

平成 27 年度 博士学位論文

# 急速混合管状火炎の構造制御に関する研究

(A Study on the Structure Control of the Rapidly Mixed Tubular Flame)

指導教官: 下栗 大右

Supervisor: Daisuke Shimokuri

広島大学大学院工学研究科

Graduate School of Engineering, Hiroshima University

機械物理工学専攻

Mechanical System Engineering

燃焼工学研究室

Combustion Engineering Laboratory

D100010

王 艶雷

Wang Yanlei

# 急速混合管状火炎の構造制御に関する研究

## (A Study on the Structure Control of the Rapidly Mixed Tubular Flame)

### 目 次

#### 第 1 章 序論

1.1 まえがき	1
1.2 管状火炎バーナに関する従来の研究	2
1.2.1 管状火炎	2
1.2.2 逆火	2
1.3 急速混合型管状火炎に関する従来の研究	7
1.3.1 急速混合型管状火炎	7
1.3.2 旋回強度	8
1.3.3 急速混合管状火炎燃焼の特性	9
1.3.4 急速混合型管状火炎バーナによるメタン/酸素燃焼	14
1.3.4 一般的な旋回燃焼器	16
1.3.5 Mixedness の影響	17
1.4 燃料・空気吹出し流速比	19
1.5 目的	20

#### 第 2 章 実験装置

2.1 まえがき	21
2.2 管状火炎バーナ	21
2.2.1 両端開放型の管状火炎バーナ	21
2.2.2 実用型管状火炎バーナ	22
2.2.3 点火装置	22
2.3 燃料・空気供給装置	23
2.3.1 オリフィス流量計	25
2.4 計測装置	27

#### 第 3 章 火炎外観ならびに安定燃焼範囲

3.1 まえがき	28
3.2 実験装置	29
3.2.1 火炎撮影	29

3.2.2	自発光強度分布測定装置	31
(a)	発光原理	31
(b)	測定装置	32
(c)	無次元有効火炎直径	33
3.2.3	管状火炎バーナ	35
3.3	実験方法	36
3.3.1	火炎撮影	36
(a)	実験方法	36
(b)	実験手順	36
(c)	実験条件	36
3.3.2	燃焼限界	37
(a)	実験方法	37
(b)	実験手順	37
(c)	実験条件	37
3.3.3	自発光強度分布測定	38
(a)	実験方法	38
(b)	実験手順	38
(c)	実験条件	38
3.4	火炎外観ならびに安定燃焼範囲 燃料メタンの場合	39
3.4.1	予混合管状火炎燃焼	39
3.4.2	急速混合管状火炎燃焼 スワール数の影響	41
(a)	バーナ A <sub>m</sub> (スワール数 S=5.0, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 1.0$ )	41
(b)	バーナ B <sub>m</sub> (スワール数 S=2.5, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 1.0$ )	43
(c)	旋回強度の影響	45
3.4.3	急速混合管状火炎燃焼 吹き出し流速比の影響	46
(a)	バーナ C <sub>m</sub> (スワール数 S=5.0, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 4.8$ )	46
(b)	バーナ D <sub>m</sub> (スワール数 S=2.5, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 0.5$ )	48
(c)	吹き出し流速比の影響	50
3.5	自発光強度分布 燃料メタンの場合	52
(a)	旋回強度を変化させた場合	52
(b)	吹き出し流速比を変化させた場合	53
3.6	火炎外観ならびに安定燃焼範囲 燃料プロパンの場合	54
3.6.1	旋回強度を変化させた場合	54
(a)	バーナ B <sub>p</sub> (スワール数 S=2.5, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 1.2$ )	54
(b)	バーナ F <sub>p</sub> (スワール数 S=5.0, 吹出し流速比 $\alpha_{st} = 1.2$ )	56
(c)	旋回強度の影響	58

3.6.2吹き出し流速比を変化させた場合	60
(a)バーナAp(スワール数 $S=2.5$ , 吹出し流速比 $\alpha_{st}=0.6$ )	60
(b)バーナCp(スワール数 $S=2.5$ , 吹出し流速比 $\alpha_{st}=2.4$ )	63
(c)バーナDp(スワール数 $S=2.5$ , 吹出し流速比 $\alpha_{st}=6.0$ )	66
(d)バーナEp(スワール数 $S=2.5$ , 吹出し流速比 $\alpha_{st}=11.9$ )	68
(e)吹き出し流速比の影響	71
3.7自発光強度分布 燃料プロパンの場合	74

#### 第4章 未燃ガス濃度分布

4.1 まえがき	76
4.2 実験装置	77
4.2.1 ガスクロマトグラフ	77
4.2.2 ガスクロマトグラフの測定原理	79
4.2.3 分離カラム	80
4.3 実験方法	81
(a)ガスクロマトグラフによる未燃ガスの組成分析	81
(b)実験手順	81
(c)実験条件	81
4.4 燃料メタンの場合	82
4.4.1バーナ管軸中央断面での半径方向の局所当量比の分布	82
(a)バーナ $A_m$ (スワール数 $S=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ , $\Phi_{total}=1.0$ )	82
(b)バーナ $A_m$ (スワール数 $S=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ , $\Phi_{total}=0.8$ )	84
(c)バーナ $B_m$ (スワール数 $S=2.5$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ , $\Phi_{total}=1.0$ )	85
(d)半径方向の局所当量比の分布のまとめ	85
4.4.2バーナ中心での局所当量比の分布	86
(a)予混合(スワール数 $S=5.0$ )	86
(b)スワール数を変化させた場合	87
(c)吹き出し流速比を変化させた場合	88
①吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較	88
②吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較	89
4.5 燃料プロパンの場合	90
①吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較	90
②吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較	92
4.6 考察	93
4.6.1 ケルビン・ヘルムホルツ不安定性による混合特性(Kelvin-Helmholtz instability)	93
4.6.2 運動量流束の影響	96

第5章 燃烧ガス排出特性	
5.1 まえがき	102
5.2 実験装置	103
5.2.1 管状火炎バーナ	103
(a)バーナ本体	103
(b)バーナ全体	104
5.2.2 燃烧ガス温度測定装置 R型熱電対	105
5.2.3 燃烧ガス濃度測定装置 NO <sub>x</sub> /O <sub>2</sub> メーター	106
(a)測定原理	106
(b)換算NO <sub>x</sub> の演算	107
5.2.4 燃烧ガス濃度測定装置 CO/CO <sub>2</sub> メーター	108
測定原理	108
5.2.5 燃烧ガス濃度測定装置 ガスクロマトグラフ	109
5.3 実験方法	110
5.3.1 火炎撮影	110
5.3.2 燃烧ガス温度測定	110
5.3.3 燃烧ガス濃度測定	110
5.4 片端吹き出しでの火炎外観	111
5.5 バーナ中心での局所当量比の分布	113
5.6 排出ガス温度および排出NO <sub>x</sub> , CO濃度測定	115
5.6.1 排出ガス温度	115
5.6.2 排出NO <sub>x</sub> 濃度	117
5.6.3 排出CO濃度	119
5.6.4 まとめ	119
5.7 軸方向, 半径方向の温度, 濃度分布測定	120
5.7.1 バーナ D <sub>m</sub> α <sub>st</sub> = 0.5	120
5.7.2 バーナ E <sub>m</sub> α <sub>st</sub> = 0.25	122
5.8 まとめ	124
第6章 総括	125
参考文献	127
謝辞	130
付録 NO <sub>x</sub> 生成メカニズム	131

# 第 1 章

## 序論

## 1.1 まえがき

人類が他の動物と区別される最も大きな要素は火を使うことであるといえよう。燃焼、すなわち火に関する現象は、このように人類にとって最も身近で、かつ重要な現象である。人類はエネルギーを利用することによって文明を発達させてきたが、実は、そのエネルギーの8割以上は化石燃料の燃焼から得ている。自動車、航空機、調理、暖房、火力発電、製鉄などの工業炉、こみ焼却炉など、すべてが燃焼エネルギーで動いている。文明の進展と共に人類のエネルギー消費量は増大し、特に産業革命以降、人類文明・科学技術の急速な発展とともに化石燃料の消費は急激に増加した。また、将来相当長期間にわたって、人類は燃焼、特に石油、天然ガス、石炭などの化石燃料の燃焼を文明維持のためのエネルギー源として利用しなければならないのが現状である。

一方、このように大量のエネルギーが化石燃料の燃焼により生成されると、その排気ガスもばく大なものとなるので、その中に含まれる環境汚染物質の濃度などを低減させ、環境との調和をはかることが必要である。環境汚染物質の中で、特に  $\text{NO}_x$ 、 $\text{CO}$  などは、燃焼における化学反応と深いかかわりがあり、これらの濃度を低減させるために、火炎中での生成過程などを明らかにする努力がなされた。また、化石燃料は限りある資源であり、効率的に使わなければならない。それに、人類が燃焼によって得た熱エネルギーを仕事に変換している熱効率は、最大でも40%程度に過ぎない。残りのエネルギーは熱として環境に無駄に捨てられている。それゆえ、燃焼によって環境汚染問題や燃焼エネルギーの有効利用の問題を解決するには、燃焼の本質を理解し、高効率で低環境負荷の燃焼方法と技術を確立する必要がある。

燃焼技術は、2回の世界大戦を通じて特にジェット機関やロケット機関などの開発、さらにその後の燃焼関連の工業分野における飛躍的な発展に大きいに寄与した。われわれは、この燃焼学の進展、ならびに実用的な燃焼技術の更なる飛躍に貢献すべく、燃焼の分野において近年注目されている、新しい技術「管状火炎燃焼」について研究するものである。

## 1.2 管状火炎バーナに関する従来の研究

### 1.2.1 管状火炎

管状火炎 (Tubular Flame) は、Professor Ishizuka によって見出され、円筒座標系の火炎素として基礎燃焼学の立場から研究されてきた[1-11].管状火炎バーナには対向流型と旋回流型の2種類がある.

基礎研究用対向流型バーナ(以降、非旋回型バーナと称する)では、図 1.1 に示すように、内径 30mm、長さ 120mm の焼結金属性多孔質円筒の外側から内側に向かって一様な速度で燃料と空気の可燃性混合気を吹き出し、非回転で軸対称な流れ場を形成させる.

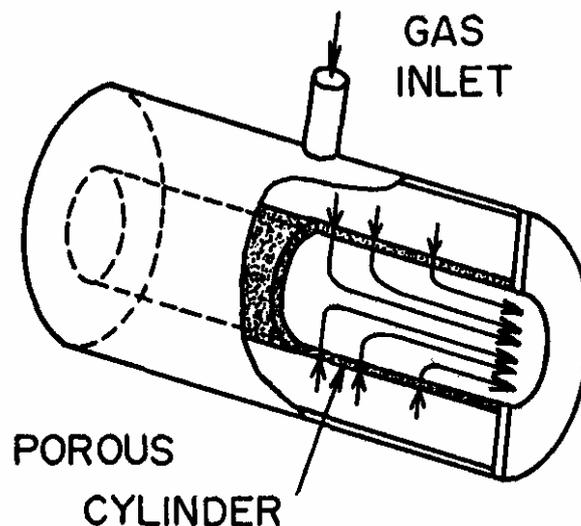


Fig. 1.1 A Counterflow type Tubular flame for fundamental study

一方、基礎研究用旋回流型バーナ(以降、旋回型バーナと称する)では、図 1.2 に示すように、内径 13.4mm、長さ 120mm のガラス管内に、幅 3mm のスリットから燃料と空気の可燃性混合気を接線方向に吹き出し、回転させながらガラス管両端より流出させる。この一様・回転・伸張の流れ中に着火すると、図 1.2 に示すように、滑らかな層流状の表面を持つ、円形断面の管状の火炎が形成される。火炎構造は軸対称で、つまり濃度、速度、温度等も軸対称の分布を取る。また、図 1.3 の温度分布に示すように、外側は低温高密度の未燃ガス、内側は高温低密度の燃焼ガスとなっており、燃焼ガスはバーナ両端から排出される。

この回転伸長流中に形成される管状火炎は、次のような優れた特性を持つことが明らかになっている。

- (1)温度分布が軸対称であるため、火炎帯背後の熱損失がほとんど無い、極めて断熱的な火炎である。
- (2)流れの回転に対して空気力学的にも極めて安定な構造である。
- (3)バーナは低温未燃ガスに覆われているため、バーナに熱的負担をかけない自己冷却作用を持っている。

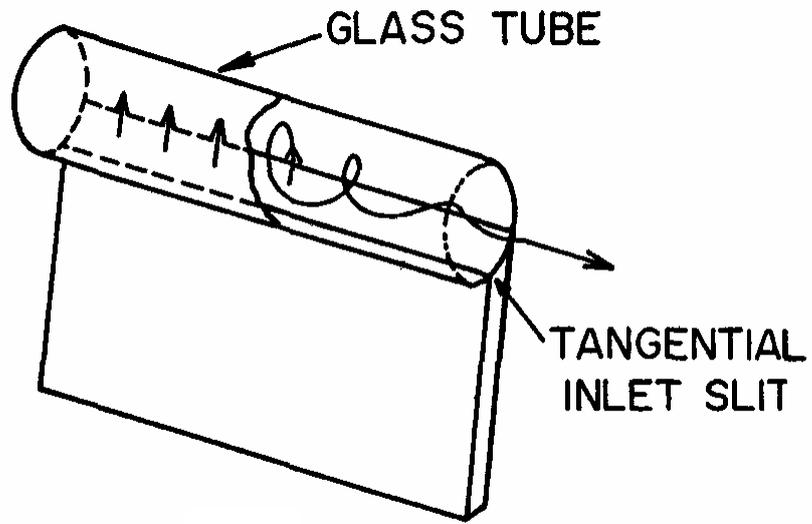


Fig. 1.2 A Swirl type Tubular flame for fundamental study

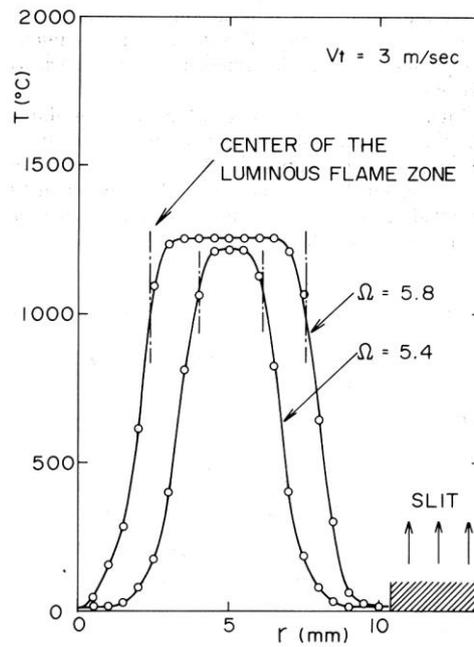


Fig. 1.3 Radial temperature distributions across the Swirl type Tubular flames of lean methane/air mixtures

以上のことから、この回転伸長流中に形成される管状火炎の特性を考えると、その多くが実用燃焼器に供する火炎として非常に大きな利点である。

- ・断熱的な火炎である⇒効率の高いエネルギー供給が可能である
- ・空気力学的に安定⇒高負荷の際にも、安定な火炎が形成できる
- ・自己冷却作用を有する⇒長時間運転が可能、また、複雑な冷却系統が不要である

さらに、上記で述べたように、熱力学的にも空気力学的にも安定である特徴を有していることから、高速に吹き出しても火炎は吹き飛ばず、通常のバーナでは火炎の形成が難しい希薄予混合燃焼も実現でき、さらに空気流量を増やし、火炎帯の滞留時間を短くすることができる。以上の観点からも  $\text{NO}_x$  やすすなどの環境汚染物質の排出が低減に多大に貢献でき、実用化に向けて大きな注目を集めている。

このように管状火炎には、上記のような優れた特性を持つことから、われわれは近年、管状火炎バーナの実用化を目指し開発・研究を行っている[12-15]。その過程で、管状火炎は断熱火炎温度に近い燃焼ガス温度が得られることや、様々な燃料において、広い燃料濃度範囲、広い流量範囲にわたって安定に形成できるなどの優れた特性を持っていることが明らかにされている。

## 1.2.2 逆火

しかしながら、前章で述べたような優れた特性を持つ管状火炎は従来可燃性混合気を吹き出す「予混合燃焼」を前提としていた。「予混合燃焼」とは、Fig1.4 の円筒状のノズルバーナのように、空気と燃料が予めよく混合された状態で火炎帯に流入する方式である。可燃性混合気の成分組成（燃料・酸化剤の種類とその混合比）および物理的状態（圧力や温度）が決まると、最終燃焼状態の燃焼ガスの成分組成や圧力、温度（いわゆる断熱火炎温度）、および火炎の特性（例えば燃焼速度）などが一義的に決まる。従って燃焼状態の制御が可能であり、環境汚染物質の低減が可能であるという大きな利点を有している。しかし、予混合火炎においては、その燃焼速度が有限の値をとるため、気流中に存在する火炎は流速の大小によって下流に押し流されたり、上流にさかのぼったりする。したがって、バーナや燃焼器において定常な燃焼を維持するためには、火炎を燃焼器内の特定の位置に保持する必要がある。一般に火炎はある流速の範囲内でのみ安定化され、可燃性混合気の流速を増大させ、ある限界の流速に達すると火炎は吹き飛ぶ。また逆に流速を減少させ、ある限界の流速に達し、燃焼速度が流速よりも大きくなる領域が生じると火炎は逆火し上流に向かって伝播する。

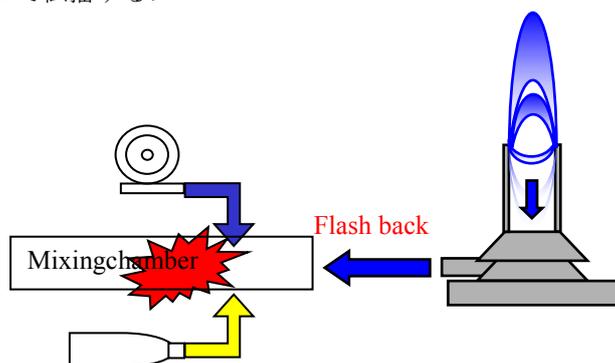


Fig. 1.4 Flash Back

ここでは逆火についてのみ詳しく述べる。ここでは簡略化のためノズルバーナの場合を考える。Fig.1.5は火炎位置 (Fig.1.5,(a)), 流速と燃焼速度の分布のグラフ (Fig.1.5,(b)) である。図のように、火炎が2, 3, 4と下方へ移動すると、燃焼速度曲線(Fig.1.5の(b))は、2, 3, 4と右方に移動する。このような燃焼速度を持つ火炎とバランスする流速分布を直線2', 3', 4'とする。対応する燃焼速度曲線と流速分布曲線とは一点で接するが、その点で燃焼速度と流速とが釣り合い、火炎が安定化される。これが火炎付着の原理であり流速と燃焼速度が釣り合う点が火炎の付着点である。ノズルバーナの場合ではバーナ縁付近の流速の遅いところで安定化されており、混合気の当量比を一定に保ちつつ未燃混合気の流速を小さくすると、燃焼速度 $S_u$ は一定であるので火炎と流線とのなす角 $\theta$ が大きくなり火炎は短くなる。さらに吹き出し流速を遅くすると火炎長さがますます短くなり、ついには火炎がバーナ内に入り込み、上流へとさかのぼっていく逆火が起きてしまう。これは燃焼速度曲線 (Fig.1.5の (b)) の5'直線まで、流速こう配が低下すると、燃焼速度が流速を上回る場所ができて、火炎はバーナ管内を下降し続けるから起きる現象である。そのため、直線4'は逆火が起きる寸前の速度こう配であるため、逆火限界速度こう配と呼ばれる。Fig.1.6のように逆火は燃料と空気とが混合されているところ (Mixing chamber) まで火炎が入り込む可能性があり、大爆発にもつながる。

Fig.1.7は燃料濃度 $\Omega$ —混合気平均吹き出し速度 $V$ の関係で、火炎の安定範囲を示したものである。グラフのように流速の遅いところでは逆火が生じている。特に流速が遅い当量比=1近傍では逆火が起きやすくなっている[16].

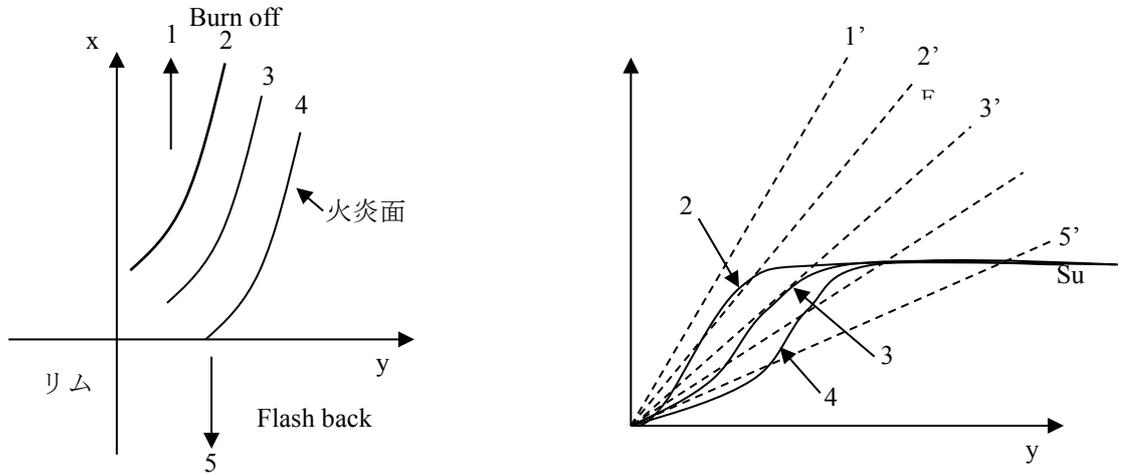


Fig.1.5 Illustrations showing (a) Location of flame and (b) Distribution of flowing velocity with burning velocity.

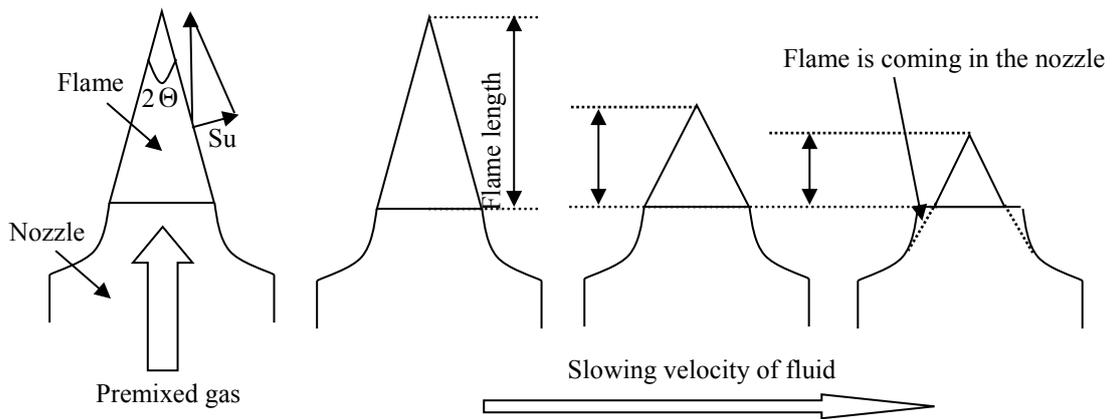


Fig1.6 Flash back system.

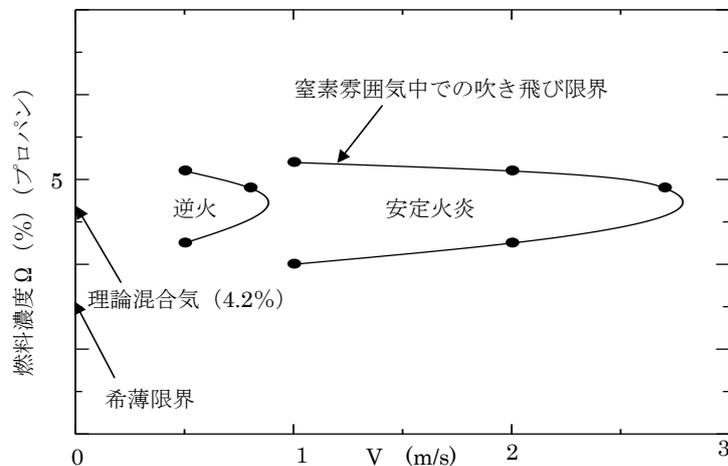


Fig1.7 Mapping of Apparent Uniform Flame Region in the  $V$ - $\Omega$  Plane.

## 1.3 急速混合型管状火炎に関する従来の研究

### 1.3.1 急速混合型管状火炎

上述したように、この優れた特性を持つ予混合型管状火炎燃焼は逆火の危険が伴う。近年、この管状火炎を逆火の危険なく実用燃焼器に供給するべく、燃料と空気を別々のスリットから供給しバーナ内で急速に混合する、急速混合型管状火炎燃焼が提案されている[17,18]。そこで検討されたのが、Fig.1.8に示す、急速混合型管状火炎とは可燃性混合気をスリットから供給していた従来の燃焼方式Fig1.8(a)とは異なり、Fig1.8(b)のように、燃料と空気を別々のスリットから吹き出し、強旋回を与えることにより、燃料と空気が円筒に沿って強い遠心力をうけながら回転するうちに急速に混合され、着火させることによって形成される火炎である。

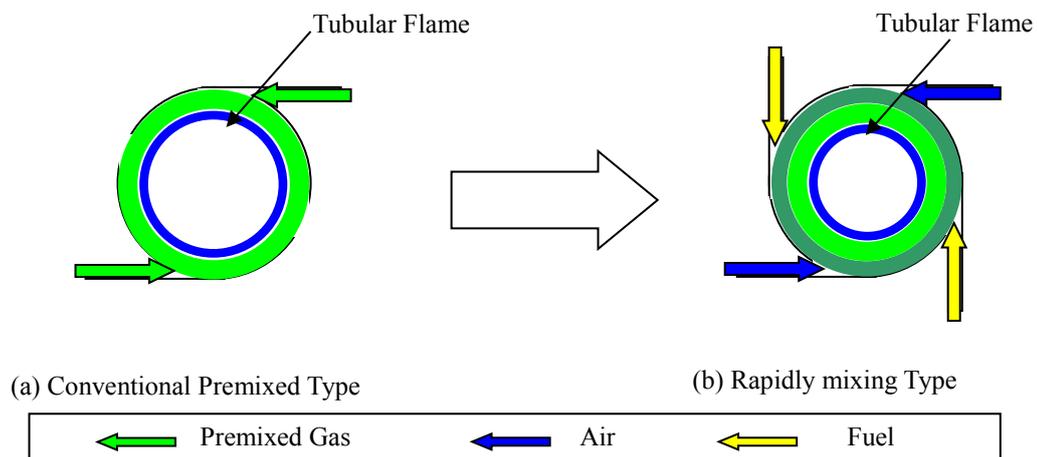


Fig1.8 Rapidly mixed tubular flame combustion

### 1.3.2. 旋回強度

前節述べたように、急速混合管状火炎燃焼は燃料と空気別々のスリットから吹き出し、バーナに接線方向から導入し、強旋回を与えることにより、回転伸長流中に形成される管状火炎である。ここで、旋回強度を表すパラメータとしてスワール数を導入する[19,20].

スワール数は旋回燃焼器において、流れの挙動を支配する重要な無次元数である。スワール数は以下のような定義式で表される。

#### Normal Swirl number

$$S_w = \frac{G_a}{G R_b} = \frac{\int_0^R (wr) \rho (u - 2) \pi r dr}{R_b \int_0^R (\rho u^2 + p) 2\pi r dr} \dots\dots\dots (1.1)$$

$G_a$  : 角運動量,  $G_t$  : 並進運動量,  $R_b$  : バーナ半径,  $u$  : 管軸方向速度,  $w$  : 接線方向速度  
 $P$  : 出口基準静圧,  $\rho$  : 密度,  $A_b$  : バーナ断面積

#### Based input and exit parameters

静圧の影響を無視し、流れは定常、運動量保存が保存されると仮定してバーナの幾何学的形状からスワール数を求めると以下のような式になる。

$$S_w = \frac{\text{Input Angular Momentum}}{D_e / 2 \times \text{Exit Angular Momentum}}$$

$$S_w = \frac{\rho Q^2 D_0}{2A_T} \times \frac{2}{D_e} \times \frac{\pi D_e^2}{4\rho Q^2} = \frac{\pi D_e D_0}{4A_T} \dots\dots\dots (1.2)$$

$D_0$  : Diameter of main section of a burner

$D_e$  : Exit throat diameter

$A_T$  : Cross-sectional exit area

本研究で用いる急速混合型管状火炎バーナでは、式(1.2)における $D_0$ と $D_e$ はバーナ内径 $D_b$ と等しい。また、燃料であるメタンが空気に対して体積で10%であるので、燃料はほぼ無視できるとすると、 $A_T$ は空気スリット断面積 $A_a$ と等しくなる。よって、急速混合型管状火炎バーナにおけるスワール数は次式で定義される[21].

$$S_w = \frac{\pi D_b^2}{4A_a} \dots\dots\dots (1.3)$$

### 1.3.3. 急速混合管状火炎燃焼の特性

これまでに、この急速混合型管状火炎燃焼についても多くの研究がなされてきた[17,18,22].

図 1.7 に、予混合気を吹き出した場合 (a 予混合型管状火炎燃焼) と、燃料と空気を別々に吹き出した場合 (b 急速混合型管状火炎燃焼) の火炎外観の一例を示す. 上から当量比を 1.2, 1.0, 0.7 と変化させた場合で、A が石英管側面、B がスリット部石英ガラス側面、C, D がバーナ端石英ガラス垂直方向および斜め方向より撮影した結果である.

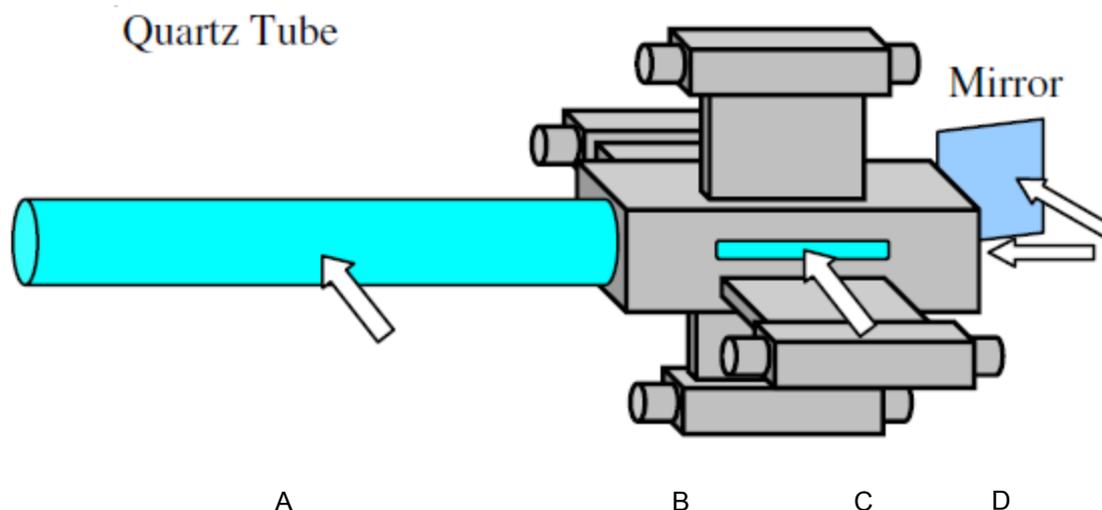
予混合型管状火炎では、いずれの場合も、均一な火炎面を持つ管状の火炎がバーナ内に形成されていることがわかる. 量論比付近で火炎長さをもっとも短く、火炎直径が大きく発光の強い火炎が形成される. 燃料濃度を減少させた場合、火炎は伸びて、発光は弱くなっている. 一方、燃料過剰側では、火炎が長く伸び、吹き出し部で発光も弱くなっている. 石英管出口では余剰燃焼と周囲空気との間に拡散燃焼が観察される.

急速混合型管状火炎は、量論比付近では極めて均一な火炎面が形成されている様子がわかる. このように、急速混合型では、メタンを燃料とした場合には、予混合に匹敵する均一な火炎面をもつ管状火炎が形成できることがわかる.

その状態から燃料濃度を増加させた  $\Phi=1.2$  では、火炎が長く濃緑色へと変化し、延長管部の火炎に斑が生じているのが見て取れる. しかし、燃料を増加させたにもかかわらず、火炎基部では発光強度が高くなっており、その色も青炎に近い様子が見て取れる. さらに、火炎直径が量論比と比べて大きくなっていることから、急速混合型では燃料濃度の増加に伴い燃焼強度が高められていると考えられる.

一方、燃料濃度を減少させた  $\Phi=0.7$  では、火炎が若干長くなり、火炎に斑が生じているのがわかる. さらに、発光強度も低下し、火炎直径が大幅に減少している様子がわかる.

ここで、予混合型と急速混合型を比較すると、火炎長さは、量論および希薄側では急速混合型の方が長く、過濃側ではどちらも延長管より長い. 火炎直径は、予混合型では量論比で最大直径となり、希薄側、過濃側で小さくなる一方、急速混合型の場合、希薄側から燃料濃度の増加に伴い単調に増加している. 火炎の発光強度、発光色は、予混合型ではどの条件においてもバーナ基部から延長管にいたるまで均一な発光強度・発光色であるのに対して、急速混合型ではバーナ基部と延長管で異なる.



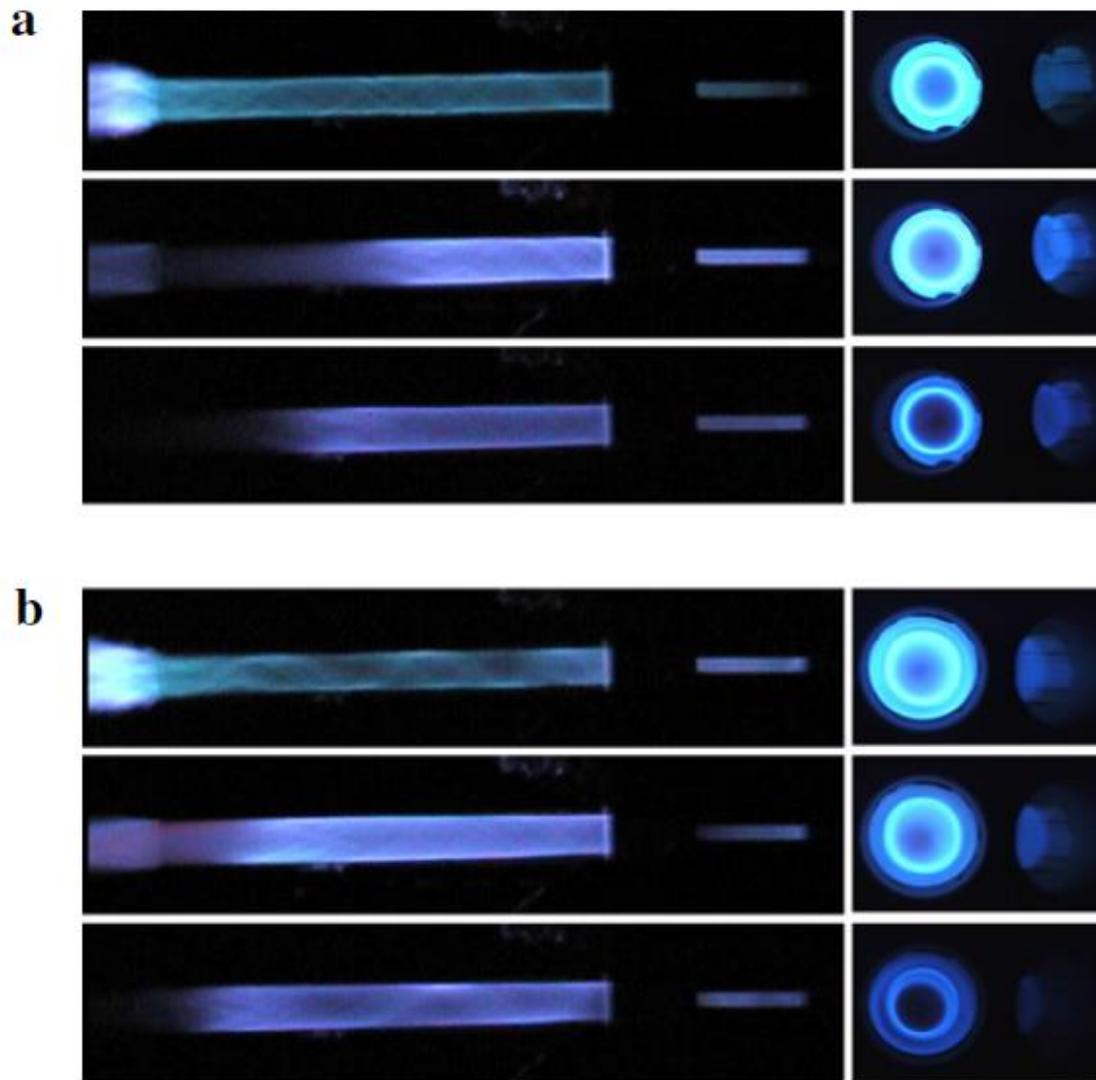


Fig 1.7. 火炎概観(a)予混合型 ; (b)急速混合型 ; バーナ直径, 52mm ;  
 上  $\Phi=1.2$  ; 中  $\Phi=1.0$  ; 下  $\Phi=0.7$  ;  $Q_{air}=60\text{m}^3/\text{h}$  ; 燃料,メタン

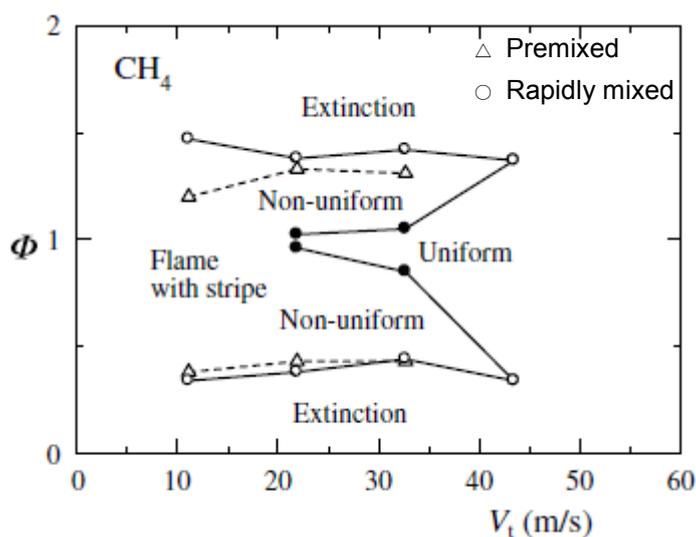


Fig 1.8. Mapping of various combustion regions

バーナ直径, 52mm ; 燃料,メタン

図 1.8 には、内径 52mm の管状火炎バーナの燃焼範囲を示す。縦軸は当量比  $\phi$ 、横軸は接線方向速度  $V_t$  である。また、図中  $\triangle$  は予混合型の希薄、過濃燃焼限界を示す。

この結果を見ると、急速混合型管状火炎では、希薄可燃限界(当量比 0.5)付近から過濃可燃限界(当量比 1.68)付近にわたる広い濃度範囲の混合気に対して、接線方向速度  $V_t=10\text{m/s}$  以上で管状火炎が形成されていることがわかる。

図 1.7 に説明した吹き出し空気流量  $Q_a=60\text{m}^3/\text{h}$ 、 $V_t=27.9\text{m/s}$  では、 $\phi=0.8\sim 1.05$  において均一な火炎が形成される。それより過濃側、希薄側では縞状の火炎が形成される。メタンを燃料とした場合、消炎まで浮き上がりは発生せず、燃料の増加/減少により、火炎が全体的に薄れ、過濃/希薄限界に達する。

吹き出し流量を低下させると、均一な火炎帯が形成される領域は狭まり、 $Q_a=40\text{m}^3/\text{h}$ 、 $V_t=20\text{m/s}$  以下では縞状というより、むしろ燃料スリットから拡散火炎が形成されている状態となる。

吹き出し流量を増加させると、 $Q_a=80\text{m}^3/\text{h}$ 、 $V_t=37.2\text{m/s}$  以上ではほぼ全域で均一な火炎が形成されるようになる。このように、吹き出し流量を増加させると、安定、且つ均一な管状火炎が形成できることが示された。

以上のように、燃料にメタンを用いた内径 52mm バーナでは、急速混合型管状火炎はその可燃限界は予混合型に近い結果となり、また、吹き出し流量が高い量論比付近の条件において、極めて均一な火炎表面を持つ管状火炎が形成されることが明らかとなった。

**Table 1**  
**Summary of the establishment of rapidly mixed tubular combustion**

Diameter (mm)	Slit width		
	3 mm	6 mm	9 mm
52	S(3.45)	F(1.72)	F(1.15)
76	S(7.63)	S(3.81)	F(2.54)
102	S(13.5)	S(6.77)	S(4.52)

S, success; F, failure; (), swirl number.

また、急速混合型管状火炎において比較的安定に形成できる、バーナ内径とスリット幅を変化させながら、旋回強度に対する火炎の安定性について詳しく調べた。

上述したように、急速混合型管状火炎バーナにおけるスワール数は次式で定義される。

$$S_w = \frac{\pi D_b^2}{4A_a} \dots \dots \dots (1.3)$$

表 1 は、さまざまなバーナ内径とスリット幅によって、式 1.3 で簡单的に求められるスワール数をまとめた結果である。この表では、縦のコラムにバーナ内径、横のコラムにスリット幅を取り、安定な火炎が形成される場合は S、全く形成されない場合は F で示し、( ) 内にはその条件におけるスワール数を示す。

以上の結果をまとめると、スワール数 Sw=3.0 以上の旋回強度を与えると、バーナ径が小さく混合領域が狭い場合でも予混合型管状火炎に“類似した”均一で層流状の火炎面が形成されること、当量比、流量の広い範囲で燃焼が実現可能であることが確認された。また一方、Sw<3 以下では安定な火炎が形成されないことがわかった。

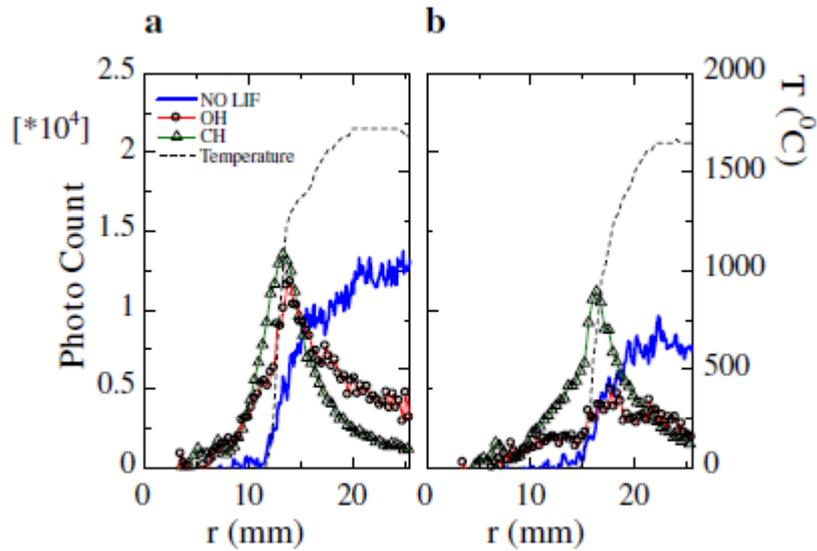


Fig 1.9. Radial distributions of OH, CH, and NO species and temperature.  
 (a) 予混合型, (b) 急速混合型. バーナ直径, 52mm ; 燃料,メタン ;  $Q_{air}=60\text{m}^3/\text{h}$

以上の結果より, 燃料と空気を別々のスリットから吹き出してバーナ内で急速に混合させることにより, 予混合燃焼に近い燃焼状態を実現する可能性を確認した.

図 1.9 には, LIF 計測により,  $\Phi=1.0$  で急速混合型管状火炎と予混合型管状火炎の OH, CH, NO および温度分布の測定結果を示す. この図は, 横軸はバーナ壁からの半径方向距離  $r(\text{mm})$ , 縦軸左側は蛍光・自発光の相対強度であるフォトカウント値 (以下, 「P.C.」 と略記), 縦軸右側は温度  $T(^{\circ}\text{C})$  である. 各測定結果はバーナ壁( $r=0\text{mm}$ )からバーナ中心軸( $r=26\text{mm}$ )の範囲について示す.

まず, 予混合型の場合 (図 1.9 (a)), 温度は  $1700^{\circ}\text{C}$  に達する高温領域が厚く形成される分布となっており, また, CH, OH ラジカルは,  $[\text{OH}/11800 \text{ P.C.}]$ ,  $[\text{CH}/13550 \text{ P.C.}]$  に達する鋭いピークを持つ分布となっていることから, 燃焼強度の高い様子がわかる. NO 分布は, CH, OH ラジカルがピークをとる付近において急激に増加した後,  $r=16\text{mm}$  以降は緩やかに増加し, 管軸付近において  $12800\text{P.C.}$  程度に達する.

一方, 急速混合型の場合 (図 1.9 (b)), 温度は, 最高温度が  $1650^{\circ}\text{C}$  と, 予混合型に匹敵する温度に達している. ところが, それに対して OH・CH ラジカルはピーク値が  $[\text{OH}/4970 \text{ P.C.}]$ ,  $[\text{CH}/11180 \text{ P.C.}]$  と低い値となっている. NO の分布は, ラジカル発光強度が低いことに対応して, 火炎帯前面から緩やかな分布をとっており, 管軸付近で  $7600\text{P.C.}$  と, 予混合型の  $60\%$  程度の値である. このことから, 量論比の条件では, 急速混合型は, 予混合型とほぼ同程度の火炎温度に達しながら, NO を  $40\%$  近く低減できることが示された.

以上, 予混合型と急速混合型の火炎構造の差異が明確にされるとともに, 急速混合型を用いれば NO は大幅に低減できる可能性が示された.

これまでに安定燃焼のためには空気吹き出し速度が  $20\text{m/s}$  以上, 且つ, 旋回強度の目安であるスワール数  $S$  のオーダーが 1 以上でなければならないことが明らかにされている.

### 1.3.4 急速混合型管状火炎バーナによるメタン/酸素燃焼<sup>[23,24]</sup>

近年、空気由来の  $\text{NO}_x$  を絶つ燃焼法として、また、二酸化炭素分離・固定化技術の一翼を担う燃焼法として、純酸素燃焼が注目されている。しかし、逆火やデトネーションなどの危険性があり、これを回避する新しい燃焼技術が望まれている。ここで、空気を対象として開発された急速混合型管状火炎を、一般の酸素富化燃焼に拡張すべく、酸素を添加して酸化剤酸素濃度を高めた場合の急速混合型管状火炎燃焼の安定性について実験的に調べることにした。

実験には、内径 16mm、矩形スリットが燃料用、酸化剤用に 2 個ずつ  $90^\circ$  毎に交互に取り付けられたステンレス製の急速混合型管状火炎バーナを使用した(図 1.10)。矩形スリットの長さは 8mm、幅  $W$  は 2mm と 1mm の 2 種類である。概算で求めたスワール数はそれぞれ 6.3 と 12.6 である。バーナの閉端には観察用に石英窓が設けられており、他端には内径 16mm、長さ 50mm の石英管を取り付けて実験を行った。

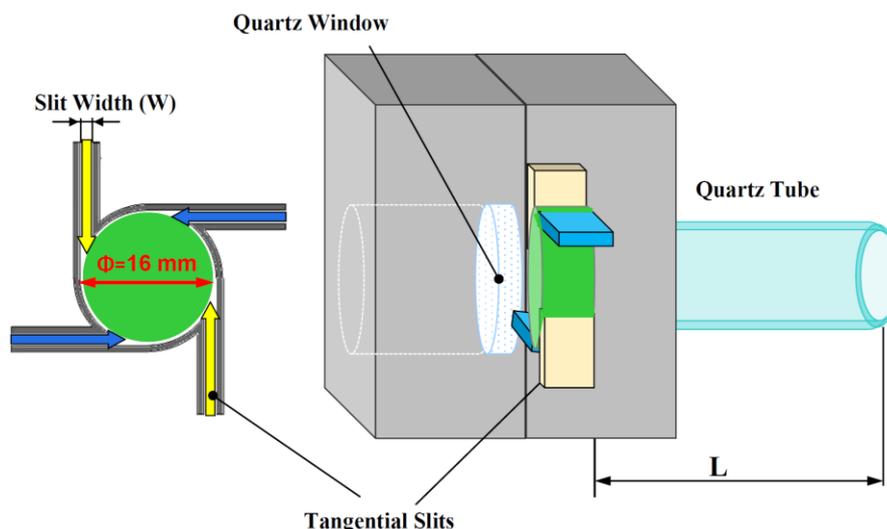


Fig.1.10 Schematic of the rapidly mixed type tubular flame burner

図 1.11 は、長さ 100mm の石英管をバーナに装着したときの火炎外観を示す。燃料流量が大きいと激しい振動燃焼が発生するが(図 1.11 上)、燃料流量を下げると管状火炎が形成され(図 1.11 下)、さらに燃料流量を減らすと管状火炎の形状を維持しつつ消炎が起きる。

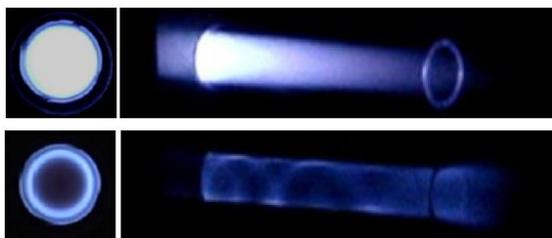


Fig.1.11 Appearance of flames ( $W=1\text{ mm}$ ,  $L=100\text{ mm}$ ,  $Q_{\text{O}_2}=10\text{ m}^3\text{ N/h}$ , Upper  $Q_{\text{CH}_4}=1\text{ m}^3\text{ N/h}$ , Lower  $Q_{\text{CH}_4}=0.85\text{ m}^3\text{ N/h}$ )

また、安定な管状火炎燃焼の成立条件に関する実験を引き続き行い、混合特性時間や反応特性時間を求め、反応性ガス力学的にその成立条件について検討を加えた。

反応の特性時間  $\tau_r$  は、層流火炎の厚みを  $\delta_L$ 、層流燃焼速度を  $S_L$  とすると次式で与えられる。

$$\tau_r \equiv \delta_L / S_L \quad (1.4)$$

ここで、層流火炎厚み  $\delta_L$  は、温度伝導度  $\kappa$  を層流燃焼速度  $S_L$  で除して求めることもできるが、本研究では、CHEMKIN-PROソフトウェアを用いて燃焼速度  $S_L$  を求める関係上、最終温度  $T_b$  と初期温度  $T_u$  との温度差を最大温度勾配  $\max(|\partial T / \partial x|)$  で除することで求める方法を用いることにした[25]。

$$\delta_L = (T_b - T_u) / \max(|\partial T / \partial x|) \quad (1.5)$$

混合の特性時間  $\tau_m$  は、混合層の厚みを  $\delta_m$ 、燃料と酸素の代表拡散係数を  $D_{mass}$  とすると、次式で与えられる。

$$\tau_m \equiv \delta_m^2 / D_{mass} \quad (1.6)$$

混合層の厚み  $\delta_m$  は、例えば、平行2層流間の場合、境界層の厚みに準じた値、すなわち、 $\sqrt{\nu x / U}$  (ここで  $\nu$  は動粘性係数、 $x$  は流れ方向距離、 $U$  は流速) に比例した値で与えられる[26]。

急速混合型管状火炎バーナの場合、スリット出口から境界層が発達し、これが90°隔てた別のスリットから吹き出される流体と衝突し混合が行われるので、一つの考え方として、境界層の厚みを混合層の厚みとして考えることができる。しかし、ここでは、より実践的に測定してみることにした。

これら測定に基づき、混合時間を求めた結果を表2に示す。ここで、拡散係数としては、メタンと酸素の常温・常圧における2成分拡散係数  $0.23 \text{ cm}^2/\text{s}$  を、酸素の吹き出し流速  $69.6 \text{ m/s}$  に比較して燃料の速度は一桁小さいので、この拡散が律速になるものと仮定して  $\delta_m$  を求めた。その結果、混合時間  $\tau_m$  は、当量比 0.12 では  $0.3 \text{ ms}$  程度、燃料流速の大きい当量比 0.5 で  $71$  となった。

参考に、表中に混合時間と反応特性時間との比で定義されるダンケラー数

$$D_a \equiv \frac{\tau_m}{\tau_r} \quad (1.7)$$

の値を示す。管状火炎が形成される当量比 0.12 と 0.15 の場合、 $\tau_m \ll \tau_r$  で  $D_a \ll 1$  となるのに対し、激しい振動燃焼となる当量比 0.5 の場合、 $\tau_m > \tau_r$  で、 $D_a > 1$  となることがわかった。

Table 2 Characteristic mixing time and the Damkohler number

$\phi$	$V_f$ [m/s]	$\delta_m$ [mm]	$\tau_m$ [s]	$D_a$	tubular flame
0.12	4.1664	0.0826	2.96E-4	0.0156	success
0.15	5.208	0.0738	2.37E-4	0.0850	success
0.17	5.9024	0.0694	2.09E-4	0.2130	failure
0.5	17.36	0.0404	7.11E-5	2.2100	failure

### 1.3.5 一般的な旋回燃焼器

燃料と空気を接線方向から導入する急速混合型管状火炎バーナは、旋回器を用いて導入する旋回燃焼器とでは、「旋回流」を使用する点では一致する。しかし、その燃焼状態、および、構造は大きく異なる。

急速混合型管状火炎バーナでは、前節 1.3.3 で述べたように、まず、燃焼状態であるが、一般的な旋回燃焼器より大きなスワール数を必要とするほか、燃料と空気を管壁に沿って同方向に導入し遠心力により火炎を均一な層流化して面積的な、すなわち、単位面積当たりの反応量で評価されるような層流燃焼を行う。また、急速混合型管状火炎バーナでは、スワール数を大きくしていくと、バーナ管軸近傍に下流側からの逆流が生じるものの、半径方向の周速度分布は、バーナ中央部の剛体渦の領域とその周辺のせん断流から成る構造である。

一方、一般的な旋回燃焼器については多くの研究がなされてきた[27-30]。この旋回流を伴う非予混合燃焼は強い乱れにより乱流化させ、体積的な、すなわち単位体積当たりの反応量で評価される乱流燃焼を行う。また、Fig.1.15に示すような内部循環領域を持つ構造をとる。

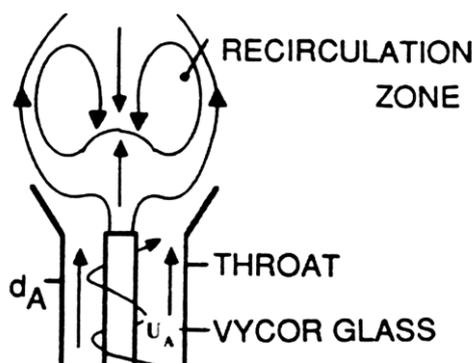


Fig.1.15 Internal recirculation structure of general swirl burners.

### 1.3.6 Mixedness の影響

上述したように、急速混合型を用いれば  $\text{NO}_x$  は大幅に低減できる可能性が示された。燃料と空気が十分に混合されていない場合、総括的な当量比が同じでも  $\text{NO}_x$  の排出量が異なることが明らかにされている [31]。Fig1.16 に示したのは当量比による  $\text{NO}_x$  排出量の変化を示したものである。縦軸は Emission Index, 横軸は当量比である。また、図中  $S$  は不均一性を表すもので  $S=0$  のとき完全予混合の状態となっている。これをみると、当量比  $\Phi=1.0$  付近では混合気が不均一な状態であるほど  $\text{NO}_x$  排出量が低下している。しかし、当量比が  $\Phi=0.8$  以下では混合気が不均一な状態であるほど  $\text{NO}_x$  排出量が増加している。

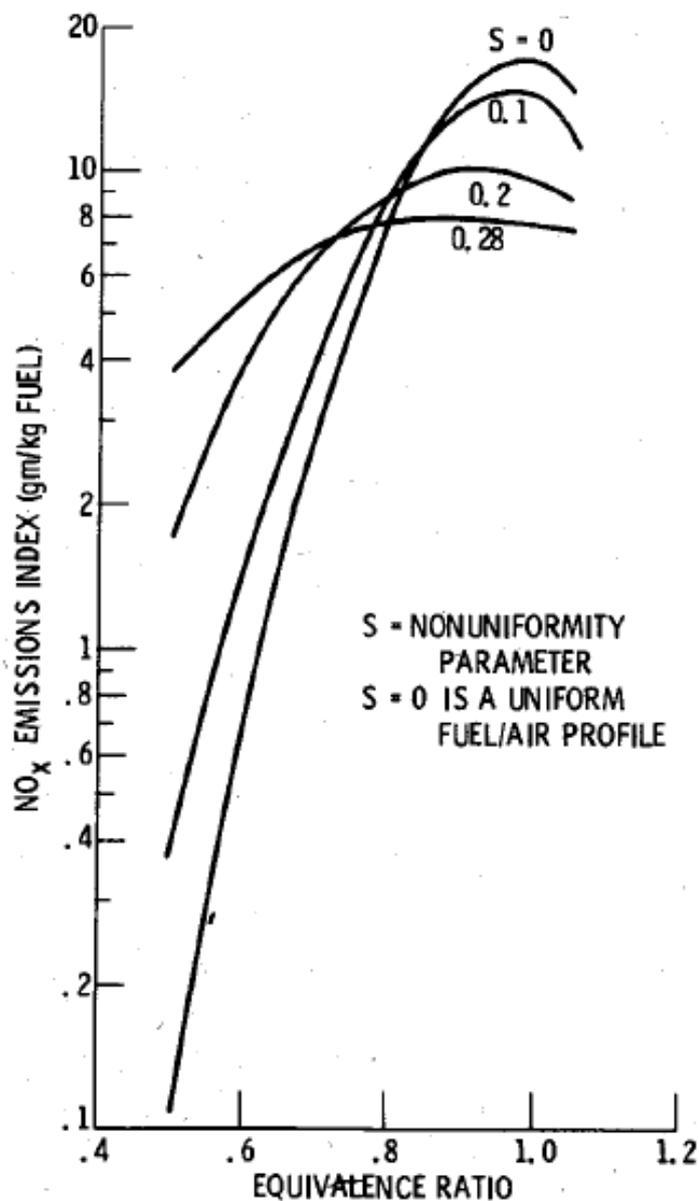


Fig1.16.  $\text{NO}_x\text{EI}$  と不均一性の関係 (31)

一般的に予混合の場合、 $\text{NO}_x$ の生成量は Fig1.17 のようになる[32]。  $\text{NO}_x$ 生成量は当量比  $\Phi = 1.0$  付近で最大値を取り、 $\Phi = 1.0$  から離れるにつれ  $\text{NO}_x$ 生成量は低下する。 Fig1.16 の  $\Phi = 1.0$  付近で不均一性が増すにつれて  $\text{NO}_x$ 生成量が低下したのは、総括的には  $\Phi = 1.0$  付近であるが、局所的に当量比が  $\Phi < 1$  や  $\Phi > 1$  となっているため、その部分で  $\text{NO}_x$ 生成量が減少し、結果的に全体の  $\text{NO}_x$ 生成量も低減したとされている。逆に、 $\Phi = 0.8$  以下の場合、不均一性が増加するにつれ  $\text{NO}_x$ 生成量も増加している。これは、混合気が不均一な場合、局所的に当量比が低下したところでの  $\text{NO}_x$ 低減量より、局所的に当量比が増加したところの  $\text{NO}_x$ 増加量が上回ったためであるとしている。

急速混合型管状火炎の場合、燃料と空気を別のスリットから吹き出し、バーナ内で急速に混合し燃焼させている。このため、局所的に当量比が総括当量比より大きい部分と小さい部分が生じていると考えられる。

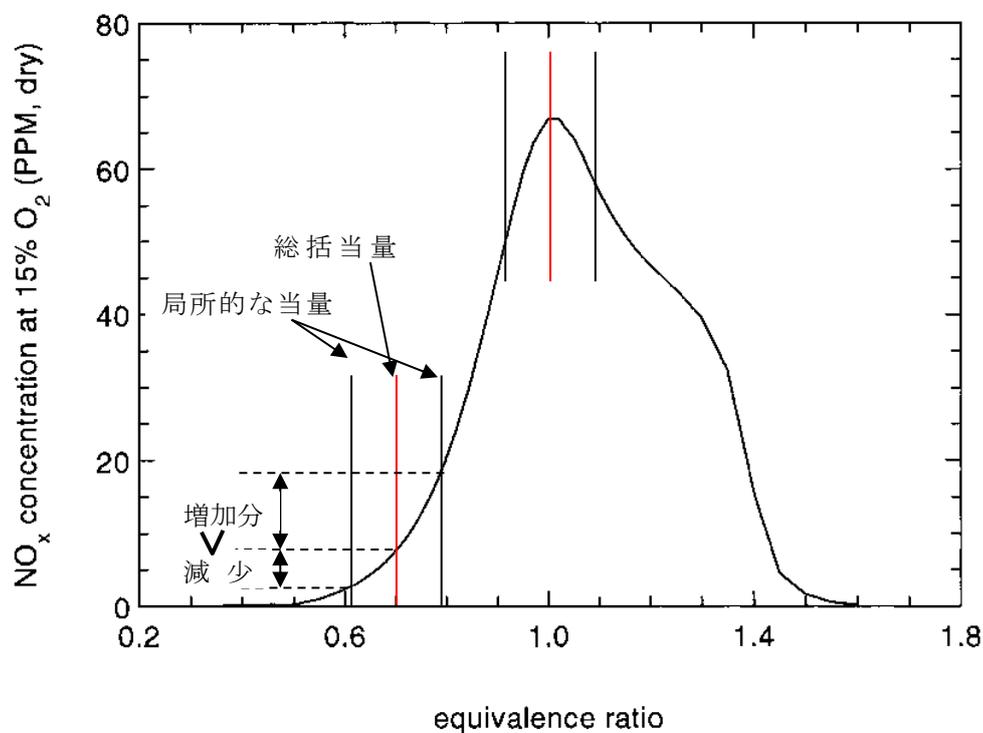
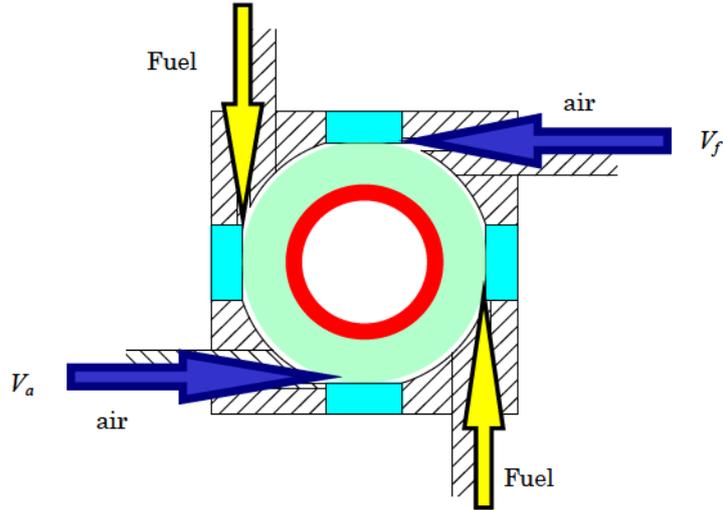


Fig.1.17  $\text{NO}_x$ 濃度と当量比の関係 (32)

## 1.4. 空気・燃料吹き出し流速比

そこで、我々は、この急速混合管状火炎における混合気形成過程および燃焼特性を明らかにするべく、新しいパラメタである量論比における空気・燃料吹き出し流速比 $\alpha_{st}$ を導入する。



$$\begin{aligned}
 V_a &= \frac{Q_a}{A_a} \\
 V_f &= \frac{Q_f}{A_f} \\
 \alpha &\equiv \left( \frac{V_a}{V_f} \right)_{st} \xrightarrow{V_a = Q_a/A_a, V_f = Q_f/A_f} \alpha = \frac{(A_f/A_a)}{(Q_f/Q_a)_{st}} \quad (1.4)
 \end{aligned}$$

ここで吹き出し流速比 $\alpha$ の定義に付いて説明します。 $V$ は吹き出し流速[m/s]、添え字 $a$ は空気、 $f$ は燃料、 $st$ は量論状態、 $Q$ は体積流量[L/min]、 $A$ はスリット断面積[m<sup>2</sup>]である。つまり、理論当量比で空気の吹き出し流速を燃料の吹き出し流速で除した値は、体積流量とスリット断面積より、式(1.4)の様に表される。

$$\begin{aligned}
 \frac{A_f}{A_a} = \left( \frac{Q_f}{Q_a} \right)_{st} &\quad \longrightarrow \quad \alpha = 1, (V_a = V_f) && \text{空気流速=燃料流速} \\
 \frac{A_f}{A_a} > \left( \frac{Q_f}{Q_a} \right)_{st} &\quad \longrightarrow \quad \alpha > 1, (V_a > V_f) && \text{空気流速>燃料流速} \\
 \frac{A_f}{A_a} < \left( \frac{Q_f}{Q_a} \right)_{st} &\quad \longrightarrow \quad \alpha < 1, (V_a < V_f) && \text{空気流速<燃料流速}
 \end{aligned}$$

この値が1の時、量論状態で燃料と酸化剤が同じ速度で吹き出される。  
 この $\alpha$ が1より大きいときは、当量比1で、空気の方が高速に吹き出され、  
 $\alpha$ が1より小さいときは、燃料の方が高速に吹き出される。

## 1.5 目的

管状火炎バーナに燃料と酸化剤を別々に供給し、着火した場合に形成される非予混合管状火炎は、逆火の危険なく、管状火炎の特性を実用燃焼器に適用できる。この非予混合管状火炎は旋回による混合促進効果のために予混合火炎に近い構造を取ることから「急速混合型管状火炎」と呼ばれ、様々な研究が行われてきた。しかし、火炎構造や燃焼状態を制御することを目的とした研究は行われておらず、したがって、燃焼ガス温度や組成を正確に予測し、自在に制御するといったことは困難な現状にある。そこで本研究では、急速混合管状火炎の構造・燃焼状態を制御する手段を見出し、そのメカニズムの解明まで行うことを目的とする。

そこで本研究では、旋回強度のパラメタであるスワール数  $s$  および空気・燃料の吹き出し流速  $\alpha$  のパラメタとして、急速混合管状火炎の構造制御について明らかにするべく、未燃混合気のガス濃度分布を測定し、局所的な当量比および火炎構造が燃料と空気の吹き出し流速比によって変化することを確認する。なお、吹き出し流速比  $\alpha$  の変化によって、局所的な当量比が変化することを確認する上、バーナ軸方向に濃淡／淡濃の燃焼を行わせ、 $\text{NO}_x$  排出濃度を抑制できる可能性がある。

## 第 2 章

### 実験装置

## 2.1 まえがき

実験装置は、①管状火炎バーナ②燃料・空気供給装置③計測装置の3つに分けられる。本章は、管状火炎バーナおよび燃料・空気供給装置を詳しく説明する。計測装置については後述の実験結果と共に、詳細に説明していく。

## 2.2 管状火炎バーナ

### 2.2.1 両端開放型の管状火炎バーナ

Fig.2.1 は本研究用いた両端開放型の管状火炎バーナ本体の斜断面図(A)、断面図(B)および側面図(C)である。バーナは内径 30mm、長さ 150mm の石英製で、内部が観測可能である。接線方向スリットを4つ、対称位置に設けられており、空気と燃料は、それぞれ別々に、空気スリット(Fig. 2.1, Air slit: 幅  $W_a$ , 長さ  $L_a$ )、および燃料スリット(Fig. 2.1, Fuel slit: 幅  $W_f$ , 長さ  $L_f$ )からバーナ内に吹き出され、既燃ガス或いは未燃混合気は、軸方向の両端から吹き出される。本研究では、吹き出しスリットの長さ  $L$  と幅  $W$  が異なるバーナを用い、同一吹き出し条件におけるスワール数  $S$ 、ならびに空気と燃料の吹き出し流速比を変化させて実験を行った。

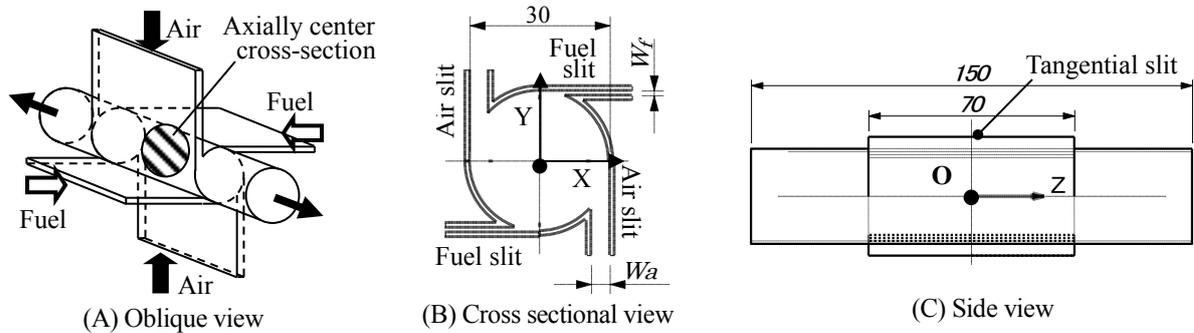


Fig.2.1 Tubular flame burner

## 2.2.2 実用型管状火炎バーナ

実用型管状火炎バーナでは、ほとんどの場合にバーナ軸方向の一端を封じ、片端のみから吹き出させて高温の燃焼ガスを利用し易くしている[12-15]. そこで本研究では、燃焼ガス排出特性に及ぼす吹き出し流速比の影響を明らかにするべく、Fig.2.2のように前節で述べた管状火炎バーナ本体の軸方向の一端を石英製のピストン(Fig. 2.2,左側 Piton)で封じ、他端には燃焼管として内径 36mm, 長さ 600mmの石英管(Fig. 2.2, Combustion tube)を取り付けて実験を行った. Fig. 2.2のように閉端を原点として軸方向距離  $Z$  をとると、 $Z = 0 \sim 70$  mm が接線方向スリット取り付け位置、 $Z = 700$  mm が燃焼管出口である. 以降、スリット取り付け位置の  $Z = 0 \sim 70$  mm の範囲を「吹き出し部」と呼ぶ.

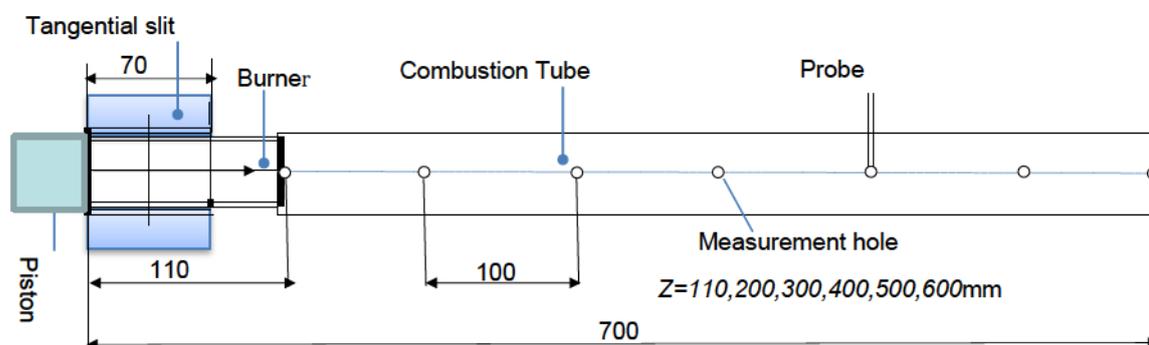


Fig.2.2 Schematic of the combustor.

## 2.2.3 点火装置

点火装置には手動（点火棒）のもの、点火装置を内蔵し自動で点火するものがある. 自動点火には主バーナに直接電気スパークで点火する方法（ダイレクト点火方式）と、電気スパークによりパイロットバーナを点火し、その後主バーナに着火する方法（パイロット点火方式）に大分される.

本実験では、携帯式の高スーチ(SOTO 新富士バーナ ST-405)を使って着火した.

## 2.3 燃料・空気供給装置

本実験では、燃料にはプロパンとメタンを使用した。プロパン、メタンともに、ボンベから、それぞれの減圧弁を用いて  $0.8\sim 1.0\text{kgf/cm}^2\text{-G}$  に減圧した後、オリフィス流量計に供給し流量を測定後、バーナに直接供給される。

一方、空気はエアーコンプレッサー（HITACH 小型空気圧縮機，PB-3.7M6，出力：3.7kw，最高圧力：0.93MPa，吐出し空気量：440 L/min）より供給し，オリフィス流量計で流量を測定後，直接バーナ内に供給される。

急速混合型の場合には Fig.2.3 のように上下のスリットからは空気を，左右のスリットからは燃料を供給し，バーナ内で急速に混合されるようにしている。一方，予混合型の場合は，Fig.2.4 のように燃料と空気をミキシングチャンバーで十分混合し，その可燃性混合気を上下スリットからバーナ内に供給し，左右のスリットは閉じたままにしてある。このように設定したのは空気の流量が燃料の流量に比べはるかに大きいので，できるだけ同じ吹き出し速度で実験を行うためである(Fig.2.5 参照)。

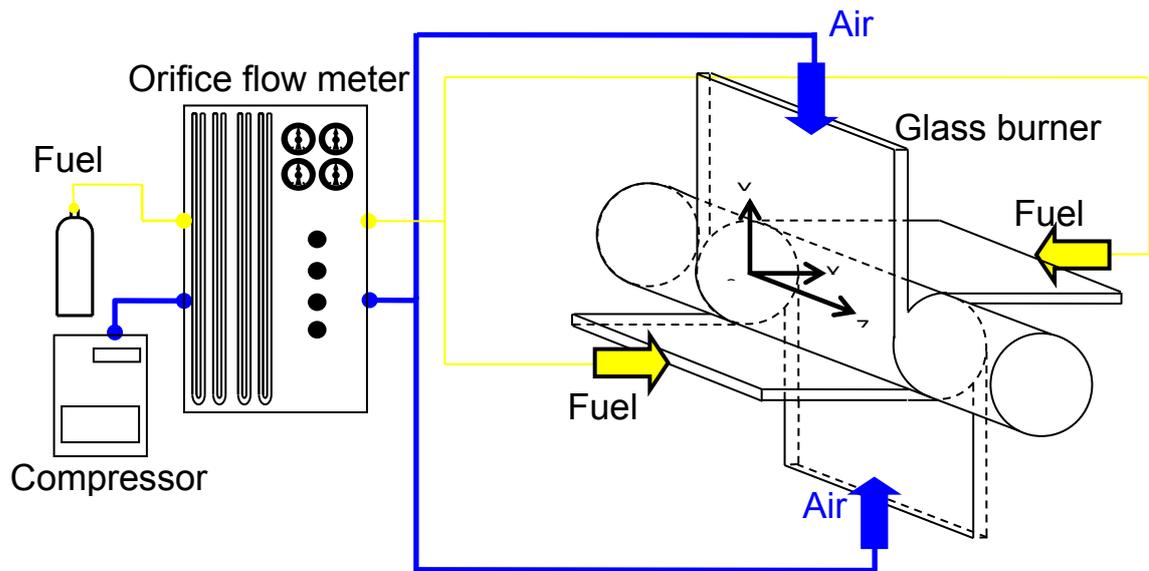


Fig. 2.3 Rapidly-Mixing type Tubular Flame Burner system

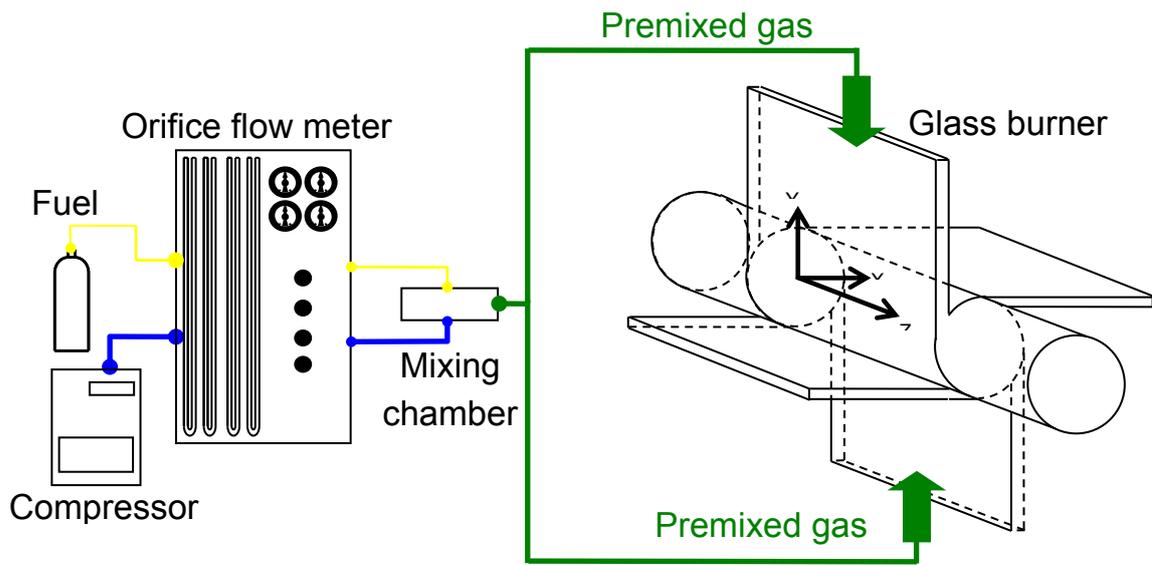


Fig. 2.4 Premixed- type Tubular Flame Burner system

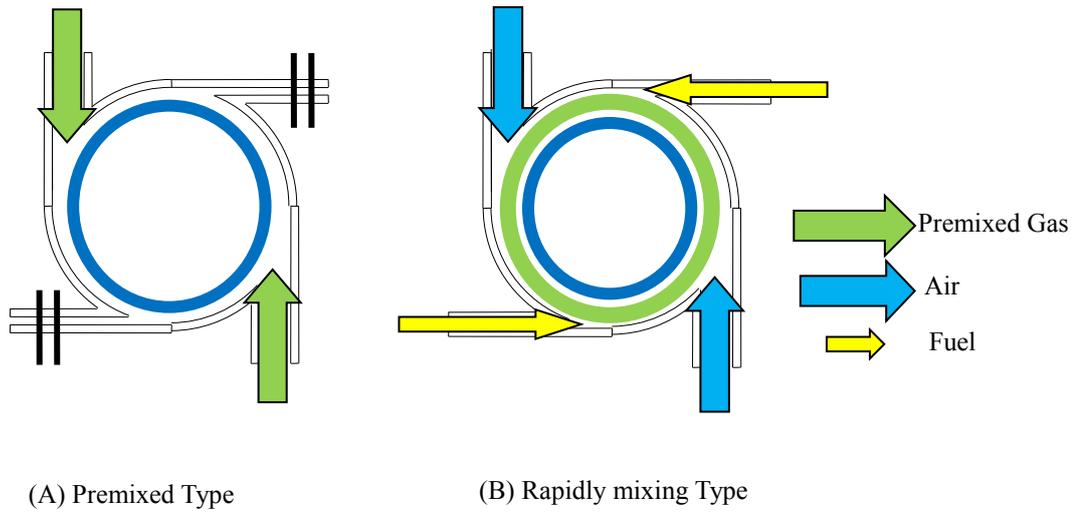


Fig.2.5 Combustion System

### 2.3.1 オリフィス流量計

本実験では、燃料・空気の流量測定装置としてオリフィス流量計を用いた。空気や燃料を任意の流量で正確に供給するために各ガスに対して段階的に大きさの異なる 6 ~10 個のオリフィスを用意した。また流量は、オリフィス流量の水柱マンメータの差 (mm) を測定することによって求めることができる。

今回使用したオリフィス流量計におけるオリフィスを通過する流体の体積流量  $Q_v$  (m<sup>3</sup>/s) とオリフィス前後の圧力差の関係式を次に示した。

$$Q_v = C_0 \cdot \varepsilon \cdot (\pi D_0^2 / 4) \cdot (\Delta P / \rho)^{1/2} \quad (2.1)$$

ここで、

$\rho$  : オリフィス上流の気体密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$\Delta P$  : オリフィス前後の気体圧力 (N/m<sup>2</sup>)

$D_0$  : オリフィス孔径 (m)

$C_0$  : 流量係数

$\varepsilon$  : ガスの膨張による修正係数

である。

これより、体積流量はオリフィス差圧  $\Delta P$  の平方根に比例して増加し、オリフィス面積に比例して増加する。なお、体積流量  $Q_v$  は温度、圧力の関数であるから質量流量  $Q_m$  に換算し、完全理想気体の式  $P = \rho RT$  を用いると式 (2.1) より、

$$\begin{aligned} Q_m &= \rho \cdot Q_v \\ &= \rho C_0 \varepsilon (\pi D_0^2 / 4) (2 \Delta P / \rho)^{1/2} \\ &= C_0 \varepsilon (\pi D_0^2 / 4) (2 P \Delta P / RT)^{1/2} \end{aligned} \quad (2.2)$$

ただし、データ処理の関係上質量流量  $Q_m$  の代わりに 0°C, 1atm における体積流量  $Q_{v0}$  を用いることとした。また、各係数の単位は以下のとおりである。

P : 気圧 (mmHg)

T : マンメータ上流温度 (°C)

次に、分子量 M (g/mol) を代入して質量流量  $Q_m$  を体積流量  $Q_{v0}$  に直すと次式が得られる。

$$\begin{aligned} Q_{v0} &= 273.15 / T \cdot Q_v \\ &= 273.15 / T \cdot (22.4 / M) \cdot Q_m \\ &= 273.15 / T \cdot (22.4 / M) \cdot C_0 \varepsilon \cdot (\pi D_0^2 / 4) \cdot (2 P \Delta P / RT)^{1/2} \end{aligned} \quad (2.3)$$

実験では、マノメータに水柱を用いているため  $\Delta P$  (mmAq) は差圧  $\rho g H$  ( $\rho$  : 水の密度,  $g$  : 重力加速度,  $H$  : マノメータの水柱) となる.

また,

$$\begin{aligned}\Delta P(N/m^2) &= 0.10197 \cdot \Delta P(mmAq) \\ &= 0.10197 \cdot \rho g H\end{aligned}\tag{2.4}$$

上式より,

$$\begin{aligned}Q_{v0} &= 273.15/T \cdot (22.4/M) \cdot C_0 \varepsilon \cdot (\pi D_0^2/4) \cdot (2 \cdot 0.10197 \cdot \rho g/R)^{1/2} \\ &= const \cdot (PH/T)^{1/2}\end{aligned}\tag{2.5}$$

が得られる. これより体積流量  $Q_{v0}$  は  $(PH/T)^{1/2}$  に比例するので, マノメータの水柱高さより実際の体積流量を知ることができる.

## 2.4 計測装置

本研究では、急速混合管状火炎の構造制御に関する基礎的知見を得るべく、スワール数  $S$  ならびに燃料と空気の吹き出し流速比  $\alpha_{st}$  が異なるバーナで当量比を詳細に変化させて火炎外観撮影、安定燃焼範囲および、 $\text{CH}$  ラジカルによる自発光強度分布(無次元有効火炎直径の算出)の測定を行った。

さらに、急速混合管状火炎における未燃混合気形成過程を明らかにするべく、ガスクロマトグラフを用いてバーナ中央において、非燃焼状態における未燃ガス濃度の半径方向分布および  $\alpha_{st}$  の異なるバーナにおいて管軸における局所当量比を測定した。

また、急速混合管状火炎の排出特性に及ぼす吹き出し流速比の影響を明らかにするべく、吹き出し流速比が異なる管状火炎バーナを用意し、燃焼ガス組成やガス温度の詳細な測定を行った。

これらの計測装置については後述の実験結果と共に、詳細に説明していく。

## 第 3 章

### 火炎外観ならびに安定燃焼範囲

## 3.1 まえがき

本章では、管状火炎の構造制御に関する基礎的知見を得るべく、燃料はメタンとプロパンを使って、両端開放の石英製ガラス管状火炎バーナを用い、スワール数と吹き出し流速比が異なるバーナで当量比を変化させて予混合型管状火炎と急速混合型管状火炎の観察を行い、燃焼状態を調べると共に、燃焼限界を求める。燃焼限界については、形成される火炎が管状であるか否かにかかわらず、バーナ燃焼としてどの程度の燃焼範囲を持つかを調べた。下限界は火炎が消えた条件を、上限界は火炎が浮き上がりバーナ内に形成出来なくなった条件を消炎とした。

## 3.2 実験装置

本章では、前章で述べた両端開放型の管状火炎バーナ(Fig.2.1)を用いて火炎外観ならびに安定燃焼範囲を調べた。なお、実験では、比較のため予混合燃焼も行うが、その場合、回転強さをほぼ同等にすべく空気スリットのみから燃料・空気予混合気を吹き出すこととする。この管状火炎バーナに対して、本研究では、前章の Fig. 2.1(B), (C) に示されるように、バーナ中央を原点とし、半径方向に管壁へ向けて水平方向に X 軸、垂直方向に Y 軸、軸方向に Z 軸をとる。

### 3.2.1 火炎撮影

火炎はデジタルカメラ(Panasonic, NV-GS400)を用いて撮影した。撮影された画像より火炎表面の色や均一性を調べた。撮影はバーナ断面(a 方向)、及び側面(b 方向)から行った。

Fig.3.1 に、バーナ模式図で火炎外観の撮影位置を示す。撮影は、バーナの軸と垂平(a 方向)、及び垂直方向(b 方向)にカメラを設置し、行った。側面の画像はバーナ全体とバーナ下流側 5cm 程度が撮影できるように設置している。

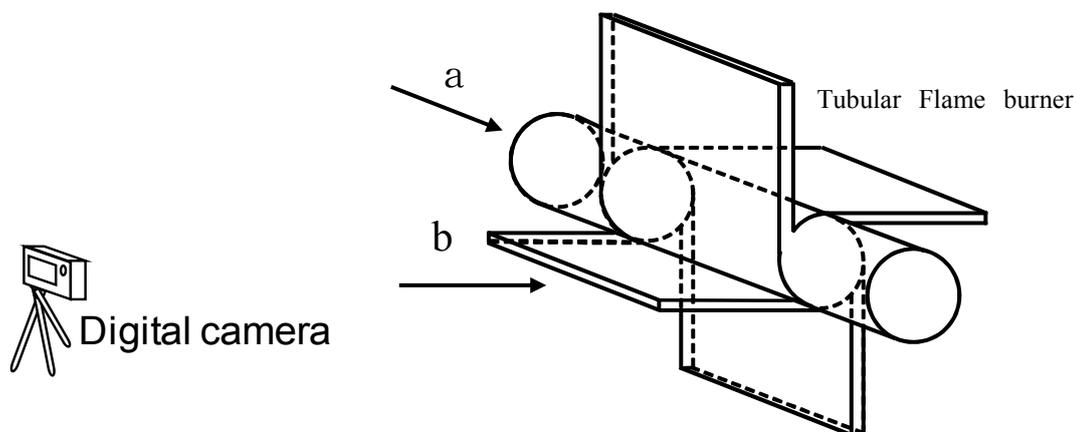


Fig.3.1 Direction of flame observation and appearance of flames observed from window

また、例として Fig.3.2 にバーナの断面および側面の非燃焼時と燃焼時の撮影結果を示す。バーナ形状の都合上、燃焼時の火炎写真(側面)のバーナ中央部下側には燃料スリットが写っており(図中 A)、上側には空気スリット両端の金属が写っている(図中 B)。

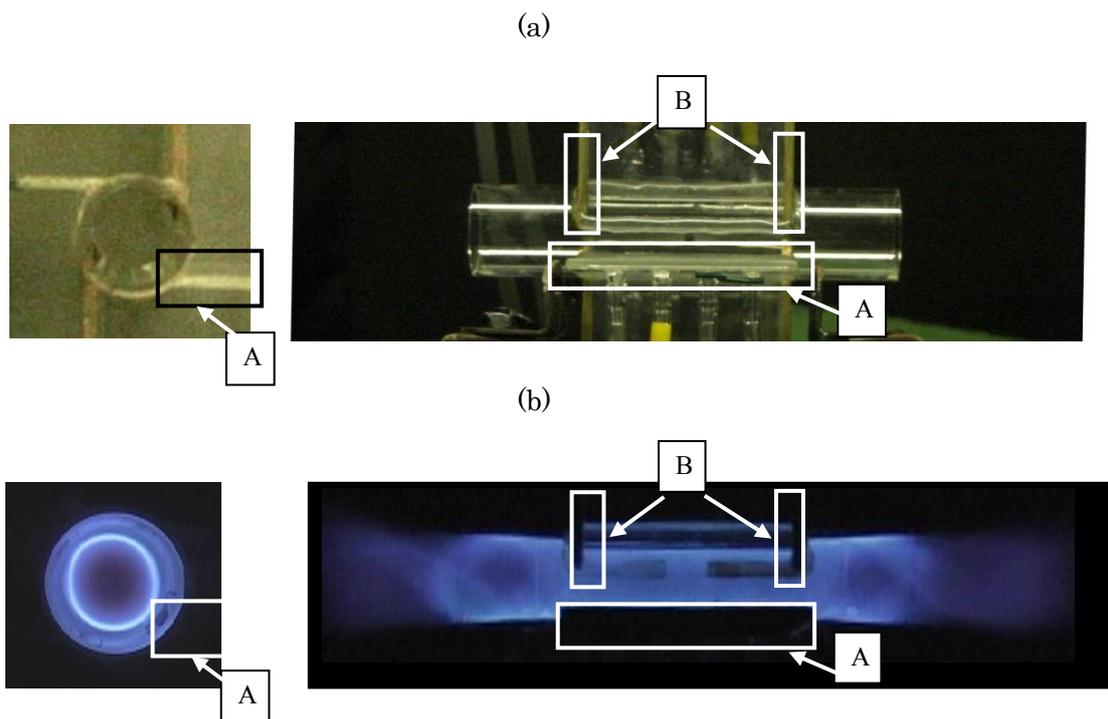


Fig.3.2 Appearance of (a) tubular flame burner and (b) tubular flame.

## 3.2.2 自発光強度分布測定装置

本研究では、各条件において、詳細な火炎構造を調べる為に、CH ラジカルの自発光強度分布の測定も行った。ここではラジカル発光原理について説明し、次にラジカル自発光強度分布の測定装置について述べる。

### (a) 発光原理

火炎は化学発光と呼ばれる近紫外、青色、青緑色の発光を伴う。また、すすの発生があると黄色または黄赤色の明るい輝炎発光を伴う。この化学発光は化学反応によって生成された火炎直後の中間生成物、すなわちラジカルによって発せられる。燃焼現象で発光する主な活性種(ラジカル)はエネルギー状態の高い OH, CH, C<sub>2</sub> ラジカルの三種類である。

#### ・OH ラジカルの発光

OH ラジカルは燃焼反応において、酸化物へと導く重要な役割を果たす。OH ラジカルは近紫外の波長 280nm と 310nm 付近に強いバンドスペクトルを出す。OH ラジカルは寿命が長く、燃焼ガス中に広く分布するが、炭化水素の火炎では、その発光は



なる反応で生じた励起状態にある OH ラジカル(\*は励起状態を表す)が  $A_2\Sigma^+ \rightarrow X^2\Pi$  遷移する際に発する(0,0), (1,0), (1,1)バンドの発光が中心である。反応(R1)の生成速度は、CH ラジカルと O<sub>2</sub> 分子の濃度に比例するので OH ラジカルの発光強度は OH ラジカルそれ自身の濃度には関係しないことになる。CH ラジカルは炭化水素の反応過程で少量生成するため、OH 発光は酸素の存在する反応領域、すなわち反応初期の領域か、希薄混合気の反応領域に現れる。

#### ・CH ラジカル

CH ラジカルは炭化水素の火炎で発生し、390, 430nm 付近にバンドスペクトルを出す。炭化水素の火炎では、CH 基と C<sub>2</sub> 基が存在しているため、火炎は、青色に呈する。CH ラジカルの発光は



なる反応で生じた励起状態にある CH ラジカルが  $A_2\Sigma^+ \rightarrow X^2\Pi$  遷移する(0,0)バンド光が中心である。従って、CH ラジカルの発光強度もそれ自身の濃度ではなく、C<sub>2</sub> ラジカルと OH ラジカルの濃度の積に比例する。OH ラジカルは反応領域から燃焼ガス領域にかけて広く分布するが、C<sub>2</sub> ラジカルは反応領域にしか現れないので CH の発光も反応領域にだけ現れる。

#### ・C<sub>2</sub> ラジカル

C<sub>2</sub> ラジカルは 470, 510, 560nm 付近にバンドスペクトルを出す。C<sub>2</sub> ラジカルの発光は励起状態にある C<sub>2</sub> ラジカルが  $A^3\Pi_g^+ \rightarrow X^3\Pi_u$  遷移する際に発する(0,0)バンド光が中心で、CH の発光とほぼ同じ領域に現れる。

## (b) 測定装置

上記に燃焼現象で発光する主な活性種(ラジカル)は OH, CH と  $C_2$  と述べたが, 本研究では, 特に, 発光強度の強い CH ラジカルの自発光強度分布をバーナ断面から測定した. Fig.3.3 はその測定装置全体図である. 測定は, 図で示すように, バーナ管軸に沿って ICCD カメラを設置しバーナスリット中央部に焦点を合わせ, バンドパスフィルターを介して, 火炎を撮影することにより行った. 測定は各条件について 40 回程度行い, ゲート幅を  $200\mu\text{m}$  に設定した. なお, CH フィルターの中心波長, 波長幅, 透過性はそれぞれ  $433.0\text{nm}$ ,  $1.6\text{nm}$  と  $60.5\%$  である. また, 自発光強度の分布を出力する場合には平均化処理を行っている.

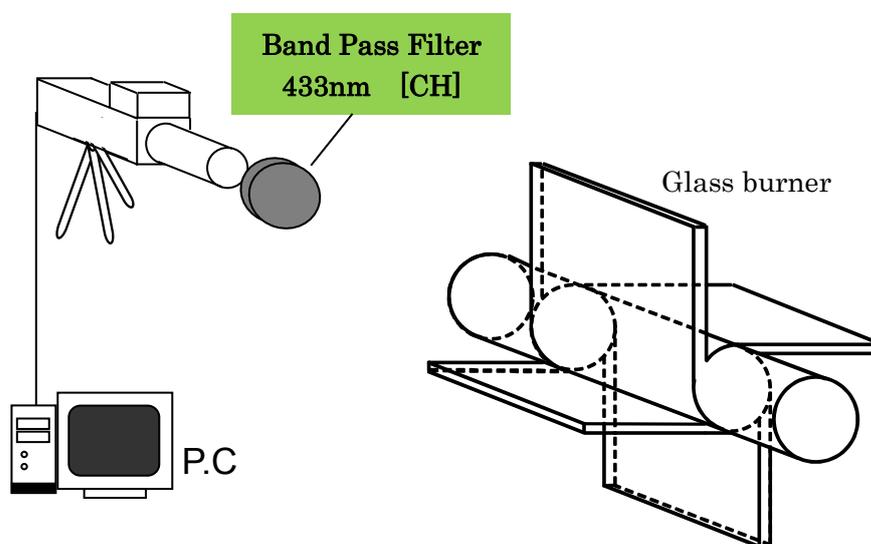


Fig.3.3 Radical luminescence intensity -measuring device

### (c) 無次元有効火炎直径

火炎構造の変化の目安として、発光強度ピーク値の変化、火炎直径の変化があるが、本研究では火炎直径の変化を調べることにした。Z=0mmでの結果の一例を図3.4に示す。縦軸は発光強度の相対値であるフォトカウント値(P. C. と略記)、横軸はバーナ管軸を原点とした半径方向距離r(mm)を示している。円形断面の火炎に対応して、図3.4(b)の分布には2カ所のピークが現われており、本研究では、このピーク間距離を火炎直径とする。ここで、自発光強度の測定は各条件について40回程度行い平均したが、火炎直径の個々の測定値と平均値の差は±5%以内、発光強度ピーク値の個々の測定値と平均値との差は±10%以内で、このことは、急速混合型管状火炎が非定常な変動を無視し得る、定在火炎であることを示唆している。

なお、ここでは、各実験条件において火炎直径を求め、その比較から火炎構造の変化について検討を行うが、管状火炎バーナは、接線方向スリットから高速にガスを吹き出し、火炎を形成させるため、高流速の壁面から吹き出しスリット幅程度の領域には火炎が形成されない。つまり、火炎直径はスリット幅の影響を受けることになり[]、その値は、バーナ直径から吹き出しスリット幅を差し引いた値が最大値となる。本研究のように、スリット幅の変化により旋回強度を変化させる場合には、その影響を考慮する必要があるため、そこで本研究では、図3.5に示すように、このようなスリット幅の影響を除いて火炎直径の比較を行うべく、X方向の火炎直径 $D_{fx}$ 、Y方向の火炎直径 $D_{fy}$ 、ならびに空気スリット幅 $W_a$ とバーナ内径 $D_b$ から、次式で求められる無次元平均火炎直径 $\tilde{D}_{eff}$ を用いて火炎直径の比較を行った。なお、燃料スリットの幅は、空気スリット幅の2分の1から20分の1と小さく、その影響は少ないと思われるので、(3.1)式の無次元化においては考慮していない。

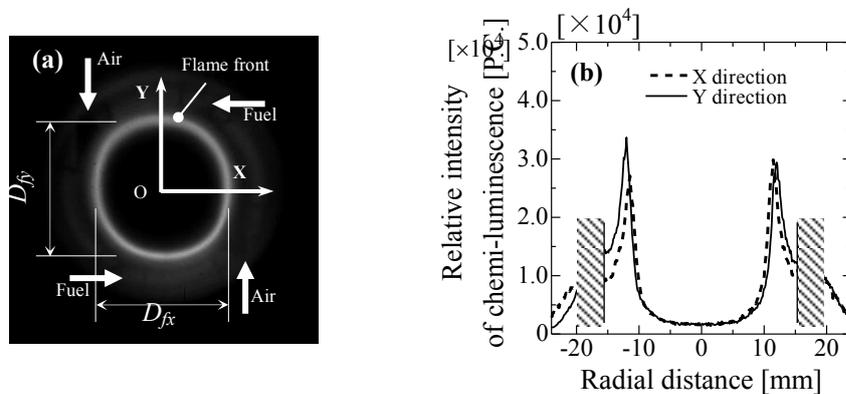


Fig.3.4 Flame chemi-luminescence of rapidly mixed tubular flame  
( $S = 5.0$ ,  $\alpha_{st} = 1.0$ ,  $Q_a = 200\text{L/min}$ )

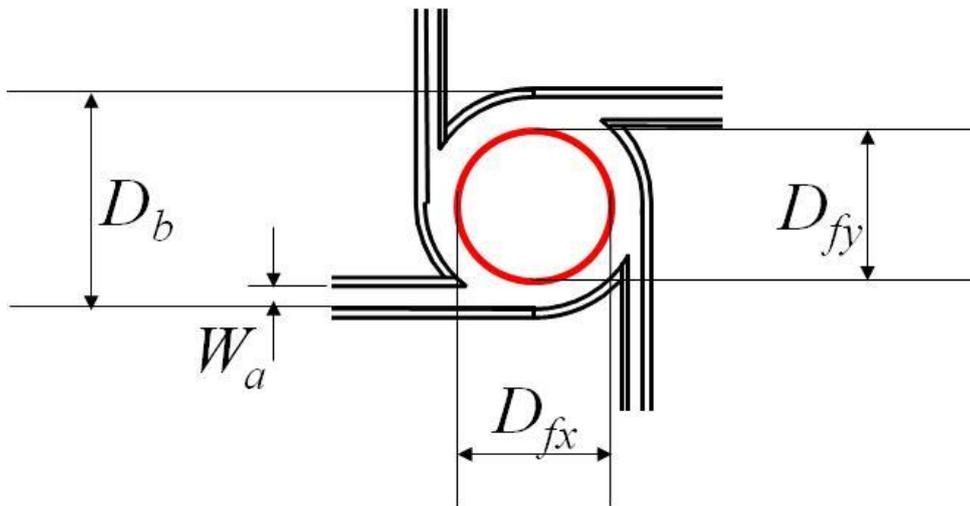


Fig.3.5 Schematic of Tubular Flame Burner (sectional view)

$$\tilde{D}_{eff} = \frac{(D_{fx} + D_{fy}) / 2}{D_b - 2W_a} \quad (3.1)$$

ここで,  $\tilde{D}_{eff}$  : 無次元有効火炎直径(-)

$D_{fx}$  : X 方向 CH 自発光強度分布のピーク間距離(mm)

$D_{fy}$  : Y 方向 CH 自発光強度分布のピーク間距離 (mm)

$D_b$  : バーナ直径 (mm)

$W_a$  : 空気スリット幅 (mm)

である.

この無次元有効火炎直径は, バーナ直径から空気スリット幅を除いた有効バーナ直径で, 火炎直径を無次元化したものである.

### 3.2.3 管状火炎バーナ

本研究では、燃料はメタンとプロパンを使って、両端開放の石英製ガラス管状火炎バーナを用い、スワール数と吹き出し流速比が異なるバーナで当量比を変化させて予混合型管状火炎と急速混合型管状火炎の燃焼状態を調べた。

Table 3.1 に示すように、燃料がメタンの場合、空気スリット幅  $W_a$  と燃料スリット幅  $W_f$  を変え、スワール数と流速比の組み合わせ( $S_w, \alpha_{st}$ )の異なる4種類のバーナ,  $A_m(5.0, 1.0)$ ,  $B_m(2.5, 1.0)$ ,  $C_m(5.0, 4.8)$ ,  $D_m(2.5, 0.5)$ を製作し、実験に用いた。また、吹き出し流速比の横には空気/燃料運動量流束比(MFR)も示す。添え字 m は methane(メタン)である。

Table 3.1 Dimensions and parameters of burners (methane)

Burner	Air	Fuel	Swirl	Ejection
	slit width $W_a$ [mm]	slit width $W_f$ [mm]	number $S_w$	velocity ratio $\alpha(=V_a/V_f)$
$A_m$	2.0	0.2	5.0	1.0(1.77)
$B_m$	4.0	0.4	2.5	1.0(1.77)
$C_m$	2.0	1.0	5.0	4.8(40.73)
$D_m$	4.0	0.2	2.5	0.5(0.44)

Table 3.2 に示すように、燃料がプロパンの場合、空気スリット幅  $W_a$  と燃料スリット幅  $W_f$  を変え、スワール数と流速比の組み合わせ( $S, \alpha_{st}$ )の異なる6種類のバーナ,  $A_p(2.5, 0.6)$ ,  $B_p(2.5, 1.2)$ ,  $C_p(2.5, 2.4)$ ,  $D_p(2.5, 6.0)$ ,  $E_p(2.5, 11.9)$ ,  $F_p(5.0, 1.2)$ を製作し、実験に用いた。また、吹き出し流速比の横には空気/燃料運動量流束比(MFR)も示す。添え字 p は propane(プロパン)である。

Table 3.2 Dimension and parameters of burners (propane)

Burner	Air	Fuel	Swirl	Ejection
	slit width $W_a$ [mm]	slit width $W_f$ [mm]	number $S_w$	velocity ratio $\alpha(=V_a/V_f)$
$A_p$	4.0	0.1	2.5	0.6(0.18)
$B_p$	4.0	0.2	2.5	1.2(0.71)
$C_p$	4.0	0.4	2.5	2.4(2.86)
$D_p$	4.0	1.0	2.5	6.0(17.86)
$E_p$	4.0	2.0	2.5	11.9(70.25)
$F_p$	2.0	0.1	5.0	1.2(0.71)

## 3.3 実験方法

### 3.3.1 火炎撮影

#### (a) 実験方法

エアコンプレッサーから空気をオリフィス流量計により流量を測定後、管状火炎バーナに供給する。これにより、バーナ内に回転伸長流場が形成される。次に燃料であるメタンとプロパンをオリフィス流量計で制御しながら、バーナに供給し、点火トーチにより着火する。点火後、バーナ全域に管状火炎が保持される。火炎が十分安定化した後に、オリフィス流量計によって燃料の流量を設定値(設定した当量比)に固定し、火炎外観をデジタルビデオカメラで撮影した。今回は空気流量を 200L/min に固定し、燃料流量を変化させることにより当量比を変化させた。

同様の実験を、Table 3.1 と Table 3.2 に示すバーナ、それぞれについて行った。

#### (b) 実験手順

1. デジタルビデオカメラをバーナ側面側に設置
  2. 火炎を形成
  3. 空気流量を設定値(200L/min)に調整
  4. 燃料流量を設定値(設定した当量比)に調整
  5. デジタルビデオカメラにより、火炎外観を撮影
  6. 手順 4, 5 を繰り返す
- (以上の手順で、バーナ断面、及び他のバーナについても行う)

#### (c) 実験条件

本実験条件は Table 3.3 に示す。

Table 3.3 Experimental condition

Fuel	Air flow late (l/min)
CH <sub>4</sub>	200
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	200

### 3.3.2 燃焼限界

#### (a) 実験方法

火炎が十分安定化した後に、オリフィス流量計によって燃料の流量を変化させ、希薄・過濃の燃焼限界をそれぞれ測定した。

なお、空気流量は 100, 120, 150, 180, 200, 220, 240, 250, 260L/min と変化させた。

#### (b) 実験手順

1. 火炎を形成
  2. 空気流量を設定値に調整
  3. 燃料流量を徐々に減らし、希薄側の燃焼限界を測定
  4. 再度、火炎を形成
  5. 燃料流量を徐々に増やし、過濃側の燃焼限界を測定
- (以上の手順で、各空気流量、及び他のバーナについても行う)

#### (c) 実験条件

本実験条件は Table 3.4 に示す。

Table 3.4 Experimental condition

Fuel	Air flow rate (l/min)
CH <sub>4</sub>	100~250
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	100~260

### 3.3.3 自発光強度分布測定

#### (a) 実験方法

火炎形成後、オリフィス流量計によって燃料の流量を設定値(設定した当量比)に調整し、ICCDカメラによってCH自発光強度分布を測定した。ICCDカメラはバーナ管軸に沿って設置し、バーナスリット中央部に焦点を合わせ、中心波長433nmのCHバンドパスフィルターを介して測定した。測定は各条件について40回程度行い平均化処理を行った。その測定結果から、各バーナについて3章3.2.1.2(c)に示した無次元有効火炎直径を算出した。同様の実験を、Table 3.1とTable 3.2に示すバーナ、それぞれについて行った。

また、今回は空気流量を200L/minに固定し、燃料流量を変化させることにより当量比を変化させた。

#### (b) 実験手順

1. 火炎を形成
2. 空気流量を設定値(200L/min)に調整
3. 燃料流量を設定値(設定した当量比)に調整
4. ICCDカメラで測定
5. 手順3, 4を繰り返す  
(以上の手順で、他のバーナについても行う)

#### (c) 実験条件

本実験条件はTable 3.5に示す。

Table 3.5 Experimental condition

Fuel	Equivalence ratio
CH <sub>4</sub>	0.4~1.6
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	0.5~2.4

## 3.4 火炎外観ならびに安定燃焼範囲 燃料メタンの場合

はじめに、燃料メタンの場合、火炎外観ならびに安定燃焼範囲を示す。

### 3.4.1 予混合管状火炎燃焼

まず、急速混合型管状火炎の燃焼限界を求める前に、予混合型管状火炎における燃焼限界を求めた。予混合型管状火炎燃焼の場合は、急速混合型の場合とは異なり、燃料と空気が予め混合されているため、バーナが異なることによる吹き出し流速比  $\alpha$  の違いはなく、旋回強度のみ異なる。したがって、旋回強度の大きいバーナ  $A_m(S_w=5.0)$ 、ならびに旋回強度の小さいバーナ  $B_m(S_w=2.5)$  の2種類で実験を行った。今回用いたガラスバーナへの熱的なダメージを考え、空気流量が3条件と出来るだけ少なくし測定を行った。

旋回強度の大きいバーナ  $A_m(S_w=5.0)$  と旋回強度の小さいバーナ  $B_m(S_w=2.5)$  それぞれにおいて空気流量を変化させ、燃焼限界の測定を行った。結果をFig.3.6に示す。Fig.3.6は、縦軸に当量比を、横軸には空気の吹き出し流量[L/m]、およびバーナ幾何形状より求めた空気の平均軸方向流速[m/s]、破線でメタン - 空気予混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。まず、 $S_w=2.5$  と旋回強度が小さい場合(●)、吹き出し空気流量150L/minでは、希薄側は、メタンの可燃限界近傍まで燃焼可能であるのに対し、過濃側は当量比約1.45において消炎する。空気流量を増加させても希薄・過濃限界ともに変化は少なく、ほぼ一定の値のまま推移する。これに対して  $S_w=5.0$  と旋回強度が大きい場合(○)も、希薄側の燃焼限界がメタンの可燃限界付近まで燃焼可能であり、過濃側は約1.5で消炎し、予混合型管状火炎においては旋回強度の変化における燃焼限界の違いはほとんど認められなかった。

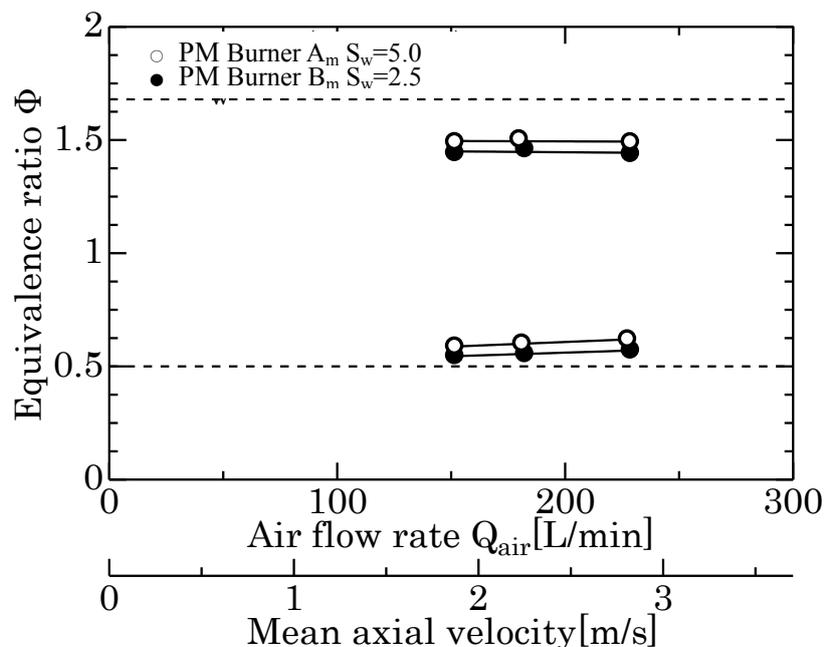


Fig.3.6 Variations of extinction limits with swirl numbers of the premixed tubular flames

Fig.3.7にはバーナA<sub>m</sub>で形成された予混合型管状火炎の外観を示す。空気流量 $Q_a = 200\text{L/min}$ のもと、当量比 $\phi=1.0$ となるように燃料流量を設定した可燃性混合気を、接線方向スリットからバーナ内に吹き出して着火すると、図3.7(b)のような火炎が形成される。図の左側が火炎断面 (Fig.3.1のa方向から撮影)、右側が火炎側面 (Fig.3.1のb方向から撮影) の画像で、円形断面を持つ、管状の火炎帯が形成されていることがわかる。その状態から燃料濃度を低下させ $\phi=0.8$ としたり、燃料濃度を増加させて $\phi=1.2$ にしたりすると、火炎直径が減少し、火炎長が増加する (Fig.3.7(a), (c))。また、予混合型の場合はバーナ軸方向に火炎の明暗などの斑が無く、火炎面も均一で滑らかな管状火炎が形成されていることが見て取れる。

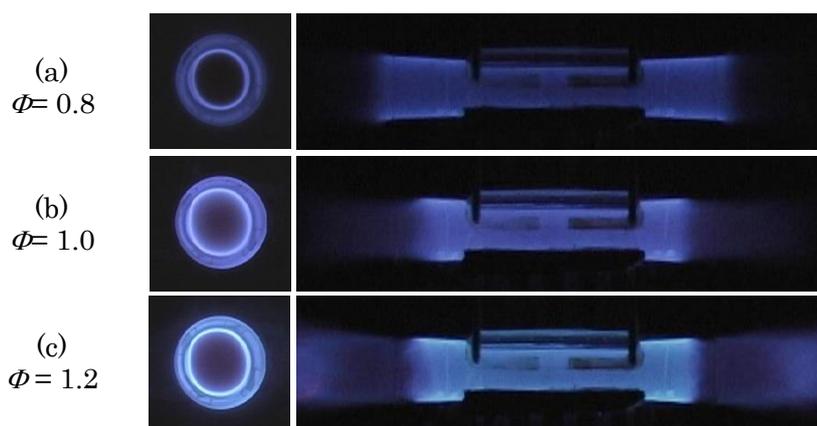


Fig.3.7 Appearance of flames  
(premixed,  $S_w = 5.0$ ,  $Q_a = 200\text{ L/min}$ ).

### 3.4.2 急速混合管状火炎燃焼 スワール数の影響

#### (a) バーナ $A_m$ (スワール数 $S_w=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ )

次に、予混合燃焼と急速混合燃焼の火炎外観の比較するため、スワール数  $S_w=5.0$ 、吹き出し流速比  $\alpha_{st}=1.0$  のバーナ  $A_m$  を用いて急速混合時の外観を Fig.3.8 に示す。吹き出し空気流量 200L/min のもと、燃料と空気の完全混合を仮定した総括当量比が 1.0 となるように燃料流量を設定し、着火すると、Fig.3.8(b)に示されるように、予混合型と類似した、円形断面を持つ管状の火炎帯が形成される。火炎はスリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一様な管状火炎が形成されていることが確認できる。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、量論比付近で最も発光の強い青炎が形成されている。しかし、予混合 (Fig.3.7(b)) と比較すると火炎直径は小さく、火炎長も長いことから、火炎構造が異なっていることは明らかである。その状態から燃料濃度を低下させて総括当量比を 0.8 とすると (Fig.3.8 (a)), バーナ全域に青炎が形成されるものの火炎全体の発光が弱まり、火炎直径のみならず、火炎長も減少する。一方、燃料濃度を増加させて総括当量比を 1.2 とすると (Fig.3.8 (c)), バーナスリット部に青緑色の火炎が形成され、量論比に比べ火炎直径が減少し、火炎長は増加している。

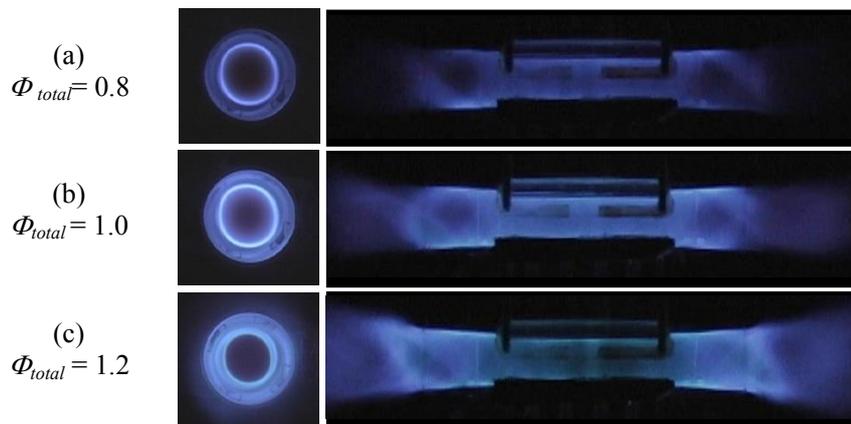


Fig.3.8 Appearance of flames  
(rapidly mixed,  $S_w = 5.0, \alpha_{st} = 1.0, Q_a = 200$  L/min).

Fig.3.9には各空気流量における燃焼限界の結果を示す。横軸には吹き出し空気流量  $Q_a$  [L/min], 縦軸には当量比あるいは完全混合を仮定した総括当量比をとる。図中破線は、メタン空気混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。希薄側は、メタンの可燃限界である当量比 0.5 付近で消炎し、空気流量が大きくなるにつれてわずかに狭くなっている。上限界は、メタンの可燃限界である当量比 1.68 より狭く、1.25 付近で消炎した。

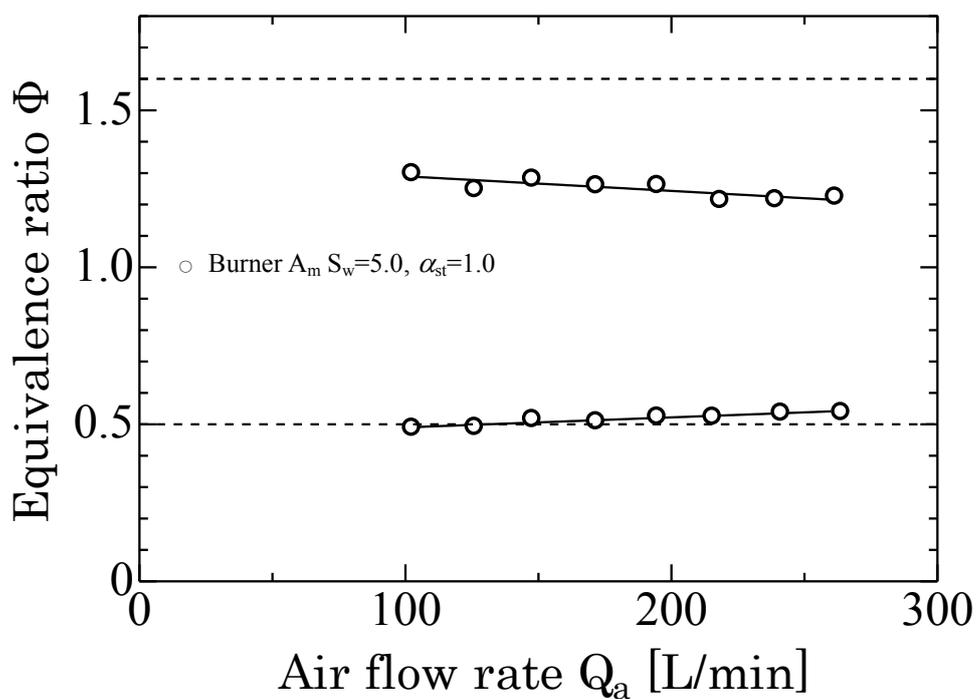


Fig.3.9 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flame ( $S_w = 5.0, \ \alpha_{st} = 1.0, \ Q_a = 200$  L/min).

**(b) バーナ B<sub>m</sub>(スワール数 S<sub>w</sub>=2.5, 吹き出し流速比 α<sub>st</sub>=1.0)**

次に、急速混合燃焼に及ぼすスワール数の影響を調べるため、吹き出し流速比はバーナA<sub>m</sub>と同じα<sub>st</sub>=1.0であるが、スワール数Sは2.5と小さいバーナB<sub>m</sub>を用い観察を行った。その結果をFig.3.10に示す。スワール数の大きいバーナA<sub>m</sub>同様、火炎はスリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一様な管状火炎が形成されていることが確認できる。また、いずれの当量比においても、火炎表面に波打つような皺が現われ、発光強度にも若干の斑が認められるものの、火炎直径や火炎長、火炎色はS = 5.0の場合 (Fig.3.8) とほぼ同じであった。

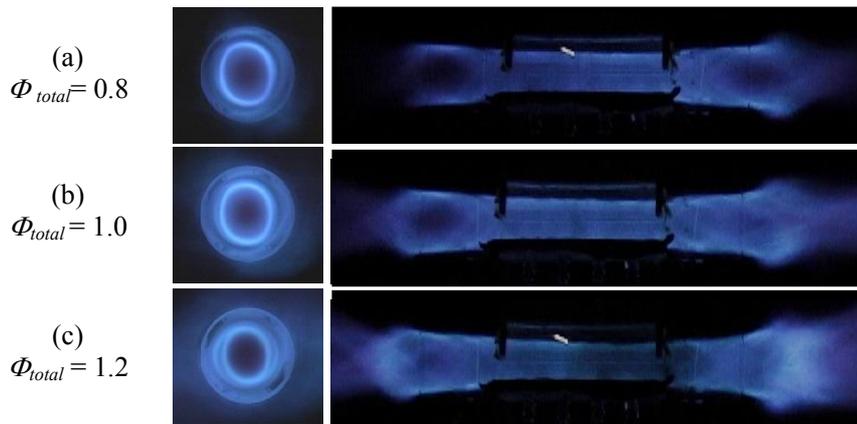


Fig.3.10 Appearance of flames  
(rapidly mixed, S<sub>w</sub> = 2.5, α<sub>st</sub> = 1.0, Q<sub>a</sub> = 200 L/min).

Fig. 3.11には各空気流量における燃焼限界の結果を示す。横軸には吹き出し空気流量 $Q_a$  [L/min], 縦軸には当量比あるいは完全混合を仮定した総括当量比をとる。図中破線は、メタン空気混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。希薄側は、メタンの可燃限界である当量比0.5よりやや低い0.45付近で消炎し、空気流量が大きくなるにつれてわずかに狭くなっている。上限界は、メタンの可燃限界である当量比1.68よりも狭く、1.25付近で消炎した。

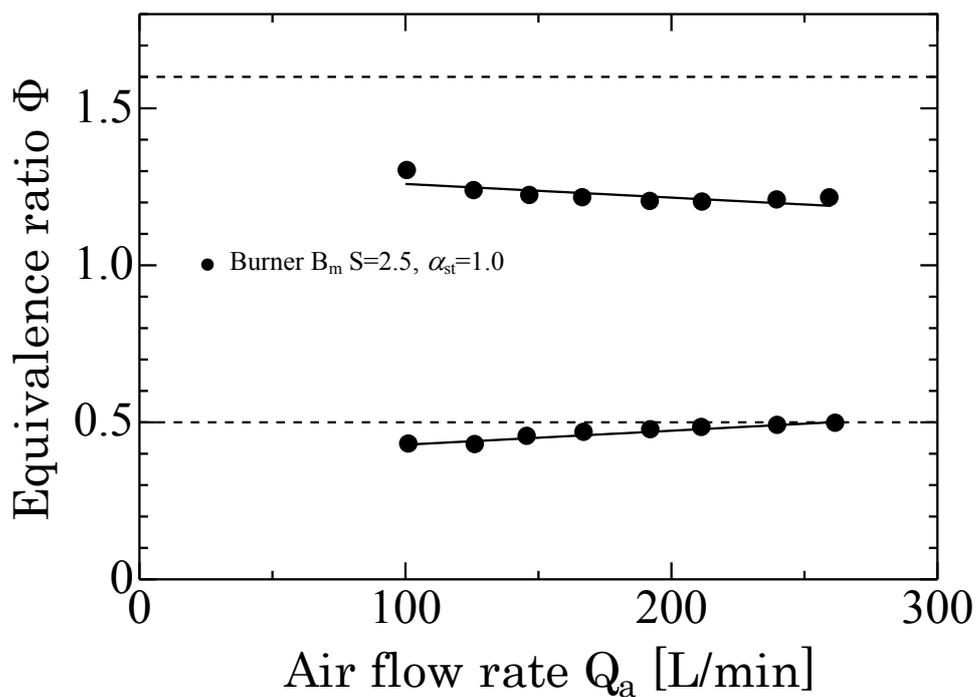


Fig.3.11 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flame ( $S_w = 2.5$ ,  $\alpha_{st} = 1.0$ ,  $Q_a = 200$  L/min).

### (c) 旋回強度の影響

ここで、予混合燃焼と急速混合燃焼のバーナ $A_m(S_w = 5.0, \alpha_{st} = 1.0)$ とバーナ $B_m(S_w = 2.5, \alpha_{st} = 1.0)$ において、消炎限界および当量比を変化させた場合の燃焼状態の測定を行った結果を比較する。

予混合燃焼の火炎外観Fig.3.7, 急速混合燃焼のバーナ $A_m(S_w = 5.0, \alpha_{st} = 1.0)$ の火炎外観Fig.3.8 および急速混合燃焼のバーナ $B_m$ の火炎外観( $S_w = 2.5, \alpha_{st} = 1.0$ ) Fig.3.10により、急速混合燃焼の場合、火炎直径は小さく、火炎長も長いことから、火炎構造が異なっていることは明らかである。また、急速混合燃焼のバーナ $A_m$ とバーナ $B_m$ では、いずれの当量比においても、 $S=5.0$ と $S=2.5$ の場合の火炎長と火炎色がほぼ同じことがわかる。この結果より、スワール数を変化させた場合には、火炎の外観があまり変化しないことが確認された。

Fig.3.12には、これらのバーナにおいて、空気流量を変化させ、消炎限界の測定を行った結果を示す。横軸には吹き出し空気流量 $Q_a$  [L/min], 縦軸には当量比あるいは完全混合を仮定した総括当量比をとる。図中破線は、メタン空気混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。予混合燃焼の場合 (+), いずれの吹き出し空気流量においても、希薄・過濃可燃限界近傍まで燃焼可能であることがわかる。これに対して、急速混合燃焼の場合、消炎限界での当量比は、過濃側で約1.25, 希薄側で約0.5と、予混合燃焼時に比べ希薄側に移動し、その移動の程度も過濃側で大きいことがわかる。また、スワールが大きい5.0の方が、予混合燃焼の消炎限界に若干近い値をとるものの、スワール数による消炎限界の違いは小さいことがわかった。

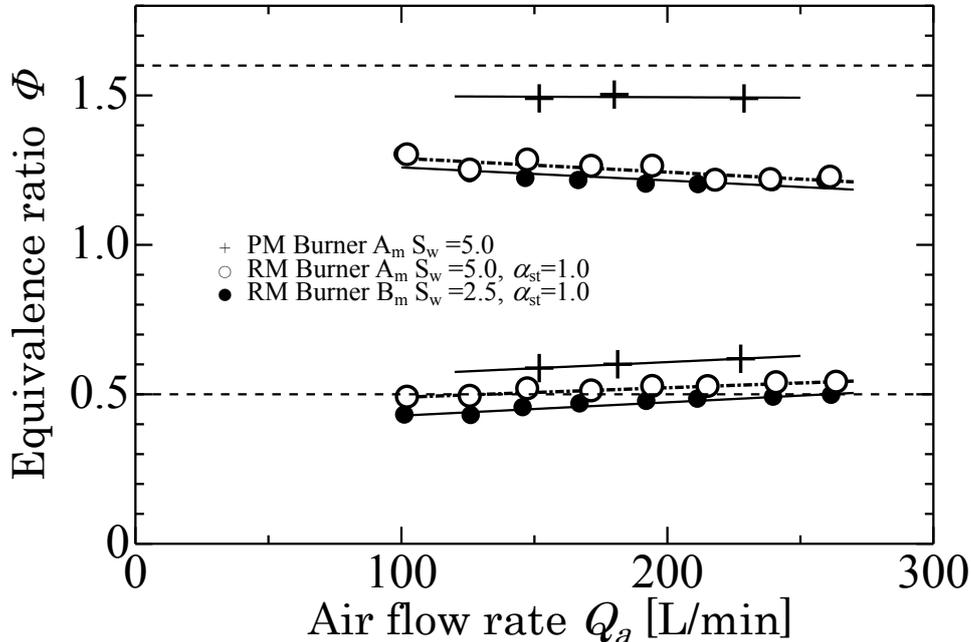


Fig.3.12 Variations of extinction limits with swirl numbers ( $Q_a = 200$  L/min).

### 3.4.3 急速混合管状火炎燃焼 吹き出し流速比の影響

#### (a) バーナ $C_m$ (スワール数 $S_w=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=4.8$ )

次に、空気と燃料の吹き出し流速比  $\alpha_{st}$  が急速混合型管状火炎燃焼に及ぼす影響について調べるために、量論状態における吹き出し流速比  $\alpha_{st} = 4.8$  のバーナ  $C_m$  と吹き出し流速比  $\alpha_{st} = 0.5$  のバーナ  $D_m$  について燃焼限界および燃焼状態を調べた。

はじめに、流速比  $\alpha$  が1よりも大きい、つまり、量論状態において空気が燃料よりも大きい速度で吹き出される、バーナ  $C_m$  について実験を行った。Fig.3.13に空気流量を200L/minで固定した場合の火炎外観を示す。総括当量比が1.0となるように空気・燃料を供給し着火すると、Fig.3.13 (b)のような管状火炎が形成される。火炎はスリット部分では火炎直径が一様で火炎面も均一な管状火炎が形成されているが、下流側では火炎表面に螺旋状の縞模様が確認できる。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、燃料過濃な条件である当量比1.2付近で最も発光の強い青炎が形成されている。量論比の条件から、燃料希薄な条件当量比0.8とすると、バーナ中央には発光が認められず、バーナ出口に浮き上がった青炎が形成される。

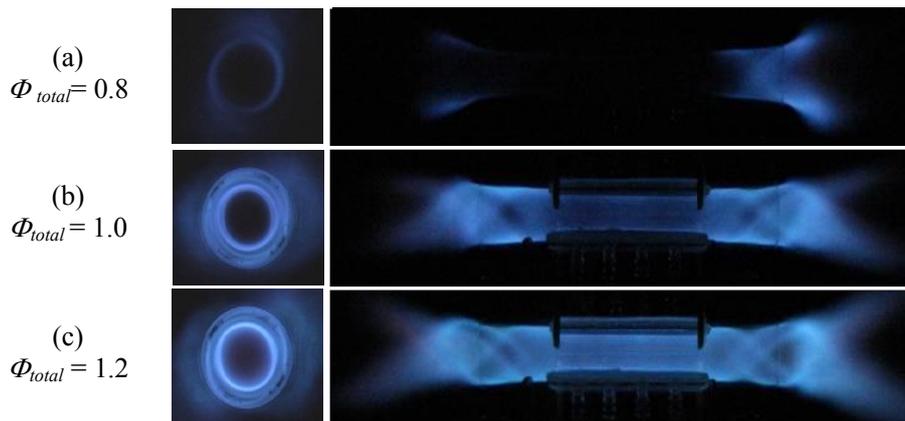


Fig.3.13 Appearance of flames  
(rapidly mixed,  $S_w = 5.0$ ,  $\alpha_{st} = 4.8$ ,  $Q_a = 200$  L/min).

Fig.3.14に各空気流量における燃焼限界の結果を示す。横軸には吹き出し空気流量 $Q_a$  [L/min], 縦軸には当量比あるいは完全混合を仮定した総括当量比をとる。図中破線は、メタン空気混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。燃料希薄側では、メタンの可燃限界である当量比0.5よりも狭く当量比0.75付近で消炎し,燃料過濃側では、メタンの可燃限界である当量比1.68よりも若干狭く,当量比1.55付近で消炎した。

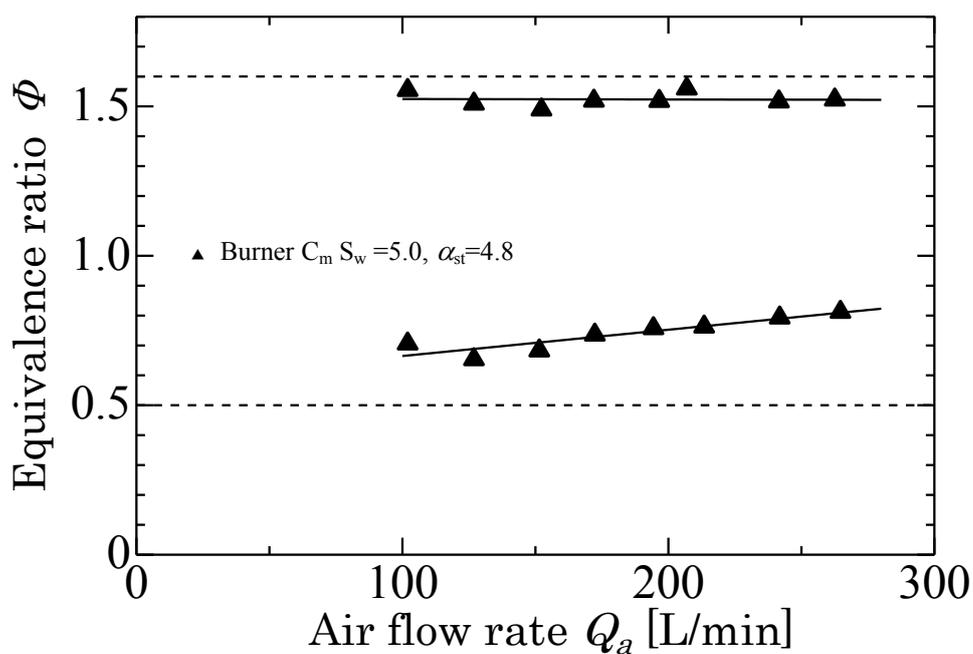


Fig.3.14 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flame ( $S_w = 5.0, \alpha_{st} = 4.8, Q_a = 200$  L/min).

**(b) バーナ  $D_m$ (スワール数  $S_w=2.5$ , 吹き出し流速比  $\alpha_{st}=0.5$ )**

次に、流速比 $a$ が1よりも小さい、つまり、量論状態において空気が燃料よりも小さい速度で吹き出される、バーナ $D_m$ について実験を行った結果をまとめる。Fig.3.15に空気流量を200L/minで固定した場合の火炎外観を示す。火炎はスリット部分では火炎直径が一樣で火炎面も均一な管状火炎が形成されている。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、燃料希薄な条件である当量比0.8(Fig.3.15(a))付近で最も発光の強い青炎が形成されている。総括当量比1.0では (Fig.3.15 (b)), バーナ中央部には輝度の高い若干緑がかった火炎が形成される。これに対して、量論比から燃料濃度を増加させ  $\Phi_{total}=1.2$ とすると (Fig.3.15 (c)), 一転してバーナ中央部に輝度の低い濃緑色の火炎が形成され、相当に過濃な状態であることが示唆される。

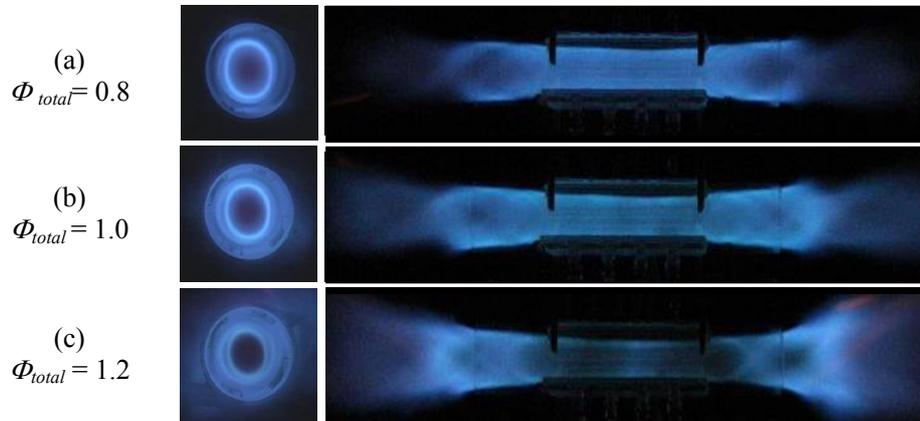


Fig.3.15 Appearance of flames  
(rapidly mixed,  $S_w = 2.5$ ,  $\alpha_{st} = 0.5$ ,  $Q_a = 200$  L/min).

Fig.3.16に各空気流量における燃焼限界の結果を示す。横軸には吹き出し空気流量 $Q_a$  [L/min], 縦軸には当量比あるいは完全混合を仮定した総括当量比をとる。図中破線は、メタン空気混合気の希薄・過濃可燃限界を示す。燃料希薄側では、メタンの可燃限界である当量比0.5よりも広く当量比0.4付近で消炎し、燃料過濃側では、メタンの可燃限界である当量比1.68よりも狭く、当量比1.2付近で消炎した。

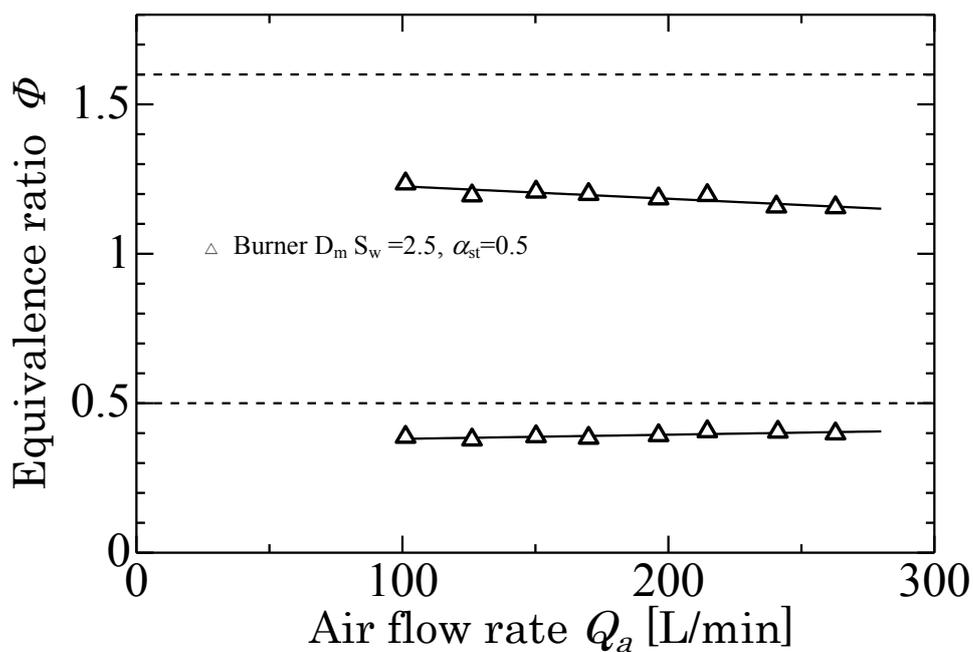


Fig.3.16 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flame ( $S_w = 2.5, \alpha_{st} = 0.5, Q_a = 200$  L/min).

### (c) 吹き出し流速比の影響

3.4.2(c)のまとめにおいて、燃料がメタンの場合、旋回強度を $S_w = 2.5 \sim 5.0$ に変化させても燃焼状態の傾向及び燃焼限界に大きな違いが認められなかった。そこで、この旋回強度の範囲において量論状態における吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナ $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ ,  $C_m(\alpha_{st}=4.8)$ ,  $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ で形成された管状火炎の燃焼限界、および当量比を変化させた場合の燃焼状態を比較し、吹き出し流速比の影響について比較する。

Fig.3.17に当量比を変化させた場合のバーナ $A_m$ ,  $B_m$ ,  $C_m$ ,  $D_m$ それぞれの側面の火炎外観を示す。上から当量比0.8, 1.0, 1.2の場合である。バーナスリット部に注目すると、吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ のバーナ $A_m$ ,  $B_m$ で形成された管状火炎ではその火炎の発光は量論比付近で最も強いのに対し、吹き出し流速比 $\alpha_{st}=4.8$ のバーナ $C_m$ では燃料が過濃な条件である当量比1.2付近、一方吹き出し流速比 $\alpha_{st}=0.5$ のバーナ $D_m$ では燃料が希薄な条件である当量比0.8付近でその発光が最も強い。以上、旋回強度を変化させた場合とは異なり、 $\alpha_{st}=4.8$ では過濃側、 $\alpha_{st}=0.5$ では希薄側において、バーナ中央部分に輝度の高い青炎が形成されること、また、吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナでは、軸方向に火炎構造の変化が認められることが明らかになった。

Fig.3.18には、各空気流量におけるバーナ $A_m$ ,  $C_m$ ,  $D_m$ それぞれの燃焼限界の測定結果を示す。図中、白丸(○)が量論状態において空気と燃料が等速で吹き出されるバーナ $A_m$  ( $\alpha_{st}=1.0$ )、白三角(△)が量論状態において空気が燃料よりも大きい速度で吹き出されるバーナ $C_m$  ( $\alpha_{st}>1.0$ )、黒三角(▲)が量論状態において空気が燃料よりも小さい速度で吹き出されるバーナ $D_m$  ( $\alpha_{st}<1.0$ )の場合である。バーナ $A_m$ の燃焼限界と比較すると、空気が燃料よりも大きい速度で吹き出されるバーナ $C_m$ では、過濃側ではその限界が広くなり、逆に希薄側ではその限界が狭くなっていることが確認できる。その一方で、空気が燃料よりも小さい速度で吹き出されるバーナ $D_m$ では過濃側では限界が狭く、逆に、希薄側では限界が広がっており、吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ に比べ、流速比が大きくなると燃焼限界は過濃側に、逆に小さくなると燃焼限界は希薄側にシフトしていることがわかる。

このことにより、急速混合型管状火炎では、吹き出し流速比 $\alpha$ を変化させることによって燃焼可能な当量比範囲が変化することが明らかとなった。

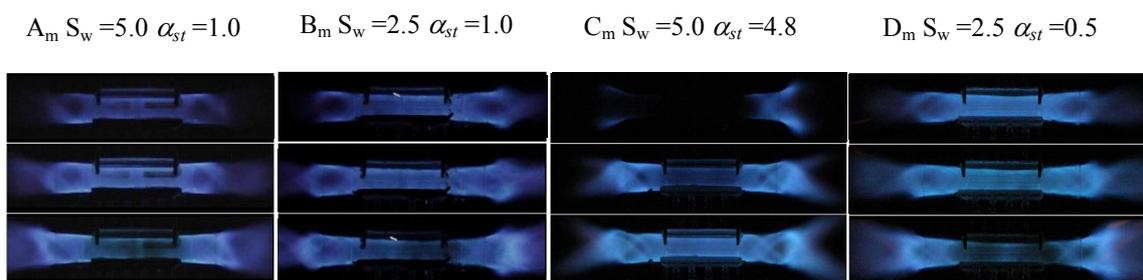


Fig.3.17 Appearance of rapidly mixed tubular flames ( $Q_a = 200$  L/min)

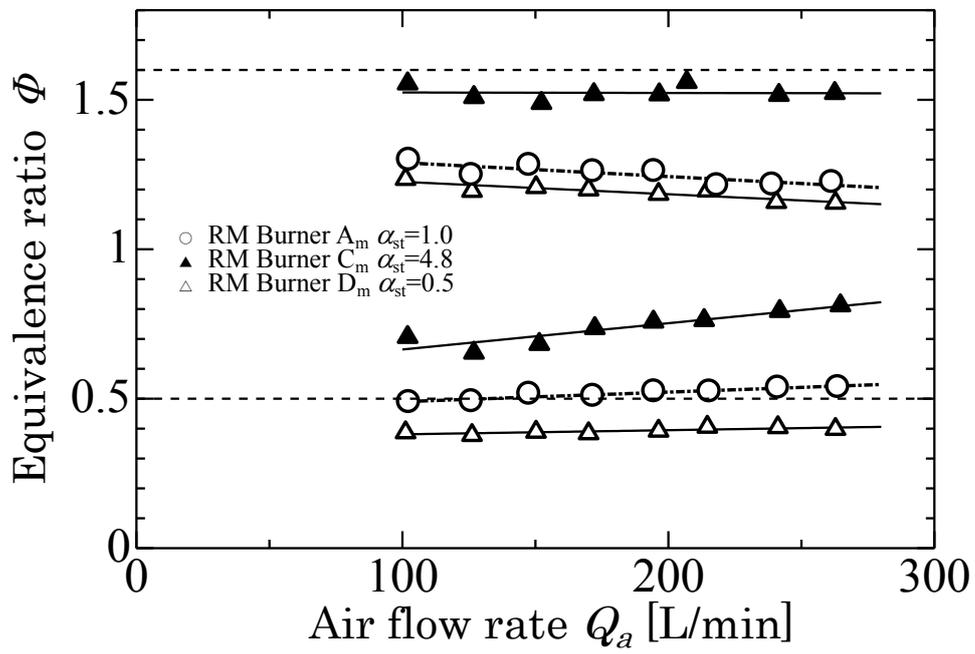


Fig.3.18 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames.  
 ( $Q_a = 200$  L/min).

### 3.5 自発光強度分布 燃料メタンの場合

ここでは火炎構造を詳細に比較するために、ICCDカメラを用いて各バーナにおいて空気流量を200L/minに固定し、当量比を変化させた場合のラジカルの自発光強度をバーナ断面から測定した。自発光強度の撮影は、断面はスリット部中央断面を測定位置とし、それぞれ中心波長433nm[CH]のバンドパスフィルタを介して行った。

なお、ここでは、各実験条件において火炎直径を求め、その比較から火炎構造の変化について検討を行った。測定によって得られた画像より、前節3.2.1.2(c)のFig.3.5と式3.1に定義される、急速混合型の場合の無次元有効火炎直径を求めた結果を示していく。

#### (a) 旋回強度を変化させた場合

まず、吹き出し流速比 $\alpha=1.0$ で等しく、旋回強度が異なるバーナ  $A_m$ ,  $B_m$  の場合の結果を Fig.3.19 に示す。図中、縦軸には無次元有効火炎直径を、横軸には当量比をとっている。 $S_w=5.0$  では(○)、各当量比(0.6~1.2)において無次元有効火炎直径を算出すると、当量比 0.8~0.95 において最大となり、当量比の増加/減少によって減少することがわかる。これに対し  $S_w=2.5$  では(●)、 $S_w=5.0$  の値を若干上回るものの、やはり当量比 0.8~0.95 において最大となっている。

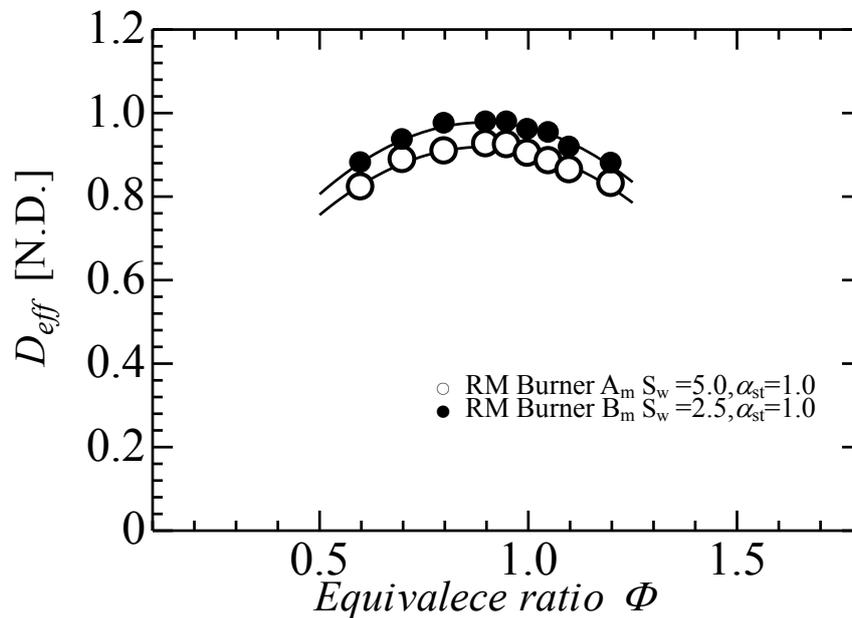


Fig. 3.19 Variations of non-dimensional effective flame diameter with equivalence ratio for various swirl numbers at a air flow rate  $Q_a=200\text{L/min}$

(b) 吹き出し流速比を変化させた場合

次に、量論状態における吹き出し流速比 $\alpha$ を変化させたバーナ $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ ,  $C_m(\alpha_{st}=4.8)$ ,  $D_m(\alpha_{st}=0.5)$  で形成された無次元有効火炎直径を比較し、吹き出し流速比の影響についてまとめる。その結果をFig.3.20に示す。図中、縦軸には無次元有効火炎直径を、横軸には当量比をとっている。

吹き出し流速比を変化させた場合、無次元有効火炎直径 $\tilde{D}_{eff}$  が最大値をとる当量比が大きくシフトすることがわかる。 $\alpha_{st}=1.0$ と比べると、 $\alpha_{st}=4.8$ では(▲),  $\tilde{D}_{eff}$  は $\Phi=1.25$ において最大値をとり、過濃側にシフトし、逆に、 $\alpha_{st}=0.5$ では(△),  $\tilde{D}_{eff}$  は $\Phi=0.7$ において最大値をとり、希薄側にシフトしていることがわかる。すなわち、空気が燃料より高速に吹き出される $\alpha_{st}=4.8$ の場合、空気の希釈により中央部における局所当量比は希薄側へシフトし、そのため、より過濃な混合比で吹き出して初めて理論混合気形成されることとなり、一方、空気が燃料より低速で吹き出される $\alpha_{st}=0.5$ の場合、空気不足のため中央部における局所当量比は過濃側へシフトし、そのため、希薄な混合比で吹き出しても理論混合気形成されるものと思われる。

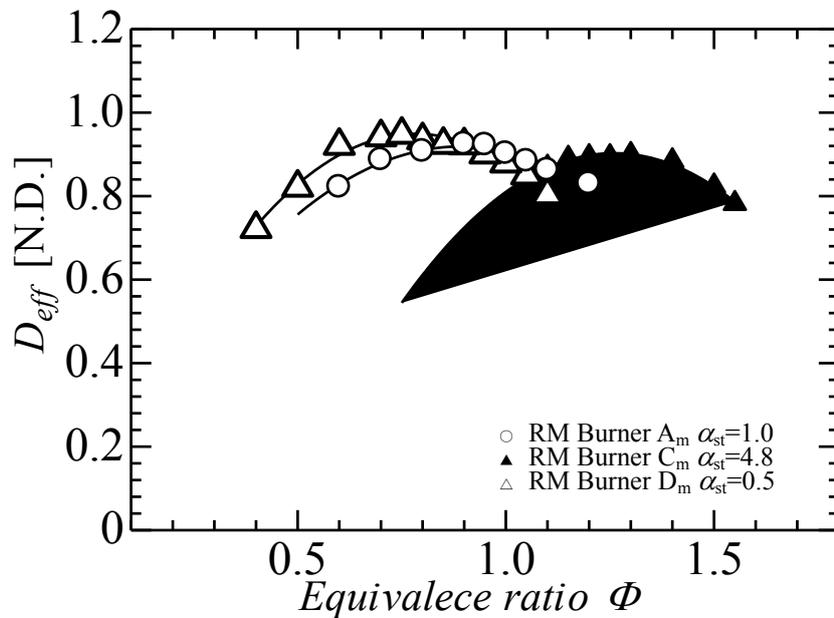


Fig. 3.20 Variations of non-dimensional effective flame diameter with equivalence ratio for various injection velocity ratios at a air flow rate  $Q_a=200\text{L}/\text{min}$

## 3.6 火炎外観ならびに安定燃焼範囲 燃料プロパンの場合

次に、燃料プロパンの場合、火炎外観ならびに安定燃焼範囲を示す。

### 3.6.1 旋回強度を変化させた場合

まず、吹き出し流速比が $\alpha_{st}=1.2$ と等しく、つまり、旋回強度の異なるバーナ $B_p(S_w=2.5)$ ,  $F_p(S_w=5.0)$ を用いることにより、急速混合型管状火炎燃焼に及ぼす旋回強度の影響について調べた。

#### (a) バーナ $B_p$ (スワール数 $S=2.5$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.2$ )

はじめに、スワール数 $S_w$ の小さいバーナ $B_p$ を用いた場合の結果を示す。Fig.3.21は各空気流量における燃焼限界の結果である。図中、プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す。希薄側では、プロパンの可燃限界である当量比0.51よりやや低い0.45付近で消炎している。一方、過濃側では、プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも狭く、2.15付近で消炎した。

Fig. 3.22に、吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の、各当量比での火炎外観を示す。火炎はスリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一様な管状火炎が形成されていることが確認できる。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、量論比付近で最も発光の強い青炎が形成されている。そこから、燃料希薄な条件とすると、バーナ全域に青炎が形成されるものの火炎全体の発光が弱まり、更に燃料濃度を小さくするとそのまま消炎に至った。一方、燃料過濃な条件とするとバーナスリット部に青緑色の火炎が形成され、更に燃料濃度を大きくすると、火炎が浮き上がり、バーナ内に火炎が形成出来ずに消炎に至った。

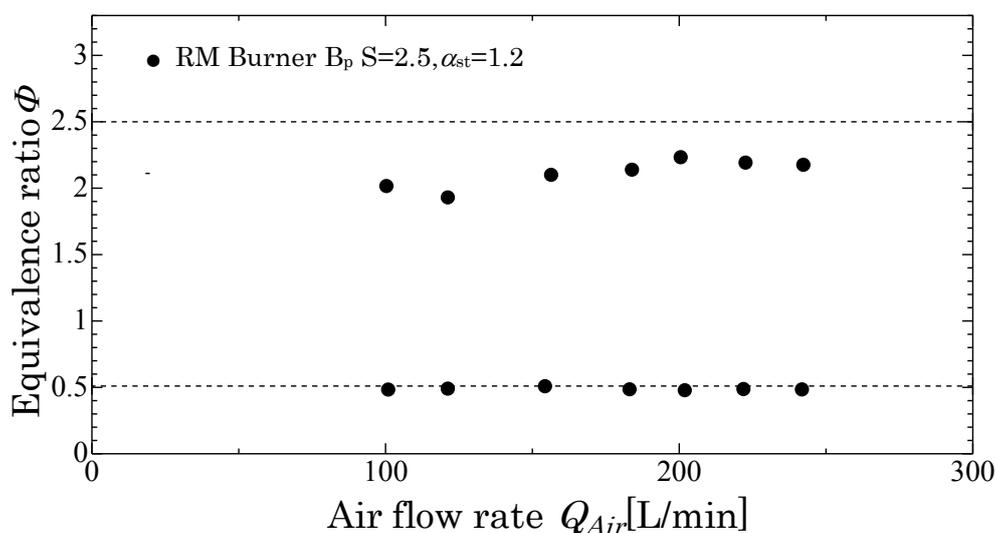


Fig.3.21 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5, \alpha_{st}=1.2$ ).

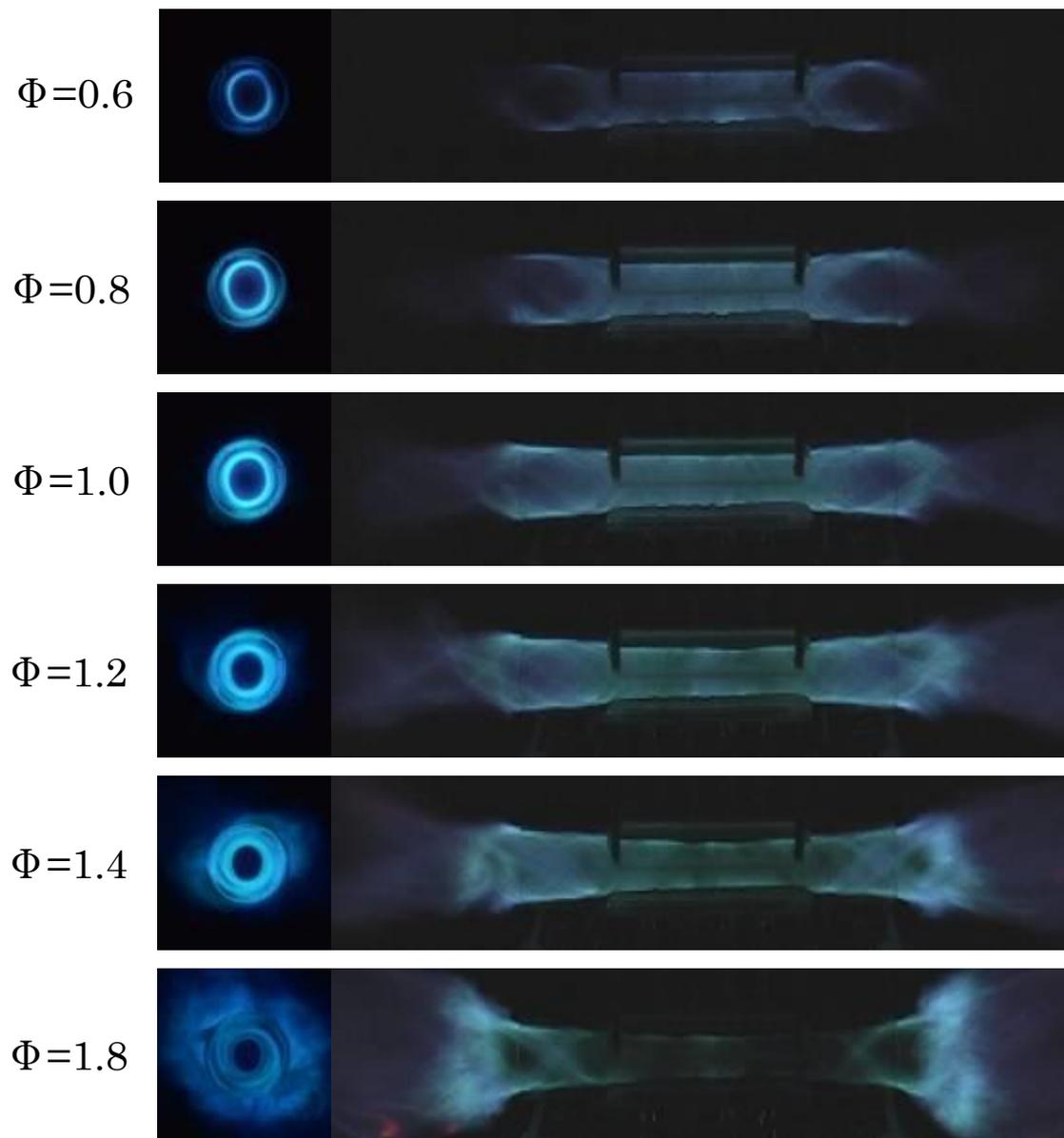


Fig.3.22 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5$ ,  $\alpha_{st}=1.2$ ,  $Q_a=200L/min$ ).

(b) バーナ $F_p$ (スワール数 $S_w=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.2$ )

次に、スワール数 $S_w$ の大きいバーナ $F_p$ を用いて同様の実験を行った。Fig.3.23に各空気流量における燃焼限界の結果を示す。図中、プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す。希薄側では、プロパンの可燃限界である当量比0.51よりやや高い0.55付近で消炎し、過濃側では、プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも狭く、2.15付近で消炎した。

Fig.3.24に、吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の、各当量比での火炎外観を示す。スワール数 $S$ の小さいバーナ $B_p$ 同様、スリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一般的な管状火炎が形成されていることが確認できる。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、量論比付近で最も発光の強い青炎が形成されている。そこから、燃料希薄な条件とすると、バーナ全域に青炎が形成されるものの火炎全体の発光が弱まり、更に燃料濃度を小さくするとそのまま消炎に至った。燃料過濃な条件とするとバーナスリット部に青緑色の火炎が形成され、更に燃料濃度を大きくすると、火炎が浮き上がりバーナ内に火炎が形成出来ずに消炎に至った。

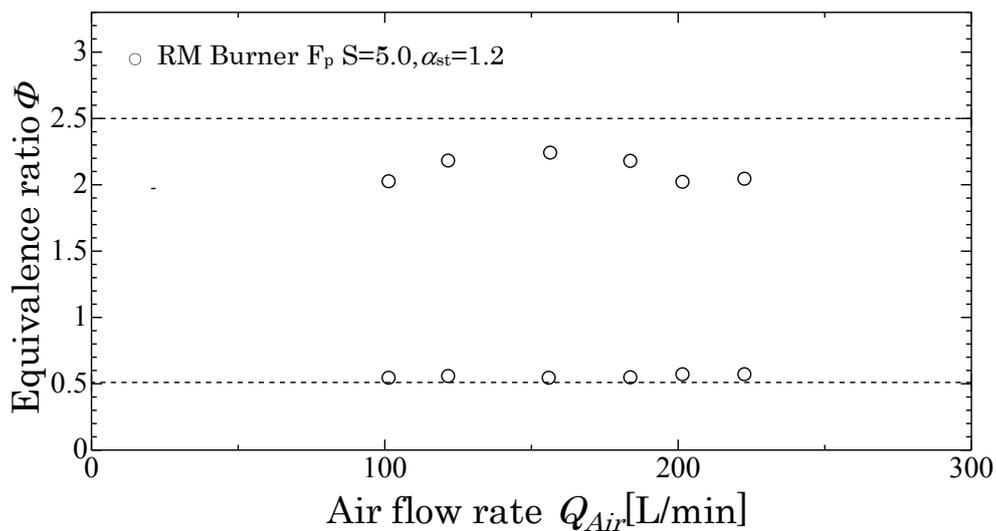


Fig.3.23 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w=5.0, \alpha_{st}=1.2$ ).

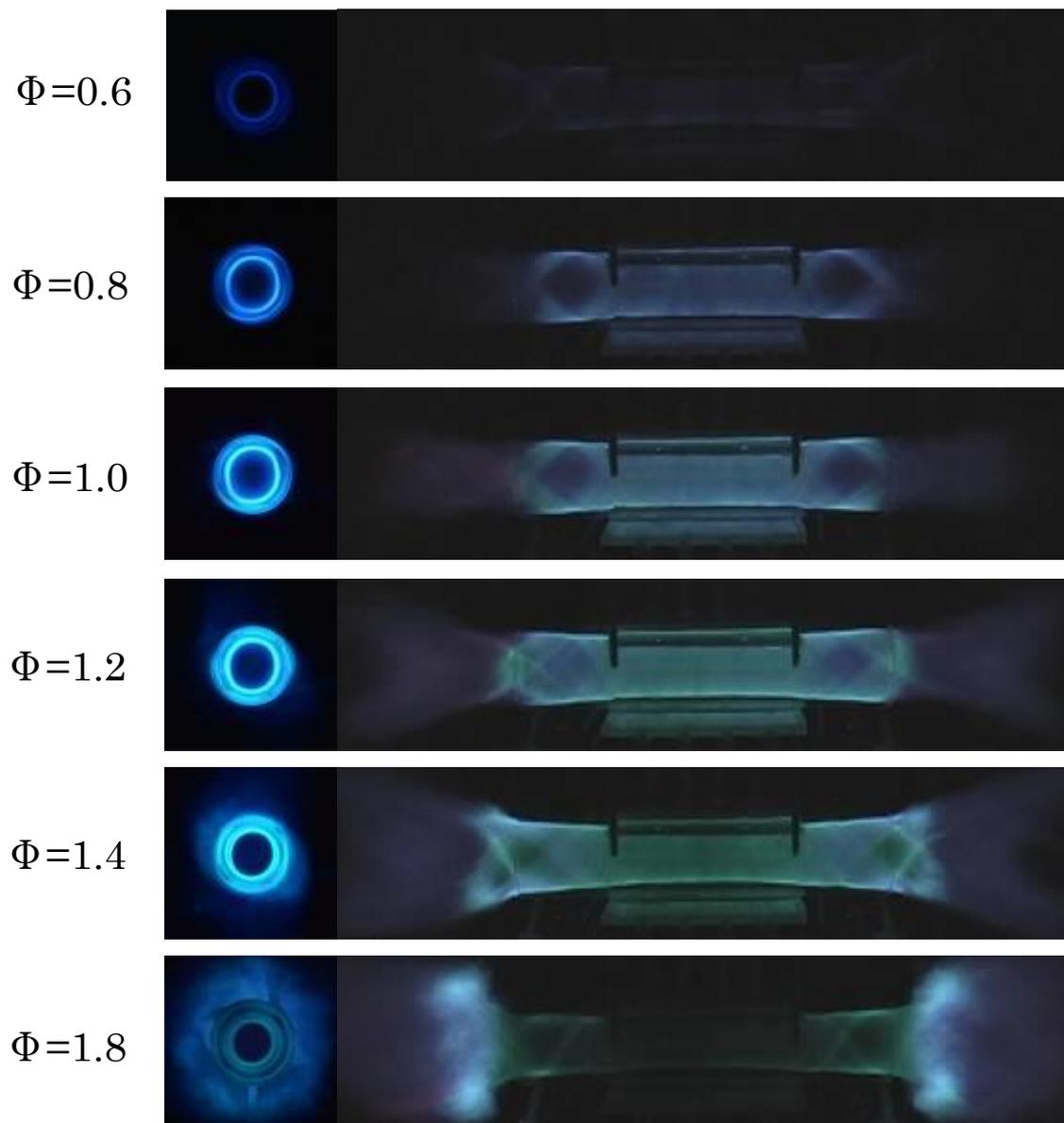


Fig.3.24 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w=5.0$ ,  $\alpha_{st}=1.2$ ,  $Q_a=200\text{L}/\text{min}$ ).

### (c) 旋回強度の影響

Fig.3.25に、吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の各当量比での火炎外観、バーナ $B_p$ 、 $F_p$ それぞれを示す。(a)、(b)ですでに述べたように、スリット部における火炎の発光は、バーナ $B_p$ 、 $F_p$ どちらで形成された管状火炎も、量論比付近が最も強く、同様の傾向を示した。一方で、バーナ $F_p$  ( $S_w=5.0$ )の方が、火炎直径が大きく、より火炎表面が滑らかであることがわかる。このことから、スワール数 $S_w$ が高いほど均一な火炎が形成されることが明らかとなった。

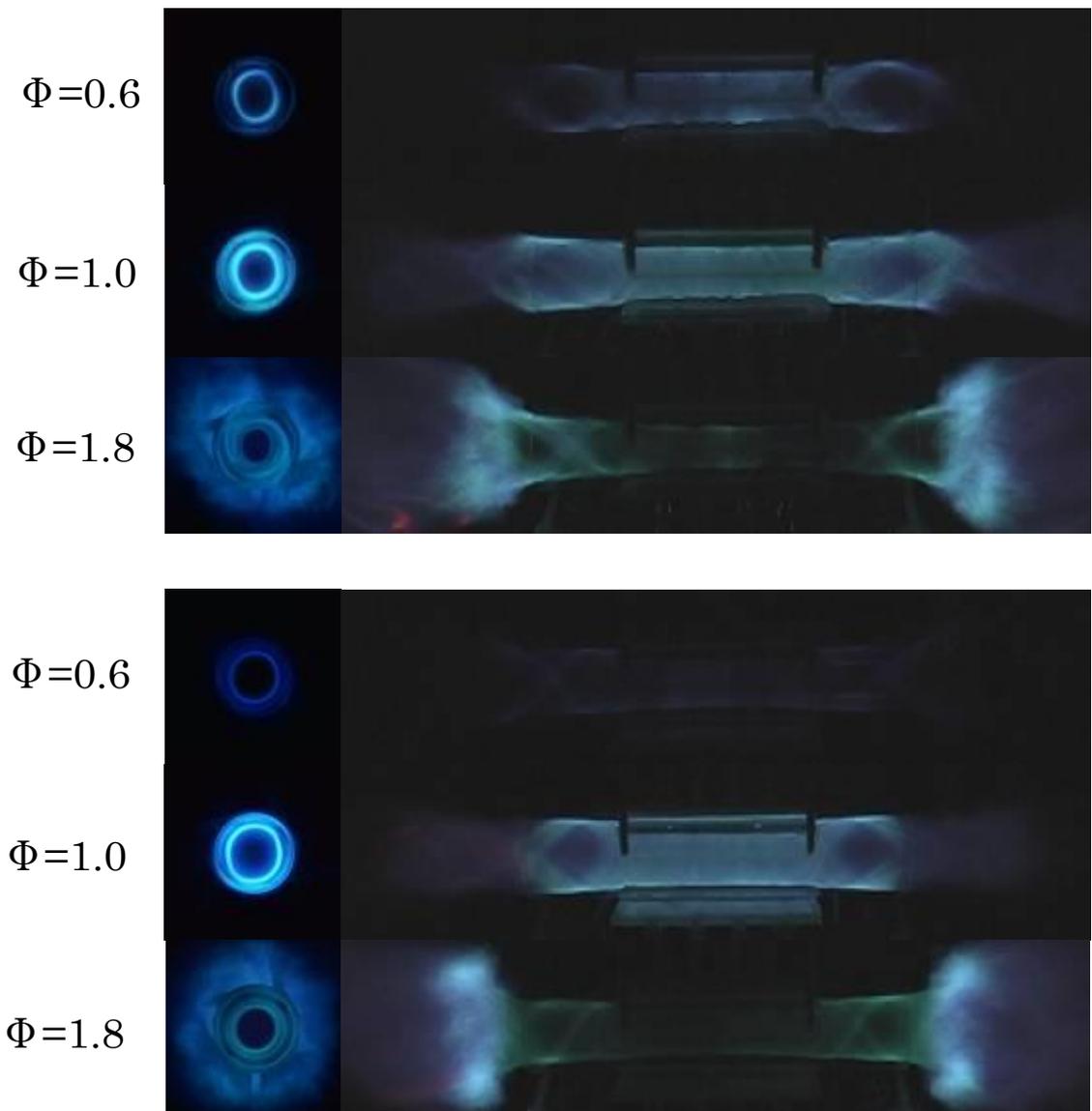


Fig.3.25 Appearance of rapidly mixed tubular flames  
( $\alpha_{st}=1.2$ ,  $Q_a=200\text{L/min}$ , top:  $S_w=2.5$ , under:  $S_w=5.0$ ).

Fig.3.26に、各空気流量における、バーナ $B_p$ 、 $F_p$ それぞれの燃焼限界の測定結果を示す。図中、黒丸(●)が旋回強度の小さいバーナ $B_p$  ( $S_w = 2.5$ )の場合であり、白丸(○)が旋回強度の大きいバーナ $F_p$  ( $S_w = 5.0$ )の場合である。図から明らかなように、今回の実験条件では、バーナ $B_p$ 、 $F_p$ どちらで形成した管状火炎も過濃側では当量比2.15付近で、希薄側では当量比0.5付近で消炎しており、旋回強度を変化させても燃焼限界に大きな変化は認められなかった。

これらの結果は、これまでの研究で燃料にメタンを用いた場合と同様の傾向を示している。

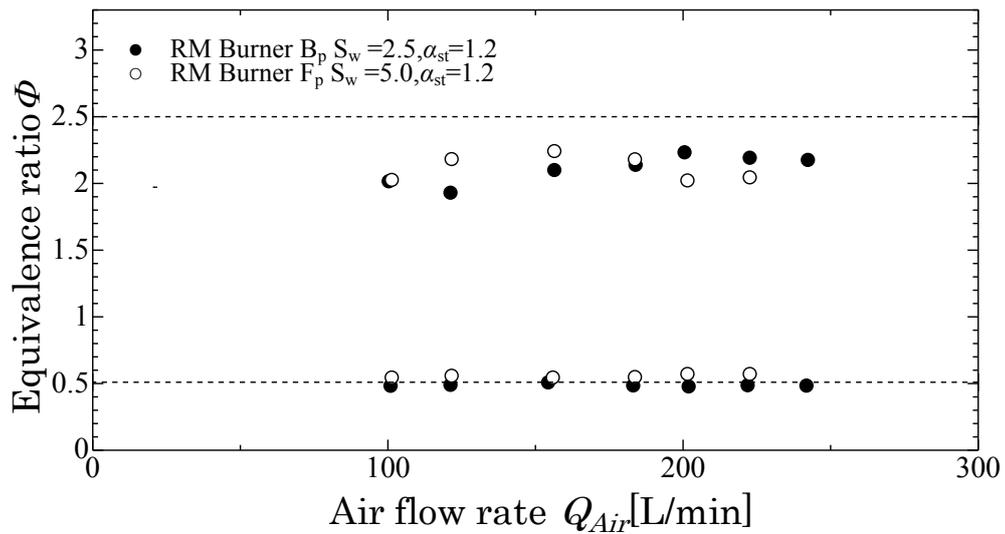


Fig.3.26 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames ( $\alpha_{st} = 1.2$ ).

### 3.6.2 吹き出し流速比を変化させた場合

次に、空気と燃料の吹き出し流速比が急速混合型管状火炎燃焼に及ぼす影響について調べるために、量論状態における吹き出し流速比の異なるバーナ $A_p$ ,  $C_p$ ,  $D_p$ ,  $E_p$ についても、燃焼限界および燃焼状態を調べた。

#### (a) バーナ $A_p$ (スワール数 $S_w=2.5$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=0.6$ )

はじめに、流速比 $\alpha$ が1よりも小さい、つまり、量論状態において燃料が空気よりも高速で吹き出される、バーナ $A_p$ について実験を行った。Fig.3.27に各空気流量における燃焼限界の結果を示す。図中、プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す。燃料希薄側では、プロパンの可燃限界である当量比0.51よりも低く当量比0.45付近で消炎し、燃料過濃側では、プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも大きく下回り、当量比2.05付近で消炎した。

Fig.3.28に、吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の、各当量比での火炎外観を示す。火炎はスリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一般的な管状火炎が形成されていることが確認できる。また、スリット部分に注目し、当量比を変化させた場合の火炎を比較すると、燃料希薄な条件である当量比0.9付近で最も発光の強い青炎が形成されている。量論比の条件から、燃料過濃な条件とすると、特にスリット部分の火炎の発光が弱まり青緑色の火炎が形成され、更に大きくしていくと、火炎が下流側に浮き上がり消炎に至った。燃料希薄な条件とするとバーナ下流側では次第に火炎の発光が弱まっていくが、バーナスリット部では当量比0.6付近までは火炎の発光が強い。

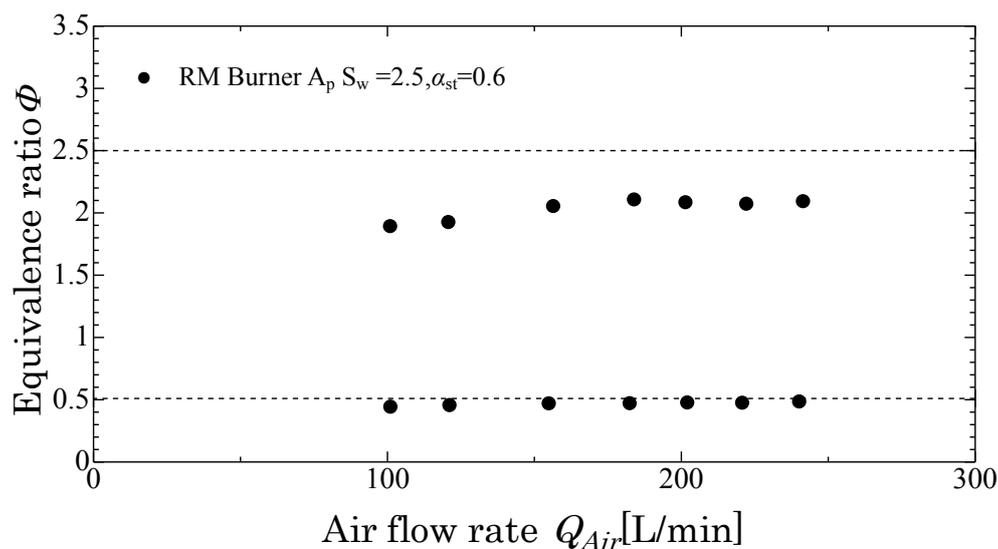
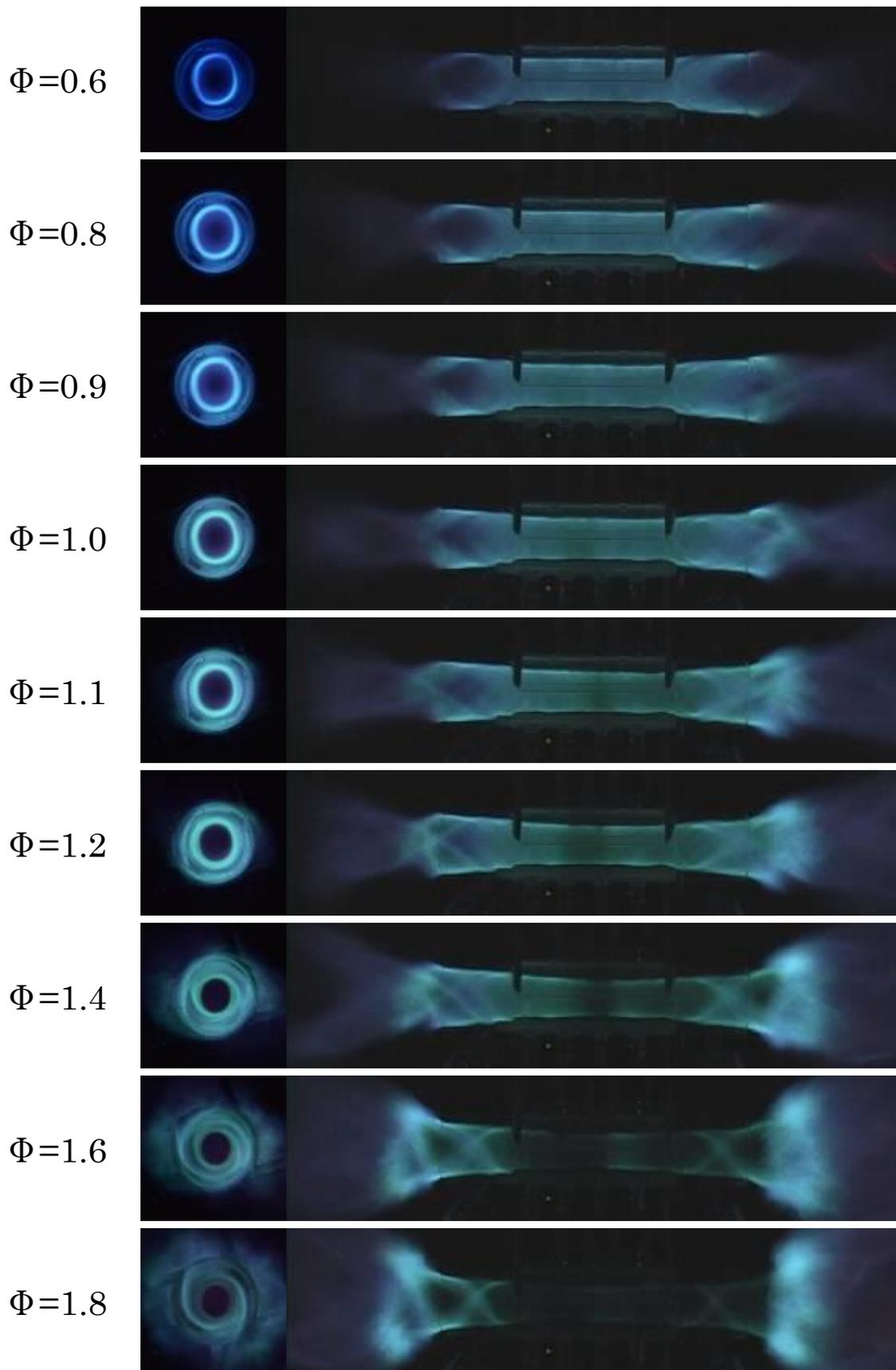


Fig.3.27 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5, \alpha_{st}=0.6$ ).



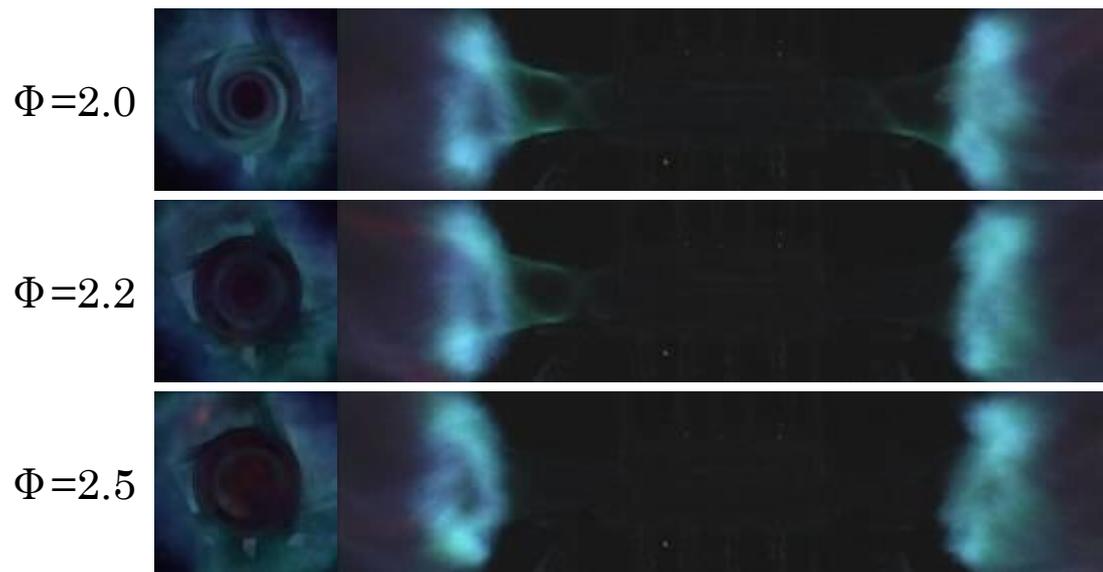


Fig.3.28 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5$ ,  $\alpha_{st}=0.6$ ,  $Q_a=200L/min$ ).

(b) バーナ $C_p$ (スワール数 $S_w = 2.5$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st} = 2.4$ )

次に, 流速比 $\alpha$ が1よりも大きい, つまり, 量論状態において空気が燃料よりも高速で吹き出される, バーナ $C_p$ について実験を行った. Fig.3.29に各空気流量における燃焼限界の結果を示す. 図中, プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す. 燃料希薄側では, プロパンの可燃限界である当量比0.51付近で消炎し, 燃料過濃側では, プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも下回り, 当量比2.2付近で消炎した.

Fig.3.30に, 吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の, 各当量比での火炎外観を示す. 火炎はスリット部分からバーナ端まで直径がほぼ一様な管状火炎が形成されていることが確認できる. また, スリット部分に注目し, 当量比を変化させた場合の火炎を比較すると, 燃料過剰な条件である当量比1.1付近で最も発光の強い青炎が形成されている. 量論比の条件から, 燃料希薄な条件とすると火炎の発光が弱まり, 更に小さくしていくと, 火炎が下流側のみに形成され, 消炎に至った. 燃料過濃な条件とすると, 当量比1.4付近まではバーナスリット部での発光が強く青緑色の火炎が形成され, 更に大きくすると, 下流側では燃焼が行われているものの, スリット部の火炎が消炎し, バーナ内に火炎が形成出来ずに消炎に至った.

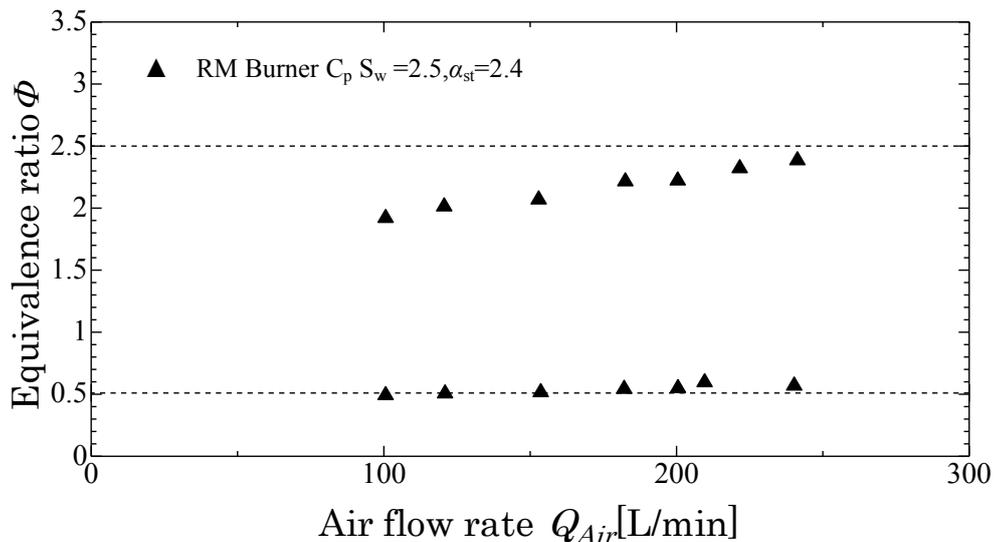
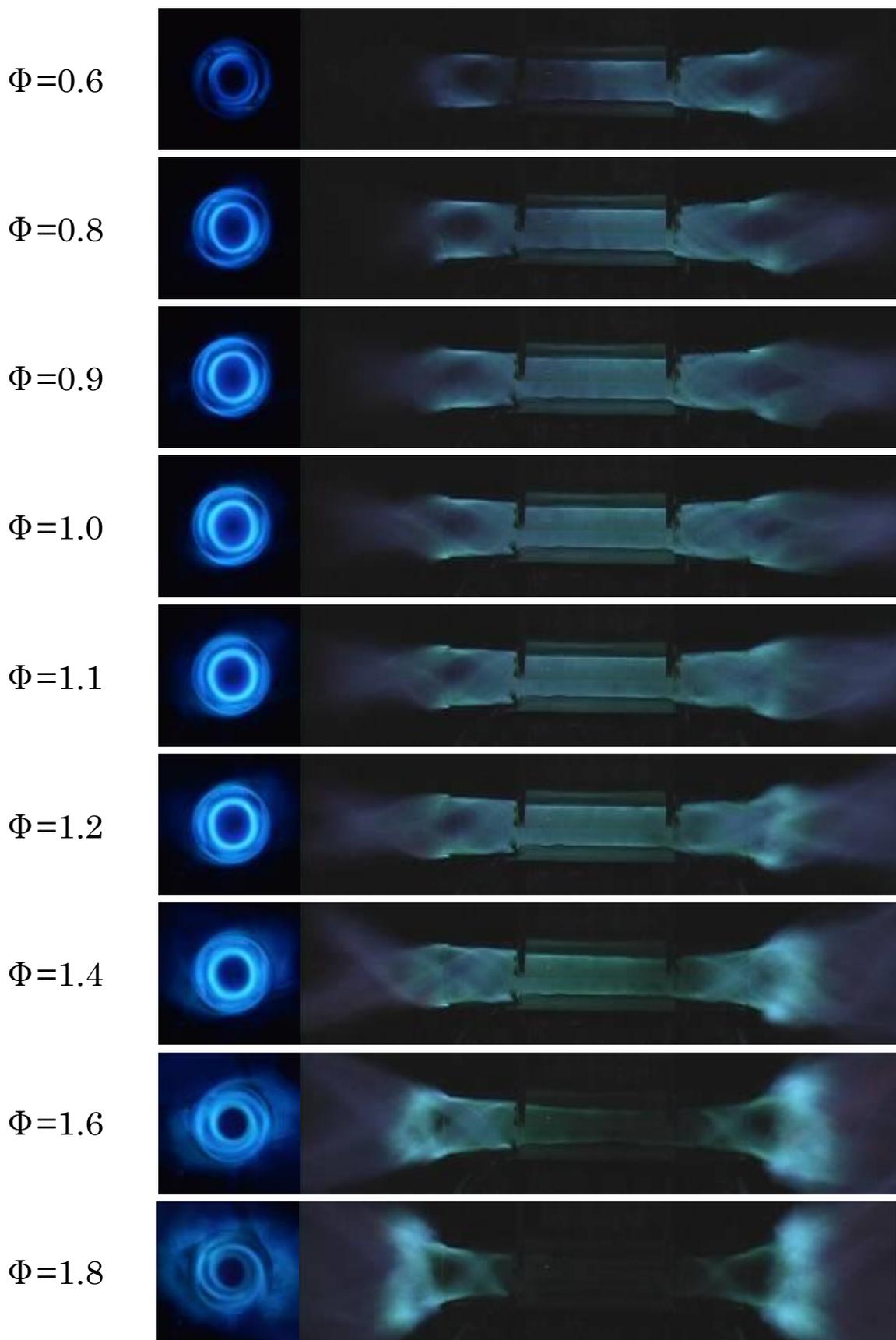


Fig.3.29 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w = 2.5, \alpha_{st} = 2.4$ ).



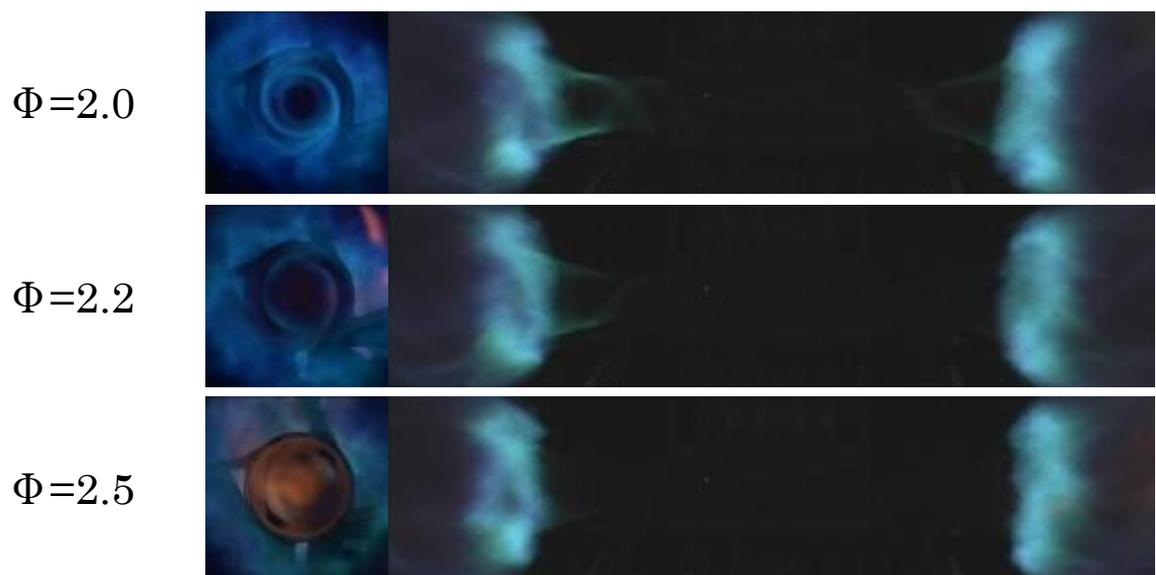


Fig. 3.30 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5$ ,  $\alpha_{st}=2.4$ ,  $Q_a=200L/min$ ).

(c) バーナ $D_p$ (スワール数 $S_w = 2.5$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st} = 6.0$ )

次に, 流速比 $\alpha$  が1よりも大きい, つまり, 量論状態において空気が燃料よりも高速で吹き出される, バーナ $D_p$ について実験を行った. Fig.3.31に各空気流量における燃焼限界の結果を示す. 図中, プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す. 燃料希薄側では, プロパンの可燃限界である当量比0.51付近よりも少し狭く, 当量比0.55付近で消炎し, 燃料過濃側では, プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも少し狭く, 当量比2.4付近で消炎した.

Fig.3.32に, 吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の, 各当量比での火炎外観を示す. バーナスリット部分では, 燃料希薄側では火炎は形成されず, 燃料過濃側で火炎が形成されている. また, 当量比を変化させた場合の火炎を比較すると, 燃料過剰な条件である当量比1.4付近で最も発光の強い青炎が形成されている. 量論比の条件から, 燃料希薄な条件とすると火炎の発光が弱まり, 更に小さくしていくと, 火炎が下流側のみに形成され, 消炎に至った. 一方, 燃料過濃な条件とすると, 当量比2.0付近まではバーナスリット部での発光が強く青緑色の火炎が形成され, 更に大きくすると, 下流側では燃焼が行われているものの, スリット部の火炎が消炎し, バーナ内に火炎が形成出来ずに消炎に至った.

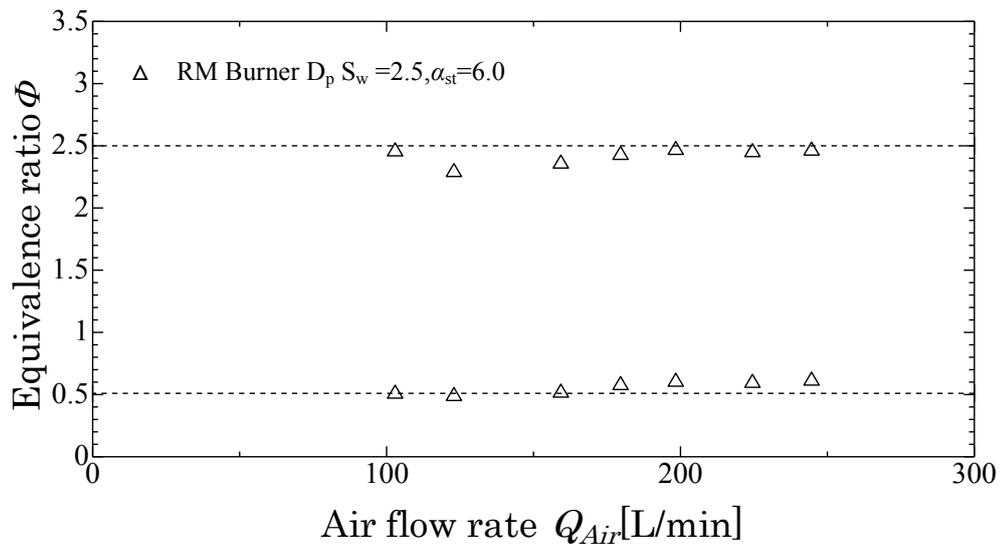


Fig.3.31 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w = 2.5, \alpha_{st} = 6.0$ ).

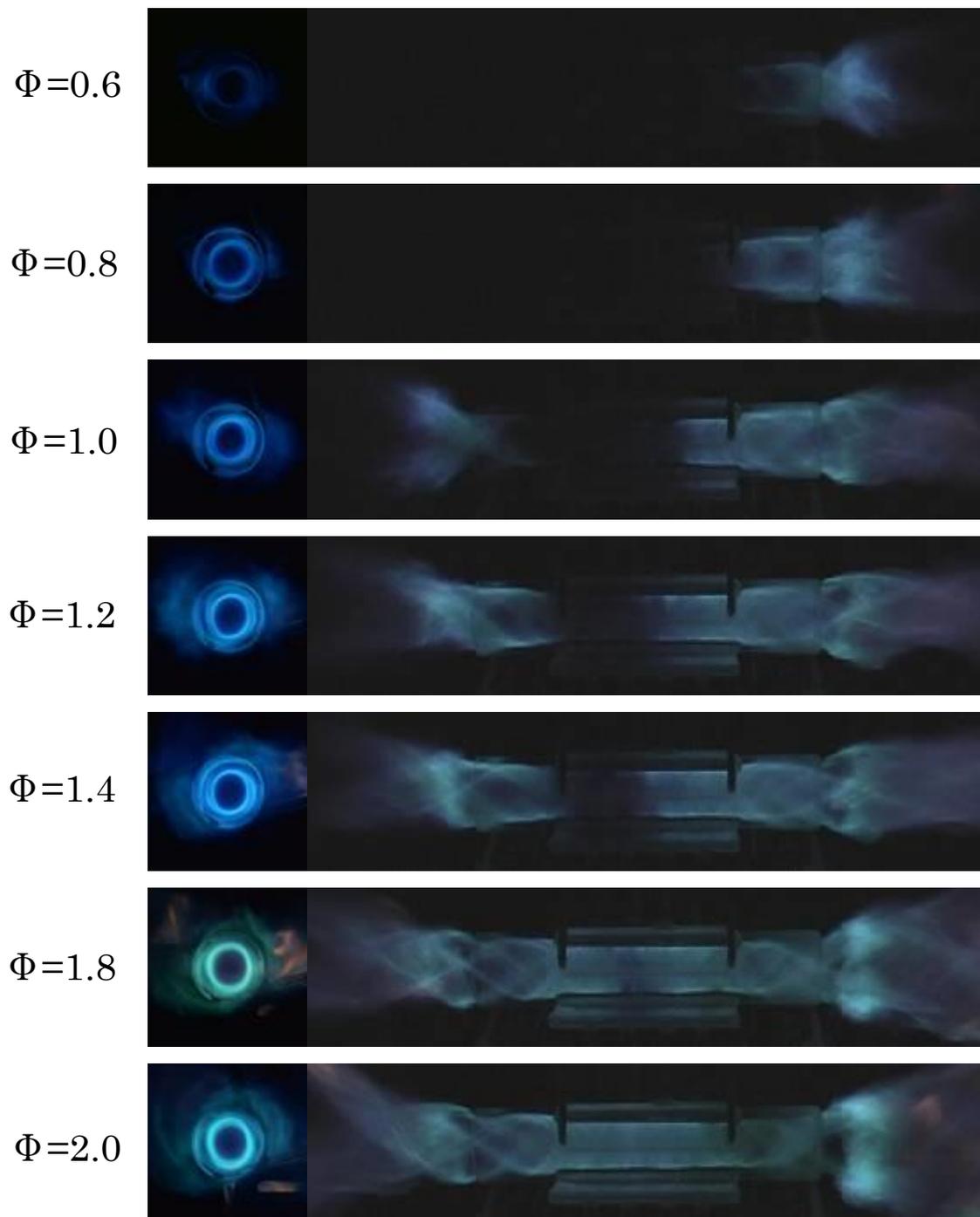


Fig. 3.32 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5$ ,  $\alpha_{st}=6.0$ ,  $Q_a=200L/min$ ).

(d) バーナE<sub>p</sub>(スワール数S<sub>w</sub>=2.5, 吹き出し流速比α<sub>st</sub>=11.9)

次に, 流速比αが1よりも大きい, つまり, 量論状態において空気が燃料よりも高速で吹き出される, バーナE<sub>p</sub>について実験を行った. Fig.3.33に各空気流量における燃焼限界の結果を示す. 図中, プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す. 燃料希薄側では, プロパンの可燃限界である当量比0.51付近よりも狭く, 当量比0.65付近で消炎し, 燃料過濃側では, プロパンの可燃限界である当量比2.5よりも大きく広く, 当量比2.9付近で消炎した.

Fig.3.34に, 吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の, 各当量比での火炎外観を示す. バーナスリット部分では, 当量比1.4付近までは火炎は形成されず, それより燃料過濃側にて火炎が形成されている. また, 当量比を変化させた場合の火炎を比較すると, 燃料過剰な条件である当量比2.2付近で最も発光の強い青炎が形成されている. 燃料希薄な条件とすると火炎の発光が弱まり, 更に小さくしていくと, 火炎が下流側のみに形成され, 消炎に至った. 一方, 燃料過濃な条件とすると, 当量比2.3付近まではバーナスリット部での発光が強く青色の火炎が形成され, 更に大きくすると, 下流側では燃焼が行われているものの, スリット部の火炎が消炎し, バーナ内に火炎が形成出来ずに消炎に至った.

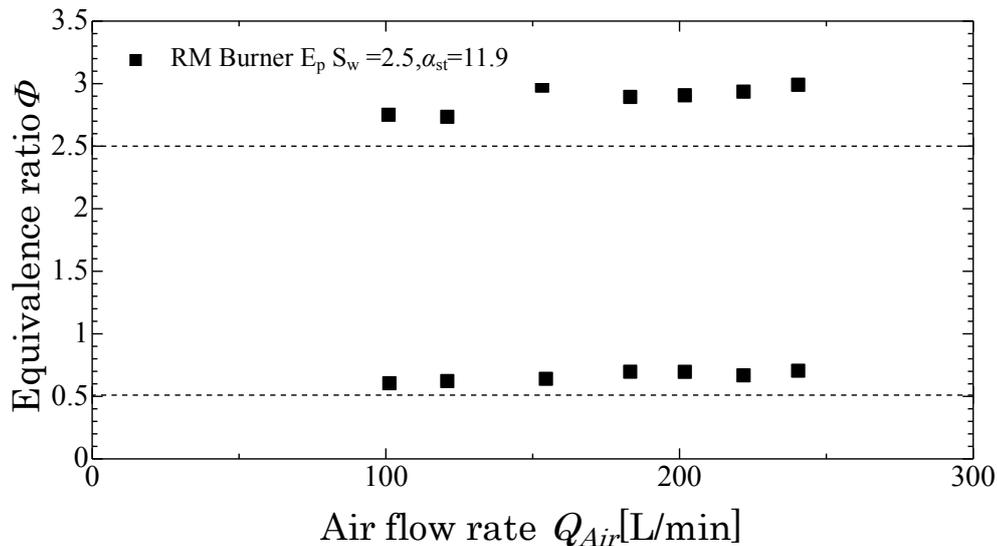
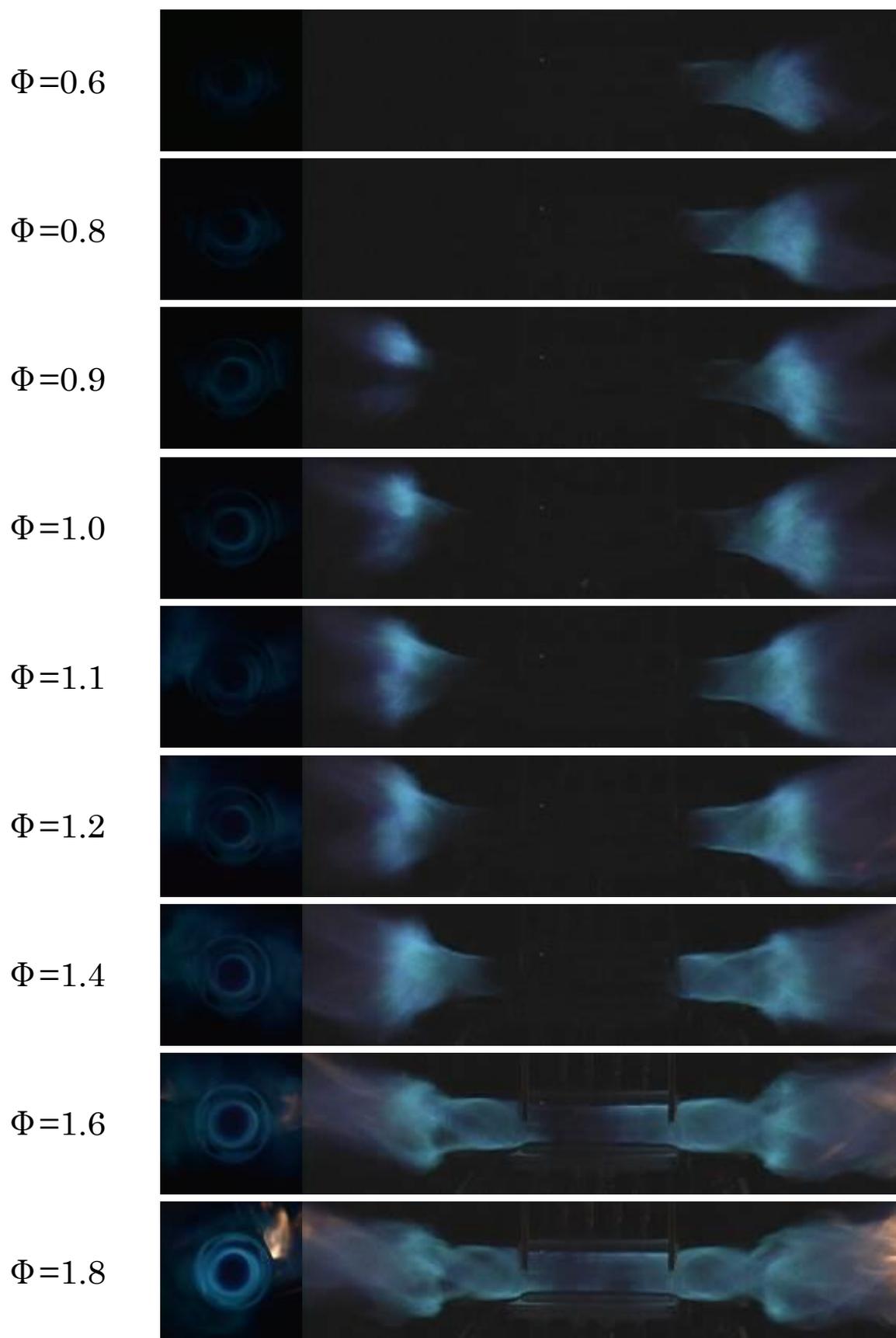


Fig.3.33 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5, \alpha_{st}=11.9$ ).



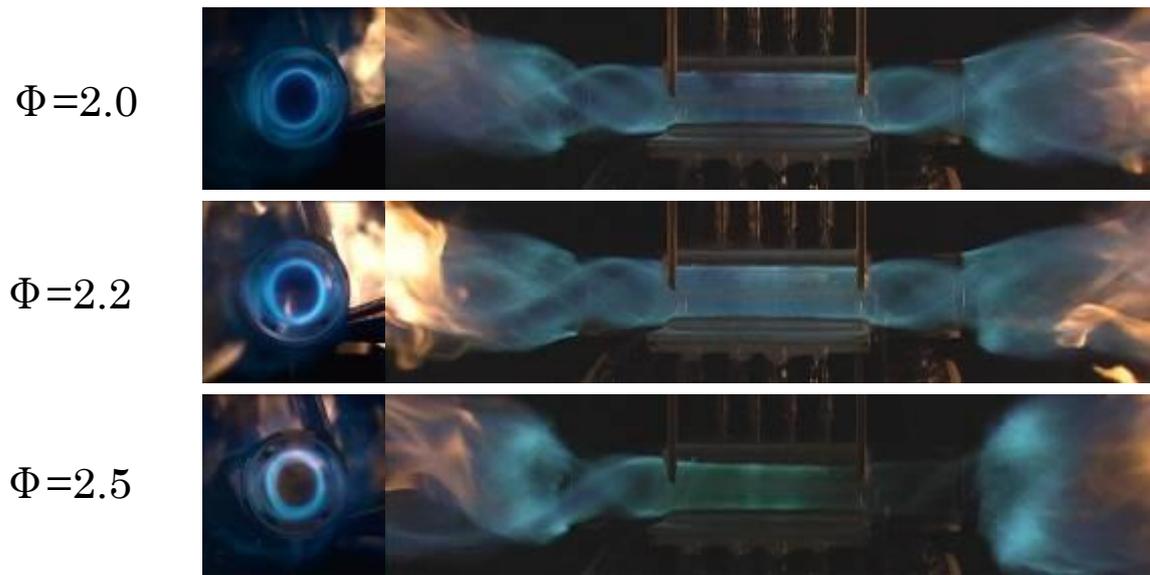


Fig. 3.34 Appearance of rapidly mixed tubular flames( $S_w = 2.5$ ,  $\alpha_{st} = 11.9$ ,  $Q_d = 200\text{L/min}$ ).

## (e) 吹き出し流速比の影響

3.6.1 (c) 旋回強度の影響のまとめにおいて、今回の実験条件では、旋回強度を $S_w = 2.5 \sim 5.0$ に変化させても燃焼状態の傾向及び燃焼限界に大きな違いは認められなかった。そこで次に、同じ旋回強度で、量論状態における吹き出し流速比 $a$ が異なるバーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ ,  $C_p(\alpha_{st} = 2.4)$ ,  $D_p(\alpha_{st} = 6.0)$ ,  $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ で形成された管状火炎の燃焼限界、および当量比を変化させた場合の燃焼状態を比較し、吹き出し流速比の影響についてまとめた。なお、燃焼状態の比較は、バーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ ,  $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ を比較した。

Fig.3.35に、吹き出し空気流量を200L/minと固定した場合の各当量比での、バーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ ,  $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ , それぞれの火炎外観を示す。上から当量比0.6, 1.0, 1.8の場合である。スリット部に注目すると、バーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ で形成された管状火炎ではその火炎の発光は量論比付近で最も強いものに対し、バーナ $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ では燃料が過濃な条件である当量比1.8付近で、その発光が最も強い。旋回強度を変化させた場合とは異なり、吹き出し流速比 $a$ が異なるバーナでは、当量比を変えると燃焼状態の傾向は異なるものとなった。

Fig.3.36には、各空気流量におけるバーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ ,  $C_p(\alpha_{st} = 2.4)$ ,  $D_p(\alpha_{st} = 6.0)$ ,  $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ , それぞれの燃焼限界の測定結果を示す。図中、プロパンの希薄・過濃可燃限界を破線で示す。まず、バーナ $B_p(\alpha_{st} = 1.2)$ 白丸(○)の場合、希薄側の燃焼限界は当量比0.5付近、過濃側の燃焼限界は当量比2.1付近となった。この $a = 1.2$ を基準として他のバーナと比較すると、バーナ $A_p(\alpha_{st} = 0.6)$ 黒丸(●)の場合、すなわち、燃料の方が空気より高速で吹き出される場合は、希薄側の燃料限界は当量比0.45付近、過濃側の燃焼限界は2.05付近と、希薄側・過濃側の燃焼限界ともに、わずかに希薄側へシフトしていることがわかる。

一方、吹き出し流速比 $a$ が1より大きい場合、すなわち、空気の方が燃料より高速に吹き出される場合、バーナ $C_p(\alpha_{st} = 2.4)$ 黒三角(▲), バーナ $D_p(\alpha_{st} = 6.0)$ 白三角(△), バーナ $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ 黒四角(■)と、吹き出し流速比 $a$ の増加とともに、希薄・過濃の燃焼限界が過濃側にシフトしていることがわかる。また、バーナ $E_p(\alpha_{st} = 11.9)$ 黒四角(■)では、過濃側の燃焼限界は当量比2.9付近まで拡大していることがわかる。

このことにより、燃料にプロパンを用いた場合の急速混合型管状火炎では、吹き出し流速比 $a$ を変化させることによって燃焼可能な当量比範囲が変化することが明らかとなった。また、この結果は、前の研究で燃料にメタンを用いた場合と同様の傾向を示している。

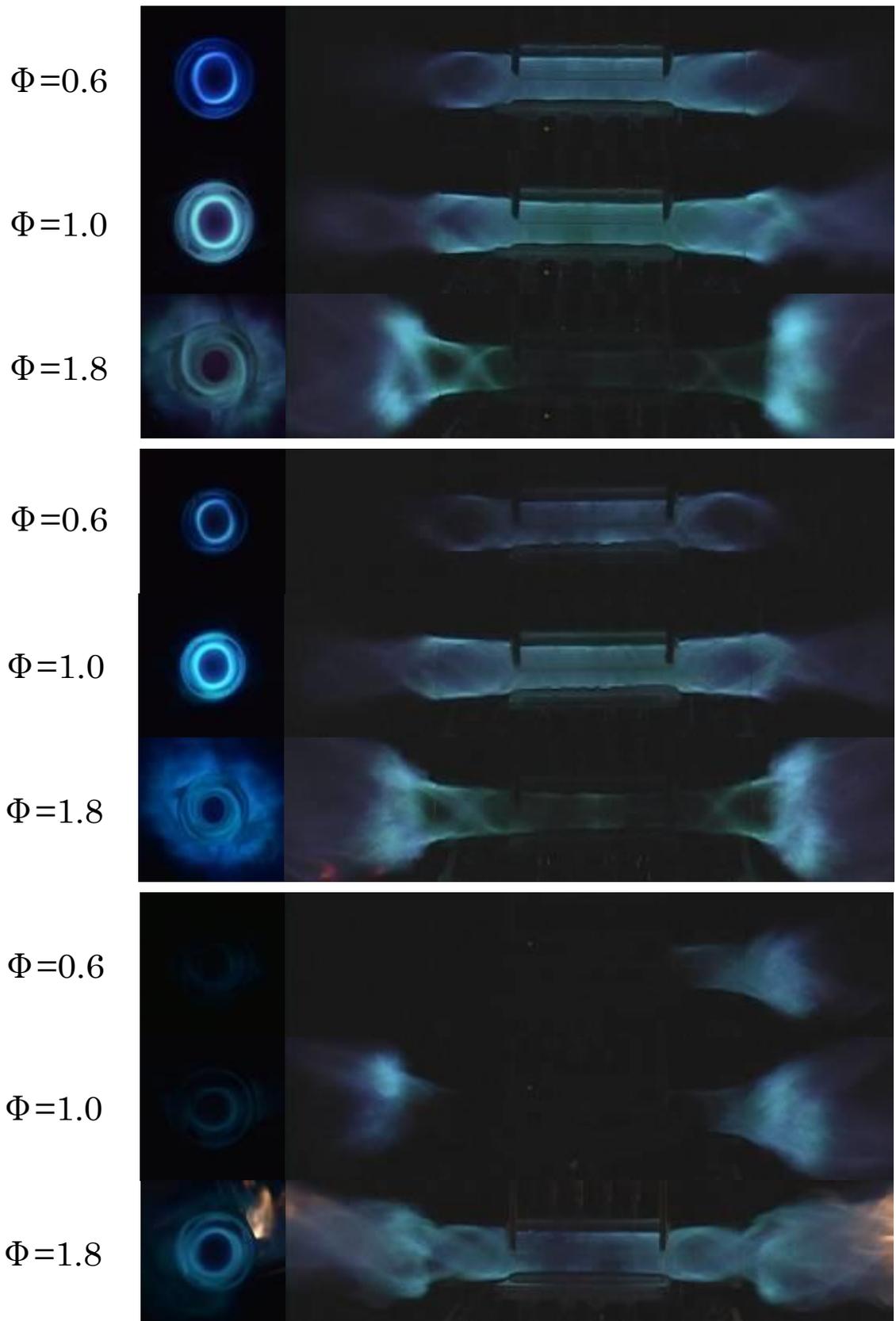


Fig.3.35 Appearance of rapidly mixed tubular flames  
 ( $S_w = 2.5$ ,  $Q_a = 200\text{L/min}$ , top:  $\alpha_{st} = 0.6$ , center:  $\alpha_{st} = 1.2$ , under:  $\alpha_{st} = 11.9$ ).

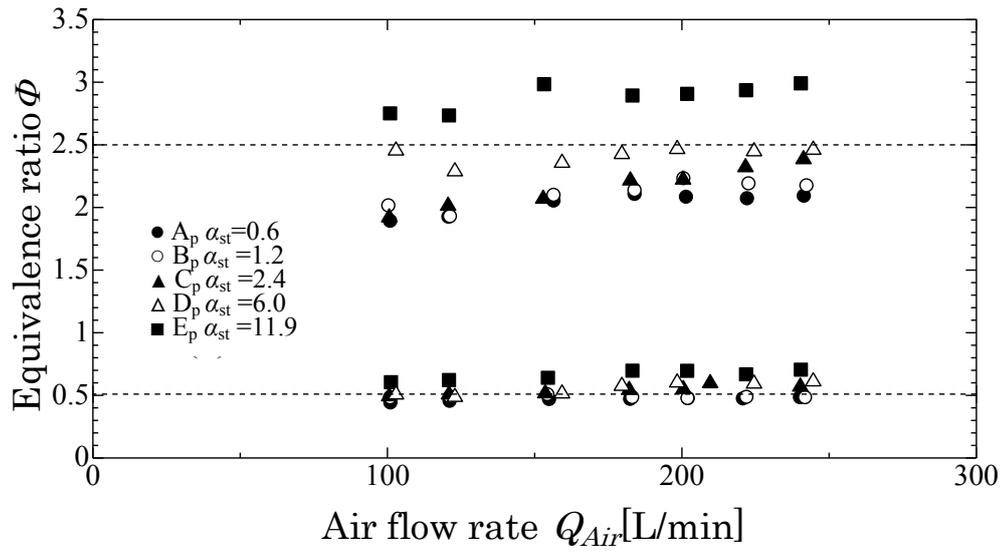


Fig.3.36 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames( $S_w=2.5$ )

### 3.7 自発光強度分布 燃料プロパンの場合

吹き出し流速比 $\alpha$ が火炎構造に及ぼす影響を詳細に調べるために、同じ旋回強度の各バーナにおいて空気流量を200L/minに固定し、当量比を変化させた場合のCHラジカルの自発光強度をバーナ断面から測定した。自発光強度の測定は、バーナ管軸に沿ってICCDカメラを設置しバーナスリット中央部に焦点を合わせ、バンドパスフィルターを介して、火炎を撮影することにより行った。

なお、ここでは、各実験条件において火炎直径を求め、その比較から火炎構造の変化について検討を行った。測定によって得られた画像より、前節3.2.2(c)のFig.3.5と式3.1に定義される、急速混合では、同じ旋回強度 $S=2.5$ で流速比 $\alpha$ が異なるバーナ $A_p(\alpha_{st}=0.6)$ ,  $B_p(\alpha_{st}=1.2)$ ,  $C_p(\alpha_{st}=2.4)$ ,  $D_p(\alpha_{st}=6.0)$ ,  $E_p(\alpha_{st}=11.9)$ の無次元有効火炎直径を求めた結果を比較し、吹き出し流速比の影響をまとめる。その結果をFig.3.37に示す。図中、縦軸には無次元有効火炎直径を、横軸には当量比をとっている。

Fig.3.37より、まず、バーナ $A_p(\alpha_{st}=0.6)$ 黒丸(●)、つまり、量論状態において燃料が空気よりも高速で吹き出されるバーナでは、当量比0.8と希薄側において無次元有効火炎直径が最大値をとる。吹き出し流速比 $\alpha$ を変化させ、バーナ $B_p(\alpha_{st}=1.2)$ 白丸(○)、つまり、量論状態において空気が燃料よりも高速で吹き出されるバーナでは、当量比0.8と希薄側において無次元有効火炎直径が最大値をとり、同様な吹き出し状態のバーナ $C_p(\alpha_{st}=2.4)$ 黒三角(▲)では、当量比1.25と過濃側において無次元有効火炎直径が最大値をとり、バーナ $D_p(\alpha_{st}=6.0)$ 白三角(△)では、当量比1.9と過濃側において無次元有効火炎直径が最大値をとり、バーナ $E_p(\alpha_{st}=11.9)$ 黒四角(■)では、当量比2.3と過濃側において無次元有効火炎直径が最大値をとる。このように、吹き出し流速比 $\alpha$ の増加につれ、無次元有効火炎直径の最大値を与える当量比が過濃側にシフトしていることがわかる。また、各バーナの無次元有効火炎直径の最大値は、ほぼ同じ値をとっていることもわかる。

このことにより、燃料にプロパンを用いた場合の急速混合型管状火炎では、吹き出し流速比 $\alpha$ を変化させることによって無次元有効火炎直径の最大値を与える当量比が変化することが明らかとなった。また、この結果は、前の研究で燃料がメタンを用いた場合と同様の傾向を示している。

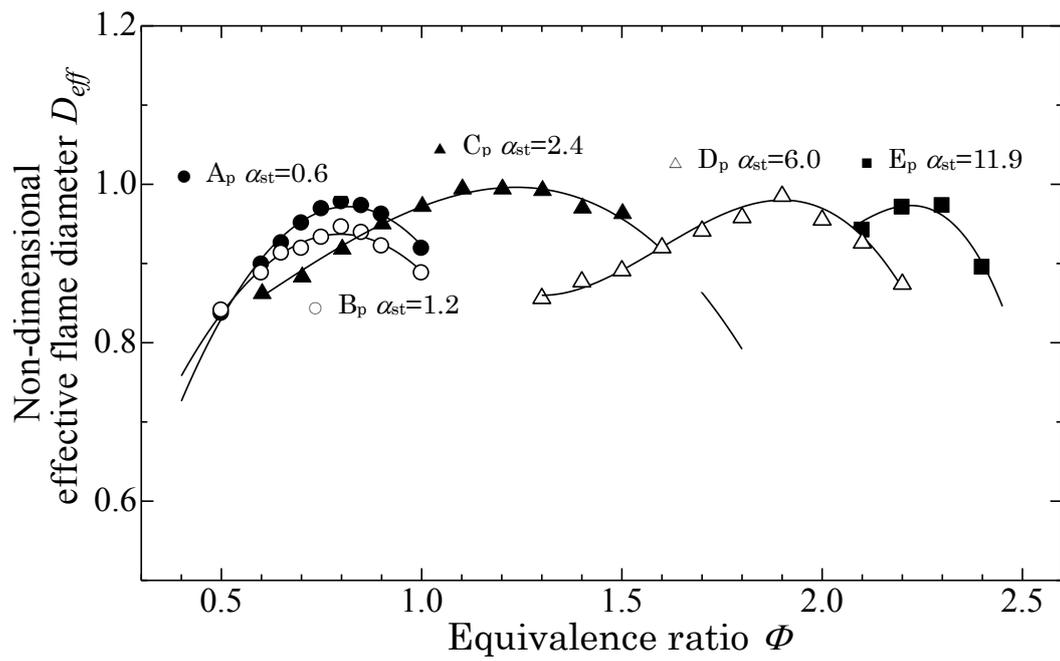


Fig.3.37 Variations of effective flame diameter with equivalence ratio  
 ( $S_w=2.5$ ,  $Q_a=200L/min$ ).

## 第 4 章

### 未燃ガス濃度分布

## 4.1 まえがき

これまでの実験結果から、急速混合型管状火炎は、燃料にメタン、またはプロパンを使用した場合、吹き出し流速比  $\alpha$  によって火炎外観や燃焼限界、無次元有効火炎直径が変化することが明らかとなった、すなわち、吹き出し流速比  $\alpha$  が 1 よりも大きい、つまり、量論状態において空気が燃料よりも高速で吹き出される場合、空気の希釈により中央部における局所当量比は希薄側へシフトし、そのため、より過濃な混合比で吹き出して初めて理論混合気が形成されることとなり、一方、吹き出し流速比  $\alpha$  が 1 よりも小さい、つまり、量論状態において燃料が空気よりも高速で吹き出される場合、空気不足のため中央部における局所当量比は過濃側へシフトし、そのため、希薄な混合比で吹き出しても理論混合気が形成されるものと思われる。これを確かめるべく、本章では、ガスクロマトグラフを使用し、燃料にメタンとプロパンを用いた場合のバーナ中央部における未燃ガス濃度の測定を行った。

## 4.2 実験装置

### 4.2.1 ガスクロマトグラフ

未燃ガス濃度分布の分析は、島津製作所ガスクロマトグラフ (GC-8AIT) を用いた。

Fig.4.1 に示すように、バーナ内に先端径  $200\mu\text{m}$  の石英製サンプリングプローブを設置し、バーナ内の任意の点 (X, Y, Z 方向) の未燃ガスの組成分析を行った。

燃焼ガス分析装置の概略を Fig.4.2 に示す。この様に、2 台のガスクロマトグラフを使用し、2 つの分析系統を設けて定量分析を行った。

具体的な分析手順は以下の通りである。管状火炎バーナの未燃ガスは、真空ポンプとサンプリングプローブを用いて採取され、 $95^{\circ}\text{C}$  に保たれたステンレスチューブを通して、まず第 1 の分析系統であるガスクロ A のサンプル回路内に取り込まれ、六方コックを介してこの回路を通過させ、真空ポンプを経由し大気へ放出される。また、同様に真空ポンプとサンプリングプローブを用いて採取された未燃ガスは、コンデンサを通して水を除去し、そのドライサンプルを第 2 の分析系統であるガスクロ B に導き、その後、真空ポンプを経由し大気へ放出される。このサンプリング動作を一定時間行った後、2 つのガスクロ内のコックを同時に切り替える。これによって同時に各分析系統で分析が行われる。

1 つ目の分析系統であるガスクロ A では、カラムにポラパック (タイプ Q)、キャリアガスにヘリウムを使用し、水のほか二酸化炭素、プロパンの分析を行うことができる。なお、水の定量分析を厳密に行う為、ステンレスチューブ、試料採取部、サンプル回路は、ヒーターにより常に高温に保たれ、水の凝縮を極力防止した。

一方、2 つ目の分析系統であるガスクロ B では、カラムにモレキュラシーブ、キャリアガスにアルゴンを用い、水素、酸素、窒素、一酸化炭素、メタンの分析を行うことができる。各ガスをきれいに分離するにはカラムの設定温度を低く (ここでは  $55^{\circ}\text{C}$ ) する必要がある。しかし、水分があると凝縮する恐れがあるし、また、モレキュラシーブ自体、炭酸ガスにより被毒を受ける。そこで、試料ガスは、はじめにポラパック (タイプ Q) のプレカラムに導き、炭酸ガスやコンデンサで取り除けなかった水を分離した後、モレキュラシーブのカラムに導入した。

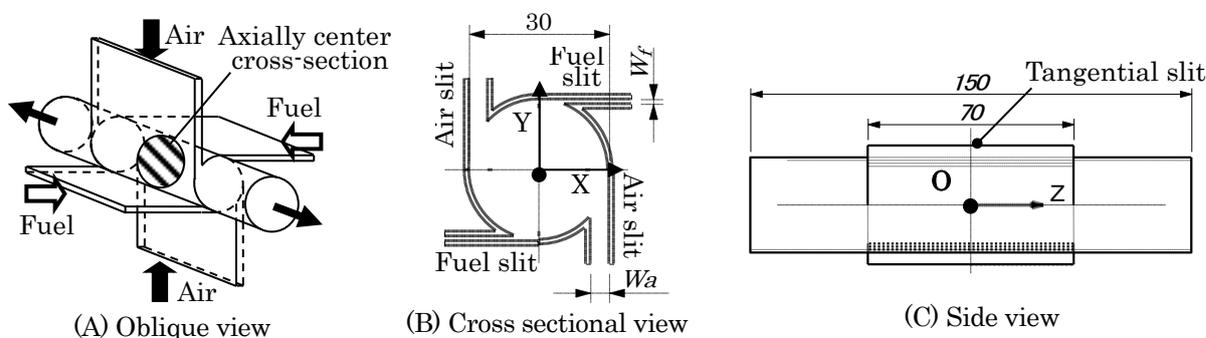
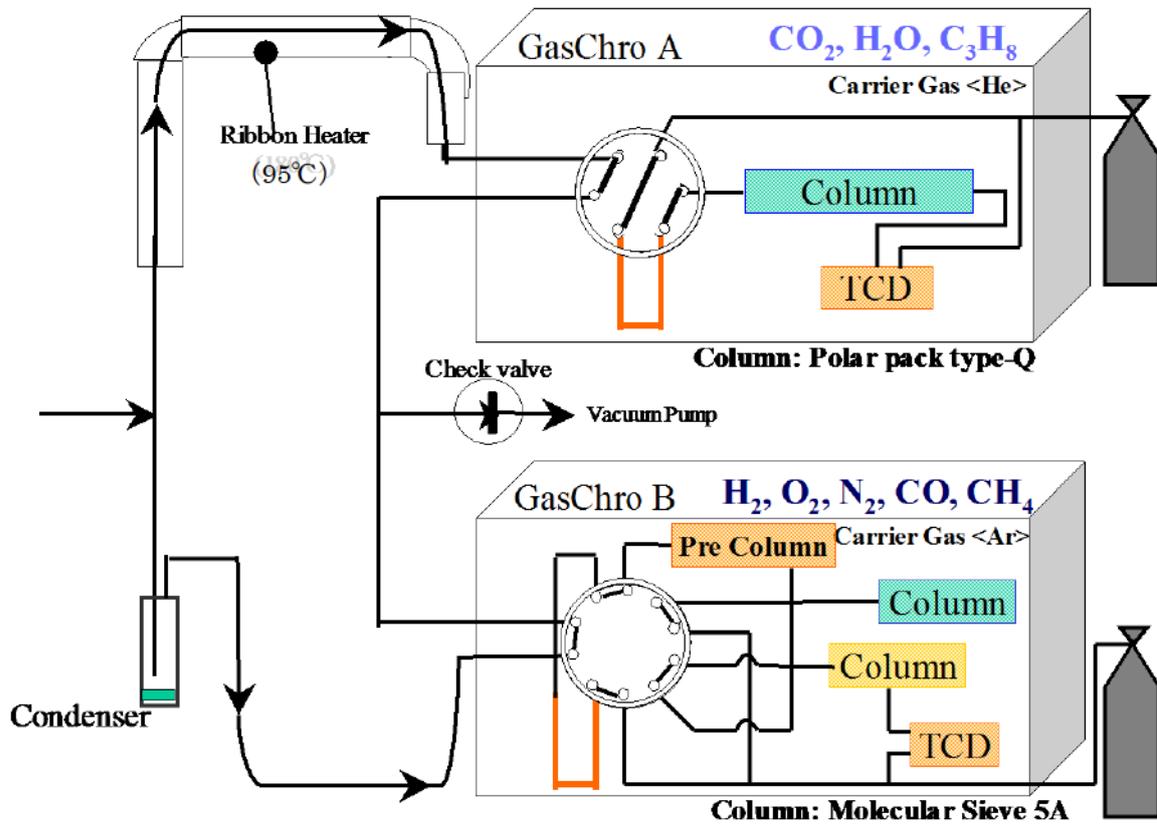


Fig.4.1 Details of the Tubular Flame Burner for Gas Chromatograph Measurements



Gas chromatograph A	
Carrier Gas	Helium
Column	Polar Pack type-Q
Measure Species	CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> O, C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>
Column Temp	125°C
TCD Temp	150°C

Gas chromatograph B	
Carrier Gas	Argon
Column	Molecular sieve 5A
Measure Species	H <sub>2</sub> , O <sub>2</sub> , N <sub>2</sub>
Column Temp	55°C
TCD Temp	100°C

Fig.4.2 Exhaust Gas Analyzer.

## 4.2.2 ガスクロマトグラフの測定原理

ガスクロマトグラフはいわゆる接触法で、対象とする試料をプローブ等の手段により採取し、その試料の組成を直接的に分析する装置である。Fig.4.3 に代表的な熱伝導度セルによるガスクロマトグラフの概要を示す。

この図をもとにガスクロマトグラフの構造を簡単に説明する。分析回路にはキャリアガスが流れており、このキャリアガスは、所定の圧力に調整された後、熱伝導度セルを通り分離カラムへ向かう(①)。ここで試料ガスが気体試料導入口よりガスクロ本体へ導入され(②)、キャリアガスと共にカラムへ流入する(③)。その後、先述の熱伝導度セルの対象側を通過した後(④)、大気中に排出される。

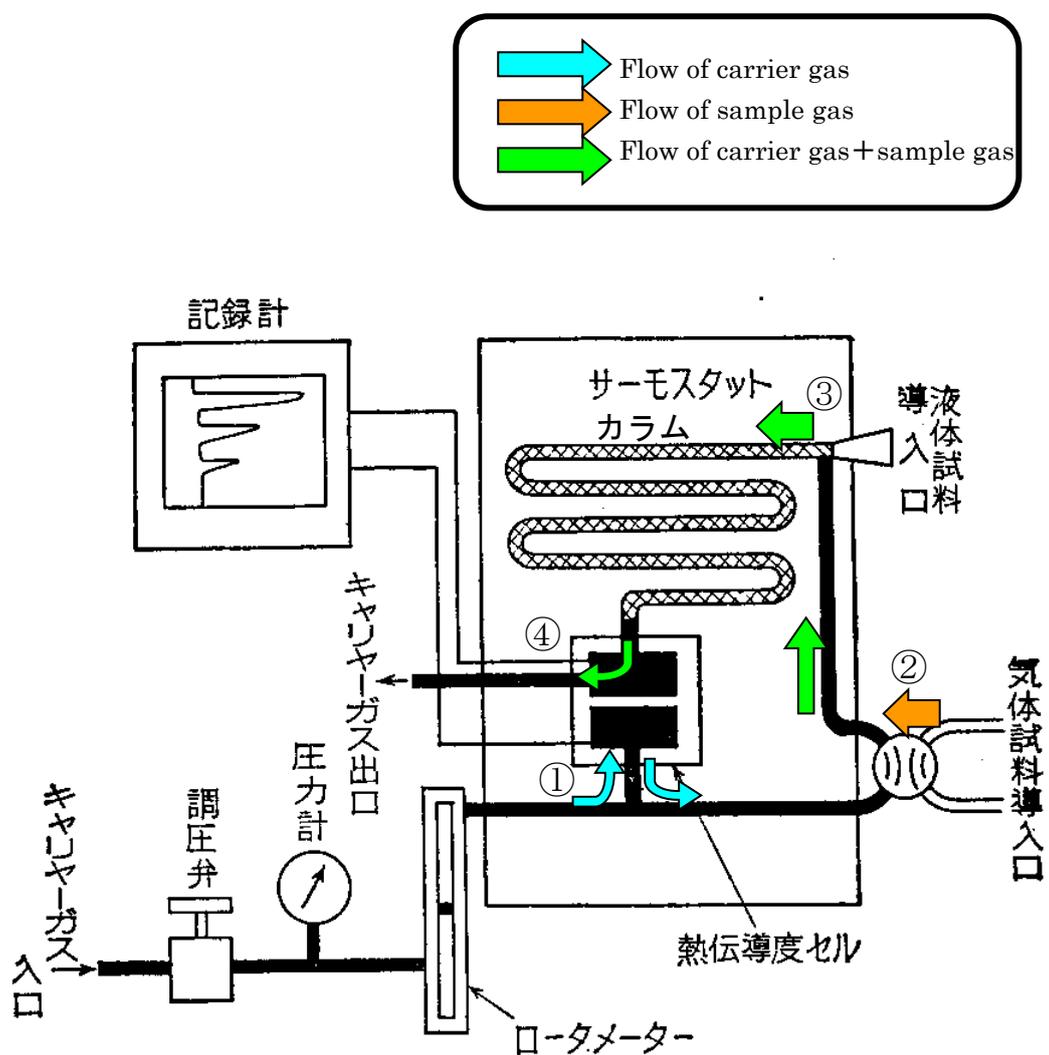


Fig.4.3 The typical Gas chromatography with a thermal conductivity cell.

### 4.2.3 分離カラム

カラムは内径 4-6mm の金属，あるいはガラスの管に適切な充填剤を詰めたもので，コイル状に曲げられ，熱伝導度セルと共にサーモスタットの中に収められている．ここでの充填剤の性質により，分離可能(不可能)なガス，分析時間，使用温度等が決定されるので，目的に応じて充填剤を選択する必要がある．Table.4.1 には代表的なカラムとその性質を示す．燃焼ガスの分析では，CO<sub>2</sub>，C<sub>3</sub>H<sub>8</sub>などの割と大型の分子のほか，H<sub>2</sub>O 等の極性が大きい，沸点の低い分子，H<sub>2</sub>，O<sub>2</sub>等の極性のきわめて低い小型の分子まで分析する必要がある為，いくつかのカラムを組み合わせる必要があることがわかる．

Table.4.1 Classification and Characteristics of Columns.

カラム	性質	H <sub>2</sub> O	CO <sub>2</sub>	無機ガス	触媒
<b>ポラパック</b> Polar Pack typeQ	撥水性コーティング→水分離可 無機ガスは分離不可能	◎	◎	×	-
<b>アルミナ</b> Alumina	炭化水素系の分離に用いられる 酸素と窒素の分離が不可能	○	×	×	×
<b>活性炭</b> Activate Charcoal	触媒作用が極めて低い 吸着が強く、 <u>テーリングしやすい</u>	×	△ テーリング	○	◎
<b>シリカゲル</b> Silica Gel	吸湿すると吸着が悪くなる 品により分離が著しく異なる	×	◎	○	-
<b>モレキュラシーブ</b> Molecular Sieve	4A, 5A, 13Xの3種類 炭酸ガスにより劣化、再生不能	△ 再生可能	×	◎	-

## 4.3 実験方法

### (a) ガスクロマトグラフによる未燃ガスの組成分析

エアコンプレッサーから空気をオリフィス流量計により流量を測定後、管状火炎バーナに供給した。同様に、燃料のメタンあるいはプロパンをオリフィス流量計により流量を測定後、管状火炎バーナに供給した。これにより、バーナ内に回転伸長流場が形成される。そして、Fig.4.1に示すように、バーナ内の任意の測定点(X, Y, Z方向)の未燃ガスを石英製サンプリングプローブ(内径 $200\mu\text{m}$ )を介し、ガスクロマトグラフにより組成分析を行った。その測定値(酸素、メタンあるいはプロパン)より、局所的な当量比を算出した。実験は、第3章のTable 3.1とTable 3.2に示すバーナ、それぞれについて行った。

### (b) 実験手順

1. 管状火炎バーナに、空気、及びメタンを供給し、バーナ内に回転伸長流場を形成
2. バーナ内の任意の測定点にサンプリングプローブを挿入し、ガスクロマトグラフに付属する真空ポンプにてサンプルを吸引し、未燃ガスの組成分析を行う
3. 条件を変えて、手順1, 2を繰り返す  
(以上の手順で、他のバーナについても行う)

### (c) 実験条件

本実験使用したバーナを、第3章のTable 3.1とTable 3.2に示す。  
実験条件はTable 4.2に示す。

Table 4.2 Experimental condition

Fuel	Equivalence ratio
CH <sub>4</sub>	0.4~1.6
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	0.5~2.4

## 4.4 燃料メタンの場合

### 4.4.1 バーナ管軸中央断面での半径方向の局所当量比の分布

まず、Fig.4.1に示すように、バーナ管軸中央( $Z=0$ )で、半径方向の任意の点( $X, Y$ 方向)を石英製サンプリングプローブ(内径 $200\mu\text{m}$ )を介し、ガスクロマトグラフにより未燃ガスの組成分析を行った。その測定値(酸素, メタン)より、局所的な当量比を算出した。

#### (a) バーナ $A_m$ (スワール数 $S_w=5.0$ , 吹き出し流速比 $\alpha_{st}=1.0$ , $\Phi_{total}=1.0$ )

はじめに、バーナ  $A_m$  ( $S_w=5.0, \alpha_{st}=1.0$ ) を用い、 $Q_a=200\text{L}/\text{min}$ , 総括当量比  $\Phi_{total}=1.0$  の予混合型, 急速混合型に対し、それぞれFig.4.1 (b)の  $X, Y$ 方向に測定した。その結果をFig.4.4に示す。図中、横軸は管軸を原点とした半径方向距離を、縦軸は各半径方向位置における局所当量比  $\Phi_{local}$ を示している。(+)は予混合気を、白丸( $\circ$ )は急速混合の場合の水平方向( $X$ 方向)を、黒丸( $\bullet$ )は急速混合の場合の垂直方向( $Y$ 方向)の測定結果となる。 $r=0\text{mm}$ は管軸、 $r=15\text{mm}$ は管壁であり、局所当量比  $\Phi_{local}$ は、測定された酸素濃度とメタン濃度から次式により求めた。

$$\Phi_{local} = \frac{X_{CH_4} / X_{O_2}}{[F/O]_{st}} \quad (4.1)$$

ここで  $X_{CH_4}$  : メタンモル濃度,  $X_{O_2}$  : 酸素モル濃度,  $[F/O]_{st}$  : 燃料と酸素の量論比 (= 0.5) である。

まず、確認のため、予混合気を供給した場合、X方向の局所当量比分布（+）は、全ての半径方向位置においてほぼ1.0と、一様な値をとることを確認した。なお、Y方向にも同じ分布が得られることを確認した。

一方、急速混合の場合、局所当量比 $\Phi_{local}$ は、吹き出しスリットのある $r=12 \sim 15\text{mm}$ では、空気スリットのあるX方向分布（○）ではゼロ近くに、燃料スリットのあるY方向分布（●）では大きな値をとるものの、 $r < 12\text{mm}$ ではほぼ一定の値となるが、1とはならず、管軸（ $r=0\text{mm}$ ）に至るまで約1.15のまま、ほぼ一定の値で推移している。したがって、 $r=12\text{mm}$ より管軸側では、局所当量比が半径方向のみならず、周方向にも均一な混合気が形成されていると考えられる。なお、図中には、自発光強度分布測定で得られた火炎半径 $r_f$ を示している（Fig.4.4, Flame radius of RM）。この火炎半径と局所当量比分布を比較すると、火炎帯は局所当量比が半径方向、周方向に一様である領域に形成されるものと思われる。

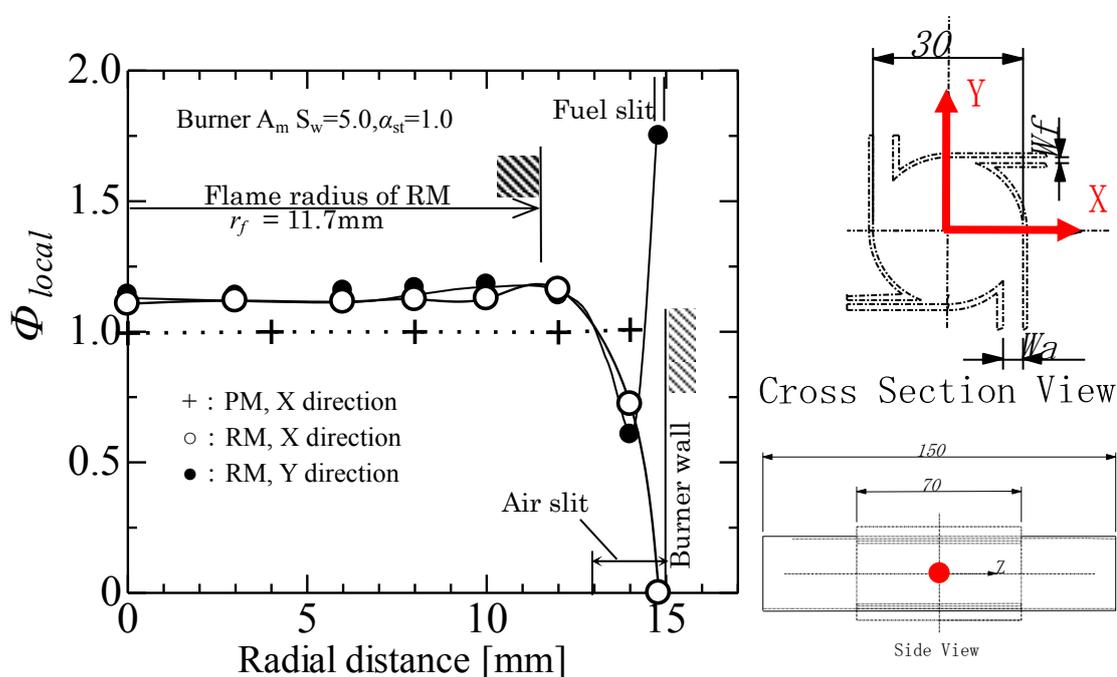


Fig.4.4 Radial distributions of the local equivalence ratio for  $\alpha_{st} = 1.0$   
 ( $\Phi_{total}=1.0$ , Methane,  $Q_a = 200\text{ L/min}$ ,  $S_w = 5.0$ )

(b) バーナ  $A_m$  (スワール数  $S_w=5.0$ , 吹き出し流速比  $\alpha_{st}=1.0$ ,  $\Phi_{total}=0.8$ )

次に、総括当量比 0.8 の条件で、軸方向中央断面 (Fig.4.1 (A)の Axially center cross-section) における半径方向の燃料、酸素濃度分布測定を行った。 Fig.4.5 縦軸は局所当量比、横軸は管軸を原点 ( $r=0\text{mm}$ ) とした半径方向距離で、 $r=15\text{mm}$  が管壁にあたる。

まず、予混合気を供給して半径方向へ局所当量比  $\Phi_{local}$  を求めたところ (Fig.4.5 中、鎖線)、 $\Phi_{local}$  は、いずれの半径方向位置においても総括当量比と等しい 0.8 となった。これに対して、急速混合の場合、X 方向への測定では (図中○)、管壁付近の  $r=14.5\text{mm}$  では空気スリット吹き出し直後であるため局所当量比はゼロである。しかし、 $r=14\text{mm}$  では局所当量比が急激に増加して  $\Phi_{local}=0.85$  となり、さらにそれより管軸側では一定の  $\Phi_{local}=0.9$  で推移していることがわかる。一方、Y 方向の測定結果では (図中●)、管壁付近の  $r=14.5\text{mm}$  では燃料スリット吹き出し近傍であるため、局所当量比は 2.0 と高い値を取っている。しかし、 $r=14\text{mm}$  で  $\Phi_{local}=0.75$  に一旦低下した後は、X 方向の測定結果と重なるように  $\Phi_{local}=0.9$  の一定値で推移している。これは、バーナ  $A_m$  では総括当量比が 0.8 でも、吹き出し部にはより量論比に近い混合気が形成されることを裏付けている。

なお、Fig.4.5 において火炎帯形成位置での局所当量比は、管軸 ( $r=0\text{mm}$ ) における値とほぼ等しい。このことから、管軸での局所当量比が得られれば、火炎帯付近での局所当量比が見積もられると考えられる。

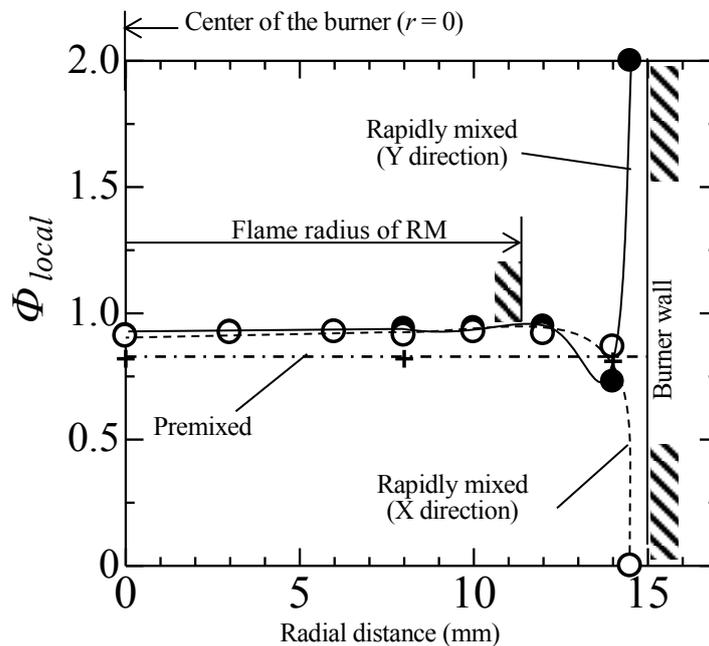


Fig.4.5 Radial distributions of the local equivalence ratio for  $\alpha_{st}=1.0$  ( $\Phi_{total}=0.8$ , Methane,  $Q_a=200\text{ L/min}$ ,  $S_w=5.0$ )

(c) バーナB<sub>m</sub>(スワール数S<sub>w</sub>=2.5, 吹き出し流速比 $\alpha_{st}$ =1.0,  $\Phi_{local}$ =1.0)

次に、吹き出し流速比 $\alpha_{st}$ は1.0にしたまま、スワール数を2.5と小さくしたバーナB<sub>m</sub>で、総括当量比 $\Phi_{local}$ =1.0のもとで同様の測定を行った。その結果をFig.4.6に示す。予混合気を吹き出した場合(+), S<sub>w</sub>=5.0 (Fig.4.4)と同様、全ての半径方向位置において $\Phi_{local}$ =1.0の様な分布をとっている。一方、急速混合の場合、局所当量比 $\Phi_{local}$ がX方向, Y方向で異なる領域がスリット幅の増大のためにr=15~10mmに拡大するが、r<10mmでは局所当量比 $\Phi_{local}$ の値はほぼ一定となり、しかし、S<sub>w</sub>=5.0と同様、1とはならず約1.15となっている。

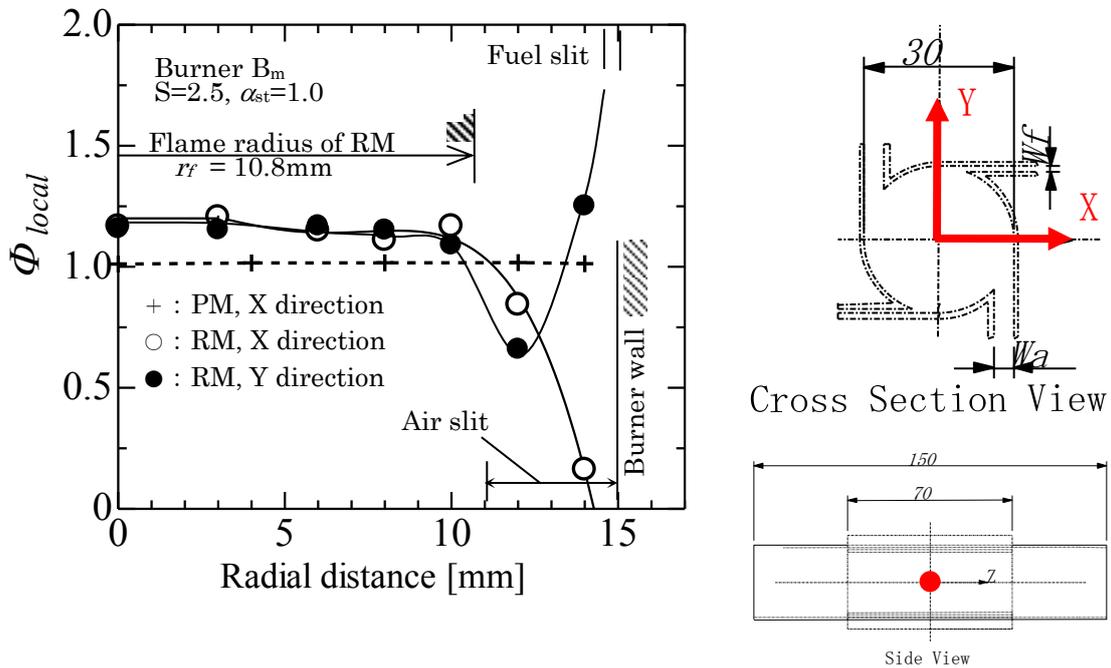


Fig.4.6 Radial distributions of the local equivalence ratio for  $\alpha_{st} = 1.0$   
( $\Phi_{total}$ =1.0, Methane,  $Q_a$ =200 L/min, S<sub>w</sub>=2.5)

(d) 半径方向の局所当量比の分布のまとめ

以上より、急速混合型では、未燃ガス領域中の管壁にごく近い部分では、周方向・半径方向へ濃度が大きく変動していることが判明した。このことは、管壁に近い領域では酸素濃度、あるいは燃料濃度の高い領域が交互に螺旋状に分布していることを示唆している。一方、管軸側の幅広い領域では、当量比が周方向・半径方向へ均一になっていることが明らかとなった。また、Fig.4.4, Fig.4.5およびFig.4.6中にはこの条件で燃焼させた場合の火炎帯位置を示しているが(図中, Flame radius of RM), 火炎帯は当量比分布が均一な領域に形成されていることがわかった。

#### 4.4.2 バーナ中心での局所当量比の分布

前節の実験結果より、急速混合型管状火炎の火炎が形成される位置は、均一な混合気のところに形成されることが明らかとなった。したがって、非燃焼状態での管軸における当量比を測定すれば、火炎帯付近での当量比が得られると考えられる。次に、Table3.1に示すバーナA<sub>m</sub>(S<sub>w</sub>=5.0, α<sub>st</sub>=1.0)、B<sub>m</sub>(S<sub>w</sub>=2.5, α<sub>st</sub>=1.0)、C<sub>m</sub>(S<sub>w</sub>=5.0, α<sub>st</sub>=4.8)、D<sub>m</sub>(S<sub>w</sub>=2.5, α<sub>st</sub>=0.5)を用いて、各吹き出し流速比αにおいて供給する総括当量比(Φ<sub>total</sub>)を変化させ、バーナ管軸中央(X, Y, Z=0)における未燃ガスの組成分析を行った。その測定値(酸素、メタン)より、局所的な当量比を算出した。なお、空気流量を200L/minに固定し、燃料流量を変化させることにより当量比を変化させた。

##### (a) 予混合 (スワール数S<sub>w</sub> =5.0)

まず、α<sub>st</sub> = 1.0 のバーナ A<sub>m</sub> で予混合気を供給した場合の結果を示す。Fig.4.7 は、バーナ中央における局所当量比 Φ<sub>local</sub> と、吹き出す燃料と空気の総括当量比 Φ<sub>total</sub> の関係を示す。図中、横軸は供給した燃料・空気の総括当量比 Φ<sub>total</sub>、縦軸は測定によって得られた局所的な当量比 Φ<sub>local</sub> を示す。また、破線で、局所当量比 Φ<sub>local</sub> におけるメタン・空気混合気の希薄、過濃可燃限界を示す。予混合気を供給した場合 (+)、局所当量比は総括当量比に正比例して増加する、すなわち、総括当量比とほぼ同じ値をとっていることがわかる。

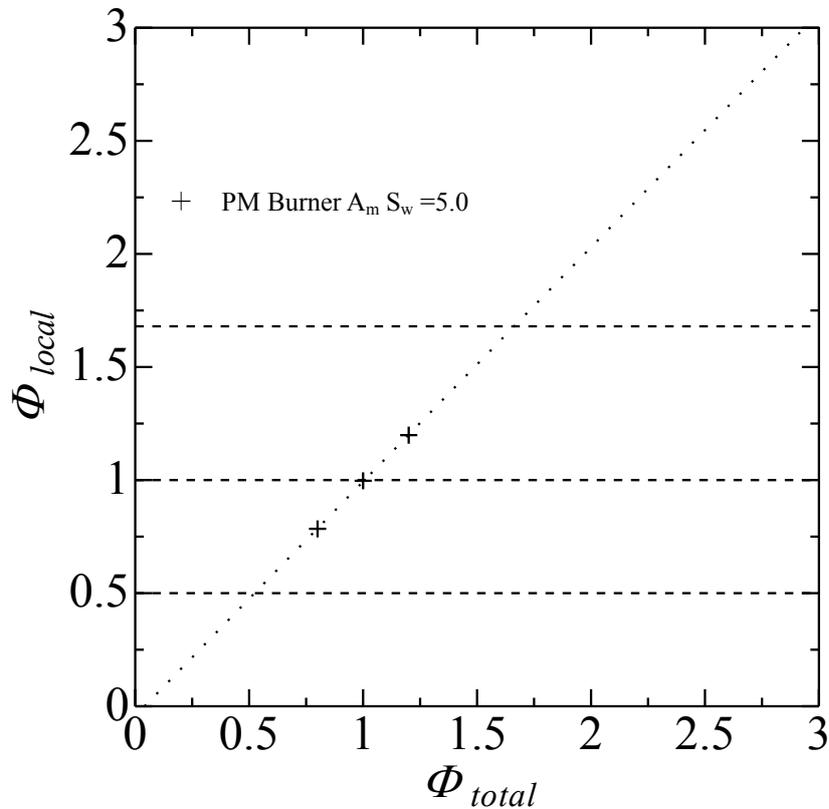


Fig.4.7 Variations of the local equivalence ratio with the total equivalence ratio (Methane, Q<sub>a</sub> = 200 L/min).

## (b) スワール数を変化させた場合

また、急速混合では、未燃混合気に及ぼすスワール数の影響を調べるため、吹き出し流速比は  $a_{st}=1.0$ 、つまり、量論状態において空気と燃料が等速で吹き出される、スワール数  $S_w=5.0$  の大きいバーナ  $A_m$  とスワール数  $S_w=2.5$  の小さいバーナ  $B_m$  を用いバーナ管軸中央( $X, Y, Z=0$ )における未燃ガスの組成分析を行った。その結果を Fig.4.8 に示す。図中、横軸は供給した燃料・空気の総括当量比  $\Phi_{total}$ 、縦軸は測定によって得られた局所的な当量比  $\Phi_{local}$  を示す。また、破線で、局所当量比  $\Phi_{local}$  におけるメタン・空気混合気の希薄、過濃可燃限界を示す。

Fig.4.8 より、バーナ管軸中央では、供給した当量比  $\Phi_{total}$  に対し、測定によって得られた局所的な当量比  $\Phi_{local}$  は、いずれも過濃となっている。また、いずれのスワール数においても、管軸において測定される局所的な当量比は、供給する総括当量比  $\Phi_{total}$  に対して直線的に増加することがわかる。なお、吹き出し流速比  $a$  が一定で、スワール数を変化させたバーナでは、測定された局所当量比はあまり変化しない結果であった。この結果から、3.4.3(c)の火炎外観に対し、スワール数を変化させた場合には、測定された局所当量比および火炎の外観があまり変化しないことが確認された。

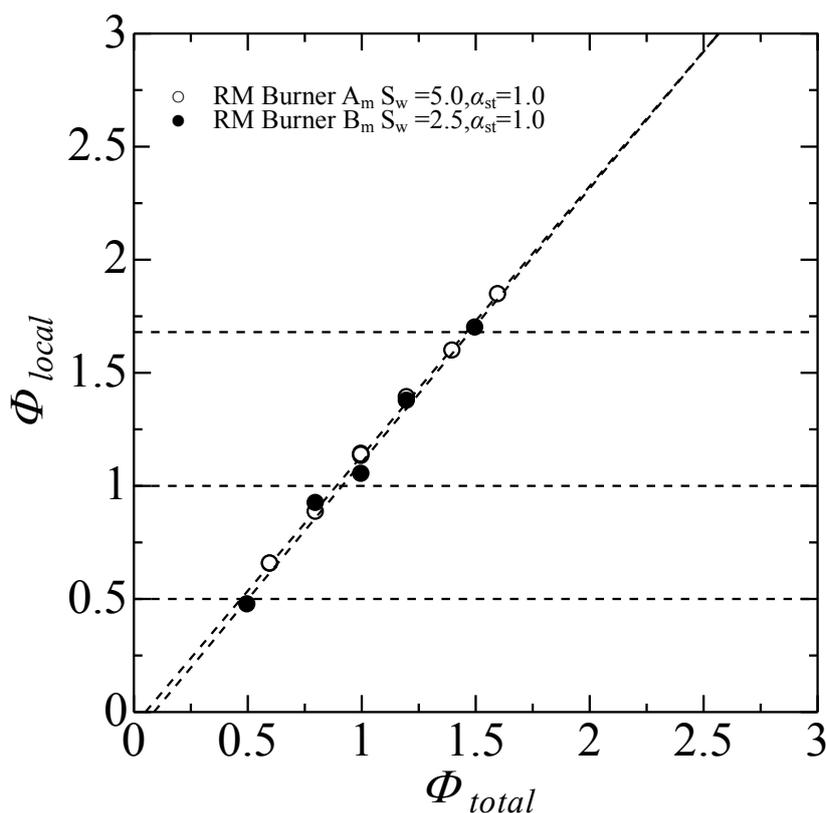


Fig.4.8 Variations of the local equivalence ratio with the total equivalence ratio ( $a_{st}=1.0$ , Methane,  $Q_a=200$  L/min).

### (c) 吹き出し流速比を変化させた場合

#### ① 吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較

ここで、吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナ $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ 白丸( $\circ$ )、 $C_m(\alpha_{st}=4.8)$ 黒三角( $\blacktriangle$ )、 $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ 白三角( $\triangle$ )の、供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対する実際測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ の結果を比較する。Fig.4.9に供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対する実際測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ の結果を示す。図中、横軸には供給した当量比 $\Phi_{total}$ を、縦軸には測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ をとっている。また、図中の破線は、局所当量比 $\Phi_{local}$ におけるメタンの希薄・過濃可燃限界を示す。

まず $\alpha_{st}=1.0$ のバーナ $A_m$ で予混合気を供給した場合(+), 局所当量比は総括当量比に正比例して増加する, すなわち, 総括当量比とほぼ同じ値をとっている。一方, 急速混合型の場合, すべての吹き出し流速比 $\alpha$ の条件において, 予混合型と比較すると直線の傾きが異なるものの, バーナ管軸中央において, 測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ は, 供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対して直線的に増加することがわかる。しかし, それぞれ切片が異なっており, バーナ $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ 白三角( $\triangle$ ), つまり燃料の方が空気に比べ高速に吹き出される場合, バーナ $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ 白丸( $\circ$ )に比べて過濃な混合気が形成されていることがわかる。一方, バーナ $C_m(\alpha_{st}=4.8)$ 黒三角( $\blacktriangle$ ), つまり空気の方が燃料に比べ高速に吹き出される場合, バーナ $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ 白丸( $\circ$ )に比べて希薄な混合気が形成されていることがわかる。以上の実験結果より, 吹き出し流速比 $\alpha$ の変化による急速混合型管状火炎の構造変化は, 吹き出し部での局所的な当量比が変化することに起因していることが明らかとなった。

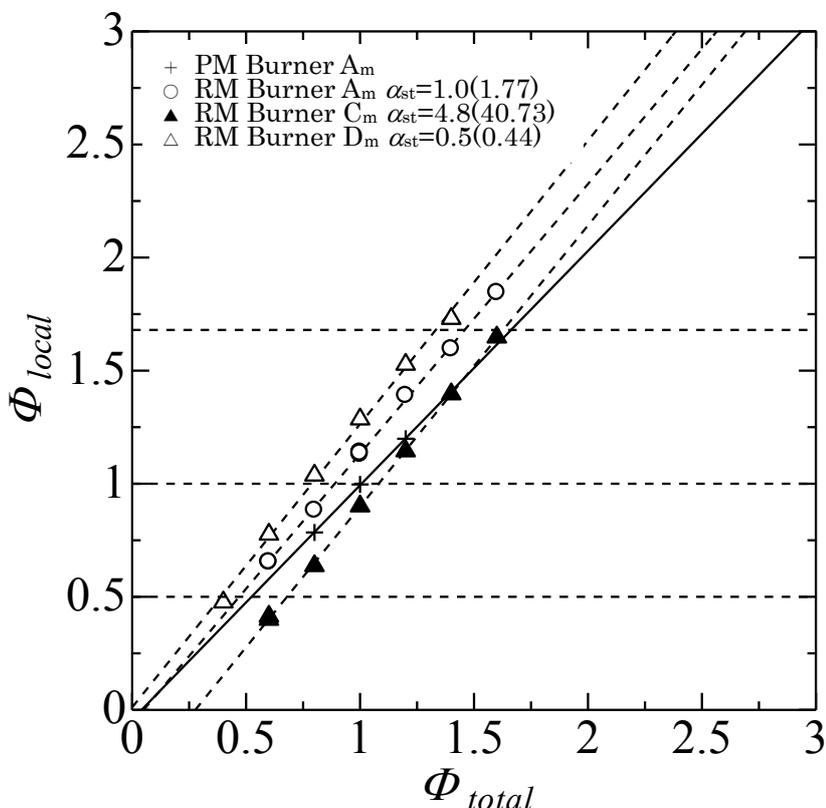


Fig.4.9 Variations of the local equivalence ratio with the total equivalence ratio (Methane,  $Q_a = 200$  L/min).

## ② 吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較

次に、これまでに実験的に得られたメタン-空気の急速混合型管状火炎の、各流速比での希薄・過濃燃焼限界 $\Phi_{extinction}$ に対して、Fig.4.9の關係を用いて、吹き出し部での局所当量比 $\Phi_{local}$ を求めた。結果をTable.4.3に示す。表から分かるように、急速混合型管状火炎の希薄・過濃燃焼限界は、 $\alpha=1.0$ に比べて、 $\alpha=0.5$ では希薄側に、一方、 $\alpha=4.8$ では過濃側にシフトするという結果が得られている。しかし、表より、燃焼限界での局所当量比 $\Phi_{local}$ は、いずれの場合にもメタン-空気混合気の希薄・過濃限界と極めて近く、したがって、急速混合型管状火炎は、バーナ管軸中央での局所当量比が希薄・過濃可燃限界に達する時に、消炎するということが明らかとなった。

Table 4.3 Total equivalence ratios and estimated local equivalence ratios at extinction limits (Methane,  $\Phi_{local}$  was estimated from Fig. 4.9).

$\alpha_{st}$	$\Phi_{total}$ at extinction	$\Phi_{local}$ (estimated)
1.0	0.49	0.52
	1.30	1.49
4.8	0.71	0.53
	1.55	1.59
0.5	0.39	0.49
	1.23	1.56

## 4.5 燃料プロパンの場合

前節 4.3 に燃料メタンの場合の未燃ガスの当量比分布測定の結果より、急速混合型管状火炎バーナでは、空気と燃料の吹き出し流速比 $\alpha$ により大きく特性が変化し、燃料・空気が等速で吹き出される $\alpha_{st}=1$ に比べて、空気流速が速い $\alpha_{st} > 1.0$ では、バーナ中央部の局所当量比は空気過剰な混合気が、一方、燃料流速が速い $\alpha_{st} < 1.0$ では、バーナ中央部の局所当量比は燃料過剰な混合気が形成されることが判明した。ここで、燃料にプロパンを用い、燃料・空気の吹き出し流速比を変化させて、バーナ中央部における未燃ガス濃度の測定を行った。

### ① 吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較

ここで、第3章3.2.3のTable 3.2に示すように、燃料がプロパンの場合、空気スリット幅 $W_a$ と燃料スリット幅 $W_f$ を変え、吹き出し流速比の組み合わせ( $\alpha_{st}$ )の異なる5種類のバーナ、 $A_p(2.5, 0.6)$ 、 $B_p(2.5, 1.2)$ 、 $C_p(2.5, 2.4)$ 、 $D_p(2.5, 6.0)$ 、 $E_p(2.5, 11.9)$ を用い、供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対する実際に測定を行って得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ の結果を比較する。Fig.4.10に供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対する実際に測定を行って得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ の結果を示す。図中、横軸には供給した当量比 $\Phi_{total}$ を、縦軸には測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ をとっている。また、図中の破線は、局所当量比 $\Phi_{local}$ におけるプロパンの希薄・過濃可燃限界を示す。

図より、燃料メタンの場合と同じように、すべての吹き出し流速比 $\alpha$ の条件において、バーナ管軸中央で、測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ は、供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対して直線的に増加することがわかる。しかし、 $\alpha_{st} = 0.6$ のバーナ $A_p$ と $\alpha_{st} = 1.2$ のバーナ $B_p$ では、供給した当量比 $\Phi_{total}$ に対し、測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ は、ほぼ同じ結果をとっていることがわかる。また、供給した当量比 $\Phi_{total}$ より、いずれの局所的な当量比 $\Phi_{local}$ は大きい値をとっている。これに対し、 $\alpha_{st} = 2.4$ のバーナ $C_p$ 、 $\alpha_{st} = 6.0$ のバーナ $D_p$ および $\alpha_{st} = 11.9$ のバーナ $E_p$ では、バーナ管軸中央で、測定によって得られた局所的な当量比 $\Phi_{local}$ は、供給した総括当量比 $\Phi_{total}$ に対して小さい値をとっている。なお、吹き出し流速比 $\alpha$ と増加ともに、 $\Phi_{local}$ は希薄側にシフトしていることがわかる。

以上のように、燃料にプロパンを用いた場合も、メタンを燃料とした場合と同様、空気・燃料の吹き出し流速比 $a$ が急速混合型管状火炎の構造を支配する重要なパラメタであることが明らかとなった。したがって、 $a$ によって、燃料の種類によらず、急速混合型管状火炎の構造を制御できる可能性が示された。

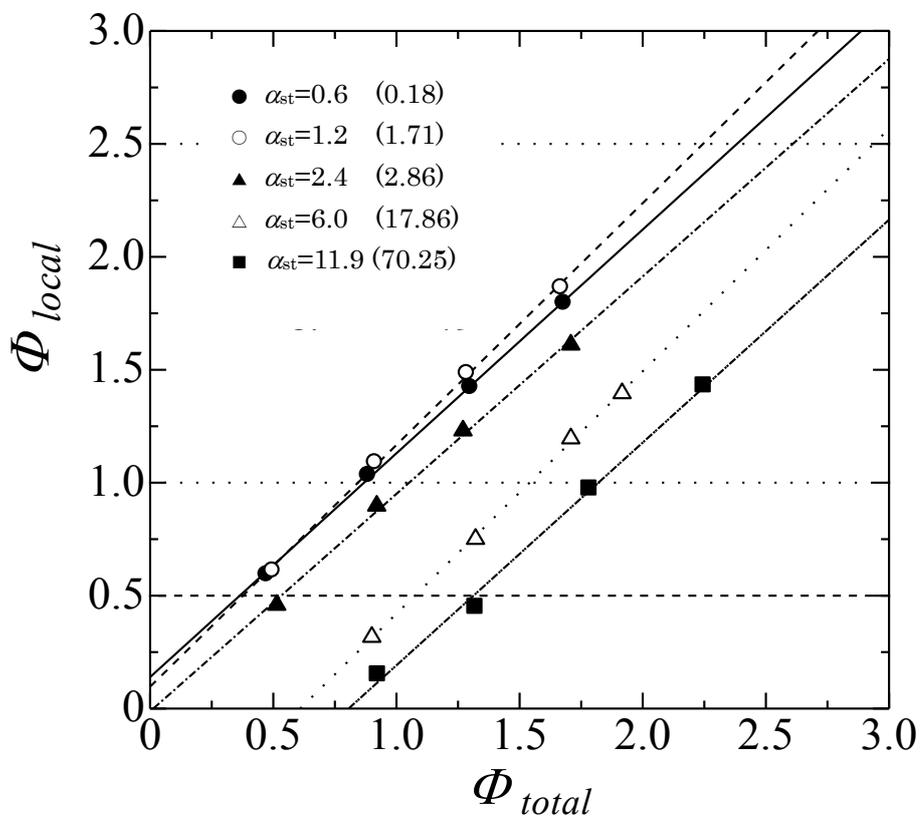


Fig.4.10 Variations of the local equivalence ratio with the total equivalence ratio (Propane,  $Q_a = 200$  L/min).

## ② 吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナの局所的な当量比の比較

次に、これまでに実験的に得られたプロパン-空気の急速混合型管状火炎の、 $\alpha_{st} = 0.6$ のバーナA<sub>p</sub>、 $\alpha_{st} = 1.2$ のバーナB<sub>p</sub>および $\alpha_{st} = 2.4$ のバーナC<sub>p</sub>での希薄・過濃燃焼限界 $\Phi_{extinction}$ に対して、Fig.4.10の関係を用いて、吹き出し部での局所当量比 $\Phi_{local}$ を求めた。結果をTable.4.4に示す。表より、燃料メタンの場合と同じように、燃焼限界での局所当量比 $\Phi_{local}$ は、いずれの場合にもプロパン-空気混合気の希薄・過濃限界と極めて近く、したがって、急速混合型管状火炎は、バーナ管軸中央での局所当量比が希薄・過濃可燃限界に達する時に、消炎するということが明らかとなった。

Table 4.4 Total equivalence ratios and estimated local equivalence ratios at extinction limits (Methane,  $\Phi_{local}$  was estimated from Fig. 4.10).

$\alpha_{st}$	$\Phi_{extinction}$	$\Phi_{local}$
0.6	0.45	0.59
	2.1	2.22
1.2	0.48	0.61
	2.15	2.40
2.4	0.55	0.52
	2.35	2.25

## 4.6 考察

以上の実験結果より、吹き出し流速比を変化させると、バーナ軸方向中央に燃料が高速に吹き出される場合には燃料過剰に、空気が高速に吹き出される場合には空気過剰になることが判明した。つまり高速に吹き出されるガスが、バーナ軸方向中央に集中するメカニズムが働くものと考えられる。ここで、バーナ内の未燃ガスの状態に影響を及ぼす可能性のある事項について、いくつか検討を行った。

### 4.6.1 ケルビン・ヘルムホルツ不安定性の影響 (Kelvin-Helmholtz instability)

ここで、まず、ケルビン・ヘルムホルツ不安定性 (Kelvin-Helmholtz instability) が考えられる。ケルビン・ヘルムホルツ不安定性(略として K-H 不安定性という)は速度が異なる流体が接触している界面は渦度が不均一になり、流体の運動が不安定化する現象というものである[33-35]。

この界面における不安定性は、燃料と酸化剤の混合を促進させる可能性があり、吹き出し流速比を変化させると、この不安定性によって混合が促進され、火炎構造が大きく変化した可能性がある。

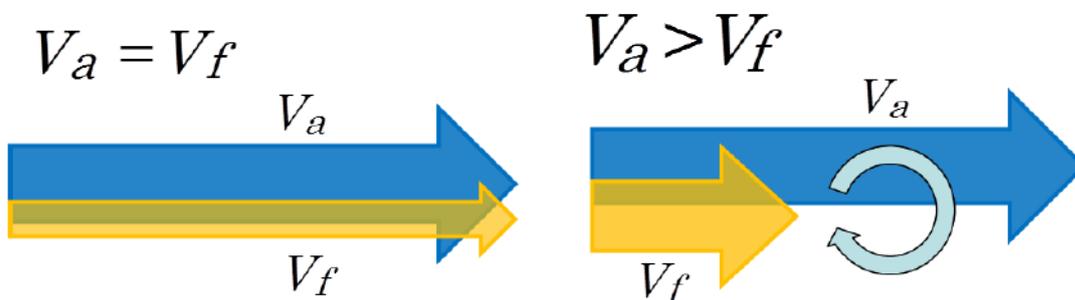


Fig.4.11 Kelvin-Helmholtz instability

本研究では、空気燃料吹き出し流速比 $\alpha$ を導入した。燃料はメタンを用い異なる $\alpha$ の条件下での、 $V_a$ と $V_f$ の速度差を Table4.5 に示す。速度差の大きいほど、K-H 不安定性による混合の効果は大きくなると考えられる。

Table4.5 のように、 $\alpha_{st}=1.0$  の場合、燃料と空気が同じ速度で吹き出され速度差は 0 であるが、一方、 $\alpha_{st}=4.8$  および  $\alpha_{st}=0.25$  の場合、燃料と空気の速度差が大きくなる。したがって、K-H 不安定性により、 $\alpha_{st}=1.0$  で混合されず、 $\alpha_{st}=4.8$  および  $\alpha_{st}=0.25$  で混合が促進される。特に、速度差最大の $\alpha_{st}=4.8$ のバーナ  $C_m$ において最も K-H 不安定性による混合促進が見込まれ、予混合燃焼に近い燃焼状態になるはずである。

Table 4.5 Dimensions and parameters of burners (methane)

Burner	Air slit width $W_a$ [mm]	Fuel slit width $W_f$ [mm]	Swirl number S	Ejection velocity ratio $\alpha(=V_a/V_f)$	Velocity Difference ( $V_a-V_f$ )
A <sub>m</sub>	2.0	0.2	5.0	1.0	0
B <sub>m</sub>	4.0	0.4	2.5	1.0	0
C <sub>m</sub>	2.0	1.0	5.0	4.8	<b>3.8</b>
D <sub>m</sub>	4.0	0.2	2.5	0.5	<b>1.0</b>

ところが、Fig.4.12のように、第3章3.4.3(c)燃焼限界において、 $\alpha_{st}=4.8$ のバーナC<sub>m</sub>では、過濃側が予混合に近づくものの、希薄側は予混合から離れる傾向にあり、予混合に近づいたとは言えない結果が得られた。

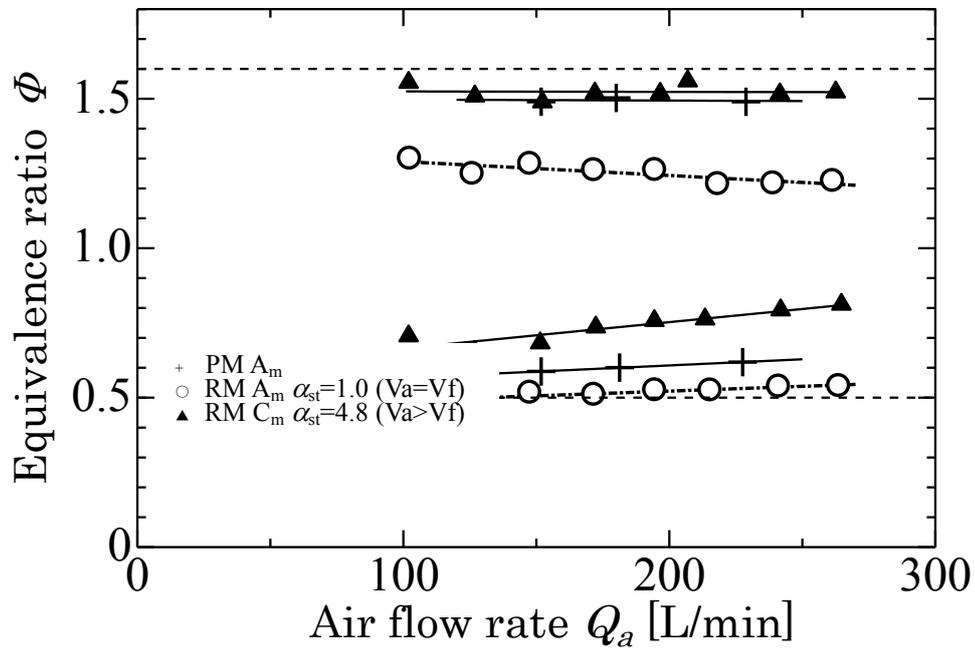


Fig.4.12 Variations of extinction limits of the rapidly mixed tubular flames.  
( $Q_a = 200$  L/min).

また、Fig.4.13のように、火炎直径を見ても、バーナ  $C_m$  は当量比 1.3 付近で最大値をとっている。予混合では当量比 1.0 付近で最大値をとることから、やはり、予混合燃焼に近いとは言い難い結果である。したがって、吹き出し流速比による火炎構造の変化については、K-H 不安定性による混合促進の効果によるものとは考えにくいと言える。

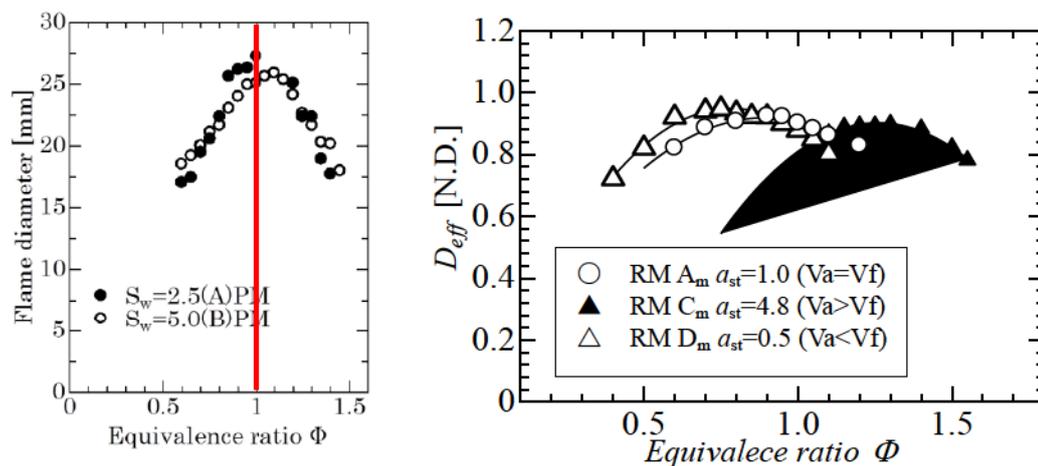


Fig.4.13 Variations of flame diameter

## 4.6.2 運動量流束比の影響

それではつぎに、管状火炎バーナ内での流れを考えると、Fig.4.14のように、燃料と酸化剤は壁面に沿って流れ、回転途中で合流する。この合流点において、いずれかが軸方向外側へ向けて押しのけられていると考えた。

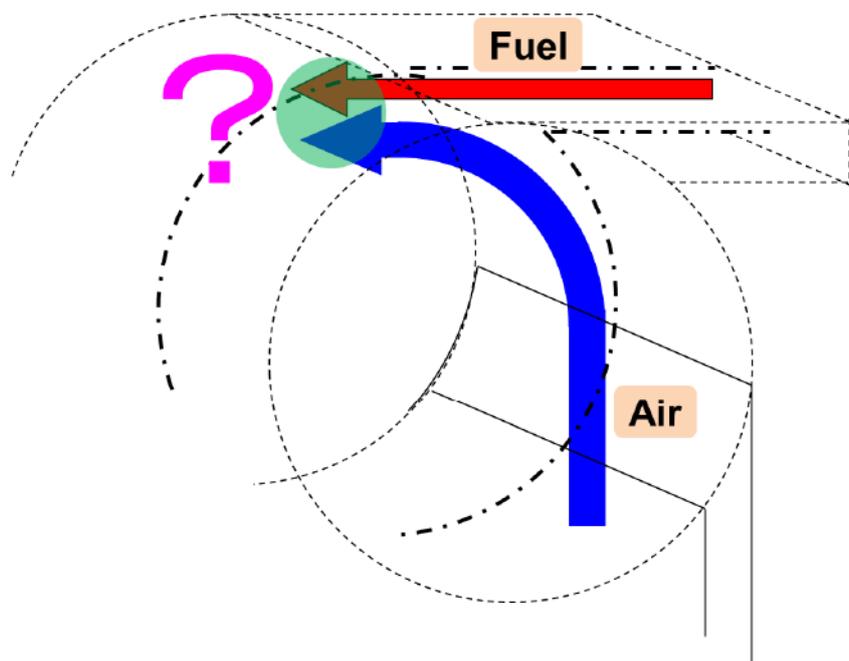


Fig.4.14 Flow field

ここで、参考に、Fig.4.15のように、 $\alpha=2.0$ のバーナ内でのガスの流動を、直接計算によって求めた結果を示す。計算の初期条件・境界条件は、実験とほぼ同じに設定してある。

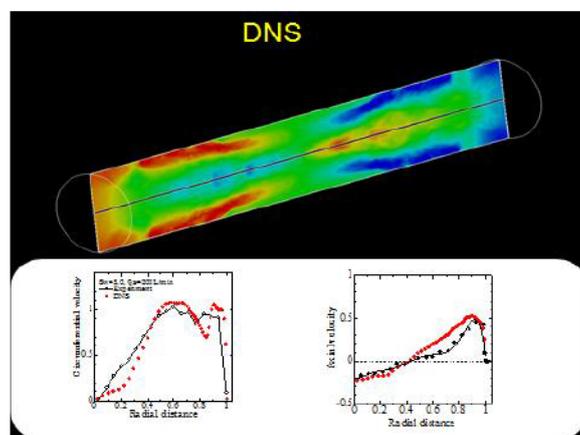


Fig.4.15 Direct numerical simulation

Fig.4.16 は、バーナ中央断面での、空気スリットから吹き出したガスの流線および、燃料スリットから吹き出したガスの流線である。空気を高速にふきだす条件で、燃料の吹き出し速度は、空気の半分としており、 $\alpha$  は 2.0 の条件である。壁面から 1mm 内側を起点とするのが赤色、それよりさらに 1mm 内側が黄色で示されている。また、黄色の枠内を、側面から見た図を示す。

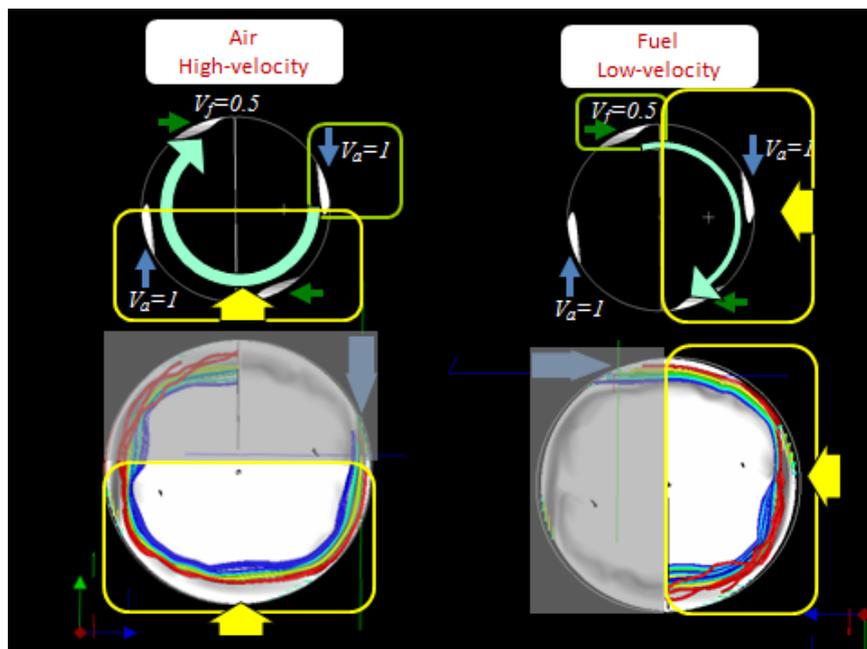


Fig.4.16 Central cross sectional view

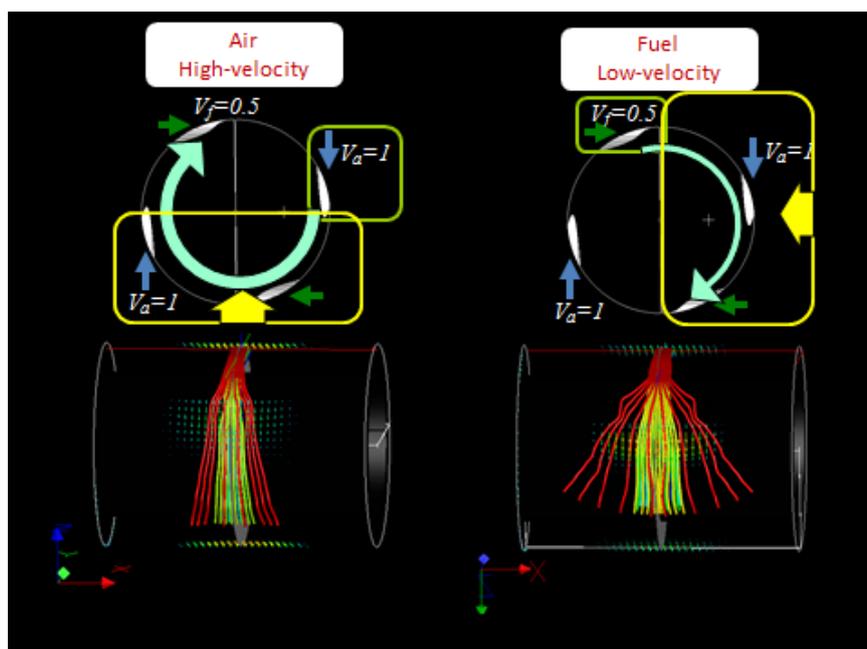


Fig.4.17 Streamline

Fig.4.17 は、側面から見た流線図である。左下は高速ガスの、右下は低速ガスの流線をそれぞれ赤色で示している。右下図のように、低速なガスは、軸方向に大きく広がるように流れる結果が得られている。この図から、やはり、低速なガスが軸方向外側へ押しやられているように考えられる。

このような挙動は、各ガスの運動量によって説明できる可能性がある。つまり、Fig.4.18 のように低運動量のガスと高運動量のガスが吹き出されたとき、それぞれが壁面に沿って流れ、回転途中で合流（するときに、低運動量のガスが高運動量のガスに押しのけられると考えられる。

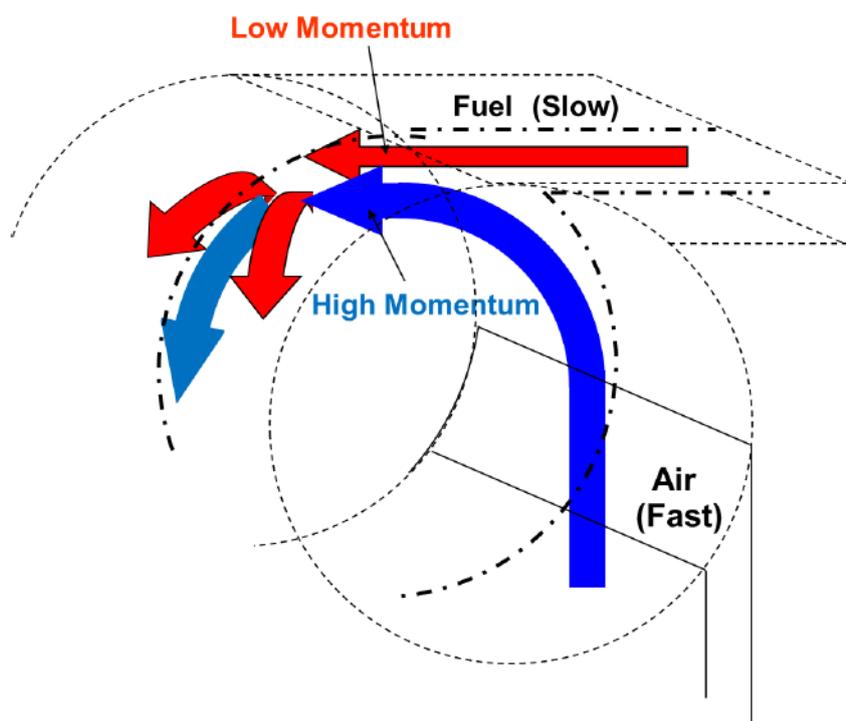


Fig.4.18 Momentum  $\alpha > 1.0 (V_a > V_f)$

過去の論文より [27-30]，燃料/空気運動量流速比は、一般的な旋回燃焼器でも燃焼状態に影響を及ぼすことが知られている。

ここで、空気/燃料運動量流束比(Momentum Flux Ratio-MFR) は次式で定義される。

$$MFR = \frac{\rho_a V_a^2}{\rho_f V_f^2} \dots \dots \dots (4.1)$$

ここで、 $\rho_a$  : 空気の密度 [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho_f$  : 燃料の密度 [kg/m<sup>3</sup>]  
 $V_a$  : 空気の吹出し速度 [m/s],  $V_f$  : 燃料の吹出し速度 [m/s]

また、総括当量比  $\phi_{total} = \frac{Q_f}{Q_a}$  より、 $\frac{Q_f}{Q_a} = \phi_{total} \cdot \nu$  となる。 . . . . . (4.2)

ここで、 $\nu$  は、量論数である。

次に、量論状態における空気と燃料の吹出し流速比  $\alpha$  は次式で定義される。

$$\alpha \equiv \left( \frac{V_a}{V_f} \right)_{st} \dots \dots \dots (4.3)$$

ここで、 $V$  は吹出し流速、添え字  $a$  は空気、 $f$  は燃料、 $st$  は量論状態を意味する。

つまり、 $\alpha$  は、量論比での空気と燃料を吹出した場合の流速比を表している。 $Q$  を体積流量、 $A$  をスリット断面積とすれば、空気と燃料の吹出し流速はそれぞれ、

$$V_a = \frac{Q_a}{A_a} \dots \dots \dots (4.4),$$

$$V_f = \frac{Q_f}{A_f} \dots \dots \dots (4.5)$$

で与えられるから、式(4.6)は

$$\alpha = \left( \frac{Q_a/A_a}{Q_f/A_f} \right)_{st} = \frac{(A_f/A_a)}{(Q_f/Q_a)_{st}} = \frac{1}{\phi_{total} \cdot \nu} \frac{A_f}{A_a} \dots \dots \dots (4.7)$$

式(4.7) で与えられるから、式(4.1)は

$$MFR = \frac{\rho_a V_a^2}{\rho_f V_f^2} = \frac{\rho_a}{\rho_f} \cdot \left( \frac{1}{\phi_{local} \cdot \nu} \frac{A_f}{A_a} \right)^2 \dots \dots \dots (4.8)$$

$$\phi_{local} = \left( \frac{1}{\nu} \frac{A_f}{A_a} \right) \sqrt{\frac{\rho_a}{\rho_f} \frac{1}{MFR}} \dots \dots \dots (4.9)$$

MFR=1 の時、  $\phi_{local} = \left( \frac{1}{\nu} \frac{A_f}{A_a} \right) \sqrt{\frac{\rho_a}{\rho_f}}$

MFR>1 の時、  $\phi_{local} < \phi_{total}$  , (希薄 Lean)

MFR<1 の時、  $\phi_{local} > \phi_{total}$  , (過濃 Rich)

この空気・燃料運動量流束比が、局所当量比に対してどのように影響するかであるが、簡単なイメージとして、Fig.4.19 のようなことが考えられる。

例えば、MFR>1、つまり空気の運動量流束が大きい場合、2つのガスが合流した時、運動量流束の小さい燃料が軸方向に押し出されると考えられる。

一方で、MFR=1, つまり、運動量流束が等しい場合、そのような変化は発生しないと考えられる。したがって、MFR=1, すなわち、燃料と酸化剤の運動量流束が等しいときには、供給した当量比と同じ局所当量比になると考えられる。

また、MFR<1, つまり燃料の運動量流束が大きい場合、2つのガスが合流した時、運動量流束の小さい空気が軸方向に押し出され、バーナ中央は過濃になると考えられる。

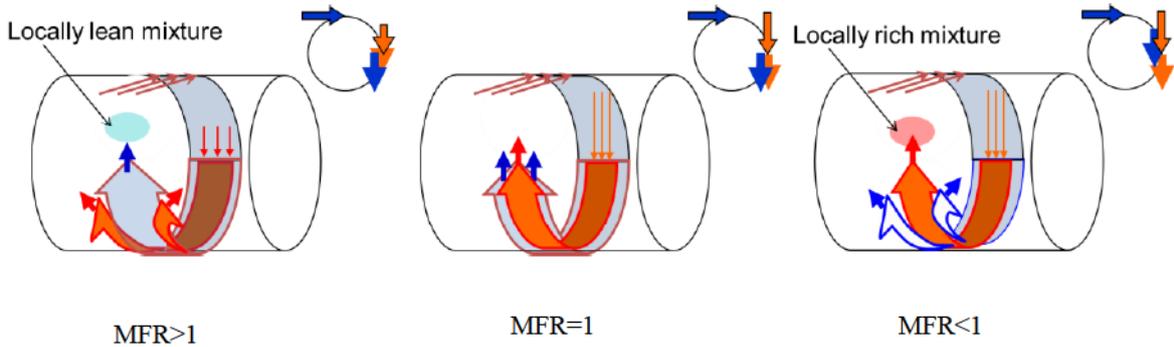


Fig.4.19 Momentum Flux Ratio

Table 4.6  $\Phi_{local} / \Phi_{MFR=1.0}$  (methane)

Fuel	$\alpha$ (MFR) <sub>st</sub>	$\Phi_{MFR=1.0}$	$\Phi_{local}$	$\Phi_{local} / \Phi_{MFR=1.0}$
CH <sub>4</sub>	0.5(0.44)	0.61	0.78	1.26
	1.0(1.77)	1.23	1.53	1.24
	4.8(40.73)	6.14	7.97	1.30

Table 4.6 は、各吹き出し流速比において、空気・燃料運動量流束比が 1.0 の時の当量比と、その時の測定によって得られた局所当量比の結果を示す。Table 4.6 のように、運動量流束比が 1.0 でも、局所当量比は供給当量比と違う結果となった。これは何か、他のメカニズムが作用しており、例えば、圧力拡散の影響が考えられる。しかし、全てのバーナで、局所当量比は運動量流束比が 1.0 の当量比の約 1.25 倍の一定値となっておく。この値を使って、局所当量比を予測できる可能性があり、また、運動量流束比が局所当量比の変化に大きく影響している可能性がある。

次に、空気・燃料運動量流束比と、上の  $\Phi_{local} / \Phi_{MFR=1.0}$  の結果をグラフにしてみた。その結果を、Fig.4.20 に示す。なお、グラフのプロット点の項目は、それぞれ、空気と燃料のスリット幅を示しており、上から 2 番目までが燃料にプロパンを用いた場合の結果を示し、残りの 3 項目は燃料にメタンを用いた場合の結果となっている。尚、グラフ中の縦軸は局所当量比( $\Phi_{local}$ )を、空気・燃料運動量流束比(MFR)が 1 の時の局所当量比で除した値をとり、横軸には空気・燃料運動量流束比(MFR)をとっている。

この図より、燃料や吹出流速比  $\alpha$  が異なるバーナでも、全てのバーナで値がほぼ一致する結果となった。これにより、急速混合型管状火炎バーナの燃焼状態を予測、制御できる可能性が示された。ただし、水素などの燃焼速度や拡散速度の大きい燃料については、この傾向は当てはまらないと思われるが、一般の燃料として使用される、メタンやプロパンでは同様の傾向を示す可能性があり、今後、その他の燃料や吹出し流速比が異なるバーナについて、同様の検証を行い、急速混合型管状火炎バーナに及ぼす、空気・燃料運動量流束比(MFR)の影響を更に詳細に解明していきたい。

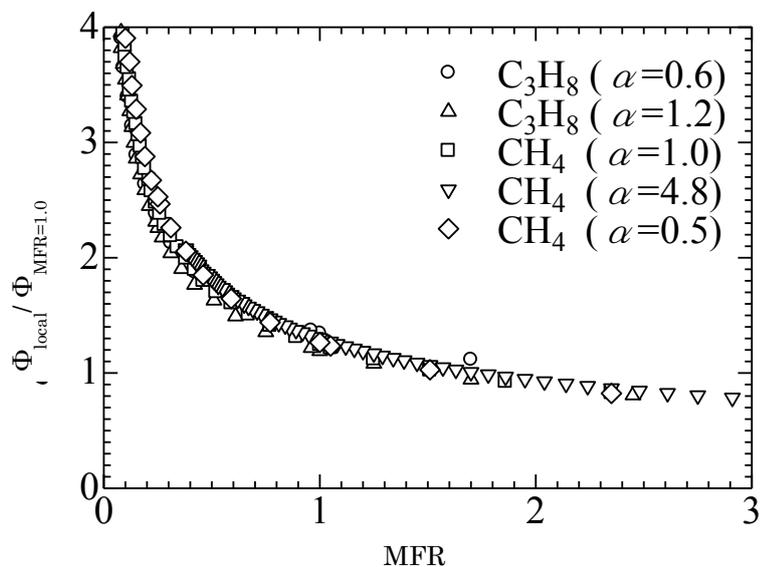


Fig.4.20 Relation between momentum flux ratio and measured local equivalence ratio with  $\alpha$ .

## 第 5 章

### 燃焼ガス排出特性

## 5.1 まえがき

前章の述べたように、これまでの研究結果より、空気と燃料の「吹き出し流速比」を変化させれば、燃料の種類によらず、接線方向吹き出し付近に総括の当量比より希薄側、あるいは過濃側にシフトした混合気を形成可能であることを明らかにした。このことから、吹き出し流速比 $\alpha$ の変化による急速混合型管状火炎の構造変化は、吹き出し部での局所的な当量比が変化することによって起きていることが明らかとなった。このような、急速混合型管状火炎における軸方向の火炎構造変化を利用すれば、単一の急速混合型管状火炎内で局所的に当量比の異なる燃焼をさせることにより、バーナ軸方向上流側から下流側にかけて濃淡燃焼[36-41]を実現できれば、排出  $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  濃度をさらに低減できる可能性がある。そこで本章では、急速混合型管状火炎の排出特性に及ぼす吹き出し流速比の影響を明らかにするべく、吹き出し流速比が異なる 3 種類の管状火炎バーナを用意し、燃焼ガス組成やガス温度の詳細な測定を行った。

## 5.2 実験装置

### 5.2.1 管状火炎バーナ

#### (a) バーナ本体

本章では、第2章2.2.2で述べた片端の実用型管状火炎バーナ(Fig.2.2)を用いて火炎外観ならびに燃焼ガス組成やガス温度の詳細な測定を行った。さらに燃料濃度の分布を作り出すために、Table 5.1に示すように、空気と燃料のスリット長さや幅が異なる3種類のバーナを用い、吹き出し流速比を $\alpha_{st}=1.0$ (バーナ A<sub>m</sub>)、 $\alpha_{st}=0.5$ (バーナ D<sub>m</sub>)および $\alpha_{st}=0.25$ (バーナ E<sub>m</sub>)と変化させて実験を行った。

Fig 5.1は本研究用管状火炎バーナ本体の概略図である。異なる2種類の長さの燃料スリットをバーナ中央に取り付けて、バーナ A<sub>m</sub> とバーナ D<sub>m</sub>では、Fig 5.1(A)に示すように、空気スリットと燃料スリットが同じ長さ70mmのものと、バーナ E<sub>m</sub>では、Fig 5.1(B)に示すように、空気スリットが70mmで、燃料スリットが35mmのものを用いた。

Table 5.1 Geometries and parameters of burners.

Burner	Air slit		Fuel slit		Injection velocity ratio at $\Phi = 1.0$	Swirl number
	$W_a$	$L_a$	$W_f$	$L_f$		
	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	$\alpha_{st}$	$S$
A <sub>m</sub>	2	70	0.2	70	1.0(1.77)	5.0
D <sub>m</sub>	4	70	0.2	70	0.5(0.44)	2.5
E <sub>m</sub>	4	70	0.2	35	0.25(0.11)	2.5

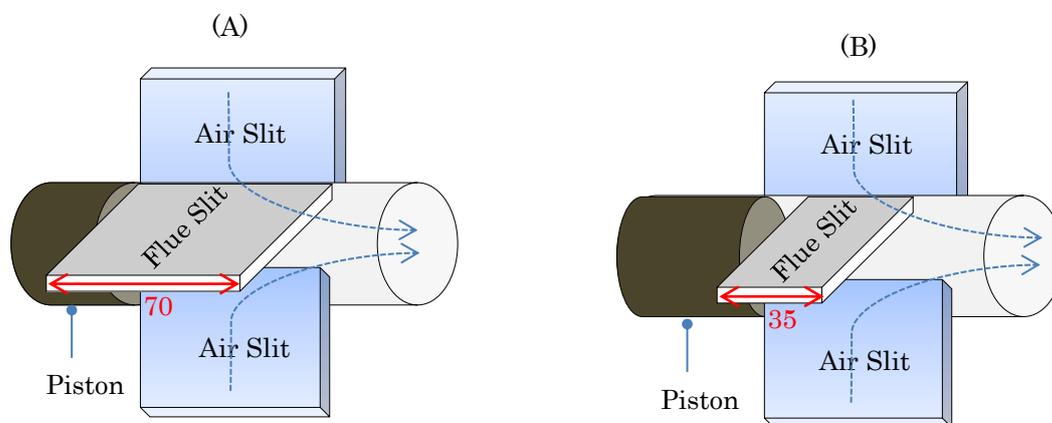


Fig.5.1 Tubular flame burner

## (b) バーナ全体

本研究では、焼ガス排出特性に及ぼす吹き出し流速比の影響を明らかにするべく、第2章2.2.2で Fig.2.2 のように実用型管状火炎バーナを用いて実験を行った。そのバーナ全体の概略図は Fig.5.2 に示す。また、燃焼管には  $Z=110, 200, 300, 400, 500, 600$  mm の6カ所に測定用の小孔が設けられており、これらに燃焼管出口位置 ( $Z=700$ mm) を加えた計7点において、ガスの濃度、温度の測定を行った。

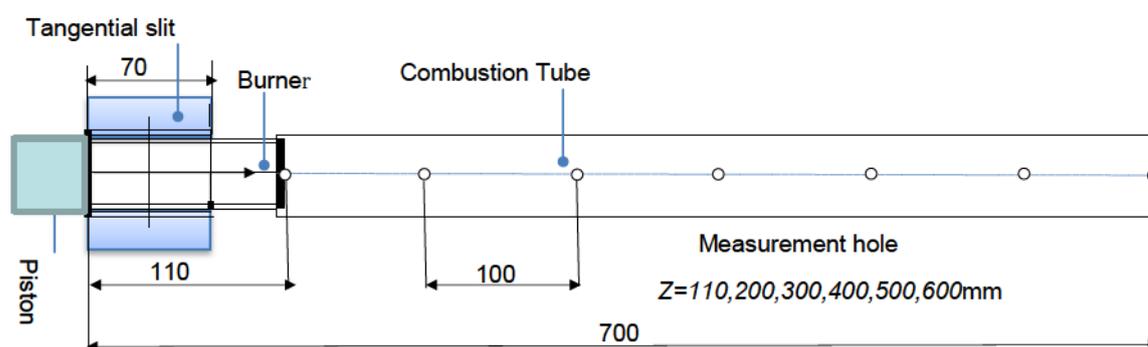


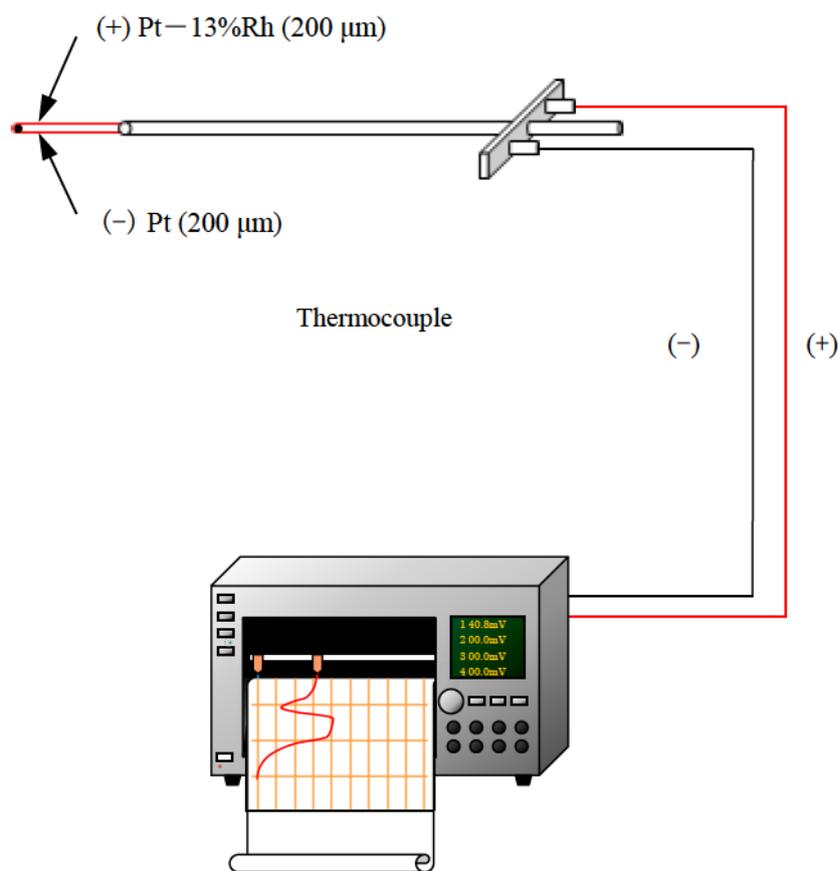
Fig.5.2 Schematic of the combustor.

## 5.2.2 燃焼ガス温度測定装置 R 型熱電対

本実験では、温度分布を測定するため、R 型熱電対[42]およびペンレコーダーを用いて実験を行った。

Fig.5.3 に示すように、この R 型熱電対は、素線径 200  $\mu\text{m}$  の Pt と Pt-13%Rh 金属線を溶接したものである。熱電対により測定された温度は、実際の燃焼ガス温度より低い値となっている。その原因として、素線を挿入することにより流れが乱れて火炎形状に変化を与えたり、輻射や熱伝導によって熱損失が生じたりすることが考えられる。そのうち、最も重要なのは熱電対の輻射による熱損失であり、素線径や素線の材質によってその大きさも様々である。R 型熱電対から生じた接続電位差はペンレコーダーで受け取り、記録した。本実験では、YOKOGAWA 製ペンレコーダー(LR4410E)を使用した。

今回は、輻射補正は行っていない[12,43]。温度測定時には熱損失を抑制するべく燃焼管に断熱材を巻いて実験を行った。



Pen recorder (YOKOGAWA, LR4410E)

Fig. 5.3 Temperature measurements.

### 5.2.3 燃焼ガス濃度測定装置 NO<sub>x</sub>/O<sub>2</sub> メーター

燃焼ガス中の NO<sub>x</sub> 測定には、Fig.5.4 の化学発光式燃焼ガス NO<sub>x</sub>/O<sub>2</sub> メーター(島津製作所, NOA-7000)[44]を用いた。サンプルの燃焼ガスは、内径 3mm の石英製サンプリングプローブを介して、NO<sub>x</sub>/O<sub>2</sub> メーターにまで送られる。

#### (a) 測定原理

燃焼設備から排出されるガス中には、酸化窒素(NO)と二酸化窒素(NO<sub>2</sub>)が含まれており、これらを合わせて窒素酸化物(NO<sub>x</sub>)と呼ぶ。一般に NO は NO<sub>x</sub> の大部分を占め、NO<sub>2</sub> は数%程度である。NO<sub>2</sub> は NO に変換したのち NO として窒素酸化物の量(NO<sub>x</sub>)を測定する。

実験で使用した[島津 NOA-7000]は、NO とオゾン(O<sub>3</sub>)による化学発光反応 (Chemiluminescence 反応)[45]を利用して NO 濃度を測定する。試料ガス中の NO と空気から生成した O<sub>3</sub> は、反応槽内で混合され、その一部が励起状態の NO<sub>2</sub>(NO<sub>2</sub><sup>\*</sup>)となる。この NO<sub>2</sub><sup>\*</sup> が基底状態に戻る時、波長 590~2500 nm の光を放射し、この光の強度を半導体光電素子(シリコンホトダイオード)で測定して NO 濃度を測定する。

また、化学発光は NO 固有の反応を利用するため、NO<sub>2</sub> はあらかじめ NO に変換しておく必要がある。この役割をするのが NO<sub>2</sub>-NO コンバータである。コンバータは、電気炉内の高性能触媒の働きにより、次式により NO<sub>2</sub> を等しいモル数の NO に変換する。



O<sub>2</sub> 濃度はジルコニア法によって測定する。ジルコニアに CaO や Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を加えた安定化ジルコニアは強度に優れ、高温で高い酸素イオン伝導性を示す。この安定化ジルコニアの両端に電極を設けて、高温中に置くと、ジルコニア両端の酸素濃度の違いにより、測定ガス中の酸素濃度を測ることができる。

## (b) 換算 NOx の演算

NOx の排出基準では、換算の基準となる排ガス中の O<sub>2</sub> 濃度を施設の種類あるいは燃料種別ごとに定めているが、規定排ガス中 O<sub>2</sub> 濃度を [O<sub>2</sub>]<sub>c</sub> とした場合、換算 NOx 濃度は次式によって求められる[46].

NOx 濃度換算式：

$$[\text{NOx}]_c = \frac{21 - [\text{O}_2]_c}{21 - [\text{O}_2]_m} [\text{NOx}]_m$$

[NOx]<sub>c</sub> : 排ガス中の O<sub>2</sub> 濃度が [O<sub>2</sub>]<sub>c</sub> % のときの換算 NOx 濃度 (ppm)

[O<sub>2</sub>]<sub>c</sub> : 規定 O<sub>2</sub> 濃度 (乾き排ガスベース) (%)

[O<sub>2</sub>]<sub>m</sub> : NOx 計測時の乾き排ガス中の O<sub>2</sub> 濃度 (%)

[NOx]<sub>m</sub> : 計測 NOx 濃度 (ppm)

なお、本実験の NOx 補正は上式を用いて行い、基準残存酸素濃度を 0% として換算した。このときには、換算 NOx 濃度は次式のようにになった。

$$[\text{NOx}]_c = \frac{21}{21 - [\text{O}_2]_m} [\text{NOx}]_m$$

[NOx]<sub>c</sub> : 排ガス中の O<sub>2</sub> 濃度が [O<sub>2</sub>]<sub>c</sub> % のときの換算 NOx 濃度 (ppm)

[O<sub>2</sub>]<sub>m</sub> : NOx 計測時の乾き排ガス中の O<sub>2</sub> 濃度 (%)

[NOx]<sub>m</sub> : 計測 NOx 濃度 (ppm)



Fig. 5.4 NOx/O<sub>2</sub> Meter (SHIMADZU, NOA-7000).

## 5.2.4 燃焼ガス濃度測定装置 CO/CO<sub>2</sub> メーター

燃焼ガス中の CO 濃度の測定には、Fig.5.5 の赤外線式ガス濃度測定装置—CO/CO<sub>2</sub>メーター(島津製作所, CGT-7000)[44]を用いた。サンプルの燃焼ガスは、内径 3mm の石英製サンプリンググローブを介して、CO/CO<sub>2</sub>メーターにまで送られる。

### 測定原理

赤外線式ガス分析系(CO/CO<sub>2</sub>メーター)の測定原理は、Fig.5.6 に示すように、CO、CO<sub>2</sub>、CH<sub>4</sub>などの異原子分子に赤外線を照射すると、その固有の振動および回転の運動エネルギー準位の遷移が起こり、特定の波長の赤外線を吸収する特性を利用したものである。

このガス分子の赤外線の吸収は、ランベルトベールの吸収法則に従っている。

$$I_2 = I_1 \cdot e^{-\varepsilon(\lambda) \cdot C \cdot l}$$

$I_2$  : 透過光の強さ

$I_1$  : 入射光の強さ

$\varepsilon(\lambda)$ : 波長, ガスの種類などによる係数

$C$  : ガス濃度

$l$  : 測定セルの長さ

上式より、透過光はガス濃度に依存して減少するため、透過光の強さを測定することによってガス濃度を測定することができる。



Fig. 5.5 CO/CO<sub>2</sub> meter (SHIMADZU, CGT-7000).

## 5.2.5 燃焼ガス濃度測定装置 ガスクロマトグラフ

燃焼ガス中の  $O_2$ ,  $H_2$  濃度の測定には, 第 4 章 4.2.1 で説明した島津製作所ガスクロマトグラフ (GC-8AIT) を用いた. サンプルの燃焼ガスは, 先端径  $200 \mu m$  の石英製サンプリングプローブを介して, ガスクロマトグラフにまで送られる.

## 5.3 実験方法

エアコンプレッサーから送られた空気をオリフィス流量計により流量を測定後、管状火炎バーナに供給した。これにより、バーナ内に回転伸長流場が形成される。次に燃料であるメタンをオリフィス流量計で制御しながら、バーナに供給し、点火トーチにより着火した。点火後、バーナ全域に管状火炎が保持される。火炎が十分安定化した後に、オリフィス流量計によって燃料の流量を設定値(設定した当量比)に固定し、火炎外観をデジタルビデオカメラで撮影した。今回は空気流量を 200L/min に固定し、燃料流量を変化させることにより当量比を変化させた。

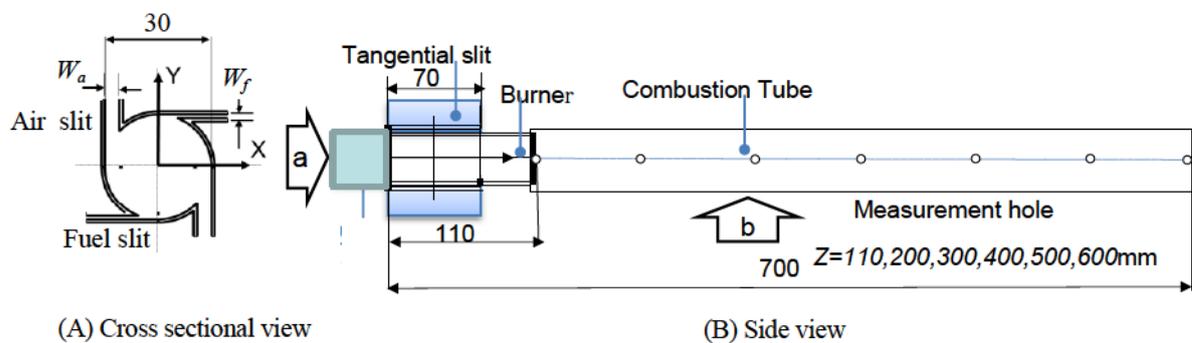


Fig.5.7 Schematic of the combustor.

### 5.3.1 火炎撮影

火炎の観察にはデジタルビデオカメラ(SONY, HDR-CX700V)を用い、Fig.5.7 の矢印 a(断面)、b(側面)で示す2方向から撮影した。

### 5.3.2 燃焼ガス温度測定

燃焼ガス温度の測定は、各条件における火炎を形成し、Fig.5.7 の測定小孔より熱電対を挿入し、微動装置を使って、熱電対を所定の位置に移動し、熱電対から出力される信号をペンレコーダーで受け取り、測定用紙に記録した。

### 5.3.3 燃焼ガス濃度測定

燃焼ガス濃度の測定は、各条件における火炎を形成し、Fig.5.7 の測定小孔より内径 3mm あるいは先端径 200  $\mu$ m の石英製サンプリングプローブを挿入し、微動装置を使って、サンプリングプローブを所定の位置に移動し、化学発光式 NO<sub>x</sub> 計(島津, NOA-7000)、赤外線ガス分析計(島津, CGT-7000) およびガスクロマトグラフ(島津, GC-8AIT) を用いて測定を行った。

## 5.4 片端吹き出しでの火炎外観

第3章で述べたように、吹き出し流速比 $\alpha$ が異なるバーナでは、軸方向に火炎構造の変化が認められた。ここで、バーナ  $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ 、 $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ および  $E_m(\alpha_{st}=0.25)$ を用い、吹き出し空気流量  $Q_a=200\text{L/min}$ 、総括当量比  $\Phi_{total}=0.8$  の条件で火炎の観察を行った。得られた火炎画像を Fig.5.8 に示す。図中左側が火炎断面(Fig.5.7 中矢印 a 方向から撮影)、右側が火炎側面(Fig.5.7 中矢印 b 方向から撮影)の画像である。バーナに予混合気を供給して着火した場合、Fig.5.8 (PM: Premixed, 左側) のような円形断面を持つ青色の管状の火炎帯が形成される。火炎側面の画像(右側)によると、予混合管状火炎は閉端(図中 Piston) から燃焼管中程まで形成されており、それより下流側は高温燃焼ガスの充満する領域である。以降、管状火炎形成領域の軸方向への長さを「火炎長さ」とする。予混合燃焼の場合、管状火炎形成領域では、軸方向に火炎色、ならびに発光強度が一様であることがわかる。

これに対し、バーナ  $A_m(\alpha_{st}=1.0)$  を用いて、総括当量比  $\Phi_{total}=0.8$  の空気(200 L/min)と燃料(16.8 L/min)を別々のスリットから吹き出し、着火すると、Fig.5.8 (A)のように予混合の場合と類似した、円形断面を持つ管状火炎が形成される(Fig.5.8A(左))。しかし、予混合燃焼と比べ、火炎直径はほぼ同程度であるものの、火炎長(火炎の軸方向への長さ)が増加している。また、Fig.5.8 (A) 右図では、吹き出しスリット付近には予混合燃焼よりも輝度の高い青炎が形成されていることや、下流側では火炎の発光輝度が弱まっていることがみとめられ、軸方向に火炎外観が大きく変化していることがわかる。

これに対し、バーナ  $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ 、Fig.5.8 (B) の場合、バーナ  $A_m$  に比べ火炎直径がわずかに減少しており、さらに、目視では吹き出し部付近の火炎が緑色になっていることが確認されている。しかし、吹き出し部での発光輝度は、依然として予混合燃焼よりも高い。

一方、吹き出し流速比の最も低いバーナ  $E_m$  では (Fig.5.8 (C),  $\alpha_{st}=0.25$ )、総括当量比がバーナ  $A_m$ 、 $D_m$  と同じであるにもかかわらず火炎外観が一変する。側面の画像より、吹き出し部での火炎発光強度が著しく低下し、燃焼管中程に比較的輝度の高い青炎が形成されていることがわかる。目視によると吹き出し部には極めて発光の弱い、濃緑色の火炎が形成されていること、さらにその下流側では、火炎表面が濃緑色から青色へと徐々に変化する様子が確認されている。このように、 $\alpha_{st}=0.25$  のバーナ  $E_m$  では、バーナ  $A_m$ 、 $D_m$  とは全く外観の異なる火炎が形成されることが明らかとなった。

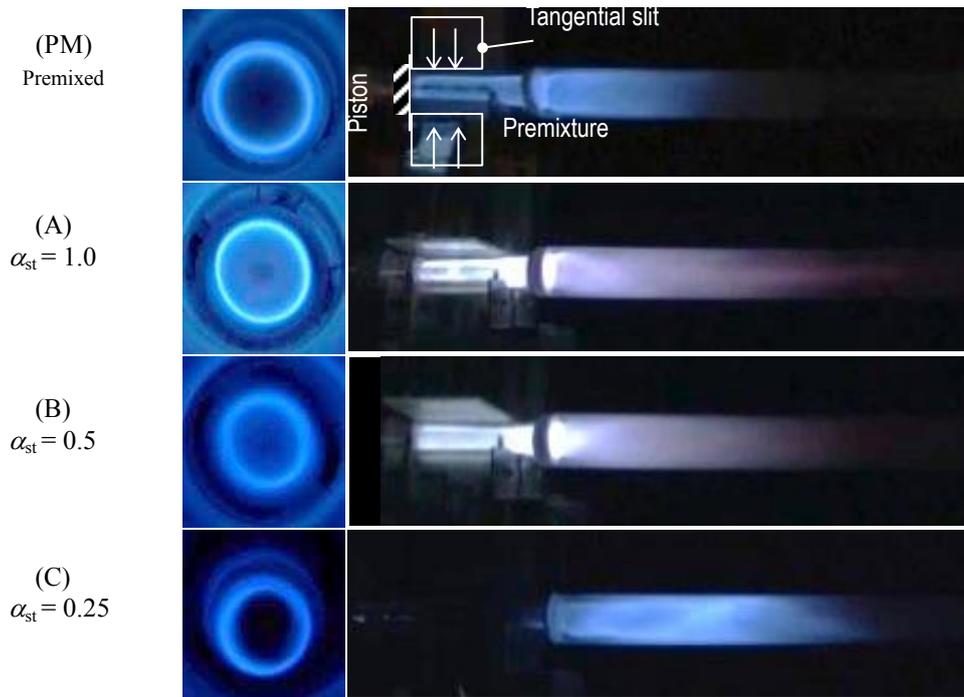


Fig. 5.8 Appearance of flames ( $\Phi_{total} = 0.8$ ,  $Q_a = 200$  L/min).

## 5.5 バーナ中心での局所当量比の分布

ここまで、吹き出し流速比の変化により、特に $\alpha_{st}=0.25$ の場合に火炎外観が大きく変化する様子が確認された。次に、 $\text{NO}_x$ 、 $\text{CO}$ 濃度を測定する前段階として、各バーナにおいて吹き出し部付近に形成される未燃混合気の燃料と酸素濃度分布を調べた。なお、Fig.5.2に示すような、バーナの一端を閉じ他端に燃焼管を取り付けた状態では、吹き出し部におけるプローブでの濃度測定が極めて困難である。そこで、ここでは燃焼管を取り外し、両端開放（Fig.4.1(A)の状態）でバーナ本体中央における未燃ガス中の成分分析を行った。

各バーナで総括当量比を様々に変化させ、バーナ中央（半径方向・軸方向中央）における局所当量比の測定結果を Fig. 5.9 に示す。図中、縦軸は測定されたバーナ中央での局所当量比、横軸は総括当量比である。

Fig. 5.9 より、まず予混合気を供給した場合、局所当量比 $\Phi_{local}$ は総括当量比 $\Phi_{total}$ に正比例して変化する。ところが急速混合型の場合、局所当量比は総括当量比に対して直線的に変化するものの、吹き出し流速比の低下に伴い、その勾配が大きくなり、より過濃な混合気が形成される傾向を取っている。例えば、総括当量比 $\Phi_{total}=0.8$ の条件において、バーナ  $A_m(\alpha_{st}=1.0)$ では $\Phi_{local}=0.9$ 、バーナ  $D_m(\alpha_{st}=0.5)$ では $\Phi_{local}=1.1$ 、バーナ  $E_m(\alpha_{st}=0.25)$ では $\Phi_{local}=1.75$ の混合気が形成されており、吹き出し流速比の低下に伴い、バーナ中央の均一領域における当量比が増加していることがわかる。

このことから、同一の総括当量比条件であっても、吹き出し流速比の低いバーナでは吹き出し部で過濃燃焼となること、またその一方で、そこで消費されなかった余剰酸素が下流側にまわること、上流と下流で「濃」と「淡」の差の大きい燃焼状態になることが予測される。以上の結果は、両端開放の状態で得られた結果であり、一端を閉じ、燃焼管を取り付けた時の混合気の状態を完全に再現するものではないが、吹き出し流速比変化による燃焼特性の変化に対し、大きな目安となるものである。次節以降では、このような吹き出し流速比変化によって生じる当量比の軸方向分布が $\text{NO}_x$ や $\text{CO}$ の生成に与える影響について詳細に調べる。

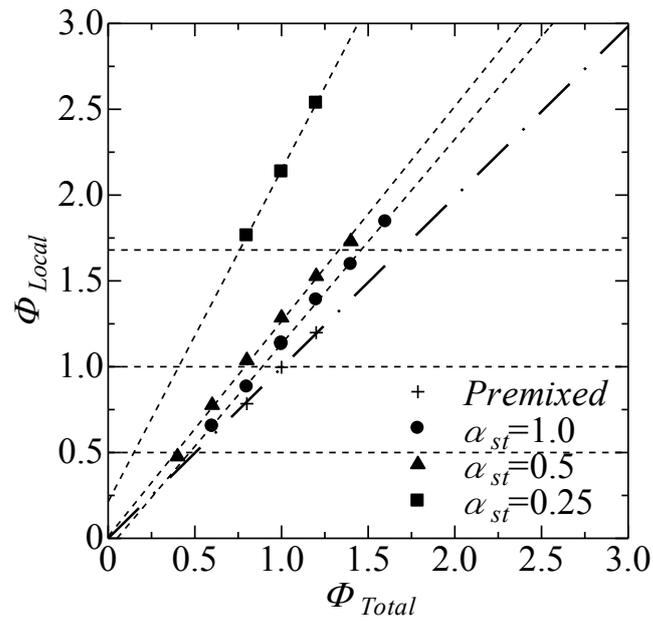


Fig. 5.9 Variations of the local equivalence ratio with the total equivalence ratio ( $Q_a = 200$  L/min).

## 5.6 排出ガス温度および排出 NO<sub>x</sub>, CO 濃度測定

次に、いよいよ、バーナ A<sub>m</sub>( $\alpha_{st}=1.0$ ), D<sub>m</sub>( $\alpha_{st}=0.5$ )および Em( $\alpha_{st}=0.25$ )を用い、Fig.5.2 のような片端吹き出しとして NO<sub>x</sub>, CO 濃度の測定を行った。はじめに、総括当量比を様々に変化させた場合の燃焼ガス温度、排出 NO<sub>x</sub> 濃度、および排出 CO 濃度を示す。実験では、周囲空気の影響を除くため、測定位置を燃焼管出口より 100mm 上流側 (Z=600mm) とし、管軸上での温度、NO<sub>x</sub>, CO 濃度を測定した。

### 5.6.1 排出ガス温度

まず、排出ガス温度 (Fig. 5.10) は、予混合燃焼(+)の場合は希薄側  $\phi_{total}=0.6$  で 1037°C をとり、当量比の増加とともに緩やかに上昇、量論比付近において極大値 1216°C をとり、それより過濃側では低下している。一方、急速混合燃焼では、全ての条件において  $\phi_{total}=1.1$  で最大値をとっている。なお、Fig. 5.10 の排出ガスの温度は火炎長さにも依存している。例えば Fig. 5.8 (PM) の管状火炎形成領域では、火炎帯が未燃ガスに覆われるために燃焼ガスが壁面に直接触れず、燃焼ガスから壁面への熱損失が極めて少ない状態となる。一方、その下流側の燃焼ガス領域では、高温燃焼ガスが壁面に接するため壁面へ大きな熱損失が生じる。つまり、火炎が短く燃焼ガス領域が増えるほど、燃焼ガスから壁面への熱損失が大きくなり、結果、排出段階での燃焼ガス温度が低下する傾向を取る。

以上のような理由により、火炎が十分に短く、燃焼ガスが燃焼管壁に接する時間が長い予混合燃焼(Fig. 5.8, (PM))では、急速混合型に比べて排出ガス温度が最大で約 220°C 低下したと考えられる。また、急速混合型の場合には  $\alpha_{st}=0.25$  (■) で最も高い温度を取っているが、これは逆に、Fig. 5.8 (C)のようにこの条件で火炎が最も長く、温度測定位置までの熱損失が低減されたことに起因すると考えられる。

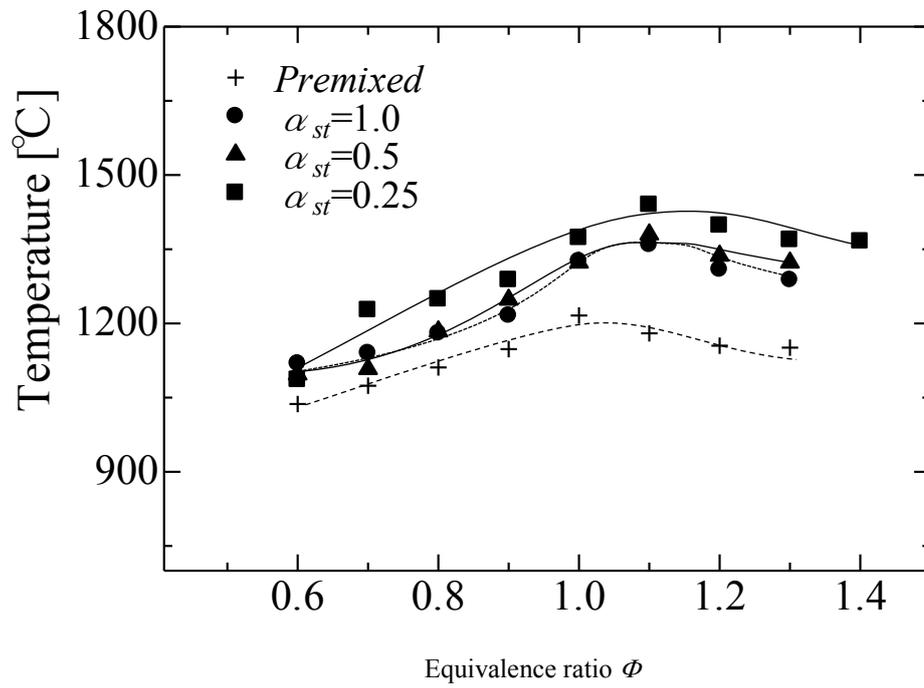


Fig.5.10 Variations of the burned gas temperature with the total equivalence ratio  $\Phi_{total}$  ( $Q_a = 200$  L/min).

## 5.6.2 排出 NO<sub>x</sub> 濃度

これに対して NO<sub>x</sub> 濃度は (Fig. 5.11), 予混合燃焼の場合(+),  $\Phi_{total} = 0.6$  ではほぼゼロであるものの, 燃料濃度を増加させると  $\Phi_{total} = 0.7$  から急激に増加しはじめ, 燃焼ガス温度が最大となる  $\Phi_{total} = 1.0$  において最大値 66ppm に達する. それよりさらに燃料濃度を増加させると,  $\Phi_{total} = 1.1$  以上では NO<sub>x</sub> 濃度はわずかに減少するのみで高い値を維持している. この  $\Phi_{Total} = 0.8 \sim 1.0$  での NO<sub>x</sub> の急増は, 燃焼ガス温度の上昇により, いわゆる Thermal NO が増加したためであり, 過濃側の  $\Phi_{total} = 1.1$  以上で NO<sub>x</sub> が高い値を維持しているのは Prompt NO の寄与が大きくなっているためと考えられる. 当量比変化に対する以上のような NO<sub>x</sub> 排出濃度の挙動は, 予混合燃焼において典型的なものであると言える.

一方, 急速混合燃焼の場合,  $\alpha_{st} = 1.0$  (Fig. 5.11, ●) では, 当量比 0.7 から 18ppm の NO<sub>x</sub> が排出され,  $\Phi_{total} = 0.9$  では 62ppm,  $\Phi_{total} = 1.0$  では 76ppm にも達する. それより過濃側では減少する傾向を取るものの, 予混合に比べ, 全ての当量比条件で高い値を取ることがわかる.

$\alpha_{st} = 0.5$  (Fig. 5.11, ▲) でも同様に, NO<sub>x</sub> 濃度は全ての条件において予混合型より高い値を取っている. 特に希薄側の  $\Phi_{total} = 0.6 \sim 0.9$  では, NO<sub>x</sub> 濃度が  $\alpha_{st} = 1.0$  の場合や予混合燃焼に比べて大幅に高い値を取っていることがわかる. Fig. 6.9 によると, バーナ D<sub>m</sub>( $\alpha_{st} = 0.5$ ) では,  $\Phi_{total} = 0.6 \sim 0.9$  の範囲における吹き出し部での局所当量比が  $\Phi_{local} = 0.8 \sim 1.2$  の範囲にあり, Thermal-NO, Prompt-NO の両者が吹き出し付近において多量に生成されたと考えられる.

ところが, 急速混合燃焼の  $\alpha_{st} = 0.25$  (■) の場合, 総括当量比 0.6 では NO<sub>x</sub> が検出されず, 燃料濃度を増加させても,  $\Phi_{total} = 0.7$  で 3 ppm, 0.8 で 12 ppm と, 予混合燃焼よりも低い値で推移し,  $\Phi_{total} = 1.0$  までは予混合燃焼より約 10ppm 低い値で推移している. 過濃側の  $\Phi_{total} = 1.1$  以上では, 他の条件に比べて高い値で推移するものの, 実用で想定される希薄条件では NO<sub>x</sub> 濃度が大幅に抑制されている. 特に  $\Phi_{Total} = 0.8$  では NO<sub>x</sub> 濃度が 12ppm と, 予混合燃焼(+)<sup>2</sup>の 20ppm より約 40% 程度も低く,  $\alpha_{st} = 0.5$  (44ppm), 1.0 (41ppm) と比較すると 50% 以上も低減されていることがわかる.

以上のように, 急速混合型管状火炎では, 吹き出し流速比によって排出 NO<sub>x</sub> 濃度が大きく影響を受けることが明らかとなり, 特に  $\alpha_{st} = 0.25$  では, 希薄側での NO<sub>x</sub> 排出が予混合に比べ最大 40% 近く低減されることが判明した.

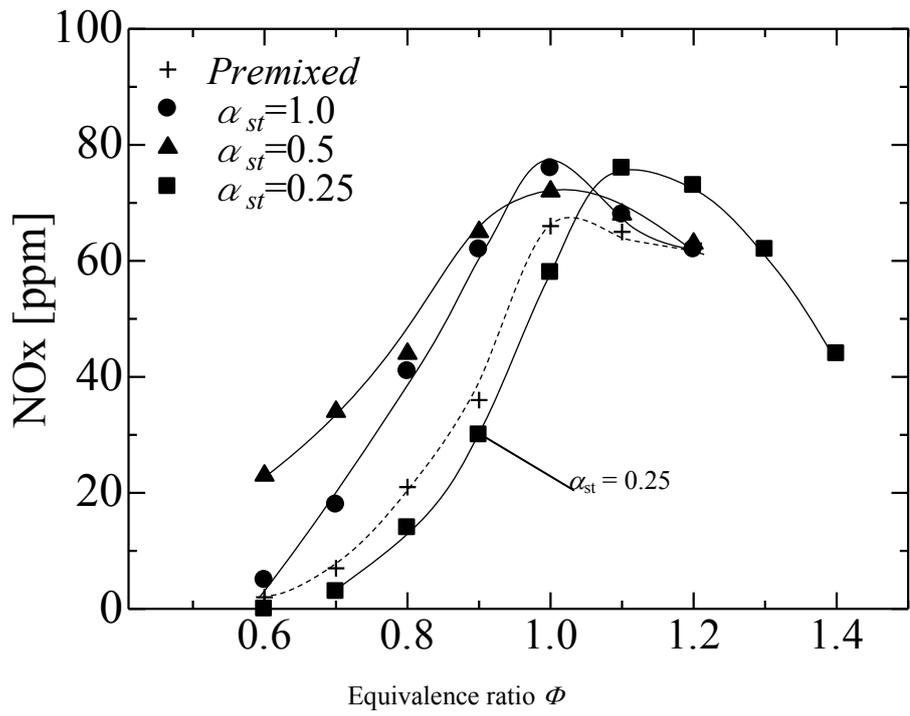


Fig. 5.11 Variations of the NO<sub>x</sub> emission with the total equivalence ratio  $\Phi_{total}$  ( $Q_a = 200$  L/min).

### 5.6.3 排出 CO 濃度

次に, Fig. 5.12 には各バーナでの排出 CO 濃度を示す. CO については平衡組成が排出濃度の目安となるため, 図中, CO 平衡濃度[47]を一点鎖線で示している. 図のように, 予混合燃焼の場合(+),  $\Phi_{total} = 0.8$ まではCO濃度はゼロであったが,  $\Phi_{total} = 0.9$ において1250ppmに急増し,  $\Phi_{total} = 1.0$ では5000ppm以上となる. またCO排出濃度は各当量比での平衡濃度に近いことがわかる.

一方, 急速混合型の排出CO濃度は,  $\alpha_{st} = 1.0$  (●), および0.5 (▲)の場合, 希薄側では予混合に比べて低い値で推移しているが,  $\Phi_{total} = 1.0$ より過濃側では同程度の値をとる. ところが,  $\alpha_{st} = 0.25$ (■)では, 希薄側でCO濃度がほぼゼロで推移するのみならず,  $\Phi_{total} = 1.0$ でも約320ppmと, 他の条件に比べると大幅に抑制されていることがわかる.  $\Phi_{total} = 1.1$ では5000ppmを超える濃度となるものの, 実用で想定される希薄条件ではCO排出濃度がほぼゼロであることが確認された.

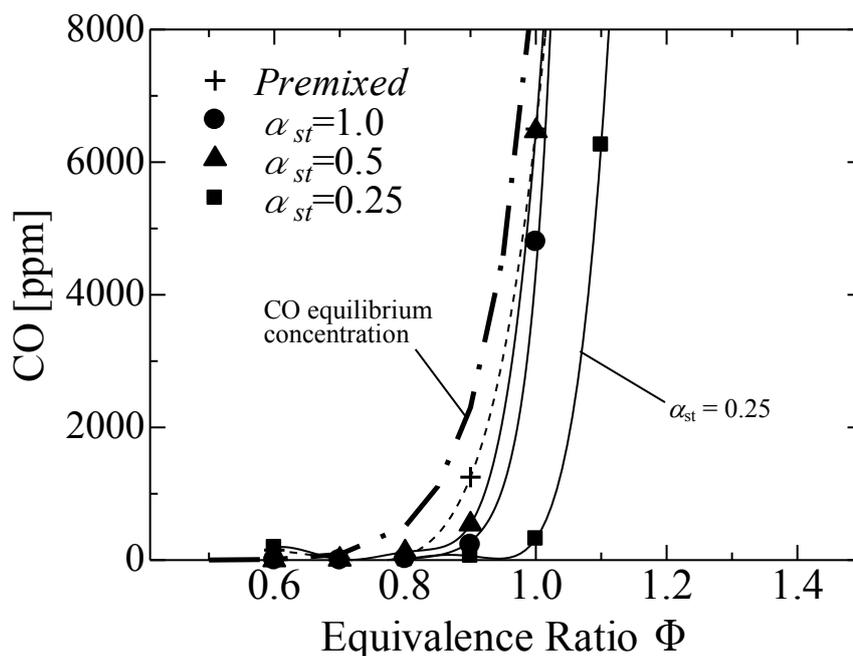


Fig. 5.12 Variations of the CO emission with the total equivalence ratio  $\Phi_{total}$  ( $Q_a = 200$  L/min).

### 5.6.4 まとめ

以上の結果より, 急速混合型の  $\alpha_{st} = 0.25$  の場合には, 実用で想定される希薄条件において, 例えば  $\Phi_{total} = 0.8$  では排出  $\text{NO}_x$  濃度 12ppm, CO 濃度 0ppm と,  $\text{NO}_x$ , CO を大幅に低減可能であることが明らかとなった.

## 5.7 軸方向, 半径方向の温度, 濃度分布測定

次に, 急速混合型管状火炎で吹き出し流速比の変化により  $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  の排出濃度が大きく変化したメカニズムについて詳細に検討するべく, 排出  $\text{NO}_x$  濃度の高い  $\alpha_{\text{st}} = 0.5$ , および  $\text{NO}_x$  濃度の低い  $\alpha_{\text{st}} = 0.25$  の2つのバーナを用い, 実用で想定される燃料希薄の  $\Phi_{\text{total}} = 0.8$  の条件で,  $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  濃度のほか, ガス温度, および  $\text{O}_2$ ,  $\text{H}_2$  濃度の2次元分布を調べた. 測定は  $Z = 110 \sim 600\text{mm}$  において半径方向に4点  $r = 0, 5, 10, 15\text{mm}$  で行った.  $\alpha_{\text{st}} = 0.5$  の結果を Fig. 5.13 に,  $\alpha_{\text{st}} = 0.25$  の結果を Fig. 5.14 に示す. 図中, 縦軸は半径方向距離  $r$  で,  $r = 0$  が管軸,  $18\text{mm}$  が燃焼管壁である. 横軸は軸方向距離  $Z$  で  $Z = 700\text{mm}$  が燃焼管出口である.

### 5.7.1 バーナ $D_m \alpha_{\text{st}} = 0.5(0.44)$

まず,  $\alpha_{\text{st}} = 0.5$  の場合 (Fig. 5.13),  $\Phi_{\text{Total}} = 0.8$  でのガス温度分布は (Fig. 5.13 (A)),  $Z = 110\text{mm}$  の管軸 ( $r = 0\text{mm}$ ) において既に約  $1700^\circ\text{C}$  に達している. メタン空気混合気の  $\Phi = 0.8$  における断熱火炎温度は  $1724^\circ\text{C}$  であるが[47], 熱電対の輻射損失 (約  $200\text{K}$ ) を考慮すれば, このガス温度は  $\Phi = 1.0$  の断熱火炎温度 ( $1952^\circ\text{C}$ ) に近いと言える. つまり,  $\alpha_{\text{st}} = 0.5$  では, 総括当量比  $0.8$  に対し, 吹き出し部付近で量論比に近い燃焼が行われていると考えられる.

これに対応して  $\text{NO}_x$  濃度は (Fig. 5.13 (B)),  $Z = 110\text{mm}$  の管軸付近で  $71\text{ppm}$  にも達する.  $Z = 300\text{mm}$  より下流側では  $\text{NO}_x$  濃度が緩やかに低下する傾向を取るが,  $Z = 600\text{mm}$  では  $44\text{ppm}$  となる. ここで  $Z = 300\text{mm}$  から  $\text{NO}_x$  が低下する原因について考察するべく Fig. 5.13 (D) の酸素濃度に注目すると,  $Z = 110\text{mm}$  の管軸側 ( $r = 0 \sim 5\text{mm}$ ) でほぼゼロで, やはり上流側では量論比付近での燃焼が行われていると考えられる. これに対して  $\text{NO}_x$  が低下する  $Z = 300\text{mm}$  の燃焼ガス領域中 ( $r = 0 \sim 5\text{mm}$ ) では酸素濃度が僅かに上昇しており, このことから, この  $Z = 300\text{mm}$  より下流側での  $\text{NO}_x$  低下は, その付近から, 上流で消費されなかった余剰酸素による二次燃焼が行われ, その燃焼ガスによって  $\text{NO}_x$  が希釈されていることに起因すると考えられる.

一方,  $\text{CO}$  濃度 (Fig. 5.13(C)) は  $Z = 110\text{mm}$  の管軸側の燃焼ガス領域中 ( $r = 0 \sim 5\text{mm}$ ) において最大  $3600\text{ppm}$  に達している. また, 同じ位置では水素が検出されており (Fig. 5.13 (E)), このことから,  $\alpha_{\text{st}} = 0.5$  では,  $\Phi_{\text{total}} = 0.8$  の条件でも, 吹き出し部において若干過濃な燃焼が行われていると考えられる. ところが  $\text{CO}$  濃度は,  $Z = 200\text{mm}$  では  $400\text{ppm}$  以下にまで大幅に減少し, さらに  $Z = 400\text{mm}$  では  $60\text{ppm}$ ,  $Z = 600\text{mm}$  では  $30\text{ppm}$  まで低下している. この  $\text{CO}$  濃度が低下する  $Z = 200 \sim 300\text{mm}$  は, 前述のように, 上流で消費されなかった余剰酸素が燃焼領域に供給され始める位置であり, やはりこの部分から  $\text{CO}$  と余剰  $\text{O}_2$  の二次燃焼が始まっていると考えられる. なお, 管壁付近の未燃領域 ( $r = 15\text{mm}$ ) では,  $Z = 200\text{mm}$  で酸素濃度が一旦低下し,  $Z = 300\text{mm}$  で増加していることが認められる.

これは未燃ガス中の管壁に近い領域では、酸素濃度、および燃料濃度の高い部分が、交互に螺旋状に分布していることに起因するものと推察される。

以上の結果より、 $\alpha_{st} = 0.5$  では、 $\Phi_{Total} = 0.8$  において、上流側（吹き出し付近）で量論比～若干過濃側での燃焼が行われ、その位置において多量の  $\text{NO}_x$  濃度が生成され、結果、排出  $\text{NO}_x$  濃度が 44ppm と高い値を取ったと考えられる。ただし CO に関しては、上流側で消費されなかった余剰酸素により酸化され、排出段階では 30ppm 以下まで低下することが確認された。

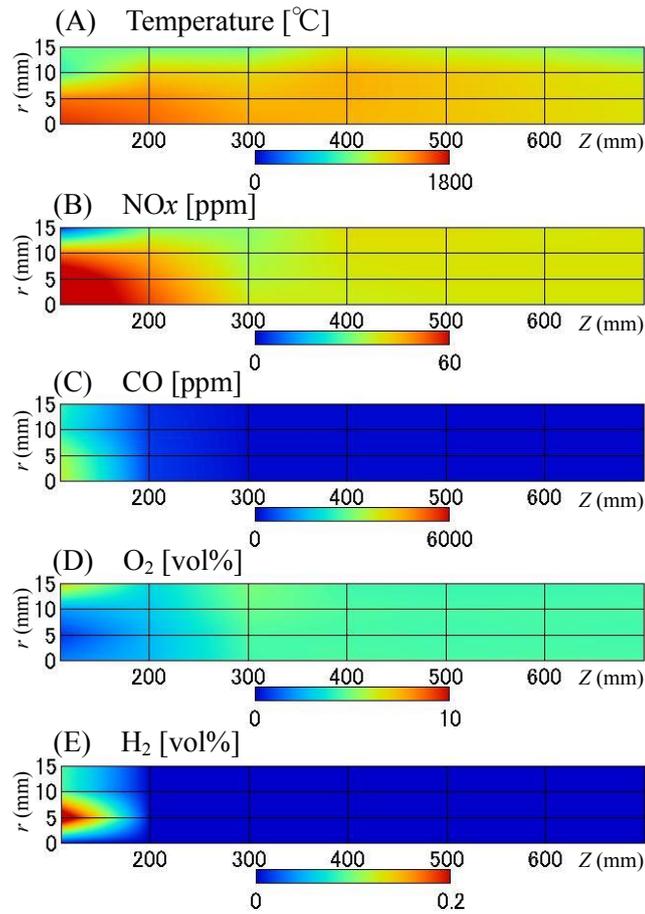


Fig. 5.13 Two dimensional distributions of the gas temperature (A),  $\text{NO}_x$  (B), CO (C),  $\text{O}_2$  (D), and  $\text{H}_2$  (E) concentrations for  $\alpha_{st} = 0.5$  ( $\Phi_{total} = 0.8$ ,  $Q_a = 200\text{L/min}$ ).

## 5.7.2 バーナ $E_m \alpha_{st} = 0.25(0.11)$

次に  $\alpha_{st} = 0.25$  の場合 (Fig. 5.14), 温度分布を見ると (Fig. 5.14(A)), 上流側  $Z = 110\text{mm}$  の管壁付近  $r = 10 \sim 15\text{mm}$  ではガス温度が常温に近い. この条件では火炎が長いことが確認されており (Fig. 5.8(C)), この結果はやはり, 未燃領域が幅広く存在していることを示唆している. これに対して, 上流側  $Z = 110 \sim 300\text{mm}$  の燃焼ガス領域 ( $r = 0 \sim 5\text{mm}$ ) の温度は最大でも  $1433^\circ\text{C}$  である. これは  $\alpha_{st} = 0.5$  の最高温度 ( $1709^\circ\text{C}$ ) に比べて低く,  $\Phi = 0.8$  の断熱火炎温度  $1724^\circ\text{C}$  に比べても十分に低い. 下流側でも  $Z = 700\text{mm}$  に至るまで全域で  $1400^\circ\text{C}$  以下で, 燃焼ガス温度が大幅に抑制されていることがわかる. 排出段階 ( $Z = 600\text{mm}$ ) では他の条件より高い値を取っているが (Fig. 5.10), これは先述のように, 火炎が長いために燃焼ガスから管壁への熱損失が抑制されたためである.

これに対して  $\text{NO}_x$  (Fig. 5.14 (B)) は,  $\alpha_{st} = 0.5$  の場合と対照的に, 上流側の  $Z = 110\text{mm}$  で約  $7\text{ppm}$  と非常に低い値を取る. 下流側に向け緩やかに増加し  $Z = 300\text{mm}$  の  $r = 10\text{mm}$  で最大値に達するが, その値は  $17\text{ppm}$  である. さらにそこから下流側でも  $12 \sim 15\text{ppm}$  の低い値のまま推移し, 排出段階でも  $12\text{ppm}$  と, 非常に低い値を取っている.

一方,  $\text{CO}$  は (Fig. 5.14 (C)), 火炎帯の存在する付近の  $Z = 110\text{mm}$ ,  $r = 5\text{mm}$  付近において  $5000\text{ppm}$  を超えている. また, 同じ位置では水素が検出されており (Fig. 5.14 (E)), このことからやはり,  $\alpha_{st} = 0.25$  では, 吹き出し部において超過濃な燃焼が行われていると考えられる. ところが,  $\alpha_{st} = 0.5$  の場合と同様,  $\text{CO}$  は下流側で急低下し,  $Z = 200\text{mm}$  では  $200\text{ppm}$ ,  $Z = 600\text{mm}$  では  $10\text{ppm}$  となる. ここで酸素濃度分布を見ると (Fig. 5.15 (D)),  $Z = 200\text{mm}$  より下流側で急低下していることが見て取れ, したがって,  $\alpha_{st} = 0.25$  では, 吹き出し部では超過濃な燃焼が行われる一方, そこで生成される  $\text{CO}$  は下流側で余剰酸素により急速に酸化されていると考えられる.

以上の結果より,  $\alpha_{st} = 0.25$  の  $\Phi_{total} = 0.8$  では, 上流側で低酸素, 且つ低温な超過濃燃焼が行われており, Prompt-NO, Thermal-NO 両者の生成が抑制されている上, そこで生成される  $\text{CO}$  は, 下流側で余剰酸素によって  $\text{CO}_2$  へと酸化されていることが判明した. これは, いわゆる濃淡燃焼による  $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  低減である.

濃淡燃焼法の実用利用の一例が, 給湯器用のスリットバーナである. スリットバーナにおける濃淡燃焼では,  $\Phi = 1.3$  程度の「濃」火炎内炎で生成される Prompt-NO と, その後流の高温領域で生成される Thermal-NO が  $\text{NO}_x$  生成量の大部分を占めることが明らかにされている [34-36]. これに対して  $\alpha_{st} = 0.25$  の急速混合型管状火炎では, Fig. 5.9 や Fig. 5.14 で示されたように, 吹き出し部に超過濃混合気が形成されているにもかかわらず, 管状火炎による安定燃焼が行われ Prompt-NO 生成が大幅に抑制されている. さらに, 上流側で超過濃な燃焼が行われることで下流側は超希薄での燃焼となり, 火炎全域に渡って低温・低反応速度の緩慢な燃焼状態にあると推察される. 結果, Fig. 5.14(A)のように高温領域が形成されず, 排出  $\text{NO}_x$  濃度が  $12\text{ppm}$  まで低減されたと考えられる.

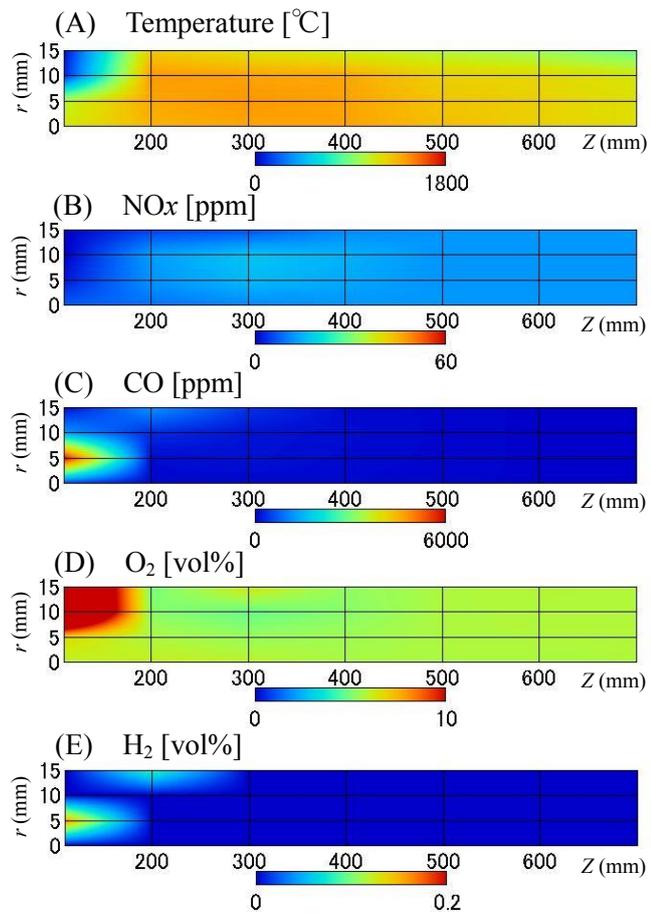


Fig.5.14 Two dimensional distributions of the gas temperature (A),  $\text{NO}_x$  (B), CO (C),  $\text{O}_2$  (D), and  $\text{H}_2$  (E) concentrations  $\alpha_{st} = 0.25$  ( $\Phi_{total} = 0.8$ ,  $Q_a = 200\text{L/min}$ ).

## 5.8 まとめ

本章では、急速混合型管状火炎の空気-燃料の吹き出し流速比が異なる3種類の管状火炎バーナ ( $\alpha_{st} = 0.25, 0.5, 1.0$ ) に対し、燃焼ガス温度の測定やガス分析を行い、以下の知見を得た。

1. 火炎外観の観測より、急速混合型管状火炎で吹き出し流速比を変化させた場合、特に吹き出し部付近での火炎外観が大きく変化することが確認された。
2. 吹き出し部付近の未燃混合気の局所当量比測定の結果、吹き出し流速比が小さいほど、すなわち、燃料の方が空気に比べて高速に吹出されるほど、吹き出し部付近により過濃な混合気が形成されることが判明した。
3. 排出  $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  濃度測定の結果、 $\text{NO}_x$  は、 $\alpha_{st} = 0.25$  の急速混合型管状火炎で、予混合燃焼に比べて希薄側で最大40%近くも低減されることが明らかとなった。
4.  $\alpha_{st} = 0.25$  の場合、 $\text{NO}_x$  濃度はバーナ上流側から低い値で推移し、排出段階では12ppmと大きく低減されることが確認された。一方、 $\text{CO}$  濃度は上流側で5000ppmを超える高い値を取るものの、下流側で急低下し、排出段階ではほぼゼロとなることが判明した。酸素や水素の濃度分布測定結果も考慮すると、 $\alpha_{st} = 0.25$  ではバーナ内で濃淡燃焼が実現されることで、 $\text{NO}_x$ ,  $\text{CO}$  が同時に低減されたと考えられる。

## 第 6 章

### 総括

## 総括

管状火炎バーナに燃料と酸化剤を別々に供給し、着火した場合に形成される非予混合管状火炎は、逆火の危険なく、管状火炎の特性を実用燃焼器に適用できる。この非予混合管状火炎は旋回による混合促進効果のために予混合火炎に近い構造を取ることから「急速混合型管状火炎」と呼ばれ、様々な研究が行われてきた。しかし、火炎構造や燃焼状態を制御することを目的とした研究は行われておらず、したがって、燃焼ガス温度や組成を正確に予測し、自在に制御するといったことは困難な現状にある。そこで本研究では、急速混合管状火炎の構造・燃焼状態を制御する手段を見出し、そのメカニズムの解明まで行うことを目的とする。

第1章では、管状火炎燃焼が優れた特性を有することを述べる一方で、急速混合管状火炎燃焼ではその燃焼状態を制御する手段が確立されていないという問題点を指摘する。さらに、管状火炎バーナに類似した乱流旋回燃焼器では、急速混合燃焼の制御手段が確立されていることに注目し、それに関する文献を調査から、急速混合管状火炎の構造制御因子として旋回強度、ならびに燃料・酸化剤の運動量流束比の2つを挙げている。

第2章では、本研究を通じて用いられた可視化型管状火炎バーナについて、その形状、仕様を詳細に記述した。さらに本章では、急速混合管状火炎の構造制御因子として考慮する旋回強度、ならびに燃料/空気の運動量流束比の目安として、それぞれ「スワール数(S)」、ならびに「量論比における空気・燃料の吹き出し流速比( $\alpha_{st}$ )」を導入する。実験では、燃料/空気のスリット幅の異なるバーナを複数作成し、さらに、燃料にメタンとプロパンを使用することでSと $\alpha_{st}$ を様々に変化させてそれらの影響を詳細に調査する。

第3章では火炎外観観測、燃焼限界測定、ならびに自発光強度分布の測定を行った結果を記している。実験の結果、メタン/プロパンの両者において、スワール数を変化させた場合には火炎外観、燃焼限界等に大きな差異が認められないものの、吹き出し流速比を変化させるとそれらが大きく変化することを明らかにした。また、自発光強度測定結果から燃焼強度の変化を解析した結果によっても、吹き出し流速比の変化により燃焼強度が最大となる当量比が大きく変化することが判明した。以上、第3章では吹き出し流速比によって急速混合管状火炎の構造を制御できる可能性があることを示した。

第4章では、吹き出し流速比変化によって燃焼状態が変化するメカニズムを明らかにするべく、火炎帯直前における未燃ガスの局所当量比 $\Phi_{Local}$ を測定した。結果、バーナ軸方向中央断面において、空気を高速に吹き出した場合には空気過剰な、一方で、燃料を高速に吹き出した場合には燃料過剰な混合気が形成されることを明らかにした。さらに、 $\Phi_{Local}$ と総括当量比のずれが、空気・燃料の運動量流束比と相関があることを確認し、これによって急速混合管状火炎燃焼の構造・燃焼状態を予測・制御できる可能性があることを示した。

第5章では、ここまで得られた知見をもとに、吹き出し流速比を変化によってバーナ内で濃淡燃焼を行わせる、新しい低 $NO_x$ 燃焼の可能性を調査している。実験の結果、メタン空気混合

気の総括当量比 0.8 の条件で、吹き出し部では超過濃の局所当量比 1.6, 一方でその下流側では超希薄の 0.5 という超過濃／超希薄の濃淡燃焼を行わせ,  $\text{NO}_x$  排出濃度 12ppm (CO 非検出) という超低  $\text{NO}_x$  燃焼が可能であることを示した.

第 6 章は本論文の総括である. すなわち, メタン／プロパン・空気混合気の場合, 急速混合管状火炎の構造が旋回強度よりも燃料・酸化剤の運動量流束比によって制御することを結論づけ, さらにはその制御によって濃・淡の構造を有する管状火炎を形成させるという, 新しい超低  $\text{NO}_x$  燃焼の可能性を述べている.

参考文献:

1. Ishizuka, S., On the Behavior of Premixed Flames in a Rotating Flow Field: Establishment of Tubular Flames, Proc. Combust. Inst., Vol.20 (1984), pp.287–294.
2. S. Ishizuka, An experimental study on extinction and stability of tubular flames, Combustion and Flame, Vol. 75, (1989), 367-379.
3. Ishizuka, S., *J. Loss Prev. Process Ind.* 4:185-193 (1991).
4. Ishizuka, S., Characteristics of Tubular Flames, Prog Energy Combust. Sci., Vol.19 (1993), pp.187–226.
5. Takeno, T., Nishioka, M. and Ishizuka, S., A Theoretical Study of Extinction of a Tubular Flame, Combust.Flame, Vol.66 (1986), pp.271–283.
6. Nishioka, M., Takeno, T. and Ishizuka, S., Effects of Variable Density on a Tubular Flame, Combust. Flame, Vol.73 (1988), pp.287–301.
7. Kobayashi, H., Kitano, M. and Otsuka, Y., A Study on the Extinction of a Stretched Cylindrical Premixed Flame, Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., (in Japanese), Vol.52, No.483, B (1986), pp.3811–3817.
8. Libby, P.A., Peters, N. and Williams, F.A., Cylindrical Premixed Laminar Flames, Combust. Flame, Vol.75(1989), pp.265–280.
9. Sakai, Y. and Ishizuka, S., Structure of Tubular Flames (1st Report, Structures of the Tubular Flames of Lean Methane/Air Mixtures in a Rotating Stretched-Flow Field), Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., (in Japanese), Vol.56, No.524, B (1990), pp.1178–1185.
10. Sakai, Y. and Ishizuka, S., Structure of Tubular Flames (1st Report, Structures of the Tubular Flames of Lean Methane/Air Mixtures in a Rotating Stretched-Flow Field), JSME Int. J., Ser. II, Vol.34, No.2 (1991), pp.234–241.
11. amamoto, K., Ishizuka, S. and Hirano, T., Effect of Rotation on the Stability and Structure of Tubular Flame, Proc. Combust. Inst., Vol.25 (1994), pp.1399–1406.
12. 石塚悟, 萩原良一, 鈴木実, 中村章, 濱口惣, “管状火炎バーナの燃焼特性”, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 65, No. 639 (1999), pp. 3845-3852.
13. 萩原良一, 岡本昌也, 石塚悟, 小林秀峰, 中村章, 鈴木実, “メタンを燃料に用いた場合の管状火炎バーナの燃焼特性”, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 66, No. 652 (2000), pp. 3326-3332.
14. 石岡宗浩, 岡田邦明, 石塚悟, “製鉄所の副生成ガス燃料用管状火炎バーナの開発” 日本燃焼学会誌, Vol. 48, No. 145 (2006), pp. 250-256.
15. 石塚悟, 下栗大右, 石井一洋, 岡田邦明, 高士弘一, 鈴木豊, “管状火炎を用いた実用燃焼器の開発”, 日本燃焼学会誌, Vol. 51, No. 156 (2009), pp. 104-133.
16. 燃焼学-燃焼現象とその制御-, 平野敏右 解文堂出版株式会社
17. 石塚悟, 鈴木豊, 石岡一洋, 岡田邦明, 熱工学コンフェレンス講演論文集, 553-554(2003)
18. Ishizuka, S., Motodamari, T., Shimokuri, D., Proc. Combust. Inst. 31:1085-1092(2007)

19. Syred, N., Beer, J. M., "Combustion in Swirling Flows : A review", *Combustion and Flames*, Vol. 23, (1974), pp. 143-201.
20. Beer, J.M. and Chigier, N.A., *Combustion Aerodynamics*,
21. 石岡宗浩, 岡田邦明, 石塚悟, "製鉄所の副生成ガス燃料用管状火炎バーナの開発" *日本燃焼学会誌*, Vol. 48, No. 145 (2006), pp. 250-256.
22. 下栗大右, 久保力, 石塚悟, "急速混合型管状火炎燃焼の燃焼ガス特性", *日本燃焼学会誌*, Vol. 47, No. 142 (2005), pp. 300-307.
23. 石 保禄, 小割 達也, 松田 脩平, 下栗 大右, 石塚 悟, "酸化剤酸素濃度が急速混合型管状火炎燃焼の安定性に及ぼす影響", *日本燃焼学会誌*, Vol. 54, No. 169 (2012), pp. 193-200.
24. Baolu Shi, Daisuke Shimokuri, Satoru Ishizuka, *Proceedings of the Combustion Institute*, Volume 34, Issue 2, 2013, Pages 3369-3377
25. Poinso, T., Veyhante, D., *Theoretical and Numerical Combustion*, Edwards, Philadelphia, 2001, p.57.
26. Fernández-Tarrazo, E., Vera, M., and Liñán, A., *Combust. Flame* 144(2006)261–276.
27. Ruey-hung Chen James F. Driscoll *The Combustion Institute*,22:531-540(1988)
28. Terasaki,T,*The Combution Institute* ,26:2733-2739(1996)
29. T.S.Cheng, Y.-D.Chao, D.-C. Wu, T.Yuan, C.-C. Lu, C.-K. Cheng J.-M. Chang:*The Combustion Institute*,27:1229-1237(1998)
30. T.C.Claypole, N.Syred:*The combustion Institute*,18:81-89(1981)
31. Valer J.Lyons : *AIAA JOURNAL* VOL.20,NO.5 (1981) 660-665
32. RAJIV K.MONGIA,EIJI TOMITA,FRANK K.HSU,LAWRENCE TALBOT and ROBERT W.DIBBLE : *Twenty-Sixth Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute* (1996) 2749-2755
33. 日野幹雄 : 朝倉書店 流体力学 (1999) 356-357
34. 木田重雄, 柳瀬真一郎 : 朝倉書店 乱流力学 (1999) 243-249
35. 巽 友正, 後藤 金英 : 産業図書 数理解析とその周辺 **13** 流れの安定性理論 (昭和 **51**) **183-186**
36. Yoshida, K. ed., *Gasu Nenshou no Riron to Jissai*, The Energy Conservation Center, p.136 (2000).
37. Mizutani, Y., *Nenshou Kougaku*, Morikita Publishing, p.218 (2001).
38. Yamagishi, K., Nozawa, M., Yoshie, T., Tokumoto, T., Kakegawa, Y., *Proc. Combust. Inst.* 15: 1157-1166 (1975).
39. Sogo, S., Homma, R., Hase, K., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 64: 290-297 (1998).
40. Watanabe, T., Nakajima, T., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 66: 264-270 (2000).
41. Watanabe, T., Nakajima, T., *JSME Trans. B.* (in Japanese) 66: 247-252 (2001).
42. 技術資料, 燃焼に伴う環境汚染物質の生成機構と抑制法, 応用編, 第2章, 温度の測定, 日本機械学会, (1980)

43. Kaskan, W. E., Proc. Combust. Inst. 6, (1957), 134-143.
44. <http://www.shimadzu.co.jp>.
45. 技術資料, 燃焼に伴う環境汚染物質の生成機構と抑制法, 応用編, 第3章, 濃度の測定, 日本機械学会, (1980).
46. 日本化学会編, 環境汚染物質シリーズ, 窒素酸化物, (1977), 377-381, 丸善.
47. NASA, The NASA Computer Program CEA, (1995).

## 謝辞

本研究を進めるにあたり，終始適切なご指導・ご教授を賜りました広島大学大学院工学研究科機械物理工学専攻 下栗大右准教授に対して，謹んで感謝の意を表します．

また，ゼミなどの研究過程報告の場で適切なお助言を賜った，石塚悟教授にも心からお礼申し上げます．

その上に，博士論文を書いたときに，石本尚基氏のおかげで大変助かりました，心からお礼を申し上げます．

最後に，長い間燃焼工学研究室で日頃から研究に至るまで，何かと大変お世話になりました燃焼工学研究室生の皆さんにも心から感謝の意を表します．

## 付録

### NO生成メカニズム

#### [1]主なNO生成メカニズム

窒素酸化物は、環境汚染物質として、その形成経路に関する研究が数多くなされてきた。おもな経路としてはサーマルメカニズム、プロンプトメカニズム、NO<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>Oメカニズム、HNOメカニズム、NNHメカニズムが挙げられる。後の節に詳しく示すが、これらのメカニズムは、それぞれの際立った特長を持っており、NOの濃度は燃焼させる燃料の種類、火炎温度、燃焼器の特性、あるいは燃料と酸化剤の混合比などによって支配的となる経路が異なり、実用燃焼器における窒素酸化物低減を目指す上では、どのメカニズムが支配的であるかを特定し、それに応じた策を取らなければならない。近年、窒素酸化物は、環境汚染物質として注目され、それに対する厳格な規制も定められている。燃焼により生成される窒素酸化物にはN<sub>2</sub>O, NO, NO<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>O<sub>5</sub>などがあり、これらを総じてNO<sub>x</sub>とよぶ。この中で問題になるのはNOとNO<sub>2</sub>である。NOは血液中のホモグロビンと結合して酸欠症状を呈する。また、NO<sub>2</sub>は刺激性が強く、気管や肺の障害を招く。この窒素酸化物にかぎらず、あらゆる環境汚染物質に関して、それを抑制するためには、その発生源を特定しなければ、策を講じることができない。NOに関していえば、最近の盛んな研究によりその発生源は特定されてきている。以下には、生成量を決定する反応速度に関する事項と、それをふまえて、NO<sub>x</sub>の主な生成メカニズムを挙げる。(文中、反応の番号はGRI-mech3.0、通し番号による)

#### i. アレニウス反応速度式の温度依存性のめやす

ある反応  $[A]+[B] \rightleftharpoons [C]+[D]$  において、Cの生成速度は、

$$d[C] = [A][B]*(k_f \cdot k_r)$$

で表される。

ここで、正方向の反応速度は、アレニウス型の反応速度式で表され、

$$k_f = A \cdot T^n \cdot \text{EXP}(-E/RT)$$

となる。ここで、E/Rを一まとめにして、

$$T_a = E/R$$

$$k_f = A \cdot T^n \cdot \text{EXP}(-T_a/T)$$

とする場合がある。このT<sub>a</sub>をアレニウス温度と呼び、活性化エネルギーと、反応場での温度の関係の、よい目安となる。

図V-1には、 $T_a$ を変化させた場合の、 $\text{EXP}(-T_a/T)$ の、温度に対する変化を示す。 $T_a > 0$ の場合、無論、 $T_a = T$ においてその値は $1/e = 0.367879$ となるが、 $T < T_a$ においては、 $T$ の減少とともに指数関数的に減少し、 $T > T_a$ においては、1へ漸近していく値をとる。一方 $T_a < 0$ の場合、 $T_a = T$ においてその値は $e = 2.7182\dots$ となるが、 $T < T_a$ においては、 $T$ の減少とともに指数関数的に増加、 $T > T_a$ においては、 $T$ の増加とともに1へ漸近していく値をとる。

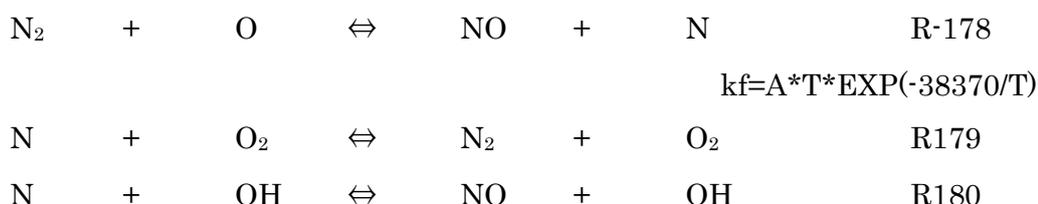
以上のように、 $T_a$ は、温度に対する反応速度の応答の目安とすることができ、その目安とは、 $T_a > 0$ の場合では、 $T < T_a$ において反応速度が極めて低く、 $T_a < 0$ の場合では、 $T < T_a$ において反応速度が極めて高いということである。以下に示す $\text{NO}_x$ の主要生成メカニズムでは、温度に対する反応速度の応答のめやすとして、これを用いることができる。

## ii. NO生成メカニズム

ここに、 $\text{NO}_x$ の主要生成メカニズムから形成されるNO、Thermal NO、Prompt NO、 $\text{N}_2\text{O}$ 機構によるNO、 $\text{NNH}$ 機構によるNO、Fuel NOについて、そのメカニズムと特徴を簡単に挙げる。詳細については、燃焼学のテキストを参照されたし。

### 1. Thermal NO

空気中の窒素を起源とし、1800K以上の高温で生成されるので、この名がある。このメカニズムの考案者の何由来し、Zeldvich NOとも呼ばれる。一般的には以下の反応式を総じて、Thermalメカニズムと呼ぶ。



このメカニズムは、反応 R-178 によって開始され、その反応により NO が生成される事に加え、そこで生成された N ラジカルが反応 R179, R180 のように OH ラジカルと反応することによっても NO が生成される。特に、反応[1.1]の活性化エネルギーが極めて高く、1800K 以上で高速となることから、律速段階となっている。反応 R179, R180 については、活性エネルギーが極めて低いため、これらの反応体が存在すれば、直ちに反応が進行する。たとえば次節のプロンプトメカニズムも、最終的には R180 を経由して NO を生成する。従って、厳密には Thermal メカニズムによる NO とは、「反応 178 で形成される N ラジカルを起源とする NO」とすべきである。

生成量については、O ラジカルが必要であることから、O ラジカル豊富で、かつ高温であ

る状況下、つまり当量比 0.9 程度で極大値を示す傾向にある。また、注意すべき点は、通常 1800K 以上の高温下では O ラジカルが超平衡状態にあり、熱力学的な平衡状態の量を超えて存在する[39]。従ってこのメカニズムによる NO は、O ラジカルが平衡濃度と考えて見積もられる値より多い値を示す。

この Thermal NO を低減する手段として考えられるのは、

- ・ 火炎温度をさげる。
- ・ O ラジカルの少ない状況、つまり燃料過剰な状況で燃焼させる。
- ・ N<sub>2</sub> の全く存在しない状況下での燃焼（純酸素燃焼）

火炎温度を下げる手段として様々な方法が考えられるが、予混合火炎に対しては当量比 0.8 以下での超希薄燃焼や、燃焼場に反応を抑制する物質を混入する等の方法が挙げられる。

2 つ目の燃料過剰な状況での燃焼については、後述のプロンプト NO が生成されてしまう事や、CO、H<sub>2</sub> などの不完全燃焼成分が排出される事から、単独での過濃燃焼では状況は改善されにくい。実用的には過濃な燃焼と希薄燃焼を組み合わせた二段燃焼が用いられる。

3 つ目の純酸素燃焼では、火炎温度が極めて高いために燃焼器に大きな負担であり、またその高い燃焼温度から数パーセント以下の N<sub>2</sub> が混入するだけでもかなりの転換率でサーマル NO が形成される事が考えられる。しかし、最近の研究によると、O<sub>2</sub> の量に対して、NO が極大を取るような N<sub>2</sub> の値が存在する事が報告されている。

## 2. Prompt NO

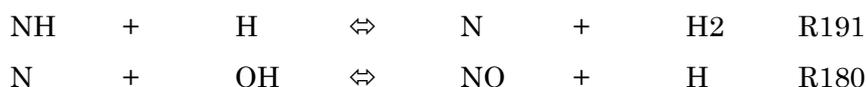
層流予混合火炎で NO の生成過程を観察すると、燃料希薄火炎では火炎帯下流側で緩やかに NO が増加しつづけ極大値をとるのに対して、燃料過濃火炎ではほとんどの NO が火炎帯内で生成されてしまう。このとき火炎は燃料過剰であるため Thermal NO に必要である O<sub>2</sub>、あるいは高温雰囲気を得られていない。これは Prompt NO 機構とよばれる以下の反応によるものである。



$$k_f = A \cdot \exp(-0.011/T) \text{ [m}^3/\text{kmol} \cdot \text{s]}$$

これらの反応は活性化エネルギーが小さく、比較的低温（約 1000K 程度から）高速である。また、反応式からも予測できるように、CH が過剰な、つまり燃料過濃火炎で特に重要となる。この反応による HCN は、以下の経路により、直ちに NO へ転換される。





PromptNO は、炭化水素系の燃料では、 $\Phi=1.2$  以上では減少傾向にある。これは上式の  $\text{HCN} \rightarrow \text{NO}$  の転換が低速化してしまうためであり、その原因は以下の通りであるといわれる。

- (1) O ラジカル不足のため、R230 が低速化するため。
- (2) NO、N の消費反応が高速となるため。



この反応は Thermal メカニズムの律速段階の逆反応で、活性化エネルギーが極めて低く、O ラジカルの現象に伴い、直ちに進行する。

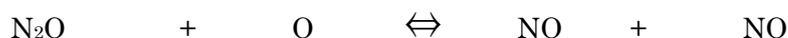
- (3) 還元反応が発生する。



したがって、プロンプト NO は、燃料過剰な火炎において、 $\Phi < 1.2$  以下では特に重要であることがわかる。

また、もう一点、注意しなくてはならないのは、この  $\text{HCN} \Rightarrow \text{NO}$  への転換反応経路中、最終的に NO を形成するのは、Thermal メカニズムと同じ R180 であることである。やはり、プロンプト NO も、突き詰めれば R191 を起源とする NO として考慮しなくてはならない。ところが、R191 については NNH メカニズムと同じ経路である。その点に十分に注意を払わなければならない。

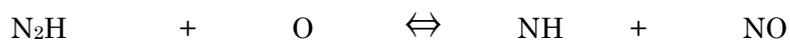
### 3. $\text{N}_2\text{O}$ メカニズム



このメカニズムによる NO 形成は主にこの反応による。

このメカニズムは開始反応が 3 体  $\rightarrow$  2 体であるために高圧化で大きな役割を果たすと考えられている。最近の報告によれば、常圧下においては全 NO に対し最大でも 10% 程度の割合である。また反応のほとんどに O ラジカルが関与しており、従って Thermal NO 同様ラジカルの超平衡に大きな影響を受けると考えられる。

### 3. NNH メカニズム



先述の Prompt NO は CH ラジカルに関連する、つまり炭化水素燃料に関する火炎帯付近での NO 生成機構であったが、それ以外の水素火炎等に関する火炎帯付近での NO 生成はこのメカニズムによると考えられている。とくに一つ目の反応に関しては火炎帯においてすでにほぼ平衡に達している事が明らかにされている。

#### 4. Fuel NO

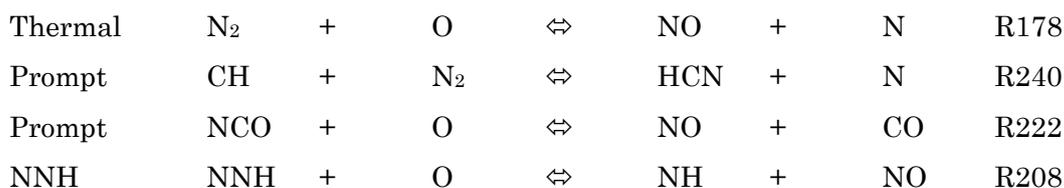
Thermal NO と Prompt NO が空気中の窒素を起源としたのに対して、これは燃料中の窒素分を起源とする。窒素分は石炭で 0.2 から 3.4%、C 重油で 0.1~0.4%含まれており、他にもアンモニアやシアン化合物の形で含まれる場合もある。Fuel N は火炎帯とその直後で急速に NO に変換されるが、これを Fuel NO という。

サーマル NO ほどには温度依存性はないが、窒素分の含有量による変換率への影響が大きい。例えば N 含有率 0.1% の場合、その NO への変換率は 80%前後にも達するが、含有率 5% の場合では数十%にまで低下する。

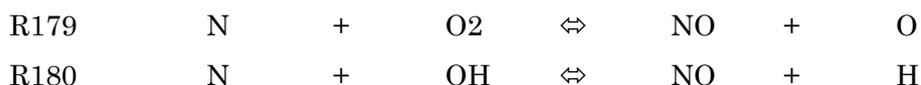
### (3) 1次元火炎シミュレーションによるNO生成率

ここでは、メタンを燃料とする1次元火炎シミュレーションを行い、NO生成への各メカニズムの寄与について調べた。解析に用いたプログラムはChemkinIIのPremixプログラムで、以下の手順によって求めた。

NOに関しては、Thermal、Prompt、NNH、NO<sub>2</sub>に大別し、それ以外によるメカニズムをOtherとして分類する。(R222は、NCOが主にR240のプロンプトメカニズムによって生成されるため、プロンプトメカニズムによるNOとする。)



直接NOを生成する以外の反応は、NラジカルによってNOが形成される。NラジカルによるNOの生成は、解析の結果、ほぼ全てが以下の反応によることが明らかとなっている。



これらのR179とR180については、Nラジカルがほぼ全メカニズムに起因していることから、それを各メカニズムに分けなければならない。その分類は、Thermal、Prompt、NNHによるNラジカルの生成速度を求め、全Nラジカルの生成率に対して、それらの反応によるNラジカルの占める比率を求め、その比率をR179、180に乘じ、各反応によるNOとした。

ここで、さらにNNHについては、R191がプロンプトメカニズムと競合している。



これは、R223によるNHと、R208によるNHとの比率を求め、それらの、全NHに対する比率を求め、生成されるNラジカルの量を求める。

このような分類法の欠点は、例えばR212、214、215などの循環反応に対する解釈が困難であることなどが挙げられるが、ThermalやPromptなど、メインメカニズムの割合の目安を求める程度であれば十分な精度であると考えられる。

このようにして求められた結果を、図V-2～5に示す。

これらの結果から、各メカニズムの寄与率は当量比によっても変化するものであることがわかり、その低減にはそれに見合った対策をとらなければならないことがわかる。

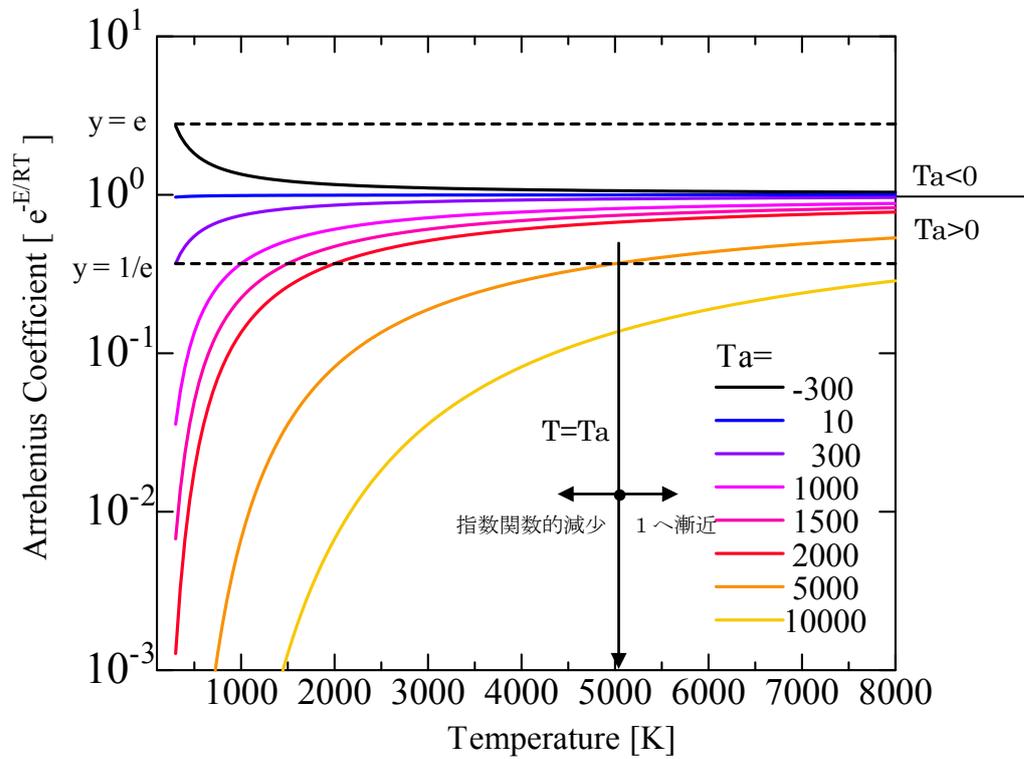


Fig. A-1. Variation of arrhenius rate coefficient constant with temperature.

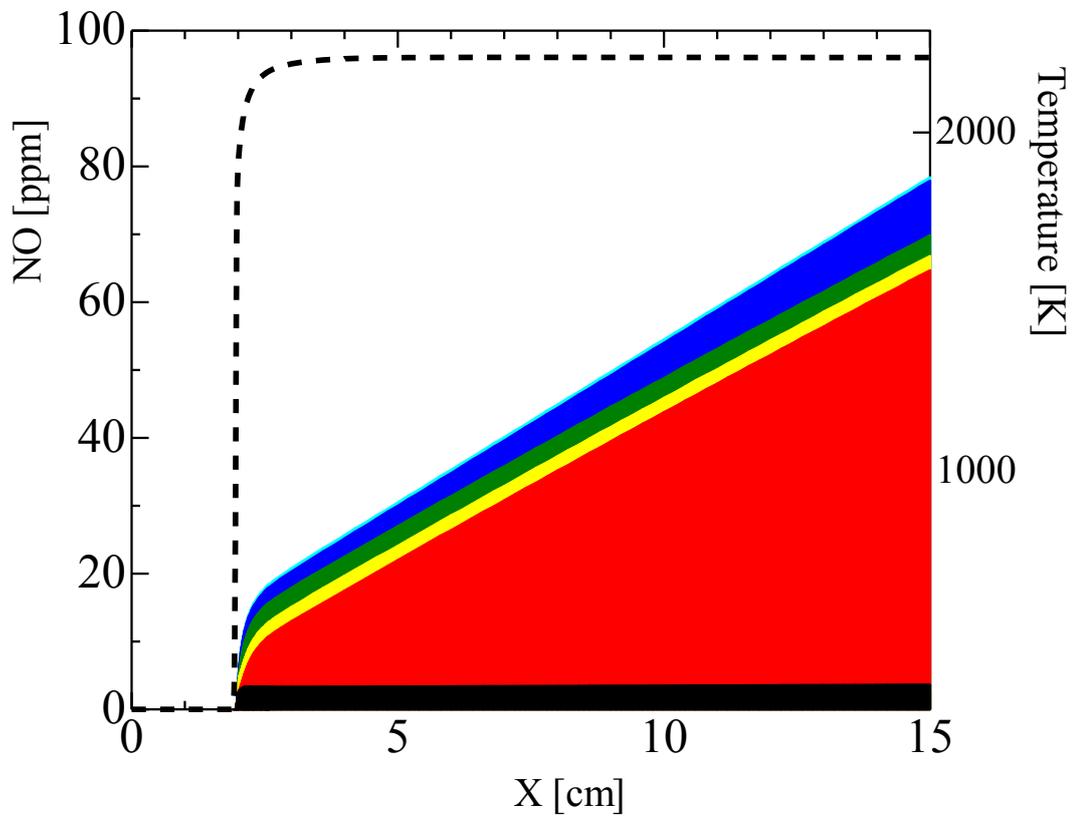
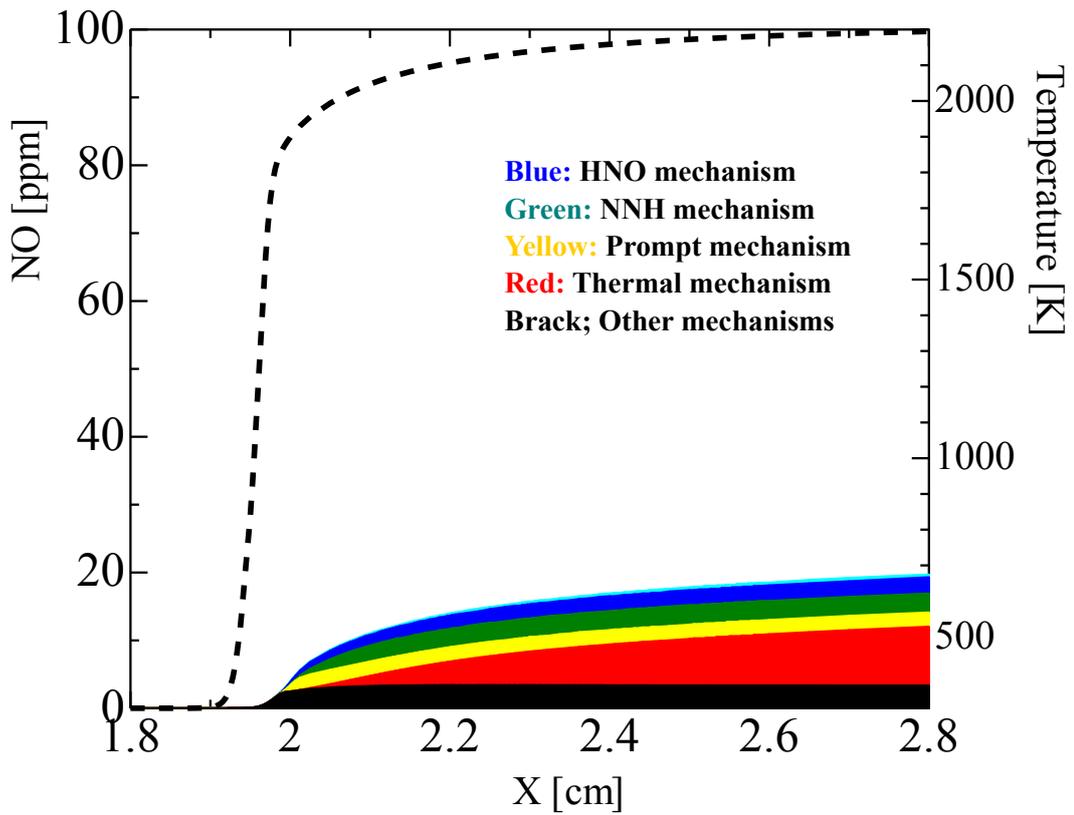


Fig. A-2. Contributions of some mechanisms for NO formation on one dimensional flame code. (Fuel: Methane,  $F=0.8$ , Upper: Flame front, Lower: Down stream).

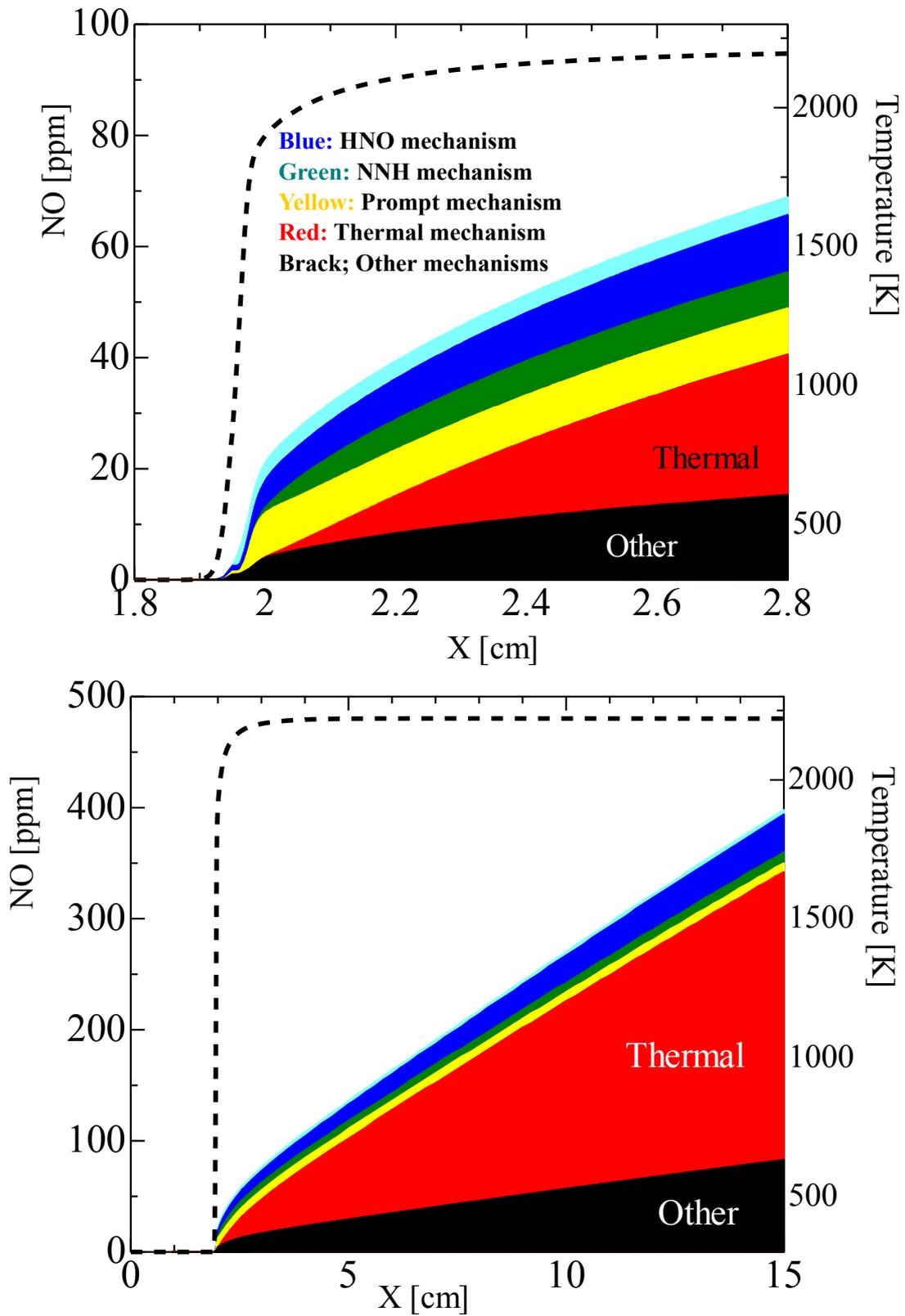


Fig. A-3. Contributions of some mechanisms for NO formation on one dimensional flame code. (Fuel: Methane, F=1.0, Upper: Flame front, Lower: Down stream).

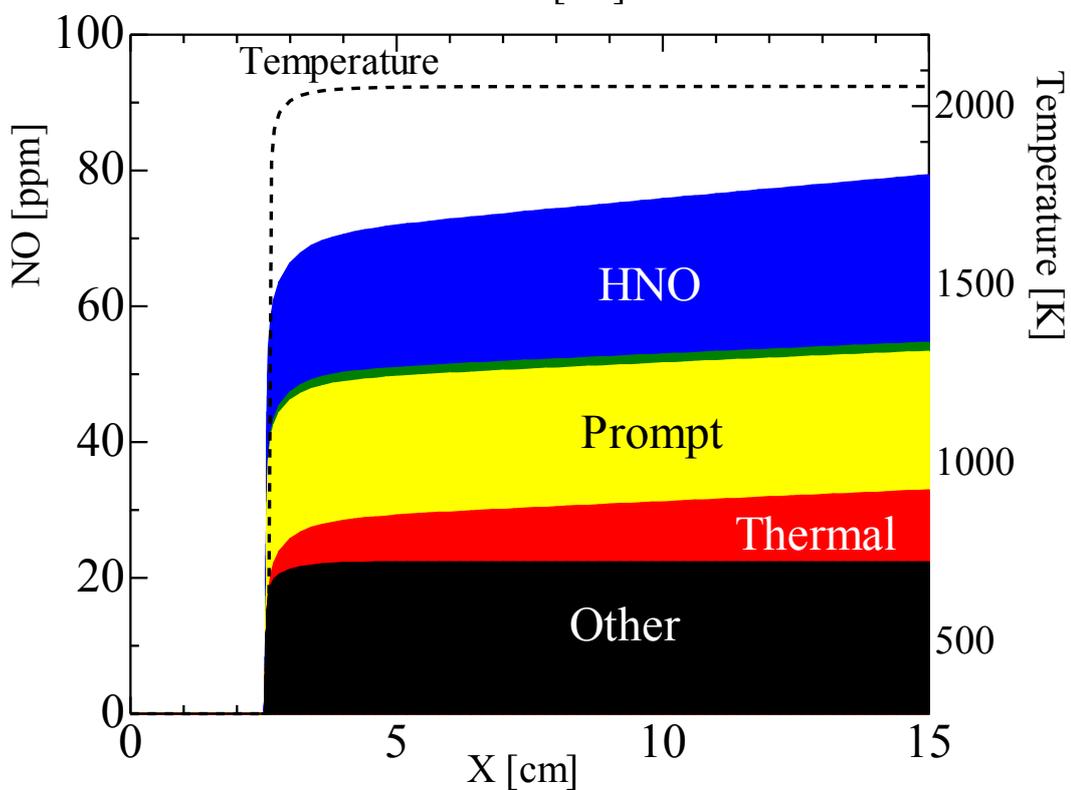
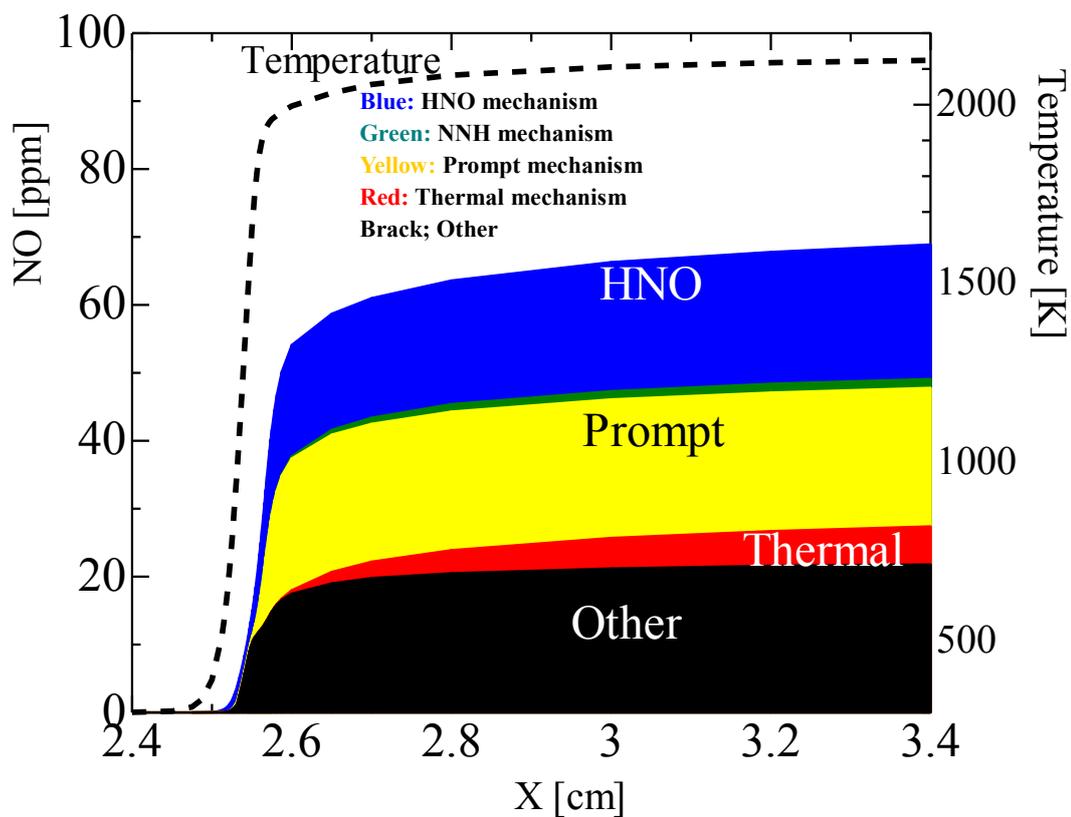


Fig. A-4. Contributions of some mechanisms for NO formation on one dimensional flame code. (Fuel: Methane,  $F=1.2$ , Upper: Flame front, Lower: Down stream).