

■原著論文/ORIGINAL PAPER ■

急速混合による乱流準予混合火炎の火炎構造

Flame Structure of Turbulent Quasi-Premixed Flames Produced by Rapid Mixing

安 鐵朱*・赤松 史光・香月 正司

AHN, Chulju*, AKAMATSU, Fumiteru, and KATSUKI, Masashi

大阪大学大学院工学研究科 〒567-0871 吹田市山田丘2-1
Osaka University, 2-1 Yamada-oka, Suita, Osaka 565-0871, Japan

2005年7月5日受付; 2005年9月9日受理/Received 5 July, 2005; Accepted 9 September, 2005

Abstract : Lean premixed combustion is one of the attractive ways to reduce nitric oxide emission as well as greenhouse gases from combustion devices, and the industrial demand on lean premixed combustion seems expanding to the field of regenerative combustion or heat recovery combustion where premixed combustion has not been attempted due to the fear of auto-ignition or flash-back. For the purpose, we have developed a unique mixing nozzle to create a quasi-premixture of fuel and air by rapid mixing, and applied this rapid mixing nozzle to an opposed jet type and a Bunsen type burners to observe combustion characteristics of the quasi-premixture. As a result, the quasi-premixed flame showed the same flame structure and combustion characteristics as the perfectly premixed flame even though the mixing time was extremely short as a few milliseconds. Therefore, the rapid mixing nozzle in this paper can be used to imitate highly preheated premixed flames, which may be impossible in a usual way, that is, the quasi-premixture of fuel and highly preheated air can be a substitution for highly preheated premixed combustion as far as the mixing time is shorter than the ignition delay of the fuel.

Key Words : Fuel Nozzle, Rapid Mixing, Quasi-Premixed Flame, Premixed Flame, Preheated Air Combustion

1. 緒言

工業的に使用されている気体燃料用燃焼器は小型化と高負荷化を実現させるため、乱流燃焼の形態をとっているものが多く、中でも非予混合燃焼に比べ、窒素酸化物 (NOx) 排出の制御が容易な予混合燃焼は時代のニーズに適した燃焼形態といえる。過去には、逆火の危険性などの理由から、燃料と空気を別々に供給する非予混合火炎の使用が多かったが、燃料と空気を急速に混合することにより予混合化燃焼[1-4]を実現するなど、予混合燃焼を実現する実用的手段も試用され、かなりの成果をあげている。

一方、燃焼ガスの廃熱を回収し、燃焼用空気を高温に予熱する燃焼技術[5-8]が注目を集めており、大きな省エネルギーとそれに伴う二酸化炭素排出量の低減、その上、極めて低い NOx 排出量を実現している。この高温空気燃焼では、燃料の高速噴出により火炎を浮きあがらせ、燃料が噴射されてから着火するまでの時間を利用した予混合化[4,7-8]により NOx 低減が可能となることが知られている。また、

高温予熱空気の高速噴出により、炉内の既燃ガスの巻き込みによる内部 EGR の効果により、炉内の既燃ガスによって希釈された燃料と高温予熱空気の混合が行われるため、希薄かつ既燃ガスで希釈された低酸素濃度の希薄予混合気形成される(空間的に温度と組成の分布は存在する)と考えられている。したがって、高温空気燃焼炉内では化学反応の特性時間が乱流特性時間より大きい低ダムケラー火炎が形成されているとも考えられ、高温空気燃焼炉内の燃焼形態を詳細に理解するためには、燃料の自着火温度以上の高温にまで予熱された予混合乱流火炎の燃焼形態や火炎構造を調べる必要がある。そのために、炉内における燃焼用空気、燃料および炉内燃焼ガスの混合過程を単純化し、均一な組成と温度を持つ高温の予混合気を形成する必要がある。

しかし、金属容器内における混合気の自着火実験[9]から分かるように、量論予混合気の最小自着火温度は、メタンに対して 900 K、プロパンに対して 770 K 程度であり、通常の方法では高温空気燃焼炉内で形成される 1200 K 程度の高温予熱予混合燃焼を実現するのは容易ではない。

そこで本研究では、高温空気中に燃料を吹き込んだ際に、燃料が自着火するまでにかかる時間、つまり着火遅れ時間

* Corresponding author. E-mail: ahncj@combu.mech.eng.osaka-u.ac.jp

(t_{ign_delay} : 数 ms) 内で急速に混合させて (混合時間 $t_{mix} < t_{ign_delay}$), 予混合気を形成する方法を取り上げ, 燃料と空気の急速混合を実現する特殊な形状のノズル (以下, 急速混合ノズルと記す) を考案し, この急速混合ノズルによって作られた予混合気 (混合時間が短い) によって形成される乱流火炎の諸特性を調べ, 混合室内で作られた同当量比の完全予混合気 (混合時間が長い) によって形成される予混合気との比較を行った. 急速混合ノズルによって形成される予混合気は, 時・空間平均では同当量比の完全予混合気と同じ特性を持つが, 極めて短い混合時間 (t_{mix}) で形成されるため, 分子レベルの均一な混合は達成されず, 局所的, 瞬間的には混合特性が変動する可能性がある. そのため, 急速混合ノズルによって形成される予混合気を準予混合気とし, 十分長い混合時間を与えた場合の完全予混合気と区別する.

2. 実験装置および実験方法

2.1. 対向流バーナと混合ノズル

本実験に用いた対向流バーナは, 高強度乱流場を形成するために有効な吉田ら[1]の対向噴流バーナの構造を採用し, できるだけ予混合気に近い混合気を短時間に形成するために考案された急速混合ノズルを用いた. 図1に対向流バーナと急速混合ノズルの詳細図を示す. バーナは水冷された二つの円盤を上下に対向させて配置したもので, 円盤には観測用の石英製ガラス窓を設けた. 空気を供給する長さ 250 mm の供給管には, セラミック製のパイプ (内径 13 mm) を用いた. 燃焼用空気および混合気は T 字管により分岐され, 上下の 2 本の供給管から供給される. 急速混合ノズルは燃料噴射孔を空気の供給管内に配置し, 高速噴射した燃料を空気供給管内壁に衝突・飛散させることと, 流路断面積を縮小・拡大させるための凹凸 (ラビリンス) を設けて供給管内の流れを攪拌することにより, 短時間で混合を最大限促進する構造とした. また, 混合ノズル管の上下円盤中央部に算盤珠形状にすることにより, 上下バーナポート両側の混合気が半径方向に滑らかに向きを変えるために衝突噴流場が安定し, 火炎の安定性が向上して環状の火炎が形成された. 以後, 供給管内で極短時間で混合した準予混合気を用いて形成した火炎を準予混合気火炎と記し, 長時間にわたり混合させた完全予混合気による火炎と区別する. 観測の際の座標軸は, バーナ中心を原点として, 鉛直方向へ z 軸, 半径方向へ r 軸を設定した. 対向流バーナにおける実験条件を表1に示す. 表1に示した急速混合ノズルによる混合時間 t_{mix} は, 燃料孔から燃料が供給され, 供給管出口に到達するまでにかかる時間と定義し, 燃料と空気の断面平均流速から見積もった.

2.2. ブンゼンバーナと混合ノズル

ブンゼンバーナとブンゼンバーナに用いられた混合ノズルの詳細図を図2に示す. ブンゼンバーナは先に述べた対

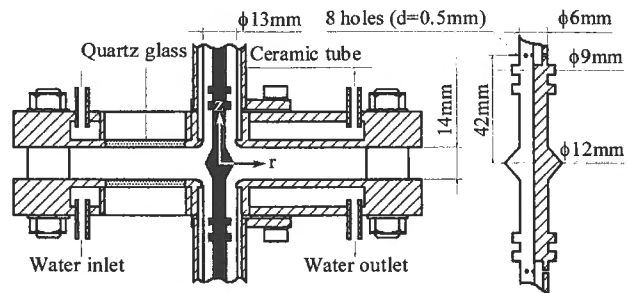


Fig.1 Details of the opposed jet burner and the mixing nozzle

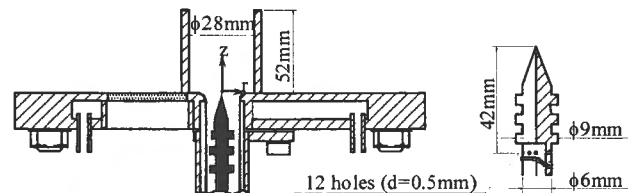


Fig.2 Details of the Bunsen burner and the mixing nozzle

Table 1 Experimental condition

(Methane as fuel, $\phi = 0.9$; $S_L = 0.334$ m/s, $\delta_L = \nu_u/S_L = 48 \mu\text{m}$)

$$Ka = (\delta_L/\eta_u)^2, Da = (\ell_f/u')/(\delta_L/S_L)$$

ℓ_f, u' were measured at $(z \text{ mm}, r \text{ mm}) = (0,12)$ for OP flame and $(54,0)$ for BP flame

	Burner	Flame name	Q_{air} L/min	t_{mix} ms	u' m/s	ℓ_f mm	η_u μm	Ka	Da
Premixed	Opposed jet	OP70	70	∞	1.57	1.40	35	1.9	6.3
		OP110	110	∞	2.17	1.22	26	3.3	4.0
		OP150	150	∞	2.87	1.21	21	5.0	3.0
	Bunsen	BP55	55	∞	1.15	2.79	76	0.83	17.0
BP75		75	∞	1.18	3.18	80	0.81	18.9	
Quasi-premixed	Opposed jet	QOP70	70	3.5					
		QOP110	110	2.2					
		QOP150	150	1.6					
	Bunsen	QBP55	55	4.5					
QBP7		75	3.3						

向流バーナの上下に対向させて配置された円盤の上側を取り除き, 下側円盤の上に鋼製のパイプ (内径 28 mm) を設置し, 流路が拡大することによって生じる循環流で保炎できるようにした. 準予混合気火炎を形成する場合には, 混合ノズルに空けた 12 個の孔 (直径 0.5 mm) から燃料を供給する. また, 急速混合ノズルには 3 段のラビリンスを設け, 混合の促進を計る構造となっている. 観測の際の座標軸は, 混合ノズル先端を原点として, 鉛直方向へ z 軸, 半径方向へ r 軸を設定した. ブンゼンバーナにおける実験条件を表1に示す.

3. 実験結果および考察

3.1. 直接写真による火炎観察および混合気中の燃料濃度計測

本研究で対象とした対向流バーナおよびブンゼンバーナ上に形成された予混合気火炎, 準予混合気火炎の直接写真を図3, 図4に示す. 各条件における火炎の形成位置や輝度を写真上でも比較できるように, 撮影の際の拡大率や露光時

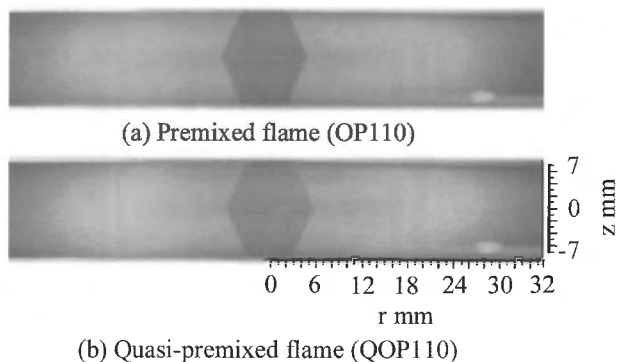


Fig.3 Direct photographs of the flame stabilized in the opposed jet burner

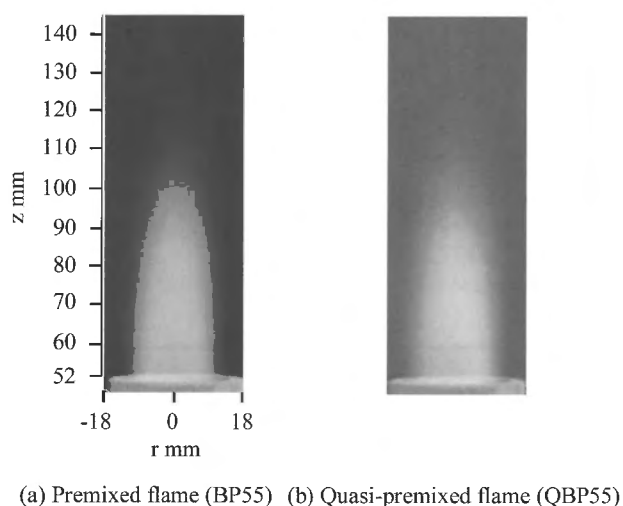


Fig.4 Direct photographs of the flame stabilized in the Bunsen burner

間、撮影領域を同一としている。バーナの出口付近で急速に混合を行った準予混合火炎の火炎形状、火炎長さ、火炎色(青炎)は、予混合火炎のそれと視覚的に類似して一見ただけではどちらか判断できない。

また、対向流バーナの流量条件(空気流量 110 L/min)において混合ノズルにかけられた燃料噴射孔から燃料を供給する場合の燃料と空気の混合状態を確認するため、供給管出口($z=0$ mm, $r=9$ mm)においてステンレスプローブ(内径 0.5 mm)により採集された未燃混合気を TCD (Thermal Conductivity Detector) 検出器をもつガスクロマトグラフ(カラム充填材: モレキュラーシーブ 5A)により組成分析を行った結果を図 5 に示す。横軸は当量比、縦軸は各当量比に対する混合気中のメタン濃度であり、極短時間の混合にもかかわらず、準予混合火炎の場合でも、混合室内で十分に時間をかけて混合された完全予混合気と変わらないことがわかる。図中の実線はメタンの理論空気量(9.524 $\text{m}^3/\text{m}^3_{\text{N}}$)から算出される理論値である。しかし、ガスクロマトグラフによって計測される燃料濃度は時間・空間平均値であり、瞬時の燃料濃度は時間・空間的に不均一である可能性はまだ残る。そこで次に、流速計測、温度計測、NOx 計測、

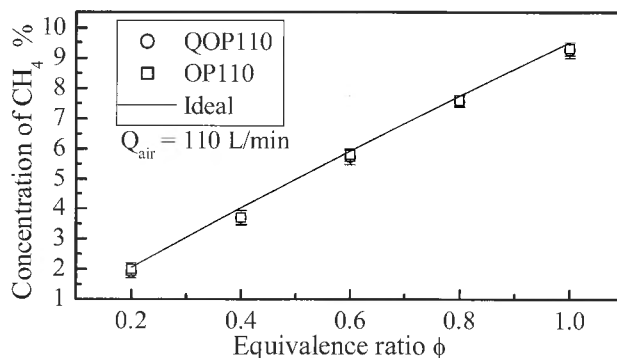


Fig.5 Fuel concentration in the unburned mixture

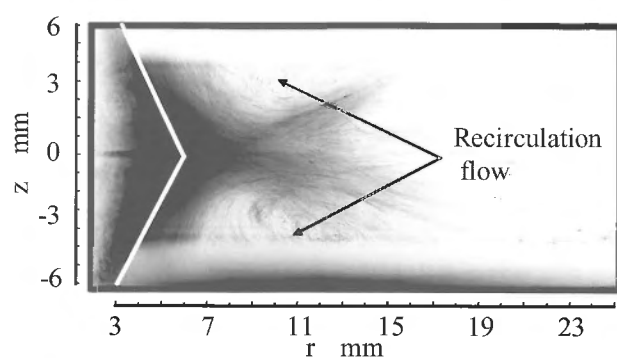


Fig.6 Flow visualization in the opposed jet burner (in the reacting condition)

イオン電流計測を行い、急速混合ノズルを用いて形成される準予混合気 (quasi-premixture) によって形成される準予混合火炎を予混合火炎と比較した。

3.2. 燃焼時の流れ場および乱流特性による火炎構造の比較

レーザシート法 (Ar^+ レーザ: 波長 488 nm) により対向流バーナの燃焼時における流れ場を可視化した結果を図 6 に示す。未燃混合気は供給管より高速で噴出し、両平板の中央断面で衝突し、流れの向きを変えて放射状流れとなる。噴流の速度が大きいため供給管出口で流れははく離し、噴流周囲に循環流領域が形成される。対向流バーナにおける流れ場はこのように複雑なために、乱流特性は平板間で一様ではないが、ここでは平板間中央断面 ($z=0$ mm) の値を代表値として計測した。

燃焼時の詳細な流れ場を調べるために、レーザドップラ流速計 (LDV) によりバーナ半径方向および軸方向の流速測定を行った。LDV の光源には Ar^+ レーザ (NEC 社製, GLG3462, 波長 514.5 nm) を、受光系には DANTEC 社製の 57X10 型(受光レンズ径 75 mm, 焦点距離 310 mm) を用い、信号処理には同社の 58N10 型の信号処理器を用いた。測定の際には、5 kHz から 60 kHz のデータレートで計測された 32768 個の速度データを用いて処理を行い、平均速度、乱れ強さ、および乱れのオイラスケール(積分スケール)を

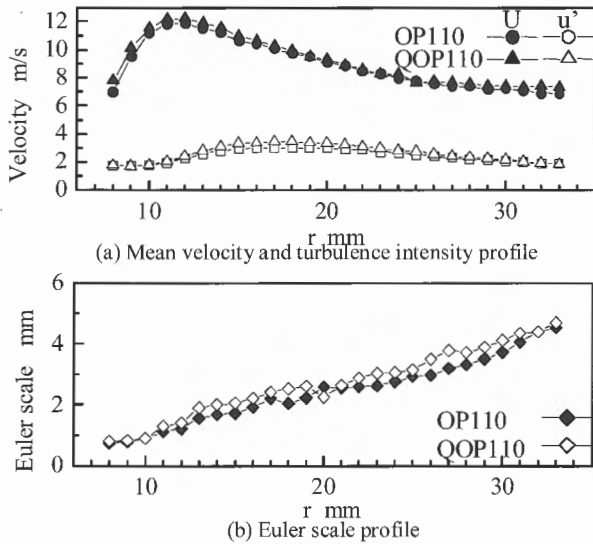


Fig.7 Radial profiles of mean velocity, turbulence intensity and Euler scale of turbulence in the opposed jet burner

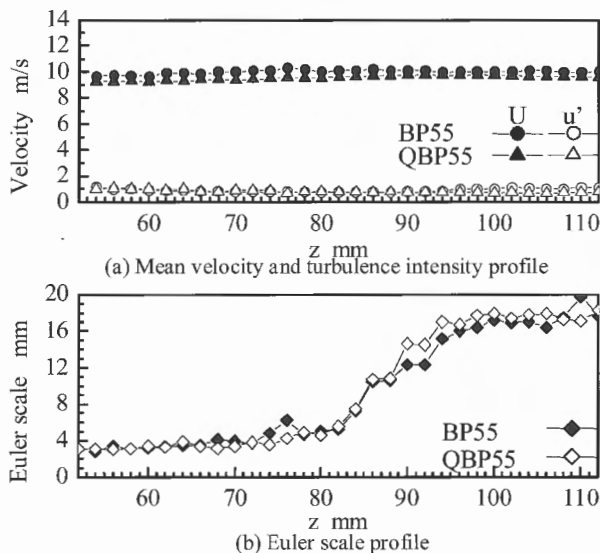


Fig.8 Axial profiles of mean velocity, turbulence intensity and Euler scale of turbulence in the Bunsen burner

算出した。オイラスケールは、不等間隔で計測された流速の時系列データから、スロット法[10-12]を用いて求めた。

図7に対向流バーナの平板間中央断面 ($z = 0$ mm) における半径方向の平均流速, 乱れ強さおよび乱れのオイラスケールの分布を示す。環状噴流が衝突する衝突面付近では比較的平均速度が低くなるが, 衝突噴流が半径方向に向きを変える $r = 10$ mm 付近までは流れ全体が加速し, $r = 11$ mm で平均流速は最大となる。それより外側では放射状流れであることによる流路断面積増加のために, 流れは減速することが分かる。オイラスケールをみると, 環状噴流が衝突する $r = 10$ mm 以下の領域では 1 mm 弱の小さい値を示す。また, 未燃領域から火炎帯領域に半径方向に広がるにつれ, オイラスケールはほぼ直線的に増加し, 燃焼

反応が終結する $r = 30$ mm 付近では 5 mm 程度の大きさとなる。予混合火炎の場合と準予混合火炎の場合を比較すると, 平均速度, 乱れ強さおよび乱れのオイラスケールの分布形状は, 定性的にも定量的にもほぼ同じ傾向を示していることが確認できる。

図8にブンゼンバーナの中心軸上における軸方向の平均速度, 乱れ強さおよび乱れのオイラスケールの分布を示す。平均速度は軸上で上流から下流まで, 大きく変化することなくほぼ一定の値をとっている。乱れ強さも平均速度と同様に上流から下流までほぼ一定の値をとっていて, その値も 1 m/s 程度であることから, 比較的弱い乱れ場に火炎が形成されていることが分かる。乱れのオイラスケールは, バーナ出口付近で最小値をとった後, 上流から下流にいくにしたがってその値が 3 mm から 20 mm へと増加している。予混合火炎と準予混合火炎の平均速度, 乱れ強さおよびオイラスケールを比較すると, よい一致が見られ, 両火炎の流れ場と乱流特性は極めて類似していることが分かる。

3.3. イオン電流特性による火炎構造の比較

イオン電流測定は乱流予混合火炎の局所反応帯構造を調べる上で有効であり, 実験的に化学反応の存在する空間スケールを求めることができる[13-14]。静電探針(イオンプローブ)の素線には耐酸化性が優れた Pt-Rh13 合金の素線径 0.1 mm のものを使用し, 受感部の長さは 0.5 mm とした。検出されたイオン電流を I/V アンプと V/V アンプによって増幅し, A/D コンバータを介して, パーソナルコンピュータに取り込んだ。サンプリング間隔は 20 μ s でサンプル時間は 1.32 秒間とした。得られたイオン電流データからイオン電流確率密度分布と, 自己相関係数が $1/e$ となるまでのイオン電流特性時間 (τ_{ion}) を求め, 各火炎について比較した。

図9に対向流バーナの予混合および準予混合火炎(OP110, QOP110)におけるイオン電流波形とその確率密度分布および自己相関関数の例を, 図10にイオン電流特性時間の半径方向分布を示す。急速混合ノズルを用いた準予混合火炎のイオン電流特性は, 予混合火炎のそれとほぼ一致した分布をとっており, 局所の反応領域の構造が同じであることが分かる。

3.4. 温度場による火炎構造の比較

温度測定には, 触媒反応を防止するため SiO₂ 被覆を施した素線径 25 μ m の R タイプ (Pt/Pt · Rh13 %) 熱電対を用いた。熱電対の起電力は, V/V アンプによって 100 倍に増幅され, ローパスフィルタ (5 kHz) で高周波ノイズを取り除いた後, A/D コンバータを介して, パーソナルコンピュータに取り込んだ。記録された熱電対の起電力信号は, 計算機上で一次遅れ補償ならびにふく射補正が行われ, 温度変動信号に変換される。測定はサンプリング間隔 20 μ s で 1.4 秒間とした。イオン電流計測の結果から, 火炎の変動

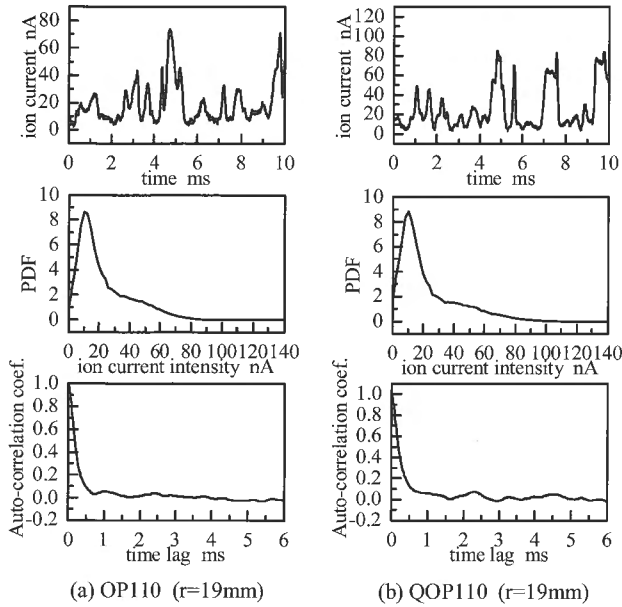


Fig.9 Example of ion-current fluctuation and its PDF and auto-correlation coefficient in the opposed jet burner

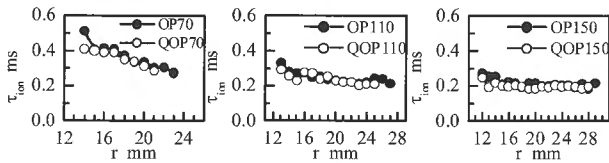
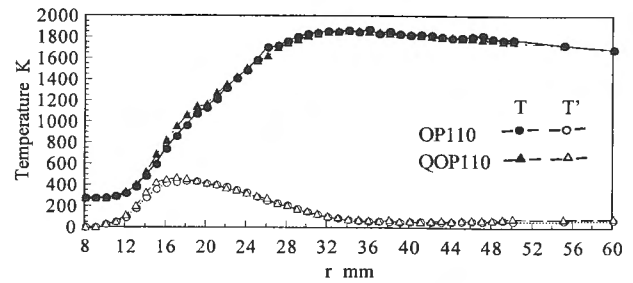


Fig.10 Characteristic ion time (τ_{ion}) of premixed and quasi-premixed flames in the opposed jet burner

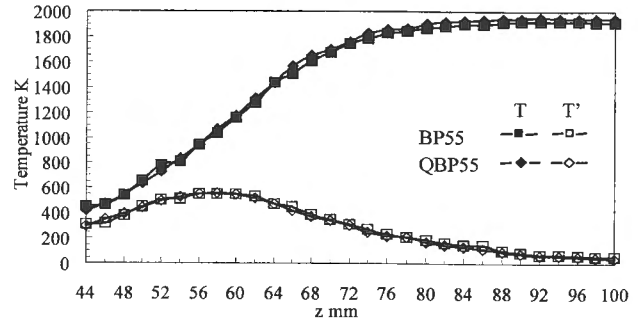
周波数の最大値は 2 kHz 程度であり、温度測定システムの周波数応答性は 5 kHz 程度であるので、火炎中の温度変動を十分捉えることができる。

図 11 に対向流バーナ両平板の中心 ($z = 0 \text{ mm}$) における半径方向の平均温度、変動温度分布とブンゼンバーナ中心軸方向 ($r = 0 \text{ mm}$) における平均温度、変動温度の分布を示す。対向流バーナの平均火炎温度は半径 $r = 12 \text{ mm}$ 付近から立ち上がり $r = 32 \text{ mm}$ 付近で最大値を取り、変動温度は半径 $r = 10 \text{ mm}$ 付近から増加しはじめ $r = 17 \text{ mm}$ で最大となりなだらかに減少している。ブンゼンバーナの平均火炎温度は $z = 44 \text{ mm}$ 付近から立ち上がり、 $z = 90 \text{ mm}$ 付近で最大値をとり、変動温度は $z = 60 \text{ mm}$ 付近で最大となり、なだらかに減少している。平均温度が最大値をとる位置より下流側では、温度変動が小さく、平均温度がなだらかに低下していることから、平均温度が最大値をとる位置で燃料がほぼ完全に消費されたと考えられる。準予混合火炎を予混合火炎と比較すると、平均温度および変動温度についてはほぼ一致していることが確認できた。

図 12 と図 13 にそれぞれ対向流バーナとブンゼンバーナにおける予混合および準予混合火炎の変動温度確率密度分布 (PDF) を示す。予混合火炎をみると、低温の未燃混合気側にピークを持つ分布から、未燃混合気側と既燃ガス側の

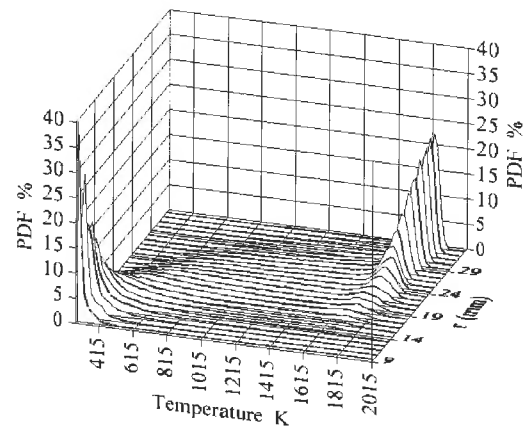


(a) The opposed jet burner (OP110, QOP110)

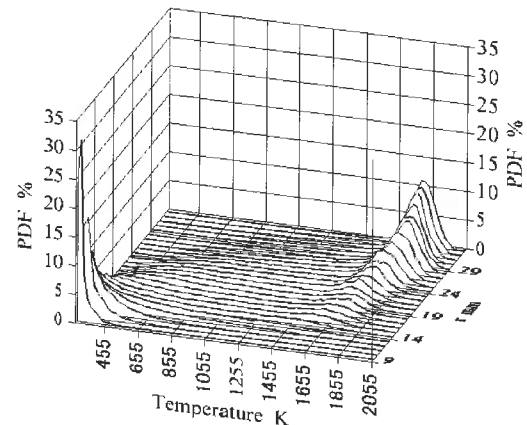


(b) The Bunsen burner (BP55, QBP55)

Fig.11 Profiles of Mean and fluctuation temperature



(a) Premixed flame (OP110)



(b) Quasi-premixed flame (QOP110)

Fig.12 PDF of temperature fluctuation in the opposed jet burner

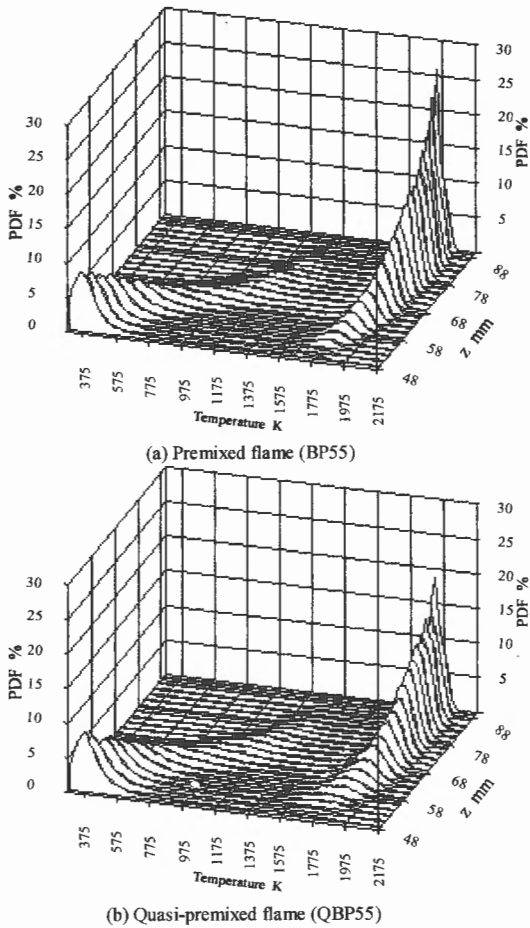


Fig.13 PDF of temperature fluctuation in the Bunsen burner

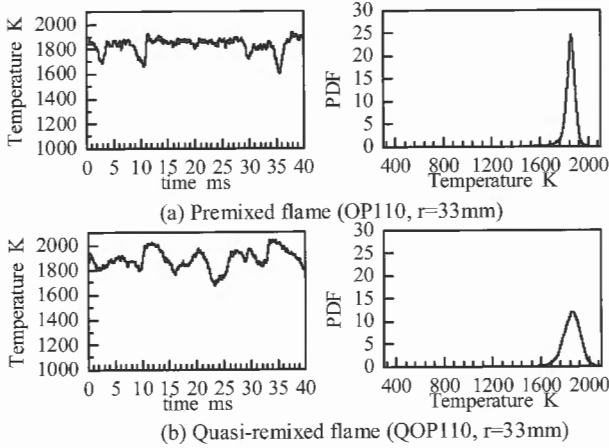


Fig.14 Temperature fluctuation and its PDF in the exhaust gas region (Opposed jet burner: $r = 33$ mm)

両端にピークを持ち、その中間温度の出現確率が低いアルファベットの M のような双峰状の分布を経て、高温の既燃ガス側にピークを持つ分布へと変化している。準予混合火炎においても同様の傾向が見られ、異なる流量条件で予混合火炎と比較してもほぼ同じ温度確率密度分布を示しており、火炎の熱的構造の観点からも両火炎が類似している

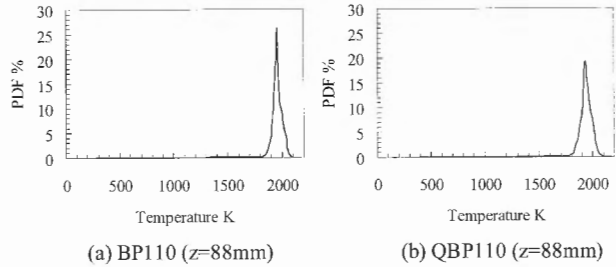


Fig.15 PDF of temperature fluctuation in the exhaust gas region (Bunsen burner: $z = 88$ mm)

ことがわかる。次に、対向流バーナにおける予混合火炎および準予混合火炎の温度変動の確率密度分布 (図 12) に注目してみると、未燃領域から火炎帯にわたる領域ではその分布形状が酷似しているが、既燃側のピークの形状にふたつの火炎の間で差があることがわかる。図 14 に既燃側だけの変動温度の時系列データとその確率密度分布を示す。予混合火炎の時系列温度変動を見ると、反応途中のガス塊が熱電対を通過するときに見える谷状の落ち込みが見られるが、最大温度はおおむね 1850 K 程度で一定である。これに対し、準予混合火炎の場合は温度が低周波数で変動しており、最大温度が 2000 K を超えるところがしばしば現れる。そのため、準予混合火炎の既燃側の変動温度の分布は予混合火炎の PDF に比べ幅が広く、ピークの値が低い形状となっており、温度変動の幅が広い。この原因として、たとえ空気や燃料の時間平均流量は一定であっても、時々刻々と火炎に流入してくる混合気塊の当量比が変動していることが考えられる。これが混合ノズルの混合促進効果が十分でないために起こるのか、もしくは上下の供給管に燃料と空気を均等に分配するところで流体振動が生じていて、上下の供給管からの混合気の当量比が時間的にはわずかに変動することが原因なのかは分からない。しかし一方、図 15 に示すブンゼンバーナにおける準予混合火炎の既燃領域の変動温度の確率密度分布は予混合火炎により近い分布を示しており、T 字管による分岐がなければ急速混合ノズルの混合促進効果だけで十分良好な混合気形成できていて、予混合気の場合とほとんど変わらないことがわかる。したがって、対向流バーナに形成される準予混合火炎の既燃領域における温度変動は、燃料と空気を T 字管によって分岐する際に発生する流量の振動によって、上下の供給管それぞれの混合ノズルによって形成される準予混合気の当量比が時々刻々異なるものとなり、その結果生じる未燃混合気の当量比の変化が火炎温度の変化として現れたと考えるのが自然であろう。以上のことから、急速混合ノズルによる混合促進効果だけで短時間内で完全な予混合気に近い混合気が形成できることが確認できたと考える。

3.5. NOx 排出特性

急速混合による準予混合火炎と予混合火炎の排出ガス特性を調べるため、NOx 計測を行った。燃焼ガスの採集は、

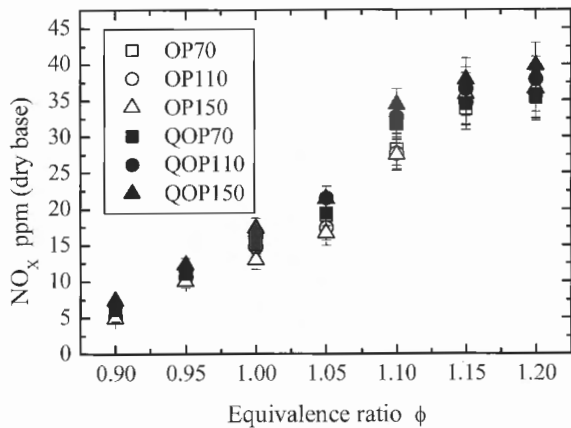


Fig.16 NOx emission with increasing equivalence ratio in the opposed jet burner ($r = 60$ mm)

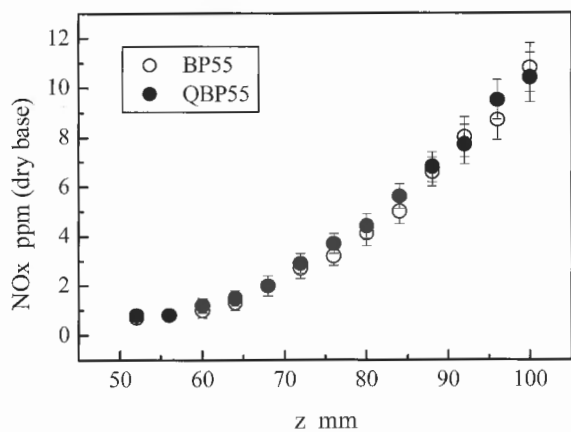


Fig.17 Axial profile of NOx concentration in the Bunsen burner

水冷された先端径 2 mm のステンレス製プローブにより行い、水蒸気を取り除いた後、NOx 分析器により測定した。

図 16 は対向流バーナにおいて火炎帯外縁部 ($r = 60$ mm) で測定された NOx 濃度を当量比に対してプロットしたものである。サーマル NOx は量論よりやや希薄側で NOx 濃度が最大になるが、対向流バーナにおいては $\phi = 1.2$ 近傍で最大となっており、燃料過濃側で NOx 濃度が最大となるプロンプト NOx の特徴を示している。また、当量比が同じ場合、吉田らの結果[15]と同様に、空気流量が多い条件の方がわずかに高い NOx 濃度を示している。これは流量が大きく火炎が大きくなるにつれ熱損失が減少して火炎温度が高くなり、Zeldovich 機構によるサーマル NOx の生成が増加したものと考えられる。また、準予混合火炎の NOx 排出は予混合火炎のそれと同じ傾向であるが、準予混合火炎の方がわずかに高い濃度を示している。これは、温度計測の結果からわかるように、対向流バーナにおいては上下供給管からの混合気の当量比がわずかに変動し、当量比の高い場合に局所的に高温領域が形成され、サーマル NOx の生成が増加したものと考える。

ブンゼンバーナにおいて、予混合火炎と準予混合火炎か

ら排出される NOx の中心軸上分布を図 17 に示す。まず予混合火炎では、NOx は上流側から下流にいくにしたがって 1 ppm から 16 ppm とその排出量が増加している。そして、燃料と空気を急速混合して形成される準予混合火炎においてもそれと同様の結果が得られ、予混合火炎、準予混合火炎ともに NOx 排出特性が同様の結果を示したことから、両火炎の燃焼特性、特に熱的特性が類似していることが確認できる。

4. 結言

燃料と空気の急速混合のために考案された特殊な混合ノズルを用いて形成された準予混合気(混合時間が短い)による準予混合火炎の諸特性を調べ、混合室内で作られた同当量比の完全な予混合気(混合時間が長い)によって形成される予混合火炎との比較を行い、以下の知見を得た。

本研究に使用した急速混合ノズルによる混合時間 t_{mix} (表 1) は、QOP110 火炎では 2.22 ms、QBP55 火炎では 4.5 ms であり、極く短時間の混合にもかかわらず、混合チャンパー内で十分な時間をかけて混合された完全な予混合気による火炎と同様の諸特性を示した。したがって、非予混合火炎が持つ安全性を生かしつつ、常温から高温までの広い範囲の温度条件において準予混合気が形成できる急速混合法として、この急速混合ノズルは有効であるといえる。また、通常の炭化水素系燃料の自着火温度は火炎伸張率の増加、酸素濃度の低下に伴い高くなるが、おおむね 1200 K 程度である[16-17]。また、着火遅れ時間は酸化剤温度が高くなるにつれ短くなるが、酸化剤の酸素濃度を低くすると長くなり、数 ms から数十 ms のオーダーである[18-19]。したがって、燃料の着火遅れ時間内で燃料と空気を急速混合させることで、通常の方法では不可能である高温の準予混合気形成でき、近似的に予混合火炎と同様の火炎構造と燃焼特性を持つ火炎が形成可能である。

対向流バーナおよびブンゼンバーナにおいて形成される準予混合火炎において、平均速度、乱れ強さ、乱れの積分スケールの分布、平均温度、変動温度、温度変動の確率密度分布、NOx 排出特性、イオン電流特性を調べた結果、定性的にも定量的にも、準予混合火炎の特性は、完全予混合火炎と酷似しており、混合時間が短いために分子レベルまで均一に混合していないと考えられる準予混合火炎は、燃焼工学的には予混合火炎と見なすことができる。

謝辞

本研究を実施するにあたって、実験装置の製作に東京電機大学の吉田教授の御助力を頂いた。ここに記して謝意を表す。

References

1. Yoshida, A., Kotani, Y., Hirose, K., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 64-617: 267-273 (1998).
2. Onuma, Y., *JSME RC173 Final Report* (in Japanese) 24-27 (2001).
3. Uejima, M., *Proceedings of the Forty-Second Symposium on Combustion* (in Japanese) 219-220 (2004).
4. Uejima, M., Iwaki, R., Wakimura, M., Noda, S., Onuma, Y., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 71-701: 310-315 (2005).
5. Katsuki, M., Ebisui, K., *The First Asia-Pacific Conference on Combustion*, Osaka, Japan, 294-297(1997).
6. Katsuki, M., Hasegawa T., *Proc. Combust. Inst.* 27: 3135-3146 (1998).
7. Sato, J., *The First Asia-Pacific Conference on Combustion*, Osaka, Japan, 286-289 (1997).
8. Fujimori, T., Riechelmann, D., Sato, J., *The First Asia-Pacific Conference on Combustion*, Osaka, Japan, 298-301 (1997).
9. Kong, D., Eckhoff, R. K., Alfert, F., *J. of Hazardous Materials* 40: 69-84 (1995).
10. Gaster, M., Roberts, J. B., *Journal of the Institute of Mathematics and Its Applications* 15: 195-216 (1975).
11. Van Maanen, H. R. E., Nobach, H., Benedict, L. H., *Meas. Sci. Technol.* 10: L4-L7 (1999).
12. Benedict, L. H., Nobach, H., Tropea, C., *Meas. Sci. Technol.* 11: 1089-1104 (2000).
13. Furukawa, J., Maruta, K., Nakamura, T., Hirano, T., *Combust. Sci. Tech.* 90: 267-280 (1993).
14. Okamoto, K., Furukawa, J., Hirano, T., *Combustion Science and Technology* (in Japanese) 5: 113-123 (1997).
15. Yoshida, A., Narisawa, M., Tsuji, H., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 58-553: 240-245 (1992).
16. Fotache, C. G., Kreutz, T. G., Law, C. K., *Combustion and Flame* 108: 442-470 (1997).
17. Fotache, C. G., Wang, H., Law, C. K., *Combustion and Flame*, 117: 777-794 (1999).
18. Kim, S. H., Huh, K. Y., Fraser, R. A., *Proc. Combust. Inst.* 28: 185-191 (1998).
19. Joannon, M. D., Cavaliere, A., Donnarumma, R., Ragucci, R., *Proc. Combust. Inst.* 29: 1139-1146 (2002).