

JAERI-Research

96-024



加圧水型原子炉における
小破断冷却材喪失事故時の破断口
及び炉心でのエントレインメントに関する研究

1996年5月

与能本泰介

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の間合わせは、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、お申し越してください。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。

This report is 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, 1996

| | |
|-------|-----------|
| 編集兼発行 | 日本原子力研究所 |
| 印 刷 | いばらき印刷(株) |

加圧水型原子炉における小破断冷却材喪失事故時の破断口
及び炉心でのエントレインメントに関する研究

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部
与能本泰介

(1996年4月22日受理)

本研究は、加圧水型原子炉（PWR）における小破断冷却材喪失事故（LOCA）時の破断口と炉心におけるエントレインメントについて、物理的な理解を深める事と、予測手法を開発する事を目的としている。破断口におけるエントレインメントに関しては、物理モデルを構築し、実験データベースを用いて評価し、さらに、このモデルを組み込み改良した解析コードがLOCA総合実験の結果を精度良く予測できる事を示した。炉心におけるエントレインメントに関しては、高圧条件で再冠水実験を行ない、その発生条件を明らかにした。これにより、PWRの典型的な高圧再冠水条件では、エントレインメントが発生しないため、ドライアウト炉心の冷却挙動は、極めて簡単である事を明らかにした。

A Study of Entrainment at a Break and in the Core
during Small Break Loss-of-coolant Accidents in PWRs

Taisuke YONOMOTO

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

(Received April 22, 1996)

Objectives of the present study are to obtain a better understanding of entrainment at a break and in the core during small break loss-of-coolant-accidents (SBLOCAs) in PWRs, and to develop a means for the best evaluation of the phenomena. For the study of entrainment at a break, a theoretical model was developed, which was assessed by comparisons with several experimental data bases. By modifying a LOCA analysis code using the present model, experimental results obtained from SBLOCA experiments at a PWR large-scale simulator were reproduced very well. For the study of entrainment in the core, reflooding experiments were conducted at high pressure, from which the onset conditions were obtained. It was confirmed that the cooling behavior for a dry-out core is very simple under typical high pressure reflooding conditions for PWRs, because liquid entrainment does not occur in the core.

Keywords: PWR, Entrainment, Small Break, LOCA, T-branch, Phase Separation

目 次

| | |
|--|-----|
| 1. 序 論 | |
| 1.1 熱水力安全研究における本研究の重要性 | 1 |
| 1.2 従来の研究及び本研究の内容 | 6 |
| 2. 破断口におけるエントレインメントに関する分離効果実験 | |
| 2.1 序 論 | 13 |
| 2.2 実験装置及び実験方法 | 15 |
| 2.3 実験結果 | 16 |
| 2.4 結 論 | 24 |
| 3. 破断口におけるエントレインメントに関する物理モデル | |
| 3.1 序 論 | 43 |
| 3.2 物理モデルの構築 | 45 |
| 3.3 物理モデルと実験値の比較 | 53 |
| 3.4 実験相関式の作成 | 55 |
| 3.5 従来の研究との比較 | 58 |
| 3.6 結 論 | 62 |
| 4. 配管壁周方向破断位置を変えたLOCA実験とエントレインメントモデルの適用 | |
| 4.1 序 論 | 87 |
| 4.2 LOCA実験のための装置と方法 | 89 |
| 4.3 LOCA実験結果 | 91 |
| 4.4 エントレインメントモデルの適用 | 96 |
| 4.5 結 論 | 100 |
| 5. 高圧条件下で炉心が再冠水する時のエントレインメント | |
| 5.1 序 論 | 114 |
| 5.2 実 験 | 116 |
| 5.3 実験結果 | 120 |
| 5.4 エントレインメント発生条件 | 122 |
| 5.5 結 論 | 125 |
| 6. 結 論 | 139 |
| 謝 辞 | 145 |
| 付録1 本研究で得られた横向き破断と下向き破断の場合の物理モデル | 146 |
| 付録2 破断口におけるエントレインメントに関する本物理モデルの実炉条件への適用性について | 148 |

Contents

| | |
|--|-----|
| 1. Introduction | |
| 1.1 Significance of Present Study in Field of Thermal-hydraulic Safety Research | 1 |
| 1.2 Review of Previous Studies and Contents of Present Study | 6 |
| 2. Separate Effects Tests for Entrainment at Break | |
| 2.1 Introduction | 13 |
| 2.2 Test Facility and Procedure | 15 |
| 2.3 Test Results | 16 |
| 2.4 Conclusions | 24 |
| 3. Physical Model for Entrainment at Break | |
| 3.1 Introduction | 43 |
| 3.2 Physical Model | 45 |
| 3.3 Comparison with Present Experimental Data | 53 |
| 3.4 Empirical Correlations | 55 |
| 3.5 Comparison with Results in Literature | 58 |
| 3.6 Conclusions | 62 |
| 4. LOCA Experiments Changing Break Orientations and Application of Entrainment Model | |
| 4.1 Introduction | 87 |
| 4.2 LOCA Test Facility and Procedure | 89 |
| 4.3 LOCA Test Results | 91 |
| 4.4 Application of Entrainment Model | 96 |
| 4.5 Conclusions | 100 |
| 5. Entrainment during Core Reflooding at High Pressure | |
| 5.1 Introduction | 114 |
| 5.2 Test Facility and Procedure | 116 |
| 5.3 Test Results | 120 |
| 5.4 Entrainment Onset Condition | 122 |
| 5.5 Conclusions | 125 |
| 6. Conclusions | 139 |
| Acknowledgment | 145 |
| Appendix 1 Physical Model for Side and Bottom Breaks | 146 |
| Appendix 2 Applicability of Present Model to PWR Conditions | 148 |

記号

- A : 流路面積
 $C1$: エントレインメント開始条件を示す相関式中の係数
 $C2$: エントレインメント開始条件を示す相関式中の係数
 Cd : 抗力係数
 CP : 電気伝導度計測プローブ
 d : 破断口径 (2~4章)、液滴直径 (5章)
 g : 重力加速度
 G : 質量流速
 h : 破断口中心高さに対する相対的なバルク水位、即ち、破断口中心高さとバルク水位の差の絶対値
 h_b : 式[2-2]及び[2-6]で定義するエントレインメント開始時の相対水位
 h_l : ある場所における局所的な相対水位
 $h_{b,th}$: 式[2-2]及び[2-6]で定義するエントレインメント開始時の相対水位 (式中の係数 $C1$ について上向き及び下向き破断の場合、4.35、横向き破断の場合、6.16を使用、 $C2$ について2.5を使用、単相流量 W_s を破断前後差圧から計算)
 h_s : 相対水位を無次元整理するために、導入した変数。破断流が単相流に近い場合には、本研究の物理モデルより求まるエントレインメント開始水位に対応する。二相流状態では、その物理的な意味はやや不明確になるが、バルク領域と破断口入口間の差圧若しくは破断流の大きさと対応し、長さの次元を持つパラメータという意味がある。式[2-3]で定義され、式中の係数については、第3章の理論より定まる値 ($C1$ について、上向き及び下向き破断の場合、4.35、横向き破断の場合、6.16、 $C2$ について2.5) を使用する。
 h_{fg} : 蒸発潜熱
 j : 見かけ速度
 J : 見かけ速度
 $j_{G,crit}$: Roll Wave エントレインメント発生開始速度、式[5-11]で表される。
 L : 水位
 L_t : 燃料棒長さ
 N_{μ} : 式[5-12]で定義する粘性数
 P : 圧力
 Q_b : 破断口へのエントレインメントが開始する時の単相体積流量 (4章)
 Q_{inp} : 模擬模擬燃料棒単位長さあたりの電気入力 (5章)
 r : 破断口の半径 (2章)、破断口からの距離 (3章)
 r_m : 破断口からの距離が小さい領域における式[3-12]で計算される漸近解が、バルク水面高さと交差する位置の破断口からの距離のことで、式[3-12]において、局所相対水位 h_l にバルク相対水位 h を代入することにより得られる。破断口周

辺で水位が変化する領域の境界に近似的に対応する。式中の係数 B を1とすると、式[A2-3]により簡単に表すことができる

- Re : レイノルズ数
 t_e : 電気伝導度計測プローブ信号
 t_f : 電気伝導度計測プローブ信号
 t_q : クエンチ時刻
 u : 流体速度
 u_q : クエンチ速度 (5章)
 v_{crit} : Roll Wave エントレインメント 発生開始速度、式[5-11]で表される。
 V_{slug} : スラッグ流への遷移速度
 W : 流量
 W_s : 単相流量

 α : ボイド率
 χ : クオリティ
 $\Delta\rho$: 気液密度差 kg/m^3
 ρ : 密度 kg/m^3
 μ : 粘性係数
 σ : 表面張力 N/m

添え字

- 1 : 水平配管入口側
2 : 水平配管出口側
3 : 破断口下流側
G : 気相
L : 液相

略号

- CEA : フランス原子力庁
crossflow : クロスフロー (破断口周辺で破断口に向かう流れに交差して出口タンクに向かう流れのこと)
JAERI : 日本原子力研究所
KfK : ドイツカールスルーエ研究所
LOCA : 冷却材喪失事故
HPI : 高圧注水系
INEL : アイダホ国立工学研究所

UCB : カリフォルニア大学バークレー分校

用語

- エントレインメント開始水位 : エントレインメントが開始するときの相対水位
- クオリティ相関式 : 式[3-23]及び付録1で示される本物理モデルより得られた破断クオリティに関する式
- 相対水位 : 破断口中心高さに対する相対的な水位（即ち、破断口中心高さとの差の絶対値）を意味する。
- 見かけ速度 : ある相の流体が、もう一方の相の流体が存在しないと仮定する場合に流路全体に広がり流れる時の流速。体積流束(Volumetric flux)と同じ（単位はm/s）。
- 破断口からの距離 : 破断口入口平面中心からの距離
- 破断クオリティ : 破断口入口に流入する気相流量の全流量に対する比
- 破断軸 : 破断平面に垂直で破断口中心を通る軸
- 破断流量 : 破断口を通る質量流量（単位はkg/s）
- バルク領域 : その領域における圧力変化が、破断口周辺の急激な圧力変化に比べて無視できる領域
- フルード数 : 慣性力と重力の比に対応する無次元パラメータ。通常、式[2-5]の左辺の形を有する。式[2-2]の左辺の形は修正フルード数と呼ばれる場合が多い。
- ボイド率相関式 : 式[3-17]及び付録1で示される本物理モデルより得られた破断口入口ボイド率に関する式
- ボイド率補正式 : 式[3-20]及び付録1で示される本物理モデルより得られた破断口入口ボイド率の補正のための式
- Roll wave : 巻き波

図表リスト

- 表2.1 実験条件
- 表2.2 エントレインメントの開始条件の比較：下向き破断の値はクロスフロー条件のものである。
- 表3.1 従来の研究における実験条件
- 表4.1 ホットレグ破断実験における主要事象の発生時刻
- 表5.1 高圧再冠水実験条件
- 表5.2 エントレインメント開始時の蒸気流速に関する実験データ
- 図1.1 レグ配管の破断口周辺におけるエントレインメント挙動
- 図1.2 炉心再冠水時のエントレインメント挙動：(a)エントレインメントが生じる場合、(b)エントレインメントが生じない場合
- 図2.1 実験装置：Pは圧力、DPは差圧、Fは流量、Tは流体温度の計測点を示し、Vはバルブを示す。
- 図2.2 水位hをパラメータとした下向き破断における破断流量と破断口前後差圧の関係を示す実験データと縮流係数を0.61とするオリフィスの式との比較：hは水位を示す。
- 図2.3 上向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定したエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.3 MPa、相対水位 18 mm、破断質量流速 $2350 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.29
- 図2.4 上向き破断の場合のエントレインメント挙動に関する流動様式の分類：縦軸は式[2-3]を用いて規格化した無次元水位、横軸はスラグ流への遷移速度（式[2-4]）で規格化した水平配管入口側の無次元速度
- 図2.5 横向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定した水のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.67 MPa、破断口前後差圧 0.54 MPa、相対水位 23 mm、破断質量流速 $3460 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.33
- 図2.6 横向き破断の場合の水平配管中に水のクロスフローがある状態での水のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.66 MPa、破断口前後差圧 0.54 MPa、相対水位 28 mm、破断質量流速 $2220 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.56、水平配管入口側流速 0.23 m/s、水平配管出口側流速 0.22 m/s

- 図2.7 横向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定した空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.17 MPa、相対水位 31 mm、破断質量流速 $10300 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0076
- 図2.8 横向き破断の場合の水平配管中に水のクロスフローがある状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.13 MPa、相対水位 38 mm、破断質量流速 $8970 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.00245、水平配管入口側流速 0.34 m/s、水平配管出口側流速 0.29 m/s
- 図2.9 下向き破断の場合の渦が強く発生する状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.34 MPa、相対水位 33 mm、破断質量流速 $10000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0104
- 図2.10 下向き破断の場合の水平配管内でクロスフローがある状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.59 MPa、相対水位 24 mm、破断質量流速 $7780 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0276、水平配管入口側流速 0.33 m/s、水平配管出口側流速 0.13 m/s、右から左に水は流れている。
- 図2.11 下向き破断の場合の対称的な上流流動状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.57 MPa、相対水位 29 mm、破断質量流速 $12100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0315
- 図2.12 下向き破断の場合のエントレインメント挙動に関する流動様式の分類：縦軸は式[2-3]を用いて規格化した水位、横軸は水平配管下流側のフルード数 $V_{L2}/(gh_2)^{0.5}$
- 図2.13 上向き破断の場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_G(\rho_G/\Delta\rho gh)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係
- 図2.14 横向き破断で水がエントレインメントされる場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_G(\rho_G/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係
- 図2.15 横向き破断で空気がエントレインメントされる場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係
- 図2.16 下向き破断で水平配管内に水のクロスフローがある場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の

関係

- 図2.17 下向き破断で水平配管内に水のクロスフローがない場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho g d)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係
- 図2.18 上向き破断における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係：式[2-6]中の係数C1として4.35を使用
- 図2.19 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係：式[2-6]中の係数C1として6.16を使用
- 図2.20 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した水位の関係：式[2-6]中の係数C1として6.16を使用
- 図2.21 下向き破断における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した水位の関係：式[2-6]中の係数C1として4.35を使用。
- 図2.22 オリフィスを通る単相流量の流量係数Cdとレイノルズ数の関係。
- 図2.23 上向き破断の場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。
- 図2.24 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。
- 図2.25 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。
- 図2.26 下向き破断の場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。
- 図3.1 上向き破断の場合の解析モデル

- 図3.2 気液界面に添っての速度分布
- 図3.3 上流バルク圧力0.7 MPa、破断口前後差圧0.2MPa、破断口径1cm、バルク水位2cmの条件におけるボイド率をパラメータとした水面形状の計算結果：実線は式[3-11]、破線は式[3-12]、点線は式[3-13]によりそれぞれ計算された水位で、一点鎖線は破断口を中心とする半径 r_m の円弧である。ボイド率が0.8458の場合には連続的で単調に減少する水位分布が得られているがその他の場合には適切な水位分布は得られていない。
- 図3.4 式[3-17]より求められたボイド率 α と式[3-11]から数値計算で求められたボイド率 α_{Num} の比較
- 図3.5 本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）及び従来の研究で求められた破断クオリティとエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係。図中のReimann, Maciaszek, Schrockは、KfK, UCB, CEAでの研究に対応する。
- 図3.6 上向き破断で上流圧力(Pu)8MPa,破断口径(d)1cmの場合の本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）及び均質二相流モデル(HEM)で予測される破断流量と破断クオリティの関係：両者の交点より実際に生じる破断流量と破断クオリティが予測される。図中の h/d は破断口径で無次元化した相対水位を意味する。
- 図3.7 上向き破断の場合の本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による破断流量と破断クオリティの予測値と実験値の比較：ボイド率の計算の際に式[3-20]による補正を行なう場合と行なわない場合を比較している。
- 図3.8 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較
- 図3.9 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較
- 図3.10 下向き破断の場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較：ボイド率の計算の際に式[3-20]に相当する補正を行なう場合と行なわない場合を比較している。

- 図3.11 本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）による破断流量の予測値と実験値の比較
- 図3.12 本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）による破断流量の予測値と実験値の比の水位、破断流量、及び破断クオリティに対する依存性
- 図3.13 上向き破断の場合の無次元気相速度（水平配管内気相速度／スラグ流への遷移速度）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.14 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の無次元水位（水位／式[2.3]によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.15 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の流量比（水平配管出口側流量／入口側流量）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.16 下向き破断で水平配管内の水流速が小さい場合($(v_w/(gh_w)^{0.5}) < 0.25$)の無次元水位（水位／式[2.3]によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.17 下向き破断で渦が生じない場合の流量比（水平配管出口側流量／入口側流量）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.18 上向き破断の場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口径より大きい全データと予測値を比較している。
- 図3.19 横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口半径より大きい全データと予測値を比較している。
- 図3.20 横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口半径より大きい全データと予測値を比較している。

- 図3.21 下向き破断の場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口径より大きい全データと予測値を比較している。
- 図3.22 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値とKfK相関式による予測値の比較：水平配管内の流動挙動の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。
- 図3.23 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：水平配管内の流動挙動の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。
- 図3.24 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値とKfK相関式による予測値の比較：破断口形状の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。
- 図3.25 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：破断口形状の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。
- 図3.26 Gardnerによる対称な上流流動条件での下向き破断実験における気相流量の実験値と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）による予測値の比較
- 図3.27 文献中の下向き破断の実験結果に対する無次元水位（水位／水平配管口径）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.28 横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合の文献中の実験結果に対する無次元水位（水位／式2.3によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.29 横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合の文献中の実験結果に対する無次元水位（水位／式2.3によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係
- 図3.30 上向き破断の場合の実験条件の比較：従来の実験値は本研究において断続的なエントレインメントが生じている領域で取得されている。
- 図4.1 ROSA-IV/LSTF実験装置

- 図4.2 破断口形状
- 図4.3 横向き破断における一次系及び二次系圧力挙動
- 図4.4 横向き破断における炉心水位挙動：図中のHPIは高圧注水系を意味する。
- 図4.5 横向き破断時の炉心高さ2.64mにおける代表的な燃料棒表面温度挙動
- 図4.6 横向き破断における破断流量積算値の時間変化
- 図4.7 横向き破断におけるホットレグ水位挙動
- 図4.8 上向き、下向き、横向き破断実験における破断流量積算値の比較
- 図4.9 上向き、下向き、横向き破断実験における炉心水位の比較
- 図4.10 上向き、下向き、横向き破断実験時の炉心高さ2.64mにおける燃料棒表面温度の比較
- 図4.11 上向き、下向き、横向き破断実験時のホットレグ水位挙動の比較
- 図4.12 下向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図4.13 下向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図4.14 横向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図4.15 横向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図4.16 上向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図4.17 上向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較

- 図4.18 三つの破断方向における破断流量積算値の実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版による計算値の比較
- 図4.19 三つの破断方向における破断流量積算値の実験値とRELAP5/MOD2コードの改良版による計算値の比較
- 図4.20 炉心押し潰し水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較
- 図5.1 TPTF(Two-Phase Flow Test Facility)の系統図
- 図5.2 熱伝達実験部及び模擬燃料棒の断面
- 図5.3 圧力、入口流量、押し潰し水位、燃料棒表面温度、及び流体温度に関する典型的な実験値
- 図5.4 電気伝導度計測プローブの典型的な二つのタイプの出力
- 図5.5 異なる高さ位置における電気伝導度計測プローブの出力
- 図5.6 圧力の影響を示す電気伝導度計測プローブの出力
- 図5.7 電気伝導度計測プローブ(CP)信号と燃料棒クエンチの伝播挙動に対する圧力の影響：圧力の増大とともにCPの t_e 信号が発生しなくなりエントレインメントが生じなくなることがわかる。
- 図5.8 圧力(P)3MPa、零電気入力($Q_{in,p} = 0\text{ kW/m}$)、燃料棒最大温度(T_{max})920 Kの条件における電気伝導度計測プローブ(CP)信号と燃料棒クエンチの伝播挙動に対する入口速度の影響：入口速度の増大とともにCPの t_e 信号が発生するようになりエントレインメントが生じることがわかる。
- 図5.9 燃料棒表面温度から計算された熱伝達率と電気伝導度計測プローブで計測された t_e 及び t_f のタイミングの比較
- 図5.10 エントレインメントが開始する時の混合水位における蒸気速度の評価：圧力3MPa,零電気入力、クエンチ速度(u_q) 6cm/s。
- 図5.11 エントレインメントが発生するために必要な蒸気流速を表す本研究による相関

式と典型的な条件下でのPWRの再冠水時における蒸気速度の比較

- 図A2.1 典型的な実験条件における破断口周辺の圧力及び気相速度分布：この時、Ishii等によるRoll Wave エントレインメント発生開始気相速度は6.0 m/sである。一方、実験では破断口からの距離が約5mm以内の領域において微小液滴の発生が見られた。この領域での速度はRoll Wave エントレインメント発生速度より1オーダー大きいと推定される。
- 図A2.2 典型的なPWR小破断LOCA条件(0.5%破断)における破断口周辺の圧力及び気相速度分布。
- 図A2.3 バルク水位 h と r_m の関係： h の増大とともに破断口からの距離 r_m は減少する。このため式[A2-4]に示されるように、 r_m における気相速度は h の増大とともに増大する。
- 図A2.4 典型的なPWR小破断LOCA条件（上向き破断）における破断口からの距離が r_m の場所での気相速度とIshii等による巻き波(Roll Wave)によるエントレインメント発生開始気相速度 v_{crit} の比較：破断口からのエネルギー放出のみでは減圧しない1.0%以下の破断面積の場合、 r_m における気相速度は発生開始速度 v_{crit} の1.5倍より小さく、低圧での本実験結果を考慮すると、この場所においてRoll Waveエントレインメントは発生しないことが示唆される。

第1章 序論

1.1 熱水力安全研究における本研究の重要性

本論文は、加圧水型原子炉（PWR）における小破断冷却材喪失事故(LOCA)時の熱水力挙動に関する予測性能の向上を主たる目的として行った、破断口及び炉心でのエントレインメントに関する実験的及び理論的研究結果をまとめたものである。本節では、本研究の重要性を論ずるために、始めに本研究の背景について述べる。この中では、まず、緊急炉心冷却系(ECCS)に関する当初の過度に保守的な評価手法の見直しのため、熱水力現象の最適予測が重要視されるに至った経緯について述べる。次にTMI事故についてふれ、この事故により、最適予測の必要性がさらに強調されるとともに、小破断LOCAに関する研究の必要性が認識されるようになったこと、及び各国でこの事故を契機として開始された小破断LOCAに関連した研究計画について述べる。これらの議論により本研究の背景を明確にした後、本研究で対象とした小破断LOCA時の破断口と炉心での熱水力挙動の研究の重要性、及び小破断LOCAの熱水力条件の特徴を考慮して設定した本研究の具体的な目的について述べる。最後に、本研究の結果から予期される成果について述べ、これにより本研究の重要性を明確にする。

(1) 本研究の背景

原子炉事故時の熱水力挙動に関する研究の当初の大きな目的は、緊急炉心冷却系(ECCS)の性能を評価することにあった。ECCSの性能評価は、事故を想定し安全系の単一故障を仮定したうえで予測される結果が、安全基準を満足するかどうかで判断される。原子力発電所が米国に建設され初めた頃には、二相流の分野の研究が十分発達していなかったため、事故時の熱水力挙動の予測精度には、かなり不確かなところがあった。このため不確かな熱水力現象については、保守的な仮定を用いて評価計算がなされた。時代の経過とともに安全解析に対する要求は厳しいものとなり、熱水力現象に関する新たな懸念が生じるたびにその現象に対してより保守的な仮定を積み重ね評価計算がなされることになった。これにより、70年代には、想定事故時の安全基準は、工学的安全機器の設計による対応だけでは満足されなくなり、炉心の燃焼度や発熱密度等の設計に影響するようになった。又、過度に保守的な仮定のために計算で予測される挙動が現実の現象と異なりすぎるのではないかという見方がでてきた。このため米国において、70年代以降、ECCSの性能評価手法の見直しを目的とした研究が米国原子力規制委員会(US NRC)を中心として大規模に行われるようになった。この中では、LOFT、Semiscale等の軽水炉の大型模擬装置による総合実験や、アイダホ国立工学研究所(INEL)でのRELAPコード、ロスアラモス研究所(LANL)でのTRACコード等の計算コードの開発が行われた。

当時の主要な研究対象は、PWRの場合、最も苛酷と考えられたコールドレグの両端破断事故時の熱水力挙動であった。破断直後の減圧過程 (blowdown phase)、ECCSの作動により下部プレナムに水が満たされる過程 (refill phase)、そして炉心の中を水位が上昇し燃料棒を急冷していく再冠水過程 (reflooding phase) に生じる様々な現象が実験的及び解析的に検討された。特に注目を集めた現象は、破断口での臨界流量、破断直後の減圧過程での炉心伝熱、再冠水時に見られる二相流伝熱流動、高温燃料棒の急冷現象 (クエンチ)、ダウンコマや炉心上部支持板における気液対向流制限 (CCFL)等である。解析に関しては、技術的簡明さと大破断時には気液の均質な流れを仮定しやすいことから、均質流モデルや二相の速度差 (スリップ) を考慮したドリフトフラックスモデルに基づいた解析コードの開発が行われた。

1979年のTMI事故では、運転員の炉内の状況に対する認識不足が事故を拡大させたことから炉内に生ずる熱水力現象を良く理解することの重要性が強調されるとともに、非常に起こり難いと考えられていた炉心溶融事故が生じたことから安全余裕の確認の必要性も指摘されるようになった。このため、事故時の熱水力挙動に関する最適予測の重要性が、ECCS性能評価手法の見直しの面からだけでなく、現象を現実的に予測し安全余裕を評価するという面、及び事故時の運転員の対応方法の確立という面からも強く認識されることになった。さらに、TMI事故を契機とし、研究対象の事故条件として、より現実的に生じやすい小破断LOCAを含める必要があることが強く認識されることになった。

小破断LOCAを研究対象にすることから、それまでの大破断LOCA解析を目的とした研究に加え、新たな研究の必要性が生じた。大破断LOCAと比べて小破断LOCAの場合には、一次系内で破断流により誘起される流れが小さく、又、減圧速度が小さいため高圧条件下での熱水力現象が重要になるという特徴がある。このため大破断LOCAでは気液二相が均質な流れになりやすいのに対し、小破断LOCAでは重力により分離した流れ (分離流) が生じ易くなる。これらの熱水力条件の違いにより、大破断LOCA条件を想定して開発されたLOCA解析コードを小破断LOCA条件に適用するためには、コードに含まれる実験データに基づく相関式を小破断LOCA条件で検証し必要な場合は新たな相関式を作成すること、及び小破断LOCA固有の現象については新たな予測モデルを作成することが必要になる。

上に述べた事故時熱水力挙動の最適評価及び小破断LOCAに関する研究の重要性と必要性の認識に基づき、米国、フランス、日本等において新たに、小破断LOCA時の熱水力挙動に関する研究が行われるようになった。米国においては、SemiscaleやLOFT等のシステム効果実験計画において、小破断に関する実験が加えられることになり、その実験結果を用いて計算コードの検証と開発作業が進められた。フランスにおいては、BETHSY装置を新たに建設し、これを用いた事故模擬実験と最適予測コードCATHAREの開発を中心とする研究計画が開始された。その他のヨーロッパ諸国においても、イタ

リアのLOBI等の実験装置で小破断LOCA模擬実験が行われることになった。

日本においても、原研でROSA-IV計画が開始され、その中では、PWRを体積比1/48、高さ比1/1で模擬した総合実験装置LSTFによるシステム効果実験、個々の現象の物理的理解を深めるとともにそれを予測するモデルを検証又は開発するための個別効果実験、及び最適予測のための計算コードの検証及び改良が行われることになった。^[1] 現在ではROSA-IV計画は終了しROSA-V計画を行っているが、この計画においてもLSTFを用いて主として安全系の多重故障を伴う小破断LOCA時のアクシデントマネジメントに関連した研究を行っている。小破断LOCAに関する研究はECCS性能評価手法の検討に直接影響するものではないが、PWRではこれらの事故が炉心損傷確率に最も寄与することが確率論的リスク評価の結果から知られている。

(2) 本研究の内容と重要性

本研究は先に述べたROSA-IV計画の中で行われた個別効果実験とシステム効果実験に関するものである。個別効果実験は原子炉内の各部で生じる現象のひとつに着目し、それを実験的に検討し、現象の物理的理解を深め、予測モデルの検証及び開発を行い、これにより最適予測コードの予測精度の向上、及び総合実験装置で得られた結果の実炉への適用性の検討に資することを目的として行うものである。一方、システム効果実験は原子炉で生じる現象を実験的に模擬すること、解析コード評価のためのデータを取得すること、重要な現象を抽出すること等を目的として行うものである。

本研究においては研究対象として、現象の重要性とそれまで行われた研究の技術的水準を考慮し、破断流挙動と再冠水時の炉心流動に着目することにした。破断流挙動は、一次系圧力挙動や一次系冷却材残存量に関する支配因子であり、事故の時間推移、特に炉心露出に至るまでの時間的余裕等に強く影響するという理由で、一方、一旦蒸気中に露出した炉心がECCSの作動により再冠水する時の炉心流動挙動は、炉心冷却特性に影響するためLOCA解析の最大関心事のひとつである燃料棒表面温度挙動に直接的に影響するという理由で、破断口と炉心での熱水力挙動は、システム内の個々の挙動の中でも、それぞれ最も重要なもののひとつであると判断できる。これらの重要性のために、破断口と炉心での熱水力挙動は、大破断LOCAに関して膨大な研究がなされているので、研究の具体的な目的を設定する際には、大破断LOCA現象と比べた場合の小破断LOCA現象の特徴を考慮する必要がある。

大破断LOCAに関連した破断流に関する研究においては、破断口上流近傍における圧力とクオリティが与えられる場合の破断流量の予測が研究対象となっていた。大破断LOCA解析で主として対象とするコールドレグの両端破断では、破断口近傍のクオリティは、破断口上流のレグ配管内バルク領域の断面平均クオリティと同じと見なすことができるので、破断口近傍の流体の状態を検討することは、研究対象にならなかった。一

方、小破断LOCAにおいては、破断流量が小さいためこれに誘起される流速が小さいこと、減圧速度が小さいため減圧沸騰による蒸気発生量が小さいこと、蒸気密度が大きい高圧状態で現象が推移すること等の理由により、一次系内の流れは大破断LOCAの場合と比べて穏やかになり、重力により気液二相が分離した流れになりやすくなる。コールドレグ又は、ホットレグにおいても、気液が上下に分離した層状流になりやすいことが考えられる。図1.1においてレグ配管上に亀裂、又は、レグ配管に接続する小口径配管に破断が生じ、レグ配管内が層状流状態になった場合の流れの様子を模式的に示す。このような場合、破断流量は破断口の水面に対する位置に影響され、破断口上流近傍のクオリティは断面平均クオリティとは異なるものとなる。破断口が水面より上にある場合には、蒸気の流出が優先的に生じ、下にある場合には、水の流出が優先的に生ずる。さらに条件によっては、気相中の破断であっても水が吸い出され、また液相中の破断であっても気相が吸い込まれる現象、すなわちエントレインメントが生じる。このような状況における破断口からの冷却材とエネルギーの放出量を検討するためには、破断口上流近傍のクオリティを知る必要があるが、これは、大破断LOCA解析の場合に使用するような上流バルク領域の値とは全く異なるものである。破断口上流近傍のクオリティを予測するためには、エントレインメントに関する知見が必要があるが、これに関しては後で述べるように従来の知見は、小破断LOCAへの適用という点では十分ではない。破断流量は破断が生じてから炉心露出が開始するまでの時間的余裕に強く影響する等LOCA解析においては、最も基本的で重要なものである。したがって、小破断LOCA時の熱水力挙動を最適に予測するためにはこのエントレインメントに関する予測精度を向上させる必要がある。この理由により、本研究では、気液層状流領域からの破断口へのエントレインメント現象に着目した。

再冠水時の伝熱挙動も破断流に関する研究と同様に大破断LOCAに関して非常に多くの研究がなされてきた。大破断LOCAにおいては、一次系圧力は、破断後数十秒で大気圧近傍まで減圧されるため、この場合の再冠水現象の研究は、低圧での現象を対象としていた。大破断LOCAの場合の典型的な再冠水条件では、ドライアウト領域で、たくさんの液塊や液滴のエントレインメントが発生することが知られている（図1.2(a)参照）。この二相流伝熱の複雑さ故に、再冠水に関して多くの研究がなされてきている。一方、小破断LOCAでは、先に述べたように高圧で遷移する現象も考慮する必要がある。高圧条件下では、蒸気密度が大きいことから炉心で発生する蒸気の流速が小さく、このためエントレインメント量が小さくなることが考えられる。エントレインメント量が十分小さい場合は、流動挙動は、図1.2(b)のようになり二相流伝熱が支配的な領域は、水面近傍に限定され、又、単相流伝熱の予測は比較的簡単なことから、再冠水時の伝熱流動現象の予測は極めて簡単になる。小破断LOCAにおける熱水力条件においてエントレインメントが生じないことが明確になれば、大破断LOCAに関連して行われた様な膨大な量の実験を行う必要は無くなるので、この検討は重要と考えられる。

以上の議論に基づき、本研究では、PWRの小破断LOCA時の炉心及び破断口で生じる

熱水力現象を主たる対象とし、特にエントレインメントに着目した実験的及び理論的研究を行うことにした。具体的な研究内容及び方法は従来の研究に関する文献調査結果と併せて第1章第2節にまとめる。これらの内容の研究を行うことによる予測される成果としては、ROSA-IV及びV計画への貢献を介した原子炉安全研究への以下の項目における貢献をあげることができる。ROSA-IV及びV計画では、小破断LOCA及びアクシデントマネジメント手法に関する研究、及びこれに関する解析コードの評価、改良、さらに、最近では、米国NRCと共同で新型原子炉AP600の受動安全系の安全評価に関する研究を行っている。これらの研究により、事故時の熱水力現象に関する理解の向上及び解析コードの検証と改良の面で原子炉安全研究に寄与している。

この計画に対する本研究の直接的な貢献として、まず、小破断LOCA時の破断口及び再冠水時の炉心における熱水力挙動や、ROSA/LSTF実験の実炉模擬性についての理解の向上をあげることができる。解析コードの評価、改良に関しては、本研究の成果を計算コードに組み込み、それをを用いることにより、事故時熱水力挙動の最適評価のみならず、アクシデントマネジメントの検討や安全系の合理的な設計に役立つことが期待できる。さらに、AP600炉の安全評価に関連しては、この炉固有のエントレインメント現象、例えば、加圧器頂部にある自動減圧系の作動によるホットレグから加圧器サージラインへのエントレインメント挙動等の検討に役立てられると考えられる。

以上の本研究の背景、目的、及び予測される成果に関する議論より本研究は重要であると判断できる。

1.2 従来の研究及び本研究の内容

(1) 破断口におけるエントレインメント

ここでは1980年以降、小破断冷却材喪失事故解析のために行われた破断口におけるエントレインメントに関する研究、及び関連する基礎研究について文献調査を行い、未解決の問題について検討を加え、それを基に作成した本研究の具体的な内容と本論文の構成について述べる。冷却材喪失事故解析において破断流はシステム内の冷却材残存量及び系圧力の変化に強く影響する点で重要であることから、破断流量に影響しない微量なエントレインメントは重要でない。この理由により渦の発生等の理由による微量なエントレインメントに関する従来の研究についてはここでは特に参照しない。

LubinとSpringerは、密度の異なる二流体が鉛直方向にタンク内に静止している状態でタンクの底から排水を行う時のエントレインメント開始条件について検討した。^[2] 理論的な検討においては吸い込み口の周りに球対称な速度分布を持つポテンシャル流を仮定し、水の吸い込みにより生じる水面のくぼみが安定に存在する条件から次式で表されるエントレインメントの開始条件を導いた。

$$u\sqrt{\frac{\rho}{gd\Delta\rho}} = C1\left(\frac{h_b}{d}\right)^{C2} \quad [1-1]$$

ここで h_b はエントレインメントが開始する水位、 u は重いほうの流体の破断口での速度、 d は破断口の口径、 g は重力加速度、 ρ は重い方の流体の密度、 $\Delta\rho$ は、二つの流体の密度差である。Lubin等の理論的検討結果は、破断口の口径の影響が無視できる時すなわち $C2$ が2.5で式[1-1]の両辺から d が消える場合、 $C1$ が3.22になることを示した。この理論式は、流体の種類を変えて行った実験結果と渦が発生しない条件で良く一致した。この開始条件に関する結果は以下に述べるPWRの小破断LOCAに関連して行われた一連の研究においてエントレインメントの開始条件を整理する際に使用されている。

1980年のDoaとCarpenterによる研究において初めて、PWRの小破断LOCAに関連したエントレインメント現象が注目された^[3]。彼らは、RELAP5やTRAC等のLOCA解析コードに含まれるモデルでは、LOFTで行われた小破断LOCA実験の破断流量を適切に計算できないことを示した。

この結果に対応しUSNRC（米国原子力規制委員会）のZuberが1980年に、小破断LOCA時の破断口におけるエントレインメント挙動に関し広範囲な文献調査を行いエントレインメントの開始条件に関する相似則について検討を行った。^[4] 結論として、タンクからの排水又は排気に関連したエントレインメントの開始条件に関する研究は従来行われているものの、PWRの小破断LOCAで想定されるようなエントレインメントに関する研

究は皆無であることが指摘された。このレポートが出されてから、米国、ドイツ、フランスにおいて破断口でのエントレインメントに関する研究が開始された。

ドイツのReimannとKhan及びSmoglie^[5,6,7]は、上向き、下向き、横向き破断について空気水実験を行い、次元解析に基づき破断クオリティをバルク水位とエントレインメントの開始水位の比(h/h_b)の関数として表す実験相関式を作成した。例えば下向き破断の場合、次の様な式で破断クオリティ χ を液相と気相の密度比 ρ_L/ρ_G とエントレインメントが開始する水位で規格化した水位 h/h_b の関数として表している。

$$\chi = \left(\frac{1.15}{1 + (\rho_L/\rho_G)^{0.5}} \right) \left(\frac{2.5h}{h_b} \right) \left[1 - \frac{h}{2h_b} \left(1 + \frac{h}{h_b} \right) \left(\frac{1.15}{1 + (\rho_L/\rho_G)^{0.5}} \right) \left(1 - \frac{h}{h_b} \right) \right]^{0.5} \quad [1-2]$$

彼らの実験結果はエントレインメントが渦や波の発生、層状流領域での流速等に影響されることを示した。破断クオリティ χ が ρ_L 、 ρ_G 及び h/h_b の関数として定式化できることを示したのは、彼らの研究が初めてで、以後の他の研究者は、これにならいそれぞれの実験結果を整理するために、破断クオリティを h/h_b の関数として表す相関式を作成している。

AndersonとOwacaは最大圧力6.3MPaの高圧条件で水蒸気飽和条件の実験を行い、横向き及び下向き破断の場合のデータを取得した。^[8] 彼らの実験ではほとんどの場合、主配管の入口流速が一定に保たれ、水平配管内流動条件のエントレインメントに対する影響については特に調べられていない。高圧実験であり、直接目視による観測を行っていないことからエントレインメントの開始は主配管と破断口を模擬する小口径配管の上流と下流の間の差圧の振動より求められた。彼らの実験結果はエントレインメントの開始条件及び破断クオリティが、係数の値は異なるもののKfKが提案したように h/h_b の関数として整理されることを示した。

米国のSchrockは、最大圧力1MPaの条件で空気水及び水蒸気を用いて実験を行い、粘性や表面張力等の影響を考慮した実験相関式を作成した。^[9] 主配管の流動条件の影響については特に検討されていない。

フランスにおいては、CEAのMasiaszekとMemponteilにより最大圧力2MPaの条件で水蒸気を用いた実験が行われ、破断クオリティを h/h_b と破断口での気液の滑り比の関数として示す実験相関式を作成した。^[10]

以上の研究により幾つかの破断クオリティに関する実験相関式が作成されたがこれらの式については理論的に十分な検討はなされていない。実験的な整理に関しても、現象に影響するパラメータについて例えば、渦の発生、波の発生、水平配管内でのクロスフロー等が影響するという指摘はされているがそれらについて詳細に系統的な検討を行っ

た例はない。又、従来の実験条件は小破断LOCAの熱水力条件を十分に含むものではない。例えば、従来の実験における最大圧力条件はINELの実験の6.3 MPaであるが、この値は小破断LOCA解析で想定される典型的な圧力条件である二次系安全弁の作動圧力の約8MPaと比べて小さい。これらの理由により従来の破断口でのエントレインメントに関する知見は小破断LOCA解析への適用に関して不十分であると判断できる。

以上の状況を考慮し本研究においては、以下に述べる個別効果実験、物理モデルの作成及び実験データを用いた評価、さらに開発したモデルを用いた小破断LOCA模擬実験の解析を行うことにする。

個別効果実験においては、エントレインメント現象に影響するパラメータについて実験的に詳細に検討し、併せて理論的な検討を行うために有用な知見を得ることを目的とする。このため、実験では、流動状態の観察ができかつ実験条件の設定が容易にできるようにする必要がある。そこで、個別効果実験は小型の可視装置を用いて低圧常温の条件で行うことにする。又、生じる現象を単純化し理論モデルを構築しやすくするために、実験装置主配管は断面形状が正方形であるダクトを用いることにし、破断口を中心として対称的な流動条件におけるデータの取得もできるようにする。対称流れでのエントレインメントは最も単純で解析も簡単であると考えられるが上に述べた従来の実験では検討されていない。破断向きとしては、上向き、横向き、下向きの破断を模擬できるようにする。実炉では配管壁周方向の任意の位置において破断が生じる可能性があるが、LOCA解析を行う場合には、上向き、横向き、下向きでの挙動が分かれば、エントレインメント量の変化は周方向に連続的であると考えられるため、その他の場所におけるエントレインメント挙動及びそのシステム挙動に対する影響は推定できる。したがって、任意の場所における破断口でのエントレインメント現象を検討することの重要性はあまりないと判断できる。これらの結果については第2章にまとめる。

次に実験での検討結果を基にし現象の物理モデルの構築を行う。個々の現象について物理的検討を行うことは、LOCA解析コードによる計算結果の妥当性を検討するためにも非常に重要である。物理モデルの作成に際しては、まず、最も簡単な条件、すなわち、破断口周辺の周りの流動挙動が破断口を中心として対称的な場合について検討を加える。次に水平配管内の渦やクロスフロー等のより複雑なパラメータの影響について検討し、もし、これらが作成した物理モデルで整理することが無理であれば実験相関式を作成する。得られた理論モデル及び相関式についてはできるだけ広範囲なデータベースを用いて比較検討を行い、その適用性について検討する。これらについては第3章にまとめる。

最後に、PWR模擬装置LSTFを用いてホットレグ配管壁上の破断口の位置（破断向き）をパラメータにした実験を行い、小破断LOCA時の破断口で生じるエントレインメント及びそれに関連するシステム挙動について実験的に検討するとともに、LSTFと実炉の相似性を検討する。さらに、第3章で作成したエントレインメントモデルをLOCA解析

コードに組み込み、実験解析を行い、これにより、事故時の熱水力挙動の予測性能の向上という本研究の目的の一つが達成されたかどうかについて検討する。これらについては、第4章でまとめる。

(2) 高圧条件下で炉心が再冠水時のエントレインメント

従来、大破断LOCA解析に関連して約0.5 MPa以下の低圧条件での再冠水現象が研究されてきた。一方、小破断LOCA解析においては、大破断LOCA解析と比較して圧力が高い状態で再冠水する現象を取り扱う必要がある。例えば、蒸気発生器への給水が喪失する場合は蒸気発生器二次側圧力は安全弁作動圧力にまで上昇し一次側圧力はこれにより8MPa程度に長時間保持される可能性がある。ここでは再冠水時の流動挙動に関する従来の研究について検討し、高圧条件下での再冠水挙動を検討する上での問題点を明らかにし、それを考慮して行った本研究の内容について説明する。

PWRの大破断LOCA時における典型的な再冠水条件においてはエントレインメントが多量に発生することが知られている。再冠水時における液塊の蒸気流中へのエントレインメントは炉心の冷却材インベントリーと熱伝達に影響し、このためLOCA解析において最大の関心事である燃料棒表面温度に強く影響するので、従来非常に多くの研究がなされている。従来の研究ではエントレインメントされた液滴の粒径分布やエントレインメント量が問題にされ、これらを考慮した熱伝達モデルの開発がなされてきた。再冠水時の二相流現象が極めて複雑なことからこれらのモデルの開発の際には物理的な考察に基づき式の形を導出した後、実験データとの比較により式中の係数を決定するという方法が取られている。したがってモデルの作成に使用したデータベースの範囲を越えてモデルを適用することには無理がある。小破断LOCAで問題になるような高圧条件下における再冠水実験は次に述べるオークリッジ研究所で1981年に行われた実験しか存在せず、又、この実験はエントレインメントの検討に関して、次に述べるように不十分であるので、再冠水時のエントレインメント現象に関する従来の知見は高圧条件への適用を考えると不十分であると言える。

高圧条件下での再冠水現象が個別効果装置で実験的に検討されたのは、オークリッジ国立研究所 (ORNL、Oak Ridge National Laboratory) で1981年に行われた例があるのみである。^[11] このORNLでの研究では、THTF(Thermal-Hydraulic Test Facility)と呼ばれる熱水ループの炉心熱伝達試験部を用いて、高圧での再冠水実験が行われた。試験部はPWRの17*17型燃料集合体を模擬しており、外径9.5mm、加熱長さ3.7mの模擬燃料棒64本を12.7mmピッチで8x8の正方格子状に配列した形状を有している。実験では初めに模擬燃料を加熱し液相を蒸発させることにより模擬燃料棒の上部約30%を蒸気中に露出させ、次に蒸発量と同量の給水を行い混合水位を定常的に一定に保った。この定常状態の後、給水量を設定値にまで急激に増大させ模擬炉心の再冠水を行った。実験は全部で6実験行われ、圧力条件は2.1から6.9MPa、模擬炉心入口速度条件は3から17cm/sまで変え

られた。実験結果は、入口流速が5cm/s以上の時、液体の蒸気流中へのエントレインメントが生じることを示した。特に流速13cm/sの時、差圧計から求められた水位（押し潰し水位）はクエンチフロントより高くなりクエンチフロントの上に蓄水が生じることを示した。

この実験では、実験装置の制約から実験時の圧力や入口流速といった境界条件は時間とともに変化し、ひとつのパラメータの影響を系統的に調べるといことは行っていない。例えば、すべての実験において試験部圧力は実験中の数十秒間に数気圧から数十気圧変動している。この実験は計算コードを評価するための実験データを取得することを目的としているので、エントレインメントの発生条件に関して特に詳細な議論はなされていない。エントレインメント発生条件を炉心入口速度を用いて説明しているが、蒸気速度に強く影響する圧力や初期燃料棒温度の影響は議論されておらずこのような整理方法が一般的に適用できるとは考えられない。したがってこの実験で得られた知見は小破断LOCA時の再冠水期におけるエントレインメント挙動の検討のためには不十分である。

片岡等は、直径10から30cmの容器に水を入れ下部から蒸気又は空気を吹き込んだ場合のエントレインメント（プールエントレインメント）に関する6種類のデータベースを詳細に検討し、エントレインメント量を蒸気流速及び圧力より定まる物性値の関数として表した。^[12]この相関式は物理的に詳細な考察に基づき高压条件を含む広範囲のデータベースを基にして作成されているので、適用範囲は広いと考えられるが、彼らを使用したデータベースには再冠水実験におけるデータは含まれていない。液相プールの下部から気相を注入する時の挙動は再冠水時の現象とは、蒸気発生分布、幾何形状が異なることから再冠水現象への適用には検討が必要である。即ち、再冠水時に燃料棒がクエンチする際には燃料棒表面から局所的に蒸気が発生し、プールエントレインメントの場合と蒸気流速やボイド率分布が異なる。又、模擬炉心における水力等価直径は5mm程度でありプールエントレインメントの場合のプールの直径よりかなり小さい。これらの違いは検討されていないのでこの相関式を再冠水現象に直接適用するのには無理がある。さらに彼らの相関式は、エントレインメント発生のための臨界流量の検討がなく、このため極めて微量であるとしても蒸気流速がゼロでない限りエントレインメントが生じるという形になっている。したがってこの相関式だけでは再冠水時の炉心熱伝達や冷却材インベントリーに影響するようなエントレインメントが生じるかどうかは分からない。

以上の文献サーベイから判断して、高压条件での炉心再冠水に関する実験的情報は極めて少なく、特にエントレインメントについて十分な検討を行った例は無いと言える。したがって小破断LOCA条件で炉心熱伝達や冷却材インベントリーに影響を与えるようなエントレインメントが生じるかどうかは明確でない。本研究では模擬燃料棒を5x5のバンドル形状に配列した模擬炉心を用いて最大圧力12MPaの圧力条件下で再冠水実験を行い、エントレインメントを実験的及び解析的に検討する。第5章においてこれらの検討結果についてまとめる。

第6章においては、PWRの小破断LOCA時の破断口及び炉心でのエントレインメント現象に関して行った以上の内容の研究により得られた結論についてまとめるとともに、本研究のPWRの熱水力安全研究に対する寄与についても要約する。

第1章の参考文献

1. ROSA-IV Group, JAERI-M84-237, (1984).
2. Lubin, B., and Springer, G. S., J. Fluid Mech., vol.29(2), (1967), pp.385-390.
3. Doa, L.T.C., and Carpenter, A., NUREG/CR-1695, EGG-2060, (1980).
4. Zuber, N., NUREG-0724, (1980).
5. Reimann, J., et al., Proc. of Int. Topical Mtg. on Nucl. Reactor Thermal Hydra., Santa Barbara, USA, (1983), pp.170-177.
6. Smoglie, C., KfK 3861, (1984).
7. Smoglie, C., and Reimann, J., Int. J. Multiphase Flow, vol.12(4), (1986), pp.609-625.
8. Anderson, J.L., and Owaca, R., EGG-2377, NUREG/CR-4164, (1985).
9. Schrock, V.E., et al., NUREG/CR-4761, (1986).
10. Masiaszek, T., et al., Proc. of European Two-Phase Flow Group Mtg., (1986).
11. Anklam, T.M., et al., NUREG/CR-2114, (1981).
12. Kataoka, I., and Ishii, M., Int. J. Heat Mass Transfer, vol.27(11), (1984), pp.1999-2014.

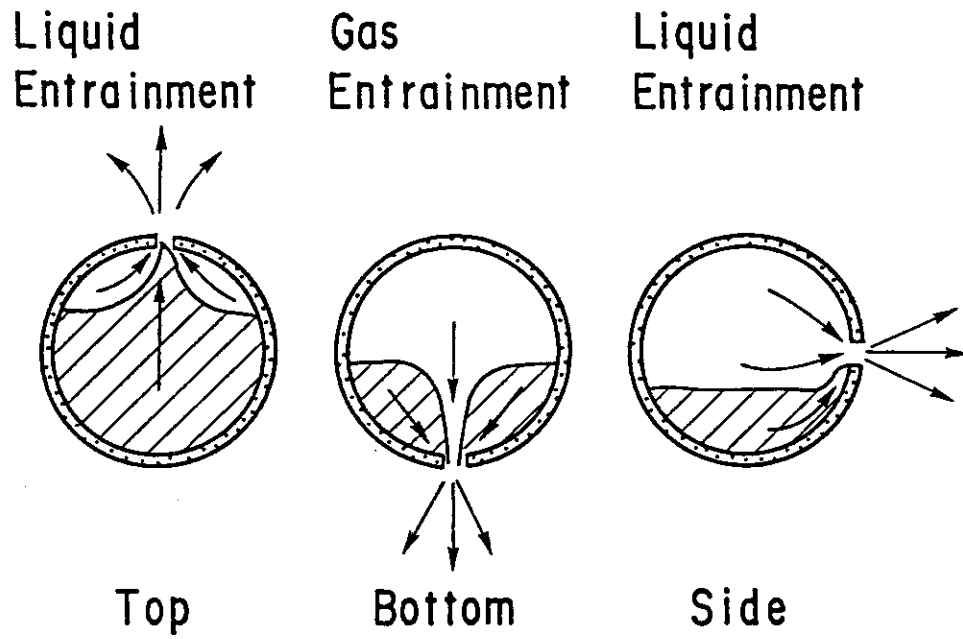


図1.1 レグ配管の破断口周辺におけるエントレインメント挙動。

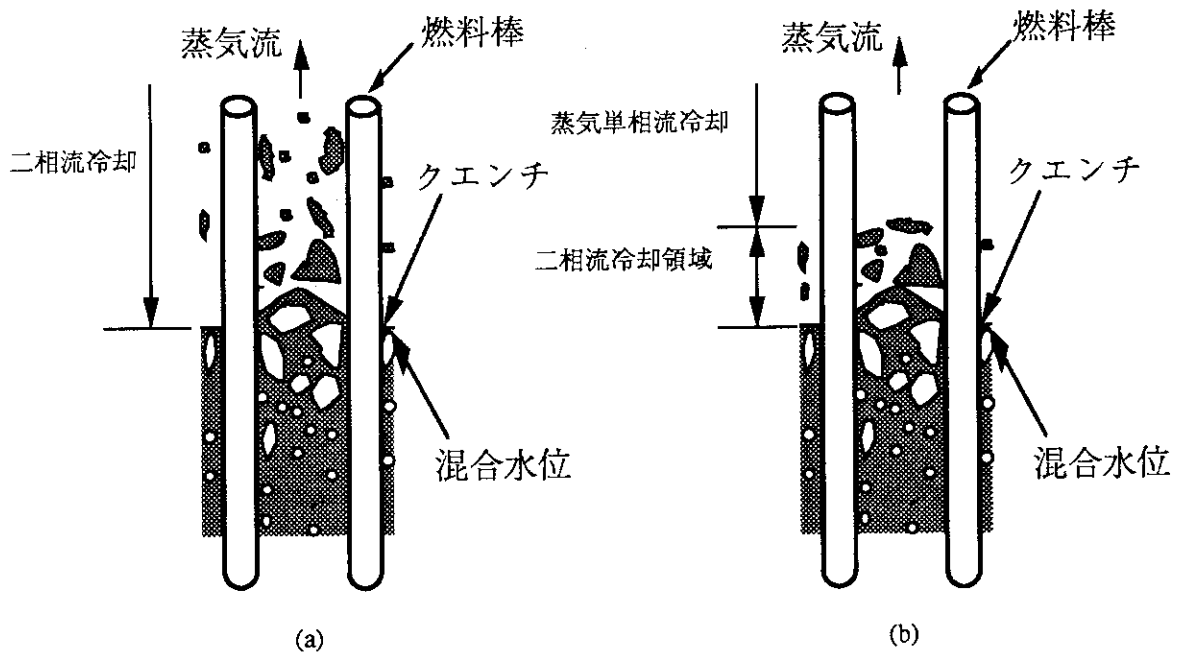


図1.2 炉心再冠水時のエントレインメント挙動 : (a)エントレインメントが生じる場合、(b)エントレインメントが生じない場合

第2章 破断口におけるエントレインメントに関する分離効果実験

2.1 序論

第1章で述べたように小破断LOCA時の破断口におけるエントレインメントに関する研究は、1981年にまとめられたZuberの文献調査^[1]を契機として開始された。このレポートでは、タンクからの排水又は排気に関連したエントレインメントの開始条件に関する研究が従来、行われているものの、小破断LOCAに適用できるような研究は皆無であることが指摘されている。このレポートが出されてから、米国のアイダホ国立工学研究所(INEL)、カリフォルニア大学バークレー分校(UCB)、ドイツのカールスルーエ研究所(KfK)、フランスの原子力庁(CEA)において破断口でのエントレインメントに関する研究が開始された。

KfKのReimannとSmoglie等^[2,3,4]は、上向き、下向き、横向き破断について空気水実験を行い、破断クオリティを次元解析に基づきバルク相対水位¹⁾とエントレインメント開始水位の比(h/h_b)の関数として表す実験相関式を作成した。例えば下向き破断の場合、次式で破断クオリティ χ を液相と気相の密度比 ρ_L/ρ_G と h/h_b の関数として表した。

$$\chi = \left(\frac{1.15}{1 + (\rho_L/\rho_G)^{0.5}} \right) \left(\frac{2.5h}{h_b} \right) \left[1 - \frac{h}{2h_b} \left(1 + \frac{h}{h_b} \right) \left(\frac{1.15}{1 + (\rho_L/\rho_G)^{0.5}} \right) \left(1 - \frac{h}{h_b} \right) \right]^{0.5} \quad [2-1]$$

エントレインメントの開始水位 h_b はLubinとSpringer^[5]による次式より求められている。

$$u \sqrt{\frac{\rho}{gd\Delta\rho}} = C1 \left(\frac{h_b}{d} \right)^{C2} \quad [2-2]$$

ここで h_b はエントレインメントが開始する相対水位、 u は支配的な流体（即ち、上向き破断では低密度の流体、下向き破断では高密度の流体）の破断口での速度、 d は破断口の口径、 g は重力加速度、 ρ は支配的な流体の密度、 $\Delta\rho$ は、二つの流体の密度差である。このモデルでは、流体速度が破断口中心からの距離のみの関数であると仮定し、エントレインメントが発生しない時に破断口への流れのために生じる水面のくぼみが安定に存在する条件からエントレインメント開始水位を求めている。左辺の破断口での速度を（破断流量）/（破断面積）で表すと、破断面積に破断口径 d の自乗が表れることから $C2$ が2.5の場合に、両辺から d が消えることになる。係数 $C1$ はLubin等による理論値では3.22

¹⁾ バルク相対水位 h は、破断口中心高さに対する相対的なバルク水位（即ち、破断口中心高さとバルク水位の差の絶対値）を意味する。

であるがKfKの研究では破断方向ごとに実験的に定めている。

KfKの実験結果はエントレインメントが渦や波の発生や層状流領域での流速等に影響されることを示した。破断クオリティ χ が密度及び h/h_0 の関数として定式化できることを示したのは、彼らの研究が初めてで、以後の他の研究者はこれにならいそれぞれの実験結果を整理するために、破断クオリティを h/h_0 の関数として表す相関式を作成している。

INELのAndersonとOwacaは最大圧力6.3MPaの高圧条件で飽和水と蒸気を用いて実験を行い横向き及び下向き破断の場合のデータを取得した⁶⁾。彼らの実験ではほとんどの場合、主配管の入口流速が一定に保たれ、水平配管内流動条件のエントレインメントに対する影響については系統的に調べられていない。高圧実験のため直接目視による観測を行えないことからエントレインメントの開始条件は主配管と破断口を模擬する小口径配管の間の差圧の振動より求められた。彼らの実験結果はエントレインメントの開始条件及び破断クオリティが、係数の値は異なるもののKfKが提案したように h/h_0 の関数として整理されることを示した。

米国のSchrockは、最大圧力1MPaの条件で供試流体として空気と水、又は、水と蒸気を用いて実験を行い、粘性や表面張力等の影響を考慮した実験相関式を作成した。⁷⁾ 主配管の流動条件の影響については特に検討されていない。

フランスにおいては、CEAのMasiaszekとMemponteilにより最大圧力2MPaの条件で水蒸気を用いた実験が行われ、破断クオリティを h/h_0 と気液の滑り比の関数として示す実験相関式を作成した。⁸⁾

以上の研究により破断クオリティを h/h_0 と密度の関数として表す幾つかの相関式が作成されたがこれらの式は実験相関式であり、その導出の際には理論的な検討は十分にはなされていない。又、現象に影響するパラメータとして、渦の発生、波の発生、水平配管内での水流速等が指摘されているが、それらについて詳細に系統的な検討を行った例はない。例えばどのような条件で渦や波が発生しそれによりエントレインメントがどのように影響されるかについて十分な検討はなされていない。さらに水平配管内の流れが破断口を中心として対称的な場合のエントレインメントは最も単純であるため理論モデルを構築する上で非常に有益な情報を提供すると考えられるが、上で述べた従来の研究ではそのような実験は行われていない。

これらの点を考慮し本研究における実験では、エントレインメント現象に影響するパラメータを実験的に詳細に検討し、併せて理論的な検討を行うために有用な知見を得ることを目的とする。^{9,10,11)} このため流動状態の観察ができかつ実験条件の設定が容易にできるように、小型の可視装置を用いて常温低圧の条件で実験を行うことにする。又、生じる現象を単純化し理論モデルを構築しやすくするために、実験装置主配管は断面形

状が正方形であるダクトを用いることにし、破断口を中心として対称的な流動条件におけるデータの取得もできるようにする。

2.2 実験装置及び実験方法

実験装置は、図2.1に示すように水平配管部、入口部、出口タンク、空気水分離タンク、水循環ポンプ、コンプレッサー、水貯蔵タンク等の機器とそれらを接続する配管で構成されている。水平配管部は、長さ7.75m、内径190mmの正方ダクト配管と破断模擬部で構成され、破断口周辺の水平配管側壁には観測用のガラス窓を取付している。破断模擬部は水平配管に対して3種類の方向（上向き、横向き、又は、下向き）のいずれかの方向に、取付けることができる。入口部から破断模擬部までの距離は5.5mである。破断口としては内径10,15,又は、20mmの薄刃オリフィス、又は、口径10mm,長さ150mmの直管を使用した。供試流体としてはイオン交換樹脂で濾過した水と空気を用いた。水及び空気は循環ポンプ及びコンプレッサーを用いて水平配管部の入口部、又は、入口部と出口タンクの両方へ供給した。

計測に関しては、図2.1に示される位置において、圧力、差圧、流量、温度の計測を行った。水平配管内バルク領域の圧力は、破断口から水平配管出口方向に1.4m離れた水平配管内壁上面において計測している。破断口周辺の流動挙動は、ビデオ及び写真で記録し、水位の計測は定規を用いて目視で行った。破断口を通る二相流は気液分離タンクで分離し、各相の流量を別々に流量計で計測した。

実験条件は表2.1に示すように、圧力に関して、0.48 から 0.7 MPa、破断口質量流速に関して、40から22,000 kg/m²s、試験部水平配管内の水流速に関して最大 0.9 m/s、空気流速に関して最大 3.5 m/s、破断口の向きに関して、上向き、下向き、横向きの3種類であった。破断口周辺の流動状態としては、水平配管内に出口タンクに向かう流れ（本論文では、この流れを破断口に向かう流れと交差することからクロスフロー(crossflow)と呼ぶ）が存在する場合、出口流量をゼロとする場合、及び破断口に対称的に水を供給する場合の3種類の流動状態におけるエントレインメントを主に検討した。

実験は、入口空気流量、破断口前後差圧、系圧力、入口水流量、出口タンク水位を設定値に定常的に保つことにより行った。破断口前後差圧は破断口下流の弁（図2.1におけるV-5）、系圧力は空気出口流調弁（V-14）、入口水流量は水入口流調弁(V-1)、出口タンク水位は水出口流調弁(V-3)を用いて、それぞれ手動で一定値に保った。データの収録は、計測器の指示を読み取り記録用紙に記入することにより行った。実験では3分間以上継続する安定なエントレインメントとエントレインメントが断続的に開始する条件を主に測定し、断続的なエントレインメントが生じる場合のエントレインメント量の測定は行わなかった。

2.3 実験結果

(1) 流動挙動の観察と分類

エントレインメントに関する実験結果は従来の報告と同様に、エントレインメントが、破断口前後差圧とバルク相対水位に最も強く影響されることを示した。破断口前後差圧が増大するか、又は、バルク水位が破断口中心高さに近づくとつれて破断口周辺の挙動は、エントレインメントが生じない状態から、不連続にエントレインメントが発生する状態を経て、連続的で安定したエントレインメントが生じる状態に移行した。この挙動を示す典型的な例として、図2.2において下向き破断の場合の破断口前後差圧と破断流の関係を示す相対水位をパラメータとして示す。図に示されるように、差圧の増大とともに流量は増大するが相対水位が低い場合は同じ差圧に対し流量が小さくなっている。これは相対水位が低いほどエントレインメントが生じ易く、破断クオリティが大きくなるからである。エントレインメントが生じないか、その量が小さい場合、破断流量は縮流係数を0.61とするオリフィスの式による計算値と一致している。

上向き破断では、破断口前後差圧と相対水位以外に、従来の報告にあるように、渦と波の生成がエントレインメントに影響した。水平配管内での気体速度が比較的に小さい場合に、バルク水位を徐々に破断平面に近づけると、空気流の渦が発生し断続的で不安定なエントレインメントが開始した。渦の発生はランダムで、数十秒間発生しない状態と数秒間発生する状態を非周期的に繰り返した。又、渦の中心は不安定に移動し数秒以上同じ場所に留まることはなかった。渦の中心軸付近では水面が盛り上がり、その先端が傾き渦中に入るとき、液滴が発生した。発生した液滴は、渦の遠心力により四方八方に飛び一部の液滴が破断口に吸い込まれた。相対水位を破断平面に近づけると、発生する液滴量は増えた。さらにバルク水面を上昇させ相対水位を破断口に近づけると、渦の影響は観測されなくなった。

水平配管の入口側バルク領域での空気流速が比較的に大きい場合には、バルク水面上にできた波がエントレインメントに影響し、この場合には渦の発生は見られなかった。波の頂部が破断口に近づく時、波の頂部から液滴が破断口に吸い込まれた。水位の上昇とともに、エントレインメント量は増大し連続的なエントレインメントが生じるようになった。さらに水位を上昇させ空気流速を増大させると、波の振幅は増加しスラグ流が水平配管内で発生するようになった。

破断口に対称的に水と空気を供給する場合、本実験の範囲では、バルク相対水位 h が非常に小さい場合 (約 5 mm 以下) を除いてスラグ流の発生は見られなかった。この場合、図2.3に見られるように、気液界面の形状は破断口を中心とした対称的な分布となり、界面は破断口近傍 (破断口から約 5 mm 程度) を除いて滑らかであった。

上向き破断の場合のエントレインメントは以上述べたように、破断口前後差圧と相対水位以外に、気相の渦と水面での波の生成に影響された。渦は、相対水位が大きいほど、破断流量が小さいほど、さらに水平配管内流速が遅いほど顕著に発生した。そこで、渦の発生の程度を示すために、次式で計算される相対水位 h_s で規格化した無次元水位を用いて整理を行った。

$$h_s = \left(\frac{4W_i}{\pi C_{1,th} \sqrt{\rho_i \Delta \rho g}} \right)^{0.4} \quad [2-3]$$

ここで、 W_i は相 i の破断流量、 $C_{1,th}$ は第3章で述べる理論より求めた値（上向き及び下向き破断の場合4.35、横向き破断の場合6.16）、添え字の i は液相のエントレインメントの場合気相を、気相のエントレインメントの場合は液相を意味する。 h/h_s は、破断口高さに対する相対水位 h が大きいほど、又、破断流量が小さいほど大きくなり、渦の発生条件をおおまかに表すことができる。 h_s は式[1-1]において破断口での速度のかわりに、見かけ速度を用い、式中の係数 $C1$ として第3章で述べる理論値を用いて計算される値である。 h_s は、相対水位を無次元整理するために、導入した変数であり、破断流が単相流に近い場合には、本研究の物理モデルより求まるエントレインメント開始水位に対応する。

一方、波の影響に関しては、気相速度を層状流からスラグ流への遷移速度 V_{slug} で規格化した無次元量を用いて表すことにした。一般に、層状流状態において、気相速度を増加させていくと、気液界面は滑らかな状態から、波が生じるようになり（波状流）、その振幅は気相速度の増加とともに増大し、ついには、頂上が管壁に接触する流れ（スラグ流）に遷移する。すなわち、スラグ流への遷移速度 V_{slug} で規格化した無次元速度は、ゼロ付近では滑らかな水面をもつ層状流に対応し、無次元速度の増大は波の振幅の増大に対応する。したがって、この無次元速度は波の影響を示すパラメータになると判断できる。スラグ流への遷移速度 V_{slug} は、次に示される三島等の式を用いて求めた。^[12]

$$v_{slug} = 0.487 \sqrt{\frac{\Delta \rho g h}{\rho_G}} + v_{L1} \quad [2-4]$$

ここで添え字の1は破断口より入口側の水平配管バルク領域を示す。この式では、Kelvin-Helmholtz不安定性（平行して流れる二つの流体の境界面に発生する不安定性）により、振幅増大速度が最も大きい波長を持つ波(most dangerous wave)が不安定になる条件からスラグ流発生条件を理論的に求めている。液相の厚みが薄く粘性の影響を受ける場合にはこの式は適用できないとしている。

h/h_s vs. V_{slug} 平面に上向き破断の場合の全実験データをプロットした結果を図2.4に示す。

図2.4において実験データは、エントレインメントが生じている時間 t_e と生じていない時間 t_n の比較により3種類のデータ群に分けられている。 $t_e \ll t_n$ で示されるデータは、不連続なエントレインメントの発生条件に対応し、この領域より大きな h/h_s に対応する領域では、エントレインメントは生じなかった。一方 $t_e \gg t_n$ で示されるデータは連続的なエントレインメントに対応する。この図において縦軸 h/h_s が比較的に大きい場合にはエントレインメントは発生せず、 h/h_s の減少とともに断続的なエントレインメントが発生し、さらに連続的なエントレインメントが発生するようになる。したがって、この図において $t_e \gg t_n$ で示されるデータ群の縦軸方向の最大値の包絡線は連続的なエントレインメントの開始条件に対応する。水平配管内での気体速度が比較的に小さい ($v_{IG}/V_{slug} < 0.3$) 場合に、バルク相対水位を徐々に破断平面に近づけると、空気流の渦が発生し断続的で不安定なエントレインメントが生じた。比較的に相対水位が大きく、破断流量が小さい場合、すなわち無次元水位が大きい場合、渦の発生により液滴のエントレインメントが生じた。水平配管入口側バルク領域での空気流速 v_{IG} が比較的に大きい場合には、バルク水面上にできた波がエントレインメントに影響し渦の発生は見られなかった。

破断口周辺の流動状態が破断口を中心として対称的な場合の挙動は、後でモデル化する際に重要なので以下に詳細に述べる。この場合の本実験における典型的な実験条件は、破断口径1 cm、バルク領域圧力0.7 MPa、バルク相対水位2cm、及びバルク領域の空気流速1 m/s程度であった。この空気流速は式[2-4]で規格化すると約0.5である。この時、バルク領域で約1 mmの振幅の波が見られた。水位は、破断口中心から約3cmの所から盛り上がり、この場所での、流速は約6 m/sと見積られ、これは式[2-4]を用いて規格化すると3になる。このことは発達した流れにおいては、層状流ではなく、スラグ流が発生することを意味するが、観測結果では波の振幅が約2 mmであり大きな波は発生しなかった。破断口中心からの距離が約5 mmの所では、流速は約200 m/sまで加速されることが推定されるが気液界面上の波の振幅は、破断口からの距離が30 mmから5 mmの領域においてほぼ一定であり、波の周期は約10Hzであった。破断口中心からの距離が5 mm以下の領域においては、直径0.1 mmオーダーの微小な液滴が気液界面に沿ってたくさん発生し界面の色は、白色に見えた。

横向き破断でバルク水面が破断口より下にある時、壁に沿って水が吸い込まれるエントレインメント現象が観測された。上部破断の場合と比べて水平配管内での気相部の流路面積が大きく気相速度が小さいため、バルク領域において波は発生しなかった。又、気相の渦も見られなかった。これは壁の存在によると考えられる。これらのため、気液界面は破断口近傍(破断口中心から約5 mm以内)を除き非常に滑らかで安定であった。上向き破断の場合と同様に水位を破断口高さに近づけるにつれて、エントレインメントが生じない状態から断続的にエントレインメントが生じる状態を経て連続的なエントレインメントが生じる状態になった。上向き破断の場合と比べて、断続的なエントレインメントを示す領域は、非常に小さく、わずかな水位変化で連続的なエントレインメント状態とエントレインメントが生じない状態の間を遷移した。図2.5に示される様に、水

を破断口に対称的に供給する場合、破断口周辺の気液界面の形状は対称的であった。気液界面は破断口近傍を除いて非常に滑らかであった。破断口近傍（破断口中心から約5mm以内）では、上向き破断の場合と同様に、微小液滴の発生が見られた。図2.6には、液相のクロスフローが存在する場合のエントレインメントの写真を示す。クロスフローにより水位分布が対称流れの場合と比べて歪んでいる。

横向き破断でバルク水面が破断口より上にある時、気相が吸い込まれるエントレインメント現象が観測された。水位が高い場合には、渦の生成による断続的なエントレインメントが観察された。エントレインメントされる空気量が大きい場合には渦は発生せず、気液界面は安定していた。両側から水を対称的に供給する時、図2.7に見られる様に破断口周辺に対称形で安定な水面分布が観測された。破断口周辺で破断口に向かう流れと出口側に流れる流れが存在する場合（クロスフロー条件）には、図2.8に見られるように、破断口周辺の水位分布は水平配管出口側に歪んだ形状になった。

下向き破断では破断口前後差圧と相対水位以外に、水平配管内での水流速、及び渦の生成がエントレインメントに影響した。水平配管内での流速が小さく、相対水位が比較的に高い場合、渦の発生がエントレインメントに強く影響した。渦の発生によりエントレインメントが開始する挙動は、数十秒間エントレインメントが生じない状態から、細い渦糸が破断口に向かいエントレインメント生じる状態を非周期的に繰り返す等非常に不安定であった。相対水位の低下とともにエントレインメントされる空気量が大きくなり安定した渦が発生した。この場合の典型的な挙動を図2.9の写真で示す。さらに相対水位を低下させると渦が観測されなくなった。水平配管の入口側から破断流量以上の水が供給される時、即ち、クロスフローが存在する時、水平配管内の水位分布は破断口より入口側では滑らかで、出口側が乱れていた。この場合の典型的な挙動を図2.10の写真で示す。この図において流れは右から左に流れている。両側から水を対称的に破断口に供給する場合、図2.11に示される様に円錐形の形状を持つ水面が観測された。この場合、横向き破断の場合と同様に気液界面は、破断口近傍を除き非常に滑らかであった。

下向き破断の場合の特性は、渦の発生に強く影響を受け、渦の発生は水平配管での水位が高くなるほど、流速が遅いほど、又、破断流が小さいほど顕著に見られた。そこで、これらの量を組み合わせてできる無次元数であるフルード数 $(v_2/(gh_2))^{0.5}$ と無次元水位 h/h_s を用いて渦の発生条件を整理することにした。図2.12に、縦軸に[2-3]式で求めたエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位 h/h_s 、横軸にフルード数 $v_2/(gh_2)^{0.5}$ を取り実験データをプロットした。ここで添え字の2は出口側を意味する。この図では、渦の発生の有無、及びエントレインメントが断続的か連続的かでデータを分類している。 v_2 が正の時、水平配管の入口流量は破断流量以上であり、破断口周辺で破断口に向かう流れ以外に出口タンクに向かう流れ（クロスフロー）があることを示している。又、 v_2 が負の場合は水平配管の入口側と出口側から水が供給されることを示す。図2.12に見られるように渦は、水平配管内水流速が小さくかつ相対水位が比較的に高い場合に発生し

た。その条件は、以下のように整理された。

$$\left| \frac{v_2}{\sqrt{gh_2}} \right| < 0.25 \quad [2-5]$$

かつ

$$\frac{h}{h_s} > 1.2$$

(2) エントレインメント開始条件

水平配管内の圧力、相対水位、流速条件を一定に保ちつつ、徐々に破断ラインの弁を開けていき破断流量を増加させ、流れの変化を観察することによりエントレインメントが断続的、又は、連続的に開始する条件を求めた。KfK等従来の実験と同様に次式で示されるLubin等の結果を用いて開始条件に関する実験結果を整理した。

$$\frac{W_{Si}}{A_B \sqrt{g \rho_i \Delta \rho}} = C1 \left(\frac{h_b}{d} \right)^{C2} \quad [2-6]$$

ここで、 h_b はエントレインメントの開始に対応する破断口平面との相対水位、 ρ は密度、 $\Delta \rho$ は気液密度差、 d は破断口径、 W_{Si} は破断流量の実験値で、エントレインメントが開始する条件では单相流である。添え字の*i*は、水のエントレインメントの場合は気相を、気相のエントレインメントの場合は水相を意味する。この式は渦やクロスフロー等の影響を含むものではないが、KfK等従来の実験では渦やクロスフロー等の影響が顕著に現われる場合も、この式を用いてデータの整理を行っている。これに従い、本研究においても、従来の研究との比較の意味もかねてこの式を用いてあらゆるタイプのエントレインメント開始条件の比較を行う。

前述の様に、式[2-6]において $C2$ が2.5の場合、両辺から d が無くなり、破断口径の影響は無くなる。本研究における実験結果はエントレインメント開始条件に対して3種類の破断口径の違い(10,15,20mm)が影響しないことを示し、従って、この値は2.5であると判断できる。これは後で述べる従来の方のほとんどの実験結果と一致する。

上向き破断で得られた実験データについて、式[2-6]の左辺で定義される修正フルード数を、破断口径で規格化したエントレインメント開始時の無次元水位に対してプロットした結果を図2.13に示す。図においてデータは断続的なエントレインメントの開始条件に対応するデータと連続的なエントレインメントの開始条件に対応するデータに分類されている。断続的なエントレインメントの開始条件は図に見られるように大きくばらついている。これらの条件においては前述の様に渦や波の発生がエントレインメントの発生に強く影響しており、この場合は式[2-6]の $C1$ を定数とした整理は難しいことが分かる。

一方、連続的なエントレインメントの開始条件は、係数 C_1 を4.0、 C_2 を2.5とする式[2-6]により良く整理されている。

横向き破断で水のエントレインメントの開始条件を上向き破断と同様に図2.14に示す。エントレインメントが断続的に開始する状態を実験時に作りだすことは難しく、わずかな破断口前後差圧等の条件の違いで連続的なエントレインメントに変化した。実際、両者は図において一つの直線を作っており、その関係は C_1 を4.0、 C_2 を2.5とする式[2-6]によりデータは良く表されている。実験においては水平配管内の流動条件はエントレインメント発生条件にほとんど影響しなかったが、これは本実験条件の範囲では横向き破断の場合、エントレインメントに強く影響する渦と波の発生がなかったことによると考えられる。

同様に横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の破断口におけるフルード数とエントレインメント開始水位の関係を図2.15に示す。エントレインメントが断続的に開始する場合には渦が発生し、このため図2.15における断続的開始条件を示すデータはばらついている。一方、連続的なエントレインメントが開始する際には渦は発生せず、その開始条件は水平配管内の流動状態にあまり影響されず、 C_1 を3とすることで良く整理された。

下向き破断で出口タンクに向かう流量が存在する場合(crossflow条件)、図2.16に示されるように連続的なエントレインメントの開始条件は、 C_1 を1.6、 C_2 を2.5とする式[2-6]により整理された。ただし、他の破断条件の場合より実験値と整理式の関係はばらついている。一方、下向き破断で水平配管内に出口タンクに向かう流量が存在しない場合(水を片側からのみ、又は、両側から供給した場合に対応する)、図2.17に示されるように断続的な場合のみならず、連続的エントレインメントの開始条件についても、式[2-6]を用いての整理がかなり困難になっている。これはこの条件下では特に相対水位が高いところで渦がエントレインメントに強く影響するのに対し、Lubin等の式[2-6]においてはその影響を考慮していないことによる。

以上の連続的なエントレインメントの発生条件に関する結果を従来の結果と比較して表2.2に示す。本研究で得られた結果は実験データのばらつきを考えると従来の実験データとだいたい一致していると言える。ただし、上向き破断の場合には断続的エントレインメントの開始条件と従来の結果はだいたい一致しているが、連続的なエントレインメントの開始条件とはかなり異なっている。この違いについては第3章で従来の実験データと比較する際に検討する。又、下向き破断については、水平配管内に破断流以上の流れが存在する場合(クロスフロー条件)の結果についてのみ比較している。断続的なエントレインメントについては、その開始条件は前述のように様々なパラメータが影響し式[2-6]では良く整理されなかった。LOCA解析においては破断流に影響しないような微量なエントレインメントは重要でないので、断続的なエントレインメントは連続的なエ

ントレインメントほど重要ではないと考えられる。

(3) 破断クオリティ

従来の代表的な研究であるKfKでの研究と同様に破断クオリティを式[2-6]で表されるエントレインメント開始水位 h_b で規格化した無次元水位を用いて整理した。ここでは簡単のために係数C1として後で述べる理論より求めた値を用い、式[2-6]中の単相流 W_s はKfKでの研究と同様に計測された破断口前後差圧より計算された値を用いる。このように計算された値をここでは $h_{b,th}$ として表す。

上向き破断の場合の結果を図2.18に示す。図に示される様に対称流れの場合（図中のSymmetrical Flowに対応）とそうでない場合（図中のNo Outlet Flow及びCrossflowに対応）に対応し、データ点は二つのグループに分かれている。この結果は上流流動条件がエントレインメントに影響を与えていることを示している。対称流れの場合と比べて片側からのみ空気が供給される場合には、同じ相対水位においてクオリティが小さくなっている。これは片側から気相を供給する場合、波の発生によりエントレインメントが生じやすくなったのに対し、両側から供給する場合にはバルク領域で顕著な波が発生しなかったことに対応している。

横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合、破断クオリティと $h/h_{b,th}$ の関係を図2.19に示す。上向き破断の場合と異なり、すべてのデータは同じ傾向を示している。これは本実験の範囲ではエントレインメントに強く影響する渦や波がこの場合には発生しなかったことに対応している。

横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の無次元水位と破断クオリティの関係を図2.20に示す。水平配管内でクロスフローがある場合のデータがややばらついているものの、上向きや下向き破断の場合と比べて、水平配管内の流動条件の破断クオリティに対する影響は小さい。

下向き破断の場合の破断クオリティと無次元水位 $h/h_{b,th}$ の関係を図2.21において示す。データは、水平配管内の流動状態を破断口に水平配管の両側から水が供給される場合、出口側流量がゼロの場合、及びクロスフローがある場合の三つに分類されている。同じクオリティにおいてクロスフローがある場合の水位は高くなっており、クロスフローによりエントレインメントが生じやすくなっていることが分かる。クロスフローが無い時、クオリティが小さい所で水位が大きくなっているが、これは渦が発生しエントレインメントが発生しやすくなったことに対応する。

(4) 破断流量

単相流におけるオリフィスを通る破断流量の特性を示すために、図2.22において次式で定義される C_d をレイノルズ数の関数として示す。

水の場合、

$$C_d = \frac{G}{\sqrt{2\rho_L \Delta p}} \quad [2-7]$$

空気の場合、

$$C_d = \frac{G}{\varepsilon \sqrt{2\rho_G \Delta p}} \quad [2-8]$$

$$\varepsilon = 1 - 0.3707 * \left| 1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{1}{1.4}} \right|^{0.935}$$

ここで、 G は破断口質量流速、 P_1, P_2 はオリフィスの上流及び下流バルク圧力である。上式は一般にオリフィス流量計で用いられる式で係数 C_d は縮流係数と呼ばれる。 ε は気相の密度変化を考慮するための項である。図に示されるように実験で得られた C_d はポテンシャル流の場合の理論値0.61と一致している。このことは、破断口前後での圧力損失は加速圧損が支配的であることを示している。

エントレインメントの観察結果より、特に破断口に対称的な流動条件の場合、破断口近傍（破断口中心から約5mm以内）を除いて、気液二相は分離し安定に流れており、その気液界面は滑らかであった。このことは気液二相間の干渉が小さいことを示唆する。そこで、もし、二相流状態においても加速圧損が支配的であるなら、二相流状態での破断口前後差圧から求めた単相破断流量で規格化した各相の無次元流量は、破断口上流側の流路断面での各相の存在割合を示すことになる。すなわち

$$\alpha_G = \frac{W_G}{W_{SG}} \quad [2-9]$$

$$\alpha_L = \frac{W_L}{W_{SL}} \quad [2-10]$$

$$\alpha_L + \alpha_G = \frac{W_L}{W_{SL}} + \frac{W_G}{W_{SG}} \quad [2-11]$$

上記の仮定が成立する場合には式[2-11]の値は1になる。図2.23から2.26において各破断状態における、式[2-3]の h_s で規格化した相対水位 h/h_s と各相の存在割合の和を示す。これらの図において、各相の存在割合の和は0.8から1.0の間の値を示し、近似的には上記の仮定が成立することを示している。すなわち、本実験で観測されたエントレインメントにおいては加速圧損が支配的であると判断できる。

2.4 結論

第2章においては、エントレインメントに影響する流動パラメータを明確にすることと、理論的な検討を行うために有用な知見を得ることを目的として行った個別効果実験についてまとめた。実験では作動流体として空気と水を用い、常温で最大圧力0.7 MPaの条件で、大口径水平配管の頂部、側部、底部の小破断を模擬した。実験結果より以下の結論を得た。

- (1) エントレインメント現象は、従来の研究で報告されている様に、破断口の前後差圧と破断口中心高さバルク水位の差（相対水位）に最も強く影響された。上向き、下向き、横向き破断のいずれの場合も、破断口前後差圧の増加、又は、相対水位の減少につれて、エントレインメントが生じない状態から、断続的で不安定なエントレインメントを経て、連続的なエントレインメントへと移行した。
- (2) 破断口前後差圧と相対水位以外に上向き破断では、波と気相の渦の発生が、下向き破断では、液相の渦の発生と水平配管内の液相の流速がエントレインメントに影響した。従来、定量的には明確でなかったエントレインメントの流動様式を、上向き破断についてはスラグ流への遷移気相速度を用いて規格化した水平配管入口側の無次元気相速度 $V_{1G}N_{slug}$ とエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位 h/h_s を用いて、又、下向き破断については水平配管の出口側の水のフルード数 $V_{2L}/(gh_s)^{0.5}$ と h/h_s を用いて整理することができた。
- (3) 渦が発生しない場合の連続的なエントレインメントの開始条件は、従来の研究で報告されているように、式[2-6]においてC2を2.5とし、破断向きと上流流動状態に対応してC1を変えることにより整理された。C1の値は上流流動様式が同様な場合、従来の結果とほぼ一致した。横向き破断においては上流流動挙動は連続的なエントレインメントの開始条件にあまり影響しなかった。
- (4) 破断クオリティに対して、上向き破断では波の発生が、下向き破断では渦の発生とクロスフローが、強く影響した。横向き破断では上流流動挙動は破断クオリティに対して顕著な影響を示さなかった。
- (5) 破断口上流状態が対称である場合、破断口近傍（破断口から約5mm以内の距離にある領域）を除き破断口周辺で、安定で滑らかな気液界面が生成された。エントレインメントが生じる場合においても流動圧損は加速圧損が支配的であった。これらより、加速圧損と重力を考慮し破断口周辺の定常的な水位分布を検討することにより、エントレインメント現象を、モデル化できるという見通しを得た。

第2章の参考文献

1. Zuber, N., NUREG-0724, (1980).
2. Reimann, J., et al., Proc. of Int. Topical Mtg. on Nucl. Reactor Thermal Hydra., Santa Barbara, USA, (1983), pp.170-177.
3. Smoglie, C., KfK 3861, (1984).
4. Smoglie, C., and Reimann, J., Int. J. Multiphase Flow, vol.12(4), (1986), pp.609-625.
5. Lubin, B., and Springer, G. S., J. Fluid Mech., vol.29(2), (1967), pp.385-390.
6. Anderson, J.L., and Owaca, R., EGG-2377, NUREG/CR-4164, (1985).
7. Schrock, V.E., et al., NUREG/CR-4761, (1986).
8. Masiaszek, T., et al., Proc. of European Two-Phase Flow Group Mtg., (1986).
9. Yonomoto, T., and Tasaka, K., J. Nucl. Sci. Technol., vol. 25(5), (1988), pp.441-455.
10. Yonomoto, T., and Tasaka, K., Proc. of Int. ENS/ANS Conf. on Thermal Reactor Safety, vol.3, Avignon, (1988), pp.176-1~176-10.
11. Yonomoto, T., and Tasaka, K., Int. J. Multiphase Flow, vol.17(6), (1991), pp.745-765.
12. Mishima, K., and Ishii, M., J. Fluids Eng. vol.102, (1980), pp.441-445.

表2.1 実験条件

| | 圧力 MPa | | 破断流量 kg/m ² s x 1000 | | 破断クオリティ | | 水位 mm | | 入口側水量速 m/s | | 入口側空気流速 m/s | |
|------------------|-----------|------|------------------------------------|------|---------|------|----------|-----|---------------|------|----------------|-----|
| | 最小 | 最大 | 最小 | 最大 | 最小 | 最大 | 最小 | 最大 | 最小 | 最大 | 最小 | 最大 |
| 上向き | 0.48 | 0.70 | 0.04 | 11.1 | 0.03 | 1.0 | 8 | 74 | 0.0 | 0.32 | 0.3 | 3.5 |
| 横向き (Liq. Entr.) | 0.49 | 0.69 | 0.05 | 7.9 | 0.09 | 1.0 | 0.0 | 44 | 0.0 | 0.5 | 0.02 | 1.1 |
| 横向き (Gas Entr.) | 0.49 | 0.70 | 1.0 | 21.8 | 0.0 | 0.09 | 0.0 | 50 | 0.005 | 0.56 | 0.03 | 1.3 |
| 下向き | 0.49 | 0.69 | 1.5 | 21.5 | 0.0 | 0.47 | 6 | 104 | 0.03 | 0.86 | 0.007 | 0.8 |

表2.2 エントレインメントの開始条件の比較：下向き破断の値はクロスフロー条件のものである。

| Maximum Press. (MPa) Fluid | KfK | INEL | UCB | | CEA | JAERI |
|-------------------------------|------------------|------------------|------|------|------|--------------------------------------|
| | | | A-W | S-W | | |
| Top Break | 0.5 | 6.0 | 1.0 | 1.0 | 2.0 | 0.7 |
| | A-W ¹ | S-W ² | A-W | S-W | S-W | A-W |
| Side Break Liq. Entr. | 0.35 | - | 0.4 | 0.4 | 1.36 | 4.0 ³ , 0.36 ⁴ |
| | 2.5 | - | 2.5 | 2.5 | 1.5 | 2.5 |
| Side Break Gas Entr. | 3.22 | 4.12 | 3.25 | - | 4.21 | 4.0 |
| | 2.5 | 2.5 | 2.5 | - | 2.5 | 2.5 |
| Bottom Break | 2.61 | 2.09 | 2.2 | 1.19 | 4.21 | 3.0 |
| | 2.5 | 2.5 | 2.0 | 2.0 | 2.5 | 2.5 |
| Bottom Break | 1.1 | 1.27 | 1.47 | 0.78 | 1.27 | 1.6 |
| | 2.5 | 2.5 | 2.0 | 2.0 | 2.5 | 2.5 |

Note 1 : Air Water, 2 : Steam Water, 3 : Onset of Continuous Entr., 4 : Onset of Intermittent Entr.

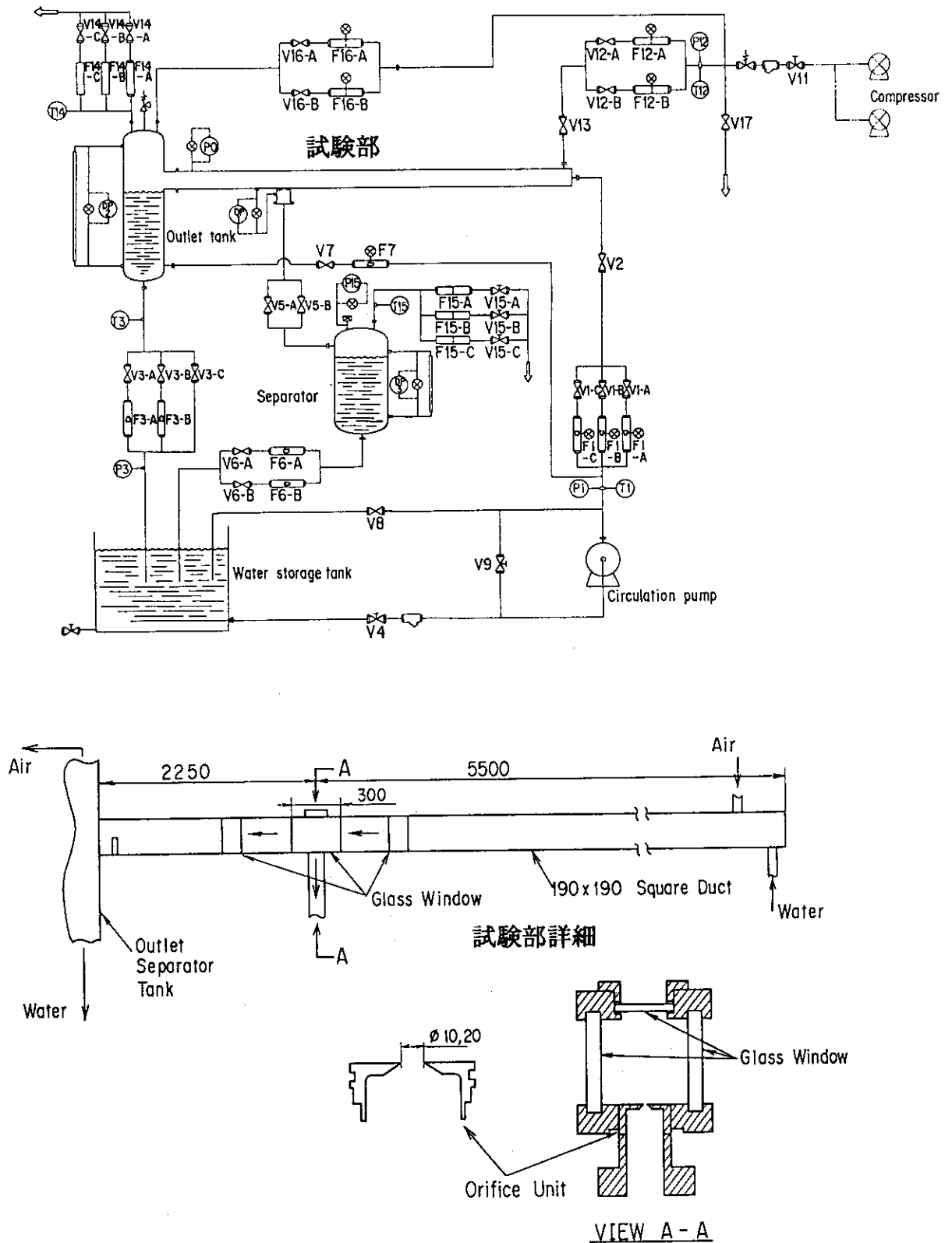


図2.1 実験装置：Pは圧力、DPは差圧、Fは流量、Tは流体温度の計測点を示し、Vはバルブを示す。

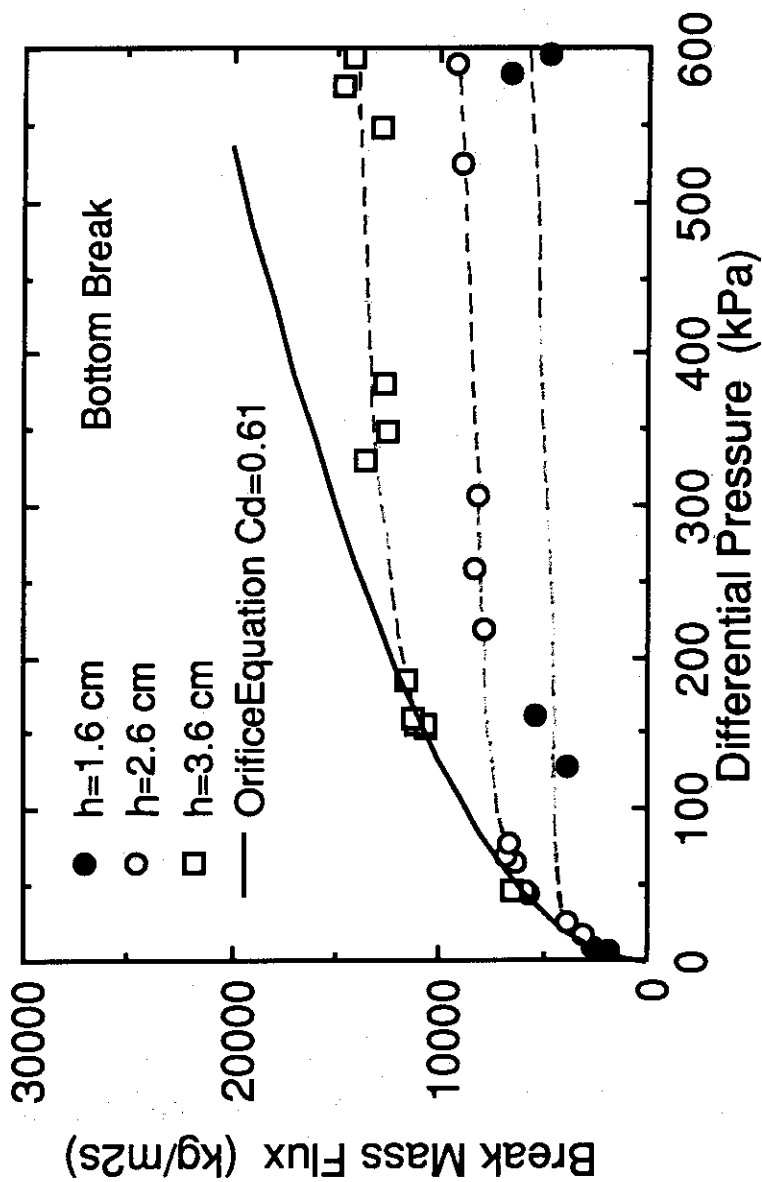


図2.2 水位 h をパラメータとした下向き破断における破断流量と破断口前後差圧の関係を示す実験データと縮流係数を0.61とするオリフィスの式との比較： h は水位を示す。

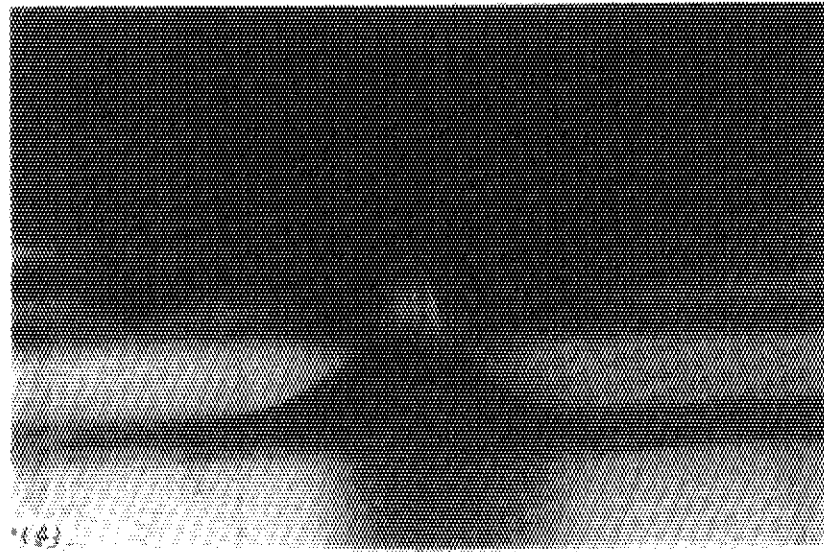


図2.3 上向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定したエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.3 MPa、相対水位 18 mm、破断質量流速 $2350 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.29

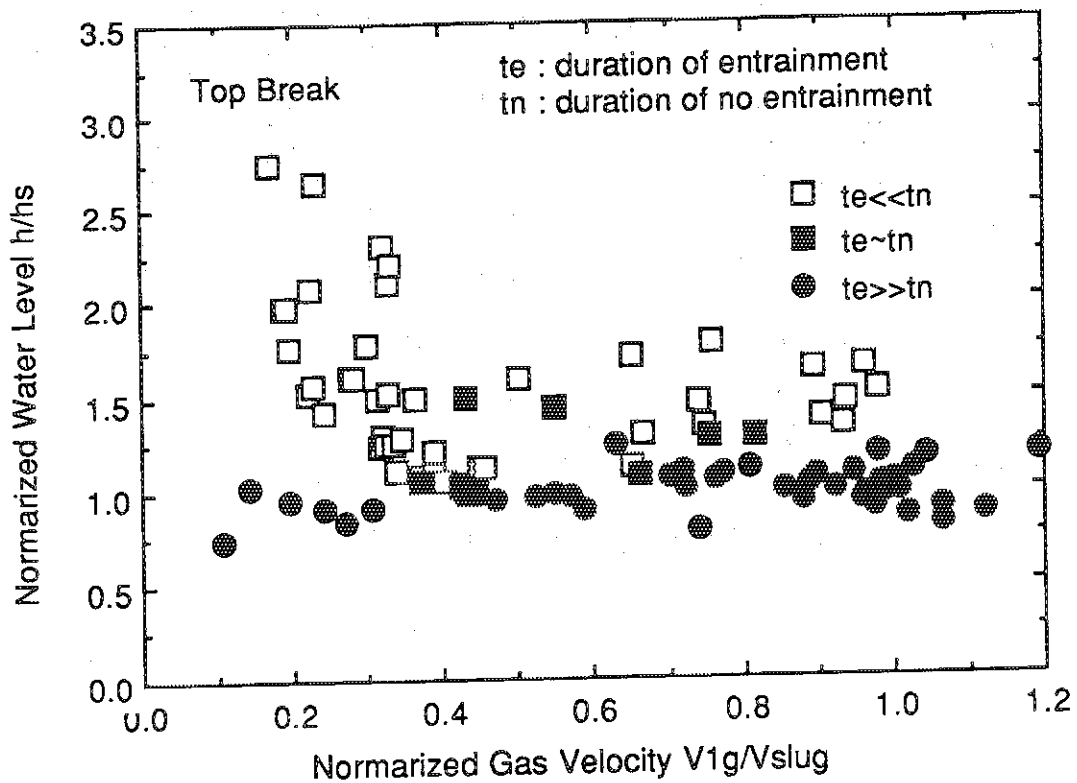


図2.4 上向き破断の場合のエントレインメント挙動に関する流動様式の種類：縦軸は式[2-3]を用いて規格化した無次元水位、横軸はスラグ流への遷移速度（式[2-4]）で規格化した水平配管入口側の無次元速度

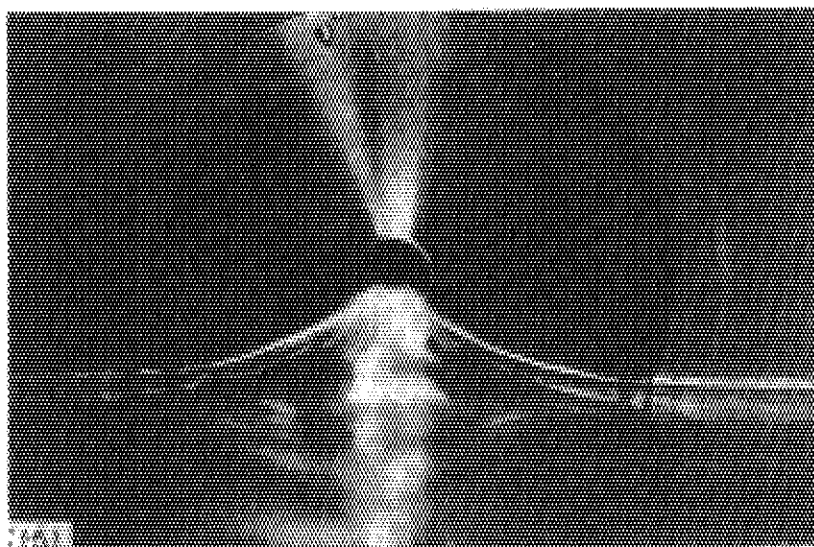


図2.5 横向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定した水のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.67 MPa、破断口前後差圧 0.54 MPa、相対水位 23 mm、破断質量流速 $3460 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.33

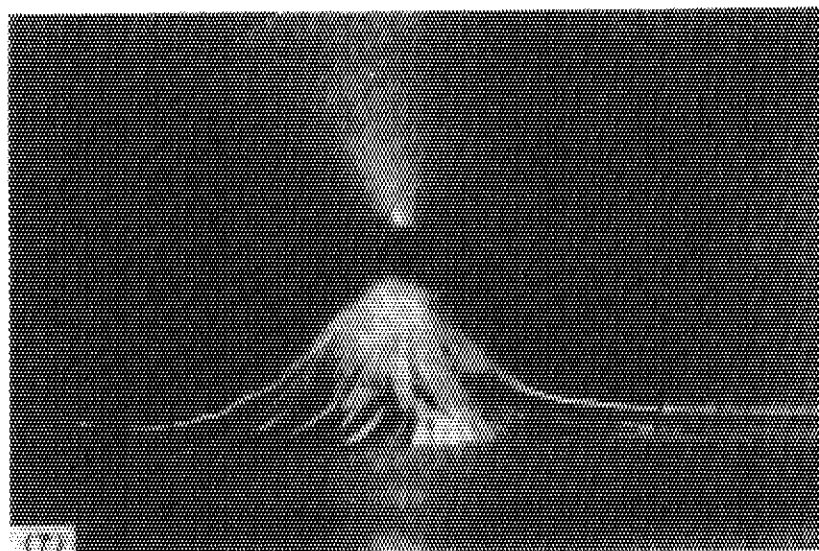


図2.6 横向き破断の場合の水平配管中に水のクロスフローがある状態での水のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.66 MPa、破断口前後差圧 0.54 MPa、相対水位 28 mm、破断質量流速 $2220 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.56、水平配管入口側流速 0.23 m/s、水平配管出口側流速 0.22 m/s

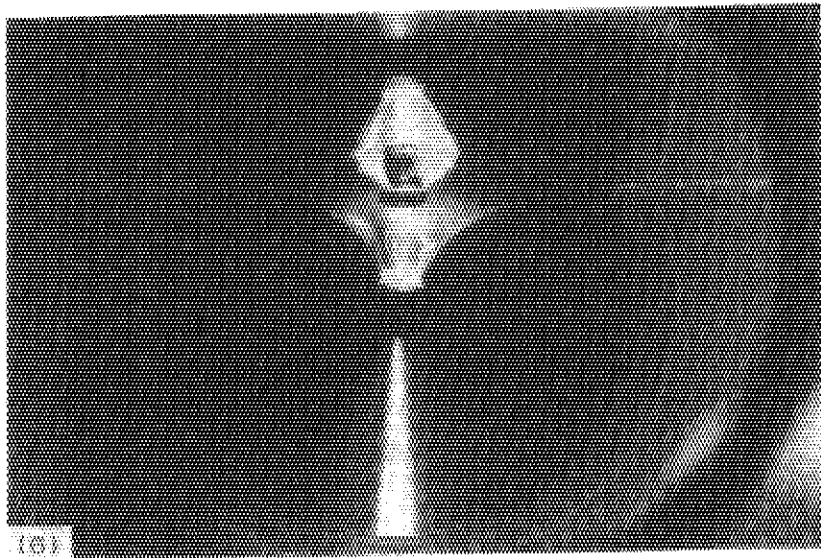


図2.7 横向き破断の場合の対称的な上流流動状態における安定した空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.17 MPa、相対水位 31 mm、破断質量流速 $10300 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0076

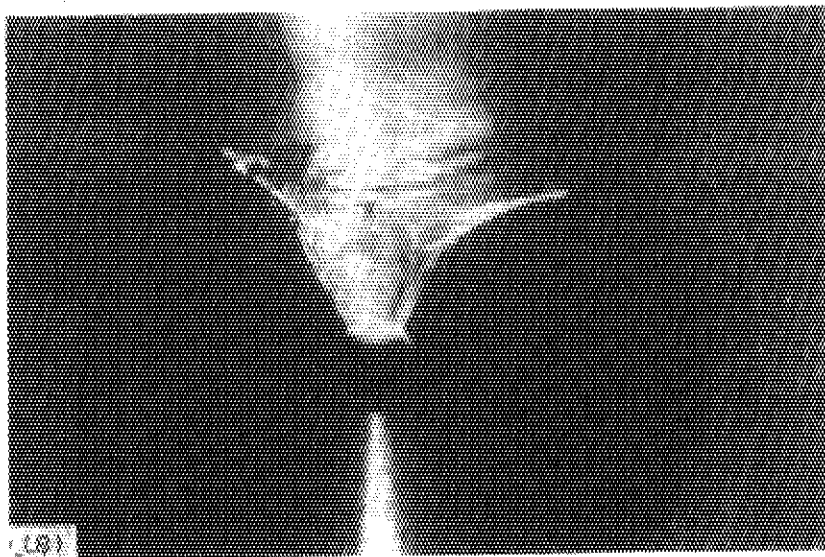


図2.8 横向き破断の場合の水平配管中に水のクロスフローがある状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.13 MPa、相対水位 38 mm、破断質量流速 $8970 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.00245、水平配管入口側流速 0.34 m/s、水平配管出口側流速 0.29 m/s

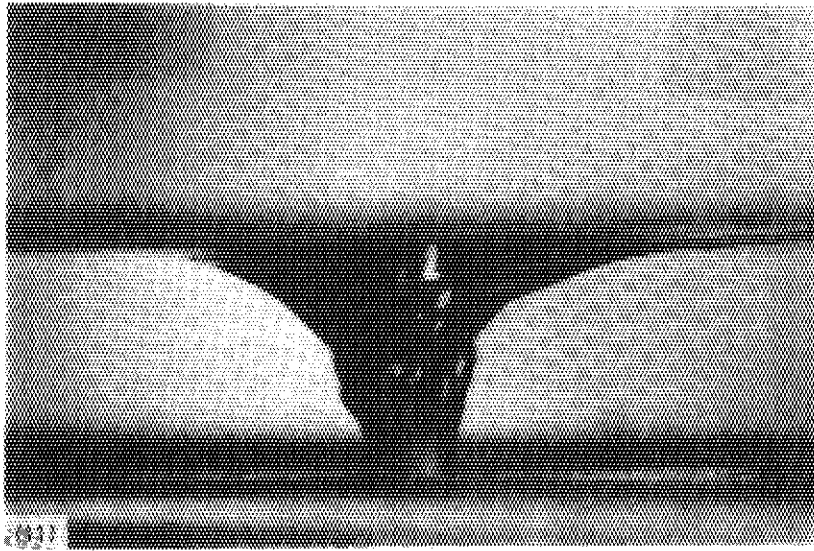


図2.9 下向き破断の場合の渦が強く発生する状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.34 MPa、相対水位 33 mm、破断質量流速 $10000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0104



図2.10 下向き破断の場合の水平配管内でクロスフローがある状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 10 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.59 MPa、相対水位 24 mm、破断質量流速 $7780 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0276、水平配管入口側流速 0.33 m/s、水平配管出口側流速 0.13 m/s、右から左に水は流れている。

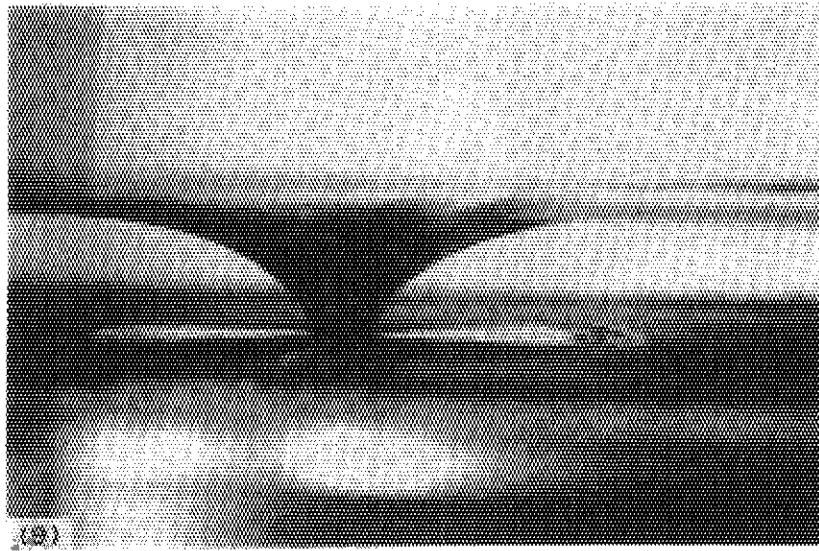


図2.11 下向き破断の場合の対称的な上流流動状態での空気のエントレインメント挙動：破断口径 15 mm、上流圧力 0.69 MPa、破断口前後差圧 0.57 MPa、相対水位 29 mm、破断質量流速 $12100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、破断クオリティ 0.0315

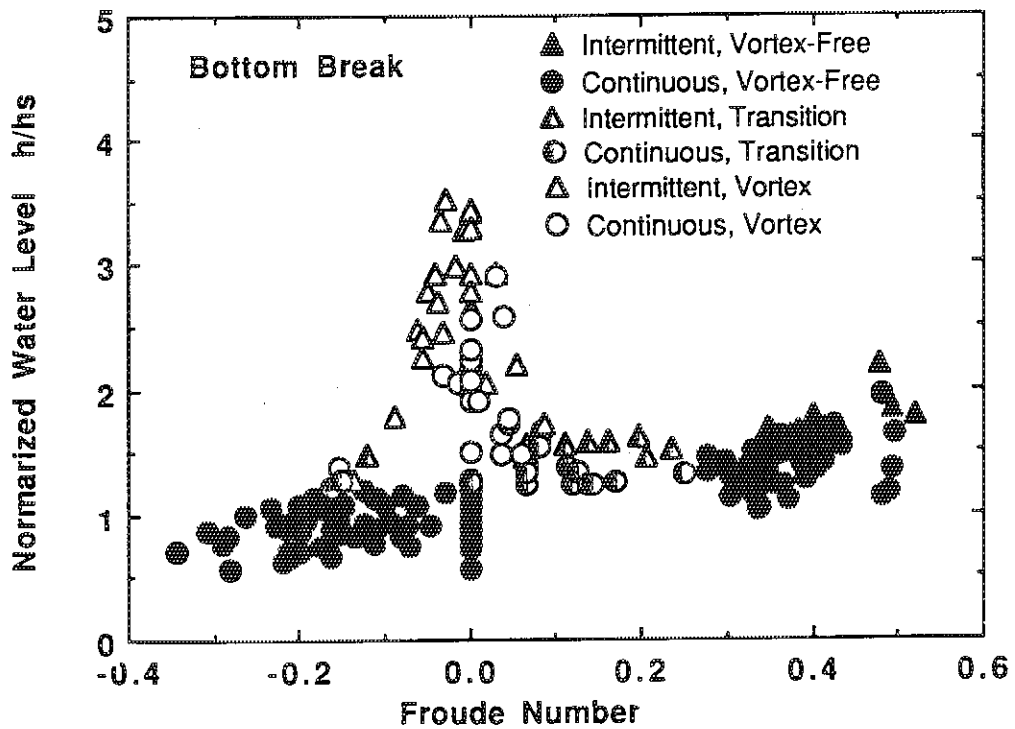


図2.12 下向き破断の場合のエントレインメント挙動に関する流動様式の種類：縦軸は式[2-3]を用いて規格化した水位、横軸は水平配管下流側のフルード数 $V_{L2}/(gh_2)^{0.5}$

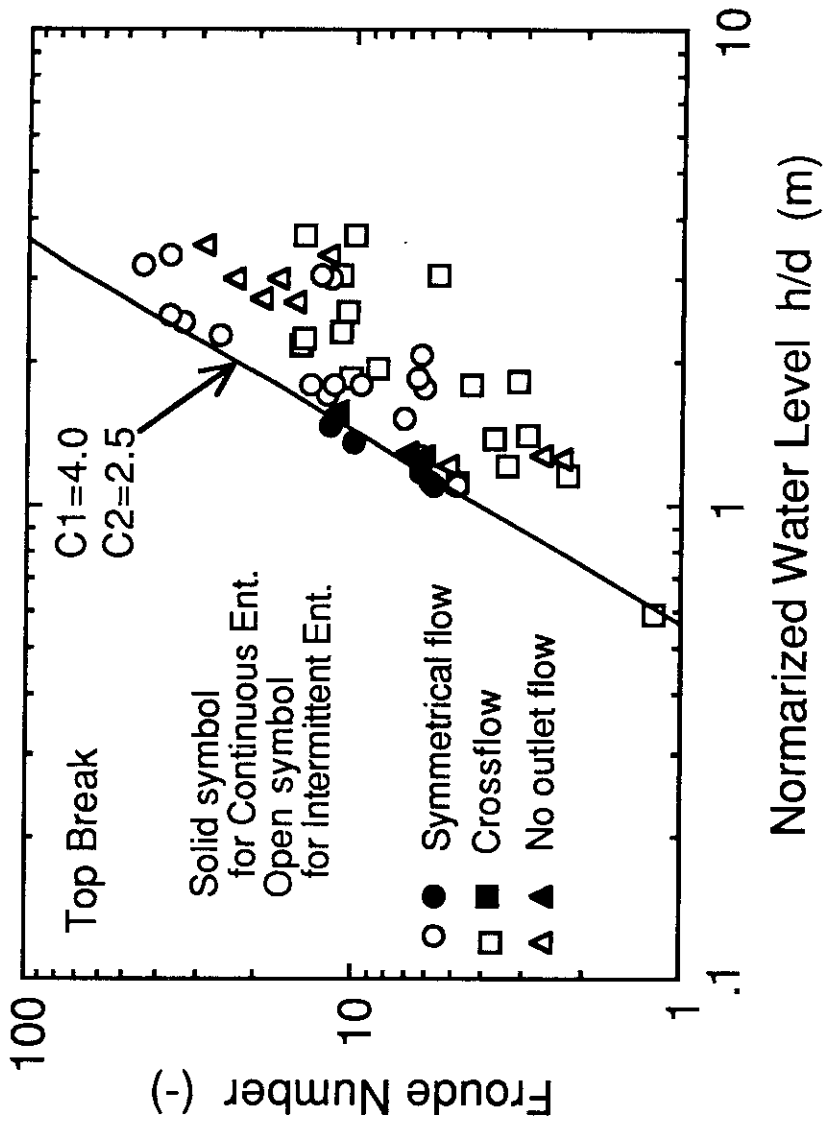


図2.13 上向き破断の場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_c(\rho_c/\Delta\rho gh)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係

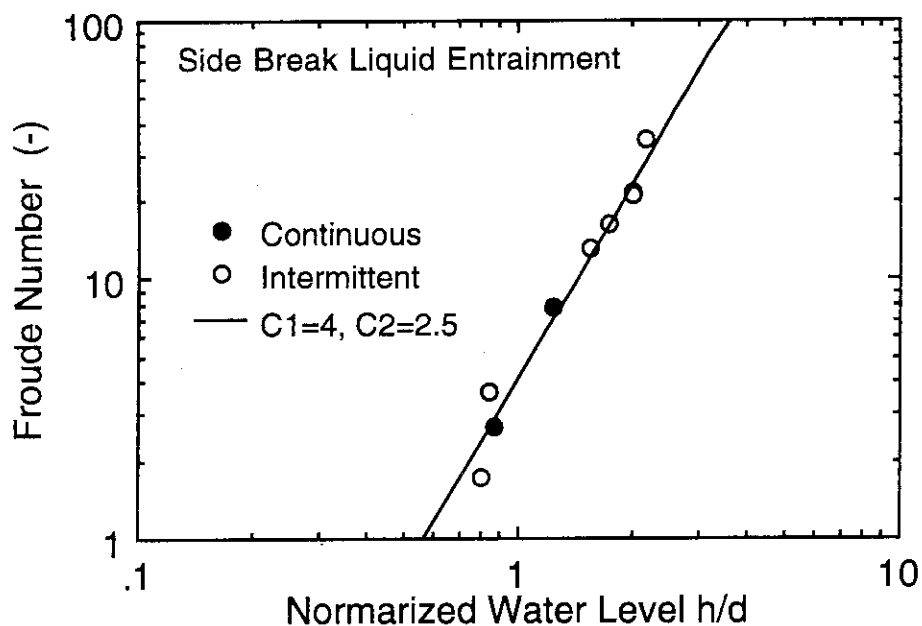


図2.14 横向き破断で水がエントレインメントされる場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_g(\rho_g/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係

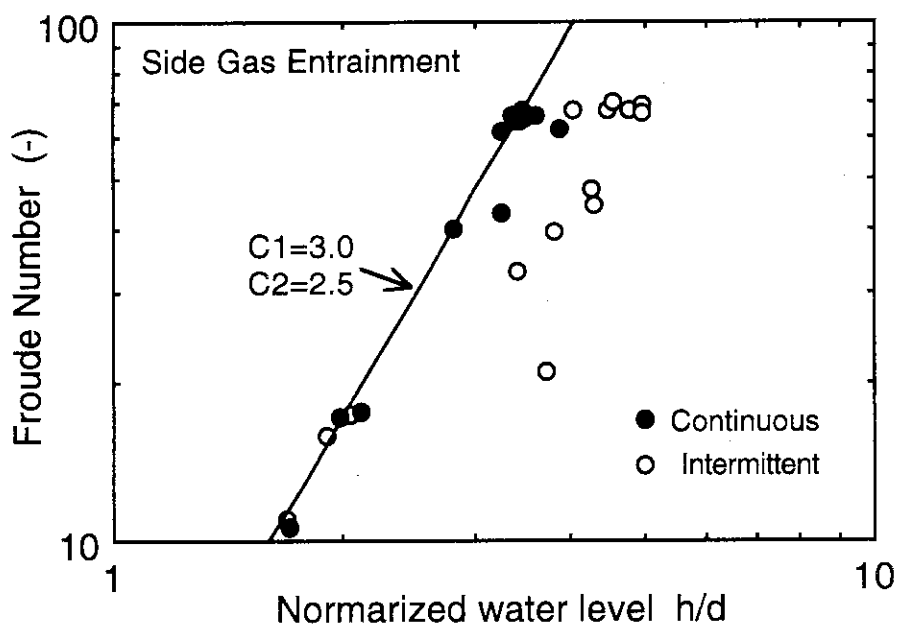


図2.15 横向き破断で空気がエントレインメントされる場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係

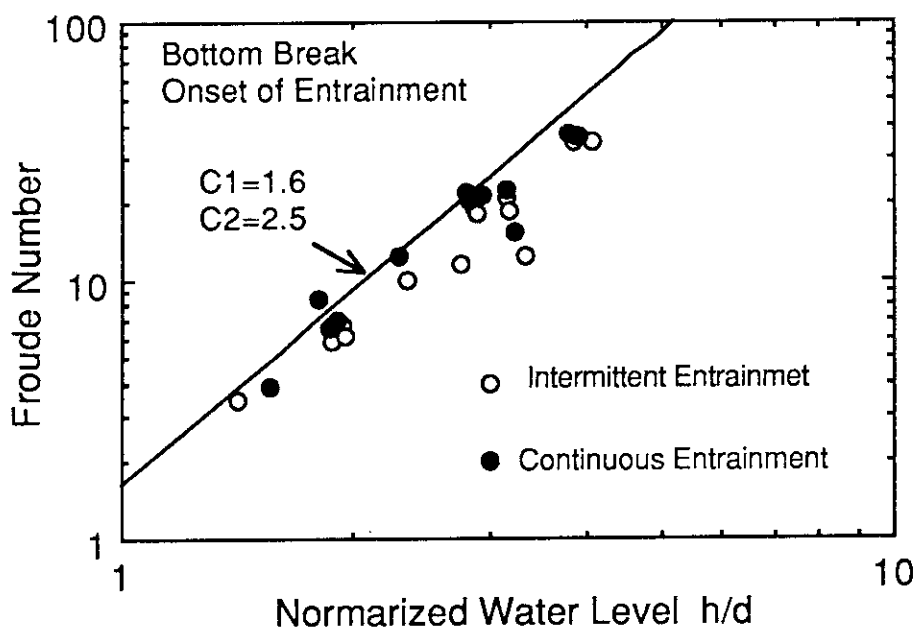


図2.16 下向き破断で水平配管内に水のクロスフローがある場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係

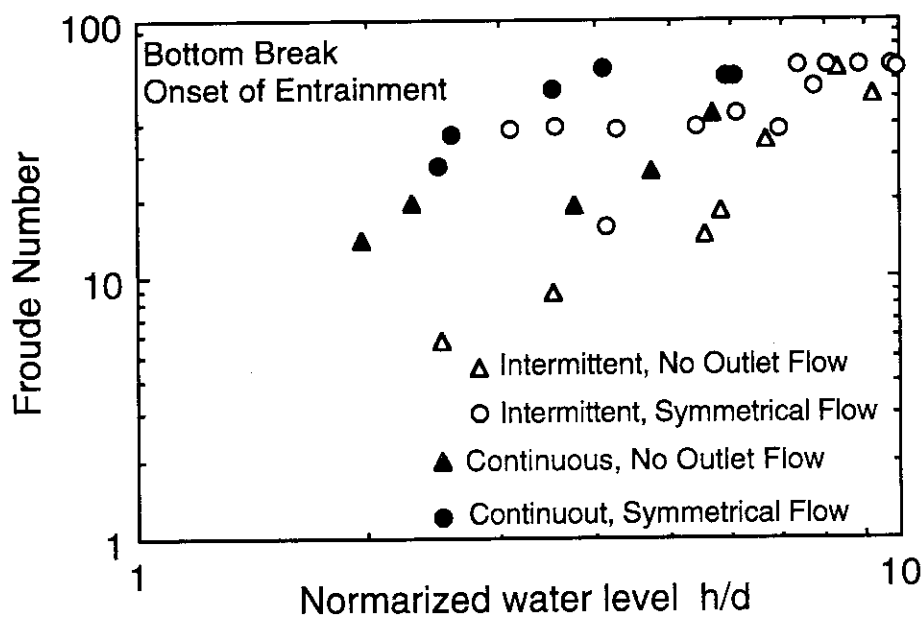


図2.17 下向き破断で水平配管内に水のクロスフローがない場合のエントレインメント開始条件を示す修正フルード数 $V_L(\rho_L/\Delta\rho gd)^{0.5}$ と破断口径で規格化した水位の関係

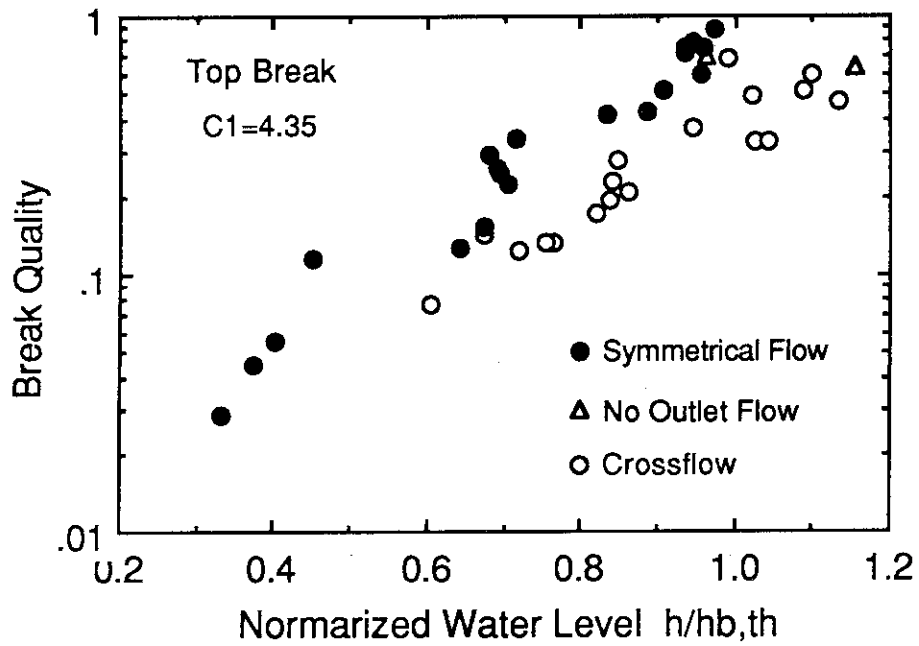


図2.18 上向き破断における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係：式[2-6]中の係数C1として4.35を使用

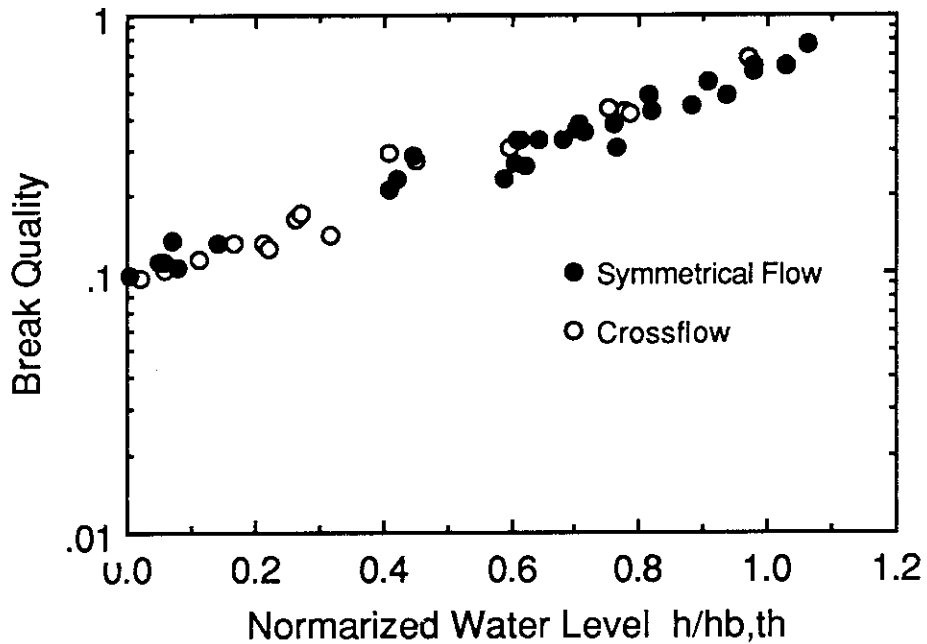


図2.19 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係：式[2-6]中の係数C1として6.16を使用

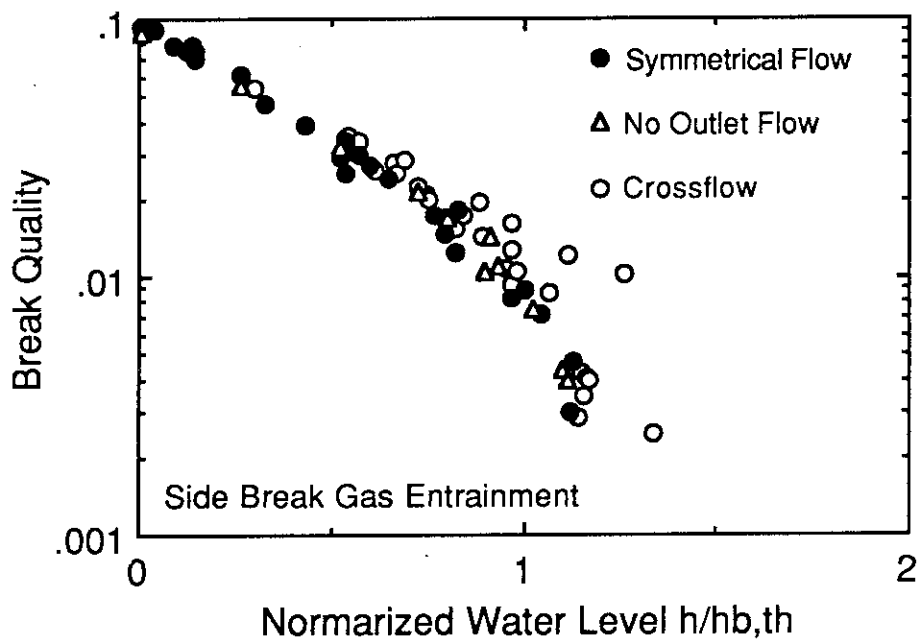


図2.20 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した水位の関係：式[2-6]中の係数C1として6.16を使用

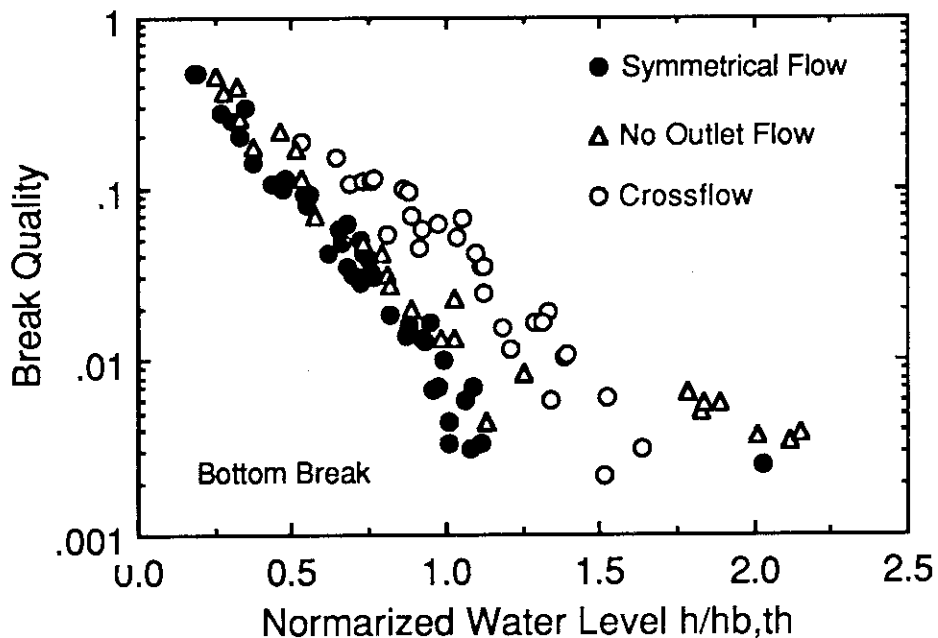


図2.21 下向き破断における破断クオリティと式[2-6]で定義されるエントレインメント開始水位で規格化した水位の関係：式[2-6]中の係数C1として4.35を使用。

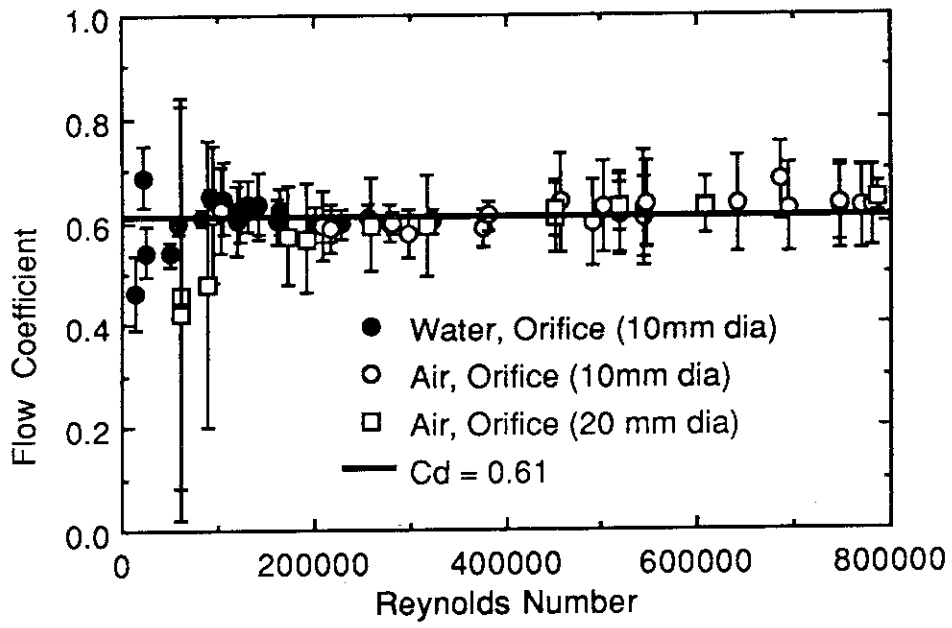


図2.22 オリフィスを通る单相流量の流量係数Cdとレイノルズ数の関係。

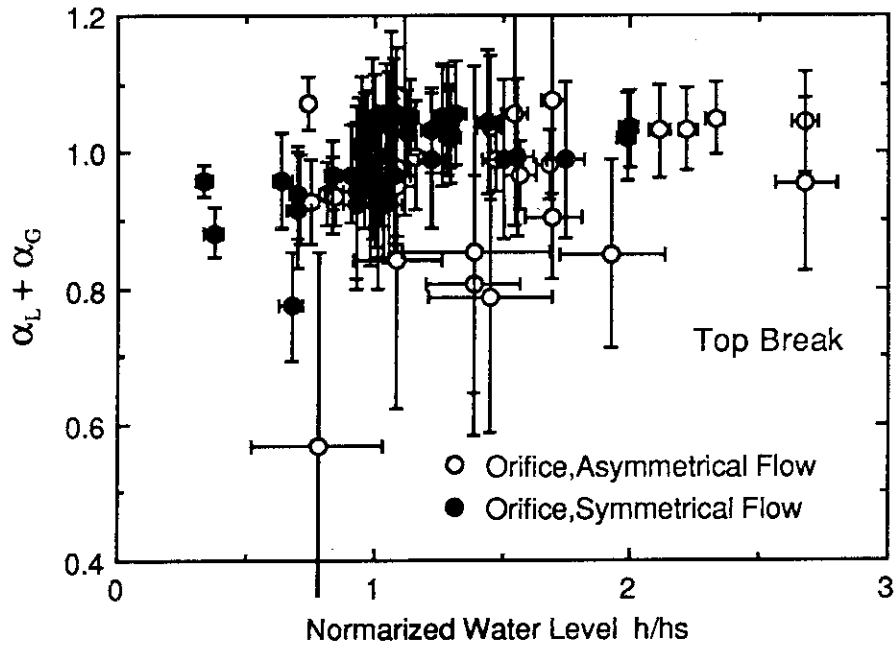


図2.23 上向き破断の場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。

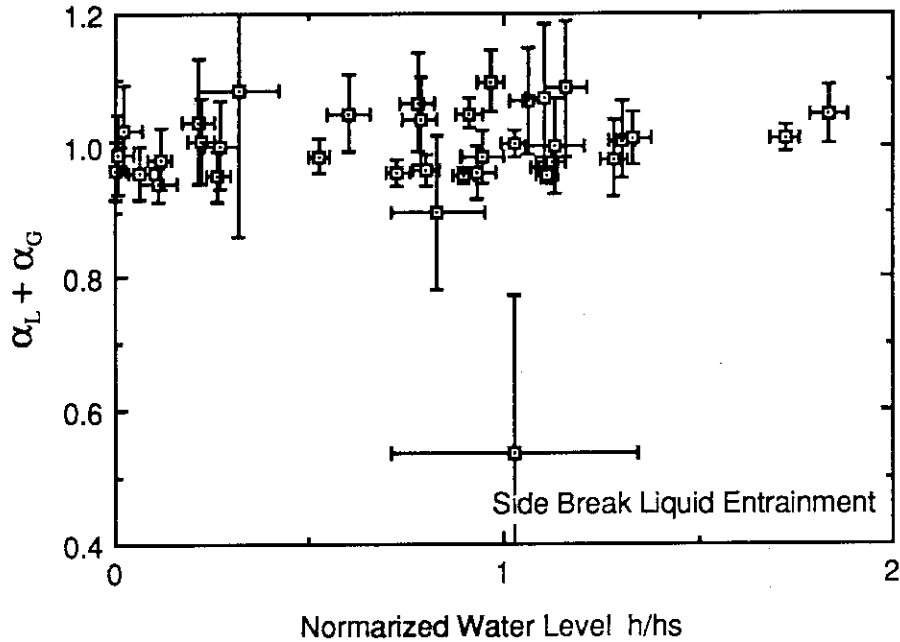


図2.24 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。

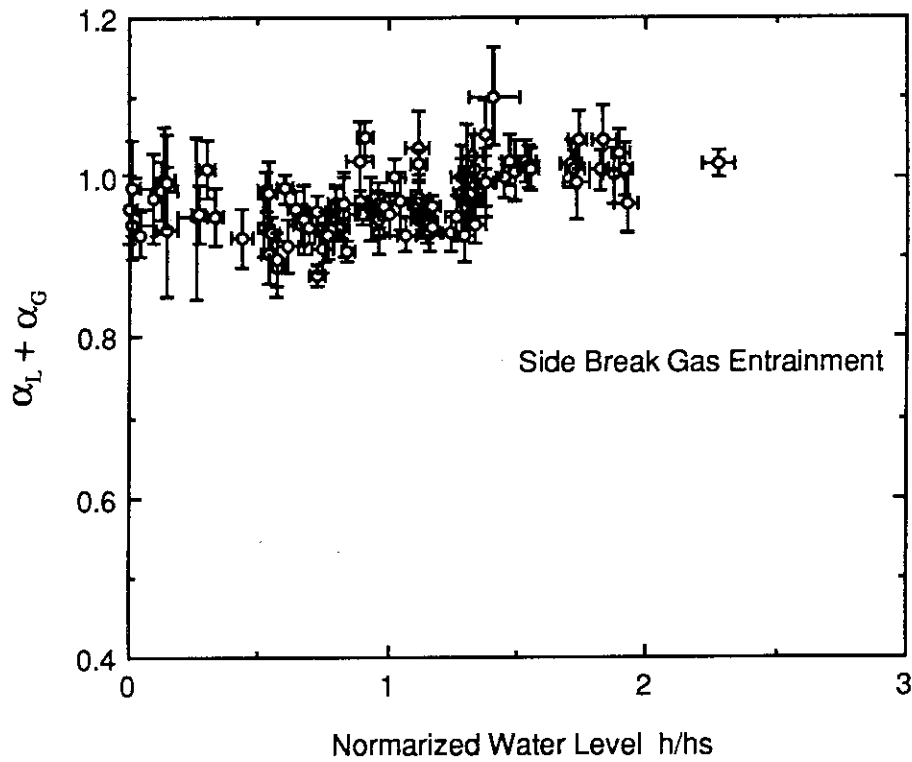


図2.25 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。

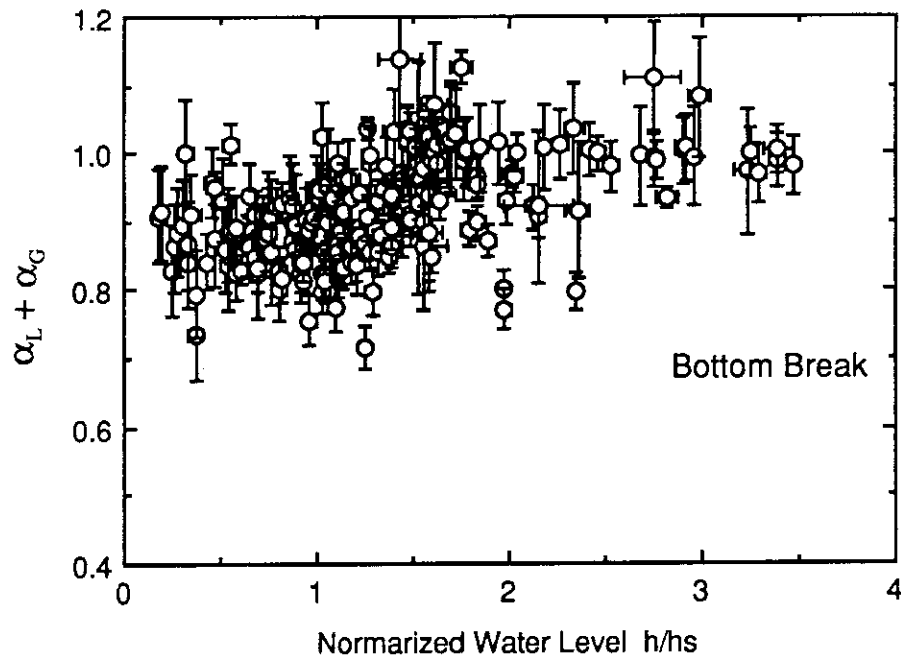


図2.26 下向き破断の場合の計測された差圧に対応する単相流量で規格化された各相の流量の和：二相が完全に分離して流れ、加速圧損が支配的な場合、縦軸の値は1になる。

第3章 破断口におけるエントレインメントに関する物理モデル

3.1 序論

破断口におけるエントレインメントに関する理論的な検討は、従来、エントレインメントの開始条件に対して行われているだけで、エントレインメント量を示す破断クオリティに関してはほとんどなされていない。開始条件に関してはLubinとSpringerにより行われた研究が良く知られており、1980年以降、行われるようになった小破断LOCAに関連した幾つかの研究において参照されている。^[1] Lubin等は、密度が異なる二流体が貯められたタンクの底部から高密度の流体を排出する場合における低密度の流体のエントレインメント開始条件を検討した。理論的検討においては破断口の周りに球対称な速度分布を持つポテンシャル流を仮定し、破断流により変形する二流体界面が安定に存在する条件を検討し、次式で表されるエントレインメントの開始条件を導いた。

$$u \sqrt{\frac{\rho}{gd\Delta\rho}} = C1 \left(\frac{h_b}{d}\right)^{C2} \quad [3-1]$$

ここで h_b はエントレインメントが開始する相対水位¹⁾、 u は支配的な流体（即ち、上向き破断では低密度の流体、下向き破断では高密度の流体）の破断口での速度、 d は破断口の口径、 g は重力加速度、 ρ は支配的な流体の密度、 $\Delta\rho$ は、二つの流体の密度差である。Lubin等は、破断口径の影響が無視できる時すなわち $C2$ が2.5で式[3-1]の両辺から d が消える場合、 $C1$ が3.22になることを理論的に示した。さらに、彼らは幾つかの流体を用いて下向き破断の実験を行い、渦が発生しない場合には実験値と理論値が良く一致することを示した。Smoglie等も上向き破断の場合について同様な検討を行い式[3-1]と同じ式を得ている。^[2] 第2章で述べたように配管内の流れや波の発生等の上流流動条件がエントレインメント開始条件に影響することが従来の実験において分かっているが、これらの影響について理論的に検討した例はない。

従来、エントレインメント量に関する理論的な研究がほとんどなされていないことを考慮し本研究では現象の物理的理解を深め、さらにその挙動を精度良く予測することを目的とし理論モデルの検討を行った。本章はその結果についてまとめるものである。

^[3,4,5] 第2節では、破断口上流の流動状態が破断口を中心として対称的な場合の最も単純で基本的なエントレインメント現象について構築した物理モデルについて述べる。第3節では、本物理モデルの妥当性を本研究での実験結果を用いて検討した結果について述べ、第4節では、このモデルに含まれていない配管内の流れや渦の影響を考慮して作成した実験相関式について述べる。第5節では、作成した物理モデル及び実験相関式を

¹⁾ 相対水位は、破断口中心高さに対する相対水位（即ち、破断口中心高さと水位の差の絶対値）を意味する。

文献中の実験データと比較検討し、その適用性について検討を加えた結果についてまとめる。第6節では本章で得られた結論をまとめる。

3.2 物理モデルの構築

2章で述べた実験及び従来の研究より、連続的にエントレインメントが生じる場合には、スラグ流が生じる場合を除き、破断口の周辺に安定で定常的な水位分布が生成されることが分かっている。そこで本解析においては、破断口周辺の定常的な水位分布を検討することにより、破断流条件（流量、クオリティ）と、上流バルク領域のパラメータ（圧力、相対水位等）の関係を明確にすることを試みる。簡単のために、破断口を無限平面上の点と見なし、各相の流速が破断口からの距離のみで決まり、かつ気液は分離して流れる場合について検討する。

上向き破断の場合のモデル図を図3.1に示す。この図に示される様な破断軸（破断平面に垂直で破断口を通る軸）を中心とした軸対称の水面形状に対しては、それぞれの相の流路面積を一般的に以下の様に表すことができる。

$$A_G = \int_0^{\Theta} 2\pi r^2 \cos \theta d\theta = 2\pi r h_1 \quad [3-2]$$

$$A_L = 2\pi r(r - h_1)$$

ここで、 r は破断口からの距離、 h_1 は局所水位の破断平面に対する相対水位、 A_G 及び A_L は、気相及び液相面積で、 $\Theta = \sin^{-1}(h_1/r)$ である。次に図3.2に示すような気液界面近傍の速度分布を考え、圧力のバランスを考える。図において点a及びbは気液界面上に、点c, d, c'及びd'は速度境界層の外側に置くことにする。点aを破断口から十分遠い所に置くことにより、点cと点dの間の差圧は、バルク領域の速度を v として以下の様に表される（記号については、図3-2参照）。

$$P_c - P_d = \left[\frac{1}{2} \rho_G v_G^2 \right]_d + \rho_G g H_1 \quad [3-3]$$

点aとc及び点bとdの間の差圧は、流れに垂直な方向なので静圧のみの差と考えられ、以下の様に表される。

$$P_a - P_c = \rho_G g H_2 \quad [3-4]$$

$$P_b - P_d = \rho_G g H_3 \quad [3-5]$$

これらの式より点a、b間の圧力差は、バルク領域での動圧と静圧で表すことができる。

$$P_a - P_b = \left[\frac{1}{2} \rho_G v_G^2 \right]_d + \rho_G g H \quad [3-6]$$

同様な議論により液体側について次式が成立する。

$$P_a - P_b = \left[\frac{1}{2} \rho_L v_L^2 \right]_{r_1} + \rho_L g H \quad [3-7]$$

式[3-6]と式[3-7]より次式の関係が得られる。

$$\frac{1}{2} \rho_G v_G^2 = \frac{1}{2} \rho_L v_L^2 + \Delta \rho g (h - h_1) \quad [3-8]$$

この式は気液各相の動圧とそれぞれに働く重力のバランスを示している。式中の気液界面に沿ったバルク領域の速度 v_G 、 v_L は、速度境界層の厚みが十分小さくかつ速度成分の内、破断口に向く方向（図3.1における r 方向）の成分が支配的であると仮定できる場合には、各相の流量、流路面積及び密度から次式を用いて求めることができる。

$$v_i = \frac{W_i}{A_i \rho_i} \quad [3-9]$$

添え字の i は、気相又は液相の値を示す。速度境界層の厚みが十分小さいとする仮定の妥当性は、例えば、二本の直線で表される二つの壁に挟まれる領域を流路とし、その交差点を吸い込み口とする二次元流れにおける流れの解析から類推される。このような吸い込み流れでは、流れ方向の流路面積の減少に伴う速度変化による加速圧損が支配的になり、境界層厚みが極めて薄いことが知られている。⁶⁾ 本モデルで考えるような3次元での吸い込み流れにおいても、流れ方向に流路が急激に減少する点では同様なので少なくとも第一近似として上式は、適用できると考えられる。

さらに、気液二相間の摩擦圧損は破断口近傍を除き無視できると仮定しているので、破断口を中心とする半球表面上の気相部の割合で定義するボイド率 α を用いて、各相の流量は同じ圧力条件で流れる单相流量を用いて次の様に表すことができる。

$$\begin{aligned} W_G &= \alpha W_{SG} \\ W_L &= (1-\alpha) W_{SL} \end{aligned} \quad [3-10]$$

ここで W_{SG} 、 W_{SL} は、バルク領域と破断口入口の圧力差から計算される気相及び液相の单相流量、添え字の G 及び L は、気相及び水相を示す。ボイド率 α は一般には破断口からの距離 r の関数であるが、各相の流量は当然、 r に対して一定であることから α は適当な位置で定義された定数として扱う。具体的にどこで定義するかについては後で述べる。式[3-9]と式[3-10]を式[3-8]に代入することにより相対水位に関して、次の5次式を得る。

$$\frac{\alpha^2 W_{SG}^2}{8\pi^2 \rho_G r^2 h_l^2} = \frac{(1-\alpha)^2 W_{SL}^2}{8\pi^2 \rho_L r^2 (r-h_l)^2} + \Delta \rho g (h-h_l) \quad [3-11]$$

密度や W_{SG} 及び W_{SL} は、破断口入口の圧力と上流バルク圧力から計算されるので、式[3-11]は、圧力とバルク相対水位が与えられる時、ボイド率をパラメータとして破断口周辺の水位分布が決まることを示している。この式においては、右辺第一項に $1/r^4$ が含まれているので破断口の近くでは、第1項が第2項に比べて大きく、逆に遠い所では第2項が大きくなる。従って二つの漸近解を考えることができる。即ち r が小さい領域に対して

$$\frac{\alpha^2 W_{SG}^2}{8\pi^2 \rho_G r^2 h_l^2} = \frac{(1-\alpha)^2 W_{SL}^2}{8\pi^2 \rho_L r^2 (r-h_l)^2} \quad [3-12]$$

r が比較的に大きい領域について、

$$\frac{\alpha^2 W_{SG}^2}{8\pi^2 \rho_G r^2 h_l^2} = \Delta \rho g (h-h_l) \quad [3-13]$$

となる。式[3-12]で h_l と r は比例関係にあることから、この式は破断口に近い領域において円錐形の水位分布を与える。従って、この領域においては気液流路面積の比は一定に保たれる。ボイド率はこの領域において定義する。定義から明らかな様にボイド率の増大とともに水位分布は尖った円錐形になる。

式[3-11]は h_l について5次式であり、虚数解も含めてある r において5個の水位解が存在する。これらの解の内、バルク水位と破断平面の間にある実数解をプロットし隣接する解を滑らかに接続したのが、図3.3である。この図では、ボイド率をパラメータとして上流バルク圧力0.7 MPa、破断口前後差圧0.2MPa、破断口径1cm、バルク相対水位2cmの条件で式[3-11]より計算される水位分布を、式[3-12]及び[3-13]の漸近解と比較して示している。

この図よりボイド率が比較的に小さい場合（図中でボイド率が0.8の場合）には、式[3-11]の解として垂直方向に分離した二つの曲線が計算されることが分かる。このうち一つの曲線は、破断口から始まり破断口から遠ざかるにつれ、一旦低下した後、増加している。もう一つの曲線は破断口から始まらず、破断口から離れたところでバルク水位より一旦上昇した後、 r の増大とともに減少している。前者の解は水位が破断口から離れるにつれ上昇する部分があり不自然であり、又、後者は、破断口を通過していないので解として不自然である。 r の小さいところでは前者の解を、大きいところで後者の解を取るとすると水位分布に不連続が生じる。いずれの場合でも、このボイド率条件で計算

された水位分布は不自然であり、このような分布は安定に存在するとは考えられず、もし存在したとしても不安定で界面でのエネルギー散逸が大きくエントロピー生成量が多い水位分布になると考えられる。

一方、ボイド率が比較的に大きい場合（図3.3におけるボイド率0.855と0.9の場合）には、小さい場合と異なり、水平方向に二つに分離した曲線が計算されている。即ち、ある r に対して水位解がバルク水位と破断平面の間に存在していない。これは、式[3-11]において左辺の気相の動圧が大きすぎるため、局所相対水位 h_l がバルク相対水位 h より大きくなると力のバランスが成立しなくなることによる。このような水位分布はボイド率が小さい場合と同様に、不自然な解であり不安定でエネルギー散逸が大きいと考えられる。

ボイド率がこれら二つの極端な値の間の適切な値である場合（図3.3の0.8458の場合）、連続的で滑らかに単調に変化する水位解が得られている。この分布は極めて自然で、安定でありエネルギー散逸も小さいと考えられる。

以上の検討から、破断口周辺の水位分布を定める為には、ボイド率を決める必要があることがわかる。このために、本研究では、水位分布とボイド率はエネルギー散逸が最小であるように決まると仮定する。この仮定は、エントロピー生成最小定理として知られているもので、例えば、層流の流速分布はエネルギー散逸が最小であることが知られている。⁷⁾ 一般にはこの定理に関して厳密な証明はなされておらず、又、定常状態を仮定しこの定理を使用して得られた解が安定でない可能性もありその適用には注意が必要である。本モデルにおいては、安定な水位分布が存在することが実験より明確であること、及びこの考え方は流体粒子が抵抗をできるだけ避けるようにして流れることを意味し直感的に受け入れやすいものであることから、この考え方を仮定として使用する。

この仮定より、実際の現象においては、エネルギー散逸が最小になる水位分布、即ち、図3.3におけるボイド率0.8458の場合の様な分布、を与えるようにボイド率が決まると考える。このボイド率が分かれば、各相の流量を求めることができ、エントレインメント量が分かることになる。このボイド率は、連続的で且つ単調に変化する水位分布を数値計算により求めることより決定することができるが、数値解では実際に使用する上で不便であることから、次のような近似的な方法により解析解を求めることにする。まず、図3.3に示されるように、式[3-12]で計算される r が小さい領域の漸近解が、バルク水面高さと交差する位置の破断口からの距離を r_m と定義し、破断口を中心とする半径 r_m の円と式[3-13]で計算される漸近解を比較する。図3.3よりボイド率が増大するとともに、この円と漸近解は2点で交差する状態から、1点で交差する状態を経て重なり合わない状態になることが分かる。図に示される様に、この円と漸近解が重なるかどうかは、式[3-11]が破断平面とバルク水位の間に解をもつかどうかにおおまかに対応している。図3.3のボイド率が0.8458と0.855のケースの比較から分かるように、ボイド率が滑らかな

水位分布を与えるために適切な値よりわずかに大きくなると、単調に減少する水位解は得られなくなり、この時、式[3-13]による漸近解と半径 r_m の円が重なり合わなくなっている。このことから滑らかな水位分布を与えるボイド率を求めるために、この円と漸近解が1点で交差する時のボイド率を求めることにする。即ち、得られた r_m を式[3-13]に代入し、次のような局所水位 h_1 に関する3次式を得る。

$$F(h_1) = h_1^3 - hh_1^2 + \frac{\alpha^2 W_{SG}^2}{8\pi^2 g \rho_G \Delta p r_m^2} = 0 \quad [3-14]$$

$F(h_1)$ は、常に以下の関係を満足する。

$$F(0) = F(h) > 0 \quad [3-15]$$

$$\frac{dF}{dh_1} = 0 \quad \text{at } h_1 = 0, \frac{2}{3}h$$

したがって式[3-14]で計算される局所水位が一つの解を持つという条件は、以下のよう表すことができる。

$$F\left(\frac{2h}{3}\right) = 0 \quad [3-16]$$

これより次式が得られる。

$$\alpha = -A(1-B) + \sqrt{A^2(1-B)^2 + 2A} \quad [3-17]$$

ここで、

$$A = \frac{2\pi\sqrt{2g\rho_G\Delta p}h^{2.5}}{3^{1.5}W_{SGB}} \quad [3-18]$$

及び、

$$B = \frac{W_{SG}}{W_{SL}} \sqrt{\frac{\rho_L}{\rho_G}} \quad [3-19]$$

この条件は、図3.3より考えて滑らかな水位分布を与えるボイド率を近似的に表していると考えられるが、以上の議論は数学的に厳密ではなく、図3.3の例に基づく近似的なものなので、結果の一般化のためにはより広い条件における検討が必要である。そこで、式[3-11]を数値的に解き滑らかな水位分布を与えるボイド率と式[3-17]より求まるボイド率の関係を検討した。式[3-17]はボイド率 α を式[3-18]及び[3-19]で定義される A, B の関数として表しているが、式[3-11]も同様に書き換えることにより r, h_1, α, A, B の5つの未知数の関係として表すことができる。これにさらに水位分布が破断口からバルク水位まで単調に変化するという条件を加えることにより数値的に α, A, B の関係を求めることができる。計算では B については直接的に0.1から1.0の範囲で変化させ、 A については間接

的に W_{SL} を0.1から100 kg/s、気相密度を8.0から70 kg/m³、相対水位を2から100 mm変えることにより変化させた。これによるパラメータAの変化範囲は0.002~8000程度であり、PWR条件は広いめに見積っても0.01~100程度の範囲であるので、十分にPWRの小破断LOCA条件を含むものである。

検討結果は図3.4に示されるように式[3-11]の数値解 α_{num} と式[3-17]の解 α の間で次式の関係が成立することを示した。

$$\alpha_{num} = 1.15\alpha \quad \text{for } 0 < \alpha < 0.4 \quad [3-20]$$

$$\alpha_{num} = 0.9\alpha + 0.10 \quad \text{for } 0.4 < \alpha < 1.0$$

即ち、両者は一対一の関係を持ち、両者の差は最大15%である。パラメータを非常に広範囲に変えてもこの関係が維持されることは、基本的に先に述べたやり方で式[3-11]の解の内滑らかな水位解を与えるボイド率を近似的に求め得ることを示している。

前述のように従来の研究におけるエントレインメント相関式は、破断クオリティをエントレインメント開始水位で規格化したバルク相対水位(h/h_b)の関数として表している。式[3-17]中のボイド率を1とする時の h から h_b を求め、さらにその結果を式[2-6]と比較することによりC1の値を求めることができる。このようにして得られたC1の値は上向き及び下向き破断の場合4.35、又横向き破断の場合6.16であった。この値はLubin等が求めた下向き破断の場合の理論値3.22より大きくなっている。C1が大きいことはエントレインメントがより発生しにくいことを意味する。C1の値に差が生じた原因としては、Lubin等の値はエントレインメントが生じない状態で安定な水位が存在する限界の条件から求められているのに対し、本研究の値は安定なエントレインメントが生じる限界から求められていることが考えられる。 h_b を用いて式[3-17]を変形すると以下のようなになる。

$$\alpha = -\alpha_c + \sqrt{\alpha_c^2 + \frac{1}{B} \left(\frac{h}{h_b}\right)^{2.5}} \quad [3-21]$$

$$\alpha_c = \frac{1-B}{2B} \left(\frac{h}{h_b}\right)^{2.5}$$

破断クオリティは、定義より次のように表される。

$$\chi = \frac{\alpha W_{SG}}{\alpha W_{SG} + (1-\alpha) W_{SL}} \quad [3-22]$$

式[3-21]及び式[3-22]は破断クオリティが h/h_0 と式[3-19]で示されるBの関数として表されることを示している。Bは気液二相が分離して流れ、加速圧損が支配的で、かつ気相の密度変化が無視できる時は1になる値であり、パラメータの変動に対しあまり大きく変わらない量である。したがってこの結果はクオリティが h/h_0 の関数として表されることを示し従来の実験的に作成された相関式と一致する。図3.5において従来の研究で求められている実験相関式と比較する。ただし、この図においてエントレインメント開始水位 h_0 の定義は各研究により異なる。本研究については理論値であり、連続的なエントレインメントが開始する相対水位に対応する。横向き及び下向きについては各研究により実験的に得られた連続的なエントレインメント開始水位である。上向き破断についてはKfKとUCBの結果は断続的なエントレインメントの開始水位に対応する。これは彼らの実験では連続的なエントレインメント開始水位が明確には見い出されなかったことによる。この理由については後で検討する。上向き破断の場合は定義が異なるため、破断クオリティに関する従来の実験相関式と本理論式の関係はあまり一致していない。しかし、定義が同じである横向きおよび下向き破断については、従来の実験相関式と本理論式の関係は良く一致している。

さて、式[3-17]を使用するには、エントレインメントが生じている状態での圧力分布、すなわち上流バルク圧力と破断口入口近傍における圧力から单相流の流量 W_{sg} 及び W_{sl} を求める必要がある。ここで破断口入口近傍とは、本モデルで仮定したように加速圧損が支配的な領域でかつ破断口に最も近いところである。一般にこのような場所の圧力を求めることは難しい。薄刃オリフィスの場合は破断口下流バルク圧力と破断口入口部圧力がほぼ同じとして近似的には表すことができるが、この場合においても2章の実験結果(図2.23から2.26)に見られるように、加速圧損が支配的であると仮定し計算される二相流量より実験値は最大20%程度小さくなっている。さらに、破断口がノズル形状の場合、破断口入口近傍の圧力と破断口下流バルク圧力の差はノズル内での二相流圧損のために無視できるものではなく、この場所の圧力を知ることはさらに難しくなる。したがって单相流量 W_s を用いない式も望まれる。そこで、式[3-17]と[3-22]を組み合わせることにより、破断クオリティ、破断流量、バルク相対水位の関係を求めると以下のようになった。

$$W = 2^{2.5} \pi \sqrt{g \rho_G \Delta p} \frac{h^{2.5}}{3^{1.5} \chi} \left(\frac{1-\chi}{\chi} \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} + 1 \right) \quad [3-23]$$

本論文ではこの式をクオリティ相関式と呼び、式[3-17]をボイド率相関式と呼ぶ。クオリティ相関式と適切な臨界流モデルと組み合わせることにより、破断口上流の圧力およびバルク相対水位から破断流量及び破断クオリティを求めることができる。例えば臨界流モデルとして、均質二相流モデル(HEM)を用いる場合の例を図3.6に示す。式[3-23]の計算の際には破断口入口近傍圧力や破断口形状に固有である差圧と流量の関係に関する

る特性を知る必要がないので、後で述べる従来の実験データと比較する場合はこの形の式を使用する。

横向き及び下向き破断の場合も上向き破断と同様なやり方で定式化することができ、その結果を付録1に示す。特に下向き破断の場合は上向き破断の場合と気液密度を逆にし、ボイド率を液体存在率とするだけで全く同様な結果が得られた。横向き破断の場合は各相の流路面積の評価が式[3-2]とは異なるため最終的な結果も変わってくる。その結果得られたボイド率と $h/h_{b,th}$ の関係は直線で良く近似され、式[3-20]のような補正を行わなくとも、解析解と数値解は約3%の精度で一致した。

3.3 物理モデルと実験値の比較

本モデルの妥当性を検討するため、2章で述べた実験結果の内、本モデルと同様な条件、即ち、水又は空気を破断口に対称的に供給する場合に得られた結果と比較する。相対水位が破断口径と比べて小さい場合には、破断口を点とみなす本モデルは適用できないのでこの比較においては、上向き及び下向き破断については破断口直径より、又、横向き破断については破断口半径より、相対水位が小さい場合のデータは使用しない。まず、図3.7から3.10において、ボイド率相関式で計算した破断流量と実験値を比較して示す。上向き破断と下向き破断の場合については式[3-20]及び付録1に示されるボイド率の補正を行った場合の比較も示している。 W_{SG} と W_{SL} の計算にはオリフィスの式を用いて計算している。図中のデータにはエラーバーが示されているが、これは次式で求めたものである。

$$R = \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial R}{\partial V_i} \Delta V_i \right)^2}$$

ここで、 R は計算値、 V_i は i 番目の独立変数、 ΔV_i は V_i の誤差、 N は独立変数の数である。流量、圧力等の独立変数の誤差は計測器メーカーの仕様に与えられている値を用いた。目視で行った水位計測の誤差は1mmとした。本論文においてエラーバーは基本的にモデルと実験の比較を行っている図につけるようにしている。

上向き破断では補正を行っていない場合、破断クオリティは約20%過小評価され、破断流量は過大評価されている。ボイド率の補正を行った場合には予測値は実験値とより良く一致している(図3.7参照)。横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合には破断クオリティ、破断流量ともに良く計算されている(図3.8参照)。横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合、クオリティが0.01以下の実験データについて本モデルは大幅に過小評価している。クオリティが0.01より大きい実験データは約30%過小評価されている。クオリティが0.01以下の場合には破断流量に対する影響は小さいので破断流量の比較図(図3.9)には低クオリティでの不一致は見られず、全体的に過大に評価されている。下向き破断の場合にも同様にクオリティが0.01より小さい場合、クオリティの実験値と予測値の不一致は大きい、破断流量の比較にはこのような低クオリティでの不一致は表れず全体に過大評価されている(図3.10参照)。

本モデルでは破断口周辺の水形状は上又は下向き破断で円錐形、横向き破断で半円錐形になり、したがって上向き破断でボイド率が大きい場合や下向き破断でボイド率が小さい場合には水面形状は非常に尖った形状になる。このような場合、速度境界層が流路と比べて十分小さいとする仮定に基づく速度の計算式[3-9]は、良い近似でなくなると考えられる。又、このような細長い流路形状の場合、気液界面は不安定になりやすいと

考えられる。このような点が気相がエントレインメントする場合に、クオリティが0.01以下の時にはクオリティの実験値と予測値が大きく異なった理由として考えられる。すなわち、本モデルはエントレインメント量の小さい領域での適用性は良くないことを示している。破断流量は全体に過大に予測されているがこれは二相流状態で計測した差圧を用いて W_{SG} 及び W_{SL} を計算するとき生じる誤差が関係すると考えられる。実際、2章において図2.23から2.26に見られるように、エントレインメント量が多い相対水位が小さいところでは、計測された圧損をすべて加速圧損と仮定することにより求めた各相の無次元流量の和は1より小さな値になる傾向があり、このやり方では W_{SG} 及び W_{SL} を過大に評価することを示している。

次に図3.11において、クオリティ相関式（上向き破断の場合、式[3-23]）を用いて計算された破断流量と実験値の比較を示す。図より、横向き破断で気相がエントレインメントする場合を除いて実験値と予測値は約30%程度の誤差で一致し、ボイド率相関式の場合に見られたような破断流量の過大評価が無くなっている。これはボイド率相関式において W_{SG} と W_{SL} を求める際に生じた誤差が、クオリティ相関式では生じないことによる。横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合、本モデルは50%程度流量を過大評価しているが、この理由として、モデルでは破断口を頂点とする円錐を壁面で半分に分割した半円錐形の気液界面形状を仮定したのに対し、実験で観測された気液界面形状は、やや流路側に倒れた円錐形になっていたことに関係すると考えられる。これにより、モデルで考えた気液流路面積が実際の場合と異なったことが不一致の原因として考えられる。尚、図3.11においては破断口形状が直管の場合のデータも含まれているが、破断口形状による影響は表れなかった。

図3.12において、本モデルの予測性能のパラメータ依存性を調べるために、破断流量のクオリティ相関式による予測値と実験値の比（予測性能）を、式[2-3]で定義される h_r で規格化した無次元水位、破断口質量流速、及び破断クオリティに対してプロットした図を示す。横向き破断で水がエントレインメントされる場合において、予測性能は相対水位とクオリティに対して依存性を示しているが、その他の条件については依存性は顕著には示されていない。このことは基本的に本物理モデルが、エントレインメントの際の最も重要なパラメータである破断流量、破断クオリティ、及び相対水位の関係を良く表していることを示している。以上の比較検討より、本物理モデルは基本的には、流動挙動が破断口を中心とし対称的な場合の相対水位、破断流量、破断クオリティの関係を表していると言える。

3.4 実験相関式の作成

実験では、渦、波、水平配管内のクロスフローがエントレインメントに影響することが示されたが本モデルでは、これらを考慮していない。そこでこれらの影響を考慮するため、本物理モデルを基にして実験相関式を作成した。実験相関式を作成する際には、次式に基づいた。

$$W_{\text{emp}} = \frac{1}{C} W_{\text{th}} \quad [3-24]$$

ここで W は破断流量、 C は理論値に対する補正パラメータで添え字の emp 及び th は実験相関式、及び本物理モデル（クオリテイ相関式）による理論値を意味する。

上向き破断の場合、第2章での観測結果に見られるように、その流動様式は無次元速度 V_{1G}/V_{slug} で整理された。図3.13において破断流量の予測値と実験値の比で示される予測性能をこの無次元速度に対してプロットすると、速度の増加とともに過大評価することが示された。このような傾向が生じたのは、実験では無次元速度が大きい領域では波の影響のためエントレインメント生じやすくなるのに対し、理論モデルではこの効果が含まれていないことによる。

波の影響を補正するために、本研究では、スラグ流への遷移速度で規格化した無次元速度(v/v_{slug})を用いてデータの整理を行った。これは、層状流状態において、気相速度を増加させていくと、気液界面は滑らかな状態から、波が生じるようになり（波状流）、その振幅は気相速度の増加とともに増大し、ついには、頂上管壁に接触する流れ（スラグ流）に遷移することを考慮している。すなわち、スラグ流への遷移速度で規格化した無次元速度は、ゼロ付近では滑らかな水面をもつ層状流に対応し、無次元速度の増大は波の振幅の増大に対応する。したがって、この無次元速度は波の影響を示すパラメータになると判断した。実験との比較より次式で波の影響を補正した。

$$C = \exp\left(0.25\left(\frac{V_{1G}}{V_{\text{slug}}}\right)^5\right) \quad [3-25]$$

図3.13には補正パラメータ C の計算値も示されているが、破断流量の予測値と実験値の比と30%程度の精度で一致している。横向き破断で液体のエントレインメントが生じる場合は、予測性能は図3.12に見られるように相対水位に対して依存性を示した。この影響を図3.14に示される次式で補正した。

$$C = 1.25 \frac{h}{h_s} \quad [3-26]$$

図3.15において横向き破断で気体のエントレインメントが生じる場合について予測値と実験値の比を水平配管出口側と入口側の水流量の比 W_{2L}/W_{1L} に対してプロットする。図は、エントレインメントに対して水平配管内流れが影響する事を示している。即ち、出口側の相対的な流れが大きくなる程、実験値は過大評価されている。又、上流領域が対称流れの場合においても約50%過大評価されている。これらの影響を次式で補正した。

$$C = 1.5 + \frac{\exp\left(0.25 \frac{W_{2L}}{W_{1L}} - 0.5\right)}{\left(2 - \frac{W_{2L}}{W_{1L}}\right)^3} \quad [3-27]$$

この補正パラメータCは図3.15に示されるように、破断流量の予測値と実験値の比と約30%の誤差で一致している。

下向き破断の場合、実験において渦の生成と水平配管内の流れが破断クオリティに影響した(図2.21参照)。渦の発生条件については、第2章に示したように(式[2-5])、本実験では水平配管のフルード数と無次元水位で表すことができた。図3.16に水平配管

内の流動が小さい場合($|v_2/(gh_2)^{0.5}| < 0.25$)における破断流量の予測値と実験値の比を無次元水位 h/h_s に対してプロットする。図に示される様に、相対水位が高い時、実験値は大きく過大評価されている。これは渦の効果を本モデルでは考慮していないことによる。そこで、循環と破断口へ向かう流れ及び相対水位の間に相関関係があると仮定し、渦の影響に関する補正パラメータCを図より h/h_s の関数として表すことにした。

渦が発生しない場合のデータについて、予測値と実験値の比と水平配管出口側流量と入口側流量の比 W_{2L}/W_{1L} の関係を図3.17に示す。図に示されるように、流れが比較的に大きい場合に破断流量は過大評価された。これらの影響に対して補正パラメータCを次のように決めることにより実験データを補正した。

渦が発生する場合

$$C = 5.1 \left(\frac{h}{h_s} - 1.08 \right)^{1.3} + 1.4 \quad [3-28]$$

渦が発生しない場合

$$C = 1.7 \exp \left[- \left(\frac{W_{2L}}{W_{1L}} - 1.2 \right)^8 \right] + 0.4 \frac{W_{2L}}{W_{1L}} + 1.4 \quad [3-29]$$

渦の発生の有無は式[2-5]を用いて判断する。補正パラメータCの値は図3.16と3.17に示されるように、予測値と実験値の比と約30%の誤差で一致している。

これらの補正により図3.18から3.21に示されるように広範囲の流動条件の実験データを約30%の精度で予測することができた。これらの整理方法は、影響するパラメータを含む無次元量の組み合わせにより現象を表現できるとする相似則の考え方に基づいている。ここでの実験相関式による補正は二次的な影響の補正であり、予測される値のオーダーを変えるものではない。図3.13から3.17に示される各破断向きにおける破断流量の理論値と実験値の比（補正パラメータCと同じ）において、特に渦が発生する下向き破断の補正パラメータ（図3.16）は約1から1.0まで1オーダー変化しているが、相対水位の高いところでの実験値は水単相流量とほぼ等しくなっている。これを考慮して、本エントレインメントモデルにより計算される破断流量が水単相破断流を超える場合には水単相流量を用いることにすると、補正パラメータCの変化範囲は数10%以内にとどまる。

3.5 従来の研究との比較

(1) KfK相関式との比較

従来の代表的な研究であるKfKにおける研究で得られた実験相関式と本実験の結果を比較することにより、本相関式の特徴を明確にする。図3.22及び3.23では下向き破断で得られた破断クオリティの実験結果とKfK相関式及び本相関式で予測される値を比較している。図中の実験結果は3つのグループに分けられており、それぞれ、水平配管内に破断流以外の流れが存在する場合、(図中のクロスフロー条件)、出口流がゼロの場合(図中のNo outlet flow条件)、及び破断口に両側から対称的に水を供給する場合(図中のSymmetrical Flow条件)に対応する。KfK相関式による破断クオリティの計算の際には、彼らの研究で行われたのと同様に、まず、単相流条件で得られる破断口前後差圧と破断流量の関係(式[2-7]のオリフィスの式と同様)を用いて、二相流状態(エントレインメントが生じている状態)の差圧データから単相流量を計算し、それを式[2-6]に代入しエントレインメント開始水位 h_0 を求め、これを式[2-1]に代入し破断クオリティを求めた。即ち、破断口上流バルク圧力、破断口前後差圧、バルク相対水位の実験値から破断クオリティを求めた。彼らの研究では、エントレインメント開始条件の式[2-6]における $C1$ の値として、クロスフロー条件と渦が発生する場合についてそれぞれ得ているが、対称流れ条件では求めておらず、又、どのような条件で渦が発生するかについても明らかにしていない。このため $C1$ の値としては彼らの実験のクロスフロー条件で得られた値1.1を使用している。一方、本相関式の計算の際には、この式は破断口上流圧力、破断クオリティ、バルク相対水位から破断流量を求める形になっているので、数値計算することにより、破断口上流バルク圧力、破断流量、バルク相対水位から破断クオリティを求めた。

図3.22に見られるように、KfK相関式で計算された値はクロスフロー条件の結果をやや過小に評価し、対称流れの場合と出口流がない場合の結果をやや過大に評価するなど上流流動条件の影響が顕著に表れている。これはKfK相関式においては上流流動条件に対応する適切なモデルがないことによっている。一方、本相関式による結果(図3.23)は上流流動条件に依存せず、破断クオリティが約0.02以上の場合は±20%程度で一致している。上流流動状態を考慮しエントレインメントを予測できるという点は本相関式の大きな特徴であると言える。

次に、図3.24及び3.25においては上流が対称流れの場合に、破断口として薄刃オリフィスと長さとお径の比が15である直管を用いてそれぞれ得られた破断クオリティの実験結果をKfK及び本実験相関式による計算値と比較している。KfK相関式は直管の場合の破断クオリティを薄刃オリフィスの場合よりも過大に評価しており予測性能が破断口形状に強く依存することを示している。この理由は二相流状態で得られた破断口前後差圧データを用いて単相流状態における破断流量を計算しエントレインメント開始水位を計算する所から来ている。ここでは破断口前後差圧はいずれの破断形状の場合にも破断口上流

バルク領域と下流バルク領域の間で計測された値を使用しており、破断口前後差圧が同じであっても、模擬破断口直管部での圧損が单相流条件と二相流条件で異なるため、破断口バルク上流圧力と破断口入口近傍の圧力差が单相流条件と二相流条件で異なることになる。即ち、このように計測された値を破断口上流バルク領域と破断口入口部の間の差圧として使用することは、過大評価になる。したがってエントレインメント開始水位 h_0 を過大に評価し無次元水位 h/h_0 を過小評価する。これにより、直管の場合、薄刃オリフィスと比べて破断クオリティを過大に評価することになるのである。一方、本研究で得られた相関式は破断口形状の影響を受けていない。これは本モデルが加速圧損が支配的な領域において、安定な水位分布を得るための各相の流量とバルク相対水位の関係から求められているため、破断口入口近傍の圧力を知る必要はないことからきている。破断口における二相流圧損等の影響については前述のように適切な破断流モデルを用いることにより考慮することができる。破断口形状に依存しないことは、従来の相関式と比べた本相関式の一つの大きな特徴であると言える。

(2) 上流流動状態が対称流れの場合のデータとの比較

上流流動状態が破断口を中心とする対称な流動条件での実験は、第1章で述べたように本研究を開始した1986年の時点では存在しなかったが、最近Gardnerによって下向き破断に関して渦の循環をパラメータとした理論的及び実験的な研究がなされた。⁸⁾境界条件として、循環をゼロとして行われた実験は、本研究の理論モデルで対象にした状況と同様なので、下向き破断における次式のクオリティ相関式と実験データを比較する。

$$W = 22.5\pi\sqrt{g\rho_L\Delta p} \frac{h^{2.5}}{(1-\chi)^{3.5}} \frac{\chi}{1-\chi} \sqrt{\frac{\rho_L}{\rho_G} + 1} \quad [3-30]$$

この実験における実験条件は、最大圧力が0.34 MPa、破断流量が3500から13200 kg/m²s、破断クオリティが0から0.03（大部分のデータは0.001のオーダー）、作動流体は空気と水で、温度条件は室温である。排水は円筒型のタンクの底面の中心に取付けられた口径14.5 mmの破断口からなされた。図3.26において、破断空気流量の実験値と破断クオリティと相対水位の実験値から式[3-30]を用いて計算される値を比較する。図に示されるように、空気流量が大きい場合を除いて非常に良く一致している。この実験データベースにおいては破断クオリティ条件はほとんど0.001のオーダーであり、このようなクオリティ条件では図3.10において明らかなように本モデルで予測されるクオリティは実験値と一致しない。このため式[3.30]において破断流量からクオリティを計算し実験値と比較した結果は実験値とほとんど一致しなかった。以上の結果は本モデルはエントレインメント量が微量の時のクオリティを良く表すことはできないが、このような時でも相対水位と破断流量の関係を良く表すことができることを示している。

(3) 小破断LOCA解析に関連して取得された実験データとの比較

次に、Zuberの報告以降、各国で行われた小破断LOCA時の破断口におけるエントレインメントを検討するために行われた実験データと比較する。これらの研究における実験条件を表3.1に示す。作動流体としては、KfK^[9]は空気水、INEL^[10]及びCEA^[11]では蒸気・水を用い、UCB^[12]では、その両方を用いている。最大圧力条件は、KfKが0.5 MPa、INELが6.2 MPa、UCBが1.0 MPa、CEAが2.0 MPaである。破断向きはINELにおいて上向き破断が行われていないことを除けば、各研究グループにおいて、上向き、下向き、及び横向き破断が行われている。水平配管内の流動条件については、KfKではクロスフロー条件での実験も行われているが、ここでは出口流量をゼロとしたデータのみ参照することができたのでそれと比較する。INELとUCBでは水平配管出口流れのある状態でほとんどのデータが得られており、水平配管入口流量はほとんど一定の値である。CEAのデータも水平配管出口流れが存在する状態で得られている。本物理モデルで対象にした様な、破断口の両側に対称的に流体を供給するような実験は行われていない。したがって、これらのデータベースとの比較は第3章で作成した実験相関式を用いて行う。

下向き破断の場合について、図3.27において各データベースの破断流量の予測値と実験値の比を水平配管の径で規格化した水位に対してプロットした図を示す。無次元水位が0.2以上の高い場合にはすべてのデータベースと良い一致を示している。水位の低いところで一致が良くないのは、破断口や水平配管の口径の影響など本モデルでは考慮していない影響が表れている可能性がある。破断口径の影響は図3.16に示されるように、本実験においても明確に示されている。すなわち、本モデルは破断口を点と見なしているので、水位が低く、破断口の大きさを無視できない場合は、本モデルは適用できないことを意味すると考えられる。

横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合について、図3.28において破断流量の予測値と実験値の比を、式[2-3]より求まるエントレインメント開始水位 h_s で規格化した水位 h/h_s に対してプロットする。データは±50%の精度で予測値と一致しているが、INELのデータとの比較において水位に対する依存性が示される等、十分な一致とは言えない。図3.29に横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合について予測値と実験値の比を h/h_s に対してプロットしている。この場合、ほとんどのデータは、約30%の精度で予測されている。各データベースの実験条件の違いにもかかわらず、このような一致が示されたのは、本研究における実験で示されたように、横向き破断の場合、水平配管内の流動状態にあまり影響されなかったことに対応すると考えられる。

上向き破断の場合は、本モデルによる予測値と実験値の一致は良くなかった。この原因は図3.30に明確に示されている。図3.30では、上向き破断の場合のエントレインメントの特徴を明確にするため、図2.4と同様に h/h_s を縦軸に、スラグ流への遷移速度で規格化した水平配管内の入り口側気相速度 v_{slug}/v_{IG} を横軸に取り、それぞれのデータ点をプ

ロットしている。この図より、従来のデータベースは本実験において不連続で不安定なエントレインメントが生じる領域で取られていることが分かる。従来の文献中においても上向き破断の場合の流動挙動は不安定であることが述べられており、この図に示される結果と一致している。本実験で得られたような安定なエントレインメントが従来の研究において得られていないのは、気相を水平配管の片側からのみ供給したため、安定なエントレインメントが生じる前に配管内の流れがスラグ流に遷移したことによると考えられる。実際の高圧でのLOCA条件においてはスラグ流への遷移が抑制されることが知られており^[13]、本研究で得られた安定なエントレインメント条件のデータは有用であると考えられる。尚、本物理モデルの実炉条件への適用性については、付録2に検討結果をまとめているが、本モデルを構築する際に使用した仮定は実炉条件でも適用が可能であり、したがってモデルも適用可能であるという見通しを得ている。

3.6 結論

本章では、第2章で述べた実験結果を基に、破断口におけるエントレインメントに関する物理モデルを構築し、実験との比較により評価し、さらに実験では観測されたがこの物理モデルには含まれていないパラメータの影響を考慮するために実験相関式を作成した。又、作成した物理モデルと実験相関式に対して文献中のデータも用いてその適用性について検討を行った。これらの検討により以下の結論を得た。

- (1) 破断口上流の流動が破断口を中心として対称的である場合の連続的で安定なエントレインメントについて、破断口周辺の水位分布、破断口上流バルク条件（圧力、相対水位）と破断流条件（流量、クオリティ）の関係を検討した。物理モデルでは、流動が破断口を中心とした球対称であること、気液二相が分離して流れること、さらに破断口周辺の気液界面でのエネルギー散逸が最小になることを仮定した。この仮定に基づき、上向き、横向き及び下向き破断の場合について、破断口上流バルク領域の圧力、相対水位、破断クオリティ及び破断流量の関係を示す理論式を導出した。
- (2) 本物理モデルは、破断クオリティをエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関数として表した。その関係は従来、実験的に得られている結果と横向き破断と下向き破断の場合について良く一致した。上向き破断の場合は一致しなかったが、これは、従来、上向き破断においては安定なエントレインメントが生じる条件での実験を行っていなかったことによると考えられる。
- (3) 本理論式は、本モデルと同様な状況で得られた破断流量の実験値と、横向きで気相のエントレインメントが生じる場合を除き、30%程度の誤差で一致した。このことは、実験で観測されたエントレインメントに関する最も重要なパラメータであるバルク相対水位と破断流量及び破断クオリティの関係が本モデルにより、良く表されていることを意味する。
- (4) 本解析では考慮されていないが、実験において観測された渦や波の発生、水平配管内の流速等のエントレインメントに強く影響するパラメータについては、これらの影響を定量化するため、実験相関式を作成した。得られた実験相関式は、相対水位が小さい場合を除き、実験結果と約30%の誤差で一致した。この相関式は従来の相関式と比べて、破断口入口圧力を知る必要が無いことと破断口上流流動条件の影響を考慮していることが特徴である。
- (5) Gardnerが行った破断口上流条件が対称的な場合の実験データについて、その水位と破断流量の関係を本物理モデルは良く表した。

- (6) 小破断LOCA解析に関連して得られた高圧蒸気・水条件を含む四つの実験データベースと本実験相関式を比較検討した結果、下向き破断で水位が比較的に低い場合や、横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合には本相関式に改良の必要があるが、下向き破断で水位が比較的高い場合及び横向き破断で水がエントレインメントされる場合は従来の結果と約30%の誤差で一致することが分かった。このことは基本的に、高圧蒸気・水条件に本モデルを使うことができることを示唆している。
- (7) 相対水位が破断口径と比べて小さい場合、気相のエントレインメントが生じ破断クオリティが0.01以下の場合、さらにエントレインメントが断続的な場合、本モデルは適用できない。現象をより良く理解するという立場からは、今後さらに、これらの点も予測できるモデルを検討していくことは重要であるが、LOCA解析への適用という本研究の立場からは、後の2つの点は重要でなく、又、水位が小さいところの破断流量は、水位ゼロ($h=0$)の单相破断流と水位が破断口径と等しいところ($h=d$)での本モデルによる破断流量を水位で内挿する事により近似的に求める事ができる。

第3章の参考文献

1. Lubin, B., and Springer, G. S., J. Fluid Mech., vol.29(2), (1967), pp.385-390.
2. Smoglie, C., KfK 3861, (1984).
3. Yonomoto, T., and Tasaka, K., J. Nucl. Sci. Technol., vol. 25(5), (1988), pp.441-455.
4. Yonomoto, T., and Tasaka, K., Proc. of Int. ENS/ANS Conf. on Thermal Reactor Safety, vol.3, Avignon, (1988), pp.176-1~176-10.
5. Yonomoto, T., and Tasaka, K., Int. J. Multiphase Flow, vol.17(6), (1991), pp.745-765.
6. エリ ランダウ、イエ リフシッツ、流体力学、東京図書株式会社、東京 (1970), pp.89.
7. グランスドルフ、プリコジン、構造 - 安定性 - ゆらぎ その熱力学的理論、みすず書房、東京、 (1977), pp.38.
8. Gardner, G. C., Int. J. Multiphase Flow, vol.16(6), (1990), pp.1003-1022.
9. Smoglie, C., and Reimann, J., Int. J. Multiphase Flow, vol.12(4), (1986), pp.609-625.
10. Anderson, J.L., and Owaca, R., EGG-2377, NUREG/CR-4164, (1985).
11. Masiaszek, T., et al., Proc. of European Two-Phase Flow Group Mtg., (1986).
12. Schrock, V.E., et al., NUREG/CR-4761, (1986).
13. Kukita, Y., et. al., Proc. of 4th Int. Topl. Mtg. Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Karlsruhe, FRG, Vol.1, (1989), pp.465-472.

表3.1 従来の研究における実験条件

| | KfK | INEL | UCB | CEA |
|--------------------------|------|------|---------|-----|
| Max. press (MPa) | 0.5 | 6.2 | 1.0 | 2.0 |
| Fluid | A-W | S-W | S-W,A-W | S-W |
| Horizontal Pipe dia (mm) | 206 | 284 | 102 | 135 |
| Break dia (mm) | 6~20 | 34 | 3~10 | 20 |

Note A-W : Air Water, S-W : Steam Water

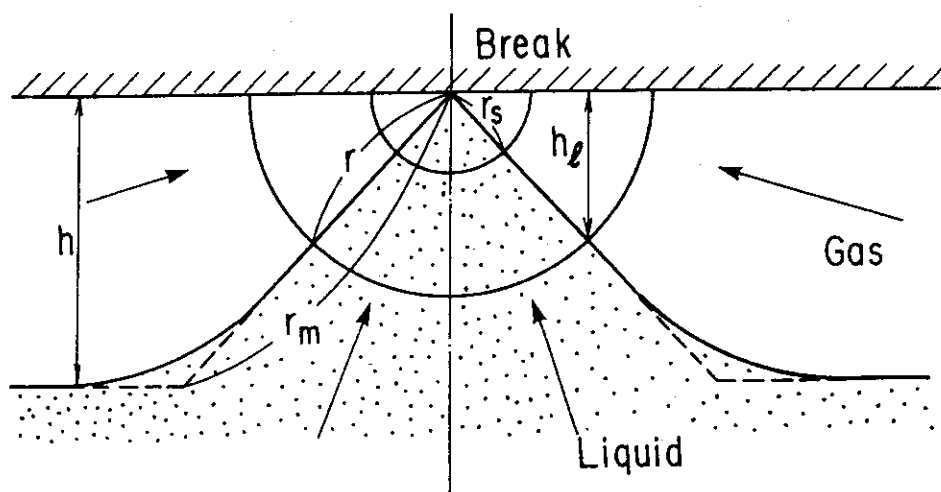


図3.1 上向き破断の場合の解析モデル

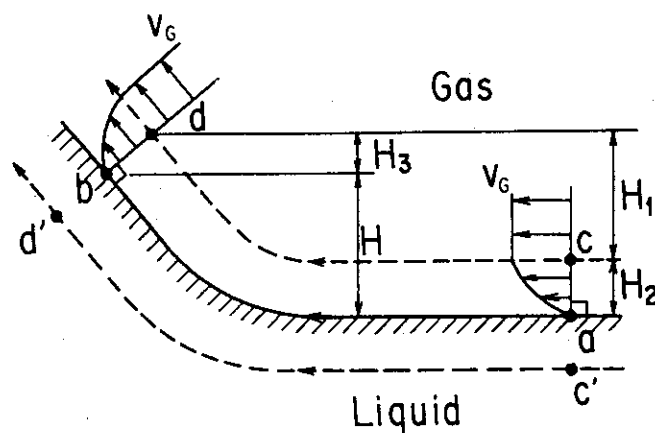


図3.2 気液界面に添っての速度分布

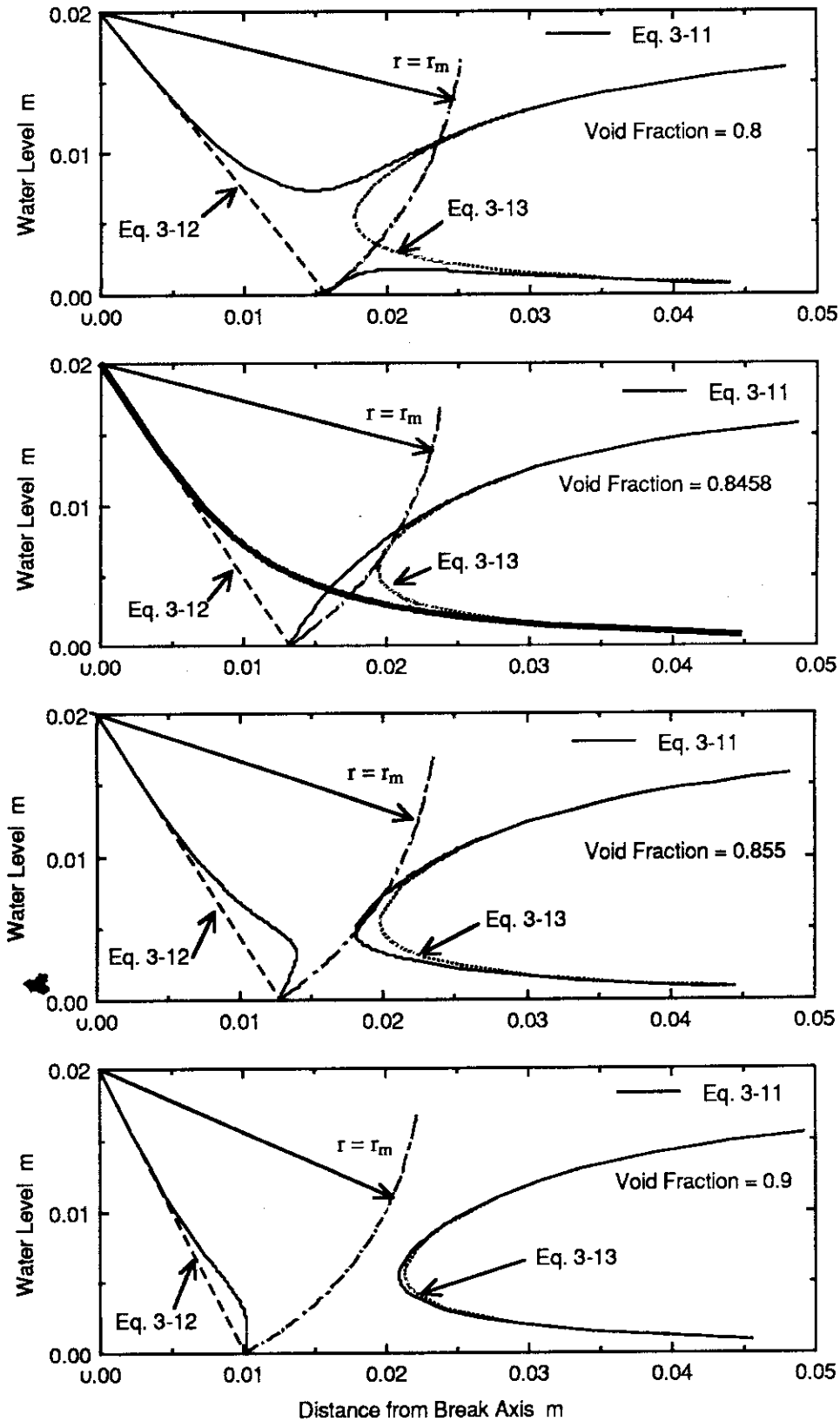


図3.3 上流バルク圧力0.7 MPa、破断口前後差圧0.2MPa、破断口径1cm、バルク水位2cmの条件におけるボイド率をパラメータとした水面形状の計算結果：実線は式[3-11]、破線は式[3-12]、点線は式[3-13]によりそれぞれ計算された水位で、一点鎖線は破断口を中心とする半径 r_m の円弧である。ボイド率が0.8458の場合には連続的で単調に減少する水位分布が得られているがその他の場合には適切な水位分布は得られていない。 - 67 -

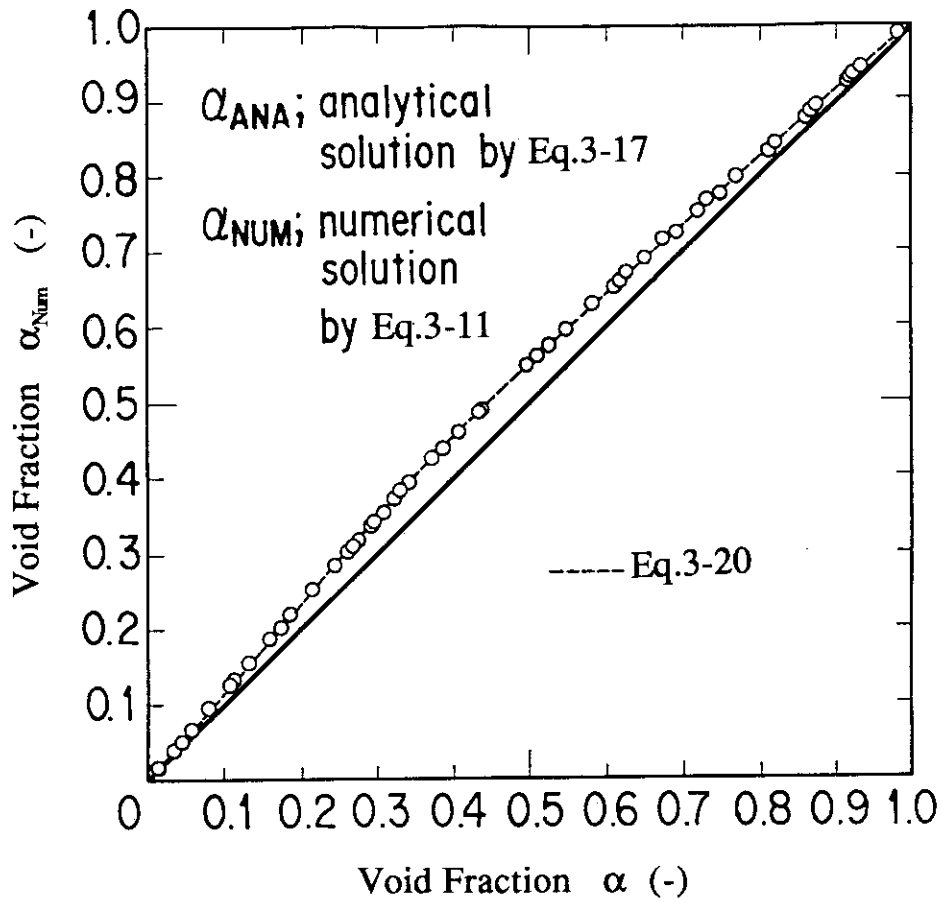


図3.4 式[3-17]より求められたボイド率 α と式[3-11]から数値計算で求められたボイド率 α_{Num} の比較

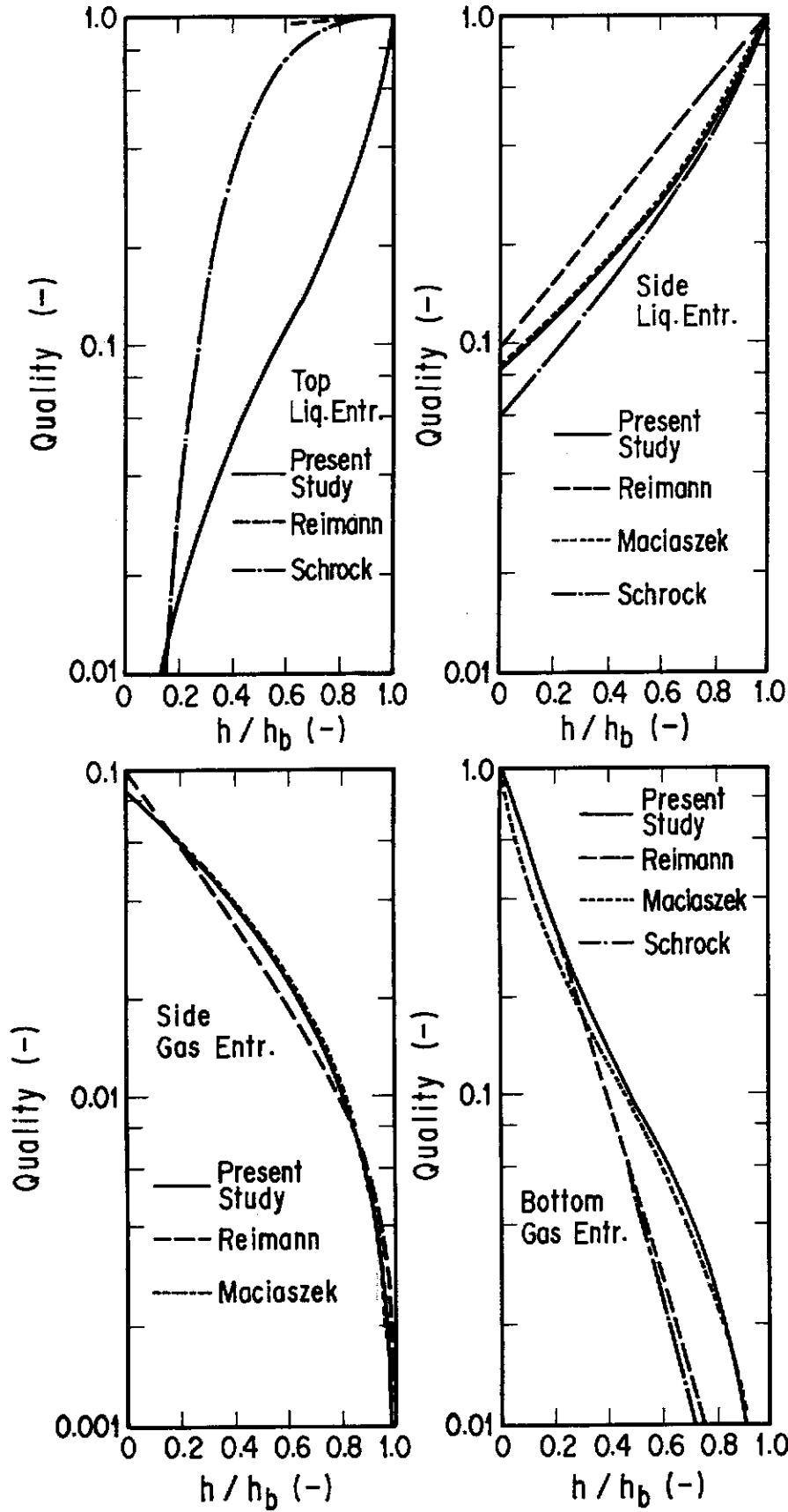


図3.5 本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）及び従来の研究で求められた破断クオリティとエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関係。図中のReimann, Maciaszek, Schrockは、KfK, UCB, CEAでの研究に対応する。

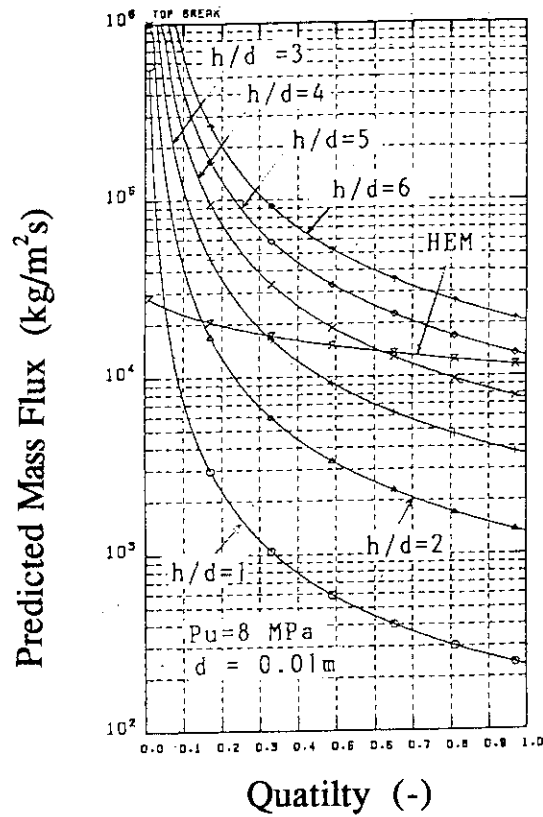


図3.6 上向き破断で上流圧力(P_u)8MPa,破断口径(d)1cmの場合の本エントレインメントモデル (クオリティ相関式) 及び均質二相流モデル(HEM)で予測される破断流量と破断クオリティの関係: 両者の交点より実際に生じる破断流量と破断クオリティが予測される。図中の h/d は破断口径で無次元化した相対水位を意味する。

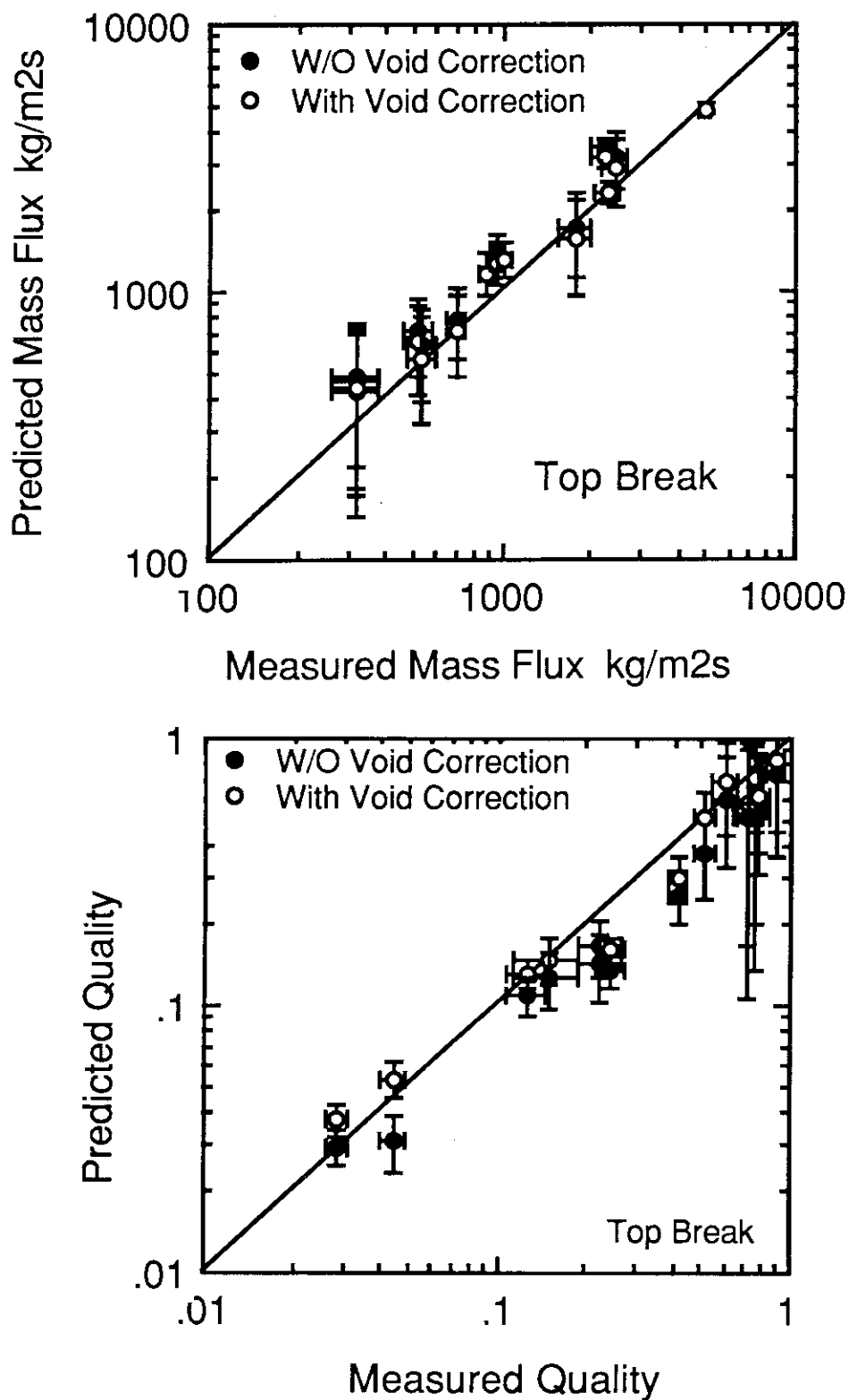


図3.7 上向き破断の場合の本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による破断流量と破断クオリテイの予測値と実験値の比較：ボイド率の計算の際に式 [3-20]による補正を行なう場合と行なわない場合を比較している。

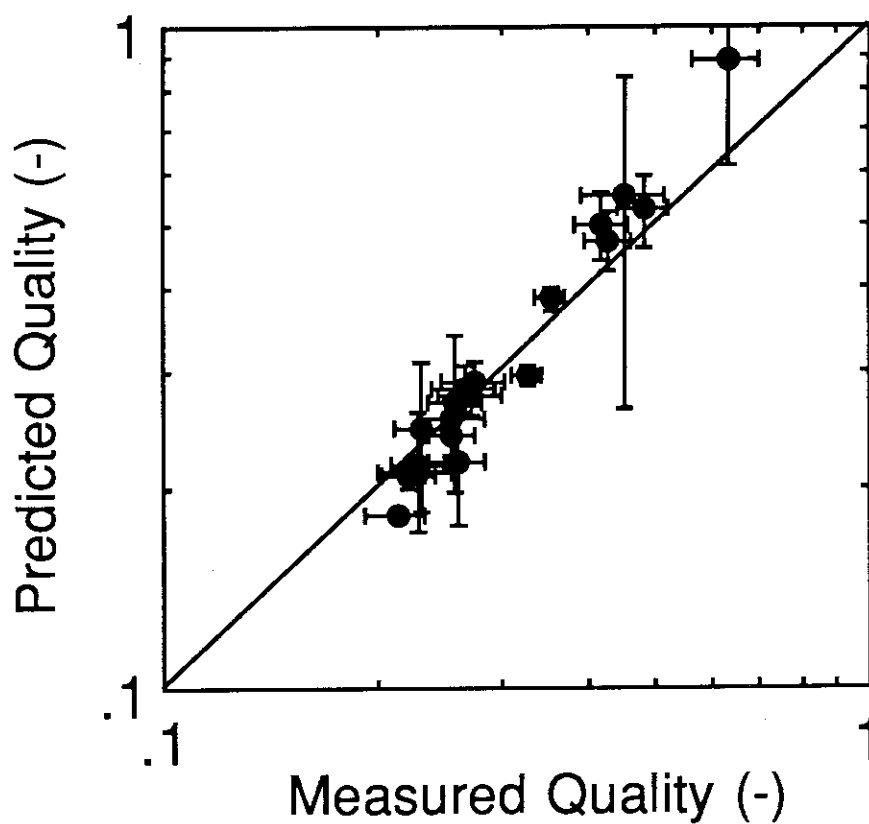
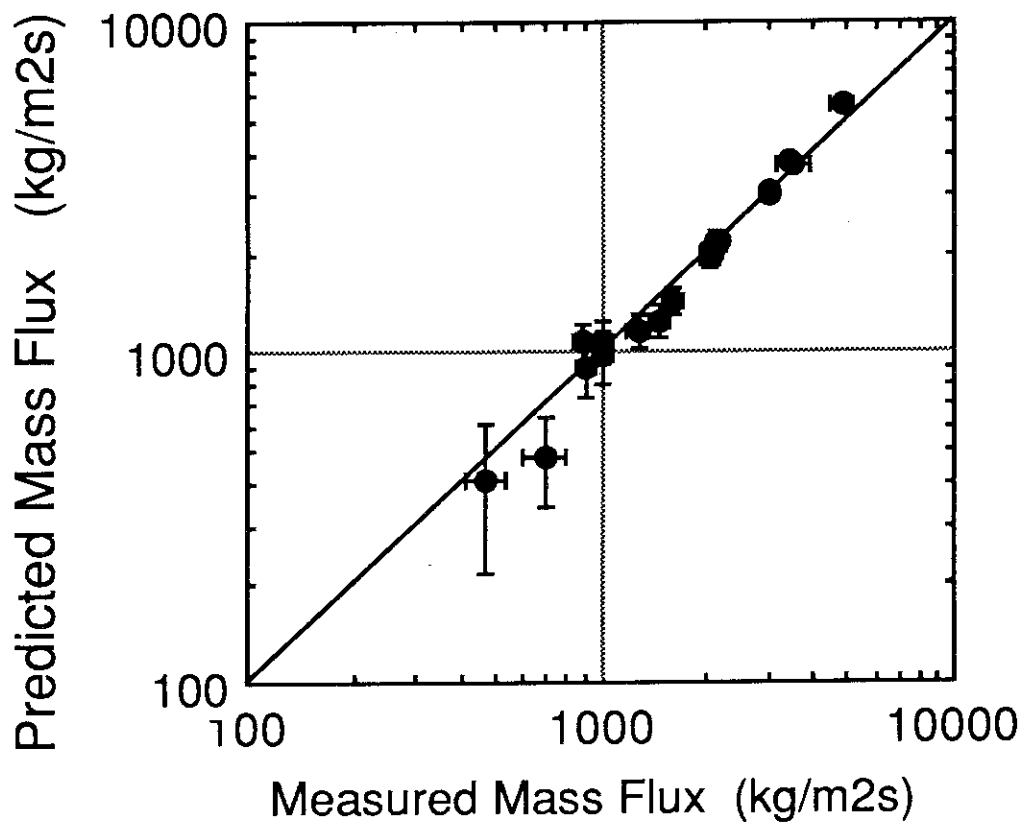


図3.8 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較

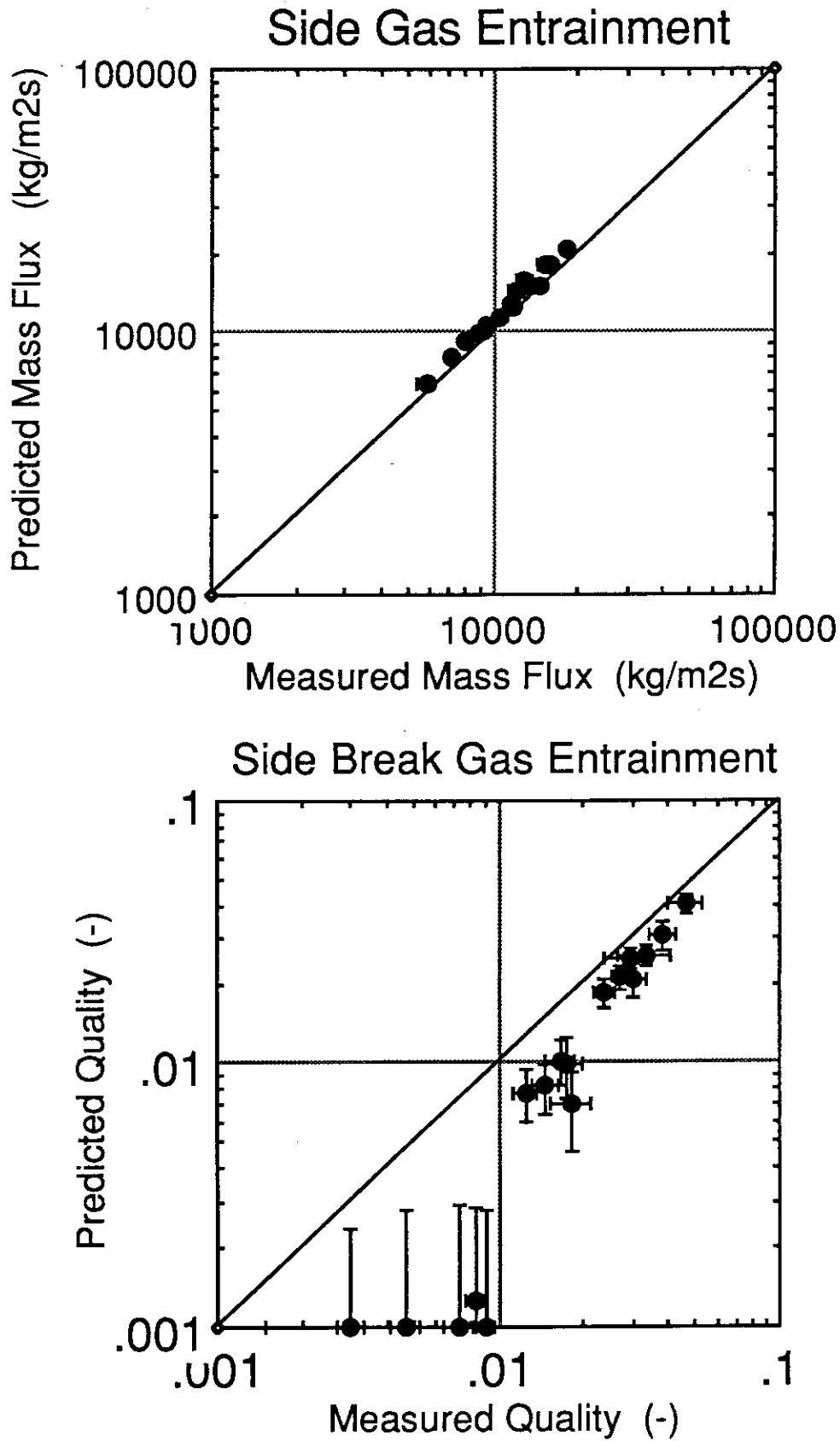


図3.9 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較

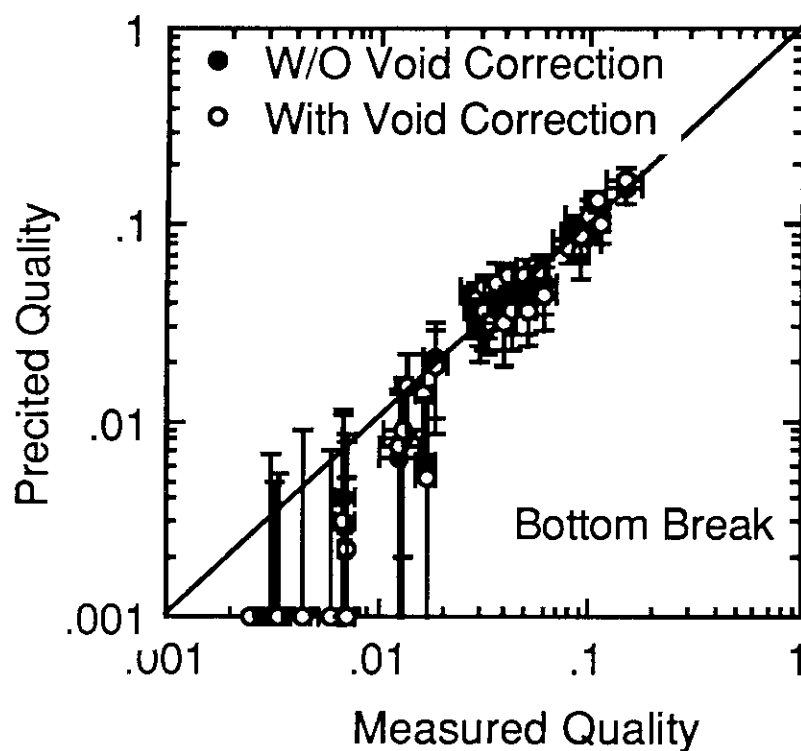
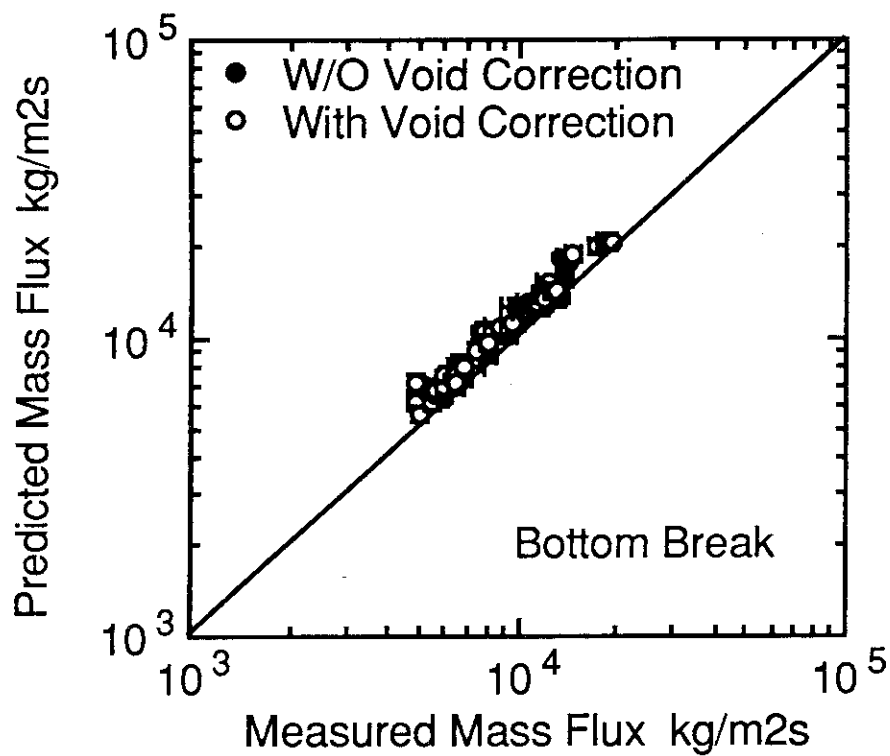


図3.10 下向き破断の場合の破断流量と破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（ボイド率相関式）による予測値の比較：ボイド率の計算の際に式[3-20]に相当する補正を行なう場合と行なわない場合を比較している。

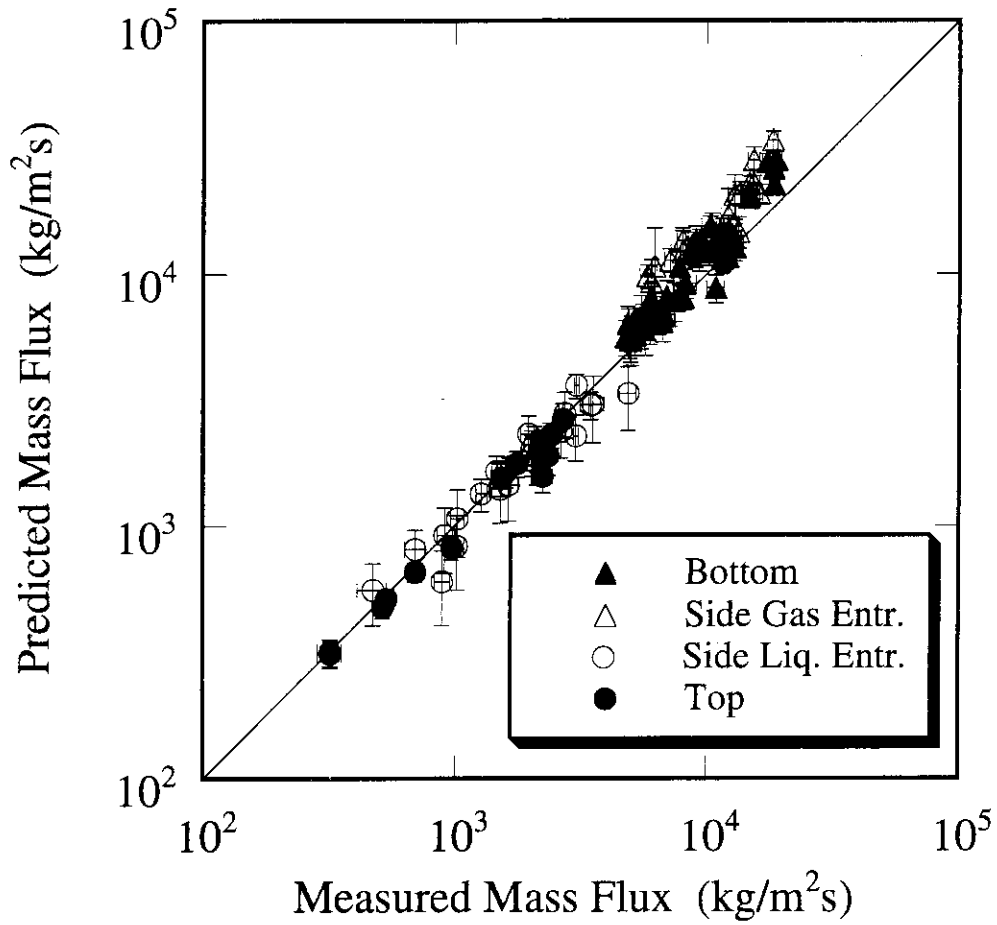


図3.11 本エントレインメントモデル（クオリテイ相関式）による破断流量の予測値と実験値の比較

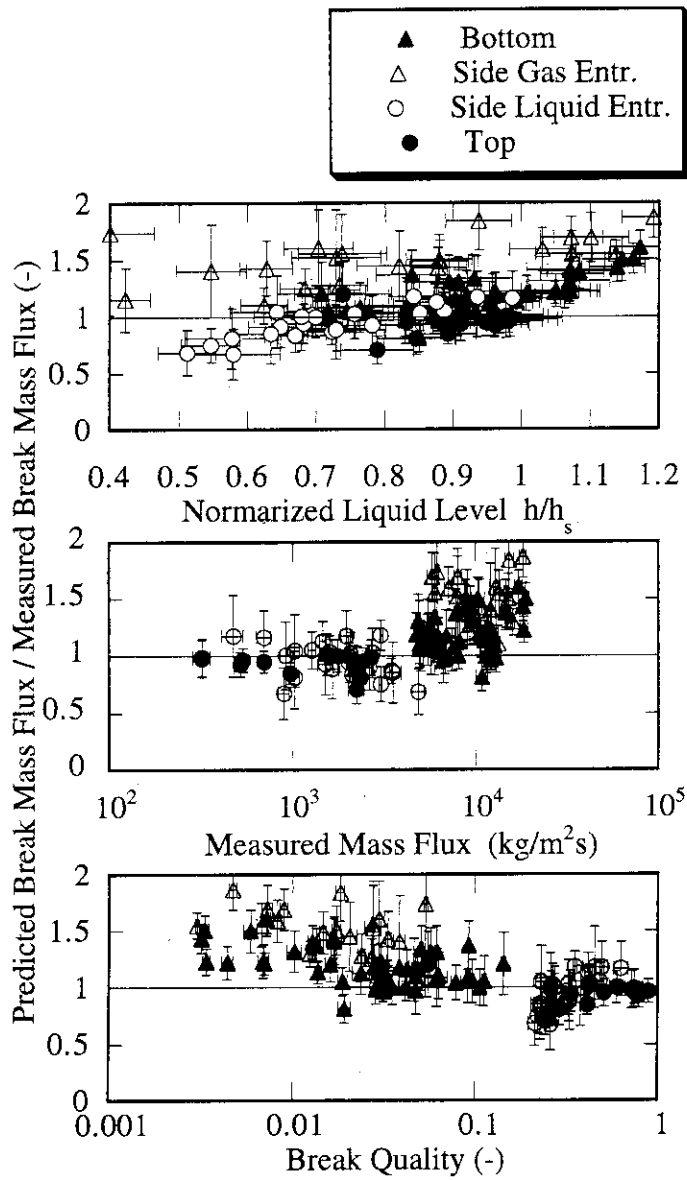


図3.12 本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）による破断流量の予測値と実験値の比の水位、破断流量、及び破断クオリティに対する依存性

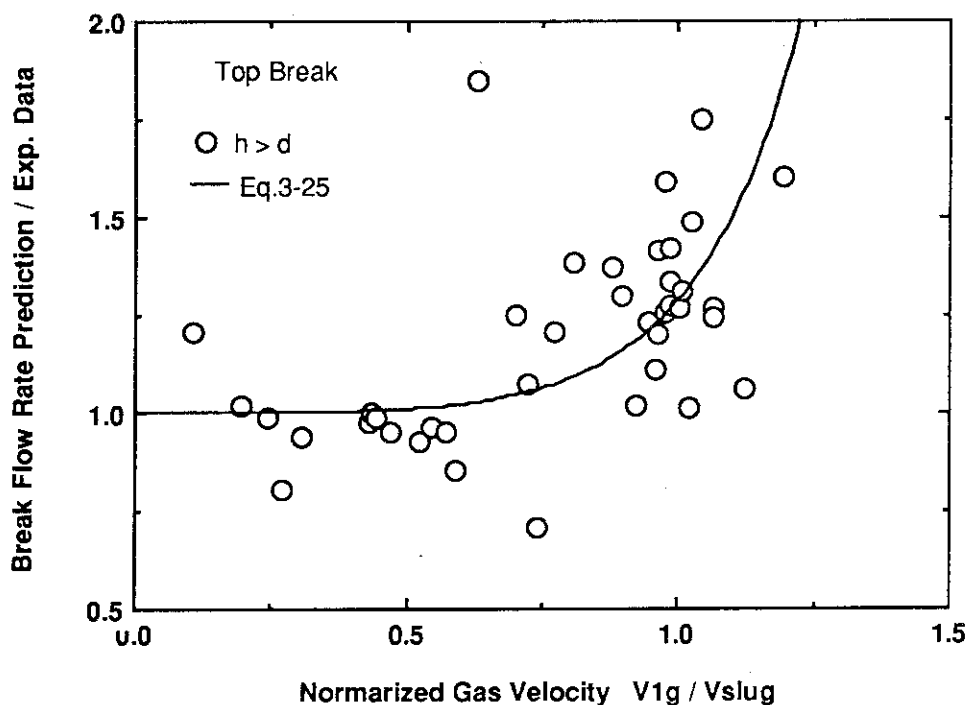


図3.13 上向き破断の場合の無次元気相速度（水平配管内気相速度／スラグ流への遷移速度）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

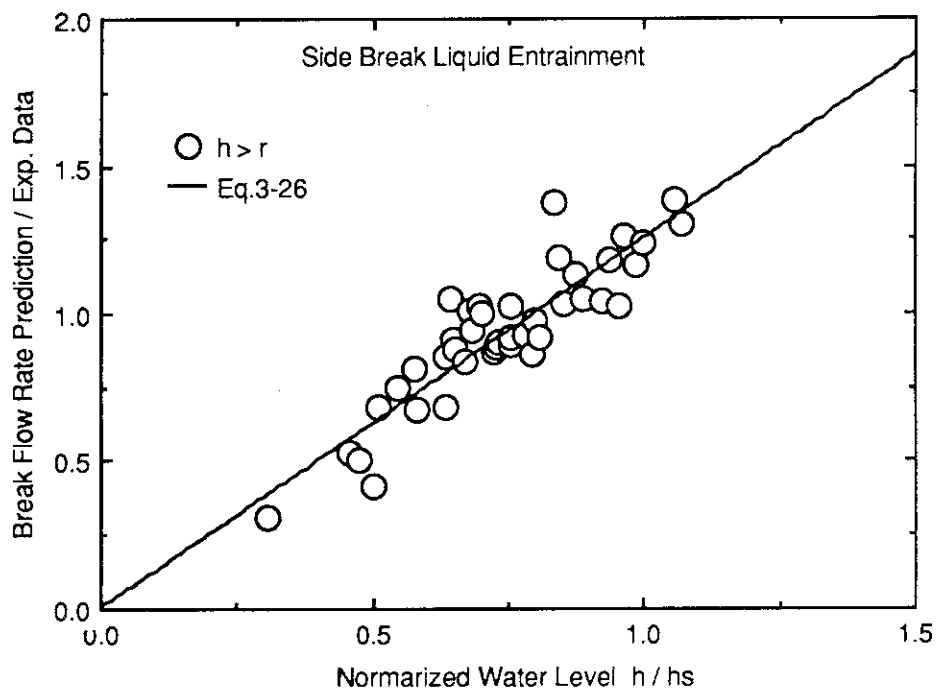


図3.14 横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合の無次元水位（水位／式[2.3]によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

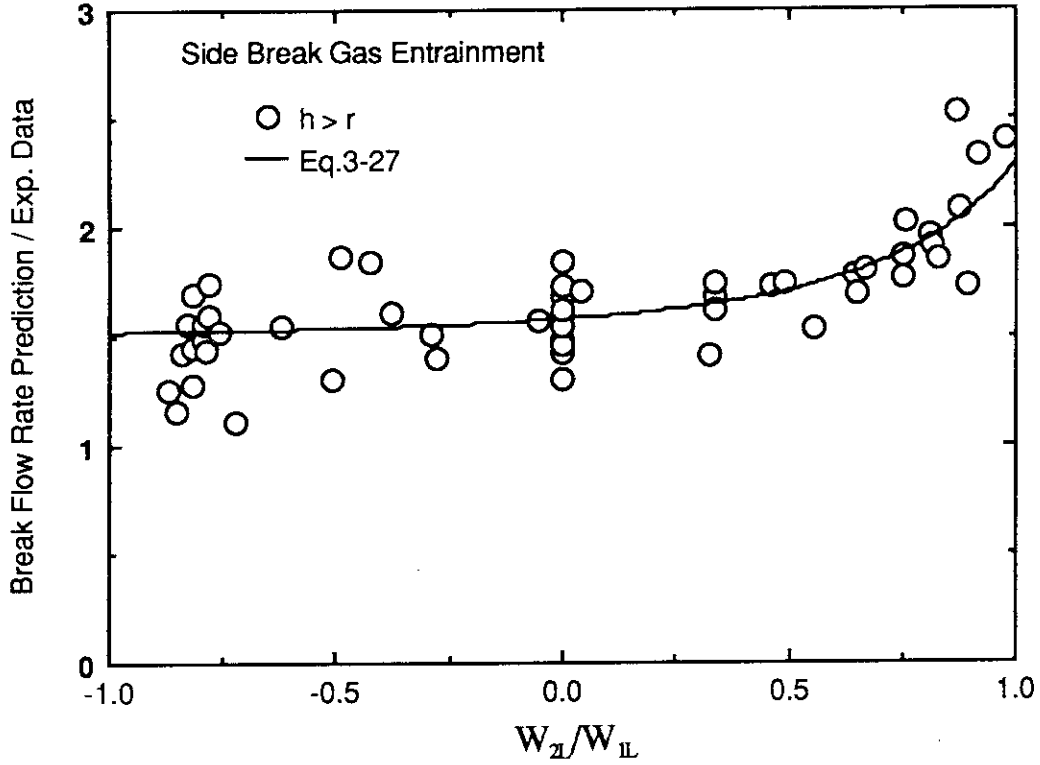


図3.15 横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合の流量比（水平配管出口側流量／入口側流量）と本エントレインメントモデル（クオリテイ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

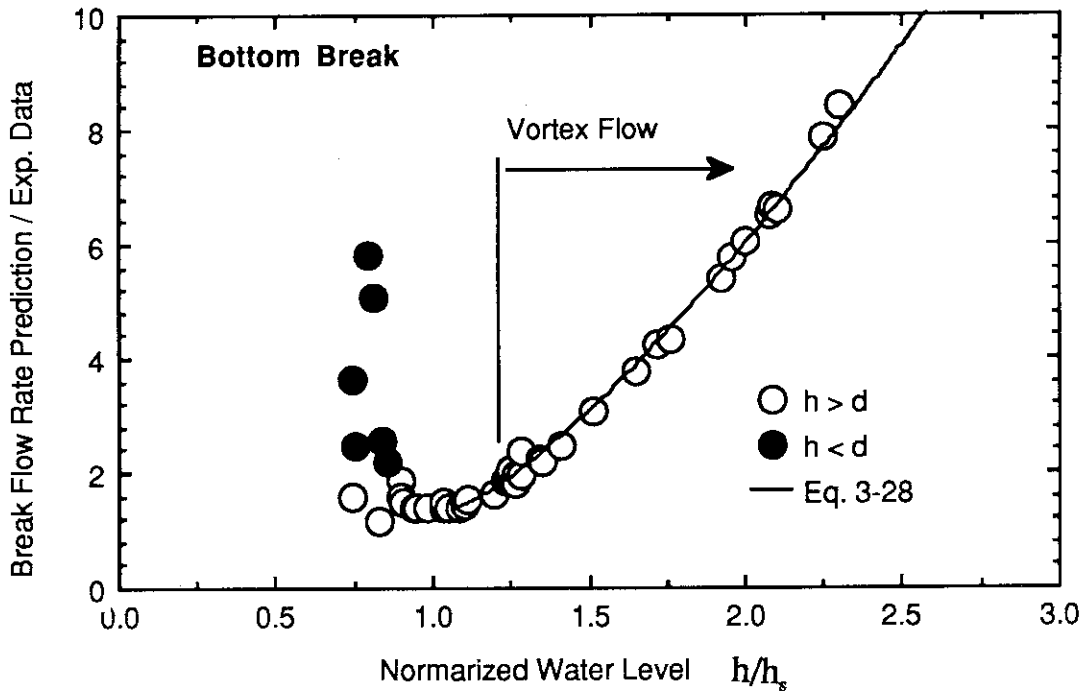


図3.16 下向き破断で水平配管内の水流速が小さい場合($v_2/(gh_2)^{0.5} < 0.25$)の無次元水位（水位／式[2.3]によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（クオリテイ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

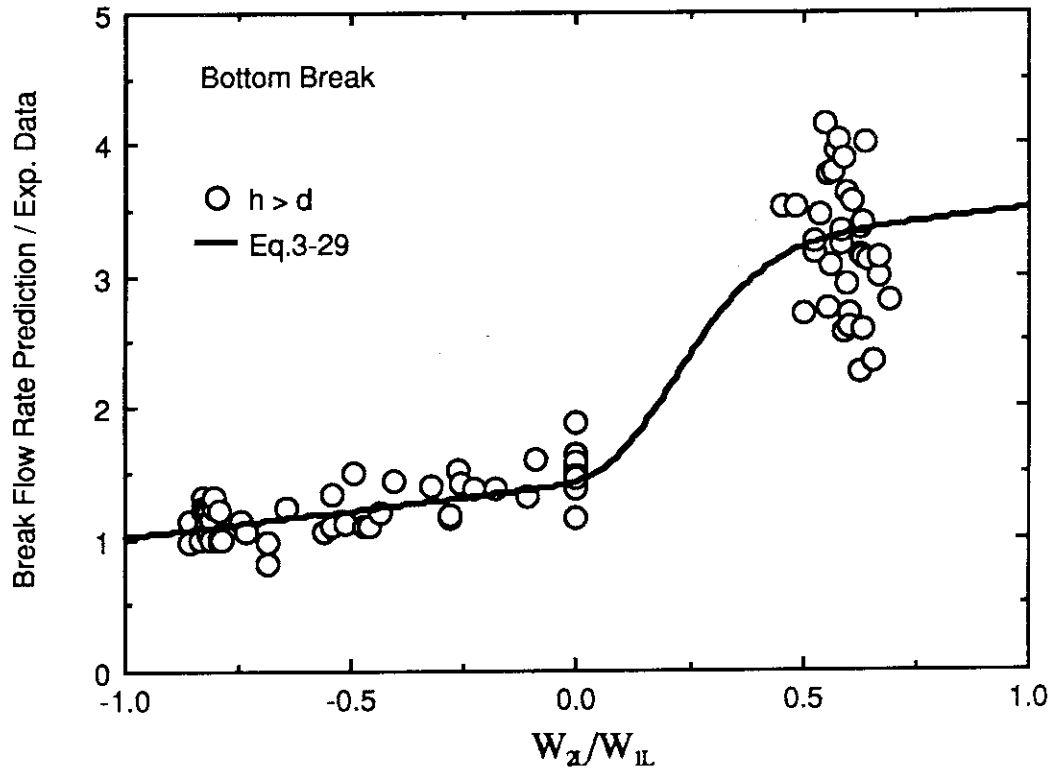


図3.17 下向き破断で渦が生じない場合の流量比（水平配管出口側流量／入口側流量）と本エントレインメントモデル（クオリティ相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

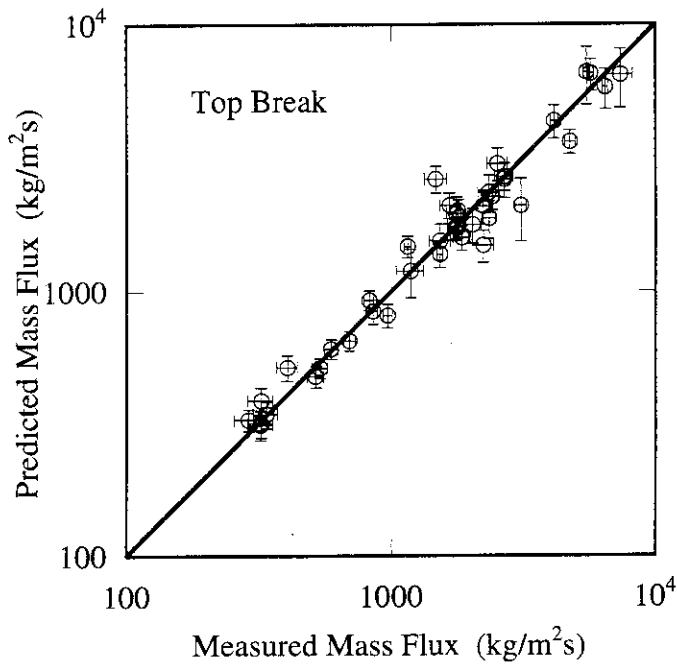


図3.18 上向き破断の場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口径より大きい全データと予測値を比較している。

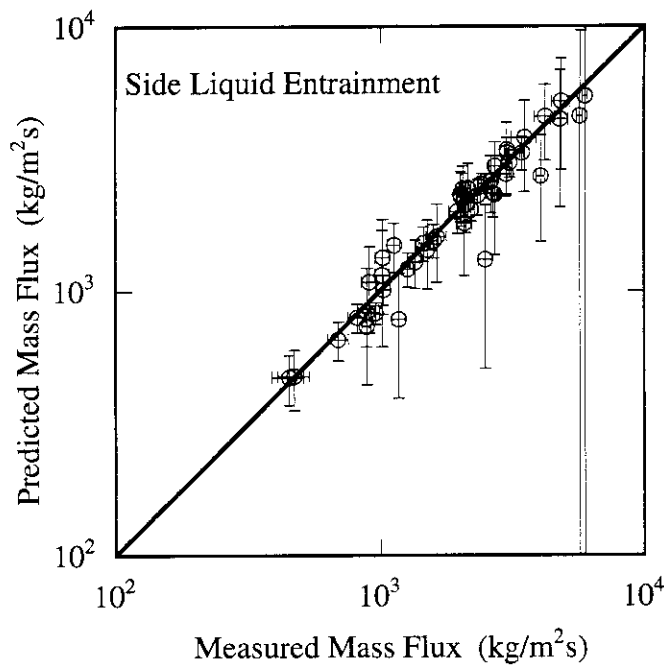


図3.19 横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口半径より大きい全データと予測値を比較している。

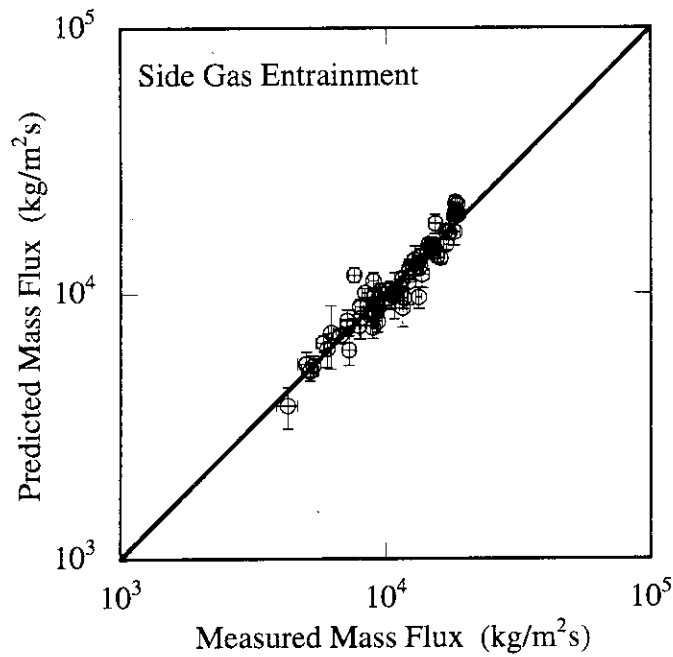


図3.20 横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口半径より大きい全データと予測値を比較している。

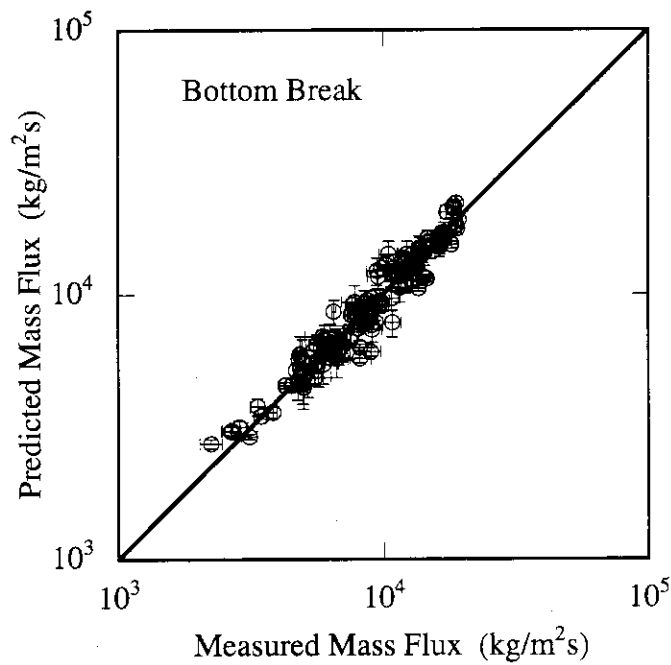


図3.21 下向き破断の場合の実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：相対水位が破断口径より大きい全データと予測値を比較している。

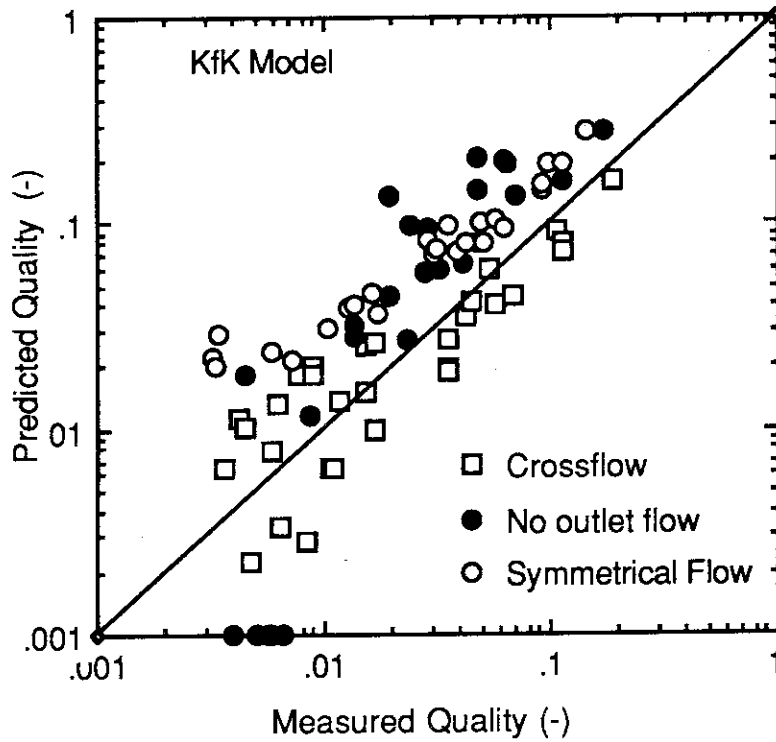


図3.22 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値とKfK相関式による予測値の比較：水平配管内の流動挙動の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。

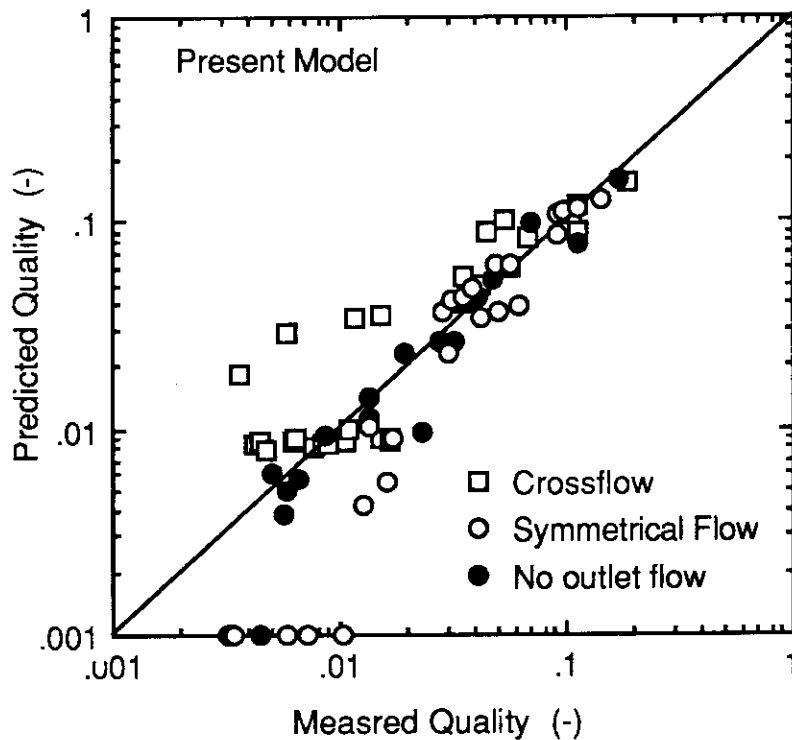


図3.23 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：水平配管内の流動挙動の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。

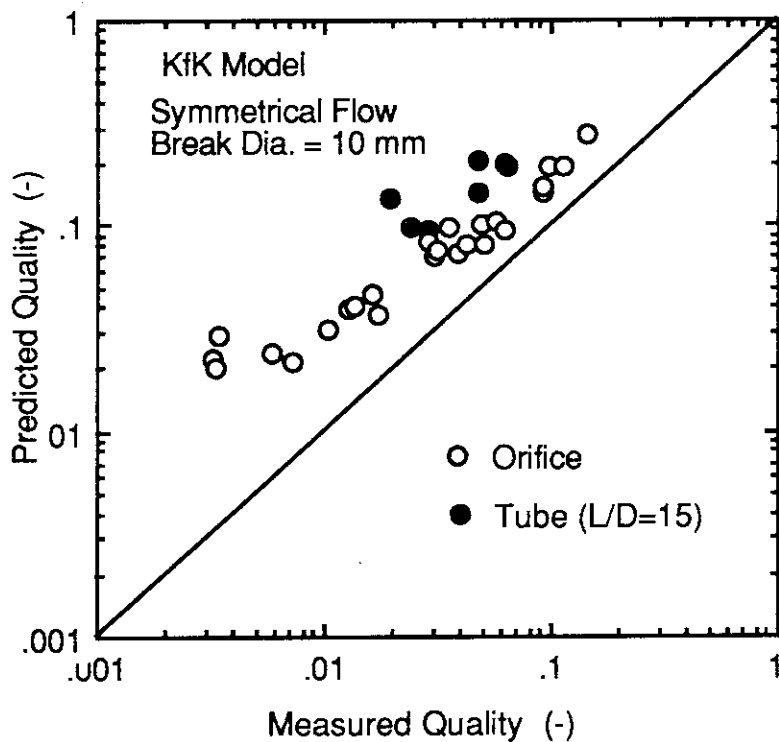


図3.24 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値とKfK相関式による予測値の比較：破断口形状の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。

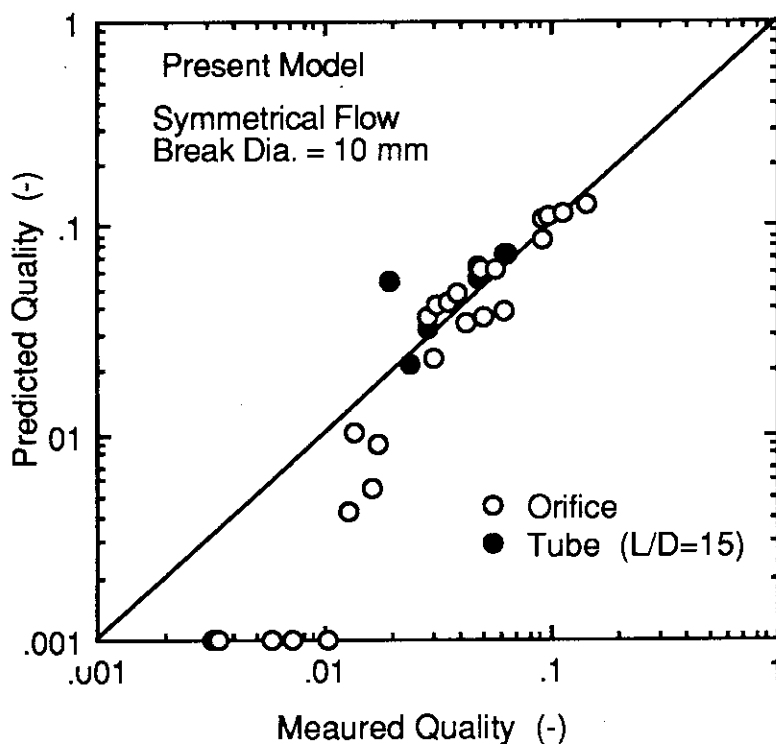


図3.25 下向き破断の場合の破断クオリティに関する実験値と本エントレインメントモデル（実験相関式）による予測値の比較：破断口形状の違いの影響をモデルが適切に考慮しているかどうか比較している。

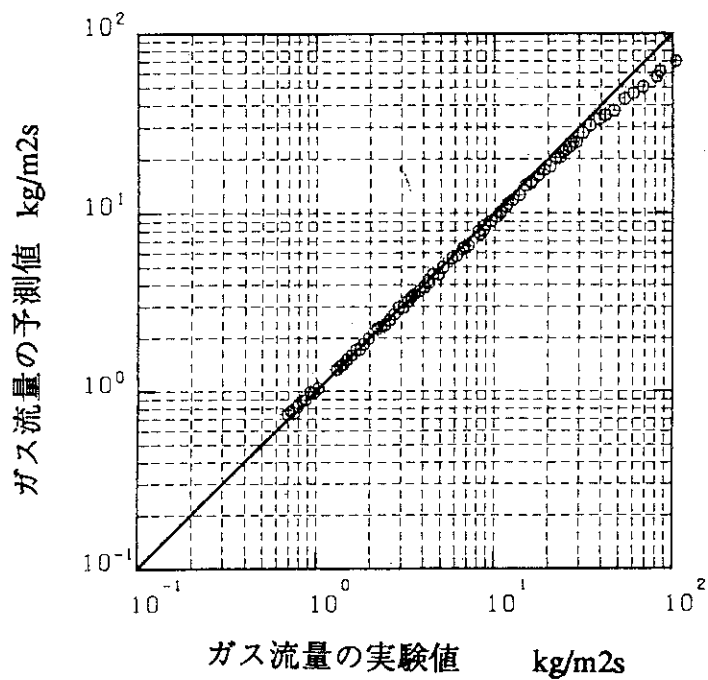


図3.26 Gardnerによる対称な上流流動条件での下向き破断実験における気相流量の実験値と本エントレインメントモデル（クオリテイ相関式）による予測値の比較

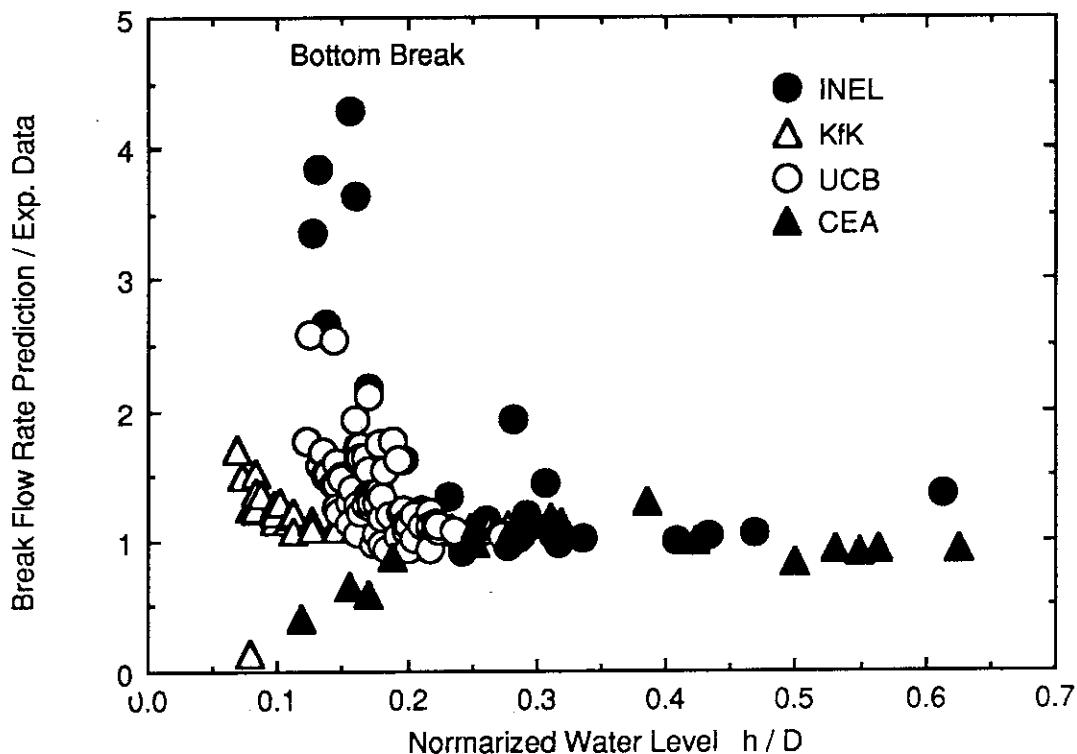


図3.27 文献中の下向き破断の実験結果に対する無次元水位（水位／水平配管口径）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

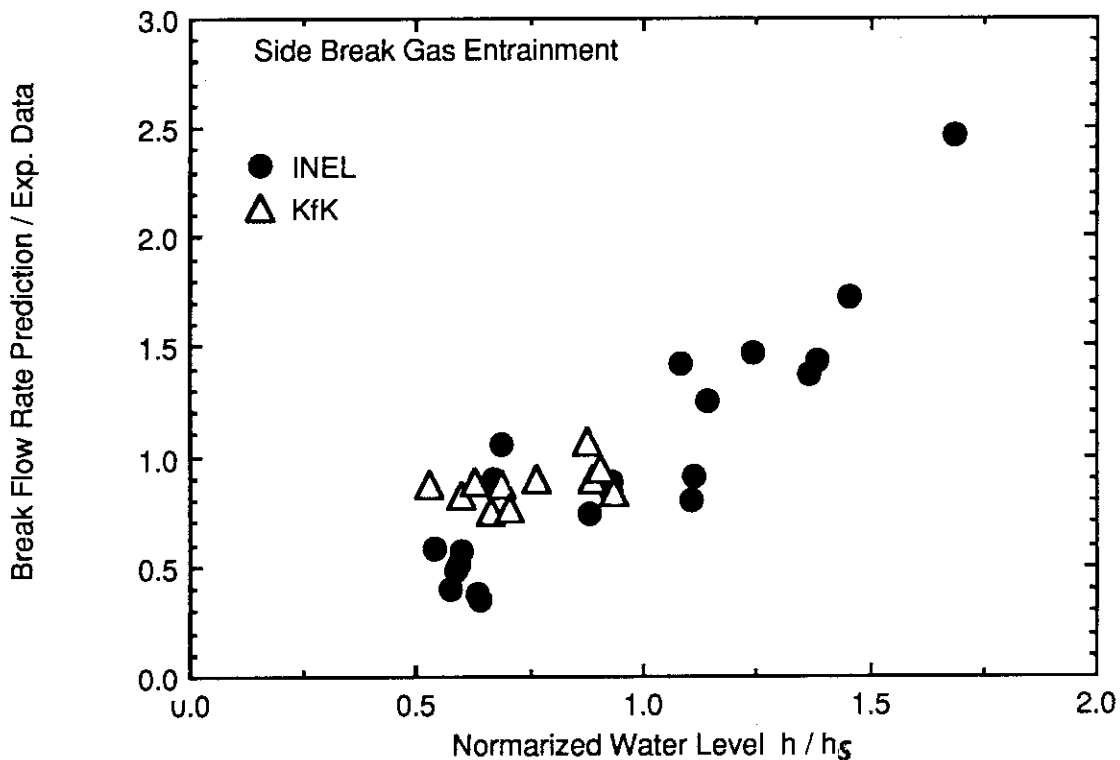


図3.28 横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合の文献中の実験結果に対する無次元水位（水位／式2.3によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値／実験値）の関係

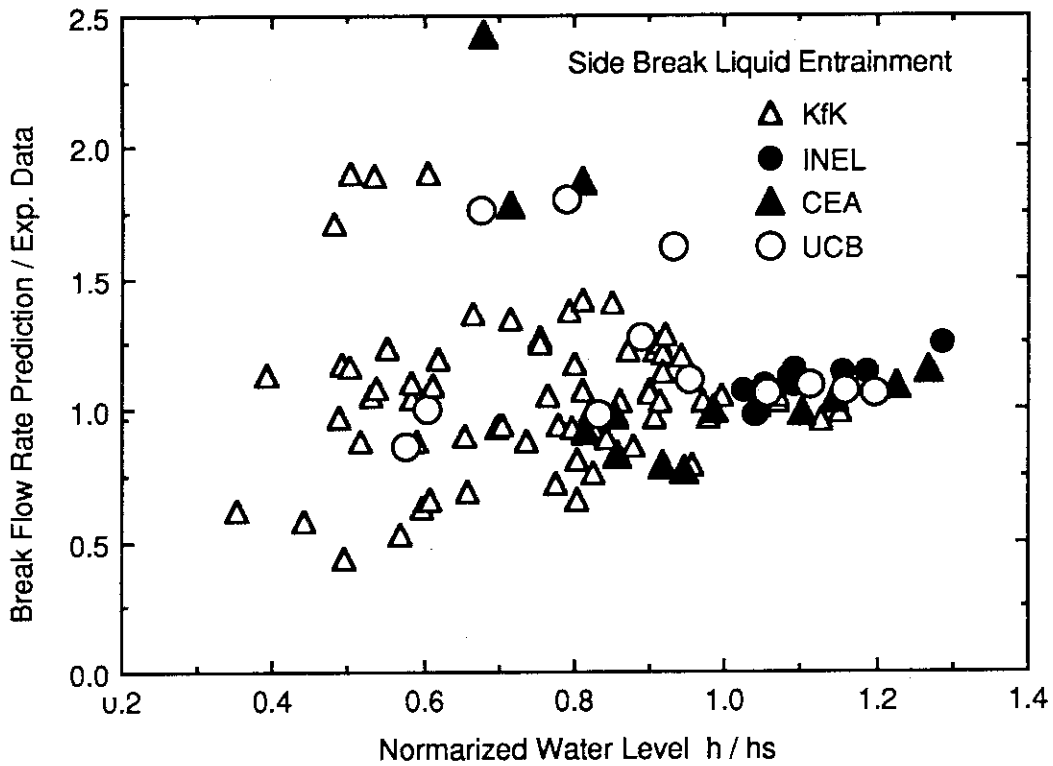


図3.29 横向き破断で液相のエントレインメントが生じる場合の文献中の実験結果に対する無次元水位（水位/式2.3によるエントレインメント開始水位）と本エントレインメントモデル（実験相関式）の予測性能（予測値/実験値）の関係

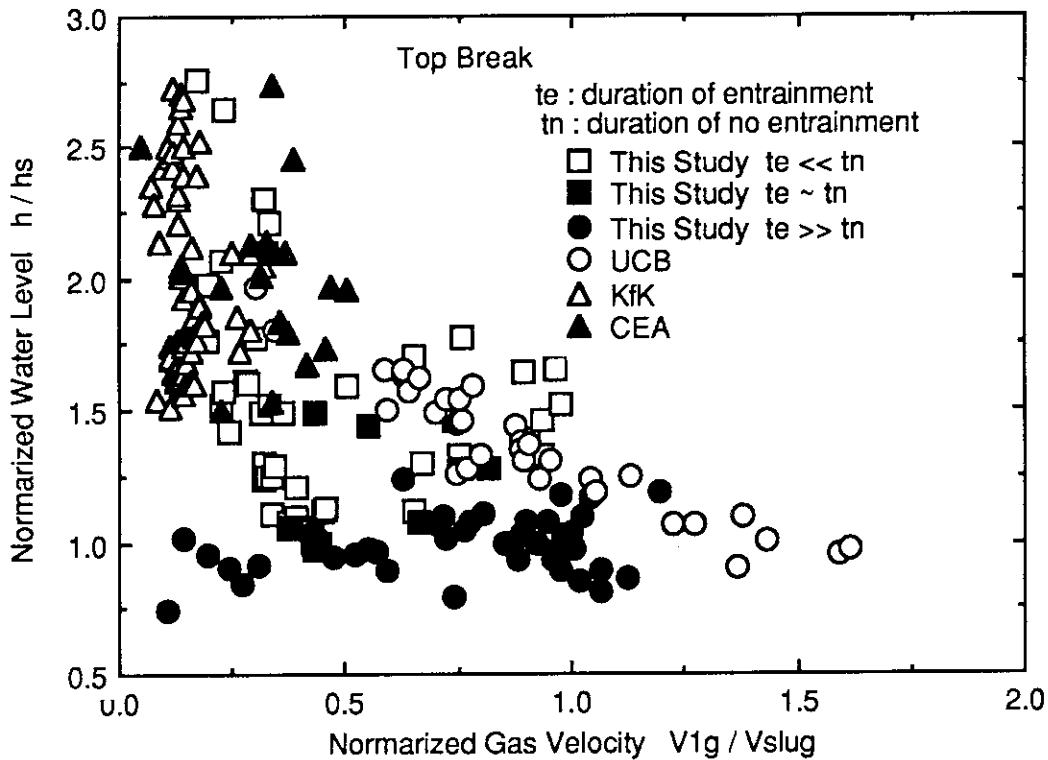


図3.30 上向き破断の場合の実験条件の比較：従来の実験値は本研究において断続的なエントレインメントが生じている領域で取得されている。

第4章 配管壁周方向破断位置を変えたLOCA実験とエントレインメントモデルの適用

4.1 序論

第一章で述べたようにPWRのレグ配管における小破断LOCAにおいては、破断口の管壁上の位置（ここでは、破断方向と呼ぶ）の影響を適切に考慮することが、破断流、及びシステム全体の挙動を精度良く予測するために重要である。このためには、破断口へのエントレインメントを適切に予測することが必要である。この理由により本研究では分離効果実験を行い、代表的な破断向きにおけるエントレインメントに関する予測モデルの開発を行った。この開発されたモデルは主に低圧で行われた実験データを用いて評価がなされているが、PWRと同等な高圧条件（例えば、圧力8MPa）での適用性は十分には評価されていない。

一方、破断向きの影響がシステム全体にどのように影響するか検討することも重要である。システム全体に対する影響が非常に小さいものであるならエントレインメントに対する詳細なモデルは必要とされない。小破断LOCA時に破断口でのエントレインメントが重要になることが言われるようになったのは、LOFTで行われた小破断LOCA実験が契機となっているが、大型総合実験装置を用いてシステム挙動に対する破断向きの影響を系統的に調べた例はない。

又、ROSA-IV計画で使用している大型実験装置LSTFは、PWR模擬装置としては世界最大の大きさであるが、参照炉との体積比は1/50であり、実験で生じたことが参照炉でそのまま生じるとは限らない。参照炉への実験結果の適用性は現象ごとに検討しておく必要がある。したがって、本研究の結果を用いて破断口でのエントレインメント現象に関するLSTFと参照炉の相似性を検討することも重要である。

さらに、本研究はエントレインメントに関するモデルを開発することにより解析コードの最適予測性能の向上をめざしたものであるから、本モデルを組み込み改良したコードと従来のコードの両方を用いて実験解析を行い、予測性能の向上がどの程度あったかを検討することも重要である。

本章では、これらの検討を目的とし、PWR模擬装置LSTFを用いて行われたLOCA模擬実験の実験結果と解析結果についてまとめる。^[1,2] 実験結果に関してはLSTFで行われた一連の破断向きパラメータ実験の中から破断向きの違い（上向き、横向き、下向き）が顕著に見られたホットレグにおける破断方向パラメータ実験について、始めに実験で観測された小破断LOCA時の基本的な熱水力挙動について述べ、次に破断口の向き、及び発生の有無を含めて破断口へのエントレインメントがいかに関与しシステム全体挙動へ影響す

るかについて述べる。さらに、本研究で得られたモデルを用いてエントレインメントに関するLSTFと参照炉の相似性について検討する。

実験結果について述べた後、LOCA解析コードRELAP5を用いた解析について述べる。この中ではRELAP5コードの原型版、及び本研究で得られたエントレインメントモデル（上向き破断の場合は式[3-17]）を組み込んだ改良版コードによる解析と実験の比較を行う。これにより、本エントレインメントモデルのPWRと同様な高圧条件への適用性について検討するとともに、本研究の主目的の一つである小破断LOCA時の熱水力挙動に関する予測性能の向上がなされたかどうかについて検討する。本モデルの高圧条件への適用性の検討のためにも、解析コードを用いたのは、LSTFでは破断クオリティを計測していないため、モデルが示す破断流量、破断クオリティ及び水位の関係を直接、実験データと比較することができないためである。妥当性の検討は、破断流量に影響する因子を分析し、それぞれの計算結果の妥当性を検討し、限られた実験結果と比較することにより間接的に行った。

4.2 LOCA実験のための装置と方法

実験には3423MW熱出力の4ループ型PWR（以下参照炉と呼ぶ）の模擬装置LSTF (Large Scale Test Facility) を用いた。^[3] LSTFは主として小破断LOCA時のシステム全体の熱水力挙動を検討するための実験データを得ることを目的としている。模擬の基本的考え方は、出力と体積の比の保存と主要機器の高さの保存に基づいている。体積比は1/48で主要機器の体積、炉心発熱量、破断面積等はこのスケール比により決められている。又、小破断LOCA条件では自然循環挙動が重要であることから、各機器の高さ方向の位置は可能な限り1/1で模擬している。図4.1に示されるように、LSTFは模擬炉心等を内蔵する圧力容器と二つの冷却ループで構成されている。圧力容器内には参照炉と同様に、炉心、上部ヘッド、上部プレナム、下部プレナム、ダウンカマーが内蔵されている。炉心は約1000本の電気加熱の模擬燃料棒で構成されており、模擬燃料棒の口径、ピッチ及び発熱長は参照炉の形状を模擬し、その高さ方向の発熱分布はコサインである。炉心電気出力の最大値は10 MWで、これは参照炉の定格出力の14%に相当する。それぞれのループは蒸気発生器、循環ポンプ、ホットレグ、コールドレグで構成され、片方のループには加圧器が接続されている。レグ配管の内径は207mmで流動様式の遷移条件を保存するためPWRのレグ配管の長さ L と口径 D の平方根の比 $(L/D)^{0.5}$ を模擬している。^[4] これによりレグ配管内のフルード数 $(j_g/(gD))^{0.5}$ 、ここで j_g は蒸気見かけ流速、 D はレグ配管の径)が保存される。蒸気発生器は、141本の内径19.6mm、高さ約10mの伝熱細管、蒸気発生部、入口及び出口プレナム、ダウンカマで構成される。ECCSについては参照炉と同様に高圧注水系、蓄圧注水系、低圧注水系で構成される。計測に関しては、圧力、差圧、温度、密度、流量等の計測が約2500点なされている。破断向きパラメータ実験で重要になる破断流量及びレグ配管水位の計測は破断口下流に設置してある破断流量積算タンク及び3ビーム式ガンマ線密度計を用いて行っている。

小破断LOCA時の破断方向の影響を調べるために、他の実験条件をほぼ同一にし破断向きを上向き、下向き及び横向きに変えた3実験を行った。基本的な実験条件として、破断の場所はホットレグで破断面積は参照炉のホットレグ配管断面積の0.5%にスケール比(1/48)を乗じた値とした。この面積は参照炉における約2インチの配管の破断に相当する。破断口は内径7.2mmの薄刃オリフィスを図4.2に示すようにホットレグ内面に内接して、上向き、横向き、又は下向きに取付けることにより模擬した。実験初期状態では前述の用に炉心出力は定格の14%相当であるので循環流量を14%にすることにより参照炉の一次系内の温度分布を模擬した。初期圧力は15.5MPaでホットレグ及びコールドレグの流体温度はそれぞれ598、及び562 Kであった。又、二次系への伝熱を定格の14%に減少させるために参照炉では6.2 MPaである二次系圧力を7.3 MPaに高め一次系と二次系間の温度差を参照炉より小さくした。

実験の境界条件として、電気出力の最大値が定格の14%であることから炉心出力の低下をスクラム発生から29秒後に開始し、これ以降の参照炉の崩壊熱を模擬した。又、

高圧注水系(HPI)と補助給水系が作動しないことを仮定した。炉心温度の上昇が観測された後には、上向き及び下向き破断では加圧器の圧力逃し弁を用いて減圧を行い、横向き破断の場合は高圧注水系HPIを作動させた。これらは運転員対応方法に関する実験データを得ることを狙ったものであるので、ここではこれに関する結果の詳細にはふれない。

4.3 LOCA実験結果

(1) 横向き破断の結果

定性的には3実験で同様な挙動が観測されたので、横向き破断の結果を用いて全体挙動に関する実験結果を説明する。図4.3に一次系及び二次系圧力を示す。破断後一次系圧力は急激に減少し81秒で一次系圧力低(12.97MPa以下)によるスクラム信号が発生した。スクラム信号により、主給水弁(main feedwater valve)と主蒸気弁(main steam line valve)が閉鎖され、一次系循環ポンプのコーストダウンが開始した。二次系の隔離により二次系圧力は圧力逃し弁の設定圧力(開圧力8.02MPa,閉圧力7.82MPa)まで急激に増大した。二次系温度の上昇による伝熱量の低下と、循環流量の低下より生じる炉心出口温度の増大の結果、一次系の圧力は一時的に増加した。破断後110秒から炉心出力が低下を開始するとこれに対応し一次系圧力は再び低下を始め約500秒後には二次側とほぼ同じ圧力にまで低下した。一次側と二次側の圧力差は炉心崩壊熱の低下とともに減少したが、本実験ではECCSが注入されるまで一次側圧力の方が高かった。2782秒に高圧注水系(HPI)を作動し、一次系内の蒸気が凝縮すると一次系圧力が再び低下を開始した。二次側圧力は安全弁作動圧力に達した後、安全弁の開放による圧力減少と閉鎖による圧力上昇が周期的に繰り返された。時間の経過とともに一次系から二次系への伝熱量が低下するため、二次系圧力の変動周期は長くなった。

この実験では破断流が小さいことから系内の流動は穏やかで、一次系内の冷却材分布は基本的に重力により支配された。破断直後から加圧器水位は単調に減少を始め破断後222秒に空になった。原子炉圧力容器において水位は上部ヘッドに最も早く生成し、約400秒にはスプレーノズルにまで低下した。ループにおいては二つのループでほぼ同様な冷却材挙動が見られた。破断後、約800秒で自然循環が停止すると蒸気発生器細管内の冷却材量が減少を開始し、約1060秒には細管内の下降流側は空になった。一方、上昇流側ではこれよりやや遅れて約1220秒で空になった。この違いは炉心から蒸気発生器に向かう蒸気流のために蒸気発生器細管及び蒸気発生器入口プレナムからの水の落下が制限されたことによるものである。水の落下制限による蒸気発生器入口プレナム等での蓄水のためにホットレグ圧力はコールドレグ圧力より高くなり、炉心で発生した蒸気の一部はホットレグとコールドレグの間のバイパス模擬配管を通りダウンカマーへ流入した。このバイパス模擬配管は参照炉におけるホットレグとダウンカマーの間の漏れを模擬するためのものである。この間、ループシール(クロスオーバーレグとも呼ばれる)底部には水が残っていたため、炉心で発生した蒸気はバイパス模擬配管のみを通りコールドレグ側に流入し、そこで水位を形成した。蒸気発生器細管一次側及び蒸気発生器入口プレナムからの排水が終わった後、ホットレグ水位は急激に低下し破断流量は高クオリティ流になった。原子炉容器内の水位は連続的に低下を続け、2300秒には炉心上部が蒸気中へ露出し、露出した場所において燃料棒温度が上昇した(図4.4及び4.5参照)。破断後2800秒にHPIを手動で作動することにより炉心水位は、一旦、低下した後急激に回復

した。HPI作動後、コールドレグでの凝縮減圧のため一次側圧力は再び低下を開始した。

図4.4に示される炉心水位は、計測された炉心差圧と圧力に対応する飽和水及び飽和蒸気の密度を用いて計算されたものである。破断後、約500秒まで水位の計算値は炉心上端高さより高くなっているが、これは、この間の自然循環による流動圧損を考慮していないことからくる炉心水頭の過大評価、及び炉心下部でのサブクールを考慮していないことからくる水密度の過小評価によっている。破断後、約800秒から2300秒まで計算された水位は一定値を保ち、その値は炉心上端より低くなっているが、これは炉内でのボイド発生によるものであり、気液混合水位は炉心上端に達しており炉心の蒸気中への露出は生じていない。炉心の蒸気中への露出は上部プレナムが空になった後（破断後2300秒）生じた。炉心水位は以後、緩やかに（水位低下速度約3cm/s）HPIが作動するまで低下した。この間、系内のマノメトリックな圧力バランスにより蒸気発生器側のループシール水位も上部プレナム及び炉心水位と対応して低下した。ホットレグ側圧力がコールドレグ側圧力より高いためダウンカマー水位は炉心水位より高い位置に保たれたながら減少した。図4.4に示されるようにHPI注入直後に炉心水位は一旦低下した後、急激に回復した。初めの急激な水位低下は、HPIの作動によるコールドレグでの凝縮減圧によるもので、この時、炉心水位低下と同時に、ダウンカマ側の水位は上昇し、蒸気発生器側のループシール水位は急激に低下している。この後、ループシール水位がループシール最下端部に達し、炉心で発生した蒸気が、蒸気発生器とループシールを通りコールドレグ側に大量に流入するようになると、コールドレグはホットレグと均圧した。この均圧によりダウンカマー水位は低下し、これに対応し炉心水位は急激に回復した。このように蒸気発生器側ループシールの水位と炉心水位が、マノメータ効果により共に低下し、水位がループシール最下端部に達した時に、そこを蒸気が通過することによりコールドレグとホットレグが均圧状態になり、このため炉心水位が回復する現象はループシールクリアリングと呼ばれており、小破断LOCA時の一時的な炉心露出のメカニズムとして知られている。

図4.5において炉心発熱部下端からの高さ2.64mで計測された代表的な模擬燃料棒表面温度の時間変化を示す。破断後、表面温度は一次系の飽和温度に対応し変化し、炉心水位がこの高さにまで低下すると上昇を開始し過熱状態になった。HPI作動直後に炉心水位が急激に上昇すると燃料棒は急冷（クエンチ）した。

図4.6において、破断流量積算タンクの水位変化より求められた破断流量の積算値の時間変化を示す。破断流量積算値は破断口から放出される流体をタンクに貯め、タンクの上部と底面との差圧を計測することにより求めている。この方法は水・蒸気二相流の流量計測手法としては最も精度が良いが、流量の時間的なこまかい変化を計測できないという欠点もある。ここでは、直接的な測定量で誤差評価も行いやすいこと、この実験条件でのLOCA解析では、流量の細かい時間変化よりも一次系から流出した冷却材量が直接的に問題になることから、破断流量の積算値を用いて実験と計算の比較を行った。

破断口からは破断口上流のホットレグ内の流体条件に対応し、初めは水単相流の放出が続き、破断後200秒にホットレグが気液層状流状態になると二相流の放出が生じ、約1800秒にホットレグが空になると蒸気単相流の放出が生じた。この破断流状態の変化に対応し破断流量積算値の時間変化率が変わっている。ホットレグ内水位は200秒に低下を始め、約500秒後には13cmにまで低下し、以後、蒸気発生器入口プレナムからの排水が完了する1650秒まではほぼ一定値を示した（図4.7参照）。この水位高さは破断オリフィスの高さ（10.4cm）より高く、この水位が保たれている間は気相のエントレインメントが生じていたことが分かる。

（2）破断向きの影響

破断方向パラメータ実験の3実験で観測された主要事象の発生時刻を表4.1に示す。循環ポンプが停止し、流量が低下しホットレグが層状流状態になる破断後、340秒までは3実験においてほぼ同じ時刻で事象が観測された。ホットレグに水位が生成された後は破断向きの違いが破断流量に大きく影響を与えた（図4.8参照）。下向き破断においては、蒸気のエントレインメントは発生せず水単相流放出が継続したため、破断流量が3実験のなかで最も大きくなった。このためホットレグが空になり高くオリテイ流の放出が下向き破断において最も早く生じた。上向き破断では、ホットレグ水位ができると同時に破断流量は急激に減少した。この時の流量は蒸気単相破断流より約30%大きく、水のエントレインメントが発生していたと考えられる。破断流量の差により上向き破断ではホットレグが空になる時刻が下向き破断と比べて極めて遅くなった。横向き破断においては先に述べたように、気相がエントレインメントされたため、二相流の放出が継続した。このため、破断流量は下向き破断より小さくなった。これらの破断流量の差により、炉心温度上昇の開始時刻は下向き破断で破断後2000秒であるのに対し上向き破断では5680秒になるなど、破断向きの違いが炉心露出までの時間余裕に大きく影響した。図4.9及び4.10に示されるように破断流量の違いから炉心水位の低下及び燃料棒表面温度の上昇が下向き、横向き、上向き破断の順に始まっている。尚、下向き破断において燃料棒表面の急冷が横向き破断より遅れて生じているがこれは事故時のプラント回復方法に関する実験条件の違いによるものであり破断向きの違いの影響ではない。

ホットレグ破断においてはこのように、破断向きの違いが現象の発生時刻に強く影響を与えたのに対し、コールドレグ破断においては破断向きの違いはシステム挙動にほとんど影響を与えなかった。^[1,2] この違いが生じた理由はレグ配管水位挙動の違いからきており、これについて以下に議論する。ホットレグ破断におけるホットレグの水位変化は図4.11に示されるように、いずれの実験でも水位が生成した後、しばらく一定の水位を保った後、急激に低下した。一定になる水位は、上向き、横向き、下向き破断においてそれぞれ、約16, 14, 13cmであり3実験において大きな違いはなかった。この水位条件に対し、エントレインメントは上向き及び下向き破断ではほとんど生じなかったため、

上向き破断の場合、高クオリテイの破断流、下向き破断の場合、水単相の破断流になるなど破断流量の差は同じ圧力条件では最大となった。ホットレグ水位は3実験でほぼ同一であったのは、後で述べるように、ホットレグより上部、即ち、蒸気発生器入口部に水が蓄積されている場合には、ホットレグ水位はスラグ流への流動様式遷移条件で決まることによると考えられる。¹⁵⁾ この条件は蒸気流速とホットレグ水位により与えられる。ホットレグを通り、蒸気発生器に向かう蒸気の流速は炉心出力と圧力により決まりこれらが3実験でほぼ等しいことから、ホットレグ水位は3実験でほぼ同様になったと考えられる。

一方、コールドレグにおける破断向きパラメータ実験では水位は破断方向に対応し大きく変わった。コールドレグ破断の場合、炉心で発生し破断口に向かう蒸気量はループシール内の水が排除されるまではホットレグとコールドレグの間のバイパス流路で制限される。バイパス流路を流れる流量は定格運転状態で炉心流量の0.1%程度であり、レグ配管を通る流路と比べるとかなり流動抵抗が大きい。この制限のために、例えば、バイパスで制限される流量以上に破断口からの蒸気放出流量が増加すると、コールドレグ内の蒸気量のバランスが崩れ、圧力が低下し、コールドレグ水位が上昇し蒸気放出流量が減少する。このように水位が変化するため蒸気放出量はバイパスで制限される以上にはならない。実際、実験結果はコールドレグ水位が変動するため破断流量はほぼ3実験において同一となり破断方向の影響はほとんど見られなかった。即ち、コールドレグ破断で破断蒸気流量の最大値、即ち蒸気単相放出流量がバイパス通過最大流量より大きい場合には、破断蒸気流量はバイパスで制限される流量とほぼ同じになり破断向きの影響は生じないと言することができる。ホットレグ破断の場合には破断口へは炉心で発生した蒸気がほとんど制限無く供給されるので、このような蒸気流量の制限による水位変化は生じにくく破断向きの影響が表れやすい。

(3) LOCA実験結果のPWRへの適用性

ここでは、LSTFで得られた破断向きに関する実験結果のPWRへの適用性について、2章及び3章の結果を参考にしながら検討を加える。実験においてはホットレグ内に層状流が生じた時、上向き破断では高クオリテイの破断流の放出が、下向き破断では水単相の破断流の放出が生じた。参照炉においても同様なことが生じるかどうかについて検討する。エントレインメント現象で最も重要なパラメータは破断口に対する水面の相対高さ h 、支配相（即ち下向き破断では液相、上向き破断では気相）の単相破断流量 W_s 、及び圧力より決まる物性値である。第2及び3章で検討したように、エントレインメントが開始する時の水位 h_b は $W_s^{0.4}$ に比例する。単相の破断流量 W_s は圧力条件が等しい時には破断面積に比例し、LSTF実験では破断口面積は体積スケール比1/48で模擬されている。この実験においてはレグ配管で気液層状流が生じる時の圧力は蒸気発生器安全弁の設定圧力とほぼ同じであることからLOCA実験における圧力条件は参照炉と同様であると考えられる。したがって、LSTFの単相破断流量は参照炉の1/48相当で、エントレインメン

トが開始する相対水位 h_b は参照炉の $(1/48)^{0.4}$ に相当する。

ホットレグの口径は参照炉のフルード数 J_G^* を保存するように決められているが、LSTFは4ループ型PWRを二つのループで模擬するためにホットレグの口径 D は参照炉の $(2/48)^{0.4}$ でスケールされている。ホットレグの水位、すなわちボイド率はホットレグより上部、即ち、蒸気発生器入口プレナムに水が蓄積している場合、ホットレグでのスラグ流への遷移条件により決まり次式で表されることが知られている。^[5]

$$\alpha = (J_G^*)^{0.4} \quad [4-1]$$

ここで、 α はホットレグのボイド率である。 J_G^* ($J_G^* = \frac{J}{\sqrt{gd}} \sqrt{\frac{\rho}{\Delta\rho}} = \frac{W}{\rho A \sqrt{gd\rho\Delta\rho}}$) が保存されているLSTFのレグ配管においては、蒸気発生器入口プレナムに水位がある時ボイド率は参照炉と同じになる。しかし配管径 D が $(2/48)^{0.4}$ でスケールされているのでLSTFの相対水位 h は参照炉とボイド率が同じ場合には参照炉の $(2/48)^{0.4}$ でスケールされることになる。破断クオリティは h/h_b の関数であり、 h/h_b は以上の議論より $2^{0.4}=1.319$ でスケールされることになり約30%過大となる。相対水位が過大であることはエントレインメントは参照炉より生じにくいことを意味する。以上をまとめると、LSTFでは参照炉の二本のループを一本で模擬したために口径が過大になり、上向き破断の場合、参照炉よりもエントレインメント量が少なくなり破断流量が小さくなる。

下向き破断の場合には、実験と同じ圧力条件において第2章で述べたエントレインメントの発生条件を用いて検討した結果は、LSTFにおいてエントレインメントが開始する水位は約4cmであった。この値は観測された水位(約12cm)と比べて十分小さく相対水位のスケールの違いを考慮しても、参照炉においてはLSTF実験と同様にエントレインメントは生じ無いと判断される。以上の議論より、参照炉においては上向き破断においてより多量にエントレインメントが生じる可能性がある。即ち、LSTFでの破断向きパラメータ実験においては破断向きの影響は過大に示された可能性があることが分かる。しかし、このことは、同時に参照炉において破断向きの影響は実験で見られた以上にはならないことも意味し、LSTF実験により破断向きの影響の最大範囲を把握することができたと考えられる。

4.4 エントレインメントモデルの適用

RELAP5/MOD2コードは2流体モデルに基づく現在最も進んだ熱水力学解析コードのひとつであるが、これまでの原研における評価作業により問題点の指摘がなされ幾つかの改良が加えられている。ここで用いた改良版では、(a)本研究で得られた破断口でのエントレインメントを解析するための物理モデルの組み込み、(b)オリフィスを通る破断流を解析するためのモデルの組み込み、及び(c)ホットレグでの気液相関摩擦係数を求める際のドナーセル法（風上側のボリュームの状態量を用いて計算すること）の使用の3点の改良が浅香等^[1,2]により行われている。解析における圧力、温度等の初期条件は実験値を用いている。

本実験解析のために、RELAP5コードの臨界流モデル¹⁾を改良した理由は、このコードの臨界流モデルで使用されている熱的非平衡モデルは、実験で使用した薄刃オリフィス形状に対して適切でなく、このため原型版ではオリフィスを通る破断流量を過小評価する傾向があるためである。改良版の破断流モデルでは、以下に示すように破断口上流熱水力条件に対応し3つの場合を考えている。

- 1) 破断口上流が水単相である場合は、オリフィスの式 $W=AC_d(\rho g \Delta P)^{0.5}$ を使用する。ここで W は破断流量、 A は破断口面積、 C_d は縮流係数で0.61、 ρ は上流側水密度、 g は重力加速度、 ΔP は破断口前後差圧である。
- 2) 破断口上流が二相流状態の時は、Ardron等のMaximum Bounding Theory^[6]に基づくモデルで計算する。このモデルでは、相変化が無く、滑り比が $(\rho_L/\rho_G)^{1/3}$ で表せると仮定している。縮流係数は0.61を用いる。
- 3) 蒸気単相流の場合には $C_d=0.85$ とする音速モデルで計算する。

これらのモデルを用いることの妥当性に関しては文献[7]等で検討されているが、水単相流についてはサブクール度が大きい状態から約2K以下に至るまで精度良く流量を予測し、二相流については過大評価(20~30%程度)する傾向があることがわかっている。破断流量は一般に破断口形状に影響を受けるものであり、本改良コードで使用したモデルはあくまで薄刃オリフィスのためのものである。

本研究で開発したエントレインメントモデルは、2)の二相流状態の場合でかつ破断口上流ボリューム内の流動様式が層状流状態である時に使用する。この破断流モデルでは入力として上流圧力と破断口入口ボイド率を与え、出力として各相の流量を計算する。破断口入口ボイド率は、上流バルク領域に対応する上流ボリュームのボイド率から破断口との相対水位を求め、上向き破断では式[3-17]、横向き及び下向き破断では付録1(1)に示される式を使用し計算する。この式中の単相破断流については、上記の1)

¹⁾ RELAP5コードでは、それ以前のRELAP4コードとは異なり、臨界流モデルの選択はできない。

と3)のモデルを用いて計算する。

解析においては破断流、及び破断流に強く影響する因子が適切に計算されるかどうかについて着目する。実験では破断流は破断直後の水単相流放出からエントレインメントが生じる場合には二相流放出になり、この後、蒸気単相流の放出に変化した。水単相流から二相流への遷移は減圧によるホットレグ内でのボイド生成により、二相流から蒸気単相流への遷移は、ホットレグが空になる時刻に対応した。後者についてはホットレグより上部にある機器からの排水挙動に主として支配された。一般に、破断流量の予測は、ホットレグ水位挙動の他に、臨界流量モデルやエントレインメントモデルさらに、破断口上流圧力、ホットレグ流動様式等のパラメータの予測に関する精度の影響を強く受ける。これらのパラメータの内、破断口上流圧力は二次系の安全弁の作動圧力と同等であることから予測が簡単で有り、実際、計算された一次側圧力は実験値と一致した。以下にそれぞれのパラメータを考慮しながら、破断流量積算値の実験値と計算値の比較を行う。

図4.12においては下向き破断の場合における破断流量積算値の実験値と計算値を比較して示す。又、図4.13においてはホットレグ水位の比較を示す。原型版の計算結果はホットレグ内にボイドが発生する破断後約300秒以降、破断流が二相流状態になることを示し、破断流量積算値は実験と比べて破断後1500秒には約50%過小評価されている。この過小評価の原因は、RELAP5コード原型版の臨界流モデルを実験で用いた薄刃オリフィス形状に対して使用するのが適切でないこと、及び実験と異なり計算では破断流が二相流状態になったことによっている。原型版のモデルではわずかなボイドの混入により破断流量が急激に減少する傾向があることが知られている。

ホットレグ水位については破断後、約1000秒までの挙動は良く再現されているが、以後、水位の低下は実験より早く計算され、実験においてボイド率がほぼ1になった1500秒以降においても水位が計算されている。この1000秒から1500秒までの水位低下の影響は破断流量の計算値にほとんど影響を与えず、1500秒以降にホットレグ水位がかなり低くなって始めて流量に影響が見られている。実験においてエントレインメントが発生しないと考えられる水位が10cm以上の比較的高い時期においても、エントレインメントが計算されたこと、及び計算における1000秒以降のホットレグ水位低下の影響が破断流量に表れていないことは、原型版におけるエントレインメントモデルが適切でないことを示している。

本エントレインメントモデルを組み込んだ改良版の計算結果においては、下向き破断の場合のホットレグ水位は良く実験値と一致し、ホットレグ水位が約1400秒に急激に低下するまでは実験と同様に水単相破断流が計算された。水単相破断流量の計算値は実験値より約10%過小であるが、原型版による計算結果と比べると、その予測性能は著しく向上している。これは改良版においてオリフィス形状の破断口に適した破断流モデルを

使用していること及び本エントレインメントモデルにより、この水位条件においてはエントレインメントが生じないことが予測されたからである。ホットレグ水位の予測が改善されたのは、先に述べたホットレグ斜め配管部におけるドナーセル法の使用が大きく影響している。

横向き破断の場合について、図4.14において破断流量の積算値を、図4.15においてホットレグ水位の計算値と実験値の比較を示す。下向き破断の場合と同様に原型版によるホットレグ水位の計算結果は破断後約1000秒までは実験値と良く一致しているが、以後、実験値とは異なり、水位低下を始め、1500秒以降、約3000秒までほぼ一定値を示した。破断流量の積算値は、下向き破断の場合と同様に実験値を過小評価している。このような過小評価が生じた理由としては破断流モデルが適切でない点とエントレインメントモデルが適切でない点の両方が考えられる。

横向き破断の場合の改良版によるホットレグ水位の計算結果は全体に良く実験値を再現しているものの、破断後500秒以降、一定になる水位がやや低く計算され、又、ホットレグ水位が空になる時刻が約400秒遅く計算された。ホットレグが空になる時刻が遅く計算されたのは図4.14に示されるように破断流量が約20%過小評価されたためである。この過小に計算された理由としては、破断流量が過小評価された点とエントレインメントが過大に評価された点が考えられる。実験では破断クオリティを計測していないため明確には分からないが、エントレインメントが過大に評価されたとすれば、その理由としてはホットレグ水位が一定値を保つ時の水位が約1cm過小に評価されたことが上げられる。1cmの水位はレグ配管口径の20.3cmに比べてかなり小さい値ではあるが、第2、3章で述べたやり方で求めたエントレインメント開始水位はこの時、約3cmであり無次元水位 h/h_0 としては約30%の過小評価になる。わずかな水位の違いが破断流量に影響する点は破断流量を精度良く予測することの難しさを示している。

上向き破断の場合について、図4.16及び4.17において破断流量積算値とホットレグ水位の計算値と実験の比較をそれぞれ示す。原型版による結果はホットレグ水位を過小評価しホットレグが空になる時刻が約500秒実験より早くなっている。ホットレグ水位は良く予測されなかったが、破断流量積算値は実験値と良く一致している。一方、改良版によるホットレグ水位の計算結果は一定になる値が約1cm過小評価されているものの実験値の傾向を良く再現している。破断流量については、破断後600秒まで過大評価され、以後過小評価されている。初めの過大評価についてはホットレグ流動様式が実験と異なって計算されたことが最大の原因である。実験においては破断後約200秒にホットレグに水位生成された後には層状流が観測されたが、計算においては破断後、約600秒まで気泡流状態が計算された。改良版においてはレグ内流動様式が層状流状態と判断される時のみ本エントレインメントモデルが使用されることになっているため、破断後約600秒までは低クオリティ状態の破断流が計算された。このため、実験における高クオリティの破断流より破断流量は過大に計算された。約600秒以降において、破断流量がやや過

小に計算されたのは蒸気単相の破断流が過小に計算された点、若しくは、エントレインメントが実験において発生した点が考えられるが、どちらに原因があるかは明確には分からない。もし後者に原因があるのなら、相対水位（破断口とバルク水位の差）が約1cm過大に計算されたことも一つの原因として考えられる。

図4.18においては、一つの図において3実験の破断流の積算値に関する実験値と原型版の比較を、図4.19においては改良版との比較を示している。図に示される様に、原型版においては破断向きの影響がほとんど計算されていないのに対し、改良版においては、定量的な違いが見られるものの実験結果の傾向が良く再現されている。破断流量の実験と計算の間の定量的な違いが生じた理由は上に述べたように様々な要因が考えられ、LSTF実験のような大型総合実験装置の実験結果を用いてエントレインメントモデルを詳細に検討することは困難であるが、すくなくとも、破断向きの影響を計算し、従来のコードの計算と比べて予測性能が大幅に向上した点は本エントレインメントモデルの使用によるものである。

破断流量の予測が改善されたことにより、図4.20に示されるように改良版において炉心水位の挙動がより良く計算されている。例えば、横向き破断の解析においては原型版において破断後3200秒経過しても炉心水位の低下が計算されないのに対し、改良版では実験と同様に破断後2300秒から水位低下が開始している。炉心水位が一定になる値（約1000秒から2300秒まで）が実験と計算で異なるのは炉心ボイド率が過大に計算されているからである。尚、下向き破断で原型版において破断流量が50%過小に計算されているにもかかわらず炉心水位の低下が実験とわずかな違い（約150秒の遅れ）で計算されているのは蒸気発生器一次側（蒸気発生器伝熱管及び蒸気発生器入口プレナム）での蓄水量が過大評価されているためである。原型版の計算において、上向き破断の場合の破断流量は下向き破断とほぼ同様であるのに炉心が蒸気中に露出する時刻は上向き破断で約4800秒、下向き破断で約2500秒と計算されているが、これも同様に蒸気発生器の蓄水挙動が下向き破断において大きく過大評価されたことによっている。改良版の計算において炉心水位の挙動が実験値とよく一致したことにより模擬燃料棒表面温度が上昇する時刻も原型版と比べてより良く再現された。以上の解析結果は本研究で得られたエントレインメントに関する物理モデルを使用することにより、小破断LOCA時の熱水力挙動の予測精度が大きく向上したことを示している。

4.5 結論

本章では、PWRの小破断LOCA模擬装置LSTFを用いて、ホットレグにおける上向き、横向き、下向き破断実験を行い、各破断向きにおけるエントレインメント挙動、それらのシステム全体の熱水力挙動に対する影響、及びエントレインメントに関するLSTFと参照PWRの相似性について検討を行った。さらに、本研究で得られたエントレインメントに関するモデル（上向き破断の場合は式[3-17]）をRELAP5/MOD2コードに組み込み、実験解析を行い、これにより、本研究の主目的のひとつである小破断LOCA時の熱水力挙動の予測性能の向上がなされたかどうかについて検討した。これらの検討より以下の結論を得た。

- (1) LSTF実験の結果は破断向きによりシステム全体挙動が大きく異なることを示した。この破断面積においては上向き及び下向き破断では顕著なエントレインメントは発生せず、上向き破断では蒸気が、下向き破断では水が優先的に流失した。横向き破断では気相のエントレインメントが生じ下向き破断の場合の破断流量より小さくなった。これにより、破断流量は下向き、横向き、上向きの順で大きくなり、炉心が蒸気中に露出する時刻が下向き破断の場合破断後2000秒であったのに対し、上向き破断の場合破断後5680秒になるなど破断方向の違いは炉心露出が生じるまでの時間余裕に大きく影響を与えた。
- (2) エントレインメントに関するLSTFと参照PWRの相似性に関する検討から参照炉では上向き破断の場合、LSTFよりもより多量の液相のエントレインメントが生じる可能性があることが示された。このことは、参照炉において破断向きの影響は実験で見られた以上にはならないことを意味し、LSTF実験により0.5%ホットレグ破断時の破断向きの影響の最大範囲を把握することができたと考えられる。
- (3) LOCA解析コードRELAP5コードによる解析結果は、原型版においては破断流量に対する破断方向の差による影響がほとんど計算されなかったのに対し、本研究で作成したエントレインメントモデルが組み込まれた改良版では破断方向の影響をより精度良く計算できた。この結果は、本モデルの参照炉条件への適用に関する妥当性をおおまかに示すとともに、エントレインメントモデルの開発によりLOCA時の熱水力挙動の予測精度の向上がなされたことを示している。

第4章の参考文献

1. Asaka, H., Kukita, Y., Yonomoto, T., Koizumi, T., and Tasaka, K., *Expl. Ther. Fluid Sci.* vol.3, (1990), pp.588-596.
2. Asaka, H., Kukita, Y., Yonomoto, T., and Tasaka, K., *Nuclear Technology*, vol.96, (1991), pp.202-214.
3. ROSA-IV Group, JAERI-M84-237, (1984).
4. Zuber, N., NUREG-0724, (1980).
5. Kukita, Y., et al., *Proc. of 4th Int. Topl. Mtg. Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics*, Karlsruhe, FRG, Vol.1, (1989), pp.465-472.
6. Ardron, K.H. and Furness, R.A., *Nucl. Eng. Des.*, 39, (1976), pp.257.
7. Fujii, M., Kukita, Y., Nakamura, H. and Ogawa, M., *Proc. of First International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-1)*, 1991.

表4.1 ホットレグ破断実験における主要事象の発生時刻

Chronology of Events for the Three Hot-Leg Break Experiments

| Event | Time (s) | | |
|--|--------------------------------|------------|--------------|
| | Top Break | Side Break | Bottom Break |
| Break | 0 | 0 | 0 |
| Scram signal | 87 | 81 | 84 |
| Steam valve closes | 90 | 84 | 87 |
| Feedwater stops | 92 | 84 | 90 |
| Vapor appears in hot legs | 200 | 200 | 200 |
| Reactor coolant pumps stop | 341 | 340 | 339 |
| Vapor appears in cold legs | 800 | 700 | 780 |
| Natural circulation terminates | 1200 (Loop A) 1900 (Loop B) | 800 | 740 |
| Break uncover | 500 | 1650 | 1550 |
| Core heatup starts | 5680 | 2400 | 2000 |
| (Different recovery actions were taken to restore core cooling.) | | | |
| Start of HPI | | 2782 | |
| PORV latched open | 5806 | | 2162 |

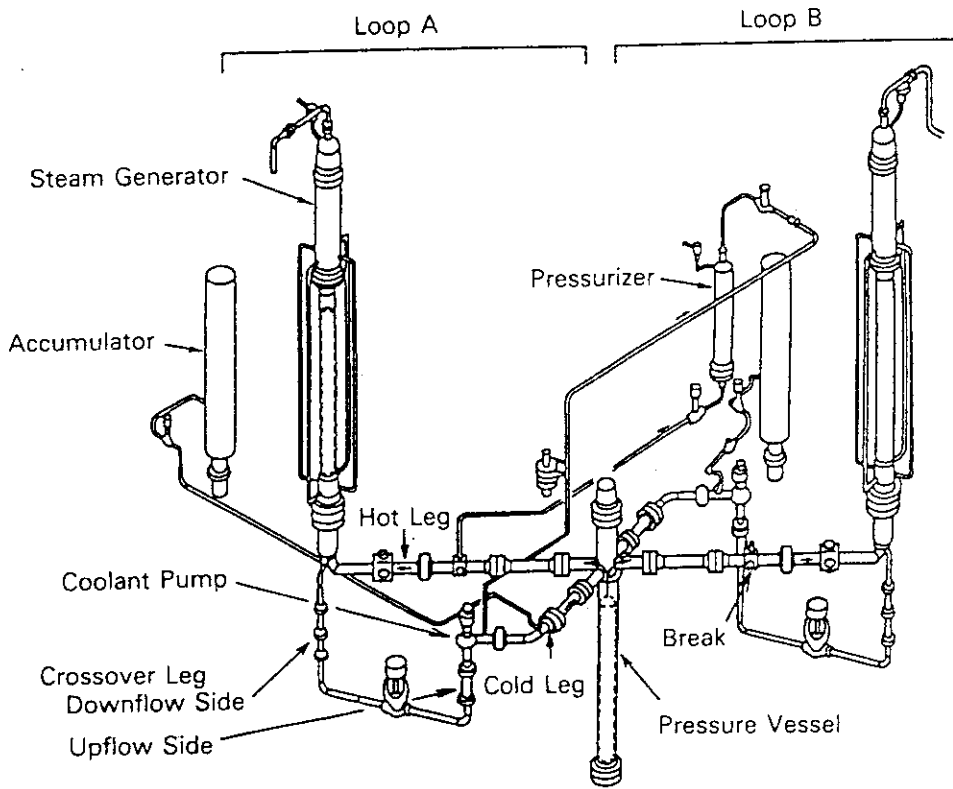
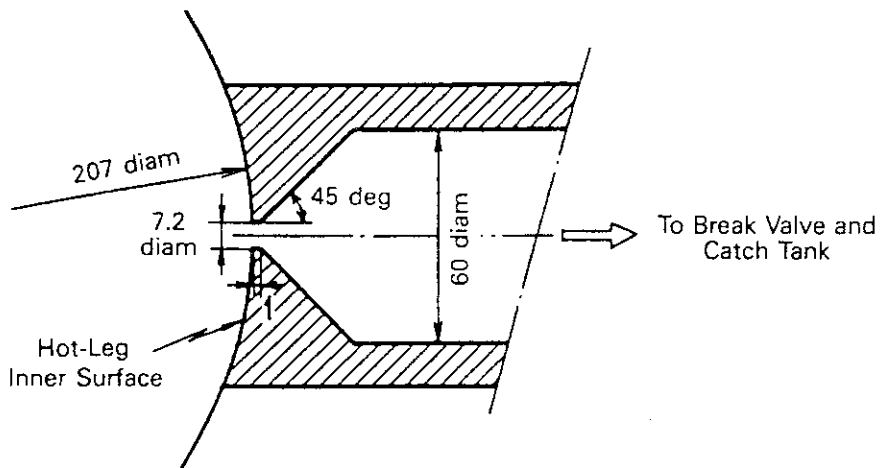


図4.1 ROSA-IV/LSTF実験装置



LSTF break orifice geometry. All dimensions are in millimetres.

図4.2 破断面形状

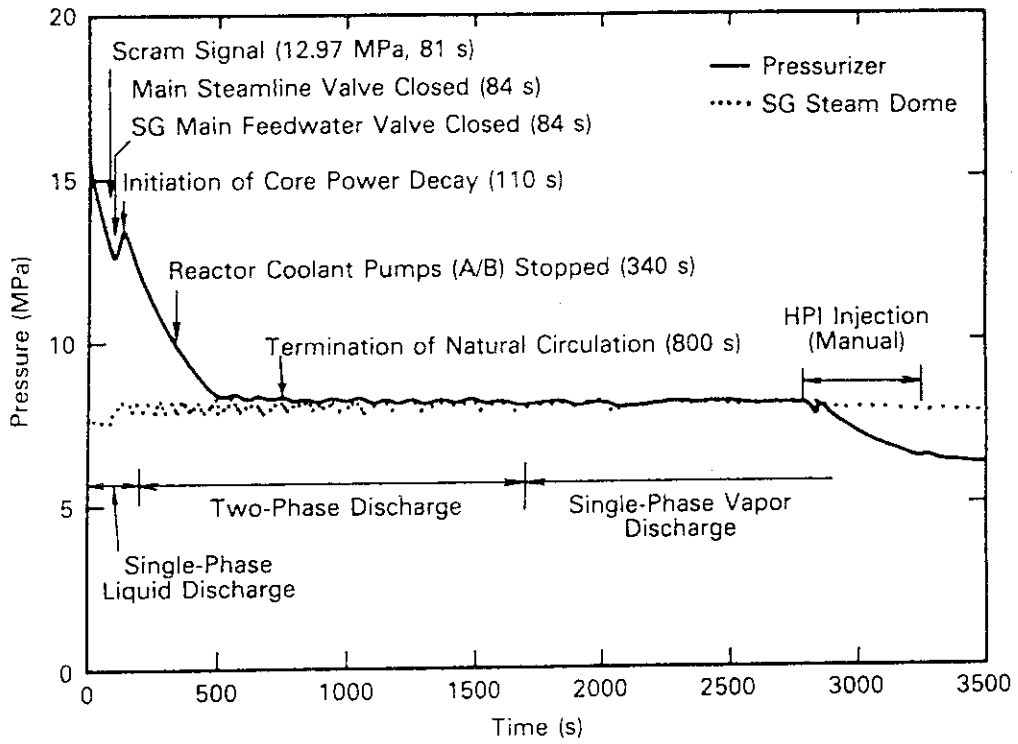


図4.3 横向き破断における一次系及び二次系圧力挙動。

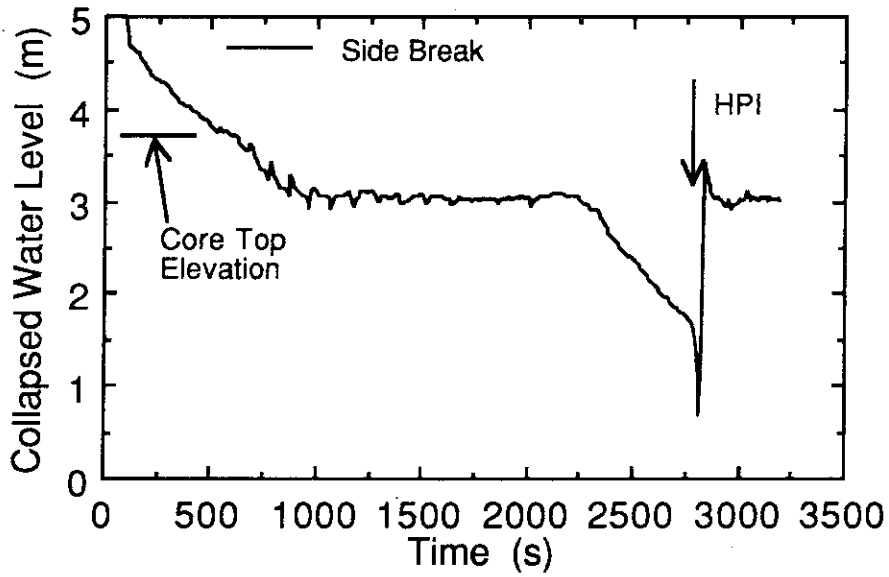


図4.4 横向き破断における炉心水位挙動：図中のHPIは高圧注水系を意味する。

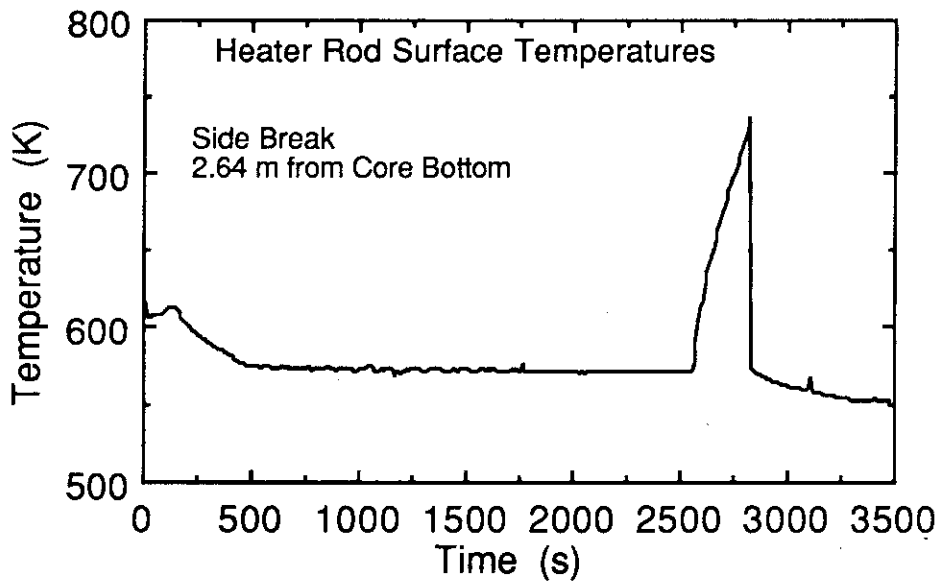


図4.5 横向き破断時の炉心高さ2.64mにおける代表的な燃料棒表面温度挙動。

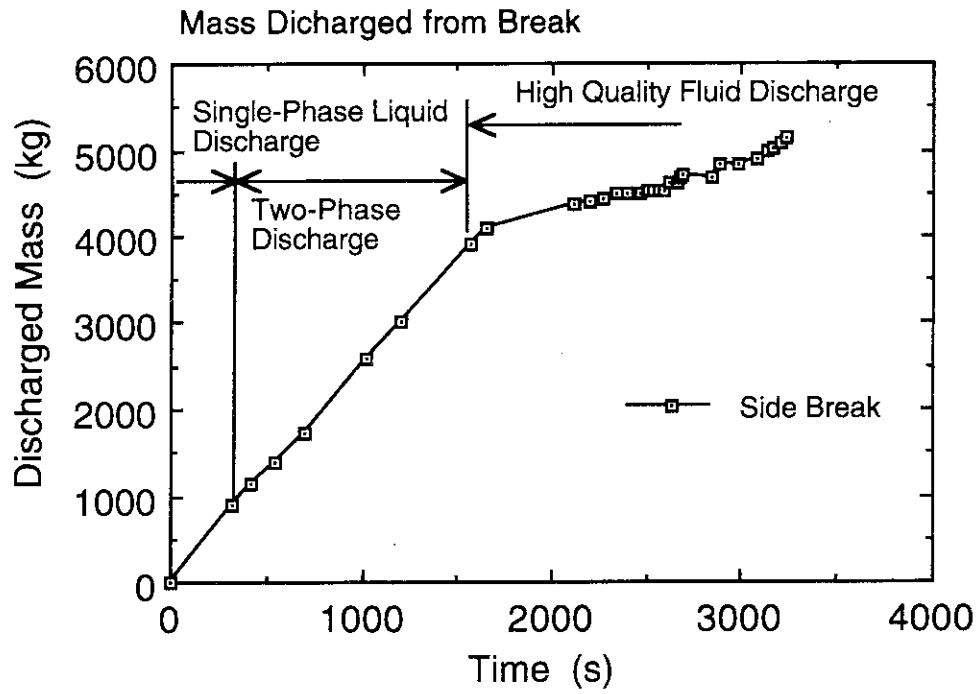


図4.6 横向き破断における破断流量積算値の時間変化。

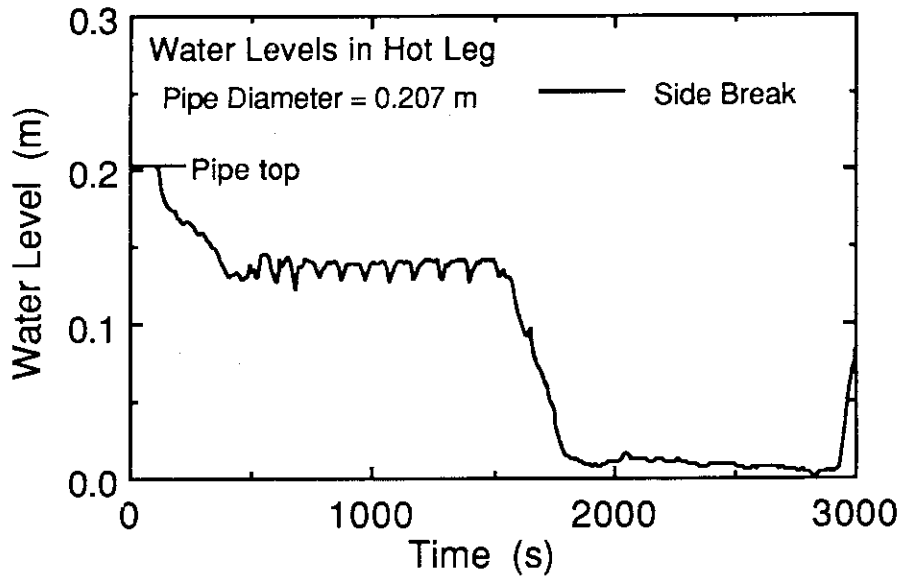


図4.7 横向き破断におけるホットレグ水位挙動。

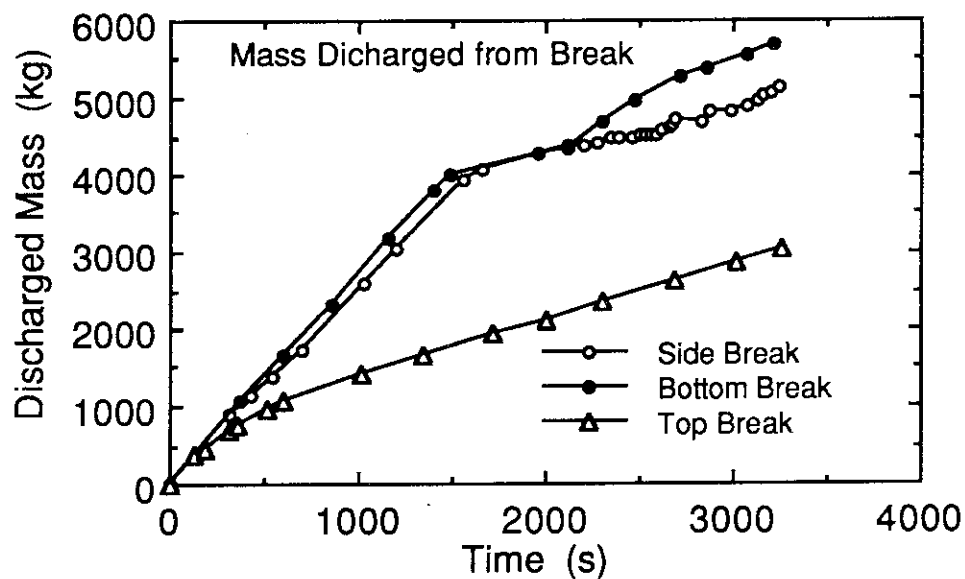


図4.8 上向き、下向き、横向き破断実験における破断流量積算値の比較。

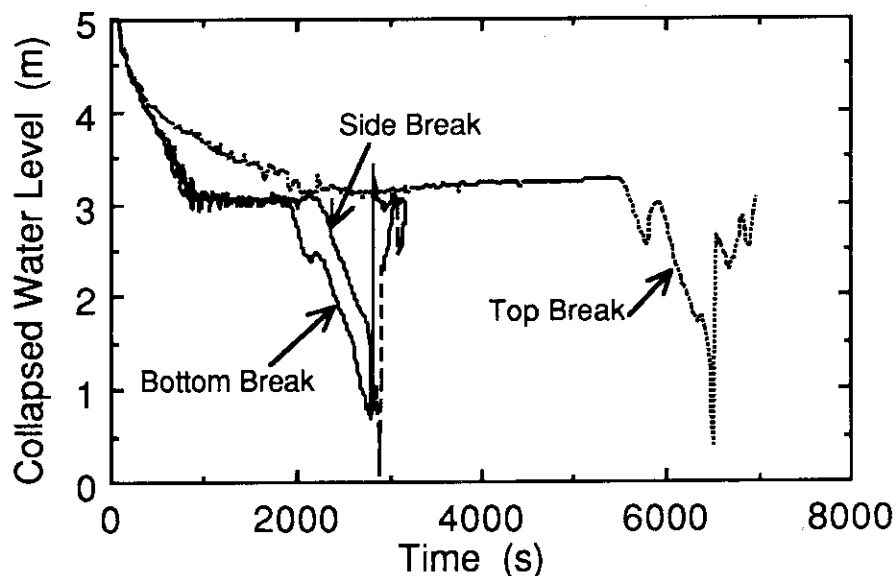


図4.9 上向き、下向き、横向き破断実験における炉心水位の比較。

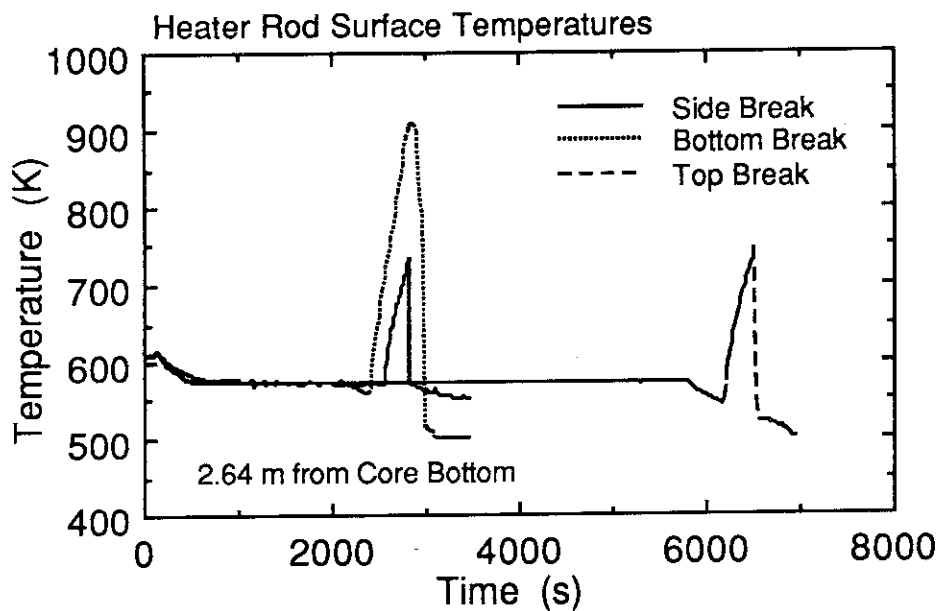


図4.10 上向き、下向き、横向き破断実験時の炉心高さ2.64mにおける燃料棒表面温度の比較。

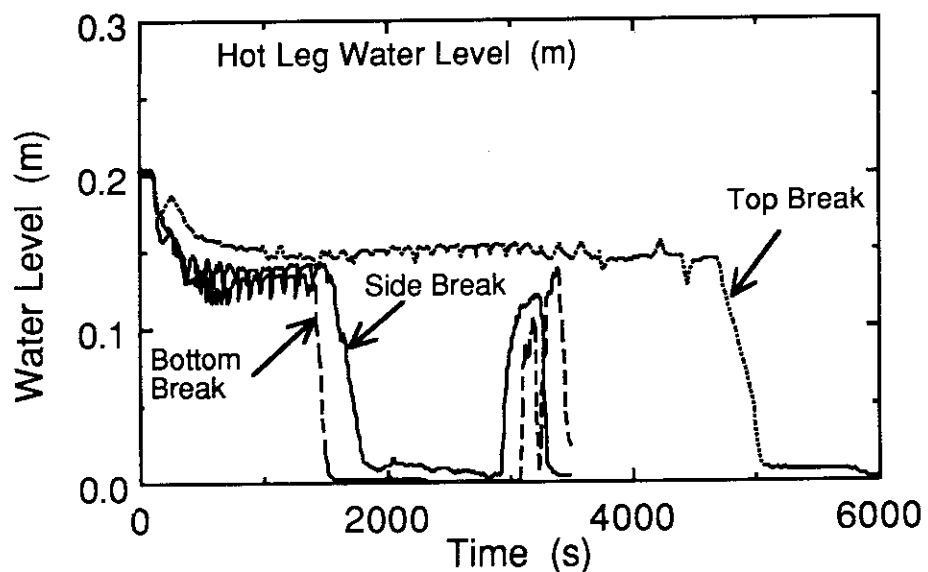


図4.11 上向き、下向き、横向き破断実験時のホットレグ水位挙動の比較。

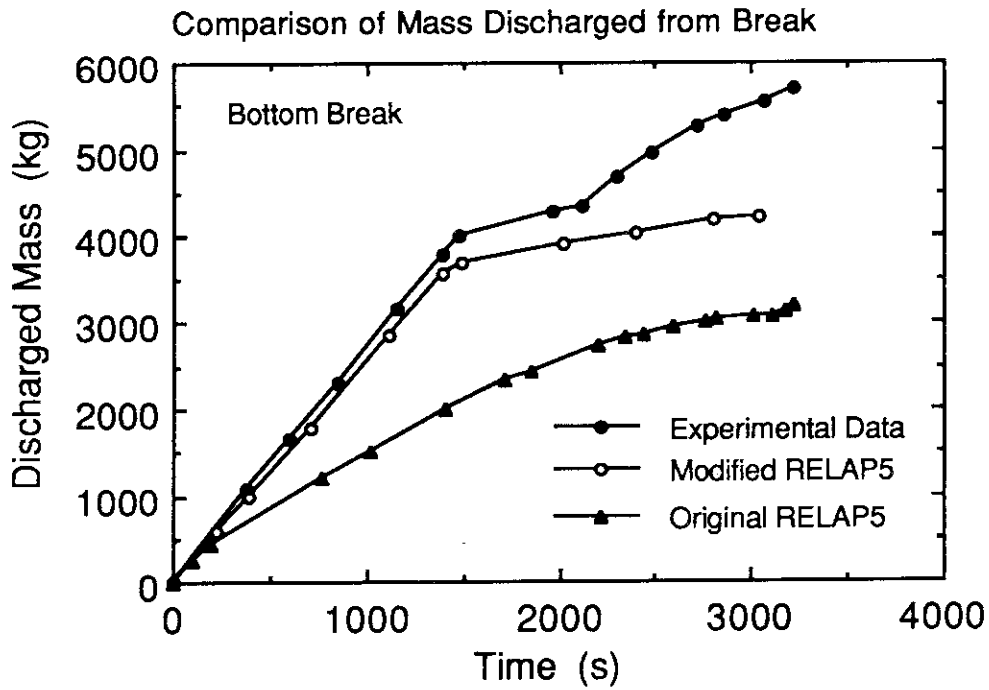


図4.12 下向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

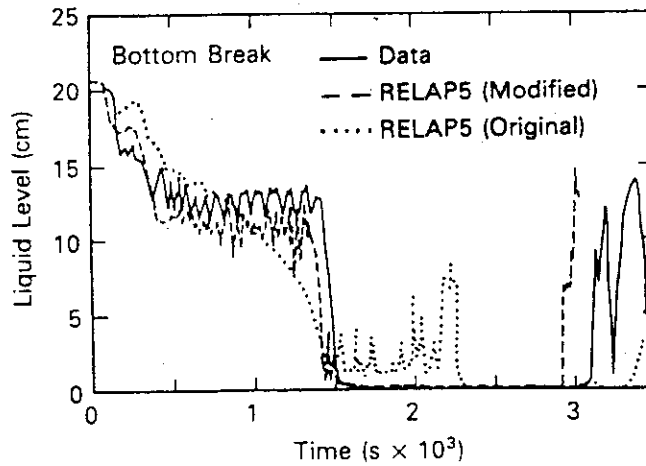


図4.13 下向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

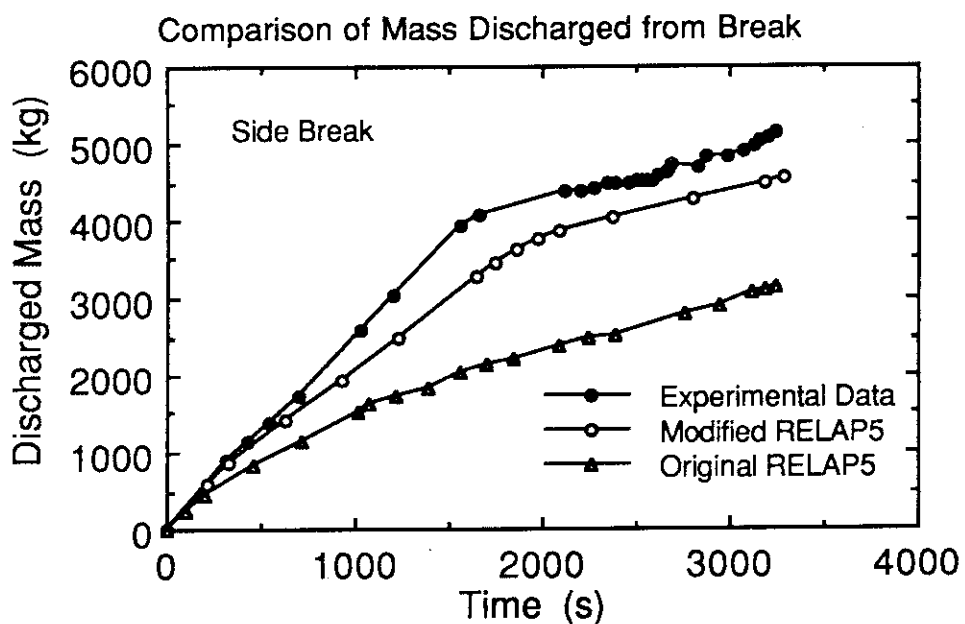


図4.14 横向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

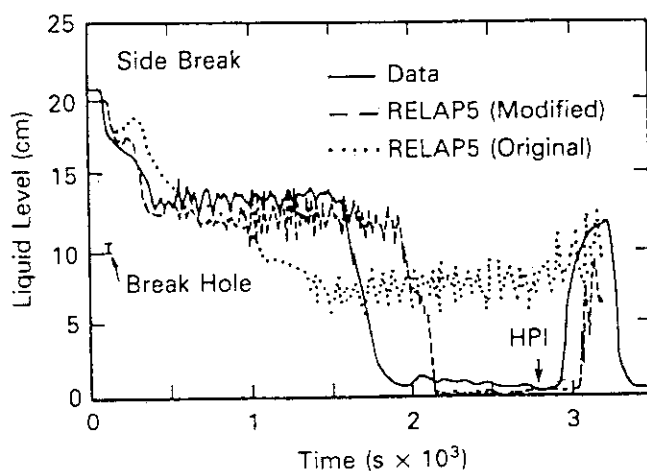


図4.15 横向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

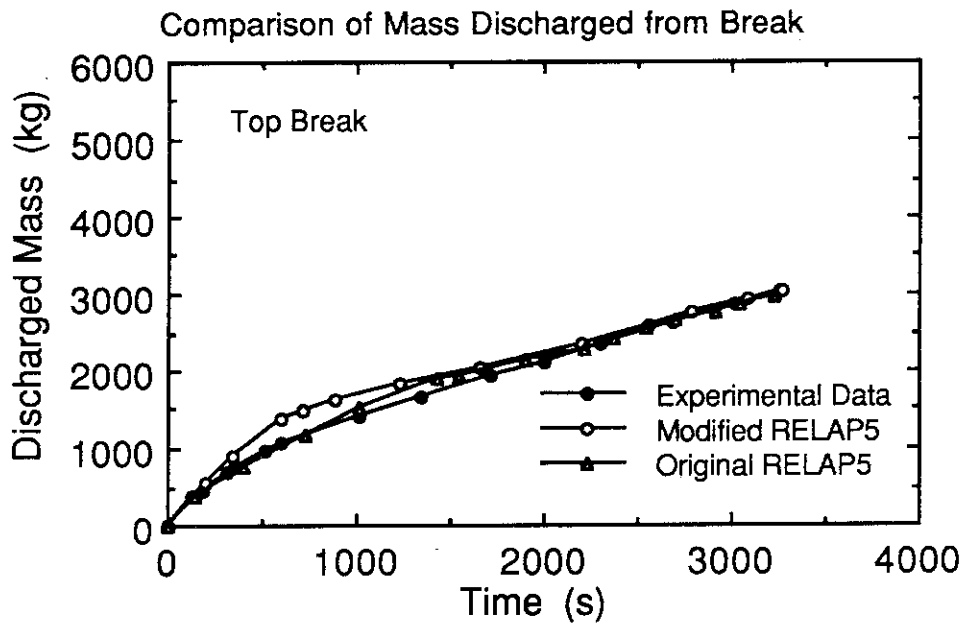


図4.16 上向き破断時の破断流量積算値に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

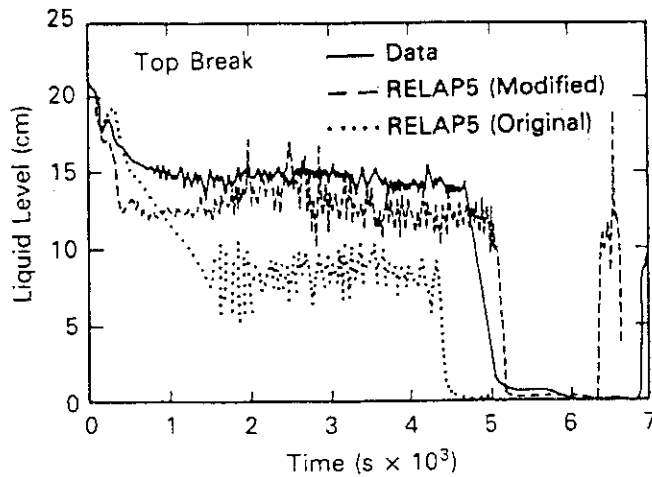


図4.17 上向き破断時のホットレグ水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較。

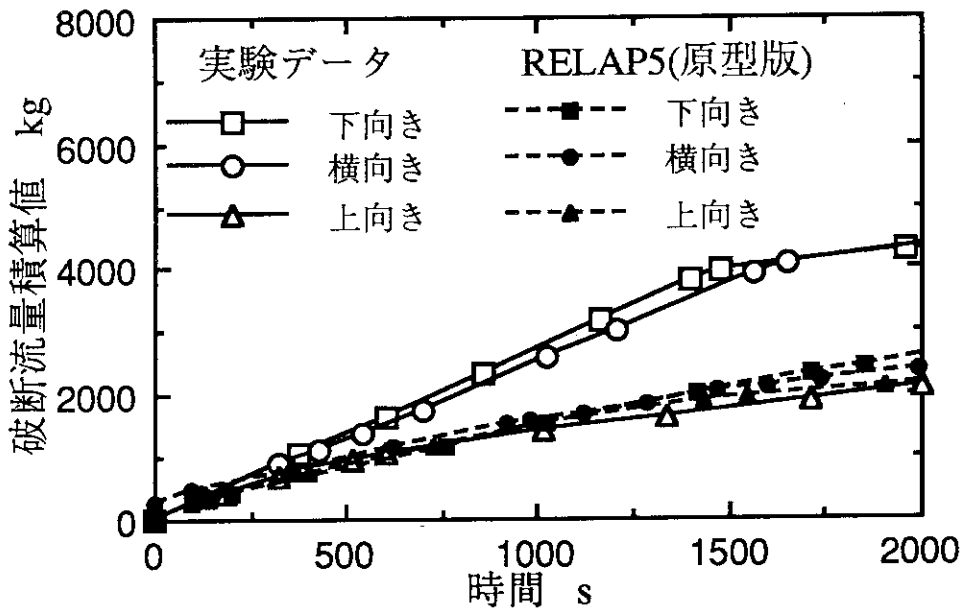


図4.18 三つの破断方向における破断流量積算値の実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版による計算値の比較。

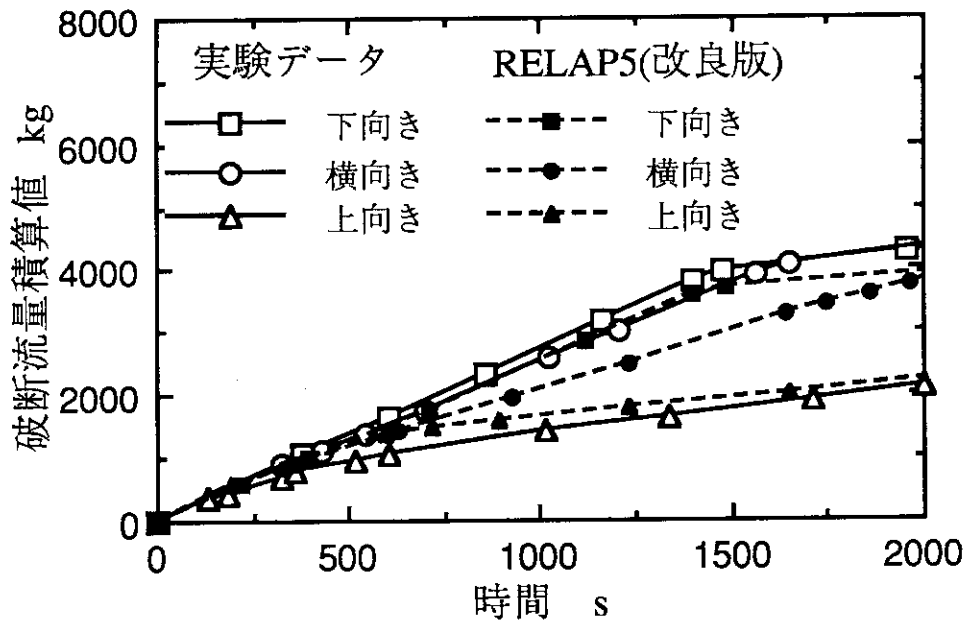


図4.19 三つの破断方向における破断流量積算値の実験値とRELAP5/MOD2コードの改良版による計算値の比較。

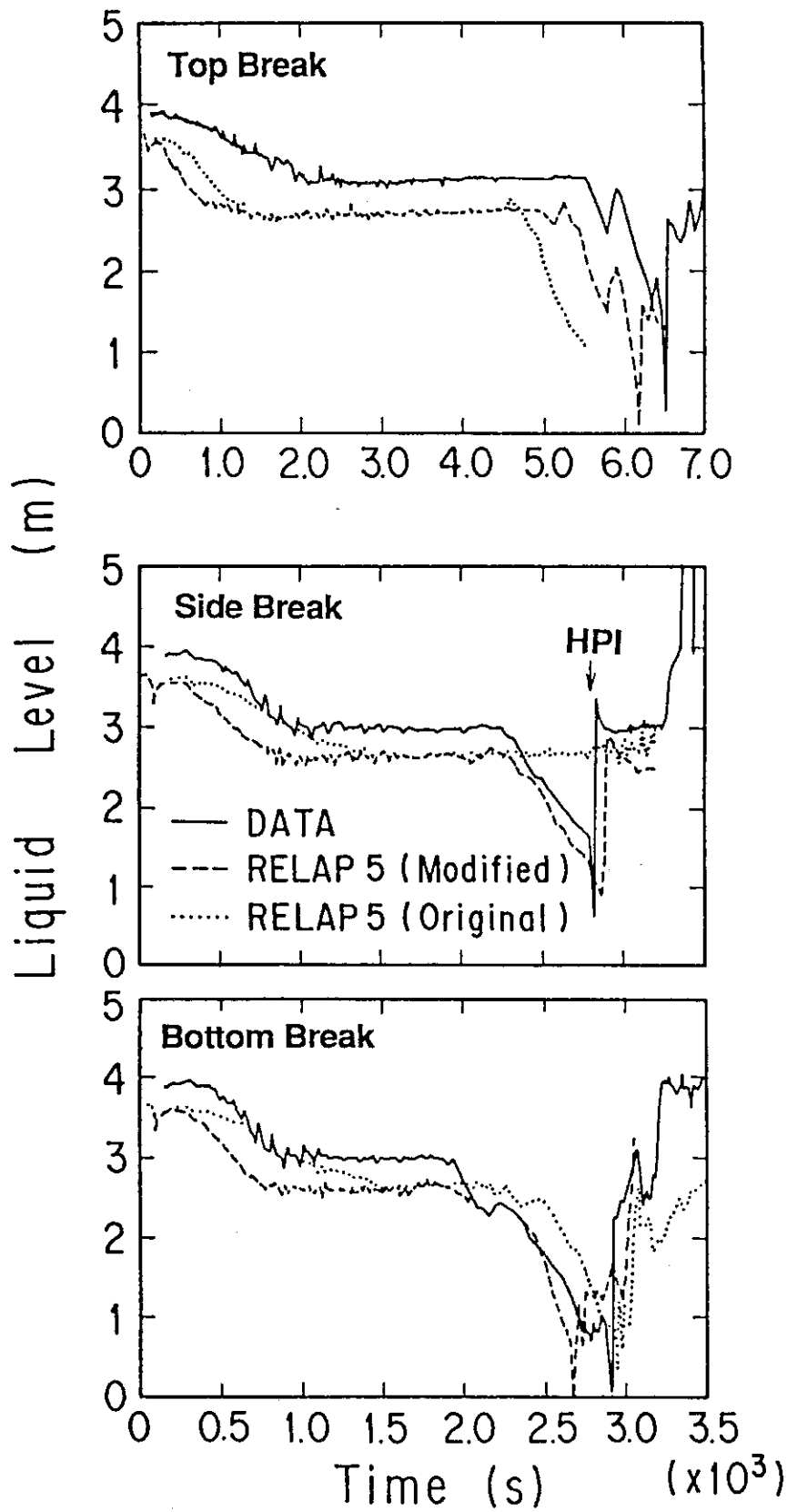


図4.20 炉心押し潰し水位に関する実験値とRELAP5/MOD2コードの原型版及び改良版による計算値の比較

第5章 高圧条件下で炉心が再冠水する時のエントレインメント

5.1 序論

第1章で述べたように、従来、大破断LOCA解析に関連して約0.5 MPa以下の低圧条件下での再冠水現象について非常に多くの研究がなされてきた。これらの研究よりPWRの大破断LOCA時における典型的な再冠水条件においては、蒸気流中への液塊のエントレインメントが多量に生じるため、その挙動が燃料棒表面温度に強く影響することが明らかになっている。従来の研究ではエントレインメントされた液滴の粒径分布やエントレインメント量が問題にされ、これらを考慮した熱伝達モデルの開発がなされてきた。再冠水時の二相流現象が極めて複雑なことからこれらのモデルの開発の際には物理的な考察に基づき式の形を導出した後、実験データとの比較により式中の係数を決定するという方法が取られている。したがってモデルの作成に使用したデータベースの範囲を超えてモデルを適用できない場合が多い。小破断LOCAで問題になるような高圧条件下における再冠水実験は次に述べるオークリッジ研究所で1981年に行われた実験しか存在せず、又、この実験はエントレインメントの検討に関して、次に述べるように不十分であるので、再冠水時のエントレインメント現象に関する従来の知見は高圧条件への適用を考えると不十分であると言える。

高圧条件下での再冠水現象が個別効果実験装置で実験的に検討されたのは、本研究を除けばオークリッジ国立研究所 (ORNL、Oak Ridge National Laboratory) で1981年に行われた例があるのみである。¹¹⁾ このORNLでの研究では、THTF(Thermal-Hydraulic Test Facility)と呼ばれる熱水ループの炉心熱伝達試験部を用いて、最大圧力6.9 MPaの高圧条件下での再冠水実験を行っている。試験部はPWRの17*17型燃料集合体を模擬しており、外径9.5mm、加熱長さ3.7mの模擬燃料棒64本を12.7mmピッチで8x8の正方格子状に配列した形状を有している。実験では初めに模擬燃料を加熱し液相を蒸発させることにより模擬燃料棒の上部約30%を蒸気中に露出させ、次に蒸発量と同量の給水を行い水位を定常的に一定に保った後、給水量を設定値にまで急激に増大させ模擬炉心の再冠水を行った。実験は全部で6回行われ、圧力条件は2.1から6.9MPa、模擬炉心入口速度条件は3から17cm/sまで変えられた。実験結果は、入口流速が5cm/s以上の時、液体の蒸気流中へのエントレインメントが生じることを示した。特に流速13cm/sの時、差圧計から求められた水位(押し潰し水位)はクエンチフロントより高くなりクエンチフロントの上に顕著な蓄水が生じることが示された。

この実験では、実験装置の制約から実験時の圧力や入口流速といった境界条件は時間とともに変化し、ひとつのパラメータの影響を系統的に調べるといことは行っていない。例えば、すべての実験において試験部圧力は実験中の数十秒間に数気圧から数十気圧変動している。この実験は計算コードを評価するための実験データを取得することを

目的としているので、エントレインメントの発生条件に関して特に詳細な議論はなく、エントレインメント発生条件を炉心入口速度を用いて簡単に整理している。しかし、蒸気速度に強く影響する圧力や初期燃料棒温度の影響は議論されておらずこのような整理方法が一般に適用できるとは考えられない。したがってこの実験で得られた知見は小破断LOCA時再冠水条件でのエントレインメントの検討のためには十分とは言えない。

片岡等は、直径10から30cmの容器に水を入れ下部から蒸気又は空気を吹き込んだ場合のエントレインメント（プールエントレインメント）に関する6種類のデータベースを詳細に検討し、エントレインメント量を蒸気流速及び圧力より定まる物性値の関数として表した。^[2]この相関式は物理的に詳細な考察に基づき高圧条件を含む広範囲のデータベースを基にして作成されているので、適用範囲は広いと考えられるが、彼らが使用したデータベースには再冠水実験におけるデータは含まれていない。プールエントレインメント挙動は、再冠水現象と比較して蒸気発生分布、幾何形状が異なることから再冠水現象への適用には検討が必要である。即ち、再冠水時に燃料棒がクエンチする際には燃料棒表面から局所的に蒸気が発生し、プールエントレインメントの場合と蒸気流速やボイド率分布が異なる。又、模擬炉心における水力等価直径は5mm程度でありプールエントレインメントの場合のプールの直径よりかなり小さい。これらの違いは検討されていないのでこの相関式を再冠水現象に直接適用するのには無理がある。さらに彼らの相関式では、エントレインメント発生のための臨界流量は考慮されていない。このため極めて微量であるとしても蒸気流速がゼロでない限りエントレインメントが生じるという形になっている。したがってこの相関式だけでは炉心熱伝達や冷却材インベントリーに影響するようなエントレインメントが再冠水時に生じるかどうかは分からない。

以上の従来の研究から判断して、高圧条件での炉心再冠水に関する実験的情報は極めて少なく、特にエントレインメントについて十分な検討を行った例は無いと言える。したがって小破断LOCA条件で炉心熱伝達や冷却材インベントリーに影響を与えるようなエントレインメントが生じるかどうかは明確でない。本章では模擬燃料棒を5x5のバンドル形状に配列した模擬炉心を用いて最大圧力12MPaの圧力条件下で再冠水実験を行い、エントレインメントを実験的及び解析的に検討した結果について述べる。^[3]

5.2 実験

(1) 実験装置

実験には二相流実験用高圧ループTPTF^[4]の炉心熱伝達試験部を用いた。このループは、図5.1に示される様に、ボイラー、炉心熱伝達試験部、水循環ポンプ、蒸気ポンプ、冷却器、配管、弁等で構成されている。ボイラーで暖められた熱水及び蒸気は水循環ポンプ及び蒸気ポンプにより熱伝達試験部下部に供給され、試験部を通過した気液二相流は配管を通りボイラーに戻る。熱伝達試験部においては図5.2に示されるように外径12.27mm、加熱長3.7mの模擬燃料棒を、一辺84mmの正形状バンドル内にピッチ16.2mmで5x5に配列している。模擬燃料棒は図5.2に示されるように、焼結した窒化ボロン(BN)、ヒーター用ニクロム、粉末窒化ボロン、INCONEL 600の被覆管で構成されている。燃料棒の軸方向発熱分布は一様で表面熱流束の最大値は260 kW/m²である。

試験部では、圧力、差圧、試験部入口水流量、蒸気流量、燃料棒表面温度、流体温度、流体電気伝導度の計測がなされている。燃料棒表面温度は被覆管表面に埋め込まれたクロメルアルメル熱電対（非接地シース型、外径0.5mm）を用いて99箇所計測されている。流体温度は40箇所、バンドル内壁温度は10箇所計測されている。流体電気伝導度計測用の電極プローブは、24点設置されている。流体電気伝導度は図5.2に示されるようにバンドル壁に取付けられた電極プローブにより計測されている^[5]。電極プローブはプローブとバンドル間の電圧変化を計測することにより、プローブ周囲の流体条件を計測するものである。このプローブでは定量的にボイド率を求めることはできないがプローブが気液混合水位に覆われているかどうかについて明確に示すことができるので水位の検出に主に利用できる。流量はオリフィス型流量計を用いて計測される。バンドル断面における燃料棒表面温度、流体温度、バンドル内壁温度、流体電気伝導度の計測場所は図5.2に示されるとうりである。このような計測が高さ方向に9箇所行われている。

(2) 実験方法

初めに圧力容器全体の温度を一様にするため、設定圧力における飽和水を10分間以上試験部に循環させた。循環ポンプ停止後、圧力3MPa以上の実験では、試験部に大流量の蒸気を注入し圧力容器内の水を取り除いた。試験部の中を蒸気単相の状態にした後に燃料棒に電気入力を与え表面温度分布を設定した。初期温度はできるだけバンドル内で一様になるようにした。初期状態を設定した後、データ収録を開始し、蒸気の注入を停止し、注水を開始した。試験部圧力及び注水速度は、実験中一定になる様に冷却器及び流量調整弁を手動で制御した。バンドル内を水位が上昇し、全ての燃料棒がクエンチした後データ収録を終了した。圧力3MPa以下の実験では、蒸気ポンプの水頭では、試験部内の水を取り除くことができないので、燃料棒に電気入力を与えることにより、試験部内の水を取り除いた。この方法により燃料棒加熱部下端から約1mの位置まで水位を

低下させることができた。

(3) 実験条件

実験条件を表5.1に示す。圧力は0.6から12 MPa、模擬燃料棒の線発熱密度は最大2 kW/m、バンドル入口最大流速は20 cm/s、バンドルにおける水サブクーリングは0から20 K、模擬燃料棒最大温度は920Kである。2kW/mの発熱は炉心シャットダウンから約100秒後の最大線熱出力密度に対応する。小破断LOCA時の再冠水はこれより時間が経過した発熱量がより小さい時に生じること、高圧充填系及び安全注入系の注入流量はその全量が炉心に流入すると仮定しても5MPa以上では約1cm/s以下であること、さらに小破断LOCA状態では炉心入口での流体条件はほぼ飽和状態であることから、これらの実験条件はPWRの小破断LOCA時に考えられる典型的な再冠水時の熱水力条件を包括しているといえる。

(4) 気液混合水位での蒸気流速と模擬燃料棒表面熱流束の評価方法

実験において直接には計測されていない気液混合水位における蒸気流速と燃料棒表面の熱流束を以下の方法で計算する。水位高さにおける蒸気流速については次式で示される気液混合物中の蒸気体積に関するバランスから求める。

$$A_f \frac{d(L_m - L_c)}{dt} = -A_f j_G + \frac{S_m}{\rho_G} \quad [5-1]$$

ここで A_f はバンドル内流路面積、 L_m は電極プローブで測定される混合水位、 L_c は押し潰し水位 (collapsed level, 差圧計より求まる水位)、 j_G は混合水位における気相の見かけ速度、 S_m は混合水位より下の領域での伝熱による蒸気発生量、 ρ_G は気相密度である。左辺は気液混合物中の気相体積の時間変化を示し、右辺第一項は、蒸気の離脱による蒸気体積の減少、第二項は、燃料棒及びバンドル壁からの伝熱による蒸気発生を意味する。押し潰し水位は定義より以下の式で求まる。

$$L_c = \frac{1}{\rho_L - \rho_G} \left(\frac{\Delta P}{g} - L_{\Delta P} \rho_G \right) \quad [5-2]$$

ここで ΔP は、バンドル出入り口間差圧、 ρ_L は液相密度、 ρ_G は気相密度、 $L_{\Delta P}$ は差圧計測用の二本の導圧管の高さの差である。蒸気発生に用いられる伝熱量 S_m は、燃料棒及びバンドル壁からの伝熱と注入流のバンドル入口でのサブクールを考慮し次の式で求まる。

$$S_m = \frac{1}{h_{fg}} (Q_{r,m} + Q_{b,m} - W_{in} \Delta h_{in}) \quad [5-3]$$

ここで $Q_{r,m}$ は燃料棒から、 $Q_{b,m}$ はバンドル壁からの伝熱量で W_{in} はバンドル入口流量、 Δh_{in} は液体の飽和エンタルピーと入口部での液相のエンタルピーの差、 h_{fg} は蒸発潜熱で

ある。燃料棒からの伝熱量は時刻 t 、高さ z における断面での平均熱流束を $q(z,t)$ とすると

$$Q_{r,m}(t) = A_h \int_0^{L_m} q(z,t) dz \quad [5-4]$$

で表される。ここで A_h は燃料棒単位長さあたりの伝熱面積である。 $q(z,t)$ はその場所に最も近い表面温度計測点（高さ z_i ）において後で述べる方法で求められた熱流束 q_i を用いて次式で近似的に求める。

$$q(z,t) = q_i \left(t - \frac{z - z_i}{u_q} \right) \quad [5-5]$$

ここで u_q はクエンチフロントの伝播速度である。本実験においてはバンドル内を軸方向に約40cmごとに温度計測を行い、又、電気入力が一様であるため温度分布が顕著に生じないことからこの方法による誤差は大きくないと考えられる。バンドル内を高さ方向に表面温度計測位置に対応し分割し、各領域において[5-4]式の空間積分を時間積分に置き換えることにより、混合水位より下の領域の伝熱量の総和は、

$$Q_{r,m}(t) = A_h \sum_{i=1}^m \int_{\tau_1}^{\tau_2} u_q q_i(\tau) d\tau \quad [5-6]$$

で求めることができる。ここで記号は、それぞれ

$$\tau = t - \frac{z - z_i}{u_q}$$

$$\tau_1 = t - \frac{z_{i,\min} - z_i}{u_q}$$

$$\tau_2 = t - \frac{z_{i,\max} - z_i}{u_q}$$

$$z_{i,\min} = \frac{z_i + z_{i-1}}{2}$$

$$= 0$$

for $i \neq 1$

for $i = 1$

$$z_{i,\max} = \frac{z_{i+1} + z_i}{2}$$

$$= L_m$$

for $i \neq m$

for $i = m$

であり、 m は温度計測位置に基づき高さ方向に分割した領域の内、混合水位より下に

ある領域の数を意味する。バンドル入口流量はバンドル上下差圧の計測値よりバンドル内の質量保存から得られる次式を用いて計算する。

$$W_{in} = \frac{h_{fg}}{h_G - h_{in}} \left(A_f \rho_L \frac{dL_c}{dt} + \frac{Q_{r,m} + Q_{b,m}}{h_{fg}} \right) \quad [5-7]$$

バンドル壁の熱容量は燃料棒の熱容量 $Q_{b,m}$ の約10%程度でありバンドル内の全蒸気発生量に対する寄与は小さいことから、バンドル壁からの放熱量の計算の際には壁内の水平方向の温度分布を一様としクエンチする時に瞬間的に有する熱量を放出すると仮定して近似的な計算を行うことにする。この仮定によりバンドルから混合水位より下の領域への伝熱量は次式で計算できる。

$$Q_{b,m}(t) = A_b (\rho C_p)_b u_q (T_b(z_q(t)) - T_s) \quad [5-8]$$

ここで A_b はバンドル壁の断面積、 $(\rho C_p)_b$ はバンドル壁の体積熱容量、 $z_q(t)$ はクエンチフロントの位置、 T_b はバンドル壁温であり軸方向10点で計測される壁温を内挿して求める。 T_b として実験中計測されたある高さ z における最大温度を使用する時、式[5-8]は、伝熱量の最大見積りを与え、クエンチ温度を与える時、最小の見積りを与える。実際にデータ処理をしてみると両者でほとんど差はなかったので式[5-8]においては最大温度を使用した。

模擬燃料棒の熱流束は、半径方向のエネルギー保存則

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + Q_v \quad [5-9]$$

を数値計算することにより求めた。^[9] ここで Q_v は単位体積あたりの熱発生量、 k は熱伝導度である。計算では半径方向を20メッシュに分割した。測定された表面温度を計算の境界条件として用い、表面での温度勾配より熱流束を求めた。

5.3 実験結果

本実験における典型的な全体挙動を図5.3を用いて説明する。この図においてはバンドル圧力、圧力容器入口流量、押し潰し水位、模擬燃料棒温度、流体温度の時間変化が示されている。図5.3に示される様に圧力、入口流量は実験中設定値に一定に保たれ、水位はほぼ一定速度で上昇し、同じ高さで9箇所計測されている燃料棒表面温度はほぼ一様な挙動を示している。初期状態における同一高さでの燃料棒間の表面温度のばらつきは最大でも50 K程度であった。なお、初期条件で炉心は完全に蒸気中に露出しているが、これは実際の小破断条件を模擬しているわけではない。小破断LOCA条件で全炉心が蒸気中へ露出するようなシーケンスはほとんどないと考えられ、ROSA-IV/LSTF装置による事故模擬実験においてもそのようなことは一度も観測されていない。

本実験で観測された電極プローブの二つの典型的な出力を図5.4に示す。図5.4でType(a)として示される例においては、出力はゼロから比較的に大きな値に急激に増大している。一方、Type(b)として示されている例においては急激な増大が生じる前に比較的に小さな出力をしばらくの間保っている。図5.4に示される様にゼロから比較的に小さな出力が発生する時刻、及び急激に高い出力に増大する時刻を t_e 及び t_f と定義する。図5.5に示されるように t_e のタイミングはクエンチフロントと比べて早い速度で高さ方向に伝播している。又、ほぼ全ての実験において電極プローブで t_e を検出するのとほぼ同時に同じ高さで計測されている流体温度の出力は過熱温度から飽和温度に急激に減少した。これらのことから t_e の発生は液滴のエントレインメントの発生に対応すると考えられる。このように考えると電極プローブの信号が相対的に低い値で一定になる理由は飛来した液滴が電極の表面上の一部を濡らすことによって理解できる。信号 t_f は燃料棒がクエンチする直前に検出され、プローブ周辺の電気伝導度が急激に増大する時刻を示すものであるから、クエンチフロントの上部のクオリテイの低い二相流領域の頂部に対応すると考えられる。以上の議論から図5.4に示されるType(a)とType(b)はそれぞれ液滴のエントレインメントがなく二相水位が上昇する場合とエントレインメントが発生する場合に対応すると考えられる。本実験で使用された電極プローブはプローブ先端とバンドル内壁間の距離が5.5mmあり、プローブの大きさは液滴と比べて大きいと考えられるのでプローブで検出される以前に小さい液滴のエントレインメントが生じている可能性は十分にある。しかし再冠水現象を解析する際に問題になるのは、エントレインメントの炉心伝熱及び炉心冷却材量に対する影響であり、もしこれらに顕著に影響しないならそのような微小なエントレインメントは無視することができる。これらについて以下で議論する。

図5.6において圧力0.6, 3.3 及び12 MPaにおける実験時の電極プローブの出力を示す。図中で時刻0は、電極プローブと同一高さにあるヒーターロッドがクエンチする時刻に対応している。電極プローブ出力はエントレインメントに対する圧力の影響を明確に示している。すなわち圧力0.6MPaの場合にはクエンチの約70秒前にエントレインメントが

検出されているのに対し、圧力12MPaの場合、 t_e 信号は発生せずクエンチの約5秒前に t_f 信号が検出されている。これらの実験における電極プローブの信号の伝播挙動を図5.7に示すが、この図からも圧力の増大とともにエントレインメントが発生しにくくなることがわかる。

図5.8においてバンドル入口速度を実験パラメータにした3実験における電極プローブ信号の高さ方向への伝播挙動、差圧計より求めた押し潰し水位及びヒーターロッドのクエンチ時刻を示す。図に示されるように実験結果は入口流速の大きな2実験においては（入口流速が9.5と13 cm/sの場合）、エントレインメントが発生することを示した。これは入口速度の増大とともにクエンチ速度が増大し単位時間あたりの蒸気発生量が増大することによっている。本実験条件においては摩擦圧損は無視できる程小さいことから、押し潰し水位はバンドル内の冷却材インベントリーに対応する。図5.8に示される実験においてヒーターロッドへの電気入力は何れもゼロであるので、ある高さにおける流動状態はクエンチによる急激なボイド発生が生じた後、数秒後には水単相状態になる。したがってクエンチフロントより数秒遅れて水単相領域の頂部がクエンチフロントに平行して伝播していると考えることができる。実験結果は、特に入口流速が3.5及び9.5cm/sの実験において押し潰し水位がクエンチフロントに数秒遅れて伝播することを示しているが、このことは、バンドル内の冷却材インベントリーがほぼ水単相流状態にあることを示している。入口流速が9.5cm/sの実験においてエントレインメントが観測されているにも拘わらず、バンドル内の冷却材インベントリーはほぼ水単相流状態にあることから、少なくとも t_e の発生が観測されていない場合、バンドル内インベントリーに影響するような顕著なエントレインメントは発生していないとすることができる。このことは電極プローブと同じ高さで計測されている流体温度計測データからも裏付けられる。即ち、エントレインメントが電極プローブにより観測される以前においては流体温度は過熱状態を示し、エントレインメントが観測されるのとほぼ同じ時刻において流体温度は急激に飽和温度にまで低下（クエンチ）する。このことは電極プローブに検出される以前においては熱電対をクエンチさせるに十分な液滴は発生しておらず、したがって、炉心インベントリーに影響するようなエントレインメントは発生していないことを意味する。同様な結果は他の圧力条件においても得られており、これらのことから電極プローブで計測されないようなエントレインメントが生じたとしてもそれは炉心インベントリーに顕著に影響するようなものではないと言える。

図5.9において熱伝達率の時間変化を t_e 及び t_f と比較して示す。図より t_e が検出された後熱伝達率の増加はより急激になり特に t_f の後に熱伝達率は急激に増大することが分かる。しかし t_e 以前において熱伝達率は小さくエントレインメントによる顕著な伝熱促進はなかったと推測できる。同様な結果が他の条件でも得られており、時刻 t_e が発生する以前にエントレインメントが生じていたとしてもそれが炉心熱伝達に与える影響はそれほど大きくないと言える。

5.4 エントレインメント発生条件

先に述べた方法により計算された再冠水時の混合水位での蒸気流速の時間変化を電極プローブで検出されたエントレインメント発生時刻と比較して図5.10に示す。同様な図を作成することにより求めたエントレインメントが発生する時の蒸気流速を表5.2に示す。液滴が発生する条件は混合水位近傍での流動挙動により決まると考えられる。本実験で得られたエントレインメントが開始する時の蒸気流速においてはクエンチフロントより上流の流動様式はスラグ流であることがMishima等^[7]によって示される流動様式遷移に関する相関式から推定できる。この場合、混合水位下で生成される液スラグが周期的に水面上に噴出し、これにより混合水位の上部近傍には液塊が上下する不安定な二相流領域が形成されると考えられる。この領域の先端が電極プローブ信号のtfに対応すると考えられる。この領域から液滴が蒸気中にエントレインメントされるためには液塊に加わる重力より蒸気流による抗力が大きくなる必要がある。したがってエントレインメントが生じる臨界条件は両者の力のバランスより求められる。その条件は液塊を直径dの球形と仮定すると以下の式で表すことができる。

$$C_d \frac{1}{2} \rho_G j_{G,crit}^2 \frac{\pi d^2}{4} = (\rho_L - \rho_G) g \frac{\pi d^3}{6} \quad [5-10]$$

一般に再冠水時の液滴の生成メカニズムには気液界面での巻き波(roll wave)の生成による場合と噴出流の不安定性(jet instability)による場合があると言われている。^[8] 前者の場合のエントレインメント発生条件はJarlaisとIshiiの結果を用いると以下の式で表される。^[8]

$$j_{G,crit} = \frac{\sigma}{\mu_L} \sqrt{\frac{\rho_L}{\rho_G}} N_{\mu L}^{0.8} \quad [5-11]$$

ここで $N_{\mu L}$ は液相の粘性数で次式で定義される。

$$N_{\mu L} = \frac{\mu_L}{(\rho_L \sigma \sqrt{\sigma / g \Delta \rho})^{0.5}} \quad [5-12]$$

この式で予測されるエントレインメントのための臨界蒸気流速は実験で得られた値より後で述べるように約3倍大きな値となる。一方、ジェット不安定性により発生する液滴の最大径はJarlaisとIshiiの結果を用いると次式で表される。^[8]

$$d_{max} = 4 \left(\frac{2\sigma}{g \Delta \rho} \right)^{0.5} N_{\mu G}^{1/3} \quad [5-13]$$

ここで気相の粘性数は次式で表される。

$$N_{\mu G} = \frac{\mu_G}{(\rho_G \sigma \sqrt{\sigma/g\Delta\rho})^{0.5}} \quad [5-14]$$

エントレインメントされる液滴の代表的な径 d と最大径の比を β_1 とする時、式[5-13]を式[5-10]に代入し次式を得る。

$$j_{G,crit} = \frac{4\sqrt{\beta_1}}{\sqrt{3\rho_G C_d}} (2\sigma g\Delta\rho)^{1/4} N_{\mu G}^{1/6} \quad [5-15]$$

前述の様に電極プローブを用いて液滴の存在を計測するためには単独の液滴の検出は無理であり複数の液滴がプローブに衝突しプローブとバンドル壁間を濡らす必要がある。片岡等によるプールエントレインメントに関するエントレインメント量の検討結果はエントレインメント量が蒸気流速の関数であることを示している。^[2] したがって一次近似としてエントレインメント量は蒸気流速に比例するとし、その比例定数 β_2 は圧力に依存しないと仮定すると本電極プローブで計測される様な量のエントレインメントが発生する条件は以下の式で表すことができる。

$$j_{G,crit} = \frac{4\beta_2\sqrt{\beta_1}}{\sqrt{3\rho_G C_d}} (2\sigma g\Delta\rho)^{1/4} N_{\mu G}^{1/6} \quad [5-16]$$

式中の抗力係数 C_d として次式の固体の球に対する値^[9]を用いる。

$$C_d = \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}) \quad \text{for } Re < 1000$$

$$= 0.44 \quad \text{for } Re > 1000 \quad [5-17]$$

$$Re = \frac{\rho_G j_G d}{\mu_G} \quad [5-18]$$

式中の比例定数を実験値と比較し求めると次式の相関式が得られた。

$$j_{G,crit} = \frac{3.57}{\sqrt{\rho_G C_d}} (\sigma g\Delta\rho)^{1/4} N_{\mu G}^{1/6} \quad [5-19]$$

この時、式[5-16]中の定数 $\beta_2(\beta_1)^{0.5}$ は1.3である。図5.11にこの式で計算される臨界蒸気流速と実験値を比較して示す。図に示される様に本式は実験値を±30%の誤差で整理している。先に述べた議論より式[5-19]は、混合水位での蒸気流速がこの式で求められる値より小さい場合は、炉心での冷却材インベントリーや熱伝達率に顕著に影響するようなエントレインメントは発生しないことを意味する。図5-11には式[5-11]で求められる

巻き波によるエントレインメントの発生のための蒸気流速が示されているが前述のように実験値より約3倍大きくなっている。

次に、典型的なPWR再冠水条件で発生する蒸気流速を見積るために、線熱出力が0.6 kW/m、クエンチ速度2cm/s、初期燃料棒温度が900Kの条件でクエンチフロントが炉心中央部に達した時の蒸気流速を次式で計算した。

$$j_G = \frac{0.5L_t Q_{inp} + u_q (\rho C_p) (T_w - T_s)}{\rho G A_{core} h_{fg}} \quad [5-20]$$

設定した線熱出力は定格運転時の約3%の平均線熱出力（スクラム後約300秒の崩壊熱）に対応する。この値は小破断LOCA解析ではスクラムから数千秒後の現象を取り扱う場合が多いことから小破断LOCA解析条件としては過大である。クエンチ速度の2cm/sは大破断LOCA解析の場合の典型的な値だが、小破断LOCA時では蓄圧注水系が作動圧力より高い圧力条件（約5MPa以上）において注入されるECCSが全て炉心に行くとしても1cm/s程度であることから、小破断LOCA条件としてはループシールクリアリングによる急激な水位回復を除いてこの値は過大であると言える。従って、この条件で見積られた蒸気流速は高圧再冠水条件としては過大な値を与えるものである。式[5-20]による蒸気流速の見積値は図5.11に示されているようにエントレインメントの開始に関する本相関式の値よりも低圧では大きくなっている。このことは低圧での再冠水実験時には、クエンチフロントの上に液塊がエントレインメントされ、複雑な二相流冷却（先行冷却と呼ばれている。）が生じることに対応している。一方、高圧ではPWRの再冠水時に見積られる蒸気流速は、本相関式の値より小さくなっており、これは小破断LOCAで問題となる高圧ではエントレインメントが発生しにくいことを意味している。このことは、高圧での再冠水時の混合水位より上での燃料棒の挙動が水位近傍を除いて蒸気単相流に支配され、その挙動の予測が低圧の場合に比べて非常に簡単になることを意味している。

5.5 結論

本章では小破断LOCA時に生じる高圧での再冠水時のエントレインメントを模擬する条件で実験を行い。エントレインメントの開始条件に関する実験結果を得るとともにこれを相関式の形でまとめた。これにより以下の結論を得た。

- (1) 再冠水時の液体の蒸気中へのエントレインメントを電極プローブを用いて観測し、エントレインメントの発生が、炉心入口流速が大きく、又、圧力が低いほど顕著であることを明らかにした。
- (2) エントレインメント発生開始時の蒸気流速は、巻き波型エントレインメントの開始条件から予測される蒸気流速の約1/3であった。
- (3) 球形の液滴に対する重力と蒸気流による抗力のバランス条件からエントレインメントの発生条件に関する次の相関式を作成した。

$$j_{G,crit} = \frac{3.57}{\sqrt{\rho_G C_d}} (\sigma g \Delta \rho)^{1/4} N_{\mu G}^{1/6}$$

ここで、 $j_{G,crit}$ は、エントレインメントが発生するのに必要な蒸気流速、 C_d は、液滴の抗力係数、 $N_{\mu G}$ は、蒸気の粘性数、 σ は、表面張力、 $\Delta \rho$ は、気液密度差である。

- (4) 蒸気流速がこの相関式で予測される速度より小さいとき、炉心において熱伝達や冷却材残存量に影響するようなエントレインメントは生じない。
- (5) PWRの高圧での典型的再冠水条件で発生する蒸気流速は、本相関式で計算されるエントレインメントが生じるために必要な流速より小さく、このため高圧再冠水時には顕著なエントレインメントは、生じない。したがって、高圧での再冠水時の炉心における伝熱流動は、単相流支配となり、その挙動は、低圧での再冠水時の挙動と比べて極めて単純なものになる。

第5章の参考文献

1. Anklam, T.M., et al., NUREG/CR-2114, (1981).
2. Kataoka, I., and Ishii, M., Int. J. Heat Mass Transfer, vol.27(11), (1984), pp.1999-2014.
3. Yonomoto, T., Koizumi, Y., and Tasaka, K., J. Nucl. Sci. Technol., v. 24(10), (1987), pp.798-810.
4. Nakamura, H., et al., JAERI-M83-042, (1983).
5. 熊丸博滋、田坂完二、JAERI-M 9307, (1981).
6. Yonomoto, T., Koizumi, Y., and Tasaka, K., Nucl. Eng. Des., vol.103(2), (1987), pp.239-250.
7. Mishima, K., and Ishii, M., NUREG/CR-3338, ANL-83-42, (1983).
8. Jarlais, G.D., and ISHII, M., ANL-85-31, NUREG/CR-4277, (1985).
9. Wallis, G.B., One-dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill, New York, (1969), pp.178.

表5.1 高圧再冠水実験条件

| | |
|--------------------------------|---------------|
| Pressure | 0.6 to 12 MPa |
| Linear power input | < 2 kW/m |
| Bundle inlet flow velocity | < 20 cm/s |
| Bundle inlet flow subcooling | 0 to 20 K |
| Heater rod surface temperature | < 920 K |

表5.2 エントレインメント開始時の蒸気流速に関する実験データ

| Run Number | Pressure MPa | Power kW/m | Quench velocity cm/s | Critical steam volumetric flux m/s |
|------------|--------------|------------|----------------------|------------------------------------|
| 4785 | 0.8 | 0. | 2.6 | 2.9 |
| 4182 | 3.0 | 0. | 6.0 | 1.8 |
| 4184 | 3.0 | 0. | 6.5 | 1.6 |
| 4185 | 3.1 | 1.1 | 4.1 | 1.8 |
| 4585 | 11.8 | 1.1 | 5.9 | 0.66 |

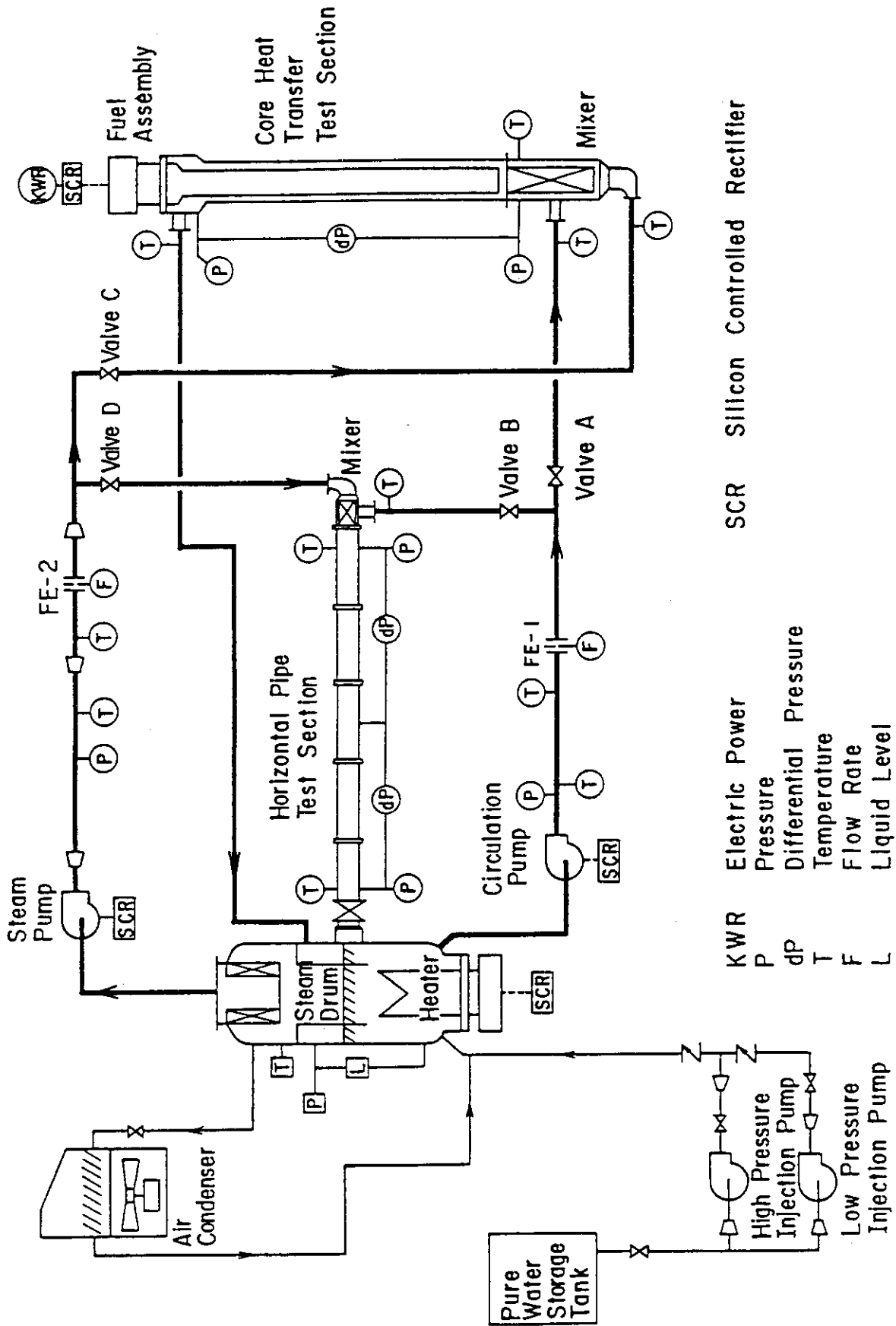


図5.1 TPTF(Two-Phase Flow Test Facility)の系統図

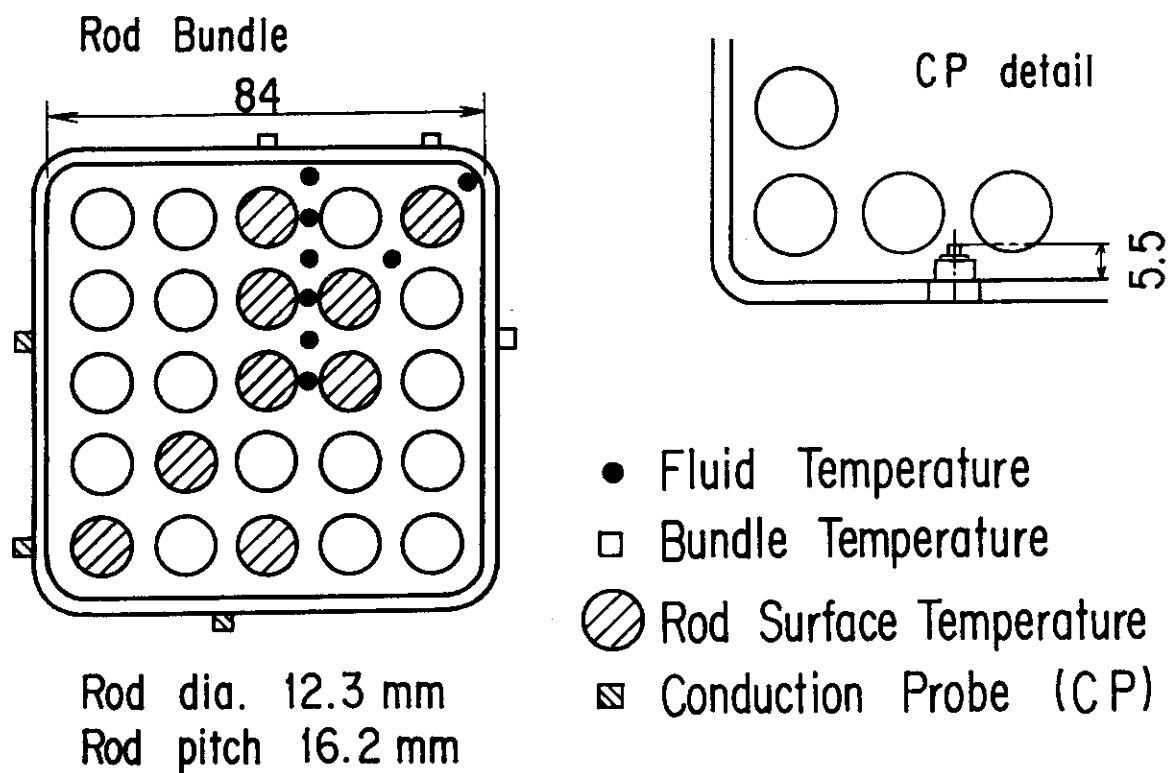


図5.2 熱伝達実験部及び模擬燃料棒の断面

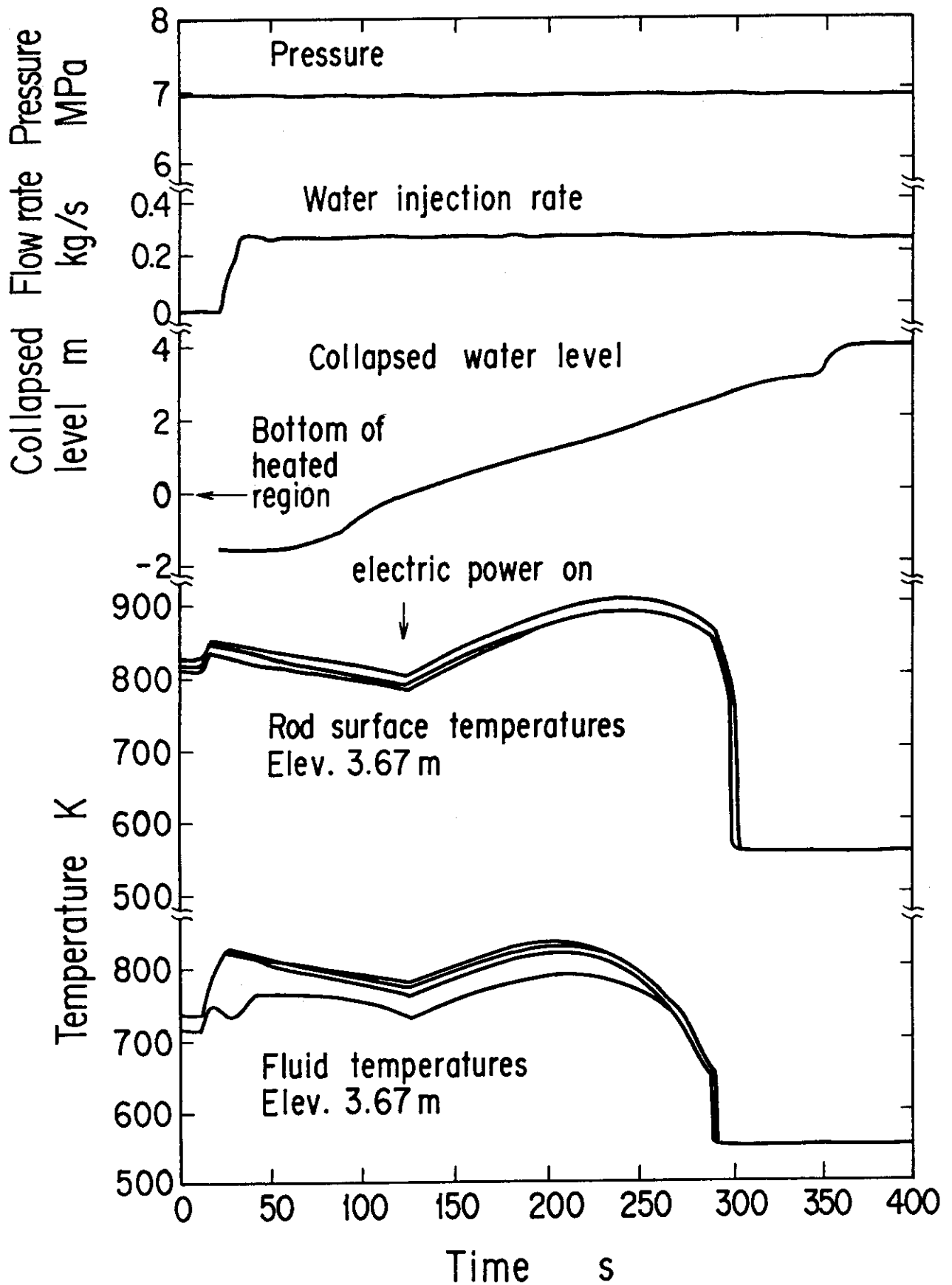


図5.3 圧力、入口流量、押し潰し水位、燃料棒表面温度、及び流体温度に関する典型的な実験値

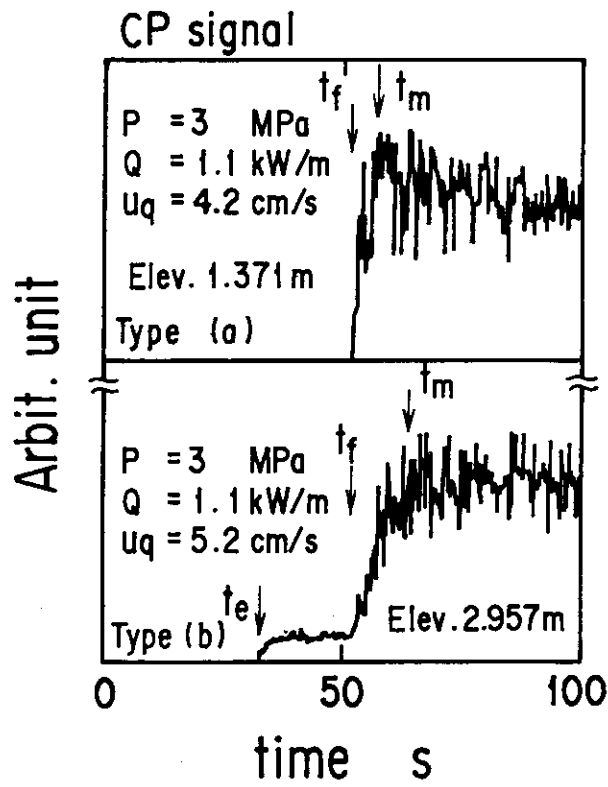


図5.4 電気伝導度計測プローブの典型的な二つのタイプの出力

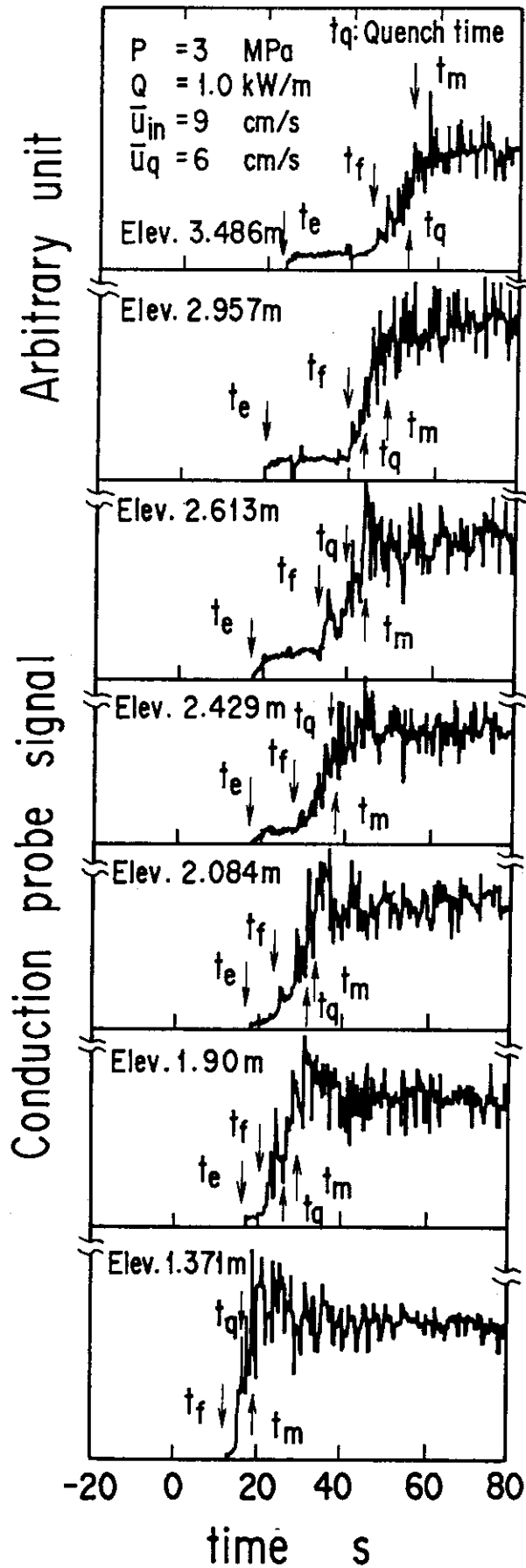


図5.5 異なる高さ位置における電気伝導度計測プローブの出力

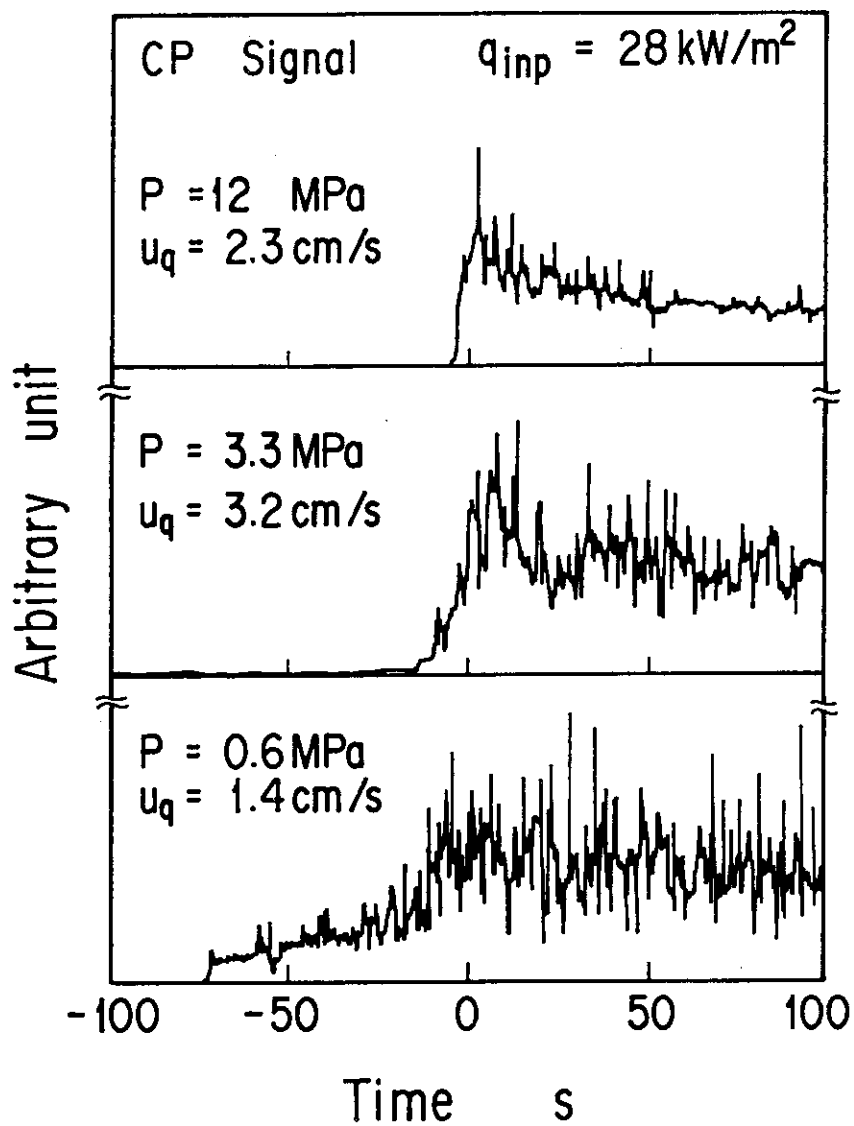


図5.6 圧力の影響を示す電気伝導度計測プローブの出力

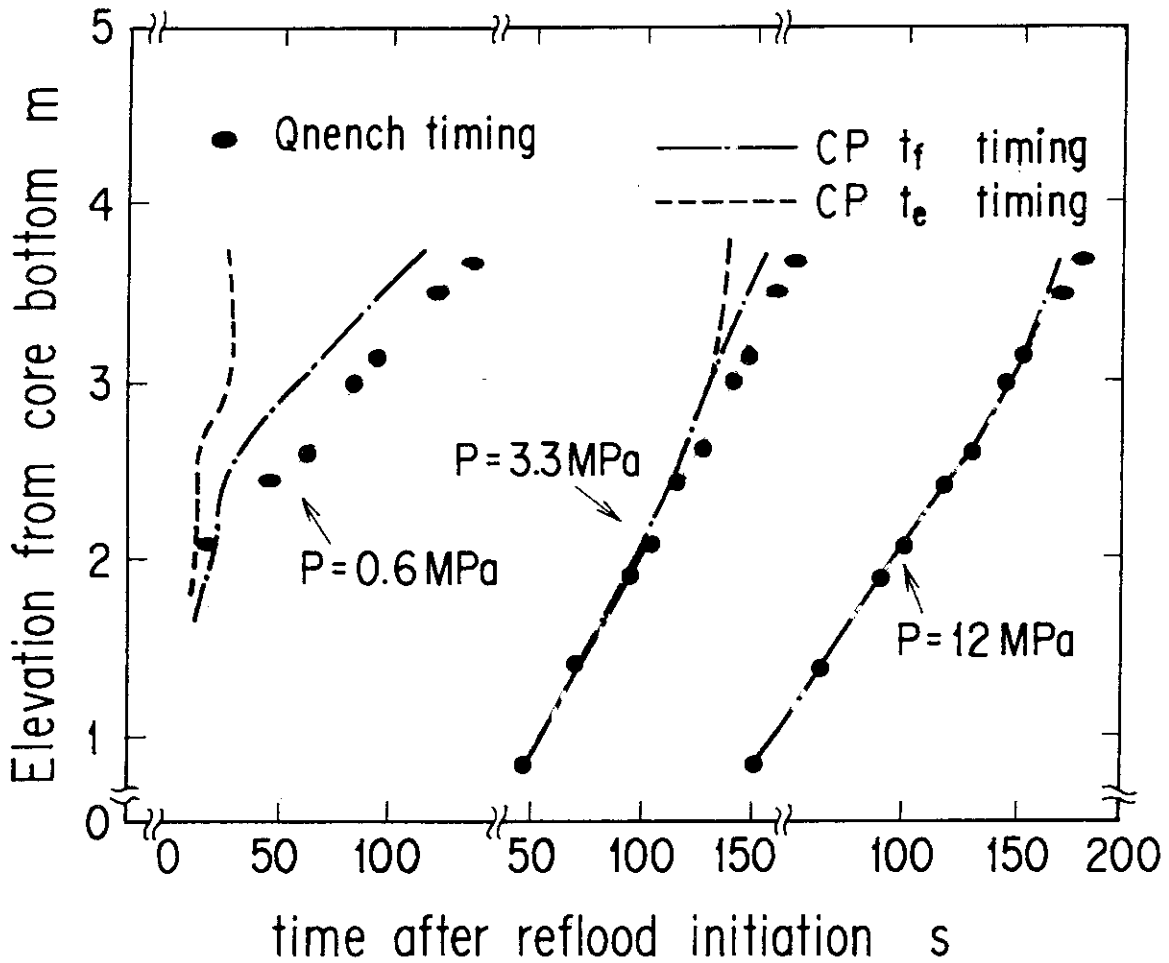


図5.7 電気伝導度計測プローブ(CP)信号と燃料棒クエンチの伝播挙動に対する圧力の影響：圧力の増大とともにCPの t_e 信号が発生しなくなりエントレインメントが生じなくなることがわかる。

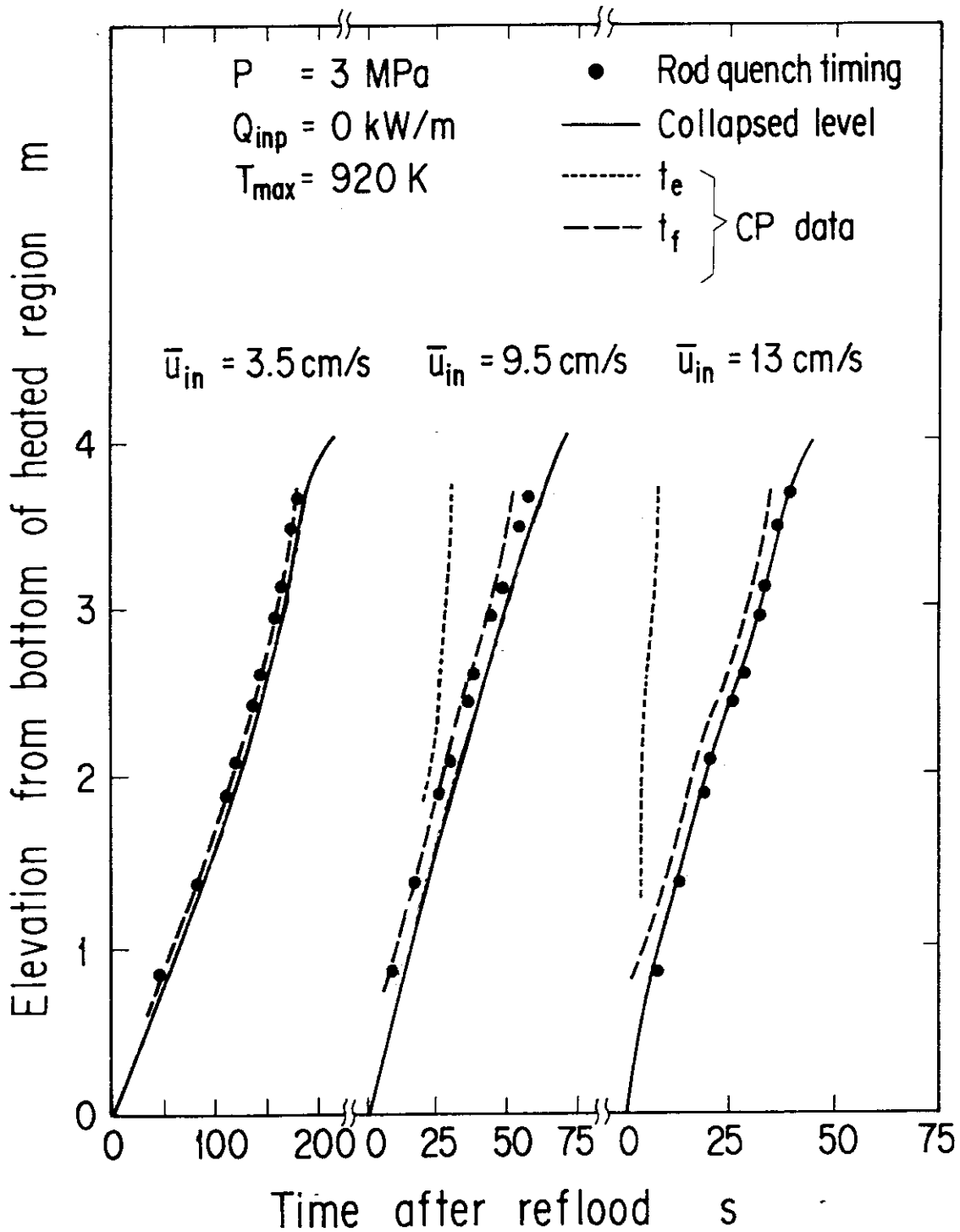


図5.8 圧力(P)3MPa、零電気入力($Q_{inp} = 0 \text{ kW/m}$)、燃料棒最大温度(T_{max})920Kの条件における電気伝導度計測プローブ(CP)信号と燃料棒クエンチの伝播挙動に対する入口速度の影響：入口速度の増大とともにCPの t_e 信号が発生するようになりエントレインメントが生じることがわかる。

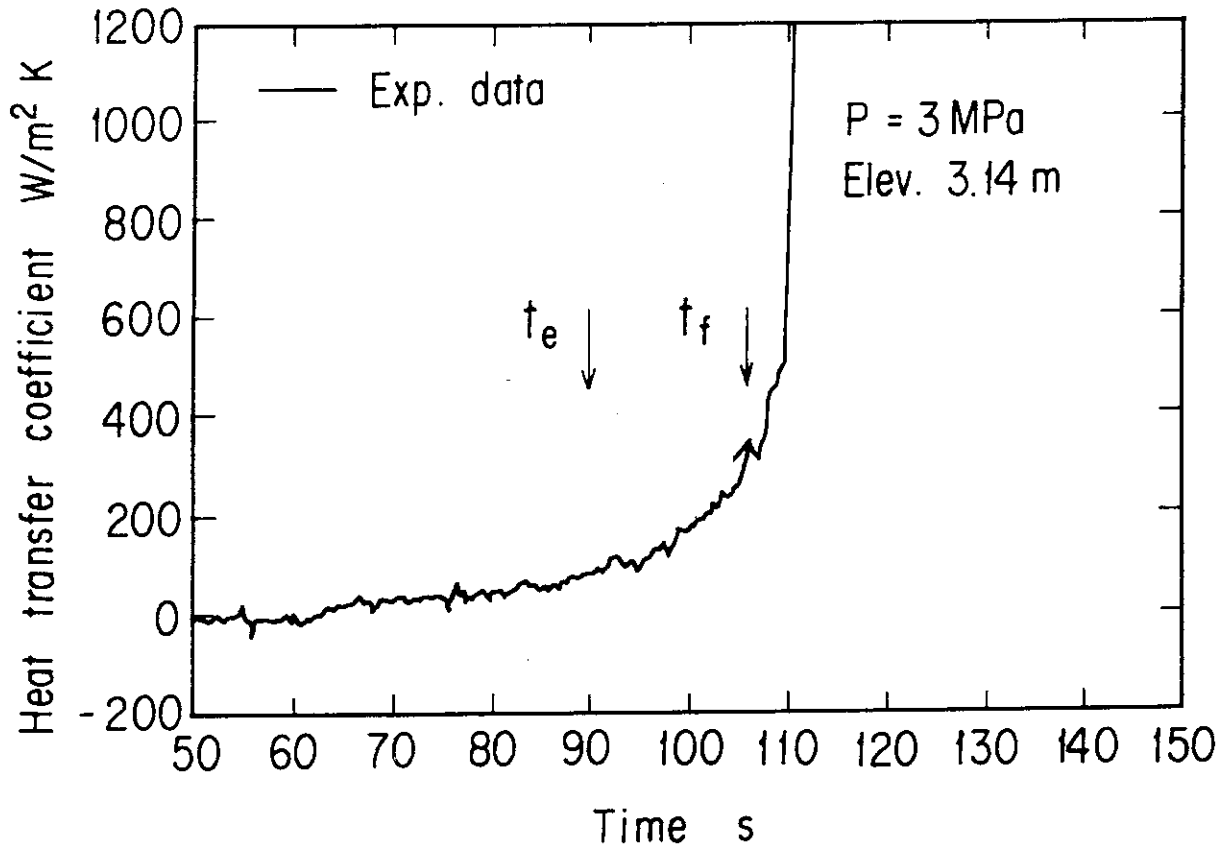


図5.9 燃料棒表面温度から計算された熱伝達率と電気伝導度計測プローブで計測された t_e 及び t_f のタイミングの比較。

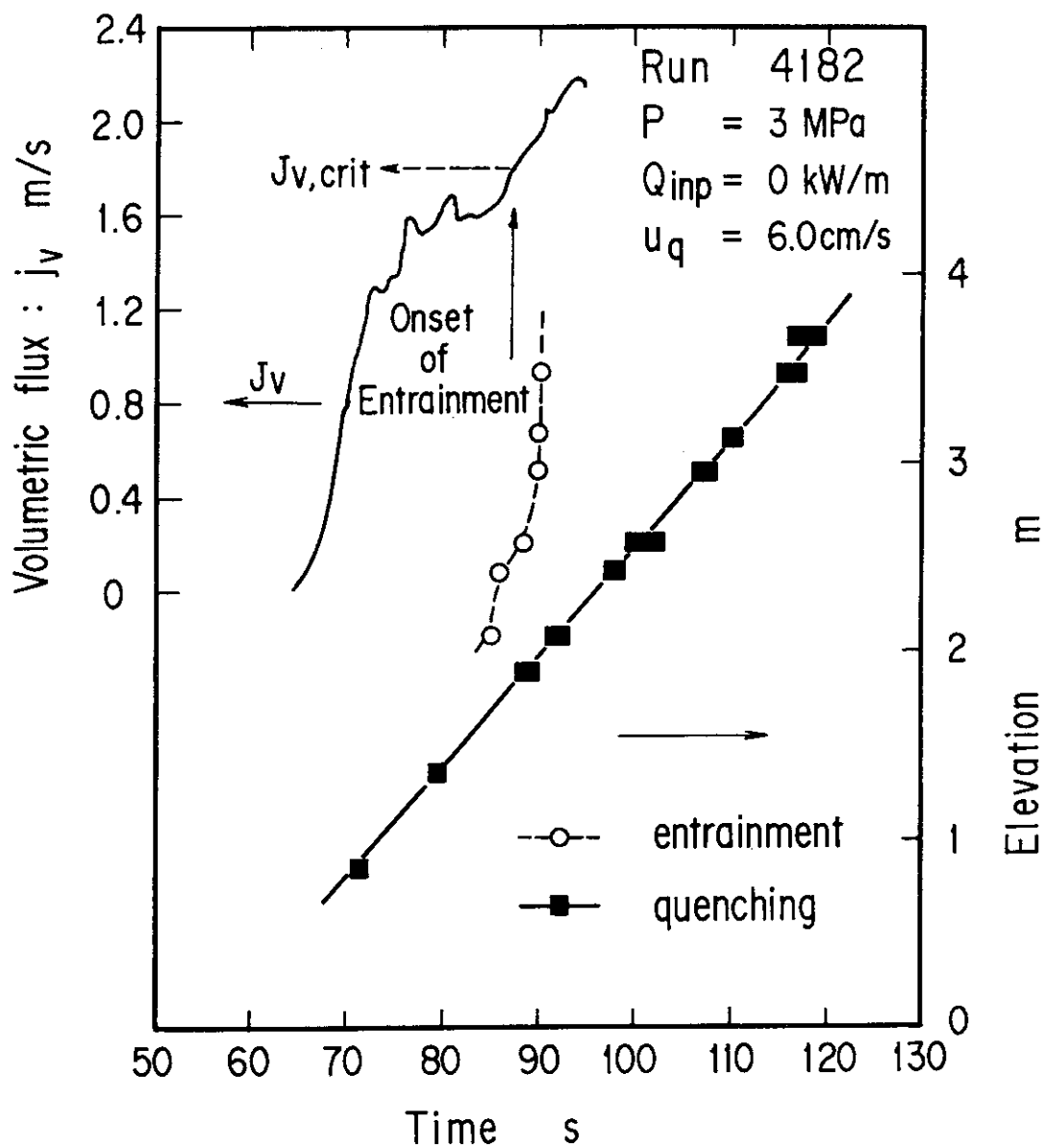


図5.10 エントレインメントが開始する時の混合水位における蒸気速度の評価：圧力 3MPa, 零電気入力、クエンチ速度(u_q) 6cm/s。

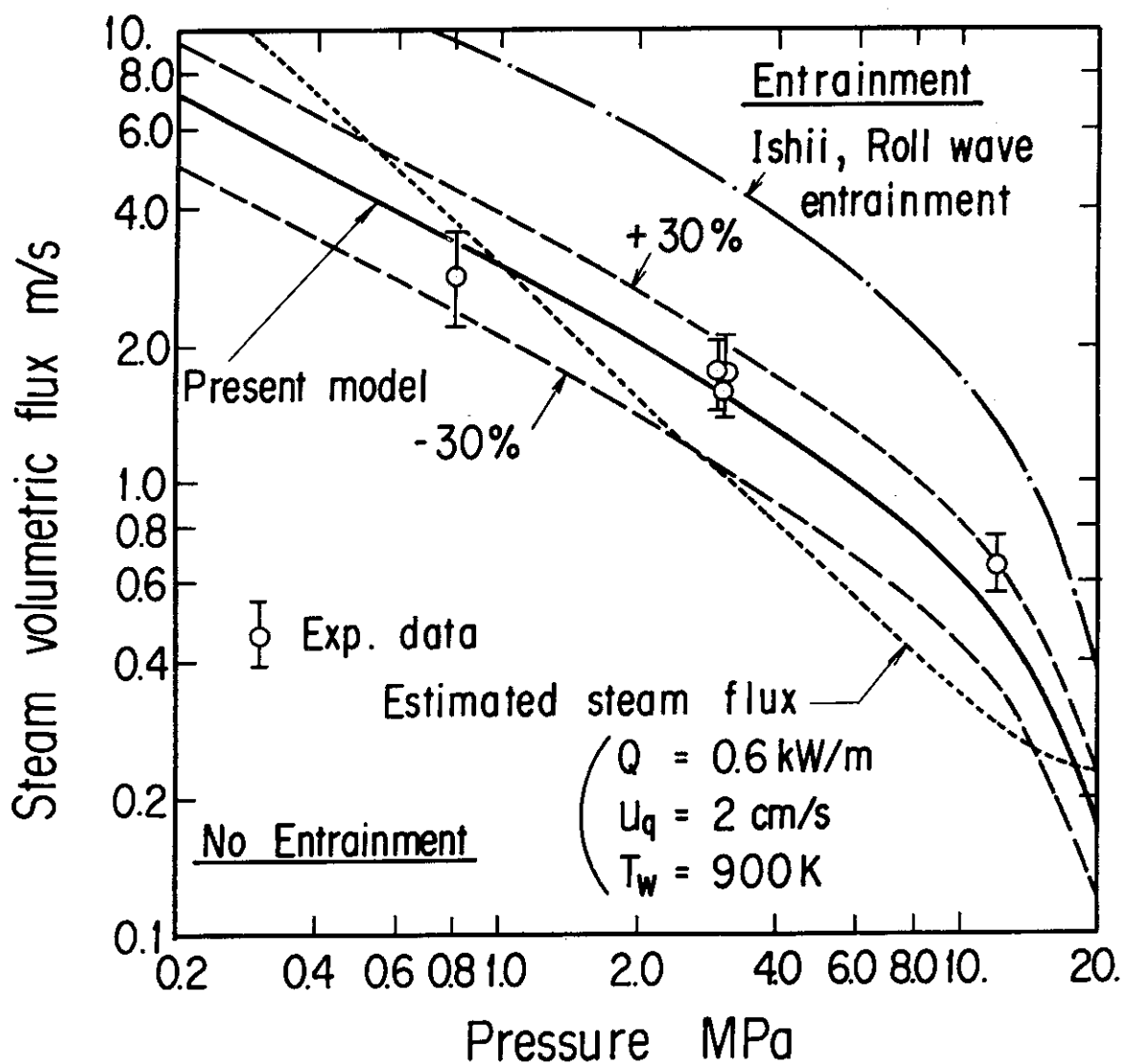


図5.11 エントレインメントが発生するために必要な蒸気流速を表す本研究による相関式と典型的な条件下でのPWRの再冠水時における蒸気速度の比較

第6章 結論

本研究では、PWR小破断LOCA条件における熱水力現象の理解を深めるとともに、その挙動に対する予測精度を向上させることを主たる目的とし、破断口と炉心で生じるエントレインメントについて実験的及び理論的検討を行った。本章では、2章から5章までの検討から得られた結論について述べ、さらに、本研究が軽水炉の熱水力安全研究にどのように貢献することができたかについてまとめる。

第2章においては、破断口におけるエントレインメントに影響する流動パラメータを明確にすることと、理論的な検討を行うために有用な知見を得ることを目的として行った個別効果実験についてまとめた。実験では作動流体として空気と水を用い、常温で最大圧力0.7 MPaの条件で、大口径水平配管の頂部、側部、底部の小破断を模擬した。実験結果より以下の結論を得た。

- (1) エントレインメント現象は、従来の研究で報告されている様に、破断口の前後差圧と破断平面とバルク水位の間の距離（相対水位）に最も強く影響された。上向き、下向き、横向き破断のいずれの場合も、破断口前後差圧の増加、又は、相対水位の減少につれて、エントレインメントが生じない状態から、断続的で不安定なエントレインメントを経て、連続的なエントレインメントへと移行した。
- (2) 破断口前後差圧と相対水位以外に上向き破断では、波と気相の渦の発生が、下向き破断では、液相の渦の発生と水平配管内の液相の流速がエントレインメントに影響した。従来、定量的には明確でなかったエントレインメントの流動様式を、上向き破断についてスラグ流への遷移気相速度を用いて規格化した水平配管内の無次元気相速度 V_{IG}/V_{slug} とエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位 h/h_s を用いて、又、下向き破断については水平配管出口側の水のフルード数 $V_{21}/(gh_s)^{0.5}$ と h/h_s を用いて整理することができた。
- (3) 渦が発生しない場合の連続的なエントレインメントの開始条件は、従来の研究で報告されているように、式[2-6]においてC2を2.5とし、破断向きと上流流動状態に対応してC1を変えることにより整理された。C1の値は上流流動様式が同様な場合、従来の結果とほぼ一致した。横向き破断においては上流流動挙動は連続的なエントレインメントの開始条件にあまり影響しなかった。
- (4) 破断クオリティに対して、上向き破断では波の発生が、下向き破断では渦の発生とクロスフローが、強く影響した。横向き破断では上流流動挙動は破断クオリティに対して顕著な影響を示さなかった。

- (5) 破断口上流状態が対称的である場合、破断口近傍（破断口から約5mm以内の距離にある領域）を除き破断口周辺で、安定で滑らかな気液界面が生成された。エントレインメントが生じる場合においても流動圧損は加速圧損が支配的であった。これらより、加速圧損と重力を考慮し破断口周辺の定常的な水位分布を検討することにより、エントレインメント現象を、モデル化できるという見通しを得た。

第3章では、第2章で述べた実験結果を基に、破断口におけるエントレインメントに関する物理モデルを構築し、実験との比較により評価し、さらに実験では観測されたがこの物理モデルには含まれていないパラメータの影響を考慮するために実験相関式を作成した。又、作成した物理モデルと実験相関式は文献中のデータも用いてその適用性について検討を行った。これらの検討により以下の結論を得た。

- (1) 破断口上流の流動が破断口を中心として対称的である場合の連続的で安定なエントレインメントについて、破断口周辺の水位分布、破断口上流バルク条件（圧力、水位）と破断流条件（流量、クオリティ）の関係を検討した。物理モデルでは、流動が破断口を中心とした球対称であること、気液二相が分離して流れること、さらに破断口周辺の気液界面でのエネルギー散逸が最小になることを仮定した。この仮定に基づき、上向き、横向き、及び下向き破断の場合について、破断口上流バルク領域の圧力、水位、破断クオリティ、及び破断流量の関係を示す理論式を導出した。
- (2) 本物理モデルは、破断クオリティをエントレインメント開始水位で規格化した無次元水位の関数として表した。その関係は従来、実験的に得られている結果と横向き破断と下向き破断の場合について良く一致した。上向き破断の場合は一致しなかったが、これは、従来、上向き破断においては安定なエントレインメントが生じる条件での実験を行っていなかったことによると考えられる。
- (3) 本理論式は、本モデルと同様な状況で得られた破断流量の実験値と、横向きで気相のエントレインメントが生じる場合を除き、30%程度の誤差で一致した。このことは、実験で観測されたエントレインメントに関する最も重要なパラメータであるバルク水位と破断流量及び破断クオリティの関係が本モデルにより、良く表されていることを意味する。
- (4) 本解析では考慮されていないが、実験において観測された渦や波の発生、水平配管内の流速等のエントレインメントに強く影響するパラメータについては、これらの影響を定量化するため、実験相関式を作成した。得られた実験相関式は、相対水位が小さい場合を除き、実験結果と約30%の誤差で一致した。この相関式は従来の相関式と比べて、破断口入口圧力を知る必要が無いことと破断口上流流動条件の影響を考慮していることが特徴である。

- (5) Gardnerが行った破断口上流条件が対称的な場合の実験データについて、その水位と破断流量の関係を本物理モデルは良く表した。
- (6) 小破断LOCA解析に関連して行われた高圧蒸気・水条件を含む四つの実験データベースと本実験相関式を比較検討した結果、下向き破断で水位が比較的低い場合や、横向き破断で気相のエントレインメントが生じる場合には本相関式に改良の必要があるが、下向き破断で水位が比較的高い場合及び横向き破断で水がエントレインメントされる場合は従来の結果と約30%の誤差で一致することが分かった。このことは基本的に、高圧蒸気・水条件に本モデルを使うことができることを示唆している。
- (7) 相対水位が破断口径と比べて小さい場合、気相のエントレインメントが生じ破断クオリティが0.01以下の場合、さらにエントレインメントが断続的な場合、本モデルは適用できない。現象をより良く理解するという立場からは、今後さらに、これらの点も予測できるモデルを検討していくことは重要であるが、LOCA解析への適用という本研究の立場からは、後の2つの点は重要でなく、又、水位が小さいところの破断流量は、水位ゼロ($h=0$)の单相破断流と水位が破断口径と等しいところ($h=d$)での本モデルによる破断流量を水位で内挿する事により近似的に求める事ができる。

第4章では、PWRの小破断LOCA模擬装置LSTFを用いて、ホットレグにおける上向き、横向き、下向き破断実験を行い、各破断向きにおけるエントレインメント挙動、それらのシステム全体の熱水力挙動に対する影響、及びエントレインメントに関するLSTFと参照PWRの相似性について検討を行った。さらに、本研究で得られたエントレインメントに関するモデル（上向き破断の場合は式[3-16]）をRELAP5/MOD2コードに組み込み、実験解析を行い、これにより、本研究の主目的である小破断LOCA時の熱水力挙動の予測性能の向上がなされたかどうかについて検討した。これらの検討より以下の結論を得た。

- (1) LSTF実験の結果は破断向きによりシステム全体挙動が大きく異なることを示した。この破断面積においては上向き及び下向き破断では顕著なエントレインメントは発生せず、上向き破断では蒸気が、下向き破断では水が優先的に流失した。横向き破断では気相のエントレインメントが生じ下向き破断の場合の破断流量より小さくなった。これにより、破断流量は下向き、横向き、上向きの順で大きくなり、炉心が蒸気中に露出する時刻が下向き破断の場合破断後2000秒であったのに対し、上向き破断の場合破断後5680秒になるなど破断方向の違いは炉心露出が生じるまでの時間余裕に大きく影響を与えた。

- (2) エントレインメントに関するLSTFと参照PWRの相似性に関する検討から参照炉では上向き破断の場合、LSTFよりもより多量の液相のエントレインメントが生じる可能性があることが示された。このことは、参照炉において破断向きの影響は実験で見られた以上にはならないことを意味し、LSTF実験により0.5%ホットレグ破断時の破断向きの影響の最大範囲を把握することができたと考えられる。
- (3) LOCA解析コードRELAP5コードによる解析結果は、原型版においては破断流量に対する破断方向の差による影響がほとんど計算されなかったのに対し、本研究で作成したエントレインメントモデルが組み込まれた改良版では破断方向の影響をより精度良く計算できた。この結果は、本モデルの実炉条件への適用に関する妥当性をおおまかに示すとともに、エントレインメントモデルの開発によりLOCA時の熱水力挙動の予測精度の向上がなされたことを示している。

第5章では小破断LOCA時に生じる高圧での再冠水時のエントレインメントを模擬する条件で実験を行い。エントレインメントの開始条件に関する実験結果を得るとともにこれを相関式の形でまとめた。これにより以下の結論を得た。

- (1) 再冠水時の液体の蒸気中へのエントレインメントを電極プローブを用いて観測し、エントレインメントの発生が、炉心入口流速が大きく、圧力が低いほど顕著であることを明らかにした。
- (2) 高圧条件下で炉心が再冠水する場合、エントレインメント発生開始時の蒸気流速は、巻き波型エントレインメントの開始条件から予測される蒸気流速の約1/3であった。
- (3) 球形の液滴に対する重力と蒸気流による抗力のバランス条件からエントレインメントの発生条件に関する次の相関式を作成した。

$$j_{G,crit} = \frac{3.57}{\sqrt{\rho_G C_d}} (\sigma g \Delta \rho)^{1/4} N_{\mu G}^{1/6}$$

ここで、 $j_{G,crit}$ は、エントレインメントが発生するのに必要な蒸気流速、 C_d は、液滴の抗力係数、 $N_{\mu G}$ は、蒸気の粘性数、 σ は、表面張力、 $\Delta \rho$ は、気液密度差である。

- (4) 蒸気流速がこの相関式で予測される速度より小さいとき、炉心において熱伝達や冷却材残存量に影響するようなエントレインメントは生じない。
- (5) PWRの高圧での典型的再冠水条件で発生する蒸気流速は、本相関式で計算され

るエントレインメントが生じるために必要な流速より小さく、このため高圧再冠水時には顕著なエントレインメントは、生じない。したがって、高圧での再冠水時の炉心における典型的伝熱流動は、単相流支配となり、その挙動は、低圧での再冠水時の挙動と比べて極めて単純なものになる。

最後に、第2章から第5章における検討により得られた技術的な成果が、軽水炉の熱水力安全研究にいかにか寄与したか、又、今後、寄与していく可能性があるかについて述べる。これについて説明するために、はじめに、ROSA/LSTF計画の安全研究に対する寄与について述べ、次に本研究のROSA/LSTF計画に対する寄与について述べる。

ROSA/LSTF計画の安全研究に対する寄与について、大きく分ければ以下の三つを上げることができる。一番目は、小破断事故時の熱水力現象及びアクシデントマネジメント(AM)手法に関する物理的理解の向上に関する寄与である。現象に対する物理的理解の向上は第1章で述べたように、特にTMI事故以降、安全性検討の際に重要視されている。LSTFを用いた事故模擬実験等を行うことにより、本計画は、小破断LOCA時熱水力現象に対する各種パラメータ(破断条件、故障条件等)の影響や、美浜事故時の熱水力挙動に関する物理的理解の向上に寄与してきた。AM手法に関しては、例えば、一次系減圧に対する加圧器圧力逃し弁の操作や二次系減圧の効果等に関する物理的理解の向上に寄与した。

二番目の寄与は、解析コードの評価、改良に関するものである。原研ではLSTFの実験結果を用いて、熱水力最適予測コード(RELAP5やTRAC等)の性能評価を行うとともに、コードの改良を行ってきた。原研による評価及び改良以外にも、LSTFの実験データは、国際原子力機関(IAEA)主催による国際標準問題として、取り上げられ多くの参加国による種々のコードの予測性能の評価に役立てられ、又、電力及びメーカーによるPWR安全評価コードやAM評価解析コードの性能評価に使用されている。

三番目の寄与は、上記二つの点がこの計画の当初からの主目的であるのに対し、最近開始されたROSA/AP600計画に関するものである。1994年より原研では、LSTFを改造し、ウエスチングハウス社の新型炉AP600の受動安全系の事故時熱水力挙動に関する理解の向上と解析コード評価用データの取得を目的とし、米国原子力規制委員会(NRC)と協同して安全性確証実験を行っている。AP600炉において多く採用されている受動性を強調した各種安全システムは、今後の新型軽水炉においても採用される可能性が高いことから、この計画で得られつつある知見は、AP600炉の許認可だけでなく新型炉一般における受動安全系の設計や安全評価に関して波及効果があると考えられる。

次に、上にあげたROSA計画のそれぞれの寄与に対する本研究の寄与について述べる。一番目の物理的理解の向上に関して、破断口でのエントレインメント挙動については、本研究以前の研究において次元解析的な検討しかなされていなかったことを考えるとメ

カニズムの理解について寄与したと判断できる。検討結果を利用してLSTFと実炉の相似性を検討したことも、上に述べたようなLSTFデータの有用性からみて重要であると判断できる。炉心におけるエントレインメント挙動に関しては、本研究により、エントレインメント発生条件を実炉の熱水力条件と対比させ理解することができるようになったと判断できる。

二番目の解析コードに関連する項目については、本モデルを解析コード(RELAP5/MOD2)に組み込むことにより、例えば、原型版では、定性的にも解析不能であった配管周方向の破断位置の違いによるエントレインメント挙動の違いを定量的に良好に再現させるなど、解析コードによる破断流挙動の予測性能の向上に寄与することができた。予測性能の向上により、例えば、アクシデントマネジメント(AM)の有効性の検討に寄与することができると思う。AMの検討のためには、操作に対するシステムの応答を現実的に予測する必要があり、この目的のためにはECCS性能評価用(EM)コードではなく、最適予測コードを使用する必要がある。予測コードの精度が高いほど現実的な検討を行うことができる。例えば、事故シナリオとして小破断が生じ、蓄圧注水系(約50気圧で作動)は健全であるがHPIは故障する場合を考える時、運転員が取りうる対応の一つとして加圧器頂部にある圧力逃し弁の開放による減圧操作がある。この操作は減圧というメリットと一次系からの冷却材の放出というデメリットの二つの特徴があるため、十分な検討に基づき、操作手順を考えておく必要がある。この操作の有効性、すなわち、炉心が蒸気中に露出する前に一次系圧力を蓄圧注水系作動圧力(約50気圧)にまで低下できるかどうかを検討するためには、エントレインメントを考慮した適切な破断流モデルを用いる必要がある、本研究の成果はこのような検討に貢献できると考える。

三番目のROSA-AP600計画においては、破断口でのエントレインメントと同様な現象が破断口以外の場所においても見いだされている。例えば、自動減圧系作動後、システム圧力が大気圧近傍にまで低下すると、加圧器水位等が100秒から300秒の周期で振動することが実験により見いだされたが、この際、加圧器サージラインとホットレグの接続部、及び自動減圧系とホットレグの接続部において、吹き上げ蒸気流による水のエントレインメントが交互に発生した。この現象の定性的な理解のために、本研究で得られた知見を用いている。新型炉に関する波及効果については、これは一つの例であり、気液層状流領域が存在しそれに接続する枝管から流体が放出される状況においては本モデルと関連する現象が生じる可能性がある。

以上の議論により、本研究は、ROSA/LSTF計画への貢献を介して軽水炉の熱水力安全研究に貢献したと判断できる。

謝辞

本研究をご指導、ご鞭撻下さった東京工業大学原子炉工学研究所前所長藤家洋一教授に心より感謝申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、全般にわたりご指導、ご尽力下さった東京工業大学原子炉工学研究所齊藤正樹助教授に深く感謝いたします。

又、日本原子力研究所熱水力安全研究室の前室長故田坂完二名古屋大学教授、現室長久木田豊氏、及び副主任研究員浅香英明氏はじめ研究員の皆様には、御討論いただき感謝いたします。

さらに、熱水力安全研究室村田秀男氏、及び安全性試験技術室ならびに原子力エンジニアリングの皆様には実験の実施等にご協力いただき、本研究を遂行する事ができました。深く感謝し謝意を表します。

付録1 本研究で得られた横向き破断と下向き破断の場合の物理モデル

(1) ボイド率相関式

横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合

$$\alpha = \frac{1 - \alpha_{\min}}{Y} h + \alpha_{\min}$$

$$\text{ここで } \alpha_{\min} = \frac{1}{B}, \quad Y = \left(\frac{3^3 W_{SG}^2}{2^6 \pi^2 g \rho_G \Delta \rho} \right)^{0.2}$$

又は、

$$\alpha = (1 - \alpha_{\min}) \frac{h}{h_b} + \alpha_{\min}$$

横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合

$$\alpha = \frac{1 - \alpha_{\max}}{Y} h + \alpha_{\max}$$

$$\text{ここで } \alpha_{\max} = \frac{1}{1+B}, \quad Y = \left(\frac{3^3 W_{SL}^2}{2^6 \pi^2 g \rho_L \Delta \rho} \right)^{0.2}$$

又は、

$$\alpha = -\alpha_{\max} \frac{h}{h_b} + \alpha_{\max}$$

下向き破断の場合

$$\alpha = 0.9\alpha_a \quad \text{for } 0 < \alpha_a < 0.6$$

$$\alpha = 1.15\alpha_a - 0.15 \quad \text{for } 0.6 < \alpha_a < 1$$

$$\text{ここで、 } \alpha_a = 1 - \alpha_2, \quad \alpha_2 = \alpha_1 + \sqrt{\alpha_1^2 + BA}, \quad \alpha_1 = \left(\frac{2}{3} \right)^{1.5} \sqrt{g \rho_L \Delta \rho} \frac{(1-B)}{W_{SL}} h^{2.5} = \frac{1-B}{2} \left(\frac{h}{h_b} \right)^{2.5}$$

$$A = \frac{2^{2.5}}{3^{1.5}} \pi \sqrt{g \rho_L \Delta \rho} \frac{h^{2.5}}{W_{SL}} = \left(\frac{h}{h_b} \right)^{2.5}$$

(2) クオリテイ相関式

横向き破断で水のエントレインメントが生じる場合

$$W = \sqrt{2\pi^2 g \rho_G \Delta \rho} \frac{\{\chi + (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}\}^2}{\{\chi - (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}\}^2} \frac{h^{2.5}}{\chi} \quad \text{for } \frac{1}{1 + \sqrt{\rho_L/\rho_G}} < \chi < \frac{1}{1 + 0.5\sqrt{\rho_L/\rho_G}}$$

$$W = \frac{\sqrt{2^6 \pi^2 g \rho_G \Delta \rho}}{3^{1.5}} \frac{\chi + (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}}{\{\chi - (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}\}^{2.5}} \sqrt{\chi} h^{2.5} \quad \text{for } \frac{1}{1 + \frac{1}{3}\sqrt{\rho_L/\rho_G}} < \chi < 1$$

横向き破断で空気のエントレインメントが生じる場合

$$W = \sqrt{2\pi^2 g \rho_L \Delta \rho} \frac{\{\chi + (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}\}^2}{\{-\chi + (1-\chi)\sqrt{\rho_G/\rho_L}\}^2} \frac{h^{2.5}}{1-\chi} \quad \text{for } \frac{1}{1 + 3\sqrt{\rho_L/\rho_G}} < \chi < \frac{1}{1 + \sqrt{\rho_L/\rho_G}}$$

$$W = \frac{\sqrt{2^6 \pi^2 g \rho_L \Delta \rho}}{3^{1.5}} \frac{1 - \chi + \chi\sqrt{\rho_L/\rho_G}}{\{1 - \chi - \chi\sqrt{\rho_L/\rho_G}\}^{2.5}} \sqrt{1-\chi} h^{2.5} \quad \text{for } 0 < \chi < \frac{1}{1 + 3\sqrt{\rho_L/\rho_G}}$$

下向き破断の場合

$$W = \frac{\sqrt{2^5 \pi^2 g \rho_L \Delta \rho}}{3^{1.5}} \frac{h^{2.5}}{1-\chi} \left| 1 + \frac{\chi}{1-\chi} \sqrt{\frac{\rho_L}{\rho_G}} \right|$$

付録2 破断口におけるエントレインメントに関する本物理モデルの実炉条件への適用性について

ここでは本物理モデルの実炉条件への適用性について検討する。そのために、本モデルで用いた以下の仮定について、実炉条件への適用性を検討する。

- (a)破断口上流側の流れは破断口中心を通る鉛直軸に対して対称的である。
- (b)破断口は無限平面上にあり、点状の吸い込みであるとする。
- (c)境界層厚みは小さい。
- (d)気相と液相は分離して流れ、気液界面は滑らかで安定である。
- (e)相変化の影響は小さい。
- (f)気液界面は破断口からバルク水面にかけて単調に変化する。

(a)については、小破断LOCAの場合、レグ配管が層状流状態になる時には一次系内の流れは主に破断流に誘起される流れとなり、破断口周辺においては破断口を中心とする対称流れが基本的な流動形態となる。したがって、この仮定を実炉の小破断LOCA条件へ適用する事は妥当であると考ええる。

(b)については、配管内面曲率がエントレインメントに影響する可能性がある。しかし、第3章でのKfK実験等他実験（これらの実験では水平配管に円管を使用している）と本モデルの比較において、両者の間にばらつきはあるものの、系統的な不一致は見られなかった。したがって、この効果は結果に大きく影響するものではないと考える。

破断口を点と見なす仮定に関しては、バルク水位が破断口径と比べて相対的に小さくなると、破断口を点と見なす事ができなくなり、このモデルで考えている流路面積の考え方が適用できなくなる。実際、実験との比較においても、上向き及び下向き破断においてはバルク相対水位が破断口径より小さくなると、また、横向き破断でバルク相対水位が破断口半径より小さくなるとモデルは実験結果を良く予測しなくなった。現象をより良く理解するという立場からは、今後さらに、この効果も考慮したモデルを検討していく必要があるが、LOCA解析への適用という本研究の立場からは、例えば、水位が小さいところの破断流量は、水位ゼロ($h=0$)の单相破断流と水位が破断口径と等しいところ($h=d$)での本モデルによる破断流量を水位で内挿して求めれば良いと考える。

(c)の”速度境界層が流路に比べて小さい”という仮定については、第3章2節でも述べているが、本研究で扱っている様な吸い込み流れにおける流動状況は、例えば、二本の直線で表される二つの壁に挟まれる領域を流路とし、その交差点を吸い込み口とする二次元流れにおける流れの解析から類推される。このような流れでは、流れ方向の流路面積の減少に伴う加速圧損が支配的になり、境界層厚みが極めて薄いことが知られてい

る。^[2章の文献6]したがって、このような吸い込み流れでは、レイノルズ数が大きい場合（本研究では 10^5 以上）には、流れは理想流体のポテンシャル流とみなすことができる。とされている。本モデルで考えるような3次元での吸い込み流れにおいても、流れ方向に流路面積が急激に減少する点では同様なので少なくとも第一近似として、この仮定は、エントレインメント量が非常に小さい場合を除いて適用できると考えられる。エントレインメント量が非常に小さい場合（例えば、下向き破断でクオリティが0.01以下）については、本研究はLOCA解析に適用する事を目的としている事から、破断流量に影響しないような微量なエントレインメントの予測は重要ではない。

この仮定に対する圧力の影響としては、破断口径と下流側圧力が同じなら、一般に、破断口上流側が、高圧になると破断流量は大きくなり、また、動粘性係数は小さくなる。すなわち、圧力上昇とともにレイノルズ数は、大きくなり、より粘性の影響は小さくなるため、本モデルで仮定している状況に近づく事になる。したがって、この仮定は高圧条件でも適用できると考える。

(d)の”滑らかな気液界面”の仮定に関しては、低圧での本実験条件においては妥当であることを実験での観察により確認しているが、実炉条件への適用性の検討のためには、波の発生や、波の頂部が気相により吹き飛ばされることにより発生する微小液滴のエントレインメントについて検討する必要がある。

波の発生については、ホットレグ配管での蒸気速度とスラグ流への遷移速度との比較によりおおまかに検討できる。ホットレグでの蒸気速度が炉心での伝熱による蒸気発生で決まる場合（破断口が比較的小さい場合に相当し、第4章で示した実験と同様に破断口からのエネルギー放出のみでは一次系が減圧されない場合に相当する）、圧力増大による蒸気速度の低下が、例えば、三島等の式[2-4]で示されるスラグ流への遷移速度の低下を上回るため、圧力が上昇するにつれスラグ流は発生しにくくなる。ROSA/LSTF装置を用いて行った小破断LOCA模擬実験においてもほぼ常に高圧では層状流が観測されている。したがって、小破断LOCA条件においてもバルク領域での気液界面は安定で滑らかであると考えられる。

一方、波の頂部が吹き飛ばされる事による微小液滴のエントレインメント（Roll Wave Entrainment）は、圧力の上昇とともに、水の表面張力が低下するため発生しやすくなる。以下にこのエントレインメントの発生及び仮定(e)の相変化の影響に関して検討する。

第3章2節での図3.3を用いた議論に示されるように本物理モデルでは、破断流条件（破断流量、クオリティ）とバルク条件（圧力、水位）の関係を破断口周辺に物理的に適切な水位が形成される条件から求めている。検討結果は破断口周辺の水位分布は破断口からの距離 r の大小に対応した二つの漸近解を有する解で表される事を示した。 r の変化とともに水位が単調に変化する物理的に妥当な水位分布は、二つの漸近解においては

気相及び液相流量によらず、常に、存在するが、両者の境界領域においては、ある限定された気相及び液相流量に対してのみ存在する。本モデルでは、この条件より破断流条件とバルク条件の関係を求めている。即ち、この境界領域において、滑らかな水面が存在するかどうかの検討が、本モデルが適用できるかどうかの主たる判断条件になる。この領域は図3.3における議論で使用した r_m でおおまかに表される。 r_m は式[3-12]で計算され、破断口からの距離が近い領域の漸近解が、バルク水面高さと交差する位置の破断口からの距離として定義されている。

以下に上向き破断の場合について、本研究における実験条件と実炉条件の典型的な例として、圧力0.7 MPa、常温の空気水条件及び圧力8 MPaの蒸気・水条件についての検討を行う。まず、破断口周辺の圧力分及び速度分布の概略は、ベルヌーイ式

$$P = P_{\text{bulk}} - \frac{W^2}{8\pi^2\rho r^4} \quad [\text{A2-1}]$$

$$u = \frac{W}{2\pi\rho r^2} \quad [\text{A2-2}]$$

で表す事ができる。ここで W は破断流量、 P は圧力、 ρ は密度、添字のbulkはバルク領域に対応する。簡単のためにここでは重力項を考慮していない。図A2.1及びA2.2に典型的な実験条件及び高圧条件における分布を示す。破断流量は、破断口下流圧力を大気圧とし、空気水条件については膨張補正係数を考慮したオリフィスの式(式[2-8])で、高圧蒸気・水条件については縮流係数を0.75とする音速モデルで計算している。これらの式は第4章で議論しているように、薄刃オリフィス形状の破断口に対応するものであり、実炉の場合はレグ配管の亀裂を考える場合においても、配管厚みが数十mmあり、破断口径とほぼ同じであるから、このモデルで計算される値より数十%程度小さくなる。さらに、レグ配管に接続された枝管の破断を考えると枝管長さに応じて流量はこのモデルで計算される値よりさらに小さくなる。

上式に示されるように圧力は r の4乗に速度は r の2乗に反比例するので、それぞれ、 r の減少とともに急激に変化している。速度と比べて圧力は破断口の極近傍でのみ変化するので、特に前述の境界領域において相変化は問題にならない事が分かる。すなわち、仮定(e)の”相変化の影響は小さい”は高圧条件でも成立すると考えられる。

実験では破断口中心から約5mm程度以内の領域において、水面に沿って、直径が0.1mmオーダーの液滴が発生しこの領域の水面は白色に見えた。図より、この領域において流速は数十 m/s以上と推測される。さて、界面での微小液滴のエントレインメントに関して、特に、環状流に関する研究からいくつか液滴発生条件に関するモデルが提案されており、その代表的な例として、第5章で用いたIshii等による巻き波(roll wave)のエントレインメント発生条件(式[5-11])がある。このモデルでは、断面積が流れ方向に

大きく変化しない形状、即ち、気相速度が流れ方向にほぼ一定の場合のエントレインメントを検討している。この場合、界面においてある程度、波が発達してから、その先端が吹き飛ばされる事になる。図A2.1の条件では、Ishii等のモデルにより計算される臨界流速は6m/sである。この値は実験で観測された微小液滴のエントレインメントが観測された領域の速度に比べて1オーダー小さい。この結果は、本研究対象のように流れが、非常に小さい領域において急激に増大するような場合、波が成長する前に界面が破断口に達してしまうため、気相流速がこの相関式で計算される値より1オーダー以上大きな値にならないと微小液滴のエントレインメントは発生しなかった事を意味する。すなわち、本研究のような未発達加速流れにおいては、Roll Wave エントレインメントは発生しにくいとすることができる。

前述のように本モデルの適用性の検討に際して重要なのは破断口からの距離が r_m 付近における流体条件である。この距離 r_m は式[3-12]を用いて式中の係数Bを1とすると、

$$r_m = h_b^{1.25} h^{-0.25} \quad [A2-3]$$

で、表す事ができる。破断口からの距離が r_m で、相対水位が h の場所における速度は、式[3-2]等を用いて求めると次のようになる。

$$u_G = \frac{3W_s g h^{0.5}}{4\pi\rho_G h_b^{2.5}} = \frac{C_1}{8} \sqrt{\frac{\Delta\rho g h}{\rho_G}} \quad [A2-4]$$

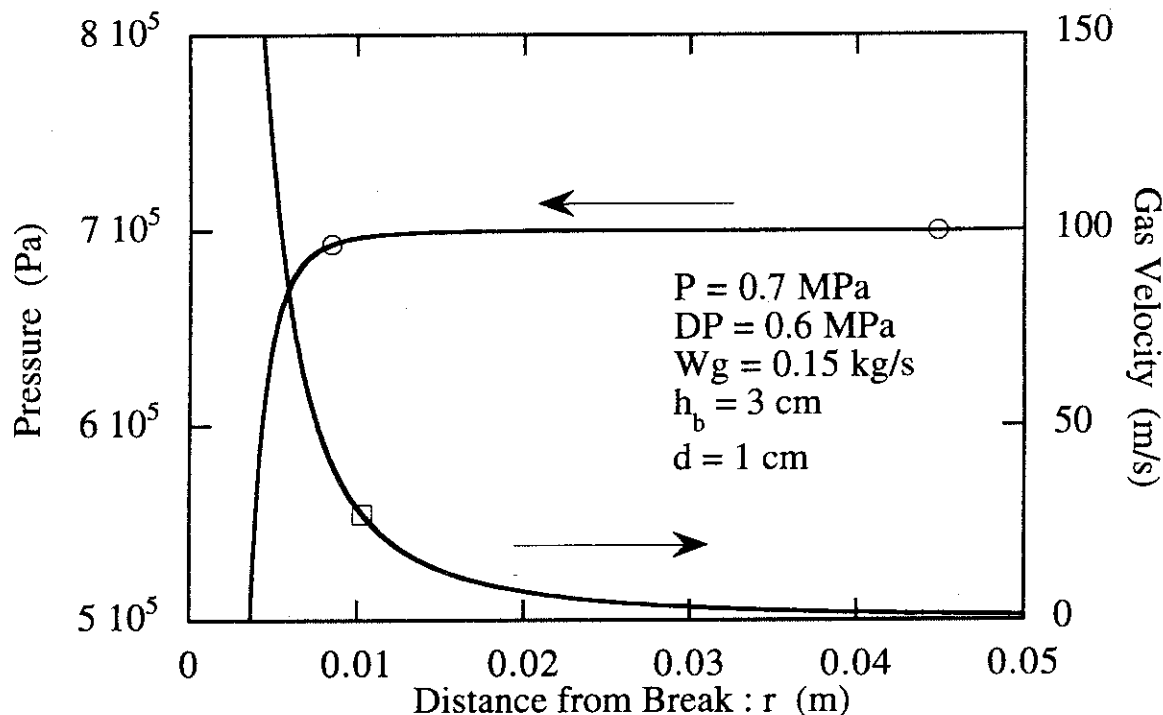
ただしボイド率を示す式[3-17]中の係数Bは、同様に簡単のために1としている。この式は圧力により定まる物性値が決まれば、距離 r_m における速度はバルク水位 h の平方根に比例する事を意味している。これは h が増大するにつれてエントレインメント量が少なくなり、水面が盛り上がった領域の勾配が急激になり境界領域を示す距離 r_m が小さくなるためである（図A2.3参照）。

図A2.4では小破断LOCA条件の場合について、バルク水位と、破断口からの距離 r_m における速度の関係をIshii等の式と比較している。図中には、各破断面積に対応する本研究により予測されるエントレインメント開始水位 h_b が示されている。ここで、破断面積はホットレグ断面積に対するパーセントと示されている。破断面積が大きくなるほどエントレインメント開始水位 h_b は大きくなるので、境界領域 r_m 周辺における気相速度が増大する。図中の0.5%及び1.0%破断においては、気相速度はIshiiの式による液滴エントレインメント発生臨界速度より大きくなっているが、その値の2倍よりは小さい。本研究のように、加速流状態ではIshiiの式で考えている状況よりエントレインメントは発生しにくく、かつ、低圧での実験において、Roll WaveエントレインメントはIshiiの式による値より1オーダー以上大きなところで生じている事から判断して、2倍より小さいと言うことは、実炉小破断LOCA条件においても r_m 周辺の境界領域で小液滴のエントレイン

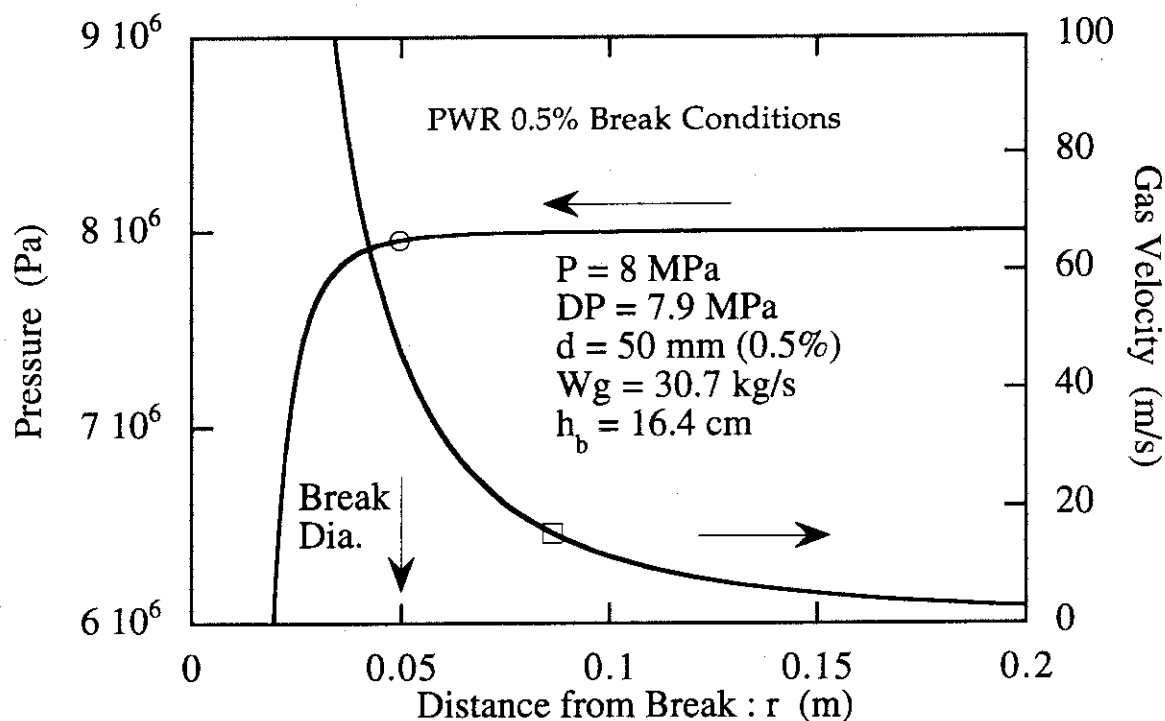
ンメントは発生せず、界面は滑らかであると推測できる。したがって、本モデルの仮定(d)“滑らかで安定な界面”は、少なくとも破断面積1%程度までは適用可能である事と考えられる。ちなみに1%の面積は、破断口からのエネルギー放出だけでは一次系が減圧されない破断面積のほぼ最大値に対応する。

最後に仮定(f)“気液界面は破断口からバルク水面にかけて単調に変化する。”は、第3章でも述べたが、流れがエネルギー散逸を最小にするように流れる、即ち、流体粒子が抵抗を避けるようにして流れるという考え方であり、例えば、層流の速度分布はこれにより決まる事が知られている。この考え方のエントレインメント現象に対する適用は本物理モデルの最も根本的なところであり、低圧常温条件での適用の妥当性は本実験との比較により確認されていると考える。高圧条件の場合でも、密度等の物性値が事なるだけでありこの考え方は適用できると考える。

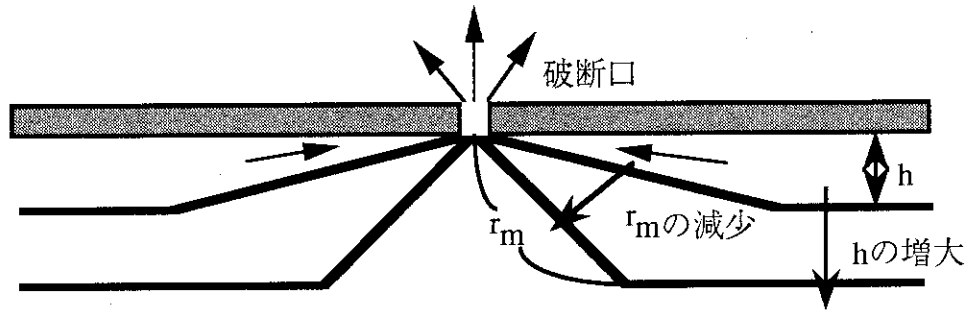
以上の仮定の適用性の検討より本物理モデルは小破断LOCA条件で考えられるエントレインメント現象に基本的に適用できると考える。



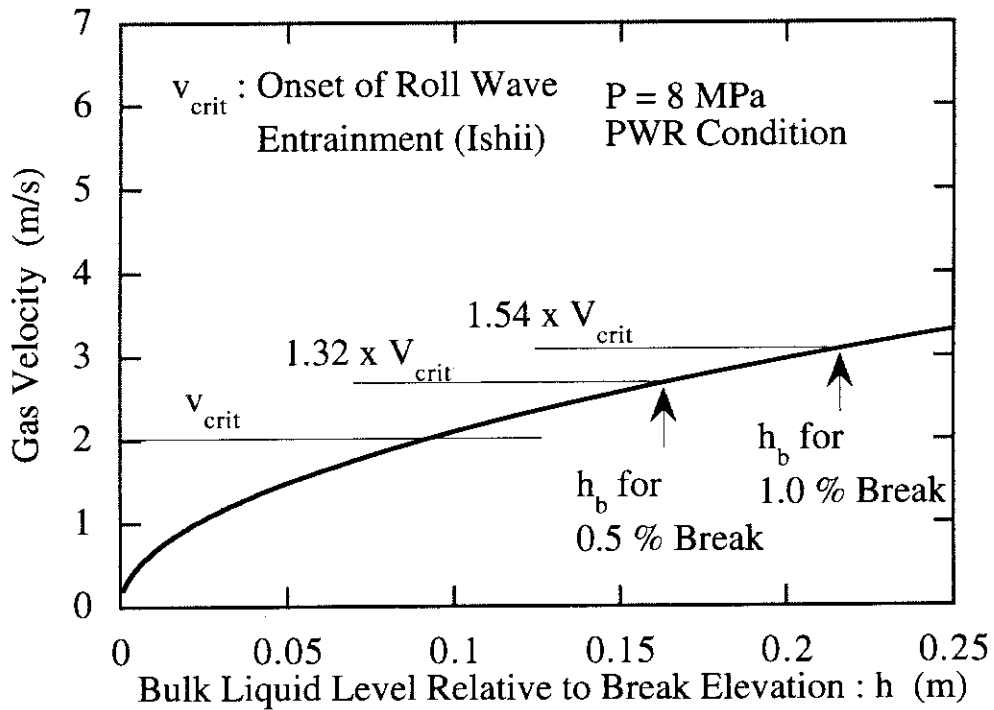
図A2.1 典型的な実験条件における破断口周辺の圧力及び気相速度分布：この時、Ishii等によるRoll Wave エントレインメント発生開始気相速度は6.0 m/sである。一方、実験では破断口からの距離が約5mm以内の領域において微小液滴の発生が見られた。この領域での速度はRoll Wave エントレインメント発生速度より1オーダー大きいと推定される。



図A2.2 典型的なPWR小破断LOCA条件(0.5%破断)における破断口周辺の圧力及び気相速度分布。



図A2.3 バルク水位 h と r_m の関係： h の増大とともに破断口からの距離 r_m は減少する。このため式[A2-4]に示されるように、 r_m における気相速度は h の増大とともに増大する。



図A2.4 典型的なPWR小破断LOCA条件（上向き破断）における破断口からの距離が r_m の場所での気相速度とIshii等による巻き波(Roll Wave)によるエントレインメント発生開始気相速度 v_{crit} の比較：破断口からのエネルギー放出のみでは減圧しない1.0%以下の破断面積の場合、 r_m における気相速度は発生開始速度 v_{crit} の1.5倍より小さく、低圧での本実験結果を考慮すると、この場所においてRoll Waveエントレインメントは発生しないことが示唆される。