単圧縮装置による蓄圧式燃料噴射系の噴霧燃焼に関する研究*

和 栗 雄太郎^{*1}, 小 野 信 輔^{*1}
村 瀬 英 一^{*1}, 王 智 民^{*2}

Studies on Combustion of Fuel Spray Injected from Constant Pressure System with Single Compression Machine

Yutaro WAKURI, Shinsuke ONO,
Eiichi MURASE, and Zhimin WANG

A new type of single compression machine has been developed to investigate basic aspects of the spray combustion phenomenon. The mechanism of a single compression is different from the usual rapid compression machines, i. e. a crank mechanism is used to make a steady reciprocating motion of the piston and a single compression state can be made without any mechanical impact. By the use of this single compression machine and a high pressure accumulated fuel injection system which was controlled electrically, combustion tests and photographic observations were carried out. From a series of tests, the influences of the surrounding air pressure, the temperature, the fuel injection pressure, and the swirl flow on the ignition delay are shown. Furthermore, the factors affecting the period of the initial stage of spray combustion are shown by introducing a new coefficient of heat release rate of spray combustion.

Key Words: Internal Combustion Engine, Combustion, Diesel Engine, Single Compression Machine, Fuel Injection, Ignition Delay, Heat Release Rate

1. ま え が き

最近省エネルギーの観点から、熱効率が高い直接噴射式ディーゼル機関が、小形高速機関の分野まで用いられる傾向にあり、有害排気物や燃焼音の低減が重要な課題になっている。しかし、直接噴射式機関の燃焼は燃料噴霧やシリンダ内ガス流動の影響を受けやすく、非常に複雑であり、これらの問題を解決するには燃料噴霧の点火や燃焼特性に及ぼす噴射条件、燃焼室内の雰囲気条件などについての詳細な検討が必要である。

そこで従来から急速圧縮装置^{(1)~(6)}や定容容器^{(7)~(9)}により噴霧燃焼についての基礎的な研究が行われている。定容容器の場合、容器内を加熱・加圧するのに危険を伴い、かつその温度、圧力には限界がある。一方、従来の急速圧縮装置は、機構的に衝撃を伴い、またピストンの制動、保持などの調整が難しいものがほとんどである。

そこで本研究では、無理のないクランク機構により

定常的な駆動運転を行いつつ特定の1サイクルのみ圧縮を行う単圧縮装置を試作した。そして噴霧の自己点火や燃焼に強く影響を及ぼす雰囲気温度、圧力がある範囲独立に変化できる予圧・予熱タンクを設ける独特の方式とした。この装置により蓄圧式燃料噴射系統について、噴霧の点火遅れとその後の急激燃焼に及ぼす噴射条件、雰囲気温度、圧力、および空気流動の影響について検討した。

2. 実験装置および実験方法

2.1 単圧縮装置の構造および性能 試作した単圧縮装置の概要を図1に、またその諸元を表1に示す。本装置は従来の急速圧縮装置^{(1)~(6)}とは異なり、通気弁を開いた状態でピストンを往復動させ、予圧・予熱タンクからシリンダ内部へ空気の吸入、排出を繰返し、その状態が定常に達してから通気弁を閉じて圧縮を行うものである。すなわち、行程280 mmのクランク機構を利用し、その上部に直径135 mmのピストンを装着した。このように行程容積が大きいため、高い圧縮比においても比較的大きな燃焼室容積を確保することができた。また光学観測を可能とするため、延長ピストンを用い、その側壁にスリットを設け、かつシリンダヘッドとピストン頂部に観測窓を装着できるよ

* 昭和60年9月5日 内燃機関の燃焼計測とモデリングに関する国際会議において講演、原稿受付 昭和62年8月26日。

^{*1} 正員、九州大学工学部 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)。

^{*2} 九州大学工学部。

うにした。ピストンとシリンダの気密保持には2本の圧縮リングと1本のOリングを用いた。

通気弁はシリンダヘッド側壁に設け、その位置は図2のAに示すように吸気をシリンダ中心方向に流入させる場合とBのように接線方向に流入させる場合の2種類とした。それらにより、スワールがない場合とスワールがある場合の燃焼室内の流れ場を実現させた。通気弁は油圧で作動させる方式とした。すなわち、駆動運転中、油圧ラムにより通気弁を開いた状態にしておき、ある特定のサイクルで油圧システムのソレノイドバルブを電気パルスを入力によって切換え、ラムに加わる油圧を解放することにより通気弁はばね力で着座し、通気口を閉じる構造とした。なお、一度閉じた弁はその後は開弁しない。ソレノイドを励磁し始めてから42 msで弁が動き始め、その後8 msで弁が着座

することが確認された。その動きは差動トランスを用いて監視し、その再現性も確認された。

燃料噴射系は、蓄圧式を用い、燃料噴射弁のニードルをDCソレノイドで直接駆動する方式(図3)とし、高圧で矩形の噴射率の実現を試みた。まずDCソレノイドを稼働させない状態でノズルの開弁圧をばねにより蓄圧圧力よりも高く設定しておく。次にDCソレノイドを励磁させて、ニードル弁の押棒に図3中で左向きの力を加えるとニードル弁が左に動き、燃料噴射が始まる。DCソレノイドの励磁電流を切るとニードル弁はばね力により着座し、噴射が終わる。ばね力は開弁時には蓄圧圧力よりわずかに高い開弁圧に相当する値に設定しておけばよいが、そのような設定では閉弁時にばね力が不足し着座がおくれ、数msという短い動作時間で矩形の噴射率は実現できない。そこで、ばね力を大きくし、かつDCソレノイドの励磁力も大きくしなければならない。ここでは図3に示すように3個のDCソレノイドを直列につないで全体としての励磁力の強化を行い、またそれらに流れる電流の制御としてGTO素子(Gate Turn Off Thyristor)を用いた。その回路を図4に示す。大容量のトランジスタやサイリスタによる制御も試みたが、数msの制御は難しかった。それはDCソレノイドの励磁電流を切っても残留磁界が残っているためと考えられる。GTO素子を用いる場合は電流を切るときに高い逆電圧が発生し、それにより残留磁界の急速消磁が行え、急速な弁の閉止を可能にすることができたと考えられる。そして本噴射系において、100 MPa程度までの噴射圧で数msの噴射期間が実現できた。

蓄圧器は1回の噴射による圧力降下が無視できるように十分な容積(1000 cm³)とした。噴射期間は差動

図1 単圧縮装置の概要

図2 通気弁位置

図3 燃料噴射装置

表1 単圧縮装置の諸元

Bore	135 mm
Stroke	280 mm
Compression ratio	~ 11
Initial air pressure	~ 0.5 MPa
Initial air temperature	~ 500 K
Machine speed	~ 400 rpm
Fuel injection pressure	~ 100 MPa

図4 GTO素子のゲート回路

トランスによるニードル弁の動きと、ノズル噴口の近傍に置いたフォトインタラプタの発光部と受光部間を燃料噴霧が横切る期間から認定した。さらに噴口から 250 mm 離れた燃料噴射管内の圧力も同時に測定した。図 5 にフォトインタラプタの出力と噴射管内の圧力変化の例を示す。噴射管内の圧力は噴射開始とほぼ同時に減衰振動を開始し、典型的な蓄圧式の圧力挙動を示していることがわかる。燃焼実験時は差動トランスの出力と噴射管内の圧力変化から噴射期間を確認した。図 6 に噴口径が 0.2 mm と 0.3 mm のホール形単孔ノズルによる噴射量と噴射期間の関係を示す。噴射量が噴射期間にほぼ比例していることから、ほぼ矩形の噴射率が得られたものと思われる。

通気弁や燃料噴射弁の制御タイミングはフライホイール上にはった反射マークによるパルスで行った。

また、圧縮初期温度、圧力を変化させるために吸気側に取付けた予圧・予熱タンク ($50 \times 10^3 \text{ cm}^3$) 内の空気の予熱 ($\sim 500 \text{ K}$) と予圧 ($\sim 0.5 \text{ MPa}$) を行った。そして予熱、予圧、および圧縮比を変化させることにより、圧縮上死点における燃焼室内の温度と圧力を独立に変化させることができる。またシリンダ壁に電気ヒータを巻き、駆動運転中の吸気温度とシリンダ壁温とを一致させ、圧縮初期温度の見積もり誤差を少なくするようにした。

2.2 燃焼実験および写真観測 燃焼実験と写真観測は、ディーゼル機関の性能に重要な影響を及ぼす燃料噴霧の点火遅れとそれに密接に関連する点火直後の急激な燃焼期間における燃焼率について、それらに及ぼすシリンダ内の空気温度、圧力、燃料噴射圧、ならびにスワールの影響を調べることを目的として行った。表 2 に供試燃料(軽油)の性状を、表 3 に実験条件

を示す。圧力変換器は低圧用 ($\sim 0.5 \text{ MPa}$) と高圧用 ($\sim 7 \text{ MPa}$) を使い、それぞれ圧縮初期圧と燃焼圧を測定した。圧力変換器からの信号や各種のタイミングマークはデータレコーダに記録し、パーソナルコンピュータにより A-D 変換を行い解析した。

写真観測はシリンダヘッド上部に直径 116 mm、厚さ 47 mm、およびピストン上部に直径 90 mm、厚さ 47 mm のパイレックスガラスを装着し、図 7 に示す光学系を用いてシャドウ写真を撮ることにより行った。光源には 500 W クセノンランプを用い、高速度カメラにより 7 000 こま/s で撮影を行った。

3. 実験結果および考察

図 8~10 に代表的な圧力線図、圧力-容積線図、および熱発生率曲線を示す。スワール速度に関しては、高速度シャドウ写真上に現れた濃淡の点の動きから、圧縮上死点付近のスワール速度を測定した。その結果を図 11 に示す。図 11 より上死点付近では剛体渦に近い

表 2 燃料性状

Specific gravity (15/4°C)	0.8293
Kinematic viscosity (30°C)	3.198 mm ² /s
Cetane number	59

表 3 実験条件

Equipment speed	200 rpm
Compression ratio	10.614 (without swirl) 10.637 (with swirl) (Clearance height=22mm)
Inlet valve close	6°ABDC
Start of injection	TDC
Nozzle	Single-hole nozzle (Orifice diam.=0.2mm)
Injection pressure	19.6, 39.2, 58.8 MPa
Injection duration	12 ~ 24 ms
Initial air temperature	353, 383, 413 K
Initial air pressure	0.1, 0.2, 0.3 MPa

図 5 燃料噴射管内の圧力変化とフォトインタラプタの出力

図 6 燃料噴射期間と噴射量の関係

図 7 光学系

流れ場になっており、また初期圧力が高いほうが大きいスワール速度を示していることがわかる。

3・1 点火遅れ 燃料噴霧の点火遅れに及ぼす雰囲気圧力 P_c 、温度 T_c 、燃料噴射圧 P_f 、およびスワールの影響を調べた。温度については次式で求めた。

$$T_c = T_0(P_c/P_0)^{(n-1)/n} \quad (1)$$

ここで n は圧縮前後の圧力とシリンダ容積から求まるポリトロープ指数、 T_0 、 P_0 はそれぞれ圧縮初期温度と圧力である。すなわち正確な T_c を求めるには正確な P_0 、 P_c と圧縮初期温度 T_0 が必要となる。そこで圧力については低圧用の圧力変換器を燃焼圧用のものと別々に設けて測定した。また圧縮初期温度については、吸入空気温度を測定してその値を圧縮初期温度としたが、その際予圧・予熱タンク中の空気温度とシリンダ壁温が平衡に達した後、通気弁を閉じ圧縮を行わせることにより圧縮初期温度の見積もり誤差を少なくした。

図 12 に点火遅れ τ の測定方法を示す。すなわち燃料噴射管内の圧力が噴射によって降下しはじめる時点から $\ln(P_c \cdot V_c^n)$ の値が急変する時点までの時間とした。

ディーゼル噴霧の点火遅れは Wolfer⁽⁷⁾ に代表されるように次式で一般に整理されている⁽⁵⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾。

$$\tau = AP_c^B \exp(C/T_c) \quad (2)$$

ここで T_c は絶対温度 (K)、 P_c は圧力、 A 、 B 、 C は定数である。この形の式はアレニウスの表現を基礎にしており、厳密には化学的点火遅れに対して適用されるはずであり、噴霧の点火遅れの場合は物理的点火遅れも含まれているので必ずしも上式の表現が妥当とは限らないが、ここでは上式の関係で整理した。

図 13 に実験結果の一例を示す。図 13 より点火遅れ τ は式 (2) の形で整理できることがわかる。そこで最小二乗法により式 (2) の定数 A 、 B 、 C を各燃料噴射圧、スワールの有無により求めた。その結果を式 (3) ~ (8) に示す。なお図 13 中の直線はこれらの実験式を表している。

$P_f = 20.0 \text{ MPa}$

スワールなし

$$\tau = 5.40 \times 10^{-3} P_c^{-1.25} \exp(4760/T_c) \quad (3)$$

スワールあり

$$\tau = 1.07 \times 10^{-5} P_c^{-0.699} \exp(7760/T_c) \quad (4)$$

$P_f = 39.6 \text{ MPa}$

スワールなし

(a) スワールなし

(a) スワールなし

(a) スワールなし

(b) スワールあり

(b) スワールあり

(b) スワールあり

図 8 圧力線図

図 9 圧力-容積線図

図 10 熱発生率曲線

$$\tau = 7.63 \times 10^{-4} P_c^{-0.943} \exp(5720/T_c) \dots\dots\dots (5)$$

スワールあり

$$\tau = 4.06 \times 10^{-4} P_c^{-1.13} \exp(5960/T_c) \dots\dots\dots (6)$$

$P_f = 58.9 \text{ MPa}$

スワールなし

$$\tau = 2.68 \times 10^{-3} P_c^{-1.19} \exp(5170/T_c) \dots\dots\dots (7)$$

スワールあり

$$\tau = 5.55 \times 10^{-4} P_c^{-0.284} \exp(5180/T_c) \dots\dots\dots (8)$$

ここで P_c [MPa], T_c [K], τ [ms] である。これらの実験結果は Wolfer の測定値に比べると小さい値を示している。これはここでの噴射系が蓄圧でかつ高压であるので、物理的点火遅れが短縮されたためと推定される。

次に、点火遅れに対するスワールの影響について検討した。スワールがある場合、すべての噴射圧に対して、圧縮初期温度 353K で、初期圧力 0.1, 0.2, 0.3

MPa の場合と、初期温度 383K, 初期圧力 0.1 MPa の場合にはいずれも点火しなかった。これは、スワールがない場合と同じ圧縮初温、初圧での燃焼実験を行ったため、スワールによる壁面への熱損失の影響で圧縮後の温度が低くなった結果と考えられる。したがってスワールがない場合と全く同じ雰囲気温度での実験結果は得られていないが、式(3)~(8)よりスワールの点火遅れに及ぼす影響について考える。図 14 にスワールの有無による点火遅れ τ の違いの例を示す。図 14 より、高温域では同じ雰囲気温度 T_c 、圧力 P_c であれば、スワールがあるほうがスワールがない場合より点火遅れは短く、その影響は T_c が高くなるほど顕著になることがわかる。これはスワールが燃料と空気の混合を促進することを考えると、そのような物理的点火遅れが支配的と考えられる高温雰囲気でその影響が顕著になった結果と思われる。しかし、その影響が比較

図 11 圧縮上死点付近のスワール速度

(a) スワールなし

(b) スワールあり

図 13 点火遅れに及ぼす雰囲気温度と圧力の影響

図 12 点火遅れ τ

図 14 点火遅れに及ぼすスワールの影響

図 15 点火遅れに及ぼす燃料噴射圧の影響

的低温度側で逆転する傾向がわかる。その温度で点火するかどうかの問題は別として、低温度側で化学的点火遅れの影響が大きい所ではスワールによる冷却や活性分子の逸散の影響により点火が抑制される結果と考えられる。

次に点火遅れに対する燃料噴射圧の影響を調べてみた。図15にスワールがない場合の噴射圧の影響をまとめたものを示す。図15より噴射圧の違いにより点火遅れはいずれも大幅には変化していないことがわかる。特に高温、高压の雰囲気ではほぼ等しい。これは、噴射圧が20 MPa程度以上になると噴霧の微粒化が物理的点火遅れにあまり影響を及ぼさない程度進んでいるためと考えられる。また、スワールがある場合も同様の傾向があるが、スワールがない場合よりまとまりが悪く、これはスワールと燃料噴霧の相互作用が複雑に点火遅れに影響しているためと思われ、スワール速度を変化させた実験などによるさらに詳細な検討が必要と考えられる。

3・2 噴霧燃焼の初期発熱率係数 ここでは燃料噴霧の点火後の急激燃焼に及ぼす各種要因の影響を調べる。図16に本装置により得られた熱発生率の例を示す。図16中のAの部分の急激燃焼期間である。点火遅

図16 急激燃焼期間

れの間に噴射された燃料が空気と混合、蒸発、点火し、急激燃焼へと進む。

いま、点火遅れ τ [s] 期間中の噴霧の到達距離を x [m] とすると、点火時における噴霧中の燃焼可能な燃料 M_f [kg] は次式より得られる⁽¹⁰⁾。

$$M_f = \frac{\pi}{3} \rho_a \frac{\tan^2 \theta}{L_{th}} x^3 \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで L_{th} [kg/kg] は理論空気量、 ρ_a [kg/m³] は空気密度、 2θ は噴霧角である。

スワールがない場合における噴霧の到達距離に関する和栗の式⁽¹⁰⁾より

$$x \cong (2c \cdot \Delta P / \rho_a)^{0.25} (\tau \cdot d / \tan \theta)^{0.5} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで ΔP は有効噴射圧で $\Delta P = P_f - P_c$ [MPa]、 d [m] は噴口径、 C は収縮係数である。

また $\tan \theta$ は次に示す実験式を用いる⁽¹⁰⁾。

$$\tan \theta = 0.427 (\rho_a / \rho_f)^{0.35} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで ρ_f [kg/m³] は燃料の密度である。式(9)～(11)により

$$M_f \propto (1/L_{th}) (1/\rho_f)^{0.175} \rho_a^{0.425} (c \cdot \Delta P)^{0.75} (\tau \cdot d)^{1.5} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで初期急激燃焼期間中の発熱率 $(dH/dt)_r$ [kJ/s] が次式で表されると仮定する。

$$(dH/dt)_r = \eta (1/L_{th}) (1/\rho_f)^{0.175} \rho_a^{0.425} \times (c \cdot \Delta P)^{0.75} (\tau \cdot d)^{1.5} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで定数 η [kJ/(s·kg)] は点火遅れ期間中に噴射された燃料のうち燃焼可能な燃料、すなわち空気過剰率が1まで燃焼するとして燃料の単位質量、単位時間当たりの熱発生量と考えられ、これを噴霧燃焼の初期発熱率係数と定義する。ここで $(dH/dt)_r$ として初期急激燃焼期間中の熱発生率の平均値を用い、また $C=0.6$ として、スワールがない場合について η を計算した。

図17～19にそれぞれ有効噴射圧 ΔP [MPa]、雰囲気温度 T_c [K]、および圧力 P_c [MPa] の変化による

図17 η に及ぼす ΔP の影響

図18 η に及ぼす T_c の影響

図19 η に及ぼす P_c の影響

初期発熱率係数 η の変化を示す。図 17 より雰囲気温度 T_c 、圧力 P_c が一定であれば、 η は有効噴射圧 ΔP によらずほぼ一定であることがわかる。これは前にも

議論したが、噴射圧が 20 MPa 以上になると噴霧を構成する油粒群の蒸発が極めてすみやかで、噴射圧の違いによる微粒化の差が顕著に現れなかった結果と考えられる。

図 18 より雰囲気温度 T_c が高いほど η は大きくなっているが、その原因は T_c が高いほど噴霧の蒸発が促進されることと、点火後の燃焼速度が速くなった結果と考えられる。またその効果は、雰囲気圧力が高いほど顕著に現れていることがわかる。

図 19 より雰囲気圧力 P_c が高いほど η は大きな値を示している。これは雰囲気圧力が高いほど噴霧の蒸発による温度低下が小さいことと、点火後の燃焼速度が速くなった結果と考えられる。またその効果は、雰囲気温度が高いほど大きいことがわかる。

3.3 写真観測 図 20(a)~(d) にスワールがない場合、図 21(a)~(c) にスワールがある場合の燃焼のシャドウ写真の例を示す（視野径は 90 mm でありスワールは時計回りに回っている）。また時間軸は燃料噴射開始からの時間である。点火時刻をこれらの写真から求めてみると、図 20(c)、(d) の場合のように噴霧が十分に発達していない状態で点火がおこると、点火時刻が明確にわかる。点火遅れ時間を写真から読取

図 20 燃焼のシャドウ写真（スワールなし）

図 21 燃焼のシャドウ写真（スワールあり）

図 22 燃料噴霧の軌跡

ると、図 20(c), (d)ともにほぼ 0.57 ms となり、この値は図 12 の定義による点火遅れとほぼ同じ値を示している。しかし噴霧がかなり発達した後に点火した場合〔図 20(a), (b)〕やスワールに噴霧が流されている場合〔図 21(a)~(c)〕はシャドウ写真からわずかな火炎の存在を認定するのはかなり困難で、読取った時刻の前に点火していることは十分考えられる。よって、これらの図中の点火遅れ時間は図 12 の定義によるものを示している。

図 22 は図 21(a)~(c)の写真から得られた噴霧の外形を、 0.143 ms の間隔で示してある。いずれの場合も噴霧はスワールによりその経路を曲げられており、その程度は噴射圧が低いほど、また雰囲気圧力が高いほど（スワール速度も大きい）大きくなっている。なお、噴射圧 20 MPa で雰囲気圧力が 4.4 MPa 程度の場合は噴霧はさらに大きく曲げられ、噴霧の大部分が

視野からはずれてしまい、その外形がはっきりしないので、ここでは省いた。

4. 結 論

(1) ディーゼル噴霧の燃焼特性を基礎的に調べる目的で新しい形の単圧縮試験装置を創案し、試作した。この装置は無理のないクランク機構により、定常的な駆動運転を行いつつ特定の 1 サイクルのみ圧縮し、単噴射を行うものであり、従来の急速圧縮装置のような衝撃的な動作を伴わずに実験を行うことができた。

(2) 点火遅れ τ に対する雰囲気温度 T_c 、圧力 P_c 、燃料噴射圧 P_f 、およびスワールの影響を調べた結果、 τ は次式で整理できることがわかった。

$$\tau = AP_c^B \exp(C/T_c)$$

ここで A, B, C は噴射圧とスワールの有無により異なる定数である。また本実験範囲では噴射圧が 20 MPa 程度以上になるとその増大が点火遅れにほとんど影響しないことがわかった。

(3) 燃料噴霧の点火後における急激燃焼について噴霧の運動量理論を基礎にした初期発熱率係数 η を定義し、 η に及ぼす各種要因の影響について検討した。その結果、 η は雰囲気温度と圧力の上昇に伴い増加するが、燃料噴射圧の増加には関係なくほぼ一定値を示すことなどが明らかになった。

文 献

- (1) Rife, J. and Heywood, J. B., SAE Paper, No. 740948 (1974).
- (2) Zigan, D., Motertech. Z, 38-4 (1977), 159, 38-5 (1977), 237.
- (3) 小笠原・ほか 4 名, 内燃機関, 15-7 (昭 51), 9.
- (4) 津田・ほか 3 名, 内燃機関, 16-16 (昭 52), 9.
- (5) 池上・ほか 2 名, 機論, 47-413, B (昭 56), 205.
- (6) 小林・ほか 2 名, 機論, 48-426, B (昭 57), 389.
- (7) Wolfer, H. H., VDI-Forschungsh, 392 (1938), 15.
- (8) 居倉・ほか 2 名, 機論, 41-345 (昭 50), 1559.
- (9) 藤本・ほか 2 名, 機論, 45-392, B (昭 54), 599.
- (10) 和栗・ほか 3 名, 機論, 25-156 (昭 34), 820.