

ディーゼル機関の冷始動に関する研究

— 副室式機関における始動特性 —

宮 本 登*

石 谷 博 美*

(昭和 49 年 3 月 25 日 受理)

A Study on Starting of a Diesel Engine

— Startability in a Diesel Engine with a Divided Chamber —

by Noboru MIYAMOTO and Hiromi ISHITANI

Up to the present, many problems on the startability of a diesel engine have remained to be solved.

In this paper, the compression characteristics of a diesel engine with a divided chamber were made clear thermodynamically. Our intent was then to improve the startability by shortening the ignition lag derived from the compression characteristics theoretically.

As the result of experiments, an optimum condition of startability was obtained at a characteristic value K_{opt} which agreed with the theoretical one.

1. ま え が き

現在、ディーゼル機関はその動力源としての優れた特性のために、幅広い分野で利用されているが、とくに北海道のような寒冷地においてはその始動性が重要な問題となる。

ディーゼル機関の始動性を向上させるにあたり、始動時に噴射した燃料に対して完全着火させることが直接的な目標と思われるが、この始動性を決定する因子等については余り明確にされていない現状である。

本研究においては、バッテリーの低温特性等の始動に対する間接的な因子およびグローブラグなどの着火を促進させる補助因子等の影響は考えずに、まず単純圧縮時において熱力学的な面から着火の促進を考えることによって始動性を解析するものであり、とくに副室式燃焼室を有するディーゼル機関に対して、その燃焼室内に噴射された燃料の着火遅れによって始動性の定性化を試みた。

なお、着火遅れの計算にあたっては、まず機関の圧縮温度および圧力等の圧縮経過特性を

* 北見工業大学機械工学科

決定する因子を明確にし、これらの因子により決定された圧縮経過に対して Livengood の着火条件¹⁾を用いることによって主および副燃焼室内の着火遅れ特性を求めた。

さらに、この着火遅れ特性と実験によって得られた始動特性との密接な関係を明らかにする。

2. 実験装置および方法

実験に使用したディーゼル機関は単筒、水冷、4サイクルの予燃焼室式ディーゼル機関であり、その主要諸元は表1に示すとおりである。なお、表1に示した噴射ノズルは本論文のほとんどの実験において用いたものであるが、燃焼室内の気流と始動性との関連を調べる実験においては、例外的に *Pintaux* ノズルおよびスロットルノズル (DN4SD24) を用いた。

表1 供試機関主要諸元

Table 1. Main specifications of test engine

ENGINE	YANMAR ST-95
BORE	95 mm
STROKE	115 mm
STROKE VOLUME	815 cc
COMBUSTION CHAMBER	PRE-CHAMBER
RATED HORSEPOWER	6ps/1400rpm
INJECTION PUMP	BOSCH NPEIA70B
INJECTION NOZZLE	NPDN4SNP3

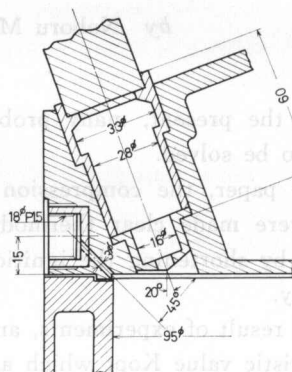


図1 予燃焼室形状

Fig. 1. Configuration of pre-chamber

始動試験にあたっては、圧縮比 $\epsilon = 16$ 、クランク回転速度 800 rpm、外気温度 10°C に保ち、各種始動条件において始動開始後の着火したサイクル数 Z および連続着火の得られたサイクル数を調べることで始動性に対する定量を行なった。なお、上述の始動条件は寒冷地における一般的な始動条件と比較して始動し易い条件と思われるが、本始動実験では絶対的な始動性を求めようとするものではなく、始動性に対する任意の因子の影響を調査することを主眼としたため、および実験装置の都合もあり上述のような実験条件を選択した。

供試予燃焼室形状は図1に示すとおりであり、予燃焼室入口部は容易に交換できる構造とした。

シリンダ内の着火状態は、シリンダヘッドに取り付けた圧力ピックアップ (共和電業社製 PE-100 KF) により圧力として検出し、これをフォトコーダ (共和電業社製 2915 型) により観察した。

供試燃料は自動車用軽油 (セタン価 55) を用いた。

実験にあたっては、とくに予燃焼室入口径を変化させたさいの燃料噴射時期と始動性との関係を調査し、同時に後ほど述べる因子 K と始動性との関連を求めた。

3. 燃焼室内の温度および圧力特性と着火遅れ

実験に先立って、主および副燃焼室内の温度および圧力経過がどのような因子によって影響を受けるものかを調べ、同時にその条件下で噴射された燃料の着火遅れを求める。

図2に示すように、主燃焼室を *suffix 1*, 副燃焼室を *suffix 2* で示すこととする。

計算に用いる記号は次のとおりとする。

V : 容積, v : 比容積, P : 圧力, T : 温度, t : 時間, θ : クランク角度, n : 回転速度, F : シリンダ断面積, r : クランク半径, l : コンロッド長さ, ϵ : 圧縮比, β : 副燃焼室容積比 ($=V_2/V_0$, なお, V_0 はクリアランス容積), C_p および C_v : 定圧および定容比熱, A : 仕事の熱当量, k : 比熱比, g : 重力の加速度, μ : 流量係数, f : 副燃焼室入口断面積, R : ガス定数, C : 平均ピストン速度。

V_1 は一般に次式で示される。すなわち,

$$V_1 = Fr \left\{ f(\theta) + (1-\beta) \frac{2}{\epsilon-1} \right\}$$

ただし,

$$f(\theta) = 1 - \cos \theta + \frac{l}{r} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{r^2}{l^2} \sin^2 \theta} \right)$$

ここで,

$$B \equiv \frac{2}{\epsilon-1}, \quad E \equiv f(\theta) + (1-\beta) \frac{2}{\epsilon-1}$$

とすると,

$$V_1 = FrE \tag{1}$$

まず、一般的な圧縮過程、すなわち $P_1 \geq P_2$ の場合を考えると、①室より②室へ空気重量 dG が流入するので主燃焼室①については次のエネルギー式が成立する。

$$\begin{aligned} -T_1 C_p dG &= C_v d(G_1 T_1) + A P_1 dV_1 \\ &= \frac{A}{k-1} (k P_1 dV_1 + V_1 dP_1) \end{aligned} \tag{2}$$

副燃焼室②についても、(2)式と同様にして、

$$T_1 C_p dG = C_v d(G_2 T_2) = \frac{A}{k-1} V_2 dP_2 \tag{3}$$

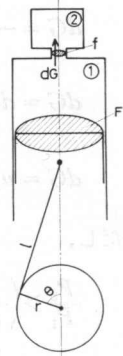


図2 燃焼室モデル

Fig. 2. Sketch of combustion chamber

$$dG = -d(G_1) = -d\left(\frac{V_1}{v_1}\right) \quad (4)$$

$$dG = d(G_2) = d\left(\frac{V_2}{v_2}\right) \quad (5)$$

$$dG = \mu f \psi_{12} \sqrt{2g} \frac{P_1}{v_1} dt \quad (6)$$

ただし,

$$\frac{P_2}{P_1} > \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}}$$

の場合,

$$\psi_{12} = \sqrt{\frac{k}{k-1} \left\{ \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{k+1}{k}} \right\}}$$

$$\frac{P_2}{P_1} \leq \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}}$$

の場合,

$$\psi_{12} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}} \sqrt{\frac{k}{k+1}}$$

すなわち, $\psi_{12} = \psi_{12}(P_1, P_2)$ である。

(2) および (6) 式より, ガスの状態方程式 $P_1 v_1 = RT_1$ を考慮すると次式が得られる。

$$-\mu f k \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{3}{2}} v_1^{\frac{1}{2}} = k P_1 \frac{dV_1}{dt} + V_1 \frac{dP_1}{dt}$$

ここで,

$$\frac{d}{dt} = \frac{d}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} = \frac{\pi n}{30} \frac{d}{d\theta}$$

$$C = \frac{2rn}{30}$$

であるから, 上式は (1) 式より次式となる。

$$k P_1 \frac{dE}{d\theta} + E \frac{dP_1}{d\theta} = -\frac{2k}{\pi} \frac{\mu f}{FC} \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{3}{2}} v_1^{\frac{1}{2}} \quad (7)$$

(3) 式についても (2) 式と同様の展開を行なうと,

$$V_2 \frac{dP_2}{d\theta} = \frac{30}{\pi} k \frac{\mu f}{n} \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{3}{2}} v_1^{\frac{1}{2}}$$

したがって, (1) 式より次式が得られる。

$$\beta B \frac{dP_2}{d\theta} = \frac{2k}{\pi} \frac{\mu f}{FC} \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{3}{2}} v_1^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

なお, (8) 式は主燃焼室から副燃焼室へ流入するエンタルピが副燃焼室内で全て熱に変わると言う仮定を設けている。

(4) 式および (6) 式より,

$$-d\left(\frac{V_1}{v_1}\right) = \mu f \psi_{12} \sqrt{2g \frac{P_1}{v_1}} dt$$

すなわち, (1) 式より次式が得られる。

$$-\frac{dE}{d\theta} + \frac{E}{v_1} \frac{dv_1}{d\theta} = \frac{2}{\pi} \frac{\mu f}{FC} \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{1}{2}} v_1^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

(5) 式および (6) 式より,

$$d\left(\frac{V_2}{v_2}\right) = \mu f \psi_{12} \sqrt{2g \frac{P_1}{v_1}} dt$$

ここで, $V_2 = \text{const}$ と考えてよいため,

$$-V_2 \frac{1}{v_2^2} dv_2 = \mu f \psi_{12} \sqrt{2g \frac{P_1}{v_1}} dt$$

すなわち,

$$-\beta B \frac{1}{v_2^2} \frac{dv_2}{d\theta} = \frac{2}{\pi} \frac{\mu f}{FC} \psi_{12} \sqrt{2g} P_1^{\frac{1}{2}} v_1^{-\frac{1}{2}} \quad (10)$$

以上述べた (7), (8), (9) および (10) 式を P および T についての式に変換する。すなわち, 主および副燃焼室での状態方程式を用い, さらに $K \equiv \frac{\mu f}{FC}$ とおくと,

$$\left. \begin{aligned} kP_1 \frac{dE}{d\theta} + E \frac{dP_1}{d\theta} &= -\frac{2k}{\pi} K \psi_{12} \sqrt{2gR} P_1 T_1^{\frac{1}{2}} \\ \beta B \frac{dP_2}{d\theta} &= \frac{2k}{\pi} K \psi_{12} \sqrt{2gR} P_1 T_1^{\frac{1}{2}} \\ -\frac{dE}{d\theta} + E \frac{d}{d\theta} \left(\ln \frac{T_1}{P_1} \right) &= \frac{2}{\pi} K \psi_{12} \sqrt{2gR} T_1^{\frac{1}{2}} \\ -\beta B \frac{P_2}{T_2} \frac{d}{d\theta} \left(\ln \frac{T_2}{P_2} \right) &= \frac{2}{\pi} K \psi_{12} \sqrt{2gR} T_1^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

(11) 式において, 変数は P_1, T_1, P_2, T_2 であるから, 4つの式を連立して解くことにより各値が求められ, 圧縮始め条件 (初期値) が一定の場合には, いずれの変数も副燃焼室容積比 β , 圧縮比 ϵ および特性値 K なる三つの特性値により決定されることが明らかである。なお, (11) 式を満足する解析解は得ることが困難であるため, 電子計算機による数値解として得ることとした。

さて, 始動性に対してとくに大きな影響を及ぼすと考えられる副燃焼室内の最高圧縮温度 $(T_2)_{\max}$ について, 圧縮比 $\epsilon = 13$ における $(T_2/T^*)_{\max}$ と K との関係の一例を図 3 に示す。

なお, $(T_2/T^*)_{\max}$ は副燃焼室内圧縮最高温度 $(T_2)_{\max}$ と単一燃焼室での圧縮端温度 T^* との比を示している。すなわち, 副燃焼室内最高温度は単一燃焼室の場合に比べて β の大きい場合ほど高い温度を得ることが可能となり, さらにある K の値で最大値を示すことなどがわかる。

以上述べたように、(11)式により燃焼室内における圧力および温度等の圧縮経過に対する計算が可能になるが、その圧縮経過中に噴射された燃料の着火遅れが始動性に対しては最終的な影響を及ぼす因子であると考えられ、以下に着火遅れの誘導式について述べる。

着火遅れについては、Livengoodの着火条件¹⁾を用いることとする。すなわち、燃焼室内に噴射された燃料をとりまく圧力 P および温度 T が時間と共に変化しさいの着火を考える時、着火の活性粒子濃度 x と相対的時間 t/σ との間に一つの関数関係が成立するものと仮定すれば、反応速度は次のように表わされる。なお、 σ は圧力および温度を一定とした場合の着火遅れ関数であり、この関数は実験的に得られている。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{x}{x_c} \right) = \phi \left(\frac{t}{\sigma} \right) \quad (12)$$

ここで、 x_c は着火に必要な活性粒子の臨界濃度を示しており、したがって $x/x_c = 1$ に達した時に着火が得られるものとする。

着火遅れ時間を τ として (12) 式を積分すると、着火時においては次式が成立する。

$$\frac{x}{x_c} = \int_0^{\tau} \phi \left(\frac{t}{\sigma} \right) dt = 1 \quad (13)$$

関数 ϕ は不明であるが、一定状態下では反応速度が時間に対して変化しないものと仮定すれば、

$$\phi \left(\frac{t}{\sigma} \right) = \frac{1}{\sigma} \quad (14)$$

したがって、(13)式より、着火遅れ時間 τ については次式が得られる。

$$\int_0^{\tau} \frac{1}{\sigma} dt = 1 \quad (15)$$

なお、(14)式および(15)式は実験的にもその妥当性が立証されている。

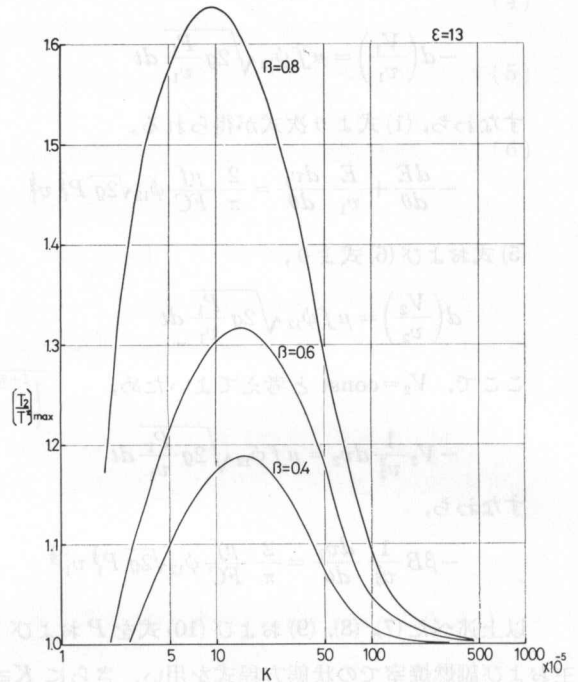


図3 K が $(T_2)_{\max}$ に及ぼす影響
Fig. 3. Effects of K to $(T_2)_{\max}$

ここで、 σ については種々の実験式が発表されているが、本計算の場合には Wolfer の式²⁾を採用する。すなわち、

$$\sigma(P, T) = 0.44 \times 10^{-3} P^{-1.19} \exp\left(\frac{4650}{T}\right) \text{ sec} \quad (16)$$

なお、内燃機関においては着火遅れを一般にクランク角度で示すため、(15)式における着火遅れ時間 τ をクランク角度 θ_z で示し、さらに(11)式で得られる P および T は θ の関数であることを考慮すれば、 θ_z は次式を満足する値として得ることが可能となる。すなわち、

$$\int_0^{\theta_z} \frac{1}{\sigma(\theta)} d\theta = \frac{\pi n}{30} \quad (17)$$

(11)式および(17)式より、任意の条件における着火遅れ θ_z の算出が可能となるが、まず本計算による燃料噴射時期と着火遅れとの関係を図4~図7に示す。なお、計算にあたって用い

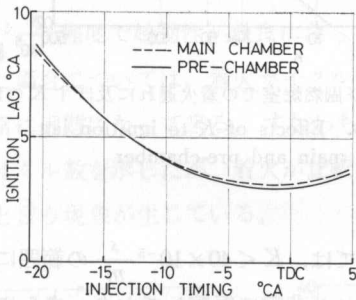


図4 噴射時期と着火遅れの関係
 $(K = 183.7 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

Fig. 4. Relations between injection timing and ignition lag
 $(K = 183.7 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

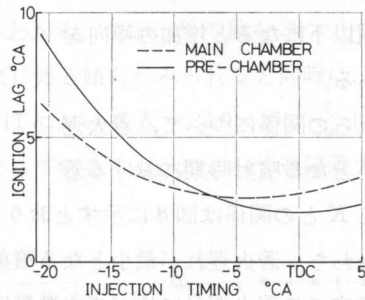


図5 噴射時期と着火遅れの関係
 $(K = 65.9 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

Fig. 5. Relations between injection timing and ignition lag
 $(K = 65.9 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

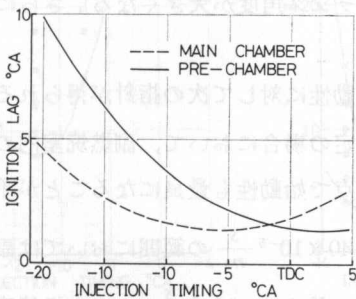


図6 噴射時期と着火遅れの関係
 $(K = 42.2 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

Fig. 6. Relations between injection timing and ignition lag
 $(K = 42.2 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

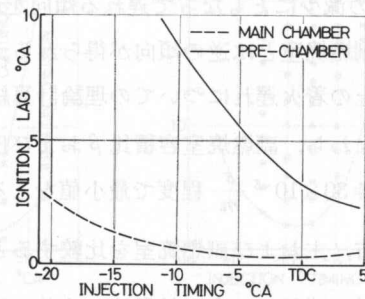


図7 噴射時期と着火遅れの関係
 $(K = 10.5 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

Fig. 7. Relations between injection timing and ignition lag
 $(K = 10.5 \times 10^{-5} \frac{s}{m})$

た各値は、供試機関の諸元ならびに実験のさいの条件であり、とくに β は0.6である。

図にみられるように、いずれの場合も着火遅れが最小になる噴射時期が認められ、さらに K の値が減少するにともない主燃焼室での着火遅れは減少している。しかし、副燃焼室での着火遅れは、 K の値がある値以上の場合においては主燃焼室での着火遅れに比べて小さいが、 K の値がある値以下になると増加の傾向を示している。

これらの関係について、着火遅れが最小となる噴射時期における着火遅れと K との関係は図8に示すとおりである。

すなわち、着火遅れが最小となる噴射時期においては、 $K < 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の範囲においては副燃焼室での着火遅れに比べて主燃焼室での着火遅れが非常に短縮しており、さらに副燃焼室での着火遅れは $K_{opt} \doteq 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ で最小値を示している。一方、 $K > 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の範囲においては主燃焼室に比べて副燃焼室での着火遅れが短縮しており、さらにこの範囲では K の減少にともない主および副燃焼室での着火遅れは急激に減少していることがわかる。

なお、着火遅れが最小となる噴射時期は、図8の上図にみられるように、副燃焼室においては K の減少にともなって遅れる傾向を示し(噴射クランク角度が大きくなる)、さらに主燃焼室では副燃焼室とは逆の傾向が得られる。

以上の着火遅れについての理論計算結果から、始動性に対して次の指針が得られる。

すなわち、副燃焼室容積比 β および圧縮比 ε が一定の場合において、副燃焼室内の着火遅れは $K \doteq 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ 程度で最小値をとるため、この点で始動性も最良になることが予想される。一方、主および副燃焼室を比較すると、ほぼ $K > 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の範囲においては副燃焼室内に燃料を噴射した方が始動性は改善されると思われ、 $K \leq 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ では主燃焼室での着火遅れが副燃焼室の場合に比較して短縮しており、この場合においては主燃焼室に燃料を噴射することにより始動性の改善がなされるものと思われる。

なお、図3にもすでに示したように、圧縮比 ε および副燃焼室容積比 β が増大するにともない着火遅れは短縮するため、始動性の改善がなされることはいうまでもない。

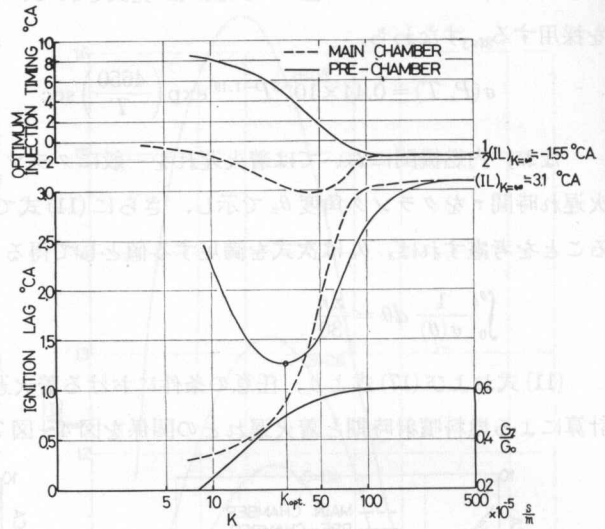


図8 主および副燃焼室での着火遅れに及ぼす K の影響

Fig. 8. Effects of K to ignition lag in main and pre-chamber

4. 実験結果および考察

まず、 K を変化させた場合、予燃焼室への燃料噴射時期が始動時の着火サイクル数 Z に及ぼす影響について調査した。

その結果、図9、図10および図11にみられるように K のいずれの値においても着火サイクル数 Z が最小、すなわち始動性最良の噴射時期が存在している。

なお、図中に示した着火領域 (Ignition Region) は始動時において着火は得られるが連続的な着火が得られない領域を示しており、連続着火域 (Continuous Ignition Region) は連続的な着火、すなわち完全な始動が得られる領域を示している。

以上の実験結果より始動最適噴射時期における着火サイクル数 Z と K との関係性を求めた結果が図12である。すなわち、 K が減少するにともなって始動性は改善されて行くが、 $K = 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ 程度で始動性が最良になっていることがわかる。なお、 K の値を $30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ 以下にした場合については、着火サイクル数が増大しはじめる傾向がみられると同時に、連続着火が非常に困難になって来る。すなわち、すでに図11において $K = 23.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ における着火サイクル数を示したが、着火が比較的早期に始まっているにもかかわらず連続着火が得られないという現象が生じている。

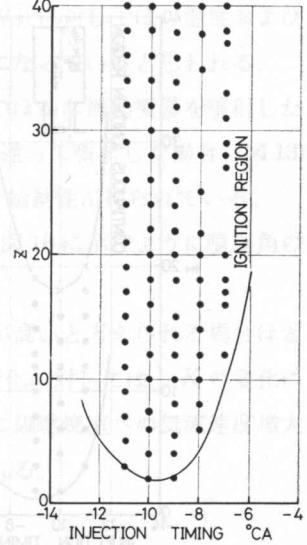
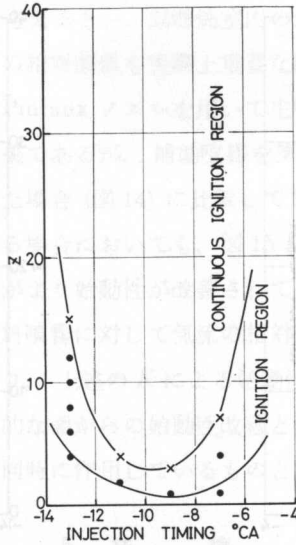
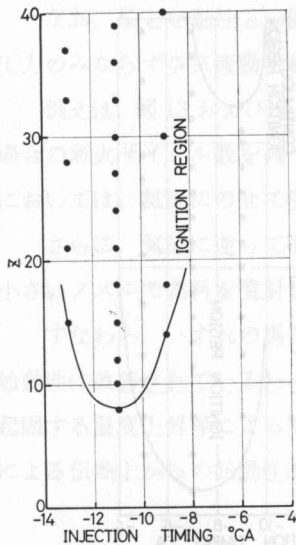


図9 噴射時期と着火サイクル数 Z ($K = 94.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$) 図10 噴射時期と着火サイクル数 Z ($K = 42.2 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$) 図11 噴射時期と着火サイクル数 Z ($K = 23.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

Fig. 9. Relation between injection timing and Z ($K = 94.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$) Fig. 10. Relation between injection timing and Z ($K = 42.2 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$) Fig. 11. Relation between injection timing and Z ($K = 23.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

この点については、 K の減少ともなう副燃焼室内の新気量減少が大きな影響を及ぼしているものと思われる。(図8の G_2/G_0 を参照のこと)

以上述べたように、予燃焼室に燃料を噴射する場合 $K \geq 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の領域においては K の減少によって始動性の改善が得られるが、 $K < 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の領域においては K の減少により着火サイクル数が増加の傾向を示す。しかし、後者の場合連続着火は得られず、図11にみられるようにほぼ一サイクルおきの着火となるため、この領域は不安定始動域と言えよう。

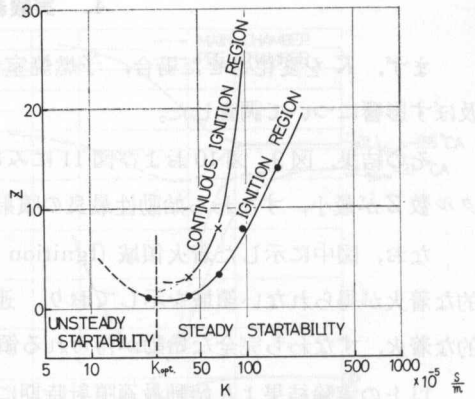


図12 K が着火サイクル数 Z に及ぼす影響
Fig. 12. Effects of K against Z

図8の着火最適値と図12の始動最適値とを比較することにより、実験上得られた最適始動条件、すなわち $K_{opt} \doteq 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ は計算で得られた最適条件に対して比較的良く一致していることがわかり、さらに最適噴射時期は K が減少するにともない遅れるという計算結果に対しては、図9、図10および図11にみられるようにそれと同様な実験上の傾向も得られることが確認された。

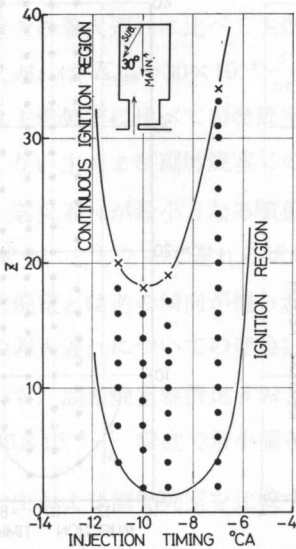


図13 補助噴射の方向と始動性
($K = 66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

Fig. 13. Startability and direction of auxiliary injection
($K = 66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

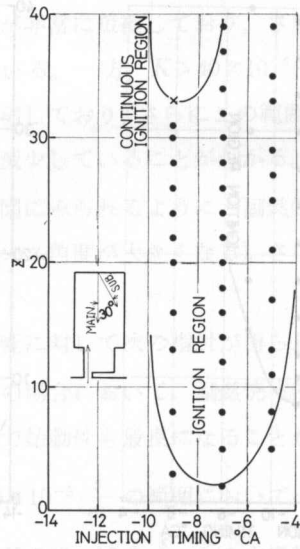


図14 補助噴射の方向と始動性
($K = 66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

Fig. 14. Startability and direction of auxiliary injection
($K = 66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$)

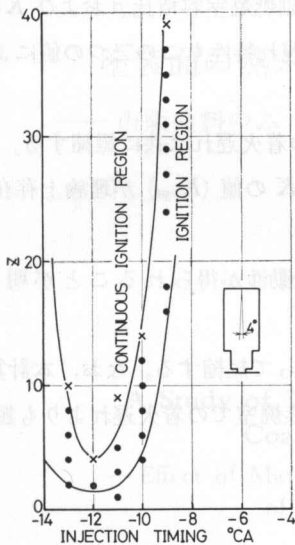


図 15 噴霧角と始動性

$$\left(K=66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}\right)$$

Fig. 15. Startability and spray angle

$$\left(K=66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}\right)$$

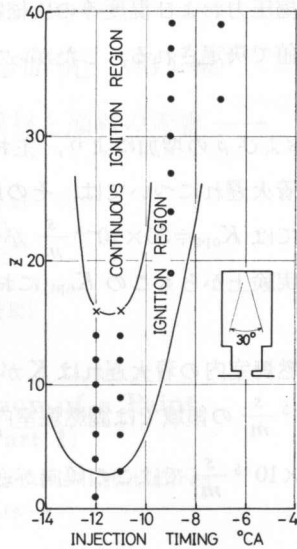


図 16 噴霧角と始動性

$$\left(K=66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}\right)$$

Fig. 16. Startability and spray angle

$$\left(K=66.0 \times 10^{-5} \frac{s}{m}\right)$$

なお、 K と始動性との関連を考えるさい、副燃焼室内の着火遅れに対しては、温度および圧力のみならず空気流動と噴霧との相対関係も實際上重要な因子になっていると思われる。

例えば、図 13 および図 14 は Pintaux ノズルを用いて主噴霧のほかにも補助噴霧を噴射した場合の着火サイクル数を調べた結果であるが、補助噴霧を気流に逆って噴射した場合 (図 13) においては、気流にのせて噴射した場合 (図 14) に比較して良好な始動性が得られている。

さらに、気流に逆って噴射する場合においても、図 15 および図 16 に示すように噴霧角の小さいノズルで燃料を噴射した方がより始動性が改善されている。

すなわち、いずれの場合も燃料噴霧に対して気流の相対速度が高いと考えられる場合ほど始動性は改善されているわけであり、上述の K による始動性の変化に対しては、 K の変化に起因する温度上昇等による熱力学的な面からの始動性改善と同時に副燃焼室への気流速度増大による伝熱上からの始動性改善が同時に作用しているものと思われる。

5. 結 論

本論文においては、とくに副室式機関における燃焼室内の圧縮特性およびそれに起因する着火遅れ特性等を熱力学的な面から解明し、この着火遅れ特性によって機関の始動性をかなり説明し得ることが明確になった。

以下に本論文の結論を要約する。

(1) 圧縮圧力および温度等の圧縮特性は、圧縮比 ϵ 、副燃焼室容積比 β および $K(=\mu f/FC)$ なる三つの値で決定される。したがって、圧縮時の着火遅れ特性もこの三つの値によって決定される。

(2) ϵ および β の増加により、主および副燃焼室内の着火遅れは共に短縮する。一方、副燃焼室内の着火遅れについては、その最小値が得られる K の値 (K_{opt}) が理論上存在し、供試機関においては $K_{opt} \doteq 30 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ が得られた。

なお、実験上からもこの K_{opt} においてほぼ最良の始動性が得られることが明らかになった。

(3) 主燃焼室内の着火遅れは K が減少するにともなって短縮する。なお、本計算の結果、 $K > 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ の領域では副燃焼室内の着火遅れが主燃焼室での着火遅れよりも短縮しており、 $K \leq 40 \times 10^{-5} \frac{s}{m}$ ではこの傾向が逆になる。

おわりに

本実験にあたり、本学開発工学科佐渡公明助教授にはフォトレコーダをお借り願った。

また本論文の計算にあたり、本学機械工学科昭和 48 年度卒業生堀博光君の協力を得た。ここに特記して謝意を表する次第である。

なお、本実験の一部は昭和 47 年度および 48 年度の北海道科学研究補助金の交付を受けて行なわれたものであることを附記する。

文 献

- 1) J. C. Livengood & P. C. Wu, 5th International Symposium on Combustion (1955), 348.
- 2) H. H. Wolfer, VDI Forsch-h (1938), 292.