栗本直規*1 斎木悠*1 鈴木雄二*1 笠木伸英*2

Active Control of Premixed Flame in a Model Combustor with Arrayed Micro Actuators

Naoki KURIMOTO*3, Yu SAIKI, Yuji SUZUKI and Nobuhide KASAGI

³Department of Mechanical Engineering, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8656, Japan

The lean premixed flame stabilized by a bluff-body downstream of a coaxial nozzle is actively controlled by using micro magnetic flap actuators attached to the outer jet nozzle. CH radical luminescence, CO and NO_X emissions are measured to assess the controlled flame, while PLIF is employed to elucidate the control mechanism. At both of full and partial load conditions, which are represented by the equivalent ratio of $\phi = 0.72$ and 0.48, respectively, the flame stability and also the CO emission are drastically improved without an increase of NO_X emission. At $\phi = 0.72$, stable lean premixed combustion is achieved through the fuel/air mixing enhanced by the large-scale vortices, which are formed when the flaps are driven at the Strouhal number of unity. On the other hand, at $\phi = 0.48$, the premixed combustion, which is otherwise hard to achieve, is stabilized by the stratified mixing due to the induced small-scale vortices produced at the Strouhal number much larger than unity.

Key words : Combustion, Control, Mixing, Micro Actuators, Vortex, CO, NO_X, Flame Stability, Micro Gas Turbine.

1. 緒言

マイクロガスタービン・小型分散エネルギーシステム は,大型発電所と異なり,エネルギーをより系統的に高 効率に利用できる可能性を有している⁽¹⁾.マイクロガス タービンの燃焼器には,広い負荷範囲において健全な火 炎を維持することが求められる.特に,分散システムは 住宅・商業地区などに設置されるため,低NO_x化・高燃 焼効率は最優先に達成されねばならない.

予混合火炎は、希薄な予混合気を供給して火炎温度を 下げることにより,NOx生成を抑制できる燃焼方式であ る.希薄予混合火炎を安定保持するためには,当量比を 希薄限界付近に正確に管理する必要がある.しかし,全 負荷時に最適に当量比調整された燃焼器は,部分負荷運 転時では当量比が過小となるために安定燃焼を維持でき ず,拡散燃焼モードに切り替えられる場合が多い⁽²⁾.

広い負荷範囲で希薄予混合燃焼モードを達成できる燃 焼方式として多段燃焼方式が提案されている.多段燃焼 器は,各々が最適に当量比設計された多数の旋回器バー ナを備え,バーナの稼動数を変化させることで負荷の制

*原稿受付 2007年9月30日.

*2正員(フェロー),東京大学大学院工学系研究科.

E-mail: ysuzuki@thtlab.t.u-tokyo.ac.jp

御を行う⁽³⁾⁽⁴⁾.しかし,小型燃焼器に多数の旋回器を備 えることは,省スペース,経済性などの観点からも現実 的ではない.従って,部分負荷状態でも高燃焼効率を保 ちながら低NO_x・安定燃焼を達成できる簡素な燃焼制御 手法が望まれる.

流れの能動制御は,流動条件に応じて制御モード・制 御量を調整できるため,部分負荷時でも良好な火炎を達 成できる可能性がある.燃焼器内火炎の能動制御に関し て,せん断層の音響励起による火炎特性の改善が試みら れている^{(5)~(8)}.しかし,これらはいずれも全負荷時に燃 焼負荷を高めたり,低NO_x化を狙うものであり,部分負 荷時においても良好な火炎を達成できる燃焼制御手法の 提案はこれまでにない.

近年のマイクロマシン技術の発達により 様々なマイ クロ制御素子が開発され,熱流動現象の能動制御が試み られている⁽⁹⁾. Suzuki et al.⁽¹⁰⁾は,フラップ型アクチュ エータ群を軸対称ノズルの内側に配備したインテリジェ ント・ノズルを試作し,分岐噴流などの多彩な噴流制御 の可能性を示した.著者らは,フラップを同軸2重円筒 ノズルに応用して,メタン・空気の大規模渦構造とその 混合過程を柔軟に制御し,不安定な浮き上がり拡散火炎 を安定化できることを実証した⁽¹¹⁾⁽¹²⁾.

本研究の目的は,モデル燃焼器内予混合火炎に対し, フラップにより火炎上流の大規模渦構造と空気・燃料の

^{*1} 正員,東京大学大学院工学系研究科(〒113-8656東京都文京区本郷7-3-1).

混合過程を制御して,全負荷時および部分負荷時において低NO_x・高燃焼効率・安定燃焼を実現することである. そのため,排出ガス分析,CHラジカルの自発光強度計 測,およびレーザ誘起蛍光法(LIF)による燃料濃度および OH ラジカル分布の計測を通じて制御効果の定量評価お よび機構解明を試みた.

2. 実験装置・計測方法

2・1 同軸ノズル 図1に供試ノズルを示す.同軸 ノズルの内径比は $\beta = D_o/D_i = 2$ (内側ノズル内径 $D_o = 20$ mm,外側ノズル内径 $D_i = 10$ mm,内側ノズル肉厚t = 0.3mm)であり,外側ノズル内壁には18枚のフラップ型マイ クロ電磁アクチュエータ(3×9 mm²)が配置される.個々 のフラップの動作モードには,渦生成に効果的である鋸 波状の変位波形を採用した⁽¹¹⁾.このとき,消費電力はフ ラップー枚あたり約0.2 W であり,火炎の出力1kWと比 べて十分に小さい.

18枚のフラップの駆動モードとして,全てのフラッ プを同位相で駆動する軸対称モードを採用した.また, 非軸対称な制御モードの効果を比較するために,予備実 験で効果が顕著であった螺旋モードを採用した.螺旋 モードでは隣り合うフラップの位相をそれぞれ $\Delta \theta = \pi/9$ ずつずらして駆動する.

2・2 実験装置 図2に実験装置概略図を示す.同 軸噴流の内外流体にはメタンおよび空気を用いた.メタ ンは,高圧ボンベから供給され,ステンレス製直管(D_i = 10 mm, t = 0.3 mm,長さ = 700 mm)を通り中心噴流を形 成する.空気は,コンプレッサから供給され,整流チャ ンバを通り,ノズル(面積収縮比 6:1)により縮流されて 環状噴流を形成する.内外流体の流量は,質量流量制御 器(Yamatake, CMQ series)により管理される.整流チャン バは,3軸ステージ上に固定され,流れ方向および半径 方向に移動できる.座標系には,円筒座標系を採用し, 軸,半径,周方向を(x, r, θ)とした.



Fig. 1 Coaxial nozzle with eighteen magnetic flap actuators.

燃焼室は,厚さ2mmの3枚のステンレス板および1 枚の石英板で構成され,その断面積と高さはそれぞれ40 ×40mm²,200mmである.実験は,燃焼器が熱平衡状 態に達してから行い,そのとき燃焼器外壁の温度は~ 650Kであった.保炎器には,メタン・空気の混合層が円 環状に発達することを考慮して,円環型のステンレス製 保炎器(内径8mm,外径12.75mm,厚さ0.95mm)を用 いた.保炎器は,中心が噴流軸と一致するように,ステ ンレス製のシャフトにより $x/D_{o} = 1.5$ に設置した.

2・3 燃焼ガス分析 排ガスの採取は、ステンレス 管(内径 *D*_s = 10 mm)を用いて、噴流中心軸上の*x/D*_o ~ 28 の位置で行った.これは、Drake at al.⁽¹³⁾が推奨するよ うに、火炎長さの2倍以上の位置に相当し、燃焼反応は 十分に凍結されていると考えられる.排ガスは、水分と すすを除去するために前処理セット(島津製作所、CFP 8000)を通過させ、テフロン製のバックに20分間かけて 約20リットル収集する.収集された排ガスは、酸素濃度 計(HORIBA, MEXA-400λ)、FT-IR 排気ガス測定装置 (HORIBA, MEXA-4000FT)に導かれ、酸素および窒素酸 化物、一酸化炭素、未燃メタンの体積濃度が計測される.



Fig. 2 Schematic of the experimental setup.

2・4 CHラジカル自発光計測 図3に光学計測系の概略図を示す.火炎の安定性の評価には,熱発生率との相関が高いCH ラジカル自発光 $\lambda = 431.4$ nm($A^2 \Delta \rightarrow X^2 \Pi(0,0)$)を用いた⁽¹⁴⁾.計測には,干渉フィ ルタ(CIV レーザー社製,透過中心波長430nm,透過率 40%,半値幅10 nm)付のレンズ(Nikon 社製, AF Nikkor 50 mm F1.8D)を装備した光電子増倍管(浜松ホトニクス社 製,R329-02)を用いた.視野領域は $\phi \sim 350$ mm であり, 燃焼室全体(40 × 200 mm²)からの輝度情報が取得される.

光電子増倍管の増幅率は、十分な信号強度が得られる ように、4×10³ cnts/ph. el. とした.出力電流は、データ 収集装置(浜松ホトニクス社製、C8908)によりデジタル 変換され、RS232C形式で出力される.データ収集装置は PC によりプログラム制御した(National instruments 社製、 Labview 6).サンプリング周波数は、最大 fa~300Hz で制 御される火炎を評価するために、1 kHz に設定した(積分 時間 500 µs、休止時間 500 µs).また、統計量の算出には、 20 秒間にわたって取得した 20000 点のデータを用いた.



Fig. 3 Schematic of the optical measurement system.

Table 1	Ex	perimental	conditions.
---------	----	------------	-------------

Case	1	2
Equivalent ratio	$\phi = 0.72$	$\phi = 0.48$
Thermal Power [kW]	1.1	0.88
$U_{m,o}$ [m/s]	1.8	2.2
$Re \ (= U_{m,o} D_o / v_o)$	2.4×10^{3}	2.9×10^{3}
$m \left(= \rho_o U_{m,o}^2 / \rho_i \ U_{m,i}^2 \right)$	42	95
$St_a (= f_a D_o / U_{m,o})$	Natural, 0.1 ~ 2.5	0.9 ~ 2.3

2・5 非燃焼流の濃度計測 非燃焼流の可視化ある いは混合状態の定量評価には、アセトンをトレーサとし たレーザー誘起蛍光法を用いた⁽¹⁵⁾.アセトンの添加は供 試気体をバブリングすることにより行い,励起には Nd:YAG 第2高調波励起の色素レーザー(Lamda Physik, SCANmate, Rhodamine 6G)から形成されたシート光(波長 283.00 nm,強度 ~ 1.4 mJ/cm/pulse,厚さ0.5 mm)を用いた. 蛍光は、干渉フィルタ(透過光 λ > 295 nm)を装備したUV レンズを通過してICCDカメラ(Lavision, Flamestar2F, 576 × 384 pixels)により取得される.

メタンの質量混合分率 \tilde{z} は、内側噴流に混入したアセトンの濃度がメタンのそれと等しいと仮定して、アセトンの体積混合分率 $\tilde{\chi}_f$ を用いて以下のように求めた.

$$\tilde{Z} = \frac{\tilde{\chi}_f M_f}{\tilde{\chi}_f M_f + (1 - \tilde{\chi}_f) M_a} \tag{1}$$

ここで, M_f , M_a はメタンおよび空気の分子量であり, $\tilde{\chi}_f$ は各画素の蛍光輝度を内側噴流ポテンシャルコアの輝度で規格化することにより求めた.また,励起光強度の空間分布およびパルス変動の補正を施した⁽¹²⁾.



Fig. 4 Instantaneous LIF images of the natural and controlled cold jets in the model combustor.

2・6 燃焼流のOH ラジカル濃度計測 火炎中の OH濃度のLIF計測には,等温流のアセトンLIF計測と同 じ光学系を用いた.OHの励起線には,温度依存性が弱 く,強い蛍光強度が得られるQ₁(8)ライン(283.553 nm)を 用いた⁽¹⁶⁾.レーザーシートは保炎器直下流に導き,エネ ルギー密度は線形蛍光領域が確保できるように~50 mJ/ cm²/cm⁻¹/pulseに調整した.背景光の除去,および励起光 強度の空間分布とパルス変動の補正を行った⁽¹⁷⁾.

3. 非燃焼流の制御

3・1 計測条件 本研究では、1kW程度の小型燃焼 器における全負荷および部分負荷運転を想定して実験条 件を定めた.主要な制御結果として、当量比 ϕ =0.72、出 力 1.1 kW(条件 1)と当量比 ϕ =0.48、出力0.88 kW(条件 2)の2種の火炎の制御について詳述する.ここで、当量 比は燃焼室に供給した燃料と空気の質量流束比の量論比 条件に対する比として、 $\phi = (\dot{m}_f / \dot{m}_o) / (\dot{m}_f / \dot{m}_o)_{st}$ と定義し た. $\dot{m}_f \dot{m}_o$ はそれぞれ燃料と空気の質量流束であり、添 字 st は量論比条件を示す.

表1に実験条件をまとめる.条件1および2において,環状噴流にもとづくレイノルズ数は*Re* = *U_{m,o}D_o/v_o* = 2400および2900であり,内外噴流の運動量流束比は*m* = 42および95である(表1).なお,同軸2重噴流の混合には*Re* 数と*m* が支配的なパラメータであるため⁽¹⁸⁾, 非燃

焼流のアセトン LIF 計測では,アセトンの添加による密 度増加を考慮して,*Reとmが一定と*なるように空気とメ タンの質量流量を調整した.

3・2 等温流の可視化 フラップの駆動周波数と ズル近傍の大規模渦構造との関係を明らかにするために, 条件1における非燃焼流の内側噴流を可視化した.図4 に,非制御噴流および軸対称モードの制御噴流の瞬時中 心軸断面画像を示す.非制御噴流では,コラムモード不 安定⁽¹⁹⁾により*x/D_o* ~ 1.5 で内外側せん断層に自然発生渦 が巻き上がる.このため,内側ポテンシャルコアは*x/D_o* ~ 1.5 まで及び,内外流体の混合は緩やかに行われる(図 4a).

これに対し,全てのフラップを軸対称モードで駆動すると,内外せん断層にはフラップと同期した大きな渦輪が巻き上がり,ノズル近傍の渦構造と混合様相を著しく変化させる.特に,フラップの駆動周波数にもとづくストローハル数 St_a (= $f_a D_o/U_{m,o}$) = 1.0 では,内側せん断層に噴流中心軸まで作用するほどの大規模な渦輪が連続的に生成され,内外流体の混合は著しく促進される(図4b).

一方,フラップの駆動周波数が過大である $St_a = 1.7$ では,渦が過密に誘起されるために,渦スケールは $St_a = 1.0$ と比べて小さくなる.このため,混合は内側せん断層付



Fig. 5 Direct images of the natural and controlled flames of Cases 1 and 2.



Fig. 6 Variation of the flame stability index for different St_a . (a) Case 1 and (b) Case 2.

近でのみ活発に行われ,内側ポテンシャルコアは $x/D_o \sim 1.2$ まで及ぶ(図4c).また, $St_a = 0.3$ では, $St_a = 1.0$ と同様に大規模渦が生成されるが,渦放出の周波数が過小であるために内側噴流の縮流は間欠的である.このため,燃料は流れ方向に分断され,混合は促進されない(図4d).

これらの結果は開放空間での制御結果⁽¹¹⁾とほぼ同じ であり,閉空間のモデル燃焼器内でも十分なスケールの 渦生成が確認できたといえる.また,誘起された渦は,保 炎器を設置した $x/D_o = 1.5$ では十分に崩壊する⁽¹¹⁾.従っ て,これらの渦による火炎の伸長・歪みは比較的小さく, 火炎特性は混合状態により強く支配されると推測できる.

4. モデル燃焼器内火炎の制御

4・1 火炎の直接写真 制御指針は,当量比条件に 合わせて以下の2通りである.まず,全負荷運転を模擬 した条件1(φ=0.72)の火炎では,希薄燃焼のために燃料 と空気の迅速な混合が求められるので,*Sta*~1の制御に より強い大規模渦を連続的に放出して混合を促進する 一方,部分負荷運転を模擬した条件2(φ=0.48)の火炎で



Fig. 7 Luminescence power spectra of the natural and controlled flames.

は,当量比が過小であるため過剰な混合を避ける必要が ある.従って,Sta >> 1の制御により小さい渦を連続放出 して大規模な混合を抑制し,保炎器近傍の燃料濃度を可 燃範囲に確保する.

図 5 に,条件 1,2のもとでの非制御火炎および軸対称モードの制御火炎の直接写真を示す.条件 1 の非制御火炎では,火炎基部は青色であるが下流には~ $3D_o$ の輝炎が観察され,火炎の全長は~ $6.5D_o$ である(図 5a).これに対し, $St_a = 1$ の制御火炎では,輝炎は観察されず,火炎の全長は~ $4.5D_o$ に短縮される(図 5b).これは,制御により保炎器上流で空気と燃料の混合が促進されて,燃焼が速やかに行われていることを示している.また,条件 2 における $St_a = 1.7$ の制御火炎では(図 5c),当量比が希薄限界以下であるにも関わらず,火炎基部は保炎器直下流に保持され,安定な火炎が実現されている.

4・2 燃焼安定性の制御 燃焼安定性の評価には, 近似的な指標として,CH ラジカル自発光の変動強度を 用いた.ここで,制御効果を定量評価するために,制御 火炎と最も変動強度の大きかった火炎の自発光変動強度 をそれぞれ $\sqrt{I'^2}/I$, $\sqrt{I'^2_o}/I_o$ として,変動強度指標i*を以 下のように定義した.なお, $\sqrt{I'^2_o}/I_o$ は,条件1では非制 御火炎であり,条件2では非制御火炎が保持されないた



Fig. 8 CO and CH_4 emissions from the natural and controlled flames. (a) Case 1 and (b) Case 2.

め St_a = 1.1 の制御火炎から求めた.

$$i^* = \frac{\sqrt{I'^2} / \bar{I}}{\sqrt{I'_o^2} / \bar{I}_o}$$
(2)

図6に, St_a 数に対する i^* の変化を示す.条件1では, 軸対称と螺旋モードの両制御において, $St_a << 1$ では i^* ~ 1であり制御効果は小さいが, $St_a = 1 ~ 2$ では $i^* = 0.5$ ~ 0.7 となり燃焼安定性は30%から50%ほど改善され る(図 6a).これは,非燃焼流の可視化画像で示したよ うに, $St_a << 1$ では大規模渦が間欠的に放出されて下流 の濃度変動が大きくなるが, $St_a = 1 ~ 2$ では渦が連続的 に放出されて濃度変動が減少するためと推測できる. また, $St_a > 2$ では, $i^* ~ 0.8$ であり制御効果は逆に小さ くなる.これは, 渦スケールが過小になり,より大き な自然発生的な渦構造に混合が支配されてしまうため と推測できる.以上より,条件1のような可燃当量比条 件のもとでは,連続的な渦放出による混合促進を通じ て火炎を顕著に安定化できるといえる.

これに対して条件 2では, *Sta* ~ 1では*i** ~ 1となり 制御効果はほとんどないが, *Sta* > 1.5では*i** ~ 0.5とな り燃焼安定性を 50% ほど改善できる(図 6b).これは, *Sta* ~ 1では混合促進により保炎器近傍の燃料濃度が希 薄限界よりも小さくなってしまうが ,St_a > 1.5では小ス ケールな渦の放出により大規模な混合を抑制して中心 軸付近に可燃混合気を供給できるためと推測できる.

4・3 燃焼安定性の周波数解析 図7に,条件1, 2のもとでの非制御火炎と軸対称モードの制御火炎にお けるCHラジカル自発光強度の変動スペクトルを示す. 条件1の非制御火炎では,f~20Hzに変動スペクトルの ピークが存在し,50Hz以下の振動モードが支配的であ ることがわかる(図7a).これに対し,火炎を安定化で きたSta = 1.0の制御火炎では,非制御火炎で活発であっ た50Hz以下の振動モードは抑制される(図7b).これは, 制御により大規模渦構造が早期に崩壊し,細かい乱れ を含んだ混合気の燃焼が支配的になったためと推測で きる.

条件2において燃焼が不安定であった St_a = 1.1では, 100Hz以下の振動モードが活発であることがわかる(図 7c).一方,火炎が安定する St_a = 1.7では,この振動モー ドは著しく抑制される(図7d).これは, St_a = 1.1では 希薄燃焼のために燃焼速度の変動が生じやすいが, St_a = 1.7では燃料過濃な混合気の供給によって燃焼速度が 安定することを示唆している.

また,いずれの制御火炎においても,フラップの駆



Fig. 9 NO_x and CO emissions from the natural and controlled flames. (a) Case 1 and (b) Case 2.



Fig. 10 CO emission and flame stability index of the natural and controlled flames. (a) Case 1 and (b) Case 2.

動周波数 f_aに相当する振動モードは極めて小さい.これは,図4で示したように,フラップにより生成される 渦が保炎器上流で崩壊するためである.

4・4 排ガス特性の制御

図8に,条件1,2のもとでの軸対称および螺旋モー ドの制御火炎からの一酸化炭素(CO)と未燃メタン (CH4)の排出濃度を示す.条件1,2ともに,CH4が増加 する制御条件下ではCOも増加していることがわかる. また,COとCH4の排出濃度は,条件1でそれぞれ60~ 190pmと10~180ppmであるのに対し,条件2では500 ~950ppmと400~1400ppmであり,当量比の低下によ り顕著に増加する.これらから,本制御火炎における CO排出は,主に燃焼中間生成物の不完全燃焼に帰因し ていると推測できる.

図9に,条件1,2のもとでの軸対称および螺旋モードの制御火炎からの一酸化炭素(CO)と窒素酸化物(NO_x = NO + NO₂)の排出濃度を示す.条件1では,NO_xは*Sta* 数によらず20ppmでほぼ一定であるが,CO排出は*Sta* ~ 1のもとで非制御火炎の40 ~ 60% に抑制できる(図 9a中のA).これは,空気と燃料の混合を促進させることにより,酸素不足の燃焼が改善されたためである.

これに対して,条件2では,条件1と同様にNOxは

20 ppm程度でほぼ一定であるが、COは $St_a > 1.5$ において $St_a ~ 1 \oplus 50\%$ 程度まで抑制できる(図9b中のB).これは、 $St_a ~ 1$ では混合促進により希薄限界付近の燃焼が行われるが、 $St_a > 1.5$ では、過度な混合を抑制することにより量論比混合気を含んだ比較的高温の火炎が形成されるためと考えられる.

図 10 に,図6 と図9 に示したデータを,i* と CO 排 出濃度とで整理した結果を示す.前述したように,条 件 1 では,*Sta* ~ 1 の制御により CO 排出と燃焼安定性が 同時に改善されることがわかる(図 10a 中の A).一方, 条件2 では,*Sta* > 1.5 の制御により顕著な効果が達成で きる(図 10b 中の B).

以上を踏まえると,本研究で提案したブラフボディ 型保炎器とフラップ制御を組み合わせた能動的な燃焼 制御手法は,全負荷条件のもとで発熱率変動とCO排出 特性を大幅に改善できるだけでなく,部分負荷条件の もとでも,制御周波数を適当に選ぶことにより低COで 安定な予混合火炎を作成できるといえる.

4・5 螺旋モードの制御効果 図6,9,10で示されたように,制御効果は*Sta*数に強く支配され,軸対称 モードと螺旋モードの違いは比較的小さい.これは,保 炎器上流における空気と燃料の初期混合が,渦輪のス



Fig. 11 Instantaneous rich and lean flammable limits of the natural and controlled cold jets of Cases 1 and 2.

ケールとその放出周波数により強く依存していること を示唆している.Angele et al.⁽²⁰⁾が示しているように, 螺旋モードの制御効果は,初期の渦輪が崩壊する $x/D_o =$ 1.0 ~ 1.5 において,流れ方向に軸をもつ縦渦の数を増 加させて混合を活発にすることである.本研究におい て制御モードによる制御効果の違いが小さかったのは, 保炎器を $x/D_o = 1.5$ に設置したため,縦渦による混合の 効果が顕著に現れる前に混合気が火炎に供給されたた めであると推測できる.従って,保炎器の設置位置と 制御モードの組み合わせによって,より優れた燃焼を 達成できる可能性がある.

5. 制御メカニズムの解明

5・1 等温流の濃度分布 本節では,制御効果が顕 著であった火炎として,条件1の*Sta* = 1.0と条件2の*Sta* = 1.7とに注目して,その制御メカニズムを明らかにす る(それぞれ図 10ab 中のαおよびβ).

図11に,非燃焼の非制御噴流および軸対称モードの 制御噴流におけるメタン混合分率分布を示す.図中に は過濃燃焼限界線(Z_r = 0.091),量論比混合線(Z_{st} = 0.058),希薄燃焼限界線(Z_l = 0.026)を示した.条件1の 非制御噴流では,保炎器下流に過濃燃焼限界線に囲ま れた燃料過濃の混合気が広範に分布する(図 11a 中の A).これは,酸素不足の燃焼が生じることを示唆して おり,非制御火炎における CO 排出の主因と推測でき る.また,保炎器近傍のZ_lとZ_rの等値線の間には量論 比混合線Z_{st}が含まれる.これは,燃焼温度の高い量論 比燃焼を避けることができず,サーマルNOの生成が顕 著であることを示唆している.

これに対して $St_a = 1.0$ の制御噴流では,フラップにより生成される渦の作用により,ノズル近傍で混合が顕著に促進される(図11b).このため,保炎器下流には 過濃燃焼限界線と希薄燃焼限界線に囲まれた可燃予混 合気が広範囲に分布する(図中B).これは,制御火炎で は十分な空気供給とともに燃焼が行われることを示し ており,CO排出が顕著に抑制された主因と推測でき る.一方で,混合気には非制御噴流と同様に量論比混 合線が含まれる.このため,非制御噴流と同様にNO_x排 出を抑制することはできない(図9a).

条件2では,火炎が不安定となる *Sta* = 1.1 では大規 模渦が噴流軸付近まで作用して混合が促進される様子 が伺える(図11c).このため,保炎器下流では希薄限界 線のみに囲まれた混合気が形成されてしまう(図中C). 従って,*Sta*~1で熱発生率の変動が大きくなるのは,混



Fig. 12 Instantaneous OH LIF images of the natural and controlled flames of Cases 1 and 2.



Fig. 13 Time-averaged OH distribution at flame front. (a) Case 1 and (b) Case 2.

合気濃度が希薄側に変動して燃焼速度の変化が顕著に なるためである.

これに対して, $St_a = 1.7$ では, 混合は小スケールの 渦により連続的に行われる(図11d).このため, $St_a = 1.1$ と異なり,保炎器近傍の噴流軸付近には,過濃限界線 で囲まれた燃料豊富な混合気が安定して存在する(図中 D).従って,火炎は燃焼速度の最も大きい量論比混合 線に安定して形成される.

5・2 火炎構造 図12に,中心軸断面における瞬時OH分布を示す.条件1の非制御火炎では,OHが保炎器直下流において薄い層状構造をしていることが分かる(図12a中のA).これは,図11aで示したように, 上流で十分な混合が行われず拡散的な燃焼が支配的であることを示している.

これに対して,保炎器直下流において,St_a=1.0の 制御火炎では非制御火炎と比べてOHが広範囲に分布 し,予混合的な燃焼が支配的であることが推測できる(図12b中のB).これは,図11bにおいて可燃混合気が 保炎器直下流で広範に分布していることと符合する. また,下流のOH分布は薄い層状構造をしており(図中 C),上流で燃え残った燃料が拡散的に燃焼していると 推測される.

条件2では,*Sta* = 1.1と1.7の火炎構造に顕著な違い は観察されなかった.いずれの火炎においてもOH分布 は広範に及び,火炎は予混合火炎の様相を呈する(図 12cd).

火炎構造を定量評価するために,各流れ方向距離に おける半径方向 OH 最大輝度値 I_{max} を結ぶことで火炎 面を定義した⁽¹⁷⁾.図13に,火炎面における OH 輝度値 のアンサンプル平均 \bar{I}_{max} の流れ方向分布を示す.条件 1 では,非制御火炎の OH 輝度値は $x/D_o \sim 2.3$ で最大と なり,下流に行くに従い緩やかに減少する(図13a).一 方, $St_a = 1.0$ の制御火炎では,OH 輝度は非制御火炎よ りも上流の $x/D_o < 2.0$ で既に最大であり,その輝度値は 1.5倍以上大きい.これは,制御による混合促進により, 燃焼反応が予混合的に活発に生じていることを示唆し ている.

条件2では, *Sta* = 1.1 と 1.7 の OH 輝度分布はほぼ 等しい(図 13b).しかし,条件1の*Sta* = 1.0の制御火炎 と比べると, OH 輝度は全域にわたって 30% 程度小さ い.これは,条件2で火炎温度が比較的低くなり燃焼 反応が十分に行われないことを示唆しており,条件2 で CO 排出が増加することと符合する.

6. 結言

ブラフボディ型保炎器を有するモデル燃焼器におい て、マイクロ・アクチュエータ群付き混合制御ノズル による能動的な燃焼制御手法を提案した.本手法によ り保炎器上流の混合過程を制御することで、全負荷条 件のもとで燃焼特性を大幅に改善できるだけでなく、 当量比が希薄限界よりも小さい部分負荷条件のもとで も、制御周波数を流動条件に応じて適正に選択するこ とにより健全な予混合火炎を作成できることを実証し た.以下に、試験した各当量比条件のもとでの火炎特 性をまとめる.

- (1)全負荷条件を模擬した当量比0.72では, Sta~1の制御により,大規模渦の連続生成を通じて混合を顕著に促進できる.これにより,熱発生率の変動を抑制し, CO排出を低減できる.
- (2)部分負荷条件を模擬した当量比 0.48 では, Sta ~ 1.5 の制御により,小スケール渦を連続生成し,大規模 な混合促進を抑制して量論比混合面を含んだ可燃混 合気を保炎器近傍に供給できる.この結果,熱発生 率の変動を抑制し,CO排出を低減できる.

本研究を行うにあたり, 文部科学省21世紀COEプ ログラム「機械システム・イノベーション」による支援を受けた.ここに記して謝意を表する.

7. 文献

(1) Kasagi, N., *High-Pressure Gas (in Japanese)*, Vol. 38, No. 6, (2001), pp. 545-552.

(2) Kasagi, N., Hamana, Y., Okuda, h., Miwa, J. and Kimijima, S., *Proceedings of 29 th Annual Meeting of Gas Turbine Society of Japan*, (2001), pp. 83-88.

(3) Lefebvre, A.H., *Journal of Engineering for Gas Turbines* and Power-Transactions of the ASME, Vol. 117, (1995), pp. 617-654.

(4) Sato, H., Mori, M. and Nakamura, T., *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power-Transactions of the ASME*, Vol. 120, (1998), pp. 41-47.

(5) McManus, K.R., Vandsburger, U. and Bowmann, C.T., *Combustion and Flame*, Vol. 82, (1990), pp. 75-92.

(6) Poppe, C., Sivasegaram, S. and Whitelaw, J.H., *Combustion and Flame*, Vol. 113, (1998), pp. 13-26.

(7) Furlong, E.R., Baer, D.S. and Hanson, R.K., *Proceedings* of *Twenty-seventh symposium* (*Int.*) of *Combustion*, (1998), pp. 103-111.

(8) Paschereit, C.O., Gutmark, E. and Weisenstein, W., *Physics of Fluids*, Vol. 11, (1999), pp. 2667-2678.

(9) Ho, C.M. and Tai, Y.C., *Journal of Fluids engineering Transcations of the ASME*, Vol. 118, (1996), pp. 437-447.
(10) Suzuki, H., Kasagi, N. and Suzuki, Y., *Experiments in Fluids*, Vol. 36, (2004), pp. 498-509.

(11) Kurimoto, N., Suzuki, Y. and Kasagi, N., *Transcations of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 70, No. 694, B(2004), pp. 1417-1424.

(12) Kurimoto, N., Suzuki, Y. and Kasagi, N., *Experiments in Fluids*, Vol. 39, (2005), pp. 995-1008.

(13) Drake, M.C., Correa, S.M., Pitz, R.W., Shyy, W. and Fenimore, C.P., *Combustion and Flame*, Vol. 69, pp. 347-365. (14) Kojima, J., Ikeda, Y. and Nakajima, T., *Transcations of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 66, No. 647, (2000), pp. 1871-1877.

(15) Lozano, A., Yip, B. and Hanson, R. K., *Experiments in Fluids*, Vol. 13, (1992), pp. 369-376.

(16) Seitzman, J.M. and Hanson, R.K., *AIAA Journal.*, Vol. 31, (1993), pp. 513-519.

(17) Saiki, Y., Kurimoto, N., Suzuki, Y. and Kasagi, N., *Transcations of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 73, No. 732, (2007), pp. 1678-1686.

(18) Favre Marinet, M., Camano, E.B. and Sarboch, J., *Experiments in Fluids*, Vol. 26, (1999), pp. 97-106.

(19) Zaman, K. B. M. Q. and Hussain, F., *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 101, (1980), pp. 449-491.

(20) Angele, K., Kurimoto, N., Suzuki, Y. and Kasagi, N., *Journal of Turbulence*, Vol. 73, (2006), 19 pp.