研究論文

1186. 大規模シミュレーションによる稠密炉心内気液二相流特性の解明, (II)

2 チャンネル流体混合実験への適用

永吉 拓至^{1,*}, 吉田 啓之¹, 大貫 晃¹, 秋本 肇¹*Investigation of Water-Vapor Two-Phase Flow Characteristics in a Tight-Lattice Core by Large-Scale Numerical Simulation, (II)**Experimental Analysis of 2-Channel Fluid Mixing Tests*

Takuji NAGAYOSHI, Hiroyuki YOSHIDA, Akira OHNUKI and Hajime AKIMOTO

A detailed gas-liquid two-phase flow analysis code based on an advanced interface-tracking method has been developed. It is expected that the developed code would be able to simulate two-phase cross flow behavior within tight-lattice fuel bundles without relying on any empirical correlations. In order to verify the applicability of the code to simulate two-phase cross flow behavior in such situations, numerical analyses of 2-channel model tests were conducted to compare the air slug deformation and separation behavior caused by cross flow through a narrow interconnection between channels. Although the code underestimated the ascending velocity of the slug, the calculated slug deformation and separation behavior were shown to be quite similar to those observed by a high-speed video camera. Moreover the minimum differential pressure between the subchannels through the interconnection, causing channel-to-channel air transfer to occur could be predicted to within 20Pa. However, further studies of modeling and implementation related to the interface-channel wall interaction, such as a contact angle of a gas-liquid interface at the channel wall, are required for prediction improvements. Nevertheless, the qualitative capability of the developed code to simulate two-phase cross flow phenomena was demonstrated.

KEYWORDS: *reduced moderation water reactor, tight-lattice bundle, two-phase flow, flow mixing, cross flow, advanced interface-tracking method*

I. 緒 言

日本原子力研究所(原研)では, 現行 BWR 技術に立脚し燃料増殖が可能な超高燃焼水冷却増殖炉 RMWR¹⁾ (Reduced-Moderation Water Reactor) の設計研究を進めている。RMWR のプラント設計は ABWR をベースとしているが, 安全性を損ねることなく 1.0 以上の転換比を実現するために炉心設計は大きく異なっている。具体的には燃料棒配置を燃料棒間最小ギャップ 1 mm 程度の高稠密格子配置として炉心平均ボイド率の上昇を図るとともに, 燃料棒長を短尺化した上で炉心上下端および中央部にプランケット領域を配置した二重扁平炉心を採用している。

このような炉心設計の変更に対応し, 部分模擬燃料集合体を用いた限界出力特性試験や, 低圧での中性子ラジオグラフィによる模擬燃料集合体内ボイド率分布測定などのモデル実験を実施している²⁾。またこれら現行設計の燃料集

合体を模擬した体系での実験と並行して, 実炉運転条件での大規模実験の一部を代替することを目指した炉内熱流動数値シミュレーション技術の開発研究も進めている³⁾。この一環として, 燃料集合体内のクロスフローによる流体混合を直接取り扱える数値シミュレーション技術の確立を目指して, 改良界面追跡法⁴⁾を用いた詳細気液二相流解析コード TPFIT (Two-Phase Flow Simulation Code with Interface Tracking) を開発している。前報⁴⁾では, 改良界面追跡法を組み込んだ TPFIT が高い体積保存性を有することや, 表面張力を適切に取り扱えることを示した。

ところで, RMWR 用燃料集合体の燃料棒間最小ギャップは現行 BWR の 1/3~1/2 と狭隘である。クロスフローの発生によって気泡やスラグの一部がこのような狭隘ギャップを通過する際には, 燃料棒表面と気液界面との相互作用は避けられず, 気相のクロスフロー量自体も影響を受ける可能性がある。したがって, RMWR 用燃料集合体へ適用に先立って, 開発手法が狭隘ギャップを気泡やスラグの一部が通過する際の気液界面変形挙動やクロスフロー量などを予測できることを確認しておく必要がある。

本研究の目的は, 開発手法の検証の一環として, クロス

¹ 日本原子力研究所 (Japan At. Energy Res. Inst.)
(2004 年 6 月 21 日 受理; 2004 年 11 月 22 日 査読通過)

* 著者連絡先: Tel. 029-282-5351, Fax. 029-282-6427,
E-mail: ngyshi@hflwing.tokai.jaeri.go.jp

フロー発生時のスラグの変形挙動予測への TPFIT の適用性を実験との比較によって調べることである。結果のランダム性を極力排除し、かつ流動および境界条件を明確にするとの観点から、まず比較対象はクロスフローを伴う単一スラグ上昇流とし、相変化も無視することとした。この考えに基づいて水-空気を用いた 2 チャンネル流体混合実験を実施し、狭隙ギャップをスラグの一部が通過する際の気液界面変形挙動やチャンネル間圧力の時間変化を調べた。本報では、この流体混合実験への適用による TPFIT の検証結果について述べる。

II. TPFIT の概要

TPFIT では、気液二相流記述に VOF (Volume of Fluid) 法⁵⁾に基づく 1 流体モデルを採用している。このため、基礎方程式は圧縮性・気液混合物に対する質量、運動量およびエネルギー保存式であり、これらを気液相の体積占有率の輸送式と連成して解く。

質量保存式：

$$\frac{D\rho}{Dt} = -\rho \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (1)$$

ここで、 u_i , x_i は i 方向の流速および座標である。また ρ は気液混合物の密度であり、気液相の体積占有率 f_g , f_l および密度 ρ_g , ρ_l を用いて次式で与える。

$$\rho = \rho_l f_l + \rho_g f_g, \quad f_g = 1 - f_l \quad (2)$$

運動量保存式：

$$\frac{Du_i}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + g_i + \sigma_i \quad (3)$$

ここで、 p は圧力、 g_i , σ_i はそれぞれ重力および気液界面の表面張力および水と流路壁面との接触角の効果による i 方向の加速度、 τ_{ij} はせん断応力テンソルである。

エネルギー保存式：

$$\frac{De}{Dt} = -\frac{p}{\rho} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + q \quad (4)$$

ここで、 e は内部エネルギー、 λ は熱伝導率、 T は温度、 q は発熱量である。

気液相の体積占有率の輸送式：

$$\frac{Df_l}{Dt} = -f_l \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho_l} \frac{D\rho_l}{Dt} \right), \quad \frac{Df_g}{Dt} = -f_g \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho_g} \frac{D\rho_g}{Dt} \right) \quad (5)$$

離散化はデカルト座標系、スタガード格子上で行う。数値解法は SMAC (Simplified Marker and Cell) 法⁶⁾の考えに基づく半陰解法とし、圧力 Poisson 式の行列解法には ICCG (Incomplete Cholesky Conjugate Gradient) 法を用いる。

改良界面追跡法については前報⁴⁾に詳述しているので、ここでは考え方のみ簡単に述べる。本手法の特徴は、各タイムステップごとに気液界面をコントロールボリューム単位で再構成し、これらコントロールボリュームごとの気液界面片のタイムステップ間の移動をラグランジュ的に評価

することである。これにより液率の輸送計算結果が計算メッシュ座標系に依存しないため、気液界面の傾斜の輸送を考慮しない Donor-Acceptor 法⁶⁾などで避けられない気液界面の不合理な変形や体積占有率輸送量の誤差の発生が大幅に低減できる。改良界面追跡法の計算コストは Donor-Acceptor 法などの従来手法と比べてが増大するが、同精度の解析結果をより大きなコントロールボリュームで得られる。

表面張力や水と流路壁面との接触角により気液界面に働く力の評価には Continuous Surface Force (CSF) モデル⁷⁾を用いる。気液界面曲率の評価精度を上げるため、表面張力評価のみメッシュ幅が 1/2 のサブコントロールボリュームを適用している。各サブコントロールボリュームへの液率などの再分配は、界面追跡法適用時に再構成した近似界面から評価する。

III. 実験解析への適用

1. 2 チャンネル流体混合実験の概要

2 チャンネル流体混合実験装置のフロー図を Fig. 1(a) に示す。2 つのサブチャンネル模擬流路(図中、Ch.1 および Ch.2) はそれぞれ独立した気水混合部および気水分離部を持ち、試験流路の流れ方向の一部でギャップを介して連通している。気水分離部内では、乗越え堰を用いて水位を一定とし、流路出口圧力を時間的にほぼ一定に保つようにしている。

ポンプによって供給された水は、分岐、容積流量計および流量調節用バルブを経た後、気水混合部に流入する。試験流路を通過して気水分離部で重力分離された水は、流路ごとに容積流量を測定された後に水槽に戻る。一方、コンプレッサにより供給された空気は、分岐および減圧バルブを経た後、気水混合部内の空気ノズルに流入する。空気ノズルは回転機構を持ち、一定時間間隔で一定容積の空気を気水混合部に注入する。2 つの空気バルブの空気注入タイミングは専用の制御系により制御する。放出 1 回あたりの空気容積は一定であるため、注入あたりの供給空気量は空気ノズルへの供給圧力を変えることにより調節する。試験流路を通過して気水分離部で重力分離された空気は各流路ごとに容積流量を測定された後、大気中に放出される。水の入口見かけ速度は 0~0.78 m/s (流路あたりの容積流量 0~3.0 l/min)、注入 1 回あたりの空気容積は 1.0~4.0 cc の範囲でそれぞれ変化させた。

試験流路の断面図を Fig. 1(b) に示す。2 つのサブチャンネル模擬流路は 8 mm × 8 mm の矩形断面を有し、全長 940 mm である。連通ギャップは幅 1 mm、長さ 5 mm、高さ(流れ方向長さ) 20 mm で、入口から 600 mm 下流位置に設けている。また、流路間差圧や流れ方向圧力損失を測定するための圧力取出口を両流路のギャップ中央高さとその上下流側に設けている。

主な計測項目は、水の入口容積流量、空気ノズルへの供

Fig. 1 2-channel flow mixing test apparatus

給空気圧力、水および空気の出口容積流量、連通部を介した流路間差圧である。各量の時間平均値は、サンプリング周期 10 Hz で PC に収録した各計測機器からの出力より評価した。実験は水単相流および気液二相流条件で実施し、二相流条件では高速度ビデオ(撮影速度 1~2 kfps, 撮影範囲約 0.1×0.1 m)による連通部近傍の気液界面挙動観察と、サンプリング周期 1 kHz での差圧信号収録を併せて実施した。

2. 解析体系および境界条件

解析体系は、Fig. 2(a)に示す試験部の連通部を含む高さ 220 mm の範囲とした。計算メッシュ分割はデカルト座標系で行い、Fig. 2(b), (c)に示すように、流路断面内 (x - y 方向)で流路内壁近傍および連通部内の分割数が異なる

Fig. 2 Dimensions of a calculated test channel

る A, B の 2 つのメッシュを用いた。なお、流れ方向 (z 方向)は連通部近傍でメッシュ間隔を細かくする不等間隔メッシュ(最小幅 0.167 mm)とし、分割は両メッシュ共通とした。 x, y, z 方向のメッシュ分割数はそれぞれ A メッシュが $59 \times 26 \times 370$ 分割, B メッシュが $90 \times 34 \times 370$ 分割である。

各サブチャンネル流路の底面を一樣流入境界、上面を一樣固定圧力の自由流出境界とした。空気注入は流入容積流速を一定としたまま流入流体の液率を所定の時間範囲でゼロとすることで模擬し、流入時の気液速度差は無視した。壁面は全域ノンスリップ条件とし、水と流路壁面との接触角の考慮の有無もパラメータとした。気液両相の物性値に

は実験と同等の条件である大気圧, 20°Cでの値を用いた。

IV. 結果と検討

1. 水単相流におけるクロスフロー特性

気液二相流解析に先立って水単相流条件におけるクロスフロー特性を比較した。A メッシュを用い, 両流路の出口圧力を大気圧(0.1013 MPa)固定として, 各流路の入口見かけ速度を0.13~0.5 m/sの範囲でそれぞれ変化させた。入口見かけ速度を代表速度とする各流路の Reynolds 数範囲は約2,000~7,600である。なお, 初期速度場を流路内一様とするなどの初期条件設定に起因するクロスフロー流量の時間変動は, すべての解析ケースで1.5 s 程度までにクロスフロー流量絶対値の5%未満まで減衰した。以下で示す解析値は, すべて解析開始から1.5 s 以降の結果から求めたものである。

Ch.1 の入口見かけ速度一定(0.26 m/s)の場合の Ch.2 の入口見かけ速度に対する出口見かけ速度の実験値と解析値とを比較して Fig. 3 に示す。見かけ速度の実験値は60 s 間の時間平均容積流量から求め, 解析値は流入出面内流速の0.5 s 間の平均値である。図からわかるように, 両者は実験誤差の範囲で一致した。実験誤差は3%前後であり, 主に水流量計の計測精度に起因する。

Fig. 3 Measured and calculated exit volumetric flux variations of the Ch.2 under single-phase flow conditions

実験および解析で得られた流路間差圧時間平均値とクロスフロー流量時間平均値との関係を Fig. 4 に示す。図中, 流路間差圧は Ch.1 側が高圧の場合を正方向, クロスフロー流量は Ch.1 から Ch.2 に向かう流れを正方向としている。平均化で用いた時間幅は0.5 s である。クロスフロー流量実験値は両流路の入口および出口流量の時間平均値から求め, その誤差は最大6%である。一方, クロスフロー流量解析値は, ギャップ内の流速分布から求めたギャップ通過流量である。解析した条件範囲において実験値と解析値は最大で実験誤差程度の差で一致し, 限られた流動条件範囲ではあるが, TPFIT が定常・水単相流条件での流路間差圧-クロスフロー流量特性を予測できることが確認できた。

2. スラッグのクロスフロー挙動

実験においてスラッグの流路間移動が観察された代表的な流動条件に TPFIT を適用し, スラッグの変形や分裂挙動を比較した。比較した実験ケースでは Ch.1 のみに見かけ速度0.26 m/s の水と空気を注入し, 空気の流路間移動を発生しやすくしたものである。解析ケースの条件を Table 1

Fig. 4 Measured and calculated relative characteristics between channel differential pressure and cross flow rate under single-phase flow conditions

Table 1 Calculation conditions under two-phase flow conditions

Case No.	Inlet volumetric flux (m/s)		Injected Air into Ch.1 (cc)	Exit pressure (MPa)		Contact angle (°)	Mesh
	Ch.1	Ch.2		Ch.1	Ch.2		
1a					0.10130	None	Type A
1b					0.10126		
2a	0.26	0.0	1.68	0.10130	0.10130		
2b					0.10126	15	Type B
3			1.55		0.10130		

に示す。解析ケース 1a をベースケースとし、出口圧力差や水と壁面との接触角の考慮の有無やメッシュ分割が解析結果に与える影響を調べた。各解析ケースの条件設定根拠は以降で適宜述べる。なお、解析では水単相による 2 s 間の初期定常計算の後に空気を注入した。

実験における連通部近傍でのスラグ挙動の高速度ビデオ

(サンプリング速度 1 kfps) による観察結果を **Fig. 5(a)** に示す。図中の基準時刻 t_0 は、スラグ上端が連通部下端高さに達した時点とした。

図からわかるように、Ch.1 を上昇してきたスラグの上端が連通部中央高さ程度まで達すると、スラグの一部が連通部内に引き伸ばされるように浸入し、やがて Ch.2 まで

Fig. 5 Observed and calculated slug behavior

達した浸入部の一部が分離して単一気泡を形成している。高速度ビデオ画像から求めた移動空気容積は 0.087 ± 0.003 cc である。

解析ケース 1a の気液界面の解析結果を Fig. 5(b) に示す。解析における気液界面は液率50%の等値面で定義した。図示した範囲や基準時刻 t_0 の定義、各図の時間間隔は実験結果である Fig. 5(a) と同一である。Fig. 5(a), (b) のスラグ位置の比較からわかるように、解析はスラグの上昇速度を約20%過小評価した。また、本解析ケースでは空気の一部が連通部ギャップに浸入するものの、流路間移動は予測していないことがわかる。

解析ケース 1b は空気のコスフローをより発生しやすくするため、Ch.2 の出口圧力を Ch.1 より 40 Pa 低く設定したケースである。入口および出口の水流量計の誤差や気水分離部内の水位変動幅から、各流路の連通部から試験流路出口の圧力損失の最大誤差は 20 Pa 程度と評価できた。出口圧力差として設定した 40 Pa はこの最大誤差の倍であり、実験計測系の特性から取り得る最大誤差である。なお、他の解析条件は解析ケース 1a と同一である。

解析ケース 1b の気液界面の解析結果を Fig. 5(c) に示す。スラグ上昇速度は解析ケース 1a よりもさらに 4% 程度過小評価したが、これは出口圧力条件の変更によって Ch.1 側の水の出口流量が解析ケース 1a よりも低下したことが原因である。一方、スラグ形状については解析ケース 1a と有意な差はみられない。しかし、本解析ケースでは連通部内の空気浸入だけでなく、空気の流路間移動と Ch.2 内での単一気泡の形成を予測している。解析での移動空気容積は約 0.094 cc で、Fig. 5(a) に示した実験結果より約 8% 大きい値となった。また、スラグ上昇速度の過小評価のため進展は観察結果より遅いものの、連通部へ浸入した空気塊の形状やその先端がちぎれて単一気泡を形成する過程を解析は良好に予測できている。

連通部中央高さにおける流路間差圧の時間変化の実測値と解析ケース 1a, 1b における解析値との比較を Fig. 6 に示す。実測値と解析値との時刻合せの方法は Fig. 5 に示した結果とは異なり、連通部下端より 80 mm 上流側に設けた圧力計測点でスラグ通過を検出した時刻(計測開始から約 0.48 s)と解析で圧力計測高さをスラグ上端が通過した時刻を合わせている。図中の上側に解析ケース 1a, 下側に解析ケース 1b と実測値との比較をそれぞれ示している。

実験での初期流路間差圧は約 30 Pa であり、スラグ上端が連通部下端高さに達すると流路間差圧は上昇を開始し、やがて約 150 Pa に達する。その後、差圧は低下し、連通部をスラグが通過した時点で約 -60 Pa まで下がる。なお、両解析ケースともにスラグ上昇速度を過小評価したため、流路間差圧の上昇開始時刻は実測値よりも約 0.1 s 遅れている。解析ケース 1a の初期および最大流路間差圧はそれぞれ実測値に近いものの、スラグ通過後の最低流路間

Fig. 6 Observed and calculated time histories of the channel differential pressure (Cases 1a and 1b)

Fig. 7 Time histories of total air volume in calculations

差圧は約 35 Pa 低く予測した。本実験および解析条件のような低流速条件では、連通部より下流側で各流路内に存在する空気量差による水頭差が流路間差圧の大部分を占める。したがって、この流路間差圧の過小評価の原因のひとつは空気の流路間移動の有無と考える。一方、空気の流路間移動を予測した解析ケース 1b では、スラグ通過後の最低流路間差圧の一致は良くなっているが、初期差圧は約 20 Pa、最大差圧は約 85 Pa それぞれ高く予測した。以上の 2 ケースの結果から、TPFIT は空気の流路間移動が発生する流路間差圧を過大評価する傾向があるが、その予測精度は 20 Pa 以下であることがわかった。また、ケース 1a および 1b における計算体系内の空気容積の時間変化を Fig. 7 に示す。なお、空気容積は注入終了時点の容積で規格化してある。スラグ先端が出口にほぼ達する 0.6 s で空気容積は注入終了時より 2~3% 増加しているが、この増加分は入口—出口間圧力差による膨張分(約 3%)と同等であり、TPFIT が高い容積保存性を持つことが確認できた。

ところで、他の実験ケースも含め、連通部内を除いて空

気が流路壁面に直接接触することはまれであり、発生しても極めて短時間であった。すなわち実験でのスラグ水平断面はほぼ円形であり、スラグと流路壁の間には水液膜が常に存在していた。他方 Fig. 5(a), (b)に結果を示す解析では、スラグ下半分の側面の大部分で内部空気と流路壁とが直接接触している。このため解析ではスラグが存在する高

さ方向範囲で水の相対的な下降流が阻害され、スラグ上昇速度を過小評価したものと考ええる。このような気液界面挙動は、例えば 25 mm 円管内の単一スラグの実験解析⁸⁾では見られなかった。この解析においても初期にスラグ内の気相と流路壁面との直接接触が一度は発生するが、速やかに液膜が形成されて接触状態が維持されるようなことはな

Fig. 8 Calculated slug behavior with contact angle effects

かった。また試験流路幅を4 mmとした2チャンネル流体混合実験も試みたが、注入した空気塊が流路を完全に閉塞して気泡やスラグとならないために実験自体を断念した経緯がある。これらの解析および実験からの知見から、8 mm角という比較的狭い流路でありながら水と流路内壁との接触角の影響を無視していることが、スラグ形状の実験と解析との違いの原因と考えた。

そこで解析ケース1aおよび1bと同じ流動条件およびメッシュ分割(Aメッシュ)で接触角を考慮した解析(解析ケース2aおよび2b)を実施した。試験体のアクリルと水との静的接触角は観察から15°〜30°と見積もられたが、今回の解析では15°を静的接触角として選定した。

解析ケース2aおよび2bの気液界面の解析結果をFig. 8(a), (b)に示す。空気注入方法は解析ケース1aと同じにも関わらず、Fig. 8(a)に示すように、解析ケース2aのみ単一スラグとならないまま注入空気は連通部高さに達した。全解析ケースにおいて注入直後の空気はいったんは大小2つのスラグを形成するが、解析ケース2a以外では注入終了後に速やかに合体して単一スラグとなっている。

接触角の考慮によりスラグ形状は実験観察結果に近づき、スラグ上昇速度の過小評価も約5%に低減した。しかし、スラグ下半分には幅2 mm程度の流路壁面との直接接触が見られ、接触角の考慮だけではスラグと壁面との間の液膜を再現できなかった。接触角を考慮しない解析ケースと同様に、空気の流路間移動は流路出口圧力が異なる解析ケース(解析ケース2b)でしか発生せず、その移動空気容積は接触角を考慮しない解析ケース1aよりも約40%大きい0.134 ccであった。連通部中央高さにおける流路間差圧の時間変化の実測値と解析ケース2aおよび2bにおける解析値との比較をFig. 9中の上部および中部に示す。スラグ上昇速度の解析結果が実験に近づいたことにより、流路間差圧の増減タイミングの一致が改善されたことがわかる。

最後に、Fig. 2(c)に示すBメッシュを用いた解析ケース3の結果について述べる。Bメッシュでは、流路壁面近傍および連通部内のメッシュ分割幅を流路断面内でAメッシュの1/2とした。メッシュを細分化した部分は、スラグ通過時や空気の流路間移動が発生した際に気液界面を挟んで局所的に気液対向流が発生し得る領域である。Table 1に示すように、流動および境界条件は基本的に解析ケース2aと同一であり、接触角も考慮した。なお、空気の流入速度や注入時間幅は他の解析ケースと同一としたが、注入空気量は約8%小さい。これは、流入時の空気密度を流入面の瞬時圧力から与えているためであり、メッシュ変更によって生じた空気注入時の圧力過渡変化の違いが影響したものである。

解析ケース3の気液界面の解析結果をFig. 8(c)に示す。移動空気量は実験の約30%と小さいが、同一出口圧力条件でAメッシュを用いた解析では見られなかった流

Fig. 9 Observed and calculated time histories of the channel differential pressure (Cases 2a, 2b and 3)

路間の空気移動が発生している。また、観察範囲におけるスラグ上昇速度は実験と1%以内で一致した。スラグ側面と流路内壁との間の液膜の流下速度などはAメッシュを用いた場合よりも大きくなっており、メッシュ詳細化によって気液界面近傍の気液速度差がより適切に評価できたものと考えられる。連通部中央高さにおける流路間差圧の時間変化の実測値と解析ケース3における解析値との比較をFig. 9中の下部に示す。0.85 s以降のスラグの連通部通過後の流路間差圧は依然として過小評価しているが、流路間差圧の上昇開始タイミングや最大差圧は良好に一致した。

V. 結 言

改良界面追跡法に基づく気液二相流詳細解析コードTPFITを水-空気をを用いた2チャンネル流体混合実験に適用し、水単相流および単一空気スラグのクロスフロー特性予測への適用性を調べた。主な結果を以下に示す。

- (1) 水単相流条件における流路間差圧に対するクロスフロー流量をTPFITは実験誤差(5~6%)内で予測できた。
- (2) 連通部を介したクロスフローによる単一スラグの変形・分裂挙動について、TPFITは定性的に実験観察結果と一致する結果を与えた。また、流路間の空気移動が発生する最小の流路間差圧を20 Pa未満の精度で予測できた。
- (3) スラグ形状およびスラグ上昇速度の予測結果には、メッシュ分割だけでなく、水と流路内壁との接触角の考慮の有無が強く影響した。さらなる定量的検討が必要であるが、本研究で解析対象としたような比較的狭

隘な流路内のスラグ流を界面追跡法で適切に評価するためには、接触角の効果を考慮する必要があると考えられる。

- (4) 以上の結果より、壁面近傍での気液界面挙動評価方法の改善によって、TPFIT が狭隘ギャップを介した気液二相流の流体混合現象予測に適用できる見通しを得た。

【記号】

e : 比内部エネルギー(J/kg)

f : 体積率

g : 重力加速度(m/s^2)

q : 発熱量($\text{J/kg} \cdot \text{s}$)

t : 時間(s)

u : 流速(m/s)

x : 位置(m)

λ : 熱伝導率($\text{J/m} \cdot \text{s}$)

ρ : 密度(kg/m^3)

σ : 表面張力および接触角効果による加速度(m/s^2)

τ : 粘性応力(Pa)

(添字)

g : 気相

l : 液相

本研究は、文部科学省からの受託研究「超高燃焼水冷却増殖炉用燃料集合体に関する技術開発」による成果の一部である。

— 参考文献 —

- 1) T. Iwamura, T. Okubo, M. Kureta, *et al.*, "Development of

reduced-moderation water reactor (RMWR) for sustainable energy supply," *Proc. 13th Pacific Basin Nuclear Conf. (PBNC2002)*, Shenzhen, China, Oct. 21–25, 2002, TS-8C-6, (2002).

- 2) M. Kureta, W. Liu, H. Tamai, *et al.*, "Development of predictable technology for thermal/hydraulic performance of reduced-moderation water reactors (2)—Large-scale thermal/hydraulic test and model experiments," *Proc. 2004 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '04)*, Pittsburgh, PA USA, Jun. 13–17, 2004, Paper 4056 (2004).
- 3) H. Yoshida, H. Tamai, K. Takase, *et al.*, "Development of predictable technology for thermal/hydraulic performance of reduced-moderation water reactors (3) —Current status of development of three-dimensional two-phase flow simulation method," *Proc. 2004 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '04)*, Pittsburgh, PA USA, Jun. 13–17, 2004, Paper 4057 (2004).
- 4) 吉田啓之, 永吉拓至, 小瀬裕男, 他, "大規模シミュレーションによる稠密炉心内気液二相流特性の解明, (I); 改良界面追跡法を用いた二相流直接数値解析手法の開発," 原子力と文論文誌, 3[3], 233~241 (2004).
- 5) F. H. Harlow, J. E. Welch, "Volume of fluid method for the dynamics of free boundary," *J. Comput. Phys.*, **8**, 2128 (1965).
- 6) A. A. Amsden, F. H. Harlow, *The SMAC method: A New Numerical Technique for Calculating Incompressible Fluid Flow*, LA-4370, Los Alamos Scientific Laboratory, (1970).
- 7) J. U. Brackbill, D. B. Kothe, C. Zemach, "A continuum method for modeling surface tension," *J. Comput. Phys.*, **100**, 335 (1992).
- 8) K. Kitou, M. Chaki, T. Nagayoshi, H. Yoshida, H. Akimoto, "Verification of a detailed two-phase flow analysis code based on an advanced interface tracking method (II) —Analysis of single-channel bubbly flow experiments," *Proc. 6th Int. Conf. on Nuclear Thermal Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-6)*, Nara, Japan, Oct. 4–8, 2004, Paper ID. N6P245, (2004).