

リフラックス冷却時のホットレグにおける気液対向流挙動に関する研究

Study on Counter-Current Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Condensation

南 則敏 (Noritoshi Minami)*¹ 村瀬 道雄 (Michio Murase)*² 富山 明男 (Akio Tomiyama)*³

要約 加圧水型原子炉のプラント停止時におけるミッドループ運転中に、余熱除去系統による冷却機能が喪失し、複数の代替冷却に失敗した場合には蒸気発生器 (SG) によるリフラックス冷却が期待されている。リフラックス冷却時には、SG に向かう蒸気の流れと重力で炉心に還流される凝縮水の流れがホットレグで気液対向流状態となる。ホットレグは水平管、エルボ、傾斜管より構成されており、流動現象が複雑となる。そこで、リフラックス冷却時の過渡計算の信頼性を向上するための流動モデルを開発することを目的とし、ホットレグを縮小模擬した実験装置を用いた水・空気実験と数値計算を行った。実験では供給する空気量と水量を変化させて、流動状態の遷移を詳細に観察するとともに、CCFL (気液対向流制限) 特性を測定し CCFL 特性と流動様式との関係を明らかにした。数値計算では 2 流体モデルを用い、上述の縮小実験と実機条件を対象に 3 次元計算をした。気液界面摩擦項を適切に与えることで流動状態の予測結果と実験結果はよく一致し、さらに Wallis パラメータで整理することで CCFL 特性は実機条件も含めて測定値とよく一致した。この研究で使用した計算モデルと界面摩擦相関式の組み合わせはホットレグ内気液対向流を定性的かつ定量的に正しく予測できた。本報はこの一連の研究をレビューしたものである。

キーワード ミッドループ運転, リフラックス冷却, ホットレグ, 流動様式, 気液対向流, CCFL 特性, CFD

Abstract Loss of the residual heat removal system without other alternative cooling methods under mid-loop operation during shutdown of the pressurized water reactor plant, reflux condensation in the steam generator (SG) may be assumed as an effective heat removal mechanism. In the reflux condensation, steam generated in the reactor core and water condensed in SG form a counter-current flow in a hot leg. The flow is highly complicated because the hot leg consists of a horizontal pipe, an elbow and an inclined pipe. Counter-current air-water tests using the apparatus with scale model of the hot leg and numerical simulations were conducted to develop the flow model which improves the reliability of the transient analysis during the reflux condensation. In the tests, flow pattern transition was observed minutely and counter-current flow limitation (CCFL) characteristics was measured by changing the supplied air and water flow rates. Then the relationship between CCFL characteristics and the flow patterns was clarified. In the numerical simulations, three-dimensional calculations for these tests and the actual PWR hot leg condition were conducted using the two-fluid model. Good agreements between measured and predicted flow patterns and CCFL characteristics were obtained by using an appropriate set of correlations for interfacial friction coefficient. In addition, CCFL characteristics arranged by Wallis parameter were close to those of scale model calculations. The combination of calculation model and interfacial friction coefficients used in this study can predict the counter-current flow in a hot leg qualitatively and quantitatively. This paper reviews the results obtained in this series of researches.

Keywords mid-loop operation, reflux condensation, hot leg, flow pattern, counter-current flow, CCFL characteristics

1. はじめに

加圧水型原子炉 (PWR) の停止時には、余熱除去 (RHR) 系統により崩壊熱の除去が行われるが、原

子炉冷却材の水位を一時的に配管中央付近まで下げるミッドループ運転期間が存在する。ミッドループ運転中に万が一 RHR 系統をはじめとする炉心冷却手段を喪失した場合、炉心で発生した蒸気を蒸気発

* 1 元(株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所 現在 関西電力(株)

* 2 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

* 3 神戸大学大学院工学研究科

生器 (SG) 伝熱管で凝縮させ炉心に還流することで炉心冷却を維持するリフラックス冷却が期待されている。リフラックス冷却時には、SG に向かう蒸気の流れと重力で炉心に還流される凝縮水の流れがホットレグで気液対向流状態となる。この現象により冷却水が加圧器や SG に移行、保持されることで、炉心水位および系統圧力に大きな影響を及ぼす可能性がある。ホットレグは水平管、エルボ、傾斜管により構成されるが、RELAP をはじめとする 1 次元計算コードでは対象や適用範囲に応じて単純化したモデルを使用しており、ホットレグ気液対向流を精度よく予測できるか否かは不明である。従って、プラント解析の精度を向上するには、ホットレグにおける気液対向流現象を詳細に評価してモデル化する必要がある。

ホットレグにおける気液対向流現象に関してはこれまで多くの研究例^{(1)~(6)}があるが、そのほとんどが気液対向流制限 (CCFL) 特性の測定を目的としており、プラント解析の精度向上に必要な流動様式を詳細に調べた研究はない。一方、近年、数値計算技術が発展してきたが数値計算を活用するには、流動様式線図や気液界面せん断力などに関する知見や計算結果の検証データが必要である。

そこで本研究では、原子炉停止時ミッドループ運転中の RHR 喪失時を対象として、ホットレグでの気液対向流の縮小スケール実験と数値計算を行い、流動様式と現象を支配する主要因子を明らかにし、過渡計算の信頼性と精度を向上するための流動モデルを開発することを目的とした。

実験では実機の 1/5 スケールの矩形流路⁽⁷⁾と 1/15 スケールの円管流路⁽⁸⁾の装置を作成して流動様式の観察と CCFL 特性を測定した。数値計算では汎用 CFD ソフトを用いて実験の再現計算を行う^{(9) (10)}と共に実機 PWR ホットレグの計算も試みた⁽¹¹⁾。

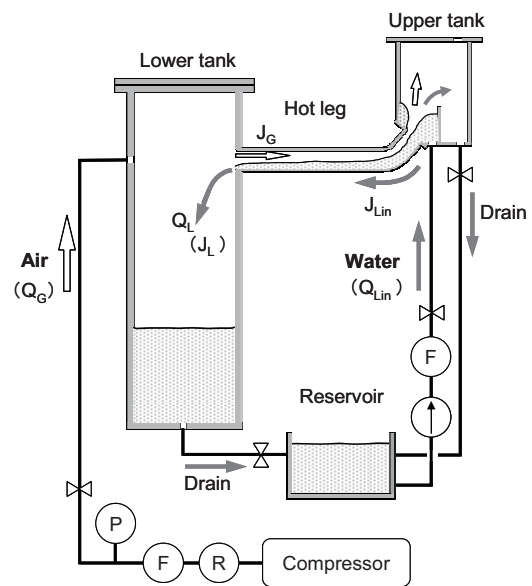
2. 実験

気液二相流では、気相と液相の界面がさまざまな幾何形状を呈しそれが時間的に変化するため、流れの様相は複雑であり、特に気液界面挙動の把握が重要となる。そこで、まず、流路高さを高くすることにより界面挙動を追跡し易くなり、流動状態の観察および判別が容易である矩形流路を用いて実験を行った。その後、実機ホットレグと幾何形状が相似である円管の縮小実験を行った。

2.1 実験装置

2.1.1 矩形流路 1/5 スケール装置⁽⁷⁾

矩形流路 1/5 スケール実験装置の概略図を図 1 に示す。装置は、SG の入口プレナムを模擬した上部タンク、ホットレグ、原子炉容器の上部プレナムを模擬した下部タンク、貯水槽、空気・水の供給装置より構成される。液相には水道水を使用し、ポンプにより流量計を介して上部タンクに供給した。気相には空気を使用し、コンプレッサーによりレギュレーター、流量計を介して下部タンクのホットレグ対面から供給した。水および空気はホットレグ内で気液対向流状態となる。下部タンクへ流れ込んだ水、および上部タンクへオーバーフローした水は、水排出用のラインを通り貯水槽へ戻る。装置各部の寸法



P: Pressure gauge, F: Flow meter, R: Regulator

図 1 実験装置

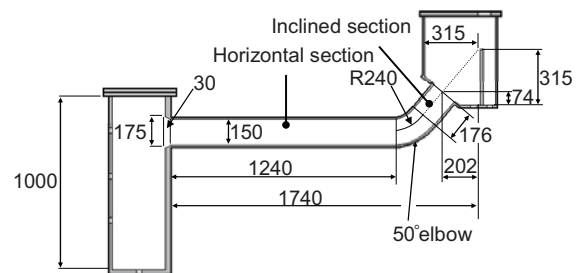


図 2 矩形流路 1/5 スケール装置試験部 (単位: mm)

を図2に示す。ホットレグは流路断面が矩形であり、水平部・50°エルボ・傾斜部で構成されている。ホットレグ部の流路形状は実機と相似とし、高さときさはそれぞれ実機の直径ときさの約1/5、流路幅は10 mmである。実験は室温・大気圧の空気・水系で実施し、内部流動可視化のため上部タンク・ホットレグ・下部タンクはアクリル製とした。

2.1.2 円管流路 1/15 スケール装置⁽⁸⁾

円管流路 1/15 スケール実験の装置構成は矩形流路と同様である。装置試験部の寸法を図3に示す。ホットレグは水平部、50°エルボ、傾斜部により構成され、アクリル樹脂で製作している。流路形状は実機と相似とし寸法が約1/15である。

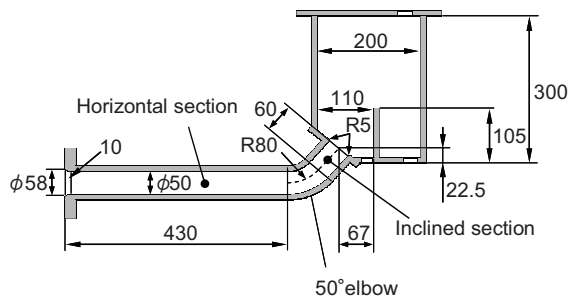


図3 円管流路 1/15 スケール装置試験部 (単位: mm)

2.2 実験方法

2.2.1 流動様式

エルボおよび傾斜部の流動がホットレグ全体の流動に影響を与えると考えられることから、水平部・エルボ・傾斜部それぞれに対して、上部タンクへの水供給量 Q_{Lim} を一定とし、空気供給量 Q_G を徐々に増加させ流動状態を観察するとともに、流動様式の遷移境界を調べた。その後、 Q_G を徐々に減少させヒステリシスが発生しないか観察した。流動様式の観察にはハイビジョンカメラ (SONY, HDR-FX1) 高速カメラ (Redlake, HS-1) を用いた。

2.2.2 CCFL 特性

リフラックス冷却においては、落下する液流量が炉心冷却に影響を及ぼすため重要となる。そのため、

気相および液相の相対速度が重要因子となるが、一般に、気液対向流において管内を通過する気相流量と液相流量 (ここではそれぞれ、 Q_G と Q_L) の関係をCCFL特性と呼んでいる。Wallis⁽⁹⁾は、慣性力と重力の釣り合いを考慮して、以下の無次元断面平均体積流束 J^* を定義した。

$$J_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{g \cdot D(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2}, \quad (k=G, L) \quad (1)$$

ここで、 J は断面平均体積流束、 ρ は密度、 g は重力加速度、 D は管直径である。なお、添字 G および L はそれぞれ気相、液相を表す。Wallisは水平矩形流路内のフラッディング開始条件を1次元計算により導出し、式(1)を用いて以下の式を提案した。

$$J_G^{*1/2} + m J_L^{*1/2} = C \quad (2)$$

ここで m 、 C は流体の種類および流路形状などに依存する実験定数である。式(2)は簡易な式であるにもかかわらず、種々の流路条件におけるCCFL挙動を良好に評価できるため、さまざまな条件において使用されている。なお、気相断面平均体積流束 J_G と液相断面平均体積流束 J_L は流路断面積 A を用いて以下のように定義する。

$$J_G = \frac{Q_G}{A}, \quad J_L = \frac{Q_L}{A} \quad (3)$$

2.3 矩形流路 1/5 スケール実験結果

2.3.1 流動様式

低気相体積流束領域では、図4に示すよう気液界面に波立ちがなく水平部、エルボ、傾斜部いずれも重力作用により薄い液層が管底部に形成され、気相が管の上側を流れる層状流となる。傾斜部、エルボを加速しながら流れ落ちた水は水平部で減速されて水深が回復する。流れが射流から常流へ遷移する点では、急激に水位が回復する跳水現象 (hydraulic jump) が発生した。跳水の発生位置は、各相の流量に依存し、 J_{Lim} を増やすと液相の下流側へ、 J_G を増やすと上流へと移動する。

J_G を増加させると、気液界面が乱れ始め、水平部の流動様式は層状流から波状流に遷移した。エルボでは水平部の波の流入により波状流に遷移し、上部

タンク側から流入する流れと水平部から伝播する波との干渉により、エルボ部液相中に循環流が形成される。このとき、傾斜部は層状流状態を維持する。この状態での流動様式を図5に示す。

さらに J_G を増加させると、波が発達して気液界面から液滴が発生し、図6に示すような波状噴霧流に遷移する。この状態では、液相下流側（図中左側）より液相上流側（図中右側）に向かって徐々に波高が高くなり、ついには波頂付近で波が砕けて噴霧が生じるようになる。なお、液相下流側では噴霧はほとんど発生せず波状流のままである。水平部が波状噴霧流のとき、エルボでは水平部から持ち込まれた液滴の飛散を伴う波が流入し、波状噴霧流が形成され、気流により液滴が上方に噴霧される。傾斜部でも、気液界面から液滴が飛散し波状噴霧流となる。



図4 層状流 ($J_{Lin}=0.03$ m/s, $J_G=4.0$ m/s)

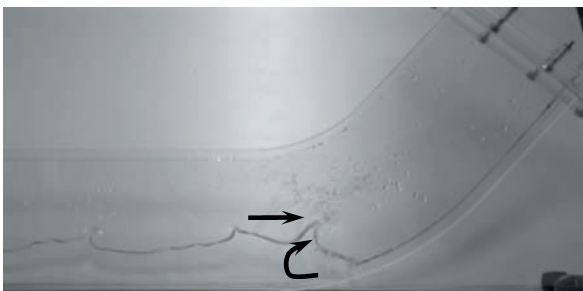


図5 波状流 ($J_{Lin}=0.03$ m/s, $J_G=7.0$ m/s)

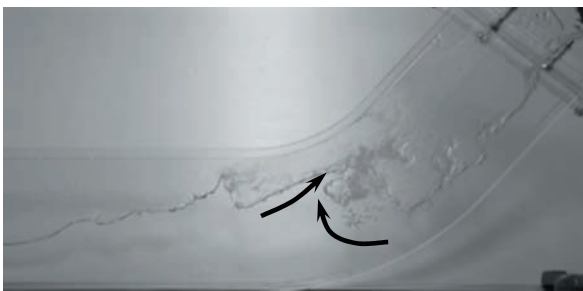


図6 波状噴霧流 ($J_{Lin}=0.03$ m/s, $J_G=8.0$ m/s)

このとき、液相の一部は気泡を伴い上部タンクへ吹き抜ける。

水平部の流動様式線図を図7に示す。水平部では、 J_G の増加に伴い、流動様式が層状流から波状流、さらに波状噴霧流へと遷移する。このとき液相は上部タンクにオーバーフローする。 $J_G=10.8$ m/sで液相は完全に制限され、 $J_G>21.3$ m/sでは水平部がドライ状態となる。 J_{Lin} が増加すると、波状流、波状噴霧流に遷移する際の J_G の値が低下する。これは、 J_{Lin} 増加とともにホットレグ水平部の水深が高くなり、空気流速が増加することによる。また、水平部で落下水量が完全に制限される点、および完全ドライとなる際の J_G は J_{Lin} によらず一定であった。これは、水平部の流動様式は上部タンク側の流動状態に依存しないことを示している。エルボでは、水平部の流動様式が波状流に遷移することにより波が流入し波状流へ遷移する。波状流状態から J_G を増加させると波の先端から液滴の飛散を伴う波状噴霧流に遷移する。傾斜部では、水平部で流動様式が波状噴霧流に遷移すると、層状流から波状噴霧流に遷移する。エルボ、傾斜部における流動様式は、水平部における流動様式遷移に伴って遷移し、水平部の流動様式がホットレグ全体の流動様式に多大な影響を及ぼしている。

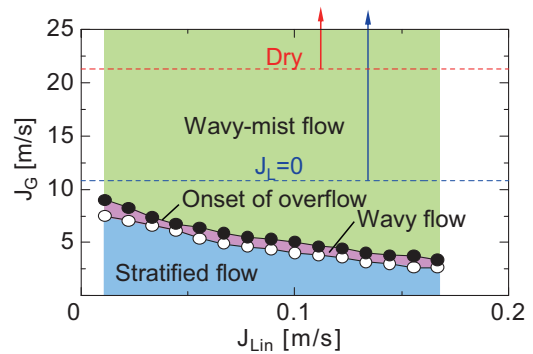


図7 流動様式線図

2.3.2 CCFL 特性

J_G および J_L の測定値から、式(1)の D に流路高さ(150mm)を用いて $J_G^{*1/2}$ と $J_L^{*1/2}$ に換算しプロットしたものを図8に示す。直線関係が本実験でも成立しており、式(2)におけるCCFL定数はそれぞれ $m=0.66$ と $C=0.55$ であった。CCFL特性は J_{Lin} に依存せず、 J_G 増加過程と減少過程で顕著な違いは現れなかった。

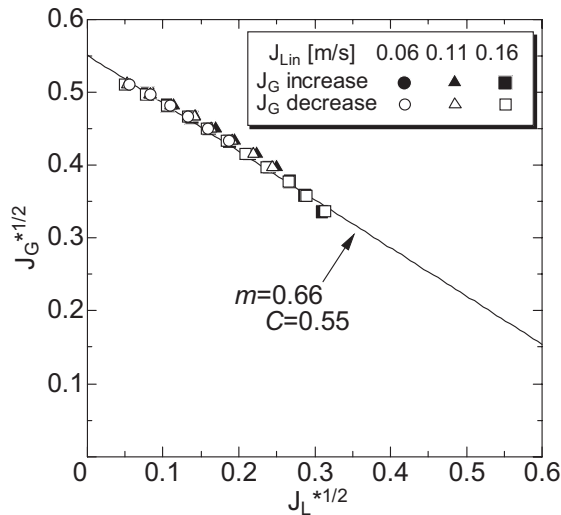


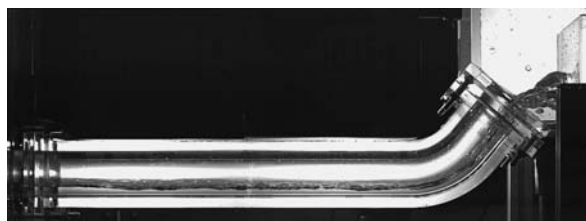
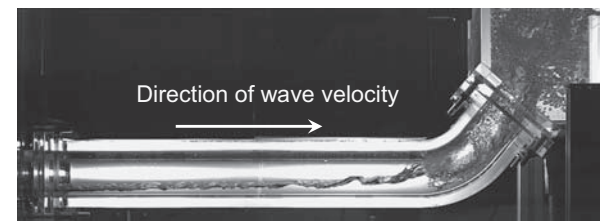
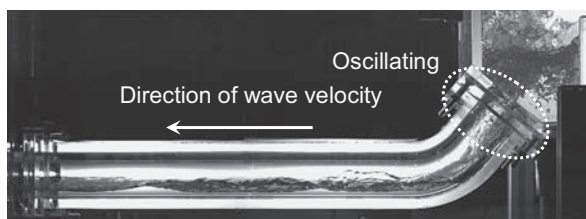
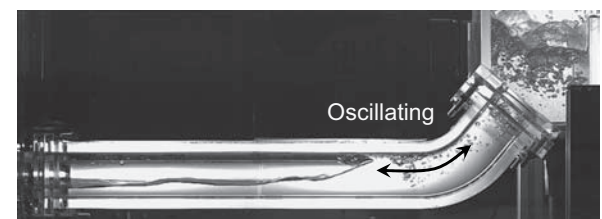
図8 CCFL 特性

2.4 円管流路 1/15 スケール実験結果⁽⁸⁾

2.4.1 流動様式

低 J_G では、図9に示すように全てのホットレグ領域で層状流となる。この流動状態では、供給水は全て下部タンクに流れる。

J_G の増加に伴い、液相は上部タンクに蓄積されホットレグと上部タンクとの接合部を満たすようになり気相は間欠的に液相を貫通する。そのため、接合部付近の気液界面は激しく振動し、供給水の一部は貯水槽に戻る。この振動によりホットレグ内に流入

図9 層状流 $J_{Lin}=0.17$ m/s, $J_G=0.0$ m/s (J_G 増加過程)図11 波状流 (-) $J_{Lin}=0.17$ m/s, $J_G=6.5$ m/s (J_G 増加過程)図10 波状流 (+) $J_{Lin}=0.17$ m/s, $J_G=4.8$ m/s (J_G 増加過程)図12 振動流 $J_{Lin}=0.17$ m/s, $J_G=0.65$ m/s (J_G 減少過程)

する液相に波立ちが生じる。上部タンクから下部タンクに向かう方向を正とすると、波の進行方向は正となることから、この流動状態を波状流 (+) と定義した。この流動状態における撮影画像の一例を図10に示す。

J_G がさらに増加すると、波の進行方向が負となる波状流 (-) に遷移する。このときエルボ付近では、気液界面から液滴が発生し、エルボおよび傾斜部では水平部から持ち込まれた液滴の飛散を伴う波が流入し、液相が管上壁に到達して管壁に沿って上方に噴霧される環状噴霧流となる。液滴を伴った空気は、上部タンクに蓄積した水を押し上げ、液が貯水槽へオーバーフローするとともに、落下水と吹き上げによる液相の循環流が形成され、気相の液相への巻き込みが生じる。この流動状態における撮影画像の一例を図11に示す。

波状流 (-) の状態から、 J_G を減少させると、流入した空気が上部タンクを貫通することができなくなり液相を周期的に押し上げて上部タンクからオーバーフローする現象が見られる。このため、ホットレグ内では界面の位置が振動を繰り返す振動流が観察される。振動流状態での撮影画像の一例を図12に示す。

J_G を増加および減少させた際の流動様式線図を図13に示す。 J_{Lin} が大きい条件 (≥ 0.13 m/s) では、ホットレグと上部タンクの接合部は J_G の増加に伴い気液二相で満たされるようになるため、流動様式は波状流 (+) に遷移し、さらに J_G を増加させること

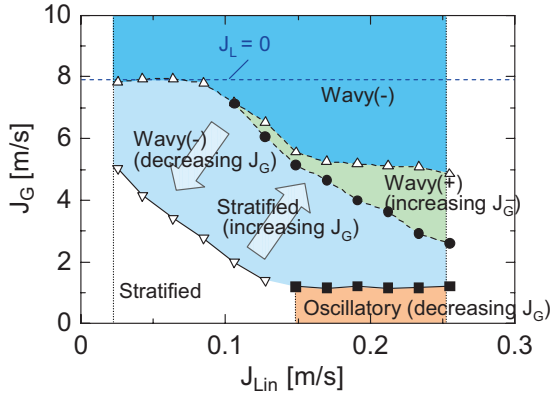


図 13 水平部の流動様式マップ

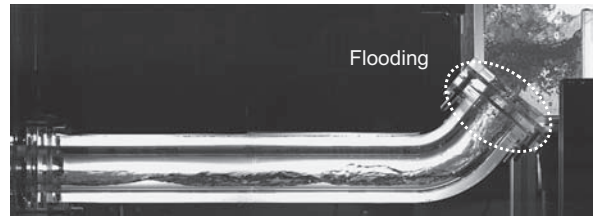
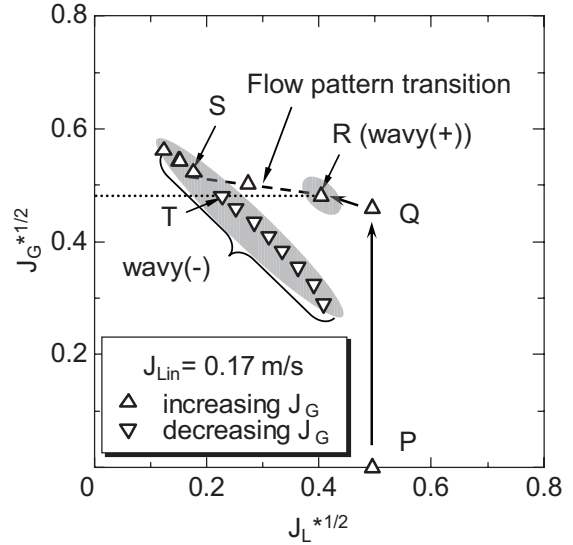
で、波状流 (-) に遷移する。一方、 J_{Lin} が小さい条件 ($< 0.13 \text{ m/s}$) では、接合部は二相が成層化しており、高 J_G まで層状流を維持し、 $J_G = 8 \text{ m/s}$ となった時点で流動様式は波状流 (+) に遷移することなく波状流 (-) へと遷移する。

エルボおよび傾斜部における環状噴霧流への遷移は、水平部における波状流 (-) への遷移と同時に起きる。これは、水平部で発生した波がエルボに流入することによる。この結果より、エルボおよび傾斜部の流動様式は水平部での流動に強く影響を受けることがわかる。

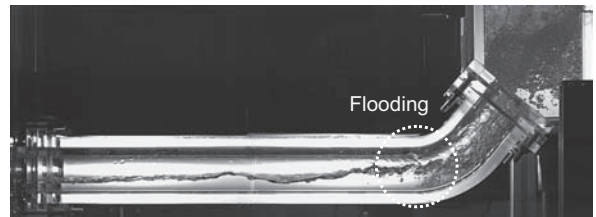
J_G 減少過程でも、 J_{Lin} の値によって流動様式の遷移は 2 つのパターンに分けられる。 $J_{Lin} \geq 0.15 \text{ m/s}$ では、 J_G を減少させると波状流 (-) から振動流に遷移し、振動流は $J_G = 0 \text{ m/s}$ になるまで持続する。 $J_{Lin} < 0.15 \text{ m/s}$ では、 J_G を減少させると波状流 (-) から層状流に遷移する。波状流 (-) から層状流への遷移は、 J_G 増加時と比較して低い条件で発生した。これは流動様式遷移にヒステリシスがあることを示している。

2.4.2 CCFL 特性

$J_{Lin} = 0.17 \text{ m/s}$ における CCFL 特性と流動様式の関係を図 14 に示す。CCFL 特性も流動様式と同様、 J_G を増加させる場合と減少させる場合とで異なる結果となった。 J_G 増加過程では P 点から Q 点までは層状流状態となる。Q 点と R 点の間で傾斜部と上部タンクの接合部で落下水量の一部が制限され始め、図 14 (a) に示す波状流 (+) 状態へと遷移する。R 点と S 点の間で水平部の流動状態が波状流 (-) へと遷移し、ホットレグ内へ流入した液の一部が上部



(a) Point R: Wavy (+) ($J_L^{*1/2} = 0.40, J_G^{*1/2} = 0.48$)



(b) Point T: Wavy (-) ($J_L^{*1/2} = 0.23, J_G^{*1/2} = 0.48$)

図 14 CCFL 特性と流動様式の関係

タンク側へ逆流している。水平部の流動様式が波状流 (-) へ遷移した後は S 点以下に J_G が減少しても波状流 (-) は保たれる。T 点での撮影画像を図 14 (b) に示す。図 14 (a), (b) は J_G が同じであるが、流動様式が異なるため落下水量 J_L が大きく異なる。以上より、内部流動状態が CCFL 特性に多大な影響を及ぼしていることがわかる。水平部が波状流 (-) の状態では、CCFL 特性は直線関係を示す。

J_G 減少過程における CCFL 特性と波状流 (-) から層状流への流動様式遷移点の関係を図 15 に示す。波状流 (-) から層状流への遷移境界は CCFL 特性とよく一致することから、CCFL 特性はホットレグの流動様式と密接に関係しているといえる。

図 15 では本研究と Mayinger⁽⁵⁾ による実スケー

表1 実験装置のホットレグ寸法と使用流体

	内径 [m]	水平部長 さ[m]	傾斜角 [deg]	使用流体
本研究	0.05	0.43	50	空気・水
Mayinger ら ⁽⁵⁾	0.75	6.73	50	蒸気・水

ルの水 - 蒸気系 (0.3 MPa 飽和条件) 実験の結果とも比較している. 表1に両者の形状と使用流体を示す. 本研究で使用したホットレグは Mayinger らの文献で用いられたホットレグとスケールや形状が違うものの, CCFL 特性は近い値が得られた. このことから, Wallis の式 (1) を用いて無次元化をすることでスケールや流体物性が CCFL 特性へ及ぼす影響を考慮できると考えられる.

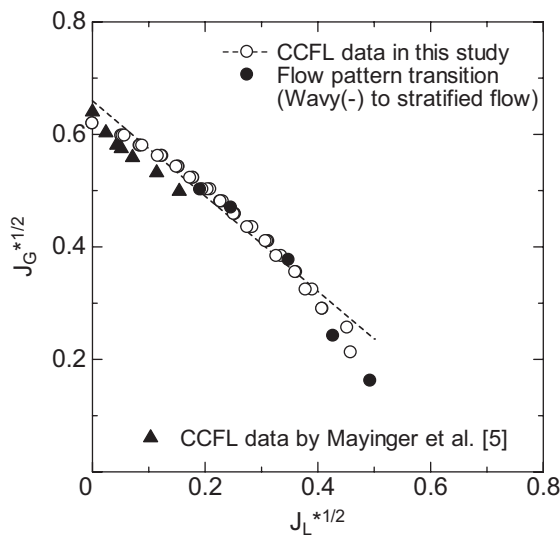


図15 CCFL 特性と流動様式遷移の関係

2.5 考察

円管流路 1/15 スケール実験で観察されたヒステリシスは垂直円管内における気液対向流実験でも観察されている⁽¹³⁾. フラッディングの発生は界面波と気相の相互作用によると考えられているが, 流れの方向が水平となってもフラッディングの発生機構は同じであると考えられる.

円管流路 1/15 スケール実験でヒステリシスが生じる原因は, 図14の (a) と (b) を比較すると分かるとおり, 両者で液相高さが大きく異なるためであると考えられる. 一方, 矩形流路 1/5 スケール実験においてヒステリシスがみられなかった理由として, 本研究の矩形流路形状では, ①水平部長さが長いこ

とで波の成長を促しやすいこと②流路幅が狭いため壁面摩擦の影響が大きくなり, J_G 増加過程においても液相高さが大きくなることで気相流速が増加し, 波の発生を助長するとともに, J_G の増加及び減少過程での流動に顕著な相違がなかったためであると考えられる.

3. 数値計算⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾

汎用 CFD ソフトを用いて 3次元計算を実施した. まず, 前節における PWR ホットレグの縮小模擬実験形状を対象として計算を行い, 計算方法の検証を行う. その後, 実機での流動を予測するため, 実機ホットレグ体系を対象とした計算を行う.

3.1 計算方法

計算には FLUENT6.3.26 を使用し, 混相流モデルには二流体モデルを用いる. 乱流モデルには, 標準 $k-\epsilon$ モデル, 壁面近傍には標準壁関数を用いる. 二流体モデルの適用に当たっては, 相間摩擦を定義する必要があるが, 本研究では相間摩擦力 F_i を次式で計算する.

$$F_i = \frac{1}{2} C_D a_i \rho_G |\mathbf{u}_r| \mathbf{u}_r, \quad (4)$$

ここで, \mathbf{u}_r は気液相対速度, a_i は界面積濃度である. 本式を適用するにあたり, 抗力係数 C_D と a_i の積 ($C_D a_i$) の選定が重要となる. 1次元計算では, 各流動様式に対する実験相関式がいくつか提案されているが, 3次元計算用の相関式は十分に整備されておらず, 気液対向流計算への適用性も明らかでない. そこで, 本研究では, 各種流動様式に対して考案されたボイド率をパラメータとする実験相関式のなかから妥当な組合せを検討した. 本研究では, 以下の相関式の組み合わせを選定し計算に用いた.

$$C_D a_i = \min [(C_D a_i)_B, \max \{(C_D a_i)_S, (C_D a_i)_A\}], \quad (5)$$

$$(C_D a_i)_B = 2\alpha(1-\alpha)g/V_G^2, \quad (6)$$

$$(C_D a_i)_S = 9.8(1-\alpha)^3 \left(\frac{4.5\alpha}{D_h} \right), \quad (7)$$

$$(C_D a_i)_A = 0.02\{1+75(1-\alpha)\} \alpha^{0.5}/D_h, \quad (8)$$

ここで α はボイド率, V_{Gf} はドリフト速度, D_h は水力等価直径である. 式 (6), (7), (8) はそれぞれ低(14), 中(15), 高(12)ボイド率範囲に適用する. ドリフト速度は次の式で与える(16).

$$V_{Gf} = \{1.4 - 0.4 \exp(-10\alpha)\} (D_h^*)^{0.125} \left\{ \frac{g\sigma(\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2} \right\}^{1/4} \quad (9)$$

ここで,

$$D_h^* = D_h \left\{ \frac{g(\rho_L - \rho_G)}{\sigma} \right\}^{1/2}, \quad (10)$$

であり, σ は表面張力である. 本計算では, (9) 式を単純化した以下の式を用いる.

$$V_{Gf} = 1.4 (D_h^*)^{0.125} \left\{ \frac{g\sigma(\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2} \right\}^{1/4}. \quad (11)$$

3.2 計算メッシュ

本研究では, 出入口境界条件による不確定性を排除するため, 下部タンクおよび上部タンクも計算範囲に含めた.

3.2.1 矩形流路 1/5 スケール計算

計算メッシュを図 16 に示す. 空気は下部タンクより速度一定で供給され, 水は上部タンクの底部より速度一定で供給される. 落下水の断面平均体積流束 J_L は下部タンクの液位上昇率から算出する. ホットレグは矩形断面 (流路幅 10 mm, 流路高さ 150 mm) であり, 実機 PWR ホットレグのおよそ 1/5 である. 傾斜管の角度は 50° である. ケース (A) では実験形状とは異なり, 上部タンク, 下部タンクも含めて幅を 10 mm とし計算メッシュ数を抑制した (およそ 67,000 メッシュ) 一方, ケース (B) では, 上部タンク, 下部タンクも含めて実験と等しくしたため, 計算メッシュ数はおよそ 140,000 となった.

3.2.2 円管流路 1/15 スケール計算

計算メッシュを図 17 に示す. サイズは実機のおよそ 1/15 であり円管流路実験と等しくした. 計算セル数はおよそ 70,000 である. 矩形流路計算と同様, 空気を下部タンクより速度一定で供給し, 水を上部タンク底面より速度一定で供給した. 計算条件は

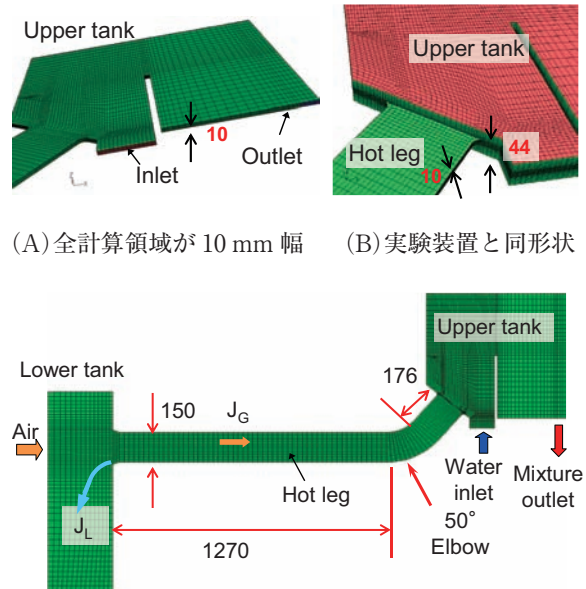


図 16 計算メッシュ (矩形流路 1/5 スケール) (単位: mm)

$J_{Lin} = 0.17 \text{ m/s}$ および $J_G = 1 - 8 \text{ m/s}$ とした. 計算では落下水流量がゼロになるまで空気流量を増加させた後, 減少させた. ホットレグ内で CCFL が発生すると, 供給水の一部は上部タンクにオーバーフロー

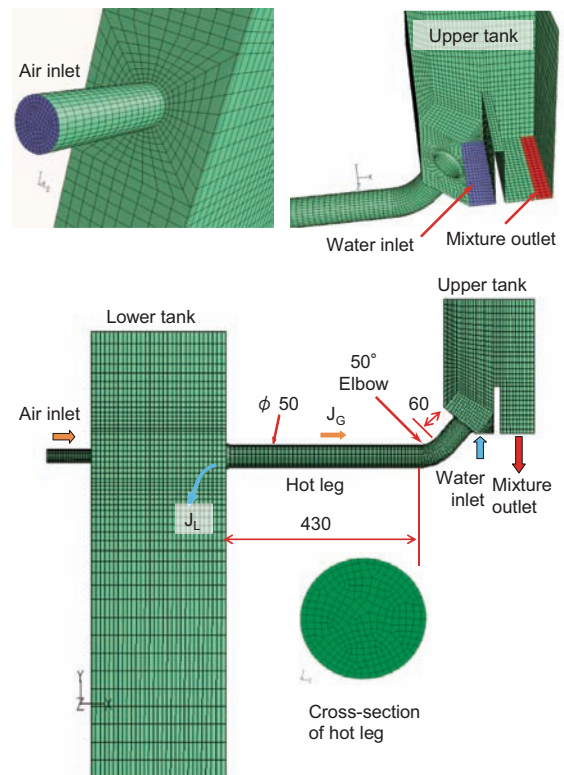


図 17 計算メッシュ (円管流路 1/15 スケール) (単位: mm)

し、気液混合出口よりドレンされる。気液混合出口は圧力一定と設定する。

3.2.3 実機 PWR ホットレグ条件⁽¹¹⁾

実機形状での計算では、円管流路 1/15 スケールの計算メッシュの寸法を 15 倍し、実験形状では考慮されていない傾斜管での拡大を模擬した。このため、配管内径は $D=0.75\text{ m}$ でありホットレグと上部タンクの接合部の内径は 0.90 m である。上部タンク周辺の計算メッシュを図 18 に示す。給水流量はミッドループ運転で想定される凝縮量より十分多い $J_{Lin}=0.23\text{ m/s}$ ($Q_{Lin}=0.1\text{ m}^3/\text{s}$) で一定とし、蒸気供給量 J_G は落水流量 J_L がゼロになるまで増加させる。その後、 J_G を減少させた計算を行い、流動様式と CCFL 特性について検討した。計算セル数は実験形状と同様で約 70,000 セルである。

蒸気は下部タンクのホットレグ対面の蒸気供給管から速度分布一定で供給し、ホットレグを通り上部タンクへ流れる。水は上部タンクの底面から速度分布一定で供給し、ホットレグを通過し下部タンクへ流れる。ホットレグで気液対向流を形成し、CCFL 発生条件では、供給水の一部が上部タンクへオーバーフローし、蒸気とともに気液流出口から流出する。

3.3 計算結果

3.3.1 矩形流路 1/5 スケール

図 19 はケース (A) における準定常達成後の液相体積率分布である。フラッディングがホットレグと上部タンクの接合部で発生し、流動様式の計算値は実験結果とは異なっている。

図 20 はケース (B) における準定常達成後の液相

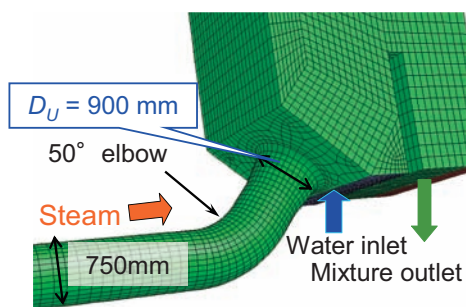


図 18 実機 PWR サイズの計算メッシュ (上部タンク周辺)

体積率分布を示している。この計算ではフラッディングがホットレグ内で発生している。液相は上部タンクから落下し水平部のエルボ付近で蓄積される。その後波が形成され、上部タンクに吹き抜けており、流動様式の計算結果は実験での波状噴霧流を良好に予測している。したがって、実験での流動様式を再現するには、上部タンクおよび下部タンクまで正しく模擬することが重要であるといえる。

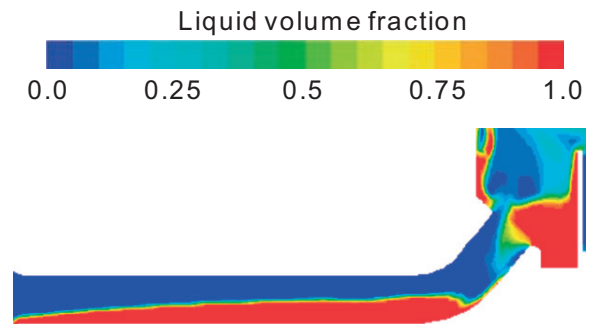


図 19 ケース (A) における液相体積率分布 ($J_{Lin}=0.4\text{ m/s}$, $J_G=8\text{ m/s}$)



図 20 ケース (B) における液相体積率分布 ($J_{Lin}=0.4\text{ m/s}$, $J_G=9\text{ m/s}$)

3.3.2 円管流路 1/15 スケール

図 21 に $J_{Lin}=0.17\text{ m/s}$ における J_G 増加過程の CCFL 特性と流動様式の関係を示す。 $J_G < 4\text{ m/s}$ では全ての領域で層状流となる。 J_G の増加に伴い、(iii) のようにホットレグと上部タンクの接合部で流動が乱れはじめる。 $J_G=5.5\text{ m/s}$ になると、エルボおよび傾斜管の流動様式は波状噴霧流に移る。これは、実験での流動とよく似ている。 $J_G=8\text{ m/s}$ になると、(v) に示すとおり J_L^* はゼロになる。これは実験結果と定量的にも一致する。

図 22 に $J_G=8\text{ m/s}$ から J_G を減少させた場合の CCFL 特性と流動様式の関係を示す。流動様式は $J_G=2\text{ m/s}$ まで波状噴霧流を維持し、 $J_G=1\text{ m/s}$ で層

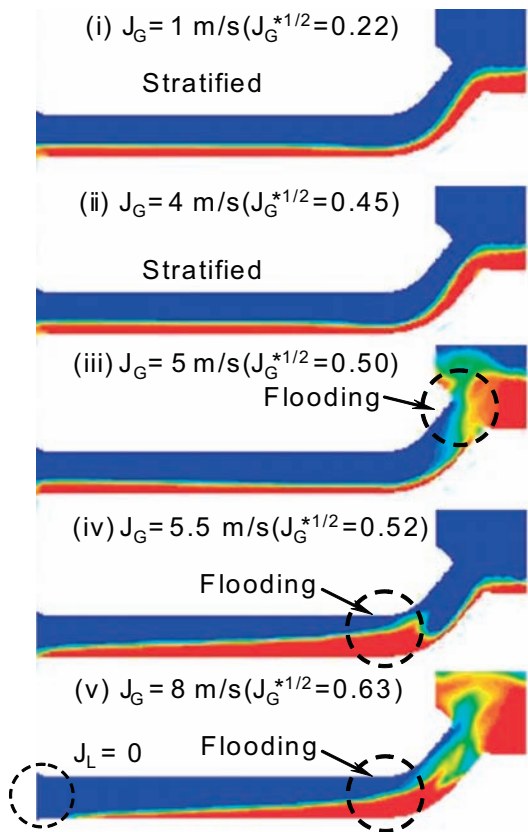
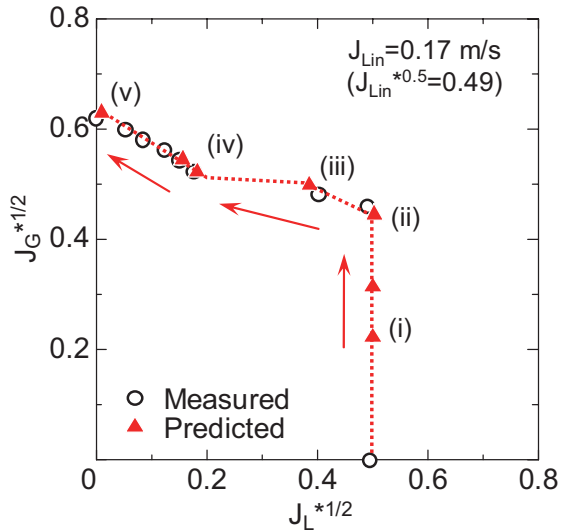


図 21 J_G 増加時の CCFL 特性と流動様式の予測結果 ($J_{Lin}=0.17$ m/s)

状流に遷移する。供給水は $J_G \leq 2$ m/s で全量下部タンクへ落下する。このように流動様式、CCFL 特性共に、低 J_G の (iii), (iv) を除き実験結果とよく一致する。

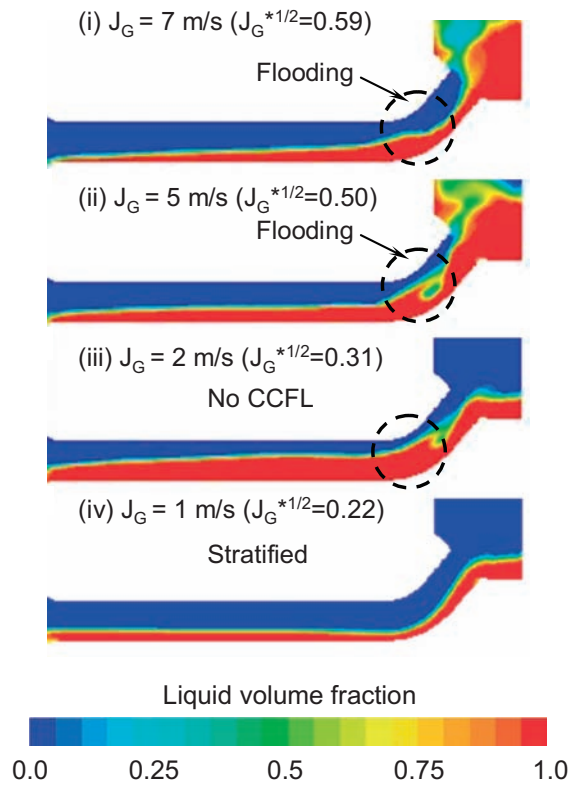
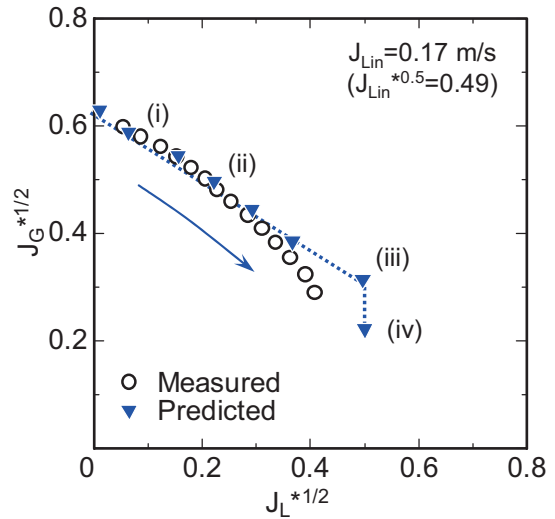


図 22 J_G 減少時の CCFL 特性と流動様式の予測結果 ($J_{Lin}=0.17$ m/s)

3.3.3 実機 PWR ホットレグ条件⁽¹¹⁾

$J_L=0$ m/s となるまで蒸気供給量 J_G を増加させたのち、 J_G を減少させた計算を行った場合の CCFL 特性と流動様式を関係を図 23 に示す。 J_G 増加過程では、ホットレグと上部タンクの接合部が液で覆われることなく、安定した層状流が $J_G=30$ m/s まで継続する。 $J_G=35$ m/s に増加させると、水平部でのフラッキングが発生し、 $J_G=45$ m/s で $J_L=0$ m/s とな

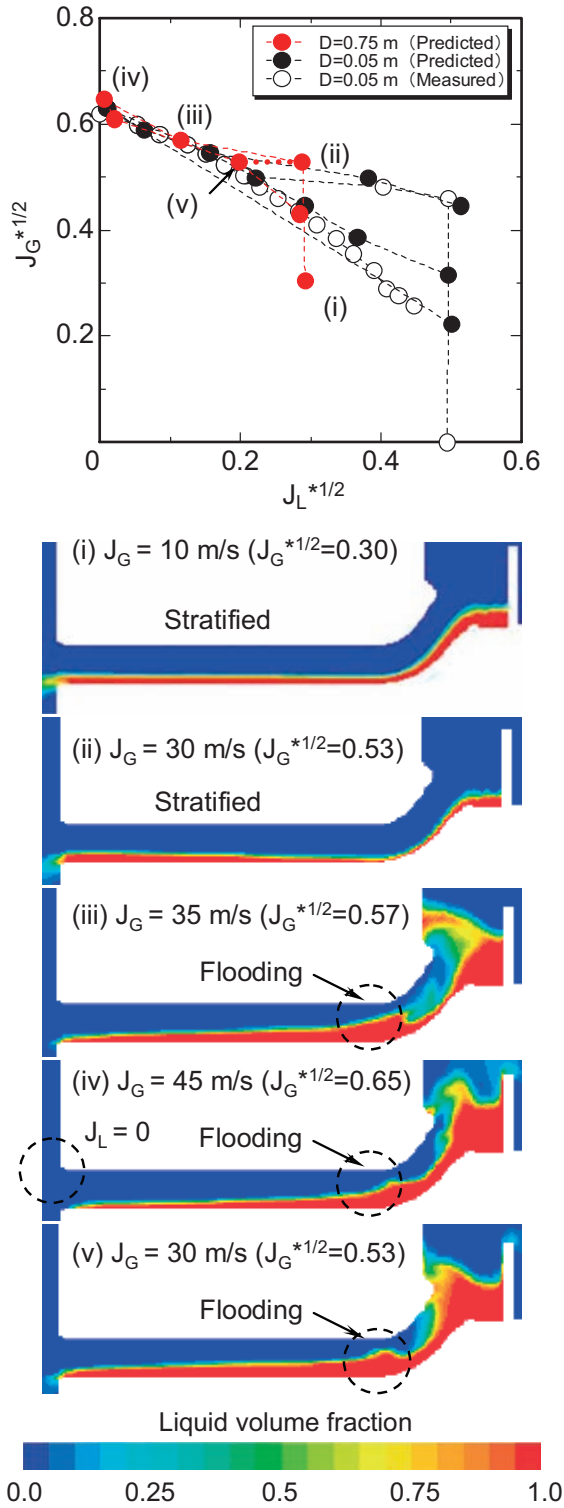


図23 CCFL特性と流動様式の関係 ($J_{Lim}=0.23$ m/s, 100 °C, 0.1 MPa)

る。本条件では、いかなる J_G でも接合部は液相に覆われることはなく、接合部でのフラッシングは発生しなかった。本結果より、傾斜管の拡大により接合部における制限が緩和されたことがわかる。 J_G 減少過程では、水平部でのフラッシングが $J_G=30$

m/s まで継続し、 $J_G=10$ m/s で J_L は全量落下するとともに、流動様式は層状流に遷移した。

$J_L=0$ m/s となる限界気相体積流速は、空気・水実験の約 8 m/s に対して実機条件では約 45m/s であり、定量的には空気・水実験条件と実機条件は大きく異なるが、式 (1) で無次元化すると、縮小スケール空気・水実験を対象とした計算結果と実機条件を対象とした計算結果はよく一致している。

2章にて、縮小スケール実験における CCFL 特性は式 (2) で整理すると Mayinger ら⁽⁵⁾ による実スケールの水・蒸気実験との結果と一致することを示したが、数値計算によりこの知見を確認することができた。また、本研究で使用した計算モデルと界面摩擦相関式の組み合わせは PWR ホットレグ体系の流動を妥当に模擬できることも確認できた。

3.4 考察

本研究では、数値計算に二流体モデルを用いている。二流体モデルでは、気液二相流の基礎方程式 (保存則) は平均化されたボイド率を用い、界面スケールより大きいセルで空間平均計算するとともに間欠周期より長い期間で時間平均計算しているため、マクロ的な流動を効率よく計算するという点で優れている一方で、平均化操作で排除されたこれらの時間・空間変動成分やその相関は保存則の生成・消滅項に関する構成方程式に組み込む必要があり、その精度が解析の信頼性を左右すると思われる。

数値計算では、実験で観察された波が模擬できない結果となったが、これはこうした平均化操作に起因していると思われる。しかしながら、適切な構成方程式を用いることで、フラッシングの発生箇所、および定量値では実験結果と一致しており、波の発生の模擬可否が評価を行う上で重要な要因にはなっていないといえる。

4. まとめ

本研究では、原子炉停止時ミッドループ運転中の余熱除去機能喪失時を対象として、流動様式と現象を支配する主要因子を明らかにし、過渡計算の信頼性と精度を向上するための流動モデルを開発することを目的とし、ホットレグでの気液対向流の縮小スケール実験と数値計算を行った。以下に結論をまとめる。

- (1) 気相断面平均体積流束 J_G と液相断面平均体積流束 J_L がホットレグにおける流動様式に及ぼす影響を明らかにした。エルボ、傾斜管における流動様式は水平部での流動に強く影響される。
- (2) CCFL 特性はホットレグの流動様式と密接に関係している。
- (3) 縮小実験装置を対象とした数値計算結果は、界面摩擦係数を適切に組み込むことにより実験結果とよく一致した。
- (4) 実機条件での計算結果は、Wallis パラメータを用いて整理することにより、空気・水系の縮小模擬実験を対象とした計算結果とよく一致した。
- 以上、ホットレグにおける気液対向流挙動について、縮小スケール実験と数値計算により流動様式と CCFL 特性の関係を調べ、ホットレグ内流動を妥当に模擬できる計算モデルを開発した。一方、高圧条件に対する適用性は明らかでないため、流体の物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を評価し、より汎用性の高い流動モデルを開発する予定である。

使用記号

a_i	area concentration [m^2/m^3]
C	CCFL constant [-]
C_D	interfacial friction coefficient [-]
D_h	hydraulic diameter [m]
D_h^*	dimensionless hydraulic diameter [-]
F_i	interfacial friction force [N/m^3]
g	acceleration of gravity [m/s^2]
J	volumetric flux [m/s]
J^*	dimensionless volumetric flux [-]
m	proportional constant [-]
u_r	relative velocity [m/s]
V_{Gf}	drift velocity [m/s]
α	void fraction [-]
ρ	density [kg/m^3]
σ	surface tension [N/m]

添字

A	annular
B	bubbly
G	gas (air or steam)
i	gas-liquid interface
in	inlet

L	liquid
out	outlet
S	slug

文献

- (1) Richter, H. J. et al., "Deentrainment and Countercurrent Air-water Flow in a Model PWR Hot-leg," NRC-0193-9, U.S. NRC, (1978).
- (2) Ohnuki, A., "Experimental Study of Counter-Current Two-Phase Flow in Horizontal Tube connected to an Inclined Riser," J. of Nuclear Science Technology, Vol. 23 (3), 219-232, (1986).
- (3) Ohnuki, A. et al., "Scale Effects on Counter-current Gas-Liquid Flow in a Horizontal Tube Connected to an Inclined Riser," Nuclear Engineering and Design, Vol. 107, 283-294, (1988).
- (4) Wongwises, S., "Two-phase countercurrent flow in a model of a pressurized water reactor hot leg," Nuclear Engineering and Design, Vol. 166, 121-133, (1996).
- (5) Mayinger, F., Weiss P. and Wolfert, K., "Two-phase flow phenomena in full-scale reactor geometry," Nuclear Engineering and Design, Vol. 145, 47-61, (1993).
- (6) Navarro, M. A., "Study of countercurrent flow limitation in a horizontal pipe connected to an inclined one," Nuclear Engineering and Design, Vol. 235, 1139-1148, (2005).
- (7) 南則敏, 西脇大祐, 片岡宏庸, 富山明男, 細川茂雄, 村瀬道雄: PWR ホットレグを模擬した矩形流路での気液対向流 (1) 流動様式と CCFL 特性, 混相流, 22, 4, 403-412, (2008).
- (8) Minami, N., Nishiwaki, D., Nariai, T., Tomiyama, A. and Murase, M., "Counter-current Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (I), Air-Water Test for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg," Journal of Nuclear Science and Technology, 47, 2, 142-148, (2010).
- (9) 南則敏, 村瀬道雄, 西脇大祐, 富山明男:

- PWR ホットレグを模擬した矩形流路での気液対向流 (2) 気液対向流制限の解析的評価, 混相流, 22, 4, 413-422, (2008).
- (10) Minami, N., Murase, M. and Tomiyama, A., "Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (II) , Numerical simulation for 1/15-Scale Air-Water Tests," Journal of Nuclear Science and Technology, 47, 2, 149-155, (2010).
 - (11) Kinoshita, I. et al., "Numerical Calculations on Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg (2) Steam-Water Flow under PWR Plant Conditions," The 13th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1041, Kanazawa, Japan, (2009).
 - (12) Wallis, G. B., One-dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill, New York, (1969).
 - (13) Hewitt G. F. and Wallis, G. B., ASME Multi-phase Flow Symposium, 62, Philadelphia, PA, (1963).
 - (14) Minato, A. et al., "An Extended Two-Fluid Model for Interface Behavior in Gas-Liquid Two-Phase Flow," 8th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-8) , 8045, Baltimore, Maryland, USA, (2000).
 - (15) Ishii, M. and Mishima, K., "Two-Fluid Model and Hydro-dynamic Constitutive Relations," Nuclear Engineering and Design, Vol. 82, 107-126, (1984).
 - (16) Kataoka, Y. et al., "Drift-Flux Parameters for Upward Gas Flow in Stagnant Liquid," J. of Nuclear Science and Technology, Vol. 24 (7) , 580-586, (1987).