

JAERI - M
92-150

PWR-LOCAにおける低流速二相流
に関する研究

1992年10月

大貫 晃

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

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 印刷 いばらき印刷(株)

PWR-LOCAにおける低流速二相流に関する研究

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

大貫 晃

(1992年9月3日受理)

本研究では、加圧水型炉(PWR)の冷却材喪失事故(LOCA)時の熱水力挙動を二流体モデルに基づく最適予測コードにより高精度に予測する際、その予測精度に問題のある低流速の二相流に関する課題を取り上げ、研究を行った。その課題とは、

- ① LOCA時再冠水期における炉心内半径方向出力分布に起因する高出力燃料集合体での熱伝達促進現象の多次元最適予測コードによる予測、
- ② 従来燃料棒径の太い15×15型模擬燃料集合体により開発された再冠水期炉心内熱水力モデルの17×17型実燃料集合体への適用性の評価、及び
- ③ ホットレグ内対向流制限現象のメカニズムの把握と流路スケール効果の解明、並びに実炉スケールにまで適用可能なモデルの開発、であった。

本研究では、これらの課題に取り組み、以下の結論を得た。

- (1) 半径方向出力分布に起因する熱伝達促進現象に対しては、まず同現象を解析する際に必要となる液流速効果を考慮した燃料集合体内膜沸騰熱伝達モデルを開発した。そして、このモデルを組み込んだ多次元最適予測コードREFLA/TRACにより大型再冠水平板炉心試験での熱伝達促進現象を解析し、同現象が炉心内循環流により生じていることを定性的に示すことができた。また、開発したモデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測するためには、クエンチフロントより上での流動の予測の改善、及び多次元流動下においても開発したモデルが適用できるか否かを把握する必要のあることがわかった。
- (2) 従来の再冠水期炉心内熱水力モデルの17×17型実燃料集合体への適用性の評価に対しては、15×15型模擬燃料集合体に対する各モデルの誤差範囲内で17×17型実燃料集合体に対しても適用可能であることがわかった。
- (3) ホットレグ内対向流制限現象の問題に対しては、ホットレグの水平管と傾斜管とをつなぐベンド部近傍で主要な落水制限が起り、流路内径が大きくなるほどベンド部近傍傾斜管内での落水制限の弱くなることがわかった。また、実炉スケールにまで適用可能な二流体モデルのための界面せん断力モデルを開発した。

Study of Two-phase Flow under Low Velocity in PWR-LOCA

Akira OHNUKI

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

(Received September 3, 1992)

This study considers the following subjects related to two-phase flow under low velocity during a loss-of-coolant accident (LOCA) in a pressurized water reactor (PWR), the phenomena in the subjects which have not been predicted with good accuracy by best-estimate codes based on two-fluid model:

- ① Prediction of the heat transfer enhancement in high power bundle due to radial power profile during reflood phase by a multi-dimensional best-estimate code,
- ② Evaluation of the applicability of previous core thermal-hydraulic models during reflood phase to 17×17 type fuel assemblies, the models which have been developed for 15×15 type fuel assemblies and
- ③ Physical understanding of mechanism for countercurrent gas-liquid flow limitation in hot leg including scale effect and the development of model for the phenomenon, the model which is applicable to an actual reactor.

The following conclusions are obtained from this study:

- (1) For the subject related to the heat transfer enhancement, the film boiling heat transfer model in rod bundle considering the effect of liquid flow rate was developed, the model which is considered to be necessary to analyze the phenomenon. The heat transfer enhancement observed in Slab Core Test Facility was analyzed by the multi-dimensional best-estimate code, REFLA/TRAC, with the model and the phenomenon was revealed qualitatively to be caused by a two-phase flow

circulation in core. In order to predict the heat transfer enhancement quantitatively, it is necessary to improve the prediction of hydraulic behavior above quench front by the code and it should examine whether the developed heat transfer model can apply under multi-dimensional hydraulic surroundings or not.

- (2) For the subject related to the applicability of previous core thermal-hydraulic models to 17×17 type fuel assemblies, it was confirmed that the models can apply to the 17×17 type fuel assembly within the error band as for 15×15 type fuel assemblies.
- (3) For the subject related to the countercurrent gas-liquid flow limitation in hot leg, a dominant flow limitation is occurred near the bend connecting a horizontal flow path with an inclined riser of hot leg and the flow limitation in the inclined riser near the bend becomes weaker for larger scale flow path. An interfacial friction model for two-fluid model codes was developed, the model which can apply to a full-scale hot leg.

Keywords: Reactor Safety, Loss-of-coolant, PWR, Two-phase Flow, Reflood, Heat Transfer, Void Fraction, Quench, Two-fluid Model, Countercurrent Flow

目 次

1. 序 論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 従来の研究	3
1.2.1 膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果	3
1.2.2 半径方向出力分布による熱伝達促進現象	3
1.2.3 17×17型実燃料集合体における再冠水期熱水力挙動	4
1.2.4 ホットレグ内対向流制限現象の研究	5
1.3 本研究の目的	6
1.4 本論文の構成と概要	6
2. 液流速効果を考慮した燃料集合体内膜沸騰熱伝達モデルの開発	9
2.1 実 験	9
2.2 典型的な実験結果	10
2.3 膜沸騰熱伝達モデルの開発	11
2.3.1 村尾・杉本の式との比較	11
2.3.2 村尾・杉本の式の改良	12
2.3.3 改良相関式の評価	13
2.4 本章の結論	14
3. 半径方向出力分布による再冠水期熱伝達促進現象の解析	25
3.1 序	25
3.2 熱伝達促進に関する実験結果と2章でのモデルとの比較	25
3.2.1 実 験	25
3.2.2 炉心内二次元熱水力挙動の結果	26
3.2.3 2章でのモデルとの比較	27
3.3 REFLA/TRACコードによる熱伝達促進現象の解析	27
3.4 本章の結論	30
4. 15×15型燃料集合体で得られた再冠水期熱水力モデルの17×17型 実燃料集合体への適用性	43
4.1 序	43
4.2 実 験	43
4.3 集合体形式の違いに関する評価	44
4.3.1 典型的な実験結果	44
4.3.2 2章で得た熱伝達率相関式の適用性評価	45

4.3.3	村尾・井口のボイド率相関式の適用性評価	46
4.3.4	4.3節のまとめ	47
4.4	支持構造の違いに関する評価	47
4.4.1	典型的な実験結果	47
4.4.2	クエンチフロントの進行に関する考察	49
4.4.3	評価モデル(BM)条件における被覆管最高温度(PCT)の評価	50
4.4.4	4.4節のまとめ	51
4.5	燃料棒構造の違いに関する評価	52
4.5.1	被覆管材質効果に対する典型的な実験結果	52
4.5.2	被覆管材質効果に対するREFLA/TRACコードの適用性評価	52
4.5.3	ギャップ効果の評価	53
4.5.4	4.5節のまとめ	54
4.6	本章の結論	54
5.	ホットレグ内対向流制限現象のスケール効果	75
5.1	序	75
5.2	スケール効果に関する小型実験	75
5.2.1	実験	75
5.2.2	実験結果	76
5.2.3	実験相関式の開発	77
5.3	小型実験による実験相関式と実炉スケールでのデータとの比較	79
5.4	落水流量予測モデルによるスケール効果の評価	80
5.4.1	落水流量予測モデルの開発	80
5.4.2	スケール効果の評価	83
5.5	本章の結論	85
6.	ホットレグ内対向流制限に対する二流体モデルコードのための 界面せん断力モデルの開発	102
6.1	序	102
6.2	TRACコードによる予備解析	102
6.3	界面せん断力モデルの開発	104
6.4	本モデルの適用性評価	107
6.5	本章の結論	108
7.	結 論	115
	謝 辞	116
	参考文献	118
	記号表	123
	付録A エネルギーバランスの評価方法	126

付録B	グリッドスペーサのKファクターの測定	128
付録C	水平管内対向層状流でのモーメントムバランス	130
付録D	ボイド率相関式と等価な界面せん断力の関係式の導出	134

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background of This Study	1
1.2 Previous Studies	3
1.2.1 Effect of Liquid Flow Rate on Film Boiling Heat Transfer	3
1.2.2 Heat Transfer Enhancement Due to Radial Power Profile	3
1.2.3 Thermal-hydraulic Behavior in 17×17 Type Fuel Assembly During Reflood	4
1.2.4 Study of Countercurrent Gas-liquid Flow Limitation in Hot Leg	5
1.3 Objectives of This Study	6
1.4 Structure and Outline of This Study	6
2. Development of Film Boiling Heat Transfer Model in Rod Bundle Considering Effect of Liquid Flow Rate	9
2.1 Experiment	9
2.2 Typical Experimental Results	10
2.3 Development of Film Boiling Heat Transfer Model	11
2.3.1 Comparison with Murao-Sugimoto Correlation	11
2.3.2 Improvement of Murao-Sugimoto Correlation	12
2.3.3 Assessment of Modified Correlation	13
2.4 Conclusion of This Chapter	14
3. Analysis of Heat Transfer Enhancement Due to Radial Power Profile During Reflood	25
3.1 Introduction	25
3.2 Comparison Between Experimental Results Related to Heat Transfer Enhancement and Heat Transfer Model in Chapter 2 ..	25
3.2.1 Experiment	25
3.2.2 Experimental Results of Two-dimensional Thermal- hydraulic Behavior in Core	26
3.2.3 Comparison with Heat Transfer Model in Chapter 2	27
3.3 Analysis of Heat Transfer Enhancement with REFLA/TRAC Code .	27
3.4 Conclusion of This Chapter	30
4. Applicability of Core Thermal-hydraulic Models During Reflood for 15×15 Type Fuel Assembly to 17×17 Type Fuel Assembly	43

4.1	Introduction	43
4.2	Experiment	43
4.3	Effect of Rod Bundle Configuration	44
4.3.1	Typical Experimental Results	44
4.3.2	Applicability of Heat Transfer Model in Chapter 2	45
4.3.3	Applicability of Murao-Iguchi Void Fraction Model	46
4.3.4	Summary of Section 4.3	47
4.4	Effect of Grid Spacer Type	47
4.4.1	Typical Experimental Results	47
4.4.2	Examination on Quench Front Propagation	49
4.4.3	Discussion on Peak Clad Temperature Under Evaluation Model Condition	50
4.4.4	Summary of Section 4.4	51
4.5	Effect of Rod Configuration	52
4.5.1	Typical Experimental Results for Effect of Cladding Material	52
4.5.2	Applicability of REFLA/TRAC Code for Effect of Cladding Material	52
4.5.3	Effect of Gap Between Cladding and Fuel Pellet	53
4.5.4	Summary of Section 4.5	54
4.6	Conclusion of This Chapter	54
5.	Scale Effect on Countercurrent Gas-liquid Flow Limitation in Hot Leg	75
5.1	Introduction	75
5.2	Small Scale Experiment to Investigate Scale Effect	75
5.2.1	Experiment	75
5.2.2	Experimental Results	76
5.2.3	Development of Empirical Correlation	77
5.3	Comparison Between Empirical Correlation by Small Scale Experiment and Full Scale Data	79
5.4	Evaluation of Scale Effect by Model to Predict Running Back Water Flow Rate	80
5.4.1	Development of Model to Predict Running Back Water Flow Rate	80
5.4.2	Evaluation of Scale Effect	83
5.5	Conclusion of This Chapter	85

6. Development of Interfacial Friction Model for Two-fluid Model Code Against Countercurrent Gas-liquid Flow Limitation in Hot Leg	102
6.1 Introduction	102
6.2 Preliminary Analysis with TRAC Code	102
6.3 Development of Interfacial Friction Model	104
6.4 Verification of This Model	107
6.5 Conclusion of This Chapter	108
7. Conclusions	115
Acknowledgment	116
References	118
Nomenclature	123
Appendix A Evaluation Method of Energy Balance	126
Appendix B Measurement of K Factor of Grid Spacer	128
Appendix C Momentum Balance Under Countercurrent Stratified Flow in Horizontal Flow Path	130
Appendix D Derivation of Equivalent Interfacial Friction Relation from Void Fraction Correlation	134

1. 序 論

1. 1 研究の背景

原子力発電所の設置や施設の変更に際しては、公衆の安全を確保するため、国で定められた「安全評価指針」に従い、異常状態、すなわち運転時の異常な過渡変化及び事故を想定し、その解析を行うことにより原子力発電所の安全設計の妥当性を確認している。安全評価で想定している事故のうち、原子炉にとってもっとも厳しいものの一つに冷却材喪失事故(LOCA)がある。

軽水炉、特に加圧水型炉(PWR)のLOCAに関する熱水力学的研究は、セミスケールECCS実験⁽¹⁾やTMI事故⁽²⁾を契機に重要性が再認識され、現在までに数多くの実験的及び解析的な研究がなされてきた⁽³⁾⁽⁴⁾。実験的な研究の中には、実炉で起こりうる現象をより良く理解し、非常用炉心冷却系(ECCS)の有効性を確認するとともに現行の安全評価手法の妥当性を実証するための大型試験装置による研究も行われた。⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾ 一方、解析的な面では、当初作成された保守的な仮定に基づいた評価モデル(EM)コードから、その後の各種実験による現象理解の蓄積と解析技術の進展により、物理現象をより忠実にモデル化(BE)した最適予測コードの開発が進められてきた⁽³⁾⁽⁴⁾。最適予測コードの開発目的は、実炉でのLOCAを高精度に予測し、安全余裕を定量的に評価することにあった。

PWRのLOCA解析は、配管の破断口径の違いにより大きく大破断LOCA解析及び小破断LOCA解析に分けられる。従来の実験的な研究によりわかってきた各LOCA時に現れる熱水力学解析上の重要な現象を表1.1に示す。⁽³⁾⁽⁴⁾ 破断口での臨界流及び液のフラッシングはPWRシステム内の圧力を決めており、ECCSの作動時期、炉心露出の時期、炉心の熱伝達等を予測する上で重要な現象である。炉心内の熱水力学現象に関しては、特に炉心が露出した場合の膜沸騰熱伝達率の予測が重要であり、熱伝達率と密接に関係するボイド率の予測も重要となる。次に対向流に関しては、大破断LOCAの場合は再冠水開始の時期に影響するダウンカムでの対向流が、小破断LOCAの場合は炉心のフロスレベルに影響するホットレグ、蒸気発生器細管内及び加圧器サージラインでの対向流の予測が重要となる。大破断LOCAについてはその他に、コールドレグでの蒸気凝縮がECCS注入水の水温及びECCS注入水のダウンカム内への流量に影響し、また炉心から蒸気発生器への液のキャリーオーバー特性の予測は、蒸気閉塞効果を定量化する上で重要視されている。小破断LOCAについてはその他に、ループシール部での水力挙動が炉心の露出時期を予測する上で重要な現象となる。

最適予測コードにより両LOCA解析を高精度に予測する場合、これらの各現象を精度良く予測する必要がある。従来行われてきた解析によれば、臨界流のような高速な二相流現象は熱的非平衡が顕著でなければ予測精度の高いことがわかっている。⁽⁸⁾ しかしながら、炉心内の熱水力学現象、特に大破断LOCA再冠水期に対しては、その予測精

度の悪いことが指摘されている。⁽⁸⁾⁽⁹⁾ 大破断LOCAの場合、従来のEMコードによる解析によれば被覆管の最高温度は再冠水期に現れると推定されており⁽⁴⁾、燃料棒の健全性を保証する上で予測精度の改善が必要である。また、対向流に対する予測精度も悪いことが指摘されている。⁽⁸⁾ 表1.1に示したその他の現象に対しては、各現象を個別に評価した例は少なく、予測精度の把握が望まれている。

上述した再冠水期の炉心内熱水力現象及び対向流現象といった、比較的低流速 (U_l : 数10cm/s以下、 U_g : 約10m/s以下) の二相流に対する最適予測コードの予測精度向上に関する研究は近年になり行われてきた。秋本らによる再冠水期炉心内熱水力現象に対するTRAC-PF1コードの予測精度向上に関する研究⁽¹⁰⁾は代表的なものであり、改良されたコードはREFLA/TRACと呼ばれている。しかしながら、秋本らが改良に使用したモデルは比較的小規模な模擬実験で得られたものであり、日本原子力研究所(原研)での大型再冠水平板炉心試験(SCTF)で見られたように⁽¹¹⁾、実炉の大型炉心では半径方向出力分布による高出力燃料集合体での熱伝達の促進が考えられ、そのような炉心内多次元熱水力挙動に対し小規模な実験でのモデルが適用できるか否かは確かめられていない。またモデルの開発に使用したデータは比較的燃料棒径の太い(15X15型)模擬燃料集合体で取得されたものであり、そのデータをベースとした熱水力モデルが、表1.2にその違いを示すように近年稼働中の燃料棒径の細い17X17型の実燃料集合体に適用できるか否かという問題も残されている。対向流に関しては、垂直単管に対する阿部らの研究⁽¹²⁾があるものの、表1.1に示したダウンカム及びホットレグでの対向流に対しては、予測精度自体の評価がほとんどなされておらず、また流路のスケール効果を含め物理現象自体の把握が不足している。

本研究では、上述した背景に基づき、最適予測コードによるPWRのLOCA解析の予測精度向上にとって重要となる比較的低流速の二相流である再冠水期炉心内熱水力現象及びホットレグでの対向流現象に関する問題を取り上げることとする。その問題とは、

- (1) 原研で行われたSCTFの結果より、半径方向出力分布のある実炉の大型炉心で想定される炉心内熱伝達の促進について、
 - ①その原因と考えられる半径方向出力分布により生ずる炉心内循環流による高出力部での液流速の増加と膜沸騰熱伝達率の増加との関係を示す液流速効果を考慮した膜沸騰熱伝達モデルの開発、
 - ②SCTFでの半径方向出力分布による熱伝達促進の程度が①のモデルを組込んだ最適予測コードにより予測できるか否かの問題、
 - (2) 従来比較的燃料棒径の太い模擬燃料集合体で開発され、秋本らの開発した最適予測コードREFLA/TRACに組込まれている再冠水期炉心内熱水力モデルの17X17型実燃料集合体への適用性の問題、
 - (3) 小破断LOCA時に問題となるホットレグ内対向流制限現象のモデル化、流路スケール効果の問題及び最適予測コードの適用性評価・モデルの改良に関する問題、
- である。

1. 2 従来の研究

本節では、本研究において取り上げる問題に関連した従来の研究を概観する。

1.2.1 膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果

最近のレビューにあるように⁽¹³⁾、膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果は単管や環状流路といった単純な体系だけではなく、グリッドスペーサの装着された燃料集合体のような複雑な体系においても研究されてきた。それらの研究において、液流速は膜沸騰熱伝達率に影響を与える主要なパラメータの一つであるとされているが、再冠水期での重要な流動様式である逆環状流においては、単純な体系においてさえも液流速の効果に対するメカニズムは十分には明らかになっていない⁽¹⁴⁾。

模擬燃料集合体を使った米国のFLECHT実験では、再冠水期での典型的な流動様式が同定され、その流動様式遷移を考慮した実験的な熱伝達率相関式が冠水速度約25cm/sまでのデータを使い提案されている。⁽¹⁵⁾ この相関式は炉心入口での条件等よりなる実験式であるが、炉心内での多次元的な流動による熱伝達の解析には局所条件よりなるモデルが必要であり、FLECHTの式は適用できない。

村尾らは模擬燃料集合体を使った小型再冠水試験装置のデータを使い、Bromley型の局所条件よりなる膜沸騰熱伝達率相関式を提案した。⁽¹⁶⁾ 彼らの式は、コールドレグ注水型PWRの大破断LOCA時再冠水期を模擬した大型再冠水円筒炉心試験(CCTF)やSCTFといった大型の試験装置でのデータに対しても適用性が評価されているが、半径方向出力分布に起因する熱伝達促進の程度に対しては過小評価すると報告されている。⁽¹⁷⁾ また、コールドレグとホットレグへ同時にECCSの水を注入する複合注水型PWRの再冠水期にはホットレグからのECC水流入により炉心内循環流が実現され、比較的液流速の高い状態(約30cm/sまで)での膜沸騰熱伝達が重要となるが、そのような場合には熱伝達率を過小評価する。⁽¹⁸⁾ 先の熱伝達促進の程度の過小評価と合せ考えると、液流速効果に対するモデル化が不十分であることが考えられる。

以上より、膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果は、そのメカニズムとともに、多次元解析に必要となる局所条件よりなるモデルについても未確立であると言える。

1.2.2 半径方向出力分布による熱伝達促進現象

再冠水の実験は過去多く行われてきたが、その多くは実炉とく比べると炉心流路面積は狭く、炉心内での多次元的な熱水力挙動は調べられていない。⁽¹⁵⁾⁽¹⁹⁾ しかしながら近年、CCTFやSCTFといった大型の試験装置による実験が行われ、炉心内の多次元的な熱水力挙動の研究が行われた。⁽¹¹⁾⁽¹⁷⁾ 特にSCTFは実炉と同じ半径方向の長さをもっており、種々の条件のもとでの2次元的な熱水力挙動が調べられてきた。その結果、半径方向に出力分布がある場合、高出力バンドルや平均出力バンドルで熱伝達の促進があり、低出力バンドルでは劣化することが実験的に示された。また、熱伝達促進の

程度は半径方向出力比にのみ依存し、他の試験条件には依存しないことが示された。⁽²⁰⁾ またCCTFにおいても半径方向出力分布のある場合は、高出力バンドルでの熱伝達促進がみられた⁽¹⁷⁾。文献(20)では、実炉に対する半径方向の縮尺比約1/5であるCCTFでの熱伝達促進の程度は同一の出力比であればSCTFでの熱伝達促進の程度と同程度であることが示されている。これら一連の研究により、実炉の大型炉心では半径方向出力分布による多次元熱水力挙動により安全裕度の増すことが考えられるが、CCTFやSCTFでは多次元的な流量分布は計測されておらず、熱伝達促進の生ずるメカニズムは明らかにされてはいない。また、多次元解析の可能な最適予測コードの一つであるTRACコード⁽²¹⁾は、1次元的な再冠水期の予測に対してさえ、その予測能力は十分ではなかったが⁽⁹⁾、1.1節で述べたように秋本らにより改良された⁽¹⁰⁾。しかしながら秋本らの開発したREFLA/TRACコードは1次元的な予測精度は検証されているものの、多次元解析への適用性は評価されていない。

1.2.3 17X17型実燃料集合体における再冠水期熱水力挙動

従来15x15型燃料集合体で開発されてきた熱水力モデルの17x17型実燃料集合体への適用性を明らかにするためには、表1.2に示したように以下の各効果について検討する必要がある：

- (1) 燃料集合体形式の違いの効果（15X15型集合体と17X17型集合体の違い）、
- (2) 燃料集合体内支持構造の違いの効果（ミキシングベーンの有無及びスペース間の距離の違い）、及び
- (3) 燃料棒構造の違いの効果（被覆管材質効果及びギャップ効果）。

これらに対する従来の研究は必ずしも多くなく、各効果の解明は以下に述べるようにいまだ不十分である。また、各効果に対する従来のモデルの評価もほとんどなされていない。

(1) に関しては米国FLECHT-SEASETプログラムでの研究がある⁽²²⁾。そこでは17X17型の燃料集合体形式をもつ集合体での実験データにより開発した熱伝達率の実験式と、15X15型で行われたFLECHT実験でのデータまたはFLECHT実験データに基づく実験式とを比較している。そして、両者がほぼ一致することから燃料集合体形式の違いの効果はほとんどないものと結論づけている。しかしながら文献(22)での比較図をみると、ある条件のもとでは相関式とデータとの差が相関式の値の50%以上にもなる時間帯があり、必ずしも一致しているとはいえない。また、FLECHT-SEASETとFLECHT実験では压力容器の構造や燃料棒本数が異なり、燃料集合体形式の違いだけではなく、その他の違いの効果も複合されている可能性がある。ちなみにFLECHT実験では压力容器の熱容量が大きく、熱容量の影響が顕著であった⁽¹⁵⁾。FLECHT-SEASETでは熱容量が小さくなるように設計されているが、上述した比較においてはこの熱容量の違いの効果は検討されていない。

(2) のミキシングベーンの有無の効果に関してはClementらの実験的な研究がある

(23)(24)。彼らは高冠水速度(約6cm/s以上)条件ではミキシングベーンにより熱伝達は促進され、再冠水条件で重要と考えられる低冠水速度(約2.5cm/s)のもとではそれほど影響のないことを示した。しかしながら、彼らの実験ではスペーサ間の距離は一定であり、スペーサ間の距離の違いの効果は調べられていない。スペーサ間の距離の違いの影響を系統的に調べた研究は筆者の知る限りないが、杉本らは実長15x15型燃料集合体の中央の一つのスペーサを取り除き、スペーサのある場合の結果と比較している⁽²⁵⁾。それによるとスペーサの無い場合のクエンチ時間は装着されている場合よりも短くなった。彼らはこの違いは、スペーサの無い場合ロッドの曲りがみられ、それによる局所の流路閉塞の影響が原因として考えられるとしているが、スペーサの無い場合はスペーサ間の距離が長くなっており、スペーサ間の距離の影響も複合していることが考えられる。

(3) に関しては、Piggottら⁽²⁶⁾やDhirら⁽²⁷⁾が小型実験による結果を、Ihleら⁽²⁸⁾が実長の5x5模擬燃料集合体によるSEFLEXプログラムの結果を報告している。また杉本らは再冠水解析コードREFLAを使った解析的な研究を行った⁽²⁹⁾。小型実験では主に被覆管材質の違いのクエンチ速度に与える影響が調べられ、ステンレスよりもジルカロイのほうがクエンチ速度の速くなることが示された。SEFLEXでも同様の結果が示されたが、比較している燃料集合体の燃料棒構造がギャップの有無及び被覆管材質の違いだけではなく、被覆管肉厚や燃料ペレット模擬体の構造も異なっており、各相違による効果が分離されていない。このため燃料集合体の被覆管肉厚、ギャップの幅、燃料ペレット模擬体の材質等が彼らの使った集合体と異なった場合に、定量的な評価をすることができない。また杉本らの場合、ギャップ効果、被覆管材質効果及びペレット材質効果を分離評価しうる解析コードを開発したが、その検証にはSEFLEXでのデータを使っており、個々のモデルの定量的な妥当性は確認されていない。

1.2.4 ホットレグ内対向流制限現象の研究

ホットレグでの対向流制限(Countercurrent flow limitation, CCFL)現象は、小破断LOCA時のReflux冷却期に炉心のフロスレベルに影響する重要な現象である。⁽³⁰⁾ ホットレグは水平管と傾斜管とからなる流路であるが、そこでの対向流制限現象は従来水平管のみの特性により議論されることが多かった⁽³¹⁾⁻⁽³³⁾。しかしながら傾斜管付き水平管では両管の接合部であるバンド部で落水制限が起こることが想定でき、水平管のみの特性では不十分であると思われる。Richterらは3/10スケールのホットレグ模擬管での空気/水実験により、ある気相流量での落水流量の関係(CCFLカーブ)を求めたが、流動のメカニズムについてはなんら触れておらず、実スケールへの適用性についても述べられていない。⁽³⁴⁾ 近年になり、ドイツの実スケールの試験装置である上部プレナム試験装置(UPTF)により、実スケールのホットレグでのCCFLカーブが求められた。⁽³⁵⁾ データはWallisの J_k^* パラメータ⁽³⁶⁾により整理され、Richterらのデータと良く合うことが報告されている。このことは流路スケールの効果が J_k^* パラメータにより表わ

しうることを示していると考えられるが、UPTFでの結果も実験式であり、流動のメカニズムは解明されていない。

以上から、ホットレグでの対向流制限現象については、同制限現象のメカニズムの解明、同制限現象のモデル化、並びにメカニズムに立脚したモデルによるスケール効果の評価といった課題に対してはほとんど研究されていない。

1. 3 本研究の目的

1.2節で述べた従来の研究より、本研究で取り上げた問題に関連し、いくつかの課題のあることがわかった。つまり、

- (1) 膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果は、そのメカニズムとともに、多次元解析に必要な局所条件よりなるモデルが未確立である。
- (2) 半径方向出力分布に起因する熱伝達促進の生ずるメカニズムは明らかではなく、また小規模な体系で開発されたモデルの組み込まれた多次元最適予測コードの予測性能は保証されていない。
- (3) 17X17型実燃料集合体での再冠水期熱水力挙動についての解明は不十分であり、従来のモデルの評価もほとんどなされていない。
- (4) ホットレグでの対向流制限現象については、そのメカニズムの解明、モデル化、並びにメカニズムに立脚したモデルによるスケール効果の評価といったものはほとんどなされていない。

そこで本研究では、以下に述べる各目的のもとに研究を進め、これらの課題に取り組むこととする。

- ① 液流速効果を考慮した局所条件よりなる膜沸騰熱伝達モデルを開発する。
- ② SCTFでの熱伝達促進の結果と①のモデルとの比較、及び1次元的な予測性能の改良された多次元最適予測コードREFLA/TRACに①のモデルを組み込みSCTFでの熱伝達促進の数値シミュレーションを行い、熱伝達促進の生ずるメカニズムを明らかにするとともに、熱伝達促進の程度が①のモデルにより定量的に予測できるか否かを検討する。
- ③ 17X17型実燃料集合体での再冠水期熱水力挙動を明らかにし、REFLA/TRACコードに組み込まれている熱水力モデルの適用性の評価を行う。
- ④ ホットレグ内対向流制限現象のメカニズムの解明、モデル化、並びに開発したモデルによる流路スケール効果の評価を行うとともに、最適予測コードで採用されている二流体モデルのための界面せん断力モデルを開発する。

1. 4 本論文の構成と概要

本論文は以下の構成よりなっている。

2章では、実長の模擬燃料集合体を使い、幅広い冠水速度条件のもとでのデータを取得し、1.2.1で述べた局所条件よりなる村尾らの式の評価・改良を通じ、液流速の効果を考察するとともに、液流速の増加と膜沸騰熱伝達率の増加との関係を示す液流速効果を考慮した膜沸騰熱伝達モデルを開発する⁽³⁷⁾。

3章では、半径方向出力分布に起因する熱伝達促進現象について、SCTFのデータと2章でのモデルとの比較によりそれが炉心内循環流によるものであることを定性的に示すとともに⁽³⁸⁾、2章でのモデルを組み込んだREFLA/TRACコードによるSCTF試験の数値シミュレーションの結果について述べる。

4章では、17X17型実燃料集合体での再冠水期熱水力挙動を明らかにするため、(1)燃料集合体形式の違いの効果(15X15型集合体と17X17型集合体の違い)、(2)燃料集合体内支持構造の違いの効果、及び(3)燃料棒の構造の違いの効果(被覆管材質効果及びギャップ効果)に対し、個別に評価し得るデータを実長の模擬燃料集合体により取得し、各効果を実験的に調べるとともにREFLA/TRACコードの熱水力モデルの適用性の評価を行う。

5章では、ホットレグ内対向流制限現象のメカニズムを小型実験により調べるとともに、メカニズムに基づくモデル化を行い、開発したモデルによる流路スケール効果の評価を行う⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾。

6章では、5章で開発したモデルを参考に、二流体モデルコード用の界面せん断力モデルを開発する⁽⁴¹⁾。

7章では、本研究により得られた結論をまとめる。

また、付録Aでは2章でのデータ解析及びモデル開発、並びに4章でのデータ解析に使用したエネルギーバランスの評価方法について述べる。付録Bでは4章でのデータ解析に必要なグリッドスペーサのKファクターの測定について述べる。付録Cでは、5章の対向流制限モデルの基礎となる水平管内対向層状流でのモーメントバランスについて述べる。付録Dでは、6章のモデル開発にとって必要となるボイド率相関式と等価な界面せん断力の関係式の導出方法について述べる。

表1.1 PWR-LOCA解析上重要な熱水力現象

LARGE BREAK LOCA	SMALL BREAK LOCA
Critical flow at break location	
Flashing of liquid	
Thermal-hydraulics in core	
Countercurrent flow at hot leg, SG* tube and surge line of pressurizer	
Steam condensation due to ECC water at cold leg	Hydraulic behavior at loop seal
Carry-over characteristics from core to SG*	

* - Steam generator

表1.2 15x15型と17x17型燃料集合体との違い((1))
及び模擬燃料棒と実燃料棒との違い((2))

(1)	Item	15x15 type	17x17 type
Rod bundle configuration	Rod diameter	10.7 mm*	9.5 mm*
	Pitch	14.3 mm*	12.6 mm*
Grid spacer configuration and interval	Mixing vane	Without vane	With vane
	Interval	~670 mm*	~450 mm*
* Dimensions are based on a Westinghouse type PWR.			
(2)	Item	Simulated rod	Actual rod
Rod configuration	Gap between fuel pellet and cladding	Without gap	With gap
	Cladding material	Inconel etc.	Zircaloy

区間平均のボイド率を求める目的で、図2.2に示すように各グリッドスペーサ間の位置で区間差圧を計測した。被覆管温度は高さ方向に50点計測した。熱電対の間隔は約70mmであった。炉心中央附近での流動状況は高速ビデオ(200フレーム/s)に集録した。

2. 2 典型的な実験結果

図2.3に炉心中央1.83mの高さ位置での典型的な熱伝達率の結果を示す。熱伝達率は被覆管温度の計測値を使い、熱伝導方程式を解くことにより求めた⁽⁴²⁾。熱伝達率は時間とともに徐々に増加し、クエンチ付近で急激に増加する。熱伝達率は冠水速度が高いほど増加する。これらの傾向は従来得られているFLECHT試験でのもの⁽¹⁵⁾と同様である。

図2.4にクエンチフロントの進行に及ぼす冠水速度の効果を示す。冠水速度が高いほどクエンチ時間は短い。冠水速度15cm/s及び30cm/sの場合、炉心中央より上においてグリッドスペーサ直下流(スペーサの上)でのクエンチが直上流(スペーサの下)のものより早く起こっている。スペーサ間の各領域においてクエンチフロントが同時に進行しており、これらのクエンチフロントは炉心下端からのクエンチフロントの進行とは独立しているようである。本章での実験条件範囲では、このクエンチフロントが複数になる現象は冠水速度が高いほど、また炉心入口サブクール度が低いほど顕著にみられた。

表2.2に炉心中央附近で高速ビデオにより観察された流動状況を示す。流動状況は主に背後の観察窓からの透過光により集録したが、30cm/sの冠水速度の場合には光が透過しなかったため観察窓前面での反射光により集録した。流動様式の判定は文献(43)及び(44)の単管での観察結果に基づき行った。表2.2では結果を時刻ではなくクエンチフロントからの距離 L_q により示した。 L_q が長いということは早い時刻であることを意味する。冠水速度が高くなるにつれて液相の分散した流れから液相が連続した流れへと遷移する。流動様式はクエンチフロントからの距離によっても変化する。冠水速度が30cm/sの場合には再冠水開始直後からチャン流が形成された。

図2.5に炉心中央における熱伝達率と質量流量クオリティ $X(=m_g/(m_l+m_g))$ との関係を示す。 X は付録Aに示すエネルギーバランスにより求めた。冠水速度が高いほど X の高い領域から低い領域へカーブはシフトしている。ある冠水速度のもとでは、 X が低くなるほどまた L_q が短くなるほど熱伝達率は増加する。同じ X 及びほぼ同じ L_q のもとで X が約0.05以下の領域では、冠水速度が増加するほど熱伝達率は高くなる。

図2.6に区間水率(1-区間ボイド率)と L_q との関係を示す。区間ボイド率は摩擦損失及び加速損失が無視できると仮定して、区間差圧の測定値から求めた。再冠水期の炉心内の気液流速は比較的low(炉心出口での蒸気流速は約10m/s)、文献(17)での誤差評価法により評価したところ、図2.6での区間において冠水速度8cm/sの場合に、区

間差圧に対する摩擦及び加速損失の割合は最大5%程度であった。図2.6において、同じ L_q のもとで冠水速度が増加するほど水率は高くなっているため、図2.5で示した同じ X 及び L_q のもとでの熱伝達率の増加は水率が高くなることと関係のあることが考えられる。しかしながら、定量的には熱伝達率の違いの程度は水率のそれと対応していない。すなわち、図2.6での冠水速度15cm/sと30cm/sでの水率の違いは8cm/sと15cm/sでの違いより小さいが、図2.5での15cm/sと30cm/sでの熱伝達率の違いは8cm/sと15cm/sでのものよりかなり大きい。

竹中らは熱伝達率と流動様式との関係を調べるため、フロンR-113を使った単管での逆環状流の可視実験を行った。⁽⁴³⁾ 彼らは、比較的なめらかな気液界面をもつ逆環状流(この場合を彼らはInverted annular flow, IAFと呼んだ。)では熱伝達率は液流量に依存せず、乱れた界面となる場合(この場合を彼らはAgitated inverted annular flow, AIAFと呼んだ。)に熱伝達率が液流量の増加とともに高くなることを見出した。IAFの領域は熱平衡クオリティが約0.0以下で現れ、AIAFの領域は0.1近傍で現れたと報告されている。彼らがAIAFと呼んでいる領域での流動状況は本研究で観察された乱れた液スラグ流(Agitated liquid slug flow)ないしはチャーン流の状況に対応していた。本研究でみられた同じクオリティにおいて熱伝達率が液流量の増加とともに高くなる傾向は、図2.6に示した水率の増加に起因するだけでなく気液界面の乱れの増加にも関係しているように思われる。劉らも液流量0cm/sから50cm/sのもとでの水平円柱発熱体を使った飽和膜沸騰の実験結果により、液流量の増加とともに気液界面の乱れが増加し、その乱れの増加が熱伝達率の増加と関係しているのではないかと主張している。⁽⁴⁵⁾

2. 3 膜沸騰熱伝達モデルの開発

2.3.1 村尾・杉本の式との比較

本節では比較的低い液流量(冠水速度10cm/s以下)のもとで開発された村尾・杉本の熱伝達率相関式⁽¹⁶⁾との比較を行う。この相関式は層流蒸気膜の仮定のもとにFLECHTのデータを含む実長の模擬燃料集合体に対し提案された。比較結果を図2.7に示す。

村尾・杉本の式は次式で与えられる。

$$h = 0.94 \left(\frac{k_g^3 \rho_g \rho_l h_{fg} g}{L_q \mu_g (T_w - T_{sat})} \right)^{1/4} (1-\alpha)^{1/4} + E \sigma^* (1-\alpha)^{1/2} \frac{T_w^4 - T_{sat}^4}{T_w - T_{sat}} \quad (2.1)$$

右辺の第一項及び第二項はそれぞれ膜沸騰及び放射による熱伝達を表わす。 L_q, T_w, T_{sat} 及び α に対しては測定値を使用した。蒸気の物性値は膜温度 $((T_w + T_{sat})/2)$ で評価

した。

式(2.1)での定数0.94は数土の研究⁽⁴⁶⁾において実験的に求められたものである。村尾らは燃料棒表面の蒸気膜からそれを取り囲む二相混合流への蒸気の流出割合 A を使って定数0.94の物理的意味を説明した。村尾らのモデルでは、この二相混合流は中央の蒸気コアと蒸気流出穴のある環状液膜とからなると仮定されている。そして蒸気膜内で生成された蒸気のある割合が環状液膜を貫通し、中央の蒸気コアに流出すると仮定している。この蒸気コアへの流出は燃料棒表面にある蒸気膜の膜厚減少の一因となり得る。村尾らは対流項の係数として解析的に $0.537(1-A)^{-1/4}$ を得た。彼らはこの係数が数土の式の係数0.94に等しいと仮定し、 A としては0.893の値となるとした。

図2.7からわかるように、村尾・杉本の式は低冠水速度の場合(4cm/s)はデータと良く一致するが、高冠水速度(15cm/s及び30cm/s)では過小評価する。村尾・杉本の式では液流量の効果は陽には含まれていない。これはこの式のデータベースが10cm/s以下と低い冠水速度でのものであるためと考えられる。別の見方をすれば、この式の適用できる流動状況は液相の流れが静止した場合であると言える。図2.7の結果は冠水速度が15cm/s以上となった場合には村尾・杉本の式が適用できないことを示している。15cm/s以上の高冠水速度では二相混合流の強制対流効果が顕著になってくるものと考えられる。

2.3.2 村尾・杉本の式の改良

前節において、村尾・杉本の式は低冠水速度の場合はデータと良く一致するものの、高冠水速度の場合は過小評価することがわかった。このことより、前述した二相混合流の強制対流効果が冠水速度10cm/s以上の高冠水速度においては無視できないものであることが示された。

2.2節で述べた竹中らの研究では、同じクオリティにおいて液流量が増加するほど熱伝達率が高くなる特性は気液界面の乱れと関係のあるものと述べられている。気液界面の乱れが熱伝達率に影響を与えるとの考えは本研究においても同様に成り立つものであると考える。高液流速の範囲で膜沸騰熱伝達率が高くなる理由としては、(a)界面の乱れにより発熱棒に隣接する蒸気膜の実効的な蒸気膜厚が薄くなること、(b)界面の乱れにより蒸気膜内の蒸気の一部が主流の二相上昇流に放出されることで膜厚が薄くなること、(c)蒸気膜内の一部が乱流化され、蒸気膜内での熱抵抗が小さくなること、が考えられる。これらの相乗効果によって高液流速において熱伝達率が高くなるものとする。

前節で述べたように村尾・杉本の式の対流項の係数0.94は蒸気膜中の蒸気の流出割合に依存しているため、(b)による効果は対流項の係数を変えることで表わすことができる。残念ながら、現象の詳細なメカニズムについては現状では正確に理解できていないため、(a)(b)(c)の効果を包括的に扱う意味で次に示す補正係数 f を村尾・杉本の式の改良のため導入する。なお、物理現象に立脚したモデル化をするためには、発

熱棒近傍での流動様相を把握すること、及び実効的な蒸気膜厚を測定することが必要になるものと考ええる。

$$\begin{aligned} h_m &= f \cdot h_c + h_r \\ f &= (h_m - h_r) / h_c \end{aligned} \quad (2.2)$$

ここで、 h_m : 熱伝達率の測定値、 h_c : 式(2.1)の右辺第一項及び
 h_r : 式(2.1)の右辺第二項である。

図2.8に f の典型的な結果を示す。式(2.2)の h_c 中の L_q は図2.4に示したクエンチ時間の包絡線により評価した。高冠水速度においては、炉心中央より上においてクエンチ時間の包絡線がのこぎり波状になっているが、杉本らが報告しているようにグリッドスペーサの影響はスペーサの直下流の領域約15cmに限定される⁽⁴⁷⁾と仮定し、炉心下半分での包絡線となめらかにつながるようにして L_q を評価した。低冠水速度(4cm/s)の場合は f がほぼ1であることから、村尾・杉本の式とデータとの一致の程度は高さによらず良いことがわかる。しかしながら、冠水速度が高くなるほど f は増加する。

f の値は再冠水開始後初期の時間帯を除きほぼ一定であるため、初期を除いた時間帯での f の平均値とみかけの液流速との関係を求めた。みかけの液流速は付録Aに示したエネルギーバランスにより計算した。上述した杉本らの研究によりグリッドスペーサによる影響のないと考えられる高さ1.015, 1.83, 2.44及び3.05mでの本研究で得られたすべてのデータを図2.9に示す。±25%の誤差を許せば次に示す f と U_l との関係式が得られる:

$$f = 3.79U_l + 0.94 \quad (0.01\text{m/s} \leq U_l < 0.3\text{m/s}) \quad (2.3)$$

単純な体系での実験⁽⁴³⁾⁽⁴⁵⁾及びATR(Advanced thermal reactor)の模擬燃料集合体⁽⁴⁸⁾での結果から、 U_l が0.3m/s以上の領域においても強制対流効果により熱伝達率が増加することが考えられる。これらの実験での U_l の上限は約0.5m/sから1.3m/sであり、液流量の増加とともに熱伝達率が高くなることを報告している。ATRの実験では発熱部に12個のスペーサが装着されており、炉心中心部でのスペーサ間隔は0.26mであった。杉本らは再冠水期のグリッドスペーサによる熱伝達促進の領域はスペーサ直下流の領域約15cmであると報告している⁽⁴⁷⁾。ATR実験での温度計測はスペーサの上部約12cmの位置で行われていたため、グリッドスペーサの効果が重なっていることが考えられる。 U_l が0.3m/s以上の領域での燃料集合体内の熱伝達率と液流量との定量的な関係を調べるためには、グリッドスペーサの効果を含めさらに検討する必要があるものと考ええる。

2.3.3 改良相関式の評価

本節においては式(2.3)の予測性能を大型再冠水SCTF試験で行われた複合注水型PWR模擬試験の結果を使い評価する。SCTFの試験装置の詳細については次章で述べる。表

2.3に比較したSCTF試験の主要な試験条件を示す。これらの試験では半径方向の出力分布は平坦であった。試験S3-02での炉心入口サブクール度はS3-SH1でのそれよりやや高い。試験S3-12では上部プレナム圧力、炉心入口サブクール度及び初期被覆管最高温度が試験S3-02でのものより高い。図2.10に炉心中央附近1.905mでの高さでの評価結果を示す。相関式中の L_q , T_w , T_{sat} 及び α に対しては測定値を使用した。図中に示した炉心入口での冠水速度はSCTFでのマスバランスにより求め、局所の液相みかけ流速は付録Aに示したエネルギーバランスにより求めた。

修正まえの相関式は熱伝達率を過小評価しているが、式(2.3)により修正した式はデータと良く一致している。これらの試験での冠水速度が20cm/s前後であることから、図2.10での結果は本研究で得られた式(2.3)の補正係数が他の大型試験に対しても適用できることを示している。

2.4 本章の結論

本章では、比較的広い液流速条件範囲（冠水速度2cm/s-30cm/s）のもとで燃料集合体内膜沸騰熱伝達の実験データを取得し、膜沸騰熱伝達に及ぼす液流速の効果を従来低流速（10cm/s以下）で開発された村尾・杉本の式の評価・改良を通じ解析した。本章での結果より、以下の結論を得た。

- (1) みかけの液速度約8cm/s以下（クオリティ約0.1以上）では液スラグ流膜沸騰が実現した。村尾・杉本の式はこの領域でのデータをよく予測した。
- (2) みかけの液速度約15cm/s以上（クオリティ約0.05以下）では液相が連続相となり、チャーン流下での膜沸騰が実現した。村尾・杉本の式はこの領域でのデータを過小評価した。村尾・杉本の式では液流速の効果を対流項でのボイド率の違いとして反映しているが、これだけでは不十分であることを上記の結果は示している。
- (3) 村尾・杉本の式の対流項を、次に示す実験データにより求めた補正係数 f により改良した：

$$f = 3.79U_l + 0.94 \quad (0.01\text{m/s} \leq U_l < 0.3\text{m/s})$$

この式は±25%の誤差範囲内で本章で得られたすべてのデータと一致する。ただし、グリッドスペーサによる影響のある高さ位置でのデータは除いた。

- (4) 上記の補正係数は複合注水型PWRの条件下で行われたSCTF試験のデータに対して適用可能であった。

表2.1 液流速効果を調べる小型再冠水実験での主な実験条件

Experimental parameter		Value
Core inlet flooding velocity, V_{in}	(cm/s)	2 - 30
Upper plenum pressure, P_{up}	(MPa)	0.16, 0.21, 0.31
Linear peak power, P_L	(kW/m)	1.3
Initial peak cladding temperature, T_{wi}	(K)	900 - 970
Core inlet fluid temperature, T_{in}	(K)	343 - 385
Initial flow housing temperature, T_{WH}	(K)	387 - 408

表2.2 炉心中央附近で観察された流動状況

(Location: Around 1.83m elevation)

L_q (m)	V_{in} (cm/s)		
	4	15	30
1.3	Dispersed droplet flow + Agitated liquid slug flow	Agitated liquid slug flow	Churn turbulent flow
0.4	Agitated liquid slug flow	Agitated liquid slug flow + Churn turbulent flow	Churn turbulent flow

表2.3 複合注水模擬SCTF試験での主な試験条件

	S3-SH1	S3-02	S3-12
P_{up} (MPa)	0.3		0.4
P_L at reflood initiation (kW/m)		1.3	
Power decay curve	(ANSx1.0 + Act.) from 25 s after scram		
T_{wi} (K)	1080		1160
T_{jin} (K)	390	380	370

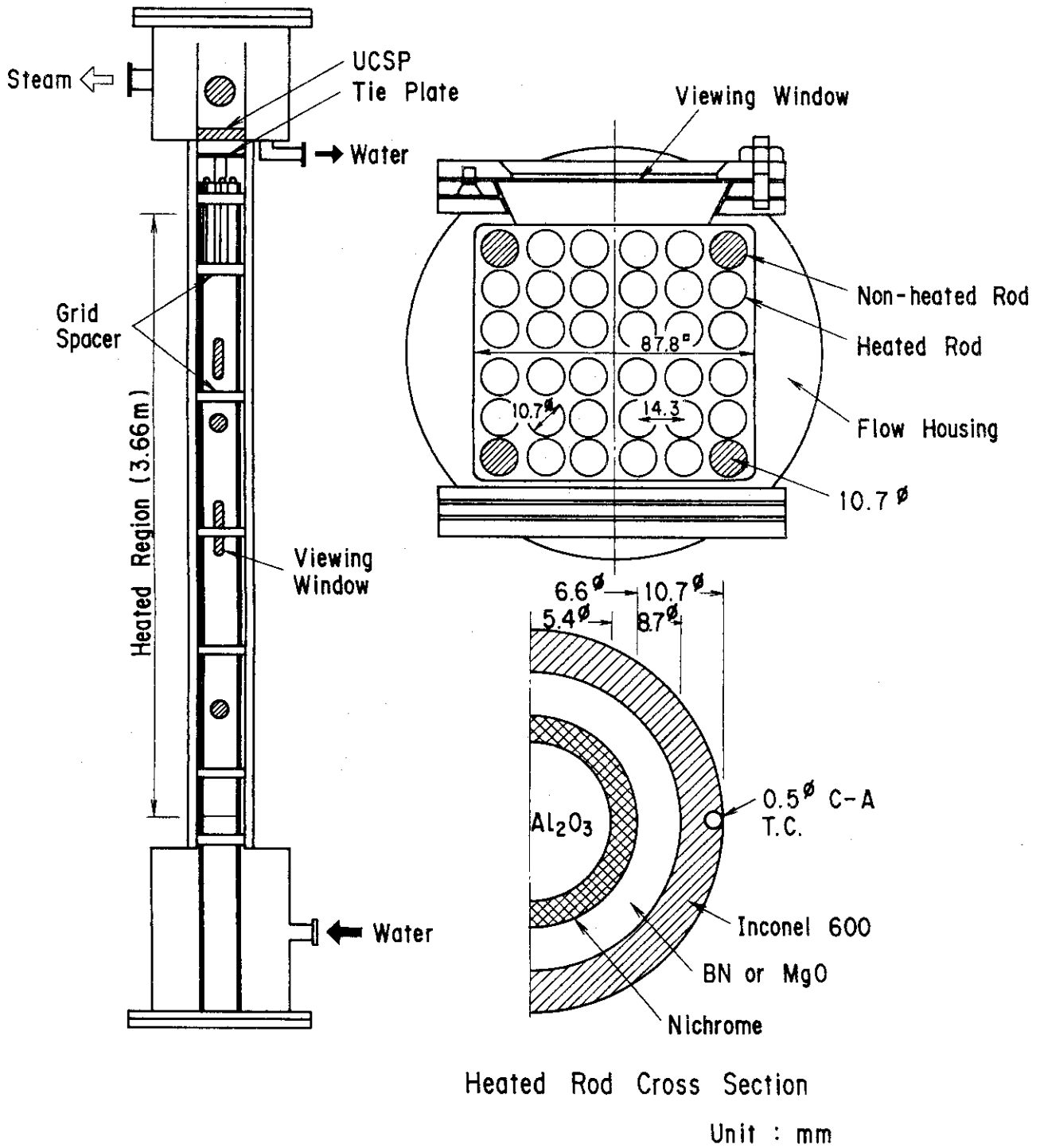


図2.1 圧力容器及び燃料集合体の概要

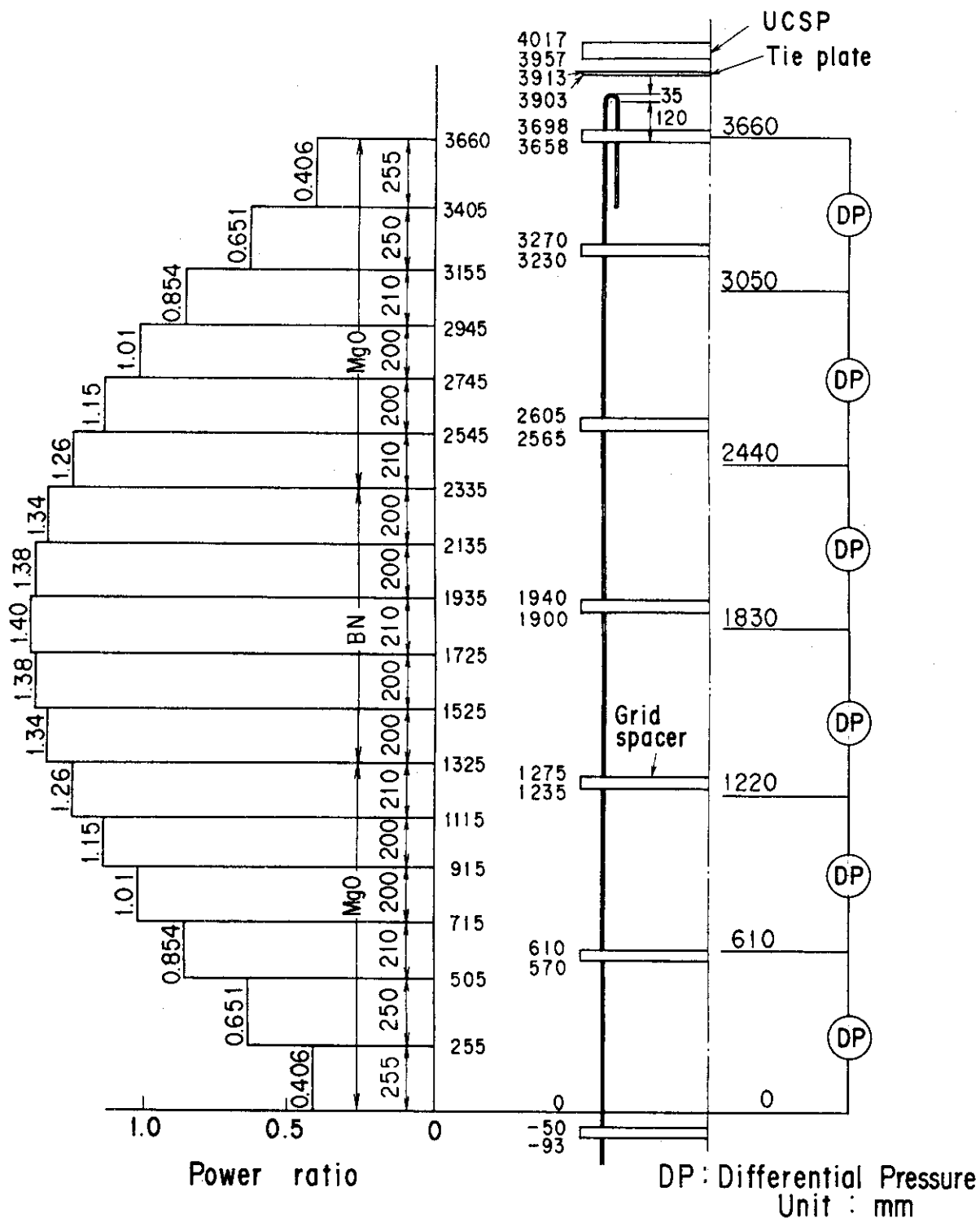


図2.2 軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置

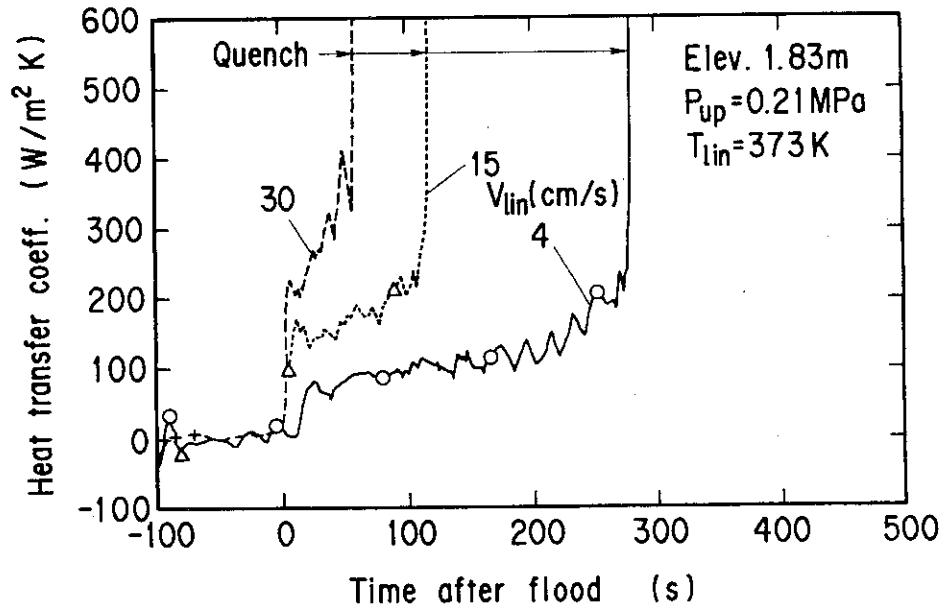


図2.3 熱伝達率に及ぼす冠水速度効果の典型的な結果

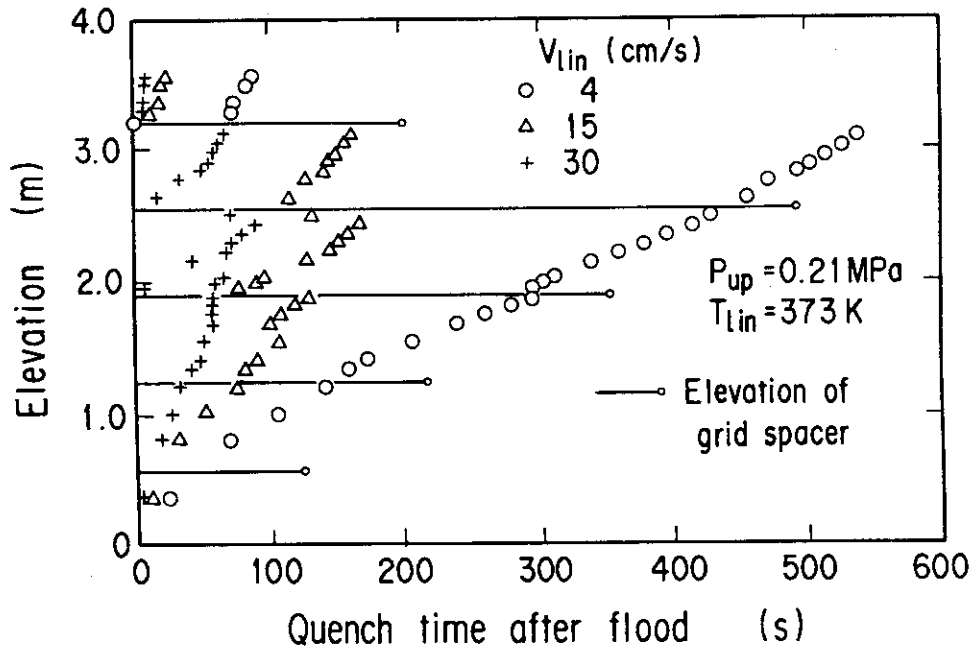


図2.4 クエンチフロントの進行に及ぼす冠水速度効果

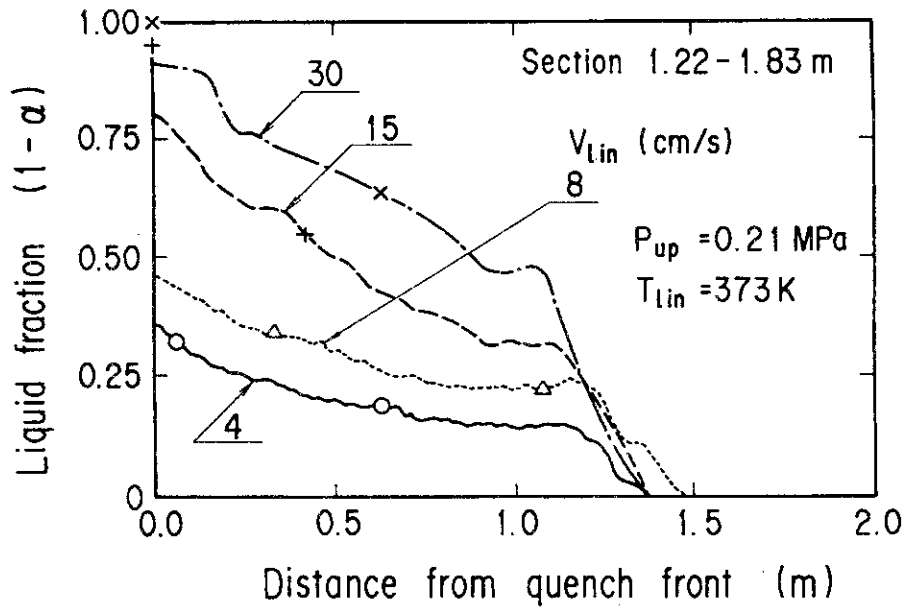


図2.5 熱伝達率と質量流量クオリティとの関係

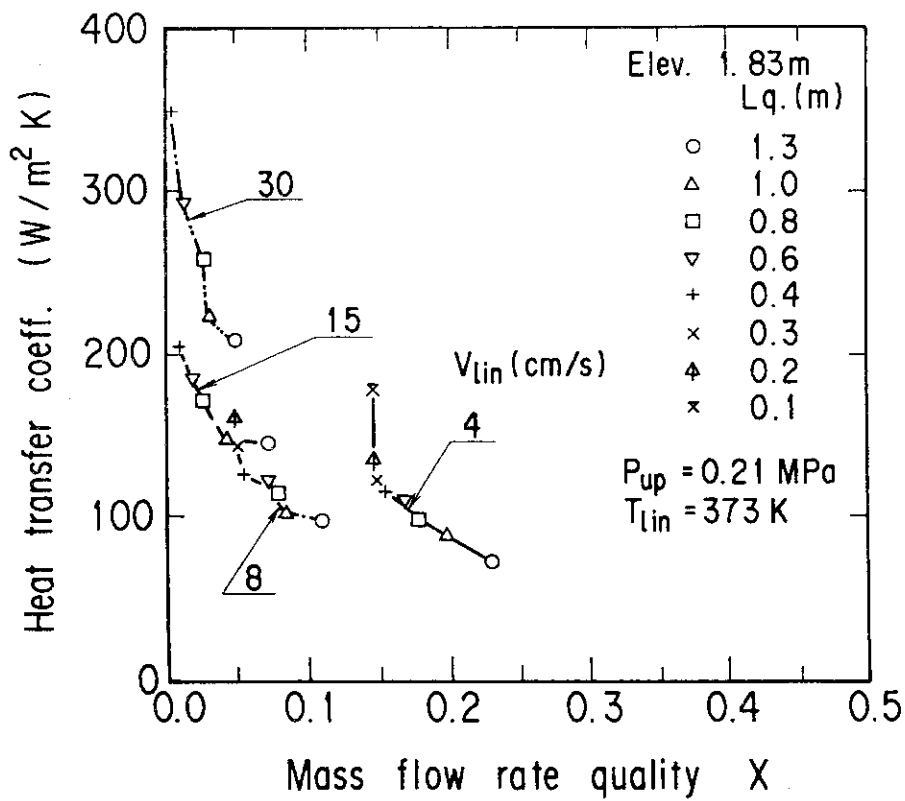


図2.6 区間水率とクエンチフロントからの距離との関係

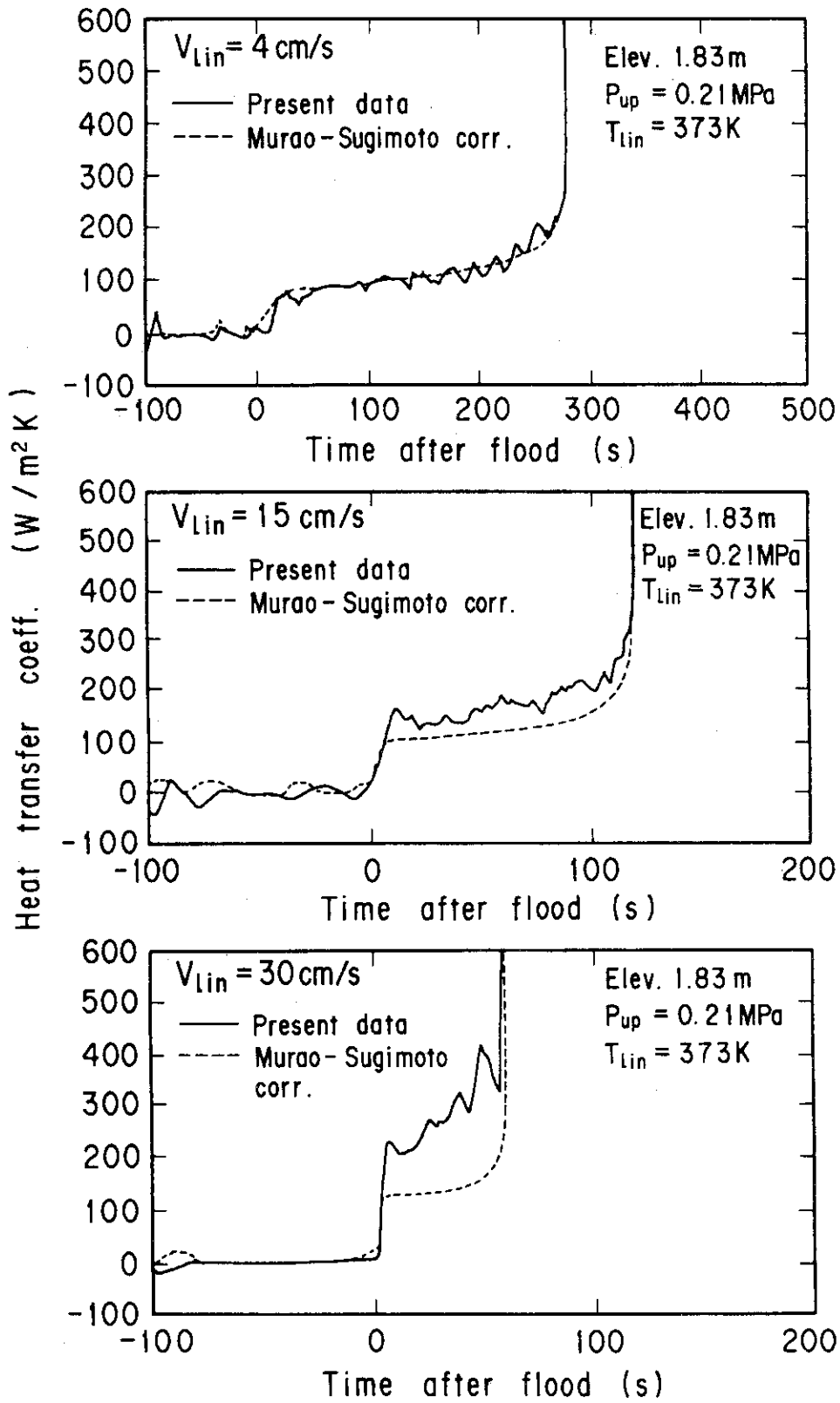


図2.7 村尾・杉本の式との比較

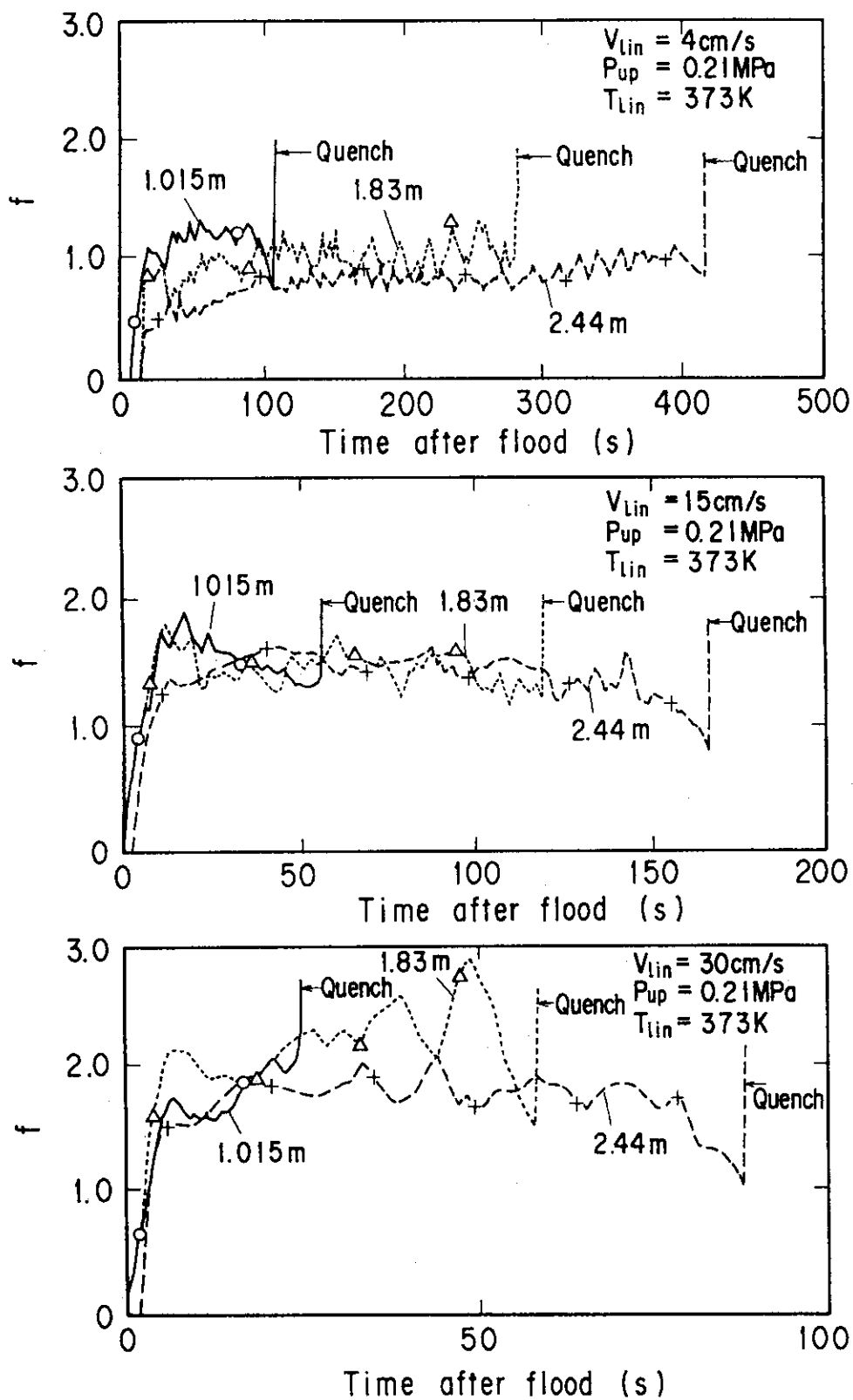


図2.8 村尾・杉本の式の対流項の補正係数 f の典型的な結果

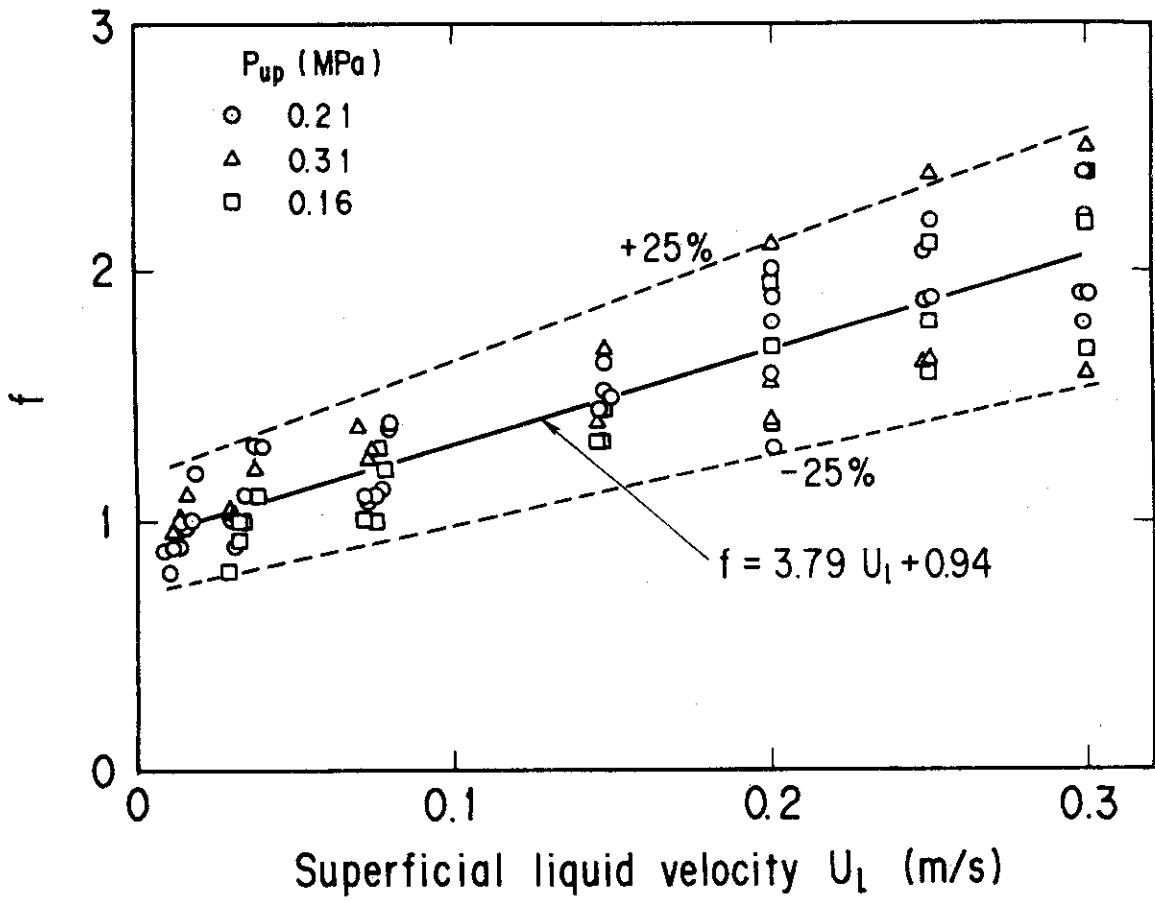


図2.9 補正係数 f に及ぼす液流速の効果

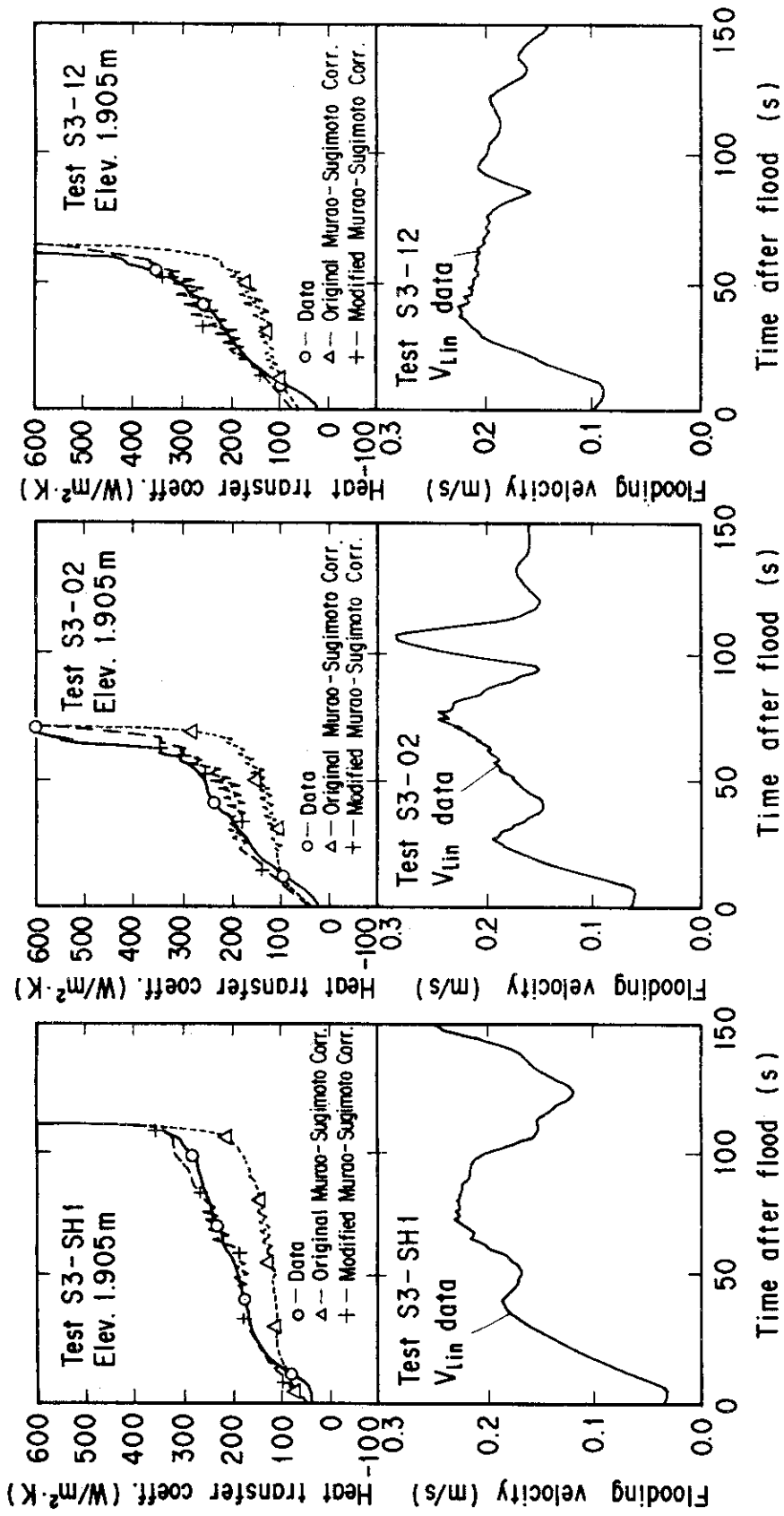


図2.10 オリジナル及び修正村尾・杉本の式とSCTFデータとの比較

3. 半径方向出力分布による再冠水期熱伝達促進現象の解析

3. 1 序

大型再冠水SCTF試験の結果より、半径方向出力分布のある実炉の大型炉心では半径方向出力分布に起因する高出力集合体での熱伝達促進が想定できる⁽¹¹⁾⁽²⁶⁾。この熱伝達促進の物理的な機構としては、炉心内循環流が考えられる。つまり、出力の違う集合体での蒸気発生量の違いにより、クエンチフロントより下ではボイド率の違いを相殺するように低出力集合体側から高出力側への液相の横流れが起こり、クエンチフロントより上では高出力集合体で発生した蒸気の低出力側への横流れが起き、液上昇流の一部はこれに伴われ低出力集合体側へ流出する。この炉心内循環流による上昇液流量の違いにより、熱伝達促進が生ずるという機構である。

本章では、上述した機構のうち、液上昇流量に対する横流れの寄与と熱伝達促進とに関係のあることを定性的に示す目的で、ある半径方向出力分布のもとでの炉心入口流量の違うSCTFのデータと、2章で得た小型実験による液上昇流量と熱伝達率との関係とを比較する。さらに、上述した機構の存在を定量的に検討するとともに、2章でのモデルにより熱伝達促進の程度が定量的に予測できるか否かを調べるため、2章でのモデルを組み込んだ多次元最適予測コードREFLA/TRAC⁽¹⁰⁾によるSCTF試験の数値シミュレーションを行う。

3. 2 熱伝達促進に関する実験結果と2章でのモデルとの比較

3.2.1 実験

実験データは、図3.1に圧力容器の断面を示すSCTFを使い取得した。SCTFはPWR大破断事故時リフィル・再冠水期の圧力容器内二次元熱水力挙動を実炉スケールで模擬するための装置である。集合体8体を横一列に並べた炉心を有しており、半径方向及び高さ方向は実スケールである。参照した原子炉は100万kWe級PWRである米国Trojan原子炉であり、各部の流路面積及び体積のスケーリングは炉心流路面積比約1/21に基づいて設定されている。各集合体の出力は独立に設定できるようになっており、半径方向出力分布の効果を実スケールで調べられる世界で唯一の試験装置である。圧力容器が平板上であるため、実炉の中心に相当する位置での熱水力挙動も周辺に相当する位置でのものと同程度の誤差で計測することができ、半径方向の熱水力挙動の違いを調べることができる。

各集合体は234本の発熱棒及び22本の非発熱棒よりなる。集合体の形状は15x15型燃料集合体を模擬しており、発熱棒の外径及び発熱長はそれぞれ10.7mm及び3.66mである。発熱棒の寸法、構造及び軸方向出力分布を図3.2に示す。軸方向ピーキング係数は1.4である。

本節で参照した実験はすべて強制冠水方式と呼ばれる方法で行われたものである。つまり、ダウンカマ下部を塞ぎ、ECC水を下部プレナムへ強制的に注入したものである。表3.1に本節で参照した4つの試験の主な試験条件を示す。これらの試験の主な試験条件の違いは炉心入口流量のみであったが、試験番号S1-SH1では他の試験より100K程度再冠水開始時の被覆管温度が低い。図3.3にマスバランスにより評価した炉心入口での冠水速度の比較を示す。これら4つの試験の比較により、蓄圧系注入期(Acc注入期)においては2種類の冠水速度の違いによる効果が、低圧注入系注入期(LPCI注入期)においては3種類の冠水速度の違いによる効果を調べることができる。なお、熱伝達促進現象に影響する半径方向の出力ピーキング係数は表3.1にあるように、4つの試験とも1.065であった。

実験手順は以下のとおりであった。圧力、水温等の初期条件を設定した後、一定出力を発熱棒に投入した。被覆管最高温度が、試験S1-SH1では842K、他の試験では926Kになった時点でAccの注入を下部プレナムへ開始した。下部プレナムでの初期水位は発熱部下端から0.4m下であった。Acc注入開始から、試験S1-SH1では2秒間、他の試験では5秒間出力を一定に保った後、出力の減衰を開始した。減衰曲線は、アクチナイドと遅発中性子効果を考慮したANSの標準曲線に基づいて決定した。再冠水開始後約10秒から15秒たった後、ECC注水をLPCIのものに切り換えた。LPCI注水開始後900秒で試験を終了した。

3.2.2 炉心内二次元熱水力挙動の結果

図3.4に、高出力集合体である集合体2と4及び低出力集合体である集合体8における炉心下端と上端との間の差圧の比較結果を示す。各集合体での出力が違ってもかわらず、各集合体での差圧の違いはほとんど見られない。このことは炉心内での横流れにより蓄水が平坦化したことを示しているものと考えられる。つまり横流れが無いとした場合、文献(49)でのボイド率相関式による考察からわかるように、各集合体での差圧は出力の違いにより異なってくるからである。図3.5に、やはり集合体2、4、8における炉心中央附近での区間ボイド率の比較を示す。ボイド率は摩擦及び加速損失が無視できると仮定し、区間差圧の計測値より求めた。この比較においても集合体間の差異はなく、やはり横流れの存在を示している。

次に熱伝達促進に関するデータを図3.6に示す。この図では、炉心中央よりやや上における高出力集合体(集合体2、4)及び低出力集合体(集合体8)での発熱棒表面熱伝達率の比較を示している。熱伝達率は2章と同じく、被覆管表面温度の計測値を使い、熱伝導方程式を解くことにより求めた。各試験とも出力の高い集合体での熱伝達率が出力の低い集合体における熱伝達率よりも高くなっている。これらの試験では半径方向の出力ピーキング係数が1.065であったが、この係数がより大きい試験では熱伝達率の集合体間の差はより大きくなることが報告されている⁽²⁰⁾。

本節では炉心内の横流れの存在を示す結果を示し、次に出力の高い集合体での熱伝

達促進についての結果を示した。次節では2章での小型実験で開発した液流速と熱伝達率との関係を表わすモデルとの比較を行い、炉心内の横流れによる液上昇流量の違いと熱伝達促進との関係を考察する。

3.2.3 2章でのモデルとの比較

2章では、村尾・杉本の膜沸騰熱伝達率相関式をベースとし、対流項の係数に液流速の効果を含むモデルを提案した。このモデルは半径方向出力分布のないSCTFでの試験に対し適用可能であった。図3.7に図3.6と同じ高さでの熱伝達率に関し、液流速効果を含まないオリジナルの村尾・杉本の式とデータとの比較をしめす。相関式中の各項は前章と同様に計測値により見積もり、物性値は膜温度で評価した。Base case試験の場合は50秒以降、High Acc and LPCI試験の場合はほぼ全時間帯で熱伝達率を過小評価している。また熱伝達率の集合体間の違いを相関式は表わすことができない。

過小評価の理由としては液流速効果が含まれていないことが考えられる。つまりHigh Acc and LPCI試験のLPCI期での炉心入口の平均冠水速度は図3.3に示したように約7.5 cm/sであり、前章の図2.9での結果より推定すると、この条件ではオリジナルの相関式は過小評価する可能性があるためである。このことを確かめるため、2章で導入した対流項の補正係数 f をこれらSCTF試験のデータに対しても求めた。そして、付録Aでのエネルギーバランスの方法を使い、みかけ液流速を求め、それとの相関を2章での結果と比較した。その結果を図3.8に示す。SCTFのデータとしては高さ1.905m及び2.33mでの集合体2、4、8でのものを使い、みかけ液流速の算定では横流れのないものとして評価した。SCTFにおいても液流速が高くなるにつれて f は大きくなっており、定性的には小型実験の結果と類似である。しかしながら、定量的には小型実験での誤差範囲（±25%）よりやや f の大きい側に位置しており、液流速効果のみでは過小評価の原因を説明できない。誤差範囲より大きくなるデータは主に高出力集合体でのものであった。

小型実験での関係は2章に示したように出力分布のないSCTF試験に対しては適用できていた。したがって、出力分布による効果が液流速効果と重なって小型実験との差異を大きくしていることが考えられる。図3.4及び図3.5での結果は炉心内の横流れの存在を示していた。仮に液相が横流れにより高出力集合体側へ流入したとすると、高出力集合体での軸方向の液流速を増加する方向に働く。したがって、図3.8では横軸のみかけ液流速を横流れの無いものとして評価していたが、横流れによるみかけ流速の増加を考慮すれば小型実験との差異は小さくなる。このことは、半径方向出力分布による熱伝達促進の物理的な機構として、炉心内の横流れによる軸方向液流速の増加というものが考えられることを示している。

3.3 REFLA/TRACコードによる熱伝達促進現象の解析

3.2節では、炉心内での多次元的な流動が熱伝達促進と関係のあることが定性的に示された。本節では、この定性的な議論をより定量的に把握する目的で、2章でのモデルを組み込んだ多次元二流体モデルコードREFLA/TRAC⁽¹⁰⁾によるSCTF試験の数値シミュレーションを行い、熱伝達促進のメカニズムを定量的に検討するとともに、2章でのモデルにより熱伝達促進の程度が定量的に予測できるか否かを調べる。

REFLA/TRACコードは米国ロスアラモス国立研究所で開発されたTRAC-PF1/MOD1 (Version12.5)コード⁽²¹⁾を骨組としている。TRAC-PF1/MOD1コードは、PWRで想定される事故時の熱水力挙動に対し、Best estimateな予測を与える計算コードの一つである。このコードは、非均質及び熱非平衡が取り扱える一次元ないしは三次元の二流体モデルに基づいており、流動様式に依存する構成方程式を含んでいる。現在までにこのコードは再冠水期炉心内熱水力挙動に対する予測性能の悪いことが指摘されており⁽⁹⁾、改良の必要があった。そこで原研では、村尾らの開発した再冠水解析コードREFLA⁽⁵⁰⁾の炉心熱水力モデル等を組み込み、REFLA/TRACコードを開発した。現在まで主に炉心及びシステムとも一次元のノーディングによりコードの予測性能が評価されており、半径方向出力分布に起因する熱伝達促進現象を除き大型再冠水試験の予測に適用できることが確かめられている⁽⁵²⁾。

本節での解析では三次元の熱流動の扱えるVESSELコンポーネントを使う。VESSELコンポーネントは円筒座標系ないしは直交座標系で計算のノーディングを設定でき、各々の方向に対する質量、運動量及びエネルギーの保存則を気相及び液相に対したてている。REFLA/TRACコードではVESSELコンポーネントの軸方向(高さ方向)の保存則に使われる界面せん断力、壁面熱伝達率及び界面熱伝達率の構成方程式をREFLAのモデルを参考に修正した。また膜沸騰のモデルとしては2章でのモデルを組み込んだ。多次元の解析では液相が下降流となり、 U_i が負となることがある。この場合、液流速の補正係数は $U_i = 0$ での値(一定値, 0.94)を使った。また本解析では U_i が0.3m/s以上になることはなかったが、コーディング上は $U_i = 0.28\text{m/s}$ での値(一定値, 2.0)を U_i が0.28m/sより高くなる場合は使うようにした。これらの処置は実験データによる裏付けがないための暫定的な処置であり、将来その妥当性を評価すべき課題である。

本節でのSCTF解析に使用したノーディングを図3.9に示す。解析対象とした試験は半径方向出力分布の急峻な(集合体3,4でもっとも出力が高く、半径方向出力ピーキング係数は1.2)試験S2-16⁽⁵³⁾である。圧力容器部のみをVESSELコンポーネントを使いモデル化した。こうした理由は、この試験がダウンカム下部を塞ぎ、下部プレナムへECC水を直接注入した強制冠水方式の試験であることと、SCTFでは蒸気発生器のかわりに気水分離器をホットレグ出口に設けているため、ループの挙動が圧力容器内の熱水力挙動に影響しないと考えることができたためである。分割数は、高さ方向19、炉心部は12、横方向11、炉心部は集合体毎とし8、厚さ方向には1とし二次元的な分割とした。なお、二次元的な流動の予測に影響を与える炉心内の横方向の抵抗係数、 C_D 、としてはCOBRA-IVで使用されている値等⁽⁵⁴⁾⁽⁵⁵⁾を参考に、ロッド一列当たり $C_D = 0.4$ とした。

ECC水の注入はFILLコンポーネントで模擬し、流量及び水温の計測値を時間テーブルで与えた。ホットレグ出口の境界条件は時間依存の圧力境界とし、BREAKコンポーネントで与えた。主な試験条件を表3.2に示す。

図3.10に、高出力集合体(集合体4)の炉心中央附近での被覆管温度及び区間ボイド率の比較を示す。なおこの図には液流速効果の補正係数を1.0に固定した計算結果も含めてある。区間ボイド率に関しては、300秒附近を境としてそれ以前では過小評価、それ以後は過大評価する傾向が見られるがほぼデータを予測できている。被覆管温度の予測に関しては、約250秒以降熱伝達率を過小評価している。ただし、液流速効果を含めることにより予測は改善されており、炉心内での二次元的な流動による高出力集合体での軸方向液流速の増加を予測した結果と思われる。しかしながら、液流速の効果を含めた予測結果はデータとくらべた場合、まだ熱伝達の促進の程度を過小評価している。

図3.11に液流速効果を含めたREFLA/TRACコードにより予測された炉心内の二次元的な液流量の分布を示す。この結果は300秒でのものであり、この時刻でのクエンチフロントの位置も示されている。また液流量は300秒の前後5秒間の平均値である。この図より、出力の高い集合体ほど液上昇流量が高くなる傾向があり、低出力集合体では下降流となっていることがわかる。また横方向の流れの向きに関しては、クエンチフロントより下では低出力集合体側から高出力集合体側への流れが、クエンチフロントより上では高出力側から低出力側への流れがあり、炉心内で循環していることがわかる。この循環流の存在と、図3.10において液流速の効果を含めることにより熱伝達促進の予測が改善されていたこととを考えると、3.2.3節で定性的に示された”炉心内の横流れによる軸方向液流速の増加により熱伝達促進が起こる”とした物理的な機構の存在が、計算コードによっても数値的に示されたものと考えられる。

次に、図3.10において指摘したように、熱伝達促進の程度をいまだ過小評価している原因を考察する。図3.12に、炉心直上部に位置するエンドボックスと呼ばれる領域での流体密度に関する計算結果と γ 線密度計による計測値との比較を示す。計算では、500秒附近の密度が急増する以前では集合体間の差は小さく、出力の低い集合体ほど密度の高くなる傾向がある。なお密度の急増する時刻は全炉心がほぼクエンチする時刻と対応していた。それに対し実験では、高出力集合体側の密度と低出力集合体側でのそれとの差は比較的大きく、出力の高い集合体のほうが密度は高い。また出力の低い集合体での密度は、密度の急増する時刻以前において、再冠水開始以前(約150秒以前)の蒸気単相での密度とほぼ等しいことがわかる。図3.12での結果は、計算ではクエンチフロントより上での液相の横流れによる混合が良く、炉心上部ではほぼ均一な液上昇流となっているのに対し、実験では高出力集合体での液上昇流量が低出力集合体でのものより高いことを示している。この実験での密度分布の結果と、図3.11でコードにより予測された炉心内循環流の様相とから、実際に試験では図3.12の右側に示したようにクエンチフロントより上ではもっと炉心上方にまでおよぶ大きな循環が起こっ

ていたのではないかと思われる。この大きな循環が起こっていたとする場合、図3.11でクエンチフロントより上の短い区間で横流れした液流量が軸方向に加算されることになり、熱伝達促進の予測精度が向上できる。このことを示したのが図3.13である。この図で熱伝達促進の程度を予測するのに必要な f のレベルは記号Aで示されており、より大きな循環が予測できれば熱伝達促進を予測可能であることがわかる。

ここまでに示したREFLA/TRACコードによる解析及び図3.13の結果より、熱伝達促進現象が炉心内の循環流により引き起こされているとの物理的な機構が計算コードによっても裏付けられ、クエンチフロントより上でのREFLA/TRACコードの流動の予測を改善できれば、2章でのモデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測することのことができることが示された。しかしながら、2章の小規模な体系で得たモデルが、クエンチフロントより上での流動の予測を改善すればより大規模な炉心での熱伝達促進の解析に適用可能であるとの結論を下すには、次に述べる問題を解決する必要があるものと考えられる。つまり、2章でのモデルは2章で示したように平坦出力分布のSCTF試験には適用できたものの、横流れのある多次元流動下での膜沸騰熱伝達率を表現できるか否かについては検証されていないという問題である。この問題に対し解決を与えてくれる実験データは筆者の知る限りなく、今後の課題と考える。

3. 4 本章の結論

本章では、平板炉心試験での半径方向出力分布による熱伝達促進のデータを2章でのモデルと比較するとともに、そのモデルを組み込んだ多次元最適予測コードREFLA/TRACによる解析を行い、半径方向出力分布に起因する熱伝達促進現象が炉心内循環流により生じていることを定性的に示すことができた。また、2章でのモデルが多次元流動下においても適用できるとの仮定のもとに、クエンチフロントより上でのREFLA/TRACコードの流動の予測を改善できれば、2章でのモデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測することのできることがわかった。しかしながら、この仮定の妥当性については今後評価する必要がある。

表3.1 冠水速度効果を調べるSCTF試験での主な試験条件

Test No.	Objective	Initial pressure (MPa)	Max. rod surface temp. at reflood initiation (K); T_{wi}	ECC water injection rate (kg/s) Acc max. LPCI	Max. core inlet water subcooling (K)
S1-01	Base case	0.195	970	22 11.4	19.0
S1-SH1	High Acc and Low T_{wi}	0.2	873	40 11.1	19.0
S1-05	Low LPCI	0.2	952	25 6	18.0
S1-09	High Acc and LPCI	0.201	961	45 19	22.0

Decay curve type and radial power ratio were common for these four tests:

Decay curve type; ANS + Actinides + Delayed neutron from 30 s after scram and

Radial power ratio; Bundles 1 and 2 : 3 and 4 : 5 and 6 : 7 and 8 = 1.001 : 1.065 : 1.015 : 0.919.

表3.2 急峻出力分布SCTF試験での主な試験条件

Test parameter		Value
Max. ECC injection flow rate	(kg/s)	19.3
ECC injection flow rate in	(kg/s)	5.0
LPCI period		
Initial system pressure	(MPa)	0.2
Initial peak cladding temperature, T_{wi}	(K)	1158
ECC water temperature	(K)	362-393
Initial total power	(MW)	7.12
Radial power ratio		1.0:1.2:1.0:0.8
(Bundles 1 and 2 : 3 and 4 : 5 and 6 : 7 and 8)		
Power decay curve		(ANS + Actinides)x1.02 from 40 s after scram

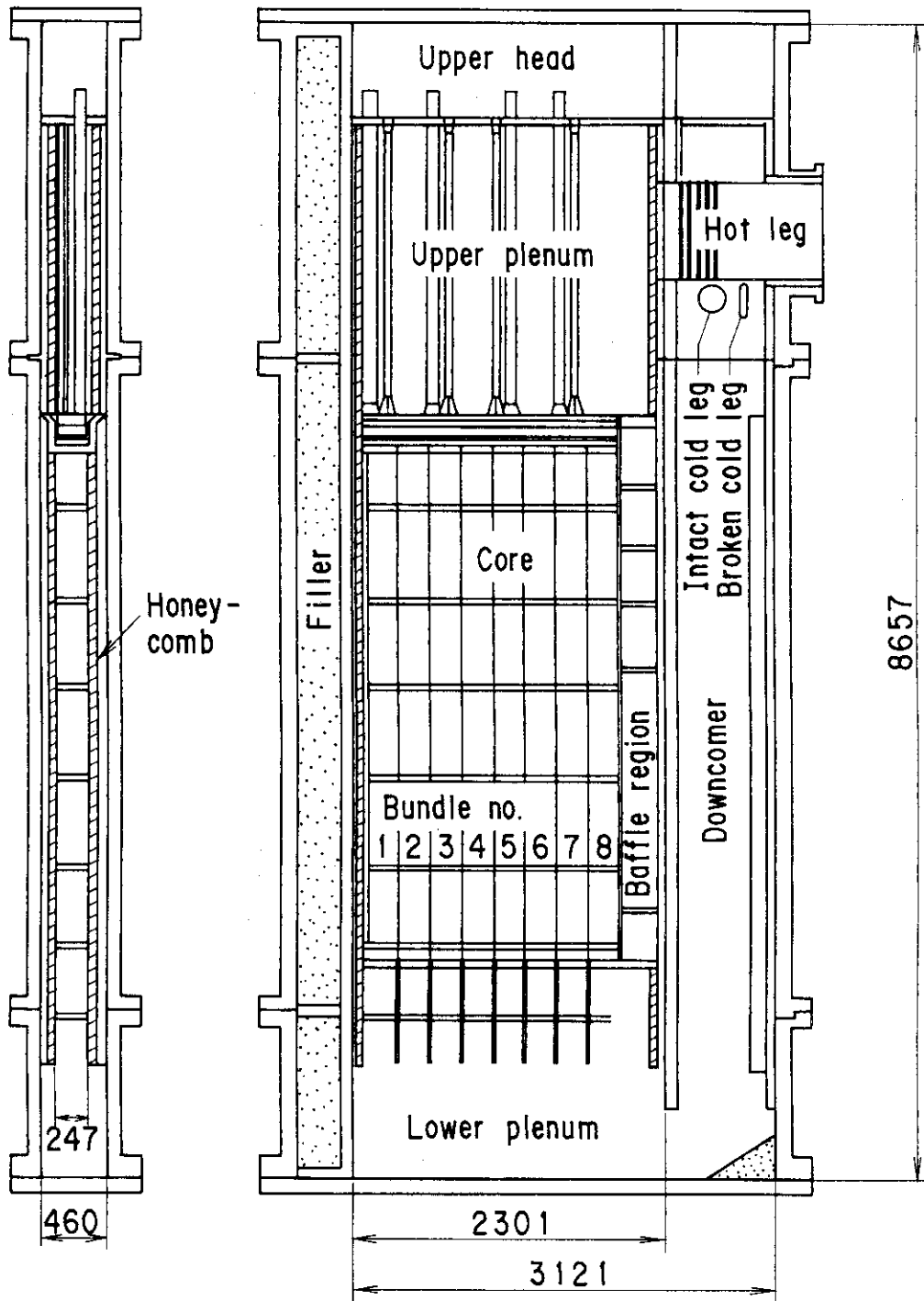


図3.1 SCTR圧力容器の断面

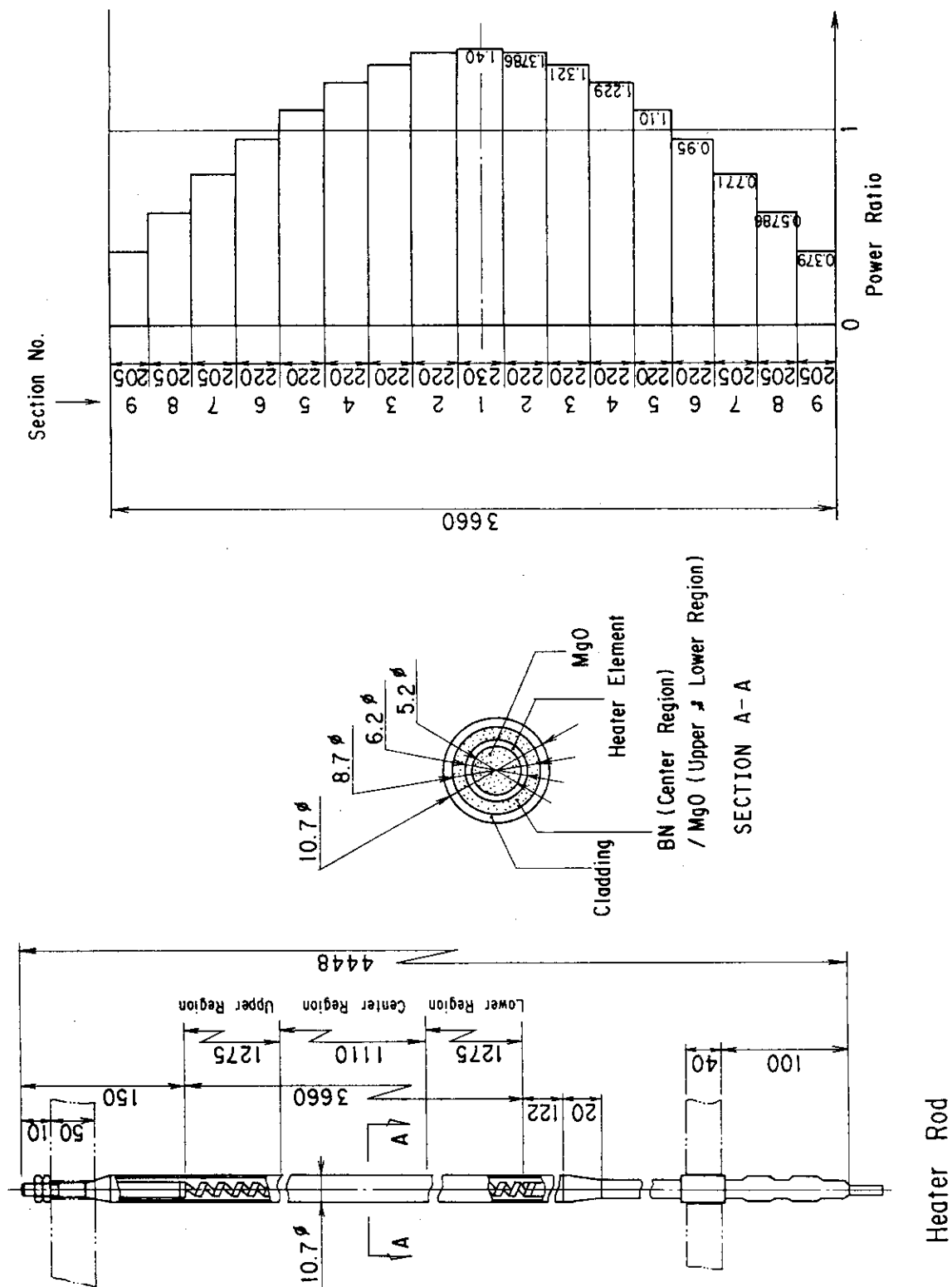


図3.2 SCTF発熱棒及び軸方向出力分布

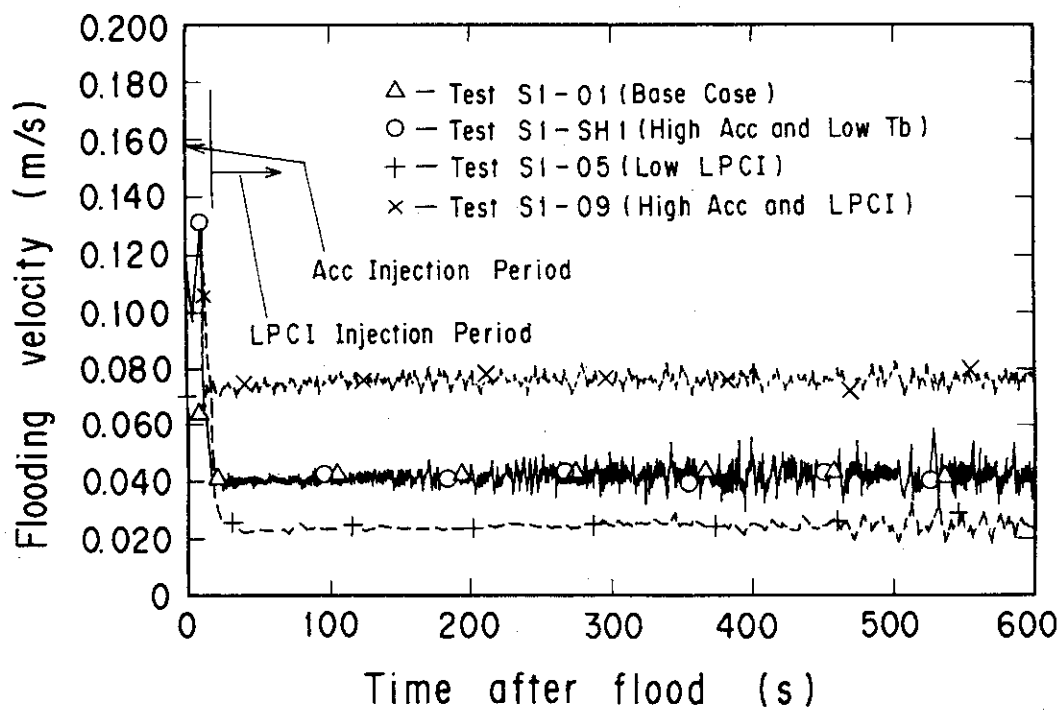


図3.3 冠水速度効果を調べるSCTF試験での冠水速度の比較

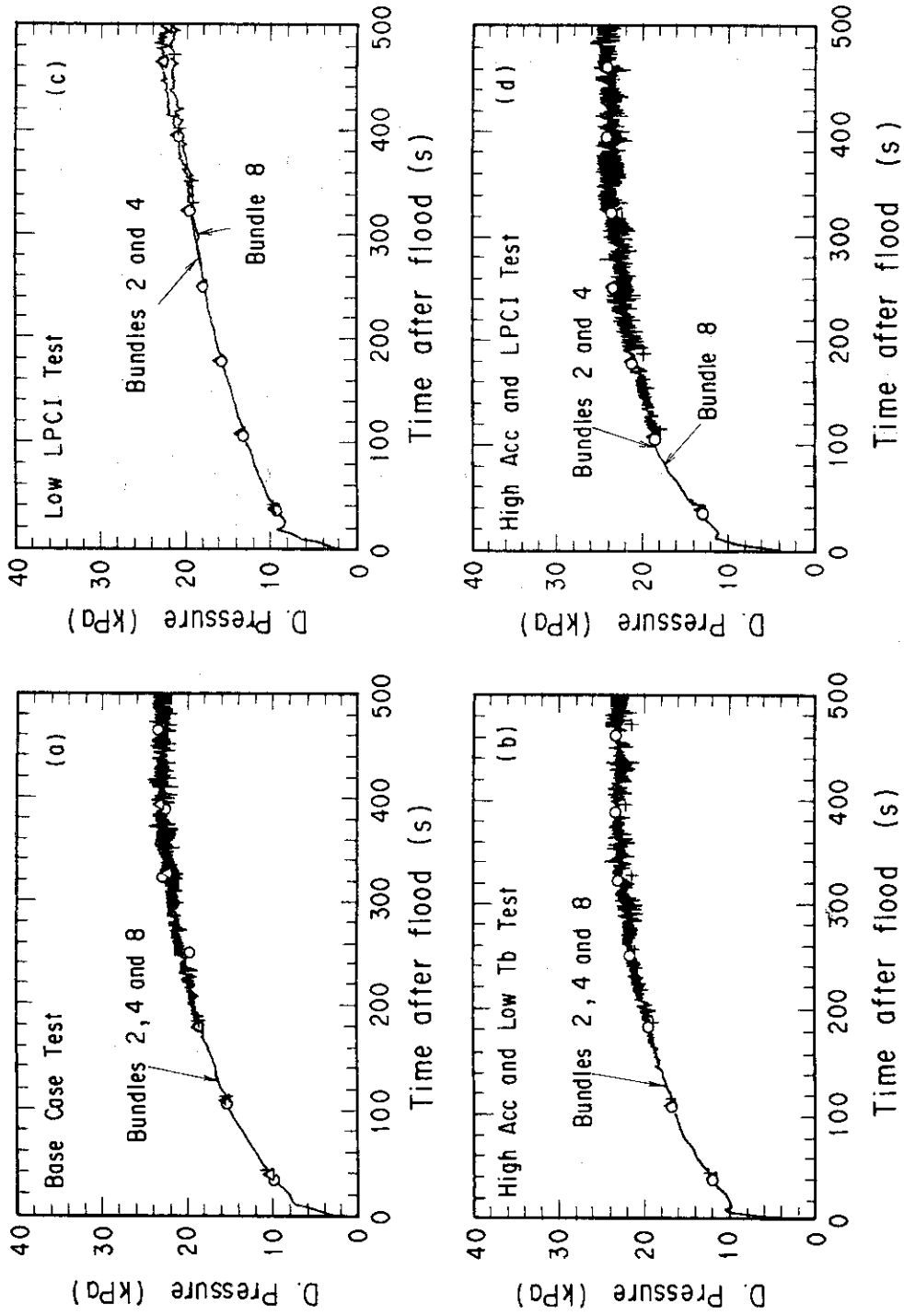


図3.4 炉心全長差圧の半径方向分布の比較

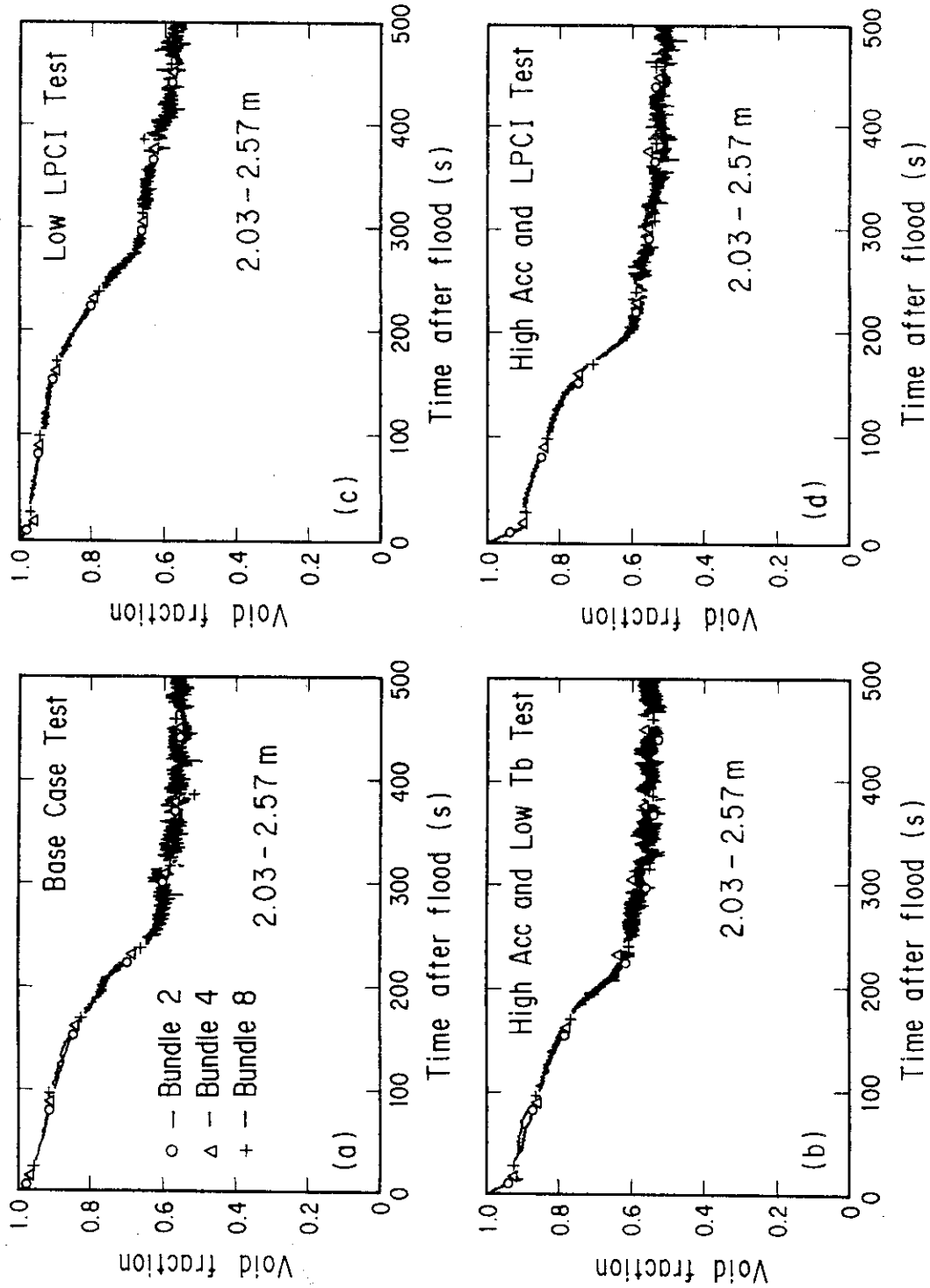


図3.5 区間ポイド率の半径方向分布の比較

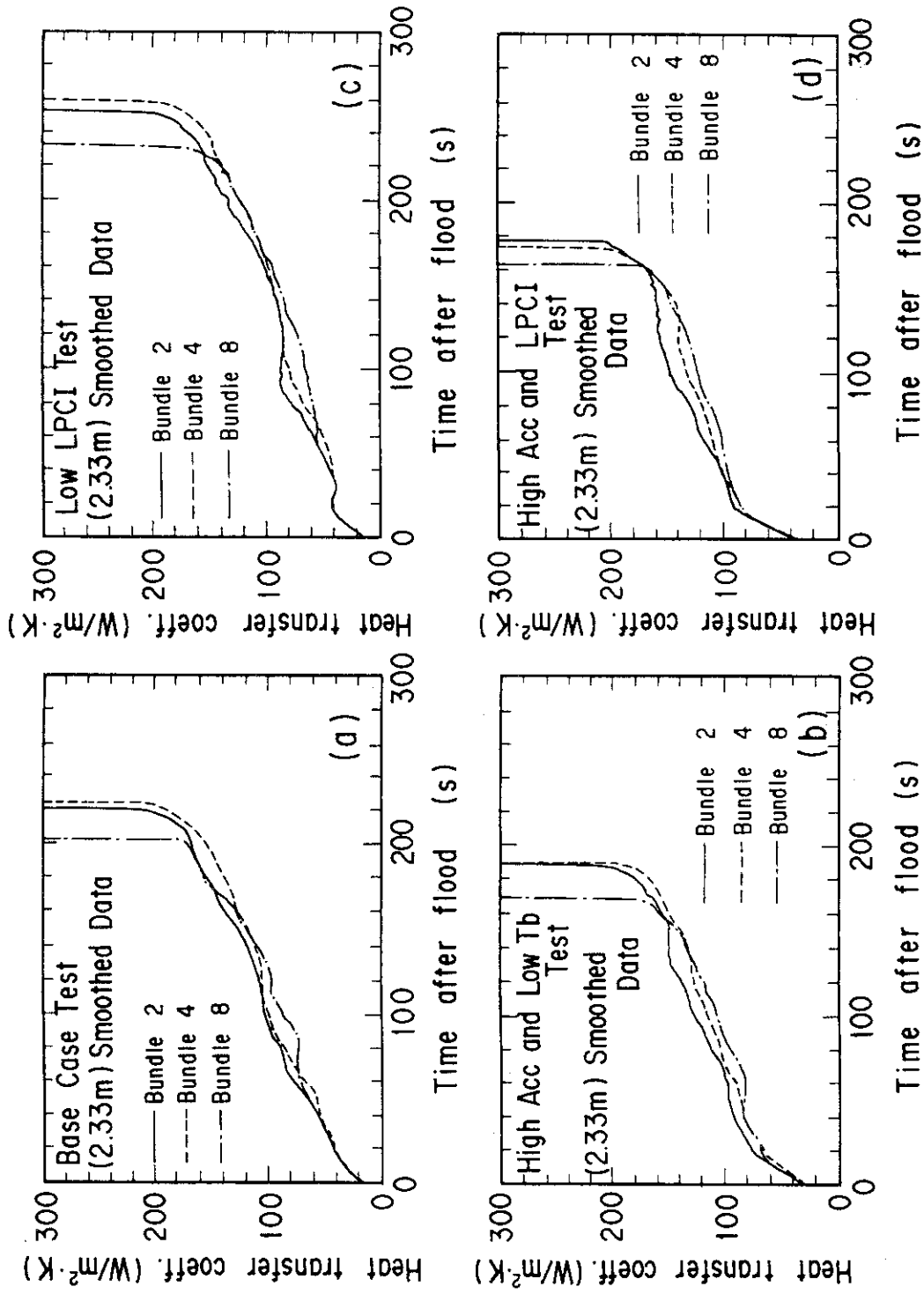


図3.6 熱伝達率の半径方向分布の比較

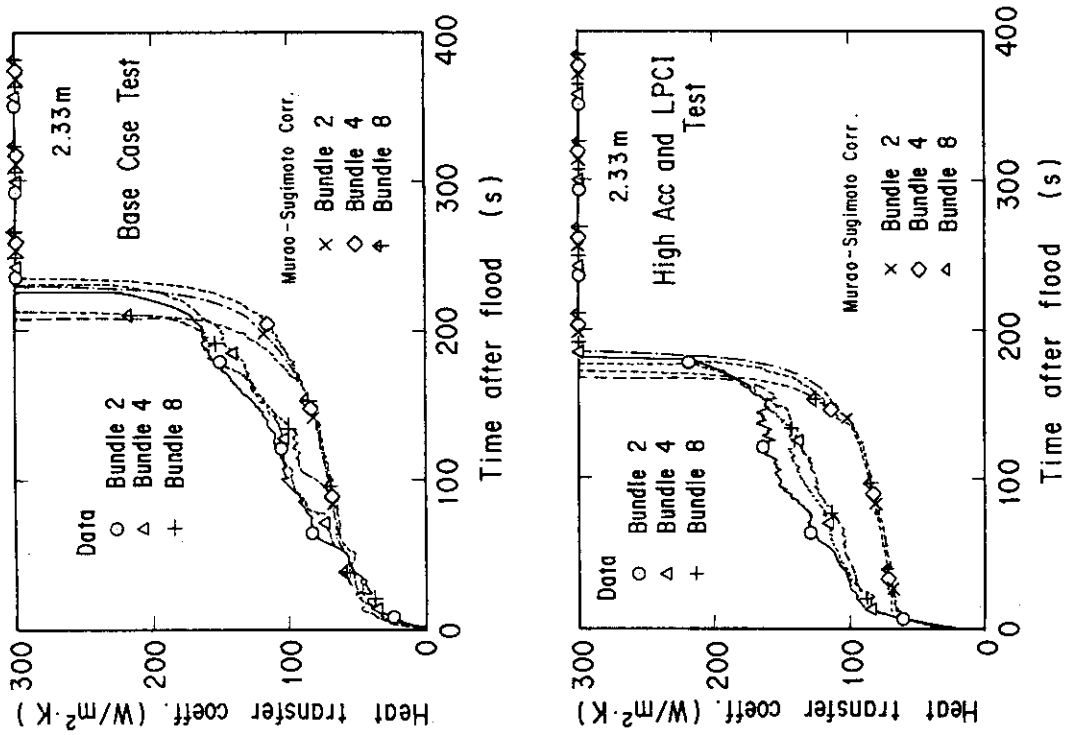


図3.7 オリジナルの村尾・杉本の式との比較

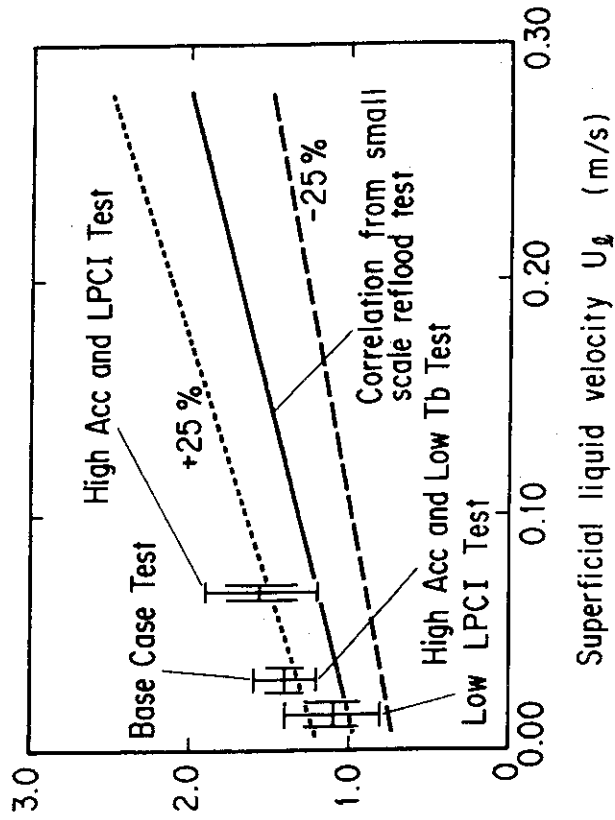


図3.8 2章で得た液流速効果補正係数 f とSCTFデータとの比較

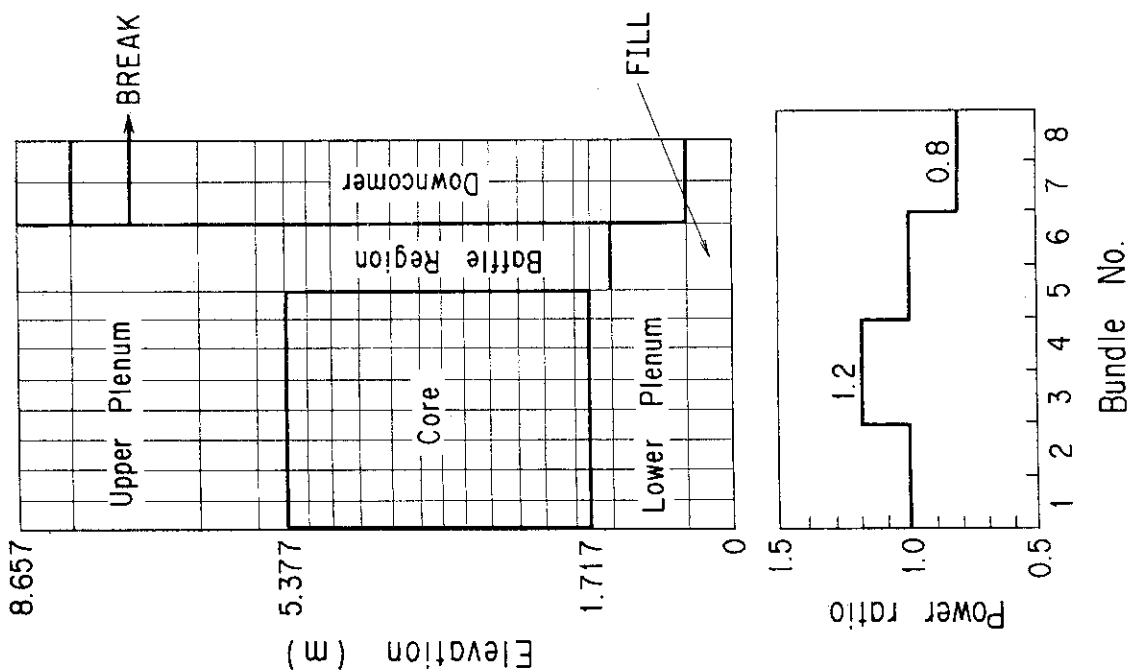


図3.9 REFLA/TRACコードによる解析用ノードディンク

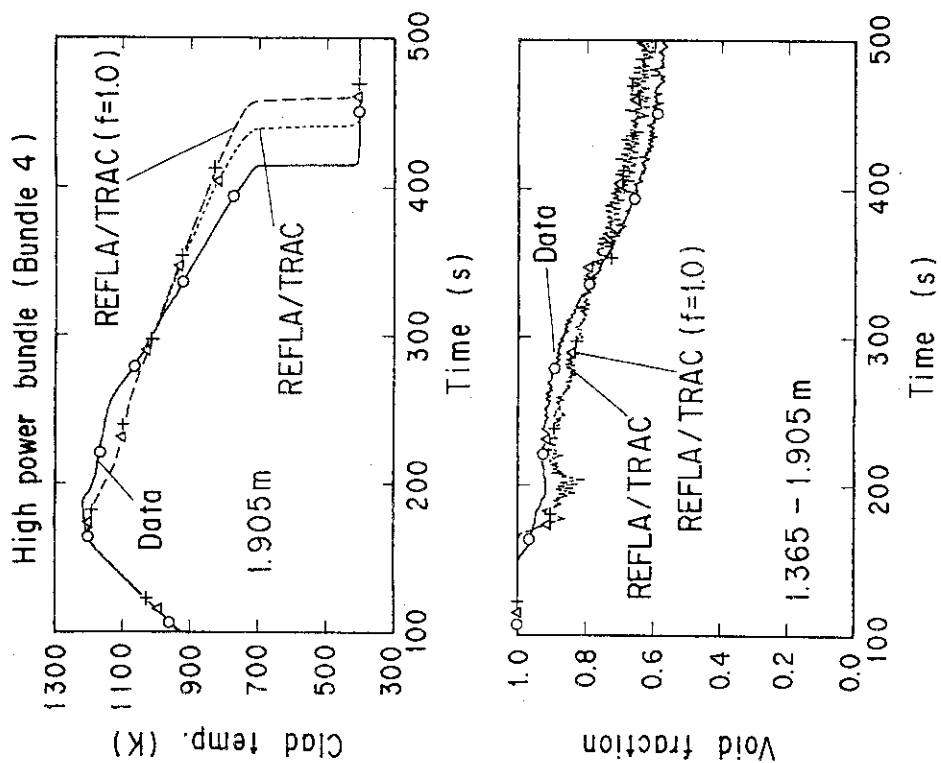


図3.10 高出力集合体での被覆管温度及び区間ポイド率に対するデータと解析結果との比較

Mass flow rate distribution by REFLA/TRAC
Time = 300s (Time after flood = 150s)

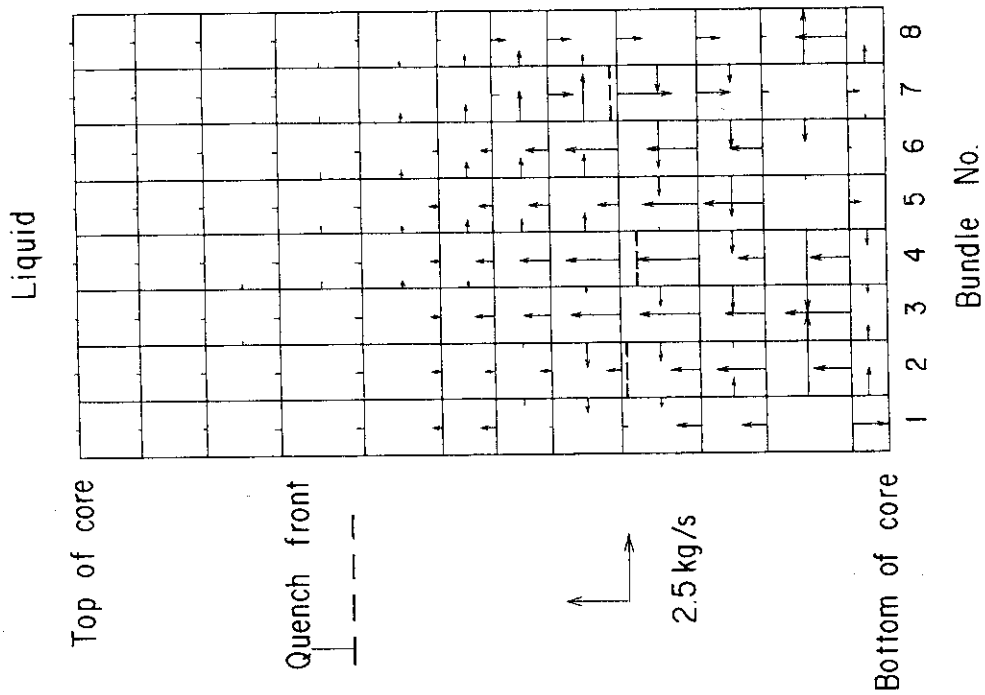


図3.11 REFLA/TRACコードにより予測された炉心内二次元液
流量分布

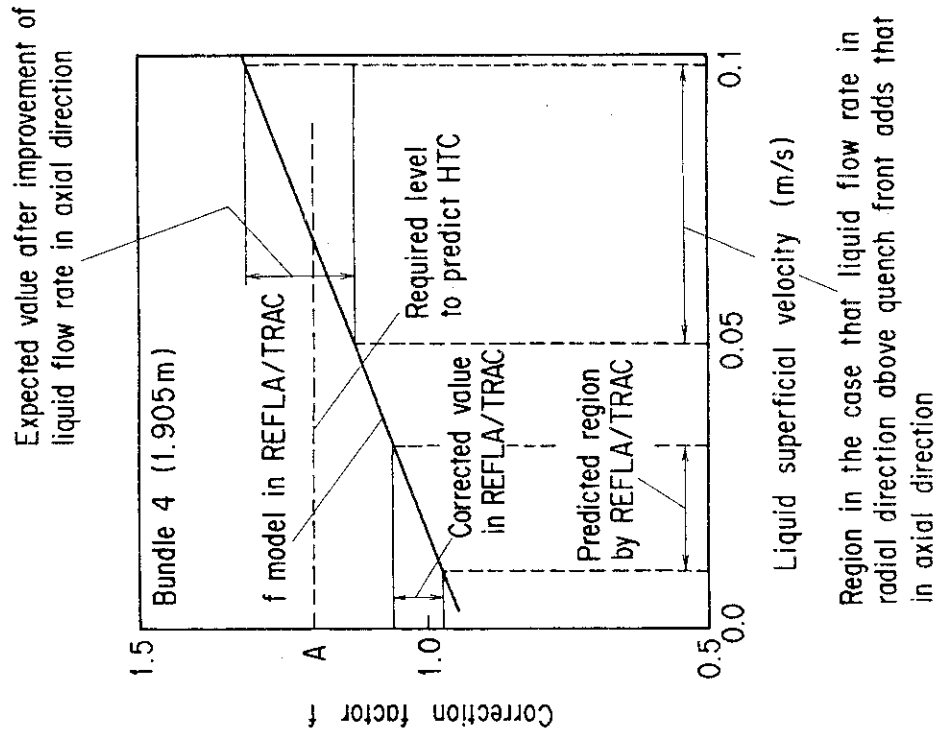


図3.13 熱伝達促進の程度を定量的に予測するために必要な
補正係数 f のレベル

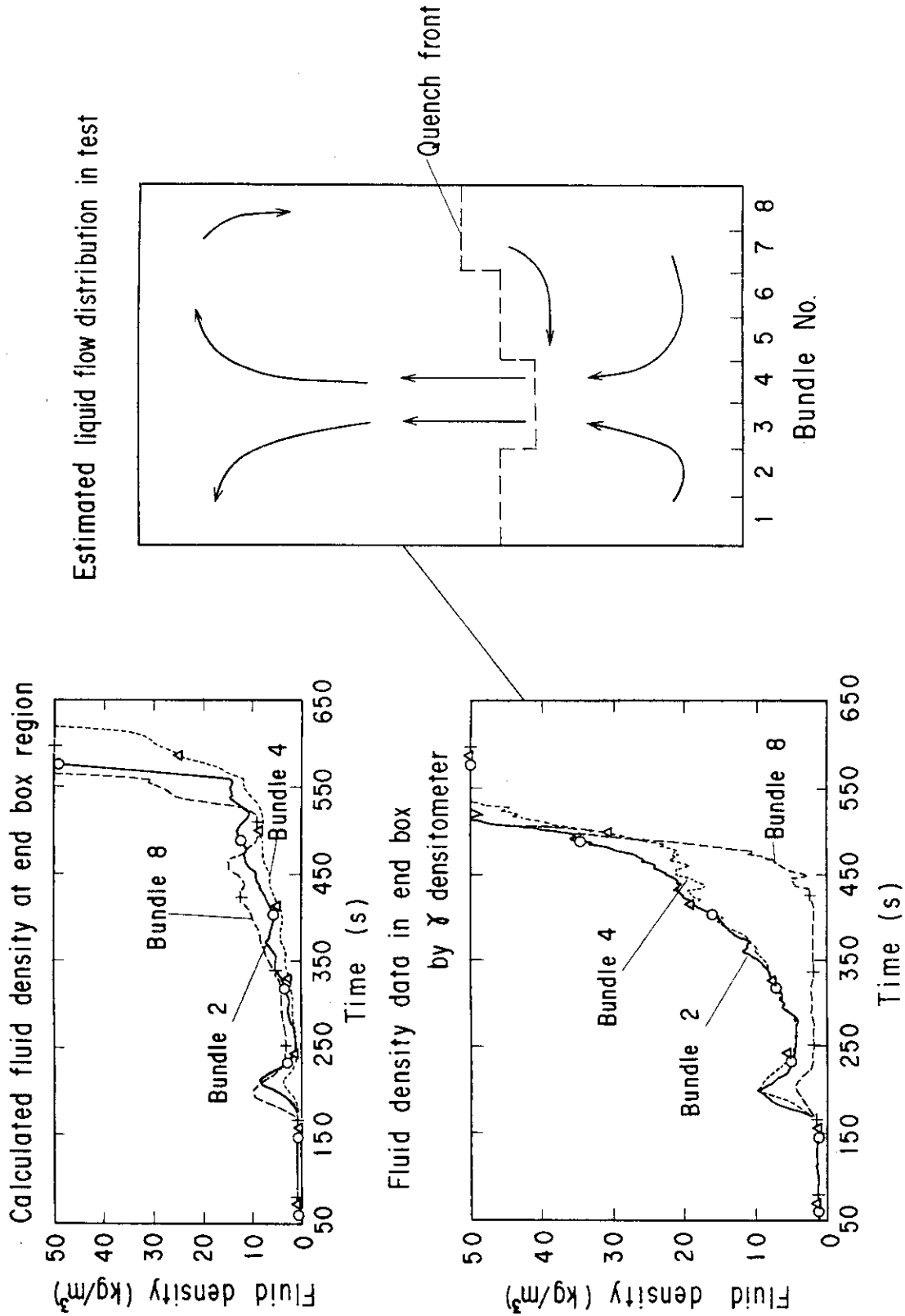


図3.12 エンドボックス領域での流体密度の半径方向分布の比較及び炉心内循環流パターンの想定図

4. 15X15型燃料集合体で得られた再冠水期熱水力モデルの17X17型実燃料集合体への適用性

4. 1 序

従来、比較的燃料棒径の太い模擬燃料体(15x15型)で開発されてきた再冠水期熱水力モデルを17X17型の実炉へ適用する場合、表1.1にその違いを示したように以下の点に関する検討が必要である：

- (1) 燃料集合体形式の違いの効果(15X15型集合体と17X17型集合体の違い)、
- (2) 燃料集合体内支持構造の違いの効果、及び
- (3) 燃料棒の構造の違いの効果(被覆管材質効果及びギャップ効果)。

本章ではこれらの各項目について個別に評価するための実験データを取得し、各効果を実験的に明らかにするとともに、最適予測コードREFLA/TRACに組込まれている従来の熱水力モデル；村尾・杉本の膜沸騰熱伝達率モデル⁽¹⁶⁾及び村尾・井口のボイド率モデル⁽⁵⁶⁾の適用性の評価を行う。なお、村尾・杉本のモデルは2章において15X15型の模擬燃料集合体でのデータを使い、液流速の効果に対して改良された。従って、適用性を評価する膜沸騰熱伝達率のモデルとしては2章のモデルを採用する。

実験データは2章で使ったものと同じ小型再冠水試験装置を使って取得する。表4.1に、上記(1)、(2)、(3)を検討するために行った一連の再冠水試験で用いたテスト部の特徴をまとめた。テスト部1の燃料集合体形式、燃料集合体内支持構造並びに燃料棒構造は従来の15X15型集合体を模擬した模擬燃料集合体を使った小型再冠水試験や大型再冠水試験(CCTF及びSCTF)と同一である。テスト部2から5の燃料集合体形式は17X17型集合体と同一の燃料棒径及びピッチを有している。本章では、テスト部1及び2の結果から燃料集合体形式の違いの効果、テスト部2及び3の結果から支持構造の違いの効果、テスト部3での支持構造は実炉の17X17型集合体で用いられているものを模擬している。また、テスト部4及び5の結果から燃料棒構造の違いの内、被覆管材質効果を調べる。ギャップの効果についてはテスト部2とテスト部4との結果から調べる事が考えられるが、次節において示すように、燃料棒の内部構造及び温度計測位置が共に両テスト部で異なっており、直接的な比較とならない。このため、REFLA/TRACコードの解析結果を仲介として評価することとする。

4. 2 実験

実験装置は図4.1に示すように実長6x6の模擬燃料集合体を有している。模擬燃料集合体は間接発熱である。発熱棒の内部構造を図4.2に示す。テスト部1での発熱棒内部構造は左の15X15型のものであり、テスト部2、3は中央の17X17型、テスト部4、5

は右のギャップ付き17X17型のものである。被覆管の温度計測用の熱電対はテスト部1、2及び3では被覆管表面の溝に埋めこんだ。テスト部4及び5では被覆管の肉厚を実炉のものと同様0.57mmとしたため薄く強度上問題があったため、ギャップの内側にあるインコネル管の表面の溝に埋め込んだ。またテスト部4及び5でのギャップにはヘリウムガスを充填した。被覆管またはギャップ内側のインコネル管とニクロムとの間の絶縁物は図4.3に示すように軸方向に違うものを使った。

図4.3に軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置を示す。軸方向の出力ピーキング係数は1.4であった。グリッドスペーサの位置及び数量はテスト部3でのものを除き15X15型のものに基づいている。テスト部3ではスペーサ間の間隔が狭く、数量も他のテスト部とくらべ2つ多い。ただし、上端、中央及び下端でのスペーサの高さ位置は他のテスト部と同一である。テスト部3でのスペーサには図4.4に示すようにサブチャンネルの位置のスペーサ上端にミキシングベーンを設けた。スペーサの高さは全てのテスト部で40mm共通であったが、板厚はテスト部3では実炉と同様と考えられる0.4mmとし、他のテスト部では従来の小型再冠水試験や大型再冠水試験と同じく0.8mmとした。

実験はすべて強制冠水方式で行った。冷却水は一定流量で下部プレナムへ注入した。炉心からのキャリーオーバー水は上部プレナムで分離された。主な実験条件を表4.2に示す。実験条件の値及び範囲は、EM条件とほぼ等価な条件で行われたCCTF試験C2-4及びC2-6⁽⁵⁷⁾⁽⁵⁸⁾の条件を基準に決定した。なお、テスト部4及び5でのギャップのヘリウム圧は装置の制約上0.6MPaまでしか加圧できないが、テスト部4を使い再冠水期熱水力挙動に及ぼすヘリウム圧の違いによる影響を調べたところ、ほとんどその影響のないことを確かめた。これはヘリウムガスの熱伝導度が圧力にほとんど依存しないためであると考えられる。したがって、4.5節での実験では全てヘリウム圧を0.2MPaとした。

区間平均のボイド率を求める目的で、図4.3に示すように各グリッドスペーサ間の位置で区間差圧を計測した。被覆管温度はテスト部4、5では高さ方向に30点、他のテスト部では高さ方向に50点計測した。炉心中央附近での流動状況は高速ビデオ(200フレーム/s)に集録した。

4. 3 集合体形式の違いに関する評価

本節では、テスト部1(15X15型)及びテスト部2(17X17型)を使い、同一の実験条件のもとでの被覆管表面温度、熱伝達率及び区間ボイド率を相互比較することにより燃料集合体形式の違いの効果を実験的に検討するとともに、従来15X15型燃料集合体に対し開発されてきた、2章での膜沸騰熱伝達率モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの17X17型への適用性を評価する。

4.3.1 典型的な実験結果

図4.5に、表4.2での基準実験条件における炉心中央附近での被覆管温度及び区間ボイド率の比較を示す。また図4.6に、これらの被覆管温度を使い熱伝導方程式を解いて求めた熱伝達率の比較を示す。区間ボイド率は、グリッドスペーサでの二相流圧力損失を考慮して区間差圧の計測値より求めた。この二相流圧力損失を考慮した理由は、17X17型集合体ではサブチャンネルの流路面積が15X15型よりも小さいが、テスト部1、2のスペーサの形状は同じであるので、同一の実験条件のもとではサブチャンネルでの蒸気流量等の条件が両集合体間で異なり、そこでの圧力損失も異なることが考えられたためである。グリッドスペーサでの圧力損失は、スペーサの K ファクター及び付録Aに示したエネルギーバランスの方法により求めた局所の流動条件とから求めた。スペーサの K ファクターは、付録Bに示すように別途実験的に求めた。

図4.5及び4.6の結果より、同一の実験条件のもとでは17X17型は15X15型よりも熱伝達率がやや低く、被覆管温度がやや高いことがわかる。また区間ボイド率は17X17型のほうがやや高い。17X17型と15X15型とで違いを生ずる理由としては、両集合体間のサブチャンネル流路面積の違いが考えられる。つまり、実験条件が同じ場合、単位流路面積当たりへの入熱量は17X17型のほうが大きくボイド率が高くなり、熱伝達率に違いを生ずるという考え方である。図4.5及び4.6の結果はこの考え方を裏付けている。したがって、17X17型での熱水力挙動は局所の流動条件に依存する熱水力モデルであれば、定性的に予測可能であると考えられることができる。

2章での膜沸騰熱伝達モデルのベースとした村尾・杉本の式は、ボイド率が高いほど熱伝達率は低くなり、上述した15X15型と17X17型との差異の傾向と定性的に一致する結果を予測することができる。また冠水速度は両集合体間で等しいため、サブチャンネルでの液相みかけ流速は17X17型のほうが低くなり、2章で開発した液流速効果からも17X17型の熱伝達率の低くなることを定性的に説明することができる。次の4.3.2ではこの2章でのモデルの17X17型への適用性を定量的に評価する。

4.3.2 2章で得た熱伝達率相関式の適用性評価

図4.7に2章での熱伝達率相関式と両集合体との比較を示す。相関式中の、 L_q 、 T_w 、 T_{sat} 及び α は測定値を使った。物性値は膜温度で評価した。また見かけの液流速は付録Aに示したエネルギーバランスの方法により求めた。再冠水開始直後は過大評価の傾向が、その後は過小評価の傾向が相関式にはあるものの、実験での傾向と同様に、17X17型での熱伝達率を15X15型でのものより低く予測している。低い予測結果は前節で期待されたように、17X17型でのボイド率が15X15型でのものより高く、液相みかけ流速が低くなることに起因した。

図4.8に、他の冠水速度条件でのものも含め定量的にどの程度の誤差範囲で予測できるのかを示す。なおこの図において、再冠水開始直後のデータとの比較は除いた。これは、実験ではこの期間蒸気单相流ないしは液滴分散流が観測されたが、相関式はチャン流を想定して開発されているためである。この図より、高さにより過大評価

ないしは過小評価となっているものの±30%の誤差を許せば予測可能であることがわかる。この誤差範囲はオリジナルの村尾・杉本の式の誤差範囲と同じ⁽¹⁶⁾であり、2章での熱伝達率相関式の17x17型に対する予測性能が15x15型に対するものと同程度であることを示している。

図4.8において、1.83mでのデータや約100W/m²Kより低い2.44mでのデータに対しては過大評価の傾向が、他の高さに対しては過小評価の傾向が見られる。1.83mや2.44mの高さはグリッドスペーサのすぐ下（直上流）に位置している。流動観察によるとグリッドスペーサのすぐ上には比較的早期に蓄水が見られ、その後もスペーサのすぐ下より蓄水の多いことが観察できた。本節での相関式に使うボイド率のデータはスペーサ間の区間平均のものであるため、このようなスペーサ間のボイド率の分布は反映されていない。したがって、より局所のボイド率のデータを相関式に使うことができれば、データとの差異は小さくなるものと考えられる。

4.3.3 村尾・井口のボイド率相関式の適用性評価

本節では、15X15型燃料集合体に対し、その適用性が検証されている⁽⁵⁹⁾村尾・井口のボイド率相関式の17X17型燃料集合体への適用性を評価する。村尾・井口の相関式は燃料集合体でのチャーン流に対し開発され、以下に示すようにスリップ速度を計算する形で提案されている：

$$\alpha = \frac{1}{2} \left[1 + \frac{U_g + U_l}{\Delta u} - \sqrt{1 - 2 \frac{U_g - U_l}{\Delta u} + \left(\frac{U_g + U_l}{\Delta u} \right)^2} \right]$$

$$\Delta u = \frac{U_g}{\text{Min}(\alpha_{Yeh}, \alpha_{L-M})}$$

$$\alpha_{Yeh} = \text{Min} \left(0.925 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.239} \left(\frac{U_g}{U_{cr}} \right)^a, 1.0 \right) \quad (4.1)$$

$$\left(U_{cr} = 1.53 \left(\frac{\sigma g}{\rho_l} \right)^{0.25}, a = 0.67 \left(\frac{U_g}{U_{cr}} < 1 \right), \right.$$

$$\left. a = 0.47 \left(\frac{U_g}{U_{cr}} \geq 1 \right) \right)$$

$$\alpha_{L-M}^{-1} = 1 + 0.84 \left(\frac{U_l}{U_g} \right)^{0.64} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0.28} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.07}$$

Min (A, B) は、AないしBの小さいほうを取ることを意味している。4.3.1での議論では、17X17型集合体と15X15型集合体との違いを予測するためには局所の流動条件に依存するモデルの必要性を指摘した。式(4.1)の村尾・井口のボイド率相関式は局所の蒸気及び水のみかけ流速に依存しており、17X17型集合体への適用性が期待できる。相関式を適用する場合に必要な気液の流速は、付録Aに示したエネルギーバランス

の方法により求めた。

図4.9に相関式と両集合体との区間差圧の比較を示す。相関式による区間差圧では、4.3.1で述べたグリッドスペーサによる圧力損失及びBlasiusによる摩擦圧力損失を考慮した。記号Aで示した附近の時間帯ではデータと相関式との差異が比較的大きいものの、17x17型での差圧が15x15型でのものより低くなる実験的な傾向を相関式は良く予測している。他の冠水速度条件のものも含め、定量的に比較した結果を図4.10に示す。記号Aで示す位置では誤差がやや大きいものの、ほぼ±30%の誤差範囲内でデータを予測できている。記号A及びBで示した位置は図4.9での記号A及びBで示した時刻に対応している。この誤差範囲は村尾・井口の式の15x15型集合体に対する誤差範囲と同じ⁽⁵⁶⁾であり、村尾・井口の式の17x17型に対する予測性能が15x15型に対するものと同程度であることを示している。なお、図4.10では、再冠水開始直後の期間は含めなかった。これは、この期間においては液滴分散流の支配的な流れが観察されたが、付録Aのエネルギーバランスの方法では運動量の式を考慮しておらず、液滴分散流の模擬ができないこと、及び式(4.1)に示した村尾・井口の式がチャーン流に対するものであることによる。

4.3.4 4. 3節のまとめ

本節では、同一の実験条件のもとでの集合体形式の違いの効果を実験的に調べるとともに、従来15x15型燃料集合体に対し開発されてきた、2章での膜沸騰熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの17x17型への適用性を評価した。その結果、同一の実験条件のもとでは17x17型でのボイド率は15x15型でのものより高くなり、熱伝達は劣化することがわかった。これは、単位流路面積あたりへの入熱量が15x15型でのものより大きいことに起因した。また、従来の熱水力モデルは、定性的にそれらの違いを表わすことができ、15x15型に対するものと同程度の誤差範囲内で17x17型に対しても適用できることがわかった。

4. 4 支持構造の違いに関する評価

本節では、テスト部2(17x17型、7段ミキシングベーン無しグリッドスペーサ)及びテスト部3(17x17型、9段ミキシングベーン付きグリッドスペーサ)を使い、同一の実験条件のもとでの被覆管表面温度、熱伝達率及び区間ボイド率を相互比較することにより支持構造の違いの効果を実験的に検討する。その結果、従来のモデルでは説明できない現象が明らかとなった場合はモデルの改良を行う。なお、本節ではテスト部2の支持構造をType 1、テスト部3でのものをType 2と呼ぶことにする。

4.4.1 典型的な実験結果

図4.11に、基準実験条件での炉心中央附近における被覆管温度の比較を示す。ター

ンアラウンド温度(各高さにおける最高温度)に関しては両集合体間でそれほど大きな違いのないことがわかる。しかしながら、クエンチ時刻はType2のほうが遅れている。図4.12(a)及び4.12(b)に炉心全長にわたるターンアラウンド温度及びクエンチ時間の比較をそれぞれ示す。両集合体とも、スペーサの存在による熱伝達促進が炉心の上半分においてみられるが、ターンアラウンド温度の値及び熱伝達促進の程度については大きな違いはない。クエンチ時間に関しては、約1m附近から上においてType2のほうが長くなっている。このようなターンアラウンド温度及びクエンチ時間に関する傾向は他の実験条件においてもみられた。

図4.13に、1.69mの高さ位置における熱伝達率及びこの高さを含む区間でのボイド率の比較を示す。熱伝達率については前節までと同様の求め方で、ボイド率については区間差圧の測定値から求め、摩擦及び加速損失については考慮していない。4.3節ではスペーサによる圧力損失を考慮したが、本節での集合体は共に17x17型であること、及びType2のスペーサの K ファクターが求められていないためスペーサによる圧力損失は考慮しなかった。したがって、図4.13のボイド率はスペーサによる圧力損失分の誤差を含んでいる。熱伝達率及び区間ボイド率とも200秒附近までは大きな差はない。しかしながら、クエンチフロントがこの区間を通過する時間帯ではType2でのボイド率の減少速度はType1にくらべ低く、熱伝達率の増加は遅れる。図4.3に示したように、この区間でのスペーサの位置は区間の下端附近に位置していることから、ボイド率の減少速度の差はクエンチフロントがスペーサを通過した後に現れていることになる。クエンチフロントがこの区間を通過した後はボイド率はほぼ等しくなる。

図4.14に、図4.13に示した物理量を同一のクエンチフロントからの距離で比較した結果を示す。ただしボイド率については水率(1- α)に変換した。クエンチフロントから遠い、つまり再冠水初期においてはやや違いが見られるものの、同一のクエンチフロントからの距離で整理すると両集合体間の差異のほとんどないことがわかる。この傾向は他の実験条件においてもみられた。このことは、燃料集合体支持構造の違いはクエンチフロントの進行特性にのみ影響を与えていることを示している。

ここで、4.3節においてType1の集合体に対する適用性を検証した2章での熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルのType2の集合体への適用性について考える。ここまでの結果より、クエンチフロントからの距離が同一であれば支持構造の違いの効果のないことが示された。この結果と、比較している集合体の形式及び実験条件が同一であることより、2章での熱伝達モデルの各変数は両集合体間で同一となる。したがって、2章での熱伝達モデルは支持構造の違いの効果に対し特に修正する必要はない。次に、ボイド率モデルは気液の流速と物性値に依存するものである。炉心のある高さでみた場合、同じクエンチフロントからの距離のもとでの気液流速及び物性値は、クエンチフロントより上での熱伝達率及び実験条件が同じであれば、同一になるものと考えられる。上述したように熱伝達率はほぼ同じであるので、熱伝達モデルと同様に修正の必要はない。

ここまでの結果を整理すると、燃料集合体支持構造の違いはクエンチフロントの進行特性にのみ影響を与えており、図4.13に示したようにクエンチフロントの通過する時間帯での蓄水特性が違っていたことから、クエンチフロント近傍での流動が原因であると考えられる。

1.2.3節で述べたように、ClementらやVeteauらの実験では、約2.5cm/sの低い冠水速度のもとではターンアラウンド温度やクエンチ時間はミキシングベーンの有無によりそれほど影響を受けなかった。彼らの比較ではスペーサの板厚や間隔は等しかったが、本実験では共に異なっている。杉本と村尾はベーンのないスペーサを使い、冠水速度4cm/sのもとでのスペーサ板厚の影響を調べている⁽²⁵⁾。それによると、0.4mmと0.8mmの板厚の違いは被覆管温度にほとんど影響を与えないと結論している。彼らはまた中央の一つのスペーサを取り除き、スペーサの有無の影響を調べている。それによると、中央のスペーサのない場合のクエンチ時間はスペーサのある場合より短かった。スペーサのない場合、そこでのスペーサ間隔は長くなるため、この比較はスペーサ間隔が長いほどクエンチ時間の短くなることを意味している。この傾向は本実験での傾向と同様である。つまり、Type 1の集合体でのスペーサ間隔はType 2のものより長く、クエンチ時間は短い。これら従来の実験結果を総合すると、スペーサ間の間隔というものがクエンチフロントの進行に影響を与える一つの因子となりうるものと考えられる。次の4.4.2では、本実験でのクエンチフロントの進行の違いを、より詳しく検討する。

4.4.2 クエンチフロントの進行に関する考察

図4.15に、炉心中央においてクエンチフロントがちょうどこの高さ位置を通過する時刻での被覆管温度の比較を示す。 T_q はみかけのクエンチ温度であり、被覆管温度の急変する時刻での温度を意味している。Type 2での T_q となった時刻から飽和温度へ下がるまでの時間は約4秒であり、Type 1での約2秒より長い。他の高さでもこの違いは同様に見られた。両集合体での燃料棒の構造は同一であり、クエンチフロントより上での熱伝達率は図4.14に示したようにほぼ同じであったことから、図4.15の結果はクエンチフロント直下での熱伝達率の違いがあり、Type 2のほうが熱伝達率の低いことを示しているものと考えられる。

図4.16に、約1mから2.5mまでの区間でのみかけのクエンチ温度とクエンチ速度の逆数との比較を示す。この図には村尾のクエンチ速度相関式⁽⁵⁰⁾⁽⁵¹⁾による予測結果も示してある。この相関式は15x15型燃料集合体により開発されたものである。同一のみかけのクエンチ温度において、Type 2でのクエンチ速度はType 1のものよりも低い。村尾の相関式は±20%の予測誤差をもつとされており⁽⁵¹⁾、Type 1に対しては誤差範囲を考慮すればほぼデータを予測できている。しかしながら、Type 2のものに対してはクエンチ速度を過大評価している。

村尾の相関式を以下に示す：

$$u_q^{-1} = \frac{C_p \rho (T_q - T_M)}{Q \cdot F} \quad (4.2)$$

ここで、

$$\begin{aligned} T_M &= 594.21 + 2.417 \times 10^{-6} \cdot P, \\ Q &= 2.97 \times 10^5 + 5.74 \cdot P, \\ F &= 1 + 2.778 \times 10^{-5} \Delta T_s^3. \end{aligned}$$

実験条件及び被覆管材質は両集合体で等しいため、同一の T_q のもとでクエンチ速度に違いがあるということは、式(4.2)に基づくとクエンチフロントでの熱流束 Q 、または熱力学的過熱限界温度 T_M に違いがあるものと考えられる。ここで、 T_M は熱力学的に決まる量であり、両集合体間の違いの原因としては考えにくい。そこで Q の違いについて考えてみる。Type 2でのクエンチ速度は低くなっていたが、これは Q が低くなることにより説明がつく。

Q が低くなる理由としては、実験条件や発熱棒の構造が同じであるとする、クエンチフロントへの液供給量が低くなっていることが考えられる。炉中央での高速ビデオによる流動観察の結果より、以下のことが両集合体とも観察できた：

- (1) クエンチフロントより上では乱れた液スラグ流が観察され、液スラグは上昇・下降と流れの向きを振動的に変えながら上方へ流れていった。
- (2) 下方へ向かう液スラグの流れはグリッドスペーサの位置で制限を受けているようであった。

もし液スラグの下降流量がクエンチフロントへの液供給量を定める一つの支配因子であるとする、グリッドスペーサの数が多くスペーサの間隔が狭い場合、液スラグの下降流がスペーサにより捕獲され下降流量が低くなる確率が高くなり、この液供給量が低くなることが考えられる。クエンチフロントでの Q の違いを説明するこれらの機構は流動観察より類推した仮説であり、クエンチフロントの進行に及ぼすスペーサ間の間隔の効果については今後さらに研究する必要があるものとする。

4.4.3 評価モデル (EM) 条件における被覆管最高温度 (PCT) の評価

4.4.1で述べたように、ターンアラウンド温度は支持構造の違いにより影響をほとんど受けなかったがクエンチ時間はType 2の方がType 1より長くなった。熱伝達率はクエンチフロントからの距離に依存し、図4.13(a)に示したようにType 2での熱伝達率はクエンチ速度の低下によりその増加する時期が遅れた。熱伝達率の増加の遅れが安全解析上重要である評価モデル (EM) 条件における被覆管最高温度 (PCT) に悪い影響を与えないかどうかを本節では評価する。

4.4.2では、Type 2でのクエンチ速度の低下はクエンチフロント直下での熱流束の低下を考えれば、村尾のクエンチ速度相関式によりその傾向を説明できることを示し

た。本節では、村尾の相関式を相関式中の Q を実験的に補正し、この補正した式を REFLA/TRACコードのベースとなったREFLAコード⁽⁵⁰⁾に組込むことによりPCTに及ぼす影響を評価する。

ここでは以下に示す補正係数 f を導入することにより、 Q の減少の程度を評価する：

$$u_q^{-1} = \frac{C_p \rho (T_q - T_M)}{f \cdot Q \cdot F} \quad (4.3)$$

図4.17(a)及び4.17(b)に、約1mから2.5mの高さ位置でのデータより求めた f の比較を示す。図4.17(a)では主に冠水速度の影響を、4.17(b)では圧力の影響を見ている。これらの図では単純平均値と標準偏差が示されている。Type 1の場合は f はほぼ1であり、相関式と一致するのに対し、Type 2の場合は冠水速度が4cm/sより低い場合に f が1より小さくなっている。Type 2に対する f の値は、圧力にはほとんど依存しないが冠水速度には依存する。Type 2に対し村尾のクエンチ速度相関式を補正するため、図4.17(a)の結果から以下の補正式を導いた：

$$f = 0.3 \cdot V_{in} - 0.2 \quad (1.5 \leq V_{in} \leq 4 \text{ cm/s}) \quad (4.4)$$

ここで、この式をREFLAコードに組み込み、EM条件でのPCTに及ぼすこの補正の効果の評価する。EM条件としては、CCTFで行われたEM試験C2-4⁽⁵⁷⁾の結果に基づいて設定した。図4.18に計算結果を示す。ターンアラウンド温度に対する補正係数の影響のほとんどないことがわかる。クエンチ時刻は補正係数を施したほうが遅くなっている。計算上のPCTは炉心中央である1.83mで現れた。この図より燃料集合体の支持構造が異なってもPCTに与える影響のないことがわかる。

4.4.4 4. 4節のまとめ

本節では、燃料集合体の支持構造の違いによる影響を、支持構造のみが異なる二つの集合体での実験結果を比較することにより検討した。その結果、ターンアラウンド温度は支持構造の違いの影響をほとんど受けないが、クエンチ時間は17X17型集合体の支持構造(Type 2)の場合の方が15X15型(Type 1)の場合より長くなることがわかった。しかしながら、同一のクエンチフロントからの距離で比較した場合、支持構造の違いの影響はみられず、2章での熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの適用できることがわかった。Type 2での熱伝達率はクエンチ速度の低下により、その増加するのがType 1の場合より遅れたため、この熱伝達率の増加の遅れがEM条件下でのPCTに対し悪い影響を及ぼさないかどうかを、実験データにより補正したクエンチ速度相関式をREFLAコードに組み込み評価した。その結果、支持構造の違いはPCTに影響しないことを確認した。

4. 5 燃料棒構造の違いに関する評価

本節では、テスト部4(17X17型ギャップ付きインコネル被覆)及びテスト部5(17X17型ギャップ付きジルカロイ被覆)を使い、同一の実験条件のもとでのギャップ内表面での温度及び区間ボイド率を相互比較することにより被覆管材質効果を実験的に検討するとともに、REFLA/TRACコードを使い、インコネル被覆の集合体に対し開発されてきた従来のモデルの適用性を評価する。

ギャップの有無の効果に対しては、テスト部2とテスト部4との比較により評価するが、燃料棒内部構造及び温度計測位置の違いから直接的な比較とならないため、REFLA/TRACコードの解析結果を仲介として評価する。なお、本節ではテスト部4をインコネル被覆、テスト部5をジルカロイ被覆と呼ぶことにする。

4.5.1 被覆管材質効果に対する典型的な実験結果

図4.19に、基準実験条件の場合のインコネル被覆とジルカロイ被覆の比較を示す。区間ボイド率については、4.3節と同様の方法でスペーサによる圧力損失を考慮した。ギャップ内表面における温度に関しては、ターンアラウンド温度は被覆管材質の違いによらずほぼ等しいものの、クエンチ時間はジルカロイ被覆のほうがかなり短い。区間ボイド率に関しては、クエンチフロントの進行がジルカロイのほうが速いためボイド率の低下速度はジルカロイのほうが高くなっているものの、その他は大きな違いはない。このような温度及び区間ボイド率に対する被覆管材質の違いによる影響は、4.4節で示した支持構造の違いによる影響と類似であることから、被覆管材質の違いの効果はクエンチフロントの進行にのみその影響が現れると考えられる。

杉本らはREFLAコードによる被覆管材質の感度解析を行い、ターンアラウンド温度にはほとんど違いがなく、クエンチ速度はジルカロイのほうが速くなる結果を得ている。⁽²⁹⁾ これらの傾向は、上記実験結果と一致する。彼らはクエンチ速度に違いの生じた理由として、ジルカロイとインコネルの熱容量 $C_p \rho$ の違いをあげている。つまり、ジルカロイの $C_p \rho$ はインコネルの約半分であり、REFLAコードに組み込まれている村尾のクエンチ速度相関式(4.2)でのクエンチ速度と $C_p \rho$ との関係が逆比例関係にあるためと述べている。次の4.5.2では、式(4.2)が組み込まれているREFLA/TRACコードを使い、従来のモデルの適用性を評価する。

4.5.2 被覆管材質効果に対するREFLA/TRACコードの適用性評価

図4.20及び4.21に、基準実験条件及び冠水速度4cm/sの場合の炉心中央附近での温度及び区間ボイド率の比較を示す。解析に必要なギャップコンダクタンスは、実験におけるクエンチ後の温度と飽和温度との差、及び熱流束とから求めた平均値 $1400\text{W/m}^2\text{K}$ を用いた。この値は、ヘリウムの熱伝導率と公称のギャップ幅とから求めた値 $1392\text{W/m}^2\text{K}$ とよく一致する。これらの比較結果より、(1)ターンアラウンド温度は被

覆管材質の違いに影響を受けない、(2)クエンチ時刻はジルカロイ被覆のほうが早くなる、(3)クエンチ速度の違いに対応しボイド率の低下速度はジルカロイ被覆のほうが高い、という実験的な傾向をREFLA/TRACコードは良く予測している。このことは被覆管材質効果に対しては従来のモデルを特に変更する必要のないことを示している。しかしながら、コードはターンアラウンド温度を低めに予測し、また冠水速度4cm/sの場合に顕著であるが、ジルカロイ被覆のクエンチ時刻に対する予測誤差がインコネルの場合にくらべ大きい。前者は熱伝達率相関式の誤差範囲を考慮すれば予測可能であったが、後者については冠水速度4cm/sの場合に予測できなかった。この原因としては、以下に述べるようにジルカロイ表面での酸化の影響によるものと考えられる。すなわち、この試験は基準条件での試験の後に行っており、基準条件試験での温度条件及びその温度条件下にあった時間とを、ジルカロイの蒸気中での酸化を調べた文献(60)での結果と比較すると酸化層形成の可能性がある。酸化層が形成されるとクエンチ温度が高くなりクエンチの進行が速くなると報告されている⁽²⁷⁾。したがって、酸化による影響が考えられる。文献(27)では酸化によりクエンチ温度が50-80K上昇したと報告している。図4.21には式(4.2)の T_M を($T_M + 80$)としたREFLA/TRACの結果も含めてあるが、温度及び区間ボイド率の予測とも改善されている。ここで T_M はクエンチ温度ではないが、コードに組込まれているモデルには他に適当なパラメータがなく、便宜上変更を行った。この感度解析の結果は、冠水速度4cm/sの場合のジルカロイ被覆に対するクエンチ速度の予測誤差が主に酸化の影響によるものであることを裏付けている。

4.5.3 ギャップ効果の評価

図4.22(1)に、基準条件下でのテスト部2（ギャップ無しインコネル被覆）とテスト部4（ギャップ付きインコネル被覆）との温度の比較を示す。この比較からは、ギャップのあるほうが温度が高く、クエンチの遅れることが結論づけられるが、温度計測位置及び燃料棒内部構造が両テスト部で異なるため、ギャップの有無のみの効果はわからない。そこで、REFLA/TRACコードにより、ギャップ付き燃料体の被覆管温度を予測するとともに、ギャップ内部の構造物の違いの感度解析を行った。その結果を図4.22(2)及び4.22(3)に示す。図4.22(2)の結果は基準実験条件下で両テスト部の燃料棒を忠実にモデル化して計算したもので、データと同様にギャップのついたほうが温度が高くクエンチの遅れる傾向を予測している。また、被覆管温度の比較でみた場合も同様の結果となっている。図4.22(3)では、ギャップ付き燃料棒の内部構造物のうち、熱電対の埋め込まれているインコネル管をギャップの無いものと同じの材質とした計算結果とギャップの無いものとの比較を示している。図4.22(2)の結果と比較すると、温度及びクエンチ時刻共違いは減少している。このことは燃料棒内部構造が温度挙動に影響を及ぼし、テスト部2とテスト部4との比較ではギャップの有無の効果を分離評価できないことを示している。このため、本研究ではテスト部2の体系でギャップのみを付加した計算をREFLA/TRACコードにより行い、ギャップの無い場合の計算と比較す

ることによりギャップの有無の効果を評価した。

図4.23にその結果を示す。比較しているものは炉心のほぼ中央での被覆管温度である。解析条件は基準実験条件とし、ギャップコンダクタンスはテスト部4、5で得られた $1400\text{W/m}^2\text{K}$ とした。ギャップが付くことにより、ターンアラウンド温度は低くなり、クエンチ時間は短くなる。しかしながら、図4.22で示した燃料棒内部構造物の違いによる影響の程度と比較した場合、ギャップの有無による影響自体はより小さいものであると考えられる。すなわち、図4.22で示したようにギャップの有無及び構造材の材質共に違った場合、ギャップの有る方が冷却が悪い。コードの予測が正しいとした場合、図4.23よりギャップの存在は冷却を促進するのであるから、図4.22の結果はギャップの効果よりも材質の効果の方が大きいことを示している。このようにギャップの有無による影響が小さい原因としては、ギャップコンダクタンスが被覆管表面での膜沸騰熱伝達率よりも約1桁高いためであると考えられる。すなわちギャップコンダクタンスが膜沸騰熱伝達率と同程度の値とならない限り燃料棒内部からの熱流出に対する熱抵抗とはならず、熱抵抗とならない場合は被覆管の冷却に影響を与えないからである。

4.5.4 4.5節のまとめ

燃料棒構造の違いの効果のうち、被覆管材質の違いの効果に関しては、被覆管材質がインコネルからジルカロイとなることにより、ターンアラウンド温度はほとんど影響されないものの、クエンチ時間は短くなることを実験的に確認した。従来のモデルの組み込まれたREFLA/TRACコードはこれらの傾向を定性的及び定量的にもほぼ予測できた。また、ギャップの有無の効果に対してはREFLA/TRACコードの解析を仲介として評価し、その影響の小さいことがわかった。

4.6 本章の結論

本章では、集合体形式の違う場合（燃料棒外径とピッチの違い）、支持構造の違う場合（スペーサの構造・配置の違い）及び燃料棒構造の違う場合（被覆管と燃料ペレットとの間のギャップの有無並びに被覆管材質の違い）について個別に実験データを取得し、各違いによる効果を実験的に検討するとともに、2章でのモデル及び村尾・井口のボイド率モデル、及びこれらのモデルの組み込まれたREFLA/TRACコードとの比較により、従来比較的燃料棒径の太い模擬燃料集合体(15x15型)で開発されてきた熱水力モデルの17x17型実燃料集合体への適用性を評価した。

その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 集合体形式の違いに対しては、単位流路面積あたりへの入熱量の違いに起因し、同一の実験条件の場合は17x17型の方がボイド率は高く熱伝達は劣化する。従来のモデルはこれらの傾向を定性的に予測でき、定量的にも従来のモデルの誤差範

圏内で適用できることがわかった。

- (2) 支持構造の違いに対しては、クエンチフロントの進行にのみその影響は現れ、従来の熱伝達モデル及びボイド率モデルは適用できる。但し、17x17型での支持構造の場合には15x15型でのものと比べクエンチ速度は低くなり、熱伝達率の増加するのが遅れた。このため、熱伝達率の増加の遅れがEM条件下でのPCTに悪影響を与えないかどうかをREFLAコードにより評価し、支持構造の違いはEM条件下でのPCTに影響しないことを確認した。
- (3) 燃料棒構造の違いの内、被覆管材質効果に対しては、支持構造の違いによる効果と同様にクエンチフロントの進行にのみその影響は現れ、実燃料棒の材質のほうがかクエンチ時間の短くなることがわかった。また、従来の熱水力モデルの適用できることを確認した。ギャップの有無による効果はREFLA/TRACコードによる解析結果を仲介として評価し、その影響の小さいことを確認した。

表4.1 17X17型実燃料集合体への適用性を調べるために用いたテストト部の特徴

	Rod bundle configuration		Grid spacer configuration and interval		Rod configuration	
	Rod diameter (mm)	Pitch (mm)	Mixing vane	Interval (mm)	Clad material	Gap between clad and simulated fuel pellet
Test section 1	10.7	14.3	Without vane	665	Inconel	Without gap
Test section 2	9.5	12.6	Without vane	665	Inconel	Without gap
Test section 3	9.5	12.6	With vane	450-500	Inconel	Without gap
Test section 4	9.5	12.6	Without vane	665	Inconel	With gap
Test section 5	9.5	12.6	Without vane	665	Zircaloy	With gap

表4.2 17X17型実燃料集合体への適用性を調べるための実験の主な実験条件

Experimental parameter		Value
Core inlet flooding velocity, V_{lin}	(cm/s)	1.5, 2*, 4, 8
Upper plenum pressure, P_{up}	(MPa)	0.17, 0.22*, 0.32
Linear peak power, P_L	(kW/m)	1.0, 1.3*
Initial peak cladding temperature, T_{wi}	(K)	900*, 1030
Core inlet fluid temperature, T_{lin}	(K)	365, 373*, 387
Initial flow housing temperature, T_{WH}	(K)	385, 393*, 407

* Base Case condition

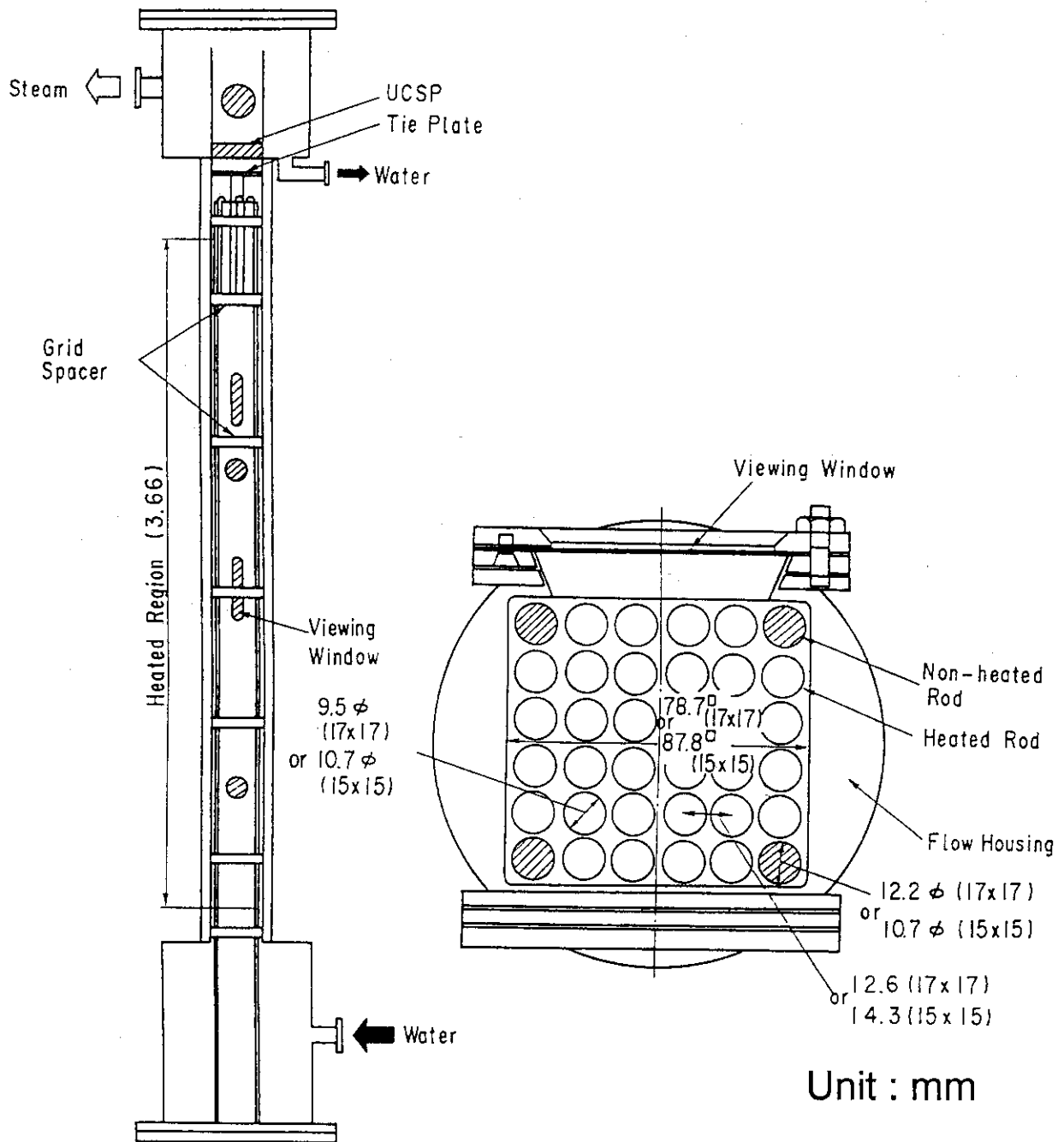
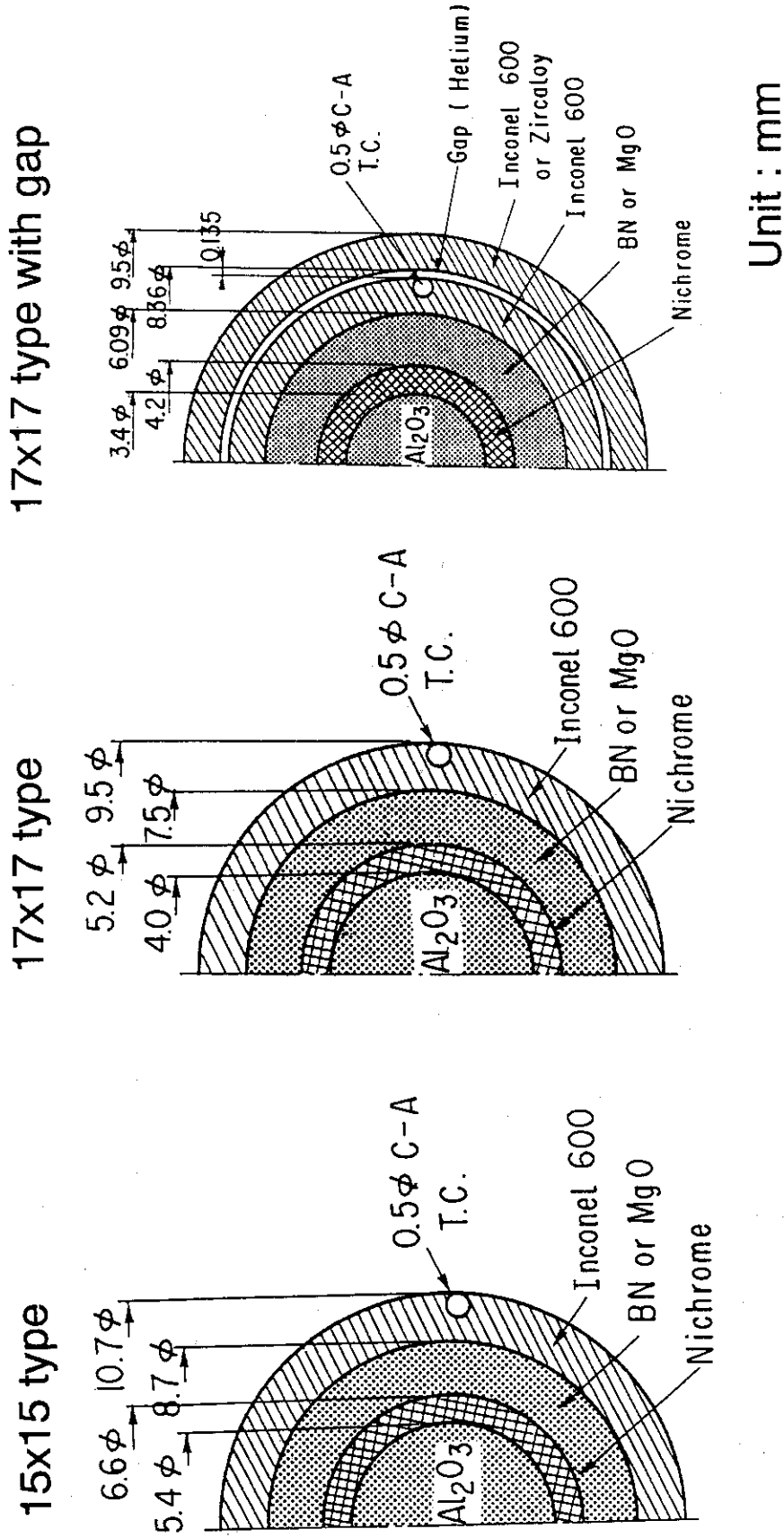


図4.1 圧力容器及び燃料集合体の概要



Unit : mm

図4.2 発熱棒の内部構造

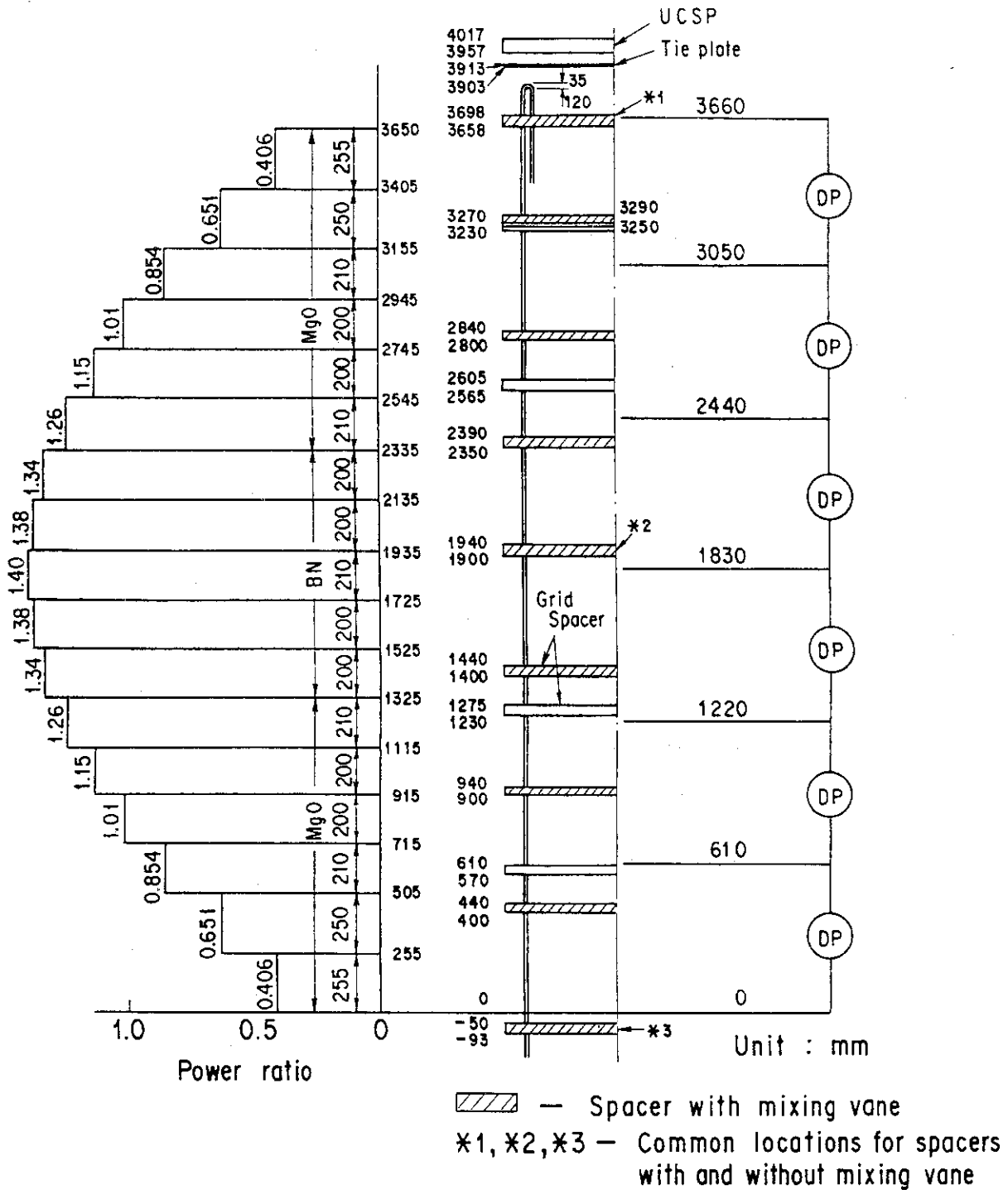


図4.3 軸方向出力分布、グリッドスペーサの位置及び差圧測定位置

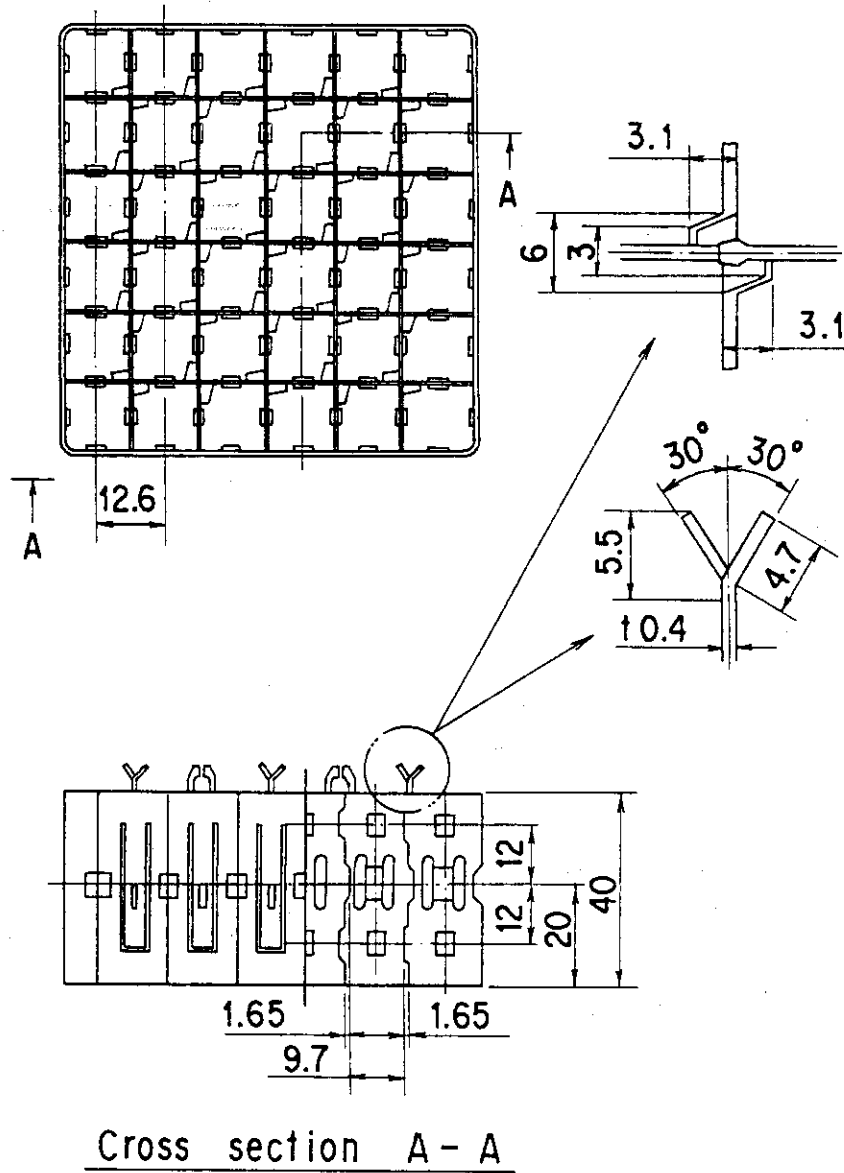


図4.4 ミキシングベーン付きグリッドスペーサの構造

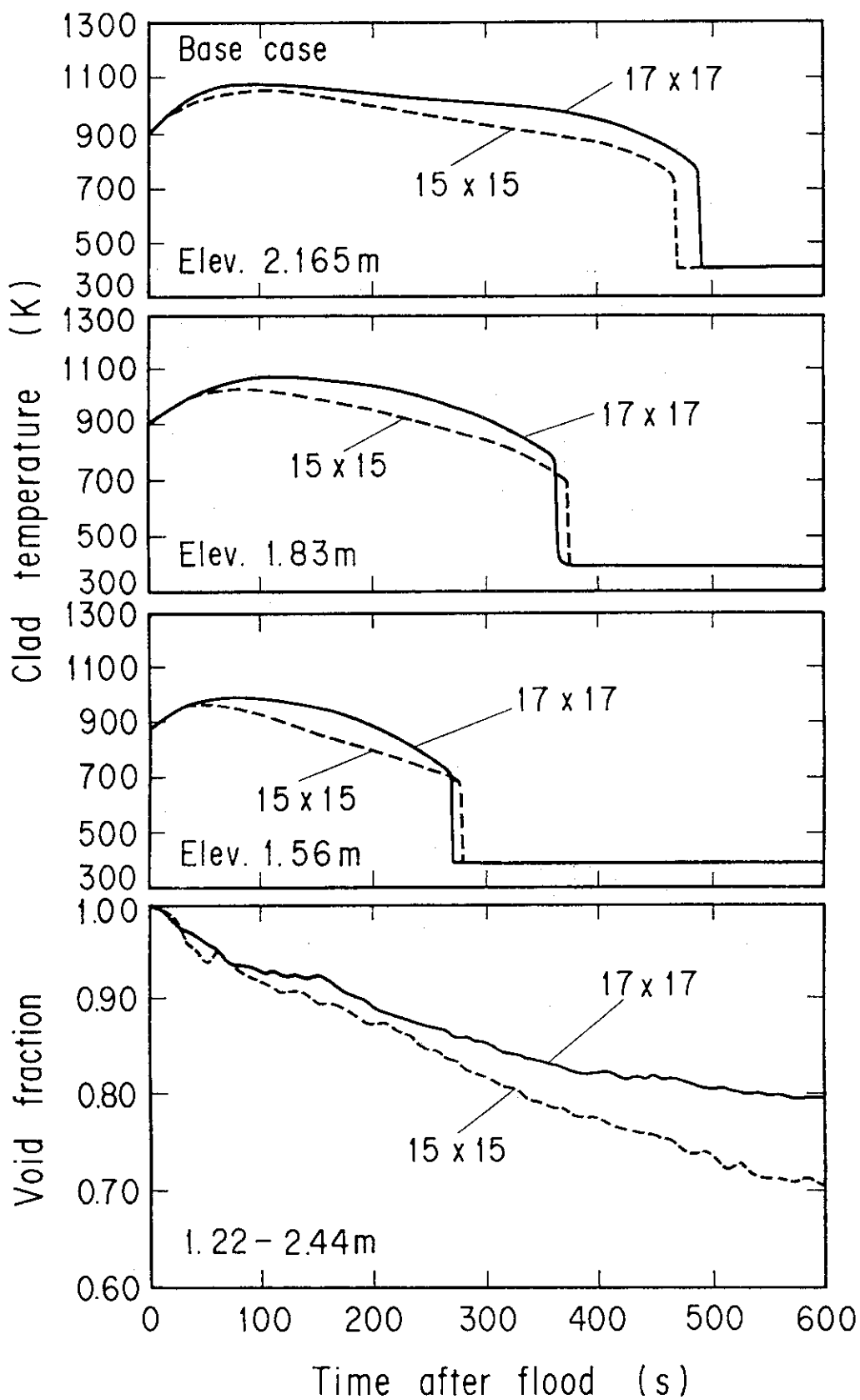


図4.5 集合体形式の違いに関する被覆管温度及び区間ボイド率の比較

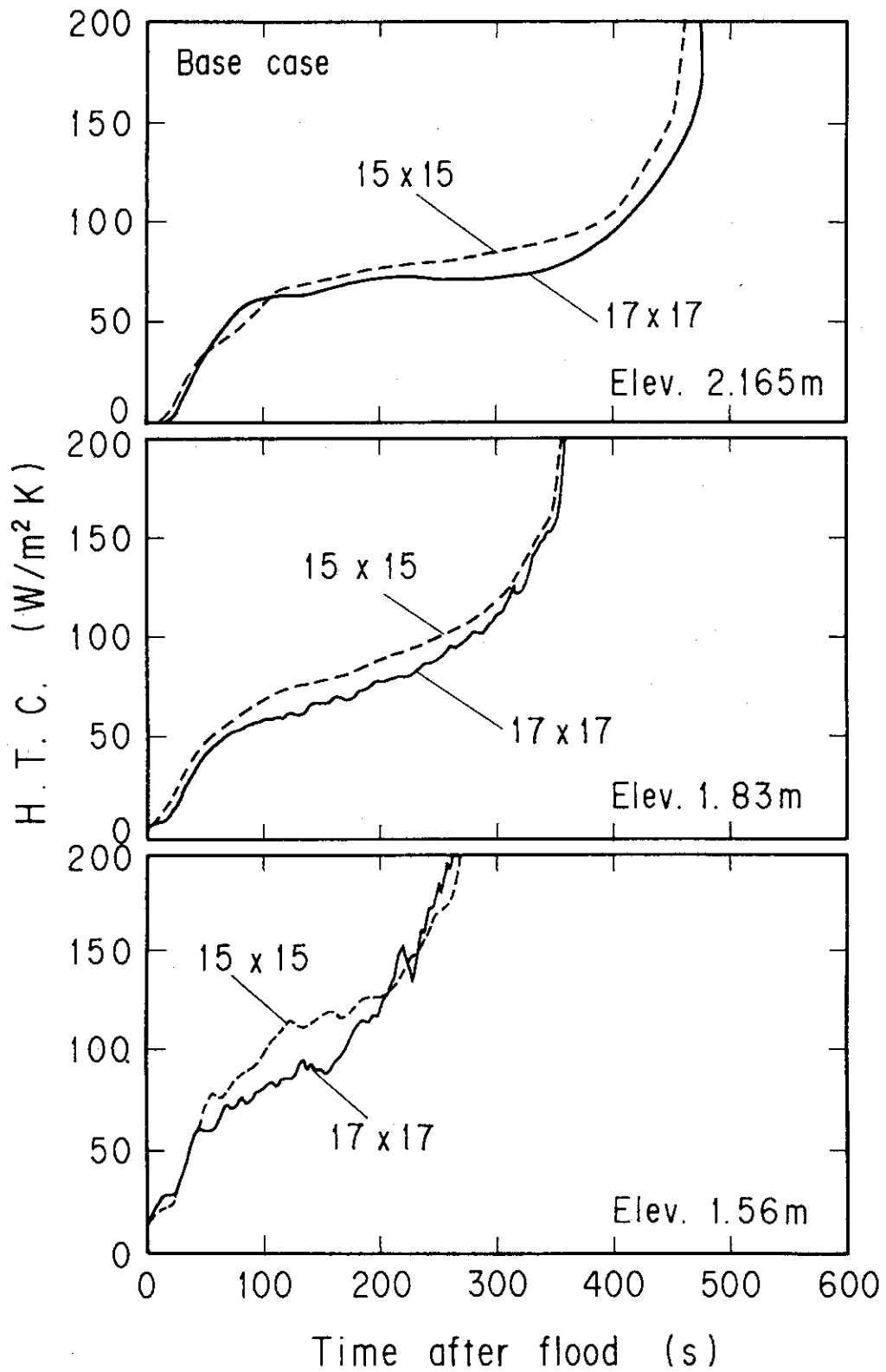


図4.6 集合体形式の違いに関する熱伝達率の比較

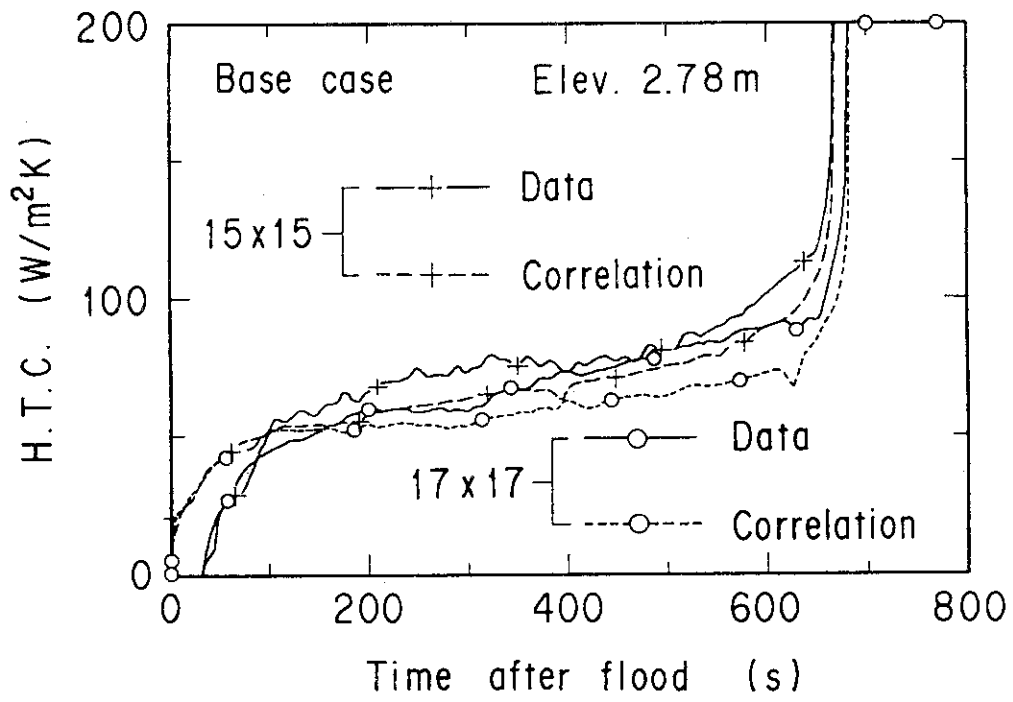


図4.7 2章で得た熱伝達率相関式との比較

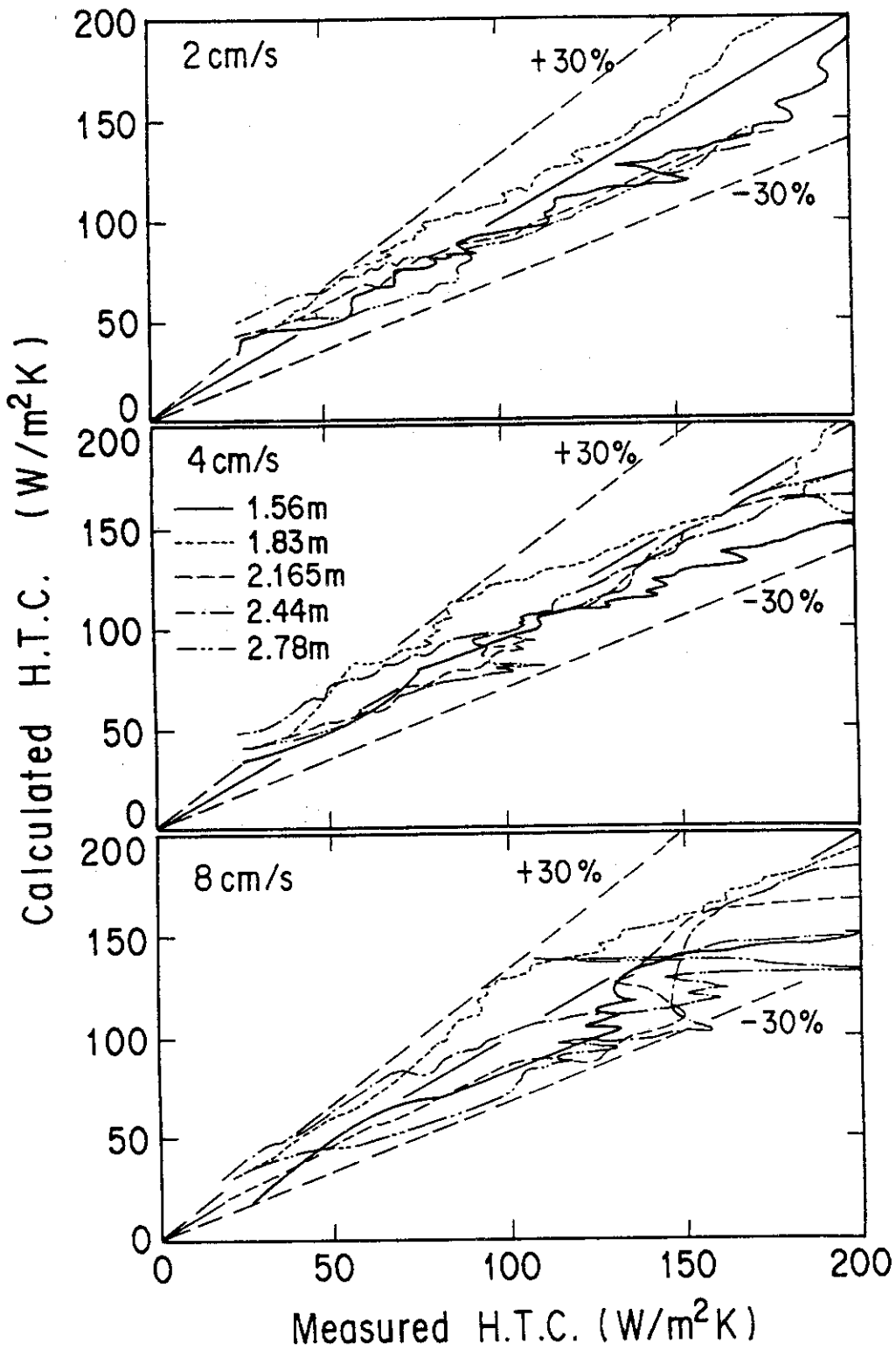


図4.8 2章で得た熱伝達率相関式の誤差評価

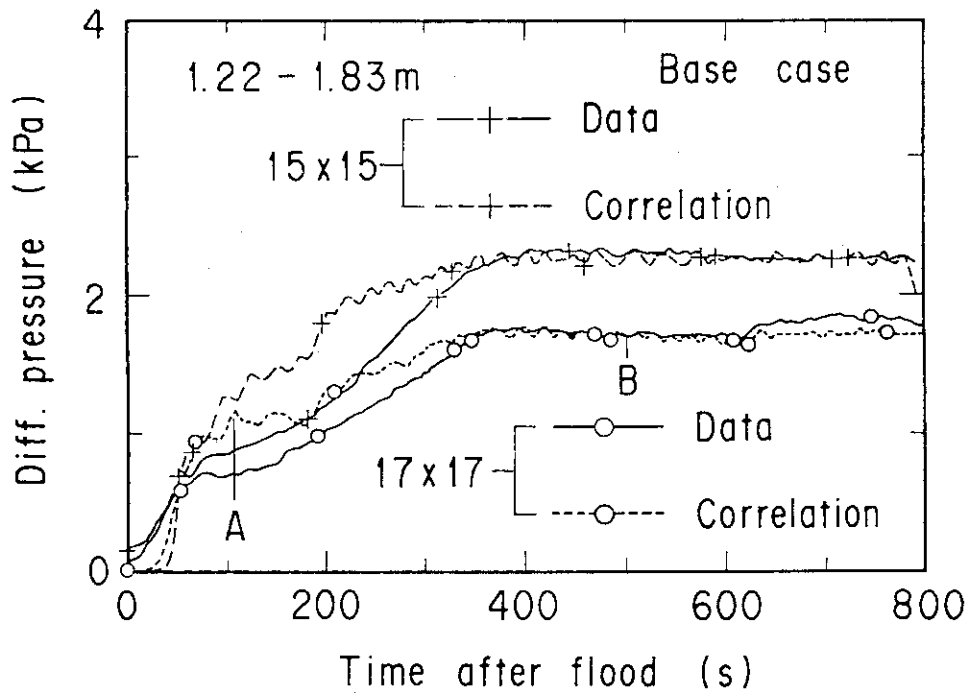


図4.9 村尾・井口のボイド率相関式との比較

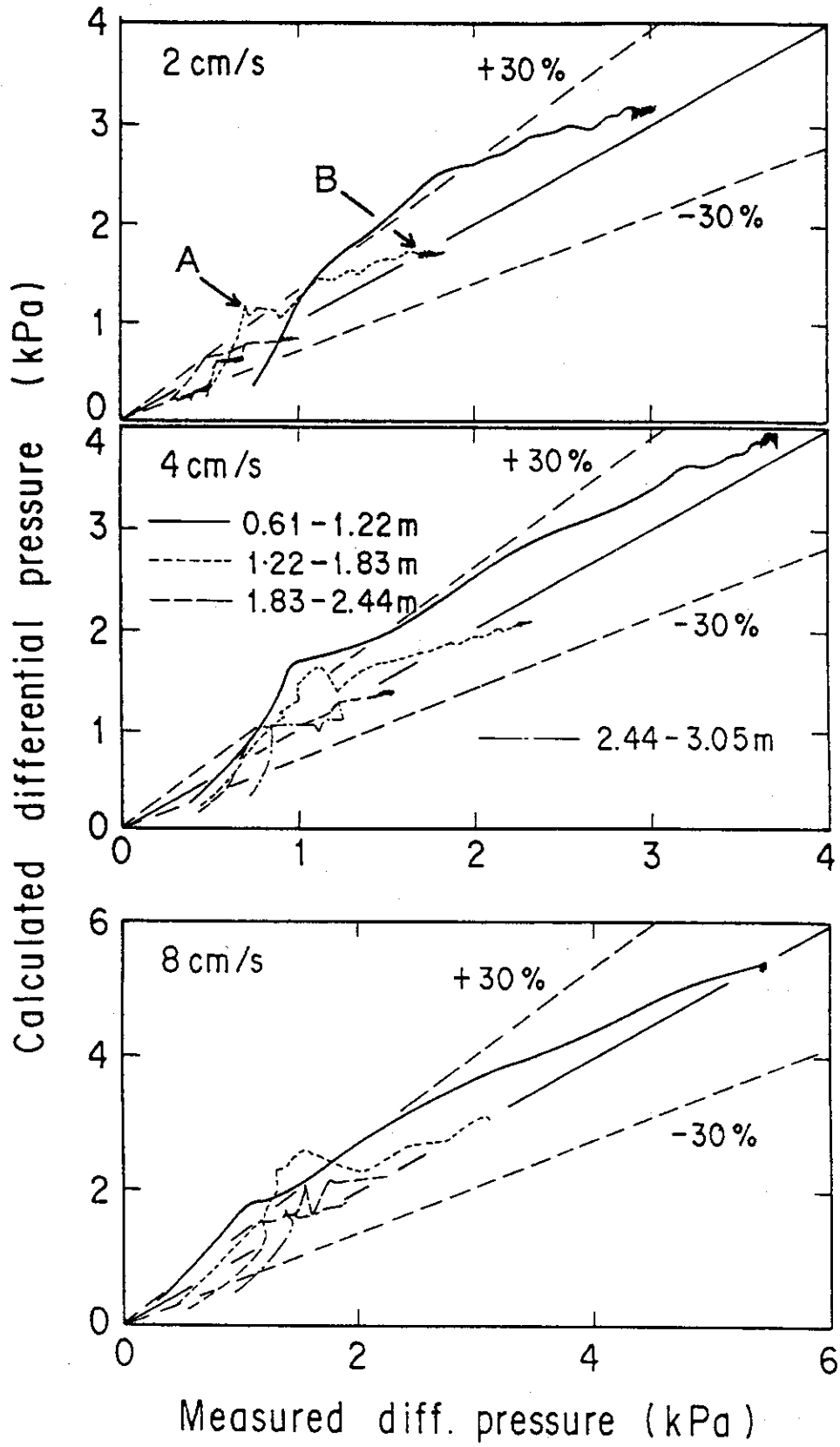


図4.10 村尾・井口のボイド率相関式の誤差評価

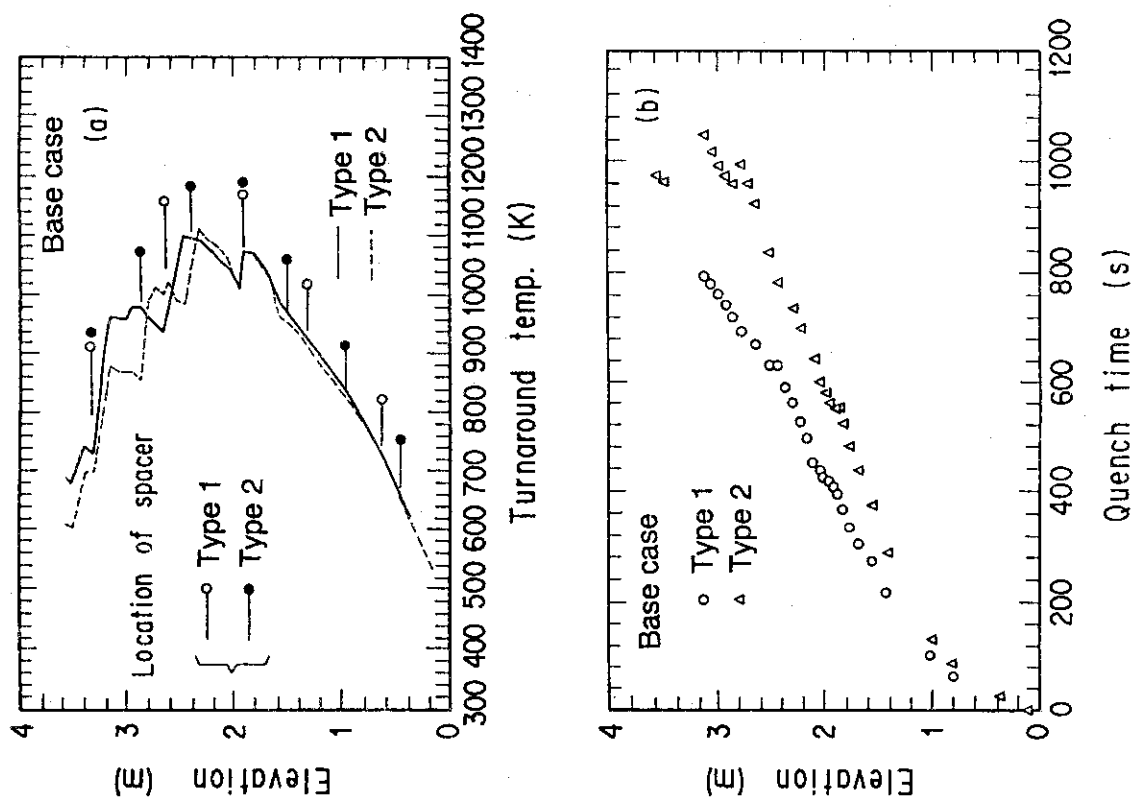


図4.12 支持構造の違いに関するターンアラウンド温度及びクエッチ時間の比較

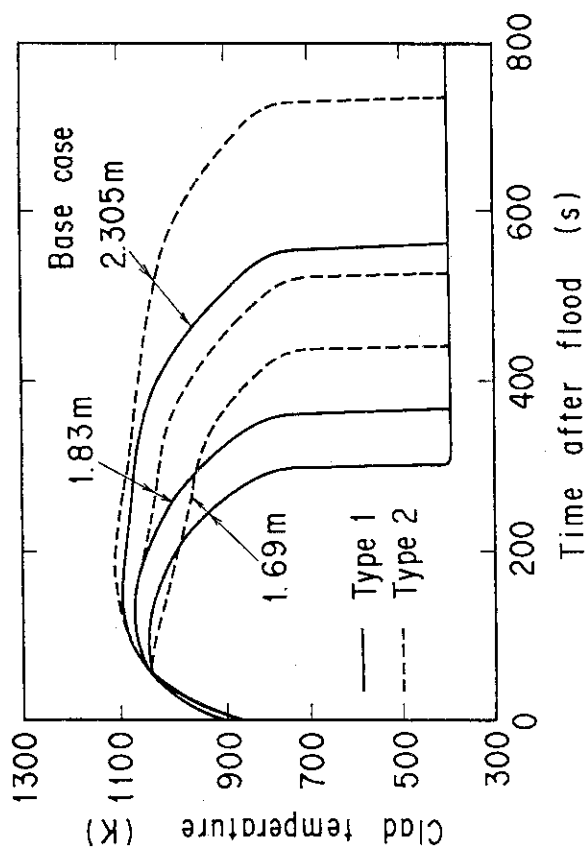


図4.11 支持構造の違いに関する被覆管温度の比較

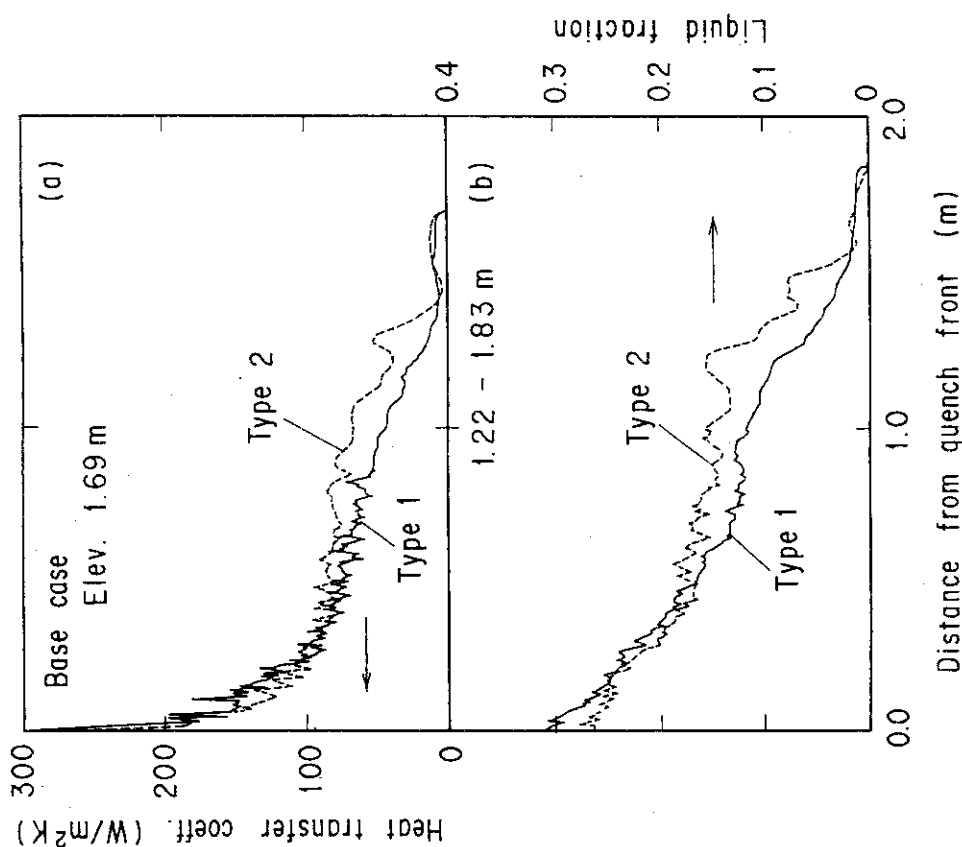


図4.13 支持構造の違いに関する熱伝達率及び区間ボイド率の比較

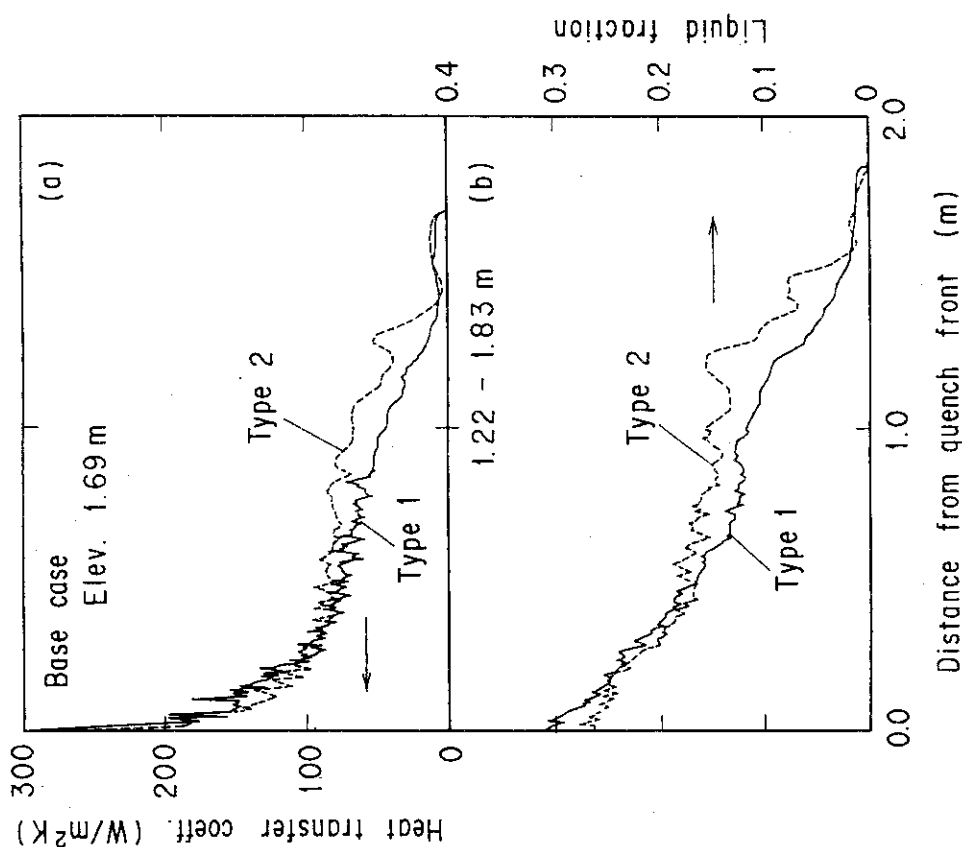


図4.14 熱伝達率及び区間水率の同一のクエンチフロントからの距離での比較

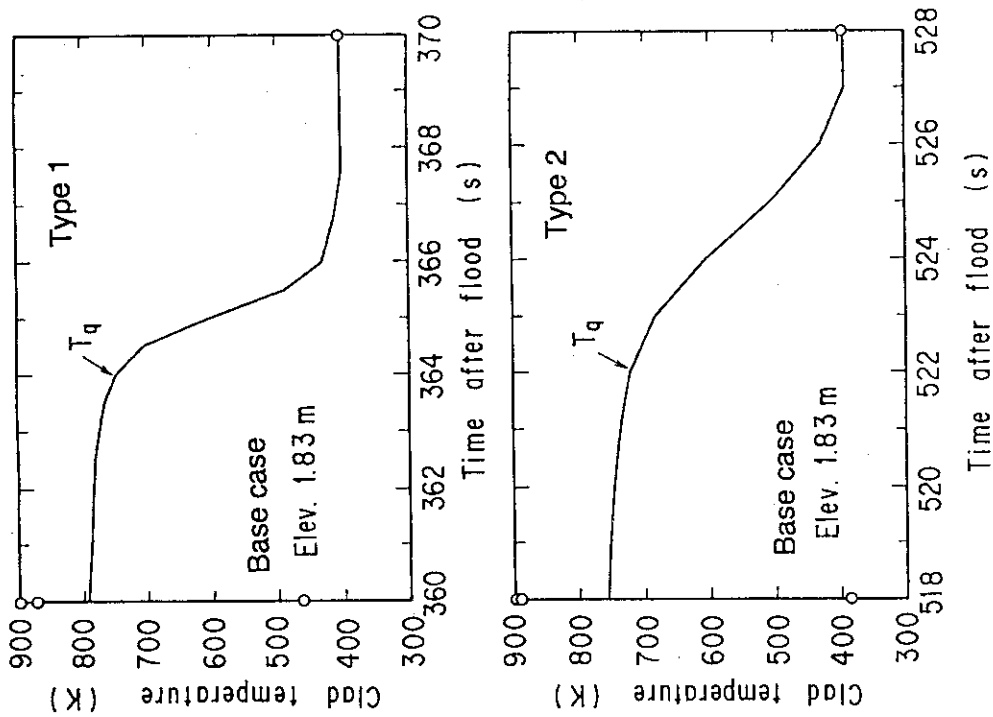


図4.15 クエンチフロント通過時の被覆管温度の比較

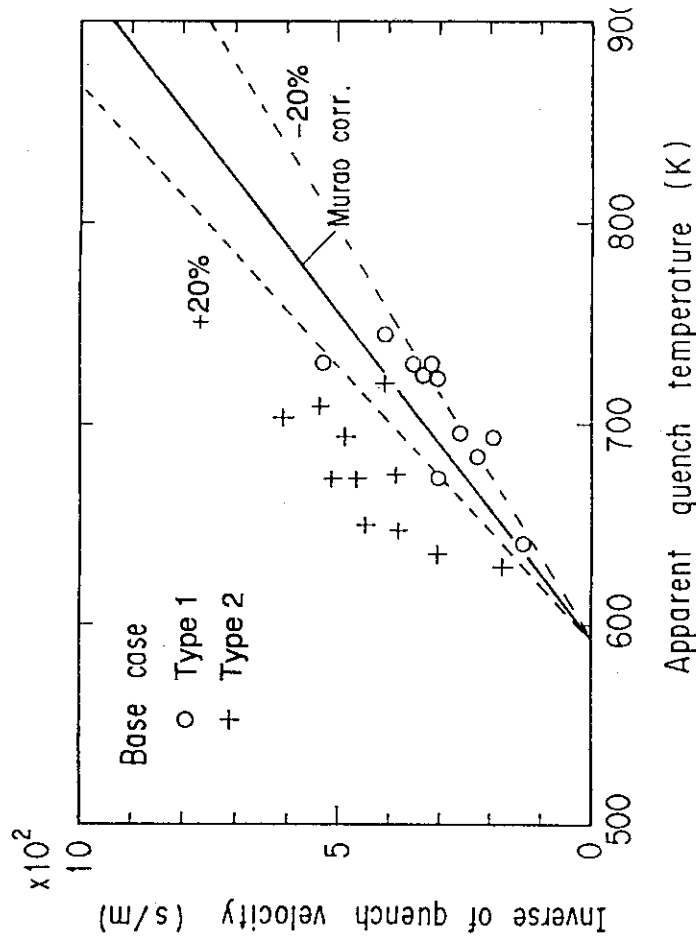


図4.16 みかけのクエンチ温度とクエンチ速度の逆数との関係

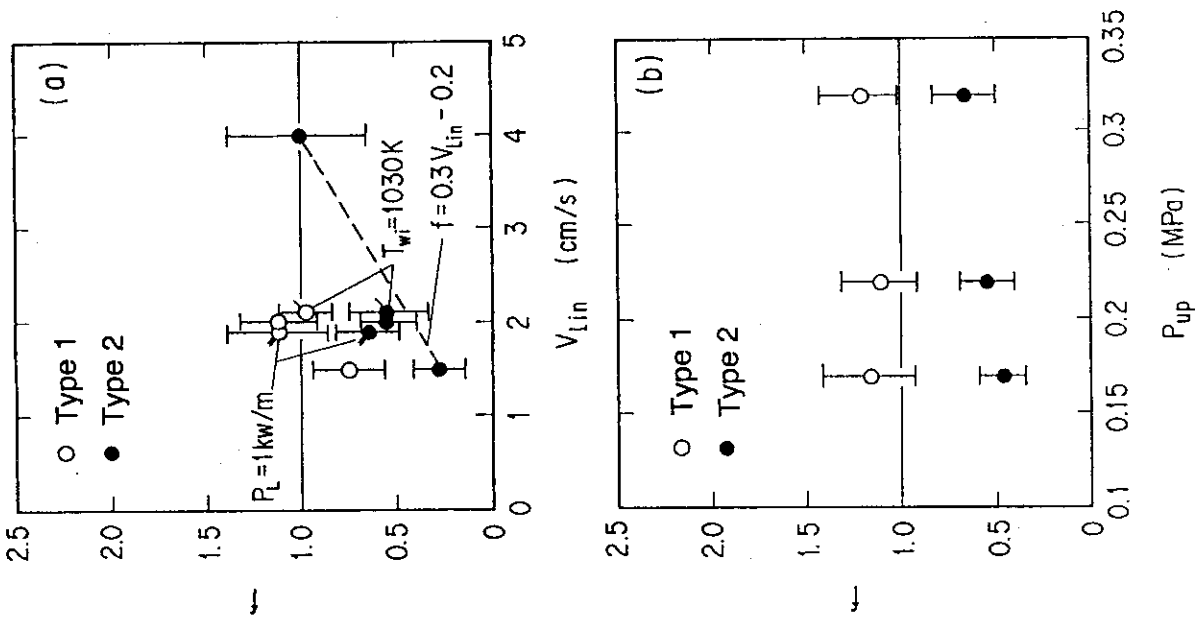


図4.17 クエンチフロントでの熱流束補正係数 f の比較

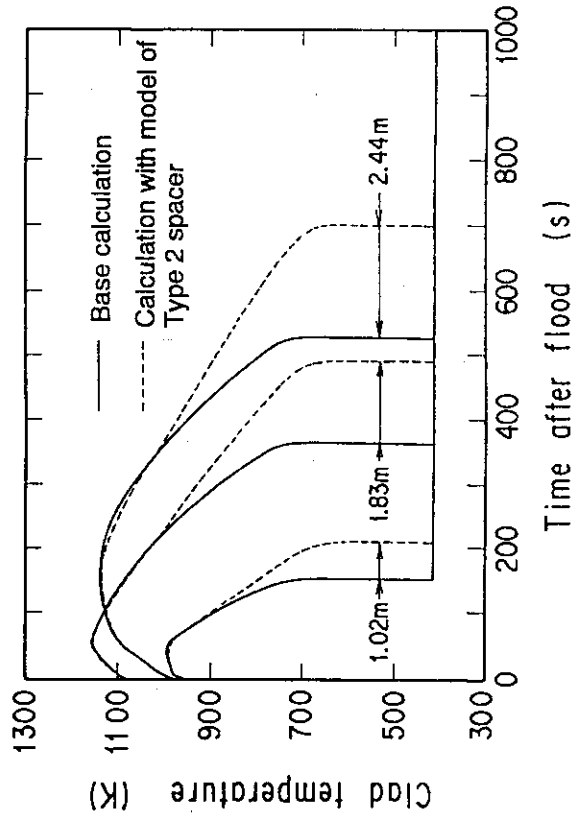


図4.18 EM条件での熱流束補正の被覆管温度に及ぼす影響

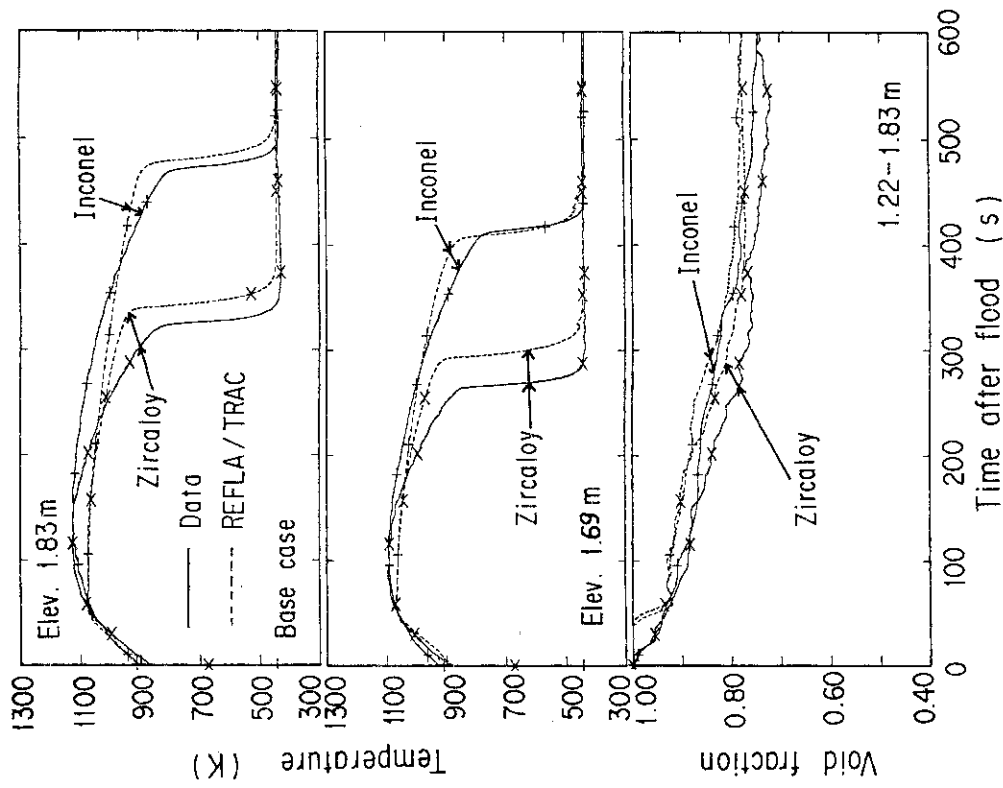


図4.20 基準実験条件におけるREFLA/TRACコードの適用性評価

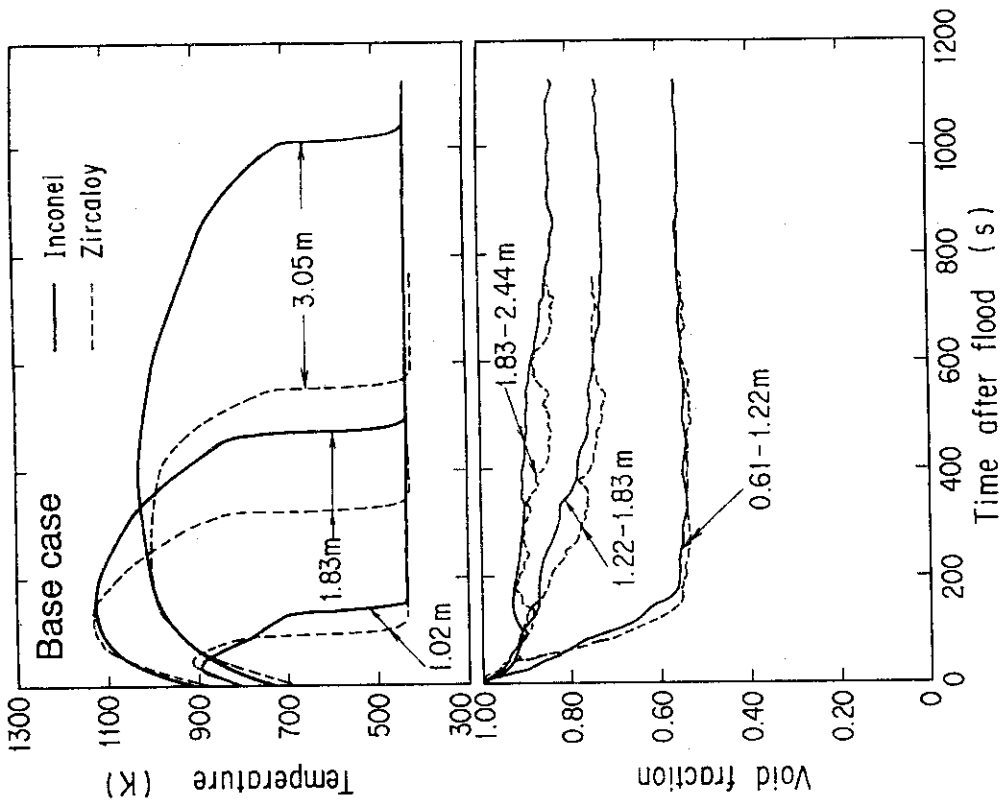


図4.19 被覆管材質効果に関するギャップ内表面温度及び区間ボイド率の比較

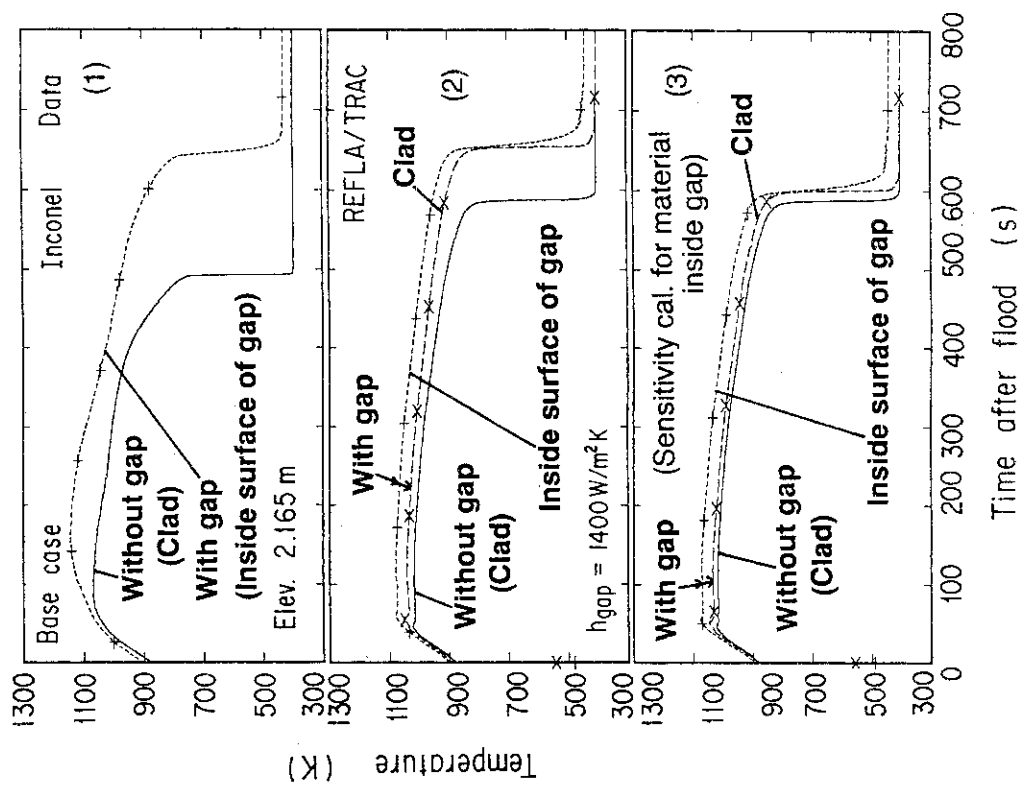


図4.22 ギャップ効果に関する比較 ((1)ギャップの有無に関する温度計測値の比較、(2)実験体系を模擬したREFLA/TRACコードの結果、(3)ギャップ付き燃料棒のギャップ内側のインコネル管をBN(MgO)にした場合の結果)

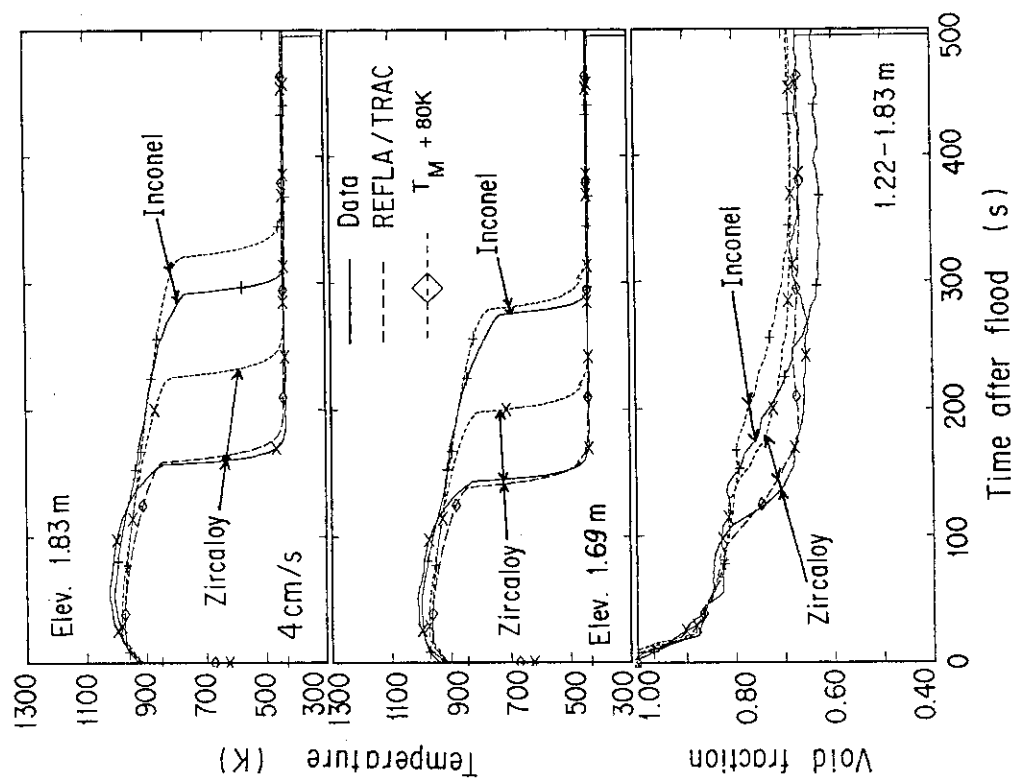


図4.21 冠水速度4cm/sにおけるREFLA/TRACコードの適用性評価

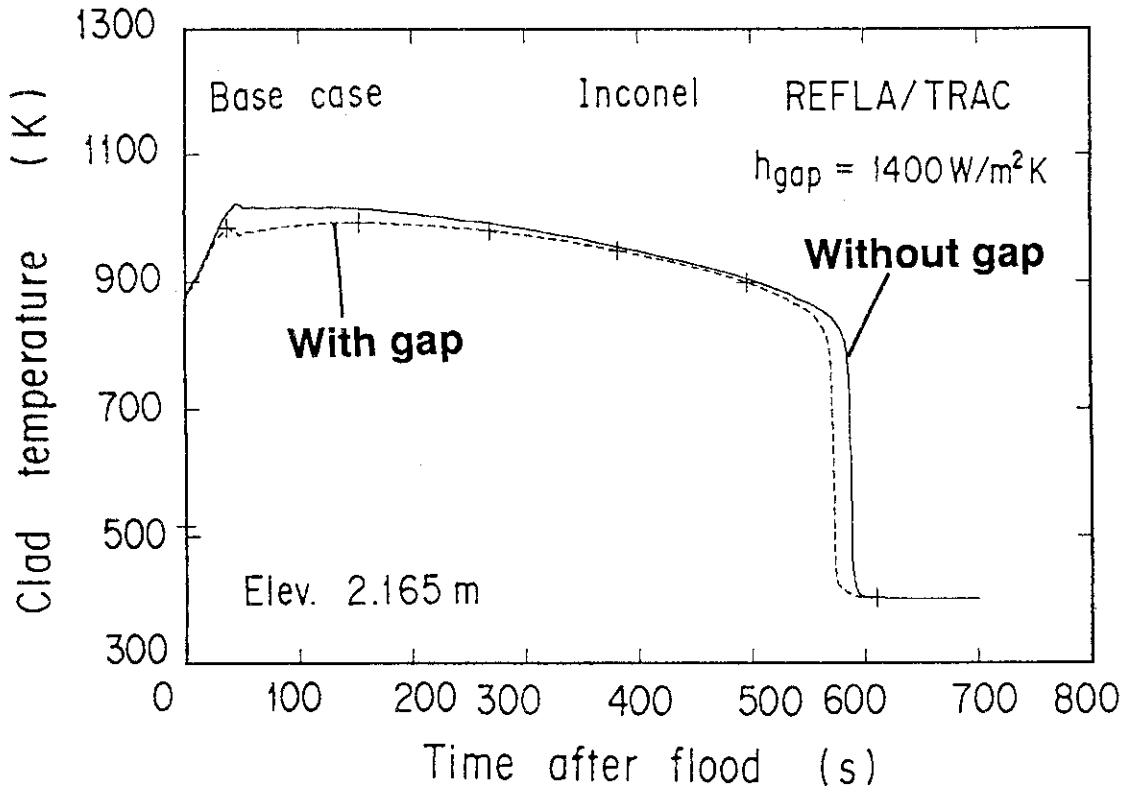


図4.23 ギャップの有無に対するREFLA/TRACコードによる予測結果

5. ホットレグ内対向流制限現象のスケール効果

5. 1 序

本章ではPWR小破断時Reflux冷却期に問題となるホットレグ内での対向流制限(CCFL)現象を取り上げ、その流路スケール効果を調べる。

まず小型実験により、ホットレグを形づくる水平管と傾斜管の各長さ等の効果を調べるとともに、流動観察によるメカニズムの検討及び包絡線理論⁽³⁶⁾に基づく解析を行い、落水開始気相流速(ホットレグ水平管端から落水を開始する気相流速)に影響を与える支配因子を同定する。そして、Wallisパラメータ⁽³⁶⁾とその因子よりなる実験式を提示する。つぎに、この小型実験により開発した実験式が実炉スケールでのデータに適用できるか否かを評価する。さらに、流路スケール効果を詳細に調べるため、ある気相流速での落水流量を与えるモデルを開発し、そのモデルによるスケール効果の評価も行う。

5. 2 スケール効果に関する小型実験

本節においては、ホットレグをモデル化した傾斜管付き水平管内でのCCFLに及ぼす、(1)流路の長さ、(2)傾斜管上端形状、(3)水平管と傾斜管とをつなぐベンドの形状、(4)傾斜管の接続する上部タンク内の液位、及び(5)流体の組合わせ(空気/水及び蒸気/水)の各効果を小型実験により調べるとともに、新たに開発した落水開始気相流速を予測するモデルによる解析を行い、落水開始気相流速に影響する支配因子を同定する。最後にWallisパラメータとその因子よりなる実験式を提示する。

5.2.1 実験

図5.1に空気/水による実験装置の概要を示す。実験装置は実験管、実験管の上部にある分離タンク、実験管の下部にある測定タンク及び空気/水の供給系よりなる。流動観察の容易なように実験管、分離タンク及び測定タンクはすべてアクリルでできている。分離タンクの上部は大気開放である。

蒸気/水による実験装置の構成は上述した空気/水に対するものとほぼ同じであるが、傾斜管の上端形状及び装置の材質の点で異なっていた。つまり、上端形状は図5.1のAで示したようであり、材質はSUS304であった。蒸気/水での上部分離タンク及び下部測定タンクにはガラス管のレベルメータが装着されており、各タンク内の液位がわかる。蒸気/水での実験装置では空気/水による実験も可能であった。

図5.2に実験管の形状を示す。また表5.1に本節で使用した実験管の寸法を示す。以下に形状効果に関し調べる効果と、その効果を調べるために必要な実験管の組合わせをまとめる：

- (1) 水平管の長さ；タイプAとタイプB
- (2) 傾斜管上部の形状；タイプBとタイプC
- (3) ベンドの形状；タイプBとタイプD及びタイプCとタイプEまたはタイプF。

表に示した種々の流路内径及び長さは実スケールでの長さとの比を含むように選定した。

実験手順は以下の通りであった：まず上部分離タンク内に液位を形成するため、ある高い空気(蒸気)流量を測定タンク上部に供給し、分離タンク下部より水(飽和水)を所定のレベルまで供給した。その後、空気(蒸気)流量を所定の値まで下げた。その際上部タンク内の液位が一定となるように注入水量を調節した。上部タンク内の液位は実験中ほぼ一定とした。ある気相流量のもとでの下部測定タンクへの落水流量はタンク内の液位上昇速度より求めた。ある気相流量のもとでの落水流量を計測した後、装置内の水をドレインした。以上の手順を繰り返すことにより、種々の気相流量に対する落水流量を計測した。なお蒸気/水での実験装置は加圧できなかったため、大気圧下で行った。

空気/水実験での空気流量は浮き子式流量計で測定し、読み取り誤差を考慮した最大の測定誤差はWallisの $J_g^{*1/2}$ パラメータ⁽³⁶⁾ (流速及び等価直径は実験管でのもので見積もる。以下同様)で約±0.01であった。蒸気/水実験の場合の空気流量及び蒸気流量の測定誤差は最大 $J_g^{*1/2}$ で約±0.02であった。一方、落水流量はタンク内の液位上昇速度がほぼ一定となった後測定し、測定後は水をドレインした。そして、ふたたび上昇速度を測定した。上昇速度の測定はある気相流量に対し3回行い、落水流量のばらつき及び液位の読み取り誤差から測定誤差を評価した。その結果、測定誤差の最大は安定流では $J_i^{*1/2}$ で約±0.01、不安定流では約±0.02であった。安定流及び不安定流については、5.2.3節において詳しく述べる。

5.2.2 実験結果

図5.3(a)及び5.3(b)に傾斜管に接続された水平管の長さ、 H 、の効果を $J_k^{*1/2}$ を使って示す。ここで $J_k^{*1/2}$ は垂直管においてよく用いられるWallisパラメータであり、垂直管に対するデータは次式により良くまとめられている⁽³⁶⁾：

$$J_g^{*1/2} + mJ_i^{*1/2} = C \quad (5.1)$$

ここで m と C は定数である。

図5.3(a)における H の効果の比較は傾斜管の長さ、 I 、が0.1mの場合のものであり、図5.3(b)では $I=0.19$ mである。また図5.3(b)には傾斜管だけの場合の長さの効果も含まれている。図中には式(5.1)を適用した場合の定数 C 及び m の値も記載されている。式(5.1)を適用する際には、ほぼ直線関係のみられるデータに対してのみ適用し、最小自乗法により各定数を求めた。

図5.3(a)及び5.3(b)により以下のことがわかる：

- (1) 直線関係である式(5.1)はほぼすべてのデータに対し適用できる。しかしながら、低い気相流量のもとでは式(5.1)により良く相関できないデータがいくつかある。この領域では水プラグを伴う不安定な流れがみられた。不安定流の境界は図中のUにより示したが、流動状況の詳細については5.2.3節において述べる。定数 m の値は0.7から0.75の範囲である。
- (2) 傾斜管だけの場合の I の効果は顕著ではない。
- (3) 傾斜管付き水平管の場合、 H が増加するほど C の値は小さくなる。

実炉でのホットレグは傾斜管上端及びベンドの内部は円形であり、タイプAやBでは共に楕円形であるため実炉の形状と異なっている。図5.4(a), 5.4(b)及び図5.5に傾斜管上端の形状及びベンドの形状の効果を示す。傾斜管上端形状が円形の場合、ある J_g^* に対し J_i^* がやや高くなっている。ベンド部の形状効果は顕著には認められない。

図5.6に上部分離タンク内での液位の効果を示す。ここで液位 $h=0.02\text{m}$ は傾斜管上端口が水中にある最低のレベルである。垂直単管の場合⁽⁶¹⁾や多孔板の場合⁽⁶²⁾⁽⁶³⁾には液位の効果のないことが報告されているが、本実験においてもほとんど影響はない。このことは上部タンク内での流動が影響しないことを示している。

図5.7に流体の種類(空気/水及び蒸気/水)の効果を示す。Wallisパラメータにより整理することにより、大気圧下ではあるが流体の種類の影響のないことがわかる。

5.2.3 実験相関式の開発

前節において、ホットレグを模擬した傾斜管付き水平管でのCCFL特性を式(5.1)で整理する場合、水平管の長さをもっとも影響を与える因子であることが示された。また、傾斜管上端の形状による影響も認められた。本節では目視による流動観察の結果を示すとともに、その結果に基づき落水開始気相流速(バイパス点、式(5.1)の C に相当する)を予測するモデルを開発する。前節に示したデータを本モデルにより解析し、落水開始気相流速を予測する上での支配因子を同定する。最後に支配因子に基づく実験相関式を提示する。

図5.8及び図5.9に傾斜管のみ及び傾斜管付き水平管内での典型的な流動様式を示す。どちらの場合も $J_g^{*1/2}$ のある値を境に流動様式が大きく変化した。傾斜管のみの場合、 $J_g^{*1/2}$ が約0.4以上では流路上端附近に周方向不均一な膜厚分布をもつ環状流がみられた。環状液膜は流路下部へ流下するにつれて破断し、流路上部でかわいた領域が現れた。気液界面は流路上端附近でもっとも乱されており、落水は主にそこで制限された。

$J_g^{*1/2}$ が0.4より低くなると、水プラグを伴う不安定な流れとなった。落水する場合は流路全体を水が占める水柱となり、下部測定タンク内の圧力が水柱を吹上げることができるようになるまで落水が続いた。いったん水柱が吹き上がると落水流量はゼロとなり、その後ふたたび水柱による落水が起こった。この様な不安定流の境界は前節

での図においてUとして記載されている。不安定流でのデータが式(5.1)の直線関係で表わせないことは上述した流動様式の変化によるものと考えられる。

傾斜管付き水平管の場合も、傾斜管のみの場合と同様に大きく二つの流動様式がみられた。不安定流への境界を与える $J_g^{*1/2}$ は図5.9に示すように水平管長さ H によって変化した。不安定流境界より高い $J_g^{*1/2}$ の領域ではほぼ流路全体にわたり分離流が観察された。気液界面のもっとも乱れた領域はベンド部附近にみられ、傾斜管のみの場合とは異なった。ほぼ等しい H のもとで I が長くなると、落水開始気相流速における乱れた領域の長さは長くなり、傾斜管中央附近にまで及んだ。一方、水平管内の気液界面はベンド部におけるものよりは穏やかであり、ベンド部側での液位は計測タンク側でのものより高かった。短い H では長い場合に比べ、水平管内での液位勾配は急峻であった。前節での実験結果では水平管長さ H がCCFL特性にもっとも影響を与えていることから、この液位勾配が重要な因子であるものと考えられる。傾斜管付き水平管内でのこれらの観察結果より、落水開始気相流速を予測する上でのもっとも重要な因子はベンド部附近での気液界面の乱れ及び水平管内での液位勾配であると考えられる。

傾斜管付き水平管に対する式(5.1)の C (落水開始気相流速に相当する)を予測するために、水平管内でのモーメントバランスを考え、ベンド部での液位(ボイド率)の決定に包絡線理論⁽³⁸⁾⁽⁶⁴⁾⁽⁶⁵⁾を適用するモデルを考える。モデルの詳細を付録Cに示す。このモデルは主要な落水制限がベンド部で起こると考え、落水の駆動力が水平管内での液位勾配によるとの仮定のもとで開発した。落水流量を予測するためにはある気相流速での水平管内液位勾配(ベンド部及び測定タンク側水平管内での液位)を与えてやる必要があるが、そのモデルの詳細については5.4節で述べる。

図5.10に、 f_i を0.01, 0.02および0.03とした場合のモデルとデータとの比較を示す。比較的口径の大きな($D=0.203\text{m}$)Richterらのデータ⁽³⁴⁾も含まれている。横軸の H/D は、本モデルで C を予測する際に影響するパラメータである。タイプB, DとタイプC, Eとの違いは傾斜管上端形状である。タイプF及びRichterらの傾斜管上端形状はタイプC, Eと同じく円形である。またタイプF及びRichterらの傾斜管長さは長い。本図での比較より、 I の同じデータはある f_i の値を使う本モデルとよく一致することがわかる。また I が長くなるにつれて、 C を予測するためには小さな f_i の値が必要であり、カーブは上方へシフトする。傾斜管上端形状によっても C の値は影響を受け、円形状の方が C はやや大きい。本モデルでは f_{wg} として0.005を使った。これは $Re_g (= u_g \cdot D_g / \nu_g : D_g = 4A_g / (S_g + S_l))$ から判断して気相は乱流であると判断したためである。Johnstonはほぼ水平である円管内空気/水対向流において f_i は f_{wg} の2倍より大きいことを示した。⁽⁶⁶⁾ Leeらはほぼ水平である矩形管内蒸気/水対向流に対し f_i として0.01から0.05の値を推奨した。⁽⁶⁴⁾ タイプFとRichterらの結果は $f_i=0.01$ としたモデ

ルより上に位置しており、水平管内対向流下で考えられる f_i では予測できない。このことは水平管内のみのモーメントバランスによるモデル化では I の長い場合のデータは予測できないことを意味しており、 I の効果を別途考える必要があることを示している。

これまでに示した実験結果及びモデルによる解析により、傾斜管付き水平管内での CCFL 特性に影響を与える因子としては、 H/D 、 I 及び傾斜管上端形状であることがわかった。ここではこれらの因子を含む実験相関式を式(5.1)をベースに作成する。式(5.1)の定数 C 及び m と $(H/D)(1/I)$ との相関をそれぞれ図5.11及び図5.12に示す。両図においてタイプB, DとタイプC, E, Fとの違いは傾斜管上端形状である。 C は傾斜管上端形状に依存する次に示す式により良く相関できる：

$$C = \begin{cases} \ln\{(H/D)(1/I)\}^{-0.066} + 0.81 & (\text{タイプB, D; 楕円形}) \\ \ln\{(H/D)(1/I)\}^{-0.066} + 0.88 & (\text{タイプC, E, F; 円形}) \end{cases} \quad (5.2)$$

Richterらのデータの傾斜管上端形状は円形であるが、式(5.2)の円形の式とほぼ一致していることから、本実験式が口径の比較的大きな場合にも適用可能であることがわかる。定数 m は $m = 0.75$ でほぼ近似できる。

図5.13に、式(5.1)に式(5.2)及び $m = 0.75$ を組合わせたものと本節でのすべての実験データとを比較した結果を示す。 $J_g^{*1/2}/C$ が約0.5より低い領域でやや差が大きいものの、本実験式によりほぼデータを予測できることがわかる。 $J_g^{*1/2}/C$ が約0.5より低い領域のデータは不安定流でのものであった。式(5.1)の直線関係が不安定流でのデータに対しては適用できなかったこと、及び式(5.2)での各パラメータが分離流でのモデルによる解析をもとに選定したことが誤差の大きな原因であると考えられる。

5. 3 小型実験による実験相関式と実炉スケールでのデータとの比較

前節で開発した実験相関式は内径0.203mのRichterらのデータまで適用できることが確かめられたが、支配因子の同定に当たり f_i が流路スケールや圧力に依存しないことが仮定されており、実炉スケール($D = 0.7-0.75\text{m}$)まで拡張可能かどうかは明らかではない。本節では実炉スケールであるドイツのUPTF(Upper plenum test facility)ホットレグCCFL試験⁽³⁵⁾の結果を使い、前節での実験相関式の適用性について検討する。UPTF試験は蒸気/水で0.3MPa及び1.5MPaで行われており、圧力の影響も検討できる。

UPTF試験でのホットレグには複合注水方式を採用しているドイツ型のPWRを模擬するために、Hutzeと呼ばれるホットレグでのECC水注水口が図5.14に示すようになっている。前節での議論より傾斜管付き水平管であるホットレグでのCCFL特性は水平管内でのモーメントバランスが重要であることがわかっているため、Hutzeの存在によりその特性が変わることが考えられる。前節で開発した実験相関式のデータベースには

Hutzeの影響を含むデータがないため、相関式とUPTFでのデータとの差異がある場合、スケールの違いによる差異なのかHutzeの存在による差異なのかが分離できない。そこで図5.14のタイプ1及び2で示した小型流路でのデータを取得し、Hutzeの影響を調べた。

小型流路での実験体系は図5.1と同様であり、実験手順も同じである。タイプ1及び2の流路寸法は以下に示す各比をUPTFでのそれに合わせるようにして決めた：(1) H/D , (2) H/I , (3) (Hutzeの高さ)/ D , (4) (Hutzeの長さ)/ D , (5) (Hutzeの下部タンク側の端から水平管と下部タンクとの接合点までの距離)/ D , (6) (Hutzeの縦断面積)/(Hutzeの無い位置での流路面積)。

図5.15に小型実験での比較を示す。実線はタイプ1のデータを最小自乗法でフィッティングしたものである。タイプ2のデータをWallisパラメータ $J_k^{*1/2}$ で整理する場合、 A 及び D にHutzeの位置でのものを採用するか否かにより $J_g^{*1/2}-J_i^{*1/2}$ 平面での位置が異なる。Hutzeの無い場所での A 及び D を採用する場合、Ⅲでの領域を除きある同一の $J_g^{*1/2}$ での $J_i^{*1/2}$ の値はタイプ2のほうが低い。Ⅰの領域では A 及び D ともHutzeでの値を採用することにより、 $J_g^{*1/2}-J_i^{*1/2}$ 平面でのタイプ1と2との差はほとんどなくなる。Ⅱの領域では (A_H, D) と (A_H, D_h) のどちらの組み合わせを採用しても、タイプ1と2との差はほとんどなくなる。これらのことから、Hutzeの影響は J_g^* が低くなると無視できること、またHutzeの影響が含まれているデータを J_k^* へ変換する際にはHutzeでの値を参考に A と D を決めて前節での実験相関式と比較しなければいけないことがわかる。

図5.16にUPTFの修正したデータと前節で開発した実験相関式との比較を示す。また本図には、Richterらの実験式も含まれている。UPTFのデータはバイパス点 ($J_i^*=0$ の点) には (A_H, D_h) を使い、他のデータに対しては (A_H, D) を使い修正した。UPTFの修正データは圧力によらずRichterらの実験式にほぼ一致している。しかしながら前節での相関式はある同一の $J_g^{*1/2}$ での $J_i^{*1/2}$ を過大に評価している。前者の結果は内径が0.203m以上であればWallisの J_k^* によってスケール効果が表わせることを示しているが、後者の結果はより幅広い範囲のスケール効果を表現するには限界のあることを表わしている。次節では、 f_i に対するものを含めより明確にスケール効果を議論するため、落水流量を予測する解析モデルを開発しスケール効果を議論する。

5. 4 落水流量予測モデルによるスケール効果の評価

5.4.1 落水流量予測モデルの開発

5.2.3節での目視による流動観察により、傾斜管付き水平管での主な落水制限はバンド部附近で起こっており、落水の駆動力は水平管内での液位勾配によるものと考えら

れる。本節では5.3節でのタイプ1の流路での流動を高速ビデオ(200フレーム/s)により観察し、より詳細に傾斜管付き水平管内での落水制限現象を調べ、落水流量予測モデルを開発することとする。

図5.17にバイパス点($J_i^{*1/2} = 0$ の状態)及び落水領域での流動の様子を示す。気液界面のもっとも乱れた領域はベンド部側水平管内で見られた。そこでは気液界面の不安定により成長したまき波が多数観察できた。まき波の成長・消滅は以下に記述するように周期的に起こった：

- ① 水が傾斜管を流れ落ち水平管内へ流入すると、水流速の低下に伴い液位が高くなり、いくつものまき波が急に成長した。
- ② それらの波は空気上昇流により上部分離タンク側へ吹き飛ばされた。
- ③ いったんまき波が吹き飛ばされるとベンド部での液位は低くなり、ふたたび傾斜管内へ水が流入し、①の過程となった。

J_g^* の高い場合にはまき波の先端は液滴に分裂し、 J_g^* の低い場合にはまき波の先端は流路の上壁にまで達した。流路の上壁にまで達するような大きなまき波はフロス流ないしはスラグ流の流動様式と類似であった。

一方、上述した乱れた領域を除いた水平管内は比較的穏やかであり、気液界面には3次元波が見られた。乱れた領域側の液位は下部計測タンク側でのものより高かった。 J_g^* が落水領域に下がると、2次元波が乱れた領域から計測タンク側へ伝播し、落水を生じた。2次元波の初期波高はまき波発生時の臨界液位であり、水平管内を伝播するにつれて低くなった。水平管にそう気液界面の傾斜面は、2次元波の部分を除けばほぼ直線的であった。

以上の流動観察の結果より、落水流量予測モデルを開発する上で重要な因子は、水平管内ベンド部附近でのまき波の発生及び2次元波の伝播特性に影響を与える水平管内での液位勾配であると考えられる。

付録Cに記述したモーメントバランスの式(C.4)をベースに落水流量予測モデルを開発する。ここで、落水の駆動力はベンド部附近でのまき波発生直前の臨界液位と関係するものとし、まき波のモデル化は省略した。式(C.4)を使い、ある J_g^* での J_i^* を予測するためには次に示すパラメータを与える必要がある： f_{wk} , f_i , α_1 , α_2

f_{wk} に対してはJohnston⁽⁶⁶⁾らの手法を参考に以下の式で与えた：

$$\text{層流；} \quad f_{wk} = 16/Re_k \quad (5.3)$$

$$\text{乱流；} \quad \begin{aligned} f_{wk} &= 0.079/Re_k^{0.25} & (Re_k \leq 10^5), \\ f_{wk} &= 0.0008 + 0.05525/Re_k^{0.237} & (Re_k > 10^5), \end{aligned} \quad (5.4)$$

$$\text{ここで、} \quad Re_k = \bar{u}_k \cdot \bar{D}_k / \nu_k \quad (\bar{D}_g = 4\bar{A}_g / (\bar{S}_g + \bar{S}_l), \bar{D}_l = 4\bar{A}_l / \bar{S}_l)$$

f_i に対しては以下に示すKimら⁽⁶⁷⁾またはLinehan⁽⁶⁸⁾の式で評価した：

$$f_i = a \cdot Re_i + b, \quad (5.5)$$

ここで、

$$a = 0.14 \times 10^{-5}, \quad b = 0.021 \quad (\text{Kimらの式}) \quad \text{または、}$$

$$a = 0.23 \times 10^{-5}, \quad b = 0.0131 \quad (\text{Linehanの式}).$$

これは図5.18に示すようにタイプ1の流路での f_i の値がPで示すデータを除き両式の間にくるからである。タイプ1での f_i の値は、式(5.3), (5.4)を使い、 α_1, α_2 に関しては高速ビデオの観察結果により評価し、求めた。Kimらの式は、ほぼ水平である矩形流路内で3次元波の見られる蒸気/水対向層状流に対し求められたものであり、Linehanの式は空気/水並向層状流に対し求められたものである。

Pでの値は式(5.5)よりもかなり大きい。この点における水平管内での流動状況はほぼ流路全体にわたり大きなまき波が見られた。Leeらはまき波での f_i は3次元波でのものより大きく、 f_i として0.012から0.05程度を報告している。したがって、Pでの f_i が大きい理由としては流動状況の遷移が考えられる。

α_1 の値は流動観察の結果よりまき波ないしはスラグ流の発生が起こる臨界液位と関係する。図5.19にタイプ1及びタイプ2流路での J_g^* と α_1 との関係を、従来報告されている並向層状流でのスラグ流遷移の式(Wallisら⁽⁶⁹⁾及びTaitelら⁽⁷⁰⁾、Taitelらの式は $J_g^* = \alpha^{5/2}$ で近似した)、対向層状流でのスラグ流発生時のデータ領域(飛原らのデータ⁽⁷¹⁾)及び垂直管と水平管とをつなぐエルボー部でのフラッシング発生限界を与える式(Siddiquiら⁽⁷²⁾)と比較して示す。タイプ1,2での α_1 はまき波発生直前での液位により評価した。この図より、タイプ1,2でのデータは α_1 が約0.6以上ではTaitelらの式ないしはWallisらの式とほぼ一致し、0.6より小さい場合は飛原らのデータ領域にあることがわかる。0.6前後で特性のかわる理由ははっきりしないが、ベンド部でのまき波発生の機構がスラグ流遷移のメカニズムと類似であるものと考えられる。

図5.20にUPTFでのデータとTaitelらの式及び次に示すWallisらの式とタイプ1,2のデータをフィティングした式とを比較した結果を示す：

$$J_g^* = 0.5 \cdot \alpha_1^{3/2} \quad (\alpha_1 \geq 0.6), \quad (5.6)$$

$$J_g^* = 2.8 \cdot \alpha_1^{4.8} \quad (0.5 \leq \alpha_1 < 0.6)$$

UPTFでの α_1 の値は図5.14に位置が示されている γ 線密度計のデータにより評価した。UPTFでのデータもTaitelらの式ないしは式(5.6)でほぼ評価できることがわかる。UPTFでの試験でまき波ないしはスラグ流が発生していたかどうかは明確ではないが、実炉スケールにおいてもベンド部でのボイド率の予測にTaitelらの式ないしは式(5.6)が適用できるものと考えられる。

α_2 の予測に対しては包絡線理論を適用した。つまり次式と式(5.3), (5.4), (5.5)及

びTaitelらの式ないしは式(5.6)とを連立させた：

$$\partial(\text{式(C.4)})/\partial\alpha_2 = 0 \quad (5.7)$$

これにより、ある J_g^* に対する J_l^* を求めることが可能となり、これらの方程式群を本章での落水流量予測モデルと呼ぶことにする。

図5.21に落水流量予測モデルとタイプ1でのデータとの比較を示す。 $J_l^{*1/2}=0$ でのデータは f_i としてLinehanの式を使った場合のモデルと良く一致している。 $J_l^{*1/2} > 0$ でのデータに対しては、Pで示したデータを除き f_i としてKimらの式を使った場合のモデルのほうが良い一致を与える。これらのモデルとデータとの一致の傾向は、図5.18に示したタイプ1での f_i の値と f_i 相関式との一致の程度の傾向と同様である。したがって f_i として妥当な値を選べば、本モデルにより落水流量が予測できるものと考えられる。なお本モデルにより予測された α_2 の値は流動観察より見積もった α_2 の値とほぼ一致していた。この落水流量予測モデルを使い、次節において流路スケールの効果を評価する。

5.4.2 スケール効果の評価

前節において落水流量予測モデルを開発した。本節ではこの落水流量予測モデルを、5.2節での小型流路でのデータ、比較的内径の大きな ($D=0.203\text{m}$)Richterらのデータ及び実炉スケールであるUPTFでのデータに適用し、流路スケールの評価を行う。

図5.22に f_i としてKimらのものを使った本モデルと小型流路でのデータとの比較を示す。本モデルは異なる H 及び I の流路でのデータをほぼ予測している。本モデルでは水平管内のモーメントバランスのみを考慮しているので、図5.22の流路でのデータと本モデルとが一致している結果は I が0.2mより短い場合は I の違いによる影響の少ないことを表わしている。また二つの流路に対する予測結果の違いは、水平管内での液位勾配を規定するパラメータ H/D の違いにより生じた。このことより、 H の違いによる効果は水平管内での液位勾配の違いに起因するとの流動観察での考え方が本モデルによっても確かめられた。

図5.23に、 H/D は図5.22に示した二つの流路の間にあるものの、 I のより長い場合の流路でのデータと本モデルとの比較を示す。 f_i としてKimらないしはLinehanのものを使う本モデルでは予測できていない。データの位置は、 f_i を f_{wg} より小さくしないと予測できない領域にある。しかしながら5.2節で開発した実験相関式はデータとよく一致している。実験相関式では流路スケールのパラメータとして、 H/D 及び I を含んでいる。5.2節での流動観察において述べたように、 I が長くなると気液界面の乱れた領域が長くなり、傾斜管内部にまで及んだ。本モデルでは主な落水制限がベンド部側水平管内で起こると仮定されていることと、上述した結果より判断すると、図5.23に示した流路での主な落水制限は傾斜管内で起こっていたものと考えられる。

落水制限の生じる場所のシフトはバンド部附近で発生するまき波が上部分離タンク側へキャリーオーバーされる際の特性的違いによるものと考えられる。すなわち、 I の長い場合はバンド部附近で吹き飛ばされた水のほとんどは傾斜管内で気相と分離し傾斜管内を落水する液相に捕獲されたが、 I の短い場合は吹き飛ばされた水のほとんどは容易に上部タンク内にまで達していた。従って、 I の長い場合は傾斜管内でのボイド率がバンド部附近より低く、傾斜管内での界面せん断力がバンド部でのものより大きくなり、落水制限の場所のシフトが考えられるからである。

図5.24に0.3MPaでのUPTFのデータと本モデルとの比較を示す。 f_i としてLinehanの式を使った場合も、またLinehanの式の定数のみとした場合($f_i = 0.0131$)もある。 J_g^* に対する J_i^* はデータより低い。ここで、データと本モデルとの差異を生じる理由として以下の二点が考えられる：

- (1) 小型流路で妥当とされた f_i 相関式の実炉スケールへの適応性、
- (2) I の効果をモデル上考慮していないことの妥当性。

(1)については次に述べる仮説を検討する：単相流での f_{wk} は Re_k の増加に伴い小さくなる。したがって気液界面での波の構造(波高、隣り合う波の先端の間の距離等)がほとんど同じであれば、 f_i は Re_g の増加とともに小さくなる。本研究では f_i/f_{wg} の比を流路スケールの効果を含む f_i の整理方法と考え、検討する。図5.25に示すように、タイプ1での3次元波領域でのデータはほぼ $f_i/f_{wg} = 1.84$ で近似できることがわかる。ここで f_{wg} は式(5.4)により評価した。この比を使った本モデルでの評価結果は図5.24に含まれており、 $J_g^{*1/2} > 0.6$ の領域を除きデータとよく一致している。このことは小型流路での f_i/f_{wg} の比が実炉スケールにおいても成り立つとした場合に、本モデルが実炉スケールにまで適用できることを意味している。川路らは、圧力範囲3-12MPaでの比較的口径の大きな($D = 0.18\text{m}$)水平管内蒸気/水並向層状流での広い範囲のボイド率(0.1-0.9)が、比 $f_i/f_{wg} = 3.0$ を使うことにより、よく予測できることを報告している。⁽⁷³⁾ この結果は実炉スケールにおいて、ほぼ同じオーダの比である $f_i/f_{wg} = 1.84$ を使うことにそれほど問題の無いことを示しているものと考えられる。

図5.16において、UPTFに対する5.2節で開発した実験相関式はRichterらの式よりある J_g^* に対して J_i^* を高く予測した。これはUPTFのホットレグの H/D がRichterらのものより約1.5倍大きいにもかかわらず、 $1/I$ が約0.36倍小さく、実験相関式上UPTFの長い I が高い J_i^* を生み出すことになる。しかしながら、UPTFの修正されたデータはほぼRichterらの式と一致していた。これは、より大きな内径を有する流路に対しては I の効果が小さくなることを意味している。このことより、落水流量予測モデルとUPTFでのデータとの差異の理由として考えられた(2)の原因はそれほど重要ではないものと考えられる。

図5.26に1.5MPaでのUPTFの修正データと、 f_i/f_{wg} の比として1.84ないしは1.0とした

本モデルとの比較を示す。比として1.84を使った本モデルは $J_g^{*1/2} \leq 0.64$ の領域でのデータをよく予測している。 $J_g^{*1/2} \geq 0.67$ の領域でのデータに対しては、 f_i を f_{wg} より小さくしないと本モデルにより予測できない。この $J_g^{*1/2}$ の高い領域での差異は図5.24においても見られ、落水制限の場所の傾斜管側へのシフトにより生じた差異である可能性がある。

図5.27にRichterらのデータと $f_i/f_{wg} = 1.84$ とした本モデルとの比較を示す。本モデルは $J_g^{*1/2}$ が約0.55附近でデータと近接する。しかしながら、 $J_g^{*1/2} > 0.55$ では J_i^* をやや過小評価している。Richterらの流路の I 及び H/D は図5.23での流路とほぼ等しいので、この過小評価の理由としては落水制限の場所が傾斜管内へシフトしたためである可能性が考えられる。モデルとの差異を生ずる $J_g^{*1/2}$ の下限はRichterらの流路に対する場合 ($J_g^{*1/2} > 0.55$) よりUPTFに対する場合 ($J_g^{*1/2} > 0.6-0.64$) のほうが高くなっている。この結果は、図5.24における議論で示された”流路内径が大きくなるにつれて傾斜管内での落水制限が弱くなる”との考え方を支持している。

5. 5 本章の結論

本章ではPWR小破断時Reflux冷却期に問題となるホットレグ内でのCCFLを取り上げ、その流路スケール効果を調べた。まず①小型実験によりホットレグを形づくる水平管と傾斜管の各長さ等の効果を調べるとともに、包絡線理論に基づく解析を行い、落水開始気相流速に影響する支配因子を同定した。そして、Wallisパラメータと支配因子よりなる実験式を提示した。つぎに、②この小型実験により開発した実験式が実炉スケールでのデータに適用できるか否かを評価した。さらに③高速ビデオによる流動観察に基づき、ある気相流速での落水流量を与えるモデルを水平管と傾斜管とをつなぐバンド部でのボイド率モデル及び包絡線理論を使って開発し、実炉スケールを含む種々のスケールでの実験データに本モデルを適用し、流路スケールの効果について議論した。

①に関しては、以下の結論を得た：

- (1) Wallis相関式、式(5.1)、の落水開始気相流速に相当する係数 C は長さ H 及び I に依存した。傾斜管上端部の形状にもわずかに依存した。しかしながら、水平管と傾斜管とをつなぐバンド部の形状、傾斜管の接続する上部プレナム中の液位及び流体の組み合わせ（空気／水または蒸気／水）には依存しなかった。
- (2) 水平管内での定常対向層状流に包絡線理論を適用した解析により、式(5.1)の係数 C は H/D 及び I の関数となるべきことがわかった。
- (3) 本章の小型実験で得られたデータを使い、 H/D 、 I 及び傾斜管上端形状による係数 C の実験相関式、式(5.2)、を導出した。この式は比較的内径の大きなRichterらのデータ ($D = 0.203\text{m}$) に適用可能であった。また式(5.1)の係数 m はほぼ一

定で0.75であった。

②に関しては、以下の結論を得た：

(1) ①で得た実験相関式は実炉スケールであるUPTFでのデータに対しては適用できなかった。これは以下に述べる落水流量予測モデルによる解析により、流路スケールが大きくなるにつれて傾斜管内での落水制限が弱くなるためであることがわかった。

③に関しては、以下の結論を得た：

(1) 水平管側のバンド部で主要な落水制限が起こるとした落水流量予測モデルは I が0.2m以下の小型実験のデータとよく一致した。

(2) I が0.6mと長い場合、落水制限の起こる領域が傾斜管側へシフトすることがわかった。

(3) 小型実験での摩擦係数の比、 $f_i/f_{wg} = 1.84$ 、が流路スケールによらず適用できると仮定した場合、流路スケールが大きくなるにつれて傾斜管側へのシフトの程度は小さくなることがわかった。またシフトの程度は圧力の違い(0.3MPa→1.5MPa)に影響されなかった。

表5.1 スケール効果に関する小型実験での実験管の寸法

No.	D(m)	θ (Degree)	I(m)	H(m)	h(m)	Shape type
1	0.026	40	0.1	-	0.1	A
2	0.026	40	0.3	-	0.1	A
3	0.026	40	0.1	0.01	0.1	B
4	0.026	40	0.1	0.04	0.1	B
5	0.026	40	0.1	0.13	0.1	B
6	0.026	40	0.1	0.24	0.1	B
7	0.026	40	0.19	0.02	0.1	B
8	0.026	40	0.19	0.05	0.1	B
9	0.026	40	0.19	0.08	0.1	B
10	0.026	40	0.05	0.19	0.1	B
11	0.026	40	0.1	0.01	0.1	C
12	0.026	40	0.05	0.19	0.1	E
13	0.026	40	0.19	0.08	0.1	D
14	0.026	40	0.19	0.08	0.1	E
15	0.051	45	0.6	0.3	0.1	F
16	0.076	45	0.6	0.4	0.1	F
17	0.026	40	0.19	0.08	0.02	B
18	0.026	40	0.038	0.19	0.1	C
19	0.026	40	0.038	0.19	0.02	C
20*	0.203	45	0.5	1.41	-	F

* Richter et al.⁽³⁴⁾

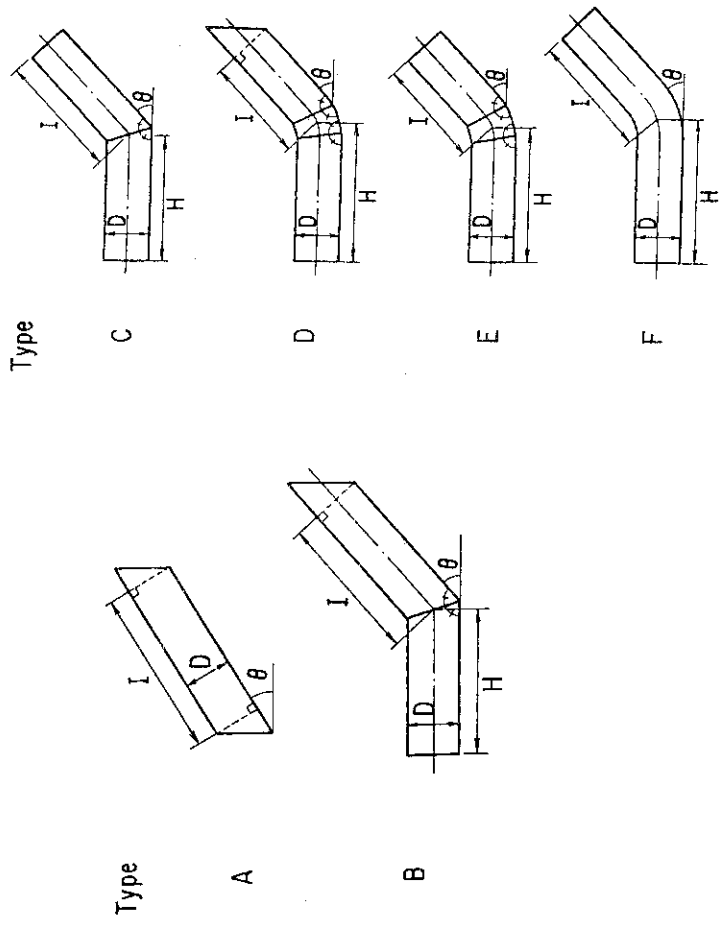


図5.2 実験管の形状

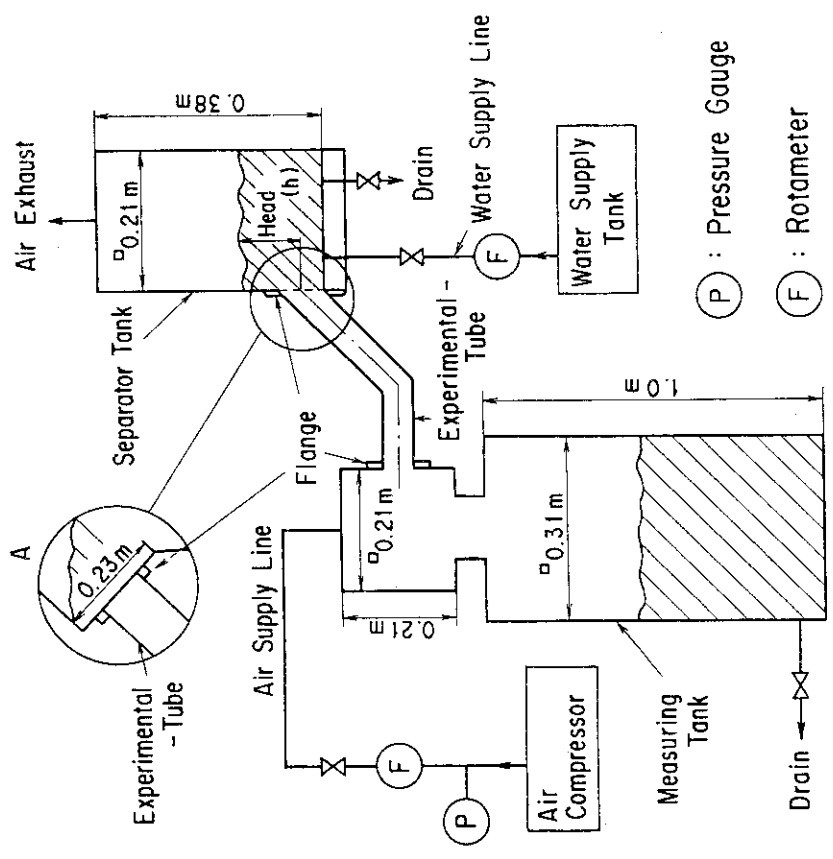


図5.1 空気/水小型実験装置の概要

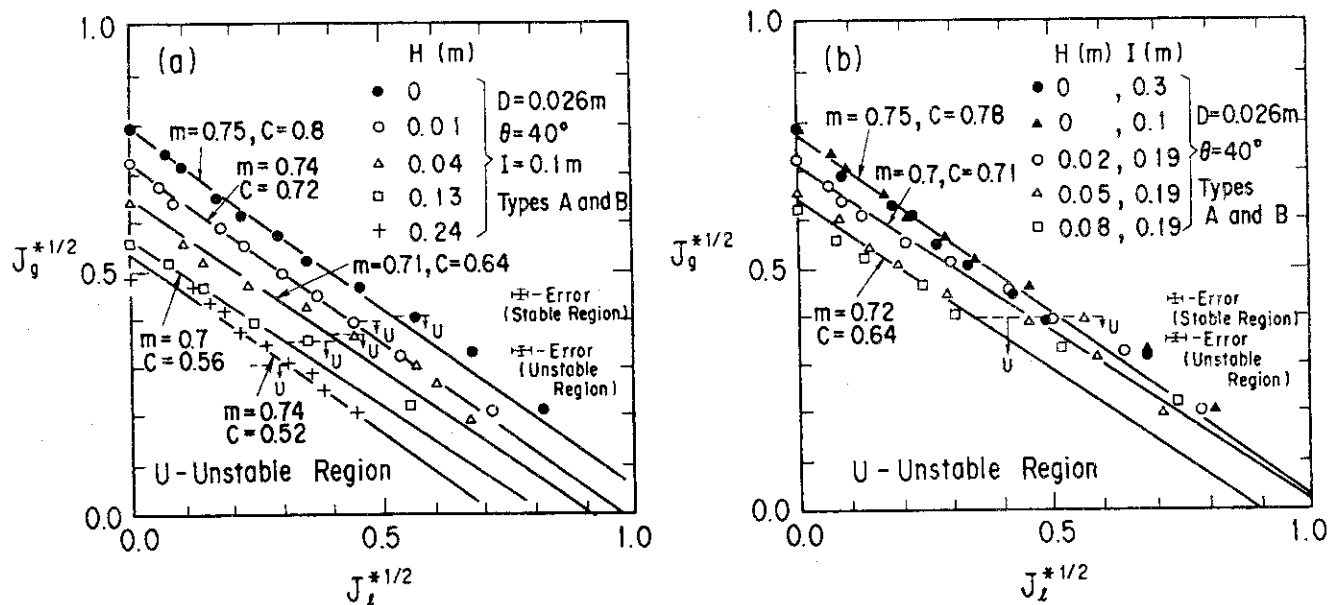


図5.3 水平管長さ H の効果

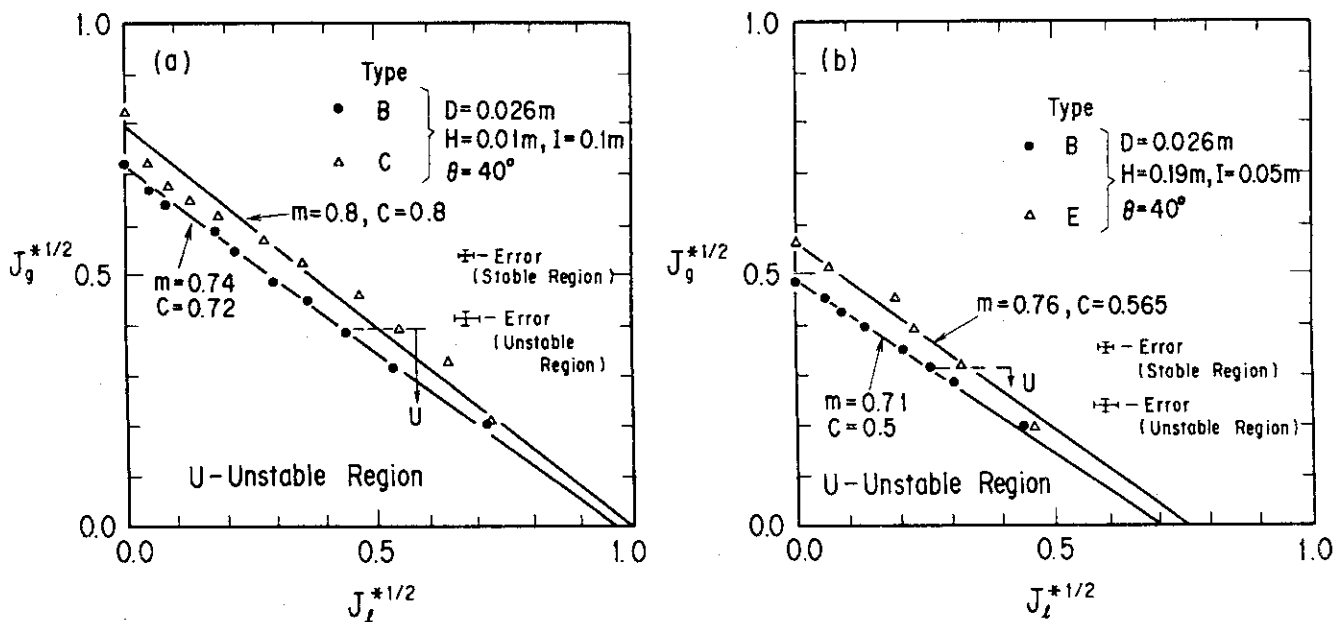


図5.4 傾斜管上端形状の効果

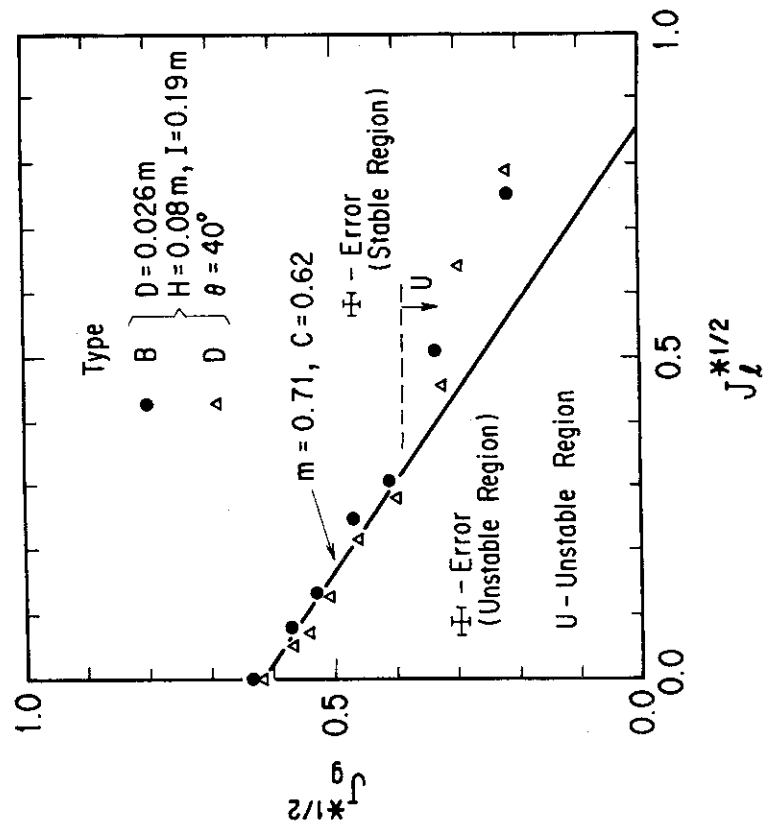
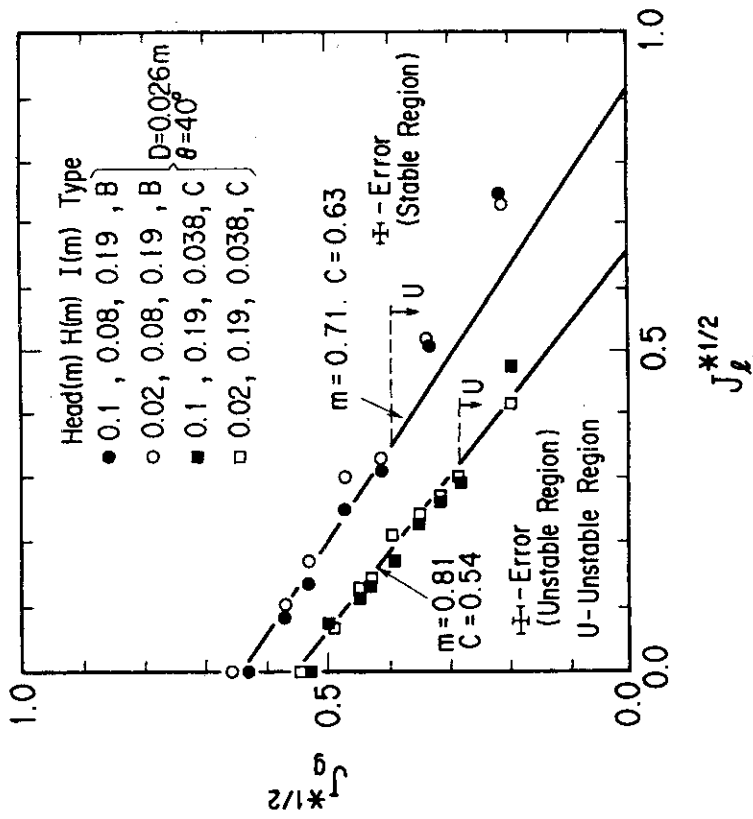


図5.6 上部分離タンク内での水頭の効果

図5.5 ベンド部形状の効果

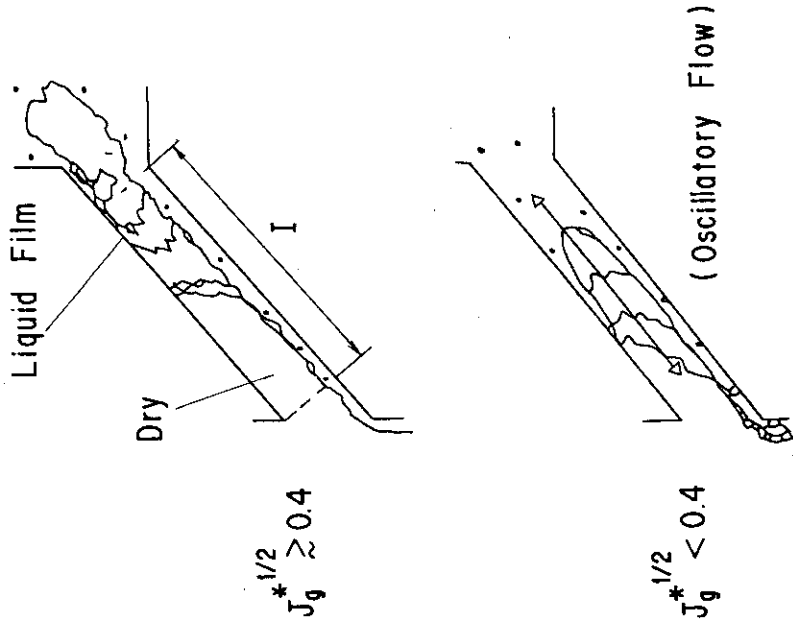


図5.8 傾斜管のみの場合の流動様式

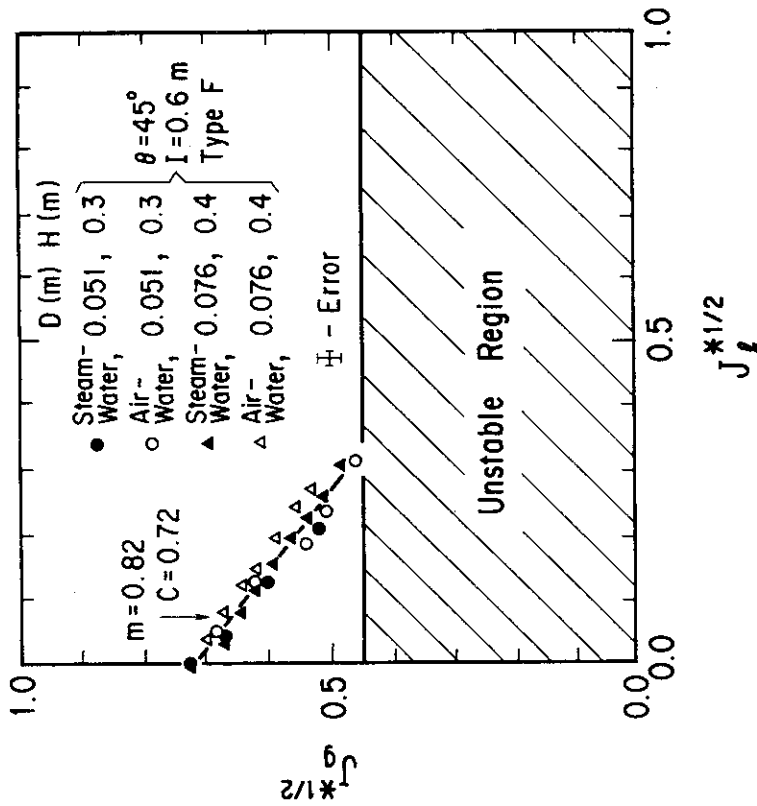


図5.7 流体の種類の効果

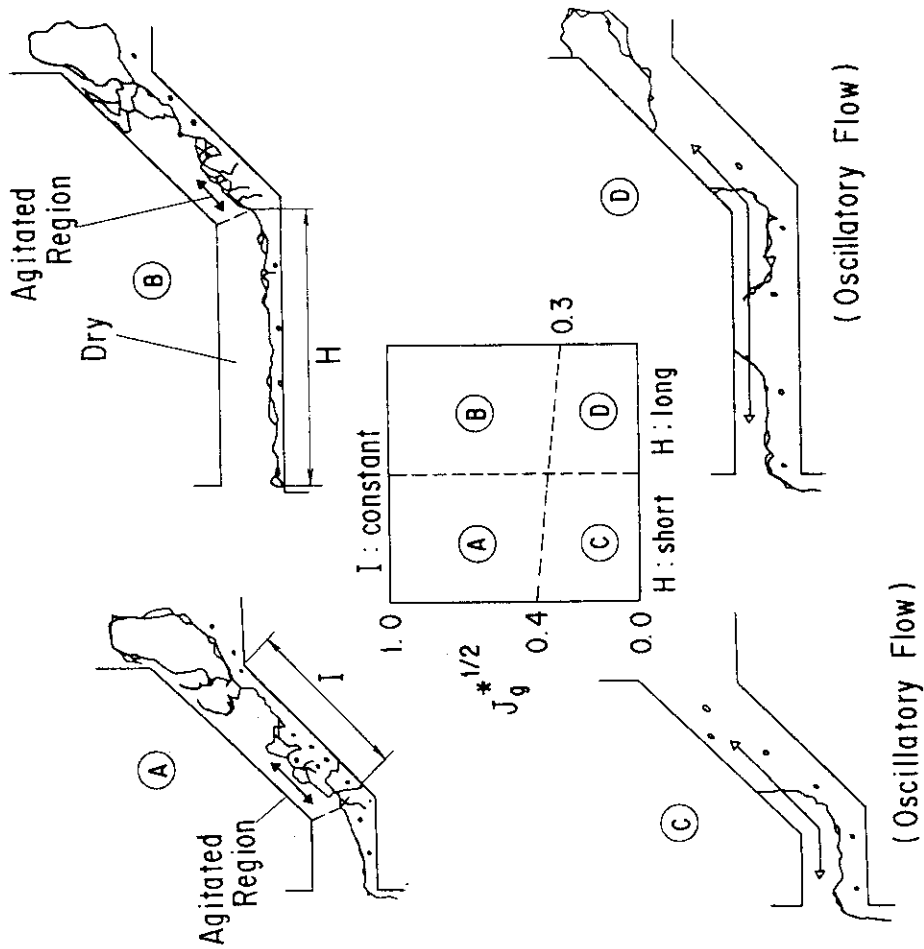


図5.9 傾斜管付き水平管での流動様式

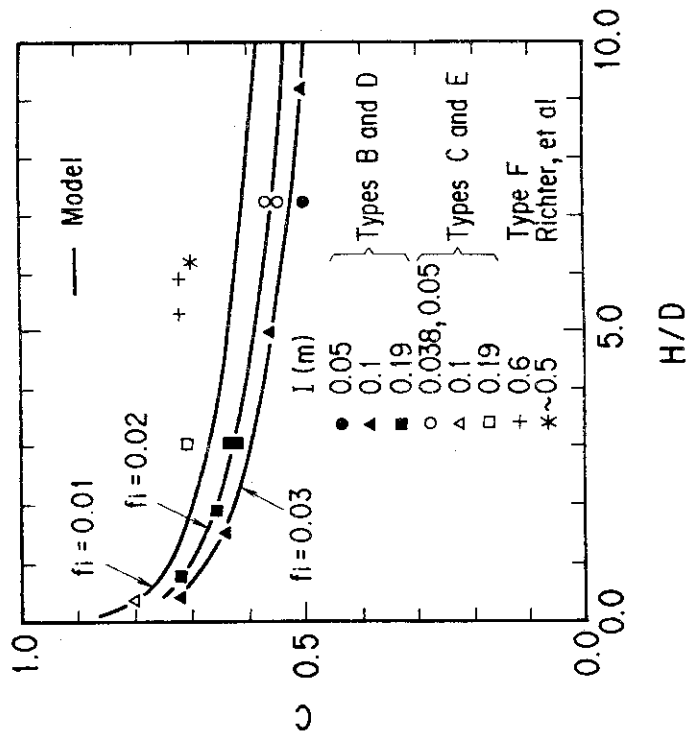


図5.10 定数 C に関するデータとモデルとの比較

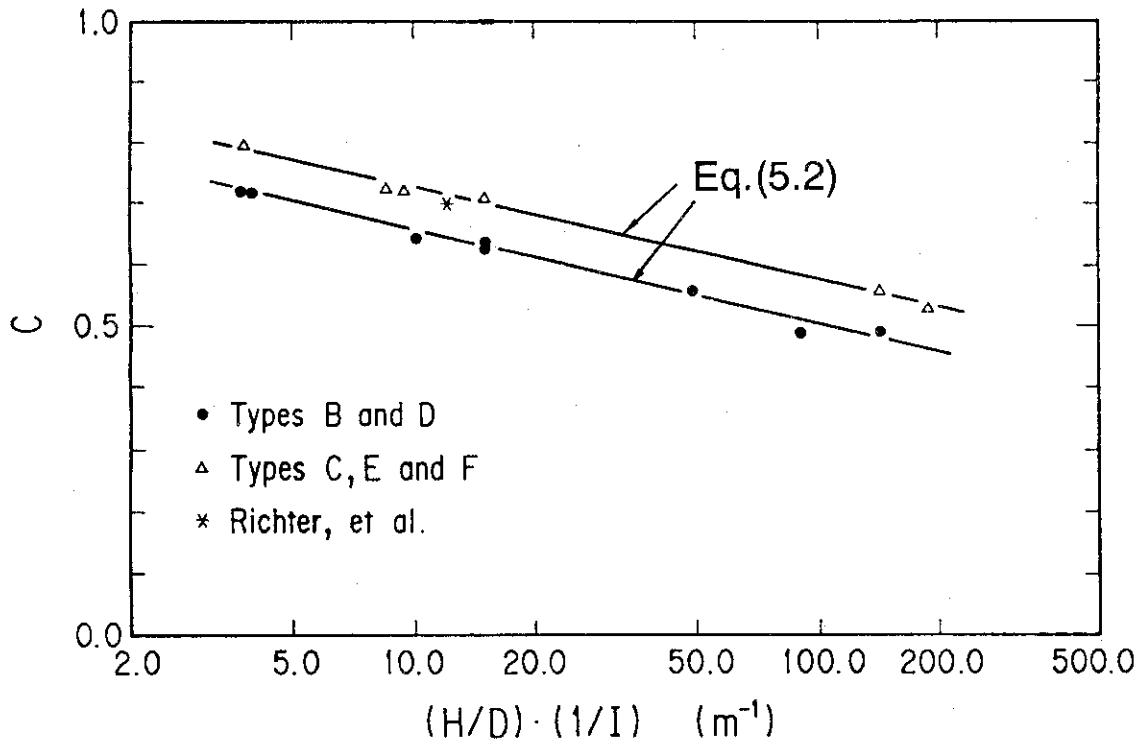


図5.11 定数 C と $(H/D) \cdot (1/I)$ との相関

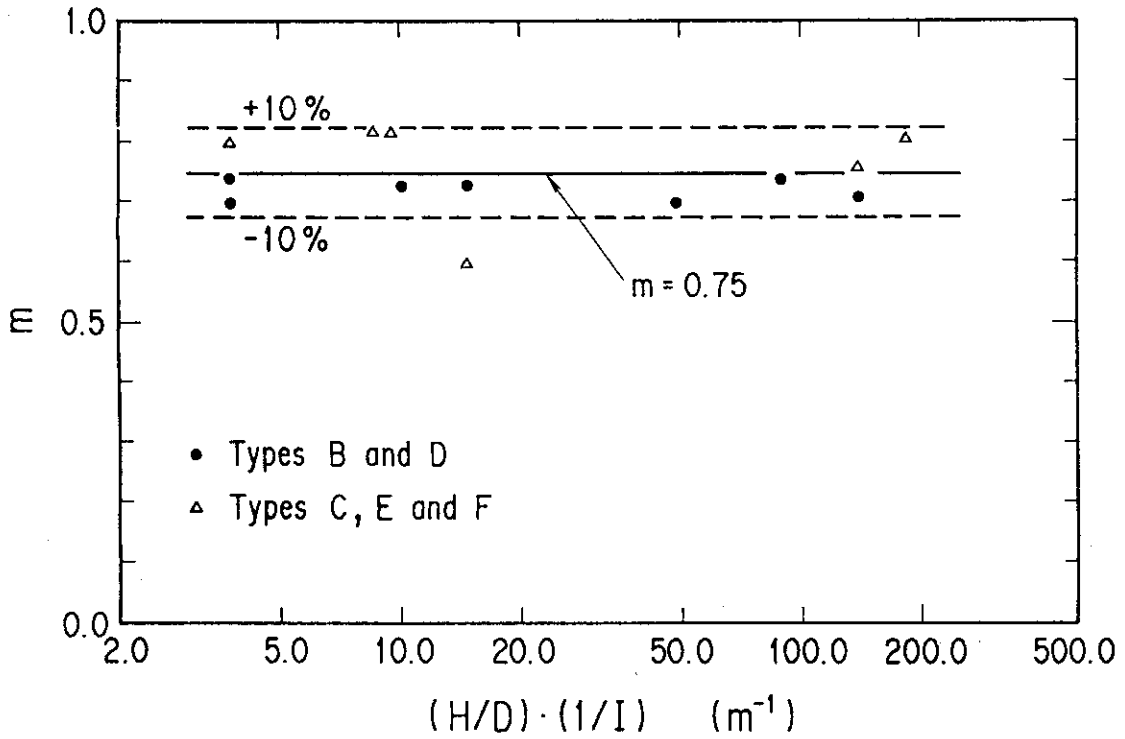
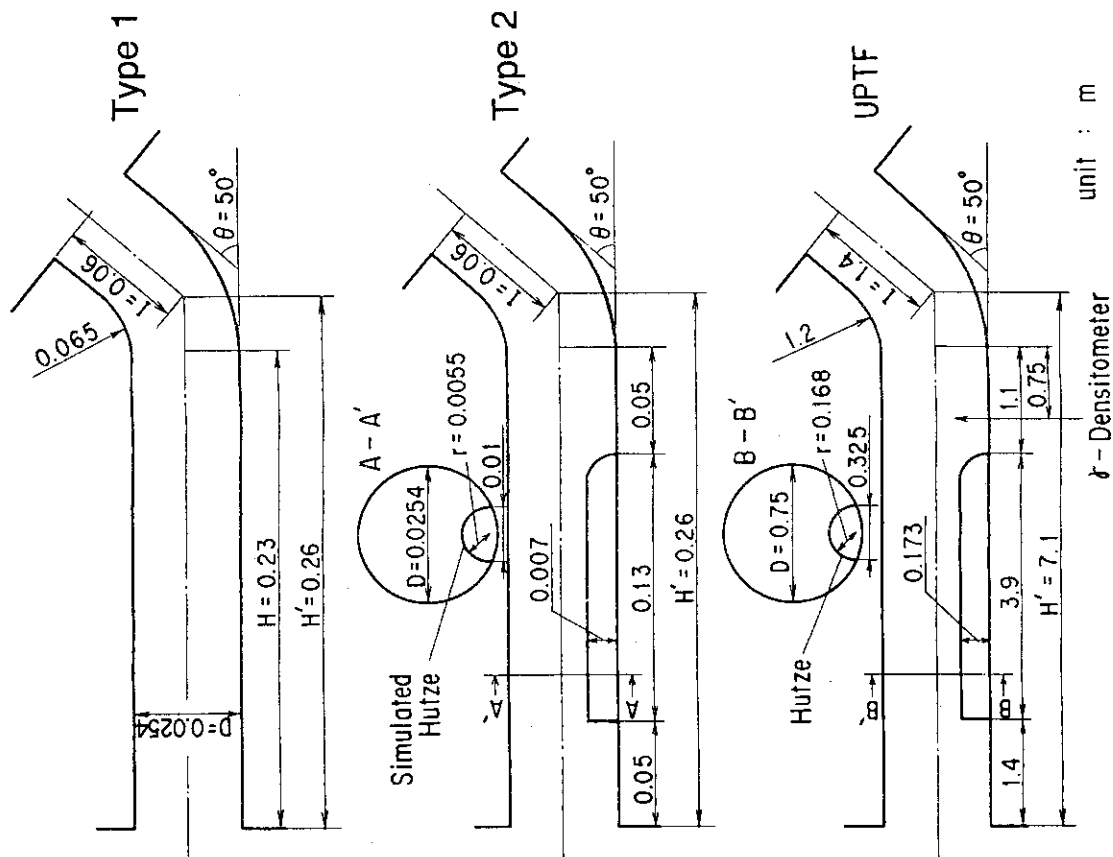


図5.12 定数 m と $(H/D) \cdot (1/I)$ との相関



unit : m
 ρ - Densitometer

図5.14 Hutzeの影響を調べるために用いる小型実験管の形状とUPTFでのホットレグ形状の概要

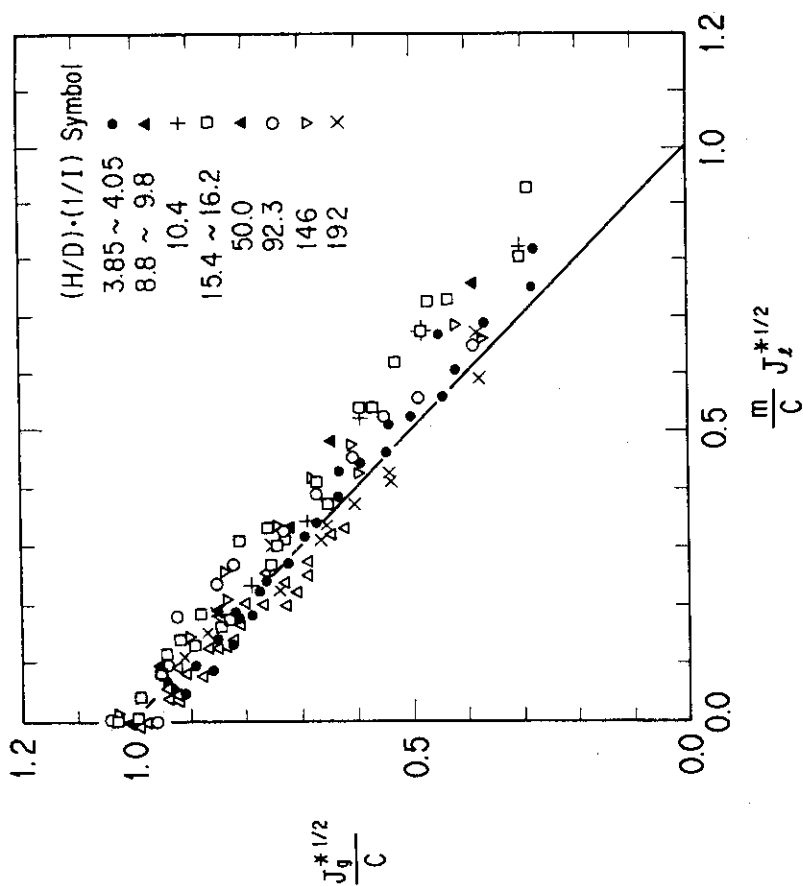


図5.13 開発した実験相関式と小型実験でのデータとの比較

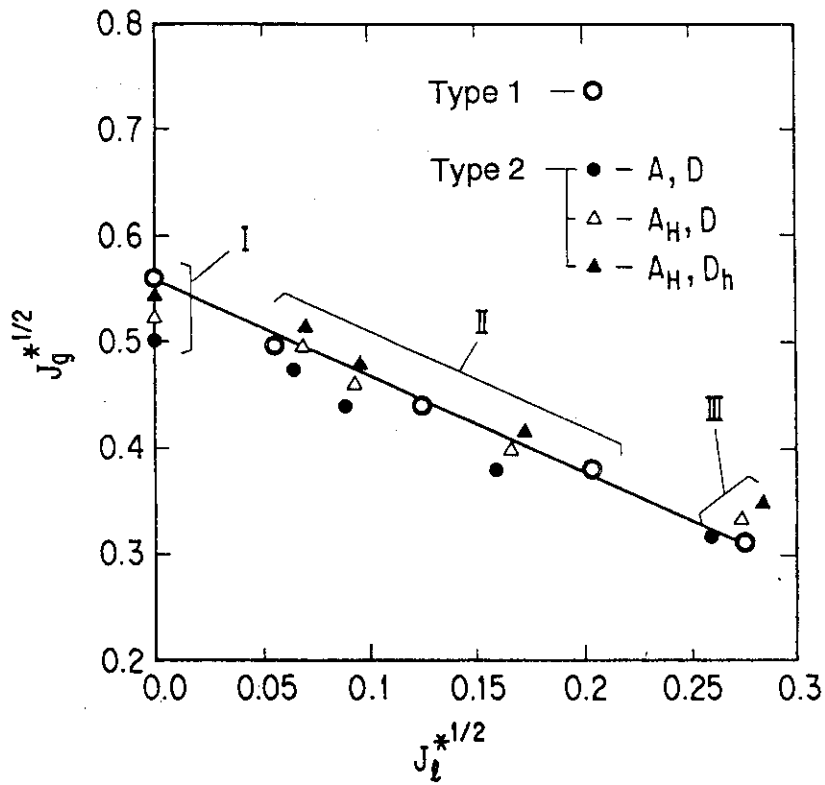


図5.15 小型実験におけるHutzeの影響

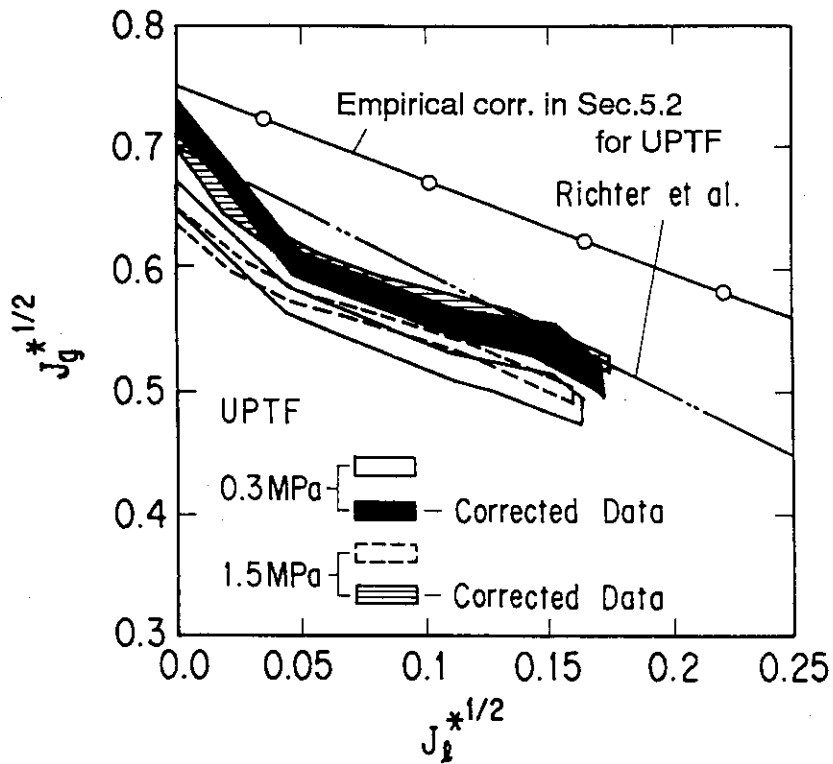


図5.16 5.2.3節で開発した実験相関式とUPTFの修正データとの比較

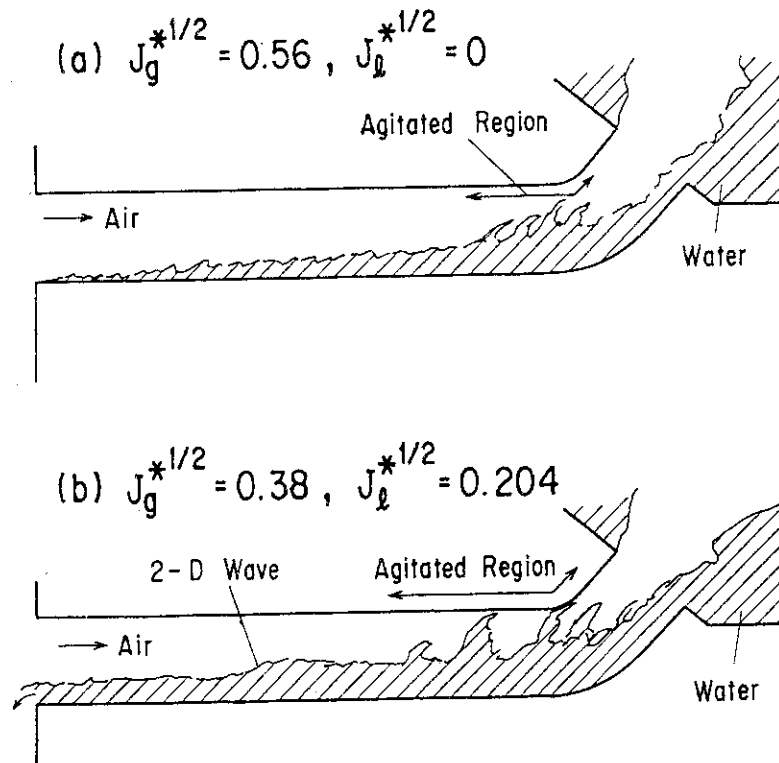


図5.17 タイプ1の流路での典型的な流動様式に対する高速ビデオによる観察結果

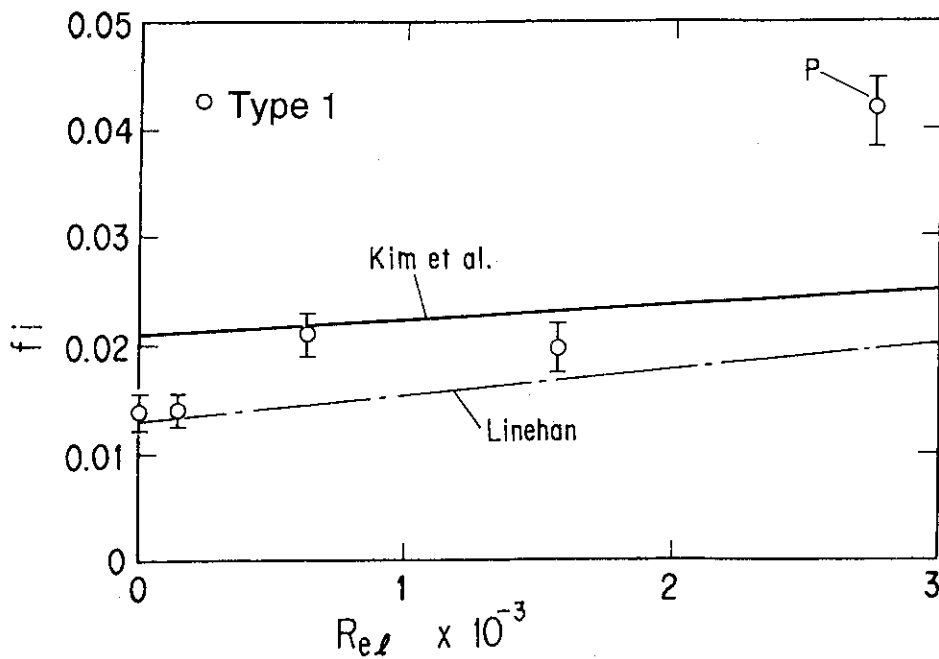


図5.18 Kimら及びLinehanによる f_i 相関式とタイプ1流路でのデータとの比較

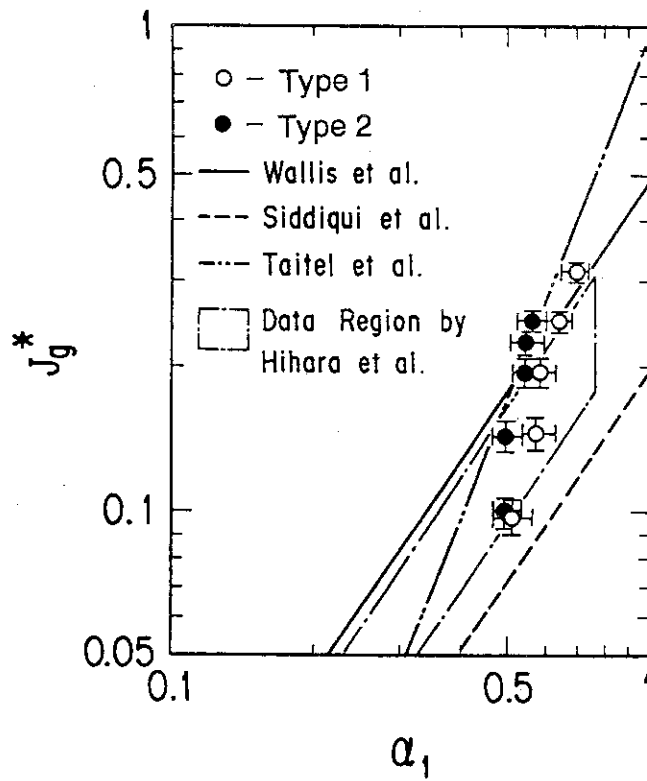


図5.19 タイプ1及びタイプ2流路での α_1 と J_g^* との相関

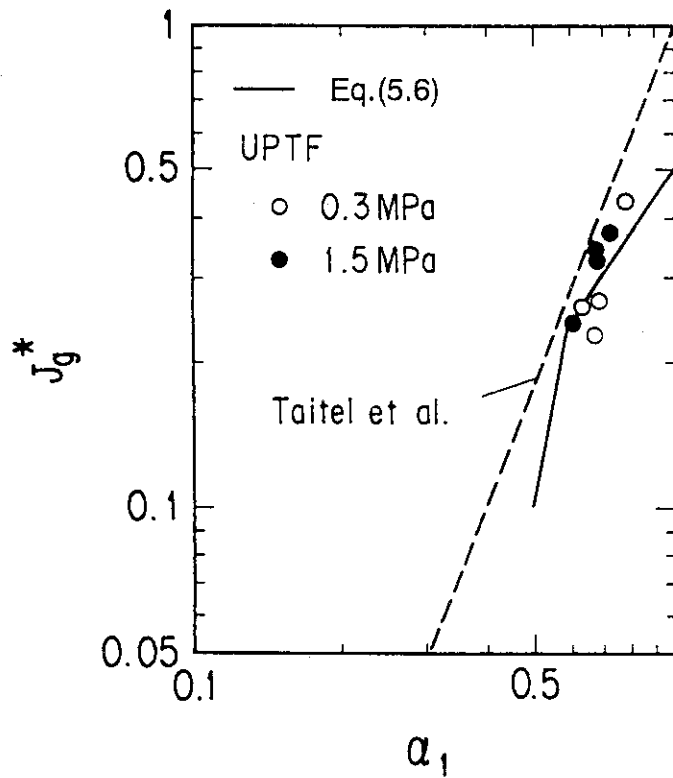


図5.20 UPTFでの α_1 と J_g^* との相関

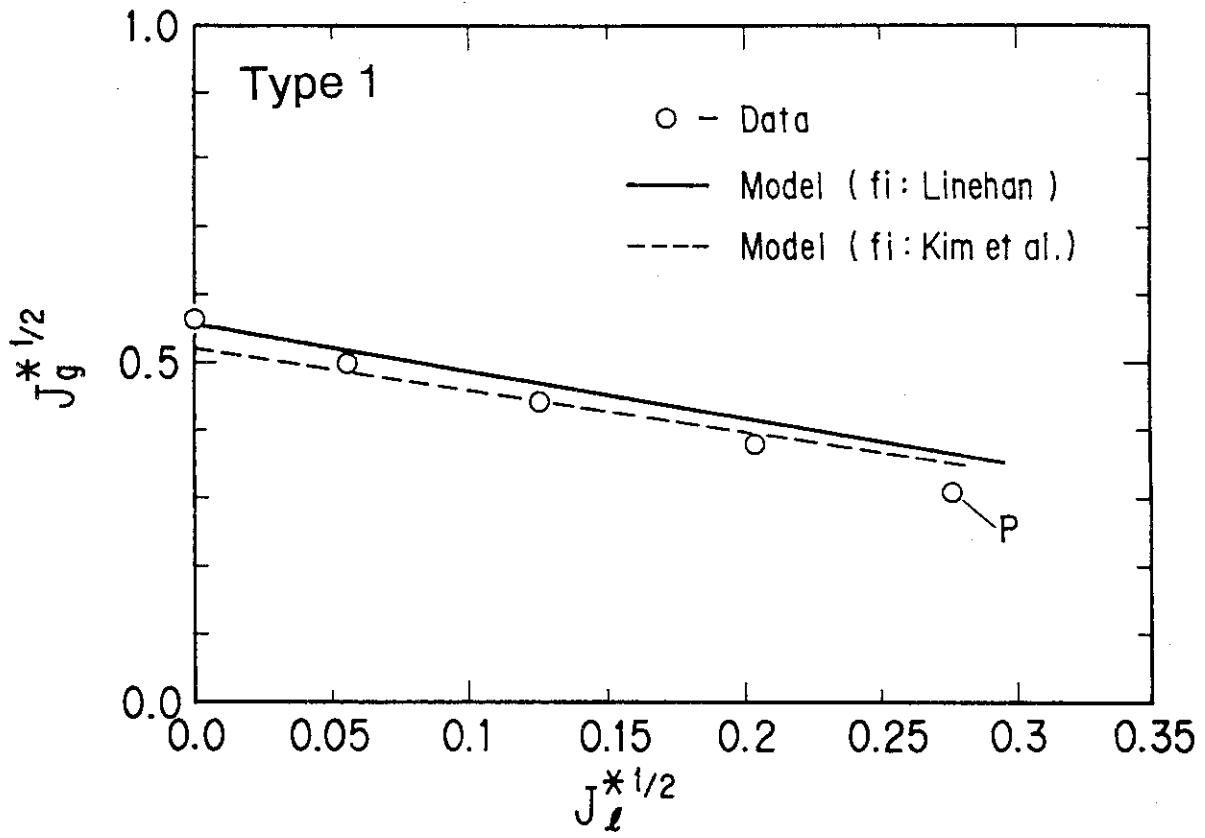


図5.21 タイプ1流路に対する落水流量予測モデルの予測性能評価

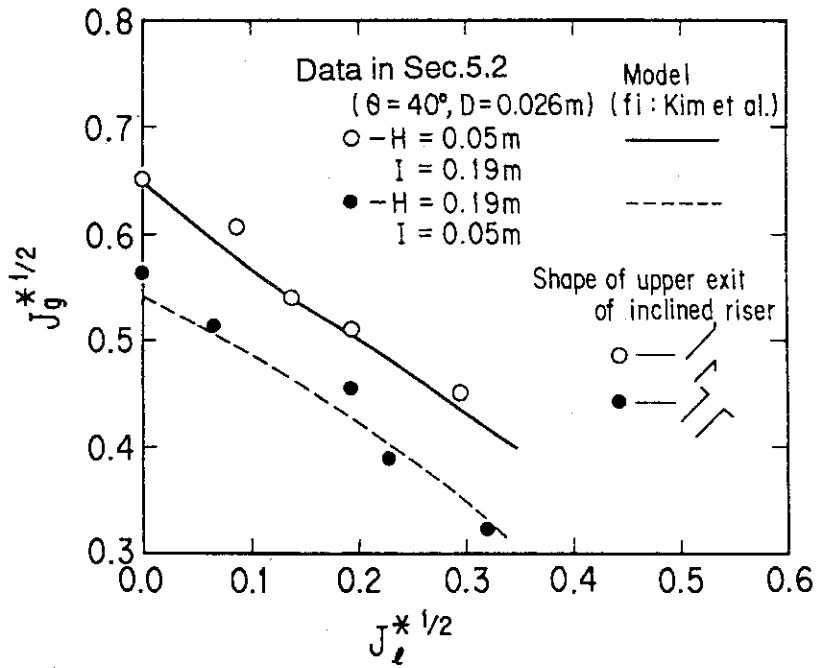


図5.22 落水流量予測モデルの5.2節での小型実験に対する予測性能評価(1)

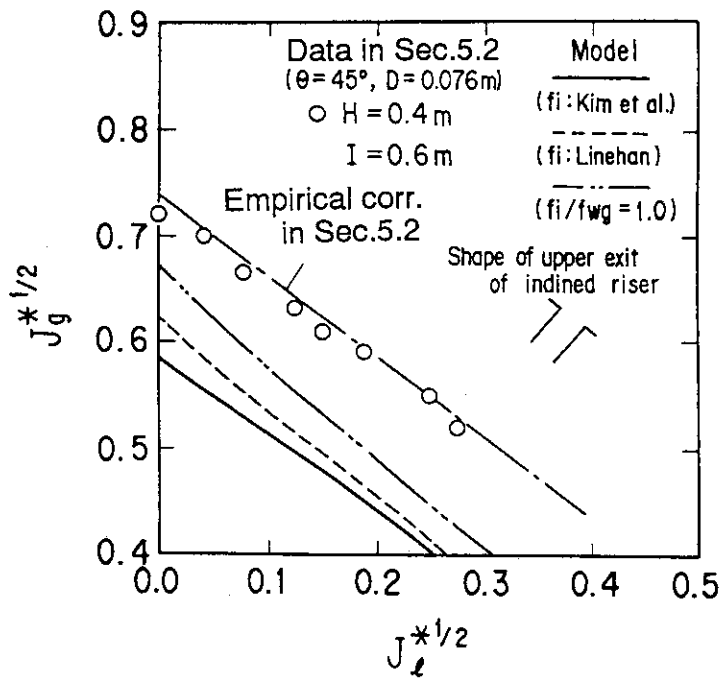


図5.23 落水流量予測モデルの5.2節での小型実験に対する予測性能評価(2)

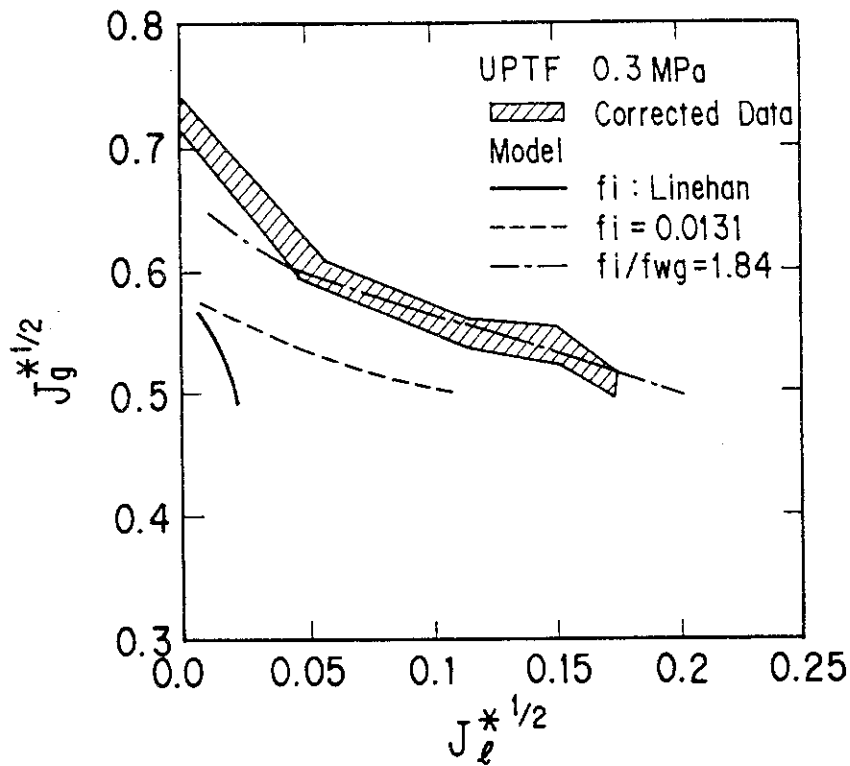


図5.24 落水流量予測モデルによる0.3MPaでのUPTFデータの解析

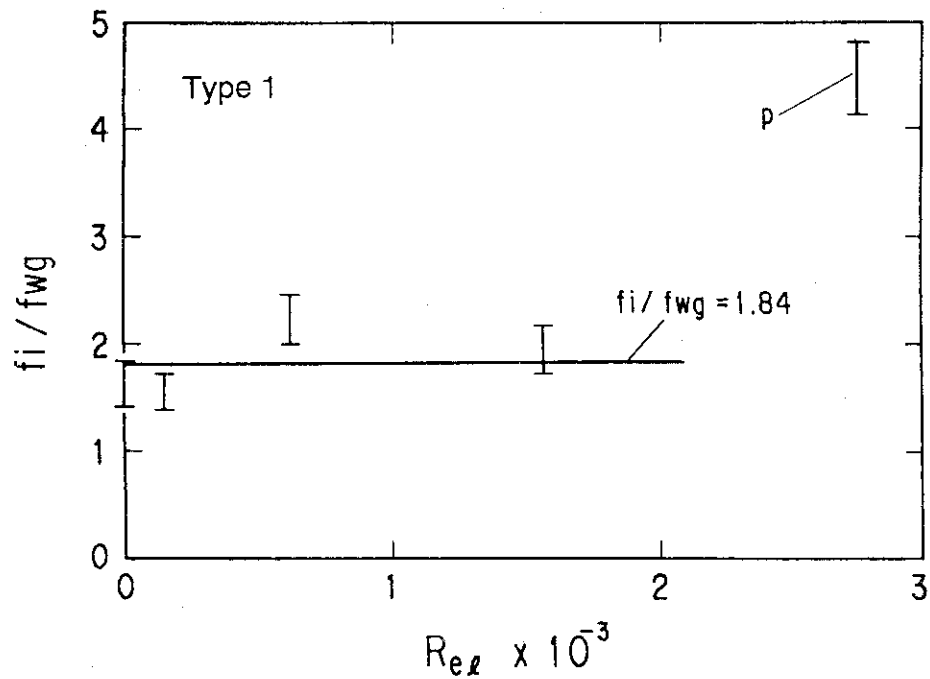


図5.25 タイプ1の流路での f_i/f_{wg} と Re_l との相関

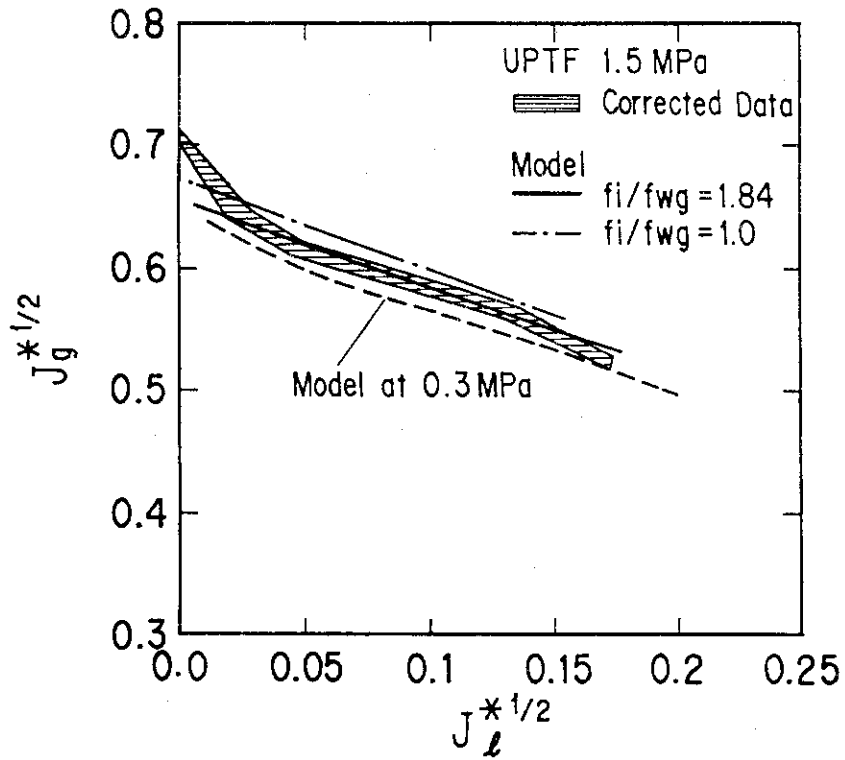


図5.26 落水流量予測モデルによる1.5MPaでのUPTFデータの解析

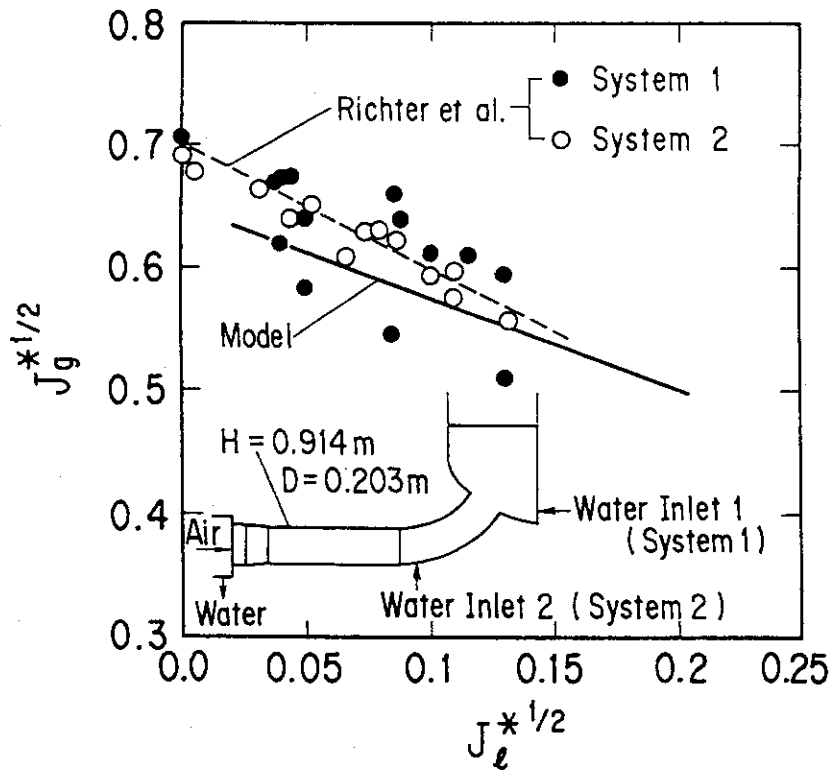


図5.27 落水流量予測モデルによるRichterらのデータの解析

6. ホットレグ内対向流制限に対する二流体モデルコードのための界面せん断力モデルの開発

6. 1 序

本章では、PWRホットレグ内でのCCFL現象を二流体モデルコードにより予測する際に必要となる界面せん断力モデルを開発する。TRAC-PF1/MOD1(Version 12.5)コード⁽²¹⁾をベースコードとして採用する。これはこのコードが代表的な二流体モデルコードの一つだからである。まず最初に、前章の包絡線理論を使った落水流量予測モデルによるスケール効果の評価において、実炉スケールにまで適用可能であった次式が二流体モデルコードにおける非定常な計算においてもよく機能するか否かを解析する：

$$f_i/f_{wg} = 1.84 \quad (6.1)$$

ここで、

$$f_{wg} = 0.079/Re_g^{0.25} \quad (Re_g \leq 10^5),$$

$$f_{wg} = 0.0008 + 0.05525/Re_g^{0.237} \quad (Re_g > 10^5)$$

次に、このTRACコードを使った予備解析の結果及び前章での流動観察の結果に基づき、二流体モデルコードのための新しい界面せん断力モデルを開発する。最後に、このモデルの実炉への適用性を調べるため、いろいろな流路スケール、圧力及び流体の組合わせのもとでのデータにより本モデルの妥当性を評価する。評価対象とするデータの内径及び圧力の範囲は、それぞれ0.025-0.75m及び0.1-7.1MPaである。流路のスケールとしては実炉のものを含んでおり、圧力の範囲はPWRの小破断Reflux冷却期に想定される圧力を含んでいる。

6. 2 TRACコードによる予備解析

TRAC-PF1/MOD1コードは、PWRで想定される事故時の熱水力挙動に対し、Best estimateな予測を与える計算コードの一つである。このコードは、非均質及び熱非平衡が取り扱える一次元ないしは三次元の二流体モデルに基づいており、流動様式に依存する構成方程式を含んでいる。TRACコードでの流動様式は、以下に示すように主にボイド率により分類されている：

- $\alpha \leq 0.3$; 気泡流領域,
- $0.3 < \alpha \leq 0.5$; スラグ流領域,
- $0.5 < \alpha \leq 0.75$; スラグ流と環状噴霧流の内挿領域及び
- $\alpha > 0.75$; 環状噴霧流領域。

流路の水平からの傾斜角が 10° より小さく、気相流速がTaitelらのスラグ流遷移の式⁽⁷⁰⁾と関係するある臨界速度以下の場合に、層状流領域が考慮される。層状流の領域では、界面せん断力、界面熱伝達率及び壁面せん断力が層状二相流を妥当に模擬するため修正される。さらに、液位勾配に起因する水頭差が液相のモーメントムの式で考慮される。

本節ではまず、前章5.3節で得たタイプ1の小型流路でのデータをTRACコードにより解析し、式(6.1)が二流体モデルコードでの非定常な計算においても良く機能するか否かを調べる。TRACコードでの層状流界面摩擦係数 $f_i = 0.02$ は、前章図5.18にあるようにこの小型流路に対してはほぼ式(6.1)のものと等価である。したがって、この節でのTRACによる解析では f_i は0.02のままとする。

図6.1にTRACによる解析で使用したノーディングを示す。水平管及び傾斜管はTRACのPIPEコンポーネントで模擬した。上部及び下部にあるタンクは、それぞれTEEコンポーネントで模擬した。空気及び水注入の時間依存の境界条件は、それぞれFILLコンポーネントで模擬した。一定圧力の出口境界条件はBREAKコンポーネントで模擬した。

計算手順は以下のとおりであった：

- ① ある一定流量(ホットレグ模擬流路内で $J_{i1}^{*1/2} = 0.3$)で水を上部タンクに注入した後、上部タンクに液位を形成するため下部タンクへある高い流量の空気を注入する。
- ② 上部タンク内の流動様式が実験と同様に気泡流となったことを確認した後、空気流量を所定の値へ減少させる。
- ③ ある空気流量での下部タンクへの落水流量を、下部タンクの最下端セルでのボイド率変化の平均勾配より求める。

落水流量を計測する期間での上部タンクへの水注入量は $J_{i1}^{*1/2} = 0.3$ (ホットレグ模擬流路内)で一定とした。こうした理由は、上部タンク内での液位の違いにより落水流量の変らないことが前章での実験結果よりわかっていること、及び計算での主な落水制限がホットレグ模擬流路内で生じていたからである。

図6.2にデータとTRACコードによる計算結果との比較を示す。TRACコードは落水流量を過小評価している。計算では、傾斜管及びベンド部での大きい界面せん断力により落水が制限されていた。

図6.3に計算及び実験での典型的な流動状況の比較を示す。計算では、傾斜管及びベンド部において気泡・スラグ流及び環状噴霧流が交互に現れた。一方実験では、前章でも記述したように波立った層状流が流路のほぼ全域で見られ、ベンド部近傍では乱れたまき波が間欠的に見られた。

実験においては、水が傾斜管を流れ落ち水平管内に流入すると、水流速の減衰により液位が高くなり、ベンド部附近で急にくつつかのまき波が発生した。これらのまき波は空気上昇流により上部タンク内へ吹き飛ばされた。まき波が消失した後、ふたたび水が上部タンクよりベンド部側へ流入し、液位上昇・まき波形成となった。

計算においては、傾斜管を流れ落ちた水は傾斜管及びベンド部でのボイド率を低下させ、そこでの流動様式を気泡・スラグ流へと遷移させた。気泡・スラグ流での界面せん断力は大きく、落水を制限し、流れの向きを上部タンク側へと変化させた。流れの向きの変化した後、ベンド部及び傾斜管でのボイド率は増加し、流動様式は環状噴霧流へと遷移した。環状噴霧流での界面せん断力は小さく、流れの向きはふたたびベンド部側へと変化した。流動が振動的となることは実験と類似ではあるが、ボイド率振動の振幅は計算におけるほうが実験よりもはるかに大きかった。

TRACコードでは、垂直管用の界面せん断力モデルが傾斜管に適用される。これは傾斜管の傾斜角(水平から 50°)が層状流モデルの適用される上限の角度(10°)より大きいからである。実験では図6.3にあるように波立った層状流であるので、層状流モデルを傾斜管に対しても適用すべきである。

TRACコードの層状流モデルでは、界面せん断力の評価に対し、以下に示す流動様式の分類が採用されている⁽⁷⁴⁾：

$$\begin{array}{ll}
 |u_g| \leq u_{gc} / \pi^{1/2} & ; \text{層状流領域,} \\
 u_{gc} / \pi^{1/2} < |u_g| < 2u_{gc} / \pi^{1/2} & ; \text{層状流から垂直管用の流動様式への遷移} \\
 & \text{領域, ここでの界面せん断力は両様式で} \\
 & \text{の界面せん断力を気相流速に関係した内} \\
 & \text{挿パラメータにより内挿する,} \\
 |u_g| \geq 2u_{gc} / \pi^{1/2} & ; \text{垂直管用の流動様式}
 \end{array}$$

ここで、 u_g は気相流速、 u_{gc} はTaitelらによるスラグ流遷移に対する臨界流速である。計算において、水がベンド部側水平管内へ流入すると垂直管用の気泡・スラグ流に対する界面せん断力モデルが使用された。これはそこでの空気流速がTaitelらの臨界流速より高くなったためであった。前章での結果より、ベンド部附近でのまき波の発生する臨界液位はTaitelらのスラグ流遷移の式とほぼ一致していた。しかしながら、乱れたまき波での界面せん断力を垂直管用のモデルとの内挿により与えることに対しては物理的な根拠はない。このいわゆるスラグ流領域に対する不適当な界面せん断力のモデル化が、上述した界面せん断力の過大評価を引き起こしたものと考えられる。

本節での解析により、TRACコードには次に述べる二つの問題のあることがわかった：(1)傾斜管での流動様式が実験と異なる、(2)ホットレグ内スラグ流領域での界面せん断力モデルは界面せん断力を過大評価する。(2)の問題は、二流体モデルの非定常な計算ではフローパターン遷移のために層状流での界面せん断力モデルの改良のみでは不十分であり、スラグ流領域でのモデルも合わせて改良する必要があることを示している。

6. 3 界面せん断力モデルの開発

前節での小型空気/水実験に対する解析において、二流体モデルのコードによりホッ

トレグ内のCCFL挙動を解析するためには、適当なスラグ流領域でのモデル化が必要であることがわかった。本節では式(6.1)と組み合わせるスラグ流領域に対する新しい界面せん断力モデルを提案するとともに、前節での小型実験でのデータを使いこの複合モデルの評価を行う。

前章での落水流量予測モデルでは、ベンド部附近の乱れたまき波が落水流量を制限し、下部タンク側への落水流量は水平管内での液位勾配とそこでの界面せん断力とのつりあいにより決定されるとの考え方に基づいていた。このことより、ベンド部及び水平管内での界面せん断力モデルが重要であることがわかる。

図6.4に本章で提案するモデルの概要を示す。ベンド部での乱れた領域に対しては、そこでの界面せん断力を評価するために次に示す相対速度 u_r を使ったTaitelらのスラグ流遷移の式の近似式を適用する(モデル(A)):

$$u_r(\rho_g/gD(\rho_l-\rho_g))^{1/2} = \alpha^{3/2} \quad (6.2)$$

この式は前章で示したように、まき波発生直前でのボイド率をほぼ予測する。オリジナルのTaitelらの式では、 u_r ではなく u_g を使っている。浅香らは、高圧下水平管内蒸気/水並向流でのスラグ流遷移のデータに対しTaitelらの式を評価し、 u_r を使ったほうが良い予測を与えることを報告している⁽⁷⁵⁾。このため本章でのモデルにおいても u_r を使った。式(6.2)の適用は、落水の駆動力として重要であるベンド部でのボイド率を模擬する役割をもつ。式(6.2)は相対速度とボイド率との関係式であるため、TRACコードに組み込む際には付録Dで述べる方法により等価な界面せん断力モデルに変換し組み込んだ。

いわゆるスラグ流領域を含む層状流モデルは、図6.4に示すように二つの相関式よりなる。各相関式は式(6.2)を境界として、 $J_g^* - \alpha$ のマップ上で使い分ける。式(6.1)、 $f_i/f_{wg} = 1.84$ はホットレグ模擬管水平管内空気/水対向流での三次元波領域に対し求められたものであるが、図6.5に示すようにLeeによる水平矩形管内蒸気/水対向流における三次元波領域でのデータ⁽⁷⁶⁾に対しても適用できる。前章での図5.18における記号Pで示したデータは水平管内でいくつかのまき波が見られた状態のものであった。Leeは図6.5に示したまき波領域でのデータを使い、界面摩擦の相関式を提案した。彼の相関式は Re_g と Re_l の関数であるため、前章での議論にあるように流路スケールが大きくなると過大評価することが考えられる。したがって、本章でのまき波領域に対するモデルとしては式(6.1)と同様の考え方にに基づき、 $f_i/f_{wg} = 4.5$ の関係式(モデル(B))を使う。この相関式は図6.5にあるように、図5.18の記号Pで示したデータと、 Re_l が6000以上でのLeeによるまき波領域でのデータとを平均することにより暫定的に求めた。モデル(B)での f_{wg} は式(6.1)でのものを使った。

上部タンク内での界面せん断力モデルも変更した。上部タンク内での流動は水プール中で気泡の上昇するものであり、タンクの等価直径は比較的大きい(小型実験でのもの

のは0.28mであった)。オリジナルのTRACのモデルはそのような体系では評価されていない⁽⁷⁴⁾。そこで本章でのモデルでは、上部タンクにWilsonのボイド率相関式⁽⁷⁷⁾⁽⁷⁸⁾を適用した。この式は流路内径が約0.5mまでの垂直管内水プール中での気泡流に対し開発された。Wilsonの式を組み込む際にも、付録Dにある方法を使い等価な界面せん断力モデルに変換し組み込んだ。

図6.4に示した本章でのモデルは、内挿のパラメータとして全質量速度を使いTRACコードの界面せん断力モデルの枠組みの中へ組み込んだ。以下に示す全質量速度, G , によるマップを使った:

$$\begin{aligned} G \leq 200 \text{ kg/m}^2\text{s} & ; \text{ 本モデル,} \\ 200 < G \leq 2000 \text{ kg/m}^2\text{s} & ; \text{ 本モデルとオリジナルのTRACのモデルとの} \\ & \text{ 内挿,} \\ G \geq 2000 \text{ kg/m}^2\text{s} & ; \text{ オリジナルのTRACのモデル.} \end{aligned}$$

200 kg/m²sの値は、本モデルを評価するデータの範囲が次節でのものを含めこの値以下であることから採用した。2000kg/m²sの値は暫定的なものである。この組み込み方法の妥当性の評価は将来の課題と考える。

本章で提案したモデルの小型実験に対する予測性能を図6.6に示す。本モデルにより予測される落水流量はオリジナルのTRACによるものよりも高く、 $J_g^{*1/2}$ が約0.4よりも低い領域でやや過大評価するもののデータとほぼ一致している。本モデルによる計算では、ベンド部でのボイド率振動の振幅がオリジナルのTRACでのものにくらべかなり小さくなり、水平管内での水頭差による駆動力で落水が生じた。本モデルによる計算での流動の様相は実験でのそれと類似となった。

本モデルは種々のモデルの複合体であり、落水流量の予測に対し各モデルがどの程度の役割を有しているのかを調べるため感度解析を行った。その結果、ベンド部での乱れた領域及び水平管内のまき波領域での界面せん断力のモデルが支配的であることがわかった。感度解析の結果(ケース1及びケース2)は図6.6の中に含まれている。ケース1の計算では、図6.4に示したモデル(A)及びモデル(B)の両モデルをオリジナルのTRACのモデルで置き換えたものを使った。ケース2ではモデル(B)のモデルのみをオリジナルのTRACのモデルで置き換え計算した。

ケース1での落水流量は $J_g^{*1/2}$ が0.3以上の領域でオリジナルのTRACよりわずかに高くなっているものの、オリジナルによる結果とほとんど同じである。ケース2ではデータとくらべると落水流量を過小評価しているものの、オリジナルのTRACによる結果よりはかなり高い落水流量を計算している。

ケース1の計算では、ベンド部及びベンド部側水平管内での流動様式が三次元波からスラグ流へと遷移した際に大きな界面せん断力を生じた。この大きな界面せん断力がボイド率の振動を引き起こし、落水は主に水プラグの伝播により生じた。ケース2の計算では、ベンド部側水平管内で流動様式が三次元波からスラグ流となる際にやはり大きな界面せん断力が生じ、ボイド率の振動となった。しかしながら、振動の振幅

はケース1での場合より小さくなった。落水は主に水平管内での水頭差と界面せん断力とのバランスで起こり、落水のメカニズムは実験でのものと類似となった。

これらの感度解析の結果より、二流体モデルコードによる計算では、計算における非定常性がコードの予測性能に影響を与えること、及び落水流量を定量的に予測するためには本章で提案したモデルのようにベンド部及び水平管におけるスラグ流での界面せん断力に対し、適当なモデル化が必要であることがわかる。

6. 4 本モデルの適用性評価

前節で提案したモデルによる計算は小型の空気/水実験の結果に対し良い結果を与えた。提案したモデルの他の条件に対する適用性を評価するため、流路スケール、圧力及び流体の組みあわせのいろいろな場合に対する評価計算を本節では行う。参照した実験を表6.1に示す。最初の二つの実験は、ホットレグ模擬管及び実炉スケールのホットレグでのCCFL曲線を求めるためのものである(CCFL実験)。これらの実験の評価により、流路スケールの違い及び流体の組みあわせの違いに対する本モデルの適用性が調べられる。最後の実験は、Reflux冷却時におけるホットレグ水平管内でのある位置(上部プレナムとの接合点から0.953mの位置)におけるボイド率と蒸気流量との関係を調べたものである(Reflux実験)。この実験の評価により、高圧下での本モデルの適用性が調べられる。

CCFL実験に対する計算のノーディングは図6.1に示したものと同一である。Reflux実験に対しても、気液の注入位置を除けば図6.1でのものと同一である。Reflux実験では蒸気と水を下部タンクの底部より注入した。CCFL実験に対する計算手順は6.2節での小型実験に対するものと同一である。Reflux実験に対しては、液流量一定のもとである蒸気流量に対する定常状態が達成するまで計算し、データと比較した。異なる蒸気流量のもとでこれを繰り返し、 J_g^* と α との関係求めた。

図6.7及び図6.8に、Richterらの空気/水CCFL実験及び上部プレナム試験装置(UPTF)を使った実炉スケールでのCCFL実験との比較を示す。どちらの場合も、オリジナルのTRACによる計算では実験における蒸気流量の範囲よりもかなり低くならないと落水は生じていない。一方、本モデルによる結果はデータと良く一致している。このことより、前節での小型実験に対する結果も含めると、流路内径の範囲としては0.025mから0.75m、空気/水ないしは蒸気/水のもとで行った実験に対し、本モデルの適用できることがわかる。

図6.9に大型試験装置(LSTF)で行った高圧下でのReflux実験に対する結果を示す。本モデルにより予測されるボイド率はオリジナルでのものより小さい。これは層状流領域での界面せん断力がオリジナルでのものより小さいためであった。本モデルは J_g^* が約0.1より低い領域でボイド率をやや過小評価するが、それより高い領域ではほぼデータと一致している。本モデルとデータとの一致の程度は、オリジナルのTRACによ

る結果とデータとの一致の程度とほぼ同程度である。これらの計算では、層状流領域でのモデル、式(6.1)、及びベンド部でのモデル、モデル(A)、がボイド率の予測に対しては支配的であった。したがって、これらのモデルは高圧下(7.1 MPa)においてもオリジナルのモデルと同程度の精度で適用性をもっているものと考えられる。

6. 5 本章の結論

PWRホットレグ内対向流制限現象に対する二流体モデルコードのための界面せん断力モデルを、小型空気/水実験での流動観察の結果に基づき開発した。本モデルは5章で開発した定常対向層状流での界面せん断力のモデル及び本章で開発したスラグ流領域でのモデルよりなる。スラグ流領域に対する適切なモデル化はコードによる計算での非定常性の解析により重要であることを確認した。スラグ流モデルとしては、ホットレグベンド部での乱れた領域に対するもの(図6.4, モデル(A))及びホットレグ水平管内でのまき波領域に対するもの(図6.4, モデル(B))である。本章でのモデルのPWR解析への適用性を調べるため、種々の流路スケール、圧力及び流体の種類(内径: 0.025-0.75m, 圧力: 0.1-7.1MPa, 空気/水または蒸気/水)のもとでの実験データにより本モデルを評価し、その有効性を確認した。

表6.1 界面せん断力モデル検証用の実験

Name	Fluid (*1)	P(MPa)	D(m)	H(m)	I(m)
Richter ⁽³⁴⁾	A/W	0.1	0.203	1.41	0.5
Weiss ⁽³⁵⁾	S/W	0.3/1.5	0.75	7.1	1.5
(*2)					
Kukita ⁽³⁰⁾	S/W	7.1	0.207	3.19	0.53
(*3)					

(*1) A/W : Air-Water, S/W : Steam-Water

(*2) This experiment was performed with Upper Plenum Test Facility (UPTF) in Germany.

(*3) This experiment was performed with Large Scale Test Facility (LSTF) at Japan Atomic Energy Research Institute.

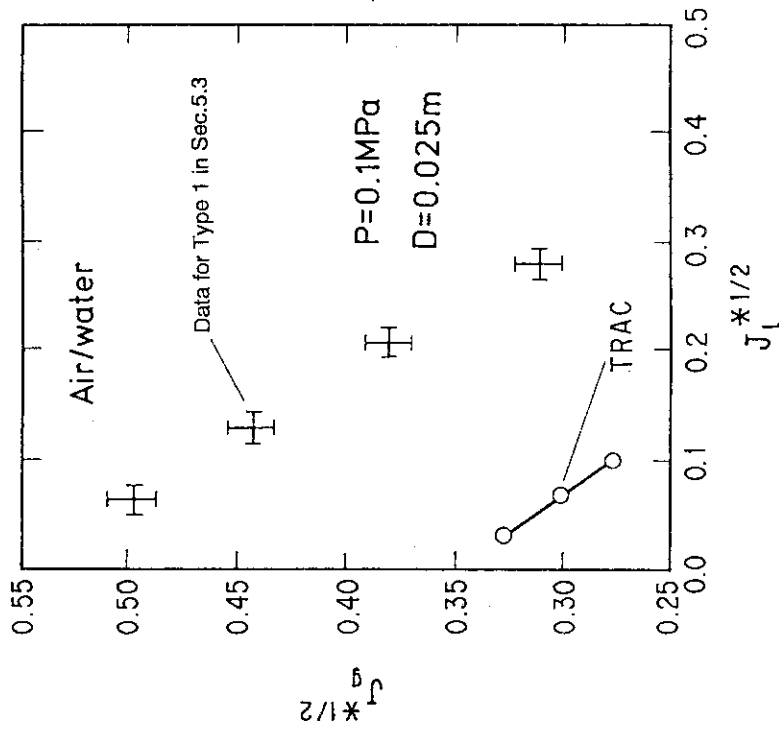


図6.2 タイプ1 流路に対するTRACコードの
予測結果とデータとの比較

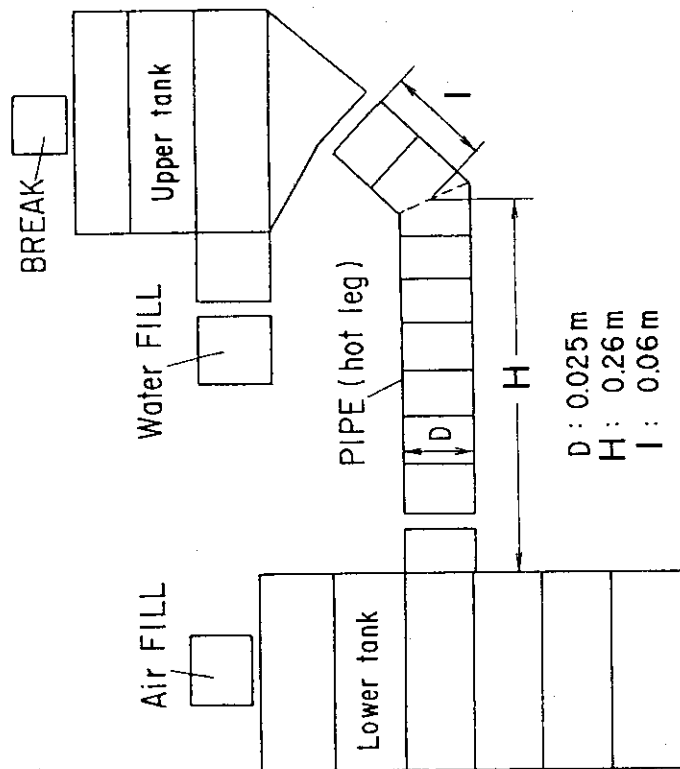


図6.1 解析用ノーディング

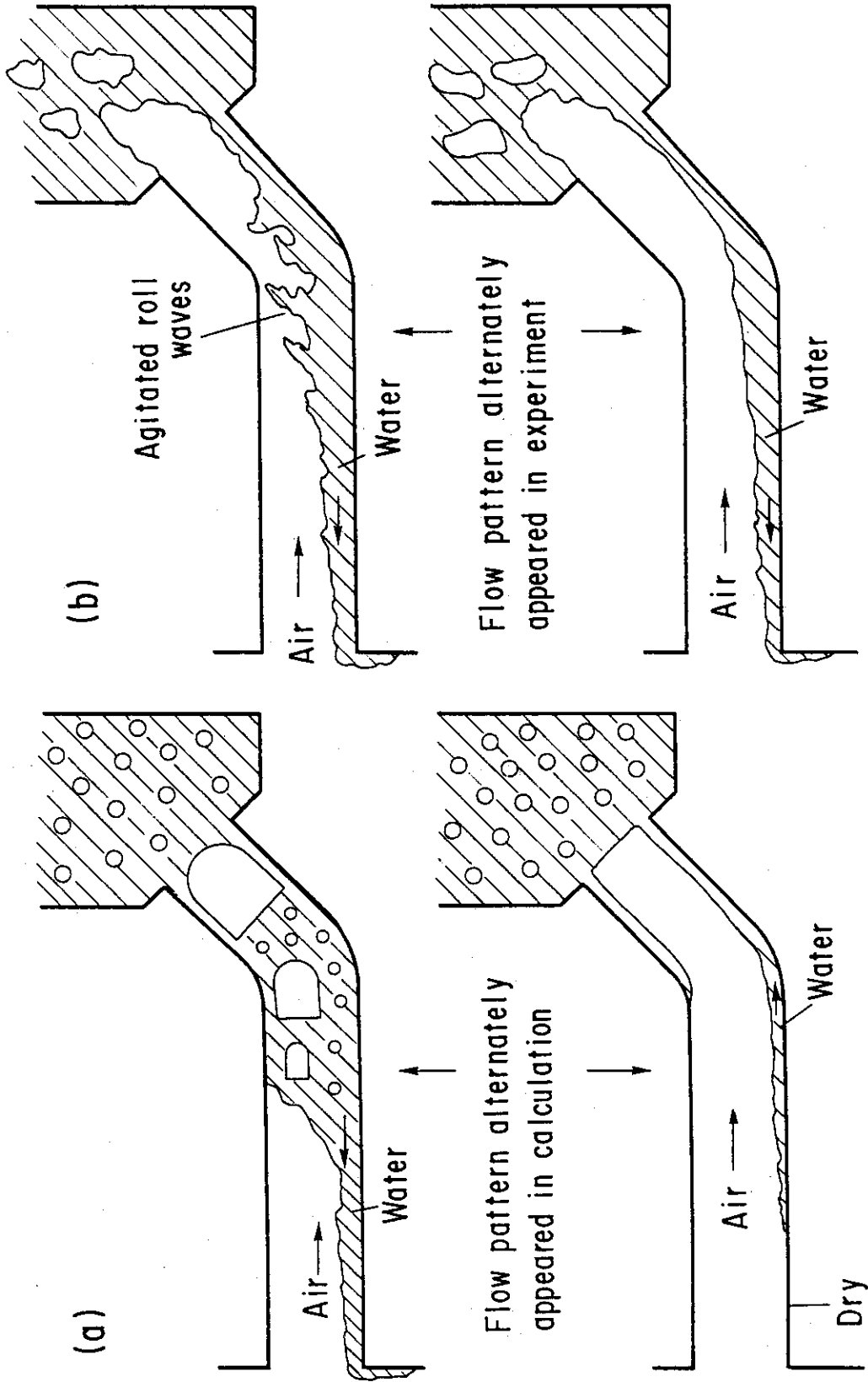


図6.3 TRACコードにより予測された流動様式と実験で観察されたものとの比較

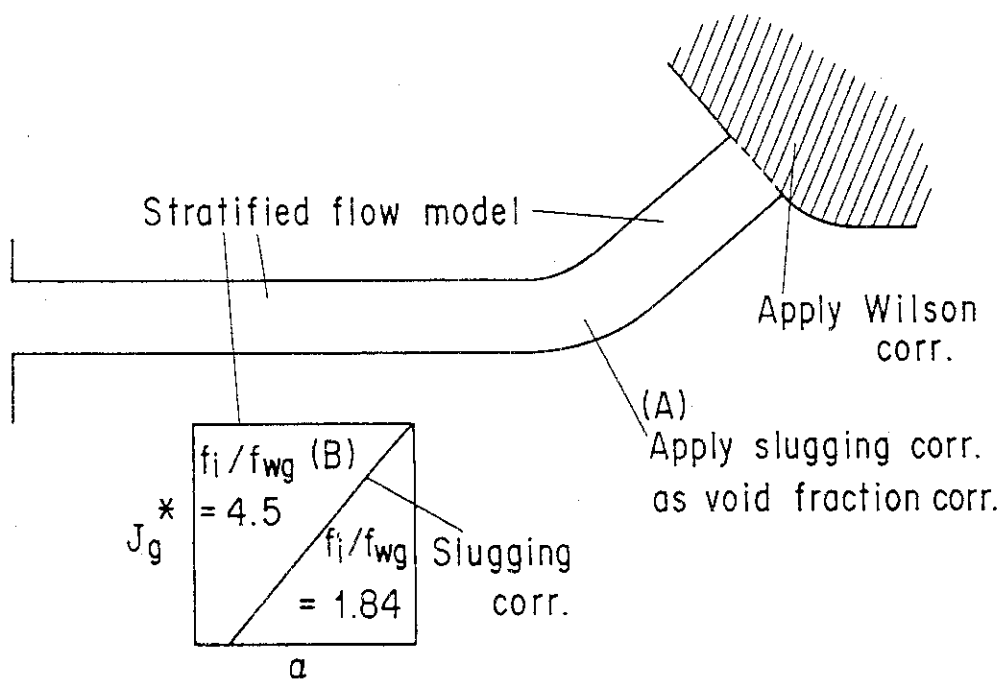


図6.4 本研究で提案する二流体モデルコード用の界面せん断力モデルの概要

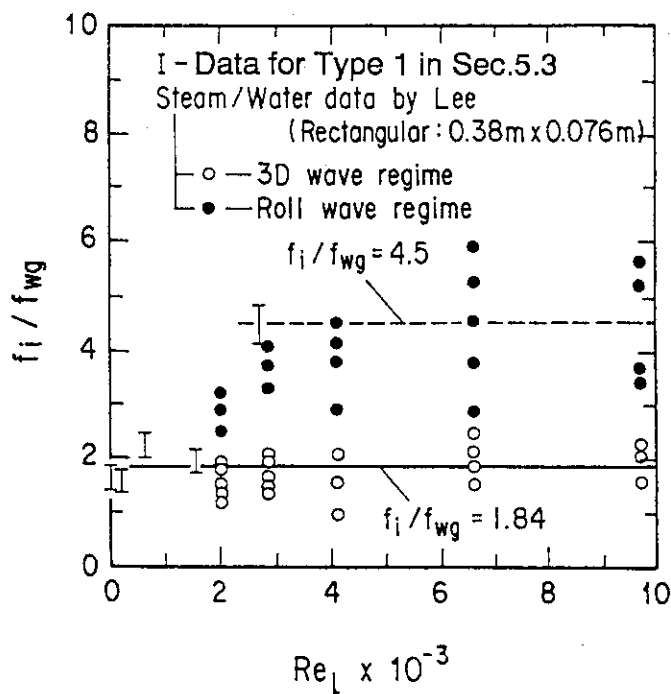


図6.5 三次元波領域及びまき波領域での界面摩擦の関係式

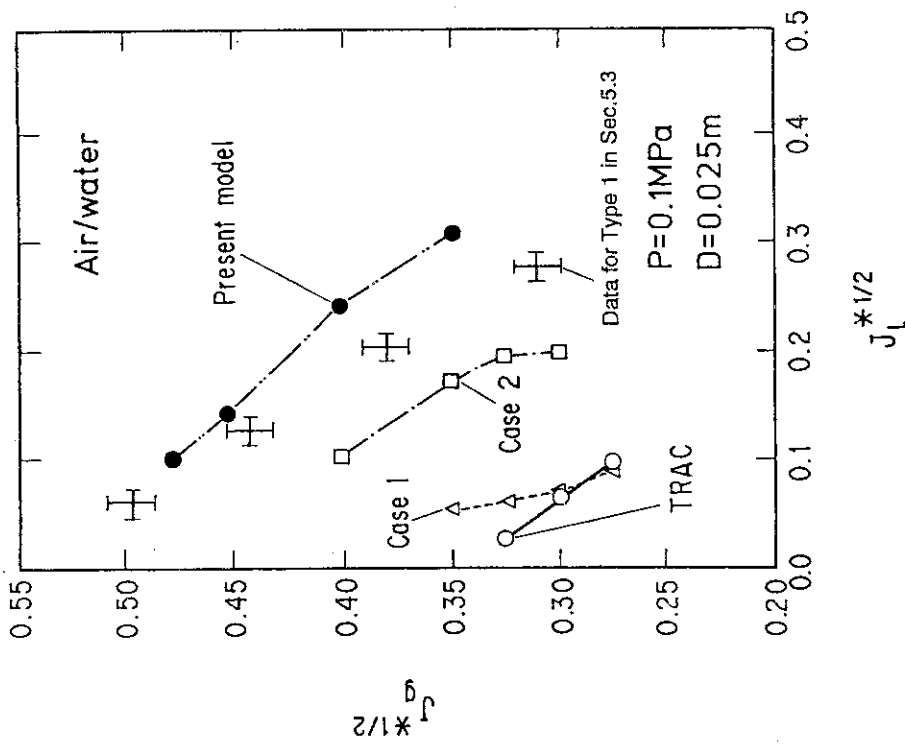


図6.6 タイプ1流路に対する本モデルの予測性能評価及び感度解析の結果

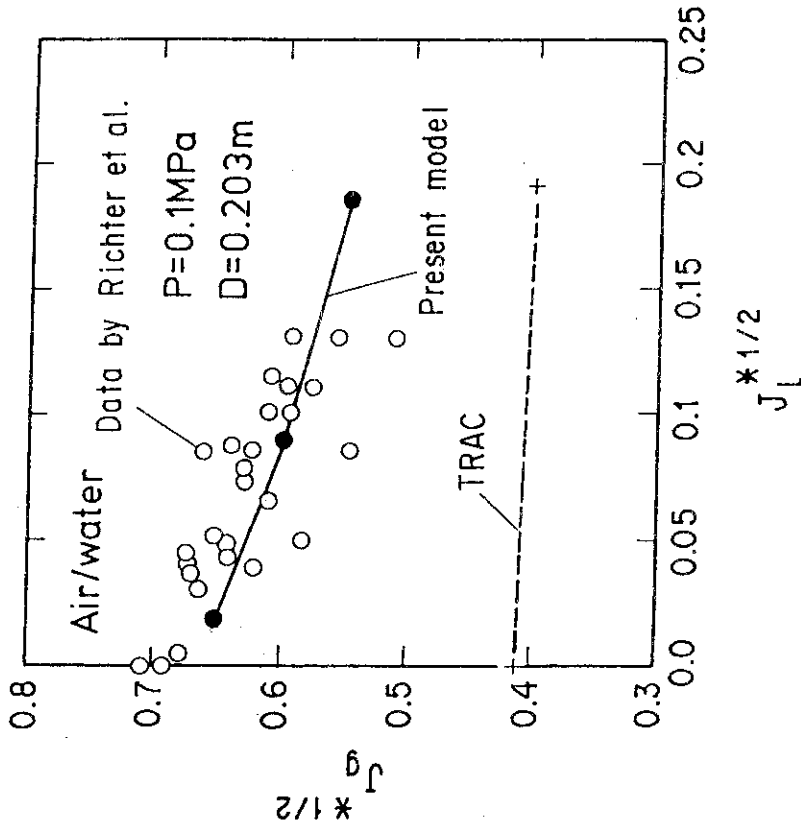


図6.7 Richterらのデータに対する本モデルの予測性能評価

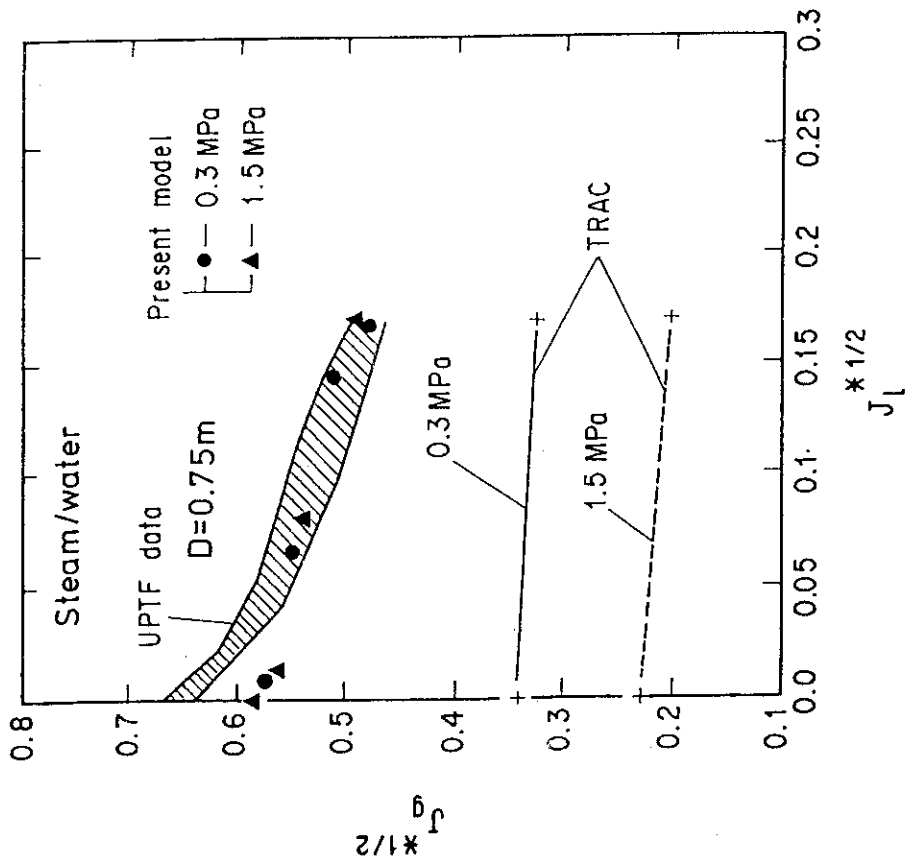


図6.8 UPTFのデータに対する本モデルの予測性能評価

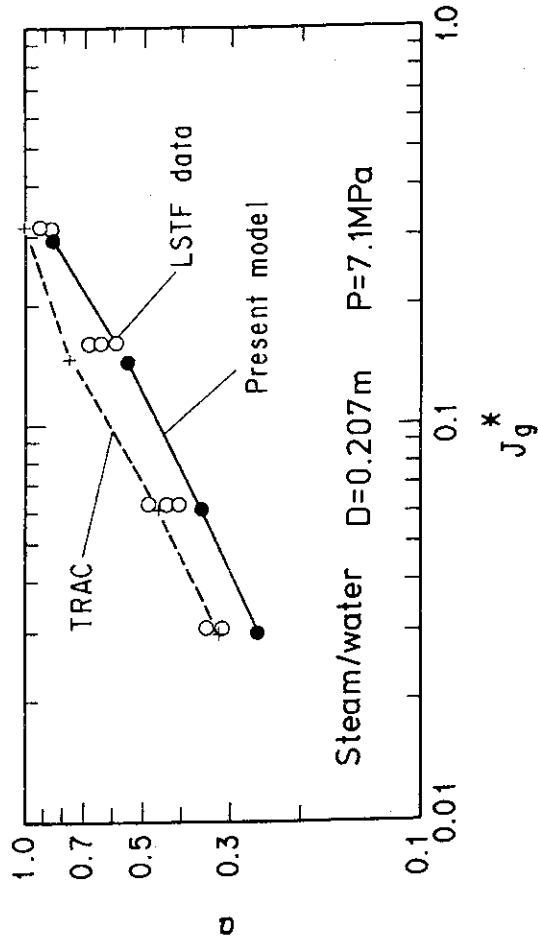


図6.9 LSTFのデータに対する本モデルの予測性能評価

7. 結 論

本研究では、PWR-LOCA時の安全余裕を最適予測コードにより高精度に予測する際、その予測精度に問題のある低流速の二相流に関する課題を取り上げ、研究を行った。

その課題とは、

- ① 大破断LOCA時再冠水期において、実炉の大型炉心内で想定できる半径方向出力分布に起因する高出力燃料集合体での熱伝達促進現象を多次元最適予測コードで解析する際に必要となる、液流速効果を考慮した局所条件よりなる膜沸騰熱伝達モデルの開発、
- ② 同熱伝達促進現象のメカニズムの解明、ならびに①のモデルにより熱伝達促進現象が予測できるか否かの問題、
- ③ 従来15X15型模擬燃料集合体により開発され、最適予測コードに組込まれている再冠水期熱水力モデルの17X17型実燃料集合体への適用性の評価、及び
- ④ 小破断LOCA時Reflux冷却期に問題となるホットレグ内CCFL現象のメカニズムの把握と流路スケール効果の解明、ならびに実炉スケールにまで適用可能なモデルの開発であった。

本研究では、これらの課題に取り組み、以下の結論を得た。

- (1) 実炉の大型炉心内で想定できる半径方向出力分布に起因する熱伝達促進現象に対しては、まず村尾らの熱伝達率相関式をベースとし、液流速効果を考慮した局所条件よりなる燃料集合体内膜沸騰熱伝達モデルを開発した。そして、このモデルとSCTFでの熱伝達促進のデータとの比較、及びこのモデルを多次元最適予測コードであるREFLA/TRACに組み込み、SCTFでの熱伝達促進現象を解析し、同現象が炉心内循環流により生じていることを定性的に示すことができた。また、開発したモデルが多次元流動下においても適用できるとの仮定のもとに、REFLA/TRACコードのクエンチフロントより上での流動の予測を改善できれば、開発したモデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測することのできるようになった。しかしながら、この仮定の妥当性の確認については今後の課題と考える。
- (2) 従来の再冠水期熱水力モデルの17X17型実燃料集合体への適用性の評価に対しては、まず、17X17型実燃料集合体での熱水力挙動を実験データにより検討し、①集合体形式の違いに関しては、単位流路面積あたりの入熱量の違いによると考えられる熱水力上の違いのあること、②支持構造の違いに関しては、クエンチフロントの進行特性にのみその影響の現れること、③燃料棒構造の違いに関しては、実燃料棒の構造のほうがクエンチ速度の速いことがわかった。次に、2章での膜沸騰熱伝達モデル及び村尾・井口のボイド率モデルの適用性の検討を行い、15x15型模擬燃料集合体に対する各モデルの誤差範囲内で17x17型実燃料集合体に対しても適用可能であることがわかった。支持構造の違いに関し、17x17型での支持構造の場合には15x15型でのものと比べクエンチ速度は低くなり、熱伝達率

の増加するのが遅れた。このため、熱伝達率の増加の遅れがEM条件下でのPCTに悪影響を与えないかどうかをREFLAコードにより評価し、支持構造の違いはEM条件下でのPCTに影響しないことを確認した。

- (3) ホットレグ内対向流制限現象の問題に対しては、小型実験より得られた実験式及び小型実験での流動観察により新たに開発した落水流量予測モデルによる解析により、流路スケールの効果を明らかにした。その結果、ホットレグの水平管と傾斜管とをつなぐベンド部近傍で主要な落水制限が起これ、小型実験での対向層状流摩擦係数の比、 $f/f_{wg} = 1.84$ 、が流路スケールによらず適用できると仮定した場合、流路内径が大きくなるほどベンド部近傍傾斜管内での落水制限の弱くなることがわかった。また、この対向層状流での摩擦係数のモデルを最適予測コードで採用されている二流体モデルに適用する場合の問題点を明らかにし、二流体モデルのための界面せん断力モデルを開発した。ここでは、二流体モデルによる計算ではその非定常性のために流動様式遷移が計算され、スラグ流領域での適切なモデル化が重要であることがわかった。次に、この界面せん断力モデルを実炉スケールのデータを含む種々のスケール、圧力及び流体の種類（空気/水または蒸気/水）のデータにより評価し、その適用性を確認した。

本研究により、上述した課題のほとんどは解決された。しかしながら、本研究で開発した膜沸騰熱伝達モデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測する際には、(1)開発したモデルが多次元流動下においても適用できるか否かについて、及び(2)クエンチフロントより上での多次元流動の予測についての問題が残されており、これらについては将来の課題と考える。なお、本研究で開発された液流速効果を考慮した膜沸騰熱伝達モデルは最適予測コードREFLA/TRACに組み込まれ、高転換PWR等の新型炉の事故解析に活用されつつある⁽⁷⁹⁾。また、17X17型実燃料集合体の大破断LOCA時再冠水期でのPCTの評価に、本研究で開発された熱伝達モデルを含む従来のモデルの適用できることを明らかにしたことは、これらのモデルがREFLA/TRACコードに組み込まれていることを考えると、REFLA/TRACコードの安全解析への適用性を増すことに寄与できたものとする。

謝 辞

本論文をまとめるに当り、適切な御助言、御指導を賜りました東京大学工学部原子力工学科の秋山 守教授、近藤駿介教授、岡 芳明教授、班目春樹教授、大橋弘忠教授に深く感謝いたします。

本研究の遂行に対し、終始助言と激励を与えてくださり、また諸事に便宜を計って下さった、日本原子力研究所原子炉工学部伝熱流動研究室の村尾良夫室長及び秋本

の増加するのが遅れた。このため、熱伝達率の増加の遅れがEM条件下でのPCTに悪影響を与えないかどうかをREFLAコードにより評価し、支持構造の違いはEM条件下でのPCTに影響しないことを確認した。

- (3) ホットレグ内対向流制限現象の問題に対しては、小型実験より得られた実験式及び小型実験での流動観察により新たに開発した落水流量予測モデルによる解析により、流路スケールの効果を明らかにした。その結果、ホットレグの水平管と傾斜管とをつなぐベンド部近傍で主要な落水制限が起これ、小型実験での対向層状流摩擦係数の比、 $f_i/f_{wg} = 1.84$ 、が流路スケールによらず適用できると仮定した場合、流路内径が大きくなるほどベンド部近傍傾斜管内での落水制限の弱くなることがわかった。また、この対向層状流での摩擦係数のモデルを最適予測コードで採用されている二流体モデルに適用する場合の問題点を明らかにし、二流体モデルのための界面せん断力モデルを開発した。ここでは、二流体モデルによる計算ではその非定常性のために流動様式遷移が計算され、スラグ流領域での適切なモデル化が重要であることがわかった。次に、この界面せん断力モデルを実炉スケールのデータを含む種々のスケール、圧力及び流体の種類（空気/水または蒸気/水）のデータにより評価し、その適用性を確認した。

本研究により、上述した課題のほとんどは解決された。しかしながら、本研究で開発した膜沸騰熱伝達モデルにより熱伝達促進の程度を定量的に予測する際には、(1)開発したモデルが多次元流動下においても適用できるか否かについて、及び(2)クエンチフロントより上での多次元流動の予測についての問題が残されており、これらについては将来の課題と考える。なお、本研究で開発された液流速効果を考慮した膜沸騰熱伝達モデルは最適予測コードREFLA/TRACに組み込まれ、高転換PWR等の新型炉の事故解析に活用されつつある⁽⁷⁹⁾。また、17X17型実燃料集合体の大破断LOCA時再冠水期でのPCTの評価に、本研究で開発された熱伝達モデルを含む従来のモデルの適用できることを明らかにしたことは、これらのモデルがREFLA/TRACコードに組み込まれていることを考えると、REFLA/TRACコードの安全解析への適用性を増すことに寄与できたものとする。

謝 辞

本論文をまとめるに当り、適切な御助言、御指導を賜りました東京大学工学部原子力工学科の秋山 守教授、近藤駿介教授、岡 芳明教授、班目春樹教授、大橋弘忠教授に深く感謝いたします。

本研究の遂行に対し、終始助言と激励を与えてくださり、また諸事に便宜を計って下さった、日本原子力研究所原子炉工学部伝熱流動研究室の村尾良夫室長及び秋本

肇副主任研究員に深く感謝いたします。山形大学・安達公道教授（元・日本原子力研究所主任研究員）並びに日本原子力研究所・数土幸夫HTTR計画室室長には5章での研究に対し、有益な御意見並びに激励を戴きました。ここに記して感謝いたします。

また、本研究で行った実験の多くは、多数の研究員並びに技術員の方々の協力のもとになされました。これらの方々に謝意を表します。

参考文献

- (1) Olson, D.J.: "Semiscale blowdown and emergency core cooling (ECC) project test report - Test 845 (ECC injection)" ANCR-1014 (1972)
- (2) "Summary of TMI-2 lessons learned task force report" Nucl. Saf., 20[6], 735-741 (1979)
- (3) 佐藤一男、他: "軽水炉の冷却材喪失事故に関する安全性研究の発展と展望" 日本原子力学会誌, 28[10], 887-907 (1986)
- (4) Ross, D.F., et al.: "Compendium of ECCS research for realistic LOCA analysis" NUREG-1230 (1988)
- (5) 日本原子力研究所LOCA研究委員会・LOFT専門部会: "OECD LOFT計画の成果" 日本原子力学会誌, 33[12], 1112-1120 (1991)
- (6) Kukita, Y., et al.: "The effects of break location on PWR small break LOCA: Experimental study at the ROSA-IV LSTF" Nucl. Eng. Des., 122, 255-262 (1990)
- (7) 平野見明、村尾良夫: "大型再冠水効果実証試験" 日本原子力学会誌, 22[10], 681-686 (1980)
- (8) 秋本肇、他: "PWR大破断LOCAに対するTRAC-PF1/MOD1コードの予測性能評価" JAERI レポート刊行予定 (1992)
- (9) Akimoto, H.: "Analysis of TRAC-PF1 calculated core heat transfer for a CCTF test" Nucl. Eng. Des., 88, 215-227 (1985)
- (10) Akimoto, H., et al.: "Status of J-TRAC code development" Fourteenth Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0082, Vol.5 (1987)
- (11) Iwamura, T., et al.: "Two-dimensional thermal-hydraulic behavior in core in SCTF core-II forced feed reflood tests (Effects of radial power and temperature distributions)" JAERI-M 86-195 (1987)
- (12) Abe, Y., et al.: "Estimation of shear stress in countercurrent annular flow" J. Nucl. Sci. Technol., 28[3], 208-217 (1991)
- (13) Groeneveld, D.C., Snoek, C.W.: "Multiphase Science and Technology", Vol.2, 181-274 (1986), Hemisphere
- (14) Analytis, G.Th., Yadigaroglu, G.: "Analytical modeling of inverted annular film boiling", Nucl. Eng. Des., 99, 201-212 (1987)
- (15) Cadek, F.F., et al.: "PWR FLECHT(Full length emergency cooling heat transfer) final report" WCAP-7665 (1971)
- (16) Murao, Y., Sugimoto, J.: "Correlation of heat transfer coefficient for saturated film boiling during reflood phase prior to quenching" J. Nucl. Sci. Technol., 18[4], 275-284 (1981)
- (17) Akimoto, H., et al.: "Core radial power profile effect on system and core

- cooling behavior during reflood phase of PWR-LOCA with CCTF data" J. Nucl. Sci. Technol., 22[7], 538-550 (1985)
- (18) Iwamura, T., et al.: "Evaluation report on SCTF core-III test S3-SH1 (Effect of hot leg injection on core thermal-hydraulics for PWR's with a combined injection type ECCS)" JAERI-M 88-125 (1988)
- (19) Hochreiter, L.E., et al.: "FLECHT SEASET program final report" NUREG/CR-4167 (1985)
- (20) Iwamura, T., et al.: "Quantitative evaluation of heat transfer enhancement due to radial power distribution during reflood phase of PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 26[4], 428-440 (1989)
- (21) Liles, D.R., et al.: "TRAC-PF1/MOD1: An advanced best-estimate computer program for pressurized water reactor thermal-hydraulic analysis" NUREG/CR-3858, LA-10157-MS (1986)
- (22) Lee, N., et al.: "PWR FLECHT-SEASET Unblocked bundle, forced and gravity reflood task data evaluation and analysis report" NUREG/CR-2256 EPRI NP-2013 WCAP-9891 (1981)
- (23) Clement, P., et al.: "Reflooding of a PWR bundle-effect of inlet flow rate oscillations and spacer grids" NUREG/CP-0027, Vol. 3, 1763-1770 (1983)
- (24) Veteau, J.M., et al.: "Reflooding of a PWR bundle: Effect of spacer grids" NUREG/CP-0048, Vol. 1, 390-401 (1984)
- (25) Sugimoto, J., Murao, Y.: "Report on reflood experiment of grid spacer effect" JAERI-M 84-131 (1984)
- (26) Piggott, B.D.G., Duffey, R.B.: "The quenching of irradiated fuel pins" Nucl. Eng. Des., 32, 182-190 (1975)
- (27) Dhir, V.K., et al.: "Quenching studies on a zircaloy rod bundle" J. of Heat Transfer, 103, 293-299 (1981)
- (28) Ihle, P., Rust, K.: "PWR reflood experiments using full length bundles of rods with zircaloy claddings and alumina pellets (Results of the SEFLEX program)" Nucl. Eng. Des., 99, 223-237 (1987)
- (29) Sugimoto, J., et al.: "Analytical study of thermal response similarity between simulated fuel rods and nuclear fuel rods during reflood phase of PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 23[4], 315-325 (1986)
- (30) Kukita, Y., et al.: "Flooding at steam generator inlet and its impacts on simulated PWR natural circulation" ASME FED-Vol. 61/HTD-Vol. 92, 111-117 (1987)
- (31) Gardner, G.C.: "Flooded countercurrent two-phase flow in horizontal tubes and channels" Int. J. Multiphase Flow, 9[4], 367-382 (1983)
- (32) Daly, B.J., Harlow, F.H.: "A model of countercurrent steam-water flow in large

- horizontal pipes" Nucl. Sci. Eng., 77, 273-284 (1981)
- (33) Soda, K.: "Method of estimating liquid velocity in hot leg during reflux cooling of natural circulation in pressurized water reactor" J. Nucl. Sci. Technol., 19[10], 813-820 (1982)
- (34) Richter, H.J., et al.: "De-entrainment and countercurrent air-water flow in a model PWR hot leg" NRC-0193-9 (1978)
- (35) Weiss, P.A., Hertlein, R.J.: "UPTF test results: First three separate effect tests" Nucl. Eng. Des., 108, 249-263 (1988)
- (36) Wallis, G.B.: "One-Dimensional Two-Phase Flow" (1969), McGraw-Hill
- (37) Ohnuki, A., et al.: "Effect of liquid flow rate on film boiling heat transfer during reflood in rod bundle" J. Nucl. Sci. Technol., 27[6], 535-546 (1990)
- (38) Ohnuki, A., et al.: "Effect of core inlet water flow rate on reflooding phenomena in the SCTF core-I tests" JAERI-M 88-166 (1988)
- (39) Ohnuki, A.: "Experimental study of counter-current two-phase flow in horizontal tube connected to inclined riser" J. Nucl. Sci. Technol., 23[3], 219-232 (1986)
- (40) Ohnuki, A., et al.: "Scale effects on countercurrent gas-liquid flow in a horizontal tube connected to inclined riser" Nucl. Eng. Des., 107, 283-294 (1988)
- (41) Ohnuki, A., et al.: "Development of an interfacial friction model for two-fluid model code against countercurrent gas-liquid flow limitation in PWR hot leg" J. Nucl. Sci. Technol., 29[3], (1992)
- (42) Malang, S.: "HETRAP: A heat transfer analysis program" ORNL-TM-4555 (1974)
- (43) Takenaka, N., et al.: "Flow pattern transition and heat transfer of inverted annular flow" Int. J. Multiphase Flow, 15[5], 767-785 (1989)
- (44) Ishii, M., Jarlais, G.De: "Flow visualization study of inverted annular flow of post dryout heat transfer region" Nucl. Eng. Des., 99, 187-199 (1987)
- (45) 劉 秋生、他: "飽和膜沸騰熱伝達の流れの影響" 第26回日本伝熱シンポジウム講演論文集、C334、809-811 (1989)
- (46) Sudo, Y.: "Film boiling heat transfer during reflood phase in postulated PWR loss-of-coolant accident" J. Nucl. Sci. Technol., 17[7], 516-530 (1980)
- (47) Sugimoto, J., Murao, Y.: "Effect of grid spacers on reflood heat transfer in PWR-LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 21[2], 103-114 (1984)
- (48) Mochizuki, H., Hayamizu, Y.: "Reflooding phenomena during ECCS operation" PNCT N9410 88-048 (1988)
- (49) Sudo, Y., et al.: "Effect of upper plenum water accumulation on reflooding phenomena under forced-feed flooding in SCTF core-I tests" JAERI-M 83-114 (1983)
- (50) Murao, Y., et al.: "REFLA-1D/MOD3: A computer code for reflood thermo-

- hydrodynamic analysis during PWR-LOCA -User's manual-" JAERI-M 84-243 (1985)
- (51) Murao, Y. : "Correlation of quench phenomena for bottom flooding during loss-of-coolant accidents" J. Nucl. Sci. Technol., 15[12], 875-885 (1978)
- (52) Akimoto, H., et al. : "Assessment of J-TRAC code with CCTF/SCTF test data" Sixteenth Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0097, Vol. 4 (1989)
- (53) Ohnuki, A., et al. : "Study on ECC injection modes in reflood tests with SCTF core II -Comparison between gravity and forced feeds-" JAERI-M 91-001 (1991)
- (54) Stewart, C.W., et al. : "COBRA-IV: The model and the method" BNWL-2214 (1977)
- (55) Gilbert, J., Williams, K.A. : "Rod bundle cross-flow study" Private communication
- (56) Murao, Y., Iguchi, T. : "Experimental modeling of core hydrodynamics during reflood phase of LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 19[8], 613-627 (1982)
- (57) Okubo, T., et al. : "Evaluation report on CCTF core-II reflood test C2-4 (Run 62) -Investigation of reproducibility-" JAERI-M 85-026 (1985)
- (58) Akimoto, H., et al. : "Evaluation report on CCTF core-II reflood test C2-6 (Run 64) -Effect of radial power profile-" JAERI-M 85-027 (1985)
- (59) Akimoto, H., et al. : "System pressure effect on system and core cooling behavior during reflood phase of PWR LOCA" J. Nucl. Sci. Technol., 24[4], 276-288 (1987)
- (60) Erbacher, F.J., Leistikow, S. : "A review of zircaloy fuel cladding behavior in a loss-of-coolant accident" KfK 3973 (1985)
- (61) Sudo, Y., Ohnuki, A. : "Mechanism of falling water limitation under counter-current flow through a vertical flow path" Bull. JSME, 27[226], 708-715 (1984)
- (62) Hsieh, C., et al. : "Countercurrent air/water and steam/water flow above a perforated plate" NUREG/CR-1808 (1980)
- (63) Naitoh, M., et al. : "Restrictive effect of ascending steam on falling water during top emergency core cooling" J. Nucl. Sci. Technol., 15[11], 806-815 (1978)
- (64) Lee, S.C., Bankoff, S.G. : "Parametric effects on the onset of flooding in flat-plate geometries" Int. J. Heat Mass Transfer, 27[10], 1691-1700 (1984)
- (65) Bharathan, D., Wallis, G.B. : "Air-water countercurrent annular flow" Int. J. Multiphase Flow, 9[4], 349-366 (1983)
- (66) Johnston, A.J. : "An investigation into the interfacial shear stress contribution in two-phase stratified flow" Int. J. Multiphase Flow, 10[3], 371-383 (1984)
- (67) Kim, H.J., et al. : "Heat transfer and interfacial drag in countercurrent steam-water stratified flow" Int. J. Multiphase Flow, 11[5], 593-606 (1985)
- (68) Linehan, J.H. : "The interaction of two-dimensional stratified, turbulent air-water and steam-water flows" Ph.D. dissertation, Dept. of Mech. Eng., Univ. of Wisconsin (1968)

- (69) Wallis, G. B., Dobson, J. E. : "The onset of slugging in horizontal stratified air-water flow" *Int. J. Multiphase Flow*, 1, 173-193 (1973)
- (70) Taitel, Y., Dukler, A. E. : "A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow" *AIChE J.*, 22[1], 47-55 (1976)
- (71) 飛原英治、他 : "水平管内気液対向二相流のスラグ流遷移" *日本機械学会論文集(B)*, 51 [461], 394-397 (1985)
- (72) Siddiqui, H., et al. : "Flooding in an elbow between a vertical and a horizontal or near-horizontal pipe, Part I: Experiments" *Int. J. Multiphase Flow*, 12[4], 531-541 (1986)
- (73) Kawaji, M., et al. : "Phase and velocity distributions and holdup in high-pressure steam/water stratified flow in a large diameter horizontal pipe" *Int. J. Multiphase Flow*, 13[2], 145-159 (1987)
- (74) Liles, D. R., et al. : "TRAC-PF1/MOD1 Correlations and models" *NUREG/CR-5069 LA-11208-MS* (1988)
- (75) Asaka, H., et al. : "Improvement of TRAC-PF1 interfacial drag model for analysis of high-pressure horizontally-stratified two-phase flow" *J. Nucl. Sci. Technol.*, 28[1], 33-44 (1991)
- (76) Lee, S. C. : "Stability of steam-water countercurrent stratified flow" *NUREG/CR-4416* (1985)
- (77) Wilson, J. F., et al. : "The velocity of rising steam in a bubbling two-phase mixture" *Trans. ANS*, 5[1], 151-152 (1962)
- (78) Meyer, W. C., Wilson, J. F. : "Steam volume fractions in flowing and non-flowing two-phase mixtures" *Trans. ANS*, 7[2], 507-508 (1964)
- (79) Iwamura, T., et al. : "Thermal hydraulic feasibility study of a double-flat-core type high conversion light water reactor" *ASME HTD-Vol. 150*, 31-38 (1990)

記号表

A	: 流路面積	(m^2)
A_H	: 図5.14のHutzeのある場所での流路面積	(m^2)
C	: 式(5.1)で定義される定数	
C_i	: 界面せん断力係数(TRACの場合流動様式によって具体的な式の形は異なるが、基本形は $(\rho_k/D_H)f_i$)	(kg/m^4)
C_p	: 比熱	($\text{J/kg}\cdot\text{K}$)
C_{wk}	: 壁面せん断力係数 (基本的に $(\rho_k/D_H)f_{wk}$ で定義される)	(kg/m^4)
D	: 流路内径	(m)
D_H	: 水力等価直径	(m)
D_h	: 図5.14のHutzeのある場所での水力等価直径	(m)
d	: 液位	(m)
E	: 放射率	
F	: 付録Aでは燃料棒表面積、式(4.2)ではサブクール度に関する補正係数	
f	: 式(2.2)または式(4.3)で定義される補正係数	
f_i	: 界面摩擦係数	
f_{wk}	: 壁面摩擦係数	
G	: 全質量速度 ($=\alpha\rho_g u_g + (1-\alpha)\rho_l u_l$)	($\text{kg/m}^2\text{s}$)
g	: 重力加速度	(m/s^2)
H	: 水平管の長さ	(m)
h	: 熱伝達率または図5.1で定義される水頭	($\text{W/m}^2\text{K}$ または m)
h_{fg}	: 蒸発せん熱	(J/kg)
I	: 傾斜管の長さ	(m)
J_k^*	: Wallisパラメータ ($=U_k(\rho_k/gD_H(\rho_l-\rho_g))^{1/2}$)	
K	: Kファクター	
k	: 熱伝導率	($\text{W/m}\cdot\text{K}$)
L_q	: クエンチフロントからの距離	(m)
m	: 質量速度または式(5.1)で定義される定数	($\text{kg/m}^2\text{s}$)
N	: 燃料棒の本数	
P	: 圧力	(Pa)
P_L	: ピーク線出力	(kW/m)
P_{up}	: 上部プレナム圧力	(MPa)

Q	: クエンチフロントでの熱流束	(W/m ²)
q'	: 線出力	(kW/m)
Re_k	: 式(5.4)で定義されるレイノルズ数	
S	: 濡れ縁長さ	(m)
S_i	: 気液界面の幅	(m)
T	: 温度	(K)
T_{in}	: 炉心入口水温	(K)
T_M	: 熱力学的過熱限界温度	(K)
T_q	: みかけのクエンチ温度	(K)
T_{WH}	: 再冠水開始時の流路壁温度	(K)
T_{wi}	: 再冠水開始時の被覆管最高温度	(K)
U_k	: みかけの流速	(m/s)
u_B	: 気泡終端速度	(m/s)
u_{gc}	: Taitelら ⁽⁷⁰⁾ によるスラグ流遷移の臨界流速	(m/s)
u_k	: 平均流速	(m/s)
u_r	: 相対速度	(m/s)
Δu	: スリップ速度	(m/s)
V_{in}	: 冠水速度	(cm/s)
X	: 質量流量クオリティ	
Z	: 長さまたは高さ	(m)

ギリシャ文字

α	: ボイド率	
θ	: 傾斜管の水平からの傾き角度	(Degree)
μ	: 粘性係数	(Ns/m ²)
ν	: 動粘性係数	(m ² /s)
ρ	: 密度	(kg/m ³)
σ	: 表面張力	(N/m)
σ^*	: ステファン-ボルツマン定数	(W/m ² K ⁴)
ϕ, ϕ', ϕ''	: 図C.1で定義される角度	(Degree)

添え字

g	: 気相
gs	: グリッドスペーサ

H : 燃料棒

k = g または *l*

l : 液相

sat : 飽和

1, 2 : 位置

付録A エネルギーバランスの評価方法

質量流量クオリティの評価方法をこの付録では述べる。なお、ここで述べるエネルギーバランスの基本的な考え方は、本論文で燃料集合体内の局所条件を計算する際に一般的に適用されるものである。計算では次の仮定を用いた。

- (1) 炉心内全域で蒸気と水は熱平衡にある。
- (2) 炉心入口での流動は均一である。
- (3) 炉心内の局所ボイド率は村尾・井口の式⁽⁵⁶⁾で計算できる。

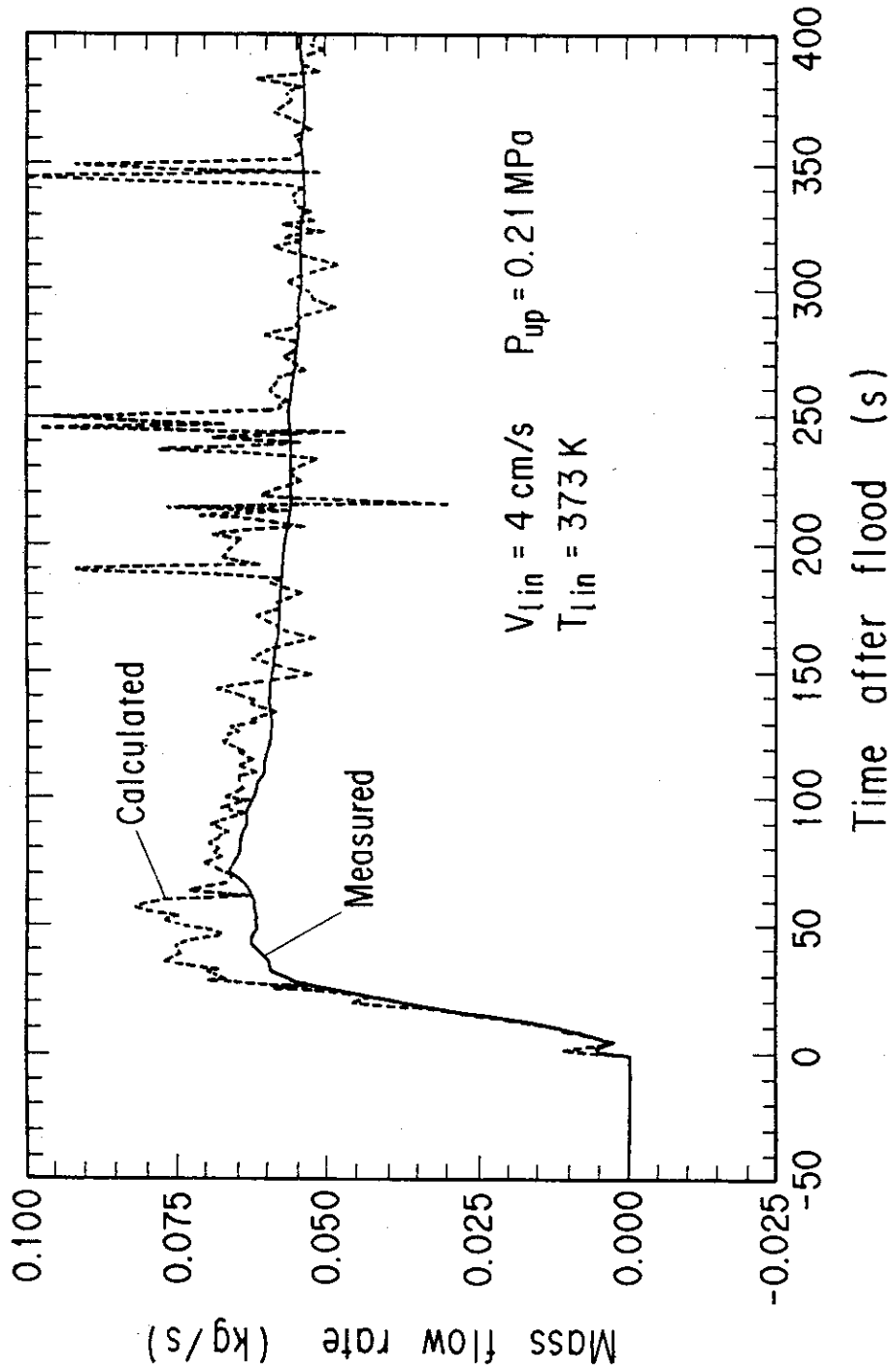
3.66mの炉心を366のセクターに分割し、各セクターでの蒸気発生量を以下のエネルギーバランスの関係で計算した：

$$m_g = \frac{\int_{Z1}^{Z2} N \left(q' - (C_p \rho F)_H \left(\frac{dT}{dt} \right)_H \right) dZ - m_{ll} C_{pl} (T_{sat} - T_{ll})}{h_{fg}} \quad (A.1)$$

$Z1$ の高さでの式(A.1)中の各変数は、 $Z1$ より下での質量とエネルギーバランスの関係より求めた。ある高さ Z での質量流量クオリティは式(A.1)より求めた m_g を使い、次式で求めた：

$$X = \frac{\int_0^Z m_g dZ}{m_{in}} \quad (A.2)$$

上部プレナム出口にあるオリフィスにより計測した蒸気流量と本方法により計算された流量との比較を図A.1に示す。計算された流量は、初期の期間及びスパイクの生じている期間を除きほぼ計測値と一致している。スパイクは発熱棒のある高さでのクエンチと関係して生じた。クエンチ時には大量の熱が短い時間に放出されるためである。スパイクのピーク底部を内挿すると計測値とほぼ一致するため、質量流量クオリティは計算された蒸気流量にこの内挿を施した後、計算した。



図A.1 炉心で発生した全蒸気流量に対するエネルギーバランスによる予測値と計測値との比較

付録B グリッドスペーサのKファクターの測定

区間ボイド率の評価精度を向上させるため、グリッドスペーサのKファクターを測定した。これは4章の実験において、15X15型燃料集合体と17X17型燃料集合体との区間ボイド率の比較をする際、スペーサによる圧力損失が両集合体間で異なることが考えられ、それによる区間ボイド率の評価誤差を取り除く目的で行った。Kファクターの測定は、別途流動観察用に製作した発熱部長さが1.83mと実炉の半分の長さの6x6バンドルで行った。このバンドルの燃料棒外径及びピッチは4章での17x17型のを模擬しており、装着したグリッドスペーサは4章でのテスト部3以外のテスト部で使用したものであった（ミキシングベーン無しのもの）。この実験装置は、バンドル下端へ任意の流量の水と蒸気を注入すること、及びスペーサ前後の差圧を計測することができる。

この装置を使い、典型的な再冠水条件をカバーする種々の水と蒸気の流量条件（ U_g : 3m/s-14m/s, U_l : 0.01m/s-0.09m/s）のもとで、二相流動下でのスペーサ前後の差圧を計測した。この差圧測定実験では燃料棒は非発熱とした。Kファクターは次の式に基づいて求めた：

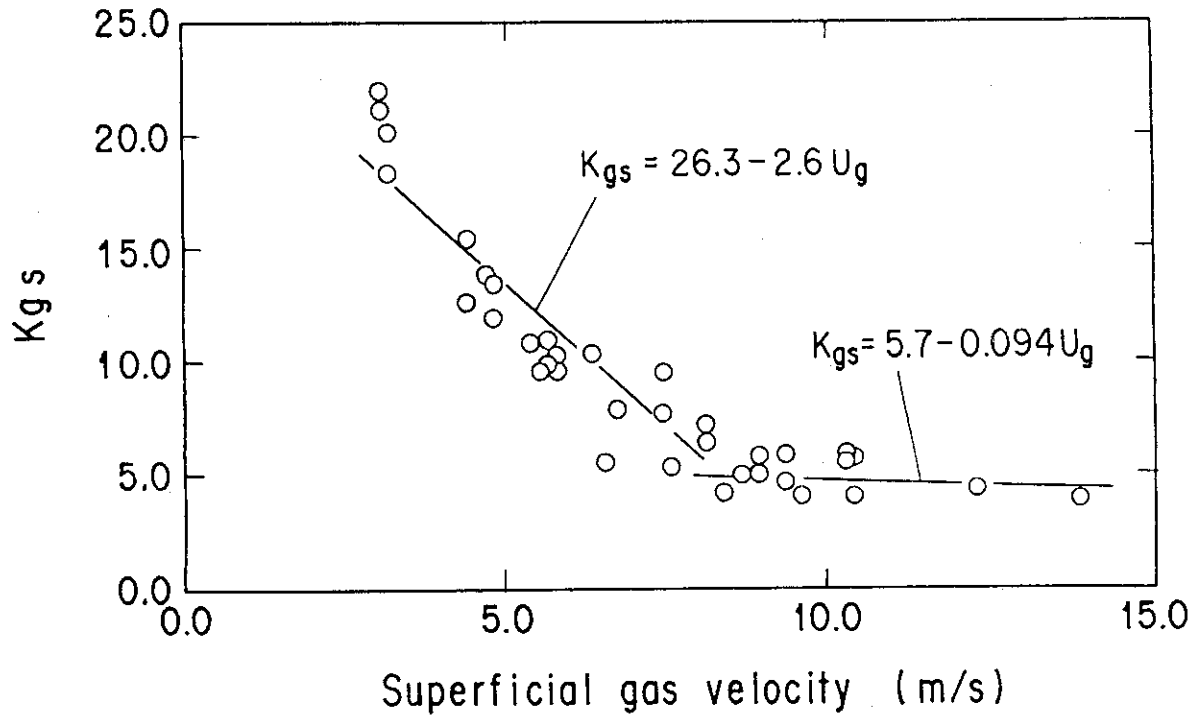
$$2\Delta P_{gs} = K_{gs} (\alpha \rho_g u_g^2 + (1-\alpha) \rho_l u_l^2) \quad (\text{B.1})$$

ここで、差圧測定区間でのボイド率は4.3.3で17X17型集合体への適用性が検証される村尾・井口の式により見積もった。

図B.1に、得られたKファクターと蒸気みかけ流速との関係を示す。8m/s附近で特性が変わっており、各流速範囲に対し最小自乗法により以下に示す関係式を得た：

$$\begin{aligned} K_{gs} &= 26.3 - 2.6U_g & (3.0\text{m/s} < U_g < 8.0\text{m/s}) \\ K_{gs} &= 5.7 - 0.094U_g & (8.0\text{m/s} \leq U_g < 14.0\text{m/s}) \end{aligned} \quad (\text{B.2})$$

4章でのスペーサによる二相流圧力損失の評価ではこの式を使った。



図B.1 みかけの蒸気速度とグリッドスペーサの K ファクターとの相関

付録C 水平管内対向層状流でのモーメントムバランス

水平管内対向層状流でのモーメントムバランスを次の仮定のもとに求める。

- (1) 定常で流路の軸方向に対し一次元の流れ、
- (2) 非圧縮性流れ、
- (3) エントレイメントなし、
- (4) 相変化なし、
- (5) 水平管内の気液界面の勾配は直線的である、及び、
- (6) $u_g \gg u_l (=u)$ 。

図C.1に示した対向層状流に対し、上記仮定のもとに以下に示す各相に対するモーメントムバランスの式及び圧力の関係式が求まる：

液相；

$$\bar{P}_{1l} - \bar{P}_{2l} = \frac{\rho_l \bar{u}_{1l}^2}{2} \left\{ \left(\frac{A_{1l}}{A_{2l}} \right)^2 - 1 \right\} + \frac{\rho_g \bar{u}_g^2}{2} F_{il} H + \frac{\rho_l \bar{u}_l^2}{2} F_{wl} H \quad (C.1)$$

気相；

$$P_{2g} - P_{1g} = \frac{\rho_g \bar{u}_{g1}^2}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{A_{g1}}{A_{g2}} \right)^2 \right\} + \frac{\rho_g \bar{u}_g^2}{2} F_{ig} H + \frac{\rho_g \bar{u}_g^2}{2} F_{wg} H \quad (C.2)$$

$$\bar{P}_{1l} - \bar{P}_{2l} = P_{1g} - P_{2g} + F_{hl} \quad (C.3)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_{hl} &= \rho_l g \left(A_{1l}^{-1} \int_0^{d_1} S_y dy - A_{2l}^{-1} \int_0^{d_2} S_y dy \right) \\ &= \frac{\rho_l g D}{2} \left[\left\{ \frac{4 \sin^3 \phi}{3(2\phi - \sin 2\phi)} - \cos \phi \right\} \right. \\ &\quad \left. - \left\{ \frac{4 \sin^3 \phi''}{3(2\phi'' - \sin 2\phi'')} - \cos \phi'' \right\} \right], \end{aligned}$$

$$F_{il} = \frac{8f_l \sin\phi'}{[\pi D \{2 - (\alpha_1 + \alpha_2)\}]},$$

$$F_{wl} = \frac{8f_{wl} \phi'}{[\pi D \{2 - (\alpha_1 + \alpha_2)\}]},$$

$$F_{ig} = \frac{8f_l \sin\phi'}{\{\pi D (\alpha_1 + \alpha_2)\}},$$

$$F_{wg} = \frac{8f_{wg} (\pi - \phi')}{\{\pi D (\alpha_1 + \alpha_2)\}},$$

$$\alpha_1 = 1 - \frac{(2\phi - \sin 2\phi)}{2\pi},$$

$$\alpha_2 = 1 - \frac{(2\phi'' - \sin 2\phi'')}{2\pi},$$

$$\frac{(\alpha_1 + \alpha_2)}{2} = 1 - \frac{(2\phi' - \sin 2\phi')}{2\pi},$$

$$\bar{u}_g = \frac{(u_{g1} + u_{g2})}{2} \quad \text{及び} \quad \bar{u}_l = \frac{(u_{l1} + u_{l2})}{2}$$

以上の式における界面及び壁面でのせん断力は、平均速度 \bar{u}_g 及び \bar{u}_l で評価できることが仮定されている。式(C.3)を使って式(C.1)及び(C.2)の圧力項を消去し、Wallisパラメータ J_k^* を使うことにより次式を得る：

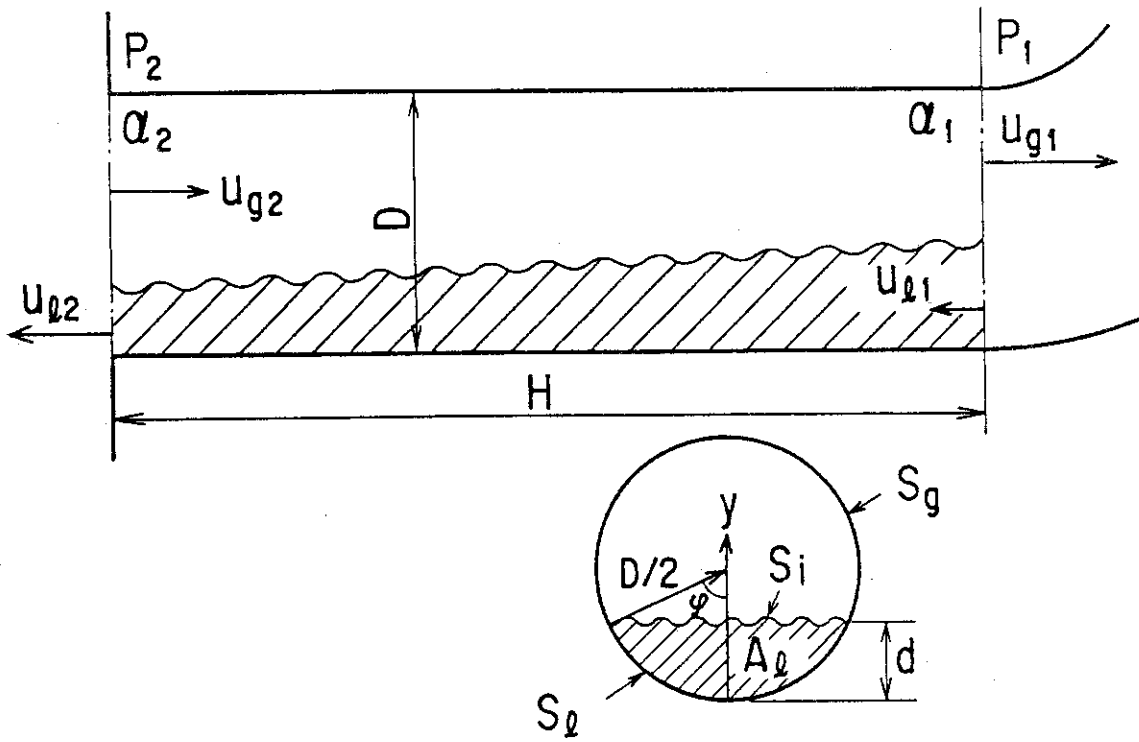
$$\begin{aligned} & \frac{(\alpha_1 + \alpha_2)}{(\alpha_1 \alpha_2)^2} \left[\frac{2}{\pi} \left\{ \frac{2f_l \sin\phi'}{(2 - (\alpha_1 + \alpha_2))} + f_{wg} (\pi - \phi') \right\} \left(\frac{H}{D} \right) \right. \\ & + \alpha_2 - \alpha_1 \left. \right] J_g^{*2} + \frac{2 - (\alpha_1 + \alpha_2)}{(1 - \alpha_1)^2 (1 - \alpha_2)^2} \\ & \cdot \left\{ \frac{2f_{wl} \phi'}{\pi} \left(\frac{H}{D} \right) + \alpha_2 - \alpha_1 \right\} J_l^{*2} \\ & - \frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_g} \left[\left\{ \frac{4\sin 3\phi}{3(2\phi - \sin 2\phi)} - \cos\phi \right\} \right. \\ & \left. - \left\{ \frac{4\sin 3\phi''}{3(2\phi'' - \sin 2\phi'')} - \cos\phi'' \right\} \right] = 0 \end{aligned} \tag{C.4}$$

5.2.3節での落水開始気相流速(式(5.1)の定数Cに相当する)を求めるモデルでは、式(C.4)において $\alpha_2 = 1.0$ 及び $J_l^* = 0$ とした次式を使う：

$$J_g^{*2} = C^4 = \frac{\rho_l \alpha_1^2}{(\rho_l - \rho_g)(1 + \alpha_1)} \left(\frac{4}{3} \cdot \frac{\sin 3\phi}{2\phi - \sin 2\phi} - \cos \phi \right) \left[\frac{2}{\pi} \left(\frac{2f_l \sin \phi}{1 - \alpha_1} + f_{vg} (\pi - \phi) \right) \left(\frac{H}{D} + 1 - \alpha_1 \right)^{-1} \right] \quad (C.5)$$

式(C.5)から C を求めるには α_1 を決める必要がある。 α_1 の決定には包絡線理論を使う。この理論は対向流下における $J_g^{*1/2}$ と $J_l^{*1/2}$ との関係が、実現可能の領域と実現不可能の領域とを分ける包絡線により記述できるとするものである。 $J_g^{*1/2} - J_l^{*1/2}$ 平面において、いろいろなボイド率のもとでボイド率一定の曲線を書き、その接線の接点の軌跡のなかで、ある $J_g^{*1/2}$ にたいし最大の $J_l^{*1/2}$ を与えるものが包絡線となる。式(C.5)では、次式を使うことにより $C - H/D$ 平面において包絡線が求められる：

$$\frac{dC}{d\alpha_1} = 0 \quad (C.6)$$



図C.1 水平管内対向層状流でのモデル

付録D ボイド率相関式と等価な界面せん断力の関係式の導出

6章において、式(6.2)のスラグ流遷移式ならびにWilsonのボイド率相関式⁽⁷⁷⁾⁽⁷⁸⁾を適用する場合、等価な界面せん断力の関係式を採用した。スラグ流遷移式はボイド率と相対速度 u_r との関係で表わされる。Wilsonの式はボイド率と気泡の終端速度 u_B との関係で表わされる。本研究では、上部タンク内での液流速は低いので u_B は u_r と等しいと仮定した。

これらの関係をTRACコードに導入するため、定常状態のもとで開発されたモデルが過渡計算においても適用できるとの仮定のもとに、等価な界面せん断力のモデルを導出した。相変化の無い定常でのモーメントの式は以下の様になる：

$$\alpha \frac{dP}{dZ} = -C_i u_r |u_r| - C_{wg} u_g |u_g| - \alpha \rho_g g \cos \theta \quad (D.1)$$

$$(1-\alpha) \frac{dP}{dZ} = C_i u_r |u_r| - C_{wi} u_l |u_l| - (1-\alpha) \rho_l g \cos \theta \quad (D.2)$$

式(D.1)と(D.2)より圧力勾配項を消去すると以下の関係式が得られる：

$$C_i u_r |u_r| = \alpha (1-\alpha) (\rho_l - \rho_g) g \cos \theta - C_{wg} (1-\alpha) u_g |u_g| + C_{wi} \alpha u_l |u_l| \quad (D.3)$$

式(D.3)を以下の様に表わす：

$$F_i = F_g + F_w \quad (D.4)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_i &= C_i u_r |u_r|, \\ F_g &= \alpha (1-\alpha) (\rho_l - \rho_g) g \cos \theta, \text{ 及び} \\ F_w &= -C_{wg} (1-\alpha) u_g |u_g| + C_{wi} \alpha u_l |u_l| \end{aligned}$$

式(D.4)を以下の様に表わした場合の分母の u_r^* の評価にスラグ流遷移式またはWilsonの式を使い、界面せん断力を評価する：

$$C_i = \frac{(F_g + F_w)}{u_r^{*2}} \quad (D.5)$$