

## Clarification of Cavitation Influence on Spray Atomization

### (2nd Report, Modeling of Cavitation inside Nozzle Based on Bubble Dynamics)

Masashi MATSUMOTO \*<sup>1</sup>, Yoshimitsu KOBASHI \*<sup>2</sup>, Eriko MATSUMURA \*<sup>3</sup>, Jiro SENDA \*<sup>4</sup>

(Received May 27, 2010)

In this research, it is purpose to understand the cavitation effects on fuel spray atomization. In this report, the numerical model predicted bubble behavior was proposed. The proposed numerical model treats that cavitation bubble grows or shrinks following to the pressure distribution inside nozzle hole. The calculation was carried out by use of estimated pressure distributions inside nozzle hole based on experimental measurements. Primary, for each injection pressure and test fuel, cavitation bubble behavior was calculated. Secondary, for various initial bubble radii, bubble growth and shrinkage processes were calculated. As results of these calculations, this model predicts the key points of bubble behavior adequately for various pressure history bubble undergoing and each initial bubble radii.

**Key words** : cavitation, atomization, spray, bubble dynamics, cavitation model

**キーワード** : キャビテーション, 微粒化, 噴霧, 気泡動力学, キャビテーションモデル

## 噴霧微粒化に対するキャビテーションの影響の解明

### (第2報, 気泡力学に立脚したノズル内キャビテーションのモデリング)

松本 雅至\*<sup>1</sup>, 小橋 好充\*<sup>2</sup>, 松村 恵理子\*<sup>3</sup>, 千田 二郎\*<sup>4</sup>

#### 1. はじめに

昨今の目覚ましい計算機器の精度向上に伴い, 研究・開発分野における数値解析の重要性が高まっている。内燃機関分野においても例外でなく, CFD(Computational Fluid Dynamics)による効率的な機関設計や現象の詳細解明に対する貢献が期待されている。

一般の数値解析コードは幾多のサブモデルにより構成され, 個々の物理過程に対するモデル化手法が解析結果に大きな影響を及ぼす。特に, 燃料噴霧を

数値的に取り扱う際には, 燃料噴射時の初期条件および液滴分裂モデルが計算結果に対して支配的となるため, これらに関する諸現象の要点を的確かつ簡潔に記述し得る数値モデルの構築が望まれる。噴霧計算における液滴分裂過程を記述するモデルとして, WAVE モデル<sup>1)</sup>, TAB モデル<sup>2)</sup>や KH-RT モデル<sup>3)</sup>が幅広く使用されている。これらのモデルに共通する点として, 噴射された後の燃料挙動を解くモデルであること, 定数の変更による計算結果への影響が極めて大きいことが挙げられる。一方, 近年では噴霧

\*<sup>1</sup> Department of Mechanical and Engineering, Graduate School of Doshisha University, Kyoto  
Telephone:+ 81-774-65-7742, Fax:+81-774-65-7743, E-mail: etk1303@mail4.doshisha.ac.jp

\*<sup>2</sup> Department of Mechanical Engineering, Kanazawa Institute of Technology, Ishikawa

\*<sup>3</sup> Power Train Engineering Div.2 TOYOTA MOTOR CORPORATION, Shizuoka

\*<sup>4</sup> Department of Mechanical and Engineering, Doshisha University, Kyoto

微粒化に対してノズル内の流動やそこに生じるキャビテーション現象の影響を考慮すべきとの指摘も多くの<sup>4,6)</sup>、これらを考慮した数値モデルもまた提案されている<sup>7,9)</sup>。しかしながら、いずれもノズル内の状況を初期条件として簡易的に考慮するものであり、実験結果と比較・検証する際には定数変更によるフィッティングは免れない。すなわち、あらゆる条件に対して定数の変更なしに燃料噴霧を予測し得る数値モデルは未だ構築されていない。このことは、キャビテーション現象が噴霧微粒化に及ぼす影響が詳細に把握されていないことに起因する。

そこで、本研究では燃料噴霧に対するキャビテーションの影響を解明することを目的とする。本報では、第1報において実験的に得られた圧力分布とともに、Rayleigh-Plesset式を解くことで気泡運動を簡易的に再現することを試みた。実験結果との比較・検証を行ない、キャビテーション現象を数値的に取り扱う際に考慮すべき点について検討した。

## 2. 計算方法

### 2.1 気泡半径履歴の算出

無限液体中における球形気泡の成長・収縮過程は次のRayleigh-Plessetの式より算出される。

$$R\ddot{R} + \frac{3}{2}\dot{R}^2 = \frac{1}{\rho_l}(P_w - P_r) \quad \cdots (1)$$

(1)式において、 $R$ 、 $\rho_l$ および $P_r$ はそれぞれ気泡半径、液体の密度および無限遠の流体圧力である。また、 $\dot{R}$ および $\ddot{R}$ は時間を $t$ とした場合にそれぞれ $dR/dt$ 、 $d^2R/dt^2$ を意味する。一方、 $P_w$ は気泡壁における流体圧力であり、(2)式で与えられる。

$$P_w = P_v + \left( P_{r0} + \frac{2\sigma_l}{R_0} \right) \left( \frac{R_0}{R} \right)^{3n} - \frac{2\sigma_l}{R} - \frac{4\mu_l \dot{R}}{R} \quad \cdots (2)$$

ここで、 $n$ はポリトロープ指数、 $\sigma_l$ は液体の表面張力、 $\mu_l$ は液体の粘度、 $P_v$ は流体の飽和蒸気圧、 $P_{r0}$ は初期の周囲流体圧力、 $R_0$ は初期気泡半径である。

### 2.2 気泡収縮・崩壊時に生じるエネルギーの算出

崩壊直前に気泡が収縮する速度は極めて高く、本モデルではこの値を評価する。収縮過程において生成されるエネルギーを(3)式で定義する。

$$E_{shrink} = \frac{\rho_l}{2} \cdot \sum_R N(R) \sum_i^j \int_{r=R_i+1}^{r=R_j} v^2 4\pi r^2 dr \quad \cdots (3)$$

(3)式において、 $i$ は気泡が最大半径に達する際の時刻、 $j$ は崩壊する際の時刻を示す。なお、 $N(R)$ はキャビテーション気泡の数であり、本報では $N(R)=1$ とした。また、収縮時における気泡速度 $V$ および周囲流体の速度 $v$ はそれぞれの表面積に関し逆比例の関係にあることから、(4)式が導かれる。

$$\frac{v}{V} = \frac{R_{max}^2}{r^2} \quad \cdots (4)$$

(4)式における $R_{max}$ 、 $r$ はそれぞれ最大気泡半径および各時刻の気泡半径である。(3)式に(4)式を代入することで(5)式を得る。

$$E_{shrink} = \frac{\rho_l}{2} \cdot \sum_R N(R) \sum_i^j \int_{r=R_i+1}^{r=R_j} \left( \frac{R_i^2}{r^2} V \right)^2 4\pi r^2 dr \quad \cdots (5)$$

また、島ら<sup>10)</sup>によれば、非圧縮性流体において気泡が崩壊する際に生じる最大衝撃波圧力 $P_{max}$ は(6)式で表される。

$$P_{max} = P_0 \left( \frac{R_0}{R_{brk}} \right)^{3\kappa} - \frac{2\sigma_l}{R_{brk}} \quad \cdots (6)$$

ここで、 $P_0$ は初期の気泡内圧力、 $R_{brk}$ は崩壊時における気泡半径、 $\kappa$ は断熱指数である。ところで、(6)式は初期気泡半径および崩壊時における気泡半径の関係より構成される。しかし、(2)式において飽和蒸気圧 $P_v$ を考慮していることからも明らかのように、実際には気泡の成長過程において燃料蒸気が気泡内部に蓄積される。このことを考慮すると、(6)式による圧力値と比してさらに高い衝撃波圧力が算出されるため、本報では(6)式を(7)式のように変形する。

$$P_{max} = P_{Rmax} \left( \frac{R_{max}}{R_{brk}} \right)^{3\kappa} - \frac{2\sigma_l}{R_{brk}} \quad \cdots (7)$$

ここで、 $P_{Rmax}$ は気泡が最大気泡径に達した際の気泡内圧力であり、本モデルでは燃料の飽和蒸気圧とした。なお、本モデルでは気泡崩壊時を断熱変化と仮定し、 $\kappa=1.4$ とした。ただし、気泡の収縮過程に起る蒸気の凝縮は無視した。これは気泡崩壊の最終段階において収縮速度が極めて高速となる場合、蒸気の凝縮が気泡収縮に追いつかない場合もあると考えたためである。崩壊時の圧力が周囲流体の乱れを

Table 1. Test fuel properties.

Fuel	iC6	C5/C6	C5/C7
Component	2-Methylpentane	n-C <sub>5</sub> H <sub>12</sub> /n-C <sub>6</sub> H <sub>14</sub>	n-C <sub>5</sub> H <sub>12</sub> /n-C <sub>7</sub> H <sub>16</sub>
Mixture ratio (mole fraction)	-	2:8	6:4
Density $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$6.5 \times 10^2$	$6.6 \times 10^2$	$6.5 \times 10^2$
Viscosity $\mu$ [Pa·s]	$3.0 \times 10^{-4}$	$2.9 \times 10^{-4}$	$2.9 \times 10^{-4}$
Surface tension $\sigma$ [N/m]	$1.8 \times 10^{-2}$	$1.8 \times 10^{-2}$	$1.8 \times 10^{-2}$
Saturated vapor pressure $P_v$ [Pa]	$2.3 \times 10^4$	$2.4 \times 10^4$	$3.6 \times 10^4$

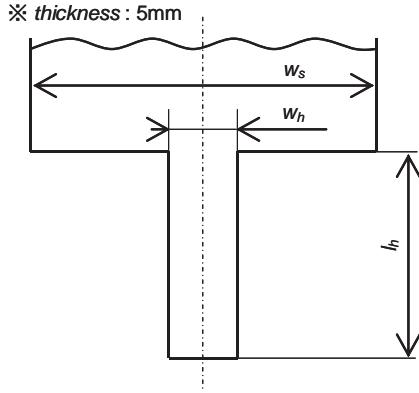
 $P_v$ : at bubble point

Fig. 1. Nozzle configuration.

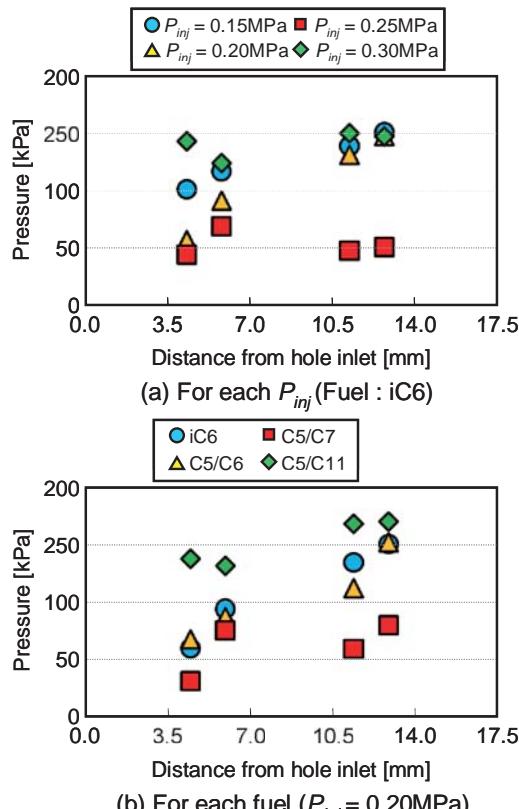


Fig. 2. Pressure distribution inside nozzle.

誘発すると考えた場合におけるエネルギーは(8)式で表される。

$$E_{collapse} = \frac{4\pi}{3} \sum_R N(R) \cdot P_{max}(R) \cdot R_{brk}^3 \quad \dots \quad (8)$$

Table 2. Dimensions of actual and enlarged nozzle.

	Actual nozzle (Slit type)	25-times enlarged nozzle
Hole length $l_h$ [mm]	0.70	17.50
Hole width $w_h$ [mm]	0.15	3.75
Sac width $w_s$ [mm]	0.80	20.00

## 2.3 供試液体

本計算では、第1報に示した噴孔部の撮影結果と比較するため、Table 1に示す3種類の供試液体を計算対象とした。

## 2.4 気泡半径の計算方法

本計算には、第1報に示した25倍拡大ノズルを用いた実験結果より推定した圧力分布を用いる。実験に用いた供試ノズル形状および各部寸法を Fig.1, Table 2にそれぞれ示す。また、実験結果より得られた圧力分布を Fig.2に示す。実験より得られた圧力分布の推定方法など、詳細に関しては第1報を参照されたい。本報では噴孔入口部の流体圧力を液体の飽和蒸気圧、出口の圧力を大気圧と仮定し、これらと Fig.2に示した結果とを組み合わせて多項近似することで噴孔部の圧力分布を算出した。以上の結果より、本計算に用いる圧力履歴を Fig.3に示す。なお、Fig.2(a)の  $P_{inj}=0.30$  MPa および Fig.2(b)の C5/C11 の二条件は hydraulic flip を呈するため、本報の計算対象より除外した。計算に際し、気泡はベルヌーイ式より得られる平均流速  $V_{ave}$  と等速で噴孔内を流れるという仮定のもと、各タイムステップの圧力を与えた。また、気泡は飽和蒸気圧以下となった時点で成長を開始するとしており、本報では全ての条件において気泡は噴孔入口部より成長を始めることとなる。計算は気泡半径が気泡崩壊時の半径  $R_{brk}$  を下回るまで行ない、本報では  $R_{brk}=0.5\mu\text{m}$  とした。

### 3. 計算結果

#### 3.1 圧力履歴の差異による気泡半径への影響

Fig.3 に示した圧力分布を気泡が経験する圧力履歴とし、Rayleigh-Plesset 式を用いた気泡径計算を行なった。初期気泡半径  $R_0$  を  $10\mu\text{m}$ とした際の気泡半径の履歴を圧力履歴とともに Fig.4 に示す。Fig.4 より、気泡の経験する圧力履歴が低圧であるほど、最大気泡半径は大きくなり、その崩壊位置は噴孔部の下流方向へと推移することがわかる。また、気泡の成長速度と比して収縮する際の気泡壁速度は非常に高いことや、周囲流体の圧力が飽和蒸気圧を上回った後も気泡は慣性力の影響によりある期間は成長を続けるなど、気泡半径の変化に関する定性的な特徴が得られることが確認される。ここで、気泡崩壊位置の比較対象として、Fig.5 に示す実験より得られた撮影画像を用いる。なお、背景光撮影により得られた画像であるため、黒く撮影された領域が気泡領域

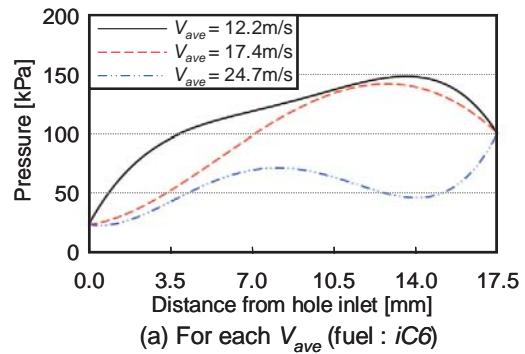
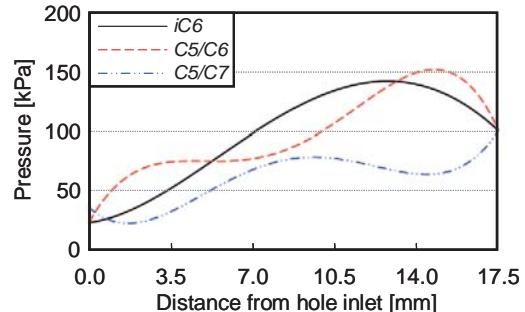
(a) For each  $V_{\text{ave}}$  (fuel : iC6)(b) For each test fuel ( $V_{\text{ave}} = 17.4\text{m/s}$ )

Fig. 3. Pressure distribution used for calculation.

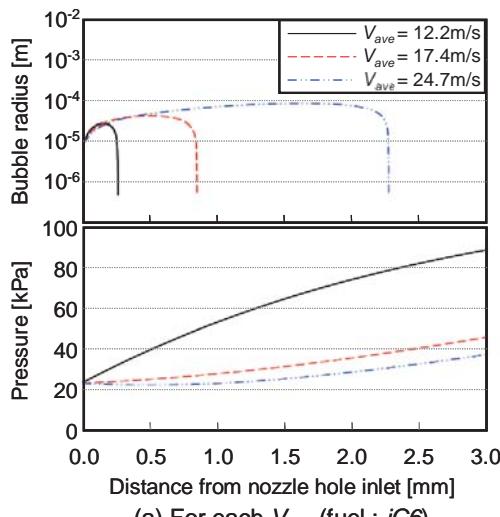
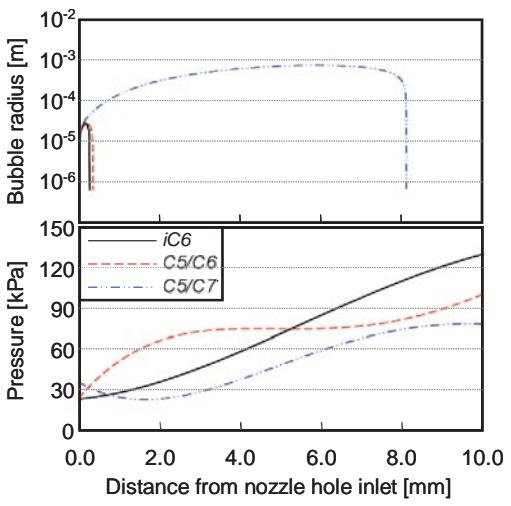
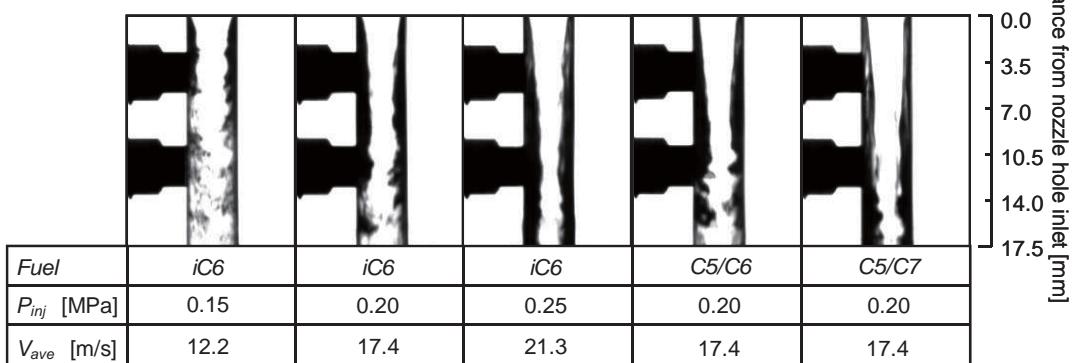
(a) For each  $V_{\text{ave}}$  (fuel : iC6)(b) For each test fuel ( $V_{\text{ave}} = 17.4\text{m/s}$ )Fig. 4. Histories of bubble radius and pressure (initial bubble radius  $R_0=10\mu\text{m}$ ).

Fig. 5. Cavitation image inside nozzle hole for each condition.

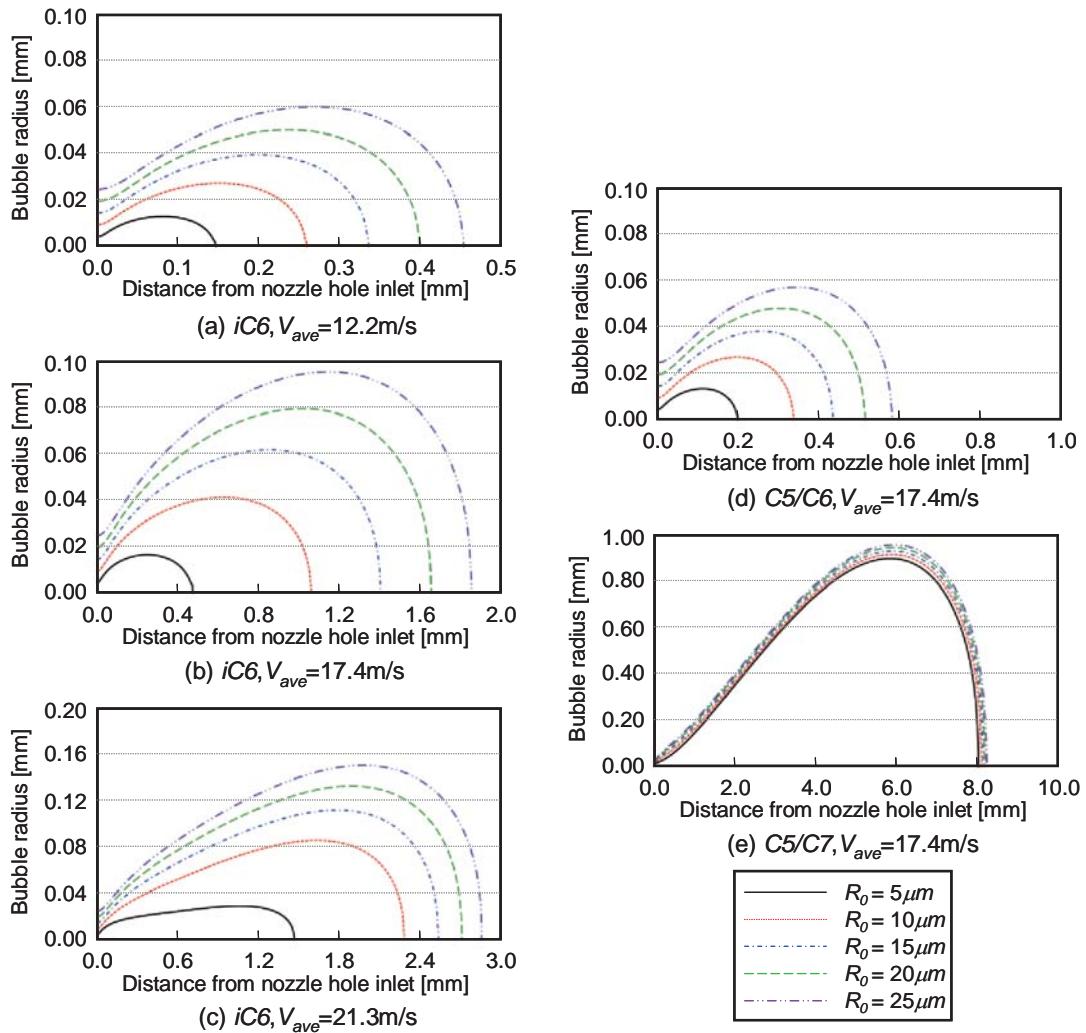


Fig. 6. Effect of initial bubble radius on growth and shrinkage processes of cavitation bubbles.

である。画像より明確な崩壊位置は把握できないが、おおよその位置は推定可能であると判断し、本モデルの比較対象として用いた。Fig.4, 5 より、いずれの圧力履歴に対しても、気泡計算より得られた崩壊位置は明らかに実験結果よりも噴孔部の上流側に位置していることがわかる。以上の結果より、気泡の崩壊位置こそ大きく異なるものの、本モデルでは気泡の圧力場に対する定性的な挙動を表現することができるといえる。

### 3.2 初期気泡半径が気泡挙動に及ぼす影響

初期気泡半径  $R_0$  を変化させることにより気泡挙動・崩壊位置が如何に推移するかを検証する。Fig.3 の圧力履歴に対し、初期気泡半径  $R_0$  を  $5 \sim 25 \mu\text{m}$  と変化させた場合の気泡半径履歴を Fig.6 に示す。Fig.6 より、C5/C7 混合燃料の条件を除くいずれの圧力履

歴に対しても、初期気泡半径  $R_0$  を増加させることにより到達する最大気泡半径は大きくなることがわかり、初期気泡半径による気泡挙動への影響を定性的に捉えているといえる。しかしながら、 $R_0$  の増加に伴い気泡崩壊位置は下流方向へと移動するもの、実験結果の崩壊位置には到達しないことが確認される。一方、C5/C7 混合燃料の圧力履歴に対して得られた初期気泡半径  $R_0$  の影響は他の条件と異なっている。すなわち、 $R_0$  を  $5 \sim 25 \mu\text{m}$  の範囲で変化させても最大気泡半径・崩壊位置において差異が見られない。これは、気泡の成長速度が大なるほど、初期気泡半径が後の気泡挙動に及ぼす影響は小さくなることを示している。いずれにしても、初期気泡半径を変化させるのみでは実験結果の崩壊位置を再現し得ないことが示された。

### 3.3 今後の検討事項

前節までに得られた結果を総合すると、本モデルを用いた計算結果は気泡の経験する圧力履歴に大きく左右されるといえる。そこで、本計算に用いた圧力履歴について検討する。上述の通り、本報では実験より得られた圧力分布を気泡の経験する圧力履歴として計算を行なった。しかしながら、気泡が循環流れに滞在しないと仮定すると、実際には主流に沿って噴孔下流部へと移動すると考えられる。これにより、主流部にて気泡の経験する圧力履歴は本計算に用いたそれと異なるため、計算結果と実験結果の不一致が生じた可能性があると推察される。また、今回は単一気泡について計算を行なったが、実際には多数の気泡が同時多発的に発泡・成長および収縮過程を示すと考えられる。このことから、多数の気泡挙動が互いに影響を及ぼす可能性が高いといえる。すなわち、発泡気泡数の増加に伴う噴孔内の圧力変動の緩和<sup>11)</sup>や表面粘性の影響<sup>12)</sup>など、他の因子についても検討する必要がある。今後はこれらのこと踏まえ、実験結果との比較・検証を重ねることで予測精度の向上を図る。

## 4. 結言

本研究では多様な噴射条件に対する噴霧特性を予測するため、キャビテーション現象を考慮に入れた計算手法の構築を目的とする。本報では、キャビテーションモデルについて概説し、実験的に行なわれた圧力履歴をもとに、気泡挙動を簡易的に再現することを試みた。以下に得られた知見を示す。

- (1) 本モデルは気泡半径の変化に関する定性的な特徴を記述する。
- (2) 気泡の成長速度が大きくなるほど、初期気泡半径が気泡の成長・収縮過程および崩壊位置に及ぼす影響は小さくなる。
- (3) 実験結果を適切に再現するため、気泡の経験する圧力履歴の見直しや気泡同士の相互干渉を考慮するなど、本モデルは今後の改善を要する。

## 参考文献

- 1) Pope, S. B., Computationally Efficient Implementation of Combustion Chemistry using in Situ Adaptive Tabulation, Combustion and Theory Modeling, Vol.1, pp.41-63, (1997).
- 2) O'Rouke, P. J. and Amsden, A. A., The Tab Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup, SAE paper, No.872089, (1987).
- 3) Patterson, M. A., Reitz, R. D., Modeling the Effects of Fuel Spray Characteristics on Diesel Engine Combustion and Emission, SAE paper, No.980131, (1998).
- 4) 玉木伸茂, 西田恵哉, 清水正則, 廣安博之, ノズル内噴孔内のキャビテーションが液体噴流の微粒化に及ぼす影響, 日本機械学会論文集B編, **63(614)**, pp.3447-3454, (1997).
- 5) 大黒正敏, 古館仁, 稲村隆夫, ノズル内キャビテーションが液体分裂機構に及ぼす影響(第3報, 2Dノズル内の圧力変動), 日本機械学会論文集B編, **71(703)**, pp.811-816, (2005).
- 6) 小笠原慎, 大黒正敏, ノズル内液体の乱れが噴流に及ぼす影響, 日本機械学会東北支部秋季講演会講演論文集, 20060930, pp.71-72, (2006).
- 7) Arcoumanis, C., Gavaises, M., Linking the Nozzle Flow with Spray Characteristics in a Diesel Fuel Injection System, Atomization and Sprays, Vol.8, pp.179-197, (1998).
- 8) Nishimura, A. and Assanis, D. N., A Model for Primary Diesel Atomization Based on Cavitation Bubble Collapse Energy, Proc. ICCLASS-2000, pp.1249-1256, (2000).
- 9) Baumgarten, C., Shi, Y., Bush, R. and Merker, G. P., Numerical and Experimental Investigations of Cavitation Flow in High Pressure Diesel Nozzles, ILASS-Europe, (2001).
- 10) 島章, 藤原徳一, 圧縮性油圧作動油中の気泡の崩壊, 東北大学高速力学研究所報告, **46(407)**, pp.129-144, (1981).
- 11) 竹中利夫, 浦田英三, 油力学, 養賢堂, pp.206-223, (1968).
- 12) 泡のエンジニアリング, テクノシステム, pp.19-29, (2005).