

# 水平に近い円管における気液対向流制限

## Counter-Current Flow Limitation in Nearly Horizontal Pipes

村瀬 道雄 (Michio Murase) \*<sup>1</sup>      木下 郁男 (Ikuo Kinoshita) \*<sup>1</sup>  
 歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara) \*<sup>1</sup>      楠木 貴世志 (Takayoshi Kusunoki) \*<sup>1</sup>  
 富山 明男 (Akio Tomiyama) \*<sup>2</sup>

**要約** 加圧水型原子炉 (PWR) での事故状態を想定すると、炉心で発生した蒸気が一次系配管や蒸気発生器の伝熱管に流入し、放熱による凝縮水が重力落下する気液対向流状態になり、蒸気流速が大きいと凝縮水の落下が制限される気液対向流制限 (CCFL) が生じる。このため、PWRの事故解析では、蒸気流速と落下水流速との関係を与えるCCFL相関式が使用されている。本研究では、PWRのホットレグと加圧器サージ管の水平に近い円管におけるCCFLを対象として、小規模の模擬実験を行なって基礎現象を把握し、三次元 (3D) 解析によって実規模の高温高压条件でのCCFL特性を予測し、3D解析結果と従来研究によるCCFLデータを用いてホットレグの実機条件に適用できるCCFL相関式を導出した。また、実用的なCCFL予測手法として一次元計算モデルを整備し、3D解析結果と従来研究によるCCFLデータを用いて一次元計算モデルを検証し、プラントにより配管系統が異なる加圧器サージ管の実機条件に適用できるCCFL予測手法を確立した。

**キーワード** ホットレグ, 加圧器サージ管, 気液対向流制限, CCFL, 模擬実験, 三次元解析, 一次元計算

**Abstract** Under postulated accident conditions in a pressurized water reactor (PWR), steam generated in the reactor core flows into the primary loop and condensates due to heat release, steam and condensate water form counter-current flows, and counter-current flow limitation (CCFL) may occur when the steam velocity becomes large. In safety analyses, therefore, CCFL correlations, which give the relationship between steam velocity and water velocity, are used. In our serial studies, we carried out small-scale experiments to understand counter-current flows, made three-dimensional (3D) analyses for full-scale and high-pressure and temperature conditions, and derived a CCFL correlation for the horizontal pipe of a hot leg by using analytical results and existing data. As a practical method to predict CCFL characteristics in the slightly inclined pipe with elbows of a pressurizer surge line, which has a different configuration in each PWR plant, we also developed a one-dimensional computation model, and validated it by using 3D analytical results and existing data.

**Keywords** hot leg, pressurizer surge line, counter-current flow limitation, CCFL, simulation experiment, three-dimensional analysis, one-dimensional computation tomography, solute atom cluster, radiation induced segregation

## 1. はじめに

加圧水型原子炉 (PWR) で想定される事故、例えば小破断冷却材喪失事故の条件下では、炉心で発生した蒸気が一次系配管や蒸気発生器 (SG) の伝熱管に流入し、放熱により生じる凝縮水が蒸気の流れに対向して重力落下する気液対向流状態になり、蒸気流速が大きいと凝縮水の落下が制限される気液

対向流制限 (CCFL) が生じる。CCFLが生じると炉心内の冷却水量と燃料棒の冷却に影響する可能性があるため、PWRの事故解析では、蒸気流速と落下水流速との関係を与えるCCFL相関式が使用されている。

著者らは、PWRのSG伝熱管、ホットレグ、加圧器サージ管を対象にしてCCFL相関式の信頼性向上と相関式の不確かさの定量化に取り組んでき

\*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

\*2 神戸大学

た。SG伝熱管は数千本の逆U字管で構成されており、上昇流側（高温側）の鉛直管でCCFLが生じる。ホットレグは傾斜管、エルボ、水平管で構成されており、水平管でCCFLが生じやすい。加圧器サージ管は鉛直管、エルボ、および複数のエルボを有する微傾斜管で構成されており、鉛直管もしくは微傾斜管でCCFLが生じる。

鉛直管での気液対向流実験は多く実施されている<sup>(1)~(2)</sup>。しかし、SG伝熱管に適用できるCCFLデータは少ない。そこで、著者らは、SG伝熱管の下部を模擬する鉛直管を用いて大気圧下での空気・水実験<sup>(3)</sup>と蒸気・水実験<sup>(4)</sup>および短尺の逆U字管を用いて凝縮実験<sup>(5)</sup>を行い、実寸のSG伝熱管を用いて測定されたROSA-IV/LSTFデータ<sup>(6)</sup>を含めてCCFL相関式と不確かさを導出した<sup>(5)</sup>。

ホットレグモデルを用いたCCFL実験は多く実施されているが、大部分が空気・水実験であり蒸気・水実験は少ない<sup>(7)</sup>。また、直径 $D$ や長さ $L$ および流体物性値がホットレグCCFLに及ぼす影響は明確にされていなかった。そこで、著者らは、1/15縮小モデル（ $D = 50$  mm,  $L/D = 8.6$ ）での空気・水実験<sup>(8)</sup>および実機条件に対する三次元解析<sup>(9)</sup>を行い、従来データ<sup>(10)~(11)</sup>を含めて $L/D = 7.54\sim 9.3$ に限定したCCFL相関式と不確かさを導出した<sup>(9)</sup>。

加圧器サージ管を対象にしたCCFL実験は極めて少ない<sup>(12)~(14)</sup>。CCFLが鉛直管で生じるか微傾斜管で生じるかは明らかでなく、また、 $D$ と $L/D$ および流体物性値がCCFL特性に及ぼす影響は明らかにされていない。さらに、加圧器サージ管の配管系統はプラントにより異なる。そこで、著者らは、特定プラントの加圧器サージ管を1/10に縮小模擬した空気・水実験（ $D = 30$  mm,  $L/D = 63$ ）<sup>(15)</sup>と鉛直管の上部を縮小模擬した空気・水実験（ $D = 30, 40, 60$  mm）<sup>(16)</sup>を実施した。また、一次元計算モデルを整備し<sup>(17)</sup>、広範囲の従来データ（ $D = 30\sim 650$  mm,  $L/D = 4.5\sim 63$ ）と実機条件に対する三次元解析結果を用いて検証し<sup>(18)</sup>、複数のエルボを含む微傾斜管に対するCCFL予測手法を確立した。

鉛直管でのCCFLについては、SG伝熱管の下部を模擬した実験<sup>(3)~(4)</sup>と加圧器サージ管の鉛直管上部を模擬した実験<sup>(16)</sup>での測定値および従来データを用いてCCFL特性を整理し、鉛直管の上端と下端および管内で代表長さが異なることを明らかにして直径の影響を評価できるようにした<sup>(19)</sup>。また、この結果<sup>(19)</sup>とIlyukhinら<sup>(20)</sup>による $D = 20$  mm、圧

力 $P = 0.6\sim 4.1$  MPaでのCCFLデータを用いて高温高压の蒸気・水系に適用できる鉛直管の上端と下端に対するCCFL相関式と不確かさを導出した<sup>(21)</sup>。しかし、大口径管の高温高压条件に対する信頼性は明らかでない。

本報では、ホットレグの水平管と加圧器サージ管の微傾斜管でのCCFLを対象にして実施した縮小模擬実験<sup>(8),(15)</sup>、三次元解析<sup>(9),(18)</sup>および一次元計算<sup>(17)~(18)</sup>の概要について述べる。実験<sup>(8),(15)</sup>、解析<sup>(9),(18)</sup>および計算<sup>(17)~(18)</sup>の詳細は既報を参照されたい。なお、実験<sup>(3)~(5),(8),(15)~(16)</sup>は、神戸大学との共同研究の一環として実施した。

## 2. 縮小モデルでの空気・水実験

本章では、ホットレグと加圧器サージ管の縮小モデルを用いた空気・水実験の概要について述べる。実験の目的は、流動状態の観察とCCFL特性の測定である。

### 2.1. 実験装置

ホットレグ1/15縮小モデル（ $D = 50$  mm,  $L/D = 8.6$ ）空気・水実験装置<sup>(8)</sup>を図1に、加圧器サージ管1/10縮小モデル（ $D = 30$  mm,  $L/D = 63$ ）空気・水実験装置<sup>(15)</sup>を図2に示す。流動状態を可視化するために、いずれも下部タンク、試験部、上部タンクをアクリル樹脂製にしている。蒸気を常温空気模擬して下部タンクに供給し、凝縮水を常温水で模擬して上部タンクに供給する。上部タンクは大気に解放されている。実験パラメータは空気流量と給水流量である。空気の流れに対向して重力落下する水流量は下部タンク内の水位上昇率で測定した。

加圧器サージ管1/10縮小モデルを用いた実験では、空気流量と給水流量の他に傾斜角 $\theta$ を変更した。図中の $R$ はエルボの曲率である。

### 2.2. 実験結果

水平に近い管でのCCFLは、次式で定義されるWallisパラメータ $J^*$ <sup>(1)</sup>を用いて整理できることが知られている。

$$J_k^* = J_k / [gD(\rho_L - \rho_G) / \rho_k]^{1/2} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (1)$$

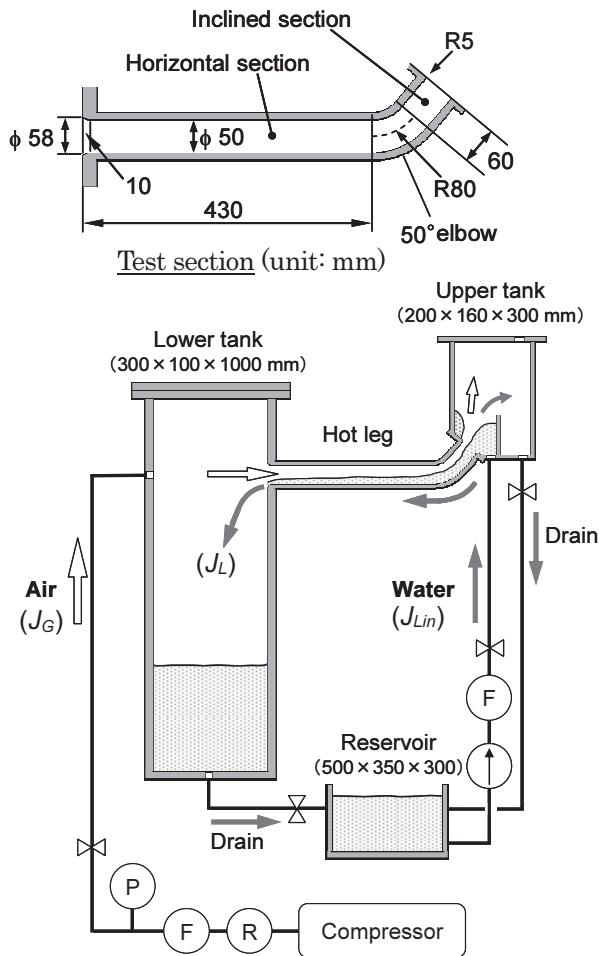


図1 ホットレグ1/15空気・水実験装置<sup>(8)</sup>

ホットレグ1/15空気・水実験<sup>(8)</sup>でのCCFL特性を図3に、流動状態を図4に示す。実験では、給水流量（見かけ流速 $J_{Lin}$ ）を一定にして空気流量を $J_G = 0$ から少量ずつ徐々に増加した後に徐々に減少して流動状態を観察しながら落水流量（ $J_L$ ）を測定した。全給水流量落下では $J_L = J_{Lin}$ になる。 $J_{Lin} = 0.26$  m/s ( $J_{Lin}^{*1/2} = 0.61$ ) では $J_G$ の増加に伴って、傾斜管の上端でCCFLが生じ、 $J_G$ が傾斜管CCFL線上で徐々に減少し、B'点から水平管でのCCFLに遷移する。水平管でのCCFLに遷移すると、 $J_G$ の増加過程と減少過程ともに $J_L$ が水平管CCFL線上で変化する

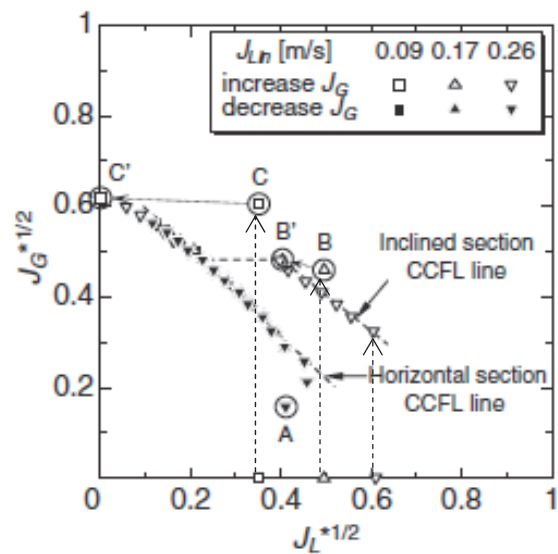


図3 ホットレグ1/15装置でのCCFL特性<sup>(8)</sup>

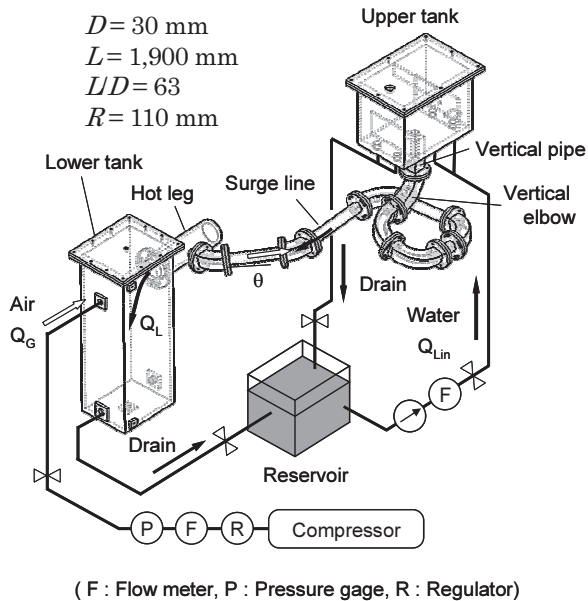
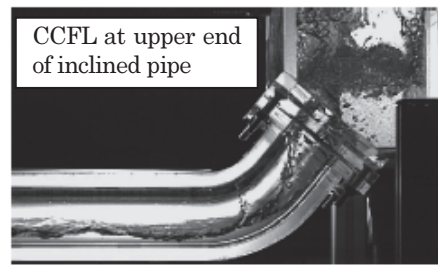
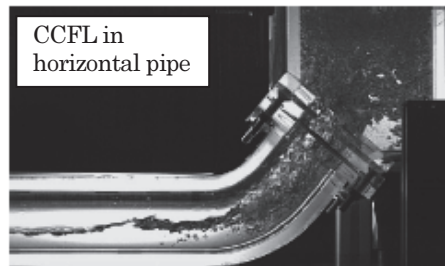


図2 加圧器サージ管1/10空気・水実験装置<sup>(15)</sup>

$D$ [m] は直径,  $g$ [ $m/s^2$ ] は重力加速度,  $J$ [ $m/s$ ] は体積流量を断面積で除した見かけ流速,  $\rho$  [ $kg/m^3$ ] は密度であり、添字 $G$ と $L$ は気相と液相を示す。



(a)  $J_L^{*1/2} = 0.40, J_G^{*1/2} = 0.48$



(b)  $J_L^{*1/2} = 0.23, J_G^{*1/2} = 0.48$

図4 ホットレグ1/15装置での流動状態<sup>(8)</sup>

る。  $J_{Lin} = 0.17 \text{ m/s}$  ( $J_{Lin}^{*1/2} = 0.49$ ) では  $J_G$  の増加に伴って、B点で落下制限が生じ、B'点から水平管でのCCFLに遷移し、その後は  $J_{Lin} = 0.26 \text{ m/s}$  と同様に变化する。  $J_{Lin} = 0.17 \text{ m/s}$  の  $J_G$  増加過程では傾斜管CCFL線上で落下制限が生じないのは傾斜管の上端が液相に覆われておらず層状流の状態では液相が傾斜管に流入することによる。B'点から  $J_G$  を減少すると、  $J_L$  は傾斜管CCFL線上で増加する。A点で  $J_L$  が小さくなるのは層状流からスラグ流に変化することによるが、低  $J_G$  では流量変動が大きくなり信頼性のある測定が困難な領域である。  $J_{Lin} = 0.09 \text{ m/s}$  ( $J_{Lin}^{*1/2} = 0.36$ ) では  $J_G$  の増加に伴って、C点で気相流入部での落下制限が生じ、水平管での蓄水により水平管でのCCFLに遷移して  $J_L$  が急減する。PWR条件では傾斜管CCFLが生じるような凝縮水流量はないと評価されており、ホットレグCCFLでは水平管CCFLを相関式化して安全解析に用いられている。そこで、本研究では図3の水平管CCFLを評価対象にした。

傾斜管CCFL (図4 (a)) では、傾斜管の上端で落下制限が生じ、液相は層状流になって落下し、傾斜管と水平管での水深が浅く液面の変動が小さい。液面近くでも液相の逆流は生じていない。一方、水平管CCFL (図4 (b)) では、水平管のエルボ近傍で落下制限が生じ、この部分から多量の液相が吹き上げるため傾斜管での液相が厚く液面の変動が大きい。水平管でも水深が深く液面の変動が大きく、液面近くでは液相の逆流が生じており周期的にロールウェイブが発生する。

加圧器サージ管1/10空気・水実験<sup>(15)</sup>でのCCFL特性を図5に、流動状態を図6に示す。傾斜管での流動状態(図6)により、落下水制限位置を水深が浅くなる上端(CCFL-U)、水深が深くなる傾斜管(CCFL-S)、および気相流入部の近くで層状噴霧流になる下端(CCFL-L)に判別できる。傾斜角  $\theta \leq 1$  度ではCCFL-S、  $\theta \geq 1$  度の高  $J_G$  ではCCFL-L、  $\theta \geq 1$  度の中  $J_G$  ではCCFL-Uが生じた。CCFL-Uでは、式(1)の代表長さが  $D$  ではなくラプラス長さになる<sup>(16)</sup>。このため、  $D$  が大きくなるほど図5のWallisダイアグラム上ではCCFL-Uが厳しくなり鉛直管の上端で落下制限が生じる可能性が大きくなる。CCFL-Uは鉛直管CCFLとして扱っており<sup>(19),(21)</sup>、実機条件に対してはCCFL-SとCCFL-Uを評価して  $J_L$  の値が小さい方を用いるが、本報ではCCFL-Sを対象とする。

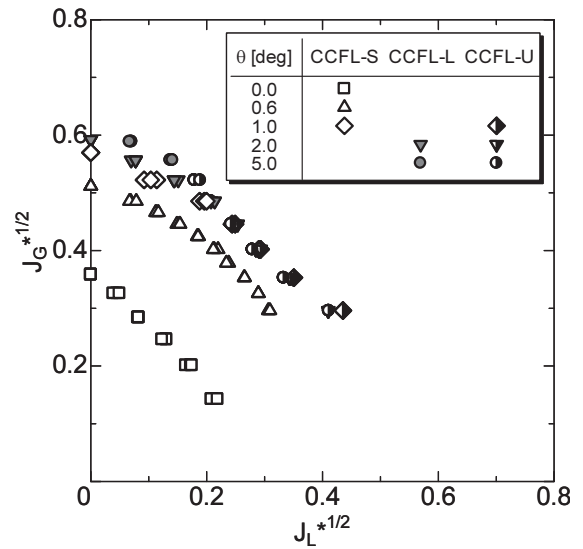


図5 加圧器サージ管1/10装置でのCCFL特性<sup>(15)</sup>

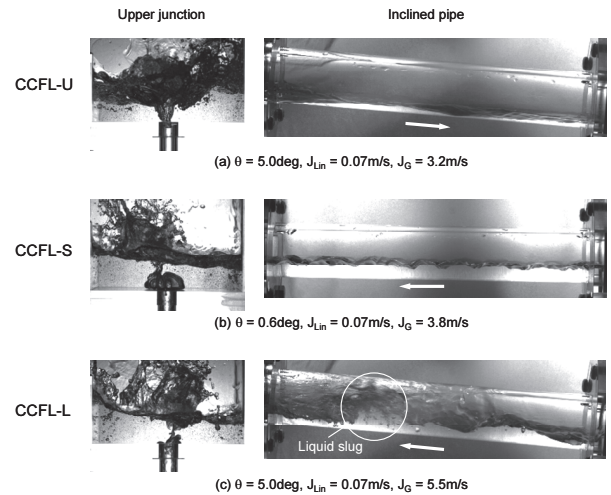


図6 加圧器サージ管1/10装置での流動状態<sup>(15)</sup>

図3と図5に示したように、配管系統では落下水が制限される位置によりCCFL特性が異なるため、評価対象を明確にして議論する必要がある。また、落下水が制限される位置により式(1)における代表長さ(式(1)では  $D$ ) が異なるため、縮小モデル実験の結果から実機条件でのCCFLを予測する際には支配的な代表長さを明らかにしておく必要がある。

### 3. 三次元解析

ホットレグCCFLについては、実機寸法での蒸気・水実験データ<sup>(10)</sup>があるが、ホットレグの底に半円管状の非常用冷却水注水管が設置されている。このため、国内プラントに適用するには、この注水管の影響を評価する必要がある。近年の数値流体力学

(CFD)の発展は著しく、気液二相流へのCFD適用事例も多くなっている。そこで、著者らは、図3と図5に示す縮小モデル実験での測定値を用いて検証解析を行った後に、実機条件に対する三次元予測解析を行った。本章では、実機条件解析<sup>(9),(18)</sup>の概要について述べる。

### 3.1. 解析メッシュ

ホットレグ実機条件の解析メッシュ<sup>(9)</sup>を図7に示す。基本的には図1に示す1/15空気・水実験装置<sup>(8)</sup>を15倍している。実験装置の傾斜管は円管であるが、実機条件の解析メッシュでは実機と同様に傾斜管を拡大管に修正している。また、実験解析では実験装置と同様に空気供給管から空気を流入させたが、実機条件解析では計算が不安定化した。そこで、実機条件解析では図7（左上の黒い太線）に示すように気相流入部の面積を大きくして安定に計算できるようにした。流路断面のセル数は299、総セル数は約59,000である。実験解析用メッシュでは、流路断面のセル数178と460、総セル数約70,000と120,000とでメッシュ寸法の影響がないことを確認した。この結果を参考にして、図7の実機解析メッシュでは前者を元にして流路断面のセル数を増加しつつ総セル数を減少した。

加圧器サージ管1/10空気・水実験<sup>(15)</sup>の解析メッシュ<sup>(18)</sup>を図8に示す。解析メッシュ全体を回転して傾斜角 $\theta$ を変更できるように、図2に示す渦巻き状の微傾斜管は模擬せず、直管部を同一方向に配置した。解析メッシュで渦巻き状の微傾斜管を模擬して全体を回転すると、液相の流れ方向に対して登り勾配の直管部が生じる。流路断面のセル数は142、総セル数は約128,000である。加圧器サージ管が長

くエルボ数が多いため総セル数が多くなっている。実機条件解析では図8の解析メッシュを10倍して使用した。

ホットレグの解析、加圧器サージ管の解析とも、上部タンクの底面から流速一定条件で液相を供給した。安定に計算するために、解析メッシュでは液相流入部の面積を実験装置より大きくして流入速度を小さくした。気相も流速一定条件で供給した。ホットレグや加圧器サージ管に流入しない液相は堰をオーバーフローさせて気相とともに上部タンクの底面から流出させた。この出口境界は圧力一定条件にした。

鉛直管CCFLの三次元解析も実施しているが、 $J_L$ 計算値は測定値との一致が悪く、鉛直管上端での $J_L$ を大幅に過小計算する。このため、加圧器サージ管のCCFL計算では微傾斜管での落下水制限を再現できない。そこで、図8に示すように鉛直管の壁面からも給水することにより微傾斜管での落下水制限を再現した。

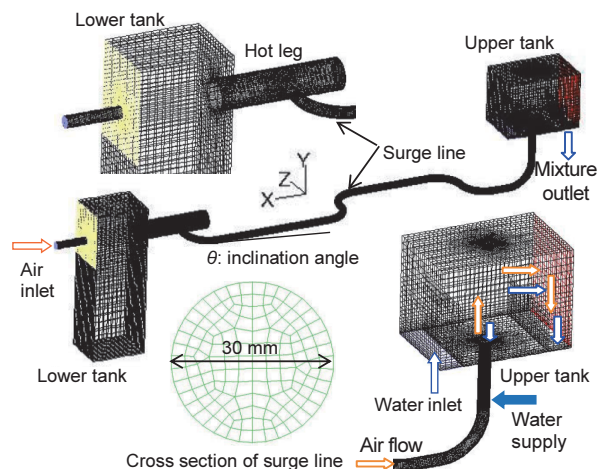


図8 加圧器サージ管1/10実験の解析メッシュ<sup>(18)</sup>

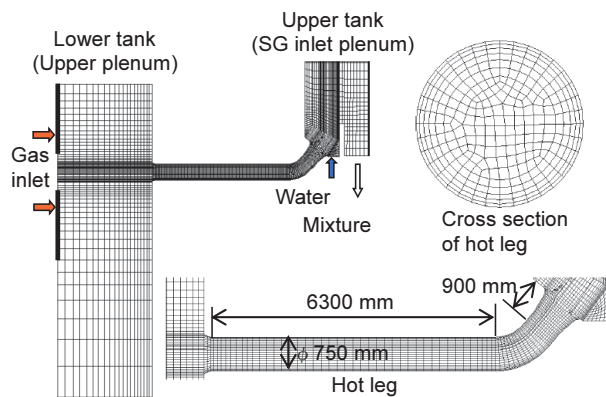


図7 ホットレグの解析メッシュ<sup>(9)</sup>

### 3.2. 解析モデル

三次元解析にはCFDコードFLUENT6.3.26を使用した。二相流モデルには二流体モデルもしくはVOF (volume of fluid) 法を使用した。図1のホットレグ1/15モデル実験の前に実施した鉛直断面1/5矩形流路モデル実験の解析では二流体モデルとVOF法で顕著な相違はなかった。二流体モデルでは気相と液相の流速を別々に計算するため、界面摩擦相関式を必要とするが三次元モデルが確立されておらず一次元モデルに基づく相関式を使用した。二

流体モデルでは、界面摩擦相関式の不確かさと計算時間が長い欠点はあるが、計算が比較的安定している。VOF法では気液混合流体の一速度を計算するため、界面摩擦相関式が不要であり計算時間が短い利点はあるが、計算が不安定化しやすい。矩形流路の解析では高温高压条件でも二流体モデルとVOF法で顕著な相違はなかったが、実機条件解析に二流体モデルを使用すると高温高压になるほど $J_L^*$ 計算値が非合理的に低下する結果になった。この原因は明らかでないが、ホットレグ実機条件解析以降の計算ではVOF法を使用している。

粘性流モデルには標準k- $\epsilon$ 乱流モデルを用いているが、 $J_L^*$ を過少に計算する場合には乱流モデルを使用しなかった。 $D = 50$  mmのホットレグ解析では二流体モデルと標準k- $\epsilon$ もしくはVOF法と乱流モデルなしの組み合わせを使用し、 $D = 750$  mmのホットレグ解析では二流体モデル、VOF法とも標準k- $\epsilon$ を使用した。加圧器サージ管の解析では $D = 30$  mm,  $300$  mmともに乱流モデルを使用しなかった。気相は全ての条件で乱流であり、液相は落水流量により相流から乱流になる。乱流モデルを使用しない場合、解析メッシュが粗いが、現状では解析結果を見ながら選択使用している。

数値解析では二次以上の精度で計算することが求められているが、二相流解析は不安定であり二次精度を用いると計算停止する場合がある。このため、全ての解析で一次風上差分を使用した。圧力と流速の連成計算にはPISO法（pressure-implicit with splitting of operators）を使用し、可変時間ステップで過渡解析を行った。

時間ステップは解析条件により異なり、ホットレグ解析で $0.1 \sim 1$  ms、加圧器サージ管解析で $0.01 \sim 0.1$  msであった。約 $40$  sの解析を行い、初期条件の影響がある $0 \sim 20$  sを除いて $20 \sim 40$  sでの平均値として落水流量を求めた。

### 3.3. 解析結果

CCFL計算値は一次元計算値と比較して第5章で示す。ここでは流動状態の結果を示す。ホットレグ実機条件解析<sup>(9)</sup>での流動状態を空気・水実験<sup>(8)</sup>での流動状態と比較して図9に示す。実験観察と解析結果とでマクロな流れ場は類似している。実験では、小さい三次元波と二次元波が存在し、気相入口近傍で生じた二次元波はエルボ方向に逆流するに

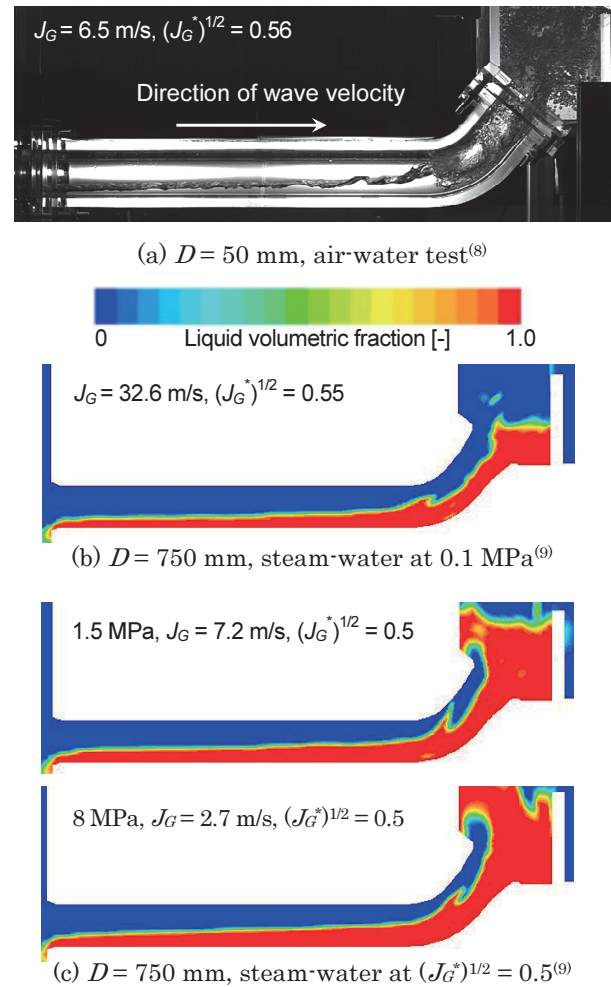


図9 ホットレグの解析結果

したがって成長し、エルボ近傍でロールウェイブになって周期的に傾斜管を吹き上げる。解析では、メッシュが粗いため明確な三次元波と二次元波は形成されず、管底に近い液相は傾斜管で加速され水平管に流入すると急減速して跳水（ハイドロリックジャンプ）を形成し、その上方の液面との間に液相の逆流層が形成されている。傾斜管を流下する液相の多くが跳水に阻害されてエルボ近傍の液位が上昇してロールウェイブが形成され周期的に傾斜管を吹き上げる。実験では波の動きしか観察できないが、解析では流速分布を得られることから、観察と解析の結果を対比することにより現象をよりよく把握することができる。式(1)から明らかのように、同一 $J_G^*$ に対して $D$ が大きくなると $J_G$ が大きくなる。高压になると気相密度が大きくなるため同一 $J_G^*$ に対して $J_G$ が小さくなる。 $D = 750$  mmの大気圧（ $P = 0.1$  MPa）では $J_G$ が大きく気相の運動量が大きいため気流への液相の同伴量が多く上部タンクへの蓄水が少ないが、これ以外には圧力による計算結果の顕

著な相違はない。

加圧器サージ管の1/10モデル実験解析<sup>(22)</sup>と実機条件解析<sup>(18)</sup>との比較を図10に示す。いずれも乱流モデルを使用しない解析の結果である。実験解析と実機解析とでマクロな流れ場に顕著な相違はない。

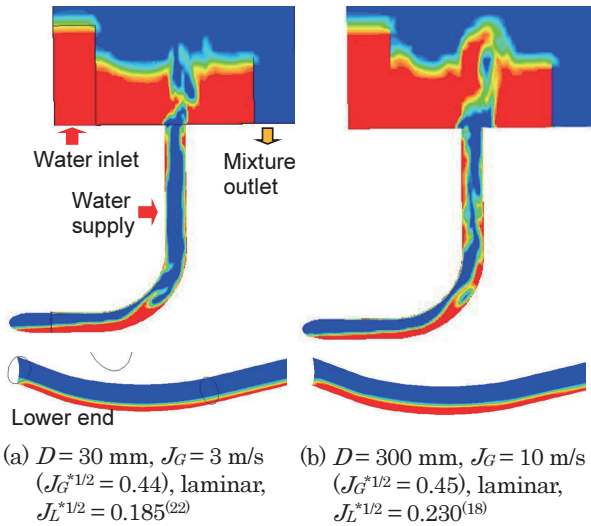


図10 加圧器サージ管の解析結果 (カラー：図9参照)

#### 4. 一次元計算

三次元解析は1条件での計算時間が長く直径や流体物性値の影響を評価する感度解析には不向きである。また、配管系統が異なると解析メッシュの作成に多大な労力を要する。そこで、実機条件でのCCFL特性を予測するために現実的な一次元計算モデルを整備した。

##### 4.1. 計算モデル

傾斜管での気液対向流モデルを図11に示す。図1と図2の体系でCCFLが最も生じやすいのはエルボ近傍である。エルボとの接合部での静水頭が液相落下の駆動力になり、時間平均した準定常状態では傾斜管での運動量式から落下水量を計算できる。傾斜管の両端はエルボとの接合部と下部タンクもしくはホットレグとの接合部であり、長さLは中心軸の長さで定義する。

一次元計算手法<sup>(17)</sup>は、ホットレグを対象にしたOhnuki et al.<sup>(23)</sup>による一次元計算を複数のエルボを含む傾斜管に拡張したものである。気相と液相に対する一次元の圧力バランス式(運動量積分式)から圧力差を消去すると、気相と液相の見かけ流速( $J_G$

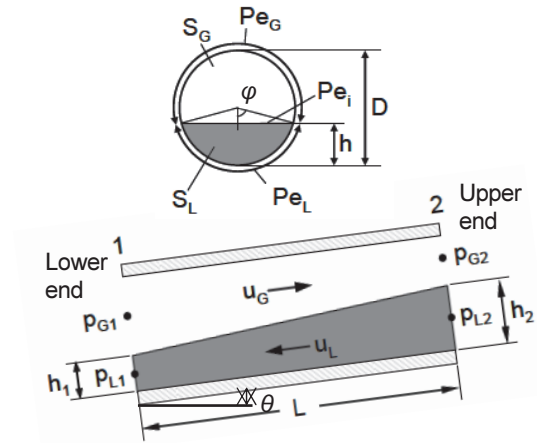


図11 傾斜管に対する一次元CCFL計算モデル

と $J_L$ )の関係式<sup>(17)</sup>が得られる。

$$\begin{aligned} & \left[ (h_2^* - h_1^*) \cos \theta + L_{eff}^* \sin \theta \right] \\ & - \frac{1}{2} \left[ \left\{ \left( \frac{J_{G2}^*}{\alpha_2} \right)^2 - \left( \frac{J_{G1}^*}{\alpha_1} \right)^2 \right\} - \left\{ \left( \frac{J_{L2}^*}{1-\alpha_2} \right)^2 - \left( \frac{J_{L1}^*}{1-\alpha_1} \right)^2 \right\} \right] \\ & - \frac{2}{\pi} \left[ \int_{x^*=0}^{x^*=L} (Nw_G \cdot fw_G) \cdot \frac{Pe_G^*}{\alpha} \cdot \left( \frac{J_G^*}{\alpha} \right)^2 dx^* \right] \\ & - \frac{2}{\pi} \left[ \int_{x^*=0}^{x^*=L} (Nw_L \cdot fw_L) \cdot \frac{Pe_L^*}{1-\alpha} \cdot \left( \frac{J_L^*}{1-\alpha} \right)^2 dx^* \right] \\ & - \frac{2}{\pi} \left[ \int_{x^*=0}^{x^*=L} fi \cdot Pe_i^* \cdot \left( \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{1-\alpha} \right) \left\{ \frac{J_G^*}{\alpha} - \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{1/2} \cdot \frac{J_L^*}{1-\alpha} \right\}^2 dx^* \right] \\ & - \frac{1}{2} \left[ \sum_{n_e} (Nd_e \cdot \zeta_e) \cdot \left\{ \left( \frac{J_G^*}{\alpha} \right)^2 + \left( \frac{J_L^*}{1-\alpha} \right)^2 \right\} \right] = 0 \quad (2) \end{aligned}$$

上式では、長さ ( $h, L, Pe, x$ ) を直径で無次元化し、流速を式(1)で定義されるWallisパラメータ<sup>(1)</sup>を用いて無次元化している。式(2)の第1項は静水頭、第2項は加速損失、第3項と第4項は壁面摩擦損失、第5項は界面摩擦損失、第6項はエルボ局所損失である。 $L_{eff}$  [m]は静水頭に有効な傾斜管長さであり、エルボがない場合 ( $Nd_e = 0$ ) には  $L_{eff} = L$  である。 $x$ は気相の流れ方向座標、 $\alpha$ はボイド率、 $\theta$ は傾斜角、 $fi$ は界面摩擦係数、 $fw$ は壁面摩擦係数、 $\zeta_e$ はエルボの局所損失係数、 $Nw$ と $Nd_e$ は単相流での損失係数に対する倍率である。

$fw$ と $\zeta_e$ には、それぞれ単相流に対する相関式(3)<sup>(23)</sup>と相関式(4)<sup>(24)</sup>を使用した。

$$f_{w_k} = \begin{cases} 16/\text{Re}_k & (\text{Re}_k < 2300) \\ 0.079/\text{Re}_k^{0.25} & (2300 < \text{Re}_k < 10^5) \\ 0.0008 + 0.05525/\text{Re}_k^{0.237} & (10^5 < \text{Re}_k) \end{cases} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (3)$$

$$\zeta_e = f_E(\text{Re}, R/D, \phi_E) \quad (4)$$

Re [-] はレイノルズ数,  $R$  [m] はエルボの曲率,  $\phi_E$  [deg] はエルボ角である.

式(2)は傾斜管両端での境界条件により連続解を持つため, 下端1に最大流量条件を, 上端2にボイド率の相関式を使用した.

$$\partial J_G^*/\partial h_1^* = 0 \text{ or } \partial J_G^*/\partial \alpha_1 = 0 \quad (5)$$

$$\alpha_2 = 0.94 J_G^{*0.316} \quad (6)$$

式(6)は直径  $D = 50$  mm の空気・水実験装置<sup>(8)</sup>での水深測定値に基づいて導出されたものである.

式(2)~(6)によるCCFL計算値がCCFLデータ<sup>(8),(10),(15)</sup>と一致するように, 以下の係数を選定した<sup>(17)</sup>.

$$f_i = 0.03, \quad N_{WL} = 6 (N_{WG} = 1), \quad N_{de} = 6 \quad (7)$$

$f_i = 0.03$ は, Kim et al.<sup>(25)</sup>により高さ  $H = 76$  mm の矩形流路を用いた蒸気・水実験で測定された  $f_i = 0.02 \sim 0.04$  の平均値と一致する.  $N_{WL} = 6$ は液面近傍の液相が逆流することに対する補正項であり液相のみに適用する<sup>(17)</sup>. 一方,  $N_{de} = 6$ は二相流に対する倍率であり気相と液相に適用する.

ホットレグ1/15縮小空気・水実験<sup>(8)</sup>に対する計算において, 水平管を100分割した一次元計算と両端での平均値を用いた計算とで有意な相違はなかった. そこで, 式(2)において水深  $h$  に両端での水深の平均値  $(h_1 + h_2)/2$  を使用し, 平均水深から平均ボイド率を計算し, 式(2)のボイド率  $\alpha$  に適用している. これにより計算時間が飛躍的に短くなり, 効率的な感度計算を実行できるようになった.

## 4.2. 検証計算

式(2)~式(7)を用いて  $J_L^{*1/2}$  の測定値に対して一次元モデルで計算した値  $(J_G^{*1/2})_{ID}$  と測定値  $(J_G^{*1/2})_m$  との比較<sup>(26)</sup>を図12に示す. 計算対象にした実験条件は  $D = 30$  mm<sup>(15)</sup> ~  $650$  mm<sup>(10)</sup>,  $L/D = 4.5$ <sup>(27)</sup> ~  $63$ <sup>(15)</sup> である. いずれも水平 ( $\theta = 0$ ) の直円管(エルボなし)

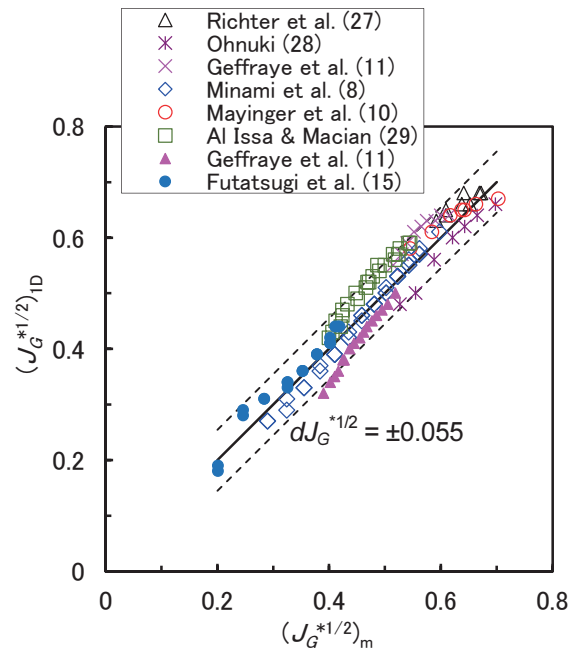


図12 一次元CCFL計算と測定値との比較<sup>(26)</sup>

である.

Mayinger ら<sup>(10)</sup>による実験以外は全て空気・水実験である. 著者ら<sup>(8),(15)</sup>による実験での測定誤差は  $J_G^{*1/2}$  の値で  $\pm 0.01$  以下, 一次元計算の収束誤差は  $\pm 0.01$  以下である.

実験ごとに装置, 試験部の形状, 測定方法が異なり, 実験相互の測定値の相違が大きい. このため, 計算値と測定値との相違  $dJ_G^{*1/2} = \pm 0.055$  は比較的大きいが, 一次元計算モデルは広範囲の実験条件に対して測定値とよく一致する結果を与えていると判断できる.

## 5. CCFL 特性

### 5.1. ホットレグでのCCFL

著者ら<sup>(9)</sup>は, 図12に示すCCFLデータのうち  $L/D = 7.54 \sim 9.3$  での測定値<sup>(8),(10),(11)</sup> および実機条件に対する三次元解析結果を用いて次のホットレグ用CCFL相関式と不確かさを導出した.

$$(J_G^*)^{1/2} = (0.63 \pm 0.03) - 0.45(J_L^*)^{1/2} - 0.81(J_L^*) \quad (8)$$

式(8)の不確かさ  $\pm 0.03$  は, 実験条件の相違と三次元解析の誤差であり, 実機条件でのCCFL特性に対する不確かさではない.

そこで, 著者ら<sup>(30)</sup>は, 実機ホットレグ ( $D =$



750 mm,  $L/D = 8.6$ ) を対象として, 1/15縮小モデル空気・水実験データ<sup>(8)</sup> および三次元解析結果と一次元計算結果を用いて次のCCFL相関式と不確かさを導出した。

$$(J_G^*)^{1/2} = (0.63 \pm 0.035) - 0.36(J_L^*)^{1/2} - 0.93(J_L^*) \quad (9)$$

式(9)を導出した目的は, 特定のホットレグ ( $D = 750$  mm,  $L/D = 8.6$ ) を対象として縮小モデル空気・水実験 ( $D = 50$  mm,  $L/D = 8.6$ ) および三次元解析と一次元計算によりCCFL相関式と不確かさを導出し, 実機条件に対するCCFL予測手法の妥当性を確認することである。式(9)の不確かさ $\pm 0.035$ には, 縮小モデル空気・水実験に対する三次元解析と一次元計算の誤差および直径と流体物性値に対する不確かさを含む。直径と流体物性値に対する不確かさは三次元解析と一次元計算により求めた。

式(8)と式(9)および一次元計算値の比較を図13に示す。参考に縮小モデル空気・水実験 ( $D = 50$  mm,  $L/D = 8.6$ ) での測定値<sup>(8)</sup>を示す。式(8)と式(9)の相違は小さく  $D = 50$  mmでの測定値はCCFL相関式の不確かさの範囲内にある。また, 一次元計算 (1D) による空気・水 (A-W) と7 MPaの蒸気・水 (7 MPa S-W) に対する計算値の相違は小さく, 流体物性値の影響は比較的小さい。この結果は, 縮小モデル空気・水実験の結果を実機条件に適用しても大きな誤差は生じないことを示す。これは, 直径がCCFL特性に及ぼす影響が小さく, 流体物性値

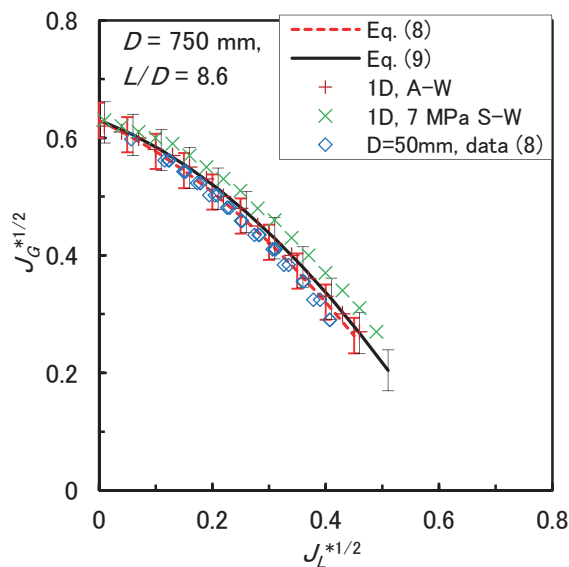


図13 ホットレグのCCFL特性  
(A-W: air-water, S-W: steam-water)

がCCFL特性に及ぼす影響も比較的小さいことによる。

ホットレグCCFLに対する本研究の結論は, 図13に示すように, 直径が大きくなると落水流量 ( $J_L$ ) がわずかに増加し, 高温高压になるほど  $J_L$  が増加する, である。これは, 直径が大きくなり高温高压になるほどレイノルズ数  $Re$  が大きくなり, 式(3)で計算される壁面摩擦係数が小さくなることによる。したがって, 縮小モデル空気・水実験は, 落水流量に対して保守的な結果を与える。

実寸のホットレグを用いたUPTF実験<sup>(10)</sup>では, 0.3 MPaと1.5 MPaの蒸気・水系でCCFLが測定され, 1.5 MPaでは0.3 MPaより  $J_L$  がかなり増加している。この傾向は計算値と一致するが,  $J_L$  の増加量は計算値より大きい。計算値には計算モデルや使用する相関式に起因する誤差があるが, 実験では高温高压になるほど放熱による凝縮量が大きくなり  $J_L$  を過大に評価する可能性があることに留意する必要がある。つまり, 0.3 MPaと1.5 MPaでの測定値から7 MPaでのCCFLを外挿すると, 7 MPaでの  $J_L$  を過大に予測する可能性がある。

## 5.2. 加圧器サージ管でのCCFL

著者ら<sup>(18)</sup>は, 実機条件に対する三次元解析と一次元計算の結果を用いて加圧器サージ管の微傾斜管に対するCCFL相関式と不確かさを導出した。

$$(J_G^*)^{1/2} + 0.60(J_L^*)^{1/2} = (0.56 \pm 0.035) \quad (10)$$

上式は特定条件 ( $\theta = 0.6$  deg,  $D = 300$  mm,  $L/D = 63$ , 90度エルボ5個) にのみ適用できる。 $\theta = 0.6$  degは, 勾配1/100であり, 液相のドレンを目的に液相配管に適用される傾斜角である。

式(10)と三次元解析および一次元計算の結果を図14に示す。計算結果からは式(9)と同様に二次関数にする方が適しているが, 事故解析ではWallis相関式<sup>(1)</sup>が使用されるため, 式(10)を  $J_G^{*1/2}$  と  $J_L^{*1/2}$  との線形式にしている。図示していないが, 1/10縮小空気・水実験<sup>(15)</sup> に対する三次元解析と一次元計算の結果は測定値とよく一致している。 $L/D = 63$  が大きいいため, 図13に示す  $L/D = 8.6$  のホットレグとは異なり, 直径が大きくなると  $J_L$  の増加が著しい。式(10)は大気圧の空気・水と1.5 MPaの蒸気・水に対する三次元解析と一次元計算の結果を用いて

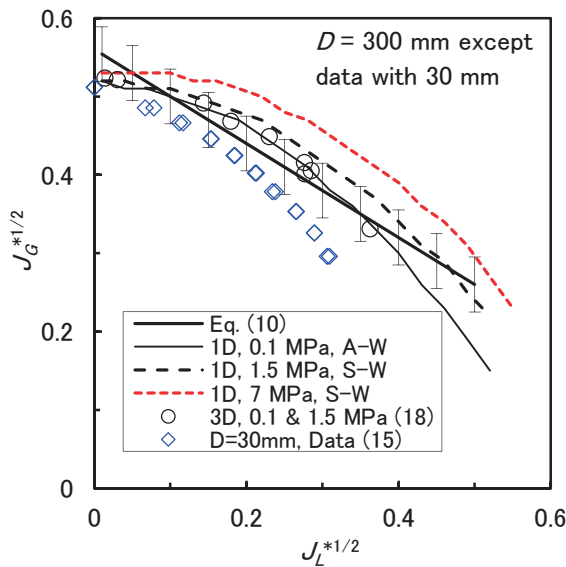


図14 加圧器サージ管の微傾斜管のCCFL特性 (A-W: air-water, S-W: steam-water)

導出した。空気・水実験が多いことから、 $J_L$ の下限值として空気・水データも相関式の導出に含めた。高温高压条件（8 MPa）に対する三次元解析結果は1.5 MPaより $J_L$ が減少し、一次元計算と逆の傾向を示した。ホットレグCCFLにおける流体物性値の影響との比較により、高温高压条件に対して、三次元解析は $J_L$ を過少に評価し、一次元計算は $J_L$ を過大に計算すると判断し、相関式(10)の導出には1.5 MPaまでの三次元解析と一次元計算の結果の使用に留めたが、式(10)は7 MPaまで適用できると工学的に判断している。

5.3. CCFL 相関式の不確かさ

本研究では、CCFL相関式の定数 $C$  ( $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値) に対して不確かさ $dC$ を次式で定義した<sup>(18)</sup>。

$$dC = \pm [dC_\theta^2 + dC_L^2 + dC_D^2 + dC_{FP}^2]^{1/2} \quad (11)$$

添字 $\theta, L, D, FP$ は、それぞれ傾斜角、配管長さ ( $L/D$ )、直径、流体物性値に関する不確かさを示す。なお、

$dC$ には $J_G^*$ と $J_L^*$ に対する不確かさの影響を含む。

不確かさの評価結果を表1に示す。 $dC_{\theta,L}$ は特定の縮小モデル実験 ( $\theta$ と $L/D$ が一定) データに対する三次元解析と一次元計算の誤差に対応する。 $dC_D$ は三次元解析と一次元計算との相違に対応し、 $dC_D \leq 0.015$ は直径を大きくした場合に三次元解析と一次元計算とで顕著な相違がないことを示す。 $dC_{FP}$ は、三次元解析と一次元計算の結果から求めたもので、大気圧の空気・水から7 MPaの蒸気・水までの流体物性値の変化による影響に対応する。本研究では、不確かさ $dC \leq 0.05$ を目標にしており、 $dC = \pm 0.035$ には十分な信頼性があると判断している。しかし、 $dC = \pm 0.035$ を導出するためには縮小モデル実験と三次元解析が必要であり、いずれも時間と経費を必要とする。一次元計算の主目的は、縮小モデル実験と三次元解析を実施せずに実機条件でのCCFL特性を簡易に予測することにある。

$\theta$ と $L/D$ を特定しない一般的な配管系に対する一次元計算の不確かさを表1の「General」に示す。 $dC_\theta = \pm 0.06$ <sup>(22)</sup>は、 $0 \leq \theta \leq 1$  degでの縮小モデル実験および三次元解析と一次元計算の結果から求めたものであり、複数のエルボを含み不確かさが大きい。 $dC_\theta = \pm 0.06$ の半分弱が実験における傾斜角 $\theta$ の設定誤差、半分強が計算モデルや使用した相関式による計算誤差と判断している。 $dC_{L,D} = \pm 0.055$ は図12に示す一次元計算と測定値との相違である。 $dC_{FP} = \pm 0.03$ はホットレグとサージ管に対する $dC_{FP}$ の大きい方で代用した。 $dC_\theta = \pm 0.06$ と $dC_{L,D} = \pm 0.055$ が大きいいため、 $dC = \pm 0.087$ は大きくなっており、目標の $dC \leq 0.05$ を超えている。

$dC = \pm 0.087$ を小さくする現実的な手段として以下の方法がある。予測対象とする配管系の $\theta$ と $L/D$ に近い縮小モデル実験を選定して一次元計算により $dC_{\theta,L}$ を求める。 $dC_{\theta,L}$ が過大と判断される場合には式(7)を調整して $dC_{\theta,L}$ を小さくする。直径と流体物性値の影響は表1で大きい値 $dC_D = \pm 0.015$ と $dC_{FP} = \pm 0.03$ を使用する。なお、 $dC_{FP}$ は一次元計算で求めることもできる。ただし、一次元計算に過度に依存することになるため、結果の妥当性を工学的に判

表1 CCFL予測の不確かさ

	$dC_\theta$	$dC_L$	$dC_D$	$dC_{FP}$	$dC$
Hot leg <sup>(30)</sup>	$dC_{\theta,L} = \pm 0.025$		$\pm 0.015$	$\pm 0.02$	$\pm 0.035$
Surge line <sup>(18)</sup>	$dC_{\theta,L} = \pm 0.015$		$\pm 0.01$	$\pm 0.03$	$\pm 0.035$
General <sup>(18),(22)</sup>	$\pm 0.06$	$dC_{L,D} = \pm 0.055$		$\pm 0.03$	$\pm 0.087$

断する必要がある。

## 6. 考察

本報では、著者らが約10年にわたって検討してきたホットレグの水平管と加圧器サージ管の微傾斜管に代表される水平に近い円管でのCCFL予測について、公開済みの複数の論文の要点をまとめた。したがって、個別の事項については説明不足があると思われるが、詳細は文献に記載した論文を参照されたい。式(2)~(7)を用いる一次元計算は、実機における水平に近い円管でのCCFLを工学的に十分な精度で予測できると判断している。しかし、技術的には、いくつかの疑問点や課題が残っている。

式(7)で最も計算結果に影響が大きいのは $fi = 0.03$ である。界面摩擦係数に一定値を用いて広い範囲の条件に適用できるのは、液面での三次元波と二次元波の大きさが直径に比例することを示唆している。提案されている相関式で最も多いのは、 $fi = a fw_G$  ( $Re_G$ ) である<sup>(7)</sup>。 $fw_G$ は気相壁面摩擦係数であり、気相レイノルズ数 $Re_G$ の関数で表されている。一方、Kim et al.<sup>(25)</sup>は $fi$ を液相レイノルズ数 $Re_L$ の関数で表している。いずれもレイノルズ数が大きくなる大口径管に適用すると、CCFL計算値と測定値<sup>(10)</sup>とに大きな相違が生じる。

図14に示す実機条件に対する三次元解析と一次元計算では、高 $J_G^{*1/2}$ で $J_L^{*1/2}$ が急減している。この傾向は $L/D$ が大きい大口径管で顕著になるが、大口径管を用いたホットレグ実験では高 $J_G^{*1/2}$ で $J_L^{*1/2}$ の急減は測定されていない。したがって、高 $J_G^{*1/2}$ での $J_L^{*1/2}$ の急減は計算上の問題によると判断している。

本報では取扱わなかった鉛直管CCFLについては別途報告する予定である。鉛直管では、CCFLが発生する位置(上端、管内、下端)で支配的な代表長さ(式(1)では $D$ )が異なる<sup>(19)</sup>。また、鉛直管CCFLに対しては、三次元解析は測定値と定量的に一致する段階に至っておらず、本報での一次元計算に対応する一領域計算では高温高压条件に対して合理的な結果が得られていない。そこで、鉛直管CCFLに対しては実験相関式を提案<sup>(21)</sup>しているが、大口径管の高温高压条件に適用する場合の信頼性は明らかでない。

## 7. まとめ

本報では、ホットレグの水平管と加圧器サージ管の微傾斜管でのCCFLを対象にして実施した縮小モデル実験、三次元解析および一次元計算について、公開済み論文における主な結果について紹介した。

ホットレグと加圧器サージ管に対する縮小モデル空気・水実験、三次元解析、一次元計算を行い、これらの結果から特定仕様のホットレグと加圧器サージ管に対する実機条件でのCCFL特性を予測してCCFL相関式と不確かさを導出した。また、水平に近い任意の配管系統(傾斜角 $\theta = 0 \sim 1$ 度)に対して、一次元計算によるCCFL予測の不確かさを評価した。

本研究により、ホットレグと加圧器サージ管については、実機条件でのCCFL相関式と不確かさを導出できるようになった。ただし、CCFL相関式と不確かさの導出に際して、合理的な不確かさを求めるには本報を参照して工学的に判断することが必要になる。また、加圧器サージ管については、鉛直管で液相の落下が制限される可能性が大きいことから、鉛直管CCFLの評価が必要である。鉛直管CCFLについては、別途報告する予定である。

## 文献

- (1) Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw Hill, New York, pp. 336-345 (1969).
- (2) Bankoff, S. G. and Lee, S. C., A Critical Review of the Flooding Literature, NUREG/CR-3060, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C. (1983).
- (3) 楠木貴世志, 土井大我, 藤井雄基, 辻峰史, 村瀬道雄, 富山明男, 蒸気発生器U字管下部を模擬した鉛直管下端での気液対向流制限に関する空気・水実験, 混相流, Vol. 28, No. 1, pp. 62-70 (2014).
- (4) Kusunoki, T., Murase, M., Fujii, Y., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Effects of Fluid Properties on CCFL Characteristics at a Vertical Pipe Lower End," J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 52, No. 6, pp. 887-896 (2015).
- (5) Kusunoki, T., Nozue, T., Hayashi, K., Hoso-

- kawa, S., Tomiyama, A. and Murase, M., "Condensation Experiments for Counter-Current Flow Limitation in an Inverted U-Tube," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 53, No. 4, pp. 486-495 (2016).
- (6) Yonomoto, T., Anoda, Y., Kukita, Y. and Peng, Y., "CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes," *Proc. the Int. Topical Mtg. on Safety of Thermal Reactor*, pp. 522-529 (1991).
- (7) Al Issa, S. and Macian, R., "A review of CCFL phenomena," *Annals Nucl. Energy*, Vol. 38, pp. 1795-1819 (2011).
- (8) Minami, N., Nishiwaki, D., Nariai, T., Tomiyama, A. and Murase, M., "Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (I) Air-Water Tests for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 47, No. 2, pp. 142-148 (2010).
- (9) Murase, M., Tomiyama, A., Lucas, D., Kinoshita, I., Utanohara, Y. and Yanagi, C., "Correlation for countercurrent flow limitation in a PWR hot leg," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 49, No. 4, pp. 398-407 (2012).
- (10) Mayinger, F., Weiss, P. and Wolfert, K., "Two-phase flow phenomena in full-scale reactor geometry," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 145, No. 1-2, pp. 47-61 (1993).
- (11) Geffraye, G., Bazin, P., Pichon, P. and Bengaouer, A., "CCFL in hot legs and steam generators and its prediction with the CATHARE code," *Proc. the 7th Int. Top. Mtg. Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-7)*, Saratoga Springs (NY), USA, Sep. 10-15, pp. 815-826 (1995).
- (12) Takeuchi, K., Young, M. Y. and Gagnon, A. F., "Flooding in the pressurizer surge line of AP600 plant and analyses of APEX data," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 192, No. 1, pp. 45-58 (1999).
- (13) Cullum, W., Reid, J. and Vierow, K., "Water inlet subcooling effects on flooding with steam and water in a large diameter vertical tube," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 273, pp. 110-118 (2014).
- (14) Wang, Z.W., Tian, W.X., Yu, J.T., Zhang, D.L., Su, G.H., Qiu, S.Z., Chen, R.H. and Dong, B., "Experimental Investigation of CCFL in Pressurizer Surge Line with Air-Water," *Proc. the 16th Int. Top. Mtg. Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)*, Chicago (IL), USA, Aug. 30-Sept. 4, pp. 8669-8682 (2015).
- (15) Futatsugi, T., Yanagi, C., Murase, M., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Countercurrent Air-Water Flow in a Scale-Down Model of a Pressurizer Surge Line," *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2012, Article ID 174838 (2012).
- (16) Doi, T., Futatsugi, T., Murase, M., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Countercurrent Flow Limitation at the Junction between the Surge Line and the Pressurizer of a PWR," *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2012, Article ID 754724 (2012).
- (17) Murase, M., Kinoshita, I., Kusunoki, T., Lucas, D. and Tomiyama, A., "Countercurrent flow limitation in a slightly inclined pipe with elbows," *Trans. ASME, J. Nucl. Eng. Radiation Sci.*, Vol. 1, No. 4, 041009-041009-9 (2015).
- (18) Murase, M., Utanohara, Y., Kusunoki, T., Yamamoto, Y., Lucas, D., Tomiyama, A., "Prediction of countercurrent flow limitation and its uncertainty in horizontal and nearly horizontal pipes," *Nuclear Technology*, Vol. 197, No. 2, pp. 140-157 (2017).
- (19) 山本泰功, 村瀬道雄, 林公祐, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管内における気液対向流制限, 混相流, Vol. 30, No. 4, pp. 392-401 (2016).
- (20) Ilyukhin, Yu. N., Balunov, B. F., Smirnov, E. L. and Gotovskii, M. A., "Hydrodynamic Characteristics of Two-Phase Annular Flow in Vertical Channels (translated by authors)," *Teplofiz. Vys. Temp.* (in Russian), Vol. 26, No. 5, pp. 923-931 (1988).
- (21) 村瀬道雄, 楠木貴世志, 山本泰功, 合田頼人, 林公祐, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管での気

- 液対向流制限に対する流体物性値の影響, 混相流, Vol. 31, No. 2, pp. 152-161 (2017).
- (22) Murase, M., Utanohara, Y., Kusunoki, T., Lucas, D. and Tomiyama, A., "Prediction method of countercurrent flow limitation in a pressurizer surge line and its evaluation for a 1/10-scale model," *Trans. ASME, J. Nucl. Eng. Radiation Sci.*, Vol. 2, No. 3, 031021-1 (2016).
- (23) Ohnuki, A., Adachi, H. and Murao, Y., "Scale Effects on Countercurrent Gas-Liquid Flow in a Horizontal Tube Connected to an Inclined Riser," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 107, pp. 283-294 (1988).
- (24) 日本機械学会編, 機械工学便覧, 丸善, p. A5-79 (1991).
- (25) Kim, H. J., Lee, S. C. and Bankoff, S. G., "Heat transfer and interfacial drag in countercurrent steam-water stratified flow," *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 11, pp. 593-606 (1985).
- (26) 村瀬道雄, 木下郁男, 楠木貴世志, 水平管での気液対向流制限に対する一次元計算の予測精度, 混相流, Vol. 29, No. 5, pp. 523-531 (2016).
- (27) Richter, H. J., Wallis, G. B., Carter, K. H. and Murphy, S. L., "Deentrainment and Countercurrent Air-water Flow in a Model PWR Hot-leg," NRC-0193-9, U. S. Nuclear Regulatory Commission (1978).
- (28) Ohnuki, A., "Experimental Study of Counter-Current Two-Phase Flow in Horizontal Tube connected to an Inclined Riser," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 23, No. 3, pp. 219-232 (1986).
- (29) Al Issa, S. and Macian, R., "Experimental investigation of countercurrent flow limitation (CCFL) in a large-diameter hot-leg geometry: A detailed description of CCFL mechanisms, flow patterns and high-quality HSC imaging of the interfacial structure in a 1/3.9 scale of PWR geometry," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 280, pp. 550-563 (2014).
- (30) Murase, M., Kusunoki, T, and Tomiyama, A., "Prediction of Countercurrent Flow Limitation and Its Uncertainty in a PWR Hot Leg," *Proc. Advances in Thermal Hydraulics 2016 (ATH'16)*, 16939, New Orleans, LA, USA, June 13-16, (2016).