

# 高密度比気液二相流に関する基礎研究

(先行基礎工学研究に関する共同研究報告書)

2000年7月



京都大学 原子炉実験所  
核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター

本資料は、先行基礎工学研究に関して京都大学と核燃料サイクル開発機構との共同研究の成果として作成されたものです。

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) ,  
京都大学 (Kyoto University) ,  
2000

## 高密度比気液二相流に関する基礎研究

(先行基礎工学研究に関する共同研究報告書)

三島嘉一郎\*、日引 俊\*、齊藤泰司\*  
飛田吉春\*\*、小西賢介\*\*\*、鈴木 徹\*\*\*

### 要 旨

高速炉の炉心損傷事故時に形成される燃料ースティール混合プールの沸騰挙動を解明するためには、溶融金属を含む気液二相プールの流動特性を把握することが必要である。これは、気体に対する液体の密度比が高いため、その流動特性が通常とは異なる可能性があるからである。そこで、本研究ではこのような高密度比気液二相流の流動特性に関する基礎研究として、中性子ラジオグラフィを用いて窒素ガス-溶融金属（鉛ビスマス）二相流の可視化・流動特性計測を行ない、気泡形状、ボイド率および液相の速度分布などの基礎データを取得するとともに、同データを活用してサイクル機構で開発中の SIMMER-III コードで用いられている運動量交換モデルの検証・改良を行った。

中性子ラジオグラフィによる窒素ガス-溶融金属二相流の可視化では、ボイド率や気相流束が小さい場合には変形した橢円状気泡が現れ、大きい場合にはキャップ状気泡が現れることが確認された。また、実験結果を既存の実験相関式と比較することにより SIMMER-III コードに適用可能な相関式を提案した。さらに、金カドミウムトレーサを用いた可視化実験を行い、ボイド率の定量化に用いた画像処理法を応用することによって液相速度場が計測できることを示した。

一方、SIMMER-III コードによる解析では、橢円状気泡が現れる場合は従来の運動量交換モデルを用いることが適切であり、キャップ状気泡が現れる場合は実験で提案された相関式を用いることによって SIMMER-III の予測精度が格段に向上了ることが明らかになった。さらに、気泡の形状に応じて運動量交換モデル中の抵抗係数を切り替える新たなモデルを提案し、気泡流領域の広いボイド率範囲にわたって SIMMER-III は高密度比気液二相流の流動を再現できるようになった。

---

本報告書は、先行基礎工学研究に関して、京都大学と核燃料サイクル開発機構との共同研究により実施した研究の成果である。

\* 京都大学原子炉実験所

\*\* 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

\*\*\* 大洗工学センター 要素技術開発部 高速炉安全工学グループ

## Fundamental Research of Two-Phase Flows with High Liquid/Gas Density Ratios

Kaichiro MISHIMA\*, Takashi HIBIKI\*, Yasushi SAITO\*,  
Yoshiharu TOBITA\*\*, Kensuke KONISHI\*\*\* and Tohru SUZUKI\*\*\*

### Abstract

In order to analyze the boiling of a fuel-steel mixture pool formed during the core disruptive accident in a fast breeder reactor, it is important to understand the flow characteristics of gas-liquid two-phase pools containing molten reactor materials. Since the liquid/gas density ratio is high, the characteristics of such two-phase flows may differ from those of ordinary flows such as water/air flow. In this study, as a fundamental research of two-phase flows with a high liquid/gas density ratio, the experiments were performed to visualize and measure molten metal (lead-bismuth)/nitrogen gas two-phase flows using a neutron radiography technique. From these experiments, fundamental data such as bubble shapes, void fractions and liquid velocity fields were obtained. In addition, the momentum exchange model of SIMMER-III, which has been developed by JNC, was assessed and improved using the experimental data.

In the visualization by neutron radiography, it was found that deformed ellipsoidal bubbles could be seen with smaller gas flux or lower void fractions, and spherical cap bubbles could be seen with larger gas flux or higher void fractions. In addition, a correlation applicable to SIMMER-III was proposed through a comparison between the experimental data and traditional empirical correlations. Furthermore, a visualization experiment using gold-cadmium tracer particles showed that the image processing technique used in the quantification of void fractions is applicable to the measurement of the liquid velocity fields.

On the other hand, in the analysis by SIMMER-III, it was confirmed that the original momentum exchange model was appropriate for ellipsoidal bubbly flows and that the accuracy of SIMMER-III for cap bubbly flows was much improved with the proposed correlation. Moreover, a new procedure, in which the appropriate drag coefficient could be automatically selected according to bubble shape, was developed. The SIMMER-III code improved through this study can represent two-phase flows with high liquid/gas density ratios in a wide range of void fractions for bubbly flow regime.

---

\* Research Reactor Institute, Kyoto University.

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

\*\*\* Fast Reactor Safety Engineering Group, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center, JNC.

## 目 次

要 旨	i
Abstract	ii
目 次	iii
List of Tables	iv
List of Figures	v
1. 序 論	1
2. 研究目的	2
3. 研究計画と実施経緯	2
4. 中性子ラジオグラフィによる高密比気液二相流の実験	3
4.1 実験方法	4
4.1.1 中性子ラジオグラフィ高速度撮像法	4
4.1.2 中性子ラジオグラフィ画像定量化法(ボイド率計測手法)	6
4.1.3 実験装置および実験方法	6
4.2 実験結果と考察	7
4.2.1 流動様式と気泡の抵抗係数	7
4.2.2 ドリフトフラックス相関	8
4.2.3 ダウンカマの影響	10
4.2.4 液相速度計測のための画像処理	10
4.2.5 液相速度分布解析	11
4.2.6 液相速度分布の解析結果	11
5. SIMMER-III による高密度比気液二相プールの流動解析	13
5.1 解析手法	13
5.1.1 SIMMER-III の概要	13
5.1.2 SIMMER-III の運動量交換関数	13
5.1.3 解析体系と解析ケース	15
5.2 結果と考察	15
5.2.1 瞬時的なボイド挙動	16
5.2.2 セルの大きさが解析結果に与える影響	17
5.2.3 気相流束と平均ボイド率	18
5.2.4 初期液高さと平均ボイド率	18
5.2.5 ドリフト相関との比較および気液密度比の影響	19
5.2.6 水力径に関する検討	20
5.2.7 SIMMER-III の改良にあたっての検討	21
6. 結 論	24
謝 辞	25
使用記号	26
参考文献	28
図表・写真	31
発表論文	63

**List of Tables**

Table 1	Physical properties of various liquids	31
Table 2	Summary of various experiments on pool void fraction	31

## List of Figures

Fig.1	Dependency of the mass attenuation coefficient on atomic number for 120-kv X rays, thermal, and fast neutrons (Pfister et al., 1992).	32
Fig.2	Basic concept of neutron radiography dynamic Imaging method.	33
Fig.3	Schematic diagram of test rig.	34
Fig.4	Original images obtained by high frame-rate neutron radiography (frame rate: 500 frames/s).	35
Fig.5	Drag coefficients of bubbles.	36
Fig.6	Two-dimensional void distribution in a pool.	37
Fig.7	Dependence of dimensionless drift velocity on dimensionless hydraulic diameter.	38
Fig.8	Dependence of dimensionless drift velocity on viscosity number.	39
Fig.9	Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.	40
Fig.10	Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.	41
Fig.11	Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.	42
Fig.12	Comparison of measured pool void fraction with predicted value.	43
Fig.13	Schematic diagram of test rig.	44
Fig.14	Two-dimensional void distribution in a pool.	45
Fig.15	Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.	46
Fig.16	Example of original images, tracer images, and void images obtained by high frame-rate neutron radiography (frame rate: 500 frames/s).	47
Fig.17	Instantaneous void profile and liquid velocity vector map.	48
Fig.18	Time averaged void profile and liquid velocity vector map.	49
Fig.19	Time averaged void profile and liquid velocity vector map.	50
Fig. 20	Geometric model for analysis.	51
Fig. 21	Transition of void fraction and volumetric liquid flux for ellipsoidal bubbly flow.	52
Fig. 22	Transition of void fraction and volumetric liquid flux for cap bubbly flow.	53
Fig. 23	Effect of cell size on void fraction and volumetric liquid flux.	54
Fig. 24	Effect of cell size and bubble radius on local void fractions.	55
Fig. 25	Comparison of the void fraction averaged over the pool.	56
Fig. 26	Effect of initial liquid level on the void fraction averaged over the pool.	57
Fig. 27	Effect of initial liquid level on the void fraction and volumetric liquid flux.	58
Fig. 28	Comparison of dimensionless drift velocity for various modifications.	59
Fig. 29	Variation of dimensionless drift velocity with dimensionless hydraulic diameter.	60

## 1. 序 論

高速増殖炉（FBR: Fast Breeder Reactor）を実用化するためには、炉心損傷事故のような最悪の事故が生じても、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<sup>[1]</sup>。

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>[2], [3]</sup>。このコードは、先行コードである SIMMER-II<sup>[4]</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充分に検証する必要がある。したがって、コード開発と併行して、安全解析の観点から重要な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>[3], [5]</sup>。

上記の検証研究における重要な研究分野として、炉心損傷時に炉心部で形成される溶融燃料およびスティールからなる溶融プールの挙動があげられる。スティ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ティ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。溶融プールが形成されれば、条件によっては再臨界事故が懸念されるが、溶融プール内の沸騰は、溶融炉心の反応度を低下させ、再臨界事故の抑止力として働くことが期待される。このため、溶融プール内の沸騰二相流の挙動は、FBR の炉心損傷事故解析の観点から重要であり、これを精度良く評価することが必要である。この溶融プール内の沸騰二相流においては、気体に対する液体の密度比は空気一水系などの通常の二相流の場合と比べて 1 衡程度大きいため、流動特性が通常とは異なる可能性がある。ここでは流動特性の観点から、溶融炉心プールで形成される沸騰二相流を高密度比気液二相流と呼ぶことにする。

この溶融炉心プールの熱流動挙動に関しては、現在、水を用いた模擬試験（断熱等温系の水一窒素・空気系の気泡柱試験、通電加熱による体積加熱沸騰試験）、仏国 SCARABEE 炉における BF2 試験<sup>[6]</sup>（燃料単成分プール沸騰）が行われており、二成分系の体積加熱模擬試験（プール試験：サイクル機構で計画中、BALLTRAP 試験：仏国 CEA が計画中）、高密度比の二相プール流動特性に関する炉外実験、さらに溶融燃料/スティール熱伝達計測、溶融燃料/スティール混合沸騰プールの形成・観測に関する炉内実験が計画されている。

本研究では、高速炉の炉心損傷事故時に炉心で形成される燃料ースティール混合プールの沸騰挙動を解明するための基礎研究として、炉心プールを模擬した高密度流体（溶融金属）を含む気液二相流の流動特性を実験によって解明するとともに、SIMMER-III コードによる高密度比気液二相プールの解析も併せて行う。

## 2. 研究目的

本研究では、高密度比気液二相プールの流動特性に関する基礎研究として、中性子ラジオグラフィを用いて、窒素ガス-鉛ビスマス溶融金属二相流の可視化、流動特性計測を行ない、得られた結果から高密度比気液二相流の気泡形状、動態、ボイド率、および液相の速度分布などの基礎データを取得するとともに、同データを用いてサイクル機構で開発中の SIMMER-III コードで用いられている運動量交換モデルの検証・改良等を行うことを目的とする。

## 3. 研究計画と実施経緯

本研究の当初の実施計画は下記の通りである<sup>[7]</sup>。

- ① 溶融金属内の気泡を模擬した穴あき固体試料を用いた中性子ラジオグラフィによる可視化性能の確認。
- ② 中性子ラジオグラフィ高速度撮像法による高密度比気液二相流の流動様式、気泡挙動の観察、および従来の結果との比較。
- ③ SIT 管カメラを用いた高密度比気液二相流の時間平均ボイド率計測、および既存のドリフト速度相關式との比較。
- ④ PIV 法による高密度比気液二相流の液相速度の計測
- ⑤ 上記結果の総合評価、および SIMMER-III コードへの反映

中性子ラジオグラフィ実験は、日本原子力研究所 JRR-3M 熱中性子ラジオグラフィ設備を利用して実施する。

また、以上の計画に対する研究の実施経緯を年度ごとにまとめると、次のようになる。

平成 7 年度には、低融点合金内の気泡形状を模擬した空間を有する固体試料

を用いて中性子ラジオグラフィによる可視化実験を行い、測定性能を確認した。

平成 8 年度は、実際に溶融した低融点合金のプール内に気泡を発生させ、これを中性子ラジオグラフィ高速度撮像法により可視化し、流動様式を観察した。また、得られた画像を処理することにより、気泡速度、ボイド率などの流動特性の計測を行った。

平成 9 年度には、SIT 管カメラによる時間平均ボイド率の計測を中心に研究を進めた。実験結果から、高密度比気液二相プールのボイド率評価には、Kataoka-Ishii の式が適用できることが分かった。

平成 10 年度は、高密度比気液二相流の詳細構造を明らかにするため、ダウンカマを設けた場合の実験とトレーサとして金カドミウム合金を用いた液相速度計測の予備実験を行い、測定性能を確認した。しかし、JRR-3M の計画外停止のため、予定されていた液相速度計測の実験は平成 11 年度に延期した。

平成 11 年度は、金カドミウムトレーサを用いた液相速度分布の計測を中心に研究を進め、従来、ボイド率評価に用いていた  $\Sigma$ -スケーリング法をトレーサ画像抽出処理に用いることによって PIV (Particle Image Velocimetry) 法に適したトレーサ画像が得られること、および良好な速度計測が可能であることを示した。

また、以上の実験と併行して、SIMMER-III コードによる実験解析と、コードの検証・改良の作業を平成 9 年度以降に実施した。SIMMER-III コードについては、高密度比気液二相流が気泡流を呈する場合の流動解析を行い、同じ条件の実験結果と比較することにより、同コードに組み込まれている運動量交換モデルの検証および改良を行った。

#### 4. 中性子ラジオグラフィによる高密度比気液二相流の実験

本実験は、高速炉の炉心損傷事故時に炉心に形成される燃料ースティール混合プールの沸騰挙動の解明に関する基礎研究として、溶融した低融点合金のプール内に気泡を発生させ、ボイド率などの流動特性を測定することを目的とする。

しかしながら、溶融金属は光に対して不透明の流体であり、導電性であるために、可視光による観察や電極式プローブなどによる計測が困難である。そこで、中性子や X 線を利用した放射線透過法に期待がもたれる。すなわち、物質による減衰特性の違いを利用して物体の内部構造に関する情報を可視化する方法であるが、中性子は、Fig.1 に示すように、含水素化合物などの軽い物質やカドミウムなどの特別な金属などではよく減衰し、ほとんどの金属でよく透過す

るという特性を持っている<sup>[8], [9]</sup>。このため、単純化して言えば、中性子ラジオグラフィで物体を透視すれば、金属が明るく写り、水が影をつくる。また、ウッズメタルなどカドミウムを含む合金や金属は暗く影をつくる。これを応用すれば、溶融金属、水および気体の識別が可能である。また、X線を利用した場合、Fig.1に示すように、ほぼ元素の質量数に伴って減衰係数が増加するという特性を持つため、中性子透過像とは異なる画像が得られる。したがって、目的により適切な放射線透過法を用いれば、さらに多くの情報が得られることが期待できる。しかしながら、一般に低融点合金は重金属の合金であることが多いため、X線透過による計測は余り期待できない。そこで、本研究では、この点に着目し、溶融金属プール中の気泡挙動を中性子ラジオグラフィにより可視化し、流動様式を観察するとともに、得られた画像を処理することにより、気泡の寸法形状、上昇速度、およびボイド率分布を計測し、その流動特性の解明を目指すものである。

さらに、中性子に対して不透明な材質をトレーサとして用いることができれば、中性子を用いて金属管内の流動や液体金属流の速度計測が可能となる。具体的な応用例としては、液体金属流や流動層内の粒子の速度場計測に中性子ラジオグラフィが適用されているが、本研究では、窒素ガス-鉛ビスマス二相流の可視化とボイド率計測とともに、金カドミウム合金をトレーサとして用いた液相速度分布計測法の開発も行った。

#### 4.1. 実験方法

##### 4.1.1. 中性子ラジオグラフィ高速度撮像法

###### (1) 中性子ラジオグラフィ撮像系の構成

Fig.2に中性子ラジオグラフィによる高速度撮像系のブロックダイアグラムを示す。この図で、中性子ビームは右方向から入射し、試験部を透過した後、暗箱内のコンバータ／シンチレータに当たる。ここで可視光に変換され、シンチレータのスクリーン上に画像を投影する。これを画像増幅し、高速度ビデオで撮影・録画するものである。このように、中性子ラジオグラフィでは、中性子源、コンバータ／シンチレータ、高感度カメラおよび画像増幅器が必要である。高速度撮像においては、それについて以下のような性能が要求される。

- ① 過渡現象を連続して撮影するための高中性子束の定常中性子源
- ② 高速度撮影のための残光時間の短い高感度のコンバータ／シンチレータ
- ③ 録画時間のできるだけ長い高速度ビデオ
- ④ 高速シャッターを備えた高感度画像増幅器

これらの要求事項について検討した結果を以下に述べる。

## (2) 中性子源

現在、熱中性子によるラジオグラフィに利用できる中性子源は、熱中性子束にして  $10^8 \text{ n/cm}^2\text{s}$  程度が最高である。我が国では、このような熱中性子源としては、日本原子力研究所 JRR-3M の熱中性子ラジオグラフィ設備 (TNRF-1、および TNRF-2) のみであり、ここでは TNRF-2 を利用した。この設備の撮像面における熱中性子束は  $1.5 \times 10^8 \text{ n/cm}^2\text{s}$ 、カドミウム比は 130 である。この設備はダイバージェント型のコリメータを持ち、視野の大きさは垂直方向 255 mm、水平方向 305 mm である。また、ビームの平行度を表す  $L/D$  比は垂直方向 153、水平方向 176 である。一般に  $L/D$  比が 100 以上あれば良好な中性子画像が得られるといわれている。

## (3) コンバータ／シンチレータ

速い現象を撮影するため、コンバータ／シンチレータは発光量が大きく、解像度がよく、しかも残光時間の短い特性が要求される。ガドリニウム化合物の稀土類シンチレータは解像度はよいが残光時間が長く、また、ガラスシンチレータは残光時間は極めて短いが発光量が少ないため、高速度撮像には適さない。このような要求を満たすのは、 $^{6}\text{LiF}/\text{ZnS:Ag}$  シンチレータ (化成オプトニクス NR コンバータ) のみである。このシンチレータは、ガドリニウム金属シンチレータに比べると解像度は 90% であるが、感度は 100 倍大きい。また、残光時間が  $20\sim46\mu\text{s}$  という短い値であり、これは毎秒 10,000~25,000 コマの撮像速度に対応し、現時点では最適の特性を有している。

## (4) 高速度ビデオ

撮像速度の観点からは、毎秒数千コマの高速度撮像の可能なデジタルメモリ方式の高速度ビデオが有利であるが、メモリ容量の制約から録画時間が 1 秒程度、長くて数秒しかなく、ある程度長い時間 (例えば 1 分間以上) 現象を録画する必要がある場合には、アナログ録画方式を選択せざるを得ない。ここでは、最高撮像速度毎秒 1000 コマの高速度ビデオ nac-HSV-1000 を選んだ。このシステムでは、標準録画時間 180 分の VHS カセットを用いれば、約 21 分間の録画が可能である。また、長時間の撮影の必要がない場合には、デジタルメモリ方式の高速度カメラ (Phototron FastCam Ultima 最高撮像速度: 40,500fps) を使用した。

## (5) 画像増幅器

微弱な可視光の画像を高速度ビデオで撮像可能にするため、高速度ビデオに画像増幅器 (浜松ホトニクス GIB-M2P) を取り付けた。この画像増幅器は、2 段のマイクロチャンネルプレート (MCP) を取り付けてゲインを拡大した。MCP 1 枚で、ゲインは 100,000 倍であり、2 枚では、ある程度で飽和するが、100,000 倍以上のゲインである。この画像増幅器は回路でゲートを開閉し、シャッター

機能を持たせてある。このゲート開放時間は、100 ns から連続開放まで、段階的に可変である。また、解像度は 23 line-pairs/mm である。

一方、時間平均のボイド率などのデータの取得を目的とする場合には、SIT 管 (Silicone Target Tube) カメラ (Hamamatsu C1000-12: 撮像速度：30fps) を用いた<sup>[10]</sup>。

#### 4.1.2. 中性子ラジオグラフィ画像定量化法（ボイド率計測手法）

X 線ラジオグラフィと相補的な特性を有する中性子ラジオグラフィは、金属管内気液二相流や液体金属流動の可視化・計測に適している。試験部への入射中性子束  $\phi_{th}$  は試験部を透過するとき、次式で与えられるようにその行路の物質の厚さに応じて減衰することから透過中性子束  $\phi_p$  は試験部内の二相流情報を包含している。

$$\phi_p = \phi_{th} \cdot \exp(-\Sigma_G \delta_{MG} - \Sigma_L \delta_{ML} - \Sigma_T \delta_T) \quad (1)$$

ここで、 $\Sigma$ 、 $\delta$  は、それぞれ、熱中性子の巨視的断面積、物質厚さであり、下添字 G、MG、L、ML および T は、それぞれ、気相、二相流中の気相、液相、二相流中の液相および試験部を表している。この透過中性子はコンバータにより可視光線に変換され、高感度カメラによって二相流画像として記録される。

$$G^* = C \cdot \phi + G_D = C \cdot (\phi_p + \phi_{SM} + \phi_{SS}) + G_D = C \cdot \phi_p + G_0, \quad G_0 = C \cdot (\phi_{SM} + \phi_{SS}) + G_D \quad (2)$$

ここで、 $G^*$ 、 $C$ 、 $\phi$ 、 $G_D$ 、 $\phi_{SM}$  および  $\phi_{SS}$  は、それぞれ画像輝度、ゲイン、コンバータ面上に到達する中性子束、暗電流、物質内散乱中性子束および生体遮蔽からの散乱中性子束である。本研究では、局所ボイド率  $\alpha$  は、気相のみ、液相のみ、気液二相流で満たされた試験部の 3 種類の画像輝度から  $\Sigma$ -スケーリング法<sup>[11], [12]</sup>を用いて次式により計測した。

$$\alpha = \frac{\ln\left(\frac{\tilde{G}_L^* - G_0}{\tilde{G}_M^* - G_0}\right)}{\ln\left(\frac{\tilde{G}_L^* - G_0}{\tilde{G}_G^* - G_0}\right)} \quad (\tilde{G}^*: \text{normalized gray scale}), \quad G_0 = \frac{\tilde{G}_L^* - \tilde{G}_G^* \cdot \exp(-\Sigma_L \delta_L)}{1 - \exp(-\Sigma_L \delta_L)} \quad (3)$$

#### 4.1.3. 実験装置および実験方法

Fig.3 に実験装置の概略を示した。試験部はアルミニウム製矩形容器(高さ 530 mm、幅 100 mm、奥行き 20 mm) であり、試験部底部にはステンレス製ノズル(内径 0.5 mm) 7 本からなるガス噴出部が設けられている。矩形容器両側には

加熱用電気ヒータ（ステンレス箔ヒータ：出力 500 W）が取り付けてあり、試験部全体は絶縁材および断熱材で覆われている。作動流体としては、プール内沸騰高密度比二相流現象を模擬するため、窒素ガス、液体鉛ビスマス（融点 124 °C）を用いた。溶融金属の温度計測は、アルメル・クロメル熱電対により試験部底部から 2.5cm, 7.5cm, 15cm の 3 個所の位置で行った。ガス温度はガス流量計入口とガス噴出ノズルのプレナム内の 2 個所で計測した。また、流量計入口圧力はブルドン管式圧力計にて計測した。

実験は容器内温度を 200 °C に保ち、溶融金属プールの初期液高さ ( $H_0 = 9 \text{ cm}$ ,  $14 \text{ cm}$  および  $29 \text{ cm}$ ) をパラメータとして窒素ガス流速を  $0 \text{ cm/s} \sim 30 \text{ cm/s}$  に変化させて行った。流動様式の観察は中性子ラジオグラフィ高速度撮像法により行い、プール内ボイド率計測は撮像速度 30 fps の中性子ラジオグラフィ動画法により行った。また、ガス噴出法の影響を見るため、単一ノズルからの窒素ガス噴出実験も行った。

## 4.2. 実験結果と考察

### 4.2.1. 流動様式と気泡の抵抗係数

**Fig.4** は、中性子ラジオグラフィ高速度撮像法によって得られた鉛ビスマス－窒素ガス二相流プール内における気泡挙動の一例である。このような可視化から、 $j_g^+ > 0.5$  では、変形した巨大スラグ気泡あるいはキャップ状気泡が観察された。同様の傾向は空気－水系の実験でも報告されている<sup>[13], [14]</sup>。さらに、著者らのこれまでの研究<sup>[15]</sup>から、高密度比気液二相流の気泡形状と気泡速度の関係は、Grace の線図<sup>[16], [17], [18]</sup>とよく一致することがわかっている。

**Fig.5** は中性子ラジオグラフィによって得られた気泡の抵抗係数を気泡レイノルズ数に対してプロットしたものであり、ガス－水銀系の実験結果<sup>[19], [20]</sup>も同時に示した。図から実験値は推算値<sup>[21]</sup>とよく一致しており、気泡の抵抗係数に対する気液密度比の影響はあまり大きくなことが分かる。

**Fig.6** にプール内 2 次元ボイド率分布の一例として初期液高さ  $H_0$  が 29cm の場合の計測結果を示した。気相流量が比較的低い場合 ( $j_g^+ = 0.0761$ ) には、幅方向 ( $x$  方向) ボイド率分布は流れ方向 ( $z$  方向) に対してほぼ一様であるが、気相流量が増加するに従って ( $j_g^+ = 0.276, 0.791$ )、ボイド率分布は  $z$  方向に沿って変化し、 $x$  方向中心にピークを有するようになる。これは気相流量の増加によりプール内に液相の循環流が発生し、その流れに沿って  $x$  方向の中心近傍で気泡同士が衝突して大気泡となるものの、その気泡径が安定限界を越えているため、すぐに分裂、再分散されて管壁方向に移動することによると考えられる。なお、中性子ラジオグラフィおよび液面高さ  $H$  から計測されるプール内平均ボイド率 (=

$(H - H_0) / H$  ) は低ボイド域を除いてほぼ 10% 以内で一致した。

#### 4.2.2. ドリフトフラックス相関

計測された見かけの気相速度  $j_g$  とボイド率  $\alpha$  は式(4)で表されるドリフトフラックス式により相関した。

$$\nu_g = \frac{j_g}{\alpha} = C_0(j_g + j_f) + V_{gj}, \quad \alpha = \frac{j_g}{C_0 j_g + V_{gj}} (\because j_f = 0) \quad (4)$$

ここで  $\nu_g$ 、 $C_0$ 、 $j_f$  および  $V_{gj}$  は、それぞれ、気相速度、分布パラメータ、見かけの液相速度およびボイド率荷重ドリフト速度である。分布パラメータ、ボイド率荷重ドリフト速度は次式で与えられる。

$$C_0 = 1.35 - 0.35\sqrt{\rho_g / \rho_f} \quad \text{for a rectangular duct} \quad (5)$$

$$V_{gj} = \sqrt{2} \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{1/4} (1 - \alpha)^{1.75} \quad \text{for bubbly flow}$$

$$V_{gj} = \sqrt{2} \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{1/4} \quad \text{for churn-turbulent flow}$$

$$V_{gj} = 0.35 \left( \frac{g \Delta \rho d_e}{\rho_f} \right)^{1/2} \quad \text{for slug flow}$$
(6)

Kataoka-Ishii<sup>[22]</sup>はプール中のドリフト速度として次式を与えている。

$$V_{gj}^+ = V_{gj} / \left( \frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{1/4}$$

$$= \begin{cases} 0.0019 D_H^{* 0.809} \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} & \text{for } D_H^* \leq 30 \text{ and } N_{\mu f} \leq 2.2 \times 10^{-3} \\ 0.030 \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} & \text{for } D_H^* \geq 30 \text{ and } N_{\mu f} \leq 2.2 \times 10^{-3} \end{cases} \quad (7a)$$
(7b)

ただし、

$$D_H^* = D_H / \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}}, \quad N_{\mu f} = \mu_f / \left( \rho_f \sigma \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}} \right)^{1/2}$$

である。

また、最近、Saito らは、本研究と同様に FBR の安全解析を目的として二相流実験を行っている<sup>[23]</sup>。実験条件を Table 2 に示す。

**Fig.7** および **Fig.8** に様々な系に対するドリフト速度と水力相当直径との関係を示す。実験値と推算値はよく一致しているが、ガス-溶融金属系、ガス-シリコンオイル系について過大評価あるいは、過小評価する傾向がある。これは、Kataoka-Ishii の式が主に空気-水系あるいは空気-グリセリン系のデータを用いて求められているためと考えられる。したがって、今後、さらに広い条件のデータベースを用いて、式(7)を修正する必要があると考えられる。

Kataoka and Ishii は、 $j_g^+ < 0.5$  では Ishii によるドリフトフラックス相関式<sup>[24]</sup>が適用できることを指摘している<sup>[22]</sup>。これは、プール内の循環流の影響が相対的に小さくなるためであると考えられる。このことから、以下の式によって、広い範囲の気相速度に対して推算出来ると考えられる。

$$V_{gj}^+ = V_{gj, \text{Ishii}}^+ \exp(A j_g^+) + V_{gj, \text{Kataoka\&Ishii}}^+ \{1 - \exp(A j_g^+)\} \quad (8)$$

係数  $A$  は  $j_g^+ = 0.5$ において  $\exp(A j_g^+) = 0.5$ となる条件から、-1.39と見積もられる。Fig.7 からわかるようにドリフト速度は容器径の減少と共に減少し、式(6)の値に漸近する。これは、小口径の容器では、循環流の影響が相対的に小さくなるためであると考えられる。チャーン・タービュレント流の場合、式(6)は式(6)(7)から得られる限界径よりも小さい場合にプール体系に適用できると考えられる。

$$3546(\rho_g / \rho_f)^{0.194} N_{mf}^{0.695} \geq D_H^* \quad (9)$$

これは、式(9)から計算される径よりも大きい容器の二相流に対しては、循環流の影響が無視できないことを意味する。式(9)から計算される限界径は鉛ビスマス、ガリウム、水の各系に対して、8、10 および 40mm と計算できる。

**Fig.9**に鉛ビスマス系の実験値を式(2)-(7)からの推算値と比較したものを示す。本実験では、プールの初期液高さを変化させて実験を行ったが、実験値に与える初期液高さの影響は顕著ではなかった。チャーン流に対するドリフト速度を用いた場合、低いボイド率において、実験値とよく一致していることがわかる。

**Fig.10** および **Fig.11** は Saito ら<sup>[23]</sup>および Baily ら<sup>[25]</sup>の実験値を示している。この図から式(8)を(4)に代入した推算値と良く一致していることがわかる。

**Fig.12** に実験値と推算値との比較を示す。図から、実験値はほぼ 30%以内の精度で、予測できていることがわかる。

#### 4.2.3. ダウンカマの影響

**Fig.13** にダウンカマを設置した流路の概略図を示す。ダウンカマは厚さ 1mm のアルミニウム製で、長さが 133mm である。実験は初期液高さ  $H_0=20\text{cm}$  のみについて行った。実験方法および計測方法は、ダウンカマなしの実験と同様である。

**Fig.14** に 2 次元ボイド率分布の一例を示す。ダウンカマなしの実験と同様、比較的低い気相速度の場合には、主流路内において、幅方向 ( $x$  方向) ボイド率分布は流れ方向 ( $z$  方向) に対してほぼ一様であるが、気相流量が増加するに従って、ボイド率分布は主流路下部に  $x$  方向に二つのピークを有するようになる。これはダウンカマからの内向きの流れがノズルからのガスの流れとぶつかるために生ずるものと考えられる。さらに、ダウンカマ上部にもピークが現れるが、これは、下向きの流れによって停滞した気泡によるものである。

**Fig.15** に中性子ラジオグラフィから求めたプール平均ボイド率  $\langle \alpha \rangle_p$  と気相の見かけ速度  $j_g$  との関係を示す。図から、ダウンカマを設置した場合においても、Kataoka-Ishii の式による推算値と良く一致していることが分かる。これは、二次元ボイド率分布からも分かるように、主流路では全体として、上向きの液相速度があるものの、ノズルとダウンカマの設置状態が最適ではないために、主流路内に循環流の影響が大きく、結果としてプール体系に対する式で予測できたものと考えられる。

#### 4.2.4. 液相速度計測のための画像処理

中性子ラジオグラフィによって得られた連続画像の一例を **Fig.16 (a)** に示す。撮像速度は、500fps であり、連続画像の時間差はいずれも 0.01s である。これらの画像において、白い部分が気泡、灰色の部分が液相、黒い点がトレーサに対応する。これは、先に説明した様に、中性子は、含水素化合物などの軽い物質やカドミウムなどの特別な金属などではよく減衰し、ほとんどの金属でよく透過するという特性を持っているためである<sup>[26], [27]</sup>。しかし、動画を観察すれば、気泡とトレーサの識別は比較的容易であるが、静止画像から気泡やトレーサを明確に識別することは極めて困難である。さらに、液相速度を求める際には、トレーサのみを抽出する必要がある。一般には、原画像から積分画像を引くことによりトレーサを特定することが多いが、二相流においては、気泡像が残るため不適である。そこで、液相速度分布解析に先立って、原画像からトレーサ像を抽出する方法が必要となる<sup>[28]</sup>。

そこで、本研究では、従来ボイド率計測に用いていたΣ-スケーリング法をトレーサ抽出処理に適用することにした。ボイド率計測法であるΣ-スケーリング法では、中性子は液相（ここでは鉛ビスマス）のみで減衰される場合を想定してお

り、トレーサを含む画像に同様の方法を用いるとトレーサ周辺のボイド率は負の値をとる。したがって、本研究では、空の試験部、液体金属を満たした試験部およびトレーサを分散させた二相流の3枚の画像からボイド率を計算し、ボイド率の正負から、気泡とトレーサを判別した。得られた結果から、気泡画像とトレーサ画像を生成した。このようにして得られたトレーサ像および気泡像の例を Fig.16(b)およびFig.16(c)に示す。図からわかるように、気泡とトレーサが良好に抽出できており、 $\Sigma$ -スケーリング法を用いれば、気泡・トレーサの識別が効果的に行えることがわかった。なお、以下の解析では、500fpsの高速度撮像法で得られた連続画像を対象にした。

#### 4.2.5. 液相速度分布解析

##### 解析アルゴリズム

上記の処理により得られたトレーサ画像から、以下の液相速度計測を行った。中性子ラジオグラフィの画像は、一般に可視光で得られた画像と比較して画質が悪いため、PTV (Particle Tracking Velocimetry: 粒子追跡法)などの手法が使えない場合が多い。したがって、本研究では、解析アルゴリズムとして、濃度相関法を採用することにした。また、相互相関係数  $R(p,q)$ を計算する際には、次式を用い、平均的なバックグランドノイズを除去した。さらに、相関を計算する検査領域と探査領域は、基本的には  $20 \times 20$  ピクセル（ここでは  $7 \times 7\text{mm}$  程度）で行ったが、実験条件に合わせて適宜変化させた。

$$R(p, q) = \frac{\int (f(x, y) - \bar{f})(g(x+p, y+q) - \bar{g}) dV}{\sqrt{\int (f - \bar{f})^2 dV \int (g - \bar{g})^2 dV}} \quad (10)$$

また、PIVアルゴリズムには、サブピクセル精度のアルゴリズムも存在するが、本研究では、まず、平均的な流れ場の解析を目的としているので、簡便なピクセル精度のアルゴリズムを用いて計算を行った。

#### 4.2.6. 液相速度分布の解析結果

##### 瞬時的なボイド率分布とベクトル線図

Fig.17(a-1,2,3)に、気相の見かけ流速  $j_g = 1.7\text{cm/s}$  における瞬時ボイド率分布を、Fig.17(b-1,2,3)に液相速度分布の計算例を示す。図からわかる様にボイド周辺で複雑な循環流が生じていることがわかる。さらに、Fig.17(b-1,2,3)に空間フィルタ処理を行い、ベクトルを平滑化したものを、Fig.17(c-1,2,3)に示す。図から、試験部中央部に上昇流が生じていることがわかるが、①ラジオグラフィ画像の画質が悪いこと②トレーサ濃度が十分ではないこと③定常的な流れではないこ

と④気泡周辺では、3次元的な流れの影響が大きくなるために、相当量の過誤ベクトルを含んでいるものと考えられる。そのため、一般的な空間フィルタや補間計算により、どの程度過誤ベクトルを削除できるかは不明である。気泡周りには複雑な渦が生じていることを考えれば、瞬時的なベクトル線図に空間フィルタを適用するためにはさらに検討が必要と考えられる。

#### 時間平均ボイド率分布とベクトル線図

そこで、ランダムに現れる過誤ベクトルと気泡周りに存在する比較的小さな渦の影響を除外するために、時間平均処理を行うことにした。**Fig.18(a-1,2,3)**に時間平均ボイド率分布を **Fig.18(b-1,2,3)**に時間平均のベクトル線図を示す。平均時間は、上から 0.1、0.2、0.5 秒間(500fps で、各々 50、100 および 250 枚)である。この図からわかるように、いずれの平均時間でも、ボイド率の高い中央部分で上昇流が起り、周辺部で下向きに流れるといった試験部内の 2 次元的な対流の様子が良好に計測できている。**Fig.18(c-1,2,3)**には、時間平均ベクトル線図に空間フィルタ処理を施したものを見せる。いずれの平均時間においても、試験部内に 3~4 個の渦が生じていることがわかる。また、本実験はプール体系であるので、各高さにおいて、液相流束の断面平均はゼロとならなければならぬが、図からほぼ妥当な計算結果が得られていると考えられる。ここで、行った時間平均処理は、0.1~0.5 と短時間であるが、注目する現象に応じて、平均時間を変えて計算を行う必要があると考えられる。

#### 液相速度分布に及ぼす気相流束の影響

**Fig.19** に、 $j_g = 2.9$ 、 $3.9$  および  $8.9 \text{ cm/s}$  における時間平均のボイド率分布、ベクトル線図、および空間フィルタ処理したベクトル線図を示す。平均時間は、いずれも 0.5 秒である。図から、気相流束が大きくなると、液相の循環による渦は次第に小さくなっていることがわかる。これは、ボイド率が大きくなると、試験部内の液相が両端に偏り、両端の狭い領域でのみ循環流れが起きているものと考えられる。しかしながら、 $j_g = 8.9 \text{ cm/s}$  の場合、試験部下部で上昇流が目立つて現れていおり、液体の物質収支を考えると妥当な計算結果ではないことがわかる。これは、現在の解析では試験部の両端での下降流を捉えきれていないためと考えられる。さらに、ボイド率が大きくなると試験部内の液相が相対的に少なくなるため、トレーサ濃度が低くなり、気泡周辺の非定常かつ 3 次元的な流れの影響が大きくなるために、液相速度計測の誤差は大きくなると考えられる。

## 5. SIMMER-III による高密度比気液二相プールの流動解析

### 5.1. 解析方法

#### 5.1.1. 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>[2]</sup>。このコードの流体力学部は充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>[29]</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、高密度比気液二相プールの実験では、気泡流において気相流束が比較的大きい場合、キャップ状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。

#### 5.1.2. SIMMER-III の運動量交換関数

先に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。

$$\frac{\partial (\bar{\rho}_m V_q)}{\partial t} + \sum_{m \neq q} \nabla \cdot (\bar{\rho}_m V_q V_q) = -\alpha_q \nabla \cdot p + \bar{\rho}_q g - K_{qs} V_q + \sum_{q'} K_{qq'} (V_{q'} - V_q) + VM_q - \sum_{q'} \Gamma_{qq'} [H(\Gamma_{qq'}) V_q + H(-\Gamma_{qq'}) V_{q'}] \quad (12)$$

この方程式の右辺の第3項から第5項はそれぞれ構造材一流体間、流体一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、流体一流体間の運動量交換関数  $K_{qq'}$  は

$$K_{qq'} = A_{qq'} + B_{qq'} (V_{q'} - V_q) \quad (13)$$

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。

$$A_{qq'} = \frac{3}{2} \alpha_{int} \frac{\mu_f}{r_b} \quad \text{and} \quad B_{qq'} = \frac{1}{8} \alpha_{int} \rho_f C_D \quad (14)$$

ここで、 $\alpha_{int}$  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 が提案した抵抗係数モデル<sup>[30]</sup>によって記述されている。このモデルでは、球状または橢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。

$$C_D = \frac{4}{3} r_b \sqrt{\frac{g \Delta \rho}{\sigma}} \left[ \frac{1 + 17.67 \{f(\alpha)\}^{6/7}}{18.67 f(\alpha)} \right]^2, \quad \text{where } f(\alpha) = \sqrt{1-\alpha} \left( \frac{\mu_c}{\mu_m} \right) \quad (15)$$

しかし、4. 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、気泡形状が橢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として

$$C_D = \frac{8}{3} \frac{r_b g \Delta \rho (1-\alpha)}{\rho_f v_{gr}^2}, \quad \text{where } v_{gr} = \frac{V_{gj}}{1 - C_0 \alpha} \quad (16)$$

を用いた。ただし、 $V_{gj}$  は Kataoka and Ishii 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相関したドリフト速度 (式(7a)または(7b)) である。

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。

### 5.1.3. 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. 20 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（気相の見かけ速度） $j_g^+$  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、式(7a)によってキャップ状気泡の抵抗係数を評価した解析結果を Case 1 とする。

## 5.2. 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変化
- 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変化について検討した。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。

### 5.2.1. 瞬時的なボイド挙動

実験の可視化画像からは気相流束  $j_g^+$  が大きくなると気泡形状が橢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。橢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変化を実験で得た可視化画像と比較した。

**Fig. 21** は橢円状気泡が確認された場合（断面平均気相流束  $j_g = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ）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束  $j_f$  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。

橢円状の気泡が観察される条件では、**Fig. 21** 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、液相流束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（ $j_g = 6.62 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ ）のボイド率分布を比較した結果が **Fig. 22** 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。

### 5.2.2. 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充分に検討する必要がある。

**Fig. 23** 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)は橍円状気泡が現れる場合 ( $j_g = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ ) 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 ( $j_g = 6.62 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ ) 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ともよいと思われる。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. 24** 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. 24(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。

### 5.2.3. 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. 25は $\langle \alpha \rangle_p$ と断面平均した無次元気相流束 $j_g^+$ の影響を示したものである。

$j_g^+$ 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、気泡形状が橈円状であるために、橈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、橈円状の気泡が現れる場合には妥当である。

一方、 $j_g^+$ 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、橈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も大きくなっていると考えられる。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ている。なお、式(7a)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、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。

### 5.2.4. 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充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>[31]</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. 26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束 $j_g^+$ 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6.2.5.で後述する。

Fig. 26からKataoka-Ishiiのドリフト速度式(7a)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束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束を与える、 $H_0$ のみを変化させる解析を行った。Fig. 27 はプール底面における無次元気相流束 $j_g^+$ を 0.331 ( $j_g = 4.43 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ ) 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束  $j_f$  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束も大きな値をとり、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い。実験では  $j_g$  が大きい場合でもノズルの出口近傍においては常に球状または楕円状の気泡が現れ、その後、気泡が合一することによってキャップ状の気泡が現れる。本来なら気泡流の流動様式は気泡のウェークの広がりと循環流の相互作用によって決定されるが、体系全体で見ればキャップ状気泡が現れる領域が支配的であるために  $H_0$  は $\langle \alpha \rangle_p$  の解析結果に影響を与えたかったと考えられる。

### 5.2.5. 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、ボイド率  $\alpha$  と気相流束  $j_g$  との関係はドリフト相関により式(4)のように表される。

$$\nu_g = \frac{j_g}{\alpha} = C_0(j_g + j_f) + V_{gj}, \quad \alpha = \frac{j_g}{C_0 j_g + V_{gj}} \quad (\because j_f = 0) \quad (4)$$

式(4)に基づいて空間・時間平均ボイド率 $\langle \alpha \rangle_p$ と無次元気相流束 $j_g^+$ 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. 26 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(7a)のドリフト速度  $V_{gj}$  と式(5)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(4)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。

### 5.2.6. 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。

5.2.5. 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ので、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>[13], [32]</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(7a)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(7b)を提案している。

$$V_{gj}^+ = 0.030 \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} \quad \text{for } D_H^* \geq 30 \text{ and } N_{\mu f} \leq 2.2 \times 10^{-3} \quad (7b)$$

式(7b)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(7a)を用いた Case 1 に加え、水力径が大きい場合には、式(7b)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(16)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<sup>[22]</sup>。

$$C_0 = 1.2 - 0.2\sqrt{\rho_g / \rho_f} \quad \text{for a round tube} \quad (17)$$

**Fig. 28(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  $\langle \alpha \rangle_p$  と  $j_g^+$ の相関を式(4)で回帰することによって得た。図中の実線は式(7a)および式(7b)を表している。

Fig. 28(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. 28(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(7a)および(7b)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. 29 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、5.2.5. 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. 28(b)で示したように空気－水系では  $D_H^* > 30$ において式(7b)が適用できることから、Kataoka-Ishii の式(7a)および(7b)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。

### 5.2.7. SIMMER-III の改良にあたっての検討

現在の SIMMER-III では、Fig. 30(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に、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、ここまでに得られた知見から、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、橜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. 30(b)に示したように、気泡流領域を 3 分割し、 $0 < \alpha < \alpha_E$ において橜円状気泡が現れ、 $\alpha_C < \alpha < \alpha_B$ においてキャップ状気泡が現れるものとし、 $\alpha_E < \alpha < \alpha_C$ では橜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. 30(b)のモデルを実用化するためには、気泡流領域において橜円状気泡を含む気泡流とキャップ状気泡を含む気泡流をどのような体積割合で混合するかが問題となる。ここでは、数値的な連続性と従来の流動様式線図との整合性を保つために、気泡流領域における抵抗係数をオリジナルの SIMMER-III で用いられている抵抗係数と Kataoka-Ishii の式を用いた抵抗係数で内挿することによって橜円状およびキャップ状気泡流の混合を記述できるものと仮定する。すなわち、式(15)で記述される抵抗係数を  $C_{D(15)}$ 、式(16)で記述される抵抗係数を  $C_{D(16)}$  とすると、混合領域における気泡の抵抗係数は

$$C_D = \exp(P\alpha) \cdot C_{D(15)} + \{1 - \exp(P\alpha)\} C_{D(16)} \quad (18)$$

で記述できると仮定する。式(18)におけるパラメータ  $P$  の値は気泡形状が橜円状からキャップ状に変化する際の気泡の抵抗係数  $C_D$  に直接影響するため、適切に評価しなければならない。気泡形状や物性値などを考慮して  $P$  の値を決めるためには、

$$P = func.(Re, Eo, M) \quad (19)$$

の関数形を適切に記述する必要がある。ここで、 $Re$ 、 $Eo$  および  $M$  は気泡挙動の特性を表す無次元数であり、それぞれレイノルズ数、エトベス数およびモート

ン数である。 $M$ は物性のみによって決まる無次元数であるが、Grace の線図<sup>[16], [17]</sup>では梢円状気泡とキャップ状気泡の境界は  $M$ の値にかかわらず  $Eo=40$  である。また、 $M$ が一定であれば  $Re$  は  $Eo$  と連動して変化する。よって、式(19)で表される関数は次のように考えて差し支えない。

$$P = func.(Eo) \quad (20)$$

さらに、流体の物性値が SIMMER-III の解析結果に与える影響を一般化するために、 $Eo$  が充分に小さく梢円状気泡のみが現れるような通常密度比の気液流の場合には  $C_D \rightarrow C_{D(15)}$  となり、 $Eo$  が充分に大きくキャップ状気泡のみが現れる場合には  $C_D \rightarrow C_{D(16)}$  となる条件をみたす必要がある。これらの条件と式(18)とを比較すると、

$$Eo \rightarrow \text{充分小さい } (C_D \rightarrow C_{D(15)}) ; P \rightarrow 0 \quad (21a)$$

$$Eo \rightarrow \text{充分大きい } (C_D \rightarrow C_{D(16)}) ; P \rightarrow -\infty \quad (21b)$$

が得られる。式(21)をみたすように式(20)を決定すれば、Grace の線図で整理された気泡形状および気液密度比などの流体物性の両方を考慮して気泡の抵抗係数を評価することができる。つまり、ユーザが気液密度比に応じて Kataoka-Ishii の式を用いたモデルを適用するかどうかを判断する必要はなくなる。

そこで、式(20)を次の形で表す。

$$P = 1 - \exp(-Q Eo) \quad (22)$$

ここで、 $Q$  の値は 0.084 とした。これは、 $Eo = 40$  のときにキャップ状気泡を含む気泡流の体積率が 50% となると仮定して求めた値である。

Fig. 31 は式(18)を用いて解析した結果を示したものである。この図から解析結果は気泡流領域の広いボイド率範囲にわたって高密度比気液二相流の実験結果を再現できていることがわかる。すなわち、気泡形状に応じて運動量交換モデルにおける抵抗係数の切り替えが滑らかに行われており、SIMMER-III の解析結果が改良されていることがわかる。

## 6. 結 論

本研究では、高速炉の炉心損傷事故時に炉心で形成される燃料ースティール混合プールの沸騰挙動を解明するための基礎研究として、炉心プールを模擬した高密度流体（溶融金属）を含む気液二相流を可視化・計測し、現象を明らかにするとともに、得られた結果を SIMMER-III コードの検証および改良に用いた。以下に詳細をまとめる。

### 中性子ラジオグラフィによる高密度比気液二相流実験

溶融金属－窒素ガス二相流を中性子ラジオグラフィにより可視化し、気泡挙動の計測およびボイド率の計測を行った。さらにこれまでの実験結果を様々な実験値、実験相関式と比較検討し、SIMMER-III コードに適用可能な相関式を提案した。さらに、ダウンカマを設けた実験を行い、循環流の影響を考察した。また、基礎的データとして必要な液相速度計測に関連して、金カドミウムトレーサを用いた可視化実験を行い、トレーサ法により、液相速度計測が可能であることを示した。以下に得られた結果をまとめる。

- (1) 気相流束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) 気泡形状を考慮した抵抗係数モデルを用いることにより、実験で得られたボイド率と見かけの気相速度の関係を良好に再現できる。
- (3) 気泡が spherical cap 形状をとる場合には、Kataoka-Ishii のドリフト速度式を用いることが適切と考えられる。
- (4) 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とがわかった。
- (5) ダウンカマーが存在する場合の実験を行い、流動を観察するとともに、時間平均のボイド率分布を計算し、Kataoka-Ishii の式との比較を行った。
- (6) 金カドミウムトレーサを用いた実験において、従来ボイド率計測に用いていたエスケーリング法を用いることにより、気泡画像とトレーサ画像を分離できることを示した。
- (7) トレーサ画像から液相速度を気泡画像からボイド率分布を計測し、2 次元的な対流の様子を観察することができた。
- (8) 気相流束が大きくなると試験部内にできる循環渦の大きさは、ボイド率の増加のため相対的に小さくなる。
- (9) 気相流束が大きくなると、気泡周辺の 3 次元的な流れの影響が大きくなるため、計測誤差が大きくなるが、ボイド率が小さい場合には平均的な液相の流れパターンを計測できることがわかった。

### SIMMER-IIIによる高密度比気液二相プールの流動解析

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) 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。
- (2) 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。
- (3) 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。
- (4) 本研究の条件下では、プール内の液高さが解析結果に与える影響は顕著ではなかった。これは実験と同様の傾向である。
- (5) 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。
- (6) Kataoka-Ishii のドリフト速度式を用いて通常密度比の気液二相プールの実験（キャップ状気泡が現れる空気一水系）を解析した結果、広範囲の水力径にわたって実験結果を再現できることがわかった。
- (7) 気泡の形状に応じて運動量交換モデル中の抵抗係数を切り替える新たなモデルを提案し、気泡流領域の広いボイド率範囲にわたって SIMMER-III は高密度比気液二相流の流動を再現できるようになった。

### 謝 辞

本研究における中性子ラジオグラフィ実験は、日本原子力研究所 JRR-3M を利用して実施したものであり、同研究所研究炉技術開発室 松林 政仁氏、安藤 均氏に協力していただいた。金カドミウム合金トレーサの作製方法については、神戸大学工学部 竹中 信幸 助教授に御指導いただいた。実験には、京都大学大学院エネルギー科学研究所大学院生 山本晃弘君（現 福井県庁）、田中 太君、田中 利朗君の協力を得た。さらに、本報告書をまとめるにあたり、サイクル機構高速炉安全工学グループの近藤 悟グループリーダーから貴重な御助言を賜った。ここに記して謝意を表したい。

## 使用記号

$A$	定数
$a_{\text{int}}$	界面面積濃度
$C$	撮像系のゲイン
$C_0$	分布パラメータ
$C_D$	抵抗係数
$d_b$	気泡直径
$d_e$	球相当直径
$D_H$	水力相当直径
$Eo$	エトベス数
$G$	画像輝度値
$G_D$	暗電流
$g$	重力加速度
$H$	液位
$H_0$	初期液位
$j_g$	気相見かけ速度（気相流束）
$j_f$	液相見かけ速度（液相流束）
$K_{qq'}$	運動量交換関数
$M$	モートン数
$N_{\mu f}$	粘性数
$P$	式(22)で定義される関数
$Q$	式(22)中の定数
$R$	相互相関係数
$r_b$	気泡半径
$Re$	レイノルズ数
$U$	気泡の終末上昇速度
$V_c$	検査体積
$V_{gi}$	ドリフト速度
$x$	幅方向距離
$z$	鉛直方向距離

## ギリシャ文字

$\Sigma$	熱中性子の巨視的断面積
$\alpha$	ボイド率
$\delta$	物質厚さ

$\phi$	熱中性子束
$\rho$	密度
$\Delta\rho$	気液密度差
$\mu$	粘度
$\sigma$	表面張力

上付文字

+	無次元
*	無次元

下付文字

area	空間平均
c	連続相
exp	実験値
f	液相
G, g	気相
M, m	気液混合相
P	プール平均
p	透過成分
pred	推算値
SM	透過物質内からの散乱成分
SS	生体遮蔽内からの散乱成分
T	テストセクション
th	熱中性子

## 参考文献

1. Nonaka, N., Miyake, O., and Kondo, Sa., "Characterization of LMFBR Severe Accident Progression," *Proc. International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant*, Tokyo, Japan (1992).
2. Kondo, Sa., Tobita, Y., Morita, K., and Shirakawa, N., "SIMMER-III: An Advanced Computer Program for LMFBR Severe Accident Analysis," *Proc. International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant*, IV, 40.5-1, Tokyo, Japan (1992).
3. Kondo, Sa., et al., "Current Status and Validation of the SIMMER-III LMFBR Safety Analysis Code," *Proc. 7th International Conference on Nuclear Engineering* (ICON-E-7), ICON-E-7249 Tokyo, Japan (1999).
4. Bohl, W. R. and Luck, L. B., LA-11415-MS, Los Alamos National Laboratory (June, 1990).
5. Kondo, Sa., et al., "Status and Achievement of Assessment Program for SIMMER-III, A Multiphase, Multicomponent Code for LMFR Safety Analysis," *Proc. 8th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics* (NURETH-8), Vol. III, p. 1340, Kyoto, Japan (1997).
6. Tobita, Y., "An Analysis of Boiling Fuel Pool Experiment by SIMMER-III," *Proc. 8th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics* (NURETH-8), Vol. III, p. 1357, Kyoto, Japan (1997).
7. 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, p. 7 (1998).
8. Hibiki, T., Mishima, K., and Matsubayashi, M., "Application of High-Frame-Rate Neutron Radiography with a Steady Thermal Neutron Beam to Two-Phase Flow Measurements in a Metallic Rectangular Duct," *Nuclear Technology*, Vol. 110, pp. 422-435 (1995).
9. Matsubayashi, M., and Tsuruno, A., *Neutron Radiography* (4), (Ed. J.P. Barton), Gordon & Breach Science Publ., Yverdon, Switzerland, p. 415 (1994).
10. Hibiki, T., Mishima, K., Yoneda, K., Fujine, Tsuruno, A., and Matsubayashi, M., "Visualization of Fluid Phenomena Using a High Frame-Rate Neutron Radiography with a Steady Thermal Neutron Beam," *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, Vol. A351, pp. 423-435 (1994).
11. Mishima, K., and Hibiki, T., "Quantitative Method to Measure Void Fraction of Two-Phase Flow Using Electronic Imaging with Neutrons," *Nuclear Science and*

- Engineering*, Vol. 124, pp. 327-338 (1996).
- 12. Hibiki, T., Mishima, K., and Nishihara, H., "Influence of Scattered Neutrons on Void Fraction Measurement of Two-Phase Flow Using Thermal Neutron Radioscopy," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 34, pp. 996-1005 (1997).
  - 13. Sudo, Y., "Estimation of Average Void Fraction in Vertical Two-Phase Flow Channel Under Low Liquid Velocity," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 17, pp. 1-15 (1980).
  - 14. Yamaguchi, K., and Yamazaki, Y., "Characteristics of Countercurrent Gas-Liquid Two-Phase Flow in Vertical Tubes," *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 19, pp. 985-996 (1982).
  - 15. Mishima, K., Hibiki, T., Saito, Y., Tobita, Y., Konishi, K., and Matusbayashi, M., "Visualization and Measurement of Gas-Liquid Metal Two-Phase Flow with Large Density Difference Using Thermal Neutrons as Microscopic Probes," *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, Vol. 424, pp. 229-234 (1998).
  - 16. Grace, J. R., "Shapes and Velocities of Bubbles Rising in Infinite Liquids," *Trans. Inst. Chem. Engrs.*, Vol. 51, p. 116 (1973).
  - 17. Grace, J. R., "Shapes and Velocities of Single Drops and Bubbles Moving Freely through Immiscible Liquids," *Trans. Inst. Chem. Engrs.*, Vol. 54, p. 167 (1976).
  - 18. Clift, R., Grace, J. R., Weber, M. E., *Bubbles, Drops, and Particles*, Academic Press, New York, USA. (1978).
  - 19. Schwerdtfeger, K., "Velocity of Rise of Argon Bubbles in Mercury," *Chemical Engineering Science*, Vol. 23, pp. 937-938 (1968).
  - 20. Hijikata, K., Mori, Y., and Watabe, M., "Hydrodynamic Behavior of Bubble in Mercury," *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Ser. B.*, Vol. 42-359, pp. 2133-2140 (in Japanese) (1976).
  - 21. Sawi, M. EL., "Distorted Gas Bubbles at Large Reynolds Number," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 62, pp. 163-183 (1974).
  - 22. Kataoka, I., and Ishii, M., "Drift Flux Model for Large Diameter Pipe and New Correlation for Pool Void Fraction," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 30, pp. 1927-1939 (1987).
  - 23. Saito, M., Sawada, T., Teraoka, Y., and Nezu, A., "Dispersion Characteristics of Gas-Liquid Two-Phase Pools," *Proc. 6th International Conference of Nuclear Engineering, ICONE-6*, San Diego, California, USA. (1998).
  - 24. Ishii, M., "One-Dimensional Drift-Flux Model and Constitutive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Flow Regimes," *Argonne National*

- Laboratory Report, ANL-77-47 (1977).*
- 25. Baily, R. V., Zmola, P. C., Taylor, F. M., and Planchet, R. J., "Transport of Gases through Liquid-Gas Mixture," *AICHE New Orleans Meeting*, New Orleans, USA. (1956).
  - 26. Takenaka N., Fujii T., Ono A., Sonoda K., Tazawa S., and Nakanii N.: *Neutron Radiography* (4) (Ed. Barton J.P.), Gordon and Breach, pp. 355-362 (1993).
  - 27. Takenaka N., Asano H., Fujii T., Motomura Y., Ono A., Matsubayashi M. and Tsuruno A.: *Nucl. Instrum. Methods Phys. Res.*, Vol. 377, pp. 156-160 (1996).
  - 28. Umekawa, H., Ozawa, M., Takenaka, N., Matsubayashi, M., *Nucl. Instrum. Methods Phys. Res. A*, Vol. 424, pp. 77-83 (1999).
  - 29. Bohl, W. R., et al., "The AFDM Program: Scope and Significance," *Proc. International Fast Reactor Safety Meeting*, Snowbird Utah, U. S. A. (1990).
  - 30. Ishii, M., and Chawla, T. C., "Local Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow," *Argonne National Laboratory Report*, ANL-79-105 (1979).
  - 31. 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, p. 69 (2000).
  - 32. Ellis, J. E. and Jones E. L., "Vertical Gas-Liquid Flow Problems," *Symposium on Two-Phase Flow, Exter.* (1965).

Table 1 Physical properties of various liquids

Liquid	Density [kg/m <sup>3</sup> ]	Surface Tension [mN/m]	Viscosity [mPa·s]
Pb/Bi (473K)	10486	34.6	2.61
Gallium (353K)	6060	73.5	1.63
Silicone Oil (298K)	915.0	1.97	4.57
Water (290K)	998.9	7.32	1.08

Table 2 Summary of various experiments on pool void fraction

Reference	Fluid	Vessel diameter $D_H$ [m]
Baily et al. (1956)	Air-Water	0.153-0.610
Saito et al. (1998)	N <sub>2</sub> -Water N <sub>2</sub> -Gallium N <sub>2</sub> -Silicone oil	0.04, 0.10, 0.15 0.10 0.04, 0.10, 0.15
This work (1999)	N <sub>2</sub> -Pb/Bi	0.33 (0.020×0.10)

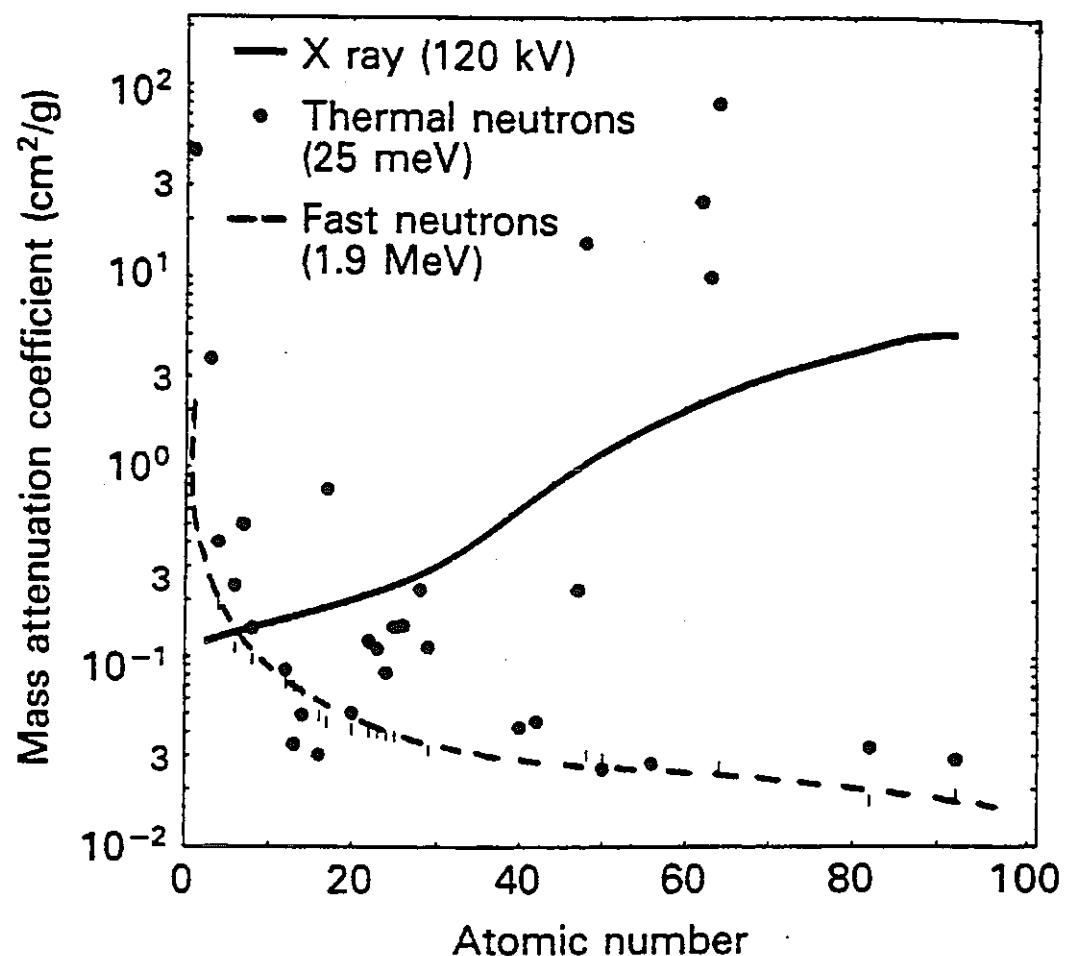
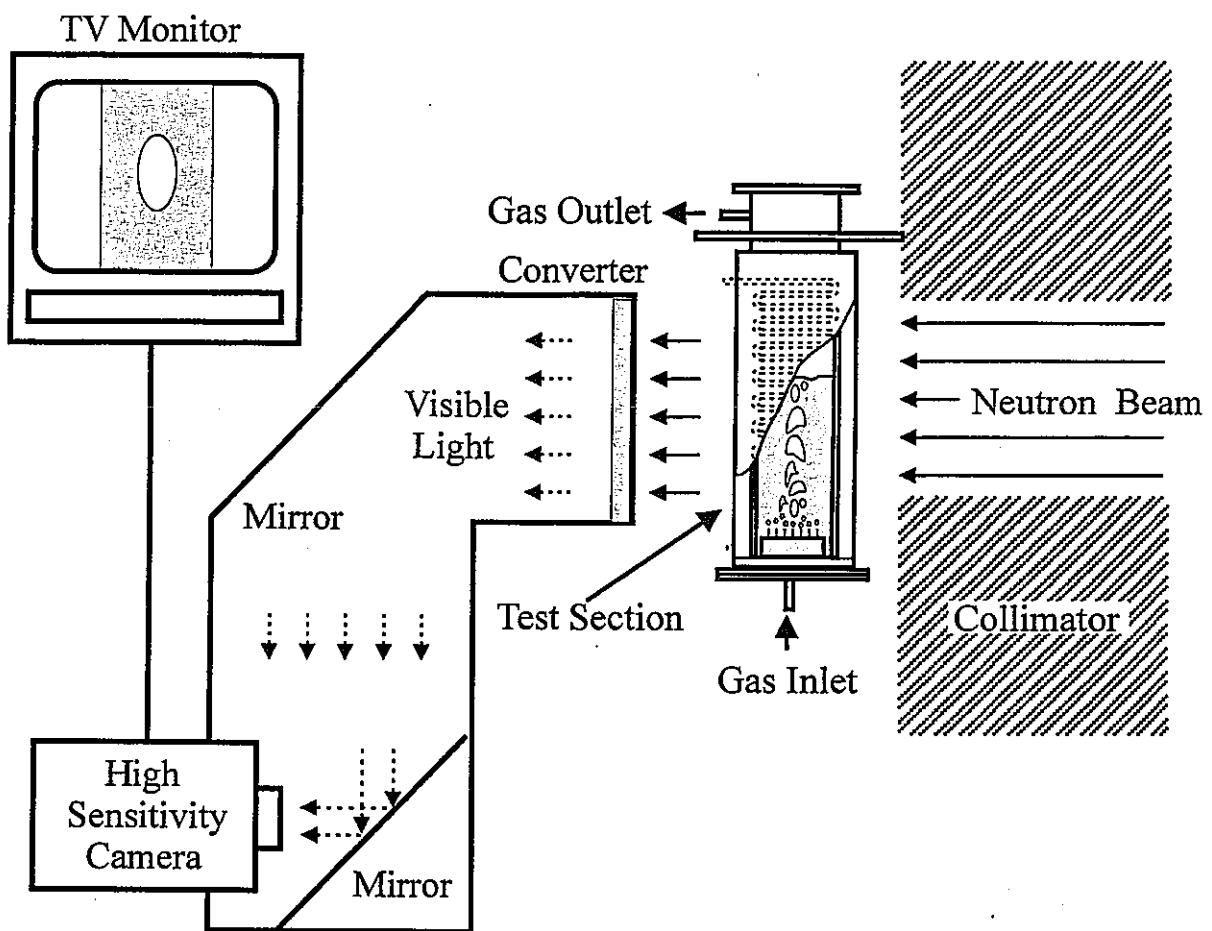


Fig.1 Dependency of the mass attenuation coefficient on atomic number for 120-kV X rays, thermal, and fast neutrons (Pfister et al., 1992).



**Fig.2 Basic concept of neutron radiography dynamic Imaging method.**

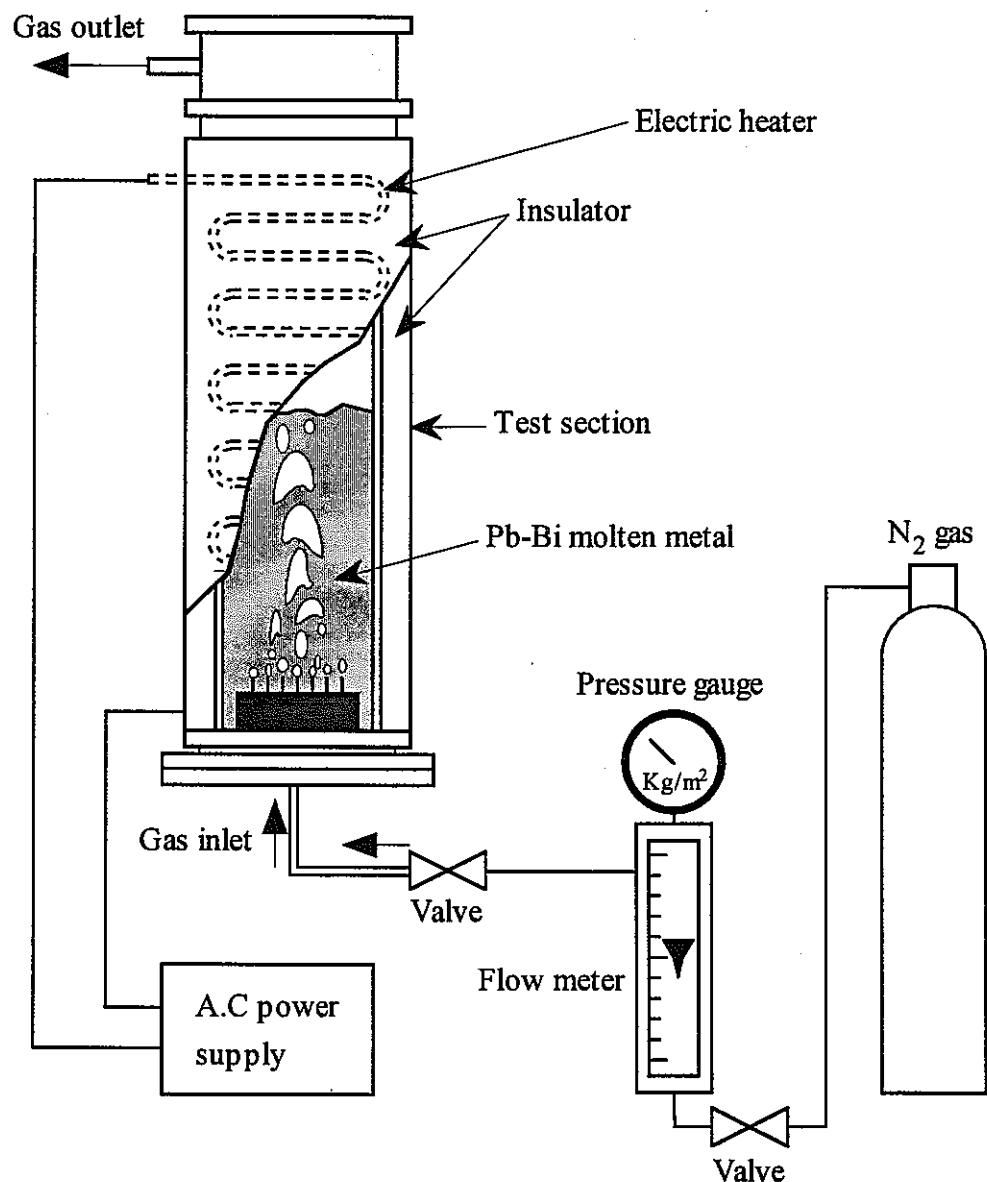
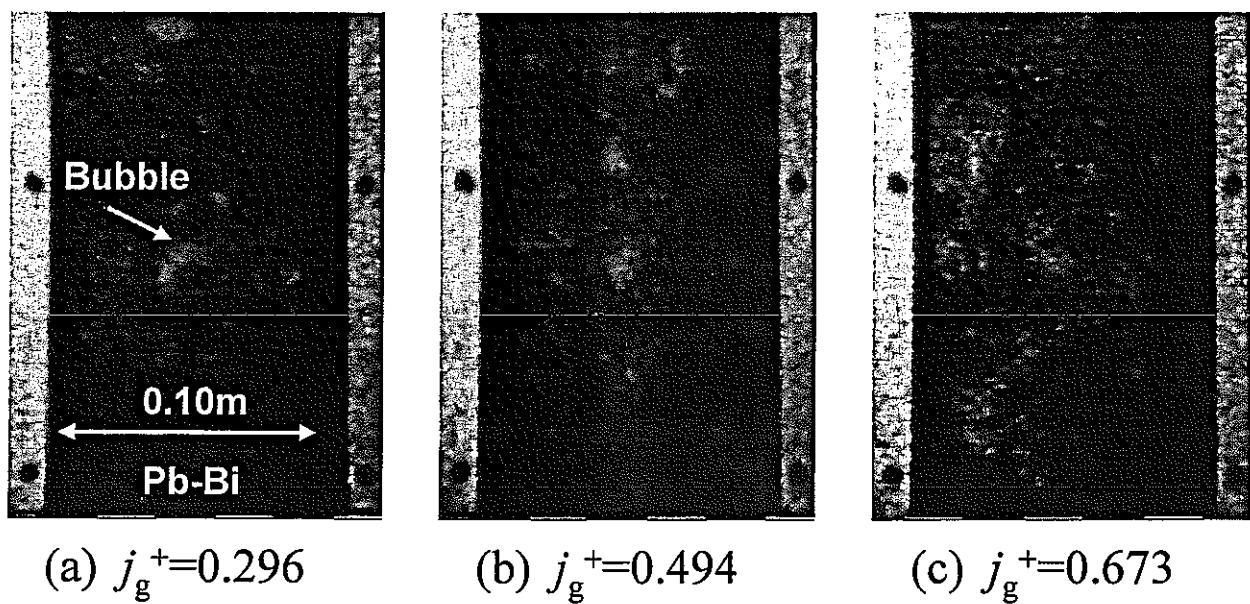


Fig. 3 Schematic diagram of test rig.



**Fig.4** Original images obtained by high frame-rate neutron radiography  
(frame rate: 500 frames/s).

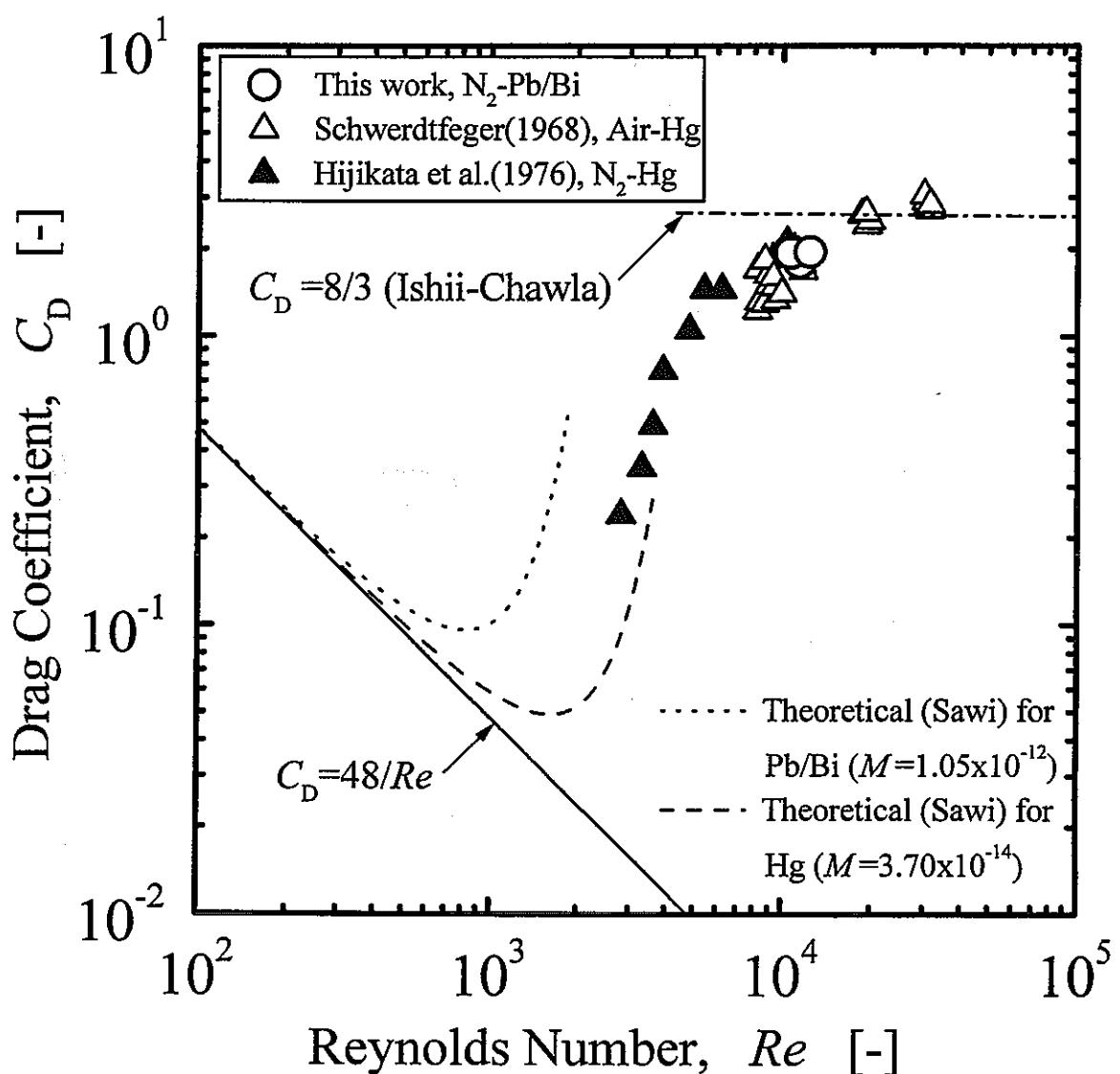
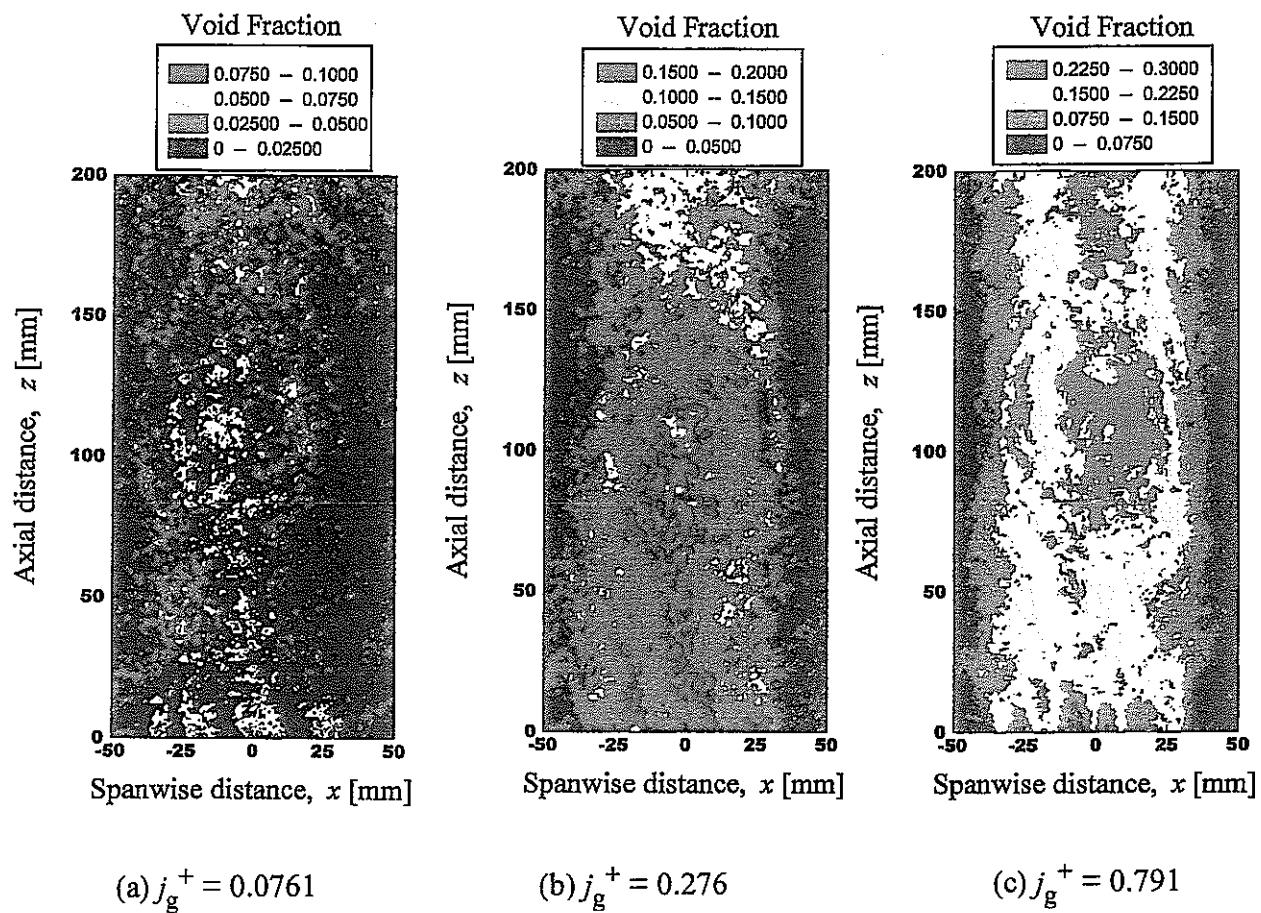
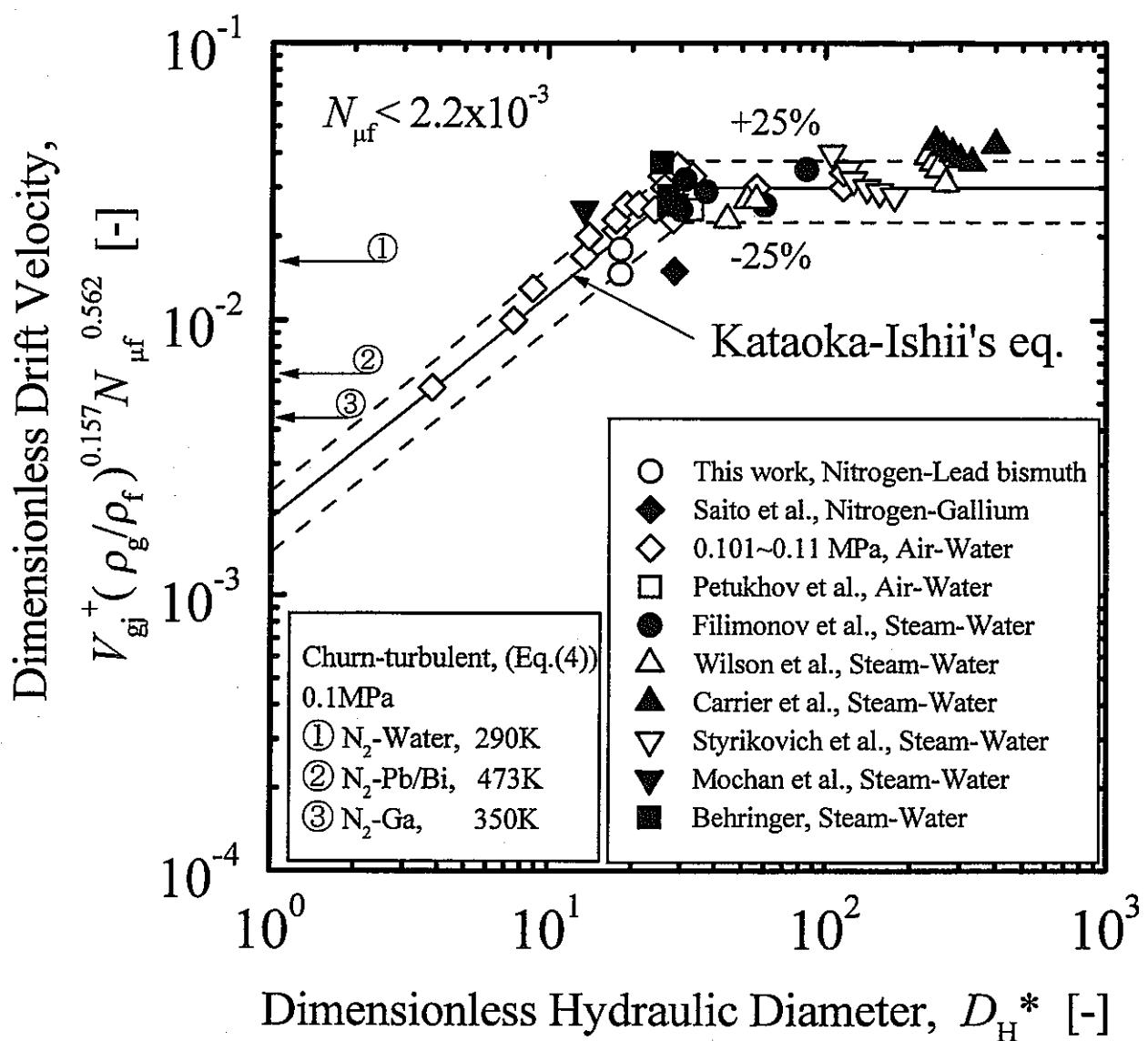


Fig.5 Drag coefficients of bubbles.



**Fig. 6 Two-dimensional void distribution in a pool**



Fgi.7 Dependence of dimensionless drift velocity  
on dimensionless hydraulic diameter.

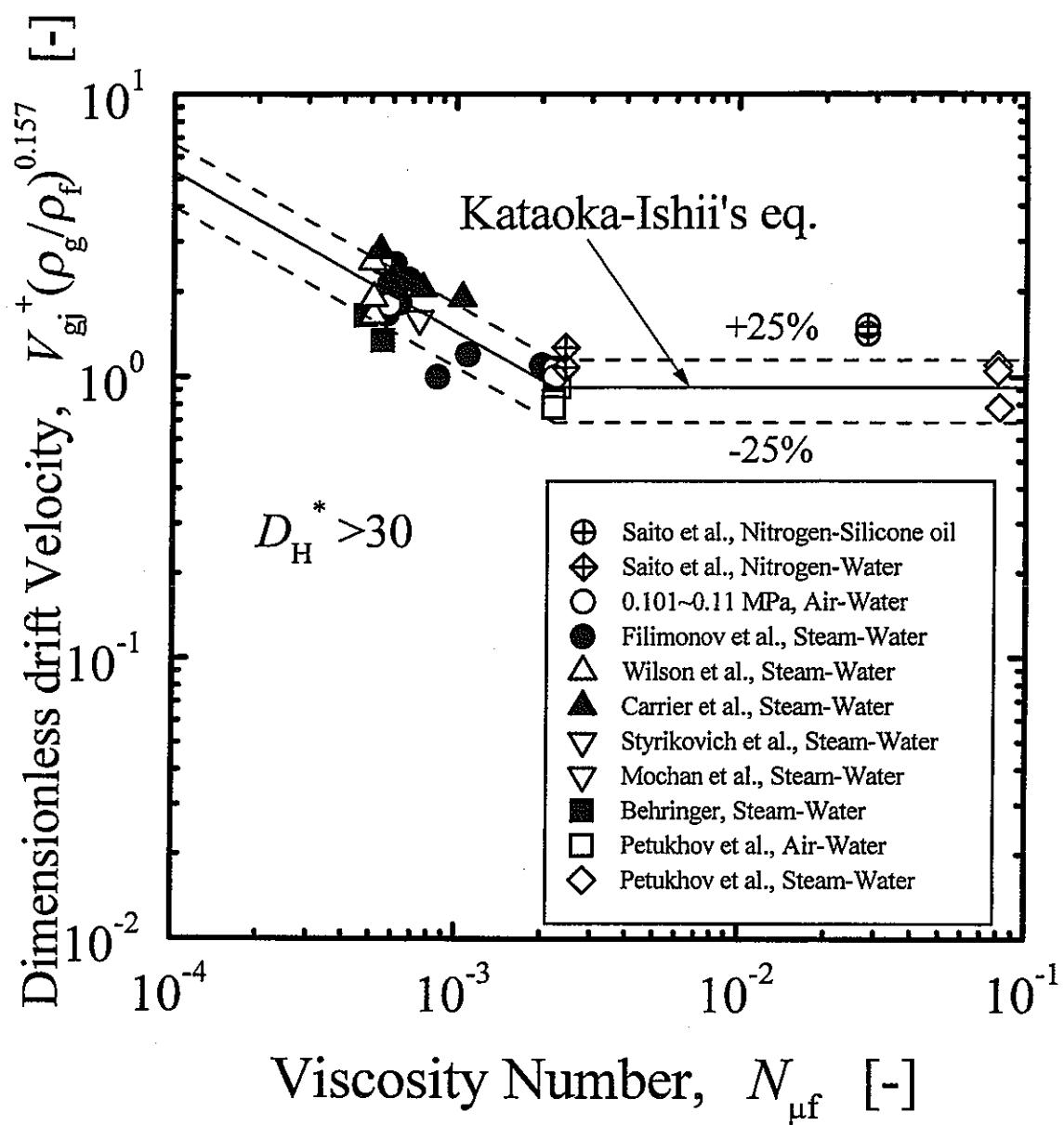


Fig.8 Dependence of dimensionless drift velocity on viscosity number.

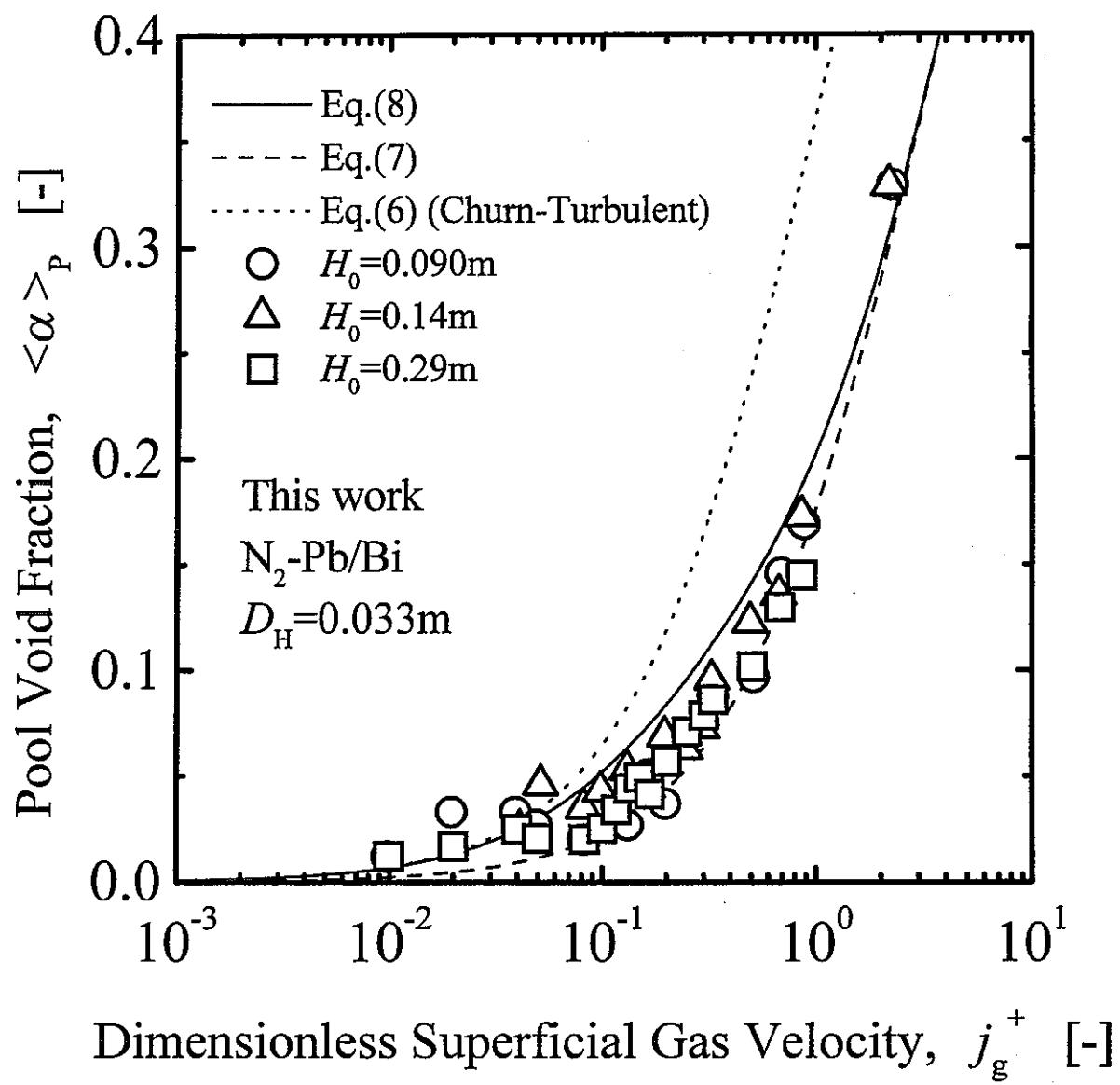


Fig.9 Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.

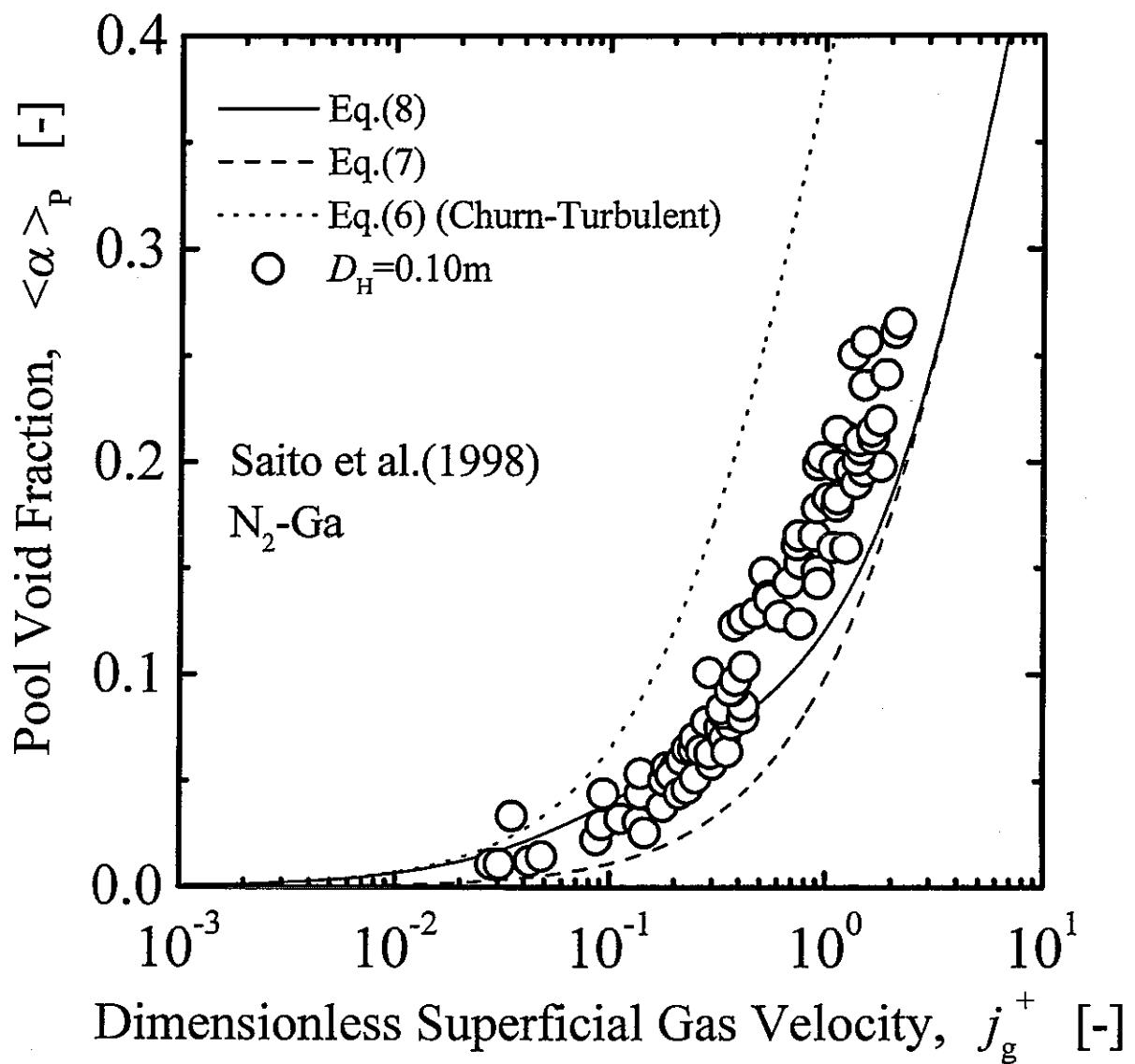
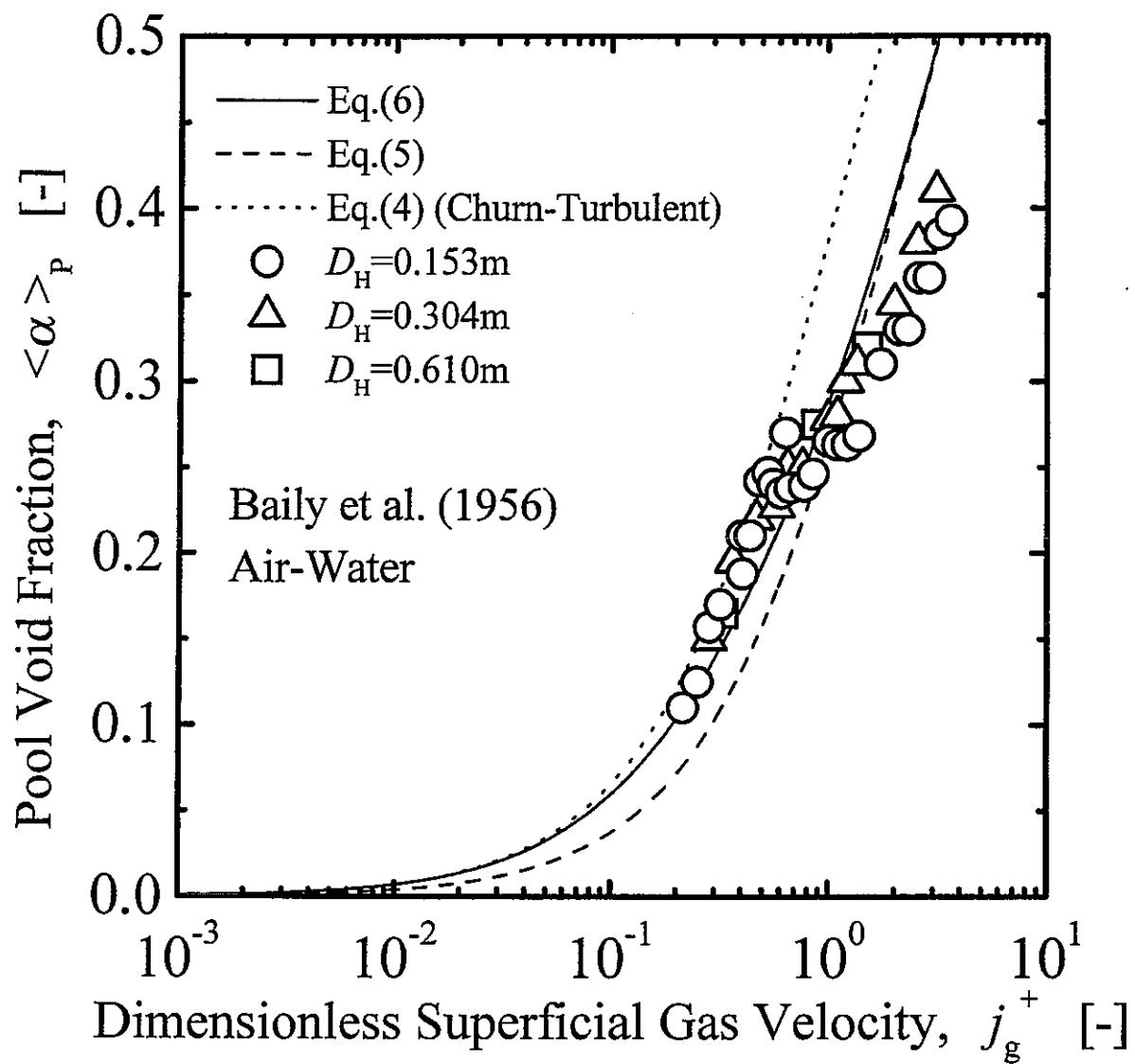


Fig.10 Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.



**Fig.11 Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.**

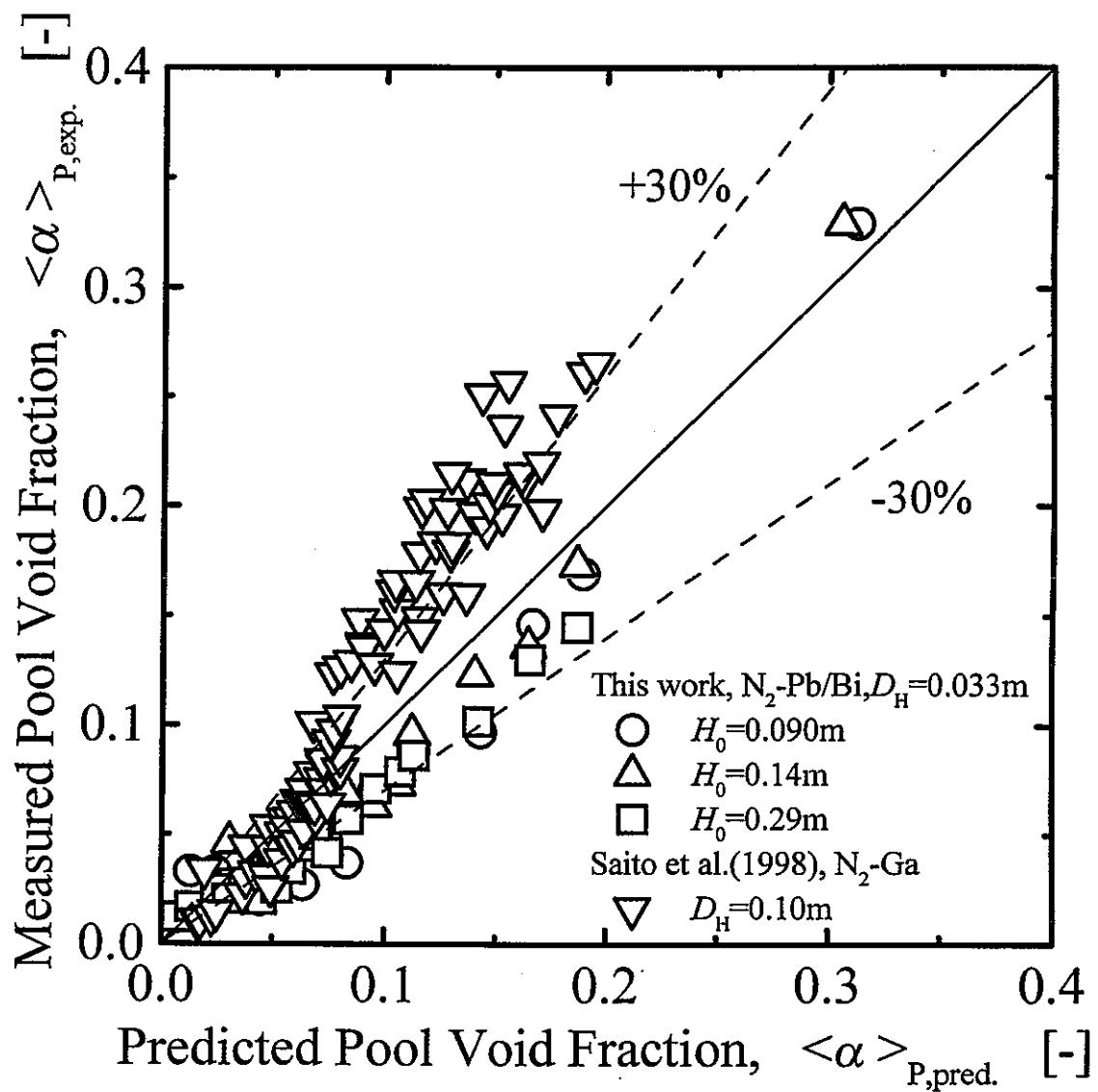


Fig.12 Comparison of measured pool void fraction with predicted value.

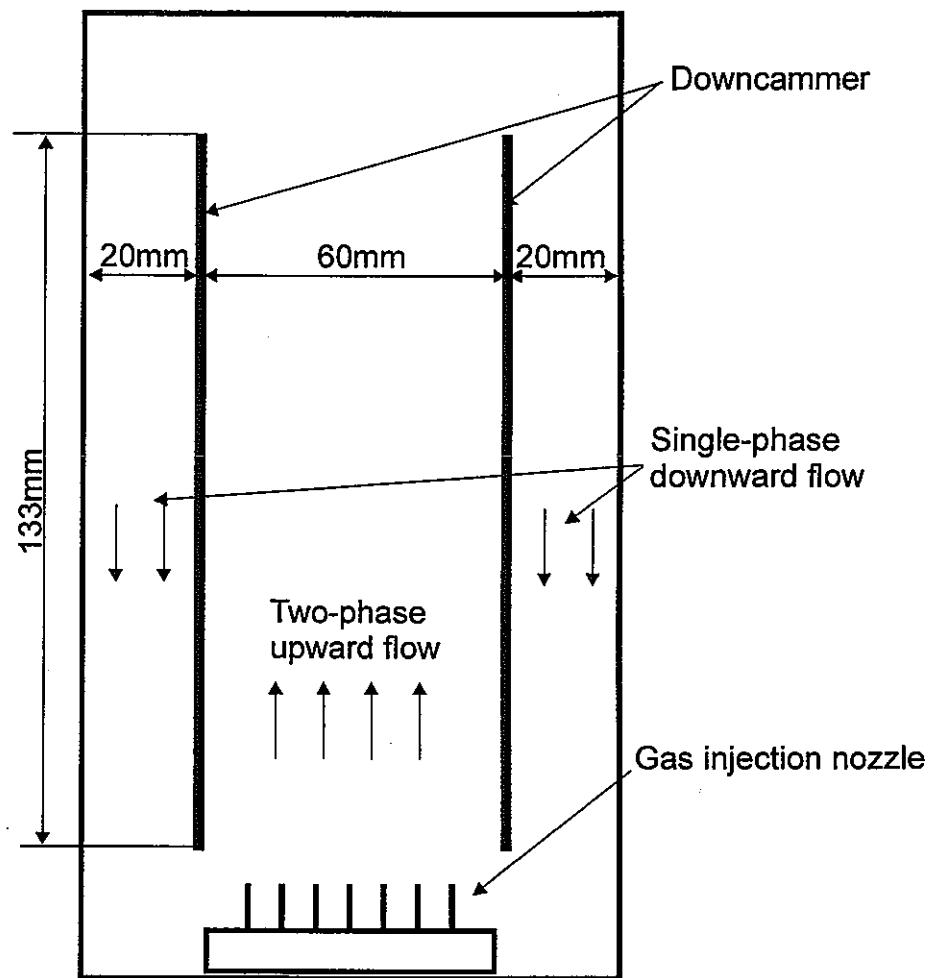


Fig.13 Schematic diagram of test rig.

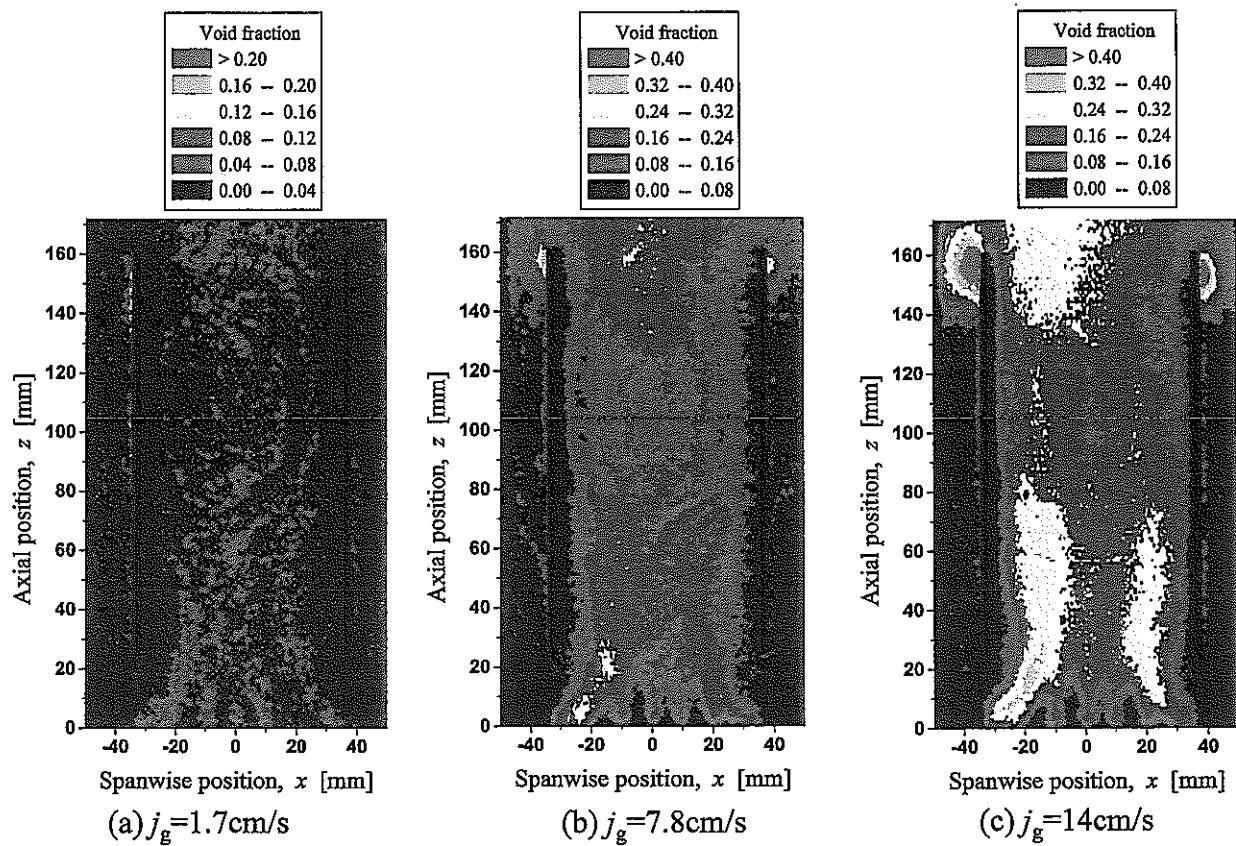


Fig.14

Two-dimensional void distribution in a pool.

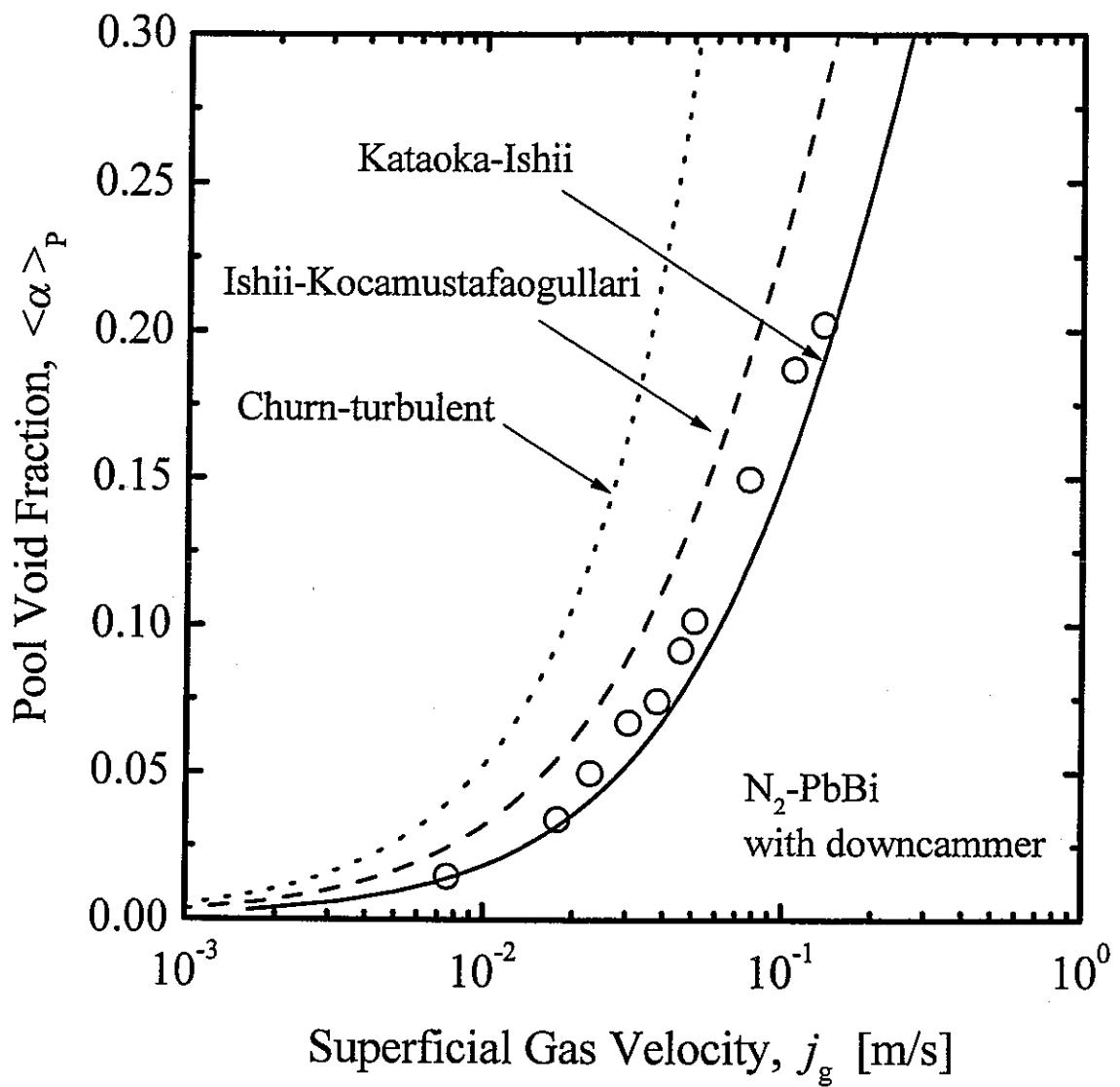
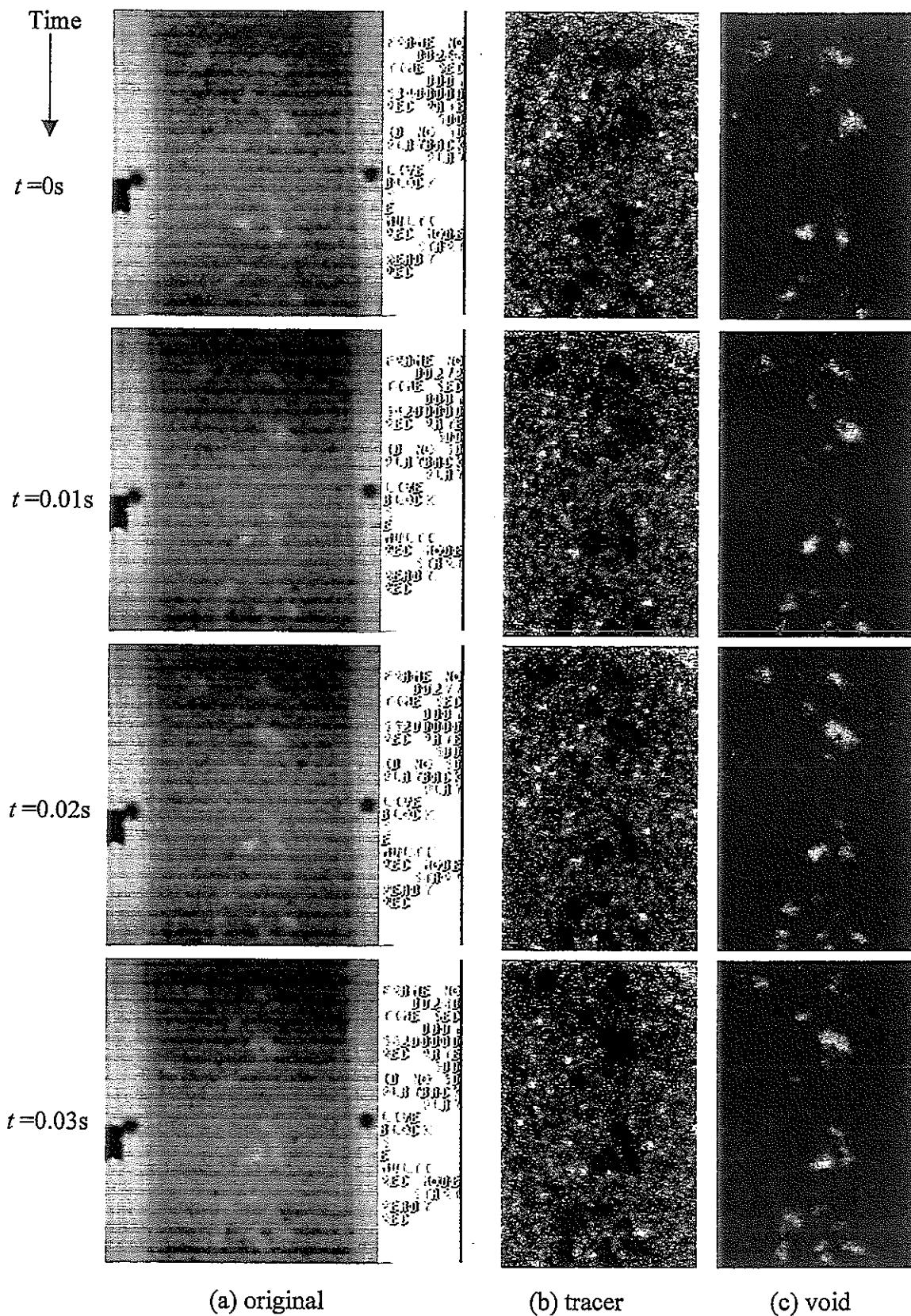


Fig.15 Variation of pool void fraction with superficial gas velocity.



**Fig. 16 Example of original images, tracer images, and void images obtained by high frame-rate neutron radiography (frame rate: 500 frames/s).**

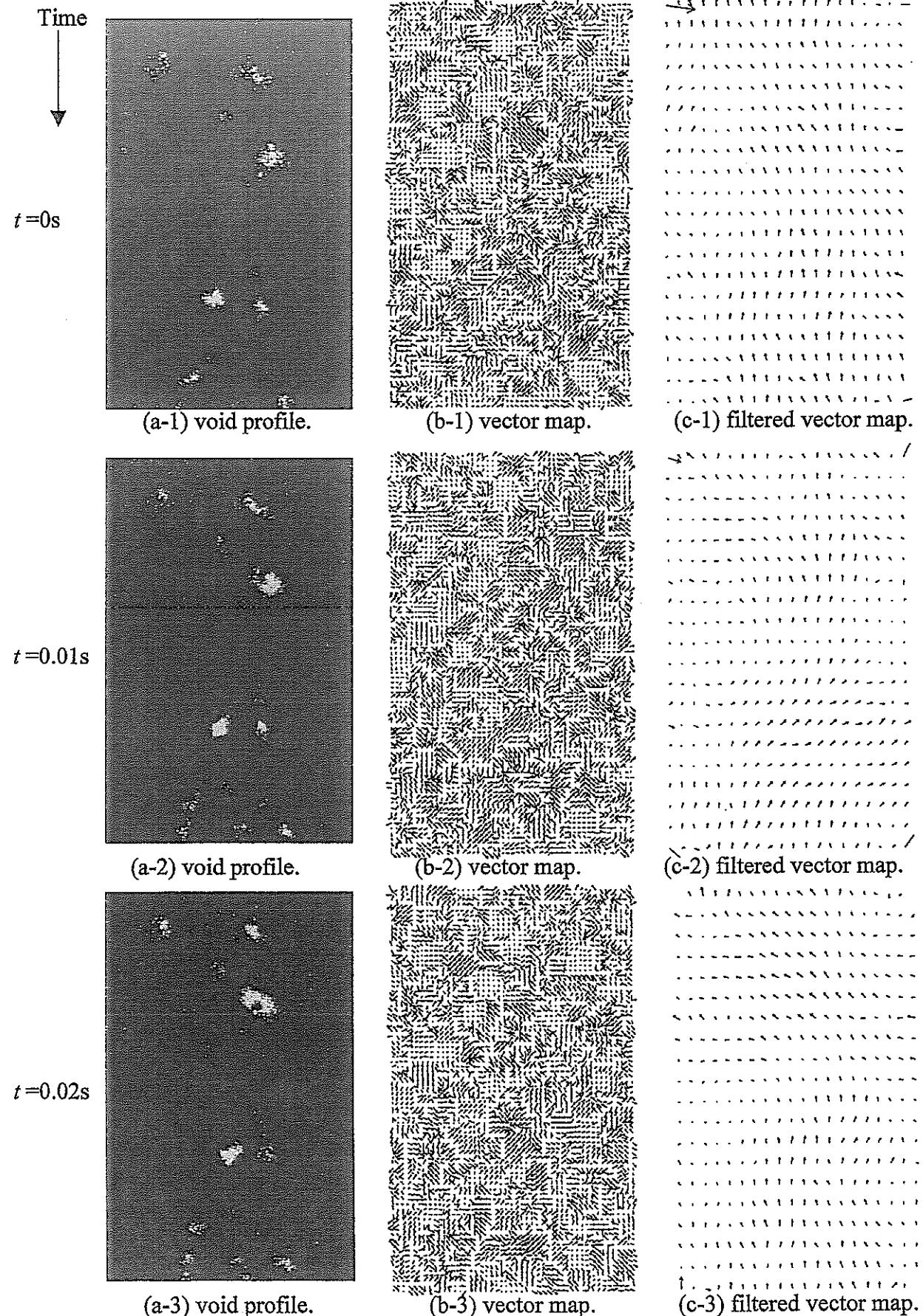


Fig. 17 Instantaneous void profile and liquid velocity vector map.

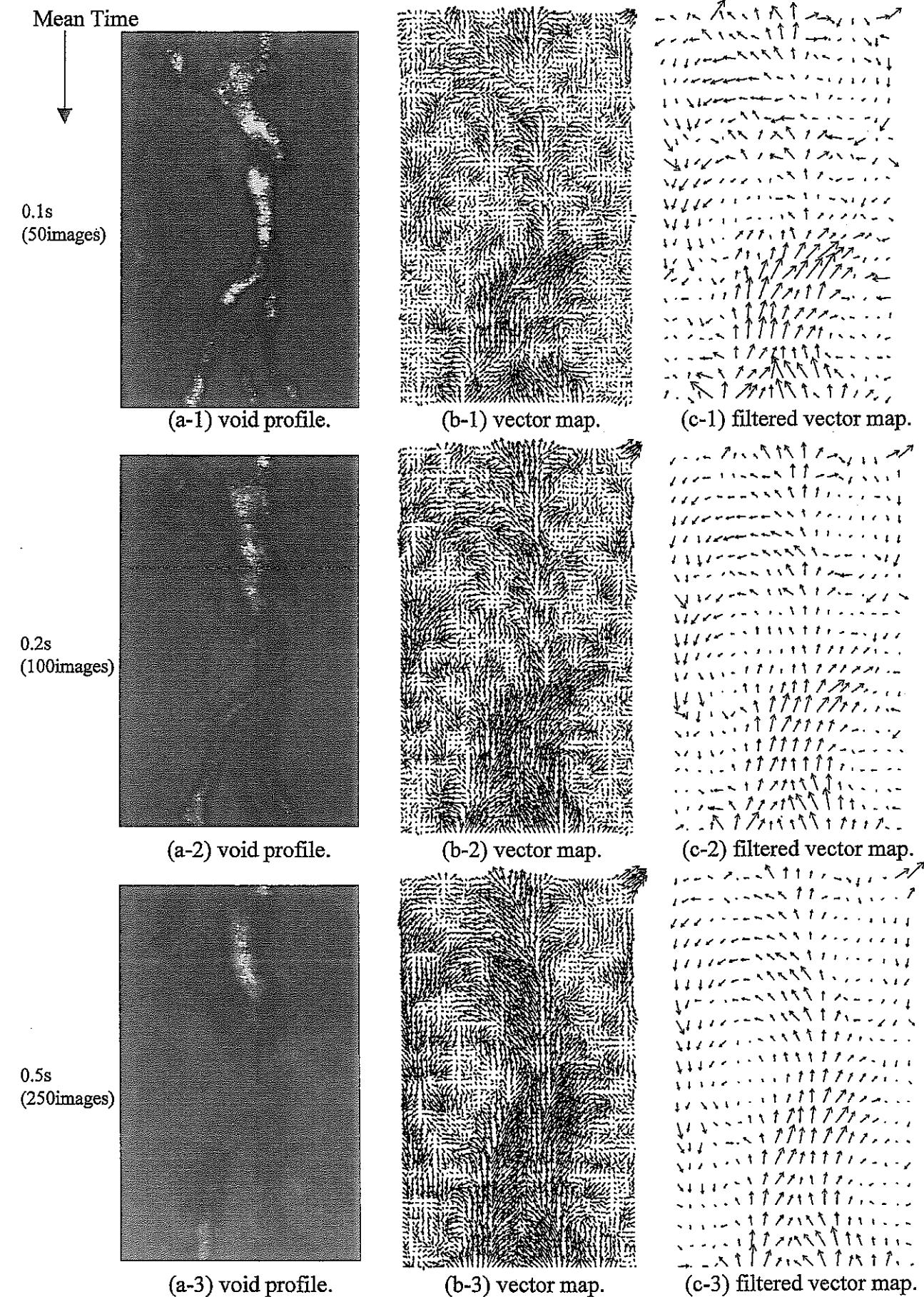


Fig. 18 Time averaged void profile and liquid velocity vector map.

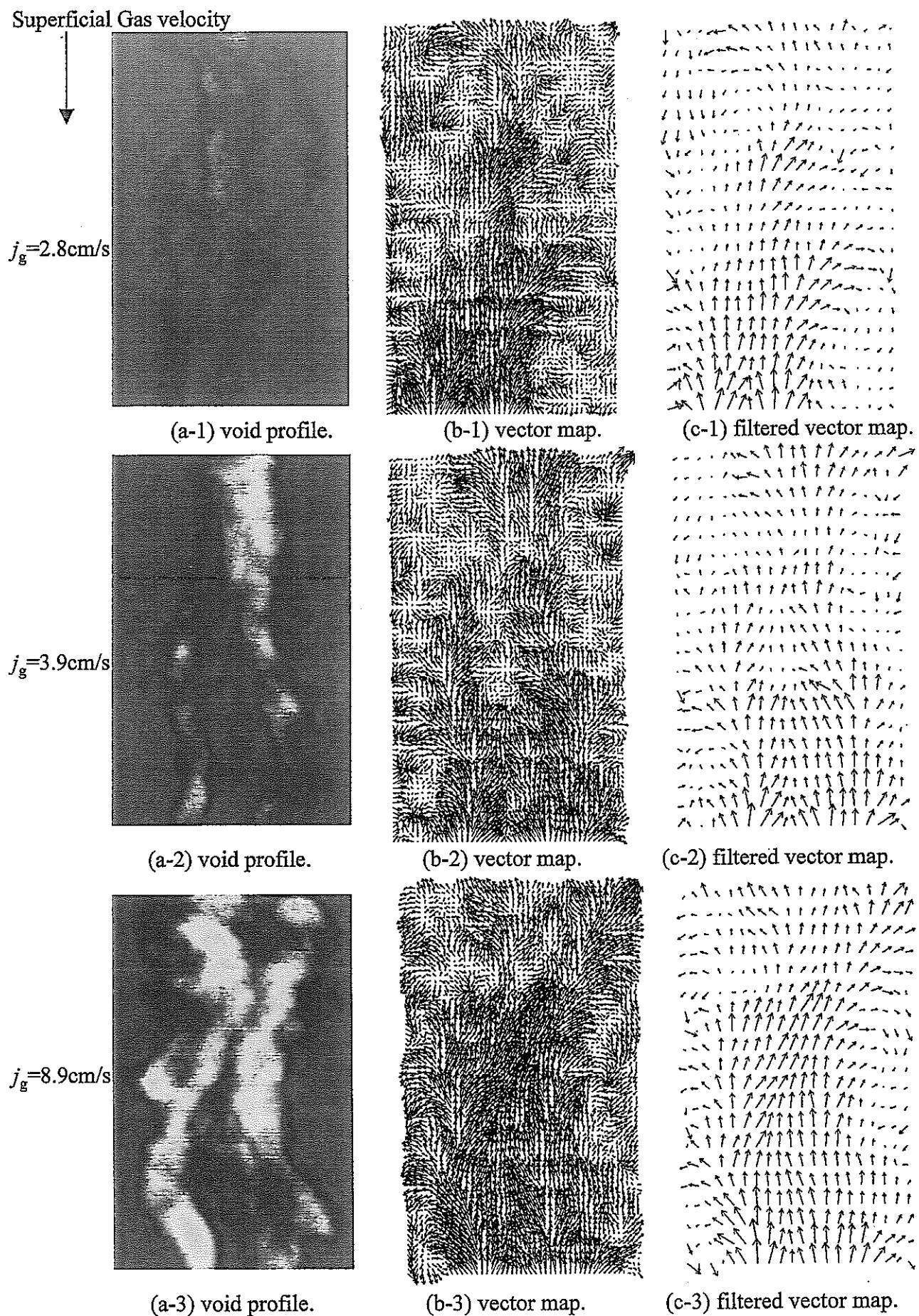


Fig. 19 Time averaged void profile and liquid velocity vector map.

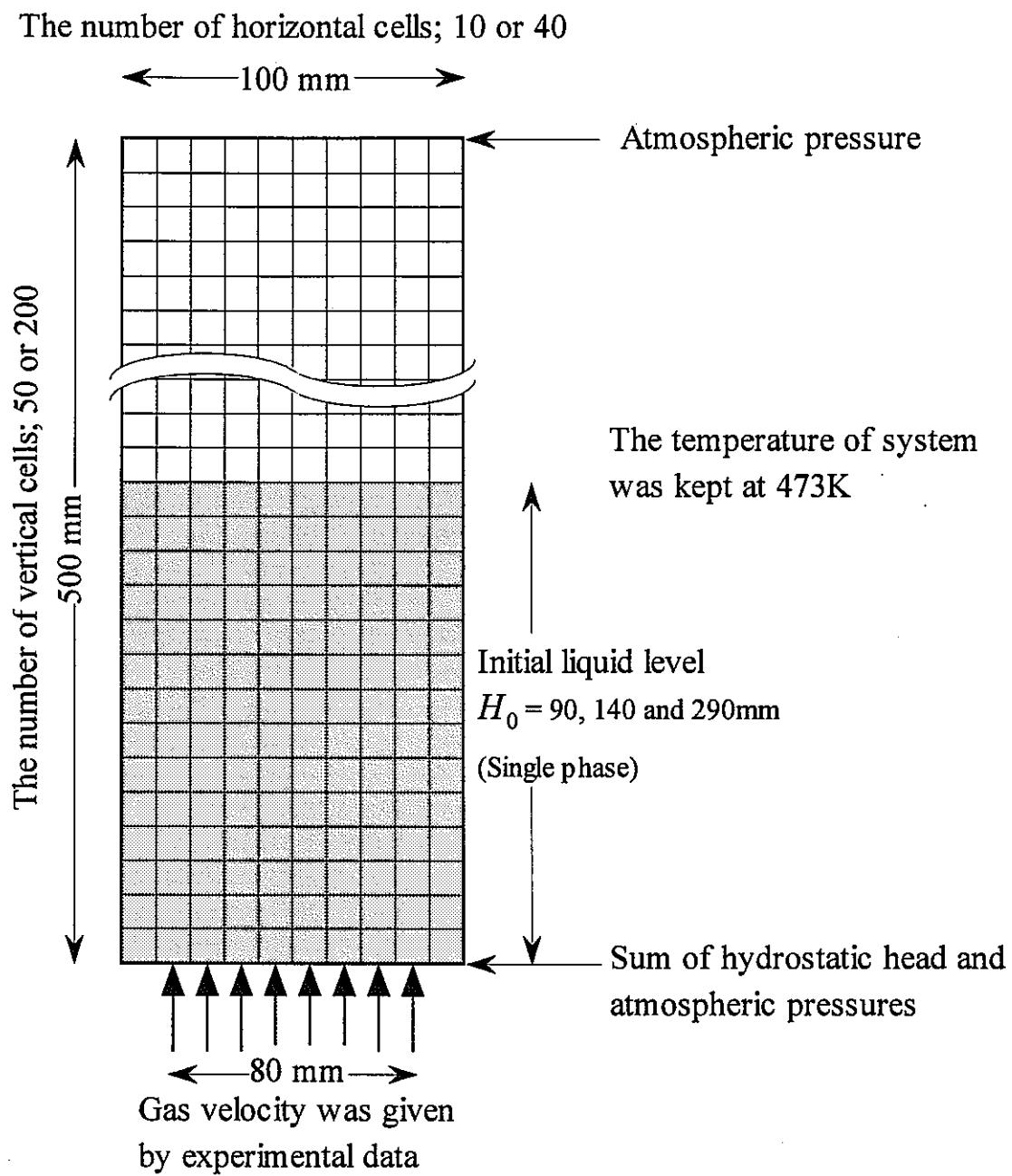
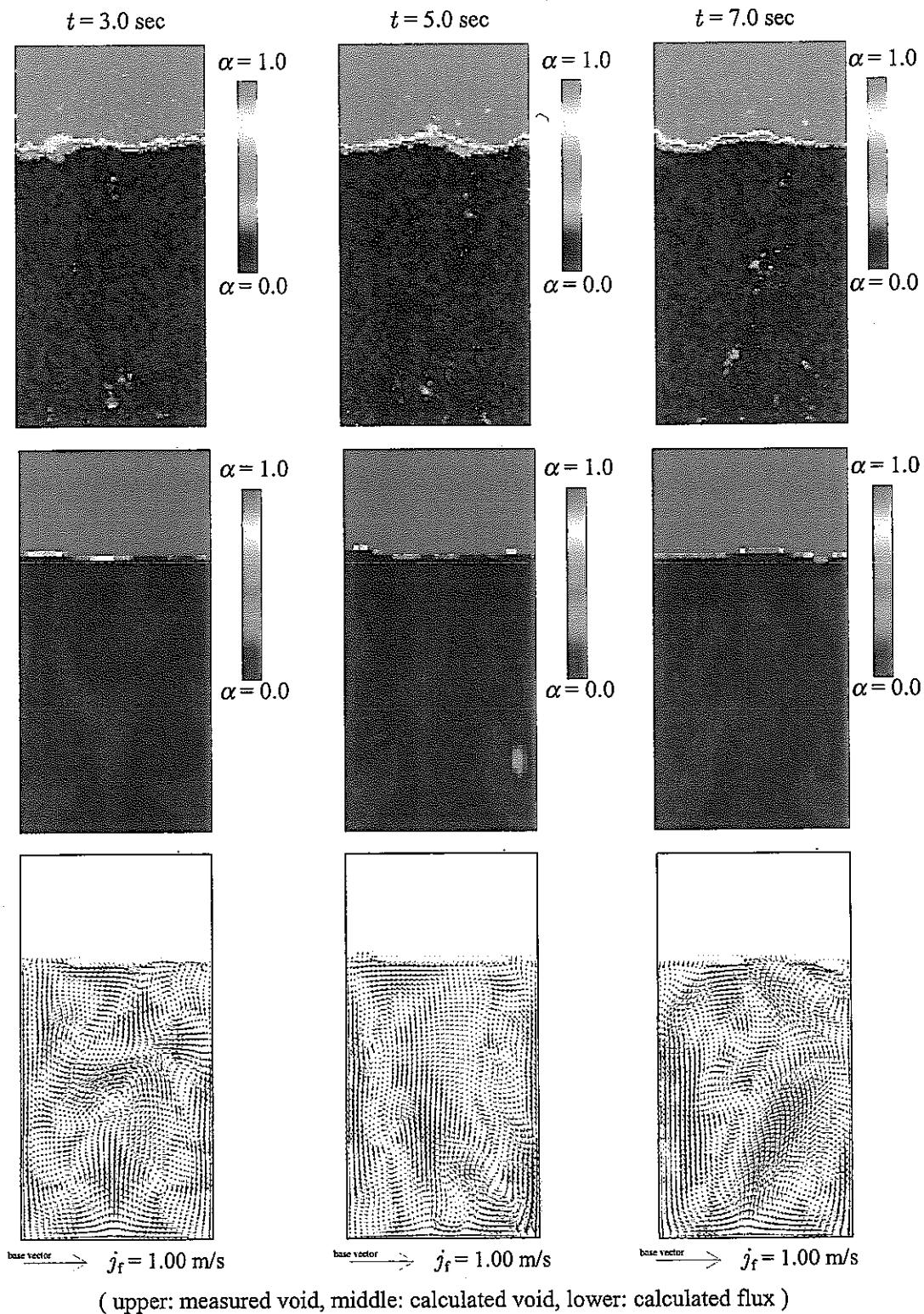
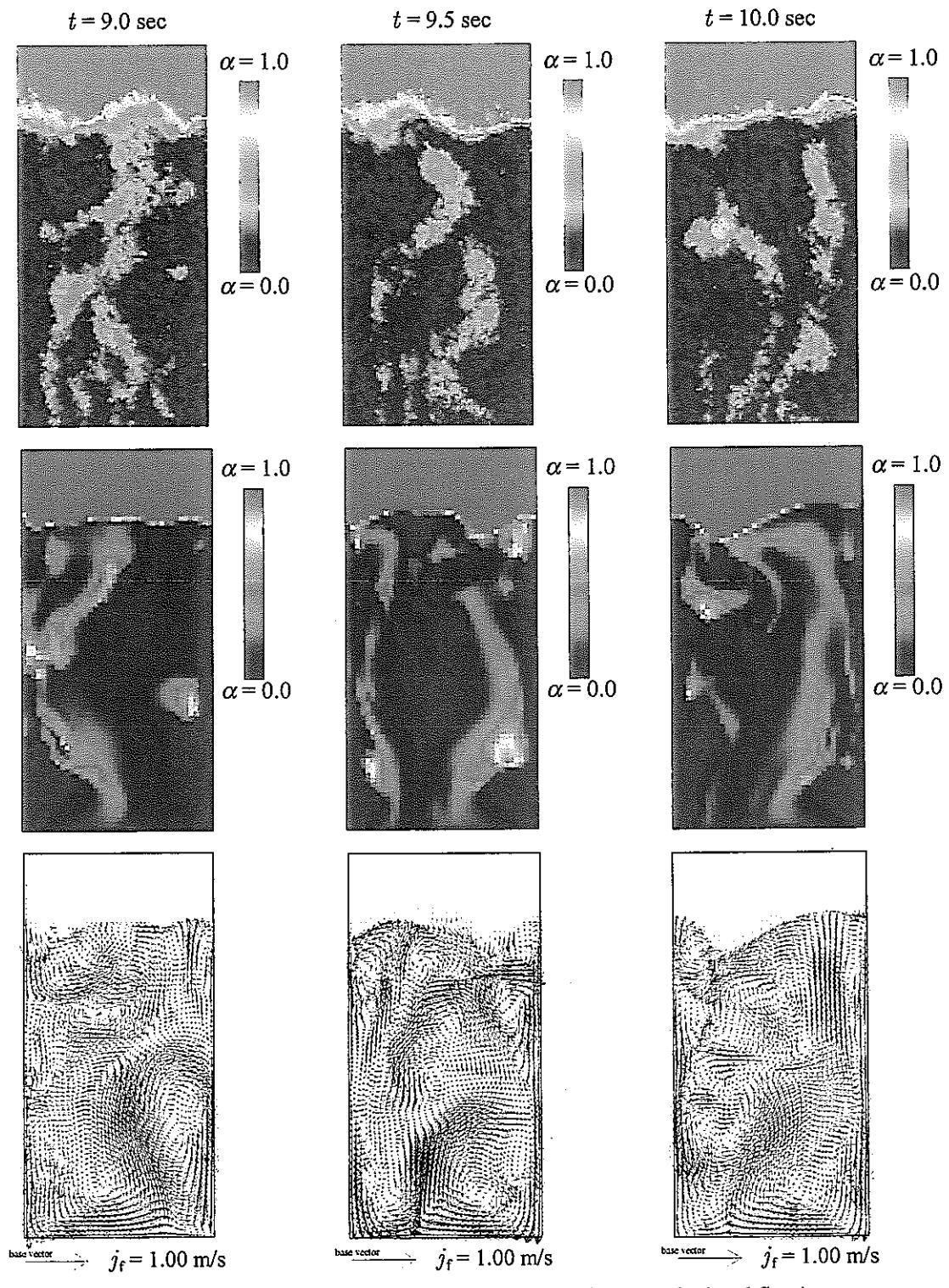


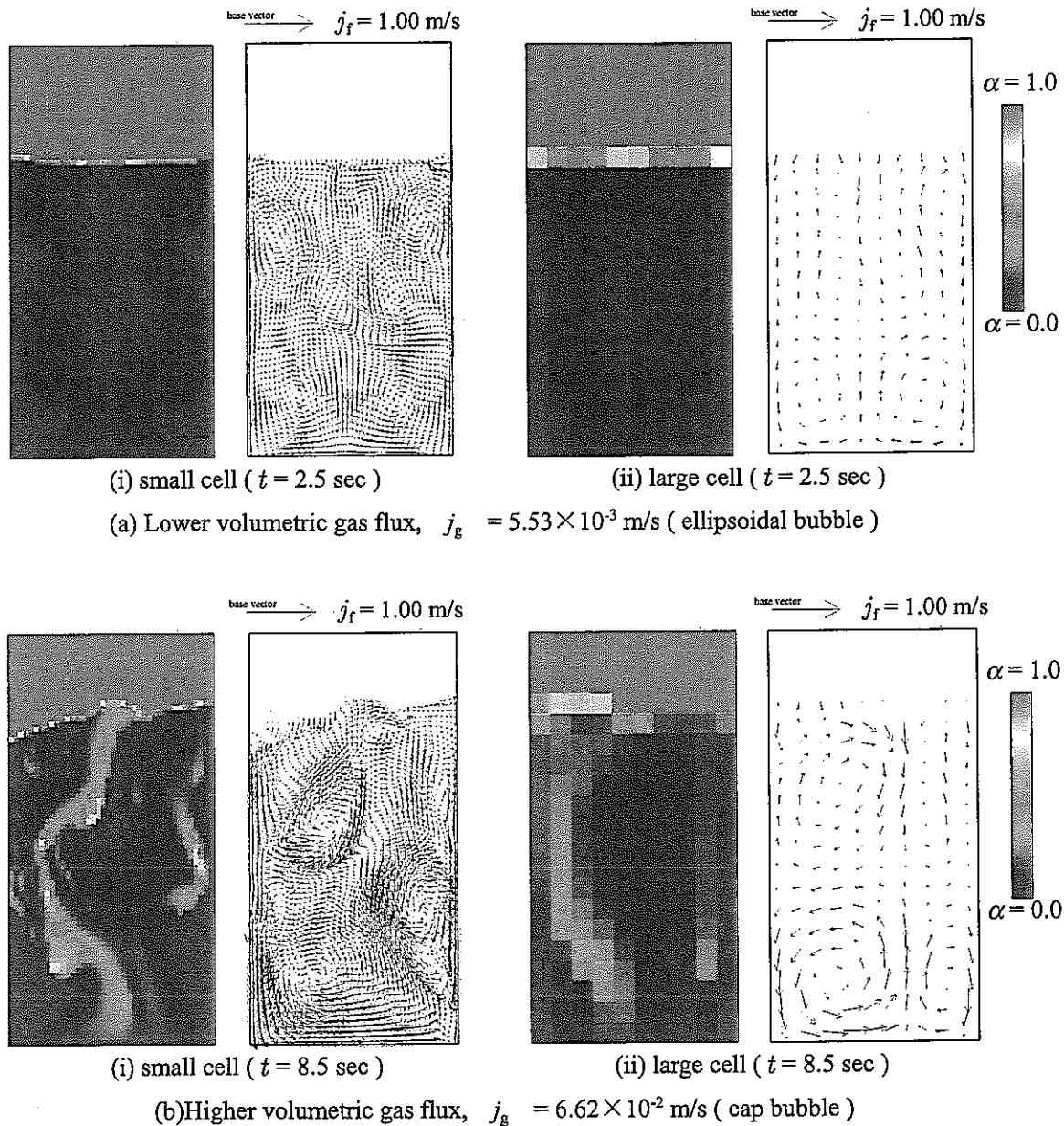
Fig. 20 Geometric model for analysis.



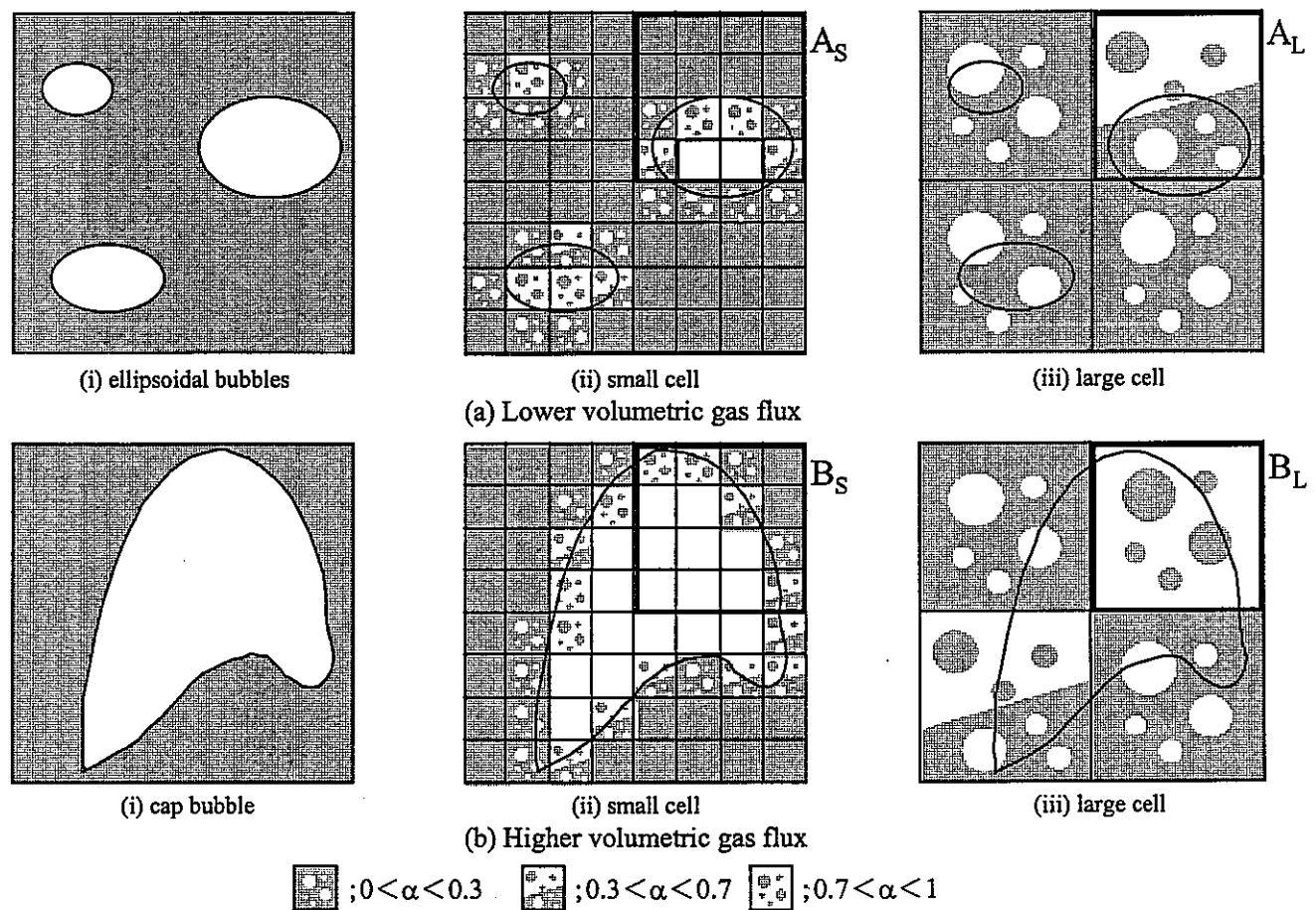
**Fig. 21 Transition of void fraction and volumetric liquid flux  
for ellipsoidal bubbly flow. ( $j_g = 5.53 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ )**



**Fig. 22 Transition of void fraction and volumetric liquid flux  
for cap bubbly flow. ( $j_g = 6.62 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ )**



**Fig. 23 Effect of cell size on void fraction and volumetric liquid flux.**



**Fig. 24 Effect of cell size and bubble radius on local void fractions.**

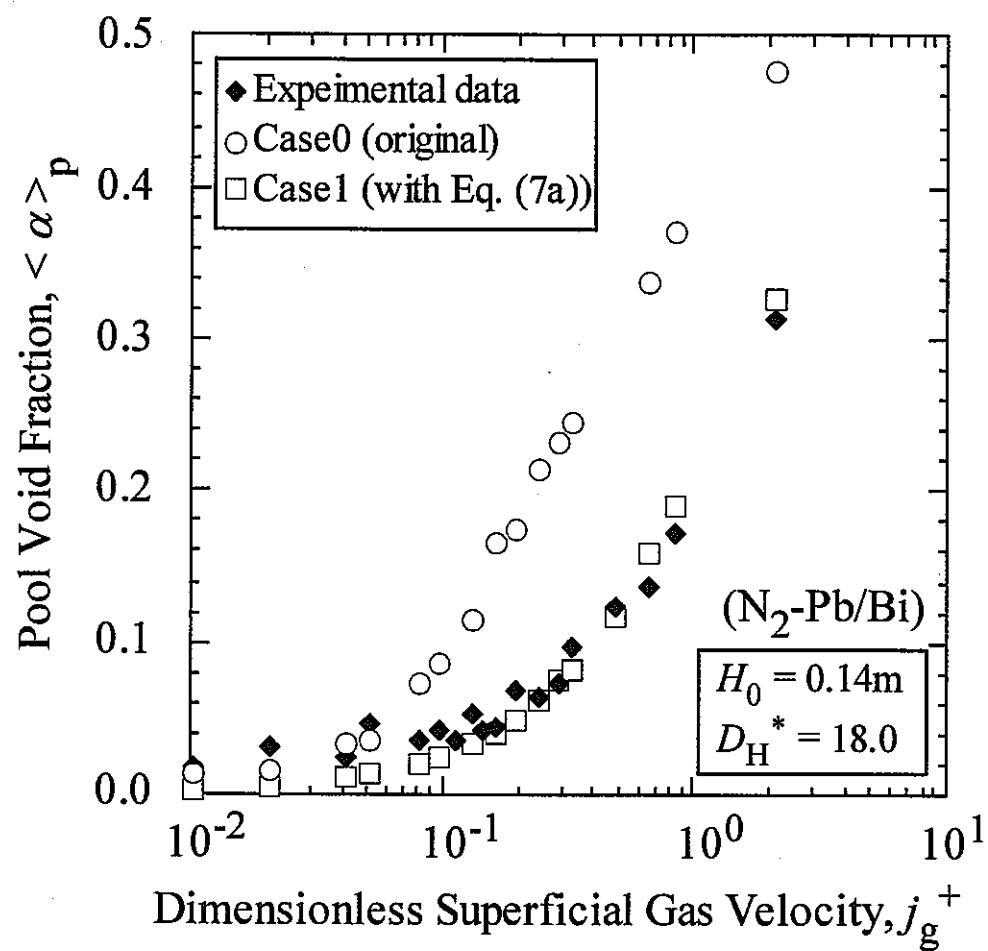


Fig. 25 Comparison of the void fraction averaged over the pool.

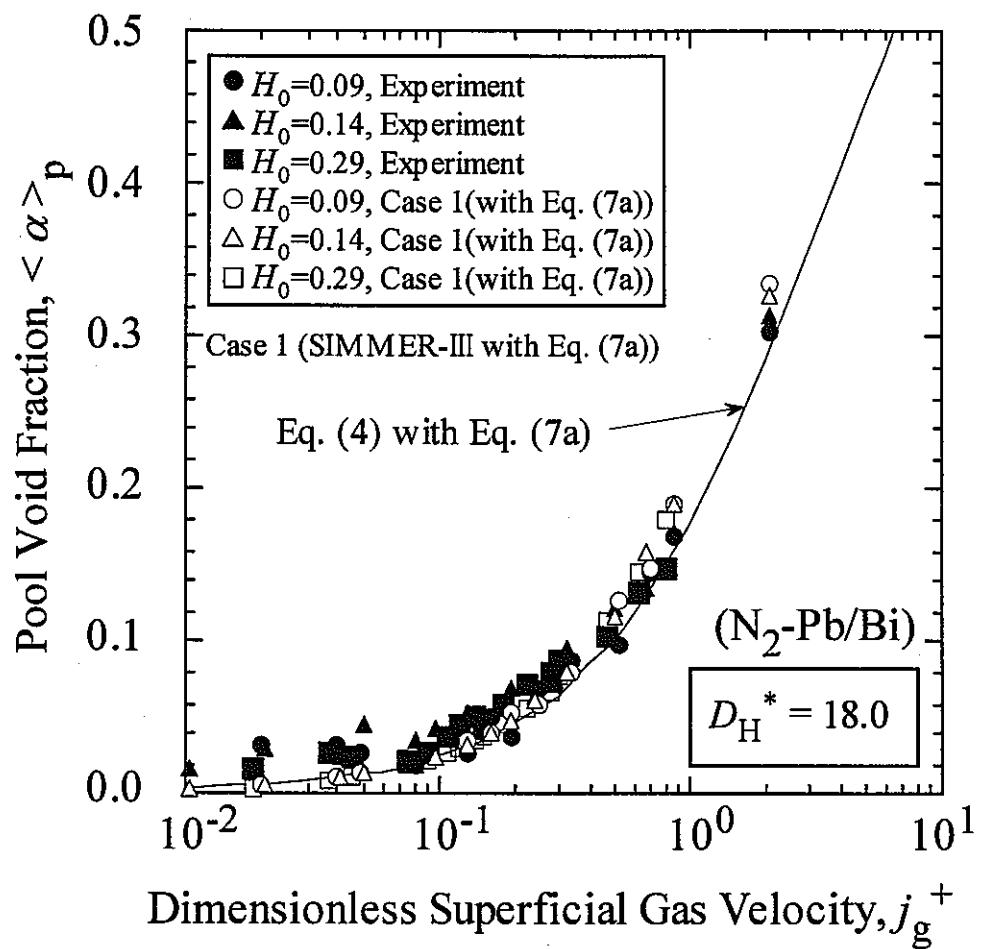
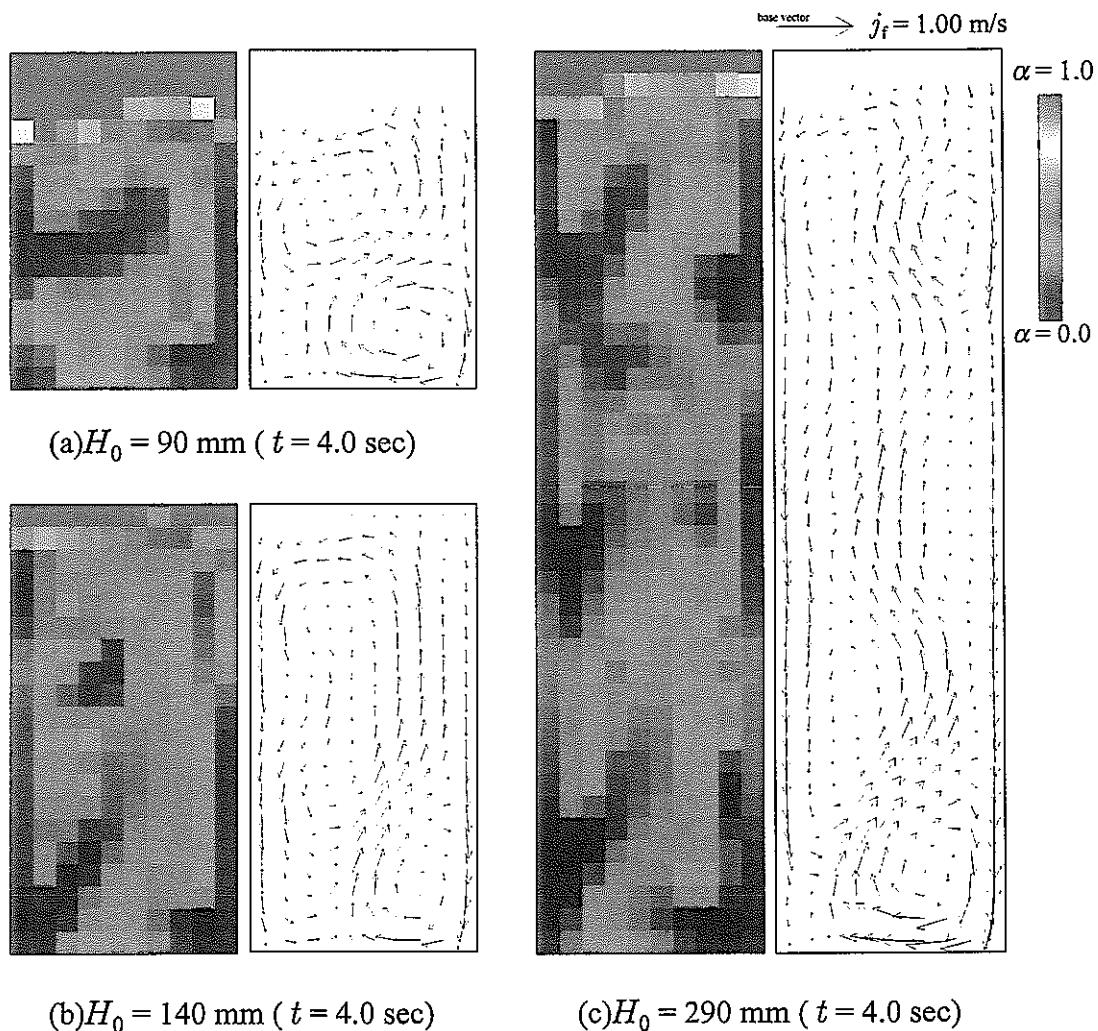
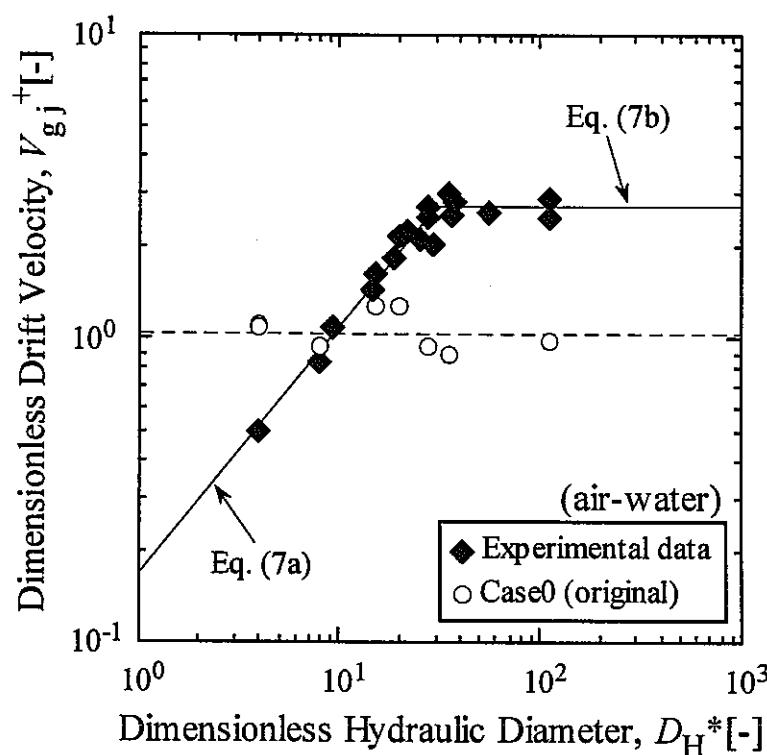


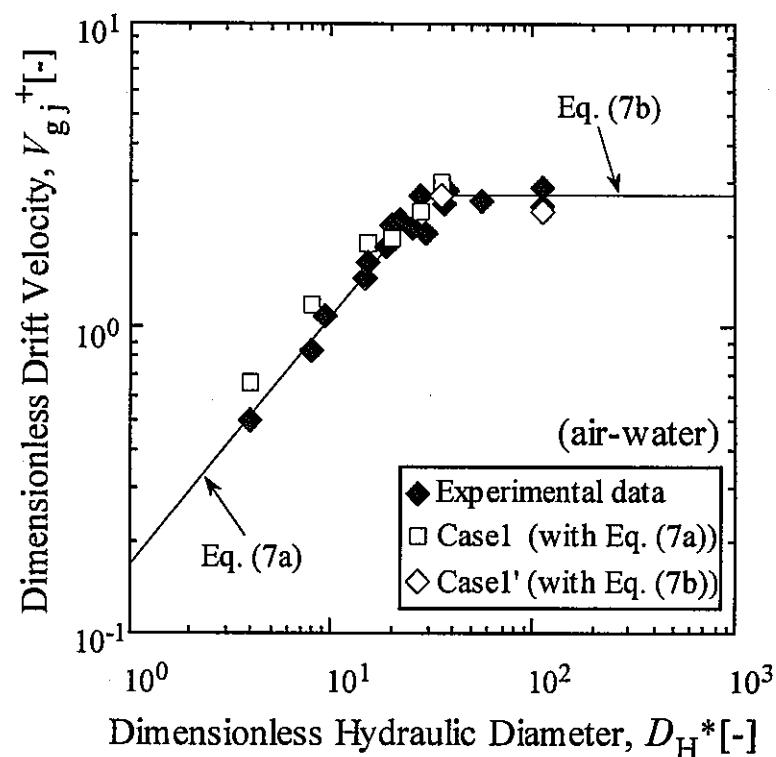
Fig. 26 Effect of initial liquid level on the void fraction averaged over the pool.



**Fig. 27 Effect of initial liquid level on the void fraction  
and volumetric liquid flux. ( $j_g = 4.43 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ )**

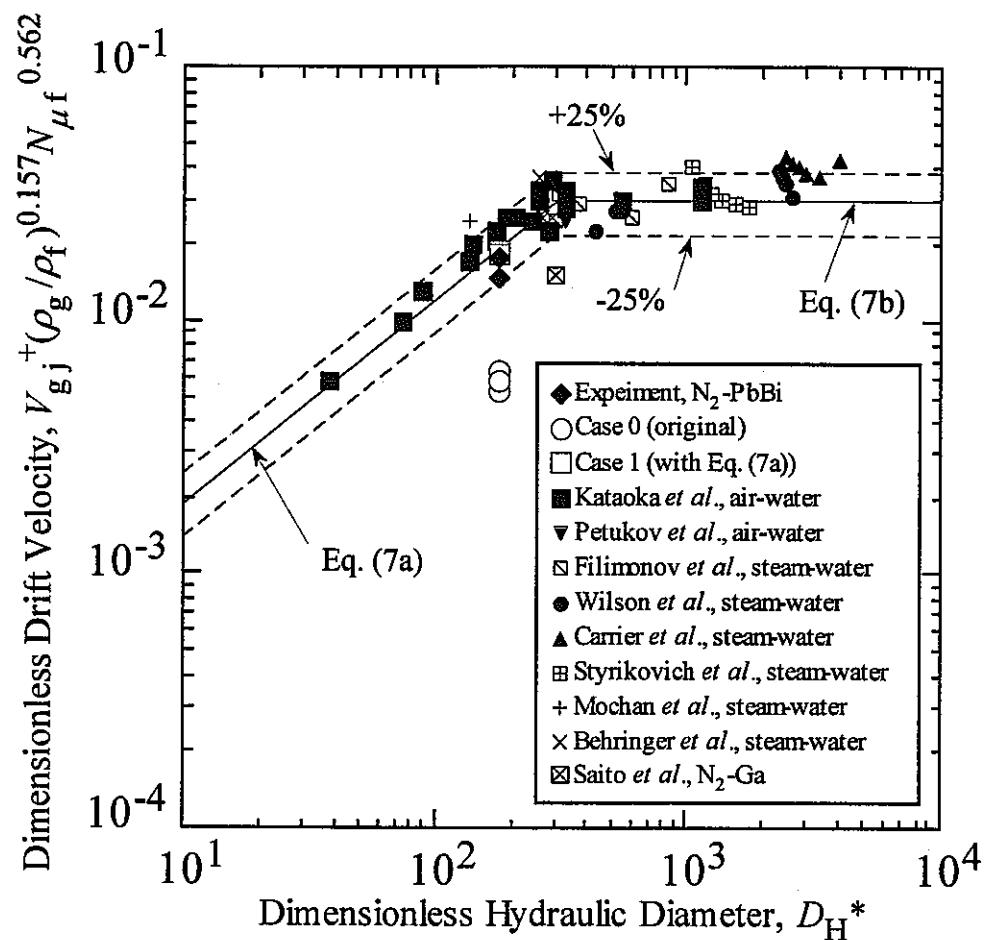


(a) Effect of the hydraulic diameter on drift velocity (Case 0)

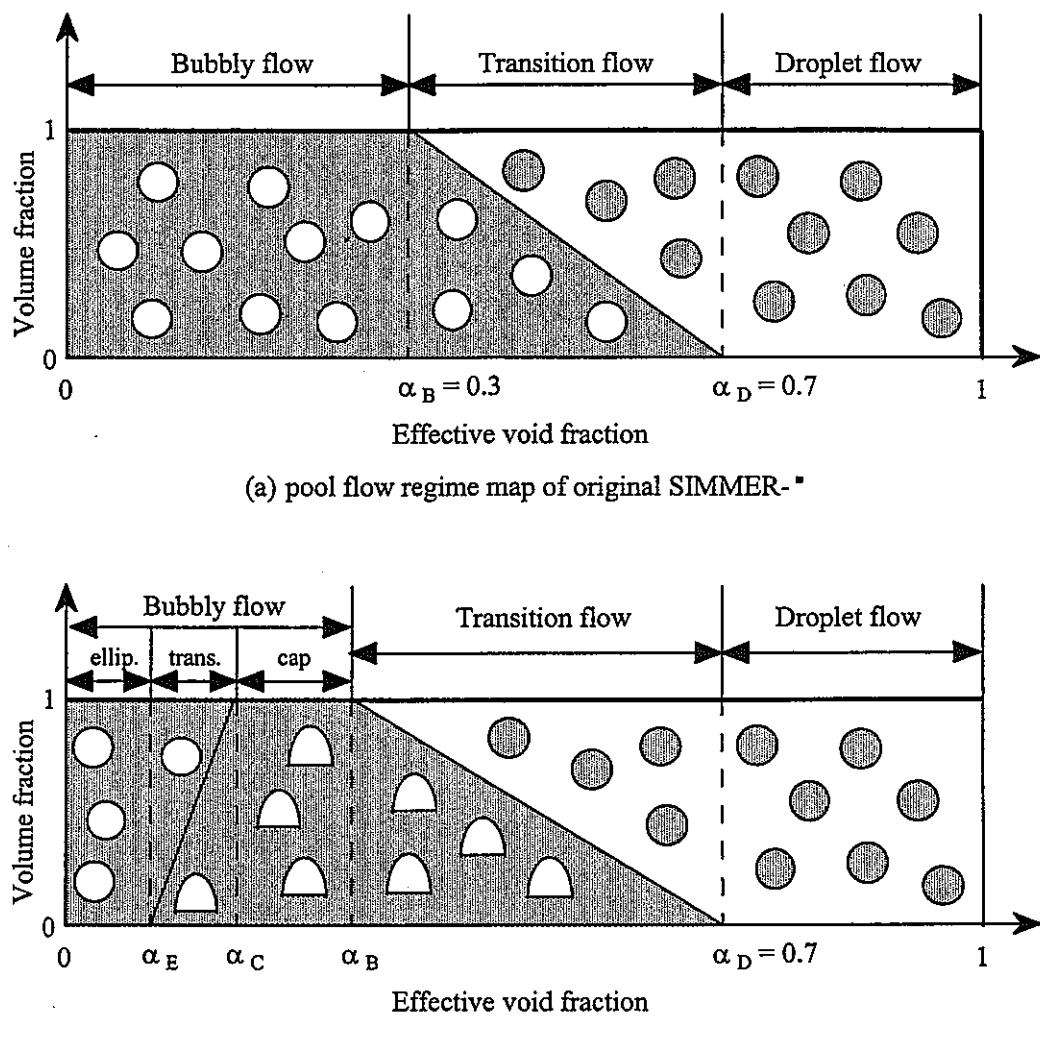


(b) Effect of the hydraulic diameter on drift velocity (Cases 1 and 1')

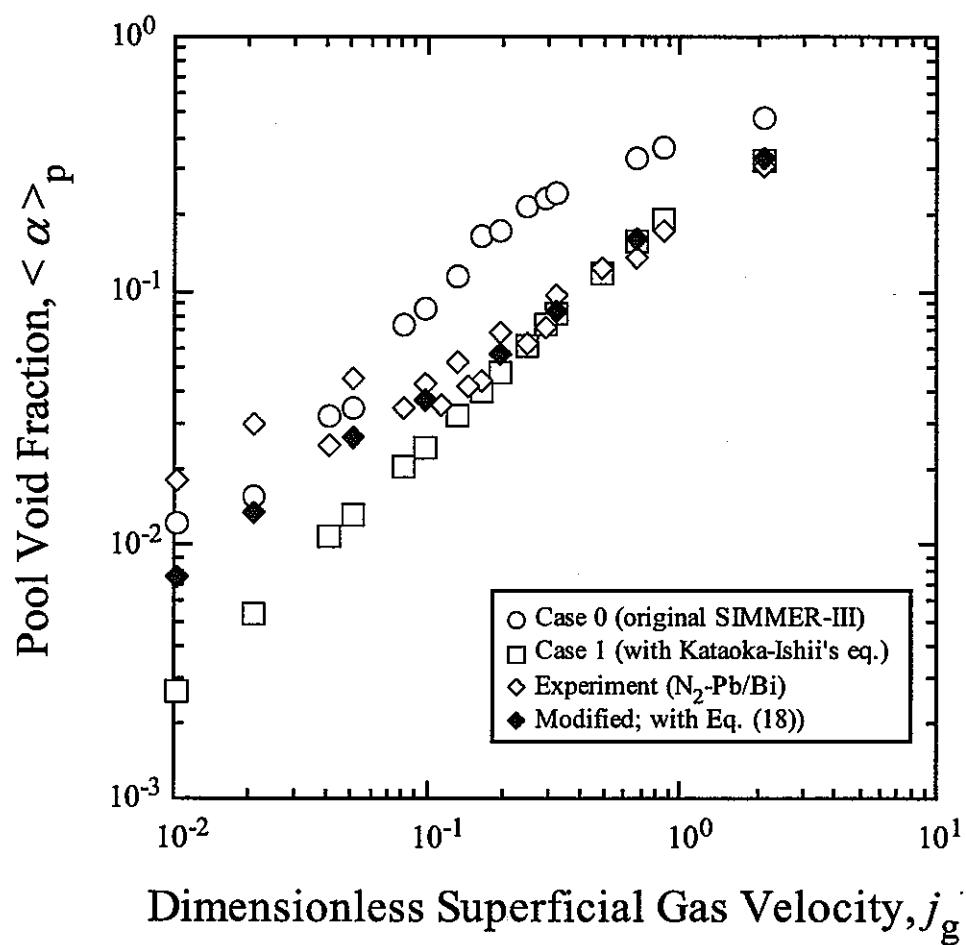
**Fig. 28 Comparison of dimensionless drift velocity for various modifications.**



**Fig. 29 Variation of dimensionless drift velocity with dimensionless hydraulic diameter.**



**Fig. 30 Pool flow regime map.**



**Fig. 31. Modification of SIMMER-III.**

## 発表論文

1. Hibiki, T., Mishima, K., Saito, Y., Tobita, Y., Konishi, K., and Matsubayashi, M.,  
“Study on flow characteristics in gas-molten metal mixture pool simulating core disruptive accident of FBR,” *Proc. 5<sup>th</sup> ASME/JSME Joint Thermal Engineering Conference* (1999).
2. Mishima, K., Hibiki, T., Saito, Y., Tobita, Y., Konishi, K., and Matsubayashi, M.,  
“Visualization and measurement of gas-liquid two-phase flow with large density difference using thermal neutrons as microscopic probes,” *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research*, Vol. 424, pp. 229-234 (1999).
3. Mishima, K., Hibiki, T., Saito, Y., Tobita, Y., Konishi, K., and Matsubayashi, M.,  
“Study on Flow Characteristics in Gas-Molten Metal Mixture Pool Simulating Core Disruptive Accident of FBR,” *Proc. Specialist Meeting on Neutron Radiography Techniques for Application and Utilization*, KURRI-KR-27, pp. 68-75 (1999).
4. Hibiki, T., Mishima, K., Saito, Y., Tobita, Y., Konishi, K., and Matsubayashi, M.,  
“Study on Flow Characteristics in Gas-Molten Metal Mixture Pool,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol.196, pp. 233-245 (2000).
5. Saito, Y., Hibiki, T., Mishima, K., Tobita, Y., Suzuki, T., and Matsubayashi, M.,  
“Visualization and Measurement of Liquid Velocity Field of Gas-Liquid Metal Two-Phase Flow using Neutron Radiography,” *Proc. 9<sup>th</sup> International Symposium on Flow Visualization* (2000).
6. Suzuki, T., Tobita, Y., Kondo, Sa. and Yamano, H.  
“SIMMER-III Analysis of Gas-Liquid Flows with Large Liquid Densities,” *Proc. 2<sup>nd</sup> Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety, to be submitted* (2000).
7. 齊藤, 日引, 三島, 西原, 山本, 神田, 飛田, 小西, 松林,  
“プローブとして熱中性子を用いた高密度比気液二相流の可視化と計測に関する研究,” 京都大学原子炉実験所第32回講演論文集, pp. 275-280 (1998).
8. 齊藤, 日引, 三島, 飛田, 小西, 松林,  
“中性子ラジオグラフィを用いた高密度比気液二相流の研究,” 日本混相流学会講演論文集 (1998).
9. 齊藤, 日引, 三島, 飛田, 松林,  
“高密度比気液二相流に関する研究(1),” 日本原子力学会講演論文集, p. 419 (1999).
10. 飛田, 三島, 日引, 齊藤,  
“高密度比気液二相流に関する研究(2),” 日本原子力学会講演論文集, p. 420

- (1999).
11. 齊藤, 日引, 三島, 飛田, 鈴木, 松林,  
“中性子ラジオグラフィによる液体金属－ガス二相流の液相速度計測,” 第 28 回  
可視化情報シンポジウム (2000).
  12. 鈴木, 飛田,  
“SIMMER-III による高密度比気液二相プールの流動解析,” JNC TN9400 2000-019  
(2000).