

# Clarification of Cavitation Influence on Spray Atomization (1st Report, Visualization of Internal Flow Using Enlarged Nozzle)

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

(Received May 20, 2010)

In this research, it is purpose to understand a cavitation effect on fuel spray atomization for various nozzle geometries and injection conditions. The experiment is carried out by use of 25-times enlarged acrylic nozzle that has rectangular geometry for cavitation observation and pressure measurement inside the nozzle. Primary, for each injection pressure, cavitation phenomenon was observed and pressure inside the nozzle hole was measured. Secondary, various fuels having different vapor pressure were applied under the constant injection pressure for cavitation observation and pressure measurement inside the nozzle hole. As results of these experiments, by use of test fuel having high vapor pressure, cavitation region develops as well as increase in fuel injection pressure. In addition, pressure distribution inside the nozzle has the strong relationship with the cavitation region. Furthermore, cavitation region, pressure inside the nozzle at each measurement position and width of liquid jet injected from the nozzle is able to be arranged by using cavitation number. Meanwhile, the calculation using Star-CD is conducted under the same condition as experiments. For scale of cavitation region, calculation results denote same tendency of experimental visualization inside the nozzle.

**Key words** : cavitation, atomization, saturated vapor pressure, cavitation number, spray characteristics

**キーワード** : キャビテーション, 微粒化, 飽和蒸気圧, キャビテーション数, 噴霧特性

## 噴霧微粒化に対するキャビテーションの影響の解明 (第1報, 拡大ノズルを用いたノズル内流動状況の可視化)

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

### 1. はじめに

筒内直接噴射式ガソリンエンジンにおいて, 噴射ノズル内部の燃料流動は燃料噴霧の特性ひいては機関性能に影響を及ぼす重要な因子である. しかしながら, ノズル内部では流動場に応じて高速な相変化

を伴うキャビテーションが生じるため, 今なお詳細は明らかでない. したがって, ノズル内部の燃料流動ひいては燃料噴霧の微粒化機構に対する影響を解明するにあたり, ノズル内キャビテーションを把握することが肝要である. 一般に, 燃料の圧力が飽和

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

\*<sup>3</sup> Department of Mechanical and Engineering, Doshisha University, Kyoto

蒸気圧を下回ることによってキャビテーションが発生し、周囲流体の圧力変動に応じて成長・崩壊することが知られている<sup>1,2)</sup>。したがって、ノズル内キャビテーションに関しては、噴孔内の圧力分布が気泡の初生、さらには後の気泡挙動に対して支配的である。

過去の研究<sup>3-5)</sup>において、キャビテーションの発達段階と微粒化機構との相関性およびノズル形状がキャビテーションの様相に及ぼす影響などが報告された。しかしながら、キャビテーション現象とノズル内圧力の関係を明確に示した研究例は少ない<sup>6-8)</sup>。また、いずれの研究もキャビテーション現象を噴射圧力により変化させており、圧力場に対する流速の影響を無視し得ない。そのため、キャビテーション現象そのものと噴孔内圧力の詳細な関係は定かでない。したがって、キャビテーション現象の詳細を明らかにするために、多様な流動状況下におけるノズル内圧力を把握する必要がある。

そこで、本研究では種々のノズル仕様および噴射条件に対する燃料噴霧特性を詳細に把握するため、噴孔内部に生じるキャビテーション現象の基礎的特性を明確にすることを目的とする。まず、二次元の拡大可視化ノズルを用いて種々の噴射条件に対するキャビテーション挙動の撮影および噴孔部の圧力計測を行なった。次に、一定噴射条件下において燃料の飽和蒸気圧の差異がキャビテーション現象および噴孔部圧力に及ぼす影響を把握した。これらより、種々の噴射条件・燃料の飽和蒸気圧に対するキャビテーション現象と噴孔内圧力の関係を整理した。また、撮影画像をもとに噴流幅および噴孔内ボイド率を算出し、キャビテーション数により整理した。さらに、汎用熱流体解析プログラム Star-CD を用いた解析を行ない、実験結果との比較・検証を試みた。

## 2. 実験装置

### 2.1 供試ノズル

一般に、実ノズルにおけるキャビテーション現象は非常に高速かつ微細な相変化を伴うため、拡大モデルを用いた調査が行なわれている。また、本報においても噴孔内の圧力分布を把握することを目的とするため、本実験における供試ノズルとして実ノズル

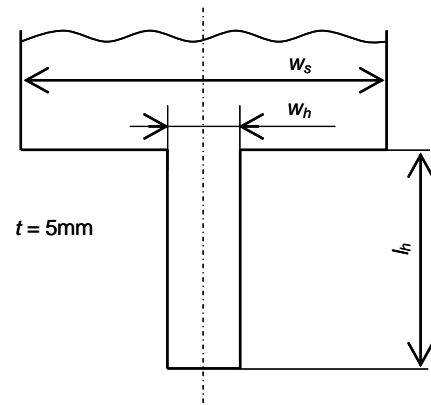


Fig. 1. Nozzle configuration

Table 1. Dimensions of actual and enlarged nozzle

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

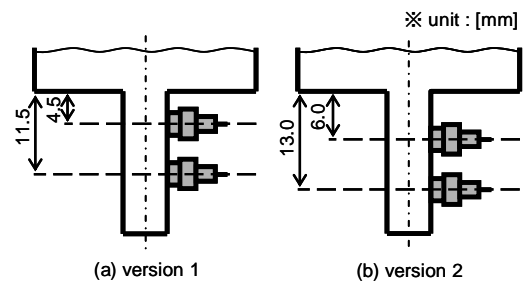


Fig. 2. Set position of pressure sensor

の寸法を 25 倍に拡大したアクリルノズルを製作した。ノズル形状および寸法を Fig.1, Table 1 にそれぞれ示す。キャビテーション現象の基礎的挙動を再現するため本ノズル形状は単純矩形とし、現象を二次化するためにノズル厚さを 5mm で一様とした。また、圧力計測器として半導体式トランスデューサ PYS-3 (感圧面直径: 3mm, 分解能: 約 0.5kPa, サンプリング周波数: 50kHz, JTEKT 製) を使用し、ノズル噴孔部圧力の二点同時計測を可能とした。さらに、噴孔部の圧力場を詳細に捉えるため、Fig.2 に示すように異なる圧力計測箇所を有するモデルを用意した。

### 2.2 供試燃料

本実験では、噴射条件のほかに燃料の飽和蒸気圧の差異により気泡の初生を変化させ、これがキャビテーション現象に及ぼす影響を調査する。そのため、飽和蒸気圧が異なる燃料を選定する必要がある。そこで、本報ではレギュラーガソリンを模擬し得る単

成分および二成分燃料を決定する。

まず, レギュラーガソリンを模擬し得る単成分燃料の選定を行なった。レギュラーガソリンに含まれる種々の成分の質量比  $m$  を Table 2 に示す。Table 2 に示した炭化水素はレギュラーガソリンにおいて 1wt% 以上の質量分率を有し, かつ NIST Thermal Properties of Hydrocarbon Mixtures Database プログラム(以下 NIST プログラム)に組み込まれている成分である。本報では, これら 14 成分を文献<sup>9)</sup>に記載されている質量比  $m$  と同じ質量比  $m'$  で混合したものをレギュラーガソリンと仮定した。Table 2 より飽和蒸気圧  $P_v$  および動粘性係数  $\nu$  を NIST プログラムにより算出した結果を Table 3 に示す。なお, 計算に必要な雰囲気条件は室温, 大気圧場とした。また, 多成分燃料であるレギュラーガソリンはある温度幅において気液が混在する二相領域を形成するため, その飽和蒸気圧は一定の幅を有する結果となる。以上の結果から, 飽和蒸気圧  $P_v$  および動粘性係数  $\nu$  がレギュラーガソリンの中央値である iso-Hexane (2-Methylpentane) を本実験で使用する単成分燃料とした。

次に, 二成分燃料の選定を行なった。まず, NIST プログラムを用いて種々の炭化水素を任意のモル分率で混合した。各供試燃料においてレイノルズ数  $Re$  およびキャビテーション気泡の発泡・成長・崩壊過程に差が生じないように, 二成分燃料における密度  $\rho$ , 粘度  $\mu$  および表面張力  $\sigma$  を 2-Methylpentane と同等とする必要がある。なお, 二成分燃料の表面張力はパラコール値<sup>10)</sup>を用いて算出した。

これらのことを考慮し, 本実験で使用する二成分燃料を Table 4 に示すとおりに選定した。Table 4 に示すように各供試燃料の飽和蒸気圧に差があるため, キャビテーション初生の変化による圧力場への影響

を捉えることが可能であると考えられる。

## 2.3 燃料噴射システム

本実験において用いた燃料噴射システムを Fig.3 に示す。油圧シリンダ内に充填された供試燃料は  $N_2$  ガスにより所定の圧力に増圧されたエアシリンダの

Table 2. Mass fraction of regular gasoline

Component	Actual mass fraction $m$ [wt%]	Hypothetical mass fraction $m'$ [wt%]
2-Methylpentane	5.40	12.44
Benzene	4.78	11.02
Toluene	4.73	10.90
Pentane	4.09	9.43
Butane	3.81	8.78
Hexane	3.59	8.27
2-Methylhexane	3.53	8.14
3-Methylpentane	3.52	8.11
3-Methylhexane	2.72	6.27
2-Methyl-2-butene	1.94	4.47
Methylcyclopentane	1.54	3.55
Heptane	1.51	3.48
trans-2-Pentene	1.14	2.63
2,3-Dimethylbutane	1.09	2.51
Regular gasoline	43.39	100

Table 3. Properties and components of regular gasoline

Component	Saturated vapor pressure $P_v$ [MPa]	Kinematic viscosity $\nu \times 10^{-6}$ [m <sup>2</sup> /s]
2-Methylpentane	0.023	0.452
Benzene	0.010	0.745
Toluene	0.003	0.679
Pentane	0.056	0.355
Butane	0.208	-
Hexane	0.016	0.469
2-Methylhexane	0.007	0.560
3-Methylpentane	0.020	0.455
3-Methylhexane	0.006	0.534
2-Methyl-2-butene	0.051	0.324
Methylcyclopentane	0.015	0.676
Heptane	0.005	0.597
trans-2-Pentene	0.055	0.342
2,3-Dimethylbutane	0.025	0.567
Regular gasoline	0.013 0.047	0.461

Table 4. Fuel properties of two components mixture

Fuel	iC6	C5/C6	C5/C7	C5/C11
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>	n-C <sub>5</sub> H <sub>12</sub> /n-C <sub>11</sub> H <sub>24</sub>
Mixture ratio (mole fraction)	-	2:8	6:4	9:1
Density $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$6.5 \times 10^2$	$6.6 \times 10^2$	$6.5 \times 10^2$	$6.5 \times 10^2$
Viscosity $\mu$ [Pa·s]	$3.0 \times 10^{-4}$	$2.9 \times 10^{-4}$	$2.9 \times 10^{-4}$	$2.9 \times 10^{-4}$
Surface tension $\sigma$ [N/m]	$1.8 \times 10^{-2}$	$1.8 \times 10^{-2}$	$1.8 \times 10^{-2}$	$1.7 \times 10^{-2}$
Saturated vapor pressure $P_v$ [Pa]	$2.3 \times 10^4$	$2.4 \times 10^4$	$3.6 \times 10^4$	$5.1 \times 10^4$

$P_v$ : At bubble point

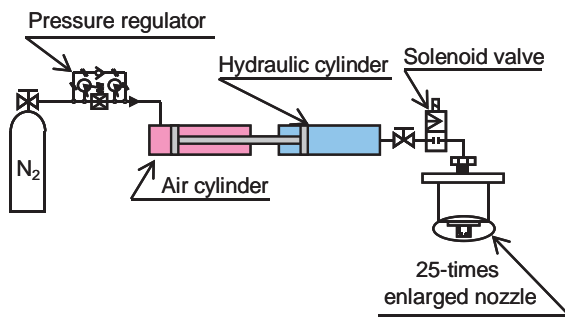


Fig. 3. Injection system

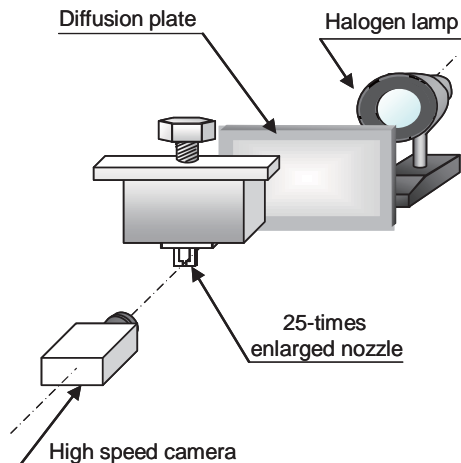


Fig. 4. Optical system for back light photography

作動により、拡大ノズルより大気圧場へと噴射される。なお、パルス信号により作動する電磁弁により噴射期間を制御し、噴射圧力は電磁弁とノズルの間に取り付けた圧力センサ(定格圧力 500kPa, 豊田工機製: PMS-5-500K)を用いて計測した。

## 2.4 背景光撮影光学系

噴孔内部のキャビテーション領域を撮影するために用いた背景光撮影の光学系を Fig.4 に示す。光源にハロゲンランプを用い、拡散板を介して拡大ノズルに照射する。噴孔に対して垂直な位置からハイスピードカメラ(Photron 製, FASTCAM APX RS, 解像度: 512×256pixel, 空間分解能: 約 67 $\mu$ m, 撮影速度: 15000f.p.s, 露光時間: 約 0.33 $\mu$ s)で撮影することにより、噴孔内キャビテーションおよび噴流の画像を得る。

## 2.5 撮影期間および本研究での噴射圧力の定義

キャビテーション現象は時々刻々と変化し、特にノズルへの燃料流入が過渡状態にある場合では気泡

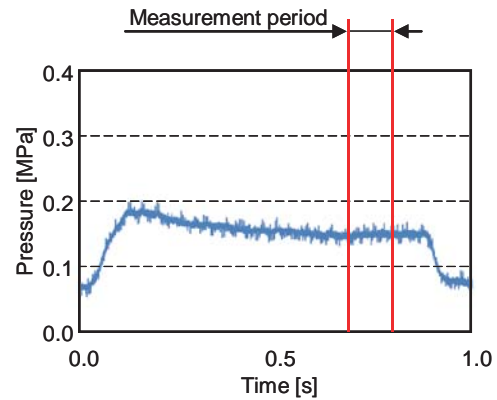


Fig. 5. Pressure history in upstream region of the enlarged nozzle

領域の規模が大きく変動する状態にある。このことから、流入圧力がおよそ一定となる期間においてキャビテーション現象の比較を行なう必要があると考えた。拡大モデルにおける噴射期間  $t_{inj}$  を 0.85s とした際に、PMS-5 により計測された圧力波形の一例を Fig.5 に示す。なお、25 倍拡大モデルにおける  $t_{inj}=0.85s$  は実機関での噴射期間  $t_{act}=1.36ms$  に相当する。Fig.5 より、噴射開始直後では大きな圧力上昇がみられるが、0.60s 以降から噴射終了までは概ね一定であるとみなすことが可能である。したがって、本実験ではモデル上流部圧力を一定とみなせる期間の一部である 0.70~0.80s(以下、定常期間)において撮影を行ない、その期間における圧力の平均値を本研究における噴射圧力  $P_{inj}$  として定義する。

## 2.6 キャビテーション数の定義

本研究では、キャビテーションの様相を示す指標として次のキャビテーション数を用いる。

$$K = \frac{P_{amb} - P_v}{P_{inj} - P_{amb}} \quad (1)$$

ここで、 $P_{amb}$  は雰囲気圧力、 $P_v$  は燃料の飽和蒸気圧である。これまでに、上記の定義より得られたキャビテーション数によりキャビテーション領域の発達段階などを整理した研究例<sup>11-13)</sup>が多数報告されている。しかしながら、ノズル形状が異なると流れ場そのものが大きく異なるため、研究者によりキャビテーション数絶対値と発達段階の定量的な相関関係に差異が見受けられる。したがって、このキャビテー

Table 5. Experimental conditions for each  $P_{inj}$ 

(a) For enlarged nozzle			
Fuel	2-Methylpentane		
Saturated vapor pressure $P_v$ [kPa]	23		
Injection pressure $P_{inj}$ [MPa]	0.15	0.20	0.25
Reynolds number $Re \times 10^5$ [-]	1.02	1.45	1.77
Cavitation number $K$ [-]	1.61	0.79	0.53
Injection duration $t_{inj}$ [s]	0.85		
Ambient pressure $P_{amb}$ [MPa]	0.1		
Ambient temperature $T_a$ [K]	293		
(b) Relationship between actual and enlarged nozzle			
	Actual nozzle	25-times enlarged nozzle	
Ambient pressure $P_{amb}$ [MPa]	0.4	0.1	
Injection pressure $P_{inj}$ [MPa]	30.8~124.6	0.15~0.30	
Injection duration $t_{inj}$ [s]	$1.36 \times 10^{-3}$	0.85	
Cavitation number $K$ [-]	$3.0 \sim 12.4 \times 10^{-3}$	0.39~1.61	
Reynolds number $Re \times 10^5$ [-]	1.01~2.05		

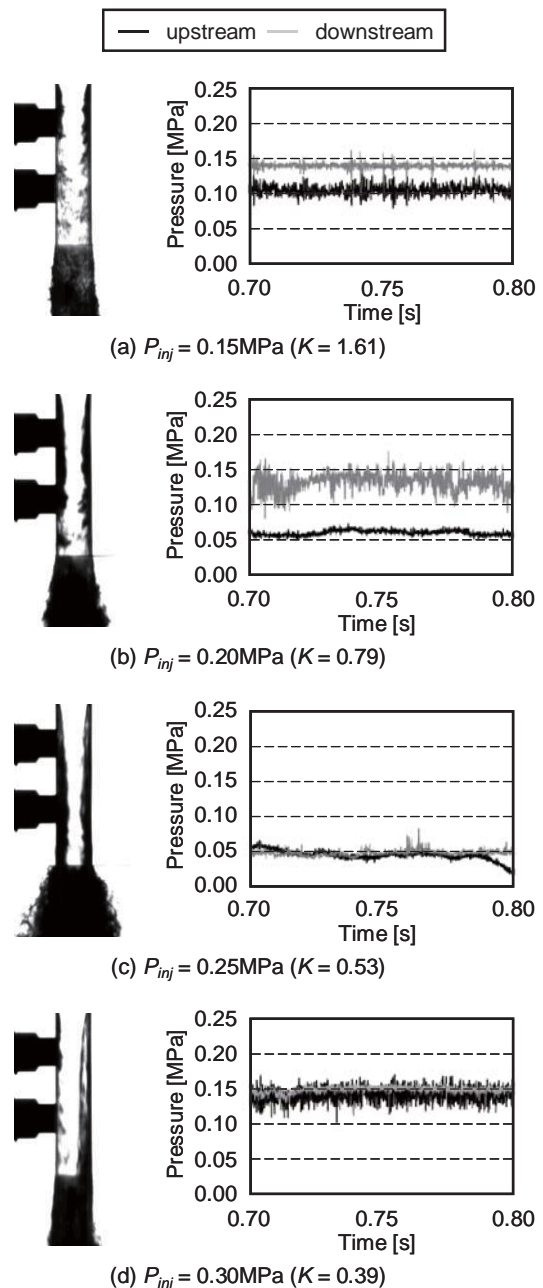
シオン数は同一ノズルにおいてのみ有効な指標であると考えられ，本ノズルにおけるキャビテーション数絶対値と発達段階の相関関係は過去の研究例と必ずしも一致するとは限らない。

### 3. 実験結果

#### 3.1 噴射圧力の差異によるキャビテーション現象および噴孔内圧力の変化

実験条件を Table 5 に示す．供試燃料として 2-Methylpentane (iso-Hexane, 以下 iC6) を用い，噴射圧力を  $P_{inj}=0.15 \sim 0.30$  MPa の範囲で変化させた．なお，供試燃料はあらかじめ大気開放下で十分に放置した後，油圧シリンダへと導いた．また，供試ノズルには Fig.2(a) に示した拡大モデル 1 を用い，初期のノズル内は供試燃料で充満させた．

各噴射圧力に対して定常期間中に得られた撮影画像および噴孔内圧力波形を Fig.6 に示す．なお，本画像は背景光撮影により得られたものであるため，噴孔部においてキャビテーション気泡群は黒く撮影される．一般に，一定の噴射圧力下においても，サック部に生じる渦構造の非定常性によりノズル内流動は絶えず変化する<sup>14)</sup>．すなわち，サック部から噴孔部への燃料流入もまた時々刻々と変化する．したがって，キャビテーション現象も強い非定常性を有するため，本報では定常期間に得られた全撮影画像


 Fig. 6. Images of cavitation, liquid jet and pressure inside the nozzle (iC6,  $P_v = 23$  kPa)

から最も平均的な画像を選定して示した．Fig.6 より，噴射圧力が増加するにつれて  $P_{inj}=0.15 \sim 0.25$  MPa の範囲ではキャビテーション領域の規模は下流方向へと大きく成長し，それに伴い噴流も広がるのがわかる．一方， $P_{inj}=0.30$  MPa では燃料流れが噴孔入口から剥離状態を維持したままノズルから噴出される hydraulic flip となり，噴流の拡がりには抑制される．これら一連の噴射圧力とキャビテーション挙動の関係は大黒<sup>4)</sup>や宋<sup>5)</sup>に代表される過去の報告例と定性

Table 6. Experimental conditions for each  $P_v$ 

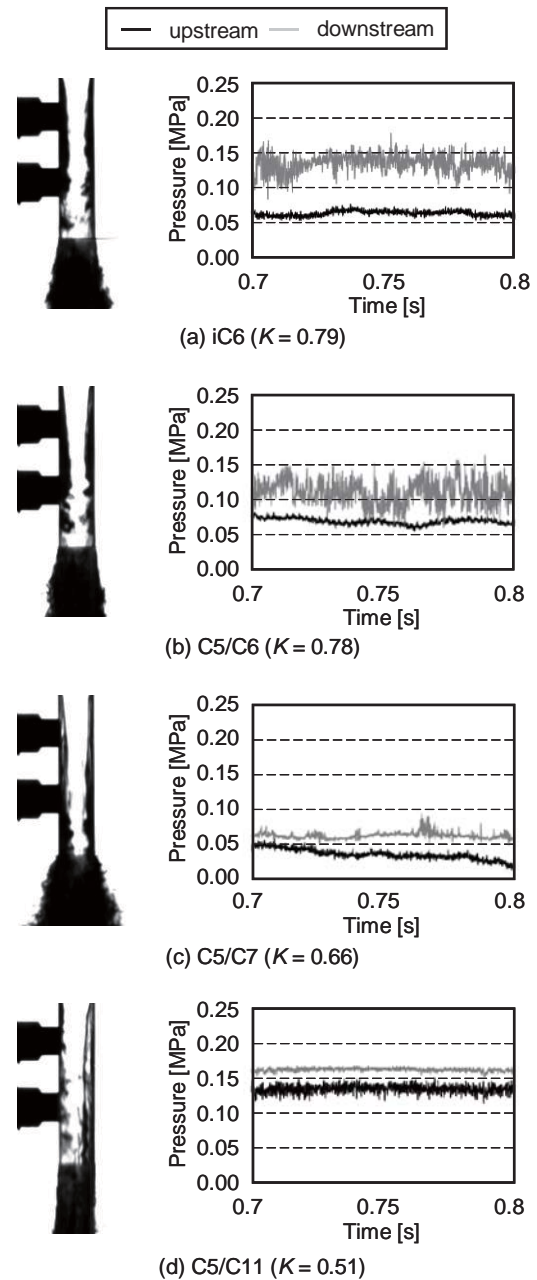
(a) For enlarged nozzle				
Fuel	iC6	C5/C6	C5/C7	C5/C11
Saturated vapor pressure $P_v$ [kPa]	23	24	36	51
Injection pressure $P_{inj}$ [MPa]	0.20			
Reynolds' number $Re \times 10^5$ [-]	1.45			
Cavitation number $K$ [-]	0.79	0.78	0.66	0.51
Injection duration $t_{inj}$ [s]	0.85			
Ambient pressure $P_{amb}$ [MPa]	0.1			
Ambient temperature $T_a$ [K]	293			

( $P_v$ : At bubble point)

(b) Relationship between actual and enlarged nozzle		
	Actual nozzle	25-times enlarged nozzle
Ambient pressure $P_{amb}$ [MPa]	0.4	0.1
Injection pressure $P_{inj}$ [MPa]	62.1	0.20
Injection duration $t_{inj}$ [s]	$1.36 \times 10^{-3}$	0.85
Cavitation number $K$ [-]	$5.7 \sim 6.1 \times 10^{-3}$	$0.51 \sim 0.79$
Reynolds number $Re \times 10^5$ [-]	1.45	

的に一致している。次に、噴孔内の上流部・下流部に設置した圧力センサにより得られた圧力波形に着目する。 $P_{inj}=0.15\text{MPa}$  では噴孔部の上流側・下流側において大気圧程度もしくはそれ以上の圧力が維持されており、両計測箇所の圧力変動が大きいことも確認できる。また、 $P_{inj}=0.20\text{MPa}$  では上流部において、 $P_{inj}=0.25\text{MPa}$  では両計測箇所において大気圧を大きく下回る圧力波形が得られ、 $P_{inj}=0.15\text{MPa}$  と比較して圧力変動が小さいことがわかる。小笠原・大黒ら<sup>7)</sup>によると、圧力計測部がキャビテーション領域に覆われると圧力変動は小さくなるようである。したがって、撮影画像および圧力波形から察するに、 $P_{inj}=0.20, 0.25\text{MPa}$  の条件におけるキャビテーション領域は噴孔入口よりそれぞれ6mm, 13mm以上の長さを維持していると考えられる。一方、 $P_{inj}=0.30\text{MPa}$  の場合、計測面と反対側から流れが剥離しており、両計測箇所ともに大気圧以上の圧力となっている。本報には記載していないが、hydraulic flip が圧力計測面側で生じた場合においても同様の圧力波形が得られた。剥離面の差異による噴孔部圧力への影響を詳細に把握するためには流動場の詳細な可視化が必要であると考えられる。そのため、本報ではhydraulic flipになると大気圧以上の圧力が計測されることを示すに留める。

以上より、噴射圧力の増加によりキャビテーシ

Fig. 7. Images of cavitation, liquid jet and pressure inside the nozzle ( $P_{inj} = 0.20\text{MPa}$ )

ン領域が発達すると噴孔内において負圧となる領域が拡大し、hydraulic flipを伴う場合は噴孔上流部・下流部ともに大気圧以上の圧力が維持されることがわかった。

### 3.2 飽和蒸気圧の差異によるキャビテーション現象および噴孔内圧力の変化

一定の噴射条件下において燃料の飽和蒸気圧の差異によるキャビテーション現象への影響を比較する。実験条件を Table 6 に示す。Fig.4 に示した種々の供

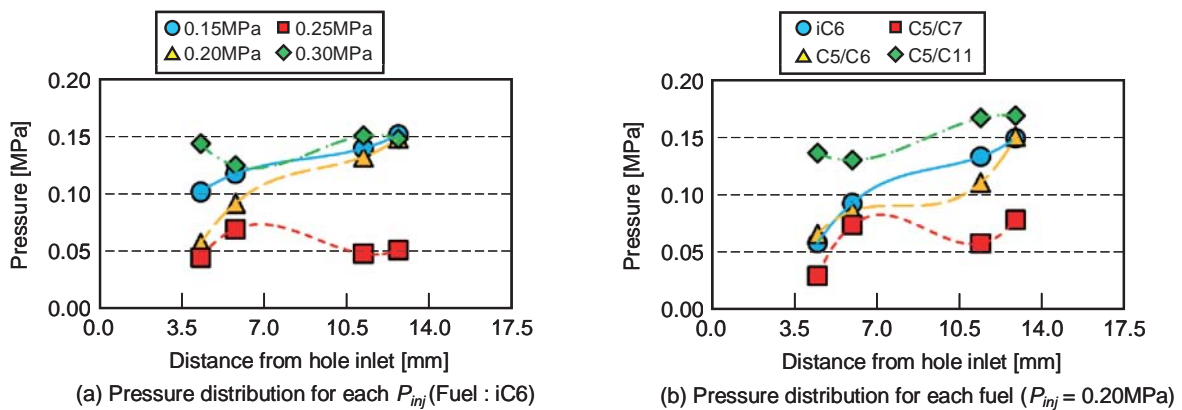


Fig. 8. Pressure distribution inside the nozzle hole for each conditions

試燃料を同一の圧力で噴射することにより， $K$ の差異によるキャビテーション現象への影響を把握することが可能である．なお，噴射圧力は0.20MPa一定とし，他の条件は3.1節と同じである．

各供試燃料に対して得られた代表的な撮影画像および噴孔内圧力波形を Fig.7 に示す．Fig.7 より，供試燃料の飽和蒸気圧が高くなるにつれてキャビテーション領域は下流方向へと発達し，それに伴い噴流も大きく拡がるのがわかる．これは，飽和蒸気圧の上昇に伴い，噴孔入口部におけるキャビテーション気泡の発泡量が増加するためであると考えられる．したがって，iC6 および C5/C6 の飽和蒸気圧においてほとんど差異がないため，キャビテーションの様相も同等となっている．また，各供試燃料の噴孔内圧力に着目すると，iC6 と C5/C6 の圧力波形が上流側および下流側ともに類似していることがわかる．一方，C5/C7 では両計測箇所において圧力変動の小さい負圧波形を示しており，3.1 節の  $P_{inj}=0.25\text{MPa}$  と同様の結果が得られている．さらに，供試液体の中で最も飽和蒸気圧が高い C5/C11 を用いた場合，前節の  $P_{inj}=0.30\text{MPa}$  において確認された hydraulic flip と同様の撮影画像および圧力波形となる．キャビテーション気泡量の増加に伴う流線への影響は定かではないが，燃料の飽和蒸気圧が高くなると hydraulic flip と同等の現象が生じることが示された．

以上より，飽和蒸気圧の差異によるキャビテーション現象および噴孔内圧力への影響は噴射圧力を変化させた場合と概ね傾向が一致することがわかった．すなわち，キャビテーション現象および噴孔内圧力

は  $K$  により整理することが可能であるといえる．

### 3.3 噴射圧力，飽和蒸気圧の差異による噴孔内圧力分布への影響

キャビテーション現象が噴射圧力および燃料の飽和蒸気圧の差異によりそれぞれ変化する場合，噴孔内の圧力場がいかにかに推移するかを比較した．まず，拡大モデル2を用いて3.1および3.2節と同条件下において噴孔部圧力の計測を行なった．そして，拡大モデル1,2における噴孔内圧力の計測結果をもとに，種々の条件に対する噴孔内の圧力分布を推定した．

Fig.8 に各噴射圧力および供試燃料に対する圧力分布を示す．なお，プロットは計測箇所の中央に位置しており，参考として各プロットに対する多項近似曲線を併記している．Fig.8 より， $P_{inj}=0.15\sim 0.25\text{MPa}$  の範囲では噴射圧力の増加に伴い圧力分布は噴孔全域を通してより低圧側へと推移することがわかる．また，hydraulic flip を呈する  $P_{inj}=0.30\text{MPa}$  の場合，いずれの計測箇所においても正圧を維持する結果となった．一方，噴射圧力および燃料の飽和蒸気圧の圧力分布に対する各々の傾向に着目すると，変化させる因子特有の差異は見られない．

したがって，噴孔内圧力分布はキャビテーション領域と密な関係にあり， $K$ により整理することが可能であるといえる．

### 3.4 キャビテーション数による噴孔内圧力，噴流幅および噴孔内ボイド率の整理

拡大モデル1を用いて，各噴射圧力ー供試燃料の

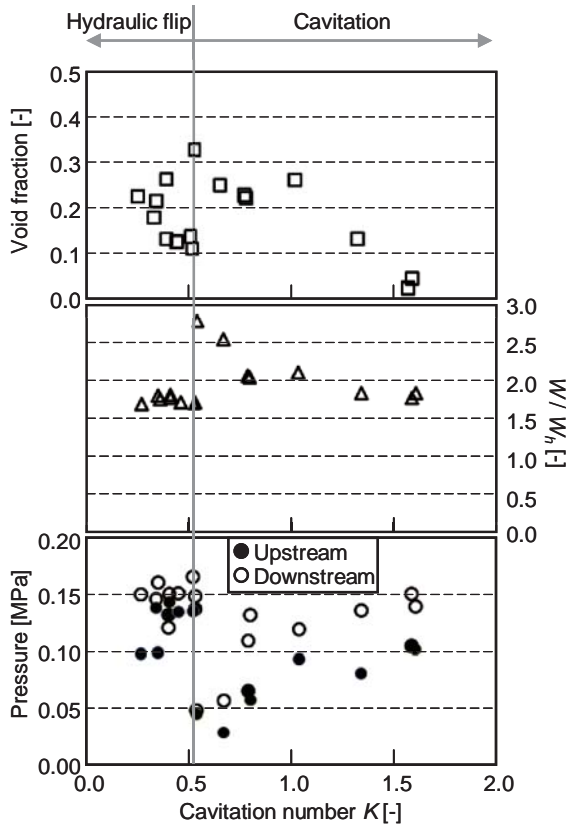


Fig. 9. Reference of cavitation number on pressure, void fraction inside nozzle hole and width of liquid jet

組み合わせにおける噴孔内圧力、噴孔内ボイド率および噴流幅を調査し、 $K$ により整理した。その結果を Fig.9 に示す。噴流幅  $W$  は噴孔出口より垂直下 5.0mm の位置において得られた噴孔方向と直行する方向の幅を示し、その値を噴孔幅  $w_h$  で正規化して示した。また、噴孔内ボイド率は撮影画像のピクセルごとの輝度値に対し閾値を設けることで気泡の有無を判別し、それらの積算値と噴孔部の総ピクセル数との面積比より算出した。なお、各値は定常期間において得られた時間平均値を用いた。

Fig.9 の下段に着目すると  $K$  の減少に伴い噴孔内圧力は上流部・下流部ともに低下する傾向にある。また、 $K=0.52$  近傍において両計測箇所の圧力が急激に上昇することが確認される。3.1 および 3.2 節で述べたように、hydraulic flip を生じる条件において噴孔内の圧力が全域にわたり正圧を伴う。このことから、およそ  $K=0.52$  となる条件が本ノズルにおいて hydraulic flip を呈するか否かを決定する境界条件であると考えられる。このことは、グラフ中段に示し

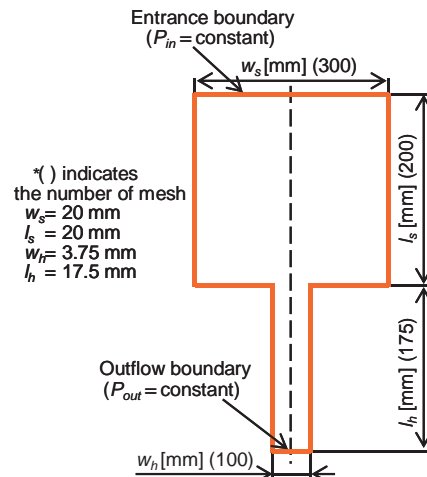


Fig. 10. Computational grid

た噴流幅においても伺い知ることが可能である。すなわち、キャビテーション数の低下に伴い噴流幅は増加する傾向にあるが、 $K=0.52$  近傍において急激に減少していることがわかる。したがって、噴流幅もまた  $K$  により整理することが可能であるといえる。一方、上段に示した噴孔内ボイド率に着目すると、 $K$  の低下に伴いボイド率は大きく増加し、噴流幅と同様に  $K=0.52$  近傍において急激に低下している。しかしながら、hydraulic flip となる条件におけるボイド率のばらつきは大きい。この原因として、 $K$  が低下するにつれて気泡量が増加する一方で、撮影画像において白く写る部分が不規則に生じることが挙げられる。

以上より、キャビテーション現象に関連する種々の項目、特に噴孔内圧力および噴流幅もまたキャビテーション現象同様、キャビテーション数により整理することが可能であるといえる。

#### 4. Star-CD を用いた計算方法および計算結果

本章では汎用熱流体解析プログラム Star-CD を用い、噴孔内における流動場およびキャビテーション現象の数値解析を行なう。本計算に用いた計算格子を Fig.10 に示す。計算格子は実験に用いた拡大ノズルのサック相当部以後の流路を二次元で模擬している。噴孔部(幅  $w_h$ 、長さ  $l_h$ )は  $100 \times 175$  のメッシュで構成され、上部境界からの流入圧力を  $P_{in}$ 、下部境界からの流出圧力を  $P_{out}$  とした。この場合、キャビテーション数は次式で表わされる。

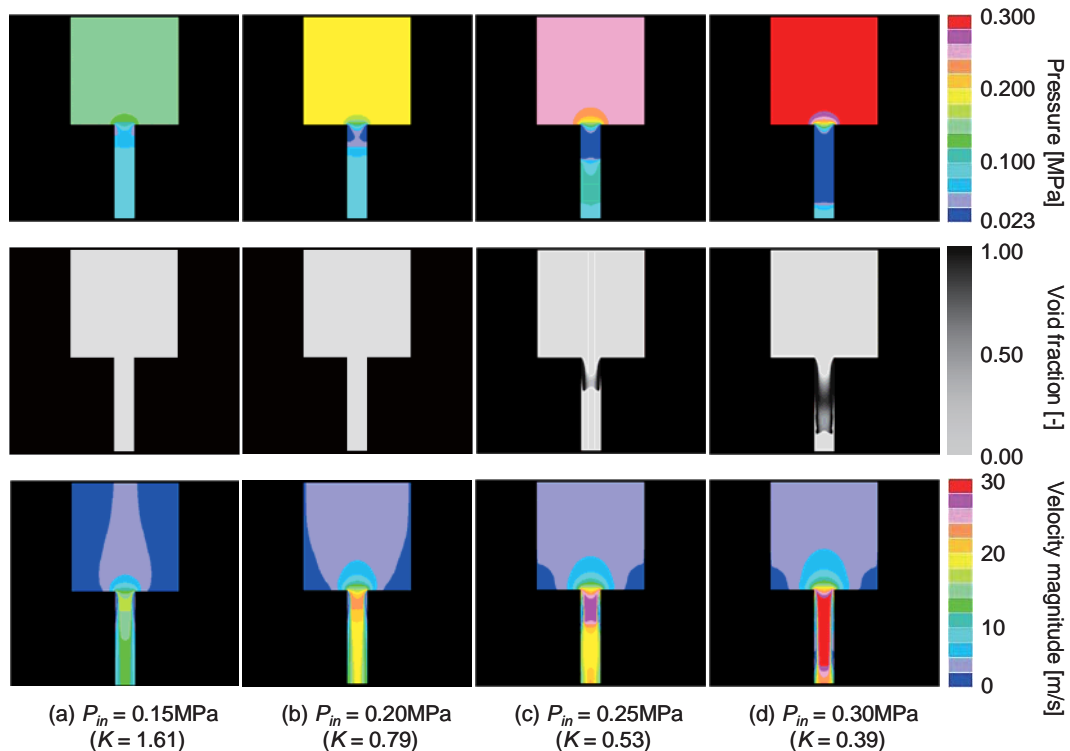


Table 7. Calculation conditions for each  $P_{in}$ 

Fuel	2-Methylpentane			
Saturated vapor pressure $P_v$ [kPa]	23			
Inlet pressure $P_{in}$ [MPa]	0.15	0.20	0.25	0.30
Reynolds number $Re \times 10^5$ [-]	1.02	1.45	1.77	2.05
Cavitation number $K$ [-]	1.61	0.79	0.53	0.39
Outlet pressure $P_{out}$ [MPa]	0.85			

 Table 8. Calculation conditions for each  $P_v$ 

Fuel	iC6	C5/C6	C5/C7	C5/C11
Saturated vapor pressure $P_v$ [kPa]	23	24	36	51
Inlet pressure $P_{in}$ [MPa]	0.20			
Reynolds' number $Re \times 10^5$ [-]	1.45			
Cavitation number $K$ [-]	0.79	0.78	0.66	0.51
Outlet pressure $P_{out}$ [MPa]	0.85			

 ( $P_v$ : At bubble point)

 Fig. 11. Distributions of pressure, void fraction and velocity magnitude for each  $P_{in}$ 

$$K = \frac{P_{out} - P_v}{P_{in} - P_{out}} \quad (2)$$

#### 4.1 流入圧力の差異による流れ場への影響

計算条件を Table 7 に示す. 3.1 節の実験条件と対応するよう同一供試燃料のもとで上部境界圧力を変化させた. また, キャビテーションを表現する数値モデルとして計算負荷低減の観点から Barotropic モデルを採用した. Barotropic モデルはキャビテーション流れを擬似的に単相流れとみなし, 気液の混合密度が圧力のみで変化すると仮定したモデルである.

計算により得られたノズル内圧力, ボイド率および速度の分布を Fig.11 に示す. まず圧力分布に着目すると,  $P_{in}$  の増加に伴い噴孔部における低圧な領域は噴孔出口方向へと拡大していることがわかり, 3.1

節に示した実験結果と同じ傾向であるといえる. 次に, ボイド率分布に着目すると, 気泡が存在する範囲は圧力分布において確認される低圧な領域と概ね対応していることがわかる. しかしながら,  $P_{in}=0.20\text{MPa}$  では低圧領域の形成が確認されるにも関わらず気相の存在が見られない. 本計算において流れ場の時間変化を考慮していないことから, Barotropic モデルでは飽和蒸気圧に達する領域がある程度の規模を形成しないと気泡を生じないようである. これらより, 計算においても圧力場と気泡領域の関係を定性的に表現し得るといえる. 一方, 速度分布に着目すると, 低速な領域が噴孔部の壁面近傍に形成されていることがわかる. また, この低速領域はベクトルで確認すると循環流れを伴っており, 圧力分布の低圧領域と概ね対応している. このことから, 流入圧力が高くなると噴孔入口部における燃

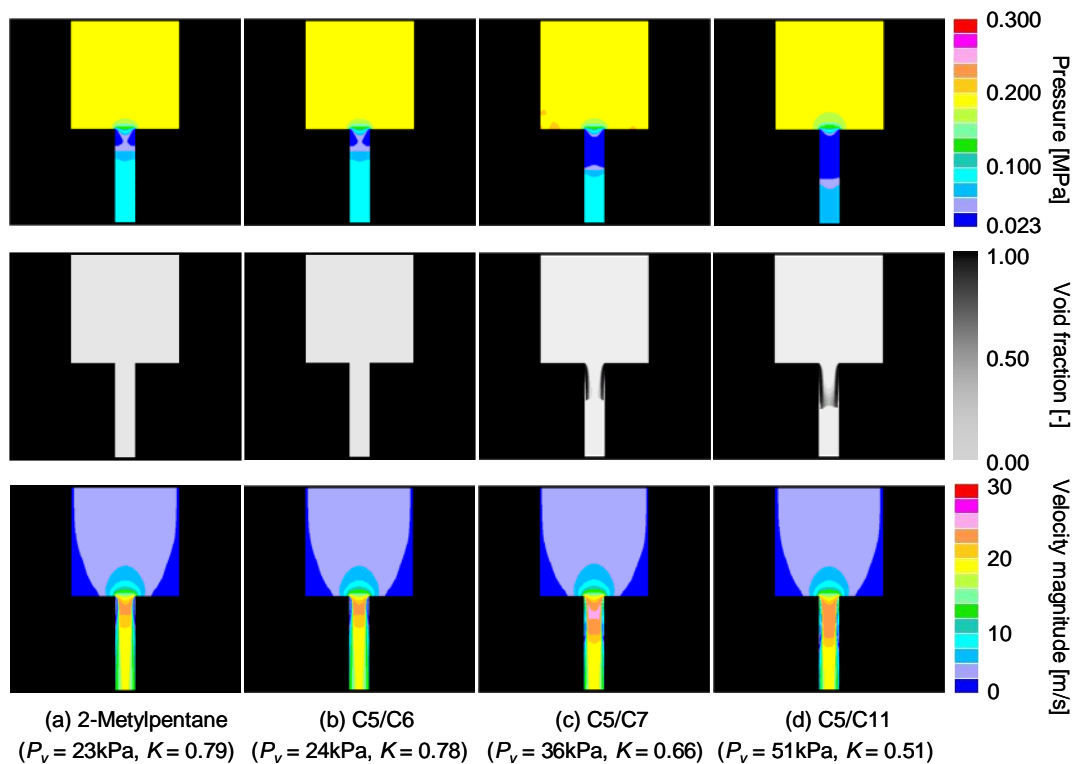


Fig. 12. Distributions of pressure, void fraction and velocity magnitude for each  $P_v$

料流速の増大を招き、剥離した流れの噴孔部壁面への再付着点が下流方向へと推移することから、大規模な循環流れおよび低圧領域を形成するといえる。

#### 4.2 飽和蒸気圧の差異による流れ場への影響

計算条件を Table 8 に示す。3.2 節の実験条件と対応するよう同一流入圧力のもとで飽和蒸気圧を変化させた。他の解析手法は 4.1 節と同様である。

飽和蒸気圧を変化させた際のノズル内圧力、ボイド率および速度の分布を Fig.12 に示す。圧力分布に着目すると、飽和蒸気圧が高くなるにつれて噴孔入口部における低圧領域の規模が拡大することがわかる。また、低圧領域と対応するように、高ボイド率領域の出現が確認される。これらより、3.2 節に示した飽和蒸気圧の差異による圧力場およびキャビテーション気泡量への影響は本計算においても定性的に捉えられているといえる。一方、速度分布に着目すると、飽和蒸気圧の増加に伴い循環流の規模が噴孔出口近傍にまで進展することがわかる。すなわち、同一流入圧力の条件下においても飽和蒸気圧が異なることで噴孔部における燃料流れに差異が生じることが示されている。このことから、キャビテーシ

ン気泡量が増加することにより、噴孔入口角部より剥離した流れの壁面への再付着位置は下流方向へと移動すると考えられる。すなわち、実験において確認されたように、供試燃料の飽和蒸気圧がある程度まで高くなると、低噴射圧の条件においても hydraulic flip を生じる可能性がある。

#### 4.3 実験結果との比較・検証

3 章において得られた実験結果および前節までの計算結果より、本計算ではキャビテーション領域を過少に見積もることがわかる。この原因として、気泡核や気泡物性の考慮が十分でないことが考えられる。そのため、キャビテーション現象と関連性の強い圧力場、さらには速度場に関しても結果に差異を生じたといえる。他のキャビテーションモデルを使用することで予測精度向上の可能性も残されているが、更なる計算負荷の拡大が見込まれる。また、出口境界条件として一定の圧力値を設定していることから、hydraulic flip のような流れ場を再現し得ない可能性がある。キャビテーション現象を数値的に記述するためには、気泡に関する詳細のみならず、流動場そのものを適切に解く必要があると考えられる。

## 5. 結言

本研究では，キャビテーション現象の基礎的特性を把握するため，拡大モデルを用いて噴孔部の可視化および噴孔内圧力の計測を行なった．噴射条件および飽和蒸気圧を変化させた場合における噴孔内圧力および噴流幅，ボイド率を調査し，キャビテーション数により種々の関連項目を整理した．以下に得られた知見を示す．

- (1) 噴射圧力を増加させるとキャビテーション領域は噴孔出口近傍まで成長し，負圧領域も下流方向へと進展する．
- (2) 燃料の飽和蒸気圧が高くなるにつれてキャビテーション領域は下流方向へと規模を拡大させ，噴射圧力の増加と同程度の噴流の微粒化促進効果を得る．したがって，キャビテーションの発達段階はキャビテーション数に依存する．
- (3) 噴孔内圧力分布はキャビテーション領域と密接な関係があり，噴射圧力や飽和蒸気圧といったキャビテーション数に寄与する因子の差異による特異な変化は見られない．
- (4) キャビテーション現象と同様に，噴孔内圧力および噴流の幅もまたキャビテーション数により整理することが可能である．
- (5) 本計算手法はノズル内キャビテーションおよび圧力場に関する定性的な傾向を再現する．

## 参考文献

- 1) 山崎卓爾，キャビテーション工学，日刊工業新聞社，pp.4-14, pp.62-67, (1978).
- 2) 加藤洋治，キャビテーション，槓書店，pp.1-6, (1990).
- 3) 横田源弘，伊藤幸雄，青木八郎，細絞りを通る高速油流中のキャビテーションに対するのど部長さの影響，日本機械学会論文集 B 編，**58(545)**，pp.1-6, (1992).
- 4) 大黒正敏，古館仁，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，日本機械学会論文集 B 編，**68(671)**，pp.1998-2005, (2002).
- 5) 宋明良，富山明男，細川茂雄，濁川慎司，松本洋一郎，二次元ノズル内キャビテーションと液体噴流の微粒化(第1報，超高速カメラによる可視化)，日本機械学会論文集 B 編，**72(714)**，pp.513-520, (2006).
- 6) 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).
- 7) 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).
- 8) 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).
- 9) 秋山賢一，市販ガソリンの炭化水素組成(第2報)，自動車研究，**17(9)**，pp.449-455, (1995).
- 10) 大江修造，設計者のための物性定数推算法，日刊工業新聞社，pp.310-314, (1985).
- 11) 横田源弘，伊藤幸雄，四戸竹勇，細い絞りを通る高圧・高速油流中のキャビテーションの瞬間写真観察，日本機械学会論文集 B 編，**55(515)**，pp.1817-1822, (1989).
- 12) 大黒正敏，古館仁，野田英彦，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2報，2Dノズル内の液流の挙動)，日本機械学会論文集 B 編，**69(685)**号，pp.2024-2029, (2003).
- 13) 宋明良，富山明男，細川茂雄，濁川慎司，前田達利，2次元ノズル内キャビテーションと液体噴流の微粒化(第2報，ノズル内液相速度とLDV計測)，日本機械学会論文集 B 編，**72(714)**，pp.521-527, (2006).
- 14) 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).