

## サブチャンネル形状係数を用いた単相乱流混合量の整理法\*

川原 顕磨呂<sup>\*1</sup>, 佐田富 道雄<sup>\*1</sup>  
猿 渡 真 一<sup>\*2</sup>, 佐藤 泰 生<sup>\*1</sup>Prediction of Single-Phase Turbulent Mixing Rate between Subchannels  
Using Subchannel Geometry FactorAkimaro KAWAHARA, Michio SADATOMI,  
Shinichi SARUWATARI and Yoshifusa SATO

We present a method for calculating the single-phase turbulent mixing rate between subchannels in nuclear fuel rod bundles. In this method, the mixing rate is calculated using a newly defined subchannel geometry factor, which depends only on the geometry of the subchannel cross section, and the mean turbulent diffusivity computed from Elder's correlation. In order to confirm the validity of the method, experimental data of the turbulent mixing rate were obtained by a tracer technique for single-phase flows of air or water in several multiple channels consisting of two subchannels. The flows were fully developed turbulent flows with a Reynolds number range from 5 000 to 66 000. The predictions by the proposed method were in good agreement with the experimental data for several subchannel geometries.

**Key Words:** Turbulent Mixing, Diffusion, Secondary Flow, Subchannel Analysis, Rod Bundle, Subchannel Geometry, Single-Phase Flow

## 1. 緒 言

原子炉燃料集合体内の熱流動予測の実用的な方法の一つにサブチャンネル解析がある<sup>(1)</sup>。この解析では、圧力壁と燃料棒の間に構成される複雑な流路を並行した多数のサブチャンネルに分割し、各サブチャンネルの流れを一次元的な流れとして記述する。ただし、サブチャンネルは隣のサブチャンネルと仮想境界で接しているために、そのサブチャンネル間ではつねに流体や運動量や熱の移動が生じる。したがって、サブチャンネル間の流体移動の評価は、サブチャンネル解析における重要な部分の一つである。

蒸気・水二相流のサブチャンネル間の流体移動は、(1)乱流混合、(2)ボイドドリフト、(3)差圧移動、の三つの機構に分類できるといわれている<sup>(1)</sup>。しかしながら、それぞれの機構の詳細なメカニズムは必ずしも明らかにされていない。そこで、著者らは、それぞれの素過程を明らかにする研究を行っている<sup>(2)(3)</sup>。

本報の目的は、単相流におけるサブチャンネル間の乱流混合の予測法の検討である。乱流混合とは、乱れに

よるサブチャンネル間での流体の混合である。時間平均的には、乱流混合による正味の質量移動はないが、エネルギーと運動量の移動が生じる。二相流の気泡流および噴霧流では、乱流混合量は単相流のそれに類似すると予想される。したがって、単相流の乱流混合の予測は、二相流の乱流混合モデルを考えるうえでも重要である。単相流の乱流混合については、1960年代から数多くの研究がなされており、最近でもその予測精度の向上を目指した研究は続けられている<sup>(4)~(6)</sup>。しかしながら、その予測精度は最近のモデル<sup>(5)(6)</sup>でも必ずしも十分とはいえず、改善が望まれる。

本報では、まず、サブチャンネルの断面の幾何学的形状を考慮した単相流の乱流混合量の整理法を提案する。次に、サブチャンネルの断面形状とサブチャンネルを連結する間げき寸法の異なるいくつかの流路に関する著者らの実験データならびに他の研究者ら<sup>(7)~(10)</sup>のデータを用いて、提案した整理法の妥当性を検討する。

2. サブチャンネルの幾何学的形状を  
考慮した乱流混合量の整理法

発達した乱流場において、図1に示すように、サブチャンネル*i*から隣のサブチャンネル*j*へ乱流拡散によって*y*方向に物質が輸送される系を考える。管軸方向は

\* 原稿受付 1994年10月14日。

\*<sup>1</sup> 正員, 熊本大学工学部 (☎860 熊本市黒髪2-39-1)。\*<sup>2</sup> 正員, 有明工業高等専門学校 (☎836 大牟田市東萩尾町150)。

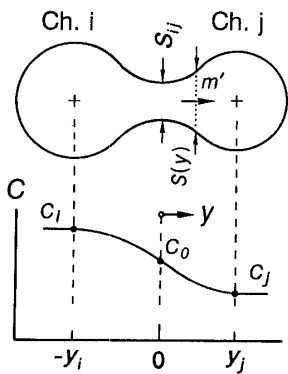


図1 乱流場におけるサブチャンネル間の濃度こう配による物質の横方向移動

紙面に垂直で Z 方向である。この微小な  $\Delta Z$  区間において、y 軸に垂直な断面を横切る物質の量  $m'$  [kg/s] は次式で表される。

$$m' = -\rho \epsilon_D \frac{dC}{dy} S(y) \Delta Z \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\rho$  は流体の密度、 $\epsilon_D$ ,  $S(y)$ ,  $C$  はそれぞれ  $y = y$  における局所の乱流拡散係数、間げき寸法、物質の濃度 [mass of tracer/mass of fluid] である。式(1)はしばしば次式のように近似される<sup>(11)</sup>。

$$m' = \rho \epsilon_{Dij} \frac{C_i - C_j}{l} S_{ij} \Delta Z \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $C_i$  と  $C_j$  はそれぞれサブチャンネル  $i$  と  $j$  における物質の断面平均濃度、 $S_{ij}$  はサブチャンネル間の最小間げき寸法であり、 $\epsilon_{Dij}$  は有効乱流拡散係数、 $l$  は混合長である。ロッドバンドル体系における  $\epsilon_{Dij}$  と  $l$  については、計算式が提案されている<sup>(11)</sup>が、一つの説に落ち着いてはいない。

本整理法において、式(1)の乱流拡散係数  $\epsilon_D$  を各サブチャンネルにおいて一定値、 $\epsilon_{Di}$  と  $\epsilon_{Dj}$ 、であると仮定する。次に、質量保存の関係から  $m'$  は  $y$  方向に一定であるので、式(1)は次のように積分できる。

$$\frac{m'}{\rho \epsilon_{Di} \Delta Z} \int_{-y_i}^0 \frac{1}{S(y)} dy = - \int_{C_i}^{C_0} dC = C_i - C_0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{m'}{\rho \epsilon_{Dj} \Delta Z} \int_0^{y_j} \frac{1}{S(y)} dy = - \int_{C_0}^{C_j} dC = C_0 - C_j \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $C_0$  は  $y=0$  における物質の濃度である。また、 $y_i$  と  $y_j$  は、その位置における局所の濃度がそれぞれのサブチャンネルの混合平均濃度に等しい値となる場所を選ぶ。しかしながら、それらの位置の決定が困難な場合には、 $y_i$  と  $y_j$  は各サブチャンネルの中心位置とする。

式(3)、(4)において

$$F_i^* = \int_{-y_i}^0 \frac{1}{S(y)} dy, F_j^* = \int_0^{y_j} \frac{1}{S(y)} dy \quad \dots\dots\dots (5)$$

とおき、式(3)と式(4)の和をとると次式となる。

$$\frac{m'}{\rho \Delta Z} \left( \frac{F_i^*}{\epsilon_{Di}} + \frac{F_j^*}{\epsilon_{Dj}} \right) = C_i - C_j \quad \dots\dots\dots (6)$$

$F_i^*$  と  $F_j^*$  は間げき部近傍のサブチャンネルの幾何学的形状のみによって決まる無次元数であるので、以後、それらをサブチャンネル形状係数と呼ぶ。

サブチャンネル解析では通常、乱流混合による物質の輸送は次式で表される。

$$m' = W' (C_i - C_j) \Delta Z \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $W'$  は乱流混合による管軸方向単位長さ当たりのサブチャンネル間の質量交換量 [kg/(m·s)] である。式(6)と式(7)により次式が導かれる。

$$W' = \rho \left( \frac{F_i^*}{\epsilon_{Di}} + \frac{F_j^*}{\epsilon_{Dj}} \right)^{-1} \quad \dots\dots\dots (8)$$

結局、適切な乱流拡散係数  $\epsilon_{Di}$  と  $\epsilon_{Dj}$  を選ぶと、式(8)によりサブチャンネル間の乱流拡散に基づく混合量  $W'$  を計算することができる。

$\epsilon_{Di}$  と  $\epsilon_{Dj}$  の計算には Elder<sup>(12)</sup> の次式を用いる。

$$\frac{\epsilon_D}{\nu} = 0.04 Re \sqrt{f} \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $\nu$  は動粘性係数、 $f$  は摩擦係数、 $Re$  はサブチャンネルの水力学相当直径および平均速度に基づくレイノルズ数である。式(9)は水深の浅い二次元開放水路におけるトレーサの拡散実験から得られたものであり、式(2)の有効乱流拡散係数としてしばしば用いられている<sup>(11)(13)</sup>。式(9)の摩擦係数  $f$  の計算には次のブラジウスの式を用いる。

$$f = 0.079 Re^{-0.25} \quad \dots\dots\dots (10)$$

さらに、非等断面積のサブチャンネルから構成される流路の場合、発達した乱流における各サブチャンネルの平均速度が不明であれば、その速度は「連続の式と等圧力こう配の式」による流量配分子測法<sup>(14)</sup>で比較的精度よく推定できる。

次に、式(2)の混合長  $l$  と本提案法との関係について考えてみる。式(2)と式(7)により次式を得る。

$$W' = \rho \frac{\epsilon_{Dij}}{l} S_{ij} \quad \dots\dots\dots (11)$$

式(8)と式(11)から

$$\left( \frac{F_i^*}{\epsilon_{Di}} + \frac{F_j^*}{\epsilon_{Dj}} \right) S_{ij} = \frac{\rho S_{ij}}{W'} = \frac{l}{\epsilon_{Dij}} \quad \dots\dots\dots (12)$$

となる。ここで、次式のようにおけば、

$$F_i^* S_{ij} = l_i, F_j^* S_{ij} = l_j \quad \dots\dots\dots (13)$$

式(12)は

$$\frac{l}{\epsilon_{Dij}} = \frac{l_i}{\epsilon_{Di}} + \frac{l_j}{\epsilon_{Dj}} \quad \dots\dots\dots (14)$$

となる。したがって、式(13)の  $l_i$  と  $l_j$  は、乱流混合に

関する各サブチャンネルの混合長とみなすことができる。

### 3. 実験

**3.1 供試流路** 2章で提案した  $W'$  の計算法の検討に必要なデータを得るために、図2の断面の流路を用いて乱流混合量を測定した。便宜上、3種類の流路をそれぞれ図2(a)Ch. F-F, (b)Ch. E-F, (c)Ch. I-J, と呼ぶことにする。また、表1にサブチャンネルと流路全体(以後、総括流路と呼ぶ)について、面積  $A$ , 水力学相当直径  $D$ , 二つのサブチャンネルを連結する最小間げき寸法  $S_{ij}$  の測定値を示す。さらに、表1には、総括流路の流量に対するサブチャンネル  $i$  のその比,  $Q_i/Q$ , の実験値を示している。これらの流量配

分比  $Q_i/Q$  はレイノルズ数  $Re=5\,000\sim 66\,000$  の発達した乱流において測定したもので、その値は著者らの流量配分予測法<sup>(14)</sup> による計算値とよく一致した。

図2(a)のCh. F-Fは、直径16mmの二つの同一円形サブチャンネルから成る複合流路であった。二つのサブチャンネルを連結する最小の間げき寸法を、乱流混合量への影響を調べるために、 $S_{FF}=1.0, 1.9, 4.0$  mmの3種類に変化させた。

図2(b)のCh. E-Fは、直径20mmと16mmの二つの円形サブチャンネルから成る複合流路で、間げき寸法は  $S_{EF}=1.0$  mmであった。

図2(c)のCh. I-Jは、直径25mmと20mmの二つの半円形サブチャンネルから成る複合流路で、間げき寸法は  $S_{IJ}=1.1$  mmであった。

いずれの流路とも透明アクリル樹脂製で、水力学的に滑らかな内壁を有していた。また、サブチャンネルの断面形状に図2(a)~(c)の形を選んだ理由は、間げき部の形状を管群流路における間げき部と相違させるためであった。すなわち、図2に見られるように間げき部とサブチャンネル壁面とが鋭い縁で分けられているため、後述する管群流路に生じるサブチャンネル間の対流的な輸送効果<sup>(4)~(6)(8)(15)~(17)</sup> が抑制されると考えた。

**3.2 乱流混合量の測定** 図3によって乱流混合量の測定法を説明する。実験装置は、上流から順次、助走区間(2m)、混合区間(2.5m)および排出区間(0.5m)を連結した垂直流路であった。サブチャンネルの断面形状はどの区間でも同じであったが、混合区間にのみサブチャンネル間に図2に示したすきまがあり、ここを通して流れの混合が起こった。

作業流体には常温、大気圧近傍の水もしくは空気を用いた。次の条件を満たすように二つのサブチャンネルの入口に作業流体を導入した。

表1 供試流路に関する代表寸法と流量配分比

	Ch.	A mm <sup>2</sup>	D mm	$S_{ij}$ mm	$Q_i/Q$
Ch. F-F <sup>*)</sup>	F	205 ~ 208	15.6 ~ 16.7	1.0	$0.5 \pm 0.01$
	F	205 ~ 208	15.6 ~ 16.7	1.9	$0.5 \pm 0.01$
	whole	410 ~ 416	15.6 ~ 16.7	4.0	1
Ch. E-F	E	317	19.5	1.0	$0.64 \pm 0.01$
	F	204	15.6		$0.36 \pm 0.01$
	whole	521	17.7	1	
Ch. I-J	I	317	17.7	1.1	$0.61 \pm 0.01$
	J	221	14.8		$0.39 \pm 0.01$
	whole	538	16.4	1	

<sup>\*)</sup> Variations of A and D depend on  $S_{ij}$ .

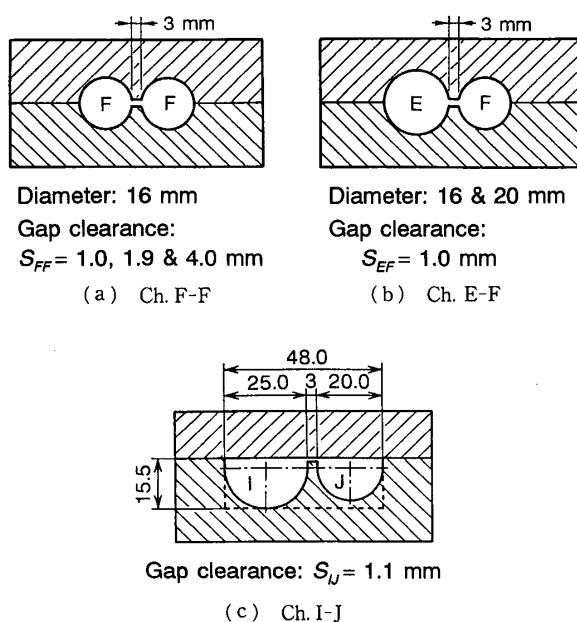


図2 供試流路の断面形状

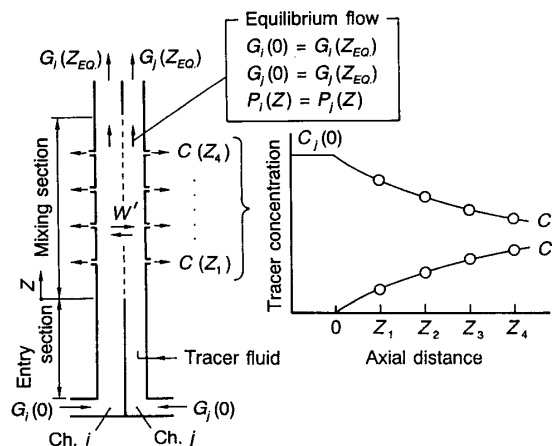


図3 乱流混合量の測定法

- (1) サブチャンネル間に時間平均的に圧力差がない。
- (2) それぞれのサブチャンネルの流量は管軸方向に変化しない。

これにより、混合区間においてサブチャンネル間で時間平均的に正味の質量移動がない、すなわち乱流混合のみが生起する流れを作ることができる。実際には、混合区間におけるサブチャンネル間の圧力差(時間平均的な意味)は $\pm 10$  Pa 以内を許容限度とした。このときに導入する作業流体の流量は、水の場合はタービン流量計(精度 $\pm 1.0\%$ )で、空気の場合は浮子式流量計( $\pm 3\%$ )でそれぞれ測定した。

上記の二つの条件を満たした流れにおいて、片方のサブチャンネルに連続的に微量のトレーサを注入した。トレーサには作業流体が水の場合にはアシッドオレンジII水溶液を、空気の場合にはメタンを用いた。次に、混合区間における管軸方向4断面の位置から主流流量の0.4%以下の試料をサブチャンネルの中心に開口させたプローブによって抽出し、試料に含まれるトレーサ濃度を測定した。なお、サブチャンネルの中心から求めたトレーサ濃度はサブチャンネルの断面平均濃度に近い値となることをあらかじめ確認した。トレーサ濃度の測定には、水の場合は分光光度計(精度1.5%)、空気の場合はガスクロマトグラフ(精度3%)を用いた。以上のようにして、図3の右側に示すようなトレーサ濃度分布を求め、その分布を次式にあてはめて乱流混合量  $W'$  を求めた。

$$\frac{C_i(Z+\Delta Z) - C_j(Z+\Delta Z)}{C_i(Z) - C_j(Z)} = \exp\left(-\frac{G_i A_i + G_j A_j}{G_i A_i G_j A_j} W' \Delta Z\right) \dots \dots \dots (15)$$

ここで、 $G_i$  と  $A_i$  はそれぞれサブチャンネル  $i$  の質量流速と断面積、 $C_i$  はサブチャンネル  $i$  のトレーサ濃度 [kg of tracer/kg of fluid] である。さらに、 $\Delta Z$  はトレーサのサンプリング断面間の管軸方向距離である。式(15)は二つのサブチャンネル  $i$  と  $j$  におけるトレーサの質量保存式から導いたものである。従来の研究では、混合区間入口と出口の管軸方向2断面の位置で測定したトレーサ濃度から乱流混合量を求めていた<sup>(7)(8)(10)(15)(18)(19)</sup>。そのような実験においては、1点のトレーサ濃度の測定の誤りが乱流混合量の測定誤差に大きく影響する。本実験においては上述したように管軸方向4断面の位置のトレーサ濃度を測り、乱流混合量の測定精度を確保するようにした。

トレーサ濃度と流量の測定誤差から見積られる最大誤差<sup>(20)</sup> および実験の再現性を考慮して乱流混合量の

誤差を推定した結果、これは $\pm 8\%$ 以内であった。さらに、サブチャンネル間の差圧による一方向への流体移動(差圧移動)が乱流混合量の実験値に影響を及ぼしていないかを確認するために、トレーサの注入流路を一方のサブチャンネルから他方のそれに切り換えた。その結果、切換え前後で乱流混合量  $W'$  は $\pm 6\%$ 以内で一致した。その差は乱流混合量の測定誤差より小さいので、差圧移動は無視できると判断した。

#### 4. 実験結果と考察

**4.1 乱流混合量の実験値** 図4にCh. F-Fにおいて得られた管軸方向のトレーサ濃度分布の一例を示す。流動条件は、水の平均流速が  $u = 1.0$  m/s、レイノルズ数が  $Re \approx 15000$  である。図4の縦軸は総括流路に関する混合平均濃度に対する各サブチャンネルの濃度の比  $C_i^*$ 、横軸は混合区間開始点からの距離  $Z$  である。 $C_i^*$  は次式である。

$$C_i^* = \frac{C_i}{\sum_{i=1}^2 C_i G_i A_i / \sum_{i=1}^2 G_i A_i} \dots \dots \dots (16)$$

図4においては三つの間げき寸法  $S_{FF} = 1.0, 1.9, 4.0$  mm のデータがプロットされている。乱流混合により、 $Z$  の増加につれて二つのサブチャンネル間の  $C_i^*$  の差は小さくなる。さらに、間げき寸法が大きいほど濃度分布のこう配は大きくなる。図4に示すこれらの濃度分布を式(15)にあてはめて、乱流混合量の実験値  $W'$  を決定した。

図5に乱流混合量の測定結果を示す。図5の縦軸は乱流混合量  $W'$  を粘性係数  $\mu$  で除した無次元数  $W'/\mu$ 、横軸は総括流路のレイノルズ数  $Re$  である。記号は流路の形状の違いと作業流体で区別している。これまでに公表されている乱流混合量の実験データの多くは、図5の座標系に関して提示されている。レイノルズ数  $Re$  が増加するにつれて、 $W'/\mu$  の値は大きくなる。ま

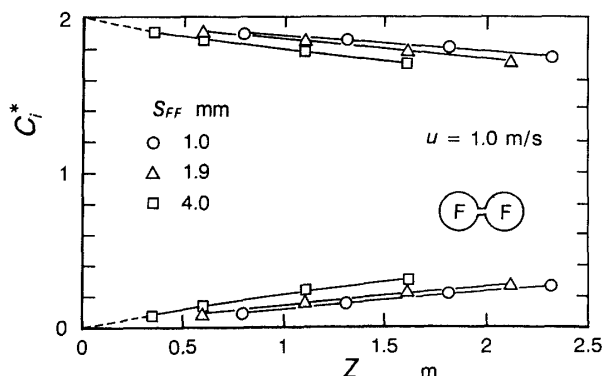


図4 管軸方向のトレーサ濃度分布

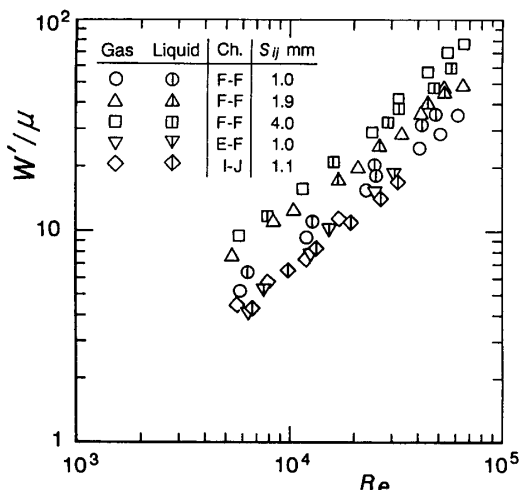


図5 乱流混合量の本実験値

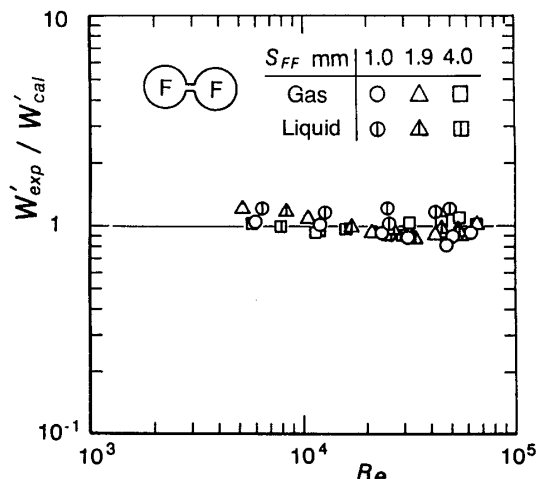


図7 乱流拡散モデルの計算値とCh. F-Fの実験値との比較

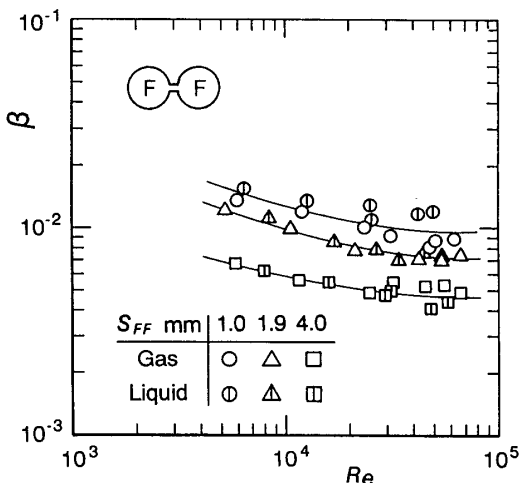


図6 Ch. F-Fにおける混合スタントン数の実験値

た、 $W'/\mu$ で表すと、作業流体が異なってもその値に差はあまり見られない。さらに、間げき寸法  $S_{ij}$  が大きいほど、 $W'/\mu$  は大きな値を示す。

4・2 混合スタントン数による乱流混合量の評価

図6は、Ch. F-Fの実験データを次式の混合スタントン数<sup>(11)</sup>で整理した結果である。

$$\beta = \frac{W'}{S_{ij}G} \dots\dots\dots(17)$$

ここで、 $\beta$ は混合スタントン数と呼ばれる無次元数、 $G$ は総括流路の質量流速である。図6からわかるように、同一流路であれば、作業流体に関係なく $\beta$ は $Re$ の関数で表すことができる。また、間げき寸法の増加に伴い、 $\beta$ は減少する。COBRA IVサブチャンネル解析コード<sup>(21)</sup>では、 $\beta$ に対して次の三つの式が用意されている。

$$\beta = aRe^b \dots\dots\dots(18)$$

$$\beta = aRe^b \frac{D}{S_{ij}} \dots\dots\dots(19)$$

$$\beta = aRe^b \frac{D}{l} \dots\dots\dots(20)$$

ここで、 $a$ と $b$ は定数、 $D$ は総括流路の水力学相当直径、 $l$ はサブチャンネルの中心間距離もしくは適切な混合長である。図6のデータによれば間げき寸法  $S_{FF} = 1.0$  mmにおける $\beta$ の値は $S_{FF} = 4.0$  mmのそれの約2倍である。したがって、式(18)、(19)における定数 $a$ は間げき寸法の関数でなければならない。式(20)における $l$ をサブチャンネルの中心間距離に等しいとすると、本供試流路では、 $l$ は $S_{FF}$ の違いによらず一定であるから、定数 $a$ は式(18)や式(19)の $a$ と同様にすきまの関数となる。したがって、式(18)~(20)は間げき寸法の影響に関して実験値をうまく整理しえていない。

4・3 提案モデルと実験値の比較

図7はCh. F-Fの乱流混合量の実験値を2章に提案した方法で整理した結果である。縦軸は乱流混合量の実験値  $W'_{exp}$  と式(8)による計算値  $W'_{cal}$  の比、横軸は総括流路のレイノルズ数である。作業流体と間げき寸法の違いによらず、実験値と計算値はよく一致している。計算式においては乱流拡散のみが考慮されているので、図7の結果は本供試流路の乱流混合については乱流拡散成分が支配的であったことを示している。

図8は、Ch. E-FとCh. I-Jによる本実験値、およびGalbraith-Knudsen<sup>(7)</sup>のデータを図7と同じ方法で整理した結果である。Galbraith-Knudsenは、図8中に示す四角配列のロッドバンドルを模擬した流路を用い、水单相流における乱流混合量をトレーサ法で測定

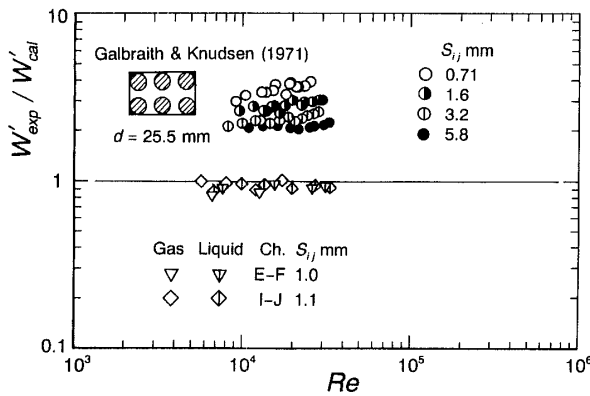


図 8 乱流拡散モデルの計算値と Ch. E-F, Ch. I-J および模擬ロッドバンドル管路における実験値との比較

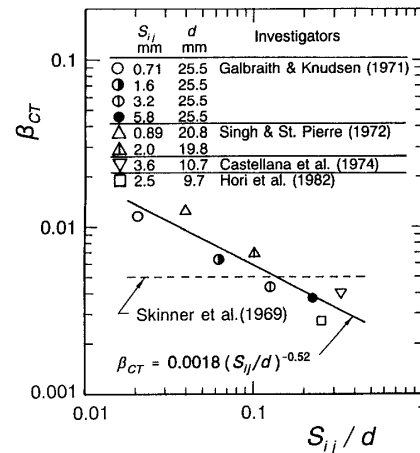


図 9 対流的な輸送効果を表す混合スタントン数と(間げき寸法/ロッド径)比との関係

している。Ch. E-F と Ch. I-J に関しては、計算値と実験値はよく一致している。しかしながら、Galbraith-Knudsen の  $W'_{exp}/W'_{cal}$  の比は 1 より大きな値を示し、2 章に提案した方法で彼らのデータを整理できていない。この原因として、乱流拡散に加えて別の作用が考えられる。これに関し、ロッドバンドルにおける乱流混合量は 2 章に提案したような乱流拡散のみでは評価できず、乱流拡散とは別の対流的な輸送効果による混合量を考慮することの必要性が指摘されている(4)-(6)(8)(15)-(17)。

この対流的な輸送効果について、ロッド間げき部近傍の二次流れ(8)(15)-(17) および Macroscopic flow processes (以後、MFP と呼ぶ) と呼ばれる流れ(4)-(6)(16)(17) が考えられている。ここで、二次流れとは、サブチャンネル中心の運動量やエネルギーをロッド間げき部に運び、再びロッド間げき部からサブチャンネルの中心にそれらを輸送する再循環的な流れで、この流れはロッド間げき部を介して隣のサブチャンネルへ通過しない。一方、MFP は非等方性の乱れに起因するスケールの大きな渦が周期的にロッドの間げき部を通して隣のサブチャンネルに動くことである。これら二つの作用とも乱流拡散とは別の対流的な輸送効果であるが、二つを分離して取扱うことは困難である。そこで著者らは、二次流れと MFP を一括して乱流拡散とは独立した対流的な輸送(Convective Transfer)による作用と考え、これによる混合量  $W'_{cr}$  を推定した。 $W'_{cr}$  は、バンドル体系の管路(9) およびそれを模擬した管路(7)(8)(10) における乱流混合量の実験値  $W'$  を用いて次式で計算した。

$$W'_{cr} = W' - W'_{TD} \dots\dots\dots (21)$$

ここで、 $W'_{TD}$  はバンドル体系の場合も提案の乱流拡散

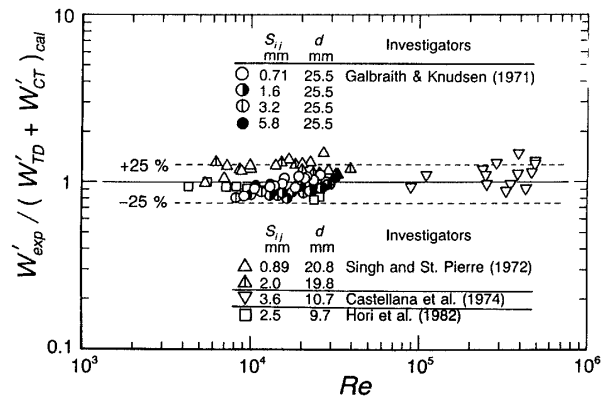


図 10 乱流拡散と対流的な輸送効果の両方を考慮した乱流混合量の計算値とロッドバンドル管路の実験値との比較

モデルで推定できると仮定し、式(8)により計算した。

次に、式(21)により求めた  $W'_{cr}$  を次式で定義する混合スタントン数で整理した。

$$\beta_{cr} = \frac{W'_{cr}}{S_{ij}G} \dots\dots\dots (22)$$

図 9 は、式(21)と式(22)から求めた  $\beta_{cr}$  をロッド間のすきま寸法とロッドの直径の比  $S_{ij}/d$  に対してプロットした結果である。 $\beta_{cr}$  の各点は、レイノルズ数が  $Re \geq 5000$  の流れにおいて測定された乱流混合量(7)-(10) から求めた平均値である。Skinner ら(15) は対流的な輸送効果はロッド間げき部の二次流れであるとし、その混合スタントン数として図 9 中の破線で示す  $\beta_{cr} = 0.005$  の値を提案している。一方、式(21)と式(22)から求めた  $\beta_{cr}$  は  $S_{ij}/d$  の増加とともにわずかに減少している。 $S_{ij}/d$  が小さいほど、ロッド間げき部における二次流れおよび MFP の作用の混合量への影響が大きくなるという報告があるが(4)-(6)(8)(15)-(17)、図 9 の結果は

それらの報告の記述を支持している。そこで、最小二乗法により  $\beta_{CT}$  に関して次の関係式を得た。

$$\beta_{CT} = 0.0018(S_{ij}/d)^{-0.52} \dots \dots \dots (23)$$

図9中に式(23)の値を実線で示している。

図10は、ロッドバンドル体系の流路<sup>(9)</sup>および模擬ロッドバンドル流路<sup>(7)(8)(10)</sup>において測定された乱流混合量  $W'_{exp}$  と式(8)の乱流拡散モデルによる値に式(22)と式(23)による対流的な輸送効果を付加して求めた乱流混合量の計算値  $(W'_{TD} + W'_{CT})_{cal}$  を比較した結果である。 $S_{ij}/d = 0.02 \sim 0.35$  のロッドバンドル流路内の  $Re = 5\,000 \sim 490\,000$  の範囲の流れに対して、実験値と計算値の比  $W'_{exp}/(W'_{TD} + W'_{CT})_{cal}$  は約  $1 \pm 0.25$  である。結局、サブチャンネル形状係数  $F^*$  を用いた乱流拡散モデルによる式(8)の混合量に、対流的な輸送効果を表す式(22)と式(23)による混合量を付加することにより、ロッドバンドル体系の乱流混合量を  $\pm 25\%$  以内で予測できるといえる。

## 5. 結 言

サブチャンネルの幾何学的形状のみに依存する無次元の係数  $F^*$  を用いる単相流の乱流拡散に基づく混合量の予測法を提案した。さらに、その方法の有効性を確かめるために、二つのサブチャンネルから成る五つの複合流路を用いてトレーサ法により水もしくは空気単相流の乱流混合量を測定した。その結果、以下のことがわかった。

(1) サブチャンネルを連結するすきまの寸法およびサブチャンネルの形状の違いによらず、本予測法はレイノルズ数  $Re = 5\,000 \sim 66\,000$  の発達した流れにおける本実験の乱流混合量を精度よく予測できた。

さらに、ロッドバンドルを模擬した流路に関する既存の乱流混合量の実験値と上述の乱流拡散モデルによる混合量を比較し、次の結果を得た。

(2) 乱流拡散による混合量とは別の対流的な輸送効果(二次流れおよび Macroscopic flow processes) による混合量を推定し、その実験式を得た。

(3) 乱流拡散モデルによる混合量に結果(2)の混合量を付加することにより、 $S_{ij}/d = 0.02 \sim 0.35$  の模擬ロッドバンドル流路内の  $Re = 5\,000 \sim 490\,000$  の流れにおける乱流混合量を  $\pm 25\%$  以内で予測できた。

最後に、本実験の遂行に協力いただいた当時熊本大学大学院生の斉藤栄俊、志賀栄一の両氏に謝意を表す。

## 文 献

- (1) Lahey, R. T., Jr. and Moody, F. J., *The Thermal-Hydraulics of Boiling Water Nuclear Reactor*, 2nd ed., (1979), 122, ANS.
- (2) Sadatomi, M., ほか2名, *Nucl. Eng. Des.*, **148**(1994), 463.
- (3) Sato, Y., *Proc. Ger. Jpn. Symp. Multi-Phase Flow*, Karlsruhe, (1994), 37.
- (4) Möller, S. V., *Exp. Thermal Fluid Sci.*, **4**(1991), 25.
- (5) Möller, S. V., *Exp. Thermal Fluid Sci.*, **5**(1992), 26.
- (6) Rehme, K., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **35-2**(1992), 567.
- (7) Galbraith, K. P. and Knudsen, J. G., *Proc. AIChE Symp. Ser.*, **68-118**(1971), 90.
- (8) Singh, K. and St. Pierre, C. C., *Trans. CSME*, **1-2**(1972), 73.
- (9) Castellana, F. S., ほか2名, *Nucl. Eng. Des.*, **26**(1974), 242.
- (10) 堀・ほか2名, 機講論, No. 824-11(1982), 105.
- (11) 例えば, Rogers, J. T. and Rosehart, R. G., *ASME Paper*, 72-HT-53(1972).
- (12) Elder, J. W., *J. Fluid Mech.*, **5**(1959), 544.
- (13) Ingesson, L. and Hedberg, S., *Heat Transf.*, 1970 (Paris), **3**(1970), FC7. 11, Elsevier.
- (14) 佐藤・ほか2名, 機論, **49-422**(1983), 1135.
- (15) Skinner, V. R., ほか2名, *Int. J. Heat Mass Transf.*, **12**(1969), 265.
- (16) Rowe, D. S., ほか2名, *Int. J. Heat Mass Transf.*, **17**(1974), 407.
- (17) Rogers, J. T. and Tahir, A. E. E., *ASME Paper*, 75-HT-31(1975).
- (18) Hetsroni, G., ほか2名, *Nucl. Eng. Des.*, **34**(1968), 189.
- (19) Rowe, D. S. and Angle, C. W., *BNWL-371*, Pt. 3, Pacific Northwest Laboratory, (1968).
- (20) 日本機械学会誌, アメリカ機械学会性能試験規約「計測の不確かさ」, (1987), 47, 丸善.
- (21) Stewart, C. W., ほか5名, *BNWL-2214 NRC-4*, Pacific Northwest Laboratory, (1977).