定容燃焼器および単筒ディーゼル機関を用いた ディーゼル噴霧の着火機構に関する研究*

佐味 弘之^{*1}, 高野 孝義^{*1}, 谷 沢 清 岳^{*2}吉 富 和 宣^{*3}, 伊 東 聰 智^{*4}, 宮 崎 敏^{*5}

Ignition Mechanism Analysis of DI Diesel Fuel Spray Using Constant Volume Combustion Vessel and Bottom-Viewed Single Cylinder Diesel Engine

Hiroshi SAMI^{*6}, Takayoshi TAKANO, Seigaku TANIZAWA,
Kazunori YOSHITOMI, Akitomo ITO and Satoshi MIYAZAKI^{*6} Department of Technology, Toyota Technological Institute,
2-12-1 Hisakata, Tempaku-ku, Nagoya-shi, Aichi, 468-8511 Japan

The ignition phenomena of diesel fuel spray injected into a constant volume vessel with medium injection pressure were investigated. Results show that ignition occurs at a certain point near the surface of spray liquid column before breakup where activation reaction is advanced one step ahead of others and the impingement plate assists surface ignition. From these results was deduced the following concept that fuel vaporized from the liquid surface begins to be activated when the velocity gradient at the liquid column surface decreases to a certain level, leading to ignition. The blowing-off limited ignition model was proposed from this concept. Based on the functional relation between various factors and the ignition delay derived from this model, the ignition delay data were well arranged into an experimental formula. Next, ignition investigation was carried out using a bottom-viewed single cylinder engine, revealing that the effects of many factors including EGR rate related to O₂ concentration can be analyzed comprehensively based on the above model.

Key Words: Diesel Engine, Fuel Injection, Ignition, Ignition Delay, Spray Liquid Column, Boundary Layer, Reaction Rate, Arrhenius Plot, Activation Energy

1. 緒 言

直接噴射式ディーゼル機関の着火は燃焼全体を支配する重要な要素現象であり、多くの研究が行われている。これらには、古典的な基礎研究⁽¹⁾⁽²⁾のほか、近年の定容器を用いる研究⁽³⁾⁽⁴⁾や急速圧縮機を用いる研究⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾など多岐にわたっている。これらの研究では、(1)雰囲気温度の設定法に違いがあること、(2)一般的に行われる雰囲気温度のみを関数とするアレニウス解析は厳密性に欠けること、(3)着火位置が不明確なままでの議論が多いこと、などの問題点がある。(3)に関しては、雰囲気が高温度になるほど着火は噴流表面近傍で生じるとする報告もある⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

本研究では、まず、実機条件を模擬した定容燃焼器による着火・燃焼実験を行う。これを踏まえて噴流液柱表面境界層に着目した着火モデルを構築し、雰囲気

温度を含む多因子の着火遅れへの影響を表す関数形を導き、これに基づく着火解析を行う。

次に、可視化単筒エンジンによる着火解析を実施する。ここでは、吸気温度や噴射時期により噴霧の雰囲気温度・圧力(燃料噴射時の圧縮温度・圧力で定義)を、EGRにより雰囲気中の酸素濃度を変え、上記モデルに基づく解析を実施する。以上により、着火現象の理解を一步進めることが本研究の目的である。

2. 定容燃焼器による着火の観察と解析

2・1 実験装置と実験方針 図1に定容燃焼器システムを示す。内容積は400 ccであり、対向する一対の壁に石英ガラス窓を装着し、これと直角をなす一対の壁にはカンタル線ヒータが内蔵される。高圧空気ボンベから高圧空気を導入し、ヒータ加熱してディーゼル機関の圧縮条件に相当する高温高圧雰囲気とする。噴射弁は噴口径が0.26 mmの単口ノズルであり、気筒径100 mmクラスの直噴ディーゼルの代表的噴口スペックである「5-φ0.26 mm」の1穴を模擬している。噴射特性を実機に合わせるために、「4-φ0.26 mm」のダミーノズルを図示の位置に設けた。実機全負荷相当の全噴射量を約45 mgと想定し、1穴当たりの噴射量 m_f を9 mgとした(噴射期間は約1 ms)。これを1

* 原稿受付 2002年5月16日。

^{*1} 正員、豊田工業大学(☎468-8511 名古屋市中天白区久方2-12-1)。^{*2} 准員、(株)豊田自動織機製作所(☎448-8671 刈谷市豊田町2-1)。^{*3} 准員、日野自動車(株)(☎191-0003 日野市日野台3-1-1)。^{*4} トヨタ自動車(株)(☎471-8571 豊田市トヨタ町1)。^{*5} 准員、(株)デンソー(☎448-8661 刈谷市昭和町1-1)。

E-mail: k2tsami@toyota-ti.ac.jp

回のみ定容器中に噴射し自発火燃焼させる。噴射ポンプには列形ポンプ(プランジャ径 13 mm)を用い、回転数は 1000 rpm とした。開弁圧は 19.6 MPa、ノズル入口で計った噴射圧ピーク値は 45 MPa(図 3 参照)の中圧レベルにある。容器内には衝突板を設け、衝突距離 L_i は外部から調節可能とした。

雰囲気温度は、ヒータ容量の制限から、820 K (550°C) が上昇限界であった。そこで、燃料噴射を約 300 ms 間隔で 2 回連続して行わせ、1 回目燃焼の発熱により雰囲気温度を上げた条件での 2 回目燃焼の着火現象を解析対象とした。図 2 に、線径 0.5 mm の熱電対で計測した雰囲気温度 T_a (上ぶた下面に位置する噴口部より下方 10 mm での値) と衝突板表面温度 T_p 、および指示圧力 P (ピエゾ式圧力変換器で測った雰囲気圧力 P_a からの差圧) の例を示す。明らかに、噴射間隔が 300 ms あれば、その間に 1 回目燃焼後の T_a はほぼ平衡温度に達し、そこでの P_a と T_p の上昇幅は無視できる程度である。また、容器内空気量は噴射量

(9 mg) に対する理論空気量の 40 倍以上あり、1 回目燃焼ガス成分の 2 回目への影響は無視できる。この手法により雰囲気温度 T_a を約 100 K 上げることができた。雰囲気圧力 P_a は 3.5~5.0 MPa の範囲で変えた。

燃料はおもに n -ドデカン [$C_{12}H_{26}$, 沸点 489 K (216°C), セタン価 70~80] とするが、一部 n -セタンと α -メチルナフタレンの混合燃料も用いる。

2・2 着火遅れと着火位置の判定法 図 3 に指示圧力 P 、噴射圧 P_{inj} (ひずみゲージ式圧力変換器で測った噴射弁入口圧力) およびニードル弁リフト L_n (容量変位式ギャップセンサで測定) の計測例を示す。データはアナライジングレコーダ (12 bits, 8 kword/ch) で記録する (サンプリング間隔 0.02 ms)。図 3 は衝突板材質がアルミニウムとステンレスの 2 種類について掲げてあるが燃焼特性に大差がない。よって溶けにくいステンレス製に限定した。

図 4 は着火点近傍の指圧線図を示し、アンプのローパスフィルタ周波数 10 kHz にて測定した指圧波形を 5 点移動平均法にて平均化したものである。着火時期は圧力降下線 (図 4 中の線 D) から指圧線が離れる点

Fig. 1 Constant volume combustion vessel

Fig. 2 Behavior of T_a , T_p and P during successive injection-combustion tests

Fig. 3 Behavior of P , L_n and P_{inj} with two kinds of impingement plate materials

Fig. 4 Determination method of ignition point

Fig. 5 Combustion process observed

(dP/dt が上昇し始める点)とした。 dP/dt は P のデータに 5 点公式を用いて求めた。噴射始めは $L_n = 0.01$ mm の点とし、それから着火までの時間を着火遅れ τ_d とした。

図 5 に、図 2 の 1 回目燃焼後の条件での燃焼過程の高速ビデオ映像を示す(画素数 128×128 , 8 bits, 13 500 f/s)。図 4 と図 5 から判定される着火時期は、ほぼ一致する。明らかに、着火は噴流液柱表面で起こり、そのあと火炎が衝突板上噴流のほうへ急激に広がる。

2.3 着火位置と着火遅れの吟味

2.3.1 雰囲気温度 T_a と衝突距離 L_i の影響 ノズル噴口からの鉛直距離で表した着火位置 L_{ig} と半径位置の関係を、衝突距離 L_i をパラメータとして、図 6(a) に示す。各プロットは図 5 のような噴霧液柱表面着火を示し、図 6(a) 中の噴流内に描いたプロットは着火点が噴霧手前の表面にあることを意味する。ただし、 $L_i = 20$ mm の場合に、液柱表面着火点のほかに、表面から離れた着火点も存在するが、これは $L_i =$

Fig. 6 L_{ig} and τ_d for different L_i

20 mm の衝突板上着火を示す。このとき、両者の着火遅れ時間は差さない。また、 L_i が 40 mm ではすべて着火位置 L_{ig} は 30 mm より小さい。噴流の分裂距離は約 30 mm であるので⁽¹⁰⁾、これは液柱噴流表面上で着火していることの証拠である。

図 6(b) に、液柱表面着火に限定して、着火遅れ τ_d データを雰囲気温度 T_a に対して描いてある。 T_a が低い(τ_d が長い)場合は τ_d は L_i の影響をほとんど受けないが、 T_a が高く(τ_d が短く)なると L_i 短縮が τ_d を短く(着火を促進)する傾向にある。後者は、衝突距離 L_i が短いと衝突板が噴流表面近傍の相対気流を減速させ気化燃料を飛散させにくくし、高温条件と相乗して活性化を促進するためと考えられる。しかし、前者の低温域では、温度の着火支配度が強くなり、衝突板による気流減速効果は現れにくくなることを示す。なお、噴霧との相対気流が減速すると着火が促進されるという報告は、ほかにも見られる⁽⁹⁾。

2.3.2 雰囲気圧力 P_a の影響 $T_a = 900$ K, $L_i = 30$ mm にて P_a を変えたときの L_{ig} と τ_d の変化を図 7 に示す。 P_a が上がるほど L_{ig} , τ_d ともに短くなっている。

Fig. 7 Effect of ambient pressure P_a on L_{ig} and τ_d

2.3.3 セタン価の影響 古い手法であるが、 n -セタン($C_{16}H_{34}$, 沸点 560 K, 比重 0.775, セタン価 100)と α -メチルナフタレン($C_{11}H_{10}$, 沸点 518 K, 比重 1.02, セタン価 0)の混合燃料を用いることとし、 n -セタンの容積比率で表されるセタン価 100, 50, 30 の燃料を設定した。 $L_i = 30$ mm, $P_a = 4.0$ MPa, 衝突板温度 $T_p = 900$ K {630°C} に固定し、上記 3 種のセタン価をパラメータとして、雰囲気温度 T_a に対する着火位置 L_{ig} と着火遅れ τ_d の変化を調べた結果を図 8 に示す。図 8 では、セタン価 30 で噴流液柱上着火と衝突面上着火の両者が現れるが、符号で両者を区別してある。図 8 から次のことがいえる。

Fig. 8 Effect of cetane number on L_{ig} and τ_d

(1) 図6(a)と同様に着火位置 L_{ig} のばらつきは大きい、セタン価が低くなると L_{ig} は増す傾向にある。

(2) T_a とセタン価のいずれかが高いと、他方が低くとも τ_d は短い。そして τ_d はある値よりは縮まらない。

(3) セタン価と T_a が一定の場合、 L_{ig} の変動に比べて τ_d のそれは少ない。これは気化燃料蒸気の活性化(反応)が広い領域で競合しておし、その進行度が一歩先じた場所で着火(爆発反応)に至ることを示す。

図8には後述の単筒実験でセタン価を変えて測った τ_d も示したが、定容器データ線にほぼ乗っている。

2・3・4 衝突板温度および噴射量の影響 雰囲気温度 900 K の条件で、内部水冷により衝突板温度を 400~900 K の範囲で変えたが、噴流表面着火でも衝突板上着火でも、着火遅れの変化はばらつきに隠れて判定できない程度にわずかであった。これは、表面で着火するので、着火エネルギーはおもに雰囲気から受けるためである。また、噴射量を 9 mg から 5.9 mg へ減らしても、着火位置は短くなるが着火遅れは変わらなかった。これは局所の活性化が着火を誘起するためである。

3. 吹飛び限界着火モデルの構築と検証

3・1 コンセプト 2章で得られた、(1)着火は分裂前の噴流液柱表面で起こる、(2)気化燃料の飛散抑

Fig. 9 Blowing-off limited ignition model

制が着火を助ける、(3)気化燃料蒸気の活性化が場所間で競合関係にある、といった知見にヒントを得て、噴流液柱表面に着目した着火コンセプトを以下に考えた。

(I) 噴流を一定直径 D の液柱とみなし、時間零で瞬間的に雰囲気(空気)との間に噴出速度に相当する相対速度が生じるものとする。以下では、液柱を固定し空気が動くものとして扱う。

(II) 分裂前(到達距離が 30 mm 以内⁽¹⁰⁾)の噴流液柱表面で着火する場合を対象とし、衝突板は考えない。

(III) 十分発達した境界層内で流速 U 、温度 T 、燃料蒸気と酸素の質量分率 Y_f 、 Y_o は図9の分布をとる。

(IV) 着火遅れ τ_d は次式で与えられるものとする。

$$\tau_d = \tau_b + \tau_{rc} \dots \dots \dots (1)$$

(τ_b : 境界層発達時間, τ_{rc} : 反応域存在限界時間)

(V) 境界層発達時間 τ_b は、図9の定常状態近くに達するまでの時間で、それまでは気化燃料は吹き飛ばすものとする。

(VI) τ_b 時点で先端近傍で気化した燃料蒸気は τ_r 時間後に位置 x に来る。その間、可燃混合気は反応域(図9のハッチ領域)に存在するが、その時間 τ_r が爆発反応条件「第1ダムケラー数 $Da = \tau_r / \tau_{in} = 1$ 」を満たす限界の τ_r が反応域存在限界時間 τ_{rc} である。

(VII) τ_{in} は爆発反応誘起時間であり、熱発生率に反比例するものと仮定する。

(VIII) 先端近傍で気化した燃料が点 x に達したときの τ_x は $C_1(x/U_\infty)$ で与えられ、 $\tau_{rc} = C_1(x_c/U_\infty)$ で決まる x_c が着火位置を示す。なお、反応域にて $U \approx U_\infty$ とおけるなら、 $C_1 \approx 1$ としてよい⁽¹¹⁾。

3・2 着火遅れ支配方程式の導出

3・2・1 反応域存在限界時間 τ_{rc} の導出 2分子反応のアレニウス反応則を仮定すれば、熱発生率 $\dot{q}$ [kJ/m³s] は

$$\dot{q} = AH \left(\frac{\rho Y_o}{M_o} \right) \left(\frac{\rho Y_f}{M_f} \right) \exp \left(-\frac{E}{\mathcal{R} T} \right) \quad \cdots \cdots (2)$$

となる。ただし、 H は燃料の発熱量 (kJ/kmol), ρ は反応帯の密度 (kg/m³), Y_o と Y_f は反応帯での酸素と燃料蒸気の質量分率, M_o と M_f はそれぞれ酸素と燃料のモル質量 (kg/kmol), E は燃料の活性化エネルギー (kJ/kmol), $\mathcal{R}$ ははん用ガス定数 (8.314 kJ/kmol·K), T は反応帯の温度 [K], A は定数である。

ここで次の仮定をおく。

$$\left. \begin{aligned} Y_o &\propto Y_{\infty}, Y_f \propto Y_{fw}, \\ T &\propto T_{\infty} (= T_a), \rho \propto \rho_{\infty} (= \rho_a) \end{aligned} \right\} \quad \cdots \cdots (3)$$

ただし、添字 w は液柱表面、添字 ∞ (または a) は無限遠 (または雰囲気) での値を示す。仮定 (VII) より $\tau_{in} = C_2/\dot{q}$ ゆえ、 τ_{in} は次式で表される。

$$\tau_{in} = C_2 / AH \rho_a^2 \frac{Y_{\infty} Y_{fw}}{M_o M_f} \exp \left(-\frac{E}{\mathcal{R} T_a} \right) \quad \cdots (4)$$

よって、着火すなわち爆発反応の条件は次式となる。

$$\begin{aligned} \tau_{rc} &= C_1 \frac{x_c}{U_{\infty}} (= \tau_{in}) \\ &= \frac{C_2 M_o M_f \exp \left(-\frac{E}{\mathcal{R} T_a} \right)}{AH \rho_a^2 Y_{\infty} Y_{fw}} \quad \cdots \cdots (5) \end{aligned}$$

式 (5) は着火位置 x_c も与える。

3・2・2 境界層発達時間 τ_b の導出 噴流先端から下流方向へ離れる (x/U_{∞} が増す) につれ、液柱表面の速度こう配が緩やかになる。いま、図 9 の液柱を平板に展開して考え、これに半無限平板に U_{∞} の気流を与えた場合の「ブラシウスの定常境界層理論」を適用すると、点 x における平板表面の速度こう配 a は次式で与えられる⁽¹¹⁾。

$$a = \frac{k}{4} U_{\infty} \left(\frac{U_{\infty}}{\nu x} \right)^{1/2}, \quad (k=1.327) \quad \cdots \cdots (6)$$

ただし、 ν は雰囲気気の動粘性係数である。式 (6) は速度こう配 a が位置 x/U_{∞} の関数であることを示す。そして、着火位置 x_c における速度こう配 a_c は次式となる。

$$a_c = \frac{k}{4} U_{\infty} \left(\frac{U_{\infty}}{\nu x_c} \right)^{1/2} \quad \cdots \cdots (6)'$$

この a_c は定常値ゆえ、これに達する時間は理論上は ∞ である。そこで、これに漸近する時間を τ_b とする。ここでは、無限平板層流境界層の非定常解 (レイリー問題)⁽¹²⁾ において、表面速度こう配がこの a_c まで減じる時間でその漸近時間を近似し、 τ_b を定める。図 10 に半無限平板と無限平板にて、時間 $t=0$ で空気が相対速度 U_{∞} で動きだした後の境界層発達過程を模式的に対応させてある (半無限平板の $t=\infty$ の状態がブラシウス流と一致)。そして、半無限平板の位置 x における τ_b を、無限平板の境界層縁が図 10 中の点 P に達した時間 t_b で近似する。この t_b では境界層は図示の厚み δ だけ未発達であるが、これはわずかで無視できるとする。

無限平板境界層の非定常解では、表面速度こう配は

$$a = \frac{U_{\infty}}{\sqrt{\pi \nu t}} \quad \cdots \cdots (7)$$

で与えられる。 $t=\tau_b$ にて $a=a_c$ とし、 a_c に式 (6)' を代入し τ_b について解けば、次式を得る。

$$\tau_b = \frac{16}{\pi k^2} \left(\frac{x_c}{U_{\infty}} \right) \quad \cdots \cdots (8)$$

3・2・3 τ_d と L_{ig} 式 (1) に式 (8) と式 (5) を代入し、 $C_1=1$ とおくと、 τ_d を与える次式を得る。

$$\tau_d = \tau_b + \tau_{rc} = \left(\frac{16}{\pi k^2} + 1 \right) \frac{x_c}{U_{\infty}} \quad \cdots \cdots (9)$$

$$= \left(\frac{16}{\pi k^2} + 1 \right) \frac{C_2}{A} \frac{M_o M_f \exp \left(-\frac{E}{\mathcal{R} T_a} \right)}{H \rho_a^2 Y_{\infty} Y_{fw}} \quad \cdots \cdots (10)$$

次に、分裂前の噴流は等速の U_{∞} で進むので⁽¹³⁾、着火点距離は $L_{ig} = U_{\infty} \tau_d - x_c$ となる。この x_c に式 (9) を用い $k=1.327$ とすると、次式を得る。

$$L_{ig} = \left[1 - 1 / \left(\frac{16}{\pi k^2} + 1 \right) \right] U_{\infty} \tau_d = 0.75 U_{\infty} \tau_d \quad \cdots \cdots (11)$$

3・2・4 支配方程式の意味と定量法 式 (10) にて、 $\tau_b : \tau_{rc} = 16/\pi k^2 : 1 = 2.89 : 1$ の比例関係にある。これは、反応が早い (τ_{in} が短い) ほど、式 (5) に見られるごとく τ_{rc} が短くなり着火点 x_c が先端に近づくが、一方、式 (6)' と式 (8) に見られるごとく吹飛び限界の表面速度こう配を高くとれ、その分着火遅れも比例的に短くできることを意味する。

式 (10) の C_2/A と E は、実験で求めることになる。その際、各因子を定める必要があるが、 Y_{fw} 以外は周囲条件から決まる。 Y_{fw} を定めるには着火時 (噴出後 1.0 前後まで) の液柱の表面温度を求める必要がある。熱容量が大きい噴射直後の液柱では、高温雰囲気中でも中心部の温度は噴射前の燃料温度と同じであるが、

Fig. 10 Determination method of time required for nearly full development of boundary layer

Fig. 11 Analysis of τ_d and L_{ig} for different P_a based on blowing-off limited ignition model

表面近傍は 1 ms 以内に雰囲気温度に近づくと考える⁽¹³⁾。n-ドデカンでは臨界温度 T_c が 658 K (385°C) であり⁽¹⁴⁾、ディーゼルの圧縮温度よりはるかに低い。ここでは、 $T_w \approx T_c$ と近似し、これに対する臨界圧 $P_c = 18.0 \text{ ata}$ ⁽¹⁴⁾ を表面蒸気分圧 P_{fw} とし Y_{fw} を定めた。すなわち、 $Y_{fw} = \rho_{fw} / (\rho_{aw} + \rho_{fw}) = P_{fw} M_f / (P_{aw} M_a + P_{fw} M_f)$ から、0.8 と求まった。ただし、 ρ_{aw} と ρ_{fw} は表面での空気と燃料蒸気の密度、 P_{aw} は表面での空気分圧、 M_a と M_f は空気と燃料の分子量である。実際は、 T_w は T_c よりかなり低いと考えるが、 $Y_f \propto Y_{fw} \propto Y_{fc}$ (= 圧力 P_c での燃料蒸気質量分率) が成り立つ範囲ならば式(3)の 2 番めの仮定は満たしている。

3.3 検証 式(10)を次のように変形する。

$$(Z_d \equiv) \tau_d \cdot \frac{H \rho_a^2 Y_{o\infty} Y_{fw}}{\left(\frac{16}{\pi k^2} + 1 \right) M_o M_f} = \frac{C_2}{A} \exp\left(\frac{E}{R T_a} \right) \quad \dots\dots\dots (12)$$

図 6(b) と図 7 から $L_i = 30 \text{ mm}$ での衝突前着火の τ_d データを抽出し、これを上式の Z_d に変換し、 $\log_{10} Z_d$ と $1000/T_a$ の関係(以降これを Z_d アレニウスプロットまたは単に Z_d プロットと呼ぶ)を描くと図 11(a) となる。図 11(a) には通常の τ_d アレニウスプロットも掲げている。 Z_d アレニウスプロットのほうがこう

配は急であり、これから求めた E は 47 kJ/mol である。また、図 6(b) の衝突前着火の着火位置 L_{ig} データを τ_d に対して描くと図 11(b) となり、噴射圧 20 MP に対して定めた $U_{\infty} = 80 \text{ m/s}$ ⁽¹³⁾ を式(11)に用いた図中の理論線と傾向は合致する。

4. 可視化単筒エンジンによる着火解析

4.1 単筒エンジンと実験条件 図 12 に供試した単筒直噴ディーゼルエンジン(気筒径 92 mm, 行程 92 mm, 圧縮比 18.6:1)を示す。燃焼室キャビティは直径 40 mm の円筒形で、気筒中心に対し 6 mm 偏心している。ノズル噴口は $4 \times \phi 0.24 \text{ mm}$ 、噴霧円すい角は 150°、開弁圧は 22 MPa で、噴口位置はキャビティ中心にある。噴射ポンプは分配形(プランジャ径 13 mm)である。燃焼計測項目は筒内圧 P 、噴射圧 P_{inj} 、ノズルニードルリフト L_n で、37 サイクルの平均値をとる。

着火遅れを定める雰囲気温度 T_a は、噴射始めにおける筒内平均温度をとることとし、噴射時の筒内圧と圧縮容積、および充てんガス質量の実測値から状態方程式で算出した。この妥当性については、4.2.2 項で吟味する。EGR ガスは新気と同じ温度で混ざるように、混合前に水冷した。よって、EGR しても充てんガス質量は同じとして扱え、かつ EGR 率 r (EGR ガス流量の全流入ガス流量に対する質量比) は EGR による吸入空気流量の減少率で近似できる。 r は吸気系と EGR 系のそれぞれの絞り弁を操作して調節する。そのさい、ブースト圧を合せて充てんガス量を不変とし

Fig. 12 Bottom viewed single cylinder diesel engine with EGR system

た。 T_a を上げる場合はヒータにて吸入ガスを加熱した。

EGRの実験では、エンジン回転数 1200 rpm にて JIS 2 号軽油を用い、噴射量 Q を 12.5 mm^3 とした。これは EGR なしの常温吸気で当量比 0.3 弱に相当する。吸入温度 T_i は 550 K まで上昇させた。またハログゲンランプ光のヘッド下面反射光によるシャドウ燃焼映像を高速ビデオ撮影した (13 000 f/s)。この像にてトレーサの動きから測ったスワール比 SR は 4.2 であった。

4.2 予備検討

4.2.1 着火時期と着火位置の判別 着火時期と着火位置を判別しやすくするため噴射量 Q は多めの 25 mm^3 とした。図 13 が燃焼圧データの例である。図 13 から明らかに、 $dP/d\theta$ 線の谷がシャープに現れる。ここでは、 $dP/d\theta$ 線の谷近傍を多項式で表し極値を与える点を定め着火時期とした。図 14 は燃焼の高

Fig. 13 An indicated pressure analysis data

Fig. 14 Example of ignition feature observed

速ビデオ撮影の例である。明らかに、定容器実験と同様に、着火は噴流表面で生じている。

4.2.2 雰囲気温度 T_a のとり方 4.1 節に述べた、状態方程式から計算される温度 T_{mean} と、 $\phi 13 \mu\text{m}$ の白金-白金ロジウム熱電対を燃焼室キャビティへ挿入してモータリングで計った T_{max} のどちらが T_a として妥当かを吟味した。圧縮上死点での T_{mean} と T_{max} [K] の比と回転数 N の関係を図 15 に示す。1500 rpm 以上では両者に差はないが、低速になると T_{max} が T_{mean} より急速に低くなる。これは、低速ほど熱損失の比率が増え壁近傍温度が下がるので、温度分布全体の影響を受ける T_{mean} も下がるからである。

次に、代表的条件で、回転数を変え、着火遅れ時間 τ_d [ms], 着火遅れ時間 θ_d [°CA], T_{mean} および T_{max} の相関をみると図 16 となる。 Q は 25 mm^3 である。明らかに、 T_{max} を T_a とした場合は、回転数 N の低下とともに、 T_a は変わらないのに τ_d が長くなるという矛盾が生じる。しかし T_{mean} をとった場合は T_a 低下とともに τ_d が長くなることになり、理にかなっている。これは、ディーゼル噴射に伴う高速噴流が燃焼室内空気を一挙にかくはんするので、局所温度でなく、燃焼室内エネルギーの指標でもある平均温度が着火を

Fig. 15 Correlation between $T_{\text{mean}}/T_{\text{max}}$ and N

Fig. 16 Correlation among τ_d , θ_d , T_{mean} and T_{max}

支配することを示唆する。よって、着火解析における雰囲気温度 T_a には燃焼室内平均温度 T_{mean} をとることとした。

なお、図 16 の回転数範囲で、着火に関わる開弁直後の噴射圧の変化は 22 MPa (開弁圧) ~ 26 MPa とわずかなである (図 13 に 1200 rpm での噴射圧波形)。つまり、回転数による着火遅れの違いはおもに雰囲気温度の違いによるもので噴射圧の影響は無視できるものとしてよい。また、表面着火モデルで導かれた着火遅れを与える式 (10) に、噴射圧の関数である噴出速度 U_o が影響因子として入ってこないことは、噴射圧は着火遅れに影響しにくいことを示唆する。

4.3 EGR の影響

4.3.1 燃焼圧解析 噴射量 Q が 12.5 mm³、吸気温度 T_i が常温、噴射時期 IT が圧縮上死点近傍の条件で、EGR 率 r を 0~70% の範囲で変えたときの筒内圧 P と圧力上昇率 $dP/d\theta$ の挙動を図 17 に示す。ごく軽負荷相当の噴射量設定ゆえ、 $r=0$ では筒内の空気過剰率は $\lambda_c=3.4$ と大幅に空気過剰であるが、 $r=60\%$ を超えると λ_c は急速に低下し $r=70\%$ 近くで 1 を切る。ここで、 $\lambda_c=(\lambda_a-r)/(1-r)$ であり、 λ_a は吸入新気質量のみから求めた見掛けの空気過剰率である。

明らかに、 r が増すと着火が遅れ、 P と dP/dt が低下し燃焼が緩慢になる。また、 r が 60% を超えると二段着火 (P あるいは $dP/d\theta$ が 2 段階にモータリング線から離れる) の傾向が見られる。以下の着火解析では、二段めの熱炎着火を対象とする。

なお、この EGR により図示熱効率は悪化せず、むしろよくなる。図示仕事の分析によると、その理由は火炎温度低下による冷却損失の減少と作動ガスの比熱比低下による圧縮仕事損失の減少にある。

Fig. 17 Effect of EGR rate on P and $dP/d\theta$ traces

4.3.2 吹飛び限界着火モデルによる解析 次に、少量 EGR の $r=0\sim30\%$ 、中量 EGR の $r=40\sim50\%$ および大量 EGR の $r=57\sim69\%$ の三つのグループごとに、吸気温度 $T_i=300\sim550$ K における上死点近傍噴射での着火遅れデータを Z_d アレニウスプロットで解析した。図 18 に少量 EGR の場合を、図 19 に中量および大量 EGR の場合を示す。これらには τ_d アレニウスプロットも比較のため掲げてある。また、図 18 には図 11 の定容器実験の実験式も記入してある。 Z_d の算出に必要な雰囲気酸素質量分率は $Y_{\infty}=0.232(1-r/\lambda_a)$ から求めた。 Y_{fw} は 3.2.4 項記載のごとくに定めた。

図 18, 19 から次のことがわかる。

(1) Z_d プロットのほうが τ_d プロットよりこう配が急であり、その分、活性化エネルギー E は前者で定まる値のほうが高くなる (図 20)。これは、 T_i による T_a の変化が、 ρ_a と Y_{∞} も変えるため、式 (12) の活性

Fig. 18 Comparison between τ_d and Z_d Arrhenius plots under EGR rate (r) of 0~30%

Fig. 19 Comparison between τ_d and Z_d Arrhenius plots under EGR rate (r) of 40~70%

項だけでなく濃度因子の $\rho_a Y_{fw}$ と $\rho_a Y_{fw}$ にも影響するからである。 τ_d プロットでは濃度因子への影響が活性項にしか寄せられている。

(2) Z_d プロットのほうが τ_d プロットよりばらつきが小さい。これはおもに、前者では EGR 率 r の変化が Y_{O_2} の変化として補正されているためである。特に λ_c が急激に低下する $r \geq 60\%$ で、その効果が顕著に現れる。

(3) 実機では定容器に比べて T_a 範囲は大幅に高温域にあるが、両者の Z_d プロットはほぼ合流する(図 18)。ただし、こう配は実機データのほうがやや急である。これは温度域の特性の違いによると考えられる⁽⁷⁾。

次に、 Z_d および τ_d プロットのそれぞれに対し、EGR 率 r ごとに定めた活性化エネルギー E の値を対比させると図 20 となる。前者のほうが大きい値を与えるのは上記(1)の理由による。また、EGR 率 r が増えると活性化エネルギー E が減少する傾向にあるのは、EGR ガス中の未燃成分濃度が増え、その活性作用が強まるためと考えられる。

Fig. 20 Comparison between $(E-r)$ relations determined by τ_d and Z_d Arrhenius plots

5. 結 言

通常噴射圧のディーゼル噴霧の着火機構を、定容器での燃焼実験、それを踏まえた現象論的着火モデルの構築および可視化単筒エンジンを用いた検証実験により解析し次の結果と知見を得た。

(1) 定容器、単筒実験とも着火は噴流液柱表面で発生する。着火位置は大きくばらつくが、着火遅れ時間は着火位置によってあまり変化しない。つまり、位置間で競合している活性化反応が一步先んじた位置で着火する。また、衝突板は噴流面着火を助ける。

(2) 上の結果に基づき、噴霧液柱表面速度こう配がある点まで落ちると、気化した燃料蒸気の活性化が進んで着火に至るとする、吹飛び限界着火モデルを考え、着火への多因子の影響を表す関数式を求めた。

(3) 着火解析における雰囲気温度には、燃焼室内平均温度をとるが妥当である。

(4) 単筒エンジンにて大量 EGR を実施し、着火遅れに及ぼす酸素濃度や雰囲気温度・圧力等の影響が、上記の関数式に基づき総括的に解析できた。

(5) 定容器と単筒とで温度範囲が大幅に違うが、両着火遅れ実験式は合致する。

最後に、本研究では、単筒エンジンの制御等に関し豊田中央研究所・燃料制御研究室から多大な支援をいただいたことに厚くお礼申しあげる。また、単筒エンジンの改造等において豊田工業大学・学部生の伊原博卓氏(現：トヨタ自動車)と松原厚志氏(現：関東自動車)の尽力が大であったことを付言し、敬意を表する。

文 献

- (1) Wolfer, H. H., *VDI Forschungsh.*, **392** (1938), 15-24.
- (2) Livengood, J. C. and Wu, P. C., *Proc. 5th Symp. (Int.) Combust.*, (1955), 347, Reinhold.
- (3) 藤本元・島田俊夫・佐藤豪, 機論, **45-392** (1979), 599-609.
- (4) Kwon, S., Arai, M. and Hiroyasu, H., *SAE Trans.*, **100-3** (1992), 1590-1598.
- (5) 池上詢・三輪恵・大見謝恒弘・西谷敏雄, 機論, **53-485**, B (1987), 274-281.
- (6) 李津夏・長谷川亮・飯田訓正, 機論, **65-635**, B (1999), 273-280.
- (7) 小堀繁治・神本武征, 機論, **65-631**, B (1999), 1152-1158.
- (8) Sami, H., Takahashi, T., Watanabe, S., Nakakita, K. and Saito, A., *Toyota Tech. Rev.*, **41-2** (1992), 11-22.
- (9) Sato, J., Konishi, K., Okada, H. and Niioka, T., *Proc. 21st Symp. (Int.) Combust.*, (1986), 695-702.
- (10) Tomonaga, T., Murai, K., Takano, T. and Sami, H., *SAE Paper*, No. 960028 (1996).
- (11) 角谷典彦, 連続体力学, (1980), 195-202, 共立出版.
- (12) 角谷典彦, 連続体力学, (1980), 174-179, 共立出版.
- (13) 広安博之・新井雅隆, 自動車技術会論文集, **21** (1980), 5-11.
- (14) 有機合成化学協会, 溶剤ポケットブック, (1994), 227, オーム社.