

液—液噴射法の乳化像を用いた模型実験による 直噴ディーゼル機関の噴口角度選定

渡邊 孝司*¹・大道寺 達*²・池田 秀*³

Determining on Hole Angle for D.I. Diesel Engine by Modeling Experiment using Emulsified Aspects Subjected to Liquid-Liquid Injection Technique

Takashi WATANABE, Susumu DAIDOJI and Shigeru IKEDA

Abstract

In order to clarify characteristics of fuel-air mixing process, a visual observation was made on a relative simulation of spray behavior involving a liquid media generated forced or combined swirling flow and a gas media of adiabatic compressed air. A liquid fuel was injected into another liquid to simulate the process of diffusion in a plastic piston cavity that simulated an actual engine. The cavity was filled with water and rotated to generate the forced or combined swirling water flow. The simple simulation theory concerning the liquid-liquid injection was proved. Results suggest that the adequate correlation between the analysis of spray formation, viewed from the bottom and the side, and the specific fuel consumption of actual engine was clarified on various hole angles. The liquid-liquid injection technique is markedly useful for evaluating the performance of actual engines.

Keywords: Diesel Engine, Fuel Injection, Swirl, Simulation, Direct Injection, Spray, Mixing Process, Hole Angle, Combustion Chamber, Liquid Injection Technique

1. まえがき

直噴ディーゼル機関の性能と排気ガス特性に影響を及ぼす混合気形成は、燃料噴射特性、燃焼室形状と空気流動特性の相互関係に著しく依存する。この混合気形成過程の把握は、機関性能と排気ガス改善に不可欠である。そのために近年、レーザとコンピュータを応用した高度の可視化法⁽¹⁾⁽²⁾が、空気流動、噴霧挙動、混合気流動や火炎挙動に至るまで応用され、噴霧の微粒化、粒度分布、噴霧の蒸発過程などの微視的な解析は、かなり明確化されてきている。しかし、燃焼室内の混合気形成過程の可視的観察と機関性能の関連性には、まだ解明を要する多くの点が認められる。その中で燃料噴射弁の噴口角度についてはほとんど研究の例がない。燃料噴射系の仕様諸

元について噴射量を一定とするならば、噴射弁の噴口径の大きさと噴口数の変化よりも噴口角度の相異の方が、噴出流先端の燃焼室内壁面への接触や衝突の有無から性能に及ぼす影響が大きいことは、経験的事実⁽³⁾として公知である。そこで燃焼室キャビティ形状に適應する噴口角度の選定を、最終的に試行錯誤法に依存せざるを得ないのが現状である。これはキャビティ形状に適應する噴口角度の数値計算に基づく選定方法の例⁽³⁾が少ないことから明らかである。

本論文は、従来の方法と異なり模型実験の可視化による液—液噴射法⁽⁴⁾⁽⁵⁾を適用し、本方法で生ずる噴霧の白色乳化像（以下、乳化像という）に着目し、この写真画像の観察とポジフィルム写真画像の光学的操作から、最適な燃料噴口角度の選定に寄与する可能性を報告する。

2. 液-液噴射法の特徴となる乳化像

ここに、液体密度、粘度を異にする分散媒質の液体(水)と分散相の液体(軽油)を、密閉容器内で所要の条件のもとで共存させると、相互に接触する境界領域、すなわち、界面の形成は明らかである。

よって、二つの液相の界面では、収縮する張力と拡大する界面との平衡釣合状態の分散媒質と分散相は、その界面において分散相の輪郭を、界面膜の様相として認められる。

この実態は、分散媒質を(水)、分散相を(油)とすれば、水中油滴(O/W)型の乳化像として視覚や写真画像観察が可能であり、可視化的な方法が提起される。

ゆえに、設計的立場から、噴出流先端の生ずる到達距離を、液-液噴射法により次のようなマクロ的な仮定を与えてモデル化する。

- (1) 噴出流は、その形態における先端半球面と円錐面との組み合わせによる紡錐体と考える。
- (2) 噴出流の外周面による輪郭領域では、分散媒質との界面を形成し、乳化像の様相で視認される。
- (3) 噴出流の乳化像は旋回流動の影響を受け、輪郭の様相は、この挙動により油粒子の分散、放出による変化を受ける。
- (4) 噴出流の噴流速度は、初めと終りでは一定とする。

よって、噴出流の直径を異にする水中油滴型の粒子群の形成に関する光学的特性として入射光による分散や散乱は、乳白色像を光の相互干渉、相加的作用、あるいは相殺を介して視認され、界面の成立と存在による現象⁽⁶⁾として明らかである。

3. 乳化像の観察実験装置への対応

3.1 モデル燃焼室設定の相似律

汎用中型中速機関のシリンダ径 $D=180\text{mm}$ 、ストローク $L=220\text{mm}$ において、燃焼室形状はヘッセルマン型開放燃焼室であり、圧縮比13.0、吸気温度 20°C 、初圧 101kPa 、圧縮指数1.35として燃焼室内に圧縮圧力 $P_b=3.22\text{MPa}$ 、温度 $T_b=673\text{K}$ に相当する分散媒質で充填され、その比重量 γ_a 、密度 ρ_a 、粘性係数 μ_a 、動粘性係数 ν_a は、各々、式(1)~(4)から算出される。ただし、ガス定数は $R=29.27(\text{kg}\cdot\text{m}/\text{kg}\cdot\text{K})$ とする。

$$\gamma_a = \frac{P_b \times 10000}{R \cdot T_b} = 16.65 (\text{kgf}/\text{m}^3) \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$\rho_a = \frac{\gamma_a}{g} = \frac{16.65}{9.80} = 1.70 (\text{kg} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4) \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここに、粘性係数 μ_a の算出は、分散相(軽油)の噴流を球状粒子の様相で成立するので、分散媒質の中で営む挙動に注目し、一般式⁽⁷⁾のサザーランドの式にストークスの定数⁽⁸⁾ 3π を乗じて、式(3)のように変形して適用する。

$$\mu_a = \frac{3\pi \times 0.1562 \times 10^{-6} \sqrt{T_b}}{1 + \frac{123.6}{T_b}} = 3.227 \times 10^{-5} (\text{kg} \cdot \text{s}/\text{m}^2) \quad \dots\dots(3)$$

ゆえに、動粘性係数 ν_a は、式(4)のようになる。

$$\nu_a = \frac{\mu_a}{\rho_a} = \frac{3.217 \times 10^{-5}}{1.70} = 1.898 \times 10^{-5} (\text{m}^2/\text{s}) \quad \dots\dots(4)$$

さらに、液-液噴射法の実施にあたり、原型から模型への変換に際し、分散媒質の水温 20°C 、 $\gamma_w=998(\text{kgf}/\text{m}^3)$ 、動粘性係数 $\nu_w=1.004 \times 10^{-6} (\text{m}^2/\text{s})$ と定め、実機のシリンダ径 D_a 、キャビティ径 d_a に対し、模型ではシリンダ径 D_w 、キャビティ径 d_w とすれば、開口比 (d_a/D_a) と (d_w/D_w) とは同一値の0.794(ただし、 $d_w=79.4$ 、 $D_w=100$)に設定する。なお、内部形状は幾何学的相似のヘッセルマン型燃焼室である。

よって、実機と模型に関する相似律の成立は、レイノルズ数の設定を指摘し、実機の分散媒質に対しては Re_a 、模型の分散媒質では Re_w 、また媒質の流動速度をそれぞれ V_a 、 V_w とすると、式(5)、(6)で示される。

$$Re_a = \frac{V_a \cdot d_a}{\nu_a} \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$Re_w = \frac{V_w \cdot d_w}{\nu_w} \quad \dots\dots\dots(6)$$

ゆえに $Re_a=Re_w$ から式(7)が成立する。

$$\frac{V_a}{V_w} = \left(\frac{\nu_a}{\nu_w} \right) \left(\frac{d_w}{d_a} \right) \quad \dots\dots\dots(7)$$

式(7)に設定値を代入すると、式(8)の値となる。

$$\frac{V_a}{V_w} = \frac{1.898 \times 10^{-5}}{1.004 \times 10^{-6}} \left(\frac{0.0794}{0.143} \right) = 10.46 \div 10 \quad \dots\dots\dots(8)$$

よって、相似則から、模型内の分散媒質(水)に関する流速比は、実機の約1/10に相当することが認められる。

3.2 分散媒質の充填挙動と流速

実機燃焼室内の分散媒質の様相は、ピストン頭部、燃焼室内部の痕跡⁽⁹⁾から認められる。しかし、この流速の理論式による算出は、半径方向の流動と比較して流動現象が複雑なため、本論では旋回流動を2段階の経過によって営むものと推定する。その初めにシリンダ中心から偏位する吸気口を介して、ピストン下降行程に基づき吸入した充填媒質の旋回流動が、ピストン上昇行程で促進さ

れ、上死点前 10°CA (クランク角度) に接近する終了の期間で半径方向に押し出される圧縮流動による旋回流動の加速を考える。この仮説において半径方向の流動に対する押し込み圧縮流速 V_a には、公知の算出式⁽³⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾で求められ、その最大値の 12.5m/s をもって、模型に対応する実機の旋回流速とすれば、 $1/10$ 倍に相当する模型の流速となり 1.25m/s と設定する。

3. 3 模型燃焼室内旋回流の回転速度の設定

アクリル製燃焼室モデルは図1に示すヘッセルマン型で、これは実機関のピストンキャビティ形状と相似である。本実験は、液-液噴射を模型燃焼室内で営むので、室内を充填する媒質 (水) の旋回流は、キャビティの軸を中心にキャビティとともに媒質も一体で、一定の角速度で回転する強制回転流動となる。ゆえに、実機原型と模型との相関を論ずる過程に先行して予備実験を次のように実施した。

旋回流と流速の測定は、図2のとおり外径100、内径60、深さ22mmの深皿型アクリルピストンのキャビティに充填した水にポリスチレン粒子 (比重1.03, 平均粒径 $200\mu\text{m}$) を少量混入し、写真撮影 ($1/4000\text{sec}$) により測定した。その旋回流写真と粒子の軌跡から求めた流速分布を図2に示す、これは、アクリルピストンの回転速度が 5240rpm に対して、粒子の軌跡から求めた水の平均回転速度は 5000rpm であり、よって両者の回転速度比は $1/0.973$ となる。また、粒子の平均回転速度から最大旋回流速を求めると 16.0m/s になる。A, B, CおよびD方向の粒子の旋回流速分布から、このキャビティ内には、強制渦が発生していることが認められる。ゆえに、模型燃焼室の最大旋回流速を 1.25m/s と定めると、模型燃焼室の回転速度は相似条件により 310rpm となる。

3. 4 実験装置⁽⁹⁾

装置の概要は図3に、また表1は噴射ノズルの仕様である。分散相 (軽油) の噴出流の単発噴射システムは①—⑩であり、模型燃焼の回転ユニット⑬—⑮、高速ストロボユニット⑱, ⑳, 単発写真撮影装置㉑, ㉒—㉔と遅延装置㉕からなる。観察は、電磁弁⑥と連結したダミー噴射ノズル内の針弁を1パルス分だけ瞬間的に閉じると⑩から単発噴射が行われる。このとき、針弁リフトセンサー⑨は噴射開始の信号を検出し、㉓を経てストロボ (閃光時間 $4\mu\text{s}$) ㉔が閃光する。したがって、遅延時間を変えた単発噴射の繰り返しにより、噴射開始後の任意時間における噴出流の瞬間写真画像を介して観察視認を可能とする。

模型燃焼室の回転は、可変速モーター⑭によりベルト駆動され、キャビティに充填した分散媒質に与えた渦発生の中に軽油を単発噴射する。

ゆえに、噴射された軽油/水の乳化像に注目し、その挙動をキャビティの底面、あるいは垂直方向は側面から単発写真画像として観察する。

3. 5 模型に対する燃料噴射の観察時期の設定

液-液噴射法の適用にあたって、実機と模型とは噴出流が作動する充填すべき場所の分散媒質が、それぞれ

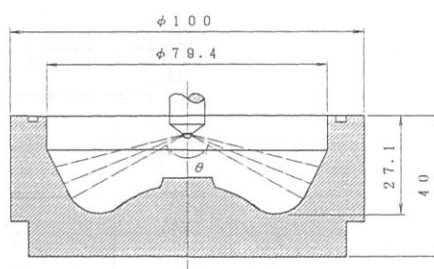


図1 ヘッセルマン型燃焼室モデルの断面形状 (キャビティ容量: 61cc)

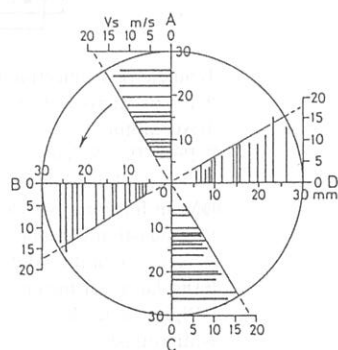
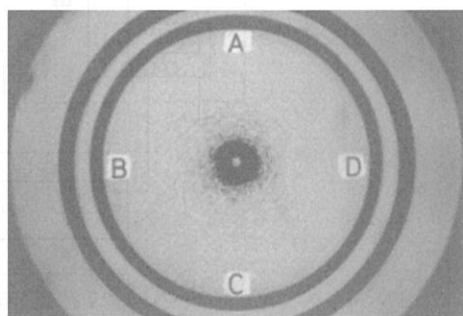
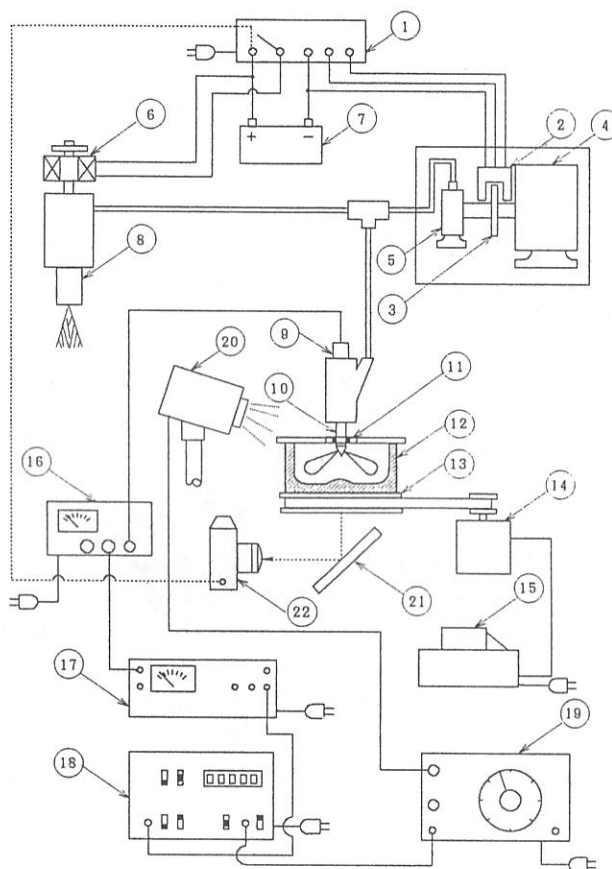


図2 旋回流写真と流速分布 (深皿型, $\phi 60 \times 22\text{H}$, 5240rpm)

表 1 供試噴射ノズルの仕様

Type of nozzle	Hole
Number of holes	4
Hole diameter	0.25mm
Injection pressure	20Mpa
Injection hole angles	120°, 135°, 150°
ℓ/d	2.40



- | | |
|--------------------------------------|----------------------|
| ① Single Shot Injection Control Unit | ③ Slit Disk |
| ② Photo Micro Sensor | ⑤ Injection Pump |
| ④ AC Motor | ⑦ Battery |
| ⑥ Push/Pull Solenoid | ⑨ Needle Lift Sensor |
| ⑧ Dummy Injection Nozzle | ⑪ Oil Seal |
| ⑩ Main Injection Nozzle | ⑬ Pulley |
| ⑫ Combustion Chamber Model | ⑮ Transformer |
| ⑭ AC Commutator Motor | ⑰ DC Amplifier |
| ⑯ Displacement meter | ⑲ Pulse Generator |
| ⑰ Digital Retarder | ⑳ Plane Mirror |
| ⑱ Microflash | |
| ㉑ Camera | |

図 3 液-液噴射実験装置の概要

空気と水となり、その性質を異にする。したがって、噴出流先端の到達距離を同一時間で観測して、流動抵抗の大小、貫通挙動の高低に従って示される距離の相違を、実機と模型について同一条件で求めると、ここに生じた距離の差だけ到達移動に要する時間増加が認められる。これが、観察に関して噴射開始時間に対する遅延時間の設定となり、この算出は次のように述べられる。

本実験では実機と模型とも同一仕様の燃料噴射弁を使用しており、また実機と模型燃焼室を充填する分散媒質の密度が異なる。そこで各々の密度を ρ_a (空気)、 ρ_w (水)とし、さらに到達距離を S_a 、 S_w と置けば S 、 ρ 、時間 t の相互関係は、これまでの公知の実験結果の簡略化により、次の一般式⁽¹²⁾が式(9)で示される。

$$S = f\left(\frac{t}{\sqrt{\rho}}\right) \dots\dots\dots(9)$$

次に噴出流の到達位置を実機で S_a 、所要時間 t_a 、模型で S_w 、 t_w とおけば式(10)、(11)となる。

$$S_a = f\left(\frac{t_a}{\sqrt{\rho_a}}\right) \dots\dots\dots(10)$$

$$S_w = f\left(\frac{t_w}{\sqrt{\rho_w}}\right) \dots\dots\dots(11)$$

よって、式(10)、(11)から実機における相似関係を、時間相似比として求めると式(12)のように導かれる。

$$\frac{t_w}{t_a} = \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_a}} = \sqrt{\frac{\nu_w}{\nu_a}} = \sqrt{\frac{1004}{16.65}} = 7.78 \approx 8.0 \dots\dots\dots(12)$$

よって、式(12)から、液-液噴射法では噴射開始後の8倍遅延した時間経過後に、模型は実機と同じ様相の状態で観察されることになる。したがって実機関の着火遅れ時間の1.0～1.5msを乗じた10msを噴霧画像の標準観察時期とする。

4. 乳化像の挙動に関する観察と結果

4. 1 噴口角度に対応する写真画像変化

開放燃焼室の機関性能の良否が、燃料噴射角度で著しく左右されるので、試行の繰り返し手法の変更として、液-液噴射法による視覚判断の可能な乳化像に注目する。その具体的寄与に役立てる事例の適合を実際に経験的に確認した最適噴口角度 $\theta=135^\circ$ の変角 120° 、 150° との乳化像比較の様相を図4に示す。

よって、視覚観察より噴口角度の影響は、分散媒質の静止および旋回流動における様相から、キャビティ底面と側面に変化を認める。

ゆえに、噴口角度 θ の相違が分散媒質に及ぼす影響は、旋回の有無によって左右され、 $\theta=120^\circ$ の噴出流は底面下

方に衝突したのち、底面と側面R部領域に分散している。その様相は 135° 、 150° の場合と比較して拡大し、逆に角度増加に従って底面R部の分散は減少している。

この傾向を乳化像の乱れで比較すると、 $\theta=120^\circ$ は、衝突後底面R部に多く、円周壁面への分散は少なくキャビティ上方領域を占有している。

$\theta=150^\circ$ においては、底面R部への分散はほとんど認められず、逆に壁面中央部から上方への分散領域が広く、特に底面領域に対する噴出流の展開は少ない。

ところが、 $\theta=135^\circ$ では、底面部と壁面中間領域内では、噴出流の分散により、燃焼室全般に充填する分散媒質の広範囲領域に及んをだ乳化像の様相を認める。

ゆえに、以上の結果から噴口角度の変化に対応する乳化像は、噴出流の開始からキャビティ壁面までに至る経過期間から、像の形状輪郭部には著しい乱れを認めず、壁面衝突後に乳化像の様相に乱れを認め、これが噴口角度の適否を導くものと判断される。

4. 2 ポジフィルム写真画像の光学的数量化

分散相(軽油)を、噴出流として分散媒質(水)内に噴射する場合、分散媒質の状態が静止、旋回にかかわらず形成される乳化像の挙動に関する写真画像の直接的な視覚観察は、主観的判断に依存する。よって、これらの客観的数量化をはかるため乳化画像をポジフィルム像に置換し、光学的操作法として光透過率⁽¹³⁾に従って定量化した結果を図5に示す。

図5は模型燃焼室底面の様相を明らかにし、求めた数値化は、ポジフィルム像の入射光量 I_0 に対する散乱光 I の比(I/I_0)の値は、光透過率 α として求めたもので、噴口角度 $\theta=120^\circ$ 、 135° 、 150° の場合を明らかにしている。静止状態での光透過率は大きく示され、旋回流動の場合は $\theta=135^\circ$ の光透過率が、 120° 、 150° と比較して低い様相で示され、この図式的様相の相違を傾向として認め得る。その理由と考察は、次節のとおりである。

4. 3 乳化像の光透過率に基づく考察

分散媒質内で形成される分散相の噴出流体は、分散媒質との界面における力学的平衡の発生により、自己の輪郭外被殻を分裂、破壊し、媒質内に飛散して形成する油粒子の直径や飛散領域の粒子濃度などは、界面膜の構造が不明のため、理論的、定量的吟味は困難である。

そこで、乳化像のマクロ的挙動を光透過率で光学的に注目すると、その値の高低は乳化像形成の粒子径の大小によって相違する散乱光量に左右される。すなわち、小径粒子では高く、大径粒子が低い値となる公知の定説⁽¹⁴⁾

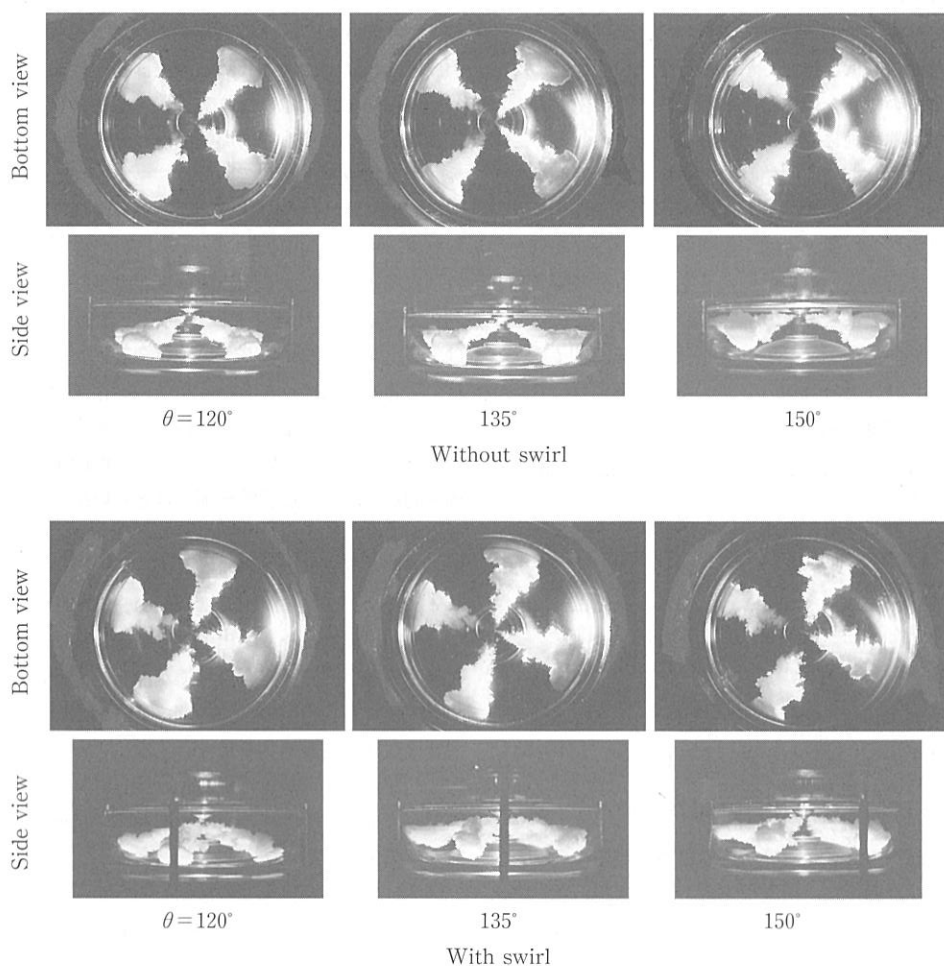


図4 ヘッセルマン型キャビティにおける噴口角度 θ による噴霧の様相

に従って、すでに述べた写真画像観察の結果により相違なる噴口角度に対応して生ずる様相を噴出流の旋回運動による挙動の特徴付けから吟味する。

まず、 $\theta=120^\circ$ では、燃焼室中央部円錐形状の壁面に沿う上方領域部方向への飛散による小径粒子の存在が、散乱光量の増加を呈して高い光透過率を与える。

これとは反対に角度の大きい $\theta=150^\circ$ の場合に関する噴出流挙動は、燃焼室の上方領域が旋回流動の影響を強く受け、分散、分布を営む小径粒子と粒子配分の形成により、散乱光量の増大に基づく大きな光透過率に至る。

噴口角度の中間値としての $\theta=135^\circ$ では、燃焼室底面と内壁面の中間領域に展開する乳化像の鮮明な画像の観

察から、分散する大型粒子の介在を考えれば、散乱光量が少ないため、低い光透過率を与えるものとして推定される。

5. 液-液噴射法の噴口角度選定に調する適用効果

5. 1 試行錯誤法の実施例

伝統的に継続されている燃料噴口角度の最適値の選定方法は、試行錯誤法による繰り返しの積み重ねであり、その実施例を明らかにする。

この方法に従う事例に関する供試機関は、液-液噴射法に供試する模型の実機原型と仕様諸元を同一設定条件として、シリンダ径180mm、ストローク220mm、圧縮比

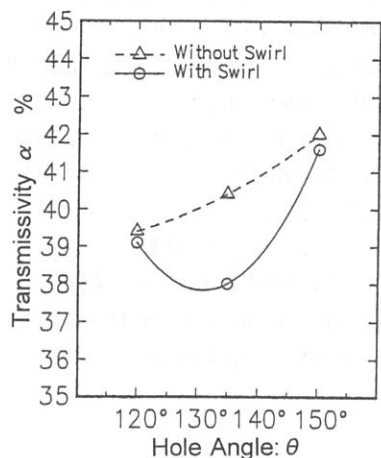


図5 噴口角度 θ による光透過率

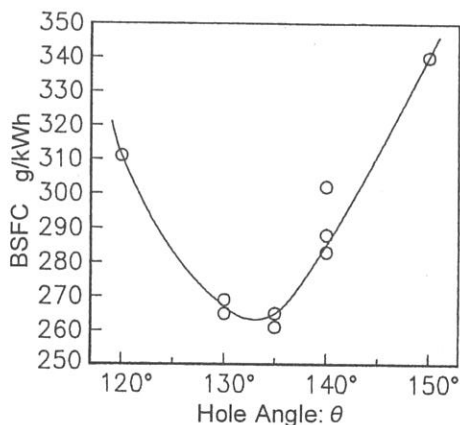
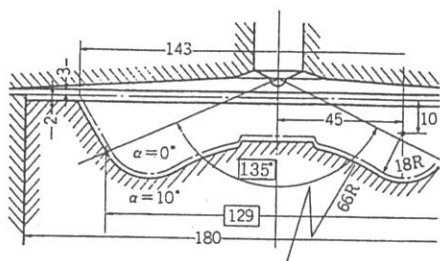


図6 ヘッセルマン型ピストンの噴口角度による燃料消費率
(D.I., $\phi 180 \times 200$, $\varepsilon = 13.6$, 900rpm)

13.0, 定格回転速度900rpm, ヘッセルマン型開放燃焼室で設定される。最適の燃焼噴口角度 θ の選定に対し、適否の基準尺度を燃料消費率 BSFC に置き、その経過は、図6⁽¹⁵⁾に示すように9種類の供試燃料噴射弁の使用により性能試験を実施し、最小燃費率261g/kW・hを示した $\theta = 135^\circ$ を最適な燃料噴口角度と定める。

5. 2 液-液噴射法の具体的成果

実施した試行錯誤法と開放燃焼室に関して内部形状および仕様諸元を同一条件に設定すれば、液-液噴射法による模型燃焼室の実機原型とは相互比較が成立している。すなわち、液-液噴射法で明らかにする模型からの最適噴口角度が、乳化像の写真画像の主観的な視覚観察およびポジフィルムに置換された画像の客観的な光透過率が図5のように明らかとなり、 $\theta = 135^\circ$ をもって容認され、実証的比較の吟味と検証に役立てられる。

ゆえに、噴口角度 $\theta = 135^\circ$ から油粒子の大小径が、出力、燃料消費率等を左右する要因とみる燃焼室内の混合気形成において、同一径の微小油粒子径で構成されると判断する場合よりも、大小異径の油粒子群から成立する方が、機関性能向上に有利という経験的事実⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾の根拠をあらたに乳化像の光学的成果からも実証される。

6. 結 論

直噴式ディーゼル機関の燃料噴口角度の選定に関し、可視化を可能とする液-液噴射法の乳化像に着目し、さらに、この写真画像の主観的視覚観察およびポジフィルムによる数値化を光透過法による散乱光量に基づく光透過率で表現し、客観的判断を通したこれらの結果の整合から、次のような知見が得られた。

- (1) 液-液噴射法による乳化像様相の観察は、実機関の燃料噴口角度の選定に模型実験として評価される。
- (2) ポジフィルム像から、噴出流における噴出粒子径の大小は、間接的に散乱光量の大小で推論され、その内容は実証的な思考に役立てられる。
- (3) 噴口角度の選定に関する液-液噴射法の乳化像の写真画像からの考察と、実機関の燃料消費率比較試験による結果との相関の一致を認める。

引用文献

- (1) Mantzaras, J. et al., SAE Paper, 881653, (1988).
- (2) Bardsley, M. et al., SAE Paper, 880521, (1988).
- (3) 大道寺 達, ディーゼル機関燃焼室設計の理論と実際, (1988), 26, 山海堂.

- (4) Watanabe, T., *SAE Trans.* 99, *J. Engines-Section* 3, Part 2, 901575, (1991), 1826.
- (5) 渡邊孝司, 自動車技術会論文集, No. 43(1990), 31.
- (6) Vold, M.J. and Vold, R.D., *Colloid Chemistry*, 後藤 廉平, 渡辺 昌訳, (1966), 10, 共立出版.
- (7) 渡部寅次郎, *ディーゼル機関* 1, (1936), 29, 岩波全書71.
- (8) Pallavatile, J.M., *Micrometorics, The technology of Fine Particle*(1948), 165, Pitman Pub. Co. Tront, Canada.
- (9) Fitzgeorge, D. and Alliton, J.L., *Proc. of Instn. Mech. Engrs.*, 63(1962), 171.
- (10) Wittek, H.L., *J. SAE*, Sept.(1959), 49.
- (11) Loeffler, B., *SAE Trans.* 62(1954), 243, 246.
- (12) Sitkei, G., *Kraftstoffaufbereitung und Ver Brennung bei Diesel-motoren*, (1964), 82, Springer.
- (13) 渡邊孝司, 大道寺 達, 日本機械学会論文集(B編) 64, 622号 (1998), 317.
- (14) 川北公夫, 小石真純, 種谷真一, 粉体工学, (1973), 243, 槇書店.
- (15) (3)と同じ, p35.
- (16) 大道寺 達, *ディーゼル機関ハンドブック* (性能, 運転, 保守), (1964), 91, 日刊工業新聞社.
- (17) Pischinger, A. und Cordier O., *Gemishbil-dung und Verbrennung im Dieselmotor*, (1939), 84, Spinger.