

JAERI-M
94-008

再冠水期のPWR管群流路内ボイド率
—空気・水実験による相当直径の影響の評価—

1994年2月

井口 正

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1994

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

再冠水期のPWR管群流路内ボイド率
— 空気・水実験による相当直径の影響の評価 —

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

井口 正

(1994年1月11日受理)

管群流路内の低質量流量条件下におけるボイド率に及ぼす相当直径の影響を、空気・水実験により評価した。併せて、低質量流量条件下での管群流路内のボイド率が管状流路内のボイド率に比べて小さい理由を検討した。更に、低質量流量条件下の蒸気・水2相流による管群内ボイド率をよく予測するCunningham-Yeh式の空気・水2相流への適用性を検討した。

実験の結果、相当直径を大きくするとボイド率は小さくなり、その定量的影響は管状流路の場合と同じ表式で見積ることができることが分かった。流動観察から、管群流路では複雑な形状の気体スラグが形成されるなどの特徴があり、サブチャンネル間の流動の不均一性が管状流路内のボイド率との違いの原因であると考えられた。Cunningham-Yeh式に相当直径補正項及び粘性補正項を導入することにより、本実験結果を±15%の誤差範囲で予測できた。

Void Fraction in a PWR Fuel Bundle during Reflood Phase
- Evaluation of Equivalent Diameter Effect by Air Water Test -

Tadashi IGUCHI

Department of Reactor Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 11, 1994)

Effect of equivalent diameter on void fraction in a PWR fuel bundle under low mass flow condition was evaluated by air water test result. The reason why void fraction in a bundle flow passage was lower under low mass flow condition than that in a tubular flow passage was investigated. In addition, applicability of Cunningham-Yeh correlation, which was demonstrated to give good prediction on void fraction of steam water mixture in a bundle flow passage under low mass flow condition, to air water mixture was investigated.

Experimental result indicated that void fraction was lower with increase in the equivalent diameter and the effect of the equivalent diameter was quantitatively described by a term which was known to be adequate for a tubular flow passage. Through a present flow pattern observation, it was considered that formation of slugs with complicated geometries in a bundle flow passage and nonuniform flow conditions among subchannels were main reasons of difference in void fractions between in a bundle and in a tube. Void fraction in a present air water test was predicted within $\pm 15\%$ error band with Cunningham-Yeh correlation by newly introducing terms describing the equivalent diameter effect and the viscosity effect.

Keywords : Reactor Safety, LOCA, Void Fraction, PWR, Reflood, Bundle,
Pool Void, Hydraulics, Two-phase Flow

目 次

1. 序	1
2. 従来の研究	3
2.1 Cunningham-Yehの式	3
2.2 Wilsonの式	4
2.3 Sudoの式	5
2.4 ボイド率相関式の再冠水期への適用性	5
3. 実験装置	7
3.1 実験装置の概要	7
3.2 実験方法	8
3.3 実験条件	8
4. 実験結果	9
4.1 流動状況の観察	9
4.2 差圧の軸方向分布	9
4.3 配列の大きさの効果	10
4.4 ボイド率に及ぼす見掛けの水流速の影響	11
4.5 相当直径の影響	11
4.6 Cunningham-Yeh式の空気・水2相流への適用	14
5. 結論	16
謝辞	16
参考文献	17
付録	28

Contents

1. Introduction	1
2. Previous Works	3
2.1 Cunningham-Yeh Correlation	3
2.2 Wilson Correlation	4
2.3 Sudo Correlation	5
2.4 Applicability of Void Fraction Correlations to PWR Reflood Phase	5
3. Experiment	7
3.1 Experimental Facility	7
3.2 Experimental Procedure	8
3.3 Experimental Condition	8
4. Result	9
4.1 Observation of Flow Pattern	9
4.2 Axial Distribution of Differential Pressure	9
4.3 Effect of Bundle Size on Void Fraction	10
4.4 Effect of Superficial Water Velocity on Void Fraction	11
4.5 Effect of Equivalent Diameter on Void Fraction	11
4.6 Applicability of Cunningham-Yeh Correlation to Air/water Two- phase Flow	14
5. Conclusions	16
Ackowlegement	16
References	17
Appendix	28

1. 序

PWRの再冠水期の炉心内熱伝達はボイド率と密接な関係がある。例えば、再冠水期の熱伝達率をよく予測するとされている村尾・杉本熱伝達率相関式⁽¹⁾によれば、熱伝達率 h はボイド率 α を用いて、次式のように表わされている。

$$h = (1-\alpha)^{1/4} h_{sat} + (1-\alpha)^{1/2} h_{rad}$$

ここで、

$$h_{sat} = 0.94 \left[\lambda_g^3 \rho_g \rho_l h_{fg} g / L_q \mu_g \Delta T_{sat} \right]^{1/4}$$

$$h_{rad} = \epsilon E (T_c^4 - T_{sat}^4) / (T_c - T_{sat})$$

ただし、 h は次のように定義される。

$$h = q / (T_c - T_{sat})$$

このように h と α には強い相関があるので、PWRの安全解析においてはボイド率を適切に予測することは重要である。

炉心流路は管群流路であるという特徴を持つ。管群流路内のボイド率については、師岡ら⁽²⁾はBWRの運転状態のように比較的高質量流量条件下 ($972 \text{ kg/m}^2\text{s}$) のボイド率を測定し、管群内ボイド率は等しい相当直径の管状流路を対象としたボイド率相関式で予測できることを報告している。このことから、PWRに対しても、その運転状態のように比較的高質量流量条件 ($3360 \text{ kg/m}^2\text{s}$) では、等しい相当直径の管状流路を対象としたボイド率相関式で予測できることが想定される。これに対し、再冠水期のように低質量流量 ($10 \sim 300 \text{ kg/m}^2\text{s}$) のときの管群流路内のボイド率は、等しい相当直径の管状流路内のボイド率に比べて小さく、管状流路を対象としたボイド率相関式はボイド率を過大予測する^{(3),(4)}。著者らのデータによれば、相当直径10.3mm、見掛け空気速度が1m/sで、停滞水条件の時ボイド率 α は管群流路で0.4であった。これに対し、飯田ら⁽⁵⁾のデータによればほとんど同一の条件の管状流路で $\alpha=0.7 \sim 0.8$ である。

低質量流量のときの管群流路内のボイド率については、 10×10 本管群流路内蒸気・水2相流のデータを基礎にして、Cunningham及びYeh⁽⁶⁾は相関式を作成した。Cunningham-Yeh式のPWR再冠水期のボイド率への適用性については、著者ら^{(3),(4)}は、 4×4 本管群流路内蒸気・水2相流のデータを用いて広い条件範囲で検証し、見掛け蒸気速度7m/s以下及び見掛け水速度5cm/s以下では、Cunningham-Yeh式が適用可能であることを確かめた。しかし、Cunningham-Yeh式は、見かけ蒸気流速あるいは見かけ水流速が、これらの値を越えると予測精度は低下する。このため、著者らはCunningham-Yeh式を修正し、高蒸気流速及び高水流速の条件まで適用範囲を拡大した。その結果、PWR再冠水期に想定される条件が適用範囲に包含されるようになった。⁽⁷⁾ Cunningham-Yeh式には管群流路の相当直径 D_e の効果が考慮されていない。一方、管状流路ではボイド率は管径 D に依存することが知られ、多くのボイド率相関式で D の効果が考慮されている。

管状流路からの類推により管群流路でも D_0 がボイド率に影響することが予測されるが、これを評価するために適当なデータは乏しい。

そこで、管群流路の D_0 を、管群のピッチを変えることにより変化させて実験を行い、管群流路を流れる2相流のボイド率に及ぼす D_0 の効果を検討した。併せて、低質量流量条件下で管群内ボイド率と管内ボイド率が違う理由、及びCunningham-Yeh式の空気・水2相流への適用性を検討した。

2. 従来の研究

ボイド率は二相流の基本的性質であるので、PWRの再冠水期のボイド率が注目される以前から、多くの研究者により研究され多くのボイド率予測式が提案されてきた。経験式として代表的なものに、Cunningham-Yeh式⁽⁷⁾、Wilson式⁽⁸⁾、Sudo式⁽⁹⁾のように無次元数の相関によりボイド率を表わしたもの（ここでは無次元ボイド率相関式と呼ぶ。）、Zuber-Findlay式⁽¹⁰⁾、Kataoka-Ishii式⁽¹¹⁾のようにドリフトフラックスモデルによりボイド率を表わしたもの（ここではドリフトフラックス型相関式と呼ぶ。）がある。また、古くからフローパラメータ及びスリップ比を経験的に定式化しボイド率予測を行った例もある。一方、解析モデルとして⁽¹²⁾、散逸エネルギー最小原理によるもの、等速度ヘッドモデルによるものなどがある。これらの解析モデルは機構論的な把握を可能にする反面、一般に各種パラメータとボイド率との関係の表現が複雑であり、実験的に見いだされる各種パラメータの影響を適切に取り込むことが簡単ではない。

無次元ボイド率相関式は表式が単純であるので、各種パラメータのボイド率に及ぼす影響は、式の形から容易に推測できる。また、逆に各種パラメータのボイド率に及ぼす影響を相関式に取り込むことは比較的容易である。従って、ボイド率の機構論的な把握は困難であるが、実用の面から有用で高精度な相関式が容易に得られる利点がある。

一方、安全評価用解析コードで広く用いられているのはドリフトフラックス型相関式である。本相関式は表式が単純であり、実験定数が2個（分布パラメータ及びドリフト速度）と少ない。このため、各種パラメータの実験定数に及ぼす影響の評価は容易であり、結果的に多くの研究がなされ適用範囲の拡大と高精度化が進んでいる。

なお、近年発展の著しい2流体モデルによる解析コードでは⁽¹³⁾、ボイド率予測式の代わりに相間摩擦式が用いられる。このため、ボイド率相関式は不要となり、相間摩擦式が必要となる。

以上の状況に鑑み、ここでは代表的な無次元ボイド率相関式であるCunningham-Yeh式、Wilson式、Sudo式を以下に示す。これらの相関式は、再冠水期のように低質量流量条件ないしは停滞水条件を対象としている。これらのうち、Cunningham-Yeh式は管群流路を対象にしたものであり、他は管状流路を対象としたものである。

2.1 Cunningham-Yehの式⁽⁷⁾

Cunningham及びYehは、PWRの小破断LOCA条件の炉心冷却を評価するため、炉心内の2相流膨張液位を求めることを試みた。この時必要なボイド率相関式を次の形にまとめた。

$$\alpha = 0.925 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.239} \left[\frac{u_{go}}{u_{bcr}} \right]^a \left[\frac{u_{go}}{u_{go} + u_{lo}} \right]^{0.6} \quad (1)$$

$$a = 0.67 \quad (u_{go} < u_{bcr} \text{ のとき})$$

$$0.47 \quad (u_{go} \geq u_{bcr} \text{ のとき})$$

$$u_{bcz} = \frac{2}{3} \sqrt{gR_{bcz}}, \quad R_{bcz} = \left(\frac{1.53}{2/3} \right)^2 \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_l g}}$$

実験データは、PWRの15×15本型燃料棒配列を模擬した480本の電気ヒーターから成る管群流路（相当直径13.6mm）を使用して得られた。電気ヒーターは燃料を模擬し、加熱長を3.66mとした。データを得た圧力条件は、0.1、0.7及び0.8MPaである。

2.2 Wilsonの式⁽⁸⁾

Wilsonらは蒸気・水2相流を用い、圧力条件1.0~4.1MPa、管径102mm及び483mmの管状流路内の停滞水条件下でボイド率を計測し、結果を次の相関式にまとめた。

$$\alpha = A \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{0.32} \left(\frac{\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}}}{D} \right)^{0.19} \left\{ \frac{u_g}{\left(g \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \right)^{0.5}} \right\}^m \quad (2)$$

ここで、

$$A = 0.136, \quad m = 1.78 \quad \left(\frac{u_g}{\left(g \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \right)^{0.5}} \leq 5 \text{ のとき} \right)$$

または、

$$A = 0.75, \quad m = 0.78 \quad \left(\frac{u_g}{\left(g \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \right)^{0.5}} > 5 \text{ のとき} \right)$$

上式を見掛けの蒸気流速 u_{go} で表現すれば次のようになる。

$$\textcircled{1} \quad \frac{u_{go}/\alpha}{\left(g \sqrt{\sigma/g(\rho_l - \rho_g)} \right)^{0.5}} > 5 \quad \text{の時}$$

$$\alpha = 0.851 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{0.18} \left(\frac{\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}}}{D} \right)^{0.107} \left\{ \frac{u_{go}}{\left(g \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \right)^{0.5}} \right\}^{0.438} \quad (3)$$

$$\textcircled{2} \quad \frac{u_{go}/\alpha}{\left(g \sqrt{\sigma/g(\rho_l - \rho_g)} \right)^{0.5}} \leq 5 \quad \text{の時}$$

$$\alpha = 0.488 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{0.115} \left(\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g) D} \right)^{0.068} \left\{ \frac{u_{go}}{\left(g \frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right)^{0.5}} \right\}^{0.640} \quad (4)$$

本式は、PWRのプレナム部のように比較的相当直径の大きい部位に対して広く用いられている。

2.3 Sudoの式⁽⁹⁾

Sudoは、PWR再冠水期のダウンカマ内の有効水頭を見積ることを目的として、ボイド率相関式を次の形でまとめた。

① $u_{go} > 0.25 \text{m/s}$ の時

$$\alpha = 1.78 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{0.25} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.2} \left(\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g) D} \right)^{0.111} u_{go}^{0.423} \quad (5)$$

② $u_{go} \leq 0.25 \text{m/s}$ の時

$$\alpha = 2.5 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{0.25} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.2} \left(\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g) D} \right)^{0.111} u_{go}^{0.63} \quad (6)$$

次の条件の範囲で、±10%の誤差の範囲内で、ボイド率を予測できるとしている。

- * 流路形状、寸法： 垂直円管流路、 $63 \leq D \leq 480 \text{mm}$
- * 圧力範囲： 大気圧～71気圧
- * 2相流： 空気-水および蒸気-水
- * 流量範囲： 並行上昇流

$$0.02 \leq u_{go} \leq 5 \text{m/s}$$

$$0.0 \leq u_{lo} \leq 0.3 \text{m/s}$$

対向流（気体は上昇流）

$$0.02 \leq u_{go} \leq 5 \text{m/s}$$

$$0 \leq u_{lo} \leq 0.04 \text{m/s}$$

2.4 ボイド率相関式の再冠水期への適用性

前述のように、管群流路内の再冠水期のボイド率は、管状流路を対象とした相関式により過大

予測される。これは、管状流路を対象にした相関式による予測結果と、4×4本管群流路を用いた再冠水模擬試験結果との比較結果を示したFig. 2.1から分かる。ここでは、管状流路を対象にした相関式として、Akagawa式⁽¹²⁾（曲線①）、Butterworth式⁽¹⁴⁾（曲線②）、Zuber-Findlay式⁽¹⁰⁾（曲線③）、Wilson式⁽⁸⁾（曲線④）及びSudo式⁽⁹⁾（曲線⑤）を選択してある。

諸相関式のうち、Wilson式（曲線④）及びSudo式（曲線⑤）は、 α vs u_{g0} マップ上の勾配に関して測定結果とほぼ一致した予測をしている。Wilson式及びSudo式は、低質量流量条件を対象としている。このことから、再冠水期のボイド率予測に際しては、低質量条件下のボイド率特性を表現したボイド率相関式が必要であると考えられる。なお、Wilson式及びSudo式では、相当直径 D_e を実際より大きく（0.01m）設定した場合本実験結果とよく一致した予測（曲線④'及び⑤'）が得られており、この点については文献(4)でも指摘されている。

管群流路及び低質量流量条件を対象にしたCunningham-Yeh式は、Fig. 2.1から分かるように、再冠水期のボイド率との一致は良好である。しかし、前記のように、著者らは、PWR再冠水期に想定される広い範囲でその適用性を評価した結果、高蒸気流量条件及び高水流量条件で予測精度は悪くなることを見いだした。そこで、著者らはこのような条件でも適用できるようにCunningham-Yeh式を以下のように修正した。

$$\alpha = [1 + (u_{g0} + u_{l0}) / \Delta u - \{1 + 2(u_{l0} - u_{g0}) / \Delta u + (u_{g0} + u_{l0})^2 / \Delta u^2\}^{1/2}] / 2 \quad (7)$$

ここで、

$$\Delta u = u_{g0} / \min(\alpha_{CY}, \alpha_{LM})$$

$$\alpha_{LM} = [1 + 0.56(u_{l0} / u_{g0})^{0.64} (\rho_l / \rho_g)^{0.28} (\mu_l / \mu_g)^{0.07}]^{-1}$$

α_{CY} はCunningham-Yeh式で求めて α であり、式(1)で求められる。

この修正によりPWR再冠水期のボイド率を±30%の範囲で予測できることを、4×4本管群流路を用いた再冠水試験データを用いて確認している。適用性を確認した試験条件範囲を以下に示す。

$$\left. \begin{array}{lll} P : 0.1 \sim 0.4 \text{ MPa}, & u_{l0} : 1 \sim 10 \text{ cm/s}, & q_{\text{max}} : 1.0 \sim 2.8 \text{ kW/m} \\ \alpha : 0.3 \sim 0.9, & u_{g0} : 0.5 \sim 10 \text{ m/s} & \end{array} \right\} \quad (8)$$

なお、著者は後に、 $10 \text{ cm/s} \leq u_{l0} \leq 30 \text{ cm/s}$ でも修正式が成立することを確認している。⁽⁶⁾

3. 実験装置

3.1 実験装置の概要

実験装置の概要をFig. 3.1に示す。テスト部は模擬燃料棒の管群及びそれを収納する角管から成る。角管の下部には、下部プレナムがあり、空気注入ノズル及び水注入ノズルがついている。空気・水は下部プレナムを経由してテスト部に流入する。角管の上部には上部プレナムがあり、そこで気液が分離される。上部プレナムには空気の放出ライン、水の流出ラインが設けられている。角管、下部プレナム、上部プレナム共に透明アクリル製であり、内部の流動観察ができる。

管群はPWRを模擬して正方格子を構成するように、その上下で多孔板により保持される。角管のうちのみは120mm×120mmであり、長さは900mmである。使用した模擬燃料棒は、外径12mm、長さ900mmである。使用する模擬燃料棒数及び配列を変更することにより、下記の管群を構成し実験した。

①管群の大きさ

- 7×7本配列
- 7×5本配列
- 7×3本配列
- 7×2本配列
- 2×2本配列

②相当直径

- 16.2mm (模擬燃料棒間隙 4.3mm)
- 13.8mm (模擬燃料棒間隙 3.6mm)
- 10.3mm (模擬燃料棒間隙 2.5mm)
- 7.3mm (模擬燃料棒間隙 1.5mm)

管群の大きさは、角管内につめ物を挿入することにより流路をせばめ、調整した。相当直径は、模擬燃料棒間隙を変えることにより、種々の場合を実現した。Fig. 3.1に、7×7本配列の場合のテスト部の断面図を示す。

なお、代表的なPWRの設計によれば、燃料棒間隙、燃料棒径、相当直径は次の通りである。

- 燃料棒間隙 : 3.6mmまたは3.1mm
- 燃料棒径 : 10.7mmまたは9.5mm
- 相当直径 : 13.6mmまたは11.8mm

また、代表的なBWRの設計によれば、燃料棒間隙、燃料棒径、相当直径は次の通りである。

- 燃料棒間隙 : 3.9mm
- 燃料棒径 : 12.3mm
- 相当直径 : 14.9mm

本実験では、PWR及びBWRの相当直径を包含している。

角管下部から60mm、260mm、460mm、660mm、760mm及び860mmの高さ位置に圧力タップを取り付けた。差圧、絶対圧は、圧力タップに接続したD/Pセルにより測定した。空気供給ライン及び水供給ラインには、流量調整弁及び流量計がついており、任意の流量への設定と流量測定を行った。流量計としてはロータメータを用いた。

3.2 実験方法

本実験における実験方法を以下に示す。

先ず、所定の管群を角管内に組み込んだ後、角管を水で満たし、所定の空気流量と水流量を供給する。角管内は、空気流量と水流量とによって決まるボイド率となり、過剰の水は上部プレナムから溢水する。そして、やがて定常状態になる。このときの角管内の垂直差圧を測定する。実験中、角管内の流動状況を肉眼観察する。

3.3 実験条件

以下の条件で実験を行った。

流路形状	:	管群、正方格子配列
管群の大きさ	:	7×7本配列、7×5本配列、7×3本配列、7×2本配列、2×2本配列
相当直径	:	16.2mm (模擬燃料棒間隙 4.3mm)、13.8mm (模擬燃料棒間隙 3.6mm)、10.3mm (模擬燃料棒間隙 2.5mm)、7.3mm (模擬燃料棒間隙 1.5mm)
2相流	:	空気・水
圧力	:	大気圧
流量条件	:	見掛け空気流速 0.1～9 m/s 見掛け水流量速 0～0.07 m/s
非加熱		

4. 実験結果

4.1 流動状況の観察

Fig. 4.1に、7×7本配列管群で、相当直径が16.2mmの場合の流動状況観察結果を模式的に示す。

空気の見掛け流速 u_{g0} が0.15m/s以下では、分散した空気泡が管群内を上昇しており、流動様式は気泡流である。気泡は大多数の場合単一のサブチャンネル内を上昇した。

見掛け空気流速を増すと、気泡径は次第に大きくなり、スラグが形成された。例えば、 $u_{g0} = 1$ m/sでは気泡とスラグが混在する状況が観察された。このとき特徴的なことは、スラグは数個のサブチャンネルにまたがって存在し、断面形状は円形ではなく、図示のように複雑な形状を呈した。なお、Venkateswararaoらは⁽¹⁵⁾、大気圧下の空気・水2相流を用いて管群内流動様式を観察し、本実験結果と同様に、巨大気泡が数個のサブチャンネルを占有して流れる様子を報告している。また、彼らは、吹き込み空気流量を急増したとき、Fig. 4.2に示すような巨大気泡が管群により貫通される流動状況（彼らはShroud Taylor bubbleと呼んだ。）が実現したことを報告しているが、本実験ではそのような流動状況は観察されなかった。Shroud Taylor bubbleの生成は、彼らの使用した特殊な空気吹き込み方法による可能性が強い。彼らは種々の空気吹き込み法を用いたが、大気泡を生成させるために空気吹き込み口に逆半球状の空気溜めを設け、手動で空気溜めを上下反転させる方法も用いた。この空気吹き込み法のときShroud Taylor bubbleが生成した。

更に、見掛け空気流速を増すと、流動状況は環状流に遷移した。水は、模擬燃料表面に存在し、空気は各サブチャンネル中心部を流れた。

以上の流動状況観察結果は、上記のShroud Taylor bubbleに関する点を除けば、Venkateswararaoらの結果と同様であると考えられる。

Venkateswararaoらは、上記のようにスラグ断面形状が複雑な形状を呈することを報告したが、同時に、(1) 水の流れ方向がサブチャンネル毎に上下に複雑に変化し流体流速は振動的であること、(2) あるサブチャンネルを空気が上昇し、別のサブチャンネルを水が下降することが同時刻に共存し得ることを報告している。本実験でも、同様な挙動が観察された。このようなサブチャンネル間の流量分布は、空気の真の流速を増加する。これは、管群流路内のボイド率が管状流路内におけるよりも小さい理由のひとつであると考えられる。Osakabeら⁽¹⁶⁾はX線CTスキャナー法を用いて、大気圧下の管群内ボイド率分布を測定し、管群中央部に高ボイド率の領域が、管群周辺部に低ボイド率の領域が形成されたことを報告している。この挙動は、結果的に空気は容易に流出し、水は管群内に停滞する傾向をもたらすと考えられる。これも、管群内のボイド率が管状流路の場合に比べて低下することの要因のひとつであると考えられる。

4.2 差圧の軸方向分布

Fig. 4.3に、見掛けの空気流速 u_{g0} と各測定区間で得られた差圧の関係を示す。縦軸は、下記の

ように定義した無次元差圧 ΔP^* を示す。これは、単位長さ当りの差圧の尺度を意味する。

$$\Delta P^* = \Delta P / \rho_1 g \ell$$

Fig. 4.4によれば、

- (1) 同じ見掛け空気流量でも、測定区間の位置の違いにより、単位長当りの差圧測定値は異なる。
- (2) 空気吹込み口に近い角管下部における測定結果 ΔP_{12}^* (図で○印) は、他の位置での測定結果に比べて大きい。流動状況の観察結果から、これは次のような理由によると考えられる。角管下部にある多孔板は流路面積を絞るので、そこを通過する空気流速は管群内における値よりも大きい。このため、多孔板直上部では穴の直上部で速く、多孔板による閉塞部直上部で遅い流速分布が形成される。この結果、多孔板直上部に渦が形成され、相対的に多量の水が停滞し、単位長当りの差圧は大きくなる。これに対し、多孔板から遠ざかると上昇空気流束は水平方向に分散し、相対的に一様な速度分布になる。この結果、上記のような多孔板の影響は消滅する。
- (3) 空気吹込み口から遠い程単位長当りの差圧は小さい傾向が見られるものの、 $u_{g0} \leq 0.5 \text{ m/s}$ では ΔP_{23}^* 、 ΔP_{34}^* 、 ΔP_{45}^* は互いにほぼ等しい。
- (4) 一方、 $u_{g0} \geq 1 \text{ m/s}$ では、 ΔP_{23}^* と ΔP_{34}^* はほぼ等しいものの、 ΔP_{45}^* は ΔP_{23}^* や ΔP_{34}^* より小さい。これは、次のような理由による。見掛け空気流速が大きくなると、本試験装置では測定差圧、供給空気量ともに変動が激しくなる。同時に間欠的な水の吹上が見られる。この時、模擬炉心と上部プレナムの境界に取り付けられている多孔板が、吹上げられた水の落下を阻害し、その結果多孔板の直下近くの水の存在率 $(1 - \alpha)$ が小さくなる。
- (5) 以上のように、下部多孔板及び上部多孔板に近い位置での差圧測定結果には、それぞれの影響が表われるが、 ΔP_{23}^* 、 ΔP_{34}^* は、下部多孔板及び上部多孔板の影響が小さく、かつ、 $0.1 \text{ m/s} \leq u_{g0} \leq 3 \text{ m/s}$ の範囲で $\Delta P_{23}^* \approx \Delta P_{34}^*$ であることから、一般的な結果を与えていると考えられる。

以下では、 ΔP_{23}^* の測定区間で得られたデータについて検討を加えることにする。

4.3 配列の大きさの効果

Fig. 4.4に配列の大きさのボイド率に及ぼす影響を示す。縦軸は次式により求めた。

$$\alpha = 1 - \Delta P / \rho_1 g \ell \quad (9)$$

この値は摩擦損失、加速損失がなく、かつ気液2相が充分混合している場合にはボイド率 α を意味する。文献(3)、(4)、(7)で検討してあるように、本実験のように低質量流量の条件では摩擦損失及び加速損失は無視できる。また、Osakabeら⁽¹⁶⁾は、上式で求めたボイド率とX線CTスキャナー法で求めたボイド率を、 $0.2 \leq \alpha \leq 0.65$ の範囲で比較し、上式で求めたボイド率の方が小さいものの両者は誤差20%の範囲で一致したことを報告している。

図から次のことが分かる。

- (1) $u_{g0} \geq 4 \text{ m/s}$ では、配列7×7、配列7×3、配列7×2及び配列2×2で得られたボイド率は互いにほ

ほ等しく、配列の大きさのボイド率に及ぼす影響は殆んど見られない。

- (2) $u_{g0} < 4\text{m/s}$ では、配列が大きい程、同一の見掛け空気流速で得られたボイド率は小さい。
- (3) しかし、 $u_{g0} < 4\text{m/s}$ であっても、配列 7×7 と配列 7×3 で得られたボイド率は互いにほぼ等しい。

以上のことから、配列が3以上では周囲の流路壁の影響は殆んど無視できると考えられる。配列が2以下では周囲の流路壁がボイド率に影響するが、 u_{g0} が増加し $u_{g0} \geq 4\text{m/s}$ になると流路壁の影響が無視できるようになる。

PWRのような配列が大きい流路におけるボイド率を模擬するには、少なくとも配列が3以上である流路を使用した実験を行う必要がある。以下の節では、流路壁の影響を無視できるように、配列 7×3 以上のテスト部で得られたデータについて検討を加えることにする。

4.4 ボイド率に及ぼす見掛けの水流速の影響

Fig. 4.5に見掛けの水流速 u_{10} のボイド率に及ぼす影響を示す。縦軸は、(9)式で求めたボイド率である。

u_{g0} が 1.33m/s の場合、 $0\text{m/s} \leq u_{10} \leq 0.07\text{m/s}$ の範囲で u_{10} の影響は殆んど見られない。また、 u_{g0} が 0.2m/s 、 0.44m/s の場合でも $u_{10} < 0.04\text{m/s}$ 以下では、ボイド率に有意な差は見受けられない。これらの結果から、 $u_{10} < 0.04\text{m/s}$ では、見掛けの水流速がボイド率におよぼす影響は無視できると考えられる。

著者らは、再冠水条件下でも、圧力 0.4MPa 以下、蒸気・水2相流条件下で $u_{10} < 0.05\text{m/s}$ の場合、見掛けの水流速の管群内ボイド率に及ぼす影響が無視できることを確かめている。また、 $u_{10} > 0.05\text{m/s}$ の場合、見掛けの水流速の影響は無視できないことを確かめている。一方、管状流路に関しては、Sudoは $0\text{m/s} \leq u_{10} < 0.3\text{m/s}$ の範囲で見掛けの水流速のボイド率に及ぼす影響が無視できるとしている。

4.5 相当直径の影響

(本実験結果)

配列 7×5 のテスト部を使用して、相当直径がボイド率に及ぼす影響を調べた。4.3節の結果から、配列 7×5 程度の大きさであれば、充分一般的な結果が得られると期待される。Fig. 4.6に得られた結果を示す。横軸は見掛け空気流速、縦軸はボイド率を示す。図から次のことが分かる。

- (1) $u_{g0} < 1\text{m/s}$ では、相当直径が小さい程、同一の見掛け空気流速で得られるボイド率は大きい。
- (2) $u_{g0} \geq 1\text{m/s}$ では、相当直径のボイド率に及ぼす影響は小さい。
- (3) 相当直径が 0.73cm から 1.62cm の範囲では、同一の見掛け空気流速でボイド率の差は最大38%ある。($u_{g0} < 0.4\text{m/s}$ の時)

以上から、 $u_{g0} < 1\text{m/s}$ の範囲を含めてボイド率を精度よく予測するには、相当直径の影響を評価する必要があることがわかる。相当直径が小さいほどボイド率が大きい傾向は、管状流路で見

(相当直径の影響の表現)

Wilsonら及びSudoは、管状流路における相当直径のボイド率に及ぼす影響を無次元数

$$(D_e/L)^n$$

で表わした。ここで、Lは代表長さであり、nは実験定数である。代表長さLは下記のように定義され、物性により決まる。

$$L = \sqrt{\sigma/g(\rho_l - \rho_g)} \quad (10)$$

代表長さLは、Laplace capillary constantとしてよく知られ、例えば沸騰現象の安定性を決めるパラメータとして知られている。発生気泡が気泡雲からの気泡の離脱と考えられるような体系での気泡径は、Taylor Instability理論により⁽¹²⁾

$$R_b \propto \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

とされている。一方、蒸発 (or mass transfer) による気泡形成での気泡径は、Fritz⁽¹²⁾により

$$R_b = 0.0208\beta \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

と表現された。ここで、 β は接触角 (度) である。このように、上記の無次元数 D_e/L は気泡径に対する管径の比であると考えられる。

Wilsonの式、Sudoの式ともに管径の影響を管径/気泡径のべき乗の形で表わし、気泡流領域のみならずスラグ流領域でも良好な予測結果を得ていることは興味のある点である。Wilsonらは $n = -0.107$ を用い、Sudoは $n = -0.111$ を用いており、両者はほぼ等しい。平均値としては、 $n = -0.11$ である。

管状流路での相当直径の影響の仕方と管群流路での相当直径の影響の仕方が同一である根拠はないが、試みに管群流路でも管状流路との類似性を仮定し、ボイド率 α に及ぼす相当直径 D_e の効果を $(D_e/L)^{-0.11}$ で表せるものとする。この妥当性を検討するため、 D_e の効果を含んだ修正ボイド率 α^* を導入する。

$$\begin{aligned} \alpha^* &= k(D_e/L)^{-0.11}\alpha \\ k &= 0.836 \end{aligned} \quad (13)$$

ここで、kは予測値 α^* と実測値 α との差の2乗和

$$\sum (\alpha^* - \alpha)^2$$

を最小にするために導入した実験定数である。

Fig. 4.7は、横軸に見掛け空気流速、縦軸に修正ボイド率 α^* をとって、Fig. 4.6の実験点をプロットしなおしたものである。同図から、等しい見掛け空気流速 u_{g0} での α の差の最大値 $\pm 20\%$ が、修正ボイド率 α^* の最大値 $\pm 7\%$ に減少していることが分かる。このように、管群流路における相当直径の影響は、 $7.3\text{mm} < D_e < 16.2\text{mm}$ の範囲で $(D_e/L)^{-0.11}$ により表現でき、(13)式で予測精度を高められることが分かる。

路における相当直径の影響は、 $7.3\text{mm} < D_e < 16.2\text{mm}$ の範囲で $(D_e/L)^{-0.11}$ により表現でき、(13)式で予測精度を高められることが分かる。

(Osakabeらの実験結果)

本実験では、管群間隙を変えることによって相当直径を変えて、相当直径の影響を調べた。しかし、相当直径は管径によっても変わる。Osakabe⁽¹⁶⁾らは管径及び管群間隙を同時に変えることにより相当直径を変えて、実験を行っている。彼らの実験からは管径単独の影響を抽出することはできないが、本実験では得られていない管径を変えたときの結果が分かる。彼らの実験範囲は次の通りである。

管群間隙 (mm) × 管径 (mm)	:	10x22.5、5.7x14.6、 3.1x9.5、 1.2x7.6
管群の大きさ	:	5列x5行、 8列x8行、13列x13行、21列x35行、
相当直径 (mm)	:	37.3、 21.3、 11.8、 5.4
見かけ空気流速 (m/s)	:	0.2~3.5
見かけ水流速 (m/s)	:	0
圧力	:	大気圧
流体	:	空気・水2相流

Fig. 4. 8は彼らの実験結果を α vs u_{g0} 及び α^* vs u_{g0} マップ上にプロットしなおした図である。同図中には本実験結果も示す。

Osakabeらのデータによれば、相当直径が5.4mm (管径7.6mm) のときのボイド率 α は大きく、相当直径が11.8mm (管径9.5mm) から37.3mm (管径22.5mm) の範囲では相当直径ないし管径の α に及ぼす影響は小さい。相当直径が小さいときボイド率が大きい点は、管群間隙を変えて相当直径を変えた本実験結果及び管状流路における結果と一致する。また、相当直径が5.4mm (管径7.6mm) のときのデータを除けば、Osakabeらのデータと本実験結果との差は小さく、ボイド率 α はほぼ一致している。

α^* に関する図から、管径を変えることによって相当直径を変えた場合でも、相当直径の影響は式(13)で表わされることが分かる。ただし、 $u_{g0} \leq 0.3\text{m/s}$ 以下では修正ボイド率のばらつきが大きい。Osakabeの実験のうち、 $D_e = 11.8\text{mm}$ の場合 (Δ 印)は、本実験の実験範囲 ($7.3\text{mm} \leq D_e \leq 16.2\text{mm}$) に包含され、この場合Osakabeらと本実験とで結果が一致していることが分かる。このように、同一条件下でのOsakabeらデータと本実験結果とがほぼ一致していることは、両者のデータの信頼性を示すものと考えられる。

(PWR再冠水期への適用)

以上の結果は空気・水2相流による結果であるが、蒸気・水2相流へも適用できると仮定し、PWR再冠水期のボイド率に及ぼす相当直径の影響を検討する。

前記のように、現行のPWR炉心では、相当直径は11.8mm~13.6mmである。また、再冠水期の圧力は0.1MPa~0.4MPaの範囲にあると考えられる。この範囲では、

$$(D_e/L)^{-0.11} = 1.205 \sim 1.233 \quad (14)$$

効果を見捨てて簡単化を図ることができる。

4.6 Cunningham-Yeh式の空気・水2相流への適用

低質量流量条件下の管群内ボイド率相関式として作成されたCunningham-Yeh式によるボイド率予測値と本実験結果を比較してみる。前述のように、Cunningham-Yeh式は、(8)の条件範囲では蒸気・水2相流によるボイド率をよく予測している。しかし、本実験のように空気・水2相流に対しては適用性は確かめられていない。また、相当直径 D_e の効果が含まれていない。

Fig. 4.9は、予測値と本実験値を図示したものである。ただし、配列7×2、配列2×2の管群部で得られた実験点は除外してある。縦軸は、相当直径の効果を含んだ修正ボイド率 α^* である。

本図によれば、相当直径の効果を考慮することにより、Cunningham-Yeh式は空気・水2相流に対しても、 $1 \text{ m/s} \leq u_{g0} \leq 4 \text{ m/s}$ では、相当直径が7.3mm~16.2mmの範囲で変わっても20%の誤差範囲内でボイド率を予測できる。しかし、 $u_{g0} \leq 1 \text{ m/s}$ の範囲では、Cunningham-Yeh式によるボイド率の予測値は実験値に比べかなり小さくなる。例えば、見掛けの空気流速が0.4m/sのとき約40%の誤差になっている。

$0.15 \text{ m/s} \leq u_{g0} \leq 4 \text{ m/s}$ の広い見かけ空気流速の範囲で空気・水2相流に対する最適な予測結果を得るために、

$$\alpha_{\text{air}}^* = k_{\text{air}} \alpha^* \quad (15)$$

として、新たな実験定数 k_{air} を導入し、 k_{air} を

$$\sum (\alpha_{\text{air}}^* - \alpha^*)^2$$

が最小に成るように決めると、

$$k_{\text{air}} = 1.18 \quad (16)$$

である。この定数は常圧における蒸気・水2相流のボイド率と常温・常圧における空気・水2相流のボイド率との平均的な比を意味する。

Sudo⁽⁹⁾のまとめた結果によれば、管状流路では、常圧における蒸気・水2相流(飽和温度)のボイド率と常温・常圧における空気・水2相流のボイド率を等しい見掛け気相速度で比較すると、後者のボイド率の方が大きい。これは、水温が低い時には水の粘性が大きく気泡の上昇が抑制されてボイド率が大きくなると説明されている。Sudoは、管状流路での水の粘性の効果を $(\mu_1/\mu_g)^{0.2}$ (μ_1 :水の粘性係数、 μ_g :気相の粘性係数)で表わした。

Cunningham-Yeh式では水の粘性の効果が無視されている。このため、蒸気・水2相流に対しては良好な予測精度であったものの、空気・水2相流に対してはボイド率を過小評価したものと考えられる。Cunningham-Yeh式にSudo式と同じ粘性補正項を仮定すれば、蒸気・水2相流のボイド率と空気・水2相流のボイド率の比は

$$(\mu_1/\mu_{g \text{ air}})^{0.2}/(\mu_1/\mu_{g \text{ steam}})^{0.2}$$

で見積もられ、その値は1.20である。

上記の k_{air} はこの値よりやや小さい。これは、管群流路では蒸気・水2相流のボイド率と空気

・水 2 相流のボイド率の違いは管状流路におけるよりも小さいことを意味するが、その定性的理由は不明である。本実験結果を基礎にすれば、管群流路における粘性補正項としては

$(\mu_l/\mu_g)^{0.186}$ (= 常圧・飽和温度の蒸気・水の場合 1.806) が推賞される。即ち、Cunningham-Yeh 式に相当直径補正項及び粘性補正項を導入すると、

$$\alpha = \alpha_{CY} \times (1/0.836) \left(\sqrt{\sigma/g(\rho_l - \rho_g)} / D \right)^{0.11} (\mu_l/\mu_g)^{0.186} / (\mu_l/\mu_g)_{steam}^{0.186} \quad (17)$$

となる。ここで、 α_{CY} は Cunningham-Yeh 式 (7) で求めたボイド率である。また、 $(\mu_l/\mu_g)_{steam}$ は所定の圧力条件のもとで飽和状態の蒸気・水 2 相流の物性から決定される。

上式で得られた予測値は、Fig. 4.9 において細線で示してある。予測値は実験データをよく表わし、下記の条件の 2 相流のボイド率と $\pm 15\%$ の誤差範囲内で一致している。

- | | | |
|-------------|--------------|--------|
| ① 空気-水二成分系 | | } (18) |
| ② バンドル形状の流路 | | |
| ③ 相当直径 | 7.3mm~16.2mm | |
| ④ 見掛け空気流速 | 0.1m/s~4m/s | |
| ⑤ 見掛け水流速 | 0cm/s~4cm/s | |
| ⑥ 常温、大気圧 | | |

5. 結 論

- (1) 管群流路を軸方向に流れる空気・水 2 相流の流動状況を肉眼観察した。観察の結果、再冠水過程で対象となる見掛けの気相流速 $0\text{m/s} \sim 10\text{m/s}$ 、見掛け水流速 $0\text{cm/s} \sim 7\text{cm/s}$ の範囲内で、気泡流・スラグ流・環状流の存在が確認された。また、管群内を流れる気体スラグは、1 個のサブチャンネル内だけでなく複数個のサブチャンネルにまたがって存在し、複雑な形状を呈した。流体流速は振動的であり、サブチャンネル毎に異なる。
- (2) 管群流路の周囲の流路壁は、管群の配列が 3 以上では、断面平均ボイド率に及ぼす影響は小さい。管群配列が 2 以下では、断面平均ボイド率は大きくなる。この傾向は見かけ空気流速が 4m/s で著しくなる。
- (3) 見掛けの水流速が 4cm/s 以下では、管群内ボイド率に及ぼす見掛けの水流速の影響は無視できる。
- (4) 管群の相当直径を大きくすると、管群間隙を変えた場合も管径を変えた場合も、ボイド率は小さくなる。相当直径がボイド率に及ぼす影響は下記の項で評価できる。

$$0.836(D_e/\sqrt{g(\rho_l-\rho_g)})^{-0.11}$$

上記の項により、相当直径が $7.3\text{mm} \sim 16.2\text{mm}$ の範囲内の流路のボイド率のばらつきは、 $\pm 20\%$ あったものが平均に対して $\pm 7\%$ にまとめられた。

- (5) 蒸気・水 2 相流のボイド率予測のために作成された Cunningham-Yeh 式は、空気・水 2 相流に対して、見掛けの空気流速が 1m/s 以上では、相当直径が $7.3\text{mm} \sim 16.2\text{mm}$ の範囲内で変わっても、 $0\% \sim -15\%$ の誤差範囲内でボイド率を予測できた。一方、見掛けの空気流速が 1m/s 以下では、ボイド率の予測値は測定値に比べて小さく、例えば、見掛けの空気流速が 0.4m/s の時 -40% の誤差になる。

見かけ空気流速が 0.15m/s から 4m/s の範囲で、常温・常圧の空気・水 2 相流のボイド率を予測するには、Cunningham-Yeh の原式に粘性補正項 $(\mu_l/\mu_{g\text{ air}})^{0.186}/(\mu_l/\mu_{g\text{ steam}})^{0.186}$ を掛けることが推奨される。

- (6) Cunningham-Yeh 式に相当直径補正項及び粘性補正項を導入した(17)式により、管群内空気・水 2 相流に対して(18)の実験条件範囲においてボイド率を $\pm 15\%$ の誤差範囲で予測できた。

謝 辞

本報告書をまとめるにあたり、原子炉工学部平岡徹部長、並びに伝熱流動研究室及び受動的安全炉研究室の各位から数多くの貴重な助言を賜りました。ここに深謝致します。

5. 結 論

- (1) 管群流路を軸方向に流れる空気・水 2 相流の流動状況を肉眼観察した。観察の結果、再冠水過程で対象となる見掛けの気相流速 $0\text{m/s} \sim 10\text{m/s}$ 、見掛け水流速 $0\text{cm/s} \sim 7\text{cm/s}$ の範囲内で、気泡流・スラグ流・環状流の存在が確認された。また、管群内を流れる気体スラグは、1 個のサブチャンネル内だけでなく複数のサブチャンネルにまたがって存在し、複雑な形状を呈した。流体流速は振動的であり、サブチャンネル毎に異なる。
- (2) 管群流路の周囲の流路壁は、管群の配列が 3 以上では、断面平均ボイド率に及ぼす影響は小さい。管群配列が 2 以下では、断面平均ボイド率は大きくなる。この傾向は見かけ空気流速が 4m/s で著しくなる。
- (3) 見掛けの水流速が 4cm/s 以下では、管群内ボイド率に及ぼす見掛けの水流速の影響は無視できる。
- (4) 管群の相当直径を大きくすると、管群間隙を変えた場合も管径を変えた場合も、ボイド率は小さくなる。相当直径がボイド率に及ぼす影響は下記の項で評価できる。

$$0.836(D_e/\sqrt{\sigma/g(\rho_l-\rho_g)})^{-0.11}$$

上記の項により、相当直径が $7.3\text{mm} \sim 16.2\text{mm}$ の範囲内の流路のボイド率のばらつきは、 $\pm 20\%$ あったものが平均に対して $\pm 7\%$ にまとめられた。

- (5) 蒸気・水 2 相流のボイド率予測のために作成された Cunningham-Yeh 式は、空気・水 2 相流に対して、見掛けの空気流速が 1m/s 以上では、相当直径が $7.3\text{mm} \sim 16.2\text{mm}$ の範囲内で変わっても、 $0\% \sim -15\%$ の誤差範囲内でボイド率を予測できた。一方、見掛けの空気流速が 1m/s 以下では、ボイド率の予測値は測定値に比べて小さく、例えば、見掛けの空気流速が 0.4m/s の時 -40% の誤差になる。

見かけ空気流速が 0.15m/s から 4m/s の範囲で、常温・常圧の空気・水 2 相流のボイド率を予測するには、Cunningham-Yeh の原式に粘性補正項 $(\mu_l/\mu_{g\text{ air}})^{0.186}/(\mu_l/\mu_{g\text{ steam}})^{0.186}$ を掛けることが推奨される。

- (6) Cunningham-Yeh 式に相当直径補正項及び粘性補正項を導入した(17)式により、管群内空気・水 2 相流に対して(18)の実験条件範囲においてボイド率を $\pm 15\%$ の誤差範囲で予測できた。

謝 辞

本報告書をまとめるにあたり、原子炉工学部平岡徹部長、並びに伝熱流動研究室及び受動的安全炉研究室の各位から数多くの貴重な助言を賜りました。ここに深謝致します。

参考文献

- (1) Murao, Y., Sugimoto, J.: "Correlation of heat transfer coefficient for saturated film boiling during reflood phase prior to quenching", J. Nucl. Sci. Technol., 18(4), 275, (1981)
- (2) Morooka, S., et al.: "Void Fraction in Simulated BWR Fuel Assembly, (1) Evaluation of Cross-Sectional Averaged Void Fraction", Nippon Genshiryoku Gakkai-Shi, 30(10), pp. 925-932, (1988), [in Japanese]
- (3) Iguchi, T.: "Void fraction in simulated PWR fuel bundle during reflood phase", J. Nucl. Sci. Technol., 18(12), pp. 957-968, (1981)
- (4) Murao, Y., Iguchi, T.: "Experimental modeling of core hydrodynamics during reflood phase of LOCA", J. Nucl. Sci. Technol., 19(8), pp. 613-627, (1982)
- (5) Iida, Y. and Atsuura, H.: Kagakukogaku-ronbunshu, 2, 222, (1976)
- (6) Cunningham, J. P., Yeh, H. C.: "Experiments and void correlation for PWR small-break LOCA conditions", Trans. Am. Nucl. Soc., 17, pp. 369-370, (1973)
- (7) Iguchi, T.: To be published
- (8) Wilson, J. F., et al.: "The velocity of rising steam in a bubbling two-phase mixture", Trans. Am. Nucl. Soc., 5, pp. 151-152, (1962)
- (9) Sudo, Y.: "Estimation of Average Void Fraction in Vertical Two-Phase Flow Channel under Low Liquid Velocity", J. Nucl. Sci. Technol., 17(1), pp. 1-15, (1980)
- (10) Zuber, N., Findlay, J. A.: "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow System", Trans. ASME, J. Heat Transfer, 87, pp. 453-468, (1965)
- (11) Kataoka, I. and Ishii, M.: "Drift flux model for large diameter pipe and new correlation for pool void fraction", Int. J. Heat Mass transfer, 30(9) PP. 1927-1939, (1987)
- (12) Akagawa, K.: "Gas-liquid Two-phase Flow", Corona publishing Co. LTD., (1974), [in Japanese]
- (13) Liles, D. R., et al.: "TRAC-PF1/MOD1: An advanced best-estimate computer program for pressurized water reactor thermal-hydraulic analysis", NUREG/CR-3858, (1986)
- (14) Butterworth, D.: "A comparison of some void fraction relationships for co-current gas-liquid flow", Int. J. Multiphase Flow, 1(6), pp. 845-850, (1975)
- (15) Venkateswararao, P., et al.: "Flow pattern transition for gas-liquid flow in a vertical rod bundles", Int. J. Multiphase flow, 8(5), pp. 509-524, (1982)
- (16) Osakabe, M., Goto, H.: "Pool void fraction in rectangular and bundle passages", Nihon Kikai Gakkai Ronbunshu B Hen, 56, pp. 2351-2357, (1990), [in Japanese]

記号表

D	: Diameter (m)
D_e	: Equivalent hydraulic diameter (m)
E	: Emissivity (-)
g	: Acceleration due to gravity (m/s^2)
h	: Heat transfer coefficient (W/m^2K)
h_{fg}	: Latent heat of evaporation (J/kg)
L	: Laplace capillary constant (-)
L_q	: Distance from quench front (m)
ℓ	: Vertical distance between taps for ΔP measurement (m)
q	: Linear heat rate (W/m)
q_{max}	: Peak linear heat rate (W/m)
R	: Radius (m)
T	: Temperature (K)
T_c	: Clad temperature (K)
u_{ber}	: Representative velocity defined in Eq. (1) (m/s)
u_g	: Gas velocity (m/s)
u_{g0}	: Superficial gas velocity (m/s)
u_{l0}	: Superficial liquid velocity (m/s)
α	: Void fraction (-)
α_{LU}	: Void fraction predicted with Butterworth correlation (-)
α_{CY}	: Void fraction predicted with Cunningham-Yeh correlation (-)
α^*	: Modified void fraction (-)
ΔP	: Differential pressure (Pa)
ΔT_{sat}	: Superheat (K)
Δu	: Slip velocity (m/s)
σ	: Surface tension of water (N/s)
ϵ	: Stefan-Boltzmann constant (W/m^2K^4)
μ	: Coefficient of viscosity (Pa·s)
ρ	: Density (kg/m^3)
λ	: Thermal conductivity (W/mK)

[Subscripts]

air : Air

rad : Radiative

sat : Saturation

steam : Steam

[Superscripts]

***** : Nondimensional

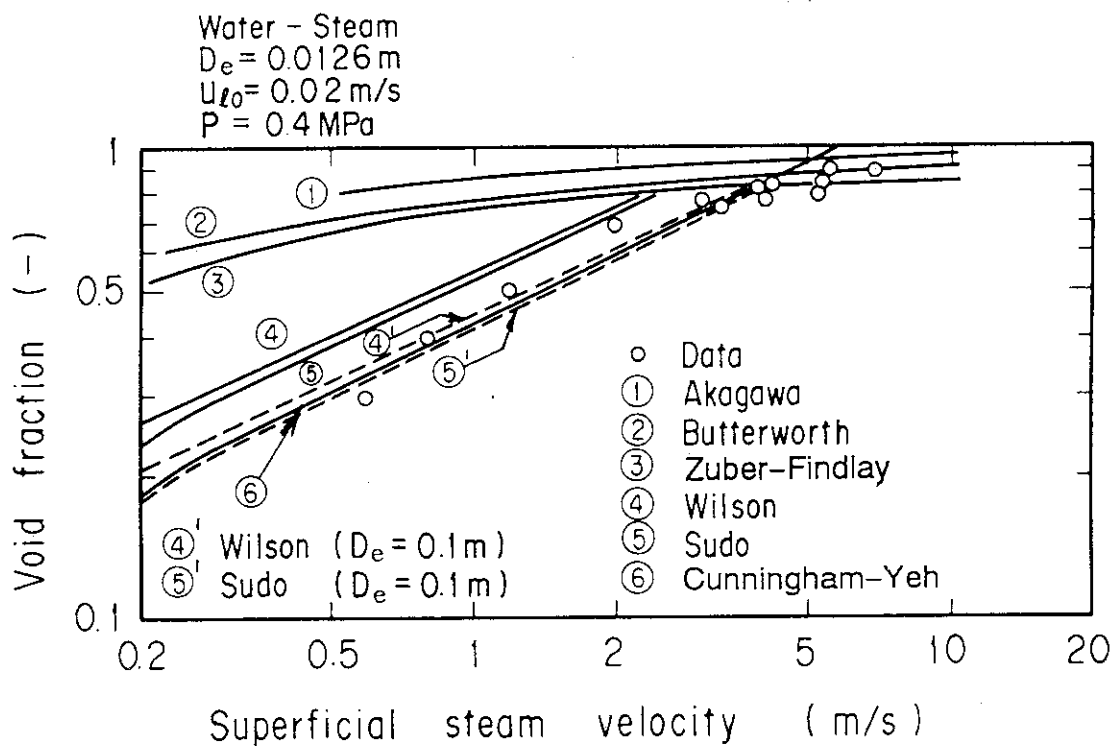


Fig. 2.1 Prediction of void fraction during PWR reflood phase with previous correlations

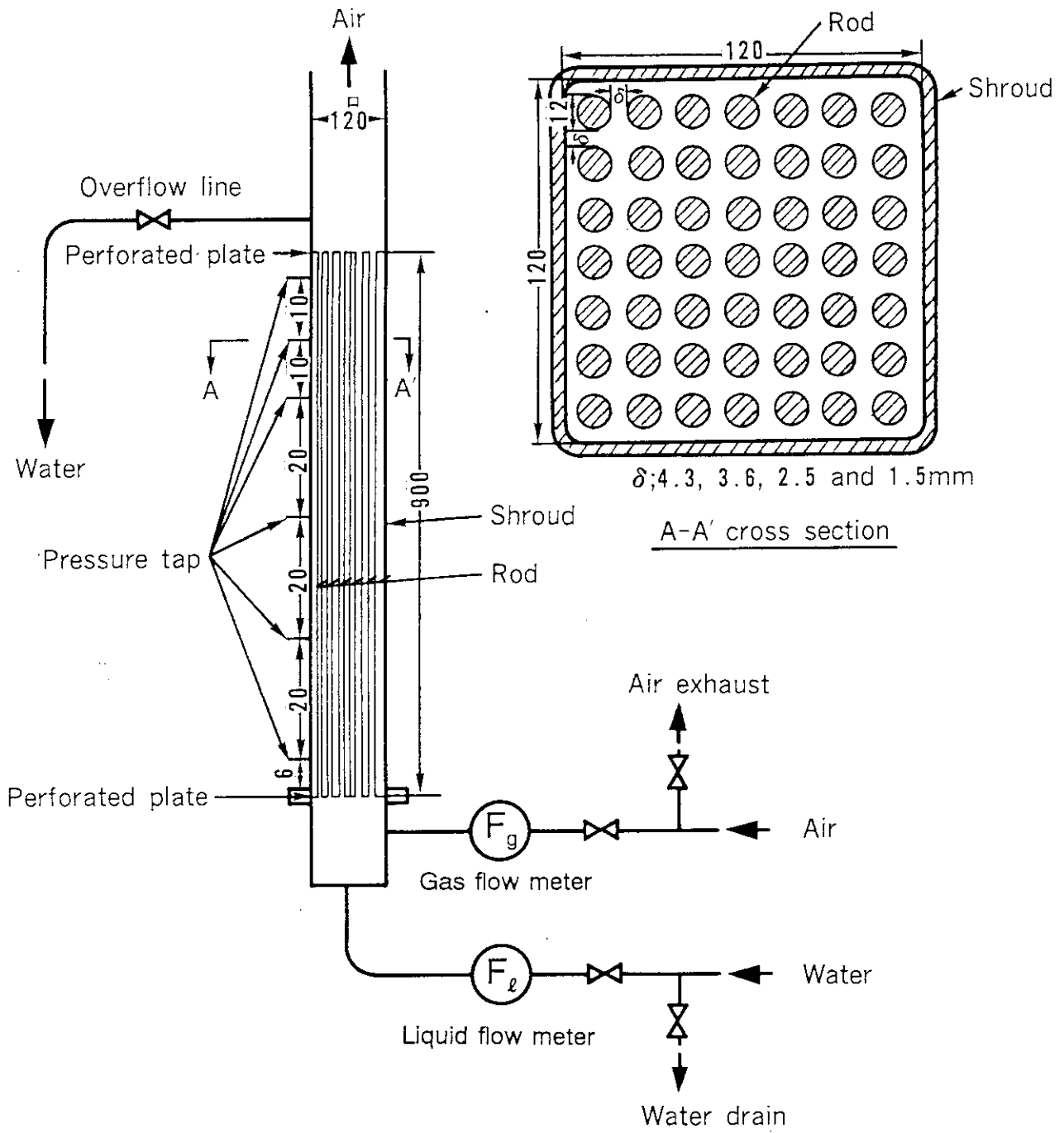


Fig. 3.1 Schematic diagram of air-water test rig

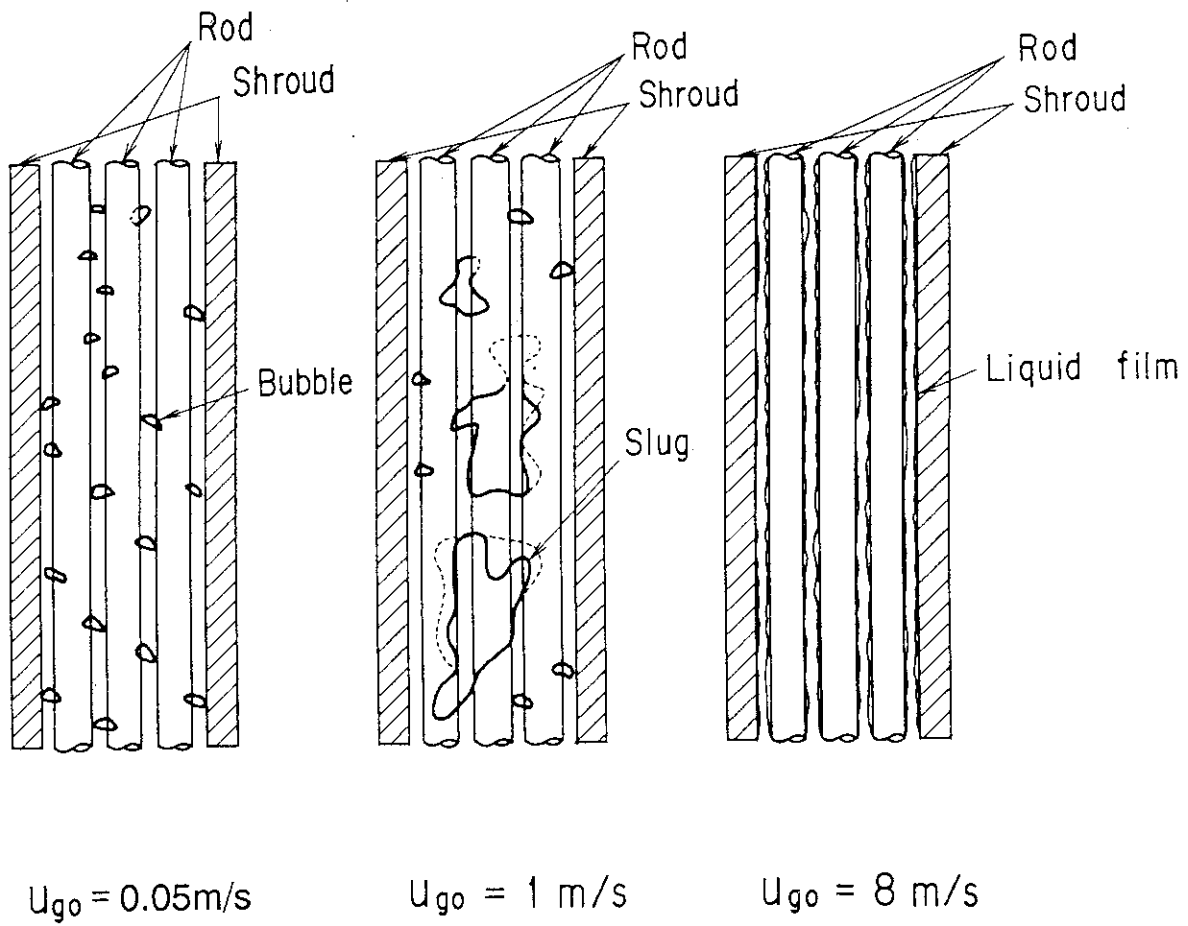


Fig. 4.1 Sketches of two-phase flow pattern in bundle (Air-water test rig, Bundle size=7x7, $D_e=16.2\text{mm}$, $P=0.1\text{MPa}$, $u_{l0}=0\text{m/s}$)

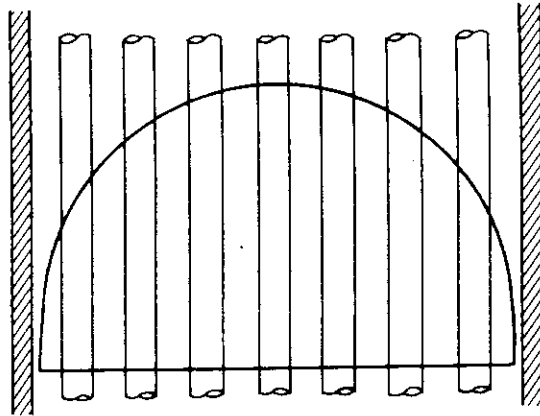


Fig. 4.2 Large "shroud" Taylor bubble
(Referred from reference 15)

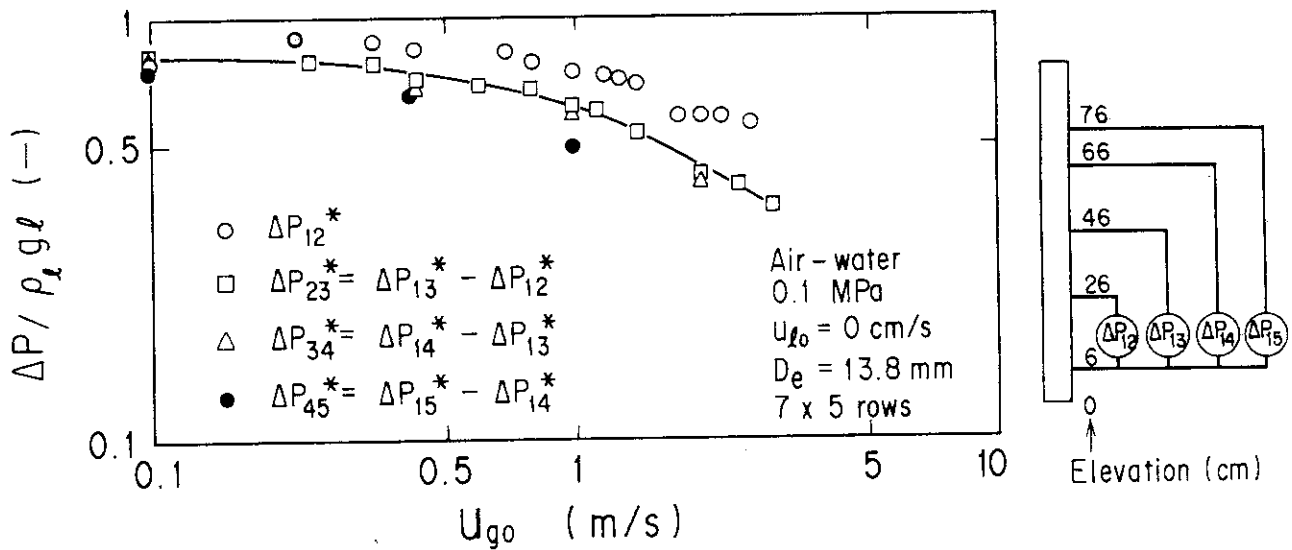


Fig. 4.3 Measured differential pressure at various elevation

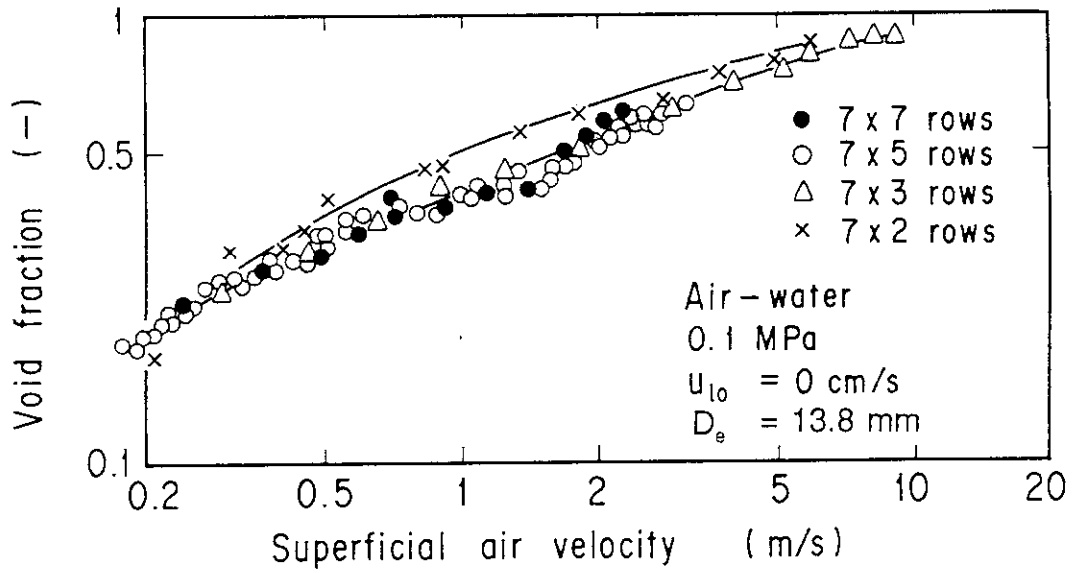


Fig. 4.4 Effect of bundle size on void fraction

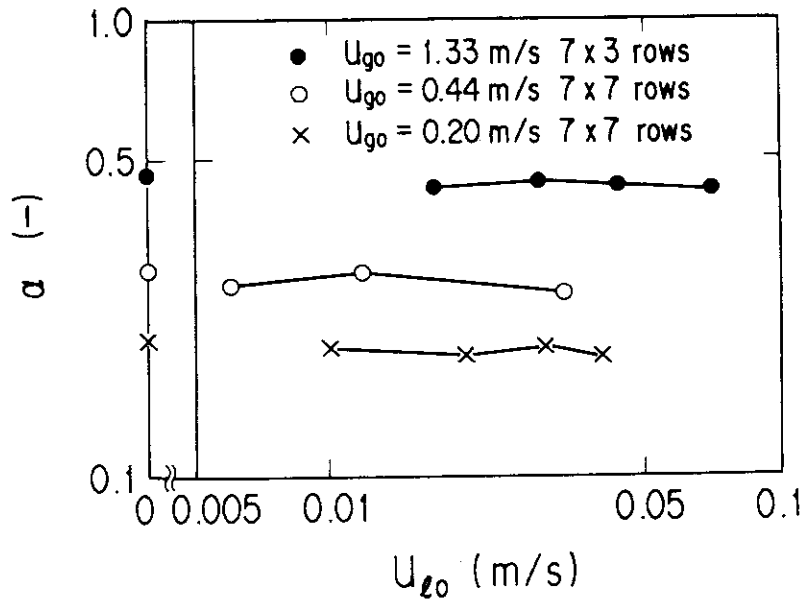


Fig. 4.5 Effect of superficial water velocity

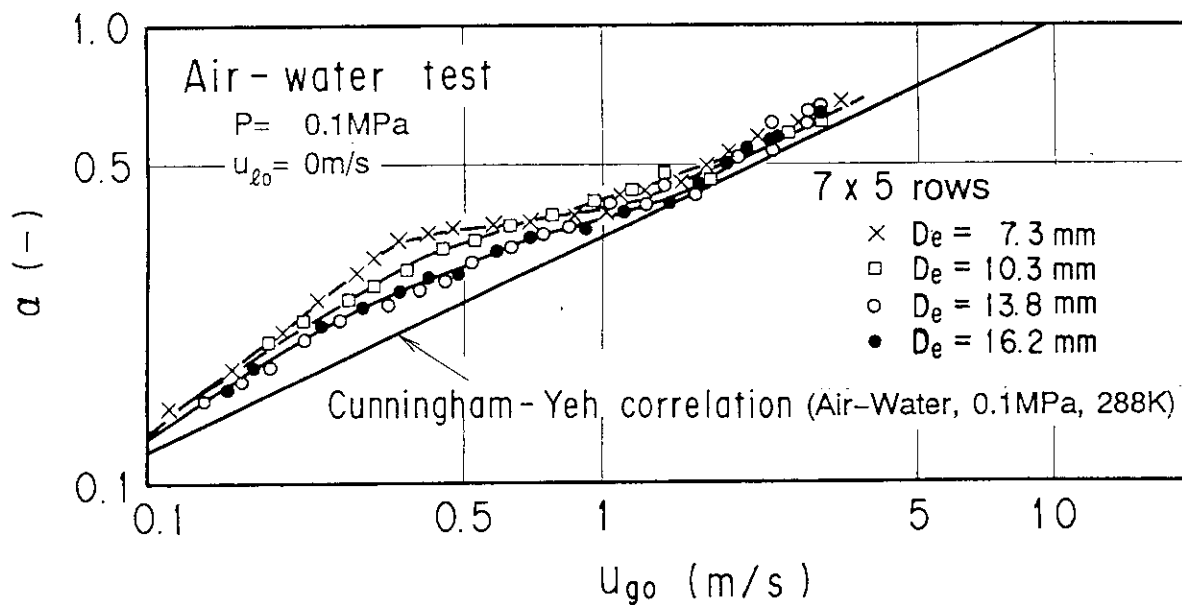


Fig. 4.6 Effect of equivalent diameter on void fraction

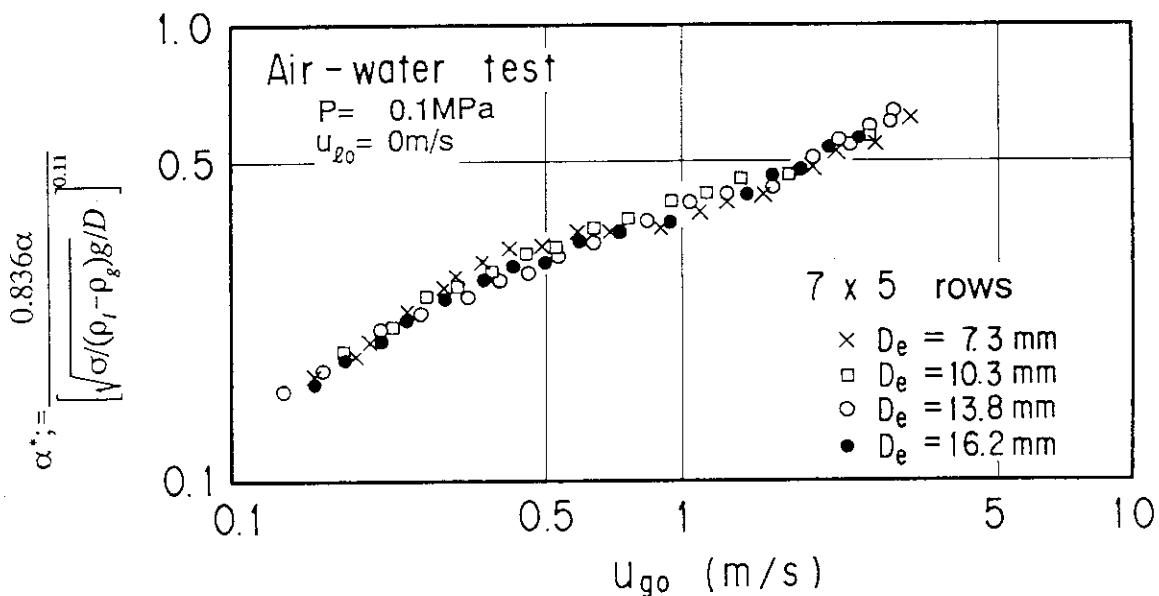


Fig. 4.7 Relation between u_{go} and α^* under various D_e

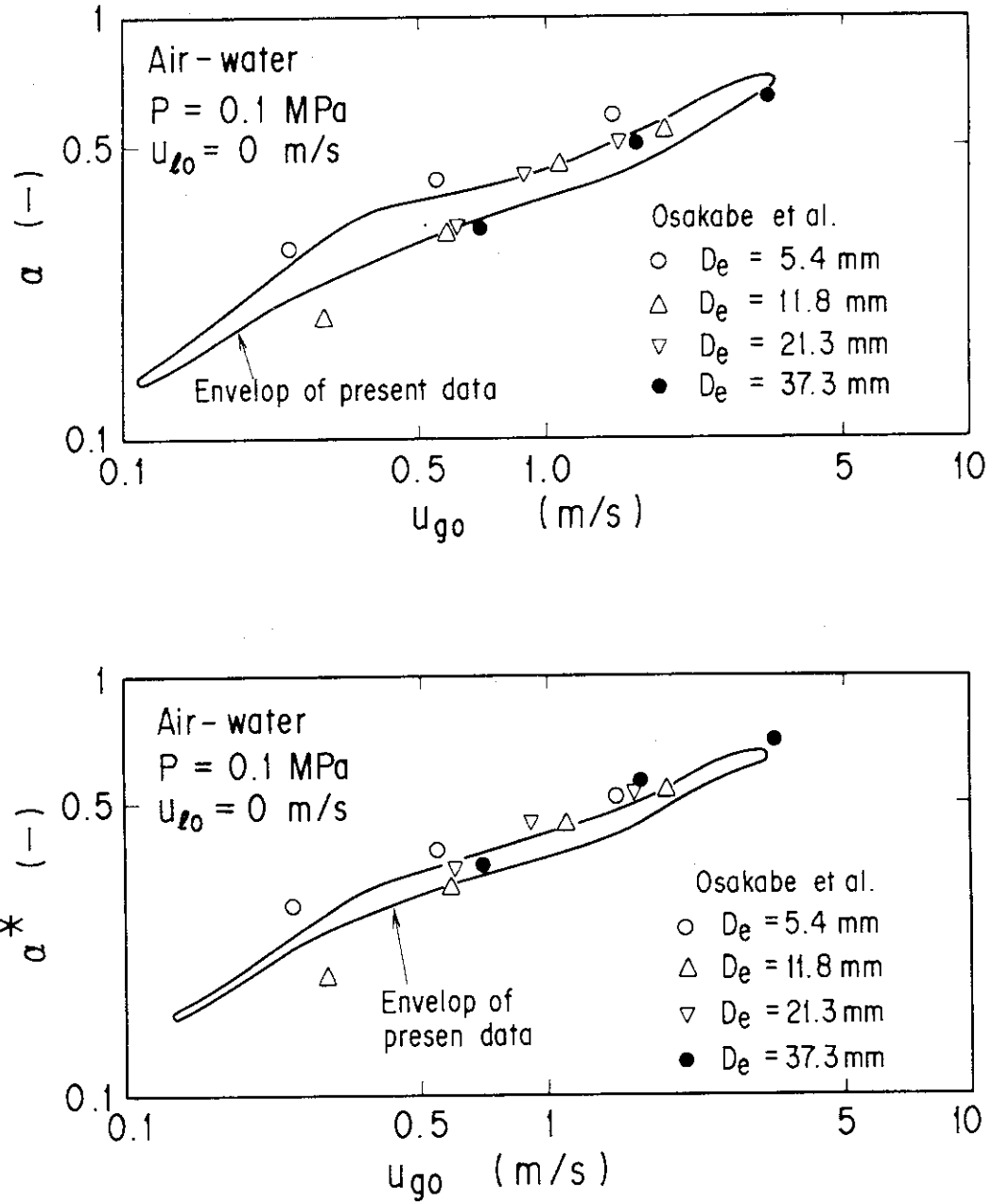


Fig. 4.8 Effect of rod diameter on void fraction by Osakabe's data

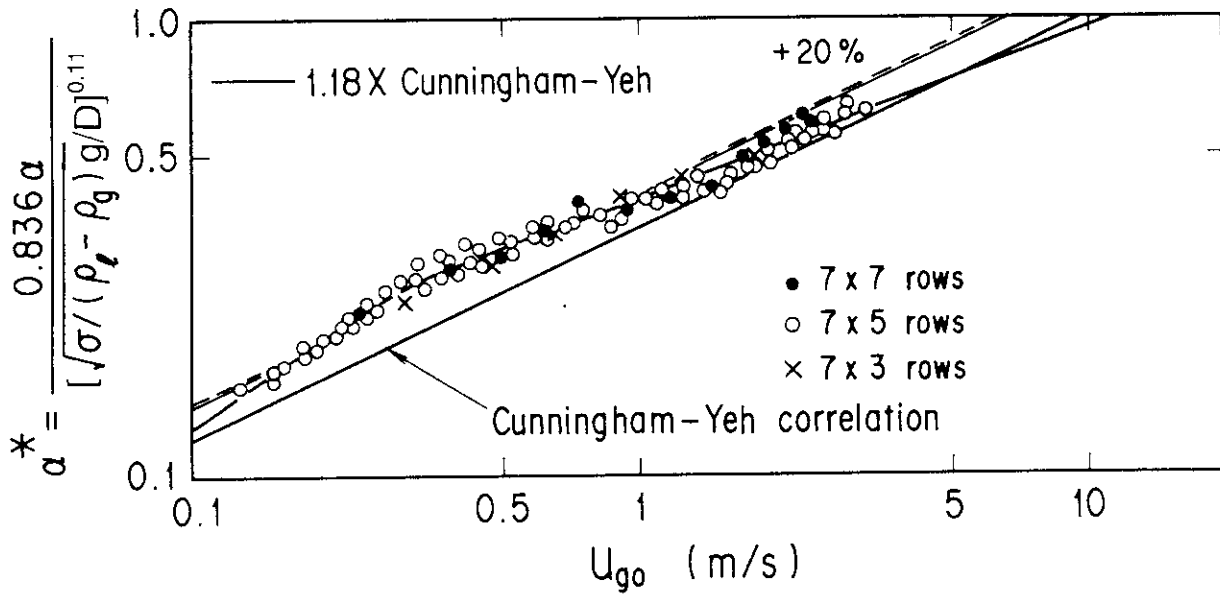


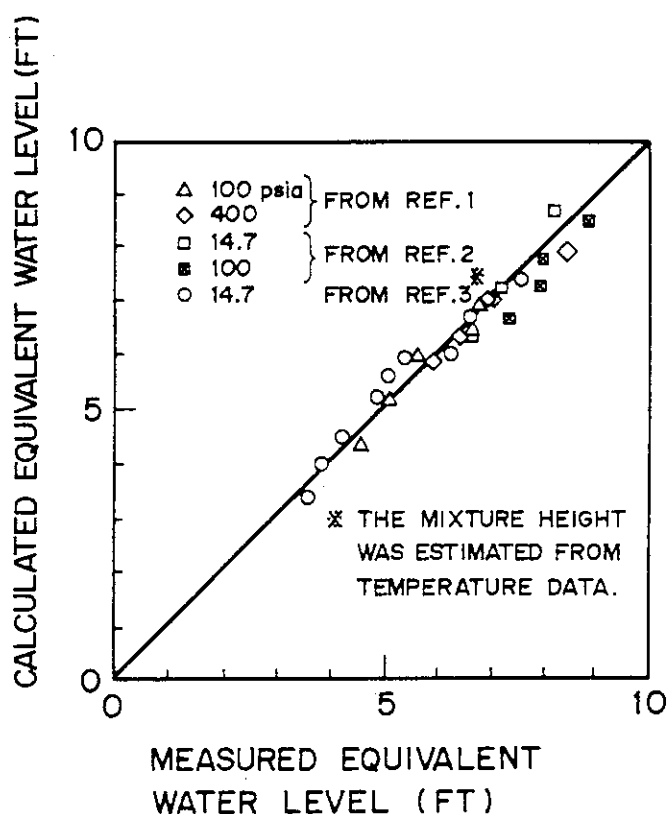
Fig. 4.9 Comparison between present data and Cunningham-Yeh correlation

付 録

Wilsonら、Sudo、Cunningham及びYehがそれぞれの原論文に示したデータと彼らの相関式による予測値の比較図を、Fig. A. 1、A. 2、A. 3に示す。

また、彼らの相関式をPWRの再冠水期に想定される条件に適用した結果を、Fig. A. 4、A. 5、A. 6に示す。なお、比較のため、空気・水2相流に適用した結果も同図中に示す。

更に、これらの相関式による予測結果の相互比較をFig. A. 7に示す。



REF.1 H.C.Yeh et al, LWR Loss-of-Coolant Tests and Analysis, P 369

REF.2 Amendment 26 to Quad-Cities Station, FSAR, Docket No.'S 50-254, 50-265, 1971

REF.3 H.Ogasawata et al, ANS Top.1 Mtg. Water Reactor Safety, P.351, 1973

Fig. A.1 Comparison of the Calculated and the Measured Equivalent Water Levels by Yeh et al.

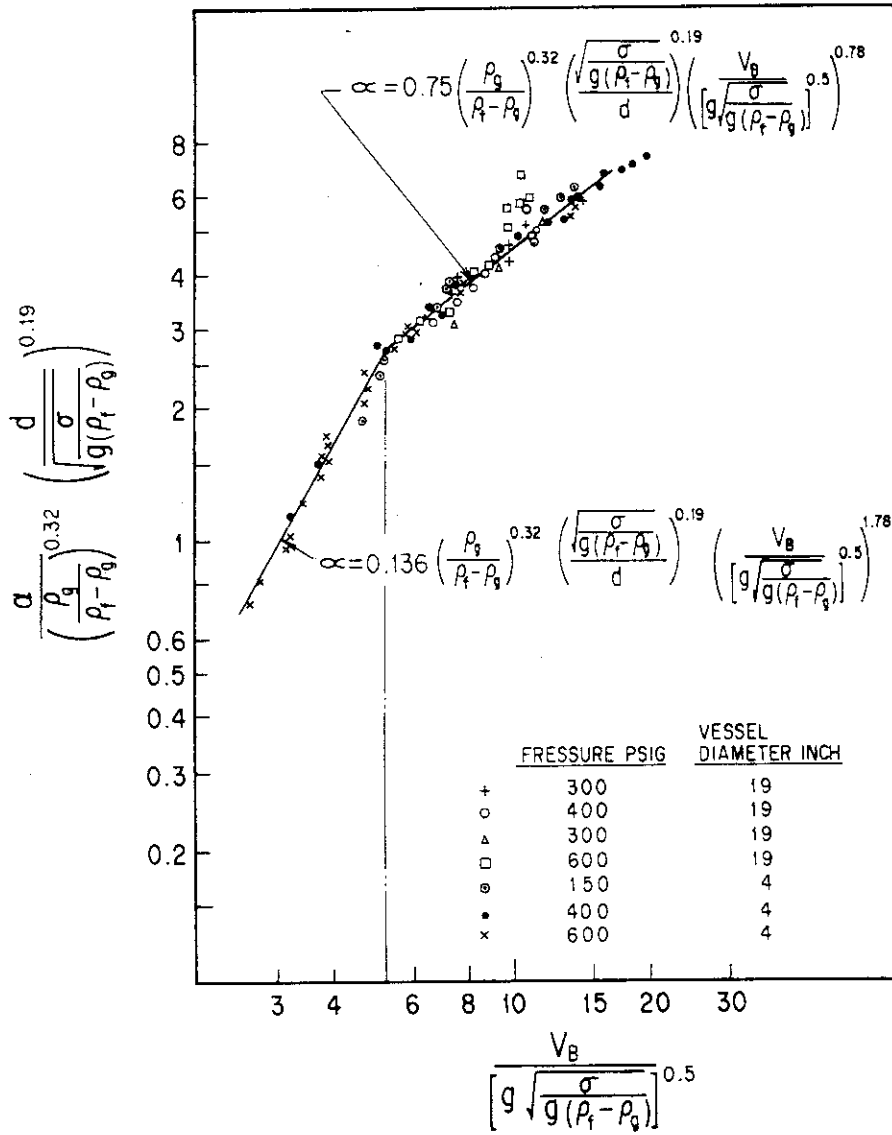


Fig. A.2 Correlation by Wilson et al.

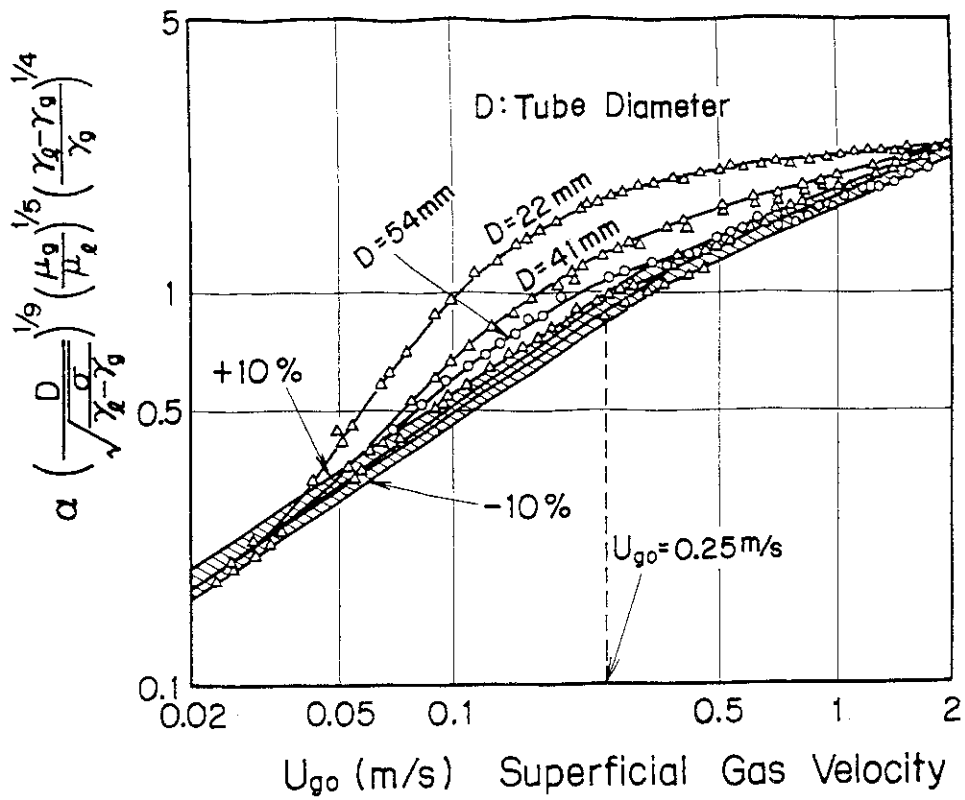


Fig. A.3 Comparison of Measured and Calculated Void Fraction by Sudo

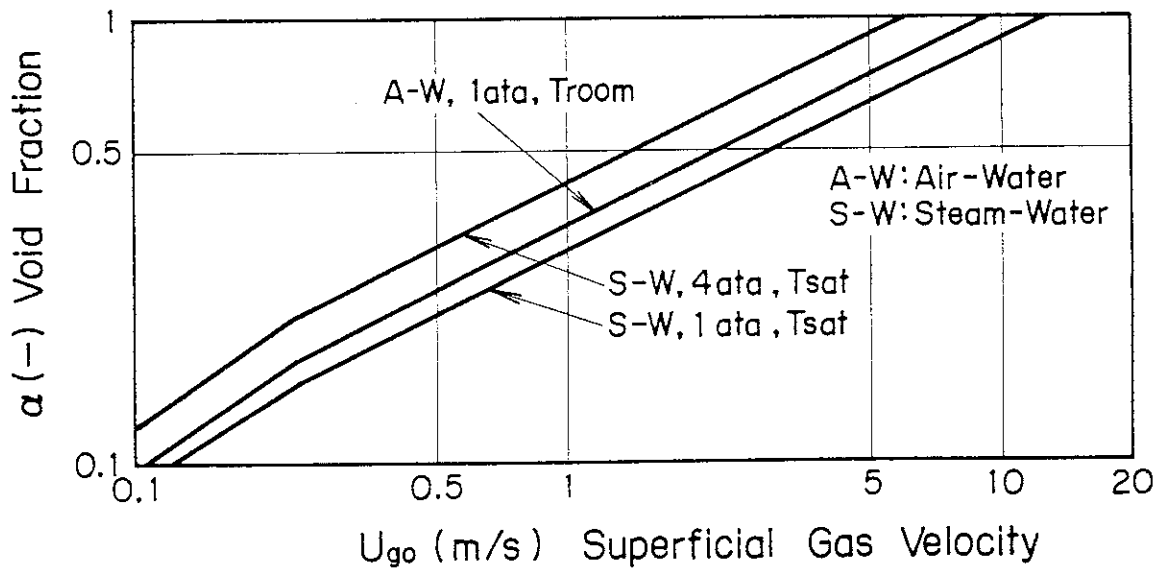


Fig. A.4 Calculated Void Fraction by Yeh's Correlation

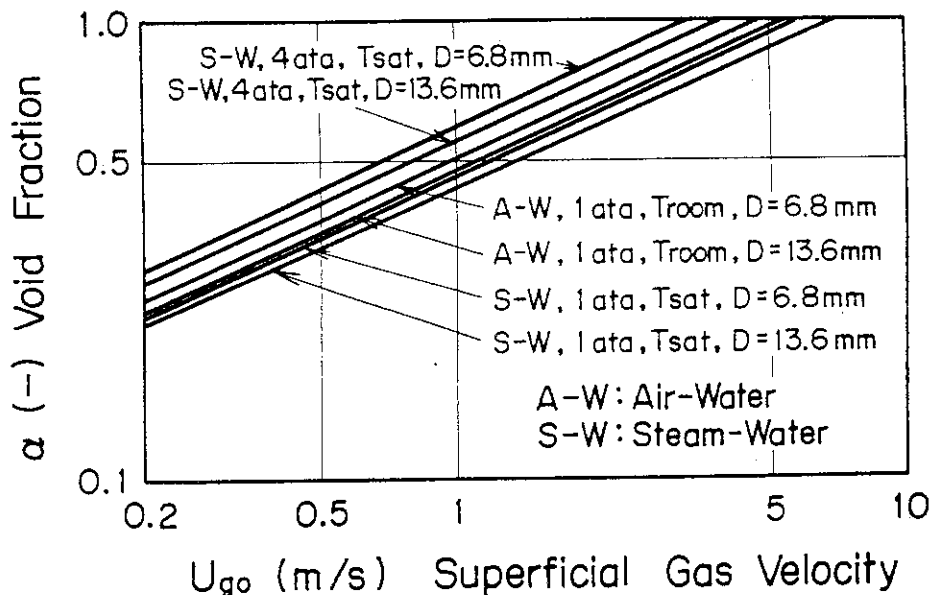


Fig. A.5 Calculated Void Fraction by Wilson's Correlation

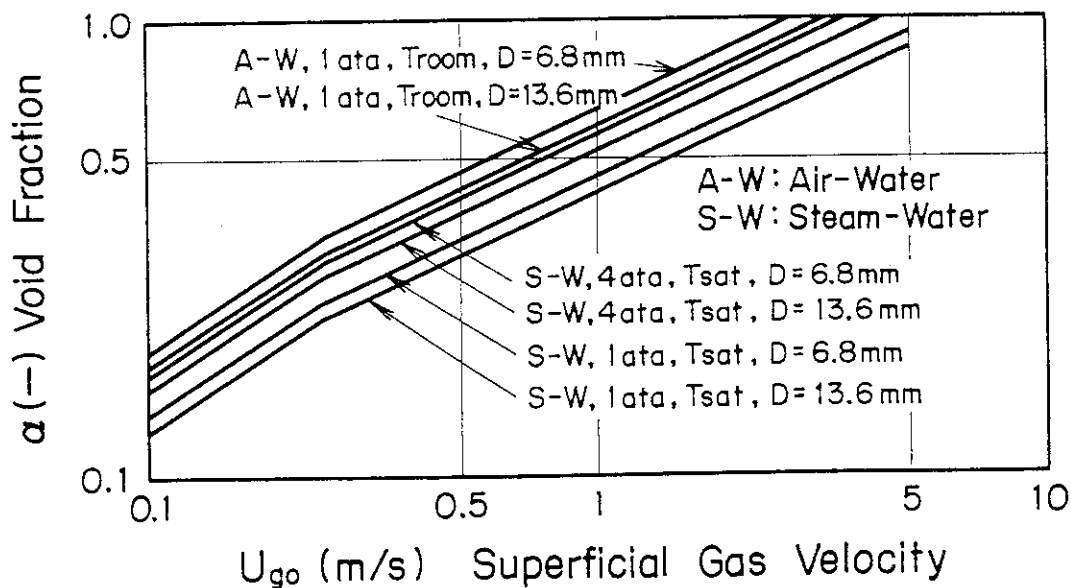


Fig. A.6 Calculated Void Fraction by Sudo's Correlation

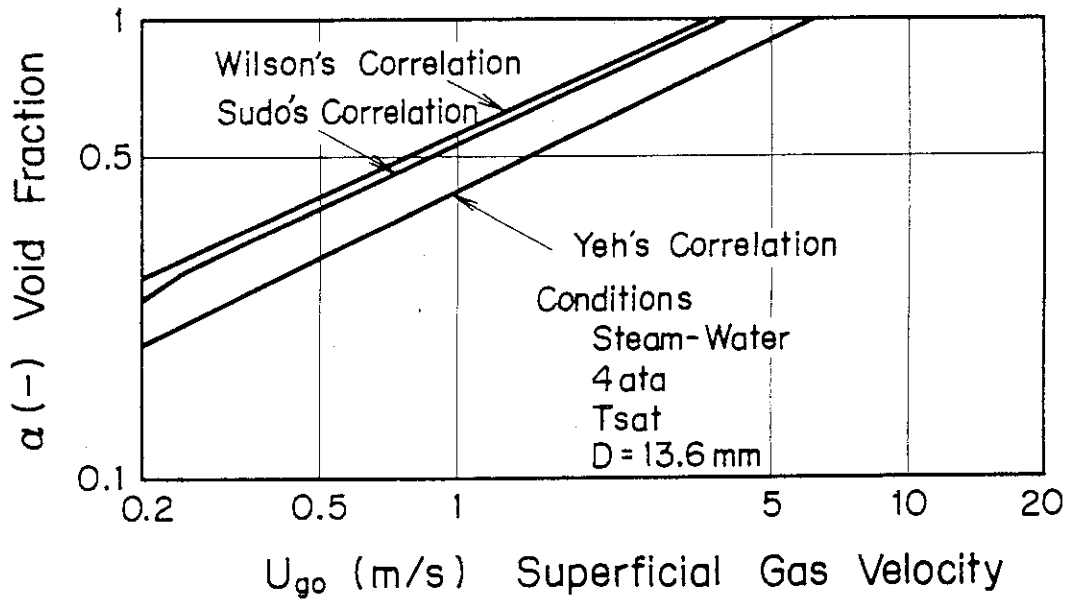


Fig. A.7 Comparison of Yeh's, Wilson's and Sudo's Correlation