

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

|                   |   |
|-------------------|---|
| 題目(和文)            | 環状噴霧流に及ぼすBWR燃料スペーサ形状効果のモデル化に関する研究   |
| Title(English)    |   |
| 著者(和文)            | 矢野隆   |
| Author(English)   | Takashi Yano  |
| 出典(和文)            | 学位:博士(工学),<br>学位授与機関:東京工業大学,<br>報告番号:乙第4121号,<br>授与年月日:2016年2月29日,<br>学位の種類:論文博士,<br>審査員:木倉 宏成,矢野 豊彦,高橋 実,加藤 之貴,赤塚 洋  |
| Citation(English) | Degree:.,<br>Conferring organization: Tokyo Institute of Technology,<br>Report number:乙第4121号,<br>Conferred date:2016/2/29,<br>Degree Type:Thesis doctor,<br>Examiner:,,,,, |
| 学位種別(和文)          | 博士論文  |
| Type(English)     | Doctoral Thesis   |

環状噴霧流に及ぼす BWR 燃料スプレーサ形状効果の  
モデル化に関する研究

学位論文  
東京工業大学 原子核工学専攻

2016 年 2 月

矢野 隆

# 目 次

|                                   |           |
|-----------------------------------|-----------|
| <b>第1章 緒 論</b>                    | <b>1</b>  |
| 1. 1 はじめに                         | 1         |
| 1. 2 従来の研究                        | 2         |
| 1. 3 本研究の目的                       | 4         |
| 1. 4 本研究の概要                       | 5         |
| <br>                              |           |
| <b>第2章 矩形開放流路における障害物下流の気相速度分布</b> | <b>10</b> |
| 2. 1 はじめに                         | 10        |
| 2. 2 矩形開放流路実験装置                   | 11        |
| 2.2.1 位相ドップラー速度(PDA)計測システム        | 11        |
| 2.2.2 実験装置                        | 13        |
| 2.2.3 実験条件                        | 13        |
| 2. 3 トレーサ液滴の検討                    | 14        |
| 2.3.1 トレーサ液滴径                     | 14        |
| 2.3.2 トレーサ液滴の主流への追従性              | 14        |
| 2. 4 実験結果                         | 15        |
| 2.4.1 スペーサを入れない場合                 | 15        |
| 2.4.2 大気解放での速度広がり補正               | 15        |
| 2.4.3 流路障害物(模擬スペーサ)の形状効果          | 16        |
| 2. 5 偏流効果モデルと障害物下流の横方向速度分布の定式化    | 17        |
| 2.5.1 偏流効果モデル                     | 17        |
| 2.5.1.1 圧力バランス式                   | 17        |
| 2.5.1.2 偏流効果モデルと実験結果の比較           | 18        |
| 2.5.2 障害物下流の横方向速度分布の定式化           | 19        |
| 2.5.2.1 横方向速度の極大値                 | 19        |
| 2.5.2.2 横方向速度極大値の発生位置             | 19        |
| 2.5.2.3 発生位置下流の横方向速度分布            | 20        |
| 2.5.2.4 障害物下流の横方向速度分布式のまとめ        | 20        |

|            |                                   |           |
|------------|-----------------------------------|-----------|
| 2.5.2.5    | 障害物下流の横方向速度分布式と実験データの比較           | 21        |
| 2. 6       | 本章の結論                             | 21        |
| <b>第3章</b> | <b>リング型模擬スパーサを用いた圧力損失と液膜飛散モデル</b> | <b>45</b> |
| 3. 1       | はじめに                              | 45        |
| 3. 2       | 円管環状噴霧流実験装置と実験条件                  | 46        |
| 3.2.1      | 流路寸法の実機形状との模擬性                    | 46        |
| 3.2.2      | 流動条件の実機流動条件との模擬性                  | 46        |
| 3.2.3      | 実験装置と実験条件                         | 48        |
| 3. 3       | リング型模擬スパーサによる圧力損失の定式化             | 49        |
| 3.3.1      | 単相流での圧力損失                         | 49        |
| 3.3.1.1    | スパーサがない場合                         | 49        |
| 3.3.1.2    | 単相圧力損失に及ぼすスパーサ形状の定式化              | 50        |
| 3.3.2      | 環状噴霧二相流での圧力損失                     | 51        |
| 3. 4       | スパーサによる液膜飛散モデル(液滴発生効果)            | 51        |
| 3. 5       | 本章の結論                             | 53        |
| <b>第4章</b> | <b>円管内環状噴霧流でのスパーサモデルの検証</b>       | <b>66</b> |
| 4. 1       | はじめに                              | 66        |
| 4. 2       | 円管環状噴霧流実験装置と実験条件                  | 66        |
| 4.2.1      | 実験装置                              | 66        |
| 4.2.2      | 液膜厚さの測定方法                         | 67        |
| 4.2.3      | 液膜流量の測定方法                         | 68        |
| 4.2.4      | 実験条件の検討                           | 69        |
| 4. 3       | 実験結果                              | 69        |
| 4.3.1      | スパーサを入れない場合                       | 69        |
| 4.3.2      | スパーサ肉厚の影響                         | 70        |
| 4.3.3      | クリアランスの影響                         | 70        |
| 4. 4       | スパーサモデルの環状噴霧流解析への導入               | 71        |
| 4.4.1      | 基礎方程式及び構成方程式                      | 71        |

|            |                                    |           |
|------------|------------------------------------|-----------|
| 4.4.2      | 液膜飛散効果(液滴発生効果)の導入                  | 72        |
| 4.4.3      | Run-off 効果の導入                      | 74        |
| 4.4.4      | 偏流効果の導入                            | 76        |
| 4.5        | 実験結果と解析結果の比較                       | 79        |
| 4.5.1      | スぺーサ肉厚変化データとの比較                    | 79        |
| 4.5.2      | クリアランス変化データとの比較                    | 79        |
| 4.6        | 本章の結論                              | 81        |
| <br>       |                                    |           |
| <b>第5章</b> | <b>円管開放流路での横方向速度分布式と円管内環状噴霧流解析</b> | <b>97</b> |
| 5.1        | はじめに                               | 97        |
| 5.2        | 円管開放流路での横方向速度分布式                   | 97        |
| 5.2.1      | 実験装置及び実験条件                         | 97        |
| 5.2.2      | 実験結果                               | 99        |
| 5.2.2.1    | スぺーサを入れない場合                        | 99        |
| 5.2.2.2    | スぺーサ下流の流れ方向速度分布                    | 99        |
| 5.2.2.3    | スぺーサ下流の横方向速度分布                     | 100       |
| 5.2.2.4    | スぺーサ下流の乱流強度分布                      | 100       |
| 5.2.3      | 偏流効果モデルと実験結果の比較                    | 100       |
| 5.2.3.1    | 圧力バランス式                            | 100       |
| 5.2.3.2    | 偏流効果モデルと実験結果の比較                    | 102       |
| 5.2.4      | 円管流路データを用いた液滴付着分布の定式化              | 103       |
| 5.2.4.1    | 矩形流路での液滴付着分布式と円管流路データとの比較          | 103       |
| 5.2.4.2    | 円管流路での液滴付着分布式の検討                   | 104       |
| 5.3        | 円管内環状噴霧流解析                         | 105       |
| 5.3.1      | 環状噴霧流中での偏流効果モデルの詳細                 | 105       |
| 5.3.2      | 狭域部流路での液滴の取り扱い                     | 108       |
| 5.3.3      | 狭域部液滴発生効果の改良                       | 109       |
| 5.3.4      | Run-off 効果でのスぺーサ表面液滴付着係数           | 109       |
| 5.4        | 実験結果と解析結果の比較                       | 109       |
| 5.4.1      | スぺーサ肉厚変化データとの比較                    | 109       |

|            |                                  |            |
|------------|----------------------------------|------------|
| 5.4.2      | クリアランス変化データとの比較                  | 110        |
| 5.4.3      | 各効果モデルの液膜流量への寄与                  | 110        |
| 5.4.4      | スプレーサ下流のよどみ効果導入による液膜厚さ解析         | 111        |
| 5. 5       | 本章の結論                            | 112        |
| <b>第6章</b> | <b>結 論</b>                       | <b>142</b> |
| 6. 1       | 本論文の結論                           | 142        |
| 6. 2       | 本論文で提唱するスプレーサモデルの燃料集合体解析への適用法の提言 | 143        |
|            | <b>記号表</b>                       | <b>145</b> |
|            | <b>謝 辞</b>                       | <b>146</b> |

## 図表リスト

ページ

### 第1章 緒論

|  |   |
|--|---|
| 図 1.1 BWR燃料集合体鳥瞰図(8×8 格子STEP II型燃料)      | 7 |
| 図 1.2 リング型BWR燃料スペーサ上面図(4×4管群伝熱試験用燃料スペーサ) | 8 |

### 第2章 矩形開放流路における障害物下流の気相速度分布

|   |    |
|---|----|
| 表 2.1 実験条件                              | 24 |
| 表 2.2 PDA測定システムの計測範囲                    | 24 |
| 表 2.3 模擬スペーサの寸法                         | 24 |
| 図 2.1 レーザ交差部と干渉縞                        | 25 |
| 図 2.2 測定体積を通過する粒子                       | 25 |
| 図 2.3 PlanerPDA 光学レイアウト                 | 26 |
| 図 2.4 Dual-PDA レイアウト                    | 27 |
| 図 2.5 実験装置                              | 28 |
| 図 2.6 液滴混合部の詳細図 (混合部 1)                 | 29 |
| 図 2.7 Dual-PDA 計測システム                   | 30 |
| 図 2.8 計測軸の説明                            | 31 |
| 図 2.9 試験片形状                             | 31 |
| 図 2.1 0 二流体ノズル性能曲線                      | 32 |
| 図 2.1 1 トレーサ液滴径の頻度分布(30 $\mu$ m)        | 32 |
| 図 2.1 2 トレーサ液滴の気相への追従距離( $j_g=45$ m/s)  | 33 |
| 図 2.1 3 スペーサなしの場合の実験結果( $j_g=30$ m/s)   | 34 |
| 図 2.1 4 スペーサ下流の気相速度分布( $j_g=30$ m/s)    | 35 |
| 図 2.1 5 スペーサ下流の横方向速度分布( $j_g=30$ m/s)   | 36 |
| 図 2.1 6 スペーサ下流の液滴径分布                    | 36 |
| 図 2.1 7 仮想境界の定義                         | 38 |
| 図 2.1 8 偏流速の実験結果と解析結果の比較( $j_g=30$ m/s) | 38 |
| 図 2.1 9 横方向速度における各変数の定義                 | 39 |
| 図 2.2 0 横方向極大値に及ぼす広域部速度の影響(スペーサ肉厚=2mm)  | 40 |

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 図 2.2 1 | 横方向極大値に及ぼす狭域部速度の影響(クリアランス=2mm)                     | 40 |
| 図 2.2 2 | 横方向極大値に及ぼす広域部速度の影響 (全条件)                           | 41 |
| 図 2.2 3 | 極大値発生位置に及ぼす狭域部速度の影響(スペーサ肉厚=2mm)                    | 41 |
| 図 2.2 4 | 狭域部レイノルズ数と極大値発生位置との関係                              | 42 |
| 図 2.2 5 | 極大値発生位置下流域の横方向速度の勾配と<br>偏流速度より得られたレイノルズ数との関係       | 42 |
| 図 2.2 6 | 横方向速度分布の実験データと本モデル式との比較 ( $j_g=30\text{m/s}$ )     | 43 |
| 図 2.2 7 | 横方向速度分布の実験データと本モデル式との比較<br>(スペーサ肉厚=2mm,クリアランス=2mm) | 44 |

### 第 3 章 リング型模擬スペーサを用いた圧力損失と液膜飛散モデル(液滴発生効果)

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 表 3.1   | 実験条件   | 55 |
| 表 3.2   | 試験片の寸法と番号の関係   | 55 |
| 表 3.3   | 試験片寸法及び流路閉塞率   | 55 |
| 図 3.1   | 管群流路の円管流路への単純化   | 56 |
| 図 3.2   | 実験装置   | 57 |
| 図 3.3   | 試験スペーサ形状   | 58 |
| 図 3.4   | 空気単相圧力損失と Blasius 式との比較( $j_g=0\sim 50\text{m/s}$ )    | 58 |
| 図 3.5   | 二相圧力損失の Chisholm 式による整理 (スペーサなし)                       | 59 |
| 図 3.6   | スペーサ局所圧力損失に及ぼすスペーサ肉厚の影響<br>(気相単相流、クリアランス=1.3mm 一定)     | 59 |
| 図 3.7   | 気相動圧により無次元化された単相圧力損失に及ぼす<br>無次元スペーサ肉厚の影響               | 60 |
| 図 3.8   | 無次元気相単相スペーサ局所圧力損失に及ぼす無次元スペーサ肉厚の影響                      | 60 |
| 図 3.9   | スペーサ局所圧力損失に及ぼすクリアランスの影響<br>(気相単相流、スペーサ肉厚=1.4mm 一定)     | 61 |
| 図 3.1 0 | 動圧により無次元化された気相単相スペーサ局所圧力損失に及ぼす<br>無次元クリアランスの影響 (気相単相流) | 61 |
| 図 3.1 1 | スペーサ局所圧力損失の整理式 (気相単相流)                                 | 62 |

|         |   |    |
|---------|---|----|
| 図 3.1 2 | スパーサ局所圧力損失に及ぼすスパーサ肉厚の影響<br>(二相流、クリアランス=1.3mm 一定)  | 62 |
| 図 3.1 3 | スパーサ局所圧力損失に及ぼすクリアランスの影響<br>(二相流、スパーサ肉厚=1.4mm 一定)  | 63 |
| 図 3.1 4 | スパーサ局所圧力損失の二相流増倍係数  | 63 |
| 図 3.1 5 | スパーサ局所圧力損失の相関式<br>(二相流、 $0.64\text{mm} \leq t \leq 2.22\text{mm}$ 、 $c = 1.3\text{mm}$ )  | 64 |
| 図 3.1 6 | スパーサ局所圧力損失の相関式<br>(二相流、 $0.305\text{mm} \leq c \leq 2.10\text{mm}$ 、 $t = 1.4\text{mm}$ ) | 64 |
| 図 3.1 7 | スパーサ周りの液膜の流れと物理量  | 65 |

#### 第 4 章 円管内環状噴霧流でのスパーサモデルの検証

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 表 4.1   | 実験条件   | 83 |
| 表 4.2   | 試験片寸法  | 83 |
| 図 4.1   | 実験装置   | 84 |
| 図 4.2   | 実験装置概観(写真)   | 85 |
| 図 4.3   | 液膜厚さ計測センサーの抵抗試験結果  | 86 |
| 図 4.4   | 液膜厚さと抵抗値 (キャリブレーション結果)   | 86 |
| 図 4.5   | 液膜抽出量の試験結果   | 87 |
| 図 4.6   | 試験片外観(写真)  | 87 |
| 図 4.7   | 液膜流量に及ぼす気相見かけ流速の影響<br>(スパーサなし、実線は Ishii & Mishima の式)          | 88 |
| 図 4.8   | 液膜厚さに及ぼす液相見かけ流速の影響<br>(スパーサなし、実線は Ishii & Mishima の式)          | 88 |
| 図 4.9   | 液膜厚さに及ぼす気相見かけ流速の影響 (スパーサなし、 $j_l=0.1(\text{m/s})$ )            | 89 |
| 図 4.1 0 | 液膜厚さに及ぼす気相見かけ流速の影響 (スパーサなし、 $j_g=50(\text{m/s})$ )             | 89 |
| 図 4.1 1 | 液膜流量に及ぼすスパーサ肉厚の影響<br>( $j_l=0.1(\text{m/s})$ , クリアランス=1.3(mm)) | 90 |
| 図 4.1 2 | 液膜厚さに及ぼすスパーサ肉厚の影響<br>( $j_l=0.1(\text{m/s})$ , クリアランス=1.3(mm)) | 90 |

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 図 4.1 3 | 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響<br>( $j_l=0.1(\text{m/s})$ , スペーサ肉厚=1.4(mm)) | 91 |
| 図 4.1 4 | 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響<br>( $j_l=0.1(\text{m/s})$ , スペーサ肉厚=1.4(mm)) | 91 |
| 図 4.1 5 | スペーサがない場合の液膜流量の実験結果と解析結果の比較                                    | 92 |
| 図 4.1 6 | スペーサがない場合の液膜厚さの実験結果と解析結果の比較                                    | 92 |
| 図 4.1 7 | 仮想境界の概念図   | 93 |
| 図 4.1 8 | 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響 (実験値と解析結果の比較)                                | 93 |
| 図 4.1 9 | 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響 (実験値と解析結果の比較)                                | 94 |
| 図 4.2 0 | 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響 (実験値と解析結果の比較)                                | 94 |
| 図 4.2 1 | クリアランスを変化させた場合の偏流速度差の解析結果                                      | 95 |
| 図 4.2 2 | クリアランスを変化させた場合の狭域部速度の解析結果                                      | 95 |
| 図 4.2 3 | 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響 (実験値と解析結果の比較)                                | 96 |

## 第 5 章 円管流路での横方向液滴速度分布式と円管内環状噴霧流解析

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| 表 5.1     | 模擬スペーサ寸法  | 115 |
| 表 5.2     | 実験条件  | 115 |
| 図 5.1     | 実験装置  | 116 |
| 図 5.2     | 空気-水混合部構造   | 116 |
| 図 5.3     | Dual-PDA 計測部  | 117 |
| 図 5.4     | 試験スペーサ形状  | 117 |
| 図 5.5     | 計測点及び計測軸の設定   | 118 |
| 図 5.6 (a) | 液滴径分布( $j_g=45\text{m/s}$ , スペーサなし)                           | 119 |
| 図 5.6 (b) | 液滴速度分布( $j_g=45\text{m/s}$ , スペーサなし)                          | 119 |
| 図 5.7     | 液滴径に及ぼす気相見かけ流速の影響   | 120 |
| 図 5.8     | 径方向速度分布に及ぼすスペーサ肉厚の影響<br>( $j_g=80\text{m/s}$ , クリアランス= 1.3mm) | 121 |
| 図 5.9     | 径方向速度分布に及ぼすクリアランスの影響<br>( $j_g=80\text{m/s}$ , スペーサ肉厚=1.4mm)  | 122 |
| 図 5.1 0   | 軸方向速度分布 ( $j_g=85\text{m/s}$ )                                | 123 |

|         |   |     |
|---------|---|-----|
| 図 5.1 1 | 軸方向乱流強度分布( $j_g=85\text{m/s}$ )                                     | 124 |
| 図 5.1 2 | 仮想境界の定義   | 125 |
| 図 5.1 3 | 偏流効果モデルから得られた狭域及び広域流路での<br>速度と実験結果との比較( $j_g=65\text{m/s}$ )        | 126 |
| 図 5.1 4 | 横方向速度分布の定義  | 127 |
| 図 5.1 5 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)<br>との比較 (クリアランス=1.3mm, スペーサ肉厚=1.4mm) | 128 |
| 図 5.1 6 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)<br>との比較 (クリアランス=1.7mm, スペーサ肉厚=1.4mm) | 129 |
| 図 5.1 7 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)<br>との比較(クリアランス=2.1mm, スペーサ肉厚=1.4mm)  | 130 |
| 図 5.1 8 | 乱流影響長さ( $x_t$ ) と付加速度( $V_{y^*}$ )の関係                               | 131 |
| 図 5.1 9 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)<br>との比較(クリアランス=1.3mm, スペーサ肉厚=1.4mm)  | 132 |
| 図 5.2 0 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)<br>との比較(クリアランス=1.7mm, スペーサ肉厚=1.4mm)  | 133 |
| 図 5.2 1 | 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)<br>との比較(クリアランス=2.1mm, スペーサ肉厚=1.4mm)  | 134 |
| 図 5.2 2 | スペーサ周辺の液膜厚さの定義  | 135 |
| 図 5.2 3 | 狭域部及び広域部への流入気相速度の定義   | 135 |
| 図 5.2 4 | 環状噴霧流における狭域部の仮想境界   | 136 |
| 図 5.2 5 | 液膜流量に及ぼすスペーサ肉厚の影響<br>( $j_l=0.1\text{m/s}$ , クリアランス=1.3mm)          | 137 |
| 図 5.2 6 | 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響<br>( $j_l=0.1\text{m/s}$ , クリアランス=1.3mm)          | 137 |
| 図 5.2 7 | 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響<br>( $j_l=0.1\text{m/s}$ , スペーサ肉厚=1.4mm)          | 138 |
| 図 5.2 8 | 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響<br>( $j_l=0.1\text{m/s}$ , スペーサ肉厚=1.4mm)          | 138 |
| 図 5.2 9 | 各効果モデルの寄与(スペーサ肉厚変化)   | 139 |

|         |  |     |
|---------|--|-----|
| 図 5.3 0 | 各効果モデルの寄与(クリアランス変化)                    | 140 |
| 図 5.3 1 | 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響(よどみ領域考慮解析)           |     |
|         | ( $j_1=0.1\text{m/s}$ , クリアランス= 1.3mm) | 141 |
| 図 5.3 2 | 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響(よどみ領域考慮解析)           |     |
|         | ( $j_1=0.1\text{m/s}$ , スペーサ肉厚=1.4mm)  | 141 |

## 第1章 緒論

### 1.1 はじめに

燃料スペーサは、各燃料棒を保持し、間隔を一定に保たせ、冷却水の流路を確保する燃料集合体の重要な部品の一つである。図1.1に示す現行の沸騰水型原子炉で使用されているSTEP II型燃料(8×8格子)では、燃料スペーサは、全長約3.7mの燃料棒の軸方向に等間隔に7個取り付けられている。現在、使用されているスペーサの多くは、図1.2に示すように、リングを繋ぎ合わせて一体とした、丸セルタイプと呼ばれるスペーサである。燃料スペーサは、燃料棒間の間隔を一定に保つだけでなく、燃料スペーサの形状が燃料集合体の除熱特性及び圧力損失に影響が大きいことが知られている。

最近、使用済み燃料集合体のサイトでの貯蔵量が満杯になりつつあり、使用済み燃料集合体の減容が喫緊の課題となっている。そこで、燃料集合体の高燃焼度化による減容が必要とされている。

高燃焼度化を行うためには、燃料集合体の平均ウラン濃縮度及び可燃毒物使用量を増加させる必要がある。平均ウラン濃縮度の増加は、単位長さあたりの燃料棒の発熱量を増加させる。この為、燃料の熱設計では燃料棒径の細径化および燃料棒本数の増加により、この発熱量の増加に対応している。しかしながら、熱設計では、スペーサがない状態での燃料の限界出力を、実験式から経験的かつ保守的に見積もり、設計を進めている。それ故、十分な熱的裕度を有するが、燃料集合体内部での冷却水を適切にコントロールすることができれば、熱的に裕度のある部分にある冷却水を、裕度の低い部分へ移動させることにより、燃料集合体の限界出力を高めることができる。即ち、同じ濃縮度でも技術的に取り出し熱量を増加させることができ、その結果として、使用済み燃料集合体の減容に寄与することとなる。

沸騰水型原子炉燃料集合体内部の冷却材は、入口下部よりサブクール度約12°Cで流入、発熱により蒸気が発生し、スラグ流、液膜流を経て、出口部では、蒸気、液膜と液滴が混在する流れとなる。限界出力の向上のためには、燃料棒表面を流れる液膜の流量に加えて、蒸気流中を随伴して流れる液滴の燃料棒表面への付着量が重要と考えられている。これら燃料棒表面上の液膜及び蒸気流中の液滴の流れに、影響を及ぼすのが燃料棒を束ねる燃料スペーサである。

燃料スペーサの寸法パラメータとして考えられるものは、スペーサの肉厚、燃料棒と燃料スペーサ間のクリアランス、及び燃料スペーサ前縁・後縁部形状であるが、本研究では、燃料スペーサ前縁・後縁部形状のエッジ形状(チャンファ)は考慮せず研究を行った。

一方、解析コードによる限界出力の評価も試みられており、COBRA、THERMITなどに代表されるサブチャンネル解析コードの開発も進められているが、スペーサ形状を変化させた場合の限界出力および圧力損失への効果がわからないため、特定のスペーサ形状によるデータから類推して解析を行っているのが現状である。燃料棒表面の液膜流量が多いと燃料棒の限界熱流束(CHF)が高くなるが、解析上は、液膜厚さが0.01 mmとなった時に液膜消失(限界出力)と判定している。燃料集合体の熱的裕度の一番厳しいロッドが液膜消失に至った時に、その燃料集合体としての限界出力とされる。従って、液膜流量と液膜厚さはある程度相関があるので、熱的裕度の1番低い燃料棒の液膜消失が発生する位置の液膜流量を増やすことが、具体的な課題となる。即ち、液膜消失が発生する上流に位置するスペーサの形状を最適化することで限界出力を向上させることができる。

そこで、燃料棒表面上の液膜と主流中を流れる液滴に及ぼすスペーサの形状効果について知見を得ると共に、形状効果について定式化を行うことが必要とされている。

## 1. 2 従来の研究

8×8 バンドルの初期型燃料(STEP I)では、燃料スペーサには、グリッド型スペーサが用いられ、8×8 高燃焼度型(STEP II)から、現在の STEP IIIまでマルセル型スペーサが用いられている。

スペーサ近傍の流れに関する研究では、グリッド型スペーサを用いたBWR管群試験において、スペーサの上流で常にBT(Boiling Transition;沸騰遷移)が発生することが報告されている(Janssen(1971)<sup>(1-1)</sup>)。Shiralkar and Lahey(1973)<sup>(1-2)</sup>は、流路内に形状を変えた抵抗体を挿入し、ドライアウトが発生したときの液膜流量を調べた結果、スペーサ直上流で発生するドライアウトはスペーサによって生ずる馬蹄渦が原因であると推測した。

また、スペーサによる液滴付着効果モデルは当初、実機条件での3×3管群試験体での測定結果から、スペーサ(グリッド型)下流の乱流強度に基づき、下流での液滴付着促進効果モデルとして導入された(Lahey et al.(1972)<sup>(1-3)</sup>)。その後、乱流強度に基づく同様の効果モデルとして、スペーサがある場合とない場合の気相単相での乱流強度の比に比例して液滴付着が促進されるモデルが Kanazawa et al. (1995)<sup>(1-4)</sup>により、丸セル型スペーサを想定し、解析が行われた。しかしながら、乱流強度をスペーサ下流の位置で比較しているため、クリアランス(スペーサとロッドとの間隔)の効果がほとんど考慮できないことが問題点として指摘された。山本ら(1996)<sup>(1-5)</sup>も同様に、丸セル型スペーサを想定し、乱流の強さとして流路平

均した乱流拡散率を用いて、気相単相乱流解析を行っている。流路平均した乱流拡散率は、気相流速の大きい、ロッド表面から最も離れた流路中央にスペーサが位置した状態で最大になるため、クリアランス（スペーサとロッドとの間隔）の効果が現実的な結果を示さないこと、及び液膜の影響を考慮していないことが挙げられる。以上のことから、スペーサが存在することにより誘起される乱流を用いたモデル化は、スペーサ部材単体の場合は良いが、ロッド壁面とスペーサ部材の両方の位置関係を考慮する場合、実現象を説明できないことが挙げられる。このことから、液滴の付着を促進する効果として、乱流の増加を主な原因とすることでは説明ができないことが考えられ、燃料スペーサ前後での液滴・液膜の挙動をより詳細に調べることが必要とされた。

流路中に構造物のない場合の環状噴霧流の研究の中で、平衡状態(液膜からの液滴発生量と気流中の液滴の液膜への付着量が等しくなる状態)の液滴流量率( $E = j_E / j_l = W_E / W_l$ )を調べた研究は、入口での気相流量及び液相流量を変化させ、以下のような実験式が報告されている。

Paleev et al.(1966)<sup>(1-6)</sup> は、無次元パラメータを用いて、

$$E = 0.015 + 0.44 \log \left[ \frac{\rho_{ave}}{\rho_l} \left( \frac{\mu_l j_g}{\sigma} \right) \times 10^4 \right] \quad (1-1)$$

ここで、 $\rho_{ave}$  は気相コア部の平均密度で、

$$\rho_{ave} = \rho_g \left\{ 1 + (\rho_l j_E) / (\rho_g j_g) \right\} \quad (1-2)$$

Ishii and Mishima (1981)<sup>(1-7)</sup> は、

$$E = \tanh \left( 7.25 \times 10^{-7} j_g^{*2.5} D_e^{*1.25} \text{Re}_f^{0.25} \left( \frac{\Delta\rho}{\rho_g} \right)^{0.24} \right) \quad (1-3)$$

ここで、 $j_g^*$ 、 $D_e^*$  は以下で表される無次元気相流速、無次元流路径である。

$$j_g^* = j_g / \left( \sigma \cdot \text{grav} \frac{\Delta\rho}{\rho_g^2} \right)^{1/4} \quad (1-4)$$

$$D_e^* = D_e / \left( \text{grav} \cdot \frac{\Delta\rho}{\sigma} \right)^{1/2} \quad (1-5)$$

液滴の発生・付着は、平衡液滴濃度からの偏差により生じるモデル式を作成している。

これらの研究より、十分に流れが発達(液膜からの液滴発生量と気流中の液滴の液膜への付着量が等しくなる状態)するには、助走距離として概ね  $L/D=100$  程度の長さが必要であることが分かった。

一方、実際の燃料集合体内部の流れは、液滴及び液膜が十分発達した流れに始めからなっているわけではない。燃料集合体下部から約 1m 位の位置より、スラグ流から液膜流状態となり、蒸気発生量の増加と共に液膜流から液滴が発生し環状噴霧流が形成される。この環状噴霧流の発達過程を調べることが、スペーサ周りの液膜・液滴挙動を知るうえで必要とされた。

Yano et al.(1995)<sup>(1-8)</sup>は常温常圧の水-空気の垂直円管流路(内径 13mm)を用い、流路内に丸セル型スペーサを模擬した部材を挿入し、下流に 4 か所液膜抽出部を設け、液膜流量を計測した。近接 2 か所の液膜抽出部から液膜流量を計測し、スペーサ下流での液滴発生・付着の測定を行った。沸騰遷移(BT)が起こる様な、液膜が少なく液滴流量が多い条件では、スペーサ下端より 125 mm ( $L/D=約 10$ ) の短い距離で液滴の付着が大量に起こり、その後、液膜流量が平衡状態での液滴流量率よりも多くなるため液滴発生する。一方、液膜流量が多い条件では、スペーサがあることにより、スペーサ下流で液膜流量が減少し、その後、液滴流量が増えるため、下流で液滴付着量が増加することが分かった。しかしながら、スペーサ形状を変化させた場合のスペーサ周りの詳細なデータ及び形状効果を考慮した液滴発生・液滴付着式の報告はない。気相、液滴と液膜が混在する流れは複雑であり、スペーサ周りの流れの知見を考慮したモデルの作成が望まれている。

液膜及び液滴流に及ぼすスペーサ形状効果式が作成された場合には、COBRA、THE RMITなどに代表されるサブチャンネル解析コードに導入することで、より詳細な燃料設計を行うことが可能になる。

### 1. 3 本研究の目的

原子炉燃料の最適化を行うためには、燃料格子形状の変更に対応可能なスペーサ形状効果のモデル化が必要である。しかしながら、実機条件においてスペーサ形状のモデル作成に資するデータを採取するためには、多くの試験データの蓄積が必要であり、費用も莫大なものとなる。そこで、低圧水空気をを用いた要素試験によるデータの採取及び物理現象に基づくモデル化を行い、実験結果との比較によりモデル定数等を決定することにより、スペーサ形状効果のモデル化を行う。

具体的には、燃料集合体上部で生じる感情噴霧流における、リング型スプレーサ形状が変化した場合の、

(ア) 液滴付着効果

(イ) 液膜飛散効果(液滴発生効果)

(ウ) スプレーサによる圧力損失

を考慮したモデル作成が必要となる。

#### 1. 4 本研究の概要

第1章「緒論」では、BWR 燃料スプレーサによる液滴付着・液滴発生モデル化に関する研究の背景、研究目的、従来研究及び本研究の目的について述べている。

第2章「矩形開放流路における障害物下流の気相速度分布」では、矩形流路に障害物(模擬スプレーサ)を挿入して得られた障害物下流の気相速度データを基に、横方向流れが発生する原因となる広域部と狭域部の速度をモデル化(偏流効果)し、モデルから求められた広域部及び狭域部の速度を用いて、スプレーサ下流で発生する横方向気相流速分布(実際の流路では、ロッド方向へ向かう流れ)の定式化を行う。実験では、試験流体に水と空気をを用い、位相ドップラー流速計(PDA)により、スプレーサ下流の微粒液滴(トレーサ)の速度分布を計測、間接的に気相流速を計測する。液滴は気流に随伴することから、本章で得られた速度分布は、スプレーサ下流の液滴付着速度分布とみなすことができる。

第3章「リング型模擬スプレーサを用いた圧力損失と液膜飛散モデル(液滴発生効果)」では、円管流路内にリング型模擬スプレーサを挿入し、スプレーサ形状を変化させ、水-空気を作動流体とした環状噴霧流領域で、二相圧力損失と単相圧力損失を比較検討し、二相圧力損失に及ぼすスプレーサ形状効果式の作成を行う。

さらに、これまで実験及び定式化のための研究がなされていない、スプレーサによる液膜の剥ぎ取り効果について、スプレーサによる局所圧力損失とスプレーサによる液膜飛散(液滴発生)効果を関連させ、液滴発生量に及ぼすスプレーサ形状効果の定式化を行う。

第4章「円管内環状噴霧流でのスプレーサモデルの検証」では、円管流路内にリング型模擬スプレーサを挿入し、スプレーサ形状を変化させ、水-空気を作動流体とした環状噴霧流領域で、

スプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さを計測し、第2章で得られた偏流効果による液滴付着モデル、本章で新たに提唱する、スプレーサ表面に形成される液膜のRun-off効果による付着モデル及び第3章で得られたスプレーサによる液滴発生モデルを円管内環状噴霧流解析コードへ導入し、実験データと解析結果との比較・検討を行う。

第5章「円管流路での横方向液滴速度分布式と円管内環状噴霧流解析」では、円管流路にリング型模擬スプレーサを挿入して得られたスプレーサ下流の液滴挙動データを基に、偏流効果モデルを適用し、第2章で得られた矩形流路での横方向液滴速度分布式との比較により、3次元効果を取り入れた円管流路でのスプレーサ下流で発生する横方向気相流速分布（実際の流路では、ロッド方向へ向かう流れ）の定式化を行う。

さらに、得られた横方向速度式を導入した解析を行い、垂直円管環状噴霧流中のスプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さの実験結果と解析結果を比較し、モデルの効果と妥当性を検証する。

第6章「結論」は、本論文の各章で得られた結論を総括し、本論文で提唱したスプレーサモデルの燃料集合体解析への適用法について述べる。

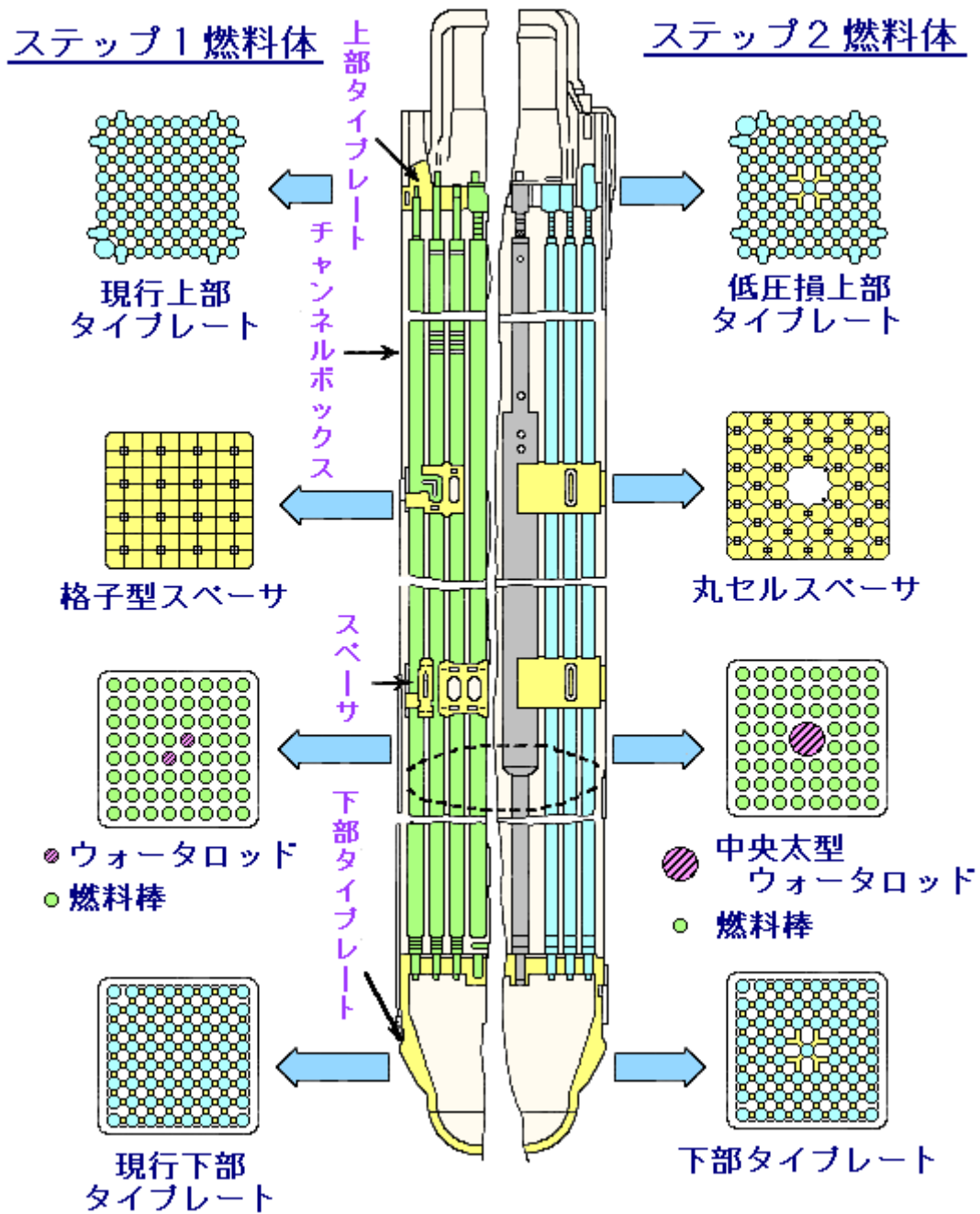


図1. 1 BWR燃料集合体主要構造

(8×8格子 STEP I型、STEP II型燃料)

出典；極限燃料技術研究専門委員会：核燃料工学—現状と展望

日本原子力学会(1993年11月)、p.125

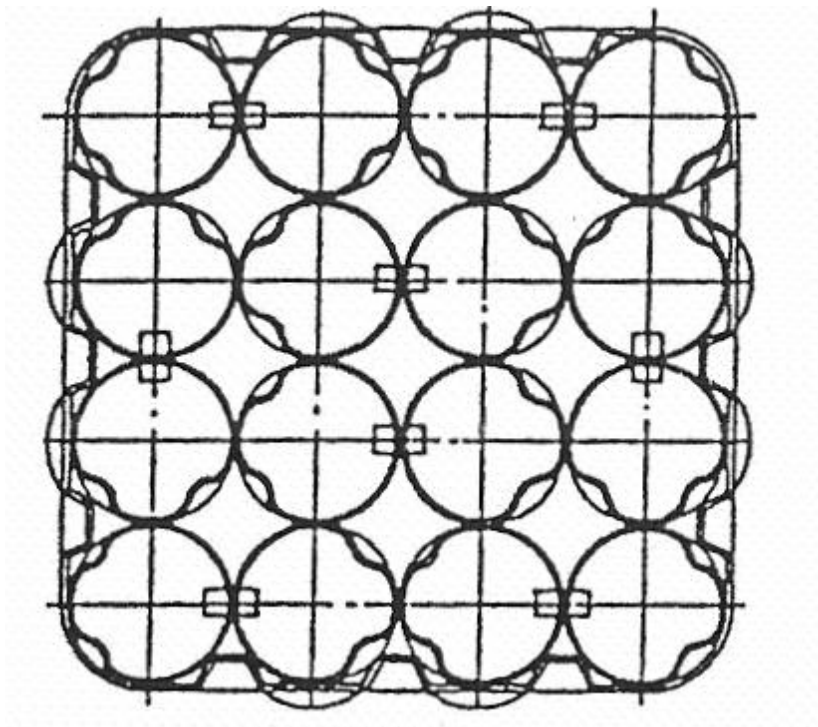


図1. 2 リング型BWR燃料スペーサ上面図  
(4×4管群伝熱試験用スペーサ、Yano et al. (1997)<sup>(1-9)</sup>より)

## 参考文献

- (1-1) Janssen, E., "Two-phase Flow and Heat Transfer in Multi-rod Geometries – Final Report", GEAP-10347, General Electric Company(1971).
- (1-2) Shiralkar, B.S. and Lahey, R.T., "The Effect of Obstacles on a Liquid Film", J. Heat Transfer, 95(4), 528-533(1973).
- (1-3) Lahey, R.T., Shiralkar, B.S., Radcliffe, D.W., Polomik, E., "Out-of-Pile Subchannel Measurements in a Nine-Rod Bundle for Water at 1000 psia", Progress in Heat and Mass Transfer, Vol.VI, Pergamon Press, New York(1972).
- (1-4) Kanazawa T., Nagayoshi T., Kawasaki T., Amano K., "Analysis of Turbulence Intensity and Coolant Droplet behavior around BWR Fuel Spacer", J. Nucl. Sci. Technol., 32[10],1061-1063 (1995).
- (1-5) 山本泰, 師岡慎一, 光武徹, 横堀誠一, 木村次郎, "BWR 燃料集合体の沸騰遷移現象 (スペーサ形状による限界出力への影響)", 日本原子力学会紙, Vol. 38, No. 4, 315-323 (1996).
- (1-6) Paleev, I.I., and Filippovich, B.S., "Phenomena of Liquid Transfer in Two-Phase Dispersed Annular Flow", Int. J. Heat Mass Transfer, 9, 1089-1093 (1966).
- (1-7) Ishii, M., and Mishima K., "Correlation for Liquid Entrainment in Annular Two-Phase Flow of Low Viscous Fluid", ANL/RAS/LWR 81-2 (1981).
- (1-8) Yano, T., Mitsutake, T. Moro-oka, S. and Kimura J., "Annular Two-Phase Flow Characteristics in a Circular Tube", Proc. 2nd Int. Conf. on Multiphase Flow '95-Kyoto, Vol.1, IP2-19 (1995).
- (1-9) Yano, T., Mitsutake, T., Morooka, S., "Simple Estimation Method for BWR Fuel Spacer Performance with Liquid Film Measurements under Ambient Air-Water Condition", NURETH-8, Vol.1, 256-261 (1997).

## 第2章 矩形開放流路における障害物下流の気相速度分布

### 2. 1 はじめに

Lahey et al.(1972)<sup>(2-1)</sup>は、グリッド型スプレーサについて、70気圧下の管群体系で実験を行い、スプレーサ下流の乱流強度と液滴付着の相関に着目し、スプレーサ下流の液滴付着分布関数を定めた。近年では、乱流強度と液滴付着の相関に着目した、スプレーサ後流の数値解析が行われている。例えば、Kanazawa et al.(1995)<sup>(2-2)</sup>は、気相单相流条件で、スプレーサ後流においてスプレーサが存在する場合としない場合での乱流強度の比を求め、Sugawara<sup>(2-3)</sup>の液滴付着式に掛けることにより、スプレーサがあることによる液滴付着率を求めている。しかしながら、この乱流強度に基づくモデルは、液膜の存在を考慮していないことと乱流強度を求める位置としてスプレーサ中央部（厚さの半分の位置）の値を用いているため、クリアランスの影響を十分考慮できていないという問題がある。

一方、Yano et al. (1995)<sup>(2-4)</sup>は常温常圧の水-空気の円管流路（内径13mm）を用い、流路内に丸セル型スプレーサを模擬した部材を挿入し、下流の液膜流量を2段階測定してスプレーサ下流での液滴発生・付着の測定を行った。沸騰遷移(BT)が起こる様な液膜が少なく液滴流量が多い条件では、スプレーサ下流より125mm ( $L/D_H$ =約10)の短い距離で液滴付着がほとんど終了することを明らかにした。この結果から、スプレーサ後流の短い区間で液滴付着が終了するためには、気相の乱流速度変動だけでは液滴の駆動力として弱く、それ故、スプレーサ下流で発生する広域部と狭域部の速度の偏り（偏流）が、流れ方向に回復する過程でロッド方向への速度成分が誘起されて起こる現象が支配的であると考えられた。

本章では、矩形開放流路に模擬スプレーサを挿入して得られたデータを基に、横方向流れが発生する原因となる広域部と狭域部の速度をモデル化（偏流効果）し、モデルから求められた広域部及び狭域部の速度を用いて、スプレーサ下流で発生する横方向気相流速分布（実際の流路では、ロッド方向へ向かう流れ）の定式化を行う。実験では、試験流体に水と空気を用い、位相ドップラー流速計（PDA）により、スプレーサ下流の微粒液滴の速度分布を計測、間接的に気相流速を計測する方法を用いた。

## 2. 2 矩形開放流路実験装置

### 2. 2. 1 位相ドップラー速度(PDA)計測システム

#### (1) PDA 装置概要

本研究では、X 方向と Y 方向の速度、及びシードとしての液滴粒径を同時に計測することが求められる。X 方向及び Y 方向速度計測の為にそれぞれ 2 本のレーザー(計 4 本のレーザー)により速度計測、液滴粒径を求める。以下に、本研究で用いた PDA 装置 (MODEL I-70, DANTEC 社製) の概要について述べる。

この装置は光学部、信号処理部、トラバース部の 3 つの要素からなる。光学部はレーザー発振装置、分光系、送光プローブ、受光プローブからなる。レーザー光源にはアルゴンイオンが用いられており、発振するレーザー光の波長は 514.5nm, 488nm の 2 種類となっている。分光系ではこれらのレーザー光をそれぞれ等強度に 2 本ずつに分光し、送光プローブは観測場所に計 4 本のレーザーを照射する。観測場所で粒子に散乱された光は受光プローブで観測される。

観測された散乱光はバースト信号に変換され、信号処理部はその信号の位相差から 2 次元粒子速度と粒子径を算出する。これらの情報をパーソナルコンピュータに送り、統計処理することにより粒子の 2 次元速度と粒子径の平均値が得られる。

送光プローブ及び受光プローブはトラバース装置に設置されている。トラバース装置は X, Y, Z 軸方向にプローブを移動させられるように 3 つのステップモータにより制御される。これらはパーソナルコンピュータから制御され、20 $\mu$ m 以下の精度で位置決めが可能である。

粒子速度及び粒子径の測定範囲は、プローブに装着するレンズの焦点と、プローブの幾何学的位置関係によって決定される。

#### (2) レーザードップラー粒子速度計測器による粒子速度の測定原理

図 2. 1 に示すように、1 つの波長  $\lambda$  のレーザー光を 2 本に分岐させ、それらを交差させて交差部に干涉縞を形成させる。干涉縞の明暗部のうちで明部の間隔  $\delta$  は次式で表される。

$$\delta = \frac{\lambda}{2 \sin \frac{\theta}{2}} \quad (2-1)$$

ここで  $\theta$  は入射レーザー光の交差角である。

粒子が交差部を通過するとき、干涉縞の明部の光が粒子に反射し散乱する。この散乱光を

受光プローブで受光し、光電子増倍管により電気信号に変換する。この電気信号はバースト信号と呼ばれ、干渉縞の明暗に対応する高周波成分を含んでおり、この高周波成分をドップラー周波数という。粒子速度  $u$  とドップラー周波数  $f_D$  の間には次の関係がある。

$$u = \delta \cdot f_D \quad (2-2)$$

このバースト信号を処理することにより粒子の瞬時速度が求められる。

### (3) PDA による粒子径測定の実理

粒子からの散乱光を2つのディテクタで受光すると、両ディテクタの位置に応じて観測されるバースト信号には相互に位相差が生じる。粒子が球形の場合、粒子径の曲率によって観測される位相差は変化する。粒子と位相差には線形関係があるのでディテクタで観測される2つのバースト信号から得られる位相差により粒子径を知ることができる(図2.2)。

ビーム断面内では、レーザ光の強度分布はほぼガウス分布である。そのためビーム交差部の干渉縞の強度は空間的にガウス分布となっている。屈折光を受光している状態で、交差部体積に近い大きな粒子が交差部体積の受光側と反対側の部分を通過するとき、交差部体積の端近くからの弱い屈折光と測定体積の中心に近い位置からの相対的に強い反射光が同等の強さになる。そのため受光系の信号処理で屈折光と反射光の区別が付かなくなり、比較的大きな粒子の直径が実際より小さい値として測定されてしまう。この問題を解決するために考案されたのが PlanerPDA である。

PlanerPDA の光学レイアウトを図2.3に示す。2本の入射レーザ光を含む平面と同一平面状に2つのディテクタを配置する。これにより屈折光と反射光はバースト信号の前半と後半に分離されて検出される。この場合反射光の強度は屈折光の強度に比べて比較的小さいために、信号のトリガーレベルにより除去することができる。この手法により粒子径が誤って計測される問題が解決されるが、小粒子範囲の測定精度や分解能力が低いという問題は残る。そこで従来の PDA と組み合わせて用いることによりそれらを解決したのが DualPDA である。

DualPDA 装置の光学レイアウトを図2.4に示す。2組のディテクタ U1, U2 (従来の PDA 用) と V1, V2 (PlanerPDA 用) を使用するため2次元の粒子速度測定が可能となる。粒子径の小さい範囲では従来の PDA 法により U1, U2 の信号の位相差から、径が大きい範囲では PlanerPDA 法により V1, V2 の位相差から粒子径を判断する。本研究では DualPDA 法を用いた測定装置により実験を行った。

## 2. 2. 2 実験装置

図2.5に示す様に実験装置は、コンプレッサー、液滴発生部、水タンク、ポンプ、テスト部、アクリル製助走区間、水流量計測系、空気流量計測系及びPDA計測システムから成る。コンプレッサーから供給される空気は、圧力を圧力調整弁により調節され、空気流速測定用の薄層式流量計を通り流量計測され、空気の一部はトレーサであるマイクロスケールの液滴を空気中に浮遊させるための空気供給ループに取り付けられた水-空気混合部(図2.6の混合器;池内製噴霧用二流体ノズル、製品番号;BIMV45075)に流れ込み、一部は混合器の下流で液滴流と合流し、テスト部助走区間へ流入する。また、テスト部助走区間入り口では、空気温度と圧力を測定するため、熱伝対と圧力変換器を取り付けてある。

池内製噴霧用二流体ノズル(BIMV45075)は、入口空気圧力(0.1MPa~0.3MPa)及び液流量を変化させることで、 $10\mu\text{m}$ ~ $60(\mu\text{m})$ の液滴を噴霧することが可能である。噴霧確度は $45^\circ$ で、扇型の全域にわたり均等な分布と中央が強く両端にかけて次第に弱まる山形分布の二つのパターンを選択可能で、今回は、山形分布を用いた。発生する液滴径は、レーザードップラー法により計測され、所要の性能が発揮されていることが確認されている。

ノズルに供給される水は、水タンクで冷却水により水温を一定に保たれ、流量計測された後、ポンプを介して二流体ノズルへ送られる。二流体ノズルに接続されている空気と水は図2.6の混合部1で均質に混合されて噴霧流が形成される。混合部1で作成された液滴を含む噴霧流は、テスト部上部の混合部2で、所要の気相流量と更に混合される。ここで、ミキシングセクション2は空気と液滴流が合流するだけで、特別な構造は有しない。テスト部上流では、安定かつ均質な流れを作るためのハニカム構造の整流器(スタビライザー)が設置されている。また、この整流器は短い助走区間で噴霧流を発達した流れにさせるための、圧力損失を与える役割も兼ねている。

テスト部は図2.7に示すように、 $30\text{mm}\times 10\text{mm}$ の矩形流路で、実際の複雑な管群流路を単純化し二次元流路として模擬した。アクリル流路内壁に液膜が形成すると、PDAによる液滴速度及び液滴径の計測不可能であるため、スぺーサをテスト部の末端に取り付け、スぺーサ下流の流路開放部で測定を行った。

## 2. 2. 3 実験条件

実験条件を表2.1、PDAの測定可能範囲を表2.2に示す。水平方向の測定位置は、矩形管中心より、左右5mmの10mmを0.5mmずつ等間隔で変えて行った(21点測定)。さらに垂直

下流方向にはスプレーサ下端から10～150mmの範囲について計測を行った。座標軸を図2.8に示す。液滴速度及び液滴径データは、約2秒間、1万データの平均値である。

実験では、図2.9に示すように、クリアランス（狭域流路部の間隔）とスプレーサ厚さをそれぞれ3種類変えて、計5種類のスプレーサ形状について試験が行われた。この実験で用いられたスプレーサの仕様を表2.3にまとめた。本研究ではスプレーサを使用しない場合を含む6条件について実験を行った。

## 2. 3 トレーサ液滴の検討

### 2. 3. 1 トレーサ液滴径

本章では、気相速度を計測するため、気流中に10～30 $\mu\text{m}$ (ザウター平均)のトレーサ液滴を浮遊させ、トレーサ液滴の速度を計測することで、気相速度を求める。本実験で用いた、池内製噴霧用二流体ノズル(BIMV45075)の性能曲線を図2.10に示す。水流量と空気流量を変化させることにより、所要の液滴径を得ることができる。トレーサとして用いる液滴径は、大きいほど、計測信号が鮮明になり確度が向上するが、トレーサ液滴の気流への追従性が低下する。従って、でき得る限り小さいトレーサ液滴を用い、速度のスキュー値(ガウス分布の歪度)が小さい条件( $\pm 0.5$ )を模索しながら、計測を行った。図2.11は、設定トレーサ液滴径(ザウター平均径)30 $\mu\text{m}$ での液滴径頻度分布を示している。液滴標本数4470個、ザウター平均径29.97( $\mu\text{m}$ )、標本平均径14.04( $\mu\text{m}$ )、標準偏差10.03( $\mu\text{m}$ )であり、設定ザウター平均液滴径よりも実際の液滴径は、約半分の大きさの液滴が多く、追従性が良くなる方向であることが分かる。

### 2. 3. 2 トレーサ液滴の主流への追従性

本実験で用いた、トレーサ液滴径は、ザウター平均で10～30( $\mu\text{m}$ )である。この範囲の液滴径について、気相流中にどの位の時間及び距離で追従するかについて調べた。液滴の質量、速度、前投影面積をそれぞれ、 $m_d$ 、 $u_d$ 、 $A_d$ とし、主流の気相速度(一定)及び密度をそれぞれ、 $u_g$ 、 $\rho_g$ とすると、液滴1個に働く力のバランス式は以下のような、常微分方程式で表される。

$$m_d \frac{du_d}{dt} = C_D \cdot \frac{1}{2} \rho_g (u_g - u_d)^2 \cdot A_d \quad (2-3)$$

この式を解くと、以下のようなになる。

$$u_d(t) = u_g - \frac{1}{\frac{C_D A_d \rho_g}{2m_d} \cdot t + \frac{1}{u_g}} \quad (2-4)$$

ここで、液滴の抵抗係数は、レイノルズ数  $Re=(u_g - u_d)D_d/\nu_g$  により以下のように変化する。

$$C_D = \frac{Re}{24} \quad (Re < 2) \quad (2-5)$$

$$C_D = \frac{10}{\sqrt{Re}} \quad (2 < Re < 500) \quad (2-6)$$

$$C_D = 0.44 \quad (500 < Re < 10^5) \quad (2-7)$$

気相見かけ流速  $j_g=45(\text{m/s})$  の場合の、トレーサ液滴の追従距離を、トレーサ液滴径 10、15、20、30( $\mu\text{m}$ )に変化させて計算させたのが図 2. 1 2 である。トレーサ液滴径が 30  $\mu\text{m}$  を用いると、1 cm の距離で、20(m/s)まで増速することがわかる。さらに、小さい 10  $\mu\text{m}$  では、1 cm の距離で 30(m/s)まで増速する。模擬スぺーサを流路に挿入しない場合は、トレーサ液滴径 30  $\mu\text{m}$  (ザウター平均)、模擬スぺーサを挿入した場合は、10~15  $\mu\text{m}$  (ザウター平均)を用いた。図 2. 1 1 に示すように、実際の平均径は、ザウター平均の半分程度の径であり、追従性は非常に高いと考えられる。

## 2. 4 実験結果

### 2. 4. 1 スぺーサを入れない場合

模擬スぺーサを挿入した試験を行う前に、スぺーサを入れない状態で液滴径分布を測定した。液滴径は通常、気相流速が大きくなると、分裂が起りやすくなり、液滴径は減少する傾向がある。本実験条件で用いた気相流速の中で一番小さい  $j_g=30(\text{m/s})$  における液滴径分布及び流れ方向液滴速度分布の結果を図 2. 1 3 に示す。トレーサ平均液滴径 30  $\mu\text{m}$  を用いて計測を行っており、流れ方向液滴平均速度は気相の見かけ速度とほぼ等しい結果が得られたことから、トレーサ液滴は十分周囲の気流に随伴して流れ、計測されたトレーサ液滴速度の速度分布は気相速度分布と等しいと考えられる。

### 2. 4. 2 大気解放での速度広がり補正

本実験では、矩形流路出口の大気解放部でトレーサ液滴の速度計測を行っている。その為、

流路出口部で気相の膨張により広がりが生じる。この効果を補正するため、スペーサがない状況での流れ方向及び横方向の速度分布を計測し、スペーサを挿入した場合の横方向速度分布から差し引くことで、膨張による横方向成分を補正している。

#### 2. 4. 3 流路障害物(模擬スペーサ)の形状効果

流路中に模擬スペーサを挿入した場合の流れ方向（x方向）気相流速の測定値の一例を図2.14(a)に示す。これは、 $j_g=45(\text{m/s})$ 、スペーサ肉厚2mm、クリアランスを1~3mmまで変化させた場合の結果で、流れ方向の速度分布（ $V_x$ ）は、スペーサにより分けられ、流路の狭域部と広域部との間で異なる速度をもつことが分かった。とりわけ、白丸で示されたスペーサ下流近傍の  $x=10(\text{mm})$  における流速分布でこの傾向は顕著である。また、狭域部と広域部の速度分布の差はテスト部後端から遠ざかるにつれて減少し、後端部より70~100mm離れた所（ $L/D_H \approx 10$ ）で一様速度分布となる。この結果から、スペーサ後端から  $L/D_H \approx 10$  の範囲で、横方向の流れが終了することが示された。図2.14(b)に横方向速度の測定値を示す。図中、横方向速度成分  $V_y$  は、広域部から狭域部にかけての流れ方向を正とした。下流10mmでの  $V_y$  は  $y=2\text{mm}$  に向けて流れが発生し、下流20mm以降では、大方が広い流路から狭い流路方向への流れとなった（ $V_y > 0$ ）。

スペーサ中央部（ $y=2\text{mm}$ ）の下流方向における正味横方向速度成分の分布を図2.15に示す。横方向速度成分は  $x=70\sim 80\text{mm}$  の範囲でピークを持ち、スペーサ下端よりほぼ直線的に増加し、下流においてもほぼ直線的に減少する結果が得られた。横方向速度成分の極大値は、空気流速が高い方が低い場合より大きい結果が得られた。

次に、スペーサ下流における液滴径分布について述べる。通常、空気流速を大きくすると主流中の平均液滴径は減少する。気相流速が大きくなると、液滴の微粒化が促進されるためである。しかしながら、図2.16に示す、スペーサ下流10mmにおける液滴径の流路横方向の分布では、スペーサ部材下流近傍  $y=0\sim 4\text{mm}$  の範囲では、空気流速が大きい方が、平均液滴径が大きくなる結果が得られた。これは、空気流速の増大につれてスペーサ表面に衝突する液滴量が増大し、それ故、スペーサ表面に形成する液滴流量が増え、これがスペーサ下流で大きな液滴となって離脱するためである。このスペーサ表面に形成する液膜は、“run-off 液膜” と呼ばれ Kodama et al. (1998)<sup>(2-5)</sup>により存在が観察されている。

## 2. 5 偏流効果モデルと障害物下流の横方向速度分布の定式化

### 2. 5. 1 偏流効果モデル

#### 2. 5. 1. 1 圧力バランス式

図 2.1 7 に示すように、燃料スプレーサ後流での液滴の付着促進は、スプレーサ下流で生じた気相の速度差（偏流）が流れ方向に回復する過程でロッド方向への速度成分が誘起されて起こると考えられる。本論文では、気流の偏流効果が、スプレーサにより分離される流路狭域部と広域部間の気流の運動量バランスによってもたらされると考え、偏流効果のモデル化を行った。

始めに、流路の狭域部と広域部における気相の質量保存式は、以下で表される。

$$\rho_g u_n A_n + \rho_g u_w A_w = \rho_g u_0 A_0 \quad (2-8)$$

ここで、気相密度  $\rho_g$  は、ほぼ大気圧の一定値となるため、スプレーサ上流の気相流速  $u_0$  は気相の見かけ流速  $j_g$  となる。そうすると、(2-8)式は以下の様に変換される。

$$u_n A_n + u_w A_w = j_g A_0 \quad (2-9)$$

流路の狭域部と広域部において、気相の摩擦圧力損失と縮流圧力損失を考慮した圧力バランスの式は以下のように書かれる。

$$(\Delta P_\zeta + \Delta P_{fric})_n = (\Delta P_\zeta + \Delta P_{fric})_w \quad (2-10)$$

ここで、添え字  $i$  をそれぞれ  $n, w$ 、 $A$  を流路面積として、

$$\Delta P_\zeta = \zeta \cdot (1/2) \rho_g (u_g)^2 \quad (2-11)$$

$$\zeta = ((1/Cc) - 1)^2 \quad (2-12)$$

$$Cc = A_i / A_{up} \quad (2-13)$$

$$\Delta P_{fric} = f_i / (2D_i) \cdot \rho_g (u_g)_i^2 \cdot L \quad (2-14)$$

ここで、 $D_i$  は流路の水力等価直径、 $f_i$  は壁面摩擦係数、 $L$  はスプレーサ高さ（ここでは、35mm）、 $f_i$  は次式で表される。

$$f_i = 0.3164 / Re_i^{0.25} \quad (2-15)$$

ここで、

$$Re_i = (u_g)_i D_i / (\nu_g)_i \quad (2-16)$$

$A_{up}$  は、それぞれ、狭域部及び広域部へ流入する縮流上流の流路面積であり、図 2.1 7 に示す仮想境界により、スプレーサ上流から流路が分離されていると仮定している。偏流効果モデルでは、仮想境界のスプレーサ部材上の位置として仮想境界係数（狭域部側からのスプレーサ部材厚さの割合）を定義する。仮想境界係数は、狭域部と広域部の流路面積に比例するとして、

次式の様に与えた。

$$C_{vbc} = A_n / (A_n + A_w) \quad (2-17)$$

#### 2. 5. 1. 2 偏流効果モデルと実験結果の比較

図 2.18 (a),(b)は、気相見かけ流速  $j_g=30(\text{m/s})$  の場合の、流路狭域部ならびに広域部から流出した気流の、スプレーサ後端より 10mm 下流での流れ方向の空気流速（平均値）の実験値と偏流効果モデルから求めたスプレーサ下流端での空気流速の比較を示した図である。図中、 $u_n$  および  $u_w$  は、それぞれ、狭域部速度と広域部速度で、白抜きは実験データ、黒抜きはモデルから得られた値を示している。

はじめにクリアランスの影響について述べる。実験結果から、流路狭域部の空気流速はクリアランスを大きくすると増加した。これは流路狭域部の縮流損失が小さくなるためである。また、狭域部では僅かな気相流量の変化に対しても、その流路面積の小ささから気相流速への影響が大きくなる。一方、流路広域部における空気流速はクリアランスの変化に対してほとんど変わらなかった。これは、狭域部を流れる気相流量の絶対量が広域部と比べて少ないために、流路広域部を流れる気相流量に対して影響が小さいためであると考えられる。それ故、両流路間の空気流速の差はクリアランスの増大とともに小さくなる。偏流効果モデルを用いた解析から求められた狭域部の気流速度は、実験データと非常によい一致を示した。広域部の解析結果は、クリアランスの変化に対してほとんど変化せず、実験データと定性的に傾向の一致が見られた。ただし、解析結果の方が多少、大きい値を示したことは、流路が開放系であるため、気流が外側に広がり、減速したことが考えられる。

次に、スプレーサ肉厚を変化させた場合の気相流速分布について述べる。流路狭域部ならびに広域部から流出した空気流速はスプレーサが厚くなるにつれて大きくなる。これは、スプレーサ肉厚が増加するにしたがって、スプレーサによる流路閉塞割合が増加し、それ故、流路狭域部ならびに広域部を通る気流速度が増加するためである。実験データは流路狭域部ならびに広域部の気相流速とも、モデルから得られた結果と比較して小さく、スプレーサ肉厚に対しての気相流速の増加割合が小さい。これは、実験の取得位置がスプレーサ下流より 10mm 下流であることと、流路が開放系であるため、気流が外側に広がったためであると考えられる。

以上の結果から、偏流効果モデルを用いた解析から求められた広域部及び狭域部の気流速度は、実験結果と比較的良く一致し、本モデルを用いることの妥当性が示された。偏流効果モデルから導出された狭域部及び広域部気相流速（偏流速度）は、スプレーサ後流での液滴付

着分布に及ぼす影響が大きいと考え、次節では、偏流速度を用いて横方向気相流速分布、即ち液滴付着分布の定式化を行った。

## 2. 5. 2 障害物下流の横方向速度分布の定式化

### 2. 5. 2. 1 横方向気相速度の極大値

スパーサ下流の横方向気相流速分布の定式化を行うにあたり、図2.19で定義した横方向気相速度極大値( $V_{y_{peak}}$ )と発生位置( $X_{peak}$ )に着目し、流路広域部及び狭域部速度を用いて横方向気相流速分布の定式化を試みた。発生位置の前と後で領域を2つに分け、発生位置の前領域では、 $x=0$ から  $X_{peak}$  までを直線近似し、他方、発生位置後流域においても  $x=X_{peak}$  から  $0.15\text{m}$  までを直線近似した。

はじめに、横方向気相速度極大値( $V_{y_{peak}}$ ; 以下、極大値)についての定式化について述べる。図2.20は、極大値に及ぼす広域部速度( $V_w$ )の影響を、スパーサ肉厚を一定 (2mm) とし、クリアランスを変化させて調べた図である。極大値は広域部速度に比例して増加することがわかった。即ち、広域部速度に着目すれば、極大値に及ぼすクリアランスの影響はほとんどない。

次に、図2.21では、クリアランスを一定 (2mm) とし、スパーサ肉厚を変えて、極大値に及ぼす広域部速度の影響を調べた。先の図2.20と同様、広域部流速の増加と比例して、極大値は増加する。広域部速度を用いれば、スパーサ肉厚の影響を考慮せず、極大値を求めることができることがわかった。そこで、図2.22では、横軸に代表長さを流路幅 ( $D_H$ ) とした広域部流速のレイノルズ数で表した広域部速度、縦軸に極大値流速を用いて、関係を調べた。その結果、極大値は広域部レイノルズ数に比例して増加する結果が得られた。

### 2. 5. 2. 2 横方向気相速度極大値の発生位置

図2.23は、無次元発生位置 ( $X_{peak}/D_H$ ) と狭域部気相速度との関係を調べた図である。無次元発生位置は、狭域部気相速度とともに増加する。これは、狭域部気相速度の増加に連れて、広域部流速との速度差が小さくなり、横方向への速度ベクトルの角度が緩くなること及び狭域部速度の増加によって慣性力が増して、横方向へ変化しにくくなるためであると考えられる。また、クリアランスを大きくすると発生位置がスライドして大きくなる結果から、発生位置は、クリアランスとクリアランスの変化によって生じる狭域部気相速度の両方の影響が大きいと考えられる。

そこで、図 2.2 4 では、狭域部気相速度に加えてクリアランスの効果を考慮するため、横軸に代表長さにクリアランスを用いた狭域部流速( $Re_n$ )のレイノルズ数、縦軸に無次元発生位置( $X_{peak}/D_H$ )を用いて両対数座標を用いて関係を調べた。その結果、クリアランスを代表長さに用いた狭域部レイノルズ数を用いて、無次元発生位置を表すことができることがわかった。

### 2. 5. 2. 3 発生位置下流の横方向気相速度分布

図 2.1 9 の実験結果から、発生位置下流における横方向気相速度は、発生位置より流れ方向に単調に減少していることがわかる。

通常、下流の流れは上流に支配されることが多い。それ故、発生位置下流の流れは上流の  $x=0 \sim X_{peak}$  までの要素でまとめることができると考え、 $(v_g/D_H) Re_n^{-0.12} Re_w$  と減少割合との関係を調べた。結果を図 2.2 5 に示す。その結果、発生位置の上流と同じ要素で整理できた。

### 2. 5. 2. 4 スペーサ下流の気相速度分布式のまとめ

発生位置での横方向速度及び発生位置は、広域部レイノルズ数  $Re_w$ 、狭域部レイノルズ数表すことができ、

$$Vy_{peak} = 0.118 \frac{v_g}{D_H} Re_w \quad (2-18)$$

$$X_{peak}/D_H = 2.65 Re_n^{0.12} \quad (2-19)$$

$$\text{ここで、} Re_w = (V_w - \overline{u_g}) \cdot D_H / v_g \quad (2-20)$$

$$Re_n = V_n \cdot c / v_g \quad (2-21)$$

ここで、 $\overline{u_g}$  は、スペーサ上流の気相の平均流速である。

従って、流れ方向距離に対する横方向速度は、 $x=0 \sim X_{peak}$  の範囲では、以下の式で表される。

(発生位置の前領域)  $0 < x \leq X_{peak}$

$$Vy(x) = \frac{Vy_{peak}}{X_{peak}} x = 0.0445 \frac{v_g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \left( \frac{x}{D_H} \right) \quad (2-22)$$

他方、発生位置後流域での速度減少割合は、図 2.2 5 より、以下のように表される。

$$\frac{(Vy_{peak} - Vy_{150})}{(X_{peak} - 0.15)/D_H} = -0.035 \frac{v_g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \quad (2-23)$$

そうすると、発生位置後流域での横方向速度は、以下の式で表される。

(発生位置後流域)  $x > X_{peak}$

$$\begin{aligned}
 Vy(x) &= Vy_{peak} - \frac{(Vy_{peak} - Vy_{150})}{(X_{peak} - 0.15) / D_H} \frac{(x - X_{peak})}{D_H} \\
 &= \frac{v_g}{D_H} Re_w (0.211 - 0.035 Re_n^{-0.12} \frac{x}{D_H}) \quad (2-24)
 \end{aligned}$$

## 2. 5. 2. 5 スペーサ下流の気相速度分布式と実験データとの比較

図 2.2 6 は、 $j_g=30(\text{m/s})$ における、スペーサ肉厚とクリアランスを変化させた場合の横方向気相速度分布の実験値と実験式の比較を示している。図の縦方向の比較は、スペーサ肉厚を上から下へ 1、2、3(mm)と変化させた図、横方向の比較は、クリアランスを左から右へ 1、2、3(mm)と変化させた図を表している。実線で示されている実験式から求められた値は、実験データを良好に記述していることがわかる。

また、図 2.2 7 は、スペーサ肉厚及びクリアランスをそれぞれ 2(mm)に固定して、気相見かけ速度  $j_g$  の変化による、横方向気相速度分布の実験値と実験式の比較を示している。図は上から下へ、 $j_g=30, 45, 60, 75(\text{m/s})$  の場合の比較を示している。スペーサ上流の気相速度の変化に対しても、実験式から求められた値は、実験データを良好に記述していることがわかる。

## 2. 6 本章の結論

スペーサ下流の液滴付着率に及ぼすスペーサ形状の影響を、常温常圧の水空気を用いた開放矩形流路においてフェーズドップラー流速計 (PDA) を用いて調べた。得られた結論は以下の通りである。

- (1) スペーサにより分けられる気流の広域部と狭域部の速度差は、クリアランスの増加と共に伴い減少する。結果として、液滴付着率はクリアランスを広くすると減少する。
- (2) 広域部速度はスペーサ肉厚とともに増加する。それゆえ、液滴付着率はスペーサの肉厚の増加とともに増加する。
- (3) Run-off によるスペーサ下流の液滴径増加が、液滴径分布の計測データから確認された。

- (4) 摩擦損失及び縮流損失を考慮した偏流効果モデルを提唱した。提唱したモデルはスプレーサ下流の気相の広域部流速及び狭域部流速をよく説明することができる。
- (5) 矩形流路試験データに基づき、スプレーサ下流の流れ方向に沿った液滴付着分布式を作成した。

## 参考文献

- (2-1) Lahey, R.T., Shiralkar, B.S., Radcliffe, D.W., Polomik, E., “Out-of-Pile Subchannel Measurements in a Nine-Rod Bundle for Water at 1000 psia”, Progress in Heat and Mass Transfer, Vol.VI, Pergamon Press, New York(1972).
- (2-2) Kanazawa, T., Nagayoshi, T., Kawasaki, T. Amano, K., “Analysis of Turbulence Intensity and Coolant Droplet behavior around BWR Fuel Spacer”, J. Nucl. Sci. Technol.,32[10],1061-1063(1995).
- (2-3) Sugawara, S., “Droplet deposition and entrainment modeling based on the three-fluid model”, Nucl. Eng. Design 122 ,pp.67-84(1990).
- (2-4) Yano, T. Mitsutake, T., Moro-oka, S. and kimura, J., “Annular Two-Phase Flow Characteristics in a Circular Tube”, Proc. 2nd Int. Conf. on Multiphase Flow '95-Kyoto,Vol.1, IP2-19,(1995).
- (2-5) Kodama, E., Morishita, K., Aritomi, M., Yano, T., “Flow Behavior of Droplets Downstream of The Spacer”, Proc. First Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS98),(1998).

表 2. 1 実験条件

|  |                                     |
|--|-------------------------------------|
| <b>System Pressure</b>                           | <b>Atmospheric</b>                  |
| <b>Superficial Air Velocity <math>j_g</math></b> | <b>30m/s,45m/s,<br/>60m/s,75m/s</b> |
| <b>The number of measured droplets</b>           | <b>10000</b>                        |
| <b>Air Temperature</b>                           | <b>11~18°C</b>                      |
| <b>Water Temperature</b>                         | <b>11~20°C</b>                      |

表 2. 2 PDA 測定システムの計測範囲

|                                  |  |
|----------------------------------|--|
| <b>Velocity <math>V_x</math></b> | <b>-57.02~169.031m/s</b>                 |
| <b>Velocity <math>V_y</math></b> | <b>-32.45~32.45m/s</b>                   |
| <b>Diameter D</b>                | <b>0.41321~169.03 <math>\mu</math> m</b> |

表 2. 3 模擬スペーサの寸法

| <b>Spacer Type</b> | <b>Thickness (mm)</b> | <b>Clearance (mm)</b> |
|--------------------|-----------------------|-----------------------|
| <b>1</b>           | <b>1</b>              | <b>2</b>              |
| <b>2</b>           | <b>2</b>              | <b>2</b>              |
| <b>3</b>           | <b>3</b>              | <b>2</b>              |
| <b>4</b>           | <b>2</b>              | <b>1</b>              |
| <b>5</b>           | <b>2</b>              | <b>3</b>              |

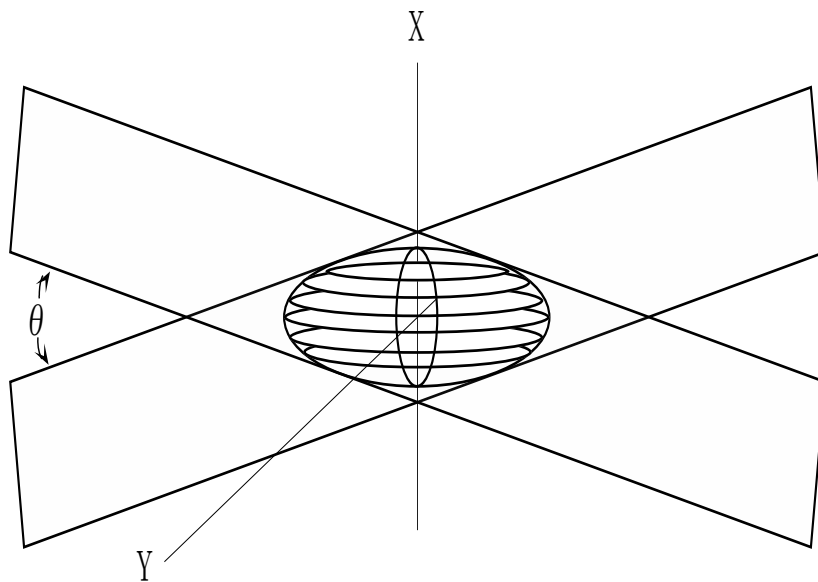


図 2. 1 レーザ交差点と干渉縞

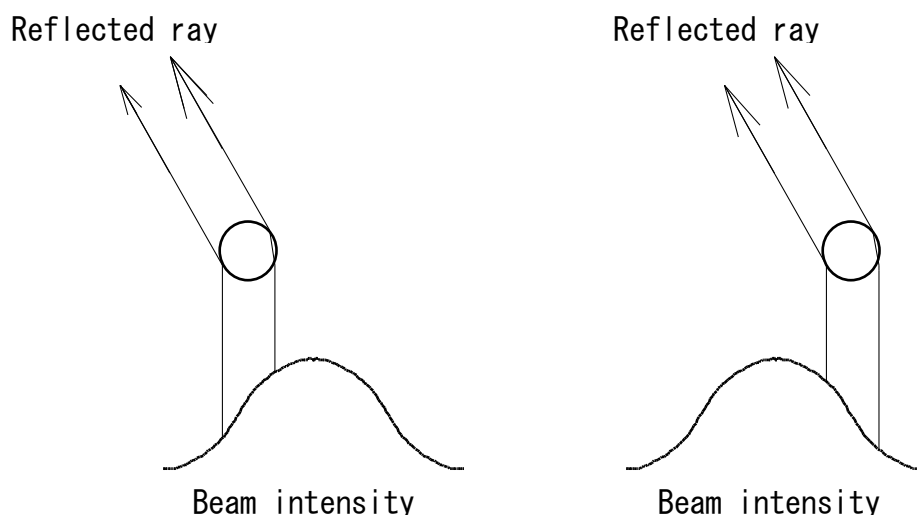


図 2. 2 測定体積を通過する粒子

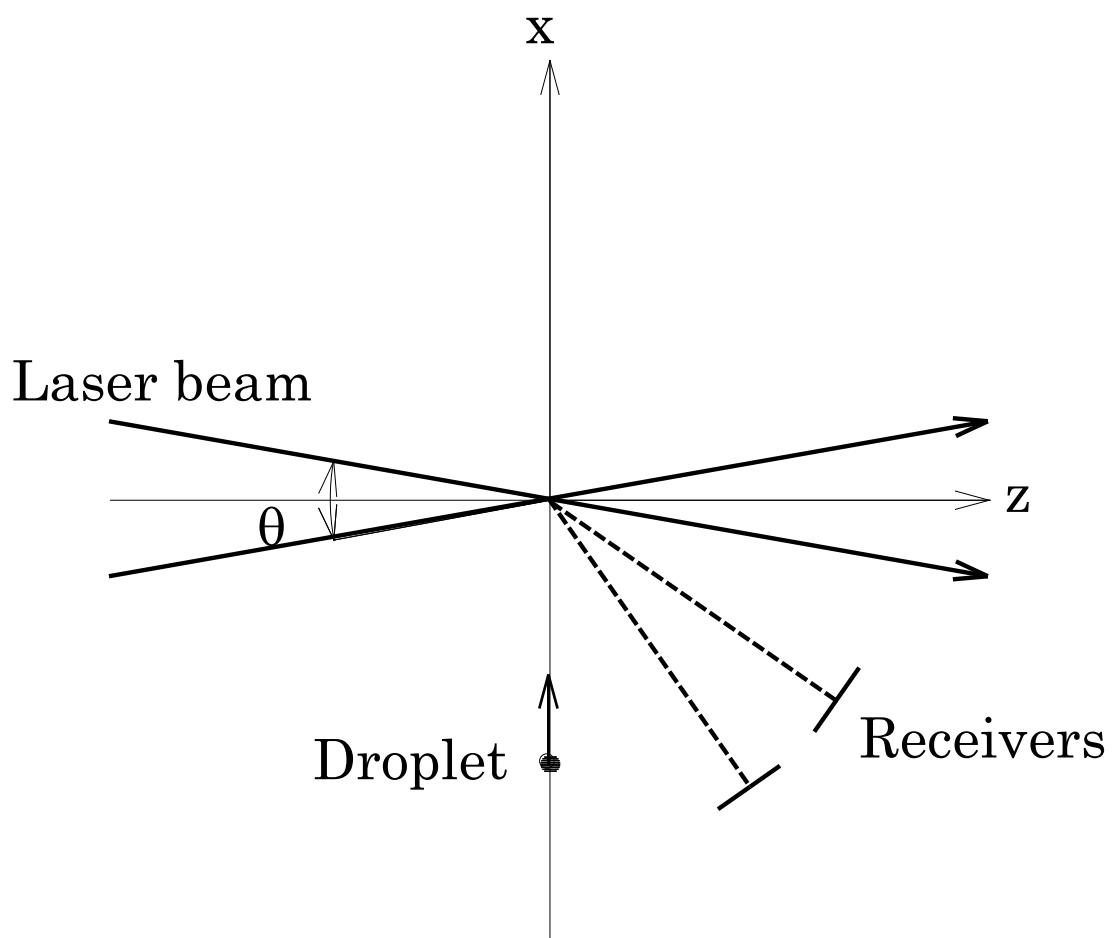


図 2. 3 PlanerPDA 光学レイアウト

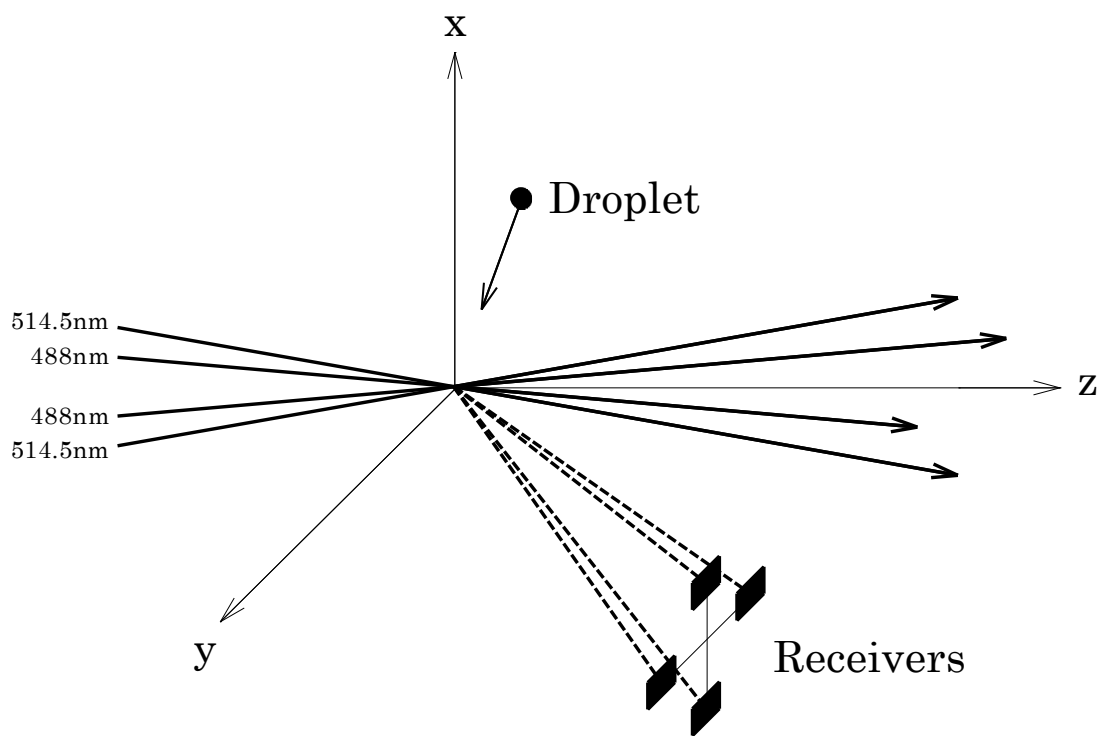


図 2. 4 Dual-PDA レイアウト

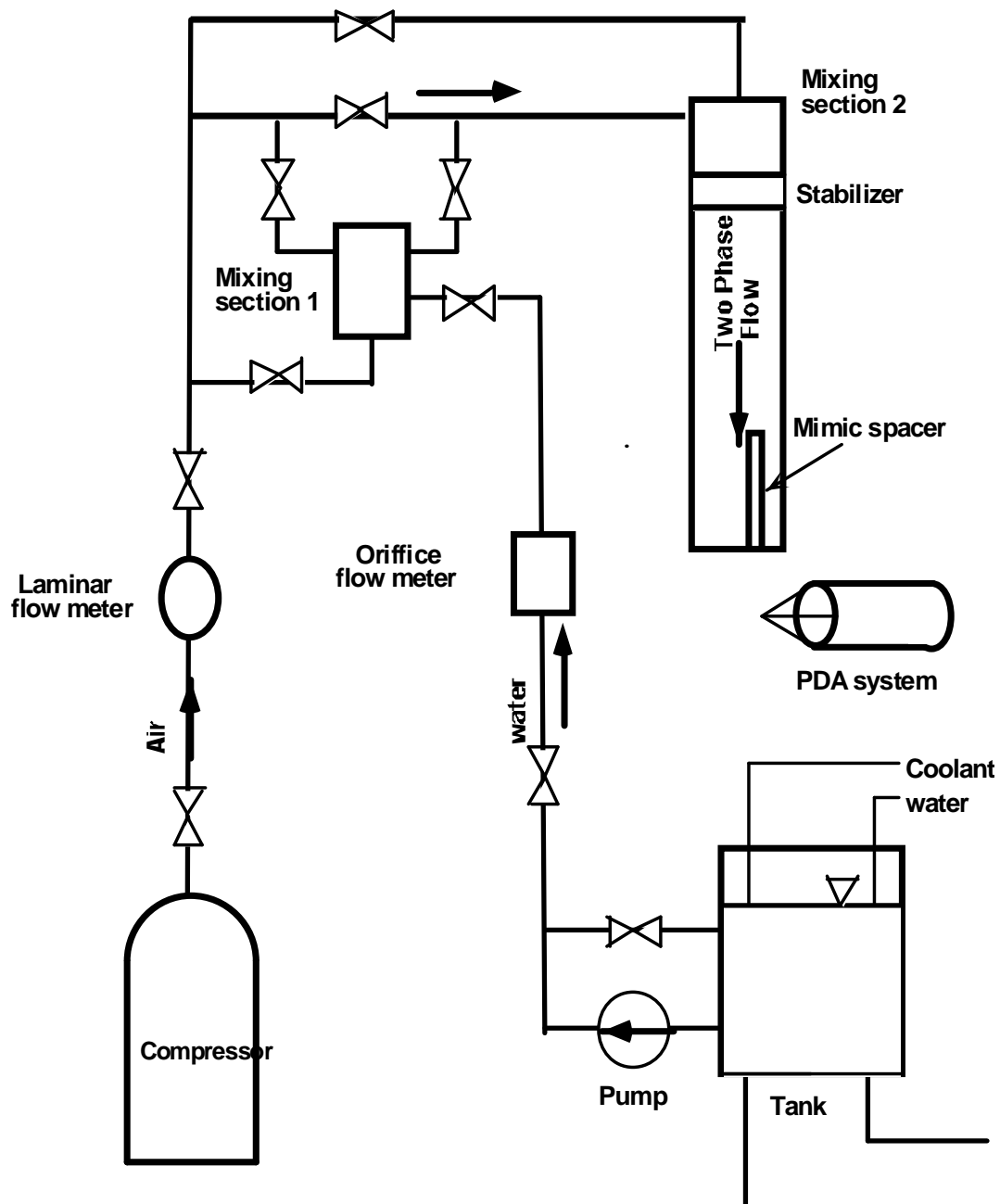


図 2.5 実験装置

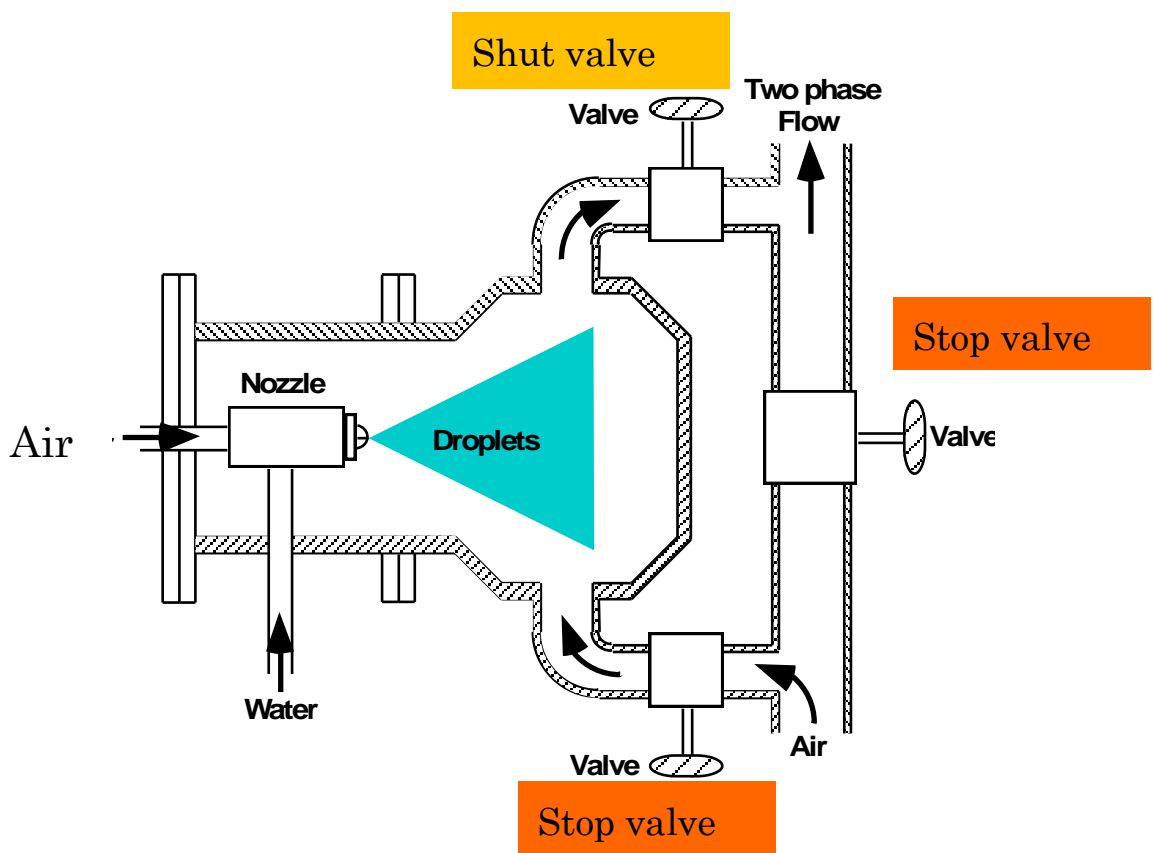


図 2.6 液滴混合部の詳細図 (混合部 1)

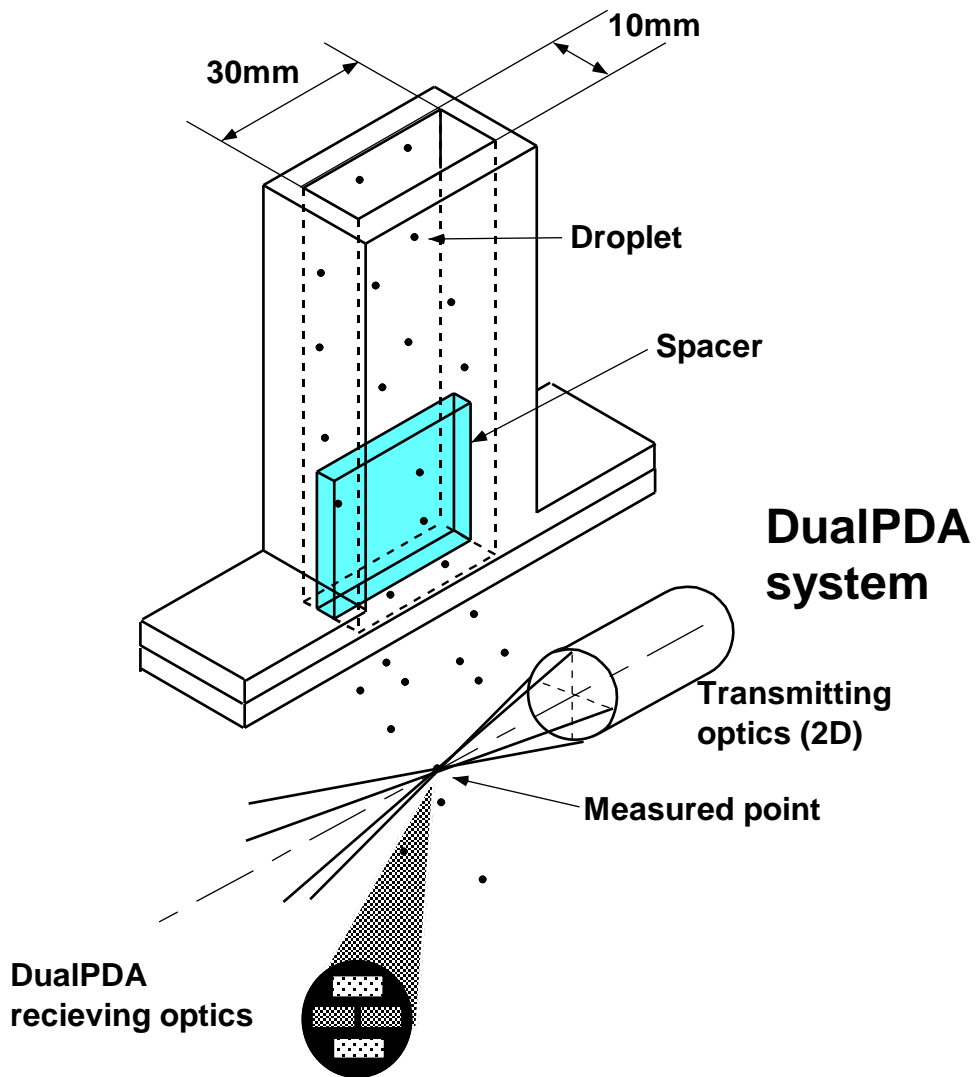


図 2.7 Dual-PDA 計測システム

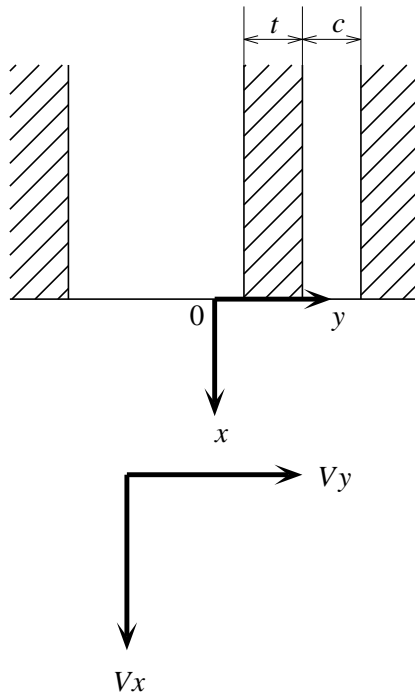
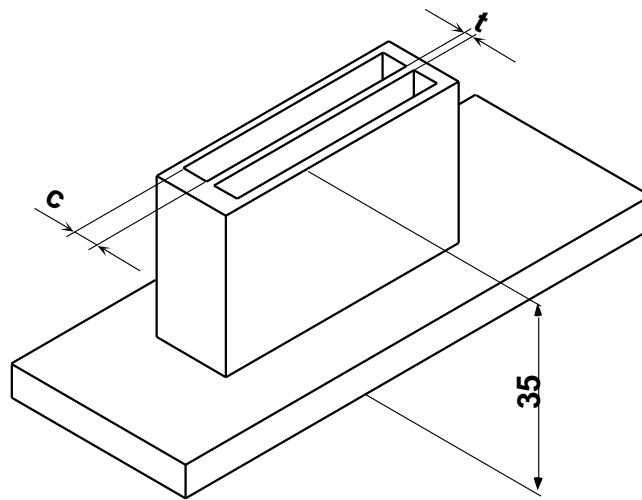


図 2.8 計測軸の説明



**t: Thickness**

**c: Clearance**

図 2.9 試験片形状

## ■ BIMV ※※075

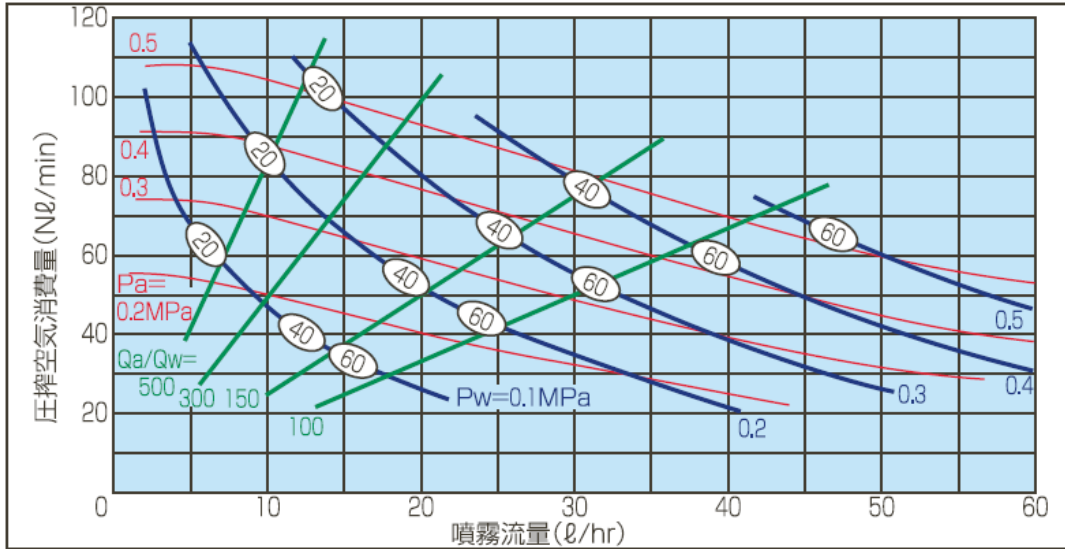


図 2. 1 0 二流体ノズル性能曲線(池内製 BIMV45075；出典(株)池内 二流体ノズル製品  
カタログ)

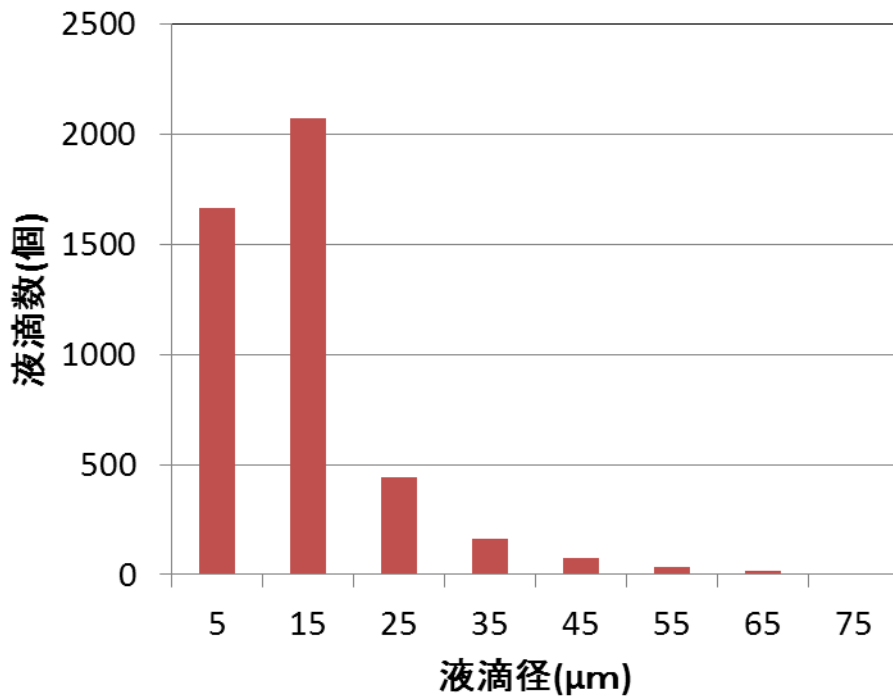


図 2.1 1 トレーサ液滴径の頻度分布(ガウター平均径 30 μ m)

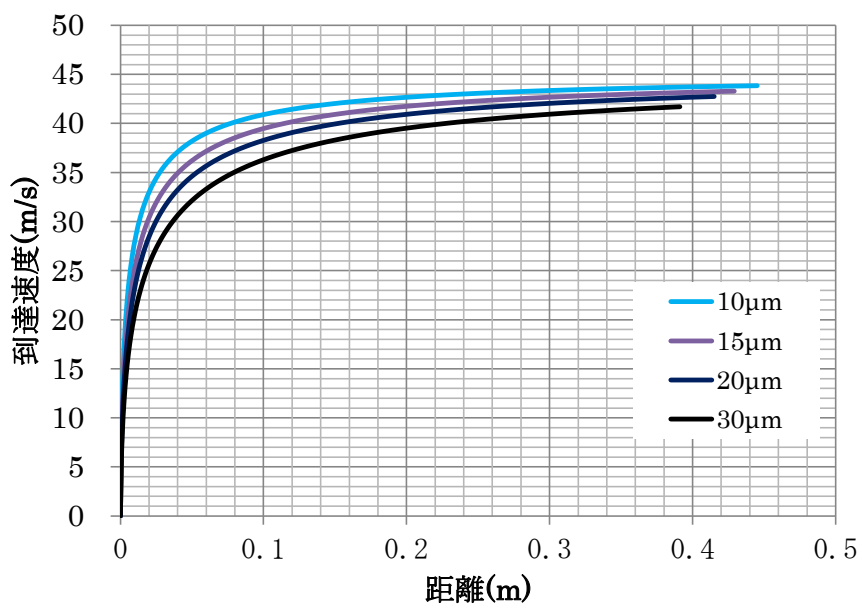
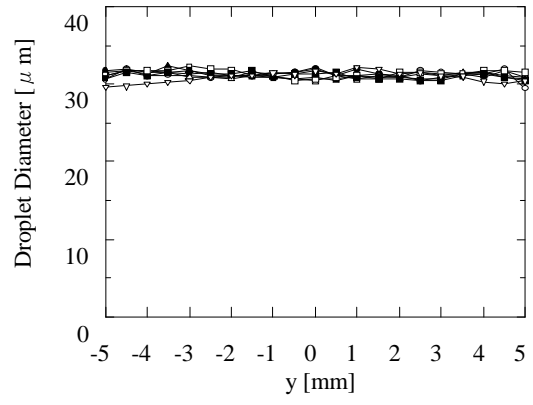
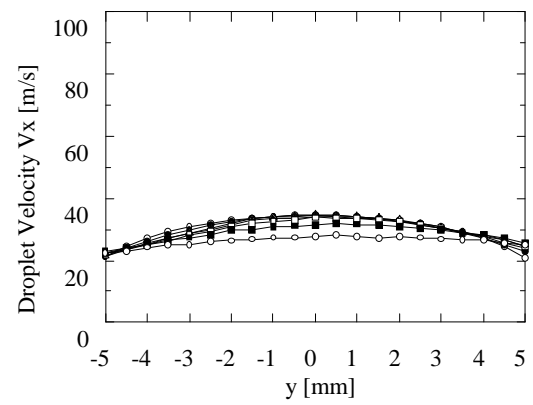


図 2.1.2 トレーサ液滴の気相への追従距離( $j_g=45(\text{m/s})$ )

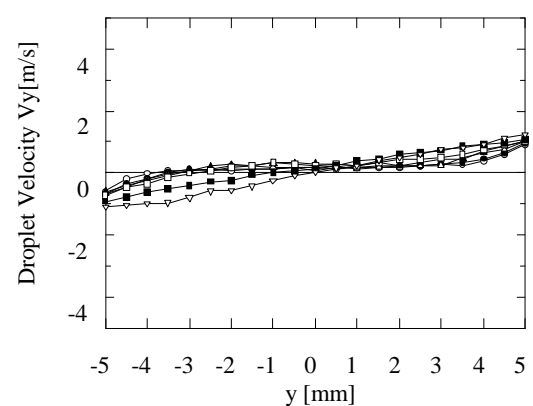
$j_g = 30 \text{ m/s}$  No Spacer  
 Distance from downstream spacer  
 ○ 10mm ● 20mm △ 30mm  
 ▲ 40mm □ 50mm ■ 70mm ▽ 100mm



(a) Distribution of droplet diameter



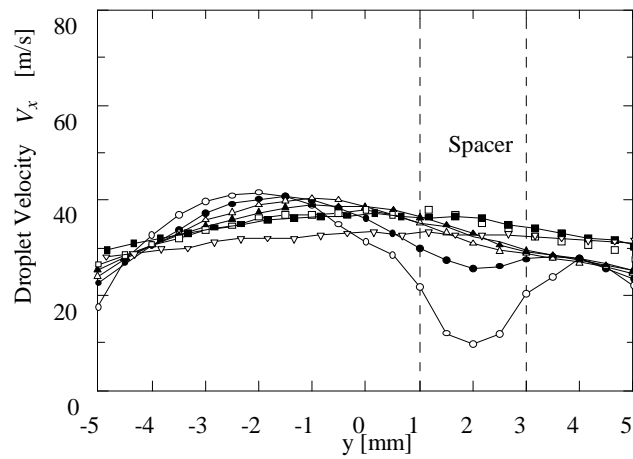
(b) Velocity distribution for longitudinal direction



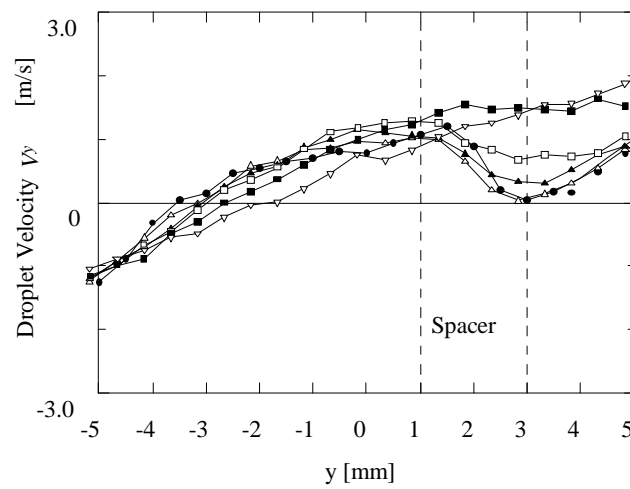
(c) Velocity distribution for lateral direction

図 2.13 スペーサなし場合の実験結果( $j_g=30\text{m/s}$ )

$j_g = 30 \text{ m/s}$     Thickness: 2mm    Clearance: 2mm  
 Distance from downstream of the spacer  
 ○ 10mm    ● 20mm    △ 30mm  
 ▲ 40mm    □ 50mm    ■ 70mm    ▽ 100mm



(a) Distribution of the longitudinal gas velocity



(b) Distribution of the lateral gas velocity

図 2.1 4 スペーサ下流の気相速度分布( $j_g=30\text{m/s}$ )

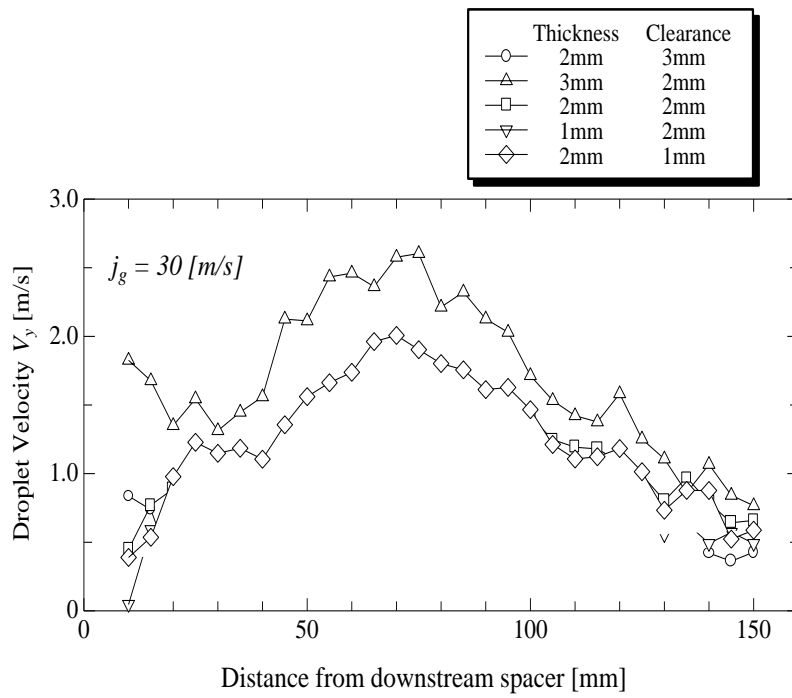


図 2.1 5 スペーサ下流の横方向速度分布( $j_g=30\text{m/s}$ )

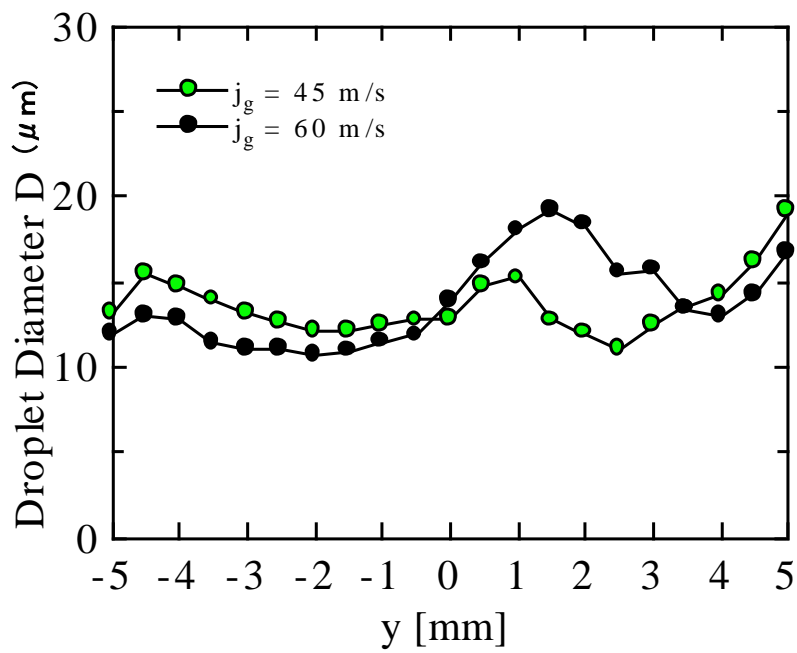


図 2.1 6 スペーサ下流の液滴径分布

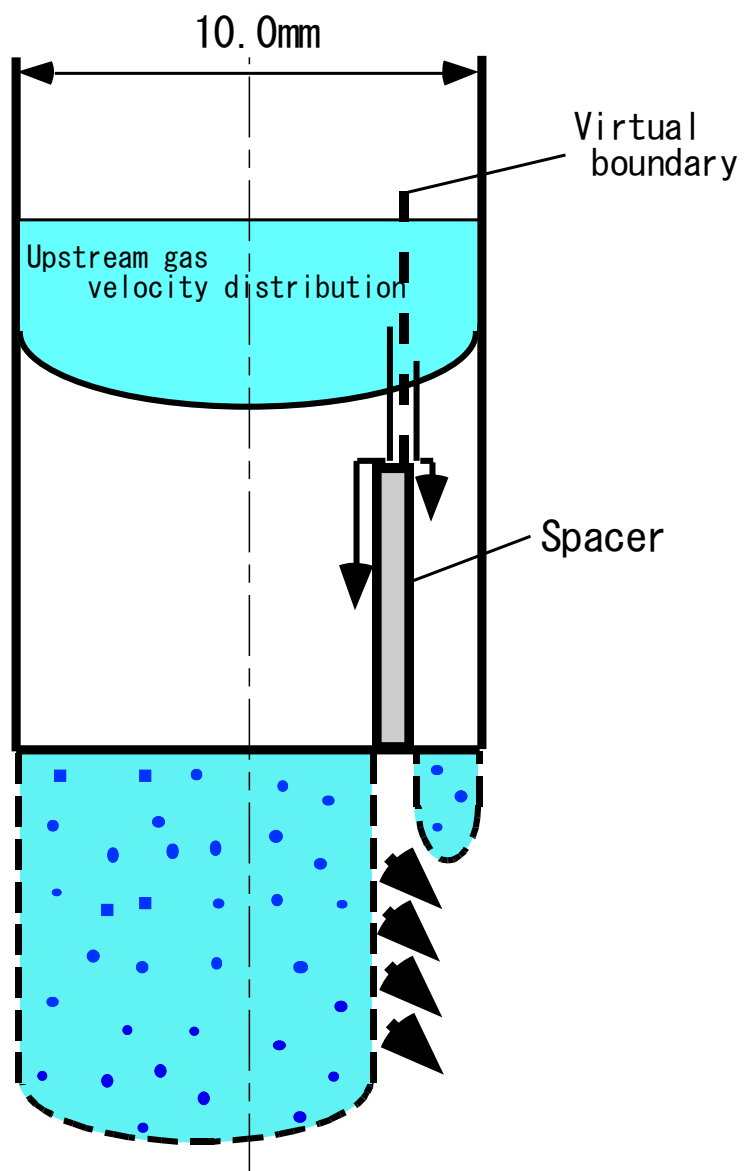
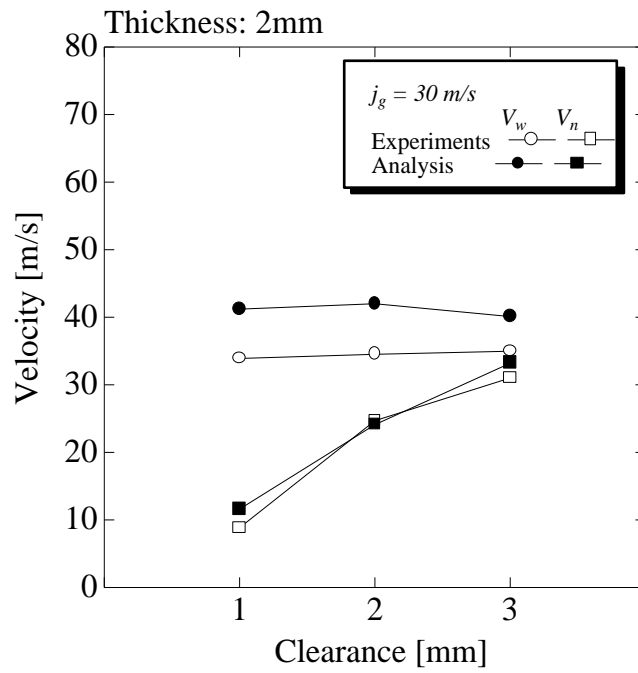
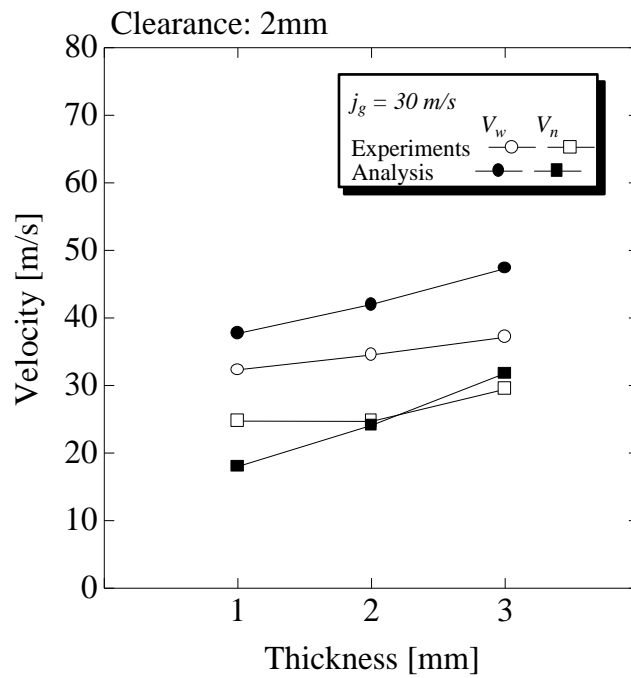


図 2.1 7 仮想境界の定義



(a) Clearance effects



(b) Thickness effects

図 2.18 偏流速の実験結果と解析結果の比較( $j_g=30\text{m/s}$ )

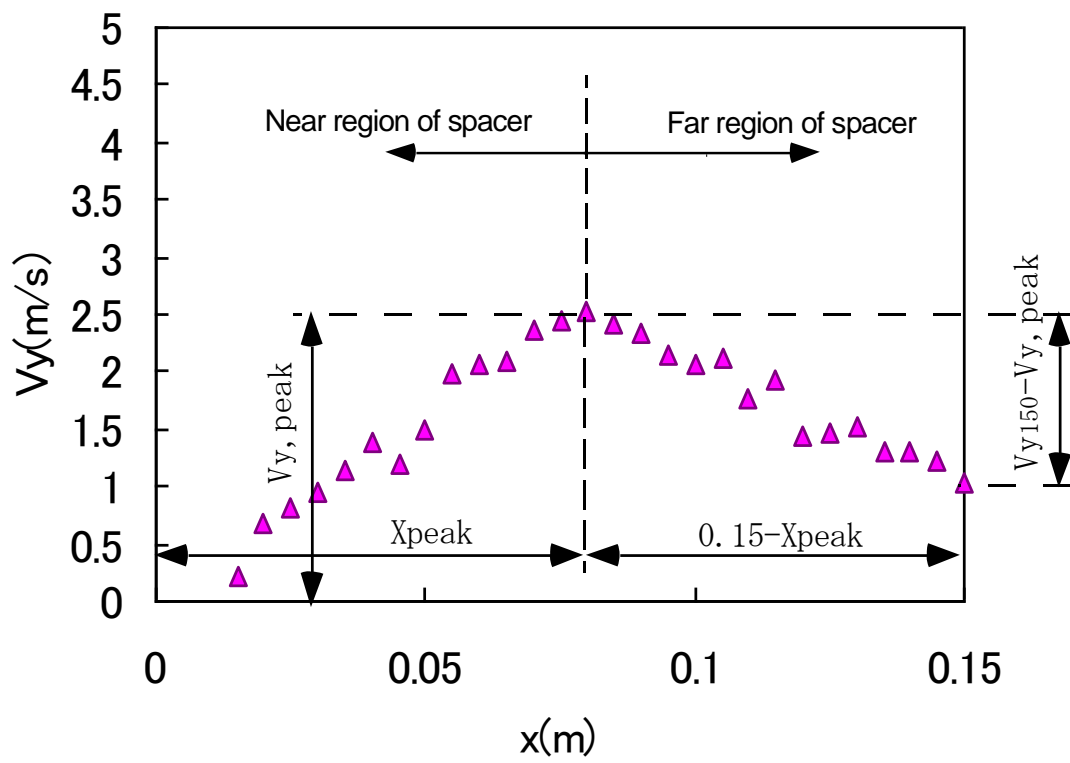


図 2.1 9 横方向速度における各変数の定義

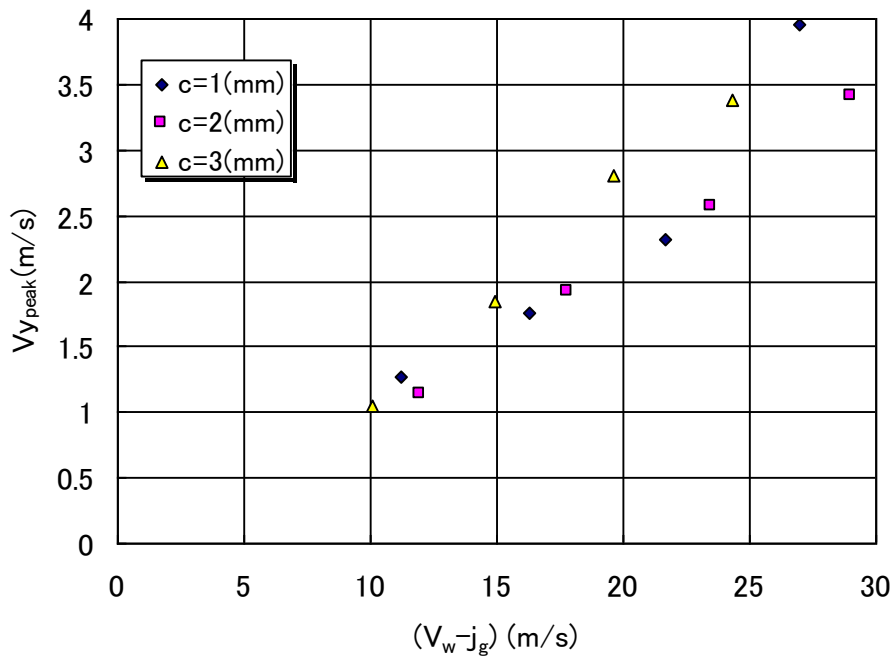


図 2.20 横方向極大値に及ぼす広域部速度の影響  
(スパーサ肉厚=2mm)

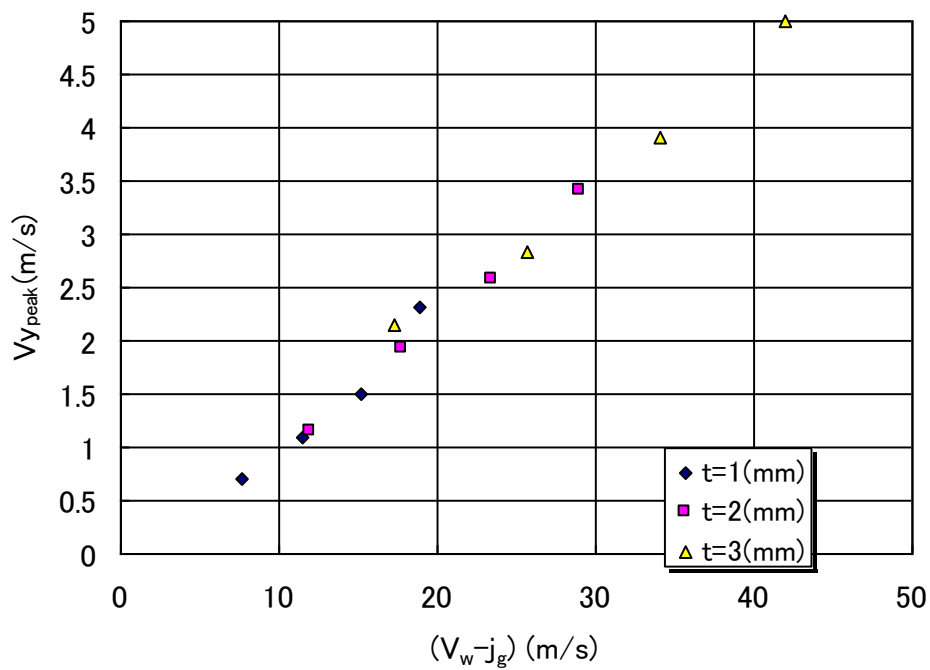


図 2.21 横方向極大値に及ぼす狭域部速度の影響  
(クリアランス=2mm)

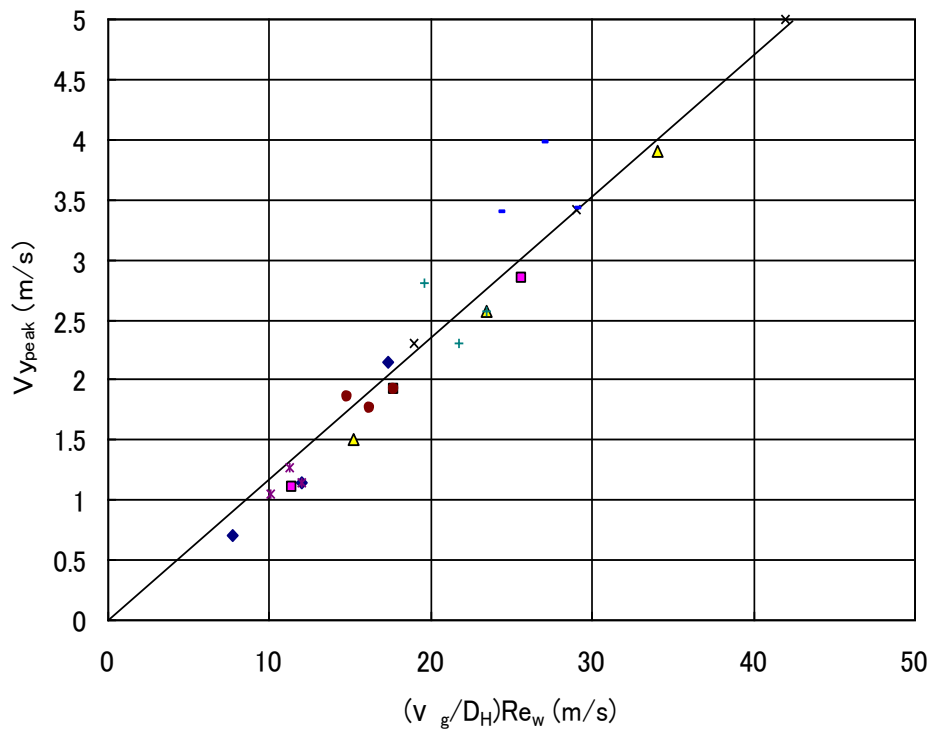


図 2.2.2 横方向極大値に及ぼす広域部速度の影響 (全条件)

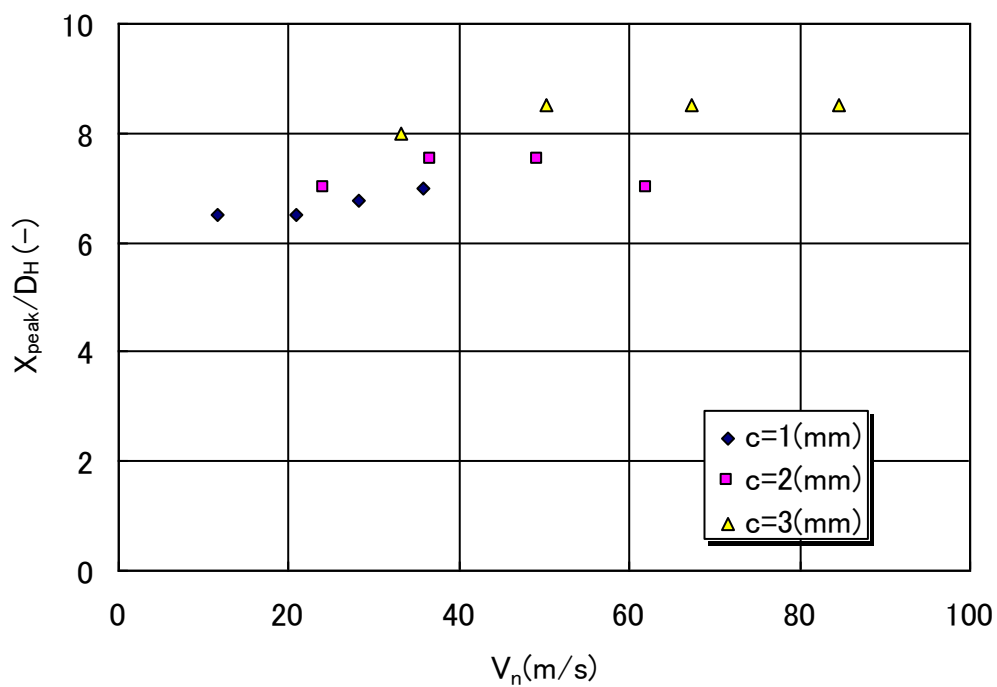


図 2.2.3 極大値発生位置に及ぼす狭域部速度の影響  
(スペーサ肉厚=2mm)

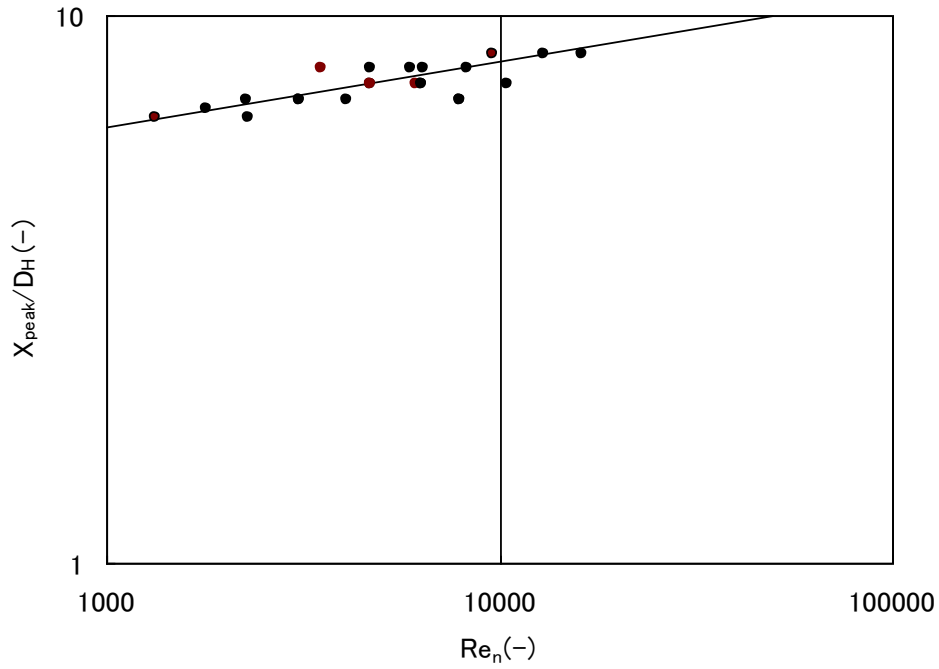


図 2.2 4 狭域部レイノルズ数と極大値発生位置との関係

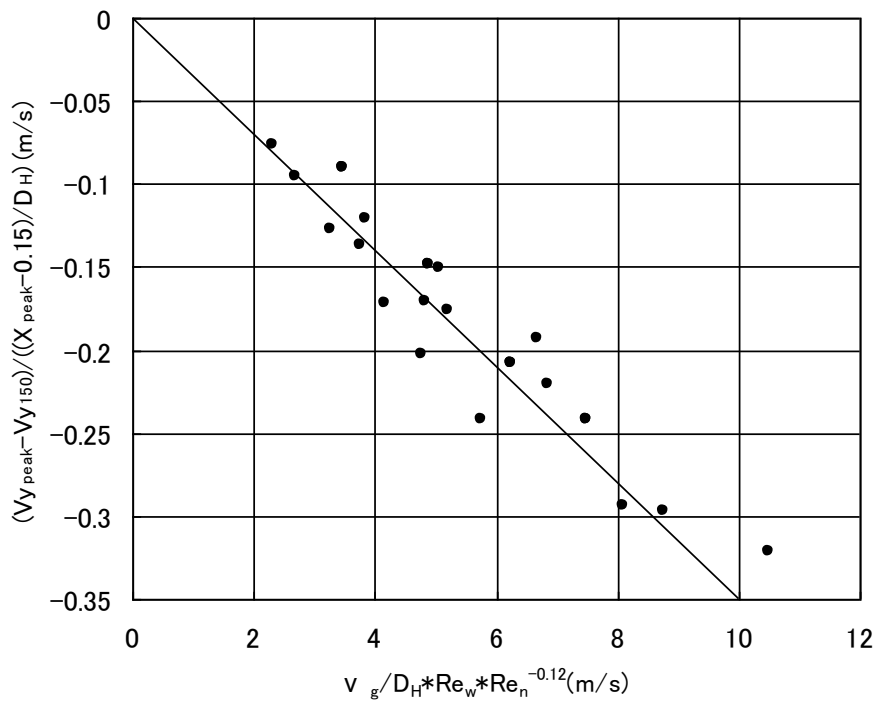


図 2.2 5 極大値発生位置下流域の横方向速度の勾配と偏流速度より得られたレイノルズ数との関係

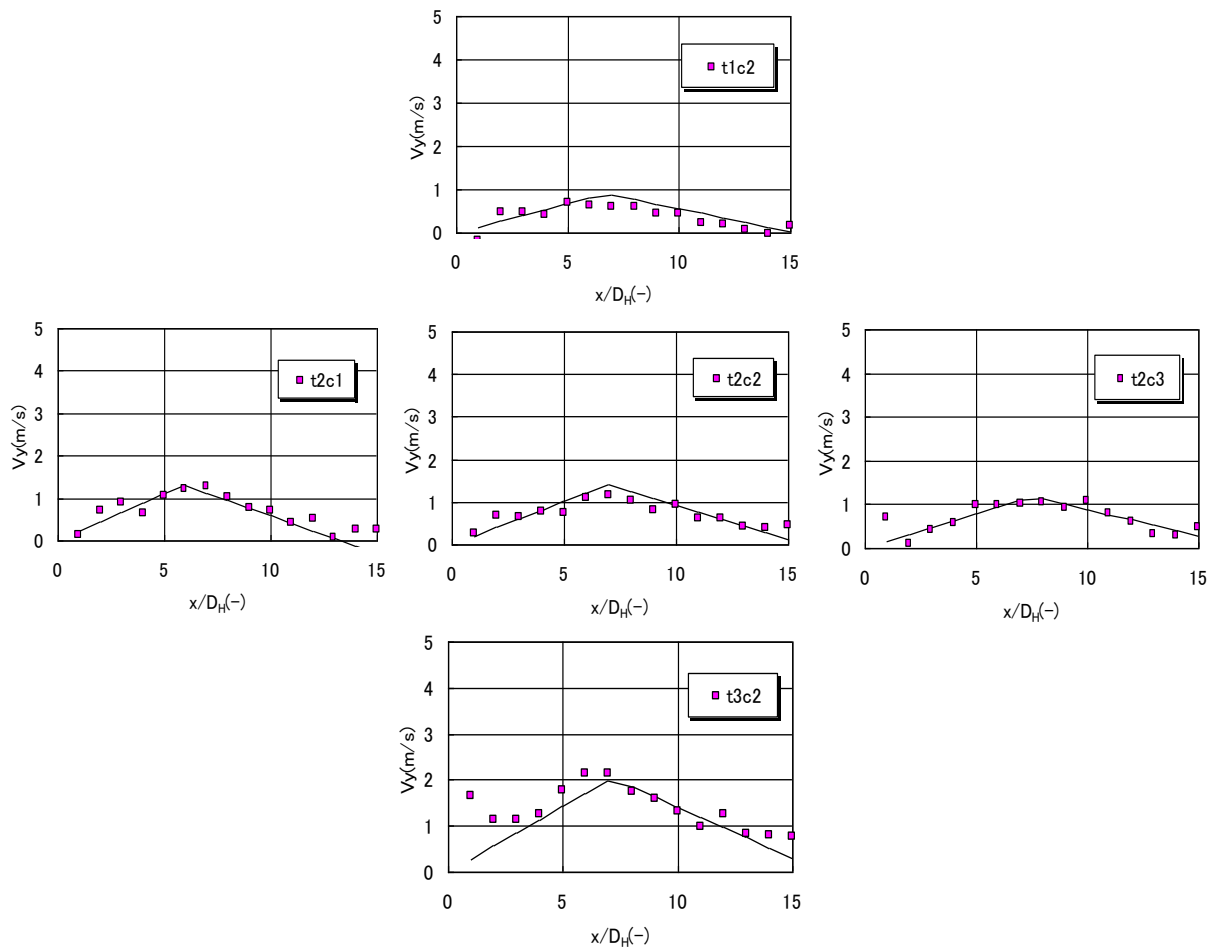


図 2.2 6 横方向速度分布の実験データと本モデル式との比較 ( $j_g=30\text{m/s}$ )

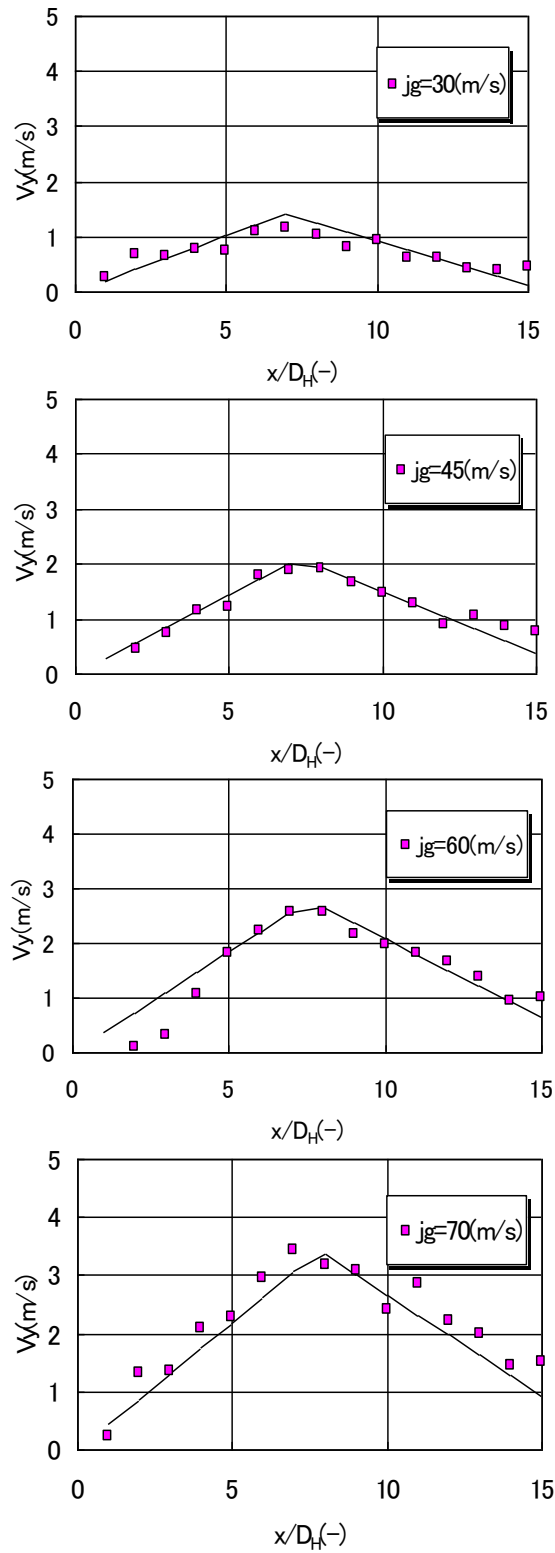


図 2.27 横方向速度分布の実験データと本モデル式との比較  
(スペーサ肉厚=2mm、クリアランス=2mm)

### 第3章 リング型模擬スプレーサを用いた圧力損失と液膜飛散モデル(液滴発生効果)

#### 3.1 はじめに

燃料集合体内部の流れに及ぼすスプレーサ形状効果として、液滴付着効果、液膜飛散(液滴発生)効果及びスプレーサによる圧力損失があり、第2章では液滴付着効果のモデル作成を行った。

本章では、スプレーサによる圧力損失の定式化を行うため、垂直円管流路に試験流体として常温常圧の水-空気を流すことにより、燃料集合体内部の流れ(環状噴霧二相流)を模擬した実験装置を用い、流路内部に挿入した模擬スプレーサの局所圧力損失を測定し、スプレーサ形状の影響を調べる。

スプレーサ部材の圧力損失に関する研究は、流路内の摩擦損失と区別され、局所圧力損失として研究されてきた。スプレーサによる局所圧力損失は、摩擦損失との相関から、以下の形で表される。

$$\Delta p_{local} = K \frac{G^2}{2\rho_f} \Phi \quad (3-1)$$

スプレーサの局所圧力損失については、気相及び液相(液滴、液膜)による圧力損失を別々に計算して、足しあわせる方法も考えられるが、Fitzsimmons(1964)<sup>(3-1)</sup>は、パイプ、チーズ、エルボ及びバルブの二相圧力損失に均質流の増倍係数が適用できることを示した。また、格子型スプレーサについて、単相流での圧力損失係数を実験から求め、均質流に基づき二相増倍係数を与える方法でかなり良く予測できることが報告されている。損失係数  $K$  に対して、スプレーサの流路閉塞率から求められる損失係数が考えられてきた(Geiger(1964)<sup>(3-2)</sup>)<sup>(3-2)</sup>が、実際の燃料スプレーサの損失係数  $K_{sp}$  では、単相流実験から求める方法が取られている(Lahey and Moody(1977)<sup>(3-3)</sup>)<sup>(3-3)</sup>。現行のリング型スプレーサについても、同様の方法が用いられている。しかしながら、スプレーサの形状効果(肉厚、クリアランス)が及ぼす圧力損失への影響を調べた研究は見られない。

一方、スプレーサによる液膜飛散(液滴発生)効果については、これまで、実験及び定式化のための研究はなされたものがない。本章では、スプレーサによる局所圧力損失とスプレーサによる液膜飛散(液滴発生)効果に関連させ、液滴発生量に及ぼすスプレーサ形状効果の定式化を行う。

#### 3.2 円管環状噴霧流実験装置と実験条件

### 3. 2. 1 流路寸法の実機形状との模擬性

BWR 燃料集合体ステップⅡ型(高燃焼度 8×8 燃料)は、全長約 3.7(m)、約 520 mm 間隔ごとに軸方向に 7 個のスペーサにより、燃料棒は保持されている。燃料棒径は、約 12 mm、燃料棒間隔は約 16 mm である。図 3. 1 に示すように管群流路における流路は、4 本のロッドに囲まれた流路(サブチャンネル)を一つの流路単位として扱われるため、円管流路に単純化して取り扱われることが多い。先に示した数値より、4 本の燃料棒で囲まれる流路での水力等価直径は約 13 mm となる。それゆえ、本研究では、代表寸法を 10 mm~20 mm の範囲で実験装置を製作し、実験を行っている。

スペーサの高さは約 30 mm、肉厚約 0.6 mm、燃料棒とスペーサ間の間隙(クリアランス)は約 1.3 mm である。また、流路内におけるスペーサの閉塞率は、約 23% となる。例えば、直径 13 mm の円管では、肉厚 1.6 mm のリング型模擬スペーサが、実機スペーサと同等の閉塞率となる。それ故、この値の前後を実験条件として包含し、大きく外れない範囲でスペーサ寸法範囲を決定している。

### 3. 2. 2 流動条件の実機流動条件との模擬性

#### 1) 気相速度の考察

液滴流量率は、気相速度によって概ね決定される。液滴発生に影響する物理量としては、界面摩擦力があり、これを実機と同等することが相似的に重要である。界面摩擦力は

$$\tau_i = C_i \cdot \frac{1}{2} \rho_g (u_g - u_f)^2 \quad (3-2)$$

ここで、 $\rho_g$ 、 $u_g$ 、 $u_f$  はそれぞれ、気相密度、気相速度、液膜速度である。

$C_i$  は、ブラジウスの摩擦係数で、以下のように与えられる。

$$C_i = 0.079 / \text{Re}^{0.25} \quad (3-3)$$

液膜速度は、気相速度に対して無視できるとすると、界面摩擦力は以下のように与えられる。

$$\tau_i = C_i \cdot \frac{1}{2} \rho_g u_g^2 \quad (3-4)$$

ここで、スーパーSCRIPT(′)を低圧の空気-水条件での値、二重スーパーSCRIPT(″)、を 70 気圧の BWR 通常運転条件下での値とすると、両条件で界面摩擦力を同等とすることで、低圧の水-空気条件での空気速度を求めることができる。

$$\tau_i' = \tau_i'' \quad (3-5)$$

$$\left( \frac{u_g' \cdot D}{\nu'} \right)^{-0.25} \rho_g' u_g'^2 = \left( \frac{u_g'' \cdot D}{\nu''} \right)^{-0.25} \rho_g'' u_g''^2 \quad (3-6)$$

$$\left( \frac{u_g'}{u_g''} \right)^{1.75} = \left( \frac{\nu'}{\nu''} \right)^{-0.25} \left( \frac{\rho_g''}{\rho_g'} \right) \quad (3-7)$$

$\nu'$ 、 $\rho'$  にそれぞれ、大気圧下での空気の値、 $\nu''$ 、 $\rho''$  にそれぞれ、70 気圧下での水蒸気での値を代入すると、

$$\begin{aligned} \left( \frac{u_g'}{u_g''} \right) &= \left( \left( \frac{15.6 \times 10^{-6}}{0.566 \times 10^{-6}} \right)^{-0.25} \cdot \left( \frac{33.2}{1.16} \right) \right)^{\frac{1}{1.75}} \\ &= 4.23 \end{aligned} \quad (3-8)$$

BWR 通常運転時における、燃料集合体上部での蒸気速度は、約 12(m/s)であることから、

$$u_g' = 4.23 \times u_g'' = 4.23 \times 12 = 50.8(m/s) \quad (3-9)$$

他方、Wallis(1969)<sup>(3-4)</sup>による環状流における、以下の界面摩擦式も提案されている。ここで、 $\delta$ は液膜厚さである。

$$C_i = 0.005 \times (1 + 300\delta / D) \quad (3-10)$$

上式を用いると、常圧での空気速度と 70 気圧での蒸気速度の比は、

$$\begin{aligned} \left( \frac{u_g'}{u_g''} \right) &= \left( \left( \frac{15.6 \times 10^{-6}}{0.566 \times 10^{-6}} \right) \cdot \left( \frac{33.2}{1.16} \right) \right)^{\frac{1}{2}} \\ &= 5.35 \end{aligned} \quad (3-11)$$

$$u_g' = 5.35 \times u_g'' = 5.35 \times 12 = 64.2(m/s) \quad (3-12)$$

従って、BWR の通常運転時での気相速度を模擬する場合、50~70(m/s)を包含する条件が妥当となる。

次に、液相の見かけ流速について考察する。クオリティー $x$ は、以下のように定義される。ここで、 $j_g$ 、 $j_l$ はそれぞれ、気相及び液相の見かけ流速である。

$$x = (\rho_g j_g) / (\rho_g j_g + \rho_l j_l) \quad (3-13)$$

それ故、液相の見かけ流速は、

$$j_l = \left( \frac{1-x}{x} \right) \cdot \left( \frac{\rho_g j_g}{\rho_l} \right) \quad (3-14)$$

BWR の通常運転時における燃料集合体上部での蒸気クオリティー $x$ は 25~30% である。クオリティー $x=30\%$ 、 $j_g=50$  (m/s) の場合の値を求めると、

$$j_l = \left( \frac{1-0.30}{0.30} \right) \cdot \left( \frac{1 \times 50}{1000} \right) = 0.11 \quad (3-15)$$

また、クオリティー $x=25\%$ 、 $j_g=70$  (m/s) では、 $j_l=0.21$  (m/s) である。従って、気相見かけ流速、 $j_g=50\sim 70$  (m/s)、 $j_l=0.1\sim 0.2$  (m/s) を包含する条件範囲で実験を行うこととしている。尚、 $j_g=70$  (m/s)、 $j_l=0.2$  (m/s) における液滴流量率は約 50% で、BWR 通常運転時での値と同等である。

### 3. 2. 3 実験装置と実験条件

本研究に使用した実験装置の概略図を図 3.1 に示す。実験装置は、コンプレッサー、ポンプ、テスト部と計測システムから構成されている。給水タンク内の水は、液膜厚さ計測のため電気伝導度 (25°C, 350  $\mu$  S/cm) を調整され、ポンプによりテスト部下部の混合部へと導かれ、流路内に液膜状に注入される。水流量は途中のオリフィスにより計測される。一方、空気はコンプレッサーにより圧送され混合部の上流で圧力を 0.3MPa に調整され流量測定された後、混合部へ流入する。テスト部へ流入した水-空気二相流は鉛直方向へ流れるに従って発達し、環状噴霧流となり計測部を通り流路上部のタンクで気水分離されて、空気は大気解放、水は給水タンクへと循環する。

テスト部流路は、内径 19.8 (mm) のアクリルパイプで全長 4900 (mm)、混合部からスパーサ取付部まで 4000 (mm)、スパーサ取付部では膜圧式差圧伝送器によりスパーサの圧力損失を計測した。圧力損失の計測に用いた膜圧式差圧伝送器は、(株) 司測研製 (差圧センサー ; SDP-133, No. JD204、センサー増幅器 SPX-D, No. 50204、差圧計測範囲 0~1500mmH<sub>2</sub>O) のものを用いた。

実験条件は、表 3.1 に示すように、空気見かけ流速  $j_g=30\sim 50$  (m/s)、水見かけ流速  $j_l=0.04\sim 0.1$  (m/s) の範囲で行った。 $j_g=50$  (m/s) は原子炉の定格出力における気相運動量との相似か

ら求められる値である。 $j_1=0.04\sim 0.1$ (m/s)はこの気相流速における定格出力のクオリティーと同等から2倍の値をカバーする条件である(Yano et al.(1997)<sup>(3-5)</sup>)。テストピースは図3.2に示すリングタイプを用い、実際の燃料スパーサの流路閉塞率とほぼ同じ値の範囲のものを用いた。試験に用いたリング型スパーサの寸法を表3.2に示す。

### 3.3 リング型模擬スパーサによる圧力損失の定式化

#### 3.3.1 単相流での圧力損失

##### 3.3.1.1 スパーサがない場合

始めに、スパーサがない場合の空気単相の圧力損失測定結果とブラジウス式との比較を図3.3に示す。空気単相の圧力損失結果は  $j_g=0\sim 50$ (m/s)の範囲のデータで、ブラジウス式と良い一致を示すことを確認した。次に、水-空気二相流における圧力損失の試験結果について述べる。図3.7は、水の見かけ流速を  $j_l=0.03\sim 0.1$ m/s、空気の見かけ流速を  $j_g=30\sim 50$ (m/s)の範囲で変化させて得られた二相圧力損失の結果と、気相単相流の圧力損失の比( $\phi^2=\Delta P_{tpf}/\Delta P_{spf}$ )を縦軸、横軸にマルチネリパラメータをとり傾向を調べた図である。実線はChisholm et al.(1969)<sup>(3-6)</sup>の式で  $C=21$  とした場合の値で、本試験データは破線で近似され( $C=38$ )、実線よりも大きな値を示した。均質流を仮定して作られたChisholmの式と比較して大きな値となった理由として、流れが環状噴霧流であることによる液膜の波立ち、液滴発生及び付着に伴う圧力損失が考えられる。しかしながら、係数Cを変化させることで、環状噴霧流の流れに対しても基本的にChisholmの式を用いることができることが明らかになった。

##### 3.3.1.2 単相圧力損失に及ぼすスパーサ形状の定式化

図3.6は、スパーサがある場合の気相単相での圧力損失に及ぼすスパーサ肉厚の影響を示した図で、圧力損失はスパーサ肉厚を厚くするにつれて増加した。これは、スパーサ肉厚が増加するとスパーサによる流路閉塞率が増えることにより、抵抗(流路の縮流)が強くなるためである。図3.7は、縦軸に気相の動圧で無次元化した気相単相圧力損失、横軸を無次元化したスパーサ肉厚を用いて整理した結果で、試験データの気相速度による変化が少なくなり良くまとまることが分かった。図3.8は、無次元の気相圧力損失に及ぼす無次元スパーサ肉厚の影響を両対数で調べた図で、無次元の気相圧力損失は無次元スパーサ肉厚の1.2乗に比例して増加することがわかった。

図 3. 9 は、気相単相圧力損失に及ぼすクリアランスの影響を示す。気相単相圧力損失は、クリアランスが小さい場合は低い値となった。これは、スペーサが壁面近傍の気相流速が低い所に位置するためであると考えられる。クリアランスを大きくしていくと、圧力損失は一時的に増加する。これは、狭域部の気相速度が低く、スペーサ下流で死水域が形成されるためであると考えられる。さらにクリアランスを大きくすると、圧力損失は減少した。これは、狭域部を流れる気相流速が増加し、主流部と狭域部を流れる気相速度の差（偏流速差）が小さくなり、死水域が解消されていくためであると考えられる。

流路内での気相流速分布を考慮するため、乱流における速度分布（1/7 乗則）を導入し、気相単相圧力損失の無次元化を行った。流路内の 1/7 乗則に基づく速度分布は以下で表される。

$$u_g(y) = u_0(y/r)^{1/7} = u_0\{2y/D_H\}^{1/7} \quad (3-16)$$

$y$  は径方向座標、 $r$  は半径 ( $=D_H/2$ )、 $u_0$  は流路中心速度である。ここで、乱流では流路平均速度と中心速度は比例するので、以下のように書ける。

$$\bar{u}_g \propto u_0 \quad (3-17)$$

そうすると、径方向の速度分布を考慮した、スペーサ部材の位置する所での、動圧は以下のように書き表される。

$$\frac{1}{2}\rho_g u_g^2 \propto \frac{1}{2}\rho_g \bar{u}_g^2 (2c/D_H)^{2/7} \quad (3-18)$$

図 3. 1 0 は、流路内での気相流速分布を考慮するため、(3-18) 式を用い、気相単相圧力損失を無次元化、無次元クリアランスの影響を調べた図である。図から、無次元気相圧力損失は無次元クリアランスに対して、 $\exp^{-6.5(c/D_H)}$  に比例することがわかった。

図 3. 1 1 は、気相単相圧力損失と無次元スペーサ肉厚及びクリアランスとの関係を調べた図である。図から、傾きが 100 となり、単相における形状効果関数として以下の式が得られた。

$$R_{spf} = \frac{\Delta P_{spf}}{\frac{1}{2}\rho_g \bar{u}_g^2 (2c/D_H)^{2/7}} = 100(t/D_H)^{1.2} \cdot \exp(-6.5c/D_H) \quad (3-19)$$

### 3. 3. 2 環状噴霧二相流での圧力損失

図3.12は、環状噴霧二相流中でのスぺーサの局所圧力損失に及ぼす肉厚の影響を示す。二相圧力損失は、気相単相の圧力損失と同様の傾向で、スぺーサの肉厚とともに増加した。

図3.13は、二相圧力損失に及ぼすクリアランスの影響を示した図で、クリアランスが小さい条件で、圧力損失の増加が見られた。これは、液膜流とスぺーサが衝突したためと考えられる。クリアランスを大きくすると、二相圧力損失は、気相単相の圧力損失と同様の傾向で少しずつ減少している。

図3.14は、スぺーサ肉厚及びクリアランスを変化させた二相圧力損失結果を、Chisholm式に適用した図で、係数をC=8とした場合の増倍係数を用いることにより、良く記述できる。この結果から、リング型スぺーサに対しても、格子型スぺーサと同様、均質流を仮定した圧力損失モデルが適用可能であることがわかった。さらに、Chisholm式の係数がC=8と低い値になった理由として、リング型スぺーサにより流路内が整流されて、圧力損失が低くなったことが考えられる。図3.14から求められたスぺーサに対する二相流増倍係数を以下に示す。

$$\Phi_g^2 = 1 + 8\chi_u + \chi_u^2 \quad (3-20)$$

さらに、単相流におけるスぺーサ形状効果から、以下の二相流に対するスぺーサ形状効果関数が求められた。

$$R_{pf} = \frac{\Delta P_{pf}}{\frac{1}{2} \rho_g \bar{u}_g^2 (2c/D_H)^{2/7}} = 100(t/D_H)^{1.2} \exp^{-6.5c/D_H} \Phi_g^2 \quad (3-21)$$

図3.15は、横軸に無次元化された二相圧力損失、縦軸に作成した(3-21)式をとり、スぺーサ肉厚を変化させた結果について比較した図である。(3-21)式は試験結果を良く記述する。一方、図3.16はクリアランスを変化させた結果について比較した結果で、クリアランスが小さい場合(c=0.305mm)には、(3-21)式は試験データを小さく見積もることがわかる。これは、スぺーサと液膜との衝突による圧力損失の増加が考慮されていないためである。

### 3. 4 スぺーサによる液膜飛散モデル(液滴発生効果)

第4章で述べるスぺーサ下流の液膜流量の試験結果では、気相流速が低く液膜流量が多い場合には、スぺーサを挿入するとスぺーサがない場合と比べて液膜流量が減少する結果が得られている。すなわち、スぺーサとロッド表面の間隔(クリアランス)が狭い場合、上流を

流れてきた液膜の全てが狭域部を通過できないことが想定される。本モデルでは、スぺーサ上流とスぺーサ間の液膜の運動量バランスを考えることから、狭域部へ流入可能な液膜流量を求める。スぺーサ直上流とスぺーサ部での液膜にかかる運動量バランスは以下のように表される。

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f^2) = -\alpha_f \frac{\partial \hat{p}}{\partial x} + F_i - F_w - F_{fsp} - m_E u_f - \alpha_f \rho_f g \quad (3-22)$$

液膜の質量保存式は、

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f) = -m_E \quad (3-23)$$

(3-23)式を(3-22)式に代入すると、以下の様になる。

$$\alpha_f \rho_f u_f \frac{\partial}{\partial x} u_f = -\alpha_f \frac{\partial \hat{p}}{\partial x} + F_i - F_w - F_{fsp} - \alpha_f \rho_f g \quad (3-24)$$

ここで、局所圧力損失( $F_{fsp}$ )は、各相の体積割合に応じて分配されるとすると、以下の様に表される。

$$F_{fsp} = \alpha_f \cdot \Delta P_{pf} (L_{sp} / dx) \quad (3-25)$$

ここで、 $L_{sp}$ と $dx$ は、図3.13に示すように、スぺーサの高さ及びメッシュの長さである。

界面摩擦力( $F_i$ )は、

$$F_i = \frac{4}{D_H} \cdot 0.079 \text{Re}_g^{-0.25} \cdot (1/2) \rho_g (u_g - u_f)^2 \left( \frac{dx - L_{sp}}{dx} \right) \quad (3-26)$$

壁面摩擦力( $F_w$ )は、

$$F_w = \frac{4}{D_H} \cdot 0.079 \text{Re}_f^{-0.25} \cdot (1/2) \rho_f u_f^2 \quad (3-27)$$

次に、(3-24)式の右辺第1項の圧力勾配がスぺーサ上流の圧力勾配と同じであると仮定する。さらに、スぺーサ内での液膜の体積割合( $\alpha_f$ )とスぺーサ上流での体積割合が等しいとすると、スぺーサ内での液膜流速( $u_{fsp}$ )が得られる。これにより、スぺーサ部へ流入する液膜流量が、以下の様に求まる。

$$M_{fsp} = \alpha_f \rho_f u_{fsp} A \quad (3-28)$$

一方、スぺーサ上流の液膜流量は、以下の様に表すことができる。

$$M_{fup} = \alpha_f \rho_f u_{fup} A \quad (3-29)$$

従って、スプレーサがあることによる液膜の変化量(液滴発生量)は、(3-28)式と(3-29)式の差から以下の様に求めることができる。

$$M_{fup} - M_{fsp} = \alpha_f \rho_f A(u_{fup} - u_{fsp}) \quad (3-30)$$

以上により、スプレーサ形状効果を導入した局所圧力損失とスプレーサによる液膜飛散を関連づけることにより、スプレーサ形状の変化による液滴発生量を求めることができる。

### 3. 5 本章の結論

本章では、円管流路内にリング型模擬スプレーサを挿入し、気相単相と水-空気二相流でのスプレーサ局所圧力損失を計測した。得られた結論は以下のとおりである。

- (1) 気相単相の圧力損失データから、スプレーサ形状効果関数を作成した。
- (2) 気相単相と二相の両圧力損失データから、環状噴霧流中にスプレーサが挿入された場合に対して、係数を変化させたChisholmの式による二相増倍係数が適用できることがわかった。
- (3) スプレーサ形状効果関数と二相増倍係数から、二相圧力損失を予測する式を作成した。
- (4) 液膜の質量、運動量損失式及び本章で得られたスプレーサ局所圧力保存式から、スプレーサ形状変化に対応する液滴発生式を作成した。
- (5) 作成した予測式は、試験データを非常に良く記述するが、クリアランスが小さい条件では、液膜とスプレーサの衝突による圧力損失の増加が起こり、予測式は小さめの値となる。

## 参考文献

- (3-1) Fitzsimmons, D.E., "Two Phase Pressure Drop in Piping and Components", HW-08970, Rev.1, General Electric Company(1964).
- (3-2) Geiger, G.E., "Sudden Contraction Losses in Single-and Two-Phase Flow", Ph.D. Thesis, University of Pittsburgh(1964).
- (3-3) Lahey, R.T. and Moody, F.J., "The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor" , ANS Monograph, 284(1977).
- (3-4) Wallis, G. B., "One dimensional Two-Phase Flow", McGraw-Hill N. Y. (1969).
- (3-5) Yano, T., Mitsutake, T., Morooka, S., "Simple Estimation Method for BWR Fuel Spacer Performance with Liquid Film Measurements under Ambient Air-Water Condition", NURETH-8, Vol.1, pp.256-261(1997).
- (3-6) Chisholm, D. and L. A. Sutherland, "Prediction of Pressure Gradients in Pipeline Systems During Two-Phase Flow", Proc. Inst. Mech. Engs.,184,P7-3C(1969).

表 3. 1 実験条件

|                     |           |
|---------------------|-----------|
| 気相見かけ流速 $j_g$ (m/s) | 30~50     |
| 液相見かけ流速 $j_l$ (m/s) | 0.04~0.10 |
| 液相流入温度 $T_w$ (°C)   | 19~22     |
| 気相流入温度 $T_g$ (°C)   | 19~22     |
| 入口圧力 $P_{in}$ (MPa) | 0.3       |

表 3. 2 試験片の寸法と番号の関係

|              |     | クリアランス (mm) |     |     |     |     |
|--------------|-----|-------------|-----|-----|-----|-----|
|              |     | 0.7         | 0.9 | 1.3 | 1.7 | 2.1 |
| m<br>厚さ<br>m | 0.6 |             |     | 1   |     |     |
|              | 1   |             |     | 2   |     |     |
|              | 1.4 | 8           | 9   | 3   | 10  | 11  |
|              | 1.8 |             |     | 4   |     |     |
|              | 2.2 |             |     | 5   |     |     |

表 3. 3 試験片寸法及び流路閉塞率

| Spacer No | Clearance(mm) | Thickness(mm) | Blockage ratio(-) |
|-----------|---------------|---------------|-------------------|
| 1         | 1.30          | 0.64          | 0.108             |
| 3         | 1.31          | 1.41          | 0.227             |
| 5         | 1.31          | 2.22          | 0.339             |
| 6         | 0.31          | 1.43          | 0.259             |
| 8         | 0.72          | 1.39          | 0.241             |
| 9         | 0.90          | 1.41          | 0.239             |
| 3         | 1.31          | 1.41          | 0.227             |
| 10        | 1.72          | 1.38          | 0.211             |
| 11        | 2.10          | 1.41          | 0.204             |

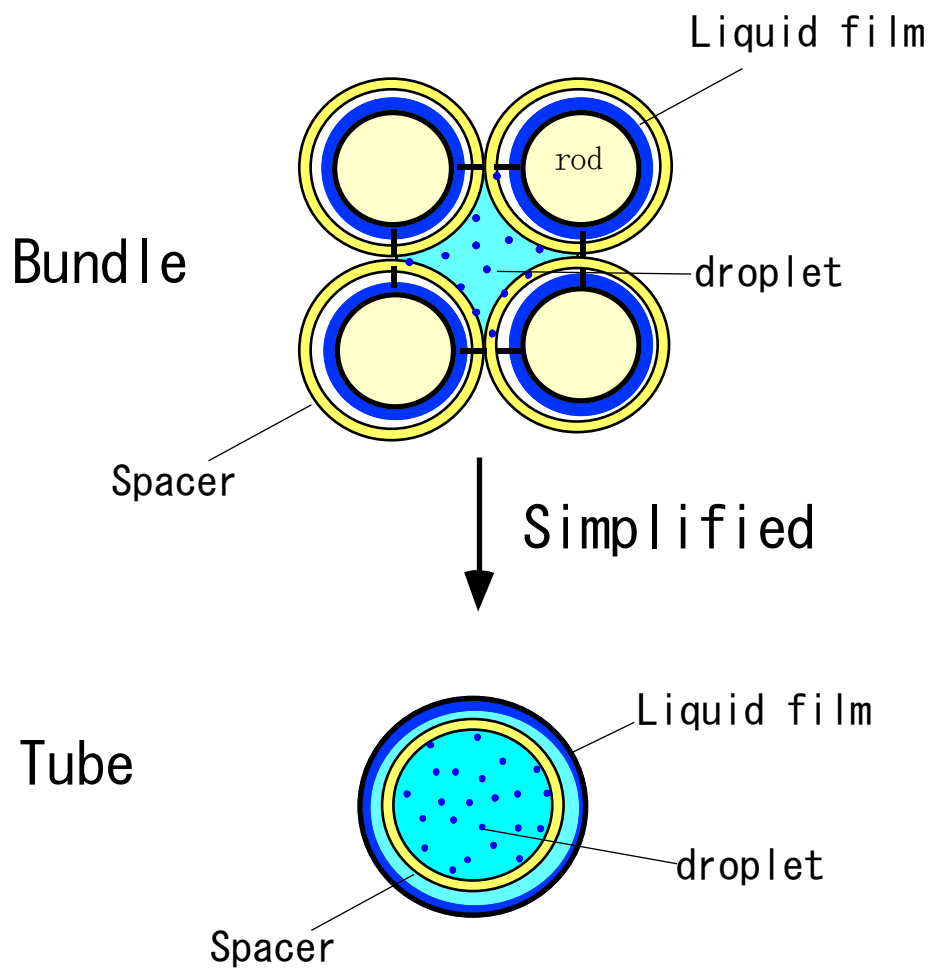


図 3. 1 管群流路の円管流路への単純化

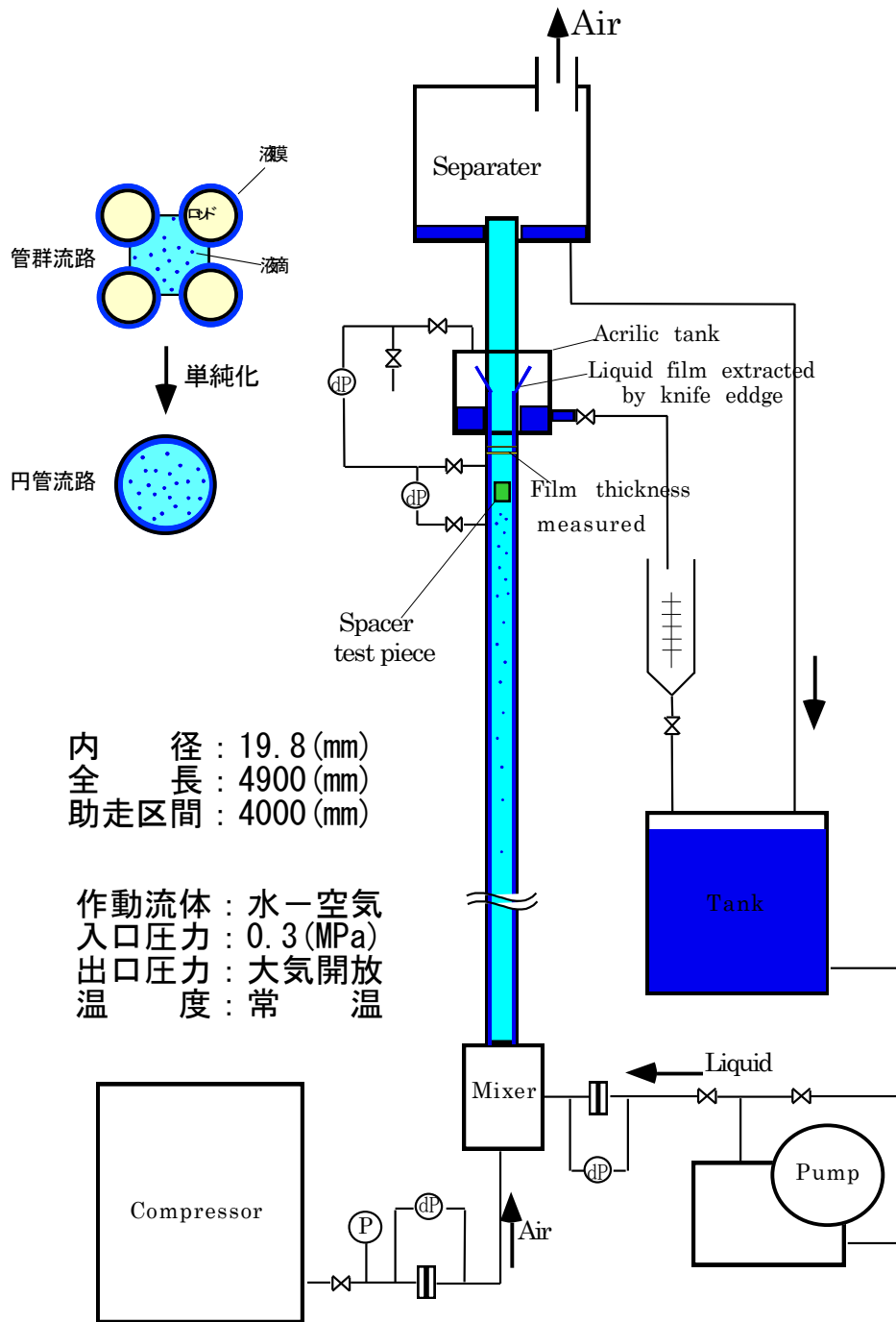


図 3. 2 実験装置

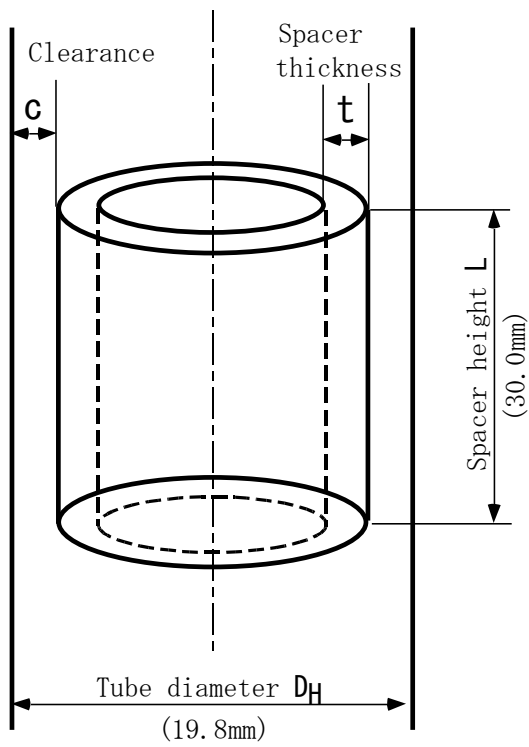


図 3.3 試験スペーサ形状

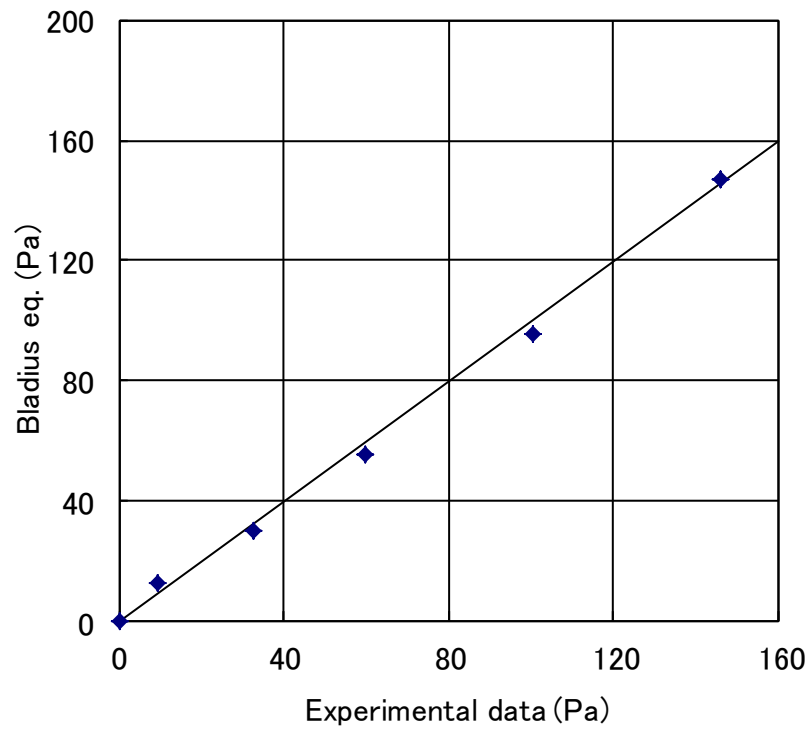


図 3.4 空気単相圧力損失と Blasius 式との比較( $j_g=0\sim 50\text{m/s}$ )

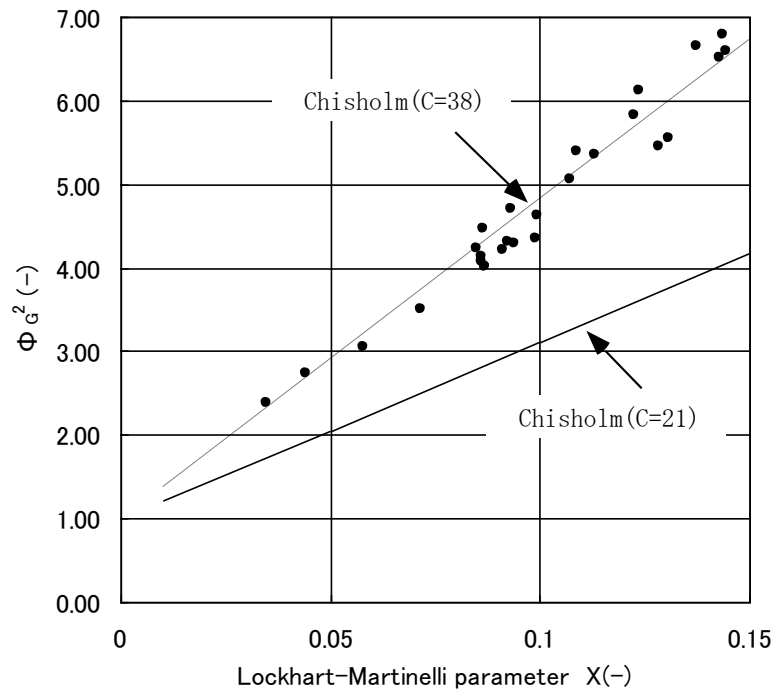


図 3.5 二相圧力損失の chisholm 式による整理 (スパーサなし)

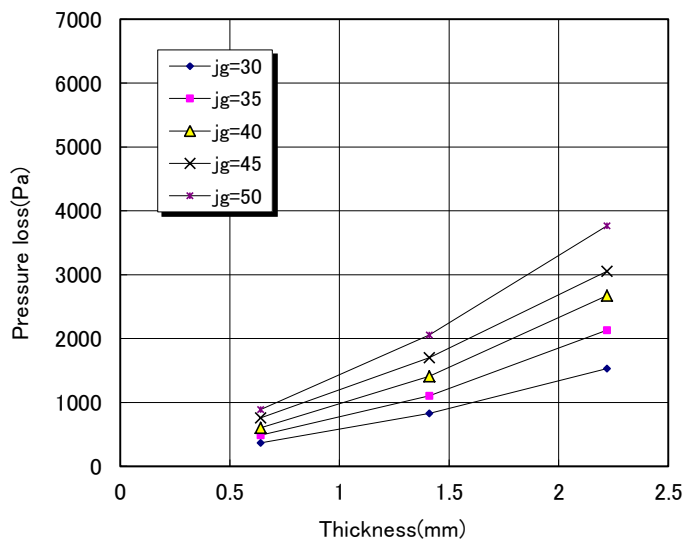


図 3.6 スパーサ局所圧力損失に及ぼすスパーサ肉厚の影響  
(気相単相流、クリアランス=1.3mm 一定)

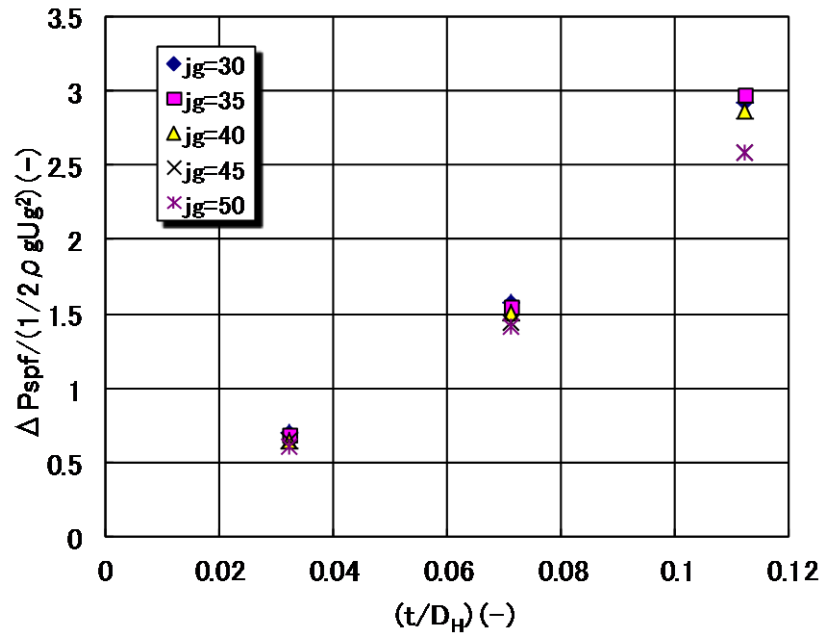


図 3.7 気相動圧により無次元化された单相圧力損失に及ぼす無次元スペーサ肉厚の影響

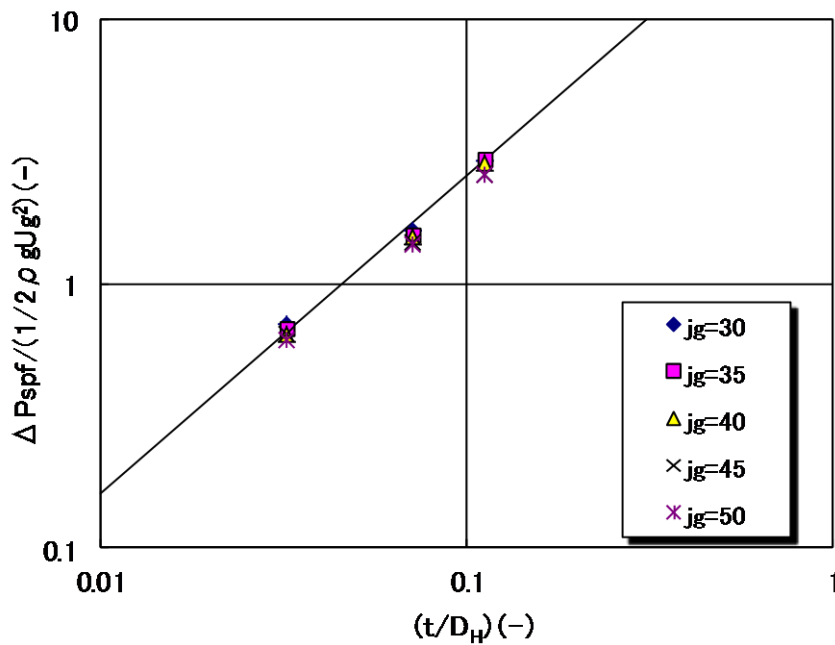


図 3.8 無次元気相单相スペーサ局所圧力損失に及ぼす無次元スペーサ肉厚の影響 (両対数)

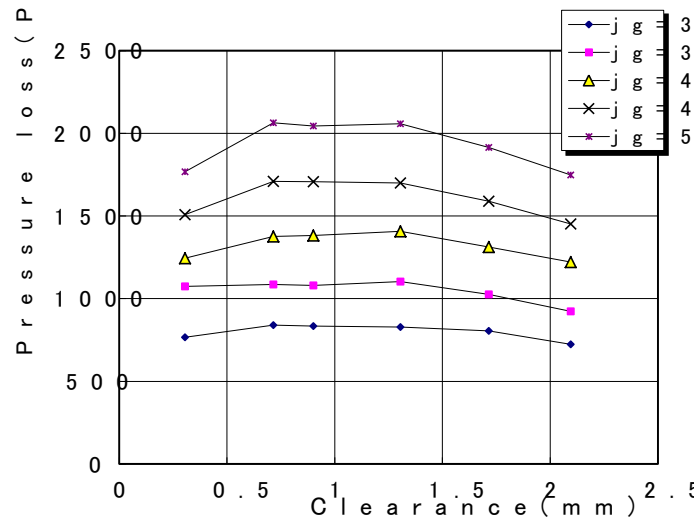


図 3.9 スペーサ局所圧力損失に及ぼすクリアランスの影響  
(気相単相流、スペーサ肉厚=1.4mm 一定)

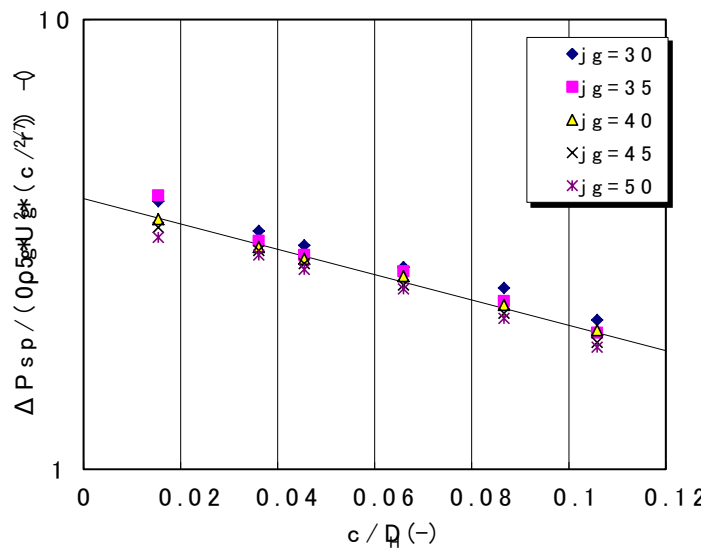


図 3.10 動圧により無次元化された気相単相スペーサ局所圧力損失に及ぼす  
無次元クリアランスの影響 (気相単相流)

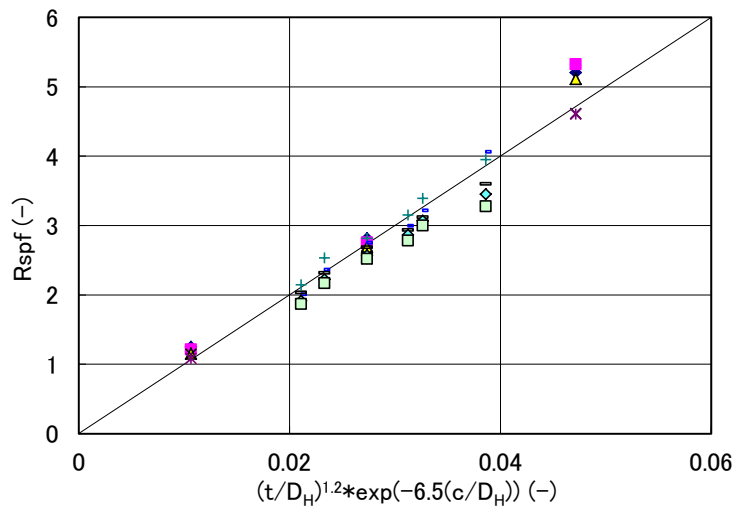


図 3.1.1 スペーサ局所圧力損失の整理式 (気相单相流)

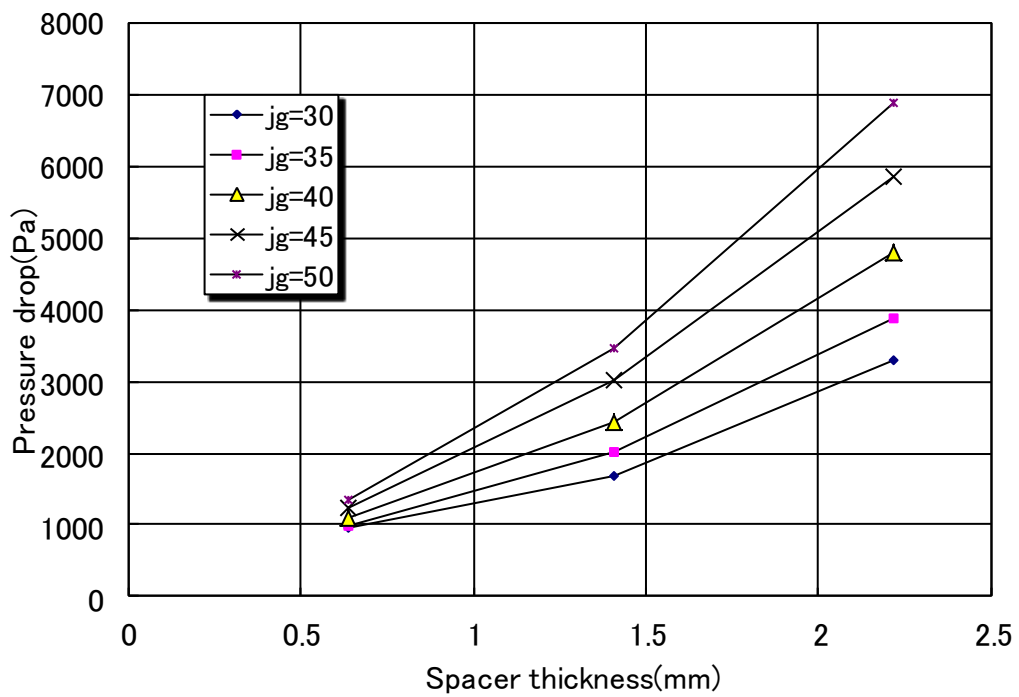


図 3.1.2 スペーサ局所圧力損失に及ぼすスペーサ肉厚の影響  
(二相流、クリアランス=1.3mm 一定)

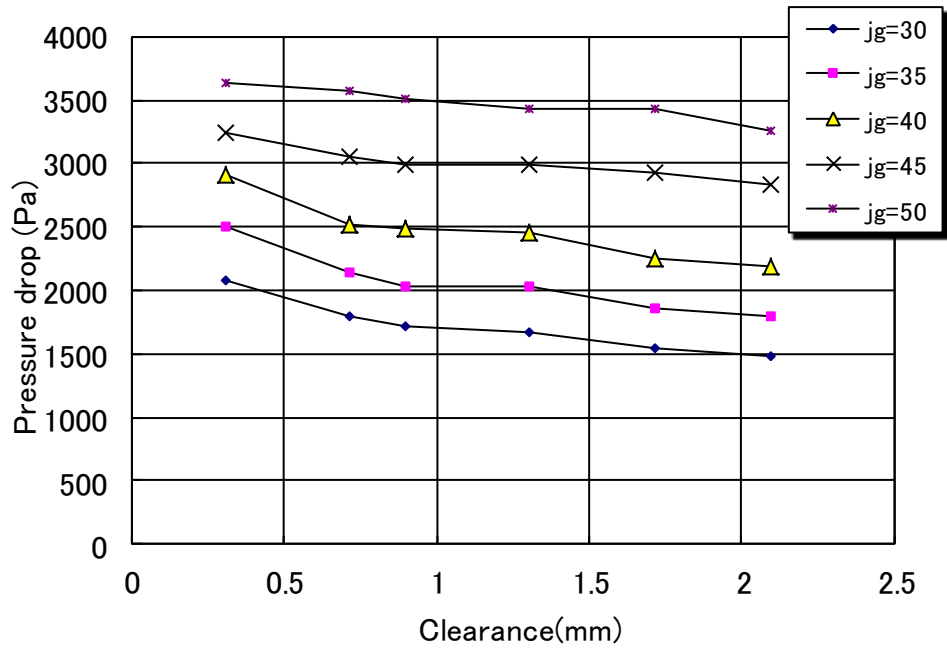


図 3.1 3 スペーサ局所圧力損失に及ぼすクリアランスの影響  
(二相流、スペーサ肉厚=1.4mm 一定)

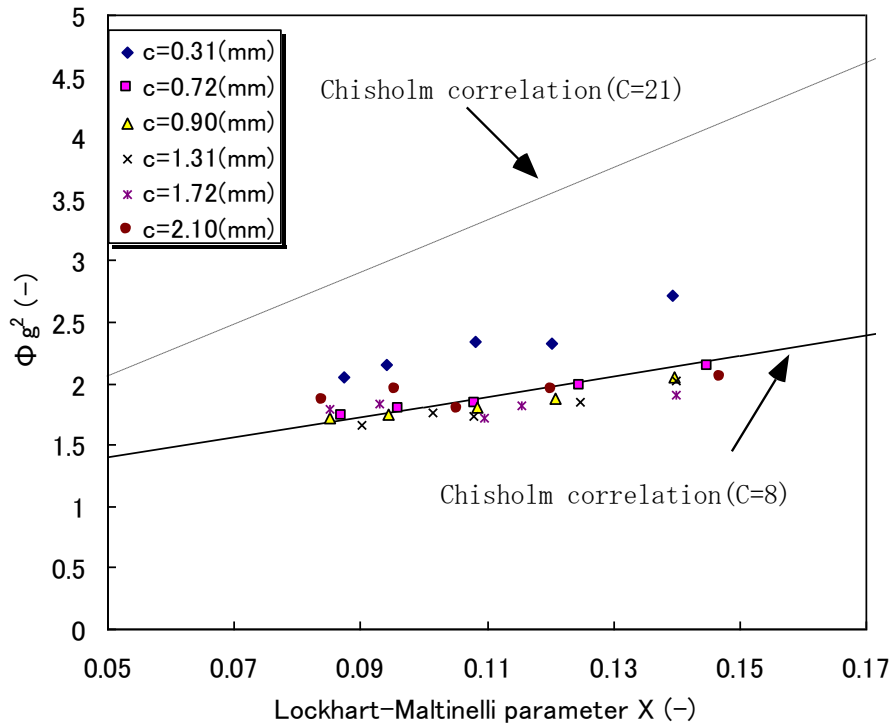


図 3.1 4 スペーサ局所圧力損失の二相流増倍係数

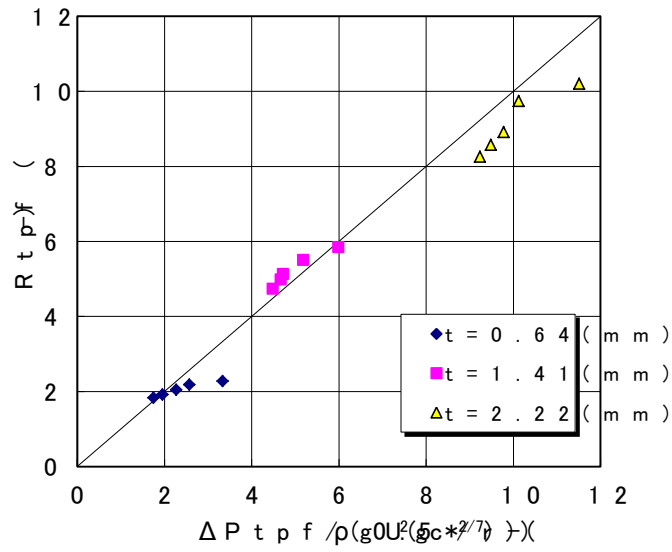


図 3.15 スペーサ局所圧力損失の相関式

(二相流、 $0.64\text{mm} \leq t \leq 2.22\text{mm}$ 、 $c = 1.3\text{mm}$ )

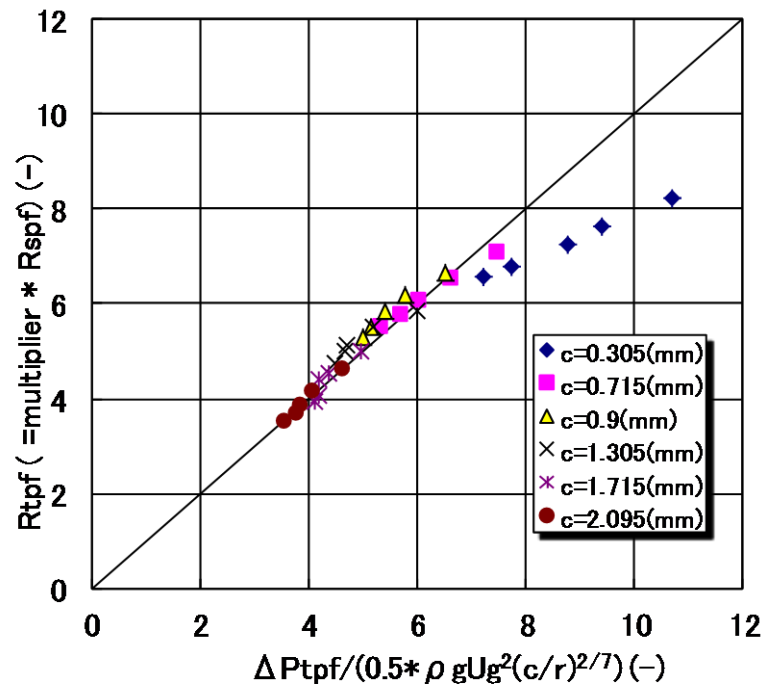


図 3.16 スペーサ局所圧力損失の相関式

(二相流、 $0.305\text{mm} \leq c \leq 2.10\text{mm}$ 、 $t = 1.4\text{mm}$ )

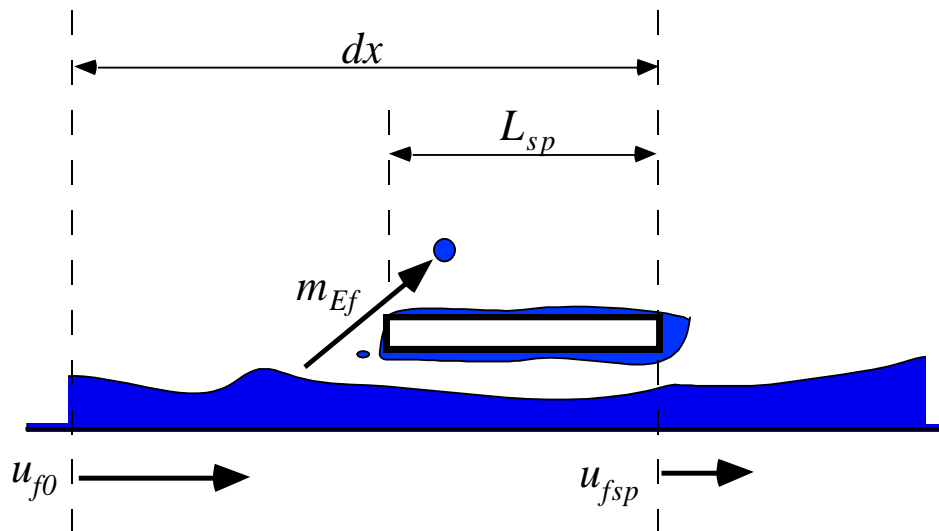


図 3.17 スペーサ周りの液膜の流れと物理量

## 第4章 円管内環状噴霧流でのスぺーサモデルの検証

### 4. 1 はじめに

BWRの通常運転条件は、圧力 70 気圧・温度約 280°Cであり、燃料集合体に流入する冷却水は入口サブクール度 10~12°C、入口(下部)より約 1m でボイド率が 80%に達し、環状流領域となる。上部では、さらにボイド率が大きいために流れが環状噴霧流となる。燃料棒及びチャンネルボックス表面に形成する液膜は、燃料集合体上部で約 12(m/s)にもなる蒸気流速により、流れ方向に液滴が発生し、次第に薄くなっていく。燃料集合体内部の液膜流量の分布は除熱限界(液膜消失)にもっとも影響が大きい要因である。

本章では、垂直円管流路に試験流体として常温常圧の水-空気を流すことにより、燃料集合体内部の流れ(環状噴霧二相流)を模擬した実験装置を用い、流路内部に挿入した模擬スぺーサ下流の液膜流量及び液膜厚さを測定し、スぺーサ形状の影響を調べる。

さらに、第2章で提唱した偏流効果によるスぺーサ下流での液滴付着モデル、第3章で提唱したスぺーサの局所圧力損失に基づく液膜飛散(液滴発生)モデル及び本章で新たに提唱するスぺーサ表面に付着した液滴がスぺーサ下流で付着する Run-off 効果モデルを円管内環状噴霧流解析に導入、定式化を行い、実験結果との比較を行う。

### 4. 2 円管環状噴霧流実験装置と実験条件

#### 4. 2. 1 実験装置

本研究に使用した実験装置の概略図を図4. 1に示す。実験装置は、コンプレッサー、ポンプ、テスト部と計測システムから構成されている。給水タンク内の水は、液膜厚さ計測のため電気伝導度(25°C, 350  $\mu$  S/cm)を調整され、ポンプによりテスト部下部の混合部へと導かれ、流路内に液膜状に注入される。水流量は途中のオリフィスにより計測される。一方、空気はコンプレッサーにより圧送され混合部の上流で圧力を 0.3MPa に調整され流量測定された後、混合部へ流入する。テスト部へ流入した水-空気二相流は鉛直方向へ流れるに従って発達し、環状噴霧流となり計測部を通り流路上部のタンクで気水分離されて、空気は大気解放、水は給水タンクへと循環する。また、計測部で抽出された液膜は一定流量をストップウォッチで計測された後、給水タンクへ戻される。

テスト部流路は、内径約 19.8(mm) のアクリルパイプで、全長 4900(mm)、混合部からスぺーサ取付部まで 4000(mm)、スぺーサ下流 50(mm)に液膜厚さ計、その下流 150(mm)に

液膜流量計測のための抽出部がある。

流路に用いたアクリルパイプは、スペーサ取り付け部のある測定部に至る過程で、4分割されている。アクリルパイプは製造方法上、±0.2 mm程度の誤差を生ずることを考慮し、流路に用いたアクリルパイプは、多数製作したものの中で、内径が揃ったもの、即ち、内径19.78～19.86(mm)の範囲のものを用いた。さらに、接続部の段差を極力小さくするために、はめあわせ構造とした。アクリル流路は、流路の鉛直性を保持するため、図4. 2に示すように、外径25mmのステンレス製パイプ4本の中央に支持されている。

#### 4. 2. 2 液膜厚さの測定方法

液膜厚さ計測は、水の電気抵抗が液膜厚さによって変化する現象を利用して測定を行った。絶縁されている2つの電極間に電圧を印加すると、水の導電性により、電極間に微小な電流が流れる。この時、電極間の水の抵抗値は液膜厚さの関数になるため、抵抗値との相関により液膜厚さを求めることができる(定電圧法)。この他、2つの電極間に一定電流を流して、同様の原理により測定を行う方法(定電流法)もあるが、定電圧を用いる方法の方が、印加する電圧を事前に設定できるという点で計測系に負担が少ないと考えて選択した。

電極はステンレス製で幅は2.5mm、電極間距離は5.0mm、内径19.8mmで、電極間の絶縁部分はアクリル製である。500Ωの基準抵抗体の電圧から算出した微小電流とセンサー間の電圧から、センサー間の抵抗を算出する。直流電流の測定には、江藤電気製データロガー(THERMODAC-E)を用いた。

水の電気伝導度は水温によって変化するため、液膜の抵抗値も変化する。それゆえ、液膜の抵抗値を水温で補正するため、25°Cを基準とした以下の式を用いた。

$$R_{25} = \frac{C}{C_{25}} R = \frac{C_{25} + 6.955(T_L - 25.0)}{C_{25}} R \quad (4-1)$$

電気伝導度は、東亜電波工業(株)製電気伝導度計(CM-11P)、及び同社製センサー(CVP-101P)を用い、基準温度25°Cにおける電気伝導度(350(μS/cm))を一定にするように塩化カリウム(KCl)粉末をタンク水に混入した。

液膜厚さセンサーは、初期に3個製作し、その中で電極及びその間に挟まれるアクリルの段差が小さいもの2個を選び、内面を800番と1000番のサンドペーパーを用いて磨き、指で触ってほとんど段差を感じない程度に仕上げた。通常、電極に印加する電圧は5～10(V)程度が用いられることが多い。一方、電極の腐食の観点から低いほうが良いが、あまりに低

い電圧では、液膜の抵抗が一定にならない問題が生ずることから、本研究では印加電圧を5(V)として実験を行った。

図4. 3は、キャリブレーションの結果で、液膜の電気抵抗値及び液膜厚さは両対数で示した。センサー1、2共に電気抵抗値に対して液膜厚さはほとんど同じ値となり、一定の傾きをもって減少する結果を得た。2つのセンサーが同じキャリブレーション結果となったことにより、両センサーの加工が所要の値にかなり近いことが推測される。

この結果から、液膜厚さと抵抗値の相関式として、以下の式を得た。

$$R_{film} = 11.0 \times \delta^{-0.7} \quad (4-2)$$

図4. 4は、相関式と液膜抵抗データとの比較を示した図で、相関式はデータを良く記述する。

#### 4. 2. 3 液膜流量の測定方法

液膜流量は、流路内に段差付きスリットを設け、流路外側のアクリル製の円筒容器内に液膜抽出水を溜め、吸出し差圧を変化させて抽出液膜水が吸出し差圧により一定になる値をもって液膜流量とした。

これまで、液膜流量の測定は、英国 Harwell 研究所で用いられてきた、焼結合金を流路内に設け、吸出し差圧により液膜抽出を行う方法が一般的であった(Cousins and Hewitt(1968)<sup>(4-1)</sup>)。しかしながら、長期間の使用による焼結合金の錆の発生、さらに不純物の目詰まりにより性能が一定しないことが問題点として挙げられた。一方、ナイフエッジ型のスリットを流路中に設け、吸出し差圧を変化させて抽出する方法で、管壁面上の液膜流量を計測する方法があり、経年変化の点でこのスリットを用いた。抽出流量は、スリット幅と吸出し差圧により変化する。今回の計測では、スリット幅を一定(8mm)として、吸出し差圧を変化させた。スリット幅は、スリットの勾配(本流路では10.3%)、液膜速度(液膜流量)及び気相速度、液の粘性によっても適正な値が変化すると考えられるため、実際に所要の試験条件で抽出が十分可能なスリット幅を用いることとした。

図4. 5は、流路中に試験片を入れない状態で、吸出し差圧を変化させた場合の液膜抽出流量の試験結果である。液膜は吸出し差圧が無い状態でも、自らの持つ慣性力と表面張力でスリットから多少滲み出てくるが、その量は小さい。200~250(Pa)の小さな吸出し差圧をかけることにより、液膜は勢い良く外部のアクリルタンクに吸い出された。さらに、吸出し差圧を増加させていくと、1000(Pa)前後までなだらかに液膜抽出量は増加し一定の値となり、

その後は、また少しずつ増加した。これは、抽出差圧が 1000(Pa)前後までは液膜表面を流れる速度の速い波（表面波）を抽出し、さらに抽出差圧を大きくしたために液膜表面近傍の液滴を抽出して行くためであると考えられる。

本研究では、液膜の境界として、表面波までを液膜と考え、抽出差圧が 1000(Pa)前後のデータ 3 点を液膜流量とした。

#### 4. 2. 4 実験条件の検討

実験条件は、表 4. 1 に示すように、入口圧力 0.3(MPa)、出口圧力 0.10(MPa); 大気圧、空気見かけ流速  $j_g=30\sim 50(\text{m/s})$ 、水見かけ流速  $j_l=0.04\sim 0.1(\text{m/s})$  の範囲で行った。 $j_g=50(\text{m/s})$  は原子炉の定格出力における気相運動量との相似から求められる値で、気液界面での摩擦力を同等とすることで求められた。 $j_l=0.04\sim 0.1(\text{m/s})$  はこの気相流速における定格出力のクオリティーと同等から 2 倍の値をカバーする条件である(Yano et al.(1997)<sup>(4-2)</sup>)。テストピースは、図 4. 6 に示すようなリング型を用い、表 4. 2 に示すように寸法は、実際の燃料スペーサの流路閉塞率とほぼ同じ値の範囲のものを用いた。

#### 4. 3 実験結果

##### 4. 3. 1 スペーサを入れない場合

はじめに、スペーサを入れない条件で  $j_g$  及び  $j_l$  を変化させた場合の液膜流量の試験結果を図 4. 7、図 4. 8 にそれぞれ示す。 $j_g$  を増やすと液滴発生により液膜流量は減少、 $j_l$  を増やすと液膜流量は増加する。実線は Ishii & Mishima(1990)<sup>(4-3)</sup> の液滴流量式から求めた液膜流量で、本試験データと値がずれているが、傾向は良く一致している。Ishii & Mishima の式が本試験データよりも液膜流量を大きく予測している理由として、用いた計測データのバラツキが大きいため作成式の係数を決定する際に対数座標を用いたことが要因であると考えられる。

図 4. 9、図 4. 10 は  $j_g$  及び  $j_l$  を変化させた場合の液膜厚さを示し、 $j_g$  を増やすと液膜厚さは減少し、 $j_l$  を増やすと液膜厚さは増加する。図 4. 7 及び図 4. 8 との比較から、液膜流量と液膜厚さには相関が見られ、液膜流量が多い場合には、液膜厚さが厚く、液膜流量が少ない条件では、液膜厚さは薄いことが解る。このことは、液膜内速度に一般速度分布を仮定した場合の壁面近傍の液膜流量と液膜厚さの関係と同様の傾向で、計測データが妥当な傾向を有していることを示す。

#### 4. 3. 2 スペーサ肉厚の影響

図4. 1 1は、スペーサの厚さを変えた場合の液膜流量の変化を示す。スペーサ肉厚を厚くするとスペーサ下流の液膜流量は増加する。特に、 $j_g$  が大きい条件では液膜流量の増加の傾きが大きくなる。これは、スペーサ肉厚を厚くするとスペーサ部の気相流速が増加し、スペーサ下流で管内壁面方向への流れ（偏流）が増すことと、 $j_g$  が大きい条件でスペーサ上流の液滴濃度が大きいためであると考えられる。

図4. 1 2は、クリアランスを 1.3(mm)一定とし、スペーサ厚さを変化させた場合のスペーサ下流 100(mm)での液膜厚さを示す。液膜厚さは、 $j_g$  が小さいほど厚くなる傾向を示す。また、スペーサ肉厚が 0.6(mm)から 1.4(mm)へ増やすと、液膜厚さが増えるが、さらに肉厚を 2.2(mm)とすると液膜厚さは減少する傾向となった。これは、液膜厚さは液膜流量と大小関係がほぼ相似であることを考えると、図4. 1 1の液膜流量とスペーサ厚さのデータから、スペーサ肉厚を大きくすると液膜流量が増加し、液膜厚さが厚くなる効果が考えられる。一方で、スペーサ肉厚が厚い条件で液膜厚さが減少した理由として、スペーサ肉厚が増えるとスペーサによる流路閉塞率の増加により、液膜の加速が起これ、その結果、液膜厚さが減少したことが考えられる。

#### 4. 3. 3 クリアランスの影響

図4. 1 3は、液膜流量に及ぼすクリアランスの影響を示した結果である。クリアランスが小さい0.3(mm)の場合では、スペーサ下流の液膜流量は $j_g$ によらずほとんど同じ値である。これは、狭域部の流路が狭いため液膜流量が制限されてしまい、残りの液膜は主流へ液滴として飛散するためであると考えられる。

クリアランスを 1.3(mm)まで広げていくと液膜流量は増加する。これは、狭域部での液膜の流入制限がなくなることと、偏流流速の増加による液滴付着量の増加及び主流の液滴がスペーサ部材に付着しスペーサ下流端で管内壁に付着 (Run-off) する効果によるものと考えられる。クリアランスが 1.3(mm)を超えると、液膜流量は減少する。これは、間隙部を流れる気相速度が増加し主流部からの偏流が小さくなる(緩和される)ことにより、液滴付着量が減少したためと考えられる。

図中、点線はスペーサがない条件で計測した液膜流量である。気相見かけ流速  $j_g$  が小さい条件では、気液界面での摩擦が小さいために、液滴流量が少なく、結果として液膜流量は多

い。j<sub>g</sub>が 30(m/s)及び 40(m/s)の条件では、スプレーサが挿入されている条件の殆どで、液膜流量は少ない結果が得られている。一方で、j<sub>g</sub>が 50(m/s)の条件では、殆どのクリアランスの変化に対して、スプレーサを挿入した場合の液膜流量は、スプレーサがない場合と比べて増加している。このことから、液膜流量が多い条件では、スプレーサによりかなりの量の液膜が剥がされ、その後、偏流効果により液滴の付着が起こっていることが推察される。

図4. 14は、スプレーサ肉厚を 1.4(mm)一定として、クリアランスを変化させた場合の液膜厚さを示す。液膜厚さは、j<sub>g</sub>が小さいほど厚くなる傾向を示す。また、クリアランスが 0.3(mm)と 1.3(mm)で、液膜厚さがピーク値を持つ結果が得られた。液膜流量との相似性から、図4. 13でクリアランスが 1.3(mm)の場合は液膜流量が増加するため、液膜厚さが厚くなったことが考えられる。また、クリアランスが小さい場合では、スプレーサ部材に液膜が衝突し液膜の速度が減少するため、液膜厚さが厚くなったことが考えられる。

#### 4. 4 スプレーサモデルの円管内環状噴霧解析への導入

##### 4. 4. 1 基礎方程式及び構成方程式

スプレーサモデルを導入する前に、1次元定常3流体モデルにより、スプレーサがない場合の解析を行った。解析は、実験で用いた流路及び流動条件で行ない、解法には4次の Runge-Kutta 法を用いた。

(基礎方程式)

気相、液膜、液滴に対する質量保存式を以下に示す。

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g u_g) = 0 \quad (4-3)$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f) = -E + D \quad (4-4)$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_d \rho_d u_d) = E - D \quad (4-5)$$

運動量保存式は、

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g u_g^2) = -\alpha_g \frac{\partial p}{\partial x} - F_i - F_d - \alpha_g \rho_g g \quad (4-6)$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f^2) = -\alpha_f \frac{\partial p}{\partial x} + F_i - u_f E + u_d D - \alpha_f \rho_f g \quad (4-7)$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_d \rho_d u_d^2) = -\alpha_d \frac{\partial p}{\partial x} + F_d + u_f E - u_d D - \alpha_d \rho_d g \quad (4-8)$$

$$E = m_E (P_w dx / dV) \quad (4-9)$$

$$D = m_D (P_w dx / dV) \quad (4-10)$$

ここで、 $P_w$ はペリメータである。

(構成方程式)

液滴付着率( $m_D$ )の相関式には、以下の Sugawara(1990)<sup>(4-4)</sup>の式を用いた。

$$m_D = 0.009(C / \rho_g)^{-0.5} \text{Re}_g^{-0.2} \text{Sc}^{-2/3} \quad (4-11)$$

平衡状態での液滴流量率( $E_\infty$ )について、Ishii & Mishima の式の一部係数を変更した以下の式を用いた。

$$E_\infty = \tanh\left(3.19 \times 10^{-2} \text{We}^{2/3} \text{Re}_f^{-1/3}\right) \quad (4-12)$$

液滴発生率( $m_E$ )の相関式には、以下の Kataoka & Ishii(1982)<sup>(4-5)</sup>の式を用いた。

Under entrained Regime

$$m_E = (\mu_f / D)(1.2 \times 10^3 \text{Re}_f^{0.5} \text{Re}_{ff\infty}^{-1/4} \text{We}^{-3/2} (\text{Re}_{ff} - \text{Re}_{ff\infty})^2 + 6.6 \times 10^{-7} \text{Re}_f^{0.74} \text{Re}_{ff}^{0.185} \text{We}^{0.925} (\mu_g / \mu_f)^{0.26}) \quad (4-13)$$

Over entrained Regime

$$m_E = (\mu_f / D)(6.6 \times 10^{-7} \text{Re}_f^{0.74} \text{Re}_{ff}^{0.185} \text{We}^{0.925} (\mu_g / \mu_f)^{0.26}) \quad (4-14)$$

また、界面摩擦係数 $f_i$ は、植田ら(1981)<sup>(4-6)</sup>による垂直上昇低空気流速条件で界面摩擦係数が増加する実験結果( $f_i \propto \text{Re}_g^{-2.55}$ )と Wallis(1969)<sup>(4-7)</sup>の式から、以下の式を用いた。

$$f_i = 0.005(1 + 75(1 - (1 - \alpha_f)^{0.5})) \times (0.333 + (3.5 \times 10^{10} \text{Re}_g^{-2.55})) \quad (4-15)$$

以上の式を用いることにより、図4. 16、図4. 17に示すように、スパーサがない場合の液膜流量及び液膜厚さの試験結果を、ほぼ±10%の範囲で記述できた。

#### 4. 4. 2 液膜飛散効果(液滴発生効果)の導入

これまで、液膜のドライアウトはスパーサ上流の6～12(mm)の範囲で発生することが実験から明らかにされている。スパーサとロッド表面の間隔(クリアランス)が狭い場合、上流を流れてきた液膜の全てが狭域部を通過できないことが考えられる。本モデルでは、スパー

一サ上流とスぺーサ部の間の運動量バランスを考えることから、狭域部へ流入する液膜流量を求めた。スぺーサ直上流とスぺーサ部の間の液膜相の運動量バランスは、スぺーサ部において液滴の発生に比べて付着が少なく無視できると仮定すると以下で表される。

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f^2) = -\alpha_f \frac{\partial p}{\partial x} + F_i - F_w - F_{fsp} - m_E u_f - \alpha_f \rho_f g \quad (4-16)$$

液膜の質量保存式は、

$$\frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f \rho_f u_f) = -m_E \quad (4-17)$$

(4-17)式を(4-16)式に代入すると、

$$\alpha_f \rho_f u_f \frac{\partial}{\partial x} u_f = -\alpha_f \frac{\partial p}{\partial x} + F_i - F_w - F_{fsp} - \alpha_f \rho_f g \quad (4-18)$$

ここで、計算を進める上で、右辺第一項は、スぺーサ上流部での圧力勾配の値をそのまま用いることとする。更に、液膜の体積割合  $\alpha_f$  が、今回考えているスぺーサ直上流とスぺーサ部の間で、変化しないと仮定する。

界面摩擦力  $F_i$  は、流れ方向の刻み幅を  $dx$ 、スぺーサ高さを  $L_{sp}$  として、

$$F_i = \frac{4}{D_H} \cdot 0.079 \text{Re}_g^{-0.25} \cdot (1/2) \rho_g (u_g - u_f)^2 \left( \frac{dx - L_{sp}}{dx} \right) \quad (4-19)$$

壁面摩擦力  $F_w$  は、

$$F_w = \frac{4}{D_H} \cdot 0.079 \text{Re}_f^{-0.25} \cdot (1/2) \rho_f u_f^2 \quad (4-20)$$

ここで、液膜に作用するスぺーサ局所圧力損失  $F_{spf}$  は、スぺーサ局所圧力損失  $\Delta p_{sp}$  が液膜体積割合  $\alpha_f$  に比例して分配されると仮定すると、以下のように表される。

$$F_{spf} = \alpha_f \Delta p_{sp} (L_{sp}/dx) \quad (4-21)$$

ここで、スぺーサ局所圧力損失  $\Delta p_{sp}$  は、以下の式で与えられる。

$$\Delta p_{sp} = 100(t/D_H)^{1.2} \exp^{-6.5c/D_H} \Phi_g^2 \cdot \frac{1}{2} \rho_g \bar{u}_g^2 (2c/D_H)^{2/7} \quad (4-22)$$

二相増倍係数は、Chisholm et al. (1969)<sup>(4-8)</sup>の式の係数を変更した、以下の式を用いた。

$$\Phi_g^2 = 1 + 8\chi_u + \chi_u^2 \quad (4-23)$$

以上の式を代入することにより、スぺーサ部に流入する液膜の速度  $u_{fsp}$  が求まる。流入する前の液膜速度を  $u_{fup}$  とすると、液膜体積率  $\alpha_f$  一定の仮定から、スぺーサ部に流入する液膜

質量は、以下のように求めることができる。

$$M_{fsp} = \alpha_f \rho_f u_{fsp} A_0 \quad (4-24)$$

一方、スぺーサ部に流入する前の液相の質量は、以下のようになり、

$$M_{fup} = \alpha_f \rho_f u_{fup} A_0 \quad (4-25)$$

従って、スぺーサにより剥ぎ取られる液膜の質量 $m_{Ef}$ は、これらの差を用いて以下のように求められる。

$$M_{Ef} = C_s (M_{fup} - M_{fsp}) = \alpha_f \rho_f C_s (u_{fup} - u_{fsp}) A_0 \quad (4-26)$$

ここで、液滴が液膜から離脱するためには表面張力に打ち勝つことが必要となるため、運動量の差分から求められる液質量のすべてが、剥ぎ取られるわけではない。 $C_s$ は、その割合を示す係数である。 $C_s$ は、パラメータ解析により下記の値を仮定した。

$$C_s = 0.333 \quad (4-27)$$

また、ここで剥ぎ取られた液膜は、主流中に液滴となって飛散するか、若しくは、スぺーサ部材に付着して Run-off 液膜流量を増加させることが考えられる。主流中に飛散する液相質量を $M_{Ef1}$ 、スぺーサ部材に付着する液相質量を $M_{Ef2}$ と定義し、本スぺーサモデルでは液膜飛散(液滴発生)量の分配係数 $C_f$ を用い、以下のように分配する。

$$M_{Ef1} = (1 - C_f) M_{Ef} \quad (4-28)$$

$$M_{Ef2} = C_f M_{Ef} \quad (4-29)$$

低圧の水空気系円管流路に対しては、液膜飛散(液滴発生)量の分配係数 $C_f$ は、パラメータ解析により下記の値を仮定した。

$$C_f = 0.15 \quad (4-30)$$

#### 4. 4. 3 Run-off 効果の導入

Run-off 効果は、スぺーサ部材に付着した液滴が、スぺーサ部材後端でロッド表面に付着する効果である。最近、スぺーサ後端での Run-off による液滴付着効果が大きいことが実験から明らかになった。本モデルでは、スぺーサ後端での Run-off 液滴形状を液膜と仮定し、気相の横方向速度成分により、Run-off 液膜が抵抗力を得て、ロッド表面に移動するモデルを考えた。Run-off 液膜に働く抵抗力は以下の式で表される。

$$F(x) = C_D \cdot (1/2) \rho_g V_y(x)^2 \cdot A_l \quad (4-31)$$

ここで、 $C_D$ は液膜の抵抗係数 (=2.01)、 $\rho_g$ は気相密度、 $V_y(x)$ は(4-32)、(4-33)式で示される横方向速度成分、 $A_l$ は離脱液膜の投影面積である。

スぺーサ下流の横方向気相速度分布 $V_y(x)$ は、次節の偏流効果で求められる狭域部及び広域部の速度 $V_n$ 、 $V_w$ を用いて、二次元流路を模擬した矩形流路に対して以下のように求められている。横方向気相速度分布式は、横方向気相速度の極大値発生位置の前領域と後領域に分けて考えられており、前領域の横方向気相速度分布式は、以下のように与えられる。

(発生位置の前領域)  $0 < x \leq X_{peak}$

$$V_y(x) = \frac{V_{y_{peak}}}{X_{peak}} x = 0.0445 \frac{v_g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \left( \frac{x}{D_H} \right) \quad (4-32)$$

(発生位置後流域)  $x > X_{peak}$

$$V_y(x) = \frac{v_g}{D_H} Re_w (0.211 - 0.035 Re_n^{-0.12} \frac{x}{D_H}) \quad (4-33)$$

離脱液膜の投影面積 $A_l$ は、流れ方向に長さ $l_r$ をとると、以下のように求められる。本解析では、 $l_r=1(\text{mm})$ として、離脱液膜の移動距離を求めた。

$$A_l = \pi \{ D_H - 2(c+t) \} l_r \quad (4-34)$$

ここで、離脱液膜の厚さは、スぺーサ肉厚と同じであると仮定すると、離脱液膜の質量は以下ようになる。

$$m_l = \rho_l A_{sp} l_r \quad (4-35)$$

ここで、 $A_{sp}$ はスぺーサの断面積で、以下のように求められる。

$$A_{sp} = \frac{\pi}{4} \{ (D_H - 2c)^2 - (D_H - 2c - 2t)^2 \} \quad (4-36)$$

Run-off 液膜の移動距離は、液膜にかかる加速度と特性時間から求められる。液膜にかかる加速度は、以下のように、ニュートン力学から求められる。

$$a(x) = \frac{F(x)}{m_l} \quad (4-37)$$

液膜の離脱特性時間を $\Delta t$ とすると、液膜の横方向移動距離 $s(x)$ は以下で表される。

$$\Delta s(x) = (1/2) a(x) \cdot (\Delta t)^2 \quad (4-38)$$

ここで、(4-38)式を $x/D_H = 0 \sim 10$ の範囲で数値積分し、横方向の移動距離を求め、スぺーサ下流端から離脱した液滴が(ロッド)壁面に付着するか否かを判定した。

ここで、 $\Delta t(\text{sec})$ は離脱液膜の特性時間で、本解析では以下の値を用いた。

$$\Delta t = 7 \times 10^{-3} \quad (4-39)$$

Run-off 効果では、スぺーサ部材表面に付着する液相として、二通りのルートを考えてい

る。一つは、主流中の液滴がスプレーサ部材に衝突し、その内の一部がスプレーサ部材表面に液膜を形成する場合で、この時の液膜質量は以下のように与えられる。ここで、 $C_0$ はスプレーサ上流の液滴濃度(kg/m<sup>3</sup>)、 $A_{sp}$ はスプレーサの断面積(m<sup>2</sup>)、 $C_r$ はこの時の付着割合を表す係数である。

$$M_{Dr1} = C_r \cdot u_d C_0 A_{sp} \quad (4-40)$$

ここで、低圧の水空気系円管流路に対しては、Run-off 付着割合係数  $C_r$  は、パラメータ解析の結果、下記の値を仮定した。

$$C_r = 0.1 \quad (4-41)$$

もう一方のルートは、先に述べた狭域流路により剥された液膜が、スプレーサ部材に付着する液相質量で、すでに与えられている。

$$M_{Dr2} = M_{Ef2} \quad (4-42)$$

従って、Run-off 効果によるスプレーサ部材表面に形成する液膜質量は、以下のように求めることができる。

$$\begin{aligned} M_{Dr} &= M_{Dr1} + M_{Dr2} \\ &= C_r \cdot u_d C_0 A_{sp} + C_f M_{Ef} \end{aligned} \quad (4-43)$$

#### 4. 4. 4 偏流効果の導入

偏流効果は、主流中の気相がスプレーサ部材によってコア部（広域部）とクリアランス部（狭域部）に分けられることにより生ずるスプレーサ下流端での速度差が、スプレーサ下流125mm(L/D=約 10)程度の短い距離で回復する過程でロッド表面方向への横方向流れにより液滴が移動、付着する効果を定式化したものである。

スプレーサによって分けられる流路の広域部( $w$ )と狭域部( $n$ )の気相速度は、壁面摩擦損失と縮流損失を考慮した圧力バランスを考えることにより求められる。

始めに、流路の狭域部(添え字  $n$ )と広域部(添え字  $w$ )における気相の質量保存式は、以下で表される。添え字  $0$  はスプレーサ上流での値である。

$$\rho_g V_n A_n + \rho_g V_w A_w = \rho_g V_0 A_0 \quad (4-44)$$

ここで、スプレーサ前後で気相密度  $\rho_g$  を一定とすると、

$$V_n A_n + V_w A_w = V_0 A_0 \quad (4-45)$$

流路の狭域部と広域部において、気相の摩擦圧力損失と縮流圧力損失を考慮した圧力バランスの式は以下のように書かれる。

$$(\Delta P_{\zeta} + \Delta P_{fric})_n = (\Delta P_{\zeta} + \Delta P_{fric})_w \quad (4-46)$$

ここで、添え字  $i$  をそれぞれ  $n, w$ 、 $A$  を流路面積として、縮流による圧力損失は、

$$(\Delta P_{\zeta})_i = \zeta_i \cdot (1/2) \rho_g V_i^2 \cdot \Phi_{gi}^2 \quad (4-47)$$

$$\zeta_i = ((1/C_{ci}) - 1)^2 \quad (4-48)$$

$$C_{ci} = A_i / A_{up,i} \quad (4-49)$$

摩擦損失は、

$$(\Delta P_{fric})_i = f_i / D_i \cdot (1/2) \rho_g V_i^2 \cdot L_{sp} \cdot \Phi_{gi}^2 \quad (4-50)$$

$$\Phi_{gi}^2 = (1 + 8\chi_u + \chi_u^2)_i \quad (4-51)$$

ここで、 $D_i$  は流路の水力等価直径、 $f_i$  は壁面摩擦係数、 $L_{sp}$  はスペーサ高さ（ここでは、30(mm)、 $f_i$  は次式で表される。

$$f_i = 0.3164 / \text{Re}_i^{0.25} \quad (4-52)$$

ここで、

$$\text{Re}_i = V_i D_i / \nu_g \quad (4-53)$$

$A_{up}$  は、それぞれ、狭域部及び広域部へ流入する縮流上流の流路面積であり、図 4. 17 に示す仮想境界により、スペーサ上流から流路が分離されていると仮定している。偏流効果モデルでは、仮想境界のスペーサ部材上の位置として仮想境界係数（狭域部側からのスペーサ部材厚さの割合）を定義する。仮想境界係数( $C_{vb}$ )は、狭域部と広域部の流路面積に比例するとして、以下の様に与えた。

$$C_{vb} = A_n / (A_n + A_w) \quad (4-54)$$

一方、(4-51)式に示す、広域部及び狭域部における二相増倍係数を求めるにあたり、各流路におけるクオリティー  $x_i$  は、以下のように与えた。狭域部におけるクオリティーは、液膜の影響を考慮しない値を用いている。

$$\begin{aligned} x_i &= \frac{\rho_g V_i A_i}{\rho_g V_i A_i + C_{spi} V_i A_i} \\ &= \frac{\rho_g}{\rho_g + C_{spi}} \end{aligned} \quad (4-55)$$

狭域部における液滴濃度  $C_{spn}$  (kg/m<sup>3</sup>)は、

$$C_{spn} = C_0 - \frac{M_{Ef1}}{A_0 V_0} \quad (4-56)$$

広域部における液滴濃度  $C_{spw}$  (kg/m<sup>3</sup>)は、Run-off 効果による離脱液膜の付着がある場合とな

い場合で異なる。

(離脱液膜の壁面への付着がある場合)

$$C_{spw} = C_0 + \frac{M_{Ef1}}{A_0 V_0} \quad (4-57)$$

(離脱液膜の壁面への付着がない場合)

$$C_{spw} = C_0 + \frac{M_{Ef1}}{A_0 V_0} + \frac{M_{Dr}}{A_w V_w} \quad (4-58)$$

スぺーサ下流の液滴付着量は、狭域部及び広域部の速度  $V_n$ 、 $V_w$ を用いて、スぺーサ下流の横方向気相速度分布式を下流方向へ積分して求められる横方向移動体積量と、気流中の液滴の壁面への付着割合を考慮することから求めることができる。極大値発生位置の前領域における横方向気相速度分布は、

(発生位置の前領域)  $0 < x \leq X_{peak}$

$$Vy(x) = \frac{Vy_{peak}}{X_{peak}} x = 0.0445 \frac{v_g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \left( \frac{x}{D_H} \right) \quad (4-59), (4-32)$$

ここで、

$$Re_w = (V_w - \overline{u_g}) \cdot D_H / V_g \quad (4-60)$$

$$Re_n = V_n \cdot c / V_g \quad (4-61)$$

$$Vy_{peak} = 0.118 \frac{v_g}{D_H} Re_w \quad (4-62)$$

$$X_{peak} / D_H = 2.65 Re_n^{0.12} \quad (4-63)$$

$\overline{u_g}$  はスぺーサ上流での気相流速である。

(発生位置後流域)  $x > X_{peak}$

$$Vy(x) = \frac{v_g}{D_H} Re_w \left( 0.211 - 0.035 Re_n^{-0.12} \frac{x}{D_H} \right) \quad (4-64), (4-33)$$

偏流効果によって付着する液滴付着質量  $M_{Dd}$  は、スぺーサ広域部を通過する液滴濃度  $C_{spw}$  と気相の横方向移動速度に比例すると考えられるため、以下のように表わすことができる。

$$dM_{Dd} = C_{ic} \cdot C_{spw} \cdot L_{sb} \cdot V_y(x) dx \quad (4-65)$$

$$L_{sb} = \pi(D_H - 2c - t) \quad (4-66)$$

$$M_{Dd} = \int dM_{Dd} \quad (4-67)$$

ここで、 $C_{tc}$ は矩形流路（2次元模擬流路）で得られた横方向移動速度分布を円管の環状噴霧流へ適用した場合の変換係数で、パラメータ解析の結果、以下の値を仮定した。

$$C_{tc} = 0.45 \quad (4-68)$$

#### 4.5 実験結果と解析結果の比較

##### 4.5.1 スペーサ肉厚変化データとの影響

はじめに、スペーサの肉厚の効果について述べる。図4.18では、スペーサの肉厚を厚くすると、スペーサ下流で液膜流量が増加し、気相流速が大きい条件では、スペーサ肉厚の増加に伴う液膜流量の増加割合が大きくなる。線で示している本スペーサモデルを用いた解析結果は、実験結果と同様、スペーサ肉厚の増加とともに増える傾向を示した。但し、 $j_g=50(\text{m/s})$ で、スペーサ肉厚が厚い条件では液膜流量を低く見積もる。

図4.19は、スペーサ下流の液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚を調べた実験結果と解析結果の比較である。解析による液膜厚さは、解析結果の液膜流量と同様の傾向を示し、 $j_g=30(\text{m/s})$ を除いて、実験結果の液膜厚さと同様、スペーサ肉厚の増加とともに増加する傾向となったが、液膜流量の増加の傾向が異なる結果となった。即ち、実験結果と解析結果では、スペーサ肉厚の増加とともに液膜厚さが増加する傾向が異なる。これは、液膜厚さと液膜流量に強い相関があるためで、スペーサ下流での液滴発生及び液滴付着量分布とスペーサ下流でのよどみによる気液界面摩擦力の取り扱いに影響される

##### 4.5.2 クリアランス変化データとの影響

図4.20は、スペーサ下流の液膜流量に及ぼすクリアランスの影響の実験結果と解析結果の比較を示している。実験結果では、クリアランスが小さい場合（0.3(mm)）を除いて、クリアランスを広げていくと液膜流量は増加し、1.3(mm)で極大値となり、これ以上クリアランスを広げると液膜流量は減少する。実線で示す解析結果は、クリアランスが大きい場合に大きな値を示すが、全体としての傾向は実験結果とかなり良く一致している。

図4.21は偏流速度に及ぼすクリアランスの影響を示す解析結果、図4.22は狭域部を流れる気相流速に及ぼすクリアランスの影響を示す解析結果である。クリアランスが小さい0～1.3(mm)の範囲では、気相は狭域部をほとんど流れず、よどみ領域となる。それ故、

この範囲では、クリアランスを大きくすると、中央部の面積が減るために、中央部の気相流速が増加する。クリアランスが 1.3(mm)を超えると、狭域部の流速が急に増えるため、図 4. 21 に示すように、偏流速差( $U$ )は減少する。図 4. 20 でクリアランスが 1.3(mm)で液膜流量が極大値をもったのは、以上の理由によると考えられる。さらに、図 4. 20 中のクリアランスが 1.3(mm)よりも大きい範囲では、解析結果で得られた液膜流量の減少の傾きが、実験結果よりも小さい結果となっている。図 4. 22 では、クリアランスが 1.3(mm)よりも大きい範囲で、狭域部を流れる気相速度が急激に増加しており、実際の流れでは、この気相流速の増加により狭域部を流れる液膜から液滴を発生させ、液膜流量を減少させることが考えられる。

図 4. 23 は、液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響を示した結果である。解析による液膜厚さは、解析結果の液膜流量と同様の傾向を示した。クリアランス 1.3mm 付近で実験結果の液膜厚さは極大値を持ち、解析結果も同様の傾向となったが、解析結果では、極大値が 1.5mm 付近となった。気相流速が低い、クリアランスが小さい条件では、解析結果は実験結果よりも小さい値となった。実際の流れでは、液膜がスプレーサ部材と衝突し減速されて、液膜厚さが増加したことが考えられるが、本モデルでは、上述の効果は考慮されていない。

スプレーサ肉厚を変化させた場合の比較でも述べたが、スプレーサ下流での液膜厚さは、スプレーサ下流での液滴発生及び液滴付着量分布とスプレーサ下流でのよどみによる気液界面摩擦力の取り扱いに影響されるため、液膜流量と比較して予測は難しいようである。

#### 4. 6 本章の結論

本章ではまず、リング型BWR燃料スプレーサの機構論的モデルを円管流路に適用し、流路体系に即した定式化を行ない、次に、常温低圧の水空気を用いて体系的な試験データを取得することにより、定式化の過程で導入したモデル定数を決定した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) スプレーサの肉厚を厚くすると、スプレーサ下流における液膜流量及び液膜厚さは増加する。
- (2) 液膜流量と液膜厚さには強い相関がある。
- (3) クリアランスを0.3 mmから増加していくと、液膜流量及び液膜厚さは増加し、クリアランスが1.3 mmで極大値となる。さらにクリアランスを増加すると液膜流量及び液膜厚さは減少する。
- (4) 液滴発生効果においてスプレーサ部での液膜の運動量制限効果として導入した、表面張力の影響と考えられるモデル定数 $C_s$ 及び飛散する液膜の主流部とスプレーサ部材への分配係数 $C_f$ をパラメータ解析により決定した。
- (5) スプレーサ部材に衝突した主流液滴の中でスプレーサ部材表面に付着する割合を示す、付着係数 $C_r$ をパラメータ解析により決定した。
- (6) スプレーサ部材後端で飛散するRun-off液滴の付着モデル(Run-off効果)を偏流効果で導出された横方向気相速度分布と液滴の抵抗力を用いて定式化した。この時のRun-off液滴の離脱特性時間 $\Delta t$ をパラメータ解析により決定した。
- (7) 偏流効果モデルから得られた液滴付着式を円管流路へ適用した場合の流路変換係数と液滴付着割合を包含する係数 $C_t$ をパラメータ解析により決定した。
- (8) 本スプレーサモデルを導入した1次元3流体解析コードによる解析結果は、今回得られた円管流路における液膜流量及び液膜厚さに及ぼすスプレーサ形状効果の実験結果と良い一致を示すことが確認された。

## 参考文献

- (4-1) Cousins, L.B., Hewitt, G.F., "Liquid phase mass transfer in annular two-phase flow: droplet deposition and liquid entrainment", AERE-5657(1968).
- (4-2) Yano, T., Mitsutake, T., Morooka, S., "Simple Estimation Method for BWR Fuel Spacer Performance with Liquid Film Measurements under Ambient Air-Water Condition", NURETH-8, Vol.1, pp.256-261(1997).
- (4-3) Ishii, M. and Mishima, K., "Droplet entrainment correlation in annular two-phase flow", ANL-90-211(1990).
- (4-4) Sugawara, S., "Droplet deposition and entrainment modeling based on the three-fluid model", Nucl. Eng. Design 122 ,pp.67-84(1990).
- (4-5) Kataoka, I. and Ishii, M., "Mechanism and correlation of droplet entrainment and deposition in annular two-phase flow", NUREG/CR-2885, ANL-82-44(1982).
- (4-6) 植田, "気液二相流", 養賢堂(1981)
- (4-7) Wallis, G.B., "One - Dimensional Two-Phase Flow", New York, McGraw - Hill Book Co., Inc., pp.320 (1969).
- (4-8) Chisholm, D. and L. A. Sutherland, "Prediction of Pressure Gradients in Pipeline Systems During Two-Phase Flow", Proc. Inst. Mech. Engs.,184,P7-3C(1969).

表 4.1 実験条件

|                  |                 |
|------------------|-----------------|
| 気相見かけ流速( $j_g$ ) | 30~50(m/s)      |
| 液相見かけ流速( $j_l$ ) | 0.04~0.1(m/s)   |
| 入口圧力             | 0.3(MPa)        |
| 出口圧力             | 大気圧(約0.1013MPa) |
| 温度               | 常温              |

表 4.2 試験片寸法

| Spacer No | Clearance(mm) | Thickness(mm) | Blockage ratio(-) |
|-----------|---------------|---------------|-------------------|
| 1         | 1.30          | 0.64          | 0.108             |
| 3         | 1.31          | 1.41          | 0.227             |
| 5         | 1.31          | 2.22          | 0.339             |
| 6         | 0.31          | 1.43          | 0.259             |
| 8         | 0.72          | 1.39          | 0.241             |
| 9         | 0.90          | 1.41          | 0.239             |
| 3         | 1.31          | 1.41          | 0.227             |
| 10        | 1.72          | 1.38          | 0.211             |
| 11        | 2.10          | 1.41          | 0.204             |

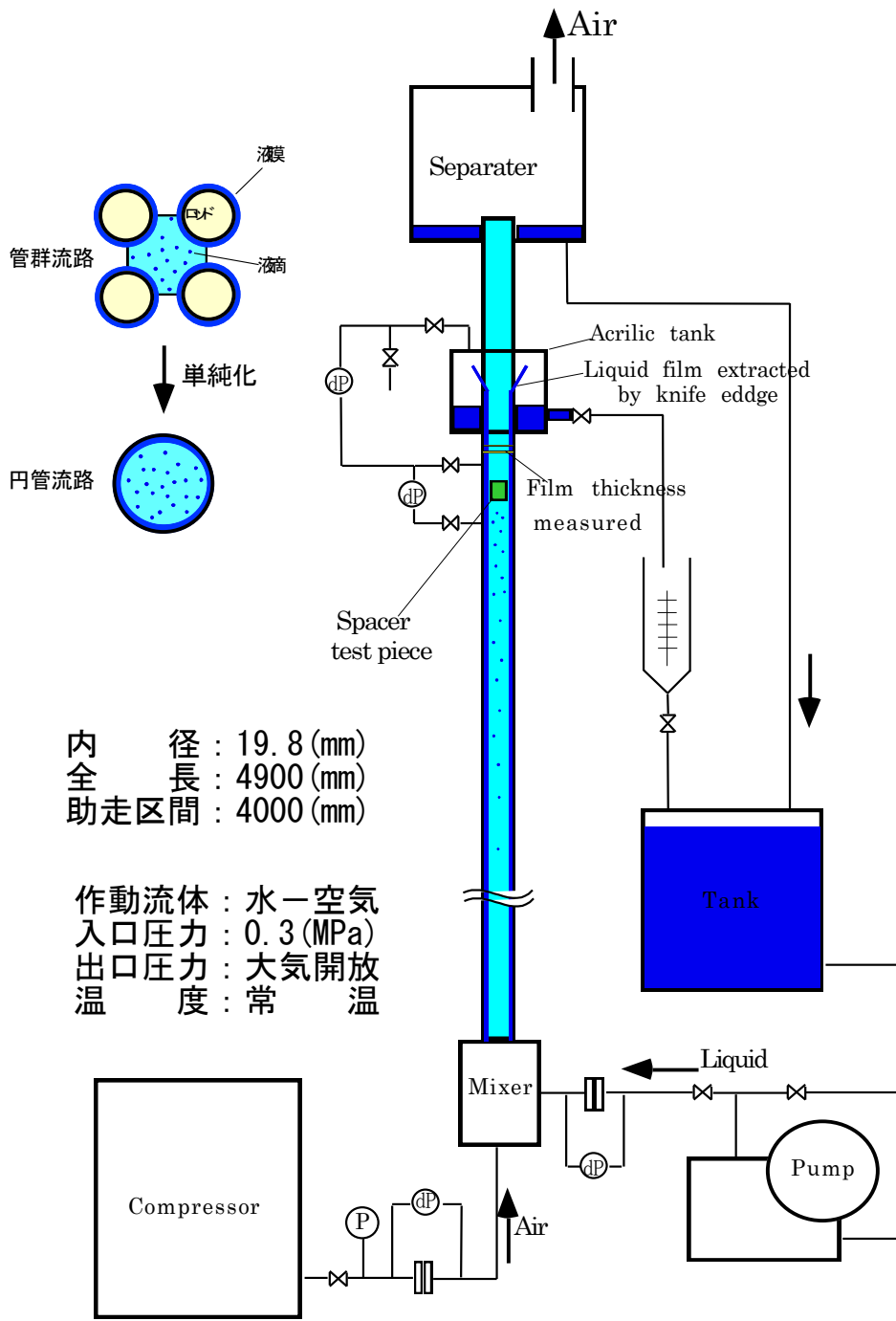


図4. 1 鉛直円管環状噴霧流実験装置



図4. 2 実験装置概観(写真)

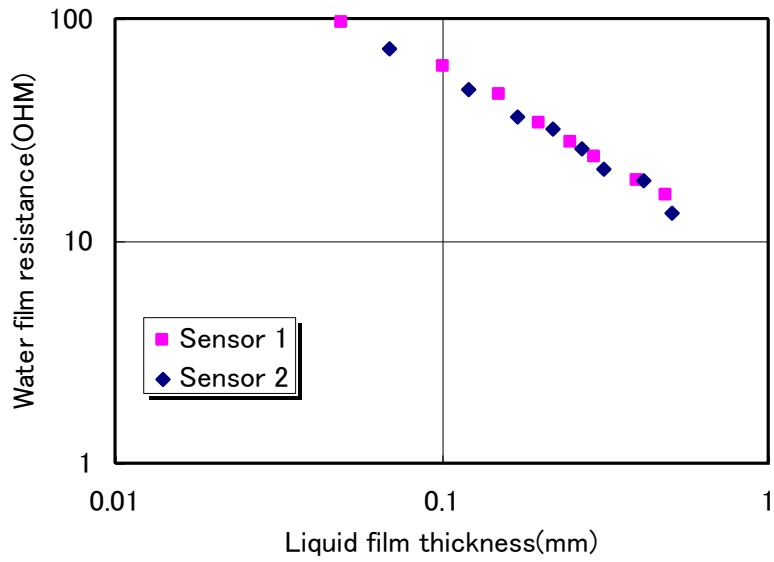


図4. 3 液膜厚さ計測センサーの抵抗試験結果

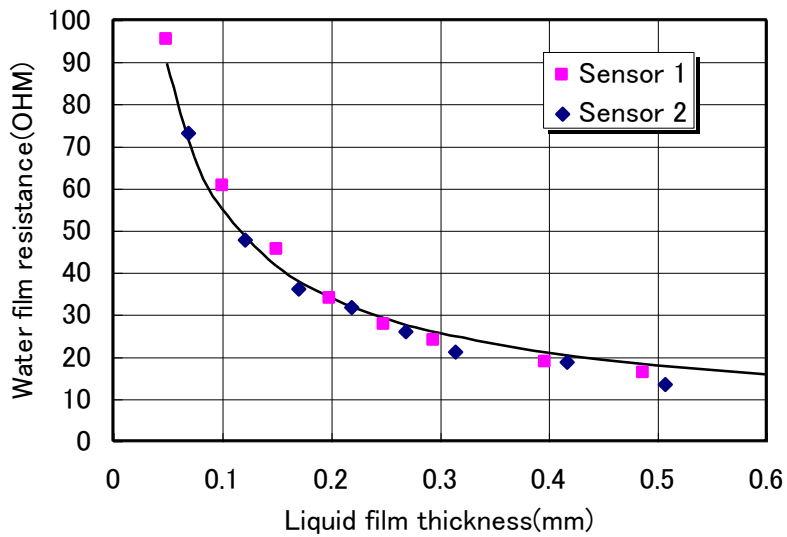


図4. 4 液膜厚さと抵抗値 (キャリブレーション結果)

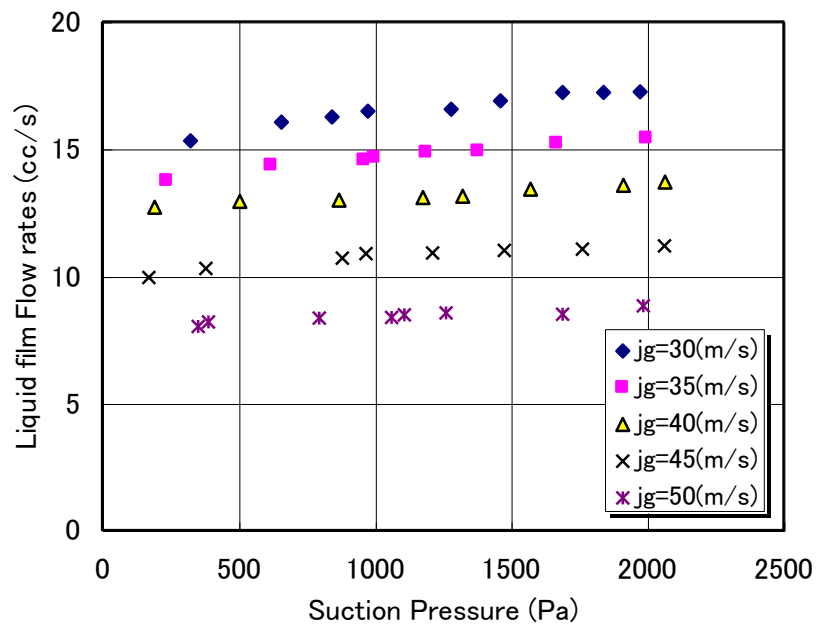


図 4. 5 液膜抽出量の試験結果

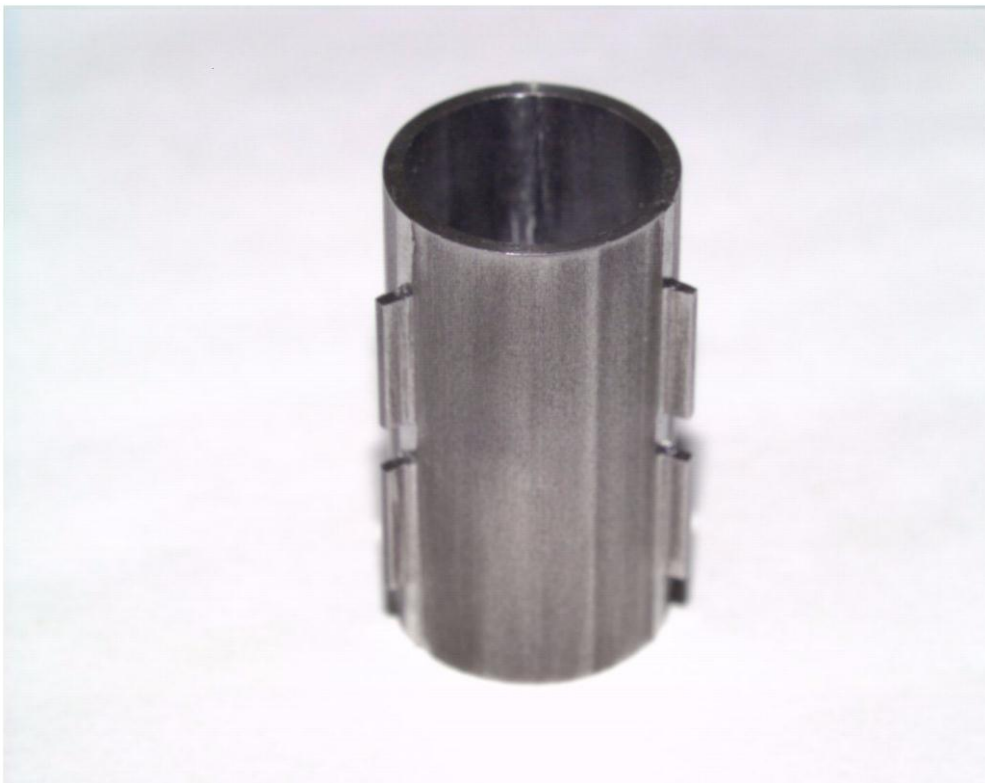


図 4. 6 試験片外観(写真)

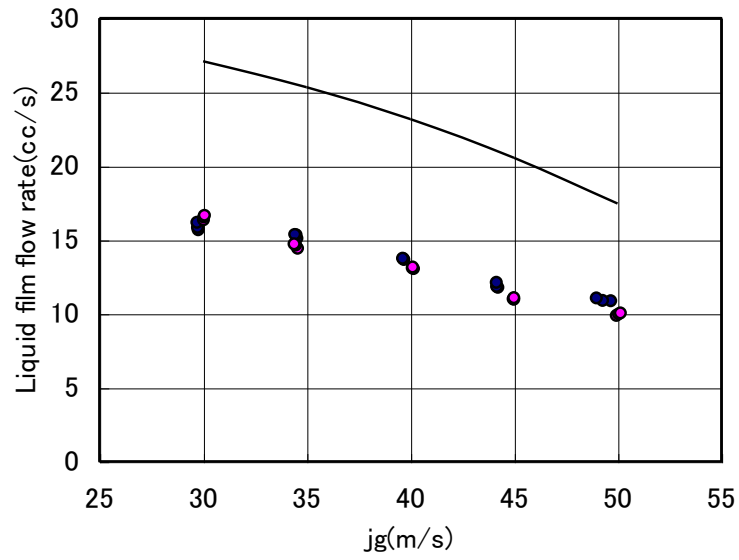


図 4. 7 液膜流量に及ぼす気相見かけ流速の影響  
(スパーサなし、実線は Ishii & Mishima の式)

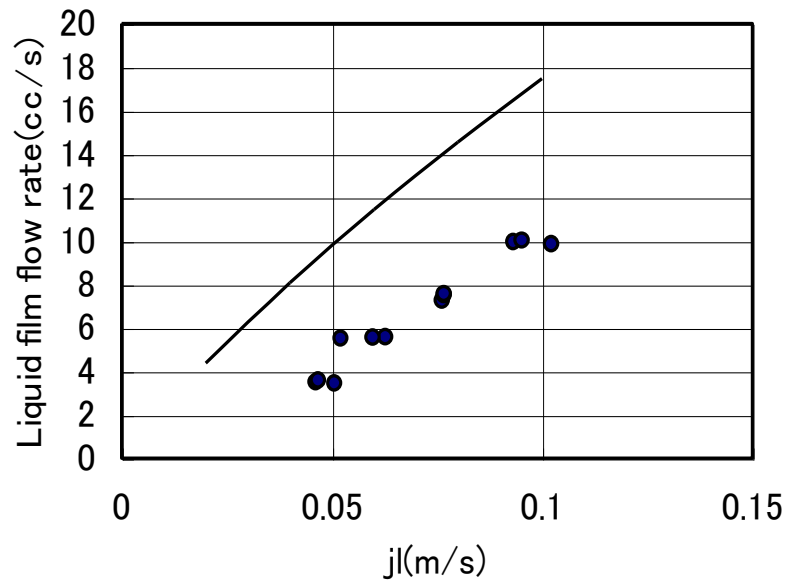


図 4. 8 液膜厚さに及ぼす液相見かけ流速の影響  
(スパーサなし、実線は Ishii & Mishima の式)

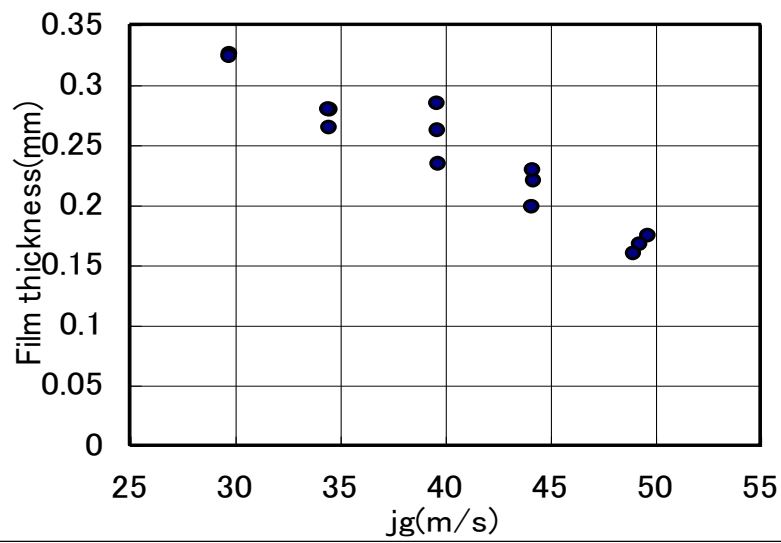


図 4. 9 液膜厚さに及ぼす気相見かけ流速の影響  
(スパーサなし、 $j_l=0.1$ (m/s))

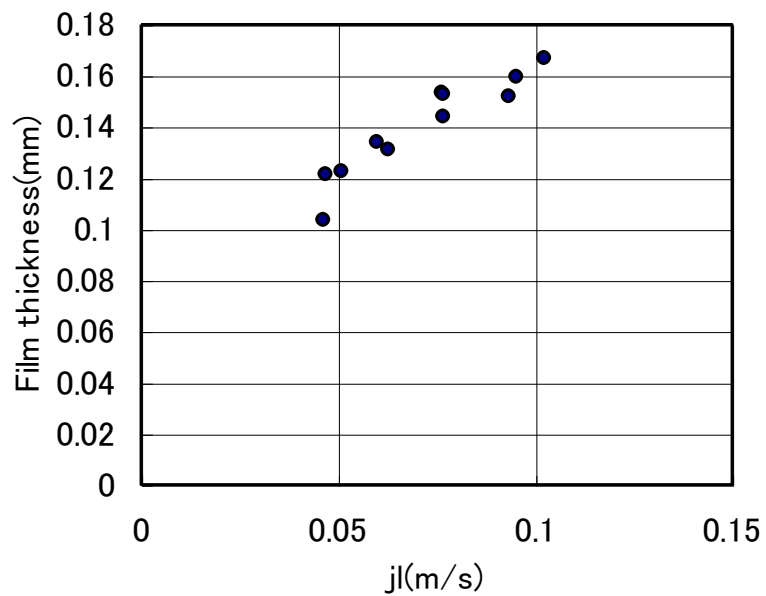


図 4. 10 液膜厚さに及ぼす気相見かけ流速の影響  
(スパーサなし、 $j_g=50$ (m/s))

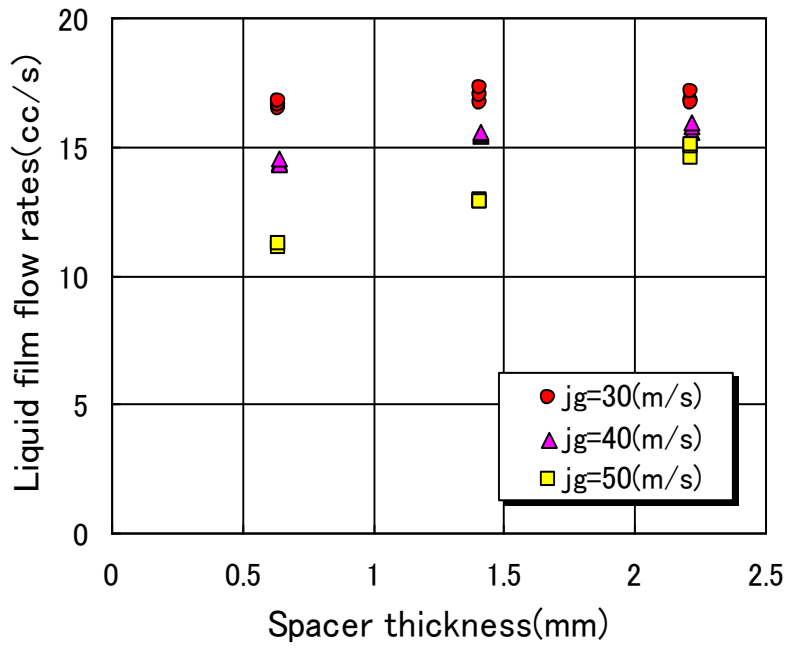


図 4. 1 1 液膜流量に及ぼすスペーサ肉厚の影響  
( $j_l=0.1$ (m/s)、クリアランス=1.3(mm))

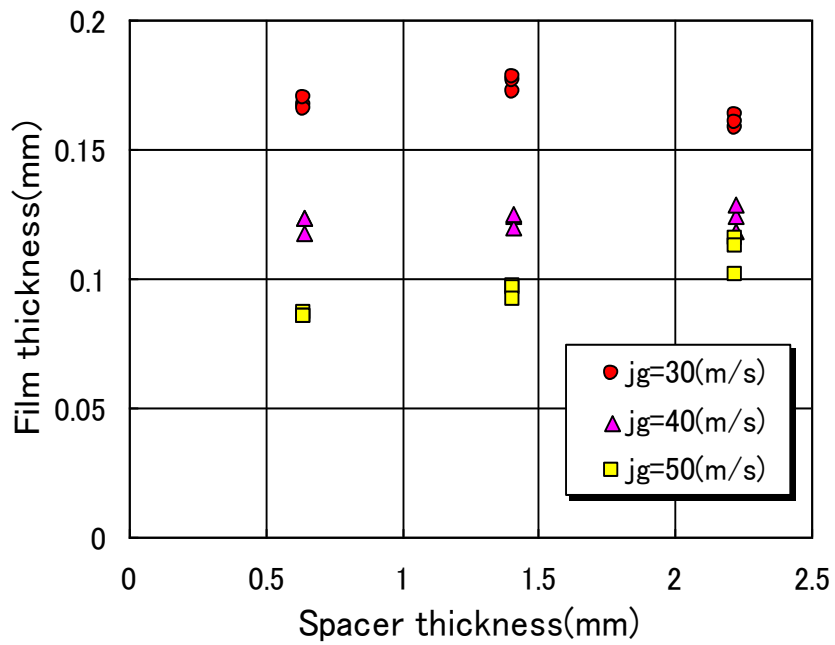


図 4. 1 2 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響  
( $j_l=0.1$ (m/s)、クリアランス=1.3(mm))

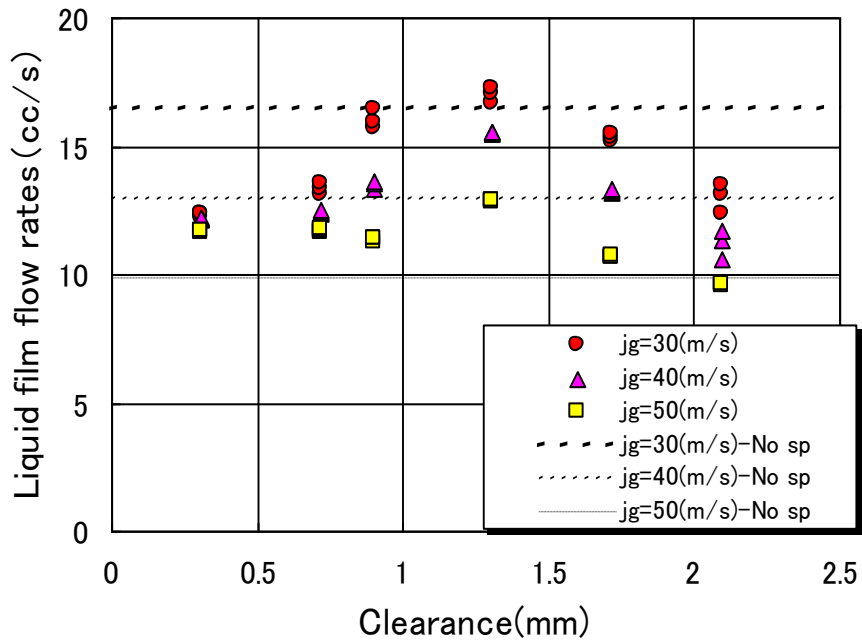


図 4. 1 3 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響  
 $(j_l=0.1(\text{m/s})$ 、スペーサ肉厚=1.4(mm))

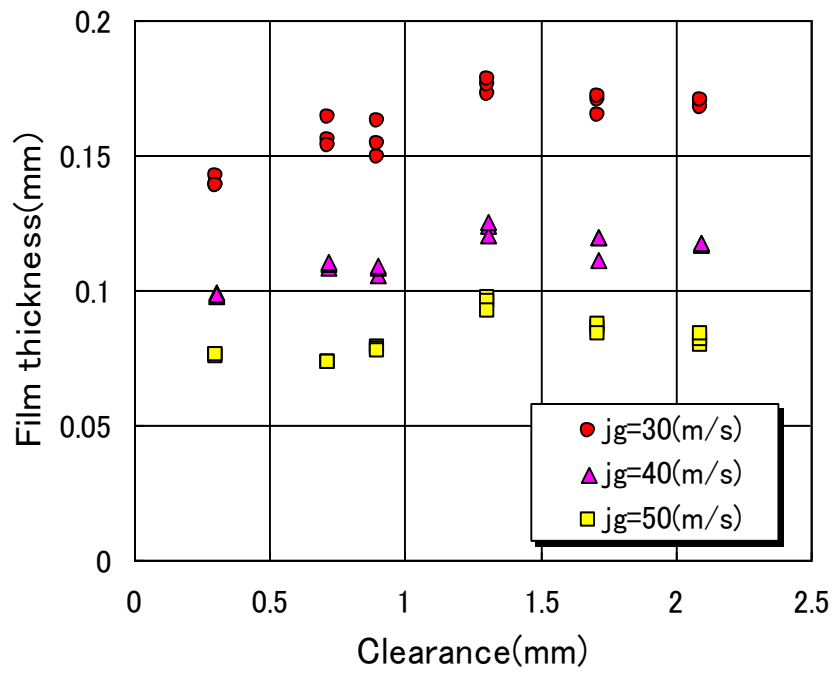


図 4. 1 4 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響  
 $(j_l=0.1(\text{m/s})$ 、スペーサ肉厚=1.4(mm))

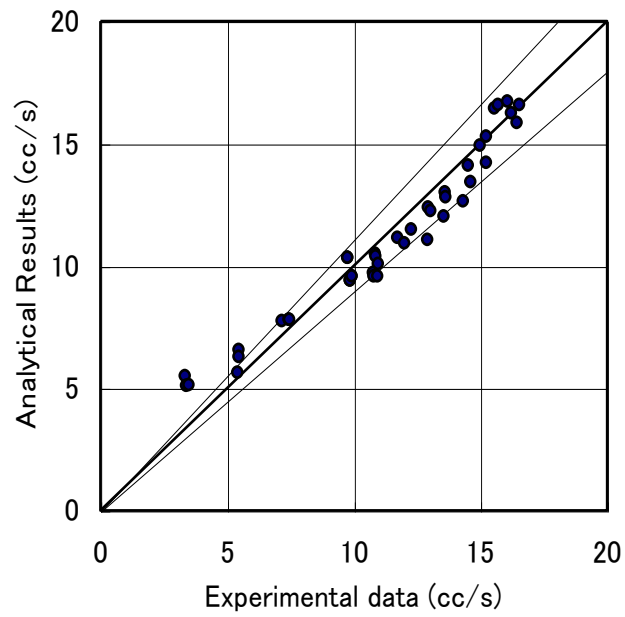


図4. 15 スペーサがない場合の液膜流量の実験結果と解析結果の比較

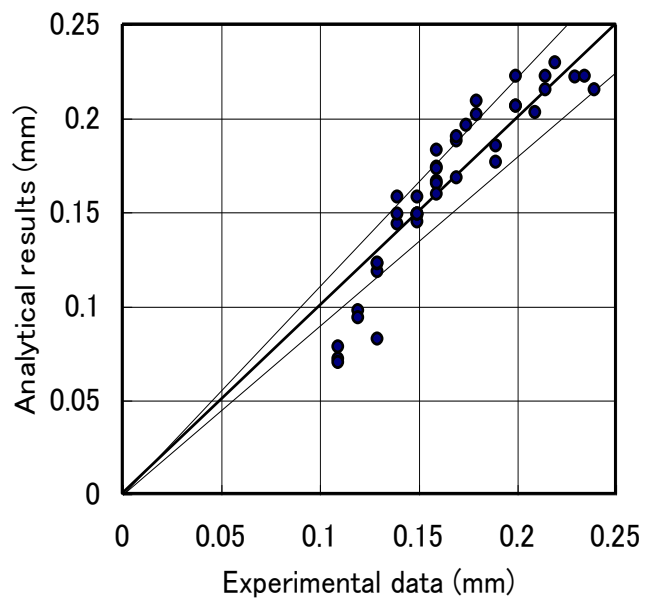


図4. 16 スペーサがない場合の液膜厚さの実験結果と解析結果の比較

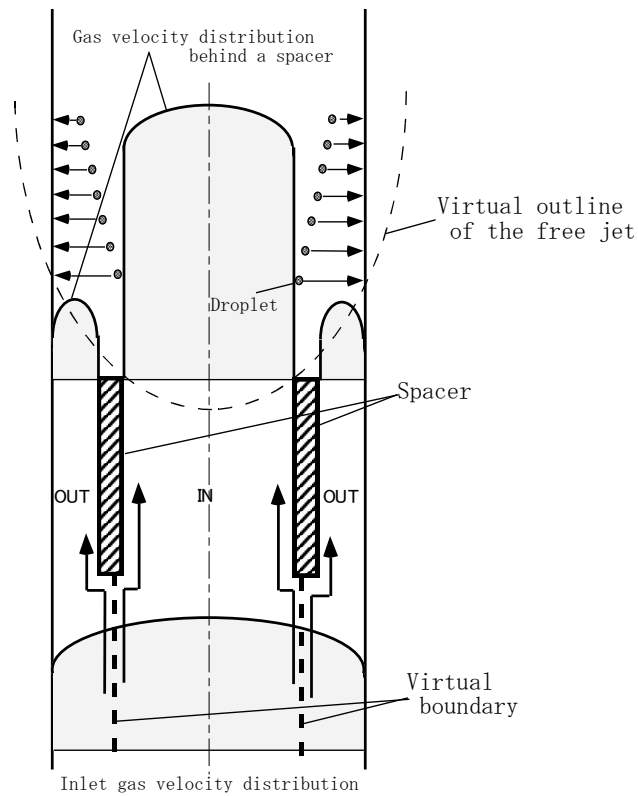


図4. 17 仮想境界の概念図

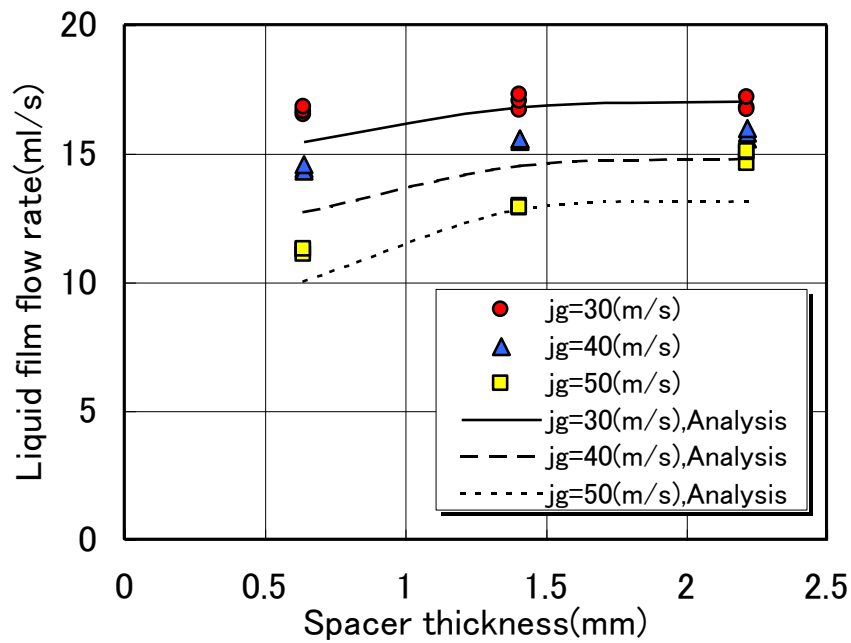


図4. 18 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響 (実験値と解析結果の比較)

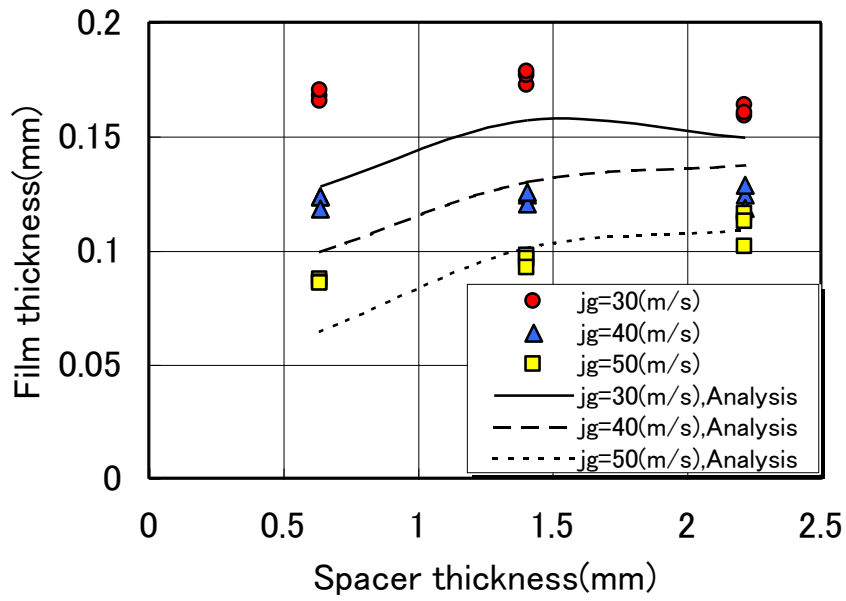


図4. 19 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響  
(実験値と解析結果の比較)

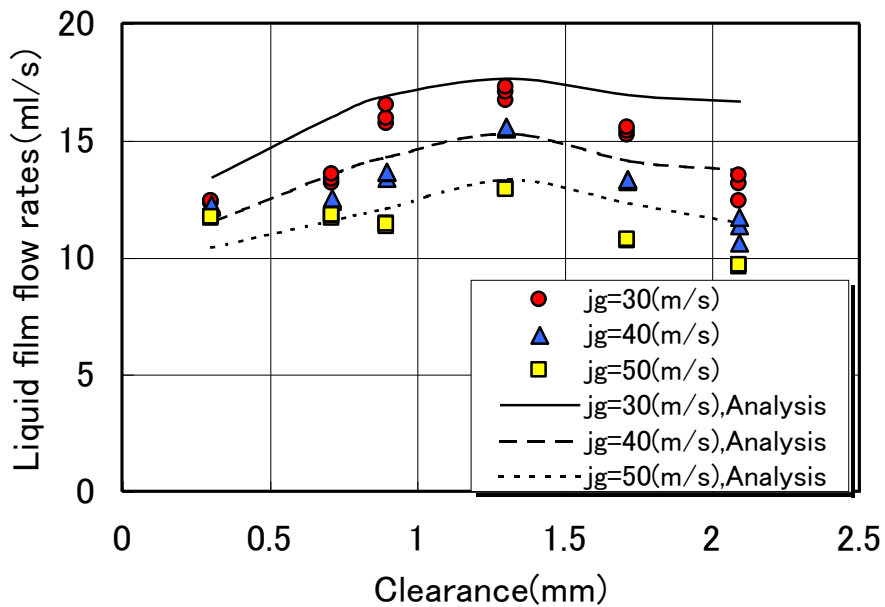


図4. 20 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響  
(実験値と解析結果の比較)

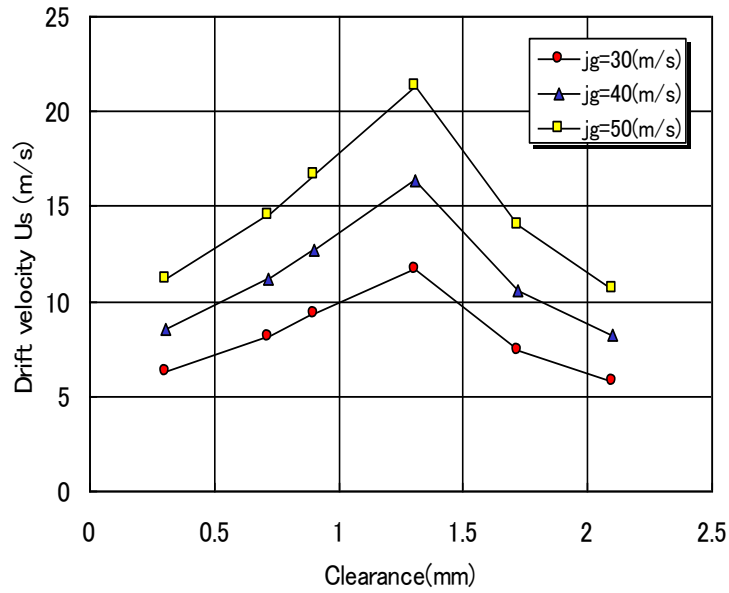


図4. 2.1 クリアランスを変化させた場合の偏流速度差の解析結果

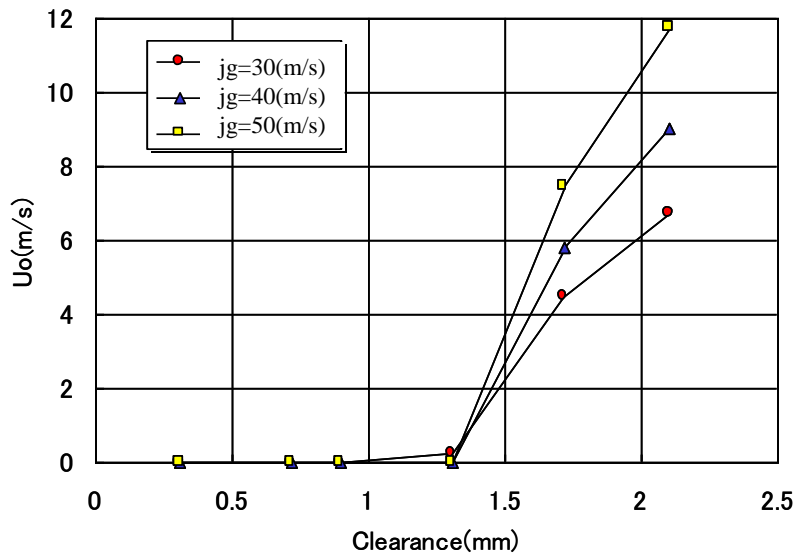


図4. 2.2 クリアランスを変化させた場合の狭域部速度の解析結果

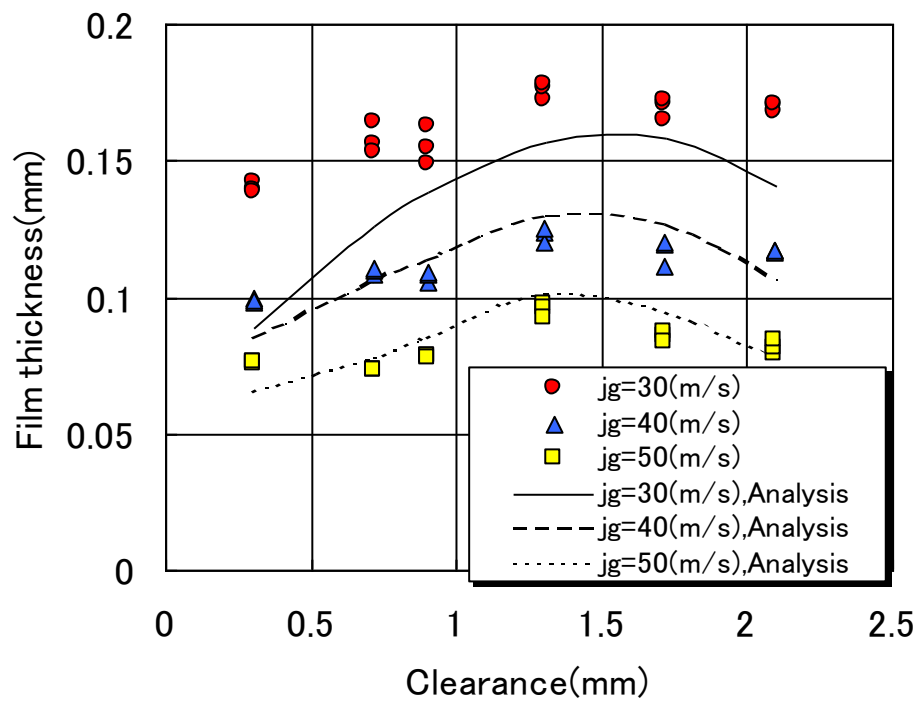


図4. 2.3 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響  
(実験値と解析結果の比較)

## 第5章 円管開放流路での横方向速度分布式と円管内環状噴霧流解析

### 5. 1 はじめに

第2章では、主流を流れる液滴の付着は、スプレーサ下流で発生する広域部と狭域部の速度の偏り（偏流）が、流れ方向に回復する過程でロッド方向への速度成分が誘起されて起こる現象が支配的であるという考えに基づき、矩形流路を用いてスプレーサ下流の横方向速度成分をスプレーサで分割される広域及び狭域部流路のレイノルズ数を用いて表すモデル式を作成した。さらに、このモデル式を円管流路の水-空気環状噴霧流での解析に用いてスプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さの解析を行い、実験結果との比較を行った。液膜流量に及ぼすクリアランスの影響比較については実験結果と比較的良く一致したが、液膜流量に及ぼすスプレーサ肉厚の影響比較では、実験結果と同様、スプレーサ肉厚の増加とともに液膜流量が増加する傾向は示したが、増加の傾きの傾向が異なることによる値の不一致が見られた。また、液膜厚さについても、解析結果が実験結果を小さく予測する結果が得られ、矩形流路で得られた実験結果を元にして作成された横方向速度成分式を円管流路へ用いたことが、原因のひとつとして考えられた。

そこで、円管開放流路でスプレーサ下流の横方向速度分布を測定し、円管流路での横方向速度分布を作成する。さらに、得られた円管流路での横方向速度式を導入した円管内環状噴霧流解析を行い、スプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さの解析結果と試験結果を比較・検討する。

### 5. 2 円管開放流路での横方向速度分布式

#### 5. 2. 1 実験装置及び実験条件

本章では、第2章で用いた位相ドップラー速度計測システム(ダンテック社製、Dual-PDA装置(MODEL I-70、DANTEC Measurement Technology))により円管開放流路でのスプレーサ下流のトレーサ液滴径、速度(流れ方向及び横方向)、及び乱流強度の計測を行った。

図5. 1に示す様に実験装置は、コンプレッサー、液滴発生部、水タンク、ポンプ、テスト部、アクリル製助走区間、水流量計測系、空気流量計測系及びDual-PDA計測システムから成る。コンプレッサーから供給される空気は、圧力を圧力調整弁により調節され、空気流速測定用の層流式流量計を通り流量計測され、空気の一部はトレーサであるマイクロスケールの液滴を空気中に浮遊させるための空気供給ループに取り付けられた水-空気混合部(図5. 2の混合器；池内製噴霧用ノズル、製品番号;BIMV45075)に流れ込み、一部は混合器の下流

で液滴流と合流し、テスト部助走区間へ流入する。また、テスト部助走区間入り口では、空気温度と圧力とを測定するため、熱伝対と圧力変換器を取り付けてある。

ノズルに供給される水は、水タンクで冷却水により水温を一定に保たれ、流量計測された後、ポンプを介して水圧0.7Mpa一定とし混合器へ送られる。空気と水は混合部で均質に混合されて噴霧流が形成される。このノズルは、第2章で用いたものと同じもので、毎時2リットル (0.033 l/min) , 円錐型に平均40  $\mu$  mのトレーサ液滴粒子を発生する。本実験では、トレーサ液滴径は一定とした。テスト部は内径20mmの亚克力製円管で、空気・水混合部より600mm(L/D<sub>H</sub>=30)の助走区間を経てテスト部先端のスぺーサ取り付け部に至る。テスト部上流では、安定かつ均質な流れを作るために整流器が設置されている。テスト部先端の詳細図を図5. 3に示す。液滴速度、液滴径および乱流強度は、スぺーサ下流、即ち流路出口より下流の 대기開放部で測定された。亚克力流路内壁に液膜が形成すると、Dual-PDAによる液滴速度及び液滴径の計測が不可能であるためである。スぺーサ下流の横方向速度分布は、 대기開放による気流の広がりの影響を取り除くため、スぺーサを挿入しない状態の横方向速度分布を測定し、スぺーサを入れた条件での結果から差し引くことにより求めた。スぺーサは図5. 4に示すような形状をしており、3方向から固定するようになっている。支持部の影響を避けるため、この部分を避ける、3方向のデータを平均して結果とした。本章で使用したスぺーサ番号と、各スぺーサの寸法(クリアランス、厚さ)を表5. 1に示す。

本章で行った実験条件を表5. 2に示す。実験はスぺーサなし+スぺーサ9種について、それぞれ層流型空気流量計より算出した見かけ流速を45,65,85,117.5m/sと変化させていき、合計30条件の実験を行った。

図5. 5にPDAの計測領域と本実験で定めた座標軸を示す。座標軸原点は流路中心とし、そこから流路半径方向をy軸、流路軸方向x軸とした。また、計測粒子速度はy軸負方向をV(m/s)とし、x軸正方向をU(m/s)とした。

計測領域はy座標 -11mm~+1mm , x座標 0mm~150mm とし、x座標 5,10,15,20mm ではy座標は0.2mm間隔、x座標 30,40,50,70,100,150mm ではy座標は0.5mm間隔で計測した。よって1条件につき394ポイントの計測とした。

PDA装置では精度良く計測するためには、目的とする粒子流速及び粒子径の測定範囲を各種パラメータによって最適化する必要がある。本実験では各種パラメータを調節することにより、測定可能範囲をy軸方向の粒子速度-32.4~32.4m/s、x軸方向の粒子速度-57.0~199.5m/s、粒子径0.411~169.0  $\mu$  mとした。

液滴速度及び液滴径データは、2～60秒間、9000データの平均値である。

## 5. 2. 2 実験結果

### 5. 2. 2. 1 スペーサを入れない場合

初めに、スペーサを入れない状態で液滴径分布を測定した。液滴径は通常、気相流速が大きくなると、分裂が起りやすくなり、液滴径は減少する傾向がある。本実験条件で用いた気相流速の中で一番小さい $j_g=45(\text{m/s})$ における液滴径分布及び流れ方向液滴速度分布の結果を図5. 6(a),(b)に示す。平均液滴径は $14\mu\text{m}$ と十分小さく、ストークスの抵抗則に基づくと、十分周囲の気流に随伴して流れる事ができると考えられるため、計測された液滴速度の速度分布は気相速度分布と等しいとした。さらに、流れ方向液滴平均速度は気相の見かけ速度とほぼ等しい結果が得られ、ゆえに空気速度は液滴速度から類推できると思われる。また、気相流速 $j_g$ を変化させた場合の断面平均液滴径の変化を図5. 7に示す。平均液滴径は、気相見かけ流速を大きくするに従って減少し、 $j_g=117.5(\text{m/s})$ では、液滴径は平均 $7\mu\text{m}$ と微粒化が促進され、より気流に随伴する傾向である。

### 5. 2. 2. 2 スペーサ下流の流れ方向速度分布

流路中にスペーサを挿入した場合のスペーサ下流での流れ方向（x方向）気相流速に及ぼすスペーサ肉厚の影響を調べた測定値の一例を図5. 8に示す。これは、 $j_g=85\text{m/s}$ 、クリアランス $1.4\text{mm}$ 一定、スペーサ肉厚を $0.6$ 、 $1.3$ 、 $2.2\text{mm}$ と変化させた場合の結果で、2本の破線に囲まれた部分にスペーサが位置し、図中の記号はスペーサ下流端からの距離を示す。流れ方向の速度分布（ $V_x$ ）は、スペーサにより分けられ、流路の狭域部と広域部との間で異なる速度をもつ。とりわけ、白丸で示されたスペーサ下流近傍の $x=5(\text{mm})$ における流速分布でこの傾向は顕著である。

次に、スペーサ下流での流れ方向（x方向）気相流速に及ぼすクリアランスの影響を調べた測定結果の一例を図5. 9に示す。これは、 $j_g=85\text{m/s}$ 、スペーサ肉厚 $1.3\text{mm}$ 一定、クリアランスを $0.7$ 、 $1.3$ 、 $2.1\text{mm}$ と変化させた場合の結果で、図中の記号はスペーサ下流端からの距離を示す。流れ方向の速度分布（ $V_x$ ）は、スペーサにより分けられ、流路の狭域部と広域部との間で異なる速度をもつことが分かった。とりわけ、白丸で示されたスペーサ下流近傍の $x=5(\text{mm})$ における流速分布は、スペーサ肉厚の影響と同様、この傾向は顕著である。

### 5. 2. 2. 3 スペーサ下流の横方向速度分布

スペーサ中央部の下流方向における正味横方向速度成分の分布の一例を図5. 10に示す。図中の記号はそれぞれ、流路中央からの径方向位置を示す。実際の燃料集合体は閉じた流路体系であるが、本計測は、流路開放部での計測であるため横方向への広がりが生ずる。これを、擬似的に閉じた流路体系での速度分布とするため、スペーサを挿入した速度データから、スペーサを挿入しないデータ、即ち、開放系であることによる自由に広がる効果を差し引くことにより補正を行った。横方向速度成分は、スペーサ下流近傍でプラス方向及びマイナス方向へ大きく振れる傾向がみられた。これは、スペーサ部材下流でカルマン渦のように、広域部及び狭域部からの気相の流れ込みが交互にあるためであると考えられる。横方向速度成分は、今回計測を行った  $x/D_H = 7 \sim 8$  の範囲まで増加し、ほぼ極大値となるように見受けられる。矩形流路におけるスペーサ下流の横方向速度分布の実験結果においても、 $x/D_H = 7 \sim 8$  でピークを持ち、スペーサ下端よりほぼ直線的に増加する結果が得られている。

### 5. 2. 2. 4 スペーサ下流の乱流強度分布

図5. 11は、スペーサ下流の乱流強度を、スペーサ肉厚を変化させて計測した結果である。スペーサの肉厚を厚くしていくと、スペーサ下流の乱流強度は大きくなるとともに、影響域は下流へ伸びていく。その距離は、現在用いられているスペーサの閉塞率と同等(Sp No.3)のもので  $x/D_H = 1$ 、それよりも15倍程度閉塞率が高いもの(Sp No.5)で  $x/D_H = 15$  程度の距離である。この結果から、スペーサがあることにより発生する乱流の影響は、スペーサ下流に近い範囲であることがわかる。また、スペーサ下流で発生する乱流は、スペーサ下流端から離脱するRun-off 液膜の付着域と同じ位置であることから、Run-off 液膜に対して影響が大きいことが推測される。

## 5. 2. 3 偏流効果モデルと実験結果の比較

### 5. 2. 3. 1 圧力バランス式

図5. 12に示すように、燃料スペーサ後流での液滴の付着促進は、スペーサ下流で生じた気相の速度差（偏流）が流れ方向に回復する過程でロッド方向への速度成分が誘起されて起こると考えられる。本論文では、気流の偏流効果が、スペーサにより分離される狭域部と広域部間の気流の運動量バランスによってもたらされると考え、偏流効果のモデル化を行った。

始めに、流路の狭域部と広域部における気相の質量保存式は、以下で表される。

$$\rho_g V_n A_n + \rho_g V_w A_w = \rho_g V_0 A_0 \quad (5-1)$$

ここで、気相密度  $\rho_g$  は、ほぼ大気圧の一定値となるため、スぺーサ上流の気相流速  $V_0$  は気相の見かけ流速  $j_g$  となる。そうすると、(5-1) 式は以下の様に変えられる。

$$V_n A_n + V_w A_w = V_0 A_0 \quad (5-2)$$

流路の狭域部と広域部において、気相の摩擦圧力損失と縮流圧力損失を考慮した圧力バランスの式は以下のように書かれる。

$$(\Delta P_\zeta + \Delta P_{fric})_n = (\Delta P_\zeta + \Delta P_{fric})_w \quad (5-3)$$

ここで、添え字  $i$  をそれぞれ  $n, w$ 、 $A$  を流路面積、 $L_{sp}$  をスぺーサの高さ(30mm)として、各流路での気相の摩擦損失は以下のように表される。

$$(\Delta P_{fric})_i = f_i \cdot \frac{4}{D_i} (1/2) \rho_g V_i^2 \cdot L_{sp} \quad (5-4)$$

$$f_i = 0.079 / (\text{Re}'_i)^{0.25} \quad (5-5)$$

$$\text{Re}'_i = V_i D_i / \nu_g \quad (5-6)$$

ここで、 $D_i$  はそれぞれ、スぺーサ部材によって分けられる広域部、狭域部流路の水力等価直径、 $f_i$  は壁面摩擦係数である。各流路における水力等価直径は、それぞれ以下のように表される。

$$D_n = c \quad (5-7)$$

$$D_w = D_H - 2(c+t) \quad (5-8)$$

各流路での気相の縮流損失は、以下で与えられる。

$$(\Delta P_\zeta)_i = \zeta_i \cdot (1/2) \rho_g V_i^2 \quad (5-9)$$

$$\zeta_i = ((1/C_{ci}) - 1)^2 \quad (5-10)$$

$$C_{ci} = A_i / A_{0,i} \quad (5-11)$$

$A_{0,i}$  は、それぞれ、狭域部及び広域部へ流入する縮流上流の流路面積であり、図5. 12に示す仮想境界により、スぺーサ上流から流路が分離されていると仮定している。偏流効果モデルでは、仮想境界のスぺーサ部材上の位置として仮想境界係数（狭域部側からのスぺーサ部材厚さの割合）を定義する。仮想境界係数は、狭域部と広域部の流路面積に比例するとして、以下の様に与えた。

$$C_{vb} = A_n / (A_n + A_w) \quad (5-12)$$

各流路へ流入する上流の面積は以下のように求められる。

$$A_{0,n} = \frac{\pi}{4} \left\{ D_H^2 - (D_H - 2c - 2t \cdot C_{vb})^2 \right\} \quad (5-13)$$

$$A_{0,w} = \frac{\pi}{4} \left\{ D_H - 2c - 2t \cdot (1 - C_{vb}) \right\}^2 \quad (5-14)$$

### 5. 2. 3. 2 偏流効果モデルと実験結果の比較

図5. 13は、気相見かけ流速 ( $j_g$ ) を 65(m/s) とした場合の、狭域部ならびに広域部のスパーサ後端より 5mm 下流での流れ方向の空気流速 (平均値) の実験値と偏流効果モデルから求めたスパーサ下流端での空気流速の比較を示した図である。図中、 $V_w$  および  $V_n$  は、それぞれ、狭域部速度と広域部速度で、白抜きは実験データ、黒抜きはモデル解析から得られた値を示している。

はじめにクリアランスの影響について述べる。実験結果から、流路狭域部の空気流速はクリアランスを大きくすると増加した。これは流路狭域部の縮流損失が小さくなるためである。また、狭域部では僅かな気相流量の変化に対しても、その流路面積の小ささから気相流速への影響が大きくなる。一方、流路広域部における空気流速はクリアランスの変化に対してほとんど変わらなかった。これは、狭域部を流れる気相流量の絶対量が広域部と比べて少ないために、流路広域部を流れる気相流量に対して影響が小さいためであると考えられる。それ故、これら流路間の空気流速の差はクリアランスの増大とともに小さくなる。偏流効果モデルを用いた解析から求められた狭域部の気流速度は、実験データと非常によい一致を示した。広域部の解析結果は、クリアランスの変化に対してほとんど変化せず、実験データと定性的に傾向の一致が見られた。ただし、解析結果の方が多少、大きい値を示したことは、流路が開放系であるため、気流が外側に広がり、減速したことが考えられる。

次に、スパーサ肉厚を変化させた場合の気相流速分布について述べる。流路狭域部ならびに広域部から流出した空気流速はスパーサが厚くなるにつれて大きくなる。これは、スパーサ肉厚が増加するにしたがって、スパーサによる流路閉塞割合が増加し、それ故、流路狭域部ならびに広域部を通る気流速度が増加するためである。実験データは流路狭域部ならびに広域部の気相流速とも、モデルから得られた結果と比較して小さいが、モデルから得られた気相速度は実験結果を良く予測する。解析よりも実験結果が小さい理由として、実験の取得位置がスパーサ下流より 5 mm 下流であることと、流路が開放系であるため、気流が外側に広がったためであると考えられる。

以上の結果から、偏流効果モデルを用いた解析から求められた広域部及び狭域部の気流速度は、実験結果と比較的良好一致し、流路形状が変化しても本モデルを用いることが妥当であることが示された。以下では、矩形流路で得られた横方向気相流速分布式を参考とし、円管流路における横方向気相流速分布の定式化を行った。

## 5. 2. 4 円管流路での液滴付着分布の定式化

### 5. 2. 4. 1 矩形流路での液滴付着分布式と円管流路データとの比較

第2章の二次元矩形流路データを基に作成された横方向気相速度分布式では、スプレーサ下流の横方向気相流速分布の定式化を行うにあたり、図5. 14で定義した横方向気相速度極大値( $V_{y_{peak}}$ )と発生位置( $X_{peak}$ )に着目し、流路広域部及び狭域部速度を用いて横方向気相流速分布の定式化を試みている。発生位置の前と後で領域を2つに分け、発生位置の前領域では、 $x=0$ から $X_{peak}$ までを直線近似した。 $X_{peak}$ は無次元距離で示すと、 $X_{peak}/D_H=7\sim 8$ の範囲である。今回、実験を行った円管流路での測定範囲は $X_{peak}/D_H=0\sim 7.5$ の範囲で、矩形流路と同様、発生位置がほぼ $X_{peak}/D_H=7.5$ となった。それ故、発生位置前領域の $X_{peak}/D_H=0\sim 7.5$ の範囲で、実験結果と矩形流路で得られた横方向気相速度分布式との比較を行う。

発生位置での横方向速度及び発生位置は、 $0 < x \leq X_{peak}$ の範囲で、

$$V_y(x) = \frac{V_{y_{peak}}}{X_{peak}} x = 0.0445 \frac{\nu_g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \left( \frac{x}{D_H} \right) \quad (5-15)$$

$$V_{y_{peak}} = 0.118 \frac{\nu_g}{D_H} Re_w \quad (5-16)$$

$$X_{peak}/D_H = 2.65 Re_n^{0.12} \quad (5-17)$$

$$\text{ここで、} Re_w = V_w \cdot t / \nu_g \quad (5-18)$$

$$Re_n = V_n \cdot c / \nu_g \quad (5-19)$$

他方、矩形流路における横方向気相速度分布式の発生位置後領域においては、 $x/D_H = X_{peak}/D_H \sim 15$ までを直線近似した、以下の式を導いている。

(発生位置後領域)  $x > X_{peak}$

$$\begin{aligned} V_y(x) &= V_{y_{peak}} - \frac{(V_{y_{peak}} - V_{y_{150}})}{(X_{peak} - 0.15)/D_H} \frac{(x - X_{peak})}{D_H} \\ &= \frac{\nu_g}{D_H} Re_w (0.211 - 0.035 Re_n^{-0.12}) \frac{x}{D_H} \end{aligned} \quad (5-20)$$

図5. 15～17は、矩形流路で求められた横方向気相速度分布式と、本実験の円管流路におけるスパーサ後端を横切る半径方向移動の速度分布値との比較を示す。

ここで図中の黒丸は実験値より算出した値であるが、本章で使用した実験装置ではスパーサ下流に流路が存在しない。その為スパーサの挿入、非挿入に関わらず自由噴流となり、半径方向の速度成分が発生してしまう。従ってスパーサによる正味の半径方向速度成分を評価するためには、スパーサ挿入時の半径方向速度成分からスパーサ非挿入時の半径方向速度成分を差し引いた値を用い評価する事とした。また、この時の半径方向速度成分はスパーサ厚さの中央部分から真下方向に、広域部と狭域部を分断する平面を通過した成分とした。（図5. 12参照）

この結果より、 $x/D_H=0\sim 2$ 程度の範囲でスパーサ後端直後の乱れの影響が見られるものの、それ以降の距離では、速度分布式と実験値の傾きが非常に良く一致している事がわかる。今回の実験では装置の都合により  $x/D_H$ は7.5までしか計測できなかったが、実験データの極大値発生位置は(5-15)式で表される極大値発生位置と良く一致する。

結果として、三次元流れでも偏流効果モデルを用いれば、半径方向速度分布を良く記述する事ができると考えられる。

#### 5. 2. 4. 2 円管流路での液滴付着分布式の検討

二次元流路を模擬した矩形流路での実験結果をもとに作成された横方向速度分布式と円管流路での実験結果との比較により、円管流路に対する横方向速度分布式への適用性が確認された。しかしながら、スパーサ下流近傍では、広域部および狭域部双方からの気流の回り込みにより、モデル式から得られた横方向速度成分よりも本実験データの分布は図5. 18に示す様に、正の値が下流へ移動することが判明した。この理由として、広域部を流れてきた気流がスパーサ後端で流路が拡大するため、一時的にスパーサの背後に回り込むことから発生すると考えられる。狭域部を流れる気流が大きくなると、スパーサ後流での気流の回り込みの程度は小さくなると考えられ、それ故、スパーサ後流の相互干渉による乱れの影響長さは、狭域部レイノルズ数の関数で表すことができると推測される。

本章で実験データを取得した  $x/D_H=0\sim 7.5$  の範囲で、横方向速度成分の傾きと極大値発生位置がこれまでの予測式と一致していることから、実験値の負方向への速度次元の付加項、ここでは特に狭域部レイノルズ数の関数、をもちいて速度分布式に以下のような補正を行った。

(発生位置の前領域)  $0 < x \leq X_{peak}$

$$V_y(x) = 0.0445 \frac{\nu^g}{D_H} Re_n^{-0.12} Re_w \left( \frac{x}{D_H} \right) - V_y^* \quad (5-21)$$

ここで、

$$V_y^* = C^* \frac{\nu^g}{D_H} Re_w \quad (5-22)$$

$$C^* = 0.05 \quad (5-23)$$

一方、図5. 18に示すスパーサ下流で発生する、横方向速度成分が負になる長さ  $x_t$  は、以下の様に求められる。 $x_t$  は、スパーサによって発生する乱れの影響長さで、スパーサ下端から飛散する Run-off 液滴に影響すると考えられる。

$$x_t = \frac{V_y^*}{V_{y_{peak}}} x_{peak} = 1.12 D_H Re_n^{0.12} \quad (5-24)$$

補正の結果を図5. 19～21に示す。補正により負方向への移動に良く追従している事がわかる。今回の円管流路での横方向速度の極大値は、二次元矩形流路とほぼ同じ無次元位置で発生しており、発生位置後流域については、以下に示す二次元矩形流路で得られた(5-20)式に付加項を導入した、次式を提唱する。

(発生位置後流域)  $x > X_{peak}$

$$V_y(x) = \frac{\nu^g}{D_H} Re_w (0.211 - 0.035 Re_n^{-0.12} \frac{x}{D_H}) - 0.05 \frac{\nu^g}{D_H} Re_w \quad (5-25)$$

### 5. 3 円管内環状噴霧流解析

#### 5. 3. 1 環状噴霧流中での偏流効果モデルの詳細

BWR 燃料集合体内部の流れは、燃料有効長下端より約 1m 程度の位置で環状噴霧流(二相流)となるため、これまでの偏流効果モデルに液相の影響を考慮する必要がある。この場合、スパーサがあることによるロッド表面を流れる液膜(特に液膜厚さ)の変形及び主流中を流れる液滴の情報が、偏流効果モデルで考慮される広域部と狭域部間の圧力バランスに大きく影響する。本節では、二相噴霧流条件での偏流効果モデルの取り扱いについて以下で述べる。

狭域部及び広域部の圧力バランス式は、(5-3)式で表される。狭域部流路( $n$ )での気流と液膜の間の摩擦損失は、 $V_n$  を狭域部を流れる気相流速、 $L_{sp}$  をスパーサの高さ(30mm)、第2章

で求められた狭域部でのロッド表面を流れる液膜速度  $u_{fsp}$  を用いて以下で表される。

$$\begin{aligned} (\Delta P_{fric})_n &= f_{in} \cdot \frac{4}{D_{nr}} (1/2) \rho_g (V_n - u_{fsp})^2 \cdot L_{sp} \\ &+ f_{in} \cdot \frac{4}{D_{nsp}} (1/2) \rho_g (V_n - u_{fspn})^2 \cdot L_{sp} \end{aligned} \quad (5-26)$$

$$f_{in} = 0.079 / \text{Re}_{in}^{0.25} \quad (5-27)$$

$$\text{Re}_{in} = V_n \cdot c_{net} / \nu_g \quad (5-28)$$

$$c_{net} = c - t_{fsp} - t_{fspn} \quad (5-29)$$

$$D_{nr} = (D_H - 2t_{fsp}) / \left\{ (D_H - 2t_{fsp})^2 - (D_H - 2t_{fsp} - 2c_{net})^2 \right\} \quad (5-30)$$

$$D_{nsp} = (D_H - 2c + 2t_{fspn}) / \left\{ (D_H - 2t_{fsp})^2 - (D_H - 2t_{fsp} - 2c_{net})^2 \right\} \quad (5-31)$$

ここで、 $c_{net}$  は狭域流路での正味のクリアランス、 $t_{fsp}$  は Nishida et al. (1991)<sup>(5-1)</sup>による水-空気二相流中でのスぺーサ前後の液膜厚さの計測結果を参考とし、図 5. 22 に示す様に、スぺーサ上流の液膜厚さ  $t_f$  を基準(1.0)としてスぺーサ直上流部( $t_{fspin}$ )で 0.8、スぺーサ内部( $t_{fsp}$ )で 0.6 を用いた。狭域流路側のスぺーサ表面上の液膜厚さ  $t_{fspn}$  については後述する。

$$t_{fspin} = 0.8 \cdot t_f \quad (5-32)$$

$$t_{fsp} = 0.6 \cdot t_f \quad (5-33)$$

広域部流路(w)での気流と液膜の間の摩擦損失は、 $V_w$  を広域部の気相流速として以下で表される。

$$(\Delta P_{fric})_w = f_{iw} \cdot \frac{4}{D_w} (1/2) \rho_g (V_w - u_{fspw})^2 \cdot L_{sp} \quad (5-34)$$

$$f_{iw} = 0.079 / \text{Re}_{iw}^{0.25} \quad (5-35)$$

$$\text{Re}_{iw} = V_w \cdot D_w / \nu_g \quad (5-36)$$

$$D_w = D_H - 2(c + t + t_{fspw}) \quad (5-37)$$

次に、狭域部での縮流損失は、以下で与えられる。

$$(\Delta P_\zeta)_n = \zeta_n \cdot (1/2) \rho_g V_{nin}^2 \quad (5-38)$$

$$\zeta_n = ((1/C_{cn}) - 1)^2 \quad (5-39)$$

$$C_{cn} = A_n / A_{0,n} \quad (5-40)$$

$$A_n = \frac{\pi}{4} \left\{ (D_H - 2t_{fsp})^2 - (D_H - 2t_{fsp} - 2c_{net})^2 \right\} \quad (5-41)$$

$$A_{0,n} = \frac{\pi}{4} \left\{ (D_H - 2t_{fspin})^2 - (D_H - 2c - 2t \cdot C_{vb})^2 \right\} \quad (5-42)$$

$V_{nin}$ 、 $V_{win}$  は、それぞれ、図5. 23に示す、スぺーサ上流の速度分布に1/7乗則を仮定した場合の、狭域部、広域部へ流入しようとする気相の平均流速である。

$A_{0,n}$ 、 $A_{0,w}$  は、それぞれ、狭域部及び広域部へ流入する縮流上流の流路面積である。気相のみの流れでは、図5. 12に示す仮想境界により、スぺーサ上流から流路が分離されると仮定し、仮想境界のスぺーサ部材上の位置として仮想境界係数（狭域部側からのスぺーサ部材厚さの割合）を、狭域部と広域部の流路面積に比例すると仮定し、(5-12)式を用いた。しかしながら、流路中に液膜と液滴がある環状噴霧流では、広域部へ流入する上流の流路面積の取り扱いに液相の影響を考慮する必要がある。液膜及び液滴があると、狭域部で圧力損失による抵抗が大きくなり、そこを流れる気相流量が少なくなる。このため、図5. 24に示すように、あたかも狭域部流路が無いかのように流れることになるため、広域部へ流入する流れの上流面積は、仮想境界で区切られた上流面積よりも大きく与える必要がある。そのため、広域部で仮想境界係数によって分配させる面積を、気相単相モデルではスぺーサ部材肉厚の面積であったものから、環状噴霧流ではスぺーサ上流の液膜表面からスぺーサ部材を含む面積へ変更した。

$$(\Delta P_\zeta)_w = \zeta_w \cdot (1/2) \rho_g V_{win}^2 \quad (5-43)$$

$$\zeta_w = ((1/C_{cw}) - 1)^2 \quad (5-44)$$

$$C_{cw} = A_w / A_{0,w} \quad (5-45)$$

$$A_w = \frac{\pi}{4} \left\{ D_H - 2(c + t + t_{fspw}) \right\}^2 \quad (5-46)$$

$$A_{0,w} = \frac{\pi}{4} \left\{ D_H - 2(c + t) + (c + t - t_{fspin}) \cdot (1 - C_{vb}) \right\}^2 \quad (5-47)$$

円管流路での環状噴霧流解析を行うにあたり、スぺーサ下流での液滴付着式、(5-21)及び(5-25)式で用いられる広域部及び狭域部のレイノルズ数を、以下の様に与えた。

$$Re_w = (V_w - V_n - V_0) \cdot D_H / \nu_g \quad (5-48)$$

$$Re_n = V_n \cdot c_{net} / \nu_g \quad (5-49)$$

狭域部でのレイノルズ数は、壁面上の液膜厚さを考慮し、代表長さに正味ギャップクリアランス  $c_{net}$  を用いた。ここで、

$$c_{net} = c - t_{fsp} \quad (5-50)$$

本解析では、液滴付着分布式の変更に伴い第4章で定義された壁面へ衝突した液滴が液膜へ付着する割合( $C_{ir}$ )を、以下の様に、矩形流路で得られた値(0.45)から円管流路での値(1.0)に変更した。

偏流効果によって付着する液滴付着質量  $M_{Dd}$  は、スぺーサ広域部を通過する液滴濃度  $C_{spw}$  と気相の横方向移動速度により表される。

$$dM_{Dd} = C_{ic} \cdot C_{spw} \cdot L_{sb} \cdot V_y(x) dx \quad (4-65), (5-51)$$

$$L_{sb} = \pi(D_H - 2c - t) \quad (4-66), (5-52)$$

$$M_{Dd} = \int dM_{Dd} \quad (4-67), (5-53)$$

ここで、 $C_{ic}$  は矩形流路（2次元模擬流路）で得られた横方向移動速度分布を円管の環状噴霧流へ適用した場合の変換係数で、円管流路では 1.0 とする。

$$C_{ic} = 1.0 \quad (5-54)$$

### 5. 3. 2 狭域部流路での液滴の取り扱い

狭域部での流れは、狭域部と広域部の圧力損失バランス影響するため、非常に重要であるが、その構造は未だ明らかでない。狭域部には、液膜、液滴及び気相が流入し、圧力損失の二相増倍率に及ぼす液滴流量の影響をどのように取り扱うかが重要であり、さらに代表長さが小さいことにより摩擦損失係数が大きいことが、より一層、その取り扱いを重要なものとする。スぺーサ前縁部近傍の気相の流れは、Yamamoto et al. (1997)<sup>(5-2)</sup>により、スぺーサ前縁部でロッド壁面方向に強い速度ベクトルが生じることが報告されている。一方、狭域部へ流入する液滴を狭域部内で付着せずに取り扱った解析では、狭域部での圧力損失を過大に評価した結果が得られたことから、スぺーサ前縁部で発生する気流により流入する液滴の一部がロッド壁面に付着することが想定された。以下の式は、狭域部へ流入する液滴質量流量に対して付着する量を表す。

$$M_{ef1dep} = C_{ef1dep} \cdot M_{ef1} \quad (5-55)$$

ここで、 $M_{ef1}$ 、 $M_{ef1dep}$  は、それぞれ、狭域部へ流入する液滴質量流量、液滴付着量で、狭域部流路内での液滴付着割合( $C_{ef1dep}$ )は、解析を行った結果、0.8 とした。この結果は、狭域部へ流入する液滴の殆どが壁面へ付着し、その結果、狭域部は液滴の少ない流れと成っていることを想定させる。

### 5. 3. 3 狭域部液滴発生効果の改良

第3章で説明した液膜飛散のモデル(液滴発生効果)について、本解析では修正を行った。スプレー狭域部へ流入する液膜の運動量方程式は、第3章で示したように、以下の様に表される。

$$\alpha_f \rho_f u_f \frac{\partial}{\partial x} u_f = -\alpha_f \frac{\partial p}{\partial x} + F_i - F_w - F_{fsp} - \alpha_f \rho_f g \quad (5-56)$$

ここで、液膜中でのスプレーによる局所圧力損失は、液膜相の体積割合に応じて分配されるとしていたが、本解析では、増倍係数( $C_{spd}$ )を導入し、試験結果との比較から、以下の様に修正した。

$$F_{fsp} = C_{spd} \cdot \alpha_f \cdot \Delta P_{spf} (L_{sp} / dx) \quad (5-57)$$

$$C_{spd} = 50 \quad (5-58)$$

上記の変更により、液滴発生量に及ぼすスプレー形状の影響がより顕著になり、試験結果に対する予測性が向上した。

### 5. 3. 4 Run-off 効果でのスプレー表面液滴付着係数

Run-off 効果により付着する液量は、以下の様に、スプレーによる液滴捕集量から求められる。本解析では、第4章で求めた液滴のスプレーへの付着割合( $C_r$ )を0.1から0.333へ変更しているが、この割合をどのように与えるかは、未だ不明な部分が多い。今後、これら係数は限界出力試験データとの比較により決定する必要がある。また、気相流速、液滴径等の影響を用いたモデル化が必要となると考えられる。

$$M_{Dr1} = C_r \cdot u_d C_0 A_{sp} \quad (5-59)$$

さらに、本解析では、液滴付着特性時間を大きくする( $7 \times 10^{-3}$ から $2 \times 10^{-1}$ (sec)に変更)ことにより、スプレー下流端より離脱したRun-off液滴をすべて付着することとした。これは、液滴付着のあり/なしによる影響がない条件で、各効果の寄与を明確にするためである。

## 5. 4 実験結果と解析結果の比較

### 5. 4. 1 スプレー肉厚変化データとの比較

はじめに、スプレーの肉厚の効果について述べる。実験結果は、第4章で得られた、垂直円管体系での実験データを用いている。図5. 25は、液膜流量に及ぼすスプレー肉厚の影響についての試験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は、スプレーの肉厚を厚くすると、

液膜流量が増加し、また、気相流速が大きい条件では、スプレーサ肉厚の増加に伴う液膜流量の増加割合が大きくなる。線で示している解析結果は、試験データと比較して概ね良い一致を示している。

図5. 26は、スプレーサ下流の液膜厚さに及ぼすスプレーサ肉厚を調べた実験結果と解析結果を示す。解析結果は試験結果よりも小さい値となった。これは、スプレーサ後流域で発生するよどみによる、減速方向に働く気液界面摩擦力が1次元解析では考慮されないためである。

#### 5. 4. 2 クリアランス変化データとの比較

図5. 27は、スプレーサ下流の液膜流量に及ぼすクリアランスの影響の実験結果と解析結果の比較を示している。実験結果では、クリアランスが小さい場合(0.3(mm))を除いて、クリアランスを広げていくと液膜流量は増加し、1.3(mm)で極大値となり、これ以上クリアランスを広げると液膜流量は減少する。実線で示す解析結果は、クリアランスが小さい場合を除いて、実験結果と良く一致している。気相流速  $j_g=30\text{m/s}$  で、クリアランスが小さい場合の解析結果が試験結果よりも大きくなったのは、液膜がスプレーサと衝突し剥がされる効果が考慮されていないためである。

図5. 28は、液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響を示した結果である。図5. 26と同様、解析結果は試験結果よりも小さい値となった。これは、スプレーサ後流域で発生するよどみによる、減速方向に働く気液界面摩擦力が1次元解析では考慮されないためである。

#### 5. 4. 3 各効果モデルの液膜流量への寄与

偏流効果及び Run-off 効果による液滴付着量、狭域流路による液滴発生量の影響を定量的に評価するため、本解析結果での各効果の比較を行った。図5. 29は、各効果による液滴付着/液滴発生量に及ぼすスプレーサ肉厚の影響を調べた結果である。スプレーサ肉厚の増加と共に、各効果による液滴付着/液滴発生量は増加する。特に記述する部分としては、気相速度が低い条件での液膜の飛散量(液滴発生量)は気相速度が高い条件での飛散量よりも大きくなる。これは、気相流速が低い条件では、スプレーサに流入する液膜の流量が多いためである。また、今回の解析条件では、Run-offによる液滴付着量は偏流効果による付着量の約20%となった。この割合はスプレーサ表面への液滴の付着割合によって影響され、今後の限界出力試験との比較により、明らかになると考えられる。

図5. 30は、各効果による液滴付着/液滴発生量に及ぼすクリアランスの影響を調べた結

果である。偏流効果及び Run-off 効果による液滴付着量は、クリアランスに対して、同様の傾向を示す。これは、両効果が気流の偏流速度に依存するモデルであるからである。一方、狭域流路による液滴発生量は、スぺーサによる局所圧力損失の分布と一致する。

#### 5. 4. 4 スぺーサ下流のよどみ効果の導入による液膜厚さ解析

液膜厚さの解析結果が試験結果よりも小さい値となったことから、スぺーサ下流でのよどみの効果として、1 体積に 2 つの速度を導入した解析を行い、試験結果と比較を行った。

通常の解析では、液滴を含む気流速度は、体積割合を考慮して、以下の様に、与えている。

$$u_c = (\alpha_g u_g + \alpha_d u_d) / (\alpha_g + \alpha_d) \quad (5-60)$$

気液界面での摩擦力は、

$$F_{\text{int}} = f_{\text{int}} \cdot \frac{4}{D_H} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot (u_c - 1.5u_f)^2 \quad (5-61)$$

ここで、 $f_{\text{int}}$ 、 $u_f$  は気液界面の摩擦係数及び液膜速度である。

よどみの効果を導入した解析では、スぺーサ内(狭域部)での界面摩擦力は、

$$F_{\text{int}} = f_{\text{int}} \cdot \frac{4}{c} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot (u_o - 1.5u_f)^2 \quad (5-62)$$

ここで、 $u_o$  は狭域部へ流入する気相速度、 $c$  はクリアランスで、液膜厚さの効果は無視した。

よどみの影響距離は、図 5. 18 の  $x_t$  で示される長さに加えて、 $\mathbf{x} = x_t$  より横方向速度による流れがロッド壁面へ到達するまでの距離とした。スぺーサ下流端よりこの位置までについての気液界面摩擦力は以下の様に与えた。この領域での気相速度は不明な部分があるが、気相速度に先の狭域部気相速度を仮定、代表長さはクリアランスとスぺーサ肉厚の和とした。

$$F_{\text{int}} = f_{\text{int}} \cdot \frac{4}{(c+t)} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot (u_o - 1.5u_f)^2 \quad (5-63)$$

これよりも離れた領域では、通常の(5-61)式の気液界面摩擦力を用いた。

図 5. 31 及び図 5. 32 はよどみ領域を考慮した本解析結果と試験結果との比較を示している。これら解析結果は、通常の 1 次元解析結果と比較して液膜厚さが厚くなっており、また、試験結果とかなり良い一致を示す。しかしながら、クリアランスの影響を調べた図 5. 32 では、クリアランスが大きい条件で試験結果よりも小さい結果となった。スぺーサ下流での液膜厚さの予測性を向上させるためには、スぺーサ下流近傍域の詳細な気相流速の情報

が必要である。

## 5. 5 本章の結論

円管流路でのスプレーサ下流の気相の流れを明らかにするため、Dual-PDA 計測システムを用いてスプレーサ下流の開流路での気相速度を測定した。さらに、本円管流路での試験データを用いて作成されたスプレーサ下流の液滴付着分布式を導入した環状噴霧流解析を行い、スプレーサ下流での液膜流量及び液膜厚さデータと比較を行い、以下のような知見を得た。

(1) スプレーサ後端では広域部と狭域部双方からの回り込みにより乱流が発生する。

(2) 乱流の発生領域はスプレーサ後端直後から  $x/D_H=1.5$  以内の距離で強く、 $x/D_H=2\sim 2.5$  程度の距離で収束する。

(3) 広域部の流速はスプレーサの閉塞率の増加に伴い大きくなる。

(4) 狭域部の流速はクリアランス  $1.3\text{mm}$  付近を境に、それ以下ではクリアランスに比例して大きくなり、それ以上ではほぼ一定となる。

(5) スプレーサ後流での液滴径はスプレーサの閉塞率の増加により大きくなる。

(6) 偏流効果モデルに基づくスプレーサ下流の液滴付着式は、二次元矩形流路から円管流路への流路形状の変更に対して、その適用性があることが確認された。円管流路への適用に際しては、3次元効果として、気相の流速を補正する補正項を付加することで可能である。

以上より、三次元流路でも偏流効果の妥当性が示され、二次元流れでのモデル式を基本とすることで、三次元流れにも適応できる事がわかった。

さらに、環状噴霧流中でのスプレーサ周りの偏流効果モデルでの液滴及び液膜の取り扱いを明確にし、パラメータ解析を行った結果、以下の知見が得られた。

(7) 広域部の縮流損失の計算では、狭域部流路に流入する液膜及び液滴による閉塞傾向を考慮し、縮流上流の面積は単相での面積よりも大きくとる必要がある。

(8) スプレーサ後流での液膜流量の実験データと今回得られた液滴付着分布式を用いた解析との比較を行った結果、クリアランスが小さい条件を除いて、解析結果は実験結果とかなり良い一致を示した。これは、液膜飛散モデル(液滴発生効果)で、クリアランスが小さい条件で、液膜とスプレーサの衝突による圧力損失の増大効果を考慮していないためである。

(9) スプレーサ後流での液膜厚さの実験データと今回得られた液滴付着分布式を用いた解析との比較を行った結果、解析結果は試験結果よりも低い値を示した。これは、スプレーサ下流で発生するよどみ領域の効果を、今回の一次元解析では考慮していないためである。よどみ領

域の気相速度を仮定した解析では、クリアランスが大きい条件を除いて、解析結果は試験結果とかなり良い一致を示した。

(10)パラメータサーベイの結果、狭域流路へ流入する液滴の 8 割程度が壁面へ付着することがわかった。

(11)環状噴霧流に条件では、液膜及び液滴の存在により狭域部への気相の流入量が少なくなるため、広域流路への流入面積を仮想境界線殻も止められる面積よりも大きくとる必要がある。

(12)偏流効果は、Run-off 効果よりも支配的であることが示され、また、液滴付着量に及ぼすスプレー形状効果に対しても基本的な分布形状を示す。本解析条件では、Run-off 効果の寄与率は、偏流効果の約 20%となったが、限界出力試験データとの比較により、係数等を決定する必要がある。

#### 参考文献

- (5-1) Nishida K., Kanazawa T., Yokomizo O., Masuhara Y., “Spacer effect on liquid film flow and critical power in BWR fuel bundles”, Proc. of ICONE-1 (First symposium of Int. Conf. Of Nuclear Engineering), (1991).
- (5-2) Yamamoto, Y., Hoshide, A., Mitutake, T. and Moro-oka, S., “Analytical study on effects of BWR fuel spacer on droplet deposition”, Nucl. Eng. and Design, 175, pp.119-129(1997).

表 5. 1 模擬スペーサ寸法

|                 |     | Clearance c[mm] |      |      |       |       |
|-----------------|-----|-----------------|------|------|-------|-------|
|                 |     | 0.7             | 0.9  | 1.3  | 1.7   | 2.1   |
| Thickness t[mm] | 0.6 |                 |      | No.1 |       |       |
|                 | 1   |                 |      | No.2 |       |       |
|                 | 1.4 | No.8            | No.9 | No.3 | No.10 | No.11 |
|                 | 1.8 |                 |      | No.4 |       |       |
|                 | 2.2 |                 |      | No.5 |       |       |

表 5. 2 実験条件

|                      |                   |
|----------------------|-------------------|
| 系圧力                  | 大気圧               |
| 空気の見かけ流速 $j_g$ (m/s) | 45, 65, 85, 117.5 |
| 液滴計測数                | 9000              |
| 空気温度(°C)             | 15~20             |
| 水 温(°C)              | 5~10              |

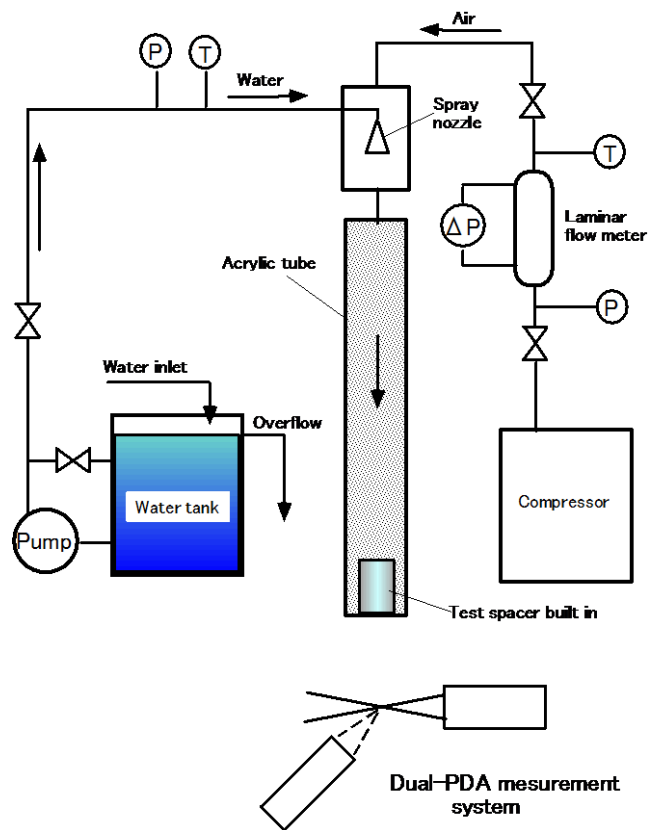


図 5. 1 実験装置

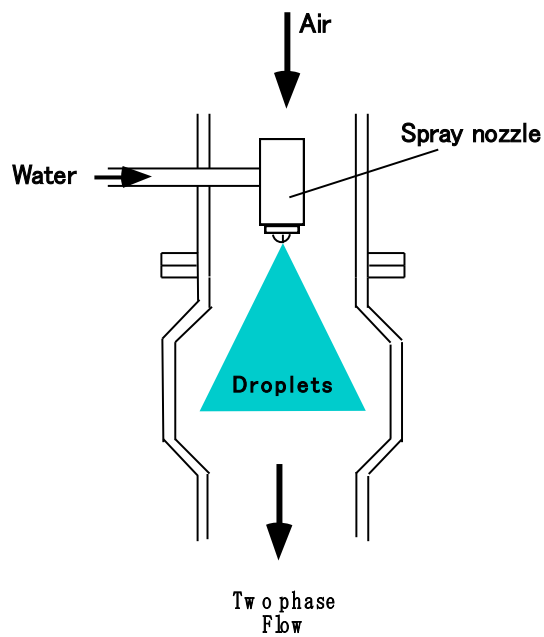


図 5. 2 空気-水混合部構造

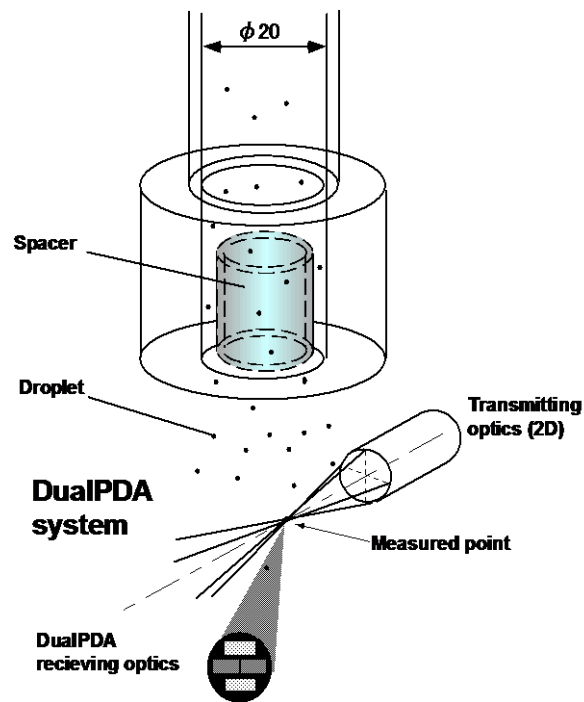


図 5. 3 Dual-PDA 計測部

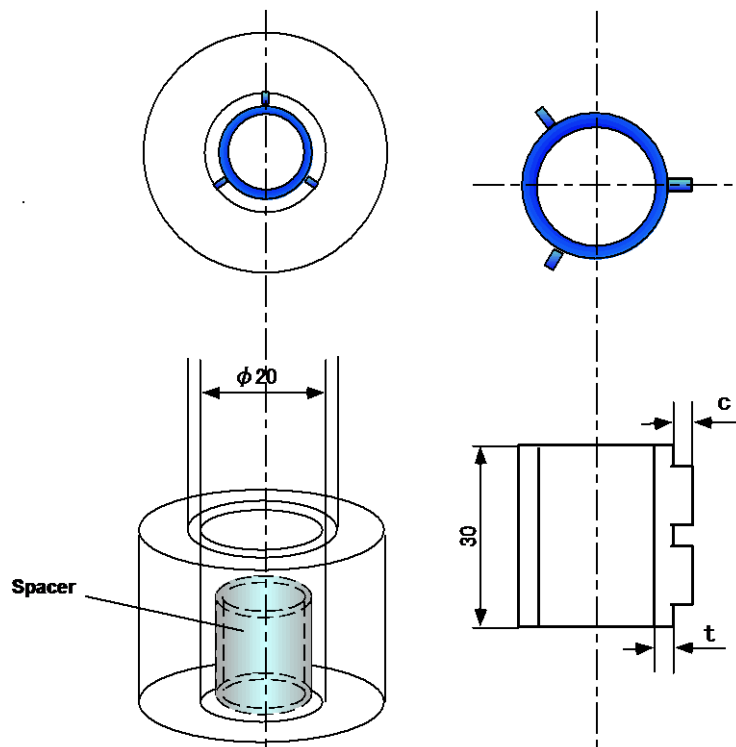


図 5. 4 試験スペーサ形状

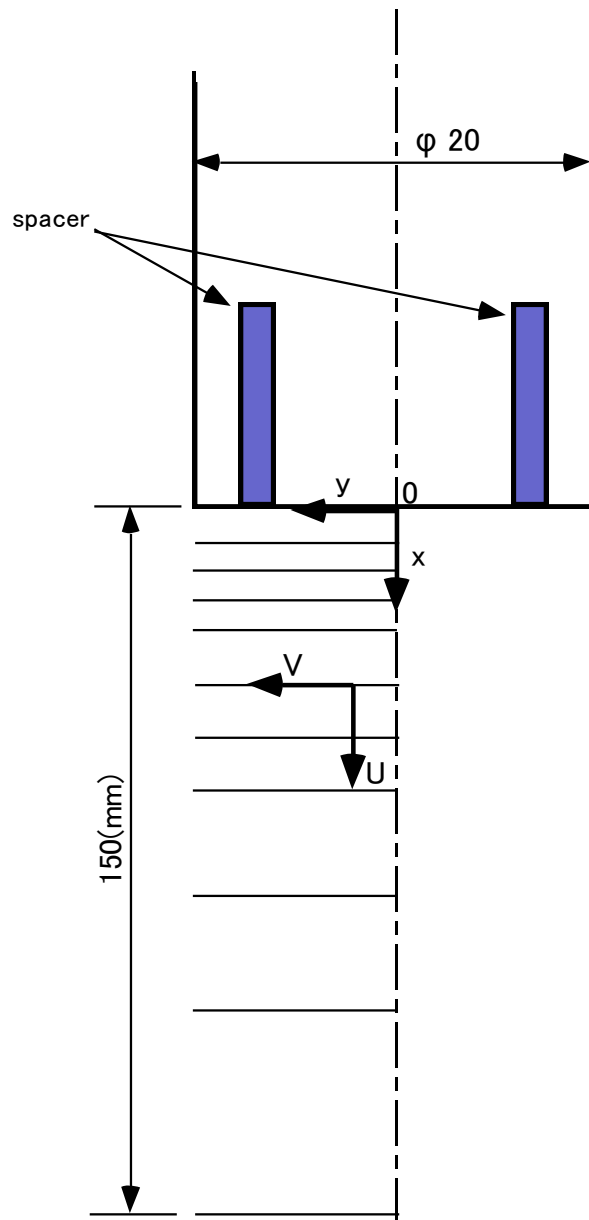


図 5. 5 計測点及び計測軸の設定

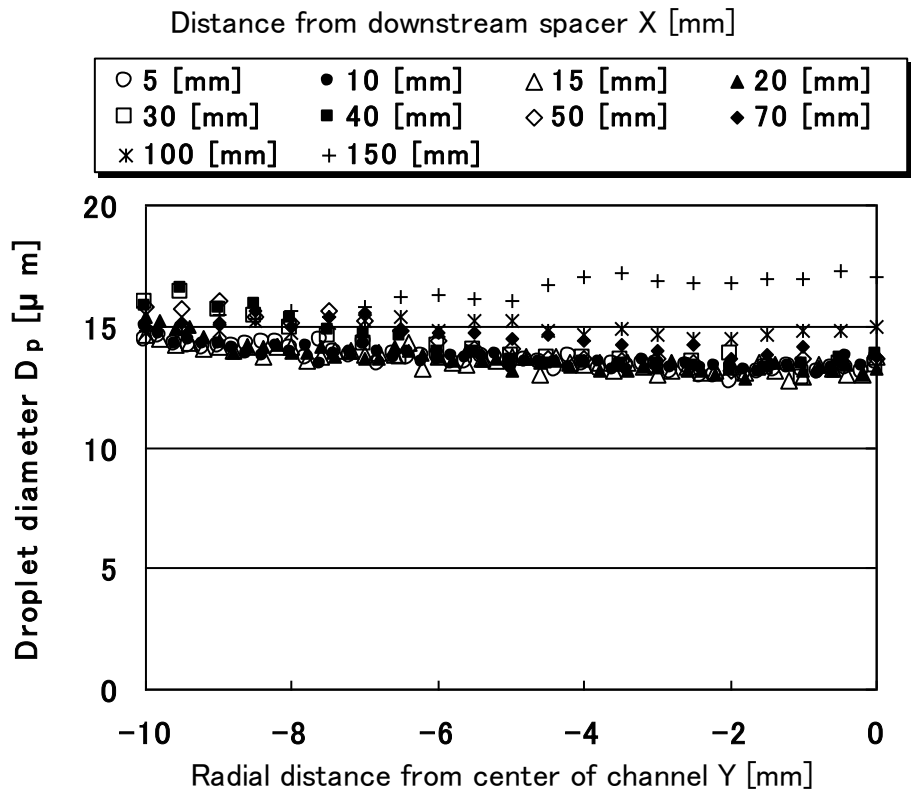


図5. 6(a) 液滴径分布( $j_g=45\text{m/s}$ 、スペーサなし)

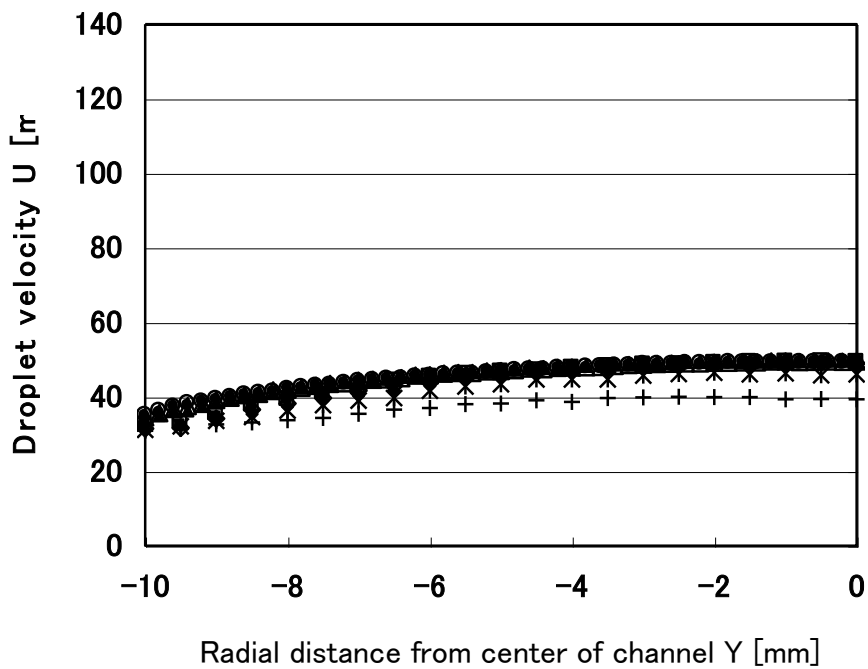


図5. 6(b) 液滴速度分布( $j_g=45\text{m/s}$ 、スペーサなし)

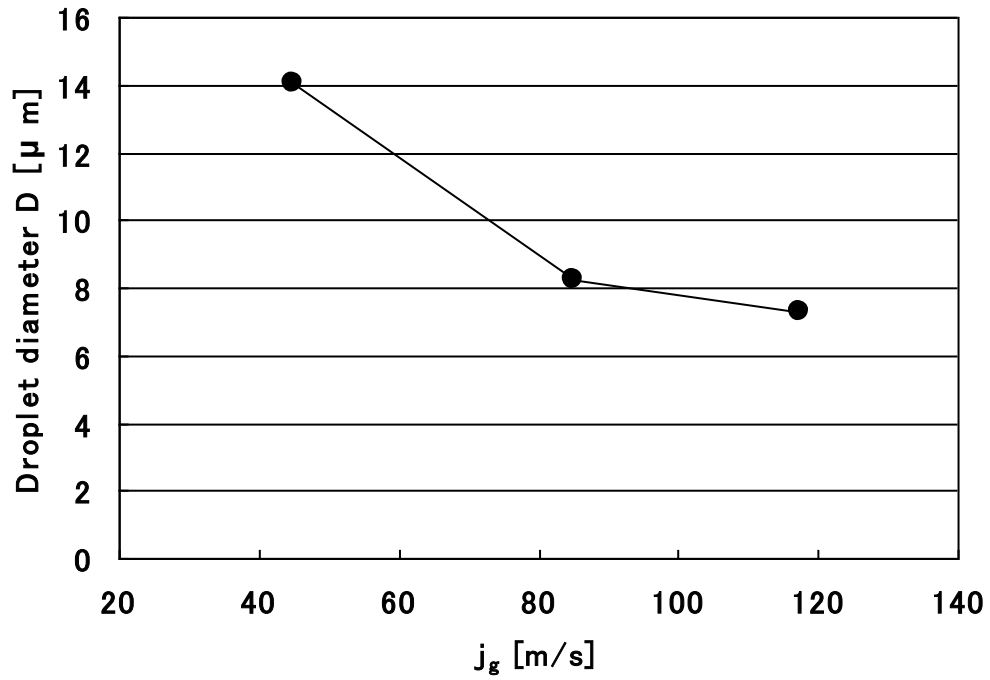


図 5. 7 液滴径に及ぼす気相見かけ流速の影響

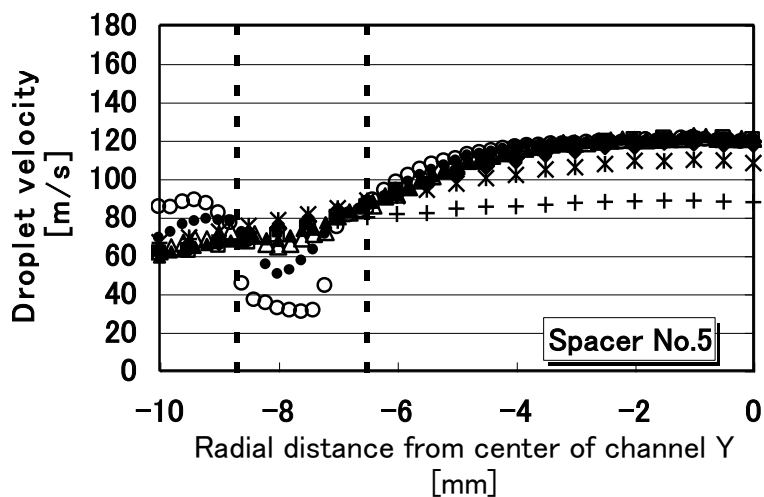
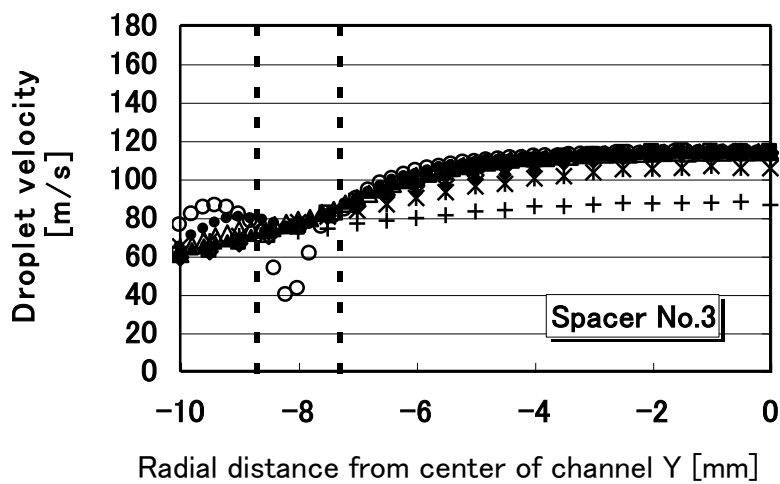
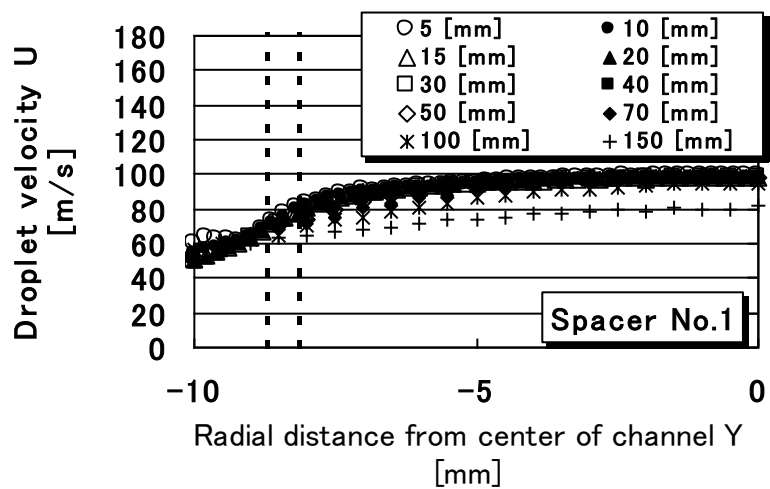


図5. 8 径方向速度分布に及ぼすスペーサ肉厚の影響  
 ( $j_g=80\text{m/s}$ 、クリアランス=1.3mm)

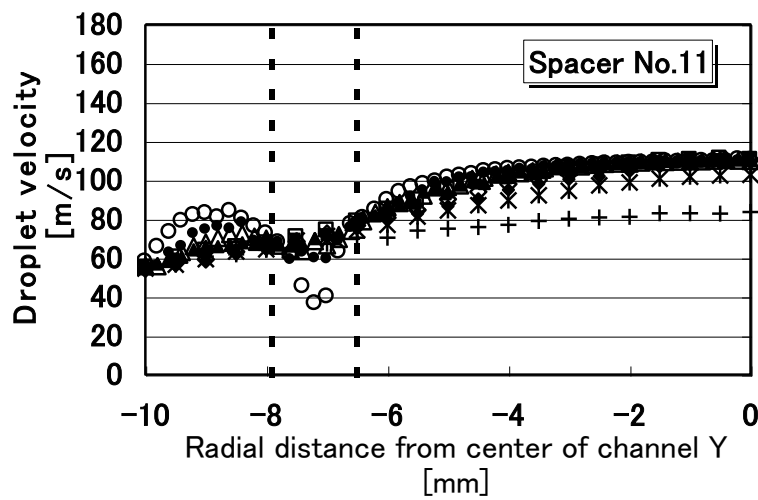
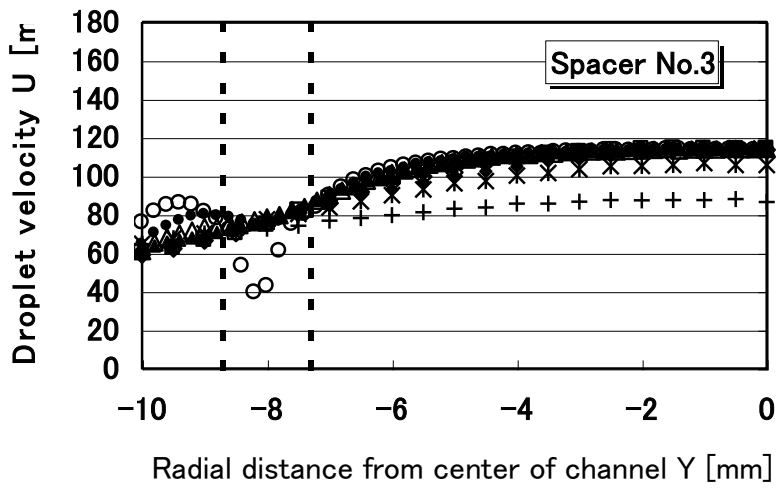
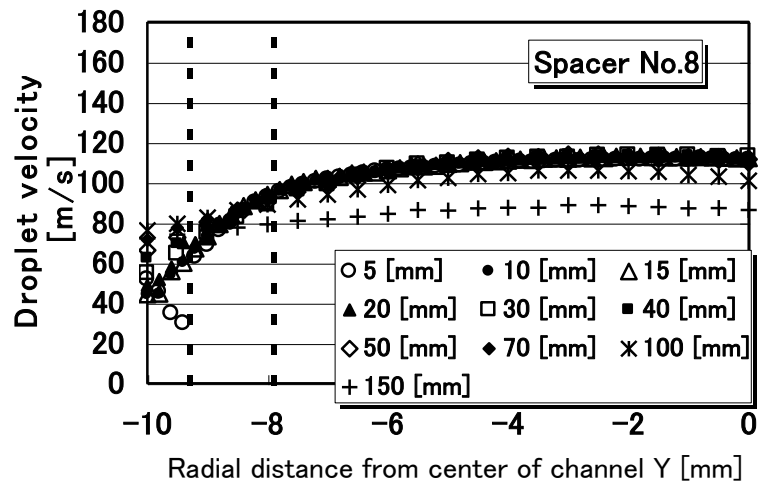


図5. 9 径方向速度分布に及ぼすクリアランスの影響  
( $j_g=80\text{m/s}$ 、スペーサ肉厚=1.4mm)

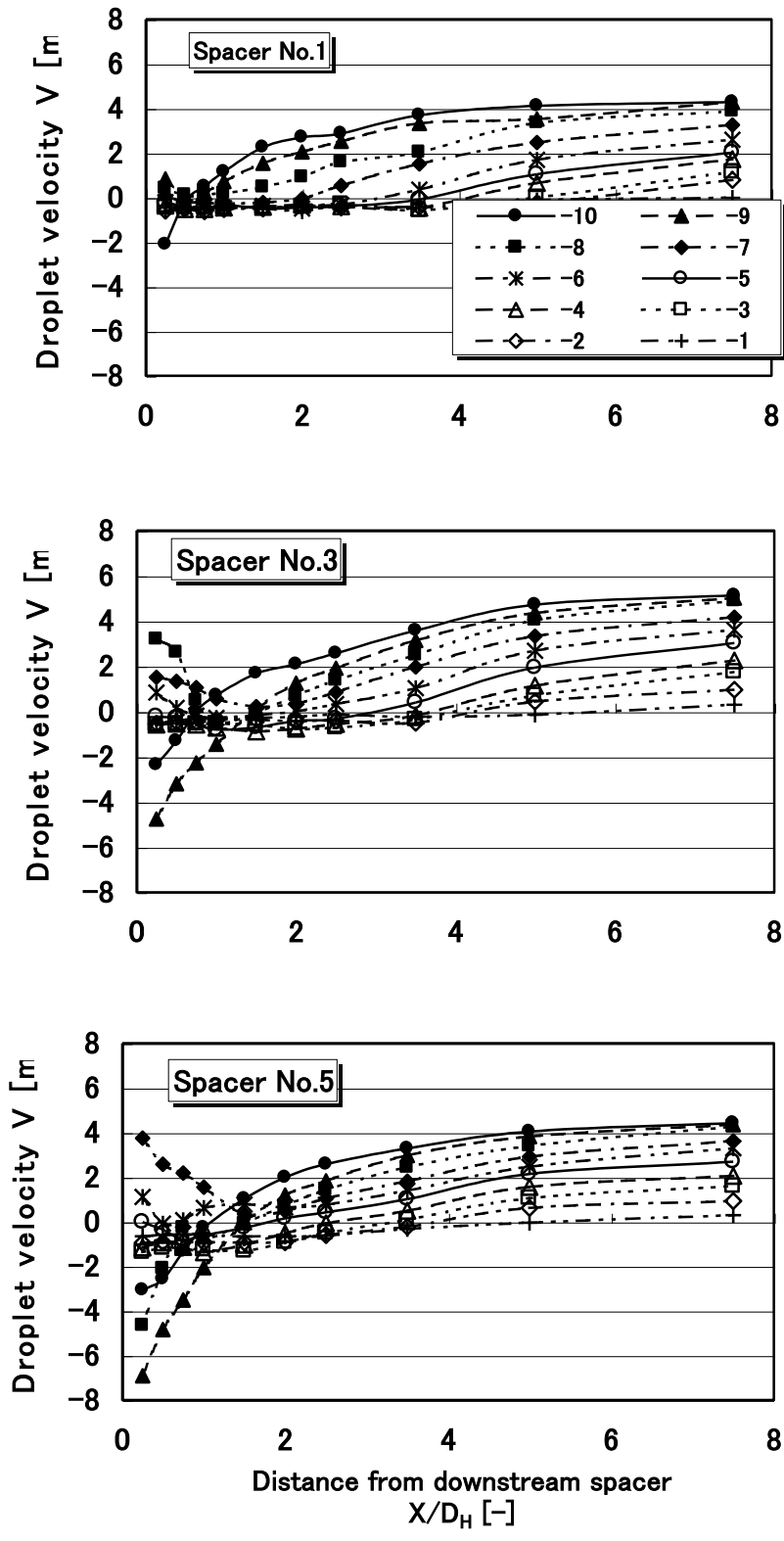


図 5.10 軸方向速度分布 ( $j_g=85\text{m/s}$ )

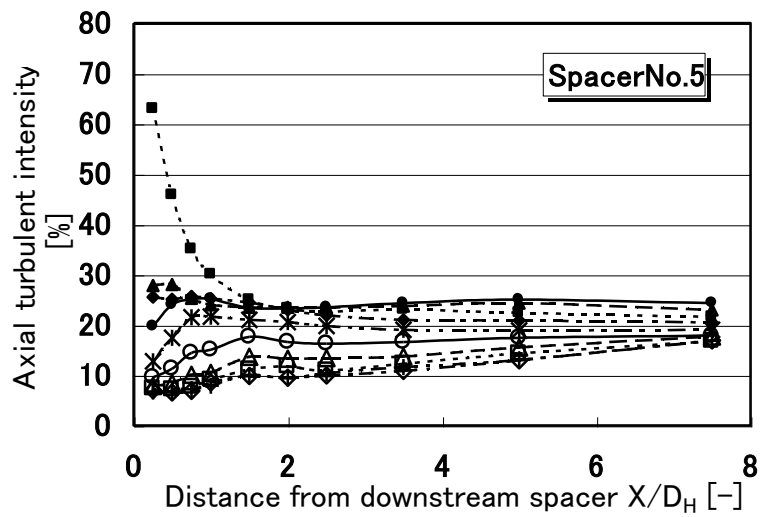
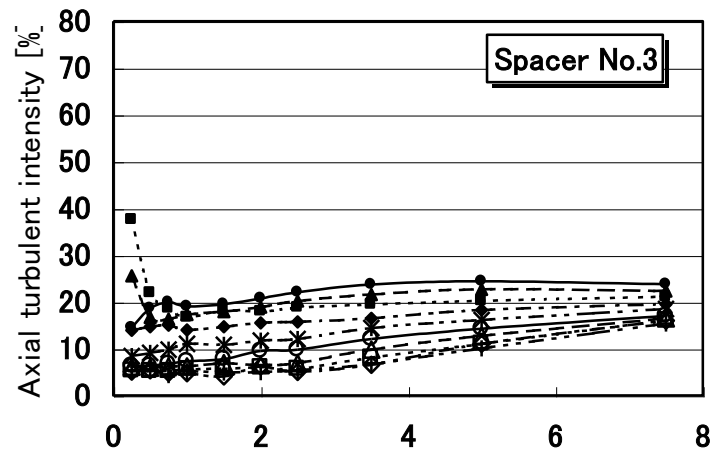
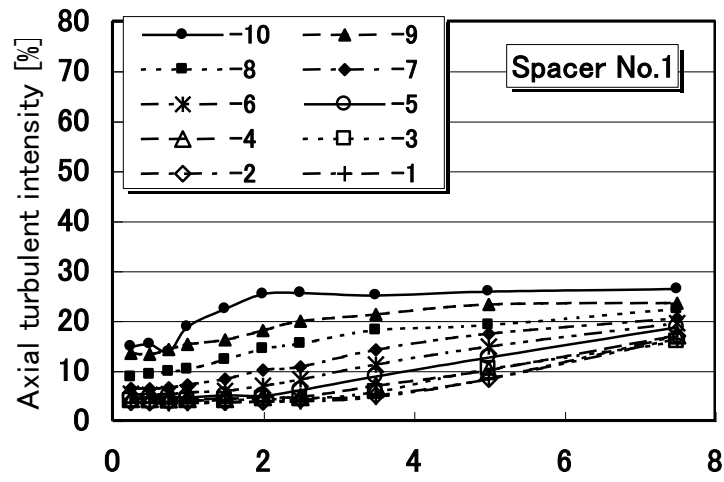


図 5. 1 1 軸方向乱流強度分布( $j_g=85\text{m/s}$ )

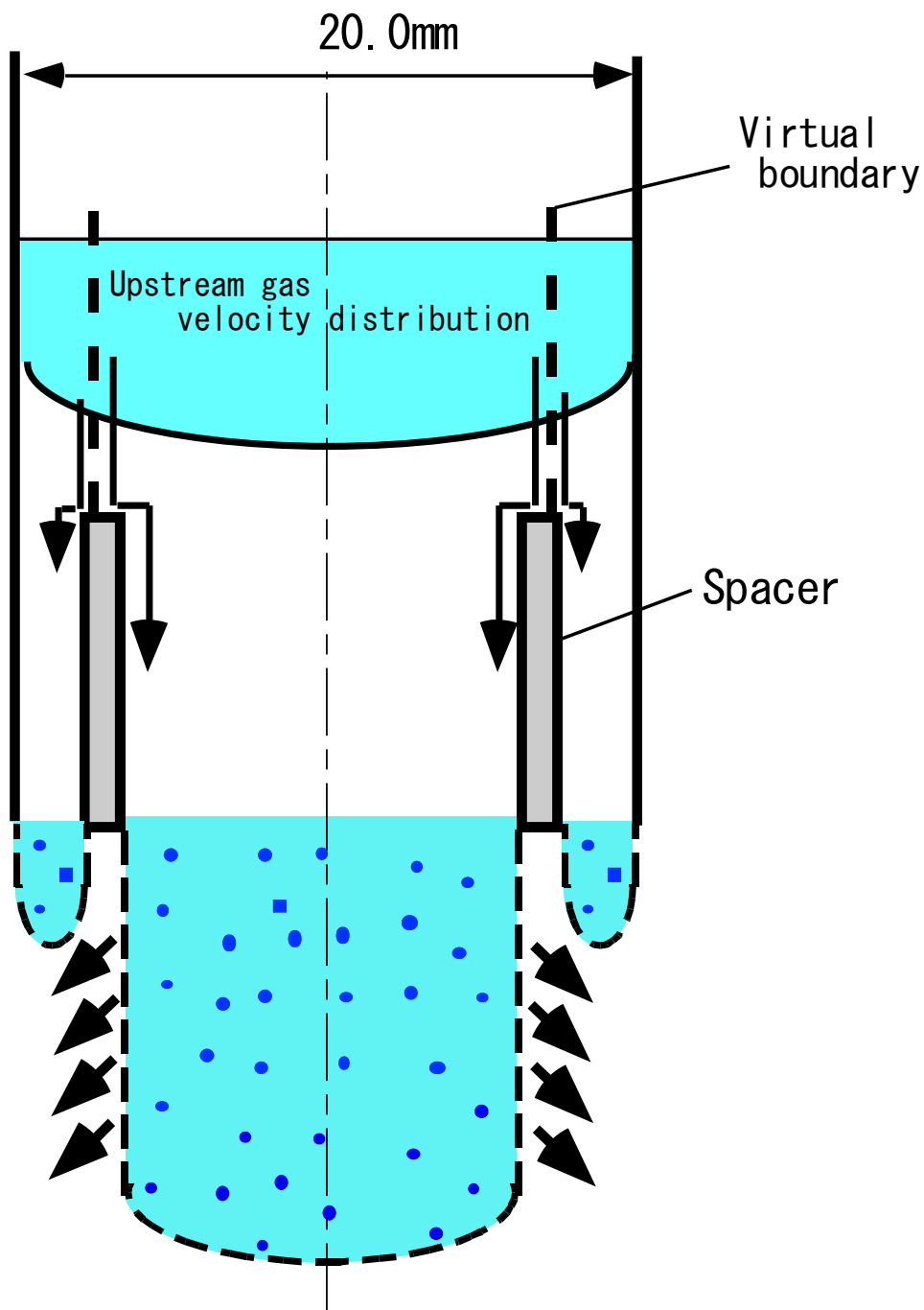


図 5. 1 2 仮想境界の定義

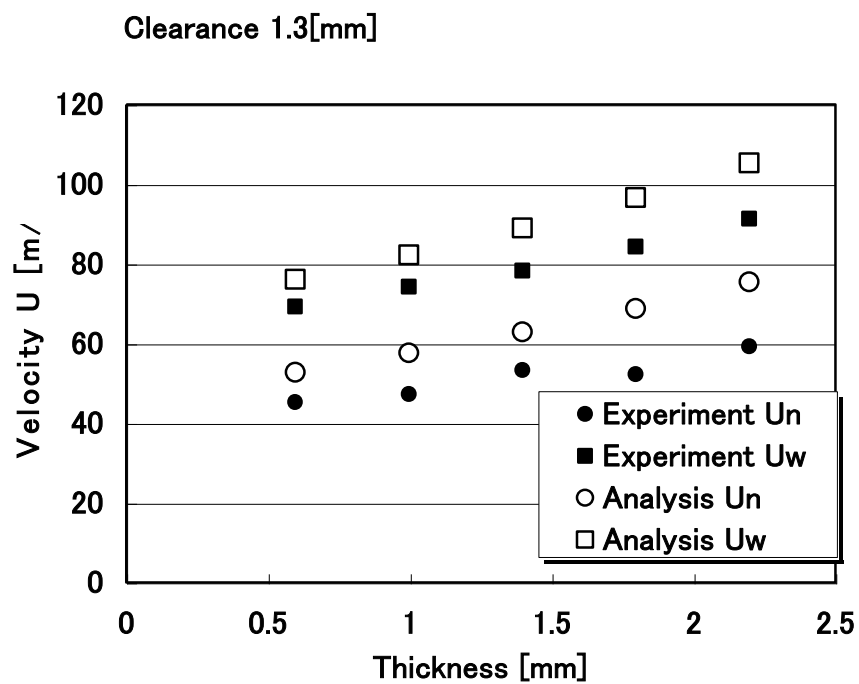
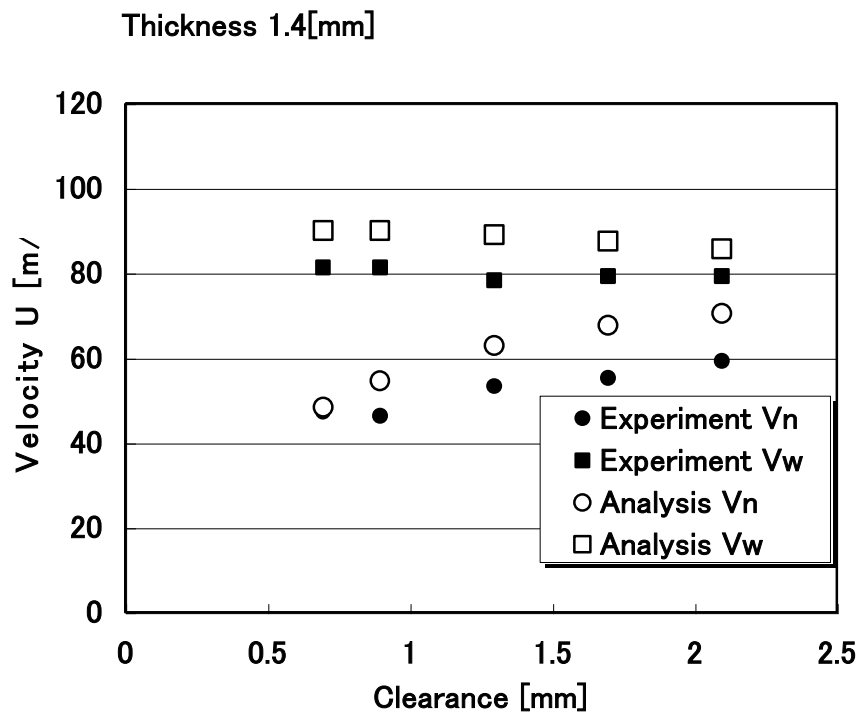


図5. 1 3 偏流効果モデルから得られた狭域及び広域流路での速度と実験結果との比較  
( $j_g=65\text{m/s}$ )

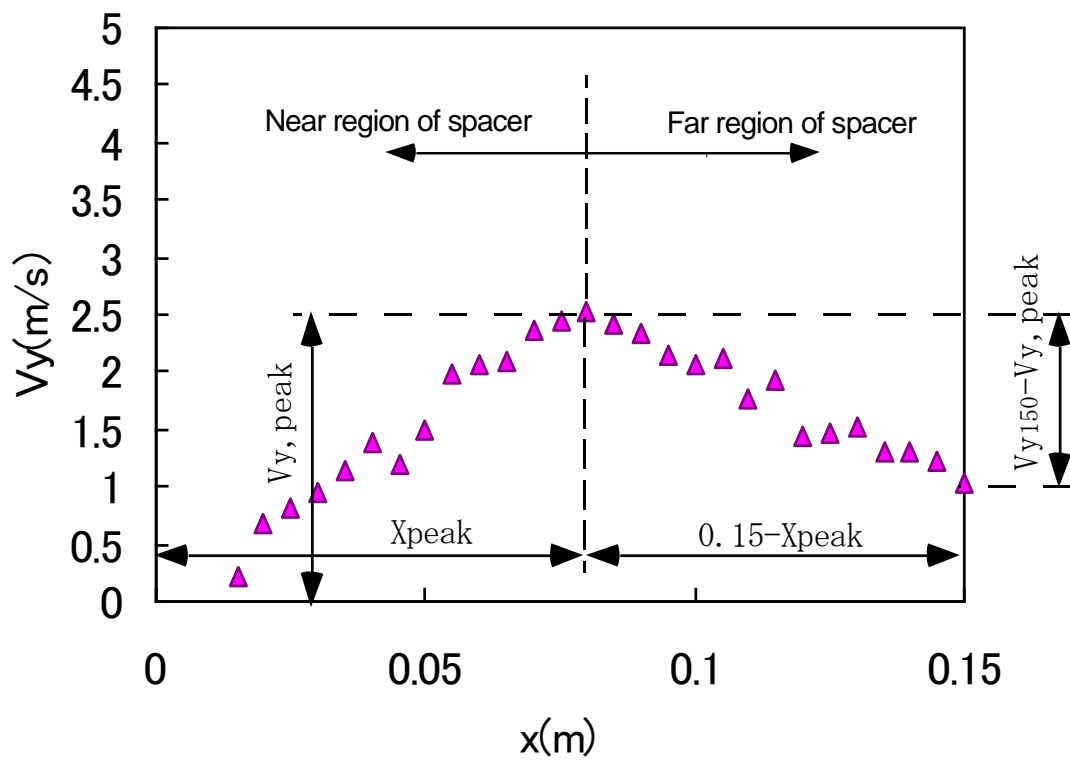


図5.14 横方向速度分布の定義

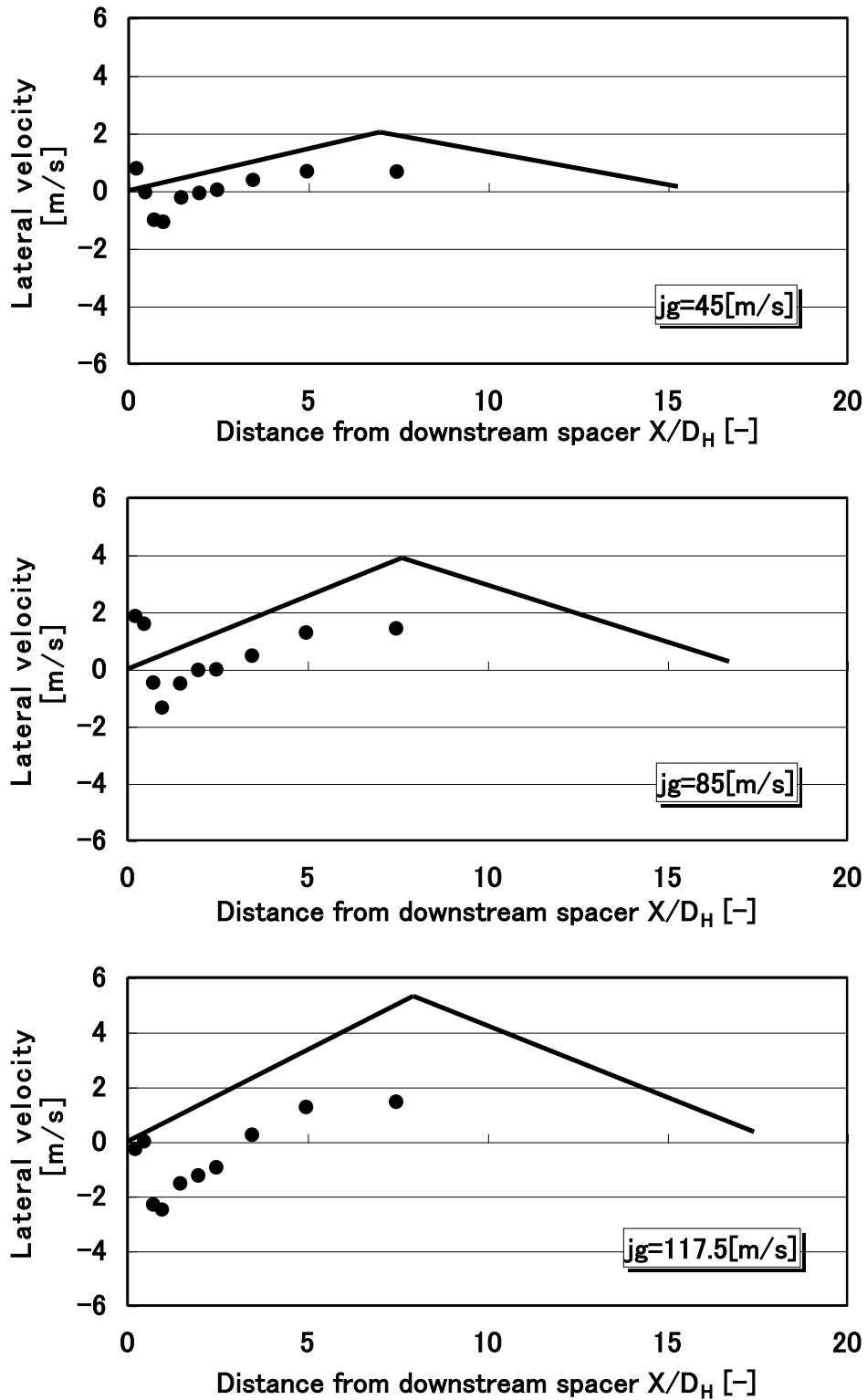


図 5. 15 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)との比較  
(クリアランス=1.3mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

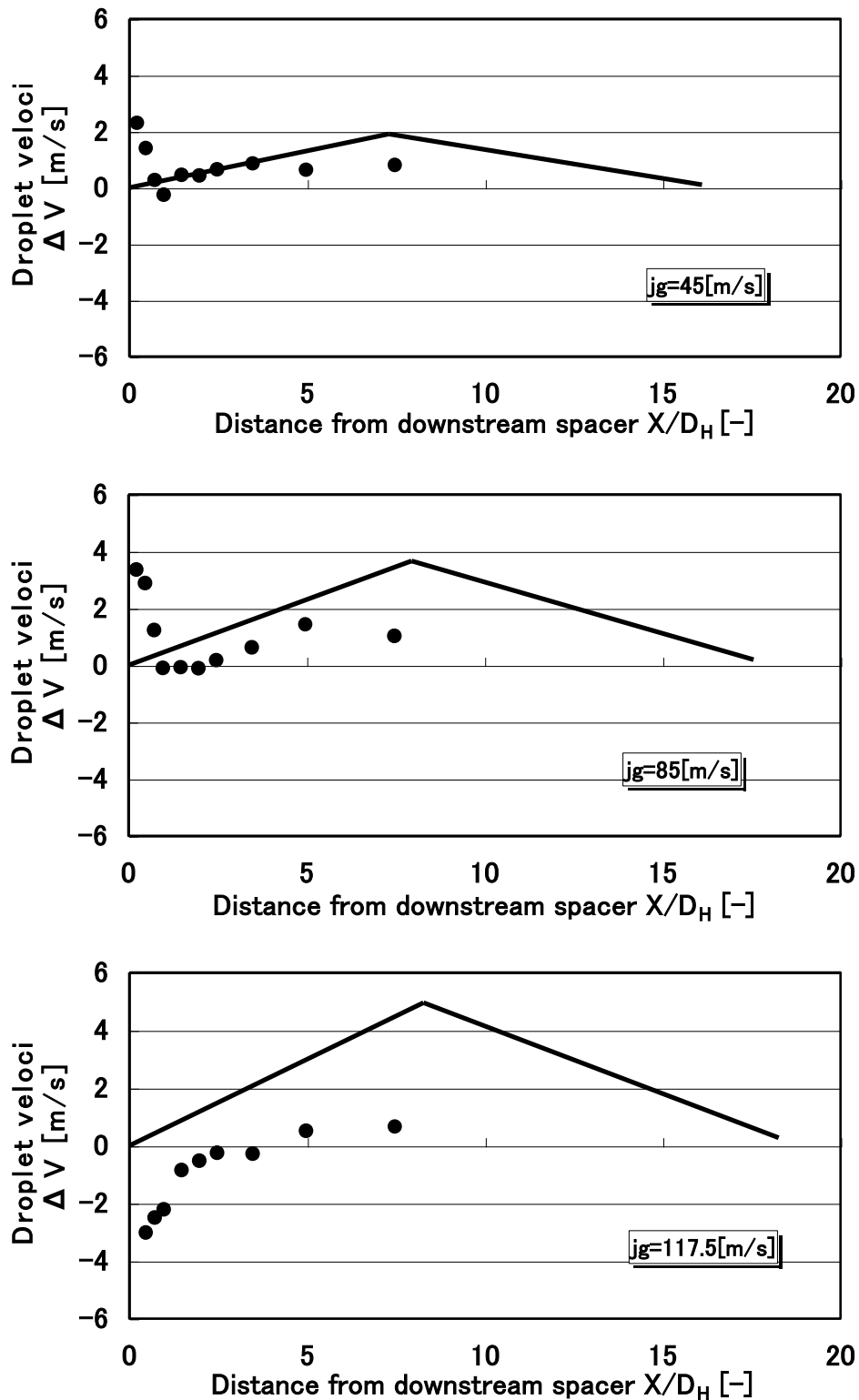


図5.16 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)との比較 (クリアランス=1.7mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

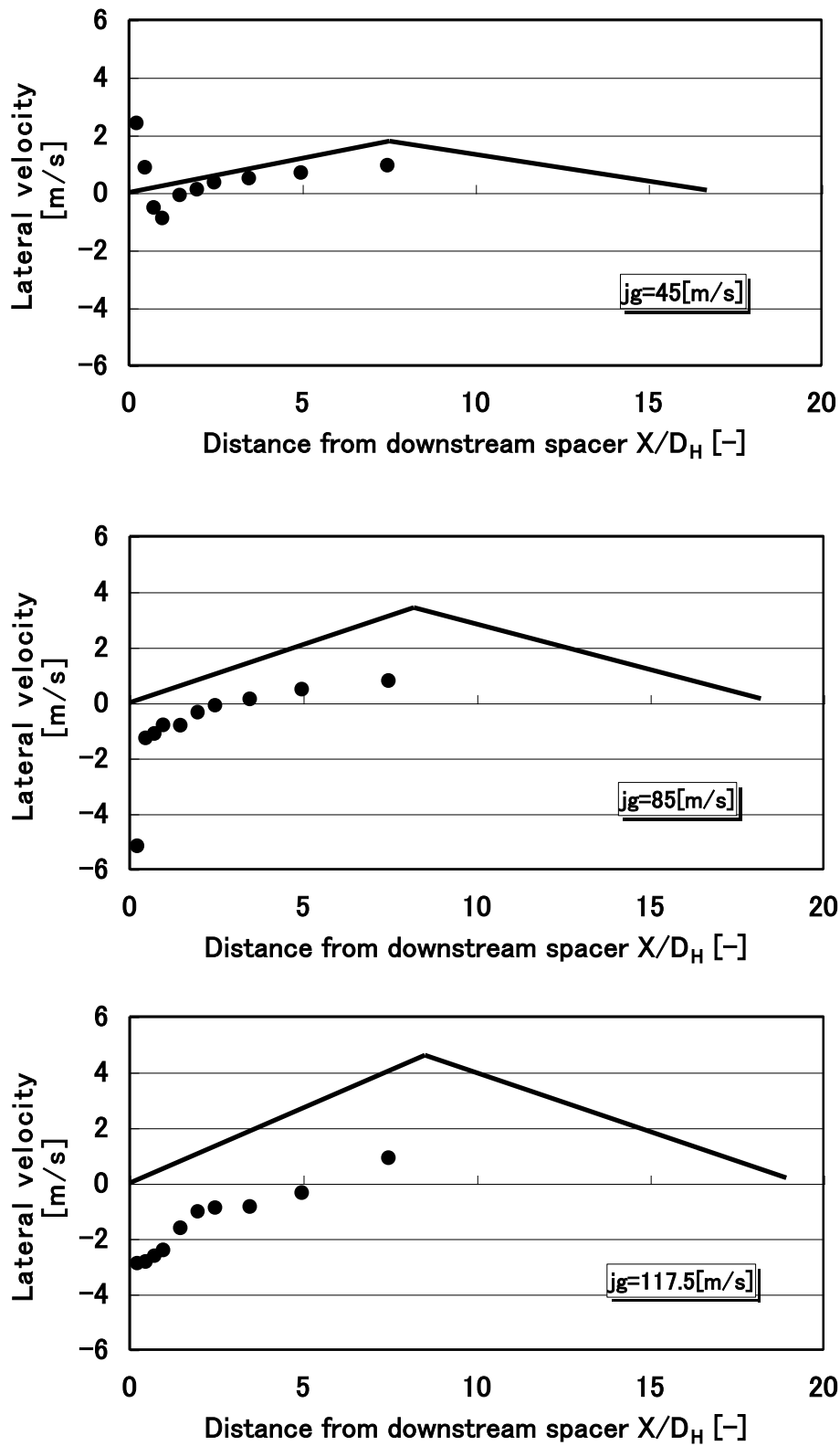


図5. 17 横方向速度分布の実験データとモデル式(矩形流路データベース)との比較(クリアランス=2.1mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

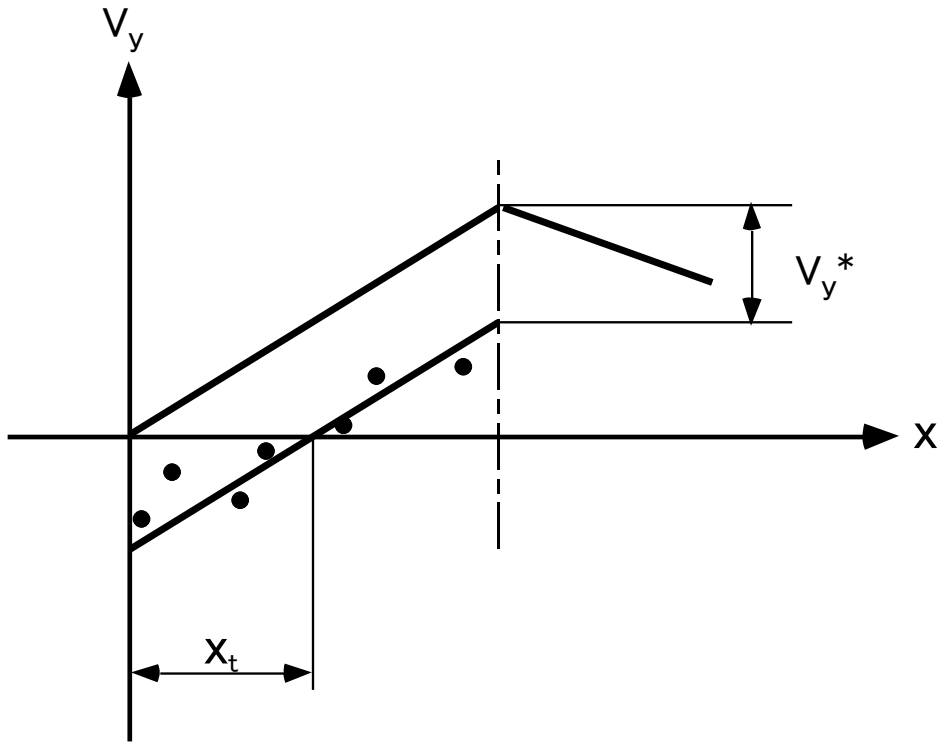


図5. 18 乱流影響長さ( $x_t$ ) と付加速度( $V_y^*$ )の関係

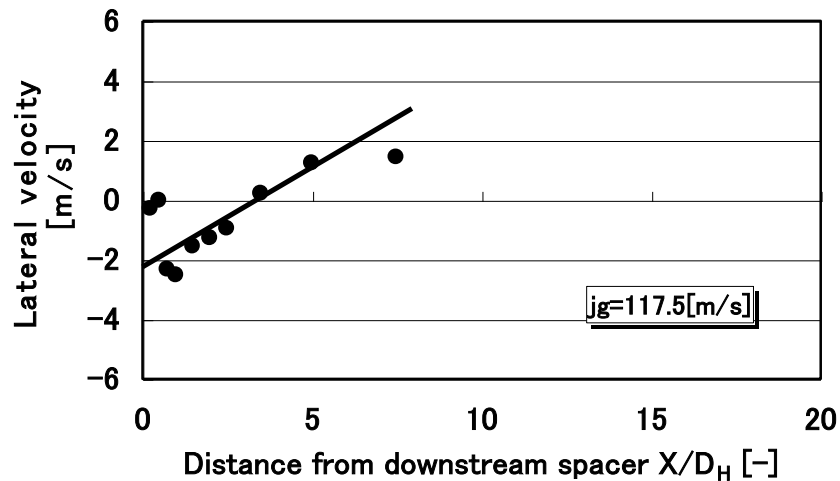
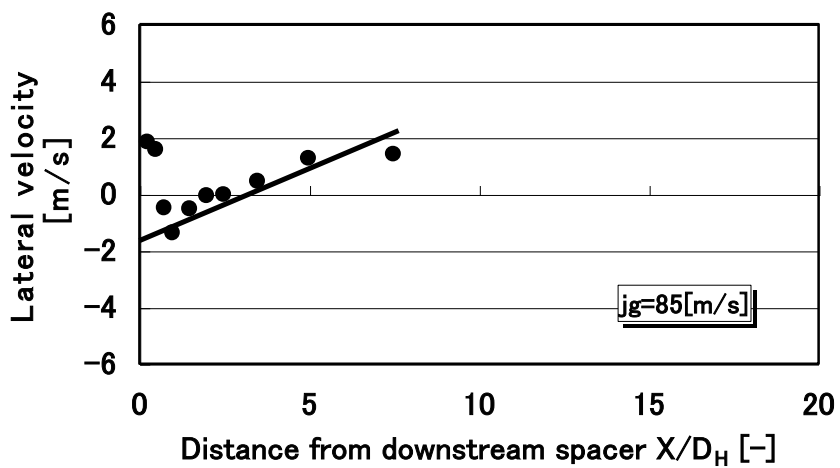
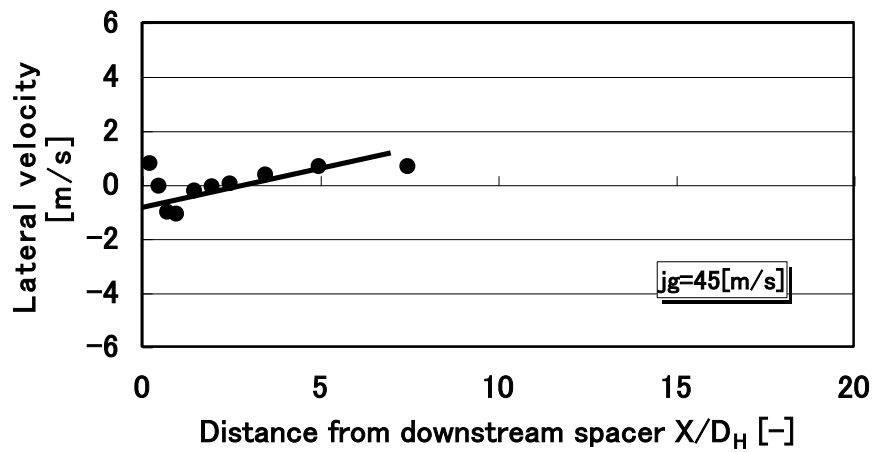


図5. 19 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)との比較(クリアランス=1.3mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

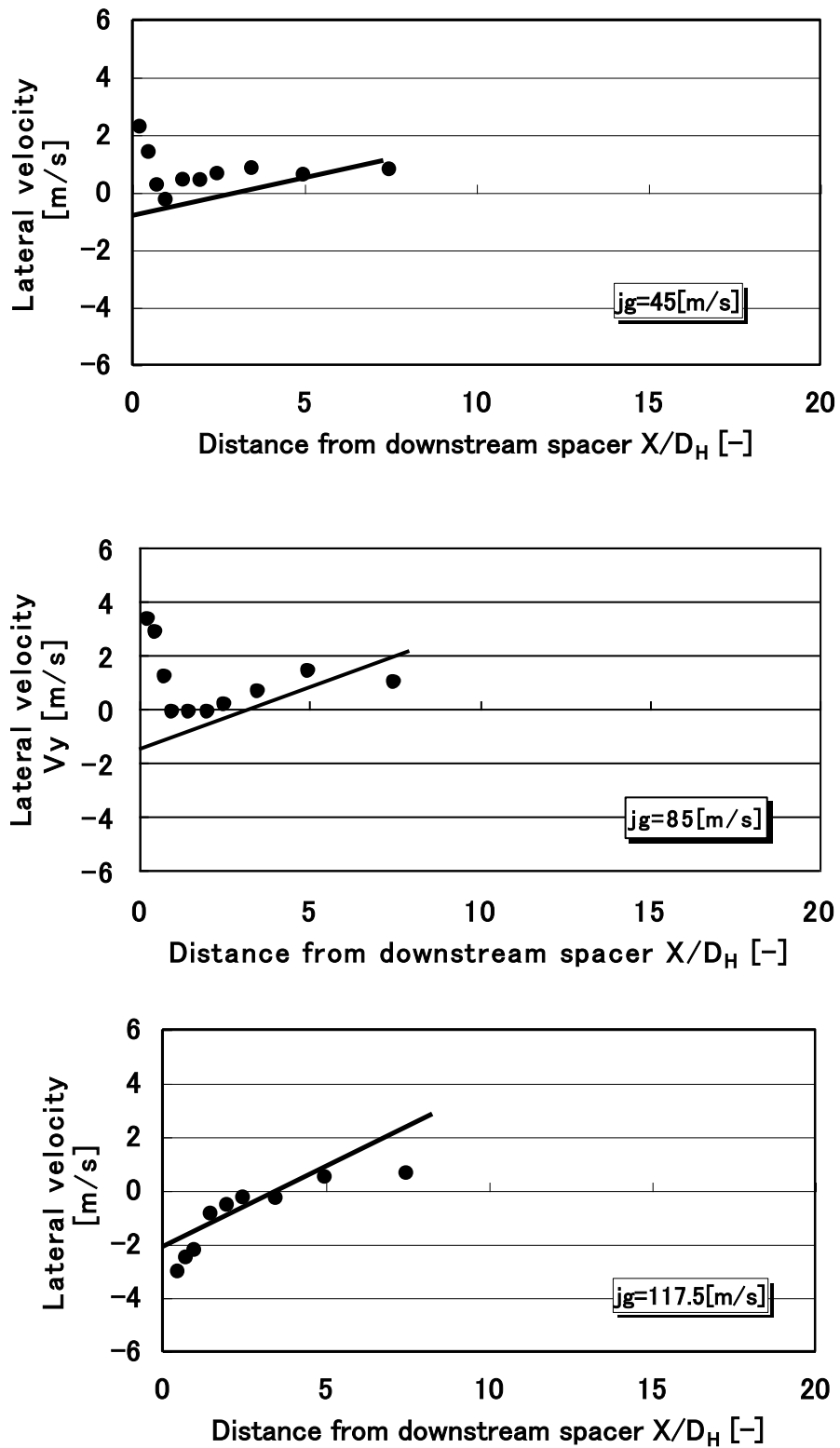


図5. 20 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)との比較(クリアランス=1.7mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

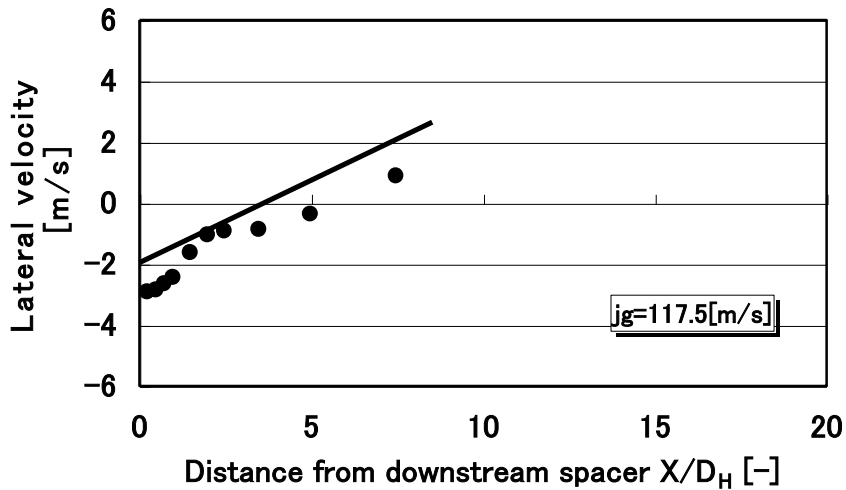
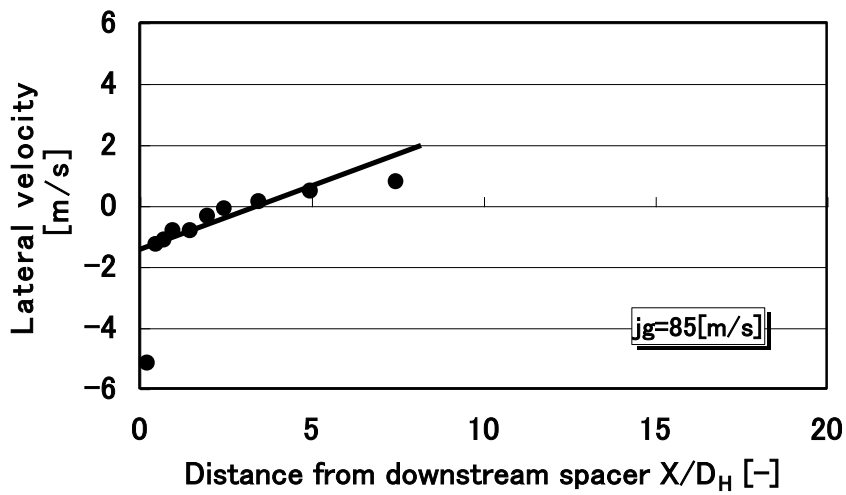
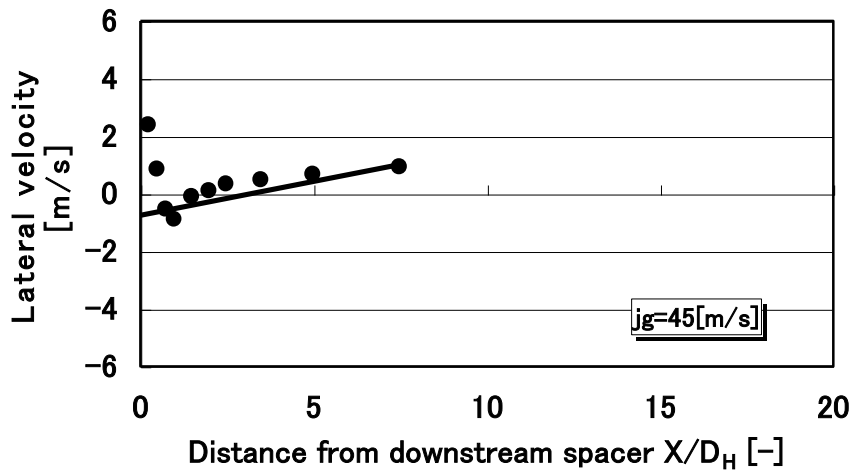


図5. 2.1 横方向速度分布の実験データとモデル式(円管流路データベース)との比較(クリアランス=2.1mm、スペーサ肉厚=1.4mm)

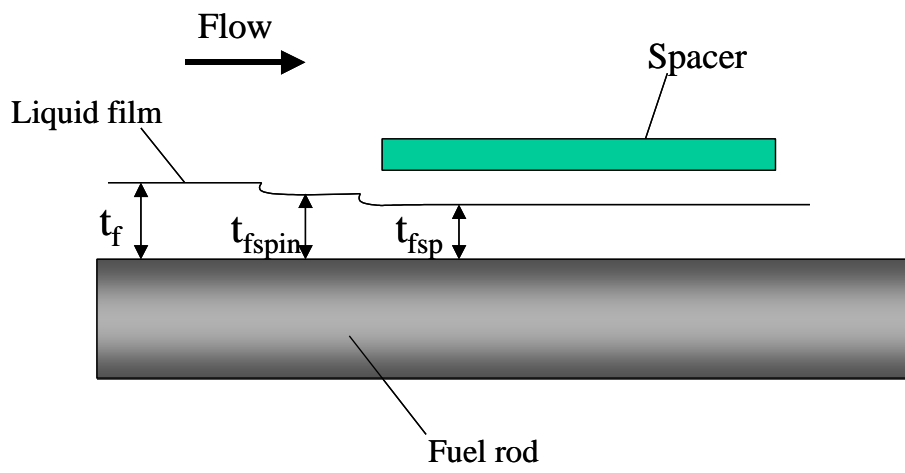


図 5. 2 2 スペーサ周辺の液膜厚さの定義

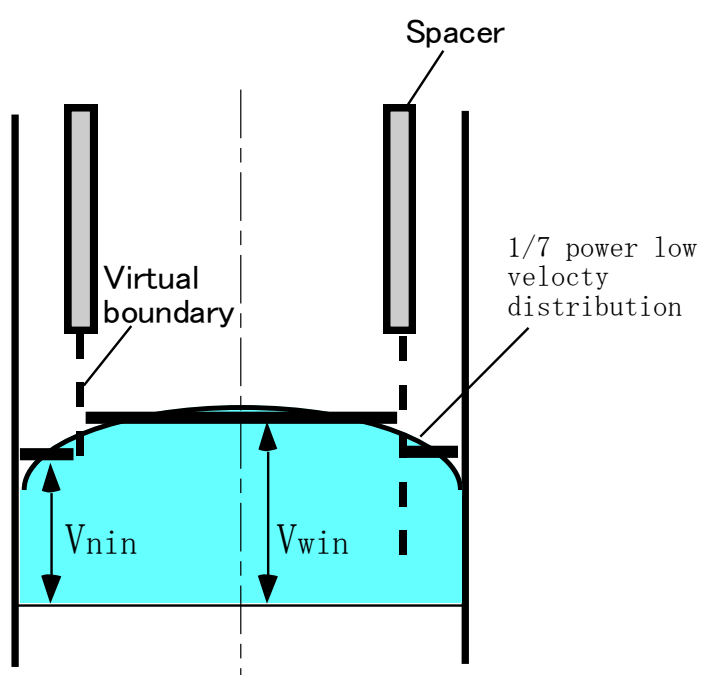


図 5. 2 3 狭域部及び広域部への流入気相速度の定義

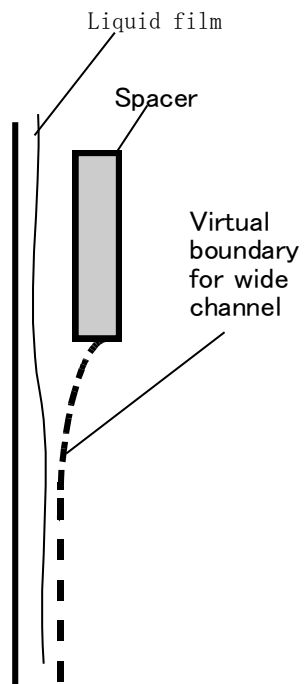


図 5. 2 4 環状噴霧流における狭域部の仮想境界

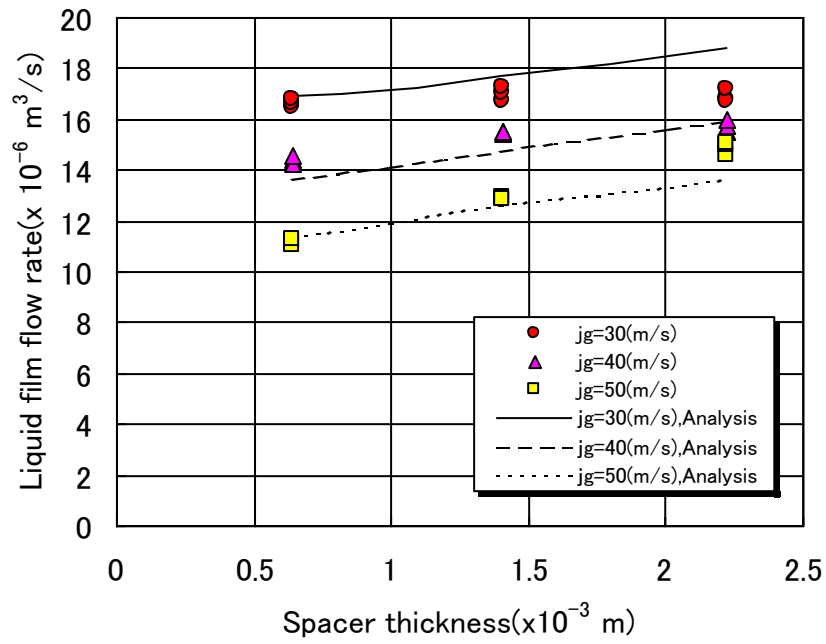


図5. 25 液膜流量に及ぼすスペーサ肉厚の影響  
( $j_i=0.1\text{m/s}$ 、クリアランス=1.3mm)

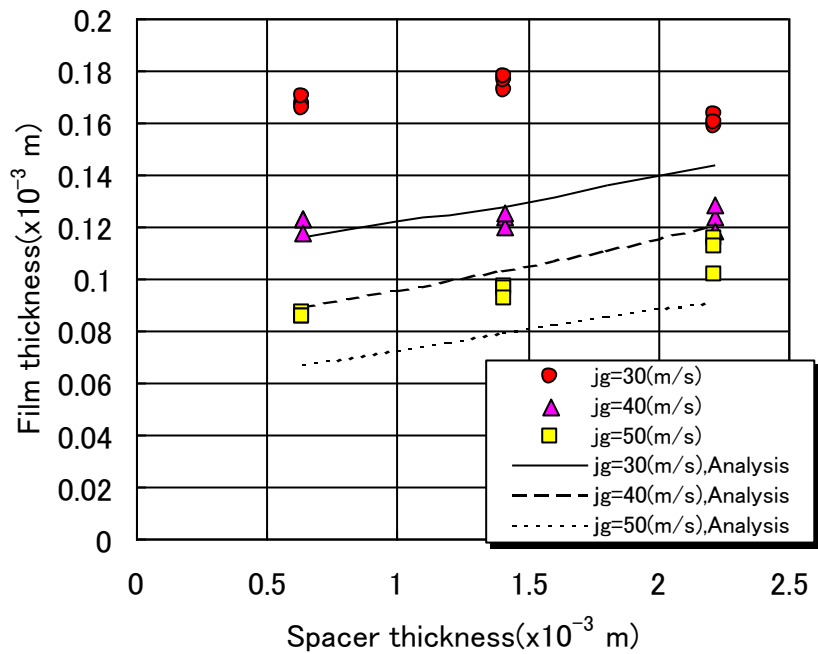


図5. 26 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響  
( $j_i=0.1\text{m/s}$ 、クリアランス=1.3mm)

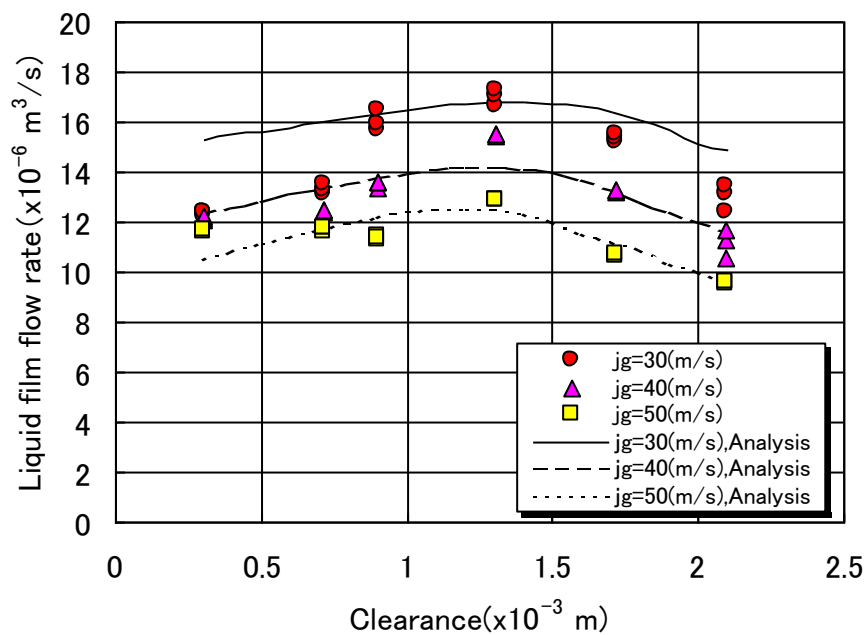


図5. 27 液膜流量に及ぼすクリアランスの影響  
( $j_i=0.1$ m/s、スペーサ肉厚=1.4mm)

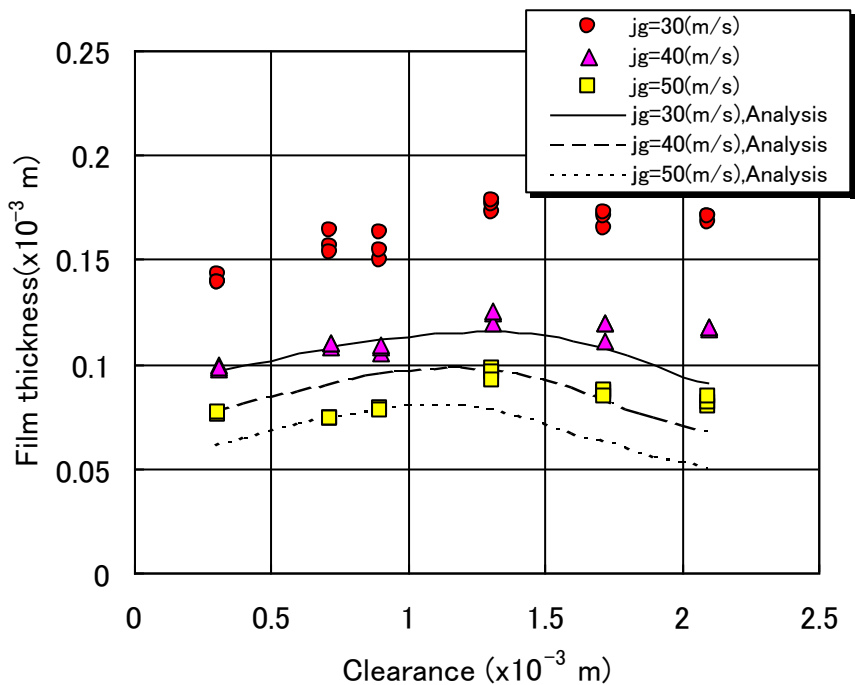


図5. 28 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響  
( $j_i=0.1$ m/s、スペーサ肉厚=1.4mm)

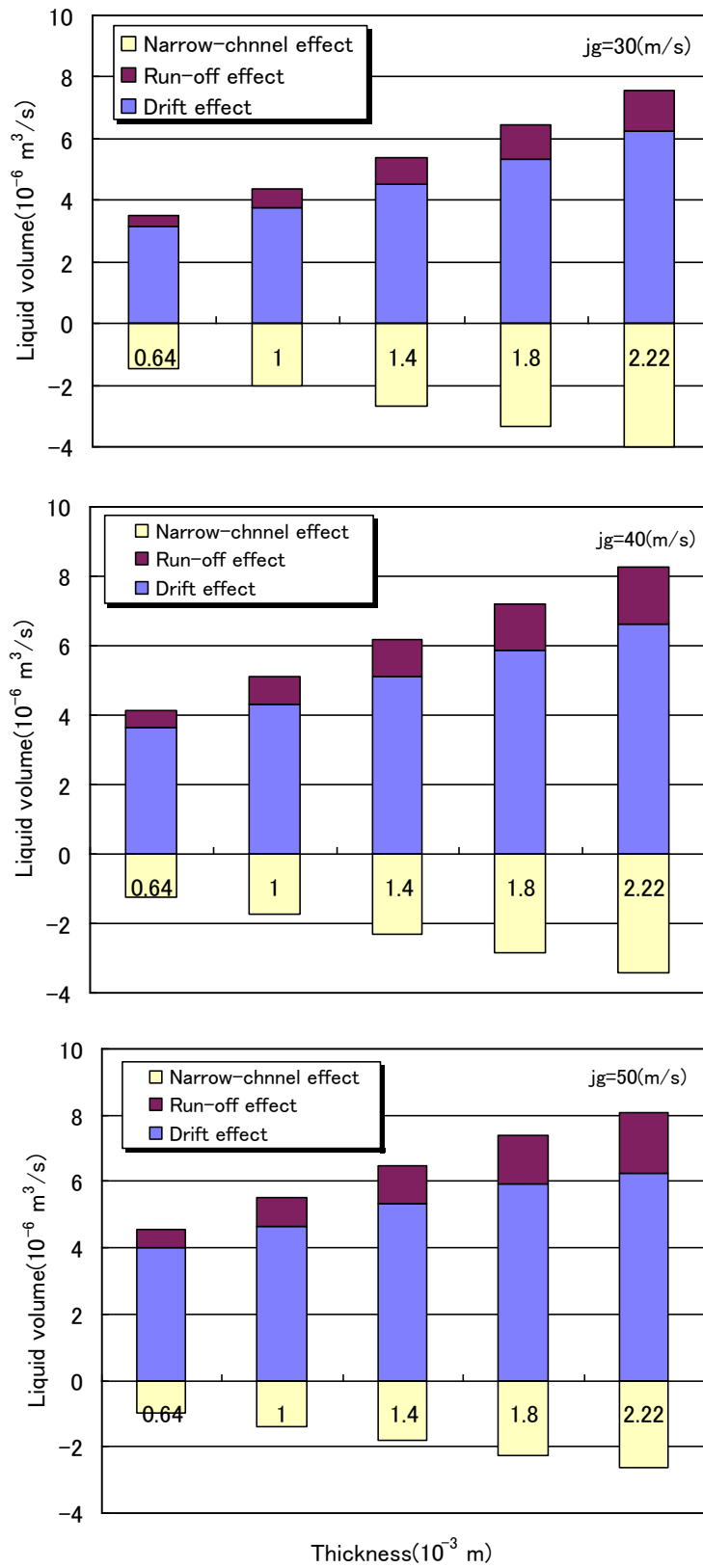


図5. 29 各効果モデルの寄与(スペーサ肉厚変化)

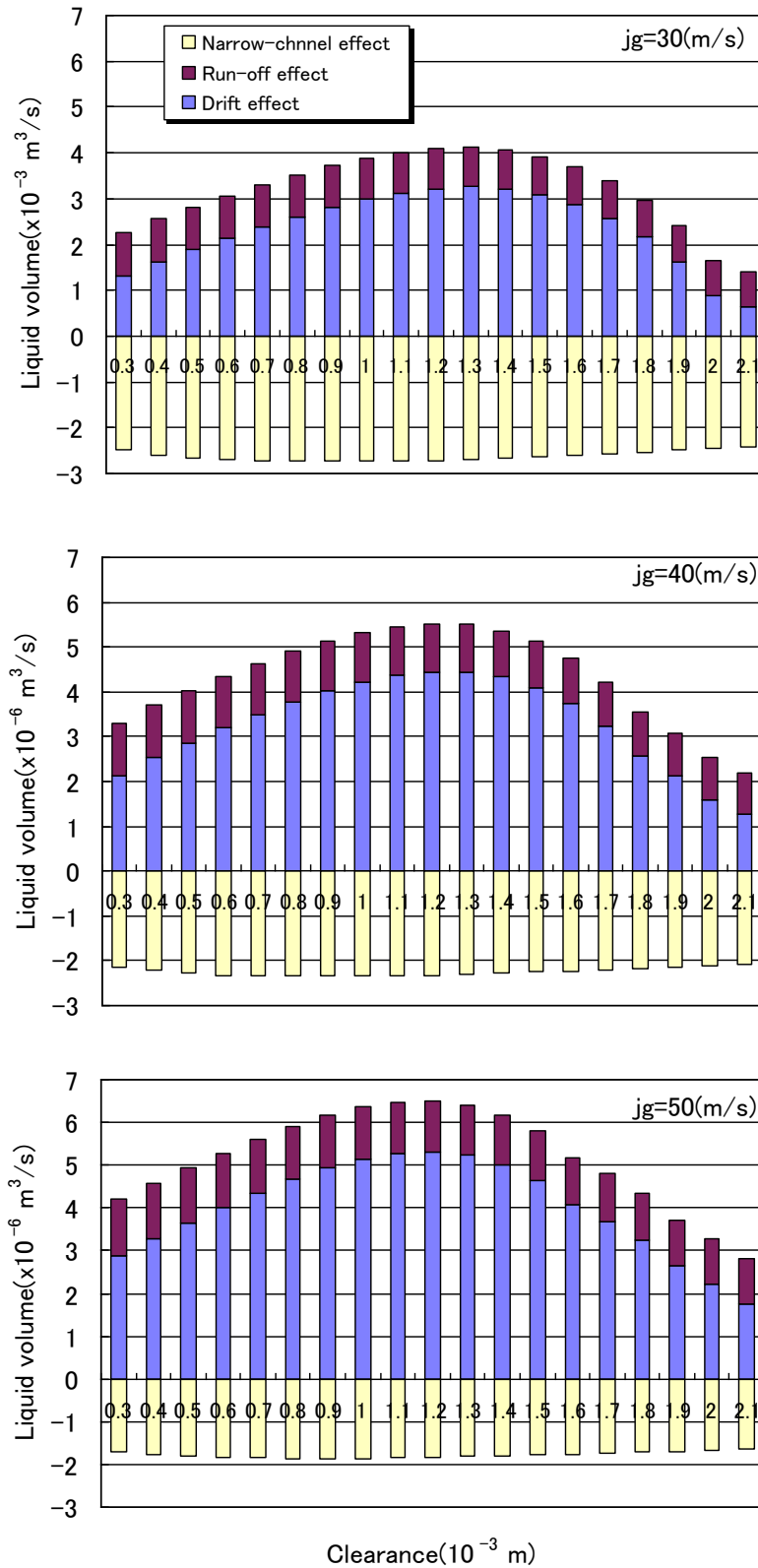


図5. 30 各効果モデルの寄与(クリアランス変化)

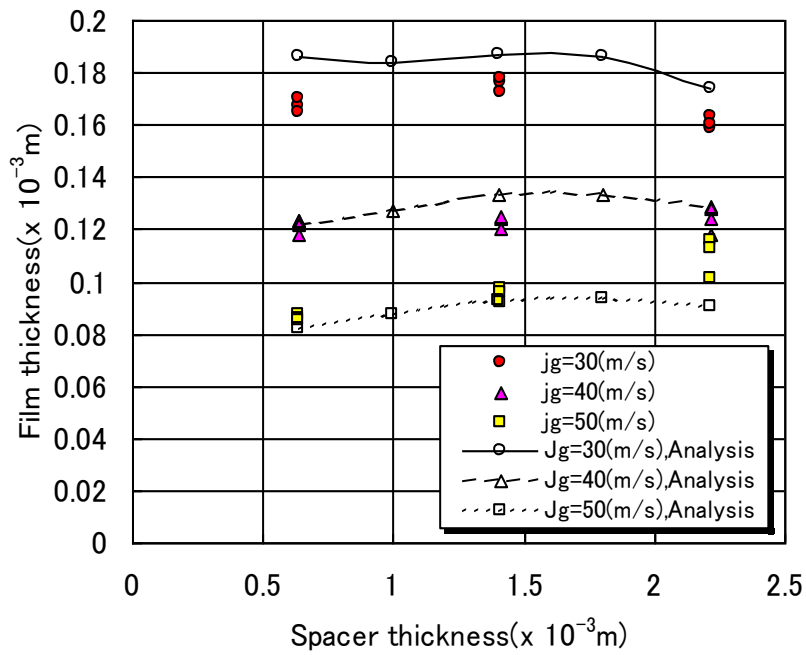


図 5. 3 1 液膜厚さに及ぼすスペーサ肉厚の影響(よどみ領域考慮解析)  
( $j_i=0.1\text{m/s}$ 、クリアランス=1.3mm)

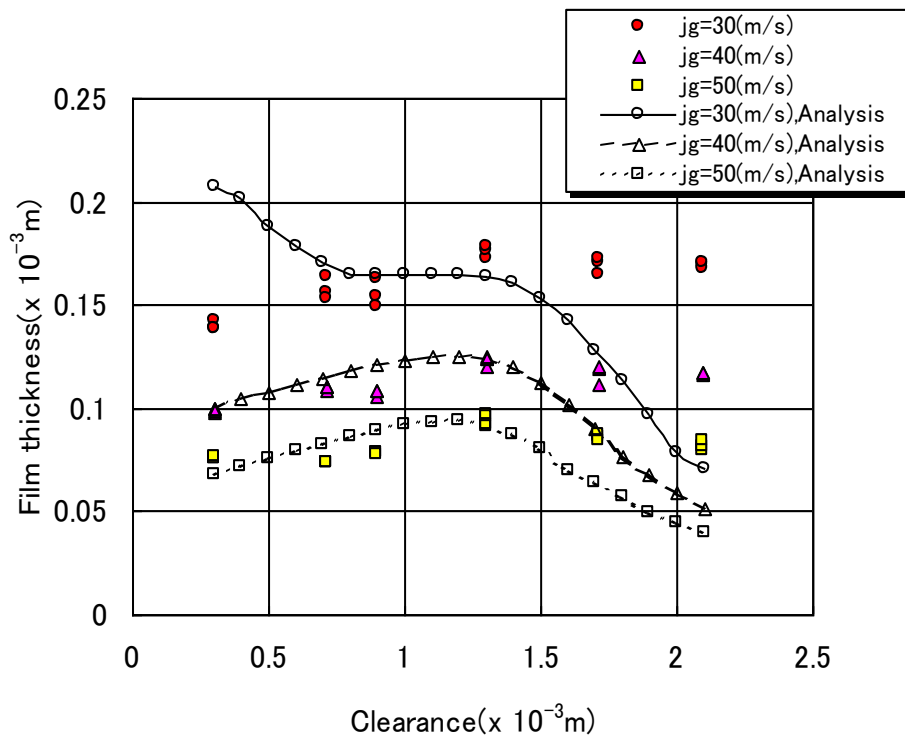


図 5. 3 2 液膜厚さに及ぼすクリアランスの影響(よどみ領域考慮解析)  
( $j_i=0.1\text{m/s}$ 、スペーサ肉厚=1.4mm)

## 第6章 結 論

### 6. 1 本論文の結論

原子炉燃料の最適化を行うための燃料格子形状の変更に対応可能なスパーサ形状効果のモデル化を行うことを目的として、単一流路を用いた低圧水-空気非加熱条件での要素試験によるデータの採取を行った。さらに、過去の知見と実験から得られた物理現象に基づくモデル化(機構論的モデル化)を行い、偏流効果モデル、Run-off モデル及び液滴発生効果モデルを提案し、実験結果との比較によりモデル定数等を決定し、サブチャンネル解析コードに導入可能なスパーサ形状効果モデルのプロトタイプを作成した。

本研究の各章で得られた結論をまとめると以下の通りとなる。

第1章「緒論」では、BWR 燃料スパーサの機構論的モデル化に関する研究の背景、研究目的、従来研究及び本研究の目的について述べた。

第2章「矩形開放流路における障害物下流の気相速度分布」では、矩形流路に障害物(模擬スパーサ)を挿入して得られた障害物下流の気相速度分布データを基に、横方向流れが発生する原因となる広域部と狭域部の速度をモデル化(偏流効果)し、モデルから求められた広域部及び狭域部の速度を用いて、スパーサ下流で発生する横方向気相流速分布(実際の流路では、ロッド方向へ向かう流れ)の定式化を行った。

第3章「リング型模擬スパーサを用いた圧力損失と液膜飛散モデル(液滴発生効果)」では、円管流路内にリング型模擬スパーサを挿入し、スパーサ形状を変化させ、水-空気を作動流体とした環状噴霧流領域で、二相圧力損失と単相圧力損失を比較検討し、二相圧力損失に及ぼすスパーサ形状効果式の作成を行った。

さらに、これまで実験及び定式化のための研究がなされていない、スパーサによる液膜飛散(液滴発生)効果について、スパーサによる局所圧力損失とスパーサによる液膜飛散効果を関連させ、液滴発生量に及ぼすスパーサ形状効果の定式化を行った。

第4章「円管内環状噴霧流でのスパーサモデルの検証」では、円管流路内にリング型模擬スパーサを挿入し、スパーサ形状を変化させ、水-空気を作動流体とした環状噴霧流領域で、

スプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さを計測し、第2章で得られた偏流効果による液滴付着モデル、本章で新たに提唱するRun-off効果による液滴付着モデル及び第3章で得られた狭域流路による液膜飛散モデルを円管内環状噴霧流解析コードへ導入し、実験データと解析結果との比較・検討を行い、スプレーサ周りの流れについての新たな知見を得た。

第5章「円管流路での横方向液滴速度分布式と円管内環状噴霧流解析」では、円管流路にリング型模擬スプレーサを挿入して得られたスプレーサ下流の液滴挙動データを基に、偏流効果モデル化を適用し、第2章で得られた矩形流路での横方向液滴速度分布式との比較により、3次元効果を取り入れた円管流路でのスプレーサ下流で発生する横方向気相流速分布（実際の流路では、ロッド方向へ向かう流れ）の定式化を行った。

さらに、得られた横方向速度式を導入した解析を行い、垂直円管環状噴霧流中のスプレーサ下流の液膜流量及び液膜厚さの実験結果と解析結果を比較した。液膜流量については、実験結果と解析結果は良い一致を示す結果を得た。液膜厚さについては、解析結果は実験結果よりも低い値となったが、スプレーサ下流のよどみの効果を導入したところ、一部条件を除いて、かなり良い予測性を有する結果を得た。

第6章「結論」は、本論文の各章で得られた結論を総括するとともに、本論文で提唱したスプレーサモデルの燃料集合体解析への適用法について述べた。

## 6. 2 本論文で提唱するスパーサモデルの燃料集合体解析への適用法の提言

本論文で提唱しているスパーサモデルの要素モデル作成のベースとしている実験データは、単一流路(円管)及び低圧水空気非加熱条件で行われている。そのため、加熱条件で起こると考えられる沸騰による液膜飛散効果は含まれていない。

今後、限界出力データとの比較を行うことにより、沸騰による液膜飛散効果の寄与率の調査及び限界出力に影響するRun-off効果モデル関連のモデル定数の修正が必要である。そのため、単一加熱ロッドを挿入した環状流路を想定し、水-空気条件での環状流路体系においてモデル定数の再検討を行う必要がある。このモデル定数を用いた解析結果と単一加熱流路を用いた実機BWR運転条件で限界出力に及ぼすスパーサ形状効果を調べたYokobori et al.の試験データとの比較を行うことにより加熱条件での結果と非加熱条件での結果の差異が明確化される。この差異は、沸騰による液膜飛散効果を含んでおり、今後、モデル化を行い導入する事となると考えている。単一流路は、管群内の4本のロッドで囲まれた流路(サブチャンネル流路)を想定しており、集合体断面内出力が中央ピークのデータについては、沸騰による液膜飛散効果の寄与率にもよるが、現行のプロトタイプモデルでもかなりの予測性はあるものと考えられる。

一方、原子炉通常運転時の燃料集合体の外周ロッドには出力の高いロッドが位置することが多く、外周ロッドとチャンネルボックスで囲まれた流路は熱的に厳しい状態となる。この流路には、スパーサバンドとその上部にフロータブが存在し、これらスパーサ部材の外周ロッドの伝熱特性に及ぼす影響は大きいと考えられている。従って、実機燃料集合体の出力条件を解析予測するためには、フロータブ形状効果のモデルも重要である。フロータブ形状効果については、低圧水空気非加熱体系での要素試験により、偏流効果モデルを適用することにより、モデル化は可能であると考えている。

従って、スパーサ形状効果モデルが確立されれば、熱的裕度の低い流路へ液滴を誘導し付着させる等の設計に対応可能となるであろう。

## NOMENCLATURE

|            |   |                      |
|------------|---|----------------------|
| $A$        | : Cross sectional area                                      | [m <sup>2</sup> ]    |
| $C_c$      | : Choking coefficient                                       | [ - ]                |
| $C_{vb}$   | : Virtual boundary coefficient                              | [ - ]                |
| $D_H$      | : Hydraulic diameter without spacer                         | [m]                  |
| $D_i$      | : Hydraulic diameter of an each channel divided by a spacer | [m]                  |
| $L_{sp}$   | : Spacer height   | [m]                  |
| $\Delta P$ | : Pressure loss   | [Pa]                 |
| Re         | : Reynolds number   | [ - ]                |
| $V$        | : Velocity  | [m/s]                |
| $c$        | : Gap clearance between a spacer and wall surface           | [m]                  |
| $f$        | : Wall frictional coefficient                               | [ - ]                |
| $t$        | : Thickness of a spacer                                     | [m]                  |
| $x$        | : Distance from a spacer                                    | [m]                  |
| $\alpha$   | : Volumetric fraction                                       | [ - ]                |
| $\rho$     | : Density   | [kg/m <sup>3</sup> ] |

(Subscripts)

|         |                        |
|---------|------------------------|
| $g$     | : Gas phase            |
| $w$     | : Wider channel        |
| $n$     | : Narrower channel     |
| 0       | : Upstream of a spacer |
| $\zeta$ | : Choking              |
| $fric$  | : Frictional           |
| $wall$  | : Wall surface         |
| $i$     | : Narrower or wider    |

## 謝 辞

本研究は（株）東芝で長年行われてきた研究テーマを、新たな考えの基に東京工業大学原子炉工学研究所において研究を進め、内容的に纏まりのある博士論文としたものです。

はじめに本研究を行う機会を与えて下さり、実験、解析及び論文作成のご指導を頂きました前東京工業大学原子炉工学研究所長 有富正憲名誉教授に深く感謝いたします。また、本研究を側面からサポートして頂き、また貴重なご助言を頂きました同研究所高橋実教授に感謝の意を表します。また、有富研究室当時院生の児玉栄一郎君、小森芳明君にも実験データの取得等尽力いただきました。

本研究のモデル化の手法は、（株）東芝在籍中に原子力技術研究所(当時) 奈良林直博士(現、北海道大学大学院原子核工学専攻 教授)のもと、実機 BWR のトラブル対応チームで作業する傍らに会得したものです。この経験なくして、本研究は遂行できなかったことを記します。さらに、本研究で提案しておりますスペーサによる偏流効果モデルの定式化は、（株）東芝 原子力技術研究所(当時) 横堀誠一博士(現、東京都市大学教授)とのディスカッションの中で、そのヒントを頂いたことをここに記します。さらに、（株）東芝 原子力技術研究所(当時) 工藤義郎氏（現在、（株）グローバル・ニュークリア・フューエル）には本モデル作成の初期から多くのディスカッションのための時間を頂きました。また（株）日立製作所 西田浩二博士には、研究を進める上でスペーサ周りの貴重な知見を頂きました。

学生時代の指導教官及び仲人でもあります井上晃東京工業大学名誉教授には、修士課程及び博士課程在学中よりこれまで、暖かい励ましのお言葉を頂きました。長い間、ご心配をおかけいたしました。

また、「いま一瞬の輝きを！」という暖かいご支援を頂きながら、故岡本實教授には生前に学位取得の件、ご報告できませんでした。藤井靖彦東京工業大学名誉教授には、常々、学位取得その他について、ご心配を頂きました。ここに深謝いたします。

これまで御付き合い頂きました、井上研究室、有富研究室、高橋研究室のスタッフの方々、卒業生及び学生の方々、ならびに東京工業大学原子炉工学研究所の先生方及び職員の方々に感謝の意を表します。

最後に、木倉宏成東京工業大学原子炉工学研究所准教授には、最後まで、ご心配をお掛けし、有富教授退官後、これまで長らくお世話になりました。ありがとうございました。

矢野 隆