蒸気発生器U字管下部を模擬した鉛直管下端での 気液対向流制限の数値シミュレーション

Numerical Simulations of Counter-current Flow Limitation at Lower End
of a Vertical Pipe Simulating Lower Part of Steam Generator U-tubes

楠 木 貴世志^{**,†}
KUSUNOKI Takayoshi

村 瀬 道 雄^{**}
MURASE Michio

高 田 孝^{***}
TAKATA Takashi

富 山 明 男[†]
TOMIYAMA Akio

Abstract Numerical simulations were done for counter-current flow limitation (CCFL) at the lower end of a vertical pipe simulating lower part of steam generator U-tubes by using the volume of fluid method (VOF) implemented in the CFD software FLUENT6.3.26. The simulated CCFL characteristics agreed well with air-water experimental data but flooding in simulations appeared at the upper end of the vertical pipe. To avoid flooding at the upper end, water was supplied through the pipe wall simulating condensation on the inner surface and flooding at the lower end was successfully simulated. However, computations by the standard $k-\epsilon$ turbulence model became unstable for pressures lower than 1.0 MPa and significantly underestimated falling water flow rates. On the other hand, computations by the laminar flow model were stable even for low pressures and significantly overestimated falling water flow rates. Computations by the $k-\omega$ SST turbulence model were unstable for pressures lower than 1.0 MPa but gave good agreement of a CCFL value with a steam-water experimental value at 1.0 MPa.

Keywords: Steam generator, U-tube, CCFL, Lower end, Vertical pipe, Numerical simulation

1. 緒 言

加圧水型原子炉(PWR)において、例えば小破断冷却材喪失事故(Small-Break Loss-Of-Coolant Accident: SBLOCA)を想定すると、炉心内の崩壊熱で発生した蒸気が蒸気発生器(steam generator: SG)のU字管内で凝縮して重力落下するリフラックス冷却が生じる場合がある。リフラックス冷却では、U字管の上昇流側やホットレグで蒸気と凝縮水とが対向して流れ気液対向流制限(Counter-Current Flow Limitation: CCFL)が生じる可能性がある。U字管(直径19.6 mm、高さ約10 m)の上昇流側でCCFLが発生すると、凝縮水が

蓄水されて炉心水位を押し下げ燃料冷却に影響する[1]。山田ら[2]は、SBLOCA時に高圧注入系が作動しない場合を対象として、重要度ランクテーブル(Phenomena Identification and Ranking Table: PIRT)を作成して重要事象を抽出し、RELAP5/MOD3を用いて実機感度解析を行い、重要事象が燃料被覆管最高温度(Peak Cladding Temperature: PCT)に及ぼす影響を評価した。この結果、U字管上昇流側の下端(シャープエッジ)に対するCCFL相関式の不確かさがPCTに大きく影響することを示した。そこで、本研究では、U字管下端でのCCFLに及ぼす流体物性値の影響

* 2013.12.6 受付

** 株式会社 原子力安全システム研究所 〒919-1205 福井県三方郡美浜町佐田 64 号
TEL: (0770)37-9112 FAX: (0770)37-2009 E-mail: kusunoki.takayoshi@inss.co.jp

*** 大阪大学大学院工学研究科環境・エネルギー工学専攻

† 神戸大学大学院工学研究科機械工学専攻

を評価し、7 MPa まで適用できる CCFL 相関式と、その不確かさを導出することを目的とした。

これまでに鉛直管を用いた CCFL 実験が数多く実施されている[3-7]。しかし、実機 U 字管と同様にシャープエッジを有する下端での CCFL 特性を調べた実験は、直径 51 mm での Bharathan et al. [8]や直径 30 mm での Zapke and Kröger [9]の研究に限られていた。そこで著者ら[10]は、直径 20 mm、長さ 100 mm～700 mm の鉛直管を用いた空気・水系 CCFL 実験を行い、長さ 300 mm 以上では下端で CCFL が生じること、直径 20 mm～51 mm の範囲では CCFL 特性を Wallis パラメータ[3]で整理できることを明らかにし、CCFL 相関式を導出した。しかし、鉛直管下端での CCFL に及ぼす流体物性値の影響については、情報が少なく、明らかでない。

Zapke and Kröger [9]は液相粘性 $0.59 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ～ $2.55 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 、表面張力 0.0228 N/m ～ 0.0724 N/m でフラiddi ng 開始点を測定し、定数を Ohnesorge 数で補正した Wallis 型の相関式を導出したが、測定範囲外の蒸気・水系への適用性は明らかでない。Yonomoto et al. [11]は ROSA-IV/LSTF を用いて 1 MPa、3 MPa、7 MPa でフラiddi ng 開始点を測定したが、測定値は供給蒸気の質量流量と凝縮量が等しくなる各 1 点のみである。この測定では、高圧になるほどフラiddi ng の発生が緩和されたが、U 字管の上昇流側と下降流側で凝縮量が等しいと仮定する必要があり測定誤差の影響は明らかでない。このように、本研究で目的とする蒸気・水系に対しては CCFL 相関式を導出するに十分な情報が得られていない。

本論文では、数値シミュレーションを用いて流体物性値が鉛直管下端での CCFL 特性に及ぼす影響の評価を試みた。実験[10]で観察された複雑な挙動から精度のよい定量計算は困難であると推察されるため、下端でのフラiddi ng の再現に重点を置いた。また、乱流モデルの有無が CCFL 計算値に及ぼす影響について検討するとともに、定量的再現は不十分であるため、流体物性値が CCFL に及ぼす影響を定性的に検討した。

2. 従来実験の概要

ここでは、本論文で数値シミュレーションの対象とした著者らによる従来実験[10]の概要について述べる。実験装置を Fig. 1 に示す。鉛直管の直

Fig. 1 Schematic of experimental apparatus [10].

径は、実機 U 字管の直径 19.6 mm とほぼ同じ $D=20 \text{ mm}$ である。U 字管の鉛直部長さは約 10 m であるが、鉛直部の長さを実験で再現することは困難であるため、鉛直部長さ L を 100 mm～700 mm の範囲で変化させた実験が行われ、長さ 300 mm 以上では下端で CCFL が生じ、CCFL 特性に影響しないことが確認された。その際、時間平均値で $Q_L < Q_{Lin}$ を CCFL 状態と定義されている。鉛直管の上端は CCFL 発生を防止するために曲率半径 $R = D/2$ (10 mm) であり、下端は実機 U 字管と同様にシャープエッジである。

コンプレッサにより下部タンクの 4 つの流入口から空気が注入され、ポンプによりリザーバの水が上部タンクに注入された。実験中の下部タンクの水位変化から下部タンクに流入する水の体積流量 Q_L が求められ、Wallis パラメータ[3]を用いて空気体積流量 Q_G との関係が整理された。実験は室温 (25°C)、大気圧の条件にて行われ、大気圧での空気密度を用いて Q_G と体積流束 J_G が計算された。

標準条件である $L = 500 \text{ mm}$ での CCFL 測定値[10]を、Zapke and Kröger [9]による空気・水系データおよび Yonomoto et al. [11]による蒸気・水系データと比較して Fig. 2 に示す。著者ら[10]は、式(1)で定義される Wallis パラメータ[3]を用いて式(2)を導出した。

$$J_k^* = J_k / \sqrt{gD(\rho_L - \rho_G) / \rho_k} \quad (k = L, G) \quad (1)$$

$$J_G^{*1/2} = (0.73 \pm 0.02) - 1.06 J_L^{*1/2} + 0.75 J_L^* \quad (2)$$

ここで、 J_k は体積流速、 g は重力加速度、 D は鉛直管の直径、 ρ_k は密度を示す。不確かさ ± 0.02 には 0.2 mm と 0.5 mm の下端面取りの影響を含んでいるが、空気・水系を対象にしている。Zapke and Kröger [9] は、液相粘性 $0.59 \times 10^{-4} \text{ Pa} \cdot \text{s} \sim 2.55 \times 10^{-4} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ 、表面張力 $0.0228 \text{ N/m} \sim 0.0724 \text{ N/m}$ でフラッディング開始点を測定し、式(3)で定義される Ohnesorge 数を用いた Wallis 型の相関式(4)を導出した。

$$Oh_L = \mu_L / \sqrt{D \rho_L \sigma} \quad (3)$$

$$J_G^{*1/2} + J_L^{*1/2} = 0.52 / Oh_L^{0.05} \quad (4)$$

ここで、 μ_L は液相粘性、 σ は表面張力を示す。多孔質管からの液相注入であり、液相注入部から下端まで 2.0 m 、直径 $D = 30 \text{ mm}$ である。気相の増加により液相注入部で液相が上昇を開始する条件をフラッディング開始点と定義している。Yonomoto et al. [11] は、実機 U 字管と同一長さとして直径 ($D = 19.6 \text{ mm}$) の U 字管を装備した ROSA-IV/LSTF を用いて 1 MPa 、 3 MPa 、 7 MPa でフラッディング開始点を測定した。U 字管内への蓄水による差圧増加でフラッディング開始点を検出しているが、落水量は測定されていないため、著者らが U 字管の上昇流側と下降流側で凝縮量が等しいと仮定して落水量を求めた。Fig. 2 にフラッディング開始前の条件とフラッディング発生時の条件を示している。フラッディング開始点は、正確にはこれらの間に存在するが、フラッディング発生時の条件を用いるため J_G を若干過大評価することになる。

Fig. 2 は CCFL 特性[10]とフラッディング開始点[9, 11]に顕著な相違がないことを示している。式(4)は、蒸気・水系では空気・水系より CCFL が緩和（同一 J_G^* に対して J_L^* が増加）されることを示すが、流体物性値の影響は複雑であり、測定範囲外である蒸気・水系への適用性は明らかでない。Yonomoto et al. [11] による測定値は高温高压になるほど CCFL が緩和されることを示すが、大規模なシステム装置を用いた実験であり一般的に放熱・凝縮などによる測定誤差が大きく、誤差

Fig. 2 Comparison of flooding data
(A-W: air-water, S-W: steam-water).

の定量値は明らかでない。以後の ROSA-IV/LSTF データにはフラッディング開始前の条件 (no flooding) とフラッディング発生時の条件との平均値を用いる。

3. 計算方法および計算グリッド

水平管、エルボ、傾斜管で構成されるホットレグにおける気液対向流を対象とする数値シミュレーション[12, 13]では、流体物性値の影響評価には VOF 法が有効であることが示された。そこで、本論文では、数値シミュレーションに FLUENT 6.3.26 の VOF 法を用いた。

3.1 計算グリッド

計算グリッドを Fig. 3 に示す。試験部の直径および長さはそれぞれ 20 mm 、 500 mm である。入口部は SG 入口プレナムを模擬している。下部タンクの寸法は Fig. 1 の装置と同じであるが、計算の安定性を向上するために気相流入面積を実験の 77 倍に大きくしている。実験[10]での上部タンクは複数あり、Fig. 3 は液位 100 mm 一定での測定用の上部タンクを模擬している。なお、上部タンクの構造と水位は下端での CCFL 特性に影響しないことが確認されている。

Nusselt モデル[14]により算出された管内面を流下する液膜の厚さは、 $J_L^{*1/2} = 0.1 \sim 0.5$ の時、 $0.2 \text{ mm} \sim 0.6 \text{ mm}$ である。気液対向流、特にフラッディング状態では液膜厚さが厚くなる。そこで、壁

Fig. 3 Schematic of vertical pipe.

面近傍のセル幅を 0.2 mm とした。試験部水平断面の計算セル数は 295、計算セルの総数は約 49,000 である。

気相は下部タンク側面から供給し、試験部を通して上部タンクに流入する。液相は、上部タンク底面から供給し、高さ 180 mm の堰を越えて試験部を通して下部タンクに流入する。試験部を落下した液相の体積流量は、下部タンクの液相の体積増加率から計算した。上部タンクの気相または気相・液相の混合流体は高さ 100 mm の堰を越えて底面から流出する。

境界条件として、気相と液相入口に一定流速を、気相・液相混合流体の出口で一定圧力を与えた。液相および気相は同時に供給した。なお、上部タンクへの蓄水や計算条件変更後の過渡的变化の影響を除くため、初期 20 秒間の計算結果は用いずに、それ以降の結果を用いて CCFL 特性を評価した。

3.2 計算スキーム

標準 k-ε 乱流モデル（または層流モデル）を用い、壁面にはノンスリップ条件および標準壁関数を用いた。運動量、体積率、乱流エネルギーと乱流散逸率については、移流項計算に二次風上差分を用いると計算が不安定であったため、一次風上差分を用いて計算した。圧力と速度の連成計算には PISO 法を使用し、計算時間ステップを可変に

した。低圧力の条件下では時間ステップは 0.01 ms～0.1 ms のオーダーであった。

ホットログでの CCFL に対する数値シミュレーション[15]では、落下水量の計算値が 1.5 MPa 蒸気・水系での上部プレナム試験装置 (UPTF) データと一致するように、乱流粘性比の最大値を FLUENT のデフォルト値 10^5 から 10^4 に変更した。そこで、本論文でも乱流粘性比の最大値をデフォルト値 10^5 から変更した。

4. シミュレーション結果

4.1 上部タンクへの給水

Fig. 3 に示すように上部タンクに給水した場合の CCFL 計算結果を測定値[10]と比較して、Fig. 4 に示す。計算では、乱流モデルに標準 k-ε を使用し、管内面に対する水の接触角を 60° 、乱流粘性比の最大値を 10^4 、上部タンクへの給水の体積流量を $J_{lm}=0.111$ m/s ($J_{lm}^*{}^{1/2}=0.5$) とした。CCFL 計算値は測定値とよく一致している。

Fig. 5 に空気体積流量 $J_G=3.2$ m/s ($J_G^*{}^{1/2}=0.5$) での流動状態の計算結果を示す。落下水は試験部の上端で制限され、水は上部タンクに蓄積された。このため、管内面の液膜は薄く、水の落下は管内や下端では制限されなかった。

曲率半径がある上端では、CCFL 定数（すなわち、 $J_L^*{}^{1/2}=0$ における $J_G^*{}^{1/2}$ の値）は約 1.0 である[16]。したがって、Fig. 4 および Fig. 5 に示した計算結果は、上端での CCFL に対して落下水量を大幅に過小評価したことを意味する。

Fig. 4 および Fig. 5 の結果より、鉛直管の下端での CCFL を計算するためには、上端の CCFL を緩和することが必要である。上端での CCFL を緩和するため、感度計算を行い、以下の結果を得た。

- (1) 層流モデルでは標準 k-ε 乱流モデルと比べて落下水量が大きくなったが、水の落下は上端で制限された。
- (2) 上端の曲率半径 R を $D/2$ (10 mm) から D (20 mm) に変更したが、落下水量計算値の変化は小さかった。
- (3) 壁面に対する水の接触角を 60° から 30° に変化させた。接触角 30° で落下水量は大きく増加したが、水の落下は上端で制限された。

これらの感度計算結果から、下端での CCFL を計算するためには上端での落下水制限を回避する必要

があると結論付けた。

Fig. 4 Simulated CCFL characteristics.

Fig. 5 Flow pattern ($J_G = 3.2$ m/s, $J_G^{*1/2} = 0.5$).

4.2 下部 100 mm を除く鉛直管内面からの給水

上端での落下水制限を回避し、下端での CCFL を計算するために、下部 100 mm を除いて鉛直管内面から給水した。管内面からの給水は U 字管での蒸気凝縮を模擬している。下部 100 mm で給水しないのは計算が不安定化するのを防止するためである。

下部 100 mm を除く管内面から流速一定条件で給水して計算した CCFL 特性を Fig. 6 に示す。給水の体積流束は $J_{Lm} = 0.111$ m/s ($J_{Lm}^{*1/2} = 0.5$) であ

る。管内面から供給される水の流速は 1.5 mm/s であり、水平方向の慣性は小さく無視できる。管内面に対する水の接触角は 60° である。標準 k- ϵ 乱流モデルにおける乱流粘性比の最大値は 10^4 もしくは 10^3 である。

標準 k- ϵ 乱流モデルでは、 $J_G^{*1/2} = 0.4$ で測定値 [10] とよく一致したが、 $J_G^{*1/2} = 0.5$ で J_L を過小評価した。乱流粘性比の最大値をそれぞれ 10^4 、 10^3 にした場合、計算結果に明確な差は認められなかった。一方、層流モデルでは、管内面と気液界面近傍における速度勾配が小さいため、落下水量 (J_L) が大きく過大に計算された。

流動状態の計算結果を観察結果 [10] と比較して Fig. 7 に示す。実験による流動状態は透視図であり、計算による流動状態は中央断面図である。実験では、落下水が下端で制限されて蓄水され、空気の上昇流により蓄水が周期的に上部タンクに流れ込み、管内面の液膜は波状になった。一方、計算では、落下水が制限されない場合には下端から 100 mm の位置で体積流量が最大となるため、落下水は下端から約 80 mm ~ 100 mm で制限されて蓄水された。下端から約 80 mm ~ 100 mm より下方では、落下水は制限されず、周方向に部分的に落下した。つまり、計算では、落下水は下端で制限されず管内で制限された。

Fig. 6 Simulated CCFL with water supply from pipe wall ($J_{Lm}^{*1/2} = 0.5$, *maximum value of turbulent viscosity ratio).

Fig. 7 Flow patterns ($L = 500$ mm).

Fig. 7 に示したように、計算では落下水が管内で制限された。管内面が薄い液膜で濡れた状態では、水の接触角は小さくなり、0 度まで近づけてよいと考えられる。そこで、管内面に対する水の接触角をパラメータとして、その影響を評価した。水の接触角 θ を変更して計算した CCFL 特性を Fig. 8 に、流動状態を Fig. 9 に示す。 $J_G^{*1/2} = 0.4$ 、 $\theta = 30^\circ$ の場合には、落下水が下端で制限され、落下水量は $\theta = 60^\circ$ の場合より減少した。 $J_G^{*1/2} = 0.5$ 、 $\theta = 30^\circ$ の場合には、接触角が小さいため下端から約 80 mm～100 mm における落下水制限が緩和され、落下水量が $\theta = 60^\circ$ より増加した。下端でも間欠的に落下水が制限されたが、その期間が短く、下端での落下水制限による落下水量の減少は小さい。 $J_G^{*1/2} = 0.5$ 、 $\theta = 10^\circ$ の場合には、落下水が下端で制限され、 $J_G^{*1/2} = 0.5$ 、 $\theta = 30^\circ$ と比較して落下水量は減少した。以上の結果から、下端で落下水が制限される場合の CCFL 特性は $J_G^{*1/2} = 0.4$ 、 $\theta = 30^\circ$ と $J_G^{*1/2} = 0.5$ 、 $\theta = 10^\circ$ での計算値(破線)で表わされる。この計算結果では、勾配は測定値とよく一致しているが、落下水量を過小に評価している。Fig. 9 に示すように下端から約 80 mm～100 mm でも落下水が制限されて液膜が厚くなっており、この管内での落下水制限が落下水量の過小評価の一因であると考えられる。また、

Fig. 8 Effect of contact angle θ on simulated CCFL (maximum value of turbulent viscosity ratio = 10^3).

Fig. 9 Effect of contact angle on flow patterns.

気液界面の数値拡散が落下水量を過小に評価した要因である可能性がある。

4.3 鉛直管内面全体からの給水

4.2 節では、鉛直管の下部 100 mm を除く管内面から給水して上端での落下水制限を回避し、管内面に対する水の接触角を小さくして管内での落下水制限を緩和することにより、下端での落下水制限を再現した。そこで、流体物性値の影響を評価するために、7 MPa の蒸気・水系に対する CCFL 計算を行った。

Fig. 10 Simulated flow patterns (standard k-ε, steam-water at 7 MPa, $J_G^{*1/2} = 0.6$).

7 MPa 蒸気・水系に対する計算による流動状態を Fig. 10 (a) に示す。乱流モデルには標準 k-ε を使用し、水の接触角を $\theta = 10^\circ$ とした。Fig. 9 の空気・水系と異なり、落下水が管内で制限され、下端では制限されなかった。

そこで、鉛直管内面全体から給水して計算し、その流動状態を Fig. 10 (b) に示す。管内面全体から給水することにより、落下水が下端で制限されるようになった。また、Fig. 9 に示すような給水部下端近傍での落下水制限と厚い液膜が生じなくなった。この結果、下端での落下水制限により蓄水され、上昇気体により蓄水塊が鉛直管内を上昇して上部タンクに流出するマクロな流れ場を計算で再現した。

4.4 CCFL に及ぼす流体物性値の影響

鉛直面全体から給水することによりマクロな流れ場を計算で再現できるようになったことから、流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響について検討した。標準 k-ε 乱流モデルでの計算結果を測定値と比較して Fig. 11 に示す。0.1 MPa 空気・水系に対しては Courant 数の急増もしくは乱流運動エネルギー k の発散により計算が停止したため、安定に計算できた 1.0 MPa と 7.0 MPa の蒸気・水系に対する計算値を示す。ROSA-IV/LSTF データ [11] は Fig. 2 に示した落下水制限の開始前と開始時との平均値である。標準 k-ε 乱流モデルでは落下水量 (J_L^*) を大幅に過小評価した。1 MPa 蒸気・水系と 7 MPa 蒸気・水系との顕著な相違は

Fig. 11 Numerical results by the standard k-ε turbulent model.

ないが、高圧では勾配 m が大きくなる傾向がある。

標準 k-ε 乱流モデルは 0.1 MPa 空気・水系に対する計算が不安定であったため、0.1 MPa 空気・水系も安定に計算できる層流モデルを使用して計算を行った。CCFL 計算値を空気・水系データ [10] と比較して Fig. 12 に示す。層流モデルでは落下水体積流束 J_L を大幅に過大評価しているが、7 MPa 蒸気・水 (SW) 系では 0.1 MPa 空気・水 (AW) 系より CCFL が緩和されている。

Fig. 12 CCFL characteristics ($J_{Lim}^{*1/2} = 0.5$).

Table 1 Numerical conditions

	ρ_G [kg/m ³]	ρ_L [kg/m ³]	μ_L [10 ⁻³ Pas]	σ [10 ⁻³ N/m]
0.1 MPa AW	1.19	998	1.002	72.7
Case 1	36.6	998	1.002	72.7
Case 2	36.6	998	0.091	72.7
7 MPa SW	36.6	740	0.091	17.7

AW: air-water, SW: steam-water

Fig. 13 Effects of fluid properties on CCFL characteristics (laminar flow model).

Fig. 12 に示した 0.1 MPa 空気・水系と 7 MPa 蒸気・水系との CCFL 特性の相違の原因を分析するために、Table 1 に示す条件で計算を行った。その結果を Fig. 13 に示す。0.1 MPa 空気・水系の物性値から気相密度のみを 7 MPa 蒸気の密度に変更した Case 1 では CCFL 計算値に顕著な変化は生じなかった。さらに、液相粘性を 7 MPa 飽和水の粘性に変更した Case 2 では CCFL 計算値は 7 MPa 蒸気・水系での計算値に一致した。この結果から、層流モデルにおいて、7 MPa 蒸気・水系では 0.1 MPa 空気・水系より液相粘性が小さくなるため CCFL が緩和されることが確認された。

5. 考 察

Fig. 11 と Fig. 12 の結果から、乱流モデルの有無を適切に選択すれば CCFL の計算精度を向上できると推定される。

Fig. 14 Numerical results by the k- ω , SST.

壁面近傍の液膜の解像度を上げるために格子幅を 0.2 mm にしたが、液相流速が微小であり y^+ が小さくなり壁関数を適用できない範囲になった。これが標準 k- ϵ モデルで CCFL 特性を再現できなかった一要因と考えられる。そこで、 y^+ が小さい範囲にも適用できる k- ω 、SST モデルを用いて計算した。k- ω 、SST モデルはステップ流れでの剥離流の予測精度が良好であるとされている。

計算結果を測定値と比較して Fig. 14 に示す。0.1 MPa 空気・水系に対しては最少時間ステップを 10^{-9} s にしないと Courant 数の急増もしくは k の発散により計算が停止した。最少時間ステップ 10^{-9} s では計算が実行されるが質量保存の収束性が悪く合理的な結果を得られなかった。安定に計算できたのは蒸気・水系で 1 MPa 以上である。SST モデルによる計算値は空気・水系に対する相関式 (2) とほぼ一致しており、ROSA-IV/ LSTF での 1 MPa 蒸気・水系データ [11] とよく一致した。なお、空気・水に対する相関式 (2) と 1 MPa 蒸気・水データとがよく一致しているが、この範囲で流体物性値の影響がないことを示すものではなく、実験装置や測定方法の相違の影響を含むことに留意する必要がある。

流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を定量評価するには液相粘性が大きく変化する低圧での蒸気・水系に対する情報が重要になる。数値シミュレーションでは、層流モデルを用いると計算は安定であるが落下水量を大幅に過大評価する

ため定量評価には適さない。 $k-\omega$ 、SST モデルを用いると予測精度は向上するが低圧条件での計算の安定性を向上する必要がある。これには相当の困難が予想される。そこで、今後、液相粘性が大きく変化する低圧での蒸気・水系データを取得し、ROSA-IV/LSTFでの蒸気・水系高圧データ[11]や数値シミュレーションによる定性的傾向を参照して、流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を総合的に予測するのが現実的であると考え。

6. 結 論

FLUENT6.3.26 の VOF 法を用いて、流体物性値が鉛直管下端での CCFL 特性に及ぼす影響の評価を試みた。まず、下端での落下水制限の再現に重点を置いた。また、乱流モデルの有無が CCFL 計算値に及ぼす影響について検討した。CCFL の定量的再現性は十分でなかったため、流体物性値が CCFL に及ぼす影響を定性的に検討した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 上部タンクから給水する場合、CCFL 計算値は空気・水系実験データとよく一致したが、上端で落下水制限が発生した。
- (2) 蒸気凝縮を模擬して鉛直管内面から給水し、管内面の濡れを考慮して接触角を小さくすることにより、下端での落下水制限を再現した。
- (3) 下部 100 mm を除く管内面からの給水では、管内で落下水が制限された。鉛直管全体から給水することにより、下端での落下水制限と鉛直管内でのマクロな流動状態を再現できたが、乱流モデルでは計算が不安定になり 1 MPa 以上の高圧条件しか計算できなかった。
- (4) 標準 $k-\epsilon$ 乱流モデルでは、落下水量を大幅に過小評価したが、1 MPa 蒸気・水系と 7 MPa 蒸気・水系との CCFL 計算値に顕著な相違がなかった。
- (5) 計算が安定な層流モデルを用いると、落下水量を大幅に過大評価したが、7 MPa 蒸気・水系では 0.1 MPa 空気・水系より液相粘性が小さくなるため、CCFL が緩和された。
- (6) $k-\omega$ 、SST モデルを用いると、1 MPa 蒸気・水系に対する CCFL 計算値は空気・水系に対する相関式および ROSA-IV/LSTF データ

とよく一致した。

Nomenclature

D	: diameter of vertical pipe	[m]
g	: gravitational acceleration	[m/s ²]
J	: volumetric flux	[m/s]
J^*	: dimensionless volumetric flux	
L	: length of vertical pipe	[m]
Oh	: Ohnesorge number	
Q	: volumetric flow rate	[m ³ /s]
R	: radius of curvature	[m]

Greek letters

ρ	: density	[kg/m ³]
μ	: viscosity	[Pa·s]
σ	: surface tension	[N/m]
θ	: contact angle	[deg]

Subscripts

G	: gas phase
L	: liquid phase
in	: inlet

参考文献

- [1] Asaka, H., Anoda, Y. and Kukita, Y., Experiments and Analyses on Secondary Side Depressurization during PWR Small-Break LOCA: Symmetric and Asymmetric Depressurization Effects, Proc. The 5th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-5), (1997).
- [2] Yamada, M., Nagumo, H., Kinoshita, I., Murase, M., Yoshida, Y. and Kawasaki, I., Development of the PIRT for the Small Break Loss-of-Coolant Accident with High Pressure Injection Failure and Sensitivity Analyses for Important Phenomena, Journal of the Institute of Nuclear Safety System, Vol. 18, 294-309 (2011).
- [3] Wallis, G.B., One-dimensional Two-phase Flow, 336-345, McGraw-Hill, New York (1969).
- [4] Tien, C.L. and Liu, C.P., Survey on Vertical Two-Phase Counter Current Flooding, Electric Power Research Institute, Report Vol.10 (13) EPRI NP-984 (1979).
- [5] Richter, H.J., Flooding in Tubes and Annuli, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 7, 647-658 (1981).
- [6] Bankoff, S.G. and Lee, S.C., A Critical Review of the Flooding Literature, , U.S. Nuclear Regulatory Commission, Technical report,

- NUREG/CR-3060 (1983).
- [7] Kaminaga, F., Okamoto, Y. and Shibata, Y., Evaluation of Entrance Geometry Effect on Flooding, Proc. JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, Vol.95 (1991).
 - [8] Bharathan, D., Wallis, G.B. and Richiter, H.J., Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes, Electric Power Research Institute, Report EPRI NP-786 (1978).
 - [9] Zapke, A. and Kröger, D.G., The influence of fluid properties and inlet geometry on flooding in vertical and inclined tubes, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 22, 461-472 (1996).
 - [10] Kusunoki, T., Doi, T., Fujii, Y., Tsuji, T., Murase, M. and Tomiyama, A., Air-Water Tests on Counter-current Flow Limitation at Lower End of Vertical pipes Simulating Lower Part of Steam Generator U-tube, Japanese Journal of Multiphase Flow, Vol. 28 (1), 62-70 (2014).
 - [11] Yonomoto, T., Anoda, Y., Kukita, Y. and Peng, Y., CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes, Proc. the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactor, 522-529 (1991).
 - [12] Kinoshita, I., Murase, M., Utanohara, Y., Minami, N. and Tomiyama, A., Numerical Simulation of Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 47 (10), 963-972 (2010).
 - [13] Murase, M., Tomiyama, A., Lucas, D., Kinoshita, I., Utanohara, Y. and Yanagi, C., Correlation for countercurrent flow limitation in a PWR hot leg, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 49 (4), 398-407 (2012).
 - [14] Wallis, G.B., One-dimensional Two-phase Flow, 332, McGraw-Hill, New York (1969).
 - [15] Murase, M., Utanohara, Y., Kinoshita, I., Yanagi, C., Takata, T., Yamaguchi, A. and Tomiyama, A., VOF Simulations of Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg, Journal of Computational Multiphase Flows, Vol. 4 (4), 375-385 (2012).
 - [16] Nicklin, D.J. and Davidson, J.F., The Onset of Instability in Two-Phase Slug Flow, Proc. Symp. Two-phase Flow, Paper No. 4, Institution of Mechanical Engineers, (1962).
-