

J A E R I - M
93-240

REFLA／TRACコード
1次元再冠水モデルの予測性能評価

1993年12月

秋本 肇・大貫 晃・村尾 良夫

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

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。

入手の問合わせは、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、お申しこみください。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）で複写による実費領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, Tokaimura, 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 ニッセイエプロ株式会社

REFLA/TRAC コード 1 次元再冠水モデルの予測性能評価

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・村尾 良夫

(1993 年 11 月 16 日受理)

加圧水型原子炉冷却材喪失事故再冠水時の炉心内熱水力挙動に対する REFLA/TRAC コード 1 次元再冠水モデルの予測性能を評価するために、小型再冠水試験、平板炉心試験及び円筒炉心試験から選んだ 12 の試験を対象として、試験後解析を行った。

炉心入口サブクール度、炉心冠水速度、装置形状、炉心出力、系圧力、初期被覆管温度等のパラメータ効果を含め、炉心ボイド率分布及び被覆管温度履歴を REFLA/TRAC コードにより良好に予測できた。最高被覆管温度は 50 K 以下の誤差で予測できた。

これらの評価結果により、加圧水型原子炉冷却材喪失事故再冠水時に想定されている種々の条件において、REFLA/TRAC コードにより炉心内熱水力挙動を精度よく予測できることを検証できた。

Assessment of One Dimensional Reflood Model in
REFLA/TRAC Code

Hajime AKIMOTO, Akira OHNUKI and Yoshio MURAO

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

(Received November 16, 1993)

Post-test calculations for twelve selected SSRTF, SCTF and CCTF tests were performed to assess the predictive capability of the one-dimensional reflood model in the REFLA/TRAC code for core thermal behavior during the reflood in a PWR LOCA.

Both core void fraction profile and clad temperature transients were predicted excellently by the REFLA/TRAC code including parameter effect of core inlet subcooling, core flooding rate, core configuration, core power, system pressure, initial clad temperature and so on. The peak clad temperature was predicted within an error of 50 K. Based on these assessment results, it is verified that the core thermal hydraulic behaviors during the reflood can be predicted excellently with the REFLA/TRAC code under various conditions where the reflood may occur in a PWR LOCA.

Keywords: Reactor Safety, Heat Transfer, Two-phase Flow, Reflood Loss-of-coolant, REFLA/TRAC Code

目 次

1. 緒 言	1
2. REFLA / TRAC コード 1 次元再冠水モデルの概要	2
3. 試験条件と計算条件	3
3.1 試験装置	3
3.2 試験条件	7
3.3 計算条件	9
4. 計算結果と検討	39
4.1 炉心入口サブクール効果に対する性能評価	39
4.2 炉心冠水速度効果に対する性能評価	40
4.3 炉心形状効果に対する性能評価	41
4.4 炉心内半径方向出力分布効果に対する性能評価	42
4.5 炉心出力効果に対する性能評価	44
4.6 系圧力効果に対する性能評価	45
4.7 最適評価条件における性能評価	45
4.8 最高被覆管温度の比較	46
5. 結 論	82
謝 辞	82
参考文献	83

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of 1D Reflood Model in REFLA/TRAC Code	2
3. Test and Input Model Descriptions	3
3.1 Test Facility	3
3.2 Test Conditions	7
3.3 Input Model	9
4. Assessment Results and Discussion	39
4.1 Assessment for Core Inlet Subcooling Effect	39
4.2 Assessment for Core Flooding Rate Effect	40
4.3 Assessment for Core Configuration Effect	41
4.4 Assessment for Core Radial Power Profile Effect	42
4.5 Assessment for Core Power Effect	44
4.6 Assessment for System Pressure Effect	45
4.7 Assessment under Best Estimate Reflood Conditions	45
4.8 Comparisons of Peak Clad Temperature	46
5. Conclusion	82
Acknowledgment	82
References	83

1 . 緒 言

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、PWR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、新型軽水炉の安全解析に用いることを目的としている。REFLA/TRACコードは米国の原子炉過渡解析3次元コードTRAC-PF1/MOD1⁽¹⁾をコードの骨組みとして、可能な限り忠実に現象を記述したモデルを組み込むことで、将来のECCS等の設計変更に対応できる様にすることをめざしている。

原研では、長年に渡り再冠水実験を進めてきた。これらの再冠水実験の成果は、再冠水解析コードREFLAとして集約されている。^{(2), (3)} この成果を活用するため、REFLAコードの物理モデルをREFLA/TRACコードに組み込んだ。⁽⁴⁾ モデルの組み込み方法の妥当性を把握するために、大型再冠水円筒炉心試験の一つの試験である平坦出力試験のデータを用いて、改良モデルを組み込んだREFLA/TRACコードの予測性能を評価した。REFLA/TRACコードによる計算結果は、REFLAコードによる計算結果とほぼ同等な結果が得られ、組み込みが妥当に行われたことを確認した。⁽⁴⁾

本報告書は、上述のREFLA/TRACコードの1次元再冠水モデルの実炉の再冠水解析への適用性を把握することを目的として実施した予測性能評価の結果をまとめたものである。実炉の再冠水解析で想定されている熱流動条件を考慮して、小型再冠水試験、⁽⁵⁾ 大型再冠水円筒炉心試験、⁽⁶⁾ 及び大型再冠水平板炉心試験⁽⁷⁾から12の試験を選択して試験後解析を行った。実験結果と計算結果を比較検討し、炉心入口サブクール度、炉心冠水速度、炉心形状（スケール）、炉心内半径方向出力分布、系圧力、炉心出力、被覆管初期温度等の各パラメータ効果に対するREFLA/TRACコードの予測性能を評価した。

以下、第2章にREFLA/TRACコード1次元再冠水モデルの概要について、第3章に各再冠水試験の試験条件と計算条件について、第4章に計算結果と検討結果について述べる。また、第5章では本評価で得られた結論をまとめる。

2. REF LA/TRA C コード 1次元再冠水モデルの概要

REF LA/TRA C コードの1次元再冠水モデルは、原研で開発された再冠水解析コードREF LAの物理モデルをベースにしている。モデルの詳細については、REF LAコード及びその物理モデルについてまとめた参考文献(2)、(3)に述べられている。また、REF LAコードの物理モデルがどの様な形でREF LA/TRA C コードに組み込まれているかについては、参考文献(4)にまとめてある。ここでは、TRA C-PF1コードと改良再冠水モデルを組み込んだREF LA/TRA C コードの相異点についてのみ概述する。

水力モデルに対し、以下の改良を行った。⁽⁴⁾

(1) 村尾-井口のボイド率相関式⁽⁸⁾と等価な界面せん断応力モデルの導入

(2) REF LAコードの噴霧流流動モデルの導入

改良水力モデルは、炉心の発熱部分であり、かつ、みかけの水流速が30 cm/s以下の範囲に適用される。みかけの水流速が100 cm/s以上の範囲ではTRA C-PF1コードと同一のモデルが適用される。みかけの水流速が30 cm/sと100 cm/sの範囲では、両モデルを内挿している。

熱伝達モデルに対しては、以下の改良を行った。

(1) 村尾-杉本による相関式⁽⁹⁾に大貫の液流速に関する補正⁽¹⁰⁾を考慮した熱伝達相関式と膜沸騰熱伝達領域の相関式を置換

(2) クエンチモデル⁽¹¹⁾の導入

(3) REF LAコードの噴霧流熱伝達モデルの導入

改良熱伝達モデルは、炉心の発熱部分に適用される。

3. 試験条件と計算条件

REFLA/TRACコード1次元再冠水モデルによる試験後解析は、小型再冠水試験⁽⁵⁾、大型再冠水円筒炉心試験⁽⁶⁾並びに大型再冠水平板炉心試験⁽⁷⁾から選択した12の試験を対象として行い、炉心入口サブクール度、炉心冠水速度、炉心スケール、炉心内半径方向出力分布、系圧力、炉心出力、被覆管初期温度の各パラメータ効果に対する予測性能を評価した。本章では、小型再冠水試験、大型再冠水円筒炉心試験並びに大型再冠水平板炉心試験の各試験装置の形状、選択した試験の試験条件、並びに入力データ等の計算条件について述べる。

3. 1 試験装置

3. 1. 1 小型再冠水試験装置

(1) 試験装置と計測

図3. 1. 1に小型再冠水試験装置のフローシートを示す。テスト部は、6×6本構成の実長の模擬炉心、流路外管、上部プレナム、下部プレナムよりなる。所定水温、所定流量の冷却水は、給水タンクより下部プレナムに注入される。炉心で発生した蒸気はオリフィス抵抗部から圧力制御系を経て大気に放出される。蒸気とともに炉心からキャリーオーバされた水滴は、上部プレナムで蒸気と分離されてキャリーオバタンクに導かれる。

図3. 1. 2に小型再冠水試験装置のテスト部の概要を示す。模擬燃料棒の加熱部長さは、3. 66 mで実炉と同一である。燃料棒の径とピッチはそれぞれ10. 7 mm、14. 3 mmあり、実炉の15×15型燃料体と同一である。模擬燃料体の四隅は非発熱棒であり、残りの32本の棒はニクロムによる間接電気加熱の発熱棒である。模擬燃料棒の断面形状を図3. 1. 2に示した。

図3. 1. 3に軸方向発熱分布、グリッドスペーサ取付け位置及び被覆管温度測定用の熱電対取付け位置を示す。軸方向の出力分布は、17段ステップにより実炉のコサイン分布を模擬している。軸方向ピーピング係数は1. 40である。

図3. 1. 2に示したようにニクロムとインコネル被覆間の絶縁物として窒化ボロンBNと酸化マグネシウムMgOを用いている。図3. 1. 3に示すように発熱部下端から1. 325 mの発熱量の高い中心区間ではBNを、その他の1. 325 mより下方及び2. 335 mより上方の区間ではMgOをそれぞれ用いている。

模擬燃料棒はすべて同一の形状、発熱分布であるが、被覆管温度測定用熱電対の取付け高さの違いによりAタイプ、Bタイプ、·····、Jタイプの10種類に分けられる。各タイプの模擬燃料棒の水平断面内の取付け位置及び各熱電対の取付け高さを図3. 1. 3及び図3. 1. 4に示した。また炉心内の差圧測定位置とそれに対するタグ名を図3. 1. 5にまとめた。

(2) 試験方法と試験手順

試験開始前の条件設定として、テスト部圧力、流路外管温度及び給水タンク内の水温を所定

の初期値に設定する。オーバフローラインの弁を開き、冷却水を給水タンク→ポンプ→下部プレナム→オーバフローライン→給水タンクと循環させ冷却水温を均一とした。またポンプ吐出側の流量調節弁の開度をプログラム設定しておき、炉心入口流量の履歴を設定した。

上述の初期設定が完了した後、模擬燃料棒に所定電力を供給し加熱する。模擬燃料棒が所定の初期温度に達した時点で、オーバフローラインの弁を閉じ、冷却水をテスト部へと流し再冠水を開始させた。模擬燃料棒がすべてクエンチした後、模擬燃料棒への電力供給を停止し、模擬燃料棒を充分冷却してからオーバフローラインの弁を開いてテスト部内の水をドレンして試験を終了した。

3. 1. 2 大型再冠水円筒炉心試験装置

(1) 試験装置と計測

図3. 1. 6に大型再冠水円筒炉心試験装置（C C T F）の鳥瞰図を示す。円筒炉心試験装置は電気出力1100MW級の加圧水型原子炉を模擬する試験装置で、冷却材喪失事故のリフィル期及び再冠水期の一次系システム及び炉心内の熱水力挙動を調べることを目的としている。垂直方向の高さは実炉と同スケールであり、各部の流路面積は実炉の1/21. 4に設計されている。

円筒炉心試験装置は、一次系ループ4ループを有し、そのうちの1ループによりコールドレグ200%破断を模擬している。各ループはホットレグ配管、蒸気発生器、クロスオーバーレグ配管、ポンプ模擬配管、コールドレグ配管から構成され、コールドレグ配管へはECC注入系が接続されている。ポンプ模擬配管にはオリフィス板が取付けられていて、実炉のポンプ固着時の流動抵抗を模擬している。破断ループの出口端は格納容器模擬タンクに接続されている。一次系から流出した二相流は格納容器模擬タンクにおいて気水分離され、水は格納容器模擬タンクに集められる。一方蒸気は圧力制御弁を介して大気中に放出される。

図3. 1. 7に圧力容器の垂直断面図を示す。圧力容器は直径約1. 3mで、高さ約10mの円筒容器である。高さ方向は実炉と同スケールであり、半径方向は約1/4. 6に縮小している。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。

炉心は、8×8本の模擬燃料棒よりなる集合体32体より構成されている。図3. 1. 8に示すように、炉心半径方向の出力分布は通常3領域に分割されて分布がつけられている。集合体は57本の発熱棒と7本の非発熱棒により構成されている。図3. 1. 9に模擬燃料棒（発熱棒）の形状と材料を示す。模擬燃料棒の径と取付けピッチはそれぞれ10. 7mm、14. 3mm正方配列であり、実炉の15×15型燃料体と同一である。模擬燃料棒はニクロムによる間接電気加熱である。また模擬燃料棒の加熱部長さは3. 66mで実炉と同一である。ニクロムとインコネル被覆間の絶縁材として窒化ボロンBNと酸化マグネシウムMgOを用いている。図3. 1. 9に示すように発熱部下端から1. 325mと2. 335mの発熱量の高い中心区間ではBNを、1. 325mより下方及び2. 335mより上方の区間ではMgOをそれぞれ用いている。図3. 1. 10に軸方向出力分布とグリッドスペーサ取付け高さを示す。軸方向出力分布は、17段ステップにより実炉のコサイン分布を模擬しており、軸方向ピーキング係数は1. 40である。

大型再冠水円筒炉心試験装置には、一次系ループ及び圧力容器内の熱水力学的挙動を計測するため総計約1600点の計測器が配置されている。計測器からの信号は、0.2秒ごとの高速と0.5秒ごとの低速にわけ、データ収録系により記録している。炉心部分では、模擬燃料棒の被覆管表面温度が約700点、炉心内流体温度が約40点、垂直差圧が24点、電力9点等が計測されている。また系全体のマスバランス計算により炉心入口流量が求められている。温度はC A熱電対により計測されている。温度計測の誤差はフルスケールに対して±0.5%である。したがって被覆管表面温度については±6K、流体温度については±3K程度の誤差を有する。垂直差圧は、差圧計を用いて計測されている。差圧計測の誤差はフルスケールに対して±0.5%である。炉心の発熱部下端から1.83mより下方に位置する差圧計はフルスケール50kPa、1.83mより発熱部上端(3.66m)の区間に位置する差圧計はフルスケール10kPaとして計測した。なおマスバランスによる炉心入口流量の評価値は±15%程度の誤差を含む。

図3.1.11に炉心部における温度計測点のタグ名を示す。被覆管温度は発熱部下端から0.128、0.380、0.815、1.015、1.425、1.830、2.035、2.440、3.050、及び3.560mの各高さ位置において各燃料集合体ごとに計測されている。図3.1.12に圧力容器内の差圧測定点のタグ名を示す。図3.1.12に示した高さ位置は圧力容器底板(の上面)からの距離で示されている。炉心の発熱部下端は、圧力容器底板(の上面)から2.10m上方に位置している。

(2) 試験方法と試験手順

大型再冠水円筒炉心試験の試験手順は以下のとおりである。

- 1) 試験の初期条件(温度、圧力等)を設定する。
- 2) E C C水注入開始時における凝縮による急減圧をさけるため、下部プレナムに飽和水を所定の位置まで満たす。
- 3) データ収録を開始する。
- 4) 炉心内の模擬燃料棒に所定の電力を投入する。
- 5) 模擬燃料棒の温度が所定の温度に達した時点から、E C C水の注入を開始する。
- 6) 電力を崩壊熱模擬に従って減衰させる。
- 7) 全模擬燃料棒がクエンチされたことを確認後、電力を遮断する。
- 8) E C C水の注入を停止する。
- 9) データ収録を停止する。
- 10) 試験終了

これらのうち、3)以降は計算機制御により、あらかじめ定められた手順に従って自動的に操作される。

3.1.3 大型再冠水平板炉心試験装置

(1) 試験装置と計測

図3.1.13に大型再冠水平板炉心試験装置(S C T F)のフローシートを示す。平板炉

心試験装置は、電気出力 1100 MW 級の加圧水型原子炉を模擬する試験装置で、冷却材喪失事故再冠水期における炉心内の熱水力学的挙動、特に炉心内の二次元挙動を調べることを目的としている。平板炉心試験装置の圧力容器は、実炉と高さ方向並びに半径方向は同スケールであり、円周方向は実炉の 1 バンドル相当の幅を有している。各部の流路面積は実炉の 1/21.4 に設計されている。

平板炉心試験では圧力容器を除いた一次系システム内の挙動を調べることは主目的ではないので、一次系ループ部の模擬は簡略化されている。平板炉心試験装置の一次系ループは、実炉の 4 ループ相当のホットレグ配管、蒸気発生器相当の気水分離器、実炉の 3 ループ相当のコールドレグ側配管、実炉の 1 ループ相当の破断コールドレグの圧力容器側並びに蒸気発生器側配管により構成されている。破断コールドレグ配管から流出した二相流は、格納容器模擬タンクにおいて気水分離される。蒸気は圧力制御弁を介して大気中へと放出される。

平板炉心試験装置は、高さ方向並びに半径方向に対して実炉と同スケールであり、円周方向は実炉の 1 バンドル相当の厚さである平板状の圧力容器を有している。図 3. 1. 14 に平板炉心試験装置の圧力容器垂直断面図を示す。圧力容器には、模擬炉心、上部プレナム、下部プレナム、炉心バッフル並びにダウンカマが含まれる。模擬炉心は、 16×16 本の模擬燃料棒よりなる集合体 8 体より構成されている。集合体 8 体は図 3. 1. 14 に示すように直線状に配列されている。各集合体は、234 本の発熱棒と 22 本の非発熱棒より構成されている。

図 3. 1. 15 に模擬燃料棒（発熱棒）の形状と材質を示す。模擬燃料棒の径と取付けピッチはそれぞれ 10.7 mm、14.3 mm の正方配列であり、実炉の 15 × 15 型燃料体と同一である。模擬燃料棒はニクロムによる間接電気加熱である。また、模擬燃料棒の加熱部長さは、3.66 m で実炉と同一である。ニクロムとインコネル被覆管の絶縁材として窒化ボロン BN と酸化マグネシウム MgO を用いている。発熱部下端から 1.275 m と 2.385 m の発熱量の高い区間は BN を、1.275 m より下方及び 2.385 m より上方の区間では MgO をそれぞれ用いている。

図 3. 1. 16 に軸方向出力分布を示す。軸方向出力分布は 17 段ステップより実炉のコサイン分布を模擬しており、軸方向のピーキング係数は 1.40 である。

大型再冠水平板炉心試験装置には、一次系ループ及び圧力容器内の熱水力学的挙動を計測するため総計約 1600 点の計測器が配置されている。計測器からの信号は、0.2 秒ごとの高速と 0.5 秒ごとの低速にわけ、データ収録系により記録している。炉心部では、模擬燃料棒の被覆管表面温度が約 640 点、炉心内流体温度が約 170 点、垂直差圧が 53 点、水平差圧が 12 点、電力 8 点等が計測されている。また系全体のマスバランス計算により炉心入口流量が求められている。

温度は CA 熱電対により計測している。温度計測の誤差はフルスケールに対して ±0.5 % である。したがって被覆管表面温度については ±6 K、流体温度については ±3 K 程度の誤差を有する。差圧計測の誤差はフルスケールに対して ±0.5 % である。炉心の区間差圧を求める時、多くの場合フルスケール 10 kPa として差圧計が用いられている。マスバランス計算による炉心入口流量の評価値は重力冠水試験では ±1.5 % 程度の誤差を含むと考えられる。大型再冠水平板炉心試験では、ダウンカマの下端を閉じて、下部プレナムに注水するモードの試験も行われている。（このようなモードの試験を強制冠水試験と呼ぶ。）このような強制冠水試験では炉心入口流量の評価精度は下部プレナムに注水する流量の測定精度と同等と考えられる。下部プレナム注水流量計はフルスケール $0.111 \text{ m}^3/\text{s}$ であり、誤差は ±0.5 % である。

る。したがって強制冠水試験における流量の最大誤差は $0.0006\text{ m}^3/\text{s}$ であり、重力冠水試験に比べて精度よく炉心入口流量を評価できる。

図3.1.17に被覆管表面温度計測点のタグ名と計測位置を示す。被覆管表面温度は発熱部下端から0.11、0.52、0.95、1.38、1.735、1.905、2.330、2.760、3.190及び3.620の各高さ位置において各集合体ごとに計測されている。図3.1.18に流体温度計測点のタグ名と計測位置を示す。炉心差圧のタグ名と計測位置を図3.1.19と図3.1.20に示す。両図において、高さは圧力容器底面からの高さを示し、かっこ内の数字が炉心発熱部下端からの高さを示している。

(2) 試験方法と試験手順

大型再冠水平板炉心試験の試験手順は以下の通りである。

- 1) 試験の初期条件（温度、圧力等）を設定する。
- 2) E C C 水注入開始時における凝縮による急減圧をさけるため、下部プレナムに飽和水を所定の液位まで満たす。
- 3) データ収録を開始する。
- 4) 炉心内の模擬燃料棒に所定の電力を投入する。
- 5) 模擬燃料棒の温度が所定の温度に達した時点から、E C C 水の注入を開始する。
- 6) 電力を崩壊熱模擬に従って減衰させる。
- 7) 全模擬燃料棒がクエンチされたことを確認後、電力を遮断する。
- 8) E C C 水の注入を停止する。
- 9) データ収録を停止する。
- 10) 試験終了

これらのうち、3) 以降は計算機制御によりあらかじめ定められた手順に従って自動的に操作される。

3. 2 試験条件

表3.2.1に試験後解析のために大型再冠水円筒炉心試験、平板炉心試験及び小型再冠水試験から選択した12の試験の主要試験条件を示す。これらの試験では、装置形状の違い、系圧力、炉心出力、半径方向出力分布、炉心冠水速度、炉心入口サブクール度、再冠水開始時の被覆管温度の各パラメータの効果が調べられる。

大型再冠水円筒炉心試験基準試験（Base case test, Run 62）の試験条件は、評価モデルコードを用いての実炉の安全評価解析結果に基づき定められた。⁽¹²⁾

系圧力効果試験⁽¹³⁾として実施された高圧試験（High pressure test, Run 55）と低圧試験（Low pressure test, Run 67）の系圧力はそれぞれ 0.42 MPa と 0.15 MPa である。評価モデルコードによる実炉の安全評価解析で得られた圧力の上限値と下限値は、この圧力範囲のなかに含まれている。

基準試験では崩壊熱曲線としてはANS×1.2+Actinide×1.1（スクラム後30秒）を用いている。この曲線は崩壊熱として約20%のマージンを見込んだ値である。実際の炉心出力としては、崩壊熱曲線としてANS×1.0+Actinide×1.1（スクラム後40秒）を選んだケースに近いと

考えられている。低出力試験⁽¹⁴⁾ (Low power test, Run 63) では、基準試験と比べ炉心出力のみを低くした条件で、すなわち、基準試験で仮定されていた炉心出力のマージンがないとした条件で試験が行われている。

基準試験では半径方向の出力ピーキング係数として 1.356 と大きな値を与えている。この条件は原子炉の燃料装荷において一時的に表われる高い値を想定したものである。原子炉運転時、半径方向の出力分布としてこのような高い半径方向のピーキングを持つ期間は少なく、むしろ平坦な半径方向出力分布であることが多い。半径方向の出力分布の影響を調べるために平坦出力試験 (Flat power test, Run 64) が実施されている。⁽¹⁵⁾ 平坦出力試験の試験条件は、半径方向出力分布を除けば、上述の低出力試験とほぼ同一である。再冠水開始時の炉心内の蓄積エネルギーは、低出力試験と平坦出力試験とではほぼ同一である。

基準試験の低圧注水系 (LPCI) による注入量は、LPCI ポンプ電源の单一故障を仮定した時に相当する注入量である。これは実炉の安全評価解析指針で单一故障を想定しても充分に炉心を冷却できる安全系を有していることが要求されていることと対応している。

上述のように、大型再冠水円筒炉心試験では実炉の安全評価解析結果をベースとした再冠水試験が数多く実施された。安全評価解析では炉心冷却にとり厳しい条件が境界条件として用いられているため、高めの炉心出力、高めの半径方向ピーキング係数、少なめの ECC 水注入量、高めの被覆管初期温度、低めの系圧力が境界条件として用いられている。これに対し、炉心出力等に対して実炉の運転時最も起こり得ると考える境界条件を想定しての再冠水試験も大型再冠水円筒炉心試験では実施された。最適評価試験 (Best-estimate test, Run 71)⁽¹⁶⁾ がその試験であり、炉心出力としては $ANS \times 1.0 + Actinide \times 1.1$ (スクラム後 40 秒)、系圧力 0.3 MPa、平坦な半径方向出力分布、LPCI ポンプ電源の 2 系統とともに作動することを想定している。最適評価試験の再冠水開始時の被覆管温度は、上述のような最も起こり得ると考えられた境界条件を与えて計算された TRAC コードの実炉解析結果⁽¹⁷⁾に基づき決定された。TRAC コードは、現象を忠実に再現することを意図として開発されており、評価モデルコードにとられているような保守的な仮定（例えば、評価モデルコードでは、ブローダウン期間中に注入された ECC 水はすべて破断口から流出することを仮定している。）は採られていない。このため、再冠水開始時の被覆管温度は評価コードモデルによる解析結果に基づく基準試験に比べて数百度低くなっている。

以上述べてきたように大型再冠水円筒炉心試験から選んだ 6 ケースは、4 ループ PWR で想定されている主要な再冠水条件を包含している。

大型再冠水円筒炉心試験において最適評価試験を除いた試験で得られた炉心冠水速度は比較的狭い範囲であった。すなわち冠水速度として初期の 10 秒ないし 20 秒においては 10 cm/s 程度、ACC 注入終了後の LPCI 注入期では 2 cm/s 前後であり、系圧力、炉心出力、半径方向出力分布をかえてもその差は数十パーセントであった。また炉心入口サブクール度も 20 ~ 30 K 程度までしか増さなかった。より広い範囲での適用性を調べるために、冠水速度に対するパラメータ効果試験として小型再冠水試験装置を用いて行われた Run 7510 (冠水速度 2 cm/s)、7501 (冠水速度 8 cm/s)、7520 (冠水速度 30 cm/s) についても計算を行うこととした。また、炉心入口サブクール度の影響に対する予測性能を調べるために、Run 7523 (炉心入口サブクール度 50 ~ 60 K) に対しても計算を行うこととした。

小型再冠水試験で実施されたこれらの試験の条件は表 3.2.1 に示してある。炉心出力、系圧力、再冠水開始時の被覆管温度は大型再冠水円筒炉心試験の平坦出力試験と同程度である

ことがわかる。炉心形状が再冠水現象に与える影響を調べるために、円筒炉心平坦出力試験（Run 64）に対する結合試験が、小型再冠水試験装置並びに大型再冠水平板炉心試験装置を用いて行われた。結合試験は、炉心入口での流体条件として円筒炉心平坦出力試験で実測された炉心入口流量と炉心入口水温と等しくなるように設定し、その他の境界条件も可能な限り等しい条件を設定することで実施された。小型再冠水試験Run 4517と平板炉心試験 Run 619が上述の円筒炉心結合条件試験である。装置形状の異なる体系でのモデルの適用性を把握するために、これらの結合試験も評価計算に含めることとした。表3.2.2に各試験装置の主要な諸元を比較してまとめた。

以上の12ケースについて計算を行うこととした。これらの試験での各試験パラメータの範囲は以下の領域にある。

1) 初期線出力密度	0. 965 ~ 1. 400	kW/m
2) 半径方向キーピング係数	1. 0 ~ 1. 36	
3) 系圧力	0. 15 ~ 0. 42	MPa
4) 炉心入口サブクール度	0 ~ 50	K
5) 初期被覆管温度	580 ~ 1073	K
6) 冠水速度	2 ~ 30	cm/s

これらの試験パラメータ範囲は、実炉で想定されている再冠水現象の主要な条件範囲をカバーしている。

3.3 計算条件

図3.3.1に計算で用いたノーディングの概念図を示す。大型再冠水円筒炉心試験、平板炉心試験及び小型再冠水試験のいずれについても炉心部分のみをモデル化して計算を行った。境界条件として実測された炉心入口流量、入口流体温度、炉心出口圧力及び炉心出力を与えた。

表3.3.1から表3.3.3に大型再冠水円筒炉心試験、平板炉心試験及び小型再冠水試験の解析で用いた主要な形状データをまとめた。大型再冠水円筒炉心平坦出力試験について流体セル分割数についてパラメータ解析を行ったところ、セル長さとして10cm程度以下とすればセル分割数によらない計算結果が得られたことから、セル数としては炉心部分35セルとした。⁽⁴⁾ セルの長さは差圧測定位置、温度測定高さ及び軸方向出力分布を参考にして定めた。大型再冠水円筒炉心試験装置と小型再冠水試験装置については差圧測定位置、温度測定高さ及び軸方向出力分布がほぼ同一であることから、炉心部分に対する軸方向セル分割は同一とした。

図3.3.2及び図3.3.3に軸方向出力分布に対する入力値を示す。大型再冠水円筒炉心試験装置と小型再冠水試験装置では軸方向出力分布が同一なので、同一の入力値として計算を行った。

燃料棒の材質に関しては燃料棒のヒートアップ特性等から求められた物性値を用いた。また絶縁材として用いられている酸化マグネシウムMgOと窒化ボロンBNは、3.1節で述べたように、高さ位置により使い分けられている。標準版のコードでは燃料棒の断面形状については高さ位置による違いは取扱えない。そこでサブルーチンMFRODを変更して高さ位置の違いによるMgOとBNの使い分けを取扱えるように特別バージョンを作成して計算に用いた。この材質に関する使い分け部分を除けば、計算で用いたコードはREFLA/TRACコードの標準版と同一である。

表3.2.1 評価計算に用いた試験の主要条件

(a) Tests with Cylindrical Core Test Facility

	Run number					
	55	62	63	64	67	71
Initial core power ^(*1) (kW/m)	1.400	1.403	1.061	1.065	1.404	1.071
Radial power profile ^(*2)	Steep P _A =1.365 P _C =0.761	Steep P _A =1.351 P _C =0.762	Steep P _A =1.356 P _C =0.762	Flat P _A =1.0 P _C =1.0	Steep P _A =1.359 P _C =0.762	Flat P _A =1.0 P _C =1.0
Decay curve type ^(*3)	A	A	B	B	A	B
System pressure (MPa)	0.42	0.20	0.20	0.20	0.15	0.30
ECC injection mode	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg
Acc injection rate (m ³ /s)	0.089	0.091	0.091	0.091	0.091	0.089
Acc injection time (s)	17.0	18.0	17.0	17.5	16.0	20.5
LPCI injection rate (m ³ /s)	0.011	0.011	0.011	0.011	0.011	0.019
ECC water temperature (K)	309	308	308	310	310	308
Initial clad temperature ^(*4) (K)	1073	1072	1075	922	1073	580
Note	High pressure test	Base case test	Low power test	Flat power test	Low pressure test	Best estimate test

(*1) Core average at reflood initiation

(*2) P_A:Peaking factor of highest power rodP_B:Peaking factor of lowest power rod

(*3) A: ANS x 1.2 + Actinide x 1.1 (30 s after scram)

B: ANS x 1.0 + Actinide x 1.1 (40 s after scram)

(*4) Clad temperature at reflood initiation (peak value)

表3.2.1 評価計算に用いた試験の主要条件（続き）

(b) Tests with Small Scale Reflood Test Facility(SSRTF)
or Slab Core Test Facility(SCTF)

	Run number					
	7510	7501	7520	7523	4517	619
Initial core power ^(*1) (kW/m)	0.965	0.965	0.965	0.965	1.082	1.039
Radial power profile ^(*2)	Flat	flat	Flat	Flat	Flat	Flat
Decay curve type	No decay	No decay	No decay	No decay	(*)2	(*)3
System pressure (MPa)	0.22	0.22	0.22	0.22	0.25	0.20
ECC injection mode	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg	Cold leg
Initial clad temperature ^(*4) (K)	900	954	973	948	902	922
Core flooding rate (cm/s)	2	8	30	8	(*)5	(*)5
Core inlet fluid temp. (K)	373	373	377	342	383	(*)5
Note	Flooding rate effect test (2 cm/s)	Flooding rate effect test (8 cm/s)	Flooding rate effect test (30cm/s)	High subcool test	CCTF coupling test with SSRTF	CCTF coupling test with SCTF

(*1) Core average at reflood initiation

(*2) Decay curve was simulated by stepwise power reduction to follow the decay curve in CCTF flat power test (Run 64).

(*3) ANS x 1.0 + Actinide x 1.02 (40 s after scram)

(This decay curve type was selected to match the decay curve with CCTF flat power test (Run 64))

(*4) Clad temperature at reflood initiation (peak value)

(*5) Changed with time based on measured result of CCTF flat power test(Run 64).

表3.2.2 試験装置の主要諸元の比較

	SSRTF ^(*1)	CCTF ^(*2)	SCTF ^(*3)	Typical PWR
Number of rod assembly	1	32	8	234
Rod arrangement	6 x 6	8 x 8	16 x 16	15 x 15
Number of heated rod	32	1824	1872	39372
Number of nonheated rod	4	224	176	4053
Effective core heated length (m)	3.66	3.66	3.66	3.66
Diameter of heated rod (mm)	10.7	10.7	10.7	10.72
Diameter of nonheated rod (mm)	10.7	13.8	13.8	10.87
Rod pitch (mm)	14.3	14.3	14.3	14.3
Core radius (m)	0.087	0.686	1.84	1.84
Core width (m)	0.087	0.686	0.24	1.84
Core flow area (m ²)	0.00447	0.25	0.259	5.29
Axial peaking factor	1.40	1.40	1.40	~1.40

(*1) Small Scale Reflood Test Facility

(*2) Cylindrical Core Test Facility

(*3) Slab Core Test Facility

表3.3.1 円筒炉心試験計算における主要形状データ

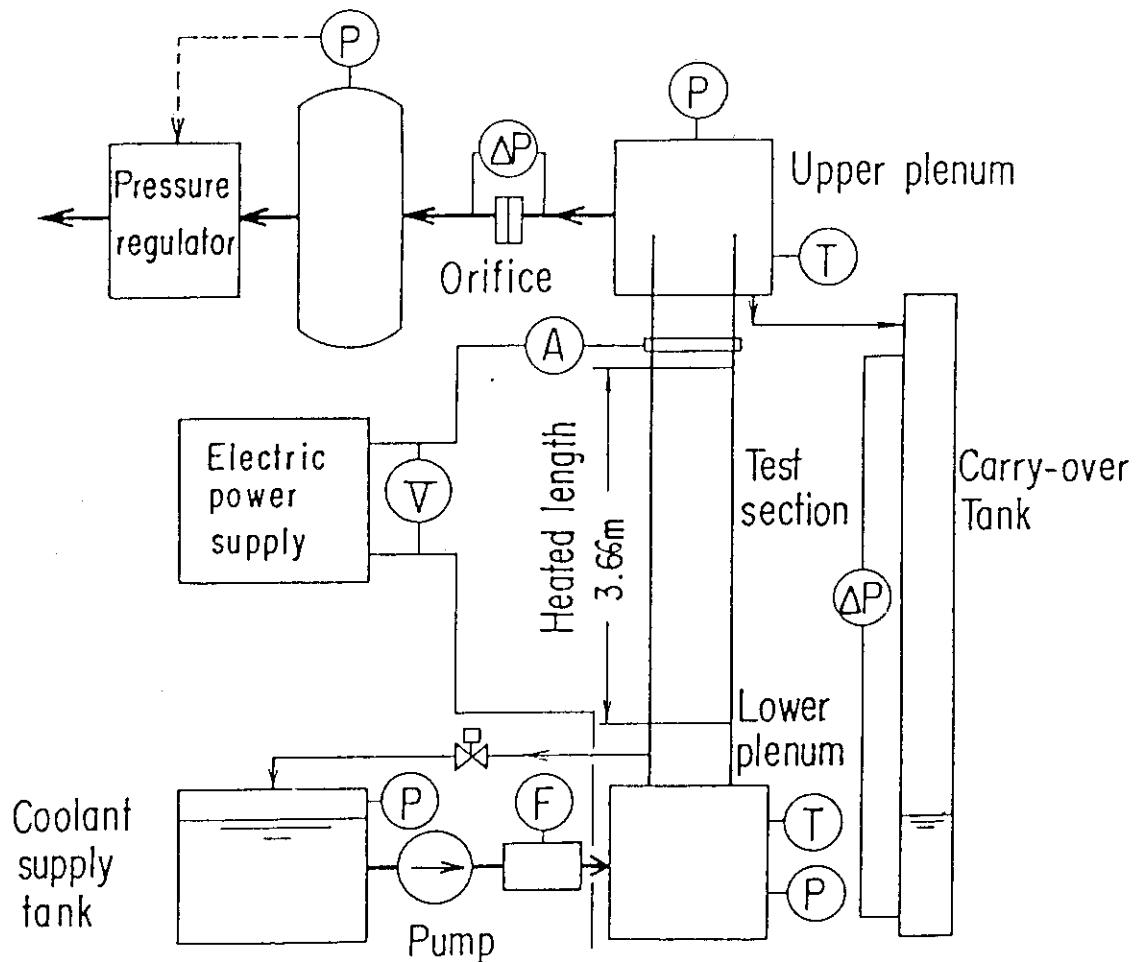
Cell number	Cell length (m)	Cell volume (m³)	Flow area (m²)	Hydraulic diameter (m)	Elevation (m)
1	0.200	0.00010	0.2538	0.01246	-0.200
2	0.120	0.02588	"	"	0
3	"	"	"	"	0.102
4	0.101	0.02563	"	"	0.204
5	0.100	0.02538	"	"	0.305
6	"	"	"	"	0.405
7	0.105	0.02663	"	"	0.505
8	"	"	"	"	0.610
9	0.100	0.02538	"	"	0.715
10	"	"	"	"	0.815
11	"	"	"	"	0.915
12	"	"	"	"	1.015
13	0.105	0.02665	"	"	1.115
14	"	"	"	"	1.220
15	0.100	0.02538	"	"	1.325
16	"	"	"	"	1.425
17	"	"	"	"	1.525
18	"	"	"	"	1.625
19	0.105	0.02665	"	"	1.725
20	"	"	"	"	1.830
21	0.100	0.02538	"	"	1.935
22	"	"	"	"	2.035
23	"	"	"	"	2.135
24	"	"	"	"	2.235
25	0.105	0.02665	"	"	2.335
26	"	"	"	"	2.440
27	0.100	0.02538	"	"	2.545
28	"	"	"	"	2.645
29	"	"	"	"	2.745
30	"	"	"	"	2.845
31	0.105	0.02665	"	"	2.945
32	"	"	"	"	3.050
33	0.125	0.03173	"	"	3.155
34	"	"	"	"	3.280
35	0.1275	0.03236	"	"	3.405
36	"	"	"	"	3.5325
37	0.297	0.1031	"	"	3.660
38	0.8924	0.6044	0.3411	0.0780	3.957
39	-	-	0.6773	0.2078	4.8494

表3.3.2 平板炉心試験計算における主要形状データ

Cell number	Cell length (m)	Cell volume (m³)	Flow area (m²)	Hydraulic diameter (m)	Elevation (m)
1	0.2000	0.00010	0.2116	0.2653	-0.2000
2	0.0850	0.02202	0.2590	0.01224	0
3	0.1025	0.02655	0.2590	0.01224	0.0850
4	0.1025	"	0.2590	"	0.1875
5	0.1025	"	"	"	0.2900
6	0.1025	"	"	"	0.3925
7	0.1025	"	"	"	0.4950
8	0.1025	"	"	"	0.5975
9	0.0950	0.02461	"	"	0.7000
10	0.0950	"	"	"	0.7950
11	0.0950	"	"	"	0.8950
12	0.0950	"	"	"	0.9850
13	0.0950	"	"	"	1.080
14	0.0950	"	"	"	1.175
15	0.0950	"	"	"	1.270
16	0.1080	0.02797	"	"	1.365
17	0.1080	"	"	"	1.473
18	0.1080	"	"	"	1.581
19	0.1080	"	"	"	1.689
20	0.1080	"	"	"	1.797
21	0.1250	0.03238	"	"	1.905
22	0.1080	0.02797	"	"	2.030
23	0.1080	"	"	"	2.138
24	0.1080	"	"	"	2.246
25	0.1080	"	"	"	2.354
26	0.1080	"	"	"	2.462
27	0.1250	0.03238	"	"	2.570
28	0.1080	0.02797	"	"	2.695
29	0.1080	"	"	"	2.803
30	0.1080	"	"	"	3.911
31	0.1080	"	"	"	3.019
32	0.1080	"	"	"	3.127
33	0.1250	0.03238	"	"	3.235
34	0.1000	0.02590	"	"	3.360
35	0.1000	"	"	"	3.460
36	0.1000	"	"	"	3.560
37	0.1700	0.1139	0.2590	0.01224	3.660
38	0.8725	0.3232	0.1774	0.05688	3.830
39	"	"	0.3704	0.23000	4.7025

表3.3.3 小型再冠水試験計算における主要形状データ

Cell number	Cell length (m)	Cell volume (m³)	Flow area (m²)	Hydraulic diameter (m)	Elevation (m)
1	0.200	0.0001000	0.004472	0.00650	-0.200
2	0.102	0.0004561	"	"	0
3	"	"	"	0.01146	0.102
4	0.101	0.0004517	"	"	0.204
5	0.100	0.0004472	"	"	0.305
6	"	"	"	"	0.405
7	0.105	0.0004696	"	"	0.505
8	"	"	"	"	0.610
9	0.100	0.0004472	"	"	0.715
10	"	"	"	"	0.815
11	"	"	"	"	0.915
12	"	"	"	"	1.015
13	0.105	0.0004696	"	"	1.115
14	"	"	"	"	1.220
15	0.100	0.0004472	"	"	1.325
16	"	"	"	"	1.425
17	"	"	"	"	1.525
18	"	"	"	"	1.625
19	0.105	0.0004696	"	"	1.725
20	"	"	"	"	1.830
21	0.100	0.0004472	"	"	1.935
22	"	"	"	"	2.035
23	"	"	"	"	2.135
24	"	"	"	"	2.235
25	0.105	0.0004696	"	"	2.335
26	"	"	"	"	2.440
27	0.100	0.0004472	"	"	2.545
28	"	"	"	"	2.645
29	"	"	"	"	2.745
30	"	"	"	"	2.845
31	0.105	0.0004696	"	"	2.945
32	"	"	"	"	3.050
33	0.125	0.0005590	"	"	3.155
34	"	"	"	"	3.280
35	0.1275	0.0005702	"	"	3.405
36	"	"	"	"	3.5325
37	0.089	0.0003980	"	"	3.660
38	"	"	"	"	3.749
39	"	"	"	"	3.838



F : Flow rate

T : Temperature

P : Pressure

 ΔP : Differential pressure

V : Voltage

A : Current

図3.1.1 小型再冠水試験装置 フローシート

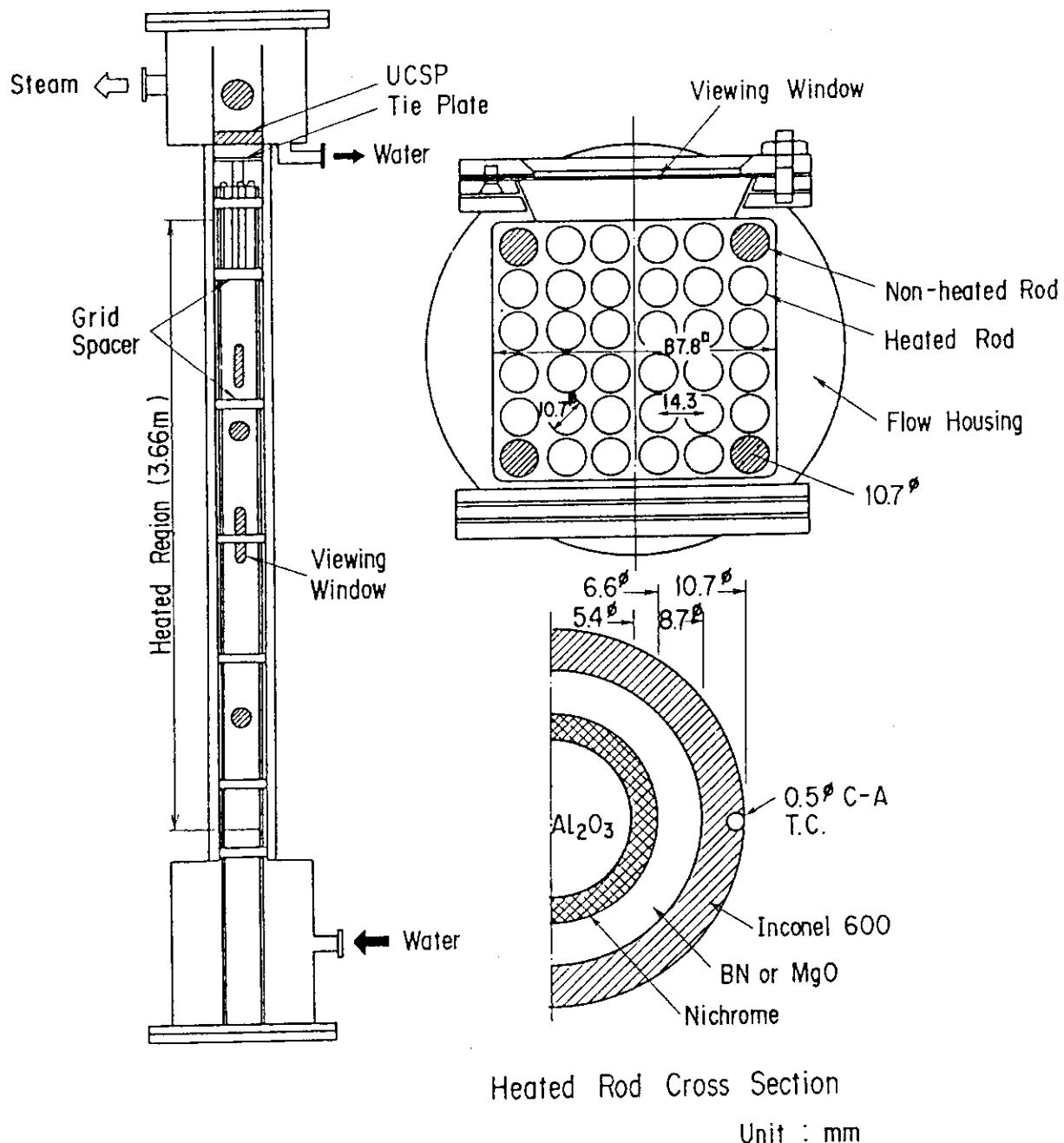


図3.1.2 小型再冠水試験装置 試験容器概略及び燃料体構造

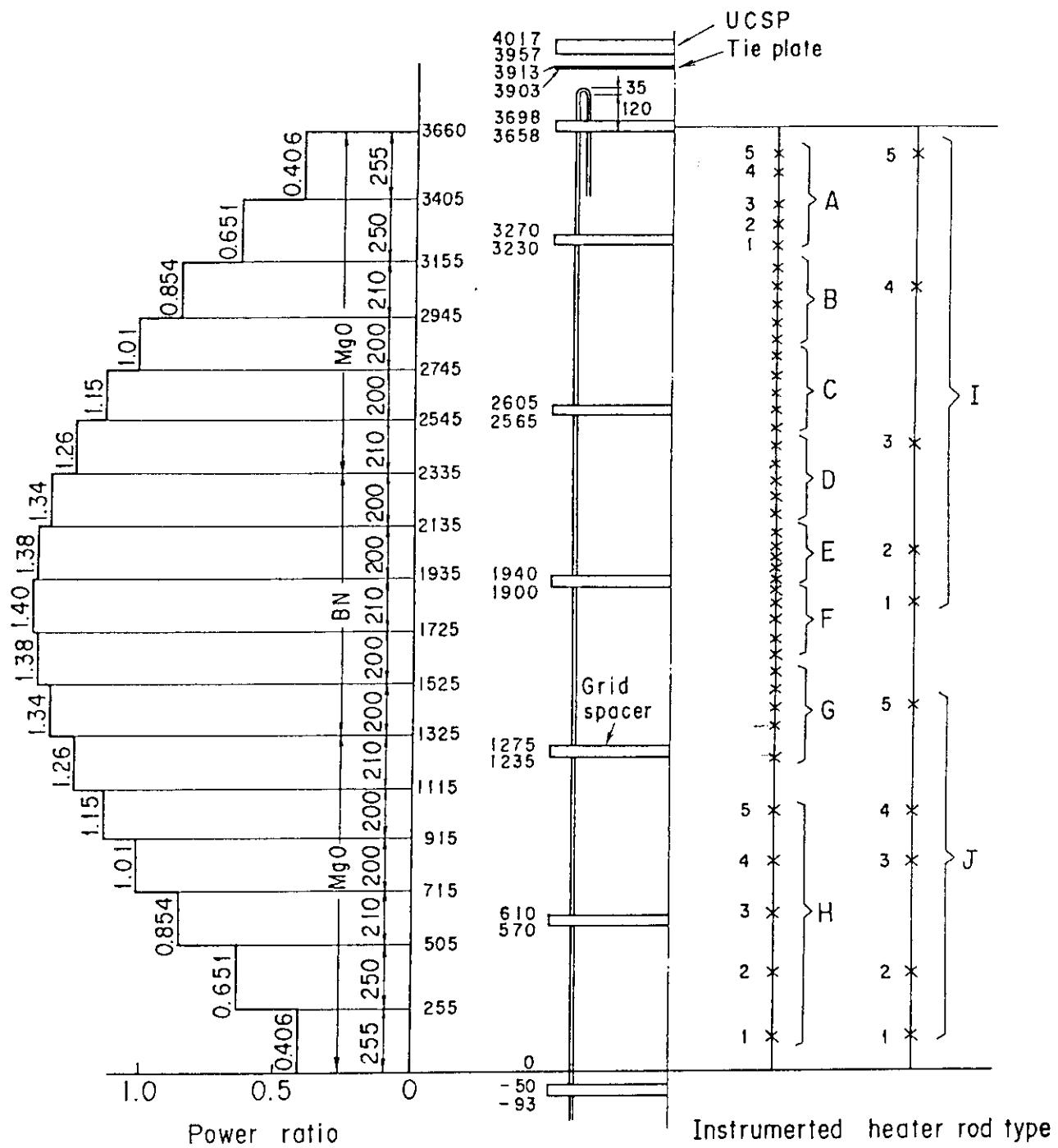
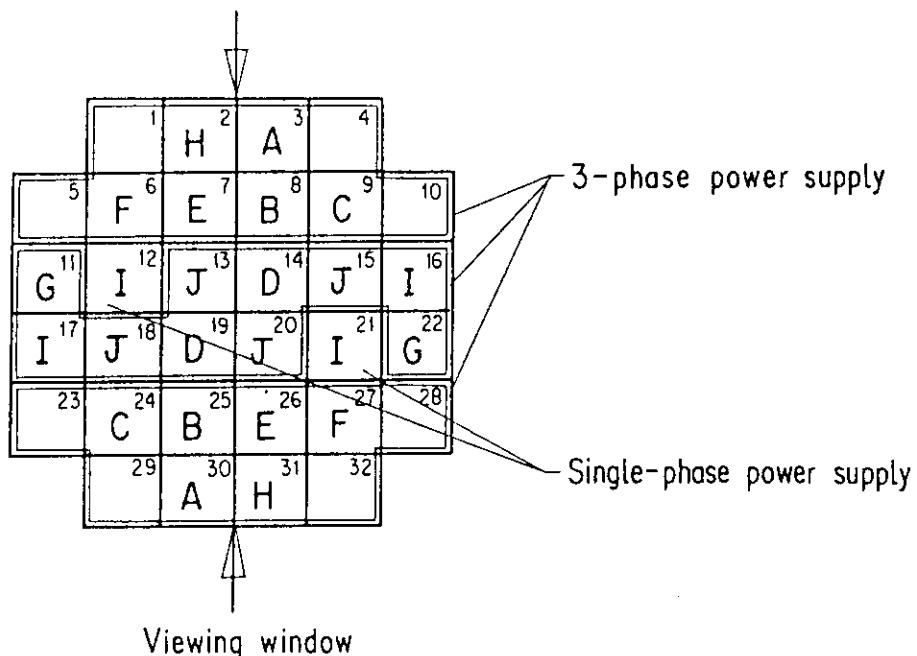


図3.1.3 小型再冠水試験装置 出力分布、スペーサ位置及び被覆管温度計測位置



Elevation Rod type	1	2	3	4	5
A	3210	3290	3370	3490	3560
B	2845	2910	2980	3050	3120
C	2510	2585	2645	2710	2780
D	2165	2235	2305	2370	2440
E	1920	1960	2000	2040	2100
F	1625	1690	1760	1830	1880
G	1220	1355	1425	1495	1560
H	130	380	610	815	1015
I	1830	2040	2440	3050	3560
J	130	380	815	1015	1420

(mm from bottom of heated core)

図3.1.4 小型再冠水試験装置 被覆管温度計測位置及び高さ

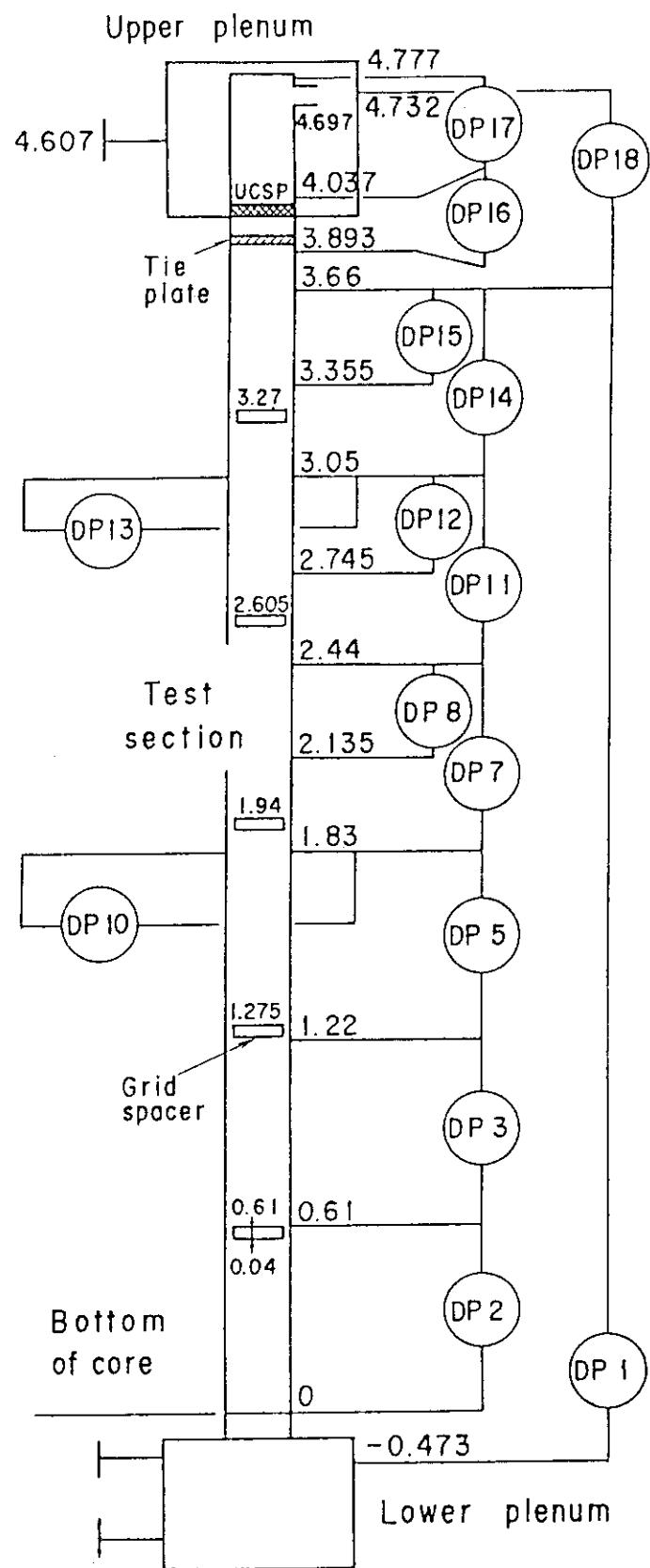


図3.1.5 小型再冠水試験装置 差圧測定位置

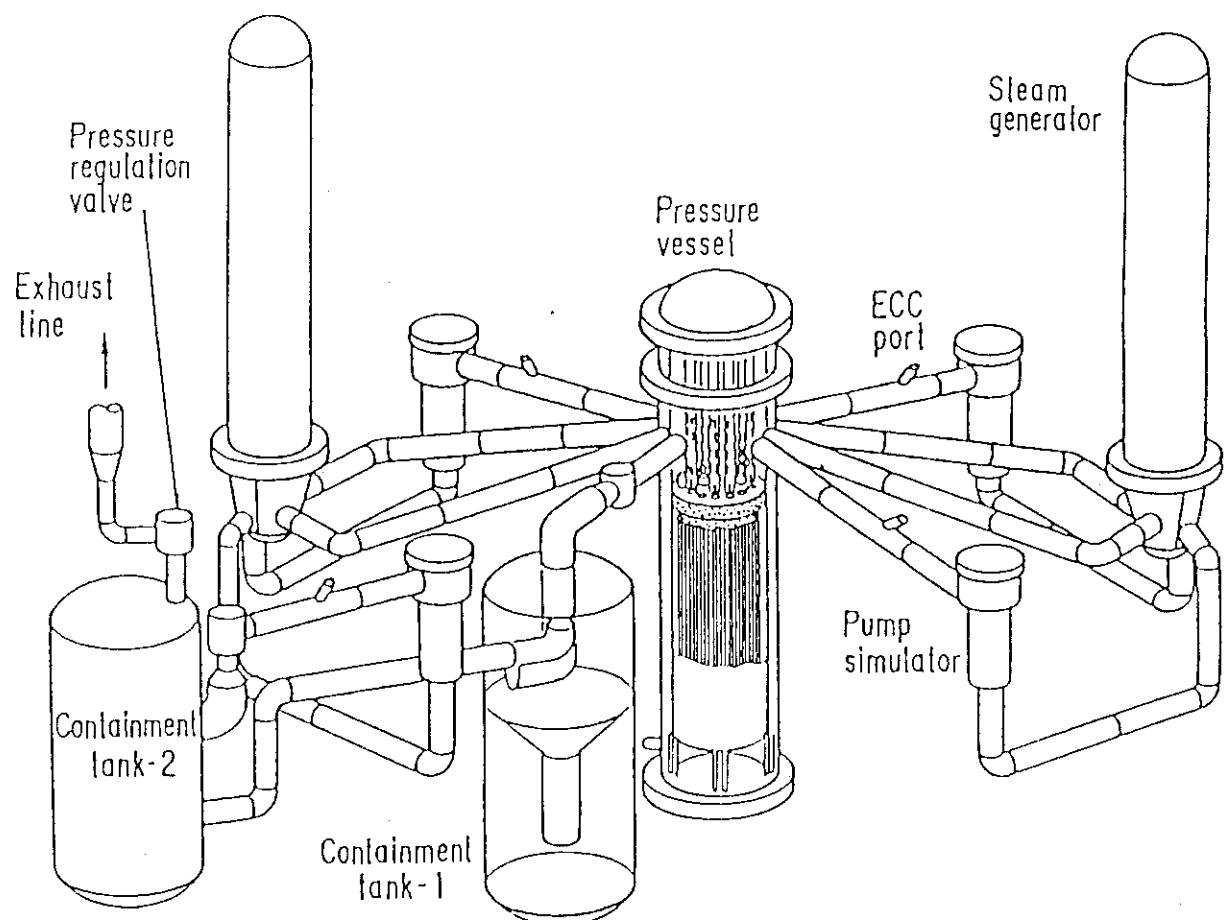


図3.1.6 大型再冠水円筒炉心試験装置 烏瞰図

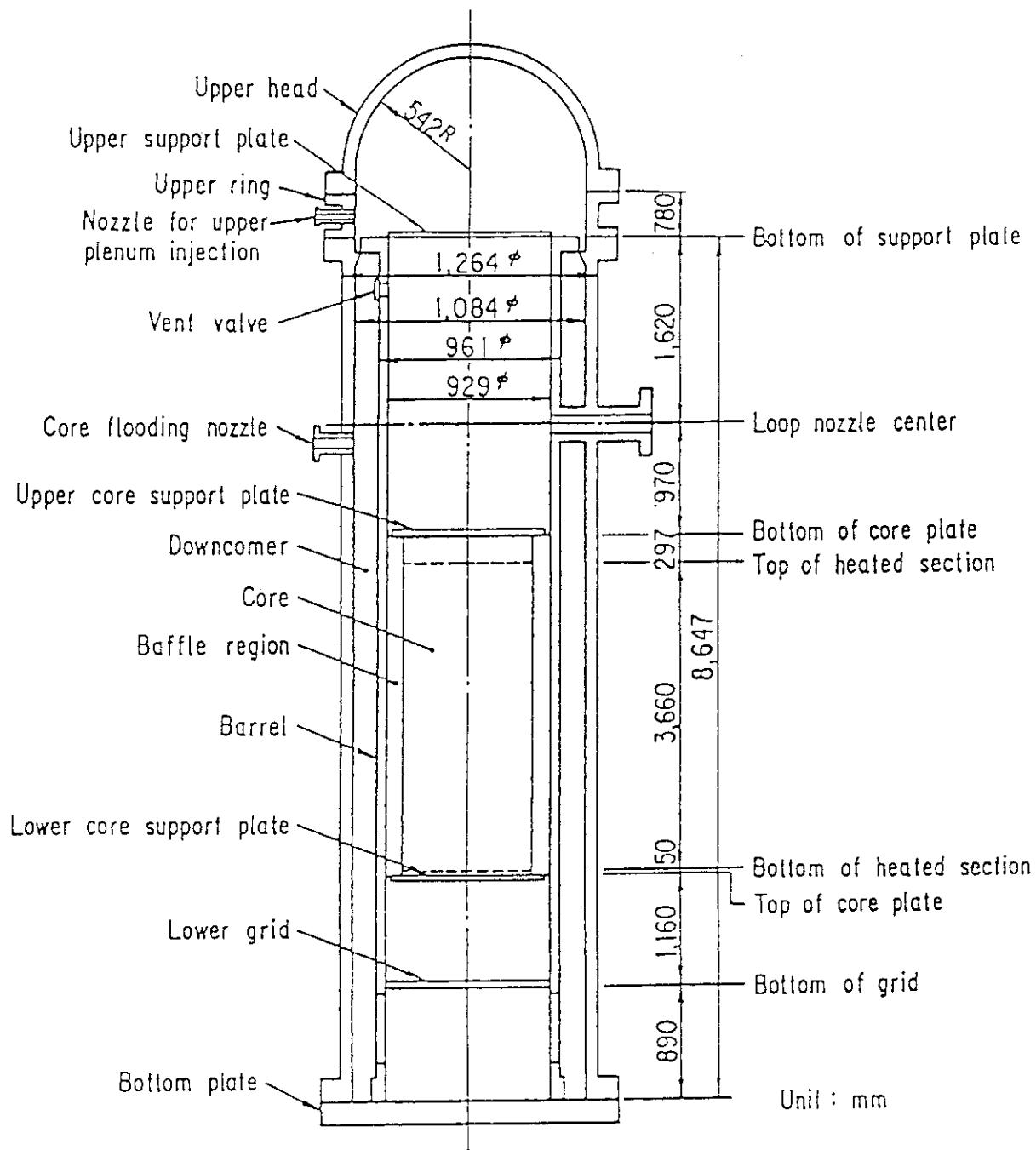


図3.1.7 大型再冠水円筒炉心試験装置 壓力容器垂直断面

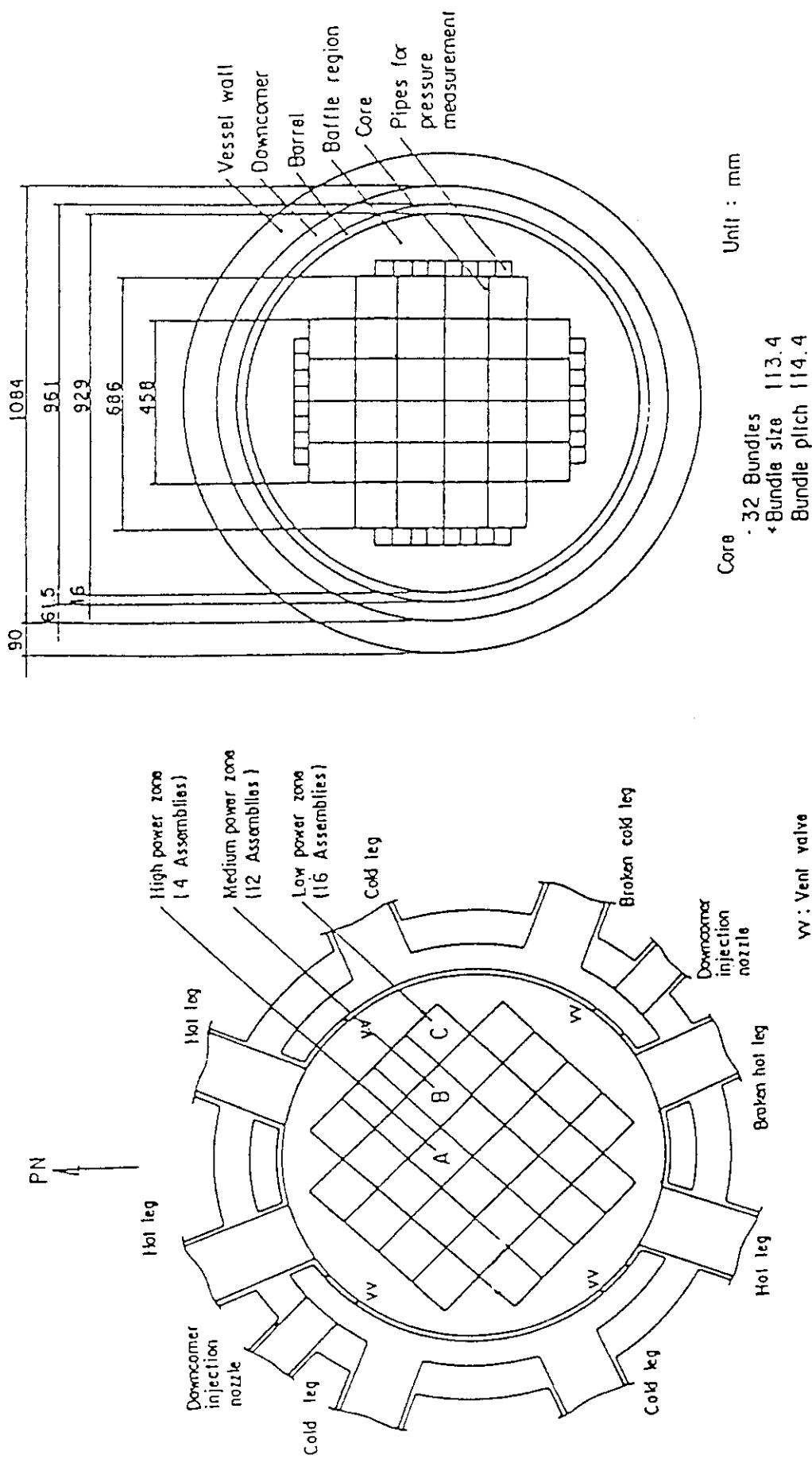


図3.1.8 大型再冷却円筒炉心試験装置 壓力容器水平断面

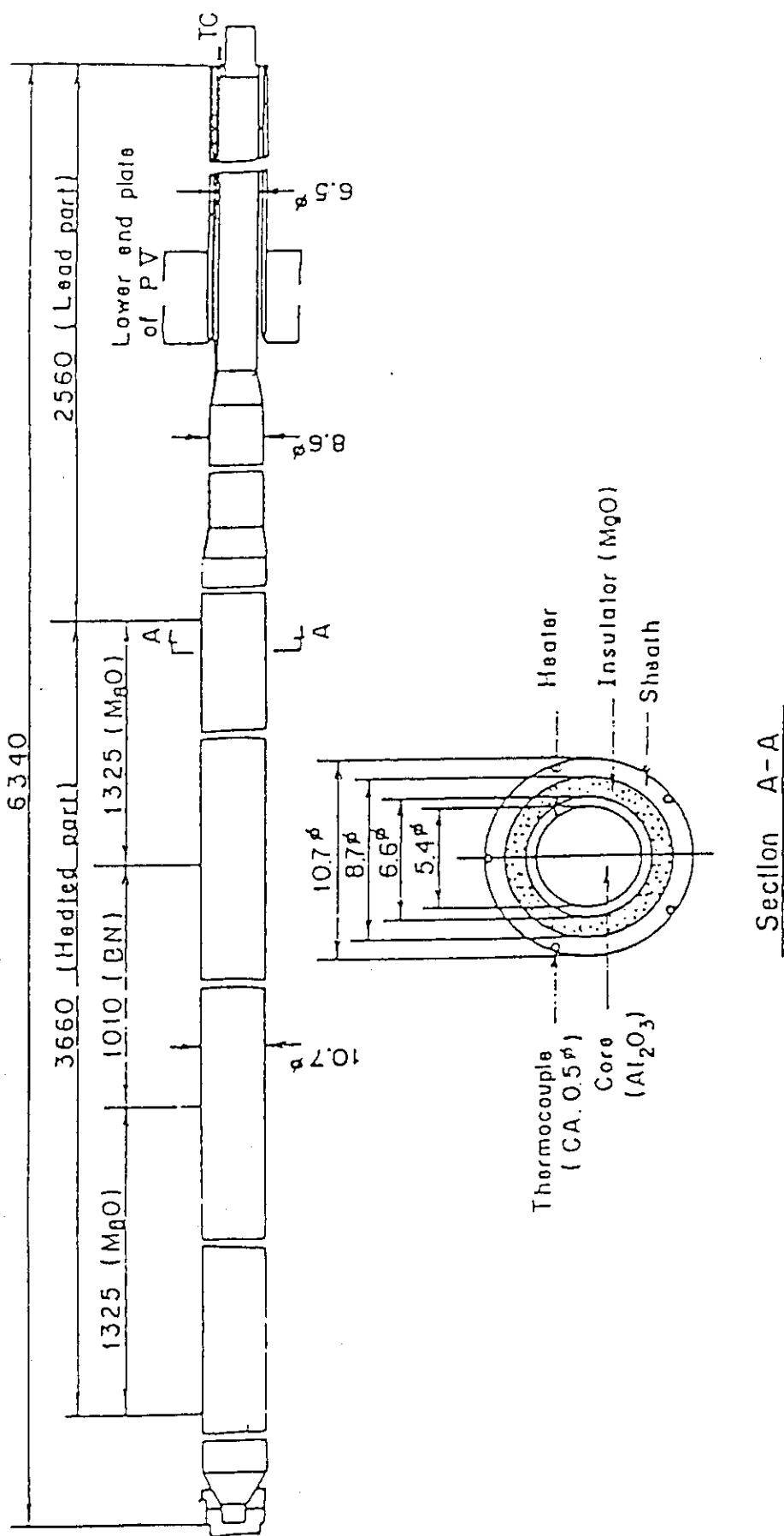


図3.1.9 大型再冠水円筒炉心試験装置 模擬燃料棒

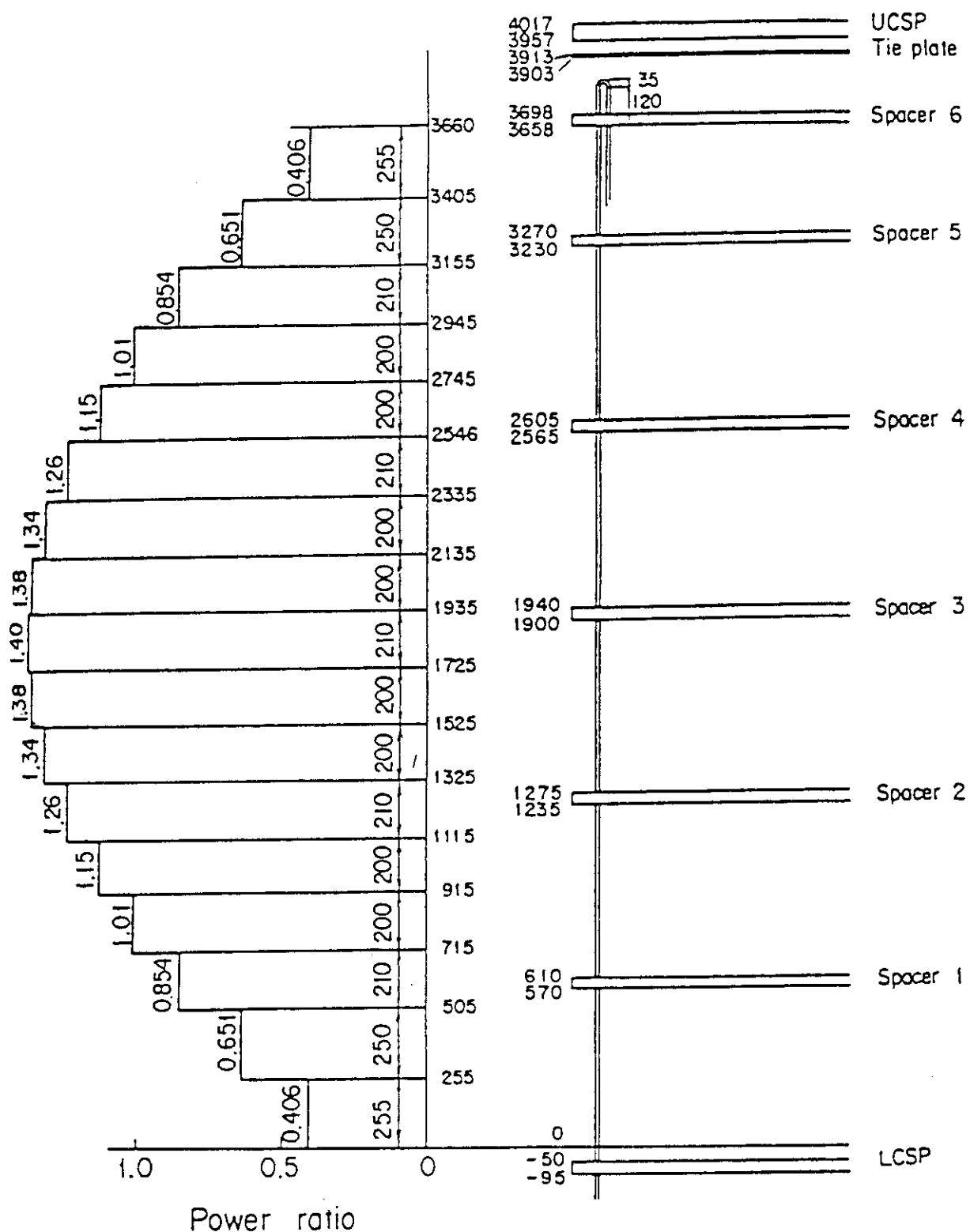
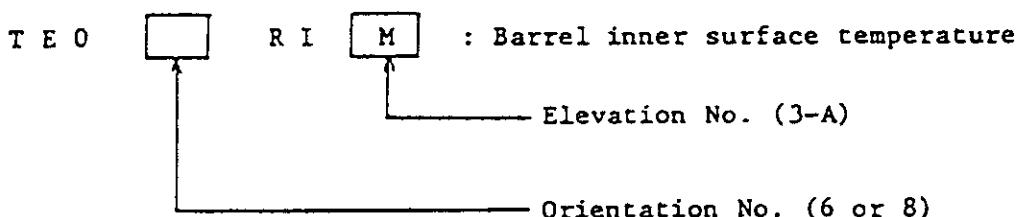
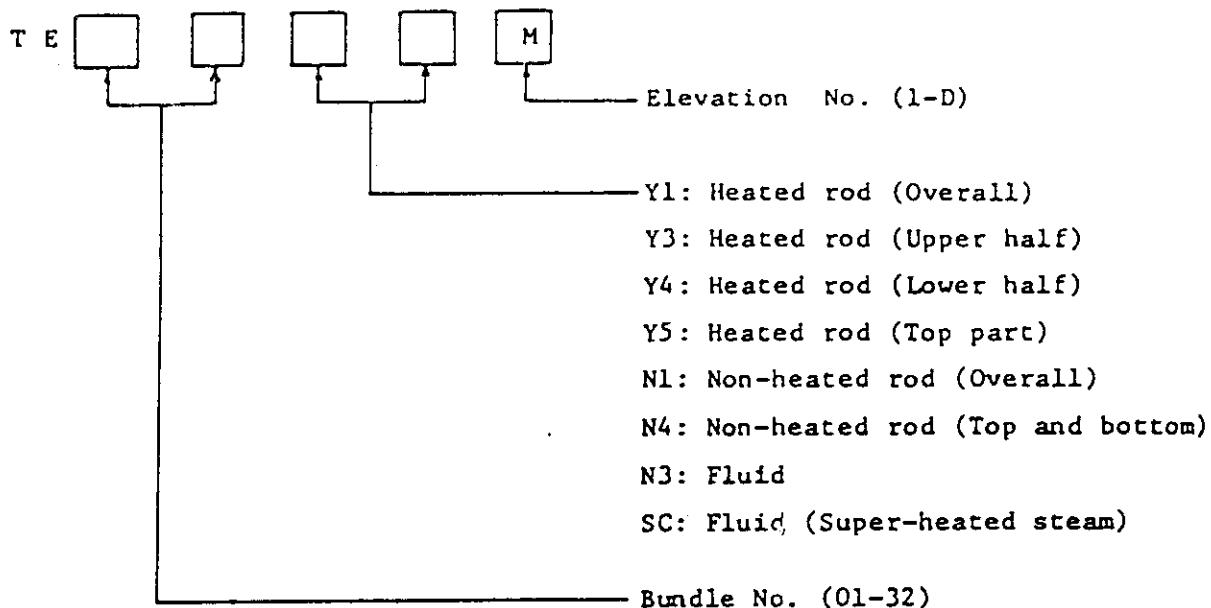


図3.1.10 大型再冠水円筒炉心試験装置 軸方向出力分布とグリッドスペーサ取付け位置



Notes) 1) Elevation (m: From bottom of heated length)

M	1	2	3	4	5	6	7
Elevation	0.0	0.128	0.380	0.815	1.015	1.425	1.830
M	8	9	0	A	B	C	D
Elevation	2.035	2.440	2.845	3.050	3.340	3.560	3.720

2) Orientation

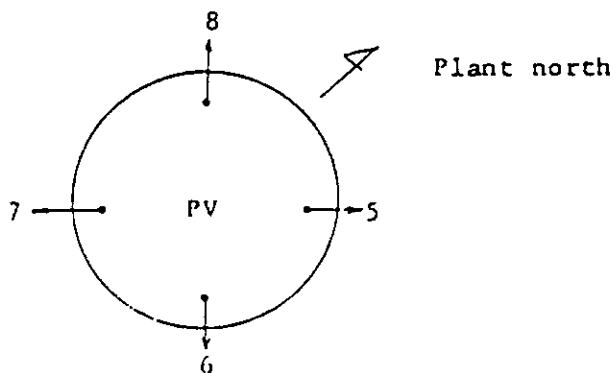
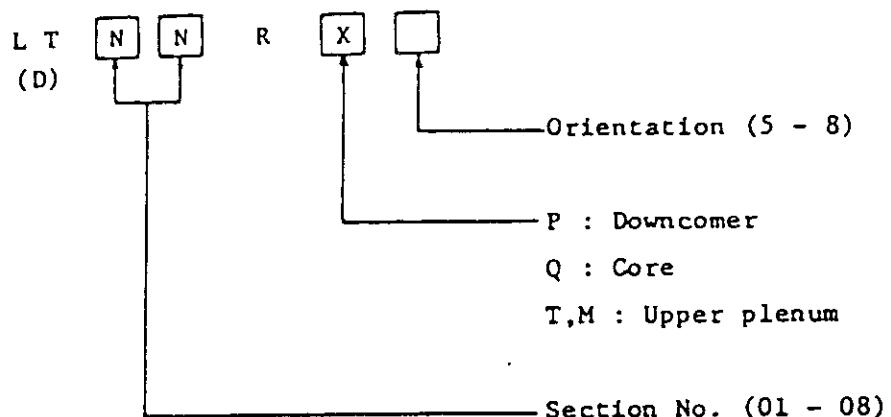


図3.1.11 大型再冠水円筒炉心試験装置 炉心部温度計測位置



Notes) 1) Orientation (Same as temperature)
2) Section (m : From top of bottom plate)

X NN	P	Q	T	M
01	0 - 0.983	0 - 2.10	-	-
02	0.983 - 2.683	2.10 - 2.71	-	-
03	2.683 - 4.483	2.71 - 3.32	-	-
04	4.483 - 6.383	3.32 - 3.93	-	-
05	6.383 - 8.183	3.93 - 4.54	-	-
06	-	4.54 - 5.15	-	-
07	-	5.15 - 5.76	5.76 - 8.65	-
08	-	-	-	6.117 - 8.65

図3.1.12 大型再冠水円筒炉心試験装置 炉心部差圧計測位置

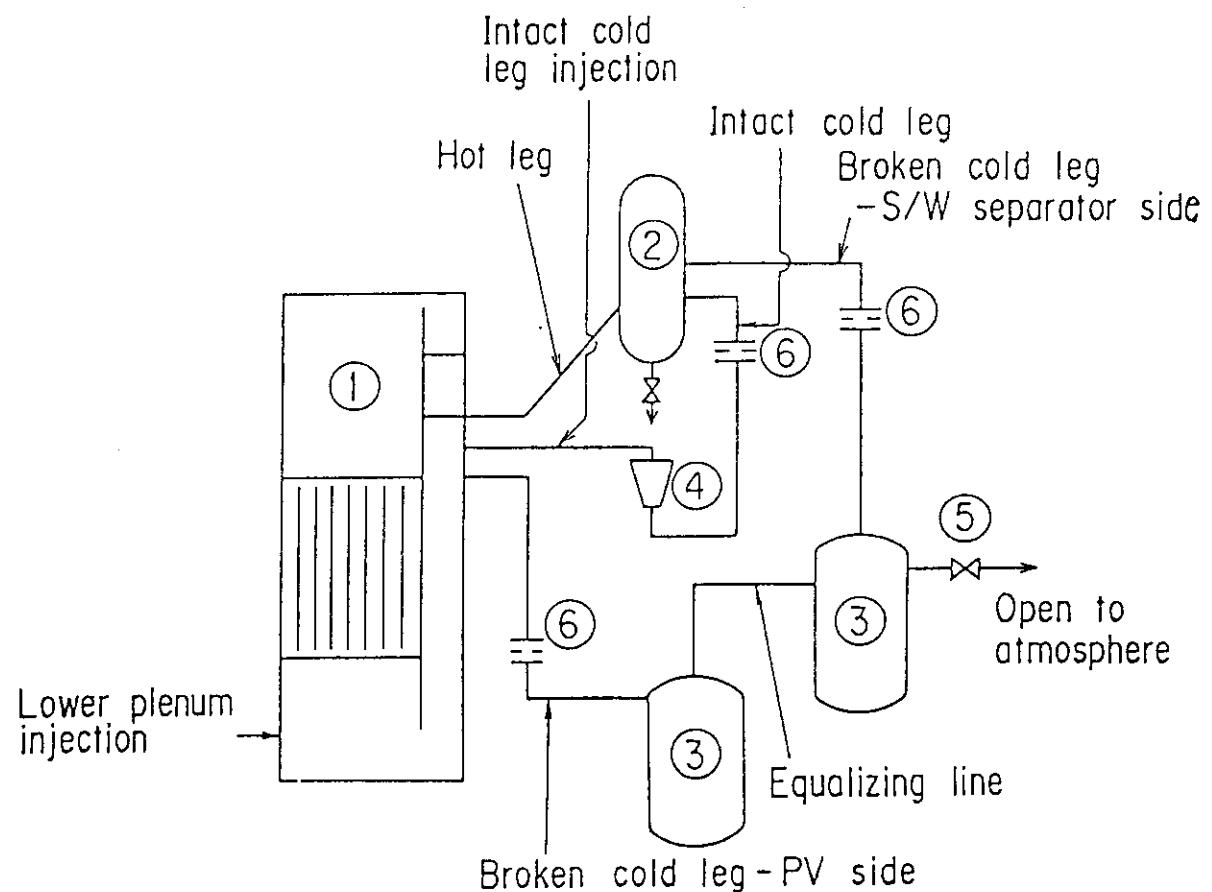


図3.1.13 大型再冠水平板炉心試験装置 フローシート

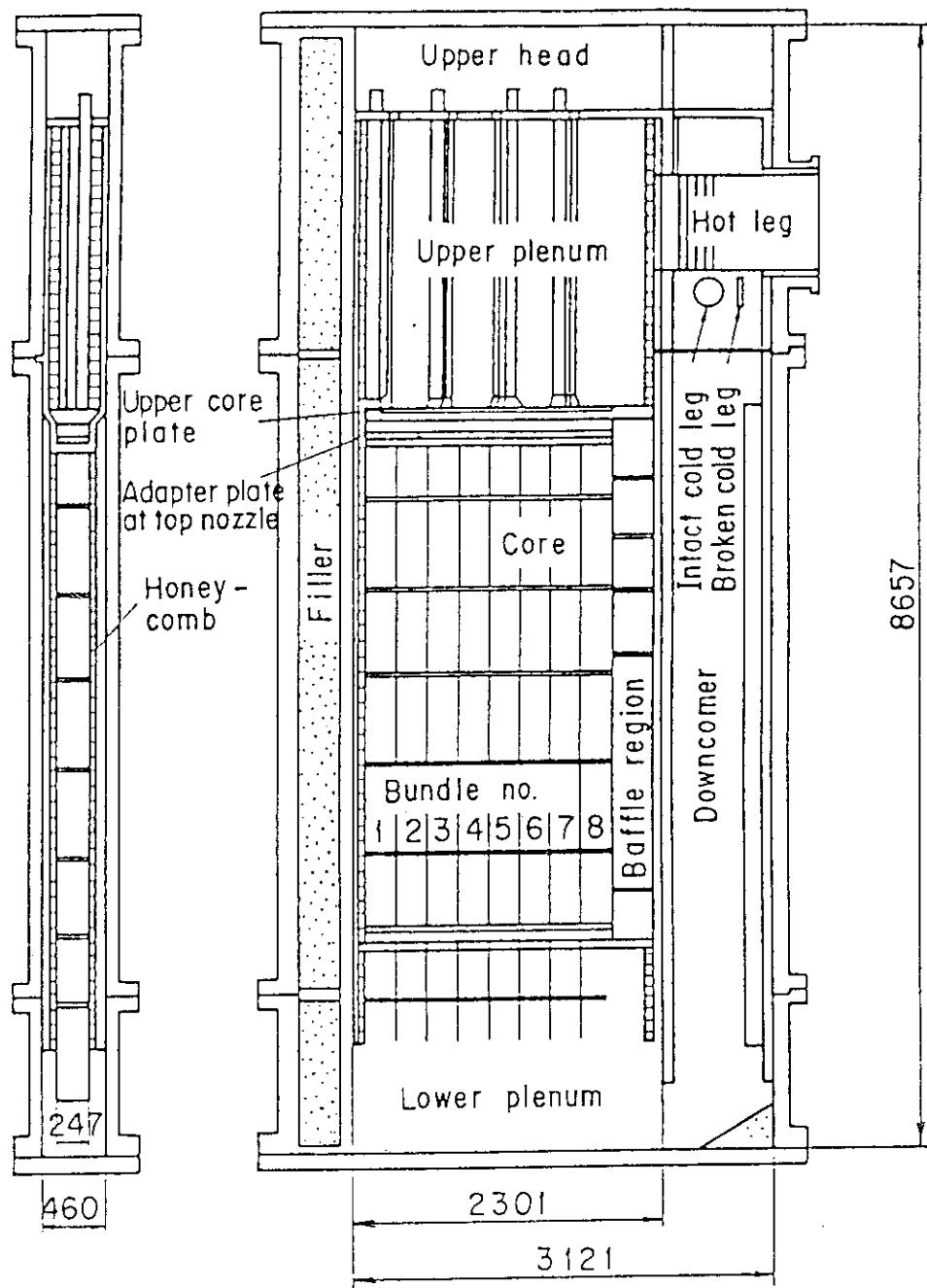


図3.1.14 大型再冠水平板炉心試験装置 圧力容器垂直断面

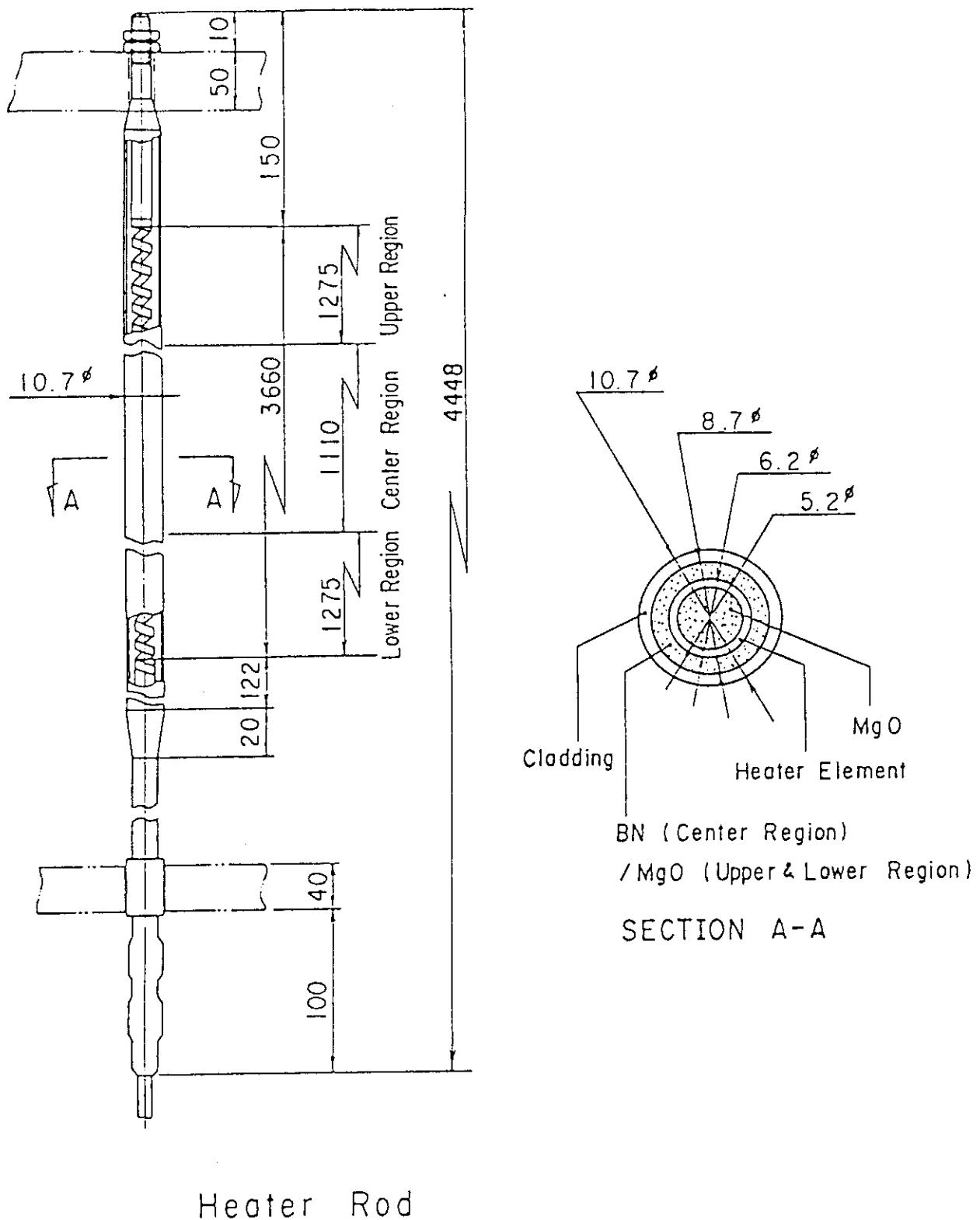


図3.1.15 大型再冠水平板炉心試験装置 模擬燃料棒

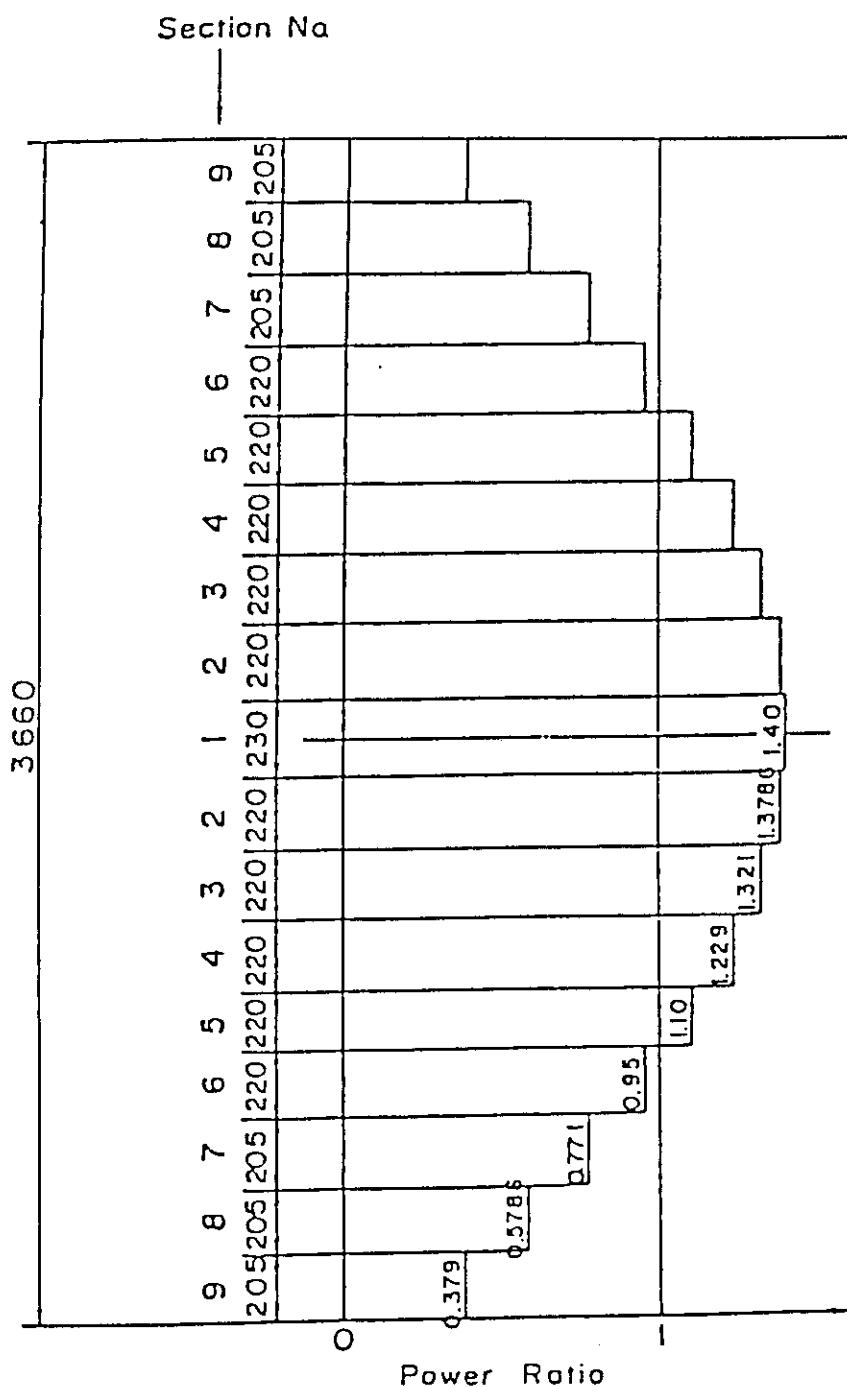


図3.1.16 大型再冠水平板炉心試験装置 軸方向出力分布

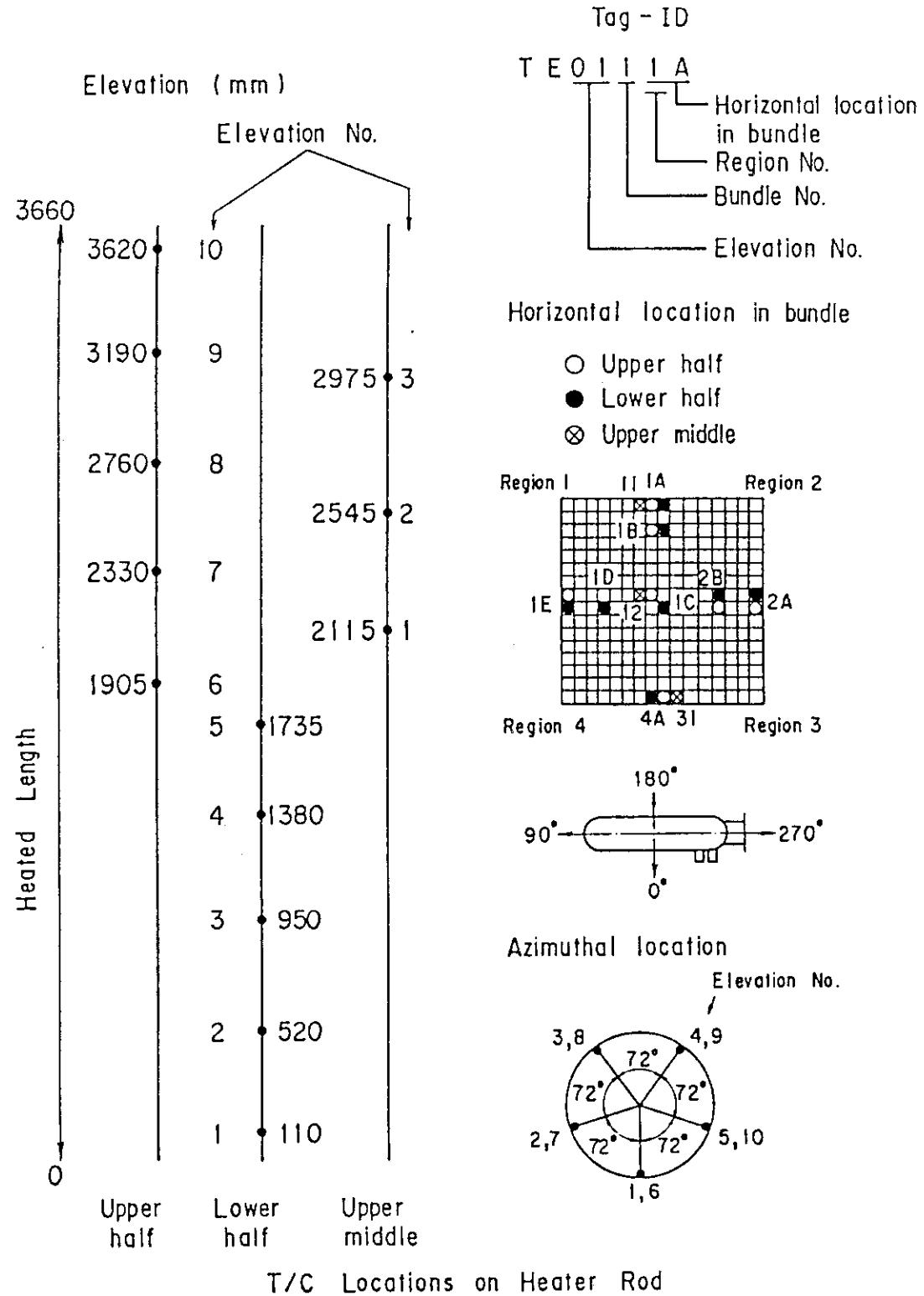


図3.1.17 大型再冠水平板炉心試験装置 被覆管表面温度計測位置

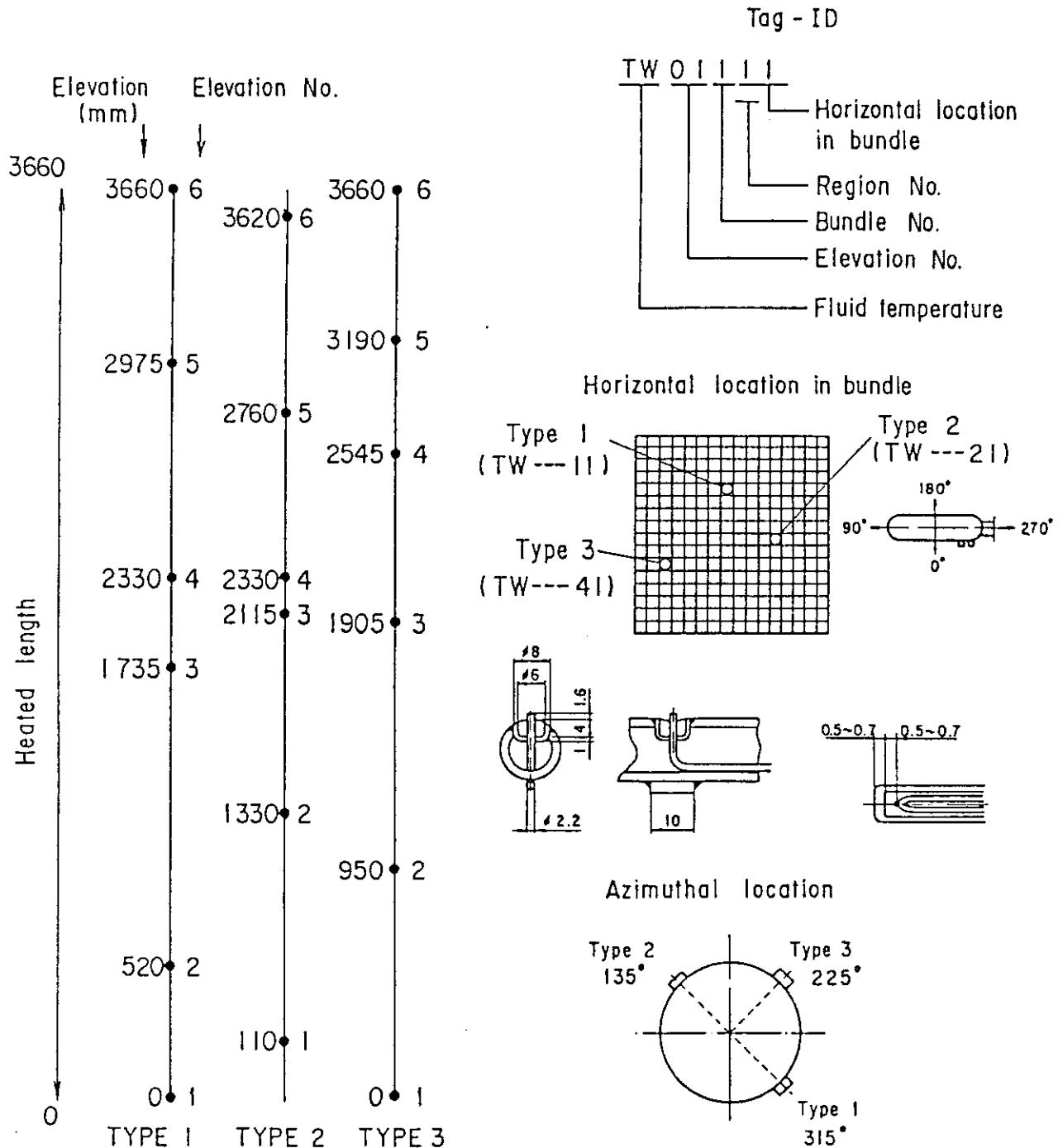


図3.1.18 大型再冠水平板炉心試験装置 炉心部流体温度計測位置

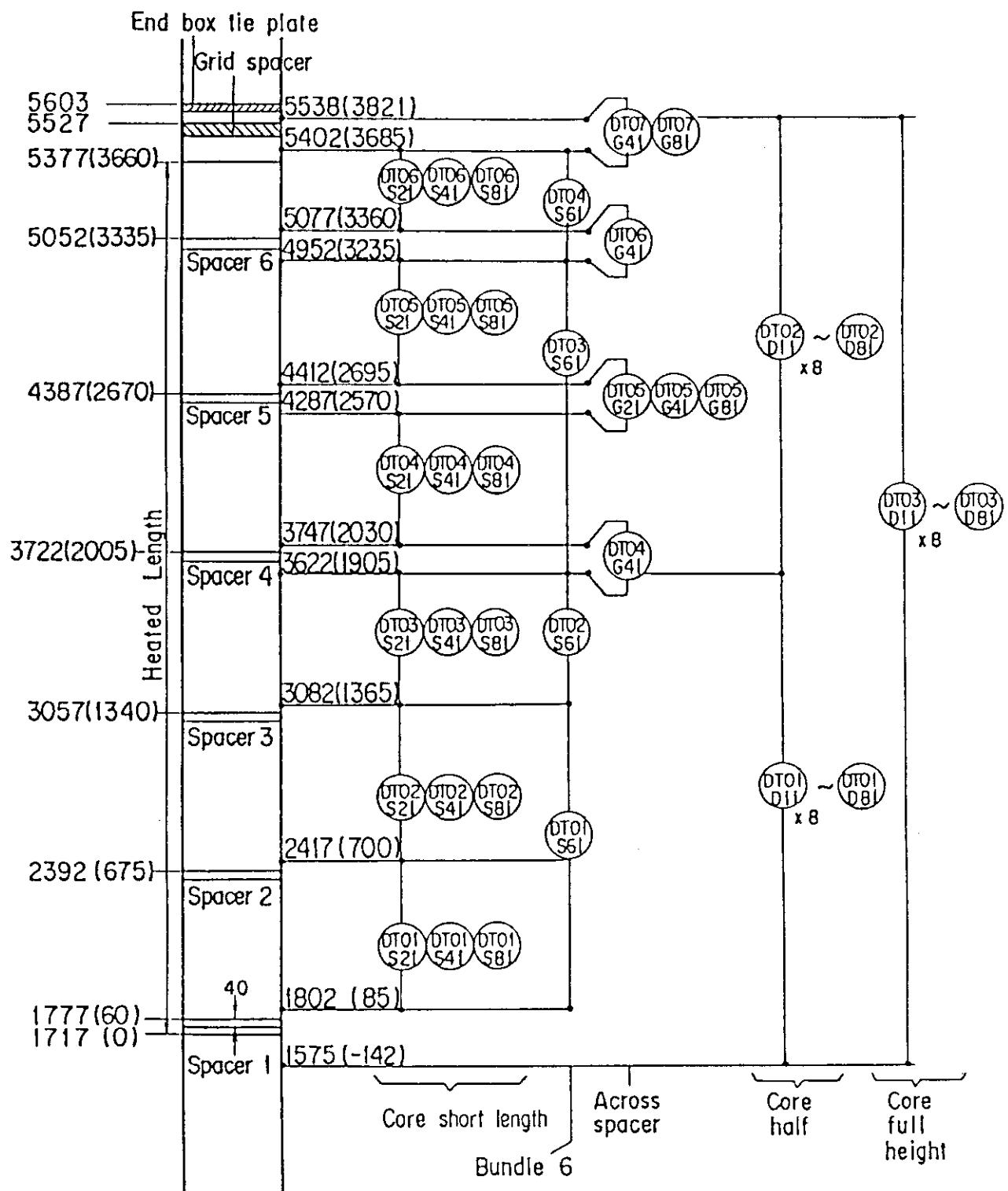


図3.1.19 大型再冠水平板炉心試験装置 炉心部垂直差圧計測位置

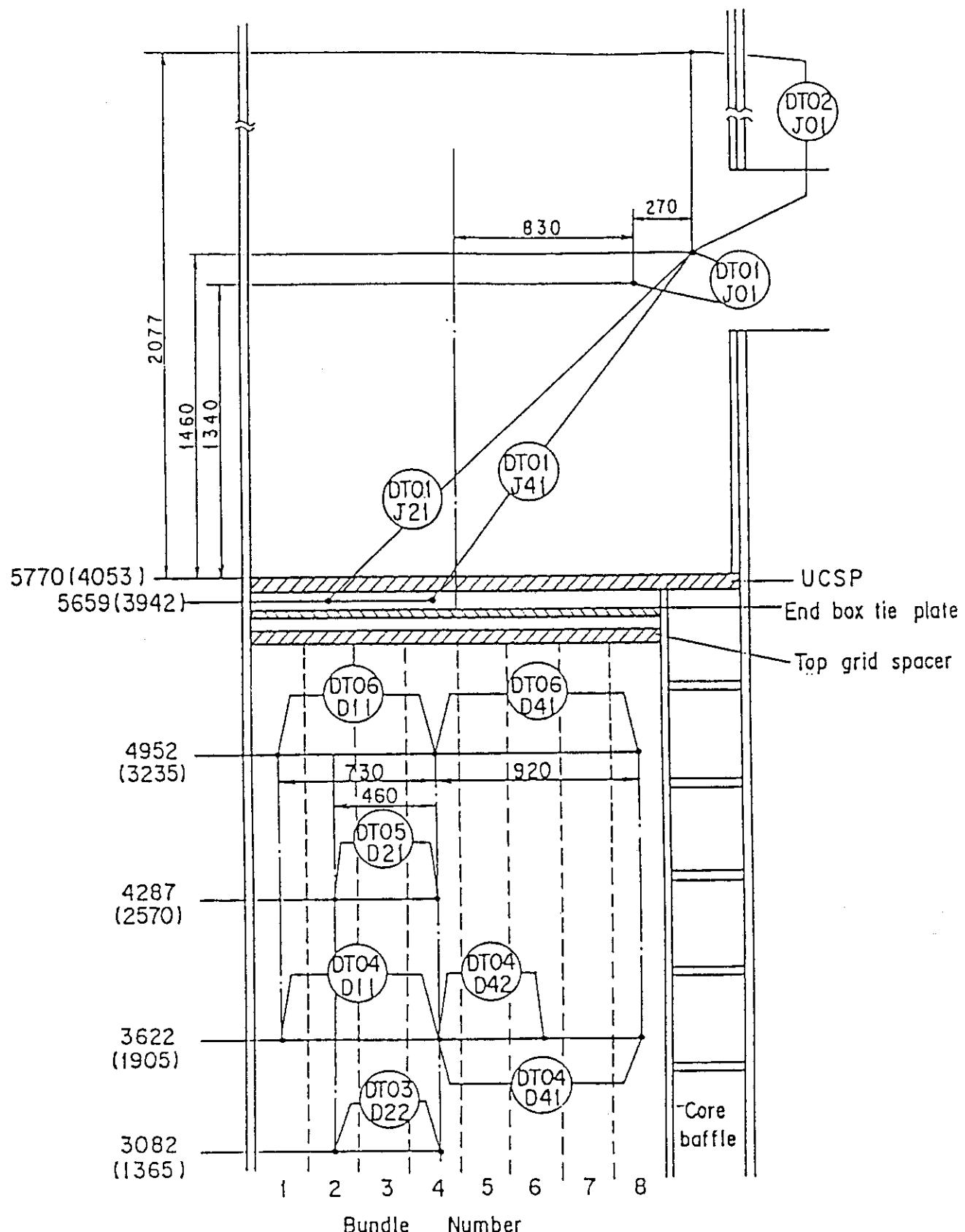


図3.1.20 大型再冠水平板炉心試験装置 炉心部水平差圧計測位置

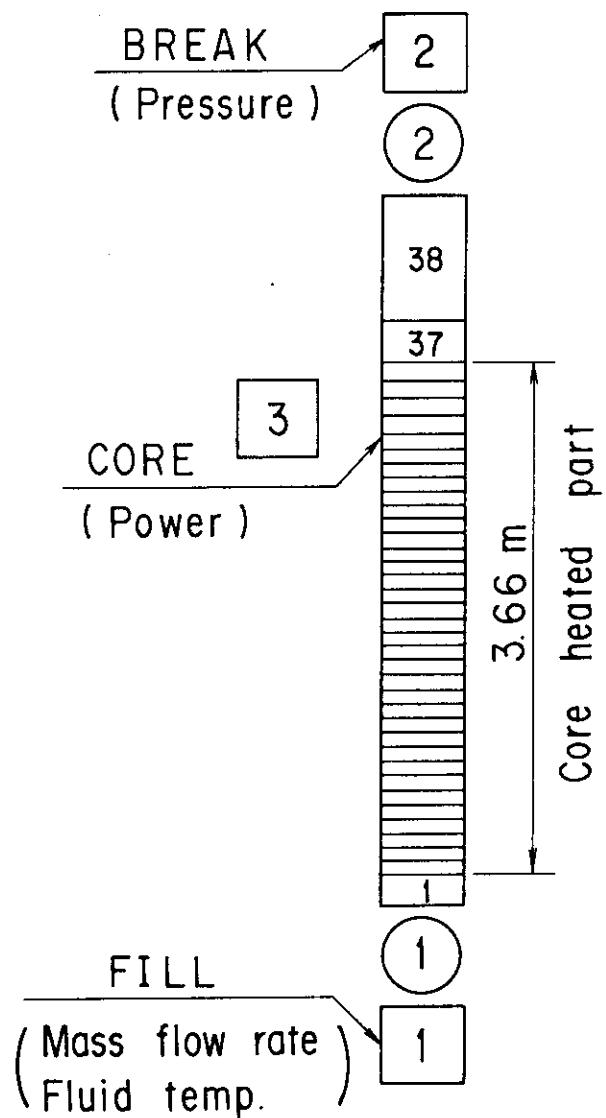


図3.3.1 計算で用いたノーディングの概要

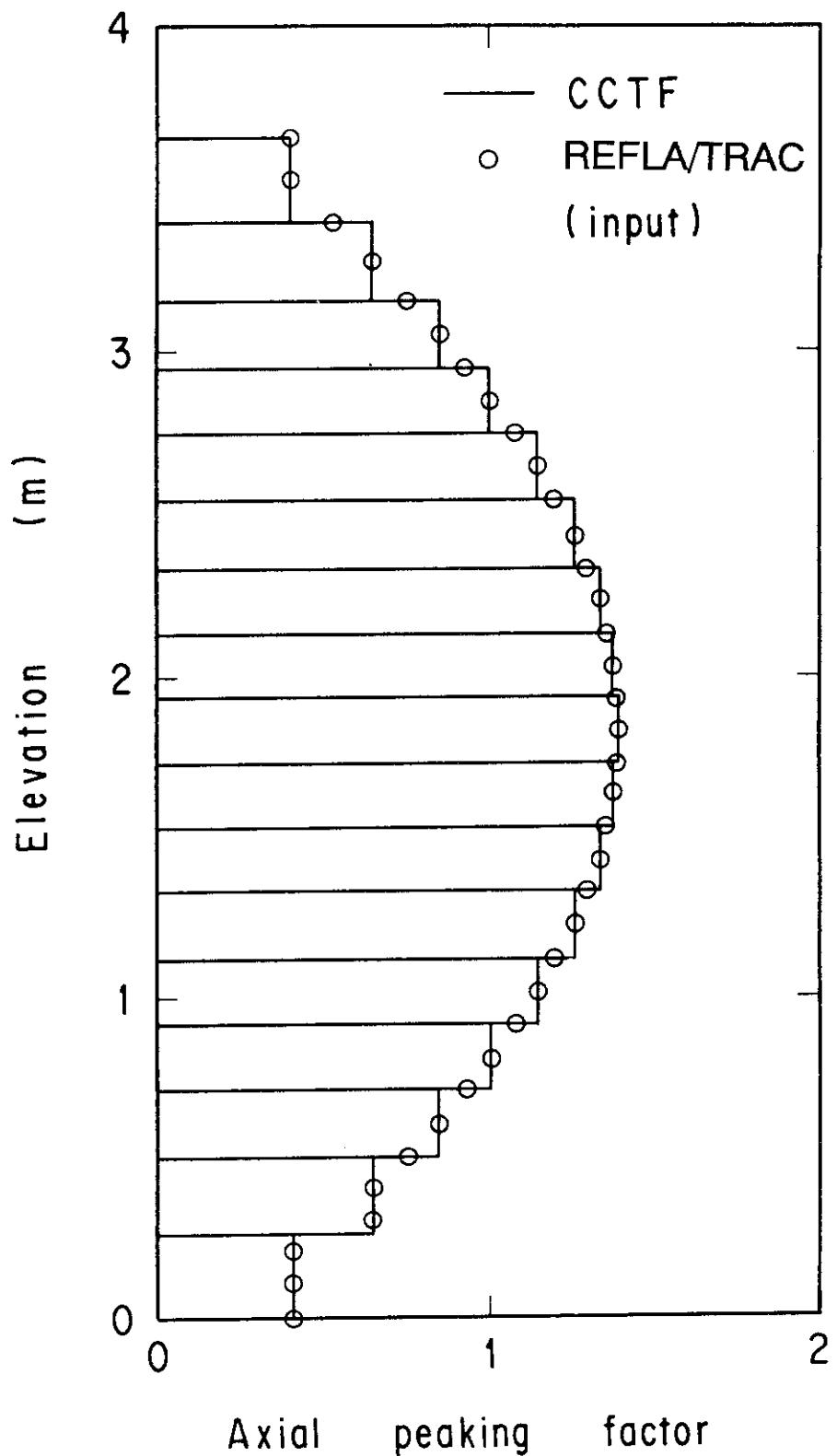


図3.3.2 円筒炉心試験及び小型再冠水試験の軸方向出力分布入力値

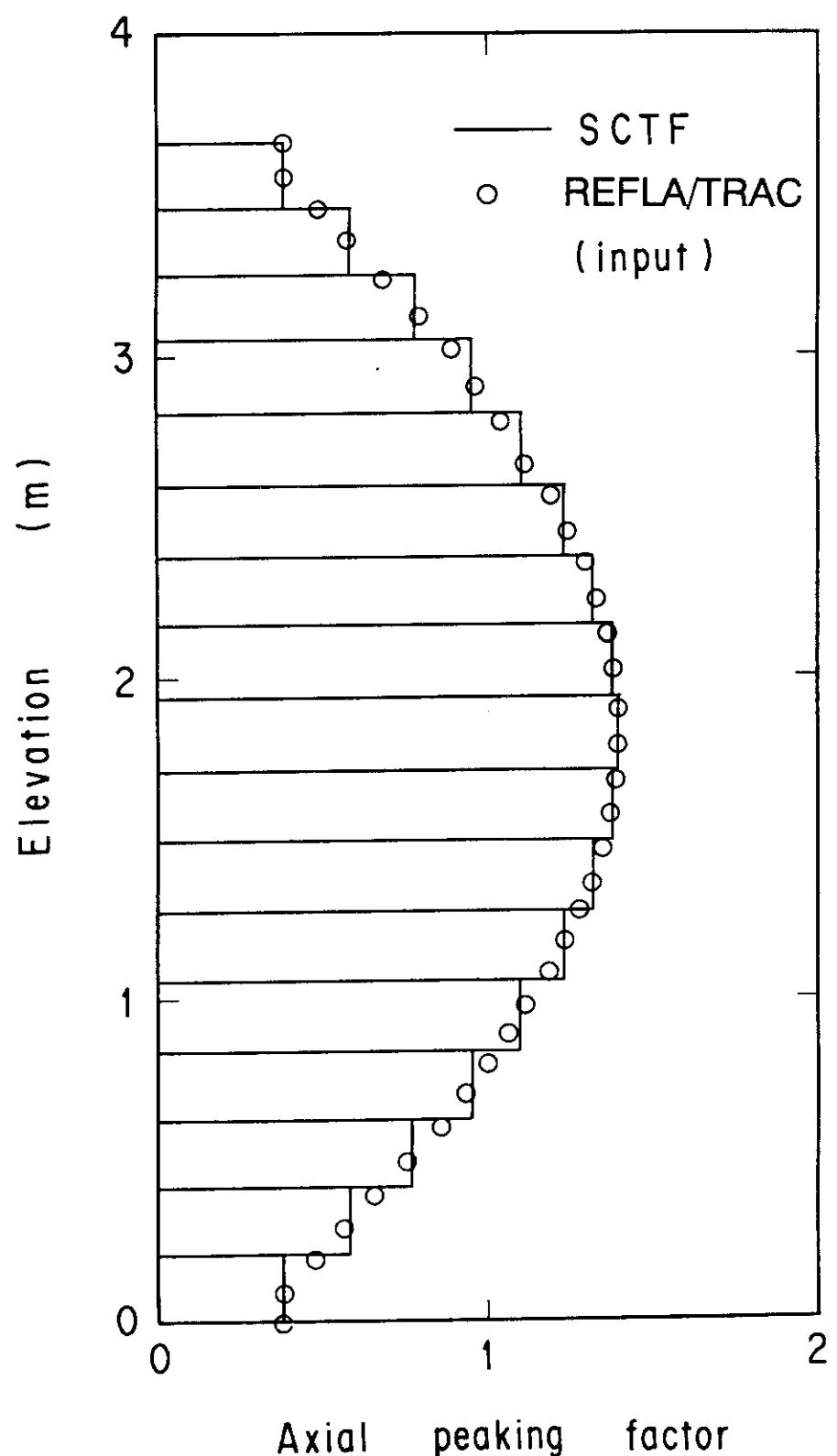


図3.3.3 平板炉心試験の軸方向出力分布入力値

4. 計算結果と検討

本章では、計算結果と実験結果と比較検討した結果について述べる。検討においては、各パラメータが再冠水時の炉心内熱水力学的挙動に与える影響を定性的に正しく予測できるかを中心評価した。

パラメータとしては、

- (a) 炉心入口サブクール度
- (b) 炉心冠水速度
- (c) 炉心形状
- (d) 炉心内半径方向出力分布
- (e) 炉心出力
- (f) 系圧力
- (g) 被覆管初期温度

の影響について検討した。

4. 1 炉心入口サブクール効果に対する性能評価

炉心入口サブクール度をパラメータとした小型再冠水試験の試験7501（入口サブクール度約20K）及び試験7523（入口サブクール度約50K）の解析を行い、炉心入口サブクール効果に対する予測性能を評価した。

図4. 1. 1に炉心蓄水量を、図4. 1. 2に高さ位置1. 22mから1. 83mの区間ににおける平均ボイド率を示す。実験では、再冠水開始後20秒程度までの期間に約5kgの蓄水があり、その後、蓄水量は徐々に増加している。20秒以降の蓄水量の増加率は、炉心入口サブクール度が大きい程大きい。同様の傾向は、高さ位置1. 22mから1. 83mの区間ににおける平均ボイド率にもみられる。REFLA/TRACコードによる計算結果でも同様な傾向が再現され、定量的にみても、実験結果との良好な一致が得られている。

図4. 1. 3に高さ位置1. 83mにおける被覆管温度を示す。実験結果でみると、再冠水開始直後における入口サブクール度の影響は小さい。後半では、入口サブクール度の小さい試験のほうが温度が高く、クエンチ時間も遅い。この傾向は、REFLA/TRACコードによる計算でも再現されている。

図4. 1. 4から図4. 1. 6にターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。両試験において、20秒程度までに炉心全体でターンアラウンドしている。この傾向はREFLA/TRACコードの計算でも再現できている。実験結果を詳細にみると、炉心入口サブクール度が大きくなると、炉心下部ではターンアラウンド時間がやや短く、炉心上部ではターンアラウンド時間がやや長くなっている。計算結果では、炉心入口サブクール度が大きくなると、炉心全域においてターンアラウンド時間がやや長くなる傾向があり、炉心上部における挙動が実験結果と少し異なっている。しかしながら、その差は10秒前後であり、図4. 1. 5にみられるように、ターンアラウンド温度には顕著に違いはみられていない。したがって、実用的には大きな問題はないと考えられる。

実験結果をみると、ターンアラウンド温度に対する入口サブクール度の影響は小さい（図4.

1. 5 参照)。計算結果でも、実験の傾向を再現している。ターンアラウンド温度について、計算結果は実験結果を定量的によく再現している。

クエンチ時間を比較した図4. 1. 6 をみると、入口サブクール度の大きい試験のほうが早期にクエンチを生じていることがわかる。REFLA/TRACコードによる計算でも実験と同様の傾向が再現されている。なお、実験結果では、高さ位置2. 0 m付近で隣接する高さ位置に比べて早期にクエンチを生じているデータがある。これらのデータはグリッドスペーサ(取付け位置1. 94 m)の直上に位置するデータである。杉本らは、グリッドスペーサの直上に水がトラップされるために、グリッドスペーサの直上から15 cm程度の区間内では冷却が促進されると報告している。⁽¹⁸⁾ REFLA/TRACコードではこのようなスペーサの効果が考慮されていないために高さ位置2. 0 m付近での現象を再現できていない。図4. 1. 6 にみられるようにグリッドスペーサの影響はグリッドスペーサの直上15 cm程度の区間に局在している。従って、グリッドスペーサの取付け間隔が十分大きい場合には、その影響は少なく、その効果を無視しても、実用上大きな問題はないと考えられる。

炉心入口サブクール度が炉心内の蓄水挙動や冷却挙動に与える影響をREFLA/TRACコードにより良好に再現できることが確かめられた。

4. 2 炉心冠水速度効果に対する性能評価

小型再冠水試験装置を用いて実施された冠水速度パラメータ効果試験を対象に解析を実施した。小型再冠水試験装置による冠水速度パラメータ効果試験では冠水速度2 cm/s、4 cm/s、8 cm/s、15 cm/s、20 cm/s、25 cm/s、及び30 cm/sとした試験が実施されている。計算は、2 cm/sで行われた試験7510、8 cm/sで行われた試験7501および30 cm/sで行われた試験7520の3ケースについて行った。

8 cm/sで行われた試験7501では、2 cm/sで行われた試験7510と30 cm/sで行われた試験7520の中間に位置する結果が得られていた。また、試験7501に対する計算結果は、4. 1節において既に述べたことから、本節では2 cm/sで行われた試験7510と30 cm/sで行われた試験7520の結果についてのみ示す。

図4. 2. 1 に炉心蓄水量を、図4. 2. 2 に高さ位置1. 22 mから1. 83 mの区間平均ボイド率を示す。冠水速度が高くなると、炉心内の蓄水量が増加する傾向が実験ではみられている。計算でも同様の傾向が再現されている。

図4. 2. 3 に高さ位置1. 83 mにおける被覆管温度を示す。実験では、冠水速度が高くなると、早期にターンアラウンドを生じ、低めのターンアラウンド温度となっている。また、早期にクエンチを生じている。これらの傾向はREFLA/TRACコードによる計算でも再現されている。

高さ位置1. 83 mでみられた上述の傾向は、他の高さ位置でもみられた。図4. 2. 4 にターンアラウンド時間、図4. 2. 5 にターンアラウンド温度、図4. 2. 6 にクエンチ時間に対する比較結果を示す。REFLA/TRACコードにより、冠水速度の増加による

- 1) 早期のターンアラウンド発生、
- 2) 炉心上部でのターンアラウンド温度の低下、
- 3) 早期のクエンチ発生

等の傾向がよく再現できていることがわかる。定量的にも計算結果と実験結果の一致は良好で

ある。

炉心冠水速度が炉心内の蓄水挙動や冷却挙動に与える影響をREFLA/TRACコードにより良好に再現できることが確かめられた。

4. 3 炉心形状効果に対する性能評価

REFLA/TRACコードに組込まれた再冠水モデルは、小型再冠水試験での知見をベースに開発された。このモデルの実炉解析への適用性を評価する上では、大型再冠水円筒炉心試験装置や大型再冠水平板炉心試験装置のような大型装置へのモデルの適用性を調べておく必要がある。

表3. 2. 2に小型再冠水試験装置、大型再冠水円筒炉心試験装置、及び大型再冠水平板炉心試験装置の主要諸元を比較した。これらの3装置は、いずれも 15×15 型燃料集合体の燃料棒形状（燃料棒径 10.7 mm 、ピッチ 14.3 mm 、加熱長さ 3.66 m ）を模擬している。

3装置を比較すると、小型再冠水試験装置の流路面積は実炉の約 $1/1200$ であるのに対して、円筒炉心試験装置と平板炉心試験装置の流路面積は実炉の約 $1/21$ である。また、円筒炉心試験装置では、燃料棒が、図3. 1. 8に示したように、円筒状に配置されているのに対して、平板炉心試験装置では、図3. 1. 14に示したように、半径方向には実炉と同スケール、円周方向には1バンドル幅相当の平板状に配置されている。

炉心形状が再冠水現象に与える影響を調べるために、円筒炉心平坦出力試験に対する結合試験が小型再冠水試験装置及び大型再冠水平板炉心試験装置を用いて行われている。この一連の試験を対象として計算を行い、炉心形状の違いが再冠水時の炉心内熱水力学的挙動に与える効果に対する予測性能を評価した。

図4. 3. 1から図4. 3. 4に炉心冠水速度、炉心入口流体温度、平均線出力密度及び炉心出口圧力の実験結果を示す。各試験装置の制御性の限界のために厳密には条件は一致していないが、ほぼ同等の条件が達成されている。なお、円筒炉心平坦出力試験（Run 64）、小型再冠水円筒結合試験（Run 4517）、平板炉心円筒結合試験（Run 619）は、いずれも半径方向に平坦な出力分布と初期温度分布を与えた試験である。

図4. 3. 5に炉心蓄水量を示す。炉心流路面積の違いを補正するために、図4. 3. 5では単位流路面積あたりの値により炉心蓄水量を表わした。REFLA/TRACコードによる計算結果は、実験の傾向をよく再現している。平板炉心試験に対する結果では、計算結果は実験結果に比べてやや蓄水量が少ない。平板炉心試験装置では、炉心の外側に熱しゃへいのためのハニカム板が取付けられたり、計測口等のためにすきまがある。REFLA/TRACコードの計算では、これらのすきまを除いた流路面積を用いて計算したために蓄水量が少なめに計算されたものと思われる。

図4. 3. 6に炉心中央部付近の平均ボイド率を示す。円筒炉心試験と小型再冠水試験の結果は、高さ位置 1.22 m から 1.83 m の区間の平均ボイド率を、平板炉心試験の結果は高さ位置 1.365 m から 1.905 m の区間の平均ボイド率である。比較する区間が試験装置によって異なっているのは、実験での測定区間の違いのためである。REFLA/TRACコードによる計算結果は、いずれの試験においても実験結果とよく一致している。

図4. 3. 7に炉心中央部付近の被覆管温度を示す。円筒炉心試験と小型再冠水試験の結果は高さ位置 1.83 m における被覆管温度を、平板炉心試験の結果は高さ位置 1.905 m の

被覆管温度をそれぞれ示した。計算結果はいずれの試験においても実験結果とよく一致している。

図4.3.8から図4.3.10にターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。これらの結果は、各高さ位置においてREFLA/TRACコードにより炉心内冷却挙動を精度よく予測できたことを示している。

以上の結果から、円筒炉心試験装置や平板炉心試験装置のような大型の炉心内の蓄水挙動や冷却挙動をREFLA/TRACコードにより良好に再現できることを確認できた。

4.4 炉心内半径方向出力分布効果に対する性能評価

4.3節では、炉心形状の影響として、炉心の流路面積及び炉心流路の形状の違う体系へのREFLA/TRACコードの適用性について調べた。4.3節の比較では、炉心内の半径方向出力分布や初期温度分布が平坦な試験を対象として評価した。その結果、半径方向の出力分布や初期温度分布が平坦な一次元的な体系であれば、大型炉心を有する体系に対しても炉心内の蓄水挙動や冷却挙動を良好に再現できることを確認できた。

本節では、炉心内の半径方向に出力分布がある場合へのREFLA/TRACコードの1次元再冠水モデルの適用性について検討する。計算は、円筒炉心試験装置を用いて行われた平坦出力試験(Run 64)と急峻出力試験(Run 63)を対象として行った。平坦出力試験は4.3節に述べた試験と同一の試験であり、半径方向に平坦な出力分布と初期温度分布を与えて行った試験である。これに対して、急峻出力試験は半径方向に急峻な出力分布と初期温度分布を与えて行った試験である。急峻出力試験は、図3.1.8に示した中心の4バンドルに平均出力の1.356倍の出力を、外周の16バンドルに平均出力の0.762倍の出力を、中間の12バンドルに平均出力の1.20倍の出力を与えて実施された。両試験では半径方向の出力分布のために、局所の出力と被覆管温度は異なっているが、炉心全体の平均出力は一致している。また、再冠水開始時の炉心全体の蓄積エネルギーは両試験で一致している。

図4.4.1に炉心蓄水量を示す。また、図4.4.2に高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率を示す。実験で得られた炉心蓄水量と平均ボイド率は、半径方向の出力分布が平坦な試験と急峻な試験でほぼ一致している。このことは、炉心内で半径方向の流体混合がさかんで、炉心断面内でほぼ一様に蓄水されていることを示している。換言すると、半径方向にも急峻な分布のある多次元的な体系であっても蓄水挙動については一次元的なモデルで取扱えることを示している。

REFLA/TRACコードの1次元モデルでは、炉心内の燃料棒の熱応答を平均出力棒で代表させて、流体計算と熱計算を結合させている。すなわち、半径方向に流体混合が無限大の速度で起こることを暗黙に仮定している。REFLA/TRACコードの1次元モデルによる計算結果は急峻出力試験においても実験結果と良好な一致を与えている。

図4.4.3に高さ位置1.83mにおける熱伝達率を示す。再冠水開始後30秒程度までの期間では、平坦出力試験で得られた熱伝達率と急峻出力試験の高出力棒の熱伝達率の測定結果はほぼ等しくなっている。これに続く40秒以降150秒までの期間では、高出力棒の熱伝達率の測定結果は平坦出力試験で得られた熱伝達率よりも高くなっている。このことは、再冠水開始直後には、1次元的に取扱える期間があり、その後多次元的な効果のために高出力棒の熱伝達が促進される傾向にあることを示している。

REFLA/TRACコードの1次元モデルでは、平均出力燃料棒を考えて流体計算と熱計算を結合させている。また、その結果得られた流体条件を用いて、出力の異なる燃料棒の温度履歴が計算される。高出力棒と低出力棒の間の熱伝達率の違いは、壁温の違いに伴う物性値の違いとクエンチ点の距離からの違いを通して表現されていて、局所的な流速やボイド率の違いは考慮されていない。このような方法で得られたREFLA/TRACコードの計算結果をみると、再冠水開始直後ではクエンチ点からの距離が高出力棒と低出力棒で大きな違いがないために両者ほぼ等しい熱伝達率となっている。また、後半では低出力棒のほうがクエンチ点が速く進行するためにクエンチ点からの距離が早期に小さくなり、その結果として低出力棒のほうが高い熱伝達率であると計算されている。実験結果でみられているような高出力棒の熱伝達率が低出力棒の熱伝達率よりも高くなる挙動はREFLA/TRACコードの1次元モデルによる計算では再現されていない。これらの結果は、実験でみられた高出力棒に対する熱伝達促進が炉心内の多次元的な流動に伴う現象であることを示唆している。

図4.4.4に高さ位置1.83mにおける被覆管温度を示す。図4.4.4には、対照のために、平坦出力試験の結果も高出力棒と低出力棒に対する比較とあわせて示してある。高出力棒についてみると、再冠水開始後50秒付近までの期間では、REFLA/TRACコードの計算結果は実験結果と良く一致している。このことは、図4.4.3において再冠水開始直後に1次元的に取扱える期間がみられたことと対応している。50秒以降では、REFLA/TRACコードの計算結果は実験結果に比べて高めの温度を示している。また、クエンチ時間は実験結果に比べて長めに計算されている。このことは、後半でみられた高出力棒における熱伝達促進をREFLA/TRACコードの1次元モデルでは再現できていなかったことと対応している。低出力棒についてみると、実験結果に比べてやや早期にクエンチを生じているものの、温度履歴を良好に再現している。

図4.4.5から図4.4.7に各高さ位置におけるターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。ターンアラウンド時間とターンアラウンド温度をみると、REFLA/TRACコードの計算は高出力棒と低出力棒のいずれについても実験の傾向を良好に再現している。このことは、安全解析上重要な最高被覆管温度をREFLA/TRACコードの1次元モデルにより精度よく再現できることを示している。

クエンチ時間についてみると、図4.4.7に示すように、高出力棒については実験結果に比べて長めのクエンチ時間を、低出力棒については実験結果に比べて短めのクエンチ時間を、予測している。炉心上部のクエンチ時間にみられた計算結果と実験結果の違いは、実験の後半で顕在化する多次元的な流動の効果がREFLA/TRACコードの1次元モデルではモデル化されていないためである。

以上の結果から、炉心内の半径方向に急峻な出力分布や初期温度分布がある場合に対してREFLA/TRACコードの1次元モデルを適用した際には、

- (1) 炉心蓄水量については、半径方向に出力分布と初期温度分布のある多次元的な試験においても実験結果と良好な一致を与えること。
- (2) ターンアラウンド時間とターンアラウンド温度については、試験結果と良好な一致が得られること。クエンチ時間については高出力棒については長めに、低出力棒については短めに計算すること

がわかった。

安全評価解析上重要な最高被覆管温度を予測する上では、REFLA/TRACコードの1

次元モデルは、多次元流動による高出力棒の熱伝達促進が顕在化する以前にターンアラウンドを生じる場合には、本解析と同程度の一一致を与えるものと期待できる。また、多次元流動による高出力棒の熱伝達促進が顕在化した以降にターンアラウンドを生ずる場合には、現象に比べて低めの熱伝達率を計算する傾向にあると考えられ、高めの最高被覆管温度を与えるものと考えられる。したがって、REFLA/TRACコードの1次元モデルは最高被覆管温度を予測する上で有効なモデルといえる。

4. 5 廉心出力効果に対する性能評価

大型再冠水円筒炉心試験装置を用いて実施された炉心出力パラメータ効果試験（高出力試験Run 62及び低出力試験Run 63）を対象に解析を行った。ここで高出力試験と呼んでいる試験は、表3. 2. 1 のなかで基準試験（Base case test）として示した試験である。

高出力試験の試験条件は、評価モデルコードを用いての実炉の安全評価解析に基づいて定められている。高出力試験の炉心出力は、崩壊熱曲線としては $ANS \times 1.2 + Actinide \times 1.1$ （スクラン後30秒）を模擬しており、再冠水開始時の炉心内の平均線出力密度は 1.40 kW/m であった。これに対し、低出力試験の炉心出力は、崩壊熱曲線としては $ANS \times 1.0 + Actinide \times 1.1$ （スクラン後40秒）を模擬しており、再冠水開始時の炉心内の平均線出力密度は 1.067 kW/m であった。なお、本節で低出力試験と呼んでいる試験は4. 4節に示した急峻出力試験と同一の試験であり、半径方向に急峻な出力分布や初期温度分布がある状態で行われている。高出力試験でも低出力試験と同様な半径方向の出力分布や初期温度がある状態で試験が実施されている。

図4. 5. 1に炉心蓄水量を示す。また図4. 5. 2に高さ位置1. 22mから1. 83mまでの区間における平均ボイド率を示す。実験結果をみると、炉心出力が高くなると炉心蓄水量が少なくなる、すなわち、ボイド率が高くなる傾向にある。REFLA/TRACコードによる計算でも同一の傾向が再現されている。

図4. 5. 3に高さ位置1. 83mにおける被覆管温度を示す。実験では、炉心出力が高くなると、高出力棒と低出力棒のいずれも、ターンアラウンド温度が高くなり、ターンアラウンド時間とクエンチ時間が長くなる。これらの傾向は計算でも再現されている。

図4. 5. 4から図4. 5. 6に各高さ位置におけるターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。実験では、炉心出力が高くなると、炉心上方でターンアラウンド時間がやや長くなり、ターンアラウンド温度がやや高くなる傾向がみられている。計算でも同一の傾向が再現され、定量的にも良好な一致が得られている。炉心出力が大きくなると、クエンチ時間が長くなる傾向を、計算でも再現できている。定量的には、高出力棒のクエンチ時間はやや長めに、低出力棒のクエンチ時間はやや短めに計算されている。これは、4. 4節で検討したように炉心内の多次元的な流動による効果が1次元モデルでは考慮されていないためである。

以上の結果により、REFLA/TRACコードの1次元モデルにより炉心出力が再冠水時の蓄水挙動と冷却挙動に与える影響を良く再現できることが確認できた。

4. 6 系圧力効果に対する性能評価

円筒炉心試験装置を用いて実施された系圧力パラメータ効果試験（高圧試験Run 55、基準試験Run 62及び低圧試験Run 67）を対象に計算を行った。

高圧試験では系圧力0.42 MPa、基準試験では系圧力0.20 MPa、低圧試験では系圧力0.15 MPaでそれぞれ試験が行われている。その他の条件はほぼ同一の条件で行われている。ここでいう基準試験は4.5節において示した高出力試験と同一の試験である。基準試験（系圧力0.20 MPa）では、高圧試験（系圧力0.42 MPa）と低圧試験（系圧力0.15 MPa）の結果の中間に位置する結果が得られていたこと、また基準試験の結果は4.5節において既に述べられたことから、本節では高圧試験と低圧試験の結果についてのみ示した。

図4.6.1に炉心蓄水量を、図4.6.2に高さ位置1.22mから1.83までの区間における平均ボイド率を示す。系圧力が高くなると炉心蓄水量は多く、平均ボイド率が小さくなる傾向にあることがわかる。この傾向は計算でも再現できている。

図4.6.3に高さ位置1.83mにおける被覆管温度を示す。実験では、系圧力が高くなると、ターンアラウンド時間は短く、ターンアラウンド温度は低く、クエンチ時間は短くなる傾向にある。これらの系圧力に対する依存性は計算においても再現できている。

図4.6.4から図4.6.6に各高さ位置におけるターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。ターンアラウンド時間とターンアラウンド温度に対しては、各高さ位置で実験結果と定量的にもよく一致した計算結果が得られている。また、クエンチ時間については、系圧力が高くなる程クエンチ時間が短くなる傾向が計算でも再現できている。高圧試験と低圧試験でも、他の半径方向に急峻な出力分布のある試験でみられた傾向と同様に、高出力棒のクエンチ時間はやや長めに、低出力棒のクエンチ時間はやや短めに計算されている。

以上の結果により、REFLA/TRACコードの1次元モデルにより系圧力が再冠水時の蓄水挙動と冷却挙動に与える影響をよく再現できることを確認できた。

4. 7 最適評価条件における性能評価

前節までの評価では、実炉の安全評価解析結果をベースとした条件の下で実施された再冠水試験を対象とした。安全評価解析では、炉心冷却にとり厳しい条件を考えることが前提とされるために、実炉において想定される条件と比べると、高めの炉心出力、高めの半径方向ピーキング係数、少なめのECC水注入量、高めの被覆管初期温度、低めの系圧力が選択されている。このような冷却にとり厳しい条件をEM条件と呼んでいる。EM条件の下で実施された典型的な試験として円筒炉心試験の基準試験をあげることができる。このような解析手法は、実炉で想定できる条件よりもさらに厳しい条件であっても炉心の健全性が維持されることを示すことで、実炉の健全性を証明しようとする安全評価手法に対応している。

これに対し、炉心出力等に対して実炉の運転時に最も起こり得る条件下での大破断LOCAを想定して定めた条件の下での再冠水試験も近年いくつか実施されている。このような最も起こり得る条件を想定して決定された条件のことをBE(Best estimate)条件と呼んでいる。円筒炉心試験の最適評価試験(Run 71)は、そのような再冠水試験の一例である。

最適評価試験では、炉心出力としてはANS×1.0+Actinide×1.1(スクラム後40秒)、系圧

力0.3 MPa、平坦な半径方向出力分布、LPCIポンプ電源の無故障を想定した試験である。最適評価試験の再冠水開始時の被覆管温度は3.2節で述べたようにTRACコードによる実炉解析結果に基づき決定された580Kに設定されている。この被覆管温度は基準試験での設定値に比べて数百度低い。このように最適評価試験の試験条件は、EM条件で実施された一連の再冠水試験とはかなり異なる条件となっている。今後、安全評価の解析精度が向上するのに伴って、再冠水時の解析条件としては、最適評価試験に近づいた条件がとられてくるものと思われる。本節では、このような最適評価試験を対象として行った計算結果について述べる。

図4.7.1に炉心蓄水量を、図4.7.2に高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率を示す。最適評価試験では、実測値から与えた炉心入口流量等の境界条件に周期50秒程度の長周期の振動があったため、炉心蓄水量やボイド率にも同様な振動がみられている。最適評価条件での計算結果は実験結果とよく一致している。

図4.7.3に高さ位置1.83mの被覆管温度を示す。また図4.7.4から図4.7.6にターンアラウンド時間、ターンアラウンド温度及びクエンチ時間を示す。最適評価試験のような被覆管初期温度の低い条件であっても計算結果は実験結果とよく一致している。

これらの結果は、最適評価試験のような被覆管初期温度が低く、炉心冠水速度に長周期の振動がみられる条件に対してもREFLA/TRACコードを適用できることを示している。

4.8 最高被覆管温度の比較

再冠水時の燃料の健全性を評価する上で最も重要なパラメータは最高被覆管温度である。表4.8.1に最高被覆管温度の比較結果を示す。円筒炉心試験では各高さ位置ごとに複数の点で被覆管温度が測定されている。そこで、最高出力棒に対して得られたターンアラウンド温度の平均値と標準偏差を各高さ位置ごとに求め、その中の最大値を最高被覆管温度とした。平板炉心試験の結果として、バンドル4でのターンアラウンド温度を示した。小型再冠水試験の結果として、測定されたターンアラウンド温度の最大値を最高被覆管温度とした。

円筒炉心試験で得られた最高被覆管温度をみると、同一の出力を与えていても測定されたターンアラウンド温度には10K程度のばらつきがある。これは燃料棒製作時のばらつきや局所的な流動条件の微妙な違いによるためと思われ、このばらつきの大きさが精度の一つの目安になるものと考えられる。REFLA/TRACコードにより計算された最高被覆管温度と実験結果との差は、-11Kから+37Kの範囲にあり、ばらつきの幅10Kと同程度のオーダーにある。REFLA/TRACコードは、最高被覆管温度を50K以下の誤差で予測でき、实用上十分な精度を有している。

表4.8.1 最高被覆管温度の計算結果と実験結果の比較

Test name	Measured peak clad temp. (K) T_1	Calculated peak clad temp. (K) T_2	$T_2 - T_1$ (K)
CCTF Run 55	1099 ± 12	1088	- 11
CCTF Run 62	1119 ± 8	1127	+ 8
CCTF Run 63	1083 ± 8	1095	+ 12
CCTF Run 64	934 ± 6	928	- 6
CCTF Run 67	1133 ± 6	1156	+ 23
CCTF Run 71	639 ± 6	666	+ 27
SCTF Run 619	940	942	+ 2
SSRTF Run 4517	952	953	+ 1
SSRTF Run 7501	956	993	+ 37
SSRTF Run 7510	1057	1063	6
SSRTF Run 7520	973	1005	32
SSRTF Run 7523	977	997	20

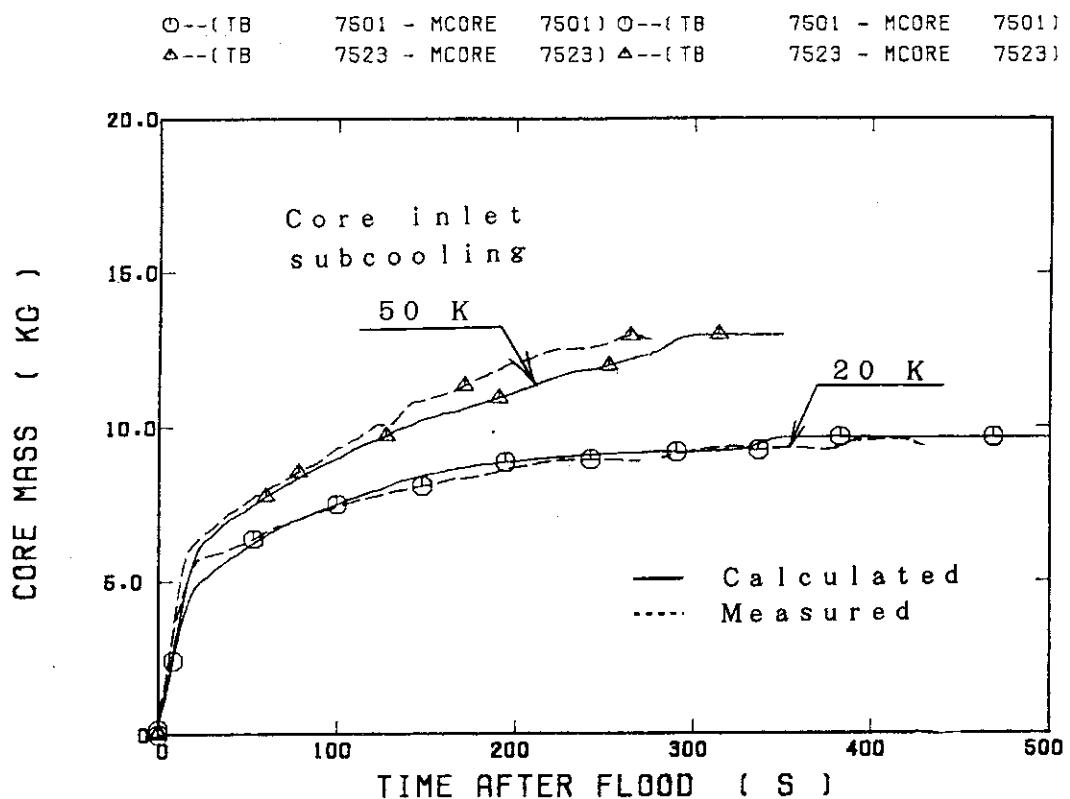
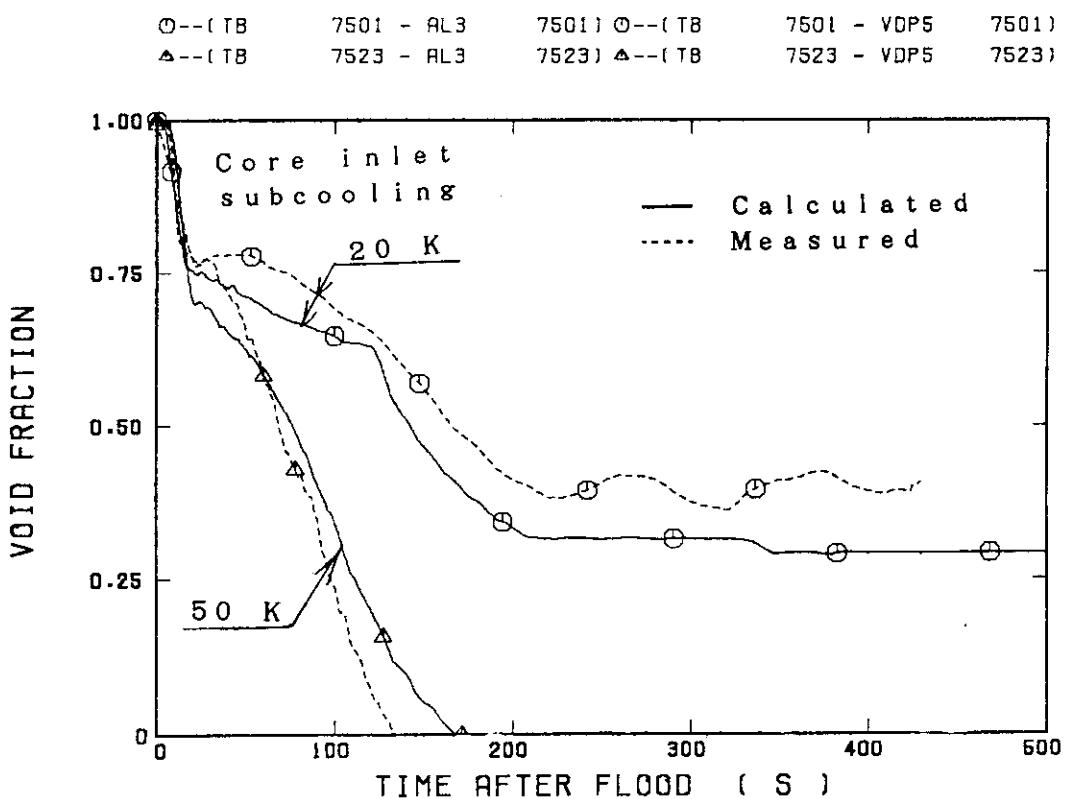


図4.1.1 炉心蓄水量（炉心入口サブクール度の影響）

図4.1.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率
(炉心入口サブクール度の影響)

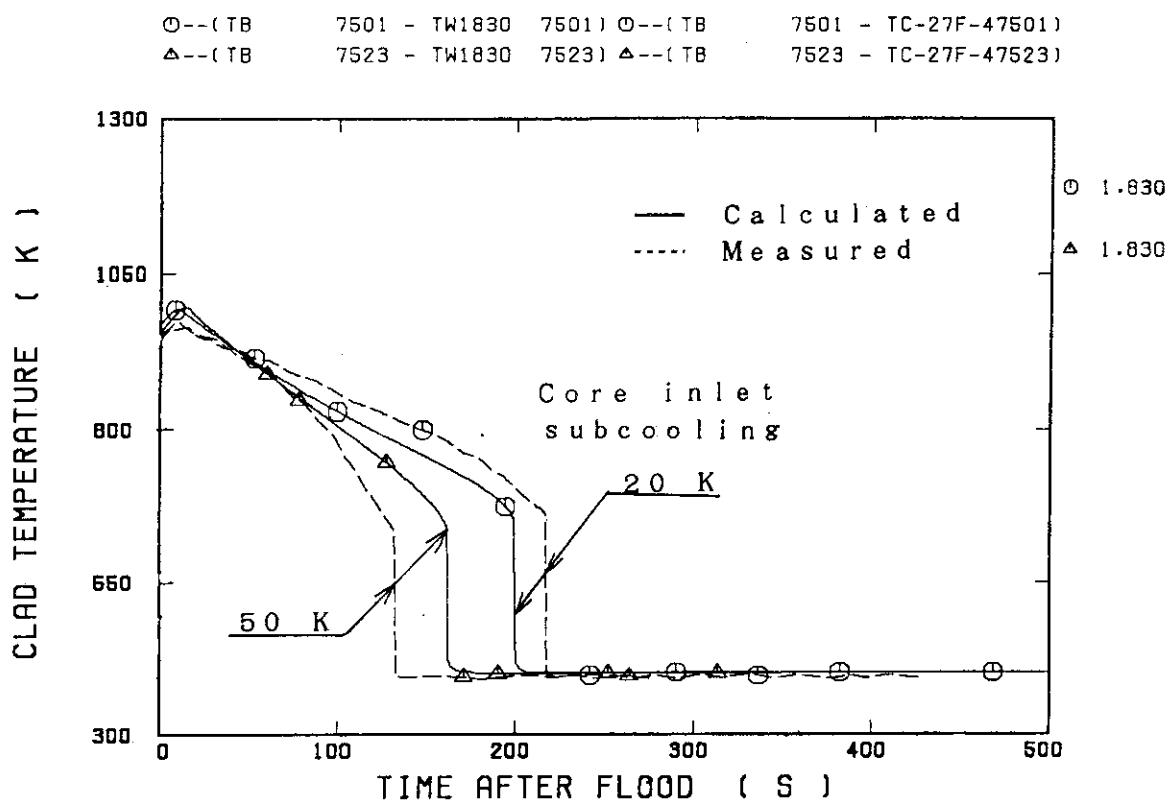


図4.1.3 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（炉心入口サブクール度の影響）

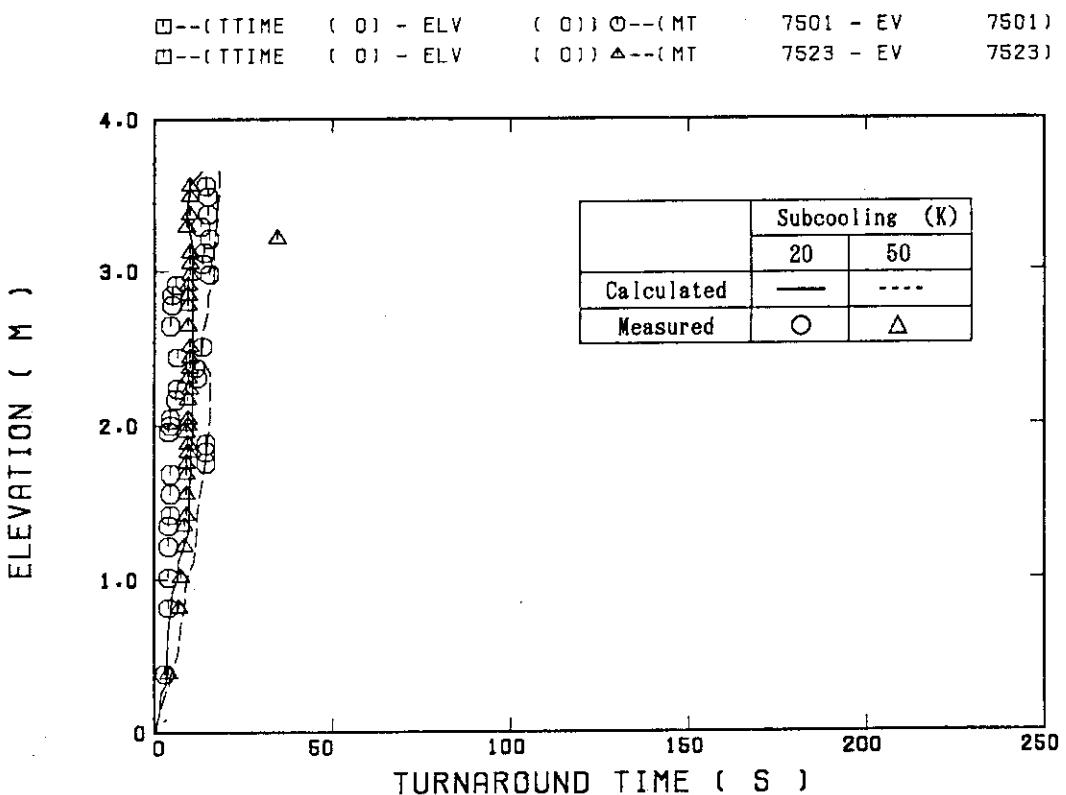


図4.1.4 ターンアラウンド時間（炉心入口サブクール度の影響）

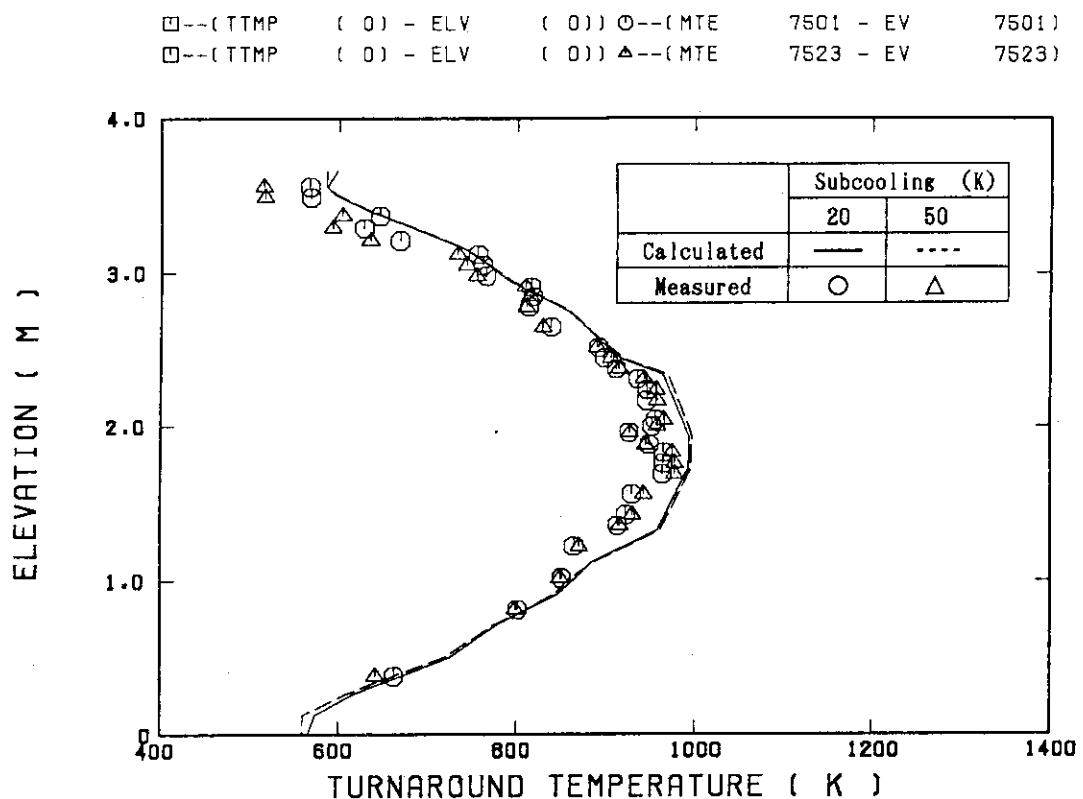


図4.1.5 ターンアラウンド温度（炉心入口サブクール度の影響）

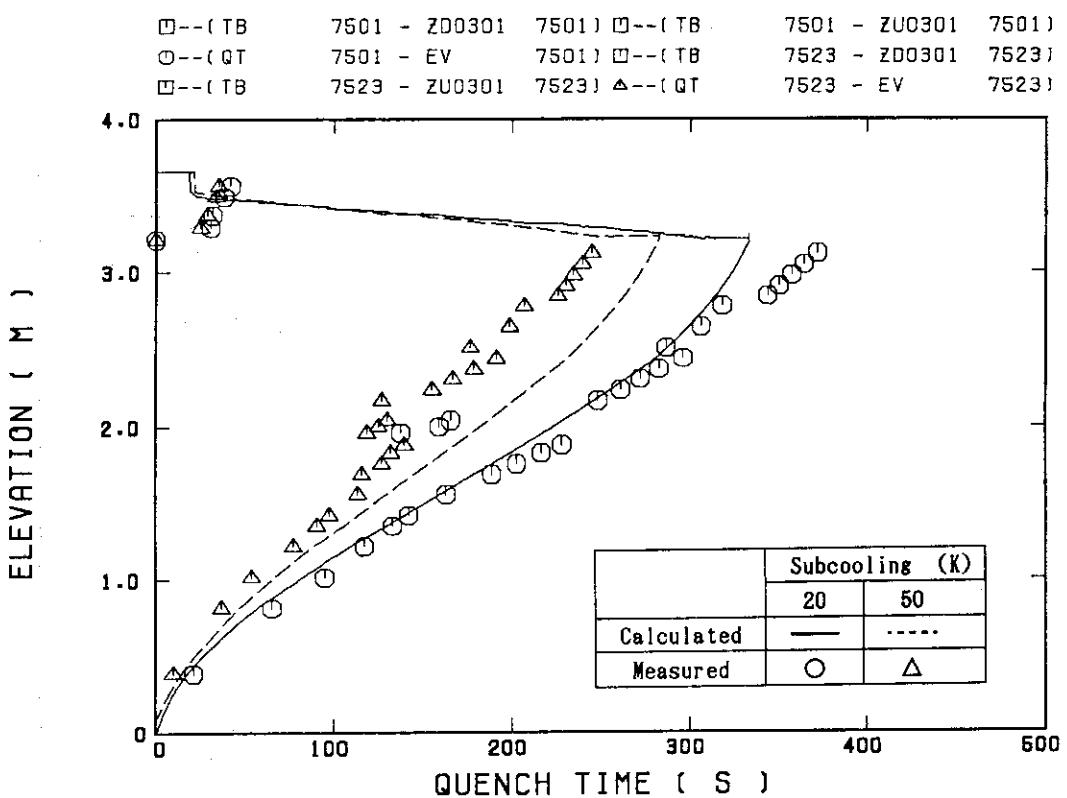


図4.1.6 クエンチ時間（炉心入口サブクール度の影響）

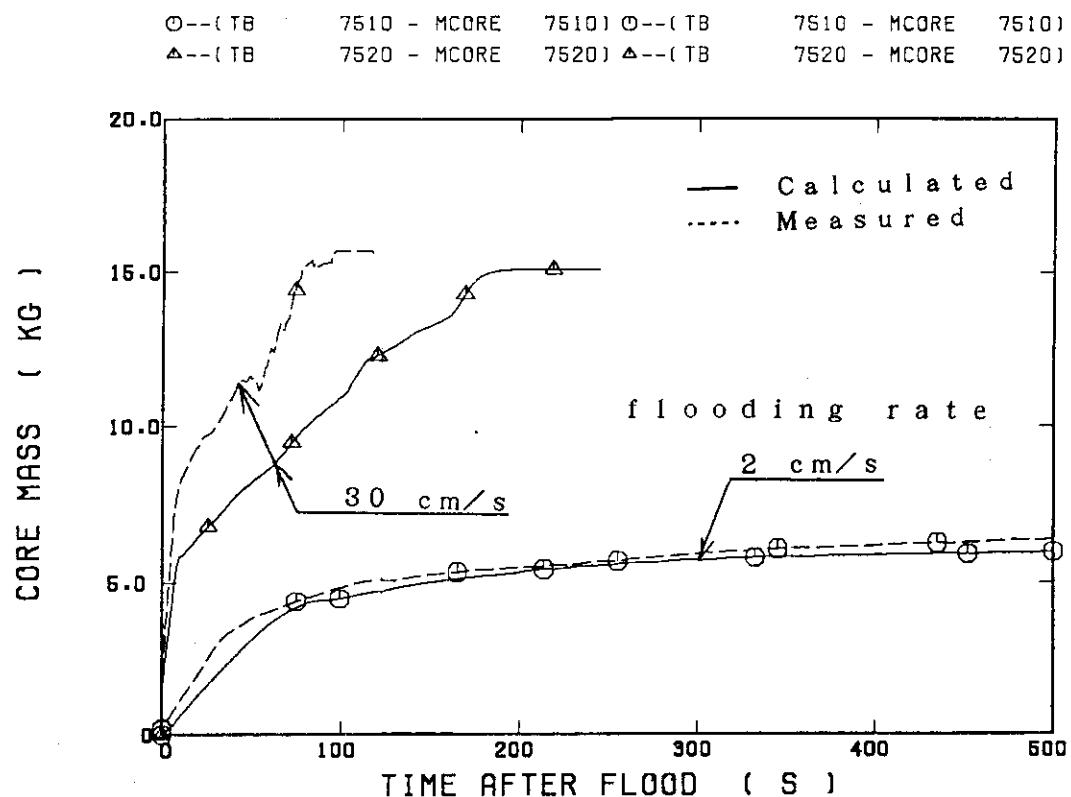


図4.2.1 炉心蓄水量（冠水速度の影響）

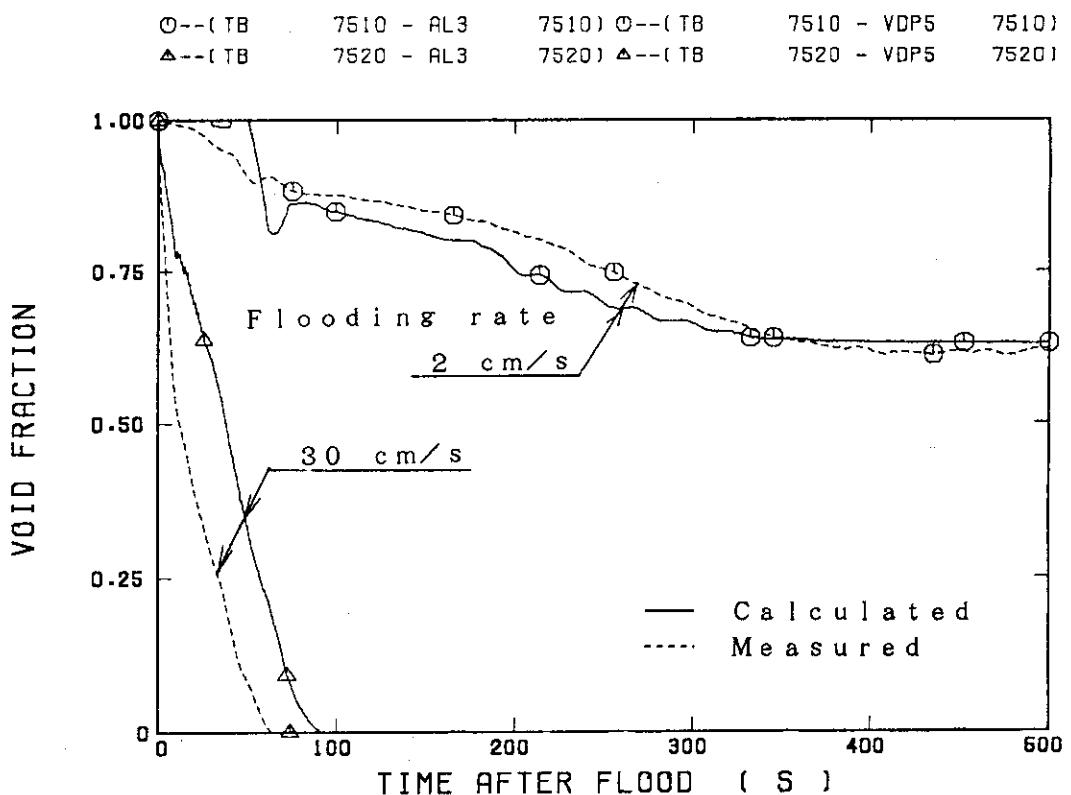


図4.2.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率（冠水速度の影響）

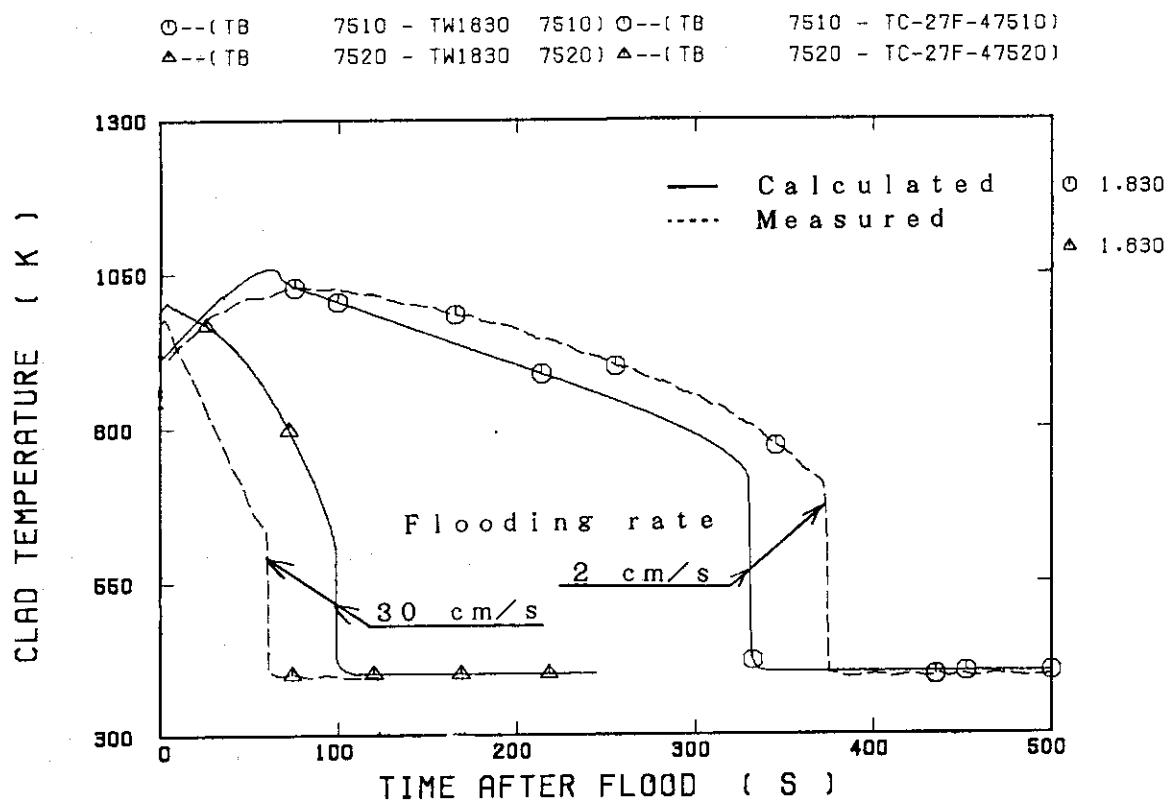


図4.2.3 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（冠水速度の影響）

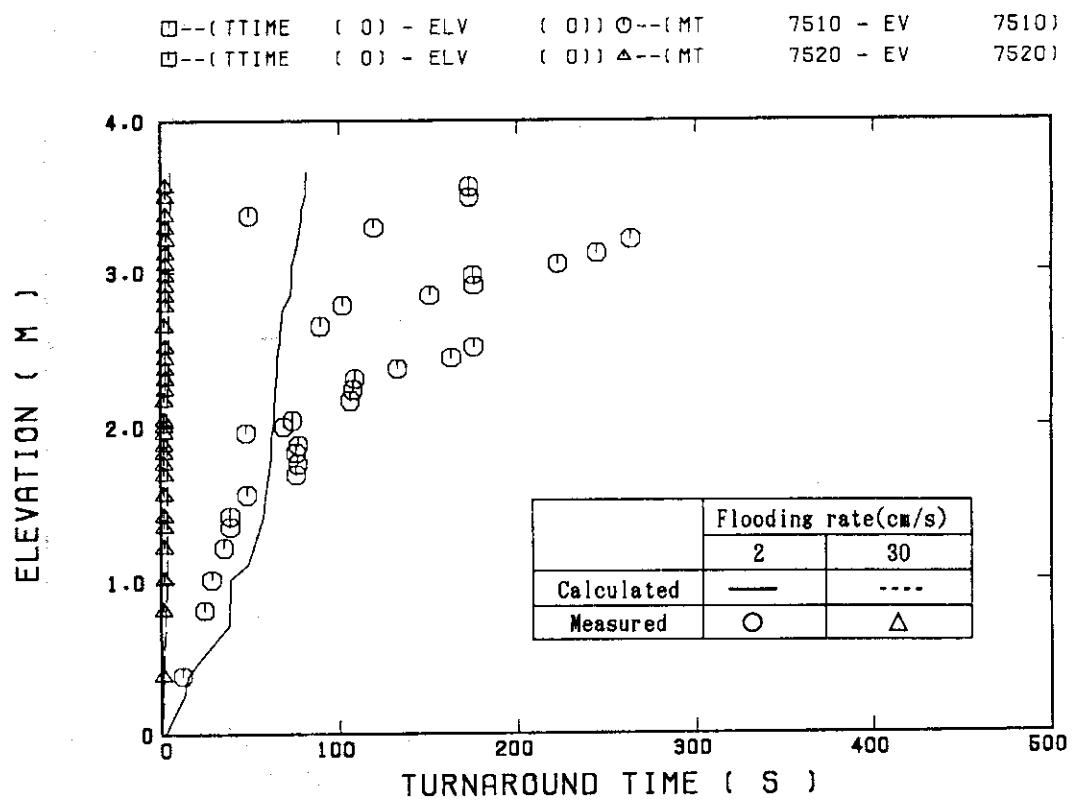


図4.2.4 ターンアラウンド時間（冠水速度の影響）

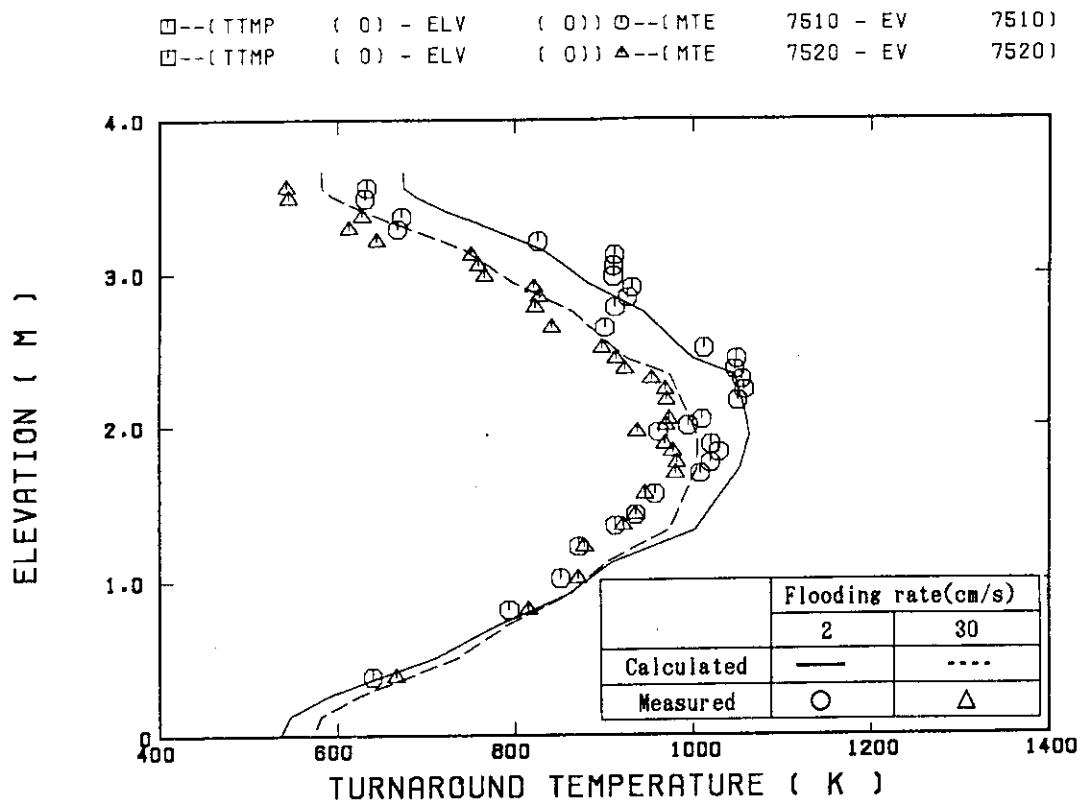


図4.2.5 ターンアラウンド温度（冠水速度の影響）

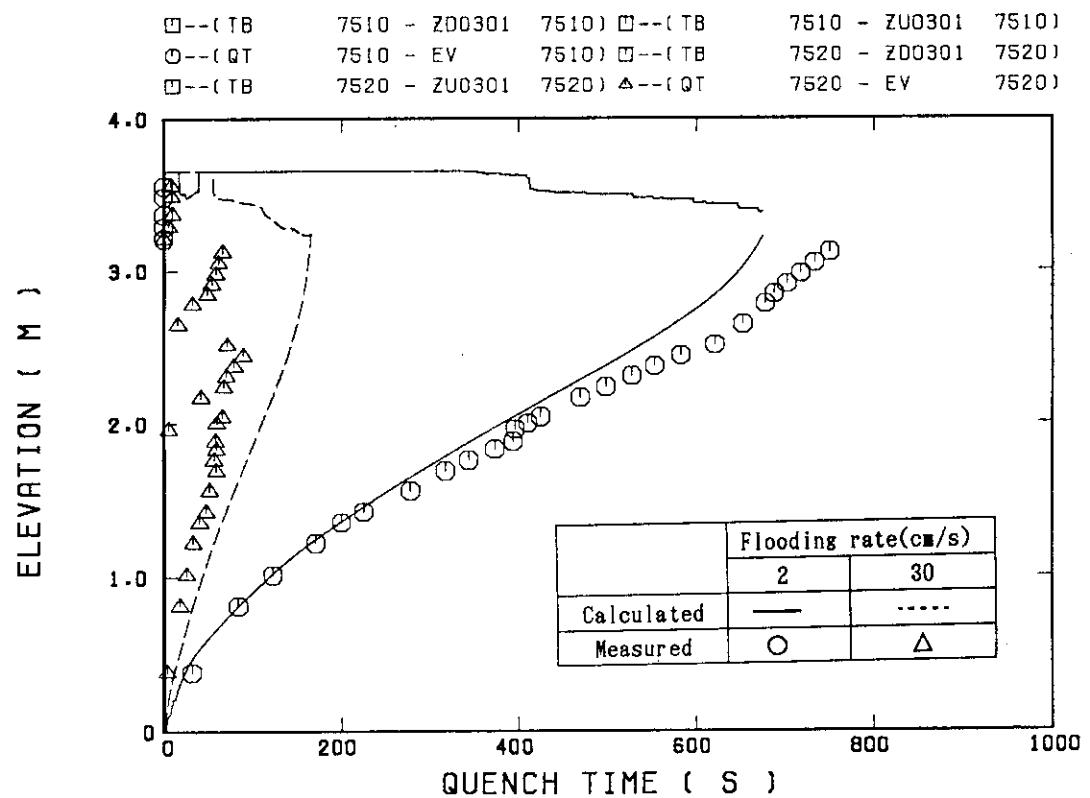


図4.2.6 クエンチ時間（冠水速度の影響）

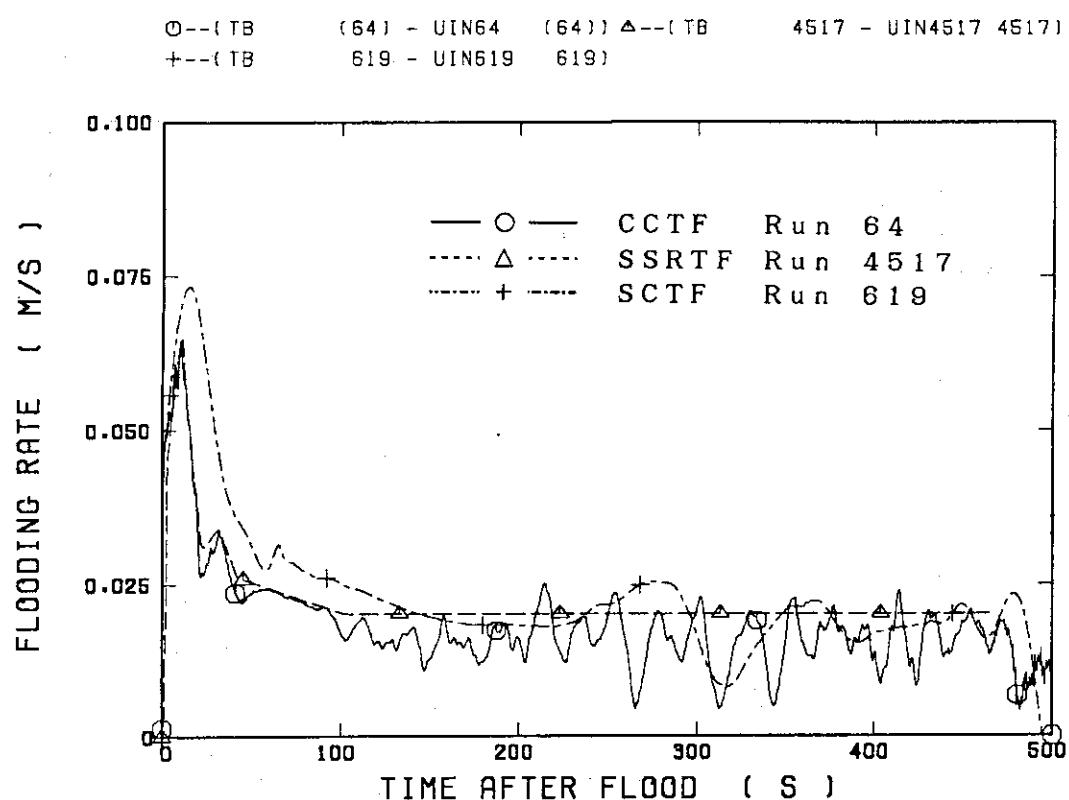


図4.3.1 炉心冠水速度の比較

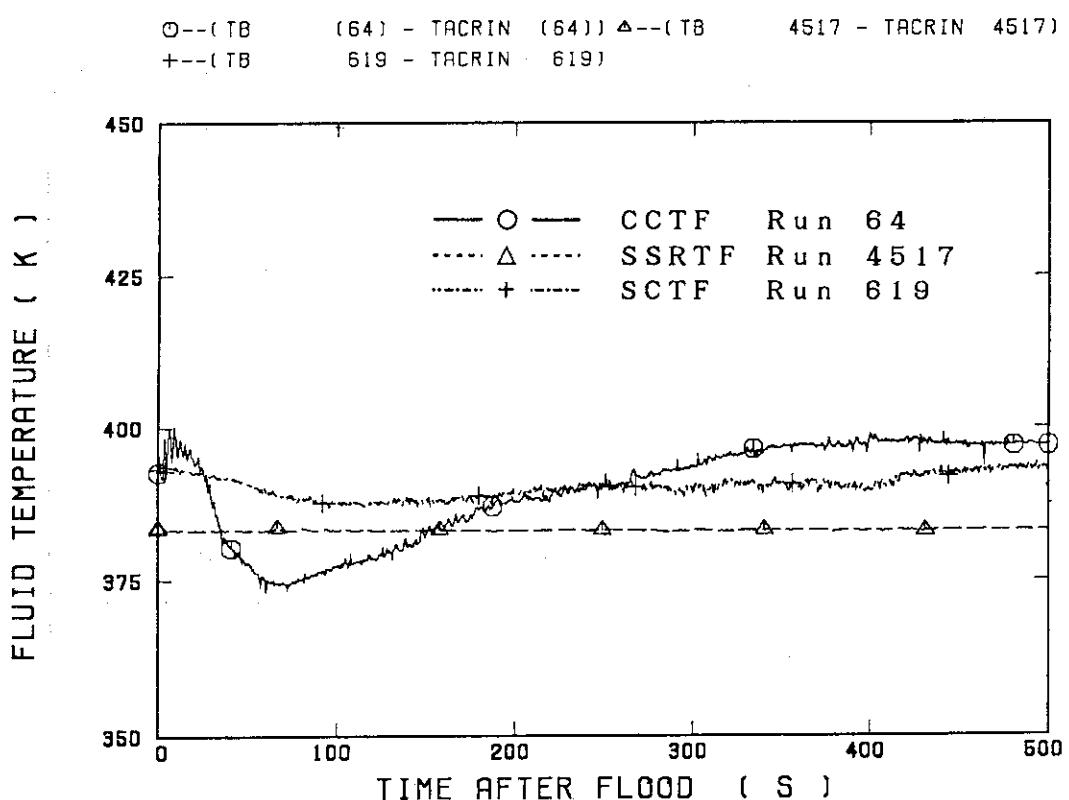


図4.3.2 炉心入口流体温度の比較

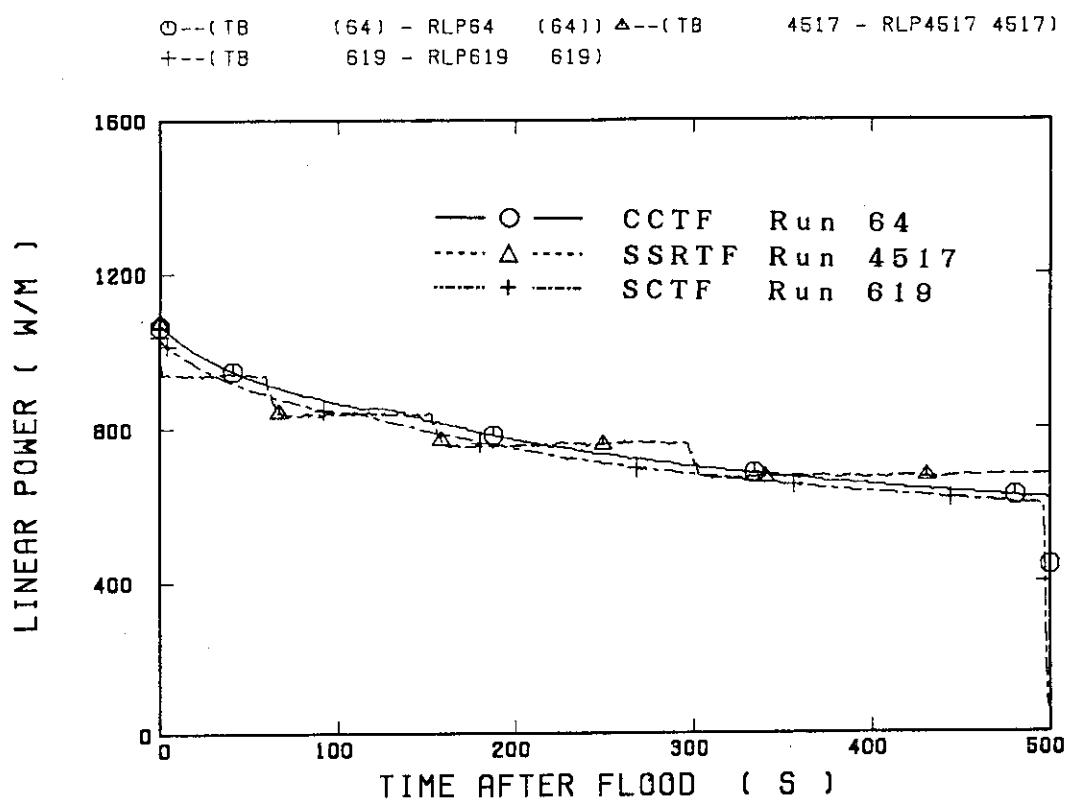


図4.3.3 平均線出力密度の比較

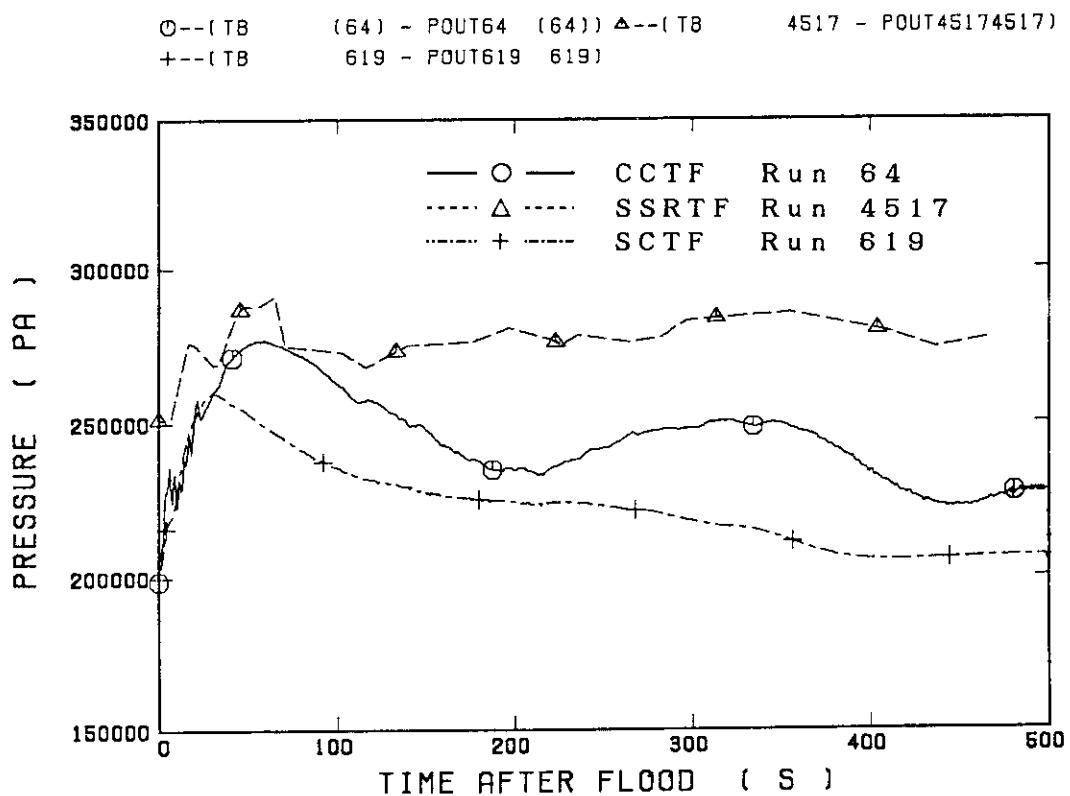


図4.3.4 炉心出口圧力の比較

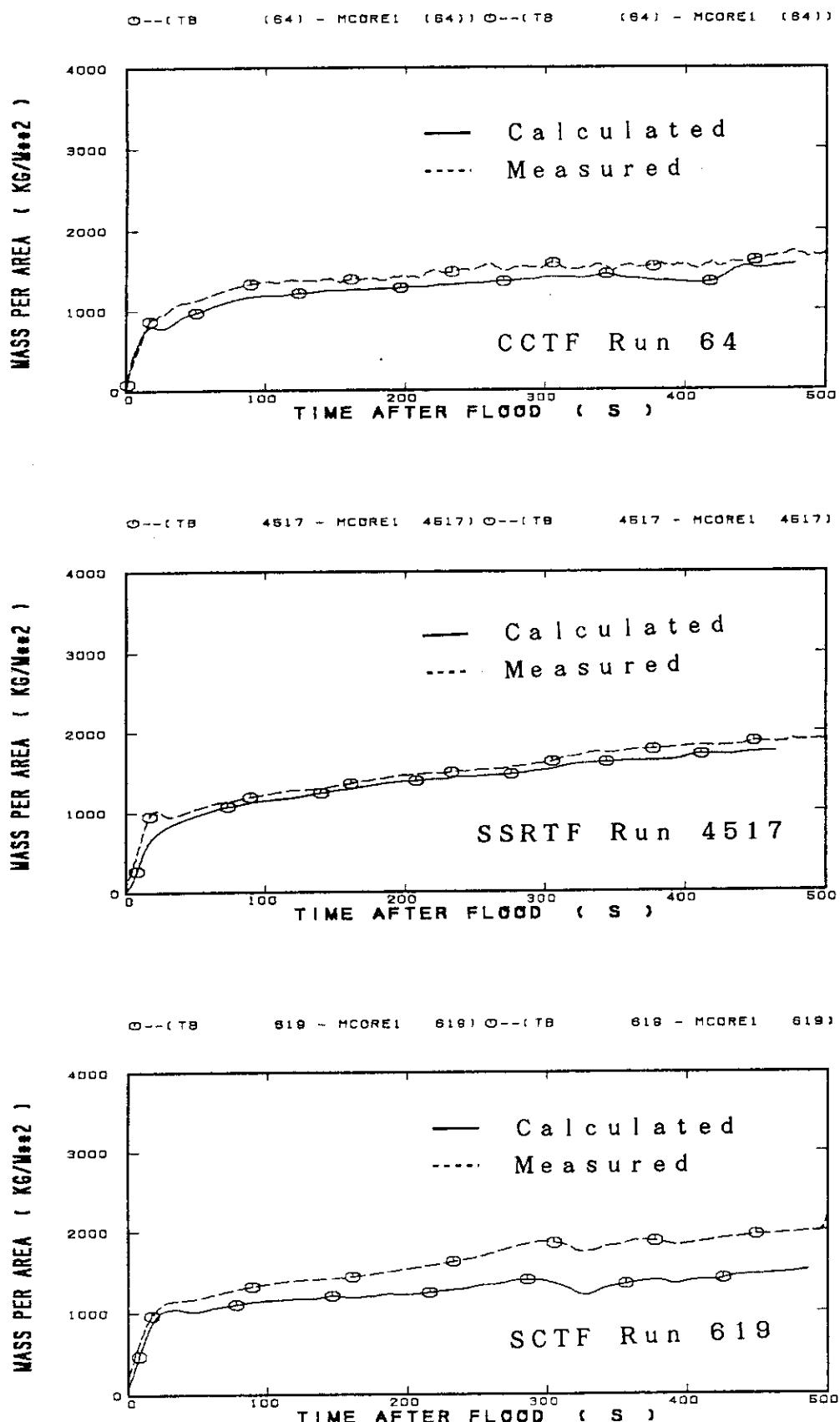


図4.3.5 炉心蓄水量（炉心形状の影響）

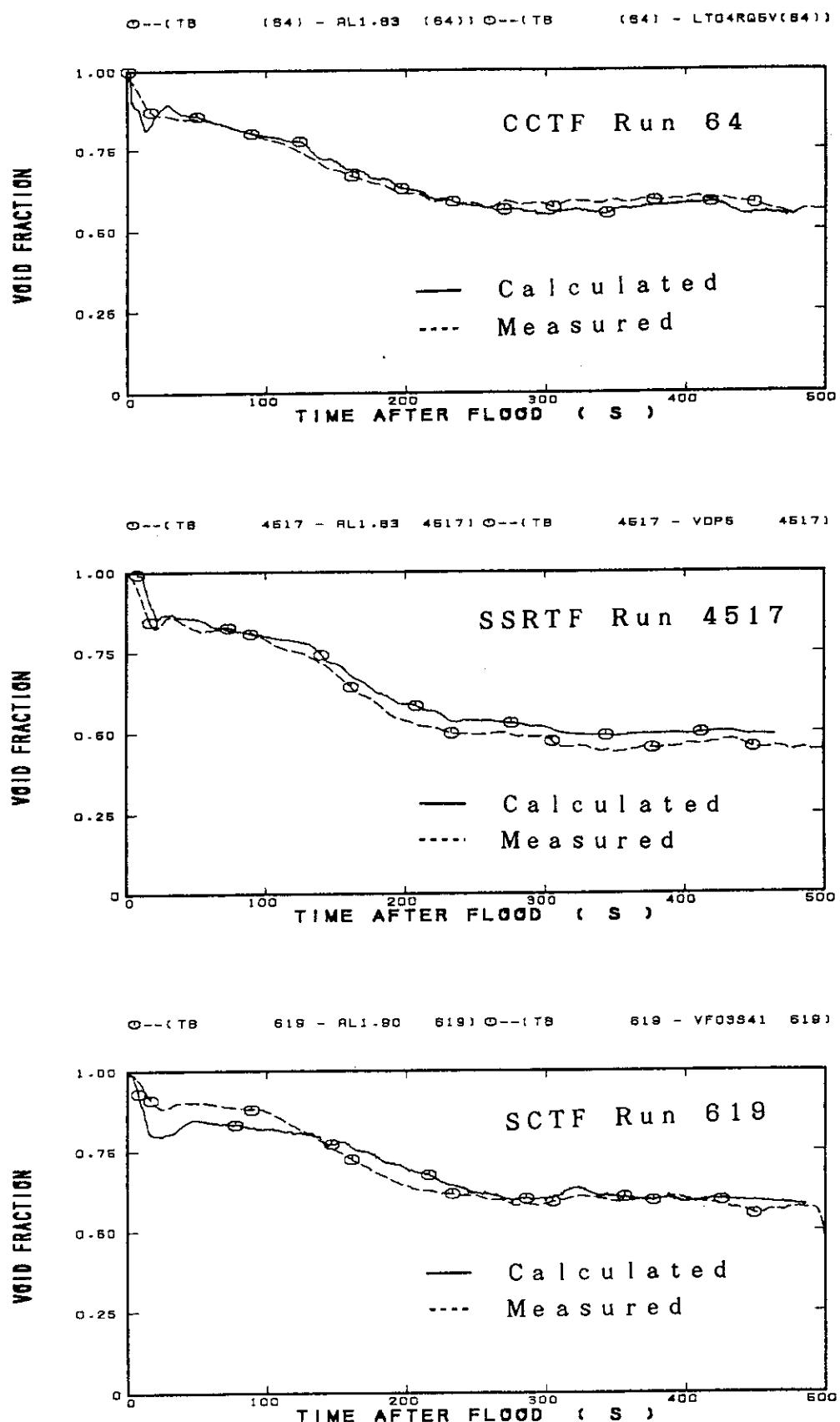


図4.3.6 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ポイド率（炉心形状の影響）

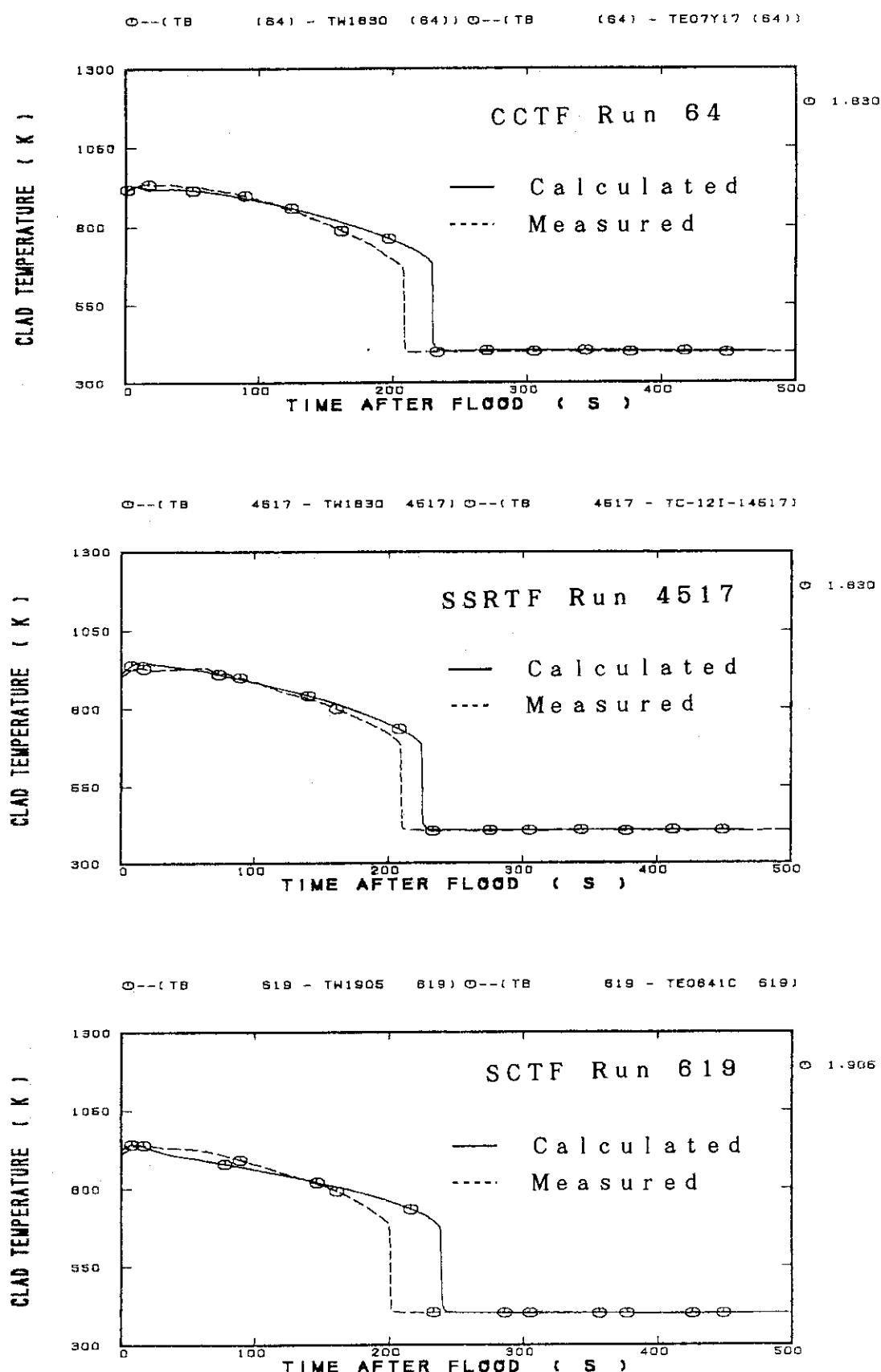


図4.3.7 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（炉心形状の影響）

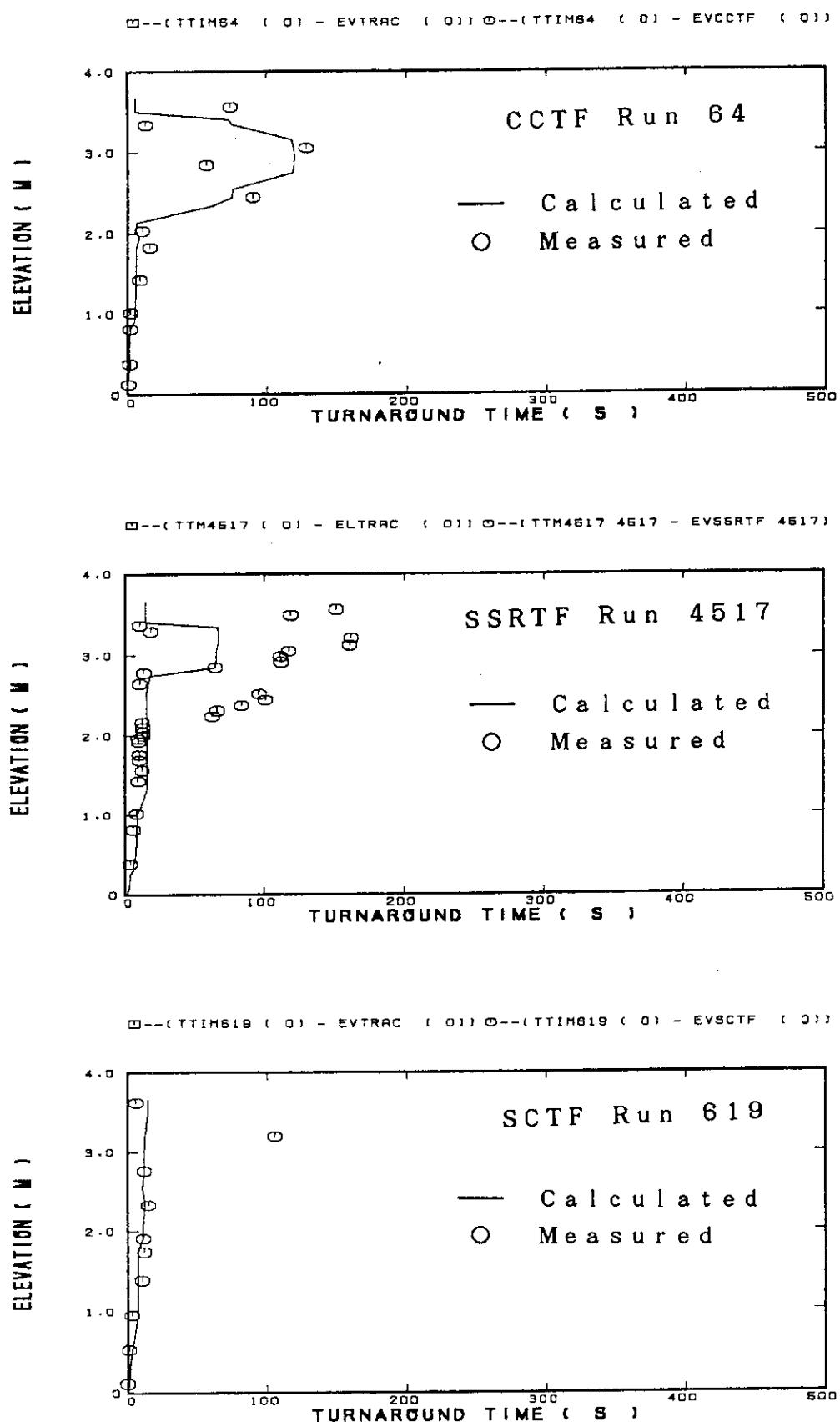


図4.3.8 ターンアラウンド時間（炉心形状の影響）

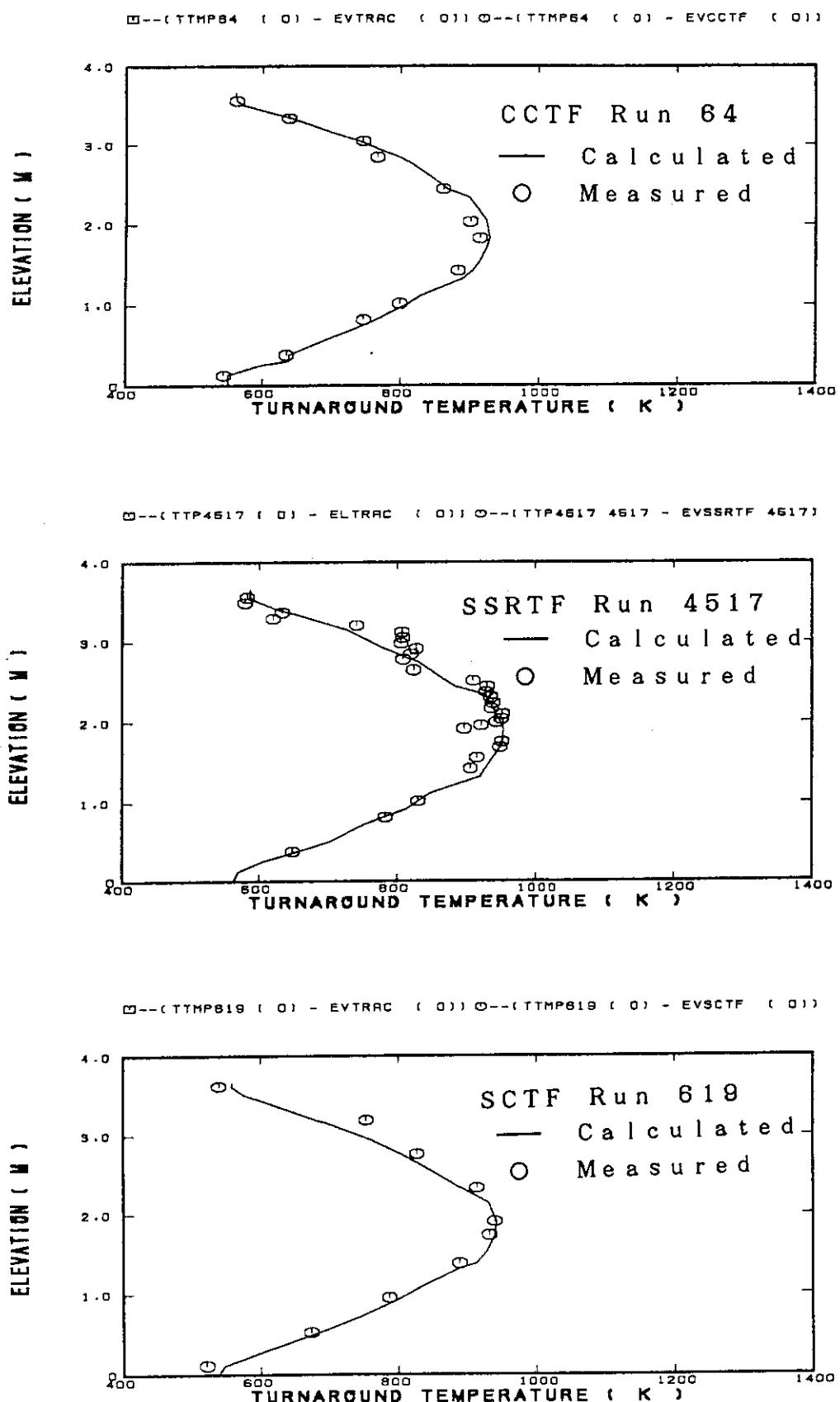


図4.3.9 ターンアラウンド温度（炉心形状の影響）

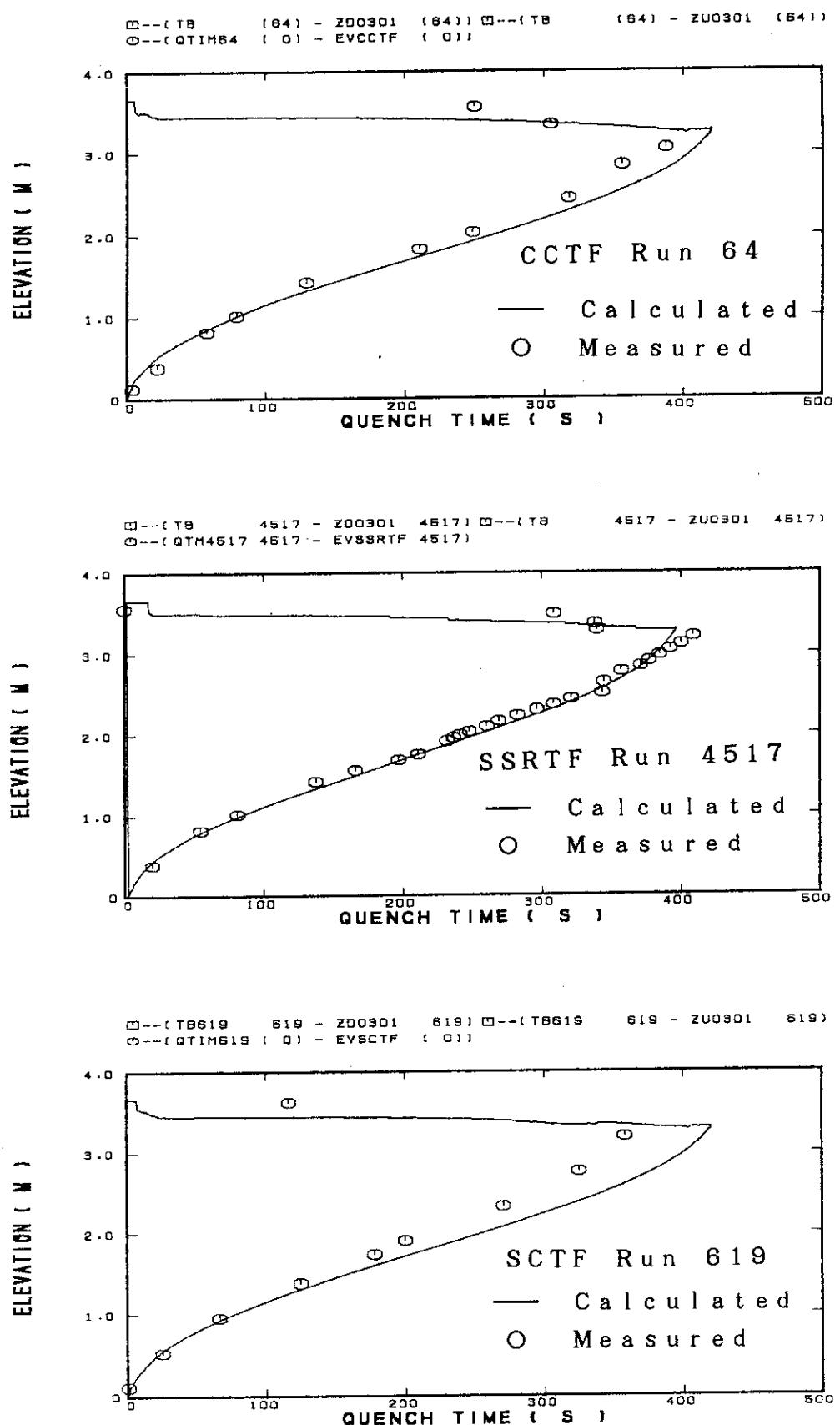


図4.3.10 クエンチ時間（炉心形状の影響）

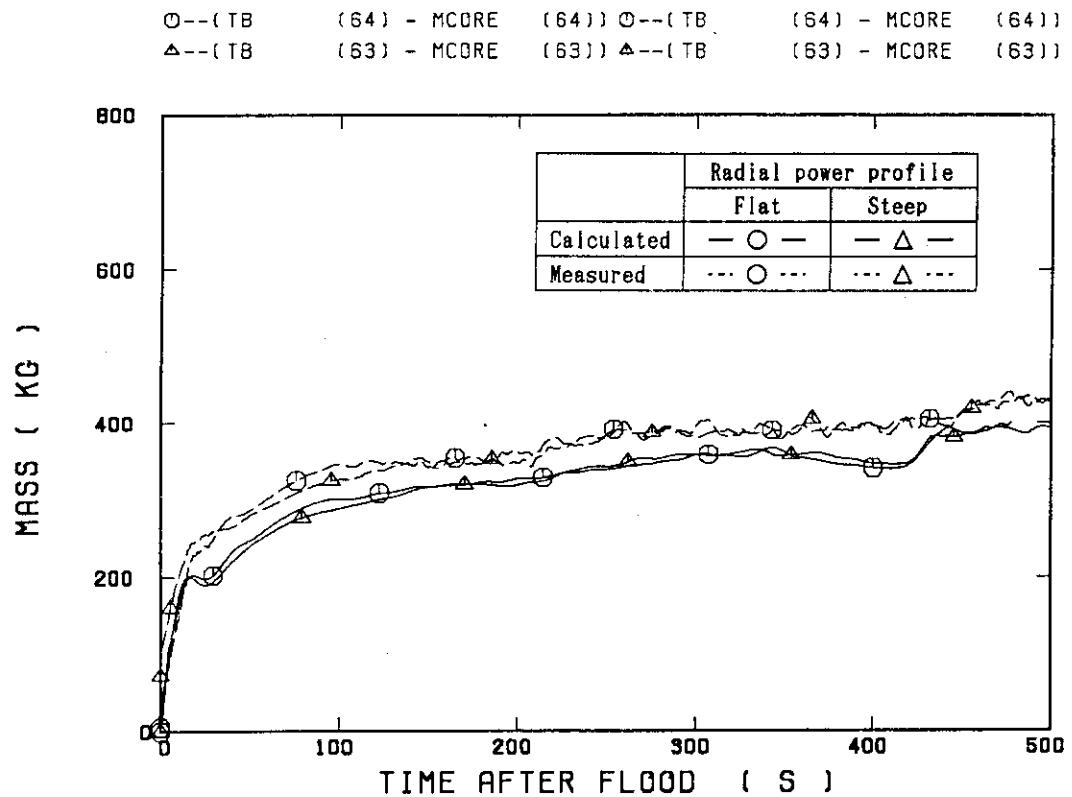
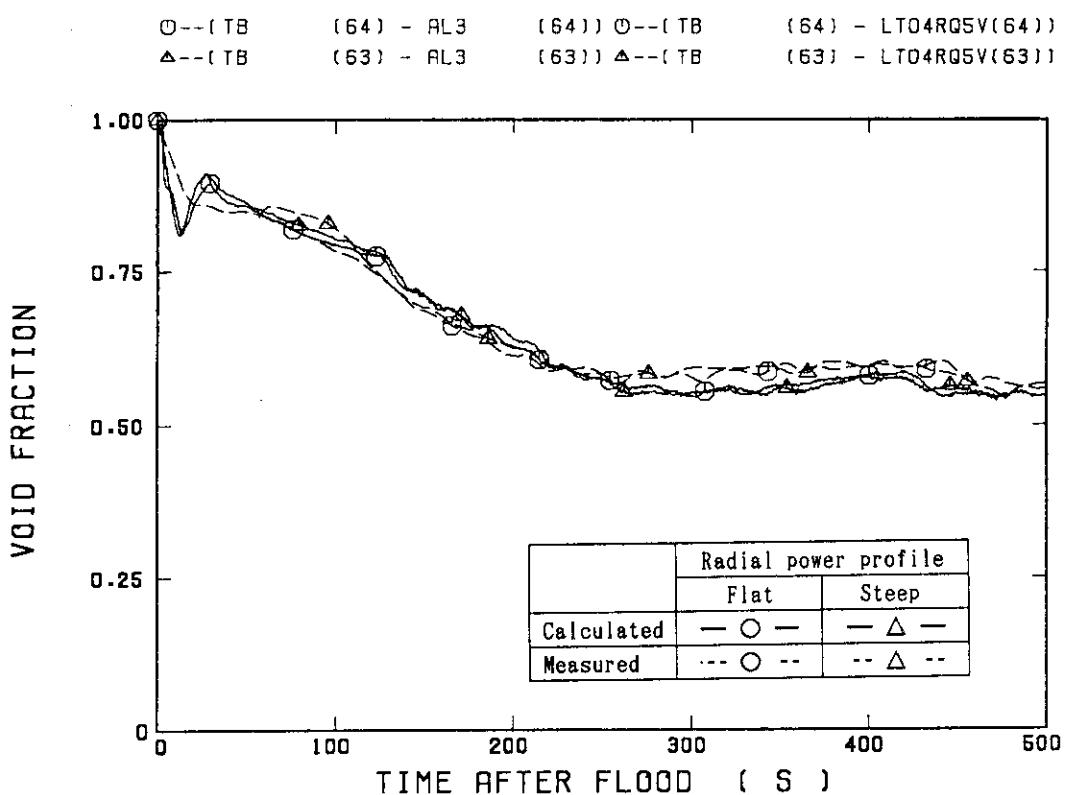


図4.4.1 炉心蓄水量（炉心内半径方向出力分布の影響）

図4.4.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率
(炉心内半径方向出力分布の影響)

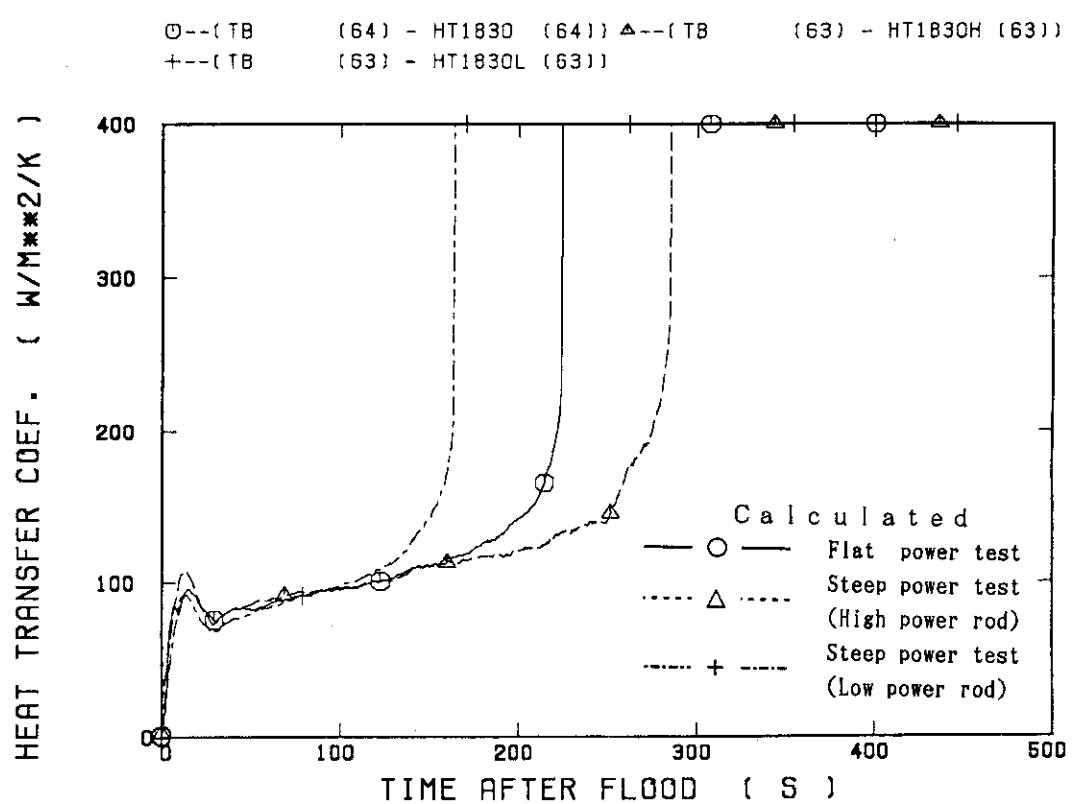
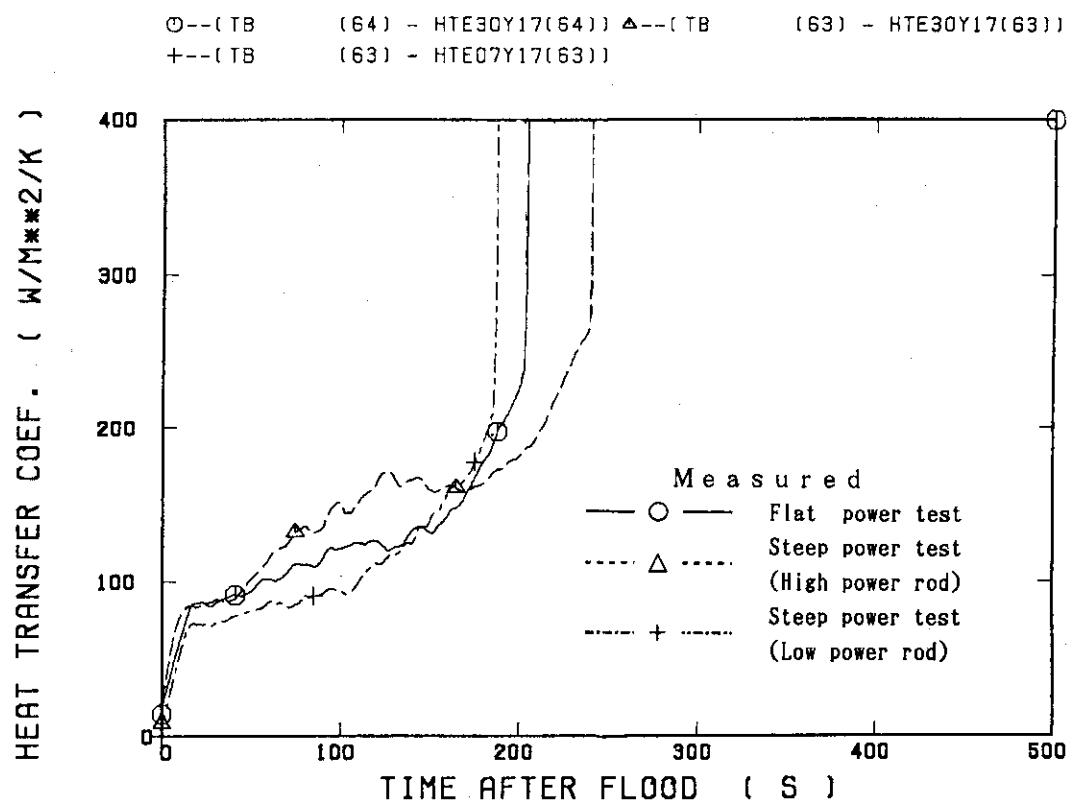
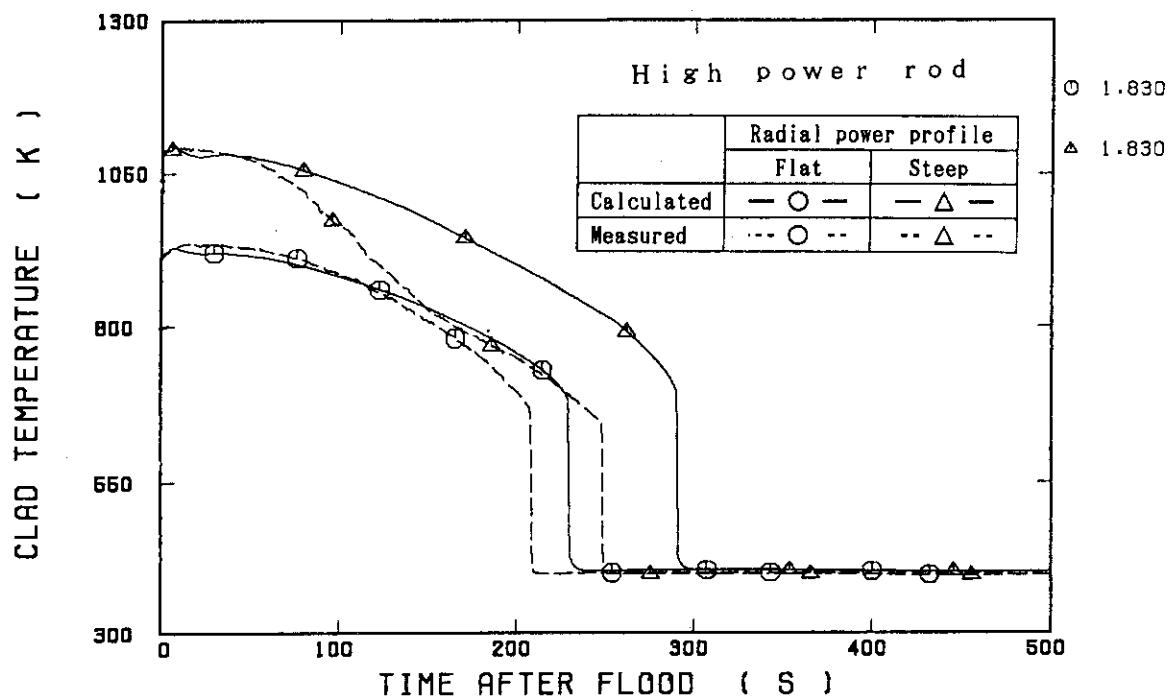


図4.4.3 高さ位置1.83mにおける熱伝達率（炉心内半径方向出力分布の影響）

○---(TB) (64) - TW1830 (64) ○---(TB) (64) - TE07Y17 (64)
 △---(TB) (63) - TW1830H (63) △---(TB) (63) - TE31Y17 (63)



○---(TB) (64) - TW1830 (64) ○---(TB) (64) - TE07Y17 (64)
 △---(TB) (63) - TW1830L (63) △---(TB) (63) - TE07Y17 (63)

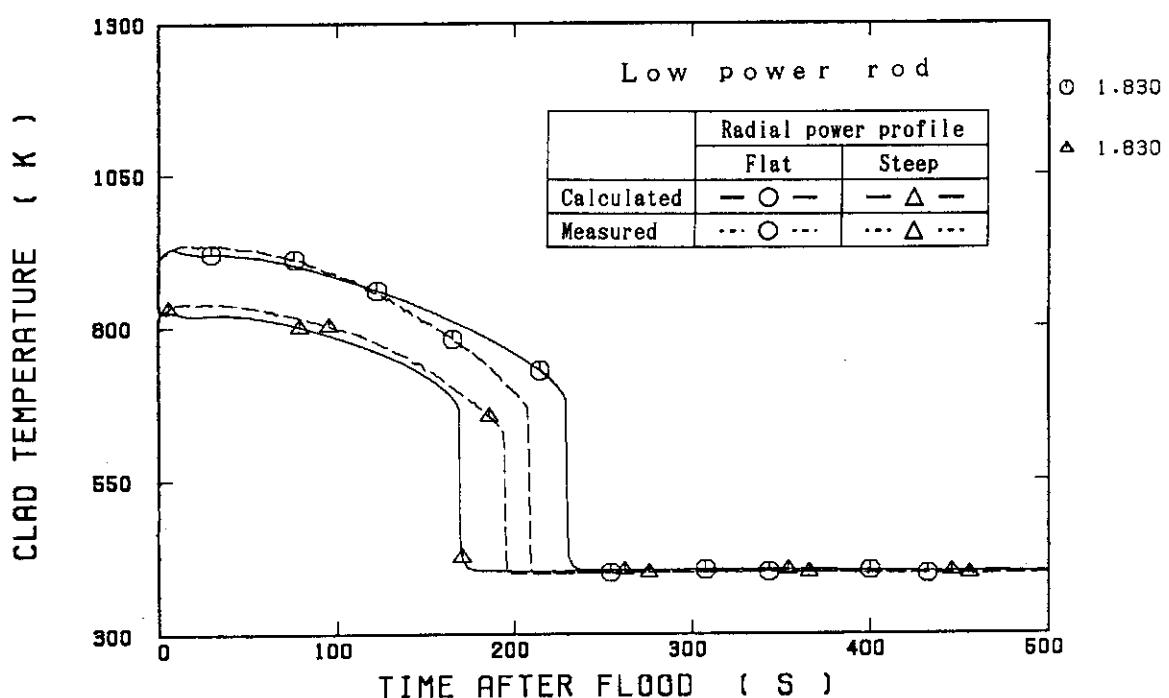


図4.4.4 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（炉心内半径方向出力分布の影響）

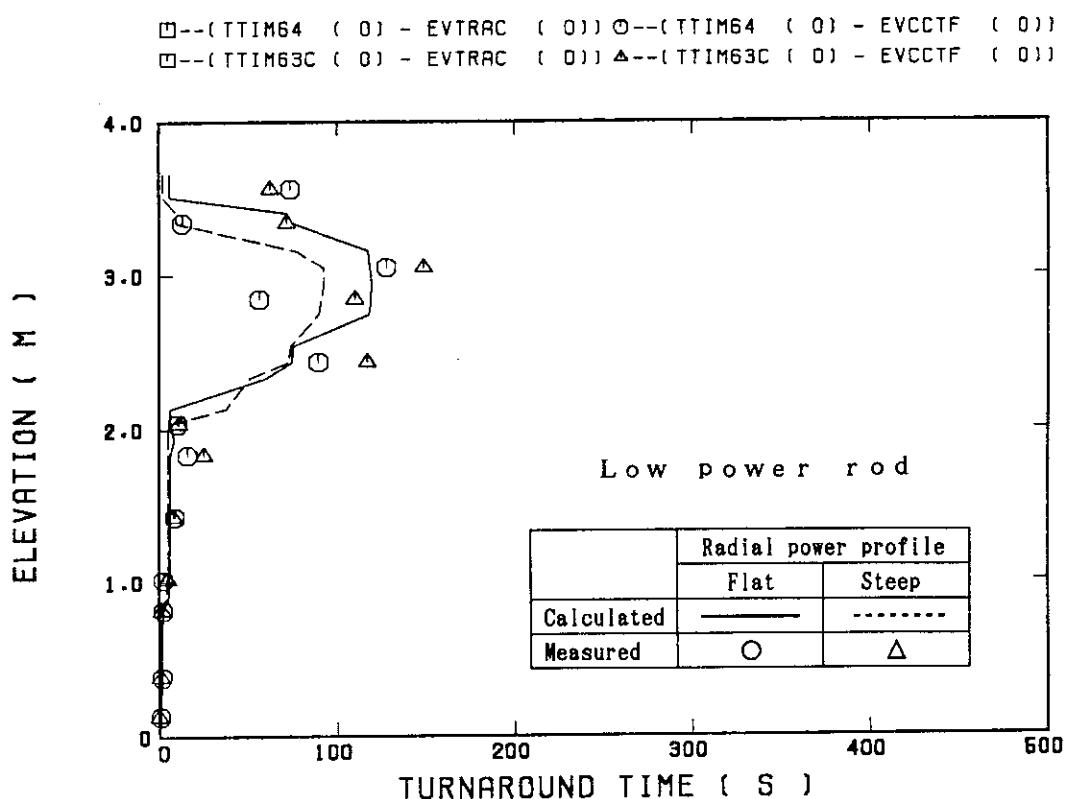
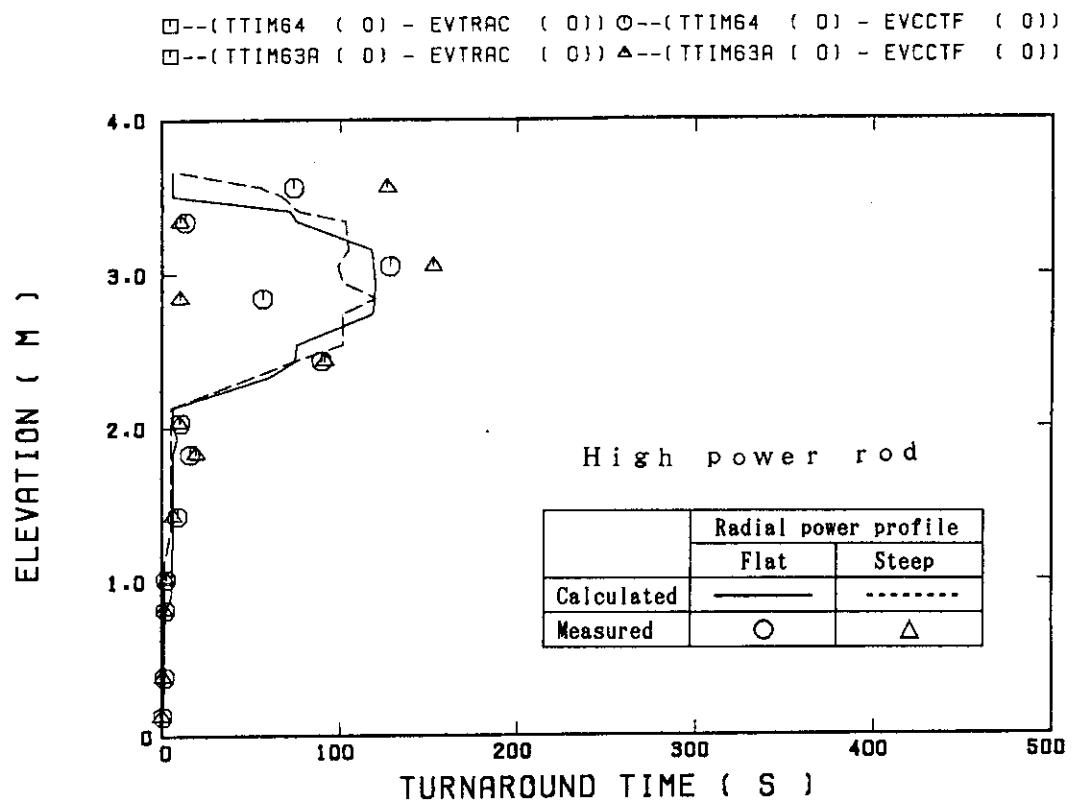


図4.4.5 ターンアラウンド時間（炉心内半径方向出力分布の影響）

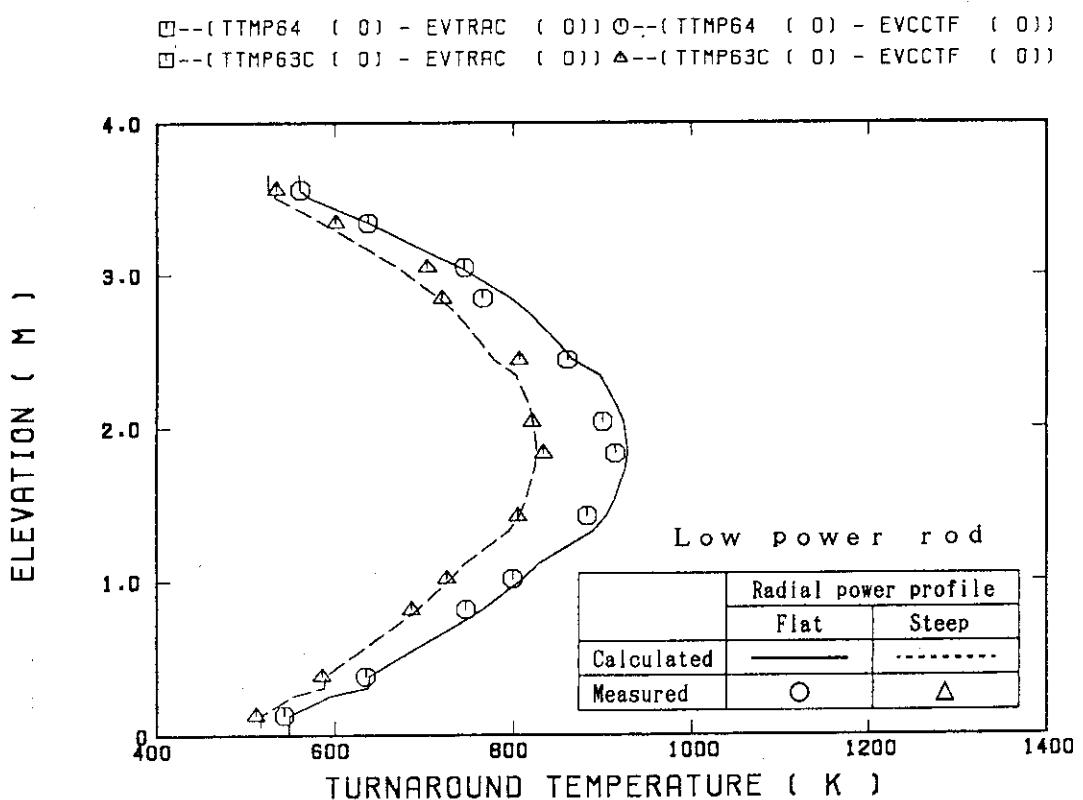
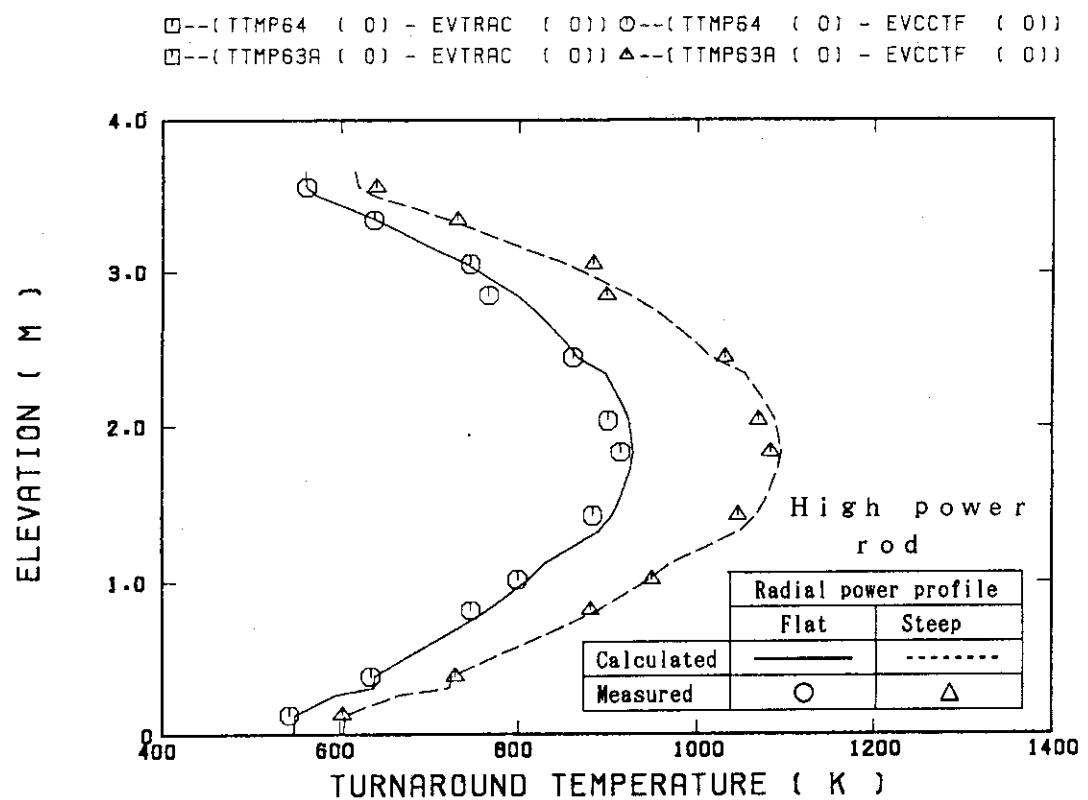


図4.4.6 ターンアラウンド温度（炉心内半径方向出力分布の影響）

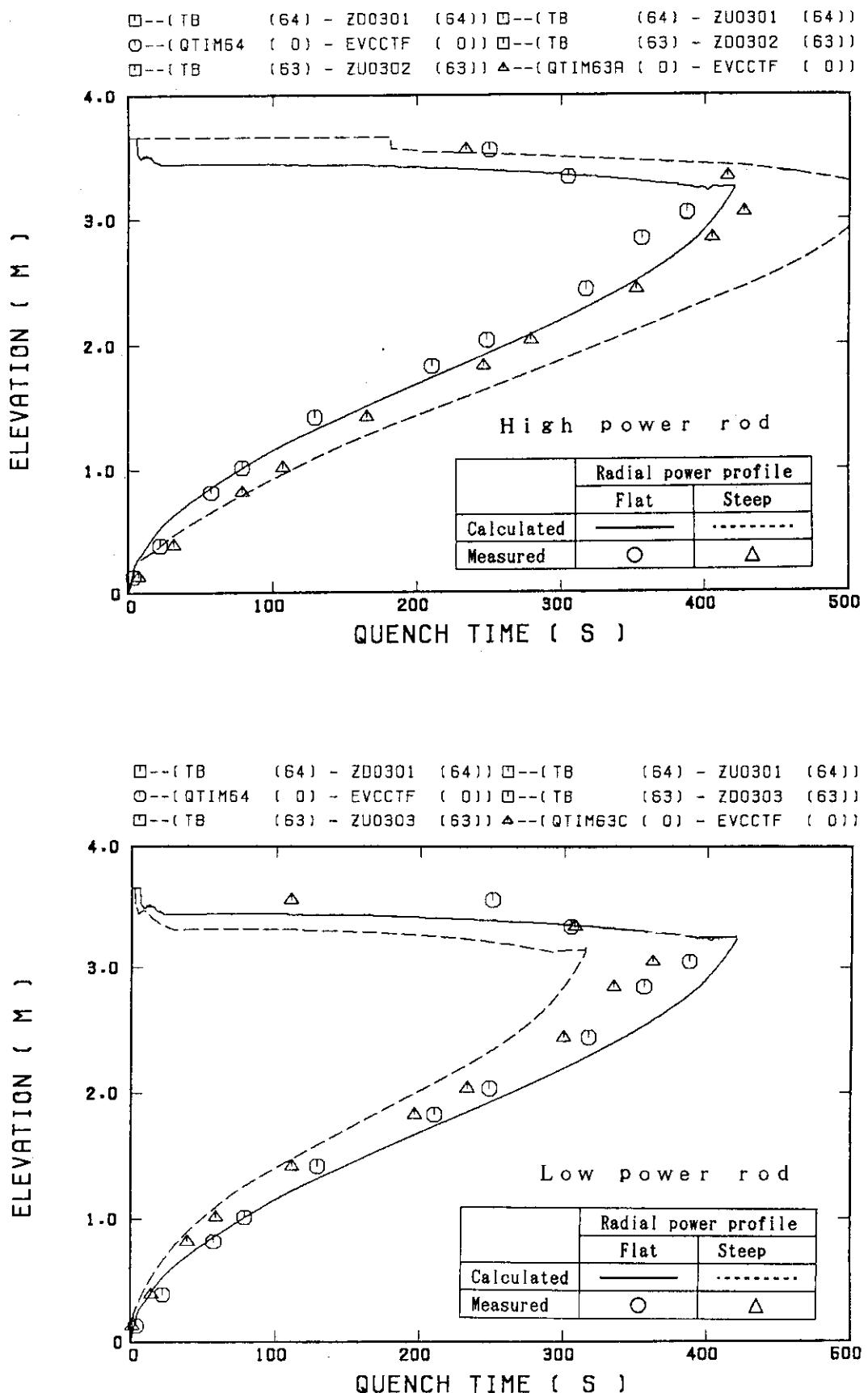


図4.4.7 クエンチ時間(炉心内半径方向出力分布の影響)

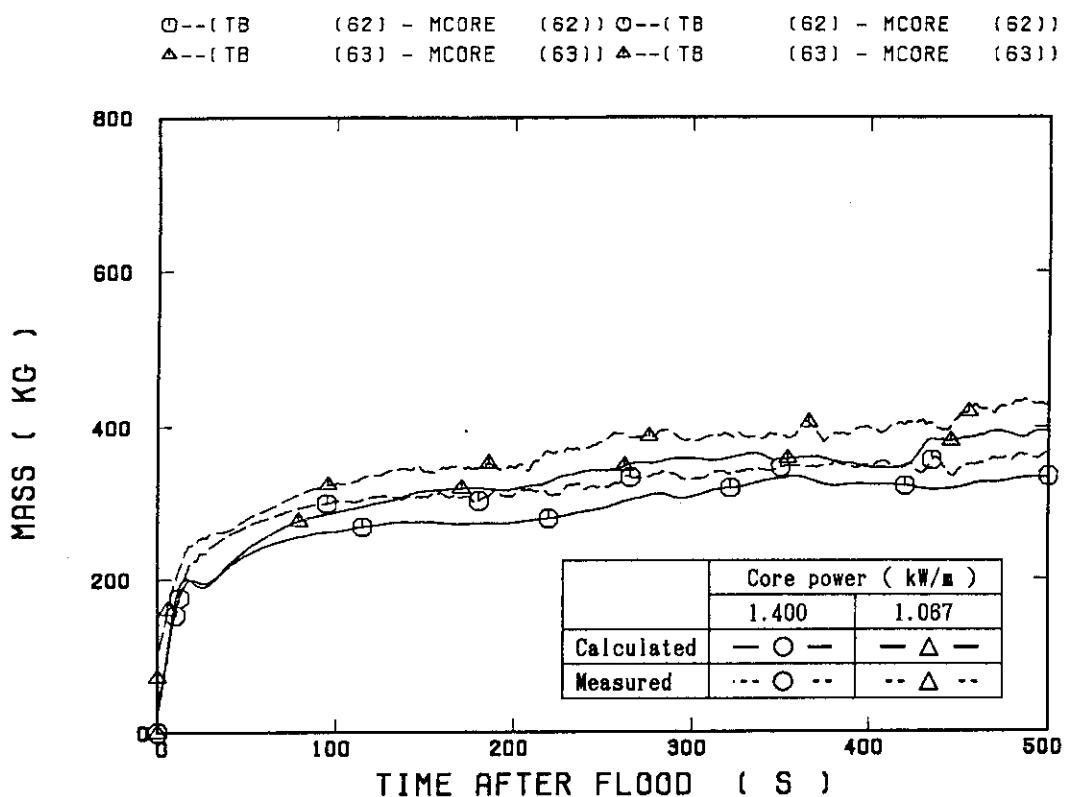


図4.5.1 炉心蓄水量（炉心出力の影響）

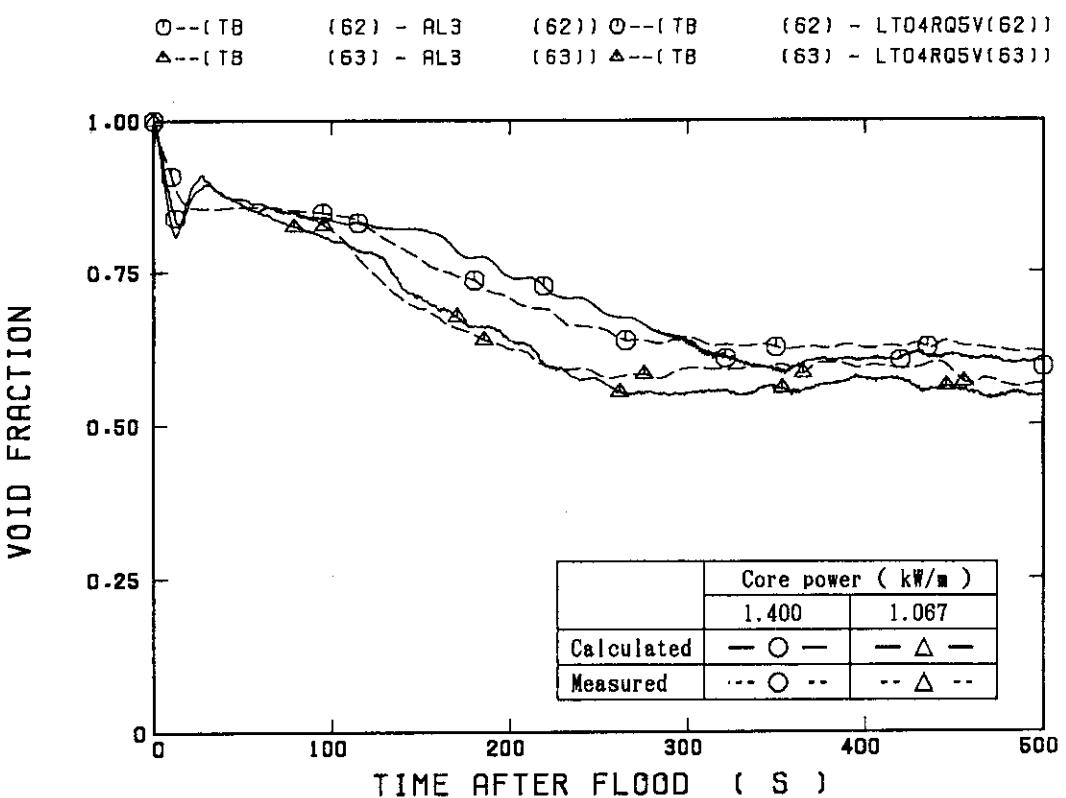
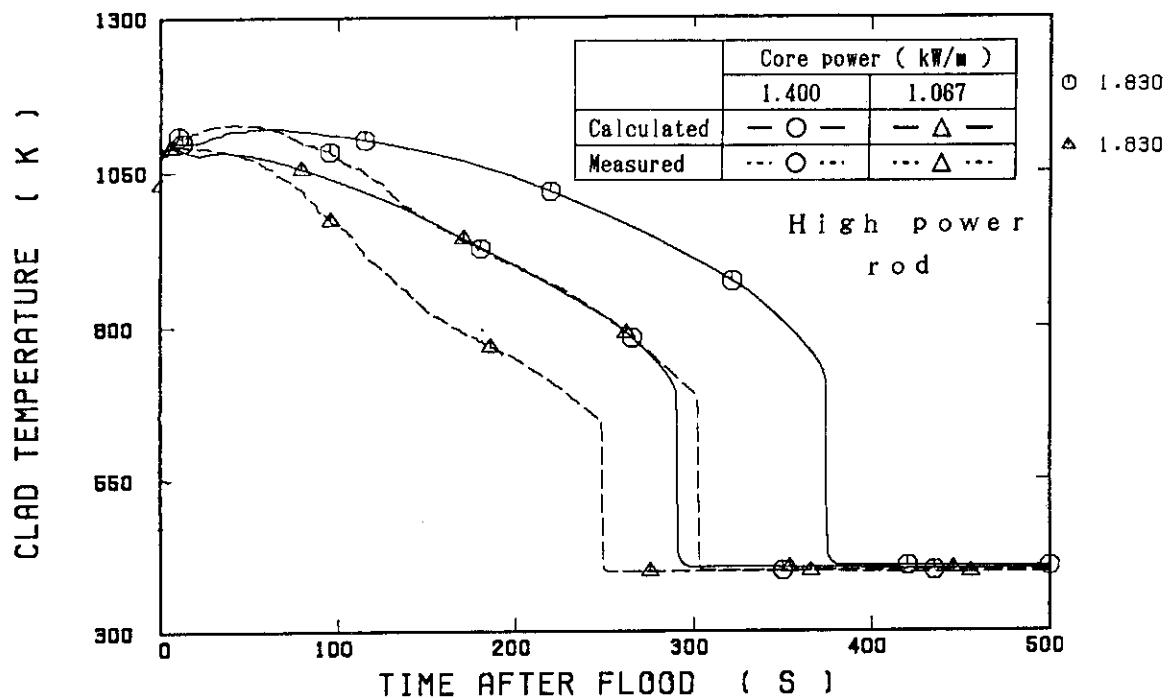


図4.5.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率（炉心出力の影響）

○---(TB) (62) - TW1830H (62) ○---(TB) (62) - TE31Y17 (62)
 △---(TB) (63) - TW1830H (63) △---(TB) (63) - TE31Y17 (63)



○---(TB) (62) - TW1830L (62) ○---(TB) (62) - TE07Y17 (62)
 △---(TB) (63) - TW1830L (63) △---(TB) (63) - TE07Y17 (63)

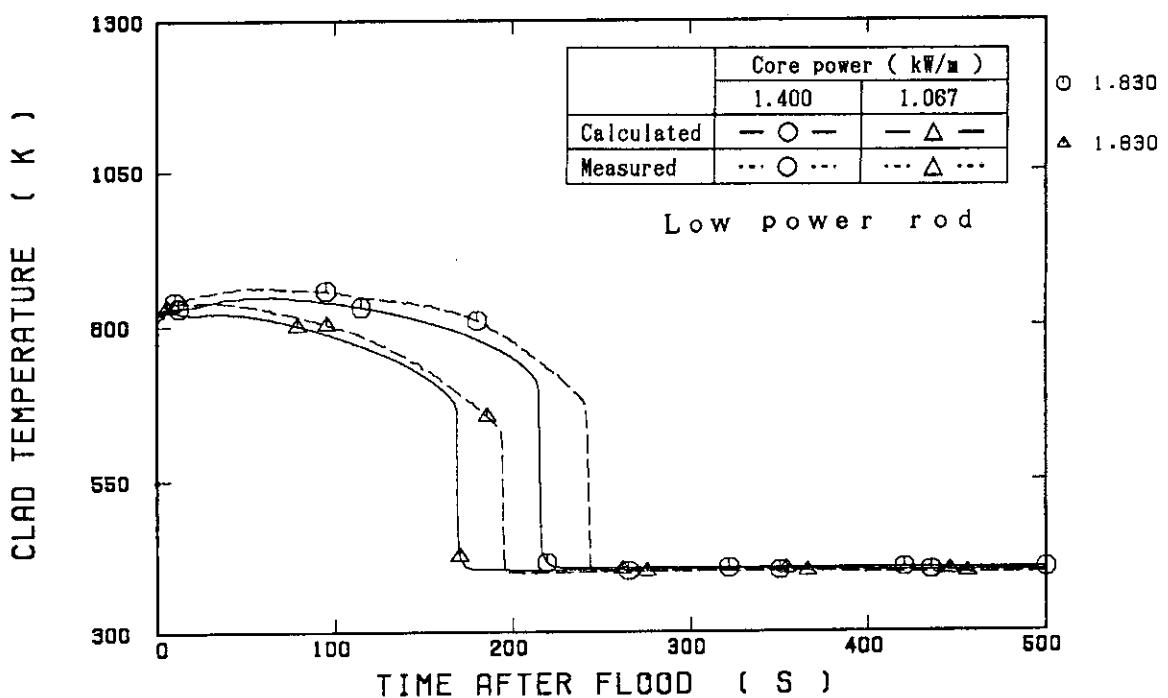
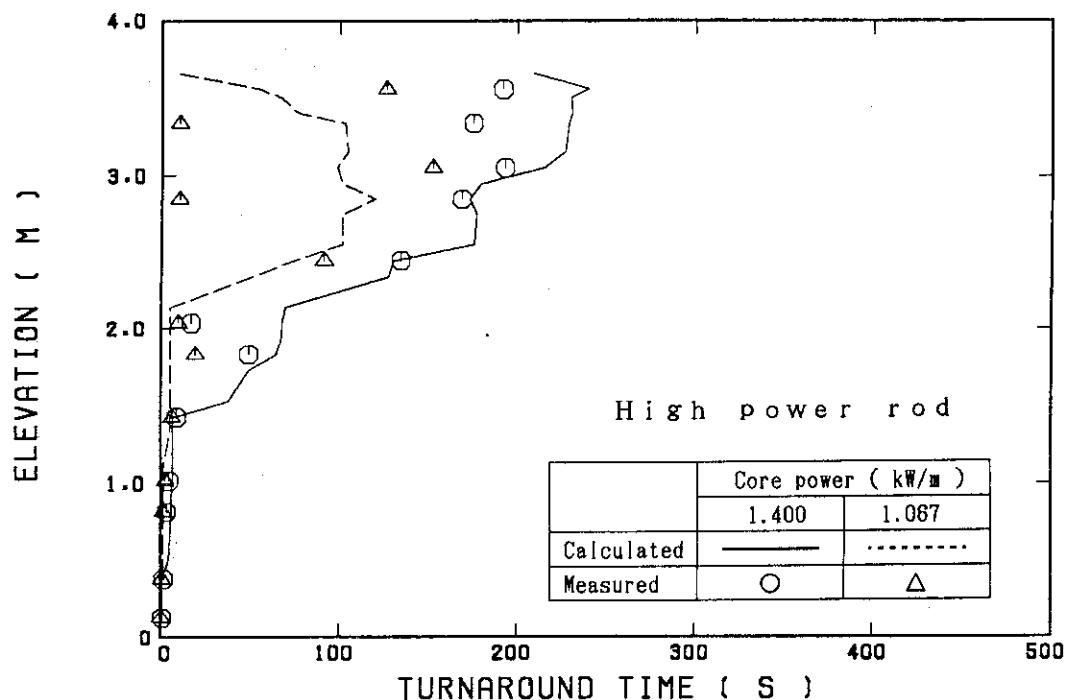


図4.5.3 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（炉心出力の影響）

□--(TTIM62A (0) - EVTRAC (0)) ○--(TTIM62A (0) - EVCCTF (0))
 □--(TTIM63A (0) - EVTRAC (0)) △--(TTIM63A (0) - EVCCTF (0))



□--(TTIM62C (0) - EVTRAC (0)) ○--(TTIM62C (0) - EVCCTF (0))
 □--(TTIM63C (0) - EVTRAC (0)) △--(TTIM63C (0) - EVCCTF (0))

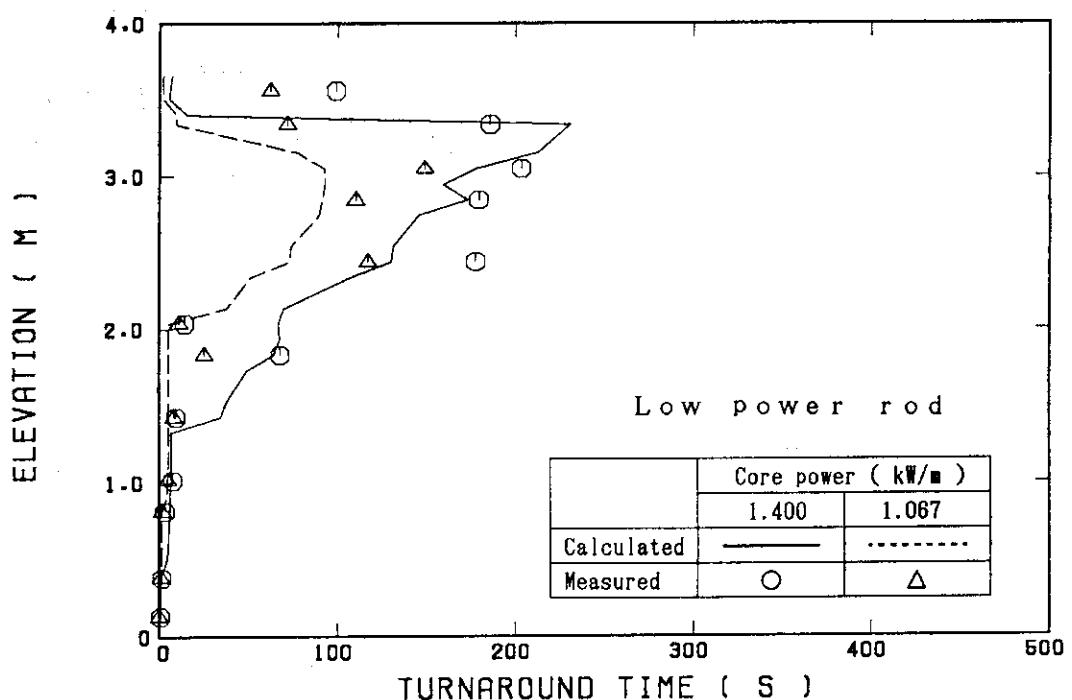


図4.5.4 ターンアラウンド時間（炉心出力の影響）

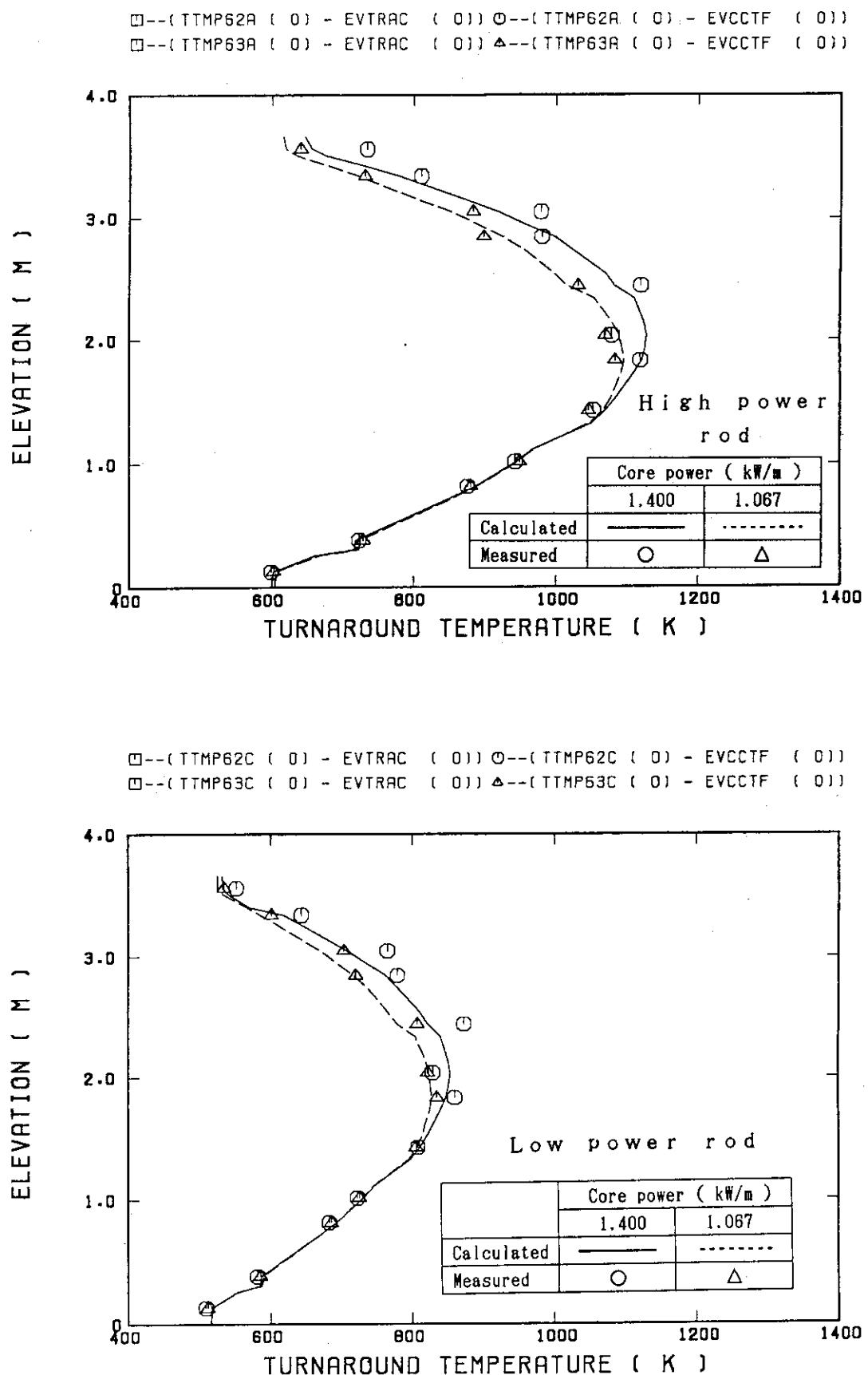


図4.5.5 ターンアラウンド温度（炉心出力の影響）

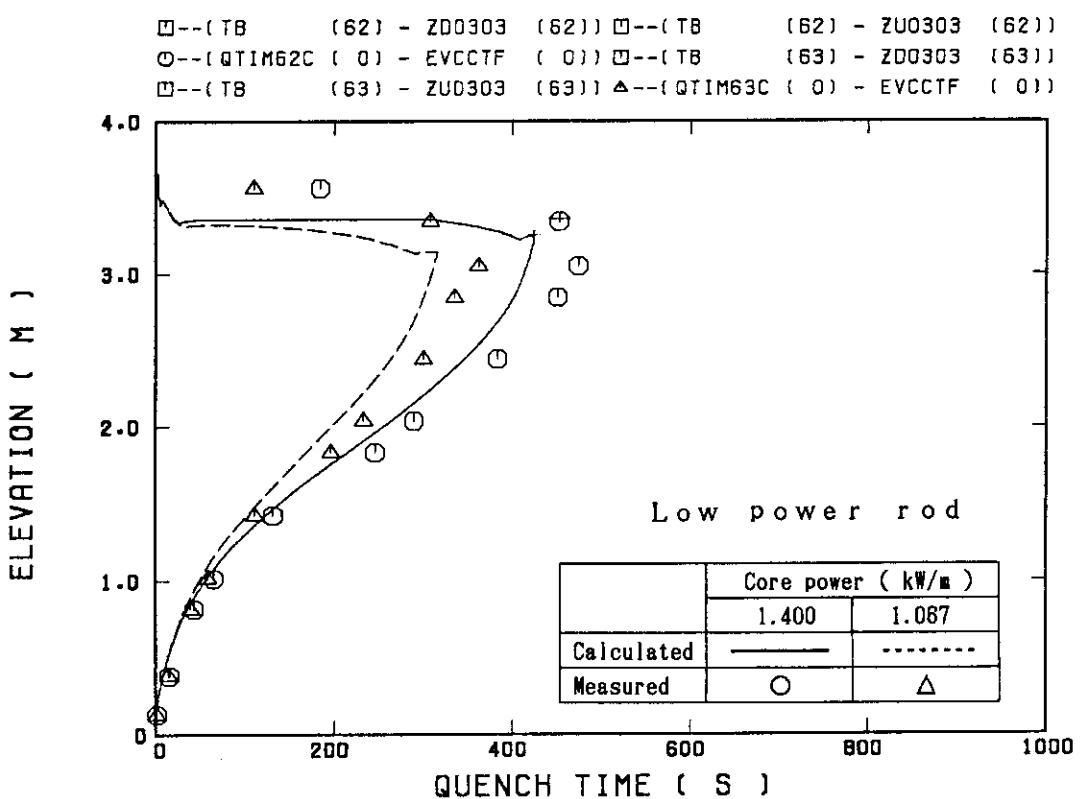
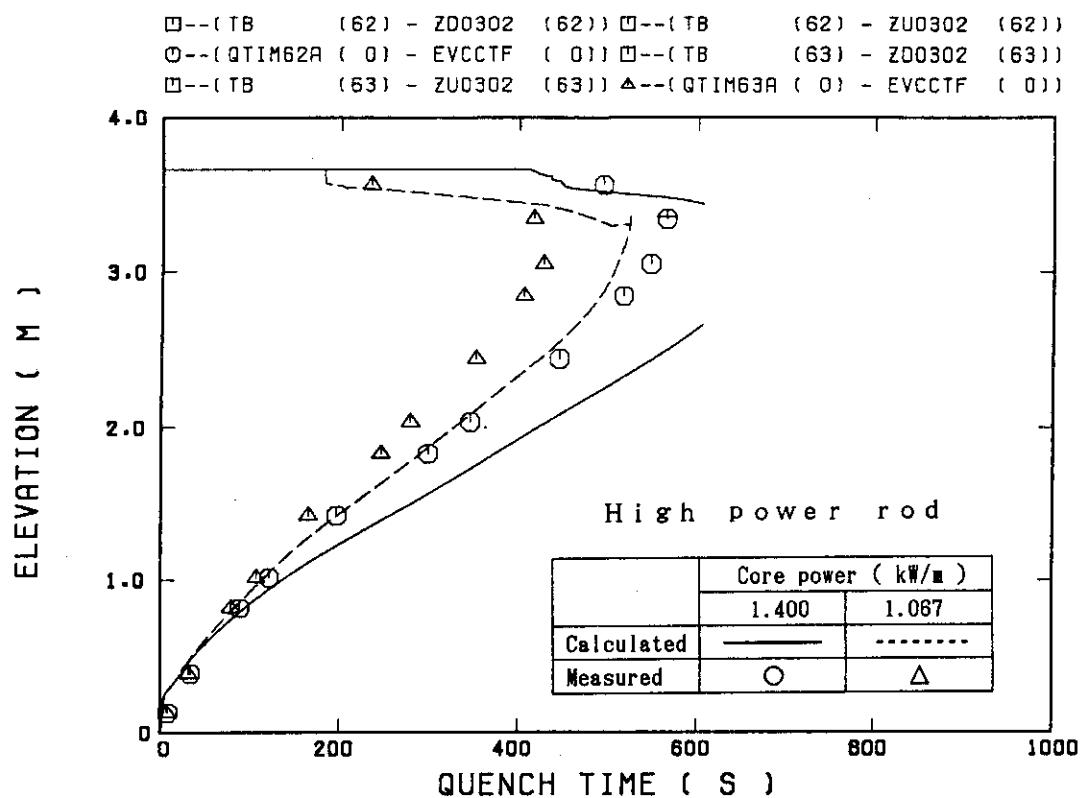


図4.5.6 クエンチ時間（炉心出力の影響）

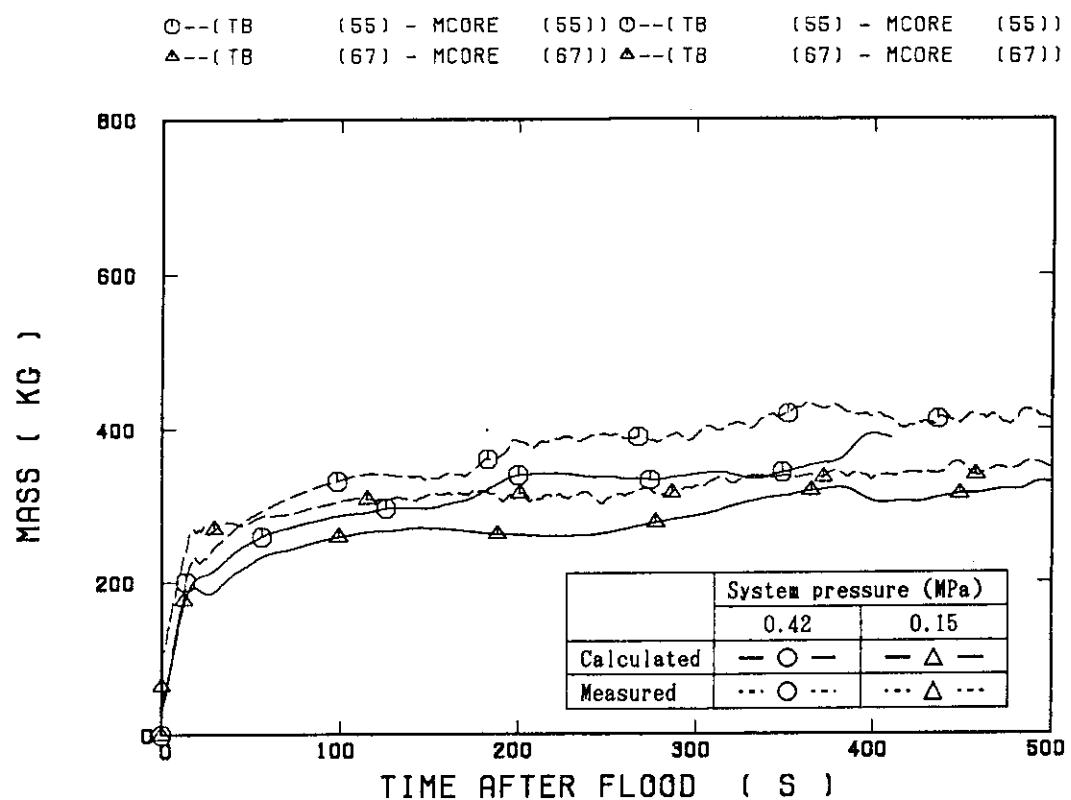


図4.6.1 炉心蓄水量（系圧力の影響）

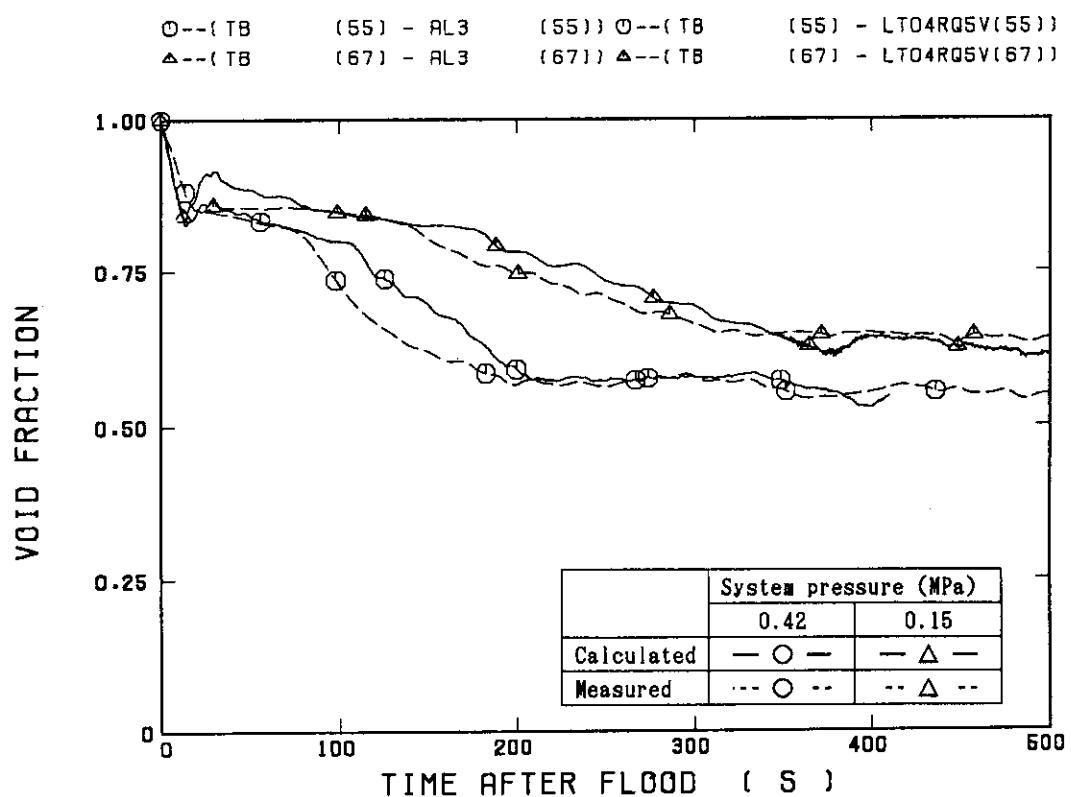
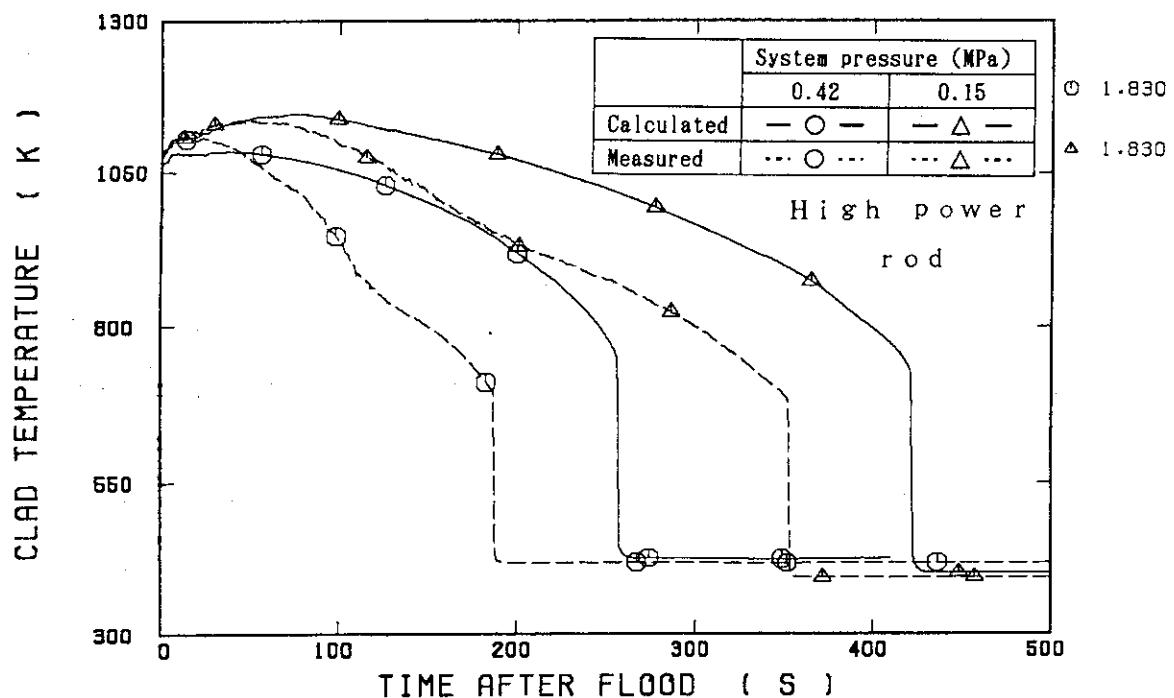


図4.6.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率（系圧力の影響）

○--(TB) (55) - TW1830H (55) ○--(TB) (55) - TE31Y17 (55)
 △--(TB) (67) - TW1830H (67) △--(TB) (67) - TE31Y17 (67)



○--(TB) (55) - TW1830L (55) ○--(TB) (55) - TE07Y17 (55)
 △--(TB) (67) - TW1830L (67) △--(TB) (67) - TE07Y17 (67)

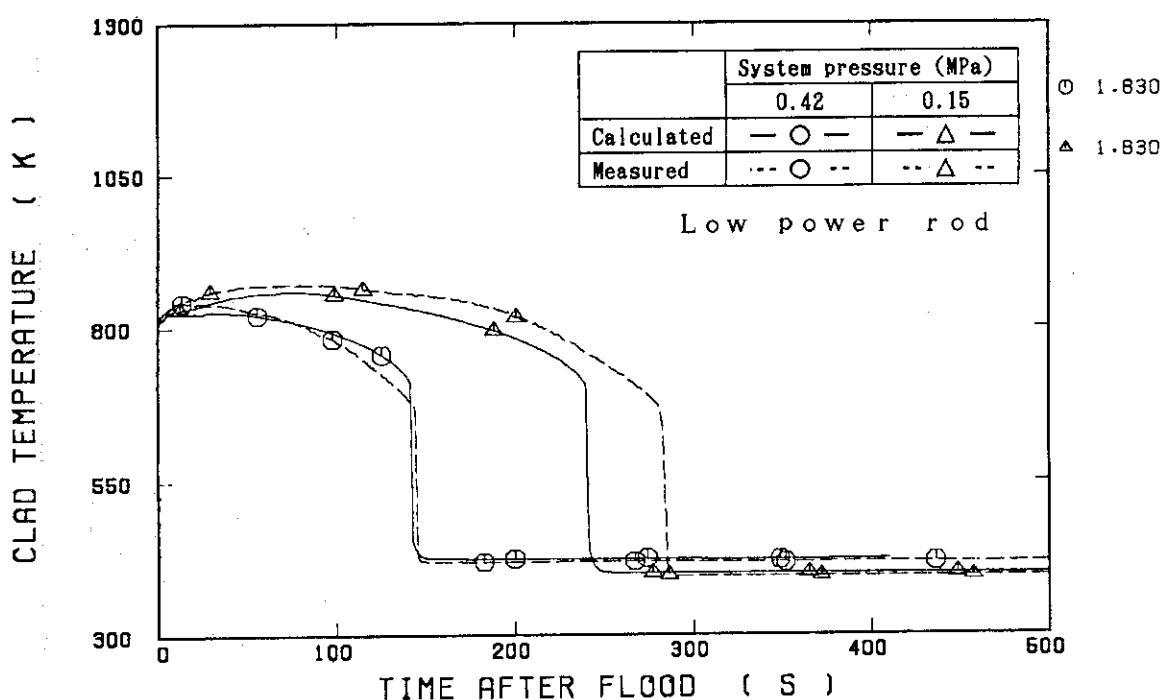
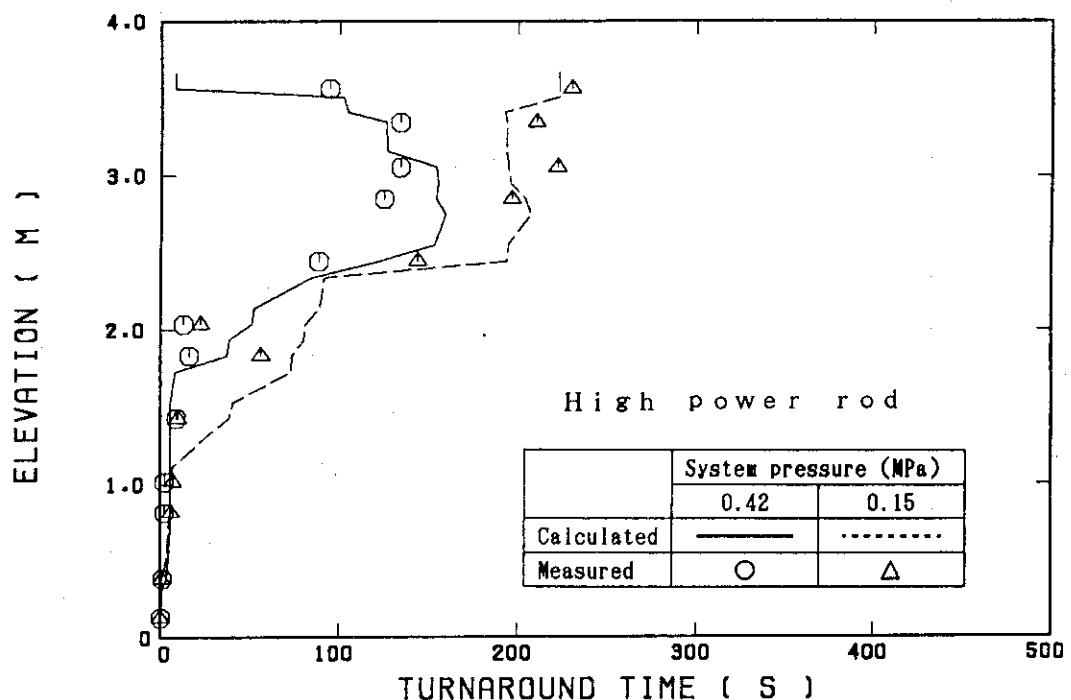


図4.6.3 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（系圧力の影響）

□--(TTIM55A (0) - EVTRAC (0)) ○--(TTIM55A (0) - EVCCTF (0))
 □--(TTIM67A (0) - EVTRAC (0)) △--(TTIM67A (0) - EVCCTF (0))



□--(TTIM55C (0) - EVTRAC (0)) ○--(TTIM55C (0) - EVCCTF (0))
 □--(TTIM67C (0) - EVTRAC (0)) △--(TTIM67C (0) - EVCCTF (0))

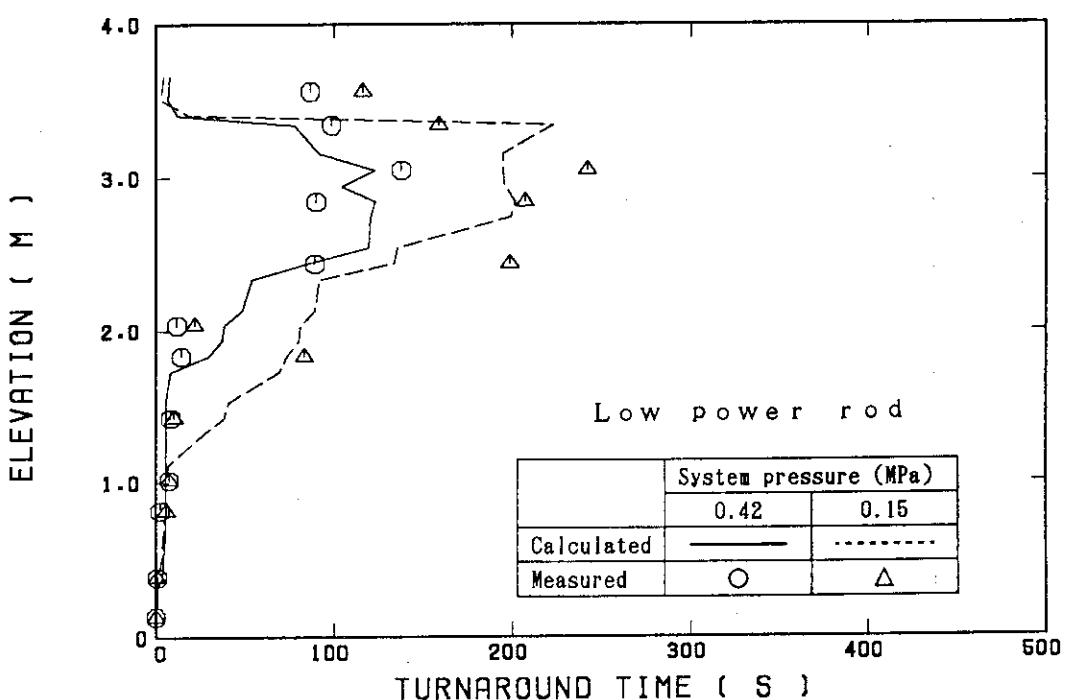


図4.6.4 ターンアラウンド時間（系圧力の影響）

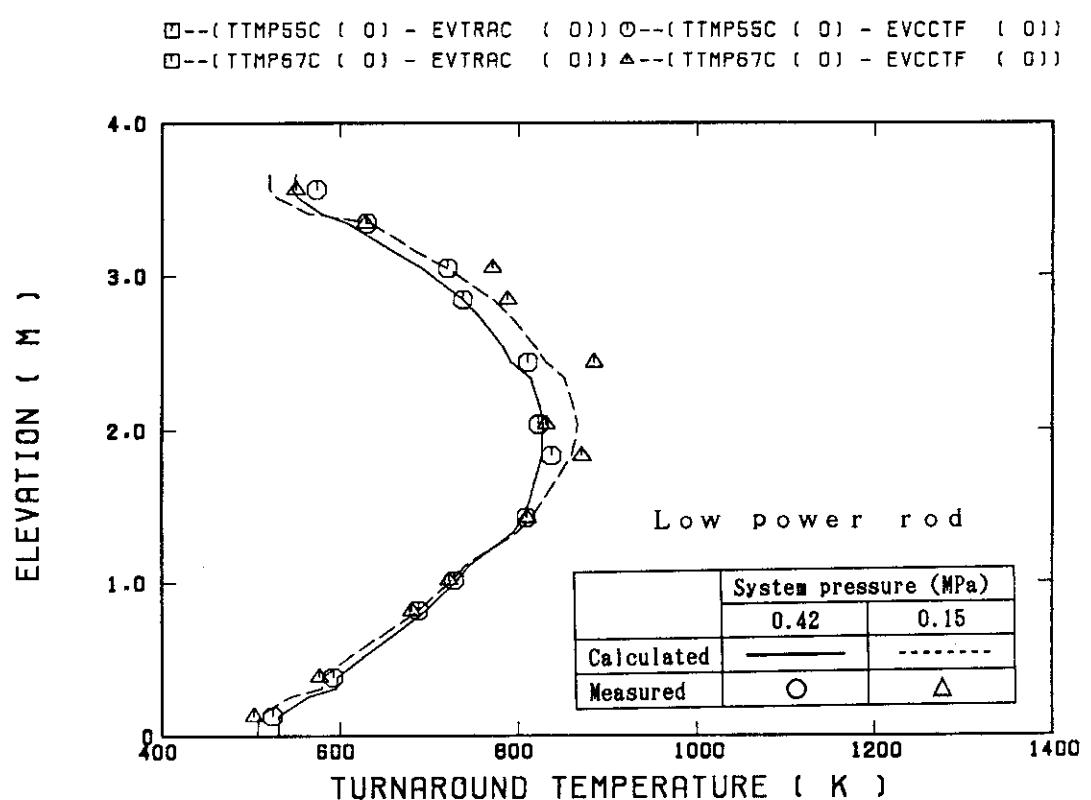
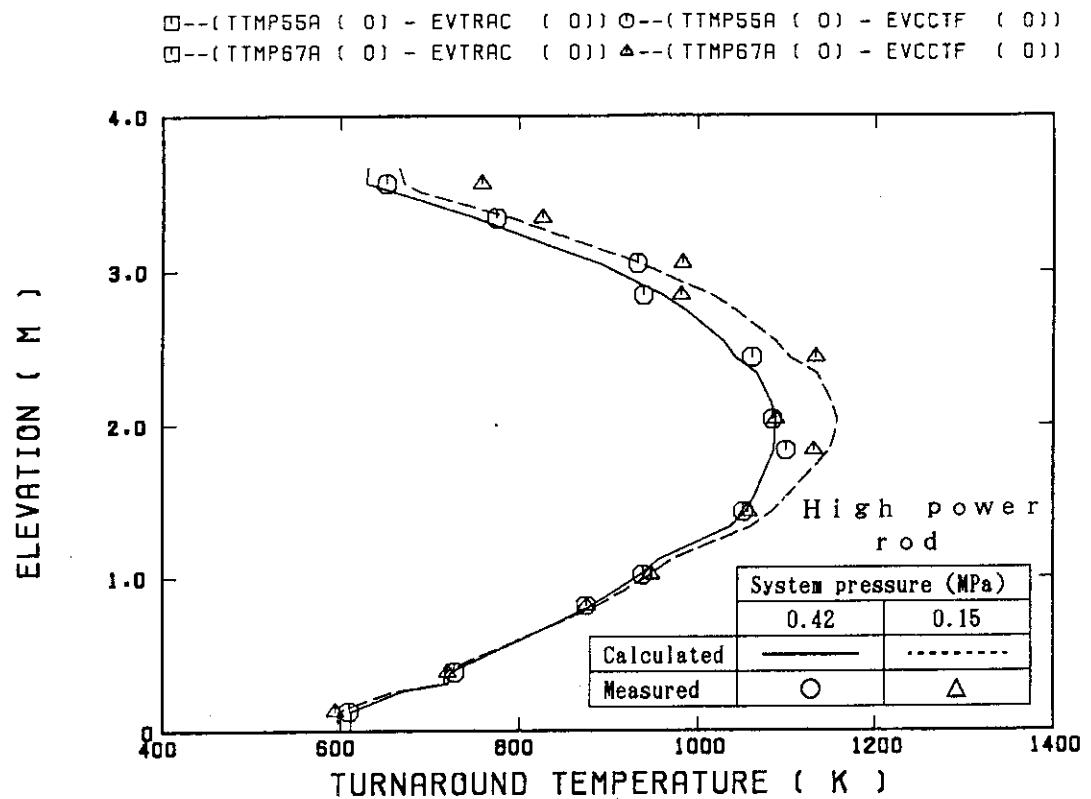


図4.6.5 ターンアラウンド温度（系圧力の影響）

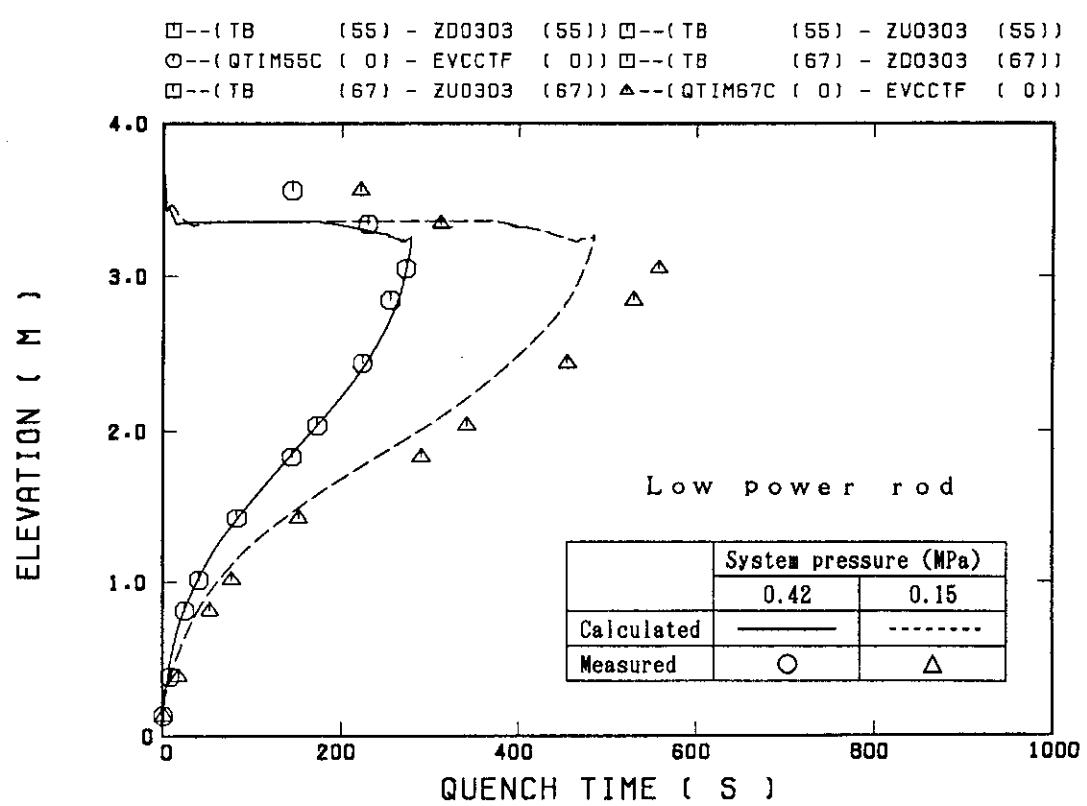
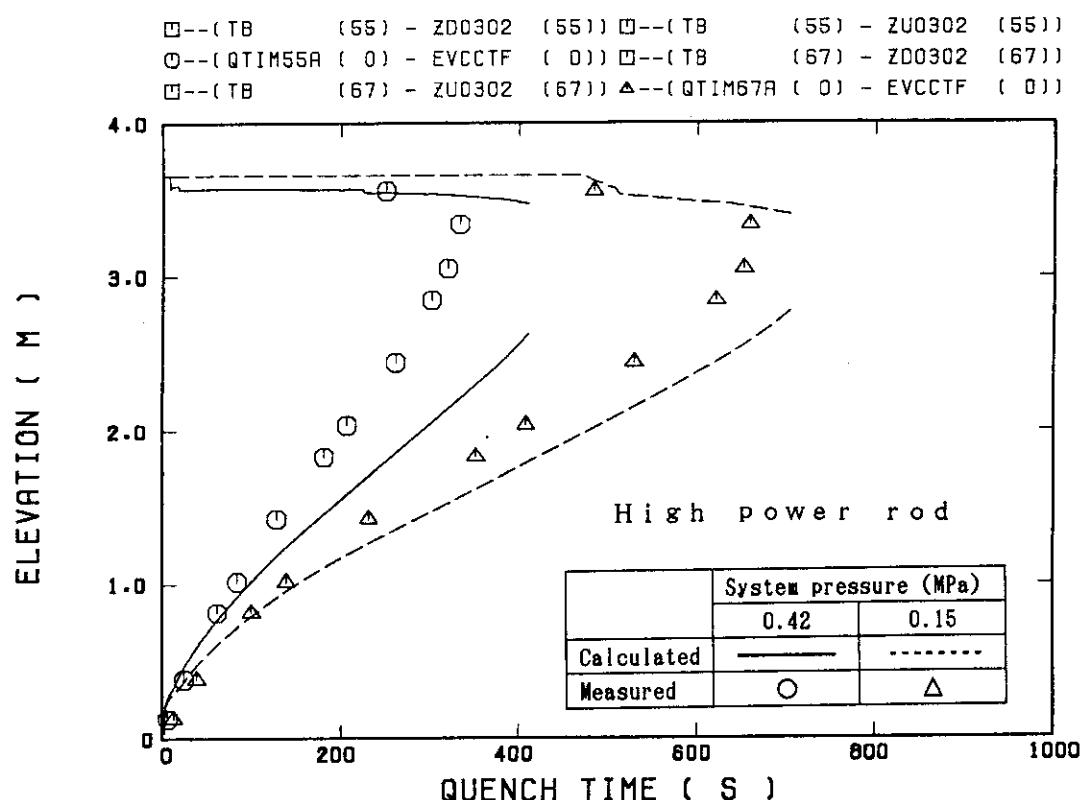


図4.6.6 クエンチ時間（系圧力の影響）

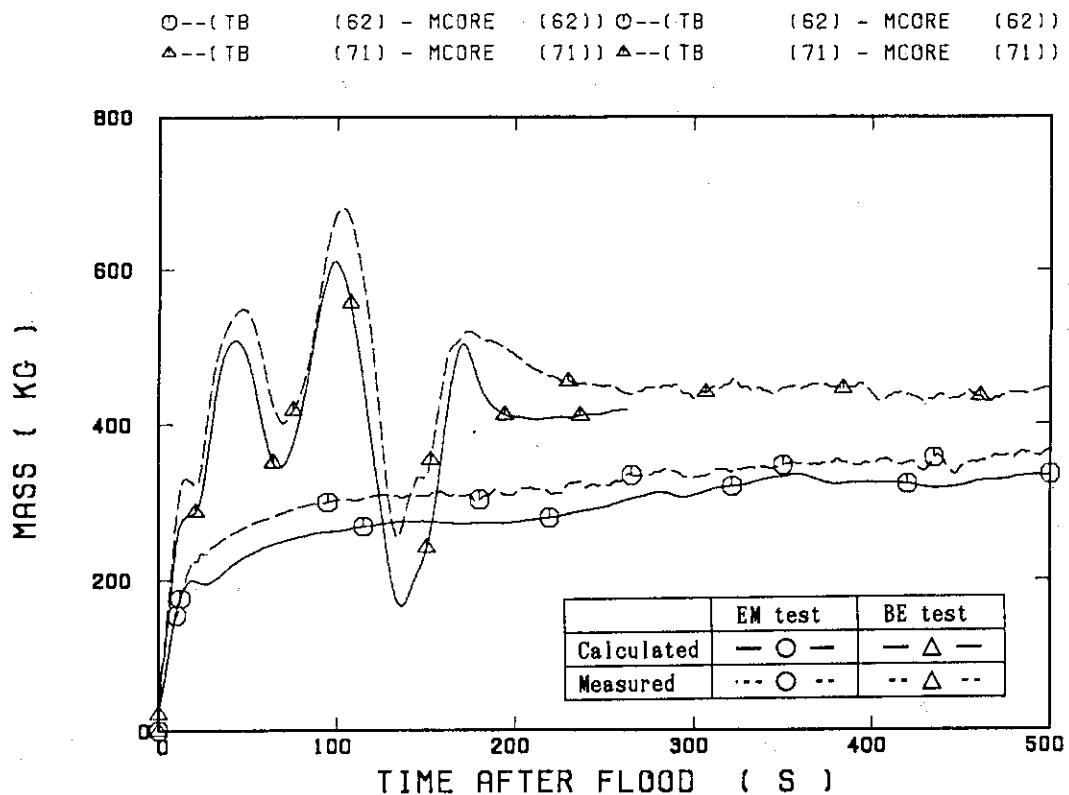
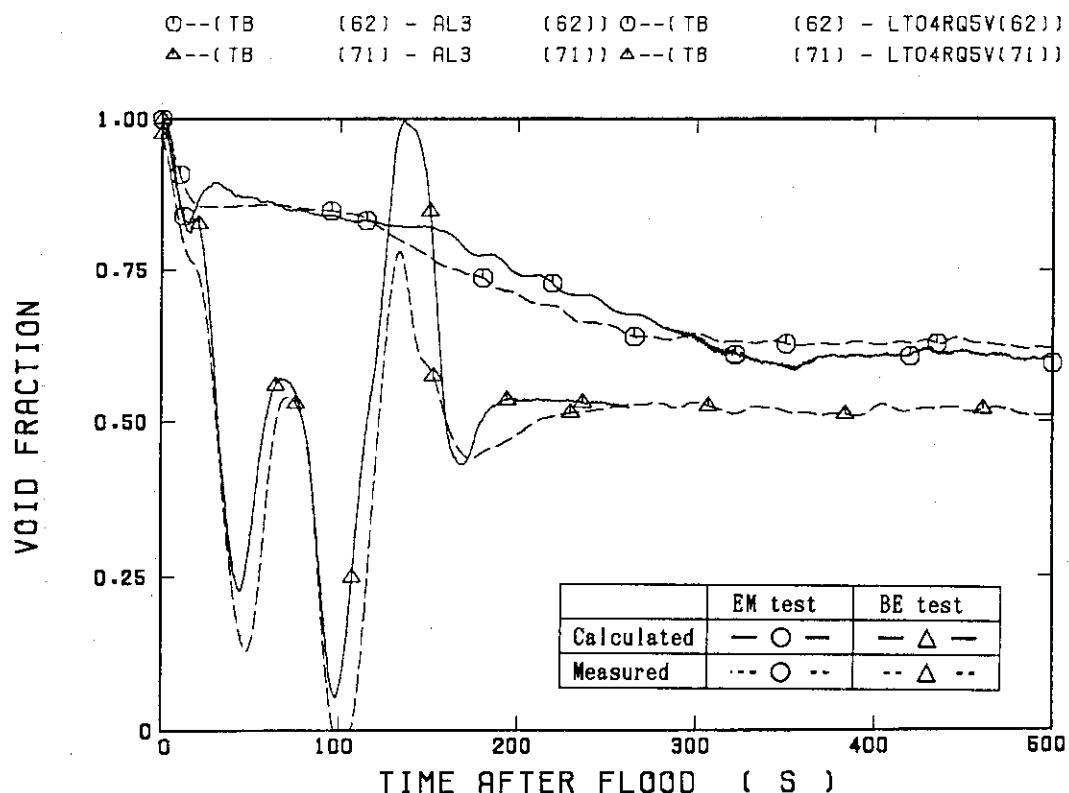
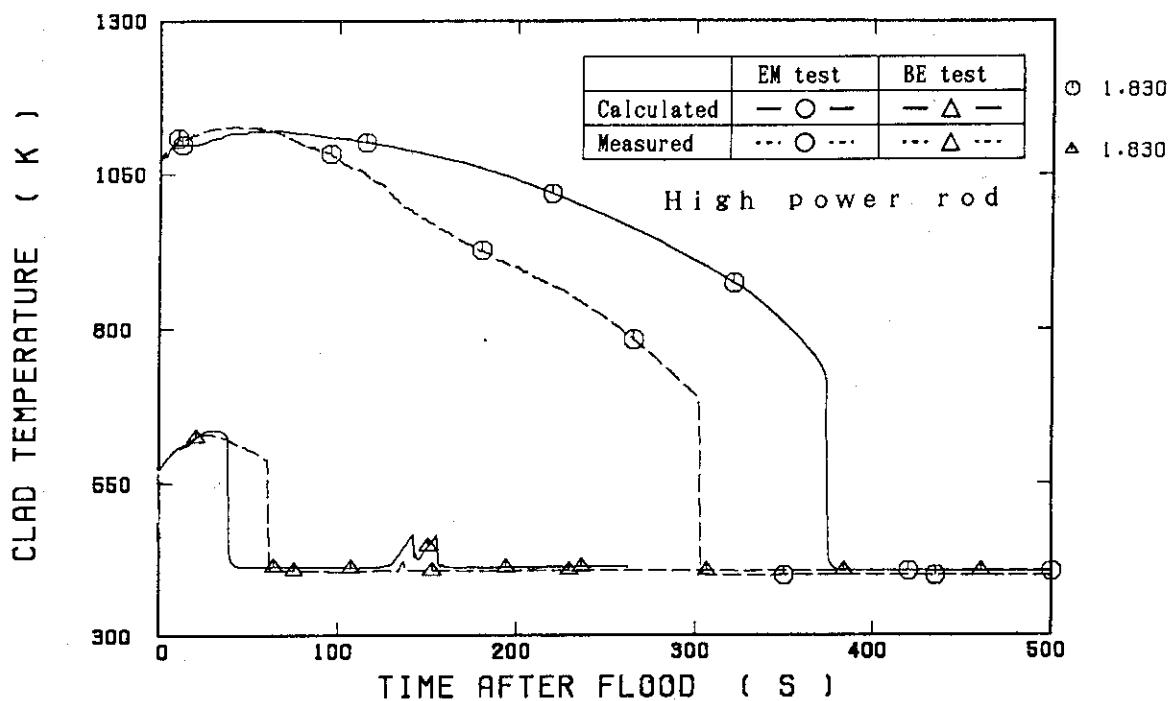


図4.7.1 炉心蓄水量（EM条件とBE条件に対する比較）

図4.7.2 高さ位置1.22mから1.83mまでの区間における平均ボイド率
(EM条件とBE条件に対する比較)

○---(TB (62) - TW1830H (62)) ○---(TB (62) - TE31Y17 (62))
 △---(TB (71) - TW1830 (71)) △---(TB (71) - TE31Y17 (71))



○---(TB (62) - TW1830L (62)) ○---(TB (62) - TE07Y17 (62))
 △---(TB (71) - TW1830 (71)) △---(TB (71) - TE07Y17 (71))

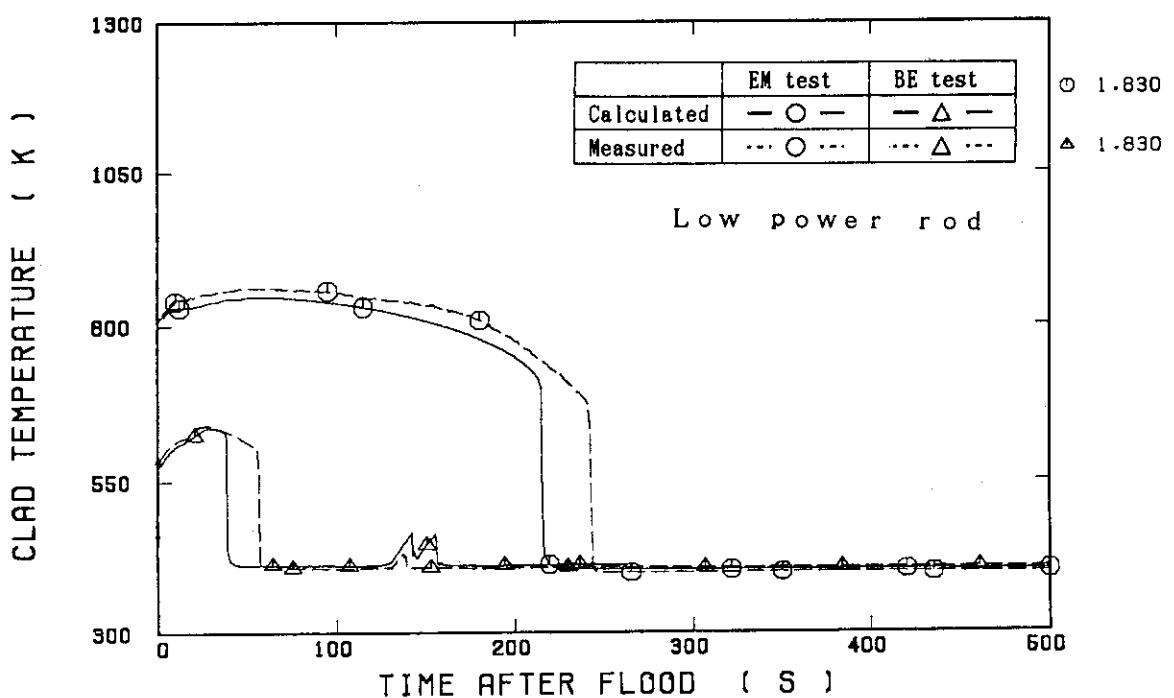


図4.7.3 高さ位置1.83mにおける被覆管温度（EM条件とBE条件に対する比較）

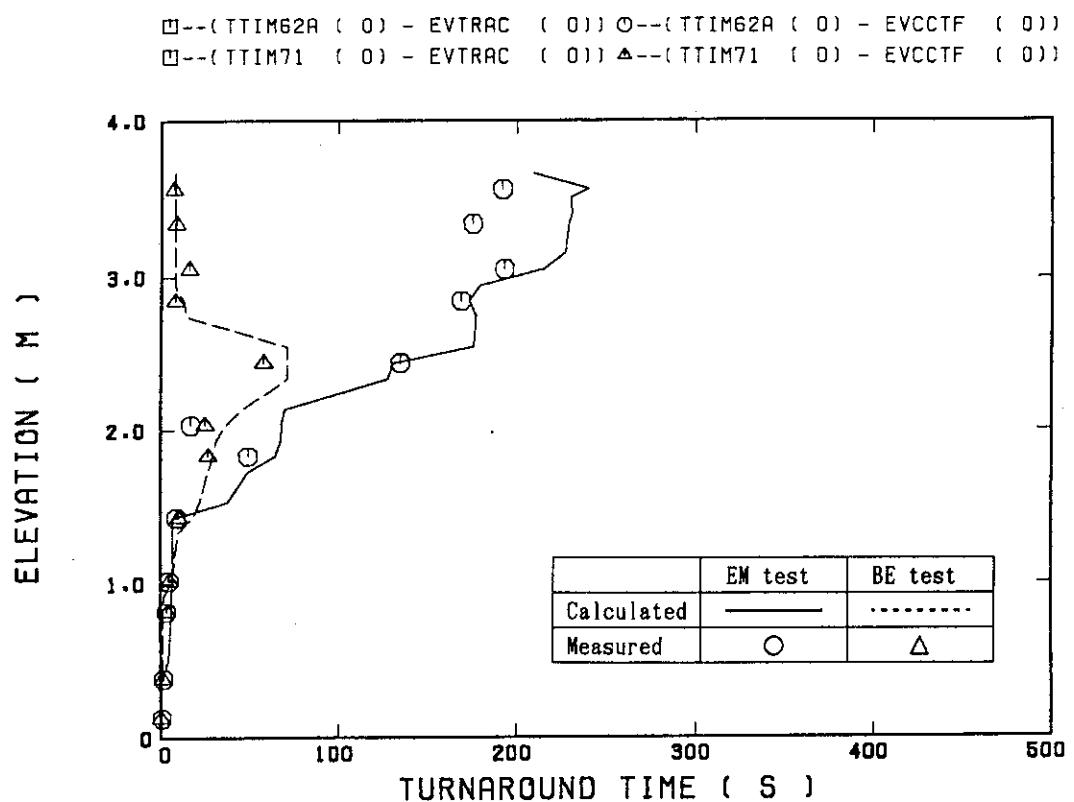


図4.7.4 ターンアラウンド時間（EM条件とBE条件に対する比較）

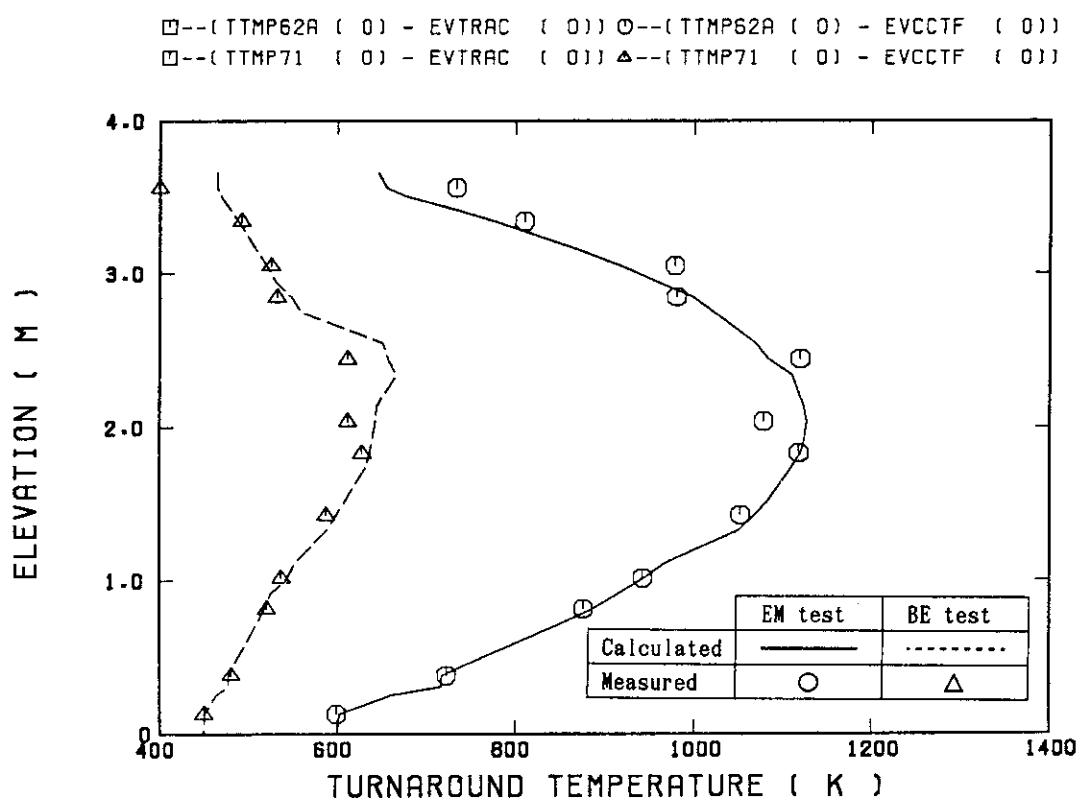


図4.7.5 ターンアラウンド温度（EM条件とBE条件に対する比較）

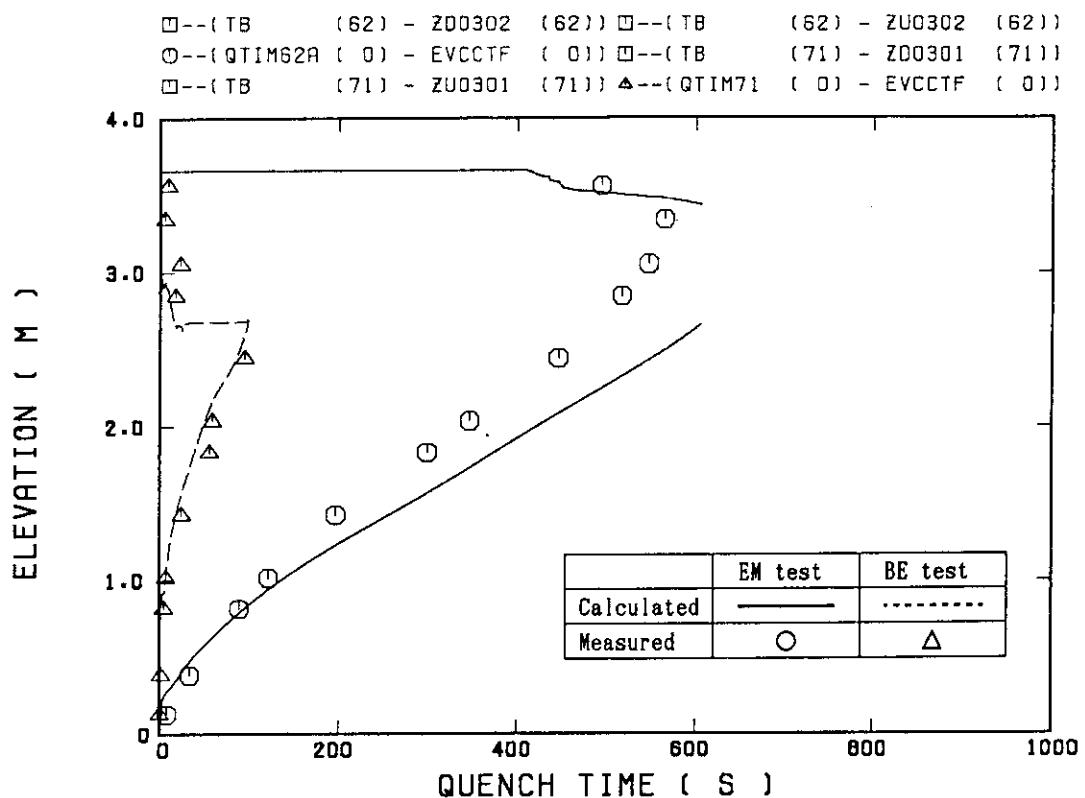


図4.7.6 クエンチ時間（EM条件とBE条件に対する比較）

5. 結論

TRAC-PF1コードに原研で開発されたREFLAコードの再冠水モデルを導入したREFLA/TRACコードの1次元再冠水モデルの予測性能を評価した。実炉の再冠水解析で想定されている条件範囲をカバーするように考慮して、小型再冠水試験、大型再冠水円筒炉心試験及び大型再冠水平板炉心試験から12の試験を選択した。各試験に対して実測された炉心入口流量、炉心入口水温、炉心出力及び炉心出口圧力を境界条件として与えて試験後解析を行い、炉心入口サブクール度、炉心冠水速度、炉心形状、炉心内半径方向出力分布、系圧力、炉心出力、再冠水開始時の被覆管温度の各パラメータが再冠水時の炉心内熱水力学的挙動に与える影響を妥当に再現できるかについて検討した。計算結果を実験結果と比較検討し、以下の結論を得た。

- (1) REFRA/TRACコードの1次元再冠水モデルは、上述の各パラメータの影響を含めて、炉心内の蓄水挙動を良好に再現できる。
- (2) REFRA/TRACコードの1次元再冠水モデルは、上述の各パラメータの影響を含めて、被覆管温度履歴を良好に再現できる。最高被覆管温度を50K以下の誤差で予測できた。
- (3) 加圧水型原子炉冷却材喪失事故再冠水時に想定されている種々の条件において、REFRA/TRACコードの1次元モデルにより、炉心内熱水力学的挙動を実用上十分な精度で予測できる。

謝辞

本報告書をまとめるにあたり、伝熱流動研究室の井口正主任研究員並びに大久保努副主任研究員からは再冠水時炉心内熱水力学的挙動や円筒炉心試験結果について数多くの貴重な助言を賜りました。ここに深謝致します。また、受動的安全炉研究室の岩村公道主任研究員並びに伝熱流動研究室の安達公道氏（現山形大学）、阿部豊氏（現山形大学）からは平板炉心試験結果について多大なる助言を賜りました。ここに謝意を表します。

5. 結論

TRAC-PF1コードに原研で開発されたREFLAコードの再冠水モデルを導入したREFLA/TRACコードの1次元再冠水モデルの予測性能を評価した。実炉の再冠水解析で想定されている条件範囲をカバーするように考慮して、小型再冠水試験、大型再冠水円筒炉心試験及び大型再冠水平板炉心試験から12の試験を選択した。各試験に対して実測された炉心入口流量、炉心入口水温、炉心出力及び炉心出口圧力を境界条件として与えて試験後解析を行い、炉心入口サブクール度、炉心冠水速度、炉心形状、炉心内半径方向出力分布、系圧力、炉心出力、再冠水開始時の被覆管温度の各パラメータが再冠水時の炉心内熱水力学的挙動に与える影響を妥当に再現できるかについて検討した。計算結果を実験結果と比較検討し、以下の結論を得た。

- (1) REFRA/TRACコードの1次元再冠水モデルは、上述の各パラメータの影響を含めて、炉心内の蓄水挙動を良好に再現できる。
- (2) REFRA/TRACコードの1次元再冠水モデルは、上述の各パラメータの影響を含めて、被覆管温度履歴を良好に再現できる。最高被覆管温度を50K以下の誤差で予測できた。
- (3) 加圧水型原子炉冷却材喪失事故再冠水時に想定されている種々の条件において、REFRA/TRACコードの1次元モデルにより、炉心内熱水力学的挙動を実用上十分な精度で予測できる。

謝 言

本報告書をまとめるにあたり、伝熱流動研究室の井口正主任研究員並びに大久保努副主任研究員からは再冠水時炉心内熱水力学的挙動や円筒炉心試験結果について数多くの貴重な助言を賜りました。ここに深謝致します。また、受動的安全炉研究室の岩村公道主任研究員並びに伝熱流動研究室の安達公道氏（現山形大学）、阿部豊氏（現山形大学）からは平板炉心試験結果について多大なる助言を賜りました。ここに謝意を表します。

参考文献

- (1) Los Alamos National Laboratory:TRAC-PF1;An advanced best-estimate computer program for pressurized water reactor thermal-hydraulic analysis, NUREG/CR-3858 LA-10157-MS R4, July (1986).
- (2) Murao, Y., et al.:REFLA-1D/MOD3;A computer code for reflood thermo-hydrodynamic analysis PWR LOCA - user's manual -, JAERI-M 84-243, February (1985).
- (3) 村尾良夫：再冠水過程における原子炉炉心内熱水力現象の研究, JAERI-M 83-032, 1983年3月
- (4) 秋本肇他：TRAC-PF1/MOD1コード1次元モデルへの原研再冠水モデルの導入, JAERI-M 93-027, 1993年2月.
- (5) 大貫晃他：再冠水過程での熱伝達に与える冠水速度の影響, 日本原子力学会 昭和62年秋の大会 F 51, 1987年10月.
- (6) For example, Iguchi, T., et al.:Assessment of current safety evaluation analysis on the reflood phase during a LOCA in a PWR with the cold leg injection type ECCS, Proceedings of Second International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations, Tokyo, Japan April 15-17, 1986, pp. 2-82~2-97.
- (7) For example, Adachi, H., et al.:Recent study on two-dimensional thermal-hydraulic behavior in PWR core during the reflood phase of LOCA with the Slab Core Test Facility (SCTF), ibid, pp. 2-104~2-112.
- (8) Murao, Y., Iguchi, T.:Experimental modeling of core hydrodynamics during reflood phase of LOCA, J. Nucl. Sci. Technol., 19(8) p. 613 (1982).
- (9) Murao, Y., Sugimoto, J.:Correlation of heat transfer coefficient for saturated film boiling during reflood phase prior to quenching, J. Nucl. Sci. Technol., 18(4) p. 275 (1981)
- (10) Ohnuki, A., et al.:Effect of liquid flow rate on film boiling heat transfer during reflood in rad bundle, J. Nucl. Sci. Technol., 27(6) P. 535 (1990).
- (11) 村尾良夫：熱力学的過熱限界温度以下のクエンチモデル, JAERI-M 10000, 1982年3月.
- (12) Okubo, T. et al.:Evaluation report on CCTF Core-II reflood test C2-4(Run 62), JAERI-M 85-026. March (1985).
- (13) Akimoto, H., et al.:Evaluation report on CCTF Core-II reflood test C2-8(run 67), JAERI-M 87-001, January (1987).
- (14) Iguchi, T., et al.:Evaluation report on CCTF Core-II reflood test C2-5(Run 63), JAERI-M 91-174, October (1991).
- (15) Akimoto, H., et al.:Evaluation report on CCTF Core-II reflood test C2-6(Run 64), JAERI-M 85-027, March (1985).
- (16) Murao, Y., et al.:Status of CCTF/SCTF Test Programs, Twelfth Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0058 Vol. 2, 342-372, (1985).
- (17) Fujita, R. K., et al.: TRAC-PF1 analysis of a best-estimate large-break LOCA in a Westinghouse PWR with four loops and 17x17 fuel, Los Alamos National Laboratory document LA-UR-85-858, March (1985).
- (18) Sugimoto, J., Murao, Y.:Effect of grid spacers on reflood heat transfer in PWR-LOCA , J. Nucl. Sci. Technol. 21(2) p. 103, February (1984).