

逆流保炎燃焼における気体および液体燃料の 排気特性に関する研究

HIROI, Takumi / 廣井, 巧

(出版者 / Publisher)

法政大学大学院理工学・工学研究科

(雑誌名 / Journal or Publication Title)

法政大学大学院紀要. 理工学・工学研究科編 / 法政大学大学院紀要. 理工学・工学研究科編

(巻 / Volume)

57

(開始ページ / Start Page)

1

(終了ページ / End Page)

7

(発行年 / Year)

2016-03-24

(URL)

<https://doi.org/10.15002/00012991>

逆流保炎燃焼における 気体および液体燃料の排気特性に関する研究

A STUDY ON EMISSIONS OF GASEOUS AND LIQUID FUELS FOR REVERSE FLOW FLAME STABILIZED COMBUSTION

廣井 巧

Takumi HIROI

指導教員 林 茂

法政大学大学院理工学研究科機械工学専攻修士課程

Emissions in reverse flow flame stabilized (RFFS) combustion were investigated at atmospheric pressure with kerosene to study its applicability for the first stage of a liquid-fueled, staged low emissions gas turbine combustor which is characterized by the reactions of ultra-lean to lean secondary mixtures injected into the burned gas from the lean burn first stage. The fuel was atomized by a pre-filming type twin-fluid atomizer in a co-flowing combustion air flow and the resulting mixture was injected toward the end wall of a tubular RFFS combustor. The droplet size distribution of the sprays by this atomizer were found to depend on the pressure of atomizing air but independent of fuel flow rate or air-liquid mass ratio over the whole range of the fuel and air flow rates in the present study. Therefore, equivalence ratio was able to be varied by adjusting fuel flow rate with maintaining atomization at several fixed levels. The effects of atomization level, air preheating to 373, 473 and 573 K, the positions for mixture injection and gas sampling above the end wall and equivalence ratio on the NO_x and CO emissions and combustion efficiency were studied. Global structure of the flames was recorded by direct photography. Similar investigations were conducted with methane by feeding the fuel to the liquid passage of the twin-fluid atomizer to investigate the difference of phases of fuel, gas or liquid. This paper describes comparisons of the emissions characteristics of RFFS combustor with methane and kerosene obtained in the present study and those with homogeneous methane-air mixtures in our previous study.

Key Words : RFFS combustion, NO_x emissions, a pre-filming type twin-fluid atomizer

1 序論

航空機および産業用のガスタービンエンジンにおいて、NO_x 排出を低減するための研究開発がなされてきた [1] [2]。低 NO_x 排出の方法の一つに希薄予混合燃焼がある。サーマル NO_x は温度依存性があり排出を抑えるためには 1800 K よりも低い温度で燃焼させなければならない。しかし、燃料濃度を希薄にすると火炎の不安定化、CO や HC などの未燃成分の増加の問題があるため、エンジンの広い作動範囲において低 NO_x 排出と高燃焼効率の両立が困難である。Hayashi らはガスタービン燃焼器において一段目に希薄な混合気を供給し、その高温既燃ガスを利用して二段目の超希薄な混合気を燃焼させる方法 (lean-lean two-staged combustion, LL2 と呼ぶ) を提案してきた [3] [4]。この燃焼方式は市場に導入されているガスタービンエンジンにおいてもその効果が立証されている。Hayashi らの再生サイクルガスタービンエンジン [5] の液体燃料の燃焼試験結果では、50%出力

から定格の作動範囲で CO 排出は許容レベルの 50 ppm (15% O₂) より低く、かつ NO_x 排出を 10 ppm (15% O₂) 程度に抑え、振動燃焼は経験されなかった。この作動範囲をマルチバーナ方式で燃焼させた場合、CO 排出はこの許容レベルを著しく超えてしまう。

LL ステージング燃焼において、1 段目の当量比を一定に保ち 2 段目の当量比を大きくすると、燃焼温度が 1800 K より低い領域で NO_x 排出は一定のレベルを推移する。この領域で排出される NO_x は主に 1 段目からのものである。一方、燃焼温度が 1800 K を超えると排出は指数的に増加し、2 段目からの排出が支配的になる。従って、燃焼温度が 1800 K より低い領域でさらに NO_x 排出を低減するためには、一段目をより希薄な状態で燃焼させる必要がある。

液体燃料を使用した LL ステージング燃焼器の一段目において、希薄側での保炎性に優れ、かつ構造が単純で

あるという利点から本研究では逆流保炎燃焼を採用した。著者らの先行研究[6]では最も理想的な条件として、メタンと空気の希薄予混合燃焼を行い、 NO_x 排出は希薄側で 10 ppm (15 % O_2) 以下の低いレベルを達成した。この排出レベルをベンチマークとして本研究では液体燃料を使用した逆流保炎燃焼の研究に着手した。液体燃料には灯油を使用し、環状液膜式二流体ノズルを用いその噴霧特性を測定して噴霧燃焼を行った。液体燃料がすべて蒸発した場合を仮定し灯油の代わりにメタンを供給して同一の燃焼器で燃焼させた。本研究は、逆流保炎燃焼における気体および液体燃料の排気特性とベンチマークである予混合燃焼の結果と比較し、排気特性に及ぼす燃料と空気の混合や蒸発の影響について議論している。

2 試験装置

2.1 燃焼器

本研究で用いた燃焼器の概略を図 1 に示す。燃焼器は内径 80 mm、全長 300 mm である。燃焼器は縦型で、キャスト可能なセラミックファイバーで成形した厚さ 50 mm の燃焼室底面となる土台の上に石英管と窒化ケイ素製円筒を各々 2 つずつ積み重ねて構成されている。石英管との間に位置する窒化ケイ素製円筒に L 字型のインジェクターを中心軸に対して同軸に取り付けており、燃焼室底面に向けて流体を噴出するようになっている。流体は底面で衝突後、放射状に広がり燃焼室側壁に沿って出口へ流れていく。その流れの一部はインジェクターから噴出するジェットによって誘引され再循環の流れを形成する。インジェクター先端には液体燃料を微粒化するための環状液膜式二流体ノズルが付いている。燃焼器からの熱損失を最小限にするため断熱材でできた円筒で燃焼器の外周を覆い排気測定を行った。ただし、火炎観察の際は断熱材の円筒を取り外し、より透明性の高い石英管に取り換えて火炎撮影を行った。

インジェクターは同心に 3 本の円筒を配置した構造になっている。3 本のうち、一番内側の管には液体または気体の燃料が供給される。次に、内側環状流路を流れる空気（以下 Inner air と呼ぶ）は液体燃料を供給する際に微粒化用空気として機能する。また、外側環状流路を流れる空気（以下 Outer air と呼ぶ）は燃焼用空気として供給される。気体燃料での燃焼の場合も液体燃料の場合と同じ空気流量を供給した。燃料管、内側環状流路、外側環状流路の開口面積はそれぞれ 0.75, 18, 139 mm^2 となっている。

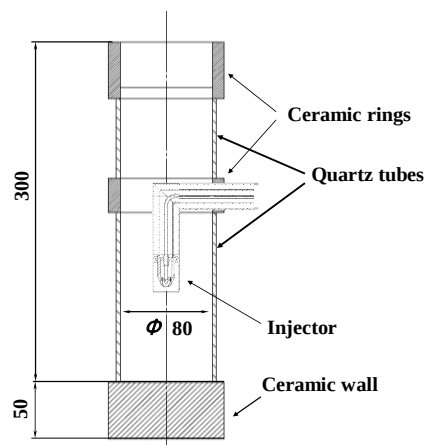


Fig. 1 Schematic drawing of combustor.

2.2 環状液膜式二流体ノズル

本研究で使用した環状液膜式二流体ノズルを図 2 に示す。ノズル先端はインジェクター出口より 5 mm 引込んだ位置になっている。このノズルには微粒化に必要な旋回気流を作り出すため 2 つの環状スワラが付いており、その仕様を表 1 に示す。

環状液膜式二流体ノズルにおける微粒化の過程は次のとおりである。インジェクターの燃料管に供給された液体は、まず 6 枚のインナースワラの羽根内部を貫通する通路を通して羽根端面に流出し、フィルマーによって液膜状にされ、ノズル出口で内側と外側の同方向旋回気流によって微粒化される。このノズルの特徴は少ない霧化空気流量でも良好な微粒化性能を発揮できるという点である。本研究で使用したノズルの流量特性線図を図 3 に示す。霧化空気差圧 ($\Delta P/P$)_{na} は、ノズル上流全圧とノズル背圧（大気圧）との差圧をノズル上流全圧で無次元化したものである。

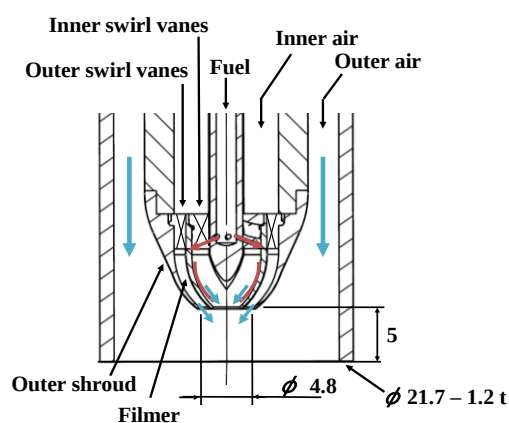


Fig. 2 Schematic drawing of a pre-filming type twin-fluid atomizer.

Table 1. Specifications of two annular swirlers.

	Inner	Outer
Number of swirl vanes	6	12
Angle of swirl vanes, deg	47	45
Direction of swirling flow	Counterclockwise	
Swirl number	0.90	

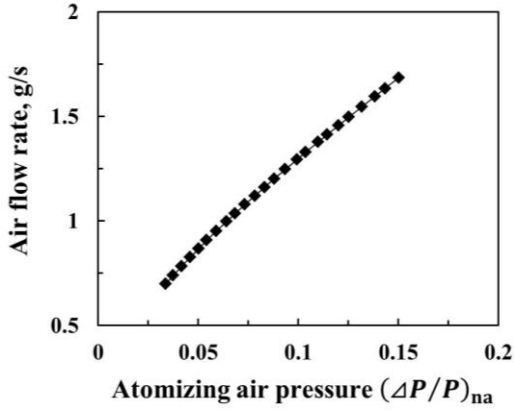


Fig. 3 Atomizing air pressure-air flow rate characteristic diagram for a pre-filming type twin-fluid atomizer.

3 粒径計測

3.1 試験概要

レーザ回折式粒径計測装置 (LDSA-SPR 1500A) を用いて常温大気圧下で粒度分布を測定した。測定原理は、噴霧にレーザビームを照射し光路上の液滴群の前方散乱光を集光レンズで集め、それを受光部のセンサーで検出しその回折強度パターンの解析から粒度分布を推定するものである。レーザビームの位置をノズル先端中心から 35 mm 鉛直下方の噴霧を横切るように調節した。集光レンズの焦点距離は 300 mm であり、1.4~900 μm の粒径に対応している。噴霧特性は、代表粒径のザウタ平均粒径 (SMD) で評価した。

表 2 に示す霧化空気差圧および液体流量の範囲は、燃焼試験での条件をカバーしている。計測中は Outer air の質量流量を 1 g/s で固定して試験を行った。

Table 2. Test conditions of drop size measurements.

	water	kerosene
Atomizing air pressure ($\Delta P/P$) _{na}	0.06 - 0.20	0.06, 0.10, 0.20
Atomizing air velocity U_{na} , m/s	42 - 81	42, 56, 81
Liquid flow rate Q_L , cc/min	10, 20, 30	10

3.2 噴霧特性

表 2 に示すように、噴霧試験は灯油だけでなく水でも測定を行っている。本来、灯油を用いて全条件を測定すべきだが、安全面を考慮して灯油での試験は 1 条件とし、詳細な測定に関して扱いが容易である水を使用して行った。SMD に及ぼす霧化空気差圧の影響を図 4 に示す。同種の液体において SMD は霧化空気差圧の 0.5~0.6 乗に反比例する関係にあり、過去の研究[7]でも同様の関係が報告されている。本試験では液体流量を大きくすると霧化空気差圧の指数の値は-0.57 から-0.64 に変化した。SMD に及ぼす液体流量の影響は顕著にあらわれなかった。

10 cc/min の灯油噴霧で計測されたデータをもとに得られた SMD と霧化空気差圧の関係式は次式で表される。

$$SMD = 3.6 \times (\Delta P/P)_{na}^{-0.65} \quad (1)$$

この式を用いて灯油噴霧のおよその代表粒径を推算することが可能である。液体流量 10 cc/min において霧化空気差圧 0.06 から 0.20 の変化に対し、水と灯油の SMD の比は 1.29 から 1.37 に変化した。従って、比は 1.33 ± 0.04 となる。物性値の異なる液体の SMD を比較すると、一般的に液体の粘度や表面張力の違いが影響するといわれているが、表 3 に示すように水と灯油の粘度の大きさでは SMD に対して影響を与えず、むしろ表面張力の違いが大きく関与すると考えられる。本試験で得られた $SMD \propto \sigma_L^\alpha$ の関係では、表面張力の指数 α が 0.32 ± 0.04 となった。過去の報告[7]での液膜式気流微粒化ノズルの α の値は 0.5~0.6 で、本試験で得られた値と比べて大きい。これは SMD が霧化空気流速の 1.0~1.2 乗に反比例するという関係をもとにウェーバー数の 0.5~0.6 乗に反比例すると仮定したものである。しかし、文献[8]によれば霧化空気流速または気液質量比が小さい条件では α の値が 0.5 を下回るケースも報告されているため普遍的に α の値が 0.5~0.6 となるわけではない。

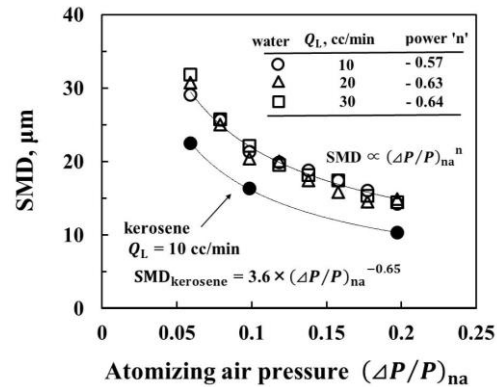


Fig. 4 Comparison of atomization of a pre-filming type twin-fluid atomizer for water and kerosene.

Table 3. Physical properties of test liquids at 293 K.

	water	kerosene
Density ρ_L , kg/m ³	1000	780
Surface tension σ_L , kg/s ²	0.0735	0.0277
Dynamic viscosity μ_L , Pa·s	1.0×10^{-3}	1.3×10^{-3}

4 排気測定

4.1 試験概要

本研究では同一の燃焼器を用いて気体および液体燃料を大気圧下で燃焼させ排気測定を行った。排気測定の試験条件を表4に示す。まず液体燃料の燃焼試験について説明する。ピストン式のメータリングポンプによって灯油の流量を制御し、常温で燃料管に供給した。空気については、マスフロメータで Inner air および Outer air の流量を測定し、電気ヒータでの予熱は Outer air のみ行った。Inner air を予熱せず常温で供給した理由は、Outer air の予熱による液体燃料のコーキングや蒸発を最小限に抑えるためである。前述のとおり微粒化性能は霧化空気差圧に依存し、液体流量には依存しないという噴霧特性が得られたため、微粒化性能を一定に維持した状態で当量比を変化させることができた。エミッションに及ぼす微粒化性能の影響を調べるため、燃焼器に供給する空気流量に対しての Inner air 流量の配分を調節することで微粒化性能を変化させた。一方、気体燃料の燃焼試験では常温のメタンを燃料管に供給し、流量をマスフロメータで測定した。試験条件に関して、全体空気流量 m_a は 5.4 g/s、予熱温度 T_1 は 373 K、当量比 ϕ は希薄側保炎限界付近から 0.7 の範囲とした。ただし、噴出位置 Z_m 、排ガス採取位置 Z_p および Inner air の流量は液体燃料の試験条件と同じである。先行研究[6]ではスタティックミキサでメタンと空気の均質な混合気を作り予混合方式 (premixed mode) で燃焼させているが、本研究ではスタティックミキサを介さずメタンと空気を別々に供給して非予混合方式 (non-premixed mode) で燃焼させている。

排ガス採取には直径 0.7 mm の孔を 32 個持つ水冷式十字ガスサンプリングプローブを用いた。排ガスの採取位置 Z_p は燃焼室底面からサンプリングプローブ先端までの距離と定義し、トラバース装置を用いて燃焼筒中心軸上 $Z_p = 200, 250, 300$ mm の位置で測定した。また、燃料および空気の噴出位置 Z_m を燃焼室底面から二流体ノズル先端までの距離と定義し、 Z_m を変えた場合も排ガス採取の位置 Z_p は同じとしている。排ガス分析に HORIBA 製 MEXA-9110H を使用した。排ガス中に含まれる各成分の測定について、CO および CO₂ は NDIR 法、NO および NO₂ はケミルミネッセンス法、O₂ は磁気圧法、THC は FID 法によって測定された。

Table 4. Test conditions of exhaust gas measurements.

Total air flow rate m_a , g/s	5.4, 7.2
Inner air pressure $(\Delta P/P)_{na}$	0.08, 0.11, 0.15
Inner air flow rate m_{na} , g/s	1.0, 1.25, 1.5
Predicted SMD, μm	19, 15, 12
Equivalence ratio ϕ	Near lean flammability limit – 0.75
Preheating temperature T_1 , K	373, 473, 573
Injection position Z_m , mm	35, 85
Gas sampling position Z_p , mm	200, 250, 300
Fuel	kerosene, methane

4.2 火炎観察

火炎の様子はデジタルカメラを用いて記録し、カメラの設定条件は、ISO 感度 320、シャッタースピード 1/15 s とした。気体燃料での火炎撮影では絞り値を F3.5 に、液体燃料での撮影では気体燃料の燃焼に比べて輝度が大きいので絞り値を F13 に設定した。

図5および図6では $Z_m = 85$ mm、図7および8では $Z_m = 35$ mm に対する気体および液体燃料の火炎写真を示している。火炎が傾いているのはインジェクターが 90 度に曲がっていることで Outer air の流出に偏りが生じてしまうことが原因である。まず $Z_m = 85$ mm での火炎写真に着目すると、図5に示す気体燃料の火炎は燃焼室中心に青白い火炎のジェットが燃焼室底面に向けて衝突しているように見える。Inner air の流量を大きくすると、火炎がぼやけ、輝度が弱まっていく。これは Inner air 流量の増加によって燃焼を開始する前の気体燃料と空気の混合が促進され、局所的に均質な混合気が形成されたためである。 $(\Delta P/P)_{na}$ を 0.08 から 0.15 に変化させた場合、Inner air と燃料の当量比は 3.2 から 2.2 になる。一方、図6に示す液体燃料の火炎では、インジェクター先端付近の青炎を輝炎が覆っている様子が見える。霧化空気差圧を大きくすると、輝炎の体積は減少し、輝炎の長さも短くなることで相対的に中心付近の青炎が見えるようになる。 $(\Delta P/P)_{na}$ を 0.08 から 0.15 に変化させた場合、噴霧の代表粒径である SMD は推算式 (1) より 19 から 12 μm に減少する。微粒化性能が良くなることで液滴粒径が小さくなり、空気との混合が促進され、すすの生成が抑制されたと考えられる。

噴出位置 $Z_m = 35$ mm に対して、図7に示す気体燃料の火炎は石英管の壁に沿って燃焼器出口方向に流れている。この流れはジェットが底面に衝突することによって生じているが $Z_m = 85$ mm のような火炎は見られない。衝突までの距離が非常に短いため燃焼反応をしながら出口方向に流れていると考えられる。また、Inner air 流量の増加に伴う輝度の減少は同様に確認された。図8に示す液体燃料の火炎について、火炎の高さは底面から低い位置で収まっている。霧化空気差圧を大きくすると、特に $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$ では大幅に輝炎が減少している。火炎写真の結果から噴出位置 35 mm の場合も微粒化性能の変化が燃料と空気の混合に影響していると考えられる。



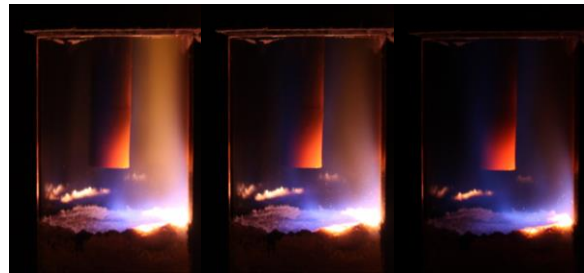
$(\Delta P/P)_{na} = 0.08$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.11$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$

Fig. 5 Photographs of flames showing effects of the air flow rates in the nozzle on the flame structures for methane for $Z_{in} = 85$ mm, $m_a = 5.4$ g/s and $\phi = 0.6$ at $T_i = 373$ K.



$(\Delta P/P)_{na} = 0.08$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.11$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$

Fig. 6 Photographs of flames showing effects of atomization on the flame structures for kerosene for $Z_{in} = 85$ mm, $m_a = 5.4$ g/s and $\phi = 0.6$ at $T_i = 373$ K.



$(\Delta P/P)_{na} = 0.08$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.11$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$

Fig. 7 Photographs of flames showing effects of the air flow rates in the nozzle on the flame structures for methane for $Z_{in} = 35$ mm, $m_a = 5.4$ g/s and $\phi = 0.6$ at $T_i = 373$ K.



$(\Delta P/P)_{na} = 0.08$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.11$ $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$

Fig. 8 Photographs of flames showing effects of atomization on the flame structures for kerosene for $Z_{in} = 35$ mm, $m_a = 5.4$ g/s and $\phi = 0.6$ at $T_i = 373$ K.

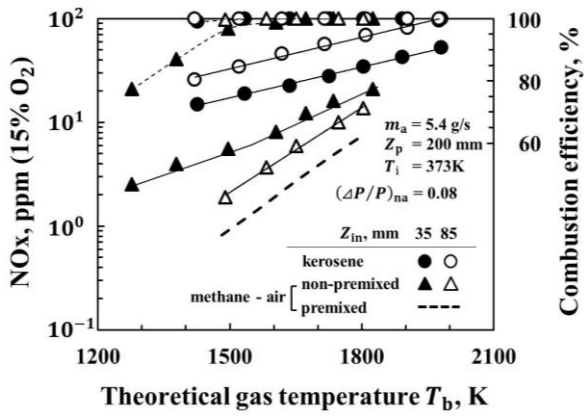
4.3 排ガス分析

4.3.1 気体および液体燃料の排気特性の比較

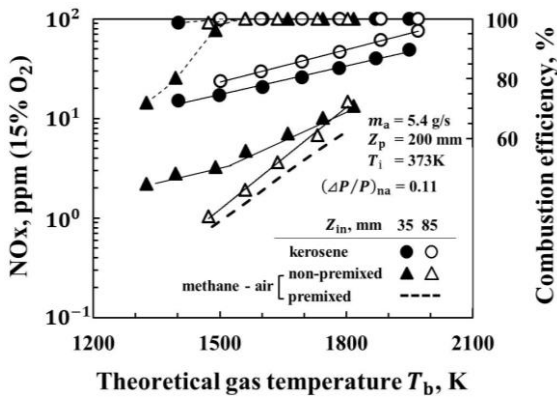
気体および液体燃料の排気特性を比較した結果を図9(a)-(c)に示し、Inner airの流量の変化および噴出位置の違いの影響についても併せて示す。当量比、投入空気温度および雰囲気圧力を考慮して断熱平衡計算した温度 T_b をグラフの横軸、NOx (15% O₂) および燃焼効率を縦軸として表した。先行研究[6]で得た予混合方式 (premixed mode) の燃焼結果は破線でプロットしている。図9(a)-(c)に示すように液体燃料のNOx排出レベルは気体燃料のそれと比較して高くなっている。この関係は断熱火炎温度の範囲およびInner airの流量変化に対して変わることはなく、上下関係が逆転または同じレベルになるということはない。また火炎温度 T_b に対するNOx排出の傾きに注目すると気体燃料の傾きは液体燃料のそれと比較すると大きいことが分かる。次に気体燃料のNOx排出について、Inner air流量の増加に伴い非予混合方式のNOx排出レベルは減少し、最終的に予混合方式と同じまたはそれより低くなることがわかった。これは燃焼する前の燃料と空気の混合が促進され、局所的に均質な混合気が形成されたためである。火炎温度 T_b に対するNOx排出の傾きに注目すると、非予混合方式の傾きは予混合方式のそれと同程度になっている。

液体燃料の燃焼における $Z_{in} = 35$ mmのNOx排出レベルは微粒化性能に依存せず、霧化空気差圧の変化に対して一定のレベルを維持している。一方、 $Z_{in} = 85$ mmでのNOx排出レベルは霧化空気差圧の上昇に伴って減少し、 $Z_{in} = 35$ mmのNOx排出レベルに近づく。この傾向は前述の図6の火炎写真でも表れており、霧化空気差圧の上昇によって輝炎体積の減少が確認されている。しかし、 $Z_{in} = 35$ mmの火炎写真を見ると霧化空気差圧の上昇による輝炎体積の減少はあるが、NOx排出レベルにはその影響が反映されていない。

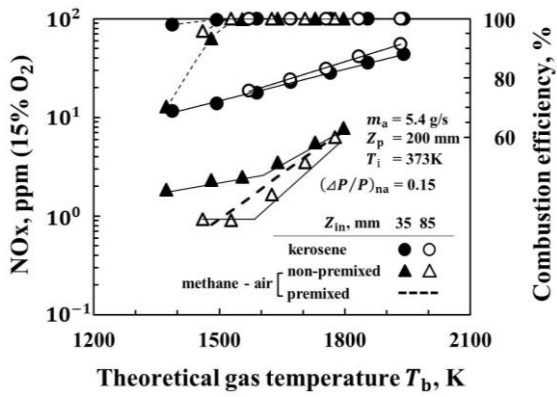
非予混合方式における $Z_{in} = 35$ mmのNOx排出レベルはInner air流量の範囲において $Z_{in} = 85$ mmのそれより高くなっている。両者のレベルの差は火炎温度 T_b の上昇に伴って小さくなり、1800 K付近でおよそ一致する。また、NOx排出レベルと噴出位置との関係は液体燃料での関係と逆になる。非予混合方式における $Z_{in} = 35$ mmでの燃料と空気の混合は $Z_{in} = 85$ mmよりも均質性が悪いと考えられる。保炎性に注目すると、 $Z_{in} = 35$ mmの方が希薄側まで保炎しており、噴出してから底面までの距離が短いほど局所的に燃料濃度の濃い部分が生成されやすいと考えられる。これは希薄側でみられる燃焼効率の低下にもつながっている。



(a) $(\Delta P/P)_{na} = 0.08$.



(b) $(\Delta P/P)_{na} = 0.11$.



(c) $(\Delta P/P)_{na} = 0.15$.

Figs 9 (a)-(c) Comparison of NOx emissions (15% O₂) for methane and kerosene.

4.3.2 予熱温度を変化させた場合の NOx 排出に及ぼす微粒化性能の影響

液体燃料である灯油は蒸発過程を経て、燃料蒸気の状態で酸化剤と混合し燃焼反応を行う。本試験では液体燃料の蒸発の影響も含め NOx 排出に及ぼす微粒化性能の影響を調査した。予熱温度 T_i を 373, 473, 573 K に設定した。図 10 に示すように $Z_{in} = 85$ mm の条件では、予熱温度 373 と 473 K において霧化空気差圧を大きくすると NOx 排出レベルは減少する。しかし、予熱温度 573 K では微粒化性能の影響を受けなくなる。これは灯油の蒸

発が十分に促進され、噴出直後に熱で蒸発してしまうことが考えられる。また、 $(\Delta P/P)_{na} = 0.08$ での NOx 排出レベルは予熱温度の上昇に伴って減少している。これは灯油の蒸発が進み、燃料と空気の混合が促進されたためである。一方、図 11 に示すように $Z_{in} = 35$ mm での NOx 排出レベルはどの予熱温度に対しても微粒化性能に依存しない結果となった。噴出位置が底面に近すぎて微粒化性能や予熱温度による蒸発の影響が排気特性に表れにくい可能性がある。

火炎温度 T_b に対する NOx 排出の傾きに注目すると、図 11 に示すように予熱温度 373 および 473 K では傾きが同程度であるが、予熱温度 573 K の場合のみ傾きが大きくなっている。これは予熱温度 573 K において灯油の蒸発および空気との混合の促進によって、1800 K より高い温度領域でのサーマル NOx 生成がより活発になったためと推測される。一方、図 10 では予熱温度が低く霧化空気差圧が小さい条件では灯油の蒸発および空気との混合が促進されず高温領域でのサーマル NOx 生成の反応が進まないため、NOx 排出の傾きが小さくなっていると考えられる。

図には示していないが、予熱温度を変化させた場合の CO 排出に及ぼす微粒化性能の影響は見られなかった。

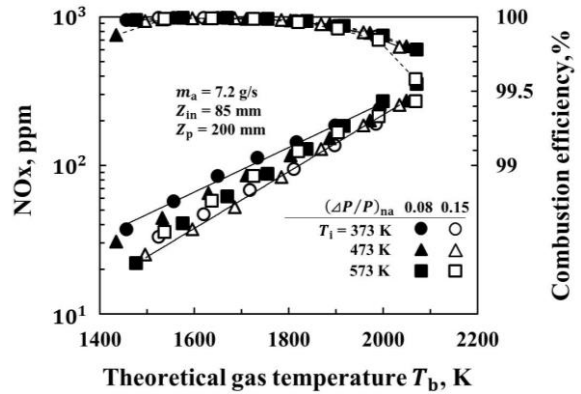


Fig. 10 Effects of atomization on NOx emissions at various air preheating for kerosene for $Z_{in} = 85$ mm.

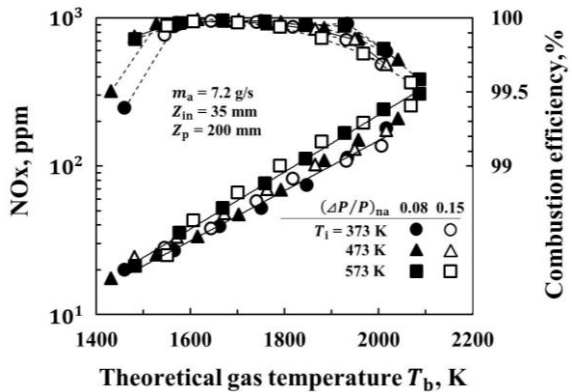


Fig. 11 Effects of atomization on NOx emissions at various air preheating for kerosene for $Z_{in} = 35$ mm.

5 結言

本研究は液体燃料を使用する低エミッション排出の LL ステージング燃焼方式ガスタービン燃焼器の一段目に逆流保炎燃焼を適用することを目的としている。同一燃焼器においてメタンおよび灯油の燃焼試験を行い、排気特性を調査した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 液体燃料の燃焼において、予熱温度を変化させた場合、噴出位置 35 mm での NOx 排出は微粒化性能に依存しない。一方、噴出位置 85 mm での NOx 排出レベルは微粒化性能の影響を受ける。予熱温度 373 および 473 K では霧化空気差圧の上昇に伴い噴出位置 35mm のレベルまで減少するが、予熱温度 573 K では微粒化性能に対して影響しなくなる。
- 2) 気体燃料の非予混合方式において、噴出位置 85 mm の NOx 排出レベルは噴出位置 35 mm のそれと比べて低いが、火炎温度の上昇に伴いその差は小さくなり、1800 K 付近ではおよそ一致する。二流体ノズル内の空気流量を大きくすると、局所的に均質な混合気が形成され、予混合方式で得られた排出レベルと同じまたはそれより低くなることがわかった。
- 3) 液体燃料の燃焼における NOx 排出レベルは局所的に均質な混合気を形成する気体燃料の燃焼に比べて十分高い。従って、液体燃料においても気体燃料の希薄予混合燃焼と同程度の排出レベルを達成するためには、外側の環状流路を流れる空気と燃料噴霧との干渉を強め、空気と燃料の混合をより促進させることが必要であると考ええる。

謝辞

本研究を行うにあたり研究全般に関しまして終始御指導、御助言を頂きました本学機械工学科 林 茂 教授、宇宙航空研究開発機構 山田 秀志 氏ならびに研究室の皆様にご心より感謝いたします。また、本研究を進めていく上で学部 4 年 斎藤拓海君、中須崇文君には同じグループとして実験や議論等に積極的に協力していただきましたことを心より感謝致します。予混合燃焼用インジェクターを製作していただきました本学ワークショップの皆様ならびに液体燃料用インジェクターを製作していただきました大村製作所の皆様にご心より感謝致します。

参考文献

- 1) M. Foust, D. Thomsen, R. Stickles, C. Cooper, W. Dodds, Development of the GE Aviation Low Emissions TAPS Combustor for Next Generation Aircraft Engines, 50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, AIAA-0936, 2012.
- 2) Ito, E., Okada, I., Tsukagoshi, K., Muyama, A. and Masada, J., Development of Key Technologies for the Next Generation 1700C-Class Gas Turbine, Proceedings of GT2009 ASME Turbo Expo, GT2009-59783, 2009.
- 3) Hayashi, S. and Yamada, NOx emissions in combustion of lean premixed mixtures injected into hot burned gas, Proc. Combust. Inst., 28 (2), pp. 2443-2449, 2000.
- 4) Hayashi, S., Yamada, H. and Makida, M., Extending low-NOx operating range of a lean premixed-prevaporized gas turbine combustor by reaction of secondary mixtures injected into primary stage burned gas, Proc. Combust. Inst., 30 (2), pp. 2903-2911, 2004.
- 5) Fujiwara, H., Koyama, M., Hayashi, S. and Yamada, H., Development of a liquid-fueled dry low emissions combustor for 300kW class recuperated cycle gas turbine engines, Proceedings of GT2005 ASME Turbo Exposition, GT2005-68645.
- 6) Nozaki, K., Hiroi, T., Nakamura, S., Yamada, H., Hayashi, S., Effects of injector configuration on emissions in Stagnation Point Reverse Flow combustion., Proceeding of the 42nd Gas Turbine Society of Japan, pp.249-254, 2014.
- 7) A. H. Lefebvre, Atomization and Sprays, Hemisphere Publishing, pp. 238-272 1989.
- 8) Rizkalla, A. A. and Lefebvre, A. H., Influence of liquid properties on airblast atomizer spray characteristics, Trans. ASME, J. Engng Power, 173-179, April (1975).