

2 領域モデルによるディーゼル燃焼解析*

(第1報, モデル解析と実験の比較)

石田 正弘^{*1}, 松村 昇^{*2}, 植木 弘信^{*1}
山口 征則^{*3}, 駱 貴 峰^{*1}

Diesel Combustion Analysis by Two-Zone Model (1st Report, Comparison between Model Analysis and Experiment)

Masahiro ISHIDA, Noboru MATSUMURA, Hironobu UEKI,
Masanori YAMAGUCHI and Gui-Feng LUO

The proposed two-zone model consists of a burned zone and an unburned zone, in which the changing processes are thermodynamically independent except that the air is entrained from the unburned zone to the burned zone in accordance with the specified excess air ratio pattern during combustion. The excess air ratio of the diffusion combustion period is assumed to be constant in the present model. The calculated histories of the burned zone gas temperature and soot formation were compared with the measured time histories of the flame temperature and the KL value based on the infrared two-color method. The analytical results agree quantitatively or qualitatively with the experimental results, except for the prediction of the swirl effect. As a result, it was shown that the present two-zone model analysis is very useful and effective in evaluating the combustion process in a DI diesel engine.

Key Words: Diesel Engine, Combustion Analysis, Two-Zone Model, Two-Color Method, Flame Temperature, Soot Concentration

1. ま え が き

ディーゼル燃焼解析の最も簡単なものは、筒内ガス全体を一つの均質なガスと見なした受熱率解析であり、これは1領域モデルである。しかしながら、均質1領域モデルでは、噴霧の燃焼による温度およびガス組成の不均一性や、これによる NO_x およびすすの生成を解析するには適さない。したがって、Ikegamiら⁽¹⁾は、1領域ではあるが不均一ガスとしてモデル化し、確率論的混合理論の導入により、 NO およびすす濃度分布が変化していく過程を解析し、解析結果が実験結果と定性的に一致することを示した。

青柳ら⁽²⁾⁽³⁾は、液相燃料、未燃混合気および燃焼ガスからなる一つの不均質な火炎領域とその他の領域からなる2領域モデルを提案し、燃焼圧力と2色法による火炎温度の実測値を与えて火炎領域の空気過剰率の時間履歴を求めた。また、畠山⁽⁴⁾およびMorelら⁽⁵⁾は、複数の火炎領域を一まとめにして燃焼ガス領域とし、

それを未燃ガス領域とする2領域モデルにおいて、それぞれ独立した二つの領域の断熱変化と、単純な2領域間の空気導入法則を与えて燃焼ガス温度を計算した。一方、廣安ら⁽⁶⁾⁽⁷⁾は、燃料噴霧を微小な多数の要素に分割し、その要素の中で、燃料蒸発、空気導入、着火、燃焼の過程を計算するマルチ領域モデルを提案するなど、それぞれの研究目的に応じたモデルが多数提案されてきた。

本論文で提案する燃焼解析用2領域モデルは、実機ディーゼル機関の NO およびすす生成過程の解明を主目的とするもので、基本概念は畠山⁽⁴⁾のモデルと、また解析手法は実験結果を用いる点で青柳ら⁽²⁾のモデルと類似点がある。しかしながら、燃焼圧力時間履歴の実測値および燃焼域空気過剰率の推定値を与えて、燃焼域ガス温度、 NO 生成率、すす生成・酸化率を算定し、計算された NO 生成率の積算値が排気 NO_x 濃度実測値と一致するように試行錯誤法で燃焼域空気過剰率を決定する点が他と異なる。また、正味すす生成率の積算値が、排煙濃度実測値と一致するようにした。周知のように、すすの生成は、燃焼室内の局所的な温度、空気過剰率およびスワールやスキッシュなどに強く依存するため単純な2領域モデルでは正確な推定ができないが、特に NO 生成率は燃焼初期の最高燃焼温

* 平成5年3月17日 日本機械学会九州支部第46期通常総会講演会において講演、原稿受付 平成5年6月17日。

^{*1} 正員、長崎大学工学部 (〒852 長崎市文教町1-14)。

^{*2} 正員、三菱重工業(株)長崎造船所 (〒851-01 長崎市飽の浦1-1)。

^{*3} 正員、日野自動車工業(株) (〒191 日野市日野台3-1-1)。

度に、またすす酸化率は燃焼後期の温度レベルに強く依存するなど、いずれも燃焼温度が第一次的であるので、燃焼域ガス温度を支配する燃焼域空気過剰率の推定に重点を置いた。本2領域モデルによれば、燃焼過程の拡散燃焼期間での空気過剰率を一定とするマクロ的取扱いにもかかわらず、拡散燃焼期間の燃焼域ガス温度の推定値が、著者ら⁽⁸⁾⁽⁹⁾の赤外2色法による実測結果とほぼ一致することから、NOおよびすす生成過程の定量的評価ができることを本論文において示した。

2. 燃焼解析モデル

2.1 2領域モデル 図1は2領域モデルの概念図であり、以下の基本的仮定を置く。

(1) 燃焼室内ガスを燃焼域と未燃域の二つの領域に分割し、それぞれの領域のガスは、均質かつ互いに熱的に断熱で、圧力が釣り合った状態で、それぞれが独立に状態変化をする。

(2) 燃焼域のガス総重量は、燃焼した燃料重量および燃焼域に導入された空気量の総和とし、その他はすべて未燃域のガス重量とする。なお、燃焼域で燃焼した燃料重量は、燃焼圧力時間履歴の実測値から算定される受熱率と燃料の正味発熱量から求める。この場合、実際の燃焼において生じる熱損失に相当する分だけ燃料重量を過小評価するが、本モデルでは断熱の条件を課していること、また、熱損失は燃焼域ガス温度上昇に寄与しないことを考慮して上記の値を採用した。

燃焼域に導入される空気量については、図2に示すような空気過剰率の時間的変化過程を想定した。図2の受熱率曲線において、着火遅れ期間①に続いて予混合燃焼②が始まり、やや遅れて拡散燃焼④が始まるが、拡散燃焼期間では空気過剰率 λ_d を一定とする。なお、予混合燃焼②から拡散燃焼④へ移行する間に両者が混在する期間③があり、ここでは空気過剰率は λ_{p0} から λ_d への二次関数で連続的に変化するものとする。さらに、拡散燃焼終了後は、燃焼ガスが残った空気と混合しながら排気弁が開く時期まで膨張するが、この間に、燃焼域空気過剰率は λ_d から筒内平均空気過剰率 λ_m まで二次関数で連続的に変化するものとする。なお、 λ_{p0} は基本的には1.0とする。

2.2 解析方法および計算手順

(1) 受熱率の計算 一次元解析に基づく式(1)を用いて、実測の燃焼圧力 P と燃焼室容積 V から受熱率を算定し、単位時間当たりに燃焼した燃料重量の算定に用いる。また、筒内平均ガス温度 T_c は状態方程

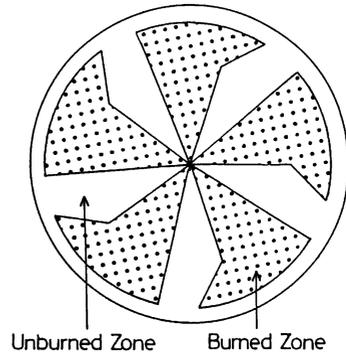


図1 モデル概念図

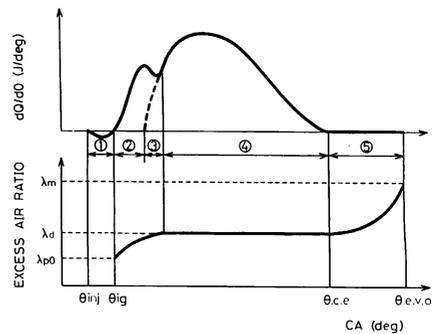


図2 受熱率曲線と想定空気過剰率パターン

式(2)より算定する。

$$dQ/d\theta = A/(k-1) \cdot \{kP \cdot dV/d\theta + V \cdot dP/d\theta\} \dots\dots\dots (1)$$

$$T_c = PV/G_c R \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 A は熱の仕事当量、比熱比 k は筒内平均ガス温度および空気過剰率の関数とし、また、ガス定数 R はガス組成を考慮する。

(2) ガス重量と筒内平均空気過剰率の計算 任意のクランク角 θ における筒内総ガス重量 $G_c(\theta)$ は、充てん空気重量 G_a 、残留ガス重量 G_r 、および修正噴射率の積算燃料重量 $G_f(\theta)$ の総和とする。なお修正噴射率とは、正味受熱率から算定される積算燃料重量と実噴射量との比で実噴射率を修正した値である。燃焼域ガス重量 $G_b(\theta)$ 、未燃域ガス重量 $G_u(\theta)$ は、受熱率から算出した積算燃料重量を $G_f(\theta)$ 、理論空気量を L_{th} および空気過剰率を $\lambda(\theta)$ として次式より求める。

$$G_c(\theta) = G_a + G_r + G_f(\theta) \dots\dots\dots (3)$$

$$G_b(\theta) = \{1 + \lambda(\theta)L_{th}\}G_f(\theta) \dots\dots\dots (4)$$

$$G_u(\theta) = G_c(\theta) - G_b(\theta) \dots\dots\dots (5)$$

図3に各ガス重量のクランク角に対する変化の様子を示す。なお、燃料噴射前および燃焼終了後の筒内平均空気過剰率 λ_0 、 λ_m は、次式で算定する。

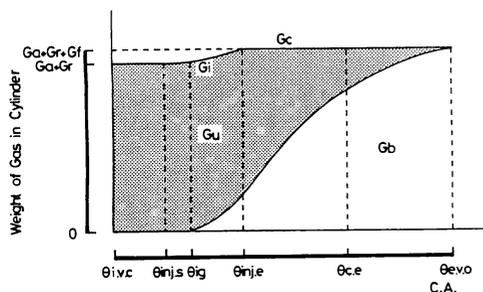


図3 燃焼室ガス重量の変化過程

$$\lambda_0 = G_{ab}L_{th}/G_{rb} \dots\dots\dots (6)$$

$$\lambda_m = (G_a + G_r)/G_r L_{th} \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $G_{ab} = G_a + G_r(1 - G_f/G_a)$ 、 $G_{rb} = G_r(G_f/G_a)$ である。

(3) ガス温度の計算 筒内平均ガス温度は式(2)により算定される。未燃域のガス温度 T_u は、断熱等エントロピー変化の式(8)による。燃焼域のガス温度 T_b の計算には、筒内ガスの内部エネルギーの総和の式(9)を、また燃焼域ガス体積 V_b には状態方程式(10)を適用する。

$$T_u = T_0 \{P/P_0\}^{(k-1)/k} \dots\dots\dots (8)$$

$$T_b = (G_{cvc}T_c - G_{ucvu}T_u)/G_{bcvb} \dots\dots\dots (9)$$

$$V_b = G_b R_b T_b / P \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 P_0 、 T_0 は、着火前の筒内圧力および筒内平均ガス温度であり、比熱比 k は T_u および λ_0 の関数とする。また、 c_{vc} 、 c_{vu} 、 c_{vb} はそれぞれ筒内平均、未燃域、燃焼域の各ガスの定容比熱であり、各温度および空気過剰率の関数とする。

(4) NO生成率の計算 NOは反応速度が遅いため、化学平衡組成では排気ガス中の窒素酸化物濃度を予測できないことは周知のことであり、ここでは、拡大チェルドピッチ機構の反応過程を適用して得られる次の反応速度式に、燃焼域に含まれるおもな10種の化学種CO、CO₂、O₂、H₂、H₂O、OH、H、O、NO、N₂の平衡組成解析⁽¹¹⁾によるNO以外のモル濃度を用いてNO生成率(mol/cm³/s)を計算した。

$$\frac{d[NO]}{dt} = a\{k_1[N_2][O] - b[NO]^2\} \dots\dots\dots (11)$$

$$a = \frac{2(k_2[O_2] + k_3[OH])}{r_1[NO] + k_2[O_2] + k_3[OH]}$$

$$b = \frac{r_1 r_2 [O] + r_1 r_3 [H]}{k_2[O_2] + k_3[OH]}$$

ここで、 r_1 、 r_2 、 r_3 、 k_1 、 k_2 、 k_3 は反応速度定数で、文献(12)に示された値を適用した。

(5) すずの生成・酸化率の計算 Morelら⁽⁵⁾が

提案したすずの生成率(dS/dt)_f および酸化率(dS/dt)_b のモデル式に、本2領域モデルの拡散燃焼期間の燃焼域温度解析結果を適用し、正味すず生成率(dS/dt)_{net}を算定する。

$$(dS/dt)_f = A_1 m_a \exp(-A_2/T_b) \dots\dots\dots (12)$$

$$(dS/dt)_b = (B_1 S / \rho_s d_s) \times \exp(-B_2/T_{rad}) \sqrt{P_{O_2}} \dots\dots\dots (13)$$

$$(dS/dt)_{net} = (dS/dt)_f - (dS/dt)_b \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 S はすず量(kg)、 m_a は拡散燃焼率(kg/s)、 ρ_s はすず粒子の密度(=9 000 kg/m³)、 d_s はすず粒子の直径(m)、 P_{O_2} は燃焼ガス中の酸素分圧(kg/m²)であり、 $A_1=0.3$ 、 $A_2=3 000$ 、 $B_1=0.19$ 、 $B_2=10 000$ なる定数とする。 T_{rad} は文献(5)で定義された燃焼ガスのふく射温度である。

(6) 計算手順

(i) 初期条件として、機関諸元、運転条件に加えて、給気の圧力および温度、筒内圧力履歴、燃焼噴射圧履歴、ノズル針弁リフト履歴、燃料消費率、空気消費率、排気NO_x濃度、排煙濃度等の計測値を与える。

(ii) 空気過剰率パターンにおいて、未定の拡散燃焼空気過剰率 λ_d の初期値を仮定する。

(iii) 各クランク角ごとに、各領域のガス重量および温度を算定し、燃焼域ガスについては、10種の化学種について平衡組成を計算し、式(11)にルング・クッタ法を適用し、NO生成率(mol/cm³/°)を算定する。なお、以後の図中に示されるNO生成率の単位はmol/°で、式(11)と式(10)の燃焼ガス体積 V_b の積である。

(iv) NO生成率を燃焼期間にわたって積算したNO生成量と総排ガス体積から排気中のNO_x濃度を計算し、計算値が実測値と一致するまで仮定した拡散燃焼空気過剰率 λ_d を修正して計算を繰返す。

(v) 最終的な拡散燃焼空気過剰率 λ_{d0} が確定すると、これを用いて未燃域、燃焼域の温度など、すべての計算を行う。

(vi) 最終的な温度解析結果を用いて、式(12)~(14)によりすずの生成率および酸化率を計算し、正味すず生成率を積算した残存すず量の計算値が、実測の排煙濃度と一致するまで、すずの等価直径 d_s を調整して計算を繰返す。なお、拡散燃焼率 m_a には、図2に示すように、実測の受熱率曲線の領域③、④をWiebeの燃焼関数⁽¹³⁾で近似した値を与える。

(7) 2領域モデル解析例 図4は、本2領域モデル解析結果の一例を実線で示す。なお、破線は文献(4)に示された空気過剰率パターンを設定したときの解析結果である。両者を比較してわかるように、拡散

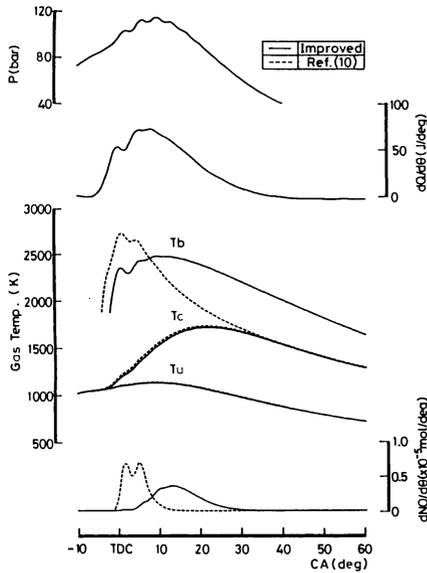


図4 2領域モデルによる解析例

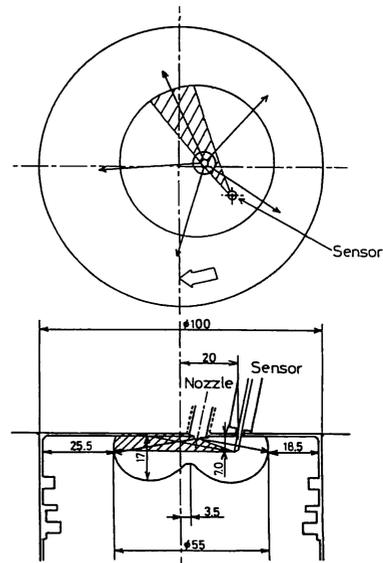


図5 測定対象領域および噴霧軸

燃焼期間における燃焼域ガス温度の値が顕著に異なる。文献(4)の設定方法に従えば、文献(10)にも示されたように、燃焼終了時点で燃焼域ガス温度が筒内平均ガス温度に一致するため、燃焼後半の燃焼域ガス温度が実態に比べて低く算定される。

3. 解析結果と実験結果の比較

3・1 供試機関および計測システム 供試機関は水冷四サイクル直接噴射式自動車用過給ディーゼル機関[三菱自動車工業(株)製, 4D31-T形, 100 mm×105 mm, 4気筒, 最高出力 130 PS/3 500 rpm], 燃料油はセタン価約 55 の軽油である。燃焼室内の火炎温度およびすす濃度の計測には、ライトパイプセンサ, 光ファイバ温度計, 4チャンネル燃焼解析装置およびパーソナルコンピュータで構成される赤外2色法火炎温度計測システム⁽⁸⁾が用いられた。図5の斜線領域で燃焼室内における火炎温度計測対象領域を、また矢印付き実線で噴霧軸を示す。以下の図6～9に示す火炎温度計測値 T_f は、図5の測定対象領域において、燃焼によって生成されたすす粒子群の温度, すなわちその粒子群の周りの燃焼ガス温度を示しており、2領域モデルによる燃焼域ガス温度解析値 T_b の比較対象となる値である。しかしながら、解析では燃焼域の温度は均一としているのに対し、実測の火炎温度は測定対象領域内で均一ではない。特に燃焼初期においては、測定対象領域内に噴霧が含まれるなど、極めて不均質なことに基づく計測誤差が予想され、一方、燃焼後期では測定

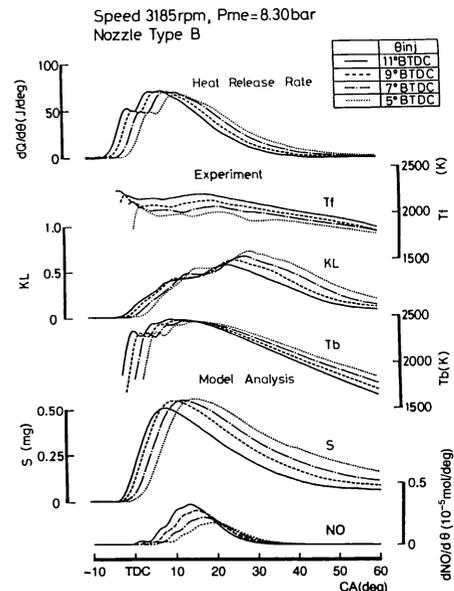


図6 噴射時期変化試験解析結果

対象領域がほぼ均一温度の燃焼ガスで満たされるため、この誤差は小さい。

3・2 実験結果のモデル解析による評価 実験結果とモデル解析結果の比較を図6～9に示す。図6～9には、実測の燃焼圧力履歴から算定した受熱率 $dQ/dθ$, 2色法による火炎温度計測値 T_f , すす濃度実測値の代表として2色法による KL 値, 燃焼域ガス温度解析値 T_b , 正味すす量の解析値 S および NO 生成

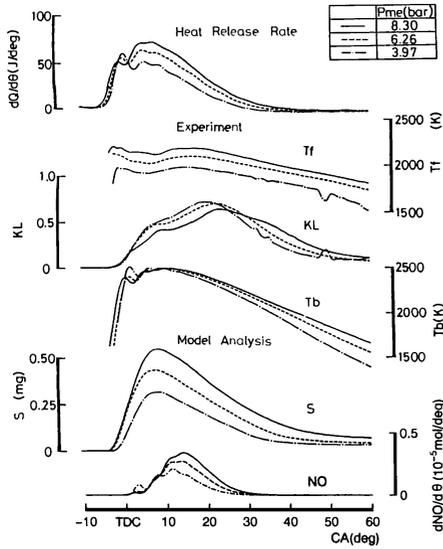


図7 正味平均有効圧変化試験解析結果(1750 rpm)

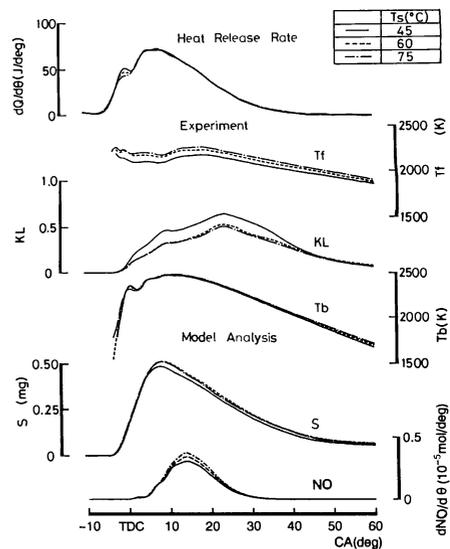


図9 給気温度変化試験解析結果

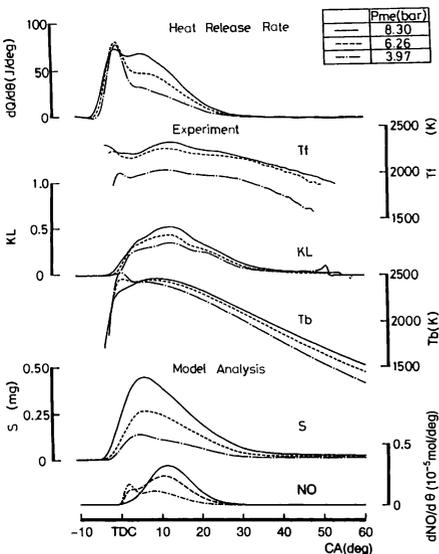


図8 正味平均有効圧変化試験解析結果(3185 rpm)

率 $dNO/d\theta$ をそれぞれ示す。図6は機関回転速度3185 rpm, 正味平均有効圧 P_{me} 8.30 bar の運転条件で、噴射時期を上死点前 11° から 5° まで 2° ごとに遅延させた場合、図7および図8は機関回転速度をそれぞれ3185, 1750 rpm に保ち、 P_{me} を8.30 bar から3.97 bar まで低下させた場合、図9は機関回転速度3185 rpm, P_{me} 8.30 bar の運転条件で、給気温度 T_g だけを 45°C から 75°C まで上昇させた場合の実測値と解析値の比較である。なお、実測値は連続した360サイクルにわたって計測された現象の平均サイクルである。

(1) 噴射時期変化試験結果解析 燃焼域ガス温度解析値 T_b と火炎温度計測値 T_f を比較すると、最高燃焼温度のクランク角位置が両者で異なるため、両者の変化傾向がまったく異なるように見えるが、噴射時期遅延によりピーク位置が相対的に遅れること、ピーク温度レベルおよび燃焼完了時での燃焼温度レベルが相対的に低下する傾向があることなどが実測値と解析値で一致している。ただし、燃焼初期の火炎温度実測値は解析値より低い。例えば、噴射時期が上死点前 11° の場合、解析値 T_b はクランク角 10° 付近においてピーク値約 2450 K を示すのに対し、 T_f のピーク値はクランク角 15° 付近にあって約 2250 K である。なお、本解析値は、Yan-Borman⁽¹⁴⁾の可視2色法による同様の計測結果で示された最高火炎温度に近い。

本実験における燃焼初期の火炎温度実測値が解析値より低い原因として、松井ら⁽¹⁵⁾が指摘したように、赤外2色法は可視2色法より低い温度が示される傾向があること、また、測定対象領域内に高温の燃焼ガスのほかに低温の空気、燃料噴霧などが混在し、光路中の温度分布やすす濃度分布の影響が考えられること、さらには対向壁面反射の影響などが推定される。このことは、2色法による火炎温度計測値にはサイクルごとに $\pm 200\text{ K}$ もの変動幅があること⁽⁹⁾、また、クランク角 $5\sim 10^\circ$ 付近における T_f の低い時期は燃料噴射期間との相関が見られたことなどによって裏づけられ、これらのことから判断すると、燃焼初期の燃焼ガスのみ温度は解析値に近いと考えられる。

表1 燃焼終了時の燃焼温度

θ_{inj} (deg. BTDC)	11	9	7	5
θ_{ce} (deg. ATDC)	40	45	52	66
T_b (K)	2010	1960	1900	1840
T_f (K)	2000	1920	1850	1770

表1に、受熱率曲線上での燃焼終了時クランク角 θ_{ce} での燃焼域温度解析値 T_b および実測値火炎温度 T_f の比較を示す。ピストンが下方に移動しても測定対象領域は燃焼室上部の一部分に固定されていること、および計測精度を考慮すると、これらの T_b と T_f は極めてよい一致である。解析結果によれば、燃焼終了時点での燃焼域ガス体積は燃焼室体積の約70%に達しており、測定対象領域内の燃焼ガスがほぼ均一に近く、後述のスワールの影響も無視できる状態であり、また筒内平均ガス温度との差も小さくなるため、計測値は解析値とほぼ一致するものと考えられる。

なお、燃焼終了後の温度解析値が実測値より低くなる傾向があるが、これは燃焼域ガスと未燃焼域ガスの混合過程が、実際にはモデル解析よりも緩やかに進行していることを示唆している。

実測の KL 値は、上死点後 10° 付近でいったんピークを示し、さらに 25° 付近で最大ピークを示す。噴射時期遅延に基づくこれらのピーク位置の相対的移動は、すすの解析値 S とまったく同じ傾向であり、また、クランク角 60° における KL 値の増加は解析値の傾向と極めてよく一致している。実測の KL 値の第1ピークが上死点後 10° 付近にあって、解析値のピーク位置と一致していること、および KL 値にはクランク角 25° 付近にピークがあって解析値にはないことを総合して考えると、 KL 値の最大ピークは、スワールによって測定対象領域内に隣接の噴霧火炎が到来し、相互干渉のために生じた現象と推定され、本2領域モデルでは説明できない現象である。このことは、図6だけでなく、同じ機関回転速度の実験結果である図7および図9のいずれにおいても見られる。

(2) 正味平均有効圧変化試験結果解析 図7および図8において、 P_{me} の減少により実測火炎温度 T_f のレベルが燃焼期間のほとんどの範囲で低下することは、解析結果の燃焼域ガス温度 T_b の傾向と定性的に一致しており、特に燃焼終了時付近では両者の温度レベルもほぼ一致している。しかし、燃焼初期において、 T_f は P_{me} とともに顕著に低下しているのに、

T_b にはほとんど差がない。すなわち、 P_{me} ごとに燃料噴射量および噴射圧が異なり、測定対象領域における燃料噴霧、空気、燃焼ガスの混在状況が異なること、また P_{me} が低いほど燃焼ガスと周囲の温度差が大きいことなどが、火炎温度計測値に何らかの影響を与えているのかもしれない。なお、図6に示した噴射時期遅延の結果においても、燃焼期間前半の火炎温度実測値が、遅延によって解析値よりも著しく低下することは、上述の場合と同様の理由に基づくものと推定される。

P_{me} の減少によって、図7の場合、燃焼終了時期がかなり早くなるのに対し、図8の場合はわずかしかわらない。図7および図8のいずれにおいても、 P_{me} の減少により燃焼期間が短縮されるため、期間後半での実測の KL 値は減少しており、解析結果と一致している。式(12)によれば、すすは燃焼期間においてのみ生成されるから、 P_{me} が低いほど生成期間は短く、一方、すすの酸化は燃焼終了後も続くことが解析結果のみならず実測結果においても顕著に表れており、燃焼終了後も燃焼域と未燃焼域は急速に混合せずに、燃焼域の高温状態が持続されていることを示唆している。

図7の実測の KL 値において、第1ピークと第2ピークの間で、 P_{me} の減少とともに値が一時的に増加する現象が見られ、スワールの影響が顕著であると推定されるが、解析値においてはその傾向は表れていない。図8の低回転速度の場合にはスワールの影響が図7の高回転速度の場合ほど顕著でなく、実測値と解析値の変化傾向は似ている。

(3) 給気温度変化試験結果解析 解析温度 T_s および実測火炎温度 T_f の時間履歴は、いずれも T_s の上昇によってわずかに温度レベルが上がるのみで、時間変化の傾向はほとんど変わらない。燃焼初期における T_b と T_f の温度レベル差は前述の理由と同じである。 T_s の上昇によって、実測の KL 値のピーク値はわずかに低下し、解析値 S はわずかに増加するが、燃焼終了時では両者ともわずかに増加することは同じである。全体的に見て、燃焼挙動に及ぼす給気温度の影響は小さい。

4. む す び

ここで提案した2領域モデルは、複数の火炎領域を一まとめにして燃焼域とし、その他を未燃域として、それぞれ独立した二つの領域の断熱変化と、単純化された2領域間の空気導入法則を適用して燃焼ガス温度を計算するもので、燃焼解析に当たって、実測の燃焼圧力時間履歴、排気 NO_x 濃度および排煙濃度を用い

ること、および空気過剰率の時間的変化パターンの与え方に特長がある。概念が明確であり、かつ解析が簡単な改良形2領域モデルにより推定された燃焼域ガス温度ならびに生成すす量の時間的変化過程を、光ファイバ温度計を用いた赤外2色法による燃焼火炎温度およびすす濃度を代表するKL値の計算結果と比較することによって、本2領域モデル解析法の妥当性が検証され、以下のことが明らかになった。

(1) 燃焼域ガス温度の解析値と火炎温度の実測値が、温度レベル、温度時間履歴の傾向、および運転条件に基づく温度変化の傾向において定性的に一致した。

(2) すなわち、本2領域モデルにおいて適用された空気過剰率パターンにより、燃焼ガス温度を十分な精度で推定でき、いわゆる拡散燃焼期間は、ほぼ一定の空気過剰率で燃焼するという取扱いが適当であると判断された。

(3) 燃焼域ガス温度の解析値を用いたすすの生成率および酸化率から算定される正味すす生成の時間履歴は、2色法により計測されたKL値とよく似ている。しかしながら、2領域モデルではスワールに基づく噴霧火炎相互間の干渉を考慮していないので、すす

の生成にかかわる局所的な時間履歴は予測できない。

本研究の推進に当たり協力いただいた伊藤玄君〔当時長崎大学大学院、現在三菱自動車工業(株)〕に、また本研究にご協力いただいたダイハツディーゼル(株)の関係各位に、さらに、校閲委員の方々から貴重なご意見を頂戴したことを記して謝意を表す。

文 献

- (1) Ikegami, M., ほか2名, *SAE Paper*, No. 880425 (1988).
- (2) 青柳・ほか3名, 機論, 47-413, B (1981), 195.
- (3) 青柳・ほか3名, 機論, 46-403, B (1980), 540.
- (4) 畠山, 三菱重工技報, 12-3 (1975), 341.
- (5) Morel, T., ほか1名, *SAE Paper*, No. 860445 (1986).
- (6) 廣安・ほか2名, 機論, 48-432, B (1982), 1606.
- (7) 廣安・ほか2名, 機論, 48-432, B (1982), 1614.
- (8) 石田・ほか5名, 機論, 58-555, B (1992), 3482.
- (9) 石田・ほか5名, 機論, 58-555, B (1992), 3489.
- (10) 石田・ほか4名, 機論, 54-498, B (1987), 506.
- (11) 水谷, 燃焼工学, (1991), 227, 森北出版.
- (12) 日本機械学会編, 技術資料, 燃焼に伴う環境汚染物質の生成機構と抑制法, (1980), 51.
- (13) Miyamoto, N., ほか3名, *SAE Paper*, No. 850107 (1985).
- (14) Yan, J. and Borman, G. L., *SAE Paper*, No. 891901 (1989).
- (15) 松井・ほか2名, 機論, 45-398, B (1979), 1576.