

JAERI-Research

JP0250078

2001-060



# BWR 定常ポスト CHF 試験結果

—限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率—

(受託研究)

2002年2月

井口 正・岩城 智香子\*・安濃田 良成

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

本レポートは、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。  
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越し下さい。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 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行っております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2002

編集兼発行 日本原子力研究所

BWR 定常ポスト CHF 試験結果  
—限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率—  
(受託研究)

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター原子炉安全工学部  
井口 正・岩城 智香子\*・安濃田 良成

(2001年4月26日受理)

従来のポスト CHF 試験に比べて、2MPa～18MPa の広い圧力範囲、33kg/m<sup>2</sup>s～1651kg/m<sup>2</sup>s の広い流量範囲、過熱度 500Kまでの広いヒータ温度範囲で、定常ポスト CHF 試験を行い、沸騰遷移領域、限界熱流束、ポスト CHF 熱伝達率に関するデータを得た。試験体は、BWR 燃料と同径・同長のヒータによる 4 x 4 管群流路とした。

試験の結果、沸騰遷移は複数のグリッドスペーサの直下で生成し、加熱量の増加とともに、沸騰遷移領域は下方に伸長することがわかった。グリッドスペーサ上方は核沸騰状態であるのに対し、グリッドスペーサ下方は膜沸騰状態になる。したがって、限界熱流束は、グリッドスペーサからの距離に影響される。グリッドスペーサ直上の限界熱流束は、同じ局所条件で比べるとグリッドスペーサ直下の限界熱流束の約 1.15 倍であった。

ポスト CHF 熱伝達は、伝熱体の過熱度が十分大きければ、蒸気乱流熱伝達が支配的であり、単相流の熱伝達相関式が適用できる。過熱度が十分には大きくない場合、ポスト CHF 熱伝達率は、単相流の熱伝達相関式による予測値よりも大きくなる。ポスト CHF 熱伝達率を単相流の熱伝達相関式による予測値で規格化することにより、質量流束の影響を表現できる。ただし、圧力、過熱度、位置の影響を表現できない。試験結果により、ポスト CHF 熱伝達率に及ぼす圧力、過熱度、位置の影響は、ヒータ温度及び位置の関数で表現できることを明らかにした。ポスト CHF 熱伝達率は、グリッドスペーサ直下で最小であり、グリッドスペーサから上流に離れるほど増加する。グリッドスペーサ 1 スパン区間で、ポスト CHF 熱伝達率は約 30% 増加した。

---

本報告書は、電源開発促進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：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

\* 株式会社 東芝

Experimental Result of BWR Post-CHF Tests  
-Critical Heat Flux and Post-CHF Heat Transfer Coefficient-  
(Contract Research)

Tadashi IGUCHI, Chikako IWAKI\* and Yoshinari ANODA

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

(Received April 26, 2001)

Authors performed post-CHF experiments under wider pressure ranges of 2MPa – 18MPa, wider mass flux ranges of 33kg/m<sup>2</sup>s – 1651kg/m<sup>2</sup>s and wider superheat of heaters up to 500K in comparison to experimental ranges at previous post-CHF experiments. Data on boiling transition, critical heat flux and post-CHF heat transfer coefficient were obtained. Used test section was 4x4-rod bundle with heaters, which diameter and length were the same as those of BWR nuclear fuels.

As the result of the experiments, it was found that the boiling transition occurred just below several grid spacers, and that the fronts of the boiling transition region proceeded lower with increase of heated power. Heat transfer was due to nucleate boiling above grid spacers, while it was due to film boiling below grid spacers. Consequently, critical heat flux is affected on the distance from the grid spacers. Critical heat flux above the grid spacers was about 15% higher than that below the grid spacers, by comparing them under the same local condition.

Heat transfer by steam turbulent flow was dominant to post-CHF heat transfer, when superheat of heaters was sufficiently high. Then, post-CHF heat transfer coefficient was predicted with heat transfer correlations for single-phase flow. On the other hand, when superheat of heaters was not sufficiently high, post-CHF heat transfer coefficient was higher than the prediction with heat transfer correlations for single-phase flow. Mass flux effect on post-CHF heat transfer coefficient was described by standardization of post-CHF heat transfer coefficient with the prediction for single-phase flow. However, pressure effect, superheat effect and effect of position were not described. Authors clarified that those effects could be described with functions of heater temperature and position. Post-CHF heat transfer coefficient was lowest just blow the grid spacers, and it increased with the lower positions. It increased by about 30% in one span of the grid spacers, which length was about 50cm.

Key words: Post-CHF, BWR, Rod Bundle, Heat Transfer, Thermal-hydraulic,  
BT, Rewet, Boiling Curve, Axial Distribution, Grid Spacer Effect

---

The work was performed under contract with the Atomic Energy Bureau of Science and Technology Agency of Japan.

\* TOSHIBA corporation

## 目 次

1. まえがき .....	1
2. 過渡事象炉心伝熱流動試験装置 .....	2
2.1 過渡事象炉心伝熱流動試験装置 .....	2
2.2 試験部 .....	3
2.3 計測系 .....	4
3. 定常ポストCHF試験 .....	6
3.1 試験方法 .....	6
3.2 試験条件 .....	6
3.3 本試験で考慮した点 .....	6
4. 定常ポストCHF試験の試験結果 .....	7
4. 1 概要 .....	7
4. 2 沸騰遷移領域の拡大・縮小 .....	7
4. 2. 1 ヒータ温度の例、BTの定義及びリウェットの定義 .....	7
4. 2. 2 BT領域の拡大と縮小 .....	8
4. 3 最高温度位置 .....	10
4. 3. 1 最高温度位置のパラメータ依存性 .....	10
4. 3. 2 他の出力分布形のときの試験結果 .....	10
4. 4 限界出力及び限界熱流束 .....	10
4. 4. 1 バンドル基準の限界出力 .....	10
4. 4. 2 バンドル基準の限界熱流束 .....	11
4. 4. 3 限界熱流束に及ぼす位置の影響 .....	11
4. 5 ポストCHF熱伝達率 .....	14
4. 5. 1 ポストCHF熱伝達率の定義 .....	14
4. 5. 2 従来のポストCHF熱伝達率相関式 .....	14
4. 5. 3 ポストCHF熱伝達率のパラメータ依存性の評価法 .....	16
4. 5. 4 蒸気乱流効果の評価 .....	17
4. 5. 5 ポストCHF熱伝達率に及ぼす諸因子の影響とスリップ比の影響 .....	21
4. 5. 6 ポストCHF熱伝達率に及ぼす過熱度の影響 .....	21
4. 5. 7 z 方向熱伝導の影響 .....	23
4. 5. 8 r 方向熱伝導の影響 .....	25
4. 5. 9 位置の影響 .....	26
5. まとめ .....	28
参考文献 .....	30

## Contents

1. Introduction.....	1
2. Transient Core Thermal-hydraulic Test Facility.....	2
2.1 Transient Core Thermal-hydraulic Test Facility.....	2
2.2 Test Section.....	3
2.3 Instrumentation.....	4
3. Steady Post-CHF Test .....	6
3.1 Test Procedure .....	6
3.2 Test Condition.....	6
3.3 Major Features of the Present Test .....	6
4. Experimental Results of Steady Post-CHF Test .....	7
4. 1 Outlines .....	7
4. 2 Position and Length of Boiling Transition Region.....	7
4. 2. 1 Example of Heater Temperature and Definition of Boiling Transition and Rewetting .....	7
4. 2. 2 Position and Length of Boiling Transition Region.....	8
4. 3 Maximum Heater Temperature.....	10
4. 3. 1 Parameter Dependency of Maximum Heater Temperature Position....	10
4. 3. 2 Result of Other Tests with Other Axial Power Shape.....	10
4. 4 Critical Power and Critical Heat Flux.....	10
4. 4. 1 Critical Bundle Power.....	10
4. 4. 2 Critical Bundle Heat Flux.....	11
4. 4. 3 Effect of Position on Critical Heat Flux.....	11
4. 5 Post-CHF Heat Transfer Coefficient.....	14
4. 5. 1 Definition of Post-CHF Heat Transfer Coefficient.....	14
4. 5. 2 Previous Works on Post-CHF Heat Transfer .....	14
4. 5. 3 Evaluation Method on Parameter Dependency of Post-CHF Heat Transfer Coefficient.....	16
4. 5. 4 Effect of Steam Turbulent Flow on Post-CHF Heat Transfer.....	17
4. 5. 5 Investigated Effects on Post-CHF Heat Transfer Coefficient.....	21
4. 5. 6 Effect of Superheat of Heater Surface .....	21
4. 5. 7 Effect of z-direction Heat Conduction .....	23
4. 5. 8 Effect of r-direction Heat Conduction .....	25
4. 5. 9 Effect of Position .....	26
5. Summary.....	28
References.....	30

## 図表リスト

- 表 2.1 過渡事象炉心伝熱流動試験装置の主要諸元
- 表 2.2 BWR炉心仕様と試験部仕様
- 表 2.3 BWR管群試験部仕様
- 表 2.4 BWR模擬燃料棒仕様
- 表 2.5 タグ名の定義
- 表 2.6 (1) 試験装置計測項目 (ワークステーションAD割付表)
- 表 2.6 (2) 試験装置計測項目 (ワークステーションAD割付表)
- 表 2.6 (3) 試験装置計測項目 (ワークステーションAD割付表)
- 表 2.6 (4) 試験装置計測項目 (ワークステーションAD割付表)
- 表 2.6 (5) 試験装置計測項目 (ワークステーションAD割付表)
- 表 2.7 BWR模擬燃料ヒータピン計測位置表
- 表 3.2.1 ポストCHF試験の試験条件範囲
- 表 3.2.2 順流ポストCHF試験マトリックス
- 表 3.2.3 (1/2) ポストCHF試験 (順流条件、定常流、出力上昇条件)
- 表 3.2.3 (2/2) ポストCHF試験 (順流条件、定常流、出力上昇条件)
- 
- 図 2.1 円筒炉心伝熱流動試験装置
- 図 2.2 4×4 bundle test section
- 図 2.3 BWR管群試験
- 図 2.4 Heated rod
- 図 2.5 炉心伝熱流動試験部の熱電対取り付け高さと出力分布及びグリッドスペーサ位置との関係
- 図 2.6 BWR管群試験部電源結線図
- 図 2.7 BWR模擬燃料体用グリッドスペーサ取付図
- 図 2.8 管群試験部計測点
- 図 2.9 热電対取付け位置
- 図 2.10 各レベルにおける熱電対取付け位置
- 図 3.1.1 ポストCHF試験手順 (順流条件、出力上昇条件)
- 図 4.2.1 出力とヒータ温度 (試験 1012041)
- 図 4.2.2 BT域の拡大と縮小 (15.5MPa)
- 図 4.2.3 BT域の多領域化とGS位置の関係
- 図 4.2.4 BT域の拡大と縮小 (7MPa)
- 図 4.2.5 BT領域数のパラメータ依存性
- 図 4.3.1 BT領域数のパラメータ依存性 (BWR模擬炉心)
- 図 4.3.2 BT領域数のパラメータ依存性 (PWR模擬炉心)
- 図 4.3.3 BT領域位置、最高温度位置の圧力依存性 (PWR模擬炉心)
- 図 4.4.1 限界出力と質量流束の関係

- 図 4.4.2 限界出力と圧力の関係
- 図 4.4.3 限界熱流束と質量流束の関係
- 図 4.4.4 限界熱流束とクオリティの関係
- 図 4.4.5 限界熱流束  $q_{chf}$  に及ぼす位置  $z$  の影響の表示
- 図 4.4.6 CHF 出力に及ぼすグリッドスペーサからの上流距離  $-dz_{GS}$  の影響
- 図 4.5.1 ヒータ温度と熱伝達率（試験 10120.41; 15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m）
- 図 4.5.2 热伝達率と Nu 数、沸騰曲線（試験 1012041; 15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m）
- 図 4.5.3 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 热伝達率の関係  
(試験 10120812; 7MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.4  $h$  及び Nu と  $Re_{tp}$  の関係 (P=2~18MPa, m=33~1100kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.5  $Nu/Re_{tp}^{0.8}$  と  $Re_{tp}$  の関係 (P=2~18MPa, m=33~1100kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.6  $Nu/Re_{tp}^{0.8}$  と Pr の関係 (P=2~18MPa, m=33~1100kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.7 Nu 数の実験値と予測値の比較 ( $Re_{tp}$  飽和条件; Nu 膜温度条件)
- 図 4.5.8 (1) 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 热伝達率の関係  
(試験 10120812; 7MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)  
( $Re_{tp}$  密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件; Nu 膜温度条件)
- 図 4.5.8 (2)  $Nu/Re_{tp}^{0.8}$  と  $Re_{tp}$  の関係 ( $Re_{tp}$  密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件; Nu 膜温度条件)
- 図 4.5.8 (3) Nu 数の実験値と予測値の比較  
( $Re_{tp}$  密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件; Nu 膜温度条件)
- 図 4.5.9 S i p 比の影響の試算 (2. 9 m)
- 図 4.5.10 热伝達率と過熱度の関係(2.9m) (実線=hexp; 点線=hDR)
- 図 4.5.11 热伝達率と過熱度の関係 (パラメータ=質量流束)
- 図 4.5.12 热伝達率と過熱度の関係 (パラメータ=圧力)
- 図 4.5.13 (1) クオリティと熱伝達率の関係(15.5MPa)
- 図 4.5.13 (2) クオリティと熱伝達率の関係(7MPa)
- 図 4.5.14 (1)  $z$  方向熱伝導の影響の評価法
- 図 4.5.14 (2) ポスト CHF 热伝達率に及ぼす  $z$  方向熱伝導効果の評価(15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.15 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす  $z$  方向熱伝導効果の評価結果(15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)
- 図 4.5.16 定常ポスト CHF 試験と過渡試験の温度分布 (模式図)
- 図 4.5.17 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす  $z$  方向熱伝導効果の評価 (過渡試験 7MPa, 2.9m)
- 図 4.5.18 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす位置の影響( $h$  と  $Re_{tp}$  の関係)
- 図 4.5.19 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす位置の影響( $h$  と BT 点からの距離の関係)
- 図 4.5.20 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす位置の影響( $h$  と BT 点からの距離の関係: 対数軸)
- 図 4.5.21 热伝達率に及ぼす位置の影響  
(流量の大きい場合:  $h$  とグリッドスペーサからの距離の関係)
- 図 4.5.22 热伝達率に及ぼす位置の影響  
(流量の大きい場合: 規格化した  $h$  とグリッドスペーサからの距離の関係)

## 1. まえがき

軽水炉の異常な過渡変化および事故時の炉心冷却の安全裕度を定量的に評価するためには、核沸騰状態を超える（ポスト CHF）状態での燃料棒の熱的挙動を予測すること、特に燃料被覆管表面と流体との熱伝達挙動を精度良く評価することが重要である。

ポスト CHF 領域の熱伝達率については、古くから研究がなされている。初期の頃の熱伝達率相関式は、単相の相関式をベースに、実験データを用いて補正した式であった。このような相関式は、従来の解析コードに組み込まれ、軽水炉の設計などに広く使用されている。しかしながら、これらの相関式は、作成時に準拠したデータベースが限られた範囲でしかない場合、広い条件範囲での信頼性の高い評価を行えないという問題がある。異常な過渡変化時のポスト CHF 状態の条件範囲は広いので、信頼性の高い燃料棒の熱的挙動を予測するためには、広範囲で検証された相関式を開発することが必要である。

このような状況に鑑み、著者らは広い条件範囲でポスト CHF 試験を行った。試験体は、BWR 燃料と同径・同長のヒータによる  $4 \times 4$  管群流路とした。従来のこの種の試験条件に比べて、模擬燃料が極めて高温の条件（高過熱度条件）、低圧から高圧までの広い圧力範囲をカバーしているところに特徴がある。また、従来の多くの研究では、最も早くヒートアップした領域を実験対象としているが、ヒートアップ域の拡大や縮小、広いヒートアップ域の軸方向の相違などについてはあまり議論されていない。しかし、異常な過渡変化および事故時の炉心熱伝達挙動を評価するには、広いヒートアップ域の熱伝達挙動を知る必要がある。そこで、本試験では、できるだけ広い範囲でヒートアップを起こさせ、そのときの被覆管温度を取得して、熱伝達に及ぼす軸方向の位置の影響の解明を目指した。

本報告書では、ポスト CHF 熱伝達試験結果について、沸騰遷移領域、限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率に関する評価結果を示す。

なお、ポスト CHF 試験の主要な試験データについては、別報「データ報告書」<sup>(1)</sup>に示す。

## 2. 過渡事象炉心伝熱流動試験装置

### 2. 1 過渡事象炉心伝熱流動試験装置

試験装置概念図を図2. 1に示す。試験装置の主要緒元を表2. 1に示す。

主循環ポンプにより吐出された冷却水は、流量測定部を経て、予熱器に至る。流量測定部では流量が測定され、予熱器では水温が微調節される（水温調節は主としてミキサー1で温水と冷水の混合比を制御して行う。）。予熱器を経た冷却水は管群試験部に流入する。冷却水は試験部で加熱され昇温し、試験部出口から流出する。試験部出口では、試験条件によって流れは水単相または二相流となる。

二相流の場合、二相流を気液分離器に導き、そこで気液に分離する。気液分離器には、気液の分離が促進されるように二相流衝突板が取り付けられている。分離された水は気液分離器下部に溜り、水位が形成される。一方、分離された蒸気は加圧器に導かれる。加圧器頂部からはサブクール水がスプレーされ、過剰な蒸気を凝縮して、圧力を制御する。加圧器と気液分離器は連通配管により連通され、水位はほぼ等しい。加圧器には蒸気凝縮が促進されるように、噴霧用スプレーノズル及び2段階の目皿が取り付けられている。

気液分離器と加圧器を出た冷却水は2分され、一部は主循環ポンプに至る配管部へ、残りはスプレー水循環ポンプに至る配管部へ流れる。スプレー水循環ポンプにより吐出された冷却水は、並列に設置されている2基の空冷式熱交換器に至り、そこで管群試験部及び単管試験部で加えられた熱量が除熱される。空冷式熱交換器を出た冷却水は再び2分され、一方は冷水としてミキサー1に至り、気液分離器及び加圧器から直接流れてきた冷却水（温水）と混合する。空冷式熱交換器から流れてきた冷却水は低温であるのに対し、気液分離器及び加圧器から直接流れてきた冷却水は高温であるので、両者の混合比を制御することにより、冷却水は所定の温度に調節され、主循環ポンプに戻される。

空冷式熱交換器を出て2分された残りの冷却水は、加圧器にスプレー水として供給される。加圧器へ供給されるスプレー水流量は圧力制御のため流量調整弁で調整され、残りの冷却水はミキサー2に戻される。

試験部入口流量の制御は、主循環ポンプ回転数の制御及び主循環ポンプ出口の流量調整弁開度の制御で行う。試験部入口の水温の制御は、空冷式熱交換器の出口水温制御、ミキサー1での高温水と低温水の混合比の制御、及び予熱器に設置した電気ヒータ出力の制御で行う。圧力の制御は、加圧器内の圧力を検出して、それが所定の圧力より低い場合は所定の圧力に達するまで加圧器内部の電気ヒータの出力を増加させるか、スプレー水流量を減少させる。また、所定の圧力より高い場合は所定の圧力に下がるまで加圧器内部の電気ヒータの出力を減少させるか、スプレー水流量を増加させる。スプレー水の散布で不足の場合は、蒸気放出弁の開度を調節して蒸気放出による減圧を行う。

単管試験部入口の流量は、単管試験部入口に設置した流量調節弁の弁開度を調節して行う。また、単管試験部入口水温は独自の調節機構がないので、管群試験部の入口水温制御と同様に、ミキサー1での温水と冷水の混合比の制御で調節する。

配管口径は、主循環ポンプの最大流量40Ton/Hr（但し小流量の場合10Ton/Hr）、スプレー水循環ポンプの最大流量55Ton/Hrを考慮し、蒸気ラインの流量を10Ton/Hr、気液分離器からミキサー1に至るラインの流量を30Ton/Hrとし、それぞれの流速を3.0m/s～5.5m/sの範囲になるように決定した。

弁類は空気式遠隔操作による流量調節弁、ON-OFF弁、手動式ON-OFF弁、逆止弁及び安全弁等から構成され、弁の選定は弁流量係数(Cv値)により行った。流量調節弁の弁座許容リーク量は0.5%Cv以下とした。安全弁の放出ラインは、全て消音器へ接続した。

## 2. 2 試験部

過渡事象炉心伝熱流動試験装置の試験部は管群試験部及び単管試験部からなる。本報告書で参照するデータは管群試験部を用いて得た。

### 管群試験部

BWR炉心を模擬した管群試験部の構造図を図2. 2に、断面図を図2. 3に示す。主要な仕様を表2. 2、表2. 3に示す。管群試験部は、BWR炉心の模擬流路を形成するシュラウドとそれを収納する耐圧容器（試験容器と呼ぶ。）、15本の模擬燃料棒及び1本の非発熱棒、これらの空間配置を保持するためのグリッドスペーサから構成される。

シュラウドは金属製であり、核燃料の形状を模擬した模擬燃料棒及び非発熱棒を内装して四角形流路を構成し、BWR炉心を模擬する。四角形流路のうちのり寸法は、BWR炉心の最外周核燃料とチャンネル壁の間隔と合うようにして決定した。BWR炉心模擬部の上下部には同一うちのり寸法の助走部を設ける。また、助走部下部にはプレナム部を設ける。

試験部には所定の流量、温度の冷却水が下部から供給される。試験目的によっては、手動弁の開閉操作により試験部上部から冷却水を下降流として供給することもできる。シュラウド壁面には、模擬炉心部の流体温度計測用、差圧計測用及びボイド率計測用の開口部がある。開口部は、模擬炉心から外部に流体が流出しないようにできるだけ小さくした。また、試験容器には、これらの開口部と同一高さ位置に差圧信号及びボイド率信号取り出し用のノズルがある。シュラウド開口部と試験容器ノズルとの間に伸縮継ぎ手で接続し流体の流出を避けた。

### 模擬燃料

模擬燃料は、核燃料を模擬した間接発熱型電気ヒータであり、シュラウドに内装される。管群試験部には模擬燃料棒が15本内装され、これらと1本の非発熱棒により4×4本の正方格子配列の管群流路を形成する。模擬燃料棒の外径は12.3mm、加熱長は3.71mであり、それぞれ現行の高燃焼度8×8燃料の場合と等しい。模擬燃料棒の構造を図2. 4に示す。また、表2. 4に模擬燃料棒の基本的仕様を示す。模擬燃料棒は、ニクロム製のヒータエレメントとインコネル製被覆管、及び窒化ボロン製の絶縁部で構成される。この形状により、核燃料の内部で発熱し被覆管を通して除熱される伝熱特性がよく模擬される。熱容量は核燃料のそれとほぼ等しい<sup>(2)</sup>（正確には約30%大きい。）。

熱伝導を解析的に扱うTRACコードによる計算によれば、模擬燃料の熱的時定数は、表面熱伝達率の急変条件に対しては、1-2sと見積もられ、内部発熱量の急変条件に対しては2-3sと見積もられた<sup>(2)</sup>。これは、核燃料に対する見積もり値（約5s）に比べて、1/2~1/3である。

模擬燃料棒の垂直方向の出力分布は、チョップトコサインとする。軸方向ピーピング係数は、BWRの安全解析で用いられている1.40とした。図2. 5に模擬燃料棒の出力分布を示す。ヒータエレメントは、円筒形状の素材管に機械加工でスパイラル状の切り込みを入れて製作した。所定の出力分布を達成するため、電気抵抗分布が所定の分布になるように切り込み幅を決定した。ここで用いた模擬燃料棒の製作工程では、機械加工後に模擬燃料の細径化工程があり、この工程で電気抵抗分布が変化する。このため、出力分布を所定の分布になるように製作工程を管理することは難しく、あらかじめ模擬燃料棒の細径化工程での電気抵抗分布の変化を見込んで切り込み幅を決定する必要がある。本模擬燃料棒と同様の製作工程で製作した間接型電気ヒータの製作例によれば、所定の出力分布比には約3%の誤差があると考えられる。なお、模擬燃料の軸方向温度分布が一様でない場合、それに起因してヒータエレメントの電気抵抗が変わるので軸方向出力分布比は変化する。

模擬燃料棒の軸方向出力分布比は通常上記のように切り込み幅を変えて実現するが、模擬燃料発熱部の上・下端部では切り込み幅を変えるだけでは所定の電気抵抗を実現できない。このため、丸棒形状の

ヒータエレメントの使用、及びヒータエレメント材質の変更で、できるだけ所定の電気抵抗分布になるように努めた。

ヒータエレメント内部の絶縁材材質は窒化ボロンであり、その充填密度を高めるために予めスパイラル状の溝加工を施した成型品を用いた。また、ヒータエレメントと被覆管との間の絶縁材としては、窒化ボロンの円筒状成型品を用いた。

模擬燃料棒は耐温度性を高めるため、被覆管、絶縁材、ヒータエレメントの材質を選定した。その結果、設計上の被覆管上限温度は900°C、ヒータエレメントの上限温度は1400°Cである。ヒータエレメントの使用最大温度を1150°Cとし、被覆管表面温度が400°Cであると仮定すると、定常状態の最大出力密度は90.9kW/m（平均出力密度=65.0kW/m、最大出力=241kW/ロッド）となり、BWR定格値の2.0倍になる。

模擬燃料棒被覆管温度を計測するため、熱電対を被覆管表面にU字形溝を設けて埋め込んだ。用いた熱電対は、JIS-0.4級のK熱電対で、非接地型シース熱電対である。耐久性を高めるためシース材質をNCF-600とし、計測応答性を高めるためシース外径を0.5mmとした。熱電対先端部は被覆管と溶接により接続した。

模擬燃料棒の加熱に用いる電源は最大約10MWの3相の交流電源であり、出力制御はサイリスタ制御方式で行われる。15本の模擬燃料棒は3本づつに区分し、それぞれをSTAR結線として1個の交流電源と接続し（従って、合計5個の交流電源を用いる。）、中性点を接地する。模擬燃料棒は上部でヒータエレメントと被覆管を電気的に接続し、被覆管を電源設備の中性点と接続する。5個の交流電源はそれぞれ独立に出力制御が可能であり、従ってこれらの電源の出力レベルを設定することにより、任意の水平方向出力分布が設定できる。模擬燃料棒と各電源の接続関係を図2.6に示す。

模擬燃料棒の水平方向空間配置は上下方向7個のグリッドスペーサで正方格子状に保持される。また、模擬燃料棒の垂直位置は、プレナム部下部管板の貫通部で固定される。垂直方向の熱膨張を吸収するため、模擬燃料棒上部（従ってヒータエレメントと被覆管の接地部）は伸縮性銅製網線で電源設備の中性点と接続される。

### 非発熱棒

非発熱棒はBWRのウォーターロッドの1/4本に対応するとし、模擬燃料棒と同一外径12.3mmの丸棒（材質SUS304）とした。非発熱棒は16本管群のうち1本とした。本試験では非発熱棒の影響がウォーターロッドの影響を近似するように、4×4試験部が実機8×8炉心の1/4区画を模擬することで、非発熱棒を4×4配列の隅に配置した（図2.3参照）。

### グリッドスペーサ

グリッドスペーサはできるだけ実機の丸セル型グリッドスペーサ形状を模擬するように設計した。管群試験部では7個のグリッドスペーサを用いた。取付位置け位置を図2.7に示す。グリッドスペーサは模擬燃料棒及び非発熱棒をそれぞれ3点のスプリングで、正方格子状に保持する。支持ピッチは実機と同じように16.3mmとした。フロータブは、スペーサ外周枠下流側に取り付けられ、流体に乱れを与える。グリッドスペーサの外枠寸法は67.0mm、フロータブを除いた高さは30.5mmである。グリッドスペーサは実機の場合と同じように、シュラウドには取り付けられず模擬燃料棒に拘束した。

## 2.3 計測系

過渡事象炉心伝熱流動試験装置では、下記の項目を計測した。

- ①圧力
- ②流量

- ③水温
- ④液位
- ⑤流路壁温
- ⑥差圧
- ⑦模擬燃料被覆管温度
- ⑧ボイド率（予定）
- ⑨電力
- ⑩弁開度
- ⑪ポンプ回転数
- ⑫ファン回転数

各データは一意的に定められた名称（タグ名）で識別される。タグ名は一般に計測信号種別を示す文字列と計測位置を示す文字列から構成した。タグ名と検出端との関係を表2.5に示す。

各計測信号はAD変換器を介してワークステーションに取り込まれ、ハードディスクに集録される。ワークステーションへの計測信号接続表（AD割付表と呼ぶ。）を表2.6に示す。ハードディスクに集録されたデータは試験終了後物理値に変換し、ハードディスクに格納するとともに、原研大型計算機に転送してそこに格納する。ワークステーションのデータ集録に関する基本仕様を以下に示す。

①入力点数	256チャンネル
②入力信号レベル	±5V
③サンプリング周波数	1チャンネル当たり最大約150Hz

#### BWR管群試験部の計測点位置

BWR管群試験部では、下記の項目を計測している。

- (1)区間差圧
- (2)模擬燃料被覆管温度
- (3)流体温度

また、試験部出入口では、下記の項目を計測している。

- (1)出入口流体温度
- (2)出入口絶対圧力

BWR管群試験部の計測点位置を図2.8（垂直方向）に示す。被覆管表面温度を計測する熱電対のタグ名は次のように決められている。

T B i j k l

T : 温度を意味する。

B : BWR模擬試験部を意味する。

i j : 模擬燃料棒水平方向配列識別番号（iはx方向番号、jはy方向番号）（図2.6参照）

k l : 模擬燃料棒高さ位置識別番号（図2.5または図2.8参照）

例 T B 3 3 0 8 (管群試験部配列識別番号33の模擬燃料棒の高さ識別番号08の熱電対を意味する。)

熱電対の模擬燃料棒周方向の取り付け位置は図2.9、図2.10に示す。

各熱電対とDNB検出器（熱電対計測結果をモニターし、最高温度がヒータ上限温度を越えたとき、加熱電源を遮断するための検出器）との接続関係、ワークステーションとの接続関係を表2.7に示す。

### 3. 定常ポストCHF試験

#### 3. 1 試験方法

ポストCHF試験の試験手順を、図3. 1. 1に示す。

ポストCHF試験（順流条件、出力上昇条件）の試験方法は、以下のようにした。

- ① 圧力、流量及び入口サブクール度を所定の値に設定する。
- ② ヒータ加熱電力をステップ状に漸増させ、沸騰遷移を起こさせる。
- ③ さらにヒータ加熱電力をステップ状に漸増させ、安定な膜沸騰に至らせる。
- ④ 最高ヒータ温度をモニターし、これが許容温度（700°Cとする。）に達したとき、ヒータ加熱電力の漸増を止める。
- ⑤ その後ヒータ加熱電力を漸減させて、ヒータをリウェットさせる。

この間のデータを取得した。データサンプリング周期は、1 s または0. 1 sとした。なお、最高ヒータ温度が750°Cを超えたとき、加熱電源を緊急遮断した。

#### 3. 2 試験条件

実施したポストCHF試験の試験条件範囲を表3. 2. 1に示す。従来のポストCHF試験に比べて、極めて広い条件範囲（圧力 2MPa～18MPa、流量 33kg/m<sup>2</sup>s～1651kg/m<sup>2</sup>s）での限界熱流束、ポストCHF熱伝達率、リウェット挙動や最小膜沸騰温度などに関するデータの取得を行った。同様に、従来のポストCHF試験に比べて、高過熱度条件（ヒータ過熱度200K～500K）を含むようにして、試験を行った。

表3. 2. 2にポストCHF試験（順流条件、出力上昇条件）の試験条件マトリックスを示す。また、表3. 2. 3に、試験条件表を示す。

#### 3. 3 本試験で考慮した点

これまでのこの種の試験データに比べて、本試験は、模擬燃料が極めて高温の条件、低圧から高圧までの広い圧力範囲、低流量から高流量までの広い流量範囲をカバーしているところに特徴がある。これは、狭い試験条件範囲のデータを検討するだけでは、重要な現象を見過ごすおそれがあると考えたためである。また、従来狭い範囲で検証されていた相関式を広い範囲で検証するためである。

従来の多くの研究では、最も早くヒートアップした領域を実験対象としているが、ヒートアップ域の拡大や縮小、広いヒートアップ域の軸方向の相違などについてはあまり議論されていない。そこで、本試験では、できるだけ広い範囲でヒートアップを起こさせ、限界熱流束及びポストCHF熱伝達率に及ぼす軸方向の位置の影響の解明を目指した。

試験結果の実機模擬性を高めるため、BWR核燃料と同径、同長のヒータによる4×4管群試験部により、試験を行った。軸方向出力分布は、チョップトコサインとし、ピーキング係数を1. 4とした。グリッドスペーサは、実機のものを形状模擬した。

## 4. 定常ポストCHF試験の試験結果

### 4. 1 概要

本章では、以下の項目についての試験結果及び検討結果を示す。

- (1) 沸騰遷移 (B T : Boiling Transition) 領域の拡大・縮小
  - ・領域数、領域の長さ
  - ・パラメータ依存性 (圧力、流量)
- (2) 限界熱流束
  - ・パラメータ依存性 (圧力、流量)
  - ・位置の影響
- (3) ポストCHF熱伝達率
  - ・固定した位置でのパラメータ依存性 (圧力、流量)
  - ・過熱度の影響
  - ・z 方向及び r 方向の熱伝導の影響
  - ・位置の影響

### 4. 2 沸騰遷移領域の拡大・縮小

#### 4. 2. 1 ヒータ温度の例、BTの定義及びリウェットの定義

図4. 2. 1に、本節の検討のもとになったヒータ温度測定結果の例を示す。加熱電力を1500 sまで漸増させ、それ以降漸減させて、試験を行った。

ヒータ温度は、全位置において、初期はほぼ飽和温度である。約650 sで、発熱部下端から3. 3 mの位置でヒータ温度は急激に増加している。次に、約700 sで2. 9 mの位置でヒータ温度は急増している。このように、それぞれの位置で温度急増時間が定義できる。ヒータ温度の急増により、BTの発生を定義した。2. 65 m位置のヒータ温度測定結果に見られるように、ヒータ温度が飽和温度から急増するときに、ヒータ温度が振動的である場合がある。この場合、振動が収まるときをもってBTの発生を定義した。この定義によつても、なおBT発生の判断が不明瞭な場合がある。例えば、2. 3 m位置での測定結果で、ヒータ温度の振動はヒータ温度が700 Kを越えても収まらない。この場合、振動的であつても振動の下限が過熱度70 Kを下回らなければ、BTの発生と判定した。

BTの判定基準をまとめると以下のようになる。なお、本試験では、ヒータ温度は飽和温度付近から昇温しないか、または“急激な”昇温後漸増するかで、“ゆるやかに”昇温したケースは検出されていない。

- (1) 飽和温度付近から“急激な”昇温が見られないとき  $\Rightarrow$  BT非発生
- (2) 飽和温度付近から“急激な”昇温があり、昇温幅が20 K以上のとき
  - (1)昇温後ヒータ温度は振動的でないとき、あるいは振動が収まったとき  $\Rightarrow$  BT発生
  - (2)昇温後ヒータ温度は振動的なとき
    - 1)振動幅の下限が過熱度70 K以下のとき  $\Rightarrow$  BT非発生
    - 2)振動幅の下限が過熱度70 K以上のとき  $\Rightarrow$  BT発生

加熱電力の増加とともにヒータ温度は上昇する。また、昇温を示す熱電対個数は増加する。約150sで、2.05m位置で最高温度990Kが計測されている。試験は、最高温度700°Cを許容上限としたため、その後加熱電力を漸減した。

加熱電力の減少とともに、ヒータ温度も漸減する。ヒータ温度は、漸減ののち、急激な温度低下を示す。飽和温度付近への急激な温度降下により、リウェットの発生を定義した。

#### 4. 2. 2 BT領域の拡大と縮小

前項の定義により、ヒータ温度を測定する各熱電対でBTの発生とリウェットの発生を定義できる。したがって、熱電対の取り付け位置から、BT発生位置及びリウェット発生位置を知ることができる。

こうして得られたBT発生位置及びリウェット発生位置を図4. 2. 2に示す。本図は、圧力15.5MPaの場合の結果である。上図は低流量条件の結果であり、下図は高流量条件の結果である。横軸は加熱電力、縦軸はBT発生位置及びリウェット発生位置を示す。黒菱形の記号はBT発生を、灰四角記号はリウェット発生を示す。太い横線は、グリッドスペーサ取り付け位置を示す。

##### (1) 流量の小さい場合 (15.5 MPa)

流量の小さい条件では(最上図)、BTは試験部上部で発生し、BT領域は加熱電力の増加とともに次第に下方に拡大している。また、加熱電力の減少に伴って、リウェット点は上方に進行し、BT領域は縮小している。データのはらつきの中心を実線で結んでおり、この左の領域では、BTは起きておらず、ヒータ表面は濡れた状態であると考えられる。このため、図では“wet”と示してある。これに対し、実線の右の領域はBTは起きており、ヒータ表面は乾いた状態であると考えられる。このため、図では“dry”と示してある。BT領域(乾いた領域)は、試験部全長において1個であることがわかる。

なお、本図のデータは、中心ヒータ(ロッド番号32, 23, 33。図2.6参照)の結果である。周辺ヒータでは、低加熱電力の条件で、BT及びリウェットが発生している。

##### (2) 流量の大きい場合 (15.5 MPa)

流量の大きい条件では(図4. 2. 2最下図)、2.9m位置で最初にBTが発生している。加熱電力の増加とともに、BT位置は2.8m、2.7mと拡大している。また、3.3m及び2.4m位置でBTが発生している。この実験の実験条件範囲では、3.15m位置、2.65m位置ではBTは発生しなかった。したがって、ヒータ表面の“wet”状態と“dry”状態を区分する実線は、3本に分かれている。すなわち、例えば加熱電力350kWの条件では、BT領域はグリッドスペーサで途切れた3領域に分かれ、それぞれグリッドスペーサの直下部に生成する。

黒菱形記号及び灰四角記号は、ほぼ一致している。このことから、BT出力とリウェット出力はほぼ一致していることがわかる。

##### (3) (1) 及び (2) のまとめ

上記の検討結果及び図4. 2. 2から、以下のことがわかる。

- (1) BTはグリッドスペーサ(GS)直下で生成する。グリッドスペーサ上方は核沸騰状態であるのに対し、グリッドスペーサ下方は膜沸騰状態になる。
- (2) 加熱量の増加とともにBT領域は下方に伸長し、加熱量の減少で縮小する。
- (3) 低流量(<77kg/m²s)では、BT領域は1領域であるのに対し、高流量(>288kg/m²s)では、BT領域は2ないし3個の多領域となる。BT領域は複数のGS直下に生ずる。

- (4) 最初のBT発生位置は、低流量条件では最上部GS下方であるのに対し、高流量条件では上から2番目のGS直下となる。(流量が大きいほど、BT発生位置は上流のGS直下にさかのぼる。)
- (5) BT出力とリウェット出力はほぼ一致する。

図4. 2. 3は、BT領域が高流量条件では2個ないし3個になること、BT領域はグリッドスペーサ直下に生成し、下方に伸長することを模式的に示したものである。

#### (4) 7 MPaの場合の試験結果

図4. 2. 4に、7 MPaの場合のBT領域位置に関する試験結果を示す。15. 5 MPaの場合と同様な結果が得られている。すなわち、BT発生はグリッドスペーサ直下で起こり、加熱電力の増加とともにBT領域は、下方に伸長している。低流量では(最上図) BT領域は1領域であり、高流量では(最下図)ではBTは2領域で生成している。

7 MPaの試験では3領域のBT発生が起きなかつたことは、以下の理由による。後述のように、7 MPaでは15. 5 MPaの場合に比べてBT出力が大きく、BT発生後のヒータ温度は高温である。このため、ヒータ温度がヒータ許容上限温度(700°C)に達するまでの加熱電力余裕は小さく、BT発生後加熱電力を僅かに増加するだけでヒータ許容上限温度に達してしまう。このため、最上部グリッドスペーサの直下でBTが発生する以前に、加熱電力を増加できなくなつたものと考えられる。

#### (5) BT領域数のパラメータ依存性(圧力、流量、加熱電力)

図4. 2. 5に、BT領域数のパラメータ依存性(圧力、流量、加熱電力)を示す。横軸は流量、縦軸は加熱電力である。各記号は、中心ヒータの熱電対がBTしたときを示す。したがって、各流量条件下において、加熱電力最小の記号は、限界出力(全ヒータのうちBT発生が最も低い出力で検出されたときの加熱電力)を示す。加熱電力最小の記号をつなぎ合わせた実線は、限界出力線である。図中の数字は、それぞれの試験条件におけるBT領域数を示す。図中の線分はBT領域数が増減したと考えられる境界を示す。

圧力15.5MPa、高流量条件(1098kg/m<sup>2</sup>s)では、領域数は加熱電力の増加に伴い、1→2→3と増加している。BT領域は複数のグリッドスペーサ直下に生成する。流量288kg/m<sup>2</sup>sでは、領域数は1→2→1と増減している。複数のBT領域が加熱電力の増加に伴い、1体化したことを示す。図中の点線は、BT領域数が1個の場合と複数個の場合の境界を示す。低流量・高出力条件でBT領域は1体化することがわかる。

#### (6) 実機模擬性に関する補足

以上の結果は、本試験における結果である。どの高さ位置で最初のBTが発生するか、及びBT領域の伸長と流量、加熱電力などのパラメータとの関係は、ヒータ軸方向出力分布形と密接な関係があることが考えられる。例えば、軸方向出力分布が一様ならば、最初のBTは加熱部上端で生じ、加熱電力の増加とともにBT領域は下方に伸長する。

したがって、最初のBT位置やBT領域数のパラメータ依存性の定量的な関係は、本試験に用いたヒータ出力分布に固有のものであると考えるべきである。本試験に用いたヒータ出力分布は、上下対称のコサイン分布であり、軸方向ピーリング係数は1. 4である。なお、グリッドスペーサがBT発生位置に影響していることから、グリッドスペーサの形状が試験結果に影響することが考えられる。本試験で用いたグリッドスペーサは、いわゆる丸セル型グリッドスペーサである。フロータブを含めて、実機丸セル型グリッドスペーサを形状模擬している。グリッドスペーサ個数、取り付け高さも実機の場合と同一である。

これに対し、定性的な関係(グリッドスペーサ直下でBTが起きやすい、加熱電力の増加とともにB

T領域は下方に伸長する、高流量ではBT領域は多領域化しやすい)は、出力分布形にかかわらず、実機でも同様であると考えられる。

#### 4. 3 最高温度位置

図4. 2. 1からわかるように、最高ヒータ温度の位置は、最初のBT発生位置とは一致しない。一般に、加熱電力を増加すると、最高ヒータ温度位置は上流にさかのぼる。これは、最初のBT発生位置における加熱量(線出力)よりも上流における加熱量(線出力)の方が高いことによる。

##### 4. 3. 1 最高温度位置のパラメータ依存性

図4. 3. 1に、本試験で得られた最初のBT発生位置、BT領域の下限位置、BT領域の上限位置、最高ヒータ温度位置の各種パラメータ(圧力、流量)に対する依存性を示す。

一般に、高圧ほどBT領域は広い(BT下限位置と上限位置の差は大きい)。これは、前述のように、高圧ではBT出力とヒータ許容上限温度に達するときの出力までの出力余裕が大きいことによる。

また、流量が大きいほどBT領域及びヒータ最高温度位置は上流にさかのぼる。これは、BT発生に対して、低流量では局所の加熱量が大きいことよりも局所のクオリティが大きいことが効き、BT発生は下流で起こるのに対し、高流量では局所の加熱量が大きいことがBT発生に効くことに依ると考えられる。

##### 4. 3. 2 他の出力分布形のときの試験結果

4. 3. 1の結果は、本試験で用いたヒータの軸方向出力分布の場合のものである。最高ヒータ温度位置は、前述のように、出力分布形に依存すると考えられる。

図4. 3. 2に、他の出力分布形の場合の試験結果を示す。この試験は、PWR炉心を模擬した試験部による試験結果であり、ヒータ及びグリッドスペーサの主要な仕様は以下の通りである。

- (1)出力分布形は上下対称のコサイン分布
- (2)軸方向出力ピーピングは1. 55
- (3)用いたグリッドスペーサはPWRのグリッドスペーサを形状模擬
- (4)ヒータ外径は9. 5mm

BWR模擬ヒータに比べて、最も異なる点は、軸方向出力分布形が急峻であることである。

流量が大きいほど、BT発生位置や、最高ヒータ温度位置は上流にさかのぼることは、BWR模擬ヒータを用いたときの試験結果と同様である。BWR模擬ヒータの場合に比べて、最高温度位置はより上流になっている。すなわち、出力分布が急峻なほど、BT領域位置、最高ヒータ温度位置とともに、出力ピーク位置に接近する。

図4. 3. 3に、圧力2MPa、7MPa、15.5MPaの場合の結果を示す。PWR模擬ヒータによつても、高圧ほど、BT領域は広く、最高温度位置は上流にさかのぼることがわかる。

#### 4. 4 限界出力及び限界熱流束

##### 4. 4. 1 バンドル基準の限界出力

加熱電力を増加していったとき、最初に、最上部のグリッドスペーサ直下（低流量のとき）あるいは第2番目のグリッドスペーサの直下（高流量のとき）でBTが発生した後、BT領域は下方に伸長した。全熱電対のうち、最初にBT発生を示した中心部ヒータの熱電対により、バンドル基準のBT発生を定義する。また、このときの加熱電力により、バンドル基準の限界出力を定義する。

図4.4.1に、バンドル基準の限界出力の流量依存性を示す。実線で結んだデータは、圧力7MPa(BWR定格条件)のときのデータである。いずれの圧力(2MPa～18MPaの範囲)でも、流量の増加とともに、限界出力は増加している。

図4.4.2は、バンドル基準の限界出力の圧力依存性を示す。実線で結んだデータは、流量562kg/m<sup>2</sup>s(BWR定格条件の50%)のときのデータである。いずれの流量(35kg/m<sup>2</sup>s～1664kg/m<sup>2</sup>sの範囲)でも、圧力4MPaで最大限界出力を示し、さらに圧力を増加すると限界出力は低下している。圧力15.5MPa以上では、流量大のとき(562kg/m<sup>2</sup>s以上)には、圧力増加に伴い限界出力は低下するものの、低下の程度は弱まっている。

以上の特性は、従来の多くの試験研究で報告されている結果と一致している。

#### 4.4.2 バンドル基準の限界熱流束

全熱電対のうち、最初にBT発生を示した中心部ヒータの熱電対により、バンドル基準の限界熱流束を定義する。7MPaの場合の結果を、図4.4.3に示す。

一般に、流量の増加に伴い、限界熱流束は増加する。しかし、ある流量条件で、限界熱流束に段差が生ずる。限界出力が滑らかであったのに対し(図4.4.1参照)、限界熱流束に段差が生ずる理由は、最初のBT発生位置が最上部グリッドスペーサ直下から第2番目のグリッドスペーサ直下に移動したためである。

限界熱流束に段差が生ずることは、BTの発生を局所限界熱流束で予測する場合、どのグリッドスペーサ直下でBTが起きるかを合わせて考慮すべきであることを示す。

#### 4.4.3 限界熱流束に及ぼす位置の影響

##### (1) 限界出力と位置の関係

本試験では、BT領域は加熱電力の増加とともに、下方に伸長した。したがって、バンドル基準のBTだけでなく、各高さ位置でのBTを定義できる。図4.2.2、図4.2.4は、各高さ位置での限界出力を示す。図から、グリッドスペーサ直下の限界出力が小さく、下方ほど限界出力が大きいことがわかる。

##### (2) 局所熱流束とクオリティの関係に及ぼす位置の影響

図4.4.4に、圧力15.5MPaのときの、局所熱流束と局所クオリティの関係を示す。一般に、クオリティの増加に伴い、限界熱流束は低下する。これは、従来の知見に一致する。

本図には、種々の高さ位置に取り付けた熱電対の結果を示す。データは、実線で囲んだグループと点線で囲んだグループに2分される。実線で囲んだデータは、スペーサ直下近傍(15cm以内)で得られた結果であり、点線で囲んだデータは、スペーサから上流へ離れた位置(15cm以上の上流位置)で得られた結果である。図によれば、同じ局所クオリティで比較したとき、スペーサ直下近傍で限界熱流束は小さく、スペーサから離れた位置での限界熱流束は大きい。

また、図から、スペーサ近傍領域のデータは、グリッドスペーサが異なっていても(上端から第2グリッドスペーサ及び第3グリッドスペーサ)、ほぼ一致していることがわかる。同様に、スペーサから上

流に離れた位置のデータも、グリッドスペーサが異なっていても（上端から第2グリッドスペーサ及び第3グリッドスペーサ）、ほぼ一致している。これは、何番目のグリッドスペーサか（あるいは発熱部下端からの距離）よりも、グリッドスペーサから上流に測った距離（上流距離）が重要であることを示すと考えられる。

### (3) 局所熱流束に及ぼす位置の影響の表示

前節までに、BTはグリッドスペーサ直下で起きやすく、グリッドスペーサからの上流距離が大きくなるに伴い、BTは発生しにくくなることを示した。この関係を定量的に調べるために、限界熱流束 $q_{chf}$ に及ぼす位置 $z$ の影響の定量的表示を、以下に試みる。

従来の多くの研究に見られる限界熱流束を表現する手法を区分すると、局所モデル（局所の条件で表現するモデル）と履歴モデル（上流からの効果の積分した条件で表現するモデル）となる。表式の容易さから、ここでは、限界熱流束は局所条件（局所クオリティ）で決まると仮定する。さらに、熱平衡を仮定する。

図4.4.5は、限界熱流束 $q_{chf}$ が局所クオリティ $x$ で決まることを模式的に示す。 $q_{chf}$ と $x$ の具体的な関係は、図4.4.4に示してある。仮定により、グリッドスペーサ直下の $z_0$ における $q_{chf}$ と $x$ の関係は、 $chf$ 線 $(z_0)$ で示す実線で示される。 $q_{chf}$ は $x$ の増加とともに減少する右下がりの曲線となる。点線 $Q_{chf}(z_0)$ は、位置 $z_0$ においてBTが発生したときの任意の位置 $z$ における $q$ と $x$ の関係を示す。下流ほどクオリティは増加すること、及び局所熱流束は低下することから、図のような彎曲した曲線になる。位置 $z_0$ では $chf$ 線 $(z_0)$ と局所熱流束は一致し、BTが発生する。これに対し、他の位置では局所熱流束は $chf$ 線 $(z_0)$ に達せず、BTは発生していない。

出力を $Q_{chf}(z_0)$ から、次第に増加させ、出力が $Q_1$ に達したとき、位置 $z$ における局所熱流束は、 $chf$ 線 $(z_0)$ に接する。すなわち、仮に $q_{chf}$ と $x$ の関係が位置 $z$ でも $z_0$ における場合と同じならば、出力 $Q_1$ のとき位置 $z$ でBTが発生する。ところが、位置 $z$ では、位置 $z_0$ におけるよりもBTが発生しにくく、出力 $Q_1$ ではBTしないと仮定すれば、位置 $z$ においてBTが発生するには、さらに出力を増加させる必要がある。出力を $Q_{chf}(z)$ まで増加したとき位置 $z$ でBTが発生したとすると、このときの $chf$ 線と局所熱流束は、図のように、それぞれ実線 $chf$ 線 $(z)$ 及び点線 $Q_{chf}(z)$ になる。

以下のようにCHF熱流束増倍率を定義し、局所限界熱流束に及ぼす位置 $z$ の影響をCHF熱流束増倍率で表現してみる。

#### 増倍率 $K_{chf}$ の定義

$$K_{chf}(z) = Q_{chf}(z) / Q_1$$

増倍率 $K_{chf}$ は、限界熱流束とクオリティの関係が位置にかかわらず一定の関係があるとしたときにBTが起きると考えられる熱流束に対して、実際に局所でBTが起きたときの熱流束の比を意味する。したがって、増倍率1のときは限界熱流束とクオリティの関係が位置にかかわらず成立することを意味し、増倍率が1以上のときは、考えている位置では基準とした位置におけるBT発生よりも局所熱流束が増倍率倍したときにBTが発生することを意味する。

増倍率としては、上記の定義の他に、

$$k_{chf}(z) = Q_{chf}(z) / Q_{chf}(z_0)$$

も考えられる。 $k_{chf}(z)$ の意味は、次のように考えられる。 $k_{chf}(z) = 1$ は、位置 $z_0$ でBTが起きた出力のとき、位置 $z$ でもBTが起きることを意味する。このとき、位置 $z_0$ と位置 $z$ におけるクオリティも熱流束も異なる。クオリティは、両者の位置の違いにより、熱流束は局所ピーピング係数の違

いに依る。

ここでは、位置の違いの影響や局所ピーキング係数の違いの影響を最小化するには、 $K_{chf}(z)$  よりも  $K_{chf}^*(z)$  が優っていると考え、増倍率  $K_{chf}$  を用いて、限界熱流束に及ぼす位置の影響を表示することとした。

$K_{chf}$  は、以下の手順に基づき算出した。

- (1) 実験データから、 $chf$  線 ( $z_0$ ) を確定する。 $z_0$ としては、大部分の実験条件で最高ヒータ温度が計測された 2.9 m (第 2 グリッドスペーサ直下の熱電対位置) とした。仮定により、 $chf$  線はクオリティ  $x$  で確定するとする。実際には、 $q_{chf}$  と  $x$  の関係には、流量が影響することが知られているが、ここでは流量の影響は小さいと仮定する。
- (2) 位置  $z$  における  $q$  と  $x$  の関係が、(1)で確定した  $chf$  線 ( $z_0$ ) を満たす出力 ( $= Q_1$ ) を計算により求める。
- (3) 一方、位置  $z$  において BT が発生する出力 ( $= Q_{chf}(z)$ ) を、データから求める。
- (4)  $K_{chf}(z) (= Q_{chf}(z) / Q_1)$  を計算により求める。

上記の手順で算出した増倍率とグリッドスペーサからの上流距離の関係を図 4.4.6 に示す。図には、流量 (562 kg/m²s, 288 kg/m²s)、及びグリッドスペーサ位置 (2.504 m の位置のグリッドスペーサ、3.015 m の位置のグリッドスペーサ) をパラメータとして、データを示す。

グリッドスペーサから上流に離れるに連れて増倍率が大きくなることがわかる。グリッドスペーサのスパンは約 50 cm である。したがって、ひとつのグリッドスペーサスパン内では、増倍率は最大で約 15 % である。

#### (4) グリッドスペーサ直下で限界熱流束が小さいことの理由

グリッドスペーサ直下で限界熱流束が小さいことの理由として、以下のことが考えられる。低圧条件下における 2 相流可視化実験に依れば、グリッドスペーサ直下に高ボイド率領域が形成される。これは、2 相流の持つ流量変動成分により、液相は上下に揺すぶられる。このとき、グリッドスペーサは上昇流に対してよりも下降流に対して流動抵抗体として作用する。このため、グリッドスペーサ直下で高ボイド率になる。本試験のような高圧条件でも、同様な現象が起きていると考えられる。

もうひとつの理由として、以下のことが考えられる。噴霧流やフロス流のような 2 相流では、グリッドスペーサは、流体の混合の促進や、液滴の微細化などの作用をする。したがって、グリッドスペーサ直上部で BT が発生しにくいことが考えられる。2 相流の乱れの強度や液滴の微細化は、グリッドスペーサから下流に離れるにつれて減衰することが考えられる。

#### (5) 限界熱流束に及ぼす位置の影響の実機への適用

上述のように、グリッドスペーサから上流に離れるに連れて増倍率が大きくなり、ひとつのグリッドスペーサスパン内では増倍率は最大で約 15 % であった。この結果を実機に適用するに際しては、出力分布形やグリッドスペーサ形状の影響を考慮する必要がある。本試験では、出力分布形やグリッドスペーサ形状は固定しており、これらの影響を知ることはできない。しかし、出力ピーキング係数は実機の安全評価で仮定される値を用いており、グリッドスペーサは実機のものを形状模擬しているので、実機の場合にも本試験結果と同程度の位置の影響があると考えられる。

最大増倍率 15 % を大きいと見るか小さいと見るかは、この結果を適用する課題による。限界熱流束は、通常、実機の異常事象時における燃料温度評価に用いられる。この事象では、出力 15 % は極めて短時間 (数秒) で経過する。このような事象では、出力 15 % の差の影響は小さいと考えられる。これに対し、適用する事象が極めて緩慢な条件変化をする場合には、この差を考慮する必要が生じると考えられる。

#### 4. 5 ポストCHF熱伝達率

##### 4. 5. 1 ポストCHF熱伝達率の定義

図4. 5. 1に、ヒータ温度の計測結果の例を示す。

熱伝達率は、流体温度を飽和温度と仮定し、以下の式で求めた。

$$(C_p \rho A) \frac{\partial T}{\partial t} = q'_{in} - \pi d h_{exp} (T - T_s) \quad (4.1)$$

本式は、ヒータのr方向の熱伝導及びz方向の熱伝導が無視できるときに成立する。ヒータのr方向温度分布やz方向温度分布を無視したことによる誤差の評価は、後記する。

上式の  $C_p \rho A$  は、ヒータの単位長さあたりの熱容量である。別途事前に行った実験<sup>(2)</sup>により、 $C_p \rho A$  のヒータ温度依存性を求め、ヒータ温度の計測値から  $C_p \rho A$  を求めた。ヒータ温度  $T$ 、圧力  $P$ 、加熱線出力  $q'_{in}$  を計測し、飽和温度  $T_s$  及び熱伝達率  $h_{exp}$  を求めた。

式(4.1)で求めた熱伝達率の例を、図4. 5. 1の下図に示す。BTの発生に伴い、熱伝達率は急激に減少する。本例では約 3 kW/m<sup>2</sup>K となっている。これは、核沸騰状態から遷移沸騰あるいは膜沸騰状態への移行に依る。また、リウェットの発生に伴い、熱伝達率は急激に増加する。これは、膜沸騰から核沸騰への移行に依る。

本報告書では、BTの発生からリウェットの発生までの期間の伝熱状態をポストCHFと呼び、このときの熱伝達率をポストCHF熱伝達率と呼ぶ。

##### 4. 5. 2 従来のポストCHF熱伝達率相関式

詳細は別報<sup>(8)</sup>に示す。

###### (1) ポストCHF熱伝達

ポストCHF熱伝達は以下のように考えられている。

ポストCHF領域の伝熱形態は、遷移沸騰領域と膜沸騰領域に分けられる。遷移沸騰は、蒸気膜が伝熱面に形成されるが、液相が頻繁に伝熱面を濡らす核沸騰と膜沸騰の中間的な状態である。蒸気膜により熱伝達が劣化するため、伝熱面の温度が上昇するものの、液相の接触により再び低下するなど振動的な温度挙動を示す。その後、伝熱面が定常的に蒸気に覆われる膜沸騰領域へと移行し、伝熱面温度は高温状態で安定する。

ポストCHF領域での流動様式は、Chen ら<sup>(15)</sup>が示すように、2つに分類できると考えられる。一つは、逆環状流から安定蒸気膜の形成を経て噴霧流へと移行するケースで、低クオリティ領域で起こる。もう一つは、伝熱面を覆う液膜が徐々に薄くなりドライアウトすることによって噴霧流となるケースで、高クオリティ領域で起こる。

現在開発されているポストCHF熱伝達率相関式は、この噴霧流領域を扱ったものが多い。この領域の熱伝達は、蒸気の強制対流、液滴の接触、ふく射による。蒸気流速が大きく壁温が高い場合、蒸気の強制対流が最も支配的である。ポストCHF領域では、液相が存在するにもかかわらず管壁からの熱は主に蒸気へ伝達し、蒸気は過熱状態となる。液滴はこの過熱蒸気中に浮遊し、やがて蒸発する。つまり、気

液相が熱的非平衡状態にあることがポスト CHF 領域での特徴であるとされている。Saha ら<sup>(16)</sup>は、これを模式図で示している。

この蒸気の過熱については、Parker, Grosh らによって古くから指摘されているものの、その計測の困難さから相関式には反映されず、初期の頃の相関式は気液間の熱的平衡を仮定したものであった。しかしながら、これらの相関式は現象を忠実にモデル化したものでなく、実験結果をベースに最適化されたものであるため使用範囲が限定されるといった問題があり、近年は非平衡を考慮した相関式が開発されるようになった。Nijhawan ら<sup>(17)</sup>は独自の計測方法で蒸気温度の計測を試み、蒸気が過熱状態にあることを示した。彼らのデータの一例は、以下のようにになっている。

条件 :  $P=234\text{kPa}$

$G=42.3\text{kg/m}^2\text{s}$

熱平衡クオリティ = 0.28

$T_{\text{sat}}=120^\circ\text{C}$

$T_{\text{wall}}=430^\circ\text{C}$

計測結果 : 真のクオリティ = 0.25

$T_{\text{vapor}}=320^\circ\text{C}$

その後収集された Gottula らの詳細な過熱蒸気温度データからも、相関式を厳密に評価することが可能となった。

## (2) ポスト CHF 熱伝達率相関式

従来のポスト CHF 熱伝達率相関式は、以下の 2 群に大別できる。

- 热平衡モデル
- 热的非平衡モデル

### (1) 热平衡モデル

初期の頃の、最も単純なアプローチによる相関式は、次の 2 つの仮定をおくものであった。

a) 軸方向の全ての位置において二相間は熱的平衡状態にある。

b) 過熱壁の熱伝達は、蒸気の強制対流のみによる。

これらの仮定に基づいた相関式の例として、Dougall-Rohsenow, Groeneveld<sup>(11)</sup>, Condei-Bengston の式がある。Dougall-Rohsenow の式は実験データによるものではなく、単相流の乱流熱伝達の式を、均質流を仮定して二相流に拡張したものである。Groeneveld の式は、Bishop, Collier, Polomik、その他の多くの膜沸騰の実験結果から、信頼性の高いデータを抽出して作成した実験式である。これらの相関式の形は非常に単純で、注目する位置の壁温、平衡クオリティといった局所的な情報しか必要としないため、解析コードのサブルーチンとしても使用し易いという利点がある。特に Dougall-Rohsenow, Groeneveld 相関式は、軽水炉の事故、過渡事象時において被覆管温度を保守的に評価するとされ、RELAP, TRAC など解析コードに組み込まれている。しかしながら、これらの相関式は上記の仮定をおいたことにより、質量流束が非常に大きく蒸気単相の強制対流が支配的な場合、あるいは蒸気から液滴、また壁面から液滴への熱伝達が無いという理想的な状態でしか精度良い評価を行わない。

遷移沸騰領域については、そのメカニズムの複雑さのため、相関式は比較的少なく、しかもそのほとんどが、限られた範囲の流動条件における実験式である。Ellison, McDounough ら、Burenson のものは

純粋な実験相関式で、非常に限定された流動条件下でしか使用できない。

遷移沸騰熱伝達を沸騰による項 ( $h_b$ ) と蒸気の強制対流による項 ( $h_c$ ) で表わす、Rohsenow の提案に基づき、このタイプの相関式がいくつか開発されている。この相関式はいくらかメカニズムが反映されていると言えるが、多くの実験定数を含むため、やはり限定された流動条件下でしか使用できない。 $h_b, h_c$  はそれ各自次式のような形で表わされる。

$$h_b = A \exp(-B\Delta T_s)$$

$$h_c = \frac{k_g}{D_e} \alpha \text{Re}^b \text{Pr}^c$$

ここで、A, B および a, b, c は実験により与えられる定数である。Tong は高圧、低圧のデータより実験式を作成しており、Mattson ら、Ramu らによる相関式もこのタイプのものである。

より詳細に熱伝達メカニズムを考慮した相関式は非常に少なく、代表的なものが Iloeje らによるものである。これは、気液相間の非平衡を陽に扱うものではないが、その効果を実質的に考慮したモデルであると言える。彼等は、熱伝達を次の 3 つに分類している。

- a) 液滴の壁面への直接接触による熱流束  $q_{dc}$
- b) 温度境界相を通した液滴と壁面間の熱流束  $q_{dow}$
- c) バルク蒸気と壁面間の熱流束  $q_{wv}$

全熱流束  $q_{tot}$  は上記の総和として表わされる。

## (2) 热的非平衡モデル

蒸気と水が熱的非平衡状態にあることをモデル化したものである。代表的なものとして、Laverty-Rohsenow 式、Forslund-Rohsenow 式、Groeneveld-Delorme 式<sup>(13)</sup>、Chen et al の式<sup>(14)</sup>、Saha 式<sup>(15)</sup>、Yoder et al の式<sup>(16)</sup>などがある。詳細は別報<sup>(8)</sup>に示す。

熱的非平衡モデルは、蒸気と水の熱的非平衡状態を考慮している点で、熱平衡モデルよりも伝熱メカニズムを忠実に表現している。しかし、上記の熱的非平衡モデルは、例えば液滴径やスリップ比などに関する経験則が用いられ、物理法則に基づいた式で完結するということはない。このため、本報告書では高精度の予測を行うには、熱平衡モデルと熱的非平衡モデルの優劣を判断することはできないと考えた。

### 4. 5. 3 ポスト CHF 热伝達率のパラメータ依存性の評価法

ポスト CHF 热伝達率のパラメータ依存性を考察するに際し、ここでは、代表的熱平衡モデルである Dougall-Rohsenow 式を基礎に置くことにした。

Dougall-Rohsenow 式は、二相流では蒸気流の乱流熱伝達が支配的であると考え、単相乱流熱伝達率相関式を二相流に適用した式である。Dougall-Rohsenow 式は、下式で表される。

$$Nu_{tp} = Nu_{1\phi} \left( x + \frac{\rho_g}{\rho_l} (1-x) \right)^{0.8}$$

$$Re_{tp} = Re_g \left( 1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{1-x}{x} \right)$$

$$Pr_g = \left( \frac{C_p \mu}{k} \right)_g$$

二相流の影響は、単相流の式に対して、水の混入により蒸気流速が  $\left( 1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{1-x}{x} \right)$  倍になったと考えるモデルで、この値は気液スリップ比が 1 のとき  $1/\alpha$  となる。すなわち、ボイド率  $\alpha$  により、蒸気の流路面積が減少して、蒸気流速が  $1/\alpha$  倍に増加したとするモデルである。

ポスト CHF 熱伝達率のパラメータ依存性を考察するに際し、Dougall-Rohsenow 式を基礎に置くことにした理由は、以下の通りである。

- (1) Dougall-Rohsenow 式は、式の形が単純であり、わかりやすい。
- (2) Dougall-Rohsenow 式は、単相流乱流熱伝達からの拡張であり、コンセプトが明解である。
- (3) 単相流乱流熱伝達は、従来から数多く研究されており、多くの知見の蓄積がある。
- (4) 以上から、Dougall-Rohsenow 式は、熱平衡モデルとしては拡張性に富んでいると考えられる。

Dougall-Rohsenow 式中には、単相流 Nu 数が含まれる。単相流乱流 Nu 数は、多くの研究例があるが、代表的なものは、以下の通りである。

- Dittus-Boelter 式<sup>(5)</sup>       $Nu_{1\phi} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$
- Colburn 式<sup>(6)</sup>                 $Nu_{1\phi} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{1/3}$
- Johnson-Rubesin 式<sup>(7)</sup>       $Nu_{1\phi} = 0.0296 Re^{0.8} Pr^{1/3}$

いずれの式も形はほとんど同じである。Dittus-Boelter 式では、物性値を混合平均温度  $T_m$  ( $\approx T_{sat}$ ) で見積もることが推奨されている。Colburn 式では、流体が気体のとき、物性値を膜温度  $T_f$  で見積もることが推奨されている。Johnson-Rubesin 式では、物性値を膜温度  $T_f$  で見積もることが推奨されている。

以上から、ポスト CHF 熱伝達率のパラメータ依存性は、Dougall-Rohsenow 式を基礎とし、物性値を飽和温度あるいは膜温度で評価したときの予測性能を調べることを第 1 ステップとした。

#### 4. 5. 4 蒸気乱流効果の評価

##### (1) 抽出したデータ

前述のように、ポスト CHF 熱伝達率は、ヒータ温度に影響される。また、後述のように、位置にも影響される。そこで、評価を容易にするため、先ず次の条件で得られたデータに限定して、パラメータ依存性を調べる。

###### (1) 高過熱度条件

ポストCHF熱伝達では、低過熱度条件では液滴と伝熱面の直接接触による伝熱や沸騰の影響がある。これに対し、Dougall-Rohsenow式は、蒸気の乱流熱伝達に基づく式であり、液滴の影響や沸騰の影響を考慮していない。高過熱度条件では、液滴の影響や沸騰の影響は蒸気の乱流熱伝達に比べて小さくなると考えられる。そこで、高過熱度条件で得られたデータをDougall-Rohsenow式に適用することにより、蒸気乱流熱伝達効果を評価する。低過熱度条件で得られたデータの評価結果は、後記する。

## (2) 2. 9 m位置のデータ

ポストCHF熱伝達率は、位置によって異なる。このため、位置の影響は後の節で検討することとして、位置効果の抑制のため、2. 9 m位置で得られたデータに限定して、評価を行う。2. 9 m位置のデータを選んだ理由は、一般に、最高ヒータ温度は2. 9 m位置で検出されることによる。2. 9 m位置は、上から2番目のグリッドスペーサの直下の位置である。

図4. 5. 2に、以後の評価の基礎になる各種のパラメータの1例を示す。本図は、図4. 5. 1に示したヒータ温度に関して求めたクオリティ( $x$ )、 $x$ で補正したレイノルズ数( $Re_{tp}$ )、ヌセルト数( $Nu$ )の時々刻々の値、過熱度( $dTsat$ )と熱伝達率の関係、 $Re_{tp}$ とヌセルト数の関係、熱流束と過熱度の関係(いわゆる沸騰曲線)を示す。

図4. 5. 3に、熱伝達率の実験値とDougall-Rohsenow式による予測値を示す。横軸は、伝熱面表面の過熱度であり、縦軸は熱伝達率である。図4. 5. 3の上図、中央図、下図は、それぞれ以下のように物性値を求めるのに用いた蒸気温度が異なる。

- ・上段の図 物性値を飽和温度で求める。
- ・中段の図 物性値を膜温度で求める。
- ・下段の図  $Nu$  数及び $P_r$ 数は、物性値を膜温度として求める。 $Re$ 数は、物性値を飽和温度として求める。

図から、熱伝達率の実験値は、伝熱面表面過熱度の増加とともに減少することがわかる。過熱度が小さいとき、熱伝達率の減少は著しく、高過熱度ほど熱伝達率の減少は緩やかになっている。Dougall-Rohsenow式による予測値は、上段の図、中段の図、下段の図で若干異なるが、どの図でも伝熱面表面過熱度が変化しても、ほぼ一定である。また、Dougall-Rohsenow式による予測値は、一般に高過熱度ほど実験値に接近している。これは、前述のように、高過熱度では液滴の熱伝達に及ぼす影響や沸騰の影響が小さいと考えられることと、Dougall-Rohsenow式がこれらの影響を無視していることによると考えられる。

以上のことから、伝熱面表面過熱度が最高のときのデータ(図中の丸印)を抽出して、ポスト熱伝達率のパラメータ依存性の評価を行う。Dougall-Rohsenow式による予測値と実験値の一致の程度は、上段、中段、下段で互いに異なる。これの定量的な比較を次項に示す。

## (2) 热伝達率 $h$ 及び $Nu$ と $Re_{tp}$ の関係

図4. 5. 4に、圧力2MPa～18MPa、質量流束33～1100kg/m<sup>2</sup>sの場合の熱伝達率 $h$ 及び $Nu$ と $Re_{tp}$ の関係を示す。上段の2図は、物性値を飽和条件で評価した結果である。中段の2図は、物性値を膜温度条件で評価した結果であり、下段の2図は、 $Re_{tp}$ を飽和条件で、 $Nu$ を膜温度条件で評価した結果である。

中段及び下段のデータのまとめが、上段に比べてよい。すなわち、 $Nu$ 数を膜温度で評価すること、

したがって蒸気熱伝導率を膜温度で評価することでデータのまとまりが向上することがわかる。これは、ポスト CHF 熱伝達は、伝熱面表面に形成される過熱蒸気層の熱伝導が支配的であることを意味すると考えられる。

各図中には、それぞれ実線を引いてある。この実線の勾配は 0.8 であり、この値は Dougall-Rohsenow 式、Dittus-Boelter 式、Colburn 式、Johnson-Rubesin 式に共通に用いられている値である。データは、実線とほぼ等しい勾配で分布している。すなわち、これらの式は、ポスト CHF 熱伝達率の  $Re_{tp}$  依存性をよく表現している。このことから、高過熱度条件の伝熱に対しては、蒸気流の強制対流効果が支配的であると考えられる。

図 4. 5. 4 よりも詳しく蒸気流の強制対流効果を検討するために、縦軸を

$$Nu / Re_{tp}^{0.8}$$

とした結果を図 4. 5. 5 に示す。上から、物性値を飽和条件で評価した場合、膜温度条件で評価した場合、 $Re_{tp}$  を飽和条件で  $Nu$  を膜温度条件で評価した場合の結果である。前図と同様に、下の 2 図で、データのまとまりがよい。また、下の 2 図では、 $Re_{tp}$  が大きいとき ( $Re_{tp} > 100000$ ) にまとまりがよく、かつ、勾配はほぼ 1 である。これは、 $Re_{tp}$  が大きいとき蒸気の強制対流効果が支配的であることを示すものと考えられる。

$Re_{tp}$  が小さいときにはデータのばらつきは大きくなる。 $Re_{tp}$  が小さいときデータのばらつきが大きい理由として、以下のことが考えられる。

- ①蒸気の強制対流効果以外の伝熱様式の影響が強くなる。
- ②加熱電力の測定精度が悪化する。 $(Re_{tp}$  が小さいとき、加熱電力は小さい。)
- ③非平衡性が強まる。

### (3) 熱伝達率と $Pr$ の関係

前記の諸相関式は、 $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  と  $Pr$  の関係を記述している。そこで、縦軸を  $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  とし、横軸を  $Pr$  として、両者の関係を検討する。図 4. 5. 6 に結果を示す。上から、物性値を飽和条件で評価した場合、膜温度条件で評価した場合、 $Re_{tp}$  を飽和条件で  $Nu$  を膜温度条件で評価した場合の結果である。

上段の図に示す実線は、Dittus-Boelter 式と Dougall-Rohsenow 式の組合せで求めた  $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  を示す。中段及び下段の実線は、Colburn 式ないし Johnson-Rubesin 式と Dougall-Rohsenow 式の組合せで求めた  $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  を示す。

上段の図によれば、 $Pr$  数が小さいとき ( $Pr_{sat} < 1.5$ )、Dittus-Boelter 式と Dougall-Rohsenow 式の組合せで求めた  $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  は、実験データとほぼ一致している。 $Pr_{sat} < 1.5$  は、圧力 7MPa 以下に対応しているので、Dittus-Boelter 式と Dougall-Rohsenow 式の組合せは低圧条件 ( $P < 7\text{ MPa}$ ) で実験結果を近似的に表現していることがわかる。これに対し、高圧 ( $P < 11.5\text{ MPa}$ ) では、予測値と実験結果の差は大きいに、圧力の増加とともに  $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  が増加し、実験結果と逆の傾向を示している。

中段及び下段の図では、実験結果は、膜温度で評価した  $Pr$  数 ( $Pr_{Tf}$ ) が増加するに連れて、 $Nu / Re_{tp}^{0.8}$  はやや増加している。Colburn 式及び Johnson-Rubesin 式は、この特性を広い圧力範囲 (2MPa～18MPa) でほぼ表現している。また、定量的には、下段の図に見られるように、Colburn 式 ( $Nu$  数及び  $Pr$  数は、

蒸気温度を膜温度として求める。Re数は、蒸気温度を飽和温度として求める。)とDougall-Rohsenow式の組合せで実験結果を最もよく表現している。

図4.5.7は、Nu数及びPr数は蒸気温度を膜温度として求め、Re数は蒸気温度を飽和温度として求めたときのDougall-Rohsenow式によるNu数についての予測結果と実験値の比較を示す。本実験結果は、±30%の範囲で予測できている。また、Nu数を200以上に限定すれば、±20%以下で予測できている。

#### (4) Re数中の粘性を膜温度条件で求めた場合

上記のように、Nu数及びPr数は蒸気温度を膜温度として求め、Re数は蒸気温度を飽和温度として求めた場合、精度よくNu数を予測できた。従って、実験値より大きいNu数を予測することができる。安全評価解析では、燃料温度を実際より常に高温に予測する必要があるが、上記のNu数の予測法ではこれを満たしていない。

以下に、次の条件で熱伝達率及びNu数を予測する。

- ・ Nu数及びPr数は蒸気温度を膜温度として求める。
- ・ Re数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度として、Re数を求める。

図4.5.8(1)に、伝熱面表面過熱度と熱伝達率の関係を示す。この予測法による予測結果は、図4.5.3の下段図の予測結果より小さい。この予測法による $Nu/Re_{tp}^{0.8}$ とPrの関係を図4.5.8(2)に、Nu数の実験結果と予測結果の比較を図4.5.8(3)に示す。これらの図によれば、異なる圧力、異なる流量の実験結果が狭い範囲にまとめられていることから、本予測法により、圧力、流量の影響が表現されていると考えられる。また、図4.5.8(3)から分かるように、本予測法による予測結果は実験結果より小さい(すなわち、ポストCHF熱伝達率を過小予測する)。これは、安全評価解析には、本予測法を用いることの方が、前記の予測法(すなわち、Nu数及びPr数は蒸気温度を膜温度として求め、Re数は蒸気温度を飽和温度として求める)を用いるよりも適切であることを示す。

#### (5) まとめ

高過熱度条件で、かつ2.9m位置で得られた実験結果は、以下のようにまとめられる。

- ① 高過熱度条件で、かつ、 $Re_{tp}$ が大きいとき( $>100000$ )、蒸気の乱流熱伝達が支配的である<sup>(3)</sup>。
- ② 蒸気の熱伝導率を膜温度で評価することにより、データのまとまりが向上する。
- ③ 蒸気の熱伝導率を飽和温度で評価すると、高圧( $P > 11.5 \text{ MPa}$ )におけるNuと $Re_{tp}$ の関係を表現できない。
- ④ Colburn式とDougall-Rohsenow式の組合せで実験結果を最もよく表現できる。検証した実験条件範囲は、圧力 $2 \text{ MPa} \sim 18 \text{ MPa}$ 、 $Re_{tp} > 100000$ である。著者らの実験結果に対しては、±30%でポストCHF熱伝達率を予測できた。
- ⑤ ポストCHF熱伝達率を保守的に予測するには、Nu数及びPr数は蒸気温度を膜温度として求め、Re数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度として、Re数を求めて、Dougall-Rohsenow式を用いる。

#### 4. 5. 5 ポストCHF熱伝達率に及ぼす諸因子の影響とスリップ比の影響

前節では、高過熱度条件で2.9mの位置のポストCHF熱伝達率を検討した。軽水炉の燃料ヒートアップ後の熱伝達挙動を予測するには、低過熱度条件の場合のポストCHF熱伝達率や他の位置のポストCHF熱伝達率を検討する必要がある。また、以下の課題の検討が必要であると考えられる。

- ①過熱度( $dT_{sat}$ )の影響
- ②液滴の影響及び沸騰の影響
- ③z方向熱伝導の影響
- ④r方向熱伝導の影響
- ⑤位置の影響
  - ・BT開始点からの距離の影響（または助走区間の影響）
  - ・グリッドスペーサからの距離の影響
- ⑥熱的非平衡性の影響
- ⑦非定常性の影響

上記の諸因子のうち、いくつかは本試験データから検討が可能である。次節以降に、検討の結果を示す。

検討に先立って、Dougall-Rohsenow式の予測結果に及ぼすスリップ比の影響を試算する。この試算を行った理由は、Dougall-Rohsenow式は均質流を仮定していることから、この仮定の予測結果に及ぼす影響を調べておくことは、重要であると考えたためである。

試算の方法及び試算結果を、図4.5.9に示す。スリップ比を大きくすると、熱伝達率の予測値は大きくなる。これは、スリップ比を大きくすると、ボイド率が小さくなり（蒸気流路が狭くなり）、蒸気流速が大きくなるためである。7MPaの場合に比べて15.5MPaの場合の方が、熱伝達率予測値に及ぼすスリップ比の影響が大きい。これは、Dougall-Rohsenow式において、スリップ比にかかる係数の蒸気密度が、高圧ほど大きいことによる。後記のように、熱伝達率は伝熱体の過熱度の増加とともに小さくなる傾向が見られるが、スリップ比の影響を考慮しても、この傾向は予測できていない。

#### 4. 5. 6 ポストCHF熱伝達率に及ぼす過熱度の影響

##### (1) 過熱度の影響

図4.5.10に、熱伝達率と過熱度の関係を示す。横軸が過熱度、縦軸が熱伝達率である。図4.5.10には、圧力2MPa（上段の図）、圧力7MPa（中段の図）、圧力15.5MPa（下段の図）の結果を示す。また、左は低質量流束(77.3kg/m<sup>2</sup>s)の場合、右は高質量流束(562kg/m<sup>2</sup>s)の場合の結果である。実線は実験結果 $h_{exp}$ 、点線はDougall-Rohsenow式（とColburn式との組合せ：すなわち、 $Re_{tp}$ は飽和条件、 $Nu$ は膜温度条件で評価）による予測結果である。

実験結果は、過熱度が大きくなるにつれて一般に小さくなる（過熱度が大きくなると熱伝達率が大きくなる例もある（高圧、大流量のとき））。また、高過熱度条件では、加熱電力上昇時と加熱電力下降時の熱伝達率は一致している。しかし、矢印で“Rewet”と示す過熱度以下では、加熱電力上昇時（BT時）と加熱電力下降時（Rewet時）の熱伝達率には差がある。Rewet時の熱伝達率は、BT時の値に比べて大きい。

Dougall-Rohsenow式による予測値と実験結果は、高過熱度条件では接近するが、低過熱度条件では差は大きい。すなわち、Dougall-Rohsenow式は、熱伝達率に及ぼす過熱度の影響を表現できておらず、低過熱度条件の熱伝達率を予測できていない。

前節によれば、Dougall-Rohsenow式は蒸気の強制対流伝熱効果をよく表現することができた。そこで、

縦軸を  $h_{exp}/h_{DR}$  として書き直したグラフを図 4. 5. 11 に示す。上から下に、順に 2MPa、7MPa、15.5MPa の場合の結果である。各図のパラメータは、質量流束である。

最下図の 15.5MPa の結果によれば、質量流束 288kg/m<sup>2</sup>s、562kg/m<sup>2</sup>s、1098kg/m<sup>2</sup>s のデータは、互いにほとんど一致している。これらよりも低質量流束である 33.5kg/m<sup>2</sup>s、77.3kg/m<sup>2</sup>s の場合は、 $h_{exp}/h_{DR}$  はやや大きい。質量流束 288kg/m<sup>2</sup>s 以上で、質量流束に係わらず  $h_{exp}/h_{DR}$  はほぼ一致することは、7MPa 及び 2MPa でも共通に見られる。以上から、低過熱度であっても、高質量流束では (>288kg/m<sup>2</sup>s)  $h_{exp}/h_{DR}$  は互いにほぼ一致する。すなわち、Dougall-Rohsenow 式により、低過熱度条件（ただし、 $dTsat > 100K$ ）であっても質量流束効果を表現できる。

各圧力条件での高質量流束 (>288kg/m<sup>2</sup>s) のときの  $h_{exp}/h_{DR}$  のばらつきを同一のグラフにまとめた結果を図 4. 5. 12 に示す。同一の過熱度で比較すると圧力の違いにより、 $h_{exp}/h_{DR}$  が異なることがわかる。すなわち、Dougall-Rohsenow 式は、圧力の影響を表現できていない。

### (2) ヒータ温度の影響

図 4. 5. 12 の下図は、横軸をヒータ温度に変えたときの結果である。ヒータ温度が高温のとき ( $T > 750K$ )、圧力 2MPa～15.5MPa の範囲で  $h_{exp}/h_{DR}$  はほぼ一致している。すなわち、 $h_{exp}/h_{DR}$  は、等ヒータ温度で比較すれば  $T > 750K$  では圧力に関わりなく、ヒータ温度のみの関数で近似できる。

$h_{exp}/h_{DR}$  は、 $T$  または  $dTsat$  の増加につれて減少する。低過熱度条件のとき、特に著しく減少する。この現象は、従来の研究成果から、遷移沸騰域に見られる液滴の影響ないし沸騰の影響と考えられる。ただし、低  $dTsat$  条件は、BT 点の近傍で実現すると考えられるので、BT 点から近傍であることの効果（助走区間効果）、z 方向の熱伝導の効果も考えられる。現時点では、これらを識別してデータを評価することは困難である。

高過熱度条件 ( $T > 750K$ ) では、 $T$  ないし  $dTsat$  の増加に伴う  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少は、緩やかになる。この減少の理由は、従来の研究成果からの類推では、液滴の効果や沸騰の効果が考えられるが明らかではない。液滴の効果や沸騰の効果のほかに、蒸気による乱流熱伝達そのものの  $T$  ないし  $dTsat$  の依存性が考えられる。従来の単相流に関する研究では、乱流熱伝達には助走区間の影響や粘性の影響 (Sieder & Tate, Weisman) があることや、過熱度がきわめて大きいときは膜温度を伝熱体温度とバルク蒸気温度の平均とするのは不適当である (Deisler) ことなどが報告されている。しかし、どれも本試験の  $T$  の影響を定量的に説明するに至っていない。

### (3) クオリティの影響

図 4. 5. 13 (1) 及び 4. 5. 13 (2) に圧力 15.5MPa 及び 7MPa のときのクオリティと熱伝達率（ただし、 $h_{DR}$  で規格化してある。）の関係を示す。各流量条件において、クオリティの増加とともに  $h_{exp}/h_{DR}$  は急激に減少した後、緩やかに減少している。 $h_{exp}/h_{DR}$  が急激に減少するクオリティの範囲は、図 4. 5. 11 において  $h_{exp}/h_{DR}$  が急激に減少している低過熱度条件の範囲と一致する。一方、クオリティの増加とともに  $h_{exp}/h_{DR}$  は緩やかに減少するクオリティの範囲は、図 4. 5. 11 において  $h_{exp}/h_{DR}$  が緩やかに減少している高過熱度条件の範囲と一致する。

図 4. 5. 13 (1) によれば、 $h_{exp}/h_{DR}$  が緩やかに減少して領域では、クオリティの増加に対する  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少速度（すなわち、 $d(h_{exp}/h_{DR})/dx$ ）は、各流量条件でほぼ一致している。また、 $h_{exp}/h_{DR}$  の値は、各流量でほぼ一致している。これらの結果から、 $h_{exp}/h_{DR}$  が緩やかに減少する領域では、クオリティの影響は僅かであり、他のパラメータの変化によると考えられる。

### (4) (1) と (2) のまとめ

広い過熱度条件範囲で、かつ 2. 9 m 位置で得られた実験結果は、以下のようにまとめられる。

- ① 過熱度に関わりなく、質量流束の影響は Dougall-Rohsenow 式で表現できる。ただし、物性は膜

温度で評価する必要がある。検証した実験条件範囲は、圧力 2MPa～18MPa、質量流束 288～1098kg/m<sup>2</sup>s である。

- ② ただし、Dougall-Rohsenow 式は、過熱度の影響、圧力の影響を表現できていない。
- ③ 過熱度の影響は、以下のようになる。
  - 1)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、過熱度の増加とともに減少する。
  - 2) 過熱度が小さいときには、過熱度の増加に伴う  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少は著しい。
  - 3) 過熱度が大きくなると  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少は次第に緩やかになり、ほぼ 1 に漸近する。
- ④ 圧力の影響は、以下になる。
  - 1)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、等過熱度で比較すると、圧力の増加とともに減少する。
  - 2)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、等ヒータ温度で比較すれば、 $T > 750\text{K}$  では圧力に関わりなく、ヒータ温度のみの関数で近似できる。
- ⑤ ③及び④は、質量流束 288kg/m<sup>2</sup>s 以上の場合の結果である。質量流束が 77kg/m<sup>2</sup>s 以下の場合、Dougall-Rohsenow 式では質量流束の影響を表現できていない。

③及び④から、定常ポスト C H F 試験で得られるポスト C H F 熱伝達率は、圧力 (2MPa～18MPa)、質量流束 (288kg/m<sup>2</sup>s～1098kg/m<sup>2</sup>s) の範囲で、圧力、質量流束にかかわらず、ヒータ温度  $T$  の関数として、

$$h_{exp}/h_{DR} = f(T) \quad (4.2)$$

で表現できる。ただし、 $T > 750\text{K}$  である。後述のように、熱伝達率はグリッドスペーサから上流に測った距離  $z_{GS}$  (上流距離と呼ぶことにする。) の単調関数でもあるので、一般には、

$$h_{exp}/h_{DR} = f(T) g(z_{GS})$$

で表現できる。

#### 4. 5. 7 z 方向熱伝導の影響

$z$  方向熱伝導の影響を、本試験結果のみから評価することは、きわめて困難である。

そこで、以下の 2 つの方法で近似的に評価してみる。

- ①  $z$  方向のヒータ温度分布を、いくつかの仮定を導入して求め、求まったヒータ温度分布から  $z$  方向熱伝導量を推定する。
- ② ポスト C H F 試験とは異なる試験手法 (流量を過渡的に減少させてヒータ温度を広い範囲で一様に昇温させ、 $z$  方向のヒータ温度分布が小さい条件 (すなわち、 $z$  方向熱伝導の影響が無視できる条件)) で得られたポスト C H F 熱伝達率を検討する。

##### (1) 仮定を導入して $z$ 方向熱伝導効果を評価する

以下の仮定を導入する。(図 4. 5. 14 (1) 参照)

- ①  $z$  方向の温度分布形は時間的に不変である。温度分布形は、速度  $u_r$  で進行する。
- ②  $z$  方向の温度分布形は定常解で近似が可能である。
- ③ 熱伝達率は位置に係わらず一定である。

以上の仮定を導入すると、 $z$  方向の熱伝導量  $q_z$  は次のように表せる。

$$q_z = -\frac{\lambda A}{\pi d} \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} = -\left(\frac{\lambda A}{\pi d}\right) \left(\frac{1}{u_r^2}\right) \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} = h_{fb} \Delta t^2 \frac{\partial^2 T}{\partial t^2}$$

したがって、 $q_z$  を考慮した熱伝達率  $h_{2D}$  は、次のように表せる。ここで、 $h_{1D}$  は  $q_z$  を無視した熱伝達率である。

$$q_{in} - (-h_{2D} \pi d \Delta t^2 \frac{d^2 T}{dt^2}) - h_{2D} \pi d \Delta T = C_p \rho A \frac{dT}{dt}$$

$$h_{2D} = \frac{q_{in} - C_p \rho A \frac{dT}{dt}}{\pi d \left( \Delta T - \Delta t^2 \frac{d^2 T}{dt^2} \right)} = \frac{h_{1D} \Delta T}{\left( \Delta T - \Delta t^2 \frac{d^2 T}{dt^2} \right)}$$

上式を用いて、 $z$  方向熱伝導の効果を評価した結果の一例を示す。図 4. 5. 14 (2) にヒータ温度変化を示す。実験データを指數関数でフィッティングすると、

$$\frac{T_b - T}{T_b - T_a} = \exp\left(-\frac{t}{\Delta t}\right)$$

ここで、 $t$  は  $a$  点から測った時間、 $T_a$ 、 $T_b$  は、それぞれ  $a$  点及び  $b$  点におけるヒータ温度である。上式で、 $\Delta t = 10$  s のとき、ヒータ温度過渡変化を最適にフィットしている。このフィッティング式で求めた  $h_{2D}/h_{1D}$  と  $dTsat$  の関係を図 4. 5. 15 に示す。補正後のデータを黒丸で示す。補正前のデータ ( $h_{2D}$ ) は、補正前のデータ ( $h_{1D}$ ) に比べて、著しく小さい。これは、本試験では  $z$  方向熱伝導の影響が無視できないことを示すと考えられる。

上記の仮定のうち、③の仮定は、補正結果に著しく影響する。したがって、③の仮定の妥当性を検証する必要がある。しかしながら、著者らの現時点の手持ちデータでは検証することはできない。妥当性を検証できない現時点では、図 4. 5. 15 の補正結果は一応の目安に過ぎないと考えられる。

著者らは、③の仮定を用いない補正を検討しているが、現時点では成功していない。 $z$  方向熱伝導式を差分化した方程式系を用いる場合、異なる位置の熱伝達率間の関係式を与えない場合方程式系は数学的に閉じない。したがって、③の仮定を用いない場合、それに変わる関係式の導入が必要であるが、現時点ではどのような関係式が妥当であるか不明である。

## (2) 過渡試験結果により $z$ 方向熱伝導効果を評価する

定常ポスト CHF 試験の試験手法では、図 4. 5. 16 に示すように、低過熱度条件では急峻な温度勾配は避けられない。この条件で、 $z$  方向の熱伝導効果を高精度で評価するには、 $z$  方向に詳細にヒータ温度計測がなされていないといけない。試算結果に依れば、約 1 cm で核沸騰状態のヒータ温度から膜沸騰状態の温度に遷移する。したがって、1 cm の区間の  $z$  方向温度分布を計測できるように、ヒータ温度計測がなされている必要がある。

本試験装置では熱電対の取り付けインターバルは約 10 cm である。1 cm に比べてきわめて大きいので、 $z$  方向の熱伝導効果を評価するには、前述のような「仮定」を導入する必要があった。

定常ポスト CHF 試験に対し、過渡試験データがある。過渡試験では流量を急激に低下させ、広い範

囲で一挙にBTを起こさせ、ヒータ温度を上昇させている。この試験手法では、図4.5.16に示すように、平坦な温度勾配で、一様にヒータ温度は上昇する。したがって、このような試験手法ではz方向の熱伝導効果は無視可能である。

過渡試験の熱伝達率とポストCHF試験の熱伝達率の比較を、図4.5.17に示す。図には、いくつかの過渡試験で得られた熱伝達率を示すが、それらは互いにほぼ一致している。すなわち、過渡試験でも、 $h_{exp}/h_{DR}$ は $dTsat$ と相関づけられることがわかる。また、ポストCHF試験結果と比較すると、過渡試験の $h_{exp}/h_{DR}$ はポストCHF試験の場合の約2/3である。この差の理由は、z方向熱伝導の影響か、または過渡性の影響であると考えられる。

### (3) ポストCHF試験結果によりz方向熱伝導効果を評価する

前述のように、ポストCHF試験では一般にはz方向熱伝導の影響を評価することは困難である。しかし、注目する熱電対とそれに(z方向に)隣接した熱電対が同時に昇温しているときには、z方向の温度勾配は緩やかであることが保証され、したがってz方向熱伝導の影響は無視できると考えられる。

図4.5.15に縦線で、隣接した熱電対がBT発生を示した時点を示す。すなわち、縦線よりも右側はz方向熱伝導の影響は無視できる。図4.5.10の左下図にも別例を示す。斜線の右側がz方向熱伝導の影響は無視できる領域である。z方向の熱伝導の影響が無視できる場合のデータも、過熱度の増加とともに $h_{exp}/h_{DR}$ は減少する。過熱度の増加とともに $h_{exp}/h_{DR}$ が減少する現象はz方向熱伝導の影響によらないことがわかる。

### (4) 実機解析への補足

以上の検討で示したように、通常の定常ポストCHF試験の結果には、低過熱度条件ではz方向熱伝導の影響が含まれている。したがって、真のポストCHF熱伝達率は、z方向熱伝導の影響を補正することによってのみ得られる。z方向熱伝導の影響を補正する以前の熱伝達率を見掛けの熱伝達率と呼ぶことにして、試験結果を応用するときには、それが真の熱伝達率であるか見掛けの熱伝達率であるかを区別して考える必要がある。

たとえば、解析コードでヒータ温度の予測をするとき、その解析コードがz方向熱伝導を陽に扱っているならば真の熱伝達率を用いる必要がある。これに対し、z方向熱伝導を考慮しない解析コードでは、見掛けの熱伝達率を用いる必要がある。

このように、各種の応用場面を考えるならば、真の熱伝達率及び見掛けの熱伝達率はそれぞれ重要である。そして、応用に際しては、解析コードがz方向熱伝導を陽に考慮しているかどうかを意識する必要がある。

## 4. 5. 8 r方向熱伝導の影響

著者らは、本試験で用いたヒータの熱伝導特性を、熱伝導解析が可能なTRACコードによって行った。その結果によれば、ヒータの熱伝導特性は次のように考えられる。<sup>(2)</sup>

(1) 核沸騰状態から表面熱伝達率が急減するときの応答は、 $0.5\text{ kW/m}^2\text{K} < h_l < 20\text{ kW/m}^2\text{K}$ で1点近似モデルがほぼ成立する。このとき、熱的時定数は、 $\tau^* = c_p \rho A / 2\pi r h_l$ で見積られ、表面熱伝達率の逆数に比例する。伝熱現象は表面熱伝達で支配されていると考えられる。

(2) 発熱量が急変するときの応答は、 $0.5\text{ kW/m}^2\text{K} < h_l < 10\text{ kW/m}^2\text{K}$ で1点近似モデルがほぼ成立する。このとき、熱的時定数は、 $\tau^* = c_p \rho A / 2\pi r h_l$ で見積られ、表面熱伝達率の逆数に比例する。 $h_l = 100\text{ kW/m}^2\text{K}$ では、熱的時定数は $\tau^* = c_p \rho A / 2\pi r h_l$ で見積もられた値よりも大きい。これは、表面熱伝達率が大きくなる( $h_l \geq 20\text{ kW/m}^2\text{K}$ )と伝熱現象は模擬燃料の内部熱伝導で支配されることを示すと考えられる。

(3) 热的時定数は、 $h_l=1\text{ kW/m}^2\text{K}$  で約 1.3 s、 $h_l=10\text{ kW/m}^2\text{K}$  で約 1～2 s と見積もられる。 $h_l \geq 20\text{ kW/m}^2\text{K}$  では表面热伝達率が急変するときと発熱量が急変するときで異なり、表面热伝達率が急変するときは約 0.5 s、発熱量が急変するときは約 1.5 s と見積もられる。

以上の知見を、図 4.5.14 の結果に適用する。図 4.5.14 のヒータ温度 700 K の時点では、過熱度は 70 K であり、このとき(4.1)式で求めた热伝達率は 4.2 kW/m<sup>2</sup>K (図 4.5.10) である。この热伝達率に対応する時定数は上記の解析から約 3 s と見積もられる。これに対し、ヒータ温度変化を指数関数でフィッティングした結果に依れば、ヒータ温度変化の時定数は約 10 s (図 4.5.14) である。これは、ヒータの時定数の約 3 倍である。このことから、ヒータ温度 700 K 以上では、r 方向热伝導の影響は小さいと考えられる。

#### 4. 5. 9 位置の影響

前節までに示した热伝達率の検討結果は、加熱部上端から 2 番目のグリッドスペーサ直下の 2.9 m の位置の結果である。本節では、他の位置の热伝達率を検討する。

図 4.5.18 に、7 MPa 及び 15.5 MPa における種々の位置の热伝達率を示す。ここに示すデータは、流量一定の条件で加熱電力を増加し、最大加熱電力となったときの各位置の热伝達率である。すなわち、同一の時間における種々の位置の热伝達率を示す。実線は勾配 0.8 の場合を示す。15.5 MPa の場合の図がわかりやすいので、この図を用いて試験結果を検討する。データのばらつきの下限に、△印のデータがある。これは、2.9 m 位置の結果であり、その勾配は実線の勾配とほぼ等しい。他の位置のデータの勾配は、一般に 0.8 よりも小さい。すなわち、他の位置では、2.9 m 位置の場合ほど、流量の影響を Dougall-Rohsenow 式で表現されていない。

図 4.5.19 に、热伝達率の軸方向分布を示す。横軸は、BT 点からの距離である。図中の灰色部分は、グリッドスペーサ位置であり、丸印で囲んだ記号はグリッドスペーサ直下の位置のデータである。

低質量流束条件の場合と、高質量流束条件の場合で異なる軸方向分布が見られる。すなわち、低質量流束 (< 77.3 kg/m<sup>2</sup>s) では、BT 点からの距離が大きくなるほど热伝達率は単調に減少している。これに対し、高質量流束 (< 288 kg/m<sup>2</sup>s) では、BT 点からの距離と热伝達率の関係は単調ではない。グリッドスペーサで热伝達率は増加している。これは、高質量流束条件では BT 領域が多領域化することと関連があると考えられる。グリッドスペーサ直上には核沸騰領域が形成され、BT 領域はグリッドスペーサで途切れる。

図 4.5.19 を対数軸に変換したものを図 4.5.20 に示す。実線は、勾配 -0.25 を示す。従来の低压の研究<sup>(4)</sup>に依れば、低質量流束では热伝達率は  $z_{BT}^{-0.25}$  ( $z_{BT}$  は BT 点からの距離) に比例する。高压の本試験でも、低質量流束 (< 77.3 kg/m<sup>2</sup>s) のデータは、ほぼ  $z_{BT}^{-0.25}$  に比例している。热伝達率に及ぼす位置の効果は、低压でも高压でも低質量流束条件では  $z_{BT}^{-0.25}$  で近似できる。

高質量流束条件で得られたデータを図 4.5.21 に示す。横軸は、グリッドスペーサから上流に測った距離  $-dz_{GS}$  である。下流ほど热伝達率は小さく、グリッドスペーサ直下で最も小さい。热伝達率と  $-dz_{GS}$  の関係は、点線や実線で示すように一般には緩やかな右肩上がりであるが、急激に増加しているデータもある。これは、BT 点の近傍のデータで、热伝達率が BT 点近傍で急増することを示す。

点線及び実線はそれぞれ 2 本ある。これは、グリッドスペーサ取り付け位置 3.015m と 2.504m に関する 2 群のデータを示す。点線、実線ともに 2 本の線は互いにほぼ等しい。これは、グリッドスペーサ取り付け位置の影響は小さいことを示す。

グリッドスペーサ取り付け位置 3.015m の直下の 2.9 m における热伝達率で規格化した結果  $h/h_{2.9m}$  を図 4.5.22 に示す。BT 点近傍のデータを除いて、データは流量にかかわらず灰色で塗りつぶした領域にまとまる。 $h/h_{2.9m}$  は上流ほど大きく、1 つのグリッドスペーサスパン内では热伝達率は約 30 %

の差がある。

以上から、式(4.2)に、位置の影響を包含させると、

$$h_{exp} / h_{DR} = f(T) g(z) \quad (4.3)$$

で表現できる。適用範囲は、

圧力 (2MPa～18MPa)

質量流束 (288kg/m<sup>2</sup>s～1098kg/m<sup>2</sup>s)

位置 (加熱部上端から 2 番目及び 3 番目のグリッドスペーサ上流)

高過熱度条件 (T < 750K)

B T 点近傍を除く

上記の質量流束条件よりも低質量流束条件に対しては、(4.3)式と別の式が必要になる。低過熱度条件では、液滴の効果や沸騰の効果が著しくなると考えられ、(4.3)式と別の式が必要になる。B T 点の近傍では、助走区間効果などが考えられ、(4.3)式と別の式が必要になる。

なお、低過熱度条件と、B T 点の近傍条件は、同時に成立し、区分して影響を評価するには、別個の試験が必要である。また、これらの条件が成立するときは、z 方向熱伝導の影響も無視できなくなり、ますます区分して影響を評価することが困難になる。

## 5. まとめ

従来のポストCHF試験に比べて、2MPa～18MPaの広い圧力範囲、33kg/m<sup>2</sup>s～1651kg/m<sup>2</sup>sの広い流量範囲、過熱度500Kまでの広いヒータ温度範囲で、定常ポストCHF試験を行い、沸騰遷移領域、限界熱流束、ポストCHF熱伝達率に関するデータを得た。試験体は、BWR燃料と同径・同長のヒータによる4×4管群流路とした。

得られたデータを検討し、以下の知見を得た。

### 沸騰遷移領域（BT領域）について

- (1) BTはグリッドスペーサ(GS)直下で生成する。グリッドスペーサ上方は核沸騰状態であるのに対し、グリッドスペーサ下方は膜沸騰状態になる。
- (2) 加熱量の増加とともにBT領域は下方に伸長し、加熱量の減少で縮小する。
- (3) 低流量(<77kg/m<sup>2</sup>s)では、BT領域は1領域であるのに対し、高流量(>288kg/m<sup>2</sup>s)では、BT領域は2ないし3個の多領域となる。BT領域は複数のGS直下に生ずる。
- (4) 高圧(15.5MPa)では、BTの多領域化は顕著である。
- (5) 最初のBT発生位置は、低流量条件では最上部GS下方であるのに対し、高流量条件では上から2番目のGS下方となる。(流量が大きいほど、BT発生位置は上流にさかのぼる。)
- (6) BT出力とリウェット出力はほぼ一致する。

以上の結果は、BT領域は1領域ではなく、グリッドスペーサで区切られた多領域であることを示す。このように、BT領域の長さや位置の予測に際しては、グリッドスペーサの影響を考慮する必要がある。なお、以上の結果は、出力分布がコサイン分布であり、ピーピング係数 $K_z=1.4$ のときの結果である。

### 限界熱流束について

- (1) GS直下の限界熱流束は小さく、上流ほど限界熱流束は大きい。
- (2) GSから上流に測った距離(上流距離)と限界熱流束は、ほぼ線型関係にある。
- (3) GS直上の限界熱流束は、同じ局所条件で比べるとGS直下の限界熱流束の約1.15倍であった。グリッド1スパン区間(約50cm)で、限界熱流束は約15%の差がある。ただし、この結果は、局所クオリティモデルで限界熱流束は決まるときのものである。

以上の結果は、限界熱流束の予測に際しては、GSからの上流距離の影響を考慮すべきであることを示す。なお、以上の結果は出力分布がコサイン分布であり、ピーピング係数 $K_z=1.4$ のときの結果である。

### ポストCHF熱伝達率について

- (1) 伝熱体の過熱が十分大きければ、ポストCHF熱伝達率に及ぼす流量の効果を $Re_{tp}^{0.8}$ で表現できる。ただし、蒸気熱伝導率を膜温度で評価する必要がある。したがって、このときの伝熱メカニズムは、蒸気乱流熱伝達が支配的であると考えられる。
- (2) このため、高過熱度条件でのポストCHF熱伝達率に対しては、単相流の乱流熱伝達率相関式が適用できる。ただし、レイノルズ数に対して、クオリティの補正を行う必要がある。したがって、均質流を仮定したDougall-Rohsenow式でポストCHF熱伝達率を予測できる。
- (3) (1), (2)は、2-18MPa、288kg/m<sup>2</sup>s以上、T>750Kの範囲で検証された。
- (4) 過熱度が十分には大きくない場合、ポストCHF熱伝達率は、Dougall-Rohsenow式による予

測定よりも大きくなる。

- (5) Dougall-Rohsenow 式は、過熱度に関わりなく質量流束の影響を記述できるものの、過熱度の影響、圧力の影響、位置の影響を記述できない。
- (6) 過熱度の影響は、以下のようなになる。
  - 1)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、過熱度の増加とともに減少する。
  - 2) 過熱度が小さいとき ( $T < 750K$ ) には、過熱度の増加に伴う  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少は著しい。

これは、沸騰の効果、液滴の効果、z 方向熱伝導の効果、BT 点近傍の効果と推定される。ここで、 $h_{exp}/h_{DR}$  は、実験で得られたポスト CHF 熱伝達率を Dougall-Rohsenow 式で予測した熱伝達率で割った値である。

3) 過熱度が大きくなる ( $T > 750K$ ) と  $h_{exp}/h_{DR}$  の減少は次第に緩やかになり、ほぼ 1 に漸近する。すなわち、蒸気乱流熱伝達が支配的な伝熱様式に漸近する。

- (7) 圧力の影響は、以下のようなになる。
  - 1)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、等過熱度で比較すると、圧力の増加とともに減少する。
  - 2)  $h_{exp}/h_{DR}$  は、等ヒータ温度で比較すれば、 $T > 750K$  では圧力に関わりなく、ヒータ温度のみの関数で近似できる。
- (8) 以上から、高過熱度のときの熱伝達率はヒータ温度の関数及び位置の関数の積として、次式で近似できる。

$$h_{exp}/h_{DR} = f(T) g(z)$$

上式は、2-18MPa、288kg/m<sup>2</sup>s 以上、 $T > 750K$ 、コサイン分布、 $K_z = 1.4$  で検証された。

- (9) (5),(6) 及び(7)は、質量流束 288kg/m<sup>2</sup>s 以上の場合の結果である。質量流束が 77kg/m<sup>2</sup>s 以下の場合、Dougall-Rohsenow 式では質量流束の影響を表現できていない。
  - (10) ポスト CHF 熱伝達率は、GS 直下位置で最小であり、GS から上流側へ離れるほど増加する。GS 1 スパン区間で、 $h_{exp}$  は約 30% 増加した。
- 以上の結果は、出力分布がコサイン分布であり、ピーピング係数  $K_z = 1.4$  のときの結果である。

## 参考文献

- (1) 井口、他：「BWR ポスト CHF 試験データレポート—過渡事象炉心伝熱流動試験計画一」、JAERI-Research 2001-013, (2001)
- (2) 井口：「BWR 燃料及び模擬燃料の熱容量及び熱的時定数の比較」、JAERI-Research 2000-050, (2000)
- (3) Iguchi, et al., "Status of transient thermal-hydraulic demonstration test program at JAERI", ICONE5-2347, (1997)
- (4) 村尾、「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)
- (5) F. W. Dittus, L. M. K. Boelter, Univ. Calif. Pub. Eng., 2 (1930)
- (6) A. P. Culburn, Trans. AIChE, 29, 174 (1933)
- (7) H. A. Jhonson, M. W. Rubesin, Trans. ASME, 71, 447 (1949)
- (8) 岩城、他, 「post-CHF 熱伝達率相関式の文献調査」, to be submitted
- (9) Groeneveld, "Post-Dryout Transfer at Reactor Operation Condition", AECL-4513 (1973)
- (10) Plummer, Illoeje, Griffith, Rohsenow, "A Study of Post Critical Heat Flux Heat Transfer in a Forced Convection System", MIT report No.73645-80 (1973)
- (11) Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer Physical Mechanisms and a Survey of Prediction Methods", Nuclear Engineering and Design, 32, pp.283-294 (1975)
- (12) Groeneveld and Fung, "Forced Convective Transition Boiling Review of Literature and Comparison of Prediction Methods", AECL-5543 (1976)
- (13) Groeneveld and Delorme, "Prediction of Thermal Non-Equilibrium in The Post-Dryout Regime", Nuclear Engineering and Design, 36, pp.17-26 (1976)
- (14) Chen et al., "A Phenomenological Correlation for Post-CHF Heat Transfer", NUREG -0237 (1977)
- (15) Chen, Ozkaynak and Sundaram, "Vapor Heat Transfer in Post-CHF Region Including the Effect of Thermodynamic Non-Equilibrium", Nuclear Engineering and Design, 51, pp. 143-155 (1979)
- (16) Saha, "A Nonequilibrium Heat Transfer Model for Dispersed Droplet Post-Dryout Regime", Int.J.Heat Mass Transfer, Vol.23, pp.483-492 (1980)
- (17) Nnihawan et al., "Measurement of Vapor Superheat in Post-Critical-Heat-Flux Boiling", Journal of Heat Transfer, Vol. 102 (1980)
- (18) Yoder and Rohsenow, "A Solution for Dispersed Flow Heat Transfer Using Equilibrium Fluid Conditions", Journal of Heat Transfer, Vol. 105 (1983)
- (19) Chen, "A short Review of Dispersed Flow Heat Transfer in Post-Dryout Boiling", Nuclear Engineering and Design, 95, pp.375-383 (1986)

表 2.1 過渡事象炉心伝熱流動試験装置の主要諸元

1) 最高使用圧力	:	19.5MPa(200kg/cm <sup>2</sup> G)
2) 最高使用温度	:	模擬燃料を除いて 648K(375°C)
3) 冷却水最大流量	:	主循環ポンプ位置で 11kg/s (管群試験部で 4508kg/m <sup>2</sup> s)
4) 試験部最大出力	:	6MW (定常値) (電源設備容量は 10MW)
5) 常用圧力	:	16MPa
6) 常用温度	:	620K(347°C)
7) 試験流体	:	純水、蒸気
8) 材 質	:	SUS(接液部)
9) 予熱器最大出力	:	300kW
10) 加圧器ヒータ最大出力	:	300kW
11) 热交換器除熱容量	:	2.5MW x 2 器
12) 気液分離器容量	:	内径 400 mm、長さ 2493 mm、気液分離板付き
13) 加圧器容量	:	内径 800 mm、長さ 4012 mm、スプレーノズル・ヒータ付き、
14) スプレー水循環ポンプ最大流量	:	14kg/s

表2.2 BWR炉心仕様と試験部仕様

	BWR 炉心	管群試験部
出典	福島第2原子力発電所1号 炉(1)	四角形
炉心	高燃焼度8x8燃料炉心	四角形
チャンネルボックス形状	四角形	四角形
チャンネルボックス内のり	134.1mm	68.5mm
燃料配列	8x8 正方格子状配列	4x4 正方格子状配列
燃料本数/F A	60	15
ウォーターロッドまたは非発熱棒本数/F A	1(太径ウォーターロッド)	1(非発熱棒)
グリッドスペーサ	丸セル型	丸セル型
燃料加熱長(m)	3.71	3.71
燃料外径(mm)	12.3	12.3
燃料ピッチ(mm)	16.3	16.3
燃料間隙(mm)	4.0	4.0
最外周燃料とチャンネル壁の間隙 (mm)	3.85	3.85
ウォーターロッド外径(mm)	34	12.3
チャンネルボックス内面積	0.01798 m <sup>2</sup>	4692.25mm <sup>2</sup>
燃料断面積 (mm <sup>2</sup> )	118.8	118.8
ティピカルセル流路面積 (mm <sup>2</sup> )	146.9	146.9
ティピカルセル加熱周長(mm)	38.64	38.64
ティピカルセル等価直径(mm)	15.21	15.21
全流路流路面積 (mm <sup>2</sup> )		2846
全流路周長(mm)		893.9
全流路等価直径(mm)		12.74

(1) 原子炉設置許可申請書(福島第2原子力発電所1号炉); 東京電力、平成5年2月

表 2.3 BWR 管群試験部仕様

形状、方式	BWR 炉心を模擬した管群構造の試験部
主要構成品	管群構造に配列された模擬燃料 グリッドスペーサ 模擬炉心流路を構成するシュラウド シュラウドを囲む耐圧用試験容器
管群構造	模擬燃料 15 本及び非発熱棒 1 本の $4 \times 4$ 正方格子配列
主要諸元	流路形状 四角形（模擬炉心部） 試験部長さ 3710mm (模擬燃料棒発熱部長さ) うちのり寸法 68.5mm x 68.5mm (模擬炉心部) 流路面積 2846mm <sup>2</sup> (模擬炉心部) 格子ピッチ 16.3mm 水力等価直径 15.21mm (サブチャンネル基準) 12.74mm (流路基準)
使用条件	最高使用温度 375°C 最高使用圧力 19.5 MPa
計測用ノズル	使用流体 飽和水 + 飽和蒸気 差圧計測用 垂直方向 6 区間及び模擬燃料棒発熱部全長 1 区間で計測 流体温度計測用 垂直方向 5 位置及び水平方向（主に）3 位置で計測 (ボイド率計測用 垂直方向 1 位置で計測……予定)

表 2.4 BWR 模擬燃料棒仕様

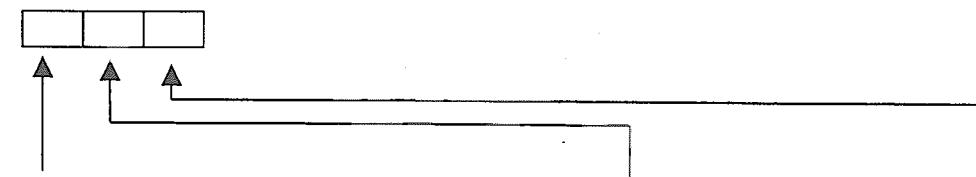
形状、方式	BWR 核燃料と同一形状（丸棒形状） 間接型電気加熱ヒータ
外径	12.3mm
有効発熱長	3.71m
内部構造	被覆管 + 電気絶縁材 + 電気ヒータエレメント + 内部絶縁材の多層構造
被覆管	インコネル製パイプ、肉厚 1.3mm
電気絶縁材	円筒状窒化ボロン成型品、肉厚 1.2mm
電気ヒータエレメント	ニクロム製スパイラル状リボン、肉厚 1.3mm
出力分布形状	チョップトコサイン（ステップ状出力分布で模擬）
出力分布比	有効発熱長中央部で最大 1.40
被覆管表面温度計測	被覆管表面の U 字加工溝に熱電対を埋め込み 熱電対仕様 K型熱電対 非接地型シース熱電対 外径 0.5mm 最大 8 热電対／模擬燃料棒

表2.5 タグ名の定義

## 1. 概要

タグ名は、一般に、計測信号種別、計測位置を示す文字列で、構成する。

## 2. ループ部のタグ名



## 計測信号種別を区別する文字列

P=圧力  
F=流量  
W=加熱電力  
D P=差圧  
T F=流体温度  
L=液位  
A V=弁開度  
R=回転数

## 計測位置を示す文字列1

P M 1 = 主循環系ポンプ  
P M 2 = スプレーポンプ  
P R H = 予熱器  
B U N = 管群試験部  
S I N = 単管試験部  
S E P = 気液分離器  
P R Z = 加圧器  
M X 1 = ミキサー 1  
M X 2 = ミキサー 2  
L O P = 配管部  
H X 1 = 热交換器 1  
H X 2 = 热交換器 2  
D I S = 蒸気放出用配管

## 計測位置を示す文字列2

I N = 入口  
O U T = 出口  
0 1 = 通番  
0 2 = 通番  
0 3 = 通番

## 3. BWR管群試験部のタグ名

- |                 |                                 |  |
|-----------------|---------------------------------|--|
| (1) 管群試験部被覆管温度  | T B i j k l                     | i j = 模擬燃料識別番号 (図 2.10 参照)<br>k l = 高さ位置識別番号 (図 2.9、図 3.15 参照) |
| (2) 管群試験部内流体温度  | T F i j k                       | i j = 高さ位置 (図 2.14、図 2.15 参照)<br>k = 水平位置識別番号 (図 2.16 参照)      |
| (3) 管群試験部流れ方向差圧 | D P i j                         | i j = 高さ位置識別番号 (図 2.15 参照)                                     |
| (4) 管群試験部加熱電力   | W i j                           | i j = 電源ユニット番号 (図 2.10 参照)                                     |
| (5) 管群試験部出入口圧力  | P BUNIN (入口) 及び P BUNOUT (出口)   |  |
| (6) 管群試験部出入口水温  | T FBUNIN (入口) 及び T FBUNOUT (出口) |  |

## 4. その他のタグ名

- |              |                       |
|--------------|-----------------------|
| (1) C TIME 0 | 制御開始時刻                |
| (2) HON      | D N B 検出器の H レベル検出信号  |
| (3) HHON     | D N B 検出器の HH レベル検出信号 |
| (4) ISIN     | 単管試験部供給電流             |
| (5) SIGFR    | 流量制御信号                |
| (6) SIGPRS   | 圧力量制御信号               |
| (7) SIGTF    | 水温制御信号                |
| (8) SIGPWR   | 試験部加熱電力制御信号           |

表2.6(1) 試験装置計測項目(ワークステーションA D割付表)

Ch. No.	名称	DEV. No.	TAG. No.	信号種別	計測スパン	備考	※MΩ:絶縁抵抗値
1	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-1	TB1202	0~4.1269V	0~1000°C	DNB検出なし	
2	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-2	TB1204	"	"		
3	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-3	TB1205	"	"		
4	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-4	TB1209	"	"		
5	試験部ヒータ温度 (EL=0.85m)	TCB-5	TB1301	"	"	DNB検出なし	
6	試験部ヒータ温度 (EL=1.75m)	TCB-6	TB1303	"	"		
7	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-7	TB1308	"	"		
8	試験部ヒータ温度 (EL=1.75m)	TCB-8	TB1403	"	"	DNB検出なし	
9	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-9	TB1404	"	"		
10	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-10	TB1408	"	"		
11	試験部ヒータ温度 (EL=2.8m)	TCB-11	TB1411	"	"		
12	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-12	TB1412	"	"		
13	試験部ヒータ温度 (EL=0.85m)	TCB-13	TB2101	"	"	DNB検出なし	
14	試験部ヒータ温度 (EL=1.75m)	TCB-14	TB2103	"	"		
15	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-15	TB2108	"	"		
16	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-16	TB2204	"	"		
17	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-17	TB2205	"	"		
18	試験部ヒータ温度 (EL=2.2m)	TCB-18	TB2206	"	"		
19	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-19	TB2208	"	"		
20	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-20	TB2209	"	"		
21	試験部ヒータ温度 (EL=2.7m)	TCB-21	TB2210	"	"		
22	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-22	TB2212	"	"		
23	試験部ヒータ温度 (EL=3.3m)	TCB-23	TB2214	"	"		
24	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-24	TB2302	"	"	DNB検出なし	
25	試験部ヒータ温度 (EL=2.3m)	TCB-25	TB2307	"	"		
26	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-26	TB2308	"	"		
27	試験部ヒータ温度 (EL=2.8m)	TCB-27	TB2311	"	"		
28	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-28	TB2312	"	"		
29	試験部ヒータ温度 (EL=3.15m)	TCB-29	TB2313	"	"		
30	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-30	TB2402	"	"	DNB検出なし	
31	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-31	TB2404	"	"		
32	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-32	TB2405	"	"		
33	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-33	TB2409	"	"		
34	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-34	TB3102	"	"	DNB検出なし	
35	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-35	TB3104	"	"		
36	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-36	TB3105	"	"		
37	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-37	TB3109	"	"		
38	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-38	TB3202	"	"	DNB検出なし	
39	試験部ヒータ温度 (EL=2.3m)	TCB-39	TB3207	"	"		
40	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-40	TB3208	"	"		
41	試験部ヒータ温度 (EL=2.8m)	TCB-41	TB3211	"	"		
42	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-42	TB3212	"	"		
43	試験部ヒータ温度 (EL=3.15m)	TCB-43	TB3213	"	"		
44	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-44	TB3304	0~4.1269V	0~1000°C		
45						DASBOX不良の為使用不可	
46	試験部ヒータ温度 (EL=2.2m)	TCB-46	TB3306	0~4.1269V	0~1000°C		
47	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-47	TB3308	"	"		
48	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-48	TB3309	"	"		
49	試験部ヒータ温度 (EL=2.7m)	TCB-49	TB3310	"	"		
50	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-50	TB3312	"	"		
51	試験部ヒータ温度 (EL=3.3m)	TCB-51	TB3314	"	"		
52	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-52	TB3402	"	"	DNB検出なし	
53	試験部ヒータ温度 (EL=2.3m)	TCB-53	TB3407	"	"		
54	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-54	TB3408	"	"		
55	試験部ヒータ温度 (EL=2.8m)	TCB-55	TB3411	"	"		
56	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-56	TB3412	"	"		
57	試験部ヒータ温度 (EL=3.15m)	TCB-57	TB3413	"	"		
58	試験部ヒータ温度 (EL=1.75m)	TCB-58	TB4103	"	"	DNB検出なし	
59	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-59	TB4104	"	"		
60	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-60	TB4108	"	"		
61	試験部ヒータ温度 (EL=2.8m)	TCB-61	TB4111	"	"		
62	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-62	TB4112	"	"		
63	試験部ヒータ温度 (EL=0.85m)	TCB-63	TB4201	"	"	DNB検出なし	
64	試験部ヒータ温度 (EL=1.75m)	TCB-64	TB4203	"	"		
65	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-65	TB4208	"	"		
66	試験部ヒータ温度 (EL=1.3m)	TCB-66	TB4302	"	"	DNB検出なし	
67	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-67	TB4304	"	"		
68	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-68	TB4305	"	"		
69	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-69	TB4309	"	"		
70	試験部ヒータ温度 (EL=1.9m)	TCB-70	TB4404	"	"	DNB検出なし	
71	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-71	TB4405	"	"		
72	試験部ヒータ温度 (EL=2.2m)	TCB-72	TB4406	"	"		
73	試験部ヒータ温度 (EL=2.4m)	TCB-73	TB4408	"	"		
74	試験部ヒータ温度 (EL=2.65m)	TCB-74	TB4409	"	"		
75	試験部ヒータ温度 (EL=2.7m)	TCB-75	TB4410	0~4.1269V	0~1000°C		

表2.6(2) 試験装置計測項目(ワークステーションAD割付表)

Ch. No.	名称	DEV. No.	TAG. No.	信号種別	計測スパン	備考	*MΩ:絶縁抵抗値
76	試験部ヒータ温度 (EL=2.9m)	TCB-76	TB4412	0~4.1269V	0~1000°C		
77	試験部ヒータ温度 (EL=3.3m)	TCB-77	TB4414	"	"		
78	試験部ヒータ温度 (EL=2.05m)	TCB-45	TB3305	0~4.1269V	0~1000°C		
79							
80							
81							
82							
83							
84							
85							
86							
87							
88							
89							
90							
91							
92							
93							
94							
95							
96							
97							
98	単管試験部ヒータ温度(EL=1.783m)	TC4-1	TCS05	0~4.1269V	0~1000°C		
99	単管試験部ヒータ温度(EL=1.984m)	TC4-2	TCS06	"	"		
100	単管試験部ヒータ温度(EL=2.184m)	TC4-3	TCS08	"	"		
101	単管試験部ヒータ温度(EL=2.482m)	TC4-4	TCS11	"	"		
102	単管試験部ヒータ温度(EL=2.684m)	TC4-5	TCS13	"	"		
103	単管試験部ヒータ温度(EL=3.054m)	TC4-6	TCS16	"	"		
104	単管試験部ヒータ温度(EL=0.453m)	TC4-7	TCS01	"	"		
105	単管試験部ヒータ温度(EL=1.584m)	TC4-8	TCS03	"	"		
106	主循環ポンプ入口水温	TE1	TFPM1IN	0~1.6395V	0~400°C	室温補正要	
107	主循環ポンプ出口水温	TE2	TFPM1OUT	1~5V	"		
108	予熱器入口水温	TE3	TFPRHIN	"	"		
109	予熱器出口水温	TE4	TFPRHOUT	1~5V	0~400°C		
110							
111							
112							
113							
114							
115							
116							
117							
118							
119							
120	単/二相切替・試験部出口流体温度	TE6	TFSWVIN	1~5V	0~400°C		
121	気液分離器入口水温	TE7	TFSEPIN	0~1.6395V	"	室温補正要	
122	気液分離器流体温度	TE8-1	TFSEP01	"	"	室温補正要	
123	"	TE8-2	TFSEP02	"	"	室温補正要	
124	"	TE8-3	TFSEP03	1~5V	"		
125	加圧器液相部温度	TE9-1	TFPRZ01	0~1.6395V	"	室温補正要	
126	"	TE9-2	TFPRZ02	1~5V	"		
127	"	TE9-3	TFPRZ03	0~1.6395V	"	室温補正要	
128	"	TE9-4	TFPRZ04	0~1.6395V	"	室温補正要	
129	ミキサー1主バイパス水温	TE11	TFLOP01	1~5V	"		
130	ミキサー1温水温	TE12	TFMX101	"	"		
131	ミキサー1出口水温	TE13	TFMX103	"	"		
132	ミキサー2上流水温	TE14	TFMX201	"	"		
133	スプレーポンプ入口水温	TE15	TFPM2IN	0~1.6395V	"	室温補正要	
134	スプレーポンプ出口水温	TE16	TFPM2OUT	1~5V	"		
135	熱交換器1入口水温	TE17	TFHX1IN	"	"		
136	熱交換器1出口水温	TE18	TFHX1OUT	"	"		
137	熱交換器1バイパス水温	TE19	TFHX1B	0~1.6395V	"	室温補正要	
138	熱交換器2入口水温	TE21	TFHX2IN	1~5V	"		
139	熱交換器2出口水温	TE22	TFHX2OUT	"	"		
140	熱交換器2バイパス水温	TE23	TFHX2B	0~1.6395V	"	室温補正要	
141	ポンプ1差圧	FX1	DPPM101	1~5V	0~0.1MPa		
142	ミキサー1冷水温	TE26	TFMX102	"	0~400°C		
143	ミキサー2スプレーライン水温	TE27	TFSPRIN	"	"		
144	ミキサー2スプレーライン水温	TE28	TFRET01	0~1.6395V	"	室温補正要	
145	放圧系流体温度	TE29	TFDIS01	"	"	室温補正要	
146	放圧系下流温度	TE30	TFDIS02	"	"	室温補正要	
147	試験部液体温度 (EL=0m)	TF1	TF 00 2	0~4.1269V	"		
148	試験部液体温度 (EL=1.3m)	TF2	TF 02 2	"	"		
149	試験部液体温度 (EL=1.9m)	TF3	TF 04 3	"	"		
150	試験部液体温度 (EL=1.9m)	TF4	TF 04 2	0~4.1269V	0~400°C		

表2.6(3) 試験装置計測項目(ワークステーションA D割付表)

Ch. No	名称	DEV. No	TAG. No	信号種別	計測スパン	備考	※MΩ:絶縁抵抗値
151	試験部液体温度 (EL=1.9m)	TF5	TF 04 1	0~4.1269V	0~400°C		
152	試験部液体温度 (EL=2.4m)	TF6	TF 08 2	"	"		
153	試験部液体温度 (EL=3.3m)	TF7	TF 14 3	"	"		
154	試験部液体温度 (EL=3.3m)	TF8	TF 14 2	"	"		
155	試験部液体温度 (EL=3.3m)	TF9	TF 14 1	"	"		
156	試験部液体温度 (EL=3.7m)	TF10	TF 15 2	0~4.1269V	0~400°C		
157							
158							
159							
160							
161							
162							
163							
164							
165							
166							
167							
168							
169							
170							
171							
172							
173							
174							
175							
176							
177							
178							
179							
180							
181							
182							
183							
184							
185	試験部入口水温 (EL=3.7m)	TE33	TFBUNIN	0~4.1269V	0~400°C		
186	試験部出口水温 (EL=3.7m)	TE34	TFBUNOUT	"	"		
187	単管試験部入口水温 (EL=3.7m)	TE41	TFSININ	0~4.1269V	"		
188	単管試験部流体温度 (EL=3.7m)	TE42	TFSIN01	0~1.6395V	"	室温補正要	
189	単管試験部流体温度 (EL=3.7m)	TE43	TFSIN02	"	"		
190	単管試験部流体温度 (EL=3.7m)	TE44	TFSIN03	"	"		
191	室温補正用熱電対 (EL=3.7m)	TE-32	TERM	0~1.6395V	0~400°C		
192	主循環ポンプ入口圧力	PX1	PPM1IN	1~5V	0~350kg/cm <sup>2</sup>	ゲージ圧	
193	主循環ポンプ出口圧力	PX2	PPM1OUT	"	"	"	
194	単/二相切替・圧力	PX3	PSWIN	"	"	"	
195	気液分離器圧力	PX4	PSEP	"	0~350kg/cm <sup>2</sup>	"	
196	加圧器圧力	PX5	PPRZ	"	0~30MPa	"	
197	スプレーポンプ出口圧力	PX6	PPM2OUT	"	0~350kg/cm <sup>2</sup>	"	
198	放圧系流体圧力	PX7	PDIS01	"	"	"	
199	"	PX8	PDIS02	"	"	"	
200	試験部入口圧力	PX9	PBUNIN	"	"	"	
201	試験部出口圧力	PX10	PBUNOUT	"	"	"	
202	単管圧力	PXs	PS1NIN	"	"	"	
203	試験部全差圧	DPT	DPT	"	0~0.098MPa		
204	試験部差圧	DP1	DP01	"	"		
205	"	DP2	DP02	"	"		
206	"	DP3	DP03	"	"		
207	"	DP4	DP04	"	"		
208	"	DP5	DP05	"	"		
209	"	DP6	DP06	"	"	下部プレナム水位	
210	単管試験部差圧	DPS1	DPSIN01	"	"		
211	"	DPS2	DPSIN02	"	"		
212	"	DPS3	DPSIN03	"	"		
213	気液分離器水位	LX1	LSEP	"	0~2mAq	水温(校正時)	
214	加圧器水位	LX2	LPRZ	"	0~4mAq	"	
215	主循環ポンプ出口大流量	FX1	FPMI01	"	0~40t/h	5mAq F-S (FX-1)	
216	主循環ポンプ出口中流量	FX2	FPMI02	"	0~10t/h	5mAq F-S (FX-2)	
217	主循環ポンプ出口小流量	FX3	FPMI03	"	0~2.539t/h	0.32mAq F-S (FX-3)	
218	ミキサー1温水流量	FX4	FMX101	"	0~40t/h		
219	スプレーポンプ出口流量	FX5	FPM201	"	0~55t/h		
220	熱交換器1入口流量	FX6	FHX101	"	0~30t/h		
221	熱交換器2入口流量	FX7	FHX201	"	"		
222	ミキサー1冷水流量	FX8	FMX102	"	0~40t/h		
223	加圧器スプレー流量	FX9	FSPR01	"	0~55t/h		
224	単管流量	Fs	FSININ	"	0~2.25t/h	5mAq F-S (FS-1)	
225	主循環流量弁開度	FCV1.2	AVPM101,102	"	100~0%	0~1.5t/h(346°C)	

表 2.6 (4) 試験装置計測項目 (ワークステーション A/D 割付表)

Ch. No	名称	DEV. No	TAG. No	信号種別	計測スパン	備考
226	熱交1バイパス弁開度	FCV3	AVHX1B	1~5V	100~0%	
227	熱交1入口弁開度	FCV4	AVHX101	"	100~0%	
228	熱交2バイパス弁開度	FCV5	AVHX2B	"	100~0%	
229	熱交2入口弁開度	FCV6	AVHX201	"	100~0%	
230	加圧器大流量弁開度	FCV7	AVPRZ01	"	100~0%	
231	加圧器小流量弁開度	FCV8	AVPRZ02	"	100~0%	
232	加圧器アフレーチ管弁開度	FCV9	AVRET01	"	100~0%	
233	ミキサー1温水ライン弁開度	FCV10	AVMX101	"	100~0%	
234	ミキサー1冷水ライン弁開度	FCV11	AVMX102	"	100~0%	
235	放圧弁開度	PCV1	AVDIS	"	0~100%	
236	主循環ポンプ回転数	P1	RPM1	"	0~3600rpm	
237	スプレーポンプ回転数	P2	RPM2	"	0~3000rpm	
238	熱交換器17PN回転数	FAN1	RHX1	"	0~1280rpm	
239	制御開始信号	WS	TIME0	0/1V	OFF/ON	
240	試験部ヒータ1電力	W1	W01	1~5V	0~1500kw	
241	試験部ヒータ2電力	W2	W02	"	"	
242	試験部ヒータ3電力	W3	W03	"	"	
243	試験部ヒータ4電力	W4	W04	"	"	
244	試験部ヒータ5電力	W5	W05	1~5V	0~1500kw	
245						
246						
247						
248	加圧器ヒータ電力	WT21	WPRZ	1~5V	0~200kw	
249	予熱器ヒータ電力	WT41	WPRH	"	"	
250	単管試験部ヒータ電流	Is	ISIN	"	0~1000A	
251	DNB発生 温度「高」	TIA1-*	HON	0/5V	OFF/ON	
252	DNB発生 温度「高高」	"	HHON	0/5V	OFF/ON	
253	主循環流量リモート設定値	WS-ch.32	SIGFR	1~5V	0~100%	
254	加圧器内圧力リモート設定値	WS-ch.19	SIGPRS	"	0~30MPa	
255	主循環ライン温度リモート設定値	WS-ch.31	SIGTF	"	0~400°C	
256	試験部ヒータ出力C制御値	WS-ch.1	SIGPWR	"	0~1500kw	
1	断線本数	0				
2	絶縁低下本数(5MΩ未満)	0				
	合計	0				

実入力は、21.6kw/ロット加算されたものとなります。

表 2.6 (5) 試験装置計測項目 (ワークステーション A D割付表)

Ch. No	名称	制御	DEV. No	TAG. No	信号種別	対応工業値	備考
1	試験部ヒータ出力	C制御	WIC-1	W01-C	1~5V	0~1500kw	0.002667 1
2	試験部ヒータ2出力	"	WIC-2	W02-C	"	"	"
3	試験部ヒータ3出力	"	WIC-3	W03-C	"	"	"
4	試験部ヒータ4出力	"	WIC-4	W04-C	"	"	"
5	試験部ヒータ5出力	"	WIC-5	W05-C	"	"	"
6							
7							
8							
9	試験部ヒータ出力遮断	異常処理	WIC1	W01*-C	0/5V	OFF/ON	
10	"	"	"	W02*-C	"	"	
11	"	"	"	W03*-C	"	"	
12	"	"	"	W04*-C	"	"	
13	"	"	"	W05*-C	"	"	
14							
15							
16							
17	加圧器ヒータ出力	C制御	PIC1	WPRZ-C	1~5V	0~200kw	
18	加圧器大流量弁開度	"	PIC1	VPRZ-C	"	0~100%	
19	加圧器内圧力	リモート制御	PIC1	PPRZ-R	"	0~30MPa	ゲージ圧 0.1333 1
20	放圧弁開度	C制御	PCV1	VDIS-C	"	0~100%	
21	(放圧系)加圧器内圧力	リモート制御	PIC2	PDIS-R	"	0~30MPa	ゲージ圧
22	スプレーポンプ回転数	C制御	INV22	RPM2-C	"	0~3000rpm	
23	熱交換器1ファン回転数	"	INV22C	RHX1-C	"	0~1280rpm	
24	熱交1入口流調弁開度	"	FOV4	VHX1 I-C	"	0~100%	
25	熱交1バパス弁開度	"	FCV3	VHX1 B-C	"	"	
26	熱交換器2ファン回転数	"	INV22D	RHX2-C	"	0~1280rpm	
27	熱交2入口流調弁開度	"	FCV6	VHX2 I-C	"	0~100%	
28	熱交2バパス弁開度	"	FOV5	VHX2 B-C	"	"	
29	ミキサー1冷水ライン弁開度	"	FCV10	VMX1 H-C	"	"	
30	ミキサー1冷水ライン弁開度	"	FCV11	VMX1 O-C	"	"	
31	主循環ライン温度	リモート制御	TIC2	TFPM1-R	"	0~400°C	0.01 1
32	主循環流量	"	FIC1	FPM1-R	"	0~100%	大流量のとき 0.360 1
33	主循環ポンプ流調弁開度	C制御	FCV1or2	VPM1-C	"	"	
34	主循環ポンプ回転数	"	INV21	RPM1-C	"	0~3600rpm	
35	予熱器出口水温	リモート制御	TIC1	TFPRH-R	"	0~400°C	0.01 1
36	単管試験部流調弁開度	C制御	FCVs	VSIN-C	"	0~100%	
37	単管試験部流量	リモート制御	FICS	FSIN-R	"	0~2.25t/h	0~1.5t/h比例
38	試験体ヒータ総電力	表示	WS	WTOT	"	0~12MW	
39							
40							
41							
42							
43							
44							
45							
46							
47							
48							
49							
50							
51							
52							
53							
54							
55							
56							
57							
58							
59							
60							
61							
62							
63							
64	制御開始信号	表示		TIME0	0/1V	OFF/ON	

表2.7 BWR模擬燃料ヒータピン計測位置表

[位置]

14	24	34	44
13	23	33	43
12	22	32	42
	21	31	41

ヒーターピン計測位置(BWR)

●熟対取付位置  
●DNB検出位置  
○計測位置

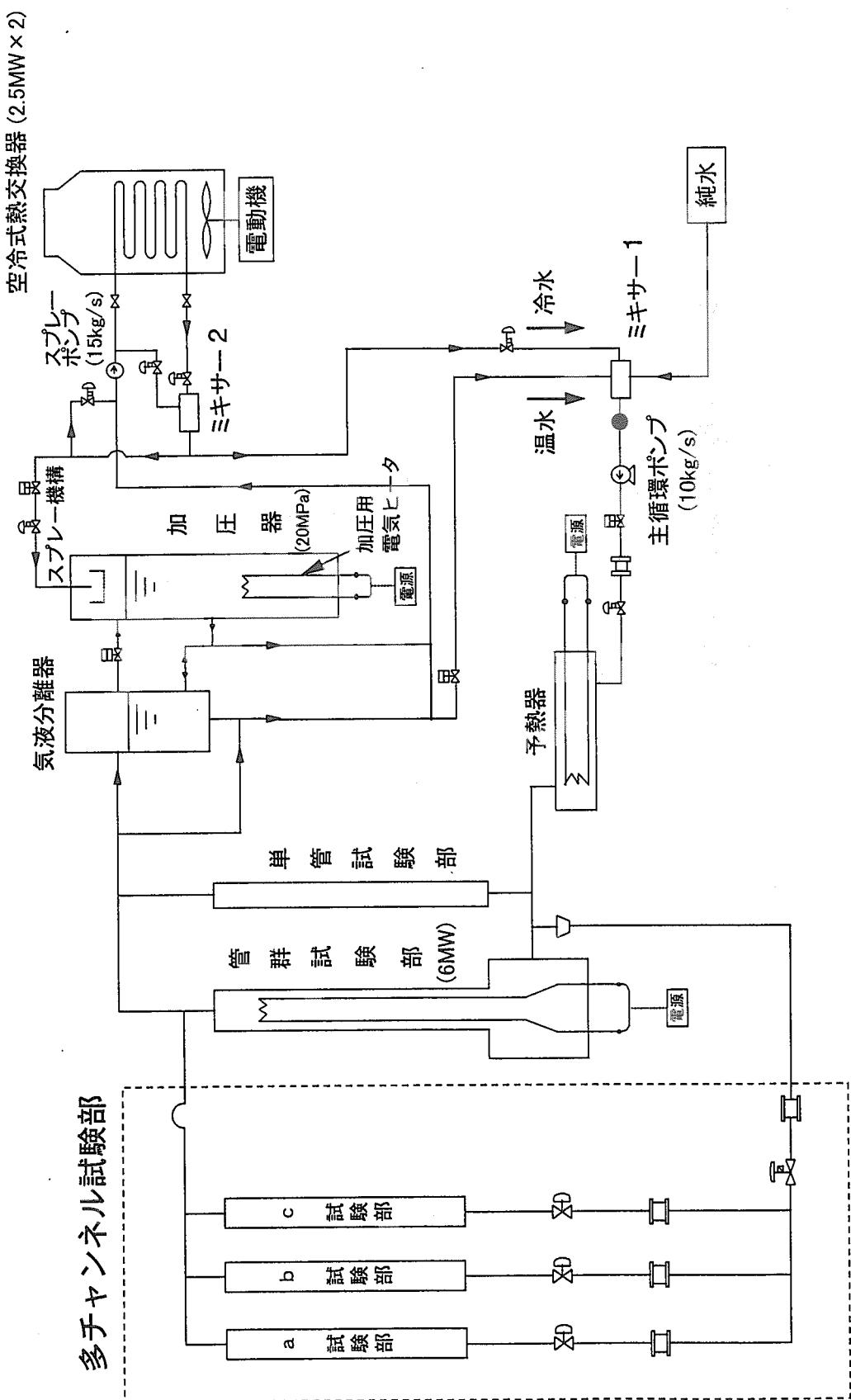


図2.1 円筒炉心伝熱流動試験装置

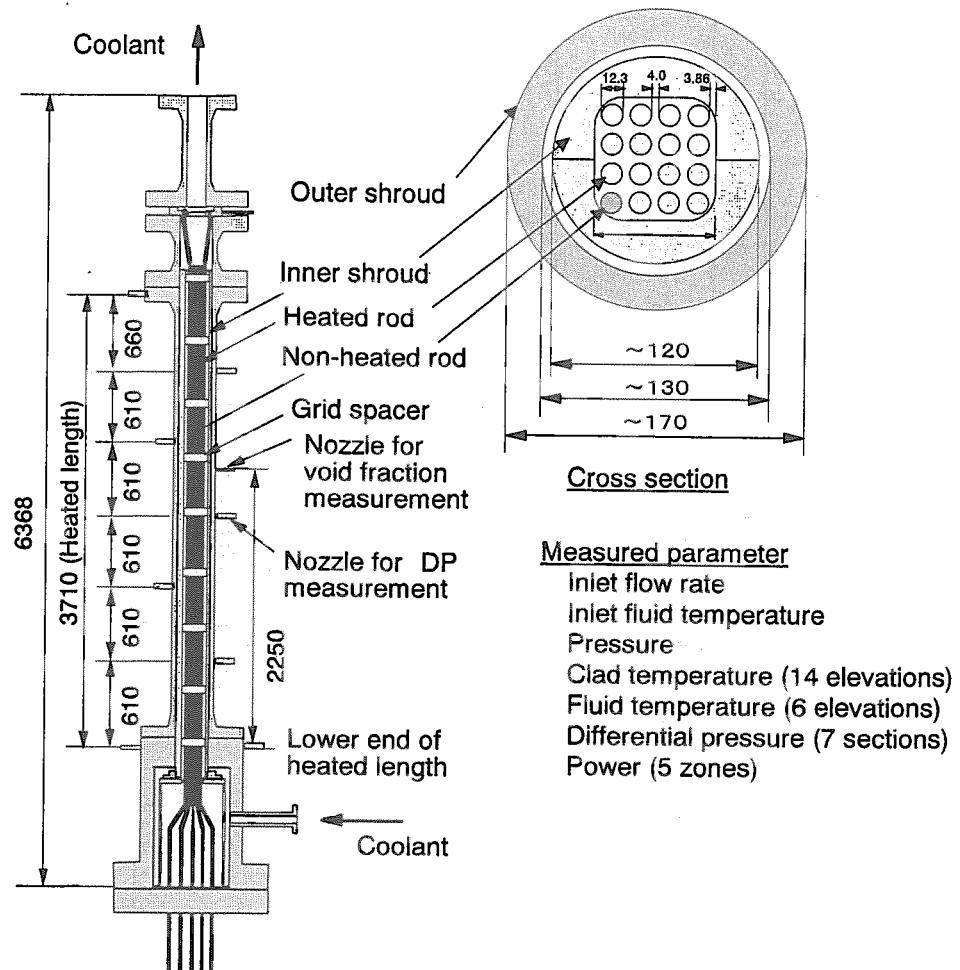


図2.2 4×4 bundle test section

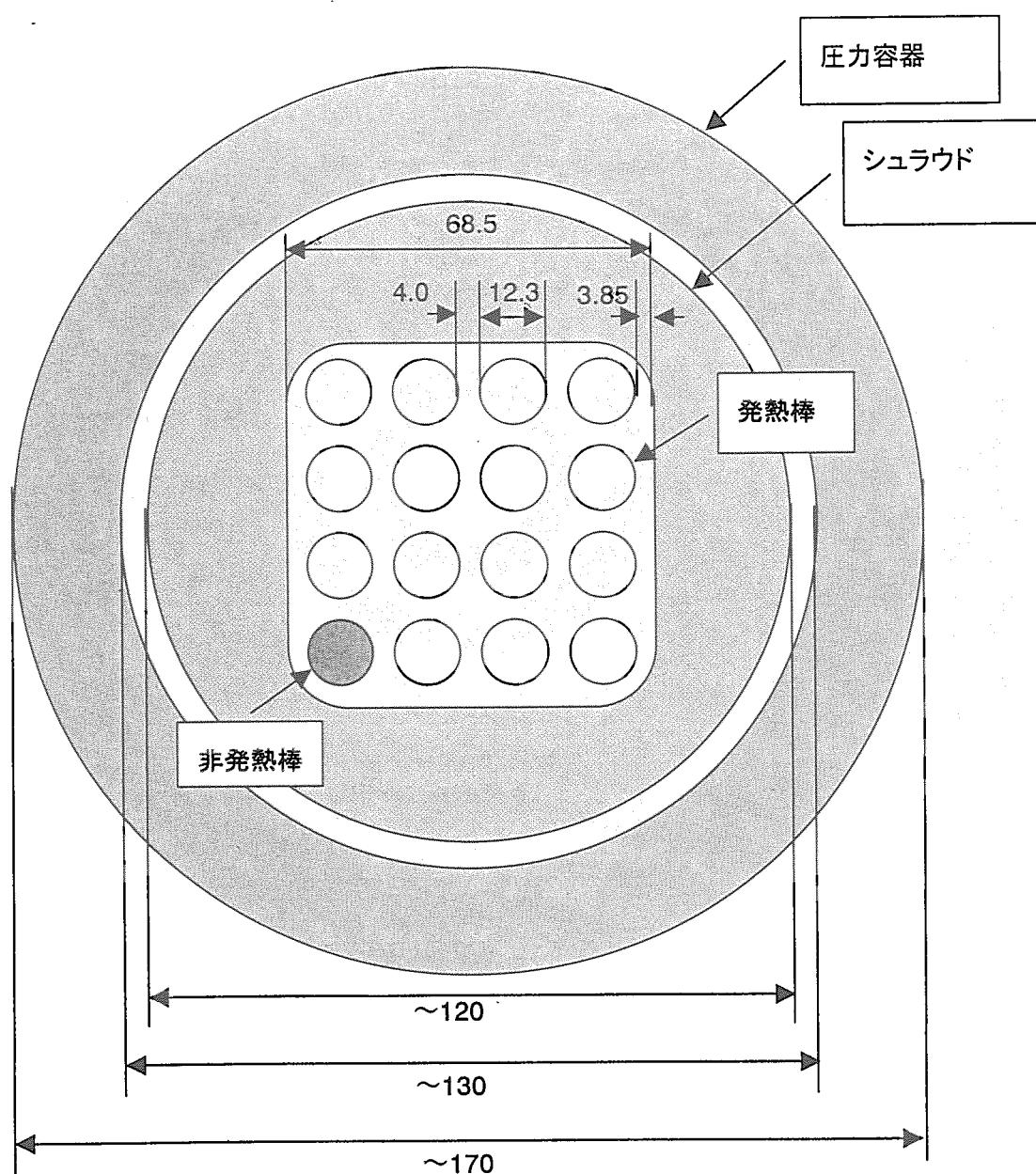


図2.3 BWR管群試験

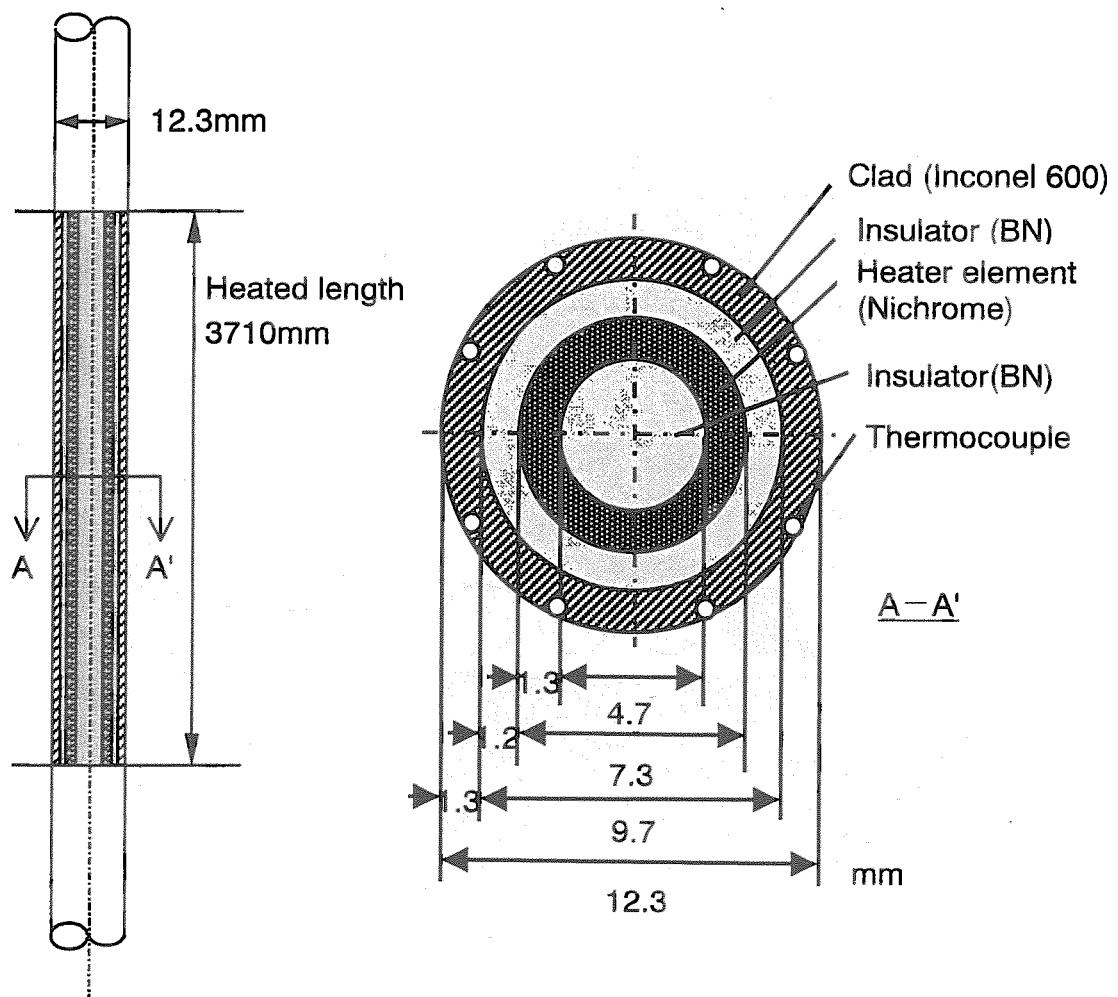


図2.4 Heated rod

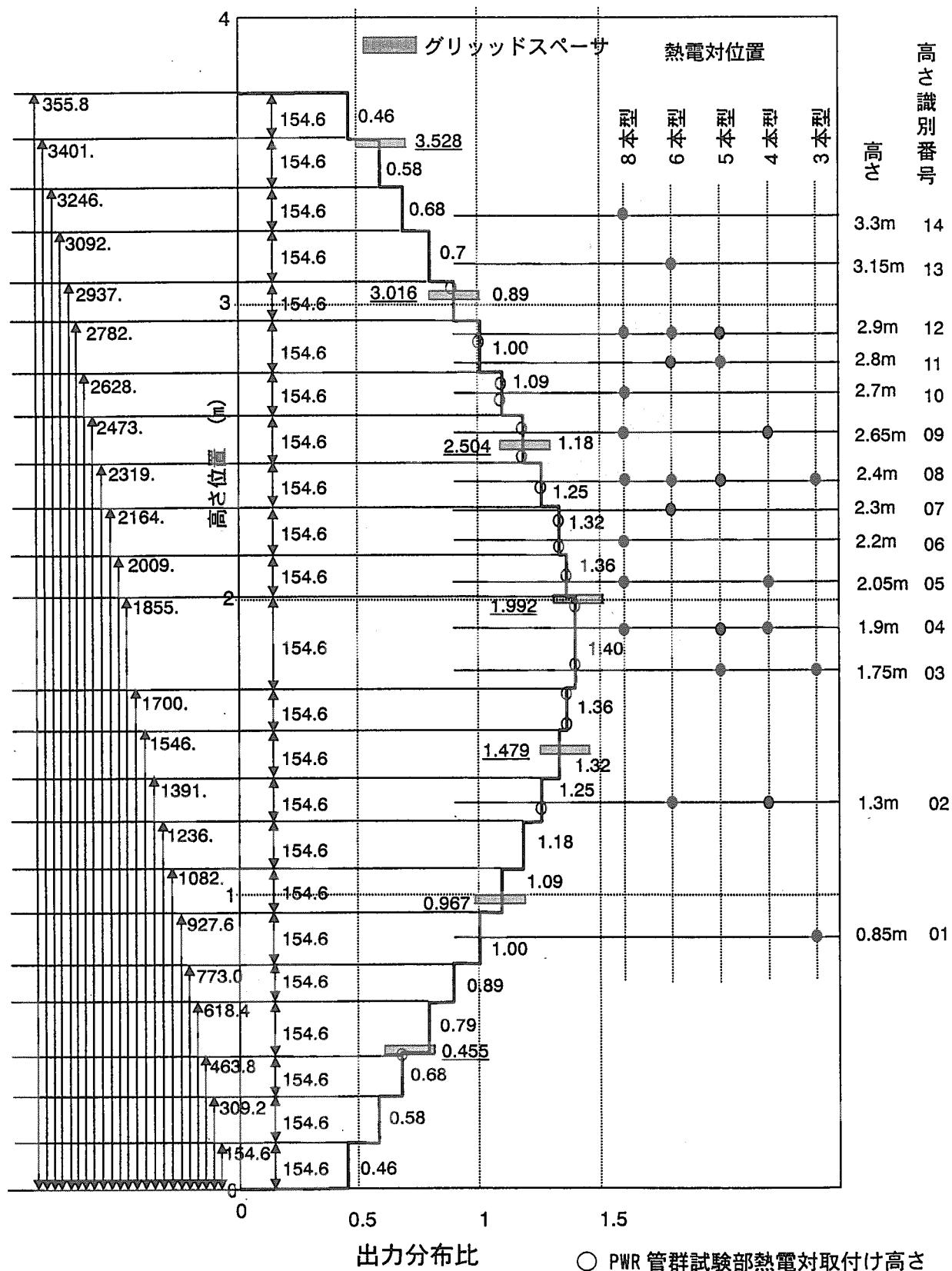


図 2.5 炉心伝熱流動試験部の熱電対取り付け高さと出力分布及びグリッドスペーサ位置との関係

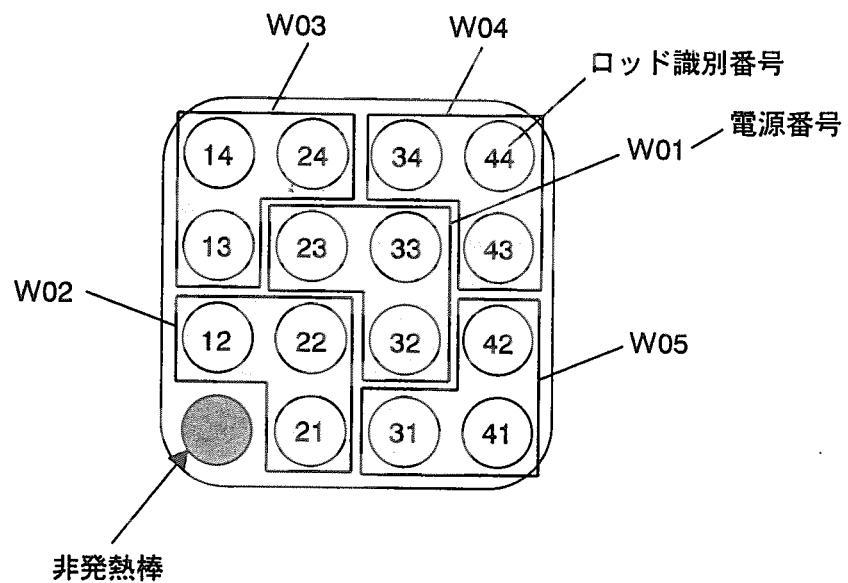


図2.6 BWR管群試験部電源結線図

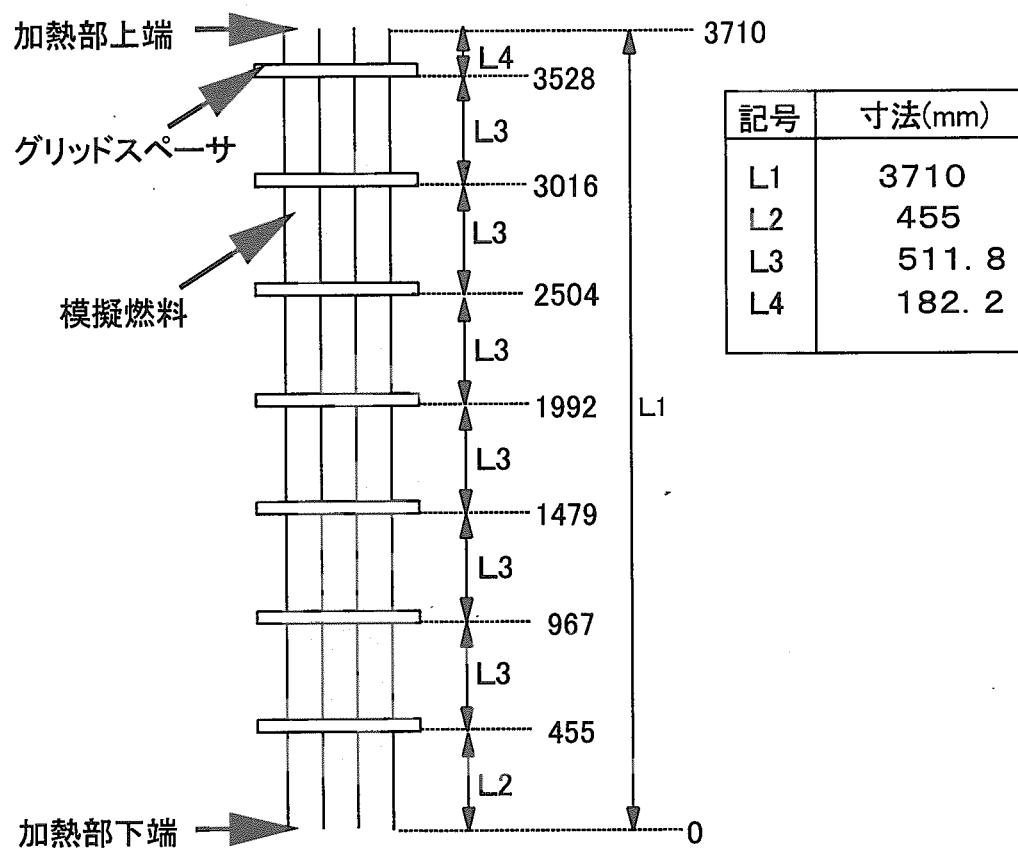


図2.7 BWR模擬燃料体用グリッドスペーサ取付図

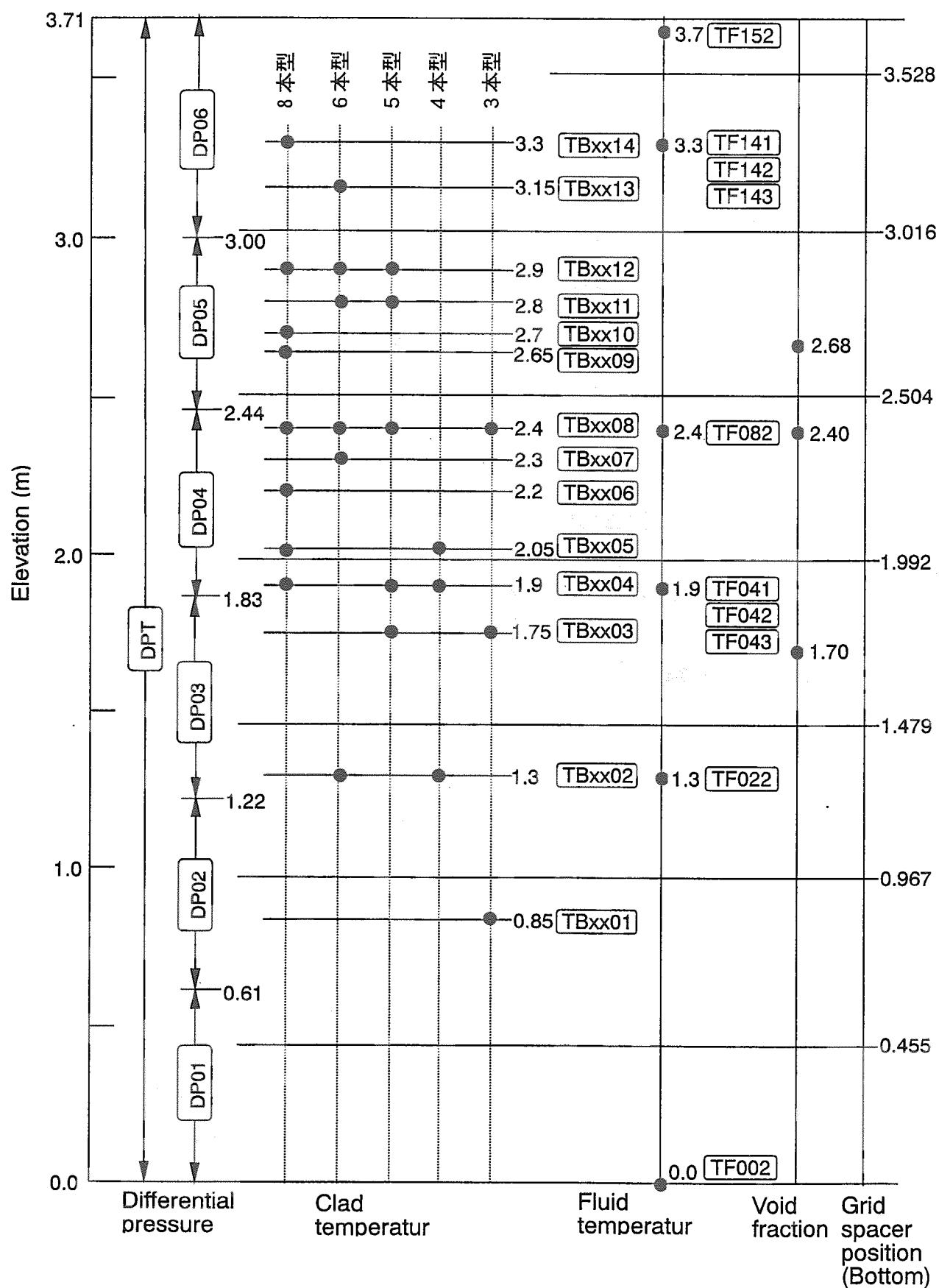


図 2.8 管群試験部計測点

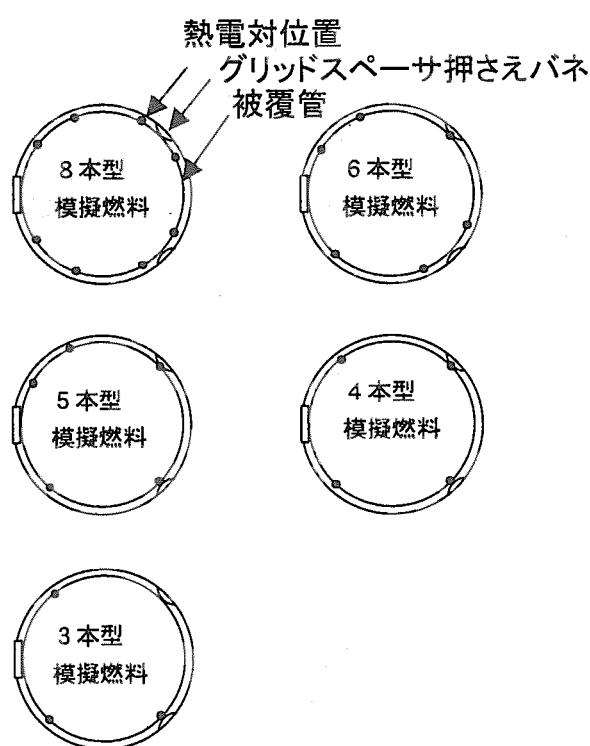
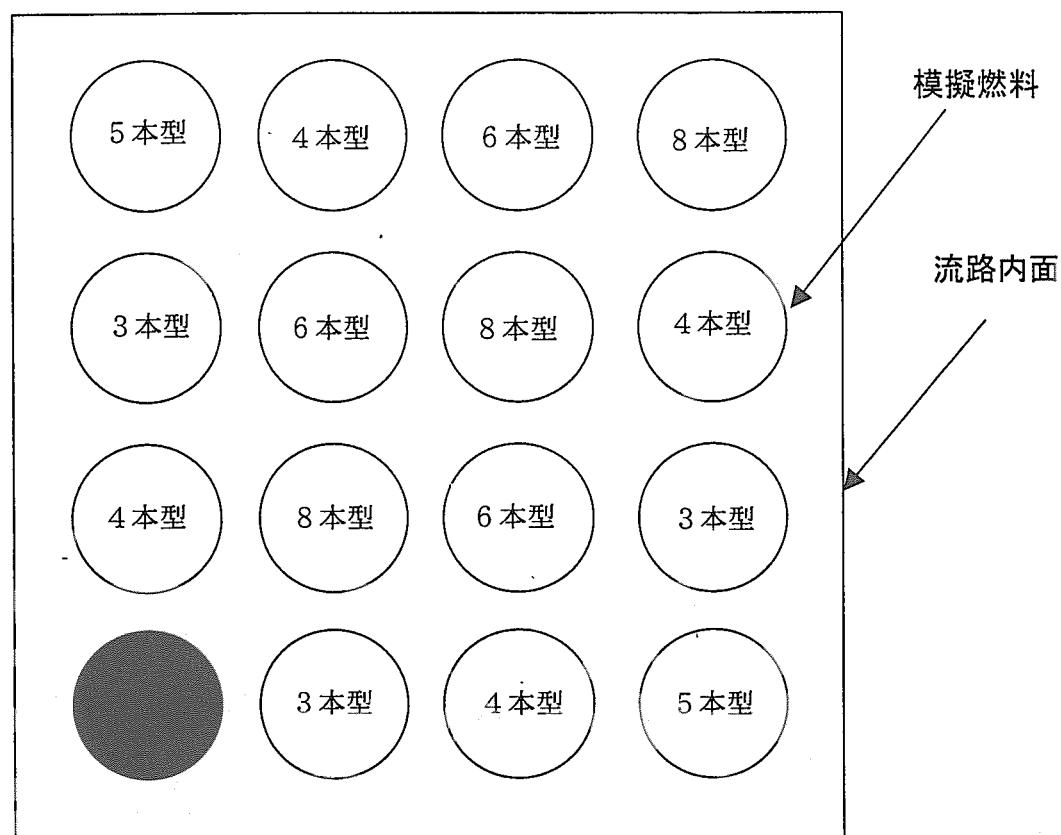


図2.9 热電対取付け位置

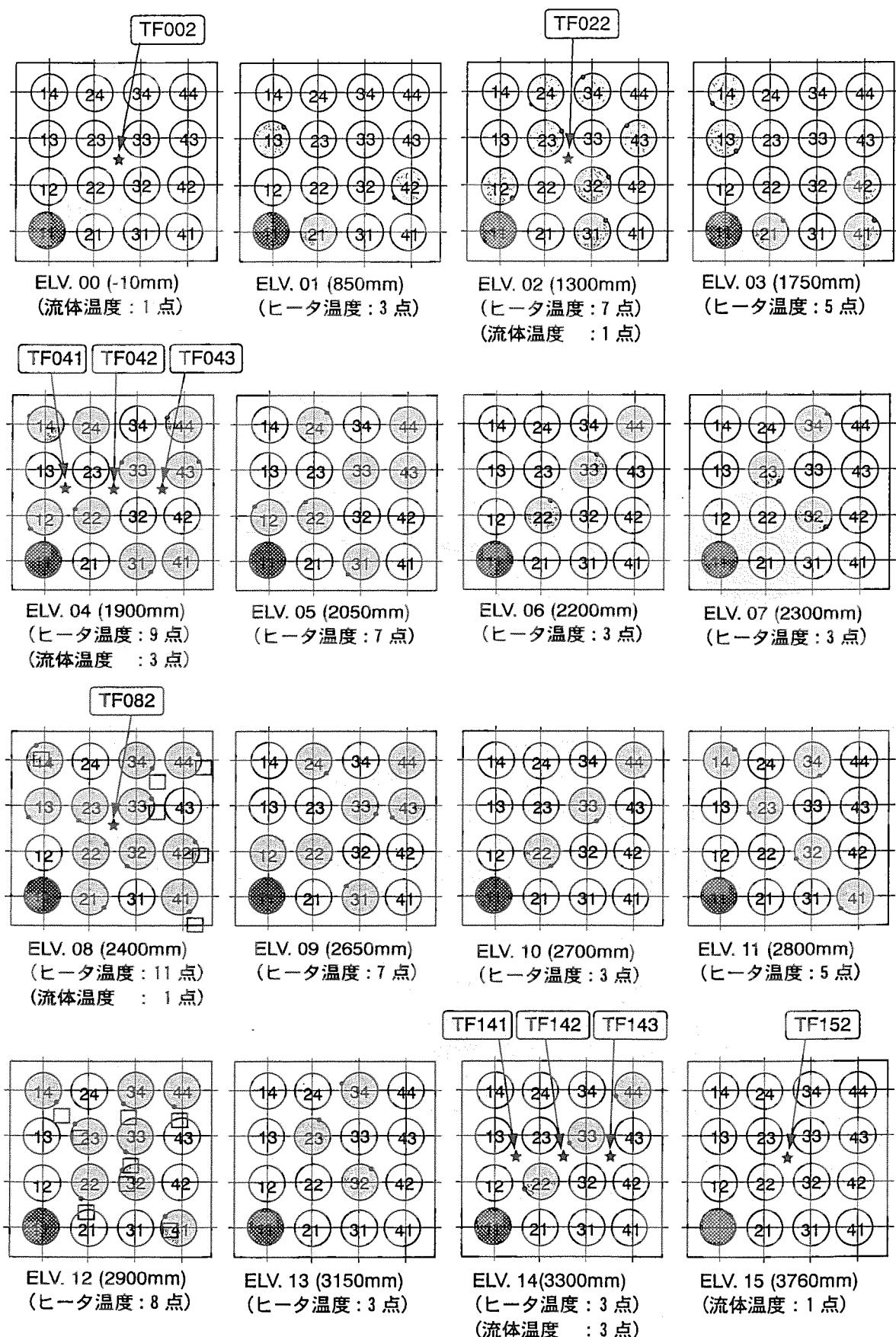


図2.10 各レベルにおける熱電対取付け位置

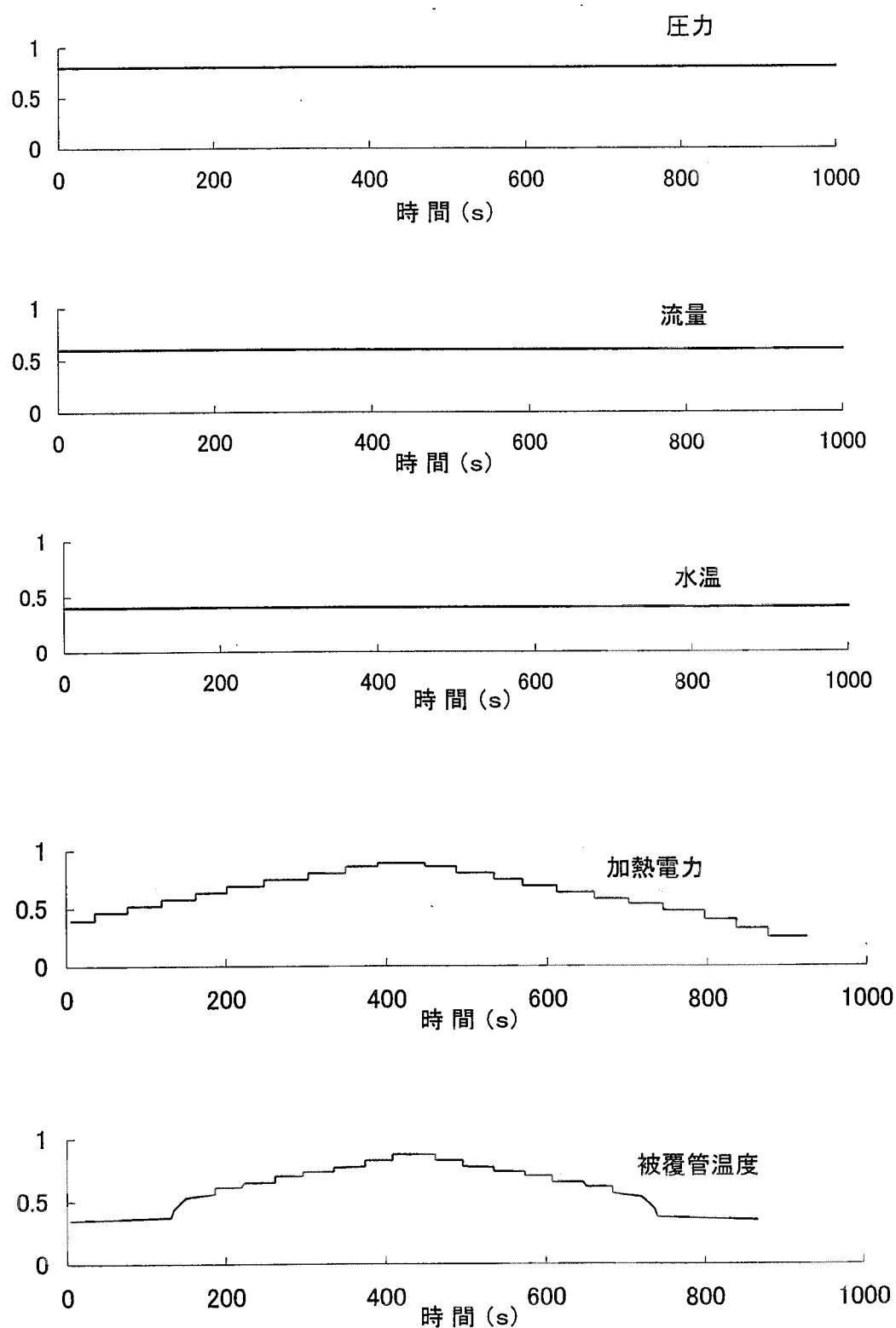


図3.1.1 ポストCHF試験手順（順流条件、出力上昇条件）

表3.2.1 ポストCHF試験の試験条件範囲

## (1) 順流条件

- 圧力(MPa) 2~18.0
- 流量(kg/s) 0.10~4.7
- 流束(kg/m<sup>2</sup>s) 35.1~1651
- サブクーリング(K) 10

## (2) 逆流条件

- 圧力(MPa) 2~15.5
- 流量(kg/s) 0.10~1.6
- 流束(kg/m<sup>2</sup>s) 35.1~562
- サブクーリング(K) 10

## (3) 出力変動条件

- 圧力(MPa) 2~15.5
- サブクーリング(K) 10
- 平均出力(kW/ユニット) 100~300
- 出力変動周波数(Hz) 0.1~0.5
- 出力変動幅(%) ±10~±50

## (4) 流量変動条件

- 圧力(MPa) 7
- サブクーリング(K) 10
- 平均流量(kg/s) 1.6
- 流量変動周波数(Hz) 0.1~0.5
- 流量変動幅(%) ±20

表3.2.2 順流ポストCHF試験マトリックス

2000/7/28 更新

kg/m <sup>2</sup> s MPa \	35	77	169	288	422	562	843	1100	1405	1644	2000
2	◎	◎	◎	◎	△	△					
4	◎	◎	◎	◎		△	△	×			
7	◎	◎	◎	◎	/○	○/○	○/○	○			
11.5	◎	◎	◎	◎		○		○			
15.5	◎	◎	◎	◎		○	○	○	○	○	△
18.0	◎	◎		◎		○	○	○		○	

◎:ヒートアップした熱電対多数

○:ヒートアップした熱電対少数

△:ヒートアップした熱電対極少数

×:ヒートアップした熱電対なし

表3.2.3 (1/2) ポストCHF試験(順流条件、定常流、出力上昇条件)

2000/3/17 更新

圧力 (MPa)	流束 (kg/m <sup>2</sup> s)	流量 (kg/s)	サブクール (K)	試験番号	平坦出力分布 A1.0	中心ピーク分布 A1.25	中心ピーク分布 B1.25(W01&W02)	
2.0	35.1	0.10	14	1010131	◎			Tsat 213°C
2.0	35.1	0.10	0	1011101		◎		
2.0	35.1	0.10	10	11102819		◎		
2.0	77.3	0.22	13	1010132	◎			
2.0	77.3	0.22	15	1011102		◎		
2.0	77.3	0.22	10	11102820		◎		
2.0	169	0.48	16	1011103		◎		
2.0	169	0.48	14	1011104		◎		
2.0	288	0.82	16	1010201		×		
2.0	288	0.82	16	1010202		◎		
2.0	288	0.82	10	11102821		△		
2.0	421	1.2	14	1011105		△		
2.0	562	1.6	13	1010203		×		
2.0	562	1.6	11	1010204		△		
2.0	562	1.6	14	1010205		△		
2.0	562	1.6	8	1011171		◎		Tsat 250°C
4.0	35.1	0.10	8	1011172		◎		
4.0	77.3	0.22	12	1011173		◎		
4.0	169	0.48	12	1011174		◎		
4.0	288	0.82	12	1110271		◎		
4.0	562	1.6	12	1101125		△		
4.0	843	2.4	12	1101127		△		
4.0	1098	3.126	12	1101126		×		
7.0	35.1	0.10	19	1010061	◎			Tsat 286°C
7.0	35.1	0.10	17	1011111		◎		
7.0	35.1	0.10	10	1110221		◎		
7.0	77.3	0.22	11	1010062	◎			
7.0	77.3	0.22	15	1011112		◎		
7.0	77.3	0.22	10	1110222		◎		
7.0	169	0.48	11	1011113		◎		
7.0	288	0.82	12	1011114		◎		
7.0	288	0.82	10	1110271		◎		
7.0	422	1.2	15	1012021			○	
7.0	562	1.6	12	10120812		○		
7.0	562	1.6	10	1110272		△		
7.0	562	1.6	11	1012022			○	
7.0	843	2.4	11	10120813		○		
7.0	843	2.4	11	1012023			○	
7.0	1098	3.126	11	10120814		○		
11.5	35.1	0.10	10	1012031		×		Tsat 322°C
11.5	35.1	0.10	12	1012032		◎		
11.5	77.3	0.22	14	1012033		◎		
11.5	169	0.48	11	1012034		◎		
11.5	288	0.82	10	1010211		◎		
11.5	288	0.82	10	1110271		◎		
11.5	562	1.6	10	1010212		◎		
11.5	1098	3.126	13	1012157		○		
11.5	1644	4.678	13	1012158		△		
15.5	35.1	0.10	13	1010071	◎			Tsat 345°C
15.5	35.1	0.10	15	1011181		◎		
15.5	35.1	0.10	13	1011182		◎		
15.5	35.1	0.10	10	1203061		◎		
15.5	35.1	0.10	10	1203062		◎		
15.5	35.1	0.10	10	1203151		◎		
15.5	77.3	0.22	13	1011183		◎		
15.5	77.3	0.22	10	1011184		◎		
15.5	77.3	0.22	10	1203071		◎		
15.5	77.3	0.22	10	1203072		◎		
15.5	77.3	0.22	10	1203142		◎		
15.5	169	0.48	10	1010072	◎			
15.5	288	0.82	10	1011185		◎		
15.5	288	0.82	10	1203081		◎		
15.5	288	0.82	10	1203143		◎		
15.5	562	1.6	10	1012041		◎		
15.5	562	1.6	10	1203073		◎		

表3.2.3 (2/2) ポストCHF試験(順流条件、定常流、出力上昇条件)

2000/3/17 更新

圧力 (MPa)	流束 (kg/m <sup>2</sup> s)	流量 (kg/s)	サブクール (K)	試験番号	平坦出力分布 A1.0	中心ピーク分布 A1.25	中心ピーク分布 B1.25(W01&W02)	
15.5	562	1.6		120307		◎		
15.5	562	1.6		1203152	○			
15.5	843	2.4	10	1012042		○		
15.5	1098	3.126	10	1012043		○		
15.5	1098	3.126		1203092		○		
15.5	1098	3.126		1203153	○			
15.5	1405	4.0	10	1012044		○		
15.5	1644	4.678	10	1012045		○		
18.0	35.1	0.10	13	11012824		◎		T <sub>sat</sub> 357°C
18.0	77.3	0.22	12	11012825		○		
18.0	288	0.82	10	11012826		○		
18.0	562	1.6	10	11012827		○		
18.0	562	1.6	11	1101294		○		
18.0		2.4	10	1101291		○		
18.0	1098	3.2	10	1101292		○		
18.0	1644	4.7	10	1101293		○		

◎:ヒートアップした熱電対多数

○:ヒートアップした熱電対少数

△:ヒートアップした熱電対極少数

×:ヒートアップした熱電対なし

サンプリング周期0.1s。他の試験は1s。

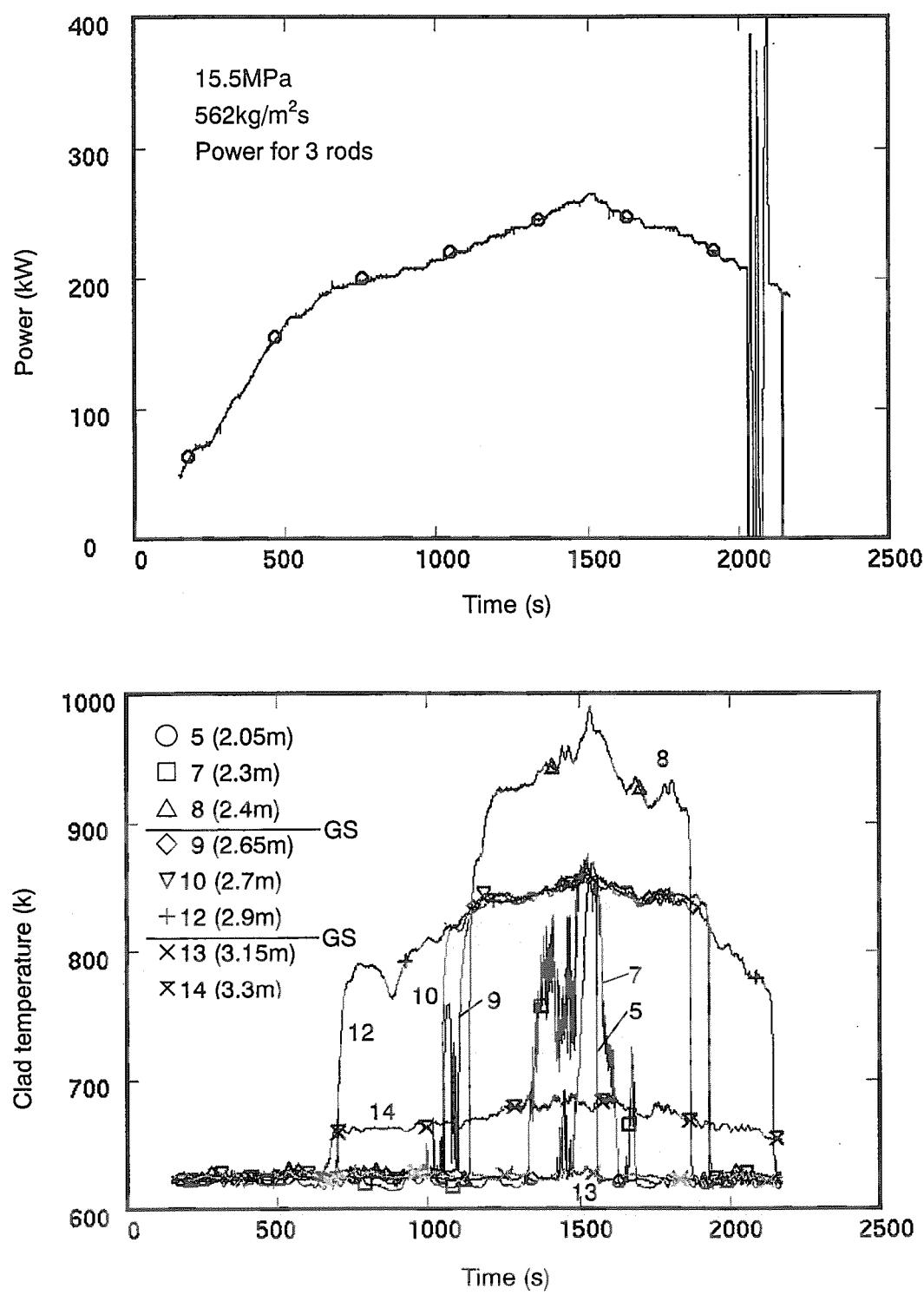


図4.2.1 出力とヒータ温度（試験 1012041）

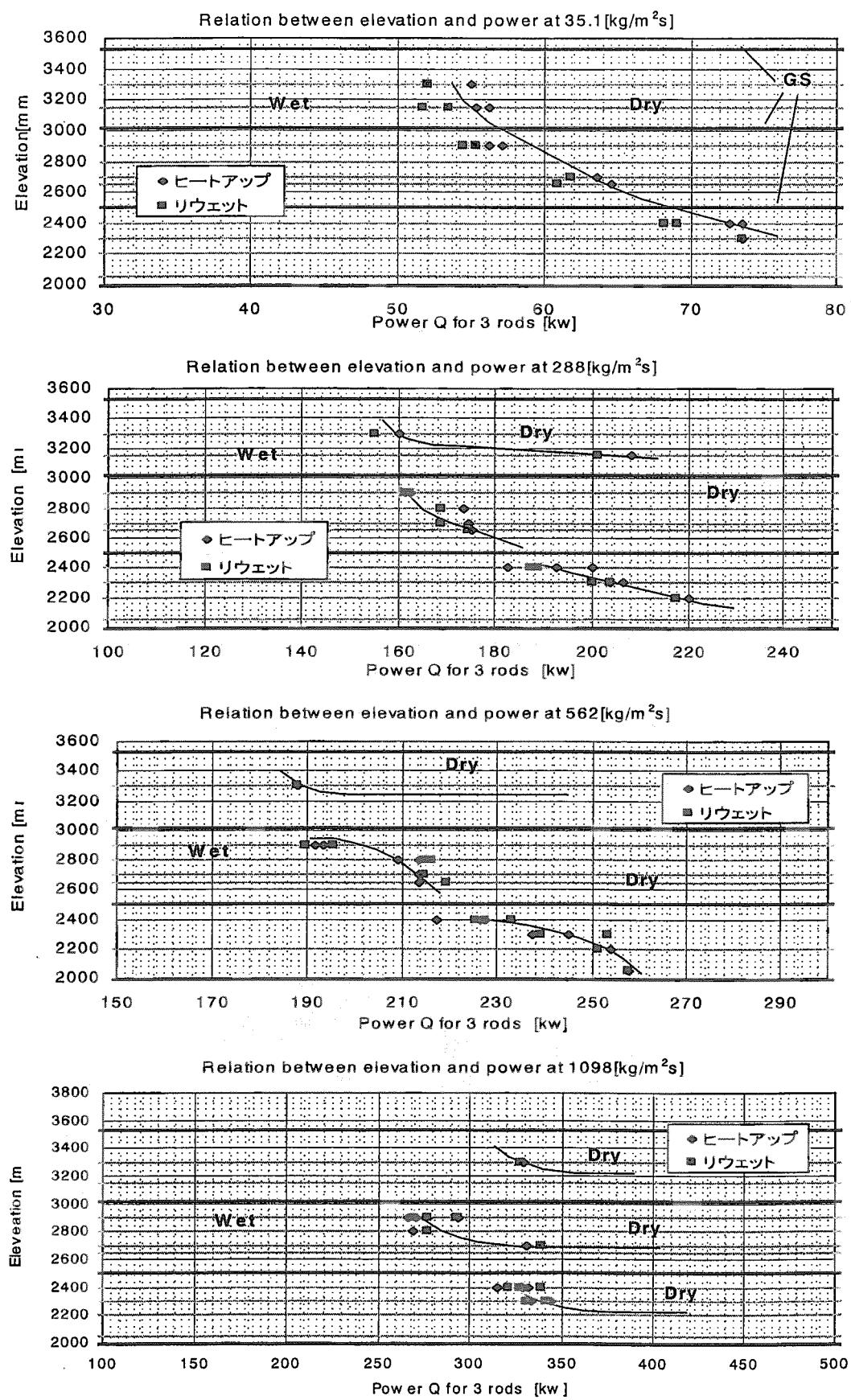


図 4.2.2 BT 域の拡大と縮小 (15.5 MPa)

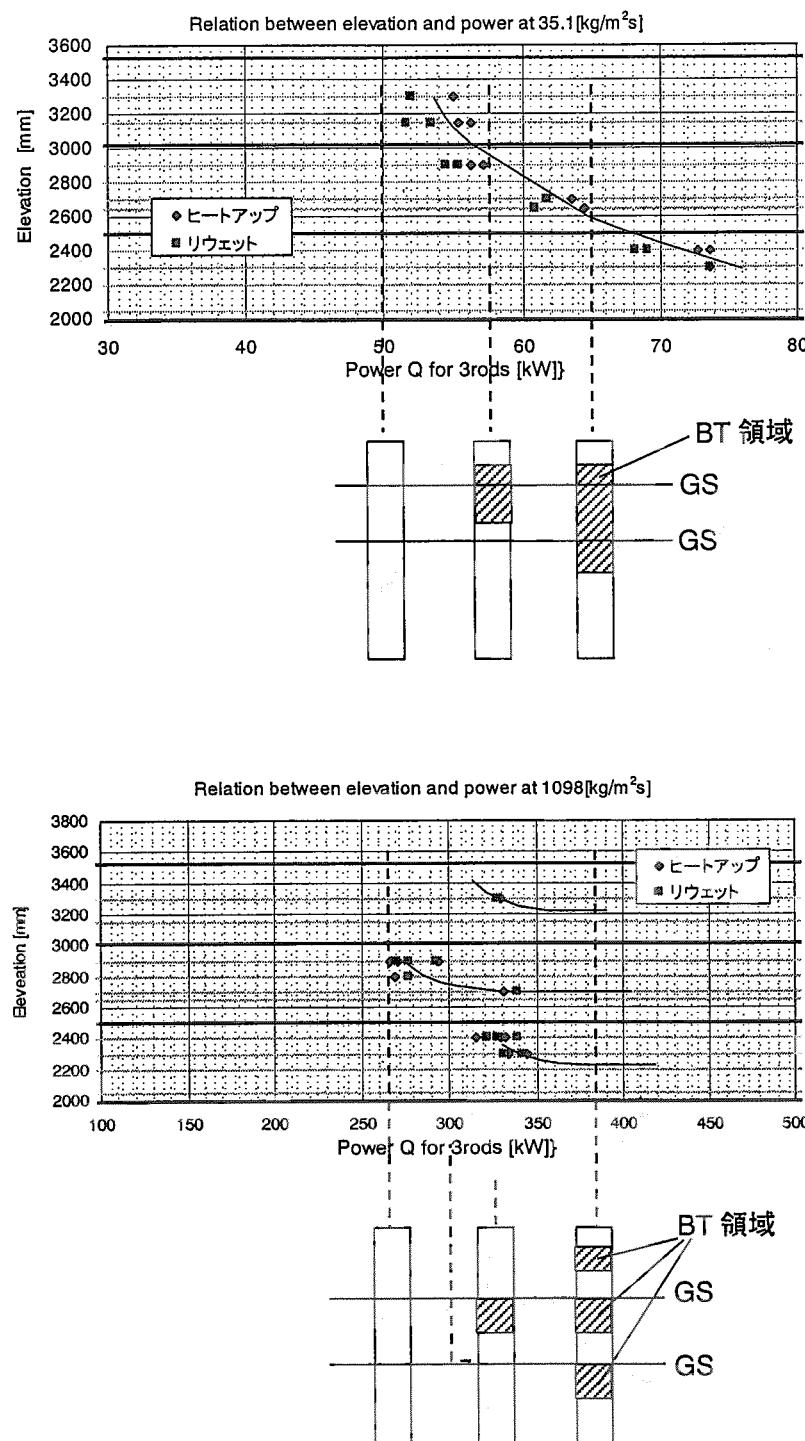


図 4.2.3 BT 領域の多領域化と GS 位置の関係

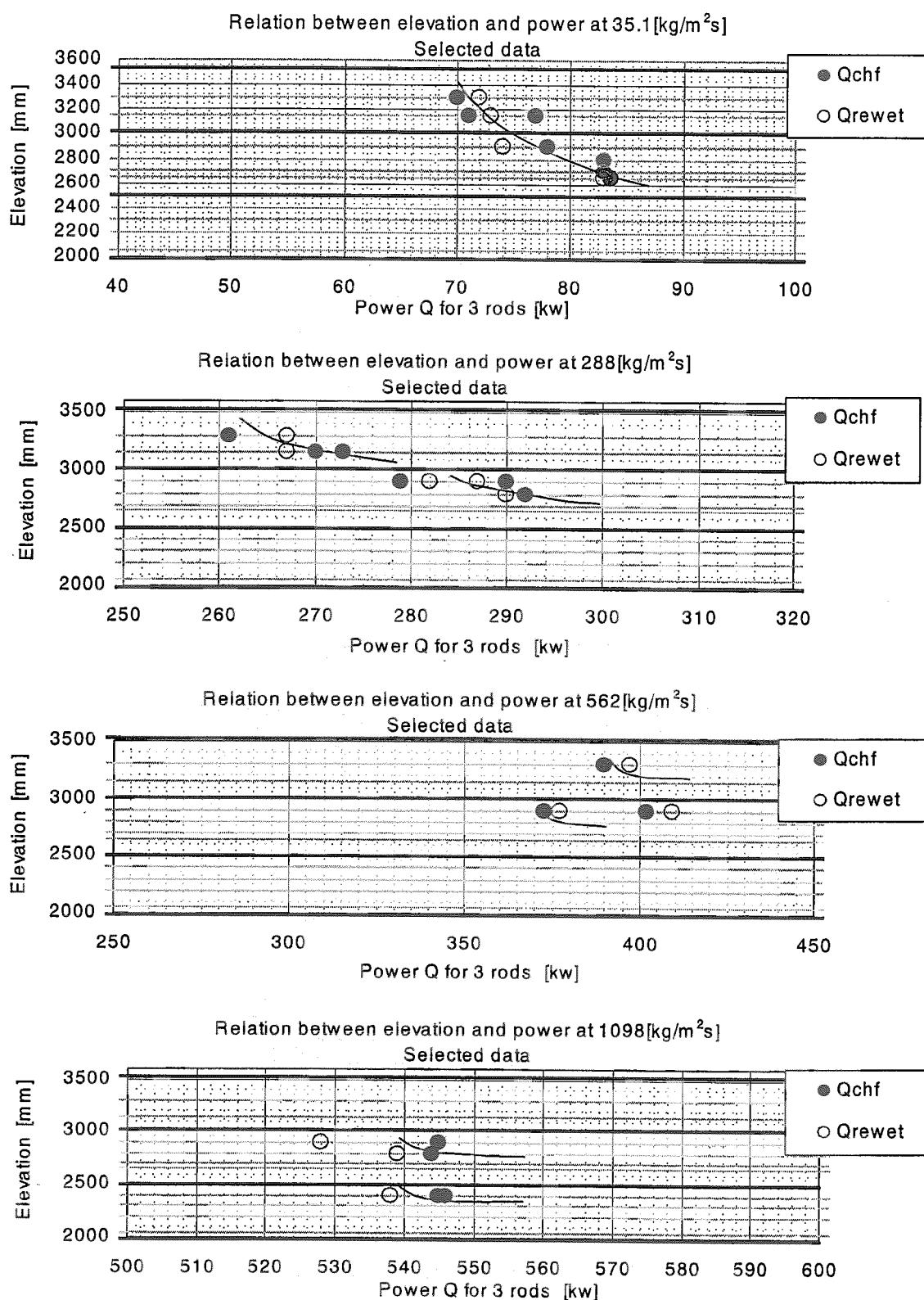


図4.2.4 BT域の拡大と縮小 (7MPa)

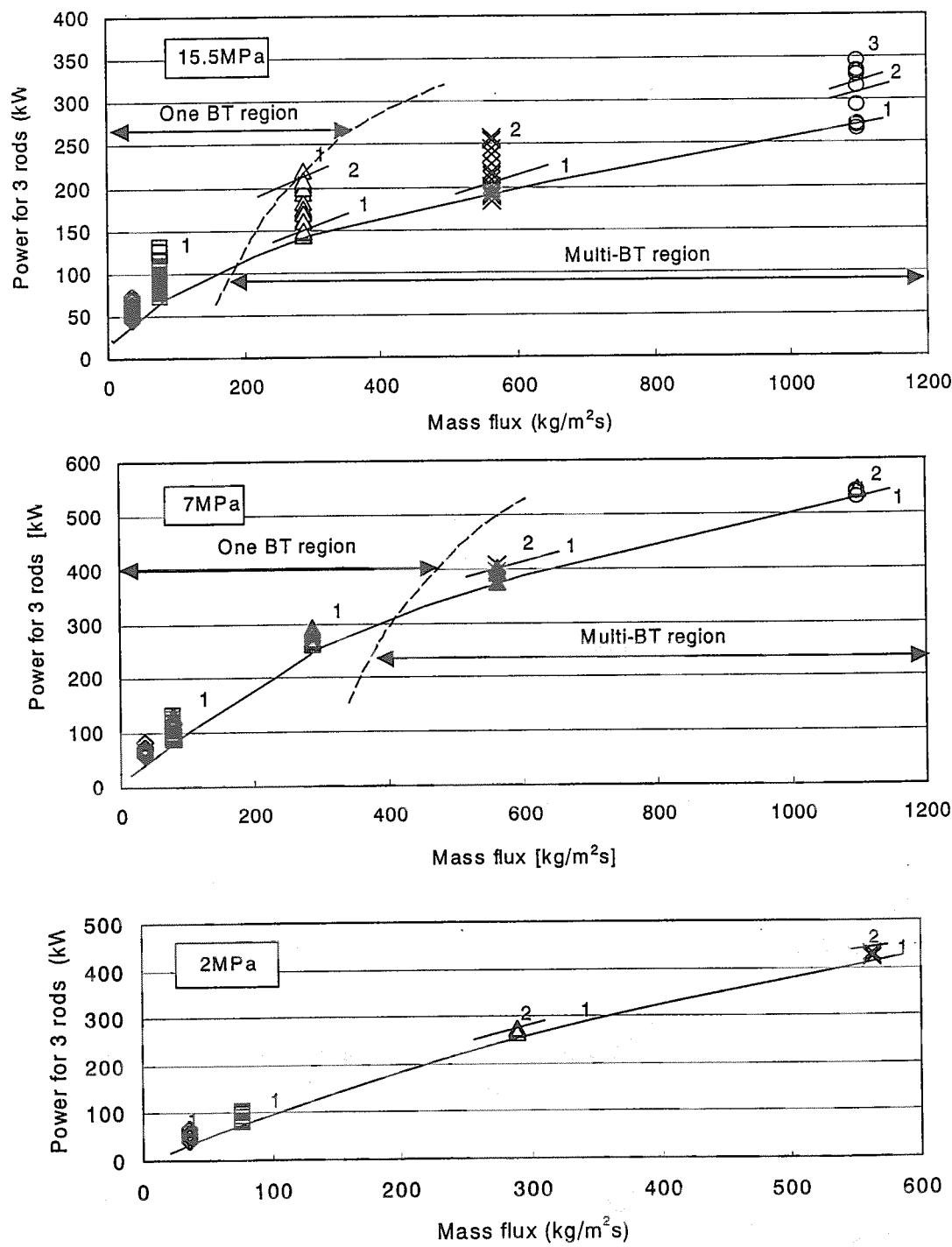


図4.2.5 BT領域数のパラメータ依存性

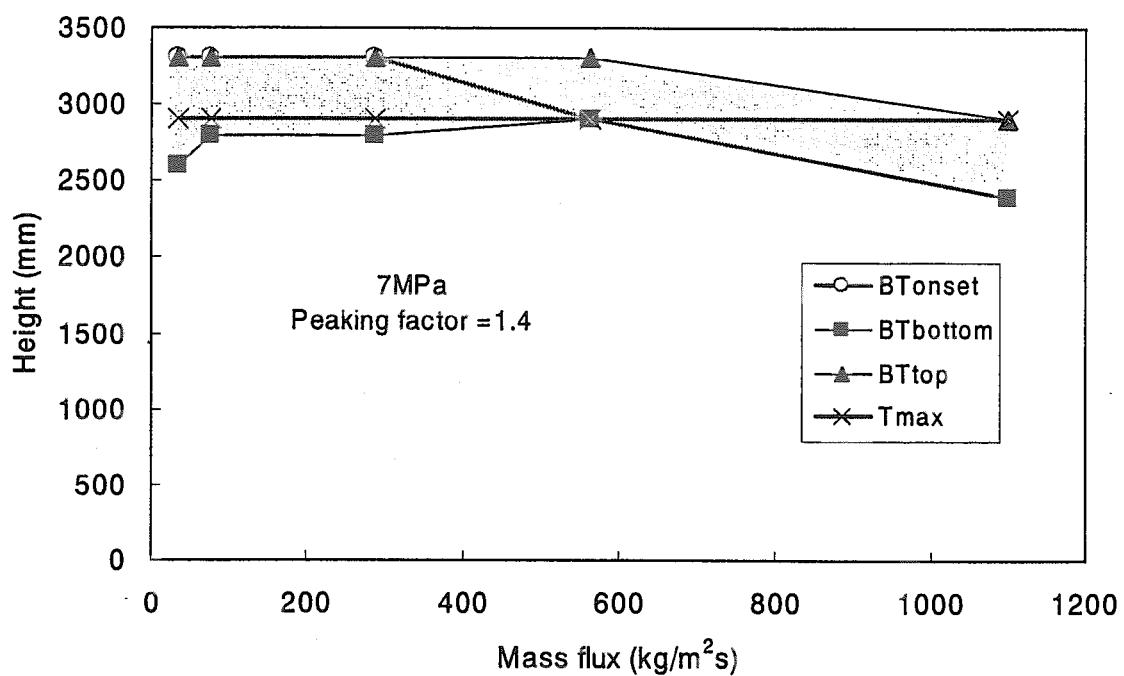


図 4.3.1 BT 領域数のパラメータ依存性 (BWR 模擬炉心)

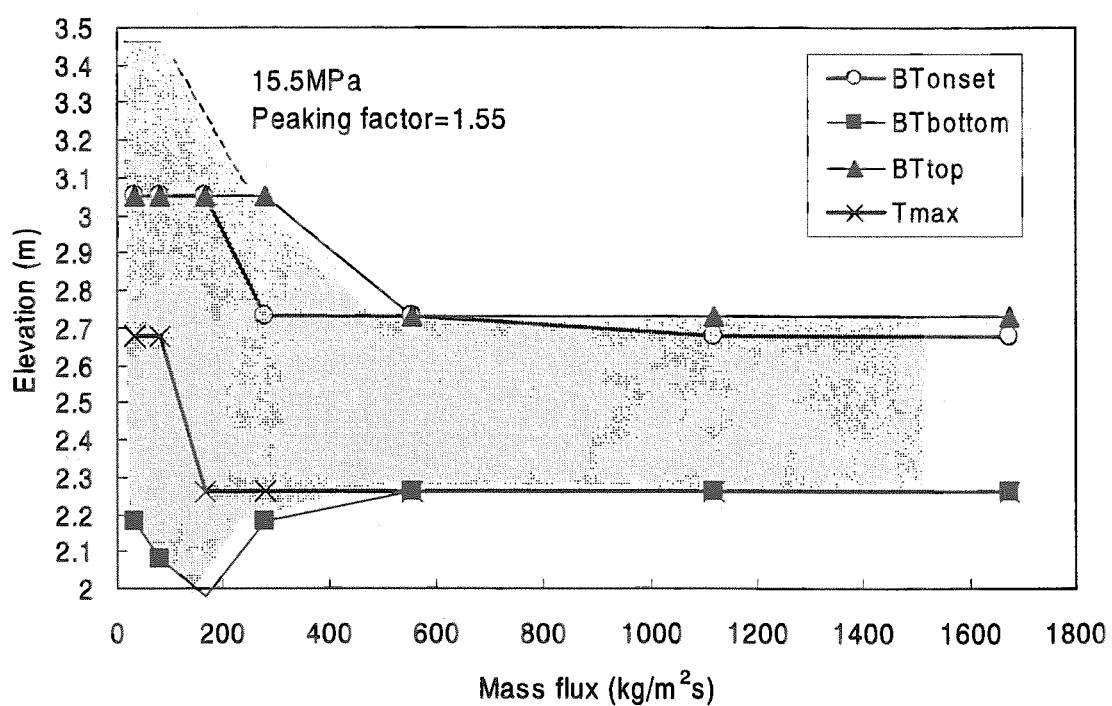


図 4.3.2 BT 領域数のパラメータ依存性 (PWR 模擬炉心)

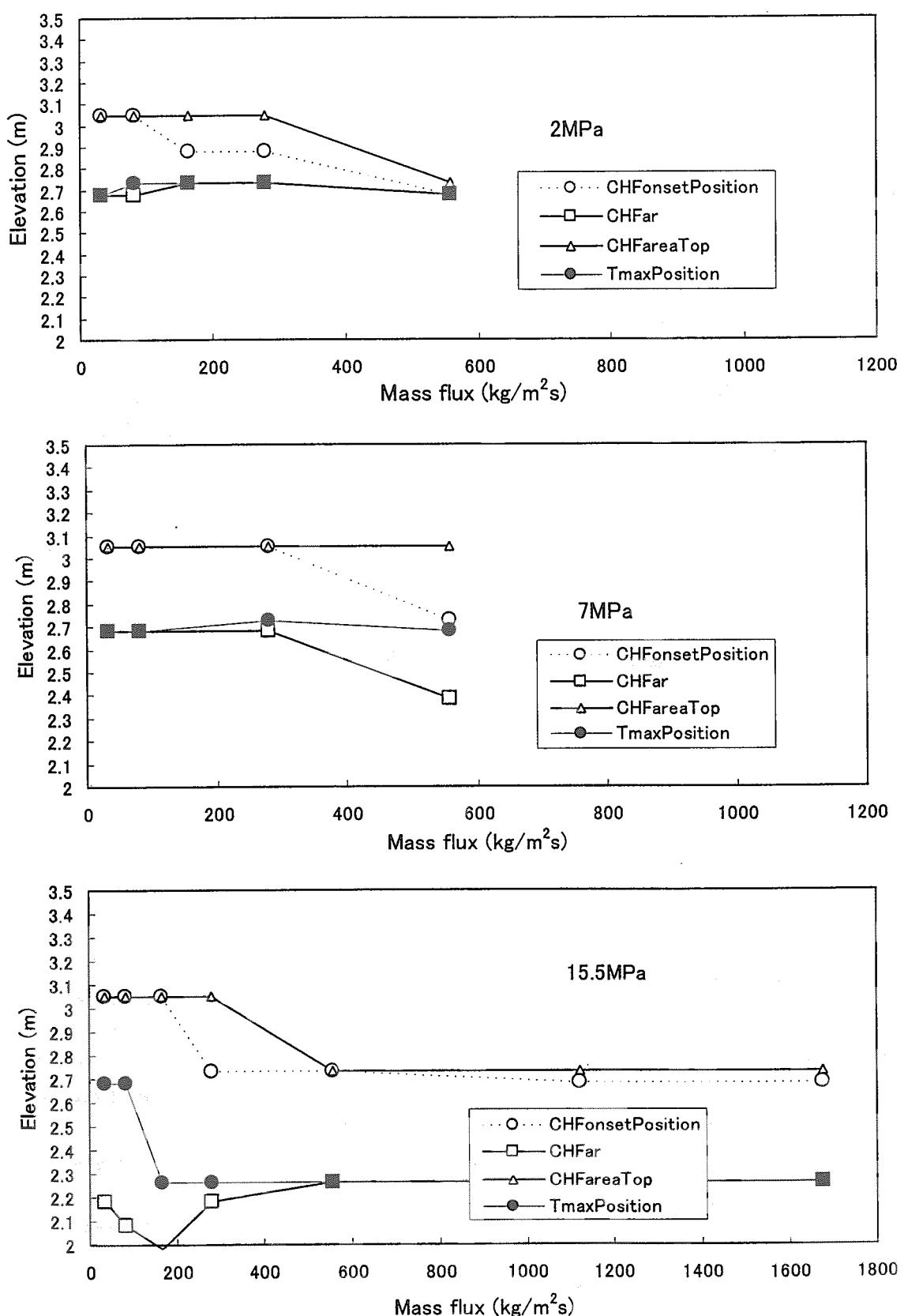


図 4.3.3 BT 領域位置、最高温度位置の圧力依存性 (PWR 模擬炉心)

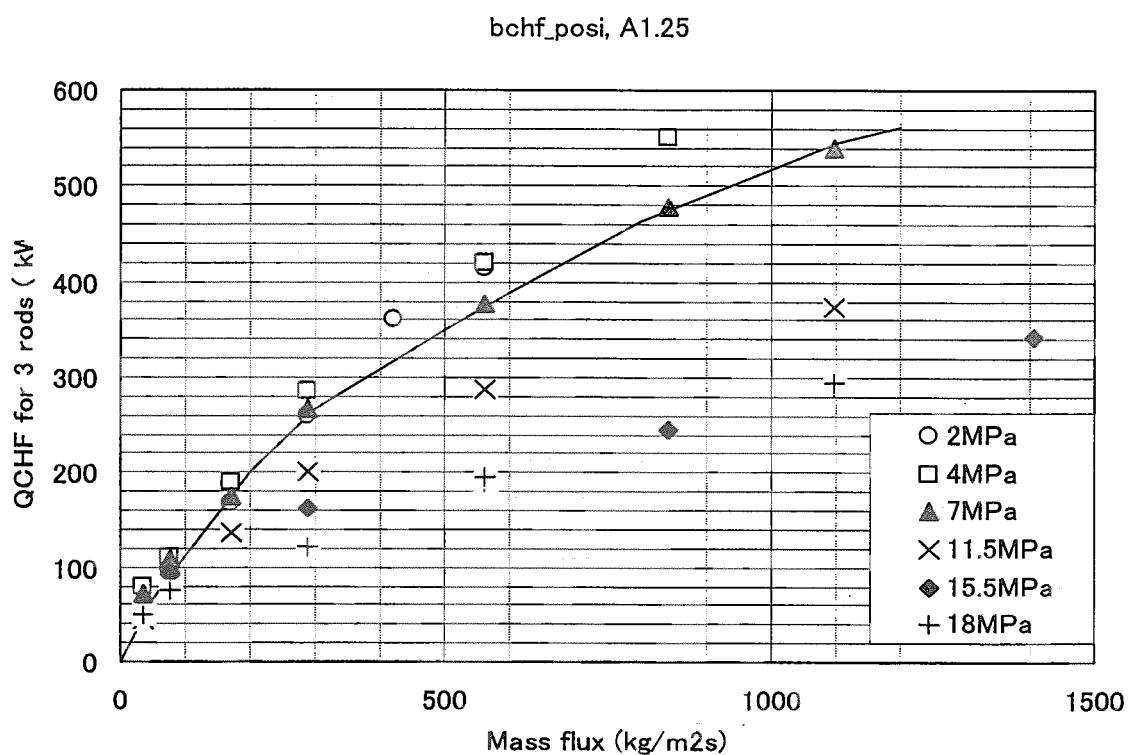


図 4.4.1 限界出力と質量流束の関係

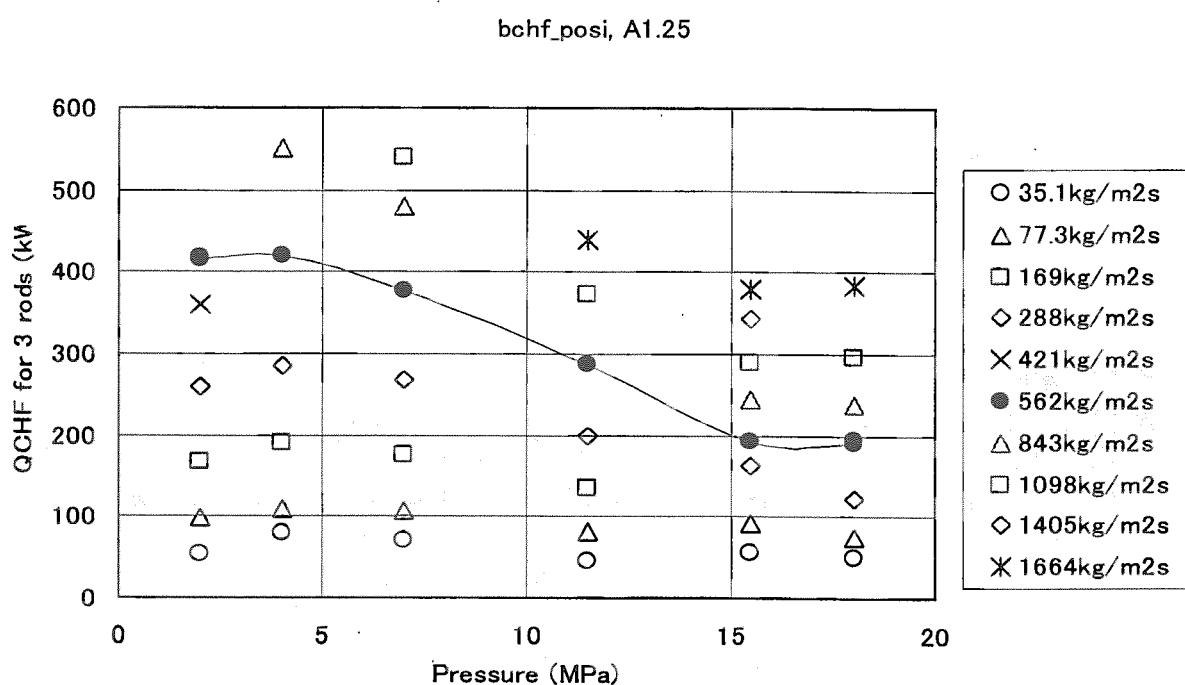


図 4.4.2 限界出力と圧力の関係

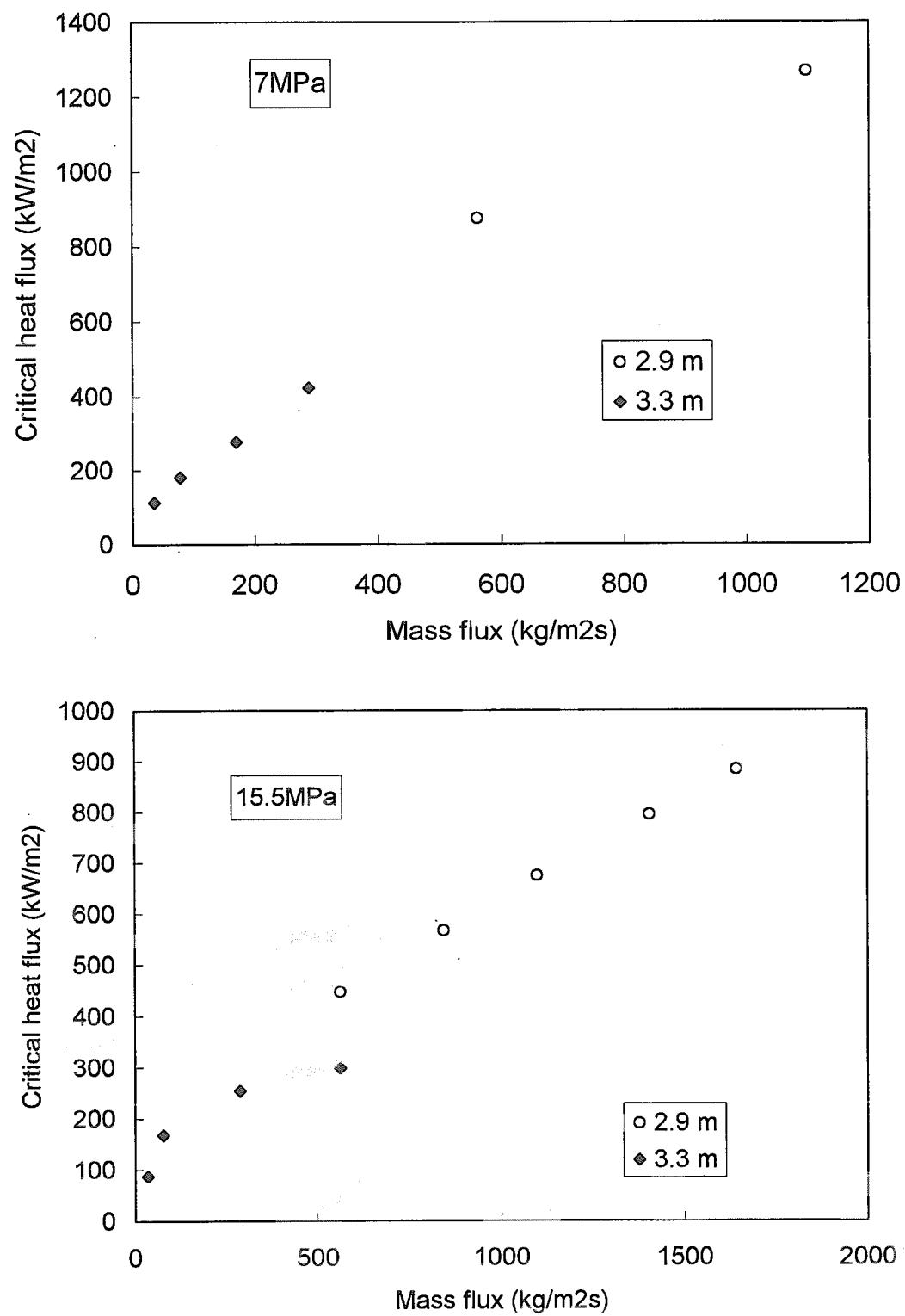


図4.4.3 限界熱流束と質量流束の関係

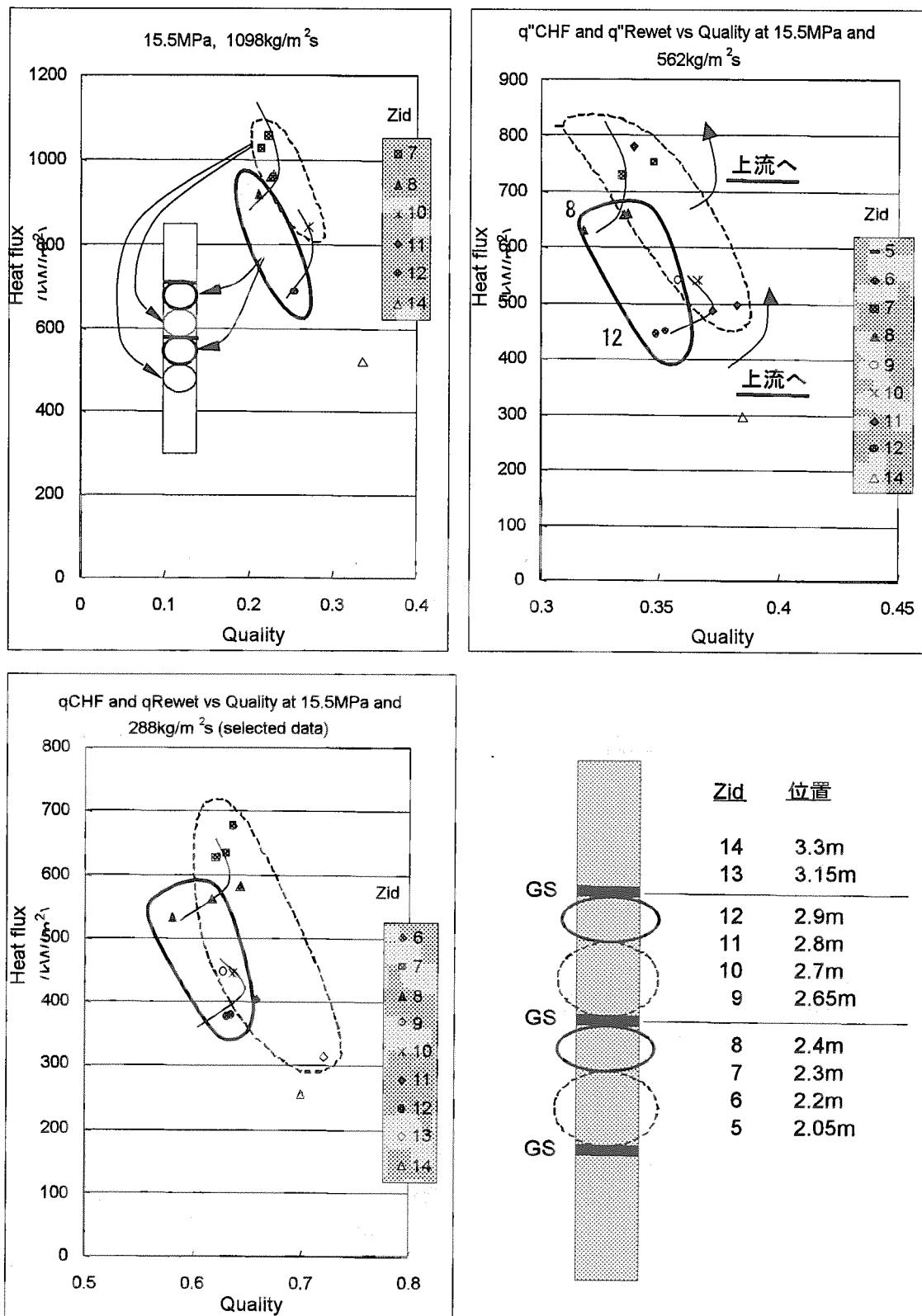
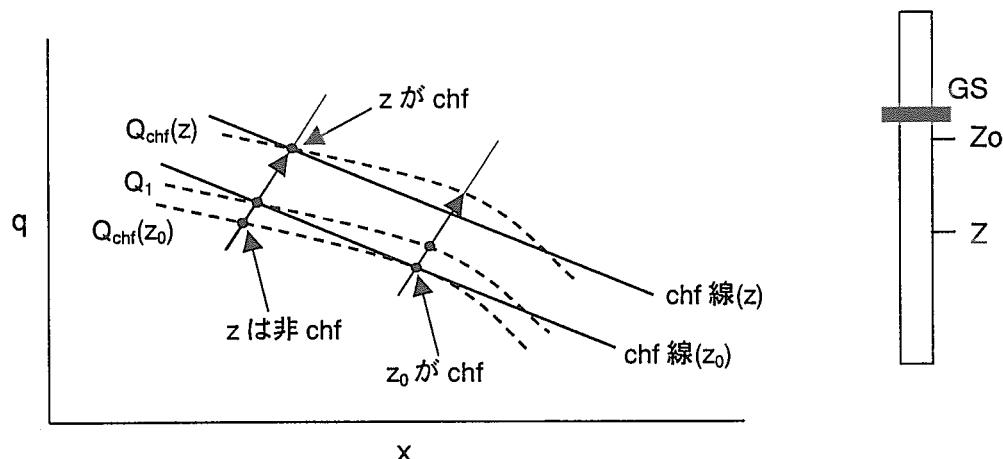


図4.4.4 限界熱流束とクオリティの関係

熱平衡 + 局所モデルを仮定増倍率 Kchf の定義

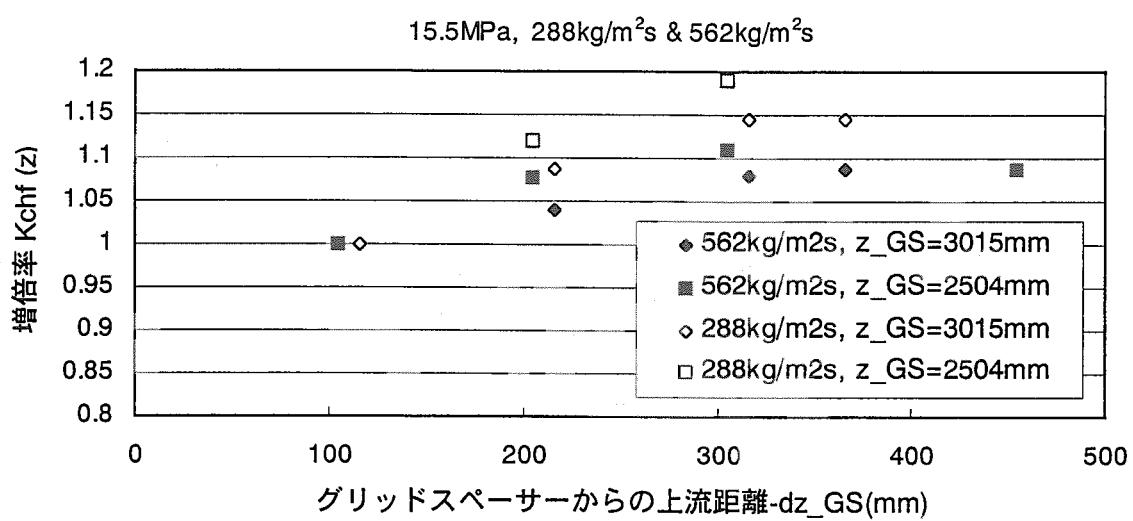
$$K_{chf(z)} = \frac{Q_{chf}(z)}{Q_1}$$

Kchf(z) 算出の手順

- chf 線( $z_0$ )を実験データから確定  $\rightarrow q_{chf} = f(x)$  問題点：  

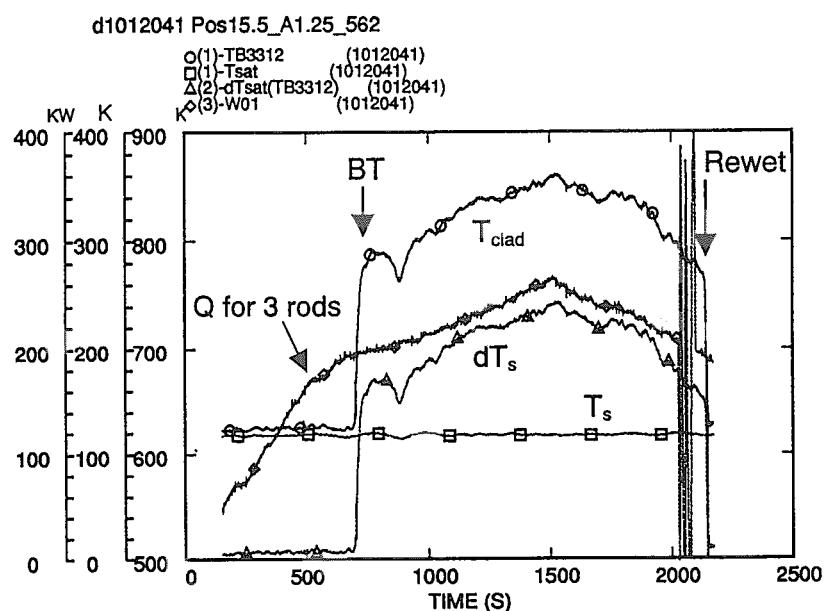
$$\begin{cases} f(x) に G の影響あり。 \\ この影響を無視。 \end{cases}$$
- $q_{chf} = f(x_z)$  となる  $Q (= Q_1)$  を求める
- 一方、  $Q_{chf}(z)$  のデータあり
- $K_{chf}(z)$  ( $\equiv Q_{chf}(z) / Q_1$ ) を求める

図 4.4.5 限界熱流束  $q_{chf}$  に及ぼす位置  $z$  の影響の表示



➡ 1つのG Sスパン内で、G S直下の  $q_{chf}$  は約 15 % 小

図 4.4.6 CHF出力に及ぼすグリッドスペーサからの上流距離-dz\_GS の影響

Fig.1  $T_{clad}$ ,  $T_{sat}$  and power

### 熱伝達率の定義式

$$(C_p \rho A) \frac{\partial T}{\partial t} = q_{in} - \pi dh \exp (T - Ts)$$

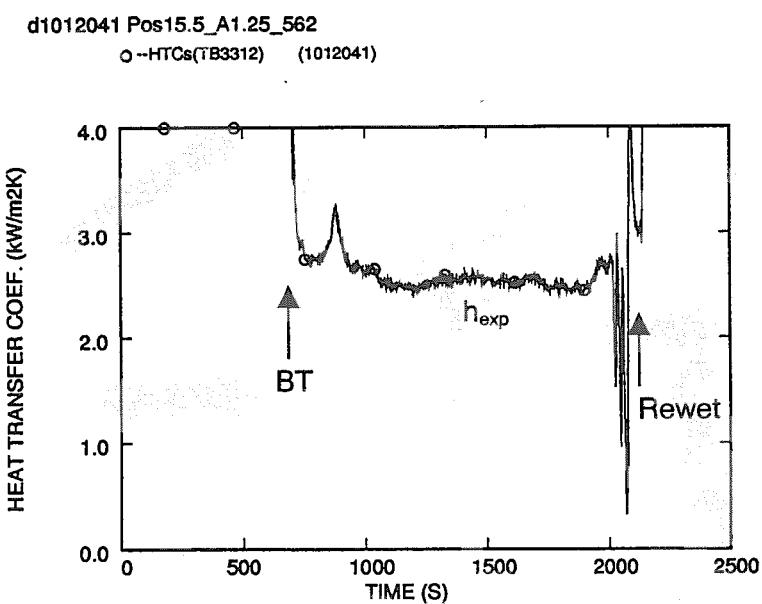
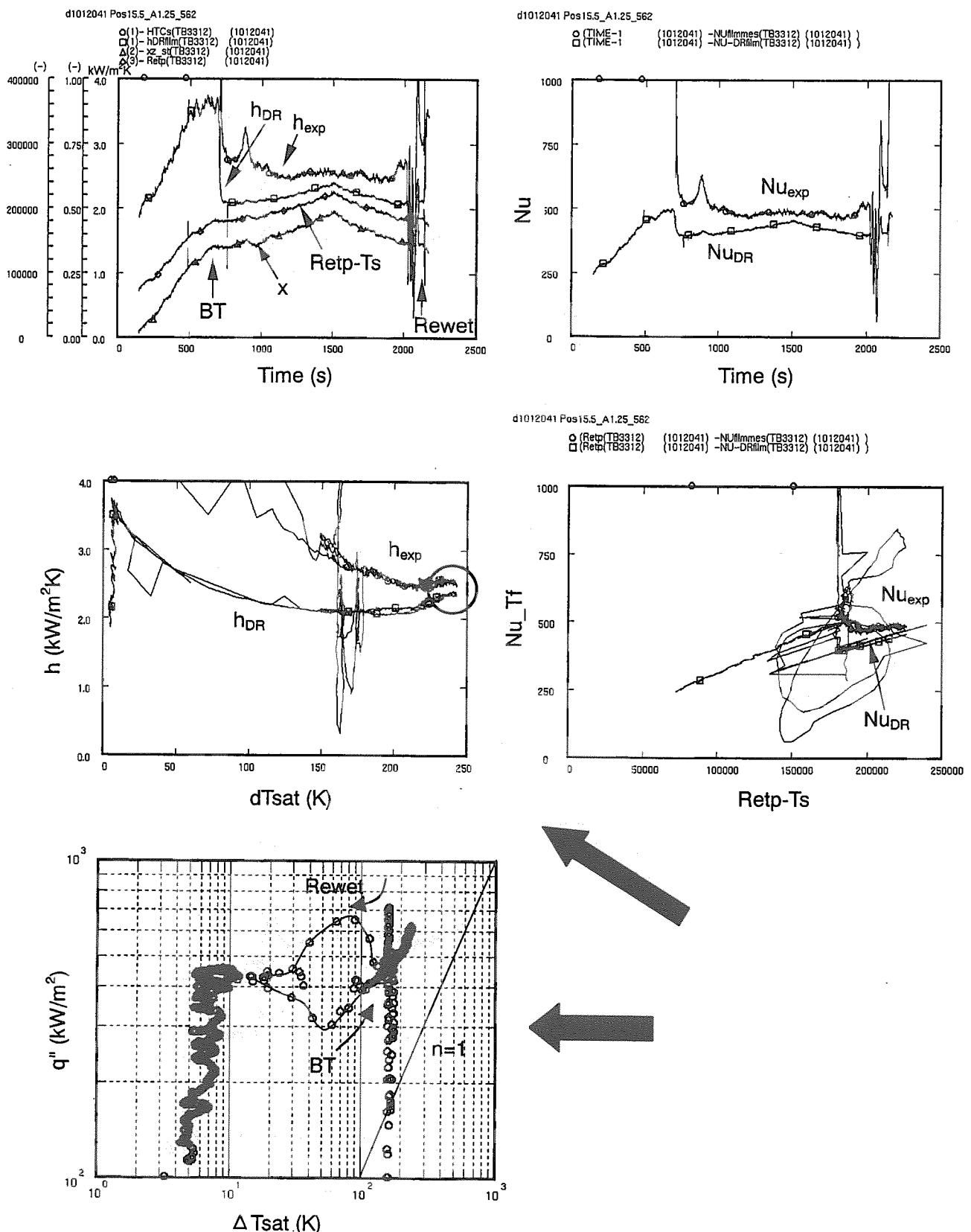
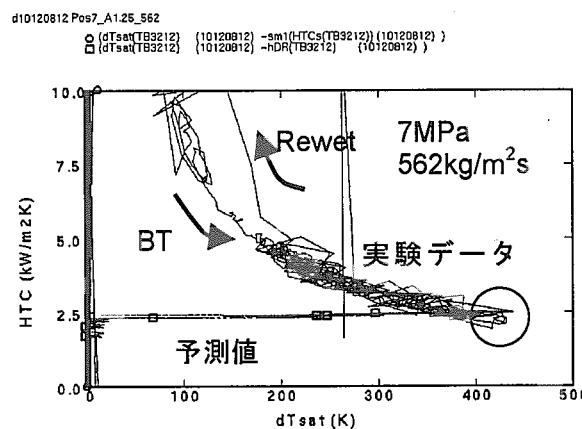


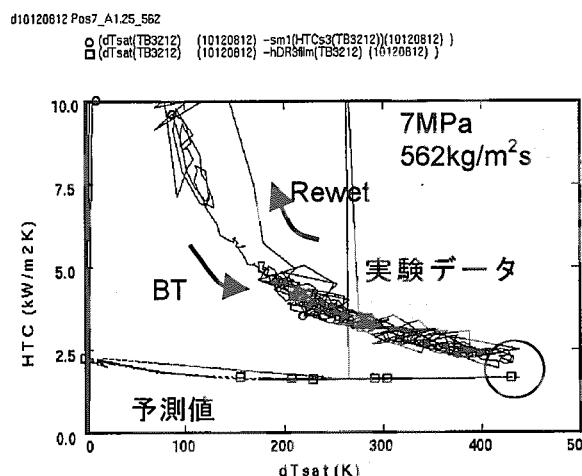
Fig.3 Heat transfer coef.

図4.5.1 ヒータ温度と熱伝達率（試験 10120.41; 15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m）

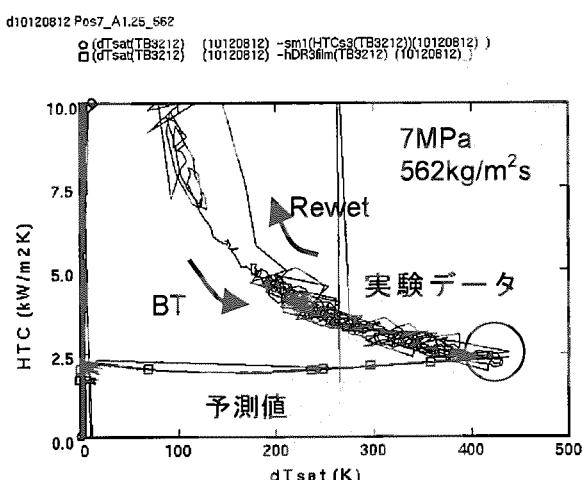
図 4.5.2 热伝達率と Nu 数、沸騰曲線（試験 1012041; 15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m）



・物性値を飽和温度条件で評価

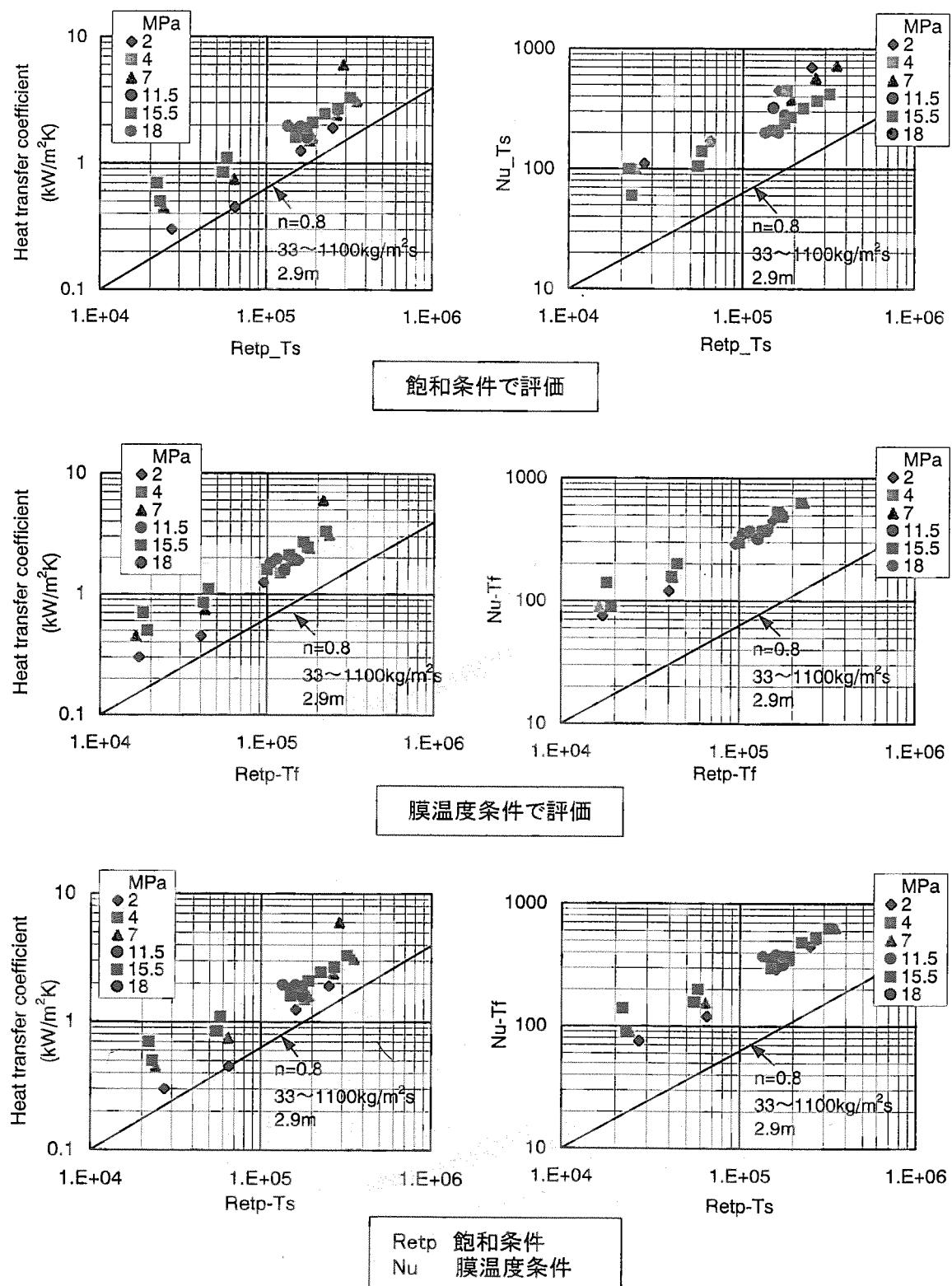


・物性値を膜温度条件で評価



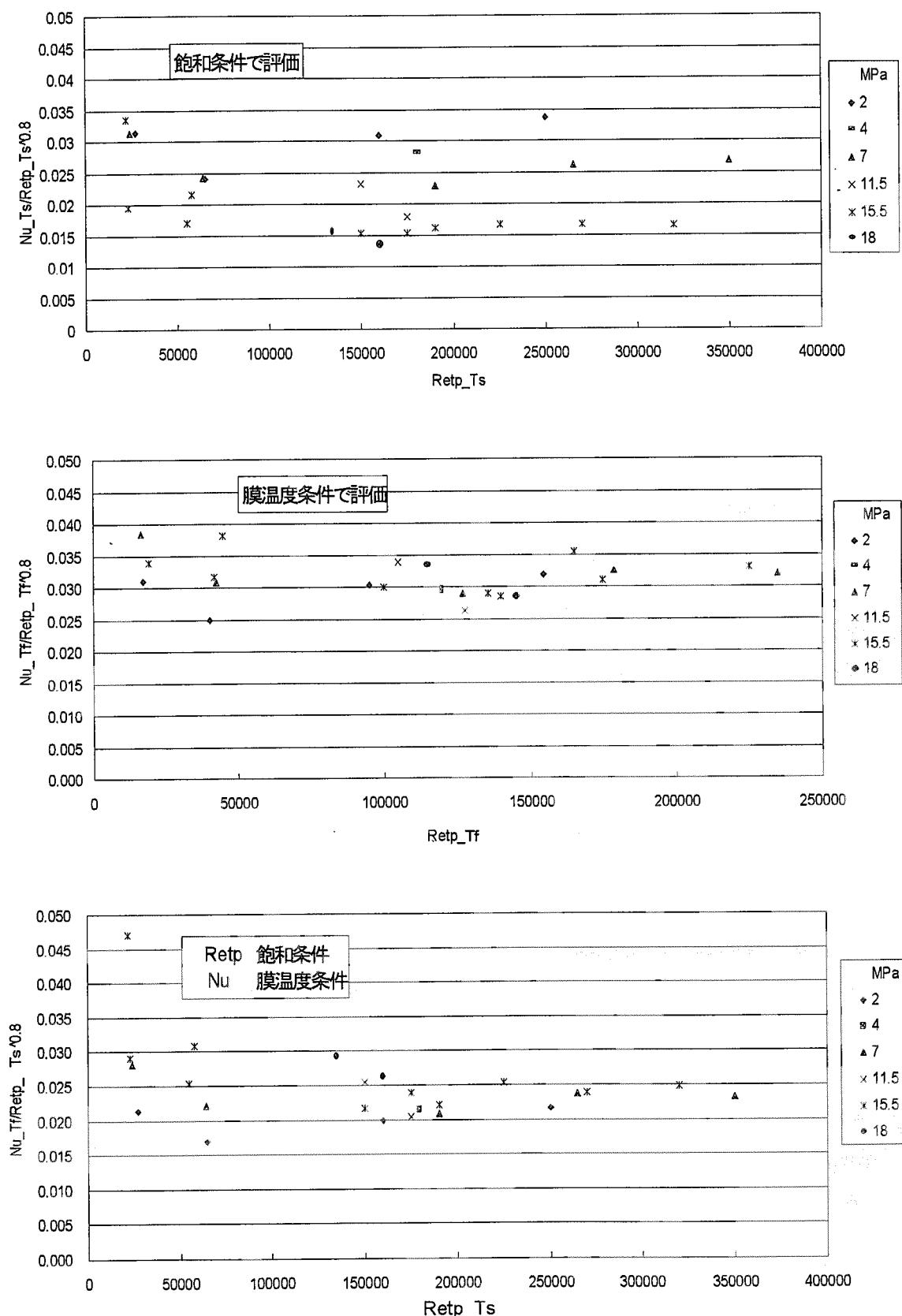
・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価  
 ・Re 数を飽和温度条件で評価

図 4.5.3 伝熱面表面過熱度とポスト C H F 熱伝達率の関係  
 (試験 10120812; 7MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)



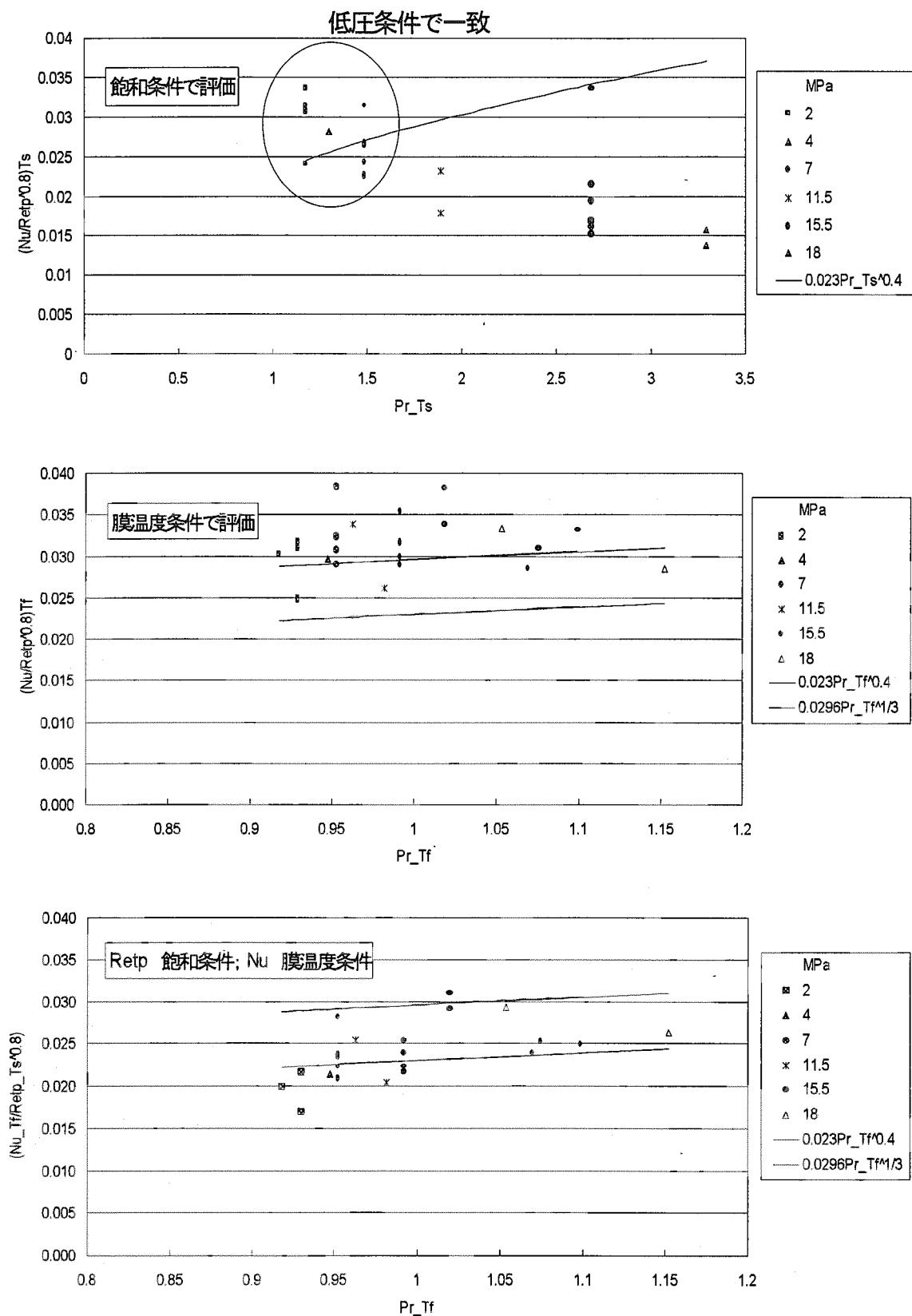
- (1) 「蒸気熱伝導率は膜温度条件」でデータのまとまり向上  
(2) 高  $\Delta T_s$  では強制対流効果が支配的

図 4.5.4  $h$  及び  $Nu$  と  $\text{Re}_{tp}$  の関係 ( $P=2 \sim 18 \text{ MPa}$ ,  $m=33 \sim 1100 \text{ kg}/\text{m}^2\text{s}$ ,  $2.9 \text{ m}$ )



→ 高Re<sub>tp</sub>では強制対流効果が支配的

図4.5.5  $Nu/Re_{tp}^{0.8}$  と  $Re_{tp}$  の関係 ( $P=2\sim18\text{MPa}$ ,  $m=33\sim1100\text{kg/m}^2\text{s}$ ,  $2.9\text{m}$ )



⇒ D-R式+Colburn式の組合せで予測性能良好

図4.5.6  $\text{Nu}/\text{Re}_{\text{tp}}^{0.8}$  と  $\text{Pr}$  の関係 ( $P=2 \sim 18 \text{ MPa}$ ,  $m=33 \sim 1100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ , 2.9m)

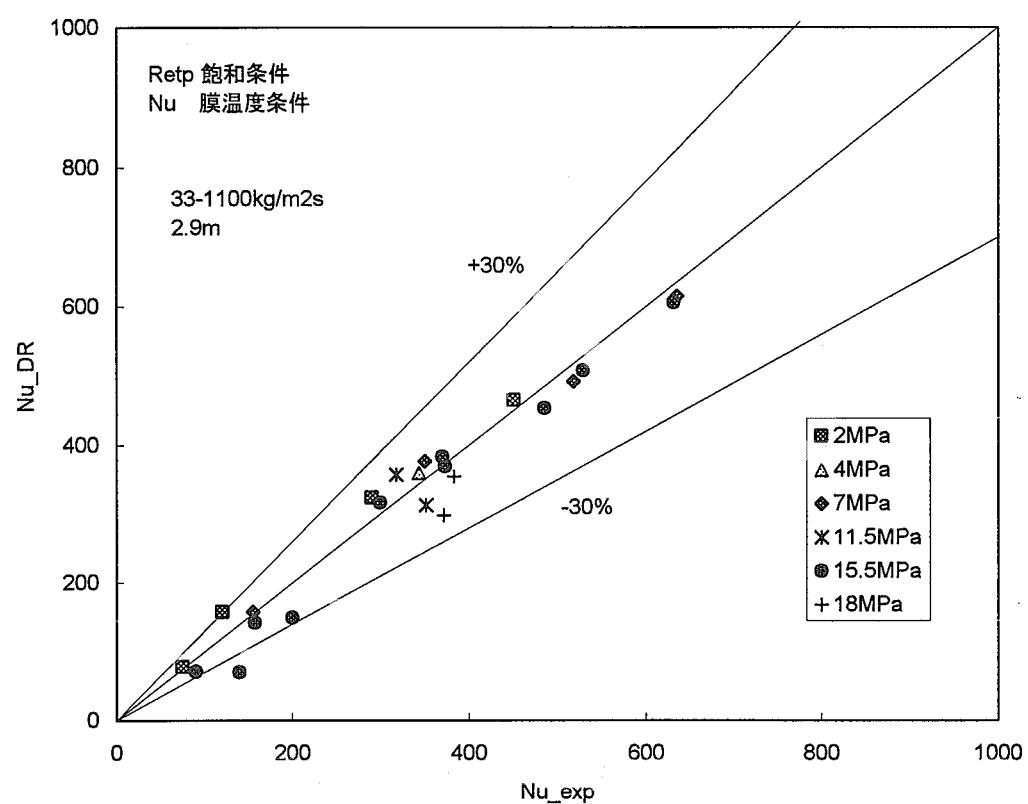


図 4.5.7 Nu 数の実験値と予測値の比較 (Re<sub>tp</sub> 飽和条件 ; Nu 膜温度条件)

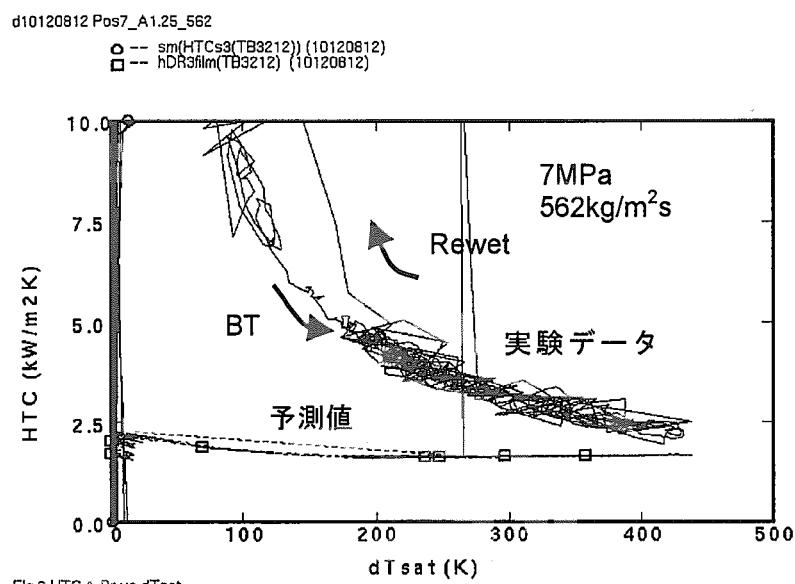
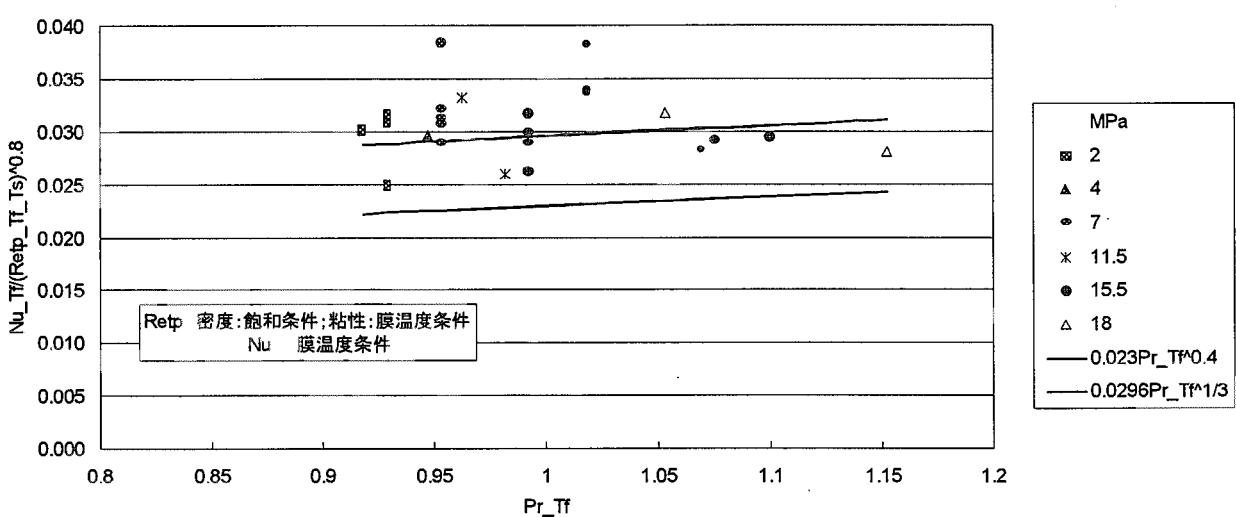


Fig.6 HTC &amp; Pr vs dTsat

- ・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
- ・Re 数：粘性係数を膜温度、密度を飽和温度で評価

図 4.5.8 (1) 伝熱面表面過熱度とポスト C HF 热伝達率の関係  
 (試験 10120812; 7MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)  
 (Re<sub>tp</sub> 密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件 ; Nu 膜温度条件)

図 4.5.8 (2)  $Nu/Re_{Tp}^{0.8}$  と  $Re_{Tp}$  の関係 (Re<sub>tp</sub> 密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件 ; Nu 膜温度条件)

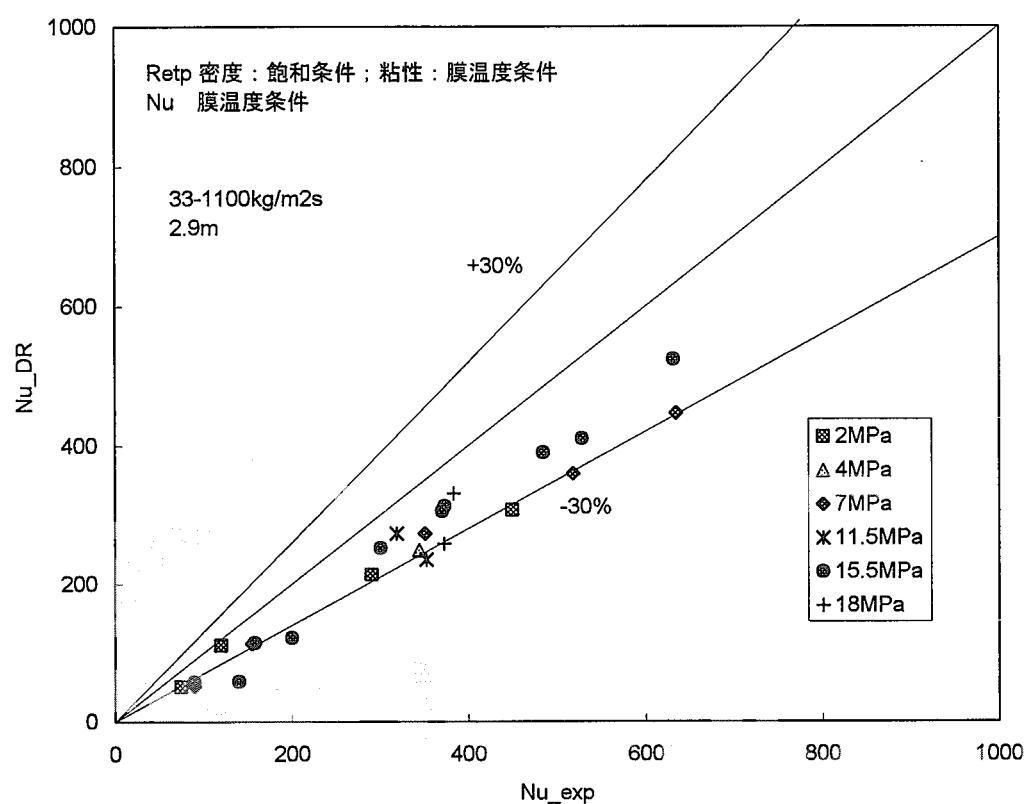


図 4.5.8 (3) Nu 数の実験値と予測値の比較  
( $Re_{tp}$  密度:飽和条件, 粘性:膜温度条件 ; Nu 膜温度条件)

$$h_{DR} = 0.023 \left( \frac{k_g}{D_e} \right) \left[ R_{eg} x \left( 1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \left( \frac{1-x}{x} \right) \right) \right]^{0.8} P_r^{0.4}$$

↓  
Slip 比 = 1 のとき、下線の項は  $\frac{1}{\alpha}$  に等しい。  
Slip 比 ≠ 1 を仮定すれば、下線の項は次式のようになる。

$$h_{DR} = 0.023 \left( \frac{k_g}{D_e} \right) \left[ R_{eg} x \left( 1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \left( \frac{1-x}{x} \right) \text{SlipRatio} \right) \right]^{0.8} P_r^{0.4}$$

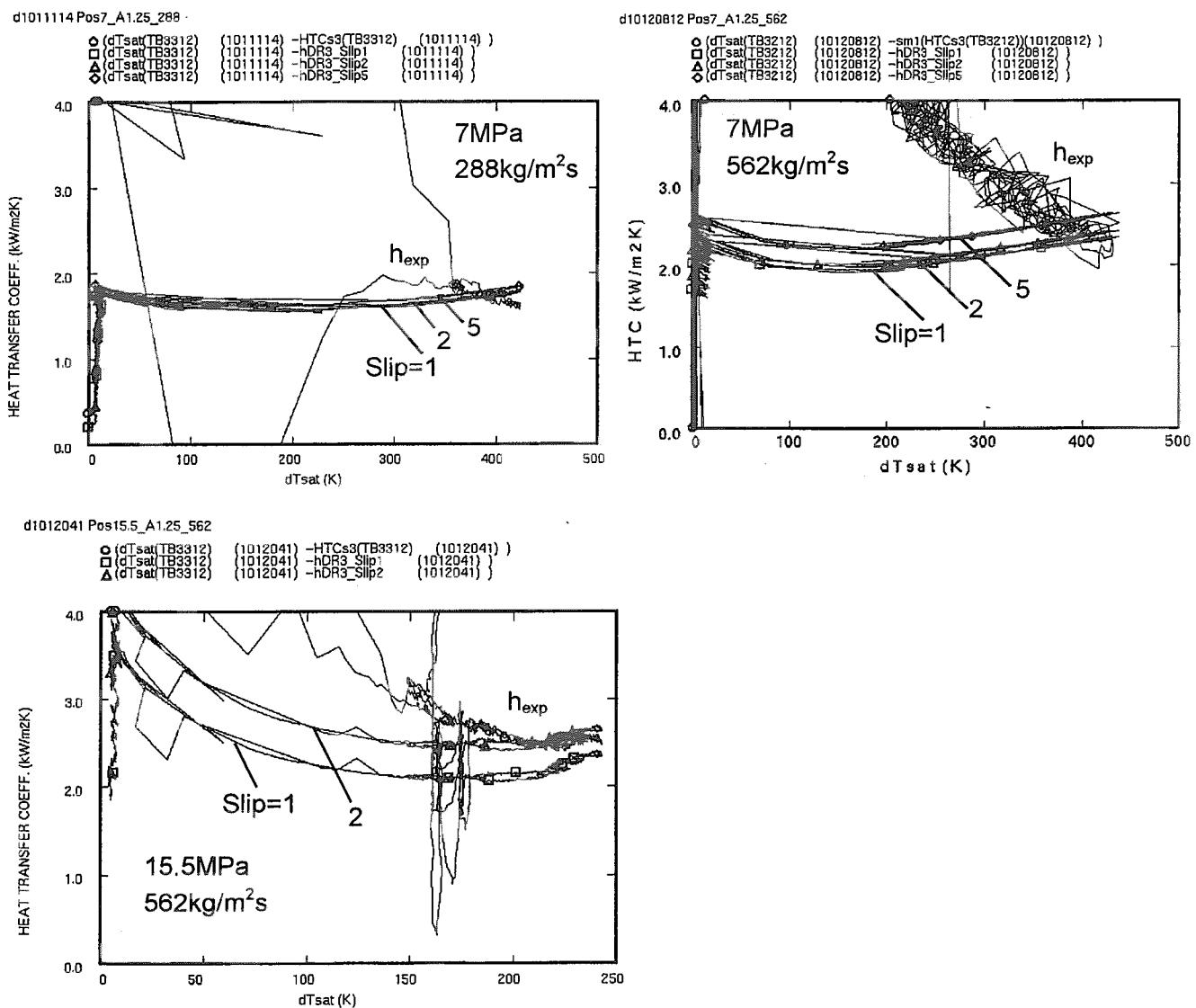
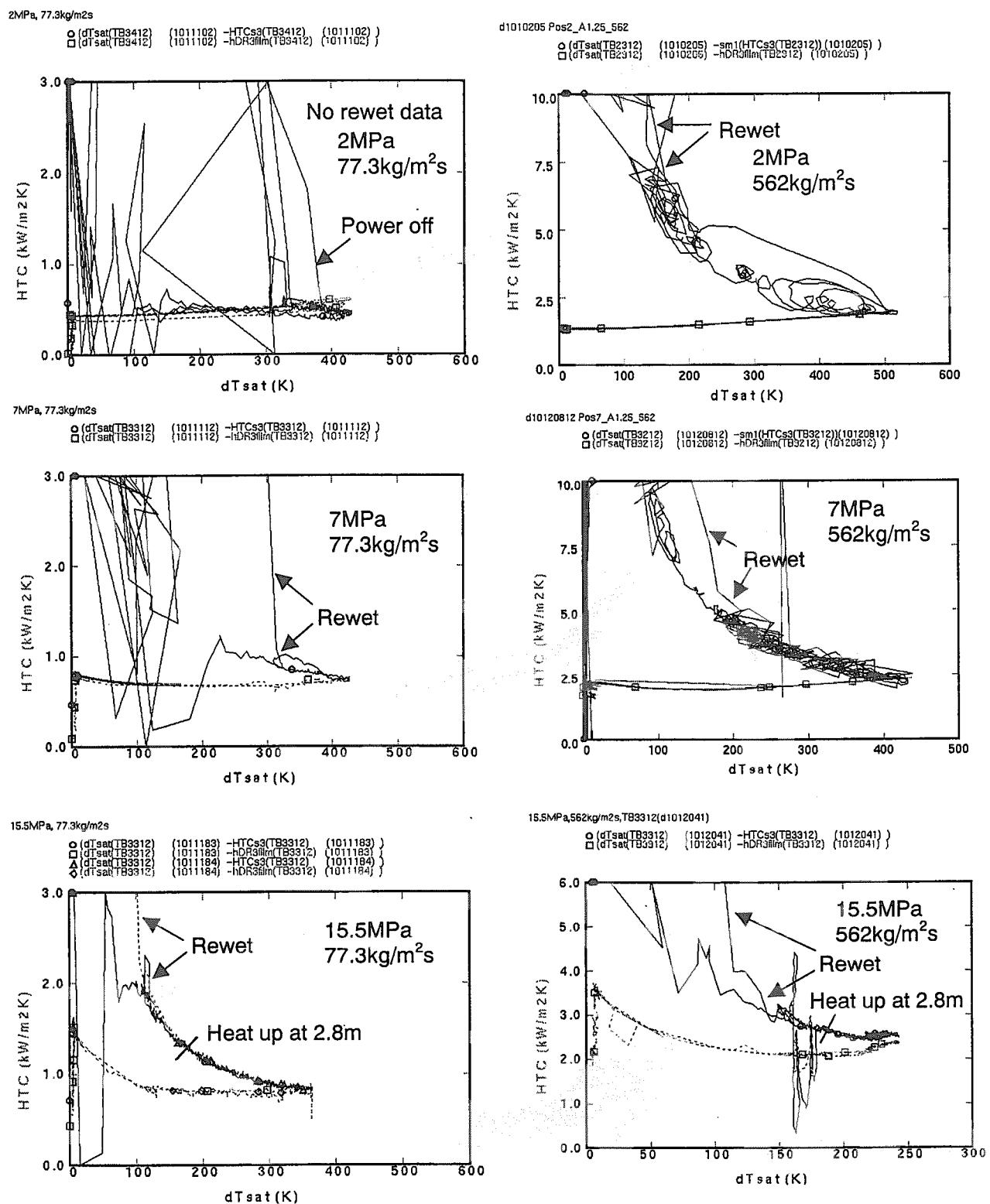
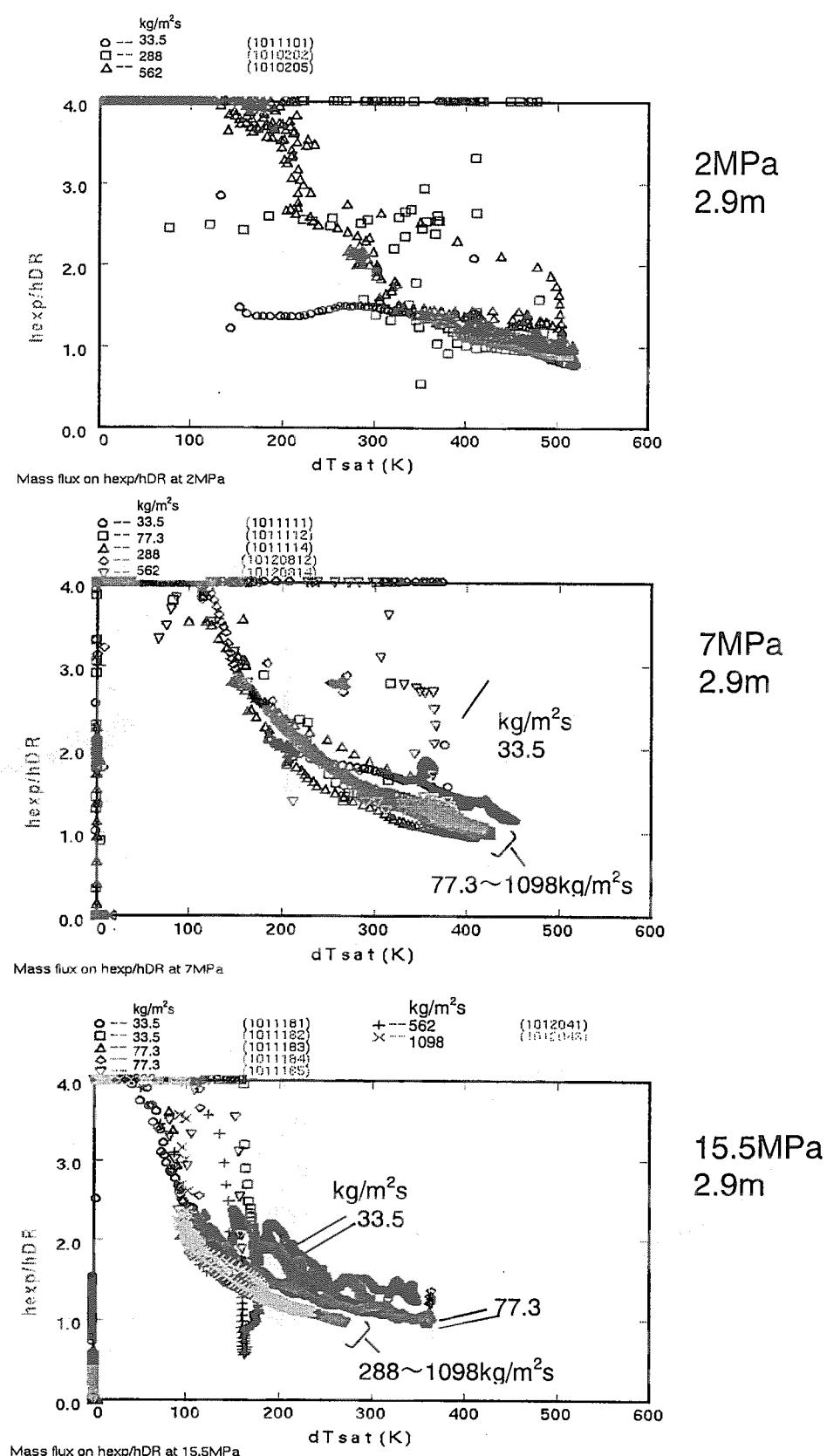


図 4.5.9 Slip 比の影響の試算 (2. 9 m)

図 4.5.10 热伝達率と過熱度の関係(2.9m) (実線=hexp; 点線=h<sub>DR</sub>)



→ 低  $dT_{sat}$  でも、高  $m (> 282 \text{ kg/m}^2\text{s})$  では、 $h_{exp}/h_{DR}$  は互いに一致 ( $m$  効果無視可能)

図 4.5.11 热伝達率と過熱度の関係 (パラメータ = 質量流束)

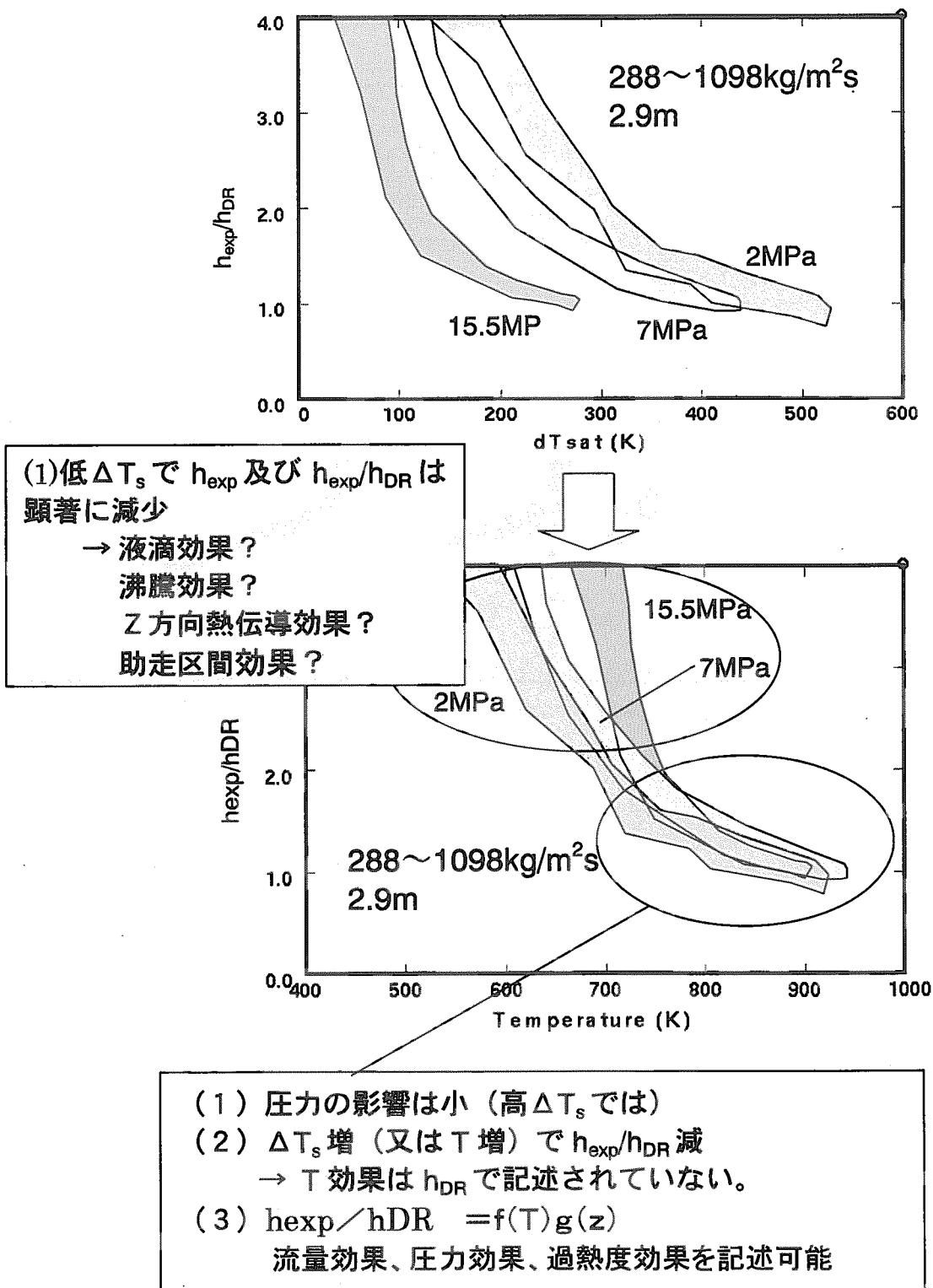


図 4.5.12 热伝達率と過熱度の関係 (パラメータ=圧力)

dTsat(TB3312) 15.5MPa, 288-1098kg/m2s

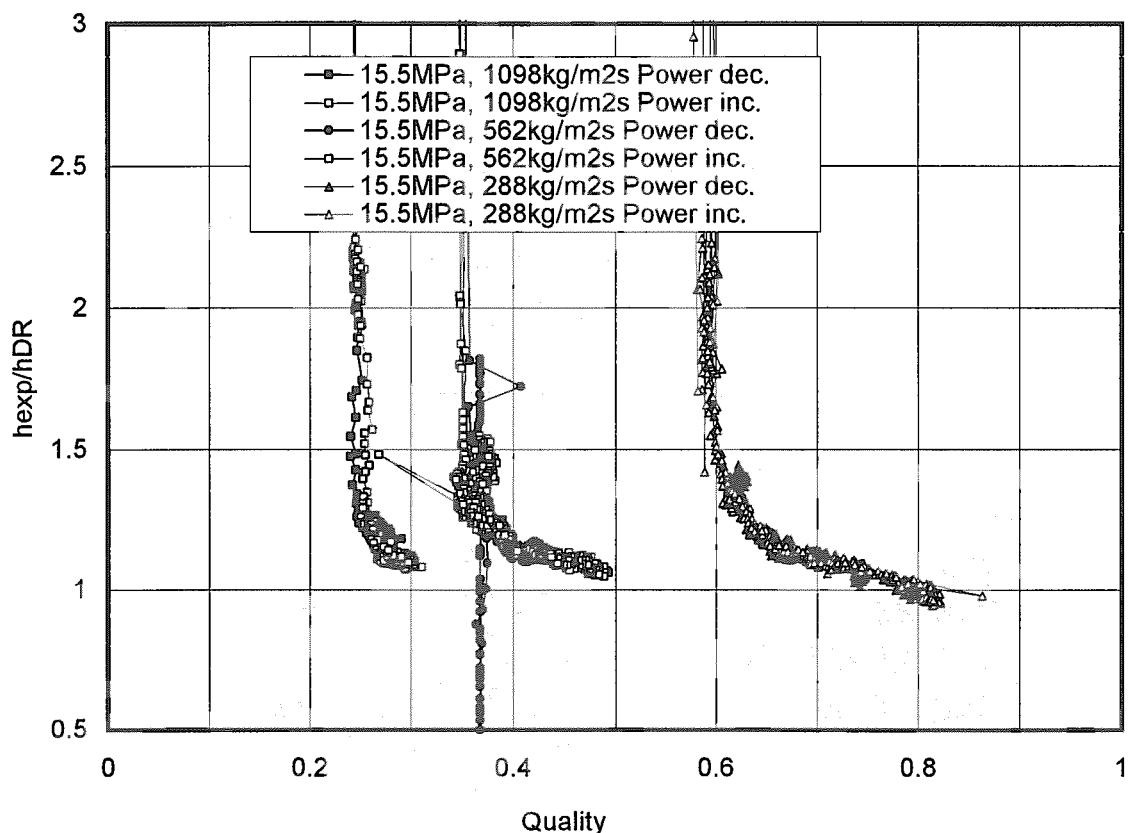


図4.5.13(1) クオリティと熱伝達率の関係(15.5MPa)

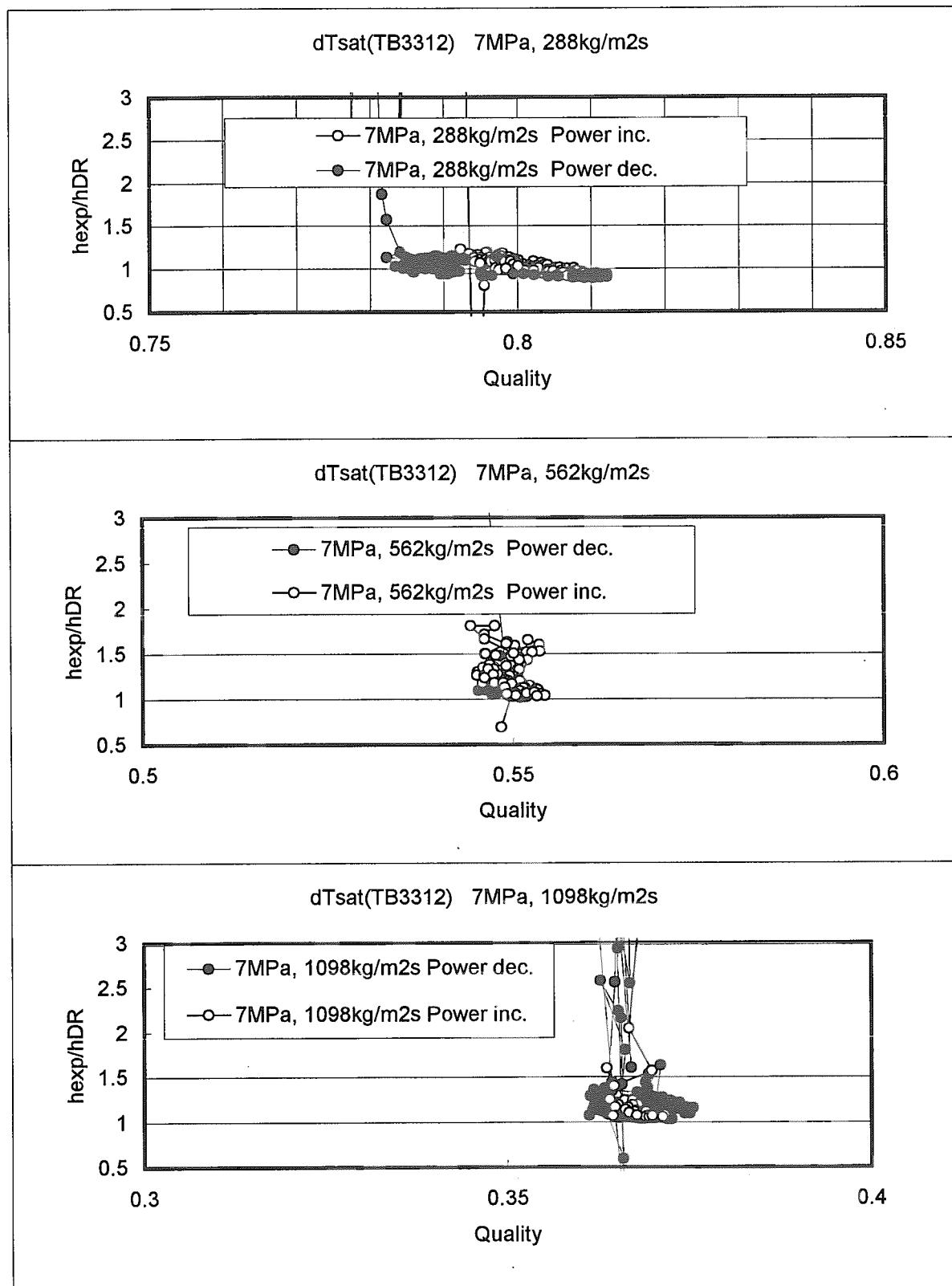


図 4.5.13 (2)

クオリティと熱伝達率の関係(7MPa)

## ● z 方向熱伝導量 :

$$q_z = -\frac{\lambda A}{\pi d} \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} = -\left(\frac{\lambda A}{\pi d}\right) \left(\frac{1}{u_r^2}\right) \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} = h_{fb} \Delta t^2 \frac{\partial^2 T}{\partial t^2}$$

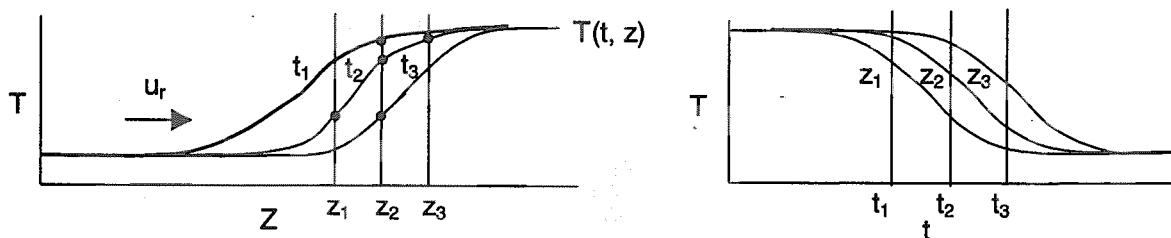
● z 方向熱伝導を考慮した熱伝達率  $h_{2D}$  :

$$q'_{in} = (-h_{2D} \pi d \Delta t^2 \frac{d^2 T}{dt^2}) - h_{2D} \pi d \Delta T = C_p \rho A \frac{dT}{dt}$$

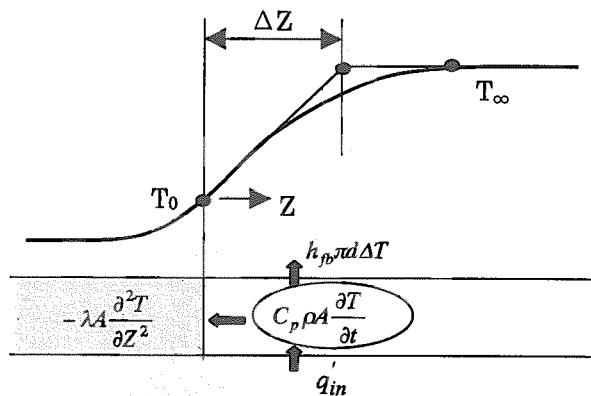
$$\Rightarrow h_{2D} = \frac{q'_{in} - C_p \rho A \frac{dT}{dt}}{\pi d \left( \Delta T - \Delta t^2 \frac{d^2 T}{dt^2} \right)}$$

●  $h_{2D}$  と  $h_{1D}$  の比 :

$$\frac{h_{2D}}{h_{1D}} = \frac{\Delta T}{\Delta T - \Delta t^2 \left( \frac{d^2 T}{dt^2} \right)} \Rightarrow \text{この式で } z \text{ 方向熱伝導効果を評価}$$

上記の式の導出に用いた仮定1. z 方向温度分布形は時間的に不変 (速度  $u_r$  で進行)

2. z 方向温度分布形は定常解で近似可能

3.  $\partial h_{fb} / \partial z = 0$ 

## 温度分布形の解 :

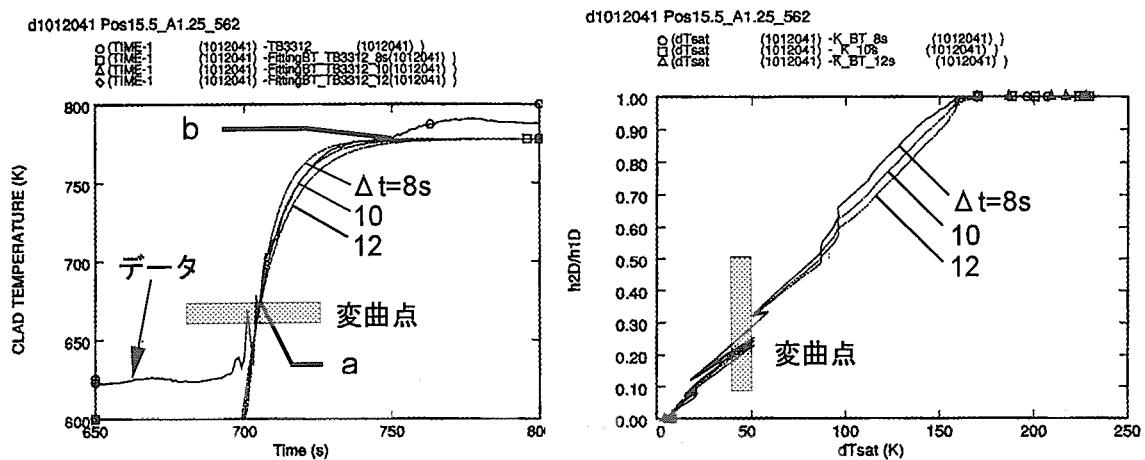
• t 固定

$$T = (T_0 - T_\infty) e^{-\frac{z}{\Delta Z}} + T_\infty; T_\infty = \frac{q'_{in}}{h_{fb} \pi d}; \Delta Z = \sqrt{\frac{\lambda A}{h_{fb} \pi d}}$$

• z 固定

$$T = (T_0 - T_\infty) e^{-\frac{t}{\Delta t}} + T_\infty$$

図 4.5.14 (1) z 方向熱伝導の影響の評価法



B-T時 ( $e^{-\frac{t}{\Delta t}}$  でフィッティング)

- $\Delta t = \sim 10s$
- $\Delta t$  は模擬燃料熱的時定数 1~3s の 3 倍以上  
→  $r$  方向熱伝導効果は無視可能

図 4.5.14 (2) ポスト CHF 熱伝達率に及ぼす  $z$  方向熱伝導効果の評価 (15.5 MPa, 562 kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)

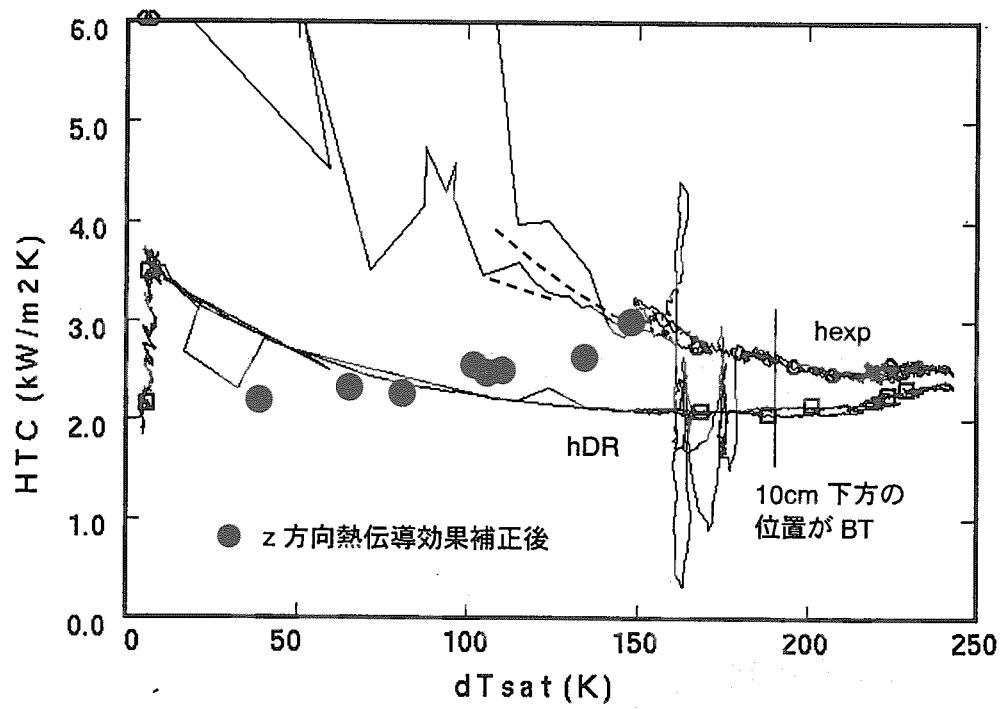
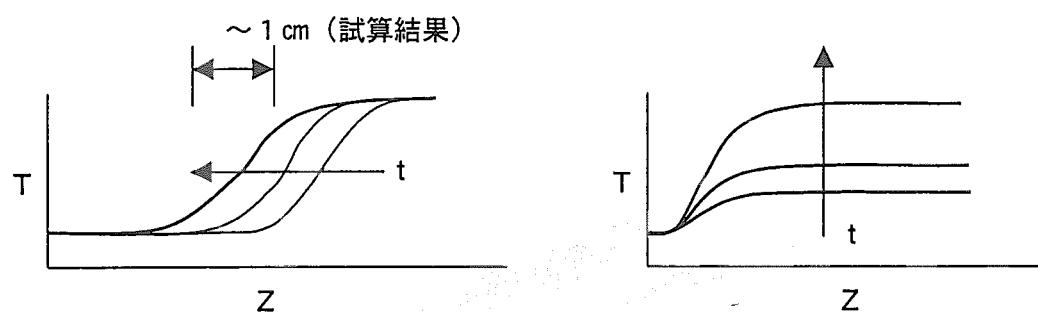


図 4.5.15 ポスト CHF 热伝達率に及ぼす  $z$  方向热伝導効果の評価結果 (15.5MPa, 562kg/m<sup>2</sup>s, 2.9m)



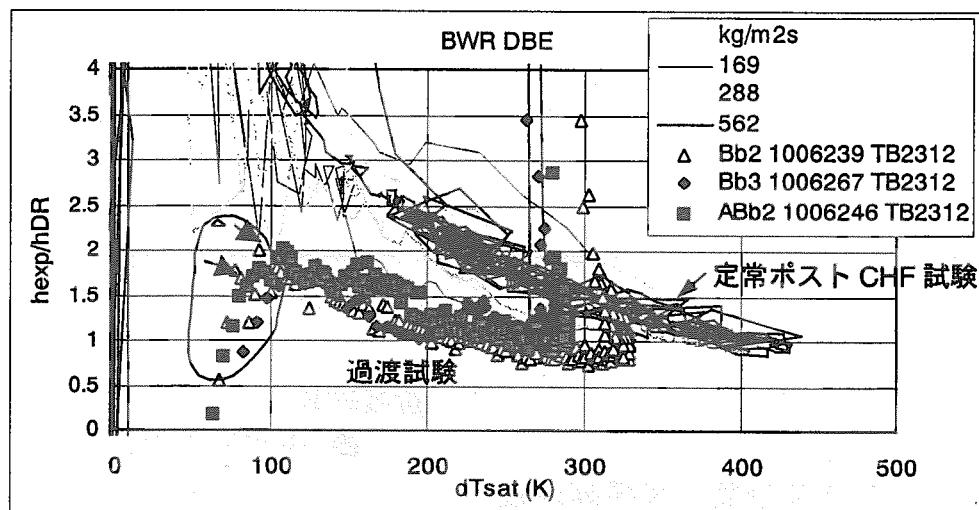
### 定常ポスト CHF 試験

- 急峻温度勾配
- $z$  方向熱伝導効果の高信頼評価には  $T_w$  分布の詳細計測が必要

### 過渡試験

- 平坦温度勾配
- $\lambda A \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \approx 0$  なので  $z$  方向熱伝導効果を無視可能

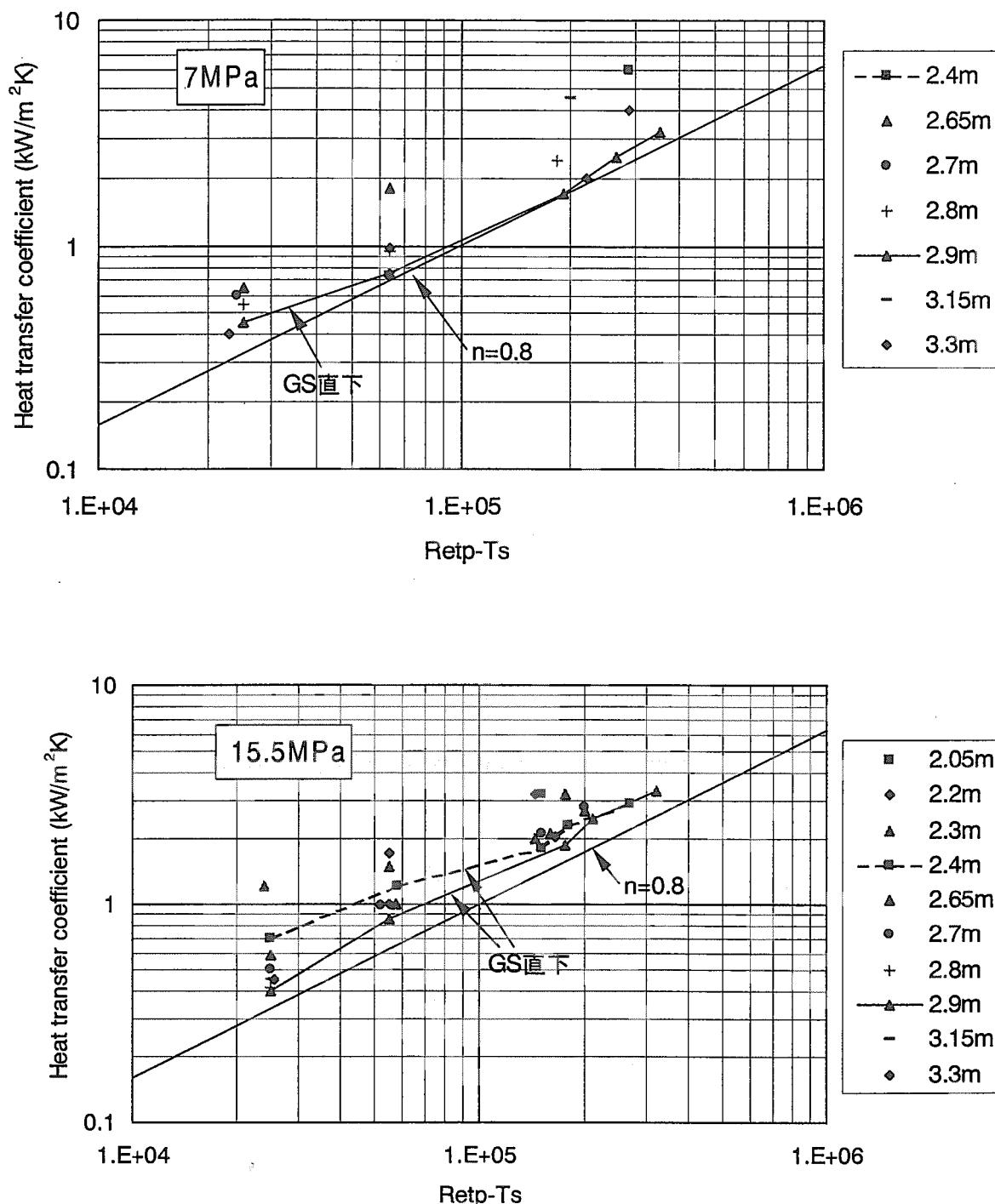
図 4.5.16 定常ポスト CHF 試験と過渡試験の温度分布（模式図）



(1) 過渡試験でも熱伝達率は  $\frac{h_{exp}}{h_{DR}} = f(dT_{sat})$

(2) 過渡試験の  $h_{exp}/h_{DR}$  は定常試験の約 2/3

図 4.5.17 ポスト CHF 熱伝達率に及ぼす z 方向熱伝導効果の評価 (過渡試験 7MPa, 2.9m)

図 4.5.18 ポスト CHF 熱伝達率に及ぼす位置の影響( $h$  と  $Re_{tp}$  の関係)

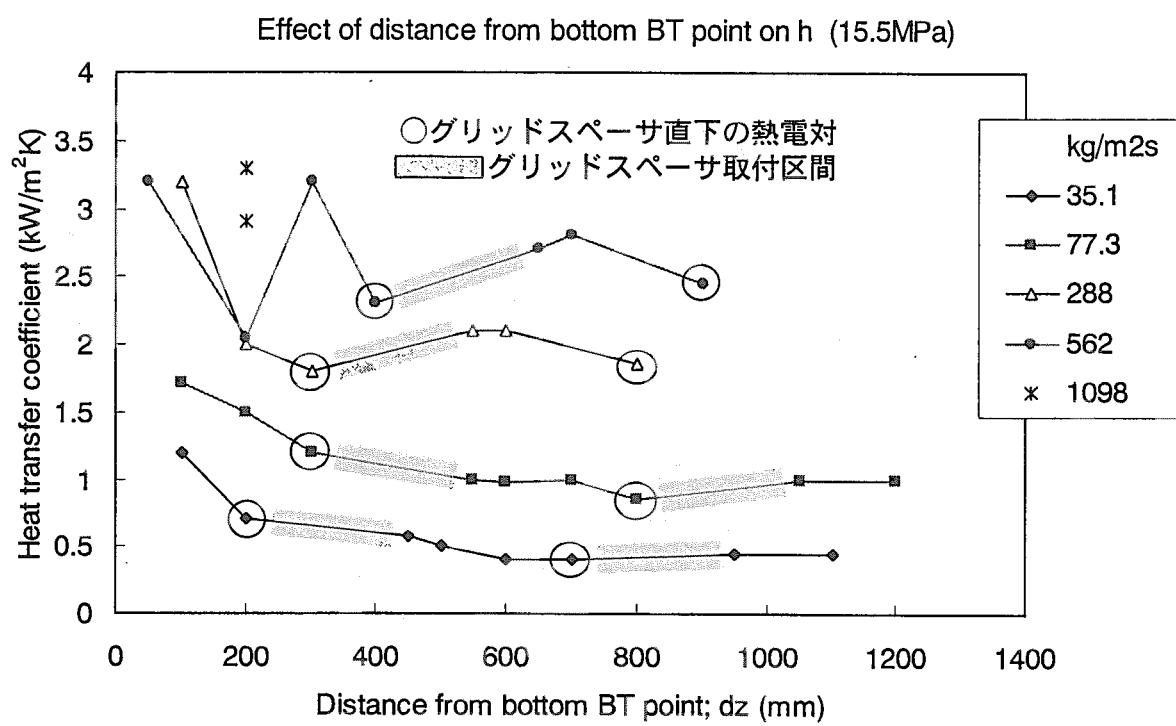
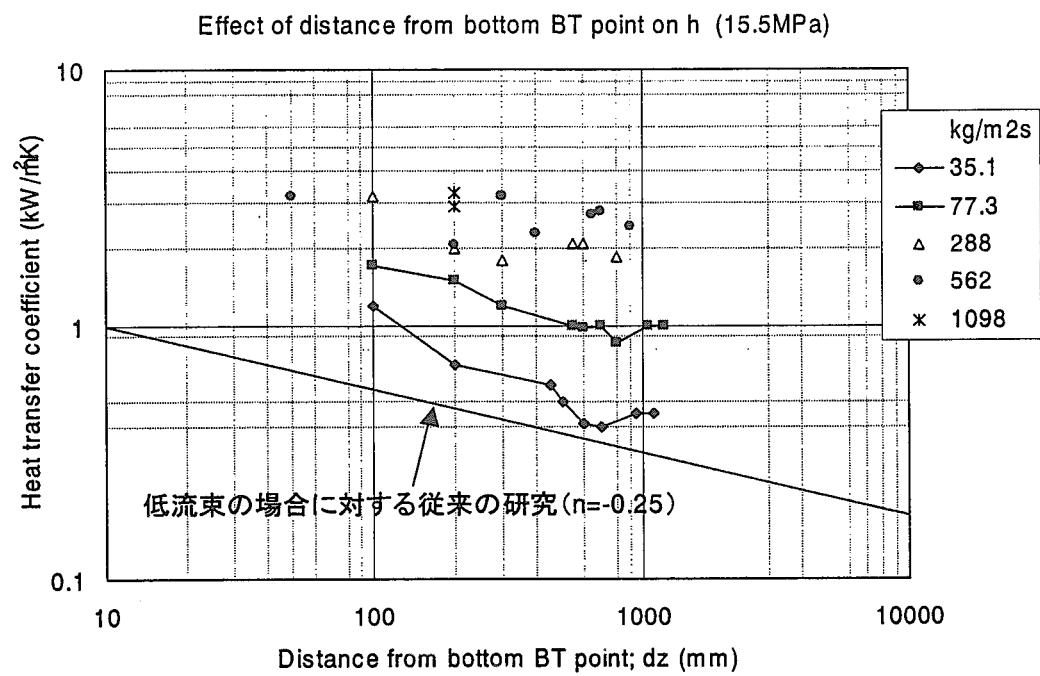


図4.5.19 ポストCHF熱伝達率に及ぼす位置の影響( $h$ とBT点からの距離の関係)



- $h$  に及ぼす  $Z$  効果は、低  $m$  条件では  $dZ_{BT}^{-0.25}$  で近似できる。
- 高  $m$  条件では、GS 位置で  $h$  は増加 (BT 多領域化と関連)

図 4.5.20 ポスト CHF 熱伝達率に及ぼす位置の影響 ( $h$  と BT 点からの距離の関係：対数軸)

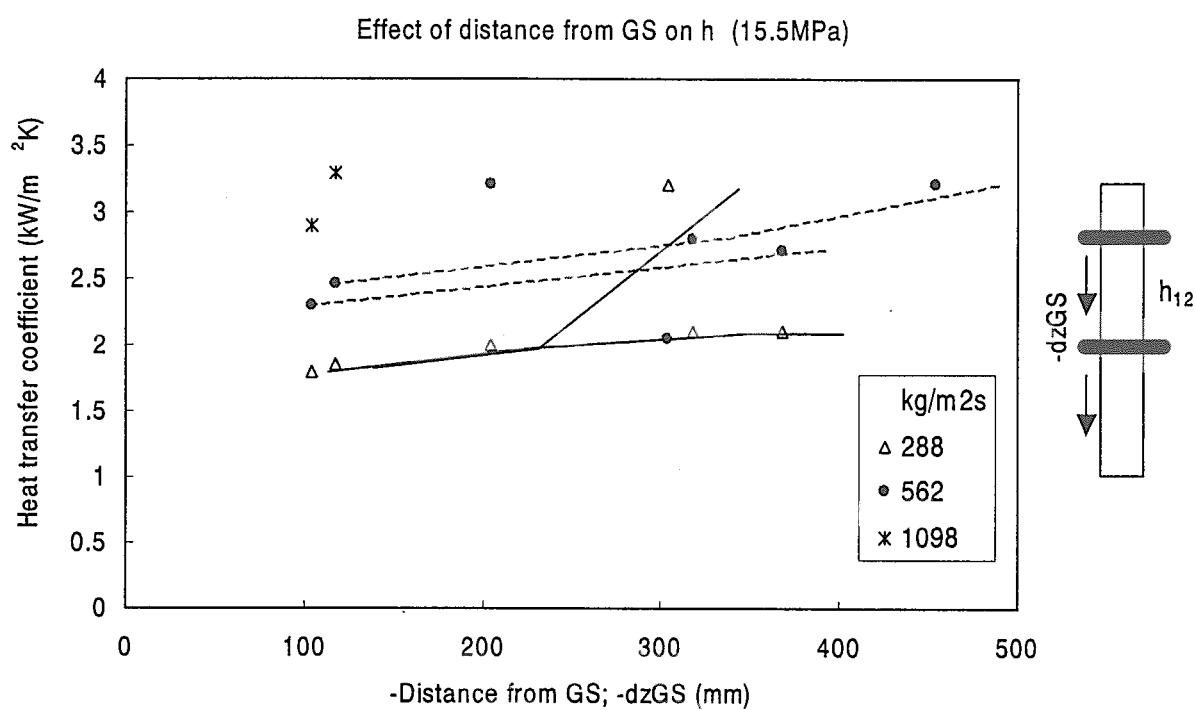


図4.5.21 热伝達率に及ぼす位置の影響  
(流量の大きい場合 :  $h$  とグリッドスペーサからの距離の関係)

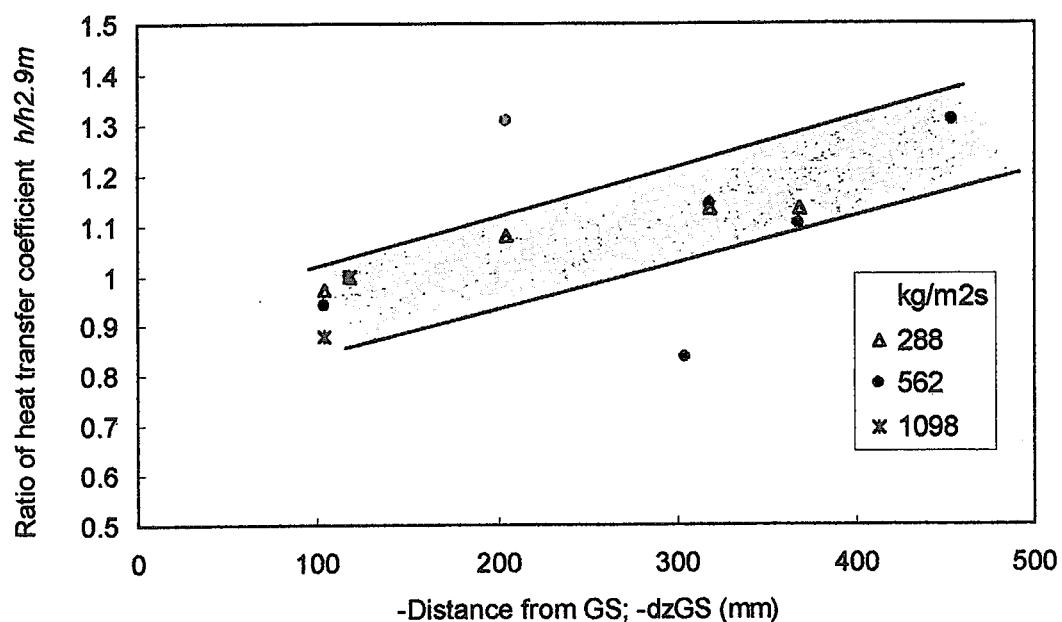


図4.5.22 热伝達率に及ぼす位置の影響

(流量の大きい場合：規格化した  $h$  とグリッドスペーサからの距離の関係)

This is a blank page.

## 国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N	m·kg/s <sup>2</sup>
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束密度	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m <sup>2</sup>
放射能	ベクレル	Bq	s <sup>-1</sup>
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 <sup>18</sup>	エクサ	E
10 <sup>15</sup>	ペタ	P
10 <sup>12</sup>	テラ	T
10 <sup>9</sup>	ギガ	G
10 <sup>6</sup>	メガ	M
10 <sup>3</sup>	キロ	k
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h
10 <sup>1</sup>	デカ	da
10 <sup>-1</sup>	デシ	d
10 <sup>-2</sup>	センチ	c
10 <sup>-3</sup>	ミリ	m
10 <sup>-6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>-9</sup>	ナノ	n
10 <sup>-12</sup>	ピコ	p
10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>-18</sup>	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表す場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

## 換算表

力	N(=10 <sup>5</sup> dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
9.80665		1	2.20462
4.44822		0.453592	1

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s}(N\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P(ポアズ)}(\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)}(\text{cm}^2/\text{s})$$

圧	MPa(=10 bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 <sup>3</sup>	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 <sup>-4</sup>	1.35951 × 10 <sup>-3</sup>	1.31579 × 10 <sup>-3</sup>	1	1.93368 × 10 <sup>-2</sup>
	6.89476 × 10 <sup>-3</sup>	7.03070 × 10 <sup>-2</sup>	6.80460 × 10 <sup>-2</sup>	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 <sup>7</sup> erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft · lbf	eV
	1	0.101972	2.77778 × 10 <sup>-7</sup>	0.238889	9.47813 × 10 <sup>-4</sup>	0.737562	6.24150 × 10 <sup>18</sup>
9.80665		1	2.72407 × 10 <sup>-6</sup>	2.34270	9.29487 × 10 <sup>-3</sup>	7.23301	6.12082 × 10 <sup>19</sup>
3.6 × 10 <sup>6</sup>	3.67098 × 10 <sup>5</sup>	1	8.59999 × 10 <sup>4</sup>	3412.13	2.65522 × 10 <sup>6</sup>	2.24694 × 10 <sup>25</sup>	
4.18605	0.426858	1.16279 × 10 <sup>-6</sup>	1	3.96759 × 10 <sup>-3</sup>	3.08747	2.61272 × 10 <sup>19</sup>	仕事率 1 PS(仏馬力)
1055.06	107.586	2.93072 × 10 <sup>-4</sup>	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 <sup>21</sup>	= 75 kgf·m/s
1.35582	0.138255	3.76616 × 10 <sup>-7</sup>	0.323890	1.28506 × 10 <sup>-3</sup>	1	8.46233 × 10 <sup>18</sup>	= 735.499 W
1.60218 × 10 <sup>-19</sup>	1.63377 × 10 <sup>-20</sup>	4.45050 × 10 <sup>-26</sup>	3.82743 × 10 <sup>-20</sup>	1.51857 × 10 <sup>-22</sup>	1.18171 × 10 <sup>-19</sup>	1	

$$1 \text{ cal} = 4.18605 \text{ J(計量法)}$$

$$= 4.184 \text{ J(熱化学)}$$

$$= 4.1855 \text{ J(15 °C)}$$

$$= 4.1868 \text{ J(国際蒸気表)}$$

$$\text{仕事率 } 1 \text{ PS(仏馬力)}$$

$$= 75 \text{ kgf·m/s}$$

$$= 735.499 \text{ W}$$

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10 <sup>-11</sup>
3.7 × 10 <sup>10</sup>	1	

吸収線量	Gy	rad
	1	100
0.01	1	

照射線量	C/kg	R
	1	3876
2.58 × 10 <sup>-4</sup>	1	

線量当量	Sv	rem
	1	100
0.01	1	

(86年12月26日現在)

BWR定常ボストCHF試験結果 — 限界熱流束及びボストCHF熱伝達率 — (歴記研究)

R100  
古紙配合率100%  
白色度70%再生紙を使用しています