

## 2 領域モデルによるディーゼル燃焼解析\*

### (第 2 報, 燃焼域空気過剰率の検討)

石田 正 弘<sup>\*1</sup>, 松 村 昇<sup>\*2</sup>  
植 木 弘 信<sup>\*1</sup> 陳 之 立<sup>\*3</sup>

## Diesel Combustion Analysis by Two-Zone Model (2nd Report, Examination of Excess Air Ratio in Burned Zone)

Masahiro ISHIDA, Noboru MATSUMURA,  
Hironobu UEKI and Zhi-Li CHEN

The excess air ratio of the burned zone,  $\lambda_d$ , which was estimated by two-zone model analysis, was compared with the excess air ratio of the modeled steady-state fuel spray and diffusion flame. There was little correlation between  $\lambda_d$  and the averaged excess air ratio in the cylinder  $\lambda_m$ , and  $\lambda_d$  was mainly dominated by the characteristics of fuel spray and ignition delay. The excess air ratio during the premixed combustion period minimally influenced upon the NO formation fraction if the premixed combustion fraction was less than 50%. The major factors of NO<sub>x</sub> reduction were investigated using the two-zone model. As a result, it was made clear that a large NO<sub>x</sub> reduction due to timing retard was mainly caused by both a decrease of combustion temperature and a large decrease in combustion pressure on the expansion stroke, and a small NO<sub>x</sub> reduction with the decreased nozzle hole diameter was caused by a decrease of combustion pressure based on the decrease of the heat release rate in the premixed combustion.

**Key Words:** Diesel Engine, Combustion Analysis, Two-Zone Model, Diffusion Flame Model, Excess Air Ratio, NO Formation, NO<sub>x</sub> Reduction Factor

### 1. ま え が き

著者ら<sup>(1)</sup>は、実際のディーゼル燃焼を評価するための改良形 2 領域モデルを提案し、NO<sub>x</sub>の生成過程ならびにすすの生成・酸化過程について解析結果と実験結果を比較した。すなわち、ディーゼル機関の燃焼室における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、単純化された 2 領域間の空気導入率パターンを仮定して、実測された燃焼圧力履歴および排気 NO<sub>x</sub> 濃度から、試行錯誤法により燃焼域ガス温度および燃焼域空気過剰率を算定した。算定された燃焼域ガス温度ならびに生成すす量の時間履歴が、赤外 2 色法による火炎温度およびすす濃度を代表する KL 値の計測結果と概略一致することから、このモデルの妥当性が示された。

ディーゼル機関の燃焼を支配する因子は数多くあるが、機関条件および運転条件が与えられた場合、燃焼温度を大きく左右する因子は、燃料噴霧に導入される

空気量であり、換言すれば、2 領域モデル<sup>(1)</sup>においては燃焼域の空気過剰率である。本報告では、まず、2 領域モデル解析における予混合燃焼期間の空気過剰率の想定パターンの相違に基づく燃焼域ガス温度および NO<sub>x</sub> 生成量への影響を調べ、さらにモデル解析により算定される拡散燃焼空気過剰率を支配する物理的因子を明確にするため、別の観点、すなわちノズルから噴射された燃料噴霧によって導入される空気と、理論混合比で燃焼する燃焼ガスが混在する定常噴霧拡散火炎モデルを想定し、このモデル拡散火炎の空気過剰率と 2 領域モデルの拡散燃焼空気過剰率を対比した。また、NO<sub>x</sub> 生成はいわゆる予混合燃焼において支配的であると一般にいわれているが、このことについて、噴射時期遅延およびノズル噴孔径縮小の実験結果を 2 領域モデルおよび定常拡散火炎モデル解析結果と比較しながら、それぞれにおける NO<sub>x</sub> 低減効果と燃焼域空気過剰率の関係を検討し、NO<sub>x</sub> 生成の支配因子を明確にしようとした。

### 2. 想定空気過剰率パターンの影響

著者らの第 1 報<sup>(1)</sup>において、拡散燃焼期間の空気過剰率をほぼ一定とする取扱いが、実験とモデル解析の比較から適当であることを示した。ここでは、2 領域

\* 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。

<sup>\*1</sup> 正員、長崎大学工学部 (〒852 長崎市文教町 1-14)。

<sup>\*2</sup> 正員、三菱重工業(株)長崎造船所 (〒851 長崎市飽の浦 1-1)。

<sup>\*3</sup> 准員、長崎大学大学院。

モデル解析における予混合燃焼期間の空気過剰率の想定パターンの相違に基づく燃焼域ガス温度およびNO<sub>x</sub>生成量への影響を、代表的なパターンについて調べた。図1は受熱率曲線と4種の想定空気過剰率パターンを示す。パターンP-1は、燃焼期間全体にわたって一定の空気過剰率を与えるもので、解析が簡単である。しかしながら、噴霧の着火は空気過剰率が1.0の部分から始まるといわれることから<sup>(2)</sup>、着火時の空気過剰率 $\lambda_{po}$ は1.0とし、以後二次関数で連続的に変化するパターンP-2が、燃焼現象が連続的であることから最も現実的であると考えられる。パターンP-4は、予混合燃焼期間の空気過剰率がほぼ1.0に近い極端な場合であり、パターンP-3はP-2とP-4の間である。

図2および図3は、拡散燃焼空気過剰率 $\lambda_d$ を一定に保ち、予混合燃焼空気過剰率パターンのみを変化させたときの解析結果である。図2は予混合燃焼割合が小さい高負荷運転条件(3185 rpm,  $P_{me}=8.30$  bar)であり、図3はそれが著しく大きい低負荷運転条件(1750 rpm,  $P_{me}=3.97$  bar)の場合である。図2, 3において、 $P$ は実測の燃焼圧力時間履歴、 $dQ/d\theta$ はその受熱率曲線であり、ガス温度解析値は上から順に、燃焼域ガス温度  $T_b$ 、筒内平均ガス温度  $T_c$ 、未燃域ガス温度  $T_u$  である。また、 $dNO/d\theta$  はNO生成率の解析値である。

パターンをP-1からP-4へ変化させると、予混合燃焼期間の区間平均空気過剰率が1.0に近づくため、当然のことながら燃焼ガス温度が上昇し、NO生成率が増加する。このとき、予混合燃焼期間の燃焼域最高温度  $T_{b,max}$  は顕著に上昇し、拡散燃焼期間の最高燃焼温度  $T_{d,max}$  より高くなる場合も出てくるが、この間のNO生成率積算値はNO生成総量に対して、図2の場合はかなり小さい。これは、 $T_{b,max}$  が高くても、予混合燃焼期間の燃焼ガス量が少ないためである。一方、図

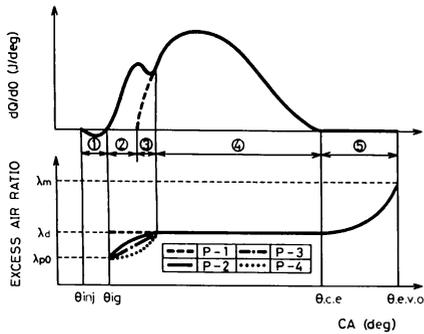


図1 受熱率曲線と想定空気過剰率パターン

3のように予混合燃焼割合が58%と大きい場合は、この間の空気過剰率の影響が顕著に表れるのは当然であるが、図3の燃焼域ガス温度解析値  $T_b$  と火炎温度の実測結果<sup>(3)</sup>の時間履歴を比較したところ、パターンP-1あるいはP-2の場合が適当であると判断され、P-2

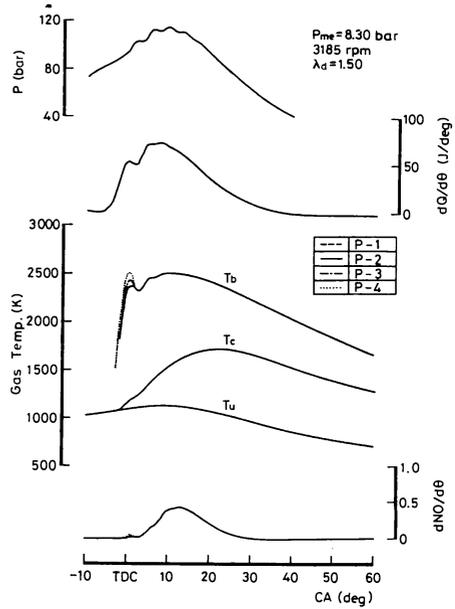


図2 空気過剰率パターンの影響 (予混合燃焼割合が小さい場合)

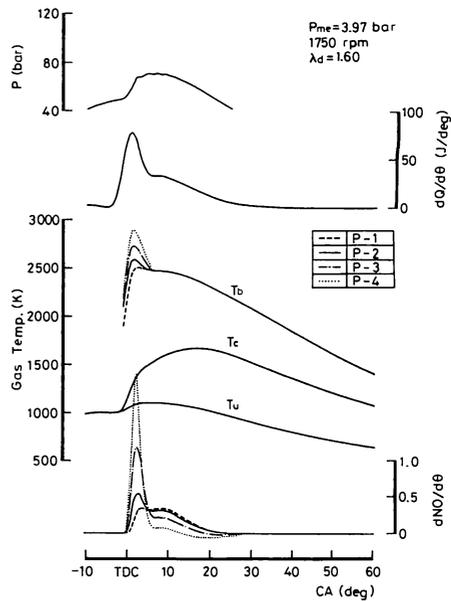
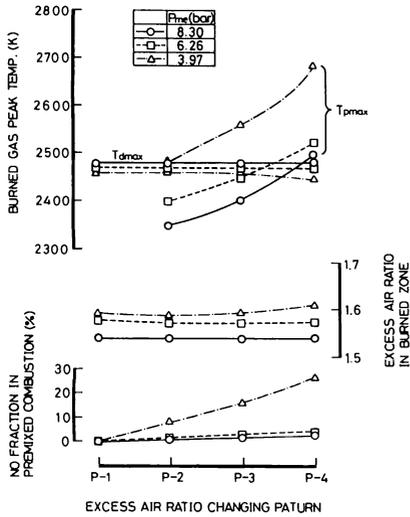


図3 空気過剰率パターンの影響 (予混合燃焼割合が大きい場合)

図4 NO<sub>x</sub>生成に及ぼす空気過剰率パターンの影響

の場合の予混合燃焼期間 NO 生成割合は約 20%であった。このことは、青柳ら<sup>(4)</sup>の2色法による火炎温度実測結果において、燃焼初期のスパイク状火炎温度分布は見られないし、ガスサンプリング法による NO<sub>x</sub> 濃度実測結果においても、予混合燃焼期間の NO 生成割合はかなり小さいこと、また他の多くの文献<sup>(5)</sup>においても、2500 K を著しく超えた火炎温度実測結果は見当たらないことから適当であると判断された。

図4は一定の機関回転速度 3185 rpm で、正味平均有効圧を 8.30, 6.26, 3.97 bar と変化した実験結果について、想定空気過剰率パターンを P-1 から P-4 へ変化した場合の  $T_{p\max}$ ,  $T_{d\max}$ ,  $\lambda_{d0}$  および予混合燃焼期間 NO 生成割合を示す。この計算では、パターンは変化しても NO 生成総量が実測結果と一致するように  $\lambda_d$  を変化させている。予混合燃焼割合が 10% 以下の○印および□印の場合は、 $T_{p\max}$  がパターンによって著しく変わるものの、予混合燃焼期間の NO 生成割合は無視し得るほどの大きさでしかない。予混合燃焼割合が 33% の△印の場合でかつパターン P-4 の場合ですら、予混合燃焼期間 NO 生成割合は 30% 以下、P-2 ならば 10% 以下である。すなわち、予混合燃焼割合が 50% を超えるような場合を除けば、予混合燃焼期間の空気過剰率の想定パターンが NO 生成総量に及ぼす影響は大きくなく、NO 生成総量は主として拡散燃焼期間の燃焼域最高ガス温度  $T_{d\max}$  に依存しており、換言すれば拡散燃焼空気過剰率に支配されているといえる。

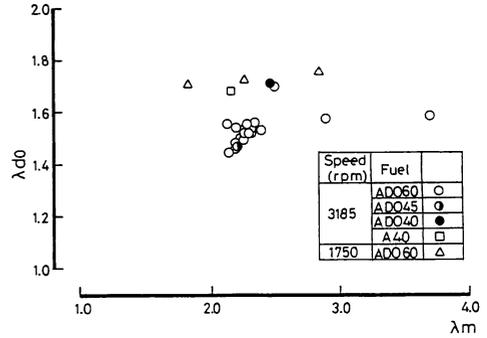


図5 筒内平均空気過剰率と拡散燃焼空気過剰率の相関

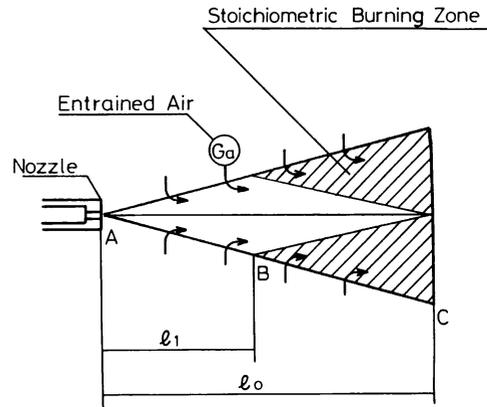


図6 定常噴霧拡散火炎モデルの概念図

### 3. 拡散燃焼空気過剰率の支配因子

著者らが文献(3)において示した多くの実験結果を2領域モデルにより解析し、実測の排気 NO<sub>x</sub> 濃度を与える拡散燃焼域空気過剰率の推定値  $\lambda_{d0}$  を求め、筒内平均空気過剰率  $\lambda_m$  と対比したのが図5である。 $\lambda_m$  の大幅な変化にもかかわらず、 $\lambda_{d0}$  の値はほとんど変わらず、データはほぼ機関回転速度ごとに二つのグループに分かれている。それぞれのグループ内で詳細に見れば、 $\lambda_{d0}$  は  $\lambda_m$  とともにわずかに増加する傾向を示しているが、 $\lambda_m$  の大幅な変化にもかかわらずマクロ的には  $\lambda_{d0}$  はほとんど変わらず、両者の間に顕著な相関関係は見られない。なお、着火性の悪いセタン価約 40 の低質軽油 (ADO 40) および重油 (A 40) での実験結果は、機関回転速度 3185 rpm の運転条件で得られたにもかかわらず、これらのデータが機関回転速度 1750 rpm のグループに属していることは興味深い。

拡散燃焼域空気過剰率  $\lambda_{d0}$  を規定する物理的因子を明確にするため、図6に示すような定常噴霧拡散火炎

のモデルを考えた。噴射ノズル噴孔から噴出された燃料は、半頂角  $\phi$ 、長さ  $l_0$  の円すい状噴霧を形成するものとする。この円すい状噴霧表面から噴霧内に空気が連続的に導入され混合気が形成され、円すい表面上の着火点 B で燃焼が始まり、燃焼する燃料の量は下流に向けて直線的に増加し、燃え切り点 C では断面内の全燃料が燃焼を完了する。燃料はこの間、理論空燃比すなわち  $\lambda=1.0$  で燃焼するものとする。ノズル噴孔点 A から点 B までの距離  $l_1$  は、着火遅れ期間の間に噴霧が進む距離に相当し、点 C までの距離  $l_0$  は、断面平均空気過剰率が 1.0 になる仮想到達距離に相当する。

燃料噴霧の到達距離と噴霧に導入される空気量については、和栗ら<sup>(6)</sup>によって次式が示された。

$$\chi = (2c\Delta p/\rho_a)^{0.25}(td/\tan \phi)^{0.5} \dots\dots\dots (1)$$

$$G_a = G_f(2 \tan \phi/c^{0.5})(\rho_a/\rho_f)^{0.5}(\chi/d) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $\chi$  は相当噴霧到達距離、 $G_a$  および  $G_f$  は噴霧到達距離  $\chi$  における空気および燃料の単位時間当たりの流量である。 $d$  はノズル噴孔径、 $c$  は噴孔の縮流係数、 $\Delta p$  はノズル差圧、 $t$  は時間、 $\rho_a$  および  $\rho_f$  は筒内空気および燃料の密度である。これらの式は、十分に大きな燃焼室の場合に適用されるが、小形高速機関の燃焼室においても、噴霧がスワールやスキッシュにより曲がったりしながらも噴射された燃料のもつ運動量が燃料噴霧に移行する基本的な法則は成り立つものとして、また、ノズルから噴出された噴霧が円すい形状を保っているものと想定して、相当噴霧到達距離の概念を導入した。また、噴霧が燃焼して燃焼ガスになっても運動量に変化はないものとする。

式(1)および式(2)より、 $\Delta t$  を着火遅れ時間、 $L_{th}$  を理論空燃比とすれば、 $l_1$  および  $l_0$  は次式により算定される。

$$l_1 = (2c\Delta p/\rho_a)^{0.25}(\Delta t d/\tan \phi)^{0.5} \dots\dots\dots (3)$$

$$l_0 = d(c^{0.5}L_{th}/2 \tan \phi)(\rho_f/\rho_a)^{0.5} \dots\dots\dots (4)$$

点 A から点 C までの円すい全体を燃焼の影響が及ぶ準火炎領域とみなし、これに導入された全空気量と、点 B から点 C の間で理論空燃比で燃焼した燃料量との比から、この不均質な噴霧火炎の相当空気過剰率  $\lambda_r$  を定義する。

$$\lambda_r = \frac{(\text{モデル噴霧中の全空気体積})}{(\text{理論混合比燃焼ガス体積})} = \frac{AC}{BC} = l_0/(l_0 - l_1) \dots\dots\dots (5)$$

式(5)で定義される  $\lambda_r$  を、ここではモデル拡散火炎空気過剰率と呼ぶ。なお、 $l_0$  および  $l_1$  の値は、実測の着火遅れ時間  $\Delta t$ 、実測の燃料噴射期間と噴射量から推定される噴射期間中の平均ノズル差圧  $\Delta p$ 、噴射期間中の平均空気密度  $\rho_a$  などの諸値を式(3)および式

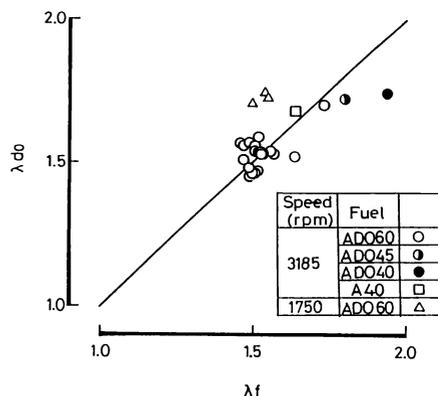


図7 拡散燃焼空気過剰率とモデル拡散火炎空気過剰率の相関

(4)に代入することによって算定した。

図7は2領域モデル解析で算定された拡散燃焼空気過剰率  $\lambda_{a0}$  と、上述のモデル拡散火炎空気過剰率  $\lambda_r$  との対比を行ったもので、図7には供試機関の回転速度、正味平均有効圧、噴射時期、ノズル噴孔径、燃料性状などが大きく異なる実験結果が含まれるため多少のばらつきは避けられないにもかかわらず、○印で示す  $\lambda_r$  と  $\lambda_{a0}$  と数値的にほぼ一致しており、その値はおおよそ 1.45~1.75 の狭い範囲に集中している、坂根ら<sup>(7)</sup>が推定した値もほぼ同じである。ただし、△印で示す低機関回転速度の場合は、燃え切り点  $l_0$  に到達する前に燃焼が終了しているため、両者の関係は実線からやや外れているし、低質燃料の実験結果も実線から外れる傾向が見られる。実際の小形機関の燃焼室においては、スワールやスキッシュのため噴霧は円すいを維持できないし、また噴霧はピストンキャピティ壁に衝突することもあるし、噴射期間が短いので定常拡散火炎の形成が不十分である。ここで提案した拡散火炎モデルは極めて大胆な仮想のモデルであるにもかかわらず、マクロ的に見れば両者の数値がほぼ一致することから、本2領域モデル解析における拡散燃焼空気過剰率は、第一次のオーダーとしてモデル拡散火炎空気過剰率と等価であり、その値は噴霧特性および着火遅れに依存するといえる。

#### 4. NO<sub>x</sub> 低減効果の解析

4.1 噴射時期遅延効果の解析 図8は供試機関での噴射時期遅延試験における実測燃焼圧力履歴を用いた燃焼ガス温度解析結果を示す。この計算では、拡散燃焼域空気過剰率  $\lambda_a=1.5$  の一定値を与えて各温度および NO 生成率を求めている。図9は、図8と同じ

燃焼圧力履歴を用いて、 $\lambda_d$  の値だけを1.4から1.8まで0.1ごとに变化して算定されるNO生成総量から窒素酸化物排出濃度NO[ppm]を求めた結果を実線で示す。なお、図9中の●印は実測の排気NO<sub>x</sub>濃度であり、また、○印は $\lambda_d$ として3章で述べたモデル拡散火炎空気過剰率 $\lambda_f$ を適用した場合に算定されるNO濃度解析値である。

図9の実線からわかるように、燃焼域の空気過剰率を一定とする単純計算によれば、噴射時期を遅延させ

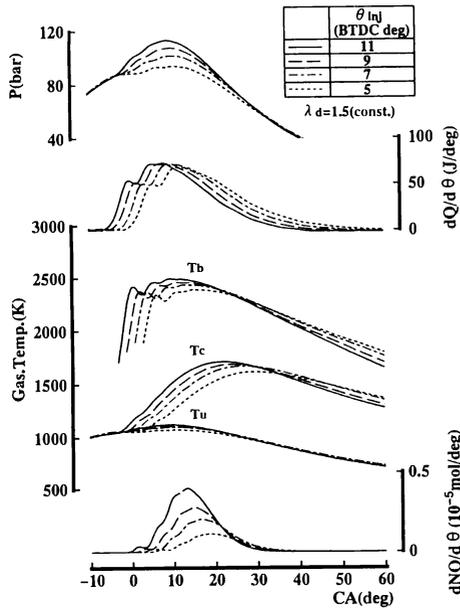


図8 噴射時期遅延効果の2領域モデル解析

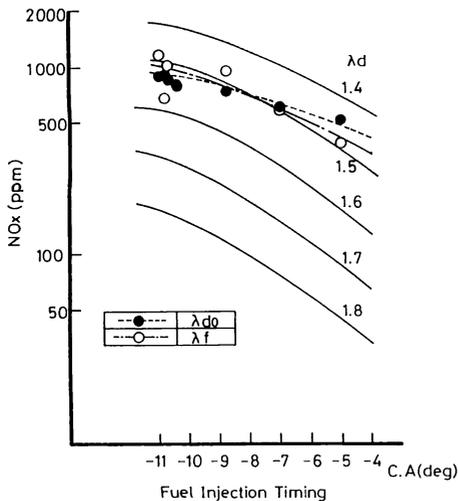


図9 噴射時期に基づくNO<sub>x</sub>低減効果

ることによって、例えば $\lambda_d=1.5$ の場合、7°の遅延によって約1200 ppmから300 ppmへ約1/4に低減される。この大幅なNO濃度の低減の原因は、図8にも示したように、拡散燃焼期間における最高燃焼温度の低下と最高燃焼圧力の大幅な低下の両者に基づく相乗効果である。すなわち、噴射時期遅延によって受熱率曲線は単にシフトするだけで大きな変化はなく、燃焼によるエネルギーは燃焼時期が遅いほど膨張仕事により多く変換されるため、筒内燃焼圧力および燃焼温度が同時に低下することが大幅なNO<sub>x</sub>低減の原因である。一方、●印で示す実測のNO<sub>x</sub>濃度の変化は、噴射時期遅延によって燃焼域空気過剰率が若干減少するため実線の場合ほどの燃焼温度低下がなく、NO<sub>x</sub>低減が相対的に少ないことを示しており、このことは○印で示すモデル拡散火炎空気過剰率がほとんど減少しない傾向とはやや異なる。すなわち、噴射時期遅延により、二次的な何らかの理由で燃焼域空気過剰率 $\lambda_{d0}$ がわずかに低下し、NO<sub>x</sub>低減効果が減じられている。

4.2 噴孔径縮小効果の解析 表1は機関回転速度3185 rpm、正味平均有効圧 $P_{me}$ 、8.30 barの運転条件下、5穴の噴射ノズル噴孔径を0.30 mmから0.28, 0.26, 0.24 mmへ縮小した場合に計測された排気NO<sub>x</sub>濃度、排煙濃度 $D_s$ および最高燃焼圧力 $P_{max}$ を示す。なお、表1には拡散燃焼空気過剰率 $\lambda_{d0}$ の解析結果も示した。

図10は、実測の燃焼圧力履歴および受熱率曲線、2領域モデル解析による各温度およびNO生成率を示す。また、図11は、図10と同じ燃焼圧力履歴を用いて、 $\lambda_d$ の値だけを1.4から1.7まで0.1ごとに变化して算定されるNO生成総量から窒素酸化物排出濃度NO[ppm]を求めた結果を実線で示す。なお、図11中の●印は実測の排気NO<sub>x</sub>濃度であり、また、○印は $\lambda_d$ としてモデル拡散火炎空気過剰率 $\lambda_f$ を適用した場合に算定されるNO濃度解析値である。

表1および図11が示すように、噴孔径0.28 mmの

表1 噴孔径縮小の実験結果

d (mm)	NO <sub>x</sub> (ppm)	D <sub>s</sub> (Bosch)	P <sub>max</sub> (kg/cm <sup>2</sup> )	λ <sub>d0</sub>
0.30	1172	0.61	122.6	1.57
0.28	1198	0.77	121.8	1.54
0.26	1134	0.64	119.3	1.53
0.24	1035	0.61	116.2	1.52

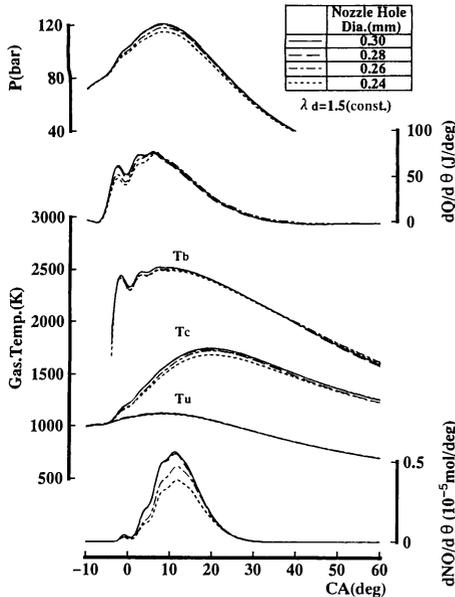


図 10 ノズル噴孔径縮小効果の2領域モデル解析

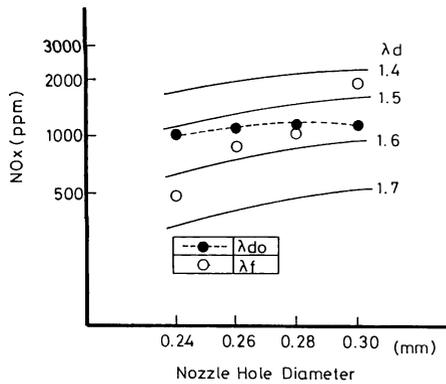


図 11 ノズル噴孔径縮小に基づく NO<sub>x</sub> 低減効果

場合に NO<sub>x</sub> および D<sub>3</sub> の値は最高値を示すが、さらに噴孔径を縮小すると NO<sub>x</sub> および D<sub>3</sub> が同時に低減されている。図 10 からわかるように、噴孔径縮小によって、燃焼域ガス温度 T<sub>b</sub> は燃焼期間で顕著な差が見られないにもかかわらず、排気 NO<sub>x</sub> 濃度は低下するし、また NO 生成率も明確に低下している。一方、噴孔径縮小により初期噴射率がわずかに減少し、燃焼初期の受熱率が減少、その結果、主燃焼期間の燃焼圧力が低下している。

噴孔径縮小の場合、実測結果において着火遅れ期間 Δt はほとんど変化せず、噴孔面積減少のためノズル差圧 Δp が増加するが、噴孔径 d の減少と相殺されて、式(3)の l<sub>1</sub> の値はほとんど変化しない。一方、式(4)

から、噴孔径 d に比例して l<sub>0</sub> が減少することは明らかであり、したがって図 11 の○印で示されるように、噴孔径縮小によってモデル拡散火炎空気過剰率 λ<sub>f</sub> が増加して燃焼ガス温度が低下し、NO<sub>x</sub> が低減されるはずである。それにもかかわらず、表 1 および図 11 の●印で示される λ<sub>d0</sub> の値がほとんど変化していないことから判断すると、実際の燃焼においては、噴霧特性は変化しても、混合気形成および燃焼過程が大きく変化しないことを示唆している。

拡大チェルドピッチ機構から導かれる反応速度式によれば、NO 生成率を支配する最大因子は燃焼ガス温度であり、第 2 の因子が燃焼圧力である。燃焼域空気過剰率がほとんど変化しない場合は、燃焼温度の変化もない。噴孔径縮小によって燃焼温度が下がらないから、したがって燃焼圧力が低下することが、この場合の NO 生成率低下の主たる原因と判断される。すなわち、燃焼圧力がわずかに下がるだけであるから NO<sub>x</sub> 低減効果が小さい。

なお、噴孔径を適度に縮小した場合に排煙濃度が NO<sub>x</sub> 濃度と同時に低減されたのは、噴射期間が延びるにもかかわらず燃焼期間がほとんど変化しないことから、なんらかの燃焼促進効果があったものと推定される。

### 5. む す び

2領域モデル解析により推定される拡散燃焼空気過剰率について、定常噴霧拡散火炎のモデルを想定することによって、それを支配する因子を検討した。また、2領域モデルの想定空気過剰率パターンが NO<sub>x</sub> 生成割合へ及ぼす影響度を解析し、さらに噴射時期遅延およびノズル噴孔径縮小の NO<sub>x</sub> 低減効果について、実験結果を2領域モデルにより解析することによって、それぞれの低減因子を明らかにし、以下の結果を得た。

(1) 予混合燃焼期間における想定空気過剰率パターンの違いは、この期間の NO<sub>x</sub> 生成割合に大きな影響を与えない。したがって、予混合燃焼は λ<sub>p</sub> = 1.0 で始まり、拡散燃焼期間は λ<sub>d</sub> = 1.4 ~ 1.8 程度のほぼ一定値で燃焼し、燃焼終了後徐々に筒内平均空気過剰率 λ<sub>m</sub> に到達する基本パターンで適当であると判断された。

(2) 2領域モデルにおける拡散燃焼空気過剰率は、筒内平均空気過剰率とは直接の相関がなく、モデル拡散火炎の相当空気過剰率と数値的にほぼ一致した。このことから、拡散燃焼空気過剰率は第一次オーダーとして噴霧特性および着火遅れに依存していると判断された。

(3) 噴射時期遅延による大幅な $\text{NO}_x$ 低減効果は、膨張行程に基づく燃焼圧力と燃焼温度が同時に低下することが主要因である。なお、実験結果によれば、噴射時期遅延により拡散燃焼空気過剰率がやや小さくなるため、 $\text{NO}_x$ 低減効果が減少している。

(4) 噴孔径縮小による小幅な $\text{NO}_x$ 低減効果は、初期の燃料噴射率の低下が予混合燃焼期間での受熱率の低下、ひいては燃焼圧力の低下をもたらすことが主原因である。また、噴孔径縮小に基づく燃焼促進のため、すすの低減効果もある。

本研究の推進に当たりご協力いただいた山口征則君

[当時長崎大学大学院, 現在日野自動車工業(株)] に、また貴重なコメントをいただいた九州大学 高崎講二助教授、ならびに校閲委員の方々に謝意を表す。

#### 文 献

- (1) 石田・ほか4名, 機論, 60-573, B (1994), 1845.
- (2) 例えば, 廣安・ほか2名, 機論, 48-432, B (1982), 1606.
- (3) 石田・ほか5名, 機論, 58-555, B (1992), 3482.
- (4) 青柳・ほか3名, 機論, 46-403, B (1980), 540.
- (5) 例えば, Yan, J. and Borman, B. L., *SAE Paper*, No. 881315 (1988).
- (6) 和栗・ほか3名, 機論, 25-156 (1959), 820.
- (7) 坂根・ほか3名, 日本船用機関学会誌, 23-1 (1988), 47.