

アルコール混合燃料によるディーゼル機関の 燃焼変動に関する研究*

山田 貴延**
石谷 博美**
常本 秀幸**
宮本 登***
村山 正***

(昭和60年9月30日受理)

The Characteristics of Cycle-to-Cycle Combustion Variation in a Diesel Engine with Alcohol Blended Fuel

by Takanobu YAMADA, Hiromi ISHITANI, Hideyuki TSUNEMOTO,
Noboru MIYAMOTO and Tadashi MURAYAMA

This paper presents the characteristics of cycle-to-cycle combustion variations in a diesel engine. The combustion variations are particularly significant for low cetane number fuels like alcohol, and cause deterioration in thermal efficiency as well as rough combustion.

Combustion variations appear in various forms, such as variations in ignition lag, indicated mean effective pressure, maximum combustion pressure, or combustion rate. These variations are largely caused by the variable ignition lag.

This paper also reports the characteristics of CPL related to combustion noise in combustion variations.

1. まえがき

エネルギー危機が叫ばれ始めて以来、内燃機関においてはエンジン性能の向上、新材料の開発、あるいは代替燃料の採用に対する試みなど多大な努力が積み重ねられている。代替燃料としては、生産性の容易さからメタノールが、また穀物類などのリサイクル資源活用の面からエタノールが有望視され、ここ数年、ガソリン機関およびディーゼル機関を問わずこれらの使用に関する研究が精力的に行なわれるようになって来た。筆者らは、これまでアルコール燃料

* 昭和58年度日本機械学会第24期北海道支部講演会にて一部発表(昭和58年3月)

** 山田貴延、石谷博美、常本秀幸以上、北見工業大学応用機械工学科

*** 宮本 登、村山 正以上、北海道大学工学部機械工学科

のディーゼル機関への適用を試み、従来用いられて来た軽油に比べて高負荷域での燃費、出力、あるいは吐煙の改善などについて明らかにして来た¹⁾。しかし、低負荷域においては、燃焼変動が増加し極端な場合には失火が増えて燃費が大幅に悪化するなど、改善すべき問題点もまだ残されている。

本研究では、ディーゼル機関において、エタノール・A重油混合燃料を使用した場合に生ずる燃焼変動の特性を、燃焼最高圧力および燃焼率に関して明らかにした。また、従来、軽油による安定した燃焼を行なった場合の騒音に関する研究例は多いが、本研究で扱ったような不安定な燃焼状態での研究例はほとんど見当たらないことから、燃焼変動に伴う騒音特性についても解析を行なった。以下に得られた結果について詳述する。

2. 実験装置および方法

供試機関は、水冷、単筒、4サイクルの予燃焼室であり、表1にその主要諸元を示す。燃料としては、A重油（比重0.846）をベースとして、これにエタノール（99.5 v-%）を混合したものを使用した。なお、この場合、相溶剤として無鉛ガソリン（比重0.730）を5v-%添加して、混合燃料の溶解状態を維持した。

表1 供試機関諸元

Combustion chamber	Pre-chamber
Bore×Stroke	φ102×106 mm
Piston displacement	866 cc
Compression ratio	21
Rated power	11.0 kW/2400 rpm
Fuel injection pump	Bosch A-type
Plunger diameter	8.5 mm
Injection nozzle	DP-PN4SD24
Nozzle opening pressure	14.5 MPa

実験にさいしては、正味平均有効圧、回転速度、燃料噴射時期、あるいはエタノール混合割合などを系統的に変化させて機関の運転を行なった。燃焼圧力については、歪計式または圧電式圧力ピックアップを経てミニコンピュータによるオンラインデータ処理システムによって、連続した550サイクルに関して測定した。なお、このデータをもとに燃焼最高圧力、図示平均有効圧、着火遅れ、燃焼率、あるいはシリンドラ圧力レベル等の算出・解析を行なった。

3. 実験結果および考察

3.1 燃焼最高圧力の変動特性

図1は、図示平均有効圧の標準偏差 σ_{imep} とそのさいの図示熱効率の平均値 $\bar{\eta}_i$ との関係を示すものである。図に見られるように、 σ_{imep} の増加に伴って $\bar{\eta}_i$ は単調に減少しており、燃焼変動を生じる場合には熱効率を大幅に低下させることがわかる。たとえば、図中、 σ_{imep} が0.3MPa前後の値以上では失火が生じ始める領域であり、 $\bar{\eta}_i$ は15%以下と極端に減少する。

図2は、 σ_{imep} と燃焼最高圧力の標準偏差 σ_{pmax} との関係を示すものである。図から、 σ_{pmax} と σ_{imep} との間には直線的な正の相関が認められ、燃焼変動を図示平均有効圧の変動として定義するならば、燃焼変動現象は、燃焼最高圧力の変動として表わし得ることになる。そこでつき

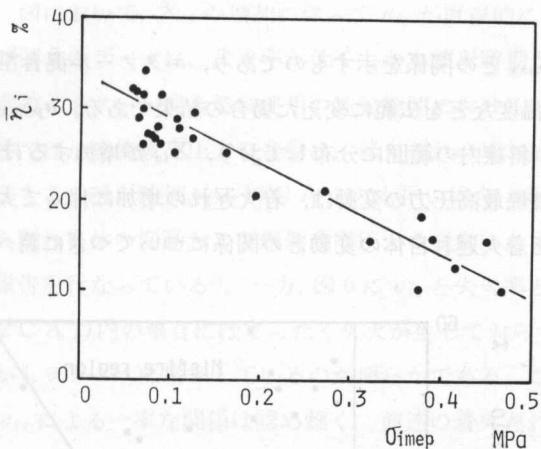


図1 図示平均有効圧の変動 σ_{iimep} と図示熱効率の平均 $\bar{\eta}_i$ との関係

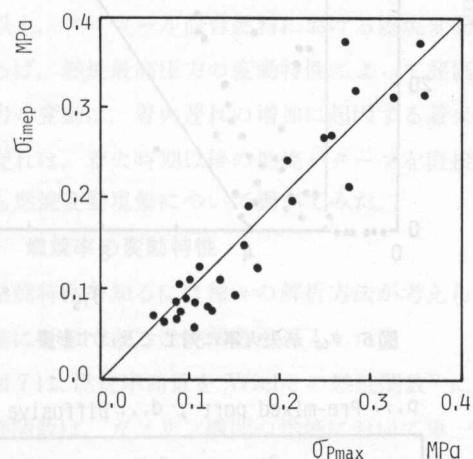


図2 図示平均有効圧の変動 σ_{iimep} と燃焼最高圧力の変動 σ_{pmax} との関係

に、エタノール・A重油混合燃料中のエタノール混合割合と燃焼最高圧力の変動との関係について調べてみた。

図3は、回転速度800 rpmおよび正味平均有効圧(BMEP)の平均値0.2 MPaにおいて、エタノール混合割合を変化させた場合の σ_{pmax} 、着火遅れの標準偏差および平均値 σ_{ig} 、 \bar{X}_{ig} ならびに失火率を示したものである。図において、エタノール混合割合が 25v-%以下の場合には、 σ_{pmax} が 0.1 MPa 以下で非常に小さく、エタノール 0 v-% すなわち A重油のみの場合に匹敵するほど安定した燃焼が得られている。しかし、45 v-%以上では σ_{ig} 、 \bar{X}_{ig} ともに急激に増加して燃焼変動が大きくなり、エタノール混合割合が 65 v-%になると失火率が 30% を越えるなど、機関の正常な運転の継続は困難になる。この図から、燃焼最高圧力の変動は、着火遅れが長くなることに基づいて生じることは明らかであり、その他着火遅れ自体の変動とも何らかの関係

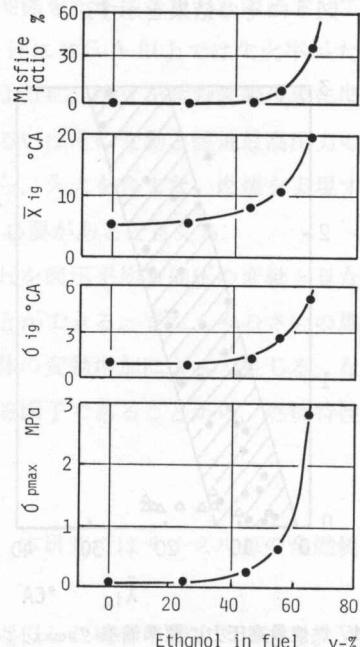


図3 エタノール混合割合が燃焼最高圧力の変動などに対して及ぼす影響(回転速度 800 rpm, BMEP 0.2 MPa)

を持つものと思われる。

図4は、着火遅れの平均値 \bar{X}_{ig} と σ_{pmax} との関係を示すものであり、エタノール混合割合の他にも噴射時期、BMEP、あるいは吸気温度などを広範に変えた場合の結果である。 σ_{pmax} と \bar{X}_{ig} との間にはばらつきが見られるものの斜線内の範囲に分布しており、 \bar{X}_{ig} が増加するほど σ_{pmax} が大きくなっている。すなわち、燃焼最高圧力の変動は、着火遅れの増加に伴って大きくなると言えるが、そのさいの着火遅れと着火遅れ自体の変動との関係についてつぎに調べてみた。図5にその結果を示す。

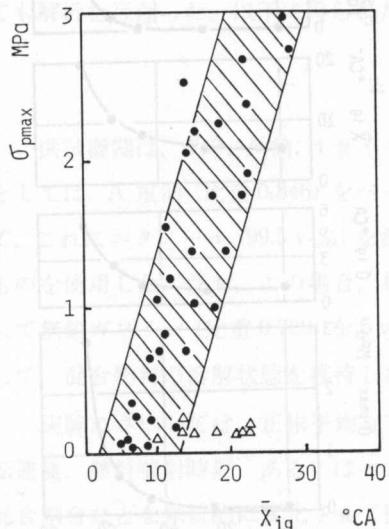


図4 燃焼最高圧力の標準偏差 σ_{pmax} と着火遅れの平均値 \bar{X}_{ig} との関係

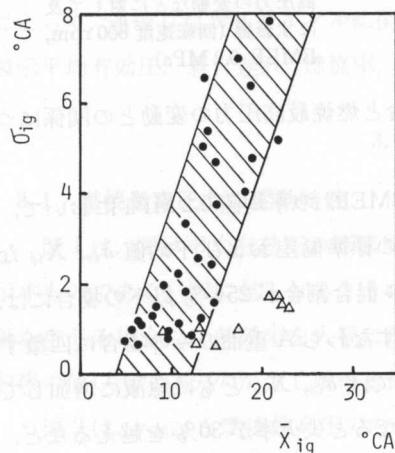


図5 着火遅れの標準偏差 σ_{ig} と着火遅れの平均値 \bar{X}_{ig} との関係

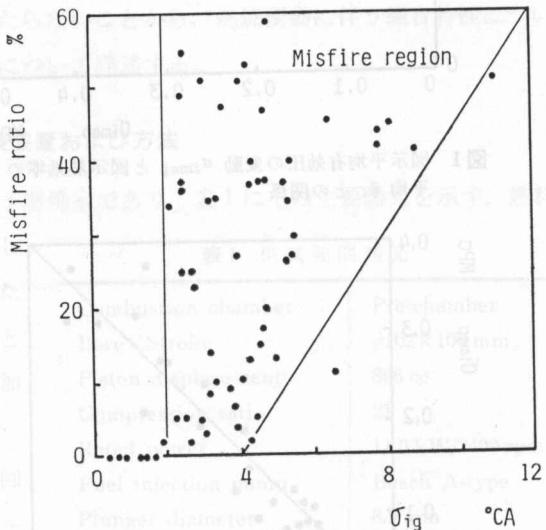


図6 σ_{ig} が失火率に対して及ぼす影響

... Pre-mixed part , d... Diffusive part

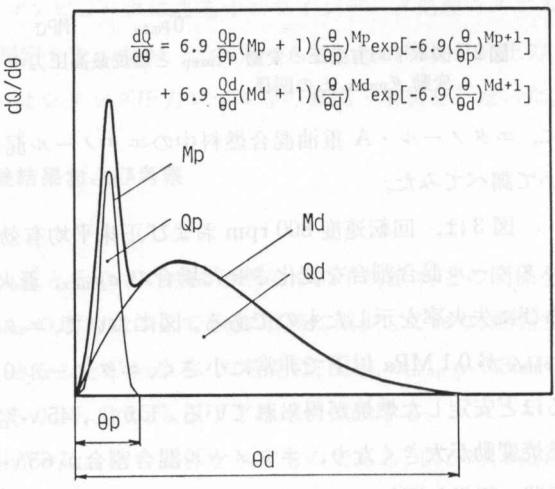


図7 燃焼率の関数近似略図

図において、 \bar{X}_{ig} の増加に伴って σ_{ig} が直線的に増加するのが明らかである。なお、図 4 および図 5 のデータは、失火率が低くしかも噴射時期が -10°C A よりも遅い場合のものであり、通常のエタノール混合燃料使用の運転範囲における結果である。したがって、このような燃焼条件では、燃焼最高圧力の変動は、着火遅れの増加に伴う着火遅れ自体の変動によって生じると言える。噴射時期が -10°C A よりも早い場合（図中の△印）には、着火遅れが長くなつても着火遅れ自体の変動および燃焼最高圧力の変動はあまり増大しないが、この理由に関しては別に報告を行なっている²⁾。一方、図 6 に σ_{ig} と失火率との関係を示す。すなわち図において、 σ_{ig} が 2°C A 以内の場合にはまったく失火が生じておらず、逆に 2°C A 以上では失火率が大幅に、しかもランダムに増加しているのが明らかである。このように、失火を含む変動現象に関しては σ_{ig} による一率な関係は認め難く、前述の着火遅れあるいはその変動と燃焼最高圧力の変動との相関はほとんど当てはまらない。なお、この結果から、失火を含まない燃焼を実現するには σ_{ig} を 2°C A 以内に抑えるように運転条件を調整する必要があると言える。

以上、アルコール混合燃料における燃焼変動は、これを図示平均有効圧の変動と見なし得るならば、燃焼最高圧力の変動特性によって評価することができる。また、そのさいの燃焼最高圧力の変動は、着火遅れの増加に起因する着火遅れ自体の変動増加によって生じる。なお、着火遅れは、着火時期以後の燃焼パターンを直接左右する因子であることから、燃焼特性の点からも燃焼変動現象について調べてみた。

3.2 燃焼率の変動特性

燃焼特性を知るには種々の解析方法が考えられるが、本研究ではサイクル毎の全燃焼過程を正確に近似できる燃焼関数を導入した

図 7 は、燃焼率曲線を Wiebe の燃焼関数³⁾によって近似した場合の模式図である。Wiebe の燃焼関数は、ガソリン機関の燃焼において单一での使用によって現象を比較的忠実に再現できる。しかし、ディーゼル機関の場合、予混合および拡散の 2 つの燃焼部分が存在するため、単一の関数形では燃焼率の正確な近似は困難である。ここでは、予混合および拡散の各燃焼部分に対して燃焼関数をそれぞれ当てはめることとして、1 サイクルの燃焼率を以下の式で表わした。

$$\frac{dQ}{d\theta} = 6.9 \frac{Q_p}{\theta_p} (M_p + 1) \left(\frac{\theta}{\theta_p} \right)^{M_p} \exp \left[-6.9 \left(\frac{\theta}{\theta_p} \right)^{M_p+1} \right] \\ + 6.9 \frac{Q_d}{\theta_d} (M_d + 1) \left(\frac{\theta}{\theta_d} \right)^{M_d} \exp \left[-6.9 \left(\frac{\theta}{\theta_d} \right)^{M_d+1} \right] \quad (1)$$

ただし、 p, d : 予混合および拡散燃焼部分を表わす添字

Q : 燃焼量

θ : 燃焼期間

M : 特性値

サイクル毎の燃焼率は、6 つのパラメータ、すなわち $Q_p, Q_d, \theta_p, \theta_d$, および M_p, M_d によって

表現することが可能である。したがって、燃焼率の変動を評価するには、これら6つのパラメータに関して変動値を算出すれば良いことになる。ここでは各パラメータの変動を標準偏差と平均値との比、すなわち変動係数で表わし、その添字をvarとした。

図8は、エタノール混合割合を変化させた場合の、6つのパラメータの変動率を示している。図8(a)は、予混合燃焼部分の結果である。 $(Q_p)_{var}$ については、噴射時期を遅延させ、エタノール混合割合を増加させるほど増加する傾向が認められるが、これはエタノール混合割合が45 v-%以上において著しい。一方、 $(\theta_p)_{var}$ および $(M_p)_{var}$ に関しても $(Q_p)_{var}$ と同様の傾向が見られるが、45 v-%以下の領域では噴射時期の影響はほとんど認められない。図8(b)は、拡散燃焼部分に関する各パラメータの変動値であるが、 $(Q_d)_{var}$ 、 $(\theta_d)_{var}$ 、および $(M_d)_{var}$ はいずれもエタノール混合割合が45 v-%以下であればそれらの値は小さく、噴射時期の影響をほとんど受けることなく一定になる。しかし、45 v-%以上ではどの変動率も急激に増加している。

このように、エタノール混合割合を変化させた場合には、とくに45 v-%以上の領域で燃焼率の全パラメータの変動が著しく大きくなる。そこで、エタノールの混合割合を45 v-%一定にして燃焼変動に直接影響を及ぼす着火遅れの変動と燃焼率を構成する6つのパラメータの変動との関係について調べてみた。

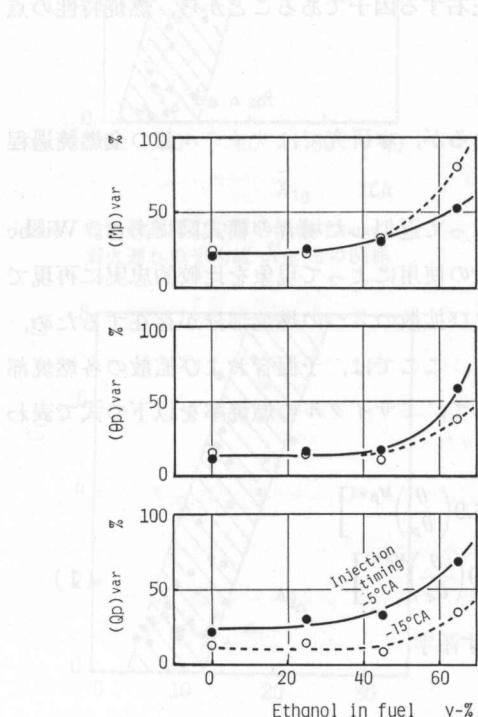


図8(a) 予混合燃焼率における変動
(回転速度 1600 rpm, BMEP
0.2 MPa)

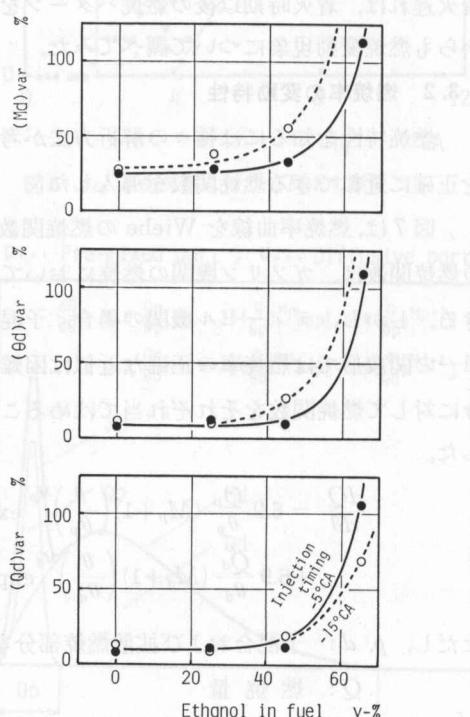


図8(b) 拡散燃焼率における変動 (回
転速度 1600 rpm, BMEP
0.2 MPa)

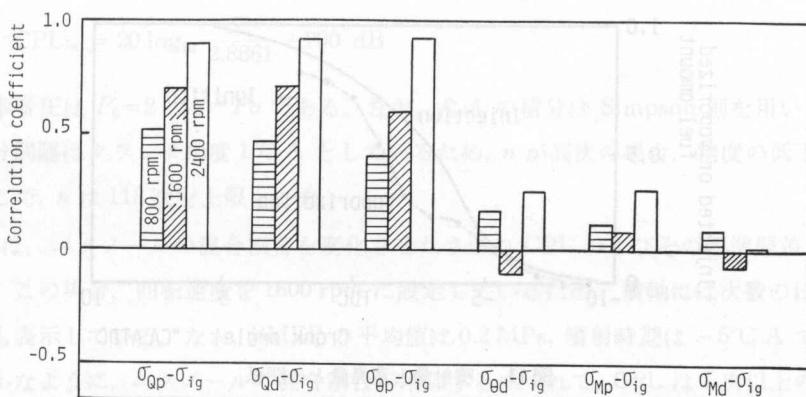


図9 燃焼率の構成パラメータの変動と着火遅れの変動との間の相関係数
(BMEP 0.2 Mpa, エタノール 45 v-%)

図9は、噴射時期を広範に変化させた場合の σ_{ig} と各パラメータの変動値との間の相関係数を示すものである。この図から、予混合燃焼の量および期間、拡散燃焼量に関する各標準偏差、すなわち σ_{Qp} 、 $\sigma_{\theta p}$ および σ_{Qd} と σ_{ig} とが良好な相関を示し、しかも回転速度が高いほどその傾向が強まることがわかる。しかし、他のパラメータ、とくに M_p および M_d はいずれも燃焼率形状を決定するパラメータであるが、その変動値と σ_{ig} との相関は低く、着火遅れの変動は燃焼率形状に対してあまり影響を与えていないと言える。

このような燃焼率の変動要因の1つとして、噴射時期の変動が考えられるが、この点に関して燃焼変動を生じる場合の噴射時期を別にBoschの長管法によって調べてみた。その結果、噴射時期の変動は、おおむね標準偏差で 0.1°C A 以内の範囲に存在しており、今回のような比較的大きな燃焼変動状態に直接影響する因子とは考えにくい。そこで、着火遅れ期間中の燃料の蒸発量に着目して、これと予混合燃焼量との関係について調べてみた。

蒸発量の測定には、燃料無噴射時の圧縮圧力と噴射時の圧縮圧力の差から読み取ったが、精度を高く維持するため測定には圧電式ピックアップを使用した。図10に、回転速度、BMEP、あるいは吸気温度を変化させた場合の予混合燃焼量と着火前蒸発量との関係を示す。この図から明らかなように、両者の間には直接的な正の相関関係が存在し、蒸発量の変化が予混合燃焼量を支配している。

図11は、一例としてエタノール混合割合が55 v-%の場合における噴射量と蒸発量との関

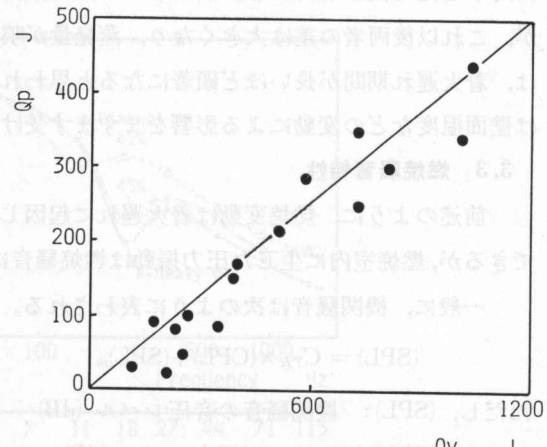


図10 予混合燃焼量と着火前蒸発量との関係

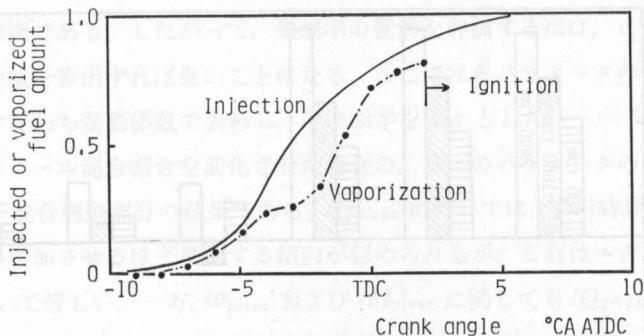


図 11 噴射量と蒸発量との関係

係をクランク角度に対して示したものである。なお、噴射量および蒸発量のいずれも全噴射量に対する比で表示している。図において、噴射量と蒸発量との差は -4°C A 付近までは少ないが、これ以後両者の差は大きくなり、蒸発量が噴射量に比べて大幅に低下している。その傾向は、着火遅れ期間が長いほど顕著になると思われ、そのさいの燃焼室内の局所的混合比あるいは壁面温度などの変動による影響をますます受け易くなるものと考えられる。

3.3 燃焼騒音特性

前述のように、燃焼変動は着火遅れに起因した燃焼最高圧力の変動としてとらえることができるが、燃焼室内に生じた圧力振動は燃焼騒音に対しても大きな影響を及ぼすと予想される。

一般に、機関騒音は次のように表わされる。

$$(SPL) = C_{TR} \times (CPL) + (SPL)_m \quad (2)$$

ただし、(SPL): 機関騒音の音圧レベル (dB)

(CPL): シリンダ圧力レベル (dB)

(SPL): 機械騒音の音圧レベル (dB)

C_{TR} : シリンダ圧力から燃焼騒音への伝達係数

しかし、機関騒音が燃焼経過によって大きく左右されることはよく知られる所であり、また、CPL と SPL との間には同一周波数においてかなりの相関が認められるとの報告がある⁴⁾。そこで、燃焼変動を生じるさいの騒音評価を CPL によって行なうこととして、これと燃焼変動との関連性について調べてみた。

CPL の算出においてはまず、燃焼室内圧力 $P(\theta)$ (θ : クランク度角) を Fourier 展開する。

$$P(\theta) = \frac{1}{2} a_0 + \sum_n \left(a_n \cos \frac{n}{2} \theta + b_n \sin \frac{n}{2} \theta \right) \quad (3)$$

$$\text{上式において, } a_n = \frac{1}{2\pi} \int_0^{4\pi} P(\theta) \cos \frac{n}{2} \theta d\theta, \quad b_n = \frac{1}{2\pi} \int_0^{4\pi} P(\theta) \sin \frac{n}{2} \theta d\theta \quad (4)$$

ただし、 n は次数であるが、各次数に対応する周波数成分は、 $S_n = \sqrt{a_n^2 + b_n^2}$ である。これを音圧レベルに換算すると n 次の CPL、すなわち $(CPL)_n$ は次のようなことになる。

$$(CPL)_n = 20 \log_{10} \frac{S_n}{2.8861} + 200 \text{ dB} \quad (5)$$

ここで基準音圧は $P_0 = 2 \times 10^{-5} \text{ Pa}$ である。なお、式(4)の積分は Simpson 則を用いて行ない。また、積分間隔はクランク角度 1°CA としているため、 n が高次の場合、精度の低下が考えられる。そこで、 n は 113 次を上限とした。

図 12 は、エタノールの混合割合を変化させたさいの CPL およびその標準偏差 σ_{CPL} を示している。この場合、回転速度を 1600 rpm に設定しているため、横軸には次数のほか対応する周波数も表示している。なお、BMEP の平均値は 0.2 MPa、噴射時期は -5°CA である。図から明らかなように、エタノールの混合割合が増加するにつれて、CPL は 7 次以上の次数域において顕著に増加しており、これは着火遅れが長いために生じる急激燃焼の影響である。なお、5 次以下の低い次数域、すなわち低周波数域ではエタノール混合割合の差違は、CPL に関して

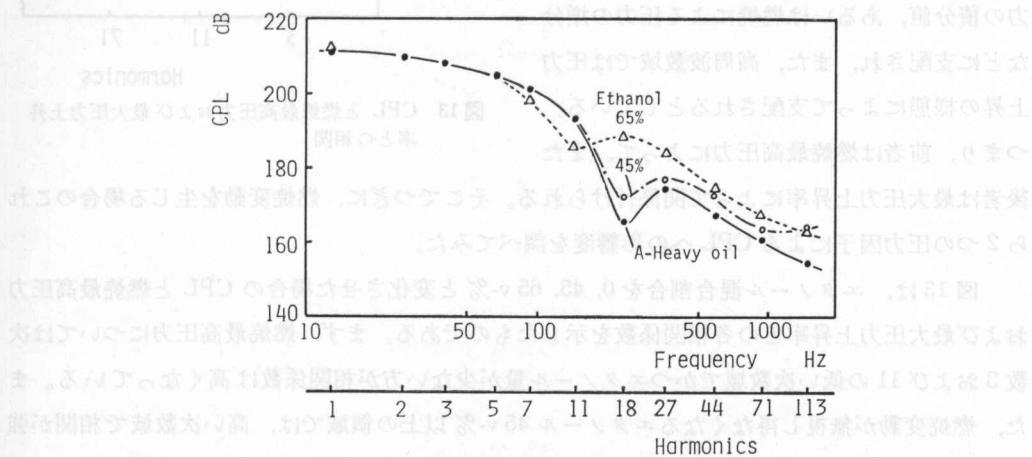
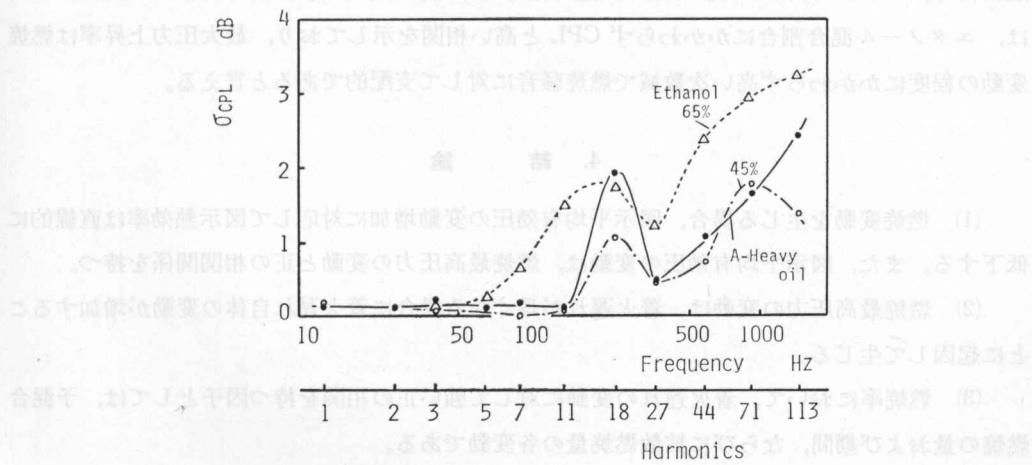


図 12(a) エタノール混合割合が CPL に対して及ぼす影響



(b) エタノール混合割合が σ_{CPL} に対して及ぼす影響

ほとんど認められない。一方、 σ_{CPL} に関する差違は5次以上において見られ、エタノールが65 v-%の場合には、広い次数域にわたって CPL の変動が大きくなっている。しかし、エタノール 45 v-%の場合には、A重油のみの結果とさほど大きな違いは見られず、65 v-%に比べると CPL の変動は小さい。このように、燃焼変動が大きい場合には、5次ないし7次以上の次数域において CPL あるいは CPL 自体の変動が大きくなる。

H. List⁵⁾によると、低周波数域は燃焼圧力の積分値、あるいは燃焼による圧力の増分などに支配され、また、高周波数域では圧力上昇の様態によって支配されるとしている。つまり、前者は燃焼最高圧力によって、また後者は最大圧力上昇率によって関係付けられる。そこでつぎに、燃焼変動を生じる場合のこれら2つの圧力因子による CPL への影響度を調べてみた。

図13は、エタノール混合割合を0, 45, 65 v-%と変化させた場合の CPL と燃焼最高圧力および最大圧力上昇率との各相関係数を示したものである。まず、燃焼最高圧力については次数3および11の低い次数域でかつエタノール量が少ない方が相関係数は高くなっている。また、燃焼変動が無視しえなくなるエタノール 45 v-%以上の領域では、高い次数域で相関が強い。一方、最大圧力上昇率について見てみると、CPLとの相関係数は、3次および11次では全般に低く、エタノール 65 v-%では0に近くなっている。これに対して、高次の71次においては、エタノール混合割合にかかわらず CPL と高い相関を示しており、最大圧力上昇率は燃焼変動の程度にかかわらず高い次数域で燃焼騒音に対して支配的であると言える。

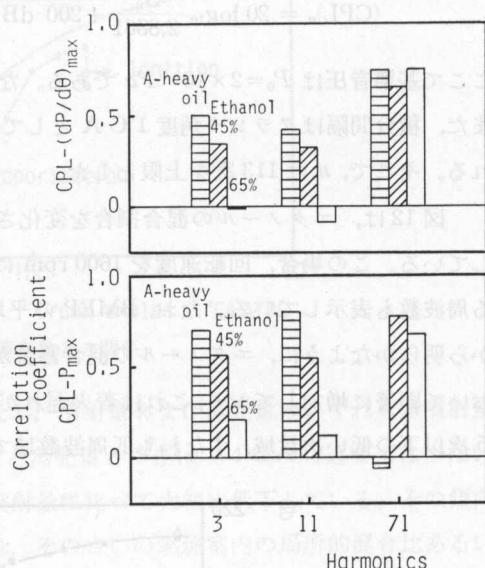


図13 CPL と燃焼最高圧力および最大圧力上昇率との相関

4. 結 論

- (1) 燃焼変動を生じる場合、図示平均有効圧の変動増加に対応して図示熱効率は直線的に低下する。また、図示平均有効圧の変動は、燃焼最高圧力の変動と正の相関関係を持つ。
- (2) 燃焼最高圧力の変動は、着火遅れが長くなる場合に着火遅れ自体の変動が増加することに起因して生じる。
- (3) 燃焼率において、着火遅れの変動に対して強い正の相関を持つ因子としては、予混合燃焼の量および期間、ならびに拡散燃焼量の各変動である。
- (4) 燃焼変動を生じる場合の燃焼騒音は、高い次数域において燃焼最高圧力あるいは最大

圧力上昇率に支配される。

文 献

- 1) 山田貴延ほか3名：アルコール駆動ディーゼル機関に関する研究（エタノール・A重油混合燃料の相溶性とその燃焼特性について），日本機械学会論文集，Vol. 49, No. 441, p. 1087 (1983).
- 2) T. Murayama, et al.: Nature and Reduction of Cycle-to-Cycle Combustion Variation in an IDI Diesel Engine with Ethanol-Diesel Fuel Blends, SAE paper, No. 831352, p. 6 (1983).
- 3) I. Wiebe: Halbempirisch Formel für die Verbrennungs Geschwindigkeit, Verlag der Wissenschaften der UdSSR (1956).
- 4) 小嶋直哉ほか2名：ディーゼル機関の燃焼騒音に関する研究（第1報、機関騒音における燃焼騒音の分離），日本機械学会論文集，Vol. 40, No. 336, p. 2348 (1974).
- 5) H. List: 特別講演会要旨集，日本機械学会 (1968).

交直機励型同期機の誘導機的定態安定性 Steady State Stable Region of an AC Excited Induction Machine Type of an AC Excited Synchronous Machine

高橋義人・森田義典・小嶋直哉・藤原泰久
Yoshihito Takahashi, Yoshinori Morita, Toshiaki Morita, Ikuro Takeya
電気工学専攻科、北海道大学工学部
Graduate School of Engineering, Hokkaido University

An analysis of the steady state stable region of an AC Excited Synchronous Machine (AESM), especially of an induction machine type, is presented in this paper. The AESM may have two kinds of unstable phenomena; one is the stepout; the other the hunting. The stepout can be judged by the steady state stability condition of a synchronous machine, while on the other hand the hunting can be judged by that of an induction machine. The steady state stable region of a synchronous machine type always exists in the range of 180 degrees of the extended internal displacement angle. On the other hand, the stable region of an induction machine type is not as simple; that is, it may be empirically for slits and erases to exist beyond the range of certain width of the angle. This paper derives these boundary conditions and shows by numerical calculations that it is very effective to increase the secondary resistance of an AESM for the expansion of the steady state stable region of an induction machine type.

1. 緒 論

著者らは文献(2)において、交流励磁型同期機 (AC Excited Synchronous Machine, 以下 AESM と略記する) の定態安定性に関して検討を行ない、二つの近似的定態安定条件 (同期機

* ～電気学会全国技術研究会 (昭和59年9月) にて発表 (RM-84-76)

** 北海道大学工学部電気工学科

*** 北海道大学工学部電気工学科