

## ■原著論文/ORIGINAL PAPER■

# 高濃度の水ミストが CH<sub>4</sub>/air 予混合火炎に及ぼす火炎抑制効果に関する研究

## A Study of Flame Inhibition Effects of High-Concentration Water Mist on CH<sub>4</sub>/air Premixed Flames

大上 泰寛\*・伊藤 雅太・大徳 忠史・鶴田 俊

OGAMI, Yasuhiro\*, ITO, Masahiro, DAITOKU, Tadafumi, and TSURUDA, Takashi

秋田県立大学システム科学技術学部 〒015-0055 秋田県由利本荘市土谷字海老ノ口 84-4  
Akita Prefectural University, 84-4 Aza Ebinokuchi, Tsutiyu, Yurihonjo, Akita 015-0055, Japan

2015年4月28日受付; 2015年8月23日受理/Received 28 April, 2015; Accepted 23 August, 2015

**Abstract** : The flame inhibition effect by high-concentration water mist was investigated experimentally. Measurements of burning velocities for water-mist-loaded CH<sub>4</sub>/air premixed flames were conducted by the angle method for various equivalence ratios and the water-mist mass fractions. The characteristics of water mist, i.e., the particle size distribution, the mean droplet diameters, and the water mist mass fraction, were obtained basing on the Stokes' law. The vaporization Damköler numbers were also evaluated in all conditions and were confirmed to be high enough leading to the complete vaporization in the preheat zone. The experimental results of burning velocities were compared to the numerical results and other experimental data. It was found that the higher water mist mass fractions were attained than those in the previous studies, and the experimental data of burning velocities became much smaller than those obtained by the numerical simulation.

**Key Words** : Flame Inhibition, Premixed Flame, Water Mist, Vaporization Damköler Number

### 1. 緒言

水ミストは、ハロンガスに代わる消火剤として近年、盛んに研究が行われている。水ミストを添加した場合、蒸発時の潜熱、発生した水蒸気の顕熱、高温蒸気からのふく射により熱損失が生じ、火炎は抑制される。また、発生した蒸気による希釈の影響に加え、蒸気が化学反応に影響を及ぼすことも予想される。さらには、実際の火炎では火炎伸長も影響しており、水ミストによる消火、および火炎抑制は極めて複雑な現象であると言える。

水ミストの火炎抑制効果に関する研究は、これまで拡散火炎に対して多く行われてきた。例えば近年の実験的研究としては、同軸噴流火炎を用いた研究[1]や円筒多孔体バーナーを用いた研究[2-4]、対向流拡散火炎を用いた研究[5]が挙げられる。また、数値計算に関しては、Lentati and Chelliah [6,7]により、水粒子の運動を考慮した対向流拡散火炎の数値計算が行われた。このように、拡散火炎が多く用いられるのは消火という実用的な観点からであるが、自然対流の影響が強かつ拡散律速の場において化学反応等

の様々な効果を議論することは難しいと考えられる。

一方、予混合火炎は、拡散の影響が小さく基本的に化学反応に律速であることから、水ミストが化学反応に及ぼす影響について議論するのに適している。また、当量比を変化させることで燃焼速度、火炎帯厚さ等の各種火炎特性値を様々な値に設定できるため、種々の条件下で議論を行うことが可能である。実用上においても、水ミストによる爆発の防止等、予混合火炎に関する研究は大いに意義がある。代表的な水ミストによる予混合火炎の消炎に関する研究としては、Blouquin and Joulin [8]による漸近解析を用いた研究が挙げられる。この研究により、水ミストが添加された一次元平面火炎において、ミスト粒径が燃焼速度や消炎に及ぼす影響について明らかにされた。また、Keeらのグループ[9,10]は、水ミストが添加されたメタン/空気、およびプロパン/空気予混合火炎に対し、詳細反応機構を考慮した数値計算を行い、Blouquin and Joulinによる解析[8]と同様の結果を得ている。その他、一次元平面火炎の数値計算を行った例としてはChelliahの研究[11]が挙げられる。

一方、実験的研究として、Fussら[12]は水ミストを含む量論混合比におけるメタン/空気予混合火炎の燃焼速度の測定を行い、測定結果と数値計算結果[10]との比較を行った。

\* Corresponding author. E-mail: ogami@akita-pu.ac.jp

また, Chelliah ら[13]も同様に, 測定結果と数値計算結果[11]の比較を行っている. しかしながら, 水ミストを含む予混合火炎に対する実験データは, 非常に限られたものとなっている. 特に, 消炎限界付近の高い水ミスト濃度における実験結果や当量比を変化させた場合の実験結果はほとんど存在しない. 実際, Fuss ら[12]および Chelliah ら[13]の測定結果も当量比 1.0 のみで, 水ミストの質量分率が最大 2~3% 程度に留まっている.

水ミストを消火に用いるためには, 水ミストの消火性能を定量的に把握することが極めて重要となる. 数値計算は実験に比べ水ミストの粒径や流量の設定がはるかに容易であり, 水ミストの消火性能の評価において望ましい手法であると言える. ただし, 数値計算においては実験結果を用いた計算モデルの検証が必須となるが, 測定データの不足により十分に議論できていないのが現状である. すなわち, 広範な条件下における水ミストを含んだ予混合火炎に関して, さらなるデータの取得が不可欠である.

本研究では, 高濃度の水ミストが添加された当量比  $\phi = 0.8 \sim 1.3$  の  $\text{CH}_4/\text{air}$  予混合火炎に対し燃焼速度の測定を行った. また, 水ミストによる熱損失の定量化を試みた.

## 2. 実験装置および実験方法

図 1 に, 実験装置の概略図を示す. 実験装置は, コンプレッサー・高圧空気タンクからなる空気供給系, 水ミスト発生装置, 水供給系, 燃焼器・燃料ガス供給系から構成されている.

水ミスト発生装置内には, 水面高さが常に一定となるよう精製水が供給される. 水ミスト発生装置の下部には超音波振動子 (本多電子株式会社製, HM1630) が設置されており, 水の霧化が行われる. 水ミスト発生装置上部からは酸化剤と燃料が供給されており, 水ミストとの気液二相流となり延長筒を経て燃焼器へと供給される. 水ミスト発生装置から燃焼器に至るまでの流路中, 延長筒内において最大の流路断面積となる. 本研究では, 断面積 A の異なる case-1, case-2 の 2 種類の延長筒を用いた. 延長筒の断面積を変更することにより, 後述するよう, 粒度分布等の水ミスト特性を変えて実験を行った. なお, case-1 の断面積 A は, case-2 のおおよそ 2 倍となっている.

水ミストを含まない湿り空気を用いた実験においては, 混合気を容器底部より多孔体を通して供給することで水中に多量の気泡を発生させた. これにより, 相対湿度 90% 以上の湿り空気を得られることを湿球温度計により確認している.

燃料としては  $\text{CH}_4$  を, 酸化剤としては空気を用いた.  $\text{CH}_4$  (純度 99.99%) および高圧空気は, それぞれ高圧ガスポンプ, およびドライヤー付コンプレッサーから圧力調整弁を介して 2 台の超高精度型マスフローコントローラー (Brooks Instrument 製, Model 5850S) に供給される. マスフローコントローラーはあらかじめ湿式ガスメーター (株式

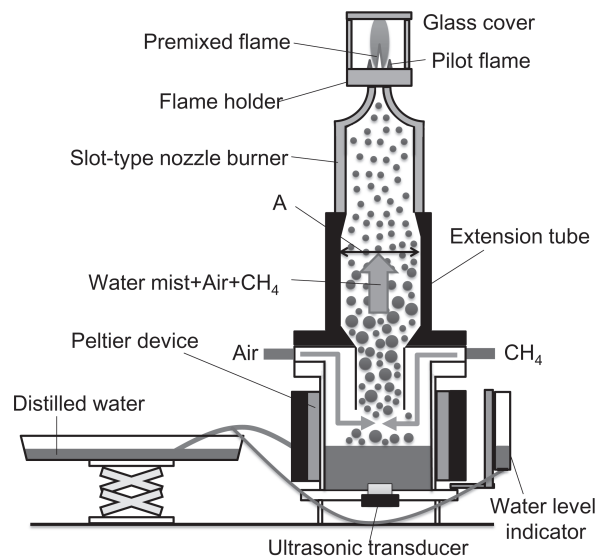


Fig.1 Schematic of experimental setup.

会社シナガワ製, W-NK-1A または W-NK-2.5A) にて校正されており,  $\text{CH}_4$ , 空気の体積流量は設定値の  $\pm 1\%$  の精度で制御される.

本研究では, 火炎の曲率の影響を排除し二次元的な形状の火炎を形成させるため, 燃焼器として出口寸法  $8 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$  の矩形ノズルバーナーを用いた. バーナー内には, 整流を目的としてステンレス製のメッシュ (#20) が 2 枚挿入されている. また, バーナー内を流れる流体の温度を測定するため, バーナー出口から  $100 \text{ mm}$  の位置に K 型熱電対が設置されている. バーナー火炎を用いて実験を行う場合, 火炎基部は火炎伸長を受けると同時に, バーナーリップへの熱損失の影響を受ける. よって, 消炎はバーナーリップ付近から生じることから, 消炎限界に達する前に吹き飛びが生じてしまう恐れがある. そこで, バーナー先端部に保炎器を装着してバーナー出口の長手方向の側面に予混合パイロット火炎を形成させることで火炎基部を強化し, 吹き飛びを防止した. 着火の際は, パイロット火炎用の混合気流量は大きな値に設定される. 主予混合火炎の形成後, パイロット火炎用混合気流量を吹き飛び直前の状態まで減少させる. パイロット火炎用の混合気流量を減少させるのに伴い主予混合火炎の高さに変化が見られるが, パイロット火炎用混合気流量を主予混合気流量の  $10\%$  程度まで減少させると火炎高さが変化しなくなることが確認された. 火炎高さが変化しないということは燃焼速度が変化していないことを表しており, パイロット火炎が主流火炎に影響を及ぼしていないとすることができる. 以上を踏まえ, パイロット火炎に供給する燃料の体積流量は, 主流燃料流量の  $10\%$  以下とした. さらに, バーナー短辺側端部から窒素を流すことで端部に火炎が形成されない二次元性の高い火炎が形成される. バーナー出口は石英ガラス製のカバーで覆われており, 周囲空気の乱れによる影響を防止するとともに, 燃料過濃条件においてはスミセル火炎の形態となり余

剰燃料による拡散火炎が予混合火炎に及ぼす影響を排除することが可能となる。

以上の装置は 2 つの電子天秤 (新光電子株式会社製 SJ-8200JS, アズワン株式会社製 IB-3KH) 上に設置されており, 装置全体の重量変化を計測することで, 水の質量流量を把握することが可能である。

火炎の撮影は, デジタル一眼レフカメラ (Nikon D300) により行った。

### 3. 実験結果

#### 3.1. 水ミスト特性

図 2(a), (b) は, それぞれ case-1, case-2 の 2 つの条件に対するバーナー出口流速  $U_{exit}$  [m/s] を変化させた際の水の質量流量  $\dot{M}_{water}$  [kg/s] の変化を示したものである。  $\dot{M}_{water}$  はバーナー出口へ供給される水ミスト (液体) の質量流量  $\dot{M}_{mist}$  [kg/s] と水蒸気の質量流量  $\dot{M}_{saturate}$  [kg/s] を合計したものととなるが, バーナー内部において温度 293 K の飽和状態を仮定することで, 各ガス体積流量に対する  $\dot{M}_{mist}$  と  $\dot{M}_{saturate}$  を決定した。 図中には  $\dot{M}_{mist}$ ,  $\dot{M}_{saturate}$  も同時に示されているが, いずれも  $U_{exit}$  の増大に伴い増大する。 なお, 同じ  $U_{exit}$  の場合, case-2 は case-1 のおおよそ 2 倍の流量となる。

延長筒内における平均ガス流速  $U_g$  [m/s] とバーナーへと供給される水ミスト液滴の最大粒子径  $D_{max}$  [m] との間には, 次のストークスの式が成立する。

$$D_{max} = \left\{ \frac{18\mu_g U_g}{(\rho_{H2O} - \rho_g)g} \right\}^{1/2} \quad (1)$$

ここで,  $\rho_{H2O}$  [kg/m<sup>3</sup>] は水密度,  $\rho_g$  [kg/m<sup>3</sup>] は気体密度,  $g$  [m/s<sup>2</sup>] は重力加速度,  $\mu_g$  [Pa·s] は気体粘度である。 平均ガス流速が  $U_g$  のとき, 流れ中には粒径が 0 から  $D_{max}$  の水ミスト粒子が存在するから,  $\dot{M}_{mist}$  は粒径が  $D_{max}$  の条件におけるふるい下積算分布として表される。

$$\dot{M}_{mist} = \dot{M}_{total} \int_0^{D_{max}} f_M(D) dD \quad (2)$$

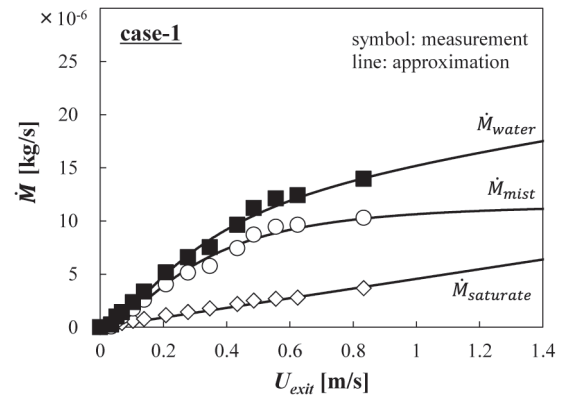
ここで,  $D$  [m] は粒径,  $f_M(D)$  [1/m] は質量基準の分布関数,  $\dot{M}_{total}$  [kg/s] は単位時間あたりに発生した粒径 0~ $\infty$  の粒子の合計質量である。 式 (2) の両辺を  $D_{max}$  で微分すると,

$$f_M(D_{max}) = \frac{1}{\dot{M}_{total}} \cdot \frac{d\dot{M}_{mist}}{dD_{max}} \quad (3)$$

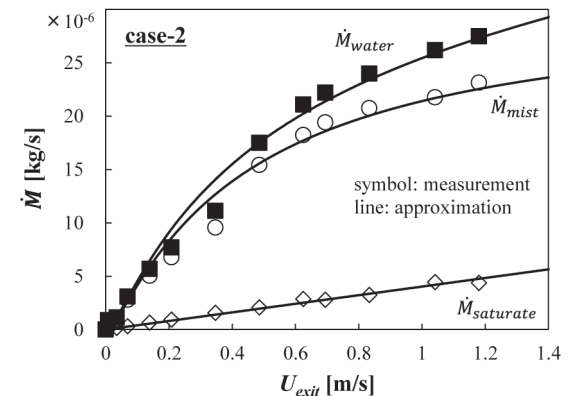
となり, 延長筒内における平均ガス流速が  $U_g$  のときの最大粒径  $D_{max}$  に対する  $f_M$  が得られる。 ここで,

$$f_M(D) = \frac{\pi\rho_{H2O}D^3\dot{N}_{total}f_N(D)}{6\dot{M}_{total}} \quad (4)$$

( $f_N(D)$ [1/m] は個数基準の分布関数,  $\dot{N}_{total}$  [1/s] は単位時間あたりに発生した粒径 0~ $\infty$  の粒子の総発生個数) であるか



(a) case-1



(b) case-2

Fig.2 Relationships between  $U_{exit}$  and mass flow rates.

ら, 式 (3) は,

$$f_N(D_{max}) = \frac{6}{\pi\rho_{H2O}D_{max}^3\dot{N}_{total}} \cdot \frac{d\dot{M}_{mist}}{dD_{max}} \quad (5)$$

と変形される。 式 (5) の  $f_N$  に抜山-棚沢の式を適用すると,

$$\begin{aligned} f_N(D_{max}) &= \frac{1}{\dot{N}_{total}} \cdot \frac{d\dot{n}}{dD_{max}} \\ &= AD_{max}^\alpha \exp(-BD_{max}^\beta) \end{aligned} \quad (6)$$

と表される。 ここで,  $\dot{n}$  [1/s] は粒径  $D_{max}$  の粒子の単位時間あたりの発生個数である。 式 (5), (6) から,

$$\frac{1}{D_{max}^{\alpha+3}} \cdot \frac{d\dot{M}_{mist}}{dD_{max}} = A' \exp(-BD_{max}^\beta) \quad (7)$$

( $A' = A\pi\rho_{H2O}\dot{N}_{total}/6$ ) が得られる。 分布関数の導出においては, 通常抜山-棚沢の式を用いた手法と同様, 式 (7) の両辺の常用対数をとったうえで  $\dot{M}_{mist}$  と  $D_{max}$  の測定値に対して最小自乗法を使用して  $A'$ ,  $B$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$  を決定する。 しかしながら, 実際の測定では  $U_g$  を無限小, 無限大に設定することができないことから  $\dot{N}_{total}$  を決定することは難しく,  $A$  の値の決定は困難である。 そこで,  $f_N$  に代わり分布関数

として  $dn/dD_{max}$  を用いた.

$$\begin{aligned} \frac{dn}{dD_{max}} &= \dot{N}_{total} \cdot f_N(D_{max}) \\ &= \frac{6}{\pi \rho_{H2O}} \cdot A' D_{max}^\alpha \exp(-BD_{max}^\beta) \end{aligned} \quad (8)$$

図 2(a), (b) には, 上述の手順で得られた  $A', B, \alpha, \beta$  を用いた近似曲線も同時に示されているが, 実験条件である  $U_{exit} = 0.5 \sim 1.2$  m/s の範囲において, 近似曲線は測定結果と非常に良く一致していることがわかる.

図 3(a), (b) に, それぞれ case-1, case-2 に対する分布関数  $dn/dD_{max}$  を示す. なお, 横軸の  $D_{max}$  は式 (1) において  $U_g (\propto U_{exit})$  を変化させたことに対応しており, 第二軸に  $U_{exit}$  も同時に示す. case-1, case-2 で同じ超音波振動子を使用していることから, 2つの条件間で  $D_{max}$  の分布に大きな違いは見られないが, case-1 では  $10 \mu\text{m}$  付近に, case-2 では  $5 \mu\text{m}$  付近にピークが存在する. また, 延長筒内の断面積の違いにより, 同じ  $U_{exit}$  でも case-2 の方が大きな  $D_{max}$  の値となる.

以上のようにして得られた粒径分布は, 水ミスト発生装置へ供給するガスの流速を変化させた際に得られた結果である. そのため, 異なる  $U_g$  においては, 粒度分布は少な

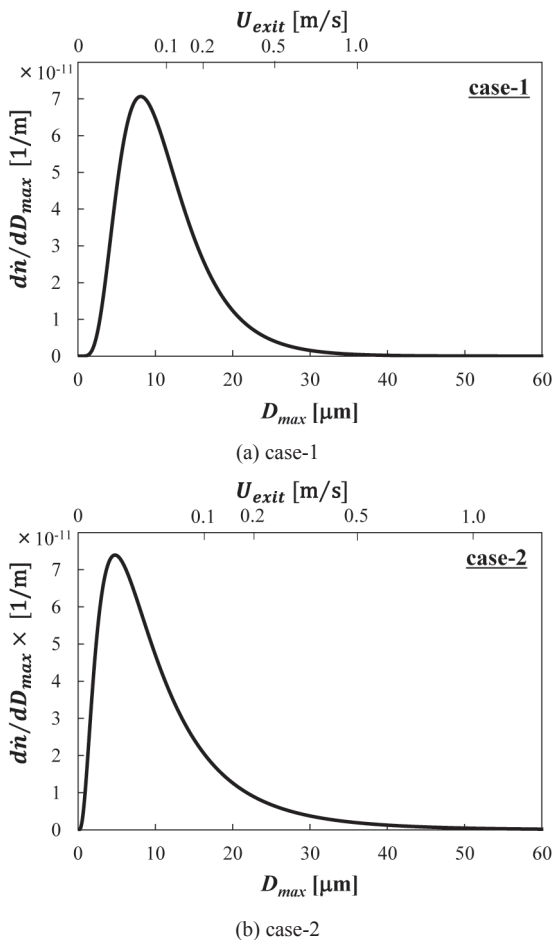


Fig.3 Particle size distribution.

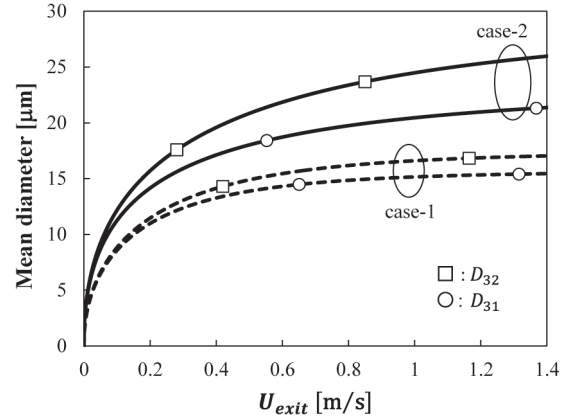


Fig.4 Relationships between  $U_{exit}$  and mean diameters.

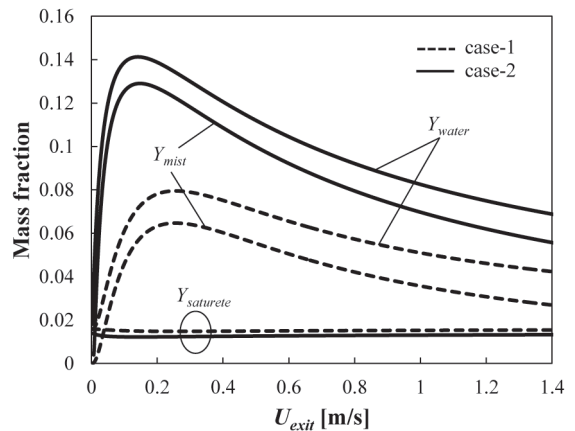


Fig.5 Relationships between  $U_{exit}$  and mass fractions.

から影響を受けるも可能性も考えられる. しかしながら, 本研究では図 3 に示した粒度分布は  $U_g$  に依存しない水ミスト発生装置固有の特性であると仮定し, 水ミスト中には各ガス流速においてストークスの式より求まる最大粒径以下の粒子のみが含まれているとして, 水ミスト特性を決定した. このような扱いにより若干の誤差が生じるものと予想される. しかしながら, 後述するように本研究の全ての実験条件において蒸発が完了しているとみなせることから, 粒径分布の違いが実験結果に影響を及ぼすことはない.

図 4 は, ザウター平均粒径  $D_{32} [\mu\text{m}]$ , および体積長さ平均粒径  $D_{31} [\mu\text{m}]$  と  $U_{exit}$  との関係を示したものである. いずれの平均粒径も  $U_{exit}$  の増大に伴い増大するが, case-1 に比べ case-2 の方が大きな値となる. ただし,  $U_{exit} = 0.5 \sim 1.2$  m/s の範囲では, 平均粒径の増大傾向は緩やかである. これは, 図 3 で示したように,  $dn/dD_{max}$  のピークが  $U_{exit} = 0.1$  m/s 以下の領域に存在するためである.

図 5 に, 水ミスト質量分率  $Y_{mist}$ , 飽和水蒸気質量分率  $Y_{saturation}$ , および水質量分率  $Y_{water} (= Y_{mist} + Y_{saturation})$  と  $U_{exit}$  の関係を示す.  $Y_{saturation}$  は, いずれの条件においても 0.02 程度で概ね一定の値となる. また,  $Y_{mist}$  は,  $U_{exit} = 0.5 \sim 1.2$  m/s の範囲においては  $U_{exit}$  の減少に伴い増大し, case-2 は

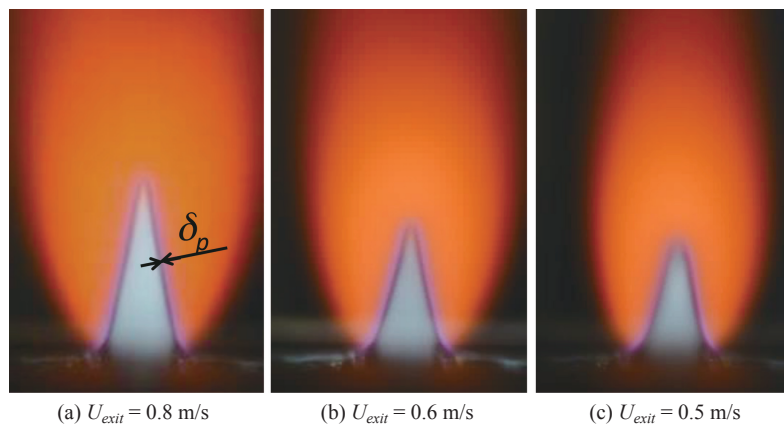


Fig.6 Flame direct image (case-1,  $\phi = 1.1$ ).

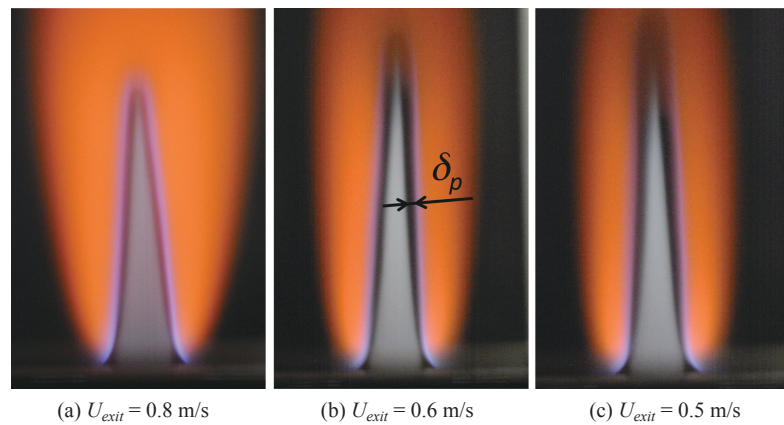


Fig.7 Flame direct image (case-2,  $\phi = 1.1$ ).

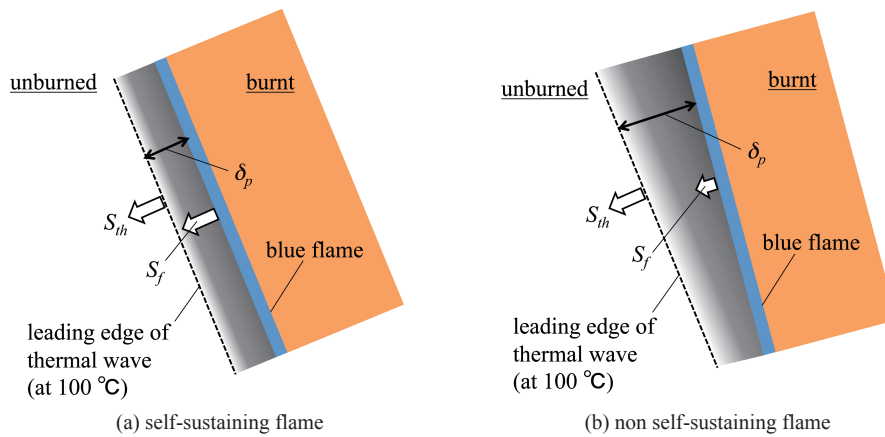


Fig.8 Schematic of flame structure.

case-1 の約 2 倍の濃度となる。

### 3.2. 水ミストを添加した CH<sub>4</sub>/air 火炎の消炎挙動

図 6, 7 に, 実験結果の一例として, 当量比  $\phi = 1.1$  の条件において  $U_{exit}$  を変化させた際の直接写真を, それぞれ case-1, case-2 に対して示す。なお, いずれの写真もコントラストを調整したものとなっている。全ての条件において, 青炎の上流側で白く光る水ミストが確認できる。また, 青炎の下流側に橙色の発光が見られる。なお, 火炎の直接写真における色については, 肉眼による観察結果と同様にな

るよう撮影時に ISO 感度とシャッタースピードが調整されている。使用したカメラは, 波長 700 nm 以下の領域に感度を有している[14]。一方, 波長 700 nm 以下の波長域においては, 水蒸気は波長 590 nm, 660 nm, 690 nm 付近に発光スペクトルを有している[15]。ナトリウム炎色反応の波長は 589 nm であることから, 精製水中へのナトリウムの混入の可能性も疑われる。しかしながら, カットオン波長 610 nm の短波長カットフィルター(朝日分光 LV0610)を用いて撮影を行った結果, 図 6, 7 中で橙色の発光が見られる領域に赤色の発光が確認されたことから, 橙色の発光に

において水蒸気からの発光が大きく寄与していることは確かである。なお、同様の発光は、水ミストを添加していない水素/空気火炎においても観察されている[16]。

図4, 5からわかるように、 $U_{exit}$ を減少させると水ミスト濃度が増大するとともに平均粒径が減少するため、消炎に近づくと考えられる。図7(case-2)においては、 $U_{exit}$ の減少に伴い火炎高さが増加しており、燃焼速度が減少していく様子が良くわかる。一方、図6(case-1)においては、 $U_{exit}$ の減少に伴い火炎高さが低下しているが、これは図5に示した $U_{exit}$ に対する $Y_{mist}$ の変化の勾配がcase-2に比べ緩やかであるためである。後述するように、実際には $U_{exit}$ の増加に伴い燃焼速度は減少している。

水ミスト濃度が低いcase-1(図6)の場合、(a)~(c)の全ての条件で三角形の青炎が形成されており、予混合火炎の形態となっていることがわかる。また、いずれの条件においても、青炎の内側に暗い領域の存在が確認できる。このような暗い領域では水ミストは存在していないものと考えられ、青炎の上流側で水ミストの蒸発が完了していることがわかる。暗い領域の前縁(最も内側)は水の沸点と同様の温度であると考えられるが、case-1では全条件で暗い領域の前縁は青炎と平行であり、その厚み $\delta_p$ [m]は火炎全域で概ね一定である。

水ミスト濃度が高いcase-2(図7)の場合、 $U_{exit}$ が最も高い条件の(a)ではcase-1と同様に三角形の予混合火炎が形成されている。 $U_{exit}$ を減少させた(b),(c)の条件においても弱いながらも青炎が形成されており、青炎の内側に暗い領域が確認できる。しかしながら、青炎と暗い領域の前縁部はcase-1のように互いに平行となつてはおらず、火炎先端に近づくにつれ $\delta_p$ が増している。また、火炎先端付近はバルーン状の丸まった形となっており、Burke-Schumann火炎の形態に似ている。後述するように、これはMitani and Niioka [17]の実験において見られたものと同様の現象が生じているものと考えられる。

図8に、火炎構造の模式図を示す。青炎内側の暗い領域の前縁が $100^\circ\text{C}$ の等温線である仮定すると、この等温線は未燃混合気に対するサーマルウェーブの前縁であるとみなすことができる。図8(a)の場合、サーマルウェーブの前縁は青炎(すなわち、燃焼波)に対して平行となっており、2つの波が同等の速度で未燃側に伝播しているものとみなせる。一方、図8(b)の場合、青炎とサーマルウェーブは未燃混合気に対して異なる角度を有しており、より大きな頂角を有するサーマルウェーブが燃焼波(すなわち、反応速度)よりも高い伝播速度を有しているものとみなせる。このような場合、周囲への熱の散逸が反応による熱生成がよりも速いと考えられ、燃焼が継続できない条件ということになる。図8(b)のような火炎形態は図7(b),(c)の条件において見られるが、本研究ではパイロット火炎を使用していることから、消炎が生じると考えられる条件においても火炎は形成される。ただし、図7(b),(c)において、火炎先端付近ではBurke-Schumann火炎に似た形状であることから、

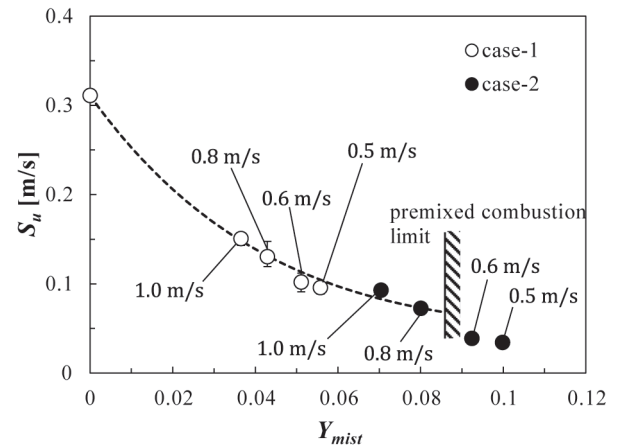


Fig.9 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  ( $\phi = 1.1$ ).

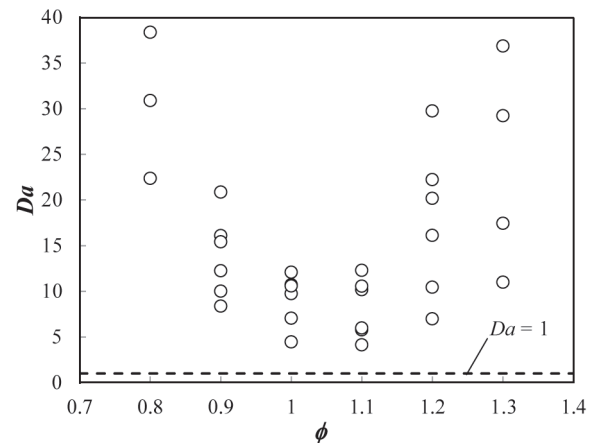


Fig.10 Vaporized Damköhler number.

拡散火炎に近い形態となっているものと考えられ、通常の予混合火炎とは全く異なる形態となっている。

図9は、図6, 7と同じ当量比1.1の条件における燃焼速度 $S_u$ [m/s]と $Y_{mist}$ の関係を示したものである。 $S_u$ は、20枚の火炎写真に対し火炎頂角と $U_{exit}$ の値を用いて角度法により導出した値の平均値として表されており、エラーバーは20個の値のうち最大の値、最小値を示している。なお、図中に示されている数値は $U_{exit}$ の値である。 $S_u$ は $Y_{mist}$ の増大に伴い単調に減少するが、図7(b)に相当する $Y_{mist} = 0.094$ の条件においては、 $S_u$ が不連続的に減少する。Blouquin and Joulinによる解析結果[8]やKeeらの数値計算結果[10]によると、水ミストの粒径が小さい場合、燃焼速度を表す解は下に凸の単調減少を示す曲線となる。一方、粒径が大きい場合は、解はnose pointを持つS字状の曲線となる。S字状の解が見られる条件においては、nose pointにおいて上部解から下部解へのジャンプが予想される。Mitani and Niioka [17]は、酸化アルミニウム粉末を混入した火炎の燃焼速度の測定を行い、解析結果と同様の燃焼速度のジャンプを確認した。しかしながら、このようなジャンプ後の火炎は先端が開いた構造であることに加え、温度分布等の計

測から予混合火炎よりむしろ拡散火炎に近い形態であると結論づけている。本研究においても燃焼速度が不連続に変化する点の前後で図 7 に示すような明確な火炎構造の変化が見られており、Mitani and Niioka [17]の実験結果と同様の現象が生じているものと考えられる。

以上の結果から、本研究では、図 7(b) のような通常の予混合火炎とは異なる構造を有し燃焼速度が急激に減少する条件を予混合火炎としての燃焼が維持できない限界とみなし、予混合燃焼限界と定義した。このような限界の物理的な意義については今後議論が必要ではあるが、水ミストによる火炎抑制効果を評価する上で便宜的に上記の定義を用いて議論を行う。

なお、本研究においては、水ミスト粒径が大きい場合の解析結果に見られる S 字状の燃焼速度の変化は見られず、全実験条件で燃焼速度は下に凸の二次曲線的な単調減少を示す。このような燃焼速度の変化は、水ミスト粒径が十分に小さく、水ミストが予熱帯で完全に蒸発した場合のみ起きるものであるが、水ミストの蒸発完了度については次節で議論する。

### 3.3. 蒸発ダムケラ数を用いた蒸発完了度の評価

次に、水ミストの蒸発完了度の評価を行う。Sasongko ら [5]は、予混合火炎を通過する水ミストの蒸発を表す指標として、以下の蒸発ダムケラ数  $Da$  を用いた。

$$Da = K_v \tau_r / d_{31}^2 \quad (9)$$

ここで、 $\tau_r$  [s] は水ミストの予熱帯中での滞在時間、 $K_v$  [m<sup>2</sup>/s] は水の蒸発速度定数 (本研究では  $K_v = 1.0 \times 10^{-6}$  [m<sup>2</sup>/s] とする) である。また、 $\tau_r$  は

$$\tau_r = \delta / S_u = \alpha / S_u^2 \quad (10)$$

として導出される。ここで、 $\alpha$  [m<sup>2</sup>/s] は混合気の熱拡散率、 $\delta = \alpha / S_u$  [m] は予熱帯厚さを表す。 $Da \ll 1$  であるとき、予熱帯通過時に蒸発した水ミストの質量分率  $Y_{vapor}$  は、 $Da$  を用いて以下の式で与えられる [5]。

$$Y_{vapor} = \frac{3}{2} Y_{mist} Da \quad (11)$$

図 10 に、本研究の実験条件のうち可燃範囲における  $Da$  の値を示す。 $Da$  が最も低くなるのは燃焼速度がピークとなる当量比 1.1 の時であるが、その場合でも  $Da$  の値は 4 程度と高い値となっている。さらに、 $Da$  が最小となる当量比 1.1 においても、図 6, 7 に示したように青炎の内側 (予熱帯) に水ミストが存在しない暗い領域が存在しており、予熱帯にて蒸発が完了しているものと考えられる。 $Da$  の値は延長筒内の平均ガス流速に基づき計算されるもので、実際は境界層の存在により  $Da$  は誤差を含んでいると考えられる。しかしながら、実際にいずれの条件の火炎写真に

おいても、図 6, 7 と同様に青炎の内側に水ミストが存在しない領域が確認されており、 $Da$  を用いた評価は概ね妥当であると考えられる。

以上の結果から、本研究では全ての条件で、予熱帯内において蒸発が完了しているものとみなし、

$$Y_{vapor} = Y_{mist} \quad (12)$$

とした。すなわち、図 9 の横軸は、予熱帯中で蒸発した蒸気の質量分率を表している。

Kee らのグループによる単一粒径水ミストに対する数値計算結果 [10] では、CH<sub>4</sub>/air 火炎において予熱帯内で水ミストの蒸発が完了することのできる粒径の最大値は 10 μm となっている。しかしながら、図 10 中のいずれの条件においても平均粒径は 10 μm よりも大きい。本研究において大きな平均粒径に対しても  $Da \gg 1$  となったのは、水ミスト添加により  $S_u$  の値が大幅に減少したためである。この結果は、粒径分布を有する水ミストに対しては、蒸発完了度は単一粒径の場合と単純には比較することができないことを示唆している。

前述したように、本研究の全ての実験条件において燃焼速度が下に凸の二次曲線的な単調減少を示したのは、 $Da \gg 1$  となっているためである。これは、本研究においては、全ての条件で水ミストの粒径が十分に小さいことを意味しており、粒径の違いが実験結果に影響を与えないということになる。以下においては、当量比と  $Y_{mist}$  が燃焼速度に及ぼす影響のみに着目し議論を行う。

### 3.4. 水ミストによる火炎抑制効果

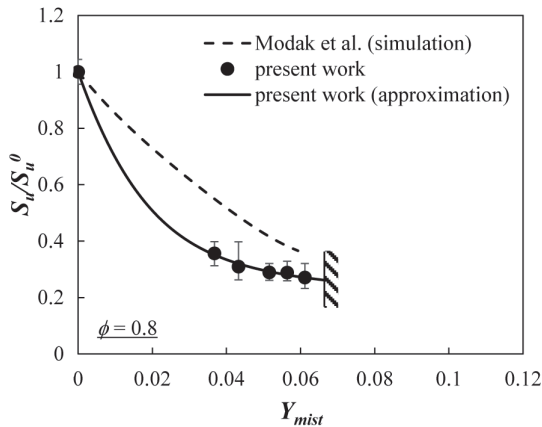
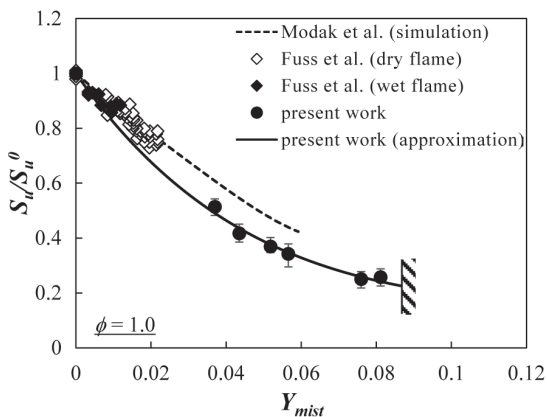
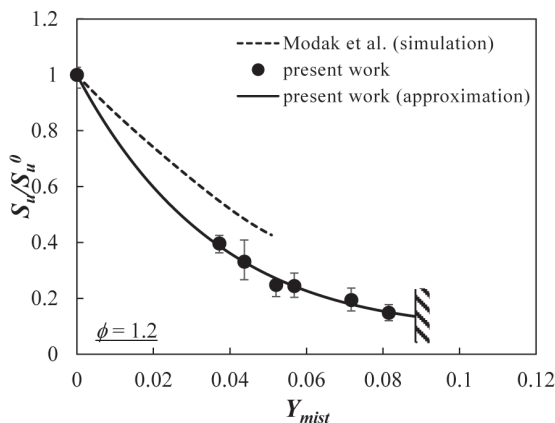
図 11, 12, 13 に、水ミストが添加された火炎の燃焼速度と  $Y_{mist}$  との関係を、当量比 0.8, 1.0, 1.2 の条件に対しそれぞれ示す。図中の燃焼速度は、水ミストを含まない状態の湿り空気の燃焼速度  $S_u^0$  により無次元化されたものとなっている。各条件において右端に書かれた斜線は、3.2 節で定義した予混合燃焼限界を示す。いずれの図中にも、Kee らのグループによって行われた数値計算結果 [10] も示されており、当量比 1.0 については Fuss らによる実験結果 [12] が示されている。なお、数値計算においては、高い  $Y_{mist}$  の条件で収束性が悪化することから  $Y_{mist}$  は最大 0.06 程度に留まっており、数値計算結果の右端が何らかの物理的な限界を示すわけではない。

図 11~13 中には、次式により表される近似曲線が描かれている。

$$-2 \log m = Y_{mist} \{a_1 + a_2 (1/m^2)\} \quad (13)$$

ここで、 $m = S_u / S_u^0$  であり、 $a_1, a_2$  は定数である。式 (13) は、Blouquin and Joulin [8] による単一粒径水ミストの解析解、

$$-2 \log m = C \left\{ F \left( \frac{K}{m^2} \right) + \frac{1}{m^2} H \left( \frac{K}{m^2} \right) \right\} + \frac{h}{m^2} \quad (14)$$

Fig.11 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  ( $\phi=0.8$ ).Fig.12 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  ( $\phi=1.0$ ).Fig.13 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  ( $\phi=1.2$ ).

( $C$  は水ミスト濃度を表すパラメータ,  $K$  は熱慣性パラメータ,  $h$  は燃焼ガスからのふく射を表す項) を模したものである。式 (14) において  $K=1$  と見なした上で気相からのふく射項を無視したとき,  $F$  と  $H$  は  $K/m^2$  の増大に伴い概ね一定となることから, 式 (14) は式 (13) と同様の形となる。本研究では全ての条件で蒸発完了度が高いことから,  $K=1$  かつ  $K/m^2$  が大きいという仮定は妥当であると考えられ

る。いずれの条件においても近似曲線は実験データと非常に良く一致しており, 水ミストによる火炎抑制効果を良く再現していると判断される。実験データは  $Y_{mist}$  が 0.035 以上に限られているため, 以下においては近似曲線を踏まえた上で議論を行う。

全ての条件において, 本研究の  $S_u/S_u^0$  の測定結果は  $Y_{mist}$  に対して単調減少し, その近似曲線は下に凸の二次曲線的な形状となる。また, 測定結果は数値計算結果[10]に比べ大幅に下回る結果となった。

当量比 0.8 (図 11) の条件では, 測定結果と計算結果との差異が著しいが, 定量的な差異に加え, 定性的な差異も見られる。数値計算結果[10]では,  $S_u/S_u^0$  は  $Y_{mist}$  に対して直線的に減少している。一方, 実験結果に対する  $S_u/S_u^0$  の近似曲線においては,  $Y_{mist}$  が 0.02 以下では  $S_u/S_u^0$  は急激に減少するが,  $Y_{mist}$  が 0.03 以上では  $S_u/S_u^0$  の減少傾向は緩やかとなる。すなわち,  $Y_{mist}$  に対する  $S_u/S_u^0$  の傾きの変化が著しく,  $S_u/S_u^0$  の近似曲線が高い曲率を有している。

当量比 1.0 (図 12) では, 実験結果と計算結果[12]との差異は当量比 0.8 に比べ若干小さくなるものの, 実験結果は計算結果に対して低い値となる。実験結果における  $S_u/S_u^0$  の減少傾向は当量比 0.8 と同様に下に凸の二次曲線状となるが, 当量比 0.8 と比べて  $Y_{mist}$  に対する  $S_u/S_u^0$  の傾きの変化は小さい。Fuss らの実験結果[12]では  $Y_{mist}$  の最大値は 0.02 程度であり, 本研究の測定範囲 ( $Y_{mist} = 0.036\sim 0.081$ ) と比べ大幅に小さい。Fuss らの実験結果[12]のうち, 乾燥空気に水ミストを添加した結果 (dry flame) は数値計算結果とは良い一致を示すが, 本研究での近似曲線とは差異が見られる。温度が 20 °C において乾燥空気に水ミストを添加した場合, 空気中には質量分率にして 1.5 % 程度の蒸気が生じるため, dry flame の結果は  $Y_{mist}$  を過大評価しているものと考えられる。そのため, 水ミストより発生する飽和蒸気を考慮した本研究の実験データとは一致しないと推測される。一方, Fuss ら[12]の飽和した湿り空気に対して水ミストを添加した場合の測定結果 (wet flame) は, 本測定結果より得られた近似曲線と概ね良い一致を示す。

当量比 1.2 (図 13) においては,  $S_u/S_u^0$  の近似曲線は当量比 1.0 と近い形状となるが, 1.0 に比べて計算結果との実験結果の差異は大きくなる。

以上の結果から, 数値計算[10]を用いた場合, 水ミストによる火炎抑制効果を過少評価することにつながると考えられる。Kee らの数値計算[10]は, ふく射による伝熱を考慮していないことや, 詳細反応機構として GRI-Mech 3.0 [18]のみを用い他の反応機構を試していない等, 物理現象を表すモデルの中にいくつか検証すべき点も存在している。よって, 数値計算結果を実験データにより検証することは非常に重要である。これまで, 測定結果としては  $Y_{mist}$  が小さい範囲に限られる Fuss らのデータ[12]および Chelliah らのデータ[13]のみであったが,  $Y_{mist}$  に対する  $S_u/S_u^0$  の変化は下に凸の二次曲線状となっており, 低い  $Y_{mist}$  の実験データを用いて高い  $Y_{mist}$  の条件を外挿すること



は容易ではないと考えられる。よって、消炎限界近傍までの高濃度の水ミストを添加して測定を行った本研究のデータは、極めて有意義であるといえる。

図 14, 15 に,  $S_u/S_u^0$  の測定結果を, それぞれ燃料希薄, 過濃条件について示す。当量比 0.8 における  $S_u/S_u^0$  の値は, その他の条件と比べ大幅に小さい。また, 前述のように, 当量比 0.8 (図 14) においては  $Y_{mist}$  に対する  $S_u/S_u^0$  の傾きの変化は著しく, 近似曲線は高い曲率を有する。当量比 0.9 と当量比 1.0 では,  $S_u/S_u^0$  は同様の値となっている。しかしながら, 当量比 0.8 と同様に, 当量比 0.9 近似曲線は当量比 1.0 に比べ高い曲率を有しており, 当量比 0.9 と当量比 1.0 では  $S_u/S_u^0$  の減少傾向が異なる。

一方, 過濃条件下 (図 15) では, 当量比 1.1, 1.0 は同様の  $S_u/S_u^0$  の値となっており, その減少傾向もほぼ一致している。当量比 1.2, 1.3 においては,  $S_u/S_u^0$  は当量比 1.0, 1.1 に比べ大幅に低い値となる。ただし, 希薄条件とは異なり, 当量比の変化に伴い近似曲線の曲率が変化する様子は見られない。

図 16 は,  $S_u/S_u^0 = 0.5$ , および 0.35 となるときの, 近似曲線より求めた  $Y_{mist}$  の値と当量比との関係を示したものである。図中には, 予混合燃焼限界についても示されている。 $S_u/S_u^0 = 0.5$  の場合, 当量比 1.0 付近においてピークを持つ形状となるが, これは Kee らのグループによる計算結果[10]と概ね同様の傾向となっている。ただし, 本研究における  $Y_{mist}$  の値は, 計算結果[10]と比べて大幅に小さい。 $S_u/S_u^0 = 0.35$  の場合,  $S_u/S_u^0 = 0.5$  に比べてピークは若干希薄側に移動する。これは, 図 14 で見られるように,  $Y_{mist}$  が高くなると  $Y_{mist}$  に対する  $S_u/S_u^0$  の減少傾向が緩やかになるためである。 $S_u/S_u^0 = 0.5, 0.35$  のいずれにおいても, 過濃側より希薄側の方が燃焼速度を減少させるために必要な  $Y_{mist}$  の値が高くなる傾向にある。

一方, 予混合燃焼限界については, ピークは当量比 1.1 ~ 1.2 の間にあり, 予混合燃焼限界に至るためには過濃側の方が希薄側より高い  $Y_{mist}$  が必要となる。この傾向は, 燃焼速度の減少効果 (すなわち, 火炎抑制効果) とは正反対の結果となっている。前述のように, 予混合燃焼限界は火炎形態が予混合火炎から大きく変化する条件として定義されており, 基本的に消炎限界とは異なるものであると考えられる。しかしながら, 図 16 の結果は, 消炎限界を引き起こすメカニズムと火炎抑制効果を引き起こすメカニズムは全く異なるものであるという可能性を示唆している。

### 3.4. 水ミストによる熱損失の評価

次に, 熱損失の評価を行った。水ミストによる熱損失としては, ①水ミストの蒸発潜熱  $\dot{L}_{latent}$  [W], ②水ミストから発生した蒸気による顕熱  $\dot{L}_{vapor}$  [W], ③水ミスト (液体) による顕熱  $\dot{L}_{liquid}$  [W] の 3 つが挙げられる。これら 3 つの熱損失は, 以下の式により導出できる。

$$\dot{L}_{latent} = \dot{M}_{mist} \cdot H_{latent} \quad (15)$$

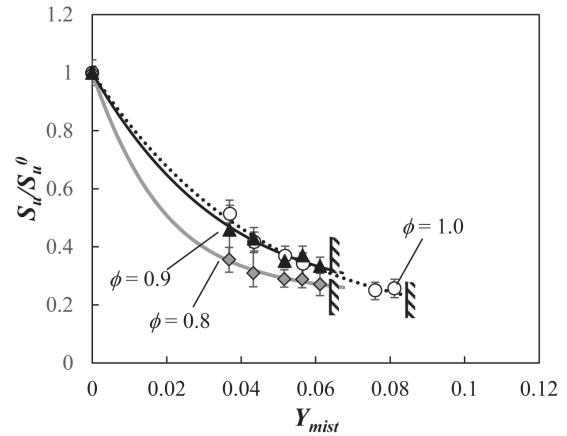


Fig.14 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  (lean condition).

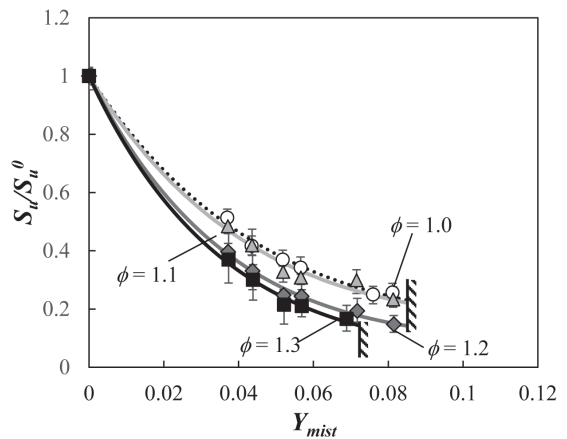


Fig.15 Relationship between  $S_u$  and  $Y_{mist}$  (rich condition).

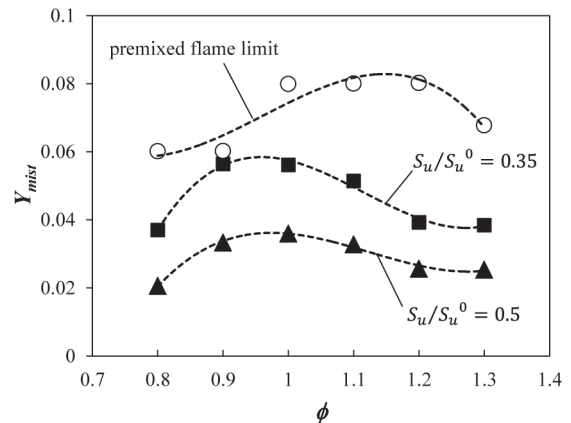


Fig.16  $Y_{mist}$  for  $S_u/S_u^0 = 0.5, 0.35$ , and the premixed combustion limit.

$$\dot{L}_{vapor} = \dot{M}_{mist} \cdot C_{vapor} (T_f - 373) \quad (16)$$

$$\dot{L}_{liquid} = \dot{M}_{mist} \cdot C_{liquid} (373 - 293) \quad (17)$$

ここで,  $H_{latent}$  ( $= 2,258$  kJ/kg) は水の蒸発潜熱,  $C_{vapor}$  ( $= 2.374$  kJ/kg K) は水蒸気の定圧比熱,  $T_f$  [K] は火炎温度,  $C_{liquid}$  ( $= 4.218$  kJ/kg K) は水 (液体) の  $100^\circ\text{C}$  における定圧比熱である。混合気中には飽和蒸気が含まれていることから, 実際には, ③飽和蒸気による顕熱  $\dot{L}_{saturate}$  [W] も熱損失とし

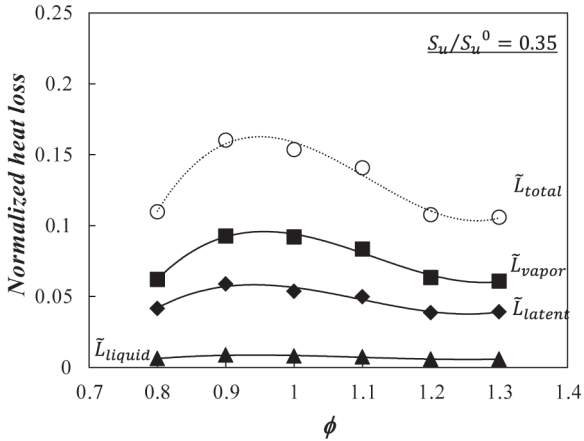
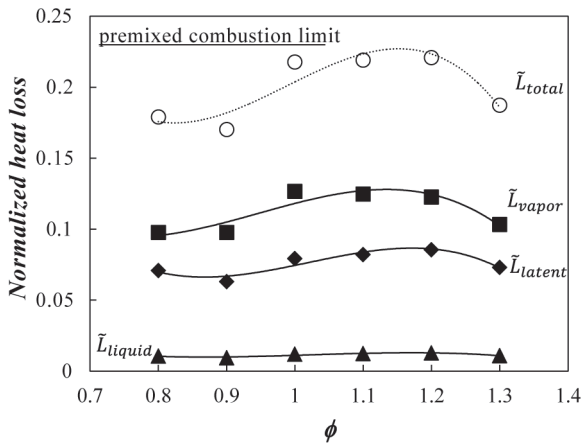
Fig. 17 Normalized heat losses ( $S_u/S_u^0 = 0.35$ ).

Fig. 18 Normalized heat losses (the premixed combustion limit).

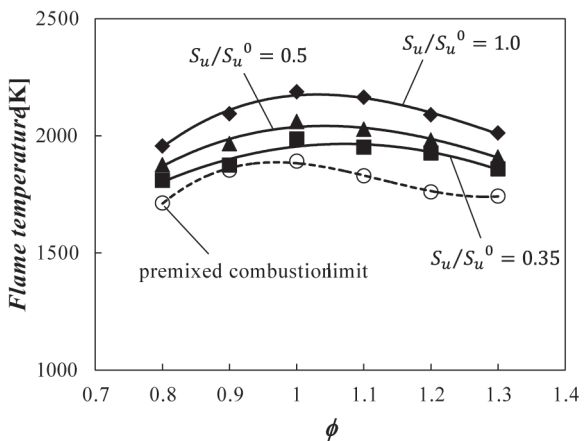


Fig. 19 Flame temperature.

て加わる。

$$\dot{L}_{saturate} = \dot{M}_{saturate} \cdot C_{vapor} (T_f - 293) \quad (18)$$

ただし、図 11～16 に示した実験結果は全て湿り空気に対する燃焼速度  $S_u^0$  により無次元化されていることから、

水ミストによる影響に着目する場合、 $\dot{L}_{saturate}$  を考慮する必要はない。

以上の 4 つの熱損失のうち、 $\dot{L}_{vapor}$  と  $\dot{L}_{saturate}$  の導出には火炎温度が必要となるが、 $Y_{vapor} (= Y_{mist})$  が確定することで化学平衡計算により火炎温度を算出することが可能である。火炎温度の導出には、化学平衡計算ソフト NASA-CEA [19] を用いた。さらに、化学平衡計算により各条件における生成物のモル分率も得ることができることから、反応物と生成物の間で標準生成エンタルピーの差をとることにより反応熱 (低位発熱量) を計算した。

図 17, 18 に、 $\dot{L}_{latent}$ ,  $\dot{L}_{vapor}$ ,  $\dot{L}_{liquid}$  およびそれらの合計  $\dot{L}_{total}$  [W] を低位発熱量により無次元化した値 ( $\tilde{L}_{latent}$ ,  $\tilde{L}_{vapor}$ ,  $\tilde{L}_{liquid}$ ,  $\tilde{L}_{total}$ ) を、それぞれ  $S_u/S_u^0 = 0.35$ , および予混合燃焼限界に対して示す。  $S_u/S_u^0 = 0.35$ , 予混合燃焼の限界のいずれの場合についても、 $\tilde{L}_{total}$  と当量比との関係は図 16 に示した  $Y_{mist}$  の値の分布と同様となる。  $\tilde{L}_{total}$  の最大値は、 $S_u/S_u^0 = 0.35$  に対しては 0.16, 予混合燃焼限界においては 0.22 であった。それぞれの熱損失に着目すると、いずれの条件も  $\tilde{L}_{vapor}$  が最も大きく、 $\tilde{L}_{total}$  の半分を占める。また、 $\tilde{L}_{latent}$  は熱損失としては 2 番目の大きさとなっている。なお、図中には飽和蒸気による熱損失は示されていないが、全ての条件で概ね 0.02 程度であり、 $\tilde{L}_{liquid}$  よりも大きな値となる。

図 19 に、化学平衡計算により算出した火炎温度  $T_f$  を示す。  $T_f$  は、全ての条件で当量比 1.0 にピークを有する。しかしながら、図 16 の  $Y_{mist}$  の分布に影響を受けており、 $S_u/S_u^0 = 0.35$  については熱損失の大きい希薄側が、予混合燃焼限界においては熱損失の大きい過濃側の温度が若干低くなり、当量比 1.0 に対して左右対称の分布形状を持つ  $S_u/S_u^0 = 1.0$  (すなわち、水ミストなし) とは異なる傾向となっている。

なお、予混合燃焼限界においては、火炎温度は 1700～1900 K の範囲であり、消炎限界に関する研究 (例えば、[20]) における典型的な火炎温度に比べ 300～500 K ほど高い値となっている。このことから、予混合燃焼限界は消炎限界とは異なるものである可能性が高いことがわかる。ただし、本研究では化学平衡計算により火炎温度を導出したことから、火炎温度に関しては今後、ふく射熱損失の影響等、さらなる調査が必要である。

#### 4. 結言

高濃度の水ミストによる火炎抑制効果に関する実験データの取得を目的として、パイロット火炎によって保炎された  $\text{CH}_4/\text{air}/$  水ミスト二次元ブンゼン火炎に対し、種々の当量比に対して燃焼速度の測定を行った。

いずれの条件においても、水ミスト濃度の増大に伴い燃焼速度は下に凸の二次曲線的な単調減少を示した。これは、今回適用した水ミストの粒径が十分に小さいことを意味しており、火炎観察と蒸発ダムケラ数の評価から水ミストは

予熱帯内で完全に蒸発していることが分かった。また、水ミスト濃度が非常に高い状態では、予熱帯前縁と青炎が平行とならない拡散火炎に近い形態へと移行することが分かった。

燃焼速度の測定結果は、いずれの当量比においても Kee らによる数値計算結果[10]より大幅に小さい値となった。また、当量比 1.0 では、Fuss らの実験結果[13]は、本研究の水ミスト濃度よりもはるかに低い条件下で実験を行っているが、湿り空気を用いた測定結果は本研究の測定結果の延長線上に存在することが分かった。実験結果より、当量比が低い条件においては水ミスト濃度に対する燃焼速度の減少傾向を示す曲線は大きな曲率を有しているが、当量比が 1.0 以上では曲率は小さくなった。

水ミストによる熱損失の評価を行った結果、全ての条件で水ミストの蒸発により生成した蒸気の顕熱が最も大きな値となった。予混合燃焼限界においては、総熱損失は反応熱の 22% 程度となった。

## References

1. Sakura, I., Suzuki, J., Kotani, Y., Naito, H., and Yoshida, A., *Proc. Combust. Inst.* 34: 2727-2734 (2013).
2. Takahashi, F., and Katta, V. R., *Proc. Combust. Inst.* 32: 2615-2623 (2009).
3. Naito, H., Uendo, T., Saso, Y., Kotani, Y., and Yoshida, A., *Proc. Combust. Inst.* 33: 2563-2571 (2011).
4. Yoshida, A., Kashiwa, K., Hashizume, S., and Naito, H., *Fire Safety Journal* 71: 217-225 (2015).
5. Sasongko, M. N., Mikami, M., and Dvorjetski, A., *Proc. Combust. Inst.* 33: 2555-2562 (2011).
6. Lentati, A. M., and Chelliah, H. K., *Proc. Combust. Inst.* 27: 2839-2846 (1998).
7. Lentati, A. M., and Chelliah, H. K., *Combust. Flame* 115: 158-179 (1998).
8. Blouquin, R., and Joulin, G., *Proc. Combust. Inst.* 27: 2829-2837 (1998).
9. Yang, W., and Kee, R. J., *Combust. Flame* 130: 322-335 (2002).
10. Modak, A. U., Abbud-Madrid, A., Delplanque, J-P., and Kee, R. J., *Combust. Flame* 144: 103-111 (2006).
11. Chelliah, H. K., *Proc. Combust. Inst.* 31: 2711-2719 (2007).
12. Fuss, S. P., Chen, E. F., Yang, W., Kee, R. J., Williams, B. A., and Fleming, J. W., *Proc. Combust. Inst.* 29: 361-368 (2002).
13. Chelliah, H. K., Lazzarinji, A. K., Wanigarathne, P. C., and Linteris, G. T., *Proc. Combust. Inst.* 29: 369-376 (2002).
14. Sigernes, F., Dyrland, M., Peters, N., Lorentzen, D. A., Svenøe, T., Heia, K., Chernouss, S., Deehr, C. S., and Kosch, M., *Optics Express* 17: 20211-20220 (2009).
15. Rothmana, L. S. et al., *J. Quant. Spectrosc. Radiat. Transfer* 130: 4-50 (2013).
16. Mai, T., Sakimitsu, Y., Nakamura, H., Ogami, Y., Kudo, T., and Kobayashi, H., *Proc. Combust. Inst.* 33: 2335-2342 (2011).
17. Mitani, T., and Niioka, T., *Proc. Combust. Inst.* 19: 869-875 (1982).
18. Smith, G. P., Golden, D. M., Frenklach, M., Moriarty, N. W., Eiteneer, B., Goldenberg, M., Bowman, C. T., Hanson, R. K., Song, S., Gardiner, W. C., Lissianski, V. V., and Qin, Z., [http://www.me.berkeley.edu/gri\\_mech/](http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/) (1999).
19. Gordon, S., and McBride, B. J., *Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions and Applications*, NASA Reference Publication 1311 (1996).
20. Ju, Y., Guo, H., Maruta, K., and Liu, F., *J. Fluid Mech.* 342: 315-334 (1997).