数の影響
(東京工業大学凝縮実験)

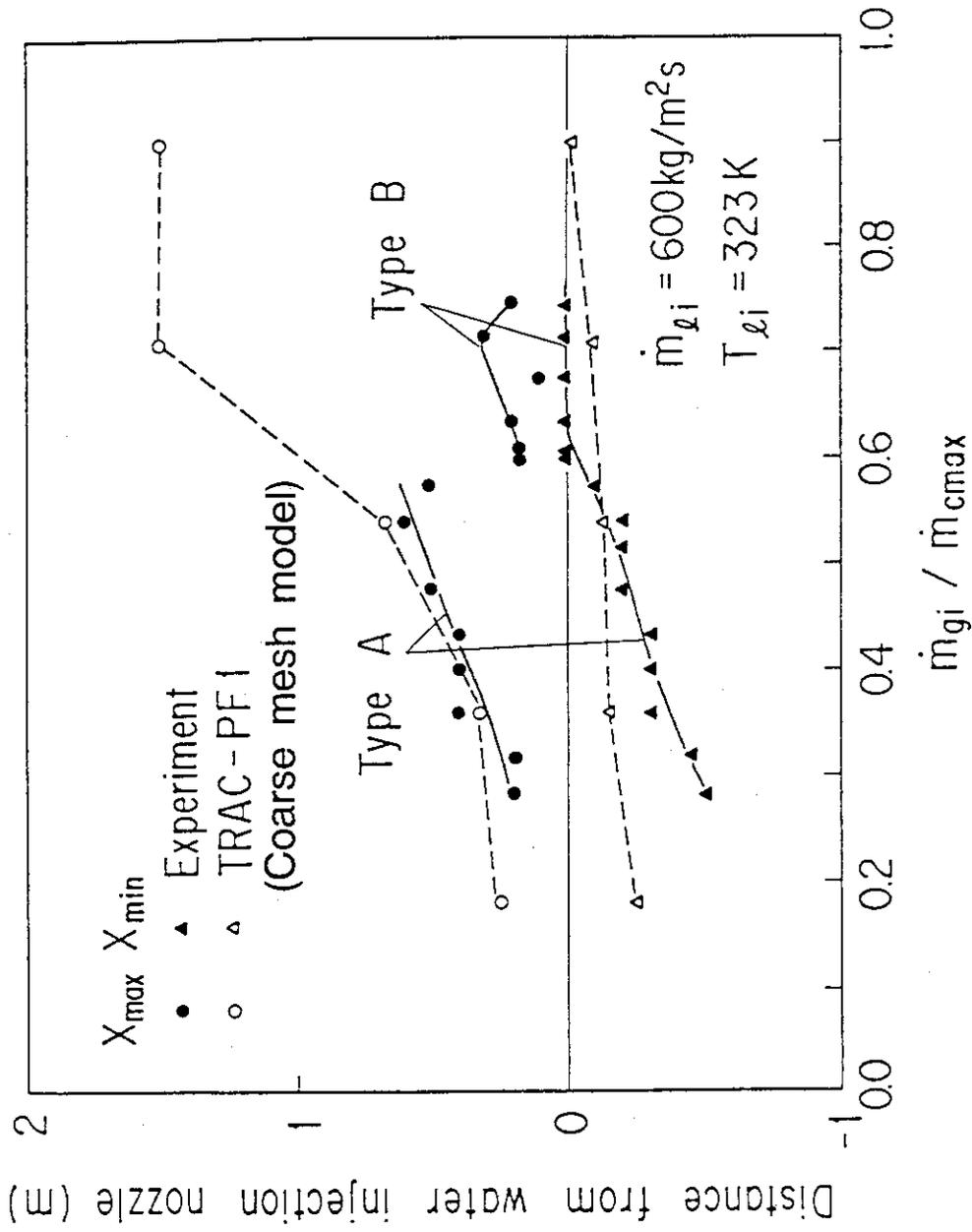


図3. 3. 1. 1 振動流における二相混合領域と閉塞水領域の境界の振動範囲
(東京工業大学凝縮実験)

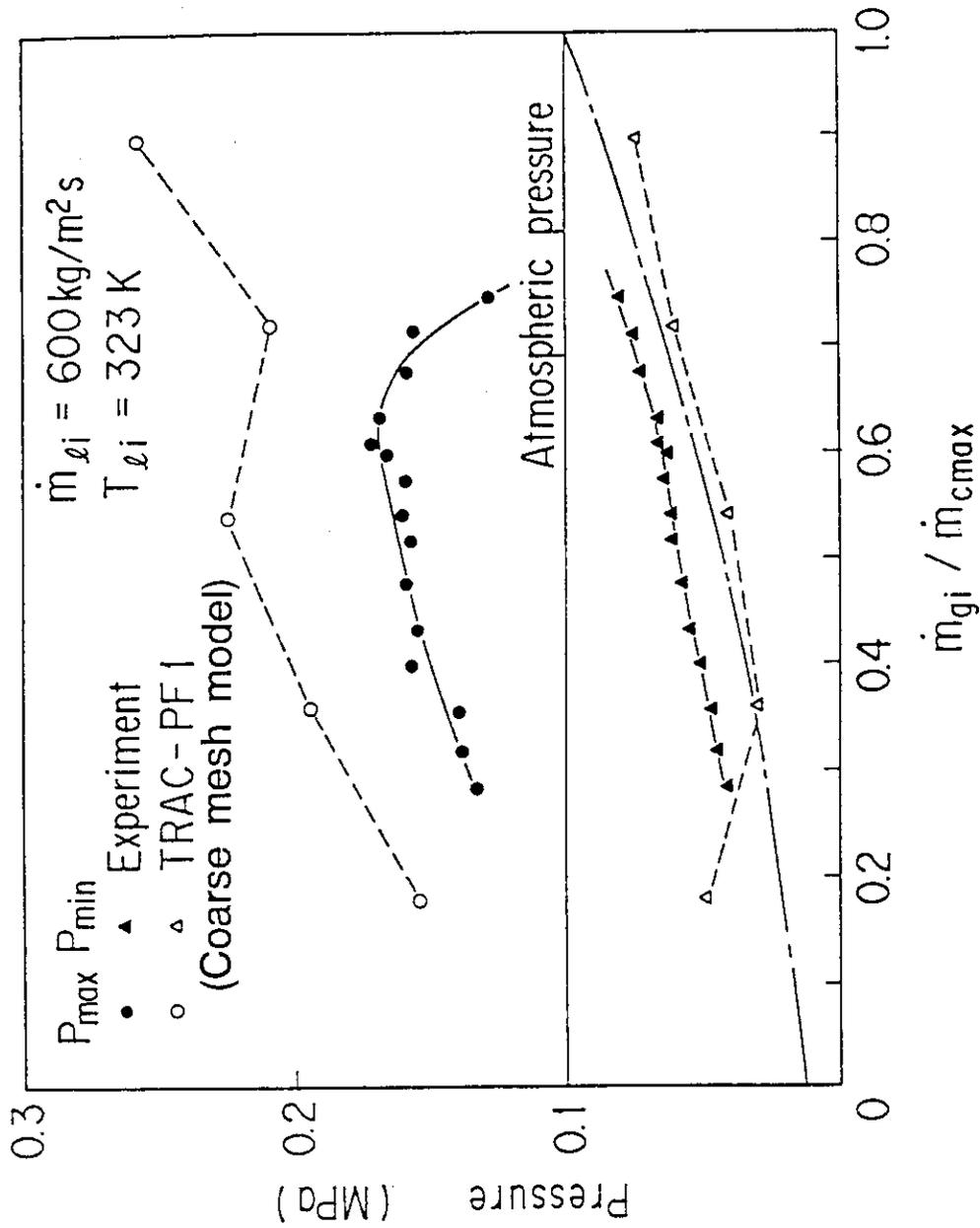


図3.3.12 振動流における圧力の振動範囲
 (東京工業大学凝縮実験)

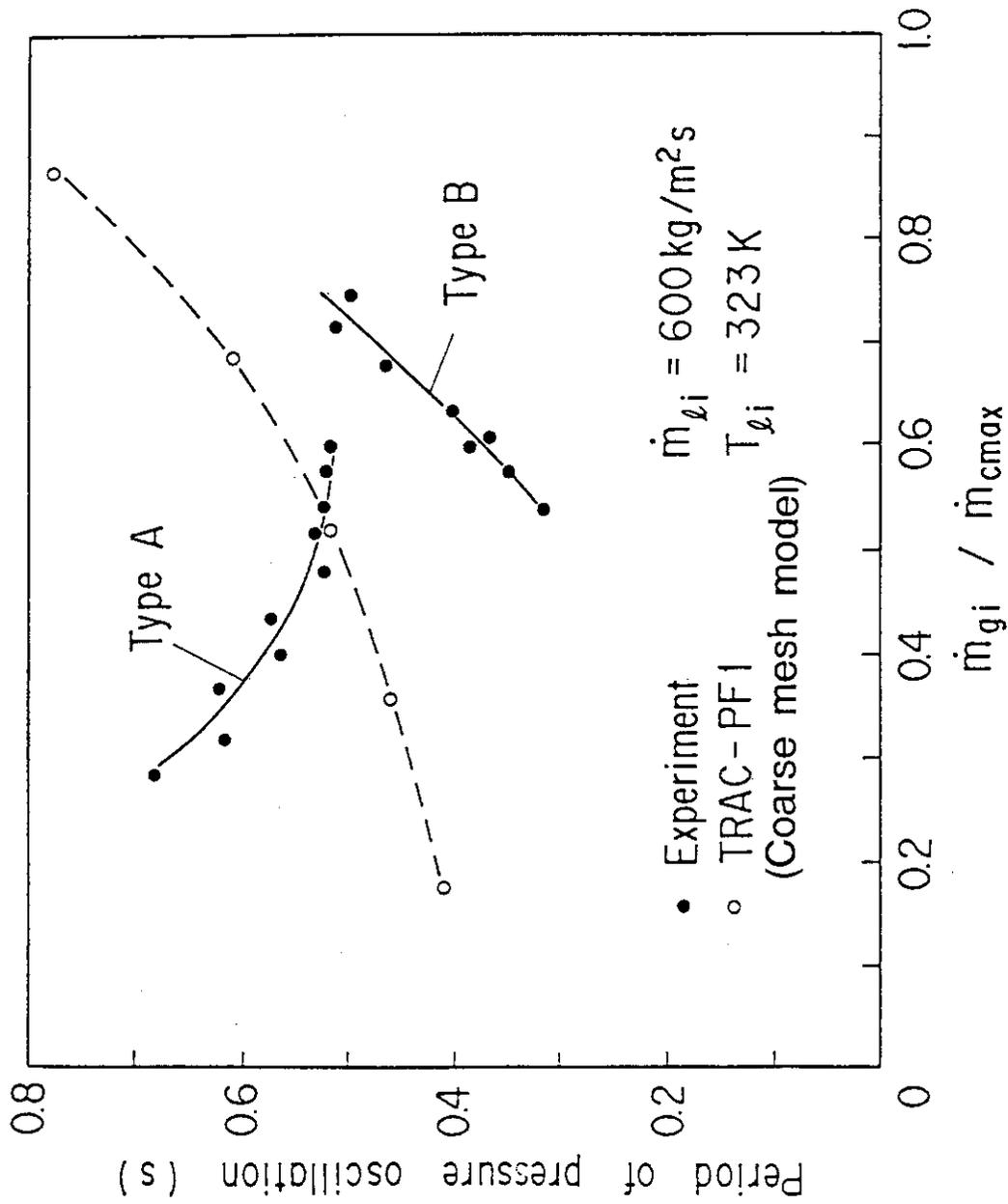


図3.3.13 振動流における圧力振動の周期
 (東京工業大学凝縮実験)

3. 3. 2 円筒炉心試験コールドレグ部解析

(a) 試験装置と試験条件^{(12), (13)}

図3. 3. 14に円筒炉心試験装置の鳥かん図を示す。

円筒炉心試験装置は加圧水型原子炉大破断LOCAの再浸水期後半から再冠水期における熱水力挙動を調べるための総合試験装置である。実炉と比べると、高さ方向は実スケール、各部の流路面積は実炉の約1/21である。図3. 3. 15に円筒炉心試験装置の1次系ループ形状を示す。コールドレグ部の長さ方向は実スケールであり、流路面積は実炉の約1/21である。

円筒炉心試験では実炉の種々の条件を模擬して試験が実施された。円筒炉心試験での挙動では蓄圧注入系作動時の後半から以降の挙動が模擬されており、コールドレグへ流入する蒸気流量と注入される冷水の流量の過渡変化は実炉で想定される挙動に類似している。したがって、東京工業大学の凝縮試験では扱えなかった過渡変化時の特性に対する予測性能を円筒炉心試験の解析を行うことで評価できる。

また、円筒炉心試験装置のコールドレグ配管径は約15.5cmであり、管径がより大きな体系での凝縮現象についての予測性能を評価することができる。

実験では、蒸気発生器からコールドレグへ流入する蒸気の流量、注入される冷水の流量と水温、各部の流体温度と差圧が測定されている。円筒炉心試験では約50回試験が行われている。このなかで、基準試験(Run62)⁽¹²⁾と高LPCI試験(Run68)⁽¹³⁾を対象として評価計算を行うこととした。基準試験では、実炉の安全評価解析で仮定されているような低圧注入系(LPCI)ポンプ2台のうち1台が故障している時のLPCI流量が模擬されている。また高LPCI流量試験では、LPCIポンプが2台とも作動している時のLPCI流量が模擬されている。

(b) 計算方法

図3. 3. 16に計算に用いた入力モデルを示す。

図3. 3. 14に示した円筒炉心試験装置1次系ループの蒸気発生器出口プレナムからコールドレグ出口までの部分をTEEコンポーネントによりモデル化している。実験では、蒸気発生器出口プレナムから蒸気単相流が流入し、コールドレグ部から注入された冷水と混合した。コールドレグ部に生成された凝縮二相流はダウンカマ側に流出した。そこで、実測により得られた蒸気発生器出口プレナムからの蒸気流量をFILLコンポーネントにより、コールドレグ部への冷水の注入流量と注入水温をFILLコンポーネントにより、コールドレグ出口にあたるダウンカマ頂部の圧力をBREAKコンポーネントによりテーブル形式で入力し、計算の境界条件とした。

TEEコンポーネントのセル分割は実験装置の圧力測定位置を考慮して定めた。TEEコンポーネントのセル分割数は全体で22セルとしている。注水口近くのセル長さは、約80cmであり、前節で述べた東京工業大学凝縮実験解析に用いたセル長さ比べると大きな値となっている。セル長さを15cm程度として計算を試みたが、 10^{-7} s程度の非常に小さなタイムステップサイズを用いても収束解を得ることができなかった。セル分割を細かくしても大きな

タイムステップサイズを用いて安定に計算できるようにすることが望まれる。

(c) 計算結果と検討

円筒炉心基準試験データによる予測性能評価

図3.3.17に円筒炉心基準試験データを用いての予測性能評価計算における境界条件を示す。円筒炉心基準試験は再冠水開始から再冠水終了までの状況についての総合模擬試験であり、実炉のコールドレグ200%破断を想定した時の安全評価解析結果に基づき試験条件が決定されている。したがって、試験で得られた流量・圧力等の履歴は実炉で想定されるものと類似していると考えられる。

コールドレグへの注水は再冠水開始後3.5秒に開始されている。8.5秒には注入水量は約30kg/sとなり、それ以降は高流量が維持される。この高流量は実炉の蓄圧注入系(Acc)による注水を模擬している。再冠水開始後15秒から注入水量は減少を開始し、21.5秒には約4kg/sまで低下している。21.5秒以降の注入水量はほぼ一定である。15秒における流入水量の減少は、実炉において蓄圧注入系からの注水が終了し、低圧注入系(LPCI)による注水のみが継続される状況に相当している。円筒炉心基準試験では、低圧注入系ポンプ2台のうち1台が故障した状況を想定して、LPCIによる注入水量が定められている。ここでは、注水開始からLPCI流量相当まで注入水量が減少すると期間すなわち3.5秒から21.5秒までをAcc期、21.5秒以降をLPCI期と定義する。

Acc期では、大量の冷水が注入されている。再冠水開始後10秒では、注入水量は29.94kg/s、注入水温は316.5Kであった。この時の出口圧力は0.212MPaであり、飽和温度は394.4Kであった。この冷水により4.40kg/sの蒸気を凝縮することができる。再冠水開始後10秒における流入蒸気流量は1.062kg/sであり、冷水の凝縮し得る蒸気量よりも小さい。すなわち、Acc期では、注入された冷水により流入蒸気は完全に凝縮され得る状況にある。

一方、LPCI期に注入される冷水の量はAcc期に比べて小さい。再冠水開始後30秒の注入水量は3.813kg/s、注入水温は311Kであった。また出口圧力は0.2339MPaで、飽和温度は397.6Kであった。この冷水により0.623kg/sの蒸気を凝縮することができる。この時の流入蒸気流量は1.076kg/sであり、冷水の凝縮し得る蒸気量よりも大きい。すなわち、LPCI期では、流入蒸気は完全に凝縮されることはなく一部の蒸気(再冠水開始後30秒の条件によれば0.453kg/s)が凝縮されずに残ることがわかる。

図3.3.18に注水口の上流側と下流側の差圧を示す。計算結果はセル15とセル22の間の差圧を示している。Acc期に着目すると、計算結果は実験結果に比べて大きな差圧変動を示している。LPCI期では、Acc期にみられた大きな差圧変動は小さくなっている。LPCI期では実験結果と定性的に一致した挙動が予測されている。

図3.3.19にコールドレグ出口における流体温度を示す。Acc期において、実験では飽和温度よりも低い温度が持続している。計算結果では飽和温度と約350K前後の温度が交替している。LPCI期では実験結果と計算結果はともに飽和温度に近い値となっている。

図3.3.20にコールドレグ出口における流量を示す。実験では出口流量が測定されていないので、注入水量と流入蒸気流量の和を求めて出口流量とした。Acc期において、計算結

果では 250 kg/s にも達する大きなピークがみられている。計算では流体が間欠的に排出されていることがわかる。LPCI期では間欠的な流動はなくなり、安定した流れが予測されている。

これらの比較結果から判断すると、TRACコードはAcc期の差圧変動や出口水温の変動を過大評価しており、Acc期の挙動に対しては必ずしも十分な予測精度が得られていないようである。LPCI期については、実験結果と定性的に対応のとれた計算結果が得られている。

円筒炉心高LPCI流量試験データによる予測性能評価

図3.3.21に円筒炉心高LPCI流量試験における流入蒸気流量、注入水量、注入水温及びコールドレグ出口圧力を示す。

高LPCI流量試験では、コールドレグへの注水は2.0秒に開始され、6.5秒にはほぼピークに達している。13.5秒から流量の減少が開始され、19.0秒にLPCI流量相当の流量まで注入水量は低下する。高LPCI流量試験に対して2.0秒から19.0秒までの期間をAcc期、19.0秒以降の期間をLPCI期と呼ぶことにする。

高LPCI流量試験の条件を図3.3.17に示した基準試験の条件を比較すると、

- (1) 流入蒸気流量は高LPCI流量試験のほうがやや高い。
- (2) Acc期については注水流量は両試験でほぼ等しい。LPCI期については高LPCI流量試験のほうが基準試験の約2.3倍の水が注入されている。
- (3) 両試験の注入水温はほぼ等しい。
- (4) コールドレグ出口圧力は高LPCI流量試験のほうが基準試験よりもやや低い。

高LPCI流量試験において、LPCI期に高い注水流量が与えられている。基準試験ではLPCIポンプ2台のうち1台が故障している条件を想定していたのに対して、高LPCI流量試験ではLPCIポンプが2台とも作動する条件を想定したことによる。高LPCI流量試験の再冠水開始後44秒の条件をみると、注入水量は 8.868 kg/s 、注入水温は 310.6 K 、出口圧力は 0.2062 MPa 、出口圧力に対応する飽和温度は 393.6 K 、流入蒸気流量は 1.159 kg/s である。注入された冷水が完全混合時に凝縮し得る蒸気量は 1.389 kg/s であり、流入蒸気流量よりも大きい。すなわち、高LPCI流量試験ではLPCI期であっても注入された冷水により蒸気を完全に凝縮することができる条件となっている。

図3.3.22に注水口の上流側と下流側の差圧を示す。Acc期において、計算結果は実験結果に比べて大きな差圧変動を示している。LPCI期になると、Acc期にみられた(計算値の)大きな差圧変動は小さくなっている。LPCI期では実験結果と定性的に一致した差圧の計算結果が得られている。

図3.3.23にコールドレグ出口における流体温度を示す。Acc期において、計算された出口水温は飽和温度とサブクール温度との間を変動し、実験結果と定性的に異なった挙動を示している。LPCI期において、出口水温の計算値は実験値よりも高い。計算では、出口側から注水口にむけての蒸気の流れがみられた。このような蒸気の流れは実験ではみられなかった。出口水温が実験値よりも高めに計算されたのは、出口側から逆流した蒸気が凝縮して、エネルギーを伝達し、水温を高めたことによる。

図3.3.24にコールドレグ出口における流量を示す。Acc期において、計算結果では 200 kg/s にも達する大きな流量のピークがみられている。LPCI期には間欠的な流動

はなくなり、安定した流出流量が計算されている。

高LPCI流量試験のAcc期の挙動は基準試験のAcc期の挙動と類似していた。これは両試験の条件がほぼ等しかったことになる。TRACコードはAcc期の差圧変動や出口水温の変動を過大評価しており、必ずしも十分な予測精度が得られていない。LPCI期において、TRACコードによる計算では、実験にみられなかった出口からの蒸気の吸込みがみられた。この原因としては(1)注水口近くの凝縮速度を過大評価すること(2)出口側の境界条件の与え方が実験条件を十分に模擬していないことが考えられる。今後さらに検討する必要がある。

(d) 評価計算結果のまとめ

- (1) セル分割を細かくして評価計算を試みたが、タイムステップが小さくなり、計算を中断せざるを得なかった。セル分割を細かくしても大きなタイムステップで安定に計算できるようにする必要がある。
- (2) Acc期において、差圧変動や出口水温の変動が過大に計算され、十分な予測精度が得られなかった。
- (3) LPCI期において、基準試験では実験結果と定性的に一致する予測結果が得られた。高LPCI流量試験では実験ではみられなかった出口側からの蒸気の吸込みが計算された。出口側の境界条件の与え方について今後さらに検討する必要がある。

以上の結果から、TRACコードにより凝縮を伴う二相流の解析を効率よくかつ精度よく行うためには今後以下の改良が必要である。

- (1) 凝縮を完全に凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入される時の予測精度並びに計算の安定性の向上

3. 3. 3 凝縮実験に対する評価計算結果のまとめ

東京工業大学で行われた凝縮実験並びに円筒炉心試験のコールドレグ部の挙動を対象としてTRACコードの予測性能を評価した。実験結果と計算結果を比較検討し、TRACコードを用いて凝縮を伴う二相流を解析する上で、今後以下の改良が必要であることがわかった。

- (1) セル分割数に対する依存性を軽減し、大きなセル長さを用いても小さなセル長さを用いたケースと同等な結果が得られるようにすること。
- (2) 蒸気を完全に凝縮しきるに等価な量以上の冷水が注入される場合(振動流)について、計算の安定性と予測精度を向上すること。

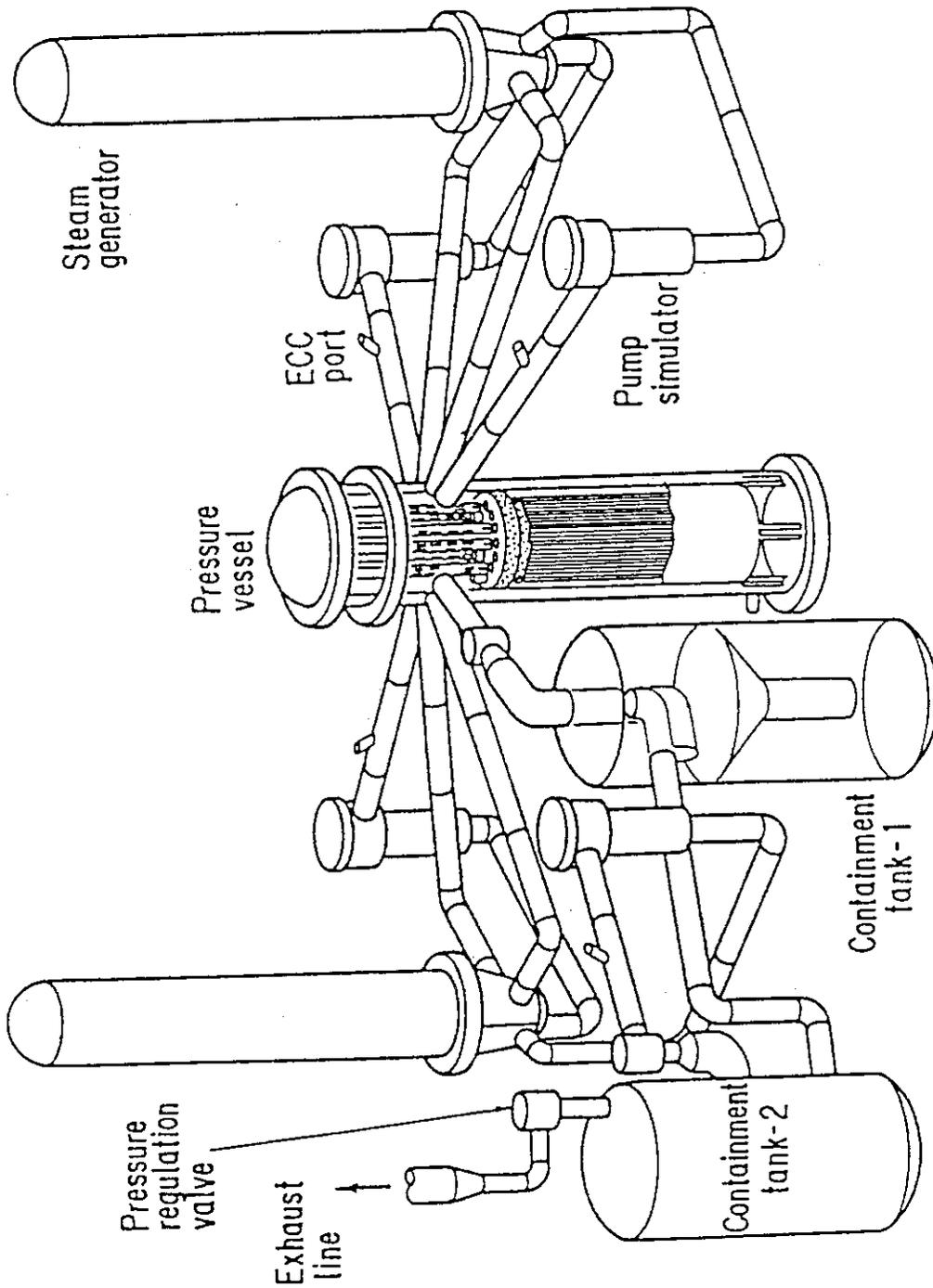


図 3. 3. 1 4 円筒炉心試験装置鳥かん図

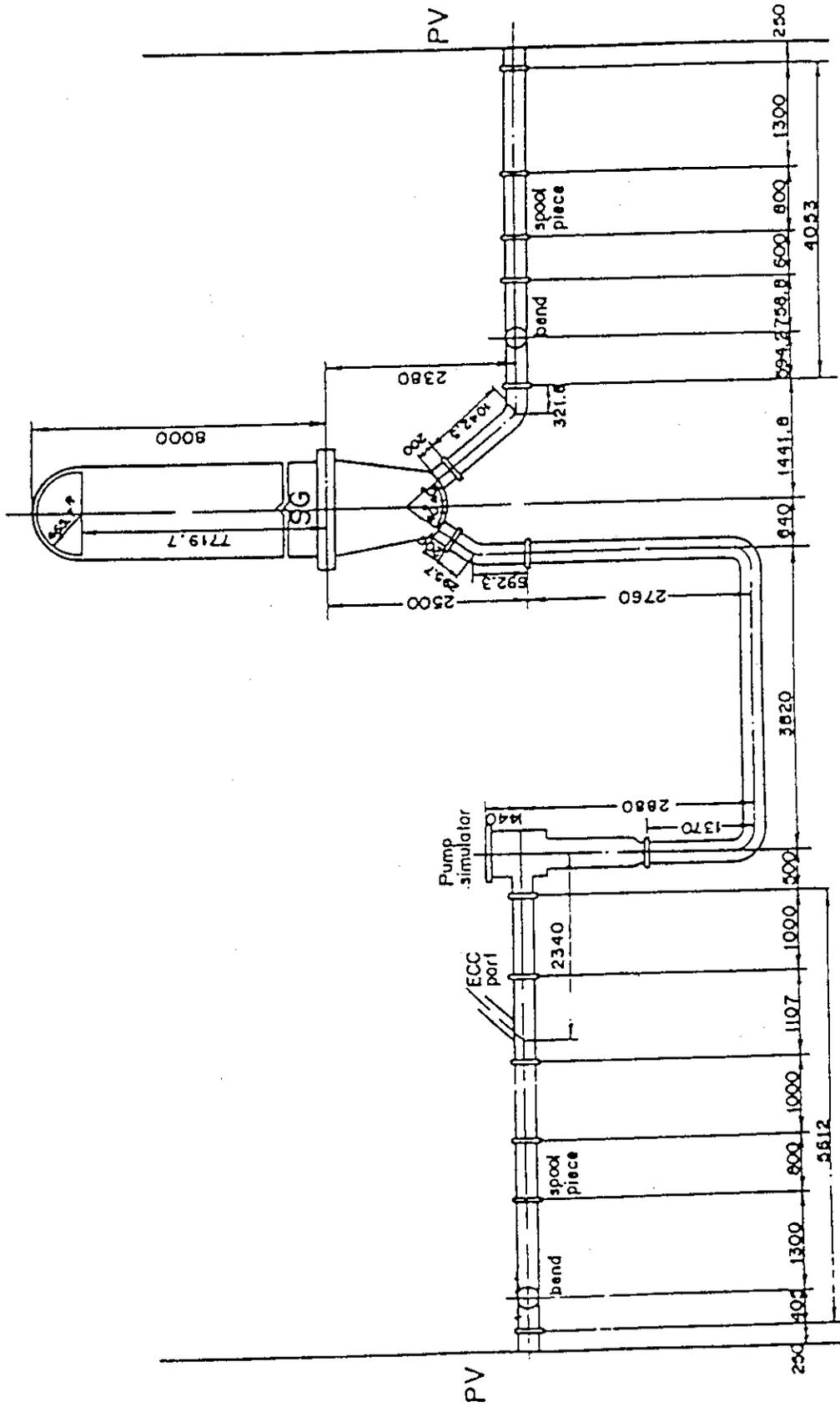


図 3. 3. 15 円筒炉心試験装置一次系ループ形状

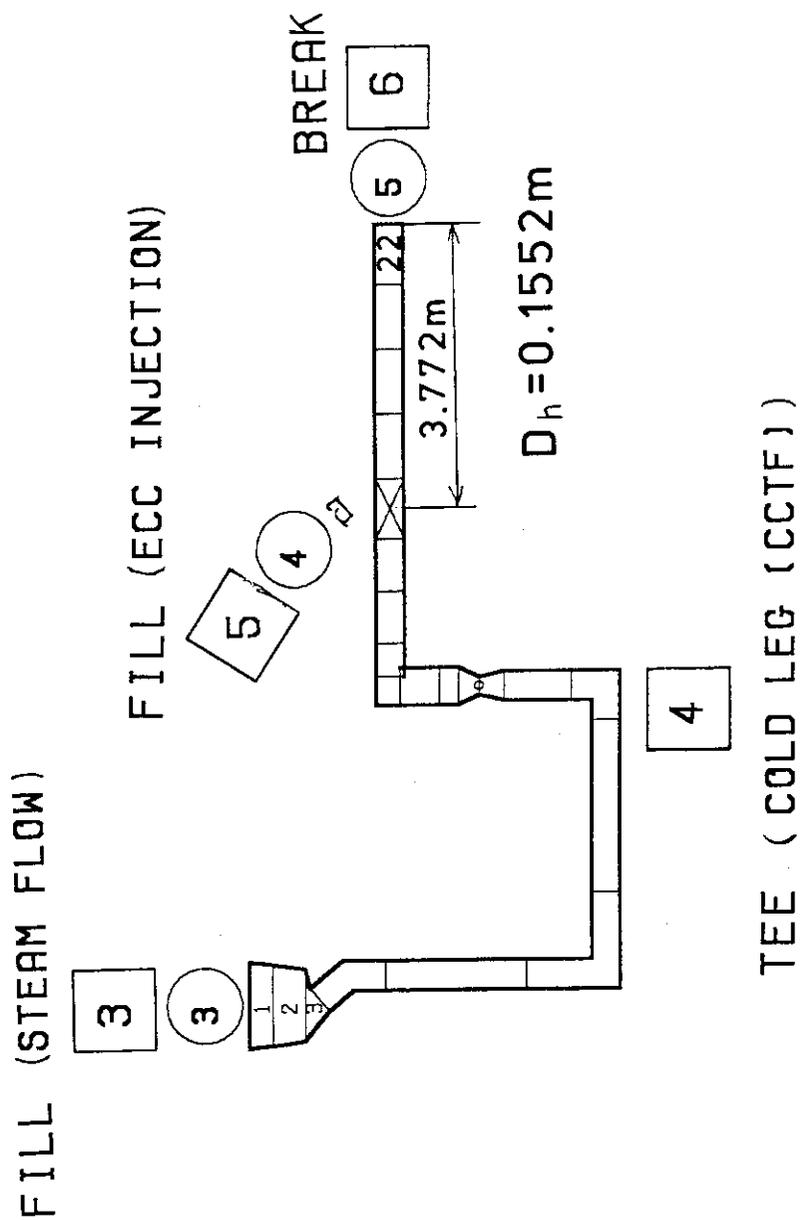
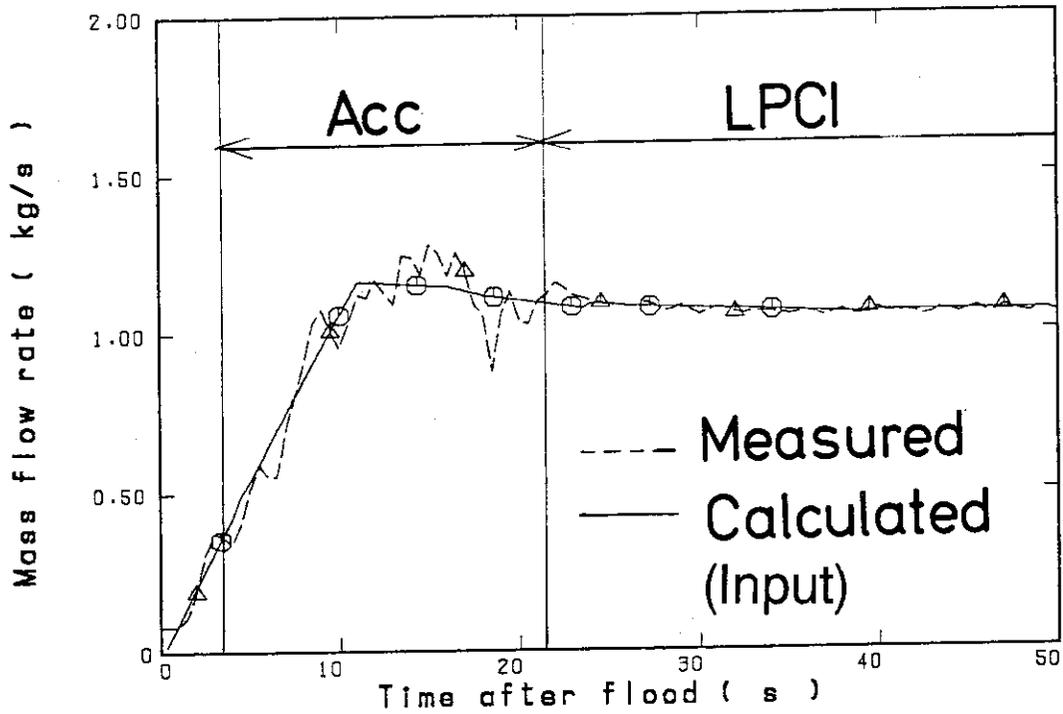
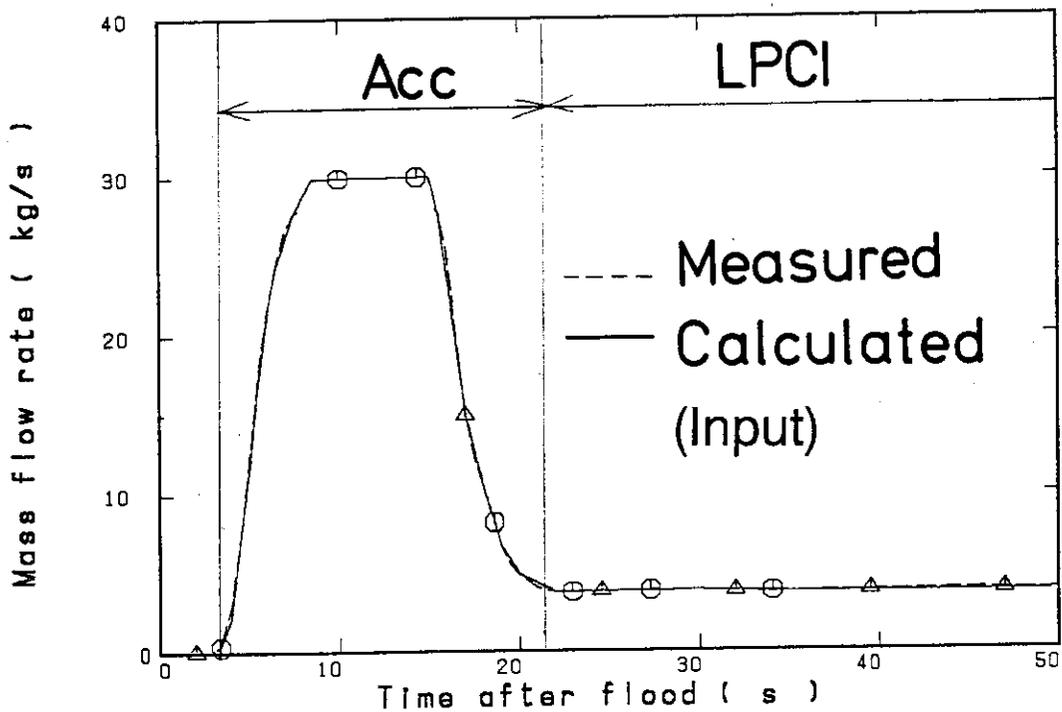


図3. 3. 16 円筒炉心試験コールドレグ部解析に用いたTRACコードの入力モデル

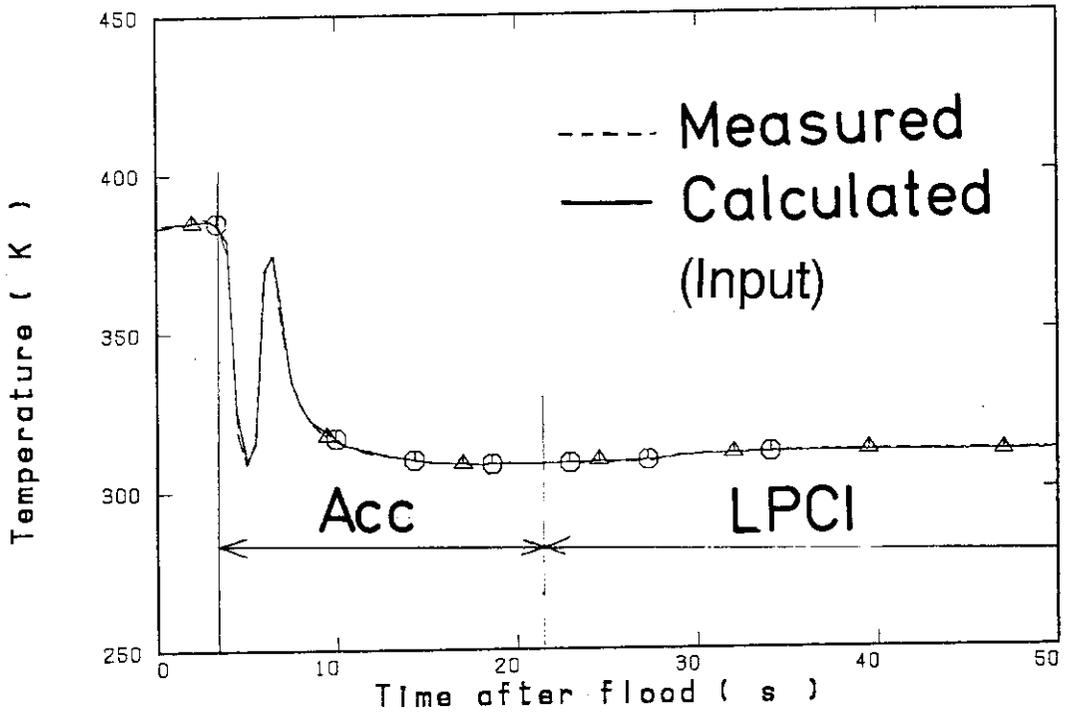


(a) 流入蒸気流量

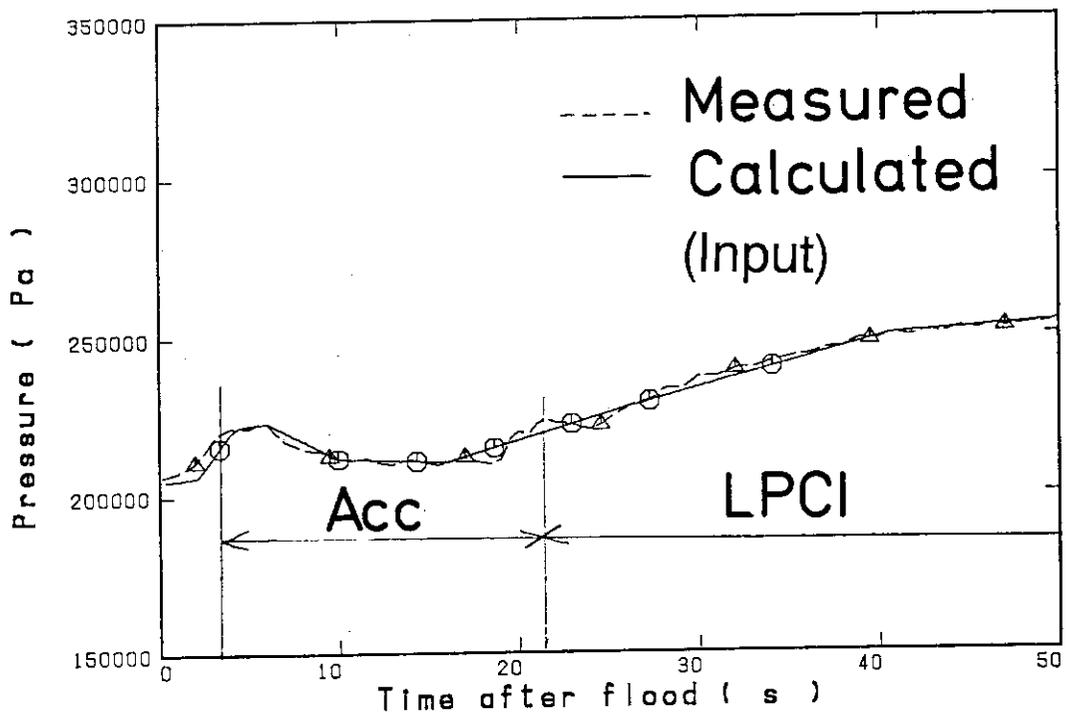


(b) 注水流量

図3. 3. 17 円筒炉心基準試験コールドレグ部解析に用いた境界条件



(c) 注水水温



(d) 出口圧力

図 3. 3. 17 円筒炉心基準試験コールドレグ部解析に用いた境界条件

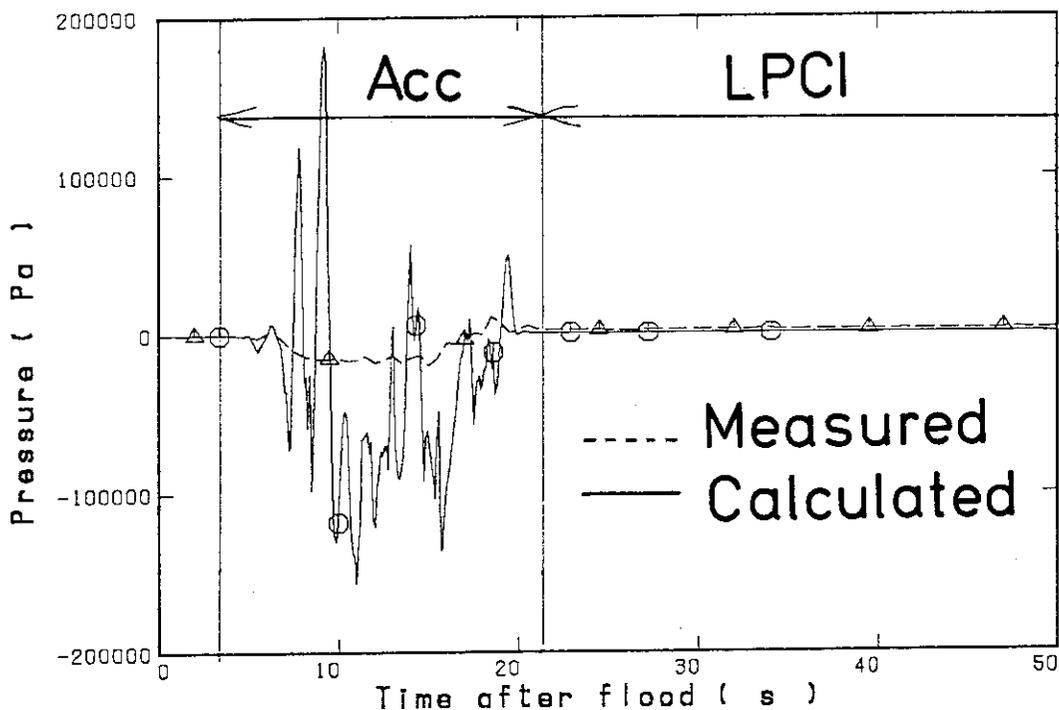


図 3. 3. 18 注水口の上流側と下流側の差圧
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)

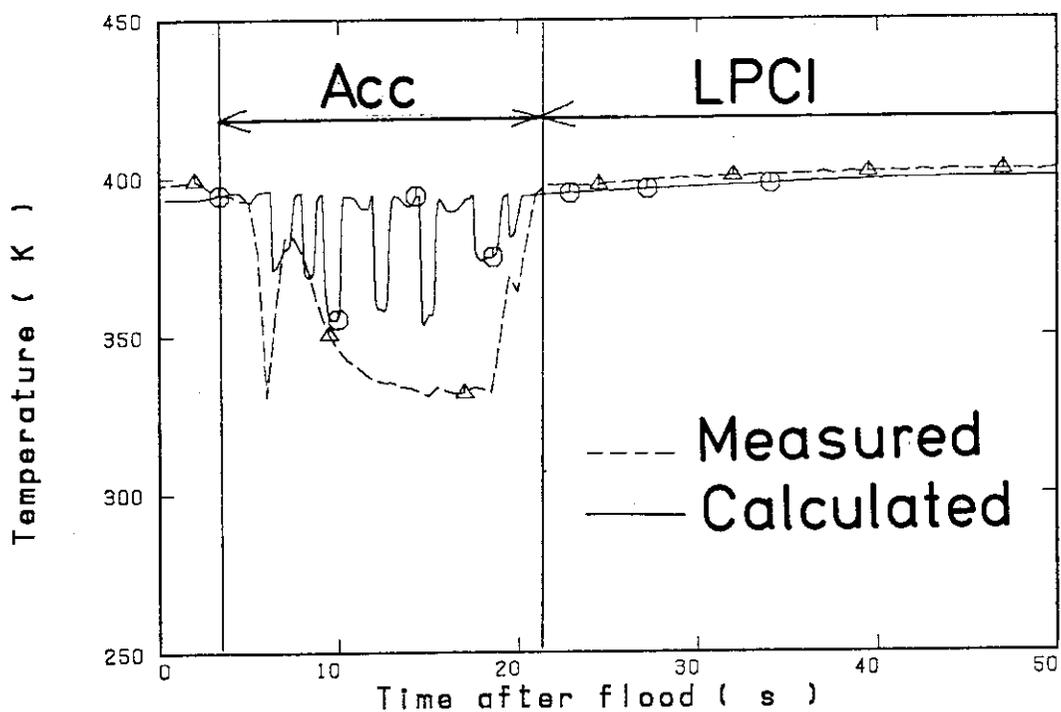


図 3. 3. 19 コールドレグ出口における流体温度
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)

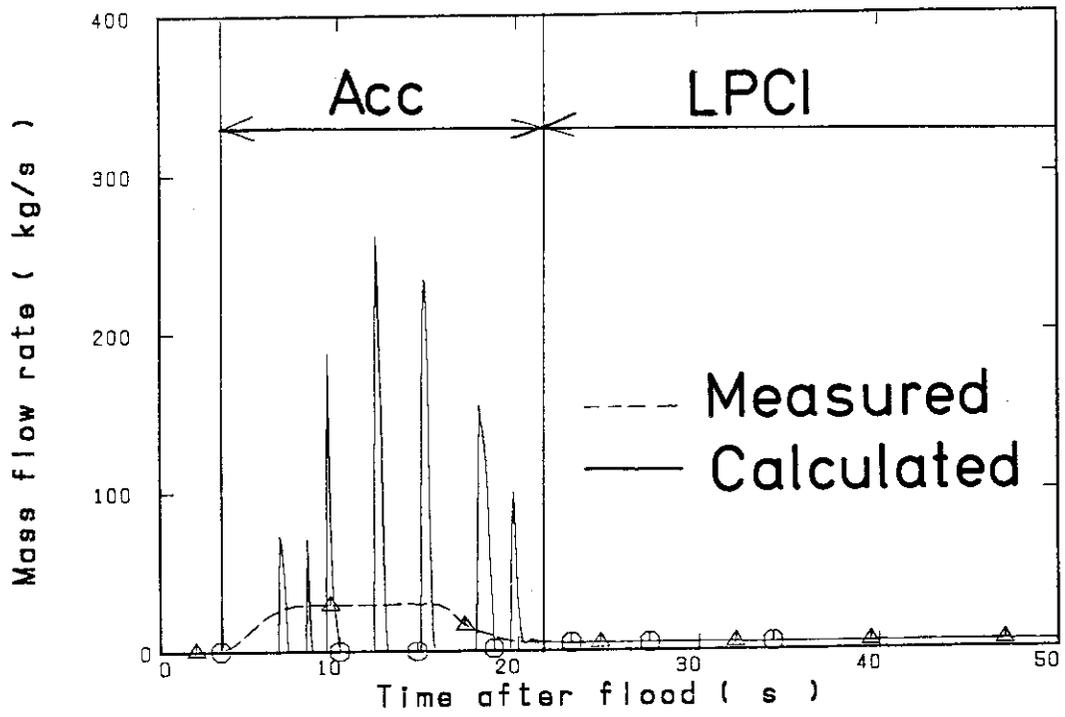
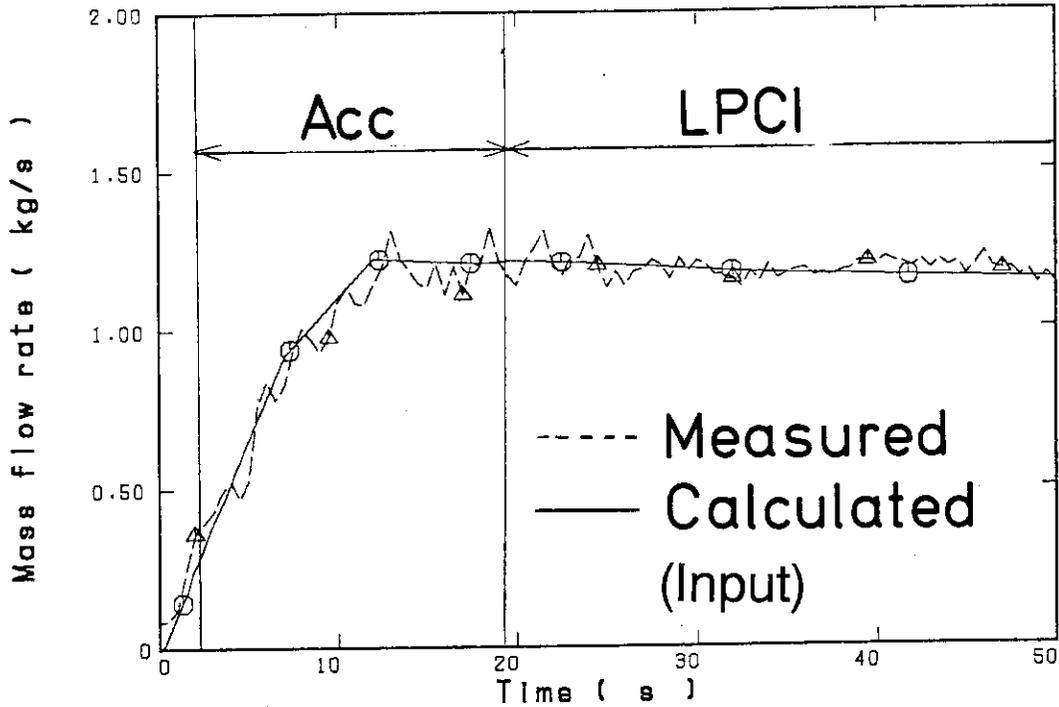
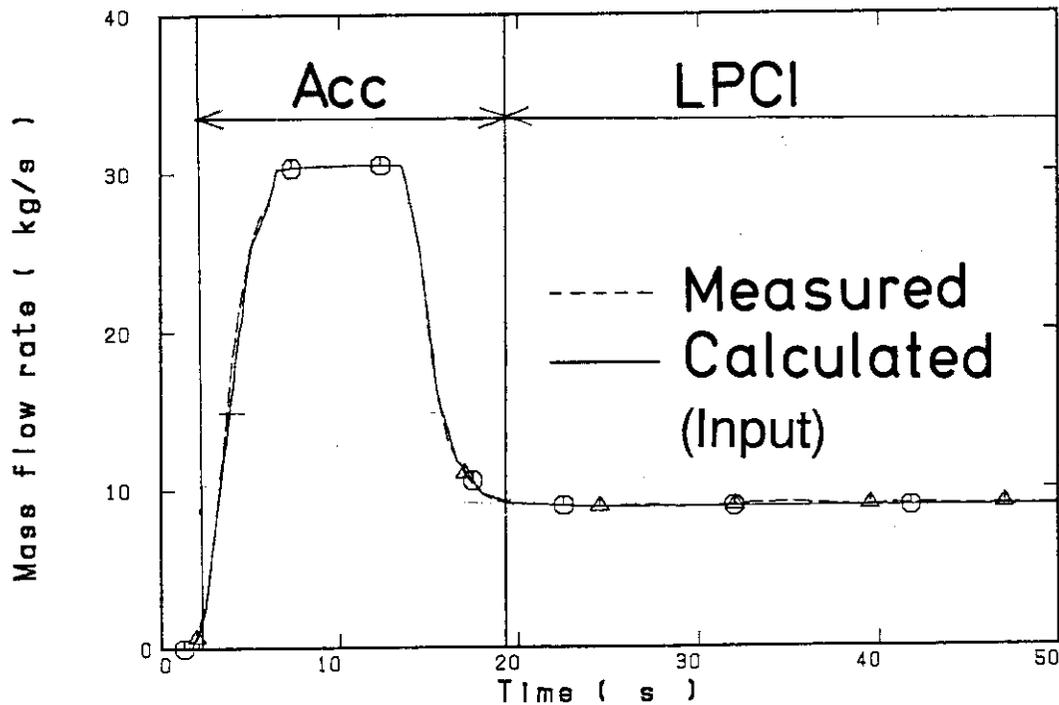


図 3. 3. 20 コールドレグ出口における流量
(円筒炉心基準試験コールドレグ部解析)

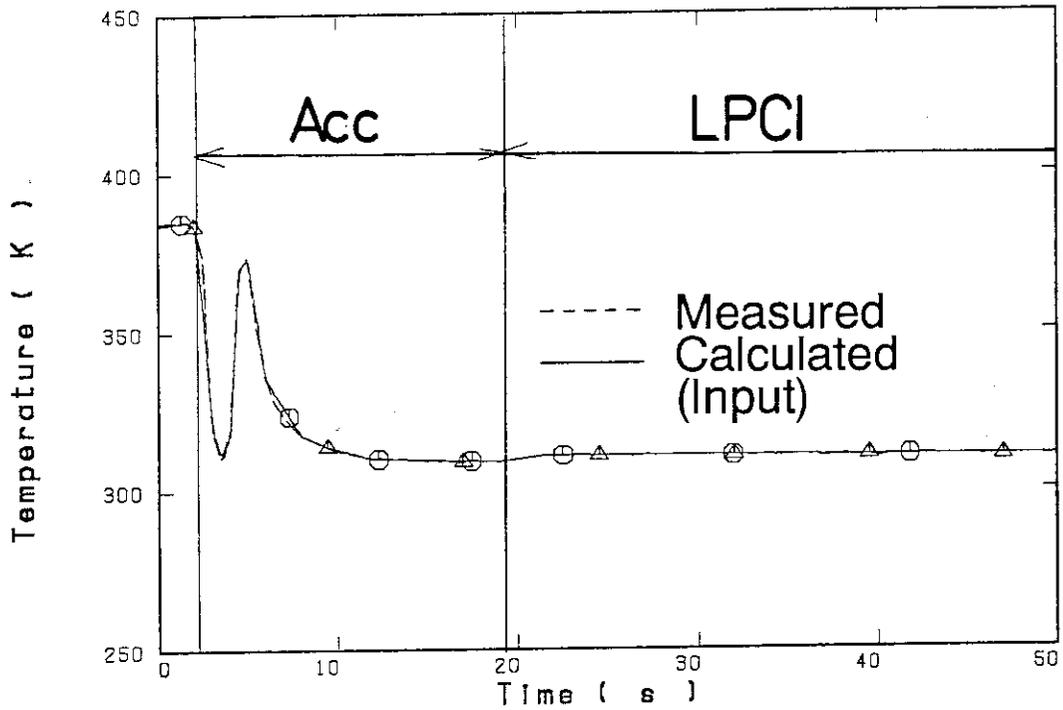


(a) 流入蒸気流量

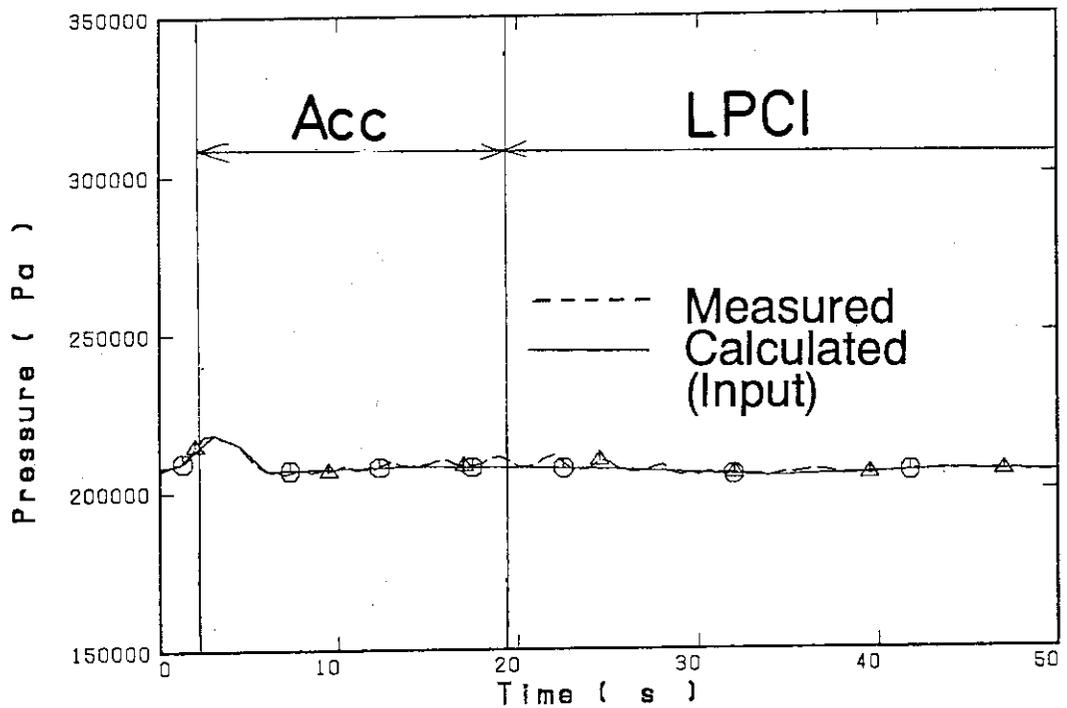


(b) 注水流量

図 3. 3. 2 1 円筒炉心高 LPCI 流量試験コールドレグ部解析に用いた境界条件



(c) 注水水温



(d) 出口圧力

図 3. 3. 2 1 円筒炉心高 LPCI 流量試験 コールドレグ部解析に用いた境界条件

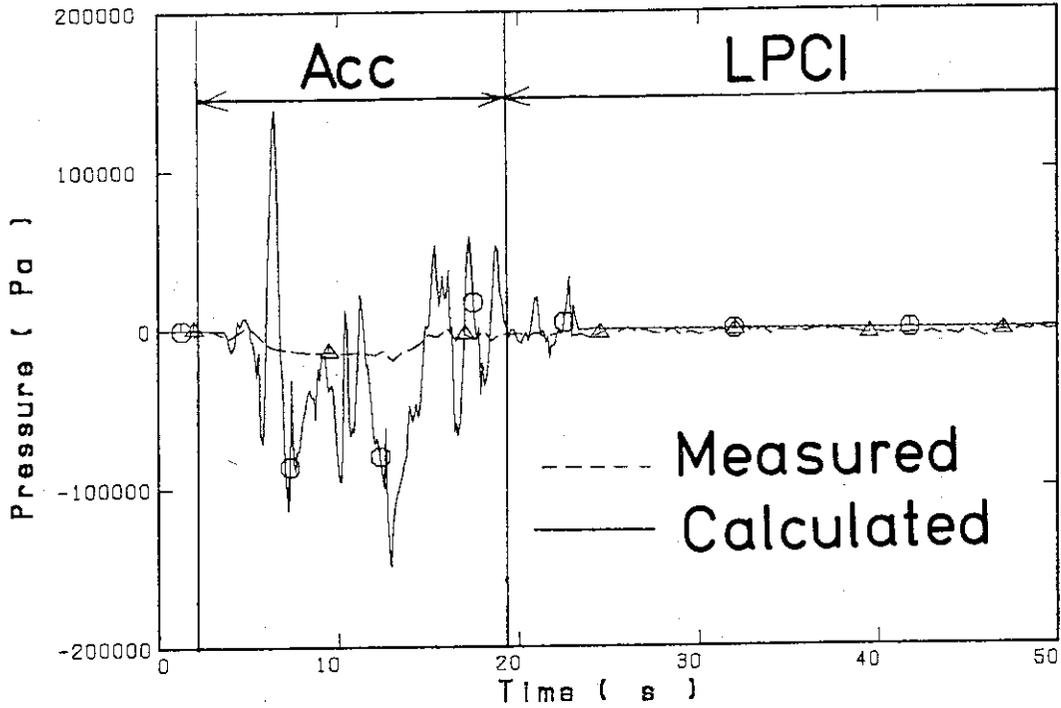


図 3. 3. 2 2 注水口の上流側と下流側の差圧
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)

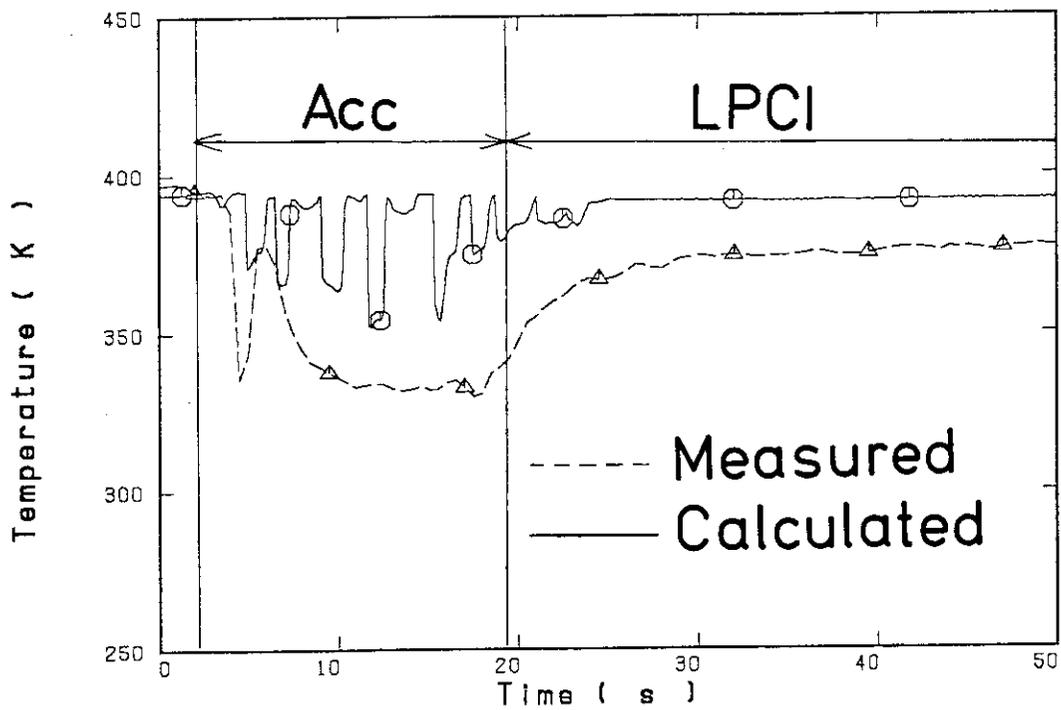


図 3. 3. 2 3 コールドレグ出口における流体温度
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)

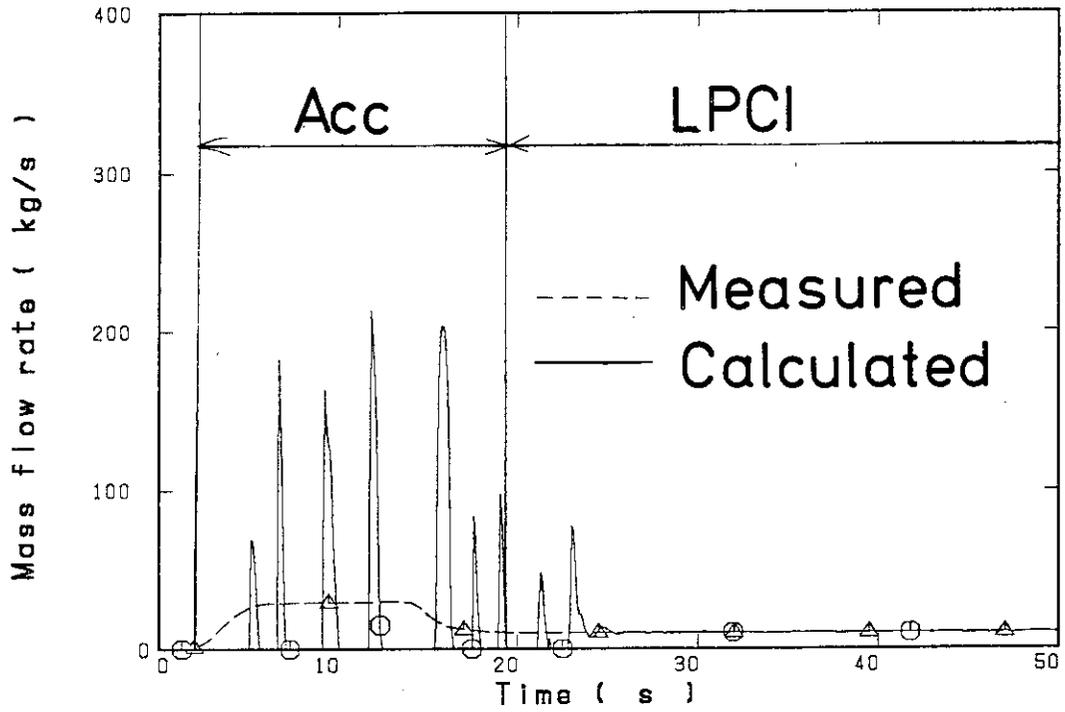


図3. 3. 24 コールドレグ出口における流量
(円筒炉心高LPCI流量試験コールドレグ部解析)

3. 4 再 冠 水 実 験

大破断LOCAに対する現行の安全評価では再冠水期に被覆管の最高温度が予測されており、再冠水期の燃料被覆管温度が燃料の健全性を評価する上での最も重要な課題となっている⁽¹⁴⁾。再冠水実験に対する評価計算の目的は、再冠水時の炉心内熱水力挙動に対する予測性能を評価し、実炉の冷却材喪失事故解析へのTRAC-PF1コードの適用性を把握することである。

TRAC-PF1コードでは、炉心部分は1次元モデルによるCOREコンポーネントまたは3次元モデルによるVESSELコンポーネントを用いてモデル化される。⁽⁶⁾ 従来、再冠水時の炉心内熱流動解析はVESSELコンポーネントを用いて行われていてCOREコンポーネントはほとんど使用されていない。⁽¹⁴⁾ このため、現状ではコンポーネントの違いが予測結果に与える影響はよくわからない。

そこで、第一ステップとしては、代表的な再冠水試験である円筒炉心試験基準試験⁽¹⁵⁾をとりあげて、

- ① 炉心部分のモデル化手法の影響を把握すること
- ② 再冠水時の物理現象が定性的に妥当に再現できているか否かを評価すること

を目的に検討した。

これまで再冠水期の炉心内熱流動挙動を対象として数多くの実験が行われてきた。これらの実験では、系圧力、⁽¹⁶⁾ 炉心入口流量、炉心入口水温、炉心出力、⁽¹⁷⁾ 炉心内半径方向出力分布、被覆管初期温度、被覆管材質、ギャップコンダクタンス、バンドル形状(15×15型集合体と17×17型集合体)、グリッドスペーサー形状等の各パラメーターの炉心内熱流動挙動に対する影響が調べられている。^{(18),(19),(20)} このようなパラメーター効果に対する予測性能を評価しておくことは、TRAC-PF1コードの実炉解析への適用性を把握する上で重要な課題である。

そこで、次のステップでは、円筒炉心試験のなかから代表的な試験として

- ① 基準試験^{(12),(15)}
- ② 圧力パラメータ効果試験⁽¹⁶⁾ (円筒炉心高圧試験と
円筒炉心低圧試験)
- ③ 炉心出力パラメータ効果試験⁽¹⁷⁾ (円筒炉心低出力試験)
- ④ 最適評価モデルにより得られる条件での再冠水試験⁽¹⁸⁾ (円筒炉心最適評価試験)

を取り出して、パラメーター効果を妥当に再現できるか否かを調べることを主な目的とした評価計算を行った。

最後に、再冠水時の炉心冷却にみられる多次元効果に対するTRAC-PF1コードの予測性能を詳細に調べるために、平板炉心出力分布効果試験^{(19),(21)}を対象に、詳細な3次元モデルを用いての計算を行った。

以下、3.1節では円筒炉心基準試験を用いての評価結果について、3.2節では円筒炉心パラメータ効果試験を用いての評価計算結果について、3.3節では平板炉心出力分布効果試験に対する評価計算結果について、述べる。3.4節では、これらの評価計算結果を踏まえ、TRAC-PF1コードの再冠水時の炉心内熱水力挙動に対する予測性能と問題点についてまとめる。

3. 4. 1 円筒炉心試験炉心部解析 1 (セル分割法に対する感度解析)

(a) 試験装置と試験条件⁽¹⁵⁾

円筒炉心試験装置は4ループ110万kW e級PWRを模擬した再冠水総合試験装置である。本評価では、炉心部の熱水力挙動のみを評価の対象としているので、試験装置の炉心部についてのみ以下に概説する。なお、円筒炉心試験装置の全体や試験方法については第4章「総合試験に対する評価計算結果」のなかの4. 1節「円筒炉心基準試験」で述べてあるので参照されたい。

円筒炉心試験装置の炉心部は、高さ方向実スケールで、約2000本の模擬燃料棒が円筒状に配列されている。炉心は8x8本の模擬燃料棒からなる集合体32体より構成されている。炉心の周辺部(16集合体)、中間部(8集合体)と中心部(4集合体)の3領域に異なった出力を与えることができ、炉心内の半径方向出力分布を模擬することができる。軸方向出力分布は17ステップのコサイン分布がつけられている。模擬燃料棒は15x15型燃料集合体形状を模擬している。

表3. 4. 1に円筒第1次炉心基準試験の試験条件を示す。基準試験の試験条件は実炉の安全評価解析結果で得られた再冠水開始時の条件を参考として定められている。

(b) 計算方法

図3. 4. 1に入力モデルのシステムノーディングを示す。測定された炉心入口流量、入口水温、炉心出力及び炉心出口圧力を境界条件として与え、境界条件の誤差による計算結果と測定結果のズレが発生しない条件で計算を行った。なお、本試験では、炉心再冠水は試験開始後63秒から開始されている。

炉心部分については、図3. 4. 2に示す様に、水平断面内のセル分割数を1セル、2セルと12セルに分割した3種類の入力モデルを作成した。同一の初期条件と境界条件を与えて得られた計算結果を比較することでセル分割法の影響について調べた。

(c) 計算結果と検討

3次元モデルにおけるセル分割法の影響

以下に、3次元VESSELコンポーネントの水平断面内のセル分割数を変えて行った計算結果を比較する。

図3. 4. 3に最高出力棒の炉心中央部での被覆管温度の計算結果を示す。1レベルあたりのセル数を1セル、2セル、12セルと変化させても被覆管温度の計算結果にはほとんど影響のないことがわかる。

TRACコードの計算では各伝熱形態に対して所定の相関式を用いることで壁面熱伝達率が算出される。本計算では膜沸騰伝熱形態が支配的であった。膜沸騰伝熱形態ではボイド率と流速が重要なパラメータとなっている。

図3. 4. 4に炉心中央部でのボイド率の計算結果を示す。1セルモデルと2セルモデルに

よる計算ではほぼ等しい結果が得られている。12セルモデルによる計算では140秒から240秒までの期間で他のモデルに比べてやや高いボイド率が計算されている。この期間のボイド率の差異が熱伝達率に影響し図3.4.3に示した程度の被覆管温度の差となったものと考えられる。

3次元VESSELコンポーネントで水平断面内のセル分割数を変えても、被覆管温度はほぼ等しかった。燃料棒表面の熱伝達率計算と流動計算を結合するパラメータであるボイド率、流速が水平断面内で平坦化され、ほぼ1次元的な挙動を計算したためと考えられる。

VESSELコンポーネントの性能評価

図3.4.5に最高出力棒（半径方向ピーキング係数1.2659）の被覆管温度を示す。TRAC-PF1コードの計算結果は2セルモデルによる結果を示してある。前述のように本試験では、炉心部の再冠水は63秒に開始されている。

各高さの被覆管温度とも概ね良好に再現できていることがわかる。定量的に詳細にみると、炉心上方での結果と比べて、炉心下方での一致がよい。また、ターンアラウンド温度は概ね良好に予測されているが、ターンアラウンド時間は炉心上方でやや遅く予測されていることがわかる。クエンチ時間は炉心下方では測定結果とほぼ一致しているが、炉心上方では一致がやや悪くなっている。

図3.4.6に再冠水開始後37秒、137秒及び237秒におけるボイド率を示す。

測定結果では再冠水開始直後に水が炉心上部にも蓄積されている。その後もボイド率がほぼ一定（0.8ないし0.9）に維持されている。これに対して計算結果では、再冠水開始直後に上部に水が蓄積されておらず、ボイド率の低い領域が時間とともに炉心上方に拡大していく傾向がみられている。定性的に記述すると、TRACコードの計算では、炉心内に液面が形成されてその液面が時間とともに上方へとひろがるといえる。TRACコードで計算された炉心内の蓄水挙動は測定結果と定性的に異なっており、定量的な一致も悪い。

燃料棒がクエンチされる以前の冷却挙動の予測は、燃料棒の最高温度を決定するものであり、原子炉の安全評価を行う上で最も重要な課題である。TRAC-PF1コードによる予測では被覆管温度はほぼ妥当であったが、そのベースとなるボイド率の予測は測定結果と定性的にも異なっていた。この結果は、流動計算の誤差と熱伝達率計算の誤差が互いに打ち消しあうことで、測定結果と概ね一致した被覆管温度が計算されたことを示している。

今後、TRACコードのVESSELコンポーネントの再冠水時の熱水力モデルを見直す必要がある。

COREコンポーネントの性能評価

TRAC-PF1コードには、炉心部分をモデル化するためのコンポーネントモデルとしてVESSELコンポーネントとは別にCOREコンポーネントが用意されている。COREコンポーネントは、(1)数値解法としてSETS法が用いられていて、クーラン条件を越えた大きなタイムステップサイズでも安定な計算を行える、という大きな特徴を持っている。また、COREコンポーネントは1次元モデルを用いているが、(2)上述のVESSELコンポーネントによる評価計算によれば、水平断面内のセル分割数を変えても結果にはほとんど影響はなかった。従って、炉心部を1次元モデルによってモデル化しても再冠水時の熱水力挙動を3次元モデルで表わした結果と同程度の精度で予測できるものと考えられる。これら(1)及び

(2) のことから、COREコンポーネントを用いて再冠水時の炉心部の熱水力挙動の解析を行うと、3次元モデルを用いるVESSELコンポーネントと同程度の精度でかつ効率よく結果を得ることができるものと期待させる。ところが、これまでに行われた再冠水時の解析では炉心部をCOREコンポーネントを用いている事例はほとんどなく、COREコンポーネントの予測性能は不明である。

図3.4.2に示したノーディングの1セルモデルをCOREコンポーネントに置換した入力モデルを作成し、COREコンポーネントの予測性能を評価した。軸方向のセル分割は1セルモデルと同一にした。

COREコンポーネントによる計算では、炉心部のボイド率は激しく振動し、炉心部には安定な蓄水がみられず、入口からの水の多くは出口から流出した。その結果、図3.4.7に示す様に、被覆管温度も振動的な結果となり、測定結果よりも高い温度が予測された。

COREコンポーネントで用いられたモデルをVESSELコンポーネントで用いられたモデルと比較した結果、両者はほぼ同一であるが、以下に示す3点で相違していることがわかった。すなわち、

- (1) VESSELコンポーネントでは、Interface Sharpenerモデルが用いられているが、COREコンポーネントにはInterface Sharpenerモデルが組み込まれていない。

Interface Sharpenerモデルは、液面の存在するような状況に対処するための特別なモデルである。液面が存在すると判定された時には、液面の上下におけるボイド率や液相の質量流束を強制的に相関式で計算される値に設定する処理が実行される。その結果の計算結果としては、図3.4.6に示したようなステップ状のボイド率分布が得られる。

Interface sharpenerモデルを用いない時には、ステップ状のボイド率分布とはならず連続的なボイド率分布が得られる。

- (2) 壁面熱伝達率の計算に用いるボイド率の代表値の選び方がCOREコンポーネントとVESSELコンポーネントで異なっている。

VESSELコンポーネントでは、セルjのボイド率 α_j を用いるのではなく、セルを上下の2領域に分割して、セルの下部では α_{j-1} を、セルの上部では α_{j+1} を用いている。

これに対してCOREコンポーネントでは α_j を用いている。

- (3) VESSELコンポーネントではサブクール沸騰モデルが組み込まれているが、COREコンポーネントではサブクール沸騰モデルが組み込まれていない。

ことである。VESSELコンポーネントを用いて、各相違点をバイパスさせて調べた結果から、(1)と(2)の相違点の影響が大きく、(3)の影響は小さいことがわかった。

計 算 時 間

本計算は原研のFACOM M380を用いて行った。過渡時間600秒間の現象を解析するために、VESSELコンポーネントを使用したケースでは、1セルモデルで2.8時間、2セルモデルで3.5時間、12セルモデルで35時間のCPU時間を必要とした。これに対し、COREコンポーネントを使用したケースでは30分で計算できた。

試験結果との一致という面ではVESSELコンポーネントのほうがよいが、計算効率という面ではCOREコンポーネントも魅力的なオプションであるといえる。

(d) まとめと今後の課題

円筒炉心基準試験の炉心部を対象として再冠水時の炉心内熱水力挙動に対するTRACコードの予測性能を評価し、以下の結果を得た。

- (1) 再冠水時の炉心部熱水力挙動を解析する上で、3次元VESSELコンポーネントの半径方向セル分割数の影響は小さかった。これは半径方向の流体混合がさかんなためにボイド率や流速が平坦化されて半径方向に細かく分割したケースでもほぼ1次元的な挙動が計算されたためと考えられる。
- (2) VESSELコンポーネントを用いた計算では、測定結果と概ね一致した被覆管温度履歴が得られた。しかしながら、Interface Sharpenerモデルのために実験では見られなかったステップ状のボイド率分布が予測されていて、ボイド率分布についての測定結果と計算結果の一致は悪かった。
TRACコードによる計算では、ボイド率計算の誤差と熱伝達率相関式の誤差が相殺することで測定結果と概ね一致した被覆管温度履歴が得られたことがわかった。
- (3) COREコンポーネントを用いた計算ではボイド率が振動的に変化して安定した炉心内の蓄水は再現されなかった。その結果、被覆管温度は測定結果に比べて高めに計算された。VESSELコンポーネントに組み込まれているInterface SharpenerモデルがCOREコンポーネントには組み込まれていないことがVESSELコンポーネントとCOREコンポーネントの相違の主な原因であった。
- (4) VESSELコンポーネントを使用した計算では多大なCPU時間を必要とした。

以上の結果から、今後より精度の高い計算を効率よく行うためには、

- (1) 再冠水時の炉心内ボイド率予測に関する水力モデルを見直すこと。すなわち、
 - ① Interface Sharpenerモデルをなくすこと
 - ② Interface Sharpenerモデルがなくても安定な計算を行える水力モデルを開発すること
- (2) 熱伝達率相関式を見直すこと。すなわち、
 - ① 正しいボイド率のもとで正しい熱伝達率を与える相関式に改めること。
- (3) 計算効率を向上すること。すなわち、
 - ① COREコンポーネントによる計算を安定化させること。
 - ② VESSELコンポーネントによる計算を高速化すること。

が必要なことがわかった。

表 3. 4. 1 円筒第 1 次炉心基準試験の初期条件

項 目	設 定 値
系 圧 力	0. 2 MP a
初期平均線出力密度	1. 4 kW/m
半径方向出力ピーキング係数	1. 1 5
軸方向出力ピーキング係数	1. 4 9
バンドル内出力ピーキング係数	1. 1 0
出力減衰曲線	A N S x 1. 2 + A c t i n i d e x 1. 1
被覆管初期温度の最高値	8 7 3 K
ダウンカマ壁初期温度	4 7 1 K
他の構造材の初期温度	3 9 2 K
蒸気発生器二次側水温	5 3 8 K
一次系ループの流動抵抗係数	2 5
E C C 注水条件	
A c c 流量	$7. 7 8 \times 1 0^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$
A c c 水温	3 0 8 K
A c c 注水継続期間	1 4 s
L P C I 流量	$8. 3 3 \times 1 0^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$
L P C I 水温	3 0 8 K

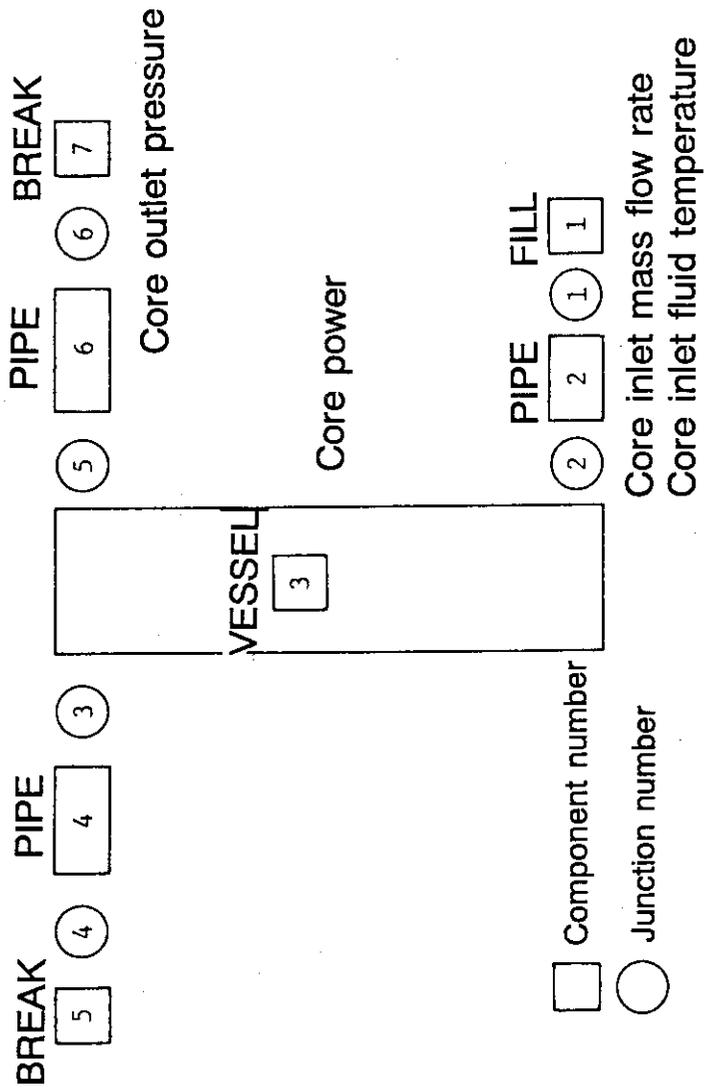


図3. 4. 1 円筒炉心試験炉心部解析用システムノーディング

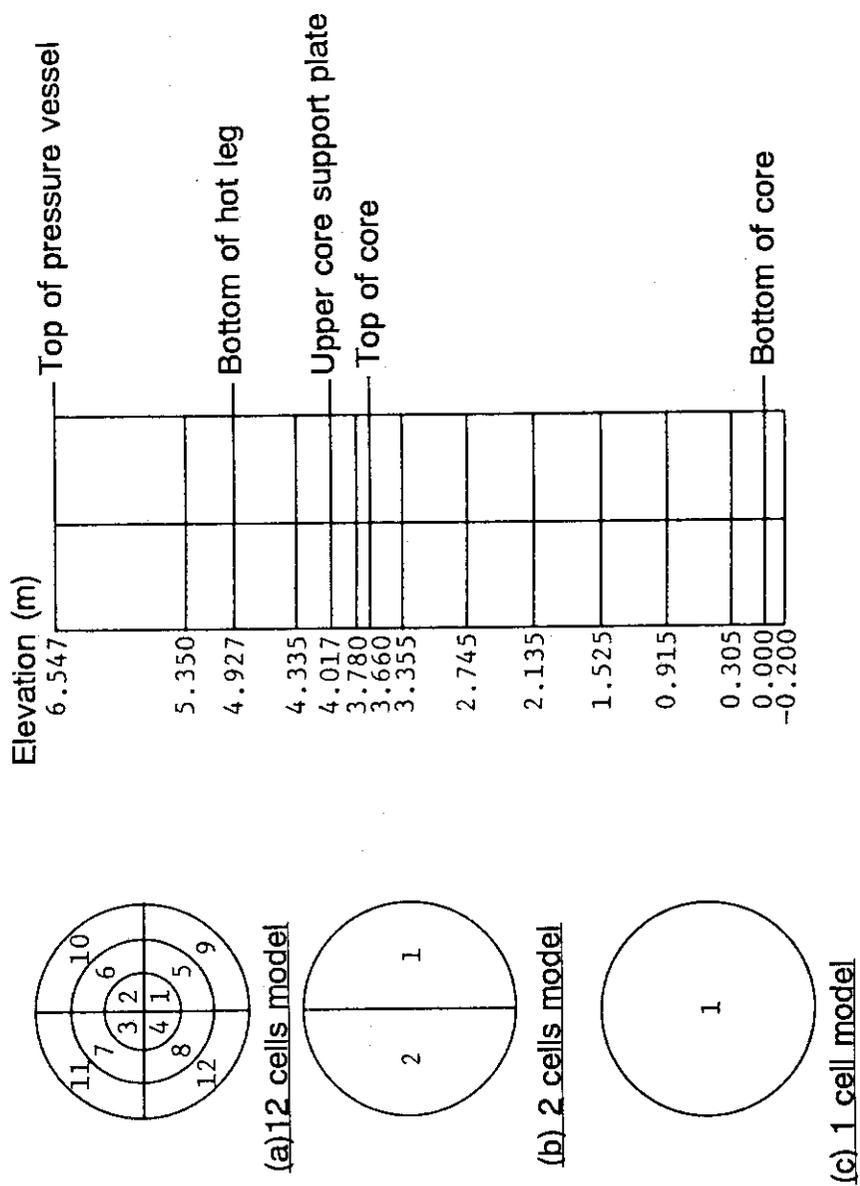


図 3. 4. 2 円筒炉心試験炉炉心部解析 炉心部ノーデイング

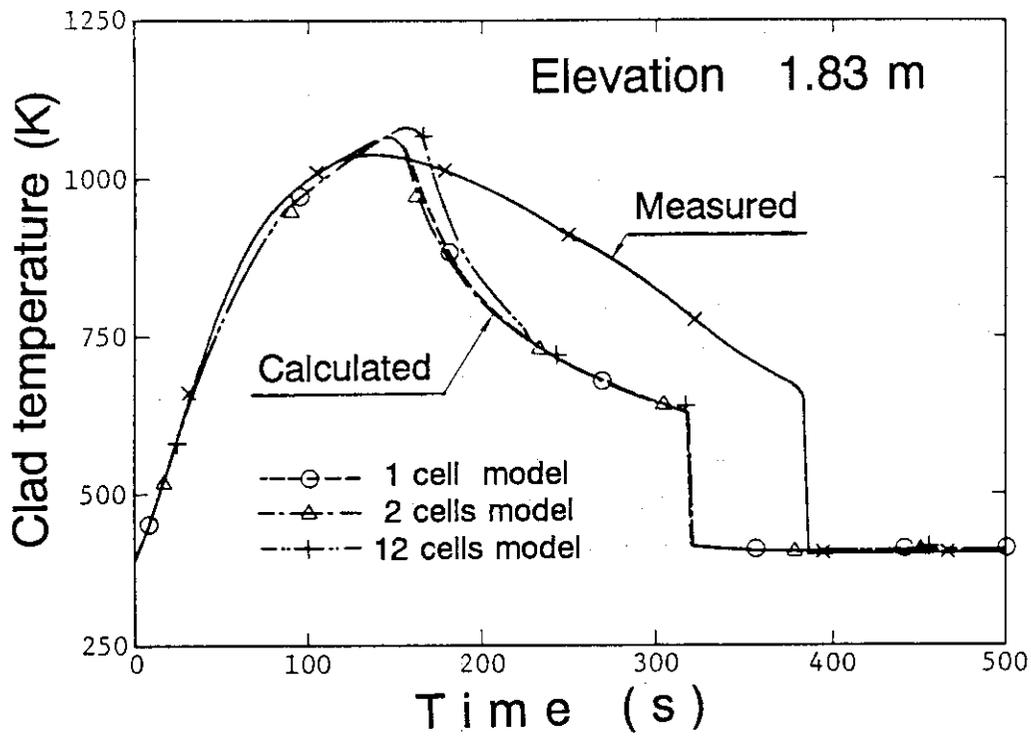


図3. 4. 3 最高出力位置における被覆管温度 (円筒炉心試験炉心部解析)

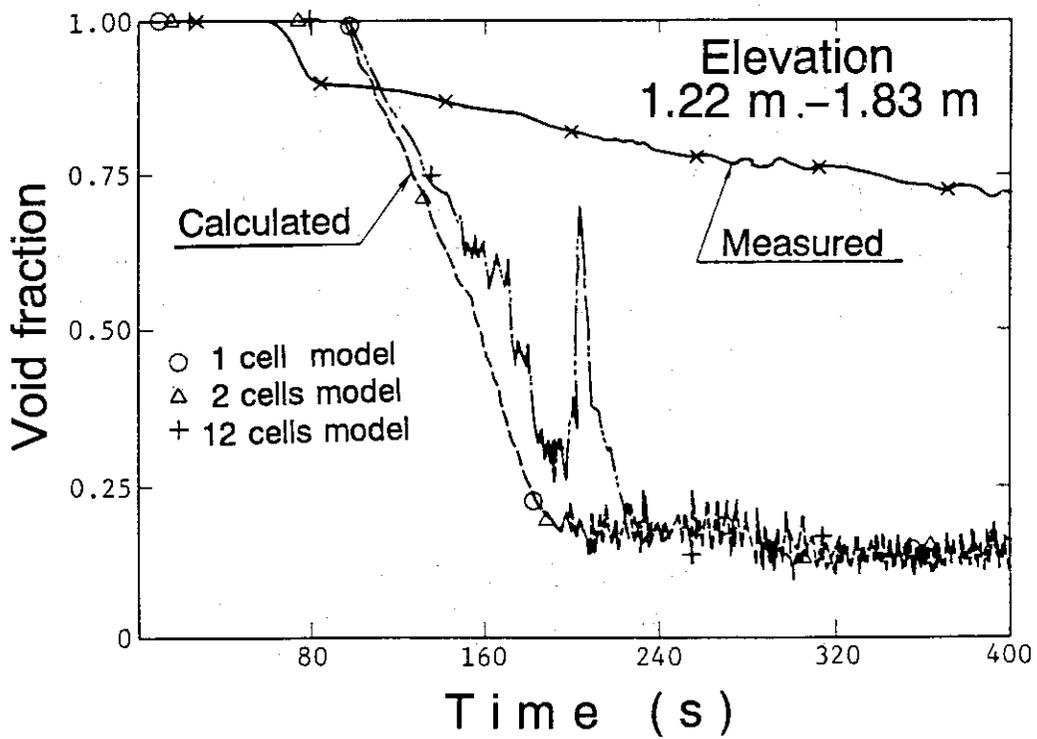


図3. 4. 4 炉心中心部におけるボイド率 (円筒炉心試験炉心部解析)

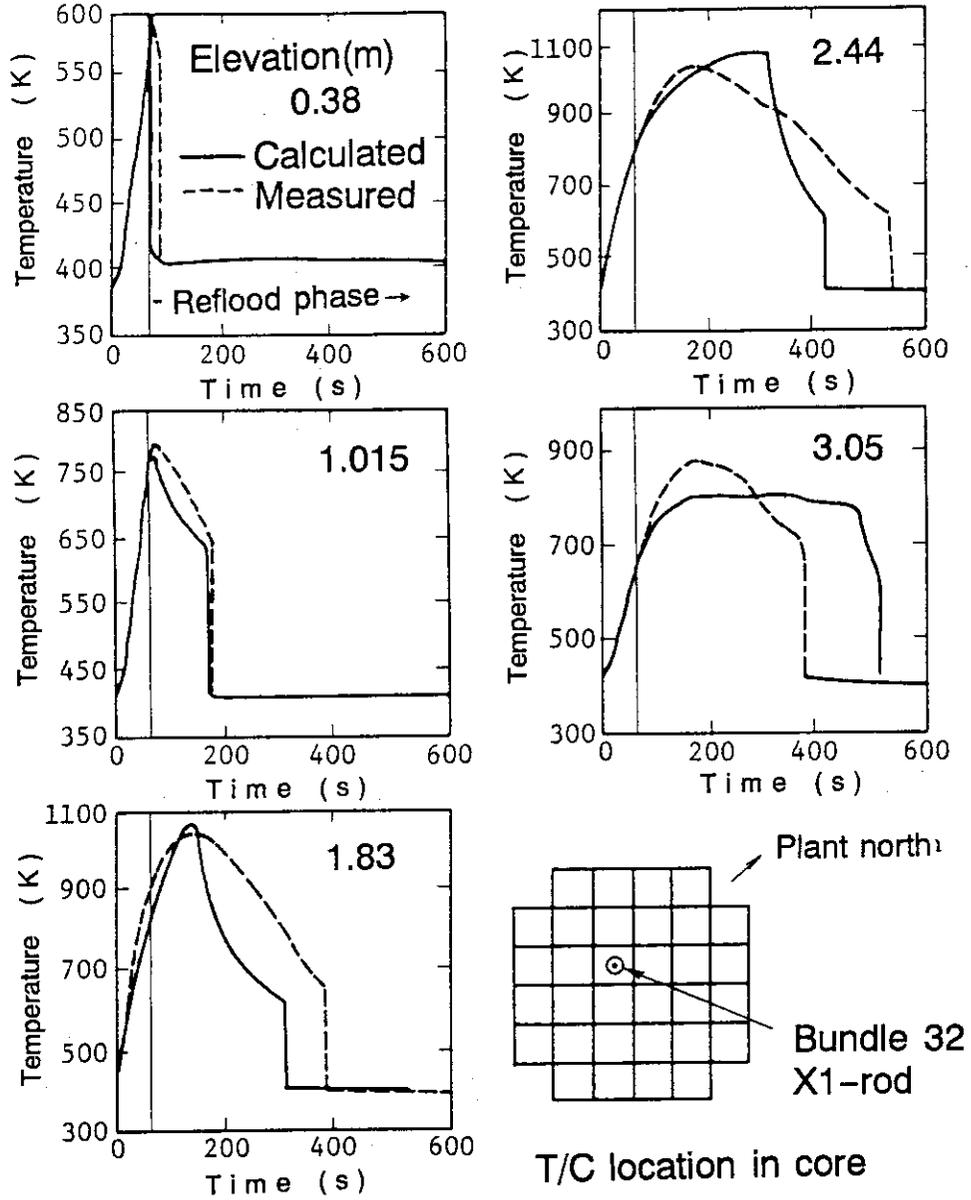


図3. 4. 5 最高出力棒の各高さ位置における被覆管温度
(円筒炉心試験炉心部解析：2セルモデル)

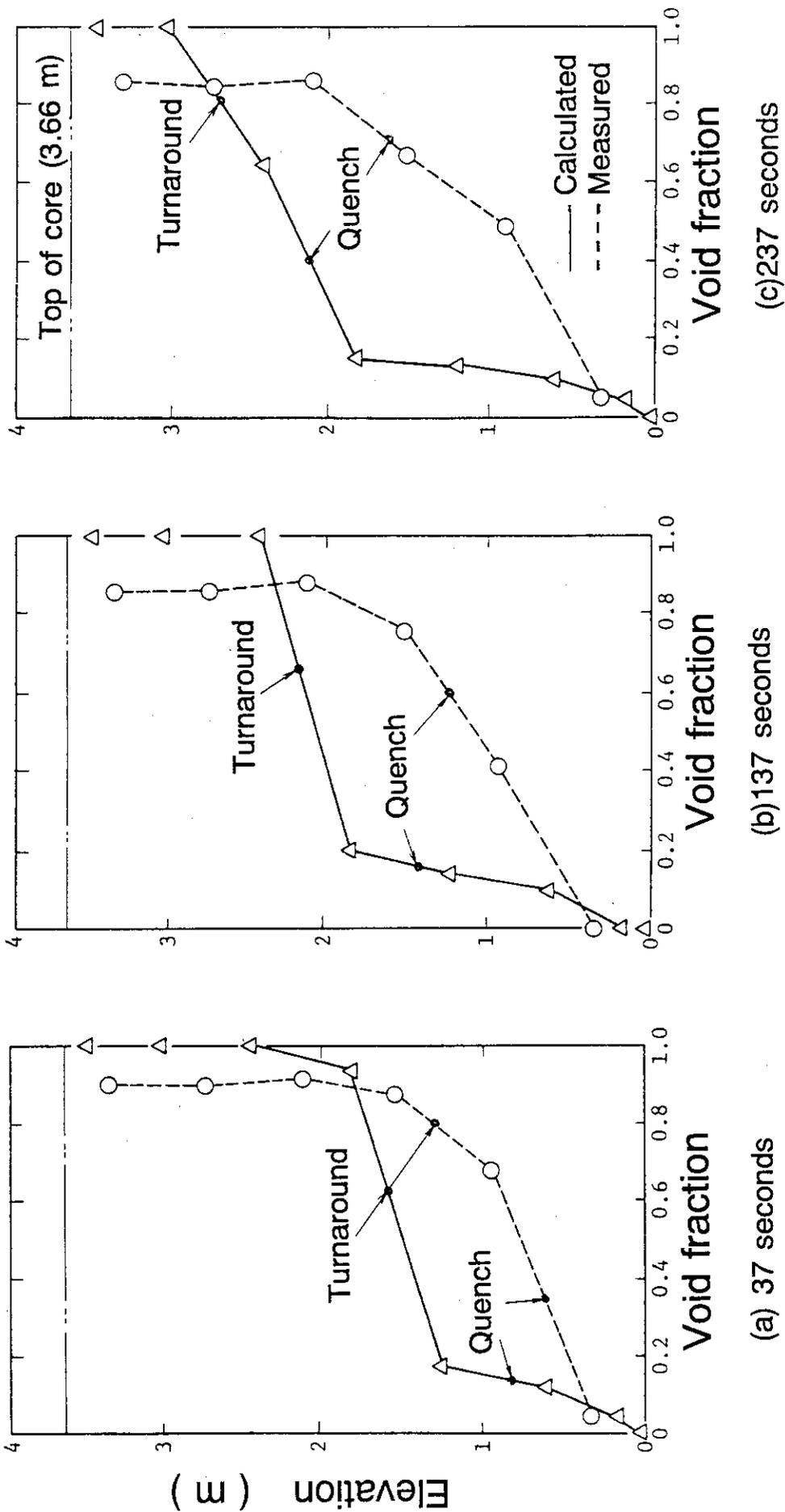


図 3.4.6 ボイド率の高さ方向分布
(円筒炉心試験炉心部解析：2セルモデル)

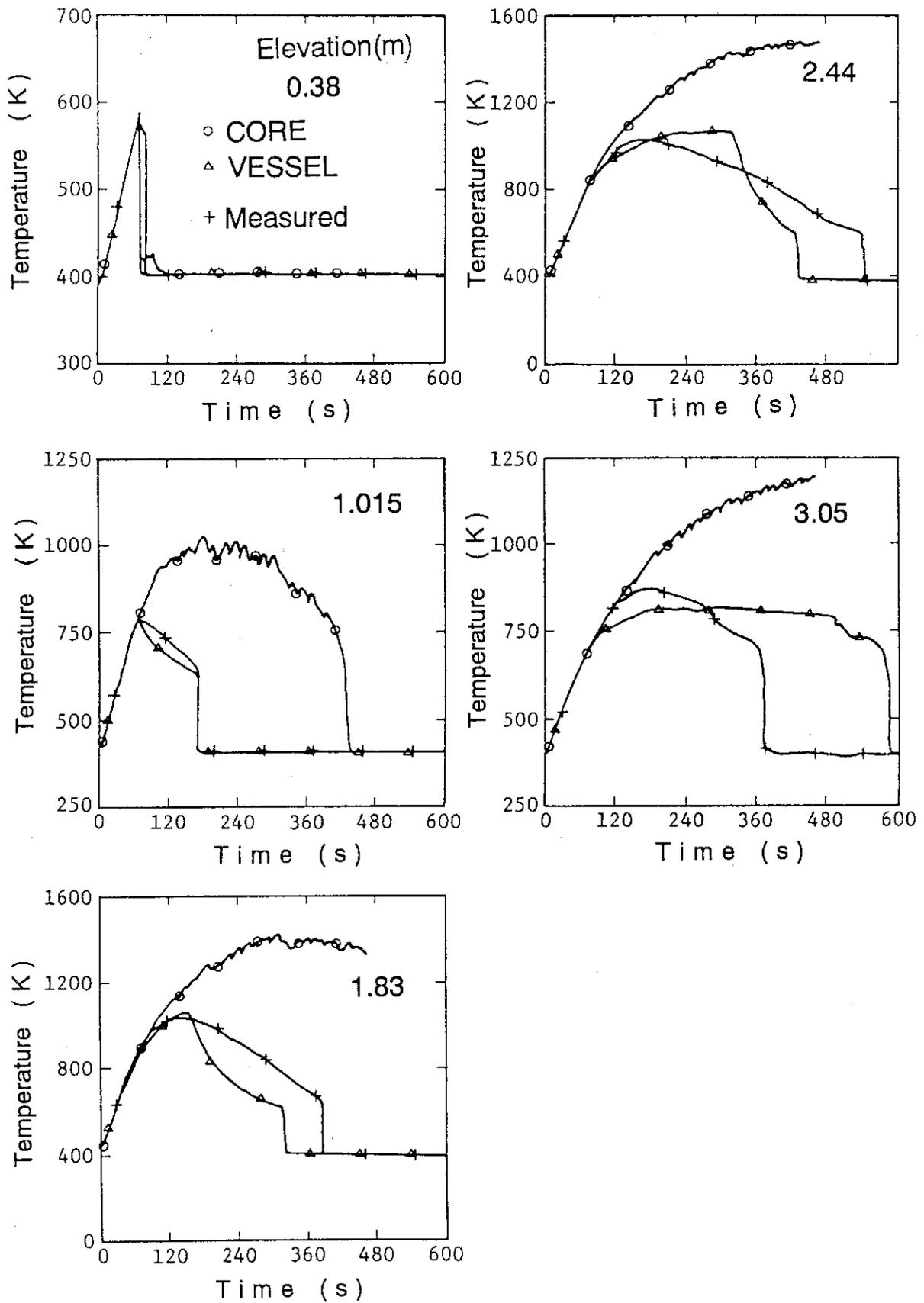


図3. 4. 7 最高出力棒の各高さ位置における被覆管温度
 (円筒炉心試験炉心部解析：
 COREモデルとVESSELモデルの比較)

3. 4. 2 円筒炉心試験炉心部解析2 (パラメータ効果)

本節では円筒炉心試験パラメータ効果試験の炉心部解析結果についてまとまる。本評価では、再冠水時の炉心内熱水力挙動に対する系圧力等のパラメータの効果を妥当に再現できるか否かを調べることを主な目的としている。

(a) 試験装置と試験条件^{(12), (16)-(21)}

円筒炉心試験装置は4ループ110万kW_e級PWRを模擬した再冠水総合試験装置である。試験装置と試験方法については3. 4. 1節「円筒炉心基準試験炉心部解析」、4. 1節「円筒炉心基準試験」の項で述べているのでここでは省略する。

計算は円筒第2次炉心試験で行われたパラメータ効果試験を対象に行った。

表3. 4. 2に本評価で用いた円筒炉心試験の試験条件を示す。系圧力、炉心出力及び被覆管初期温度に対するパラメータ効果について調べた。

(b) 計算方法

3. 4. 1節の検討により、VESSELコンポーネントを用いる場合のほうが予測精度が高いこと並びに水平断面内のセル分割数が計算結果に与える影響の小さいことがわかった。そこで、計算効率を考慮して水平方向1セルのVESSELコンポーネントを用いて、計算を行った。

図3. 4. 8に計算に用いたシステムノーディングを示す。計算の境界条件として、測定された炉心入口での流量と流体温度及び炉心出口圧力を与えた。また炉心出力も測定値を用いて境界条件とした。

(c) 計算結果と検討

パラメータ効果として、系圧力・炉心出力及び初期温度の影響をとりあげ、予測性能を評価した。3. 4. 1節で述べた円筒第1次炉心基準試験の評価計算結果と同様に、被覆管温度の一致は概ね良好であるもののボイド率の一致が悪いことが各評価計算でみられた。その結果から、

3. 4. 1節で述べた問題点が種々の条件で共通した問題点であることが確認できた。

系圧力の影響

図3. 4. 9に最高出力密度点での被覆管温度に対する系圧力の影響を示す。また、図3. 4. 10に高出力棒のクエンチ時間に対する系圧力の影響を示す。

系圧力が低い程、温度が高く、クエンチ時間が遅くなる傾向はTRACコードにより再現されている。被覆管最高温度とクエンチ時間については、定量的にもほぼ一致した結果が得られている。

炉心出力の影響

図3.4.11に最高出力密度点での被覆管温度に対する炉心出力の影響を示す。また、図3.4.12に高出力棒のクエンチ時間に対する炉心出力の影響を示す。

炉心出力が高い程、温度が高く、クエンチ時間が遅くなる傾向はTRACコードにより再現されている。被覆管最高温度とクエンチ時間については、定量的にもほぼ一致した結果が得られている。

被覆管初期温度の影響

図3.4.13に被覆管温度の計算結果と測定結果を示す。計算結果では、再冠水開始とほぼ同時に炉心の各高さ位置で温度が低下している。一方、測定結果では温度の高い状態がしばらく（高さ位置1.83mでは約50秒、2.44mでは約100秒）維持された後にクエンチを生じている。TRACコードは冷却速度を過大評価している。

図3.4.14に計算で使用された熱伝達相関式のマップを示す。横軸は再冠水開始後の時間を示し、○、△、+、×等の記号によりどの領域の熱伝達相関式が使用されているかを表わしている。再冠水開始直後、炉心下部では核沸騰が、炉心上部では遷移沸騰が選択されており、膜沸騰が選択されていないことがわかる。

図3.4.15に沸騰曲線とクエンチ挙動を模式的に示す。膜沸騰域から遷移沸騰域への遷移温度として2種類の温度が知られている。一つは均質核生成温度と呼ばれている温度であり、気泡の成長速度に関する熱力学的な条件により定まる温度である。TRACコードには均質核生成温度に対応する温度の相関式が膜沸騰域の下限温度として組み込まれている。TRACコードの相関式⁽¹⁹⁾を用いてこの温度を計算すると610Kであった。もう一つの遷移温度は最小膜沸騰温度と呼ばれている温度であり、伝熱面表面の蒸気膜の流体力学的な安定性の条件から定まる温度である。伝熱面表面での蒸気発生が多いとその蒸気流のために液が伝熱面に到達できずに伝熱面が蒸気でおおわれ膜沸騰状態が維持されるが、蒸気発生が少なくなると蒸気流に抗して液が伝熱面に到達できるようになる。そのような条件から最小膜沸騰温度が定められている。最小膜沸騰温度を村尾の相関式⁽²⁰⁾から求めた結果は約480Kであった。

最適評価試験において被覆管初期温度は炉心の上下端では約450K、炉心中心高さでは約570Kであった。すなわち、図3.4.15のA点で示すような温度範囲にある。実験では再冠水開始直後には膜沸騰状態が維持されていた。すなわち、図3.4.15の破線で示したように膜沸騰状態の冷却の悪い状態が続いた後に最小膜沸騰温度に達して冷却がよくなったものと考えられる。一方、TRACコードの計算では、均質核生成温度のみが考慮されていて、最小膜沸騰温度は考慮されていない。すなわち、図3.1.15の実線で示すような沸騰曲線を用いて熱伝達が評価されている。このために、熱伝達率は破線で示した実験結果に比べて大きく計算され、冷却速度を過大評価したと考えられる。

膜沸騰域と遷移沸騰域の境界温度を定める相関式の低初期温度時への適用性について再検討する必要がある。

(d) まとめと今後の課題

- (1) 3.4.1節で述べた円筒炉心第1次炉心基準試験データによる評価計算結果と同様に、被覆管温度の一致は概ねよいもののボイド率の一致は悪いことが各評価計算でみられた。したがって、3.4.1節で述べた問題点が基準試験相当の再冠水条件に固有の問題ではなく、種々の再冠水試験で共通してみられる問題点であることがわかった。
- (2) 系圧力と炉心出力が炉心冷却挙動に与える影響はTRAC-PF1コードにより定性的に再現できた。
- (3) 被覆管初期温度が低いケースでは、冷却速度を過大評価した。その原因は、膜沸騰から遷移沸騰への遷移温度を高め計算したためである。膜沸騰域と遷移沸騰域の境界温度を定める相関式の低初期温度条件への適用性を再検討する必要がある。

表 3. 4. 2 評価計算に用いた円筒炉心試験の試験条件

	基準試験 (C2-4) (Run 62)	低圧試験 (C2-8) (Run 67)	高圧試験 (C2-1) (Run 55)	低出力 試験 (C2-5) (Run 63)	最適評価 試験 (C2-12) (Run 71)
系圧力 (MPA)	0. 2 0	<u>0. 1 5</u>	<u>0. 4 2</u>	0. 2 0	<u>0. 3 0</u>
初期平均線出力密度 (kW/m)	1. 4 0	1. 4 0	1. 4 0	<u>1. 0 7</u>	<u>1. 0 7</u>
半径方向出力 ピーキング係数	1. 3 7	1. 3 7	1. 3 7	1. 3 7	<u>1. 0 0</u>
軸方向出力 ピーキング係数	1. 4 0	1. 4 0	1. 4 0	1. 4 0	1. 4 0
出力減衰曲線(1)	A	A	A	<u>B</u>	<u>B</u>
被覆管初期温度 の最高値 (K)	1 0 7 3	1 0 7 3	1 0 7 3	1 0 7 3	<u>5 8 0</u>

(1) 出力減衰曲線

A : ANS x 1. 2 + Actinidex1. 1 (スクラム後 30秒)

B : ANS x 1. 0 + Actinidex1. 1 (スクラム後 40秒)

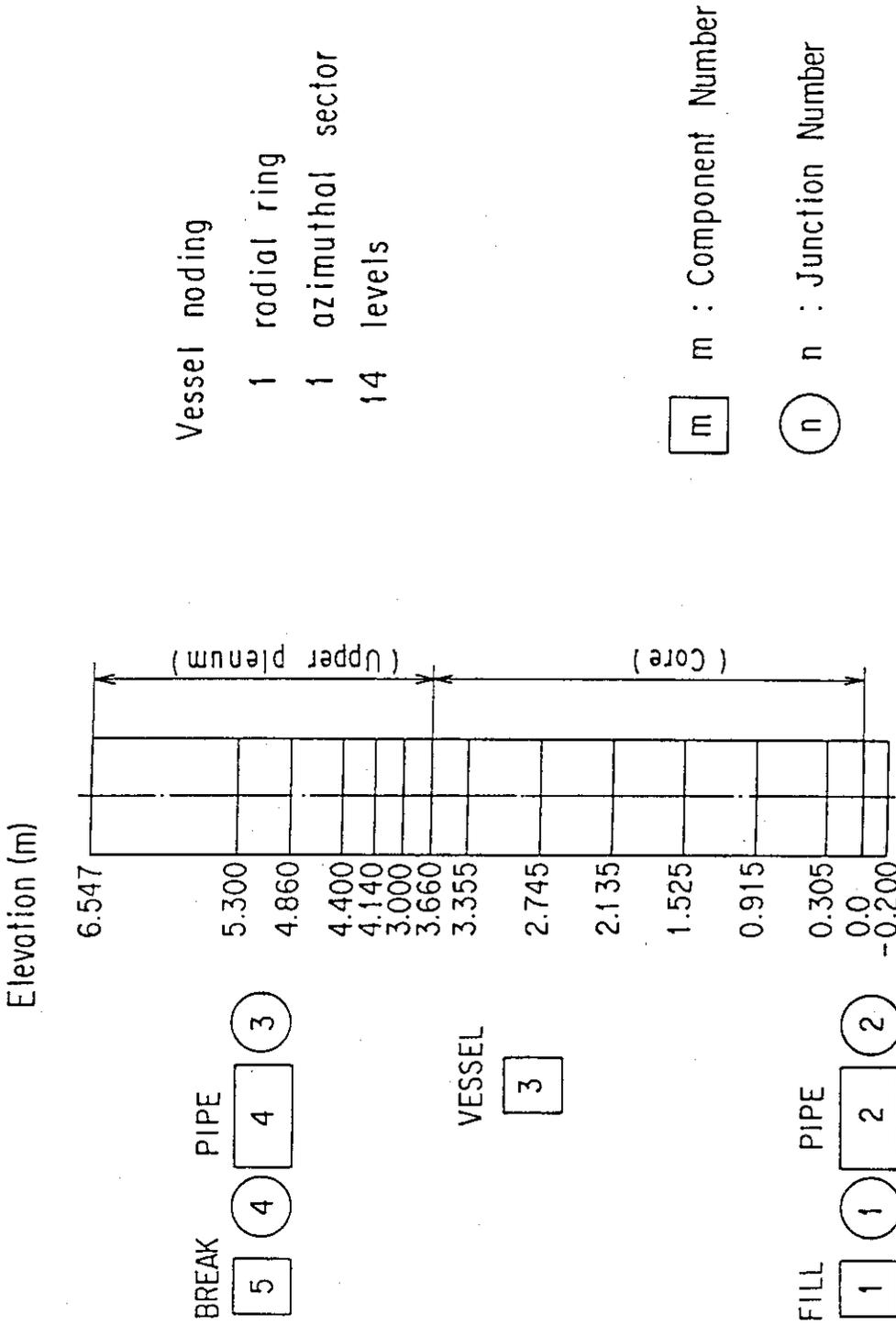


図3. 4. 8 円筒炉心試験炉心部解析用システムノードディング
(パラメータ効果に対する予測性能評価)

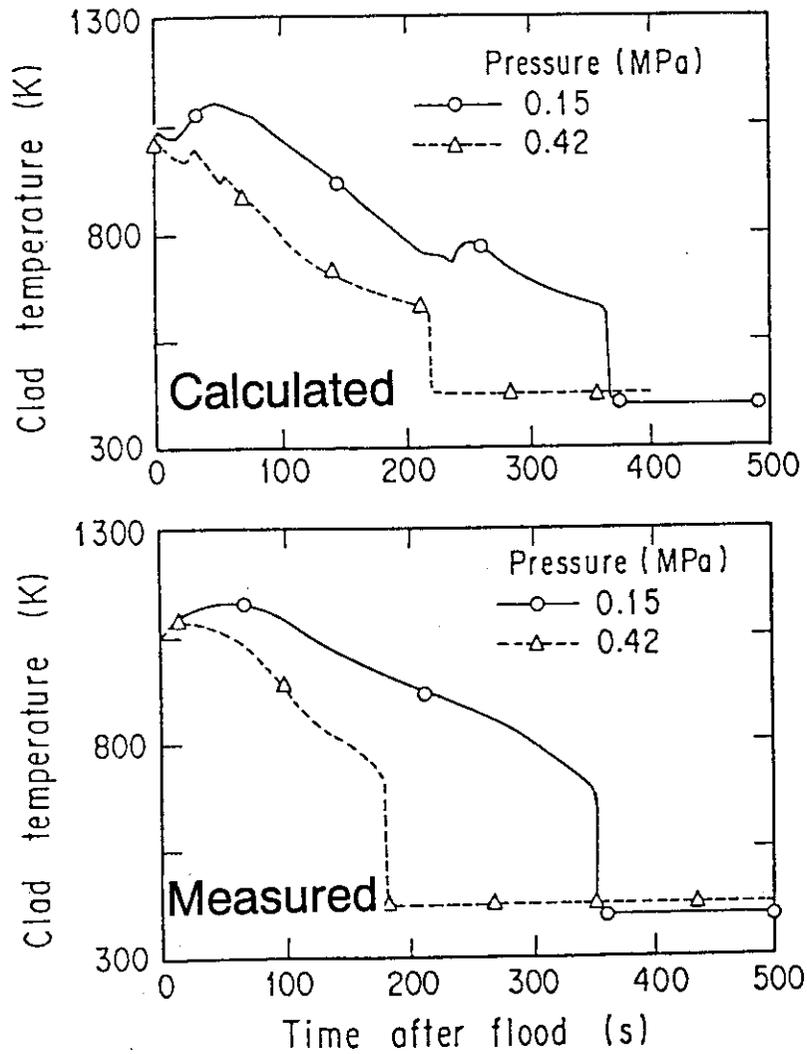


図3. 4. 9 炉心冷却に対する系圧力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)

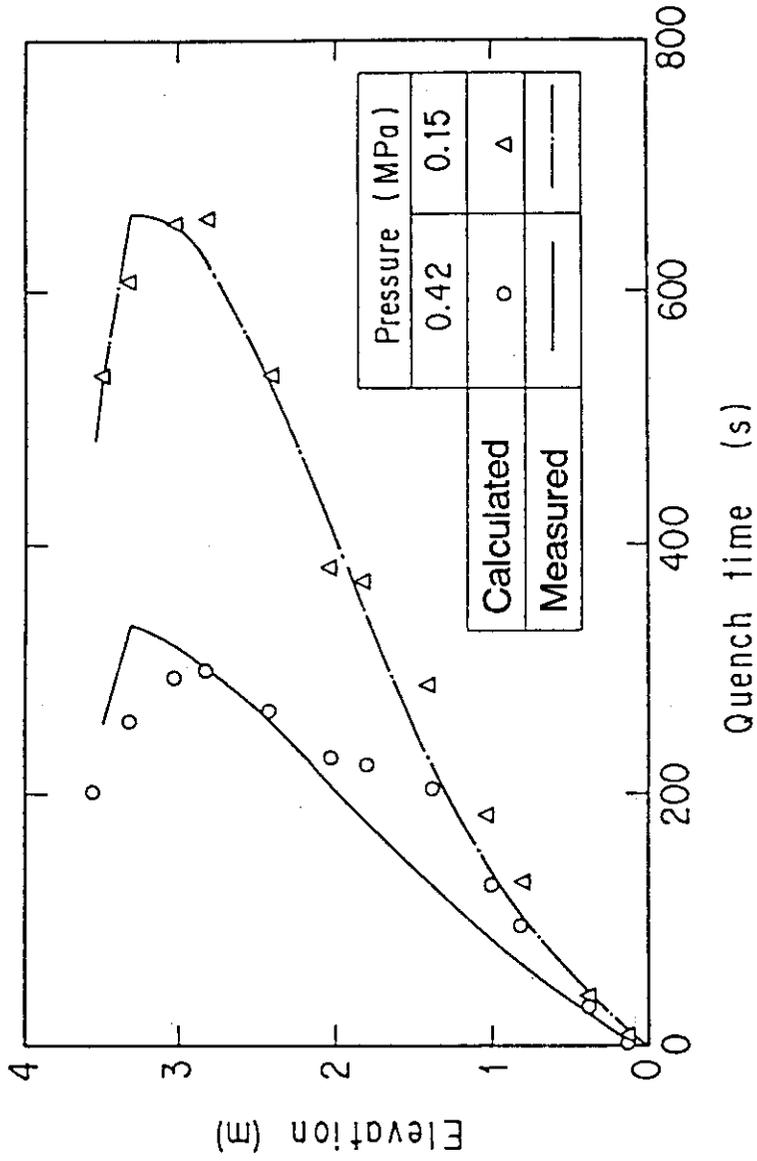


図3.4.10 クエッチ時間に対する系圧力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)

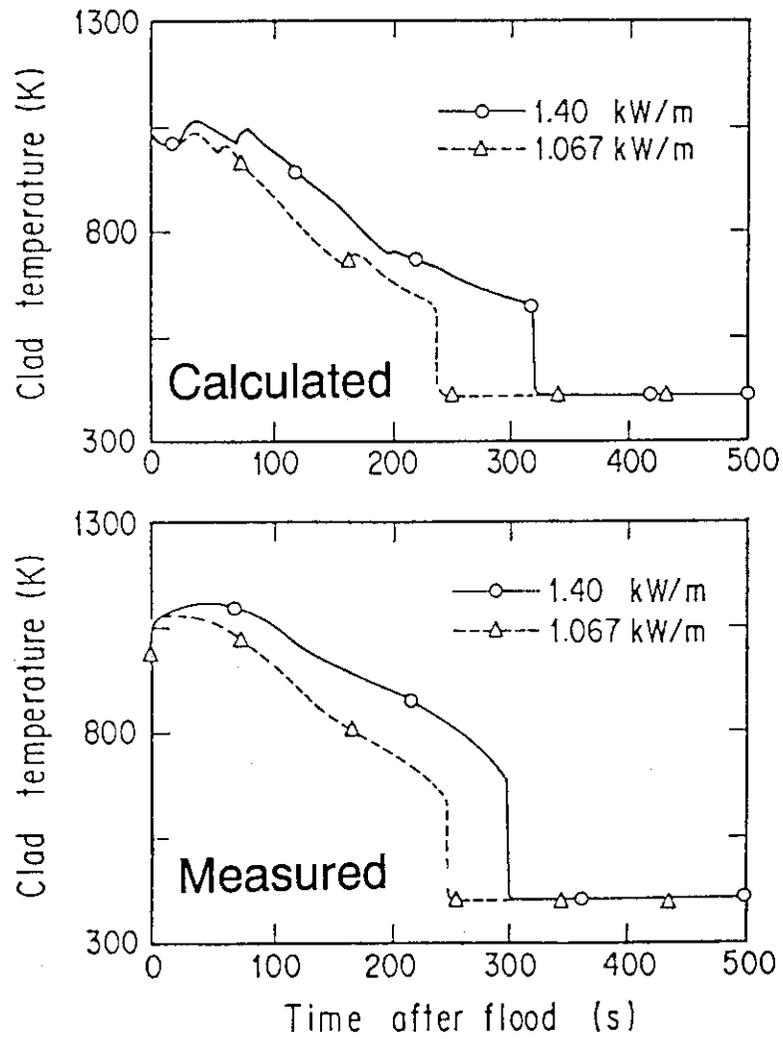


図 3. 4. 1 1 炉心冷却に対する炉心出力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)

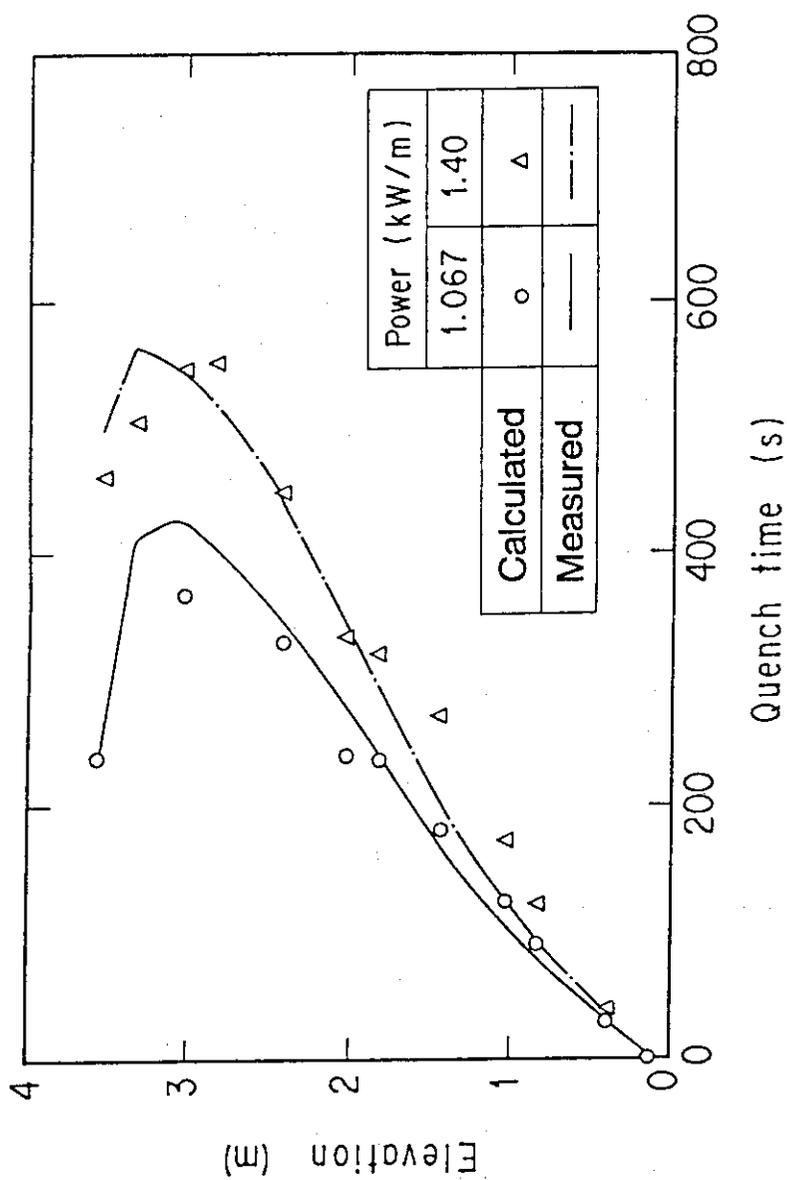


図3. 4. 1 2 クエンチ時間に対する炉心出力の影響
(円筒炉心試験炉心部解析)

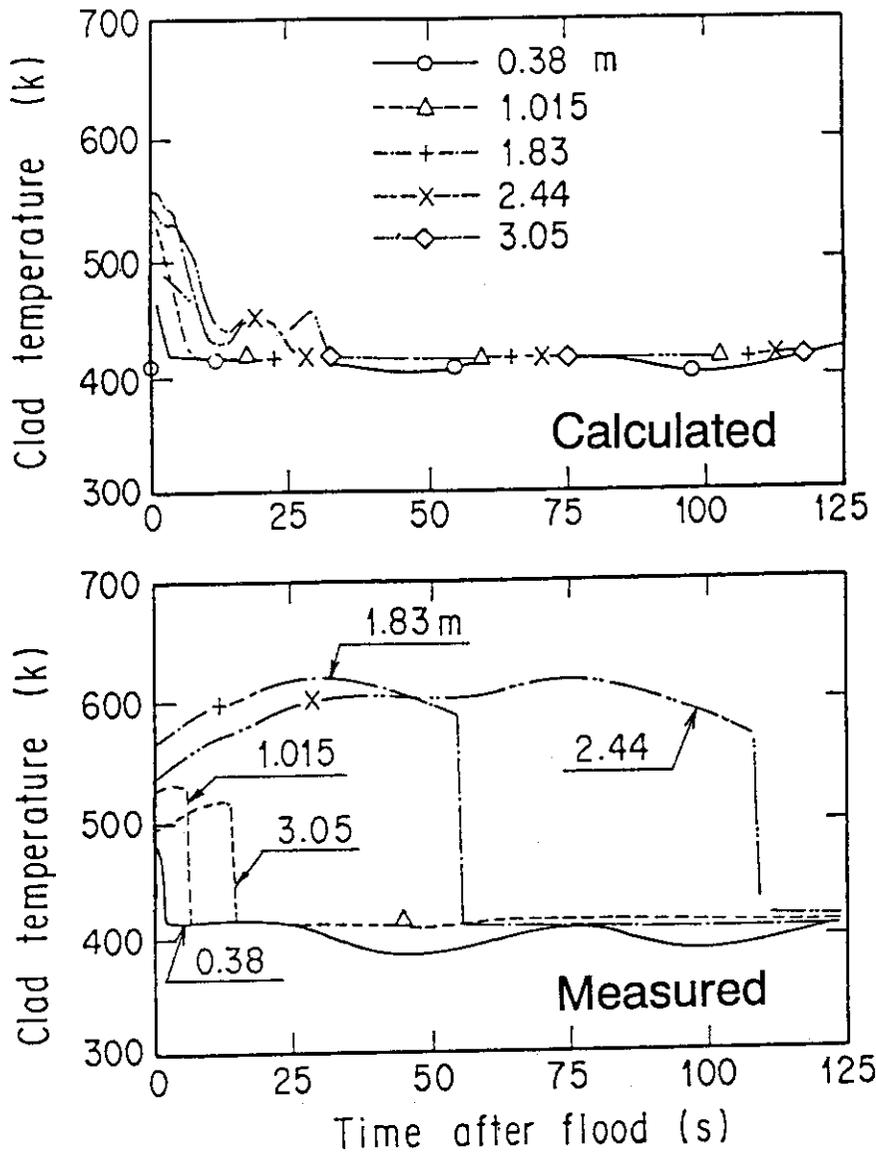


図3. 4. 13 最適評価試験における被覆管温度
(円筒炉心試験炉心部解析)

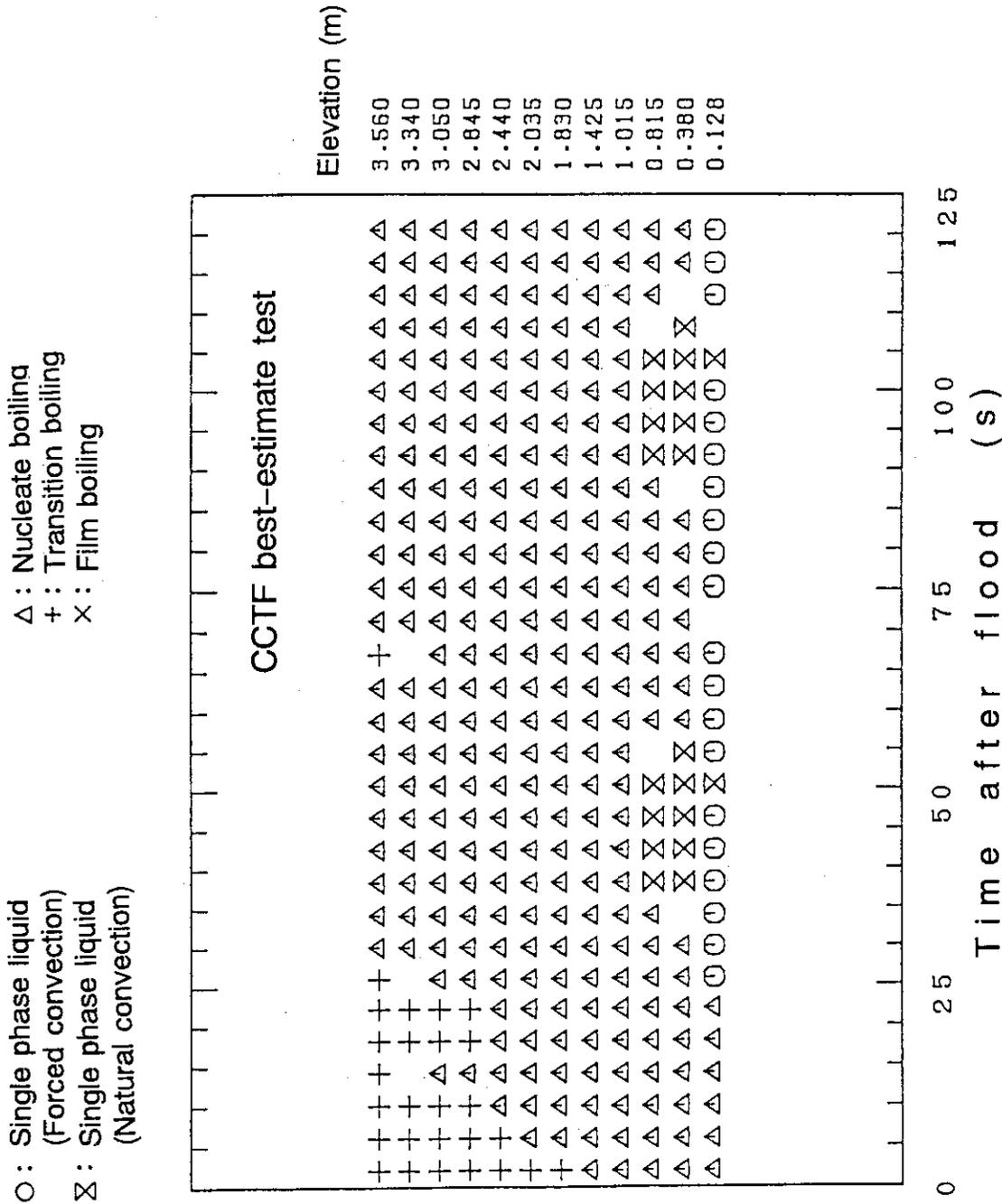


図3.4.14 最適評価試験における熱伝達モードの計算結果
(円筒炉心試験炉心部解析)

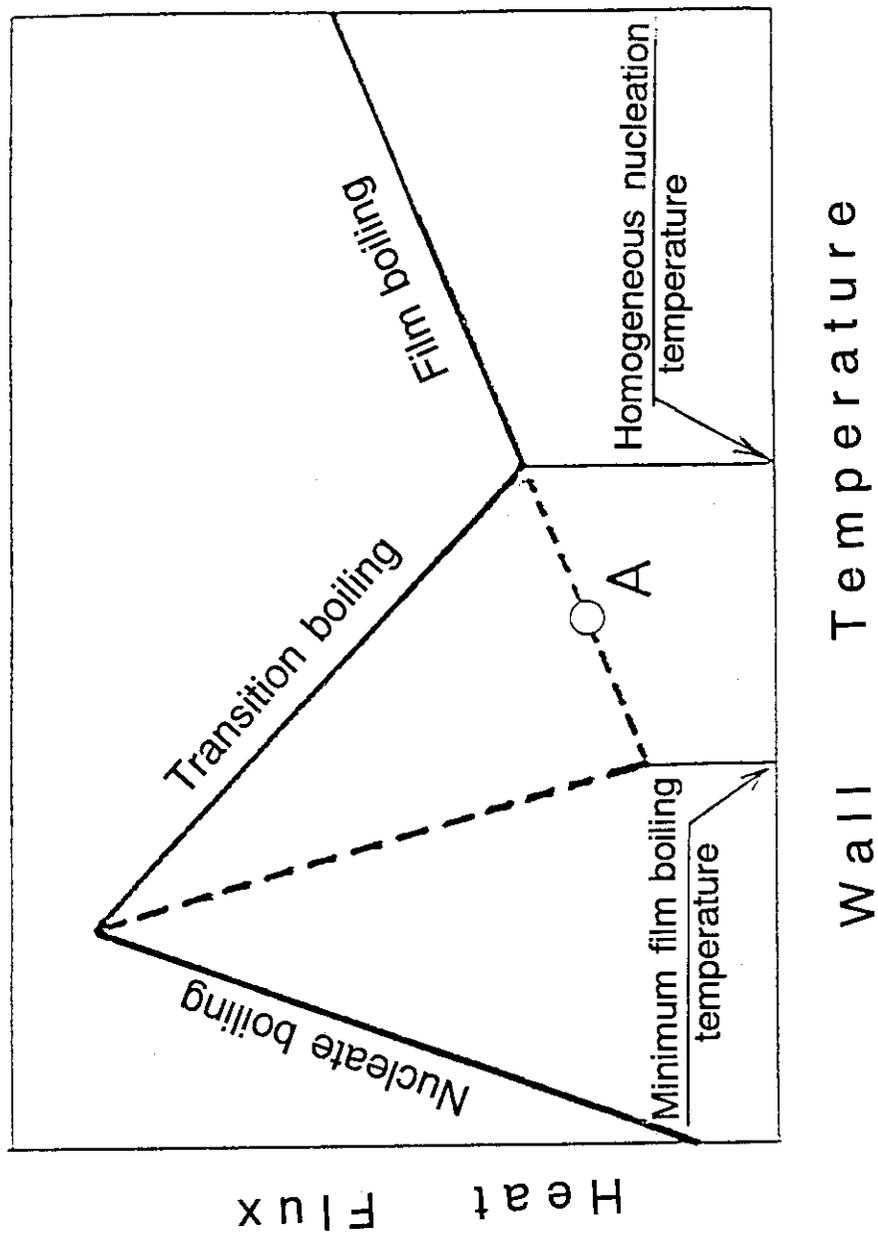


図3. 4. 15 沸騰曲線とクエンチ挙動

3. 4. 3 平板炉心出力分布効果試験

再冠水期における炉心内多次元流動は炉心冷却に重要な効果をおよぼす。大型再冠水平板炉心試験装置（SCTF）は再冠水期の多次元流動を研究するための装置である。平板炉心試験装置による試験結果によれば、炉心内半径方向に出力分布がある場合、相対的に出力の高いバンドルでは熱伝達が促進される⁽²¹⁾。本節では、TRAC-PF1の3次元VESSELコンポーネントを用いてSCTFで行われた試験の解析を行い、多次元現象に対する予測性能を評価する。評価対象とした試験は半径方向に急峻な出力分布で行われたSCTF第2次炉心試験S2-16⁽¹⁸⁾である。

(a) 試験装置と試験条件

図3. 4. 16にSCTF圧力容器の構造を示す。炉心部には、8体の模擬燃料集合体（バンドル）が1列に配列されており、炉心部は全体として平板状の構造を有する。図でバンドル1は実炉の中心バンドル、バンドル8は実炉の周辺バンドルに相当し、横幅はウエスチングハウス型1100MWe級PWRの炉心半径に相当する。

各バンドルには、外径10.7mm、有効発熱長3660mmの電気加熱棒234本と、外径13.8mmの非発熱棒2本が14.3mmピッチで16×16本正方格子状に配列されている。

本装置の流路面積は1100MWe級PWRの約1/21であるが、高さ方向の寸法は実炉と同一である。

試験S2-16は半径方向の出力分布が急峻であり、出力比は1:1.2:1:0.8

(バンドル1、2:3、4:5、6:7、8)であった。表3. 4. 3に主な試験条件を示す。

(b) 計算方法

図3. 4. 17に本評価計算で用いたSCTFノーディングモデルを示す。SCTF試験S2-16はダウンコマ下部を仕切り板で遮断し、ECC水を下部プレナムへ注入する強制冠水方式で行われた。本解析ではSCTFの圧力容器部のみをモデル化し、下部プレナムへのECC水注入流量・ECC水水温及びホットレグ出口での圧力を境界条件として与えた。また炉心出力も測定値を用いて境界条件とした。図3. 4. 18及び図3. 4. 19に代表的な境界条件を示す。

(c) 計算結果と検討

図3. 4. 20に炉心のほぼ中央での区間ボイド率の比較を示す。TRACコードはデータと同様にほぼ平坦な半径方向ボイド率分布を予測している。しかしながら、約250秒以前ではボイド率を過大評価し、それ以降では過小に評価している。このような傾向は3. 4. 1節で指摘したように、VESSELコンポーネントのInterface Sharpenerモデルによるためと考えられる。また500秒以降には、データにはみられないボイド率の急変を予測しており、炉心の1次元的な蓄水状況を定性的にも予測できていない。

図3.4.21から図3.4.24までに被覆管温度に対する予測結果を示す。これらの図より以下のことがわかる。

- (1) 各高さでの最高温度（ターンアラウンド温度）はやや高めに予測している。
ターンアラウンド温度のバンドル間の差についてはほぼ再現できている。
- (2) 炉心中央（1.905 m）の温度挙動において顕著であるが、クエンチフロントの接近にともない被覆管温度の曲線が下に凸のカーブとなっており、データより熱伝達率が高くなっている。この熱伝達の高くなる時期は図3.4.20に示したボイド率を過小評価する時期とほぼ一致する。
- (3) クエンチフロントの進行はよく予測しており、高出力バンドルでの熱伝達促進及び低出力バンドルでの劣化により炉心上部でのクエンチのタイミングが各バンドルでほぼ同一となるデータの傾向も再現している。

(d) まとめと今後の課題

SCTF圧力容器内の解析を行うことによりTRAC-PF1の多次元再冠水現象に関する予測性能を評価した。炉心半径方向に出力分布がある場合の高出力バンドルでの熱伝達促進及び低出力バンドルでの劣化というデータの傾向はほぼ予測できた。しかしながら、炉心の蓄水状況は定性的にも予測できなかった。TRACの熱伝達モデルはボイド率と強い相関があるため⁽¹⁹⁾、ボイド率の予測性能を左右する界面せん断応力モデルの改良とともに、熱伝達モデルの改良も今後必要になるものと考えられる。

3. 4. 4 再冠水実験に対する評価計算結果のまとめ

- (1) 再冠水時の炉心部熱水力挙動の解析では、3次元VESSELコンポーネントの半径方向セル分割数の被覆管温度予測に与える影響は小さかった。
- (2) VESSELコンポーネントによる計算では、被覆管温度について計算結果と測定結果の一致は良好であった。一方で、炉心ボイド率については、Interface Sharpenerモデルのために実験では見られなかったステップ状の軸方向ボイド率分布が計算され、測定結果との一致は悪かった。

壁面熱伝達相関式の誤差とボイド率の誤差が互いに打ち消しあうことで、被覆管温度についての測定結果との良好な一致が得られていることがわかった。

- (3) 系圧力と炉心出力が燃料棒の冷却挙動に与える影響は定性的に再現できた。
- (4) 再冠水開始時の被覆管温度が低いケースでは、燃料棒の冷却速度は過大に計算された。
- (5) COREコンポーネントによる計算では、計算は振動的になり、炉心内蓄水量が過小に、被覆管温度は過大に計算された。COREコンポーネントの予測精度は、VESSELコンポーネントよりも悪かった。このような、COREコンポーネントとVESSELコンポーネントの結果の違いは、(VESSELコンポーネントに組み込まれている) Interface SharpenerモデルがCOREコンポーネントには組み込まれていないためであった。

以上の結果から、今後より精度の高い計算を効率よく行うためには、

- (1) 再冠水時の炉心内ボイド率予測に関する水力モデルを見直すこと。すなわち、
 - ① Interface Sharpenerモデルをなくすこと
 - ② Interface Sharpenerモデルがなくても安定な計算を行える水力モデルを開発すること
- (2) 熱伝達率相関式を見直すこと。すなわち、
 - ① 正しいボイド率のもとで正しい熱伝達率を与える相関式に改めること。
- (3) 計算効率を向上すること。すなわち、
 - ① COREコンポーネントによる計算を安定させること。
 - ② VESSELコンポーネントによる計算を高速化すること。

が必要なことがわかった。

表 3. 4. 3 平板炉心試験 S 2 - 1 6 の主な試験条件

項 目	測 定 値
初期圧力 (炉心中央部)	0. 2 0 M P a
半径方向出力ピーキング係数	1. 2 0
軸方向出力ピーキング係数	1. 4 0
被覆管初期温度の最高値	1 1 5 8 K
炉心出力減衰曲線	$A N S \times 1. 0 2 +$ $A c t i n i d e \times 1. 0 2$ (図 3. 4. 1 9 参照)
E C C 水注入流量	(図 3. 4. 1 8 参照)
E C C 水注入水温	(図 3. 4. 1 8 参照)

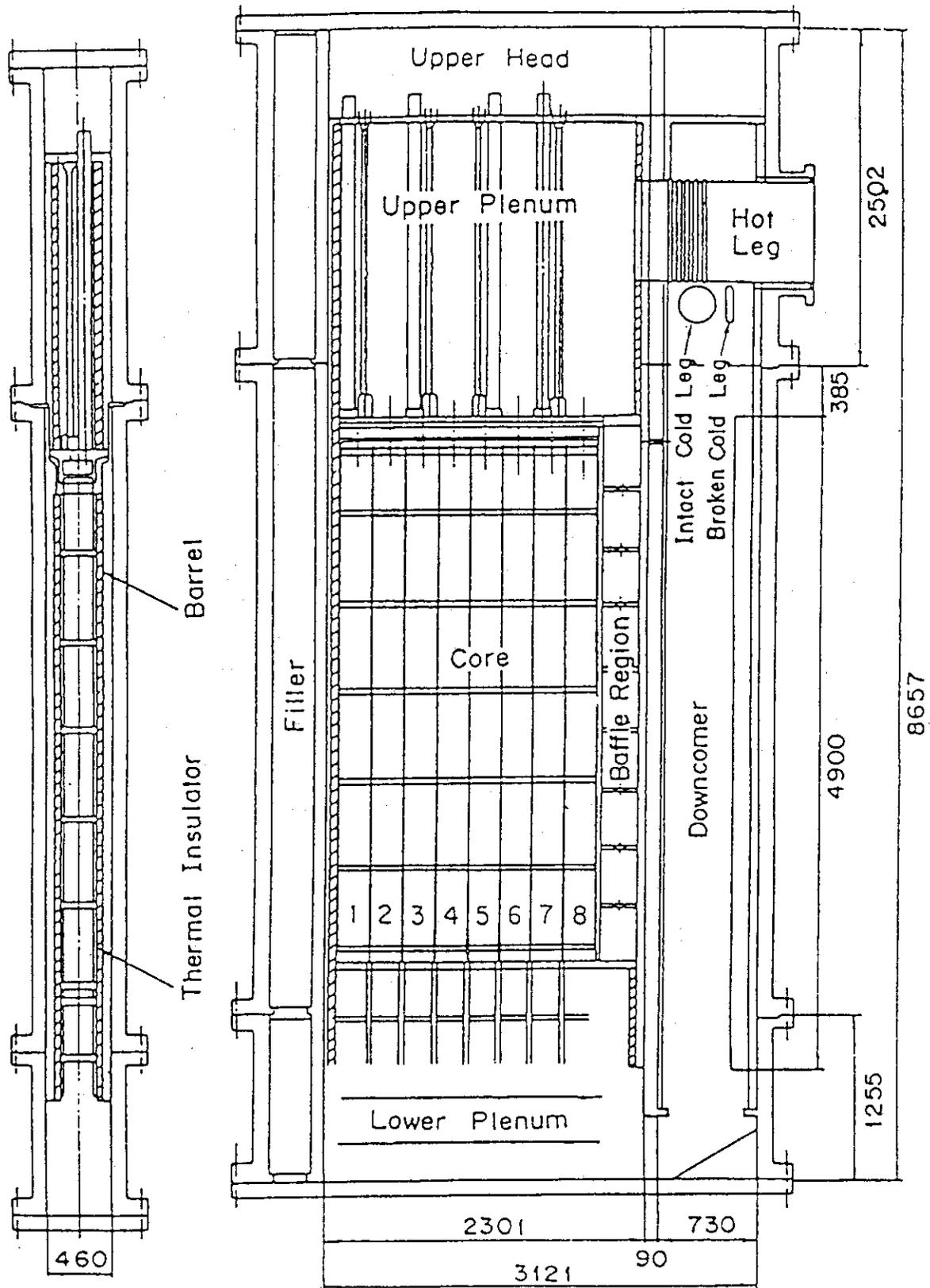


図3.4.16 S C T F 圧力容器の構造

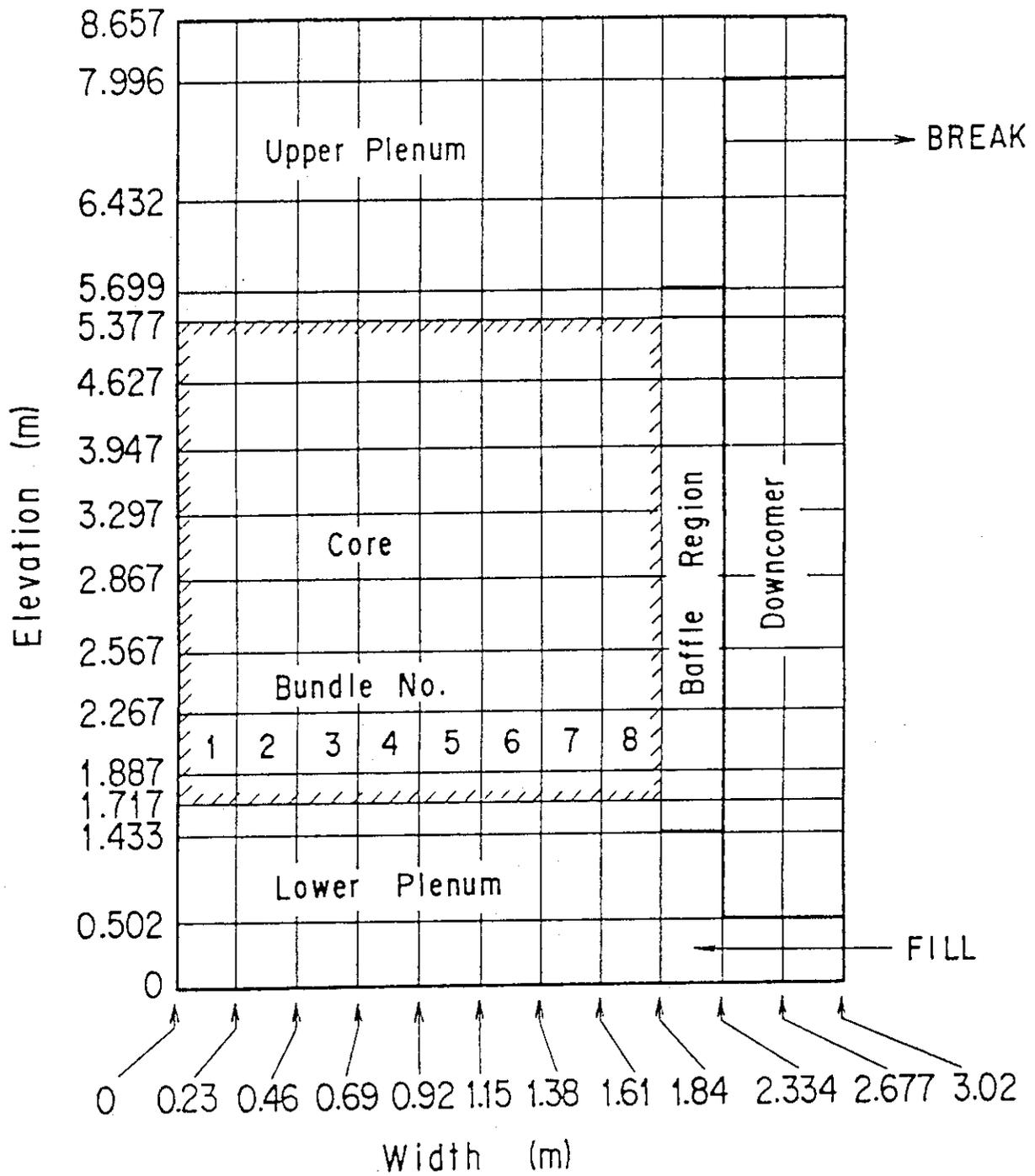


図3. 4. 17 平板炉心出力分布効果試験用ノーディング

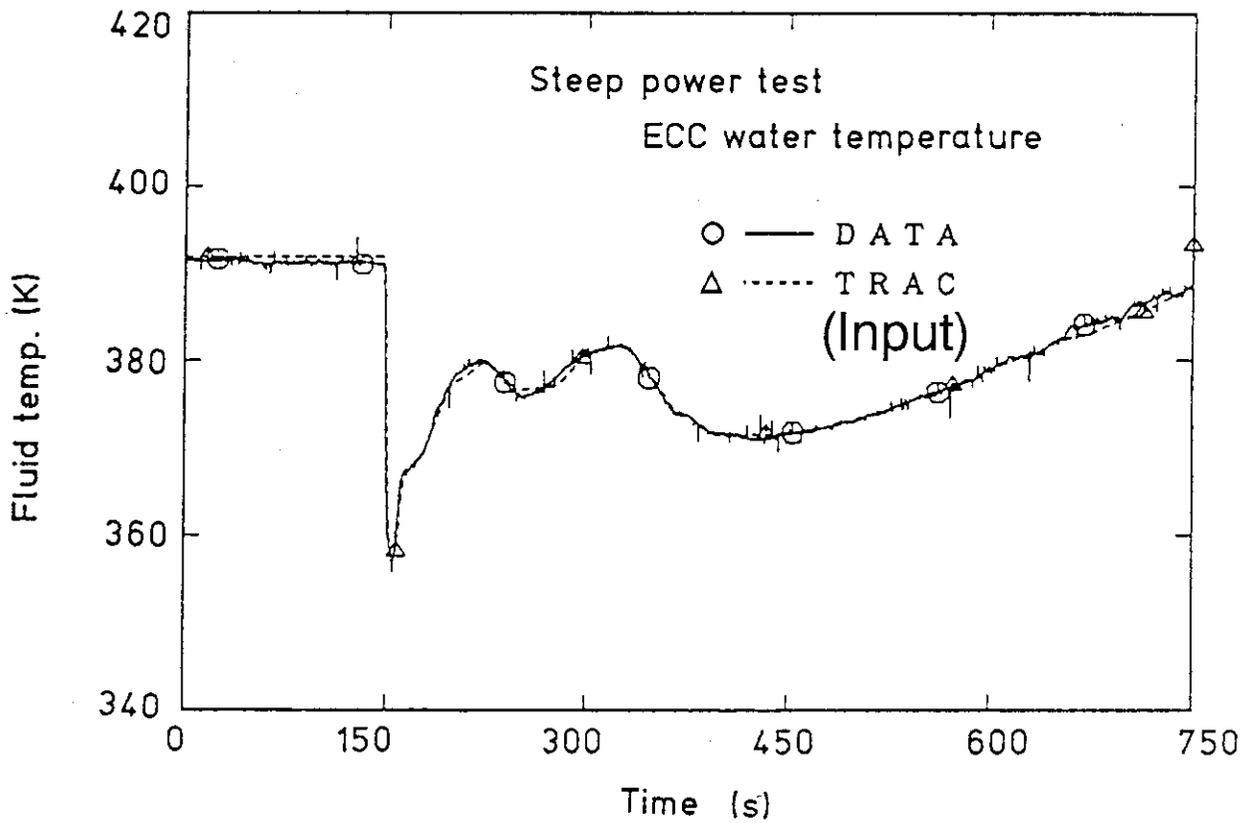
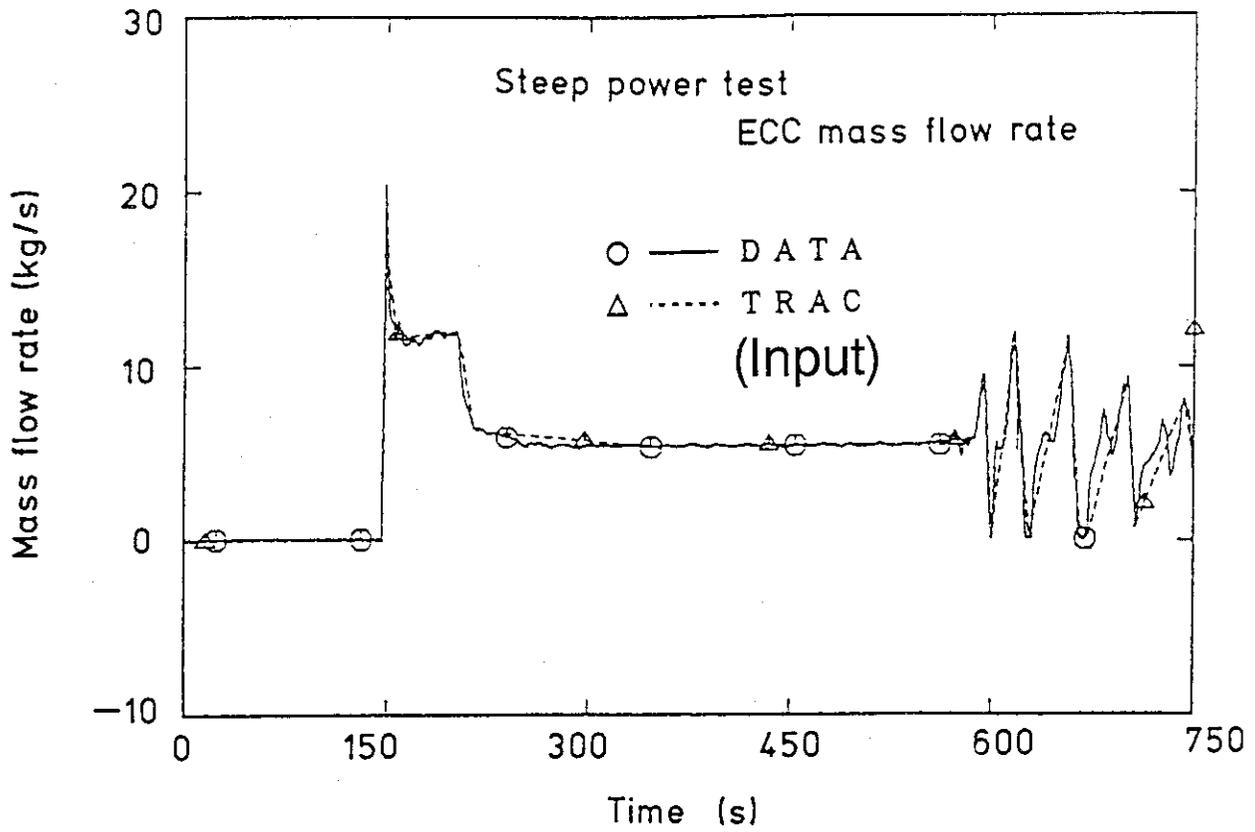


図3.4.18 ECC水注入流量及び水温(平板炉心試験S2-16)

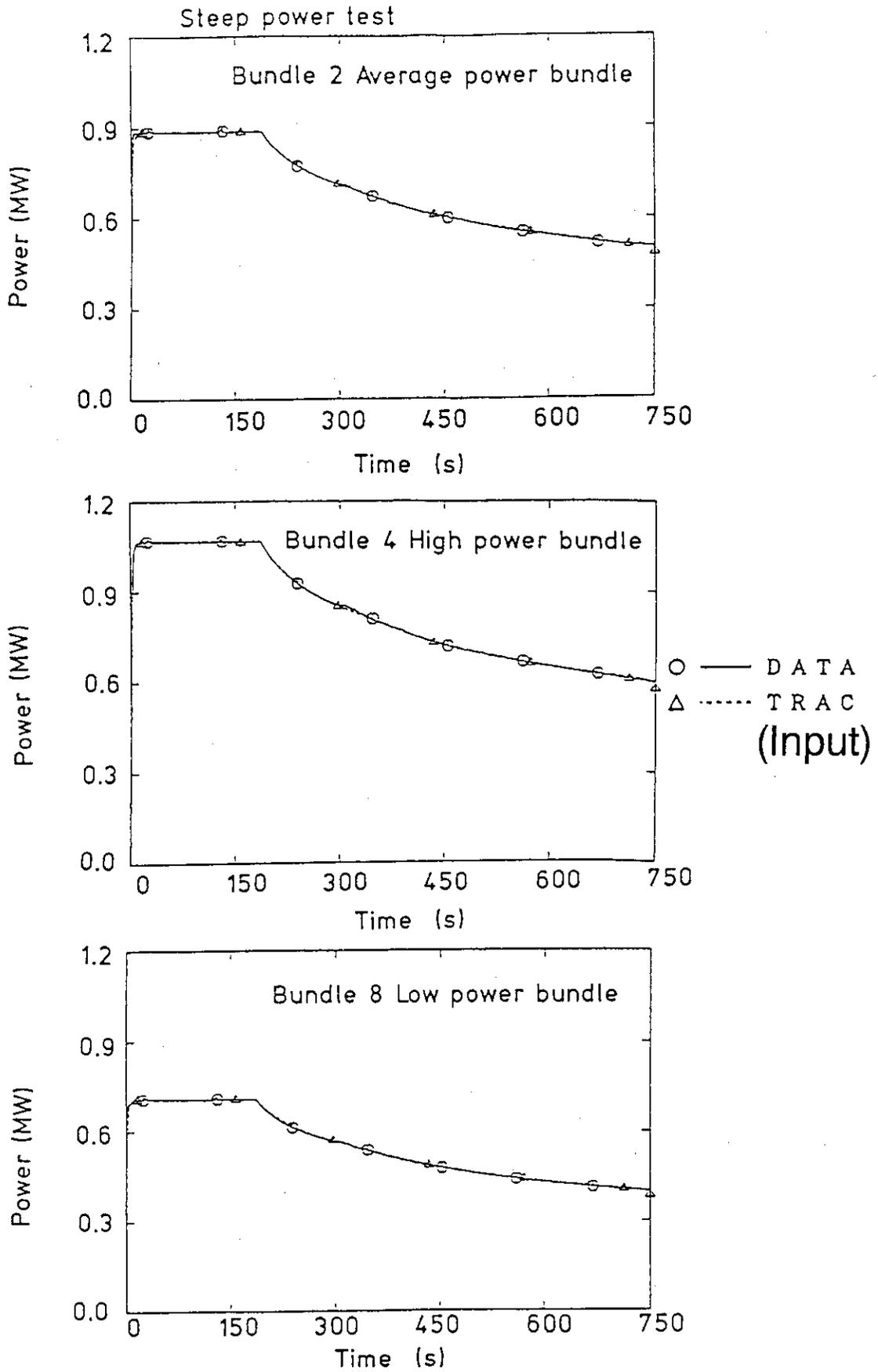


図3. 4. 19 炉心出力 (平板炉心試験S 2-16)

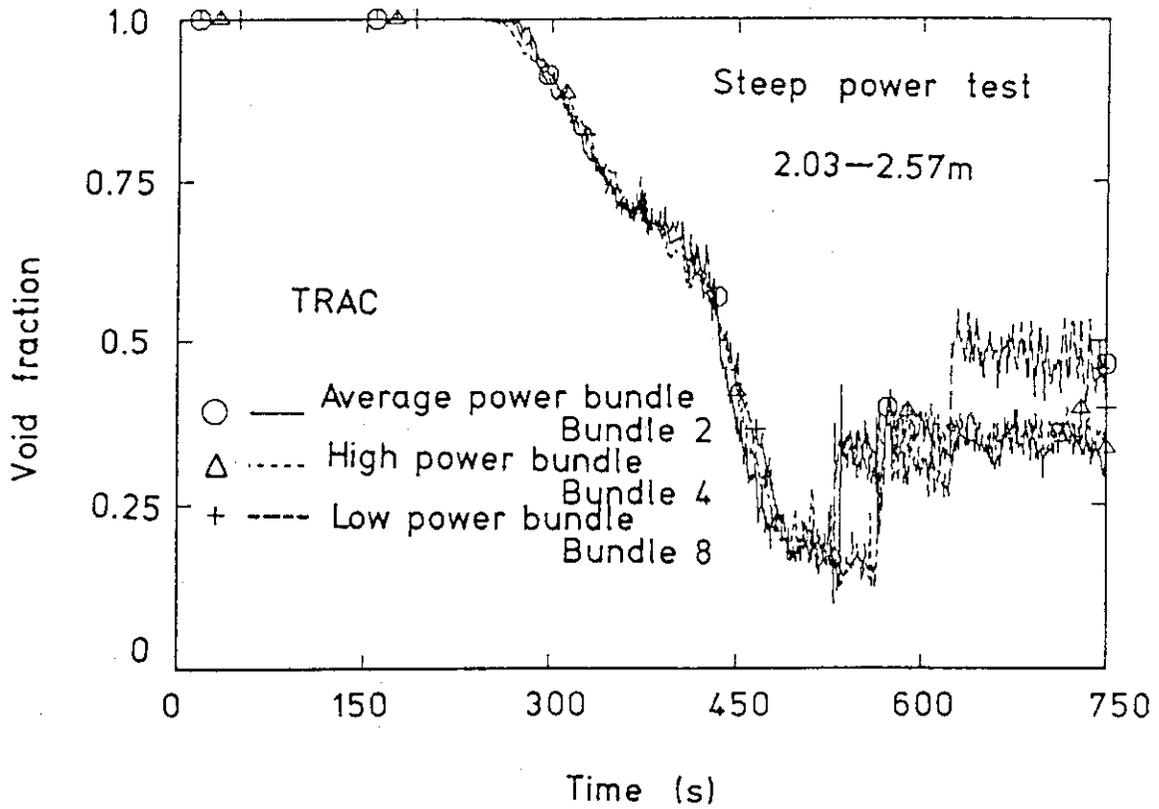
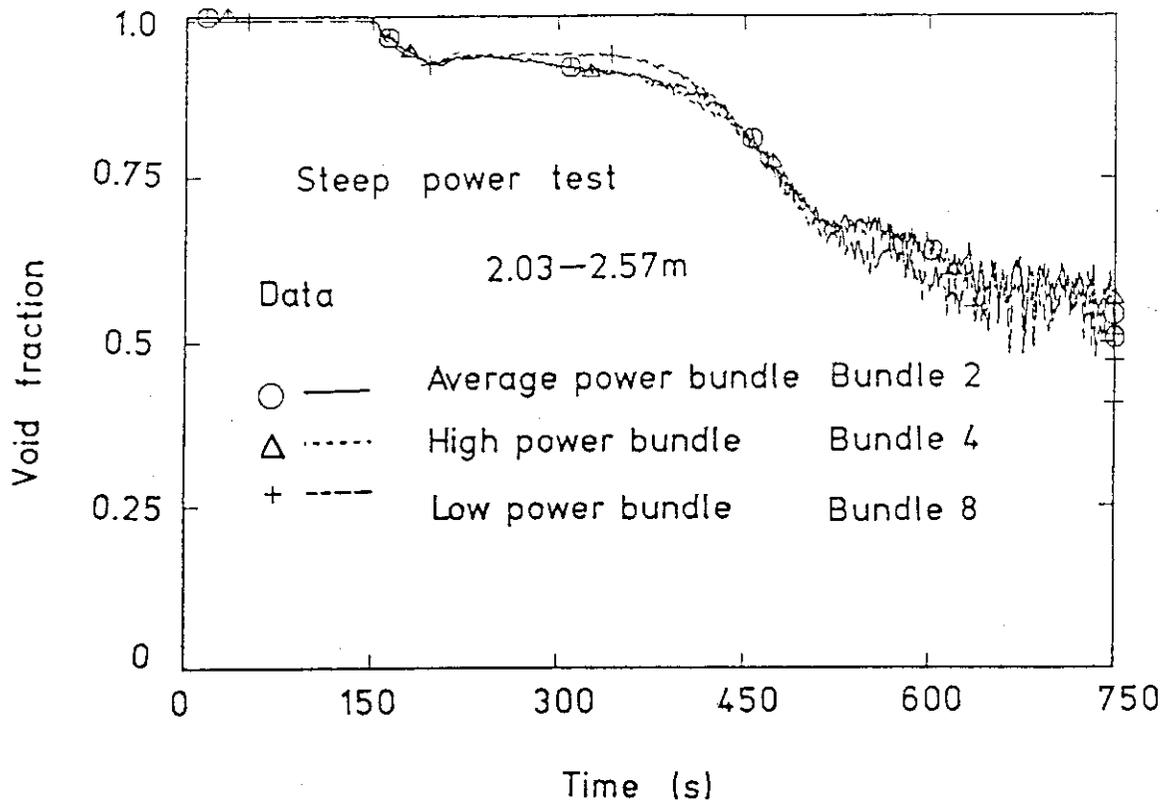


図3. 4. 20 炉心内区間ボイド率 (平板炉心試験S2-16)

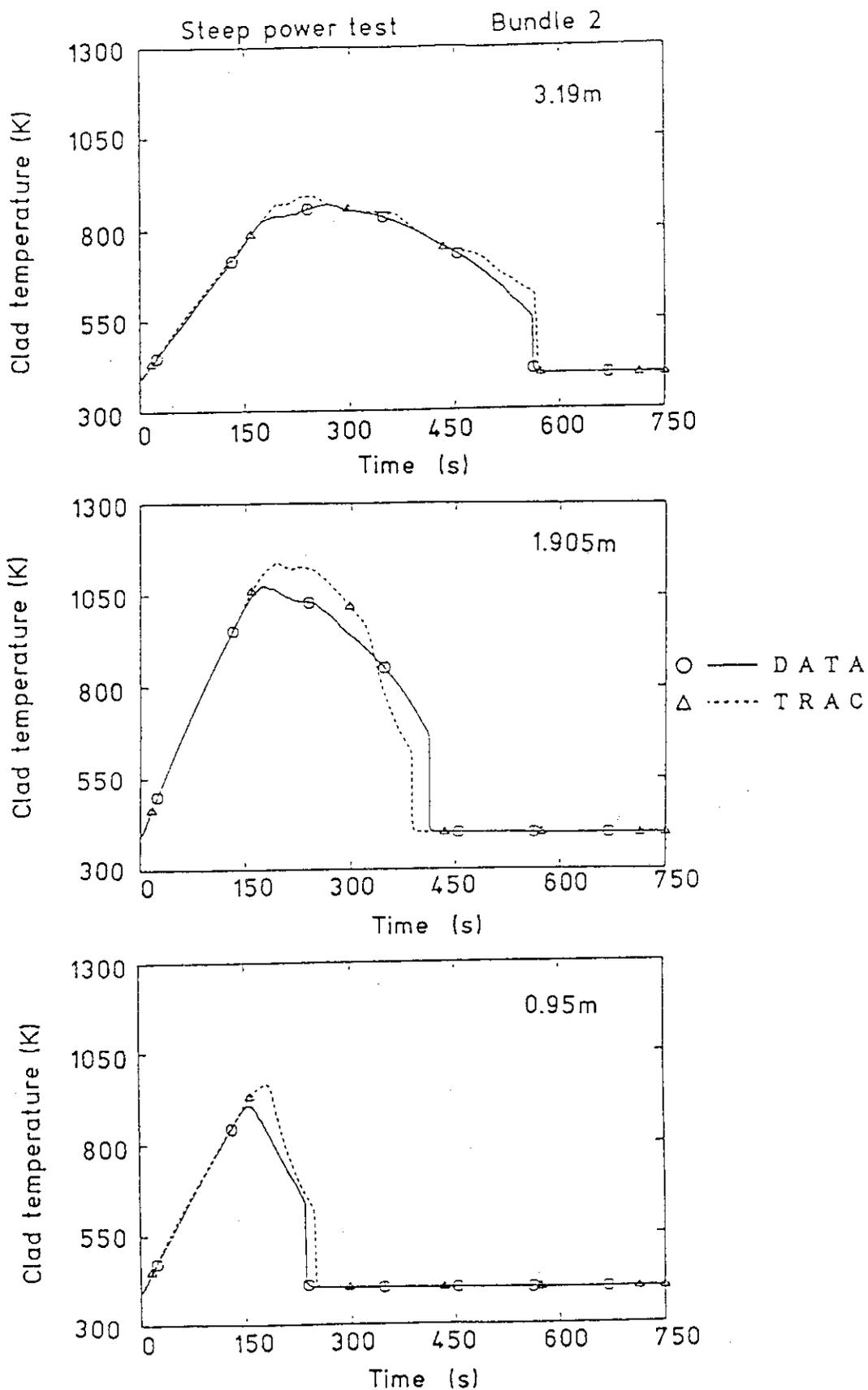


図3.4.21 被覆管温度の比較 (バンドル2) (平板炉心試験S2-16)

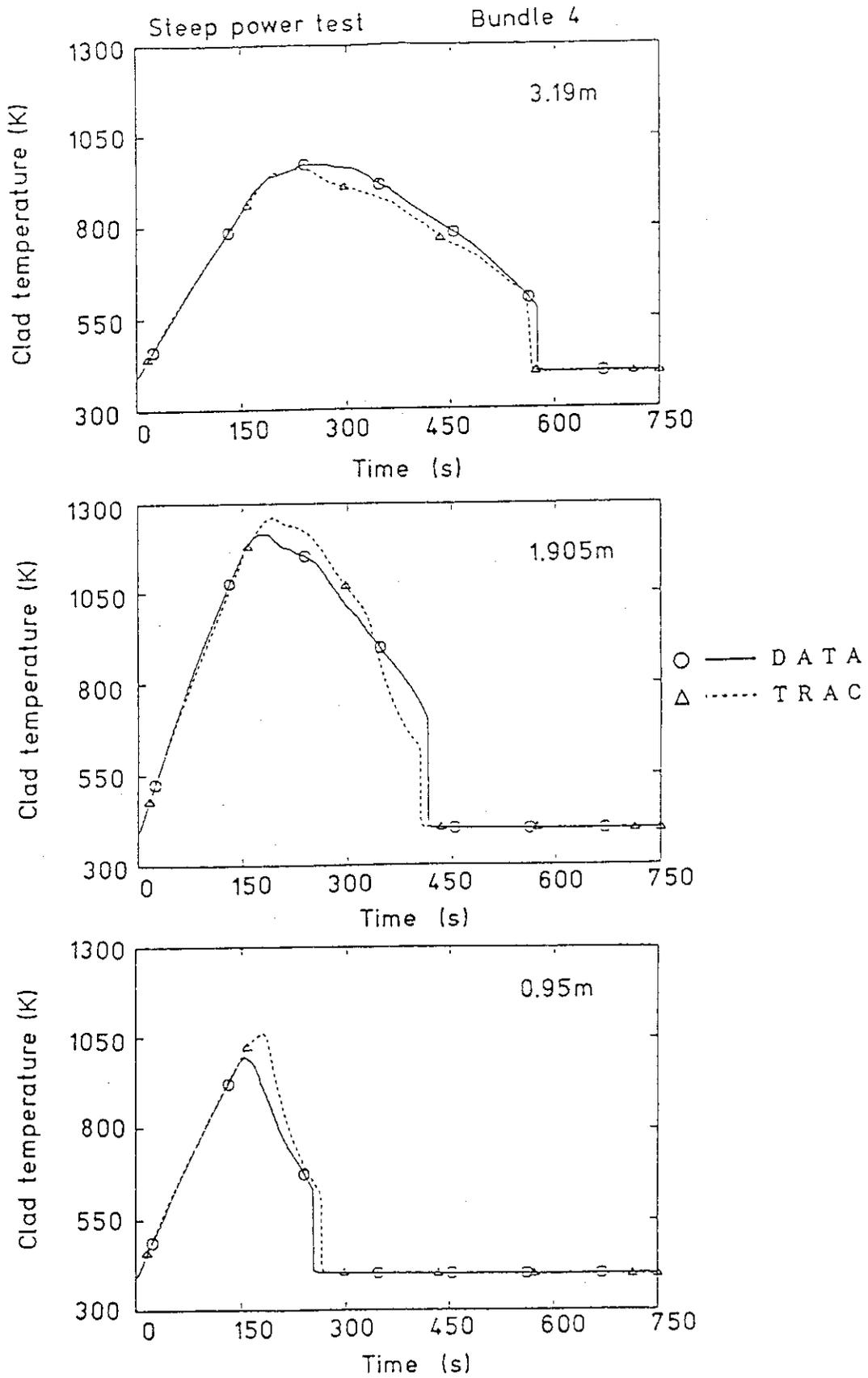


図3. 4. 2 2 被覆管温度の比較 (バンドル4) (平板炉心試験S 2-16)

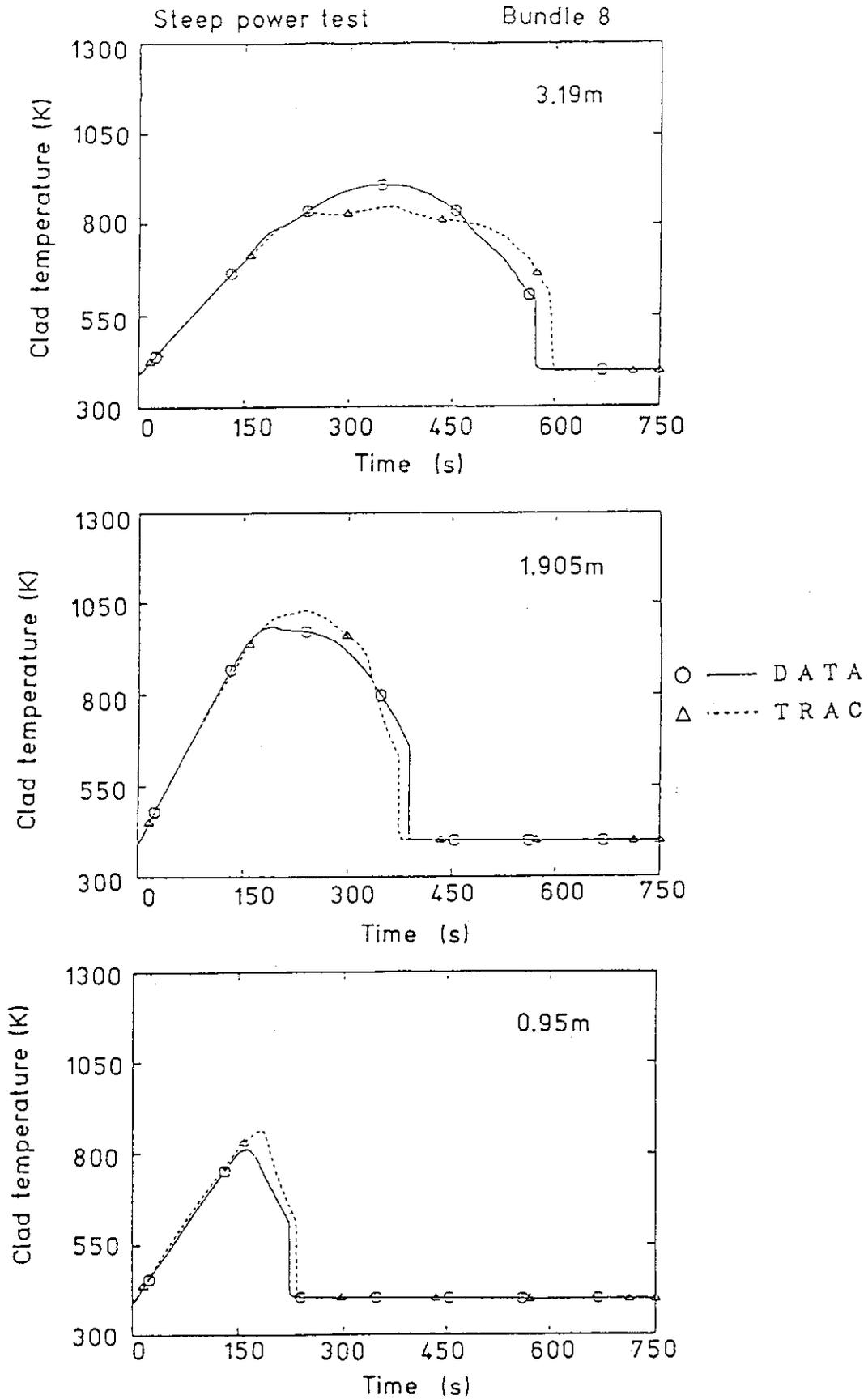


図3.4.23 被覆管温度の比較 (バンドル8) (平板炉心試験S2-16)

APB = Average power bundle
 HPB = High power bundle
 LPB = Low power bundle

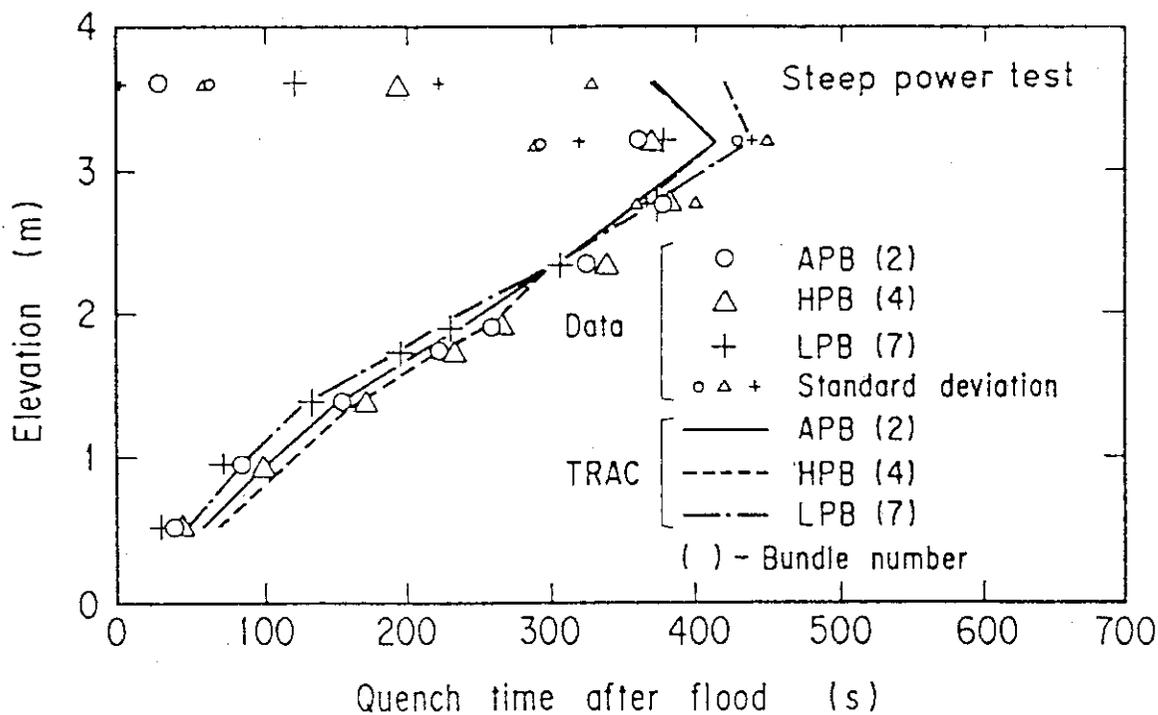
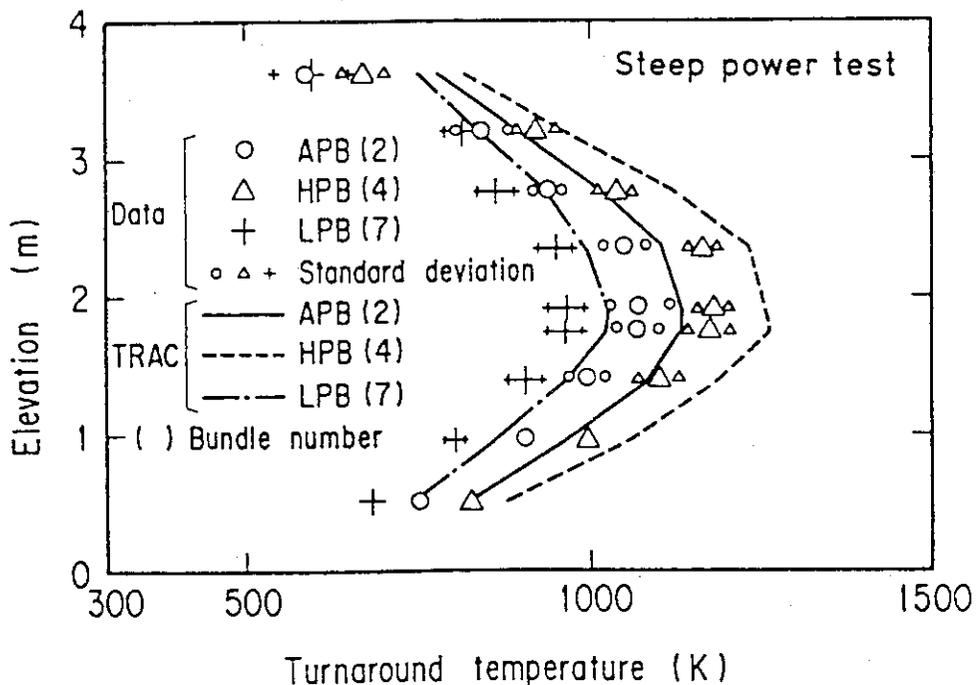


図3. 4. 24 ターンアラウンド温度及びクエンチ時間 (平板炉心試験S 2-16)

4. 総合試験に対する評価計算結果

本章では、総合試験に対する評価計算結果として、円筒炉心第2次炉心基準試験⁽¹⁾、セミスケールMOD1試験S-06-3⁽²⁾及びLOFT試験L2-5試験⁽³⁾による結果について述べる。

4.1 円筒炉心基準試験

円筒炉心試験は大破断LOCA再冠水期を対象とした総合試験である。円筒炉心試験では種々の条件で再冠水試験が行われた。その代表的な試験である第2次炉心基準試験を対象として計算を行い、TRACコードの予測性能を評価した。

4.1.1 試験装置と試験条件⁽¹⁾

図4.1.1に円筒炉心試験装置の鳥瞰図を示す。円筒炉心試験装置はウェスティングハウス型4ループPWRを模擬する試験装置であり、垂直方向は実スケール、流路面積は実炉の約1/21.4である。破断形態はコールドレグ200%を想定して、LOCA時の再冠水期の挙動を模擬することを主目的としている。

表4.1.1に装置の諸元を示す。

圧力容器には、模擬炉心、上部プレナム・下部プレナム及び環状ダウンカマが設けられている(図4.1.2)。炉心は8×8本の模擬燃料棒よりなる集合体32体より構成される。炉心の半径方向の出力分布は、周辺部、中間部、中心部の3領域に分割されていて、半径方向の分布がつけられている(図4.1.3)。発熱棒は15×15型燃料集合体形状を模擬し(図4.1.4)、軸方向には17ステップのコサイン分布がつけられている(図4.1.5)。

1次系ループは健全3ループと破断1ループとより構成されている。各ループ長さ、高さ、傾斜角等は実炉と同一とし、流路面積は実炉の1/21.4倍である(図4.1.6および図4.1.7)。蒸気発生器は、実炉と同一径のU字管を用い、2次側には実炉と同一の高圧飽和水を満たせる構造となっている。1次系ポンプの流動抵抗はオリフィス板により流動抵抗が模擬されている。

格納容器は2個のタンクで模擬している。タンクの圧力を一定に保つように大気への蒸気放出量を制御し、再冠水時の背圧を模擬している。

試験装置の各部には、熱電対、差圧計、流量計等が合計約1600点の計測器が配置されて、再冠水時の流動挙動、伝熱挙動が詳細に計測されている。

円筒炉心基準試験の主要な試験条件を表4.1.2に示す。基準試験の試験条件は実炉の安全評価解析結果を参考に決定されている。

試験の手順、及び主要な事象の起こった時刻は以下の通りであった。

- (1) 試験の初期条件(温度、圧力等)を設定する。
- (2) 下部プレナムに飽和水を所定の液位(0.9m)まで満たす。
- (3) データ集録を開始する。(このタイミングを試験開始とする。)
- (4) 炉心発熱棒に所定の電力を投入する。 (試験開始後 0 秒)
- (5) 炉心の被覆管温度の最高値が所定温度に達した時点 (試験開始後 84.5秒)

に、下部プレナムへの注水を開始する。

- (6) 炉心発熱棒への供給電力を崩壊熱模擬に従って減衰させる。
(試験開始後 93.5秒)
- (7) 下部プレナムが満水となり再冠水が開始した。
(試験開始後 94.0秒)
- (8) 注水個所を下部プレナムからコールドレグに変更する。
(試験開始後 97.0秒)
- (9) Accからの注水を終了し、LPCIモードにスイッチする。
(試験開始後 120.0秒)
- (10) 全発熱棒がクエンチした。
(試験開始後 652.0秒)
- (11) 炉心電力を停止しECC水の注水を停止する。
(試験開始後1005.0秒)
- (12) データ集録を停止する。
(試験開始後1035.0秒)

4. 1. 2 計算方法

図4. 1. 8に本計算で用いたノーディングを示す。

圧力容器部は3次元VESSELコンポーネントによりモデル化した。

健全ループは、ホットレグ部分はPIPEコンポーネントにより、蒸気発生器部分はSTGENコンポーネントにより、クロスオーバーレグからコールドレグにかけての部分はTEEコンポーネントによりそれぞれモデル化した。図4. 1. 8では、健全ループ1ループ部分のみしか示されていないが、3ループを個別にモデル化した。

破断ループの蒸気発生器側部分は健全ループと同様にPIPE、STGEN及びTEEコンポーネントを用いてモデル化した。圧力容器側の破断ループはPIPEコンポーネントを用いてモデル化した。

実験で計測された注水流量と注水温をFILLコンポーネントを用いてテーブル入力を与え、健全ループ及び下部プレナムからのECC水注入条件とした。また実測された格納容器圧力を境界条件としてBREAKコンポーネントにより与えた。また炉心出力も境界条件として与えた。

図4. 1. 9に圧力容器部の入力モデルを示す。圧力容器は高さ方向16レベル、円周方向4セクター、半径方向4リングの256セルによってモデル化した。

下方から3番目までのセルにより炉心発熱棒部下端までの区間を、4番目から10番目までのセルにより炉心発熱部下端から炉心発熱部上端までの区間を、11番目から16番目までのセルにより炉心発熱部上端から圧力容器頂部までの区間を表わした。

半径方向の最外周のリングによりダウンコマ部を、中心から3番目までのリングにより下部プレナム、炉心及び上部プレナム部を表わした。

炉心発熱部分は高さ方向の4番目から10番目までの区間に対応している。この区間の軸方向セル長さは、上端と下端では0.305mとし、中間では0.610mとした。また円周方向には90°づつの均等なセクターに分割した。また、半径方向については、中心の第1リングに炉心の高出力バンドル部分を、第2リングに中出力バンドル部分を、第3リングに低出力バンドル部分に対応させてセル分割を行った。

図4. 1. 10に、一次系ループのホットレグ部分の入力モデルを示す。ホットレグ部分はPIPEコンポーネントを用いてモデル化した。第1セルは圧力容器側に接続されている。第1セルから第5セルでホットレグの水平管部を、第6セルと第7セルでベンド部と傾斜管部を

それぞれ表わした。また第8セルから第10セルは蒸気発生器の入口プレナム下部を模擬している。セル分割は実験装置の圧力タップ取り付け位置がセル中心となるように留意して行った。

図4. 1. 11に一次系ループの蒸気発生器部分の入力モデルを示す。蒸気発生器部分はSTGENコンポーネントを用いてモデル化した。蒸気発生器の入口プレナムの上部を第1セルにより、U字管部を第2セルから第19セルにより、出口プレナムの上部を第20セルによりそれぞれ模擬した。2次側は9セルによってモデル化した。セル分割は実験装置の圧力タップ取り付け位置と2次側流体温度測定位置がセル中心となるように留意して行った。

一次系ループのクロスオーバーレグ部分、ポンプシミュレータ部分及びコールドレグ部分は、図4. 1. 12に示す様にTEEコンポーネントを用いて模擬した。第1セルから第3セルにより蒸気発生器出口プレナム下部を、第4セルから第8セルによりクロスオーバーレグ部分をそれぞれ表わした。ポンプシミュレータ部は第9セルから第14セルで表わした。流動抵抗を模擬するためのオリフィス板は11番目のセル界面位置と対応している。また、第15セルから第22セルによりコールドレグ部分を模擬した。ECC水は第18セルに注入される。セル分割は、ベンド管位置、オリフィス板取り付け位置、ECC水注入位置及び圧力タップ取り付け位置に留意して定めた。破断ループでは、クロスオーバーレグ部、ポンプシミュレータ部及びコールドレグECCポート部までの形状は図4. 1. 12示す形状と同一であるが、その先端部には弁や拡大管部が設けられている。そこで、図4. 1. 13に示す先端部を付加して、破断ループのコールドレグ部から格納容器にかけての接続配管を模擬した。また、圧力容器側の破断コールドレグは図4. 1. 14に示すPIPEコンポーネントを用いて模擬した。

初期条件として、一次系ループ部の圧力は0.2MPaに、流体温度は飽和温度に、ボイド率は1に、流速は0m/sに設定した。また、SG2次側流体温度とU字管部の流体温度は実測値を用いて初期条件とした。

圧力容器下部には、実験開始時、飽和水が満たされている。実測された流体温度と飽和水液位を用いて、圧力容器下部の液体温度とボイド率の初期値を設定した。また、ダウンカマ壁も初期過熱されている。ダウンカマ部分の壁温は測定値を用いて467Kとした。

格納容器圧力は時間とともに変化した。そこで、実測された圧力履歴をテーブル入力として与え、BREAKコンポーネントにより圧力境界条件として与えた。

炉心出力は実測値を用いて設定した。半径方向の出力分布についても、実測値を用いて入力した。

ECC水の注入条件については、実測された注入流量と注入水温をFILLコンポーネントを用いて与えて境界条件とした。

4. 1. 3 計算結果と検討

(a) ループ部の挙動

図4. 1. 15に健全ループの差圧と流量を示す。円筒炉心試験装置では健全ループは3ループある。TRACコードによる計算でもこれらの3ループを個別にモデル化した。その結果得られた各ループの差圧や流量の計算結果を検討したところ、並列連成振動や差圧や流量の不均等はみられず、実験と同様に、3健全ループの挙動は類似していた。図4. 1. 15では、ループ2の差圧と流量を示している。測定結果にはみられていない長周期のうねりがある点を

除くと、計算結果は測定結果と良好な一致を示している。また、計算結果では、蒸気発生器の出口プレナムにおいて蒸気单相流がみられていて、蒸気は2次側水温に近い温度まで過熱されていた。このような出口プレナム部における計算結果は測定結果と一致していた。

図4. 1. 16に破断ループの差圧と流量を示す。差圧と流量はともに測定結果よりも小さく計算されている。計算された差圧が測定結果とほぼ等しい300秒付近では、流量の計算結果は測定結果とほぼ等しいことから、破断ループの流動抵抗係数(差圧/動圧)は妥当に計算されていると考えられる。

図4. 1. 17に圧力容器側破断コールドレグの差圧と流量を示す。この区間の差圧は測定結果に比べて小さく計算されている。一方、流量は長周期のうねりを示していて、測定結果よりも大きくなったり小さくなったりしている。この区間の圧力損失係数は蒸気单相流の条件の測定結果を用いて調節した。しかしながら、計算結果では流量が測定結果よりも大きい場合でも差圧は測定結果よりも小さくなっている。この区間では高速の二相流となっていたことが、蒸気单相流条件で圧力損失係数を調節しても妥当な差圧と流量の関係を得ることができなかった原因と思われる。今後、TRACコードの二相流条件における圧力損失計算方法について調査検討する必要がある。

健全ループの差圧を ΔP_I 、破断ループの差圧を ΔP_B 、圧力容器側破断コールドレグの差圧を ΔP_{BCL} とすると、これらの差圧には

$$\Delta P_B = \Delta P_I + \Delta P_{BCL}$$

という関係が成り立っている。 ΔP_B が測定結果よりも小さかったのは、 ΔP_{BCL} が過小に計算されたためと考えられる。

(b) 圧力容器内の挙動

図4. 1. 18にダウンカマ差圧を示す。計算では、ダウンカマ部は円周方向に4セクターに分割されている。各セクターごとの差圧を求めたところ、円周方向の位置による違いはほとんどなかった。この結果は実験で得られた結果と一致している。

計算結果は、長周期のうねりがある点を除き、測定結果と良く一致している。初期に溢水レベルに達した後に、ダウンカマ差圧が溢水レベルよりも低くなることもTRACコードにより再現できている。

計算においてダウンカマ差圧に長周期のうねりを生じているが、この原因については現時点では十分に説明されておらず、今後さらに検討する必要がある。

図4. 1. 19にダウンカマ流体温度の計算結果を示す。下部プレナムと健全ループのコールドレグに大量の非常用炉心冷却水が注入されるため流体温度は100秒頃に一時的に低下している。非常用炉心冷却水の注水モードは120秒にLPCIモードに切り換えられて、非常用炉心冷却水の注入量が小さくなった。そして、コールドレグでは蒸気の一部が凝縮されなくなり、飽和水と飽和蒸気がダウンカマ頂部に流入するようになる。ダウンカマの流体温度は上方から高まり、ダウンカマの下部でも300秒頃には飽和温度(約400K)まで上昇している。上述のような流体温度の変化は測定結果においてもみられた。

図4. 1. 20に炉心内の蓄水量を示す。計算結果は測定結果よりも100kg程度高い。これは、後述するように、炉心下部における蓄水量が過大に計算されたことによる。

図4. 1. 21に上部プレナム差圧を示す。測定結果よりもやや小さい差圧が計算されている。

(c) 炉心内の挙動

図4. 1. 22に炉心入口流量とその積分値を示す。計算結果は測定結果とよく一致している。炉心入口流体温度は、図4. 1. 23に示す様に、再冠水開始直後にやや低めに、再冠水後半でもやや低めに計算されているが、全体の傾向はよく再現できている。炉心入口圧力は再冠水開始直後一時的に低めに計算されている(図4. 1. 24)。この減圧は、健全ループのコールドレグに大量の非常用炉心冷却水が注入されたことに伴う凝縮を過大評価したために系全体が減圧されたことによる。再冠水後半では、計算された圧力は測定結果と比べて0.02 MPa程度低めである。この圧力の違いは、図4. 1. 17に示した圧力容器側破断コールドレグの差圧の違いに対応する。

図4. 1. 25に炉心内の区間ボイド率を示す。円筒炉心試験では、再冠水開始直後から炉心の各高さで同時に蓄水が開始された。そして再冠水開始から20ないし30秒後には飽和値に達している。これに対して、TRACコードによる計算結果では蓄水は炉心の下部から順次起こっている。このために、蓄水が開始されるタイミングは測定結果に比べて遅くなっている。また、蓄水量の大きさ(1-(ボイド率))の大きさに比例する量であるが)は、炉心の下方では過大に、上方では過小に計算されている。炉心全体では、図4. 1. 20に示した様に、過大評価されている。

各セルのボイド率を調べると、上方のボイド率の方が下方のボイド率よりも(100秒程度の期間継続して)高くなるのが計算結果にはみられる(例えば図4. 1. 25においては、500秒頃、ボイド率は上方のセルの方が低い)。このような蓄水分布は物理的には不安定であり、長時間継続することは考えにくい。計算結果を詳細に調べた結果から、このようなボイド分布を生じる際には、液位の存在を仮定してセル界面のフラックス項を補正するInterface sharpenerモデルが使用されていることがわかった。このような非物理的なボイド率分布をなくすためには、Interface sharpenerモデルの改良が必要である。

図4. 1. 26に高出力棒の炉心中心高さにおける被覆管温度履歴を示す。計算された最高温度(ターンアラウンド温度)は測定結果とよく一致している。図4. 1. 27と図4. 1. 28に高出力棒に沿ってのターンアラウンド温度とターンアラウンド時間を比較した。中心高さのみならず他の高さ位置でもほぼ一致した結果が計算されている。

図4. 1. 29にクエンチ時間の比較結果を示す。計算結果は測定結果よりもややクエンチのタイミングが早い、全体の傾向はよく再現されている。

(d) 計算時間

図4. 1. 30にCPU時間を示す。円筒炉心基準試験の解析では、圧力容器部分を3次元VESSELコンポーネントを用いてモデル化している。このケースでは、約50000秒(約14時間)のCPU時間を必要とした。図4. 1. 31には、タイムステップサイズを示す。再冠水開始直後にタイムステップサイズが小さくなっている。これは、コールドレグにおける凝縮のために流動振動が誘起され大きな流速を生じていることやWater packingを生じているためである。Acc注水が終了してLPCIモードとなりコールドレグへの注水量が小さくなると、流動振動がおさまるWater packingも発生しなくなるので、Acc注水期に比べて大きなタイムステップサイズで計算が進んでいる。LPCIモードに切り変わった後のタイムステ

ップサイズは約0.010秒でほぼ一定している。このタイムステップサイズは炉心上部のセルに対するクーラン条件により定まっている。

4. 1. 4 まとめ

表4. 1. 3に円筒炉心基準試験による評価計算結果をまとめた。

これらの評価結果から、再冠水時の熱水力現象をより正確に表わすためにはTRACコードの以下のモデルの改良が必要であることがわかった。

- 1) 炉心部熱水力モデル
- 2) 破断コールドレグ圧力損失モデル
- 3) (Acc期に対する)凝縮モデル
- 4) ダウンコマ部沸騰モデル

また、3次元VESSELコンポーネントモデルを用いる計算は多大なCPU時間を必要とする。実用上からは、計算速度を向上させることが重要である。そのためには、

- 1) 凝縮を伴う流れに対する計算を安定化すること。
- 2) 3次元コンポーネントモデルに対しても、クーラン限界を越える大きいタイムステップサイズでも安定に計算できるように数値解法を改良すること。

が望まれる。

表4. 1. 1 円筒炉心試験装置の主要諸元

構成機器	代表的PWR	円筒炉心試験装置	比率
圧力容器			
容器内径 (mm)	4 3 9 4	1 0 8 4	
容器肉厚 (mm)	2 1 6	9 0	
コアバレル外径 (mm)	3 8 7 4	9 6 1	
ダウンカマギャップ (mm)	1 1 4. 3	6 1. 5	
ダウンカマ流路面積 (m ²)	4. 2 3	0. 1 9 7	1 / 2 1. 4
下部プレナム体積 (m ³)	2 9. 6	1. 3 8	1 / 2 1. 4
上部プレナム体積 (m ³)	4 3. 6	2. 0 4	1 / 2 1. 4
燃料集合体			
バンドル数 (体)	1 9 3	3 2	
配 列	1 5 x 1 5	8 x 8	1 / 2 1. 6
発熱棒数 (本)	3 9 3 7 2	1 8 2 4	1 / 1 8. 1
非発熱棒数 (本)	4 0 5 3	2 2 4	1 / 1
有効発熱長 (mm)	3 6 6 0	3 6 6 0	1 / 1
発熱棒外径 (mm)	1 0. 7 2	1 0. 7	1 / 1
非発熱棒外径 (mm)	1 3. 8 7	1 3. 8	1 / 1
炉心部流路面積 (m ²)	5. 2 9	0. 2 5	1 / 2 1. 2
炉心水容積 (m ³)			1 / 2 1. 2
1次系ループ			
ホットレグ内径 (mm)	7 3 6. 6	1 5 5. 2	1 / 4. 7 5
ホットレグ流路面積 (m ²)	0. 4 2 6	0. 0 1 9	1 / 2 2. 5
ホットレグ長さ (m)	4. 0 5 0	4. 0 5 0	1 / 1
コールドレグ内径 (mm)	6 9 8. 5	1 5 5. 2	1 / 4. 5
コールドレグ流路面積 (m ²)	0. 3 8 3	0. 0 1 9	1 / 2 0. 3
コールドレグ長さ (mm)	5 6 0 0	5 6 0 0	1 / 1
蒸気発生器			
伝熱管本数 (本)	3 3 8 8	1 5 8	1 / 2 1. 4
平均伝熱管長さ (m)	2 0. 5	1 5. 2	1 / 1. 3 5
伝熱管内径 (mm)	1 9. 7	1 9. 6	1 / 1
伝熱面積 (m ²)	4 7 8 4	1 9 2	1 / 2 4. 9
入口プレナム体積 (m ³)	4. 2 5	0. 1 9 8	1 / 2 1. 4
出口プレナム体積 (m ³)	4. 2 5	0. 1 9 8	1 / 2 1. 4
2次側水容積 (m ³)	1 5. 7. 3	4. 9	1 / 3 2. 1

表 4. 1. 2 円筒炉心第 2 次炉心基準試験の初期条件

項 目	設 定 値
系 圧 力	0. 2 MP a
初期平均線出力密度	1. 4 kW / m
半径方向出力ピーキング係数	1. 3 6
軸方向出力ピーキング係数	1. 4 0
出力減衰曲線	A N S x 1. 2 + A c t i n i d e x 1. 1
被覆管初期温度の最高値	1 0 7 3 K
ダウンカマ壁初期温度	4 6 7 K
他の構造材の初期温度	3 9 2 K
蒸気発生器二次側水温	5 3 9 K
一次系ループの流動抵抗係数	2 5
E C C 注水条件	
A c c 流量	$9. 1 \times 10^{-2} \text{ m}^3 / \text{s}$
A c c 水温	3 0 8 K
A c c 注水継続期間	1 4 s
L P C I 流量	$1. 1 \times 10^{-2} \text{ m}^3 / \text{s}$
L P C I 水温	3 0 8 K

表4. 1. 3 円筒炉心基準試験による評価計算結果のまとめ

(1) システム挙動

試験結果	TRACコードによる計算結果
健全ループ3ループの挙動は類似で、ループ間の並列連成振動はみられない。凝縮に伴う顕著な振動はみられない。	健全ループ3ループの挙動は類似で、並列連成振動はみられなかった。Acc期に顕著な振動が計算された。LPCI期では安定な流動が計算された。
ホットレグに流入した水は、蒸気発生器で蒸発し、出口プレナムでは2次側水温に近い温度まで過熱される。	ホットレグに流入した水は、蒸気発生器で蒸発し、出口プレナムでは2次側水温に近い温度まで過熱された。
圧力容器側破断コールドレグで大きな圧力損失がみられる。	圧力容器側破断コールドレグの圧力損失が過小に計算された。その結果、圧力容器内圧力、破断ループ差圧と流量の過小評価を生じた。
ダウンカム内の蓄水挙動は1次元である。	ダウンカム内の蓄水挙動は1次元であった。計算では、測定結果にはなかった長周期のうねりがみられた。
ダウンカム内の液位は溢水レベルより低い。	ダウンカム内の液位は溢水レベルより低かった。
上部プレナムへの蓄水がみられる。	上部プレナムへの蓄水がみられた。

(2) 炉心内の挙動

試験結果	TRACコードによる計算結果
再冠水開始直後から、炉心各高さで同時に蓄水が開始される。	蓄水は炉心の下部から順次起こった。炉心下部の蓄水量は過大に、上部の蓄水量は過小に計算された。
蓄水量は、同一高さ位置では、周方向位置が異なってもほぼ等しい。	蓄水量は、同一高さ位置では、周方向位置が異なってもほぼ等しかった。Interface sharpenerモデルのために非物理的なボイド率分布が計算された。
炉心の水平断面内に出力分布や初期温度分布のある試験では、同一出力・同一初期温度の発熱棒の温度履歴はほぼ等しい	同一出力・同一初期温度の発熱棒の温度履歴はほぼ等しかった。ターンアラウンド温度やクエンチ時間は測定結果とほぼ一致した結果が得られた。
高出力・高温領域での熱伝達率は、クエンチ前において、低出力・低温領域での熱伝達率に比べて大きい。	

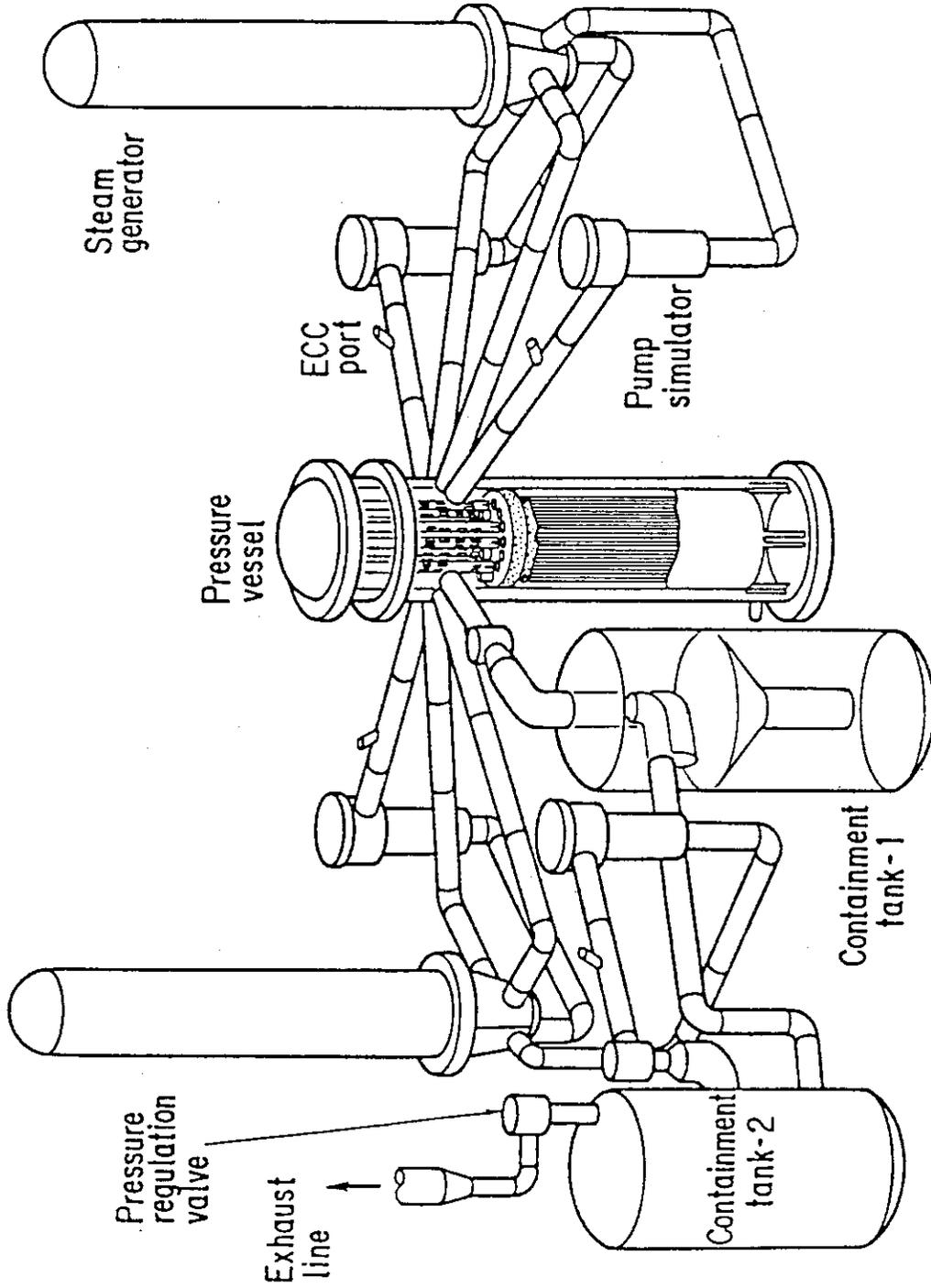


図4.1.1 円筒炉心試験装置の鳥瞰図

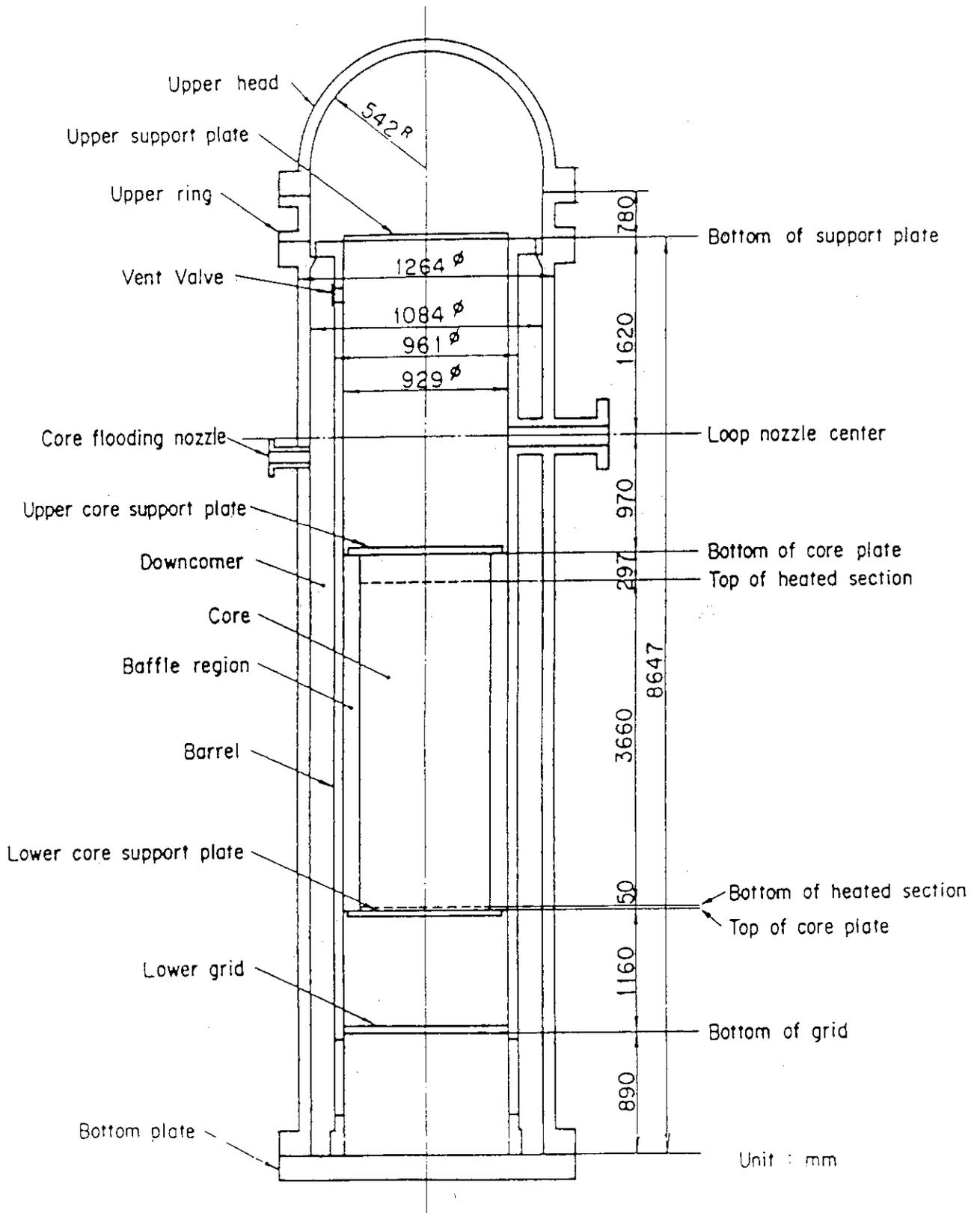


図 4. 1. 2 円筒炉心試験装置圧力容器の立面図

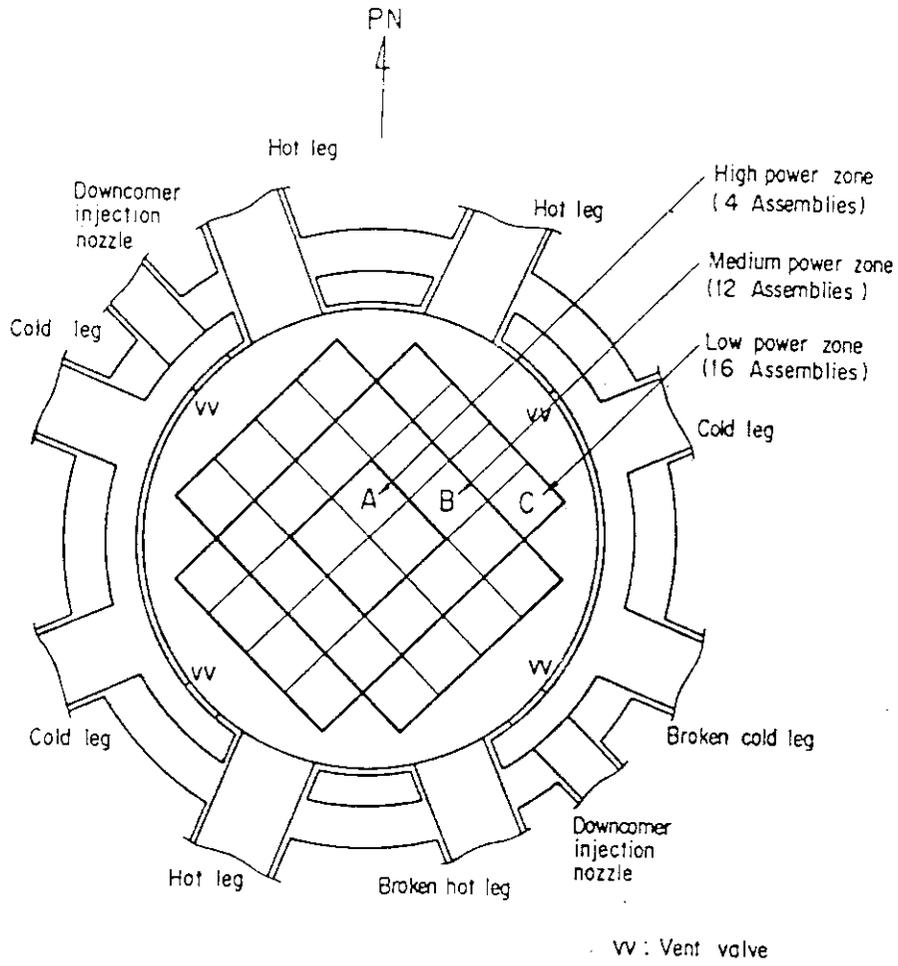


図 4. 1. 3 円筒炉心試験装置圧力容器の平面図

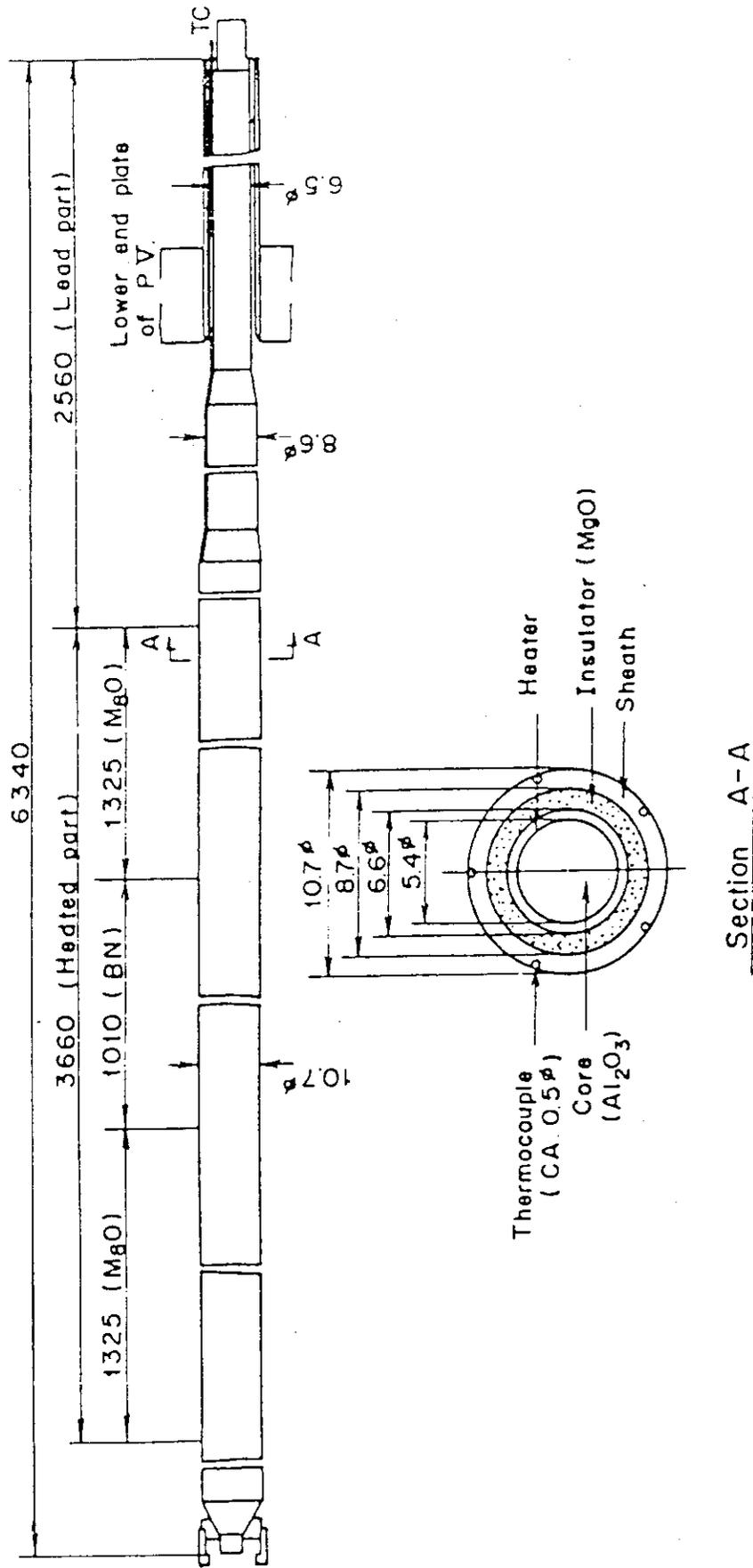


図4.1.4 円筒炉心試験装置発熱棒形状

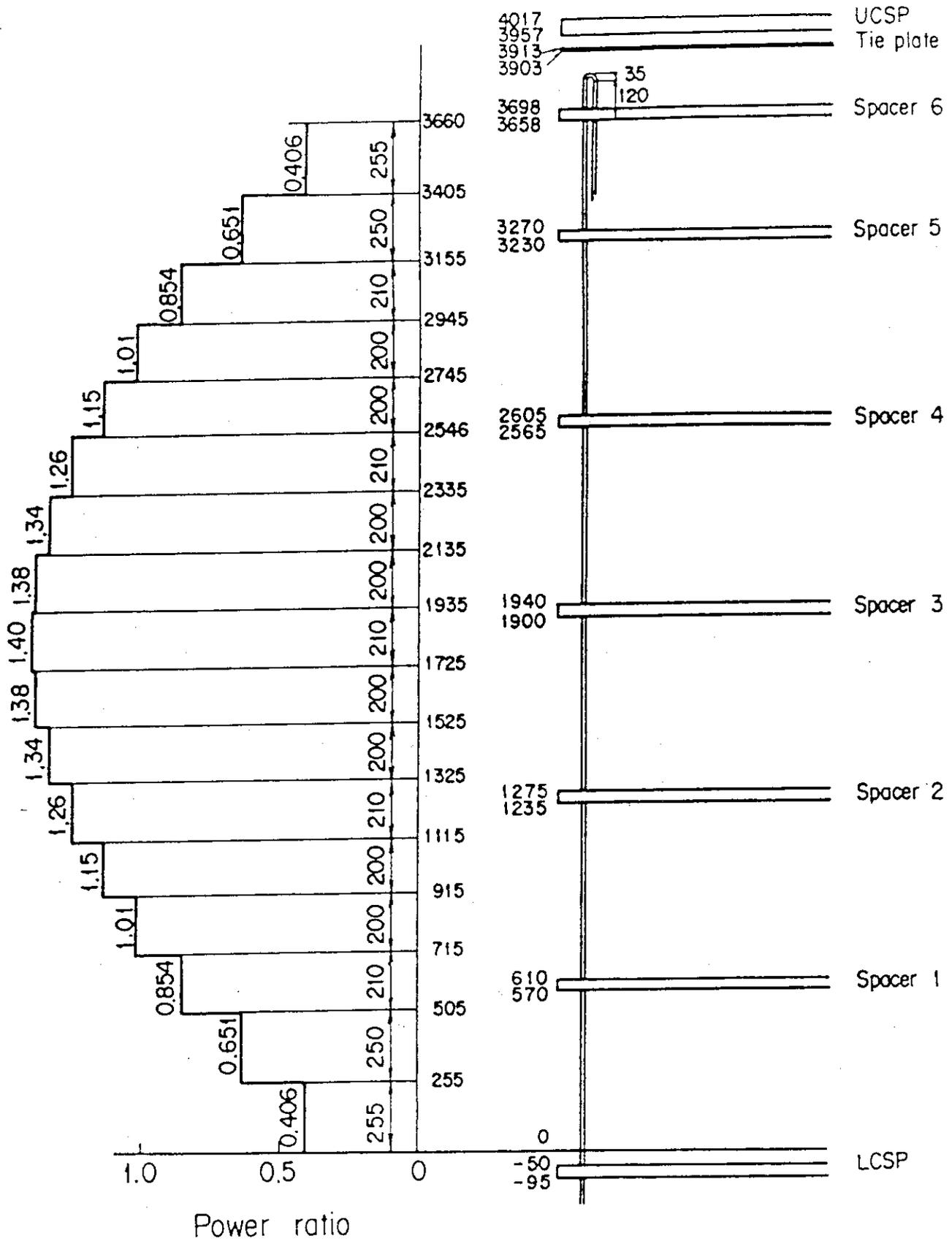


図4. 1. 5 円筒炉心試験装置発熱棒の軸方向出力分布

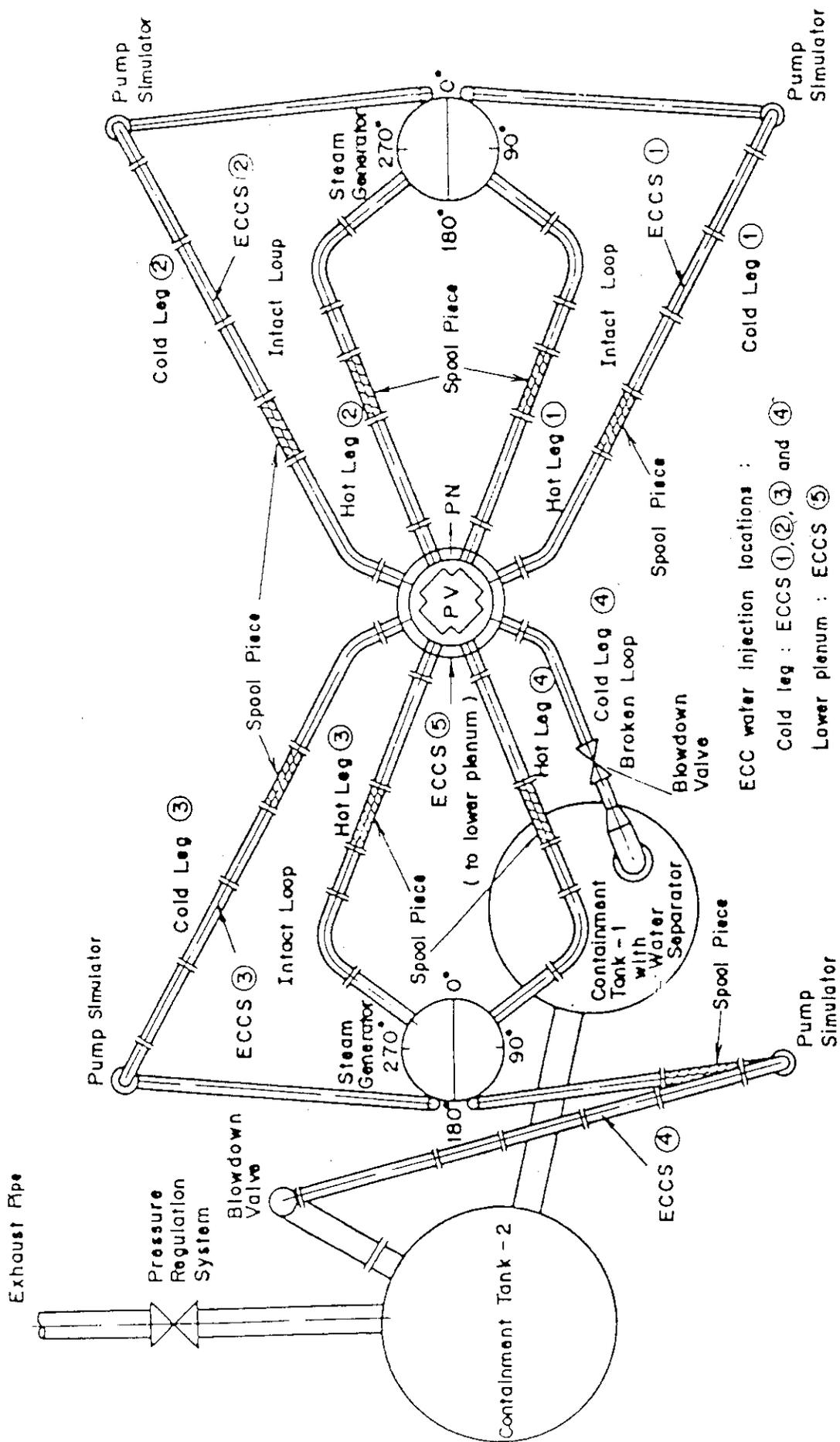


図4.1.6 円筒炉心試験装置1次ループの平面図

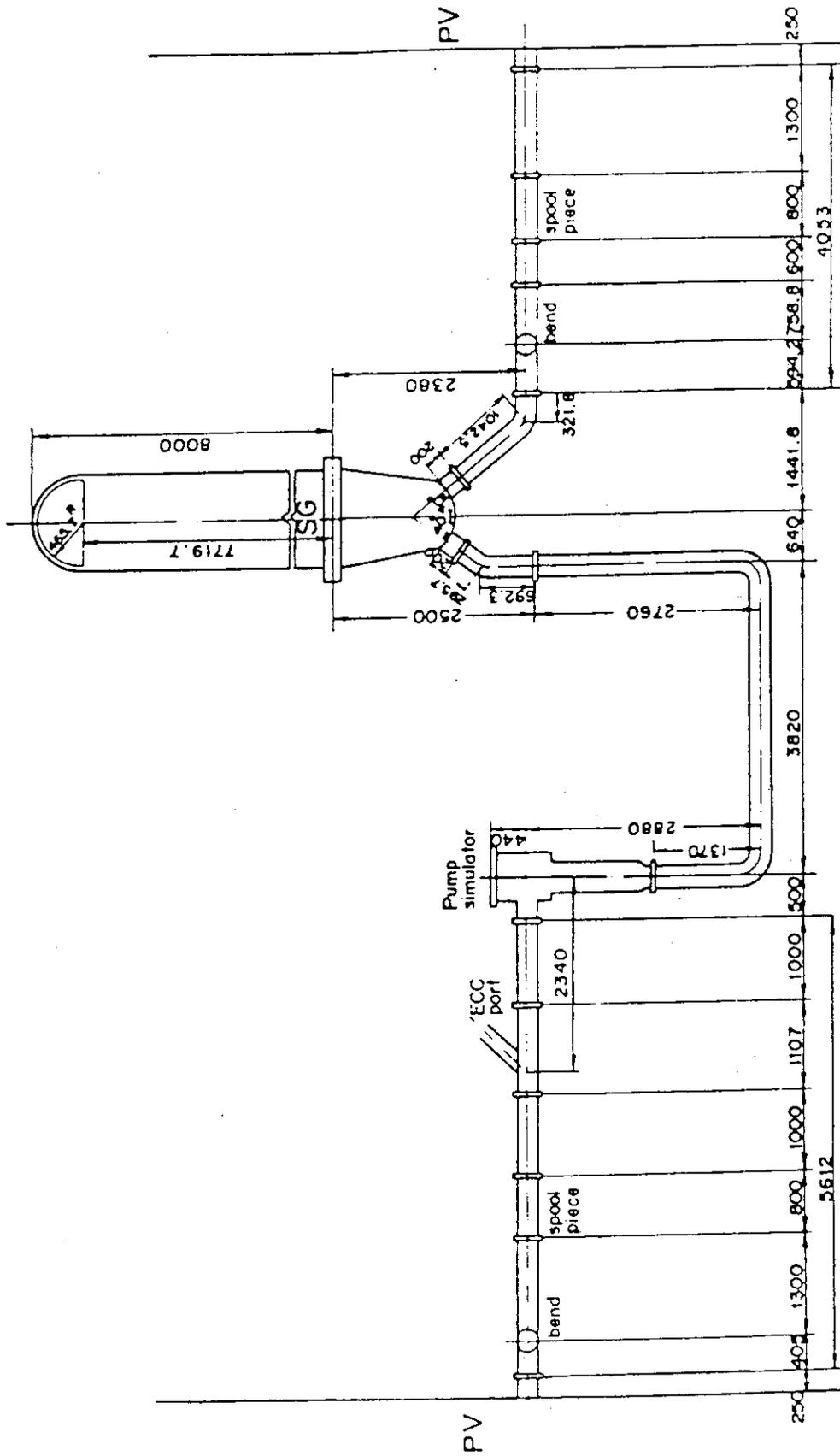


図4.1.7 円筒炉心試験装置1次系ループの立面図

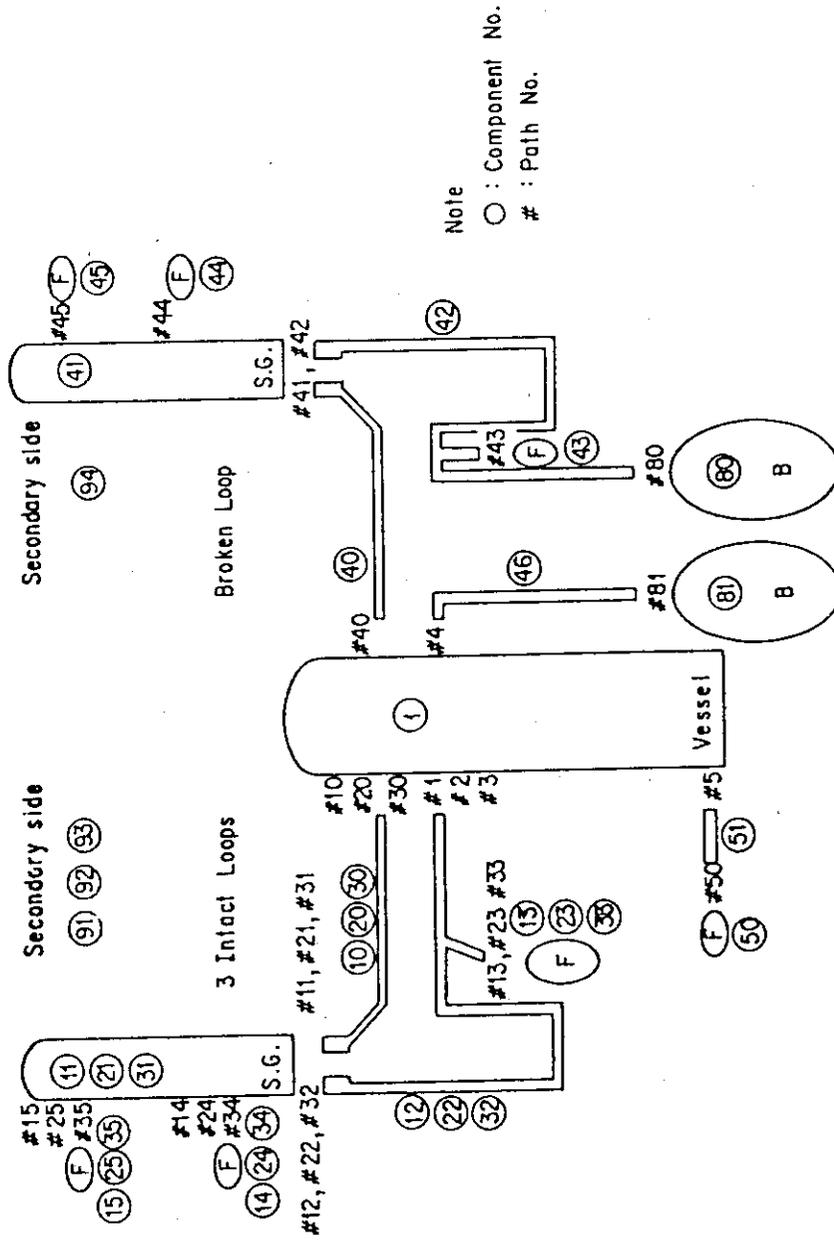


図4. 1. 8 円筒炉心基準試験による評価計算で用いたノーデイング

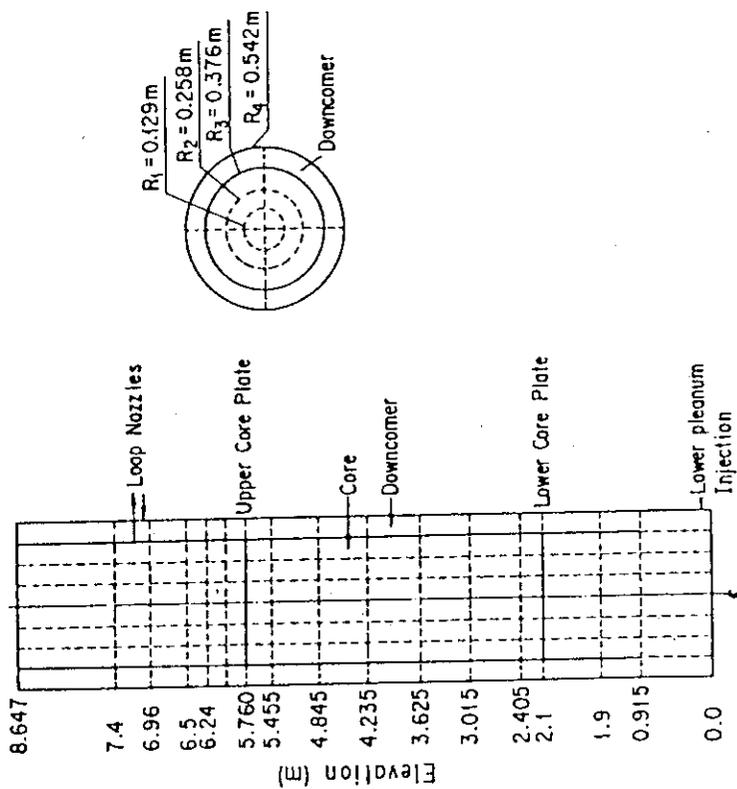


図4.1.9 円筒炉心基準試験評価計算で用いた圧力容器部ノードイング

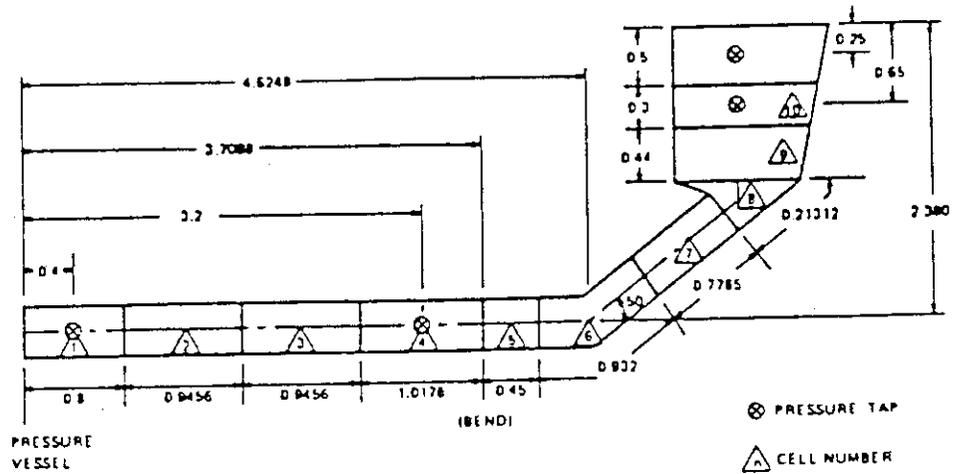


図4. 1. 1 0 円筒炉心基準試験評価計算で用いたホットレグ部ノーディング

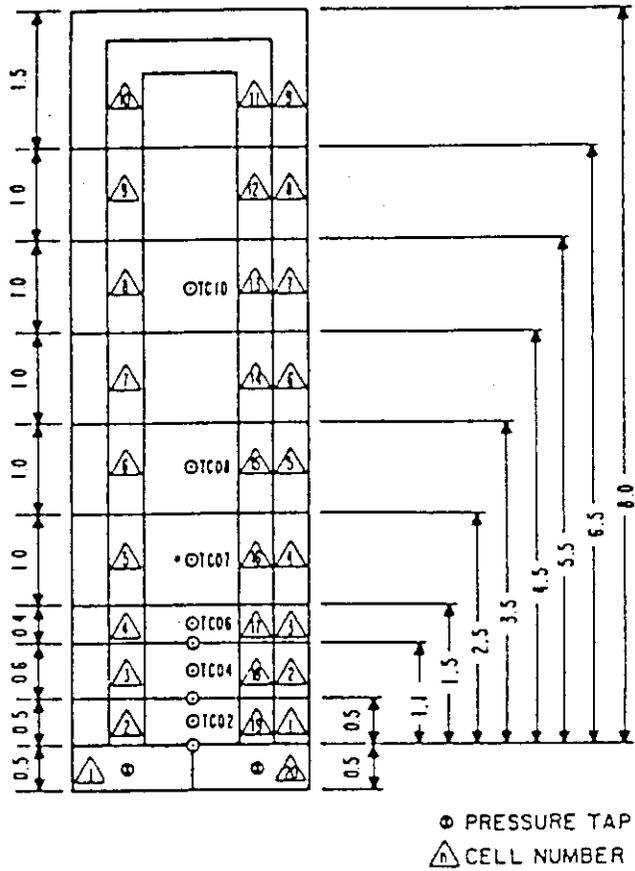


図4. 1. 1 1 円筒炉心基準試験評価計算で用いた蒸気発生器部ノーディング

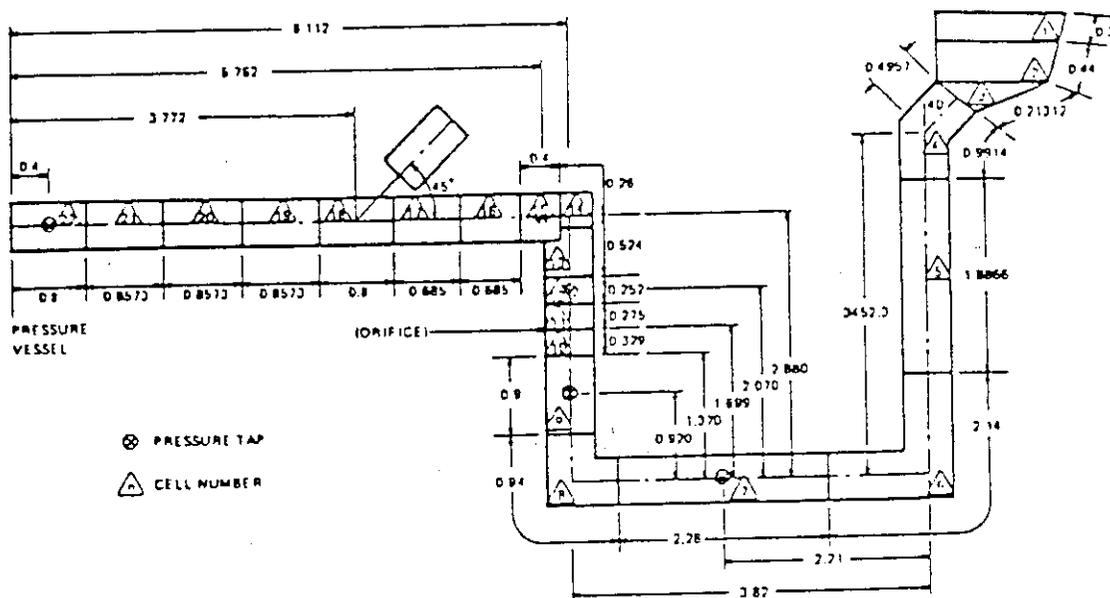


図4. 1. 1 2 円筒炉心基準試験評価計算で用いたコールドレグ部ノーディング

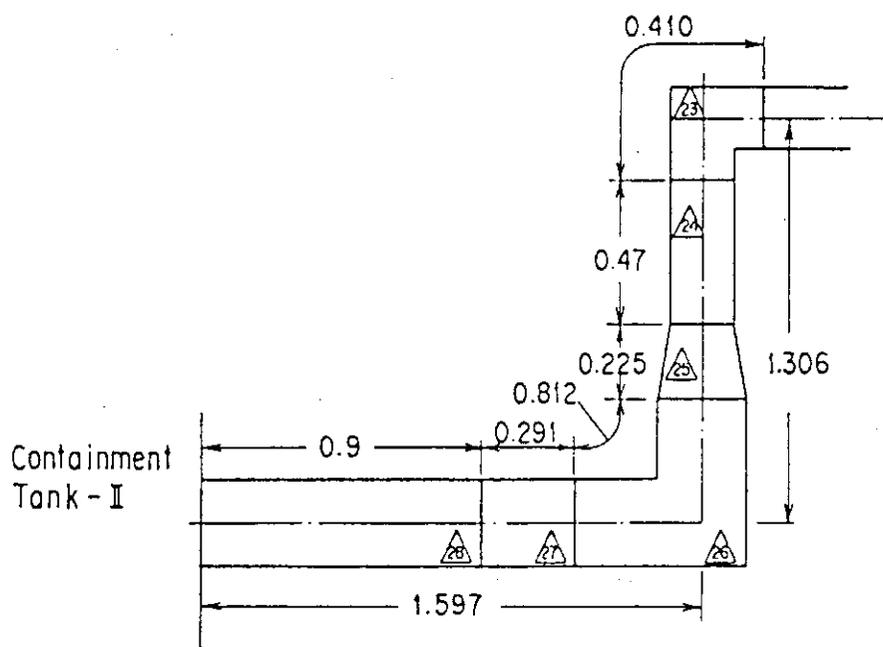


図4. 1. 1 3 円筒炉心基準試験評価計算で用いた蒸気発生器側破断コールドレグの出口部のノーディング

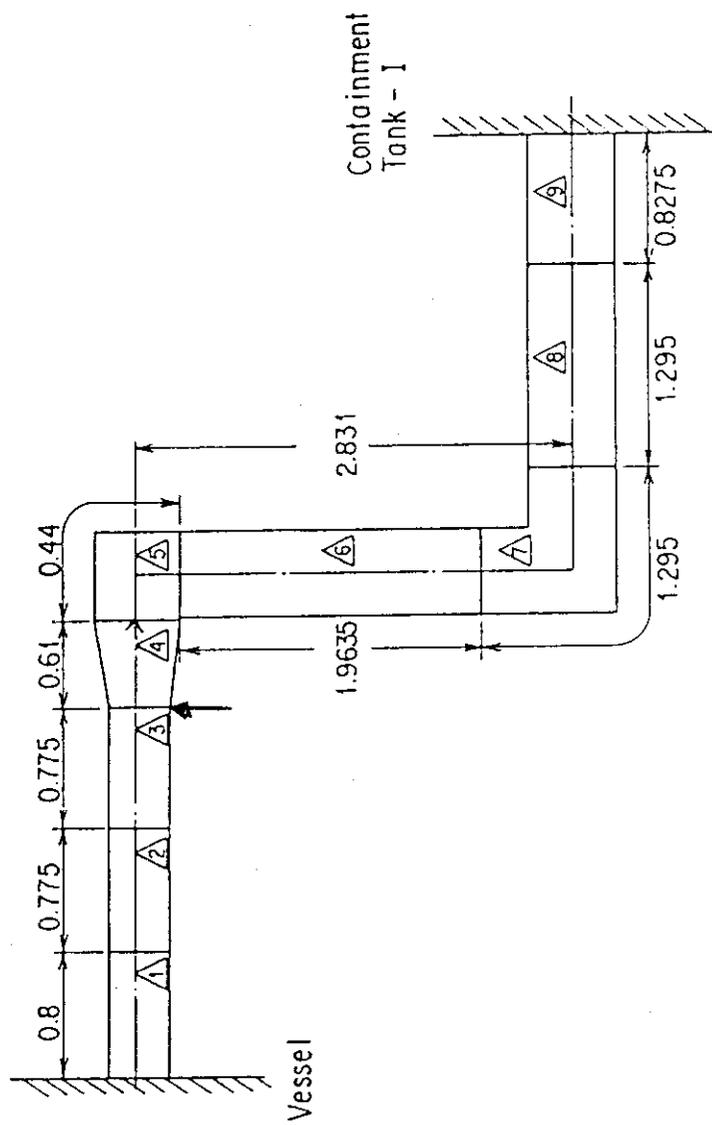


図4.1.1.14 円筒炉心基準試験評価計算で用いた圧力容器側
破断コールドレグ部ノードイング

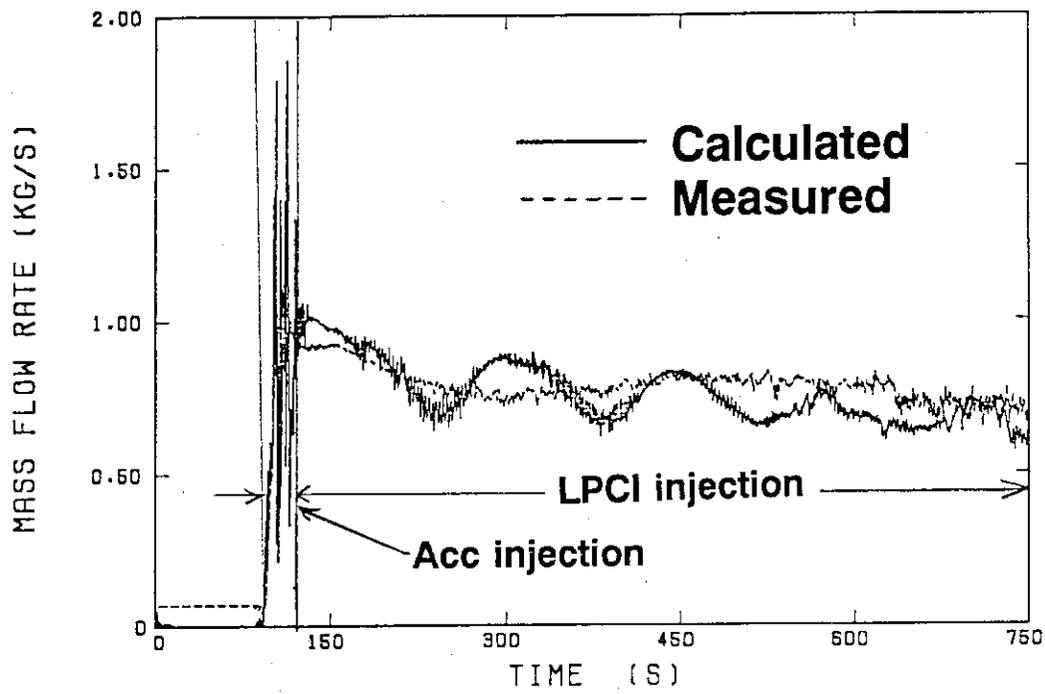
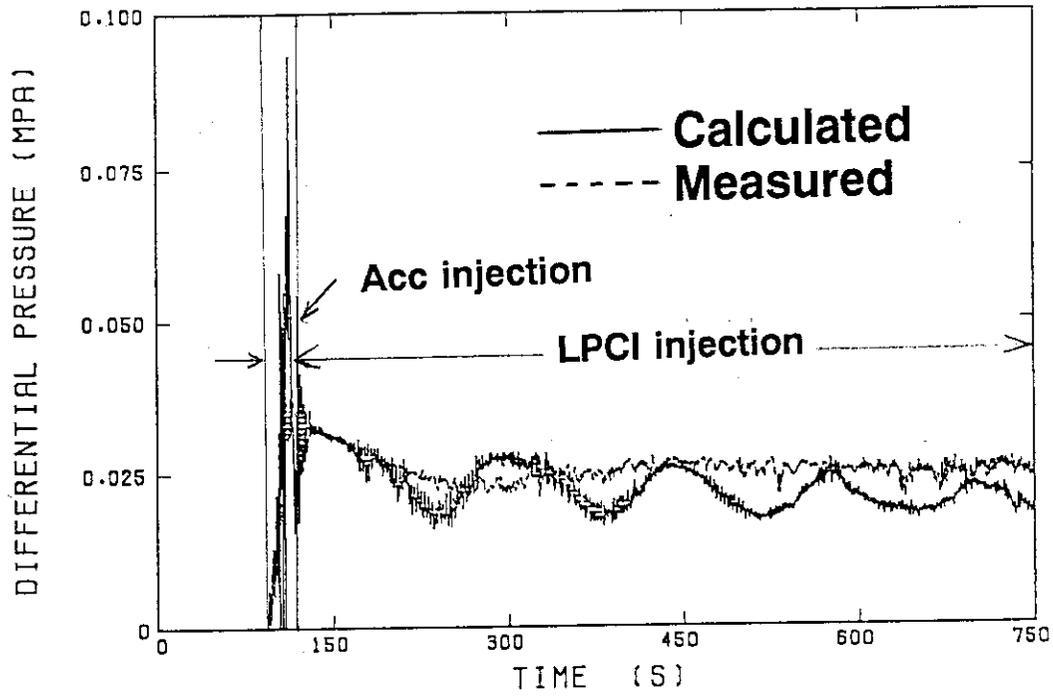


図4. 1. 15 健全ループの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)

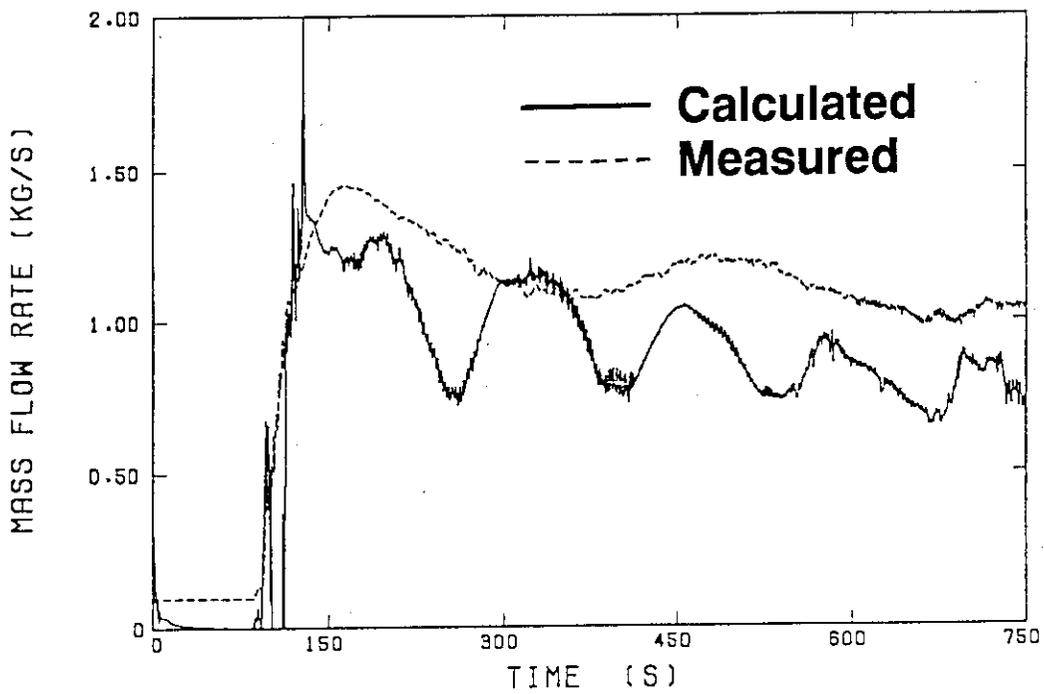
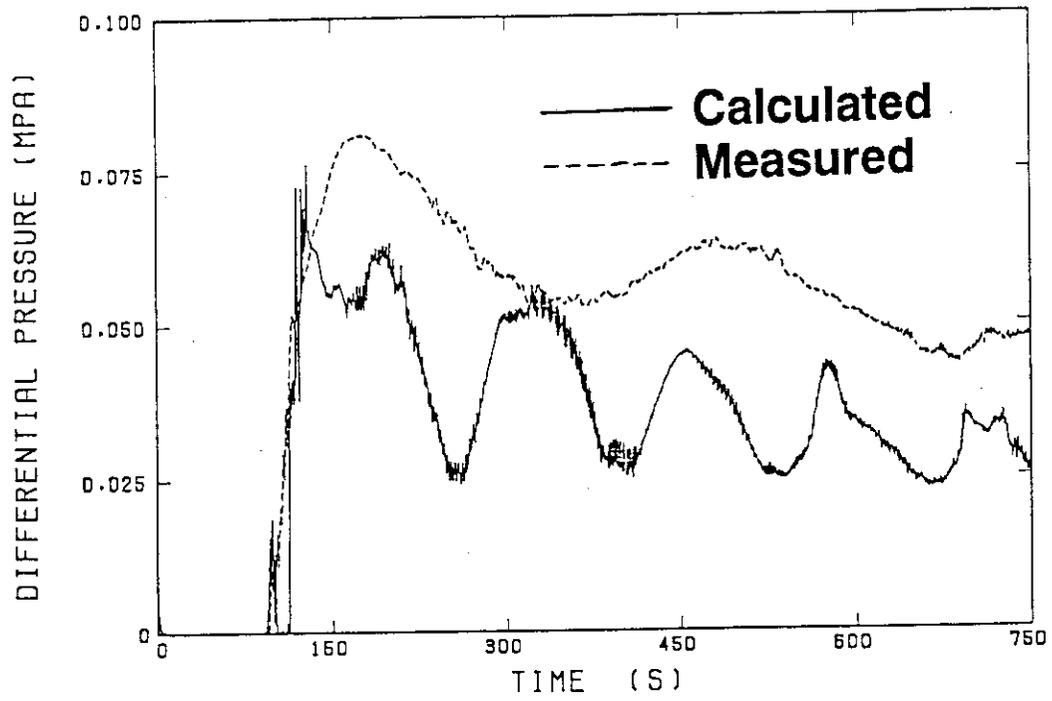


図4. 1. 16 破断ループの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)

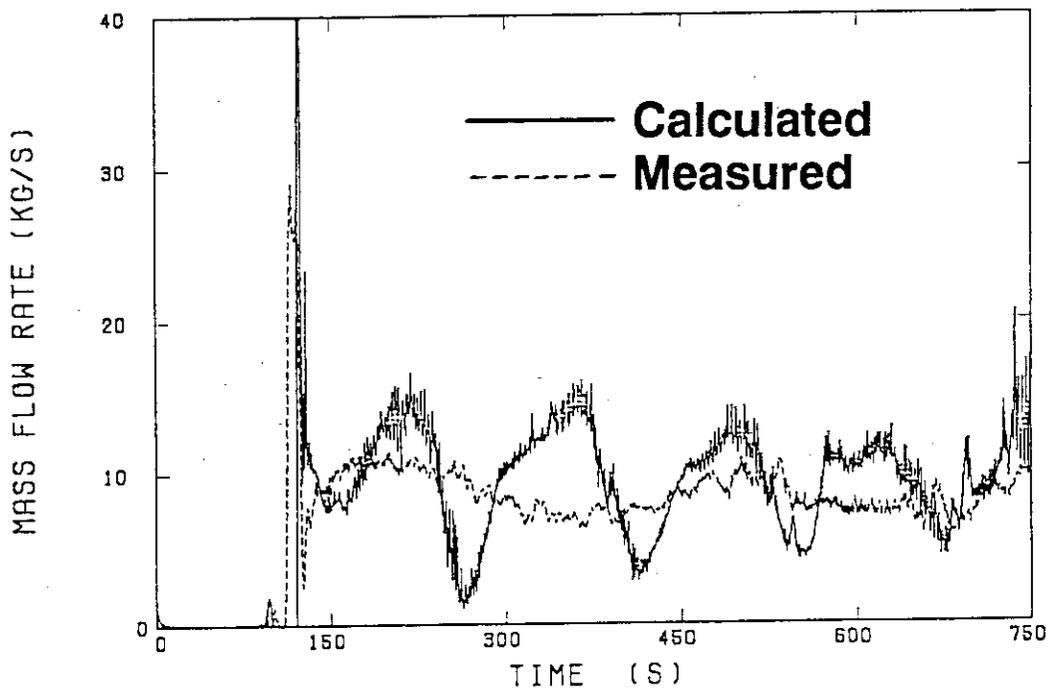
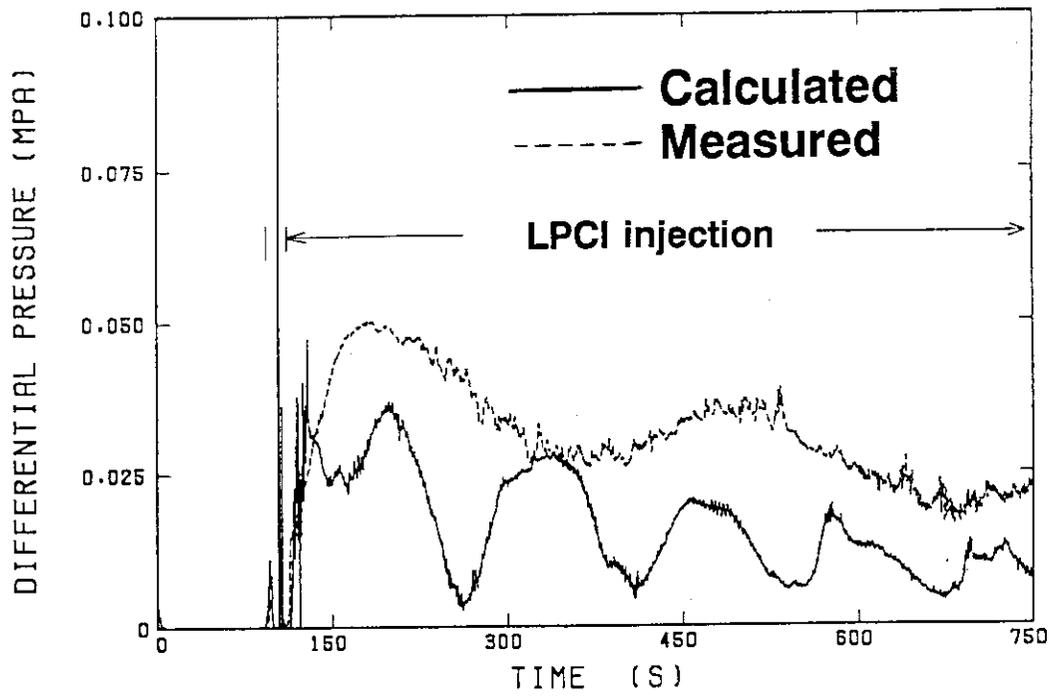


図 4. 1. 17 圧力容器側破断コールドレグの差圧と流量 (円筒炉心基準試験)

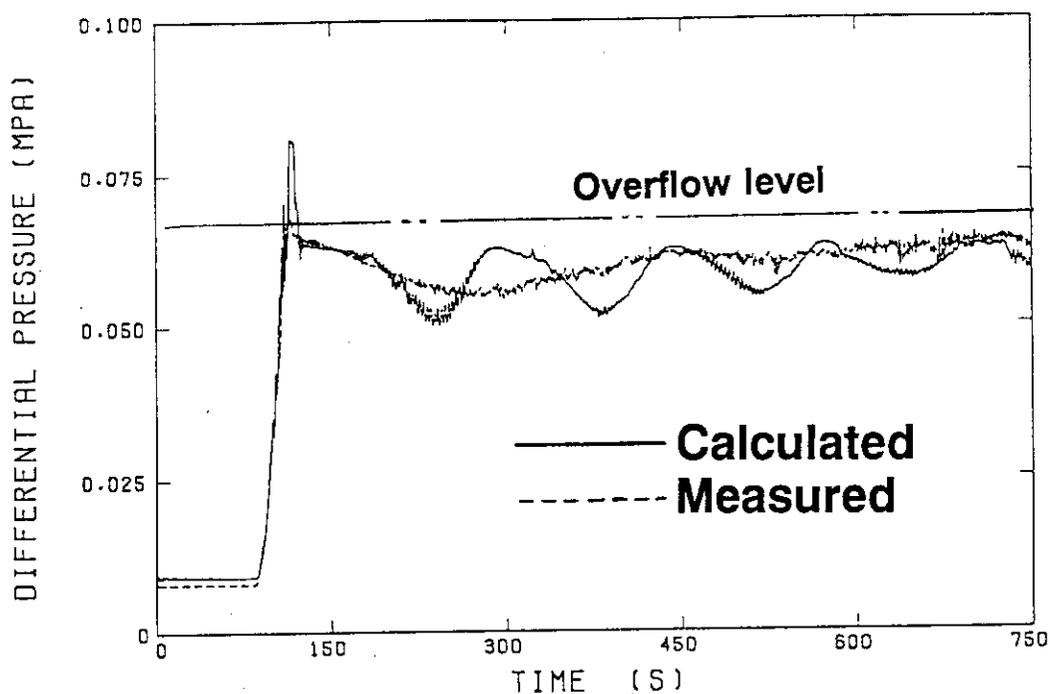


図 4. 1. 18 ダウンカマ差圧 (円筒炉心基準試験)

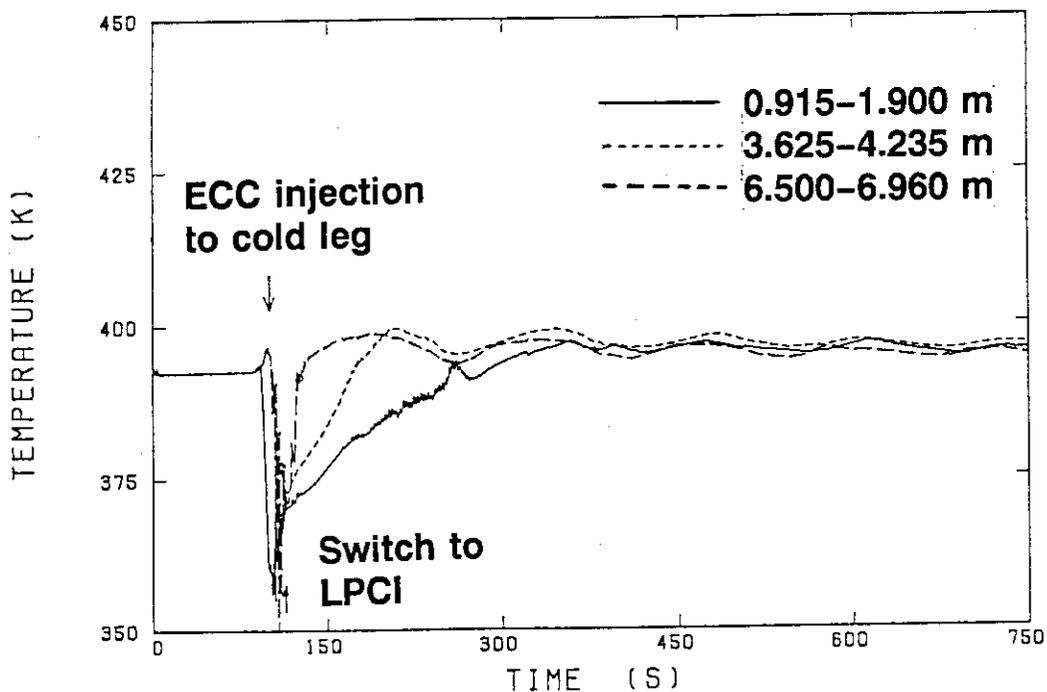


図 4. 1. 19 ダウンカマ流体温度の計算結果 (円筒炉心基準試験)

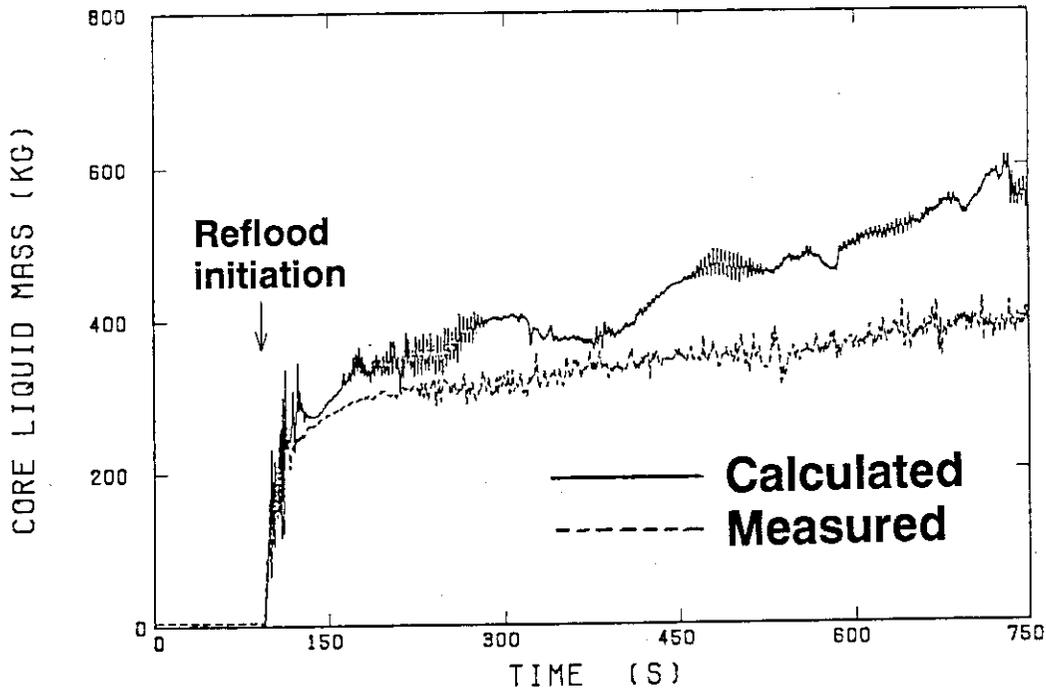


図4. 1. 20 炉心蓄水量 (円筒炉心基準試験)

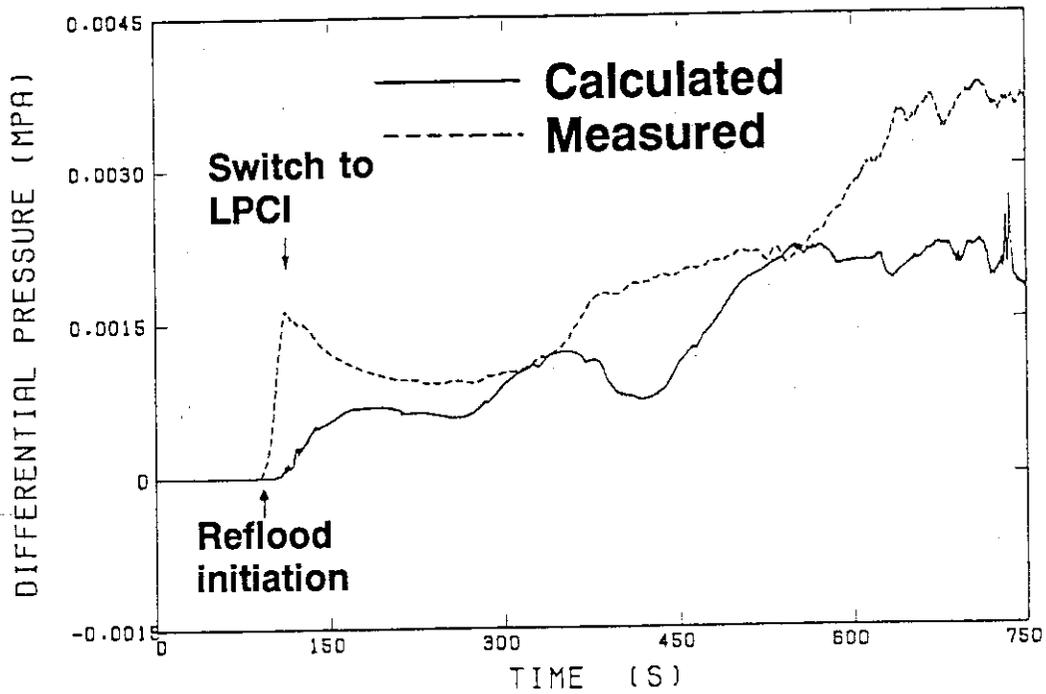


図4. 1. 21 上部プレナム差圧 (円筒炉心基準試験)

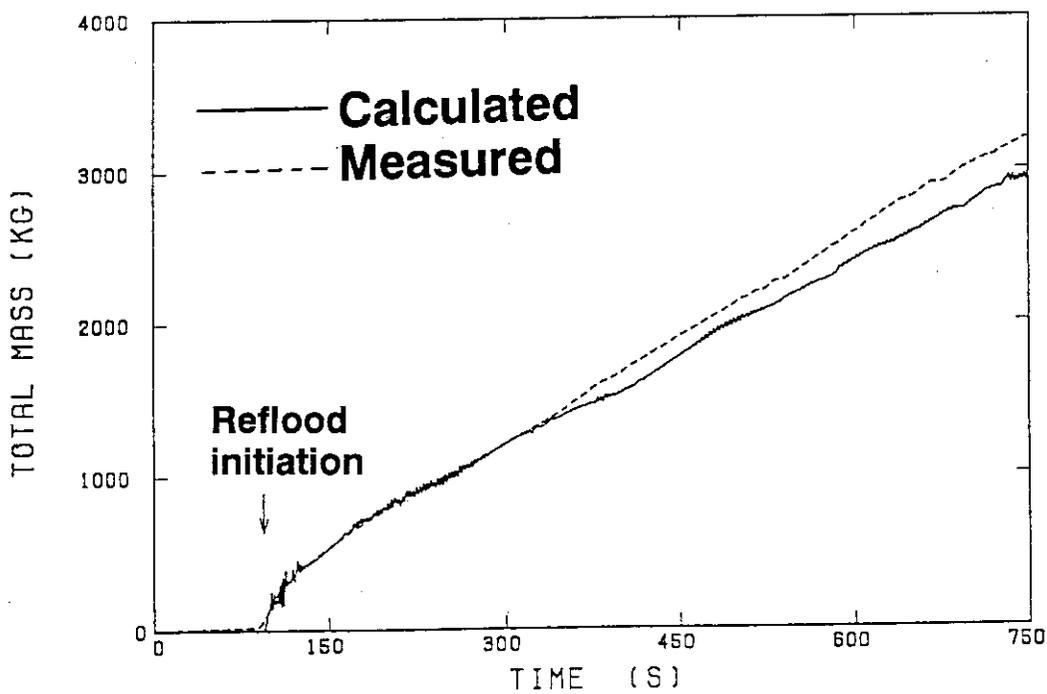
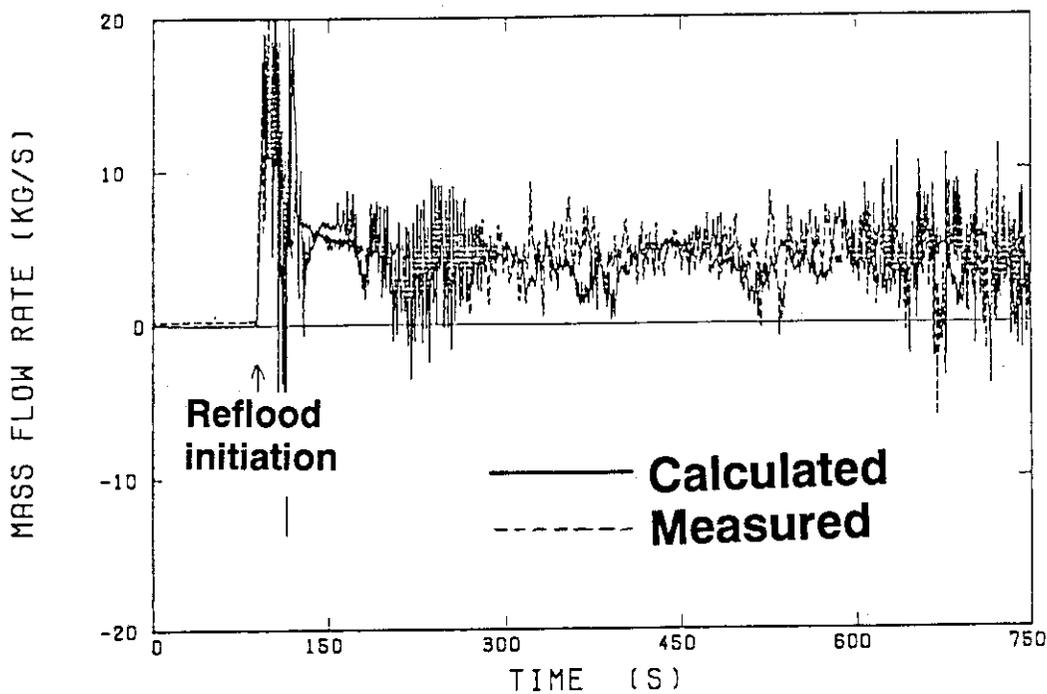


図4. 1. 2. 2 炉心入口流量とその積分値 (円筒炉心基準試験)

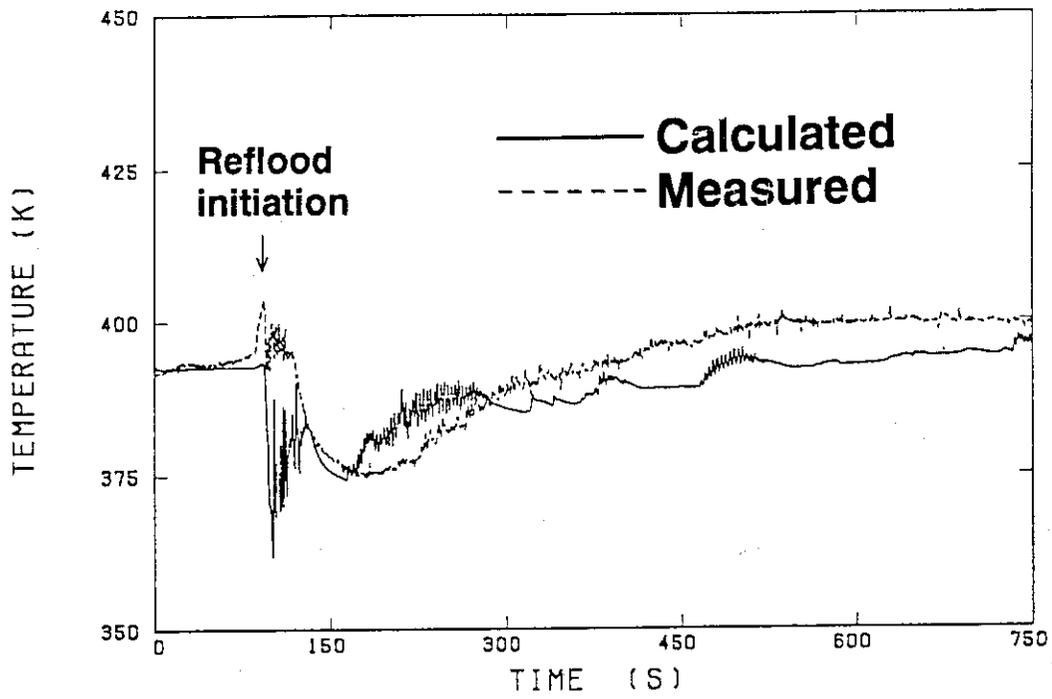


図 4. 1. 2 3 炉心入口流体温度 (円筒炉心基準試験)

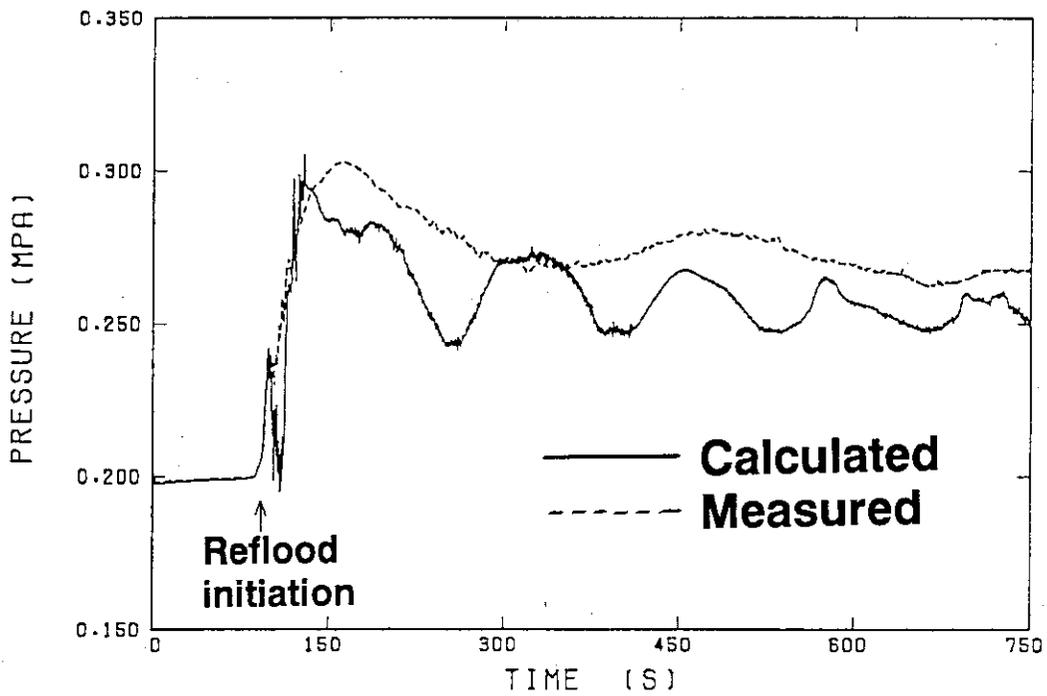


図 4. 1. 2 4 炉心入口圧力 (円筒炉心基準試験)

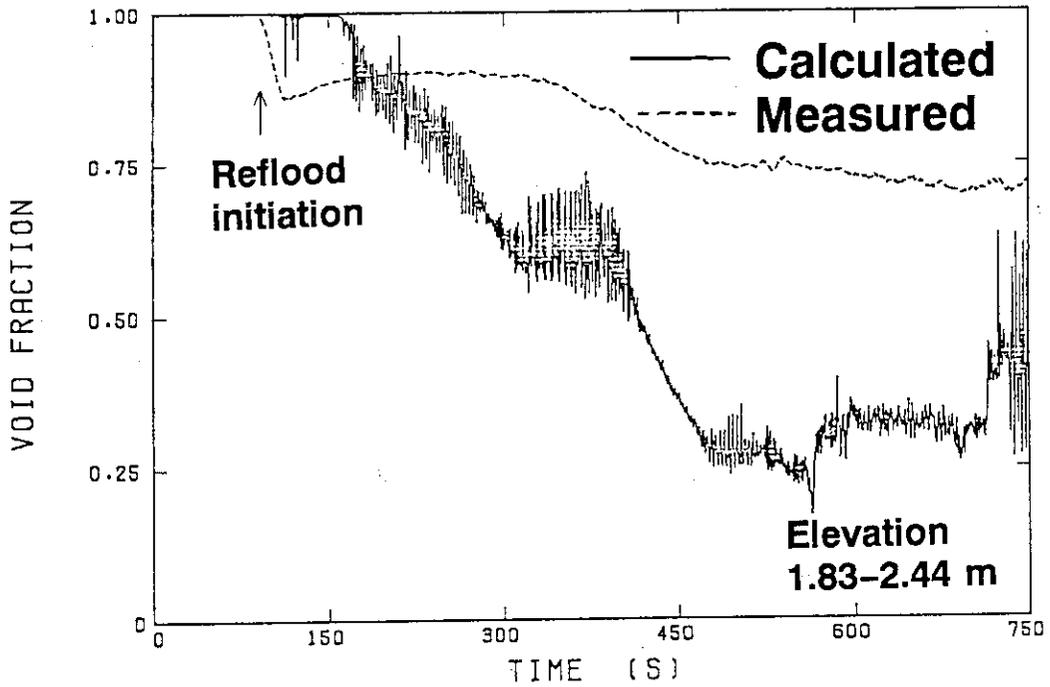
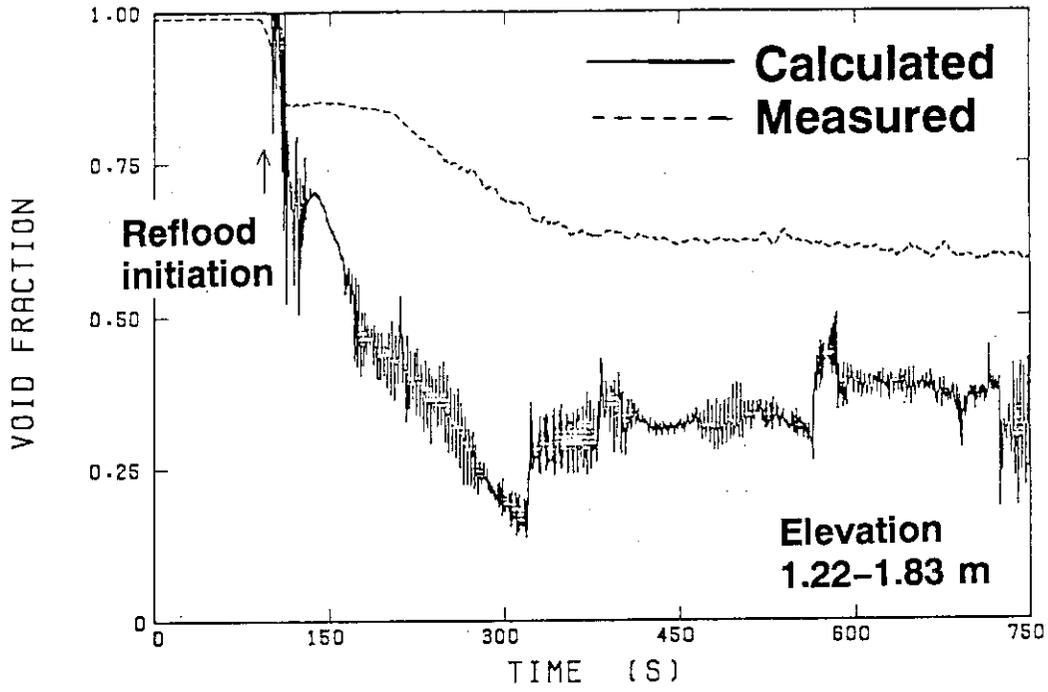


図4. 1. 25 炉心内蓄水挙動 (円筒炉心基準試験)

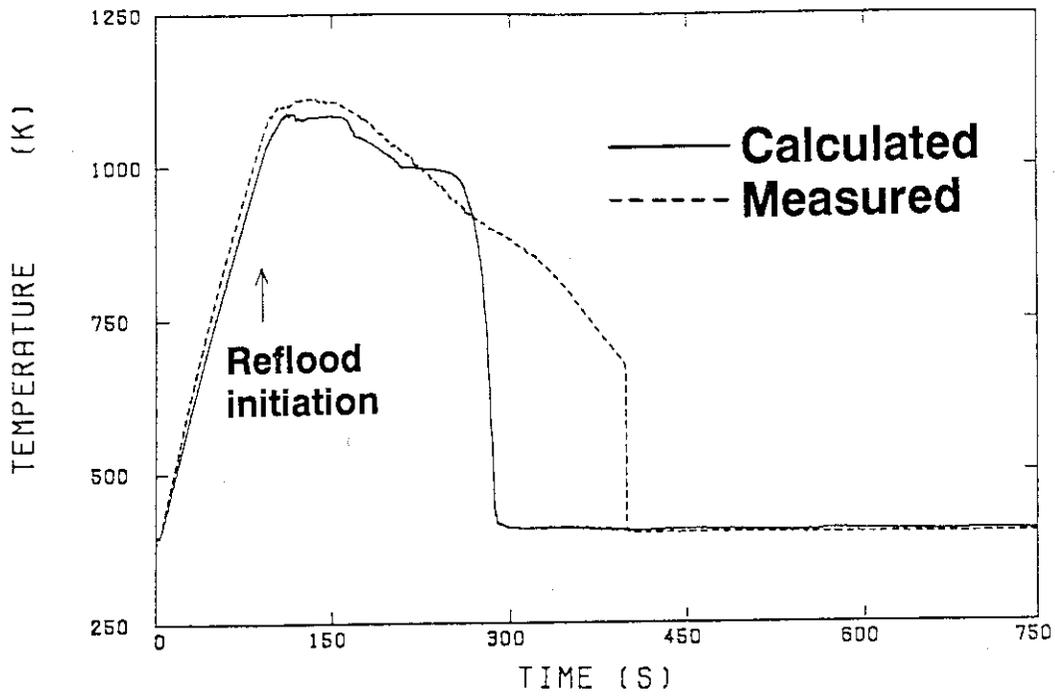


図4. 1. 26 最高出力位置における被覆管温度 (円筒炉心基準試験)

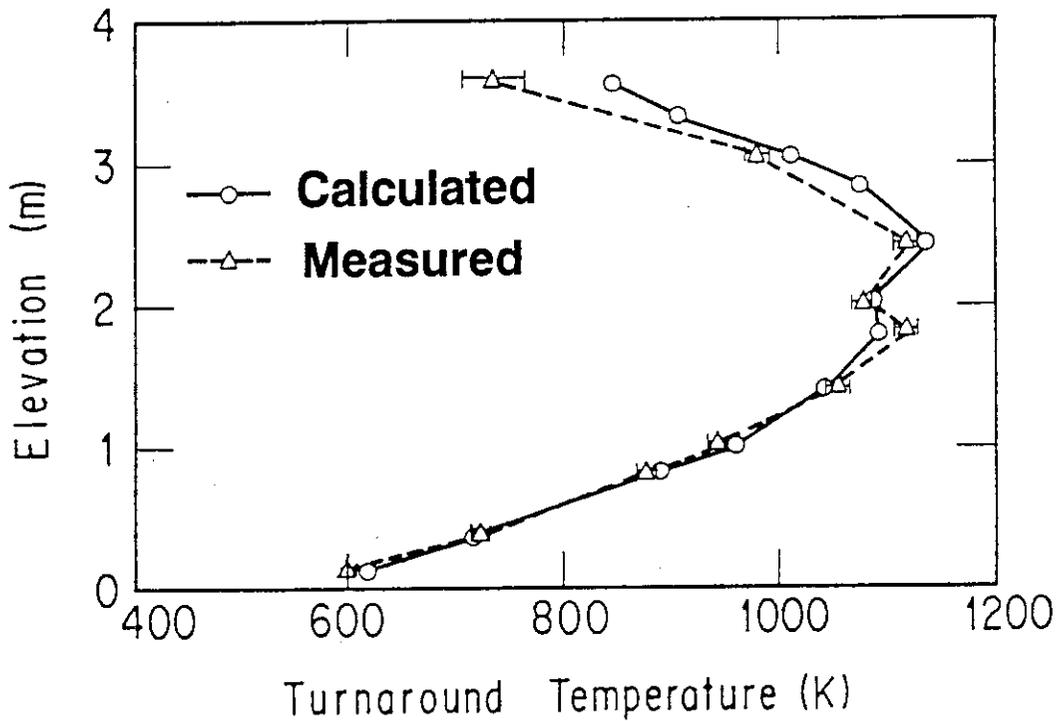


図4. 1. 27 高出力棒のターンアラウンド温度 (円筒炉心基準試験)

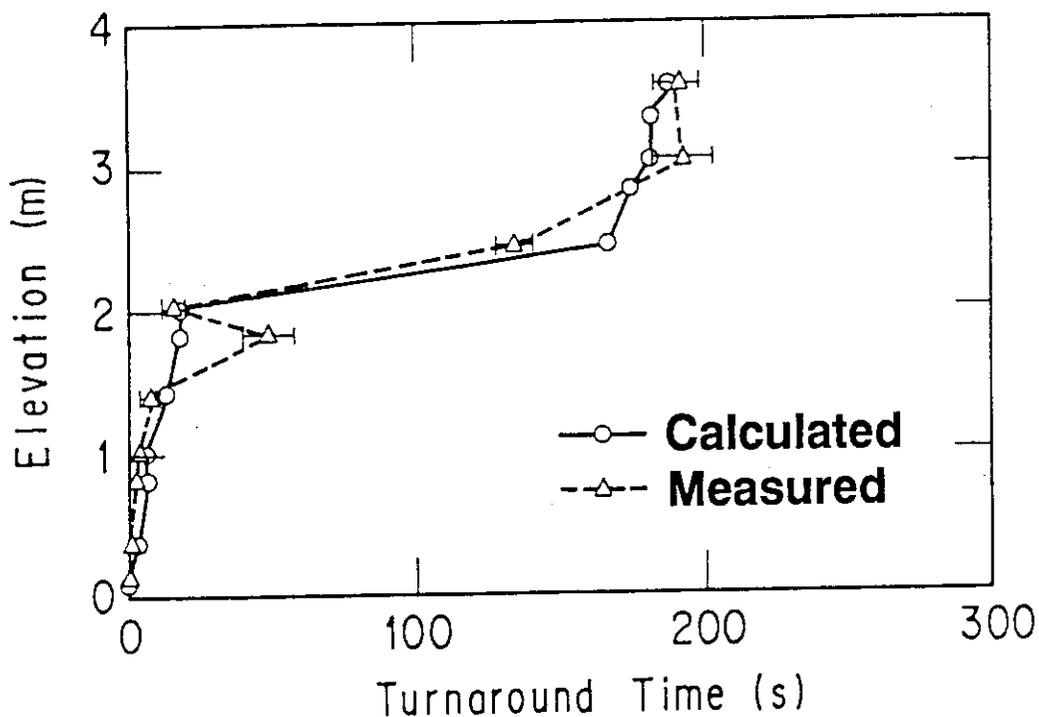


図4. 1. 28 高出力棒のターンアラウンド時間 (円筒炉心基準試験)

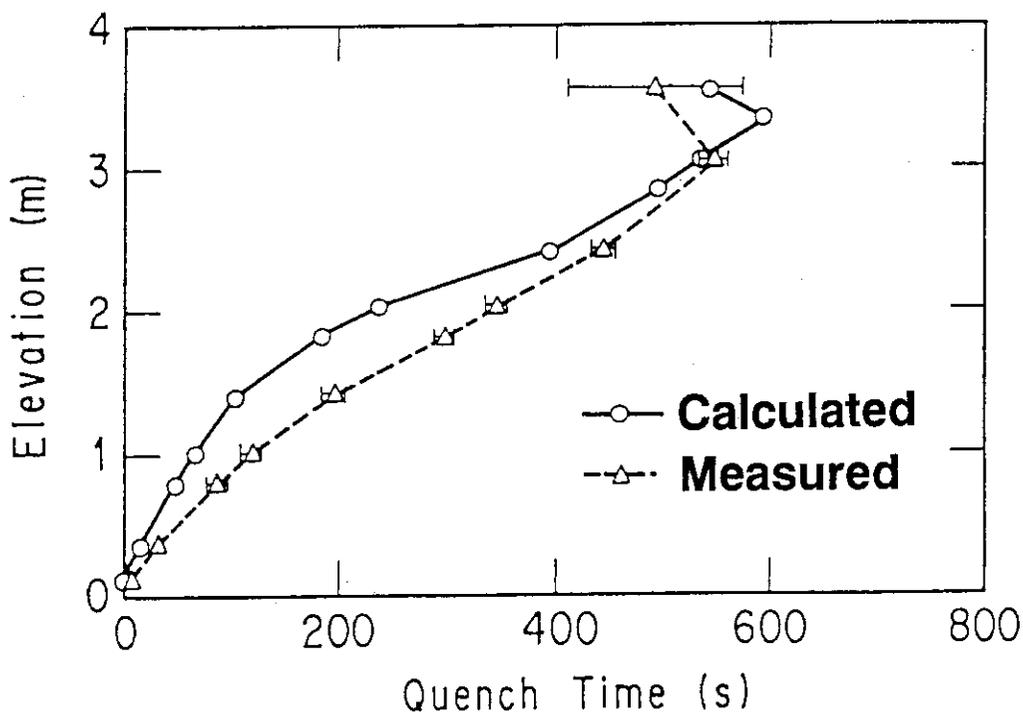


図4. 1. 29 高出力棒のクエンチ時間 (円筒炉心基準試験)

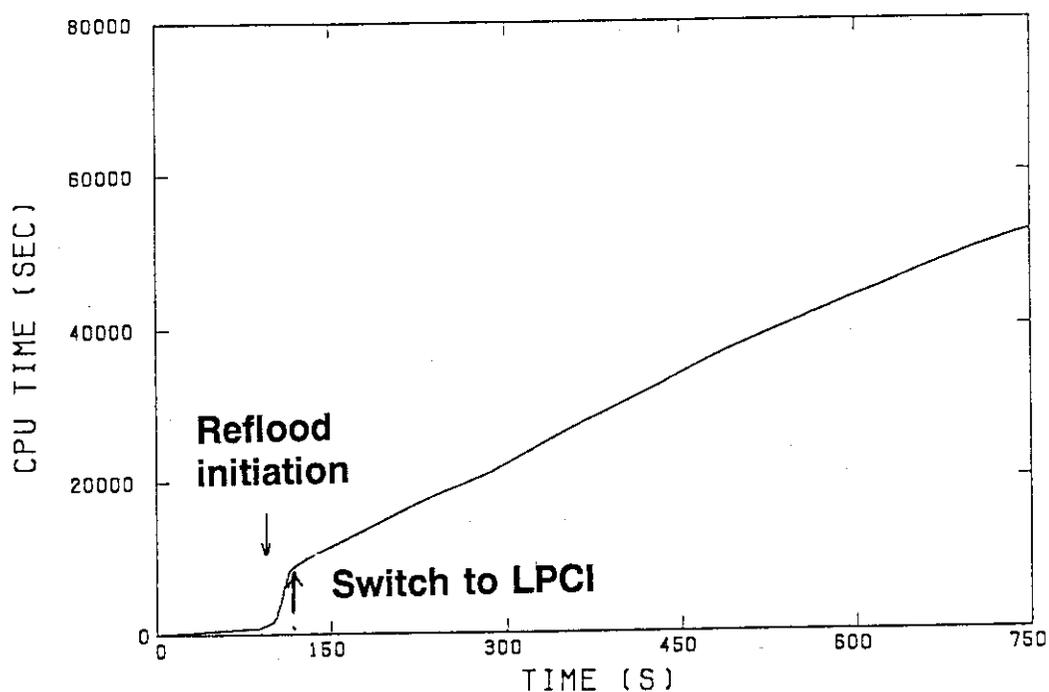


図4. 1. 30 CPU時間 (円筒炉心基準試験)

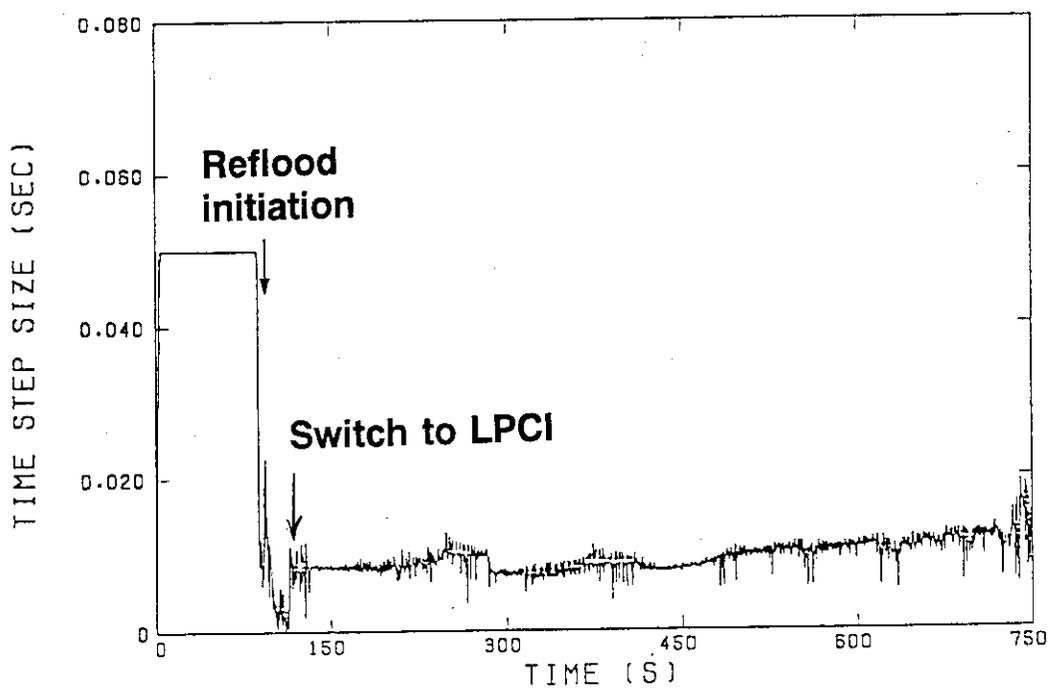


図4. 1. 31 タイムステップサイズ (円筒炉心基準試験)

4. 2 セミスケールMOD1試験S-06-3

セミスケールMOD1試験S-06-3は、LOFT L2-3試験結合試験として、セミスケールMOD1試験装置を用いて実施された大破断LOCA総合試験である。⁽²⁾

試験S-06-3を対象にTRAC-PF1コードによる計算を行い、大破断事故総合試験に対する予測性能を評価した。

4. 2. 1 試験装置と試験条件⁽²⁾

図4. 2. 1にセミスケールMOD1試験装置の鳥瞰図を示す。セミスケールMOD1試験装置はPWRの冷却材喪失事故時の熱水力挙動を模擬するための総合試験装置であり、圧力容器、健全ループ、破断ループ及び非常用炉心冷却系から構成されている。

圧力容器は高さ約6. 4m、外径0. 273m、内径0. 2181mの容器であり、内部にはダウンカマ部を模擬する環状流路、下部プレナム、炉心及び上部プレナムを模擬する部分が含まれている。ダウンカマ部のギャップ幅は10. 67mm(0. 42 in)、流路面積は0. 005342m²(0. 0575ft²)、長さは3. 86m(152in)である。炉心部には有効発熱長さが1. 676m(66in)の電気ヒーター40本がある。ヒーターの外径は10. 72mm(0. 422in)、ピッチは14. 30mm(0. 563in)である。

健全ループはホットレグ、加圧器、蒸気発生器、ポンプ及びコールドレグから構成されている。ホットレグやコールドレグの配管部分には3インチ管が用いられている。蒸気発生器は逆U字管のシェルアンドチューブ型であり、インコネル600製(内径10. 21mm、肉厚2. 489mm、平均長さ5. 136m)の伝熱管54本が取り付けられている。1次冷却材ポンプとして遠心ポンプが水平に設置されている。

破断ループはホットレグ、蒸気発生器シミュレータ、ポンプシミュレータ及びコールドレグから構成され、ラプチャーディスクを介してサプレッションタンクに接続されている。破断ループの配管部分は、圧力容器に近い部分では3インチ管が、蒸気発生器シミュレータの下流側では2インチ管と1. 5インチ管が、それぞれ用いられている。蒸気発生器シミュレータは、内径が67. 9mmの管に14枚のオリフィス板が取り付けられた構造である。オリフィス板は厚さ約22. 2mmで17. 6mmの穴が3箇所開けられている。ポンプシミュレータにもオリフィス板が取り付けられていて流動抵抗を模擬している。破断口には200%破断を模擬するためにのど部の内径が17. 65mmのノズルが取り付けられている。

試験S-06-3では、健全ループのコールドレグ部に接続された非常用炉心冷却系が使用された。非常用炉心冷却系としては高圧注入系、低圧注入系及び蓄圧注入系の3系統が設置されている。

以下に試験手順の概要を記す。

- ①健全ループ側蓄圧タンクに脱気した水を所定の液位まで満たした後、窒素ガスにより4. 223MPaまで加圧する。
- ②1次系内を水で満たし予熱する。破断ループの水はバイパスラインを用いて循環させて予熱する。
- ③圧力サプレッション系に蒸気を注入し、圧力を0. 243MPaに保つ。
- ④炉心の出力を所定値(1. 004MW)にセットする。所定値に達した後1200秒間その

値を保ち、定常状態に達したことを確認する。

- ⑤④の期間の最後にバイパスライン等の補助システムを隔離する。
- ⑥窒素ガスで加圧してラプチャーディスクを破り、ブローダウン実験を開始する。
- ⑦試験中、排気流量を制御し出口圧力を一定値に保つ。また、炉心電力は所定値となるように時間とともに変化させる。ポンプ回転速度は1619rpmで一定となるように制御する。
- ⑧試験S-06-3において、高圧注入系による注水は破断開始と同時に開始され、試験終了(300秒)まで行われた。蓄圧器からの注水は18.5秒から開始され破断開始後68秒まで行われた。低圧注入系による注水は破断開始後25.5秒に始まり、試験終了(300秒)まで行われた。

表4.2.1に試験S-06-3の破断開始時の主要な試験条件を示す。また、主要事象のタイミングを表4.2.2に示す。

4.2.2 計算方法

図4.2.2にセミスケールS-06-3試験に対する計算で用いたノーディング図を示す。圧力容器部はダウンカム、下部プレナム、炉心及び上部プレナムの部分に分けて、それぞれTEEコンポーネント、TEEコンポーネント、COREコンポーネント及びTEEコンポーネントによりモデル化した。

健全ループは、ホットレグ部と加圧器サージラインはTEEコンポーネントにより、加圧器タンク部はPRIZERコンポーネントにより、蒸気発生器はSTGENコンポーネントにより、クロスオーバーレグ部はPIPEコンポーネントにより、ポンプ部はPUMPコンポーネントにより、コールドレグ部はTEEコンポーネントによりそれぞれモデル化した。ポンプのポンプ曲線はTRACコードに内蔵されたモデルを用いた。

破断ループは、圧力容器側とポンプ側をそれぞれPIPEコンポーネントによりモデル化した。

非常用炉心冷却系からの注入流量は、高圧注入系、低圧注入系及び蓄圧注入系の流量測定値をテーブル入力で与え、境界条件とした。

また、炉心出力、ポンプ回転速度及び破断口出口圧力も測定値をテーブル入力で与え、境界条件とした。

4.2.3 計算結果と検討

(a) 定常設定計算結果

図4.2.2に示したノーディングで破断ループ先端に設けたBREAKコンポーネントをFILLコンポーネントに置き換えて、この部分の流量を0とし、定常設定計算を行った。計算に際して、各部の付加摩擦損失係数の入力値FRICを調節して区間差圧の計算値が測定値と一致するように試行錯誤を繰り返した。

また、定常設定計算の初期状態として、実際の値とかけ離れた値を用いて計算を行うと、炉心部がドライアウトした状態で安定した定常計算結果がたびたび得られた。このような結果が得られたのは、定常計算の初期状態として水流速を0または小さな値を入れて大きな炉心出力

を供給する時に見られた。この結果は、定常設定計算を行うための初期値として最終的な定常値に近い値を入力すること、または、実際の試験と同様の過程を経て徐々に定常条件に近づけていくこと等が妥当な定常計算結果を得るためには必要なことを示している。

実際に計算を行う時には、種々の入力データの誤りが混在している。そのような状況の下で上述のような方法を駆使して定常計算結果をえることは非常に手間のかかる作業であった。そこで、極端にずれた初期条件を与えてもドライアウトを生じないようにするために壁面熱伝達パッケージの膜沸騰領域の相関式を核沸騰領域の相関式で置き換えた特別バージョンを作成し定常設定計算を行った。その結果得られた計算結果を初期値としてオリジナルのTRACコードを用いてもう一度定常設定計算を行い、最終的な定常計算結果を得た。そうすることで簡単に炉心がドライアウトしない条件での定常計算結果を得ることができるようになった。また、特別バージョンによる定常計算結果では炉心部での壁温が最小膜沸騰温度よりも低かったため、オリジナルのTRACコードを用いた最終計算結果と同一の結果が得られた。

表4. 2. 3に定常設定計算結果と設定目標値を示す。各変数とも計算値は目標値とよく一致している。

(b) 過渡計算結果

入力データ作成時、破断ループの圧力損失係数についての十分な情報を収集することができなかった。そこで、蒸気発生器シミュレータに取り付けられているオリフイス板に対する付加摩擦損失係数と破断口における放出係数をパラメータとした計算を行い、1次系の減圧挙動と破断ノズル上流の減圧挙動の両方が同時に計測値に近いものとなるような値を求めることとした。この結果、蒸気発生器シミュレータの付加摩擦損失係数として6個所で1.10を、放出係数として0.70ないし0.75を与えると計測値に対して良い一致の得られることがわかった。放出係数は本来1.0とすべきものであるが、本計算では低めの放出係数となった。その原因としては破断ループの圧力損失係数の設定が不十分なことが考えられる。今後さらに情報を収集して検討する必要がある。

以下に示す過渡計算結果としては放出係数0.725として得られた結果を示す。なお、以下の比較図中の計測値はデータレポート記載データから5秒間隔程度で読み取ったラフな値である。したがって、振動時の挙動等は正確には表していないので注意が必要である。

減圧挙動

図4. 2. 3から図4. 2. 5に、加圧器、健全ループコールドレグ及びポンプ側破断ループのノズル上流における圧力を示す。各図の上段には破断後0秒から200秒に対する比較結果を、下段には0秒から50秒に対する比較結果を示してある。破断口放出係数を0.725とすることで測定結果とほぼ一致した減圧挙動が各部で得られている。

放出係数の値は、本来1.0であるべきである。本解析では、破断ループの圧力損失係数がよくわからなかった点を放出係数をパラメータとした計算を行うことで減圧挙動を調整している。今後、破断ループの圧力損失係数について調査し、検討する必要がある。

流量と流体密度

図4. 2. 6から図4. 2. 13に各部の流量と流体密度を示す。

図4.2.6と図4.2.7に健全ループホットレグにおける流量と流体密度を示す。流量は破断後0秒から50秒に対しての比較結果であるのに対して、流体密度は0秒から200秒に対する比較である。両者の横軸のスケールは異なっている。以下に示す図4.2.8から図4.2.12でも同様の時間スケールに対する比較を行っている。

健全ホットレグの挙動を破断後50秒までみると、流量はほぼ一致している。流体密度もピークを生じるタイミングや大きさに違いはあるものの全体の傾向は類似している。後述するが、計算では破断後50秒から、実験では破断後70秒から、それぞれ炉心部の再冠水が開始されている。再冠水開始後の流体密度を比較すると、計算では間欠的に流体密度が高くなっているのに対して、実験ではそのような挙動はみられていない。計算で流体密度が高くなったのは、炉心部からのキャリーオーバー水がホットレグに流入したことによる。TRACコードは再冠水時の炉心からのキャリーオーバー水量を過大評価していると思われる、今後さらに検討を要する。

図4.2.8に健全ループポンプ入口における流量と流体密度を示す。流量も流体密度も測定結果とよく一致している。

図4.2.9に健全ループコールドレグ出口における流量と流体密度の比較結果を示す。破断後18.5秒にAccによる注水が、25.5秒にLPISによる注水が、それぞれ開始されている。AccやLPISの注水によりコールドレグ出口における流量と流体密度が振動的な挙動を開始している。また、実験ではAccからの注水が終了する68秒までの期間の流体密度は水の密度である 1000 kg/m^3 を継続して示しており、この部分が水によって継続して占められていたことがわかる。一方計算では、流体密度は 1000 kg/m^3 と 200 kg/m^3 の間で周期的な振動を繰り返している。計算結果では、実験結果と比べて、凝縮に伴う流動振動を激しく起こるものとし予測しているように思える。Accによる注水の終了直後、流体密度が急減することが、計算でも実験と同様に現れている。

図4.2.10に圧力容器側破断ループにおける流量と流体密度を示す。破断直後の流量は実験結果に比べて小さめであるが、全体の傾向はよく表わされている。破断後18.5秒にはAccの注水が開始される。注入された水の一部がダウンカマ頂部を通過して圧力容器側破断ループに流入するため流量にスパイクを生じている。流体密度を比較すると、破断後40秒頃までは実験と計算の一致はよい。しかしながら、破断後40秒から60秒について比較すると、実験では流体密度は大きな値であるのに対して、計算された流体密度は蒸気単相の密度を示している。すなわち、実験では非常用炉心冷却水は破断ループにバイパスしていたのに対して、計算ではほとんどバイパスを生じていなかったことを示している。破断ループへの非常用炉心冷却水のバイパス量は過小に計算されている。

図4.2.11にポンプ側破断ループホットレグにおける流量と流体密度の比較結果を示す。図4.2.6と図4.2.7に示した健全ループホットレグに対する比較結果と同様に再冠水開始後の流体密度が実験結果よりも大きく計算されている。

図4.2.12にポンプ側破断ループのノズル上流における流量と流体密度を示す。流量と流体密度は破断後3秒から20秒にかけてやや小さく計算されているが、全体の傾向はよく再現されている。

図4.2.13に炉心入口における流量と流体密度の比較結果を示す。破断直後、炉心入口部の流量は逆流している。ついで流量は正になり流体密度も一時的に高まっている。このような初期の挙動は再現できている。計算結果では破断後50秒に流体密度がステップ状に増加している。これは炉心部の再冠水が開始されたことによる。測定結果では破断後70秒に再冠水

が始まっている。TRACコードによる計算では実験と比べて約20秒早く再冠水が開始されている。再冠水開始時間が実験結果よりも早くなった原因は、図4.2.10でみられたように非常用炉心冷却水のバイパス量が過小に計算されたためである。バイパス量が過小評価された原因について今後さらに検討する必要がある。

炉心冷却挙動

図4.2.14に高出力棒の被覆管温度を、図4.2.15に低出力棒の被覆管温度を示す。高出力棒の出力は平均出力の1.4862倍、低出力棒の出力は平均出力の0.9323倍である。被覆管温度は、初期に実験結果よりも低く計算されているものの、全体の傾向はよく再現されている。

最高被覆管温度(PCT)は高出力棒の高さ位置0.53mでみられている。初期に温度が低めに計算されているので、計算されたPCTは約150K実験結果よりも低い。原因としては、(1)初期に炉心に存在する水の量が過大であったため(水力的な原因)、あるいは(2)使用された熱伝達相関式が不適切なために熱伝達率が過大になったため(熱的な原因)、という2点が想定できる。実験では炉心内の流動に関する情報(流量、差圧、流体密度)が測定されておらず、PCTが低めに計算される原因を分析することはできなかった。

タイムステップサイズ

図4.2.16にタイムステップサイズを示す。図4.2.16には压力容器側破断ループの入口と出口における流体密度の計算結果も併せて示してある。

タイムステップサイズはAccによる注水が開始されコールドレグ部で盛んに凝縮を生じる時に小さくなっている。また、再冠水開始頃においても小さい。Accによる注水が終了するとタイムステップサイズはやや大きくなっているが、一時的に入力した最大タイムステップサイズ0.02秒よりも小さくなることがみられている。この時、図4.2.16に示したように、压力容器側破断ループは水単相となる部分を生じている。

非常用炉心冷却水の注入に伴う凝縮によって局所的に水単相となる部分を発生した時に、タイムステップサイズは小さくなっていた。計算効率を向上するためには、凝縮を伴う流れに対しての改良が有効と思われる。

4.2.4 まとめ

セミスケールMOD1試験S-06-3の解析を行い、大破断LOCA総合試験に対する予測性能を評価し、以下の結果を得た。

- (1) 破断ループの圧力損失係数についての情報が不明であったので、破断口における放出係数を調整することで、ブローダウン期の減圧挙動を測定結果と一致させた。その結果、放出係数として0.70ないし0.75とすることで、系内の圧力と破断口流量について測定結果とほぼ一致する結果が得られた。破断ループの圧力損失特性についてさらに検討する必要がある。
- (2) ループ各部の流量と流体密度は、以下に示す問題はあるものの、概ね測定結果と一致した。
 - ① コールドレグから破断ループへの非常用炉心冷却水のバイパス量を過小に計算した。

その結果、計算された再冠水開始時間を測定結果と比べて約20秒ほど早かった。

- ②再冠水開始後のホットレグ流体密度を測定結果よりも大きめに予測した。再冠水時の炉心部からのキャリーオーバー水量を過大評価したものと思われる。
- (3) 被覆管温度は、ブローダウン初期にやや低く計算されているものの、全体の傾向を良く再現できた。
- (4) タイムステップサイズは、非常用炉心冷却水との直接接触凝縮に伴い蒸気が完全に凝縮されて水単相部分を生じる時に小さな値となった。計算の効率を向上させるためには、凝縮を伴う流れに対しての計算を改良することが有効と思われる。

より精度の高い解析を行うためには、今後、以下に示したモデルの見直しが必要と考える。

- (1) ブローダウン開始直後における燃料棒熱伝達モデル
(PCTの予測精度の向上)
- (2) リフィル期におけるダウンカマ頂部の流動モデル
(ECCバイパス現象の予測精度の向上)
- (3) 再冠水期におけるホットレグへのキャリーオーバーモデル
(蒸気閉塞現象の予測精度の向上)
- (4) 凝縮モデル
(計算の安定化、計算効率の向上)
- (5) 破断ループ圧力損失係数入力値

表4. 2. 1 セミスケール試験S-06-3の初期条件

項 目	測 定 値	備 考
炉心出力 (MW)	1. 0 0 4	
健全コールドレグ流体温度 (K)	5 6 3	
健全ホットレグ流体温度 (K)	5 9 7	
加圧器圧力 (MP a)	1 5. 7 6 9	
加圧器保有水量 (k g)	9. 0 9	サージライン水量も含む
蒸気発生器給水温度 (K)	4 9 7	
蒸気発生器2次側液位 (m)	2. 9 1	管板からの液位
ポンプ側破断ループ流体温度 (K)	5 9 1	
圧力容器側破断ループ流体温度 (K)	5 6 2	
健全ループ流量 (コールドレグ) (l/s)	6. 6 8	
下部プレナム流体温度 (K)	5 6 3	

表4.2.2 セミスケール試験S-06-3における主要事象のタイミング

事 象	破断開始後の時間 (秒)
破 断 開始	0
ポンプ電力 減少開始	0
高圧注入系 ポンプ起動	0
蒸気発生器 給水停止、放出弁閉	1
炉心出力 減衰開始	1.27
蓄圧注入系 注水開始	18.5
低圧注入系 注水開始	25.5
蓄圧注入系 注水終了	68.0
炉心出力 OFF (試験終了)	300.0

表4.2.3 セミスケール試験S-06-3の定常設定計算結果と目標値

項 目	目 標 値	計 算 結 果
炉心出力 (MW)	1.004	1.004
加圧器圧力 (MPa)	15.769	15.785
健全ループ流量 (kg/s)	4.994	4.996
ホットレグ流体温度 (K)	597	597.3
コールドレグ流体温度 (K)	563	561.5
蒸気発生器2次側圧力 (MPa)	6.550	6.551
蒸気発生器2次側流量 (kg/s)	1.775	1.780
ポンプ回転速度 (rad/s)	169.5	166.2

(注) 定常計算中、健全ループ流量が目標値となるように制御系を用いてポンプ回転速度を調節した。

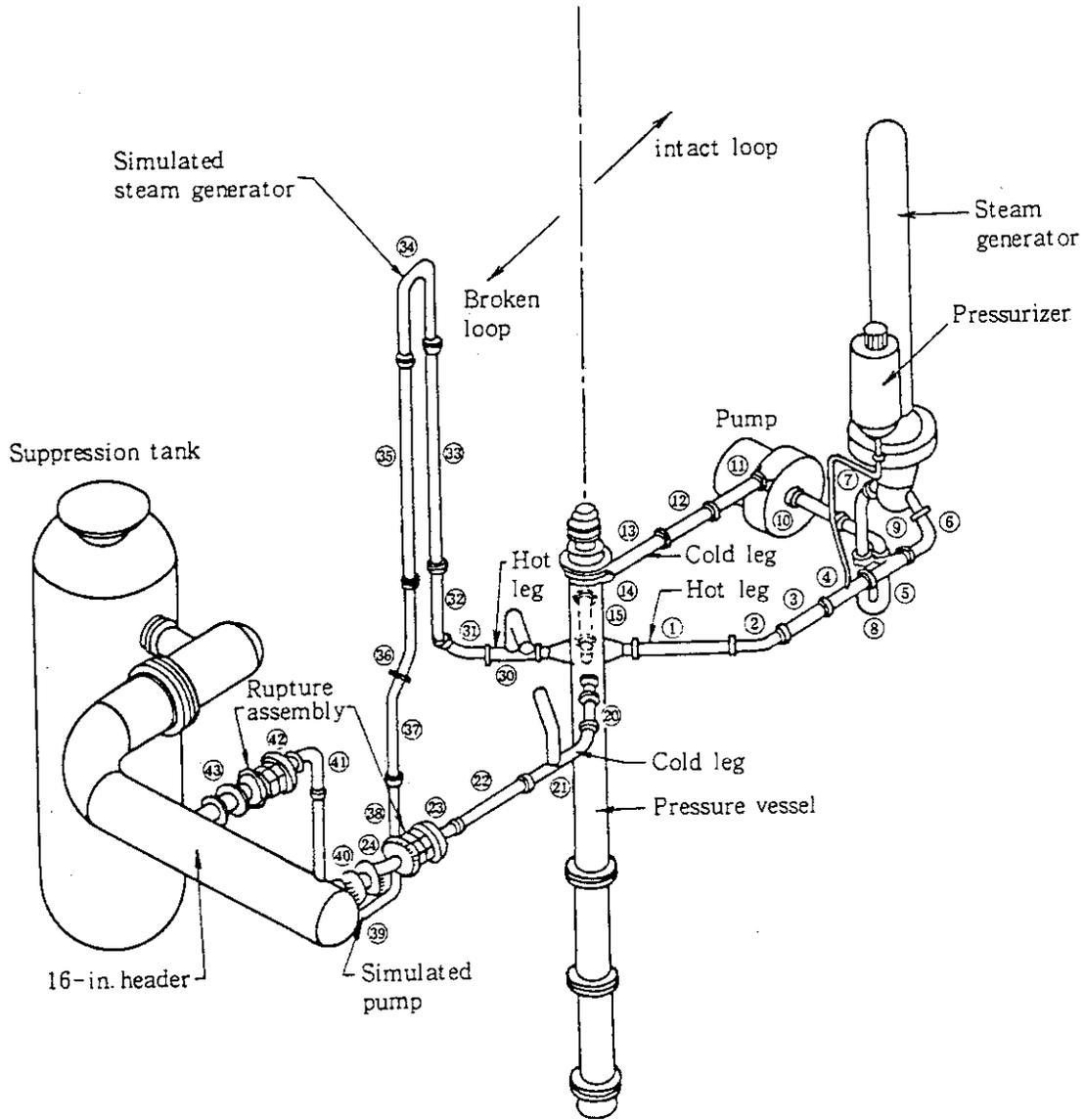


図 4. 2. 1 セミスケールMOD 1 試験装置の鳥かん図

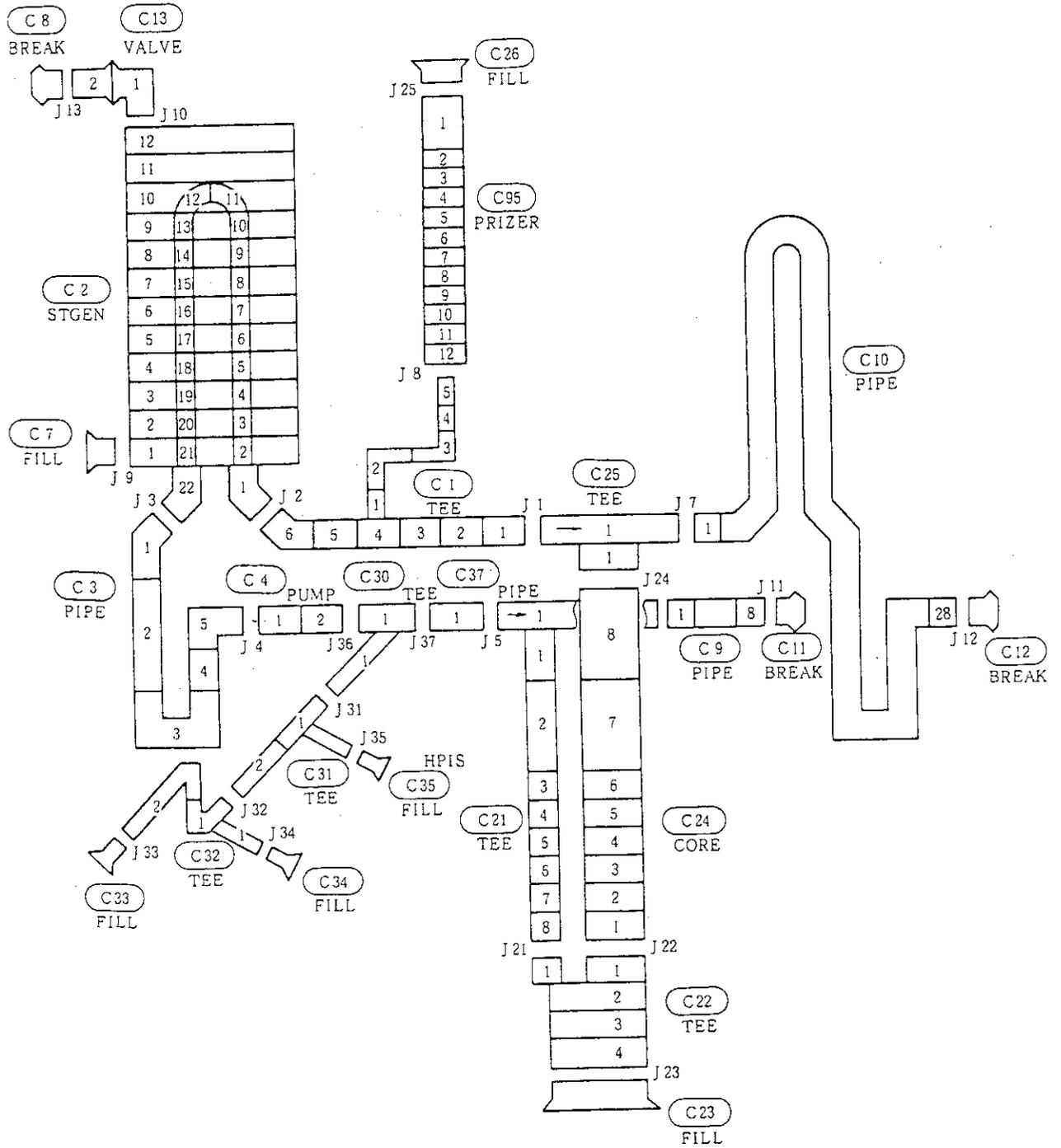


図4. 2. 2 セミスケール試験S-06-3による評価計算で用いたノーディング

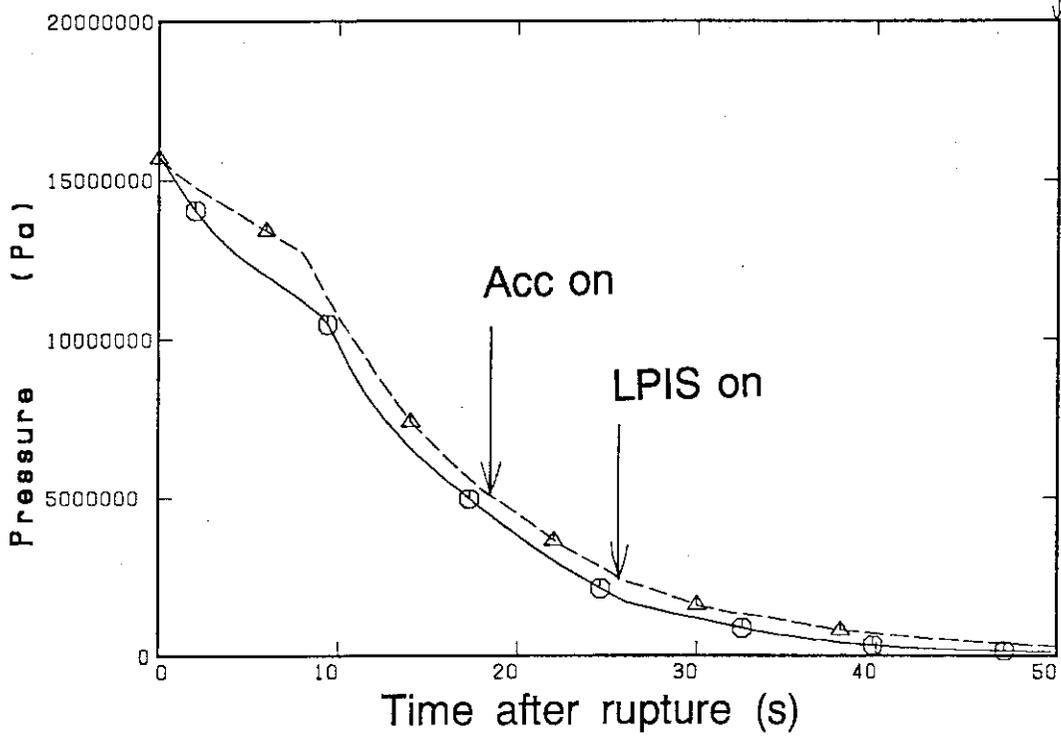
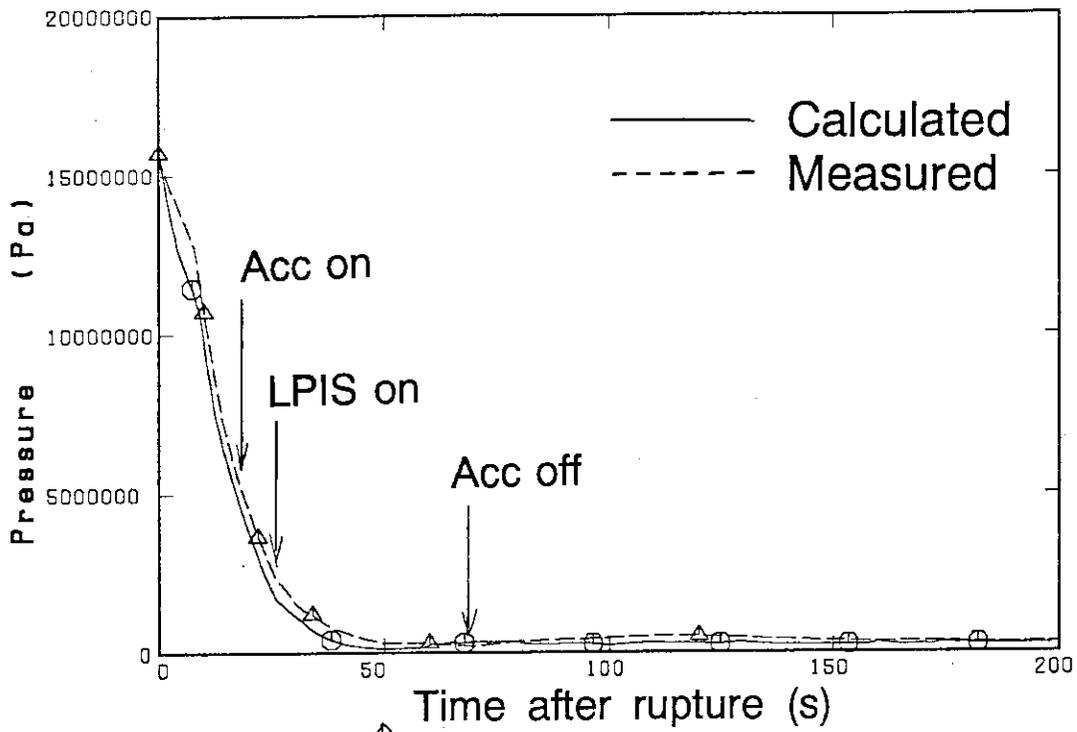


図4. 2. 3 加圧器圧力 (セミスケール試験S-06-3)

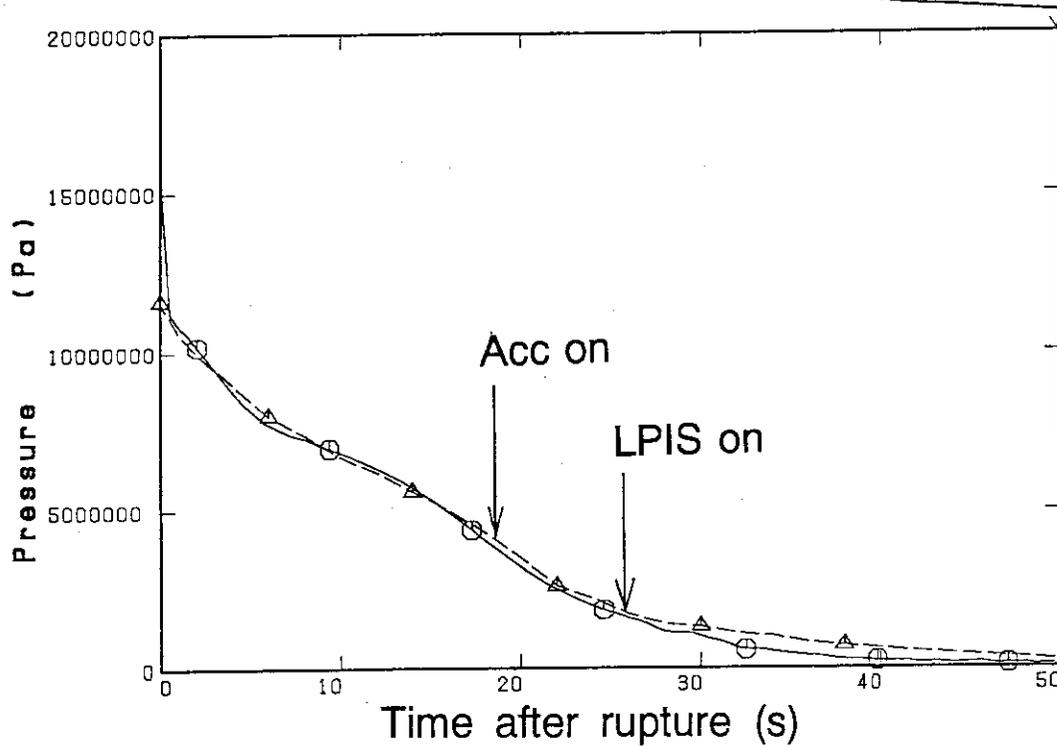
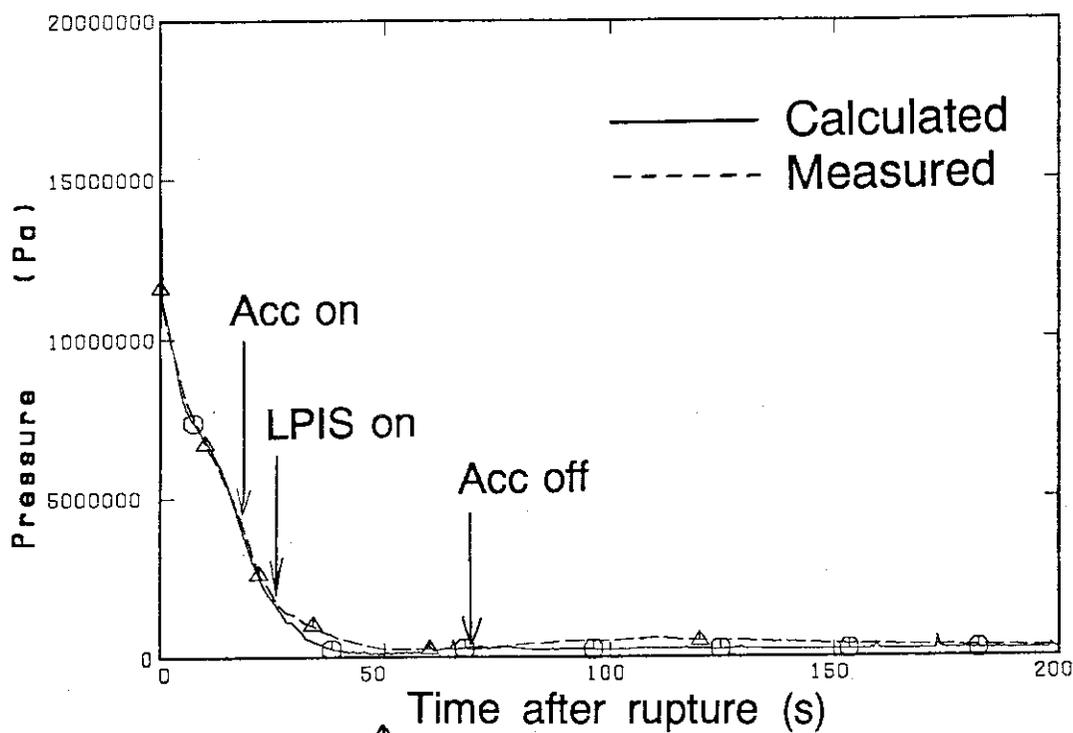


図4. 2. 4 健全ループのコールドレグにおける圧力 (セミスケール試験S-06-3)

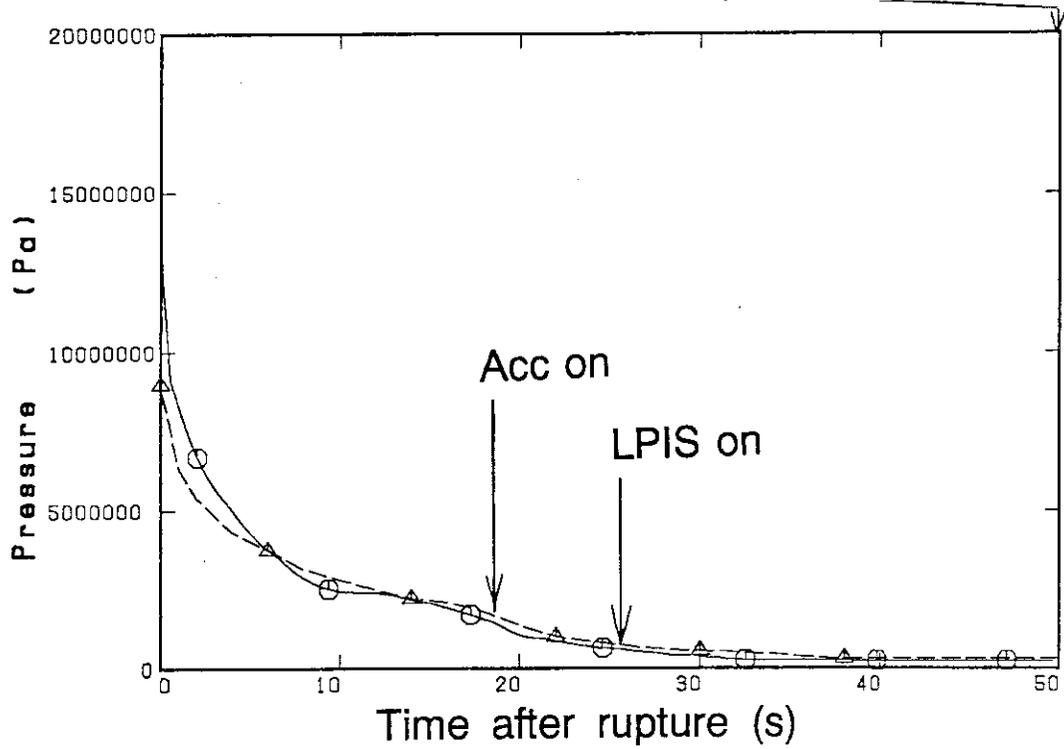
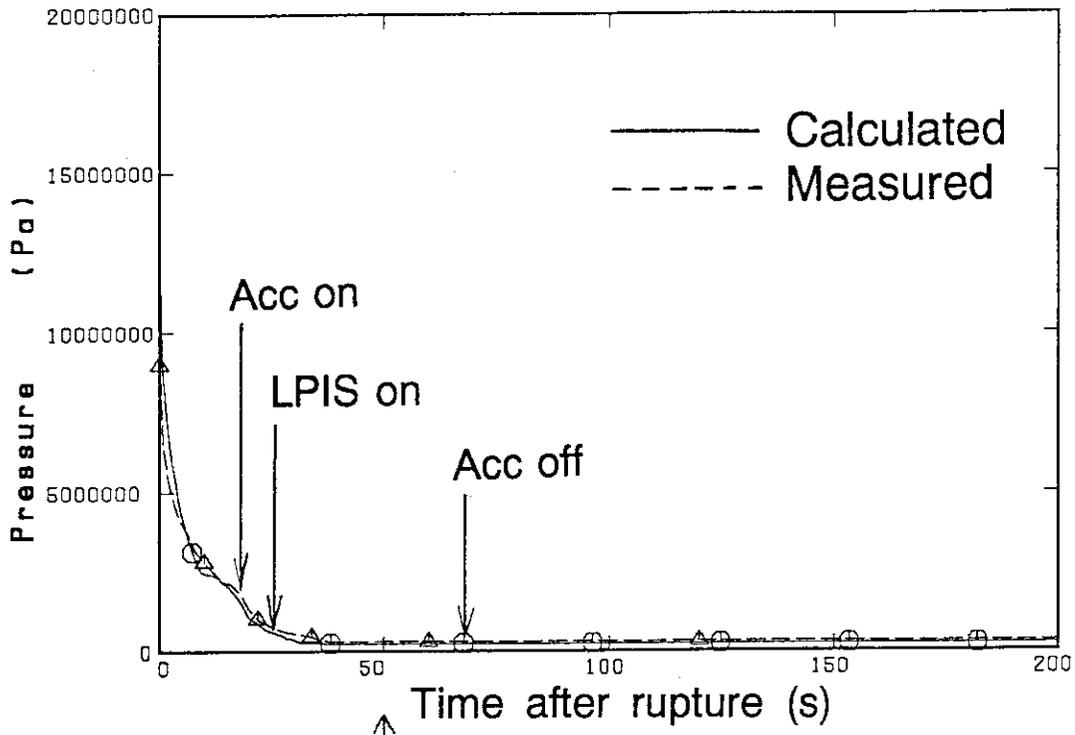


図4. 2. 5 ポンプ側破断ループのノズル上流における圧力
(セミスケール試験S-06-3)

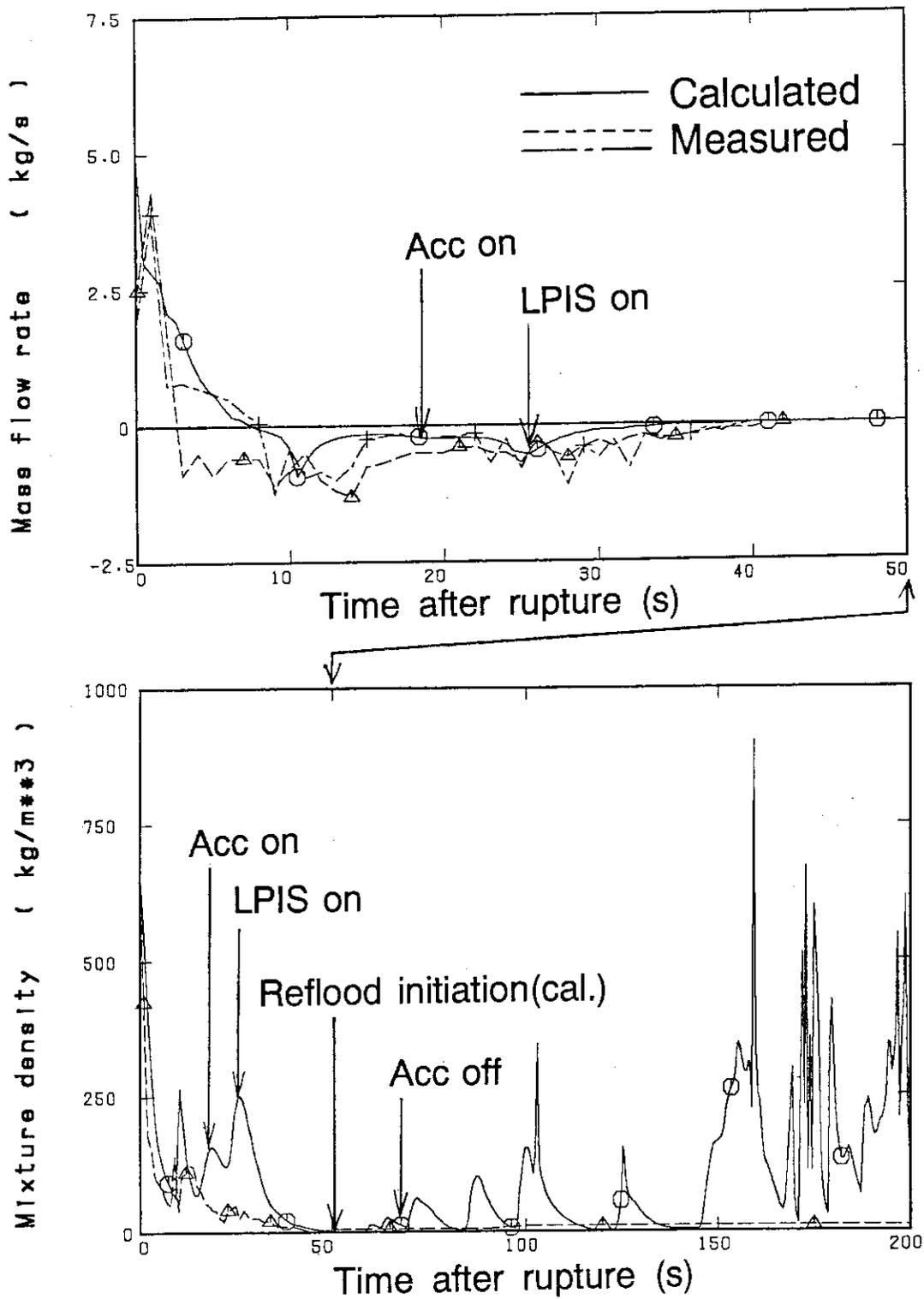


図4. 2. 6 健全ループホットレグ入口における流量と流体密度
 (セミスケール試験S-06-3)

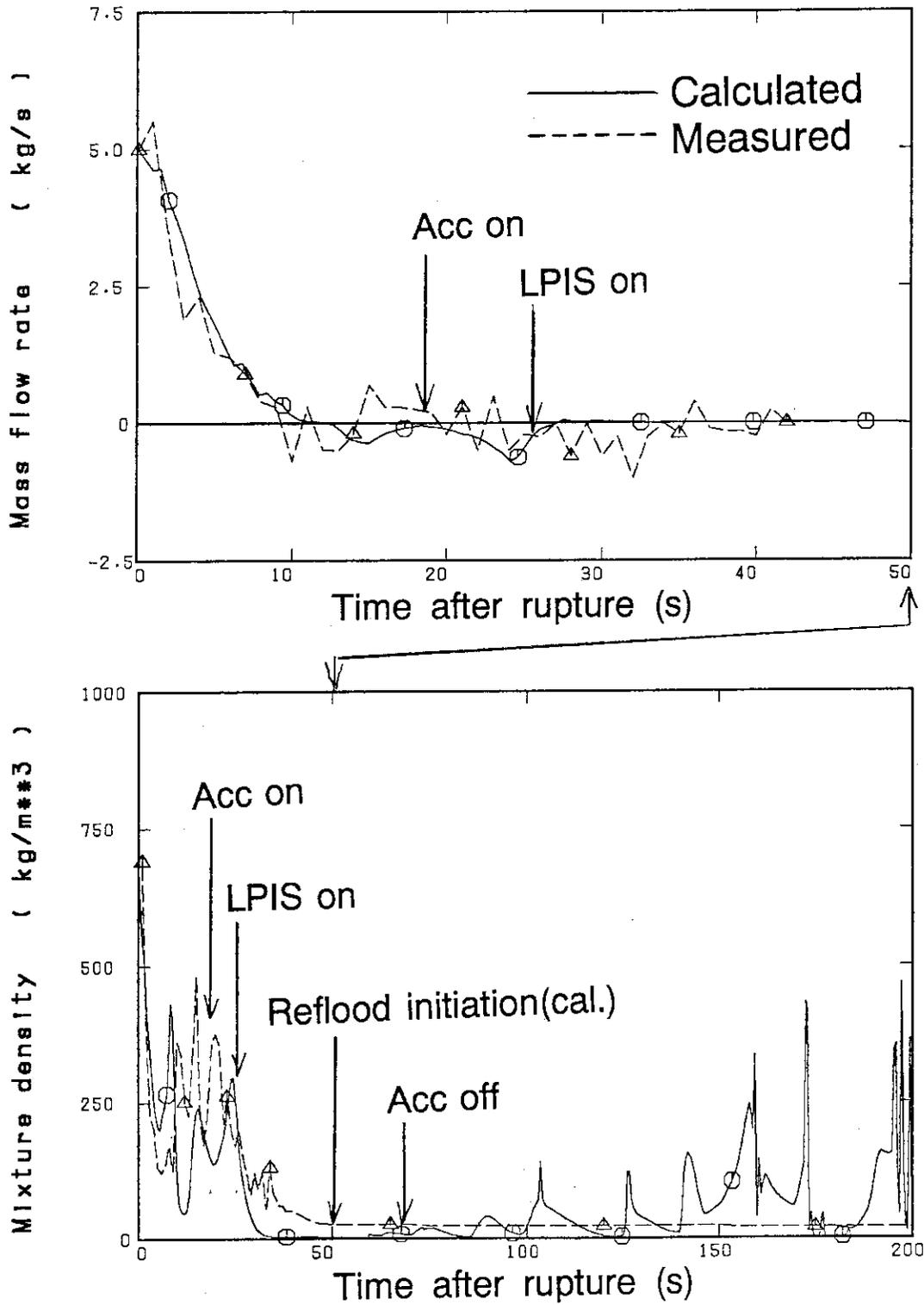


図4. 2. 7 健全ループホットレグ出口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

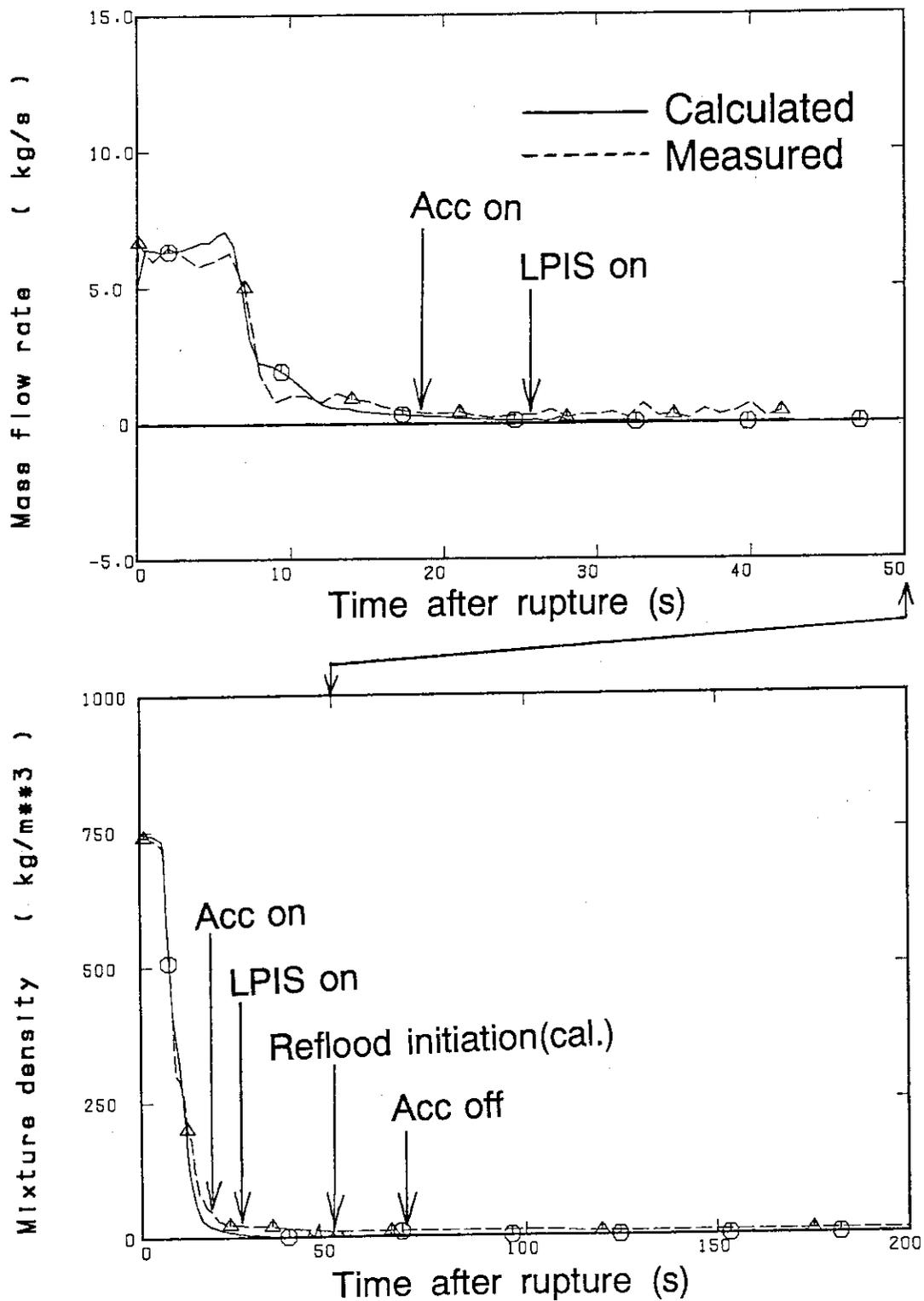


図4. 2. 8 健全ループポンプ入口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

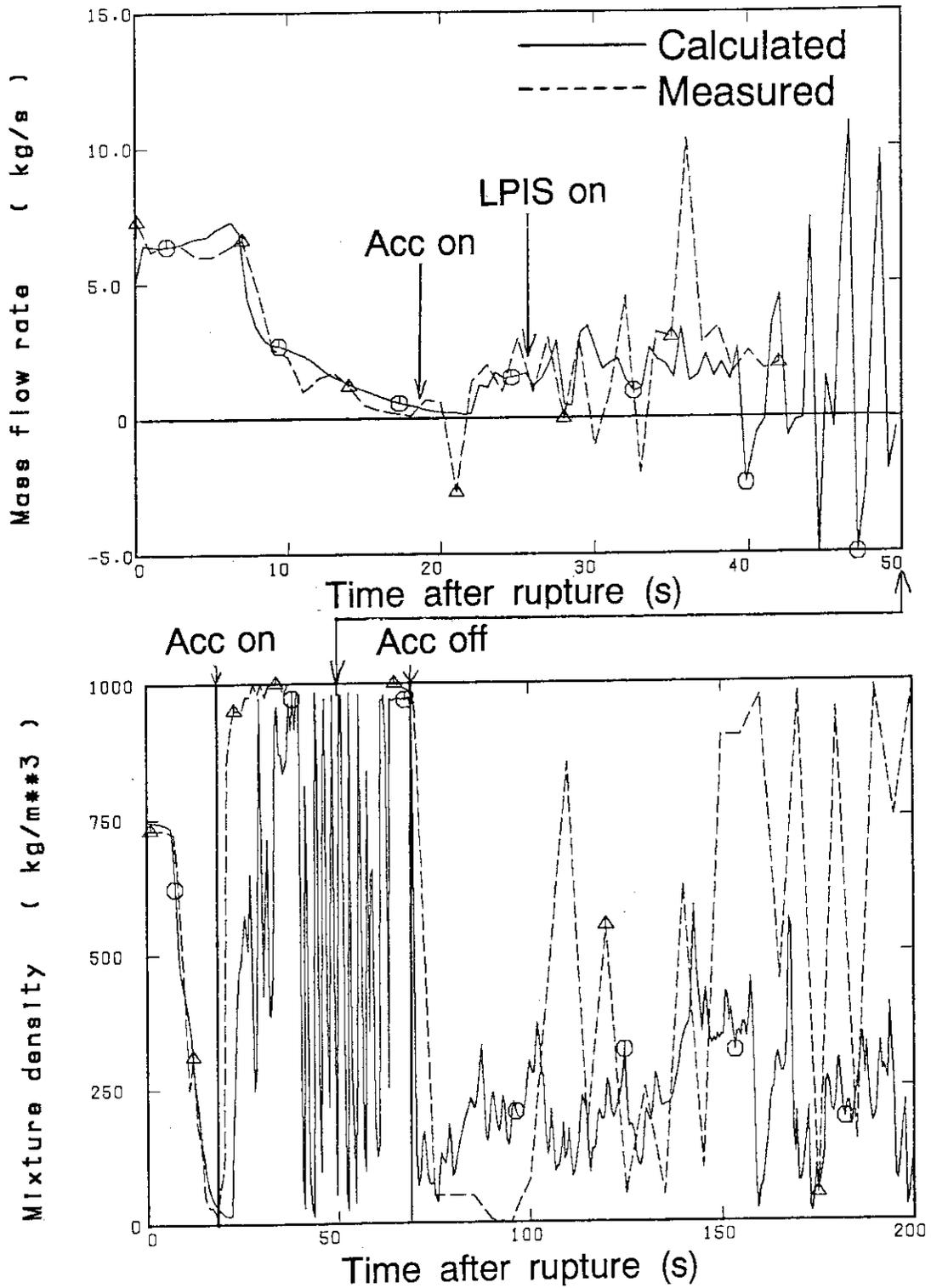


図4. 2. 9 健全ループコールドレグ出口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

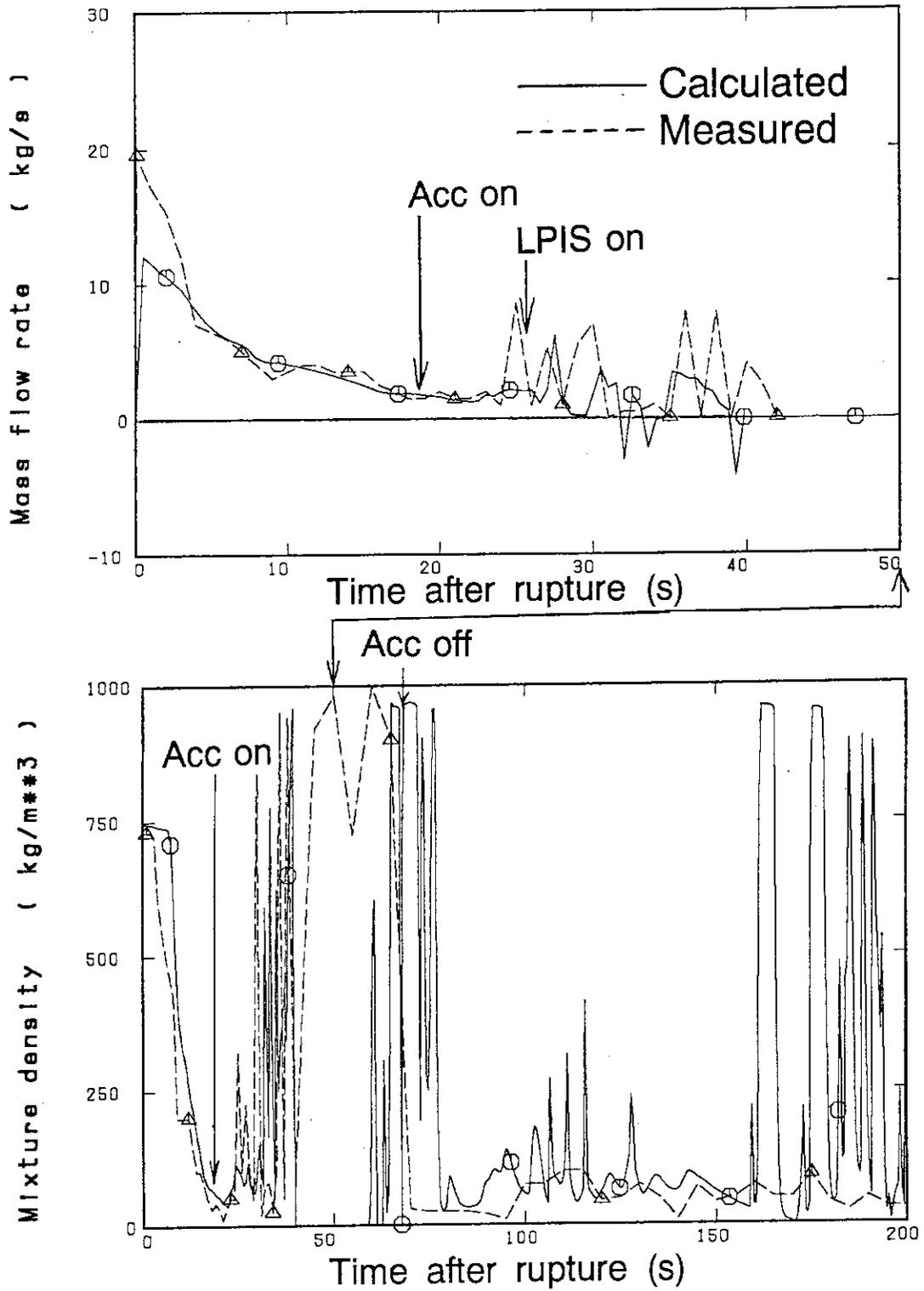


図4. 2. 10 圧力容器側破断ループにおける流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

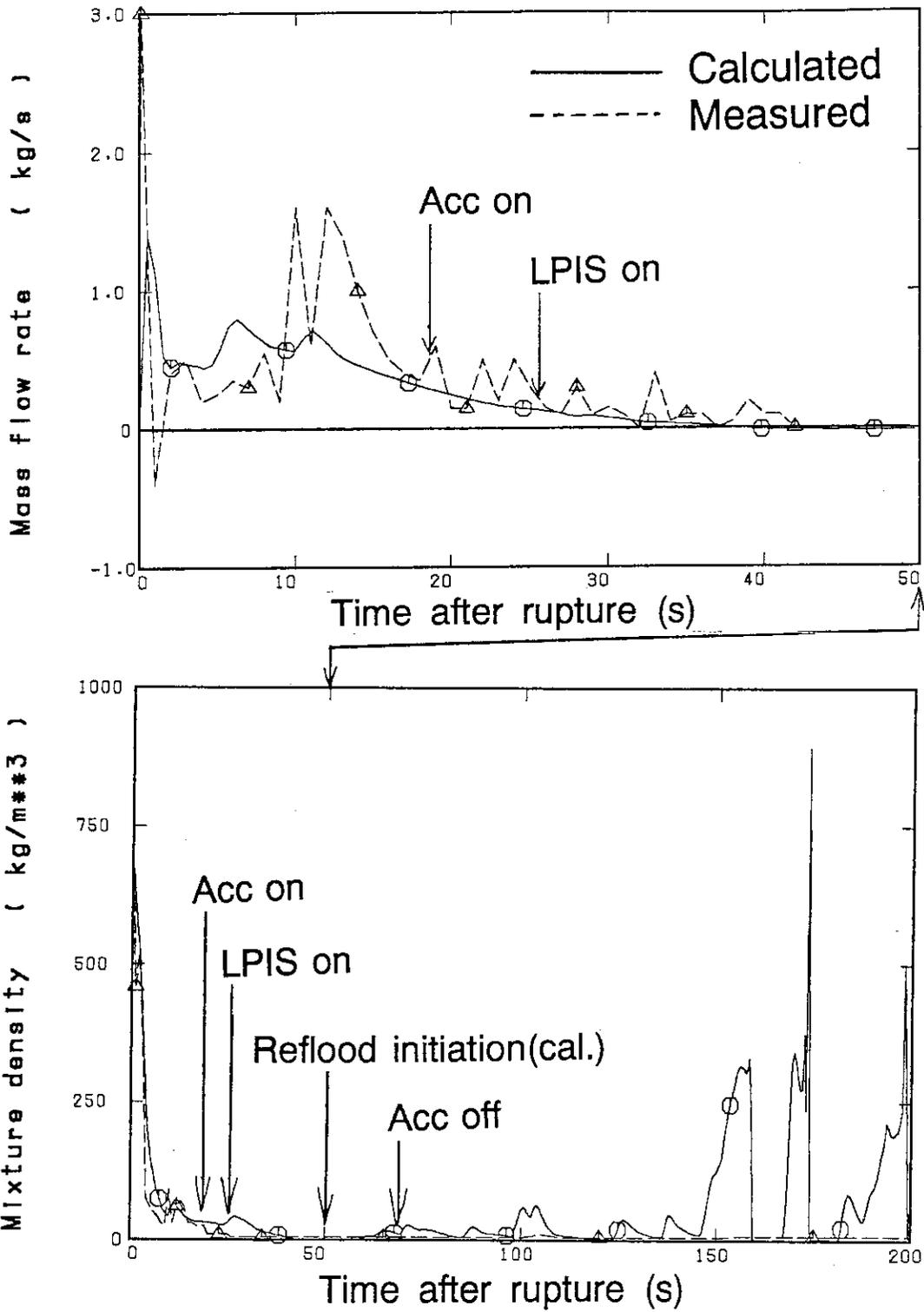


図4. 2. 11 ポンプ側破断ループホットレグにおける流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

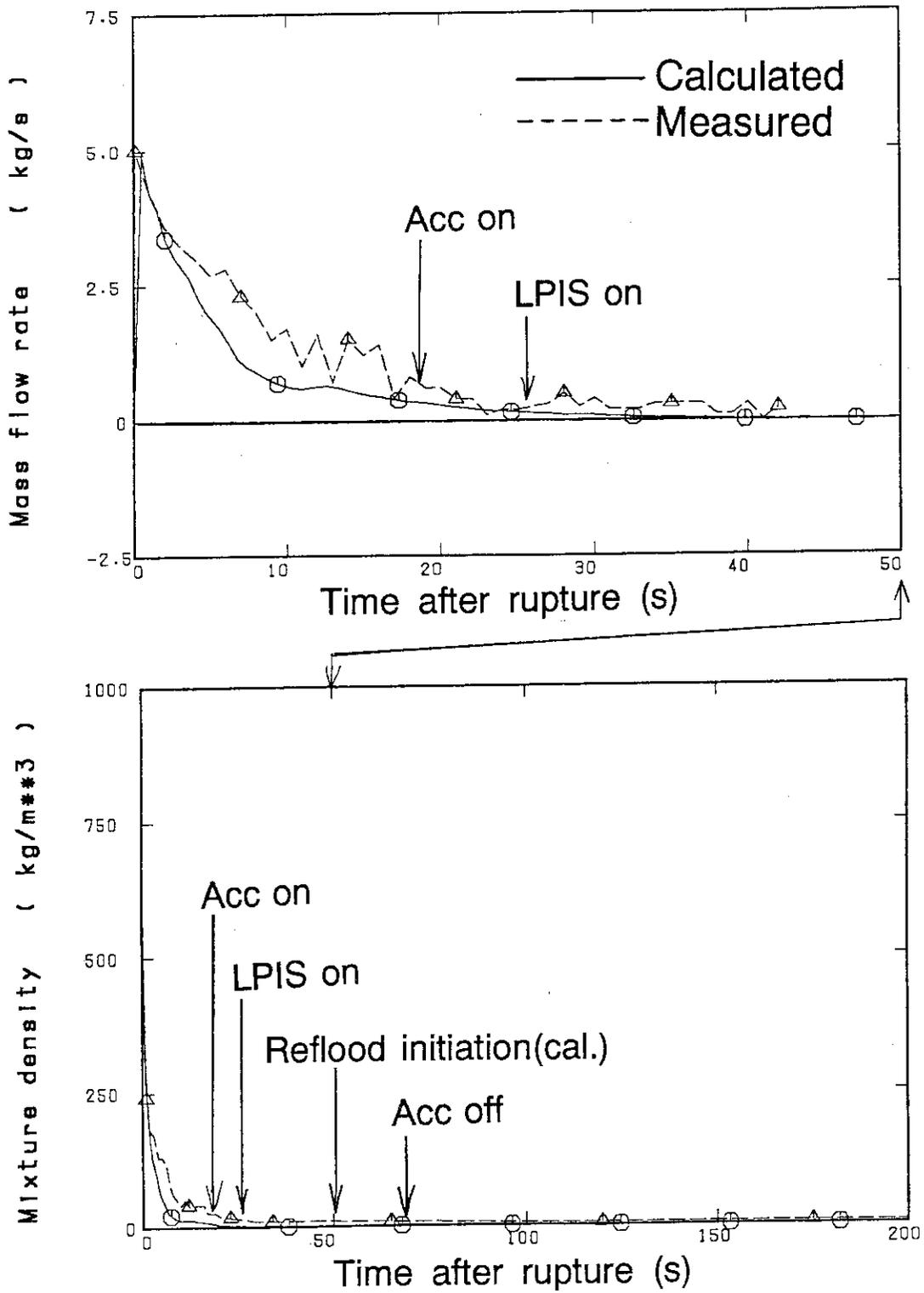


図 4. 2. 12 ポンプ側破断ループのノズル上流における流量と流体密度
(セミスケール試験 S-06-3)

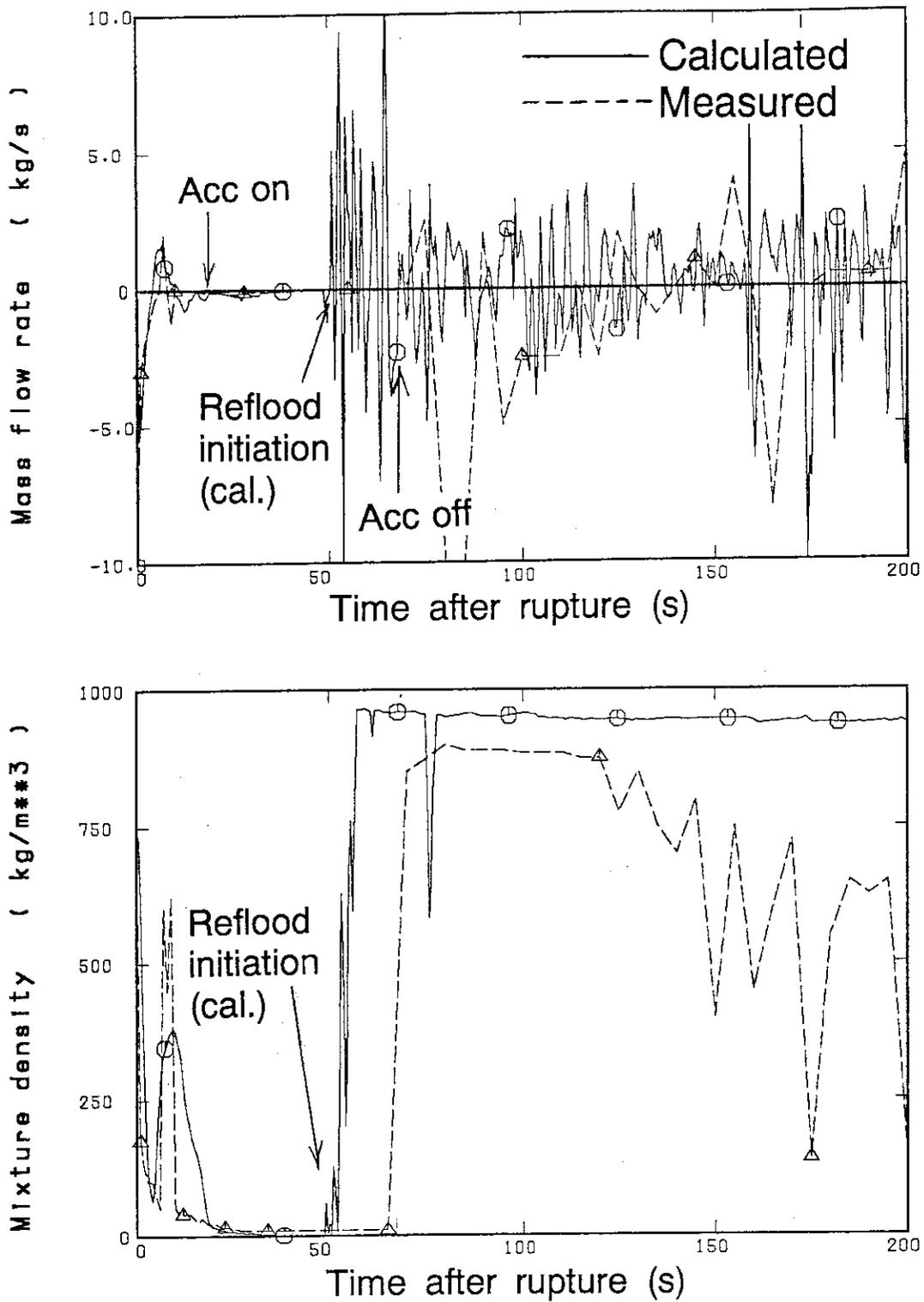


図4. 2. 13 炉心入口における流量と流体密度
(セミスケール試験S-06-3)

↓ : Reflood initiation

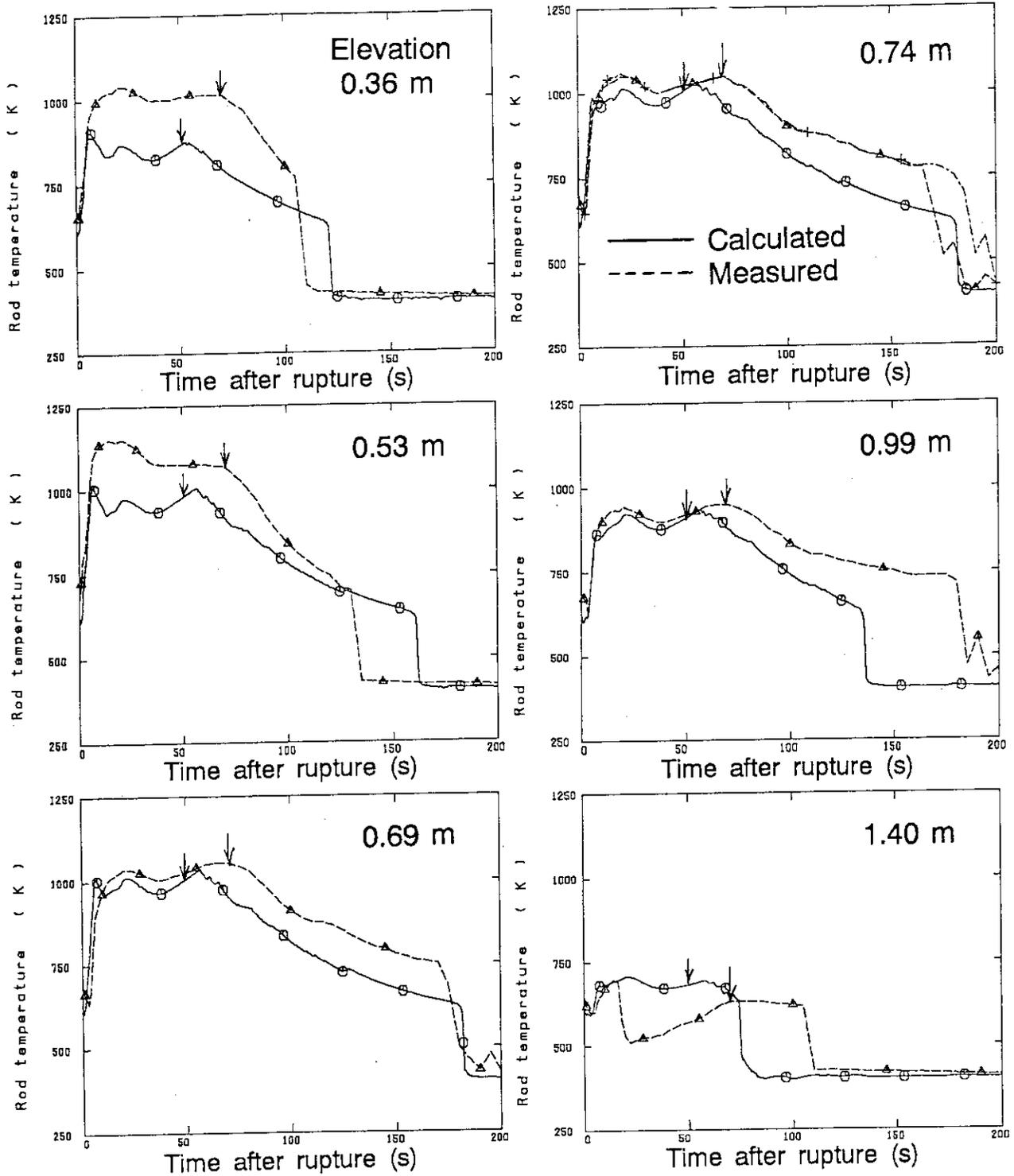


図4. 2. 14 高出力棒の被覆管温度 (セミスケール試験S-06-3)

↓ : Reflood initiation

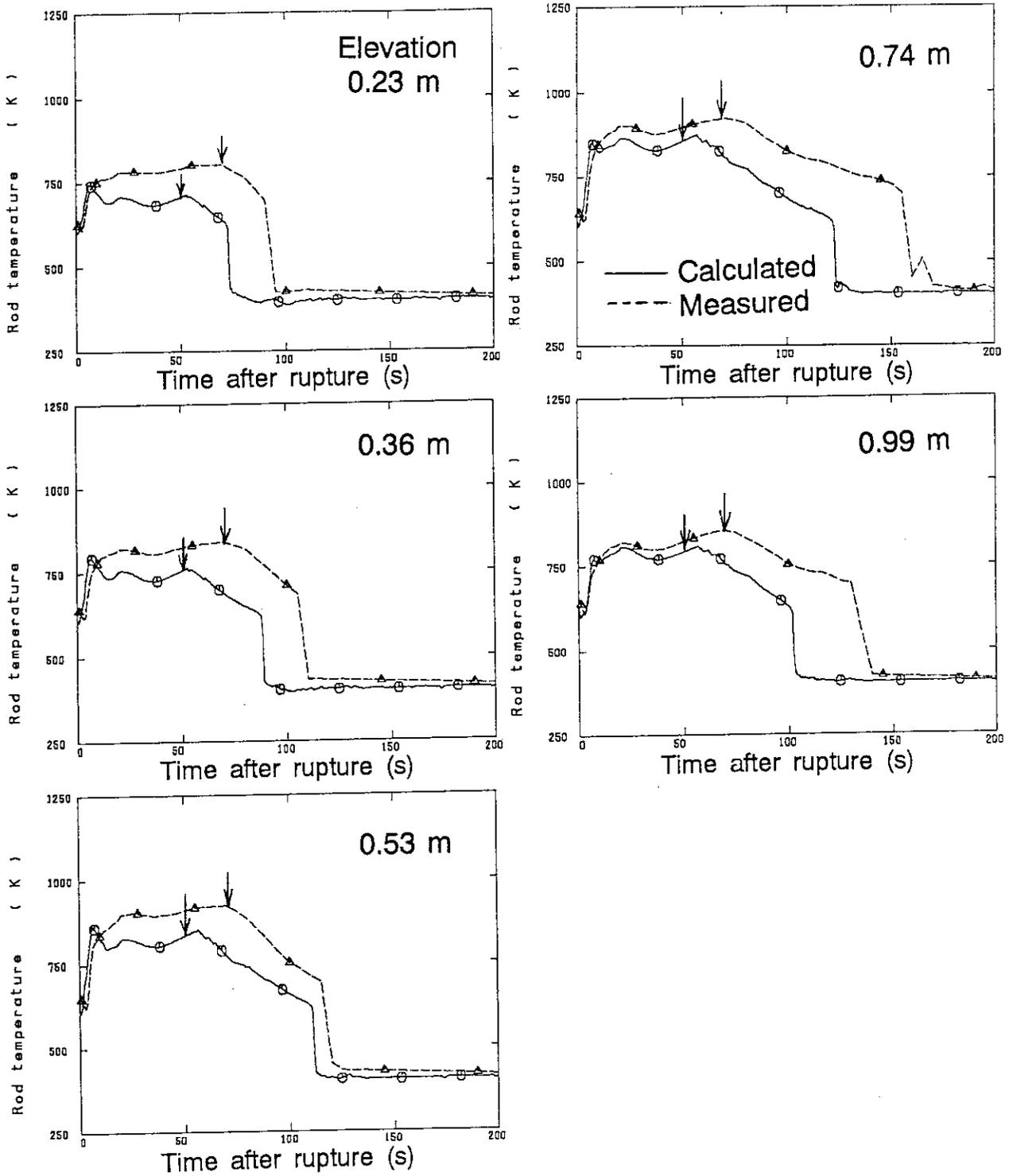
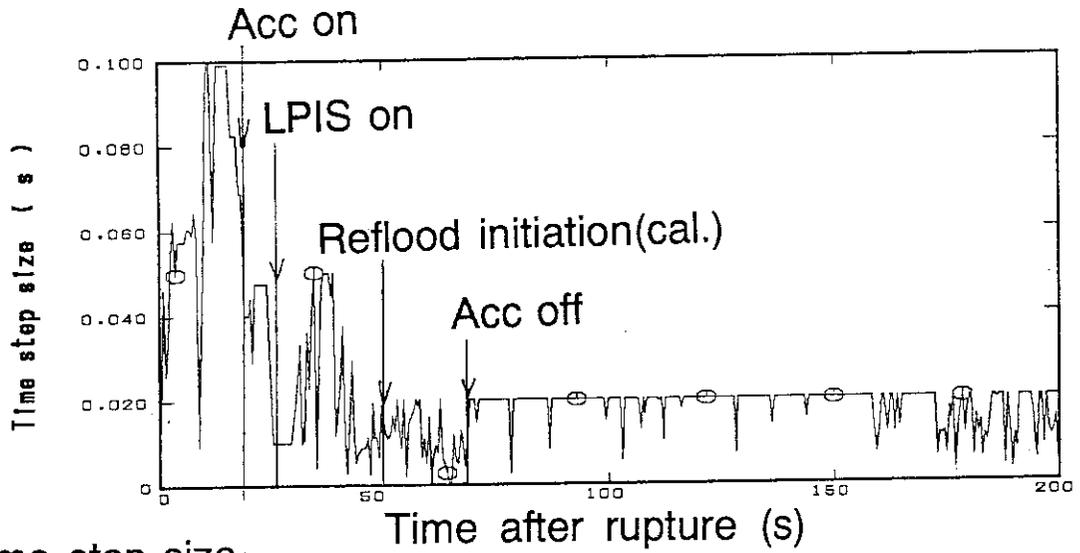
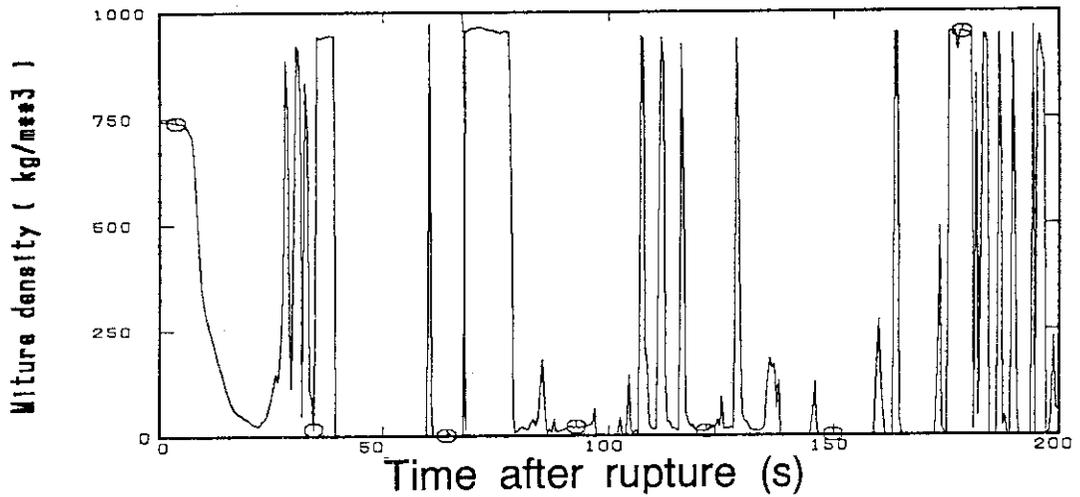


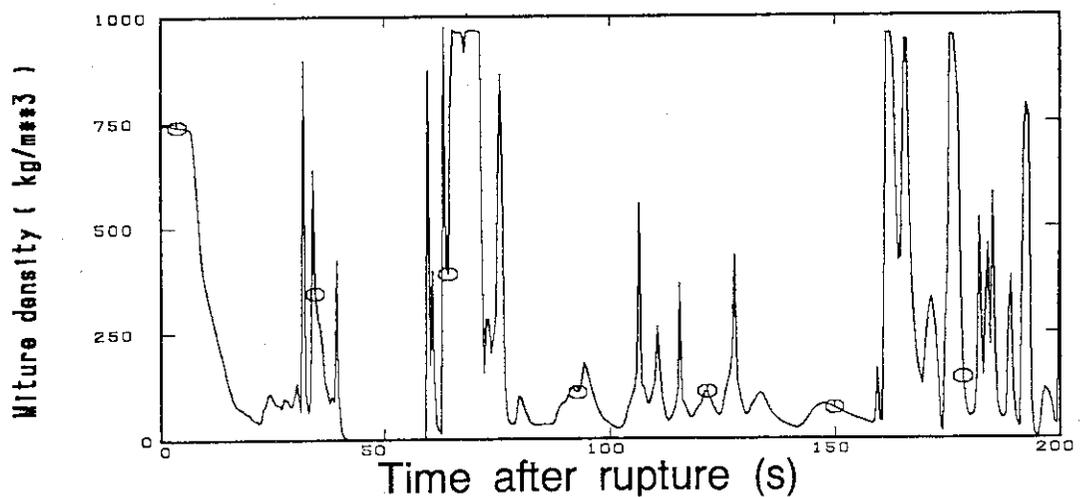
図4. 2. 15 低出力棒の被覆管温度 (セミスケール試験S-06-3)



(a) Time step size



(b) Mixture density at inlet of broken cold leg



(c) Mixture density at exit of broken cold leg

図 4. 2. 16 タイムステップサイズと圧力容器側破断ループの流体密度
(セミスケール試験 S-06-3)

4.3 LOFT L2-5試験

LOFTのL2-5試験は、PWRの200%コールドレグ破断を模擬した総合実験である⁽³⁾。L2-5試験では、所外電源喪失が仮定され、1次系ポンプが破断直後に停止することが想定されている。また、非常用炉心冷却系(ECCS)についてはディーゼル発電機の起動に伴う時間遅れが考慮されている。

4.3.1 試験装置^{(3),(4),(5)}

LOFT試験装置は、加圧水型炉(PWR)の冷却材喪失事故(LOCA)時の一次系システム内熱水力現象を調べるものであり、炉心は高さが実炉の約半分ではあるが実炉と同じ燃料棒を使用している。試験装置は5つの主要なシステムより成っている。つまり、圧力容器、健全ループ、破断ループ、ブローダウンサブプレッションシステム及び非常用炉心冷却(ECC)システムである。LOFT試験装置の概要を図4.3.1に示す。

健全ループは4ループPWRの3ループ分を1ループで模擬しており、蒸気発生器、2つの1次系ポンプ、加圧器等を有している。破断ループは圧力容器とサブプレッションタンクのヘッダーにそれぞれつながるホットレグとコールドレグからなる。破断ループでのポンプと蒸気発生器は流動抵抗のみを模擬したもので代用している。各破断レグは急速開放弁を有しており、その弁によりLOCA実験を行った。

4.3.2 計算方法

LOFT装置に対するノーディング

LOFT L2-5試験の入力データを整備するにあたっては、米国ロスアラモス研究所のTRAC-PF1(MOD0)開発アセスメント⁽⁴⁾に付録として掲載されていたL2-2試験用の入力データを基本とした。形状データについては、LOFTシステム記述書⁽⁵⁾に記載されたデータと比較をして入力データの妥当性を確認した。初期値データと境界条件データ(弁の開口比等)は、L2-5試験データレポート⁽³⁾に記載されているデータに置き換えた。

入力データをシステム記述書と比較した結果、形状データは概ね一致していることを確認できたが、破断側流路の入力データはシステム記述書と大きく異なっていたので再作成した。LOFT L2-5試験解析で用いたノーディングを図4.3.2に示す。原子炉容器については、1次元コンポーネントで構成したモデルと3次元VESSELコンポーネントを使用したモデルの両方を準備した。

過渡計算の解析条件

過渡計算の境界条件として、以下のデータをデータレポートから読みとり、テーブル形式で入力した。

- (1) コールドレグブローダウン弁の開口比
- (2) ホットレグブローダウン弁の開口比
- (3) ブローダウンサブプレッションタンクの圧力
- (4) 炉心出力

- (5) 一次系冷却ポンプの速度
- (6) SG 2次側主蒸気流量制御弁の開口比
- (7) SG 2次側給水流量
- (8) H P I S 注入流量
- (9) L P I S 注入流量
- (10) 蓄圧器からの流入流量

これらのテーブルはTRAC-PF1コードに含まれているトリップ機能を用いて時刻0秒から参照される様にした。

4. 3. 3 計算結果と検討

(a) 定常設定計算

定常設定計算では、TRAC-PF1コードの定常設定計算オプションを使用した。蒸気発生器2次側の給水温度は、2次系のエネルギー収支を考慮し、2次系に流入するエネルギーと、蒸気発生器伝熱管を介して1次系から伝達される炉心発熱分を加えた量が、2次系から流出する飽和蒸気のエネルギーに等しくなるような値を入力した。さらに、1次系ループの流量を定常設定目標値と合わせるため、ポンプスピードを調整する制御系を付加した。

定常設定計算では、80～100秒の計算により、各部とも定常状態がほぼ達成されていることを確認した。計算結果を定常設定目標値と比較して表4. 3. 1に示す。各変数ともに、計算結果は目標値とよく一致していることがわかる。ポンプスピードは1次系ループ流量が目標値に一致するように制御系で調整しているため、計算されたポンプスピードは、ループ1周分の圧力損失を補償する値になっている。したがって、ポンプスピードの目標値との一致の度合は、ループ1周分の圧力損失の実験との一致の度合を示していると考えられる。

(b) 放出係数の決定

破断ループの圧力損失係数についての十分な情報が収集できなかったため、破断口における放出係数(Discharge Coefficient, 省略 C_D)をパラメータとした計算を行い、1次系内の減圧挙動を調整することとした。放出係数を0.70、0.75、0.80、0.85とした過渡計算を時刻30秒まで実施し、1次系の減圧挙動を計測値と比較検討した。図4. 3. 3に健全ループホットレグにおける圧力を示す。 $C_D=0.75$ のケースで、実験と計算の一致が最もよい。そこで、過渡計算は $C_D=0.75$ として実施することとした。

なお、放出係数の値は、本来1.0であるべきである。本計算では、破断ループの圧力損失係数がよくわからなかった点を放出係数をパラメータとした計算を行うことで補償している。今後、破断ループの圧力損失係数について調査し、さらに検討する必要がある。

(c) 1次元モデルによる計算結果と検討

健全ループでの挙動

健全ホットレグにおける圧力はブローダウン期において、図4. 3. 4に示す様により一致を示している。ブローダウンが終了した30秒以降では、計算された圧力は実験値よりもやや低い。図4. 3. 5では、健全ホットレグの流量を比較する。実験値は流量の絶対値を示しており、正流逆流の区別は判定できない。計算値は30秒頃までの期間で実験値と一致した傾向を示している。健全側ホットレグの流体密度は、図4. 3. 6に示す様に、実験値に近い挙動がTRACコードにより予測されている。ブローダウン開始後、ホットレグの流体密度は急激に減少する。ブローダウン開始後10秒前後で計算された流体密度は一時的に高くなっている。これはホットレグ流量が逆流に転ずることで、蒸気発生器側から密度の高い二相流体が流入してきたことによる。実験値にも同様な理由と思われる流体密度の一時的な増加がみられている。30秒以降では健全ホットレグでの流体密度は低い。健全ホットレグの挙動について、計算結果は実験結果と良好な一致を示している。

図4. 3. 7に、健全コールドレグのECC注水ポートとポンプの間における流量を示す。ブローダウン開始からACC注水が開始されるまでの期間では、流量は時間とともに減少する傾向が計算結果にも実験結果にも共通してみられる。ACC注水開始後、実験結果の流量は激しい振動を開始している。これに対して計算結果では、時刻35秒にポンプ側への流れ（負の流量）を生じ、時刻42秒以降再び原子炉容器側への流れ（正の流量）となっている。計算結果には実験結果にみられるような短周期の振動はみられない。流量と同様な実験結果と計算結果の対応関係が図4. 3. 8に示すコールドレグ部の流体密度にもみられている。すなわち、ACC注水が開始されるまでの期間、実験結果と計算結果は比較的良好に一致している。ACCやLPISが注水された後、実験では流体の密度が短周期で大きく振動する結果が得られている。これに対し、計算ではACC注水開始後も33秒頃まで密度は低く、33秒から49秒にかけて、飽和水の密度にほぼ等しい値となり、50秒以降では再び小さな密度となっており、実験結果にみられるような短周期の振動はみられない。実験結果では、水で流路の満たされた高密度部分がコールドレグ内を振動的に運動している状況が想像できる。これに対し計算結果では、高密度部分の範囲が時間とともに広がる状況が想像できる。TRAC計算では、実験でみられているコールドレグにおける振動的な傾向を再現できていない。コールドレグではECC注水口から注水されるサブクール水により凝縮を生じている点が1次系内の他の場所とは異なっている。したがって、上述の実験結果と計算結果の相異には凝縮モデルが関係しているものと思われる。

破断ループでの挙動

図4. 3. 9に、破断ループのホットレグにおける流量を比較する。計算結果は実験結果とよく一致している。図4. 3. 10に破断ループのコールドレグにおける流量を比較する。計算結果では、時刻16.8秒のACC注水開始後、破断コールドレグの流量が増加しているが、実験結果ではこの流量増加はみられていない。その後30秒付近まで、流量は実験結果よりも高めに計算されている。35秒から50秒にかけて、計算された破断コールドレグ流量は一時的に負となることがある。これは1次系内の圧力が、境界条件として与えたサブプレッションベッセル内の圧力よりも低くなったためである。

図4. 3. 11に破断ループのコールドレグにおける流体密度を示す。計算されたブローダウン初期にみられる密度低下のタイミングは、実験結果に比べてやや遅れている。これは、破断開始直後の流量を低めに計算したために、ブローダウン開始時に破断コールドレグ配管にたまっていた水の破断口からの流出時間を長めに予測したためと考えられる。ACC注水開始後、計算された流体密度は高くなる。ECC水がダウンカマから破断コールドレグへと流れこんだためと考えられる。流体密度が大きくなるタイミングは、図4. 3. 10にみられた流量増加のタイミングとほぼ一致している。

図4. 3. 10と図4. 3. 11の結果は、TRAC計算で得られたECCのバイパス量が実験結果に比べて過大であることを示唆している。

ダウンカマ部での挙動

図4. 3. 12にダウンカマのボイド率の計算結果を示す。図中に示した高さは炉心発熱部下端を0 mとした高さである。なお実験ではダウンカマ内のボイド率は測定されていない。

破断開始前、ダウンカマ部は水で満たされている。破断により系圧力が低下するために1次系内でフラッシングを生じ、ダウンカマ内のボイド率は3秒ころから高くなり始める。5秒前後でダウンカマ内のボイド率は0.5程度となり、10秒前後までの期間ボイド率の上昇は一時期ゆっくりとなっている。その後再びボイド率は増加し、25秒頃にはダウンカマのボイド率はほぼ1となる。ACCからのECC水の注入は、LOFT L2-5試験では16.8秒後に開始されているが、25秒頃までの期間ではダウンカマのボイド率に対して顕著な変化はみられない。図4. 3. 10や図4. 3. 11に示した様に、破断コールドレグ部分での流量と流体密度の増加が計算されていることから、注入されたECC水は16.8秒から25秒頃の期間は、ダウンカマを下部まで落下することなしに、破断コールドレグへと流出するとして計算されていると考えられる。

ダウンカマ部がほぼ蒸気で満たされた25秒以降から42秒にかけて、ダウンカマの頂部（エレベーション 3.0193 m）のボイド率は、1.0と0.75の間で脈動している。この期間36秒付近のピークを除くとダウンカマ下部ではボイド率はほぼ1であり、頂部での水がダウンカマの下方へと流入することは起こっていないと考えられる。一方36秒付近では、ボイド率の一時的な低下はダウンカマの各エレベーションでもみられており、一部の水がダウンカマ内を流下したものと考えられる。ダウンカマ頂部での一時的なボイド率低下のタイミングは、図4. 3. 10と図4. 3. 11に示した破断コールドレグ部にみられる流量と流体密度のピークとも対応している。したがって、25秒から42秒の期間のTRACコードにより計算されたECC水の挙動としては、ダウンカマの頂部に一時的に滞留するものの、数秒後には破断コールドレグを通り、破断口から流出したものと考えられる。

42秒頃に開始されたダウンカマ頂部でのボイド率の低下により頂部のボイド率は0となる。このボイド率の低下はダウンカマの下端まで達しており、ダウンカマ下部のボイド率も47秒頃にはゼロとなり、ダウンカマ部は再び水で満たされる。50秒以降、80秒までの期間ダウンカマ内のボイド率には振動的な挙動がみられている。この期間後述する様に炉心内のボイド率にも振動的な挙動がみられており、ダウンカマと炉心間で流体の往復するU字管的な振動がTRACコードにより計算されたものと解釈できる。

炉心部での挙動

図4.3.13に炉心部のボイド率の計算結果を示す。図中に示した高さは、炉心発熱部下端からの高さを示す。

破断開始前炉心部は水で満たされているが、破断とほぼ同時に炉心内のボイド率が高くなり始めている。3秒前後では炉心のボイド率は各高さでほぼ1となる。破断開始後10秒前後では炉心下部のボイド率が一時的に低くなっており一時的な炉心下部からの水の流入が計算されたと考えられる。

蓄圧注入系からのECC水の注入は、16.8秒から開始されているものの、炉心部のボイド率は50秒頃までほぼ1である。これは前述の如く、この期間ではECC水がダウンカマ部の下方まで到達していないことによる。

炉心下端でのボイド率は50秒ころから減少を開始していることから、この時が再冠水の開始と考えることができる。50秒以降の再冠水期間では炉心内のボイド率が激しく変動していることがわかる。

図4.3.14と図4.3.15に、高出力棒と低出力棒の温度履歴を示す。ブローダウン期の高出力棒のリウエットイングによる温度低下は、実験結果では炉心上部でみられ、下部ではみられない。これに対してTRAC計算では炉心下部でみられており、上部ではみられない。また実験結果では、高出力棒の各測定高さでのクエンチが60秒までには達成されているのに対して、計算値では出力の高い部分では時刻80秒でもクエンチが達成されていない。

計算された温度履歴はコード内で1次元的な流動が仮定されているために、相似である。実験結果では、高出力棒でリウエットイングがみられるのに対して、低出力棒ではみられない等の明らかな違いがみられる。

1次元モデルによる計算結果のまとめ

- (1) 破断口における放出係数を0.75とすることで、ブローダウン期の1次系内の減圧挙動とホットレグからの放出流量を概ね実験結果と一致させることができた。
- (2) ホットレグ部の流量・流体密度は実験結果をよく再現した。
- (3) 健全コールドレグの流動では、ACC作動時の振動的な挙動を再現できなかった。
- (4) ECC水のバイパス量を過大評価した。
- (5) 被覆管温度履歴の予測において、高出力棒上部でのリウエットイング及び炉心全体のクエンチ時刻を再現できなかった。また、高出力棒と低出力棒の定性的な違いを再現できなかった。

(d) 3次元VESSELコンポーネントによる計算結果と検討

今までの結果より、1次元コンポーネントを用いた解析では、ダウンカマからのECC水のバイパス量が過大評価されること、炉心内の多次元的な冷却挙動を再現できないこと等の問題を生じることがわかった。そこで、原子炉容器全体を3次元VESSELコンポーネントを用いて模擬した計算を行った。ここでの目的は、(1) ECC水のバイパス挙動への影響の確認、(2) 破断初期の炉心出入口流量と炉心ボイド率への影響の確認、(3) 炉心内の多次元的な冷却挙動に対する影響の確認である。

被覆管温度

図4.3.16と図4.3.17に、高出力棒と低出力棒の被覆管温度履歴を示す。ブローダウン期の高出力棒では炉心全域において、実験と同様の温度上昇がみられている。実験結果では初期の温度上昇につづいて、炉心上部で急速な冷却がみられる。この傾向は1次元コンポーネントによりモデル化した計算では再現されていないが、3次元コンポーネントでモデル化した場合では再現されている。また低出力棒の温度履歴についても、実験結果に近いものとなっている。压力容器全体を3次元VESSELコンポーネントで模擬することで、炉心内の多次元的な冷却挙動が表現され、被覆管温度の予測精度が向上したものと考えられる。

ECC水のバイパス挙動

図4.3.18に、破断コールドレグにおける流体密度を示す。時刻30秒頃に1次元コンポーネントによる計算でみられたECC水のバイパスがみられなくなり、実験との一致がよくなっている。3次元による計算ではダウンカマと下部プレナムの蓄水量は時刻20秒頃から増加していた。ECC水の一部がダウンカマを流下して、下部プレナムに蓄積したものである。ダウンカマ部でのECC水バイパス現象の予測精度が向上したことも、被覆管温度履歴の予測精度が向上したことの原因と思われる。

多次元挙動の検討

3次元モデルでの計算では、炉心内の冷却挙動やECC水のバイパス挙動について実験結果と概ね良好な一致が得られた。このことは、1次元コンポーネントによりモデル化したケースでは得られなかった結果である。3次元コンポーネントにより原子炉压力容器全体をモデル化した解析では何らかの多次元的な効果が計算されたことで、結果の相違を生じたものと考えられる。本節では3次元解析の計算結果についてダウンカマ部と炉心部に着目して、TRAC-PPF1コードで計算された多次元挙動に関して検討する。

ダウンカマ部における挙動

図4.3.19に、時刻10秒、20秒、30秒及び40秒におけるダウンカマ内の蒸気流速分布を示す。図の縦方向は軸方向の高さを示している。また横方向は、アニュラス状のダウンカマを平面上に展開して示している。図中の矢印はそれぞれ軸方向の流速と円周方向の流速を示している。矢印の長さは流速の大きさを示しており、スケールは図の左側に示してある。破断側コールドレグ (Broken Cold Leg) と健全側コールドレグ (Intact Cold Leg) はそれぞれ図中の丸印で示した場所に接続されている。

コールドレグの接続する軸方向レベル (4.85 mと5.13 mの間) では、健全側コールドレグから破断側コールドレグにむけての蒸気流が生じている。またダウンカマの下方では、健全側コールドレグの直下にあたる円周方向位置では、下向きの蒸気流を生じ、その他の円周方向位置では上向きの蒸気流を生じている。ダウンカマのなかで、循環流が計算されている。循環流の大きさは、再浸水期間にあたる20秒と30秒で大きい。図4.3.20には、図4.3.19と同様なフォーマットでダウンカマ内の液流速分布を示した。液流速分布についても、蒸気流速分布と同様の循環流の形成されていることがわかる。

図4.3.21には、ダウンカマ内のボイド率分布を示す。図4.3.21では、ハッチングの濃淡によりボイド率の大きさを示している。ハッチングの濃淡とボイド率の対応関係は、

図の左側に示した。

時刻10秒において、ダウンカム内のボイド率は下部で低く、上部でやや高めである。これはダウンカム内に生じたフラッシングにより、ダウンカマの水が上側から順次失われていくためと考えられる。またボイド率は、健全側コールドレグの直下にあたる円周方向位置で低いことがわかる。同様の傾向は時刻20秒、30秒におけるボイド率分布にも認められる。

図4.3.19及び図4.3.20に示した蒸気と水の流速分布に対応させてみると、ボイド率の低い健全側コールドレグ直下は下向きの蒸気流と水流とを生じている位置にあたっている。健全側コールドレグより流入した水が下方へと流れ落ちるために、健全側コールドレグの直下でボイド率が低くなったと考えられる。

図4.3.19と図4.3.20の蒸気と水の流速分布を対比すると、局所的には対向流を生じている場所がほとんどないことがわかる。下部プレナムへ流下する水の量は、ダウンカム内で生じている環状流により決定されていると思われる。すなわち、ダウンカムを流下する部分と吹きあげる部分での水の流量の違いにより、下部プレナムへ流下する水の量が定まっていると考えられる。1次元モデルにおいては、このような循環流が表現されないために、大きなバイパス量が計算されたものと思われる。3次元コンポーネントで計算された流速分布については、実験結果が得られておらず、計算結果と比較できなかった。今後その妥当性について、さらに検討する必要がある。

炉心部における挙動

図4.3.22に1次元モデル及び3次元モデルにおける(ネットの)炉心入口流量を比較する。正の流量は下部プレナムから炉心に流体の流入することを示している。ブローダウン開始直後に炉心入口での流量は負となり炉心から流体が流出する。逆流は3次元のVESSELコンポーネントを用いた計算では6秒頃まで、1次元のCOREコンポーネントを用いた計算では7.5秒頃まで続く。逆流の期間に続いて流れが正となる。3次元VESSELコンポーネントによる計算では6秒から12秒にかけて、1次元COREコンポーネントによる計算では7.5秒から14秒にかけて流れが正となっている。正流となる時の流量は、VESSELコンポーネントを用いた時のほうが大きい。またタイミングとしては、VESSELコンポーネントを用いたほうが早期に開始し、早期に終了していることがわかる。

図4.3.23から図4.3.26に3次元モデルで得られた炉心内のボイド率分布を、時刻10秒、20秒、30秒及び40秒について示す。

時刻10秒では、図4.3.22に示した様に、炉心入口流量は正である。すなわち、下部プレナムから炉心へと流体は流入している。発熱部下端から0.1525mの位置ではすべてのセルでボイド率は0.50と0.75の間にある。発熱部下端から0.4190mの位置では、大部分のセルでボイド率は0.75と0.90の間にあるが、炉心外周部の1セルでボイド率は0.5と0.75の間にある。このセルの角度位置は θ が π と $3\pi/2$ にあたり、健全コールドレグが取り付けられている位置と対応している。図4.3.19から図4.3.21に示した様に、健全コールドレグの取り付けられている角度位置において、ダウンカム部での水の落下を生じている。このダウンカム部での流動が影響して、炉心下部の π と $3\pi/2$ の間の角度位置でのボイド率を低くしているものと思われる。炉心上方においても、周辺部分のボイド率が中心部分に比べてボイド率がやや低めである。これらの結果は、時刻10秒前後において、炉心内の流動に多次元効果のみられていたことを示している。

図4.3.24と図4.3.25に示す時刻20秒と30秒においては、炉心のすべての領域でボイド率は0.97以上である。すなわち炉心内にはほとんど水が存在していない状況にある。

図4.3.26に示す時刻40秒では炉心下部の0.1525mにおいて、ボイド率が再び低くなっている。これはこの時期には再冠水が開始されていることによる。0.4190mの位置では、外周部に比べて中心部でのボイド率のほうがむしろ低くなっている。この理由は現時点ではよくわかっていない。

以上の様に、炉心内の蓄水量分布に、多次元的な挙動がTRACコードにより計算されている。このような流動の多次元性が、炉心冷却に対しても多次元的な挙動を与えたと考えられる。

実験では、炉心内の被覆管温度しか得られておらず、ボイド率は測定されていない。したがって、これらのTRACコードの計算結果が真に現象を再現しているかは不明である。今後TRACコードにより計算される多次元流動の妥当性については、さらに検証をすすめる必要がある。

3次元モデルによる計算結果のまとめ

LOFT L2-5試験の3次元モデルによる計算結果から以下のことがわかった。

- (1) ECC水のバイパス量はダウンカマ部を3次元モデルで模擬することで良好に再現できた。3次元モデルによる計算ではダウンカマ内に循環流がみられ、水が下降するセクターと上昇するセクターとが分かれていた。このような流速分布の妥当性については今後さらに検討する必要がある。
- (2) 被覆管温度の予測精度が1次元モデルによる結果と比べて、大幅に改善された。その原因の一つとして(1)に示したECC水のバイパス量が適切に計算されたことがあげられる。

4.3.3 まとめと今後の課題

LOFT L2-5試験解析の結果、1次元コンポーネントを用いて原子炉容器部分をモデル化すると、ECC水のバイパス量を過大評価して、再冠水の開始時間の大きな遅れを生じることがわかった。また、3次元モデルを使用した場合には、ECC水のバイパス量の予測精度は改善され、被覆管温度の予測精度も大幅に改善されることがわかった。

しかしながら3次元VESSELコンポーネントを用いた解析では莫大な計算時間を必要とし、実用上の面で問題がある。

今後、1次元コンポーネントのみで精度のよい模擬を行うためには以下のモデルの改良が必要となるものと考えられる。

- (1) ダウンカマ部におけるECC水バイパスモデル
- (2) 再冠水時の炉心内熱流動モデル
- (3) 凝縮モデル

また、3次元コンポーネントについては

- (1) 計算の高速化

が当面の最も重要な課題である。

表 4. 3. 1 定常設定計算の結果

項 目	単 位	目 標 値	一次元炉心モデル使用時の結果		三次元VESSELモデル使用時の結果	
			(注1) 値	備 考	(注2) 値	備 考
炉 出 力	MW	36.0 ± 1.0	36.0	一定にしている。	36.0	一定にしている。
ホットレグ圧力	M P a	14.94 ± 0.06	14.9549		14.9483	
1次系冷却材流量	k g / s	192.4 ± 7.8	192.44	686.0 [kg/m ³] × 4.422 [m/s] × 0.063425 [m ²]	192.34	685.8 [kg/m ³] × 4.422 [m/s] × 0.063425 [m ²]
ホットレグ温度	K	589.7 ± 1.6	589.4		589.4	
コールドレグ温度	K	556.6 ± 4.0	555.3		555.4	
蒸気発生器2次側圧力	M P a	5.85 ± 0.06	5.85325		5.85319	
蒸気発生器2次側蒸気流量	k g / s	19.1 ± 0.4	19.238	わずかに振動 29.96 [kg/m ³] × 13.86 [m/s] × 0.04633 [m ²]	19.016	わずかに振動 29.96 [kg/m ³] × 13.70 [m/s] × 0.04633 [m ²]
ポンプスピード (注3)	rad / s	130.9 ± 0.9	132.0		132.9	

(注1) 定常設定計算終了時刻80秒の値。

(注2) 定常設定計算終了時刻100秒の値。

(注3) 定常設定計算中、ポンプスピードはループ流量が192.4kg/sになるように制御系で調整した。したがって、ポンプスピードは、ループ1周分の圧力損失と対応する量であり、圧力損失の目標値との一致の度合を示すことになる。

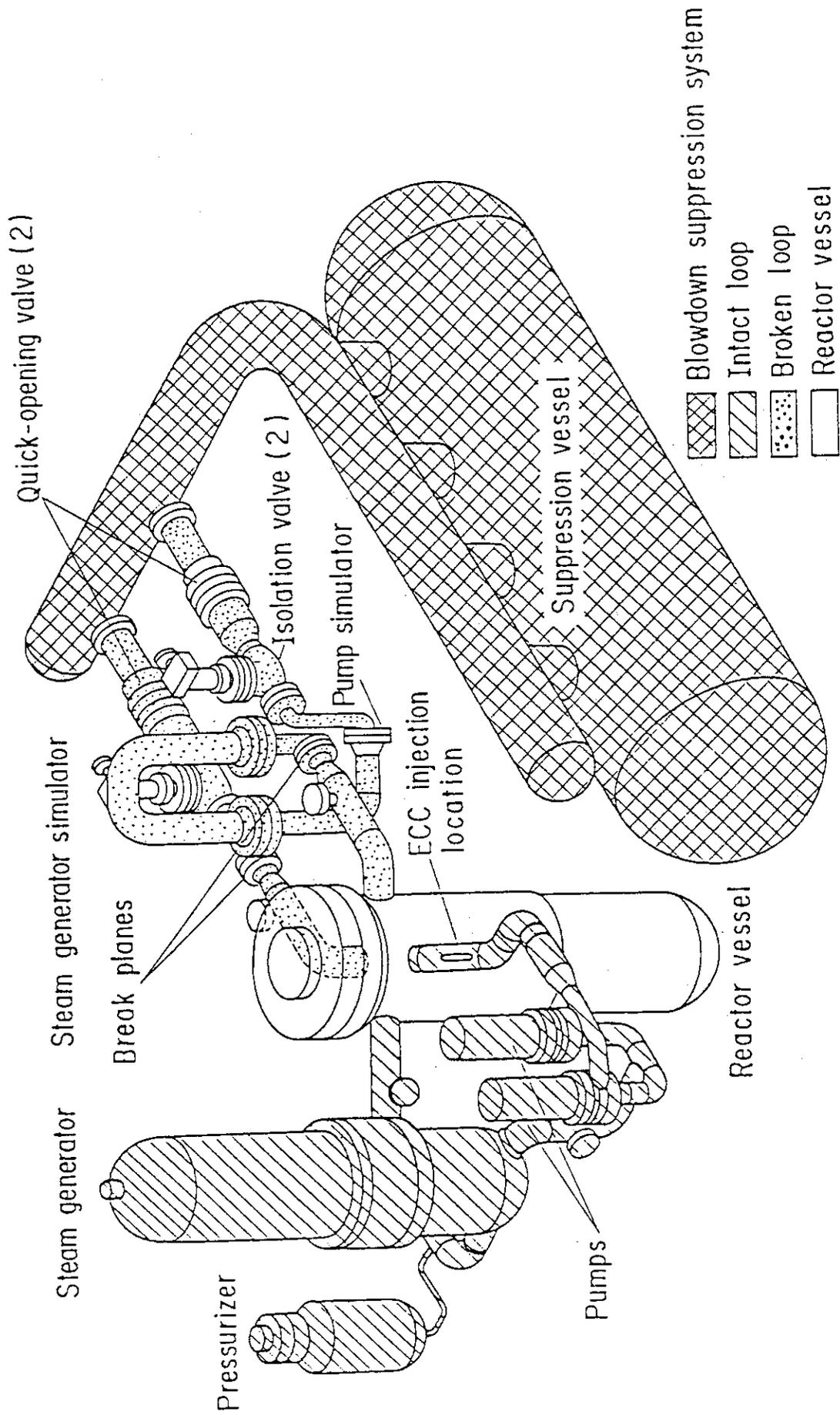


図 4. 3. 1 LOFT 試験装置の概要

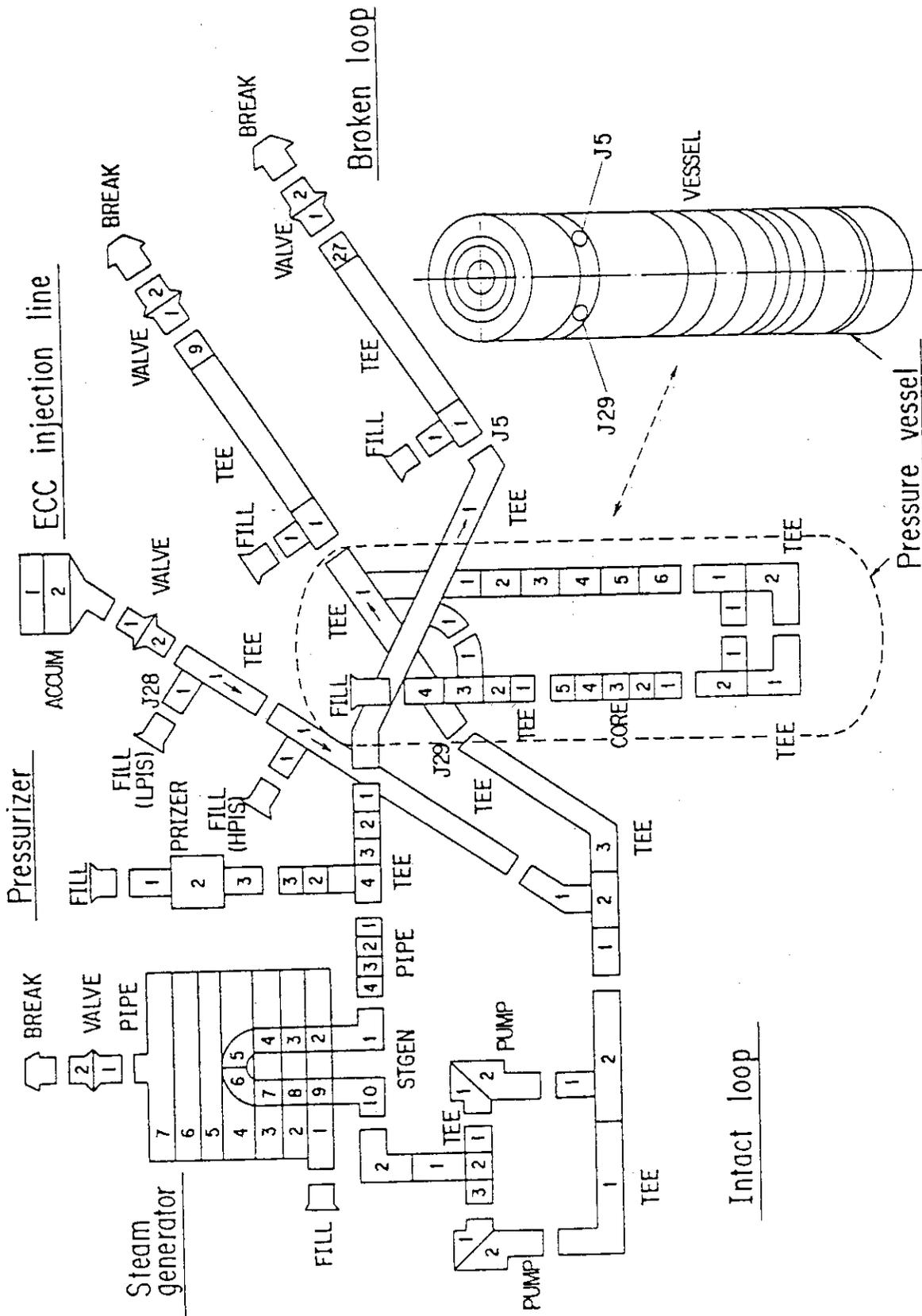


図4.3.2 LOF T試験解析用システムノードディング

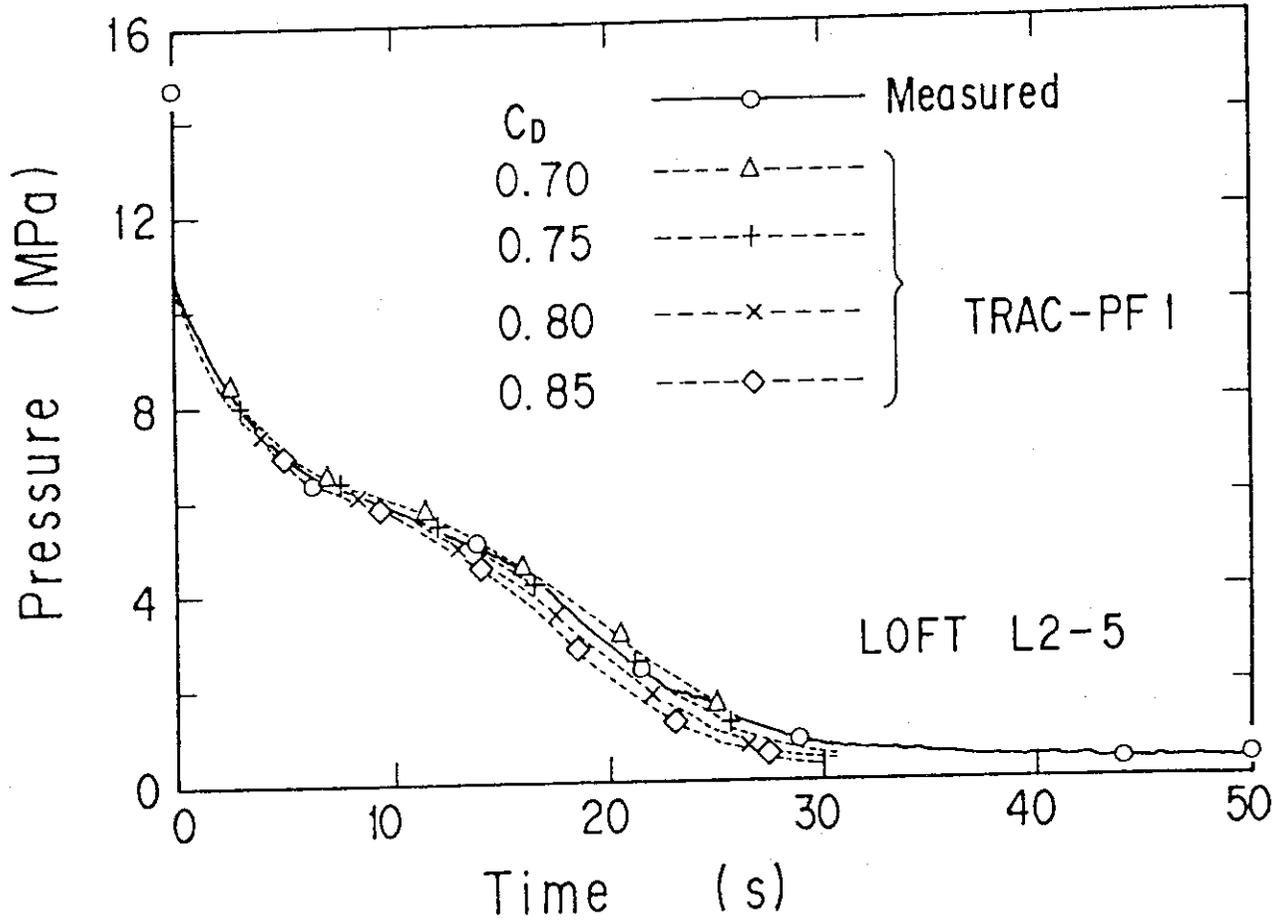


図4.3.3 健全側ホットレグ圧力と破断口の放出係数 (LOFT L2-5 試験)

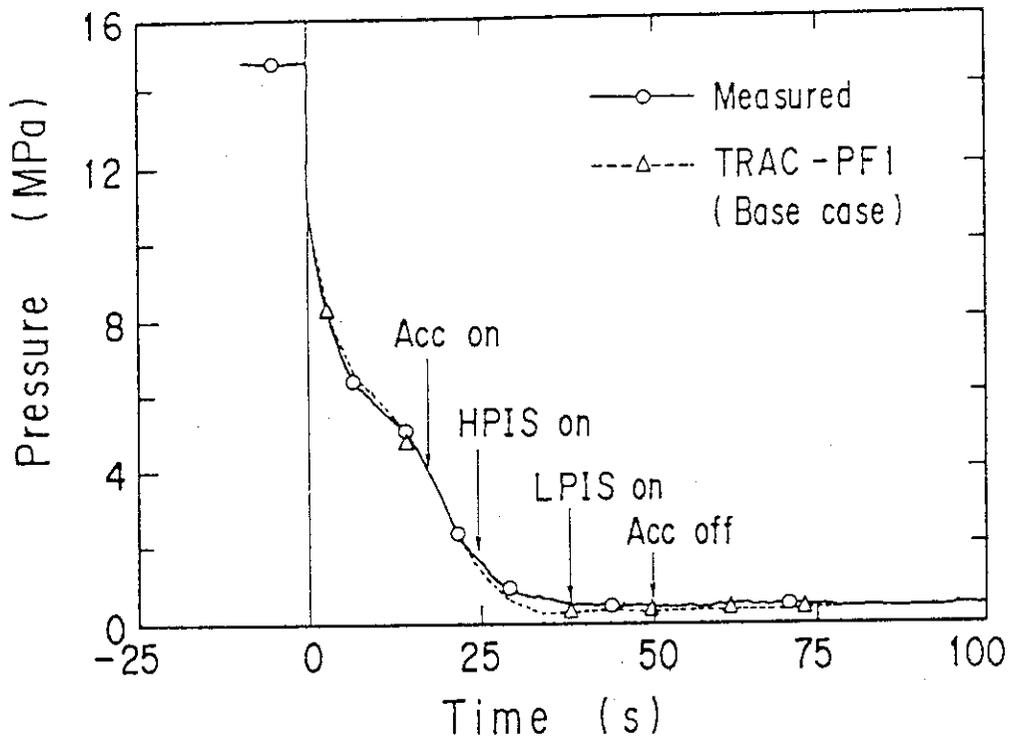


図4. 3. 4 健全側ホットレグでの圧力 (LOFT L2-5 試験)

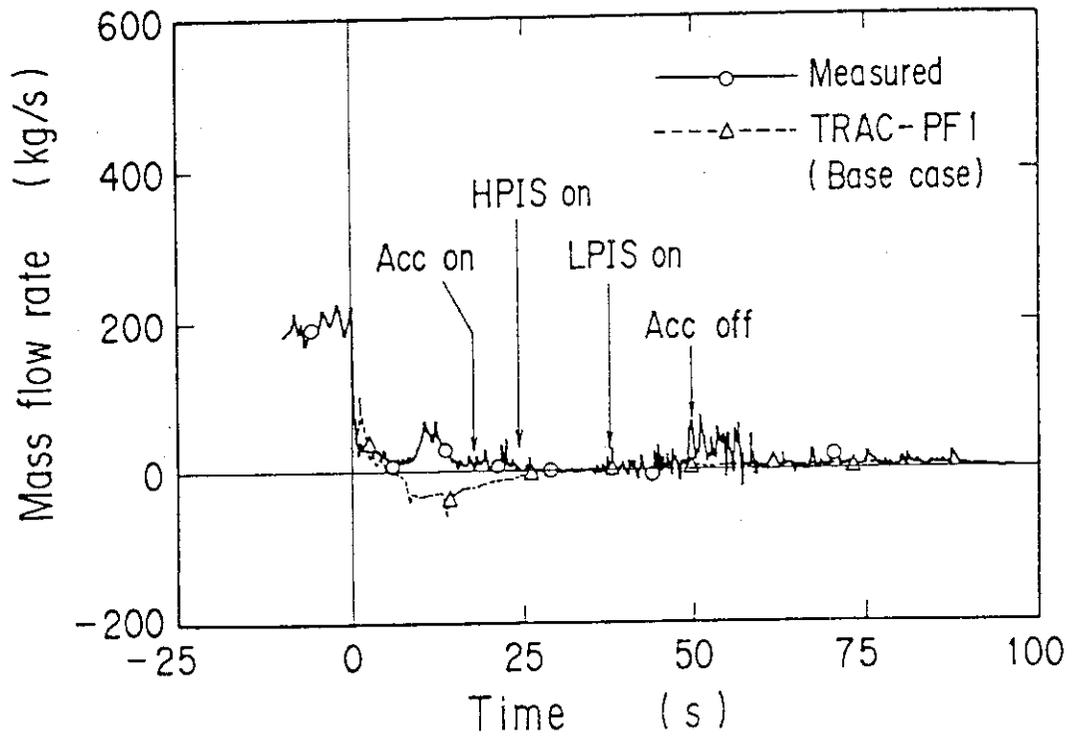


図4. 3. 5 健全側ホットレグでの質量流量 (LOFT L2-5 試験)

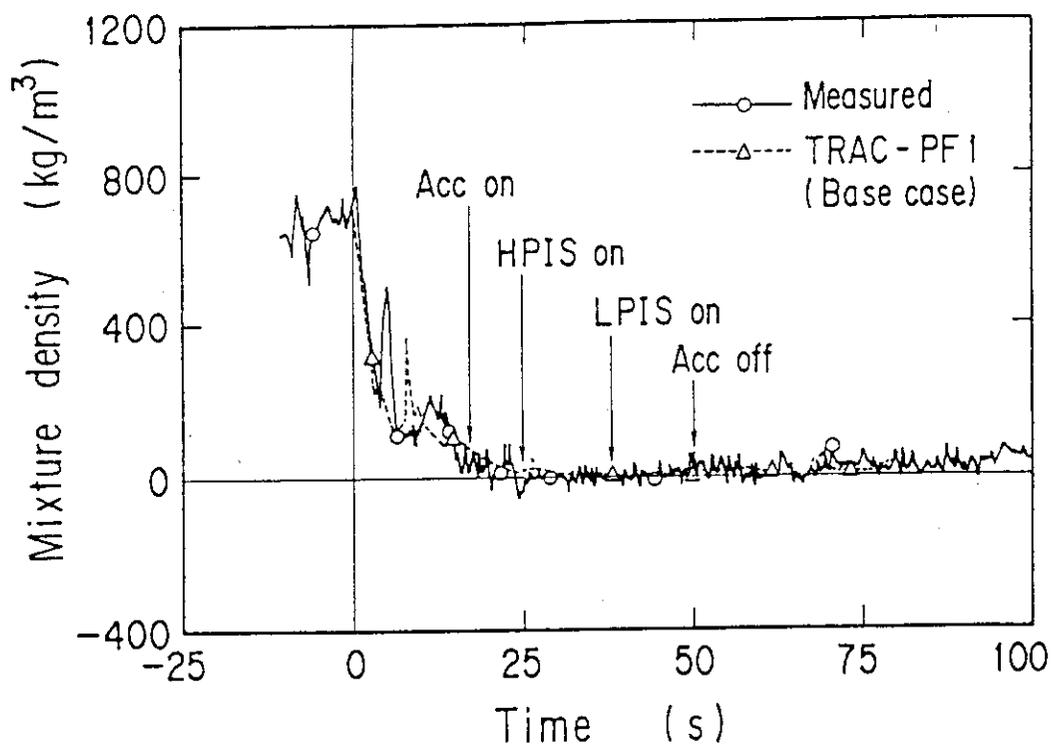


図4. 3. 6 健全側ホットレグでの流体密度 (LOFT L2-5 試験)

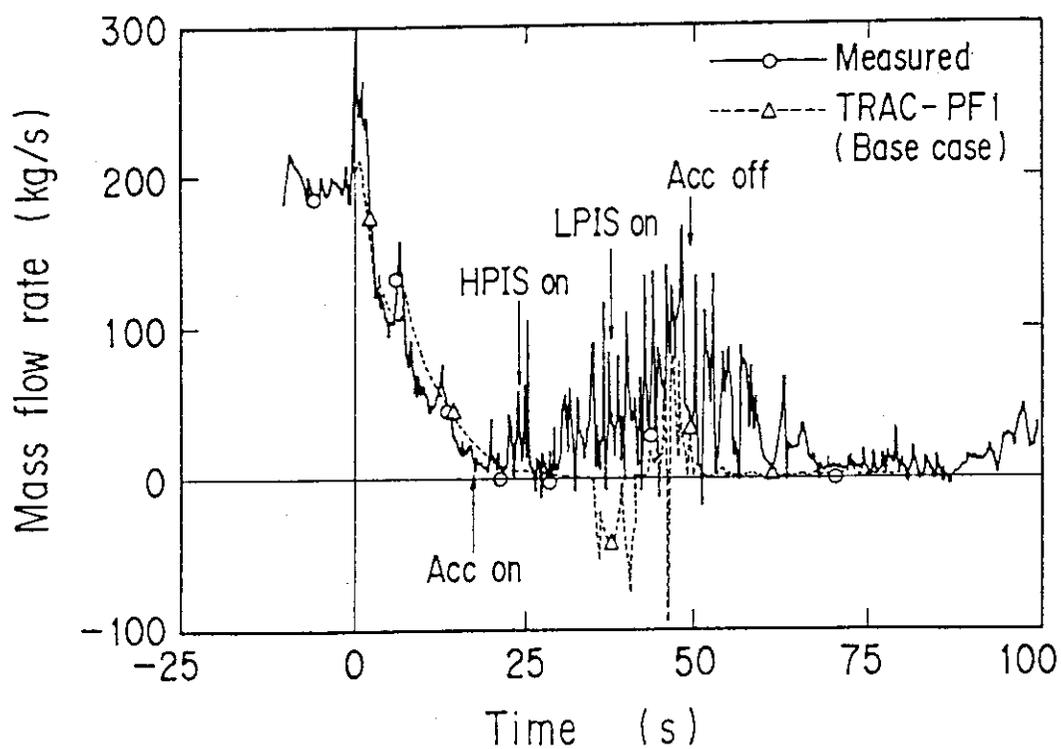


図4. 3. 7 健全側コールドレグでの質量流量 (LOFT L2-5 試験)

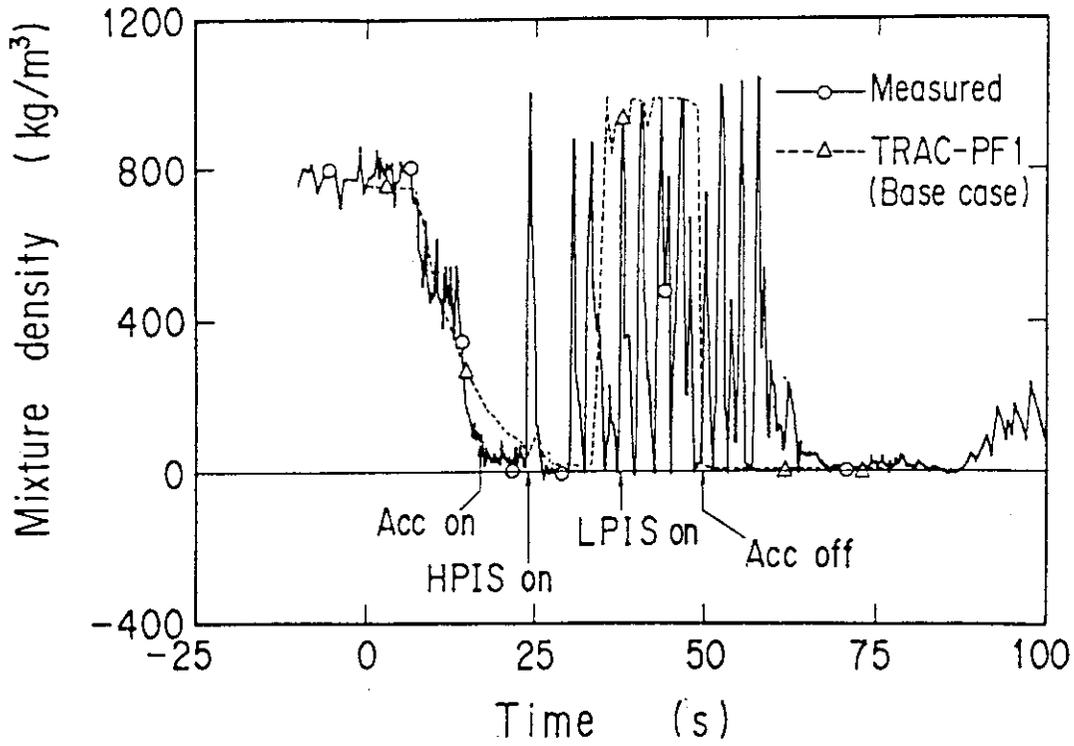


図4. 3. 8 健全側コールドレグでの流体密度 (LOFT L2-5 試験)

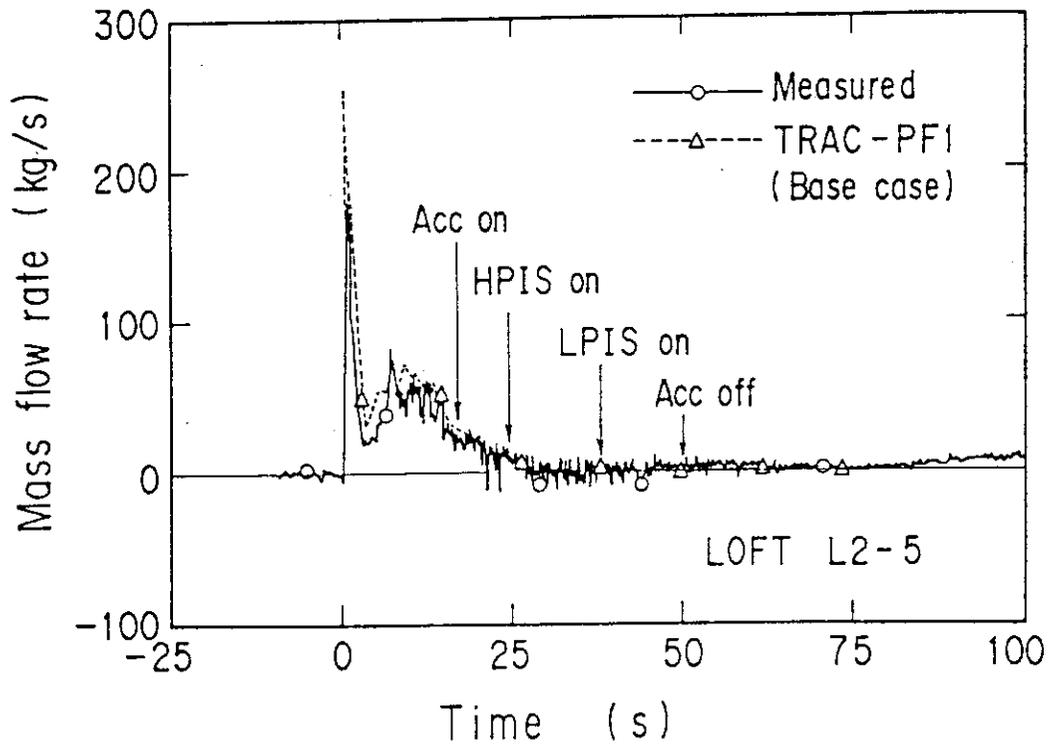


図4. 3. 9 破断側ホットレグでの質量流量 (LOFT L2-5 試験)

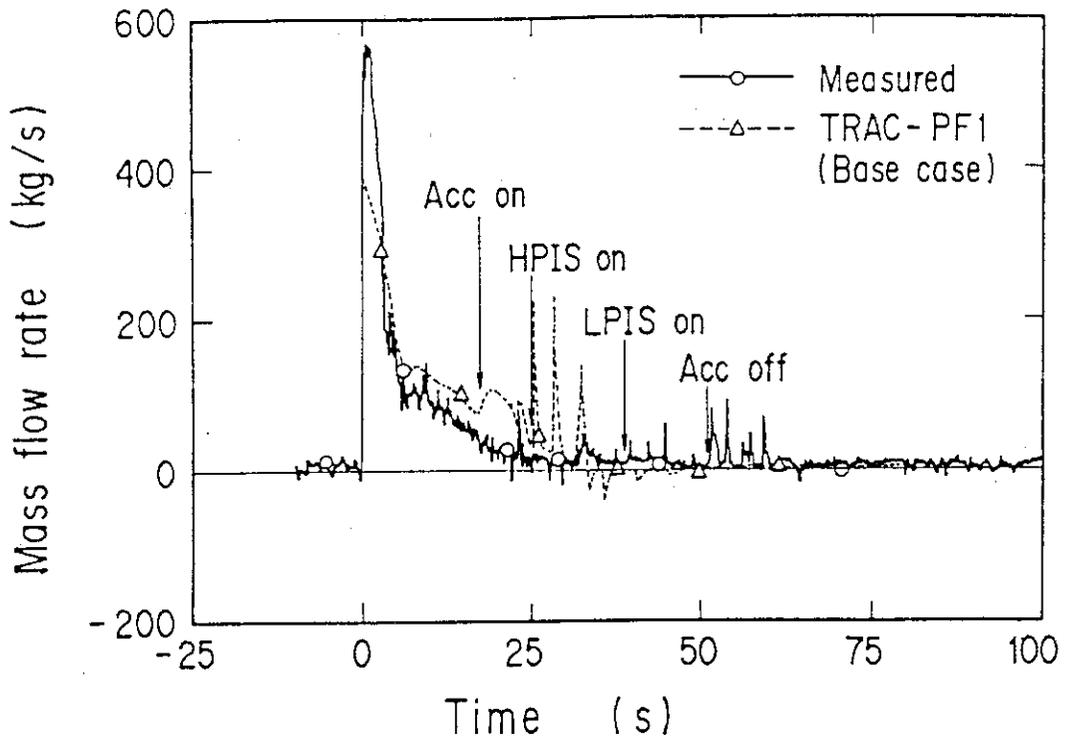


図4. 3. 10 破断側コールドレグでの質量流量 (LOFT L2-5 試験)

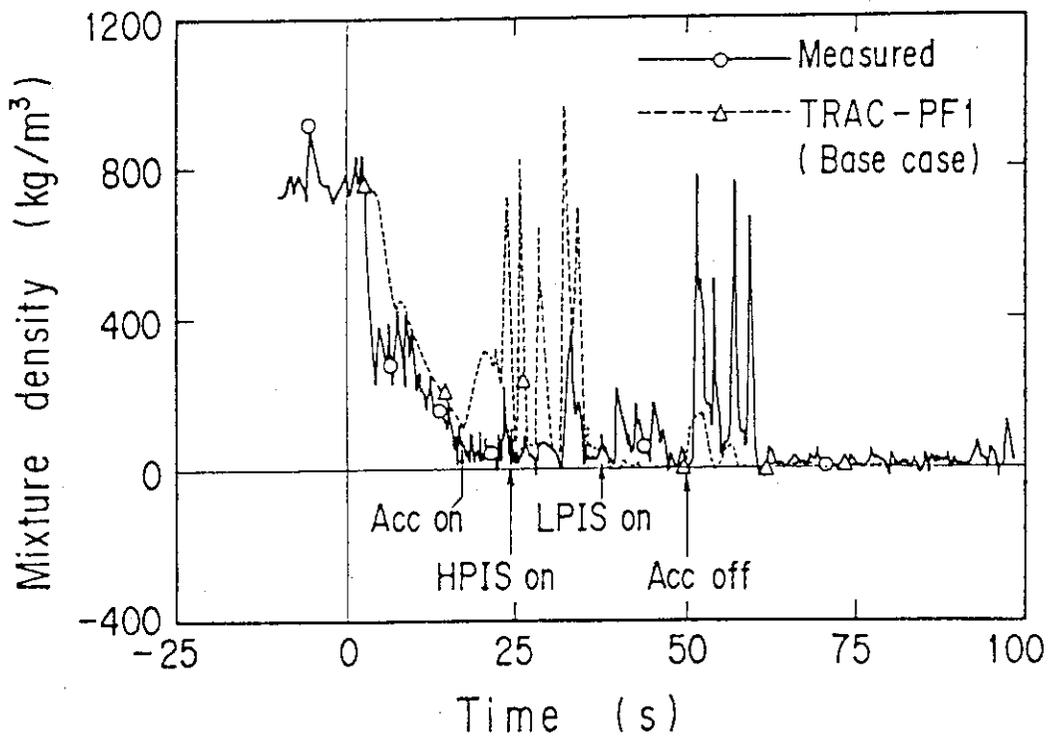


図4. 3. 11 破断側コールドレグでの流体密度 (LOFT L2-5 試験)

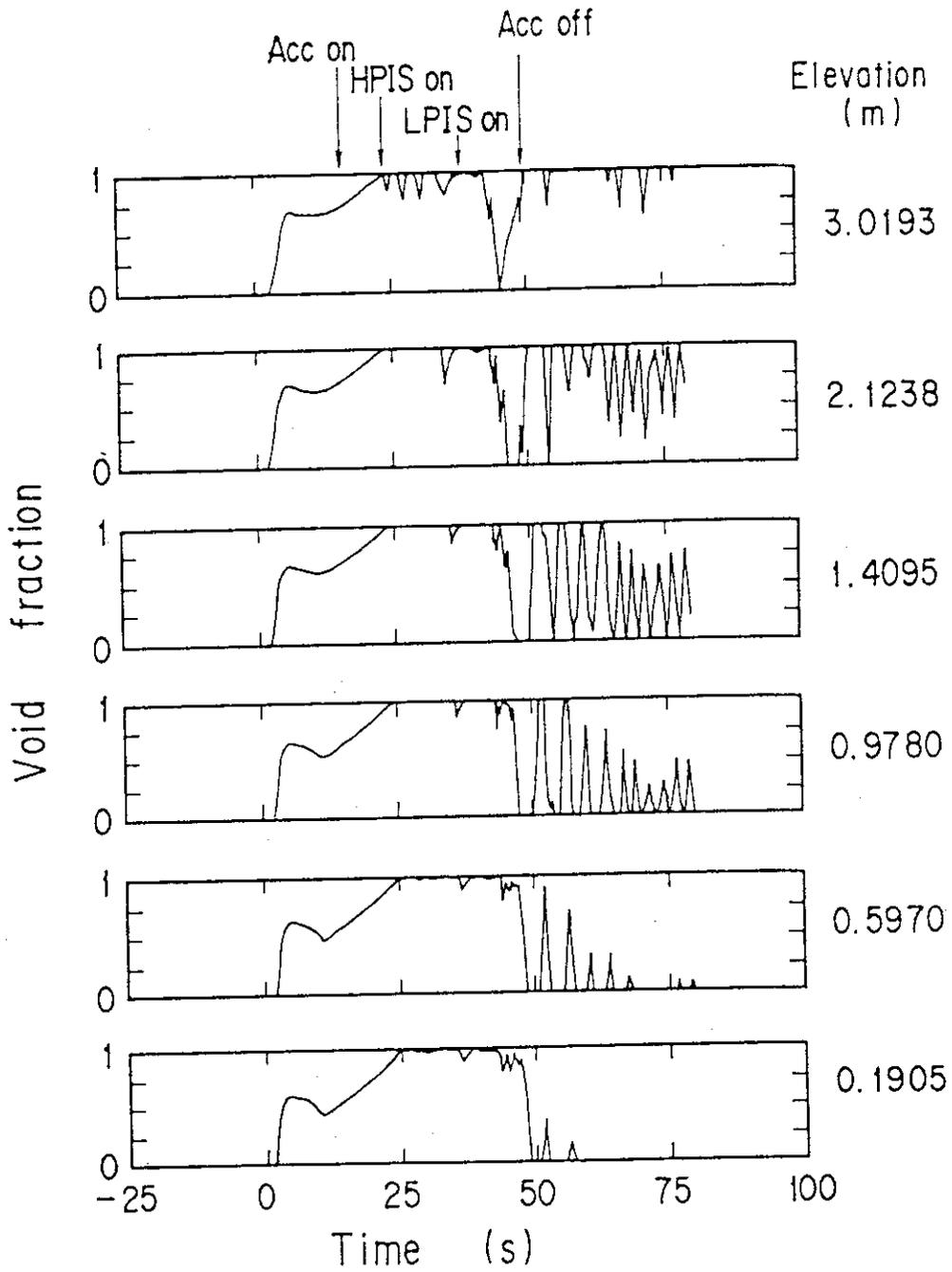


図4. 3. 1 2 ダウンカメラでのボイド率の計算結果 (LOFT L2-5試験)

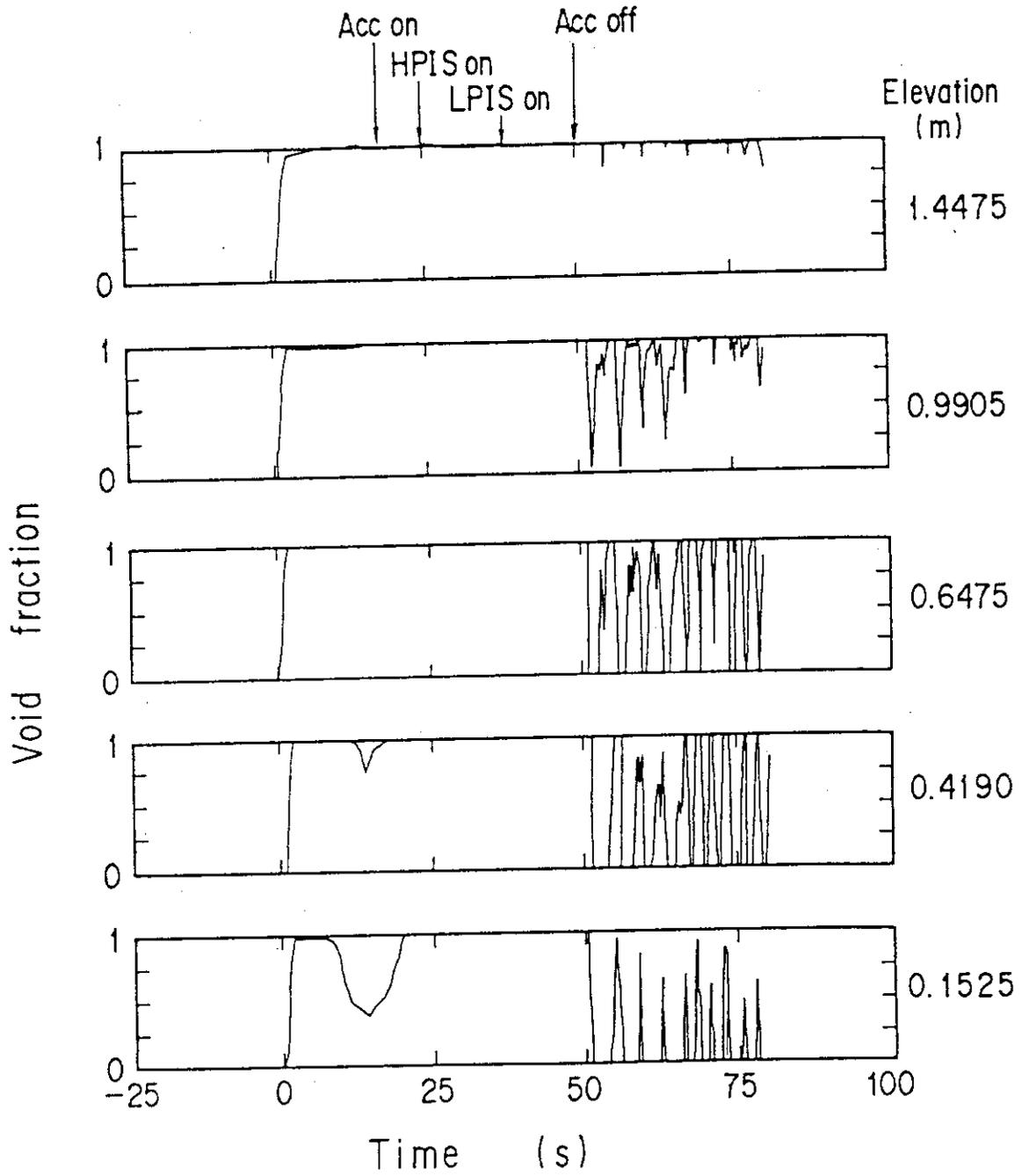


図4. 3. 13 炉心でのボイド率の計算結果 (LOFT L2-5 試験)

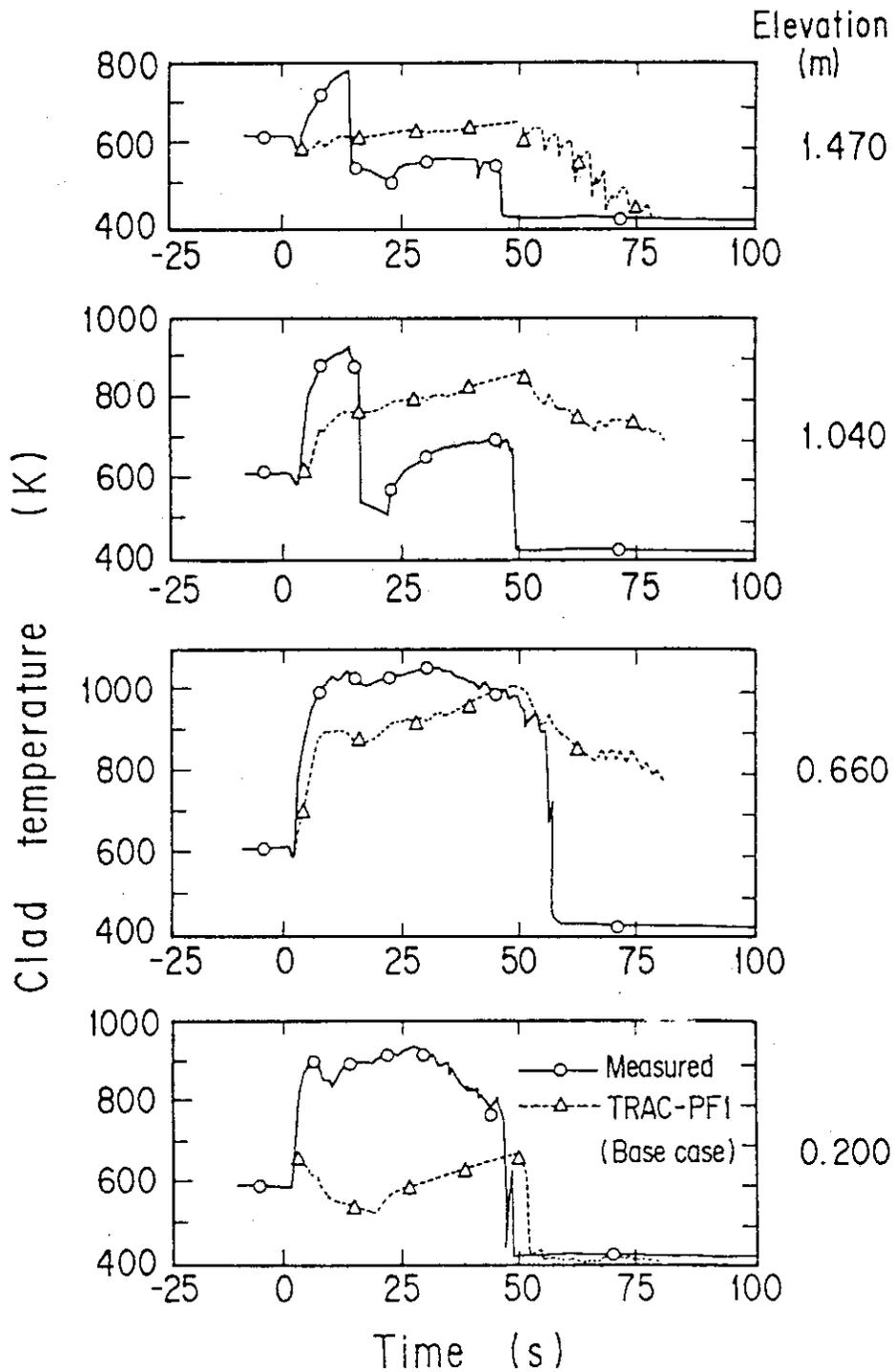


図4. 3. 14 高出力棒での被覆管温度 (LOFT L2-5 試験)

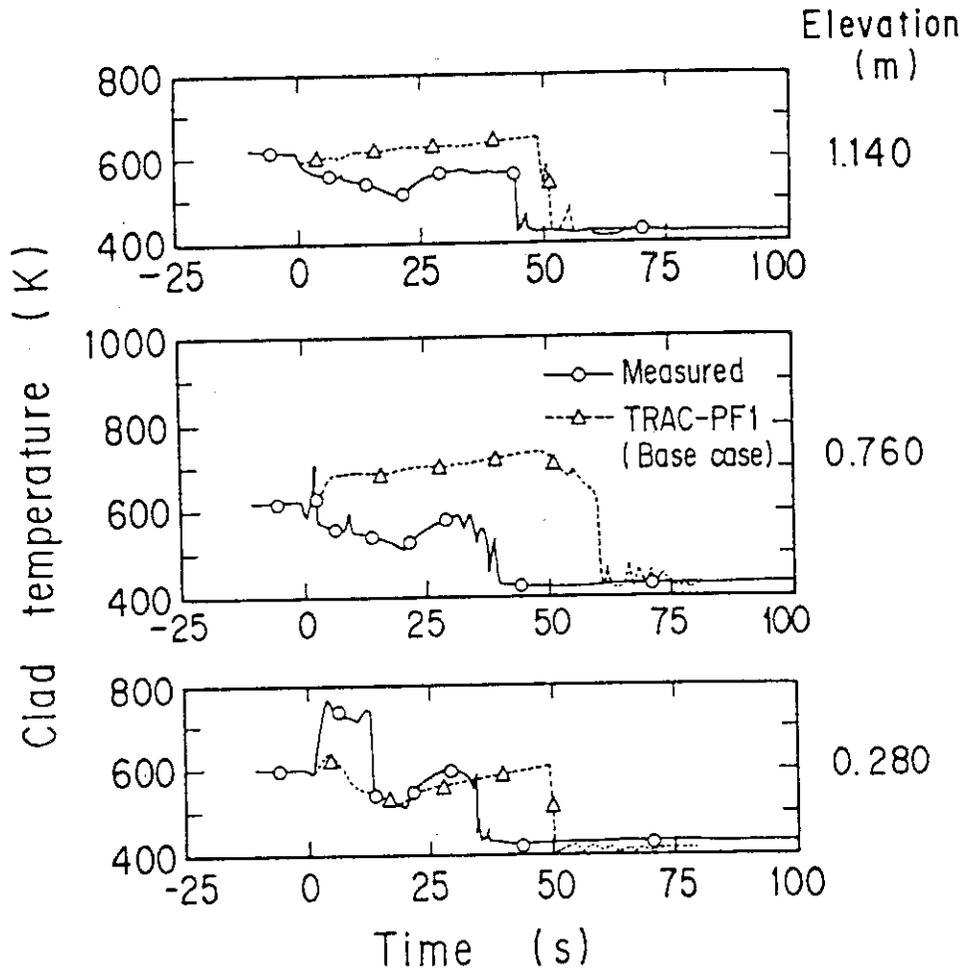


図4. 3. 15 低出力棒での被覆管温度 (LOFT L2-5 試験)

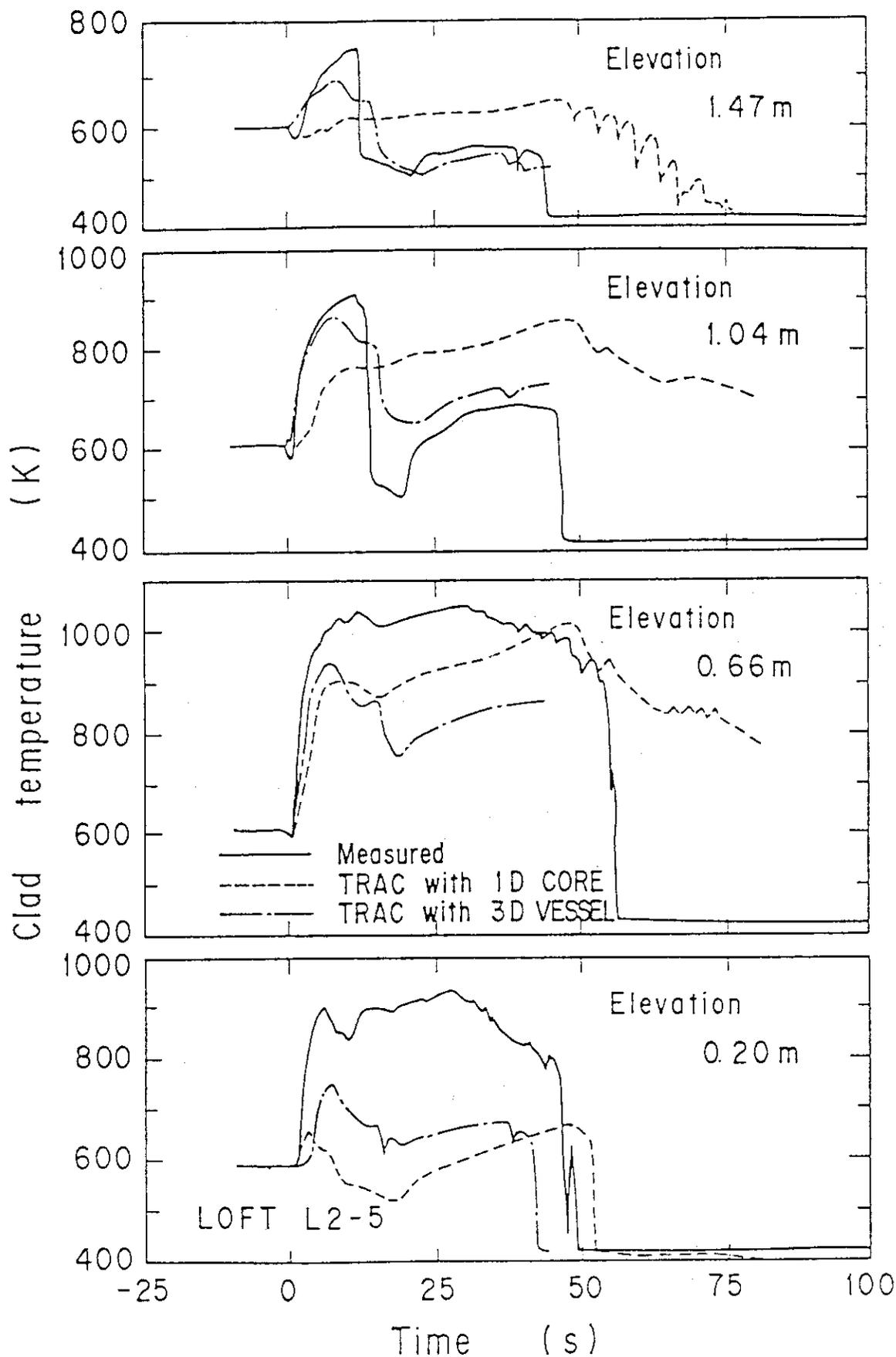


図4. 3. 16 高出力棒での被覆管温度 (LOFT L2-5 試験)
 (測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)

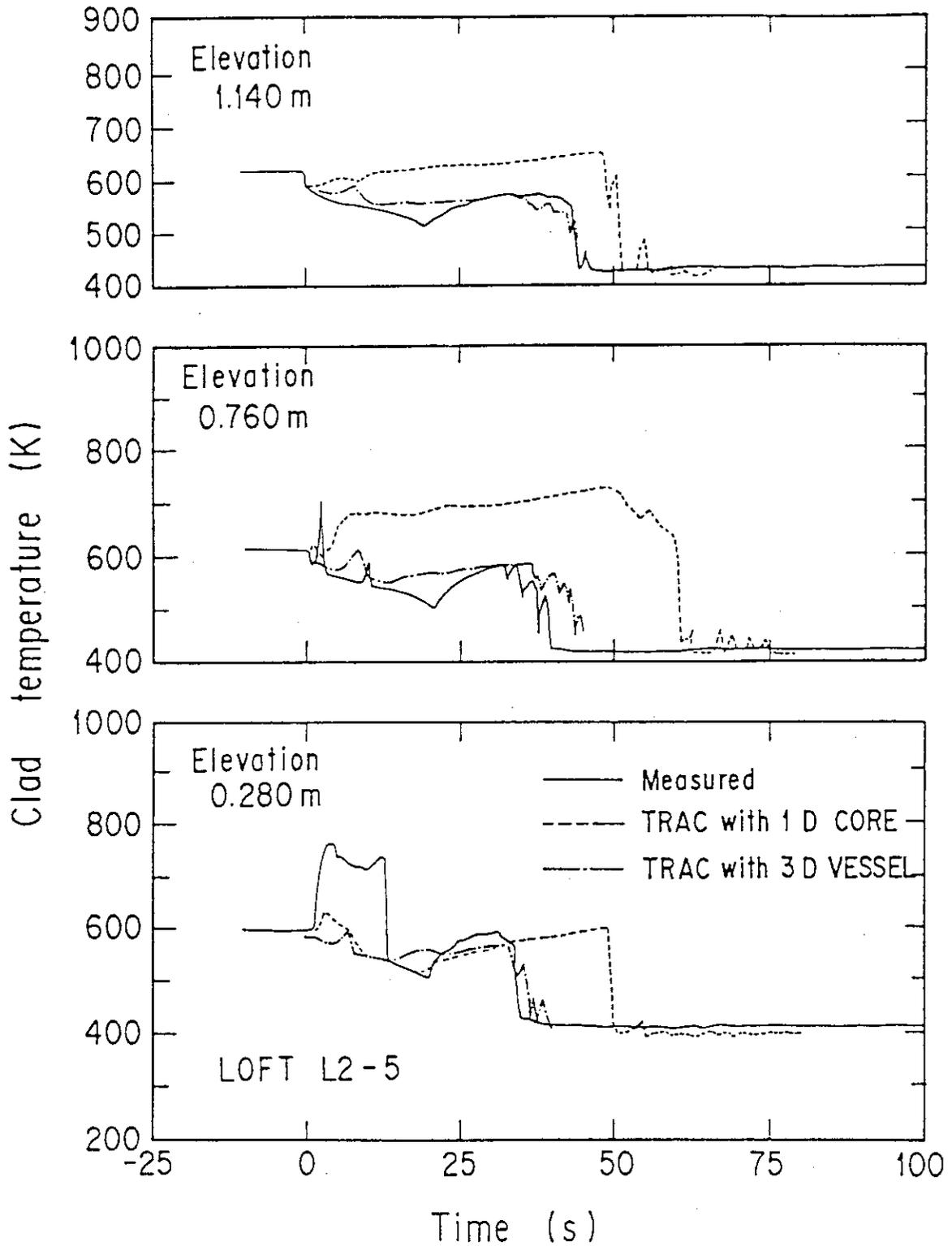


図4. 3. 17 低出力棒での被覆管温度 (LOFT L2-5 試験)
 (測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)

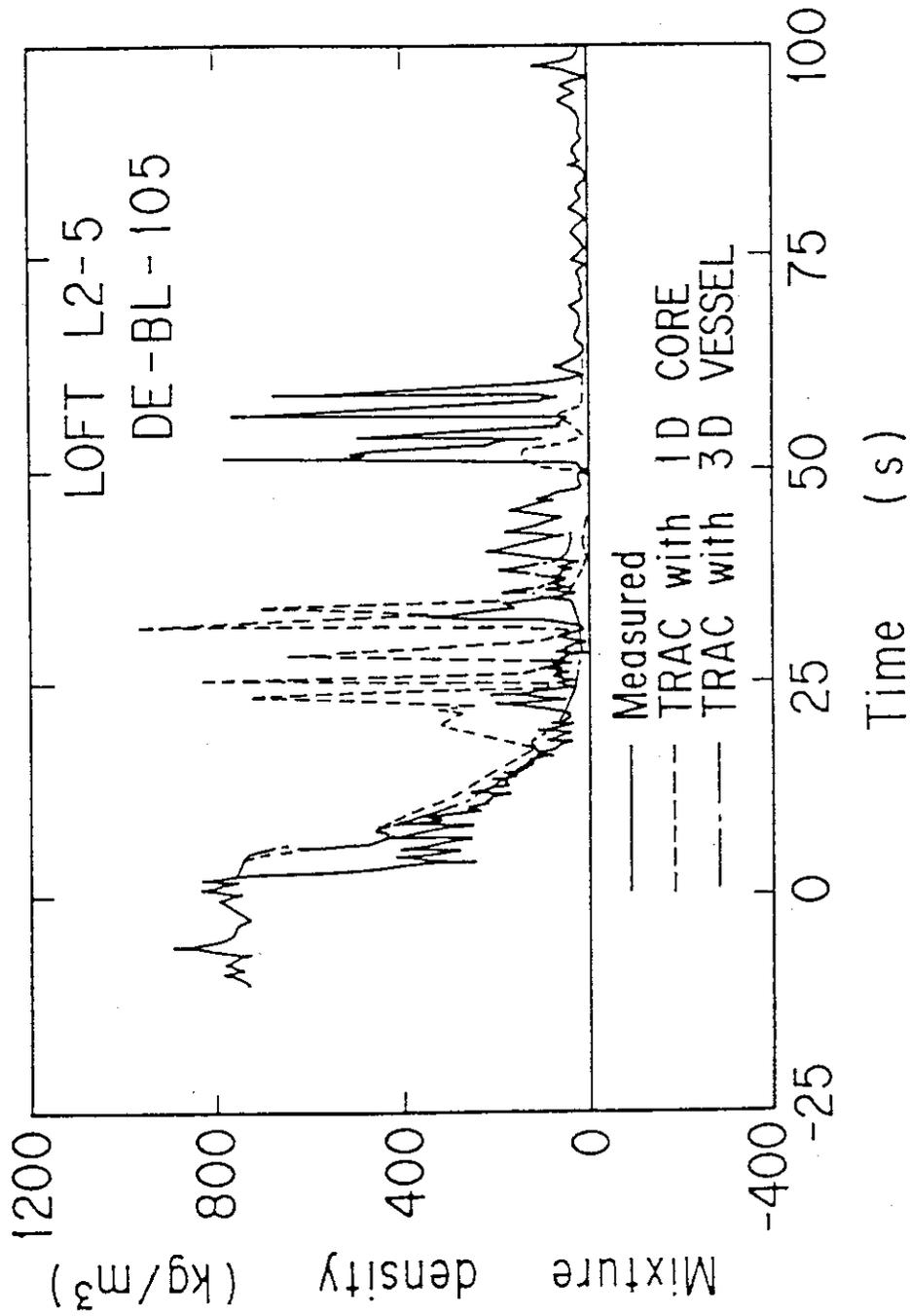


図4. 3. 18 破断側コールドレダグでの流体密度 (LOFT L2-5 試験)
(測定値、1次元モデル及び3次元モデルの比較)

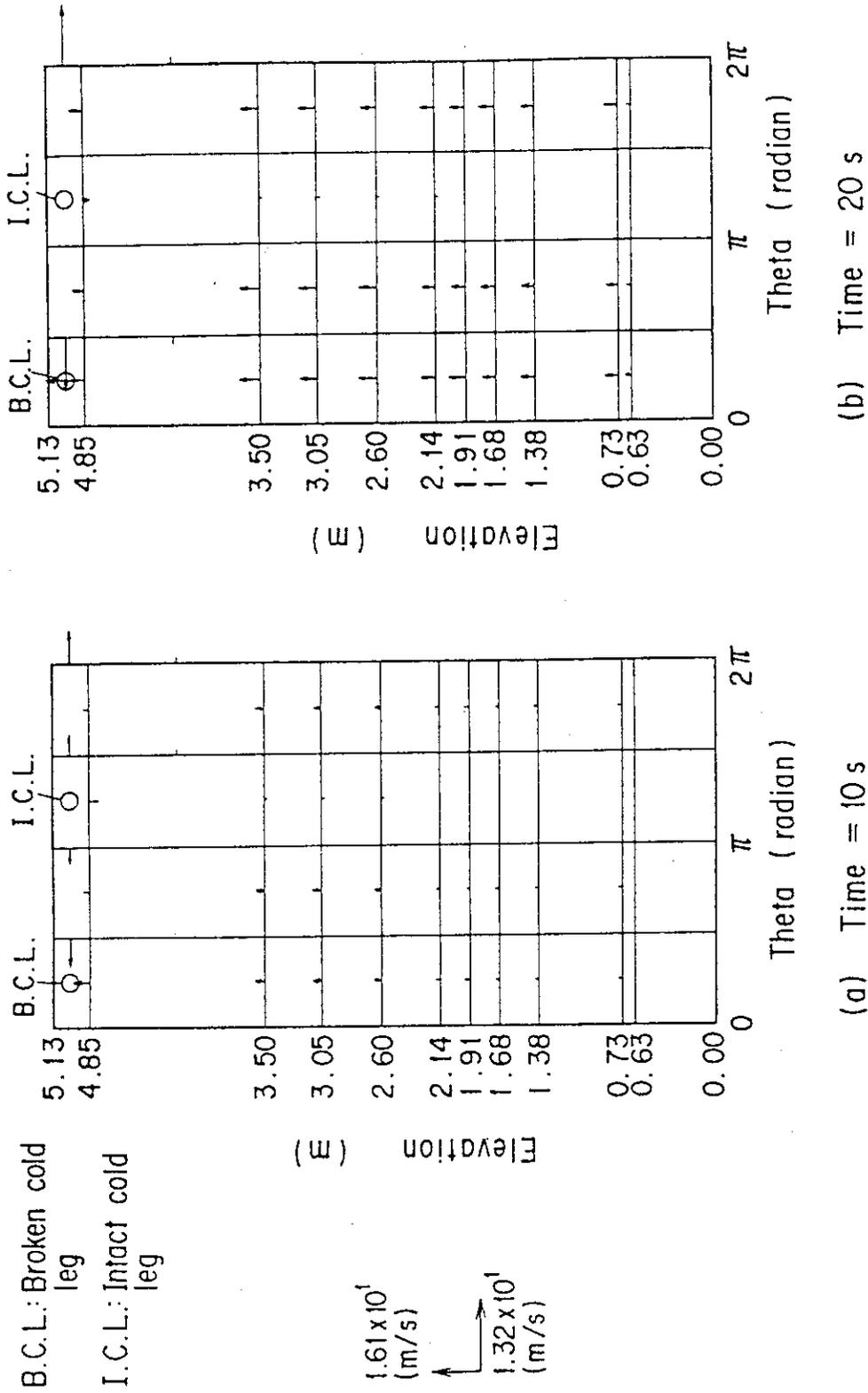


図 4. 3. 19 ダウンカムでの蒸気流速分布計算値 (LOFT L2-5 試験)

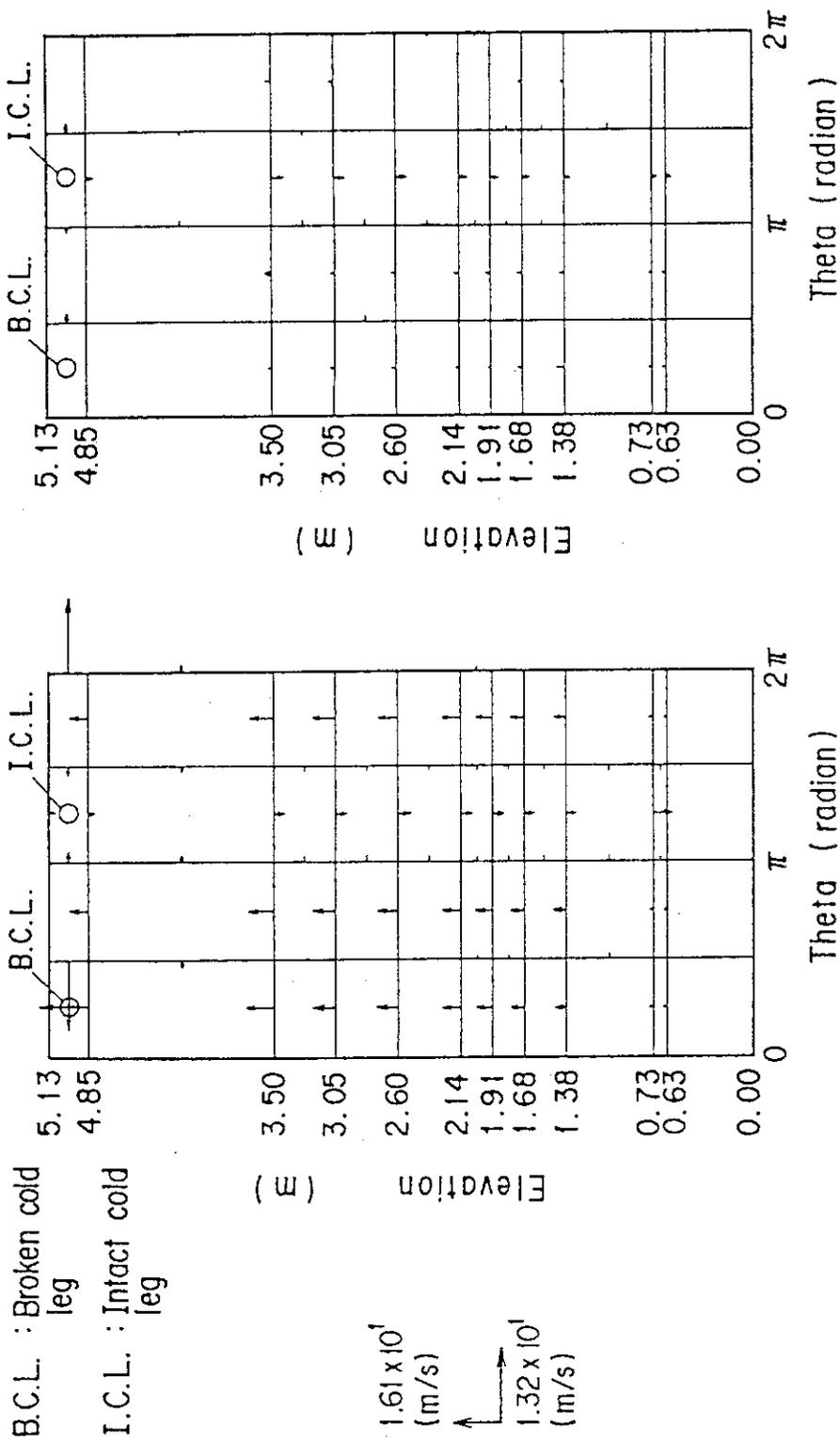


図4. 3. 19 ダウンカマでの蒸気流速分布計算値 (続き) (LOFT L2-5試験)

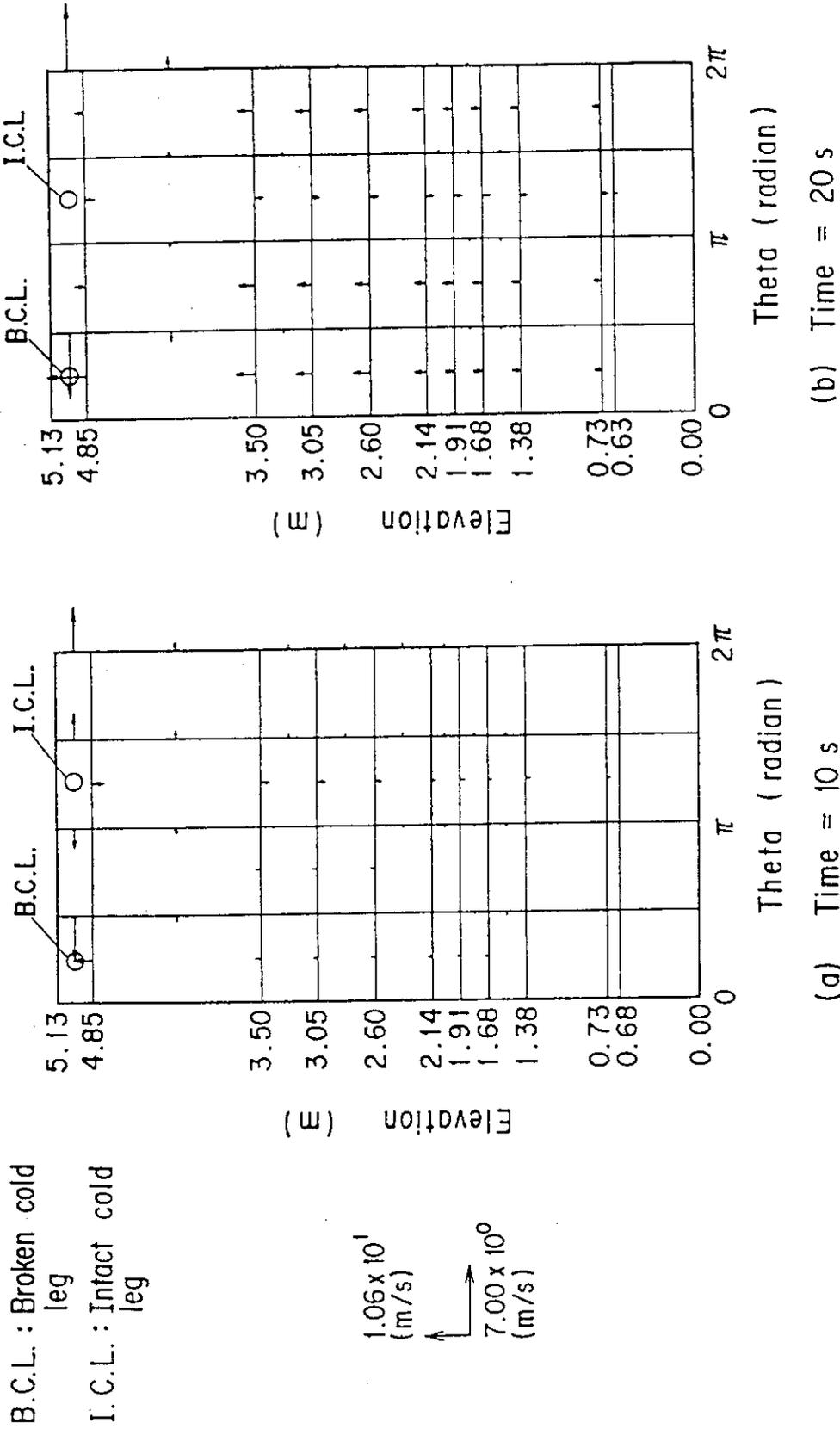
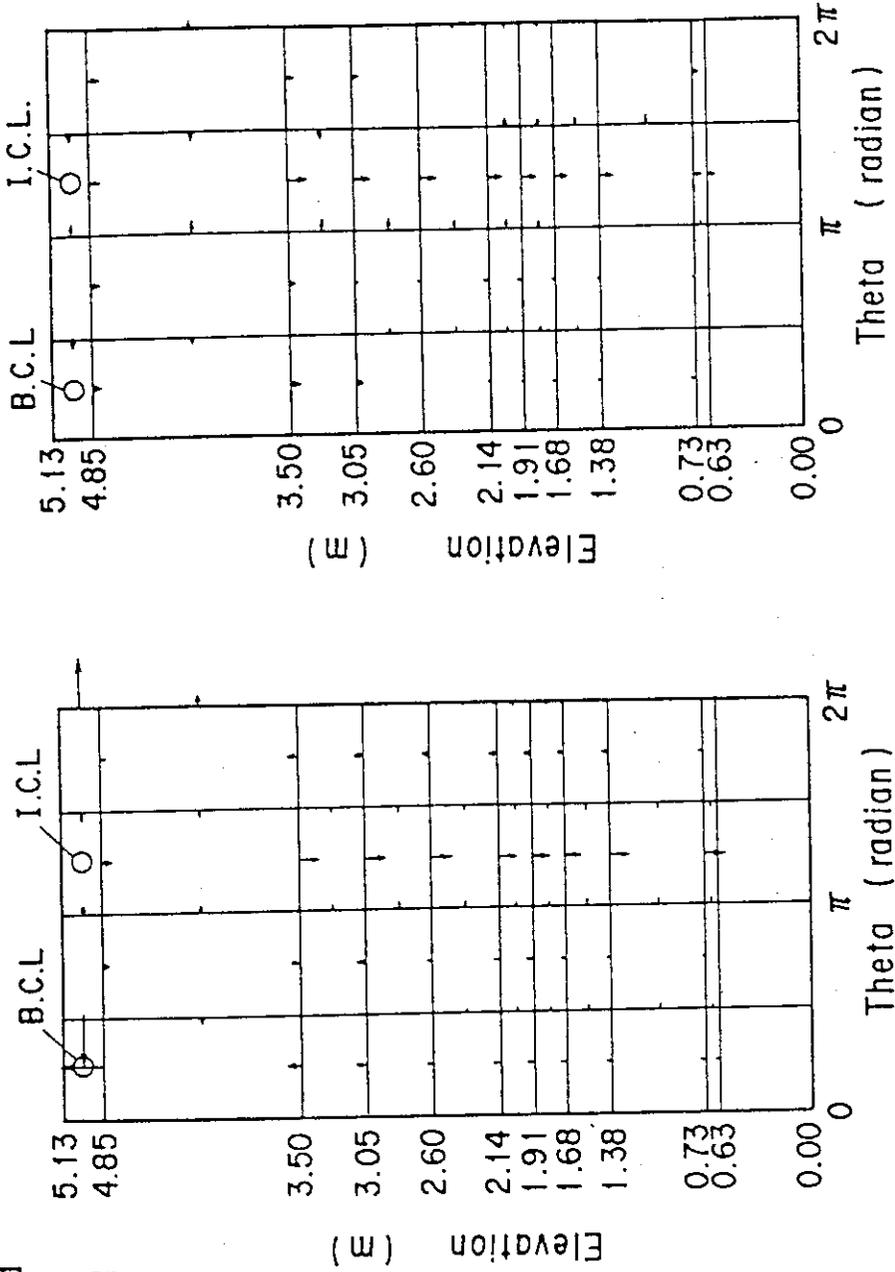


図 4. 3. 20 ダウンカメラでの液流速分布計算値 (LOFT L2-5 試験)

B.C.L. : Broken cold leg
 I.C.L. : Intact cold leg

1.06×10^1 (m/s)
 7.00×10^0 (m/s)



(c) Time = 30 s

(d) Time = 40 s

図4.3.20 ダウンカマでの液流速分布計算値 (続き) (LOFT L2-5試験)

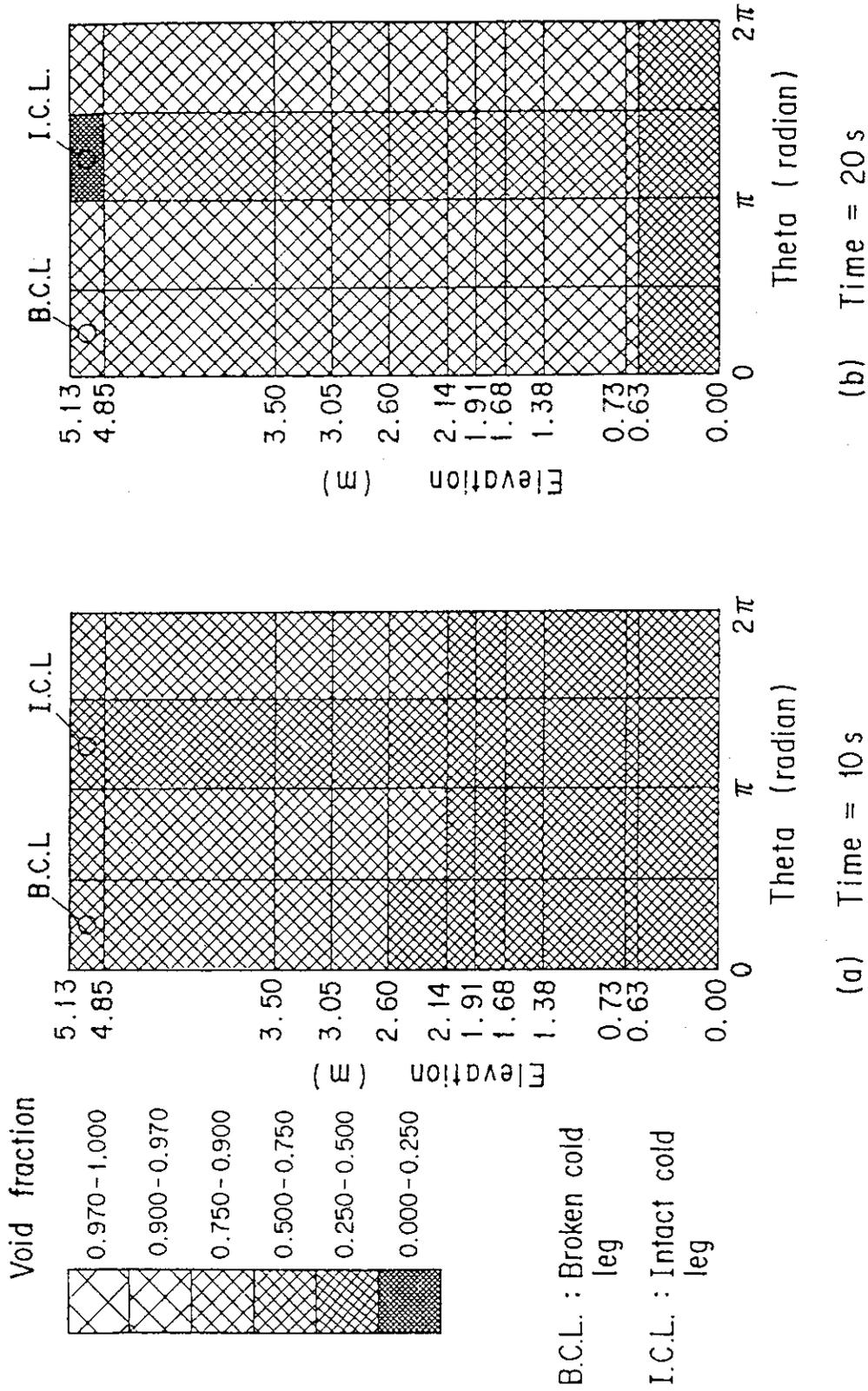


図 4. 3. 21 ダウンカマでのボイド率分布計算値 (LOFT L2-5 試験)

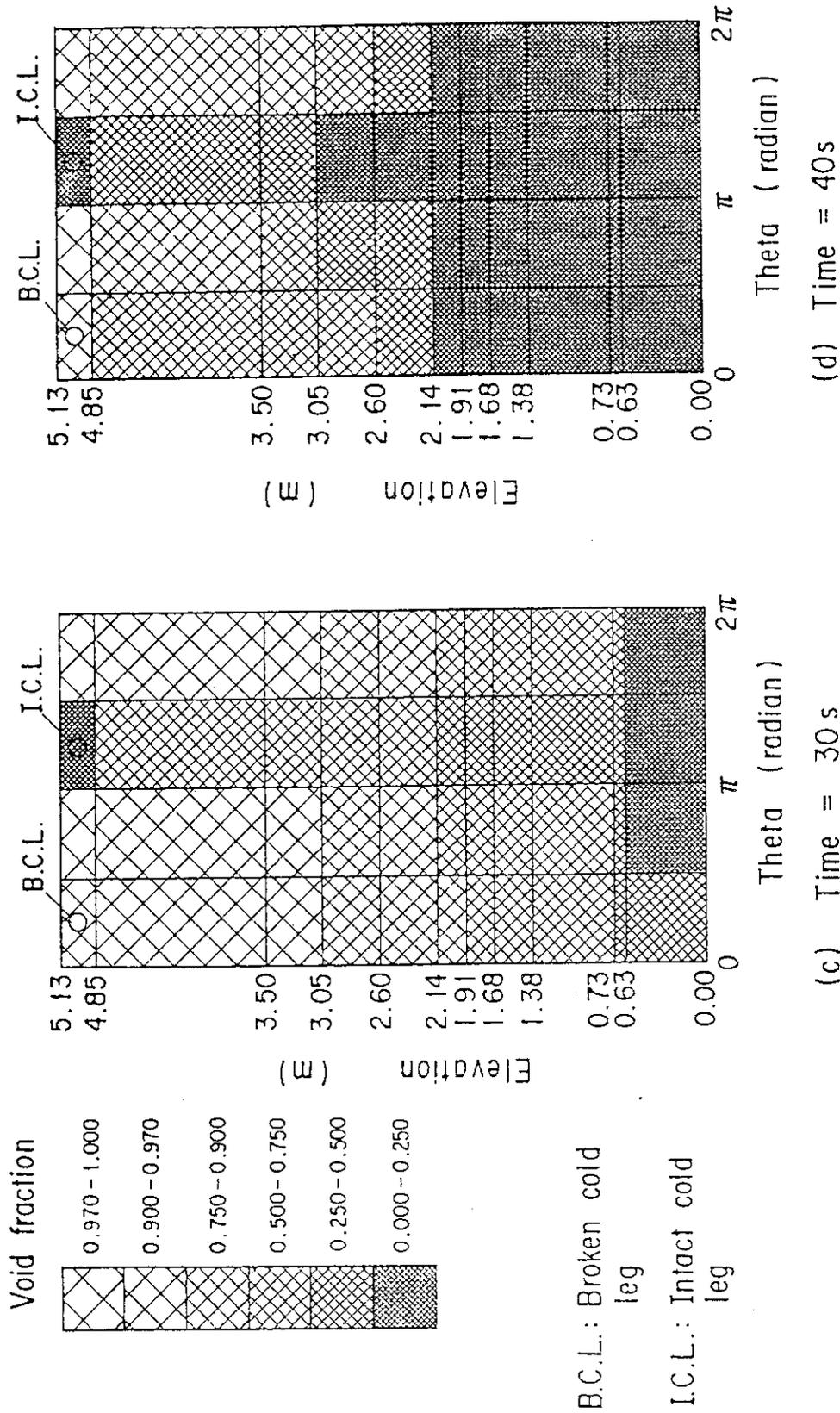


図4.3.21 ダウンカムでのボイド率分布計算値 (続き) (LOFT L2-5試験)

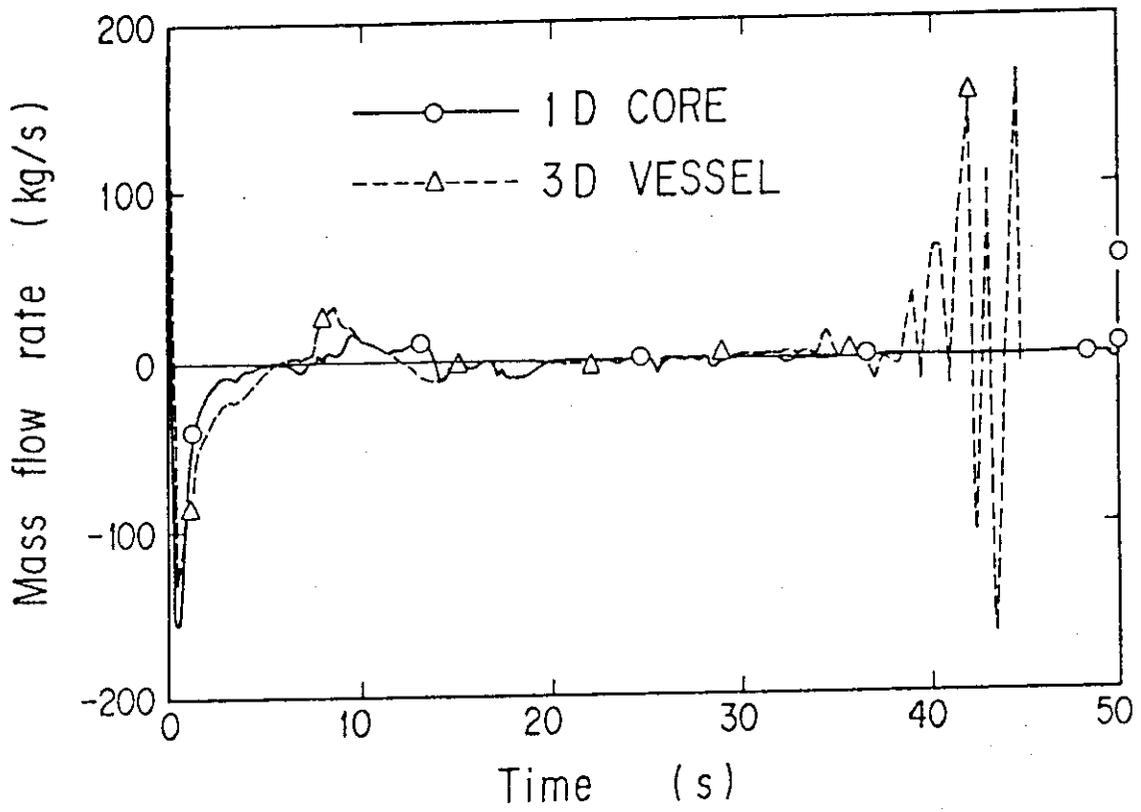


図4. 3. 2 2 炉心入口での質量流量の計算値 (LOFT L2-5試験)

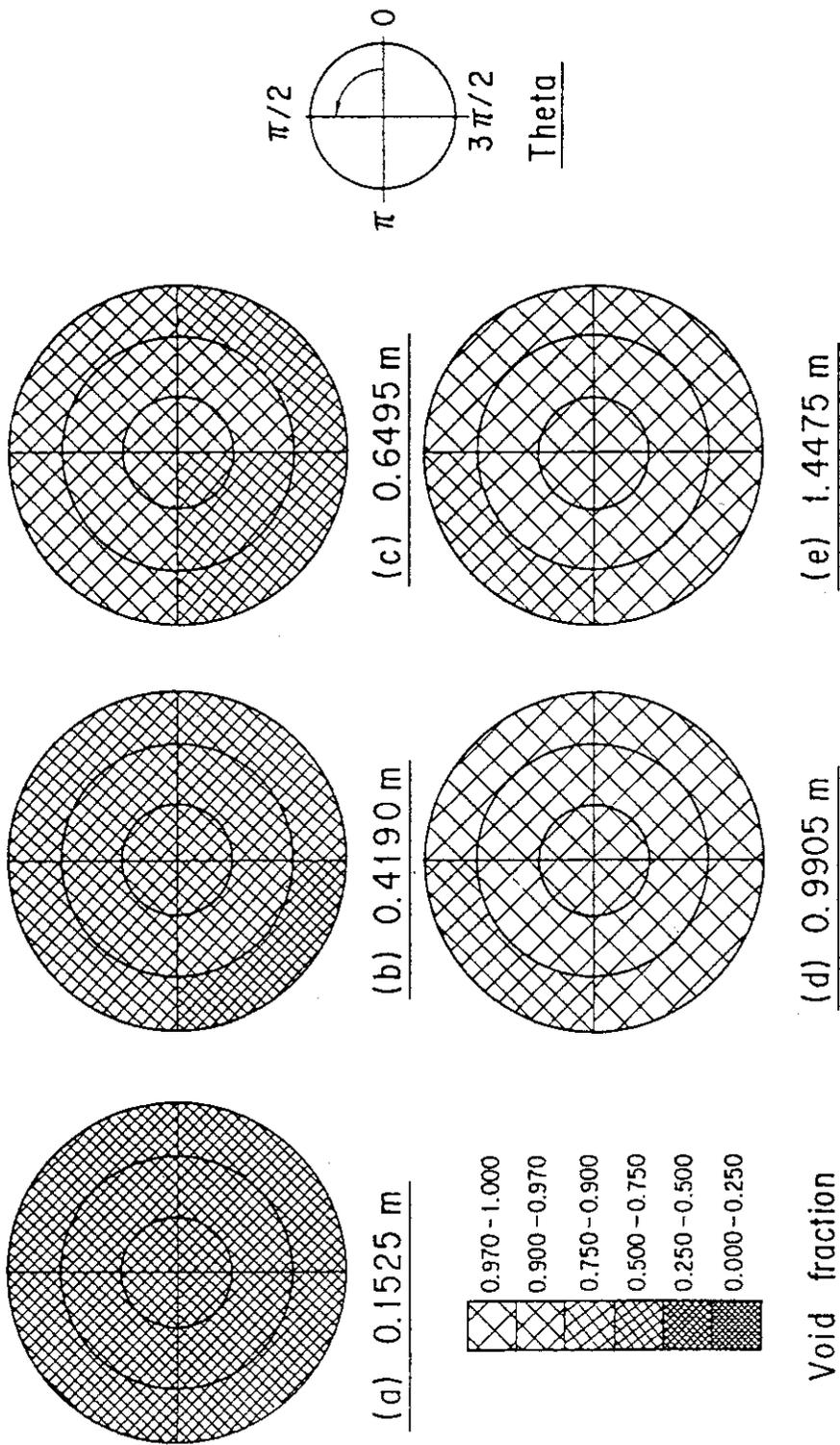


図4.3.23 炉心でのボイド率分布計算値 (破断後10秒) (LOFT L2-5試験)

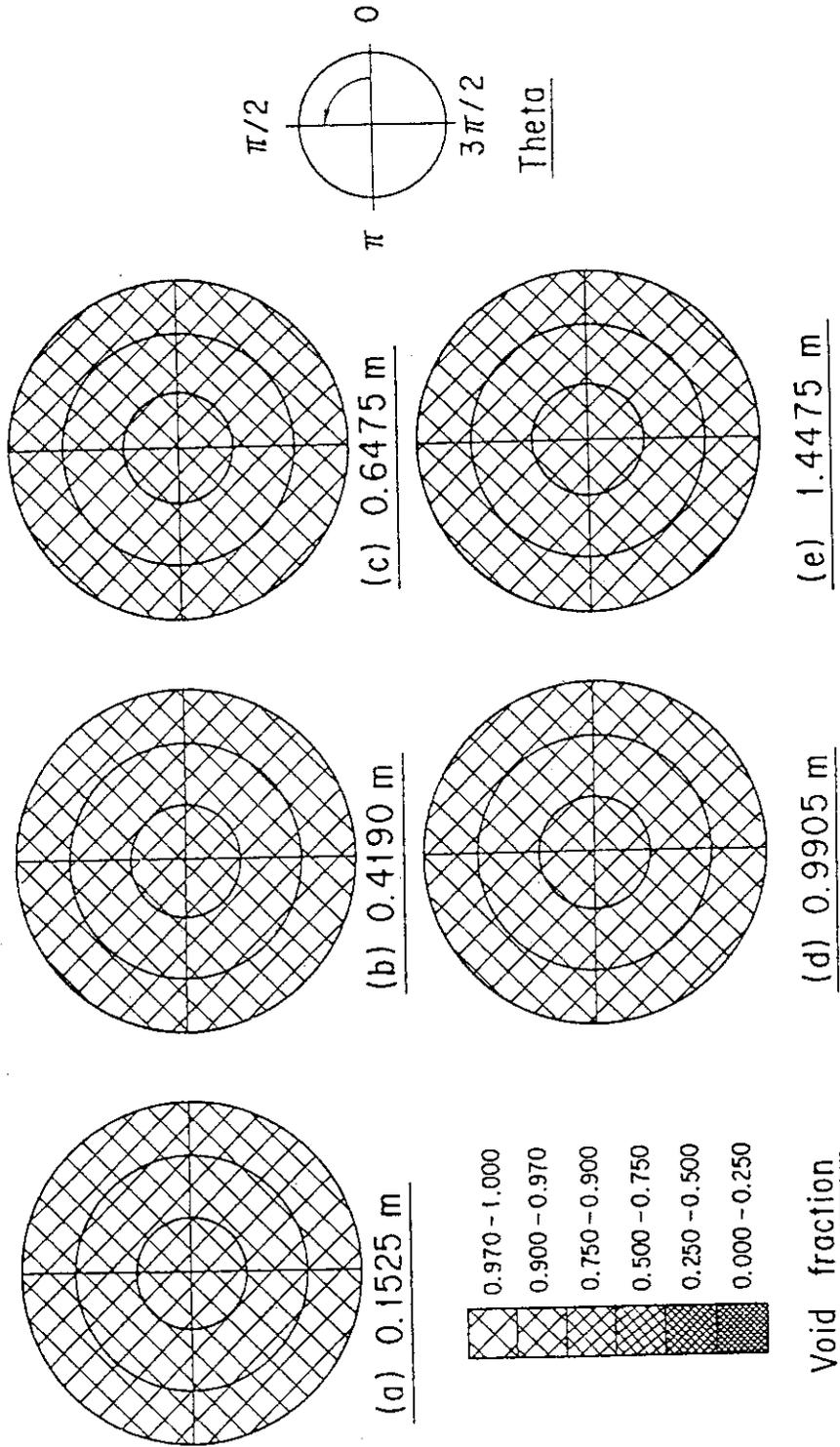


図4.3.24 炉心でのポイド率分布計算値 (破断後2.0秒) (LOFT L2-5試験)

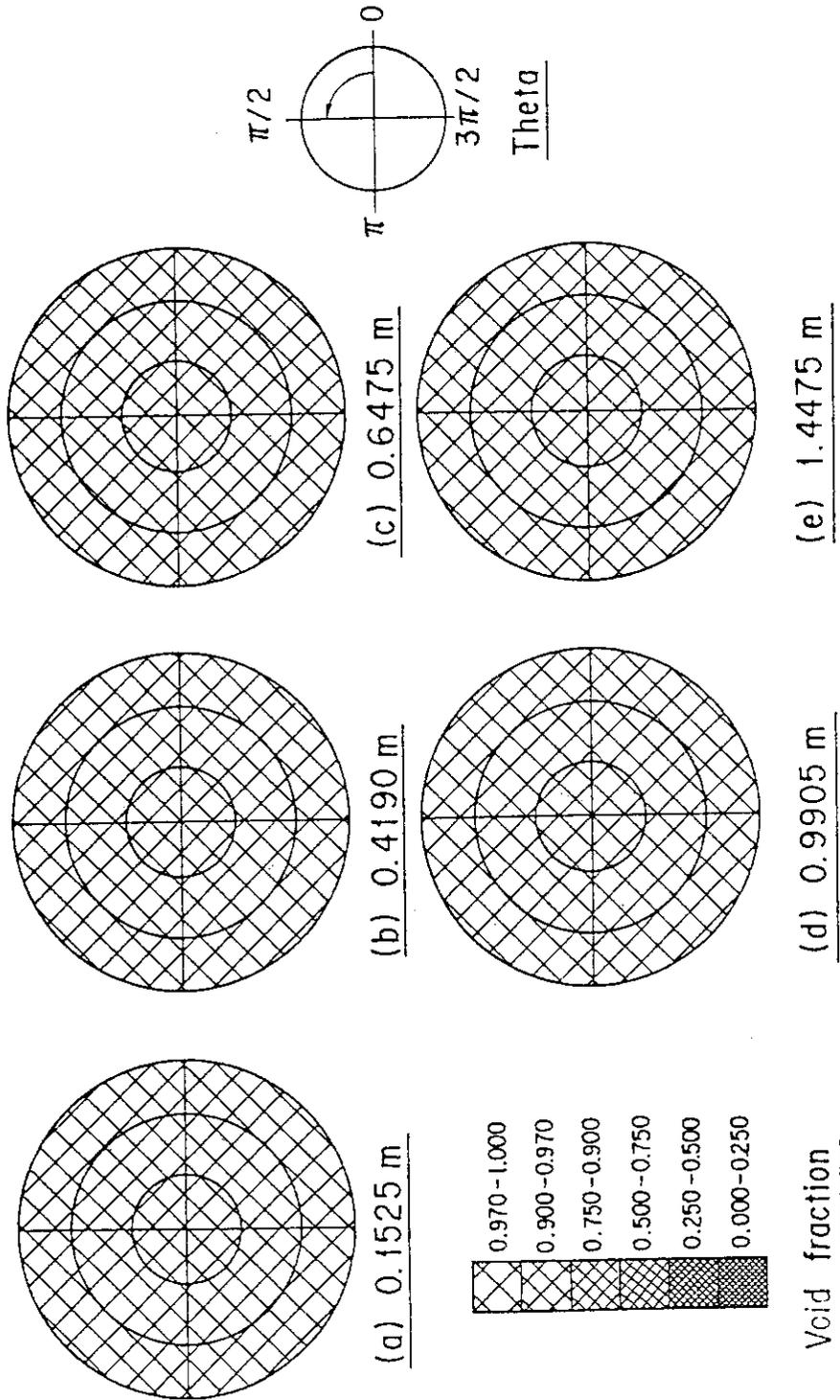


図4.3.25 炉心でのボイド率分布計算値 (破断後30秒) (LOFT L2-5試験)

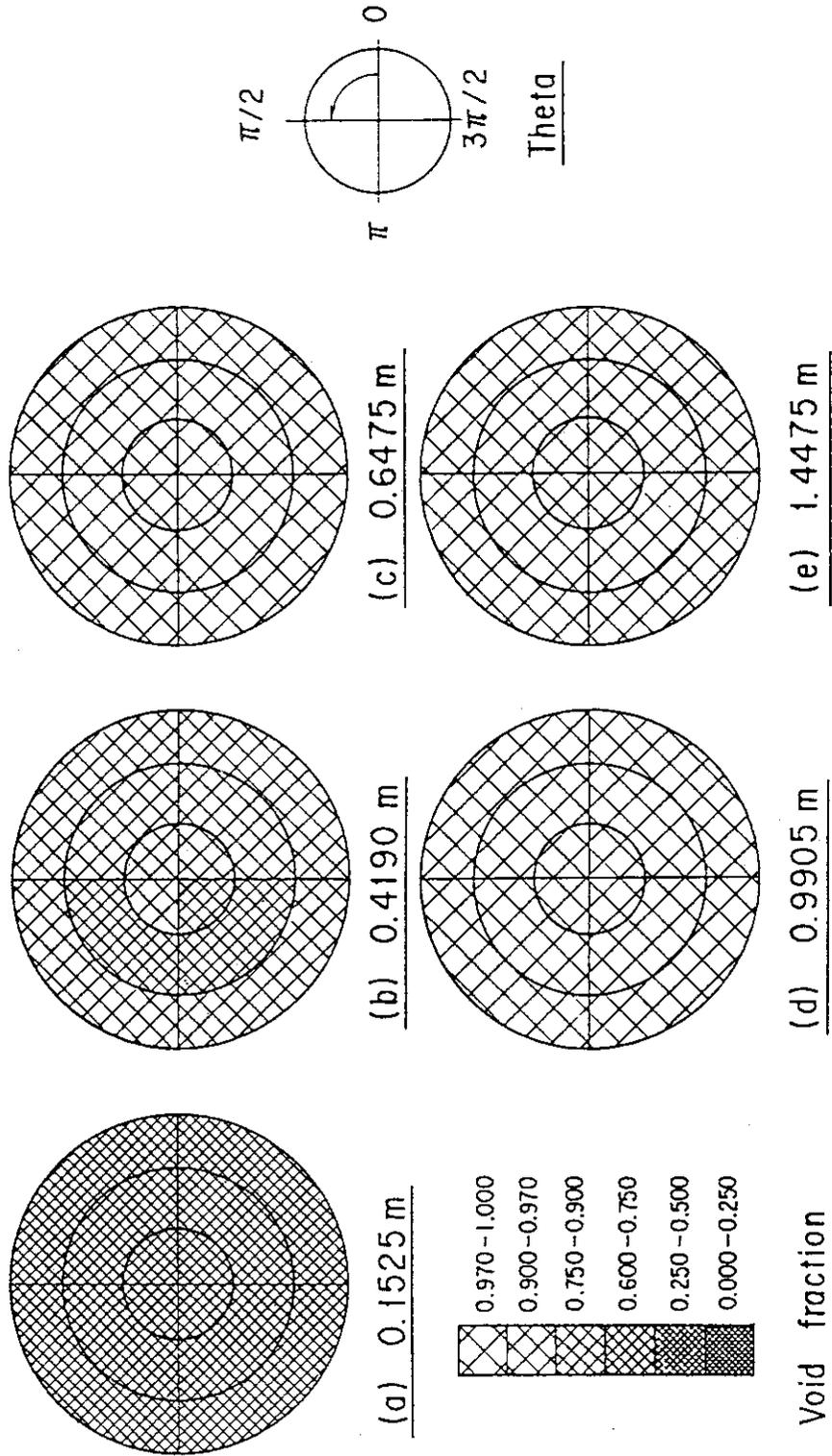


図4.3.26 炉心でのボイド率分布計算値 (破断後40秒) (LOFT L2-5試験)

5. まとめと今後の課題

原研では軽水炉事故最適予測コードREFLA/TRACの整備を進めている。REFLA/TRACコードは米国で開発されたTRAC-PF1/MOD1コードをコードの骨組みとし、可能な限り現象を忠実に記述する物理モデルを組み込むことで将来のECCS設計変更や新型炉安全解析にも適用できる計算コードとすることを目指している。

コード整備の第一段階として、

- (1) TRAC-PF1コードの利用技術の習得
- (2) TRAC-PF1コードのPWR内熱水力挙動の解析機能の検証
- (3) TRAC-PF1コードのPWR大破断LOCAに対する予測性能把握と問題点の抽出を目的として、TRAC-PF1コードの性能を評価した。

OECDにより提唱された評価マトリクスを参考にして代表的なPWR大破断LOCA模擬実験から、性能評価に用いる試験を選定した。総合試験とともに臨界流、対向流、コールドレグ部の凝縮及び再冠水を対象とした分離効果試験からも性能評価に用いる試験を選び出し、個々の現象に対するTRACコードの予測性能を個別に評価できるような評価マトリクスを設定した。

TRACコードを用いて計算を実施し、得られた計算結果を実験結果と比較検討してTRACコードの予測性能を評価した。一連の評価計算により、以下の結果が得られた。

(a) TRAC-PF1コードの利用技術の習得とPWR解析機能の検証

一連のTRACコードによる計算を実施したことにより、TRAC-PF1コードの利用技術を習得できた。また、TRAC-PF1コードはPWRの主要機器内の熱水力挙動を模擬できる機能を備えていること、かつそれぞれの機能が動作することを検証できた。

(b) TRAC-PF1コードの予測性能評価結果と問題点

PWR大破断LOCA事象に対する予測性能評価を行い、以下の結果が得られた。

臨界流実験による予測性能評価結果

- (1) コールドレグの両端破断のような大口徑管で生じる臨界流に対して実用上十分な精度で臨界流量を予測できた。
- (2) 小口径管等で問題となる熱的に非平衡な現象（圧力のアンダーシュート等）は、界面熱伝達を大きく予測するために十分には表わせなかった。

対向流実験による予測性能評価結果

- (1) 垂直単管における対向流実験に対しては落水量を過大評価した。一方、環状流路における対向流実験に対しては、落水量を過小評価した。対向流条件における落水量を十分な精度で予測することはできなかった。

凝縮実験による予測性能評価結果

- (1) 安定流と振動流の遷移境界は定性的に再現できた。
- (2) 安定流について、管軸方向の流動様式の推移、注水口近傍の凝縮量分布と圧力分布を定性的に再現できた。
- (3) 振動流について、凝縮量と閉塞水の運動の相互関係を定性的に再現できた。
- (4) 定量的には、凝縮速度を全般に過大に計算した。その結果、振動流の圧力振動の振幅や閉塞水の流速等を過大に計算した。
- (5) 安定流を対象とした計算においてセル分割数に依存しない結果を得るためには、小さなセル長さ(5 mm以下)で分割する必要がある。また、振動流を対象にした計算では小さなセル長さを用いた入力モデルで収束した解を得ることができないケースが数多くあった。
- (6) 振動流を対象として収束した結果の得られたケースでも、1 m/s以下の小さなタイムステップサイズを用いる必要がある。

再冠水実験による予測性能評価結果

- (1) 炉心部熱水力挙動を対象とした計算では、3次元VESSELコンポーネントの半径方向セル分割数の被覆管温度予測に与える影響は小さかった。
- (2) VESSELコンポーネントによる計算では、被覆管温度について計算結果と測定結果の一致は良好であった。一方で、炉心ボイド率については、Interface Sharpenerモデルのために実験では見られなかったステップ状の軸方向ボイド率分布が計算され、測定結果との一致は悪かった。
壁面熱伝達相関式の誤差とボイド率の誤差が互いに打ち消しあうことで、被覆管温度についての測定結果との良好な一致が得られていることがわかった。
- (3) 系圧力と炉心出力が燃料棒の冷却挙動に与える影響は定性的に再現できた。
- (4) 再冠水開始時の被覆管温度が低いケースでは、燃料棒の冷却速度は過大に計算された。
- (5) COREコンポーネントによる計算では、計算されたボイド率や各相の流速は振動的であった。また、実験結果と比較すると炉心内蓄水量は過小、被覆管温度は過大であった。COREコンポーネントの予測精度は、VESSELコンポーネントよりも悪かった。このような、COREコンポーネントとVESSELコンポーネントの結果の違いは、(VESSELコンポーネントに組み込まれている)Interface SharpenerモデルがCOREコンポーネントには組み込まれていないためであった。

総合試験による予測性能評価結果

- (1) PWRの大破断LOCA事象に対して、ブローダウン期、再浸水期、再冠水期を通じての一貫解析がTRAC-PF1コードにより行えることが検証できた。
- (2) ブローダウン期において、破断流量や1次系の減圧挙動を概ね妥当に予測できた。被覆管温度については、ブローダウン直後のピーク温度をやや低めに予測する傾向があったが、全体の傾向はほぼ妥当に予測できた。
- (3) 再浸水期において、ECC水のバイパス量の予測精度が悪かった。その結果、セミスケール試験S-06-3の計算では再冠水開始時間を20秒早めに、1次元コンポーネン

トモデルを用いてダウンカマ部分をモデル化したLOFT L2-5試験の解析では約15秒遅めに計算された。一方3次元コンポーネントモデルを用いてダウンカマ部分をモデル化したLOFT L2-5試験の計算では、ECC水のバイパス量と再冠水開始時間についての実験との一致の程度は1次元モデルによる計算よりもよかった。

- (4) 蓄圧注入系が作動して大量のECC水が注入される時、計算に用いられるタイムステップサイズが小さくなり、多くのCPU時間を必要とした。
- (5) 再冠水期については、被覆管温度について実験結果と概ね一致した計算結果が得られた。一方、炉心内ボイド率、ホットレグへのキャリーオーバー量、圧力容器側破断コールドレグにおける圧力損失等においては、実験結果との一致は悪かった。
- (6) 3次元VESSELコンポーネントを用いた計算では、数十時間の多大なCPU時間を必要とした。

一連の予測性能評価計算の結果、TRAC-PF1コードの長所と短所を把握することができた。

(c) REFLECTA/TRACコード整備のための今後の課題

PWR大破断LOCA事象に対してより精度の高い解析を行うためには、TRAC-PF1コードに対して、以下のモデルの改良が必要ながわかった。

(1) ブローダウン開始直後の炉心内熱伝達モデルの改良

ブローダウン開始直後の被覆管温度のピーク値が実験結果よりもやや低めに計算されていた。TRACコードによる総合試験の解析では、再冠水時のピーク値と同程度のピーク値がブローダウン直後にみられているので、最高被覆管温度を精度よく予測するためにはブローダウン開始直後のピーク値の予測精度を向上することが重要な課題であると考えられる。

ブローダウン開始直後の熱伝達モデルについては総合試験データで被覆管温度データが得られているが、炉心内の流動状況に関するデータはほとんど得られていない。今後、ブローダウン開始直後の状況に着目した実験を行い、炉心熱伝達モデルの検証と改良を進める必要がある。

(2) ダウンカマにおけるECC水バイパスモデルの改良

ECC水のバイパス量（もしくは下部プレナムへの落水量）の大小は炉心再冠水開始のタイミングを定め、再浸水期の継続時間及びその間の被覆管温度の上昇量を決定する。ECC水のバイパス量の予測精度を向上し、再浸水期の継続時間とその間の温度上昇量の予測精度を向上する必要がある。

TRACコードによる計算では、落水量が過大に計算されるケースもあれば過小に計算されるケースもあった。その原因としてはいくつかの事柄が複合されているものと思われる。主な要因としては①解析するために用いられている剪断応力モデルは並行流のデータに基づいて開発されていて対向流条件への拡張性が検証されていないこと、②凝縮を伴う流れでもあり、凝縮モデルの不備のために落水量の予測精度が

劣化していること、③現象が3次元であるのにその効果が反映されていないこと等が考えられる。今後、これらの要因のなかでいずれの影響が大きいかな等を含めて検討する必要がある。

(3) 凝縮モデルの改良と計算の安定化

凝縮を伴う流れに対する計算における最大の問題点は収束解を得るために小さなタイムステップサイズを用いなくてはならないことである。その原因としては、セル分割数に依らない結果を得るためには小さなセル長さが必要であること及び振動流において凝縮速度の過大評価のために流速が大きくなりその結果小さなタイムステップサイズが必要となることである。

この問題は、総合試験のようなシステム解析を行うケースで特に重要である。システム解析ではセル数も多いので1タイムステップ当りの計算に要するCPU時間が多く、凝縮を伴う流れの解析のためにタイムステップサイズが小さな値に抑制されてしまい、全体のCPU時間として多大となってしまうからである。

今後セル分割数に対する依存性を軽減し、大きなセル長さを用いても小さなセル長さを用いたケースと同等な結果が得られるようにすること及び振動流に対する計算の安定性と予測精度を向上することが必要である。

(4) 再冠水モデルの改良

再冠水モデルについては、炉心内熱流動モデルの改良が必要である。炉心内ボイド率予測においては実験結果と定性的な違いがみられた。測定結果と定性的に対応のとれた結果を得るためには、TRACコードのInterface Sharpenerモデルを削除することが必要である。また、現在TRACコードに組み込まれている水力モデルでは、Interface Sharpenerモデルがないと安定した結果が得られていない。Interface Sharpenerモデルなしでも安定な計算を行える水力モデルをあらたに開発することが必要である。

また、熱伝達モデルについても、現在TRACコードで使用されている膜沸騰熱伝達相関式は測定結果と異なったボイド率が与えられた時に、実験結果と同等な熱伝達率を与えるように調節されている。水力モデルの改良によりボイド率の精度が改善されると熱伝達率は測定結果と一致しなくなると考えられる。再冠水期の炉心冷却速度を予測する上で重要な膜沸騰熱伝達相関式、膜沸騰領域と遷移沸騰領域の境界温度、クエンチモデルの見直しが必要である。

また、再冠水時のシステム解析を行う上で大切なホットレグへのキャリーオーバーモデル、ダウンコマ部沸騰モデル、圧力容器側破断コールドレグ圧力損失モデル等の見直しが必要である。

(5) 計算速度の向上

現在のTRACコードでは大破断LOCA事象を精度よく解析するためには原子炉容器部分に対し3次元VESSELコンポーネントを用いる必要があった。そのため、1ケースの解析に要するCPU時間が多大であった。実用上の見地からは多少精度を犠牲にしても高速に計算できるようにしておくことが必要であると考えられる。

このためには、1次元モデルによる計算精度を向上すること（COREコンポーネントモデルによる計算の安定化等）が必要である。

また、システム計算において凝縮を伴う流れに対し計算を安定化させることが計算の高速化にとり重要である。

また、3次元モデルの数値解法を改良して、クーラン条件を越えた大きなタイムステップサイズであっても安定に計算できるようにすることが長期的には必要になると考えられる。

謝 辞

TRAC-PF1コードの予測性能を評価するにあたり、加茂ソフト開発の加茂英樹氏、㈱アイエスエルの堀田雅一氏、榎本雅己氏、多田誠一郎氏、CRC総合研究所の新田芳和氏、原子力データセンターの志田亘氏をはじめとするソフトウェア関連会社の数多くの方々の協力を得ました。ここに謝意を表します。

評価マトリクスを選定に当り、情報システムセンターの秋元正幸センター長から数多くの有益な助言を賜りました。ここに深謝致します。

このためには、1次元モデルによる計算精度を向上すること（COREコンポーネントモデルによる計算の安定化等）が必要である。

また、システム計算において凝縮を伴う流れに対し計算を安定化させることが計算の高速化にとり重要である。

また、3次元モデルの数値解法を改良して、クーラン条件を越えた大きなタイムステップサイズであっても安定に計算できるようにすることが長期的には必要になると考えられる。

謝 辞

TRAC-PF1コードの予測性能を評価するにあたり、加茂ソフト開発の加茂英樹氏、㈱アイエスエルの堀田雅一氏、榎本雅己氏、多田誠一郎氏、CRC総合研究所の新田芳和氏、原子力データセンターの志田亘氏をはじめとするソフトウェア関連会社の数多くの方々の協力を得ました。ここに謝意を表します。

評価マトリクスを選定に当り、情報システムセンターの秋元正幸センター長から数多くの有益な助言を賜りました。ここに深謝致します。

参 考 文 献

第1章 参考文献

- (1) Safety Code Development Group: "TRAC-PF1/MOD1: An Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis", NUREG/CR-3858 LA-10157-MS R4, July 1986.
- (2) Sahota, M.S. and Addesio, F.L.: "TRAC-PF1/MOD1 Developmental Assessment", NUREG/CR-4278 Los Alamos National Laboratory, November 1985.
- (3) U.S. Nuclear Regulatory Commission: "Guidelines and Procedures for the International Code Assessment and Application Program", NUREG-1271, April 1987.
- (4) U.S. Nuclear Regulatory Commission: "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis Final Report", NUREG 1230 R4, December 1988.
- (5) U.S. Nuclear Regulatory Commission: "Quantifying Reactor Safety Margins: Application of Code Scaling Applicability and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break Loss-of-Coolant Accident", NUREG/CR-5249 EGG-2552, December 1989.
- (6) Boyack, B.E., et al.: "Quantifying Reactor Safety Margins; Part 1 An Overview of the Code Scaling Applicability and Uncertainty Evaluation Methodology", presented at 16th Water Reactor Safety Information Meeting, October 24-27 1988, Gaithersberg, Maryland.
- (7) Wilson, G.E., et al.: "Quantifying Reactor Safety Margins; Part 2 Characterization of Important Contributors to Uncertainty", presented at 16th Water Reactor Safety Information Meeting, October 24-27 1988, Gaithersberg, Maryland.
- (8) Wulff, B., et al.: "Quantifying Reactor Safety Margins; Application of CSAU Methodology to LBLOCA: Part 3 Assessment and Ranging of Parameters for the Uncertainty Analysis of LBLOCA Codes", presented at 16th Water Reactor Safety Information Meeting, October 24-27 1988, Gaithersberg, Maryland.
- (9) Lellouche, G.S., et al.: "Quantifying Reactor Safety Margins; Part 4 Uncertainty Evaluation of LBLOCA Analysis based on TRAC-PF1/MOD1", presented at 16th Water Reactor Safety Information Meeting, October 24-27 1988, Gaithersberg, Maryland.
- (10) Liles, D.R., et al.: "TRAC-PF1/MOD1 Correlations and Models", NUREG/CR-5069 LA-11208-MS R4, December 1988.

- (11) Cadek, F.F., et al.: "Application of LOCA Margin in PWR Operation and Design", Proceedings of the Third International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operation (NUPTH0-3) Volume 1: Thermal Hydraulics, pp. A5-220-228, Seoul, Korea, November 14-17, 1988.

第2章 参考文献

- (1) 村主進編: "原子炉安全工学"、日刊工業新聞社、(1975年)。
- (2) 例えば、
U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Guidelines and Procedures for the International Code Assessment and Application Program," NUREG-1271, April 1987.
- (3) Reocreux, M.: "Contribution to the Study of Critical Flow Rates in Two Phase Water-Vapor Flow", NUREG-TR-0002, (1977).
- (4) Abuaf, N., et al.: "A Study of Nonequilibrium Flashing of Water in a Converging-Diverging Nozzle", NUREG/CR-1864, BNL-NUREG-51317, (1981).
- (5) Riegel, B.: "Experience Super-CANON", TT/SETRE/79-2-B/BR, (1979).
- (6) Ericson, L., et al.: "Marviken Critical Flow Tests, Joint Reactor Safety Experiments in Marviken Power Station", MXC-224, (1979), See also: "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests", NUREG/CR-2671, MXC-301, (1982).
- (7) Crowley, C.J., et al.: "Downcomer Effects in A 1/15-scale PWR Geometry Experimental Data Report", NUREG-0281, (1977).
- (8) Bharathan, D., et al.: "Air-water Countercurrent Annular Flow", EPRI NP-1165 Project 443-2 Topical Report, September 1979.
- (9) H. Akimoto, et al.: "Analysis of Direct Contact Condensation of Flowing Steam onto Injected Water with Multifluid Model of Two-Phase Flow", J. Nucl. Sci. Technol. 20(12), 1006(1983)
- (10) H. Akimoto, et al.: "Oscillatory Flows Induced by Direct Contact Condensation of Flowing Steam with Injection Water, "J. Nucl. Sci. Technol. 22(4), 269(1985).
- (11) 平野見明、村尾良夫、"大型再冠水試験計画"、日本原子力学会誌、Vol, 12 (10), (1980)
- (12) Adachi, H., et al.: "Design of Slab Core Test Facility (SCTF) in Large Scale Reflood Test Program, Part I : Core-I", JAERI-M 83-080, (1983).
- (13) Murao, Y., et al.: "CCTF Core I Test Results," JAERI-M 82-073, (1982).

- (14) Okubo, T., et al.: "Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62) Investigation of Reproducibility", JAERI-M 85-026, (1985).
- (15) Akimoto, H., et al.: "System Pressure Effect on System and Core Cooling Behavior during Reflood Phase of PWR LOCA," J.Nucl.Sci. Technol., 24(4) 276-288, (1987).
- (16) Iguchi, T., et al.: "Effect of Decay Heat Level on Reflood Phenomena during PWR-LOCA," J.Nucl.Sci. Technol., 24(10) 821-831, (1987).
- (17) Murao, Y., et al.: "Status of CCTF/SCTF Test Program," Proc. 12th Water Reactor Safety Research Information Meeting, (1985).
- (18) Iwamura, T., et al.: "Quantitative Evaluation of Heat Transfer Enhancement due to Radial Power Distribution during Reflood Phase of PWR-LOCA," J.Nucl.Sci. Technol., 26(4), 428-440, (1989).
- (19) Collins, B. L., et al.: "Experimental Data Report for Semiscale Mod-1 Test S-06-3 (LOFT Counterpart Test)", NUREG/CR/0251, TREE-1123, (1978).
- (20) Bayless, P.D. and Divine J.M.; "Experimental Data Report for LOFT Large Break Loss-of-Coolant Experiment L2-5", NUREG/CR-2826 EGG-2210, (1982).

第3章 参考文献

- (1) Ransom, V.H., Trapp, J.A.: "The RELAP5 Choked Flow Model and Application to a Large Scale Flow Test", Proceedings of the ANS/ASME/NRC international topical meeting on nuclear reactor thermal-hydraulics, Saratoga Springs, New York, pp. 799-819, (October 1980).
- (2) Ericson, L., et al.: "Marviken Critical Flow Tests, Joint Reactor Safety Experiments in Marviken Power Station", MXC-224, (1979),
See also: "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests", NUREG/CR-2671, MXC-301, (1982).
- (3) Riegel, B.: "Experience Super-CANON", TT/SETRE/79-2-B/BR, (1979).
- (4) Reocreux, M.: "Contribution to the Study of Critical Flow Rates in Two Phase Water-Vapor Flow", NUREG-TR-0002, (1977).
- (5) Abuaf, N., et al.: "A Study of Nonequilibrium Flashing of Water in a Converging-Diverging Nozzle", NUREG/CR-1864, BNL-NUREG-51317, (1981).
- (6) Liles, D.R., et al.: "TRAC-PF1/MOD1 Correlations and Models," NUREG/CR-5069 LA-11208-MS R4, (1988).
- (7) Bharathan, D., et al.: "Air-water Countercurrent Annular Flow", EPRI NP-1165, (1979).

- (8) Crowley, C.J., et al.: "Downcomer Effects in A 1/15-scale PWR Geometry Experimental Data Report", NUREG-0281, (1977).
- (9) Wallis, G.B.: "One-dimensional Two-phase Flow", McGraw-Hill, (1969).
- (10) H. Akimoto, et al.: "Analysis of Direct Contact Condensation of Flowing Steam onto Injected Water with Multifluid Model of Two-Phase Flow", J. Nucl. Sci. Technol. 20(12), 1006(1983)
- (11) H. Akimoto, et al.: "Oscillatory Flows Induced by Direct Contact Condensation of Flowing Steam with Injection Water, "J. Nucl. Sci. Technol. 22(4), 269(1985).
- (12) Okubo, T., et al.: "Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62) Investigation of Reproducibility", JAERI-M 85-026, (1985).
- (13) Akimoto, H., et al.: "Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-9 (Run 68)-Effect of LPCI Flow Rate", JAERI-M 87-002, (1987).
- (14) Ross, D.F., et al.: "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis", NUREG-1230, (1988).
- (15) Murao, Y., et al.: "CCTF Core I Test Results", JAERI-M 82-073 (1982)
- (16) Akimoto, H., et al.: "System Pressure Effect on System and Core Cooling Behavior during Reflood Phase of PWR LOCA", J. Nucl. Sci. Technol., 24[4], 276-288 (1987).
- (17) Iguchi, T., Murao, Y.: "Effect of Decay Heat Level on Reflood Phenomena during PWR-LOCA", *ibid.*, 24[10], 821-831 (1987).
- (18) Murao, Y., et al.: "Status of CCTF/SCTF Test Programs", Twelfth Water Reactor Safety Research Information Meeting, NUREG/CP-0058 Vol.2 342-372 (1985).
- (19) OHNUKI, A., et al.: "Study on ECC Injection Mode in Reflood Tests with SCTF Core II -Comparison between Gravity and Forced Feeds-", JAERI-M 91-001, (1991).
- (20) Murao, Y., et al.: "REFLA-1D/MOD3: A Computer Code for Reflood Thermo-Hydrodynamic Analysis during PWR-LOCA -User's Manual-", JAERI-M 84-243, (1985).
- (21) Iwamura, T., et al.: "Quantitative Evaluation of Heat Transfer Enhancement due to Radial Power Distribution during Reflood Phase of PWR-LOCA", J. Nucl. Sci. Technol., 26[4], 428-440 (1989).

第4章 参考文献

- (1) Okubo, T., et al.: "Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62)-Investigation of Reproducibility-", JAERI-M 85-026 (1985).
- (2) Collins, B.L., et al.: "Experimental Data Report for Semiscale Mod-1 Test S-06-3 (LOFT Counterpart Test)", NUREG/CR-0251, TREE-1123 (1978).
- (3) Bayless, P.D., Divine, J.M. : "Experimental Data Report for LOFT Large Break Loss-of-Coolant Experiment L2-5", NUREG/CR-2826 EGG-2210 (1982).
- (4) Boyack, B.E. : "TRAC-PF1 Developmental Assessment", NUREG/CR-3280 LA-9704-M, (1983).
- (5) Reeder, D.L. : "LOFT System and Test Description (5.5-ft Nuclear Core 1 Loces)", NUREG/CR-0247 TREE-1208 (1978).