

## Effect of Turbulence inside Nozzle on the Breakup Process of Diesel Spray

Kanako NISHIMURA\*, Dai MATSUDA, Eriko MATSUMURA\*\*, Jiro SENDA

(Received April 19, 2021)

In this paper, the effect of the turbulence inside the nozzle and the effect of the turbulence on the spray breakup process are investigated. Diesel spray characteristics (spray angle, spray penetration, mean droplet diameter, etc.) are greatly affected by the turbulence inside the nozzle and the interaction with the gas-liquid interface of the spray. Therefore, the influence of the turbulence inside the nozzle was investigated using the Huh-Gosman model, which is a breakup model that takes into account the turbulence inside the nozzle. First, the flow discharge coefficient is calculated from the measured injection rate, and then the turbulent kinetic energy and turbulent dissipation rate of the liquid flow inside the nozzle are obtained. Since the spray jet dispersion at the nozzle outlet during injection is related to the length scale of atomization and the time scale of atomization, the calculated constants can be estimated from the measured spray angle. The droplet diameter decrease rate is calculated using the estimated calculation constants. The results show that the strong turbulence in the nozzle sack at the initial stage of injection enhances the spray atomization.

**Key words :** diesel spray, breakup model, disturbance inside a nozzle

**キーワード :** ディーゼル噴霧, 分裂モデル, ノズル内乱れ

### ディーゼル噴霧におけるノズル内部の乱れが噴霧の分裂過程に与える影響

西村 佳那子, 松田 大, 松村 恵理子, 千田 二郎

#### 1. はじめに

ディーゼル機関における燃料の微粒化および分散はその後の燃焼過程に大きく影響を与えることが知られており, 特に着火過程に大きな影響を与える噴射初期における微粒化および分散過程を把握することが重要となる. ディーゼル噴霧は, 噴流形態の分類としては Atomization Spray の領域に分類される<sup>1)</sup>. これらの噴霧特性としては, 噴霧角やペネトレーション, 平均粒径などがあげられ, ノズル内の乱れや噴霧の気液界面における相互作用などが大きく影響を

与える. これらの影響度は, 時間とともに噴射率が増加する噴射初期と噴射が準定常状態となる期間で大きく異なっている<sup>2)</sup>. ノズル内における現象に着目した可視化ノズルによる研究が数多く行われているが<sup>3-5)</sup>, ノズル内乱れと噴霧の分裂過程の関係について調査した研究は少ない. 本報では, ノズル内乱れが噴霧形成に及ぼす影響を解明することを目的として, ノズル内乱れを考慮した分裂モデルである Huh-Gosman モデルを用いて<sup>6)</sup>, ノズル内乱れとそれが噴霧の分裂過程に与える影響を調査した.

\* Department of Science and Mechanical Engineering, Doshisha University Graduate School, Kyoto  
Telephone/FAX: +81-774-65-7743, E-mail: ctwf0551@mail4.doshisha.ac.jp

\*\* Department of Science and Mechanical Engineering, Doshisha University, Kyoto  
Telephone/FAX: +81-774-65-6466, E-mail: ematsumu@mail.doshisha.ac.jp

## 2. ディーゼル噴霧の分散特性

### 2.1 実験方法および実験条件

実験条件を Table 1 に示す。供試ノズルには単噴孔と多噴孔 2 種類のノズルを用いた。単噴孔ノズルは傘角 0 度、多噴孔ノズルは噴孔数 8, 傘角 77.5 度であり、両ノズルとも噴孔径 0.125 mm,  $l/d=6.4$  である。噴霧を可視化するため、前方散乱光撮影を行なった。光源にはメタルハライドランプ (250 W×2) を用い、ハイスピードビデオカメラ (Photron FASECAM SA-Z) にて撮影した。実験は定容容器にて行ない、雰囲気温度 293K, 雰囲気密度 15.4 kg/m<sup>3</sup> (雰囲気圧力 1.4 MPa) とし、燃料噴射圧力は 60, 100, 140 MPa の 3 条件とした。供試燃料にはノルマルトリデカン (nC13) を用い噴射期間は 1 孔当たりの噴射量が 3.0 mg となるよう設定した。単噴孔ノズルの噴霧撮影は空間分解能 37  $\mu\text{m}/\text{pix}$ , 撮影速度 100,000 fps, 多噴孔ノズルの噴霧撮影は空間分解能 20  $\mu\text{m}/\text{pix}$ , 撮影速度 50,000 fps とした。

Table 1. Experimental conditions.

Test fuel	nC13	
Nozzle holes $n\text{-}\Phi d$ [mm]	1- $\Phi 0.125$	8- $\Phi 0.125$
Hole angle $\alpha$ [deg.]	0	77.5
Nozzle configuration $l/d$ [-]	6.4	
Injection pressure $P_{inj}$ [MPa]	60, 100, 140	
Injection amount $Q_{inj/hole}$ [mg]	3.0	
Ambient gas	N2	
Ambient pressure $P_a$ [MPa]	1.4	
Ambient density $\rho_a$ [kg/m <sup>3</sup> ]	15.4	
Ambient temperature $T_a$ [K]	293	

### 2.2 噴霧の拡がり特性の計測

ディーゼル噴霧において、噴出時の拡がりやノズルからの距離が異なる位置での計測により定義される噴霧角は、負圧吸引効果によりその角度を維持しないため異なる。そこで、ノズル近傍における噴霧の拡がりを詳細に把握するため、Fig. 1 に示すように噴孔径  $d$  (0.125 mm) に対してノズルからの軸方向距離  $10d$  (1.25mm),  $50d$  (6.25mm),  $100d$  (12.50mm) の位置にて噴霧角の計測を行なった。

Figs. 2, 3 に単噴孔ノズル, 多噴孔ノズルの噴射率を (北見工業大学提供), Figs. 4, 5 に単噴孔ノズル, 多噴孔ノズルにおける噴射圧変更時の位置  $10d$  で計測した噴射初期の噴霧角の時間変化を示す。また,  $50d$ ,  $100d$  にて計測した噴霧角の時間変化を Figs. 6~9 に示す。これより, 噴孔数によらず,  $10d$  にお

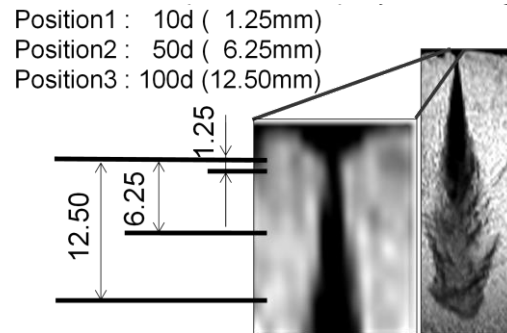


Fig. 1. Measurement positions of spray angle.

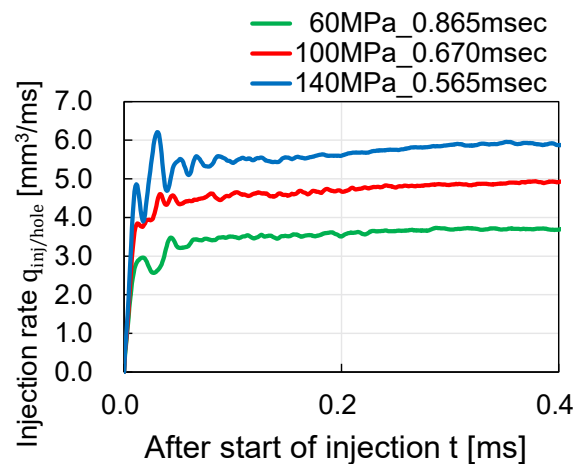


Fig. 2. Injection rate at different fuel injection pressures measured by momentum method with single-hole nozzle.

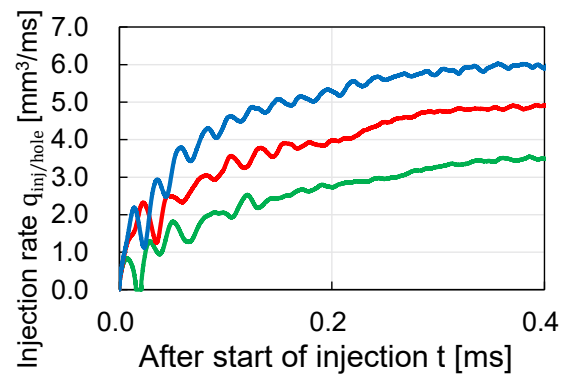


Fig. 3. Injection rate at different fuel injection pressures measured by momentum method with multi-hole nozzle.

ける噴霧角は噴射初期において急激に増加したのち減少、その後一定となっていることがわかる。噴射初期における噴霧角の増加は噴射率が増加している期間に対応しており、噴霧角が安定する期間には噴射率は準定常状態となっている。50 d, 100 d と計測位置が噴霧下流になるにつれ噴孔数による噴霧角の差

異は減少し、いずれの条件においても噴霧角は噴射初期に立ち上がったのちやや減少、その後 10 度程度で一定となる。このように、多噴孔ノズルでは単噴孔ノズルに比べ噴霧上流における初期の噴霧角の増大が大きくなっていることから、ノズル内乱れの影響が大きいことが考えられる。

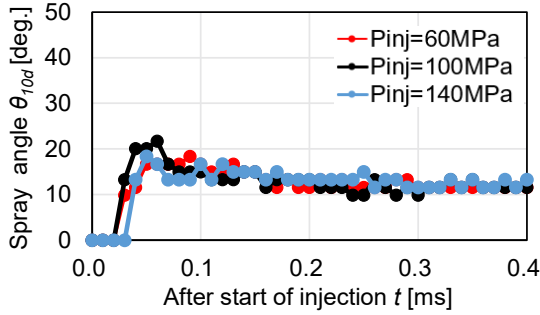


Fig. 4. Temporal changes of spray angle at 10d from nozzle tip for single-hole nozzle with different fuel injection pressures.

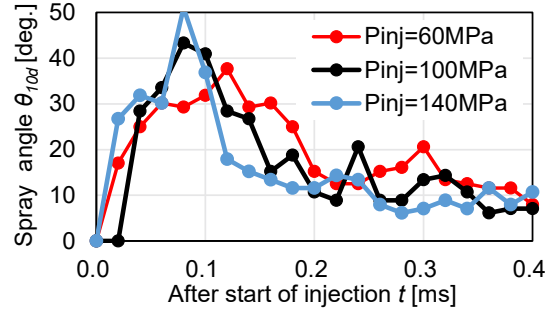


Fig. 5. Temporal changes of spray angle at 10d from nozzle tip for multi-hole nozzle with different fuel injection pressures.

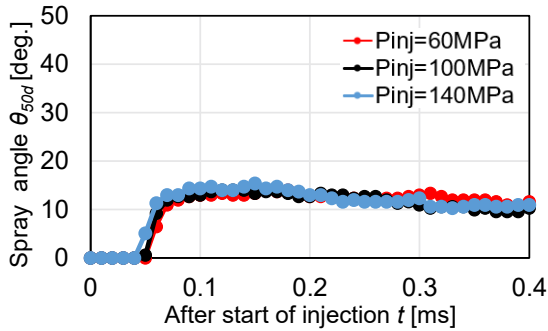


Fig. 6. Temporal changes of spray angle at 50d from nozzle tip for single-hole nozzle with different fuel injection pressures.

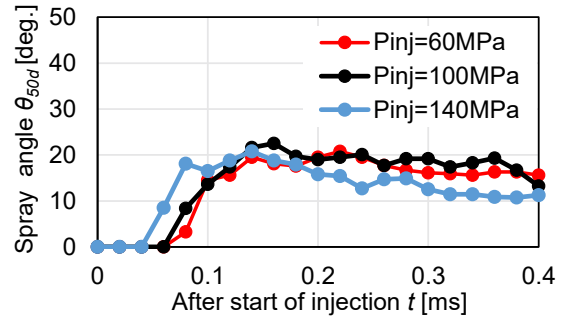


Fig. 7. Temporal changes of spray angle at 50d from nozzle tip for multi-hole nozzle with different fuel injection pressures.

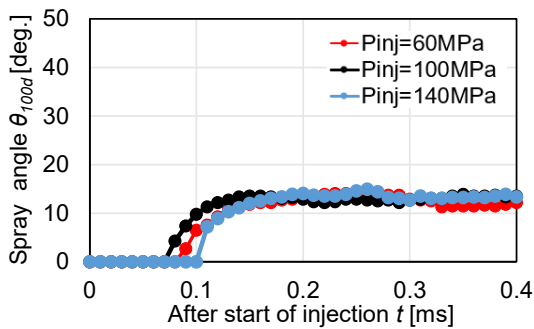


Fig. 8. Temporal changes of spray angle at 100d from nozzle tip for single-hole nozzle with different fuel injection pressures.

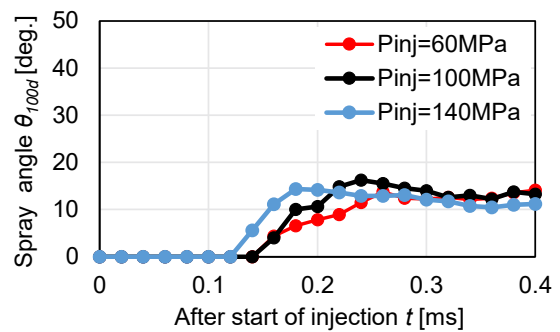


Fig. 9. Temporal changes of spray angle at 100d from nozzle tip for multi-hole nozzle with different fuel injection pressures.

### 3. 噴霧分裂モデル

ディーゼル噴霧の分裂過程は、液柱状に噴出した燃料が液糸を生成、液滴へと分裂したのちさらに微小な液滴へと分裂する。Fig. 10 に示すように噴霧微粒化に影響を及ぼす因子はノズル内部の乱れと気液間の相互作用である<sup>7)</sup>。コモンレールにより蓄圧された燃料はニードルリフトに伴いサック内に流入し、サック内には大きな乱れが発生しノズル内に流入していく。ディーゼル噴霧の液柱分裂過程について、様々な分裂モデルが提案されており、代表的なものとしてKH(WAVE)-RTモデル<sup>8)</sup>、WAVE-MTABモデル<sup>9)</sup>、Huh-Gosmanモデル<sup>6)</sup>が挙げられる。以下に、WAVEモデルとHuh-Gosmanモデルの特徴について示す。

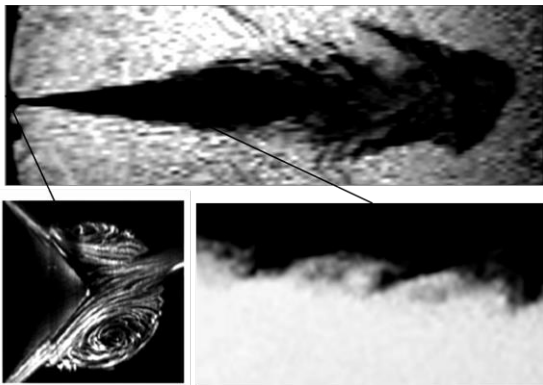


Fig. 10. Factors affecting spray atomization<sup>7)</sup>.

#### 3.1 WAVE モデル

WAVE モデルは液柱擾乱波(三次元波)の Kelvin-Helmholtz 不安定性による分裂をモデル化したものであり、以下に示す微粒化の長さスケール  $r_c$ 、微粒化の時間スケール  $\tau_{KH}$  から液滴減少率が算出される。

$$r_c = B_0 \Lambda_{KH} \quad (1)$$

$$\tau_{KH} = \frac{3.726 B_1 r}{\Omega_{KH} \Lambda_{KH}} \quad (2)$$

$$\frac{dR}{dt} = \frac{r - r_c}{\tau_{KH}} \quad (3)$$

計算定数である  $B_0$  は実験的に 0.61 とされており、 $B_1$  は表面波に関する定数であるが、噴霧特性との合わせこみに用いられるため、ノズル内部の乱れによる効果も含まれている。

#### 3.2 Huh-Gosman モデル

Huh-Gosman モデルは液膜擾乱波(二次元波)の Kelvin-Helmholtz 不安定性とノズル内部の乱れによる分裂をモデル化しており、以下に示す乱流運動エネルギー  $k_{ave}$ 、乱流散逸率  $\varepsilon_{ave}$ 、微粒化の長さスケール  $L_A$ 、微粒化の時間スケール  $\tau_A$  から液滴径減少率  $dR/dt$  が算出される。

$$k_{ave} = \frac{u^2}{8L/D} \left( \frac{1}{C_d^2} - K_c - 1 + s^2 \right) \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ave} = K_\varepsilon \frac{u^3}{2L} \left( \frac{1}{C_d^2} - K_c - 1 + s^2 \right) \quad (5)$$

$$L_A = C_1 L_T \quad (6)$$

$$\tau_A = C_3 \tau_T + C_4 \tau_W \quad (7)$$

$$\frac{dR}{dt} = \frac{kL_A}{\tau_A} \quad (8)$$

ここで、Huh-Gosman モデルは微粒化の時間スケールが、ノズル内流動による乱れの時間スケールと Kelvin-Helmholtz 不安定性による表面波の成長の時間スケールにそれぞれ計算定数をかけたものの和となっている。計算定数  $C_3$  はノズル内乱れに関する定数であり、噴孔数や傘角などのノズル形状により変化するが、 $C_4$  は噴出後の表面波の成長に関する定数である。そのため、 $C_4$  は噴孔数や噴孔傘角などのノズル形状によらない。よって本報では、Huh-Gosman モデルにて適切な噴出角を算出する  $C_v$  と  $C_c$  の関係、定数  $C_3$ 、 $C_4$  を与えることにより、ノズル内乱れの影響について調査した。

#### 4. ノズル内乱れの推定

Fig. 11 に、噴霧分裂モデルである Huh-Gosman モデルを用いたノズル内乱れおよび液滴径減少率算出フローチャートを示す。まず実験により得られた噴射率から流量係数  $C_d$  を算定する。これよりノズル内部の平均的なノズル内乱れとして、乱流運動エネルギーおよび乱流散逸率が得られる。また、噴出時における拡がり角は、以下の関係により微粒化の長さスケールと微粒化の時間スケールに関連づけられている。

$$\tan \frac{\theta_{inj}}{2} = \frac{L_A}{\tau_A u} \quad (9)$$

実験により得られた噴孔近傍における噴霧角  $\theta_{inj}$  およびノズル係数から定数  $C_3, C_4$  を推定することができる。ここで、ノズル係数はノズル出口断面にて定義された流量係数（噴射率の実測値より算出）、速度係数（理論速度と実噴出速度との比）、縮流係数（出口断面と実液相断面の比）である。

以上より決定した計算定数  $C_3, C_4$  を用いて、非定常状態および準定常状態における、噴霧微粒化過程の特性値である液滴径減少率が算出される。

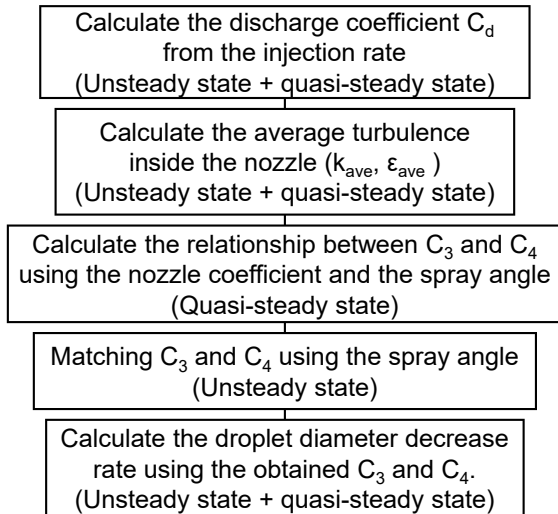


Fig. 11. Flowchart for calculating turbulence in nozzle and droplet diameter decrease rate based on spray breakup model.

#### 4.1 ノズル内乱れ

燃料噴射圧力を変更した際の単噴孔ノズル、多噴孔ノズルにおける乱流運動エネルギーを Fig. 12 に、乱流散逸率を Fig. 13 に示す。ここで、乱流運動エネルギー  $k_{ave}$ 、乱流散逸率  $\epsilon_{ave}$  はノズルの幾何形状および流動条件より以下の式で表される。

$$k_{ave} = C_v^2 \frac{\sqrt{2\Delta P^2}}{8L/D} \left( \frac{1}{C_d^2} - K_c - 1 + s^2 \right) \quad (10)$$

$$\epsilon_{ave} = C_v^3 K_\epsilon \frac{\sqrt{2\Delta P^3}}{2L} \left( \frac{1}{C_d^2} - K_c - 1 + s^2 \right) \quad (11)$$

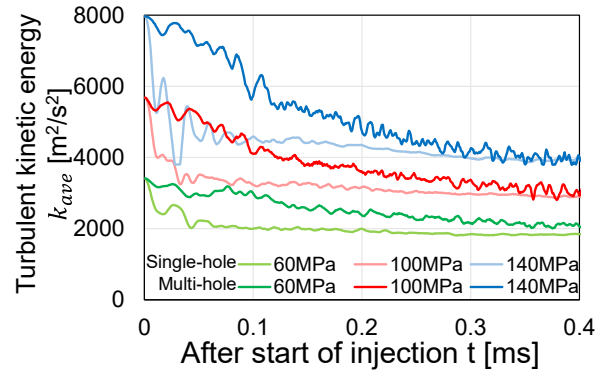


Fig. 12. Turbulent kinetic energy in single and multi-hole nozzles with different fuel injection pressures.

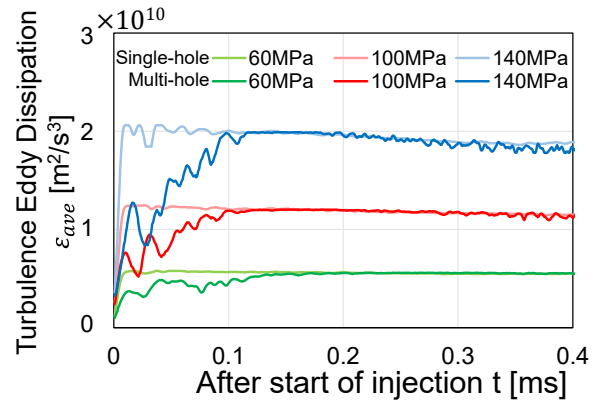


Fig. 13. Turbulence dispersion rate in single and multi-hole nozzles with different fuel injection pressures.

これより、乱流運動エネルギーは燃料噴射圧力の増加に伴い増加しており、いずれの燃料噴射圧力においても多噴孔ノズルの値は単噴孔ノズルの値に比べて大きいことがわかる。乱流散逸率は、燃料噴射圧力の増加に伴い増加する傾向は乱流運動エネルギーと同様であるが、いずれの燃料噴射圧力においても多噴孔ノズルの値は単噴孔ノズルの値に比べて小さくなっている。多噴孔ノズルの値と単噴孔ノズルの値が同等となり乱れが準定常状態となるまでの時間は、乱流運動エネルギーに比べ乱流散逸率の方が速くその変化も大きいため、ノズル内の乱れは乱流散逸率が支配的であると考えられる。

#### 4.2 定数 $C_3$ , $C_4$ の推定

準定常状態の噴出角、ノズル内乱れより定数  $C_3$ ,  $C_4$  を決定する。まず、3章にて述べた Huh-Gosman モデルの微粒化の時間スケール式 (7) の各項はそれぞれ以下の式で表される。

$$\tau_A = \frac{L_A}{u \tan(\theta_{inj}/2)} \quad (12)$$

$$\tau_T = C_\mu k / \varepsilon \quad (13)$$

$$\tau_W = L_W \left( \frac{\rho_l \cdot \rho_g u_r^2}{(\rho_l + \rho_g)^2} - \frac{\sigma_l}{(\rho_l + \rho_g) L_W} \right)^{-0.5} \quad (14)$$

2章より、準定常状態における噴出角は燃料噴射圧力、噴孔数によらずほとんど一定値(10度)であり、その際の流量係数は単噴孔ノズルでは0.87、多噴孔ノズルでは0.84である。よって式(7)および上式より、準定常状態の噴出角が実験結果と一致する  $C_3, C_4$  の関係は、Fig. 14のような線形関係となる。Fig. 14の関係を満たす  $C_3, C_4$  の組み合わせから噴射初期における噴出角を適切に記述できる組み合わせを決定する。この定数の組み合わせは、ノズル内乱れと表面波の成長の噴霧分裂過程への寄与の割合を表している。Figs. 15, 16に単噴孔ノズル、多噴孔ノズルの燃料噴射圧力を100MPaとした噴射初期における実験計測より得られた噴霧角(10d:1.25mm)と計算により

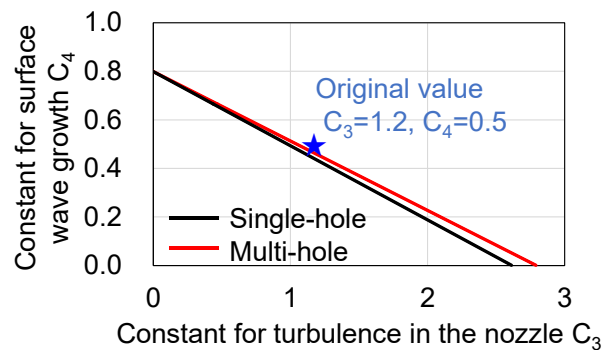


Fig. 14. Correlation between constant for turbulence in the nozzle  $C_3$  and constant for surface wave growth  $C_4$ .

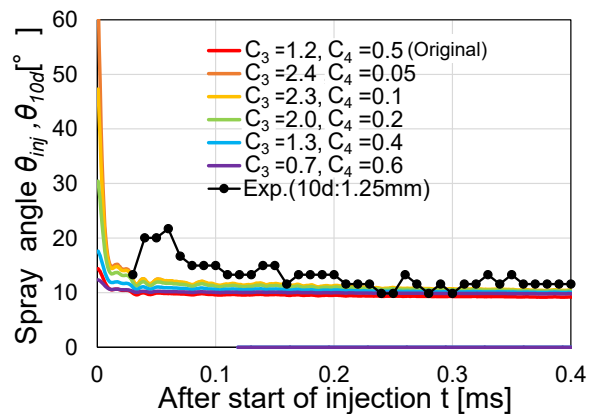


Fig. 15. Temporal changes of spray angle and calculated injection angle for single-hole nozzle with different combinations between  $C_3$  and  $C_4$ .

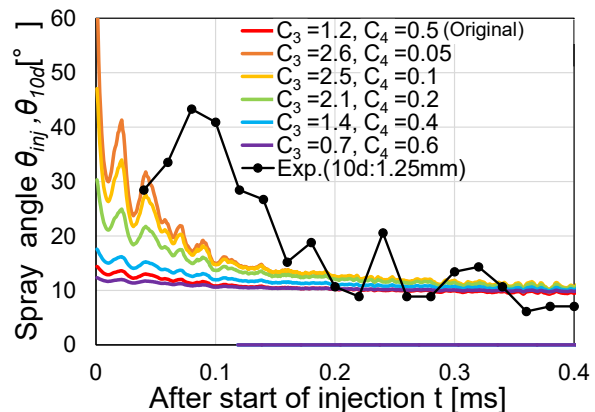


Fig. 16. Temporal changes of spray angle and calculated injection angle for multi-hole nozzle with different combinations between  $C_3$  and  $C_4$ .

算出される噴出角を示す。計算より算出される角度は噴出角であり、実験計測より得られた噴霧角は負圧誘引効果をうけていることから、これらの値は異なっている。単噴孔ノズルと多噴孔ノズルで同一の $C_4$ となる6種類の組み合わせにて、噴霧角の再現性を調査した。ここで、 $C_3$ はノズル内乱れに関する定数であるためノズル形状により変化するが、 $C_4$ は噴出後の表面波の成長に関する定数でありノズル形状に依らないため、 $C_4$ は単噴孔/多噴孔に依らず同一の値をとる。これらより、噴射初期の大きな噴霧角を表現できている実験値と最も傾向が近いものとして、各計算定数を、単噴孔の場合 $C_3=2.3$ 、 $C_4=0.1$ 、多噴孔の場合 $C_3=2.5$ 、 $C_4=0.1$ と決定した。

4.3 ノズル内乱れが分裂過程に与える影響

これまでの解析により、ノズル内乱れを算出し、実験値の噴霧の拡がりを再現する計算定数を求めた。ノズル内乱れが分裂に与える影響について検証するため、得られた計算定数を用いて分裂の特性値である液滴径減少率を算出した。

Fig. 17 に単噴孔ノズルの液滴径減少率を、Fig. 18 に多噴孔ノズルの液滴径減少率を示す。液滴径減少率は、Huh-Gosman モデルにより算出されるものに加えて WAVE モデルにより算出される液滴径減少率を参考として併記した。単噴孔ノズル、多噴孔ノズルに関わらず、燃料噴射圧力の増加に伴い液滴径減少率は大きくなるのがわかる。WAVE モデルでも同様の傾向がみられることから、噴出速度の増加により気液界面の擾乱の発達が進められていることがわかる。続いて、Huh-Gosman モデルにおける計算結果の単噴孔ノズルと多噴孔ノズルの違いについて考える。単噴孔ノズルにおける液滴径減少率は噴射開始直後に増加し、約 0.01 ms で最大となりその後やや減少しながら定常値に収束する。それに対して、多噴孔ノズルにおける液滴径減少率は噴射開始直後に増加し、約 0.08 ms で最大となりその後やや減少しながら定常値に収束する。両者の比較から、多噴孔ノズルは単噴孔ノズルと比較し液滴径減少率の増加速度が小さく、一定値に収束する時間も遅くなっていることが

わかる。これらはノズル内乱れの傾向と同様であった。また WAVE モデルは Huh-Gosman モデルと異なり、液滴径減少率は時間の経過と共に増加し、定常値に収束している。この差は、WAVE モデルはノズル内乱れを考慮していないためノズル内乱れに起因する噴流の乱れを表現できないが、Huh-Gosman モデルはノズル内乱れを考慮しているため、噴射初期のサック内に発生する渦による噴流の乱れを表現可能であるためと考えられる。

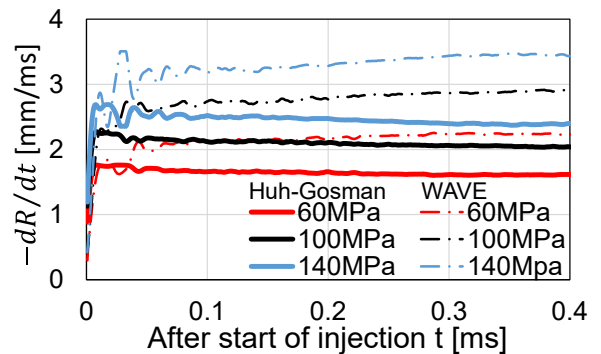


Fig. 17. Droplet diameter decrease rate for single-hole nozzle with different fuel injection pressures.

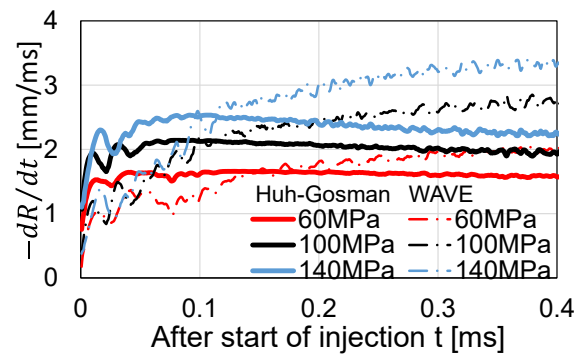


Fig. 18. Droplet diameter decrease rate for multi-hole nozzle with different fuel injection pressures.

5. 結論

本研究では、ディーゼル噴霧におけるノズル内部の乱れが噴霧形成に及ぼす影響を解明することを目的として、ノズル内乱れを考慮した分裂モデルである Huh-Gosman モデルを用いてノズル内部の乱れの特

性値の把握およびノズル内部の乱れが噴霧の分裂過程に与える影響について調査した。得られた知見を以下に記す。

1. 乱流運動エネルギーに比べ、乱流散逸率は変化速度が大きく、変化量が大きいため、ノズル内部の乱れは乱流散逸率が支配的である。
  2. Huh-Gosman モデルを用いて噴霧角の実験値との合わせこみにより、ノズル内乱れと表面波の成長が噴霧分裂過程に与える影響度を推定することができる。
  3. 液滴径変形率は噴射開始直後増加、最大値をとりその後減少して一定値となる。
  4. ノズル内部の乱れを考慮した分裂モデルである Huh-Gosman モデルでは、噴射初期にサック内が大きく乱れることにより噴霧微粒化が促進される効果を表現できる。
- 9) 川口潤也, 花崎稔, 堀司, 松村恵理子, 千田二郎 “WAVE-MTAB モデルの切り替え手法の改良および相似則を用いたディーゼル噴霧の LES 解析”, 自動車技術会論文集, **47**[6], 1311-1316 (2016).

### 参考文献

- 1) W. V. Ohnesorge, “Die Bildung von Tropfen an Düsen und die Auflösung Flüssiger Strahlen”, *J. Appl. Mathematics and Mechanics*, **16**[6], 355-358(1936).
- 2) 神戸 浩揮, 井上 昌樹, 松村 恵理子, 北村 高明, “潤滑油膜に対するディーゼル噴霧衝突挙動のモデリング (第2報)”, 自動車技術会論文集, **51**[1], 39-46(2020).
- 3) 林 朋博, 馬崎 政俊, 鈴木 雅幸, 池本 雅里, “等倍モデルによるディーゼルノズル内流れと噴霧燃焼の可視化解析”, 自動車技術会論文集, **43**[6], 1251-1256(2012).
- 4) 松村 恵理子, 稲垣 良介, 山崎 貴義, 羽原 輝晃, 三谷 信一, 千田 二郎, “ノズル内キャビテーションが非定常噴霧に及ぼす影響(第2報)”, 自動車技術会論文集, **47**[5], 1057-1062(2016).
- 5) 宋 明良, M. I. Maulana, 細川 茂雄, 富山 明男, “キャビテーション数とレイノルズ数が2次元ノズル内キャビテーションに及ぼす影響”, 混相流研究の進展, **1**, 65-70(2006).
- 6) K.Y. Huh, “A Phenomenological Model of Diesel Spray Atomization”, *Proc. The International Conf. Multiphase Flows, '91-Tsukuba*, 515-518(1991).
- 7) 松村 恵理子, “直噴ガソリンエンジン用スリットノズル内の燃料流動と噴霧特性に関する研究”, 同志社大学学位論文(2006).
- 8) R. D. Reitz, “Modeling Atomization Processes in High Spray Pressure Vaporizing Sprays”, *Atomization and Technology*, **3**, 309-337 (1987).