

# 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

A Review of the Study on Counter-Current Flow Limitation  
at the Lower End of Heat Transfer Tubes in a Steam Generator

楠木 貴世志 (Takayoshi Kusunoki) \*<sup>1</sup>      村瀬 道雄 (Michio Murase) \*<sup>1</sup>  
富山 明男 (Akio Tomiyama) \*<sup>2</sup>

**要約** 本論文は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である。加圧水型原子炉 (PWR: Pressurized Water Reactor) の事故時には、炉心冷却手段の一つとして蒸気発生器 (SG: Steam Generator) によるリフラックス冷却が期待されている。しかしながら、リフラックス冷却時には、伝熱管の上昇側やホットレグにおいて炉心で発生した蒸気と凝縮水が対向して流れることから、気液対向流制限 (CCFL: Counter-Current Flow Limitation) が生じる可能性がある。これまで鉛直管のCCFL特性に関して、多くの実験が行われており、Wallisパラメータを用いた実験相関式が提案されている。ただし、これまでの研究では、気液対向流挙動に対する鉛直管の形状や流体物性値の影響に関して十分な検討は行われておらず、既存のCCFL相関式の実機伝熱管への適用性は明確でない。そこで本研究では、PWRプラントのSGの伝熱管上昇側の下端に対するCCFL相関式の信頼性を向上させ、その不確かさを小さくするため、0.1 ~ 7 MPaの範囲に適用できる伝熱管下端におけるCCFL相関式とその不確かさを導出した。さらに、統計解析で使用されているRELAP5/MOD3コードでは、Wallis型のCCFL相関式 ( $J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$ ) が用いられているため、それらのデータを用いてWallis型のCCFL相関式を導出した。

**キーワード** 蒸気発生器, 伝熱管, 気液対向流制限, CCFL実験

**Abstract** This paper reviews the study on counter-current flow limitation (CCFL) at the lower end of heat transfer tubes in a steam generator (SG). Reflux cooling by a SG is expected to be one of the core cooling means when an accident occurs in a pressurized water reactor (PWR). However, in the reflux condensation, steam and condensed water form counter-current flows, and CCFL can occur in the upflow side of the heat transfer tubes or in the hot leg. Many CCFL experiments in vertical pipes have been conducted and CCFL correlations have been derived using Wallis parameters. However, the previous studies evaluating the shape of the vertical pipe and the effects of the fluid properties on CCFL characteristics were limited, and their applicability to the actual conditions is not clear. Therefore, in this study, in order to improve reliability of the CCFL correlations for the lower end of the heat transfer tubes in a SG and reduce their uncertainty, we derived the CCFL correlation that can be applied to actual pressures in the range of 0.1 to 7 MPa and we also derived its uncertainty. In addition, we derived the Wallis type CCFL correlation ( $J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$ ) using these data, because the Wallis type CCFL correlation was used in the RELAP5/MOD 3 code.

**Keywords** steam generator, heat transfer tube, counter-current flow limitation, CCFL experiment

## 1. はじめに

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) の伝熱管 (以下、「逆U字管」という) 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、逆U字管 (直径19.6 mm, 高さ約10 m) の上昇側やホットレ

\*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

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。逆U字管の上昇側で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<sup>(1)</sup>。山田ら<sup>(2)</sup>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コード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、逆U字管上昇側の下端 (シャープエッジ) に対するWallis型のCCFL相関式 ( $J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$ ) の不確かさがPCTに大きく影響することを示した。ここで、 $J_G^*$ 、 $J_L^*$ はそれぞれ気相、液相の無次元体積流束、 $m$ 、 $C$ は流体の種類及び流路形状などに依存する定数である。

これまでに鉛直管を用いた気液対向流実験が数多く実施されている<sup>(3)~(7)</sup>。しかし、CCFL特性はCCFL発生位置 (上端もしくは下端) 及び端部の形状により大きく異なる。実機逆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、Bharathan et al.<sup>(8)</sup> や Zapke and Kröger<sup>(9)</sup> の研究に限られていた。但し、Bharathan et al. 及び Zapke and Krögerは、それぞれ直径51 mm及び30 mmの鉛直管を用いており実機逆U字管の直径19.6 mmより大きく、直径や鉛直管の長さ、内部の水頭がCCFL特性に及ぼす影響が明らかでない。また、鉛直管下端でのCCFL特性に及ぼす流体物性値の影響についても、情報が少なく、明らかでない。

そこで、本研究ではPWRプラントのSGの逆U字管上昇側の下端に対するCCFL相関式の信頼性を向上させ、その不確かさを小さくするため、CCFL特性に影響する物性値の影響を検討し、0.1 ~ 7 MPaの範囲に適用できる逆U字管下端におけるCCFL相関式とその不確かさを導出することを目的とした。

本研究は4つの段階を踏んで行った。最初にSGの逆U字管上昇側を模擬した実験装置を用い、気相に空気、液相に水を用いたCCFL実験を行い、上述した鉛直管の形状 (管径、管長、上部タンクの水頭及び鉛直管下端形状) がCCFL特性に及ぼす影響及びCCFL特性を適切に表す主要変数を明らかにした<sup>(10)</sup>。その結果、 $L/D \geq 15$ では下端でCCFLが発生したことから、約10 m ( $L/D \approx 500$ ) の直管部を持つ実機SGの逆U字管ではCCFL-Lが生じると考

えられた。また、上部タンク水位や下端における面取り長さがCCFL特性に有意な影響を及ぼさなかったことから、SGの逆U字管下部を模擬した鉛直管下端でのCCFL相関式は、実機逆U字管にも適用できると考えられた。

次に、汎用CFD (computational fluid dynamics) ソフトを用いて、上述の空気・水系CCFL実験の数値シミュレーションを行い、CCFL計算結果を包括的に分析して、CCFL特性に影響を及ぼす流体物性値を検討した<sup>(11)</sup>。その結果、液相粘性がCCFL特性に影響を及ぼす主なパラメータであることを確認できた。

数値シミュレーション結果を踏まえ、液相粘性が異なるCCFL実験を行うこととした。液相粘性は高温になるほど小さくなるが、高温・高圧条件での実験は容易でない。そこで、気相に空気、液相に粘性の高い40%と60%のグリセリン水溶液を用いたCCFL実験、及び気相に飽和蒸気、液相に飽和水を用いたCCFL実験を行い、これらの実験結果と既存のデータから、CCFL相関式の補正項として、流体物性値を表すのに適切な無次元量を検討した。その結果、流体物性値の影響を表わす補正項として気液粘性比を含むCCFL相関式とその不確かさを導出した<sup>(12)</sup>。

最後に、上記のCCFL相関式の導出に用いたデータは非凝縮系であるため、気相に飽和蒸気を用いて実機伝熱管形状と同じ逆U字管での凝縮実験を行い、導出したCCFL相関式が凝縮系にも適用できることを確認した<sup>(13)</sup>。また、凝縮実験データを含めた実験データを用いて、RELAP5/MOD3コードでの統計解析に使用できるWallis型のCCFL相関式 ( $J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$ ) とその不確かさを導出した<sup>(13)</sup>。

本レビューでは、これまでのSGの逆U字管下端におけるCCFLに関する研究の概要について述べる。なお、本研究における実験は、神戸大学との共同研究として実施した。

## 2. 鉛直管下端でのCCFLに関する実験

SGの逆U字管下部を模擬した鉛直管下端でのCCFL特性に影響を及ぼす鉛直管の形状因子、及びCCFL特性を適切に表す主要変数について、空気と水を用いた鉛直管でのCCFL実験により評価した<sup>(10)</sup>。CCFLは複雑な現象であり、鉛直管の形状の違いにより、CCFLが発生する位置やCCFL特性

が異なり、適切に整理できる主要変数も異なる。

そこで、PWRのSGの逆U字管（直径19.6 mm）を鉛直管（直径20 mm）で模擬した実験装置を作成して、空気・水系による実験を行い、流動様式を観察するとともにCCFL特性を計測した。

2.1. 実験装置

鉛直管CCFL実験装置を図1に示す。実験装置は上部タンク、鉛直管、流入ダクト、下部タンク及び空気と水の注入装置で構成されている。上部タンク、鉛直管（試験部）、流入ダクト及び下部タンクはCCFL発生時の内部流動を可視化するためアクリル樹脂製とした。流入ダクトは実機SGにおける入口プレナムを模擬したものであり、流入ダクトの流路面積は実機における逆U字管1本あたりの入口プレナム流路面積に相当する。なお、本研究の空気・グリセリン水溶液系のCCFL実験も同じ実験装置を用いて行った。

鉛直管の概要を図2に示す。鉛直管の直径は、実機逆U字管の直径19.6 mmとほぼ同じ $D = 20$  mmとした。逆U字管の鉛直部長さは約10 mであるが、実験装置において鉛直部の長さを再現することは困難である。そこで、フランジより下側の鉛直管の長さを変えて、鉛直部長さ $L$ を100 mmから700 mmまで変化させた実験を行い、実機SG内の逆U字管長さでのCCFL特性を推定することとした。鉛直管

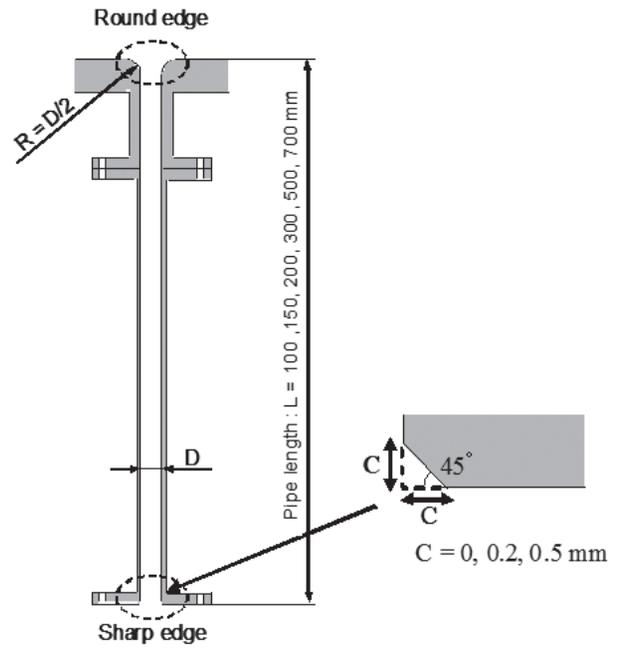


図2 鉛直管概略図<sup>(10)</sup>

下端で発生するCCFLを対象としていることから、上端でのCCFLの発生を防止するために、鉛直管の上端には $R=D/2$ の曲率半径を設けた。下端は、実機逆U字管と同様にシャープエッジとした。なお、実機逆U字管ではバリ取りの目的で面取りを行うことから、0.2 mmと0.5 mmの面取りを行ったものについて実験を行った。

上部タンクの概要を図3に示す。水は上部タンク上方の流入口より供給し、内壁に沿って上部タンク

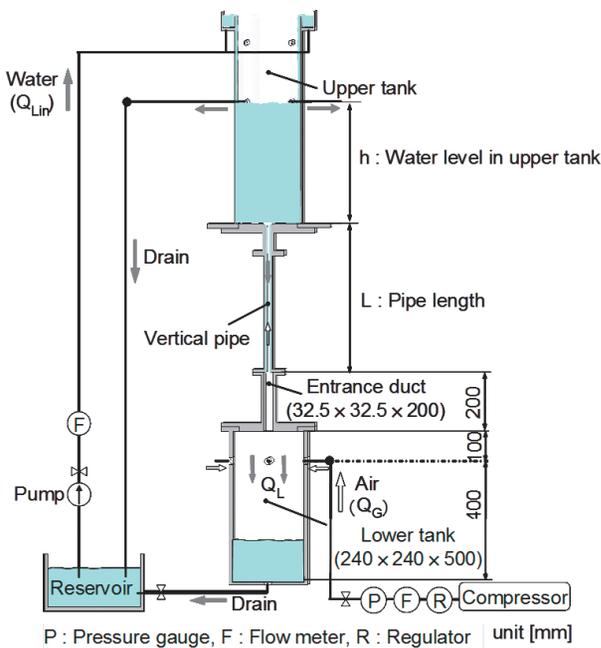


図1 実験装置全体図（空気・水系）<sup>(10)</sup>

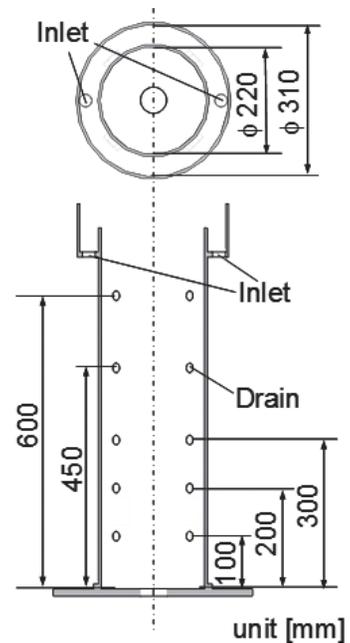


図3 上部タンク概略図<sup>(10)</sup>

内に流入する。上部タンクには5段階の高さの排出口を設けており、排水口から水が排出される仕様とした。上部タンク底面から排出口までの高さを $h$ とする。実験中にある高さのみ排水口を開けて、その他の高さの排水口は閉じることで、上部タンク内の水位を一定に保った。水位 $h$ がCCFL特性に及ぼす影響を調べるため、 $h$ を100 mmから600 mmまで変化させた。また、タンク上面は大気開放とした。

## 2.2. 実験結果

### 2.2.1. CCFLの流動状態

鉛直管長さ $L$ と上部タンク水位 $h$ をパラメータとして種々の条件で実験を行い、CCFL発生状況を観察した。本実験では、3種類のCCFLが観察された。すなわち、鉛直管下端で発生するCCFL (CCFL-L)、上端で発生するCCFL (CCFL-U)、及び上端と下端で交互に発生するCCFL (CCFL-T) である。

CCFL-Uは鉛直管長さが短く ( $L/D = 5$ )、上部タンク水位が低い ( $h/D = 5$ ) 場合のみ生じた。一方、CCFL-Lは鉛直管長さが直径の15倍以上の場合、あるいは上部タンク水位が直径の22.5倍以上の場合に生じた。CCFL-Tは、CCFL-UとCCFL-Lの実験条件である  $7.5 \leq L/D \leq 10$  と  $5 \leq h/D \leq 15$  の場合に生じた。本実験では、上部タンク水位に関わらず鉛直管長さが長い ( $L/D \geq 15$ ) 場合にはCCFL-Lが発生した。したがって、本研究で対象とする、約10 m ( $L/D \approx 500$ ) の直管部を持つ実機SG内の逆U字管ではCCFL-Lが生じると考えられる。

### 2.2.2. CCFL特性

CCFL特性は、一般にWallisパラメータ ( $J_G^*$ ,  $J_L^*$ ) もしくはKutateladzeパラメータ ( $K_G^*$ ,  $K_L^*$ ) により整理されている。

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

$$K_k^* = J_k / [g\sigma(\rho_L - \rho_G) / \rho_k^2]^{1/4} \quad (k = L, G) \quad (2)$$

ここで、 $\rho$ は密度、 $g$ は重力加速度、 $D$ は鉛直管の直径、 $\sigma$ は表面張力、添字の $G$ 、 $L$ は各々気相、液相を示す。

著者ら<sup>(10)</sup> ( $D = 20$  mm)、Bharathan et al.<sup>(8)</sup> ( $D = 51$  mm) 及びZapke and Kröger<sup>(9)</sup> ( $D = 30$  mm)

の実験によるCCFL特性について、Kutateladzeパラメータ $K_k^*$ とWallisパラメータ $J_k^*$ を用いて整理し、比較した。その結果、代表長さに直径 $D$ を用いるWallisパラメータ $J_k^*$ で整理するのが適切であることがわかった<sup>(10)</sup>。

また、鉛直管長さ $L$ を100 mm～700 mm、上部タンク水位 $h$ を100 mm～600 mm、面取りを行わなかったものと、0.2 mm及び0.5 mmの面取りを行ったものをパラメータとして実験を行い、CCFL特性を評価した。その結果、CCFL特性は管長 $L$ 、及び上部タンク水位 $h$ に依存しないこと、面取りの程度はCCFL特性に有意差を与えないことが分かった<sup>(10)</sup>。

以上より、本実験により得られたCCFL-Lの実験結果は、実機SG内の逆U字管の長さにも適用できると考えられる。

## 3. CCFL 関連式

上述のように、著者ら<sup>(10)</sup>は空気・水系を対象とした直径 $D=20$  mmでのCCFLデータをWallisパラメータ $J_k^*$ で整理できることを示した。一方、蒸気・水系では $D$ がCCFL特性に及ぼす影響については明らかにされていないため、直径 $D$ を14, 20, 27 mmに変更して大気圧の蒸気・水系CCFL実験を行った<sup>(12)</sup>。蒸気・水系実験で用いた実験装置を図4に示す。図1に示す実験装置とほぼ同じであるが、貯水槽はヒータで加熱し、上部タンク内に設置した熱電対で上部タンク水温が常に100℃に保たれることを確認した。気相にはボイラにより発生した蒸気を用い、レギュレータ、流量計を介して下部タンクへ側面から供給した。CCFL実験の結果、空気・水系CCFL実験と同様に、蒸気・水系においてもKutateladzeパラメータよりWallisパラメータ $J_L^*$ で整理するのが適切であることを確認した。

CCFL関連式の導出において、直径の影響を適切に表せるWallisパラメータを主要変数として用いた。流体物性値の影響を表す補正項には、液相粘性を主要物性値とする適切な無次元量を選定した。液相粘性を選択した理由は後述する。実験装置や測定方法の違いが及ぼす影響を小さくするために、関連式の導出には図1と図2及び図4に示す装置を用いて得られた測定値のみを使用した。また、実機逆U字管の直径19.6 mmとほぼ同じ $D = 20$  mmでのデータのみを用いた。

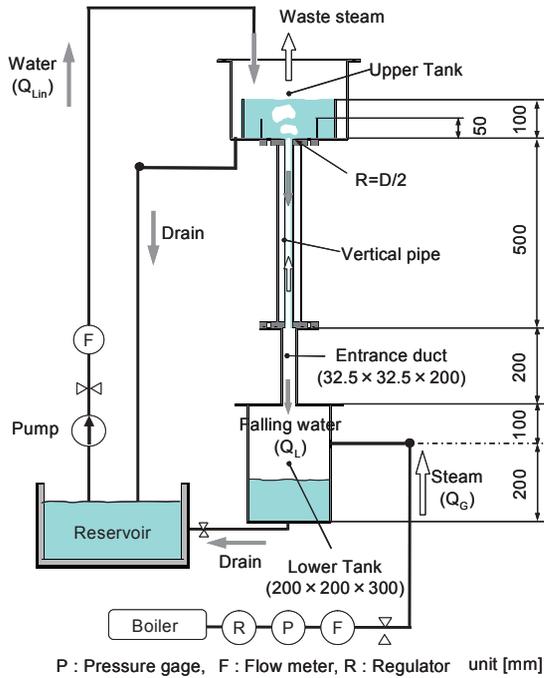


図4 実験装置全体図 (蒸気・水系)<sup>(12)</sup>

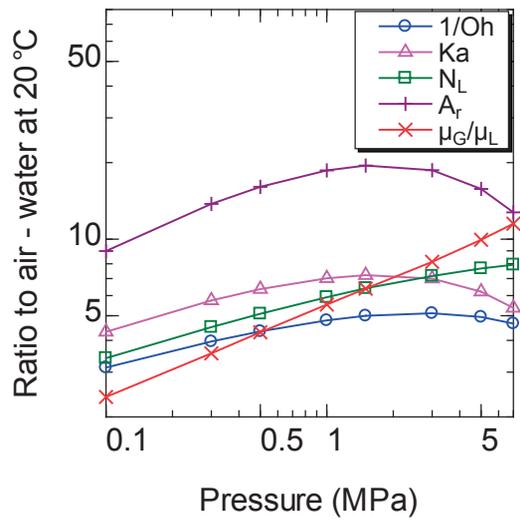


図5 無次元量と圧力の関係<sup>(12)</sup>

3.1. 流体物性値を表す補正項

これまでの研究において、CCFL相関式には表1に示す多くの無次元量を使用されている。表1の無次元量の中から、導出するCCFL相関式の補正項として流体物性値を表すのに適切な無次元量を検討した。ここで、 $\rho$ は密度、 $g$ は重力加速度、 $D$ は鉛直管の直径、 $\sigma$ は表面張力、 $\mu$ は粘性係数、添字の $G, L$ は各々気相、液相を示す。

飽和状態の蒸気・水系での圧力と無次元量との関係を図5に示す。無次元量は常温の空気・水で規格化している。液相粘性 $\mu_L$ と表面張力 $\sigma$ は高温高压

になるほど小さくなるが変化率が異なるため、液相粘性 $\mu_L$ と表面張力 $\sigma$ を含むOhnesorge数の逆数 ( $1/Oh$ ), Kapitza数 ( $Ka$ ), Archimedes数 ( $Ar$ ) は、図5に示すように1.5 MPa付近で極大値を有する。一方、ROSA-IV/LSTF実験<sup>(14)</sup>では1, 3, 7 MPaと高压になるほどフラッシングが緩和された。このため、図6に示すように、補正項に $Oh$ 数を使用したZapke and Kröger<sup>(9)</sup>の相関式は表面張力 $\sigma$ の影響によって、高温高压のROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>との一致が悪くなっている。したがって、高温高压を含む蒸気・水系を対象とする本研究には補正項として $Oh$ 数を適用できない。同様に、1.5 MPa付近で極大値を有し、 $Oh$ 数より表面張力 $\sigma$ の影響が大きい $Ka$ 数、 $Ar$ 数も適用できない。

従来の研究から導出された相関式<sup>(9),(15)~(16)</sup>では表面張力 $\sigma$ より液相粘性 $\mu_L$ の影響が大きい。さらに、

表1 CCFL相関式で用いられている無次元量<sup>(12)</sup>

Dimensionless parameter	Definition
Bond number: $Bo$	$\frac{(\rho_l - \rho_g)gD^2}{\sigma}$
Dimensionless inverse viscosity: $N_k$	$\frac{[(\rho_l - \rho_g)\rho_k g D^3]^{1/2}}{\mu_k} \quad (k=G \text{ or } L)$
Archimedes number: $A_r$	$\frac{\sigma^{3/2}\rho_l}{\mu_l^2 [g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}}$
Ohnesorge number: $Oh_k$	$\frac{\mu_k}{[\rho_l \sigma D]^{1/2}} \quad (k=G \text{ or } L)$
Kapitsa number: $Ka$	$\frac{\sigma}{\mu_l} \left( \frac{\rho_l}{\mu_l g} \right)^{1/3}$
Density ratio	$\rho_g / \rho_l$
Viscosity ratio	$\mu_g / \mu_l$

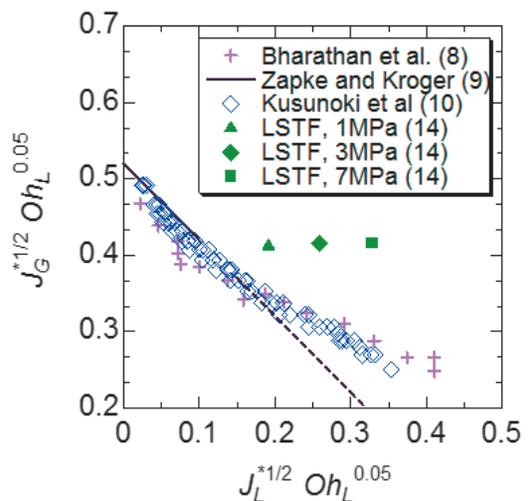


図6 Zapke and Kröger<sup>(9)</sup>の相関式とデータの比較<sup>(12)</sup>

著者ら<sup>(11)</sup>はFLUENT 6.3.26のVOF法を用いて数値シミュレーションを行い、定性的には7 MPaの蒸気・水系では液相粘性 $\mu_L$ が低下することにより、空気・水系よりCCFLが緩和されることを示した。これらを考慮して、本研究では液相粘性 $\mu_L$ を主要な流体物性値として選択し、補正項として表1の無次元量の中から液相粘性を含む逆粘性数と気液粘性比について検討した。

### 3.2. CCFL 相関式導出の手順

CCFL相関式導出の手順は、①全測定値をWallisパラメータで整理した。②各流体条件に対して最小二乗法により、 $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である定数 $C$ を求めた。③最小二乗法を用いて定数 $C$ を逆粘性数の指数関数で表し、 $J_G^{*1/2}$ の補正項を求めた。④ $J_L^{*1/2}$ の補正項を逆粘性数の指数関数で表し、全測定値から最適な指数を選択した。⑤全測定値を上記の指数関数で整理して最小二乗法によりCCFL相関式を求めた。

### 3.3. CCFL 相関式の導出

補正項に逆粘性数を用いると直径 $D$ が悪影響を及ぼすことから、上記の導出手順にしたがい、気液粘性比 $\mu_G/\mu_L$ を用いてCCFL相関式(3)を導出した<sup>(12)</sup>。ただし、 $J_G^{*1/2}$ が高 $J_L^{*1/2}$ で極小値を持たないようにするため、 $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の3次関数とした。

$$\frac{J_G^{*1/2}}{(\mu_G/\mu_L)^{0.07}} = (1.04 \pm 0.05) - 3.6 \left[ \left( \frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right] + 11 \left[ \left( \frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^2 - 16 \left[ \left( \frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^3 \quad (3)$$

CCFL相関式(3)と導出に使用したデータとの比較を図7、Bharathan et al.<sup>(8)</sup>とROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>との比較を図8に示す。

図7に示したように、CCFL相関式(3)は、高 $J_G^{*1/2}$ でデータより若干勾配が小さいが、データのほぼ中央値になっている。空気とグリセリン水溶液を用いた実験には図1と図2の装置を使用した。

また、図8より、CCFL相関式(3)の不確かさ $\pm 0.05$ は1, 3, 7 MPaでのROSA-IV/LSTFデータを含む従来データをほぼ包含したことから、補正項には気液粘性比 $\mu_G/\mu_L$ が適していると考えられる。

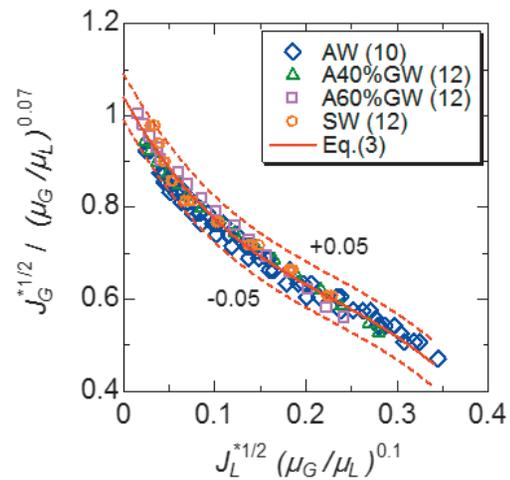


図7 CCFL相関式とデータの比較<sup>(12)</sup>  
(A: 空気, GW: グリセリン水溶液, S: 蒸気, W: 水)

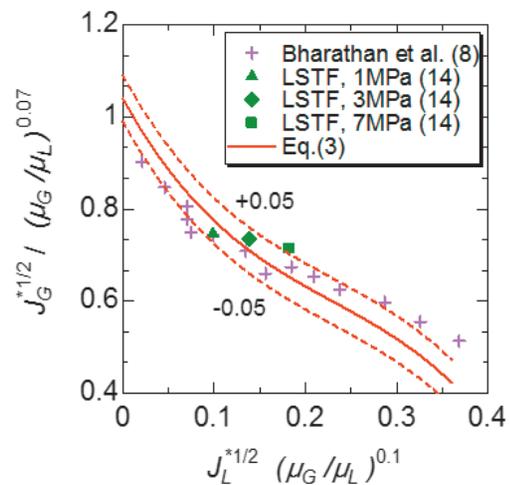


図8 CCFL相関式とデータ<sup>(8),(14)</sup>の比較<sup>(12)</sup>  
(Bharathan: 空気・水, ROSA-IV/LSTF: 蒸気・水)

Bharathan et al.<sup>(8)</sup>によるデータは $\pm 0.05$ より若干出ているが本研究でのデータと勾配が異なり、双方の整合性を取るのには困難である。

## 4. Wallis型CCFL相関式

0.1~7 MPaの範囲に適用できる伝熱管下端におけるCCFL相関式(3)とその不確かさを導出した。しかしながら、RELAP5/MOD3コードでの統計解析<sup>(2)</sup>には、式(4)で示されるWallis型のCCFL相関式が用いられる。

$$J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C \quad (4)$$

そのため、凝縮実験を含むこれまでの実験データからWallis型CCFL相関式及びその不確かさを導出した。

### 4.1. Wallis型CCFL相関式の導出

Wallis型CCFL相関式導出に用いたデータは、0.1MPaにおける鉛直管での空気・水実験<sup>(10)</sup>、飽和蒸気・水実験<sup>(12)</sup>、0.1～0.14 MPaにおける逆U字管での凝縮実験<sup>(13)</sup>と1, 3及び7 MPaにおけるROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>とした。逆U字管実験装置の概略を図9に示す。実験装置は冷却水タンク、逆U字管、流入ダクト、下部タンク、気液供給系及びドレンタンクで構成され、これらをステンレス製とした。蒸気は、レギュレータ、流量計を介して下部タンクの側面から供給される。下部タンクに供給した蒸気はプレナムを模擬した流入ダクトを通過後、逆U字管に流入し、管内で凝縮する。流入蒸気と凝縮水は逆U字管上流側（蒸気流入側）の管内で気液対向流を形成する。但し、凝縮実験では供給蒸気が凝縮して落下するため、落下水質量流量が小さい範囲に限られる。

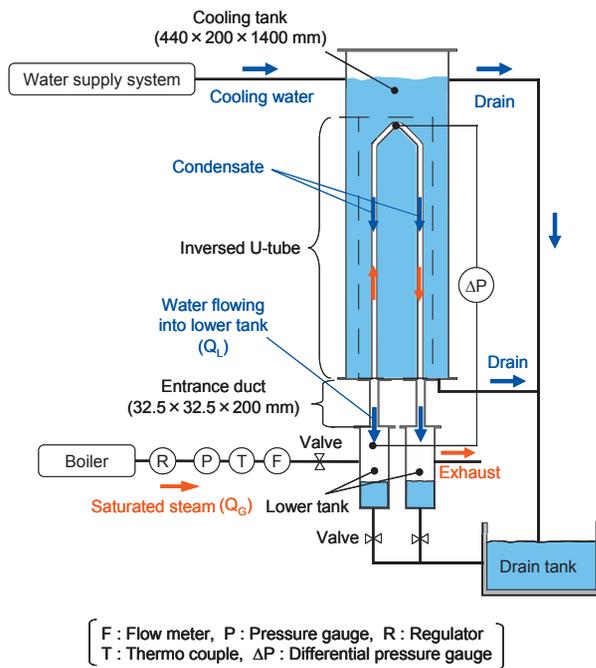


図9 逆U字管実験装置の概略<sup>(13)</sup>

Wallis型CCFL相関式を導出する目的は、0.1～7 MPaの蒸気・水に対して用いることが目的であるが、空気・水実験は相変化や熱損失の影響がなく測定誤差が小さいこと、そして、蒸気・水実験に比べてその測定範囲が大きいことから、空気・水実験データも用いた。これまでの研究では、高压の蒸気・水実験はROSA-IV/LSTFに限られている。それゆえ、CCFL相関式(3)を用いて計算した $P = 1, 3$ 及び7

MPaでのCCFL特性もWallis型CCFL相関式の導出に用いた。

相関式導出の手順は、①全測定値をWallisパラメータで整理した。②測定値に対して最小二乗法により、傾き $m$ 及び $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である定数 $C$ を求めた。これにより、以下のCCFL相関式を導出した<sup>(13)</sup>。

$$J_G^{*1/2} + 0.88J_L^{*1/2} = 0.76 \pm 0.05 \quad (5)$$

図10に示したように、高 $J_G^{*1/2}$ 及び低 $J_L^{*1/2}$ における蒸気・水実験データを除き、CCFL相関式(5)の不確かさ $\pm 0.05$ （約6.6%）にこれまでの実験データはほぼ包含されている。

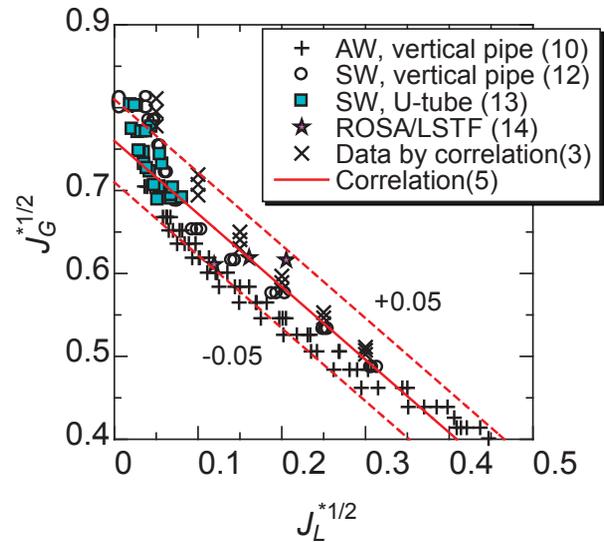


図10 Wallis型CCFL相関式とデータの比較<sup>(13)</sup>  
 (A : 空気, S : 蒸気, W : 水)

### 5. 考察

上述したように、本研究で目的とする、0.1～7 MPaの範囲に適用できる逆U字管下端におけるCCFL相関式とその不確かさを導出することができた。ただし、実験データが限られていることから、現状では具体的なニーズはないが、汎用化の観点からは導出した実験相関式の直径と流体物性値に対する適用限界は明らかではなく、技術的な課題がまだ残っている。著者らは、高温高压条件でのデータは限られていることから、三次元解析や一領域計算を用いて汎用化を試みている。

実験相関式より汎用的な評価方法としてCFDによる三次元解析がある。そこで、層流モデル、及び $k-\omega$  SST乱流モデルを用いてSG内の逆U字管を模

擬した鉛直管下端におけるCCFLの数値シミュレーションを行い、 $P = 0.1 \sim 7$  MPaのCCFL特性を評価した<sup>(11)</sup>。

図11に示されるように、 $P = 1 \sim 7$  MPaの範囲における圧力に対するCCFL特性の傾向は、k- $\omega$  SST乱流モデルと層流モデルは同じ傾向を示したが、ROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>とは逆の傾向を示した。しかしながら、高压と高温かつ、実際の逆U字管と同様にシャープエッジを有する鉛直管下端のCCFLデータはROSA-IV/LSTFデータに限られることから、現状ではいずれの結果が正しいかを判断することは困難である。したがって、 $P > 1$  MPaの鉛直管下端におけるCCFLに対する数値シミュレーションの適用性を評価するためには、比較対象とする高温高压条件での実験データを取得するなど、さらなる研究が必要である。

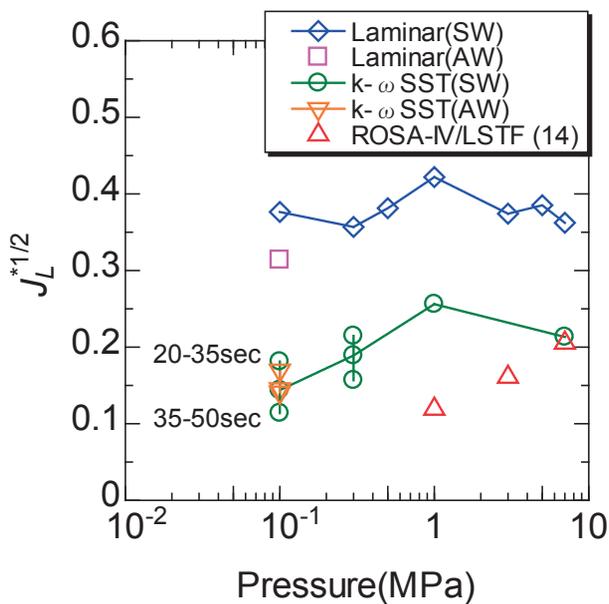


図11  $J_L^{*1/2}$ に対する圧力の影響 ( $J_G^{*1/2} = 0.6$ )  
(A: 空気, S: 蒸気, W: 水)

また、CCFLの解析モデルの多くは環状流に基づくものであることから、著者らは環状流モデルに基づく一領域計算を用いて直径と流体物性値がCCFL特性に及ぼす影響について検討した<sup>(17)</sup>。最初に、環状流モデルに基づく一領域計算に使用する界面摩擦係数 $f_i$ について検討した。これまでに提案されている $f_i$ 相関式での計算値とCCFLデータを比較し、その中で最も適切な相関式として、以下に示すボイド率の関数であるBharathan et al.<sup>(18)</sup>の相関式を選定した。そして、計算値とCCFLデータがよく一致する $f_i$ の補正值を求め、気液粘性比 $\mu_G/\mu_L$  ( $= 0.002$

$\sim 0.044$ )と無次元直径 $D^*$  ( $= 5.6 \sim 18.7$ )を補正項として用いて、 $2.4(\mu_G/\mu_L)^{0.20} D^{*0.22}$ を含む $f_i$ 相関式を導出した。

$$f_i = \left\{ 0.005 + 15.75 \left[ \frac{1-\alpha}{\alpha\sqrt{\alpha}} \right]^{1.96} \right\} \times 2.4(\mu_G/\mu_L)^{0.20} D^{*0.22} \quad (6)$$

ここで、 $\alpha$ はボイド率である。導出した相関式による計算値は、誤差 $\pm 0.05$ の範囲で測定値と一致した。但し、図12に示すように高温高压の蒸気・水系に対する計算値は、従来データと逆の傾向を示し、高温高压になるほど $J_L^{*1/2}$ が低下した。高温高压の蒸気・水系に適用するにはボイド率の関数であるBharathan et al.の相関式をボイド率データに基づいて改良する必要があることが分かった<sup>(17)</sup>。

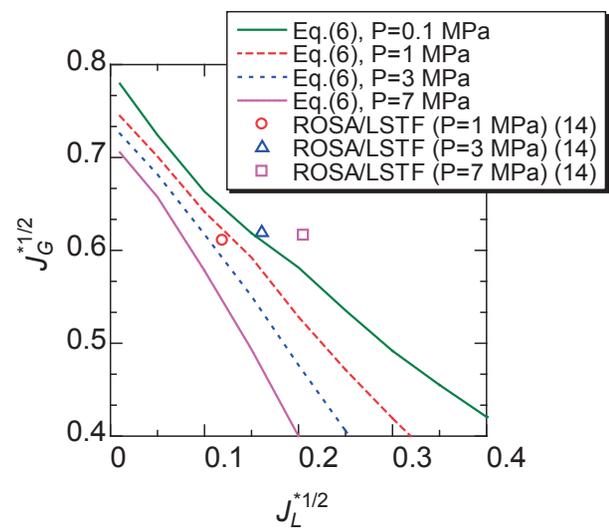


図12 CCFL特性への圧力の影響<sup>(17)</sup>

また、村瀬ら<sup>(19)</sup>はIlyukhin et al.<sup>(20)</sup>による $D = 20$  mm、圧力 $P = 0.6 \sim 4.1$  MPaでのCCFL測定に関する文献を入手し、流体物性値が鉛直管でのCCFLに及ぼす影響について検討した結果、気液粘性比 $\mu_G/\mu_L$ を影響因子に選定し、Wallis相関式の補正項として勾配 $m$ と定数 $C$ を $\mu_G/\mu_L$ の指数関数で表わした。著者らの式(3)における $\mu_G/\mu_L$ の指数 ( $\mu_G/\mu_L$ )<sup>0.1</sup> $J_L^{*1/2}$ ,  $J_G^{*1/2}/(\mu_G/\mu_L)^{0.07}$ を用いてCCFLデータを整理した場合、著者ら<sup>(10),(12)</sup>の測定値と蒸気発生器逆U字管の実機条件でのROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>とは比較的よく一致したが、Ilyukhin et al.<sup>(20)</sup>の測定値との一致が悪かった。一方、村瀬らによる $\mu_G/\mu_L$ の指数 ( $\mu_G/\mu_L$ )<sup>0.15</sup> $J_L^{*1/2}$ ,  $J_G^{*1/2}/(\mu_G/\mu_L)^{0.14}$ を用い

てCCFLデータを整理した場合、著者ら<sup>(10),(12)</sup>の測定値とIlyukhin et al.<sup>(20)</sup>の測定値とはよく一致したが、ROSA-IV/LSTFデータ<sup>(14)</sup>との一致が悪かった。以上を踏まえ、村瀬ら<sup>(19)</sup>は蒸気発生器の逆U字管でのCCFL-Lを評価する場合にはROSA-IV/LSTFデータを重視して式(3)もしくは式(5)を使用することを推奨している。

山田ら<sup>(2)</sup>はCCFL相関式の定数 $C = 0.5 \sim 0.9$ に変更して、SBLOCAを対象とした実機感度解析を実施した結果、燃料被覆管最高温度 (Peak Cladding Temperature: PCT) への影響は約200℃となった。著者らは導出したWallis型CCFL相関式(5)の定数 $C = 0.71 \sim 0.81$ より広くした実機感度解析 ( $C = 0.675, 0.825$ ) を実施し、比較を行った。その結果、PCTの不確かさの影響を一桁減少させたことを確認した。これより、本研究においてWallis型CCFL相関式(5)を導出したことで、シビアアクシデント解析における不確かさを大幅に低減させることができた。

## 6. まとめ

本研究では、蒸気発生器内の逆U字管とほぼ同じ直径 $D = 20$  mmで下端がシャープエッジの鉛直管を用いて、空気・水系、空気・グリセリン水溶液系、及び飽和蒸気・飽和水系を用いてCCFL実験を行った。そして、0.1 ~ 7 MPaの範囲に適用できる逆U字管下端におけるCCFL相関式とその不確かさを導出した。さらに、統計解析で使用されているRELAP5/MOD3コードでは、Wallis型のCCFL相関式 ( $J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$ ) が用いられているため、逆U字管の凝縮実験を行い、これらのデータを用いてWallis型のCCFL相関式を導出した。以下に、本研究で得られた結論をまとめた。

1. 鉛直管の長さとの比が15以上では下端でCCFLが発生した。したがって、約10 m (鉛直管の長さとの比が約500) の直管部を持つ実機逆U字管ではCCFL-Lが生じると考えられる。
2. CCFL-Lでは、鉛直管長さ、上部タンク水位及び面取りはCCFL特性に有意な影響を及ぼさない。
3. 空気・水系、及び蒸気・水系においてWallisパラメータ ( $J_G^*$ ,  $J_L^*$ ) でCCFL特性を整理す

るのが適切であることを確認した。

4. 気液粘性比を補正項に用い、 $J_G^{*1/2} (\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$  を  $J_L^{*1/2} (\mu_G/\mu_L)^{0.1}$  の3次関数で表すCCFL相関式を導出した。CCFL定数 $C$ は  $1.04 \pm 0.05$  となり、不確かさ $\pm 0.05$ は1, 3, 7 MPaでのROSA-IV/LSTFデータを含む従来データをほぼ包含した。
5. 0.1 ~ 7 MPaまで適用できるWallis型CCFL相関式を導出した。傾き $m$ は0.88, CCFL定数 $C$ は  $0.76 \pm 0.05$ であった。

以上、導出したCCFL相関式は、実機逆U字管にも適用でき、統計解析による不確かさを低減できると考えられる。

## 文献

- (1) Asaka, H., Anoda, Y. and Kukita, Y., "Symmetric and Asymmetric Secondary-Side Depressurization Effects on PWR Small Break LOCA," Proc. of the 5th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-5), Nice, France, May 26-30 (1997).
- (2) 山田実, 南雲宏一, 木下郁男, 村瀬道雄, 吉田至孝, 川崎郁夫, 小破断LOCA時高圧注入系不作為事象のPIRT作成および重要現象の感度解析, Journal of the Institute of Nuclear Safety System, Vol. 18, pp. 294-309 (2011).
- (3) Wallis, G.B., One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill, New York, pp. 336-345 (1969).
- (4) Tien, C.L. and Liu, C.P., "Survey on Vertical Two-Phase Counter Current Flooding," EPRI NP-984, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA (1979).
- (5) Richter, H.J., Flooding in Tubes and Annuli, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 7, pp. 647-658 (1981).
- (6) 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).
- (7) Kaminaga, F., Okamoto, Y. and Shibata, Y., "Evaluation of Entrance Geometry Effect on Flooding," Proc. of JSME/ASME Joint

- International Conference on Nuclear Engineering, Tokyo, (1991).
- (8) Bharathan, D., Wallis, G.B. and Richter, H.J., "Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes," EPRI NP-786, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA (1978).
- (9) 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).
- (10) 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).
- (11) 楠木貴世志, 村瀬道雄, 高田孝, 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の数値シミュレーション, *混相流*, Vol 28, No. 3, pp. 345-354 (2014).
- (12) 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).
- (13) 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).
- (14) 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).
- (15) 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, *日本機械学会論文集*, Vol. 144, No.377, pp. 164-173 (1978).
- (16) Mouza, A.A., Paras, S.V. and Karabelas, A.J., "Incipient flooding in inclined tubes of small diameter," *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 29, pp. 1395-1412 (2003).
- (17) 楠木貴世志, 山本泰功, 村瀬道雄, 林公祐, 細川茂雄, 富山明男, 鉛直管内での気液対向流に対する界面摩擦係数, *混相流*, Vol 31, No. 1, pp. 37-46 (2017).
- (18) Bharathan, D., Wallis, G. B. and Richter, H. J., "Effects of Bottom Orificing on Single- and Multi-Tube Countercurrent Flow Characteristics," U.S. Nuclear Regulatory Commission, NRC-0293-6 (1978).
- (19) 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).
- (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).