管内マルチ噴流の混合特性に及ぼす旋回と浮力の効果*

田中 美也子^{*1}, 巽 和也^{*2}
Peter L. WOODFIELD^{*3}, 中部 主敬^{*2}Swirl and Buoyancy Effects on Mixing Performance
of a Confined Multiple JetMiyako TANAKA, Kazuya TATSUMI,
Peter L. WOODFIELD and Kazuyoshi NAKABE^{**}^{**} Department of Mechanical Engineering, Osaka Prefecture University,
2-1 Gakuen-cho, Sakai-shi, Osaka, 599-8531 Japan

Effects of swirl motion and buoyancy force on the mixing performance of a confined multiple jet mounted flush with a baffle plate in a small chamber were numerically investigated under laminar flow conditions. The swirl motion was induced by circumferentially-inclined jets surrounding the central jet. The buoyancy force was applied to the multiple jet by changing the operating direction of the gravity against the axis of the chamber. In the swirl flow cases, the reverse flow formed downstream of the baffle plate was restrained gradually with an increase in swirl number, which incurs the deterioration of the mixing performance in comparison to the non-swirl case. In the buoyancy-accompanied flow cases, asymmetric angle between the directions of the gravity force and the central jet led to poor mixing performance. This trend was more noticeable in the compound flow case of the swirl motion and the buoyancy force.

Key Words: Confined Multiple Jet, Mixing Effect, Swirl Flow, Buoyancy Force, Laminar Flow, Numerical Simulation

1. 緒 言

流体どうしの混合は反応容器内での試薬混合や燃焼器内での燃料-空気混合, 空調設備などにおける高温流体-低温流体混合など, 様々な熱流体機器や工業プラントにおいて頻繁に見られる現象である。そこでは機器の高効率化や省スペース化などを達成するため, 短い距離で迅速に十分な混合を可能にする制御技術が要求される。とくに近年のコンパクト化, マイクロ化の技術開発に関連して極少量の流体供給で充足するような場合には, 流れが層流域に留まって一般的な乱流混合を行うことができないため, 流路設計には混合促進を施すための工夫が必須となる。

そこで本研究では具体例として, 著者の一人が以前, 燃焼実験を行った小寸法管内マルチ噴流⁽¹⁾を対象に, その流動特性が旋回の強さおよび浮力の作用によって

受ける影響を数値的に予測し, 検討する。ここで管内マルチ噴流は図1(a)に示すような, 燃料ノズルおよびその周囲を取り囲む複数の空気噴孔を有するバッフル板を通して円管内に吹き込まれる噴流の呼称である。また, その流動特性として, 単純な管内同軸噴流に比して二流体混合の性能に秀で, 火炎長が短く, 当量比の広い範囲にわたって安定した火炎が形成できることが文献(1)に示されている。Woodfieldら⁽²⁾は三次元数値シミュレーションを行い, 同噴流の良好な混合性能には, 周囲の空気噴流が中心部の遅い燃料噴流を巻き込むようにして形成する大規模な逆流およびバッフル板に沿う強い半径方向外向き流れの寄与が大きいかを明らかにした。一方, バッフル板上流の流動状態, 例えば配管流路に沿った速度分布の偏りなどが下流側の噴流挙動に及ぼす影響については, バッフル板の効果によって軽減されることも明らかにした⁽³⁾。

ここでは図1(b)ならびに(c)にそれぞれ示すように, 流体がバッフル板を通過する際に旋回成分を噴流に付与する場合ならびに噴流間の温度差のために浮力

* 原稿受付 2006年1月19日。

^{*1} 学生員, 大阪府立大学大学院工学研究科(☎599-8531 堺市学園町1-1)。^{*2} 正員, 大阪府立大学大学院工学研究科。^{*3} 佐賀大学海洋エネルギー研究センター(☎849-4256 伊万里市山代町久原1-48)。

E-mail: nakabe@me.osakafu-u.ac.jp

Fig. 1 Geometrical configuration.

が作用する場合を想定し、それらによって管内マルチ噴流の混合性能がどのような変化を受けるかについて数値的検討を行うことにした。

2. 記 号

b	バッフル板厚さ [m]
Ct	クラヤーカーター数
D	円管直径 [m]
d_1	中心噴流管内径 [m]
d_2	周囲噴流噴孔直径 [m]
d_3	中心噴流管外径 [m]
g	重力加速度 [m/s ²]
G_a	角運動量流量 [kgm ² /s ²]
G_t	並進運動量流量 [kgm/s ²]
Gr	グラスホフ数 ($= g\beta(T_1 - T_2)D^3/\nu_m^2$)
h	比エンタルピ [J/kg]
L	バッフル板下流の円管長さ [m]
L_{up}	バッフル板上流の円管長さ [m]
m_1	中心噴流の質量流量 [kg/s]
m_2	周囲噴流の質量流量 [kg/s]
P	中心噴流管入口基準の相対圧力 [Pa]
p	圧力 [Pa]
p_0	中心噴流管入口における静圧 [Pa]
Pr	プラントル数
R	円管中心軸と周囲噴流噴孔中心間の距離 [m]

r	円管中心軸からの距離 [m]
Re	レイノルズ数 ($= W_m D / \nu_m$)
Ri	リチャードソン数 ($= Gr / Re^2$)
Sc	シュミット数
Sw	スワール数
T_1	中心噴流の温度 [K]
T_2	周囲噴流の温度 [K]
u_i	カーテシアン座標における速度成分 [m/s] ($= u, v, w; i = 1, 2, 3$)
u_θ	周方向旋回速度 [m/s] ($= (v^2 + w^2)^{0.5}$)
W_d	Ct の定義に用いる余剰スラスト生成の平均流速 [m/s]
W_f	Ct の定義に用いる周囲流平均流速 [m/s]
W_m	バッフル板下流側端面での平均流速 [m/s]
W_1	中心噴流管出口の断面平均流速 [m/s]
W_2	周囲噴流噴孔出口の断面平均流速 [m/s]
x_i	カーテシアン座標 [m] ($= x, y, z; i = 1, 2, 3$)
α	鉛直上向きを基準に、系全体を x 軸周りに回転させた時の回転角 [°]
β	体膨張係数 [1/K]
φ	周囲噴流噴孔傾斜角 [°]
μ	粘性係数 [Pas]
ν	動粘性係数 [m ² /s]
ν_m	バッフル板下流側端面での平均温度における動粘性係数 [m ² /s]
ρ_1	中心噴流の密度 [kg/m ³]
ρ_2	周囲噴流の密度 [kg/m ³]
ξ	中心噴流流体の質量分率

3. 計 算 手 法

管内マルチ噴流系の三次元定常層流数値解析に用いた支配方程式を以下に示す。式 (1)~(4) はそれぞれ、連続の式、運動量保存式、エネルギー保存式および混合質量分率 ξ の保存式を表す。

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial}{\partial x_j} (u_j h) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial}{\partial x_j} (u_j \xi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{Sc} \frac{\partial \xi}{\partial x_j} \right) \quad (4)$$

ただし、 ξ は中心噴流管から供給される流体の質量分率であり、 $\xi = 1$ はその位置において中心噴流流体が 100 % を占め、 $\xi = 0$ は周囲噴流流体が 100 % を占め

ることを意味する。また、 h は流体の持つ比エンタルピーである。 Pr および Sc はそれぞれ、プラントル数およびシュミット数であり、 $Pr = 0.7$ 、 $Sc = 0.7$ とした。浮力を考慮する場合については、周囲噴流流体温度を基準に取ったブジネスク近似を運動量保存式に施して計算を行った。

支配方程式の離散化には図1のような複雑な流路系を扱うので、図2に示すような非構造格子（総格子点数は約 7.2×10^5 点）に基づいた三次元有限体積法を採用した⁽⁴⁾。対流項には二次精度風上差分を、拡散項には二次精度中心差分を用いた。また、集中格子を用いていることから、圧力の不連続性を回避するために、RhieとChowの手法⁽⁵⁾を適用した。圧力補正はSIMPLEを適用し、繰返し法としてヤコビ法を採用した。なお、計算時間は汎用計算機（Intel製P4搭載）でおよそ48時間を要した。

計算条件を表1に示す。表中の条件名称として、Case-Cは管内同軸噴流の場合、Case-Bは管内マルチ噴流の場合を表す。また、Case-S20およびCase-S40は周囲噴流噴孔の傾斜角 φ をそれぞれ、 20° および 40° にとった旋回の伴う管内マルチ噴流の場合を表す。また、これらの条件名称の次に続く記号‘b’は浮力を考慮した場合であることを意味し、その後に続く数字は浮力の作用方向を表す角度 α の値を指す。なお、旋回を伴う‘S20’ならびに‘S40’の場合には、周囲噴流に十分な旋回成分を付与するため、噴孔の傾斜長さをある程度長くとり得るよう、無次元バッフル板厚さ b/D を5倍にした。その影響を調べるため、旋回の伴わないCase-Bの場合についても b/D を5倍に変更した比較計算を行ったが、変更の前後で流動特性に大きな違いは見られなかった。

ガス組成は中心噴流、周囲噴流ともに純窒素と仮定し、バッフル板出口端面における両者の質量流量比 m_1/m_2 は0.0488に固定した。この値は文献(1)の燃焼実験に対応させるべく文献(2)においても採用した値であり、メタン-空気当量比に換算して量論混合状態よりやや希薄な値である約0.84に相当する。また、端面における平均流速基準のレイノルズ数 Re を、速度場が脈動や非軸対称化を起こさない範囲内で、100に固定し、浮力の効果についてはリチャードソン数 Ri を6.85一定とした。

4. 計算結果および考察

4.1 同軸噴流とマルチ噴流の比較 図3および図4に、速度ベクトルと混合質量分率 ξ を併記した縦断面（ $x/D = 0$ を含む $y-z$ 断面）内分布および横

Fig. 2 Computational domain.

Table 1 Computational conditions.

d_1/D	d_2/D	d_3/D	R/D	L_{up}/D	L/D	m_1/m_2
0.182	0.182	0.282	0.341	1	15	0.0488
Case	b/D	φ [$^\circ$]	T_1 [K]	T_2 [K]	α [$^\circ$]	
Case-C	-	-	300	300	-	-
Case-B	0.05	0	300	300	-	-
Case-S20	0.25	20	300	300	-	-
Case-S40	0.25	40	300	300	-	-
Case-Bb0	0.05	0	350	300	0	0
Case-Bb90	0.05	0	350	300	90	90
Case-Bb180	0.05	0	350	300	180	180
Case-S20b0	0.25	20	350	300	0	0
Case-S20b90	0.25	20	350	300	90	90
Case-S20b180	0.25	20	350	300	180	180

断面（ $z/D = 0.1$ を含む $x-y$ 面）内分布を、それぞれ示す。両図中の(a)~(d)はそれぞれ、同軸噴流の場合（Case-C）、マルチ噴流の場合（Case-B）、 Sw 数の異なる旋回を伴う二つの場合（Case-S20およびCase-S40）である。

本節ではマルチ噴流に及ぼす旋回および浮力の効果を論じる前に、図3、図4それぞれの、(a)従来型管内同軸噴流と(b)バッフル板挿入型管内マルチ噴流における混合特性の比較を行う。両者を比較すると、中心噴流管から供給される流体と周囲噴流噴孔から供給される流体が半径方向にあまり広がることなく下流方向へと流れ去る前者(a)の場合に対して、後者(b)の場合にはバッフル板端面近傍の $z/D = 0 \sim 0.15$ 付近に ξ の等値線が集中していること、また、中心噴流管からの流体が管側壁周辺にまで輸送されていることが、縦・横断面内分布図から明瞭に判別できる。

このことからマルチ噴流は同軸噴流に比べて、より短い距離において混合を促進させることが分かる。管内マルチ噴流では、前述のとおり燃焼実験の条件に対応して周囲噴流流速を中心噴流流速よりも相対的に大きく設定しているため、管中心部に大きな逆流領域が形成される⁽²⁾。それに随伴して、バッフル板近傍に管中心部から管側壁に向かう強い半径方向外向き流れが生じている。このような流動構造がマルチ噴流の流体混合を促進する要因になっていると考えられる。

Fig. 3 Mixture fraction contours, ξ , and velocity vectors at the y - z cross section of $x/D = 0$.

4.2 旋回が混合特性に及ぼす影響 前出の図3および図4の(c), (d)が旋回を伴うマルチ噴流の場合に該当する。本研究では旋回強度を表すパラメータとして、以下に定義するスワール数 Sw を用いた。

$$Sw \equiv \frac{G_a}{G_t(D/2)} \quad (5)$$

ただし、

$$\begin{cases} G_a = \int_0^{D/2} \rho w u_\theta \cdot 2\pi r dr \\ G_t = \int_0^{D/2} (\rho w^2 + p_0) \cdot 2\pi r dr \end{cases} \quad (6)$$

式(5)を用いると、バッフル板出口端面 ($z/D = 0.0$) において、 Sw 数はそれぞれ、(c)の噴孔傾斜角 $\alpha = 20^\circ$ の場合 (Case-S20) に 0.20, (d)の $\alpha = 40^\circ$ の場合 (Case-S40) に 0.39 となる。

Fig. 4 Mixture fraction contours, ξ , and velocity vectors at the x - y cross section of $z/D = 0.1$.

旋回のある場合を (b) の Case-B と比較すると、後者は前節で述べたとおり、 $z/D = 0 \sim 0.15$ 付近に ξ の等値線が集中し、 $z/D = 0.85$ 付近から下流での分布がほぼ一様になっている。具体的には $z/D = 0.85$ 付近の管中央部に描かれている曲線が $\xi = 0.055$ の等値線で、その線より下流側でメタン-空気混合気に換算して量論混合比 (質量流量比にして 0.058) 以下の希薄状態が実現している。一方、旋回を伴う前者については (c) の Case-S20 の場合に $z/D = 1.0$ 付近、(d) の Case-S40 の場合に $z/D = 2.3$ 付近より下流でようやく $\xi \sim 0.055$ 程度になっており、半径方向への広がり方も前者に比べて緩慢であることが分かる。また、速度ベクトルの方向に注目すると、マルチ噴流の場合には Sw 数が大きくなるほど、逆流の程度が弱まるとともにその領域が下流へ移動しているように見える。なお、以下の式 (7) に定義した循環流の有無の指標とされるクラヤーカーター数 $Ct^{(6)}$ を本条件に適用すると、管内同軸噴流 (Case-C) の場合、その値は約 2.0 となり、循環流が形成されない範疇に入る。一方、残りの 3 条件に対しては Ct 数がいずれも 0.48 程度となり、循環流形成の範疇 ($Ct < 3/4$) に入る⁽⁶⁾。しかし、この値では、形成される循環流の規模に対する旋回の効果を直接的には反映していないことが分かる。

Fig. 5 Distributions of mixture fraction, ξ , and streamwise velocity, w , along the central axis of chamber.

Fig. 6 Path lines starting from the jet holes, on $x/D = 0.05$ at the cross-section of $z/D = 0$.

$$Ct \equiv \frac{W_m}{\sqrt{W_d^2 - 0.5W_m^2}} \quad (7)$$

ただし、 A_0 、 A_1 および A_2 をそれぞれ、円管、中心噴流管および周囲噴流噴孔の断面積として、

$$\begin{cases} W_m = \frac{1}{A_0} \int_{A_0} w dA \\ W_d^2 = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} (w^2 - 0.5W_f^2) dA \\ W_f = \frac{1}{A_2} \int_{A_2} w dA \end{cases} \quad (8)$$

ここで、管中心軸に沿う ξ ならびに主流方向速度 w の変化を上述の4条件で比較した。図5にその結果を示す。図中(a)の破線で示されたCase-Bの場合を他の場合と比較すると、 ξ は $z/D \sim 0.2$ 以降で約0.1にまで急減し、 $z/D \sim 0.5$ 以降で前述の量論混合状態 $\xi = 0.055$ にほぼ落ち着き、マルチ噴流の混合促進効果をよく示している。一方、旋回を伴うCase-S20(点線)およびCase-S40(一点鎖線)の場合には、 Sw 数が大きいほど、 $\xi \sim 0.1$ 程度に急減する位置が下流側に移動しており、その位置はそれぞれ、およそ $z/D \sim 0.45$ および1.3である。同軸噴流であるCase-C(実線)の場合には ξ の変化が緩慢で、 $z/D = 2.0$ の位置におい

てもなお漸減傾向が続き、他の場合に比して ξ の値は大きい。しかし、図を注意深く眺めると、Case-Cの場合は旋回を伴うCase-S20およびCase-S40の場合に比較して、それぞれ、 $z/D \sim 0.32$ および0.88より上流側において相対的に小さな ξ の値を示しており、 Sw 数の大きさに応じて混合が局所的に遅れることが分かる。すなわち、その領域では Sw 数を増すほどに管中心部の混合が抑制されることになる。

同図(b)の管中心軸上における、規格化された主流方向の時間平均速度 w/W_m の変化を見ると、Case-B(破線)およびCase-S20(点線)の場合は w が負値となる領域、すなわち逆流領域を持つことが分かる。また、旋回を伴う後者の場合の方がその領域は下流側に移動し、かつ、狭くなっていることが分かる。 Sw 数のさらに大きなCase-S40(一点鎖線)の場合には、その領域が消滅している。ゆえに、 Sw 数が増すほどに逆流領域が下流側に移動し、その規模が縮小して混合状態が悪化することになる。したがって、以上の結果は Sw 数の増減、すなわちここでは周囲噴流噴孔の傾斜角調整を行うことによって、管内マルチ噴流中心部の混合が制御可能であることを示唆している。

つぎに、バッフル板近傍における混合状態に及ぼす旋回の効果をより詳細に調べるため、Case-BおよびCase-S40の場合について、中心噴流および周囲噴流の流跡線を時間間隔0.1msでプロットした。図6にその鳥瞰図を示す。旋回を伴わないCase-B(同図(a))の場合、これまでに述べたとおり、中心噴流がバッフル板出口直後で半径方向に広がり、逆流領域を形成することが見て取れる。一方、Case-S40(同図(b))の場合には周囲噴流に随伴する旋回流の影響を受けて、比較的下流の管中央部で混合の進むことが分かる。

このような旋回成分の混合特性に及ぼす影響をさらに考察するため、管内の断面圧力分布を調べた。図7はその結果で、 $z/D = 0.25$ の横断面における中心噴流管入口の圧力を基準とする相対圧力 P の分布ならびに速度ベクトルの分布を示している。旋回を伴うCase-S40(同図(b))の場合に見られる管側壁近傍の周方向に周期的な圧力の高い領域は旋回を伴わないCase-B(同図(a))の場合には確認されず、これは6本の周囲噴流が管側壁に衝突する際に形成される淀み領域に対応するものと考えられる。この結果、管中心部の流体はその領域を迂回するように流れて半径方向外側へは広がりにくくなり、したがって、管側壁近傍では周囲噴流と十分に合流できずに、管中心部の逆流の規模も縮小して混合状態が悪化すると考えられる。

バッフル板近傍の流動と混合状態を詳細に見るため

Fig. 7 Relative pressure contours, P , and velocity vectors at the x - y cross section of $z/D = 0.25$.

に、図 3(a)~(d) に示した 4 つ分布図における $0 < y/D < 0.5$ かつ $0 < z/D < 1.0$ の範囲を拡大して図 8 に示す。これを見ると (b)~(d) にはいずれも時計回りの渦の存在が確認できるが、バップル板端面近傍の中心噴流と周囲噴流の間の ξ が比較的大きな値を取る領域に、反時計回りの渦も確認できる。しかも、 Sw 数が大きいほど、その渦の規模は大きい。したがって、前述のことと考え合わせると、 Sw 数を大きくして例えば燃料-空気の混合制御を行う場合、この渦領域が過濃混合気を保持して保炎の役割を担うことができると考えられ、旋回による火炎安定制御への応用に繋がる結果と言える。

4.3 浮力が混合特性に及ぼす影響 図 9 に、浮力を考慮した場合のマルチ噴流について、質量分率 ξ および速度ベクトルの断面分布図を示す。断面の位置は図 3 の場合と同じである。同図 (a) の Case-Bb0 および (c) の Case-Bb180 における浮力の作用する方向はともに主流方向と平行であり、前者は主流と同じ方向（順方向）、後者は主流に逆らう方向（逆方向）である。これら二つの場合と浮力を考慮しない場合（Case-B、図 3(b) 参照）を比較すると、 ξ の分布パターンについては管中心部の窪み形状に若干の差こそ見られるものの、類似している。また、速度ベクトル分布についても大差ないことから、いずれの場合も混合特性がほぼ同じであると判断できる。

一方、浮力の向きが主流方向に対して直交する Case-Bb90 の場合（図 9(b)）については、 ξ の分布に非軸対称性が見られる。これはやはり浮力の作用方向が主流方向と平行でないことから、中心噴流から供給される比較的高温の流体が浮力の作用方向に沿って偏って流動するためと考えられる。その結果として、 ξ の分

Fig. 8 Magnified views of mixture fraction contours, ξ , and velocity vectors at the y - z cross section of $x/D = 0$ (cf. Fig.3).

布の非軸対称性は下流域の広い範囲に亘ってその傾向が持続することが分かる。

つぎに図 9 の (d)~(f) に示す旋回を伴う場合について、 Sw 数を 0.2 に固定して浮力の影響を考察する。旋回を伴い、かつ浮力が順方向に作用する場合（同図

Fig. 9 Mixture fraction contours, ξ , and velocity vectors at the y - z cross section of $x/D = 0$.

Fig. 10 Mixture fraction contours, ξ , and velocity vectors at the x - y cross section of $z/D = 0.1$.

Fig. 11 Distributions of mixture fraction, ξ , and streamwise velocity, w , along the central axis of circular chamber.

(d) と逆方向に作用する場合 (同図 (f)) を比較すると、後者の混合状態の方が良好であることが分かる。また、 Sw 数が同じであるにもかかわらず、逆流領域の規模に違いが見られ、後者の方が大きな逆流速度を持つことが分かる。

主流に対して浮力が直交して作用する Case-S20b90 (同図 (e)) の場合には、Case-Bb90 の場合 (同図 (b)) と同様、 ξ の分布にやはり非軸対称性が見られる。(b) および (e) に対応する横断面分布 ($z/D = 0.1$) をそれぞれ、図 10 の (a) および (b) に示す。これを見ると、浮力の作用方向に沿って中心噴流からの流体が管上方に偏って存在し、旋回のある場合にはさらにその

流体の占める位置が旋回方向に沿って右斜め上方に大きく偏ることが確認できる。

図 11 に浮力の作用する条件下において、旋回の有無による管中心軸上の ξ ならびに w/W_m の変化の違いを示す。なお、いずれの場合に対しても参考のため、浮力の作用しない場合の結果（一点鎖線：Case-B または Case-S20）を併記した。同図 (a) および (b) は旋回の伴わない場合の結果であり、図 9 の (a)～(c) に対応する。これらの図から図 9 のところで述べたとおり、旋回の伴わない場合には浮力の作用方向に依らず、 ξ ならびに w のいずれも類似の変化を示すことが分かる。一方、図 11(c) および (d) に示す旋回の伴う場合は図 9 の (d)～(f) に対応しており、順方向に浮力が作用すると図 11(c) の ξ の減少傾向は浮力の作用しない場合に比して緩慢となり、逆方向に作用する場合にはより短い距離で変化が起こる。また、図 11(d) の w についてもその変化を浮力の作用しない場合と比べると、浮力が順方向に作用する場合には逆流領域が狭くなり、逆方向の場合には逆流が強まり、その規模も大きくなっている。

したがって、浮力の流動・混合特性に与える影響は旋回を伴う流れ場の方が大きいと判断できる。この理由として、以下のことが考えられる。旋回が掛かると管側壁付近に淀み領域が形成され、それが半径方向外向きへの中心噴流の流れを阻害し、逆流の強さと規模を小さくすることは前節で述べたとおりであるが、この流れのために図は省略するが、中心噴流によって比較的高温の領域が浮力の作用しない Case-B の場合に比べて、主流方向の広い範囲に亘って存在する。このことは図 8(b) および (c) の質量分率 ξ の分布からも類推できる。このため、浮力が作用すると旋回のない場合に比べてその影響を相対的に受け易くなり、逆方向に浮力が作用すると温度の高い中心噴流が上流側に押し戻されるような力を受けて減速し、周囲噴流の方が相対的に大きな速度をとって逆流領域を形成しやすくなる。その一方、順方向の浮力が作用すると逆の現象が起こって逆流領域が形成されにくくなると考えられる。なお、浮力の作用が主流と直交する場合には前述のとおり、 ξ 、 w の分布に見られる非軸対称化のために、中心軸上では全体的に ξ 、 w の値ともに小さく、見掛け上、混合が進んだような結果になっている。

5. 結 言

本研究では、管内マルチ噴流に対する旋回成分の付与ならびに浮力の作用が混合特性に及ぼす影響を数値的に検討し、以下の結果を得た。

1. 本研究の条件下においては、管内マルチ噴流は旋回を伴う場合、混合が抑制される。
2. 管内マルチ噴流はバッフル板下流側端面の近傍に、管内同軸噴流と比較して混合状態の悪くなる領域が存在し、旋回を伴って Sw 数が大きくなるほどその領域は下流方向に伸張する。
3. 管内マルチ噴流に及ぼす浮力の影響として、浮力の作用方向が主流に平行な場合、その影響はほとんど顕れなかったが、浮力の作用方向が主流と平行でない場合には速度および質量分率の分布ともに非軸対称となり、著しく混合が劣化する。
4. 旋回の伴う管内マルチ噴流に浮力が作用する場合、旋回を伴わない場合には見られなかった特徴として、浮力の作用方向が主流に平行な場合においても流れ場や混合状態が浮力の影響を受けやすい。

謝 辞

本研究の一部は科学技術振興機構・戦略的基礎研究推進事業「資源循環・エネルギーミニマム型システム技術」研究領域内の「超小型ガスタービン・高度分散エネルギーシステム」研究の一つとして契約された共同研究費の補助を受けた。ここに謝意を表する。

文 献

- (1) Choi, H.-S., Katsumoto, Y., Nakabe, K. and Suzuki, K., *An Experimental Investigation of Mixing and Combustion Characteristics on the Can-Type Micro Combustor with a Multi-Jet Baffle Plate*, "Fluid Mechanics and Its Applications -Turbulent, Mixing and Combustion-", 70 (2002), pp. 367-375, Kluwer Academic Publisher.
- (2) Woodfield, P. L., Nakabe, K. and Suzuki, K., *The Effect of Three-Dimensional Recirculation Flow Structures on Flow Mixing of Micro-Scaled Confined Jets*, "International Journal of Heat and Mass Transfer", 46 (2003), pp.2655-2663.
- (3) Tatsumi, K., Woodfield, P. L., Nakabe, K. and Suzuki, K., *The Effect of Upstream Flow Conditions to Laminar Mixing in a Miniature Combustion Chamber*, "Proceedings of 4th ASME, JSME Joint Engineering Conference", (2003), CD-Rom (FEDSM2003-45130).
- (4) Woodfield, P. L., Nakabe, K. and Suzuki, K., *Performance of a Three-Dimensional, Pressure-Based, Unstructured Finite-Volume Method for Low-Reynolds-Number Incompressible Flow and Wall Heat Transfer Rate Prediction*, "Numerical Heat Transfer, Part B", Vol. 43, (2003), pp.403-423.
- (5) C. M. Rhie and W. L. Chow, *Numerical Study of the Turbulent Flow past an Airfoil with Trailing Edge Separation*, "AIAA Journal", Vol. 21, No. 11, (1983), pp.1525-1532.
- (6) Becker, H. A., Hottel, H. C. and Williams, G. C., *Mixing and Flow in Ducted Turbulent Jets*, "Proceedings of 9th Symposium on Combustion", (1983), pp.7-20.