ガソリン直噴エンジン用インジェクタの弁偏心がノズル内流動と
噴霧形状に及ぼす影響吉村 一樹^{*1}, 保坂 知幸^{*1}, 安川 義人^{*1}, 石井 英二^{*1}, 小倉 清隆^{*2}, 澤田 恵介^{*3}Effect of valve offset on inner nozzle flow and spray shape of fuel injector for gasoline direct
injection engineKazuki YOSHIMURA^{*1}, Tomoyuki HOSAKA^{*1}, Yoshihito YASUKAWA^{*1}, Eiji ISHII^{*1},
Kiyotaka OGURA^{*2} and Keisuke SAWADA^{*3}^{*1} Hitachi, Ltd., Research and Development Group
832-2 Horiguchi Hitachinaka-shi, Ibaraki 312-0034, Japan^{*2} Hitachi Automotive Systems, Ltd.

2520 Takaba, Hitachinaka-shi, Ibaraki 312-8503, Japan

^{*3} Department of Aerospace Engineering, Tohoku University
6-6-01 Aoba, Aramaki, Aoba-ku, Sendai-shi, Miyagi 980-8579, Japan

Received: 2 February 2018; Revised: 9 April 2018; Accepted: 13 April 2018

Abstract

Reduction of particulate matter (PM) in exhaust gas from automobile engines is in high demand. Fuel stuck on the engine wall causes incomplete combustion, and generates a large amount of PM. To prevent this, shape of fuel injection spray must be controlled with precision. We focused on the valve offset of the injector as a factor influencing the spray shape. Computational analysis was conducted to investigate the effects of the valve offset on inner nozzle flow and spray shape (spray direction and liquid penetration). Simulated spray behavior image, footprint, and liquid penetration agreed well with experimental results. From the inner nozzle flow simulation results with the valve offset, it was found that fuel tends to flow in the direction of the valve offset near a sac in the nozzle to provide the fuel to the holes. This flow was caused by the smaller flow path formed in the valve offset direction. From the spray simulation results, shifts in the spray direction of the plumes were caused by the flows near the sac. Some plumes were injected in the direction opposite to the valve offset. The holes with larger drill angle located in the valve offset direction, and larger valve offset caused larger changes of spray directions. Furthermore, liquid penetration was investigated. We showed that the flow separation in the holes caused by the valve offset affects the velocity distribution at the hole outlet and results in changes of the penetration length when the drill angle is small. It was found that the valve offset causes the change in the inner nozzle flow, and results in the change of the spray shape. We concluded that the correlation of nozzle geometry and valve offset is important for controlling the spray shape.

Keywords : Atomization, Gas-liquid two-phase flow, Injector, Numerical simulation, Valve offset

1. 緒 言

近年、自動車用エンジンの排出ガス規制の強化により、排出ガス中に含まれる粒子状物質(PM: Particulate Matter)の低減が求められている。PMの排出原因は燃焼室内で局所的に生じる、濃度の高い混合気での不完全燃焼である。ガソリン直噴エンジンではインジェクタを用いて燃焼室内に燃料を直接噴射するため、あらかじめ空気と燃料を混合させて燃焼室に燃料を供給するポート噴射エンジンと比較して、燃料の気化時間が短い。そのため、混合気が不均一になったり、気化しきれなかった燃料が燃焼室壁面に付着したりすることがある。壁面に付着した燃料が気化すると燃料濃度の高い領域が発生し、不完全燃焼が生じる(Stepień and Oleksiak, 2009; Xu et al., 2015)。

No.18-00068 [DOI:10.1299/transjsme.18-00068], J-STAGE Advance Publication date : 19 April, 2018

^{*1} 正員, (株)日立製作所 研究開発グループ (〒312-0034 茨城県ひたちなか市堀口 832-2)^{*2} 日立オートモティブシステムズ (株) (〒312-8503 茨城県ひたちなか市大字高場 2520)^{*3} 正員, フェロー, 東北大学大学院工学研究科 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-01)

E-mail of corresponding author: kazuki.yoshimura.ox@hitachi.com

燃料と空気の混合促進や、壁面への燃料付着低減には、狙った位置に適切な量の燃料を噴射する必要があり、インジェクタによる噴霧形状制御が重要となる。

インジェクタの開発においては、燃料の出口であるインジェクタ先端のノズル形状の設計が重要であり、ノズル形状について検討した研究が多く報告されている。Hellmann らは噴孔形状と噴孔下流の拡大部形状(Counter bore)について、噴霧の噴射角度と乱流運動エネルギーが大きくなるように、遺伝的アルゴリズムによる自動最適化を用いた検討を行っている(Hellmann et al., 2017)。Kevric らはポート噴射エンジン用のインジェクタの噴孔形状に関して、最適なテーパ噴孔、および噴霧形状とすることで、微粒化性能が向上し、排気性能が改善されることを示している(Kevric et al., 2017)。Knorsch らは Particle Number (PN)の低減を目的として、インジェクタ先端への燃料付着低減と適切な噴霧のペネトレーションを両立する噴孔形状と噴孔下流の拡大部形状の検討を行っている(Knorsch et al., 2016)。これらのノズル形状の検討に加えて、ノズル上流における弁挙動が噴霧に及ぼす影響が近年注目されている。特に、開閉弁や弁体軸のずれ(偏心)による振動(以下、弁振動と呼ぶ)が、ノズル内の流れ場や噴霧へ及ぼす影響に関する研究が盛んである。例えば、Duke らはディーゼルエンジン用インジェクタ先端の X 線撮影により、閉弁時にノズル内でキャビテーションが発生する現象について検討している(Duke et al., 2014)。さらに、X 線撮影により、開閉弁挙動だけでなく、弁振動挙動や、詳細なインジェクタのノズル形状を測定し、流量変化や噴霧挙動との相関についても検討している(Duke et al., 2017)。測定された弁体の偏心量は最大 4 μm 程度(弁体とガイドの隙間程度)であり、弁体の偏心が噴射流量に影響を及ぼす可能性を示唆している。Shoji はディーゼル噴霧のサイクル間における噴霧角度のばらつき要因が、弁体の偏心による sac 内部の流れ場の偏りであることを実験的に明らかにしている(Shoji, 1997)。Xue らや Battistoni らは X 線撮影によって測定された弁変位を弁挙動として境界条件に与えて単孔および多孔ノズル内流動の数値解析を実施し、開閉弁や弁振動がノズル内部の流れ場に与える影響を明らかにしている(Xue et al., 2015; Battistoni et al., 2014; Battistoni et al., 2015)。Baldwin らは弁挙動を伴う数値解析により、ノズル内の複雑な渦流れによって string flash-boiling や、質量流量や噴霧角の変動が生じていることを明らかにしている(Baldwin et al., 2016)。しかしながら流量や噴霧に対する弁振動の明確な影響は見られず、その原因として、弁体と壁面の微小な隙間の考慮や、解析で用いた偏心量の検討が不十分であったことを挙げている。Ishii らは粒子法を用いた液滴の分裂挙動解析により、弁振動が噴孔出口近傍の液滴挙動に与える影響について明らかにしている(Ishii et al., 2017)。

以上のように開閉弁や弁振動に関する研究は多いが、弁体の中心軸がインジェクタ本体の中心軸に対して一定方向にずれた状態(以下、弁偏心と呼ぶ)が噴霧に及ぼす影響について検討した例は少ない。実際には、開閉弁時において弁体の中心軸は必ずしもインジェクタ本体の中心軸とは一致していないと考えられる。また、ガソリン直噴エンジンで使用されるマルチホールタイプのインジェクタでは、各噴孔の噴霧ごとに、着火や、燃料と空気の混合などの役割があるため、各噴孔の噴射方向はそれぞれ異なる。そのため、弁が偏心した場合は偏心量に加えて偏心方向も噴霧に影響を及ぼすと考えられる。本研究では弁偏心を考慮したインジェクタノズル内の燃料流動から噴霧までの一貫解析を実施し、弁偏心の有無や、偏心方向、偏心量が、インジェクタノズル内の流動と噴霧形状、特に噴霧の噴射方向とペネトレーションに及ぼす影響について検討した。

2. 解析手法

ノズル内部流の解析には STAR-CCM+ v10.02 を用い、Volume of Fluid (VOF) 法による 3 次元の非定常混相流解析を行った(Siemens PLM Software Inc., 2017)。流れの支配方程式として、連続の式と Navier-Stokes 方程式は次式で定義される。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \otimes \mathbf{u}) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u} + \mathbf{F} \quad (2)$$

$\mathbf{u}$ は速度, t は時間, ρ は密度, p は圧力, μ は粘性係数, $\mathbf{F}$ は体積力である. 本研究では Schnerr-Sauer のキャビテーションモデル(Sauer and Schnerr, 2000)を用いて気泡の成長を計算することで, 液相と蒸気相の相変化を考慮している. そのため, 式(3)に示す各相 i の体積分率 α_i の輸送方程式を解いた後, 各体積分率は式(4)を満たすように修正される.

$$\frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_i \mathbf{u} = \frac{\dot{m}_i}{\rho_i} - \frac{\alpha_i}{\rho_i} \frac{D\rho_i}{Dt} \quad (3)$$

$$\sum_i \alpha_i = 1 \quad (4)$$

$\dot{m}_i$ は各相の単位体積あたりの質量移動速度である. 密度と粘性係数は次式より定義される.

$$\rho = \sum_i \alpha_i \rho_i \quad (5)$$

$$\mu = \sum_i \alpha_i \mu_i \quad (6)$$

液相と蒸気相では圧縮性を考慮するために, 蒸気相の密度は理想気体の状態方程式から, 液相はバロトロピック流体を仮定し次式で密度を与えた.

$$\rho_l = \rho_{l,0} + \frac{p - p_0}{c^2} \quad (7)$$

$\rho_{l,0}$ は大気圧 p_0 における液相の基準密度, c は音速である. 温度は常に一定であるとした. また, 気液界面を鮮明にするために High-Resolution Interface-Capturing scheme (HRIC)を用いている(Muzaferija et al., 1998). 乱流モデルは Reynolds-Averaged Navier Stokes (RANS)の realizable $k-\epsilon$ モデルを用いた.

噴霧解析には OpenFOAM®の離散粒子モデル(Discrete Droplet Model; DDM)を用いた(Amsden et al., 1989). DDM は状態量の等しい液滴群をパーセルと呼ばれる代表粒子としてラグランジュ的に追跡する手法であり, 周囲の空気流動も考慮される. 以下に代表粒子の支配方程式である質量方程式, 運動方程式, エネルギー方程式を示す.

$$\frac{dm_l}{dt} = -\dot{m}_{evap} \quad (8)$$

$$m_l \frac{d\mathbf{u}_l}{dt} = -\frac{1}{8} \rho C_D |\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_g| (\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_g) \pi d^2 + m_l \mathbf{g} \quad (9)$$

$$m_l C_{p,l} \frac{dT_l}{dt} = -m_l C_{p,l} S - \dot{m}_{evap} H \quad (10)$$

m_l は粒子の質量, $\dot{m}_{evap}$ は蒸発速度, $\mathbf{u}_l$ は粒子の速度, $\mathbf{u}_g$ は気相の速度, d は粒径, $\mathbf{g}$ は重力加速度, C_p は粒子の比熱, T_l は粒子の温度, S は粒子周りの強制対流熱伝達における単位時間当たりの温度差, H は蒸発潜熱である. C_D は抵抗係数であり, 次式で与える.

$$C_D = \frac{24}{Re} \left(1 + \frac{1}{6} Re^{2/3} \right) \quad (Re \leq 1000 \text{ の場合}) \quad (11)$$

$$C_D = 0.424 \quad (Re > 1000 \text{ の場合}) \quad (12)$$

$$Re = \frac{\rho d |\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_g|}{\mu} \quad (13)$$

噴射された液滴の分裂モデルには, Kelvin-Helmholtz (KH)不安定と Raleigh-Taylor (RT)不安定による液滴の分裂を考慮した Rietz-KHRT model を用いた(Beale and Reitz, 1999). パーセルに与える粒径の初期分布は次式に示す拔山・棚澤の式を用いて与えた(拔山, 棚澤, 1938).

$$\frac{dw}{w} = \left(\frac{x}{\bar{x}} \right)^n \exp \left[-n \left(\frac{x}{\bar{x}} \right) \right] d \left(\frac{x}{\bar{x}} \right) \quad (14)$$

ここで, w は質量, x は粒径である. $\bar{x}$ は平均粒径であり, 位相ドップラ法による計測で得られた平均粒径値を与えた. n は定数であり, 測定した粒径分布と合うように 8 とした. 空気流動解析は圧縮性を考慮し, 乱流モデルは RANS の標準 k - ϵ モデルを用いた.

図 1 にノズル内部流動から噴霧までの一貫解析の概要を示す. 解析対象としたインジェクタは 6 孔のマルチホールである. 各噴孔は傾斜方向が異なるため, 1 から 6 の噴孔番号を付けており, Hole 2 と Hole 6, Hole 3 と Hole 5 は yz 面に対して対称な形状となっている. インジェクタの中心軸に対する噴孔の傾き (噴孔傾斜角度 θ) が, Hole 1, 2, 6 は Hole 1 < Hole 2 = Hole 6 $\leq 27^\circ$, Hole 3, 4, 5 は $27^\circ < \text{Hole 4} < \text{Hole 3} = \text{Hole 5} \leq 44^\circ$ となっており, Hole 1 と Hole 4 は半径方向に噴孔が傾斜しているが, それ以外の噴孔は半径方向に対して周方向にも角度を持つ. 各噴孔の噴孔長さ と 噴孔径の比は 1.52 である.

Step 1 ではノズル内部の流動解析を実施する. メッシュにポリヘドラルメッシュを用い, 特にシート部から噴孔近傍にかけてメッシュを細かくした. セル数は開弁状態で約 44 万である. 本研究では開閉弁および弁偏心の影響を詳細に解析するため, 弁体の移動に伴いリメッシュを実施した. 弁偏心は $+x, +y, -y$ の三方向とした. 弁体が弁座壁面に近づくとシート部の隙間が小さくなるため, 隙間を十分に解像できるように, リメッシュ時にメッシュサイズを制御している. 解析の都合上, 弁体と弁座壁面の隙間は $0.5 \mu\text{m}$ を下限とし, 接触はしないものとした. 流入境界は 10 MPa (ゲージ圧), 流出境界は大気圧で圧力一定, 壁面境界は滑りなし条件とした.

Step 2 では, ノズル内部流動の解析後, 各噴孔出口の速度と, 液相の体積分率の分布の時系列データを, DDM による噴霧解析の流入条件として与える. まずノズル内流動解析からパーセルの噴射タイミングごとの噴射量を算出する. 次に噴射する全パーセル数を任意に決定し, パーセルの質量は全て同じであると仮定して, 各噴射タイミングで噴射するパーセル数を噴射量から決定する. パーセルの初期位置は各噴孔出口面にランダムに配置する. 図 2 はパーセルへのサンプリング手法について説明した図である. 流入条件としてパーセルが持つ物理量 X_i は, 噴孔出口面に射影されたセル中心における物理量 x_j を用いて, 次式により与えた.

Fig. 1 Procedure of inner nozzle flow and spray simulation. Step 1 is inner nozzle flow simulation using VOF method with valve motion. Step 2 is definition of parcel inlet condition from inner flow simulation results at hole outlets. Step 3 is spray simulation using DDM.

Fig. 2 Schematic image of sampling method in Step 2. Velocity and liquid volume fraction (x_j) at hole outlet are sampled inside the circle of radius R defined by Eq. (16). Parcel physical values (X_i) at injection points are defined by Eq. (15).

$$X_i = \frac{\sum_{j(l_j \leq R)} (R - l_j) x_j}{\sum_{j(l_j \leq R)} (R - l_j)} \quad (15)$$

$$R = 1.5 \times \min(l_j) \quad (16)$$

l_j はセル中心とパーセルの距離, R はサンプリング範囲の半径を表している. サンプリングする物理量は液相の体積分率と, 液相の速度とした. 液相の体積分率が0.5以下となるパーセルは噴射しないこととした.

Step 3 では噴霧解析を実施する．解析領域は一辺が 100 mm の立方体とし，メッシュは $200 \times 200 \times 200$ （一辺 0.5 mm）の直交格子とした．解析領域の境界はすべて壁面であるとし，Step 2 で得られた各噴孔に対応する噴射点を解析領域上面の中央部に設定し，100 μs 毎にパーセルを噴射するとした．噴射するパーセル数は全部で 100000 とした．初期条件は比較する実験条件と同一となるように静止流体とした．

図 3 に解析に用いた開閉弁と弁偏心の変位を示す．縦軸は弁体の変位をフルリフト量で無次元化した値，横軸はインジェクタへの通電開始時を 0 とした時間である．開閉弁方向の変位は， $\phi 1.0 \text{ mm}$ 以下の細径レーザーと高感度変位計を用いて実機測定し，閉弁時の値が 0 となるように測定結果を修正した．弁偏心の変位として，+x 方向にフルリフトの 12%と 6%の偏心量，+y と -y 方向に 12%の偏心量を与え，偏心なしを含めて全 5 ケースの解析を実施した．偏心量に関しては，Duke らは X 線を用いた弁挙動の測定により，弁体とそのガイドまでの距離が最大偏心量となる可能性を指摘している(Duke et al., 2017)．そこで本研究では検討対象としたインジェクタの弁体とガイドの隙間距離(12%)と，さらにその半分の距離(6%)を偏心量として設定した．図 1 に示したように，偏心方向である+x 方向はノズル構造の対称面である yz 面に対して垂直， $\pm y$ 方向は yz 面に対して平行となっている．以降では各解析ケースは偏心方向(+x,+y,-y)と偏心量(6%,12%)の組み合わせで記載する．表 1 に解析に用いた物性値を示す．燃料は *n*-heptane を用い，空气中に噴射するとした．

Fig. 3 Valve motion profiles (lift and offset) versus time after electrical start of injection.

Table 1 Fuel and air properties

<i>n</i> -heptane (liquid)	Density	678 kg/m ³ ($\rho_{l,0}$)
	Viscosity	3.92×10^{-4} Pa·s
<i>n</i> -heptane (vapor)	Density	Ideal gas
	Viscosity	1.01×10^{-4} Pa·s
Air (gas)	Density	1.18 kg/m ³
	Viscosity	1.86×10^{-5} Pa·s
Temperature		298 K
Saturation pressure		6102 Pa
Surface tension		0.02 N/m
Contact angle		$\pi/2$ rad.

3. 解析手法の検証

解析結果の妥当性を検証するため，噴霧外観，噴霧の断層，液相のペネトレーションについて，実験結果と比較した．実験における弁偏心の有無の測定は困難なために弁偏心の有無は不明であるが，解析は弁偏心無しの弁挙動を用いた．実験では解析と同条件で静止流体中に噴射した噴霧を測定した．

まず噴霧解析に用いるメッシュの格子幅と，噴射されるパーセル数が噴霧解析に与える影響を確認するため，液相のペネトレーションを比較した結果を図 4 に示す．本研究では，ペネトレーションはインジェクタ先端から液相噴霧の先端までの噴射方向長さであると定義した．実験では図 4(a)のように噴霧撮影画像を二値化して二次元的にインジェクタ先端から噴霧先端までの距離を測定した後，各噴霧の質量中心位置を用いて三次元空間の距離に修正している．ここで，Hole 1 からの噴霧を Plume 1，Hole 2 からの噴霧を Plume 2 のように，噴孔番号と対応するように各噴霧名を定義している．解析では，任意の時間における噴射量の 98%が到達した位置を液相噴霧の先端としてペネトレーションを算出している．98%とした理由は，解析誤差によって過剰な速度で飛散するパーセルが存在する場合に，ペネトレーションとして考慮しないようにするためである．図 4(b)はパーセル数を 100000 とし格子幅を 0.5 mm, 1.0 mm, 2.0 mm と変更，(b)は格子幅を 0.5 mm としパーセル数を 50000, 100000, 200000 と変更して検討した結果である．格子幅が大きいほど数値拡散によって速度が低下してしまうために，ペネトレーションは短くなる傾向を示しており，0.5 mm で実験結果と良く一致した．一方，パーセル数の影響は小さかった．以上から，本研究では格子幅は 0.5 mm，噴射するパーセル数は 100000 とした．

Fig. 4 (a) Measured image and binarized image of spray in measuring liquid penetration. Liquid penetration is defined by distance between injector tip and plume tip. Effects of (b) grid size and (c) the number of parcels are validated by comparing measured liquid penetration of Plume 1. The results shows that penetration becomes shorter when the coarse grids are used. Grid size of 0.5 mm and the number of 100000 parcels are applied in this study.

Fig. 5 Comparison of simulated spray behavior images with measured one at 1.0 ms. (a) Front view, (b) side view of macroscopic spray behavior, and (c) enlarged view around injector tip. Simulated spray shape agrees well with measured one.

噴霧外観を撮影した画像と噴霧解析結果を比較したものを図5に示す。噴霧は解析と同様に静止流体中に噴射するものとし、インジェクタへの通電開始から1.0 ms後に撮影した。(a)は+y側、(b)は+x側から見た噴霧外観、

(c)は+x 側から長距離顕微鏡を用いてインジェクタ先端を拡大撮影したものである。解析ではパーセルの大きさを粒径、パーセルの色を噴孔番号として表している。図 5 (a), (b)より実験と解析の噴霧外観を比較すると、噴霧角度や各噴孔の噴霧の噴射方向、噴霧の到達位置はよく一致していることが確認できる。図 5(c)のインジェクタ先端近傍では、パーセルの個数が少ないために噴霧間の隙間が大きい、噴孔直下で噴霧される方向は一致している。

図 6 は噴霧の断層から各噴孔の噴霧の質量中心位置を算出した結果である。実験ではシートレーザを用いてインジェクタの先端の 30 mm 下の噴霧の断層を可視化し、撮影画像の輝度の大きさと質量が比例すると仮定して、質量中心位置を算出している。解析ではインジェクタ先端の 29.5 mm から 30.5 mm の間に含まれるパーセルを、十分なデータ数を得るために 0.02 ms 毎に抽出し、通電開始後 1.0 ms から 1.5 ms までの間に抽出された全パーセルの質量中心位置を算出している。結果として図 6(a)に示すように、解析による噴霧の断層から、質量中心位置が得られる。図 6(b)は実験と解析の比較であり、Plume 3, 4, 5 は良く一致している。Plume 1, 2, 6 はやや-y 方向に寄る傾向が見られた。各質量中心の平均誤差は 2.0 mm 程度であった。

図 7 は各噴孔の液相のペネトレーションを比較したものである。実験と解析を比較すると、開弁直後から 0.4 ms あたりまでリフト量が小さいためにペネトレーションの伸びが遅れる挙動が捉えられており、開弁に伴うグラフの立ち上がりは良く一致している。ノズル内部流の解析で弁挙動を考慮することで、噴霧の噴射速度の変化を精度良く予測できていることが分かる。さらに、噴射途中からペネトレーションの伸びが減衰している様子も一致している。以上より、本研究のノズル内部から噴霧までの一貫解析では、各噴孔の流量や噴霧形状の定性的な傾向は捉えており、弁偏心によるノズル内部流動と噴霧形状の変化の検討には使用できると考えられる。

Fig. 6 (a) Simulated footprint of spray and centers of mass. (b) Comparison of simulated centers of mass with measured ones. Simulated center of mass is defined in a region where thickness is 1.0 mm and distance below injector tip is 29.5 mm. Simulation results quantitatively agree well with measured ones.

Fig. 7 Comparison of simulated liquid penetration measured ones; (a) Plume 2 and 6, and (b) Plume 3 and 5. Gradients of lines agree well with the measured ones.

4. 解析結果と考察

4・1 ノズル内部流動への影響

本章では弁偏心の有無や、偏心方向、偏心量が、インジェクタノズル内の流動と、噴霧の噴射方向、液相のペネトレーションに及ぼす影響について検討した。本節ではまずノズル内の流動について検討した結果を示す。

弁偏心による流量の変化を確認するため、図8では弁偏心の有無における流量変化を比較した。横軸は時間、縦軸は流入境界で取得した流量 Q を、弁偏心無しにおける 0.6 ms から 1.0 ms までの流量の平均値 Q_0 で無次元化した値である。弁偏心した場合、開弁終了時(～0.5 ms)や閉弁開始時(1.0 ms～)にはシート部近傍で狭小部が生じるために圧力損失が増加して流量がやや小さくなっているものの、定量的には弁挙動の影響は小さい。これは弁偏心した場合でも流量に影響が大きいシート部の最小流路断面積は変わらないためである。

Fig. 8 Flow rate with and without valve offset directions. Changes of flow rate with different valve offsets are similar over time.

Fig. 9 Velocity distribution near Hole 1 and Hole 4 in yz -plane and velocity vectors of A-A cross section at 0.8 ms: (a) without valve offset, (b) valve offset of 12% displacement in $+x$ axis direction, and (c) $+y$ axis direction. Solid line arrows indicates flow directions toward valve offset.

上記のように弁偏心による流量への影響は小さいが、流路形状は変化するため、ノズル内部流動は影響されると推測される。そこで、図9に示す yz 断面における速度分布と、噴孔近傍の A-A 断面における速度ベクトルから流れ場について検討した。図は通電開始後 0.8 ms の結果である。A-A 断面で示すように、(a)の弁偏心無しの場合は sac 近傍で非定常な流れが見られたが、(b)の $+x$ 方向や(c)の $+y$ 方向の弁偏心では、実線矢印で示すように、常に弁偏心方向に向かう流れが見られた。これは、弁が偏心することで弁偏心側のシート部が狭くなり噴孔への

シート側からの流れ込みが減少したため、sac 側から燃料を供給すべく噴孔上流に一定の流れが生じたと考えられる。yz 断面の速度分布からも、噴孔上流の流れの変化により、噴孔内の高速領域の形状や、はく離の程度が変化している様子が確認できる。

4・2 噴霧の噴射方向への影響

弁偏心による噴孔内流れ場の変化が、噴霧形状に与える影響を検討した。本研究では噴霧形状の主要な構成要素として噴射方向とペネトレーションに関して検討を行った。本節で噴射方向、次節でペネトレーションの検討結果について述べる。

インジェクタ先端側 (+z 側) から見た噴霧の解析結果を図 10 に示す。図中の矢印は弁偏心無しの噴孔ごとの噴霧と比較した噴射方向の変化を示しており、いずれの解析ケースでも噴霧が弁偏心方向の逆向きとなる傾向が見られた。噴霧全体の形状を見ると、 $\pm y$ 方向の弁偏心では yz 面に対する噴霧の対称性が向上しており、+x 方向の弁偏心では対称性が低下している。+y 方向に弁偏心した場合、図 9 (c)に示したように、噴孔上流において yz 面に平行な流れが生じて流れ場が安定するため、yz 面に対する噴霧の対称性が改善したと考えられる。+x 方向の弁偏心では、図 9 (b)に示したように、yz 面を横切る方向の流れが生じたことで、各噴孔への流入量や流入方向に偏りが生じ、噴霧の対称性が低下したと考えられる。

Fig. 10 Top view of spray shapes simulated with +x and $\pm y$ offset at 0.8 ms. Solid line arrows show the changes of spray directions due to valve offset. Some of the spray plumes move to opposite direction of valve offset. In $\pm y$ valve offset, more symmetrical spray shapes are formed in yz-plane than without valve offset.

弁偏心した場合に噴霧の噴射方向が弁偏心と逆向きに変化する理由について、図 11 に示した Hole 1 の断面の速度ベクトルを用いて説明する。(a)の弁偏心無しの条件では、実線矢印で示すように、シート側と sac 側からの速度ベクトルが噴孔入口の中心部で干渉した後に流入しており、噴孔軸に垂直な速度を低減している。一方で、(b)の+y 方向の弁偏心では、シート側からの流入と比較して sac 側からの流入が広い領域を占めており、噴孔軸に垂直な速度が十分低減されず、sac 側からの流れが噴孔側壁に衝突している。その結果、B'-B'断面の速度ベクトルで示すように壁面に沿った渦流れが生じている。弁偏心方向と反対側 (sac 側) に向かう壁面に沿った速度の大きい流れ (図中の点線矢印) により、噴霧が弁偏心とは逆方向に噴射されたと推測される。このように、噴孔上流で弁偏心方向に向かう流れが生じ、噴孔への流れ込みが変化したことで、噴射方向が変化していることが分かった。噴射方向の変化は噴孔の長さにも依存すると考えられ、今後更なる検討が必要である。

各噴孔の噴霧の噴射方向の変化をより詳細に検討するため、各噴霧の質量中心位置が噴射方向を表しているとして、弁偏心の有無における質量中心位置を比較した。図 12 は弁偏心ありの質量中心座標(x_c, y_c)から、弁偏心無しの質量中心座標(x_{c0}, y_{c0})の差をとった値をプロットしており、弁偏心なしに対する質量中心位置の変化量と変化した方向を表している。横軸は x 座標値の差、縦軸は y 座標値の差である。図から、 $+x$ の弁偏心では $-x$ 側、 $+y$ の弁偏心では $-y$ 側、 $-y$ の弁偏心では $+y$ 側に質量中心位置がずれる傾向であった。つまり図 10 と同様に、各噴霧の噴射方向は弁偏心方向と逆方向に変化している。 $+x$ 方向の 6% と 12% の結果を比較すると、12% の結果では質量中心位置の変化が大きいことから、弁偏心量が大きいほど噴射方向の変化は大きいことが分かる。また、噴孔傾斜角度の大きい噴孔の噴霧である Plume 3 や Plume 5 のずれが大きかった。

Fig. 11 Velocity vectors of inner nozzle and nozzle outlet around Hole 1 at 0.8 ms; (a) without offset, and (b) with $+y$ offset. Vortices are generated by inflow from the sac side. Velocity vectors in a hole outlet B'-B' show flow directions in the opposite direction to valve offset with high velocity, as shown by dashed arrows.

Fig. 12 Difference of spray-plume center of mass with valve offset (x_{c0}, y_{c0}) and without valve offset (x_c, y_c). (a) Comparison of $+x$ valve offset of 6% and 12% displacement. (b) Comparison of $\pm y$ valve offset. Plots with larger offset displacement show larger shifts in center of mass, especially in Plume 3 and Plume 5.

図 6(a)のように平面の噴霧断層から質量中心座標値を定義する場合、噴孔傾斜角度が大きいほど噴射点と噴霧断層までの距離が長くなり、結果として(x_{c0}, y_{c0})と(x_c, y_c)の差が大きくなる。よって図 12 の比較では質量中心位置の変化方向や、同じ噴孔からの噴霧同士の比較はできるが、異なる噴孔傾斜角度の噴孔からの噴霧間の単純な比較は厳密ではない。そこで、噴孔傾斜角度の影響を検討するため、弁偏心の有無による噴射方向の変化角度を比較した。

図 13(a)は噴射方向の変化角度 γ について説明する模式図である。インジェクタ先端から噴霧の質量中心位置に向かう方向を噴射方向とし、弁偏心の有無で同一噴孔からの噴霧の噴射方向がなす角を γ と定義した。各噴孔の噴霧ごとに γ を算出し、Plume 1, 2, 6 ($\theta \leq 27^\circ$)と Plume 3, 4, 5 ($27^\circ < \theta \leq 44^\circ$)の平均値を図 13(b)に示している。 $+x$ 方向の弁偏心の 6% と 12% の結果を比較すると、偏心量が大きいほど Plume 3, 4, 5 の γ は大きくなっているが、Plume 1, 2, 6 では変化は小さいことが分かる。次に、Plume 3, 4, 5 と Plume 1, 2, 6 の各グラフを比較すると、弁偏心の条

件によらず, Plume 3, 4, 5 の γ の方が大きい. 噴孔への流入速度が大きいシート側 (図 9 の A-A 断面を参照) において流入角が小さい噴孔 (Hole 3, 4, 5) では, 図 11 で示したメカニズムにより, シート側からの速度の大きい流れが噴孔側壁に衝突しやすく, 噴射方向の変化が大きかったと考えられる.

次に, 図 13 (b) の各弁偏心方向 (+x, $\pm y$ の 12%) を比較すると, Plume 1, 2, 6 では +y 方向のが大きく, Plume 3, 4, 5 では -y 方向が大きい. つまり, 弁偏心方向に位置する噴孔の噴霧は γ が大きい. これは弁偏心によって弁偏心方向に位置する噴孔へは sac 側からの流れ込みが増加したことで噴射方向が変化したためと考えられる.

以上から, 弁偏心が生じた場合, 噴孔傾斜角度が大きく, 弁偏心方向に位置する噴孔ほど噴霧の噴射方向は変化しやすいことが分かった. 噴孔傾斜が大きい噴孔が位置する方向では弁偏心量が小さくなるよう弁挙動を制御できれば, 噴射方向の制御を高精度化することが可能であると考えられる.

Fig. 13 (a) Schematic definition of angle γ for change of plume-center trajectory. (b) Comparison of averaged γ for Plumes 1, 2, and 6, and Plumes 3, 4, and 5. γ with +x offset of 12% becomes larger than that of 6%. γ is large when the plumes are sprayed from the holes located in the valve offset direction; in Plume 1, 2, and 6, γ with +y of 12% is the largest, and in Plume 3, 4, and 5, -y of 12% is the largest.

4・3 液相のペネトレーションへの影響

4.2 節より弁偏心方向と偏心量に加えて, 噴孔傾斜角度の大きさも噴射方向に影響することが明らかとなった. そこでペネトレーションに関しても噴孔傾斜角度の影響を検討するため, 噴孔傾斜角度の異なる噴孔の噴霧として Plume 5 と Plume 6 に着目した. 図 14 に液相のペネトレーションの解析結果を示す. 噴孔傾斜角度の小さい Plume 6 ではペネトレーションの変化が見られたが, 噴孔傾斜角度の大きい Plume 5 ではほとんど見られなかった. また, 弁偏心量が大きい方がペネトレーションの変化は大きかった.

噴孔傾斜角度の大きさによりペネトレーションが変化するメカニズムを検討するため, 図 15 に噴孔出口で噴射されるパーセルの速度のヒストグラムを示す. 縦軸は噴射されるパーセルの頻度, 横軸は噴孔出口面に垂直な速度であり, 速度のデータ区間を 5 m/s ごととしている. 図から, Plume 5 では弁偏心してもヒストグラムの差が小さいことから, ペネトレーションにほとんど差が生じなかったと考えられる. 一方, Plume 6 では弁偏心によってヒストグラムに Plume 5 よりも大きい差が生じた. 弁偏心無しの条件と比較してペネトレーションの短い +x 方向の弁偏心では, 頻度が最大となる速度は 130 m/s と大きい, 100 m/s から 125 m/s の頻度は低い. ペネトレーションの長い +y 方向の弁偏心では, 頻度が最大となる速度は 115 m/s と小さいものの, 100 m/s から 125 m/s の頻度は高い. このことから, 噴射される速度の大きいパーセルが多いとペネトレーションは長く, 速度の大きいパーセルが少ないとペネトレーションは短くなっていることが分かる. 図 14 を見ると, いずれのグラフも噴射初期の挙動はほとんど同じだが, Plume 6 の +x や -y 方向の弁偏心では 0.7 ms あたりからグラフの傾きが小さく, 噴霧の速度が減衰していることが分かる. 噴射される速度の大きいパーセルが少ないほど, 噴霧中の速度の大きいパーセルは疎に存在することになり, 速度の大きいパーセルが誘起する気相速度が他のパーセルに与える影響は小さくなる. よって, 式(9)の気相の速度 u_g が小さくなって抵抗が増加し, その結果, パーセルの速度が減衰していると考えられる.

Fig. 14 Comparison between liquid penetration of Plume 5 and Plume 6 for $+x$ and $\pm y$ valve offset. Plume 6 injected from the hole of large drill angle shows change in penetration length.

Fig. 15 Comparison of histograms for inlet parcel velocity perpendicular to hole outlet: (a) Plume 5 and (b) Plume 6. While histograms for Plume 5 is similar, those for Plume 6 showed differences in frequency of high velocity parcels (more than 100 m/s). It is found that the liquid penetration length depends on the number of parcels of high velocity.

Plume 6 で図 15 のようなヒストグラムとなった理由について、図 16 に示す Hole 6 断面の速度の等高線図から考察した。(a)の弁偏心無しと比較して、(b)の $+x$ 方向の弁偏心では、sac 側からの離が大きくなっており、結

果として 130 m/s 以上の領域は広いものの、100 m/s から 125 m/s の領域が狭い。一方で、(c)の+y 方向の弁偏心では、はく離が小さくなっており、100 m/s 以上の速度の大きい領域が広いことが分かる。はく離の大きさは、弁偏心によって生じた噴孔上流の流れによって、流入角の小さい位置から流れ込んでいるかどうかで決定される。各噴孔の傾斜方向と合わせて弁偏心方向を制御することで、ペネトレーションの変化を抑制することが可能であると言える。

Fig. 16 Comparison of velocity contours in Hole 6 (a) without offset, (b) with +x valve offset, and (c) with +y valve offset at 12% displacement. Large velocity area at hole outlet changes due to flow separation on sac side.

5. 結 言

本研究では弁偏心を考慮したインジェクタノズル内の燃料流動から噴霧までの一貫解析を用いて、弁偏心の方向や偏心量によるノズル内の流動や噴霧形状への影響について明らかにした。得られた主な結果は以下の通りである。

1. 解析手法を検証し、噴霧の外観、噴霧断層の質量中心位置と液相のペネトレーションが良く一致することを確認した。特に、開閉弁挙動を考慮したノズル内流動解析により、開弁直後から 0.4 ms あたりまでリフト量が小さいためにペネトレーションの伸びが遅れる挙動を捉えることができた。
2. VOF 法による弁偏心を伴うインジェクタ内部の流動解析により、弁が偏心することで弁偏心側のシート部が狭くなるために、シート側から噴孔への流れ込みが減少し、sac 側から燃料を供給すべく噴孔上流の sac 近傍で弁偏心方向に向かう流れが生じていることが明らかとなった。これにより、各噴孔への流れ込みが変化し、噴孔内ではく離の程度が変化している。
3. 弁偏心により生じる噴孔上流の流れによって噴孔への流れ込みが変化した結果、噴孔内部で弁偏心無しの条件とは異なる渦流れが生じ、噴射方向が弁偏心方向と逆方向に変化していることが明らかとなった。噴射方向は噴孔長さにも依存すると考えられ、今後更なる検討が必要である。
4. 噴霧断層の質量中心位置を用いて噴射方向への影響について検討した。弁偏心が生じた場合、弁偏心量が大きく、噴孔傾斜角度が大きく、弁偏心側に位置する噴孔の噴霧ほど、質量中心位置のずれは大きくなる傾向が見られた。噴孔傾斜角度が大きい噴孔が配置されている方向には弁偏心量が小さくなるように弁挙動を制御できれば、噴射方向の制御の高精度化が可能であると考えられる。
5. 弁偏心の有無における液相のペネトレーションを比較した。弁偏心により噴孔内ではく離が生じ、噴孔出口の速度分布が変化した結果、噴孔傾斜角度の小さい噴孔ではペネトレーションの変化が見られた。噴孔内ではく離が小さいほど噴射速度の大きい液滴（パーセル）が多くなり、ペネトレーションが長くなる傾向が見られた。各噴孔の傾斜方向と合わせて弁偏心方向を制御することで、ペネトレーションの変化を抑制することが可能であると言える。

以上より、弁偏心によってノズル内部流が変化し、偏心方向、偏心距離、噴孔傾斜角度に依存して噴霧形状が変化していることが明らかとなった。噴霧形状を高精度に制御するためには、インジェクタのノズル形状と弁偏心の相関を考慮することが重要である。

文 献

- Amsden, A. A., O'Rourke, P. J. and Butler, T. D., KIVA-II: A computer program for chemically reactive flows with sprays, Report LA-11560-MS (1989).
- Baldwin, E. T., Grover Jr., R. O., Parrish, S. E., Duke, D. J., Matusik, K. E., Powell, C. F., Kastengren, A. L. and Schmidt, D. P., String flash-boiling in gasoline direct injection simulations with transient needle motion, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 87 (2016), pp. 90–101.
- Battistoni, M., Xue, Q., Som, S. and Pomraning, E., Effect of off-axis needle motion on internal nozzle and near exit flow in a multi-hole diesel injector, *SAE international Journal of Fuels and Lubricants*, Vol. 7, No. 1 (2014), pp. 167–182.
- Battistoni, M., Xue, Q. and Som, S., Large-Eddy Simulation (LES) of spray transients: start and end of injection phenomena, *Oil & Gas Science and Technology* (2015).
- Beale, J. C. and Reitz, R. D., Modeling spray atomization with the Kelvin-Helmholtz / Rayleigh-Taylor hybrid model, *Atomization Sprays*, Vol. 9, No. 6 (1999), pp. 623–650.
- Duke, D. J., Kastengren, A. L., Matusik, K. E., Swantek, A. B., Powell, C. F., Payri, R., Vaquerizo, D., Itani, L., Bruneaux, G., Grover Jr., R. O., Parrish, S., Markle, L., Schmidt, D., Manin, J., Skeen, S. A. and Pickett, L. M., Internal and near nozzle measurements of Engine Combustion Network “Spray G” gasoline direct injectors, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 88 (2017) pp. 608–621.
- Duke, D., Swantek, A., Tilocco, Z., Kastengren, A., Fezzaa, K., Neroorkar, K., Moulay, M., Powell, C. and Schmidt, D., X-ray imaging of cavitation in diesel injectors, *SAE international Journal of Engines*, Vol. 7, No. 2 (2014).
- Hellmann, R., Jochmann, P., Stapf, K. G., Schuenemann, E., Daróczy, L. and Thévenin, D., Towards design optimization of high-pressure gasoline injectors using Genetic Algorithm coupled with Computational Fluid Dynamics (CFD), *Proceedings of 28th Conference on Liquid Atomization and Spray Systems (ILASS-Europe 2017)* (2017).
- Ishii, E., Yasukawa, Y., Yoshimura, K. and Ogura, K., Fuel-spray simulation with valve motion perpendicular to closing direction, *Proceedings of the ASME 2017 Fluids Engineering Division Summer Meeting (FEDSM2017)*, FEDSM2017-69072 (2017).
- Kevric, A., Iwamuro, M., Richardson, P., Kaneta, H., Mizobuchi, T. and Shibata, H., Realising mixture formation benefits with a dual Port Fuel Injection (PFI) system, *Proceedings of SIA powertrain congress in Versailles* (2017).
- Knorsch, T., Rogler, P., Miller, M. and Wiese, W., On the evaluation methods for systematic further development of direct-injection nozzles, *SAE Technical Paper 2016-01-2200* (2016).
- Muzaferija, S., Peric, M., Sames, P. and Schelin, T., A two-fluid Navier-Stokes solver to simulate water entry, *Proceedings of 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics* (1998).
- 拔山四郎, 棚澤泰, 液体微粒化の実験 (第 3 報, 噴霧流内の粒の大きさの分布に就いて), *日本機械学会論文集*, Vol. 4, No. 15 (1938).
- Sauer, J. and Schnerr, G. H., Unsteady cavitating flow- a new cavitation model based on a modified front capturing method and bubble dynamics, *Proceedings of 2000 ASME Fluids Engineering Summer Conference, FEDSM2000-11095* (2000).
- Shoji, T., Effect of cycle-to-cycle variations in spray characteristics on hydrocarbon emission in DI diesel engines (Visualization of sac inner flow, needle valve motion and cycle-to-cycle variations in diesel spray), *JSME International Journal, Series B*, Vol. 40, No.2 (1997) pp. 312–319.
- Siemens Product Lifecycle Management Software Inc., Customer support portal: STAR-CCM+ User Guide, available from <https://mdx.plm.automation.siemens.com/ja_jp/star-ccm-plus>, (accessed on 22 November, 2017).
- Stepień, Z. and Oleksiak, S., Deposit forming tendency in spark ignition engines and evaluation of gasoline detergent additives effectiveness, *Journal of KONES Powertrain and Transport*, Vol. 16, No. 2 (2009).
- Xu, H., Wang, C., Ma, X., Sarangi, A. K., Weall, A. and Krueger-Venus, J., Fuel injector deposits in direct-injection spark-ignition engines, *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 50 (2015), pp. 63–80.
- Xue, Q., Battistoni, M. and Som, S., CFD modeling of nozzle flow and near-field spray on ECN Spray B injector, *ILASS Americas 27th Annual Conference on liquid Atomization and Spray Systems*, Raleigh, NC (2015).

References

- Amsden, A. A., O'Rourke, P. J. and Butler, T. D., KIVA-II: A computer program for chemically reactive flows with sprays, Report LA-11560-MS (1989).
- Baldwin, E. T., Grover Jr., R. O., Parrish, S. E., Duke, D. J., Matusik, K. E., Powell, C. F., Kastengren, A. L. and Schmidt, D.

- P., String flash-boiling in gasoline direct injection simulations with transient needle motion, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 87 (2016), pp. 90–101.
- Battistoni, M., Xue, Q., Som, S. and Pomraning, E., Effect of off-axis needle motion on internal nozzle and near exit flow in a multi-hole diesel injector, *SAE international Journal of Fuels and Lubricants*, Vol. 7, No. 1 (2014), pp. 167–182.
- Battistoni, M., Xue, Q. and Som, S., Large-Eddy Simulation (LES) of spray transients: start and end of injection phenomena, *Oil & Gas Science and Technology* (2015).
- Beale, J. C. and Reitz, R. D., Modeling spray atomization with the Kelvin-Helmholtz / Rayleigh-Taylor hybrid model, *Atomization Sprays*, Vol. 9, No. 6 (1999), pp. 623–650.
- Duke, D. J., Kastengren, A. L., Matusik, K. E., Swantek, A. B., Powell, C. F., Payri, R., Vaquerizo, D., Itani, L., Bruneaux, G., Grover Jr, R. O., Parrish, S., Markle, L., Schmidt, D., Manin, J., Skeen, S. A. and Pickett, L. M., Internal and near nozzle measurements of Engine Combustion Network “Spray G” gasoline direct injectors, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 88 (2017) pp. 608–621.
- Duke, D., Swantek, A., Tilocco, Z., Kastengren, A., Fezzaa, K., Neroorkar, K., Moulay, M., Powell, C. and Schmidt, D., X-ray imaging of cavitation in diesel injectors, *SAE international Journal of Engines*, Vol. 7, No. 2 (2014).
- Hellmann, R., Jochmann, P., Stapf, K. G., Schuenemann, E., Daróczy, L. and Thévenin, D., Towards design optimization of high-pressure gasoline injectors using Genetic Algorithm coupled with Computational Fluid Dynamics (CFD), *Proceedings of 28th Conference on Liquid Atomization and Spray Systems (ILASS-Europe 2017)* (2017).
- Ishii, E., Yasukawa, Y., Yoshimura, K. and Ogura, K., Fuel-spray simulation with valve motion perpendicular to closing direction, *Proceedings of the ASME 2017 Fluids Engineering Division Summer Meeting (FEDSM2017)*, FEDSM2017-69072 (2017).
- Kevric, A., Iwamuro, M., Richardson, P., Kaneta, H., Mizobuchi, T. and Shibata, H., Realising mixture formation benefits with a dual Port Fuel Injection (PFI) system, *Proceedings of SIA powertrain congress in Versailles* (2017).
- Knorsch, T., Rogler, P., Miller, M. and Wiese, W., On the evaluation methods for systematic further development of direct-injection nozzles, *SAE Technical Paper 2016-01-2200* (2016).
- Muzaferija, S., Peric, M., Sames, P. and Schelin, T., A two-fluid Navier-Stokes solver to simulate water entry, *Proceedings of 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics* (1998).
- Nukiyama, S. and Tanasawa, Y., An experiment on the atomization of liquid, (3rd report, On the distribution of the size of droplets), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol. 4, No. 15 (1938) (in Japanese).
- Sauer, J. and Schnerr, G. H., Unsteady cavitating flow- a new cavitation model based on a modified front capturing method and bubble dynamics, *Proceedings of 2000 ASME Fluids Engineering Summer Conference*, FEDSM2000-11095 (2000).
- Shoji, T., Effect of cycle-to-cycle variations in spray characteristics on hydrocarbon emission in DI diesel engines (Visualization of sac inner flow, needle valve motion and cycle-to-cycle variations in diesel spray), *JSME International Journal, Series B*, Vol. 40, No.2 (1997) pp. 312–319.
- Siemens Product Lifecycle Management Software Inc., Customer support portal: STAR-CCM+ User Guide, available from <https://mdx.plm.automation.siemens.com/ja_jp/star-ccm-plus>, (accessed on 22 November, 2017).
- Ściepiń, Z. and Oleksiak, S., Deposit forming tendency in spark ignition engines and evaluation of gasoline detergent additives effectiveness, *Journal of KONES Powertrain and Transport*, Vol. 16, No. 2 (2009).
- Xu, H., Wang, C., Ma, X., Sarangi, A. K., Weall, A. and Krueger-Venus, J., Fuel injector deposits in direct-injection spark-ignition engines, *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 50 (2015), pp. 63–80.
- Xue, Q., Battistoni, M. and Som, S., CFD modeling of nozzle flow and near-field spray on ECN Spray B injector, *ILASS Americas 27th Annual Conference on liquid Atomization and Spray Systems*, Raleigh, NC (2015).