



ねじれ三角噴孔ノズルによる噴霧の高分散化

Formation of High Dispersion Spray by the Twisted Triangular Hole Nozzle

河村 清美*, 増田 糧, 植田 玲子, 井戸田 芳典, 永岡 真
 (Kiyomi KAWAMURA) (Ryo MASUDA) (Reiko UEDA) (Yoshinori IDOTA) (Makoto NAGAOKA)
 (株)豊田中央研究所 (株)豊田中央研究所 (株)豊田中央研究所 (株)豊田中央研究所 (株)豊田中央研究所
 (Toyota CRDL, Inc.) (Toyota CRDL, Inc.) (Toyota CRDL, Inc.) (Toyota CRDL, Inc.) (Toyota CRDL, Inc.)

A new type hole nozzle; the “Twisted triangular hole nozzle” was proposed to form a spray dispersed in radial direction. The injection hole having twisted triangular prism shape generates swirling flow in the hole, and its centrifugal force promotes dispersion of the spray. The spray characteristics of the twisted triangular hole nozzle were evaluated experimentally, and the following features were clarified: (1) A half of spray cone angle near the outlet of hole was almost coincident with the twist angle of the twisted triangular hole nozzle. (2) The spray volume of the twisted triangular hole nozzle was larger than that of a cylindrical hole nozzle. (3) It was estimated that the twisted triangular hole nozzle enhances the air entrainment at the upstream of spray as compared with the cylindrical hole nozzle.

Keywords: Spray Tip Penetration, Hole Nozzle, Shape of Hole, Spray Angle, Spray Volume, Air Entrainment

1. まえがき

地球環境保護の観点から、自動車から排出される NO_x やスモーク等の有害排出物質のさらなる低減が望まれる。これを実現するには良好な混合気を形成し、燃焼させることである。特に、筒内に燃料を直接噴射するエンジンでは、噴霧特性がエンジン性能に直接影響する。一般にホールノズルから噴射される燃料は、周囲空気との速度差による剪断力によって外周から剥ぎ取られるように分裂していく。そのため、噴霧の中心部は燃料が密集して噴霧濃度が高くなりやすい。また、高負荷時には燃料噴射量が多いため、噴霧濃度が高い領域が増加する傾向を示す。このような混合気の高濃度化や不均一性は排気特性に影響するため、適度な濃度で均質な噴霧形成が望まれる。この要求に対する方策の一つとして、噴霧内への空気導入（エアエントレインメント）を促進し、噴霧を半径方向に高分散化することが挙げられる。その手法として、ノズル内でのキャビテーションの活用⁽¹⁾⁽³⁾や、ノズル形状の工夫⁽⁴⁾によって高分散化を図ることが検討されている。

本報告では、噴孔内で旋回流を発生させ、その遠心力を利用して噴霧の高分散化を狙う新たな形式の「ねじれ三角噴孔ノズル」の噴霧特性について報告する。

2. 実験装置および方法

図1に噴霧観察装置の概略図を示す。空気駆動式燃料昇圧装置を用いて 80 MPa まで昇圧した軽油をコモンレールを介してインジェクタに供給し、インジェクタ駆動パルス幅 1 ms（実噴射期間≒1.25 ms）で噴射容器内に噴射した。噴射雰囲気は常

温で大気圧（0.1 MPa；空気）、および 1 MPa（CO₂）に設定した。それぞれの密度は 1.2 kg/m³ と 18 kg/m³ である。噴射容器の左右からハロゲンランプを照射し、噴霧からの散乱光を高速度ビデオカメラで撮影した。撮影コマ速度は 20000 コマ/s（0.05 ms 間隔）、シャッター開放時間は 2 μs に設定した。噴射サイクル間のばらつきを確認するため、同一噴射条件で 3 回撮影した。

3. ねじれ三角噴孔の形状

ねじれ三角噴孔は図2に示すように正三角柱をねじった螺旋状壁面を有する形状である。その狙いは、燃料を螺旋状壁面に沿わせて流すことによって噴孔内で旋回流を発生させ、その遠心力によって噴孔出口から流出する燃料を半径方向に分散して高分散噴霧を形成させるものである。

ここでは、正三角柱の上下面の頂点の位相を 120°ねじった形状の「ねじれ三角噴孔」を加工した噴孔プレートインジェクタ先端に装着した。正三角柱の一辺の長さは加工上の制約から

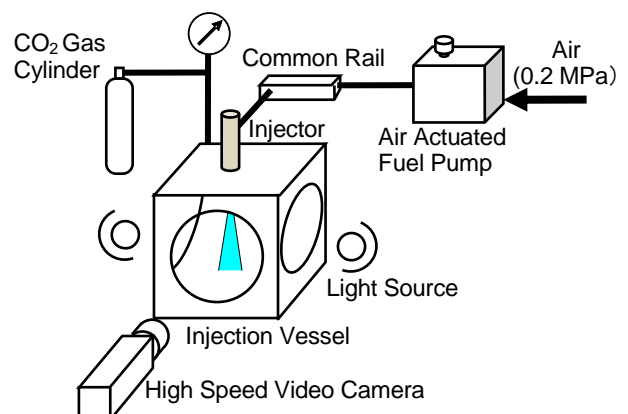


Fig.1 Experimental apparatus

原稿受付：2018年 3月 1日

* 責任著者：正会員、(株)豊田中央研究所

(〒480-1192 愛知県長久手市横道 41-1)

E-mail: e0410@mosk.tytlabs.co.jp

0.5 mm とし、噴孔長は 2.5 mm とした。また、今回は高分散化の可能性を確認することが目的であるため、単一噴孔とした。比較対象として噴孔横断面積が等しい直径 0.39 mm の円噴孔を供試した。なお、両噴孔ともに放電加工で成形し、噴孔入口部は流体研磨をしていない。ねじれ三角噴孔の流量係数は 0.54、円噴孔は 0.58 である。

本ノズルのメリットは、噴孔そのものに旋回流発生機能を有するため、噴孔配置の自由度が高く、多噴孔ノズルに適用できることである。なお、旋回流を利用して高分散噴霧を形成するものとして広く知られているスワールノズルは、図 3 に示すように噴孔上流に旋回流発生機構が必要であり、構造が複雑になる。

一方、デメリットとしては噴孔形状が複雑なため、加工が難しいことが挙げられる。これに対しては 3D プリンタ（金属造形）の普及によって将来的には容易に加工できるようになると思われる。

4. 結果と考察

4.1 ノズル内流れ

狙い通りに噴孔内に旋回流が発生するか確認するため、ノズル内流れを計算コード FIRE で計算した。なお、噴孔寸法は図 2 に示した試作ノズルの 2/5 倍のスケール（三角形の一边が 0.2 mm、噴孔長 : 1 mm）とし、実用的な寸法で効果を確認することにした。

図 4 に燃料供給圧力 100 MPa、雰囲気気圧 1 MPa の条件で計算した噴孔横断面内の速度ベクトルと噴孔出口部における液相の体積分率を示す。この結果から、螺旋状にねじれた壁面に沿う流れによって、噴孔下流に行くにしたがって噴孔中心軸を中心とした旋回流が発達し、噴孔出口近傍ではおむすび状に回転する狙い通りの流れが形成されることが分かる。また、噴孔出口部における液相の体積分率の結果から、三角形の頂点付近を除

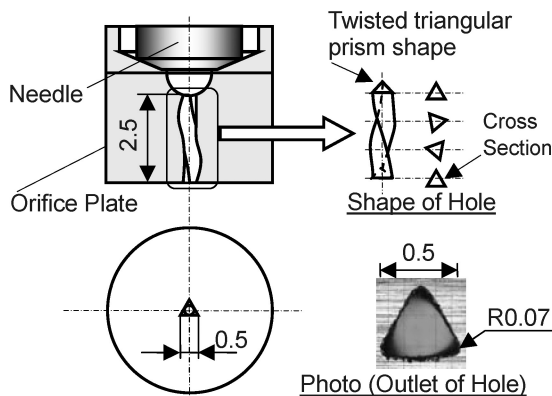


Fig.2 Shape of twisted triangular hole

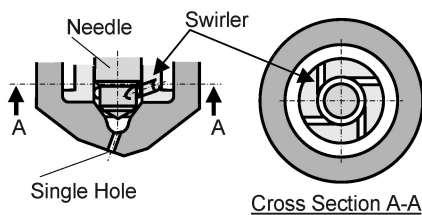


Fig.3 Structure of swirl nozzle

けば比較的均一な体積分率であることから、中実噴霧が形成されると推測される（図 3 に示したようなスワールノズルでは噴孔中心の体積分率が低くなり、中空円錐状噴霧が形成される）。

4.2 噴霧観察結果

4.2.1 大気圧場に噴射した場合

大気圧場で噴霧挙動を観察した結果を図 5 に示す。コモンレール圧は使用したインジェクタの耐圧の関係で 80 MPa に設定した。図には噴孔出口部の三角形の辺に対して垂直方向と、それとは 90°側方からの観察結果を示す（同時観察ではないため別噴射サイクル）。また、図には比較対象として円噴孔の結果も併せて示した。この結果から、ねじれ三角噴孔は円噴孔と比較して半径方向に広く分散し、高分散噴霧が形成されることが

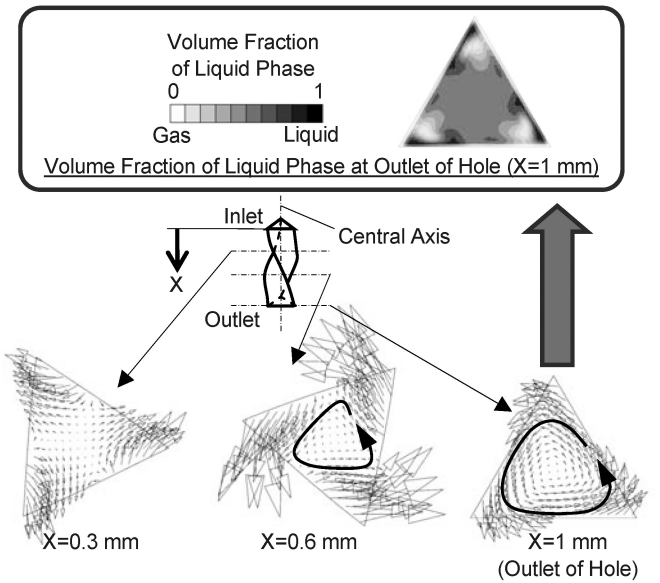


Fig.4 Calculated results of cross-sectional velocity vector diagram and volume fraction of liquid phase

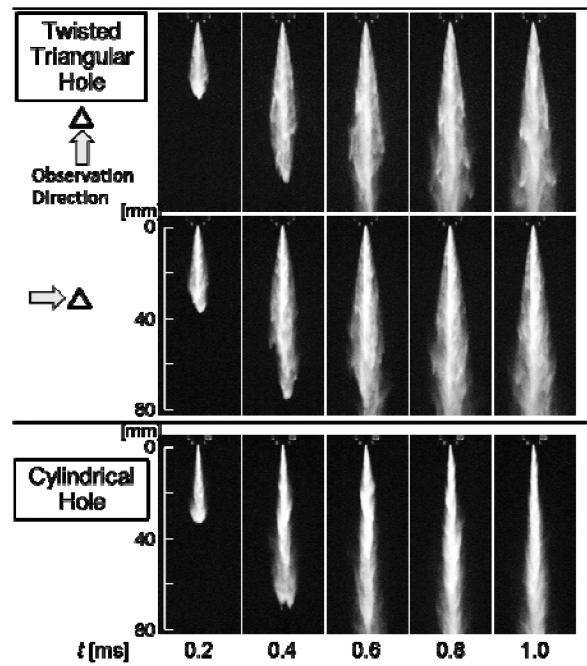


Fig.5 Effect of shape of injection hole on spray behavior at atmospheric condition

分かる。また、二方向の噴霧形状に顕著な差がみられない。

このような噴霧写真から噴霧先端到達距離と噴霧角を測定した結果について述べる。図6に示す3噴射サイクル分の噴霧先端到達距離と噴霧角の測定結果から両者ともに噴射サイクル間ばらつきはそれほど大きくないこと、図7から観察方向の違いによる噴霧角の差もそれほど大きくないことが分かる。そこで、これ以降は全噴射サイクル(2方向×3回噴射)の平均値を代表値として示すことにする。

なお、噴霧の拡がりは図8に示すように、噴孔下流5mm、および25mmにおける噴霧幅 W と噴孔を結んだ三角形の頂角を測定し、それぞれを噴霧根元角 θ_{5mm} 、および噴霧角 θ_{25mm} と称することにする。噴霧根元角 θ_{5mm} は噴孔から流出する方向を表す角度、噴霧角 θ_{25mm} は噴霧全体を代表する角度(噴霧外縁にほぼ沿う角度)である。また、上述のように観察方向の違いによる噴霧角の差が小さいことから、軸対称噴霧で近似できるものとして、噴霧体積 V は図9に示すように噴霧形状を簡易的に円錐と半球で模擬し、図中に示した式を用いて算出した。なお、半球部の体積の占める割合は全体積の約24%($\theta_{25mm}=18^\circ$

の場合)である。

図10にねじれ三角噴孔の噴霧特性を円噴孔と比較した結果を示す。図10(a)からねじれ三角噴孔の噴霧先端到達距離は円噴孔とほぼ等しいことが分かる。円噴孔の場合、微粒化が完了する以前の噴射初期(遷移領域)においては、式(1)に示すように経過時間 t に比例して噴霧先端到達距離 y が増加し、噴孔諸元の影響を受けないことが知られている⁽⁵⁾。

$$y = C_s \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{\Delta P}{\rho_f}} \cdot t \quad (1)$$

ここで、 y は噴霧先端到達距離[m]、 C_s は噴霧の速度係数[-]、 ΔP は噴射差圧[Pa]、 ρ_f :燃料密度[kg/m³]、 t は時間[s]である。ねじれ三角噴孔においても、今回の観察範囲内(~80mm)では微粒化が完了しておらず、円噴孔の場合と同様に噴孔諸元の影響を受けない式(1)に則って噴霧先端到達距離が変化しないと推測される。なお、今回の観察視野では観察できなかったが、

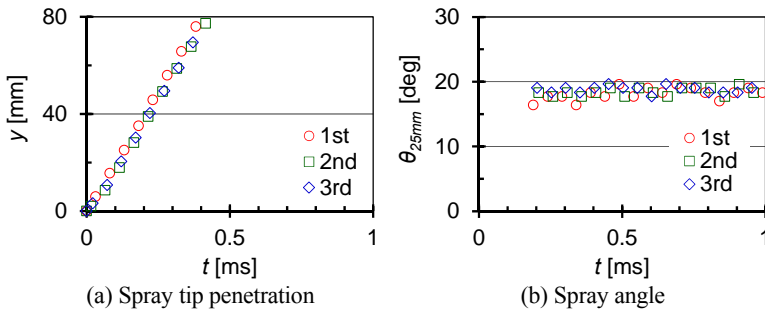


Fig.6 Repeatability of spray tip penetration and spray angle

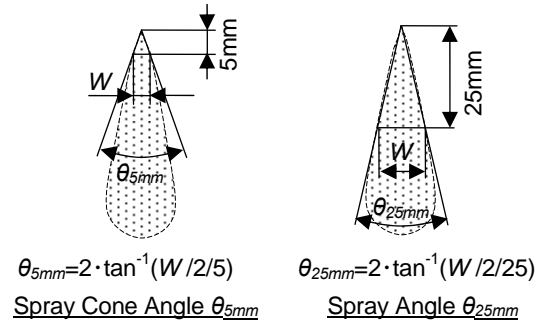


Fig.8 Definition of spray cone angle θ_{5mm} and spray angle θ_{25mm}

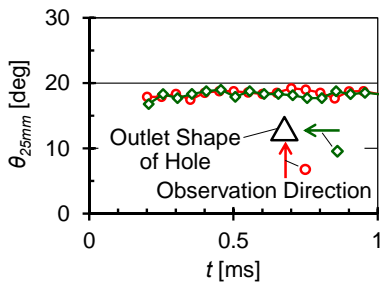


Fig.7 Effect of observation direction on spray angle at atmospheric condition

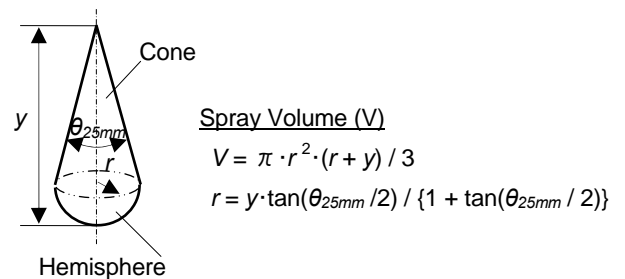


Fig.9 Definition of spray volume

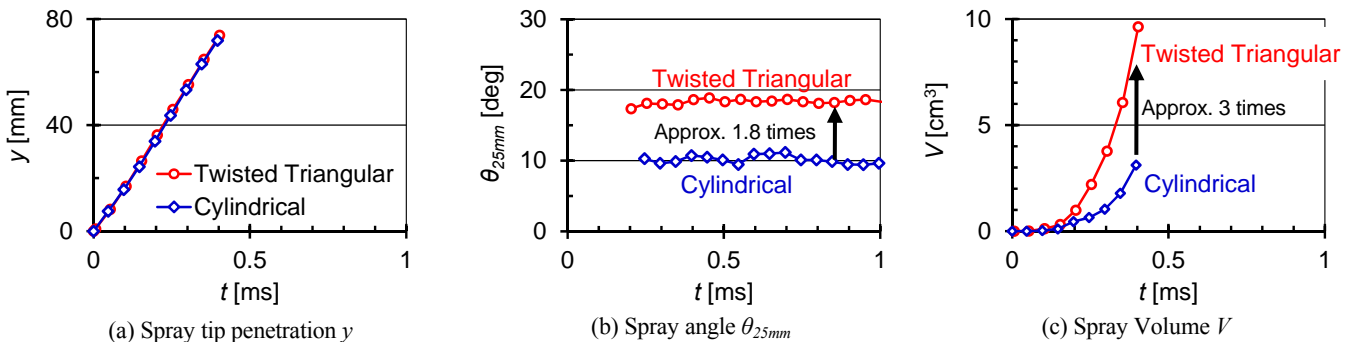


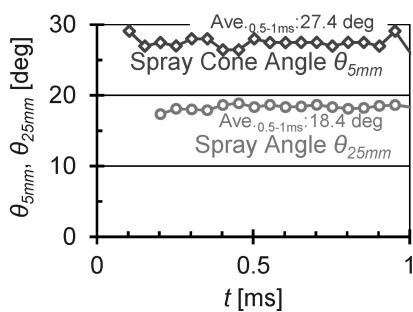
Fig.10 Comparison of spray tip penetration, spray angle and spray volume at atmospheric condition between twisted triangular and cylindrical hole

さらに時間経過して噴霧流が発達すれば、噴霧先端到達距離に対して噴孔諸元の影響を受ける領域⁽⁵⁾に入ると考えられる。

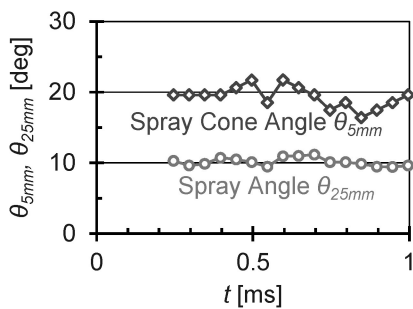
図 10(b)と図 10(c)に示すように、ねじれ三角噴孔は円噴孔と比較して噴霧角 θ_{25mm} は約 1.8 倍、噴霧体積 V は約 3 倍であり、狙い通りに半径方向への高分散化が促進されている。これは 4.1 節で述べた噴孔内で形成される旋回流に起因した遠心力によって噴霧が半径方向に分散されたためと考えられる。

図 11 に噴霧根元角 θ_{5mm} と噴霧角 θ_{25mm} の測定結果を示す。安定した噴霧状態が得られると思われる 0.5~1 ms におけるねじれ三角噴孔の噴霧根元角 θ_{5mm} の平均値は 27.4 °、噴霧角 θ_{25mm} の平均値は 18.4 °である[図 11(a)]。噴霧根元半角 $\theta_{5mm}/2=13.7$ °は図 12 に示すねじれ角 ($\beta=14$ °) にほぼ等しい。このことから、燃料は噴孔壁面に沿って螺旋状に旋回しながら流出すると考えられる。

ところで、噴霧角 θ_{25mm} が噴霧根元角度 θ_{5mm} より小さくなるのは、通常のホールノズル (円噴孔) でも見られる現象⁽⁷⁾であり、図 11(b) に示すように本報告の円噴孔でも確認された。石川ら⁽⁷⁾は噴霧根元より下流では噴霧流によって誘引された周囲気体の流動によって噴霧の拡がりが増加されると報告している。ねじれ三角噴孔の場合にも同様な現象が現れたと思われる。



(a) Twisted triangular hole



(b) Cylindrical hole

Fig.11 Spray cone angle θ_{5mm} and spray angle θ_{25mm} at atmospheric condition

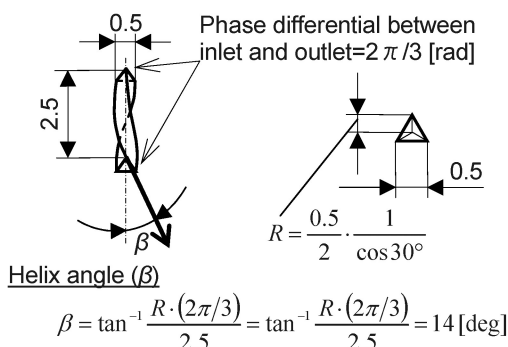


Fig.12 Helix angle (β) of tested twisted triangular hole

4.2.2 1 MPa の CO₂ 雰囲気場に噴射した場合

図 13 に 1 MPa・CO₂ 雰囲気場 (密度: 18 kg/m³) に軽油を噴射したときの噴霧挙動を示す。1 MPa・CO₂ 雰囲気場においてもねじれ三角噴孔の噴霧の半径方向の広がり円噴孔より大きい、その差は大気圧場の場合と比較して小さい。

図 14 に噴霧写真から噴霧先端到達距離、噴霧角、噴霧体積を測定した結果を示す。この結果から以下のことが分かる。

図 14(a)に示すように、ねじれ三角噴孔の噴霧先端到達距離は円噴孔と比較して噴射初期 (噴射開始から約 0.25 ms まで) はほぼ等しいが、それ以降はやや短い。噴射初期における噴霧先端到達距離は前述の式(1)で表されるように噴孔諸元の影響を受けない遷移領域 (微粒化完了前) であるため、両者に差が現れなかったと考えられる。しかし、それ以降は噴霧流が発達した領域 (微粒化が進み、燃料粒子から気相部に運動量交換された領域) の噴霧挙動を表す和栗の噴霧運動量理論⁽⁶⁾の式 (2) に則り、噴霧角 θ_{25mm} が大きいほど単位面積当たりの運動量が減少するために噴霧先端到達距離が短くなったと考えられる。式中、 y は噴霧先端到達距離[m]、 c は流量係数[-]、 ΔP は噴射差圧[Pa]、 ρ_a は雰囲気密度[kg/m³]、 De は噴孔径[m]、 Ae は噴孔面積[m²]、 θ は噴霧角[deg]、 t は時間[s]である。

$$y = \left(\frac{2 \cdot c \cdot \Delta P}{\rho_a} \right)^{0.25} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot De}{\tan(\theta/2)}} \quad (2)$$

$$= \left(\frac{8 \cdot c \cdot \Delta P \cdot Ae}{\pi \cdot \rho_a} \right)^{0.25} \cdot \sqrt{\frac{t}{\tan(\theta/2)}}$$

式(2)に基づけば、噴射差圧と雰囲気密度が等しい場合、噴孔諸元や噴霧角が異なっても、同一時刻では噴霧先端到達距離 y に $[\{\tan(\theta/2)\}^{0.5}/(c \cdot Ae)^{0.25}]$ を掛けた値は等しくなる。図 14(a)の縦軸をこの値に置き換えた結果を図 14(b) に示す。図には式(2)に基づいた噴霧挙動を示す領域の結果を示した。両者の噴霧角は、

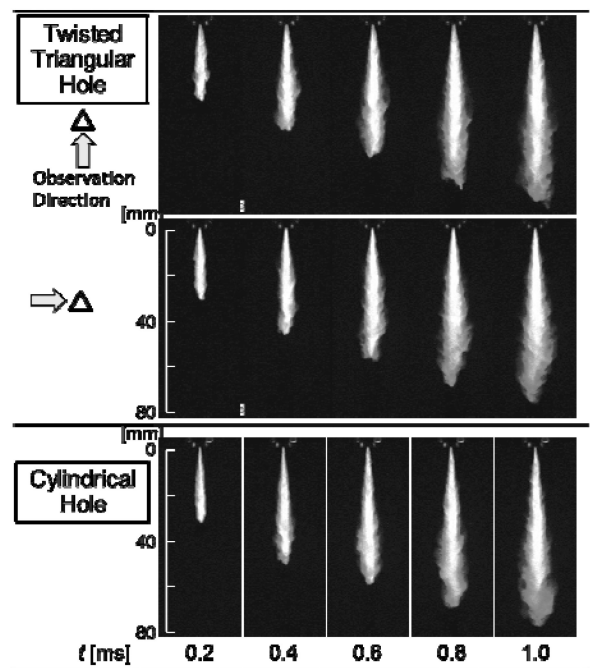


Fig.13 Effect of shape of injection hole on spray behavior at surrounding pressure of 1 MPa (CO₂)

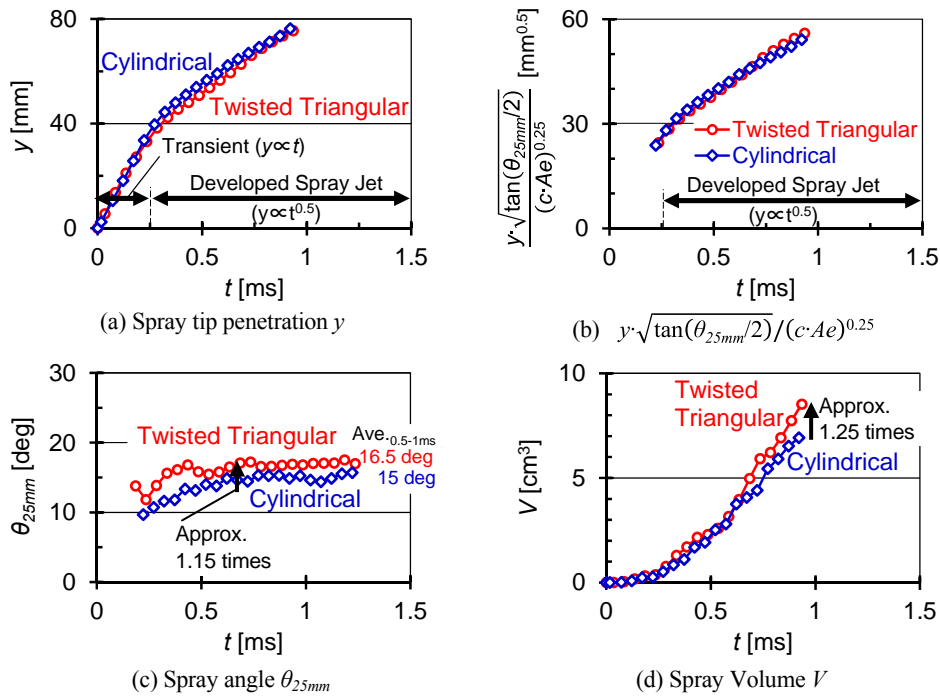


Fig. 14 Comparison of spray tip penetration, spray angle and spray volume at surrounding pressure of 1 MPa (CO₂) between twisted triangular and cylindrical hole

図 14(c) から安定した噴霧状態が得られると思われる 0.5 ms ~ 1 ms における噴霧角 θ_{25mm} の平均値を用いた (ねじれ三角噴孔: 16.5°, 円噴孔: 15°). 図 14(b) に示すように両者の差はそれほど大きくないことから, ねじれ三角噴孔の噴霧先端到達距離も式(2)の関係で整理できると考えられる. このことから, 図 14(a) で見られた噴霧先端到達距離の差は噴霧角の違いによるものであると推測される.

図 14(c) に示すように, ねじれ三角噴孔の噴霧角 θ_{25mm} は円噴孔の約 1.15 倍であり, 大気圧場での 1.8 倍 [図 10(b) 参照] と比較してその差は小さくなる. そのため, 図 14(d) に示すように噴霧体積は円噴孔の約 1.25 倍であり, 大気圧場での 3 倍 [図 10(c) 参照] と比較してその差は小さくなる.

図 15 にねじれ三角噴孔の噴霧根元角 θ_{5mm} と噴霧角 θ_{25mm} の測定結果を示す. 安定した噴霧状態が得られると思われる 0.5 ms ~ 1 ms におけるねじれ三角噴孔の噴霧根元角 θ_{5mm} は約 26° である. この値の 1/2 である噴霧根元半角 $\theta_{5mm}/2$ は 13° であり, ねじれ三角噴孔のねじれ角 ($\beta=14^\circ$; 図 12) にほぼ等しい. これは大気圧場の場合と同様な結果であり, 噴霧根元角 θ_{5mm} は噴孔のねじれ角 β に依存すると考えられる. 一方, 噴霧角 θ_{25mm} は噴霧根元角 θ_{5mm} より小さい 16.5° であり, 大気圧場の場合と同様に噴霧流によって誘引された周囲気体の流動によって噴霧の拡がり角が抑制されたと推測される.

図 16 にねじれ三角噴孔の噴霧角 θ_{25mm} に対する雰囲気圧の影響を示す. 安定した噴霧状態が得られると思われる 0.5 ms ~ 1 ms におけるねじれ三角噴孔の噴霧角 θ_{25mm} は 1 MPa・CO₂ 雰囲気気場では 16.5° であり, 大気圧場での 18.4° よりやや小さいが,それほど大きな差ではない. これに対して円噴孔ノズルでは雰囲気圧の増加に伴って噴霧角が増加することが知られており⁽⁵⁾, 今回評価した円噴孔においても大気圧場での 10° [図 10(b) 参照] に対して 15° [図 14(c) 参照] と増加している. 円噴孔のような特性がねじれ三角噴孔で現れなかった理由は断定できない

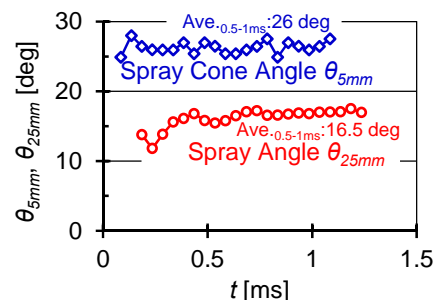


Fig. 15 Spray cone angle θ_{5mm} and spray angle θ_{25mm} of twisted triangular hole

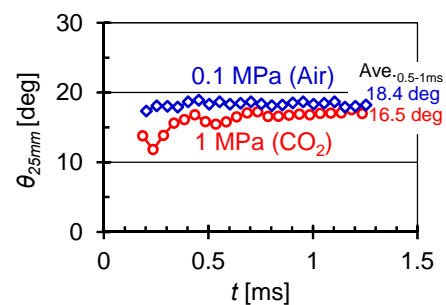


Fig. 16 Effect of surrounding pressure on spray angle θ_{25mm} of twisted triangular

が, 以下のようなことが考えられる.

1 MPa・CO₂ 雰囲気気場では上述したように, 噴射開始後 0.25 ms 以降は運動量理論に基づいた噴霧挙動であることから, 発達した噴霧流が形成されていると考えられる. 小酒らは発達した噴霧流の挙動は気体噴流として近似でき, 噴霧角が気体噴流の拡がり角を超える測定例は見当たらないと報告している⁽⁸⁾. 気体噴流では, 噴孔出口から距離 x 離れた横断面内において, 噴流中心速度の 1/2 となる噴流中心軸からの距離 b は式(3)のように

表されることが実験的に確認されている⁹⁾。式中の C の値は実験者によってやや異なるが、0.082~0.097 であることが知られている⁹⁾。

$$b = C \cdot x = (0.082 \sim 0.097) \cdot x \quad (3)$$

ここで、小酒らと同様に噴流の拡がり半径が上述の距離 b の2倍である⁸⁾として気体噴流の拡がり角 θ_{jet} を求めると、式(4)のようになる。

$$\theta_{jet} = 2 \cdot \tan^{-1}\left(\frac{2 \cdot b}{x}\right) = 2 \cdot \tan^{-1}(2 \cdot C) = 18.6 \sim 22.0^\circ \quad (4)$$

ねじれ三角噴孔の大気圧場における噴霧角 θ_{25mm} は前述のように 18.4° であり、気体噴流の拡がり角 θ_{jet} に近い角度で燃料が飛翔している。小酒らの報告のように噴霧角は気体噴流の拡がり角 θ_{jet} を超えることがないとすれば、1 MPa・CO₂ 雰囲気場に噴射しても円噴孔のように噴霧角がさらに増加する余地が小さいため、大気圧場における噴霧角とはそれほど大きな差が現れなかったと考えられる。

以上のことから、雰囲気圧によって噴霧角が大きく変化する円噴孔に対して、ねじれ三角噴孔では雰囲気圧に対する噴霧角の変化が小さいことが分かる。

4.3 噴霧内空気流量の試算

ねじれ三角噴孔と比較対象の円噴孔の 1 MPa・CO₂ 雰囲気場における噴霧内空気流量を試算する。ここでは和栗の噴霧運動量理論⁶⁾と同様に、噴霧中の空気と燃料の相対速度は無視できると仮定した。また、図17に示すように、ねじれ三角噴孔の噴孔出口部の三角形の辺に対して垂直方向と、それとは 90° 側方から撮影した噴霧写真から測定した噴霧角はほぼ等しいことから、軸対称噴霧であると仮定した。噴孔出口からの距離 x における空気流量 Q_a は、噴霧横断面積 A に噴霧速度 v を乗算して求めた。噴霧速度 v は図14(a)に示した噴霧先端到達距離 y を時間微分して求めた。噴霧横断面積 A は噴霧写真から噴霧角が比較的安定した $0.7 \sim 1$ ms における噴霧幅 W の平均値を求め、円形断面であるとして算出した。

図18に噴孔から距離 x 離れた断面を通過する空気流量 Q_a の試算結果を示す。なお、図の上段はねじれ三角噴孔の空気流量を円噴孔の空気流量で割った流量比を示す。ねじれ三角噴孔と円噴孔との空気流量比は噴霧上流ほど大きいことから、ねじれ三角噴孔は円噴孔と比較して噴霧上流でより多くの空気を取り込むことが分かる。

ここで、噴孔からの距離 x における噴霧の幅 $W (= 2 \cdot x \cdot \tan(\theta/2))$ と空気流量 Q_a との関係について考える。

発達した噴霧流領域における噴霧速度 v は4.2.2項で述べた噴霧先端到達距離の式(2)を時間微分した式(5)のように表される。式中、 c はノズルの流量係数[-]、 ΔP は噴射差圧[Pa]、 ρ_a は雰囲気密度[kg/m³]、 A_e は噴孔面積[m²]、 θ は噴霧角[deg]である。

$$v = \left(\frac{c \cdot \Delta P \cdot A_e}{2 \cdot \pi \cdot \rho_a} \right)^{0.25} \cdot \sqrt{\frac{1}{t \cdot \tan(\theta/2)}} \quad (5)$$

式(2)を噴孔からの距離 x に噴霧が到達する時刻 t に対する関係式に変換し、それを式(5)に代入することにより、空気速度 v と噴孔からの距離 x との関係式(6)が得られる。

$$v = \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \Delta P \cdot A_e}{\pi \cdot \rho_a}} \cdot \frac{1}{x \cdot \tan(\theta/2)} \quad (6)$$

式(6)を用いて噴孔からの距離 x における断面を通過する空気流量 Q_a を求めると、式(7)のように表される。

$$Q_a = W \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot c \cdot \Delta P \cdot A_e}{2 \cdot \rho_a}} \quad (7)$$

式(7)から、発達した噴霧流領域では空気流量 Q_a は噴霧幅 W に比例することになる。これを確認するために、図18の横軸を噴霧幅 W で整理しなおした結果を図19に示す。両ノズルの空気流量はほぼ一致しており、空気流量は式(7)に基づいて噴霧幅 W で整理できることが分かる。なお、図中に示した $Q_a \propto W$ (破線) に対して噴霧幅が小さい領域で空気流量が小さいのは、噴霧流に発達する前の遷移領域(噴霧上流部)であるためと考えられる。

ところで、燃焼を考えると空気と燃料の質量流量の比 G_a/G_f が重要になる。今回は両噴孔の噴孔面積(燃料流量)が等しい条件であるため、空気流量 Q_a で議論したが、燃料流量が異なる場合にはこれを考慮する必要がある。そこで、空気と燃料の質

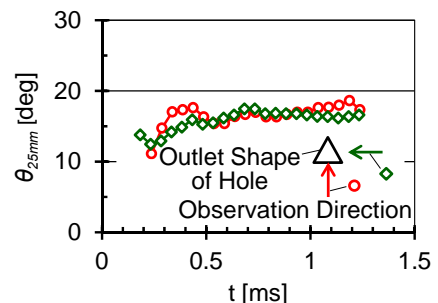


Fig.17 Effect of observation direction on spray angle at surrounding pressure of 1 MPa (CO₂)

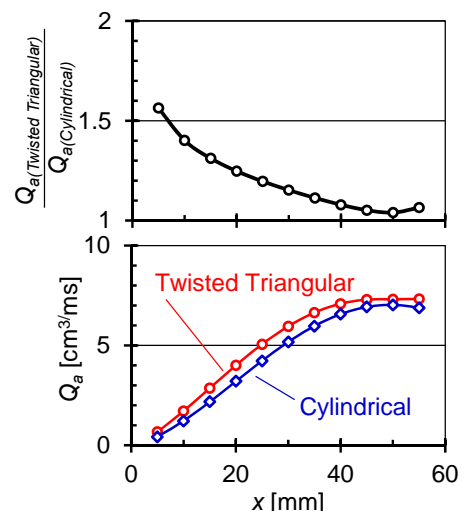


Fig.18 Estimation of air entrainment

量流量の比 G_a/G_f を表す式を導出する。燃料の質量流量 G_f は式(8)のように表される。

$$G_f = c \cdot Ae \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_f \cdot \Delta P} \tag{8}$$

前述の式(7)と式(8)より、式(9)が得られる。

$$\frac{G_a}{G_f} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \rho_a}{c \cdot \rho_f \cdot Ae}} \cdot \frac{W}{2} \tag{9}$$

なお、式中、 ρ_a は空気密度[kg/m³]、 ρ_f は燃料密度[kg/m³]、 Ae は噴孔面積[m²]、 c は流量係数[-]、 ΔP は噴射差圧[Pa]、 W は噴霧幅[m]である。

式(9)より、空気と燃料の質量流量比 G_a/G_f を増加（噴霧内への空気導入の促進）するには、小さな面積の噴孔から半径方向に分散した噴霧を形成させればよいことが分かる。また、式(9)で興味深いのは、噴射圧の項が直接に入っていないことであり、 G_a/G_f の増加（高エアエントレイン化）に対して今回のような遠心力等を利用して噴霧幅を増加させれば、必ずしも高噴射圧を必要としないと推測される。

5. まとめ

噴孔内で旋回流を発生させ、その遠心力によって噴霧の高分散化を狙った新たな形式の「ねじれ三角噴孔ノズル」の噴霧特性を評価し、噴孔面積が等しい円噴孔と比較した。その結果、以下のことが分かった。

- (1) ねじれ三角噴孔の噴霧根元半角 $\theta_{5mm}/2$ は噴孔のねじれ角 β にほぼ等しい。
- (2) ねじれ三角噴孔の噴霧角 θ_{25mm} は円噴孔と比較して雰囲気気圧に対する噴霧角の変化が小さい。
- (3) ねじれ三角噴孔の噴霧体積は大気圧場では円噴孔の約 3 倍、1 MPa・CO₂ 雰囲気場では 1.25 倍になり、噴霧の高分散化が確認できた。
- (4) 噴霧内の空気流量の試算結果によれば、ねじれ三角噴孔は円噴孔と比較して噴霧上流でより多くの空気を取り込む。
- (5) 噴霧幅 W が等しい位置で比較すると、ねじれ三角噴孔と円噴孔の噴霧内の空気流量（試算値）はほぼ等しい。これは噴霧の運動量理論に則した結果である。

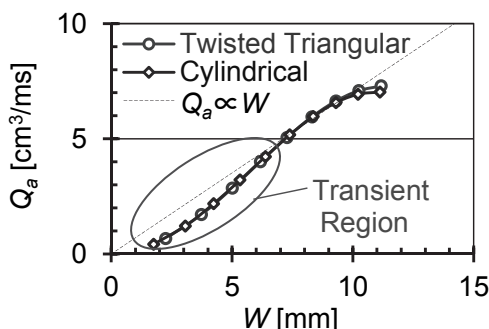


Fig.19 Effect of spray width (W) on air entrainment

文 献

- (1) 増田糧, 河村清美, 永岡真, 増淵匡彦, 小森啓介: ノズル内流れの数値解析によるキャビテーション気泡混合燃料噴射法の検討, 日本機械学会論文集(B 編), 78-793 (2012), 1584-1597.
- (2) 河村清美, 増田糧, 井戸田芳典, 植田玲子, 増淵匡彦, 小森啓介: キャビテーション気泡混合噴射法による微粒化メカニズムと噴霧特性, 日本機械学会論文集(B 編), 78-793 (2012), 1598-1608.
- (3) 玉木伸茂, 片上和哉: 直噴式ディーゼル機関用微粒化促進ノズルの微粒化特性と流量特性の改善, 日本機械学会論文集(B 編), 78-793 (2012), 1630-1639.
- (4) 太田貴之, 林義裕, 斉藤正浩, 古畑朋彦, 新井雅隆: ディーゼル噴霧の成長挙動に及ぼすノズル噴孔形状の影響, 日本機械学会論文集(B 編), 74-737 (2008), 237-244.
- (5) 広安博之, 新井雅隆: ディーゼル噴霧の到達距離と噴霧角, 自動車技術会論文集, 21 (1980), 5-II.
- (6) 和栗雄太郎, 藤井勝, 網谷竜夫, 恒屋礼二郎: ディーゼル機関燃料噴霧の到達距離に関する研究, 日本機械学会論文集(第 2 部), 25-156 (1959), 820-826.
- (7) 石川直也, 辻村欽司: ディーゼル噴霧におけるノズル近傍での拡がり角に関する研究, 微粒化, 8-22 (1999), 51-58.
- (8) 小酒英範, 小林治樹, 神本武征: 非定常噴霧の噴口近傍部構造に関する研究, 日本機械学会論文集(B 編), 55-519 (1989), 3587-3592.
- (9) Rajaratnam, N.: Turbulent Jets, ELSEVIER Scientific Publishing Company (1976), 48.