

フラッシング状態での鉛直管内流動特性への液粘性の影響

Effects of Liquid Viscosity on Flow Characteristics in a Vertical Pipe under Flooding Conditions

高木 俊弥 (Toshiya Takaki)*¹, 村瀬 道雄 (Michio Murase)*¹, 山下 誠希 (Masaki Yamashita)*²,

栗本 遼 (Ryo Kurimoto)*², 林 公祐 (Kosuke Hayashi)*², 富山 明男 (Akio Tomiyama)*²

要約 本研究の対象は原子炉の事故時における配管系での流動特性であり、目的は鉛直管でのフラッシング条件における対向流制限 CCFL, ボイド率 α_G , 壁面摩擦係数 f_w , 界面摩擦係数 f_i に関する相関式の不確かさを縮小することである。これまでに、鉛直管での空気・水の気液対向流実験を行い、CCFL, 液膜厚さ δ , f_w , f_i に対する相関式を作成した。本報告では、直径 40mm で上下端ラウンドエッジの鉛直管および空気と高粘性液を用いて、フラッシング状態での CCFL 特性、圧力勾配 dP/dz および α_G を測定し、 f_w と f_i を求め、これまでに提案した相関式と比較評価した。CCFL と f_w は、気液粘性比 μ_G/μ_L を用いて提案済の相関式を改良した。上端フラッシング条件での δ は提案済の相関式で表せた。 f_i の値は提案済の相関式と顕著な相違はないが、 f_i に対する粘度依存性を提案済の相関式で再現できなかった。

キーワード 鉛直管, 気液対向流, ボイド率, 壁面摩擦係数, 界面摩擦係数, 液粘性

Abstract The subject of this study is flow characteristics in piping systems of nuclear reactors under accident conditions, and its objective is to decrease uncertainties of correlations for counter-current flow limitation (CCFL), void fraction α_G , wall friction factor f_w , and interfacial friction factor f_i in vertical pipes under flooding conditions. We have carried out gas-liquid countercurrent flow experiments with air and water in vertical pipes, and proposed correlations for CCFL, the liquid film thickness δ , f_w , and f_i . In this paper, we measured CCFL characteristics, the pressure gradient dP/dz and α_G under flooding conditions in a 40 mm diameter vertical pipe with rounded top and bottom ends in air-high viscosity liquid systems, and obtained f_w and f_i from the measured data, and compared them with results computed using the previous correlations. The correlations for CCFL and f_w were improved by using the viscosity ratio of gas and liquid μ_G/μ_L . The δ values under flooding conditions at the upper end were well expressed by the previous correlations. The f_i values did not significantly differ from results computed using the correlations. However, the effect of high viscosity liquids on f_i was not expressed by the correlations.

Keywords vertical pipe, gas-liquid counter-current flow, void fraction, wall friction factor, interfacial friction factor, liquid viscosity

1. はじめに

加圧水型原子力発電所において通常運転中は一次冷却系が高圧の水で満たされるように制御されるが、小破断冷却材喪失事故等が発生した場合には炉心で発生した蒸気が一次冷却系全体に流入し、ホットレグや加圧器サージ管などの一次冷却材配管や蒸気発生器の伝熱管で放熱によって発生す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が発生する。蒸気速度が大きくなると、落下水制限 (CCFL) が生じてフラッシング状態となる。その状態を模擬した原子炉事故解析では一次元気液二相流モデルが広く使用されている。本研究では原子炉の事故時における配

管系での流動特性を対象とし、気液対向流条件における鉛直管内での流動状態に関する相関式の不確かさの縮小を目的としている。

CCFL は、炉心内の冷却水量や燃料棒の冷却に直接影響することから、多くの研究⁽¹⁾⁽²⁾が行われているが、ボイド率 α_G , 壁面摩擦係数 f_w , 界面摩擦係数 f_i などの流動特性に関する研究は少ない。鉛直管における気液対向流は Wallis らにより多くの実験が行われ⁽¹⁾⁽³⁻⁶⁾, 流動状態を滑らかな液膜 (SF: smooth film) と粗い液膜 (RF: rough film) に区分し⁽⁵⁾⁽⁶⁾, 環状流モデルを用いて f_w と f_i が評価された。Wallis らは RF に対して $f_w = 0$ と近似して圧力勾配 dP/dz の測定値から f_i を求め、 f_i 相関式を提案した。一方、Goda ら⁽⁷⁾は、鉛直管の下

* 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

端がシャープエッジでの下端フラッディングによるRFを対象として、直径 $D = 20$ mmと40 mmの鉛直管を用いて空気・水系実験を行い、弁締切法を用いた α_G 測定値と dP/dz 測定値から f_w と f_i を求め、 f_w の影響を無視できないことを示した。Takakiら⁽⁸⁾⁽⁹⁾は、鉛直管の上端がシャープエッジでの上端フラッディングによるSFを対象として、Godaら⁽⁷⁾と同様の実験を行い、 $D = 20$ mmと40 mmでの測定値を用いて液膜厚さ δ および f_w と f_i を評価した。また、上端フラッディングでは上部タンクの水位 h_{ul} がCCFL特性に影響するとの報告⁽¹⁰⁻¹²⁾を踏まえ、 $D = 40$ mmの鉛直管を使用し、 $h_{ul} = 0.1, 0.2, 0.3$ mでのCCFL特性および dP/dz と α_G の測定値から f_w と f_i を求めた⁽¹³⁾。これらの結果から、 h_{ul} がCCFL特性、 δ 、および f_w と f_i に及ぼす影響を評価した。さらに、 f_w 相関式を自由落下液膜に適用して液膜厚さ δ_f の相関式を導出し、既存研究による δ_f の測定値を用いて検証し、液相レイノルズ数 Re_L が大きい範囲に対して f_w 相関式の妥当性を間接的に確認した⁽¹⁴⁾。しかし、流体物性値が α_G に及ぼす影響の測定例は、Godaら⁽¹⁵⁾が空気とグリセリン水溶液による高粘性液を用いて $D = 20$ mmの鉛直管で下端フラッディングにおけるCCFL特性および dP/dz と α_G を測定した以外に見当たらない。

本報では、前報⁽¹⁶⁾と同じく上下端が曲率 $R = D/2$ のラウンドで $D = 40$ mmの鉛直管を使用し、Godaら⁽¹⁵⁾と同様に空気とグリセリン水溶液による高粘性液を用いてCCFL特性および dP/dz と α_G を測定した。また、液粘性が α_G 、および f_w と f_i に及ぼす影響を評価した。

2. 実験装置と測定

2.1 実験装置

鉛直管での空気と水あるいは高粘性液を用いたフラッディング実験の装置を図1に示す。装置は前報⁽¹⁶⁾と同じであり、試験部である鉛直管は直径 $D = 40$ mm、長さ800 mm、上下端は曲率 $R = D/2$ のラウンドで、上部タンク、鉛直円管（試験部）、気相助走部、下部タンク、貯水槽、および気液供給系で構成されている。

実験では、下部タンク側面の4箇所孔から常温・常圧の空気を、上部タンクに水あるいは高粘性液（ $25 \pm 5^\circ\text{C}$ ）を供給し、気液対向流を形成させた。鉛直管から落下した液は下部タンクに溜め、上部タンク内の余剰液は排出ラインを通して貯水槽へ戻した。落下液の流量は下部タンクの水位上昇率から求めた。圧力

勾配 dP/dz は鉛直管側面の上部と下部に設けたタップに微差圧トランスデューサを取り付け、測定した。測定区間は640 mm、サンプリング周期は1 ms、サンプル数は50000点で平均値を使用した。平均値の95%信頼区間における不確かさは $\pm 1.0\%$ 以内であった。 α_G の測定については、弁締切法を用いた。弁締切後の水位を測定して液相体積率を求め、60回測定した平均値を使用した。95%信頼区間における α_G の不確かさは測定値の $\pm 2.0\%$ 以下であった。

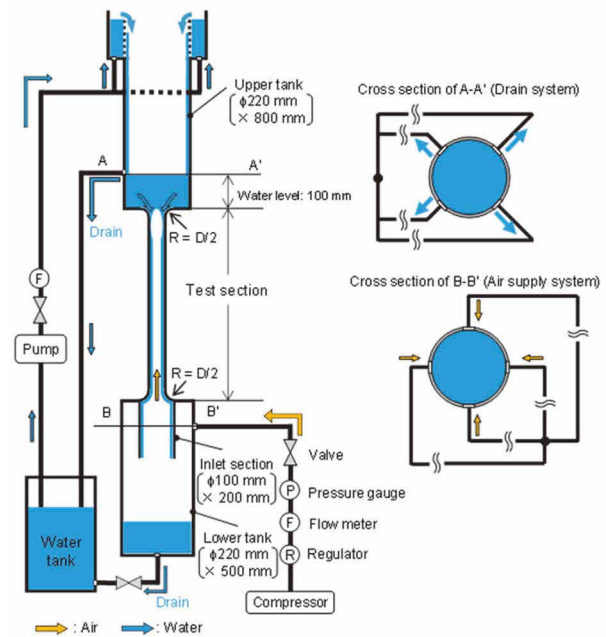


図1 実験装置の全体図

2.2 環状流モデル

環状流モデルを用いると、鉛直管内気液対向流での気相と全流体に作用する力の釣り合いは次式で表せる⁽⁶⁻⁹⁾。

$$\frac{dP}{dz} + \rho_G g + \frac{f_i}{2} \rho_G \left[\frac{J_G}{\alpha_G} - \frac{J_L}{1 - \alpha_G} \right]^2 \frac{4}{D \sqrt{\alpha_G}} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{dP}{dz} + [\rho_G \alpha_G g + \rho_L (1 - \alpha_G) g] - \frac{f_w}{2} \rho_L \left(\frac{J_L}{1 - \alpha_G} \right)^2 \frac{4}{D} = 0 \quad (2)$$

ここで添字 G と L はそれぞれ気相と液相を示し、 g [m/s²]は重力加速度、 J [m/s]は体積流束、 P [Pa]は圧力、 z [m]は鉛直座標、 ρ [kg/m³]は密度である。流れ方向は上向きを正とし、式(1)で J_L は負である。Bharathan and Wallis⁽⁶⁾は、式(1)で $J_L/(1 - \alpha_G) \ll J_G/\alpha_G$ を仮定した。しかし、この仮定は J_G が小さく J_L が大きい場合に評価誤差

を大きくする. J_G に対する J_L , dP/dz , a_G を測定すると, 式(1)から f_i が求まり, 式(2)から f_w が求まる.

2.3 実験条件

本報では, 気相に空気, 液相に水または高粘性液としてグリセリン (純度99.0%以上) 水溶液 (40 wt%, 以下40%という, および60 wt%, 以下60%という) を用いた. これらの物性値を表1に示す. ここで, μ [$\times 10^{-5}$ Pa s]は粘度, σ [$\times 10^{-3}$ N/m]は表面張力である. 液粘性 μ_L の変化が大きい.

表1 流体物性値

| Gas | Liquid | ρ_G | ρ_L | μ_G | μ_L | σ |
|-----|------------------|----------|----------|---------|---------|----------|
| Air | Water | 1.205 | 996.8 | 1.882 | 89.0 | 73.5 |
| Air | G - W soln. 40 % | 1.205 | 1098 | 1.882 | 315 | 67.8 |
| Air | G - W soln. 60 % | 1.205 | 1151 | 1.882 | 891 | 65.8 |

ρ_G, ρ_L : [kg/m³] μ_G, μ_L : [$\times 10^{-5}$ Pa s] σ : [$\times 10^{-3}$ N/m]

G - W soln.: Glycerol-water solution

3. 実験結果

3.1 CCFL特性

広く使用されているWallis⁽¹⁾によるCCFL相関式は, 代表長さに w を用いると, 次式で表される.

$$H_G^{*1/2} + mH_L^{*1/2} = C_i \quad (i = K \text{ or } W) \quad (3)$$

$$H_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{g w (\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (4)$$

ここで, H^* は無次元体積流束である. 勾配 m および定数 C_i は実験により決定され, 添字 K と W はそれぞれKutateladzeパラメータとWallisパラメータに対応することを示す. Bankoffら⁽¹⁷⁾は次式で代表長さ w を定義した.

$$w = D^{(1-\beta)} L^\beta, \quad 0 \leq \beta \leq 1 \quad (5)$$

$$L = \left\{ \frac{\sigma}{g(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (6)$$

ここで, D は直径, L はラプラス長さ, σ は表面張力である. 式(3)で H^* は, $\beta=0$ でWallisパラメータ J_k^* となり, $\beta=1$ でKutateladzeパラメータ K_k^* となる. 上下端ラウンドの鉛直管でのCCFLに対し, 山本ら⁽¹⁸⁾は $\beta = 0.5$ を提案した. 村瀬ら⁽¹⁹⁾は流体物性値の影響について $m = 0.90$, $C_{0.5} = (1.58 \pm 0.15)(\mu_G/\mu_L)^{0.07}$ を提案した. 一方, 佐野ら⁽²⁰⁾は直径 $D = 20$ mm, 上下端 $R = D/2$ のラウンドで実験を行い, 既存データも踏まえ, 上下端ラウンドでのCCFL特性は, 管端の曲率半径(R)と直径(D)の影響を受けることを確認し, $R \leq 0.75D$ でのCCFL相関式として $m = 0.93$, $C_{0.5} = 1.1 \pm 0.06$ を提案した.

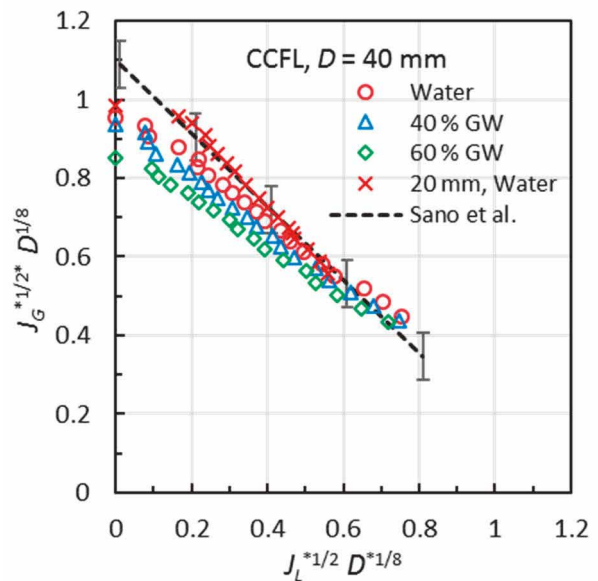


図2 直径 D の影響を考慮したCCFL特性

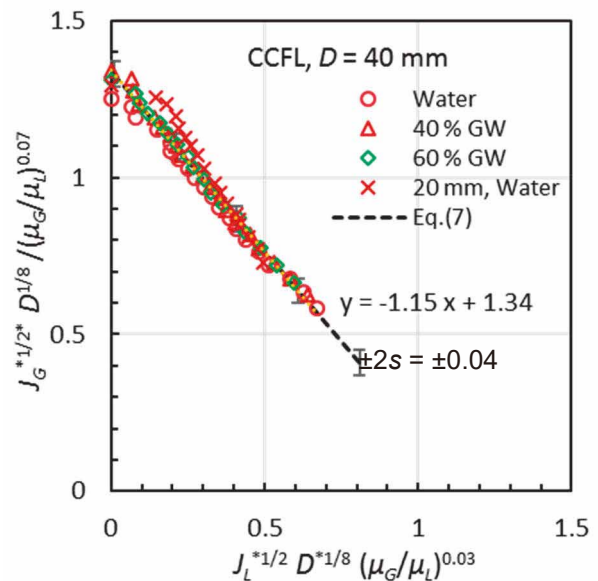


図3 液相粘性 μ_L の影響を考慮したCCFL特性

$D = 40 \text{ mm}$, 上下端 $R = D/2$ での本実験と佐野ら⁽²⁰⁾によるCCFL相関式を図2のとおり比較する. $\beta = 0.5 \sim 0.6$ で標準偏差が最小となったため, $\beta = 0.5$ にして代表長さを $w = D^{0.5}L^{0.5}$ とした. $D = 20 \text{ mm}$ と 40 mm で勾配が若干異なっている. 定数 $C_{0.5}$ は, 村瀬ら⁽¹⁹⁾による $1.58 (\mu_G/\mu_L)^{0.07} = 1.03 \sim 1.21$ より佐野ら⁽²⁰⁾による1.1 (空気・水)に近い. そこで, 各液に対し, 最小二乗法で m と C を求め, 気液粘性比 μ_G/μ_L の累乗関数を用いて以下の相関式を作成した.

$$J_G^{*1/2} + 1.15 \left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.10} J_L^{*1/2} = \frac{1.34 \pm 0.04}{D^{*1/8}} \left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.07} \quad (7)$$

ここで D^* は D/L で定義される無次元直径である. 流体物性値でCCFL特性に影響が大きいのは μ_L であり, 影響因子である D は式(5)に含まれ, σ は式(6)に含まれていることから, 式(7)ではKusunokiら⁽²¹⁾と同様に D と σ を含まない無次元量として μ_G/μ_L を選択した. $\beta = 0.5$ の条件で C が (μ_G/μ_L) の0.07乗となっているのは村瀬ら⁽¹⁹⁾と同じである. 作成したCCFL相関式(7)と測定値の関係を図3に示す. GWはグリセリン水溶液を示す. 測定値に対する相関式の標準偏差は $s = 0.02$ であり小さい.

3.2 圧力勾配、液相体積率と流動特性

気相体積流速 J_G と無次元圧力勾配 $|dP/dz|^*$ = $-(dP/dz)/(\rho_L - \rho_G)g$ との関係を図4に, 液相体積率 α_L との関係を図5に示す. J_G の増加に伴って, 液相体積率 α_L が低下するため, 上端フラッディングによるSFと下端フラッディングによるRFでは $|dP/dz|^*$ が減少する. SFからRFへの遷移 (TR: transition) では, 上下端でフラッディングが生じ, J_G の増加に伴って, RFとSFの境界位置が高くなり $|dP/dz|^*$ が増加する. 壁面摩擦項は, 式(2)より α_L と $|dP/dz|^*$ の差であり, SFで大きくRFで小さい. 界面摩擦項は, 式(1)より $|dP/dz|^*$ にほぼ等しく, SFで小さくRFで大きい. 液粘性 μ_L が大きくなると, SFで壁面摩擦項が大きくなり, RFで界面摩擦項が小さくなっている.

壁面摩擦係数 f_w を求めるには, 式(2)において $\alpha_L = (1 - \alpha_G)$ を測定する必要がある. f_w を相関式化しておけば, dP/dz データと式(2)から α_L を式(1)から界面摩擦係数 f_i を求めることができる.

流動状態のtime-strip画像を図6に示す. 高速度ビデオカメラを用い, 350 frame/sで8.571 s撮影した. 鉛直管の軸中心部付近の画像を1-pixel幅で抽出し, 抽出画像を時系列に配置することで縦軸が軸方向位置 z , 横

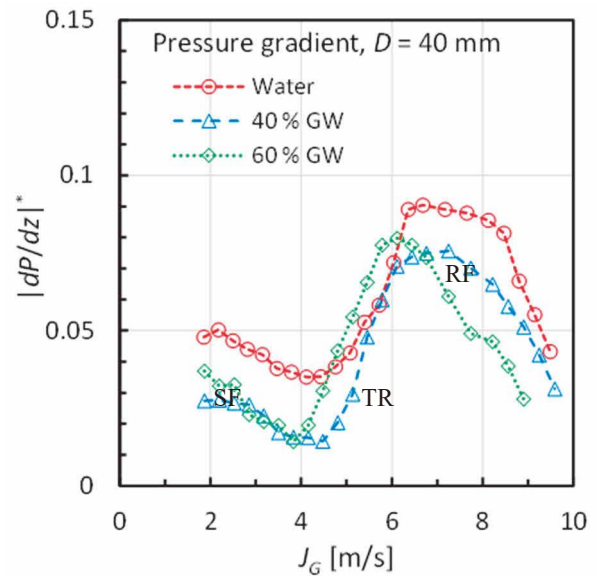


図4 無次元圧力勾配

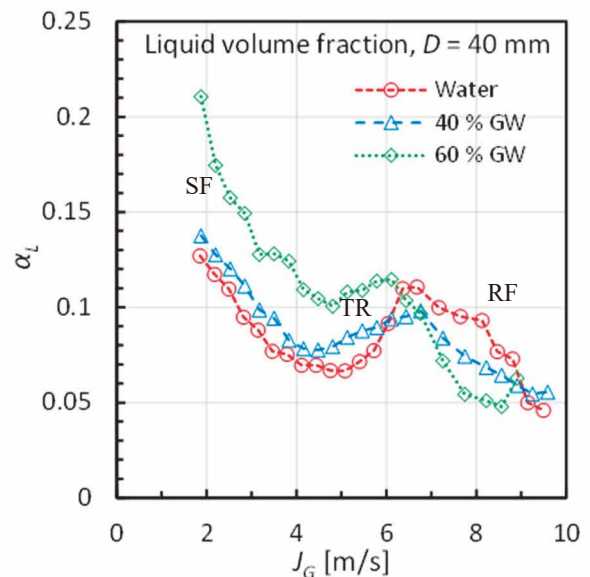
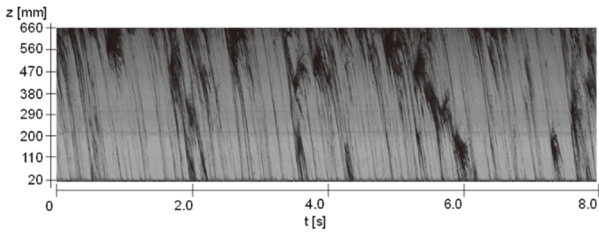


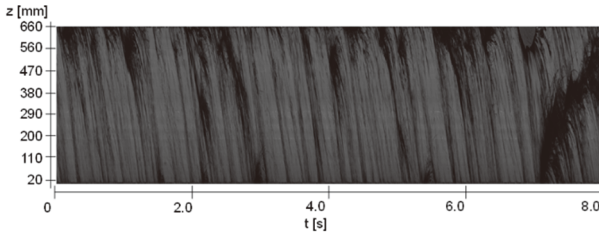
図5 液相体積率

軸が時間 t のTime-strip画像を作成した. Godaら⁽⁷⁾は管内径40 mmで下端シャープエッジの鉛直管を用いて空気-水系のCCFL実験を行い, 管内流動状態でのRFに関し, 管下端で発生した擾乱波が管上部まで逆流する流動 (rough film-I : RF-I) と擾乱波が管内で同時多発的に発生する流動 (rough film-II : RF-II) の二種類に区分した. 本実験ではSF, TRに加えRF-IIが見られた.

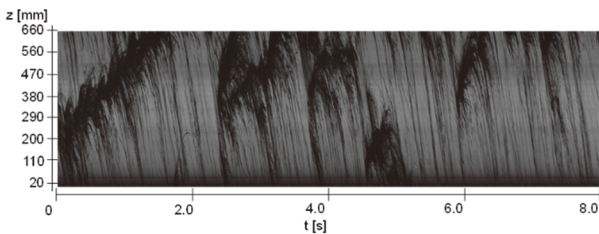
SFでは管上端部でフラッディングが起きており, 粘度が大きいほど擾乱波が管内で多く発生している. TRでは管下端で発生した擾乱波が, 逆流 (上昇) と流下を繰り返している. 画像からは管上端まで達する擾乱波も見られるが, ほとんどは管内で崩壊している.



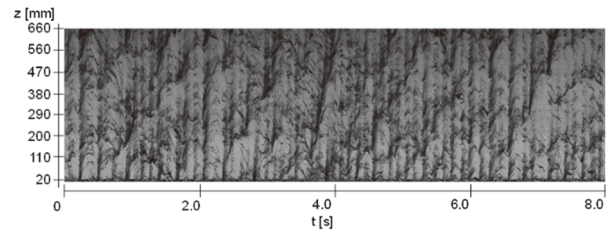
(a-1) Smooth film (water, $J_G = 1.85$ m/s)



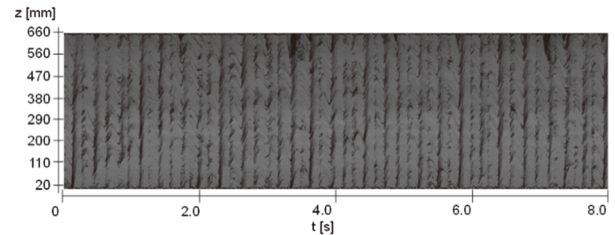
(a-2) Smooth film (40%GW, $J_G = 1.85$ m/s)



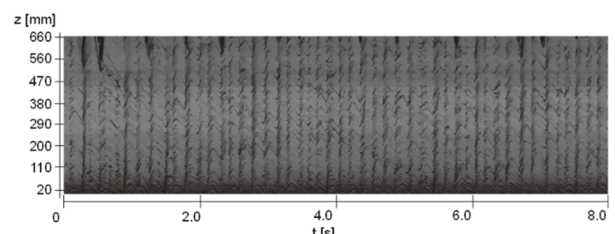
(a-3) Smooth film (60%GW, $J_G = 1.85$ m/s)



(c-1) Rough film II (water, $J_G = 9.15$ m/s)

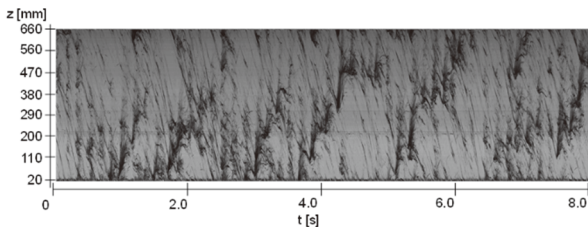


(c-2) Rough film II (40%GW, $J_G = 9.15$ m/s)

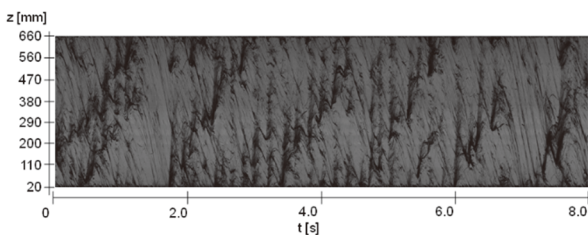


(c-3) Rough film II (60%GW, $J_G = 9.16$ m/s)

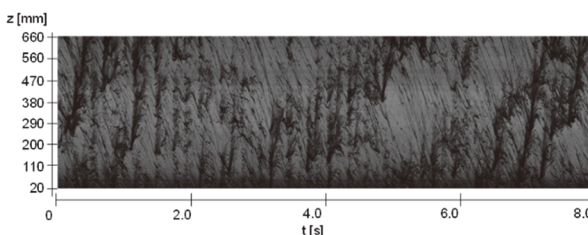
図6 time-strip画像



(b-1) Transition (water, $J_G = 5.08$ m/s)



(b-2) Transition (40%GW, $J_G = 5.08$ m/s)



(b-3) Transition (60%GW, $J_G = 5.08$ m/s)

粘性が大ききほど発生する擾乱波の数は多く、管上端部まで達するものが多い。さらに気相体積流束を大きくすると、明確なRF-Iを経ずにRF-IIの流動に遷移した。液粘性が増加すると液膜の変動が小さくなっている。

4. 壁面摩擦係数

4.1 壁面摩擦係数の相関式

f_w を求めるには、 dP/dz と α_L を測定する必要があるが、既存研究で α_L の測定値は少なく、 f_w データは限られている。信頼性の高い f_w の相関式を作成すれば、より測定しやすい dP/dz データと f_w の相関式を用いて式(2)から α_L を求めることができる。高木ら⁽¹⁶⁾はSFとRFを区分しない f_w の相関式として次式を提案した。

$$f_w = \max \left(\frac{26500}{Re_L^2}, \frac{0.70}{Re_L^{0.50}}, \frac{0.079}{Re_L^{0.25}} \right) \quad (8)$$

ここで、 Re_L は液相レイノルズ数で $Re_L = J_L D / \nu_L$ 、 ν_L は動粘度である。式(8)は層流、遷移域、乱流に対する式

を組み合わせたものである。遷移域と乱流に対する式は単相流に対する式と同じである。Godaら⁽¹⁵⁾は、 $D = 20 \text{ mm}$ の下端シャープエッジで高粘性液でのデータを測定し、 $f_w = 0.056/(J_L^{*1.20} Re_L^{0.32})$ を得た。ただし、この式では高 Re_L でのSFは適用対象外である。液相粘性を変更した本実験ではSF, TR, RFとも含まれている。

f_w と液相レイノルズ数 Re_L の関係を図7に示す。同一の J_G で液粘性を大きくすると、壁面摩擦項が大きくなり f_w が大きくなるが、 Re_L が小さくなる影響の方が大きい。遷移域から乱流では液粘性の影響を Re_L で表わしているが、層流では Re_L 以外に液粘性の影響を考慮する必要がある。下端シャープエッジの $D = 20 \text{ mm}$ での実験では流動状態が安定しており、 f_w のばらつきが小さい。一方、上下端ラウンドの $D = 40 \text{ mm}$ での実験で

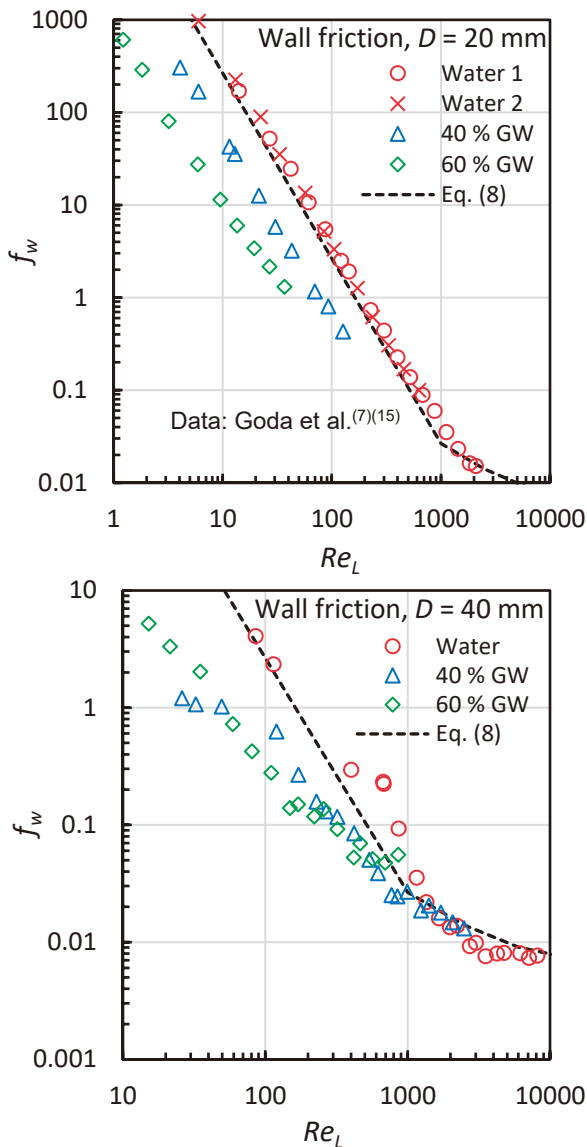


図7 液相レイノルズ数 Re_L と壁面摩擦係数 f_w との関係

はばらつきが大きい。式(8)の層流に対する項は、様々な上下端形状での既存データによる $Re_L < 1000$ での f_w の測定値を用いて、 $f_w = a/Re_L^n$ における a と n を最小二乗法により求めた⁽¹⁶⁾。

式(8)の層流に対する式で液相粘性の影響を反映するために、 $f_w = a/Re_L^n$ について図7の測定値から最小二乗法で a と n を求め、気液粘性比 μ_G/μ_L の関数で表した。式(8)の層流に対する項を変更し、式(9)で表される。

$$f_w = \max\left(\frac{a}{Re_L^n}, \frac{0.70}{Re_L^{0.50}}, \frac{0.079}{Re_L^{0.25}}\right) \quad (9)$$

$D = 20 \text{ mm}$ と 40 mm で a と n の傾向は類似しているが、1つの相関式にすると不確かさが大きくなることから $D = 40 \text{ mm}$ を対象に a と n を求めた。

$$a = 57 \exp\left(290 \frac{\mu_G}{\mu_L}\right), n = 1.17 \exp\left(25.5 \frac{\mu_G}{\mu_L}\right) \quad (10)$$

f_w の相関式(9)と(10)による計算値 $f_{w,cal}$ と測定値 $f_{w,exp}$ の比較を図8に示す。 $f_{w,cal}$ の $f_{w,exp}$ に対する標準偏差 s は49%と大きい。重要なのは f_w の相関式が α_L および f_i の予測に及ぼす影響である。

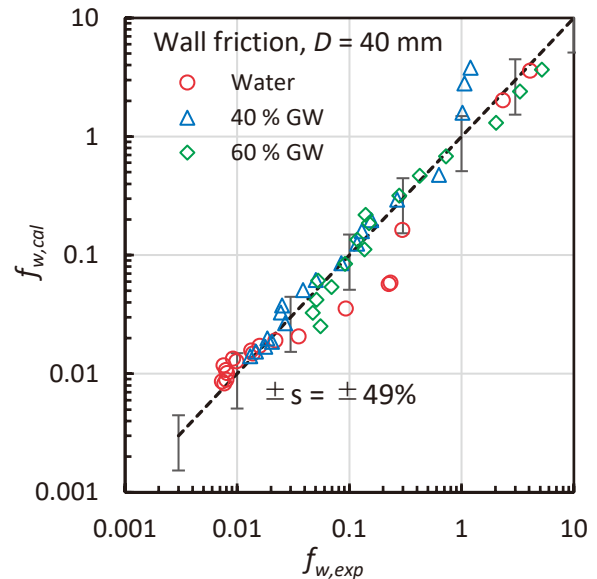


図8 f_w の計算値 $f_{w,cal}$ と測定値 $f_{w,exp}$ の比較

4.2 相関式の不確かさの影響

dP/dz の測定値および f_w の相関式(9)と(10)を用いた計算値 $\alpha_{L,cal}$ を測定値 $\alpha_{L,exp}$ と比較して図9に示す。SFからTRおよびTRからRFへの変化で、 α_L の計算値は測定値より変化が緩慢になっているが、 dP/dz の測定値を

用いているため、SFからTRを経てRFへの変化を計算でよく再現している。

図9における α_L の計算値 $\alpha_{L,cal}$ と測定値 $\alpha_{L,exp}$ の比較を図10に示す。 $\alpha_{L,cal}$ の $\alpha_{L,exp}$ に対する標準偏差 s は0.01と比較的小さく、高 α_L を除いて $\alpha_{L,cal}$ は $\alpha_{L,exp}$ とよく一致している。 dP/dz の測定値と α_L の計算値 $\alpha_{L,cal}$ を用いて求めた f_i の計算値 $f_{i,cal}$ と測定値 $f_{i,exp}$ との比較を図11に示す。 $f_{i,cal}$ の $f_{i,exp}$ に対する標準偏差 s は2.1%と小さい。これは α_L の不確かさが f_i の評価に及ぼす影響が小さいことを示している。

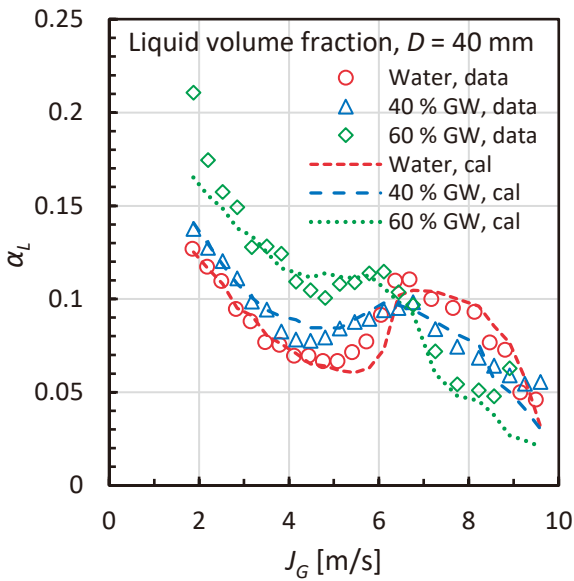


図9 J_G に対する α_L の計算値 $\alpha_{L,cal}$ と測定値 $\alpha_{L,exp}$

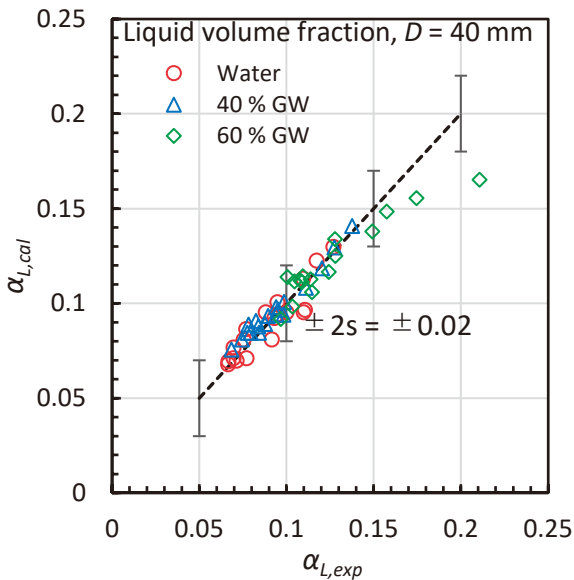


図10 α_L の計算値 $\alpha_{L,cal}$ と測定値 $\alpha_{L,exp}$ の比較

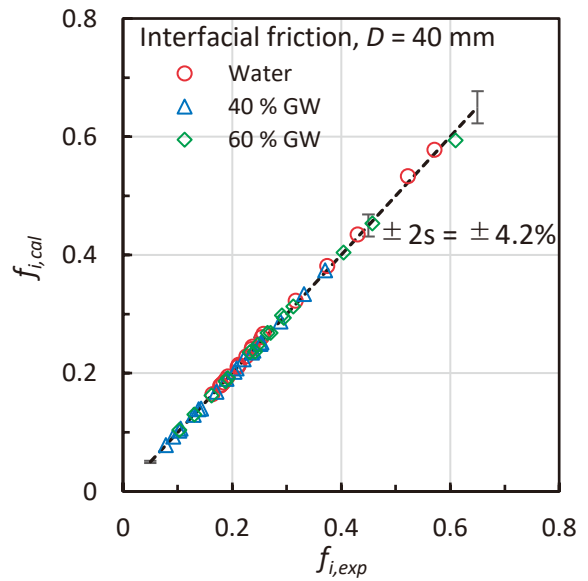


図11 f_i の計算値 $f_{i,cal}$ と測定値 $f_{i,exp}$ の比較

5. 液膜厚さと界面摩擦係数

5.1 液膜厚さ

フラッディング状態では、低 J_G での特殊な条件を除いて環状流となり、ボイド率 α_G と液相体積率 α_L およびボイド率 α_G と液膜厚さ δ には以下の式(11)および式(12)の関係がある。

$$\alpha_G = 1 - \alpha_L \tag{11}$$

$$\alpha_G = \left(1 - \frac{2\delta}{D}\right)^2 \text{ or } \frac{\delta}{D} = \frac{1 - \alpha_G^{1/2}}{2} \tag{12}$$

δ を求めることができれば、 α_G や α_L を求めることができる。Takakiら⁽²²⁾はSFでの δ に対して式(13)を提案した。

$$\frac{\delta}{L_v} = \max\left\{\left(\frac{3 Re_L}{4}\right)^{1/3}, 0.32 Re_L^{1/2}, 0.076 Re_L^{2/3}\right\} \tag{13}$$

本実験でのSFにおける δ の測定値と式(13)との比較を図12に示す。高粘性液での δ の測定値は式(13)とほぼ一致しており、式(13)は高粘性液におけるSFにも適用できる。

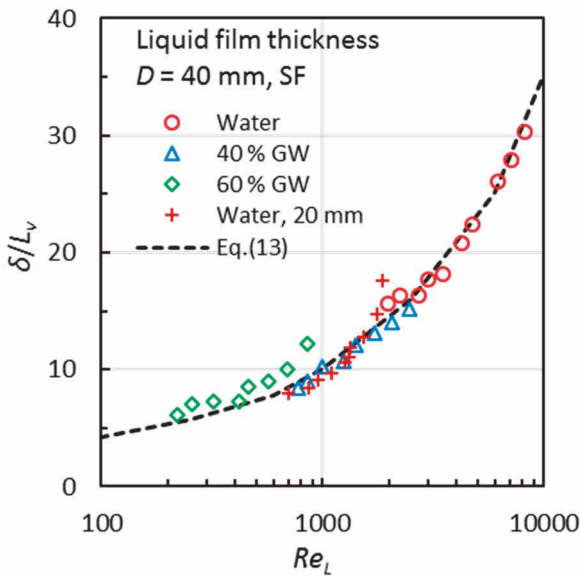


図12 液膜厚さδ

5.2 界面摩擦係数

SFとRFでは流動特性が異なることから、 f_i の相関式はSFとRFそれぞれに対し提案されている。佐野ら⁽²³⁾はRFに対して式(14)を提案した。

$$f_i = \frac{0.15D^*}{\left(\frac{\mu_G}{\mu_L}\right)^{0.166}} \exp\left\{-\frac{1.14K_G^*}{\left(\frac{\mu_G}{\mu_L}\right)^{0.133}}\right\} \quad (14)$$

Takakiら⁽²²⁾は、大口径の高温高压条件に適用しても工学的な非合理性は生じないSFに対する f_i の相関式(15)を提案した。

$$f_i = A \exp(BK_G^*), A = \frac{3.76}{10^4} \left(\frac{\rho_L}{\rho_G}\right)^{0.76} D^*,$$

$$B = -0.654 \left(\frac{\rho_L}{\rho_G}\right)^{0.11} D^{*0.16} \quad (15 \leq D^* \leq 187) \quad (15)$$

f_i の測定値を相関式と比較して図13に示す。相関式(14)と(15)では、液相の物性値に水と60%グリセリン水溶液を用いた。 K_G^* を変数にすると f_i に対する液粘性の影響は比較的小さく、 dP/dz データの不確かさの影響が大きい。式(1)より界面摩擦項は図4に示した $|dP/dz|^*$ にほぼ比例するが、式(1)には気液界面の変形の

影響は含まれていない。このため、 α_L が大きく気液界面の変形が大きくなると、 f_i は大きくなる。低 K_G^* のSFでの40%グリセリン水溶液では、図5に示したように α_L は水より若干大きい、 f_i は水より小さくなっており、高液粘性が界面変形を抑制したと考えられる。低 K_G^* のSFでの60%グリセリン水溶液では、図5に示したように α_L は水より大きく図6(a-3)に示したように低 J_G (低 K_G^*)のSFでも擾乱波が生じやすくなり f_i の値が大きくなるが、 f_i の測定値は水もしくは40%グリセリン水溶液と同等であり、高液粘性による界面変形の抑制の影響と考えられる。一方、高 K_G^* のRFでは、液粘性が高くなるほど $|dP/dz|^*$ と α_L は小さくなっている(図4および図5)が、 f_i の測定値には液粘性の影響は見られない。これは、高 K_G^* では α_L と δ が小さく界面変形しにくいこと、および高液粘性では式(1)で負の値である J_L の絶対値が小さくなり(図2参照)、 $|J_G/\alpha_G - J_L/(1-\alpha_G)|$ が小さくなることによる。このように、 f_i にはCCFL特性(J_L)および $|dP/dz|^*$ と α_L が影響するため、 f_i を的確に相関式化することは難しい。

式(14)は、高温高压の蒸気・水系での $|dP/dz|^*$ データと f_w の相関式から f_i を求めて相関式化したものであるが、高粘性液への適用性はよくない。式(15)は、大口径で高温高压の蒸気・水系への適用を想定し、式(13)による α_L の計算値を活用して作成した相関式である。式(15)も f_i への液粘性の影響を再現できているとは言えない。しかし、 f_i への影響因子は複雑であり、式(14)と(15)を改良する場合には、本実験結果だけでなく幅広く測定値を収集して検討する必要がある。

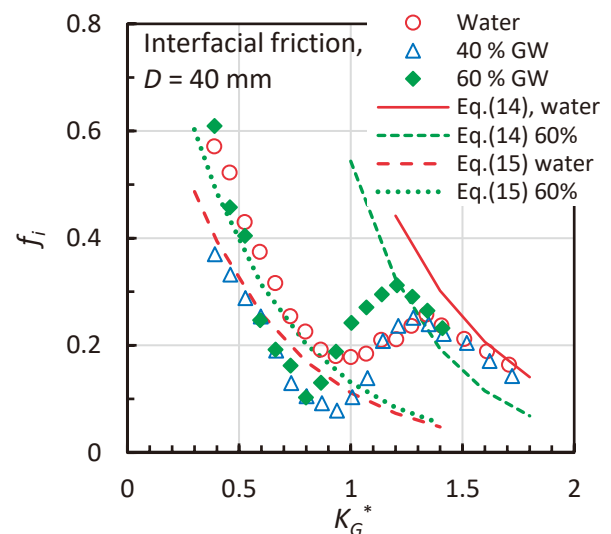


図13 界面摩擦係数 f_i

5.3 相関式の相互関係

式(1)と(2)における変数は、 J_G , J_L , dP/dz , α_G , f_i , f_w である。式(1)と(2)から dP/dz を消去し、 J_L をCCFL相関式で与え、 f_i と f_w の相関式を適用すれば J_G に対する α_G の値が求まる。 α_G もしくは δ の相関式を用いれば J_G に対する f_i の値が求まる。変数 J_G , J_L , dP/dz , α_G , f_i , f_w は、独立ではなく式(1)と(2)で関連付けられているため、CCFL特性、 α_G もしくは δ , f_w , f_i を簡潔な相関式で表すのは難しい。これらの相関式を使用する際には、検証データが対象とする条件に近い相関式を選定する必要がある。本報では高粘性液が J_L , dP/dz , α_G , f_i , f_w に及ぼす影響を調べた。既存のCCFL相関式では不確かさが大きくなるため、 μ_G/μ_L を含む式(7)を作成した。液膜が遷移域から乱流域では f_w の既存相関式を使用できるが、層流液膜では不確かさが大きくなるため μ_G/μ_L を含む式(9)と(10)を作成した。図12に示したように、SFでの δ には既存相関式(13)を使用できることを確認した。RFとSFに対する f_i の既存相関式(14)と(15)は、図13に示したように、 f_i の測定値と顕著な相違はないが、液粘性の影響を的確に反映していない。しかし、 f_i への影響因子は複雑であり、高粘性が f_i に及ぼす影響の定量評価は今後の課題である。

6. まとめ

本研究では、原子炉の事故時における配管系での流動特性を対象とし、気液対向流条件における鉛直管内での流動状態に関する相関式の不確かさの縮小を目標とした。本報告では、上下端ラウンドで直径40mmの鉛直管を対象に気相に空気、液相に高粘性液としてグリセリン水溶液(40wt%, 60wt%)を用いて気液対向流実験を行い、流動特性を観察し、CCFL特性および圧力勾配と液相体積率を測定した。流動特性としてはSF, TRに加え、擾乱波が管内で同時多発的に発生するRF-IIが見られた。測定値の検討結果より以下の結論を得た。

気液粘性比を用いて従来相関式を修正した上下端ラウンドに対するCCFL相関式を作成した。

直径40mmの鉛直管における層流液膜を対象に気液粘性比を用いた壁面摩擦係数の相関式を作成した。標準偏差は49%と大きくなったが、圧力勾配データを用いた液相体積率や界面摩擦係数の予測での不確かさへの影響は大きくないことを確認した。

上端フラッディングによるsmooth filmでの液膜厚さは既存相関式が適用できることを確認した。界面摩擦係数の測定値は従来相関式と顕著な相違はないが、既存相関式での液粘性の影響は測定値と傾向が異なっていた。

記号

| | |
|-------------|-----------------------|
| a | 定数 (-) |
| C | 定数 (-) |
| D | 管直径 (m) |
| D^* | 無次元直径 (-) |
| dH | 圧力差測定の間隔 (m) |
| dP/dz | 圧力勾配 (Pa/m) |
| $(dP/dz)^*$ | 無次元圧力勾配 (-) |
| f_i | 界面摩擦係数 (-) |
| f_w | 壁面摩擦係数 (-) |
| g | 重力加速度 (m/s^2) |
| h_{ul} | 上部タンク水位 (m) |
| H^* | 無次元体積流束 (-) |
| J | 体積流束 (m/s) |
| J^* | Wallis パラメータ (-) |
| K^* | Kutateladze パラメータ (-) |
| L_v | 代表長さ (m) |
| m | 勾配 (-) |
| n | 定数 (-) |
| P | 圧力 (Pa) |
| R | 曲率半径 (m) |
| Re_L | 液相レイノルズ数 (-) |
| s | 標準偏差 (-) |
| w | 代表長さ (m) |
| z | 鉛直方向座標 (m) |

ギリシャ記号

| | |
|------------|--------------|
| α | 体積率 (-) |
| β | 定数 (-) |
| δ | 液膜厚さ (m) |
| δ_f | 自由落下液膜厚さ (m) |

| | |
|----------|-------------------------|
| μ | 粘度 (Pa s) |
| ν | 動粘度(m ² /s) |
| ρ | 密度 (kg/m ³) |
| σ | 表面張力 (N/m) |

添字

| | |
|------------|-----|
| <i>cal</i> | 計算値 |
| <i>exp</i> | 測定値 |
| <i>G</i> | 気相 |
| <i>L</i> | 液相 |

引用文献

- Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, 315-345, McGraw-Hill, New York (1969).
- 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).
- Wallis, G. B. and Kuo, J. T., The Behavior of Gas-Liquid Interfaces in Vertical Tubes, Int. J. Multiph. Flow, Vol. 2, 521-536 (1976).
- 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, California (1978).
- Bharathan, D., Wallis, G. B. and Richter, H. J., Air-Water Countercurrent Annular Flow, EPRI NP-1165, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (1979).
- Bharathan, D. and Wallis, G. B., Air-Water Countercurrent Annular Flow, Int. J. Multiph. Flow, Vol. 9(4), 349-366 (1983).
- Goda, R., Hayashi, K., Murase, M., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., Experimental Study on Interfacial and Wall Friction Factors under Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes with Sharp-Edged Lower Ends, Nucl. Eng. Des., Vol. 353, 110223, 11 pages (2019).
- Takaki, T., Murase, M., Nishida, K., Goda, R., Shimamura, T. and Tomiyama, A., Liquid Film Thickness in Vertical Circular Pipes under Flooding Conditions at the Top End, Nucl. Technol., Vol. 206(3), 389-400 (2020).
- Takaki, T., Goda, R., Hayashi, K., Murase, M. and Tomiyama, A., Flow Characteristics in Vertical Circular Pipes with the Square Top End under Flooding Conditions, Nucl. Eng. Des., Vol. 371, 110951, 9 pages (2021).
- 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, ID754724, 9 pages (2012).
- 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, Nucl. Technol. Vol. 196, 614-640 (2016).
- Yu, J., Zhang, D., Shi, L., Wang, Z., Tian, W., Su, G. and Qiu, S., Experimental Research on the Characteristics of Steam-Water Counter-Current Flow in the Pressurizer Surge Line Assembly, Exp. Therm. Fluid Sci. Vol. 96, 180-191 (2018).
- 高木俊弥, 合田頼人, 栗本遼, 林公祐, 村瀬道雄, 富山明男, 鉛直管上端フラッシングでの流動特性に対する上部タンク水位の影響, 混相流, Vol. 35(3), 463-472 (2021).
- 高木俊弥, 村瀬道雄, 鉛直管内での落下液膜に対する壁面摩擦係数相関式の検証, INSS JOURNAL, Vol. 29, 205-216 (2022).
- Goda, R., Kurimoto, R., Hayashi, K., Murase, M., and Tomiyama, A., Effect of Fluid Properties on Interfacial and Wall Friction Factors under Counter-Current Flow Limitation in a Vertical Pipe with Sharp-Edged Lower End, Nucl. Eng. Des., Vol. 373, 111020, 10 pages (2021).
- 高木俊弥, 山下誠希, 栗本遼, 林公祐, 村瀬道雄, 富山明男, フラッシング条件における鉛直管での壁面摩擦係数とボイド率, 混相流, Vol. 36(4), 440-451 (2022).
- 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 Transf., Vol. 24 (8), 1381-1395 (1981).
- 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(4), 392-401 (2016).
- 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(2),

152-161 (2017).

- (20) 佐野直樹, 合田頼人, 林公祐, 村瀬道雄, 富山明男,
鉛直管内でのフラッディング状態における管内流動特性, 混相流, Vol. 35(4), 533-542 (2021).
- (21) Kusunoki, T., Murase, M., Fujii, Y., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, S. Tomiyama, A., Effects of Fluid Properties on CCFL Characteristics at a Vertical Pipe Lower End, J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 52(6), 887-896 (2015).
- (22) Takaki, T., Murase, M., Hayashi, K. and Tomiyama, A., Void Fraction and Interfacial Friction in Vertical Circular Pipes with the Square Top End Under Flooding Conditions, Nuclear Technol., Vol. 208(3), 503-519 (2022).
- (23) 佐野直樹, 高木俊弥, 西田浩二, 村瀬道雄, 合田頼人, 富山明男, 下端フラッディング状態での鉛直円管内における界面摩擦係数, 混相流, Vol. 34(1), 82-92 (2020).