

鉛直管と加圧器サージ管における気液対向流制限

Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes and a Pressurizer Surge Line

村瀬 道雄 (Michio Murase) *¹ 楠木 貴世志 (Takayoshi Kusunoki) *¹
西田 浩二 (Koji Nishida) *¹ 富山 明男 (Akio Tomiyama) *²

要約 本研究では、鉛直管における気液対向流制限 (CCFL) の従来データを整理して Wallis 型の相関式を導出した。無次元流速における代表長さ $w = D^{(1-\beta)} L^\beta$ (D は直径, L はラプラス長さ) は落下水流速の制限位置で異なり、シャープエッジ下端での CCFL-L では $\beta = 0$ ($w = D$)、シャープエッジ上端での CCFL-U では $\beta = 1$ ($w = L$)、管内での CCFL-P では $\beta \approx 0.5$ ($w \approx D^{0.5} L^{0.5}$) であることを明らかにした。また、従来データを用いて流体物性値の影響を評価し、液相粘性の影響が大きいことから Wallis 型の相関式の勾配 m と定数 C_j を気液粘性比 (μ_G/μ_L) の指数関数で表し、常温水～高温水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の 3 領域に区分し、 m と C_j に対する補正項として μ_G/μ_L の指数関数を導出した。さらに、シャープエッジ上端を有する加圧器サージ管での CCFL を評価し、 $\beta = 1$ ($w = L$) で勾配 $m = 0.94$ 、定数 $C_K = 1.24 \pm 0.1$ の Wallis 型の相関式を導出した。

キーワード 加圧器サージ管, 鉛直管, 気液対向流制限 (CCFL), CCFL 相関式, 代表長さ

Abstract In our serial studies, we derived Wallis type correlations for counter-current flow limitation (CCFL) in vertical pipes by using existing CCFL data. The characteristic length of $w = D^{(1-\beta)} L^\beta$ (where D and L respectively denote the diameter and the Laplace capillary length) in the dimensionless velocity was different depending on the limiting location, and our results indicated that CCFL-L at the sharp-edged lower end, CCFL-U at the sharp-edged upper end, and CCFL-P inside vertical pipes are respectively expressed by $\beta = 0$ ($w = D$), $\beta = 1$ ($w = L$), and $\beta \approx 0.5$ ($w \approx D^{0.5} L^{0.5}$). We also evaluated effects of fluid properties on CCFL in vertical pipes by using existing CCFL data. The most effective fluid properties is the liquid viscosity, and so we expressed the slope m and constant C_j in the Wallis type correlation with the viscosity ratio of gas and liquid (μ_G/μ_L). We classified three regions for effects of μ_G/μ_L on m and C_j and we obtained exponent functions of μ_G/μ_L for m and C_j in the case of the small μ_L (room-temperature to high-temperature water) for CCFL-L and CCFL-U except CCFL-P without high-temperature CCFL data. We evaluated CCFL characteristics in a pressurizer surge line with the sharp-edged upper end, and we derived a Wallis type correlation with $\beta = 1$ ($w = L$), the slope of $m = 0.94$, and the constant of $C_K = 1.24 \pm 0.1$.

Keywords pressurizer surge line, vertical pipe, counter-current flow limitation (CCFL), CCFL correlation, characteristic length

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が減少して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 のホットレグ、加圧器サージ管、SG 伝熱管を対象にして CCFL 相関式の信頼性向上と不確かさの定量化に取り組んできた。ホットレグ

*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

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、鉛直エルボ、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、鉛直管でCCFLが生じる。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⁽¹⁾。また、水平管の直径 D や長さ L および流体物性値がホットレグでのCCFLに及ぼす影響は明確にされていない。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⁽²⁾ および実機条件に対する三次元解析⁽³⁾ を行い、従来データ^{(4),(5)} 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⁽³⁾。

加圧器サージ管を対象にしたCCFL実験は極めて少ない^{(6)~(8)}。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システム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, $L/D = 63$)⁽⁹⁾ と鉛直管の上部を縮小模擬した空気・水実験 ($D = 30, 40, 60$ mm)⁽¹⁰⁾ を実施した。また、一次元計算モデルを整備し⁽¹¹⁾、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⁽¹²⁾、複数のエルボを含む微傾斜管に対するCCFL予測手法を整備した。

鉛直管での気液対向流実験は多く実施されている^{(13),(14)}。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⁽¹⁵⁾ と蒸気・水実験⁽¹⁶⁾ および短尺の逆U字管を用いて凝縮実験⁽¹⁷⁾ 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⁽¹⁸⁾ を含めてCCFL相関式と不確かさを導出した⁽¹⁷⁾。また、SG伝熱管の下部を模擬した実験^{(15),(16)} と加圧器サージ管の鉛直管を模擬した実験⁽¹⁰⁾ での測定値および従来データを用いてCCFL特性を整理し、落下水流量の制限位置が鉛直管の上端、下端、管内で無次元流速に用いる代表長さが異なることを明らかにした⁽¹⁹⁾。さらに、この結果⁽¹⁹⁾ とIlyukhinら⁽²⁰⁾ 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相関式を提案し不確かさを評価した⁽²¹⁾。しかし、大口径管の高温高压条件に対する信頼性は確認されていない。

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およびSG伝熱管の下端でのCCFLについて前報で報告した^{(22),(23)}。本報では、鉛直管でのCCFL^{(19),(21)} と加圧器サージ管でのCCFL^{(9),(10),(24)} について述べる。なお、実験^{(9),(10)} は、神戸大学との共同研究の一環として実施した。

2. CCFL 相関式

原子力プラントの過渡・事故解析では、例えば一次元二流体モデルで気相流量に対する落下水流量を計算できるが計算精度がよくないため、落下水流量の計算にはWallisによる次のCCFL相関式⁽¹³⁾ が広く使用されている。

$$H_G^{*1/2} + mH_L^{*1/2} = C_j \quad (j = K \text{ or } W) \quad (1)$$

$$H_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{gw(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (2)$$

H_k^* は無次元流速, g [m/s²] は重力加速度, J_k [m/s] は体積流束, w [m] は代表長さ, ρ [kg/m³] は密度であり、定数 C_j と勾配 m はCCFL測定値から決定される。Bankoffら⁽²⁵⁾ は代表長さ w を次式で表している。

$$w = D^{(1-\beta)} L^\beta, \quad 0 \leq \beta \leq 1 \quad (3)$$

$$L = [\sigma / \{g(\rho_L - \rho_G)\}]^{1/2} \quad (4)$$

D [m] は直径, L [m] はラプラス長さ, σ [N/m] は表面張力である。式(2)の代表長さ w により直径 D がCCFL特性に及ぼす影響が決まるため、CCFL相関式の導出では式(3)の β の選定が極めて重要である。

式(2)の無次元流速 H_k^* は、 $\beta = 0$ でWallisパラメータ J_k^* に、 $\beta = 1$ でKutateladzeパラメータ K_k^* になる。 J_k^* と K_k^* は無次元直径 D^* を用いて相互に変換できる。

$$J_k^* = K_k^* / D^{*1/2}, \quad D^* = D/L \quad (k = G \text{ or } L) \quad (5)$$

3. 縮小モデルでの空気・水実験

本章では、加圧器サージ管の約1/10の縮小モデルを用いた空気・水実験と加圧器サージ管の鉛直管を模擬した空気・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。

3.1. 実験装置

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⁽⁹⁾を図1に示す。流動状態を可視化するために、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。蒸気を常温空気で模擬して下部タンクに供給し、凝縮水を常温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を下部タンク内の水位上昇率で測定した。実験では、空気流量と給水流量の他に傾斜角 θ を変更した。図中の R はエルボの曲率である。

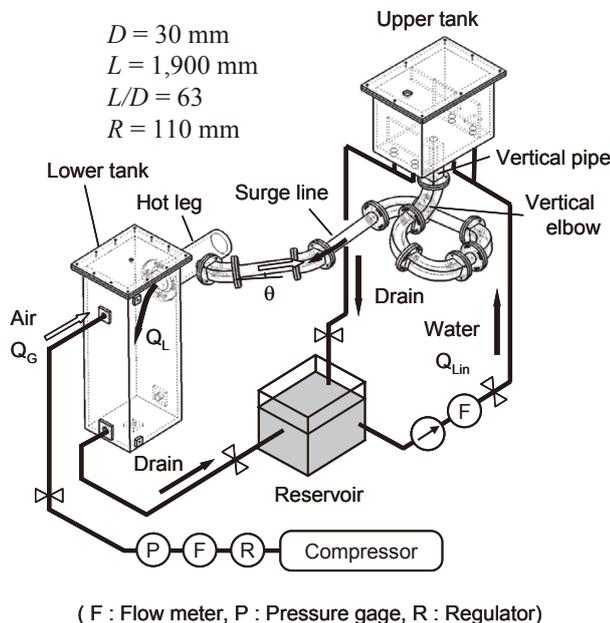


図1 加圧器サージ管1/10空気・水実験装置⁽⁹⁾

加圧器サージ管の鉛直管上端でのCCFL測定用の空気・水実験装置⁽¹⁰⁾を図2に示す。流動状態を可視化するために、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。常温空気を下部タンクに供給し、常温水を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を下部タンク内の水位上昇率で測定した。上部タンクには矩形タンクと円形タンクを使用し、上部タンクの水位は0.2 mにした。鉛直管の直径は $D = 30, 45, 60$ mmの3種類とし、上端は面取りのないシャープエッジであり、下端には $D/2$ の曲率を設けた。また、上部タンク水位の影響を測定するために、円筒の上部タンクを用いて、 $D = 30$ mm, 上部タンク水位0.1, 0.2, 0.3, 0.45, 0.6 mでCCFLを測定した。

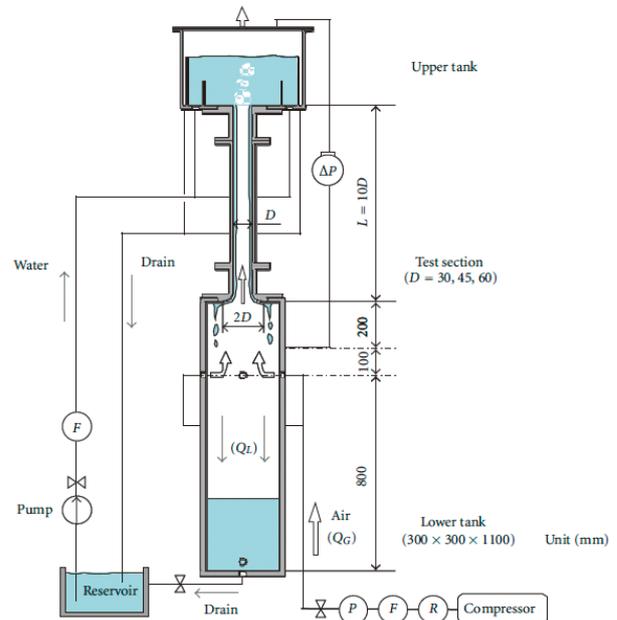


図2 鉛直管の上端CCFL空気・水実験装置⁽¹⁰⁾

3.2. 実験結果

加圧器サージ管1/10空気・水実験⁽⁹⁾でのCCFL特性を図3に、流動状態を図4に示す。

傾斜管での流動状況(図4)は、落下水流量の制限位置が鉛直管の上端の場合(CCFL-U)傾斜管での水深が浅くなり、傾斜管の場合(CCFL-S)傾斜管での水深が深くなり、傾斜管の気相流入部の場合(CCFL-L)流入部近傍から層状噴霧流になる。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-Sでは式(3)の代表長さが直径 D になり⁽¹¹⁾, CCFL-Uでは式(3)の代表長さがラプラス長さ L になる⁽¹⁰⁾。このため、 D が大きくなるほど図3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水流量の制限が生じる可能性が大きくなる。直径が約300 mmの実機条件では、

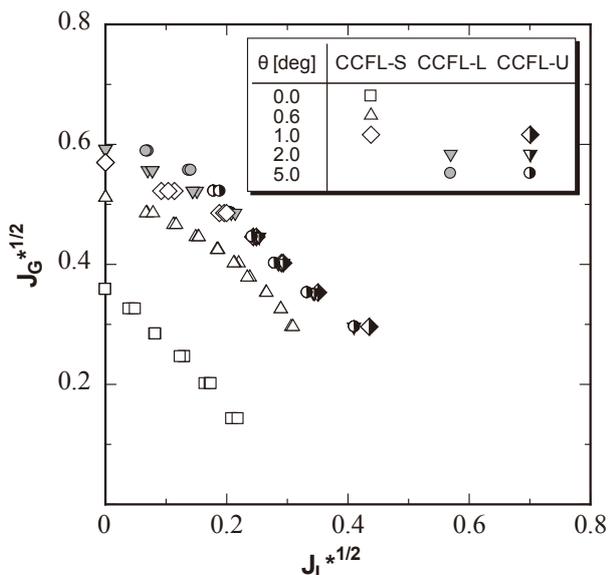


図3 加圧器サージ管1/10装置でのCCFL特性⁽⁹⁾

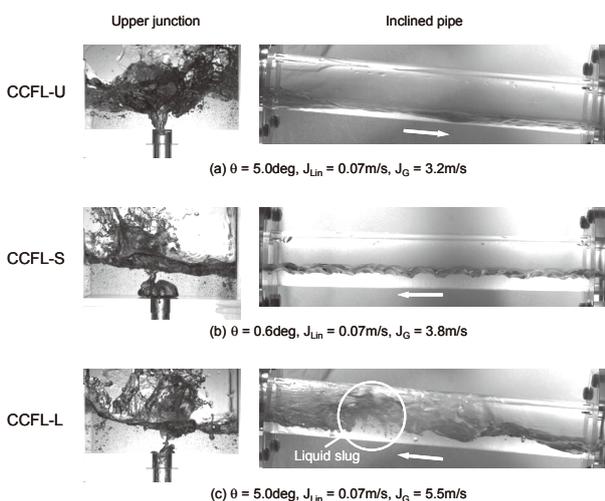


図4 加圧器サージ管1/10装置での流動状態⁽⁹⁾

CCFL-SとCCFL-Uを評価して落下水流速 J_L の値が小さい方を用いるが、鉛直管の上端でのCCFL-Uが制限条件になる⁽²⁴⁾。図2に示したシャープエッジ上端でのCCFL-Uの実験結果は4.2節で述べる。

図3に示したように、配管系統では落下水流量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、落下水流量が制限される位置により式(2)における代表長さ w 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を予測する際には代表長さ w を明らかにしておく必要がある。

4. 鉛直管におけるCCFL特性

鉛直管では、落下水流量が制限される位置がシャープエッジ下端でのCCFL-L、シャープエッジ上端でのCCFL-U、上下端がラウンドエッジの管内でのCCFL-Pで式(2)における代表長さ w が異なる。そこで、本章では落下水流量が制限される位置ごとにCCFL特性について述べる。また、直径 D と流体の物性値がCCFLに及ぼす影響について現状の知見を整理しておく。

4.1. シャープエッジ下端でのCCFL

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⁽¹⁵⁾と蒸気・水実験⁽¹⁶⁾および短尺の逆U字管を用いて凝縮実験⁽¹⁷⁾を行い、実寸のSG伝熱管で測定されたROSA-IV/LSTFデータ⁽¹⁸⁾を含めてCCFL-Lの相関式と不確かさを導出した⁽¹⁷⁾。

$$J_G^{*1/2} + 0.88J_L^{*1/2} = 0.76 \pm 0.05, \quad 5.6 \leq D^* \leq 19 \quad (6)$$

上式では、式(2)の代表長さ w は直径 D であり、式(1)の無次元流速 H_k^* はWallisパラメータ J_k^* になる。

式(6)とCCFL-Lデータとの比較を図5に示す。空気・水実験⁽¹⁵⁾での直径は20 mm、蒸気・水実験⁽¹⁶⁾での直径は14, 20, 27 mmである。SG伝熱管では蒸気・水(S-W)であるが、空気・水は測定範囲が広く測定精度がよいことから相関式(6)を導出す

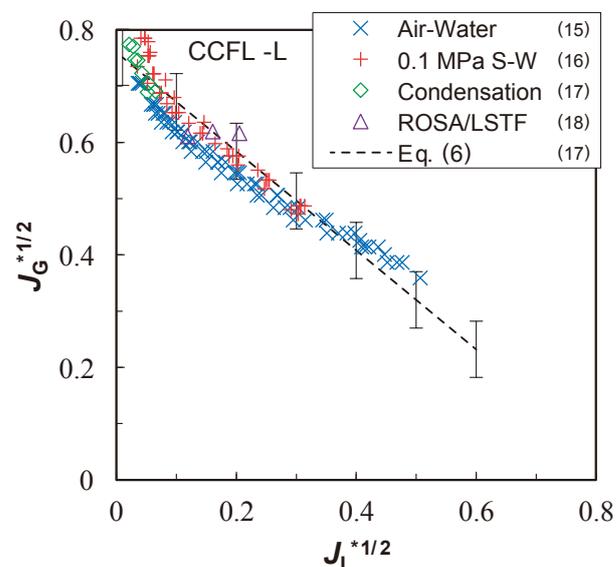


図5 シャープエッジ下端でのCCFL特性⁽¹⁷⁾

る対象データに含めた。短尺の逆U字管による凝縮実験⁽¹⁷⁾での直径は18.4 mmであり、凝縮実験では蒸気の凝縮水が流下するため測定範囲が狭い。実寸のSG伝熱管を用いたROSA-IV/LSTF実験⁽¹⁸⁾での直径は19.6 mm、圧力は1, 3, 7 MPaである。これらの測定値の多くは、式(6)のCCFL定数 $C_W = 0.76$ に対する不確かさ ± 0.05 の範囲にある。CCFL-Lの詳細については前報⁽²³⁾を参照されたい。

4.2. シャープエッジ上端でのCCFL

著者らは、加圧器サージ管の鉛直管を模擬した直径 $D = 30, 45, 60$ mmでの空気・水実験⁽¹⁰⁾を行い、Richterの報告⁽²⁶⁾による $D = 19 \sim 140$ mmでの空気・水実験データ⁽²⁷⁾を用いて、シャープエッジ上端に対するCCFL-Uの相関式と不確かさを導出した⁽²⁴⁾。

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = 1.5 \pm 0.1, 7.0 \leq D^* \leq 51 \quad (7)$$

上式では、式(2)の代表長さ w はラプラス長さ L であり、式(1)の無次元流速 H_k^* はKutateladzeパラメータ K_k^* になる。

式(7)とCCFL-Uデータとの比較を図6に示す。Richter⁽²⁶⁾はWallis and Makkenchery⁽²⁷⁾を引用してCCFLデータを図示しているが、Wallis and Makkenchery⁽²⁷⁾は鉛直管内で落下水流量がゼロになる K_G^* の測定値を示したものでCCFLデータは示しておらず、実験装置や実験条件の詳細は明確でない。直径は $D = 19, 25, 32, 38, 44, 51, 64, 76, 89, 100,$

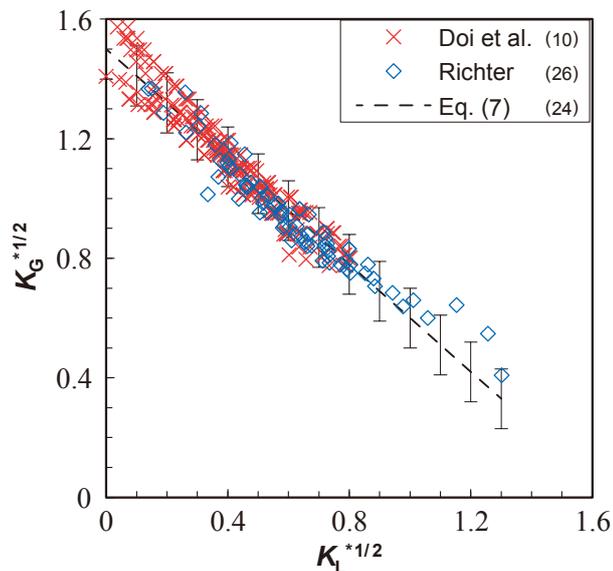


図6 シャープエッジ上端でのCCFL特性⁽²⁴⁾

140 mmである。 $D = 19 \sim 38$ mmと140 mmでは $D = 44 \sim 100$ mmより式(1)の定数 C_K と勾配 m が小さくなっている。Doiら⁽¹⁰⁾は3種類の上部タンクを使用し、矩形タンクと円形タンクでは $D = 30, 45, 60$ mmで測定し、円筒タンクでは $D = 30$ mmで水位を100, 200, 300, 450, 600 mmで測定している。矩形タンク、円形タンク、円筒タンクでCCFL特性に有意な差があるが相違は小さい。円筒タンクでは水位が高くなるほど式(1)の定数 C_K と勾配 m が大きくなっている。直径、上部タンク形状、および上部タンク水位の影響は小さいため、式(7)では定数 $C_K = 1.5$ の不確かさ ± 0.1 として扱った。本研究では蒸気・水系を対象としているが、図6は全て空気・水系での測定値である。

4.3. 管内でのCCFL

Doiら⁽¹⁰⁾は3種類の上部タンク（矩形、円形および円筒）を使用してシャープエッジ上端でのCCFLを測定したが、円形タンクの $D = 30, 45$ mmで管内上部でのフラッシングが生じた（ $D = 60$ mmでは発生せず）。これは、上端から落下した液塊が上昇空気の抗力で上昇して上部タンクに流入する現象であり、高 J_G で発生する。著者らは、Doiら⁽¹⁰⁾による $D = 30, 45$ mmでの管内CCFLと類似しているRichter報告⁽²⁶⁾による $D = 19, 38$ mmの高 J_G で管内CCFLが生じていると判断し、シャープエッジ上端形状での管内CCFL（CCFL-P/SE）の相関式を導出した⁽¹⁹⁾。

$$J_G^{*1/2} D^{*1/8} + 0.60 J_L^{*1/2} D^{*1/8} = 0.95 \pm 0.07, \quad 7.0 \leq D^* \leq 16.5 \quad (8)$$

上式では、式(2)の代表長さ w は $D^{0.5}L^{0.5}$ である。

式(8)とシャープエッジ上端形状での管内CCFLデータとの比較を図7に示す。実験と直径により勾配が異なり不確かさが ± 0.07 と比較的大きい。

著者らは、上端と下端がラウンドエッジの管内CCFLに関する従来データ⁽²⁸⁾⁻⁽³¹⁾を用いて、管内CCFL（CCFL-P）の相関式を導出した⁽¹⁹⁾。

$$J_G^{*1/2} D^{*1/8} + 0.90 J_L^{*1/2} D^{*1/8} = 1.2 \pm 0.07, \quad 6.6 \leq D^* \leq 18.6 \quad (9)$$

上式では、式(8)と同様に、式(2)の代表長さ w は $D^{0.5}L^{0.5}$ である。

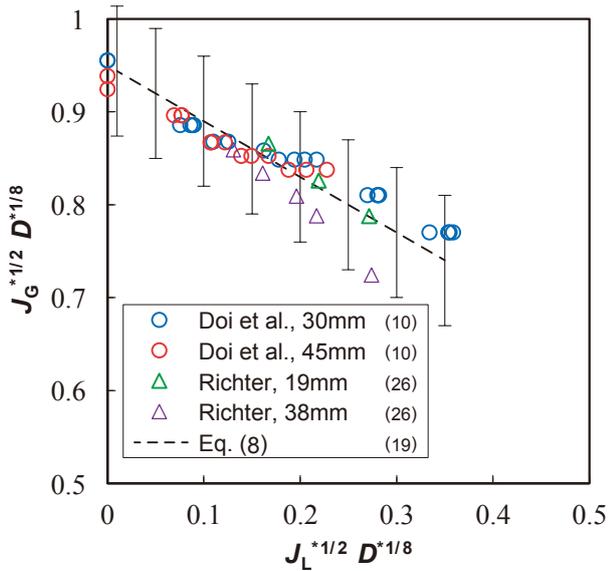


図7 シャープエッジ上端形状での管内CCFL⁽¹⁹⁾

式(9)と上下端がラウンドエッジでの管内CCFLデータ^{(28)~(31)}との比較を図8に示す. 測定値^{(28)~(31)}は全て空気・水系である. CCFL-Pでは図7に示したCCFL-P/SEより J_L が大きい.

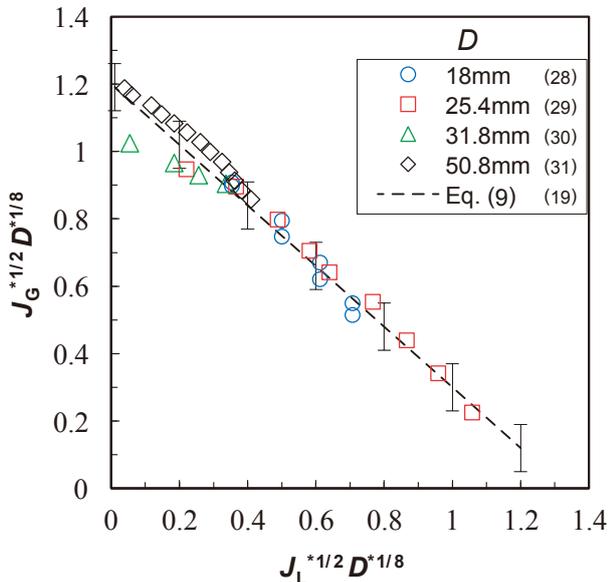


図8 上下端がラウンドエッジでの管内CCFL⁽¹⁹⁾

直径が大きくなると式(2)の代表長さ w は L になりCCFL定数が $C_K = 1.79$ になるとされている⁽²⁷⁾. 式(5)を用いて式(9)の J_k^* を K_k^* に変換し, 上限値 $C_K = 1.79$ を適用すると次式が得られる⁽¹⁹⁾.

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = \min[(1.2 \pm 0.07)D^{*1/8}, 1.79],$$

$$D^* \geq 6.6 \quad (10)$$

4.4. 鉛直管でのCCFLに対する直径の影響

鉛直管に対するCCFL相関式の定数を C_K に変換して図9に示す. ここでは, 式(6)のCCFL-L相関式, 式(7)のCCFL-U相関式, 式(9)と式(10)のCCFL-P相関式および式(8)のCCFL-P/SE相関式を比較している. CCFL-Uは, Kutateladzeパラメータ支配であるため, 直径によらず C_K は一定値をとる. その他の相関式では直径が大きくなるほど C_K が大きくなり, CCFL-Pでは一定値1.79に漸近する. C_K はCCFL-P, CCFL-U, CCFL-Lの順に大きく, この順に落下水流量が多くなる. しかし, 直径が大きくなるとCCFL-LとCCFL-Uの大小関係が逆転し, 上端で落下水流量が制限される. 上端がシャープエッジでの管内制限であるCCFL-P/SEは, 特定の条件で生じ, 直径が大きくなると発生していない.

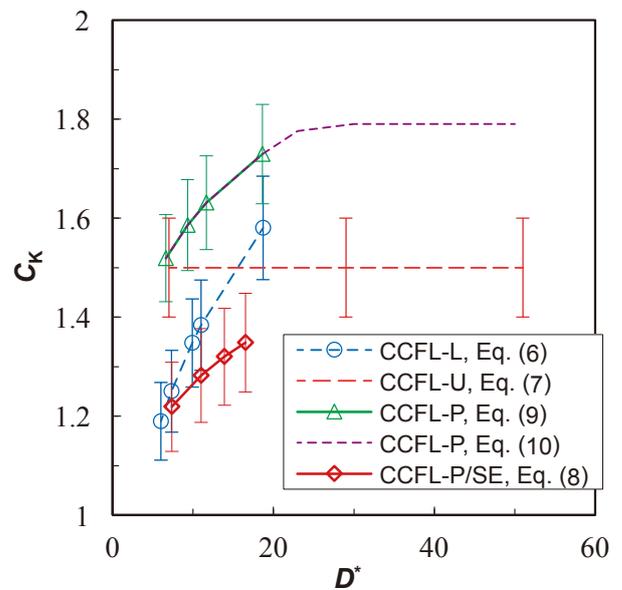


図9 鉛直管でのCCFLに対する直径の影響⁽¹⁹⁾

落下水の制限位置により鉛直管内での流動状態, 平均液膜厚さ(もしくは平均ボイド率)および圧力勾配が異なる. CCFL-Lでは, 液膜が厚く圧力勾配が大きくなる. 上端での落下水体積流束 J_{LU} と下端での落下水体積流束 J_{LL} との差($J_{LU} - J_{LL} > 0$)により下端で蓄水され, 環状の水塊が大きくなると上昇して上端から流出する⁽¹⁵⁾. これは上端と下端との落下水の差($J_{LU} - J_{LL}$)を輸送するメカニズムであり, J_{LL} を直接決定しているメカニズムは明らかでない. CCFL-Uでは, 液膜が薄く圧力勾配が小さいが, 落下水体積流束 J_{LU} が周期的に大きく変動するため鉛直方向に波状の液膜厚さ分布が存

在する。周期性の乱れが小さく変動が大きい場合に、管内で環状の水塊が形成され上昇して上端から流出するCCFL-P/SEが生じる⁽¹⁰⁾。落下水の一部が環状の水塊になって上昇・流出するため時間平均の J_L がCCFL-Uより小さくなる。Wallis and Makkenchery⁽²⁷⁾によれば、小口径管では液膜下端に環状の水塊が形成されるが、大口径管では水塊が形成されないとしている。液膜下端の下方は乾き面であることからCCFL-Pと状況は異なるが、直径が大きくなるとCCFL-P/SEが生じないことから、大口径管では環状の水塊が生じにくくなる（少なくとも周方向に分断される）と推察される。鈴木・植田⁽²⁸⁾によれば、CCFL-P ($D = 18$ mm)においても環状の水塊の形成と上昇が観察されており、水塊は中央より下端に近い位置で形成される場合が多いとしている。したがって、小口径管ではCCFL-LとCCFL-Pとで管内での流動状態が類似していると推察される。

4.5. 鉛直管CCFLに対する物性値の影響

鉛直管でのフラッディング開始に対する流体物性値の影響に関する研究は多いが、フラッディング状態での J_G と J_L の関係を示すCCFLに対する流体物性値の影響に関する研究は少ない。

Wallis⁽¹³⁾は、上端と下端がラウンドエッジの鉛直管 ($D = 19$ mm) で空気とグリセリン水溶液を用いた実験を行い、取得したCCFL-Pデータの一部に対して式(11)で定義される液相の逆粘性数 N_L （浮力と粘性力の比）を用いた相関式を示している。

$$N_L = [\rho_L(\rho_L - \rho_G)gD^3]^{1/2} / \mu_L \quad (11)$$

しかし、 N_L に含まれている直径 D の妥当性は確認されていない。

Ilyukhinら⁽²⁰⁾は、上端と下端がシャープエッジの鉛直管 ($D = 20$ mm) で高温高圧 ($P = 0.6 \sim 4.1$ MPa) の蒸気と水を用いた実験を行い、取得したCCFLデータをWallis型の相関式で表し、定数を気液密度比の指数関数 $(\rho_G/\rho_L)^{0.05}$ で補正している。しかし、CCFLデータが多い大気圧下での空気・水系の空気密度は約0.2 MPaの蒸気密度に相当し、 ρ_G/ρ_L は空気・水系に適用できない。

Zapke and Kröger⁽³²⁾は、下端がシャープエッジの鉛直管 ($D = 30$ mm) で空気とメタノール水溶液を用いた実験を行い、取得したCCFLデータを

Wallis型の相関式で表し、定数を式(12)で定義される液相オーネソルゲ数 Oh_L の指数関数 $Oh_L^{-0.05}$ で補正している。

$$Oh_L = \mu_L / (\sigma \rho_L D)^{1/2} \quad (12)$$

式(11)と同様に、 Oh_L に含まれている直径 D の妥当性は確認されていない。

著者らは、下端がシャープエッジの鉛直管を用いて、 $D = 20$ mmでの空気・水実験⁽¹⁵⁾と空気・グリセリン水溶液実験⁽¹⁶⁾および $D = 14, 20, 27$ mmでの蒸気・水実験⁽¹⁶⁾を行ない、補正項に気液粘性比 μ_G/μ_L の指数関数を用いたCCFL-L相関式を導出した⁽¹⁶⁾。このCCFL-L相関式の導出⁽¹⁶⁾では、従来研究で使用された流体物性値に関する各種の無次元量について検討して μ_G/μ_L を選択した。

式(2)～(4)に含まれていない液相粘性 μ_L は落下水流量に影響する⁽¹³⁾、空気と蒸気で気相粘性 μ_G の変化は小さいことから、著者ら⁽²¹⁾は流体物性値の補正項に μ_G/μ_L を使用し、鉛直管CCFLに対するWallis型の相関式を導出した。直径 D の影響は落下水流量の制限位置によりCCFL-L, CCFL-U, CCFL-Pで異なるため、 $D = 18 \sim 20$ mmの範囲に限定して気液粘性比 μ_G/μ_L が式(1)の勾配 m と定数 C_W に及ぼす影響について検討した。 μ_G/μ_L と C_W および m との関係を図10に示す。常温常圧の空気・水を境界にして μ_G/μ_L の影響が大きい領域と小さい領域に区分できる。空気・グリセリン水溶液では、 μ_G/μ_L の C_W への影響が中程度の低濃度領域と m への影響が大きい高濃度領域に区分できる。つまり、水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の3領域に区分できる。この結果より、特定領域でのCCFLデータを用いて異なる領域に外挿評価できないことが明らかである。

図10に示す定数 C_W と勾配 m を水、低濃度グリセリン水溶液、高濃度グリセリン水溶液の3領域ごとに最小二乗法を用いて μ_G/μ_L の指数関数を求めた。求めた μ_G/μ_L の指数関数を用いてCCFLデータを整理した。 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-Lを図11に、CCFL-Uを図12に、CCFL-Pを図13に示す。図11のCCFL-Lと図12のCCFL-Uは常温水から高温水の領域を示し、図13のCCFL-Pは低濃度グリセリン水溶液の領域を示す。図11～13に示すCCFLデータに対して最小二乗法を用いてWallis型の相関式(1)の勾配 m と定数 C_j を求めた⁽²¹⁾。

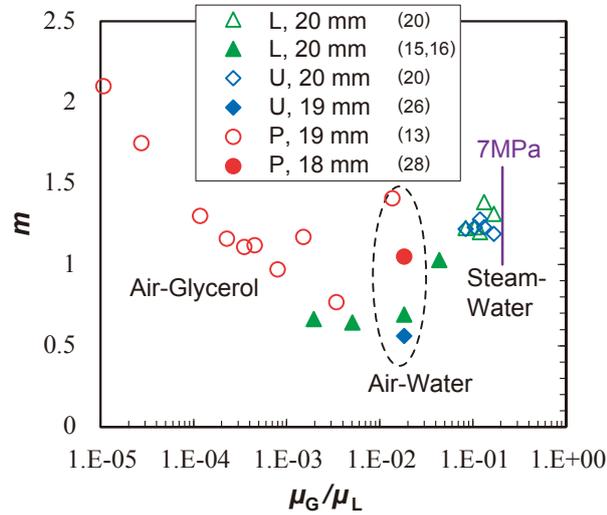
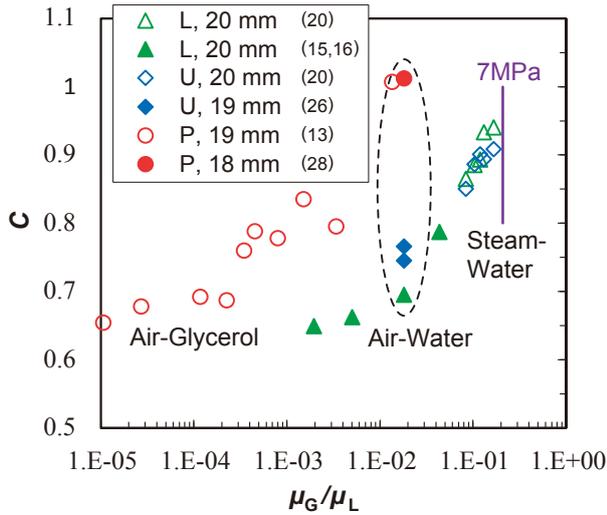


図10 μ_G/μ_L が定数 C_w と勾配 m に及ぼす影響⁽²¹⁾
(L: CCFL-L, U: CCFL-U, P: CCFL-P)

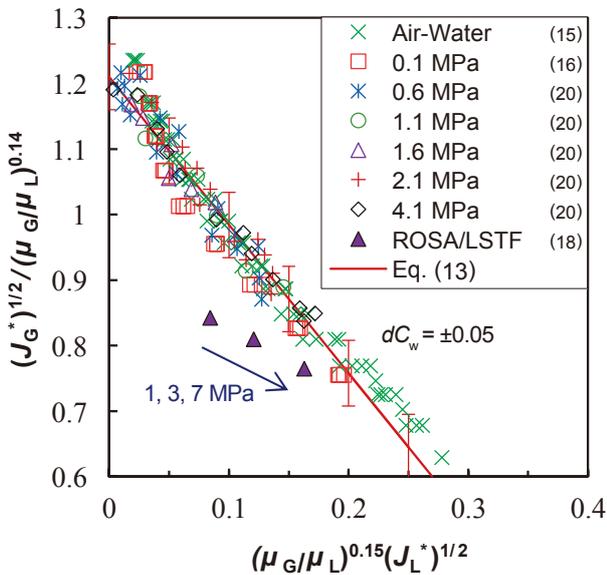


図11 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-L⁽²¹⁾

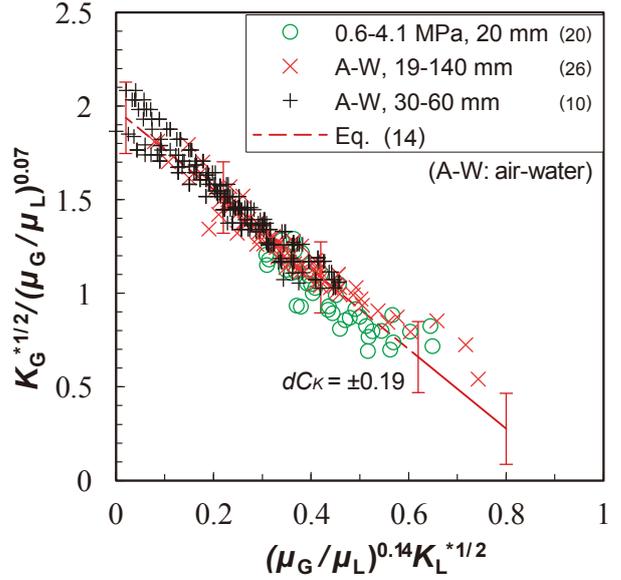


図12 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-U⁽²¹⁾
(A-W: air-water)

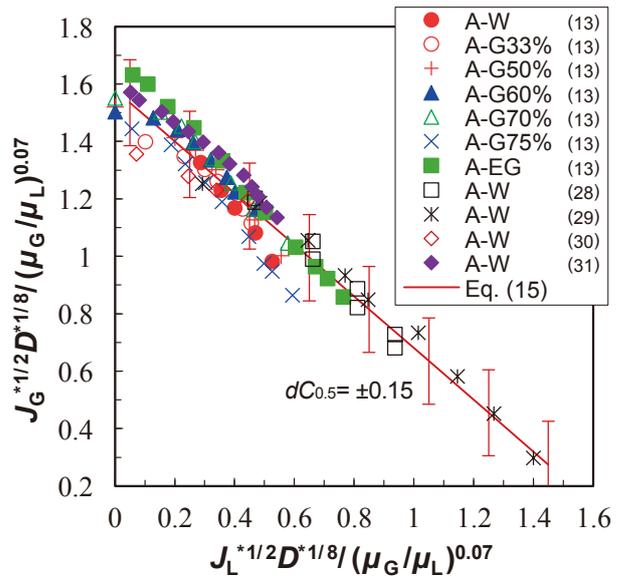


図13 μ_G/μ_L の指数関数で補正したCCFL-P⁽²¹⁾
(A: air, EG: ethylene glycol, G: glycerol, W: water)

$$J_G^{*1/2} + 2.26(\mu_G/\mu_L)^{0.29} J_L^{*1/2} = (1.2 \pm 0.05) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.14} \quad (\text{CCFL-L}) \quad (13)$$

$$K_G^{*1/2} + 2.13(\mu_G/\mu_L)^{0.21} K_L^{*1/2} = (1.98 \pm 0.19) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.07} \quad (\text{CCFL-U}) \quad (14)$$

$$J_G^{*1/2} + 0.90 J_L^{*1/2} = (1.58 \pm 0.15) \cdot (\mu_G/\mu_L)^{0.07} / D^{*1/8} \quad (\text{CCFL-P}) \quad (15)$$

表1 勾配 m と定数 C_j に対する液相粘性の影響⁽²¹⁾

Liquid	Water	Low concentration glycerol	High concentration glycerol
CCFL-L ($\beta = 0$) $5.6 \leq D^* \leq 19$	$m = 2.26 (\mu_G/\mu_L)^{0.29}$ $C_W = (1.2 \pm 0.05) (\mu_G/\mu_L)^{0.14}$	$m = 0.74 (\mu_G/\mu_L)^{0.02}$ $C_W = 0.78 (\mu_G/\mu_L)^{0.03}$	N/A
CCFL-U ($\beta = 1$) $7 \leq D^* \leq 51$	$m = 2.13 (\mu_G/\mu_L)^{0.21}$ $C_K = (1.98 \pm 0.19) (\mu_G/\mu_L)^{0.07}$	N/A	N/A
CCFL-P ($\beta \approx 0.5$) $6.6 \leq D^* \leq 38$	N/A	$m = 0.90$ $C_{0.5} = (1.58 \pm 0.15) (\mu_G/\mu_L)^{0.07}$	$m = 0.11 (\mu_G/\mu_L)^{-0.27}$ $C_{0.5} = 0.87$

式(13)～(15)は μ_L を変更したCCFLデータがある代表的な領域に対して導出したものである。他の領域を含むCCFL相関式の勾配 m と定数 C_j に対する μ_L の影響を表1に示す。各領域の境界は隣接領域との m もしくは C_j の交点から求まる。CCFL-Pに対する蒸気・水データは見当たらない。

図11に示したCCFL-Lでは、Ilyukhinら⁽²⁰⁾とYonomotoら⁽¹⁸⁾とで測定値の相違が大きく、式(13)はROSA-IV/LSTFデータ⁽¹⁸⁾との一致が悪い。相違の原因は明らかでないが、実験装置と測定方法の相違によると思われる。したがって、SG伝熱管のCCFL評価にはKusunokiら⁽¹⁷⁾による式(6)の使用を推奨し、一般的なシャープエッジ下端でのCCFL評価には式(13)の使用を推奨する。異なる実験で測定値の相違が大きい場合があり、評価対象に応じて適切な相関式を選定する必要がある。

図12に示したCCFL-Uに関する著者らの目的は直径約300 mmの加圧器サージ管への適用であるが、 μ_L の影響は直径20 mmでの測定値に基づいており、式(14)の大口徑への適用性は明らかでない。

図13に示したCCFL-Pと式(15)は低濃度グリセリン水溶液の領域に対するものであり、式(15)を高温高压の蒸気・水系に外挿使用することはできない。表1のCCFL-Lで C_W と m に対する μ_G/μ_L の指数が変化すると同様に、蒸気・水系では μ_G/μ_L の指数が式(15)と異なる可能性が大きく、蒸気・水実験による確認が必要である。

5. 加圧器サージ管でのCCFL

Takeuchiら⁽⁶⁾は、AP600の加圧器サージ管を対象として傾斜管、鉛直管、鉛直エルボでのCCFLを評価し、傾斜角が1度以上では鉛直管で落下水流量が制限されると結論付けた。また、AP600の縮小模擬実験装置APEXを用いた中小破断冷却材喪失事故(LOCA)模擬実験において、加圧器逃し弁ノズルの圧力損失から蒸気流量を測定し、加圧器

内の水位変化から落下水流量を求めてCCFLを評価した。彼らは、このAPEXデータを大口徑の管内CCFLに対する定数 $C_K = 1.79$ と比較し、APEXデータは $C_K = 1.5$ に近いと評価⁽⁶⁾したが、CCFL相関式を提案していない。そこで、著者ら⁽²⁴⁾は、微傾斜管でのCCFLと鉛直管のシャープエッジ上端でのCCFLを比較し、加圧器サージ管に対するCCFL相関式を導出した。

著者らが使用している過渡・事故解析コードRELAP5では式(1)～(4)で定義されるCCFL相関式が使用されており、RELAP5/MOD3.2では式(3)の β 、および式(1)の m と C_j を入力する。したがって、RELAP5/MOD3.2で使用するCCFL相関式では流体物性値の影響は定数 C_j の不確かさ $\pm dC_j$ に含め、感度解析や統計解析により不確かさの影響を評価している⁽³³⁾。

5.1. 鉛直管上端でのCCFL

著者ら⁽²⁴⁾は鉛直管のシャープエッジ上端に対するCCFLの従来データを用いてCCFL相関式を導出した。

$$K_G^{*1/2} + 0.90K_L^{*1/2} = 1.4 \pm 0.2 \quad (16)$$

式(16)と従来データとの比較を図14に示す。図中の“0.1 MPa”は空気・水系であり、Doiら⁽¹⁰⁾とRichter⁽²⁶⁾は図6に示した測定値と同じである。“1R”は $D = 300$ mmに対する環状流モデルでの一領域計算の結果であり、一般的には落下水流量が小さくなる空気・水条件で計算した。環状流モデル計算に使用した気液界面摩擦の相関式は直径140 mmまでの空気・水実験データ⁽²⁶⁾から導出されており、大口徑に適用すると落下水流量が低下し、高温高压の蒸気・水系に適用すると勾配 m が非合理的に大きくなる⁽²⁴⁾。Ilyukhinら⁽³⁴⁾は、 $D = 20, 30$ mmでの蒸気・水データである。“1～8 MPa”⁽³⁴⁾は本文での記述を参照して“0.3～1.6 MPa”の平均値の1.1倍を表示

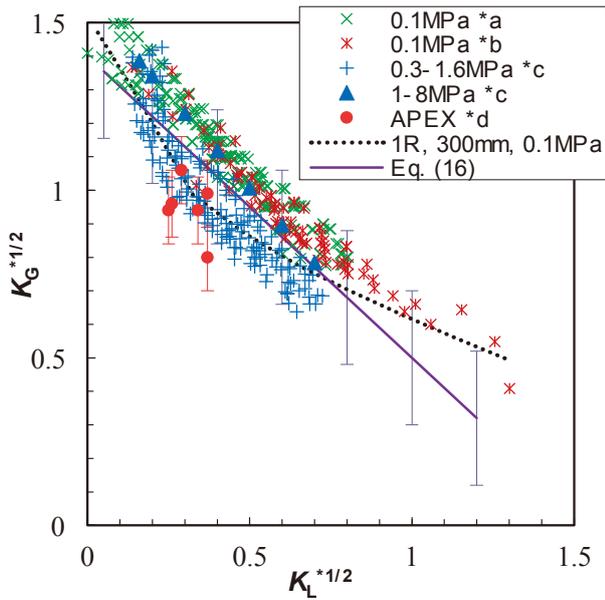


図14 鉛直管上端CCFLの相関式と不確かさ⁽²⁴⁾
 (*a Doi et al.⁽¹⁰⁾, *b Richter⁽²⁶⁾,
 *c Ilyukhin et al.⁽³⁴⁾, *d Takeuchi et al.⁽⁶⁾)

した。APEX⁽⁶⁾はAP600の縮小模擬実験装置であり、加圧器サージ管の直径は89 mmであり、CCFLは中小破断LOCA模擬実験で取得された測定値である。CCFL測定では実験装置や実験方法の影響が大きいため、使用する情報量が多くなると不確かさが大きくなる。

5.2. 落下水流量の制限位置

加圧器サージ管の微傾斜管と鉛直管上端でのCCFL特性の比較を図15に示す。微傾斜管の仕様は、

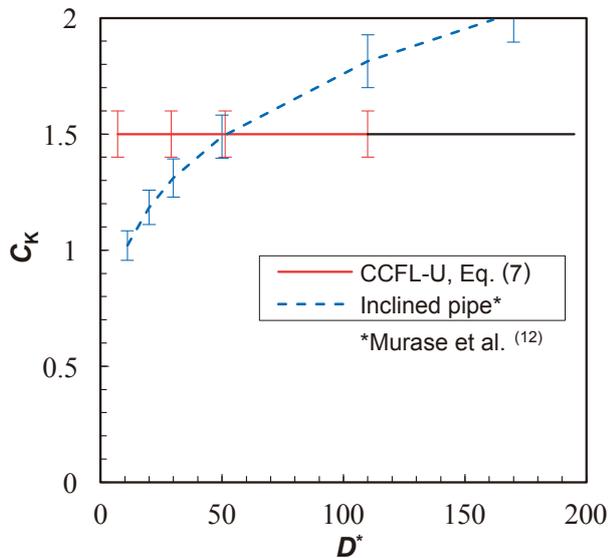


図15 加圧器サージ管の微傾斜管と鉛直管上端でのCCFLの比較⁽²⁴⁾

図1に示した実験装置の加圧器サージ管の仕様を10倍した実機条件である。微傾斜管に対するCCFL相関式は、一次元計算と三次元解析によって求めた実機条件に対するCCFL特性から求めた^{(12),(22)}。微傾斜管に対する無次元流速の代表長さは $w = D$ であり、式(5)を用いて $C_w = 0.56 \pm 0.035$ を C_K に変換($C_K = (0.56 \pm 0.035) D^{*1/4}$)して図示した。鉛直管の上端に対するCCFL相関式は式(7)である。直径 $D = 300$ mmでは、0.1~7 MPaでの無次元直径は $D^* = 110 \sim 190$ になる。 $D^* = 110 \sim 190$ の範囲では、微傾斜管より鉛直管上端で定数 C_K が小さく、鉛直管の上端で落下水流量が制限される。

5.3. 加圧器サージ管のCCFL

式(16)と加圧器サージ管の縮小モデル実験によるCCFL測定値との比較を図16に示す。Futatsugiら⁽⁹⁾による実験は1/10縮小モデル(直径30 mm)での空気・水系であり、図3に示したCCFL-UをKutateladzeパラメータ K_k^* に変換してプロットした。直径89 mmでの蒸気・水実験であるAPEXデータ⁽⁶⁾と30 mmでの空気・水データ⁽⁹⁾とは一つの直線上にある。これらの縮小モデル実験によるCCFL測定値から相関式を求めると次式で表せる⁽²⁴⁾。

$$K_G^{*1/2} + 0.94K_L^{*1/2} = 1.24 \pm 0.1 \quad (17)$$

鉛直管の上端に対する相関式(16)と加圧器サージ管の縮小モデルに対する相関式(17)には明確な相違が

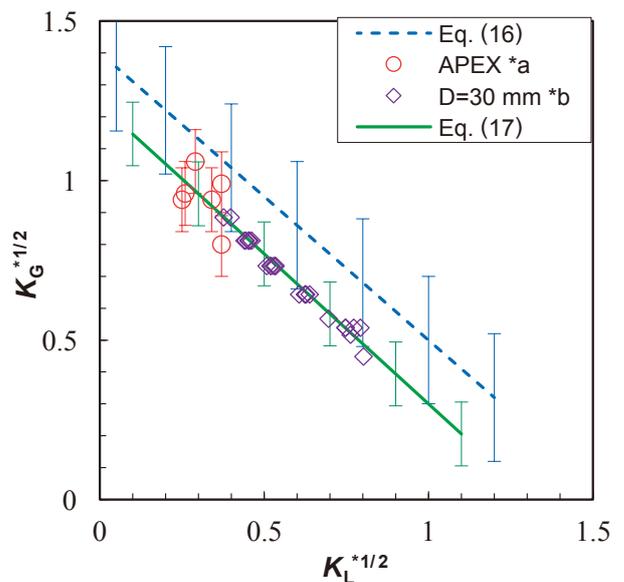


図16 加圧器サージ管のCCFL特性⁽²⁴⁾
 (*a: Takeuchi et al.⁽⁶⁾, b: Futatsugi et al.⁽⁹⁾)

あり、縮小モデルでは鉛直管上端より落下水流量が小さくなっているが、この原因は明確でない。

式(17)ではCCFL定数の不確かさが約8% (= 0.1/1.24) であり、微傾斜管に対する不確かさ約6% ($C_K = (0.56 \pm 0.035) D^{*1/4}$)⁽¹²⁾ より少し大きい。実験装置の相違がCCFL特性に及ぼす影響は比較的大きく、実験装置と実験方法によって異なるが、一定値以上の直径（鉛直管の上端と加圧器サージ管の縮小モデルでは30 mm以上）では、直径と流体物性値がCCFL特性に及ぼす影響は比較的小さいと判断している。したがって、式(17)を加圧器サージ管の実機条件に適用できると判断している。

6. 考察

6.1. 鉛直管でのCCFL

前報⁽²²⁾ で述べたように、ホットレグの水平管や加圧器サージ管の微傾斜管に対しては層状流モデルによる一次元計算でCCFLを精度よく予測できる。しかし、鉛直管でのCCFL予測については、三次元解析、環状流モデルによる一領域計算とともに定量評価できる状況に至っていない⁽²³⁾。このため、鉛直管でのCCFLは、本報で述べたように実験データに基づく相関式に依存しているが、実験装置や測定方法による測定値の相違が大きく不確かさが大きい。図9に示したように、落下水流量の制限位置により式(2)における代表長さ w が異なり、直径の影響が異なることに留意する必要がある。また、鉛直管の上端でのCCFL-Uについては、図9から明らかのように無次元直径 D^* が小さくなると管内でのCCFL-Pで落下水流量が制限されることになるが、異なる実験での測定値の相違が大きく D^* が小さい範囲でのCCFL特性は明確になっておらず、今後の検討課題である。

6.2. 加圧器サージ管でのCCFL

加圧器サージ管では、図15に示したように、鉛直管の上端で落下水流量が制限される。しかし、図16に示したように、加圧器サージ管の縮小モデルを用いた実験によるCCFLデータではCCFL-Uより落下水流量が小さくなっており、この原因は明らかでない。西安交通大学で行われたAP1000の加圧器サージ管の縮小モデル ($D = 90$ mm) を用いた実

験結果によると、空気・水データ⁽⁸⁾ は式(17)と式(16)の間になっており、大気圧下での蒸気・水データ⁽³⁵⁾ は式(17)の下限值に近い。これらの西安交通大学での測定値^{(8),(35)} を含めて導出される相関式は式(17)と顕著な相違はないが、式(17)より不確かさが大きくなる。Yuら⁽³⁵⁾ は、気液密度比の変化により蒸気・水系での落下水流量⁽³⁵⁾ が空気・水系での落下水流量⁽⁸⁾ より少なくなったと推定している。一方、鉛直管におけるCCFLでは、表1に示したように、水温の上昇に伴って液相粘性が小さくなり定数 C が大きくなる（落下水流量が増加する）。このような実験データ相互の不整合が散見されるため、従来データやCCFL相関式の使用に際しては工学的な判断や選択が必要である。

7. まとめ

本報では、鉛直管でのCCFL^{(9),(21)} と加圧器サージ管でのCCFL^{(9),(10),(24)} 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。

鉛直管では、上端と下端の形状によりシャープエッジ下端でのCCFL-L、シャープエッジ上端でのCCFL-U、両端がラウンドエッジの管内でのCCFL-Pに分類される。Wallis型の相関式に用いる無次元流速における代表長さ $w = D^\beta L^{(1-\beta)}$ (D は直径、 L はラプラス長さ)において、CCFL-Lでは $\beta = 0$ （無次元流速はWallisパラメータになる）、CCFL-Uでは $\beta = 1$ （無次元流速はKutateladzeパラメータになる）、CCFL-Pでは $\beta \approx 0.5$ になる。流体物性値では液相粘性の影響が大きく、水温が高くなると液相粘性が小さくなりWallis型の相関式の定数 C と勾配 m が大きくなる。

加圧器サージ管では、鉛直管の上端で落下水流量が制限される（CCFL-U）。加圧器サージ管の縮小モデルを用いた実験によるCCFLデータからWallis型の相関式 ($\beta = 1$, $C_K = 1.24 \pm 0.1$, $m = 0.94$) を導出した。しかし、この相関式ではCCFL-U ($\beta = 1$, $C_K = 1.4 \pm 0.2$, $m = 0.90$) より C_K が小さくなっており、その原因は明らかでない。最近公開された西安交通大学におけるAP1000の加圧器サージ管の縮小モデル実験データを含めると C_K の不確かさが ± 0.1 より大きくなる。

文 献

- (1) Al Issa, S. and Macian, R., "A review of CCFL phenomena," *Annals Nucl. Energy*, Vol. 38, pp. 1795-1819 (2011).
- (2) 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 Tests for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg," *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 47, No. 2, pp. 142-148 (2010).
- (3) 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).
- (4) 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).
- (5) 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).
- (6) 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).
- (7) 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).
- (8) Yu, J., Zhang, D., Shi, L., Wang, Z., Yan, S., Dong, B., Tian, W., Su, G. and Qiu, S., "Experimental Investigation of Air-Water CCFL in the Pressurizer Surge Line of AP1000," *Nuclear Technology*, Vol. 196, pp. 614-640 (2016).
- (9) Futatsugi, T., Yanagi, C., Murase, M., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Counter-current Air-Water Flow in a Scale-Down Model of a Pressurizer Surge Line," *Sci. Technol. Nucl. Installations*, Vol. 2012, Article ID 174838 (2012).
- (10) Doi, T., Futatsugi, T., Murase, M., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., "Counter-current 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).
- (11) 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).
- (12) 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).
- (13) Wallis, G. B., *One-Dimensional Two-Phase Flow*, McGraw Hill, New York, pp. 336-345 (1969).
- (14) 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).
- (15) 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).
- (16) 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).
- (17) Kusunoki, T., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, 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).
- (18) 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).
- (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) 村瀬道雄, 木下郁男, 歌野原陽一, 楠木貴世志, 富山明男, 水平に近い円管における気液対向流制限, *J. Institute of Nuclear Safety System*, Vol. 24, pp. 188-200 (2017).
- (23) 楠木貴世志, 村瀬道雄, 富山明男, 蒸気発生器の伝熱管下端における気液対向流制限に関する研究のレビュー, *J. Institute of Nuclear Safety System*, Vol. 24, pp. 211-220 (2017).
- (24) Yamamoto, Y., Murase, M. and Tomiyama, A., “Countercurrent flow limitation in a pressurizer surge line,” *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 326, pp. 175-182 (2018).
- (25) Bankoff, S. G., Tankin, R. S., Yuen, M. C. and Hsieh, C. L., “Countercurrent Flow of Air/Water and Steam/Water through a Horizontal Perforated Plate,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 24, No. 8, pp. 1381-1395 (1981).
- (26) Richter, H. J., “Flooding in Tubes and Annuli,” *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 7, No. 6, pp. 647-658 (1981).
- (27) Wallis, G. B. and Makkenchery, S., “The Hanging Film Phenomenon in Vertical Annular Two-Phase Flow,” *J. Fluids Eng.*, Vol. 96, No. 3, pp. 297-298 (1974).
- (28) 鈴木新一, 植田辰洋, 対向気液二相流における液膜挙動とフラッディング (第1報, 円管内流の場合), *日本機械学会論文集 (第2部)*, Vol. 44, No. 377, pp. 164-173 (1978).
- (29) Nichlin, D. J. and Davidson, J. F., “The Onset of Instability in Two-Phase Slug Flow,” *Proc. Symp. Two-Phase Fluid*, No. 4, Inst. Mechanical Engineers, London (1962).
- (30) Clift, R., Pritchard, C. L. and Nedderman, R. M., “The Effect of Viscosity on the Flooding Conditions Wetted Wall Columns,” *Chem. Eng. Sci.*, Vol. 21, pp. 87-95 (1966).
- (31) Dukler, A. E. and Smith, L., “Two-Phase Interactions in Counter Current Flow: Studies of the Flooding Mechanism,” NUREG/CR-0619, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C. (1979).
- (32) Zapke, A. and Kröger, D. G., “The Influence of Fluid Properties and Inlet Geometry on Flooding in Vertical and Inclined Tubes,” *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 22, pp. 461-472 (1996).
- (33) Yamada, M., Kinoshita, I., Torige, T., Murase, M., Yoshida, Y. and Nakamura, H., “Application of the Statistical Safety Evaluation Method to Reflux Cooling in the Loss-of-RHR Event During Mid-Loop Operation,” *Nuclear Technology*, Vol. 200, pp. 125-143 (2017).
- (34) Ilyukhin, Yu. N., Svetlov, S. V., Alekseev, S. B., Kukhtevich, V. O. and Sidorov, V. G., “The hydrodynamic characteristics of the process of “flooding” under conditions of countercurrent flow of steam and water in vertical tubes,” *High Temperature*, Vol. 37, No. 3, pp. 463-469 (1999).
- (35) Yu, J., Zhang, D., Shi, L., Wang, Z., Tian, W., Su, G. and Qiu, S., “Experimental research on the characteristics of steam-water countercurrent flow in the Pressurizer Surge Line assembly,” *Experimental Thermal Fluid Sci.*, Vol. 96, pp. 180-191 (2018).