セラミック燃焼室壁面への瞬時熱流束計測用
薄膜形熱電対の開発*榎本良輝^{*1}, 石井 敦^{*2}, 永野 洋^{*3}
飯田訓正^{*4}, 木村修二^{*5}Development of Thin-Film Thermocouple Measuring for Instantaneous
Heat Flux Flowing into the Ceramic Combustion Chamber WallYoshiteru ENOMOTO, Atsushi ISHII, Hiroshi NAGANO,
Norimasa IIDA and Shuji KIMURA

In order to evaluate the validity of a low heat rejection engine proposed for the reduction of heat loss, a thin film thermocouple was developed for accurate measurement of the instantaneous heat flux flowing into the ceramic combustion chamber wall. The thin film thermocouple is the pair-wire type construction without effects of the material of the thermocouple and the instantaneous heat flux, which was confirmed by finite element analysis. This paper also shows examples of measurements conducted on the instantaneous heat flux flowing into the ceramic combustion chamber, using the pair-wire type thin film thermocouple made of ceramic base material.

Key Words: Internal Combustion Engine, Ceramic Combustion Chamber Wall, Instantaneous Heat Flux Thin-Film thermocouple, Thermophysical Property

1. ま え が き

セラミックスは金属材料に比べて優れた耐熱性と低い熱伝導性を有しており、熱損失の低減を目的とした遮熱エンジンの燃焼室壁材料として期待されている^{(1)~(3)}。燃焼室壁材料にセラミックスを採用したことによる効果や影響を評価すべく、薄膜形熱電対を使用して燃焼ガスから燃焼室壁面への熱損失状態の把握が試みられてきた^{(4)~(8)}。それらの結果をみると、燃焼期間に燃焼室壁面に流入する熱流束は燃焼室壁面を遮熱化したことにより従来の遮熱化していない機関より減少するという報告^{(4)~(6)}と、増加するという報告⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾があり評価は二分されている⁽⁹⁾。その理由の一つには、それぞれが使用している瞬時熱流束計測用の薄膜形熱電対の測定精度によるものがあると考えられる。薄膜形熱電対は熱電対の宿命である異種材料お

よび絶縁材料等で構成されているため、それらの熱的物性値の影響を受けて、測定対象の真の瞬間温度と位相、振幅等が大きく異なった瞬間温度を計測する恐れがある。その結果、それら瞬間温度から得られる瞬時熱流束に大きな誤差が生じることになる。

著者らは金属燃焼室壁面の瞬間温度を測定する薄膜形熱電対について、同軸構造の薄膜形熱電対モデル内の熱エネルギーバランスより、モデル内の温度分布を求める階差式を導き、燃焼ガス温度および燃焼ガスから壁面への熱伝達率が定常ならびに非定常状態で作用する場合のモデル内温度分布を計算した。異種材料が存在しない被測定材料のみのモデルで同様に求めたモデル内温度分布を真値として上記計算結果と比較検討し、理想的な薄膜形熱電対の材料および寸法を決めることができた⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。この結果を受けて、四サイクルガソリン機関の各燃焼室壁の材料に対応させた薄膜形熱電対を製作し、燃焼室壁面への直接熱損失を計測し四サイクルガソリン機関の熱損失状態を明確にした⁽¹²⁾⁽¹³⁾。

遮熱エンジンのセラミック燃焼室壁面において、著者らは上記同軸構造の金属母材薄膜形熱電対と同様に、セラミック燃焼室壁材料と同一のセラミックスを母材に用い、鉄を心線とし、ニッケル薄膜が母材頂面

* 原稿受付 1997年6月20日。

^{*1} 正員、武蔵工業大学 (☎158-8557 東京都世田谷区玉堤1-28-1)。^{*2} 正員、三谷産業(株) (☎104-8270 東京都中央区新川1-23-5)。^{*3} 正員、理想科学工業(株) (☎300-0333 茨城県稲敷郡阿見町若栗)。^{*4} 正員、慶應義塾大学 (☎223-0061 横浜市港北区日吉3-14-1)。^{*5} 正員、日産自動車(株) (☎237-8523 横須賀市夏島町1)。

以上の結果を受け、熱電対材料および耐熱接着剤による熱接点温度への影響を極力低減しセラミック燃焼室壁面の瞬時熱流束を精度よく計測できる薄膜形熱電対の開発を試みた。それは母材中心より離れた位置に熱電対素線導出部を設置し、母材頂面中心に熱接点を形成する対線構造の薄膜形熱電対である。そのモデルについて有限要素法を用いて数値解析し、熱電対素線および耐熱接着剤の測定値への影響を検討した結果、精度のよい計測ができることを確認した。さらに試作した対線構造の薄膜形熱電対による機関運転時の瞬時熱流束計測を行った結果、十分な信頼性・耐久性を確認することができた⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾ ので、開発の経過とともに以下に報告する。

2・1 同軸構造の薄膜形熱電対 図1に著者らが以前開発したセラミックスを母材とした同軸構造の薄膜形熱電対⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁽¹⁴⁾を示す。セラミックスは窒化けい素

図2に示すような直径5mmの同軸構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対がアルミニウム合金(以下Loex)のピストン本体に密着した窒化けい素燃焼室壁に厚さ0.2mmの断熱層をかねた耐熱接着剤層を介して埋め込まれた単純なモデルを考えた。機関運転中に燃焼室壁がさらされている温度場を想定し、このモデルの表面に図3に示した定常ならびに非定常のガス

温度 T_{gm} , T_g と熱伝達率 α_{gm} , α_g を、裏面に定常の $T_{cm}=363.15\text{ K}$, $\alpha_{cm}=1\,921.3\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ を作用させモデル内温度分布を階差式によって求めた⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。熱電対素線を導出する穴径を D , 鉄線の径を d , ニッケル薄膜厚さを δ とし、それぞれの寸法および物性値が壁内温度分布へ与える影響を、熱電対が挿入されていない窒化けい素・Loex 2 層平板が上記の温度場に挿入された際の壁内温度分布へ与える影響を真値とすることにより比較検討した。表 1 に計算に使用したモデル構成材料の熱的物性値を示す。

Table 1 Thermophysical properties

Material	Thermal conductivity $\lambda\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$	Specific heat $C\text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$	Density $\rho\text{ kg/m}^3$	Thermal diffusivity $a\text{ m}^2/\text{s}$
Si ₃ N ₄	10.00	1252.8	2400	0.333×10^{-5}
Loex	141.89	879.0	2690	6.001×10^{-5}
Nickel	90.02	439.7	8899	2.301×10^{-5}
Iron	67.45	460.8	7870	1.860×10^{-5}
Heat resistant adhesive	0.79	838.8	2300	0.041×10^{-5}

Fig. 4 Effects of iron wire diameters on hot junction temperature variation ($D=0.3\text{ mm}$, $\delta=10\text{ }\mu\text{m}$, engine speed 2 000 rpm) Fig. 5 Effects of iron wire diameters on instantaneous heat flux ($D=0.3\text{ mm}$, $\delta=10\text{ }\mu\text{m}$, engine speed 2 000 rpm)

図 4, 5 に数値解析の結果の例として機関回転速度 2 000 rpm, ニッケル薄膜厚さを $\delta=10\text{ }\mu\text{m}$, 熱電対素線を導出する穴径 $D=0.3\text{ mm}$ とした場合に、鉄線径 d を 50, 76, 100 μm と変化させたときの熱接点温度変動および瞬時熱流束を示す。図 4, 5 中の True value は前述の熱電対を埋め込んでいない平板における値すなわち真値である。穴径は同じであるから鉄線径が細いほどすなわち耐熱接着剤の量が多くなるほど物性値の影響を受けて熱接点温度は真値より高い温度となり振幅も大きくなる。そのため瞬時熱流束のピーク値も大きく、燃焼行程中に流入する熱量を大きく計測することになる。与えられた真値に近い瞬時熱流束を計測するには d は 76~100 μm の間の線径がよいことがわかる。このように同軸構造では、中心穴内の鉄線の径および耐熱接着剤の量に計測値は大きく影響されることがわかった。2 000 rpm 以外の回転速度における解析では、さらに鉄線径を回転速度に応じて選定せざるをえない結果が得られている⁽¹⁵⁾⁽¹⁸⁾。

2.2 対線構造の薄膜形熱電対

同軸構造のセラミック母材薄膜形熱電対では熱電対素線導出部の熱的物性値が熱接点部の温度に影響することがわかったため、温度検知部である熱接点が図 6 に示すようにセラミック母材表面中心で厚さ 0.4 μm の非常に薄い鉄およびニッケル薄膜によって形成され、外周付近の薄膜から鉄とニッケルの素線を導出する対線構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対を新しく開発した。まずこの対

Fig. 6 Pair-wire type ceramic body thin film thermocouple

線構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対の妥当性を確認するために、モデルについて有限要素法を用いて非定常熱伝導の数値解析を行った。

図6に示す対線構造のセラミック母材薄膜形熱電対を図7に示すように、直径5 mm、厚さ5 mmのモデルに単純化し、厚さ3 mmのLoex平板のピストン本体に密着した厚さ5 mmの窒化けい素燃焼壁に0.5 mmの耐熱接着剤層を介して埋め込まれた数値解析用モデルを作成した。この時点より採用した窒化けい素の物性値を表2に示す。その他の材料の物性値は表1と同様である。熱電対には同軸構造の場合と同様に鉄・ニッケルを使用した。温度検知部である熱接点は表面中心に厚さ0.4 μm の非常に薄い鉄とニッケル薄膜によって形成されているので、その薄膜の存在は無視して計算した。熱接点を形成した鉄およびニッケル薄膜からの熱電対素線は中心から1.7 mmの位置にあけられた直径0.3 mmの2本の穴に耐熱接着剤で

固定される。その熱電対素線の直径を $d=120, 240 \mu\text{m}$ に変化させた場合の熱接点部表面温度への影響を検討した。使用したプログラムの要素数の制限により、図7のモデルを図8に示すように要素数4680に分割した三次元45°の格子分割モデルを作成した。半径方向30 mmに関しては、構成要素の寸法を考慮して26分割とした。円周方向については1°ずつ5分割と、10°ずつ4分割の都合45°を9分割とした。縦方向は表面近くは0.05 mm間隔の10分割、残りは0.75 mm間隔の10分割とし、都合8 mmを20分割した。このモデルの表面に2・1節と同様に図3に示す定常ならびに非定常のガス温度と熱伝達率を、裏面に定常の $T_{cm}=363.5 \text{ K}$ 、 $\alpha_{cm}=1921.3 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ を作用させモデル内温度分布を求める解析を行った。このモデルで熱の流れ方向である上下面以外の境界は断熱境界とした。したがって90°の1/4領域モデルとなり、全領域モデルと比較すると熱電対素線穴内部に挿入された材料の熱的物性値の影響が強調される結果となる。また熱電対素線は熱接点温度への影響が顕著に出

Table 2 Thermophysical property of new silicon nitride

Material	Thermal conductivity $\lambda \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$	Specific heat $C \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$	Density $\rho \text{ kg}/\text{m}^3$	Thermal diffusivity $a \text{ m}^2/\text{s}$
Si_3N_4	28.47	669.8	3270	1.300×10^{-5}

Fig. 7 Calculation model of pair-wire type ceramic body thin film thermocouple

Fig. 8 45° calculation model (element number=4680)

Fig. 9 Steady temperature distribution in the model

Fig. 10 Effects nickel wire diameters on hot junction temperature variation at 1200 rpm

Fig. 11 Effects nickel wire diameters on instantaneous heat flux at 1200 rpm

るように、穴内の素線材料は熱伝導率が鉄と比べて窒化けい素の熱伝導率より離れたニッケルを選んだ。

図9に解析結果としての壁内定常温度分布を示す。熱接点部である頂面中心部温度は薄膜形熱電対本体の外周部にある異種材料の影響を受けて5 K程度引き上げられているが、どの線径でも薄膜形熱電対内での温度分布は一次元的である。図10に熱接点温度変動すなわち非定常温度を示す。断熱層である熱伝導率の小さい耐熱接着剤の影響でいずれも4~5 Kほど(a)の真値より高いが、(a)、(b)、(c)の温度波形に差がないことがわかる。(b)と(c)の違いは穴の中のニッケル線および耐熱接着剤の熱的物性値、特に熱伝導率の影響である。図11は図10の温度変動波形から求めた瞬時熱流束を示している。線径の大小または耐熱接着剤の量の大小による瞬時熱流束への影響はほとんどないことがわかる。すなわち本論文の材料の組合せおよび寸法関係では中央部で形成された熱接点から熱電対導出部を1.7 mm以上離せば、同軸構造と違い導出部の金属および耐熱接着剤の熱的物性値の影響を除去できることがわかった。したがってセラミック燃焼

Fig. 12 Construction of divided piston and measuring points

室壁面の瞬時熱流束を計測するには、薄膜形熱電対頂面の薄膜からの導出線である熱電対素線および接着剤層の影響を除去できる対線構造が有効であることが示された。

この対線構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対は以下に示す方法で試作した。まず熱電対素線導出用の径0.3 mmの穴を超音波加工により窒化けい素母材中心より1.7 mmの位置に2本あけ、さらに図6中右上に示すように、穴入口をテーパ状にする。熱電対素線である鉄線およびニッケル線を穴の中に耐熱接着剤で固定する。素線固定後にテーパ部の接着剤を取り除き、素線と同種の金属を電気めっきにより穴入口部分に充てんする(これによって薄膜のガス圧力に対する耐久性を確保する)。表面より電気めっきで突起した部分を除去し、頂面を仕上げた後にスパッタリング法により図6のように鉄およびニッケルの薄膜を交差させ熱接点を形成する。それぞれの膜厚さは0.4 μm、熱接点部の面積は0.3 mm²となり熱接点部の熱容量は十分に小さくなっている。あらかじめ突合せ溶接により形成した鉄-ニッケル熱電対を母材表面より3 mmの位置の直径0.3 mmの横穴に接点が中央にくるように挿入し耐熱接着剤により固定する。これを薄膜形熱電対の冷接点とする。製作されたこの薄膜形熱電対を窒化けい素燃焼室壁面に埋め込み、熱接点部の瞬間温度変動 ΔT を熱接点と冷接点の差温から熱起電力として計測し、同時に計測する冷接点温度との合成により壁表面瞬間温度を求めることができる。

3. 燃焼室壁面への瞬時熱流束計測

3.1 供試機関 燃焼室壁材料を金属からセラミ

Fig. 13 Loex body thin film thermocouple

Fig. 14 Pair-wire type ceramic body thin film thermocouple embedded in ceramic wall

ックスにすることによる熱損失状態への効果を把握する試みとして、同一機関でピストンクラウン部を窒化けい素製および Loex 製に変更可能なピストンにおける燃焼室壁面への瞬時熱流束計測を行った⁽¹⁷⁾。供試機関は単気筒直接噴射式ディーゼル機関で総排気量 488 cc、ボア×ストローク=85×86 mm、圧縮比 14.8 である。図 12 にピストン形状および測定位置を示す。このピストンはクラウン部を Loex 製本体から着脱でき、クラウン部の材質を Loex および窒化けい素に変更可能となっている。測定位置は窒化けい素および Loex いずれの場合も同じ位置の 4 点とし、Loex 燃焼室壁へは図 13 に示す Loex 母材薄膜形熱電

T_{UA}, T_{UT} : Instantaneous surface temperature at anti-thrust and thrust sides on piston upper surface
 T_{CA}, T_{CT} : Instantaneous surface temperature at anti-thrust and thrust sides in the cavity of piston
 $T_{CUA}, T_{CUT}, T_{CCA}, T_{CCT}$: Cold junction temperature of each point P : Pressure

Fig. 15 Measuring results of instantaneous temperature (1 200 rpm, full load, ignition timing=BTDC 6°)

対⁽¹⁰⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾を、窒化けい素製燃焼室壁には前述の対線構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対を埋め込んだ。図 14 は対線構造の窒化けい素母材薄膜形熱電対を Loex ピストン本体上に固定された窒化けい素板内に埋め込んだ状態を示す。熱電対素線はリンク装置⁽¹⁹⁾によって機関外部に導出した。筒内圧はシリンダヘッドに設置した Kistler 6123 によって計測した。

3.2 実験条件 運転条件を 1 200 rpm の全負荷とし、同一燃料消費量の下で着火始め時期(着火時期)を変化させて温度計測を行った。機関運転中は冷却水温度を機関出口で 80°C、油温を 90°C 一定に制御し、冷接点温度とシリンダライナ温度が安定した際に、熱接点と冷接点との差温による熱起電力を増幅(Loex では 833.3 倍、窒化けい素では 920.8 倍)し、筒内圧、下死点タイムマークとともにデータレコーダに記録した。また冷接点温度は氷点との差温に相当する熱起電力をペン書きレコーダで記録した。

3.3 計測結果および考察 測定例として図 15 に 1 200 rpm、全負荷、着火時期 BTDC 6°での (a) Loex および (b) 窒化けい素壁面における各測定部の壁面瞬間温度から得られる熱起電力波形を 10 サイクル重ねて示す。またそれぞれの冷接点温度も示す。瞬間温度による熱起電力波形は Loex、窒化けい素とも前述のごとく増幅されて 1 div. が 200 mV である。燃焼圧力波形は Loex、窒化けい素とも 1 div. が 2 MPa である。熱起電力波形についてみると、Loex、窒化けい素とも測定位置により振幅、温度上昇傾向、サイクル変動の様子などが異なっている点が見受けられる。また窒化けい素燃焼室壁は Loex 燃焼室壁と比べ燃焼圧力が低くなっている。一連の実験には 90 min 程度かかり、その後に薄膜上に付着したすすを除去して同様の

Fig. 16 Relations between temperature and thermoelectromotive force of Loex-constantan thermocouple

Fig. 17 Relations between temperature and thermoelectromotive force of Fe-Ni thermocouple

Fig. 18 256 cycle averaged instantaneous temperature on Loex and ceramic piston surface (1 200 rpm, full load, BTDC 6°)

実験を4回繰返したが、都合8h程度の実験中にLoex 薄膜形熱電対、窒化けい素薄膜形熱電対ともに計測不能になった測定点はなく、薄膜形熱電対の十分な耐久性が確認された。

計測された表面温度変動を表す熱起電力波形は256サイクルの波形を平均化処理した後に、熱起電力から温度への換算を行った。Loex-コンスタンタン熱電対および窒化けい素用鉄-ニッケル熱電対の温度と熱起電力の関係を示す測定値とそれらの点をなめらかに結ぶ曲線を表す倍精度の十四次および十八次の高次式を図16, 17に示す。これらを使用して熱起電力で測定された瞬時値を壁表面瞬間温度に換算した結果を図18に示す。窒化けい素燃焼室壁はLoex 燃焼室壁に比べ約27 Kから75 K高温であり、振幅も2~4倍にもなっていることがわかる。Loex では頂面温度が高くキャビティ内温度は低い、窒化けい素の場合は逆にピストン頂面温度が低くキャビティ内温度が高くなっていることが特徴的である。

次にフーリエの熱伝導基礎微分方程式を階差式⁽¹⁰⁾⁽¹²⁾⁽²⁰⁾に展開し、図15で示した冷接点温度および図18に示した表面瞬間温度を測定値として代入し、収束計算することにより各クランク角に対する瞬時熱流束を求めた。その際計算に使用された各材料の熱的物性値の熱伝導率、比熱、密度は壁面温度に対する温度依存性を考慮して解析精度を高めた⁽²¹⁾。図19, 20に1 200 rpm, 全負荷, 着火時期BTDC 6°でのLoex および窒化けい素燃焼室壁面への瞬時熱流束の解析結果を計測点ごとに示す。 $\bar{q}$ はサイクル平均熱流束である。

本研究では瞬時熱流束を精度よく測定する目的で開発したセラミック母材の薄膜形熱電対の耐久性を確認するために1運転条件のみの結果を示したが、次報でさらに詳細な測定結果を報告する予定である。

4. 結 論

(1) 金属燃焼室壁面の表面瞬間温度測定用として確立されている同軸構造の金属母材薄膜形熱電対を応用して開発した同軸構造のセラミック母材薄膜形熱電対は、素線導出部穴内の耐熱接着剤と熱電対材料の熱的物性値が熱接点部の温度に大きく影響することがわかった。

(2) その同軸構造のセラミック母材薄膜形熱電対と比較して、新たに考案した対線構造のセラミック母材薄膜形熱電対は熱接点部が熱電対素線導出部と十分に離れているために、測定される熱接点温度および瞬時熱流束への熱電対構成材料および耐熱接着剤の影響

Fig. 19 Instantaneous heat flux flowing into each measuring point on Loex piston (1 200 rpm, full load, BTDC 6°)

がないことが有限要素法を使用した数値解析で確認できた。

(3) 同一機関でクラウン部の材質を変更できるピストンを用い、窒化けい素製の燃焼室壁において、実際に対線構造のセラミックス母材薄膜形熱電対を試作し実機で燃焼室壁面に埋め込み、一連の運転条件に対する瞬時熱流束計測が可能となったとともに十分な耐久性が得られた。

文 献

- (1) Kamo, R. and Bryzik, W., *SAE Paper*, No. 780068 (1978), 213-223.
- (2) Kamo, R. and Bryzik, W., *SAE Paper*, No. 810070 (1981), 263-274.
- (3) 高瀬繁寿・榎本良輝・飯田訓正, 自技会論文集, **26** 2 (1995), 28-33.
- (4) Huang, J. C. and Borman, G. L., *SAE Paper*, No. 870155 (1987), 137-152.
- (5) Enomoto, Y. and Furuhashi, S., *SAE Paper*, No.

Fig. 20 Instantaneous heat flux flowing into each measuring point on ceramic piston (1 200 rpm, full load, BTDC 6°)

- 861276 (1986), 247-260.
- (6) Morel, T., ほか 6 名, *SAE Paper*, No. 890572 (1989), 185-196.
- (7) 榎本良輝・ほか 1 名, 機論, **51**-468, B (1985), 2781.
- (8) Woschni, G. and Spindler, W., *SAE Paper*, No. 870339 (1987), 4-269.
- (9) 小島隆史・ほか 1 名, 第 11 回内燃機関シンポジウム講演論文集, (1993-7), 393-398.
- (10) 榎本良輝・ほか 1 名, 機論, **50**-453, B (1984-5), 1353-1362.
- (11) 榎本良輝・ほか 1 名, 機論, **52**-474, B (1986), 680-687.
- (12) 榎本良輝・ほか 2 名, 機論, **50**-456, B (1984), 1972-1980.
- (13) 榎本良輝・ほか 1 名, 機論, **51**-471, B (1985), 3631-3640.
- (14) 榎本良輝, 燃焼研究, No. 77 (1988), 35-53.
- (15) 榎本良輝・暗沢弘人・木村修二・藤原徹太郎, 機講論, No. 910-62 (1991-10), 678-680.
- (16) 榎本良輝・木村修二・松井幸雄, 機講論, No. 920-78 (1992-9), 115-117.
- (17) 石井敦・榎本良輝・ほか 3 名, 機講論, No. 940-30 (1994), 230-232.
- (18) 林英雄, 1993 年度武蔵工業大学機械工学専攻修士論文, (1994).
- (19) 古浜庄一・榎本良輝, 機論, **39**-317, B (1973), 324-337.
- (20) 足立一明・萩原祐史・榎本良輝・ほか 2 名, 機講論, No. 97-1 (1997), 41-42.
- (21) 榎本良輝・大矢利博・北原伸浩・ほか 2 名, 機論, **57** 539, B (1991), 2421-2427.