



# 吸気管噴射用マルチホールノズルを用いた 減圧沸騰噴霧の噴霧特性解析

## Analysis of Flash-boiling Spray Characteristics in Multi-hole Nozzle for Port Fuel Injection SI Engine

西村 佳那子,  
(Kanako NISHIMURA)  
同志社大学大学院  
(Doshisha Univ.)

松田 大,  
(Dai MATSUDA)  
同志社大学大学院  
(Doshisha Univ.)

松村 恵理子\*,  
(Eriko MATSUMURA)  
同志社大学  
(Doshisha Univ.)

千田 二郎  
(Jiro SENDA)  
同志社大学  
(Doshisha Univ.)

In a port fuel injection SI engine, the gasoline fuel pressure reaches saturated vapor pressure when the fuel injected into the intake port, which is under negative pressure due to the intake throttle. This causes flash-boiling, which significantly changes the fuel evaporation and atomization processes at the nozzle exit, also the following spray formation process. Using the multi-hole nozzle for port fuel injection, gasoline flash-boiling spray were visualized by the shadowgraph and schlieren photography. The effect of ambient pressure on the spray characteristics was investigated. Also, the estimation model based on the thermal energy of the flash-boiling process is proposed to evaluate the vapor generation by flash-boiling in the nozzle. As a result, vapor jet which injected as vapor generated by flash-boiling can be observed. Also, spray collapse was observed at the ambient pressure 0.02 MPa which the strongest flash boiling condition. Measurements of the penetration showed that the vapor penetration which injected as vapor at nozzle exit was shorter than that of the liquid spray in all conditions. Except for the condition under collective spray formation, the time exponents of the liquid penetration decreased with increasing ambient pressure, and the time exponents of the vapor penetration were approximately 0.5, in agreement with the jet theory. The estimation of phase change by flash boiling can revealed the vapor quantity generated by flash-boiling and discharge coefficient reduction due to vapor generation inside the nozzle.

Keywords: Port Fuel Injection, Gasoline Spray, Flash Boiling, Phase Change Process, Spray Formation

### 1. はじめに

減圧沸騰 (Flash-boiling) とは、一定温度の液体の圧力を減圧する過程で圧力が飽和蒸気圧力に達した際に液体が瞬時に蒸発する現象である。減圧沸騰噴霧は、液体の有する内部エンタルピーである気化潜熱の自己放出に伴い瞬時に微粒化、蒸気化することで混合気形成の時空間的な遅れを最小限に抑えることが可能となる。

内燃機関における減圧沸騰噴霧は、実機関で生じる現象の解明のためだけでなく、微粒化向上効果による未燃 HC 低減のための燃料設計手法として、現在まで数多くの研究が行われてきた<sup>(1),(2)</sup>。千田らは、ピントルノズルを用いて減圧沸騰噴霧の噴霧特性を詳細に解析し、物性過程および現象論メカニズムの解明およびキャビテーション気泡力学に基づく減圧沸騰噴霧のモデリングを行なった<sup>(3),(4)</sup>。

吸気管噴射式ガソリンエンジンにおいては、吸気絞りにより負圧状態となった吸気管内に高圧の液体燃料が噴射される際に減圧沸騰が生じる。これにより噴孔からの燃料噴出過程およびその後の微粒化、噴霧形成過程が大きく変化するため、減圧沸騰噴霧のメカニズム解明およびモデル構築が重要となる。

近年は微粒化促進のため燃料噴射ノズルの多孔・小噴孔径化が進んでいるが、マルチホールノズルでは減圧沸騰により噴霧間干渉が大きくなり負圧誘引が強くなることで、多孔による

それぞれの噴霧を識別できない集合噴霧を形成することが知られている。これにより噴霧形状が大きく変化し、混合気形成および燃料附着に大きな影響を及ぼす。Min らは、直接噴射式ガソリンエンジン用マルチホールノズルを用いてガソリン噴霧の減圧沸騰および集合噴霧の形成について詳細に調査し、噴霧特性の体系的な把握を行なっている<sup>(5),(6)</sup>。

このように減圧沸騰条件では噴霧が集合化しやすいが、このメカニズムの解明にはまず単噴霧における減圧沸騰噴霧形成特性を明らかにする必要がある。よって本研究では、噴霧間干渉を抑えた吸気管噴射用マルチホールノズルを用いて減圧沸騰噴霧の可視化および特性解析を行なった。また、減圧沸騰噴霧の相変化量をエネルギーバランスより推定し、初期条件による噴孔出口における蒸気相噴出割合の違いが減圧沸騰噴霧に与える影響について調査した。

### 2. 減圧沸騰噴霧の相変化過程

減圧沸騰噴霧においては、噴孔出口における液相と蒸気相の割合がその後の噴霧形成を大きく左右する。そこで本報では、減圧沸騰噴霧の噴出過程に着目し、エネルギーバランスより減圧沸騰による相変化量を推定するモデルを提案する。

図 1 に、 $P-T$ 線図および  $P-H$ 線図上における、本モデルにて仮定した液相および蒸気相の状態変化の過程を示す。ここで、 $P-T$ 線図中の実線が液相、点線が蒸気相を表しており、 $P-H$ 線図に示す通り噴孔内を通過する燃料は相変化を伴うが、噴孔壁とは熱移動のない等エンタルピー変化と考える。噴射圧力 $P_{inj}$ にて噴射された液相燃料は噴孔内部で減圧し $P_a$ となる。このとき液相は  $P-T$ 線図上を遷移するとし出口での液相温度 $T_{liq}$ および

原稿受付：2022 年 1 月 18 日

\* 責任著者：正会員，同志社大学

(〒610-0394 京都府京田辺市多々羅都谷 1-3)

E-mail: ematsumu@mail.doshisha.ac.jp

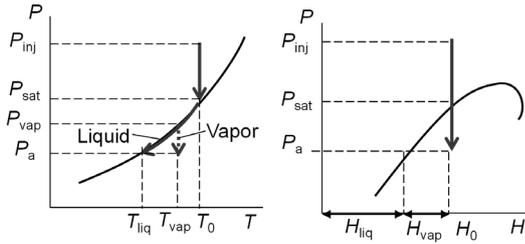


Fig. 1 Phase change process assumption of flash-boiling in this analysis in  $P$ - $T$  diagram and  $P$ - $H$  diagram.

液相の有する熱量を推定した。ここで、燃料全体の系としてのエネルギーは保存され一定であるが、燃料間の熱移動により液相燃料の一部が蒸気化するとした。また、実際の減圧沸騰現象においては燃料の圧力降下に伴い連続的に蒸気が生成されるため、生成蒸気は温度  $T_0$  から  $T_{liq}$  の範囲で温度分布を持つと想定される。しかし、本モデルでは代表値として噴出蒸気温度を  $T_{vap} = (T_0 + T_{liq})/2$  と仮定し、圧力  $P_{vap}$  [Pa], 温度  $T_{vap}$  [K] にてすべての相変化が行われるとした。このとき、噴孔出口断面における総質量流量  $\dot{m}$  [kg/s] は、

$$\begin{aligned} \dot{m} &= \dot{m}_{liq} + \dot{m}_{vap} \\ &= \rho_{liq} v_{liq} A_{liq} + \rho_{vap} v_{vap} A_{vap} \end{aligned} \quad (1)$$

となり、エネルギー収支式は以下のように表される。

$$\dot{m} C_{Fl} (T_0 - T_{liq}) = \dot{m}_{vap} L_F + \dot{m}_{vap} C_{Fv} (T_{vap} - T_{liq}) \quad (2)$$

ここで、 $\dot{m}_{liq}$ : 液相質量流量 [kg/s],  $\dot{m}_{vap}$ : 蒸気相質量流量 [kg/s],  $C_{Fl}$ : 液相比熱 [kJ/kg · K],  $C_{Fv}$ : 蒸気比熱 [kJ/kg · K],  $L_F$ : 蒸発潜熱 [kJ/kg],  $\rho_{liq}$ : 液体密度 [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho_{vap}$ : 蒸気密度 [kg/m<sup>3</sup>],  $v_{liq}$ : 噴孔出口における液相噴出速度 [m/s],  $v_{vap}$ : 噴孔出口における蒸気噴出速度 [m/s],  $A_{liq}$ : 液相断面積 [m<sup>2</sup>],  $A_{vap}$ : 蒸気相断面積 [m<sup>2</sup>] である。断面積については、噴孔内を通過する際各相の面積の総和が噴孔断面積  $A$  [m<sup>2</sup>] を超えることはないため、噴孔出口断面にて次式が成り立つ。

$$A_{liq} + A_{vap} \leq A \quad (3)$$

噴孔出口における液体噴出速度は、非圧縮性流体のベルヌイの定理より、

$$v_{liq} = k_v \sqrt{\frac{2(P_{inj} - P_a)}{\rho_{liq}}} \quad (4)$$

で表される。 $k_v$  は速度係数 [-] である。噴孔出口における蒸気の噴出速度は、蒸気が生成される圧力  $P_{vap}$  に至るまでに生じた速度に、 $P_{vap}$  と  $P_a$  の差圧により生じる速度を加えた値とする。このとき  $P_{vap}$  に至るまでは液相であるため非圧縮性流体のベルヌイの定理、 $P_{vap}$  と  $P_a$  の差圧により生じる速度は蒸気のため圧縮性流体のベルヌイの定理より算出した。これらの和より、蒸気の噴出速度は以下の式となる。

$$v_{vap} = k_v \sqrt{\frac{2(P_{inj} - P_{vap})}{\rho_{liq}}} + \sqrt{\frac{2\kappa P_{vap}}{\kappa - 1 \rho_{vap}} \left\{ 1 - \left( \frac{P_a}{P_{vap}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right\}} \quad (5)$$

ここで、 $\kappa$ : 比熱比 [-] である。また、圧縮性流体は雰囲気圧力を低下させても臨界圧力  $P_{cri}$  [Pa] 以下 (マッハ数 1 以上) の場合ノズル出口にてチョークし速度が音速で固定されるため、蒸気速度はこの臨界速度  $v_{vapcri}$  [m/s] を超えないとした。

$$v_{vapcri} = \sqrt{\frac{2\kappa P_{vap}}{\kappa - 1 \rho_{vap}} \left\{ 1 - \left( \frac{P_{cri}}{P_{vap}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right\}} \quad (6)$$

以上よりノズル出口における蒸気相質量流量は次式で表される。

$$\dot{m}_{vap} = \frac{\dot{m} C_{Fl} (T_0 - T_{liq})}{L_F + C_{Fv} (T_{vap} - T_{liq})} \quad (7)$$

### 3. 噴出蒸気および噴出液滴の可視化

吸気管噴射式ガソリンエンジンの燃料噴射条件は、燃料噴射圧力が 0.30~0.50 MPa, 空気温度は 293~353 K 程度であり、吸気行程においては吸気管内の圧力が 0.04~0.10 MPa と負圧となる。また、レギュラーガソリンは Carbon number が 3~12 まで多岐にわたる多成分燃料であり、図 2 に一例として、レギュラーガソリンと物性値の近い三種類の燃料、n-Pentane (n-C<sub>5</sub>H<sub>12</sub>), n-Hexane (n-C<sub>6</sub>H<sub>14</sub>), iso-Octane (iso-C<sub>8</sub>H<sub>18</sub>) の飽和蒸気圧曲線を示す。このように、燃料噴射行程においてレギュラーガソリン含有成分の一部が減圧沸騰条件となることがわかる。本報では、これらのうち最も減圧沸騰が生じやすい n-Pentane を供試燃料とし、吸気管噴射用マルチホールノズルによるガソリン減圧沸騰噴霧の可視化を行なった。

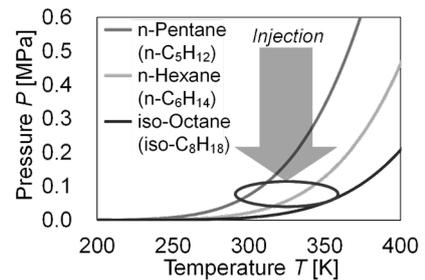


Fig. 2 Vapor pressure curve of some components in regular gasoline in  $P$ - $T$  diagram.

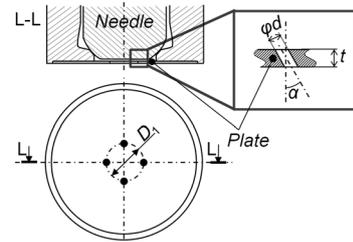


Fig. 3 Nozzle specifications

供試ノズルには、プレートタイプの吸気管噴射用マルチホールノズルを使用した。図3にノズル噴孔部の模式図を示す。本ノズルは、噴霧間干渉の影響を抑えるため、噴孔出口のピッチ円直径  $D_i$  を 1.5 mm、噴孔数は 4 孔としている。噴孔角度  $\alpha$  は 30 deg., 噴孔径  $\phi d$  0.15 mm、プレート厚さ  $t$  0.1 mm である。減圧沸騰噴霧の可視化にあたり、シャドウグラフ撮影およびシュリーレン撮影を行なった。光源には可視化用レーザ照明 (Cavitar Ltd. : CAVILUX Smart, 波長  $\lambda = 640$  nm) を、撮影にはハイスピードビデオカメラ (Photron : FASTCAM SA-Z) を用いた。撮影は、撮影速度 35,000 fps, 空間分解能 0.10

Table 1 Experimental conditions.

Test Fuel	n-Pentane (n-C <sub>5</sub> H <sub>12</sub> )	
Fuel Density $\rho_f$ [kg/m <sup>3</sup> ]	688	
Fuel Temperature $T_f$ [K]	323	
Differential Pressure of Injection $\Delta P_{inj}$ [MPa]	0.3	
Injection Duration $t_{inj}$ [ms]	2.4	
Ambient Gas	N <sub>2</sub>	
Ambient Pressure $P_a$ [MPa]	0.02, 0.04, 0.06, 0.08, 0.10	
Differential pressure of saturation $\Delta P_{sat}$ [MPa]	-0.14, -0.12, -0.10, -0.08, -0.06	
Ambient Density $\rho_a$ [kg/m <sup>3</sup> ]	0.21, 0.42, 0.63, 0.83, 1.04	
Ambient Temperature $T_a$ [K]	323	

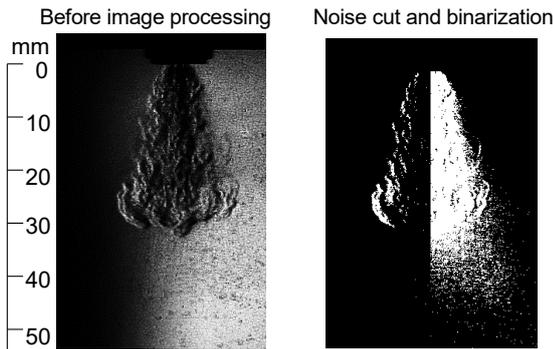


Fig. 4 Images of before and after image processing. Right side is droplet visualization by shadowgraph photography, left side is vapor visualization by schlieren photography.

mm/pix にて行なった。実験条件を表 1 に示す。供試燃料には前述のとおり n-Pentane (n-C<sub>5</sub>H<sub>12</sub>) を用い、燃料温度  $T_f$  は 323 K, 噴射差圧  $\Delta P_{inj}$  0.30 MPa, 噴射期間  $t_{inj}$  2.4 ms にて燃料を噴射した。本報では、減圧沸騰による噴霧特性の変化を把握するため、実験パラメータは雰囲気圧力  $P_a$  とし、0.02, 0.04, 0.06, 0.08, 0.10 MPa と変更した。雰囲気気体には窒素を用い、雰囲気温度  $T_a$  323 K とした。このとき、燃料温度 323 K における n-Pentane の飽和蒸気圧は 0.16 MPa である。本報では、減圧の指標である飽和蒸気差圧力  $\Delta P_{sat}$  を飽和蒸気圧力と雰囲気圧力の差  $P_a - P_{sat}$  として定義した。本条件では飽和蒸気差圧力  $\Delta P_{sat}$  は -0.14, -0.12, -0.10, -0.08, -0.06 MPa となっており、全ての条件が減圧沸騰条件となっている。

図 4 に撮影された減圧沸騰噴霧の可視化画像と、ノイズカットおよび二値化処理後の画像を示す。本実験では、ナイフエッジの位置を調整することで左半分をシュリーレン撮影、右半分をシャドウグラフ撮影し、減圧沸騰噴霧の液相および蒸気相を同時に可視化した。画像処理前の可視化画像の左半分に蒸気相の噴出により生じた密度むらの大きい領域が白く協調されて可視化されており、右半分では噴霧液滴を強調して可視化されている様子が確認できる。これより、本報では 4 孔による噴霧が軸対称であるとみなし、噴霧の蒸気相と液相を同時撮影できるとした。ここで、画像右半分にて噴出蒸気より先行した液滴が観測される位置 (軸方向距離 40~50 mm 付近) には、燃料液滴群が蒸発するため蒸気相が存在する。そのため本報では、画像解析によりノズル内ですでに蒸気へと相変化したのち噴出した蒸気噴流のみを抽出して特性解析を行なった。

#### 4. 減圧沸騰噴霧

##### 4.1 減圧沸騰噴霧の噴霧形成

図 5 に、噴射開始後 2.4 ms における各雰囲気圧力条件での噴霧外形を示す。これより、すべての雰囲気圧力条件にて蒸気噴流が観測された。また、本実験条件のうち最も減圧沸騰が生じる雰囲気圧力 0.02 MPa の条件では、個々の噴孔による噴霧を判別できない紡錘形の集合噴霧が観測された。この条件は他の噴霧と比較し噴孔近傍での噴霧の拡がり液相、蒸気相ともに大

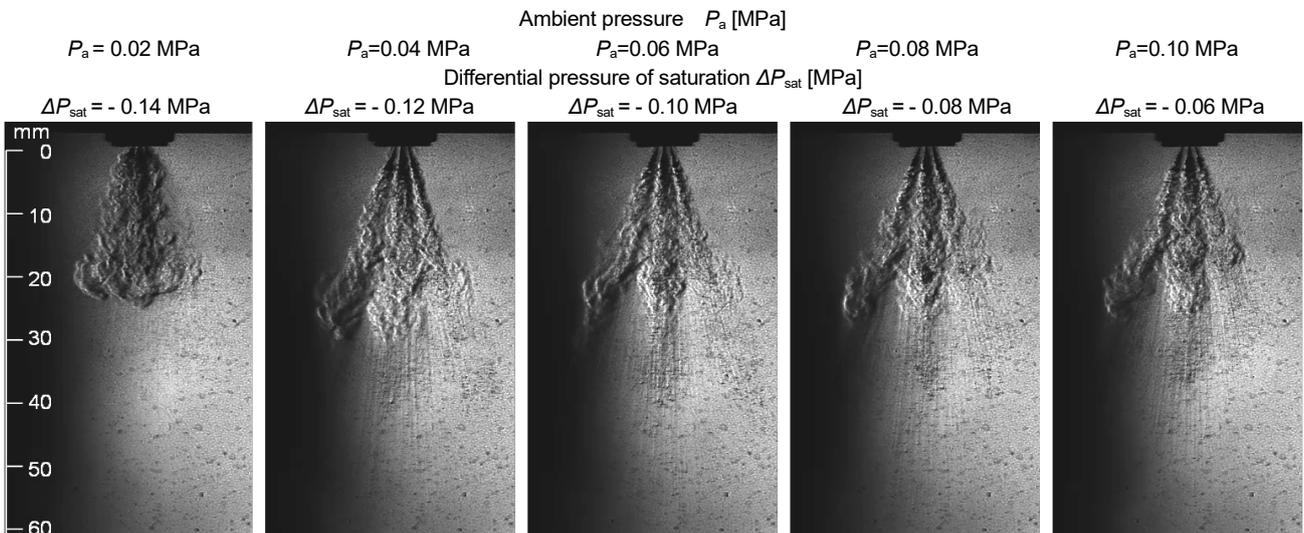


Fig. 5 Flash-boiling spray with different ambient pressure at  $t_{ASOI} = 2.4$  ms,  $t_{inj} = 2.4$  ms,  $T_a = 323$  K,  $T_f = 323$  K,  $\Delta P_{inj} = 0.30$  MPa,  $P_{sat} = 0.16$  MPa. Flash-boiling was occurred in all experimental conditions.

きいことがわかる。減圧沸騰により発生する蒸気量が多いため噴出時の拡がり角度が大きく、噴霧上流から隣接噴霧間の干渉度合いが大きくなっている。これにより負圧誘引が強く生じたことで、集合噴霧が形成されたと推測される。

4.2 噴霧特性解析

減圧沸騰噴霧の噴霧特性を調査するため、噴霧半角および噴霧先端到達距離を計測した。噴霧半角は、図6に示すように噴霧軸と噴霧外形の一次近似線による角度を計測した。噴出時の噴霧の拡がりとその後の噴霧形成について調査するため、ノズルからの軸方向距離  $X=0\sim 2\text{ mm}$  地点と  $2\sim 6\text{ mm}$  地点にて計測を行なった。噴霧軸は、同一ノズルを用いた非蒸発噴霧の可視化計測を参考に、液滴の重量頻度値が最大となる角度である鉛直下向きに対し17度とした<sup>7)</sup>。図7に蒸気噴流および液相の噴霧半角を示す。ここで、雰囲気圧力  $0.02\text{ MPa}$  の計測値は、この条件のみ集合噴霧であるため他の条件と区別する必要がある。このとき、蒸気噴流、液相噴霧ともに  $0\sim 2\text{ mm}$  地点で計測した噴霧半角が大きく、その後負圧誘引による集合噴霧の形成により、 $2\sim 6\text{ mm}$  地点で計測した噴霧半角が小さくなった。また、蒸気の噴出半角は液相に対して十分大きくなっており、蒸気が多量に噴出していると推察される。また、噴霧液滴と比較し蒸気の密度が小さいため誘引効果を受けやすく、噴霧半角が小さくなったと考えられる。

続いて集合噴霧が形成されなかった条件について、雰囲気圧力  $0.04\text{ MPa}$  の条件では、噴霧は集合していないものの減圧沸騰の度合いは大きいため生成蒸気量が多いように観察され、雰囲気圧力  $0.06\text{ MPa}$  以上の条件と比較し  $0\sim 2\text{ mm}$  での蒸気相の噴霧角が大きくなった。雰囲気圧力  $0.06\text{ MPa}$  から  $0.10\text{ MPa}$  にかけては雰囲気圧力の上昇に伴い蒸気・液相ともに噴霧角が増加しており、これはせん断抵抗の増加によるものと考えられる。このように、減圧沸騰噴霧の噴霧角は、減圧沸騰による蒸気生成量の影響と密度差によるせん断抵抗の影響の双方により変化する。雰囲気圧力  $0.06\text{ MPa}$  以降の  $2\sim 6\text{ mm}$  地点で計測した噴霧角は  $0\sim 2\text{ mm}$  地点で計測した噴霧角とおおよそ一致していることから、噴霧液滴群が分級されず、燃料噴出時の運動量を保持したまま直進していることが示唆された。

液相と蒸気相の先端到達距離を図8に示す。蒸気相の先端到達距離は、噴射された燃料液滴が雰囲気場にて蒸気化したものではなく、噴孔出口にてすでに減圧沸騰により蒸気化した状態で噴出した蒸気噴流を計測している。また、雰囲気圧力  $0.04\text{ MPa}$  以上の条件における噴射開始後  $2.5\text{ ms}$  以降の噴出蒸気先端到達距離は、拡散混合による蒸気濃度希薄化のため計測できていない。これより、蒸気噴流の先端到達距離はいずれの条件においても噴霧液滴の到達距離と比較し短いことがわかる。ここで、噴射開始後  $1.5\sim 2.5\text{ ms}$  における先端到達距離の時間指数値を表2に示す。これらのうち集合噴霧が観測された条件は雰囲気圧力  $0.02\text{ MPa}$  のみであり、このとき先端到達距離の推移は他の雰囲気圧力での傾向と異なり双方の指数値が近い値となっている。雰囲気圧力  $0.02\text{ MPa}$  以外の条件では、液相の先端到達距離の時間指数値は噴射初期である噴射開始後  $0.5\sim 1.5\text{ ms}$  においては図8からわかるように全条件で1乗程度となり、噴射開始後  $1.5\sim 2.5\text{ ms}$  では表2に示す通り  $0.7\sim 0.8$  程度で雰囲気圧力の増加に伴い減少した。これは雰囲気圧力増加により雰囲気密度が上昇したことによりせん断抵抗が増加したためと考えられる。一方、蒸気噴流の先端到達距離の時間指数値は  $0.5$  程度と

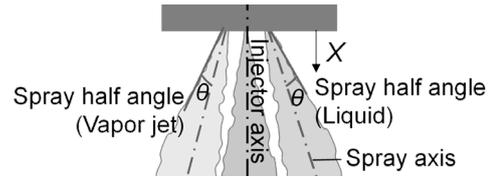


Fig. 6 Definition of spray half angle in this measurements.

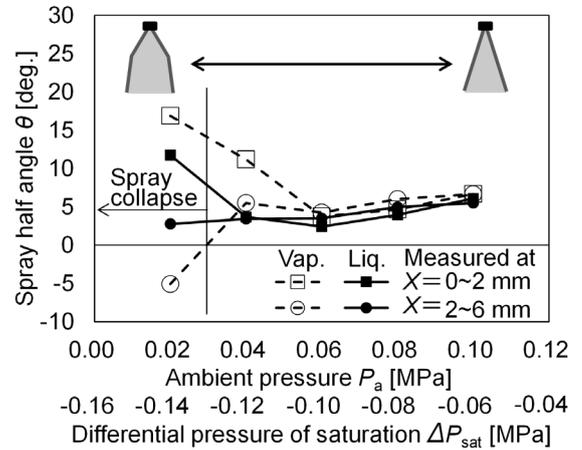


Fig. 7 Spray half angle of vapor jet and liquid spray measured at  $X=0\sim 2\text{ mm}$  and  $X=2\sim 6\text{ mm}$ .  $T_a=323\text{ K}$ ,  $T_f=323\text{ K}$ ,  $\Delta P_{inj}=0.30\text{ MPa}$ ,  $P_{sat}=0.16\text{ MPa}$ . Spray under the condition at  $P_a=0.02\text{ MPa}$  was spray collapse.

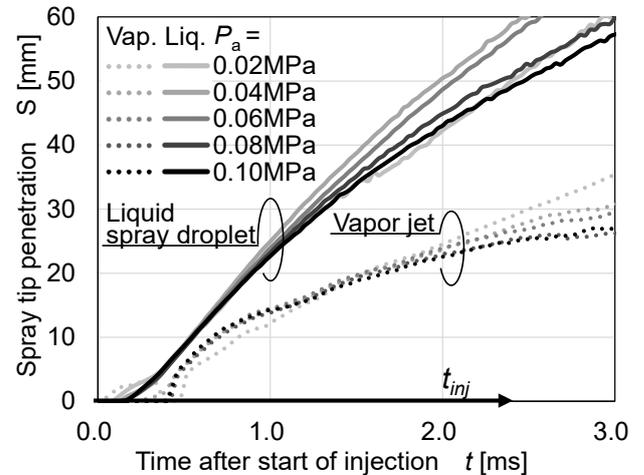


Fig. 8 Temporal change in penetration of vapor jet and liquid spray at  $T_a=323\text{ K}$ ,  $T_f=323\text{ K}$ ,  $\Delta P_{inj}=0.30\text{ MPa}$ ,  $P_{sat}=0.16\text{ MPa}$ . Liquid shows the spray droplet penetration and vapor shows the vapor jet injected as vapor from nozzle exit.

Table 2 Time exponent of liquid spray penetration and vapor jet penetration at  $T_a=323\text{ K}$ ,  $T_f=323\text{ K}$ ,  $\Delta P_{inj}=0.30\text{ MPa}$ ,  $P_{sat}=0.16\text{ MPa}$ ,  $t_{ASOI}=1.5\sim 2.5\text{ ms}$ .

Ambient pressure $P_a$	Vapor	Liquid
$0.02\text{ MPa}$	$S \propto t^{0.70}$	$S \propto t^{0.66}$
$0.04\text{ MPa}$	$S \propto t^{0.82}$	$S \propto t^{0.51}$
$0.06\text{ MPa}$	$S \propto t^{0.80}$	$S \propto t^{0.49}$
$0.08\text{ MPa}$	$S \propto t^{0.76}$	$S \propto t^{0.49}$
$0.10\text{ MPa}$	$S \propto t^{0.75}$	$S \propto t^{0.50}$

なり, Abramovich の噴流理論と指数値が一致した<sup>(8)</sup>. これより, 集合噴霧を形成しなかった雰囲気圧力 0.04 MPa 以降の条件では, 蒸気相と液相が分離した状態で噴孔出口から噴出していると推察される.

### 4.3 相変化特性と噴霧形成

減圧沸騰による蒸気の生成は, 噴出形態をはじめこれまでに述べた噴霧特性に大きな影響を及ぼす. 本章では, 2 章にて述べた相変化量推定モデルより減圧沸騰による蒸気生成の特性値を算出した. 算出にあたり, 同一ノズルによる非蒸気噴霧の計測結果を参考に, 非減圧沸騰条件での流量係数を 0.6, 速度係数を 0.85 とし解析を行なった<sup>(9)</sup>. 供試燃料の物性値は NIST の物性表を適宜参照した<sup>(10)</sup>.

推定モデルより算出した噴孔出口における液相噴出速度および蒸気相噴出速度を図 9 に示す. ここで, 図中に点線で併記した臨界速度は 2 章の式 6 にて算出される値である. 飽和蒸気差圧力の増加に伴い  $P_{vap}$  と  $P_a$  の差圧が大きくなるため, 蒸気相噴出速度が増大する. 雰囲気圧力 0.056 MPa で臨界速度に達するため, この値以下に減圧しても蒸気相噴出速度は 200 m/s 程度で一定となっている. 図 10 に, 噴孔出口における生成蒸気質量流量  $\dot{m}_{vap}$ , 液相質量流量  $\dot{m}_{liq}$  および総質量流量  $\dot{m}$  を示す. 雰囲気圧力 0.056 MPa 以下では臨界速度となるため, 質量流量の値もこの圧力以下は臨界質量となっている. このように, 雰囲気圧力の違いによる減圧沸騰による相変化量の変化が算定され, 蒸気生成に伴い液相の流量が大幅に減少, 総質量流量もそれに伴い減少することが示された. これは, 減圧沸騰により蒸気が少量でも生成されるとその体積が大幅に増加し, 流量損失が生じるためである.

噴霧は, 噴射時に有する運動量により先端到達距離の発達過程が決定される. 推定モデルの検証のため, 運動量理論を用いた噴霧先端到達距離の理論式を用いて流量推定モデルによる算定結果と実験計測結果における噴霧先端到達距離の比較を行なった. ここで, 和栗らの運動量理論に基づく先端到達距離の理論式は以下の式で表され, 過去の研究より気体噴流についても同様の関係が成り立つことが明らかとなっている<sup>(11), (12)</sup>.

$$S = a \cdot \left( \frac{\rho_{l,v}}{\rho_a} \right)^{0.25} \left( \frac{\phi d \cdot v_{liq,vap} \cdot t}{\tan \theta} \right)^{0.5} \quad (8)$$

ここで,  $a$  は実験定数[-]である. 各相の噴孔出口断面を占める面積  $A_{liq}$ ,  $A_{vap}$  を用いて上式を整理すると,

$$\begin{aligned} S_{liq,vap} &= a \cdot \left( A_{liq,vap} \cdot \frac{\rho_{l,v}}{\rho_a} \right)^{0.25} \left( \frac{v_{liq,vap} \cdot t}{\tan \theta} \right)^{0.5} \\ &= a \cdot \left( \frac{\dot{m}_{liq,vap} \cdot v_{liq,vap}}{\rho_a} \right)^{0.25} \left( \frac{t}{\tan \theta} \right)^{0.5} \end{aligned} \quad (9)$$

と表わされる. これより液相噴霧および蒸気噴流の先端到達距離を算出し, 実験計測値と比較した. 図 11 に, 噴射開始後 2.4 ms における蒸気噴流および噴霧液滴の先端到達距離の, 雰囲気圧力による変化を示す. 実験値をプロット, モデルより算出された値を実線で示している. ここでは単一噴霧を想定しているため, 集合噴霧を形成した雰囲気圧力 0.02 MPa の条件は検証範囲外となる. 減圧沸騰による蒸気生成量の増加に伴い蒸気噴

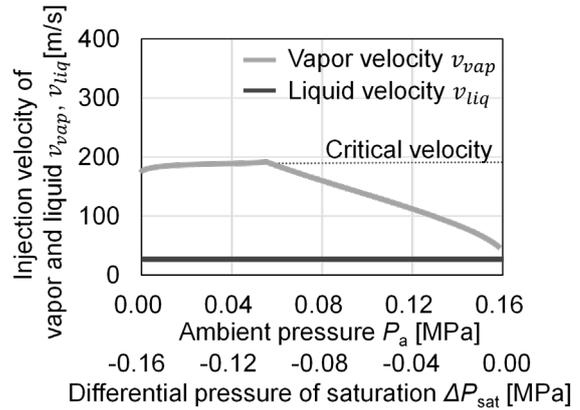


Fig. 9 Injection velocity of vapor jet and liquid spray with different ambient pressure calculated by the model. Dotted line indicates critical velocity, and the vapor jet reaches it at 0.056 MPa.

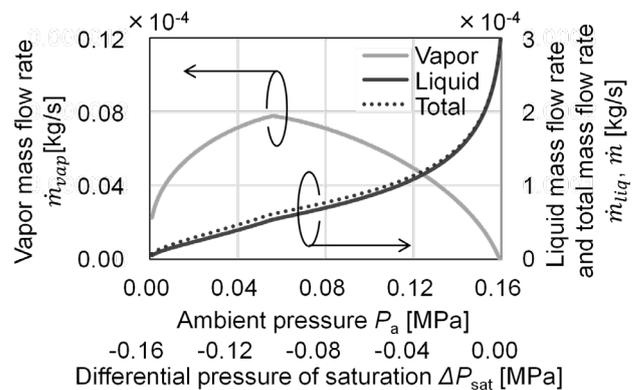


Fig. 10 Vapor and liquid mass flow rate at the nozzle exit with different ambient pressure calculated by the model.

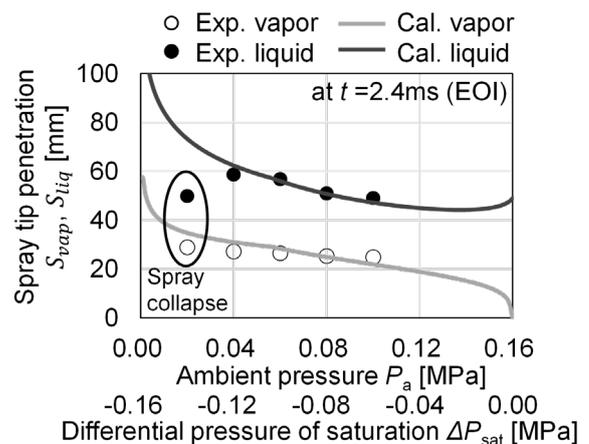


Fig. 11 Comparison of liquid spray droplet and vapor jet penetration between calculated results by the estimation model and experimental results at  $t = 2.4$  ms. Spray under the condition at  $P_a = 0.02$  MPa was spray collapse.

流の先端到達距離が増加し、モデルによる算定と実験計測における各相の先端到達距離は概ね一致した。これより、エネルギーバランスを基にした減圧沸騰に関する相変化量推定モデルを用いた流量および速度の推定が妥当であることが示された。

## 5. 結 論

本報では、吸気管噴射用マルチホールノズルを用いて減圧沸騰噴霧を可視化、噴霧特性解析を行なった。減圧沸騰噴霧の相変化量をエネルギーバランスより推定し、減圧沸騰による相変化特性を調査した。得られた知見を以下に示す。

1. 液体燃料が減圧沸騰によって蒸気化し、蒸気相の状態でのノズル出口から噴出した蒸気噴流が観測された。
2. 本実験条件のうち最も減圧沸騰が強く生じる雰囲気圧力 0.02 MPa の条件にて、4 孔による個々の噴霧を識別できない紡錘形の集合噴霧が観測された。
3. 集合噴霧を形成していない条件では、蒸気噴流の先端到達距離の時間指数値が 0.5 程度であり気体噴流理論と一致したため、蒸気相と液相は分離した状態で噴孔出口から噴出していると考えられる。
4. 減圧沸騰噴霧による相変化過程をエネルギーバランスより推定するモデルを提案した。これより、減圧沸騰による蒸気の生成およびこれに伴うノズル出口からの燃料噴出流量の減少を表現できた。

## 謝 辞

本研究に使用したノズルを試作して戴いた、愛三工業（株）フェロー 武田啓壮氏（当時）に感謝の意を表す。

## 文 献

- (1) R. Brown, J.L. York, Sprays formed by flashing liquid jets, *ALCh E J*, 8-2 (1962), 149-153.
- (2) Oza, R. D., Sinnamon, J.F., An Experimental and Analytical Study of Flash-Boiling Fuel Injection, SAE Technical Paper,

No. 830590 (1983).

- (3) 千田 二郎, 錦織 環, 北條 義之, 塚本 時弘, 藤本 元, 減圧沸騰噴霧の微粒化・蒸発過程のモデリング: 第 1 報, 噴霧特性の背圧による変化, 日本機械学会論文集 B 編, 60 - 578 (1994), 3551-3555.
- (4) 千田 二郎, 錦織 環, 北條 義之, 塚本 時弘, 藤本 元, 減圧沸騰噴霧の微粒化・蒸発過程のモデリング: 第 2 報, 微粒化と蒸発過程のモデル解析, 日本機械学会論文集 B 編, 60 - 578 (1994), 3556-3562.
- (5) Wei Zeng, Min Xu, Gaoming Zhang, Yuyin Zhang, David J. Cleary, Atomization and vaporization for flash-boiling multi-hole sprays with alcohol fuels, *Fuel*, 95(2012), 287-297.
- (6) Xuesong Li, Tianyun Li, Min Xu, Effect of ambient temperature on flash-boiling spray characteristics for a multi-hole gasoline injector, *Experiments in Fluids*, 60-109 (2019).
- (7) 西村 佳那子, 松田 大, 松村 恵理子, 千田 二郎, 吸気管噴射用マルチホールノズルの噴霧微粒化過程 (第 2 報)-液滴の動的特性の解析-, 自動車技術会論文集, 52 -3 (2021), 677-682.
- (8) Abramovich, G.N., *The Theory of Turbulent Jets*, MIT Press (1963).
- (9) 松田 大, 西村 佳那子, 松村 恵理子, 千田 二郎, 吸気管噴射用マルチホールノズルの噴霧微粒化過程 (第 3 報)-液滴生成過程のモデリング-, 自動車技術会論文集, 52 -5 (2021), 1047-1052.
- (10) P.J. Linstrom and W.G. Mallard, Eds., NIST Chemistry WebBook, NIST Standard Reference Database Number 69, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg MD, 20899, <https://doi.org/10.18434/T4D303>, (retrieved August 4, 2021).
- (11) 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, 25 -156 (1959), 820-826.
- (12) 浜本 嘉輔, 坂根 篤, 池田 幸一, 非定常気体噴流の到達距離に関する研究, 日本機械学会論文集 B 編, 53-496 (1987), 3810-3813.