



# SIMMER-Ⅲによる高密度比気液二相プールの流動解析

(研究報告書)

2000年3月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,  
Japan.

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2000

## SIMMER-IIIによる高密度比気液二相プールの流動解析

(研究報告書)

鈴木 徹\*、飛田吉春\*\*

### 要 旨

高速増殖炉における炉心損傷事故を適切に評価するために開発された SIMMER-III コードでは、流体力学部の運動量交換モデルに空気-水系のなどの通常の気液二相流の相関を用いている。本コードが通常の二相流の実験結果を再現できることは既に確認されているが、実際の熔融炉心プールで現れるような高密度の液体を含む二相流の挙動についても再現できることをさらに検証する必要がある。また、液相が連続相を形成し気泡が分散相として存在するような、いわゆる気泡流においては、気泡形状の変化によって気泡に働く抵抗が変化することが知られており、この効果を適切にモデル改良に反映して SIMMER-III の解析精度を向上させる必要がある。

本研究では、これまで実験データや気泡形状に関する知見が乏しかった高密度の液体を含む二相流について、京都大学との共同研究の成果を活用することにより、気泡流領域における SIMMER-III の運動量交換モデルの検証を行った。その結果、気相流速が比較的小さく、楕円状気泡が現れる場合の気泡流の挙動は従来の SIMMER-III で適切に再現されることがわかった。さらに、気相流速が比較的大きく、キャップ状気泡が現れる場合の気泡流では、運動量交換モデルにおける気泡の抵抗係数を Kataoka-Ishii の式を用いて評価すれば、SIMMER-III の予測精度は格段に向上することが明らかになった。

---

\* 大洗工学センター ナトリウム・安全工学試験部 高速炉安全工学グループ 博士研究員

\*\* 大洗工学センター システム技術開発部 リスク評価技術開発グループ

## **SIMMER-III Analysis of Gas-Liquid Flow with Large Liquid Density**

Tohru SUZUKI\* and Yoshiharu TOBITA\*\*

### **Abstract**

The transition phase analysis code SIMMER-III has been developed to appropriately evaluate the core disruptive accident in a fast breeder reactor. The momentum exchange model used in the fluid dynamics portion of the code uses the conventional correlation based on ordinary flows such as air-water flows. It has already been confirmed that this code can represent the experimental results of ordinary flows. However, more detailed research is needed to confirm that this code is applicable to two-phase flow with large liquid density, which would be formed in an actual molten core pool. In addition, since the shapes of bubbles affect their drag in the bubbly flow where the liquid and the gas form continuous and dispersed phases, respectively, it is necessary to take this effect of bubble shape into account to improve SIMMER-III's analytical precision.

In this study, using experimental results obtained through a joint research program with Kyoto University, the momentum exchange model of SIMMER-III is assessed with regard to the bubbly flow regime of two-phase flow with large liquid density, on which experimental data and information on bubble shapes had been lacking. This study suggests that the original SIMMER-III can appropriately represent the characteristics of bubbly flows containing ellipsoidal bubbles with relatively small gas flux. Moreover, this study shows that the precision of SIMMER-III for bubbly flows containing cap bubbles with relatively large gas flux is much improved by using Kataoka-Ishii's correlation to determine the drag coefficient of bubbles in the momentum exchange model.

---

\* Fast Reactor Safety Engineering Group, Sodium and Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center, JNC.

\*\* Nuclear System Safety Research Group, System Engineering Technology Division, O-arai Engineering Center, JNC.

## SIMMER-IIIによる高密度比気液二相プールの流動解析

### 目 次

要 旨	i
Abstract	ii
目 次	iii
List of Figures	iv
1. 序 論	1
2. 実験の概要	2
3. 解析手法	3
3.1. SIMMER-IIIの概要	3
3.2. SIMMER-IIIの運動量交換関数	3
3.3. 解析体系と解析ケース	5
4. 結果と考察	6
4.1. 瞬間的なボイド挙動	6
4.2. セルの大きさが解析結果に与える影響	7
4.3. 気相流束と平均ボイド率	8
4.4. 初期液高さと平均ボイド率	8
4.5. ドリフト相関との比較および気液密度比の影響	9
4.6. 水力径に関する検討	10
4.7. SIMMER-IIIへの反映にあたっての検討	11
5. 結 論	13
記号表	14
謝 辞	15
参考文献	15

## List of Figures

- Fig. 1. Schematic drawing of experimental apparatus.
- Fig. 2. Classification of the shape of bubbles.
- Fig. 3. Geometric model for analysis.
- Fig. 4. Transition of void fraction and volumetric liquid flux for ellipsoidal bubbly flow.
- Fig. 5. Transition of void fraction and volumetric liquid flux for cap bubbly flow.
- Fig. 6. Effect of cell size on void fraction and volumetric liquid flux.
- Fig. 7. Effect of cell size and bubble radius on local void fractions.
- Fig. 8. Comparison of the void fraction averaged over the pool.
- Fig. 9. Effect of initial liquid level on the void fraction averaged over the pool.
- Fig. 10. Effect of initial liquid level on the void fraction and volumetric liquid flux.
- Fig. 11. Comparison of dimensionless drift velocity for various modifications.
- Fig. 12. Variation of dimensionless drift velocity with dimensionless hydraulic diameter.
- Fig. 13. Pool flow regime map.

## 1. 序 論

高速増殖炉 (FBR: Fast Breeder Reactor) を実用化するためには精密かつ合理的な安全対策が必要である。FBR の安全対策としては、炉心損傷事故のような最悪の事故が生じて、外部環境に対して事故の影響がないことを証明しなければならない。そのためには、事故の事象推移を適切に評価する必要がある。

核燃料サイクル開発機構では、FBR における炉心損傷事故の事象推移を適切かつ総合的に評価するために、多次元核熱流動解析コード SIMMER-III の開発を進めてきた<sup>[1]</sup>、<sup>[2]</sup>。このコードは、先行コードである SIMMER-II<sup>[3]</sup>の問題点を全面的に改善して新たに開発したものであり、汎用性および一般性の高い流体力学モデルを採用することによって FBR の安全解析はもとより、様々な分野の多相流の解析にも適用が可能である。

SIMMER-III を将来における FBR の標準的な安全解析コードとして成熟させるためには、本コードで用いられている様々な物理モデルの妥当性を十分に検証しておく必要がある。したがって、コードの開発と併行して、安全解析の観点から重要と考えられる現象について検証研究計画を体系的に策定するとともに、欧州の研究機関の協力を得て国内外における種々の安全性実験の解析を進めている<sup>[2]</sup>、<sup>[4]</sup>。

上記の検証研究における重要な分野として、炉心損傷時に炉心部で形成される溶融燃料およびスチールからなる溶融プールの挙動があげられる。スチールの沸点が燃料の融点に近いことから、この溶融プールはスチールの沸騰によって気液二相状態となることが知られているが、気体に対する液体の密度比は空気-水系などの通常の場合と比べて 1 桁程度大きい。溶融炉心プールで形成される高密度比の気液二相流の熱流動挙動は、炉心反応度の観点から重要となる燃料の配位に影響するため、精密に評価することが必要である。

SIMMER-III の検証研究においても、プール内の気液二相流の流動様式や気液間の運動量交換に関わるモデルの妥当性が検討されている。現在の SIMMER-III では気液間の運動量交換を最も実験データが豊富な空気-水系などの通常密度比の気液二相流に対して得られた工学的関係式を用いて評価している。これまでに気泡流領域 (液相が連続相を形成) から液滴流領域 (気相が連続相を形成) に至るまでの全ボイド率範囲に対して、通常密度比の気液二相流の基礎的な実験が SIMMER-III で再現できることを確認している。特に、気泡流領域をモデル化していなかった SIMMER-II に比べて、ボイド率の低い範囲において SIMMER-III は大幅な改善が実現されている<sup>[4]</sup>。一方、炉心物質の気液二相流についても、炉内の燃料沸騰を実現した SCARABEE BF2 試験の解析を行い、実験で観測された沸騰プール挙動の再現に成功している<sup>[5]</sup>。ただし、この解析は相変化や熱損失を含む複合現象を扱っており、種々の不確かさの元での、いわばマクロ的な検証研究である。

これらの研究を通じて明らかにされた、あるいは最近の知見から得られている検討課題としては次の2点がある。

- (1) 空気-水系などの通常の気液二相流に関する実験データベースを基に開発・検証した気液間運動量交換モデルが、実際の炉心プールで生じるような高密度比の気液二相流に適用できることをさらに検証する必要がある。
- (2) 気泡流領域においてボイド率が比較的高い場合、気泡形状の変化によって気泡に働く抵抗も変化することが知られており、この効果を適切にモデル改良に反映する必要がある。

本研究では、上記の2点に焦点を当て、気泡流領域における SIMMER-III の気液間運動量交換モデルについてさらに検証を進めるとともに、モデル改良による解析精度の向上の可能性について検討を行う。特に、これまで実験データや気泡形状に関する知見が乏しかった高密度の液体を含む気液二相流については、先行基礎工学分野における京都大学との共同研究として平成7年度より実施してきた「高密度比気液二相流に関する基礎研究」の研究成果<sup>[6]</sup>を活用した。

## 2. 実験の概要

SIMMER-III の検証に用いた高密度比気液二相プールの流動実験は、前述のようにサイクル機構と京都大学の共同研究として行われたものである<sup>[6]</sup>。本研究では、気泡流領域における運動量交換関数の検証を目的としているが、この流動実験も気泡流領域を対象に行われた。実験で用いた矩形容器および鉛ビスマスの熔融金属は不透明であるため、プール内の気泡形状やボイド挙動は中性子ラジオグラフィを用いて可視化した。また、実際の実験は日本原子力研究所実験炉 JRR-3 で行った。

実験装置の概略を Fig. 1 に示す。実験で用いた矩形容器はチタン製であり、内側寸法は高さ 530mm、幅 100mm および奥行き 20mm である。容器の底部にはガス噴出用のステンレス製ノズルが 10mm 間隔で 7 本設けてあり、外側には電気加熱ヒータが取り付けられている。高密度の液体には熔融した鉛ビスマス（融点 397K）を用い、容器底部のノズルから窒素ガスを吹き込むことにより、準定常状態の高密度比気液二相プールを形成させた。窒素ガスを吹き込む前の熔融金属の液高さ  $H_0$  は 90、140 および 290mm の 3 通りに変化させた。吹込みガスの流量すなわち気相の体積流束は 0～300mm/s の範囲で変化させた。融液とガスの温度は電気加熱ヒータの出力を調節して 473K に保った。気泡形状およびボイド挙動は中性子ラジオグラフィによる可視化画像から直接観測した。画像の撮影は気泡の形状を確認するための高速度撮影（毎秒 500 フレーム）とコンピュータ処理によってボイド率を定量化するための SIT 管撮影（毎



秒 30 フレーム) の 2 通りで行った。SIT 管で撮影した画像から気相のボイド率  $\alpha$  を定量化する具体的な方法は文献<sup>[7]</sup>の通りである。

中性子ラジオグラフィ高速度撮影による気泡挙動の可視化例を Fig. 2 に示す。この画像の撮影条件では 1 フレームあたりの中性子フルエンスは良質な画像を得るには充分ではなく、中性子の統計的揺らぎ等のノイズにより気泡界面を明確に同定することは困難であるが、それでも一連の連続画像から気泡の運動を分析することにより気泡形状をほぼ把握することができた。その結果、気相流束  $j_g$  が小さい場合には Fig. 2(a) に示したような概ね 10mm 程度以下の楕円状気泡が観察され、気相流束  $j_g$  が大きい場合には Fig. 2(b) のような概ね 20~30mm 程度のキャップ状気泡が左右に揺動しながら上昇する様子が観察された。

### 3. 解析手法

#### 3.1. SIMMER-III の概要

解析に用いた SIMMER-III は 2 次元、3 速度場、多相多成分、オイラー座標系の流体力学部を空間依存の核的動特性計算部と有機的に結合させた核熱流動の総合コードである<sup>[1]</sup>。このコードの流体力学部は十分な汎用性を有しているため化学プラントにおける混相流や流動床など多くの分野にも適応が可能である。

流体力学部の大まかなアルゴリズムは AFDM コード<sup>[8]</sup>で開発された半陰解法の時間積分法 (4 ステップ法) に基づいており、ステップ 1 でセル内の境界面積のソース項、熱と物質の移行および運動量交換関数を計算した後に、ステップ 2~4 でセル間の対流を計算する。すなわち、セル内とセル間の計算を分離して行う。ただし、多相 3 速度場の流れに関して理論的または実験的に得られる工学的関係式または構成方程式には限界があるため、SIMMER-III の熱伝達係数モデル、運動量交換関数モデルなどには定常的な 2 速度場の流れに関して得られた関係式が用いられている。

SIMMER-III では、プール流に対して気泡流 (Bubbly Flow)、液滴流 (Droplet Flow) およびそれらの間の遷移流 (Transition Flow) という計 3 種類の流動様式 (Flow Regime) がモデル化されている。これらのうち、気泡流に対しては気泡形状が楕円状の場合しかモデル化されていない。これに対して、高密度比の気液二相プールの実験では、気泡流領域において気相流束が比較的大きい場合、キャップ状の気泡が確認されているため、気泡形状の影響をモデル化する必要がある。

#### 3.2. SIMMER-III の運動量交換関数

2. で述べた高密度比気液二相プールの実験結果を SIMMER-III で解析することによ

り、コードの妥当性を検討するが、本研究では特に、SIMMER-IIIの流体力学部で用いられている気液間の運動量交換関数に注目している。

SIMMER-IIIでは、次のような運動量方程式を用いている。

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho}_m V_q)}{\partial t} + \sum_{m \in q} \nabla \cdot (\bar{\rho}_m V_q V_q) = & -\alpha_q \nabla \cdot p + \bar{\rho}_q g \\ & -K_{qs} V_q + \sum_{q'} K_{qq'} (V_{q'} - V_q) + VM_q \\ & - \sum_{q'} \Gamma_{qq'} [H(\Gamma_{qq'}) V_q + H(-\Gamma_{qq'}) V_{q'}] \end{aligned} \quad (1)$$

この方程式の右辺の第3項から第5項はそれぞれ構造物-流体間、流体-流体間の運動量交換および仮想質量を表す項である。また、右辺の第6項は相変化にともなう質量移行によって輸送される運動量を表す項である。これらのうち、流体-流体間の運動量交換関数  $K_{qq'}$  は

$$K_{qq'} = A_{qq'} + B_{qq'} (V_{q'} - V_q) \quad (2)$$

で表されるが、本研究では、液体の連続相中に気泡が分散する、いわゆる気泡流領域を対象としているため、上式の  $A_{qq'}$  および  $B_{qq'}$  は次のようになる。

$$A_{qq'} = \frac{3}{2} a_{int} \frac{\mu_f}{r_b} \quad \text{and} \quad B_{qq'} = \frac{1}{8} a_{int} \rho_f C_D \quad (3)$$

ここで、 $a_{int}$  は単位体積あたりの気液界面積を表し、 $C_D$  は気泡の抵抗係数を表す。

現在、サイクル機構で使用されている SIMMER-III (ver. 2F) の運動量交換関数では、気泡の抵抗係数  $C_D$  は Ishii and Chawla<sup>[9]</sup> が提案した抵抗係数モデルによって記述されている。このモデルでは、球状または楕円状の気泡が液体中を上昇すると仮定しており、 $C_D$  は次式で与えられている。

$$C_D = \frac{4}{3} r_b \sqrt{\frac{g \Delta \rho}{\sigma}} \left[ \frac{1 + 17.67 \{f(\alpha)\}^{6/7}}{18.67 f(\alpha)} \right]^2, \quad \text{where} \quad f(\alpha) = \sqrt{1 - \alpha} \left( \frac{\mu_c}{\mu_m} \right) \quad (4)$$

しかし、2. で述べたように高密度比の気液二相プールでは、気相流束が大きい場合には、キャップ状の気泡が現れることが可視化実験から確認されているので、SIMMER-IIIの運動量交換関数においても、この気泡形状の影響を考慮する必要がある。これは、気泡形状が楕円状からキャップ状に変化することによって抵抗係数  $C_D$  の値が減少することが予想されるからである。

そこで、本研究ではキャップ状気泡の抵抗係数<sup>[9]</sup>として

$$C_D = \frac{8 r_b g \Delta \rho (1 - \alpha)}{3 \rho_f v_{gr}^2}, \text{ where } v_{gr} = \frac{V_{gj}}{1 - C_0 \alpha} \quad (5)$$

を用いた。ただし、 $V_{gj}$ はKataoka and Ishii<sup>[10]</sup>がプール中のキャップ状気泡に関する様々な実験データをもとにして相関したドリフト速度であり、次式で与えられる。

$$V_{gj} = 0.0019 D_H^*{}^{0.809} \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{0.25} \text{ for } D_H^* \leq 30 \text{ and } N_{\mu f} \leq 2.2 \times 10^{-3} \quad (6)$$

また、 $C_0$ は分布パラメータであり、プール断面が矩形の場合、

$$C_0 = 1.35 - 0.35 \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}} \text{ for a rectangular channel} \quad (7)$$

となる。なお、本研究ではプールの水力径  $D_H$  は 33.0mm すなわち無次元水力径  $D_H^*$  は 18.0 であり、粘性パラメータ  $N_{\mu f}$  は  $1.01 \times 10^{-3}$  である。

以上のようにして与えられるキャップ状気泡の抵抗係数  $C_D$  を SIMMER-III の運動量交換関数  $K_{qq}$  で用いることにより、次のような解析体系で計算を行った。

### 3.3. 解析体系と解析ケース

解析は直角座標 2 次元体系で行った。すなわち、プールの奥行き方向には物質や運動量の輸送が行われないものと仮定した。

解析体系の概略を Fig. 3 に示す。解析体系は高さ 500mm、幅 100mm に設定した。計算には等間隔のメッシュで分割したセルを用いた。セルの 1 辺の長さは 10mm とし、 $50 \times 10$  個のセルを設定したが、セルの大きさが解析結果に与える影響を調べるために、1 辺の長さを 2.5mm として  $200 \times 40$  個のセルを設定した場合も検討した。計算は溶融した鉛ビスマスのみが単相でプールに充たされている状態から開始した。液の初期高さ  $H_0$  は実験と同じ値を与えた。ガスは実験と同じ体積流束  $j_g$  で体系底面の中央 80mm の領域から一様に吹込むことを想定した。温度条件は実験と同じである。体系上部の圧力は大気圧、体系底部の圧力は大気圧と水頭圧の和とした。

また、空間・時間平均ボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  を求める場合には、プール内の空間平均ボイド率を計算開始 5 秒後から 10 秒後までの間で時間平均することによって求めた。これは、計算を開始してからプール内の気液二相流が準定常状態になるまでに 1~2 秒

程度が必要だったからである。

なお、解析ケースとしては、楕円状気泡の抵抗係数を用いているオリジナルの SIMMER-III (ver. 2F) の解析結果を Case 0、キャップ状気泡の抵抗係数を用いた解析結果を Case 1 とする。

#### 4. 結果と考察

SIMMER-III は炉心損傷事故の遷移過程を解析することを主目的としているため、コードの妥当性を検証する場合には、

(1) 物理量の空間的な分布や事象の時間発展

(2) 空間平均あるいは時間平均した物理量

の双方について再現できるという確証が必要である。(1)に関しては、瞬時的なボイド率分布の時間発展について検討した。また、(2)に関しては、空間・時間平均ボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  について解析結果と実験結果との比較を行った。

##### 4.1. 瞬時的なボイド挙動

実験の可視化画像からは気相流速  $j_g$  が大きくなると気泡形状が楕円状からキャップ状に変形するだけでなく、プール内におけるボイド率分布が時間とともに左右に大きく揺動することが確認された。楕円状気泡およびキャップ状気泡が観察された2つの場合について SIMMER-III で解析した瞬時的なボイド率分布の時間発展を実験で得た可視化画像と比較した。

Fig. 4 は楕円状気泡が確認された場合 (断面平均気相流速  $\langle j_g \rangle = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ) の実験結果と Case 0 の解析結果との比較である。図の上段は SIT 管撮影 (毎秒 30 フレーム) で得られた画像を処理して求めた瞬時的なボイド率分布を表しており、中段および下段はそれぞれ SIMMER-III で解析したボイド率分布および液相流速  $j_f$  の分布を示している。ただし、SIT 管撮影の画像は 1/30 秒間の積分画像を示しているため、この図から気泡の形状は確認できない。また、解析結果に関しては計算を開始した時刻を 0 sec としているが、実験では流れが準定常状態になってから撮影を開始したために絶対時間の比較はできない。ただし、時間間隔は揃えてある。

楕円状の気泡が観察される条件では、Fig. 4 に示したようにボイド率の分布は時間とともに左右に揺動するが、その程度はあまり大きくないことが実験で確認された。Case 0 の解析結果でも同様の傾向は再現された。また、液相流速の分布はボイド率分布の影響を受けて、時間とともに変動していることがわかった。

キャップ状気泡が確認された場合 ( $\langle j_g \rangle = 6.62 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ) のボイド率分布を比較し

た結果が Fig. 5 である。図の中段および下段は Case 1 の解析結果を示している。気相流束が大きい場合にはボイド率分布が時間とともに左右に大きく揺動しており、実験と解析の結果は定性的に一致していることがわかる。また、この揺動の周期は実験結果、解析結果ともに約 2 秒であり、定量的にも SIMMER-III が時間的な揺動の様子をほぼ再現していることが明らかになった。さらに、ボイド率分布と液相の速度場を比較すると、液相流束  $j_f$  はボイド率が大きな値を取る場所で概ね上向きの流れを示し、ボイドがほとんど存在しない壁近傍では下向きの流れを形成していることがわかる。これは気液間の運動量交換によって気泡の周囲で液相の上昇流が形成されるが、液相が連続の式 (equation of continuity) を満たすため壁近傍で下降流が形成されたものと考えられる。

以上のように、SIMMER-III はプール内の瞬時的なボイド率分布を定性的に再現することができ、時間的な揺動の周期に関してもほぼ定量的に再現できることがわかった。

#### 4.2. セルの大きさが解析結果に与える影響

SIMMER-III を用いて高速炉の炉心全体を解析する場合、熱移動、相変化および核計算など極めて複雑な計算を行わなければならないので、計算時間を節約するためには比較的粗いメッシュを設定してセルを大きくすればよい。ただし、設定したセルの大きさが解析結果に与える影響については十分に検討する必要がある。

Fig. 6 はセルの 1 辺の長さが 2.5mm の場合と 10mm の場合の瞬時的なボイド率分布および液相流束分布を比較したものである。(a) は楕円状気泡が現れる場合 ( $\langle j_g \rangle = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ) の Case 0 の解析結果であり、(b) はキャップ状気泡が現れる場合 ( $\langle j_g \rangle = 6.62 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ ) の Case 1 の解析結果を示している。これらの図から、セルの大きさが変化してもボイド率や液相流束の大まかな分布傾向は定性的に変化していないといえる。ただし、設定したセルの大きさによる空間分解能の限界から、セルの大きさよりも小さな局所的な流れに関しては再現できないことがわかる。しかし、セルの 1 辺が 2.5mm の場合および 10mm の場合で空間・時間平均したボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  の値を比較した結果、(a) ではそれぞれ 0.0322 および 0.0320 であった。また、(b) ではそれぞれ 0.125 および 0.119 であった。したがって、(a)、(b) いずれの場合もセルの大きさの違いは  $\langle \alpha \rangle_p$  の解析結果に数%程度影響するだけであり、セルの大きさに起因する空間分解能の限界によって再現されない局所的な流れがあるものの、空間・時間平均したボイド率を求める場合には、その局所的な流れの影響はほとんど考慮しなくてもよいと思われる。

一方、SIMMER-III では、設定したセルの大きさにかかわらず、気泡形状すなわち気液界面を明確に再現することはできない。これは、SIMMER-III の運動量交換モデルでは 1 つのセル内における平均的な運動量交換を扱っているからである。したがって、解析で得られるのはセル内で平均したボイド率であり、Fig. 7 の(a)-(ii)および(b)-(ii)

に示したようにセルを気泡径より小さく設定しても、セル内のボイド分布や気液界面を決めることはできない。これは、図の(a)-(iii)および(b)-(iii)に示したように大きなセルを設定した場合も同様である。ただし、気液界面を決定できないかわりに、SIMMER-IIIはセルの大きさが $\langle \alpha \rangle_p$ などの解析結果に影響を与えないという汎用性を獲得している。すなわち、Fig. 7(a)-(ii)における領域  $A_s$  に含まれる各セルのボイド率を平均した値は(a)-(iii)の領域  $A_L$  のボイド率とほぼ等しく、(b)-(ii)の  $B_s$  と(b)-(iii)の  $B_L$  についても同様であると考えられる。

以上より、本研究で取り上げた高密度比気液流の場合、セルの大きさが解析結果に与える影響は実質的に考えなくてもよいと思われる。したがって、以下ではセルの1辺の長さを10mmに設定した場合についてのみ議論する。

#### 4.3. 気相流束と平均ボイド率

SIMMER-IIIの運動量交換関数で用いる気泡の抵抗係数の妥当性を定量的に検討するために、空間・時間平均ボイド率 $\langle \alpha \rangle_p$ に関して各Caseの解析結果と実験結果との比較を行った。Fig. 8は $\langle \alpha \rangle_p$ と断面平均した無次元気相流束 $\langle j_g^+ \rangle$ の影響を示したものである。

$\langle j_g^+ \rangle$ が小さい場合、Case 0による解析結果が実験結果に最も近い値を示しており、Case 1の解析結果は実験結果よりやや小さい値を示している。この領域では、気泡形状が楕円状であるために、楕円状気泡の抵抗係数を用いたCase 0が最も実験結果に近い値になったと考えられる。すなわち、オリジナルのSIMMER-IIIの解析結果は、高密度比の気液二相プールにおいても、楕円状の気泡が現れる場合には妥当である。

一方、 $\langle j_g^+ \rangle$ が大きい場合、Case 0すなわちオリジナルのSIMMER-IIIによって求めた空間・時間平均ボイド率 $\langle \alpha \rangle_p$ は実験値の2倍程度の大きい値を示しており、Case 1の解析結果は実験結果に近い値を示している。この領域ではキャップ状気泡が現れるので、楕円状気泡の抵抗係数を用いたCase 0の解析結果は気泡に働く抵抗を過大評価することになり、その結果 $\langle \alpha \rangle_p$ の解析結果も実験結果より大きくなったと考えられる。また、Case 1は、キャップ状気泡の抵抗係数を用いて気液間の運動量交換を評価しているので適切な解析結果を与えている。なお、式(6)自体には、予めプール内の2次元的な循環の効果が含まれているので<sup>[10]</sup>、これをSIMMER-IIIに組み込んで解析を行うと、循環の効果を二重に考慮してしまうことになるが、Case 1の解析結果が実験結果とほとんど変わらないことから、本研究の条件下ではこの循環流の効果が運動量交換に与える影響は小さいと思われる。

#### 4.4. 初期液高さと平均ボイド率

窒素-水系のような通常密度比の二相流では体系が十分に高くなると上部と下部で流動様式 (Flow Regime) が異なり、体系全体で同一のドリフト速度式を適用でき

なくなるという報告<sup>[11]</sup>もある。高密度比の気液二相プールの場合も液高さの違いが流動様式や気泡形状に影響する可能性があるため、これについて検討を行った。

Fig. 9 は Case 1 についてプール内の初期液高さ  $H_0$  が変化したときの空間・時間平均ボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  と無次元化した断面平均気相流速  $\langle j_g^+ \rangle$  との関係を示したものである。比較のために実験結果も記したが、実験では  $H_0$  が  $\langle \alpha \rangle_p$  に与える影響は顕著ではなかった。図中の曲線に関しては 4.5. で後述する。

Fig. 9 から Kataoka-Ishii のドリフト速度式(6)を用いた Case1 の解析結果はキャップ状気泡が現れるような気相流速が比較的大きな領域で実験結果をよく再現しており、 $H_0$  は  $\langle \alpha \rangle_p$  に対してほとんど影響しないことがわかる。

この理由を詳しく調べるために同じ気相流速を与え、 $H_0$  のみを変化させる解析を行った。Fig. 10 はプール底面における無次元気相流速  $\langle j_g^+ \rangle$  を 0.331 ( $\langle j_g \rangle = 4.43 \times 10^{-2} \text{m/s}$ ) に固定した場合の解析結果を示したものであり、各  $H_0$  におけるボイド率  $\alpha$  の分布および液相流速  $j_f$  の分布を表している。この図から、どの  $H_0$  の場合も循環による下降流が生じている場所(左右の壁近傍)を除いて、ボイド率が比較的高い場所では液相流速も大きな値をとり、ボイド率分布や液相の速度場はプール内で大きく蛇行していることがわかる。この液相の上昇流は前述のように気液間の運動量交換によって引き起こされたものであるが、蛇行の形状は  $H_0$  が変わってもそれほど大きな違いはなく、高さ方向のどの位置においても気泡形状や流動様式は変化していないと考えられる。このことは可視化実験からも確かめられた。言い換えれば、本研究の条件では体系の上部と下部では気泡形状が変化することはなく、どの高さにおいても気液間で同じ機構の運動量交換が行われるため、 $H_0$  は  $\langle \alpha \rangle_p$  の解析結果に影響を与えなかったと考えられる。

#### 4.5. ドリフト相関との比較および気液密度比の影響

本研究では溶融炉心内で生じると考えられる、高密度比の気液二相プールを取り上げているが、SIMMER-III コードの改良という観点からは気液間の運動量交換に対する気液密度比の影響を検討する必要がある。しかし、気液二相流において気液密度比を系統的に変化させた実験データはないので、空気-水系などの通常の気液二相流に対して開発され実験的に検証されている既存の相関を高密度比気液二相流の解析結果と比較するのが簡便な方法である。

通常密度比の気液二相流において、空間・時間平均ボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  と無次元気相流速  $\langle j_g^+ \rangle$  との関係はドリフト相関<sup>[12], [13]</sup>により次式のように表される。

$$\langle \alpha \rangle_p = \frac{\langle j_g^+ \rangle}{C_0 \langle j_g^+ \rangle + V_{gj}^+}, \quad \text{where} \quad V_{gj}^+ = V_{gj} / \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{0.25} \quad (8)$$

式(8)に基づいて $\langle \alpha \rangle_p$ と $\langle j_g^+ \rangle$ との関係を得るには、条件に応じたドリフト速度 $V_{gj}$ および分布パラメータ $C_0$ が必要となる。Fig. 9に示した曲線はKataoka-Ishiiがキャップ状気泡に対して与えた式(6)のドリフト速度 $V_{gj}$ と式(7)で表されるプール断面が矩形の場合の分布パラメータ $C_0$ を式(8)に代入して求めたものである。

この推算結果を、キャップ状気泡が現れるような領域(すなわち気相流束が大きい領域)において、高密度比気液二相プールの解析結果および実験結果と比較すると、Case 1の解析結果および実験結果は、通常密度比の気液流に対して得られている既存のドリフト相関を再現できることがわかる。言い換えれば、本研究の条件下では、気液の密度比が運動量交換に与える影響は顕著ではないことがわかる。

なお、本研究で検討した窒素-鉛ビスマス系は実際のFBRの溶融炉心物質に比較的近い物性を持っているため、この知見は実際の溶融炉心プールに対しても適用できるものと考えられる。

#### 4.6. 水力径に関する検討

SIMMER-IIIコードで用いられている運動量交換関数の妥当性を検討する際には、水力径が系統的に変化する場合の解析結果を検証する必要がある。これは、炉心事故の解析は、燃料集合体規模の溶融プールから全炉心規模の溶融プールまでを対象とするために、遷移過程における溶融プールの水力径が広い範囲で変化するからである。

4.5.で述べたように、本研究の条件下では気液の密度比が運動量交換に与える影響は顕著ではなかったため、プールの水力径が運動量交換に与える影響を検討する際には、空気-水系などの通常密度比の実験データを用いることが可能であると考えられる。そこで、空気-水系を対象とした既存の実験データのうち、キャップ状気泡が現れたもの<sup>[14], [15]</sup>を解析することによって、Kataoka-Ishiiの式を用いたSIMMER-IIIの妥当性を検討した。

本研究で解析の対象とした高密度比気液二相プールの実験では、無次元水力径 $D_H^*$ が18.0であったために、キャップ状気泡が現れるプール流を解析するのに式(6)のドリフト速度を用いたが、Kataoka-Ishiiは $D_H^*$ が30より大きい場合のキャップ状気泡の抵抗係数として式(9)を提案している<sup>[10]</sup>。

$$V_{gj} = 0.030 \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{0.25} \quad \text{for } D_H^* \geq 30 \text{ and } N_{\mu f} \leq 2.2 \times 10^{-3} \quad (9)$$

式(9)に $D_H^*$ が含まれていないのは、水力径がある程度以上に大きくなると、気泡に働く抵抗が水力径の影響を受けなくなるからである。

そこで、式(6)を用いたCase 1に加え、水力径が大きい場合には、式(9)を用いて気泡の抵抗係数を評価したCase 1'の解析も行った。ただし、SIMMER-IIIの運動量交換



関数の検証に用いた空気-水系の実験データは、円柱形のプールに対して得られたものであるから、解析も軸対称の円柱体系で行った。また、式(5)から抵抗係数を求める場合には、次の式で表される分布パラメータを用いた。

$$C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}} \quad \text{for a round tube} \quad (10)$$

Fig. 11(a)は無次元ドリフト速度  $V_{gj}^+$  に対する  $D_H^*$  の影響に関して、空気-水系の実験データ<sup>[14], [15]</sup>と Case 0 の解析結果とを比較したものである。ここで、Case 0 の  $V_{gj}^+$  は解析によって求めた  $\alpha_p$  と  $j_g^+$  の相関を式(8)で回帰することによって得た。図中の実線は式(6)および式(9)を表している。

Fig. 11(a)に示したように空気-水系の実験で得られた  $V_{gj}^+$  は  $D_H^* < 30$  の場合には  $D_H^*$  とともに増加し、 $D_H^* > 30$  の場合には  $D_H^*$  の影響を受けていない。これに対し、Case 0 の計算結果から得られた  $V_{gj}^+$  は全範囲にわたって  $D_H^*$  の影響をほとんど受けていないことがわかる。これは、オリジナルの SIMMER-III では気液間の運動量交換に水力径の影響が考慮されていないためである。

一方、Fig. 11(b)より Case 1 および Case 1' の解析結果は、 $D_H^* < 30$  において  $V_{gj}^+$  は  $D_H^*$  とともに増加した後、 $D_H^* > 30$  において一定値を示しており、実験結果をよく再現していることがわかる。

したがって、SIMMER-III の運動量交換関数において、無次元水力径が小さい場合も大きい場合も、Kataoka-Ishii が提案したキャップ状気泡のドリフト速度式(6)および(9)を用いれば、SIMMER-III は水力径の影響も再現できることがわかる。

最後に、本研究で得られた窒素-鉛ビスマス系の解析結果と既存の様々な実験結果とを比較したものを Fig. 12 に示す。窒素-鉛ビスマス系の実験結果および Case 1 の解析結果はその他の系の実験結果と同様に、Kataoka-Ishii の式を再現していることがわかる。一方、Case 0 は Case 1 や他の実験結果と比べて、無次元ドリフト速度を過少評価している。

本研究では、窒素-鉛ビスマス系に関する SIMMER-III の直接検証は、無次元水力径  $D_H^*$  が 18.0 の場合しか行っていない。しかし、4.5. で示したように気液密度比の影響が顕著ではないこと、および Fig. 11(b)で示したように空気-水系では  $D_H^* > 30$  において式(9)が適用できることから、Kataoka-Ishii の式(6)および(9)を用いれば、全水力径範囲にわたって、SIMMER-III は高密度比気液二相プールの流動特性を正確に予想できるものと考えられる。

#### 4.7. SIMMER-III への反映にあたっての検討

現在の SIMMER-III では、Fig. 13(a)に示したように、プール流の流動様式 (Flow Regime) について、気泡流領域 (液体が連続相を形成する領域;  $0 < \alpha < \alpha_B$ )、遷移流

領域 ( $\alpha_B < \alpha < \alpha_D$ ) および液滴流領域 (気体が連続相を形成する領域;  $\alpha_D < \alpha < 1$ ) をモデル化している。 $\alpha_B$  および  $\alpha_D$  の値は、それぞれ 0.3 および 0.7 を用いている。また、遷移流領域 (一般にはチャーン乱流と呼ばれる領域) は、チャーン乱流の工学的な相関式を用いず、気泡流と液滴流の混合流として定義している。これによって、全ボイド率範囲にわたって数値的な連続性が保たれている。

一方、ここまで得られた知見から、高密度比気液二相プールの気泡流領域においてキャップ状気泡が現れる場合には、Kataoka-Ishii の式を用いた抵抗係数を SIMMER-III に導入するべきであると考えられる。導入に際しては、楕円状気泡が現れる条件では従来のモデルを使用し、キャップ状気泡が現れる条件では Kataoka-Ishii のモデルを使用するというように、条件に応じてモデルを使い分ければ、必要な精度の向上が達成できると思われる。

そこで、Fig. 13(b)に示したように、気泡流領域を3分割し、 $0 < \alpha < \alpha_E$ において楕円状気泡が現れ、 $\alpha_C < \alpha < \alpha_B$ においてキャップ状気泡が現れるものとし、 $\alpha_E < \alpha < \alpha_C$ では楕円状気泡を含む気泡流とキャップ状気泡を含む気泡流の混合流が形成されるというモデルを提案する。また、このモデルでは $\alpha_B < \alpha < \alpha_D$ における遷移流領域はキャップ状気泡を含む気泡流と液滴流の混合流と定義する。これらにより、従来の SIMMER-III と同様に数値的な連続性が保たれ、さらに Kataoka-Ishii のモデルの導入が果たされる。

Fig. 13(b)のモデルを実用化するためには、次の2点に関して具体的な検討が必要である。

- (1)  $\alpha_E$  および  $\alpha_C$  の値をどのようにして決定するか
- (2)  $\alpha_B$  の値に従来と同様に 0.3 を用いることができるか

これらのうち、(1)に関しては、Fig. 8における Case 0 および Case 1 の解析結果を実験結果と比較することにより、 $\alpha_E = 0.02$ 、 $\alpha_C = 0.04$  とする方法もあるが、局所的な流動特性をより適切に反映した工学的な判定線図を使用する方法も考えられる。判定線図として最も一般的なものは、気泡挙動の特性を表す無次元数である Reynolds 数  $Re$ 、Eötvös 数  $Eo$  および Morton 数  $M$  によって気泡形状を整理した Grace の線図<sup>[16], [17], [18]</sup>である。ここで、 $Re$ 、 $Eo$  および  $M$  はそれぞれ、次のように定義される。

$$Re = \frac{\rho_f d_b U}{\mu} \quad (11)$$

$$Eo = \frac{g \Delta \rho d_b^2}{\sigma} \quad (12)$$

$$M = \frac{g \mu_f^4 \Delta \rho}{\rho_f^2 \sigma^3} \quad (13)$$

Grace の線図では  $M$  の値にかかわらず、 $Re > 1.2$  かつ  $Eu > 40$  の場合にキャップ状の気泡が現れるとしているが、本研究の検証に用いた高密度比気液二相流の実験では、 $M$  は  $1 \times 10^{-13}$  で一定であり、 $Re$  および  $Eu$  はそれぞれ  $1 \times 10^4 \sim 3 \times 10^4$  および  $25 \sim 80$  の範囲で変化している。したがって、可視化実験で確認されたような気泡形状の変化は Grace の線図からも確認できる。この線図の判定条件を SIMMER-III に組み込む場合、例えば  $Eu = 35$  および  $45$  を与えるボイド率をそれぞれ  $\alpha_B$  および  $\alpha_C$  とすれば、局所的な流動特性を考慮して楕円状気泡の抵抗係数モデルと Kataoka-Ishii のキャップ状気泡の抵抗係数モデルを使い分けることが可能になると考えられる。

また、(2) に関しては、現在の SIMMER-III で用いられている  $\alpha_B$  の値 0.3 は、通常密度比のプール流に関して経験的に与えたものであるが、高密度比の気液二相流では液体の密度が通常より 1 桁大きいいため  $Re$  も 1 桁程度大きくなり、気泡形状や流動状態はより不安定になるものと予想される。したがって、高密度比の気液二相流では  $\alpha_B$  が 0.3 よりも小さい値でチャーン乱流への遷移が生じるものと予想される。しかし、Fig. 9 で確認されたようにボイド率が約 0.3 の場合でも Kataoka-Ishii のモデルを用いた Case 1 の解析結果は実験結果を良く再現しているため、高密度比のプール流の場合でも  $\alpha_B$  の値に 0.3 を用いることは経験的に妥当であると考えられる。

## 5. 結 論

高密度比気液二相プールが気泡流を呈する場合の流動解析を SIMMER-III で行い、同様の系の実験結果と比較することによって運動量交換モデルを検証した。得られた知見は以下の通りである。

- (1) 気相流速が小さい場合には楕円状の気泡が現れ、大きい場合にはキャップ状の気泡が現れる。
- (2) 解析に用いるセルの大きさは解析結果にあまり影響しない。
- (3) 楕円状気泡が現れる場合、現状の SIMMER-III の解析結果は妥当である。
- (4) キャップ状気泡が現れる場合、現状の SIMMER-III は空間・時間平均ボイド率を 2 倍近くに過大評価するが、運動量交換関数で Kataoka-Ishii のドリフト速度式を用いて気泡の抵抗係数を評価すれば、ボイド率や流動特性はほぼ再現できる。
- (5) 本研究の条件下ではプール内の液高さは空間・時間平均ボイド率に影響しない。これは気液間の運動量輸送の機構が高さ方向に変化しないからであると考えられる。

- (6) 本研究の条件下では流動特性に対する密度比の影響は顕著ではない。これは高密度比気液二相プールの解析結果や実験結果が通常の気液二相プールのドリフト相関も再現できるからである。
- (7) 運動量交換関数で Kataoka-Ishii のドリフト速度式を用いれば、水力径の影響を再現できる。

以上から、溶融炉心プールで生じるような高密度比気液二相流の気泡流領域においてキャップ状気泡が現れる場合、運動量交換関数で Kataoka-Ishii の式を用いれば、SIMMER-IIIの予測精度は格段に向上すると考えられる。今後は、現在、SIMMER-IIIで用いられている流動様式モデルとの整合性を図りながら、この Kataoka-Ishii の式をSIMMER-IIIの運動量交換モデルに組み込む予定である。

## 記号表

$a_{\text{int}}$	specific interface area	[1/m]
$C_0$	distribution parameter	[-]
$C_D$	drag coefficient	[-]
$d_b$	diameter of bubble	[m]
$D_H$	hydraulic diameter	[m]
$D_H^*$	dimensionless hydraulic diameter ( $=D_H/(\sigma/(g\Delta\rho)^{1/2})$ )	[-]
$Eo$	Eötvös number defined by Eq. (12)	[-]
$f(\alpha)$	function of void fraction defined by Eq. (4)	[-]
$g$	gravitational acceleration	[m/s <sup>2</sup> ]
$H_0$	initial liquid level	[m]
$j_g$	volumetric gas flux	[m/s]
$j_g^+$	dimensionless volumetric gas flux ( $=j_g/(\sigma g \Delta\rho/\rho_f^2)^{1/4}$ )	[-]
$\langle j_g \rangle$	volumetric gas flux averaged over the cross section of the pool	[m/s]
$\langle j_g^+ \rangle$	dimensionless volumetric gas flux averaged over the cross section of the pool	[-]
$j_f$	volumetric liquid flux	[m/s]
$K_{\text{qq}}$	momentum exchange function of SIMMER-III	[kg/m <sup>3</sup> s]
$M$	Morton number defined by Eq. (13)	[-]
$N_{\mu f}$	viscosity number ( $=\mu_f/(\rho_f \sigma (\sigma/g\Delta\rho)^{1/2})^{1/4}$ )	[-]
$r_b$	radius of bubble	[m]
$Re$	Reynolds number defined by Eq. (11)	[-]

$U$	terminal velocity of a bubble	[m/s]
$V_{gj}$	drift velocity	[m/s]
$V_{gj}^+$	dimensionless drift velocity ( $=V_{gj}/(\sigma g \Delta\rho/\rho_f^2)^{1/4}$ )	[-]
$v_{gr}$	velocity defined by Eq. (5)	[m/s]
$\alpha$	void fraction	[-]
$\langle \alpha \rangle_p$	void fraction averaged over the pool	[-]
$\mu_c$	viscosity of continuous phase	[Pa·s]
$\mu_f$	viscosity of liquid	[Pa·s]
$\mu_m$	viscosity of gas-liquid mixture	[Pa·s]
$\Delta\rho$	difference of density between gas and liquid	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_f$	density of liquid	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_g$	density of gas	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	surface tension	[N/m]

## 謝 辞

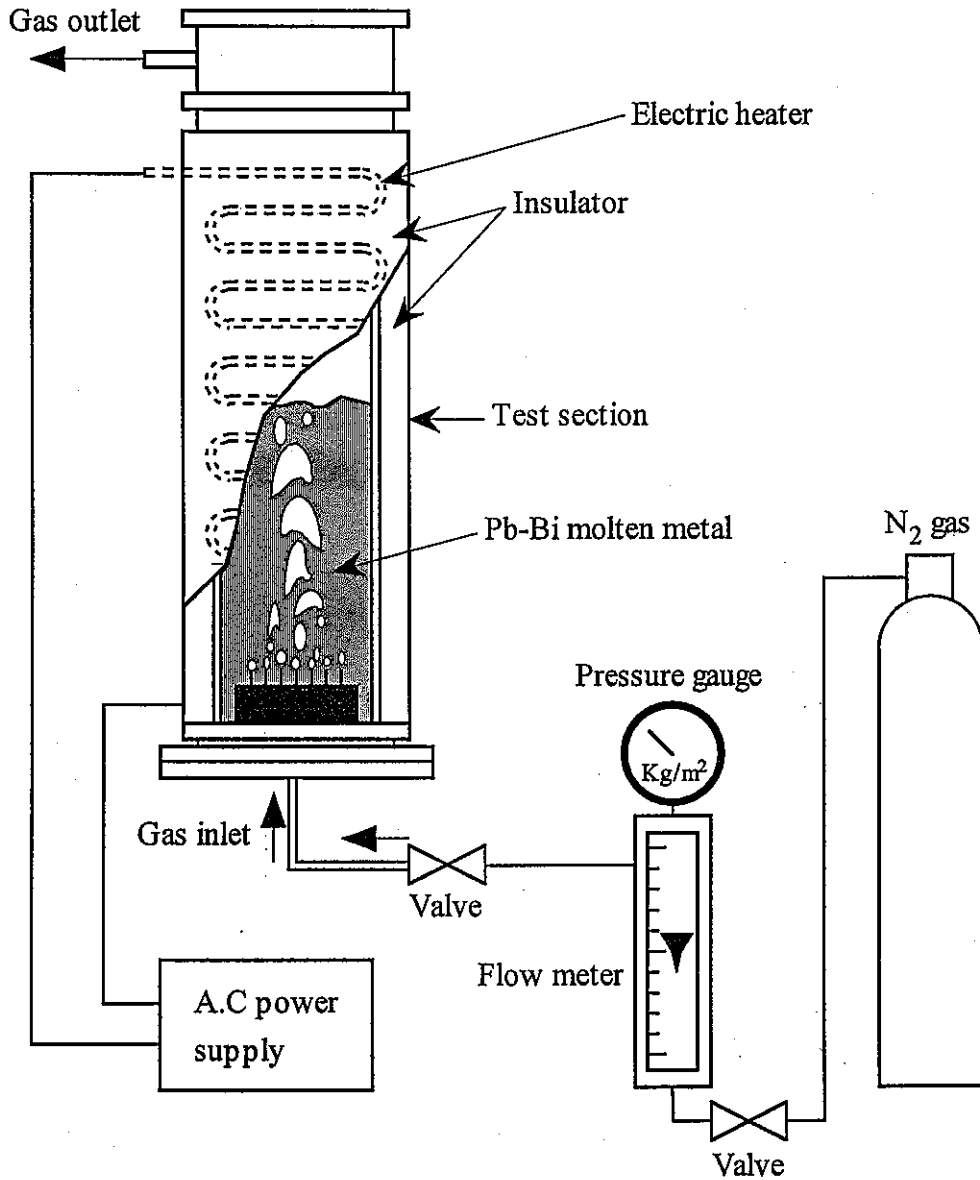
本研究は先行基礎工学に関わる京都大学との共同研究「高密度比気液二相流に関する基礎研究」の研究成果を利用しています。実験データの解析並びに可視化実験の画像処理を行っていただいた京都大学原子炉実験所 齊藤泰司助手に深く感謝致します。また、本報告書を完成するにあたり数々の貴重な御指導・御助言を賜りました大洗工学センター高速炉安全工学グループの近藤 悟グループ・リーダーに厚く御礼申し上げます。

## 参考文献

1. Kondo, S., *et al.*, "SIMMER-III: An Advanced Computer Program for LMFBR Severe Accident Analysis," *Proc. International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant (ANP-92)*, Vol. IV, 40-5, Tokyo, Japan (1992).
2. Kondo, S., *et al.*, "Current Status and Validation of the SIMMER-III LMFBR Safety Analysis Code," *7<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-7)*, ICONE-7249 Tokyo, Japan (1999).

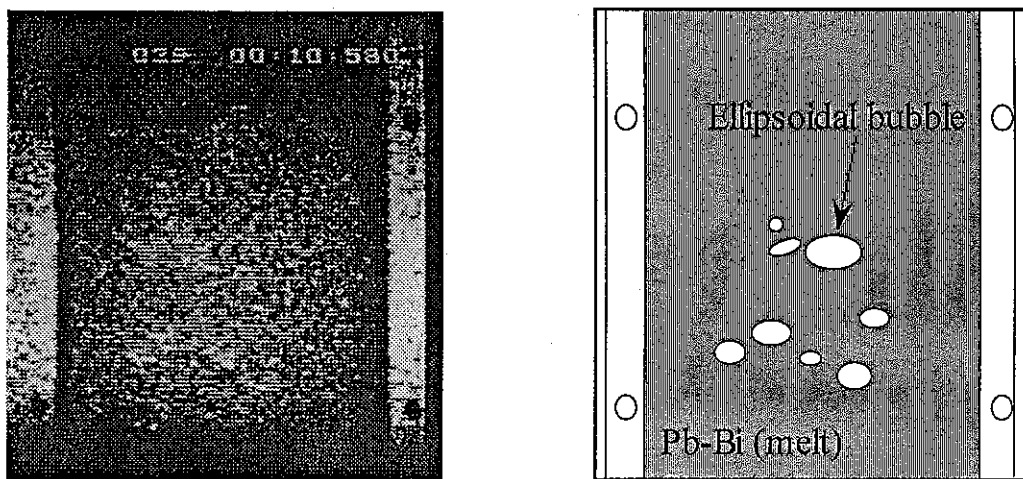
3. Bohl, W. R. and Luck, L. B., LA-11415-MS, Los Alamos National Laboratory (June, 1990).
4. Kondo, S., *et al.*, "Status and Achievement of Assessment Program for SIMMER-III, A Multiphase, Multicomponent Code for LMFR Safety Analysis," *Proc. 8<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-8)*, Vol. III, p1340, Kyoto, Japan (1997).
5. Tobita, Y., "An Analysis of Boiling Fuel Pool Experiment by SIMMER-III," *Proc. 8<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-8)*, Vol. III, p1357, Kyoto, Japan (1997).
6. 先行基礎工学分野に関する平成9年度研究協力概要報告, "中性子ラジオグラフィーによる高密度比気液二相流の可視化と計測," PNC TN1430 98-001, p7 (1998).
7. Mishima, K., *et al.*, "Visualization and Measurement of Gas-Liquid Two-Phase Flow with Large Density Difference Using Thermal Neutrons as Microscopic Probes," *Nuclear Instruments and Methods in Physic Research A*, Vol. 424, p229 (1999).
8. Bohl, W. R., *et al.*, "The AFDM Program: Scope and Significance," *Proc. International Fast Reactor Safety Meeting*, Snowbird Utah, U. S. A. (1990).
9. Ishii, M. and Chawla, T. C., "Local Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow," ANL-79-105 (1979).
10. Kataoka, I., and Ishii, M., "Drift Flux Model for Large Diameter Pipe and New Correlation for Pool Void Fraction," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, No. 9, p1927 (1987).
11. Hibiki, T. and Ishii, M., "Experimental Study on Hot-Leg U-Bend Two-Phase Natural Convection in a Loop with a Large Diameter Pipe," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 195, p69 (2000).
12. Zuber, N. and Findlay, J. A., "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems," *Trans. Am. Soc. Mech. Engrs. J. Heat Transfer*, Vol. 87, p453 (1965).
13. Ishii, M., "One Dimensional Drift-Flux model and Constitutive Equations for Relative Motion between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes," ANL-77-47 (1977).
14. Ellis, J. E. and Jones E. L., "Vertical Gas-Liquid Flow Problems," *Symposium on Two-Phase Flow*, Exter. (1965).
15. Sudo, Y., "Estimation of Average Void Fraction in Vertical Two-Phase Flow Channel under Low Liquid Velocity," *J. Nuclear Science and Technology*, Vol. 17, p1 (1980).
16. Grace, J. R., "Shapes and Velocities of Bubbles Rising in Infinite Liquids," *Trans. Inst. Chem. Engrs.*, Vol. 51, p116 (1973).
17. Grace, J. R., "Shapes and Velocities of Single Drops and Bubbles Moving Freely through Immiscible Liquids," *Trans. Inst. Chem. Engrs.*, Vol. 54, p167 (1976).

18. Crift, R., Grace, J. R. and Weber, M. E., "Bubbles, Drops and Particles," Academic Press, New York, USA (1978).

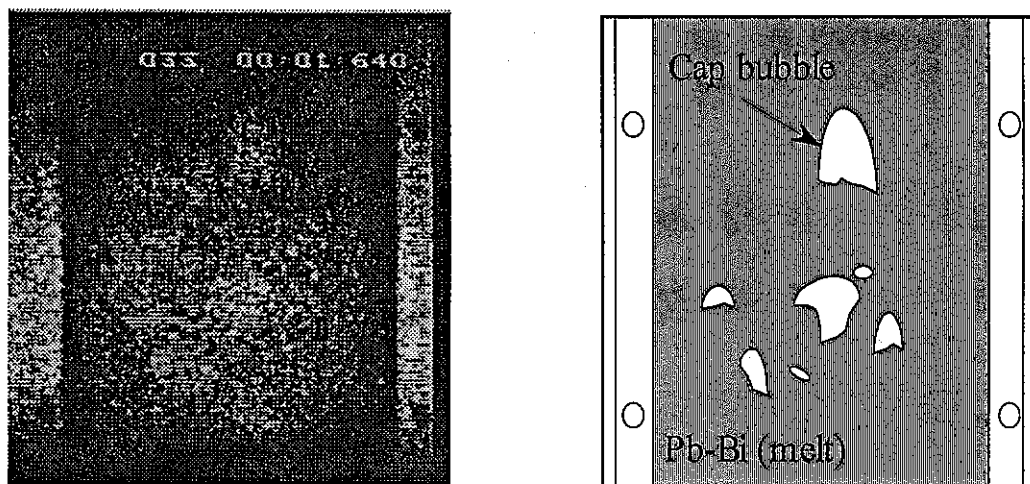


**Fig. 1. Schematic drawing of experimental apparatus.**



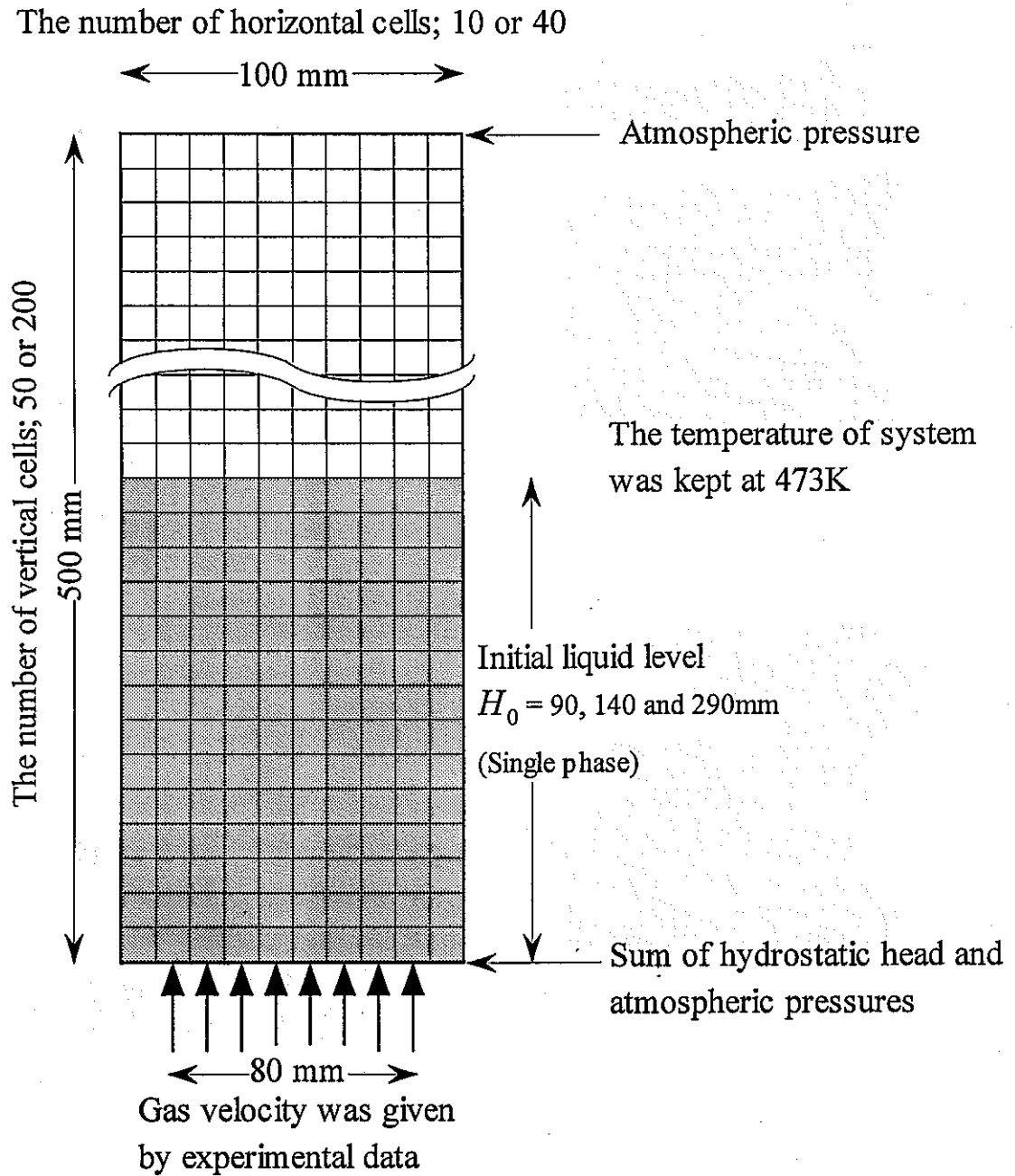


(a) Ellipsoidal bubbles (for lower volumetric gas flux)

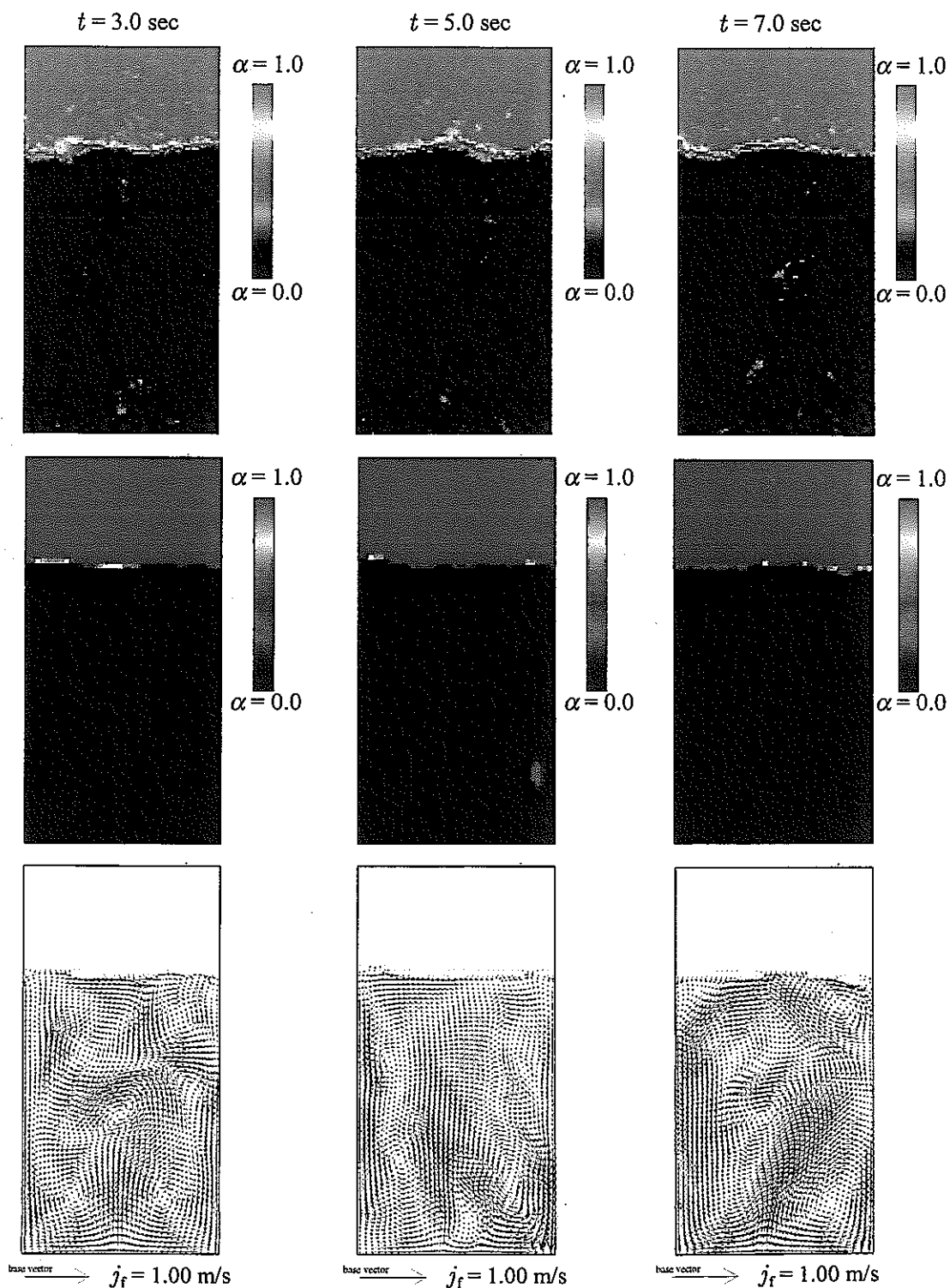


(b) Cap bubbles (for higher volumetric gas flux)

**Fig. 2. Classification of the shape of bubbles.**

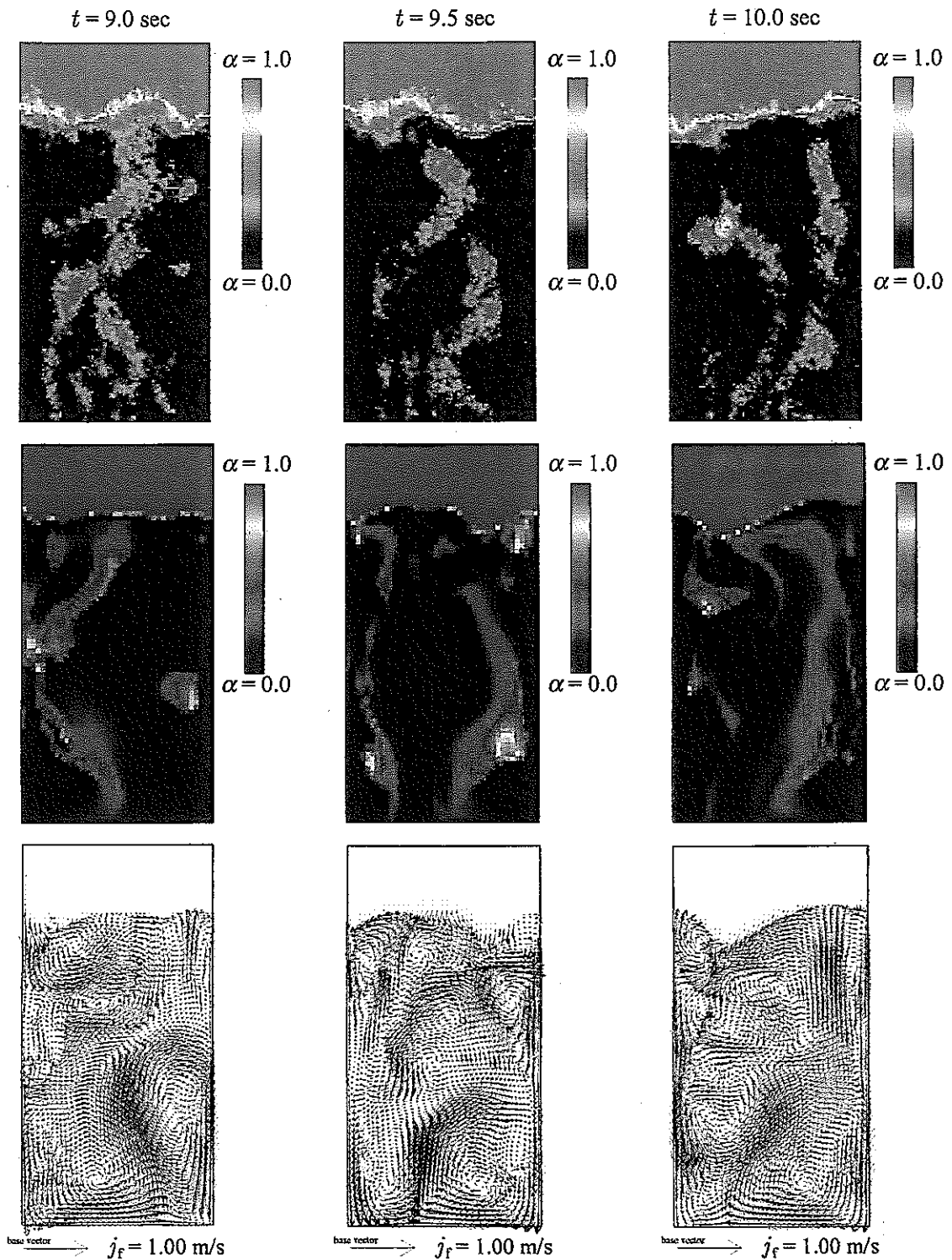


**Fig. 3. Geometric model for analysis.**



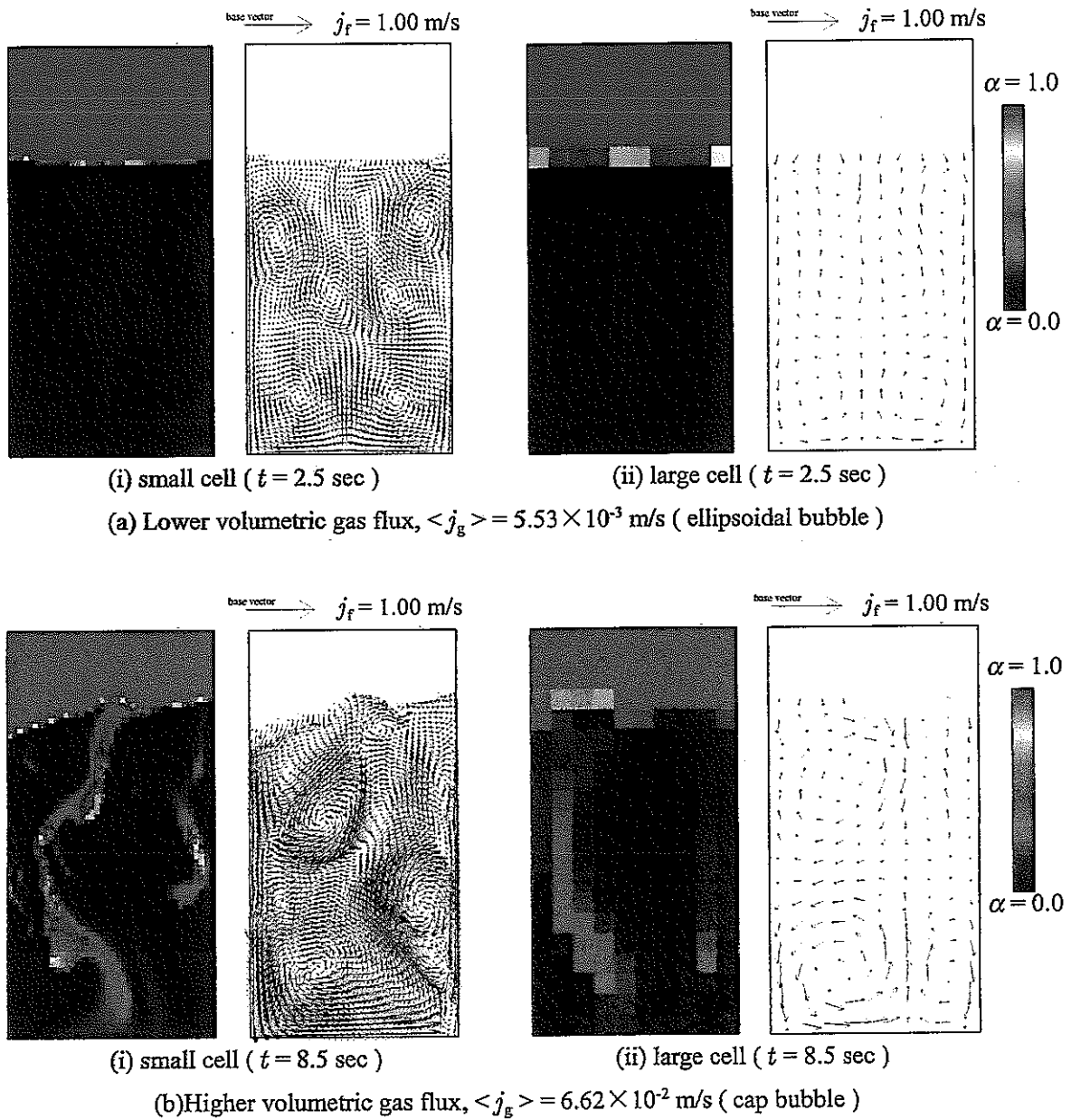
( upper: measured void, middle: calculated void, lower: calculated flux )

**Fig. 4. Transition of void fraction and volumetric liquid flux for ellipsoidal bubbly flow. ( $\langle j_g \rangle = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ )**

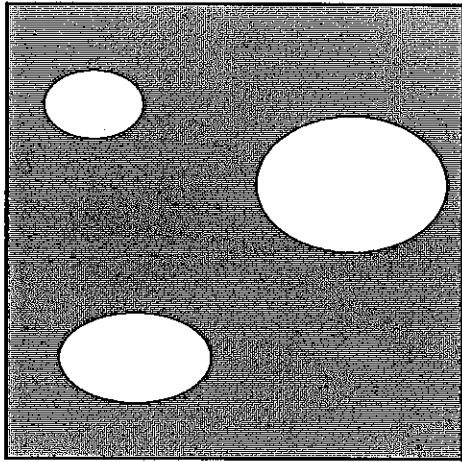


( upper: measured void, middle: calculated void, lower: calculated flux )

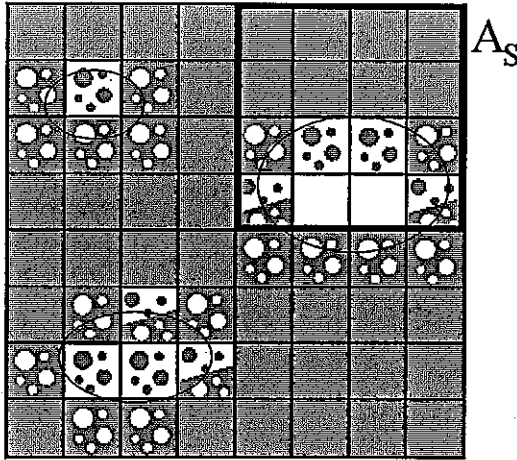
**Fig. 5. Transition of void fraction and volumetric liquid flux for cap bubbly flow. ( $\langle j_g \rangle = 6.62 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ )**



**Fig. 6. Effect of cell size on void fraction and volumetric liquid flux.**

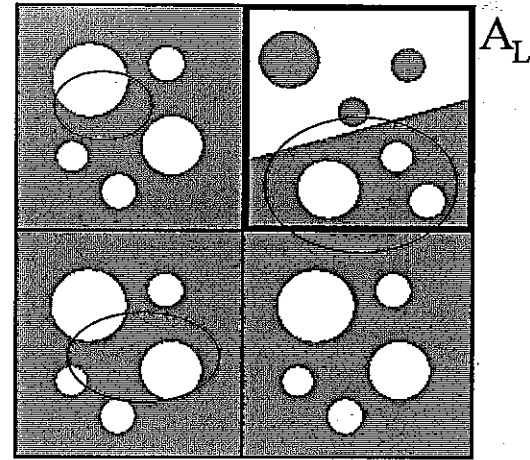


(i) ellipsoidal bubbles

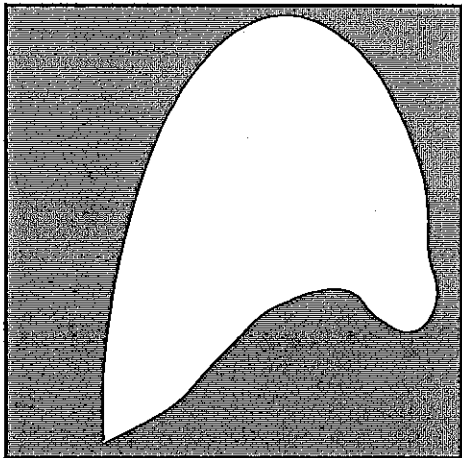


(ii) small cell

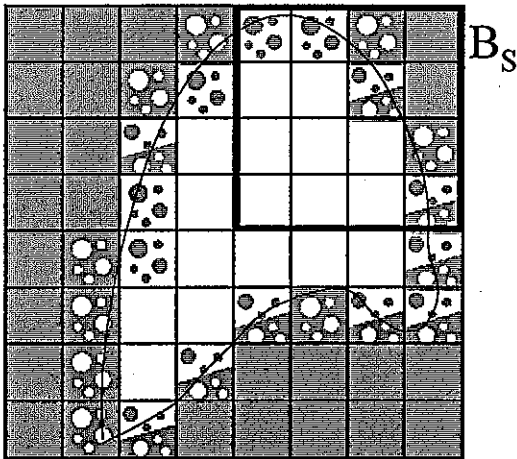
(a) Lower volumetric gas flux



(iii) large cell

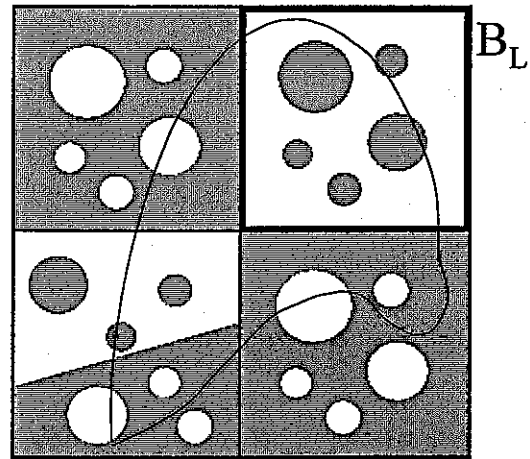


(i) cap bubble



(ii) small cell

(b) Higher volumetric gas flux



(iii) large cell

;  $0 < \alpha < 0.3$ 
 ;  $0.3 < \alpha < 0.7$ 
 ;  $0.7 < \alpha < 1$

Fig. 7. Effect of cell size and bubble radius on local void fractions.

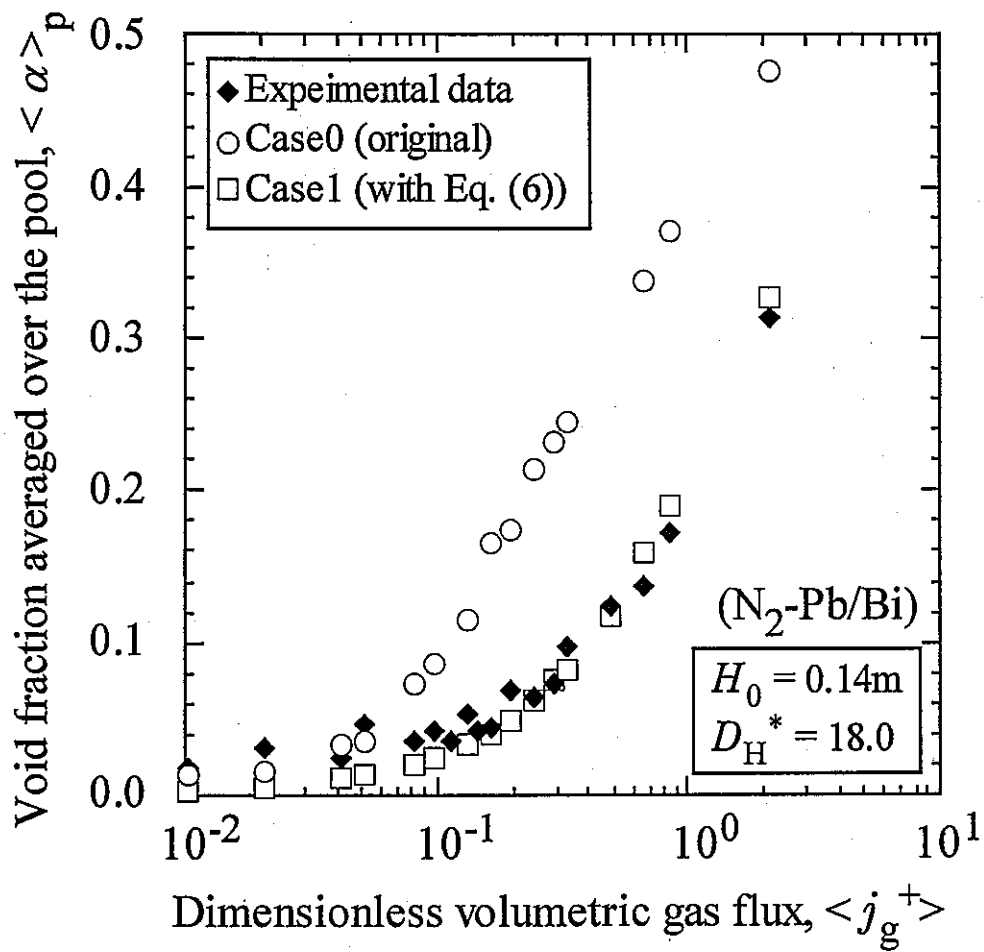


Fig. 8. Comparison of the void fraction averaged over the pool.

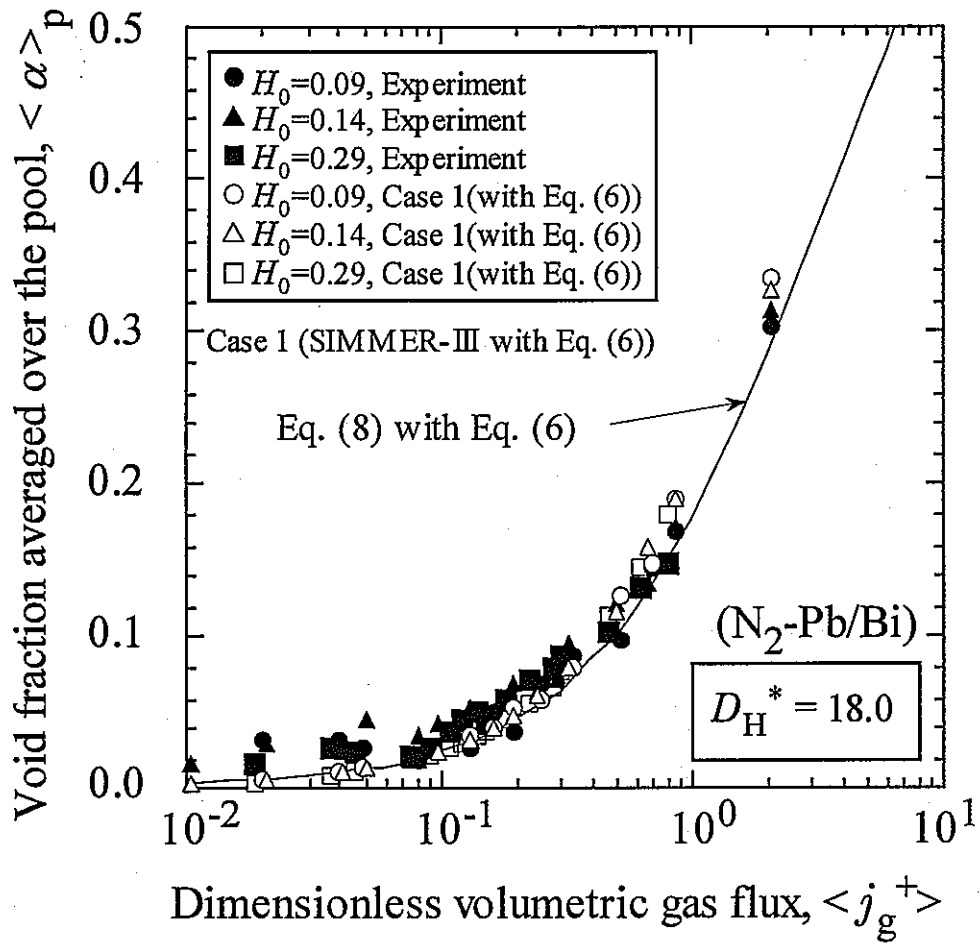
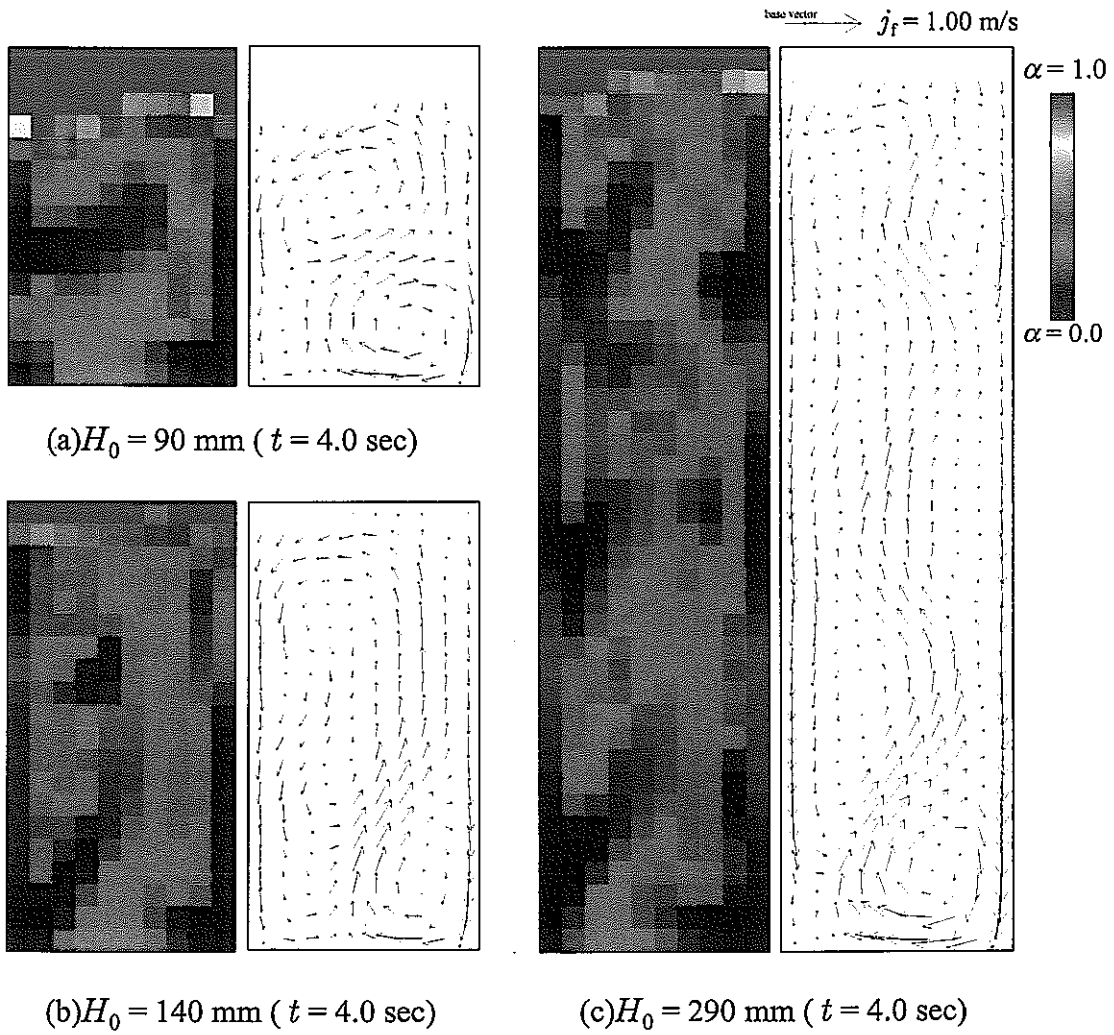
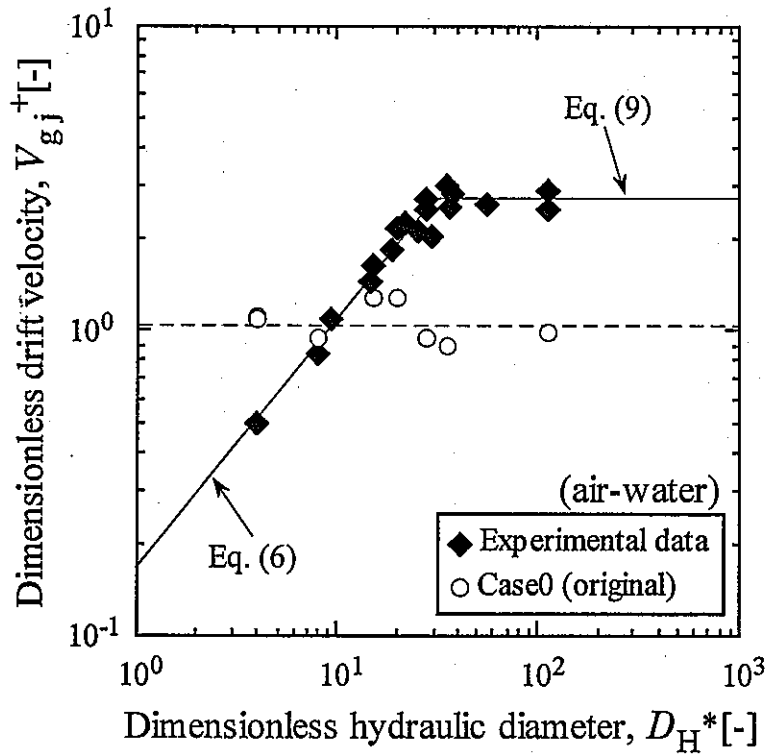


Fig. 9. Effect of initial liquid level on the void fraction averaged over the pool.

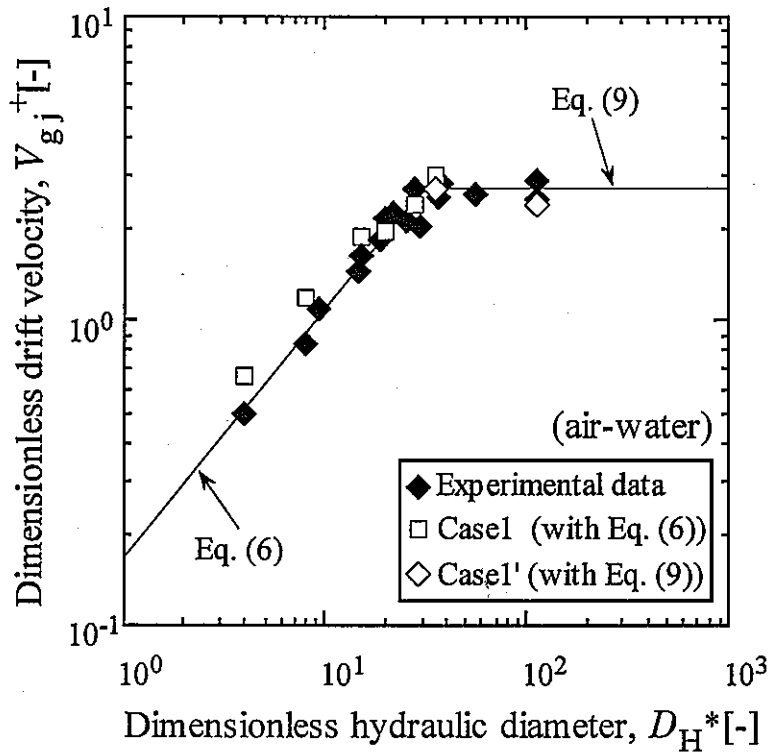




**Fig. 10. Effect of initial liquid level on the void fraction and volumetric liquid flux. ( $\langle j_g \rangle = 4.43 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ )**

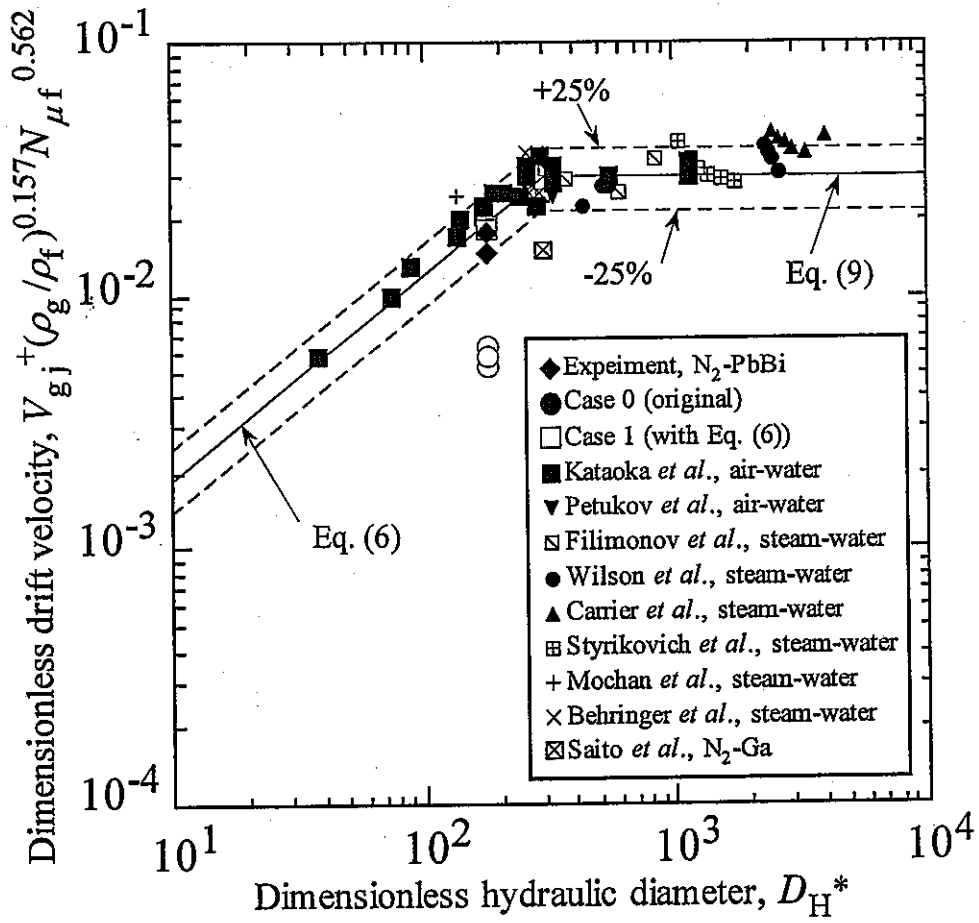


(a) Effect of the hydraulic diameter on drift velocity (Case 0)

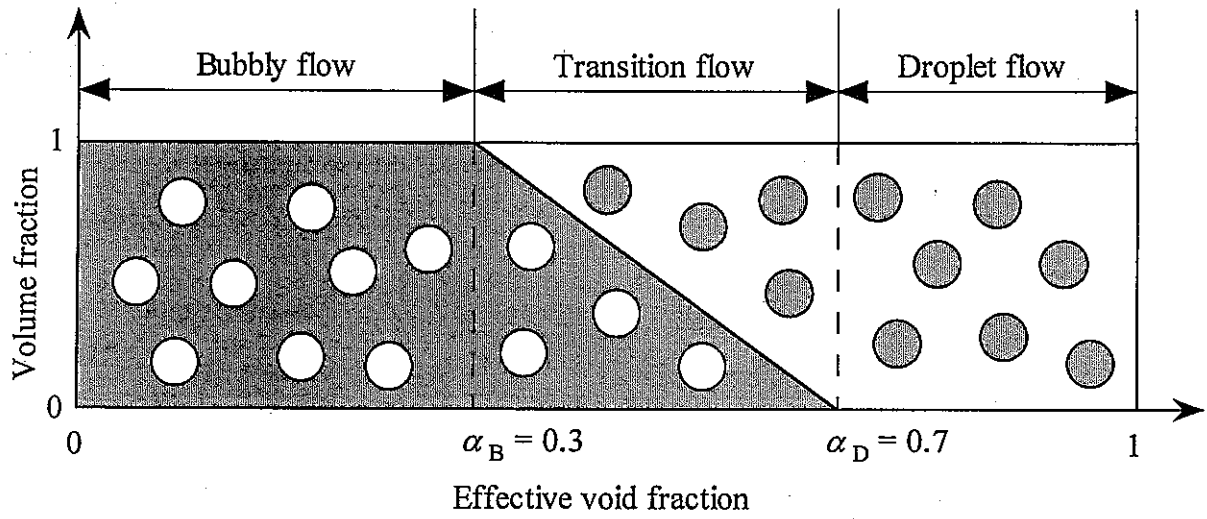


(b) Effect of the hydraulic diameter on drift velocity (Cases 1 and 1')

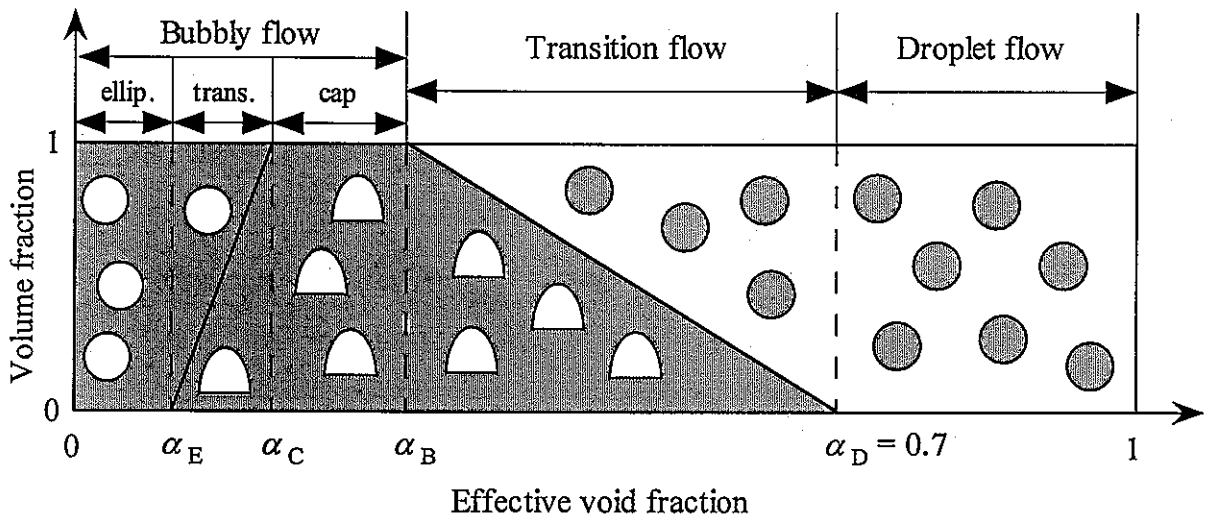
**Fig. 11. Comparison of dimensionless drift velocity for various modifications.**



**Fig. 12. Variation of dimensionless drift velocity with dimensionless hydraulic diameter.**



(a) pool flow regime map of original SIMMER-III



(b) pool flow regime map proposed in this study

**Fig. 13. Pool flow regime map.**