

ロッドバンドルにおける気液対向流での流動特性

Flow characteristics in a rod bundle under gas-liquid counter-current flows

村瀬 道雄 (Michio Murase)*¹ 西田 浩二 (Koji Nishida)*¹

高木 俊弥 (Toshiya Takaki)*¹ 富山 明男 (Akio Tomiyama)*²

要約 ロッドバンドルにおける気液対向流条件での流動特性は、落水制限 (CCFL) を除いて、ほとんど評価されていない。そこで、これまでに、3×3 ロッドバンドルで空気・水対向流実験を行い、CCFL (上昇気相速度 J_G に対する落下液速度 J_L) および圧力勾配 dP/dz とボイド率 α を測定し、液膜流モデルを用いて壁面と気液界面での摩擦係数 (f_w と f_i) を求めた。CCFL 特性は、上部格子板での速度を用いると従来データと一致せず、バンドル内での速度を用いると従来データとよく一致し、バンドル内での速度を用いて CCFL 相関式を作成した。本報告では、原子炉の事故解析で α と dP/dz を計算するための相関式について検討した。その結果、 J_G が大きくなると多次元流れの影響により f_w が負になるため、相対的に不確かさが小さい f_i と液膜厚さ δ の相関式を作成した。 f_w の値が必要な場合には液膜流モデルおよび f_i と δ の相関式から求めるのがよいことを明らかにした。 f_i と δ の相関式から f_w を求めると、負の値を含めて f_w の測定値とよく一致した。

キーワード ロッドバンドル, 気液対向流, ボイド率, 壁面摩擦係数, 界面摩擦係数

Abstract Flow characteristics in rod bundles under counter-current gas liquid flows have not been well evaluated except for counter-current flow limitation (CCFL). In our previous studies, we had measured CCFL (falling liquid velocity J_L for updraft gas velocity J_G), pressure gradient dP/dz and void fraction α , and we obtained the wall and interfacial friction factors (f_w and f_i). The measured CCFL characteristics differed with the existing data arranged according to the gas and liquid velocities at the upper grid plate, but agreed with them when arranged according to the velocities in the rod bundle, and a CCFL correlation was obtained by using the velocities in the rod bundles. In this study, we evaluated correlations to compute α and dP/dz in an accident analysis for a nuclear reactor. As a result, we found the f_w value became negative due to multi-dimensional flows in the region of large J_G , hence correlations were obtained for f_i and the liquid film thickness δ (whose uncertainties were relatively small). When the f_w value was needed, we found that it could be computed by using the liquid film model with the f_i and δ correlations. The f_w values obtained from the f_i and δ correlations agreed well with the measured f_w including negative values.

Keywords rod bundle, gas-liquid counter-current flow, void fraction, wall friction factor, interfacial friction factor

1. はじめに

原子炉の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おり、壁面摩擦係数 f_w と界面摩擦係数 f_i を用いてボイド率 α と圧力勾配 dP/dz を計算する。事故条件では、ポンプによる冷却水の循環が停止して、停滞水や気液対向流が生じやすい。停滞水の状態は長く続くことから、炉心の燃料棒を模擬するロッドバンドルでの α の測定例⁽¹⁾⁻⁽³⁾は多い。一方、炉心冷却に直接影響する気液対向流での落水制限 (CCFL) に対する測定例⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾は多いが、気液対向流の状態は短いこともあり α の測定例は見当たらない。しかし、 α や dP/dz は燃料棒の冷却に影響する気液二相水位や炉心

圧力に影響する圧力損失の評価に重要である。

著者らの研究グループでは、直径 20 mm と 40 mm の鉛直管を使用して空気と水での気液対向流実験を行い、CCFL および dP/dz と α を測定し、環状流モデルを用いて f_w と f_i を求めた⁽⁷⁾。また、3×3 ロッドバンドルを使用して空気と水での気液対向流実験を行い、鉛直管と同じ方法を用いて CCFL および dP/dz と α を測定し、液膜流モデルを用いて f_w と f_i を求めた⁽⁸⁾。 α の測定値は停滞水でのデータ⁽¹⁾⁻⁽³⁾との相違が大きく、CCFL 特性は従来データ⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾との相違が大きかった。CCFL 特性は流路面積が狭い上部格子板での速度で整理されていたが、ロッドバンドル内での速度で整理すると、3×3 ロッドバンドルでの CCFL 特性が従来デ

*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

ータとよく一致することを明らかにした⁽⁹⁾。

3×3ロッドバンドルでの α の測定値と停滞水での α の測定値⁽¹⁾⁽³⁾との相違が大きい原因は明らかでない。また、原子炉の事故解析に活用するには、 f_w と f_i もしくは α を相関式化する必要がある。そこで、本報告では、液膜流モデルを用いて f_w と f_i および α の相互関係と相関式化について検討した。

2. 実験装置と実験結果の概要

2.1 実験装置

実験装置⁽⁸⁾を図1に示す。実験装置は、圧縮機から流量計を経由して下部タンクに空気を供給する空気供給系、蓄水タンクからポンプと流量計を経由して上部タンクに給水する給水系、および3×3ロッドバンドルで構成されている。燃料棒を模擬するロッドの直径は10 mm、正方格子配列のピッチは12.6 mmであり、チャンネル寸法は37.8 mm×37.8 mmである。ロッドの下端を格子板で支持し、上端をスペーサーで支持している。格子板とスペーサーは、形状が同じで流路面積はバンドル内の流路面積の93.5%である。格子板の下方とスペーサーの上方には α 測定用の縮切弁が設置されている。上下の縮切弁の間隔は1.2 mである。液相には水道

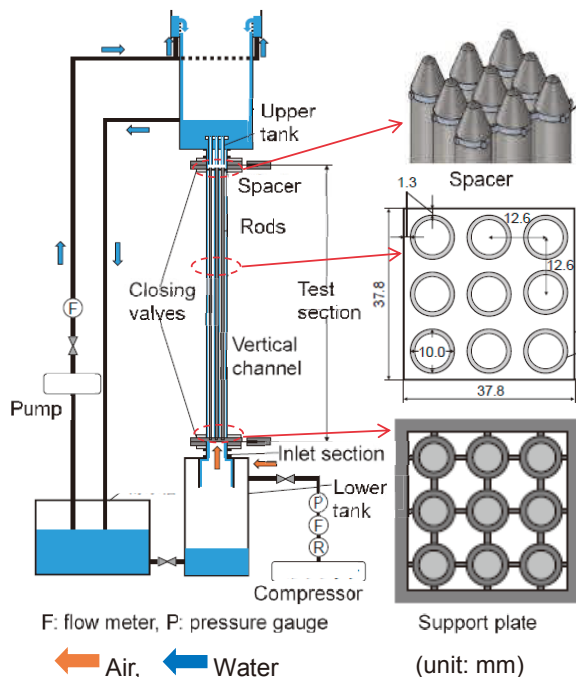


図1 ロッドバンドル気液対向流の実験装置⁽⁸⁾

水 (25±5 °C) を使用し、CCFLで落下しない水はオーバーフロー管を経由して蓄水タンクに戻した。

上部タンクの水位は、オーバーフロー管の位置により100 mmにした。気相の見かけ速度 $J_G=1.6\sim 12.6$ m/sの範囲でCCFLおよび dP/dz と α を測定した。空気と水の流量計の測定誤差はフルスケール (FS) の±2.5%である。落下水量 (見かけ速度 J_L) は、下部タンクの水位上昇から求め、不確かさは95%信頼区間で±3.3%である。 dP/dz は、0.8 mの区間で、間隔1 msで50,000点を収録して平均値を使用した。差圧計の測定誤差は8.6 kPaのFSに対して±0.25%である。縮切時間1/30秒の縮切弁を用いて区間1.2 mでの液量 (液相体積率 $\alpha_L=1-\alpha$) を測定し、1.6 m/s< J_G <7.0 m/sでは60回の測定の平均値を、変動が小さい $J_G\geq 7.0$ m/sでは30回の測定の平均値を使用した。 $J_G=2.4, 7.0, 11.8$ m/sでの α_L の測定値の標準偏差は、それぞれ0.0056, 0.0037, 0.0009である。

2.2 液膜流モデル

鉛直管での気液対向流には環状流モデルが使用される^{(7),(10)}。ロッドバンドルでは、チャンネル表面とロッド表面で液膜厚さが等しいと仮定する液膜流モデル⁽⁸⁾を使用するが、基本は環状流モデルと同じである。気相に作用する力と全流体に作用する力の釣り合いは次式で表される。

$$\frac{dP}{dz} + \rho_G g + \frac{f_i}{2} \rho_G \left(\frac{J_G}{\alpha} - \frac{J_L}{\alpha_L} \right)^2 \frac{Pe_i}{\alpha A_{cs}} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{dP}{dz} + (\rho_L \alpha_L + \rho_G \alpha) g - \frac{f_w}{2} \rho_L \left(\frac{J_L}{\alpha_L} \right)^2 \frac{Pe_w}{A_{cs}} = 0 \quad (2)$$

A_{cs} はバンドル内の流路面積、 g は重力加速度、 Pe_i は水平断面での気液界面の長さ、 Pe_w は水平断面での構造物表面の長さ (濡れ縁長さ)、 ρ は密度であり、添字の G と L は気相と液相を示す。

式(1)と(2)は鉛直管の環状流モデルでも同じであり、ロッドバンドルと鉛直管では A_{cs} および Pe_i と Pe_w が異なる。CCFL (J_G と J_L の関係) および dP/dz と α を測定すれば、式(1)から f_i が、式(2)から f_w が得られる。

2.3 実験結果

実験結果⁽⁸⁾として、 J_G に対する J_L および α_L と式(3)で定義される無次元圧力勾配(dP/dz)*を図2に示す。

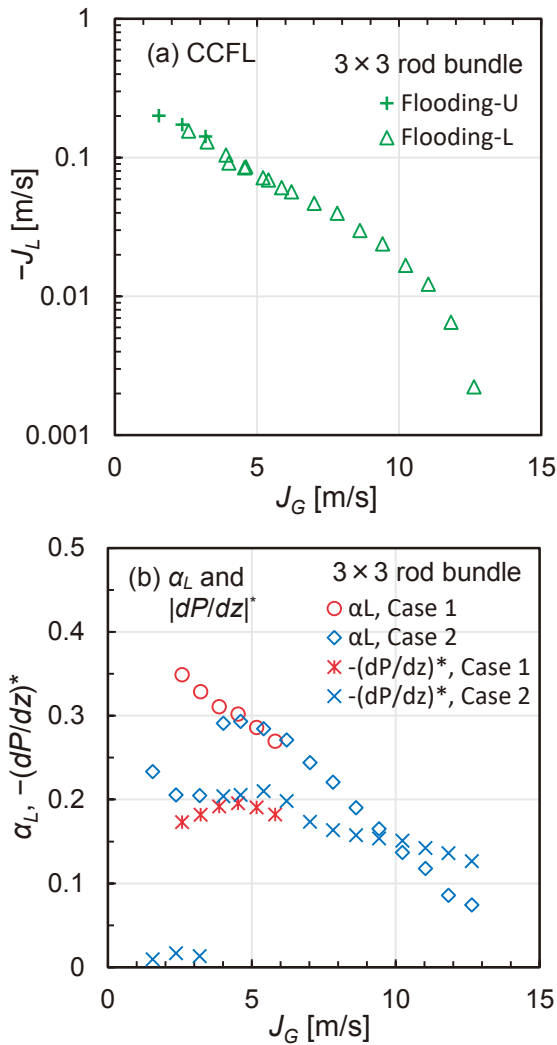


図2 3x3ロッドバンドルでの測定値⁽⁸⁾

$$\left(\frac{dP}{dz}\right)^* = \frac{dP/dz}{(\rho_L - \rho_G)g} \quad (3)$$

z 軸は上向きが正であり、 J_L と dP/dz の値は負になる。Case 1とCase 2は、測定年度は異なるが、測定方法は同じである。液相の落下は、低 J_G では上部で制限され (Flooding-U)、高 J_G では下部で制限された (Flooding-L)。上部での落下水制限から下部での落下水制限への変化は $-dP/dz$ と α_L に顕著に表れ、下部での落下水制限になると $-dP/dz$ と α_L が急増する。この変化は、鉛直管での変化⁽⁷⁾と同様であるが、Case 2で変化が生じた J_G の範囲を含むCase 1では生じていない (変化が生じる J_G の値には不確かさが大きい)。落下水制限位置が J_L に及ぼす影響は小さい。

式(1)と(2)および図2の測定値から、以下の事項が分かる。上部での落下水制限では、界面摩擦項と無次元

圧力勾配が小さく、重力項と壁面摩擦項が釣り合っている。下部での落下水制限では、界面摩擦項が増加して壁面摩擦項が相対的に小さくなる。BharathanとWallis⁽¹¹⁾は、鉛直管での気液対向流における下部での落下水制限に対し、壁面摩擦項を無視 ($f_w = 0$) して f_i を求めたが、図2では壁面摩擦項を無視できない。

3. 落下水制限

3.1 従来の相関式

気液二相流の計算では、式(1)と(2)およびCCFL相関式 (J_G と J_L の関係)、 f_w と f_i の相関式を用いて未知量である α と dP/dz を求める。Wallis⁽¹²⁾によるエンベロープ法 ($\partial J_L / \partial \alpha = 0$) を用いると J_L を過大に計算⁽¹¹⁾するため、 J_L の計算にはCCFL相関式を用いるのが一般的である。

流路の形状と寸法、上下端の形状に対応して多くのCCFL相関式が提案されている⁽¹³⁾。鉛直管では気液の無次元速度にWallisパラメータ (J_G^* と J_L^*) を用いたWallis相関式⁽¹²⁾が使用され、大口径管では代表長さを直径 D からラプラス長さ L に変更したKutateladzeパラメータ (K_G^* と K_L^*) を用いた相関式が使用される。Sun⁽⁵⁾は沸騰水型原子炉 (BWR) の燃料集合体に対するCCFL相関式にKutateladzeパラメータを使用した。

表1 水平多孔板に対するCCFL相関式

Ref.	Correlation	Eq.
Sun ⁽⁵⁾	$K_G^{*1/2} + K_L^{*1/2} = 1.79$	(4)
	$K_k^* = \left\{ \frac{\rho_k}{g L (\rho_L - \rho_L)} \right\}^{1/2} J_k$	(5)
	$(k = G \text{ or } L)$	
	$L = \left\{ \frac{\sigma}{g (\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2}$	(6)
Bankoff et al. ⁽¹⁴⁾	$H_G^{*1/2} + m H_L^{*1/2} = C, m = 1$	(7)
	$H_k^* = \left\{ \frac{\rho_k}{g w (\rho_L - \rho_L)} \right\}^{1/2} J_k$	(8)
	$(k = G \text{ or } L)$	
	$w = D^{1-\beta} L^\beta \quad (0 \leq \beta \leq 1)$	(9)
	$C = \min(1.07 + 0.00433L^*, 2.0)$	(10)
	$L^* = n\pi D/L, \beta = \tanh(\gamma \kappa D), \kappa = 2\pi/t_p$	(11)

D : 直径 (孔径), n : 孔数, t_p : 水平板の厚さ, γ : 孔の面積比, σ : 表面張力

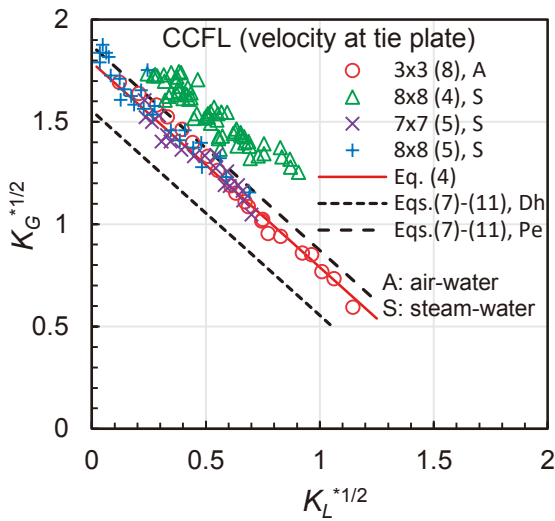


図3 CCFLデータと従来相関式との比較

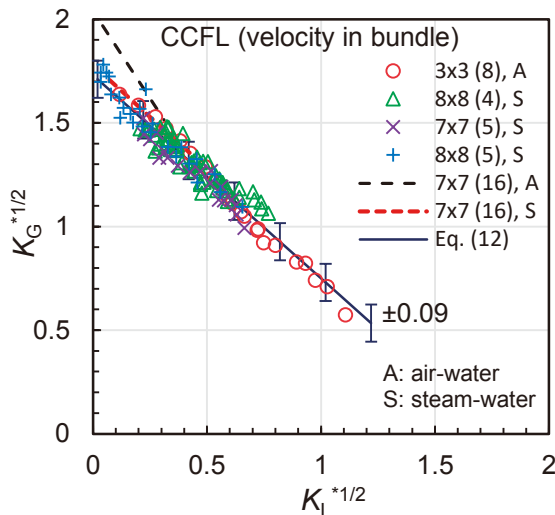


図4 バンドル内の速度で整理したCCFL

Bankoffら⁽¹⁴⁾は、水平多孔板でのCCFLデータと上部格子板でのCCFLデータを用いて汎用的な相関式を提案した。これらの相関式を表1に示す。

表1のCCFL相関式では、 J_L は下向きが前提にされており、 $-J_L$ や $|J_L|$ の表示は使用されていない。式(5)で代表長さをラプラス長さ L から直径 D に変更すると、Kutateladzeパラメータ K_k^* がWallisパラメータ J_k^* になる。式(4)は大口径の鉛直管に対するCCFL相関式⁽¹⁵⁾と同じである。Bankoffら⁽¹⁴⁾による式(8)と(9)では、 $\beta=0$ で H_k^* が J_k^* に、 $\beta=1$ で H_k^* が K_k^* になる。

3.2 従来データとの比較

3×3ロッドバンドルでのCCFLデータ⁽⁸⁾を従来デー

タ⁽⁴⁾⁽⁵⁾および表1に示した従来相関式と比較して図3に示す。従来相関式では、流路面積が最も狭い上部格子板での速度を用いてCCFL特性を整理する。Naitohら⁽⁴⁾による8×8およびSun⁽⁵⁾による7×7と8×8での測定値は、BWRの燃料集合体を模擬した蒸気・水実験による。3×3でのCCFLデータ⁽⁸⁾は、Sun⁽⁵⁾による7×7と8×8でのデータおよび式(4)とよく一致するが、Naitohら⁽⁴⁾による8×8でのデータとの一致はよくない。式(7)~(11)による計算値は、3×3での空気・水実験を対象にしておき、式(11)の L^* に上下のスペーサーもしくは格子板での水力等価直径 $D_h = 5.6$ mmと孔数 $n = 16$ を用いると J_L を過小に計算し、濡れ縁長さ $L^* = Pe/L$ を用いると J_L を若干過大に計算する。Bankoffら⁽¹⁴⁾の実験における孔形状は円であり、円形では $Pe = n\pi D_h$ である。図1に示すスペーサーや格子板の孔形状では、 $n\pi D_h$ より Pe を用いるのが合理的である。3×3では、 $L^* = n\pi D_h/L$ より $L^* = Pe/L$ を用いる方が J_L の計算値と測定値との一致がよい。式(7)~(11)をBWRの燃料集合体に適用すると、 n が大きいため式(10)で $C = 2.0$ になり、 J_L の計算値はNaitohら⁽⁴⁾による測定値とよく一致する。Naitohら⁽⁴⁾による燃料集合体の上部格子板は模擬燃料棒の加熱電極を兼用しており、上部格子板での流路面積 A_{ugp} はバンドルでの流路面積 A_{cs} の72%である。流路面積比 A_{ugp}/A_{cs} は、Sun⁽⁵⁾による実験では約90%、3×3⁽⁸⁾では93.5%である。

3.3 バンドル内速度での整理

図3に示したCCFLデータの実験では上部格子板での流路面積比 A_{ugp}/A_{cs} が異なり、上部格子板での速度ではなくバンドル内の速度を用いるとデータ相互の一致がよくなる可能性がある。バンドル内の速度で整理したCCFLデータを図4に示す。図3では相違が大きいNaitohら⁽⁴⁾による測定値を含めて、図4ではデータ相互の一致がよい。そこで、Naitohら⁽⁴⁾とSun⁽⁵⁾および著者ら⁽⁸⁾による測定値を用いて最小二乗法で次式を求めた⁽⁹⁾。

$$K_G^{*1/2} + 0.98K_L^{*1/2} = 1.73 \pm 0.09 \quad (12)$$

± 0.09 は125点の測定値の95%を含む不確かさである。笹川ら⁽¹⁶⁾による最近の測定値は、データフィット式が公表されており、測定範囲に対して破線で示した。蒸気・水データは式(12)とよく一致し、空気・水データ

は高 J_G で式(12)より J_L が大きい。

CCFL特性は、上部格子板、バンドル内、下部格子板で異なり、制限される J_L が最も小さい位置で顕在化する。図2 (a)では上部と下部で J_L に顕著な相違はなく、位置によるCCFL特性の相違は小さいと判断される。

4. 壁面摩擦と界面摩擦

流動特性の測定で最も大変なのは α であり、最も容易なのは dP/dz である。信頼性が高い f_w の相関式を作成しておけば、 dP/dz データと式(2)を用いて α を評価できる。鉛直管の気液対向流評価では、この方法を用いて dP/dz の従来データを活用して α を求め、 δ の相関式を作成した⁽¹⁰⁾。したがって、 f_w の相関式は流動特性の評価で重要である。 α を計算で求めるには、 f_w と f_i の相関式が必要になる。ロッドバンドルでの気液対向流に対する f_w と f_i の相関式は見当たらないため、鉛直管での気液対向流に対する f_w と f_i の相関式を表2に示す。鉛直管では f_w の相関式に見かけレイノルズ数 Re_L が使用されているが、ロッドバンドルに適用するため液膜レイノルズ数 $Re_{L,\delta}$ に変換して示す。

$$Re_{L,\delta} = \frac{J_L \delta}{\alpha_L \nu_L} \doteq \frac{Re_L}{4}, Re_L = \frac{J_L D}{\nu_L} \tag{13}$$

ν_L は液相の動粘度である。上部での落下水制限による滑らかな液膜 (SF) と下部での落下水制限による粗い液膜 (RF) で相関式が異なる。 f_i の相関式では、変数

表2 鉛直管の壁面と界面での摩擦係数の相関式

Ref.	Correlation	Eq.
Takaki et al. ⁽¹⁰⁾	For smooth film (SF): $f_w = \min\left(\frac{4.0}{Re_{L,\delta}}, \frac{0.35}{Re_{L,\delta}^{0.50}}, \frac{0.056}{Re_{L,\delta}^{0.25}}\right)$	(14)
Goda et al. ⁽⁷⁾	For rough film (RF): $f_w = \frac{1900}{Re_{L,\delta}^{1.96}}$	(15)
Takaki et al. ⁽¹⁰⁾	For smooth film (SF): $f_i = A K_G^B,$ $A = 0.0051, B = -4.64/D^{*0.5}$ $D^* = D/L$	(16) (17)
Sano et al. ⁽¹⁷⁾	For rough film (RF): $f_i = 0.30 D^* \exp(-1.90 K_G^*)$	(18)

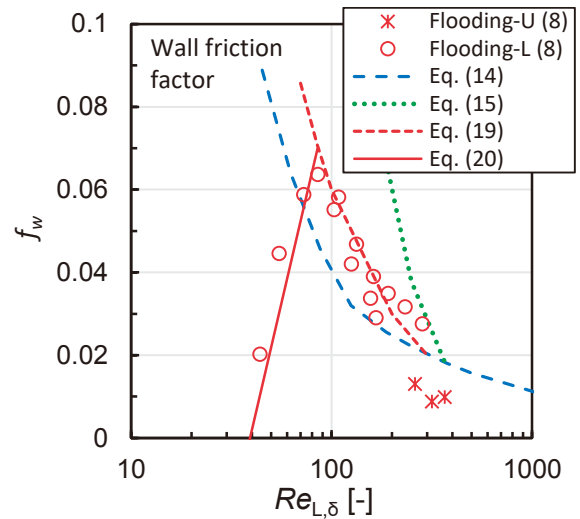


図5 壁面摩擦係数 f_w

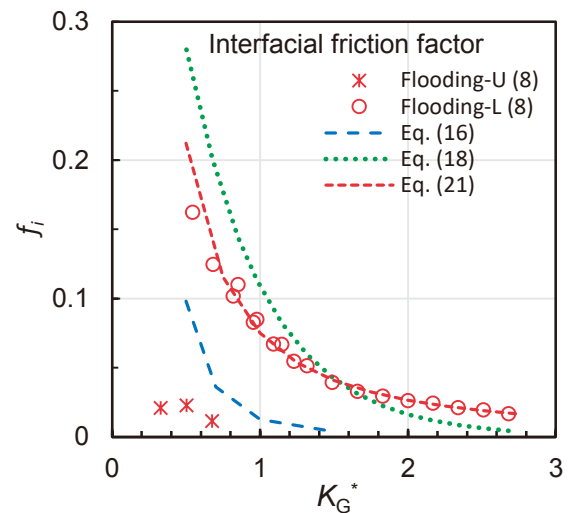


図6 界面摩擦係数 f_i

に δ を用いる式 ($f_i = A(\delta/L)^B$) が多いが、RFに対しては δ より適切な K_G^* を変数にした相関式(16)と(18)を使用した。文献^{(10),(17)}における式(16)と(18)の元の式では、係数と指数は気液密度比の関数であるが、表2では空気と水の気液密度比を用いて定数で表示した。

4.1 壁面摩擦係数

f_w の測定値を相関式と比較して図5に示す。式(14)は層流、遷移域、乱流に対する式であり、測定値は層流から遷移域の範囲である。ロッドバンドルでは濡れ縁長さが鉛直管より長く δ が薄いため、上部での落下水制限 (Flooding-U) では f_w が小さい。下部での落下水制限 (Flooding-L) における f_w の測定値は式(14)と(15)の間にあり、低 $Re_{L,\delta}$ (<80) で f_w が小さくなっている。こ

れは図2 (b)の高 J_G で α_L と $-(dP/dz)^*$ の差が小さくなっていることにより、 $-(dP/dz)^* > \alpha_L$ で f_w は負の値になる。 $f_w < 0$ は、バンドル内の一部で気液上昇流が生じ、気液上昇流による圧力損失が大きいことを示す。 f_w の測定値からフィット式を作成すると次のようになる。

$$f_w = 6/Re_{L,\delta} \quad (19)$$

$$f_w = 0.09 \ln(Re_{L,\delta}) - 0.33 \quad (20)$$

式(19)と(20)は、 f_w が α の評価に及ぼす影響を検討するために作成した式であり、一般的な使用は推奨しない。

4.2 界面摩擦係数

f_i の測定値を相関式と比較して図6に示す。 f_i の相関式には、BharathanとWallis⁽¹¹⁾のように $f_i = A(\delta/L)^B$ が用いられるが、佐野ら⁽¹⁷⁾は気相のKutateladzeパラメータ K_G^* を用いるのがよいことを示した。ロッドバンドルでは鉛直管より δ が薄いため、上部での落下水制限(Flooding-U)では f_i が式(16)より小さい。下部での落下水制限(Flooding-L)に対しては、ロッドバンドルでは鉛直管より f_i の K_G^* への依存性が小さく、最小二乗法を用いて次式を作成した。

$$f_i = 0.075/K_G^{*1.5} \quad (21)$$

5. ボイド率

5.1 ボイド率データ

ロッドバンドルでの気液対向流におけるボイド率 α のデータは見当たらないため、 α の測定値を停滞水($J_L = 0$)での α と比較して図7に示す。 $J_L = 0$ では、式(2)において壁面摩擦項がゼロになるため、 dP/dz の測定値から α が得られる。測定値は全て空気・水系である。Kameiら⁽¹⁾とChenら⁽²⁾は dP/dz の測定値から α を求め、Araiら⁽³⁾は気液二相の上昇水位から α を求めた。

Flooding-Uでは α が $J_L = 0$ での測定値より大きい、Flooding-Lでは α が $J_L = 0$ での測定値と比較的よく一致している。Chenら⁽²⁾による $J_G = 0.38$ m/sで $\alpha = 0.43$ から $J_G = 0.65$ m/sで $\alpha = 0.30$ への変化は気泡流からスラグ流への変化によるが、他の測定では α の急激な変化は見られない。 $J_L = 0$ での α の測定値は実験により最大で0.11異なる。気液対向流での α の測定値は $J_L = 0$ での測

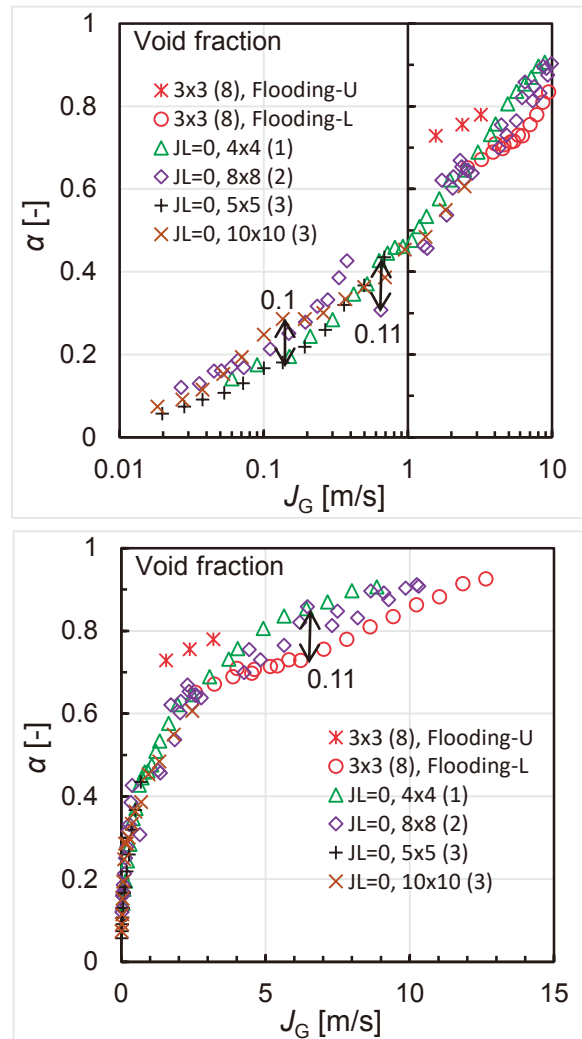


図7 停滞水 ($J_L = 0$) でのボイド率 α との比較

定値と最大で0.11異なる。 α で0.1の相違は一般的であるが、気液対向流 ($\alpha_L = 1 - \alpha = 0.07 \sim 0.35$) では0.1の相違は大きい。したがって、気液対向流での α の測定値と $J_L = 0$ での α の測定値との相違の原因を明らかにすることが望ましい。

5.2 圧力勾配によるボイド率の計算

流動特性 (CCFL, dP/dz , α) の測定で最も大変なのは α であり、 α の測定例は少ない。 α の測定値と式(2)から f_w を求め、信頼性がある f_w の相関式を作成しておけば、式(2)および dP/dz データと f_w の相関式から α を求めることができる⁽¹⁰⁾。

式(2)および dP/dz データと f_w の相関式(19)を用いて計算した α_{cal} と測定値 α_{exp} の比較を図8に示す。図5に示したように $Re_{L,\delta} < 80$ ($J_G > 7.5$ m/s) で f_w が急激に小さ

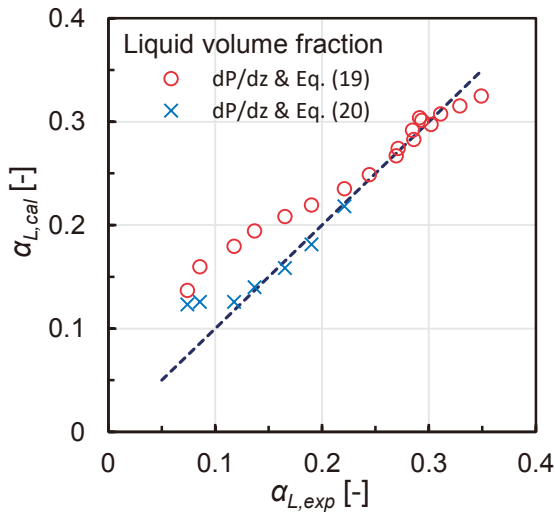


図8 dP/dz データと f_w の相関式による α の計算値

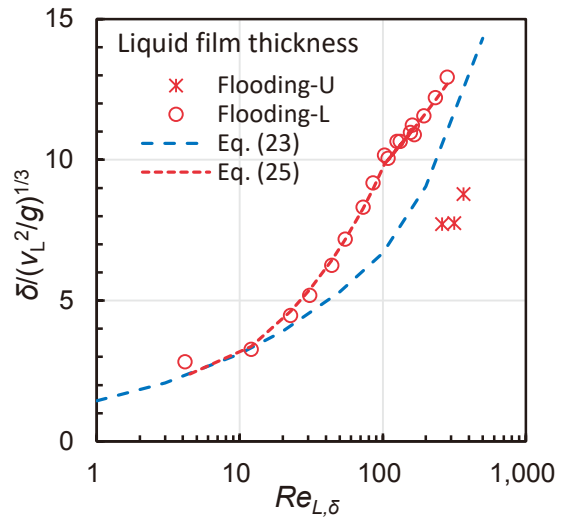


図10 液膜厚さ δ

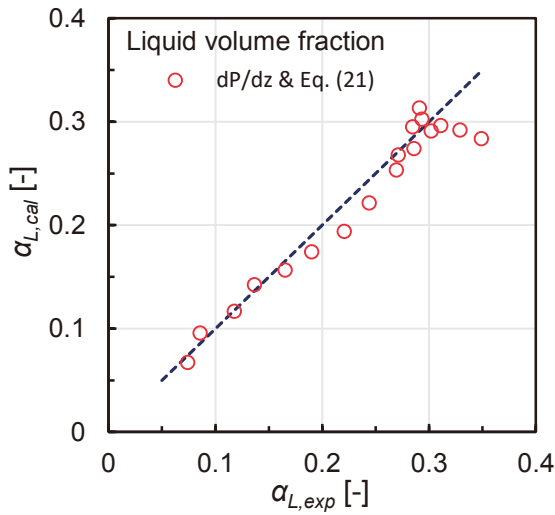


図9 dP/dz データと f_i の相関式による α の計算値

くなるため、 $\alpha_L < 0.23$ で $\alpha_{L,cal}$ が $\alpha_{L,exp}$ より大きくなっている。 $Re_{L,\delta} < 80$ で f_w の予測値を改善するために式(20)を用いると、 $20 < Re_{L,\delta} < 80$ ($11.5 \text{ m/s} > J_G > 7.5 \text{ m/s}$)は改善されるが、 $Re_{L,\delta} < 20$ ($\alpha_{L,exp} < 0.1$)に対しては別の f_w の相関式が必要になる。図8は適切な f_w の相関式を作成すれば式(2)と dP/dz データから α を予測できることを示すが、 f_w の測定値と相関式の汎用性が重要であり、図5に示した f_w の測定値 ($Re_{L,\delta}$ に対する急激な変化)の汎用性には疑問がある。

式(1)と dP/dz データおよび f_i の相関式(21)から計算した α_{cal} と測定値 α_{exp} の比較を図9に示す。 $\alpha_{exp} > 0.32$ の2点を除いて、 α_{cal} は α_{exp} と比較的よく一致している。 $\alpha_{exp} > 0.2$ では f_w の相関式(19)がよく、 $\alpha_{exp} < 0.2$ では f_i の相関式(21)がよく、 f_w と f_i のデータフィット式の精度が α の計算値に影響する。

5.3 液膜厚さ

液膜流モデルでは、 α と δ には一定の関係がある。

$$\alpha = \frac{A_G}{A_{cs}} = \frac{(W - 2\delta)^2 - n_r(\pi/4)(d + 2\delta)^2}{W^2 - n_r(\pi/4)d^2} \quad (22)$$

A_G は気相の流路面積、 d はロッド径、 n_r はロッド数、 W はチャンネルの幅である。

Takakiら⁽¹⁰⁾は、鉛直管の上端での落下水制限における δ の相関式として次式を作成した。

$$\delta^* = \max \left\{ (3Re_{L,\delta})^{\frac{1}{3}}, 0.64Re_{L,\delta}^{\frac{1}{2}}, 0.19Re_{L,\delta}^{\frac{2}{3}} \right\} \quad (23)$$

$$\delta^* = \frac{\delta}{(v_L^2/g)^{1/3}} \quad (24)$$

式(23)では、式(13)を使用して Re_L を $Re_{L,\delta}$ に変換した。式(23)の3式は、液膜が層流、遷移域、乱流に対する式であり、層流に対する式はNusseltの式である。

式(22)を用いて α の測定値を δ に変換したものを式(23)と比較して図10に示す。Flooding-Uでは、図7に示したように α が大きく、 δ が式(23)より小さい。一方、Flooding-Lでは、 δ は低 $Re_{L,\delta}$ でNusseltの式にほぼ一致するが、 $Re_{L,\delta}$ が大きくなると層流条件でも δ はNusseltの式より大きくなる。 δ の測定値に対するフィット式を作成すると式(23)と同様に3式が必要になるが、液膜の層流、遷移域、乱流には対応していない。

$$\delta^* = \max \left\{ (3Re_{L,\delta})^{\frac{1}{3}}, \min \left(0.97Re_{L,\delta}^{\frac{1}{2}}, 3.1Re_{L,\delta}^{\frac{1}{4}} \right) \right\} \quad (25)$$

式(23)は鉛直管の上端での落下水制限に対する式、式(25)はロッドバンドルの下部での落下水制限に対する式である。 $Re_{L,\delta}$ が大きくなると、式(25)による δ は式(23)による δ と交差するが、 $Re_{L,\delta}$ がさらに大きくなると δ がどのように変化するかは明らかでない。

5.4 液膜流モデルでの計算

式(1)と(2)から dP/dz を消去すると次式が得られる。

$$\frac{f_w}{2} \frac{\rho_L}{\rho_L - \rho_G} \frac{Pe_w}{gA_{cs}} \left(\frac{J_L}{\alpha_L} \right)^2 + \frac{f_i}{2} \frac{\rho_G}{\rho_L - \rho_G} \frac{Pe_i}{gA_{cs}} \left(\frac{J_G}{\alpha} - \frac{J_L}{\alpha_L} \right)^2 - \alpha_L = 0 \quad (26)$$

上式は壁面摩擦と界面摩擦の和が重力と釣り合っていることを示す。 J_G と J_L はCCFL相関式で関係付けられる。 f_w と f_i の相関式を用いれば、式(26)から α が求まる。逆に、 α の相関式から f_w もしくは f_i を求めることができる。 f_i の相関式(21)は、図6に示したように、鉛直管の下端での落下水制限での f_i の相関式(18)と類似している。式(22)で α と1対1に対応する δ の相関式(25)は、図10に示したように、鉛直管の上端での落下水制限に対する δ の相関式(23)と類似している。一方、 f_w の相関式(20)は、図5に示したように、鉛直管での f_w の相関式(14)や(15)と大きく異なる。そこで、式(26)および f_i の相関式(21)と δ の相関式(25)を用いて f_w を計算し、測定値 $f_{w,exp}$ と比較した。

式(26)および f_i の相関式(21)と δ の相関式(25)を用いて計算した $f_{w,cal}$ を測定値 $f_{w,exp}$ と比較して図11に示す。 $f_{w,cal}$ は、負の値($-f_w$)を含めて $f_{w,exp}$ とよく一致している。 $f_w < 0$ は、バンドルの一部で気液上昇流が生じ、気液上昇流での圧力損失が大きいことを示す。つまり、 f_i と δ に対する適切な相関式を使用すれば、一次元の液膜流モデルを用いて正から負への f_w の変化(気液対向流から部分的な気液上昇流の発生)を適切に計算できる。これは、基礎式(1)と(2)は気液対向流($J_L < 0$)だけでなく気液上昇流($J_L > 0$)にも適用できることによる。しかし、壁面摩擦項がゼロになる停滞水($J_L = 0$)では、式(2)が成立しない可能性がある。

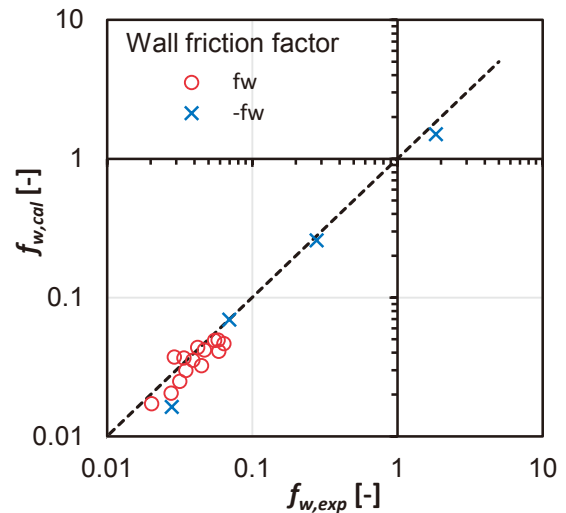


図11 式(26)による計算値 $f_{w,cal}$ と測定値 $f_{w,exp}$ の比較

f_w と f_i および α (もしくは δ) は、式(26)を介して相互に関連している。このため、 f_w と f_i および α の全てを簡便な相関式で表すことは難しい。鉛直管については、上端での落下水制限では f_i を相関式化しにくく、下端での落下水制限では α を相関式化しにくい。ロッドバンドルにおける下端での落下水制限では f_w を相関式化しにくい。相関式化しにくい変数については、図11に示したように、式(26)および他の変数の相関式を用いて計算するのがよい。

図7に示した 3×3 での α と 4×4 や 8×8 での α との相違の原因が、 α の測定方法の相違によるか、気液対向流($J_L < 0$)と停滞水($J_L = 0$)の相違によるか明らかでない。気液対向流における高 J_G (> 10 m/s) での $f_w < 0$ は、多次元流動(部分的な気液上昇流の発生)による。停滞水では、式(2)において壁面摩擦項がゼロになり、圧力勾配が重力項と等しくなる。一方、高 J_G では圧力勾配と重力項が一致せず、式(2)が成立しなくなる可能性がある。このため、 3×3 ロッドバンドルでの停滞水条件でCCFLおよび dP/dz と α を測定し、 f_w と f_i を評価することが望まれる。

6. まとめ

本報告では、 3×3 ロッドバンドルでの流動特性(CCFLおよび圧力勾配 dP/dz とボイド率 α)の測定値⁽⁸⁾および液膜流モデルとこれらの測定値から求めた界面摩擦係数 f_w と壁面摩擦係数 f_i について概説した。また、CCFL相関式では、流路面積が狭い上部格子板での気

液速度を用いるよりバンドル内での気液速度を用いる方が従来データを含む測定値を適切に整理⁹⁾できることを概説した。原子炉の事故解析に活用するには、 f_w と f_i もしくは α を相関式化する必要があるため、本報告では、液膜流モデルを用いて f_w と f_i および α の相互関係と相関式化について検討した。なお、上部での落下水制限は測定値が3点しかないため、下部での落下水制限について検討した。

f_w は、液膜レイノルズ数 $Re_{L,\delta}$ の関数として表せるが、高 J_G (低 $Re_{L,\delta}$) で値が負になるため、相関式化しにくい。 f_i は、鉛直管の下端での落下水制限と同様に、気相 Kutateladze パラメータ K_G^* の累乗関数で表せる。 α と1対1に対応する液膜厚さ δ は、鉛直管の上端での落下水制限と同様に、 $Re_{L,\delta}$ の累乗関数で表せる。液膜流モデルおよび f_i と δ の相関式を用いて計算した $f_{w,cal}$ は、低 $Re_{L,\delta}$ での負の値を含めて、測定値 $f_{w,exp}$ とよく一致した。

f_w と f_i および α は、液膜流モデルで相互に関連しており、これらの全てを合理的な形で相関式化することは難しい。したがって、 f_w と f_i および α の2つを相関式化し、残りの1つは液膜流モデルおよび2つの相関式を用いて計算で求めるのがよい。

記号

A	流路面積 (m ²)
C	Wallis 相関式の定数 (-)
D	直径 (m)
D^*	無次元直径 (-)
d	ロッド径 (m)
dP/dz	圧力勾配 (Pa/m)
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^*	無次元速度 (-)
J	見かけ速度 (m/s)
J^*	Wallis パラメータ (-)
K^*	Kutateladze パラメータ (-)
L	ラプラス長さ (m)
m	Wallis 相関式の勾配 (-)
n	孔数 (-)
n_r	ロッド数 (-)

Pe_i	気液界面の濡れ縁長さ (m)
Pe_w	構造物表面の濡れ縁長さ (m)
Re_L	見かけレイノルズ数 (-)
$Re_{L,\delta}$	液膜レイノルズ数 (-)
W	チャンネルの幅 (m)
w	代表長さ (m)
z	鉛直方向座標 (m)

ギリシャ文字

α	ボイド率 (-)
α_L	液相体積率 (-)
β	指数 (-)
δ	液膜厚さ (m)
ν	動粘度 (m ² /s)
ρ	密度 (kg/m ³)
σ	表面張力 (N/m)

添字

cal	計算値
cs	流路断面
exp	測定値
G	気相
i	気液界面
k	G もしくは L
L	液相
w	壁面
δ	液膜厚さ
*	無次元量

文献

- (1) Kamei, A., Hosokawa, S., Tomiyama, A., Kinoshita, I., Murase, M., Void Fraction in a Four by Four Rod Bundle under a Stagnant Condition, J. Power Energy Systems, Vol. 4 (2), pp. 315-326 (2010).
- (2) Chen, S. W., Liu, Y., Hibiki, T., Ishii, M., Yoshida, Y., Kinoshita, I., Murase, M., Mishima, K., Experimental

- Study of Two-Phase Flow in an 8×8 Rod Bundle under Pool Conditions, *Int. J. Heat and Fluid Flow*, Vol. 33 (1), pp. 168-181 (2012).
- (3) Arai, T., Furuya, M., Shirakawa, K., Effect of Channel Geometries on Two-Phase Mixture Level Swell and Its Fluctuation Amplitude, *Mechanical Eng. J.*, Vol. 7 (3), 13 pages (2020).
- (4) Naitoh, M., Chino, K., Kawabe, R., Restrictive Effect of Ascending Steam on Falling Water Flow during Top Spray Emergency Core Cooling, *J. Nuclear Sci. Technology*, Vol. 15 (11), pp. 806-815 (1978).
- (5) Sun, K. H., Flooding Correlations for BWR Bundle Upper Tie Plates and Bottom Side-Entry Orifice, Second Multi-Phase Flow and Heat Transfer Symposium-Workshop, Miami Beach, Florida (1979).
- (6) Glaeser, H., Downcomer and Tie Plate Countercurrent Flow in the Upper Plenum Test Facility (UPTF), *Nuclear Eng. Design*, Vol. 133, pp. 259-283 (1992).
- (7) Goda, R., Hayashi, K., Murase, M., Hosokawa, S., Tomiyama, A., Experimental Study on Interfacial and Wall Friction Factors under Counter-Current Flow Limitation in Vertical Pipes with Sharp-Edged Lower Ends, *Nuclear Eng. Design*, Vol. 353, 110223, 11 pages (2019).
- (8) 村瀬道雄, 佐野直樹, 高木俊弥, 合田頼人, 林公祐, 富山明男, 3×3ロッドバンドルにおけるフラッディング状態での流動特性, *混相流*, Vol. 35 (1), pp. 159-167 (2021).
- (9) Murase, M., Takaki, T., Nishida, K., Tomiyama, A., Counter-Current Flow Limitation and Void Fraction in a Rod Bundle under Flooding Conditions, *Proc. of The 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-19)*, No. 33993, online, March 6 - 11, 2022.
- (10) 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 Technology*, Vol. 208 (3), pp. 503-519 (2022).
- (11) Bharathan, D., Wallis, G. B., Air-Water Countercurrent Annular Flow, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 9 (4), pp. 349-366 (1983).
- (12) Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, pp. 320-345, McGraw-Hill, New York (1969).
- (13) Bankoff, S. G., Lee, S. C., A Critical Review of the Flooding Literature, NUREG/CR-3060, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C. (1983).
- (14) Bankoff, S. G., Tankin, R. S., Yuen, M. C., Hsieh, C. L., Countercurrent Flow of Air/Water and Steam/Water through a Horizontal Perforated Plate, *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 24 (8), pp. 1381-1395 (1981).
- (15) Wallis, G. B., Makkenchery, S., The Hanging Film Phenomenon in Vertical Annular Two-Phase Flow, *J. Fluids Eng.*, Vol. 96 (3), pp. 297-298 (1974).
- (16) 笹川達也, 水谷義隆, 奥井翔太, 河野智美, 久保雄一郎, 片岡勲, 冷却機能喪失時の使用済み燃料プールのスプレイ流入とクエンチ特性, *混相流*, Vol. 35 (1), pp. 142-149 (2021).
- (17) 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), pp. 82-92 (2020).