球形燃焼室壁面における火炎冷却と未燃焼炭化水素*

富田 栄二**, 浜本 嘉輔**, 中田 敏夫***

Flame Quenching and Unburned Hydrocarbons on the Wall
of a Spherical Combustion Vessel

Eiji TOMITA, Yoshisuke HAMAMOTO, and Toshio NAKATA

An experimental study on one-dimensional, laminar flame quenching on a cold wall was described herein. A homogeneous mixture of propane-air was ignited at the center of a spherical vessel, and the effects of pressure, mixture ratio and vessel size on the heat flux to the wall and on the unburned hydrocarbon concentrations were investigated. The characteristic values of quenching layer thickness defined from the maximum heat flux and the unburned hydrocarbon concentrations, δq and δ_{HC} , respectively, were determined. The value of δq was proportional to about minus 0.45 of the power of the pressure and was independent of the mixture ratio and the size of the combustion vessel. It was recognized that in the large size vessel, the hydrocarbons in the quench layer after the completion of combustion with flame propagation were oxidized. The value of δ_{HC} obtained in the small size vessel was proportional to δq .

Key Words: Combustion, Internal Combustion Engine, Flame Quenching, Heat Flux, Quenching Layer, Unburned Hydrocarbon

1. ま え が き

燃焼室壁面による消炎現象は、火花点火機関の未燃焼炭化水素排出の原因の一つであるといわれており、機関燃焼室内壁面近傍における冷却層の存在が写真撮影によって確認されている⁽¹⁾。しかし、実際の機関では燃焼室壁面に対する火炎伝ばの方向、ガス流動状態、壁面温度など、壁面近傍における消炎時の条件を明確に把握することが非常に困難であるので、もっと単純な実験条件で研究を行うことも必要である。

壁面に平行なガス流動のある場合については、壁面上の定常火炎の写真撮影により壁面近傍の無炎空間の厚さが測定されたり⁽²⁾、未燃焼炭化水素濃度の測定や無炎空間内の温度測定が行われたりしている⁽³⁾。また、火炎が壁面に垂直に伝ばする場合については次のような研究がある。火炎から壁面への熱損失による火炎温度低下を考え、消炎時の Peclet 数を定義して消炎現象を論じている研究⁽⁴⁾、燃焼室壁面上において壁中の熱流束とガス中の熱流束を表す式を求めて火炎冷却層

の厚さについて検討している研究⁽⁵⁾がある。さらに、質量、運動量、エネルギーの各保存式と、総括反応で代表した化学反応式を数値的に解析して壁面近傍の温度分布などから消炎現象について論じている研究⁽⁶⁾⁽⁷⁾、あるいは多くの素反応を考慮した研究⁽⁸⁾⁽⁹⁾もある。実験的には、定常的な平面火炎を利用して火炎写真によって冷却層厚さを測定している研究⁽¹⁰⁾、 $H_2-O_2-N_2$ 混合気を用いて定積容器(円筒形および直方体)壁面で熱流束を測定して熱伝達について調べた研究⁽¹¹⁾などがある。また、球形燃焼室中心で点火して燃焼後の未燃焼炭化水素濃度を調べて、火炎冷却層厚さが2平行平板によって測定された消炎距離に比例すると仮定して計算した濃度と比較している研究もある⁽¹²⁾。

本研究では、球形燃焼室(内径60~150 mm)内のプロパン~空気均一混合気(当量比0.8~1.4, 初期圧力20~400 kPa)に、燃焼室中心にて点火し、壁面に対して火炎面が垂直に伝ばする場合の壁面への熱流束および未燃焼炭化水素濃度について調査することにより、壁面近傍の火炎冷却層厚さについて検討した。

2. 実験方法

図1に実験装置の概略を示す。球形定積燃焼室を真空にした後、プロパン~空気均一混合気を充てんし、

* 昭和61年10月7日 第64期全国大会講演会において講演、原稿受付 昭和61年2月27日。

** 正員、岡山大学工学部(〒700 岡山市津島中3-1-1)。

*** 正員、奈良工業高等専門学校(〒639-11 奈良県大和郡山市矢田町22)。

燃焼室中心において電気火花により点火した。使用したプロパンの純度は約98.5% (体積比) である。また、点火電極は直径2 mmの鋼棒で、火花間げきは1.5 mmであり、放電エネルギー約30 mJの容量火花放電にて点火した。燃焼室壁面には、半導体式圧力変換器、同軸形表面熱電対を取付け、点火後の燃焼圧力、壁面温度を測定した。図2に、使用した5種類の表面熱電対の形状、構成材質などを示す。熱電対④は、外筒がクロメル、内芯がコンスタンタンで、その間は絶縁されており、表面は厚さ1~2 μmの銅が真空蒸着されている。熱電対⑤⁽¹³⁾は、外筒がコンスタンタン、内芯が銅で、表面は厚さ5~10 μmの銅めっきが施されている。熱電対③、①、⑥は、外筒-内芯がそれぞれコンスタンタン-鉄、コンスタンタン-銅、S45C-コンスタンタンであり、いずれも表面は厚さ0.6~0.7 μmの銅によるイオンプレーティングが施されている。

燃焼終了後、2~3 min 放置して反応が終了してから、混合用シリンダを用いて燃焼室内ガスを十分かくはんして均一にした後、抽出したガスをガスクロマトグラフによって分析し、炭化水素 (CH_4 , C_2H_4 , C_2H_6 , C_3H_8) の質量分率を測定し、全未燃焼炭化水素 (THC) の質量分率 [THC] を、

$$[\text{THC}] = [\text{CH}_4] + [\text{C}_2\text{H}_4] + [\text{C}_2\text{H}_6] + [\text{C}_3\text{H}_8] \quad \dots\dots\dots (1)$$

として求めた。実験条件は表1に示すように、プロパン-空気均一混合気を用いて、当量比 ϕ は0.8, 1.0, 1.2, 1.4, 初期圧力 P_i は20, 25, 30, 40, 50, 70, 100, 200, 300, 400 kPa, 燃焼室内径 D は60, 75, 100, 150 mm (表面積/体積比 S/V はそれぞれ0.10, 0.08, 0.06, 0.04 mm^{-1})、燃焼室内混合気の初期温度 T_{ui} および燃焼室壁面の初期温度 T_{wi} は 290 ± 5 K とした。

図1 実験装置の概略図

3. 壁面温度および熱流束

壁の温度を T 、壁の熱拡散率を a_w 、燃焼室壁面から壁の内部へ向かう方向を正の方向とし、その距離を x 、点火からの時間を t で表すと、壁内の一次元非定常熱伝導は次式で表される。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_w \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、半無限大の壁を仮定すると、 T が kt (ただし、 k は T の時間的変化率で定数とする) で変化するとき、式(2)の解は、

$$T = kt \left\{ \left(1 + \frac{x^2}{2a_w t} \right) \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_w t}} - \frac{x}{\sqrt{\pi a_w t}} \exp \left(-\frac{x^2}{4a_w t} \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

となる⁽¹⁴⁾。ここで、

表1 実験条件

Equivalence ratio of propane-air mixture, ϕ	0.8, 1.0, 1.2, 1.4
Initial pressure of mixture, P_i , kPa	20, 25, 30, 40, 50, 70, 100, 200, 300, 400
Diameter of spherical combustion vessel, D , mm (Surface/volume ratio of vessel, S/V , mm^{-1})	60, 75, 100, 150 (0.10, 0.08, 0.06, 0.04)
Initial temperature of wall surface, T_{wi} , K	290 ± 5
Initial temperature of mixture, T_{ui} , K	290 ± 5

Thermocouple	Tube Diameter, mm	Wire Diameter, mm	Thickness of insulator (I) (μm)	Junction Material	Thickness (μm)
A*	Chromel (2.5)	Constantan (Unknown)	12.7	Copper (Vacuum evaporation)	1~2
B	Constantan (2.2)	Copper (0.3)	100	Copper (plating)	5~10
C	Constantan (2.8)	Iron (0.3)	350	Copper (ion plating)	0.7
D	Constantan (2.8)	Copper (0.3)	+	+	+
E	S45C (2.8)	Constantan (0.3)	+	+	0.6

Thickness of insulator (II) is 1.2 mm.

* Made by Medtherm Co.

図2 5種類の熱電対①~⑤の比較

$$\operatorname{erfc} x = 1 - \operatorname{erf} x$$

$$= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^{\infty} \exp(-z^2) dz$$

である。壁面における熱流束 q は、壁の熱伝導率を λ_w として式(3)より、

$$q = -\lambda_w \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = \frac{2\lambda_w}{\sqrt{\pi a_w}} \cdot k\sqrt{t} \quad \dots\dots\dots (4)$$

が得られる。いま、 T の時間的变化を折れ線にて近似する。このとき、

$$q_{t_n \leq t \leq t_{n+1}} = \frac{2\lambda_w}{\sqrt{\pi a_w}} \sum_{j=0}^n (k_{j+1} - k_j) \sqrt{t - t_j} \quad \dots\dots\dots (5)$$

となる。ただし、 t_j は $t=0$ から j 番めの折れ線の接点までの時間であり、 k_j は t_j と t_{j-1} との間の折れ線のこう配である。また、 $k_0=0$ 、 n は折れ線の接点数、 $j=0, 1, 2, \dots\dots$ である。このように、式(5)を用いて t_n と t_{n+1} の間の時間区間における q を順次求めた。ただし、 λ_w 、 a_w には使用した熱電対の外筒部の材質の値⁽¹⁵⁾を用いた。

点火からの経過時間 t に対する壁面温度 T_w の変化 $\Delta T_w (= T_w - T_{wi})$ の測定例を図3に示す。図3中の1~5は熱電対の取付位置を示す。1および5は、鉛直上方および下方の燃焼室壁面、3は水平方向の燃焼室壁面であり、2と4はそれぞれ1と3および3と5の中間の位置を示す。熱電対の位置によって、 $t=30$ ms (図3の例では $t=25$ ms で火炎伝ばによる燃焼が終了) 後の壁面温度経過に大きな相違がみられる。すなわち、燃焼室上部壁面では下部壁面と比較して、大きな温度上昇がみられる。これは燃焼終了後の燃焼室内部には温度こう配があり、燃焼室中央部にある高温の燃焼ガスが浮力の影響で上方へ移動するためである⁽¹⁶⁾。その後は壁面への熱損失によるガス温度の低下のために壁面温度は徐々に低下していく。また、燃焼終了後の壁面温度経過は実験の初期条件が同一であ

図3 壁面温度測定例

っても測定ごとによらついていたが、火炎が壁面に接近した時期に示す急激な壁面温度上昇の時期までは測定ごとのばらつきはほとんどみられなかった。図4に、燃焼室内径 D を変化させた場合について式(5)によって計算した熱流束 q を、 ΔT_w とともに示す。点火から q が最大になる時期までの ΔT_w は図3より明らかに測定位置に関係なく同じであるので q の値も測定位置には無関係に同じ値を示す。これは、均質な混合気中を火炎が球形に伝ばしていることから当然の結果といえよう。また、図4から q の最大値 $q_{\max}$ は燃焼室の内径 D に関係なくほぼ一定の値になっていることがわかる。

熱電対④、⑤の2種類によって測定した ΔT_w を比較して図5に示す。両熱電対の相違は図2に示したように材質のほか接合部の厚さが異なる。熱電対⑤のほうが、④よりも接合部が厚く、また熱電対外筒の熱伝導率も大きいので、壁面温度測定値の時間的变化率が小さくなっていると考えられる。しかし、熱電対④、⑤による壁面温度測定値より求めた熱流束の最大値 $q_{\max}(A)$ 、 $q_{\max}(B)$ は、図6に示すように、図中の実験条件 ($D=60\sim 100$ mm, $P_i=100\sim 300$ kPa, $\phi=0.8\sim 1.4$) で互いにほぼ比例していた。すなわち、

$$q_{\max}(A) \approx 1.54 q_{\max}(B) \quad \dots\dots\dots (6)$$

と表される。また、 $\phi=1.0$ の場合について、熱電対④~⑤によって得られた最大熱流束値を、そのときの燃焼室内圧力 P_i に対して、図7に示す。いずれの場合も圧力に対する依存性はほぼ同じである。つまり、熱電対の種類の差異によって、得られる最大熱流束値は異なるが、相対値として議論する場合にはさしつかえない

図4 壁面温度および熱流束

いと考えられる。以下の議論で用いる最大熱流束としては熱電対④で得られた測定値も式(6)により、 $q_{\max}(A)$ に換算し、 $q_{\max}(A)$ と $1.54q_{\max}(B)$ とを区別なく $q_{\max}$ として用いている。

図8に、 $q_{\max}$ と P_q の関係を調べた結果の一例($D=60\sim 150$ mm, $P_i=20\sim 400$ kPa, $\phi=1.0$)を示す。図示のように、 $q_{\max}$ は P_q の増加とともに増加し、当量比 $\phi=1.0$ の場合には $q_{\max}\approx 2.03P_q^{0.45}$ となった。この関係から、 $P_q=P_r(=101.3\text{ kPa}=1\text{ atm})$ における $q_{\max}$ を求め、 $q_{\max,r}$ と表し、 $q_{\max,r}$ に及ぼす当量比 ϕ の影響

図5 壁面温度測定値(熱電対④～⑤の比較)

図6 $q_{\max}(A)$ と $q_{\max}(B)$ の関係

図7 熱電対④～⑤にて得られた $q_{\max}$ に及ぼす P_q の影響

響を調べた結果を、断熱火炎温度 T_b とともに図9に示す。基準圧力 $P_r=101.3$ kPaにおける最大熱流束 $q_{\max,r}$ は、 $\phi=1.05$ 付近で最大になっており、当量比に対する断熱火炎温度の変化の傾向と類似している。

次に、圧力 P_q および最大熱流束 $q_{\max}$ を、基準圧力 P_r およびその状態での最大熱流束 $q_{\max,r}$ で無次元化し、

$$P_R = P_q / P_r, \quad q_R = q_{\max} / q_{\max,r}$$

と表し、全実験条件で q_R と P_R の関係を調べた結果を図10に示す。実験の範囲内で q_R は燃焼室内径および当量比はあまり大きな影響を受けず、主に圧力に依存し、

$$q_R \approx P_R^{0.45} \quad \dots\dots\dots (7)$$

図8 最大熱流束 $q_{\max}$ と圧力 P_q の関係

図9 $q_{\max,r}$ および T_b に及ぼす ϕ の影響

図10 q_R と P_R の関係

なる関係で表される。

4. 未燃焼炭化水素

燃焼終了後に残留する全未燃焼炭化水素の質量分率 [THC] を調べた結果の一例 ($D=150\text{mm}$) を図 11 に示す。 ϕ が小さくなるほど [THC] は減少している。同様の傾向は、プロパンを燃料とした火花点火機関の燃焼後のシリンダ内ガス中の残留プロパン濃度の測定結果⁽¹⁷⁾にもみられる。

図 12 に、当量比一定 ($\phi=1.0$) で燃焼室内最高圧力 $P_{\max}$ と [THC] の関係を種々の大きさの燃焼室で調べた結果を示す。 $P_{\max}$ は初期圧力 P_i を変えることによって変えた。燃焼室内径 D および最高圧力 $P_{\max}$ の増加とともに [THC] が減少している。この傾向は他の当量比においても同様であった。

燃焼室の表面積/体積比 S/V に対する [THC] の変化を、 $D=60\text{mm}$ の場合の値 $[\text{THC}]_{60}$ を基準として無次元化して図 13 に示す。初期圧力 $P_i=100\text{ kPa}$ の場合にはばらつきが大きかったが、 $P_i=200\sim 400\text{ kPa}$ の場合には $[\text{THC}]/[\text{THC}]_{60}$ と S/V の間には ϕ の値にかかわらずほぼ一定の関係がある。 ϕ および P_i が一定の条件で考えて、火炎が壁面近傍に到達して一定厚さの冷却層を残して燃焼を終了すると仮定するならば、燃焼室の S/V の増加に対して [THC] も比例して増加することになる。しかし、実験結果では S/V が小さくなると、[THC] が予想されるよりも少なくなっている。この理由は、 S/V が小さいほうが燃焼後の熱損失の割合が少なく、燃焼ガスが高温に保持される時間が長くなり、未燃焼炭化水素の酸化反応の進行の程

度が大きくなり、[THC] が減少するためであると考えられる。

5. 火炎冷却層厚さ

最大熱流束 $q_{\max}$ およびその状態における断熱火炎温度 T_b を用いて、火炎冷却層の特性厚さ δ_q を次のように定義する。

$$\delta_q = \lambda_q (T_b - T_w) / q_{\max} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ただし、 λ_q は冷却層内ガスの平均熱伝導率であるが、計算には $(T_b + T_w)/2$ なる温度における空気熱伝導率を用いた。なお、火炎到達時の壁面温度の上昇は断熱火炎温度に対して無視できるほど小さい (図 3) ので、ここでは壁面温度 T_w として点火前の値 T_{wi} を用いた。このようにして求めた δ_q の値を圧力 P_i に対して、図 14 に示す。基準状態の圧力 $P_i (=101.3\text{ kPa})$ における δ_q の値 δ_{qr} を求めると、本実験の範囲内で燃焼室の内径および当量比にはあまり関係なく、 $\delta_{qr} \approx$

図 12 [THC] に及ぼす $P_{\max}$ の影響

図 11 [THC] に及ぼす ϕ の影響

図 13 $[\text{THC}]/[\text{THC}]_{60}$ に及ぼす S/V の影響

0.24 mm となった。 δ_q および P_q を基準状態における値 δ_{qr} および P_r でそれぞれ無次元化し、

$$\delta_{qr} = \delta_q / \delta_{qr}, \quad P_r = P_q / P_r$$

とすると、

$$\delta_{qr} = P_r^{-0.45} \dots\dots\dots (9)$$

$$(\delta_{qr} = 0.24 \text{ mm}, P_r = 101.3 \text{ kPa})$$

なる関係が得られた。この関係は、燃焼室壁面近傍に生じる温度境界層厚さが圧力のほぼ -0.5 乗に比例する⁽¹¹⁾という結果とも類似しており、 δ_q は火炎伝ばによる燃焼が終了する時期における未燃焼混合気層の厚さの特性値として妥当なものであると考えられる。

また、全未燃焼炭化水素が壁面近傍の薄い層内に残留するものとして、火炎冷却層の特性厚さ δ_{HC} を次のように定義する。

$$\delta_{HC} = \frac{V}{S} \frac{P_i}{P_e} \frac{T_{ue}}{T_{ui}} \left(1 + \frac{15.65}{\phi} \right) [\text{THC}] \dots\dots\dots (10)$$

ただし、 V , S は各々燃焼室容積、表面積、 P は燃焼室内ガスの圧力、 T_u は未燃焼混合気の温度である。添字 i は点火前の、 e は燃焼終了時の状態を表す。ここでは、燃焼終了時の圧力 P_e および未燃焼混合気温度 T_{ue} が

図 14 δ_q に及ぼす P_q の影響

図 15 δ_{HC} に及ぼす P_{max} の影響

それぞれ最高圧力 P_{max} および P_i から P_{max} まで断熱的に圧縮されたときの未燃焼混合気の温度 T_{ua} と壁面の温度 T_w との平均温度に等しいとして、すなわち $P_e = P_{max}$, $T_{ue} = (T_{ua} + T_w)/2$ として δ_{HC} を求めた。その結果を P_q に対して図 15 に示す。最大熱流束から求めた冷却層厚さの特性値 δ_q と同様に、圧力の増加とともに δ_{HC} は小さくなっていく。また、燃焼室内径 D が大きくなると δ_{HC} の圧力依存性がやや強くなる傾向がある。

δ_{HC} に及ぼす S/V の影響を図 16 に示す。図 16 上の点は図 15 において実線にて示された値をもとにしてプロットしたものである。 δ_{HC} は S/V が大きくなるにつれて一定値に近づく傾向はみられるが、本実験条件の範囲内では S/V にほぼ比例している。 S/V が小さくなるにつれて燃焼ガスが高温に保持される時間が長くなり、冷却層内の未燃焼炭化水素の酸化反応の進行の程度が大きくなって δ_{HC} が小さくなっていくと考

図 16 δ_{HC} に及ぼす S/V の影響

図 17 δ_{HC} と δ_q の関係

えられる。これは $\phi=1.0$ の場合のものであるが、他の当量比においてもほぼ同様であった。

図 17 に、 δ_{HC} と δ_q の関係を調べた結果を示す。 $S/V=0.04, 0.06 \text{ mm}^{-1}$ の場合にはややばらつきが大きい、 $S/V=0.10 \text{ mm}^{-1}(D=60\text{mm})$ の場合には比較的良い比例関係があることがわかる。

6. あ と が き

球形燃焼室を用いて、プロパン～空気均一混合気中を壁面に垂直に火炎が伝ばする場合について、5種類の表面熱電対によって求められた熱流束を検討し、最大熱流束値をもとにして広範囲の圧力、混合比について冷却層の特性厚さを求めると同時に、燃焼後の未燃焼炭化水素濃度を調べ、冷却層の特性厚さを求めた。主な結果を以下に示す。

(1) 最大熱流束値から求めた冷却層の特性厚さは、燃焼室内径(60～150 mm)および当量比(0.8～1.4)にほとんど依存せず、圧力の約0.45乗に比例する。

(2) 燃焼室 S/V 値が 0.10 mm^{-1} (内径 60 mm) の場合、最大熱流束値から求めた冷却層の特性厚さと、未燃焼炭化水素濃度から求めた特性厚さとは、ほぼ比例する。

(3) 燃焼後の未燃焼炭化水素濃度は、燃焼室内径が大きいほど、圧力が高いほど、また当量比が小さい(ただし 0.8～1.4)ほど、減少する。

(4) 未燃焼炭化水素がすべて壁面近傍の薄い冷却層内に存在すると仮定して求めた冷却層特性厚さは燃焼室の S/V 値が小さいほど、また圧力の高いほど減少する。すなわち、 S/V 値の小さい場合には火炎伝ばによる燃焼の終了後の未燃焼炭化水素の酸化反応が顕著である。

(5) 構成材質、表面接合部厚さが異なる表面熱電対を用いて最大熱流束を求めると、異なる値が得られるがその圧力依存性はほぼ等しいものとなる。

(6) 浮力の影響による燃焼ガス運動のために、燃焼終了後の燃焼室壁面温度は測定場所によって大きく異なる。しかし、少なくとも熱流束が最大になる時期までの壁面温度は測定場所に依存せず同様の変化を示す。

最後に、同軸形表面熱電対の製作に関して、岡山県工業技術センタ西田典秀氏および埼玉大学針谷安男氏の御協力を得た。ここに記して謝意を表す。

文 献

- (1) Daniel, W. A. *Proc. 6th Symp. (Int.) Combust* (1956), 886.
- (2) 山崎・猪飼, 機論, 37-296 (昭 46), 772.
- (3) Blint, R. J. and Bechtel, J. H., *SAE Paper*, No. 820063 (1982).
- (4) Ferguson, C. R. and Keck, J. C., *Combust. Flame*, 28 (1977), 197.
- (5) Ishikawa, N. and Branch, M. C., *SAE Trans.*, 86(1977), 2434 (Paper No. 770648).
- (6) Kurkov, A. P. and Mirsky, W., *Proc. 12th Symp. (Int.) Combust* (1968), 615.
- (7) Adamczyk, A. A. and Lavoie, G. A., *SAE Trans.*, 87 (1978), 3652 (Paper No. 780969).
- (8) Westbrook, C. K., ほか 2 名, *Combust. Flame*, 40 (1981), 81.
- (9) 佐野, 第 23 回燃焼シンポジウム前刷集, (昭 60), 394.
- (10) 山崎・猪飼, 機論, 37-293 (昭 46), 121.
- (11) 一色・ほか 4 名, 機論, 39-328 (昭 48), 3760.
- (12) Agnew, J. T., *SAE Paper*, No. 670125 (1967).
- (13) 吉田・針谷, 機論, 45-391, B (昭 54), 416.
- (14) Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., *Conduction of Heat in Solid*, (1959), 63, Oxford.
- (15) 日本機械学会編, 伝熱工学資料(改訂第 3 版), (昭 56), 293, 日本機械学会.
- (16) Woschni, G., *SAE Paper*, No. 670931 (1967).
- (17) 浜本・ほか 3 名, 機論, 50-455, B (昭 59), 1792.

討 論

〔質問〕 小 野 信 輔 (九州大学工学部)

(1) 貴実験の範囲でいわゆる火炎の特性厚さはかなり変化するし、また消炎距離は濃度に依存するが、式(8)で定義された火炎冷却層の特性長さ δ_q は直接消炎距離に関係しているかどうかはわからないが、この δ_q が濃度にほとんど依存しない理由をどのようにお考えか。

(2) 壁面材質と異なる熱電対内への熱流束を取扱っておられること、また、本来壁中への divergent heat flow を熱電対への linear heat flow としたこと

による影響はどの程度か。

〔回答〕 (1) 式(8)で定義した冷却層厚さの特性値は、たとえば、混合気濃度が変わって断熱火炎温度 T_0 が変わると、熱流束の最大値 $q_{\max}$ も変化し、その結果、図 14 に示すように、 δ_q は混合気濃度にほとんど依存しなくなる。

(2) 熱電対の外筒部に燃焼容器壁と同じ材料、炭素鋼 S45C, を用いた実験も行っている(図 2 熱電対 ⑥)。熱電対の材質および接合部の厚さによって $q_{\max}$ の値は変わってくるが、圧力依存性はほぼ同じだっ

た。そのために、式(6)のように熱電対⑧の値を④に換算したり、 q_r のような無次元化した熱流束を用いたりして、 $q_{\max}$ の値を相対値として取扱っている。

次に、divergent heat flow の件であるが、燃焼室内径が60~150 mm であるので、壁面ではほぼ一次元的熱流と考えている(熱電対外筒径2.2~2.8 mm)。

〔質問〕 香月正司〔大阪大学工学部〕

(1) 本論文の結論を左右するものではないが、図7によると熱電対の種類によって測定値に大きな開きがある。以後の議論は低い値の得られている熱電対④⑧の結果に基づいており、しかも⑧の測定値は式(6)によって④のそれに換算されているが、④を代表として採用した理由を示していただきたい。

(2) 図9の $q_{\max,r}$ の曲線が $\phi=1.05$ 付近で最大値をとると述べておられるが、測定点を見ただけではいささか大胆に結論づけておられるように感じられる。根拠となった理由がほかにもあれば示していただきたい。

〔回答〕 (1) 熱流束の最大値 $q_{\max}$ は、熱電対の種類によって異なるが、圧力依存性は等しくなっている。本研究では、比較的数据数の多い熱電対④、⑧の値を使用した。が、相対値として議論しているの、④の測定値を代表値としても、⑧、⑤の値を代表値としても結果は同じことになる。

(2) 付図1に示すように、 T_b と $q_{\max,r}$ の関係を調べてみると、非常に良い比例関係が成立している。プロパン-空気均一混合気の場合、 T_b はほぼ $\phi=1.05$ 付近で最大値となったので、 $q_{\max,r}$ も同様の傾向にあると判断している。

〔質問〕 是松孝治〔工学院大学〕

未燃焼炭化水素の排出原因に迫る興味深い実験を行われたことに敬意を表す。実機との対応と関連して、下記の点についてご教示願いたい。

(1) 実機では、火炎伝ばによる燃焼後の酸化反応によって消炎層内の未燃焼成分は消失してしまい、結局 UBHC に消炎層は寄与しないという意見もある。結論(4)は、「実機では壁温のレベルが高い、 $p_{\max}$ も高いので UBHC に消炎層はほとんど寄与しない。」と拡大解釈できるだろうか。

(2) 火炎冷却層厚さの傾向などの実験結果を、流動や乱れの存在している実機の燃焼室に適用するとすれば、適用の可否を決める条件はどのようなものとなるか。たとえば、層流底層厚み>冷却層厚みなどでよいのか。

〔回答〕 (1)、(2)をまとめて回答する。実機における未燃焼炭化水素排出の原因については、非常に

付図1 T_b と $q_{\max,r}$ の関係

複雑であり、種々の要素が絡みあっていると考えられる。本研究の場合、実機と実験条件を比較すると、圧力条件は同程度であるが、混合気および壁面の温度、壁面上のたい積物の有無、燃料の気化の程度、ガス流動の有無、壁面に対する火炎伝ばの方向などの諸点が異なる。したがって、本研究の結果のみから、火花点火機関の未燃焼炭化水素の排出に燃焼室内の消炎層がほとんど寄与していないとの結論は出せないと考える。また、乱流火炎に対しては、「層流底層の厚み>冷却層厚み」でよいのかどうか、回答できるデータをもっていないが、乱れの存在によって未燃焼炭化水素濃度がいかに変化するかとも関連して非常に興味のある問題と思う。

〔質問〕 角田敏一〔広島大学工学部〕

未燃焼炭化水素に関する詳細な測定を行い、その発生機構に対する新しい知見を得られたことに敬意を表す。以下の点につきご教示願いたい。

δ_q は火炎が壁面に到達する時刻における値を代表しているが、 δ_{HC} はそれからかなり時間が経過し酸化反応が終わった時点における値を表すものと考えられる。このとき酸化反応による HC 低下は無視してよいのか。いいかえれば火炎が到達した時刻における冷却層内の THC から算出した δ_{HC} と δ_q も比例関係にあると考えてよいのか。

〔回答〕 δ_q は火炎が壁面近傍に到達する時刻における値で、 δ_{HC} は混合気の反応が終了した後の値である。燃焼室径が大きい場合は、燃焼後のガス温度低下が比較的緩やかであり、壁面近傍の未燃焼混合気が高温の燃焼ガスに接する時間が長く、そのために火炎伝ば終了後の酸化の程度が大きくなる。しかし、燃焼室径が60 mm ($S/V=0.10 \text{ mm}^{-1}$) の場合には、燃焼ガスの温度低下が急激なため、壁面近傍の未燃焼混合気

の酸化の程度も少なく、 δ_{HC} と δ_q の間には図 17 に示す程度の比例関係が得られる。質問者の δ_{HC} なる値が δ_q に比例するか否かの問題であるが、炭化水素の残っている未燃焼層の燃焼ガス側の端の温度が、冷却の影響を受けない火炎温度に等しいのか、あるいは、た

とえば過薄限界火炎温度に等しいのかによって、また、未燃焼炭化水素が分解した状態で存在する量の大小などによって、 δ_{HC} なる値は変わってくるので、厳密にはわからないが、 δ_{HC} は δ_q にだいたい比例するものと考えている。