



# 燃料インジェクタのノズル内キャビテーションと液体噴流微粒化に関する研究

増田, 誠

---

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2018-03-25

(Date of Publication)

2019-03-01

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲第7219号

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1007219>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



# 博士論文

燃料インジェクタのノズル内キャビテーションと  
液体噴流微粒化に関する研究

平成30年1月

神戸大学大学院海事科学研究科

増田 誠



# 目次

## 第1章 序論

1.1 研究の背景	1
1.2 本研究の対象	2
1.3 従来の研究	4
1.4 本研究の目的	18
1.5 本論文の構成	20

## 第2章 噴孔入口エッジ部の曲率半径がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

2.1 はじめに	21
2.2 試験方法	22
2.3 静止面撮影による解析	25
2.4 高速度撮影による解析	32
2.5 まとめ	40

## 第3章 噴孔長がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

3.1 はじめに	41
3.2 試験方法	42
3.3 静止面撮影による解析	44
3.4 高速度撮影による解析	50
3.5 まとめ	61

## 第4章 流体物性値がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

4.1 はじめに	62
4.2 試験方法	63
4.3 結果と考察	66
4.4 まとめ	74

## 第5章 結論

参考文献

謝辞

主な記号

A : 断面流路面積

C<sub>c</sub>: 縮流係数

D : 噴孔径

L : 噴孔長

L<sub>c</sub>: キャビテーション長さ

P<sub>b</sub>: 背圧

P<sub>v</sub>: 飽和蒸気圧

Re: レイノルド数

R : 噴孔入口部曲率半径

T<sub>L</sub>: 液温

t : 噴孔厚さ (2D ノズル)

V : 平均流速

W : 噴孔幅

W<sub>c</sub>: キャビテーション厚さ (2D ノズル)

α: ボイド率

γ: 表面張力

θ: 噴流角

λ: 管摩擦係数

σ<sub>C</sub>: 修正キャビテーション数

μ : 動的粘性率

ν: 動粘度

ρ: 密度

2D : Two-Dimensional

3D : Three-Dimensional

CFD : Computational Fluid Dynamic

DPF : Diesel particulate filter

DME: Dimethyl Ether

SCR : Selective Catalyst Reduction

VCO: Valve Covered Orifice

# 第1章 序論

## 1.1 研究の背景

地球環境保全の観点からディーゼルエンジン車には排ガス低減と燃費低減が求められている。1992年以降の欧州におけるディーゼルエンジン車に対する排ガス規制を図1.1に示す。光化学スモッグの原因になる窒素酸化物  $\text{NO}_x$  と人体への影響が懸念されるPM (Particulates Mater) に対する規制が大幅に強化された。図1.2に示すように今後は地球温暖化に影響を及ぼす二酸化炭素の排出量規制が強化される。

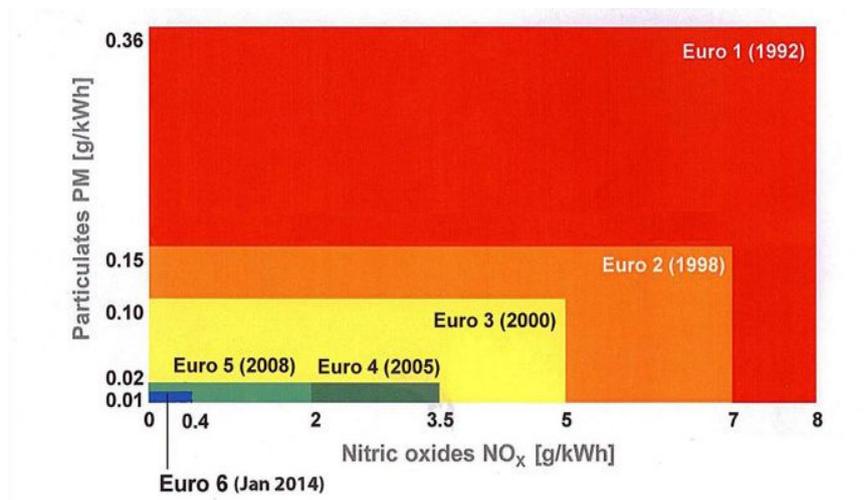


Fig. 1.1 Progression of European emission standards for diesel engines <sup>(1)</sup>

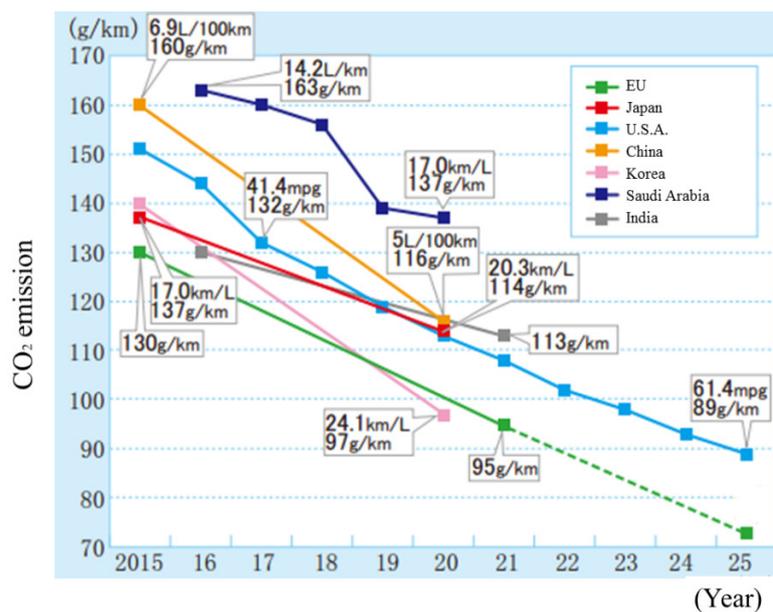


Fig. 1.2 Progression of worldwide fuel consumption standards for passenger cars <sup>(2)</sup>

窒素酸化物に対しては尿素水を噴射し還元雰囲気中で窒素酸化物を削減するが開発されている。二酸化炭素排出低減には、炭化水素の燃焼で発生する熱エネルギーを動力へ高効率に変換する様々な技術を積上げる必要がある。エンジンの高効率化に対しては熱力学の観点から、燃焼速度を制御する必要があり、燃焼速度は燃料蒸気と酸化剤の混合気特性に依存している。混合気特性は燃料液滴の時空間分布と蒸発速度に依存しており、蒸発速度に寄与する燃料液滴の比表面積を最適化するために噴霧の微粒化過程を制御する必要がある。また熱伝達の観点から、燃焼領域をエンジン燃焼室中心に配置し燃焼室壁面における冷却損失を低減する必要がある。そのためには噴霧の空間分布を支配する噴霧到達距離や噴霧角等を制御する必要がある。

## 1.2 本研究の対象

排ガスや熱効率を改善するために、エンジン燃焼室における燃料噴霧の時空間分布を制御することが重要である。本研究の対象である燃料インジェクタのノズルは、燃料噴霧を制御する役割を担う。例えば図 1.3 に示すように、燃料噴射ノズルの噴孔長を短くすることで低貫徹で高拡散な燃料噴霧を実現し、ピストン壁面近傍での燃焼を抑制し、乗用車の小さい燃焼室においても冷却損失を低減させ、熱効率を向上させている事例がある<sup>(3)</sup>。

多噴孔ノズルの断面図を図 1.4 に示す。燃料流路は、ニードル、ノズルボディ、サック、噴孔で構成される。燃料は絞り部（ニードルとノズルボディの間）と噴孔内を最高数百 m/s で流れ噴射される。その噴霧到達距離や噴霧角は、ニードル、ノズルボディ、サックおよび噴孔の各形状因子に対して単純増加や単純減少を呈さず、各因子の組み合わせ複雑に依存するため体系的手法で設計できず、過去の膨大な知見に基づく経験的な手法で設計されている。燃料噴霧の時空間分布予測を目標として数値計算による各設計パラメータの寄与度の定量化も試みられている<sup>(4)</sup>。しかしながらノズル内等に生じるキャビテーションのモデルや噴霧モデル等に課題があり、数値計算は限定的にしか活用されてない。したがって各設計パラメータとノズル内キャビテーション流れや燃料噴霧を紐づけするための物理機構解明が求められている。

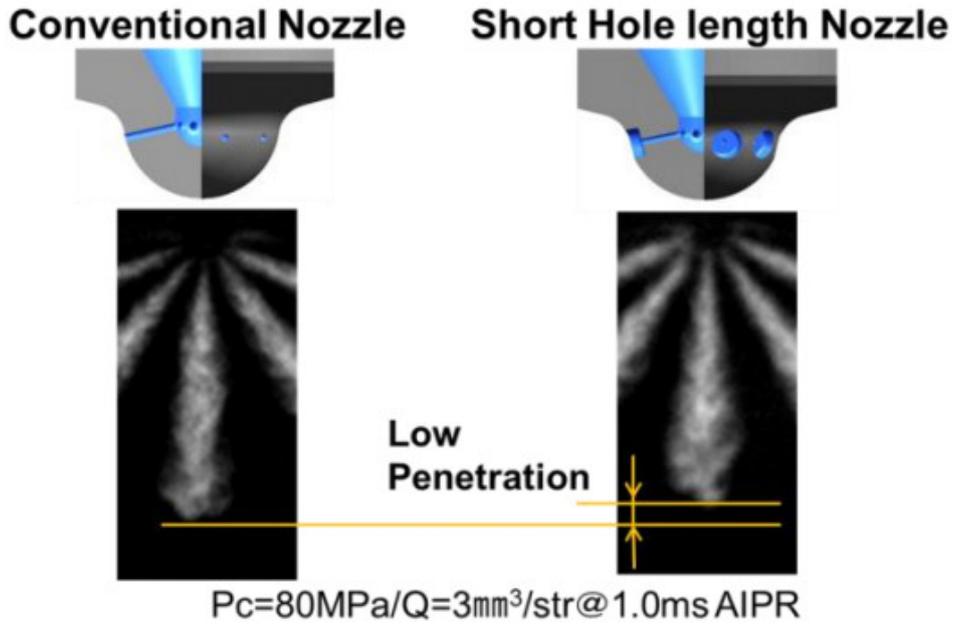


Fig. 1.3 Spray characteristics with conventional and short nozzles<sup>(3)</sup>

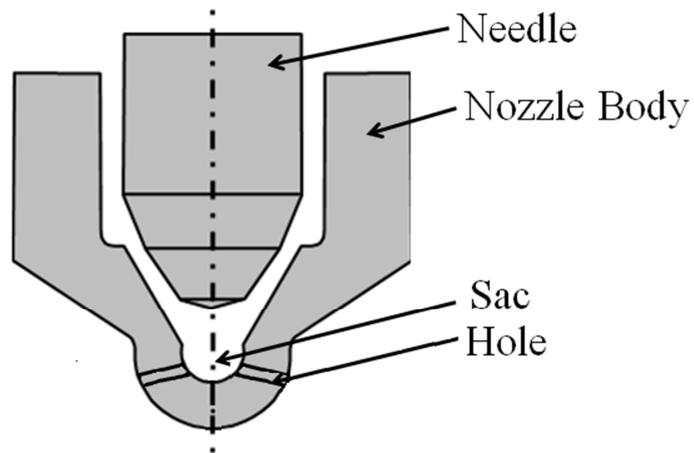


Fig. 1.4 Structure of multi holes nozzle

### 1.3 従来の研究

#### 1.3.1 キャビテーションと液体噴流の同時観察

多様な形状を有するノズル内キャビテーションや液体噴流の界面変形や噴霧の微粒化過程は、気相と液相が複雑に混在する気液二相流動現象である。このような複雑な現象の物理機構を素過程に分解し、各素過程に与える形状因子の影響を定量的に解析する可視化手法に落とし込むため、本項では従来研究が着眼した素過程と可視化手法をまとめる。

ノズル内のキャビテーションと液体噴流に関する研究は、Bergwerk<sup>(5)</sup>が1959年に発表したキャビテーションと液体噴流の同時観察までさかのぼる。図1.5の左図では円筒ノズル内にキャビテーションが黒い影として確認され液体噴流は乱れている。右図ではキャビテーションが噴孔内から雰囲気まで貫通したハイドロリックフリップの状態になっており、液体噴流面は滑らかである。このようなノズル内流動と液体噴流の同時観察は有効な実験手法と言える。

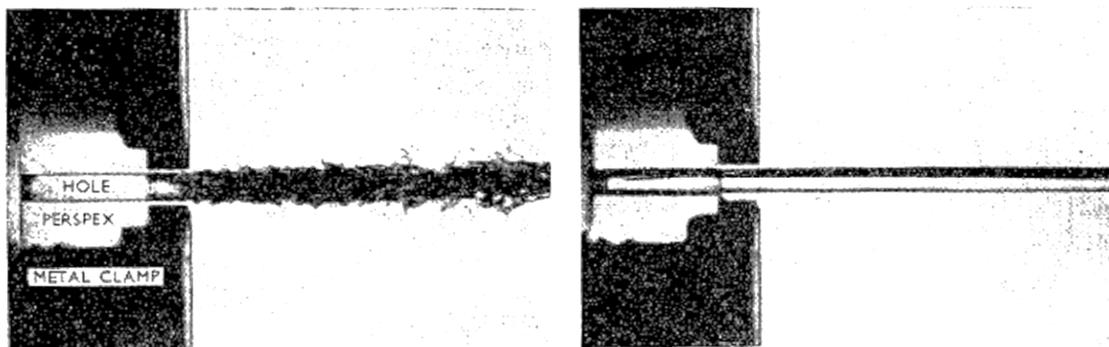


Fig. 1.5 Photograph of cavitation in scaled-up orifices and liquid jet  
(Hole diameter = 2.5 mm)<sup>(5)</sup>

Ruiz と Chigier<sup>(6)</sup>は、噴孔径が 0.3mm のノズルを用いた可視化観察よりキャビテーションの初生からの液体噴流の液滴分裂に至る微粒化過程をモデル化した。すなわち、図 1.6 に示すようにキャビテーションは噴孔入口で初生し、噴孔壁面を逆流するリエントランスジェットの影響でキャビテーション気泡群が噴孔下流で放出され、その痕跡となる渦構造が液体噴流の変形を励起し、液糸が形成され、液滴が分裂するという物理機構を初めて提言した。

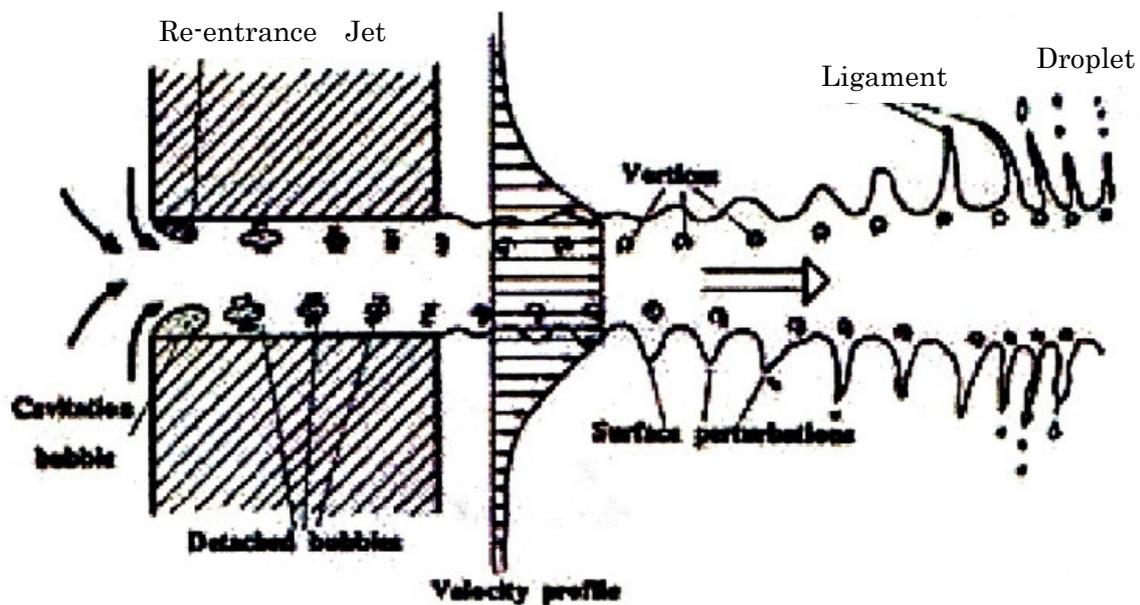


Fig. 1.6 Conceptual diagram of disturbance generation by cavitation in nozzle flow<sup>(6)</sup>

Henry ら<sup>(7)</sup>は 2 次元的に観察できる可視化流路を 10ns という短い閃光の Nd:YAG レーザを用いて、高速な流動を伴った気相と液相が混在する噴孔内のキャビテーションと流動を観察した。ノズル噴孔内でのキャビテーションの初生とキャビテーション気泡群の放出を周期的な現象と解釈し、Cavity の下流で発生した reentrant jet が噴孔壁面に沿って噴孔出口から入口へ逆流し Cavity 下端部からキャビテーション気泡群が放出されるメカニズムを提案している。さらに放出された気泡群が液流に与えた痕跡が噴霧特性に影響することに言及している。

Sou ら<sup>(8)</sup>は図 1.7 に示すように光学系を工夫し、噴孔幅が 4mm の 2 次元的な幾何学形状の矩形噴孔ノズル内と液体噴流を同時高速撮影し、キャビテーションが液体噴流に与える影響を観察している。図 1.8 に示すように連続撮影した画像を時系列に配置し、キャビテーション気膜下端から放出されたキャビテーション気泡群が崩壊した際の痕跡がノズルから大気雰囲気中に流出すると液体噴流界面の変形につながることを実証した。

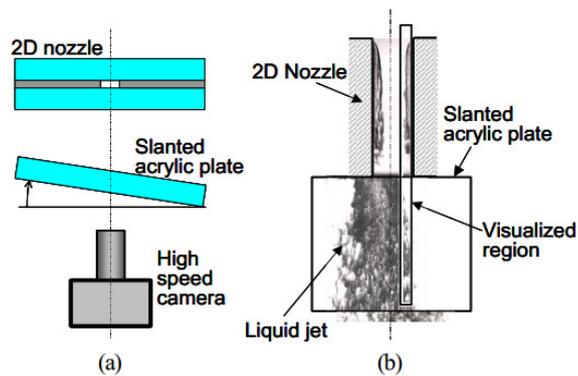


Fig. 1.7 Experimental setup for a simultaneous visualization of cavitation and ligament formation<sup>(8)</sup>

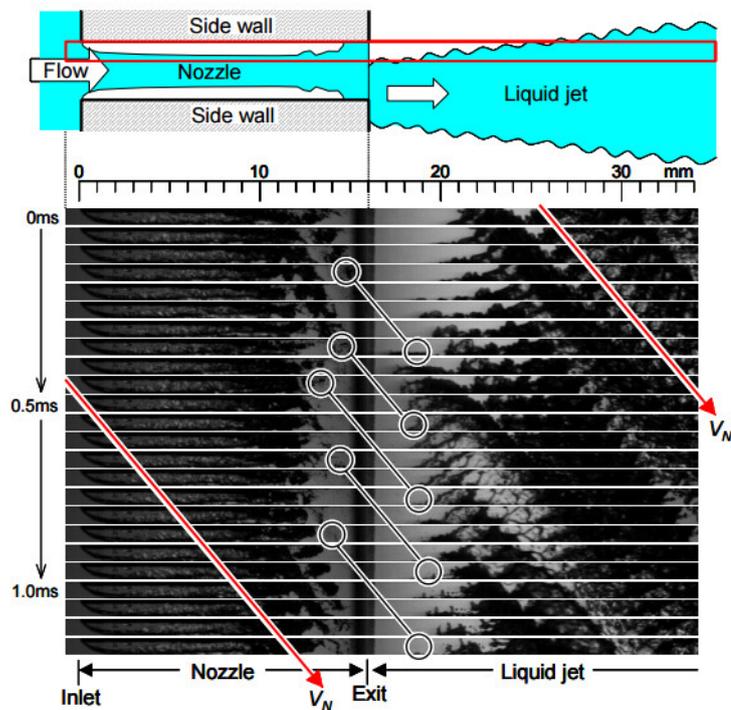


Fig. 1.8 Simultaneous visualization of cavitation and liquid jet interface<sup>(8)</sup>

図 1.9(a)に示すように 2 次元的な幾何学形状の矩形噴孔ノズルは、噴孔内の現象を詳細に観察できる。しかしながら図 1.9(b)に示すような円筒噴孔ノズルでは、噴孔壁面に沿ってキャビテーションが生じるため、その内部の流動を観察することが難しい。

Sou ら<sup>(8)</sup>は背景透過光撮影では観察が難しい円筒噴孔ノズル内キャビテーション気泡群と噴流界面の組織的な変形を同時撮影するため、図 1.10 に示すように光学系を工夫し円筒ノズル内の側面像と円柱状液体噴流の正面像を同時高速撮影した。その結果、図 1.11 に示すようにキャビテーション気膜から放出された気泡群が崩壊した際の痕跡がノズルから大気雰囲気に出ると液体噴流界面の変形につながることを円筒噴孔ノズルにおいても実証した。これらの従来研究から、2 次元的なノズルの可視化実験が有効であることがわかる。

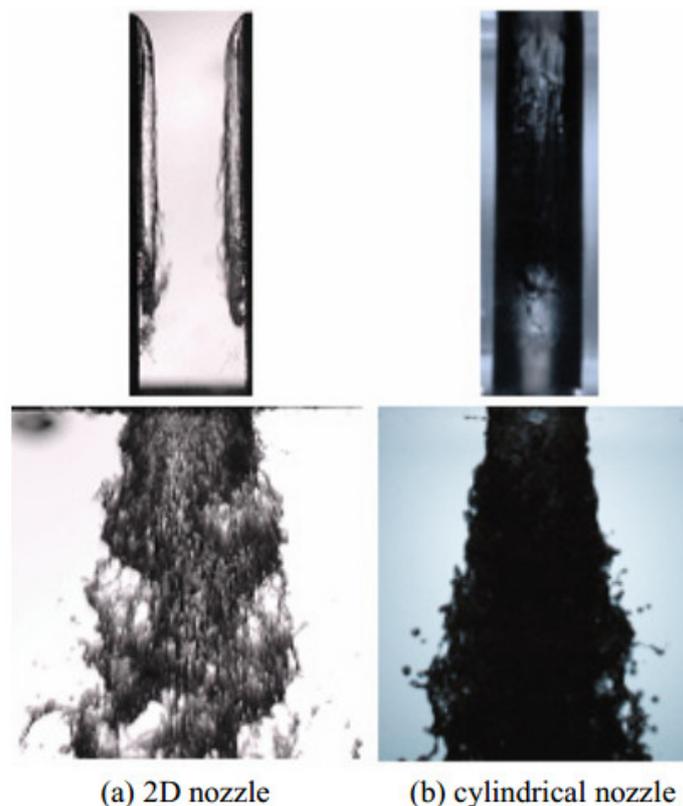


Fig. 1.9 Images of cavitation and liquid jet with a 2D nozzle and a cylindrical nozzle <sup>(8)</sup>

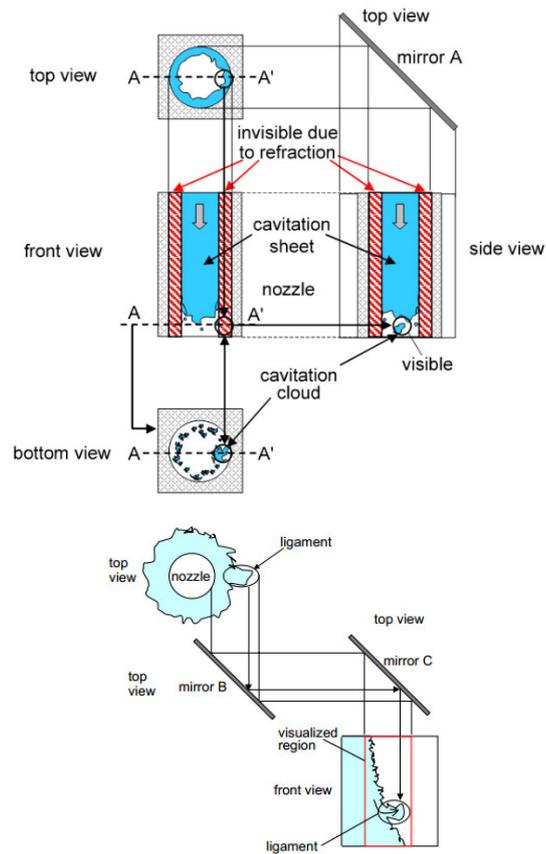


Fig. 1.10 Experimental for a simultaneous visualization of cavitation in a cylindrical nozzle and ligament formation<sup>(8)</sup>

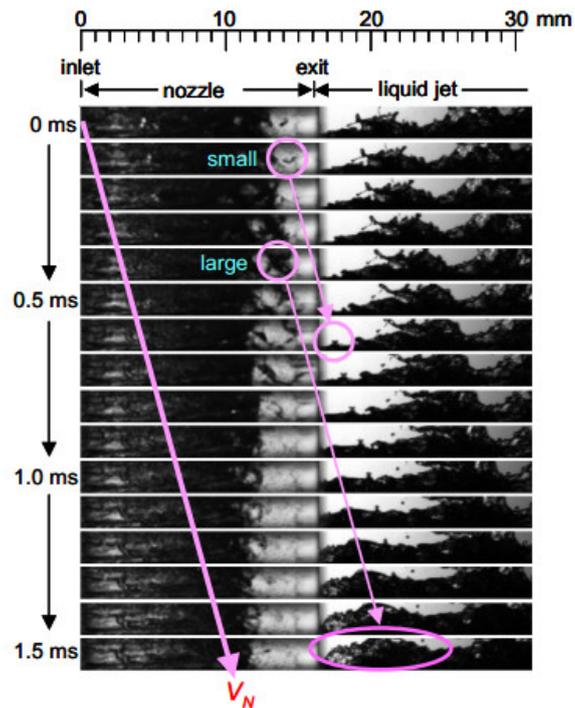


Fig. 1.11 cavitation clouds in a cylindrical nozzle and liquid jet deformation<sup>(8)</sup>

### 1.3.2 キャビテーションと液体噴流の評価指標

ノズル内のキャビテーションの成長や変動は、液体噴流の微粒化過程に影響を及ぼす。そこで本項では影響度を解析する指標をまとめる。

清水ら<sup>(9)</sup>は噴孔径が3mmの拡大円筒可視化ノズルを用い、ノズル内キャビテーションの成長についてはキャビテーション長さを指標とし、液体噴流の微粒化に及ぼす影響については噴霧の分裂長さ及び噴霧角を指標とし解析している。図1.12に横軸にキャビテーション長さ $l$ を噴孔長 $L$ で無次元数化した $l/L$ をとり、縦軸に分裂長さ $L_b$ を噴孔長 $L$ で無次元数化した $L_b/L$ と噴霧角 $2\theta$ をとったグラフを示している。キャビテーションが成長し無次元キャビテーション長さ $l/L$ が増加すると、噴霧角 $2\theta$ が広がる。さらに増加すると噴霧角 $2\theta$ は極大値をとり分裂長さの無次元数 $L_b/L$ は減少する。また噴霧角 $2\theta$ が極大値をとる条件の近傍では、噴霧角 $2\theta$ と分裂長さの無次元数 $L_b/L$ の値が変動していることを確認した。

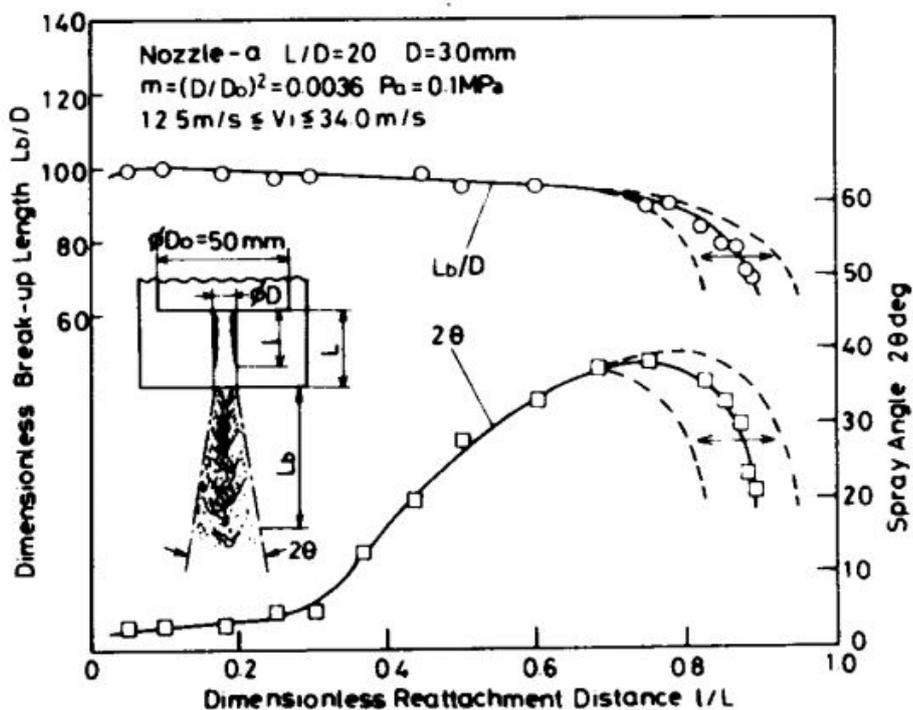


Fig. 1.12 Dimensionless reattachment distance  $l/L$ , spray angle and dimensionless break-up length<sup>(9)</sup>

廣安ら<sup>(10)</sup>は噴孔径 0.3 mmと噴孔径 3 mmの円筒可視化ノズルの解析結果に基づき、縮流部の流速と管摩擦に着眼したキャビテーション数を提案した。

Sou ら<sup>(11)</sup>は廣安らの着眼点の妥当性に言及したうえで問題点を修正し、次式(1.1)で算出される修正キャビテーション数 $\sigma_c$ を提案し、複数の可視化ノズルの解析結果に基づき修正キャビテーション数 $\sigma_c$ がキャビテーションの成長を示す指標として妥当であることを検証した。図 1.13 にノズル内の流れと圧力分布の概念図を示す。

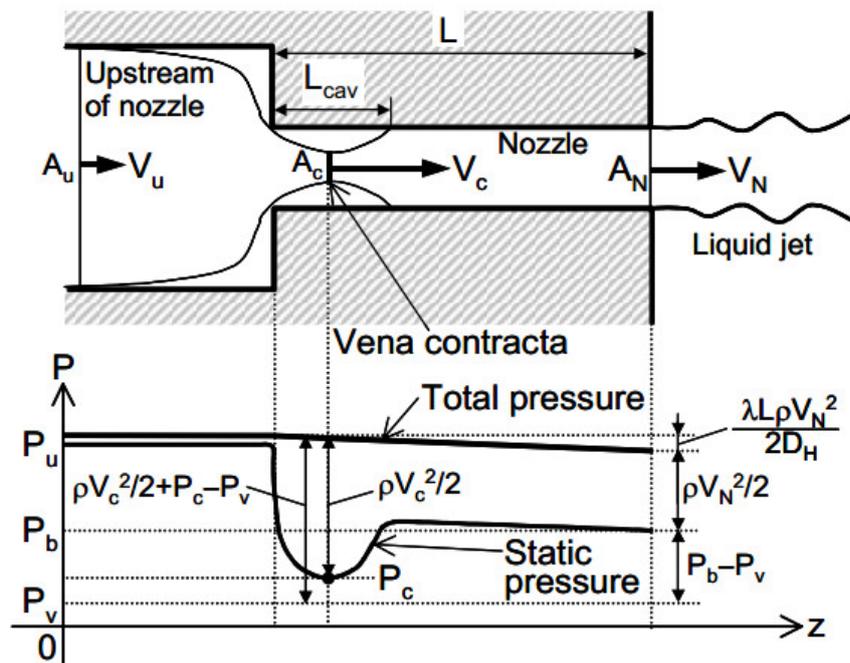


Fig.1.13 Internal flow and pressure distribution in the nozzle<sup>(11)</sup>

修正キャビテーション数 $\sigma_c$ は、次式(1.1)で算出される

$$\sigma_c = C_c^2 \left[ \frac{P_b - P_v}{\frac{1}{2} \rho V^2} + \frac{\lambda L}{D_H} + 1 \right] \quad (1.1)$$

ここで、 $C_c$ は縮流係数、 $P_b$ は雰囲気圧、 $P_v$ は飽和蒸気圧、 $\rho$ は液体の密度、 $V$ はノズル断面平均流速、 $\lambda$ は管摩擦係数、 $L$ は噴孔長、 $D_H$ はノズル断面水力等価直径を表す。

縮流係数  $C_c$  は次式より求められる.

$$C_c = \begin{cases} 0.61 & \text{for cylindrical nozzles of } C_u \geq 10 \\ 0.625 & \text{for cylindrical nozzles of } C_u = 4 \\ 1 - \frac{2W_{cav}}{W_N} & \text{for 2D nozzles} \end{cases} \quad (1.2)$$

ここで  $C_u$  は断面縮小係数であり, 次式より求められる.

$$C_u = \frac{A_u}{A_N} \quad (1.3)$$

$A_u$  は噴孔上流部の断面積,  $A_N$  はノズル噴孔の断面積を表す.

また  $W_N$  は 2 次元ノズルの噴孔幅,  $W_{cav}$  は縮流部のキャビテーション厚さ (片側) を示す.

管摩擦係数  $\lambda$  は次式より求める.

$$\lambda = \beta \frac{0.3164}{Re^{0.25}} \quad (1.4)$$

$$\beta = \begin{cases} 1.00 & \text{for cylindrical nozzles} \\ 1.15 & \text{for 2D nozzles of } W_N/t \cong 4 \end{cases} \quad (1.5)$$

ここで,  $Re$  はレイノルズ数を表し. 次式で定義される.

$$Re = \frac{D_H V}{\nu_L} \quad (1.6)$$

$V$  はノズル断面平均流速,  $\nu_L$  は液体の動粘度を表す.

ここで  $D_H$  は水力等価直径を表し, 2 次元ノズルの場合は次式より求められる.

$$D_H = \frac{4W_N T}{2(W_N + T)} \quad (1.7)$$

ここで,  $T$  は噴孔厚さを表す.

Prasetya ら<sup>(12)</sup>は、噴孔幅  $W$  が 0.25, 0.5, 1.0 mm の 2 次元可視化ノズルを用いて修正キャビテーション数  $\sigma_c$  がキャビテーションの成長を示す指標としての適用性を評価した。図 1.14 に示すように噴孔幅が異なるノズルに対して、噴孔入口の縮流部の静圧に基づき算出される修正キャビテーション数  $\sigma_c$  は、キャビテーションの初生や発達を予測できことを示している。

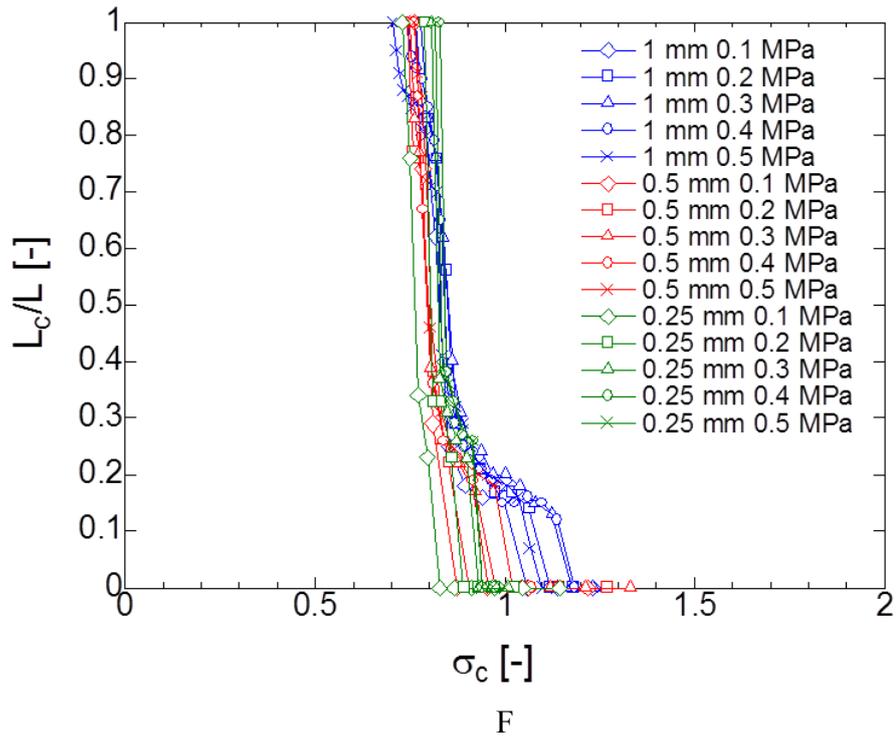


Fig.1.14 Modified cavitation number  $\sigma$  and cavitation length  $L_c/L$ <sup>(12)</sup>

### 1.3.2 キャビテーションと液体噴流の評価指標

Akayama ら<sup>(13)(14)</sup>は、液体噴流の微粒化のレベルを定量的に評価するために、デジタル画像解析によって算定される微粒化指標を考案した。ここで微粒化指標  $I_a$  は次式で定義される。

$$I_a = \frac{\int E ds}{\int B ds} \quad (1.8)$$

ここで、 $E$ は微小領域内の気液界面積、 $B$ は液相体積を表す。すなわち、単位体積当たりの界面積に相当する指標である。

$E$  と  $B$  の算定には、まず液体噴流の背景光による撮影画像を2値化し、それを例えば図 1.15 に示すような  $5 \times 5$  ピクセルの単位領域に分割する。ここで、白色の画素は気相、灰色の画素は液相を表す。そして、各単位領域に対して赤線で表される気液界面積長さと灰色画素数で表される液体質量または体積を画像処理で求め、両者の比を取り各単位領域における微粒化指標  $I_a$  とする。左図の例では、赤線全長で表される気液界面積は26、灰色画素数で表される液相質量または体積は8 となり、両者の比となる微粒化指標  $I_a$  は  $26/8 = 3.25$  となる。一方右図の例では、気液界面積は18、液相体積または質量は11 なので、微粒化指標は  $18/11 = 1.64$  と低い値になり、微粒化は進んでいないと評価される。

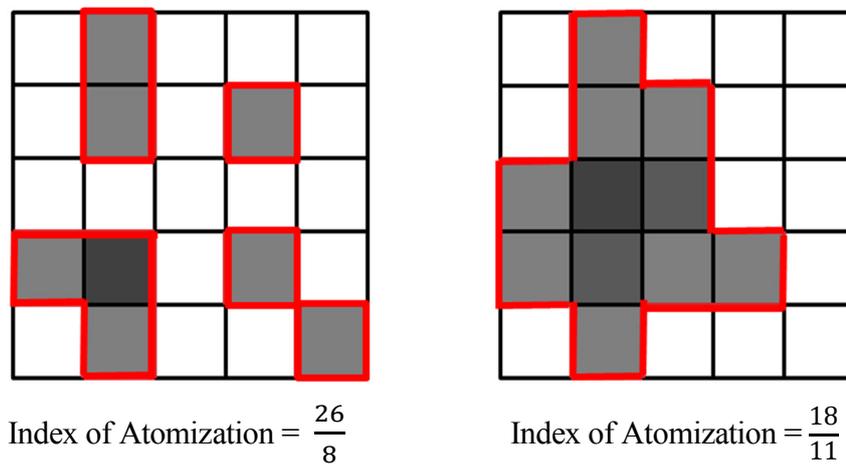


Fig.1.15 Examples of estimated atomization index

### 1.3.3 ノズル形状がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

ノズル形状はノズル内キャビテーションの成長や液体噴流の微粒化過程に影響を及ぼす。そこで本研究の試験ノズルの仕様に反映するため、本項では従来研究からノズル形状が及ぼす影響をまとめる。

玉木ら<sup>(15)</sup>は噴孔径が 0.3 mm のノズルを用いて、噴孔入口の丸みがキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を確認している。噴孔入口の曲率半径が非常に小さいシャープエッジノズル(Nozzle-S)と曲率半径  $R$  を噴孔径  $D$  で無次元化した曲率半径比  $R/D=5$  のラウンドエッジノズル(Nozzle-R)の可視化実験を行い、図 1.16 に示すようにシャープエッジノズルは、ラウンドエッジノズルと比較して噴霧角が拡がり微粒化が促進されることを確認している。

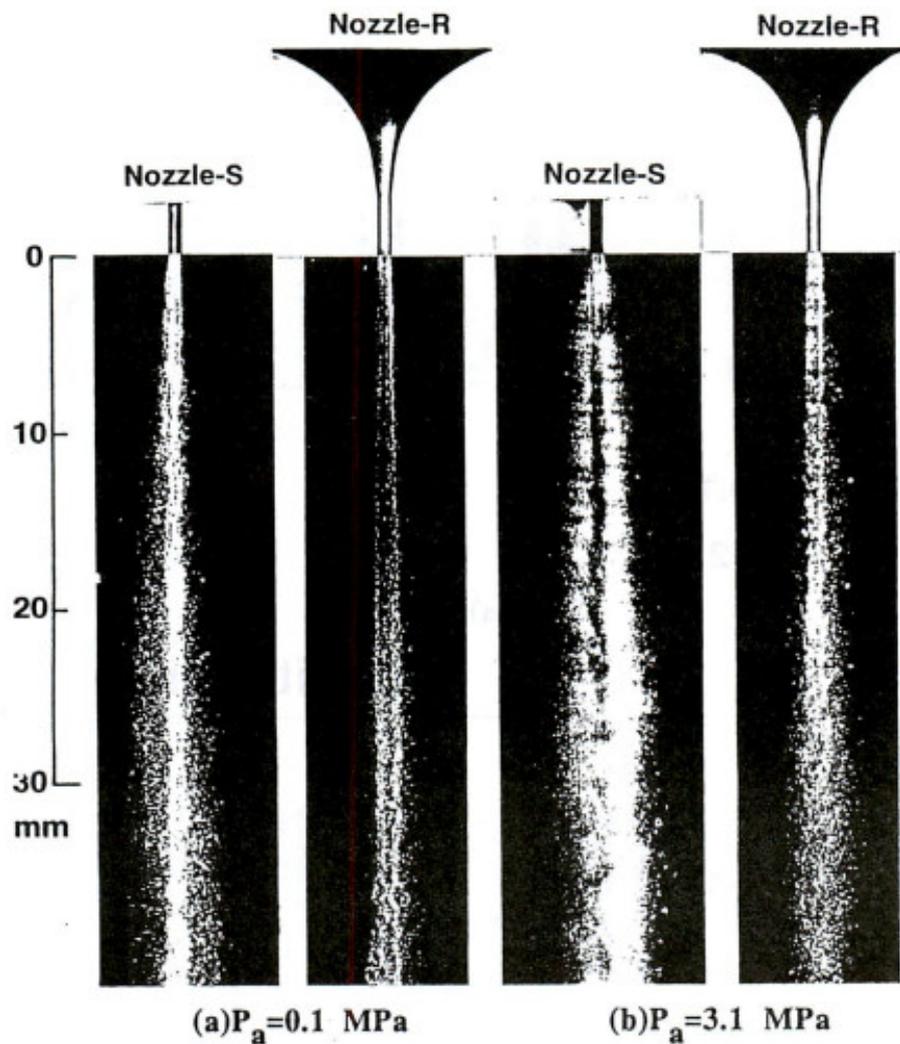
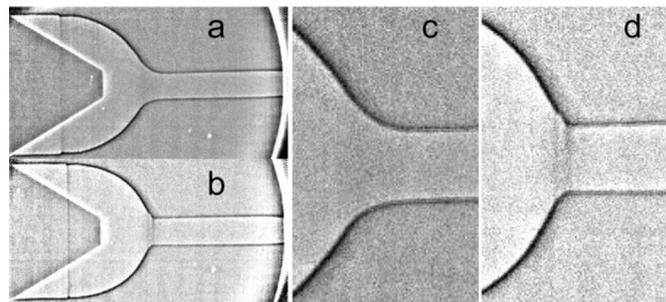


Fig. 1.16 Disintegration behavior of super high speed liquid jet<sup>(15)</sup>

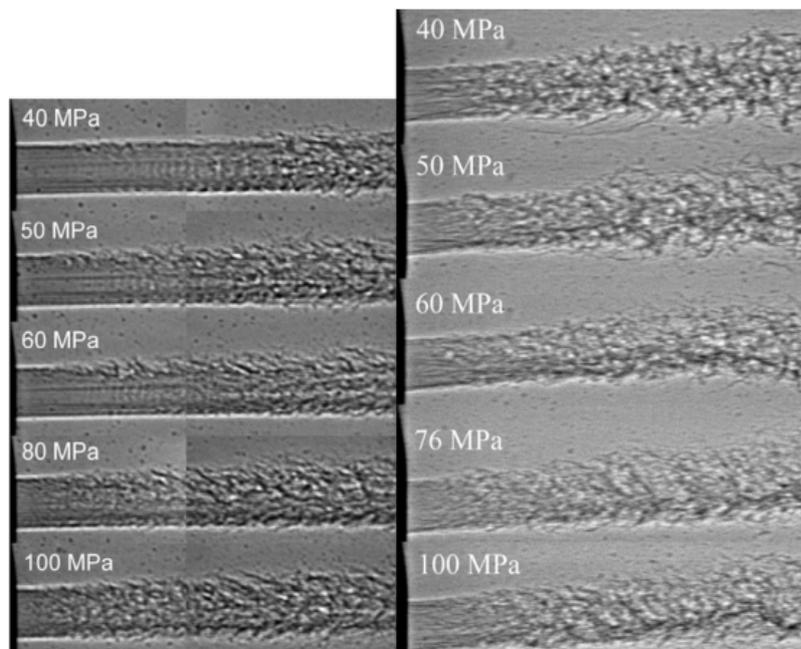
Liu ら<sup>(16)</sup> は、X 線位相コントラスト画像法を用いて実機ノズルのノズル近傍の微粒化過程を液柱界面の層流から乱流に推移する現象に着眼して観察した。図 1.17 に評価に用いたノズルを X 線で撮影した噴孔近傍の断面画像を示す。図 1.18 に示すように噴孔入口の流体研磨過程の有無が、特に低噴射圧側(例えば 40MPa)における液柱界面の層流から乱流に推移する距離に影響を及ぼすことを確認した。

このように噴孔入口の丸みはノズル内キャビテーションや流体噴流に大きな影響を及ぼす重要な形状因子と言えるが、その影響は定量化されていない



(a)(c)Hydro grinding (b)(d) Non-hydro grinding

Fig. 1.17 X ray images of nozzle crodd section<sup>(16)</sup>



(a) Hydro grinding (b) Non-hydro grinding

Fig. 1.18 Near-nozzle structure of diesel spray<sup>(16)</sup>

Chaves ら<sup>(17)</sup> は、噴孔径 0.2mm と 0.4mm の可視化ノズルを用いて、噴孔入口形状、噴孔長を因子とし、ノズル内のキャビテーション、流量係数、噴霧角に及ぼす影響を調べている。特に噴孔長比が小さいノズルでは、キャビテーションの初生とキャビテーション気泡群の放出が繰り返され、キャビテーション長さが変動することを指摘している。

玉木ら<sup>(18)</sup>は噴孔径 2.0 mm とのノズルを用いて、噴孔長さがキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を確認している。噴孔長比  $L/D=4$  のノズルと噴孔長比  $L/D=20$  のノズルを用いて、ノズル内ノキャビテーションと液体噴流を同時観察している。図 1.19 に示すように噴孔長比  $L/D=4$  のノズルは、低い流速でノズル内ノキャビテーションがハイドロリップ状態に推移し、液体噴流が微粒化しないことを確認している。噴孔長比  $L/D=20$  のノズルは、噴孔長比  $L/D=4$  のノズルと比較するとノズル内ノキャビテーションがハイドロリップの状態に推移しないため、液体噴流が幅広い流速で微粒化することを確認している。

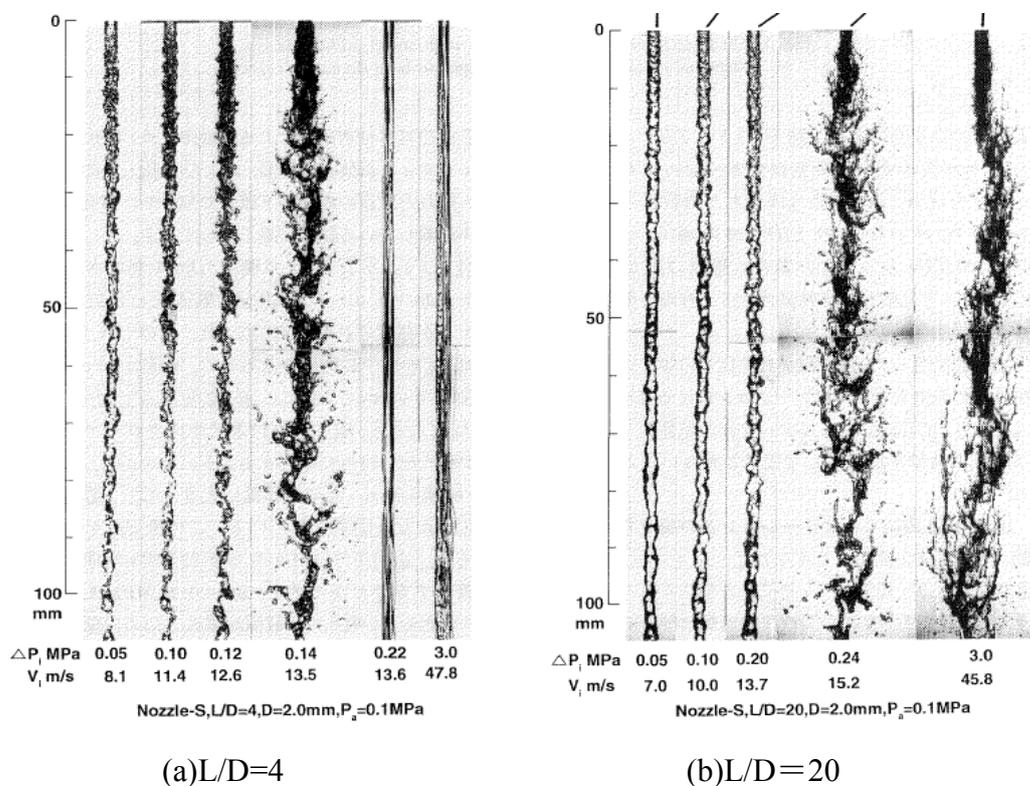


Fig. 1.19 Internal flow in a nozzle hole and disintegration behavior of liquid jet<sup>(18)</sup>

### 1.3.4 流体の物性値が噴霧や液体噴流に及ぼす影響

近年燃料が多様化しており、植物由来であるバイオディーゼル燃料<sup>(19)</sup>や石油以外の原料から生成可能なジメチルエーテルなどの代替燃料<sup>(20)</sup>が注目されている。そのため代替燃料と軽油の噴霧特性を比較した研究が行われている。千田ら<sup>(21)</sup>は、バイオディーゼルは沸点が高く揮発性が低い特性を有するため噴霧の微粒化が妨げられ、噴霧先端到達距離が増大することを報告している。Lai ら<sup>(22)</sup>は、X線を用いてノズル噴孔出口近傍の液体噴流の界面を拡大撮影し、液流界面における層流から乱流への遷移がバイオディーゼル燃料では軽油より遅れると報告している。金野<sup>(23)</sup>らは、図 1.20 に示すようにジメチルエーテルは軽油に比べて速やかに蒸発するため、軽油の噴霧に比べ噴霧先端到達距離が短いことを報告している。

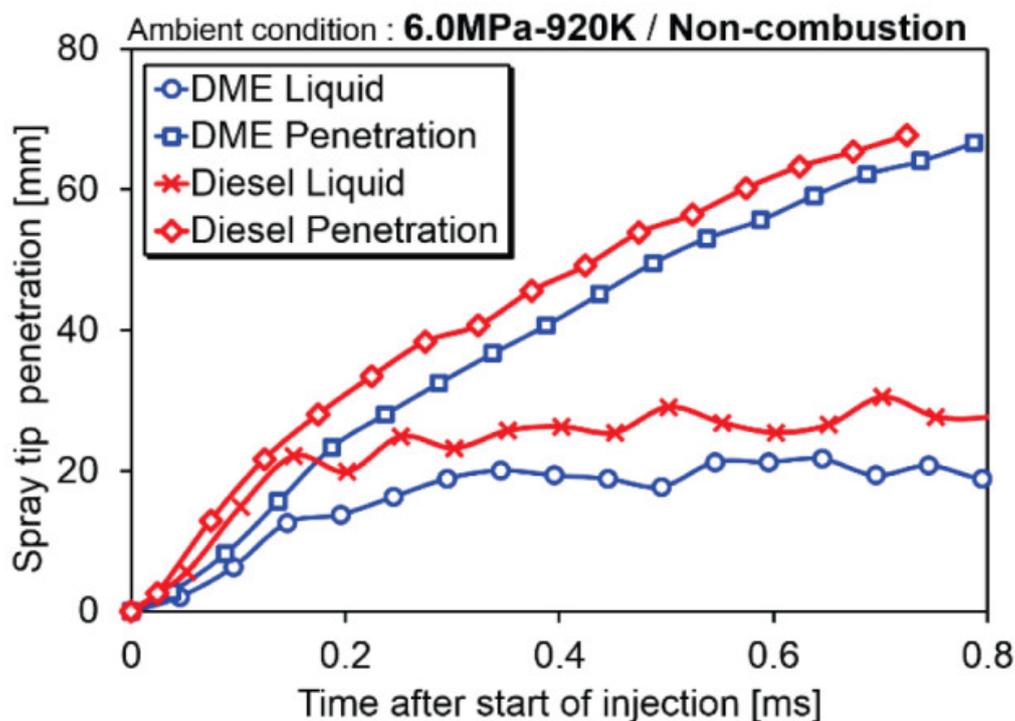


Fig. 1.20 Penetration and liquid of DME and diesel<sup>(23)</sup>

このように、液体燃料の沸点や揮発性に着目した噴霧特性に関する研究が行われているが、液体の密度、粘性係数、表面張力などの物性値もノズル内キャビテーションと液体噴流微粒化特性に多大な影響を及ぼすと考えられるが、このような影響を系統的に調べた研究は見受けられない。

#### 1.4 本研究の目的

上述のように様々な形状を有する燃料インジェクタのノズル内部に生じるキャビテーションが噴射される液体噴流の微粒化過程に及ぼす影響について数多くの研究がおこなわれてきた。しかしながら、図 1.21 に示すように、単噴孔ノズルに限っても、噴孔径  $D$ 、噴孔入口の曲率半径  $R$ 、噴孔長比  $L/D$ 、液相の物性値など多数の因子がその内部のキャビテーションと液体噴流に複雑に影響を及ぼす。さらに実機が多噴孔ノズルの場合は、ニードル弁形状、ニードルリフト高さとその時間変化、サック径と深さ、ノズルの配置と角度などの因子が複雑に相互作用を伴って影響を及ぼす。この複雑さが燃料インジェクタ内キャビテーションと液体噴流微粒化過程の現象解明を困難にしている。

ここで、Prasetya<sup>(12)</sup>は噴孔径  $D$  の影響については相似則が成立することを明らかにしている。さらに Pratama<sup>(24)</sup>らの研究結果は、単噴孔ノズルに関する残りの因子の影響を定量的に解明できれば、多噴孔ノズルのノズル上流の多数の因子の影響を、それらの結果として決まる縮流係数を通して加味できることを示している。すなわち、最も基本的な素過程である単噴孔ノズルの知見を確立できれば、複雑に相互作用する多数の形状因子を最適化することが求められる実機ノズルの設計過程の基礎として有益となる。

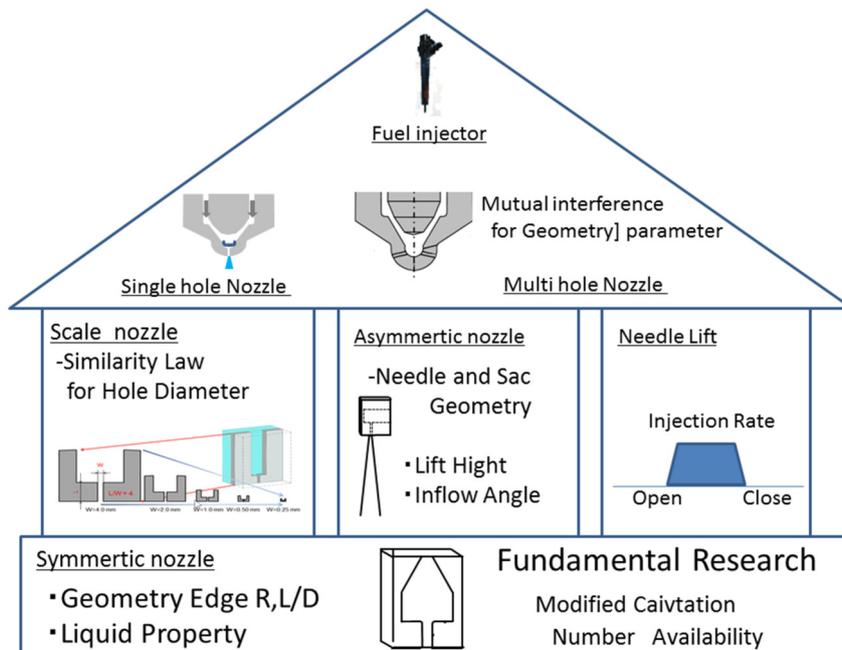


Fig. 1.21 Elementary processes of cavitation flow in multi-hole fuel injector

しかし、最も基本的な素過程である単噴孔ノズル内キャビテーションに限っても、噴孔入口の曲率半径  $R$ 、噴孔長比  $L/D$ 、液体の物性値が、キャビテーションの長さだけでなく厚さを含む空間スケール特性、キャビテーション気泡群およびそれを取り巻く渦流れ構造の空間スケールおよびその放出周波数、ならびにこれらが液体噴流の変形の空間スケールや周波数などに及ぼす影響を定量的に評価することが必要である。しかし、このような定量的解析データは見受けられない。その理由は、キャビテーションや液体噴流に関する上記諸量を計測あるいは可視化して解析するのに際して、以下の課題があるためである。

課題(1) 多噴孔燃料インジェクタはその幾何形状が複雑で形状因子が多く、因子解析が難しい。

課題(2) ノズル内流れと液体噴流微粒化過程は非常に微小な現象であり、高精度計測や高空間解像度での可視化撮影が難しい。

課題(3) キャビテーションと液体噴流の界面は 3 次元的であり、2 次元画像では界面構造の解釈が難しく、また気液界面での光の散乱や屈折の影響でキャビテーションの厚さなどの定量的特性計測や噴孔内流動の可視化計測などが難しい。

課題(1)については、上述の通り、単噴孔ノズルに着目することで作用因子を最小限にでき、解析が容易になる。課題(2)については、上述のノズル内キャビテーションの相似性を活かし、ノズル寸法を拡大することで克服できる。課題(3)については、ノズル形状を 2 次元化することでキャビテーションの気液界面構造を単純化し、その定量的捕獲が可能になる。そこで、本研究では拡大 2 次元単噴孔ノズルを用いたモデル実験により、キャビテーションとそれらが液体噴流に及ぼす影響を画像解析により定量的に解析する。

なお、近い将来多噴孔ノズルの諸因子を加味し取り込めるようにするために、本研究の解析に際して、キャビテーションが初生する噴孔入口の縮流部の静圧に基づき算出される修正キャビテーション数を無次元パラメータとして用いる。

以上をまとめると、本研究では以下の項目を目的とする。

目的(1) 噴孔入口の曲率半径  $R$  が、拡大 2 次元単噴孔ノズル内キャビテーションの長さや厚さ、縮流係数、修正キャビテーション数、放出される気泡群の大きさと放出周波数、および液体噴流の噴流角、変形スケールと変形周波数などの複合的な物理現象に及ぼす影響を高速度画像解析によって定量的に解明する。

目的(2) 噴孔長比 $L/D$ が, 拡大2次元単噴孔ノズル内キャビテーションの長さや厚さ, ハイドロリックフリップ現象, 修正キャビテーション数, 放出される気泡群の大きさや放出周波数, および液体噴流の噴流角, 変形スケールと変形周波数などに及ぼす影響を定量的に解明する.

目的(3) 噴射する液体の密度, 粘性係数, 表面張力などの物性値が, 拡大2次元単噴孔ノズル内キャビテーションの長さや厚さ, レイノルズ数, 縮流係数, 修正キャビテーション数, 噴射される液体噴流の微粒化の度合いなどに及ぼす影響を定量的に解明する.

## 1.5 本論文の構成

本論文は, 以下に示す章で構成される.

第1章では, 本研究の主題である燃料インジェクタのノズル内キャビテーションと液体噴流微粒化過程について, その背景と社会的要求を説明し, これに関する従来研究による知見と課題を概説し, 本研究の目的について述べた.

第2章では, 噴孔入口エッジ部の曲率半径がノズル内キャビテーションの長さや厚さなどの特性に与える影響を解明し, 修正キャビテーション数によるキャビテーション長さの進展予測の可能性を検証する. またキャビテーション気泡群の大きさや放出周波数と液体噴流変形特性に及ぼす影響を解明する.

第3章では, 噴孔長比が異なるノズルを用いて噴孔長比がキャビテーション現象とその特性に与える影響を明らかにする. またノズル噴孔出口付近におけるキャビテーション気泡群の放出周期に着眼し, 液体噴流の界面変形へ及ぼす影響を定量的に解析する.

第4章では, 液体の物性値がノズル内のキャビテーションの発達過程に与える影響を解明し, 修正キャビテーション数によって物性値の影響を評価できるかその適用性を検証する. また流体の物性値が液体噴流の界面変形微粒化特性に及ぼす影響を明らかにする.

最後に第5章では, 噴孔入口エッジ部曲率半径, 噴孔長比, 液体物性値という基本因子が単孔ノズル内キャビテーション特性と液体噴流の微粒化特性に及ぼす影響をまとめ, 本研究の成果と今後の展望を総括する.

## 第2章 噴孔入口エッジ部の曲率半径がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

### 2.1 はじめに

キャビテーション成長過程の解析においては、噴孔入口での剥離やキャビテーション初生に関するデータを積み重ねる必要がある。特に修正キャビテーション数を用いる場合は、縮流係数は重要で、噴孔入口形状を高精度に作り込んだノズルでの縮流係数が必要である。しかしながら、実機の円筒噴孔ノズルは噴孔入口形状を流体研磨しており、噴孔入口形状を計測しながら高精度で作り込むことは難しい。また実機の円筒噴孔ノズルはキャビテーションが噴孔内で円周状に発生し、噴孔入口での縮流の可視化観察もできない。

そこで本章では矩形噴孔を有する2次元ノズルを作り込み、キャビテーションと液体噴流を観察した。噴孔入口部を構成するプレートを逐次計測しながら研磨し曲率半径を高精度に作り込んだ。ノズルの縮流係数は、2次元的に噴孔内の流れを背景光で捉えることで液流とキャビテーションの断面寸法に基づき算出した。上記の手法で取得されるデータに基づき、キャビテーション成長に対する修正キャビテーション数による予測精度を検証する。

キャビテーション気泡の放出過程の解析には、キャビテーション気泡群の放出特性を定量化する必要がある。そこで本章では内部の流動が観察しやすい2次元ノズルを可視化撮影し、噴孔内の検査領域における放出特性を画像処理で定量化した。また同様に液体噴流の界面変形検査領域に対して画像処理で定量化した。上記の手法で取得されたデータに基づき、噴孔部入口の曲率半径の違いがキャビテーション気泡群の放出特性と液体噴流の界面変形に及ぼす影響を確認する。

### 2.2 試験方法

#### 2.2.1 試験装置

図2.1に実験の全体図を示す。水温  $30.0 \pm 0.5^\circ\text{C}$  の水を、室温の空気中に透明な2次元ノズルから大気雰囲気中に噴射した。ノズルは異なる噴孔入口エッジ部の曲率を有するものを製作した。噴孔内平均流速  $V$  を変更しキャビテーションと噴射された液体噴流の画像を透過光撮影した。静止画撮影においては、デジタルカメラとストロボ（日

新電子工業株式会社, Micro Flash Stroboscope, MS-1000, LH-15M, 閃光時間 2~4  $\mu\text{s}$ ) を用いた. 動画撮影においては, 高速カメラ (ノビーテック株式会社, ファントム v1610), メタルハライドランプ (協和, MID-25FC, 250W) を用いた. 高速度撮影速度は 20000fps, 露光時間は 2 $\mu\text{s}$ , 1.0 $\times$ 6.0 mm の撮影領域を 100 $\times$ 600pixel で撮影し, 空間解像度は 10 $\mu\text{m}$ /pixel である. 図 2.1 に実験装置の全体図を示す.

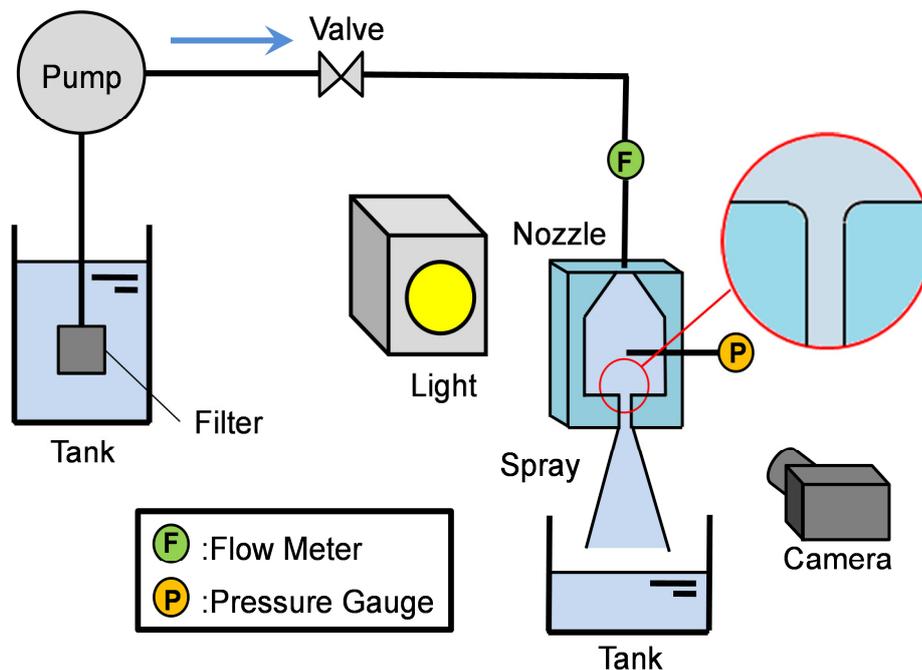


Fig. 2.1 Experimental setup

### 2.2.2 試験ノズル

噴孔長  $L=16.0\text{mm}$ , 噴孔幅  $W=4.0\text{mm}$  ( $L/W=4$ ), 厚さ  $1.0\text{mm}$  の対称構造の 2 次元ノズルを使用した. 噴孔入口の端面部は手仕上げで研削した. 図 2.2 にノズルの外形を示す. 図 2.3 (a) および(b) に, 噴孔入口のエッジ部の顕微鏡写真の例を示し, その曲率半径  $R$  はそれぞれ  $40\mu\text{m}$  および  $260\mu\text{m}$  である.  $R = 3, 12, 30, 40, 180, 260, 500, 800\mu\text{m}$  ( $R/W = 0.08, 0.3, 0.75, 1.0, 4.5, 6.5, 13, 20\%$ ) のノズルを用意した.

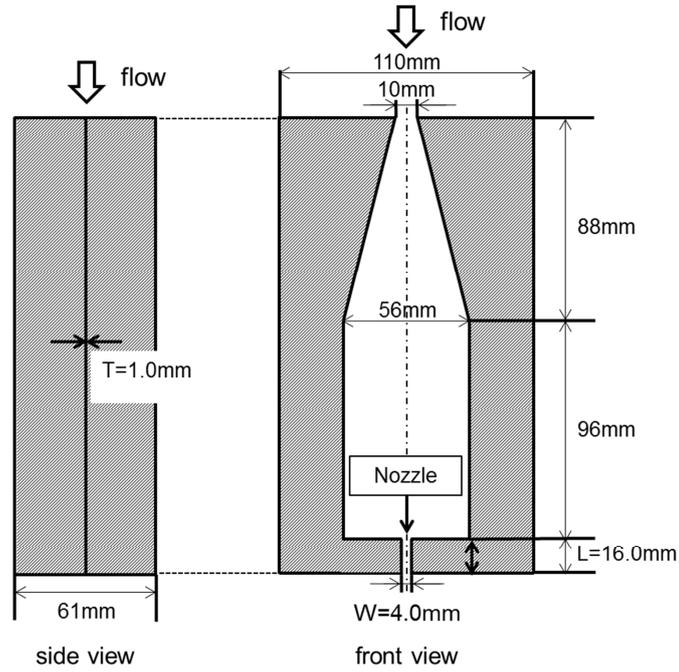


Fig. 2.2 Nozzle structure

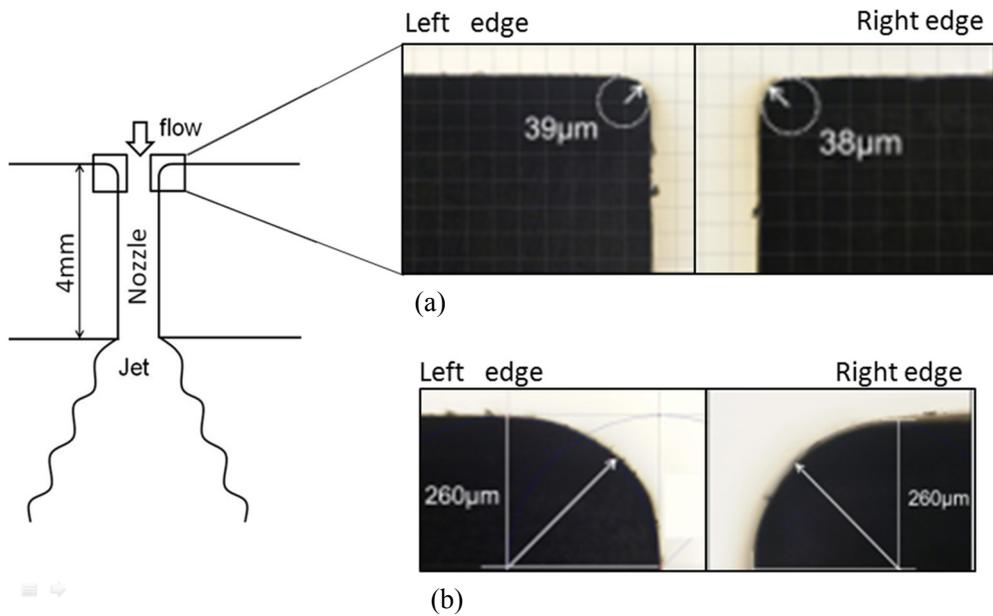


Fig. 2.3 Nozzle hole and inlet edge

### 2.2.3 試験の評価項目

キャビテーション長  $L_c$  およびキャビテーション幅  $W_c$  の定義を図 2.4 に示す。噴流角度  $\theta$  の定義は、図 2.5 に示すように、ノズル噴孔出口から下流  $24\text{mm}$  ( $=1.5L$ ) で測定された。 $L_c$ ,  $W_c$  および  $\theta$  の平均値を算出するために、同一条件で 10 枚の画像(静止画)を撮影した。

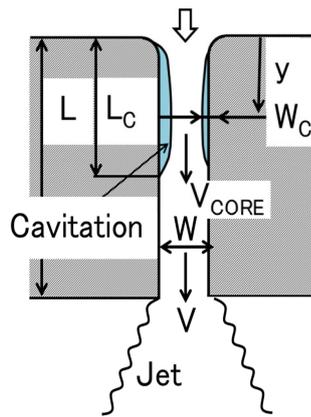


Fig. 2.4 Definitions of  $L_c$  and  $W_c$

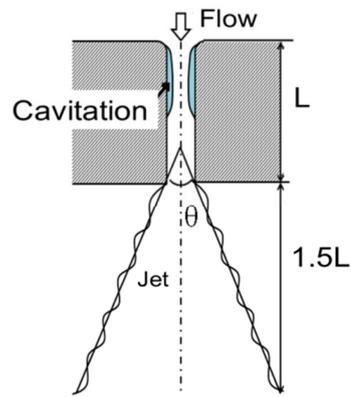


Fig. 2.5 Definition of  $\theta$

ノズル内のキャビテーションの無次元数として、収縮した流れ断面における静圧に基づく修正キャビテーション数  $\sigma_c$  を用いた<sup>(11)</sup>。

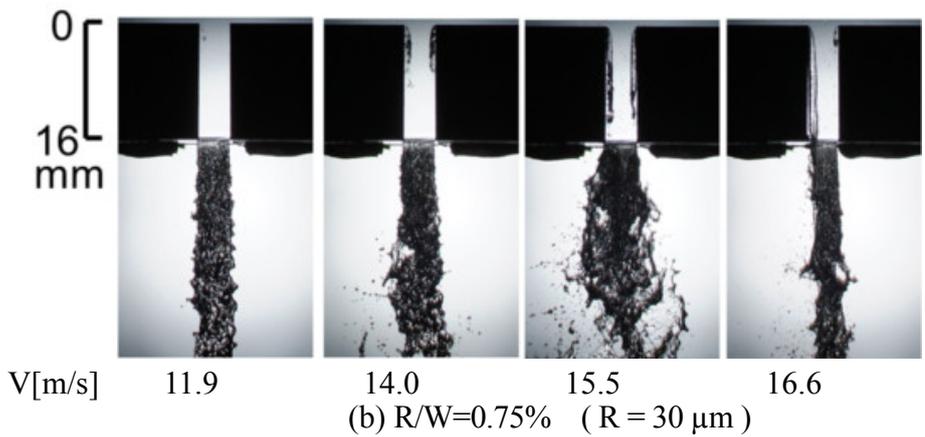
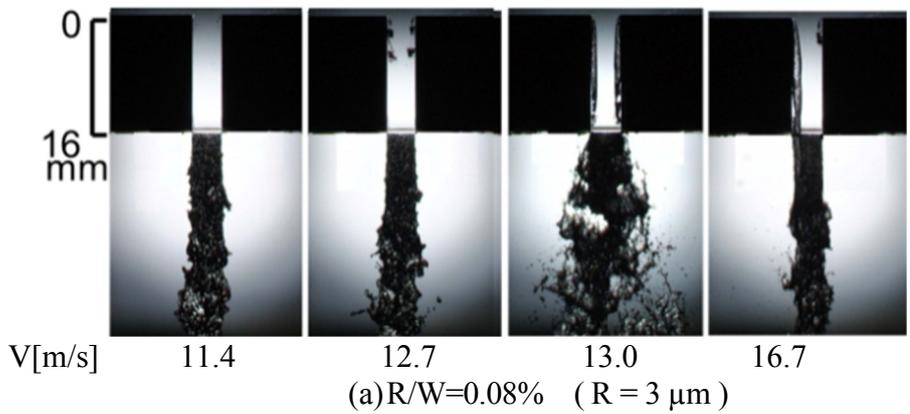
$$\sigma_c = C_c^2 \left( \frac{P_b - P_v}{\frac{1}{2} \rho V^2} + \frac{\lambda L}{W} + 1 \right) \quad (2-1)$$

$$C_c = \frac{W - 2W_c}{W} \quad (2-2)$$

ここで  $C_c$  は縮流係数、 $P_b$  は背圧(雰囲気圧)、 $P_v$  は飽和蒸気圧、 $\rho$  は液体の密度、 $\lambda$  は管摩擦係数を示す。

### 2.3 静止画撮影による解析

図 2.6(a)~(e)に, 異なった噴孔入口端面の曲率半径を有するノズルにおけるキャビテーションと噴射された液体噴流の静止画を示す. 噴孔入口端面の曲率半径にかかわらず, 平均流速  $V$  が増加すると, キャビテーションが遷移する過程 (キャビテーション初生, 成長, スーパーキャビテーションおよびドロリックフリップ) が観察される. 噴孔入口端面の曲率半径が大きくなると, より大きい平均速度  $V$  でノズル内のキャビテーションが遷移する過程が観察される.



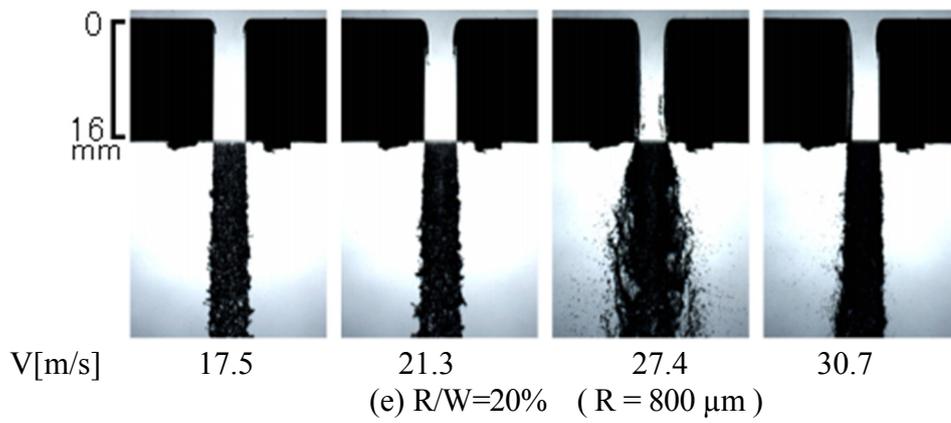
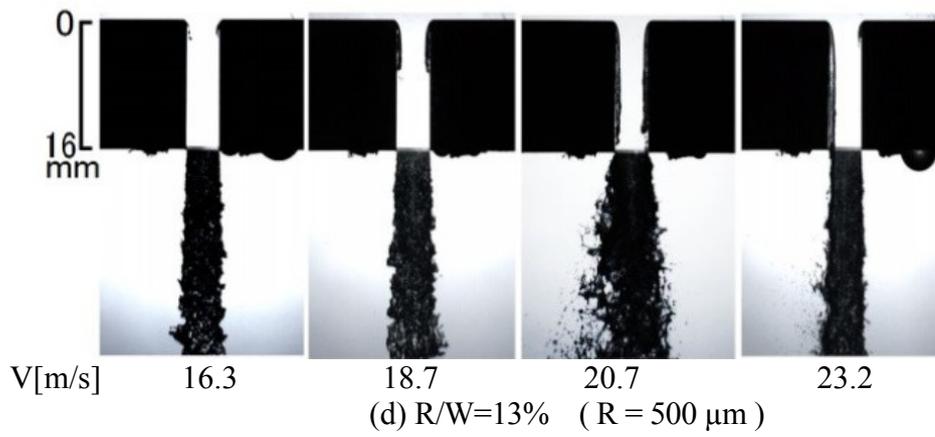
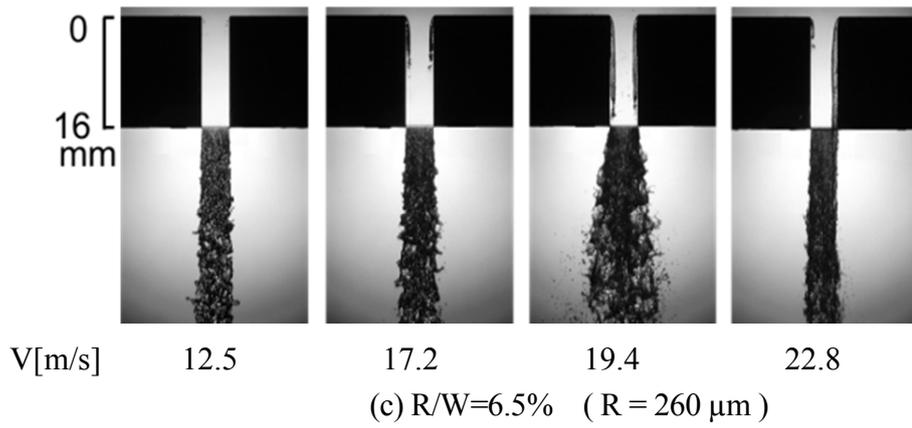


Fig.2.6 Cavitation in nozzle and jet

平均速度  $V$  がキャビテーション成長に及ぼす影響を解析するために、キャビテーション長さ  $L_c$  をノズル噴孔長  $L$  で無次元化した値  $L_c/L$  を示す。 $R/W$  が 1%未満 ( $R/W < 1\%$ ) の場合、同じ  $L_c/L$  での平均速度  $V$  の差は  $2\text{m/s}$  以内であり  $R/W$  の  $L_c$  に与える影響は無視できる。噴孔入口の曲率半径  $R$  が異なるノズル内外縁プロフィールをスーパーキャビテーション状態の画像から測定した。図 2.8 に噴孔入口エッジ部の曲率半径  $R$  を噴孔幅  $W$  で無次元化した  $R/W$  が、キャビテーション厚さ  $W_c$  を噴孔幅  $W$  で無次元化した  $W_c/W$  に与える影響を示す。 $R/W$  が 1%未満 ( $R/W < 1\%$ ) の場合、 $W_c/W$  に対する  $R/W$  の影響は無視でき、噴孔入口の形状はシャープエッジと同等であるとみなすことができる。

$R/W$  が 5%を超える ( $R/W > 5\%$ ) と、噴孔入口エッジ部の曲率半径  $R$  が増加するにつれて  $W_c/W$  は減少する。これは噴孔入口エッジ部の曲率半径  $R$  が大きくなると剥離境界層が薄くなり、図 2.4 に示す噴孔入口の縮流部の流速  $V_{\text{CORE}}$  が低下する。その結果、噴孔入口の縮流部の動圧が低下し、静圧が増加するためキャビテーションが生じにくい状態になっていると考えられる。したがって図 2.6 に示すように、噴孔入口の曲率半径が大きい場合 ( $R/W$  が大きい場合)、キャビテーションの初生及び発達は、より大きな平均速度  $V$  で観察される。また、噴孔入口の曲率半径が大きい場合 ( $R/W$  が大きい場合)、キャビテーションが噴孔出口近傍まで成長するスーパーキャビテーション ( $0.7 < L_c/L < 1$ ) は、高速で幅広い平均速度  $V$  の範囲で観察され、ハイドロリックフリップには遷移しにくい。

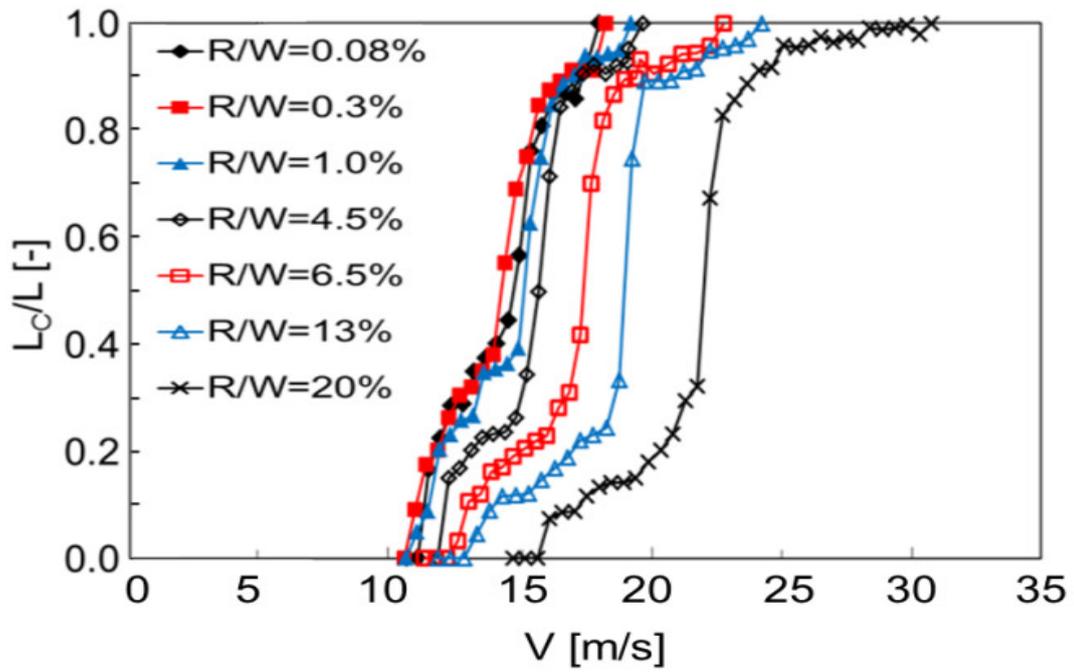


Fig. 2.7 Effects of R on cavitation length  $L_c/L$

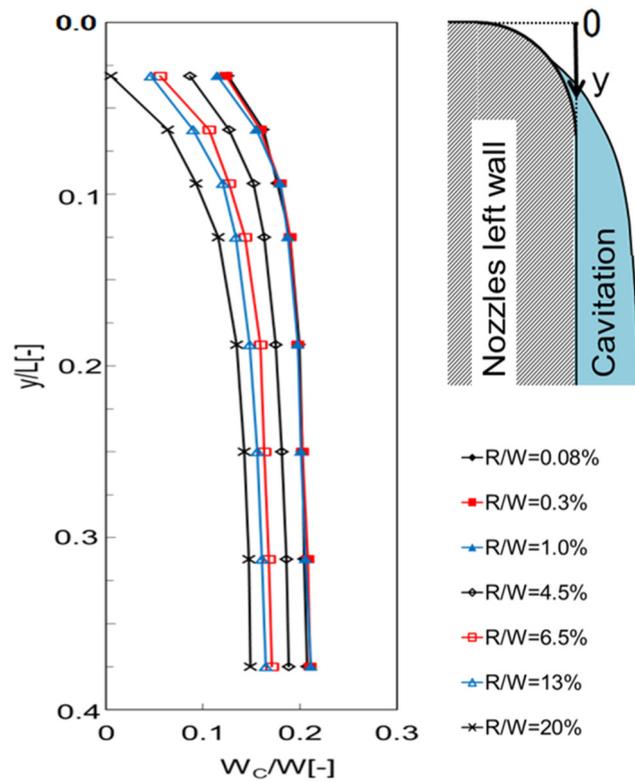


Fig. 2.8 Effects of R on cavitation thickness  $W_c$

図 2.9 に噴孔入口の曲率半径  $R$  を噴孔幅  $W$  で割った無次元数  $R/W$  と収縮係数  $C_C$  との関係を示す。  $R/W$  が 4.5%以上では、キャビテーションが薄くなってキャビテーション厚さ  $W_C$  が小さくなる。そのため、縮流係数  $C_C$  は増加する。

修正キャビテーション数  $\sigma_C$  は、縮流係数  $C_C$  の値を代入し算出することができる。図 2.10 に、修正キャビテーション数  $\sigma_C$  と無次元数  $L_c/L$  との関係を示す。無次元数  $L_c/L$  はキャビテーションの初生から成長を示す指標である。図 2.7 で平均速度  $V$  を用いると無次元数  $L_c/L$  は、異なる  $R/W$  のノズルごとに異なる特性を示す。しかし、図 2.10 で  $\sigma_C$  を用いると無次元数  $L_c/L$  は、異なる  $R/W$  のノズルに対して一様の傾向を示す。すなわちキャビテーションの成長を修正キャビテーション数  $\sigma_C$  で予測することができることを示唆している。

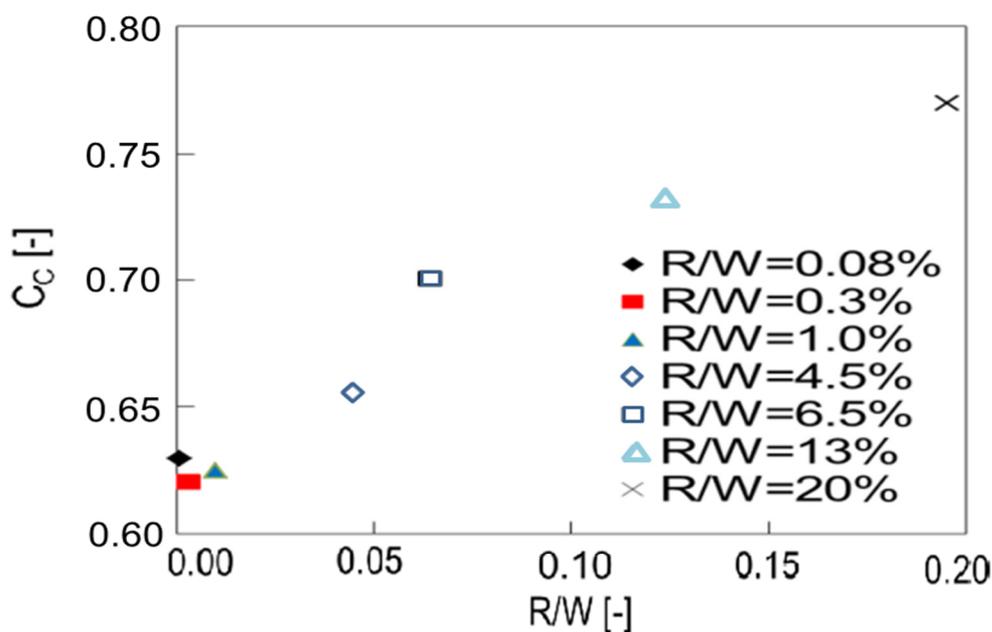


Fig.2.9 Contraction coefficient  $C_C$

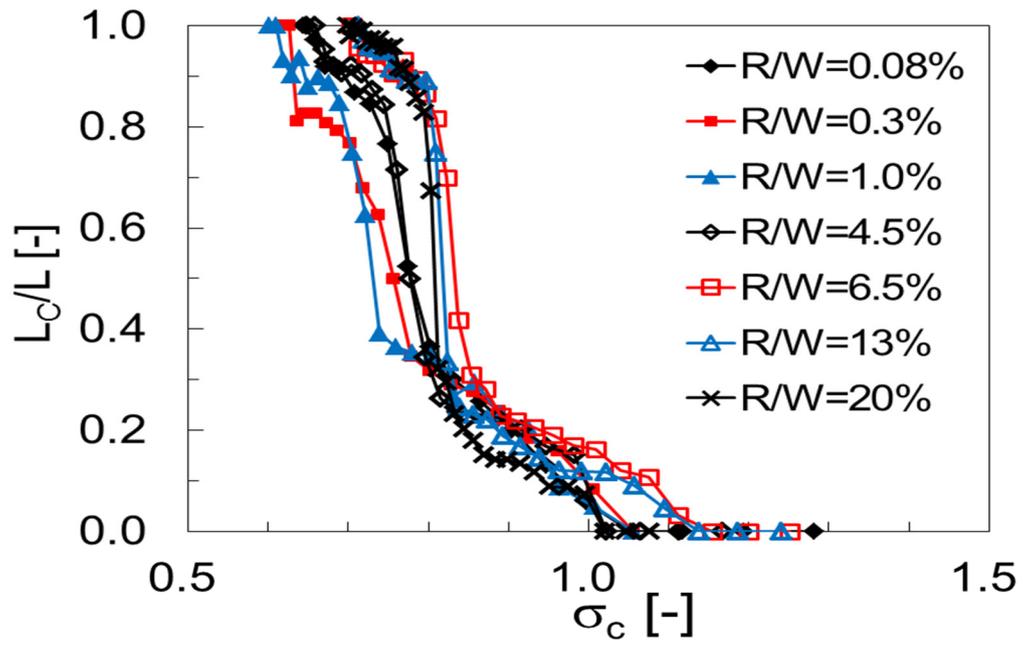


Fig. 2.10 Cavitation length  $L_c$  vs. modified cavitation number  $\sigma_c$

図 2.11 に、液体噴流の噴流角度  $\theta$  に対する噴孔入口の曲率半径  $R$  の影響を示す。平均流速  $V$  を上昇させスーパーキャビテーション ( $0.7 < L_c / L < 1$ ) になると、液体噴流角度  $\theta$  は大きくなり、さらに  $V$  を上昇させるとドロリックフリップとなって  $\theta$  は減少する。噴孔入口に鋭いエッジを有する  $R/W$  が小さいノズルは、液体噴流角  $\theta$  の平均流速  $V$  に対する変化において、最大の値をより小さな  $V$  の条件で示す。これは噴孔内に厚いキャビテーションが形成され、大きな液体噴流の変形が引き起こされ液体噴流角  $\theta$  が大きくなるためである。

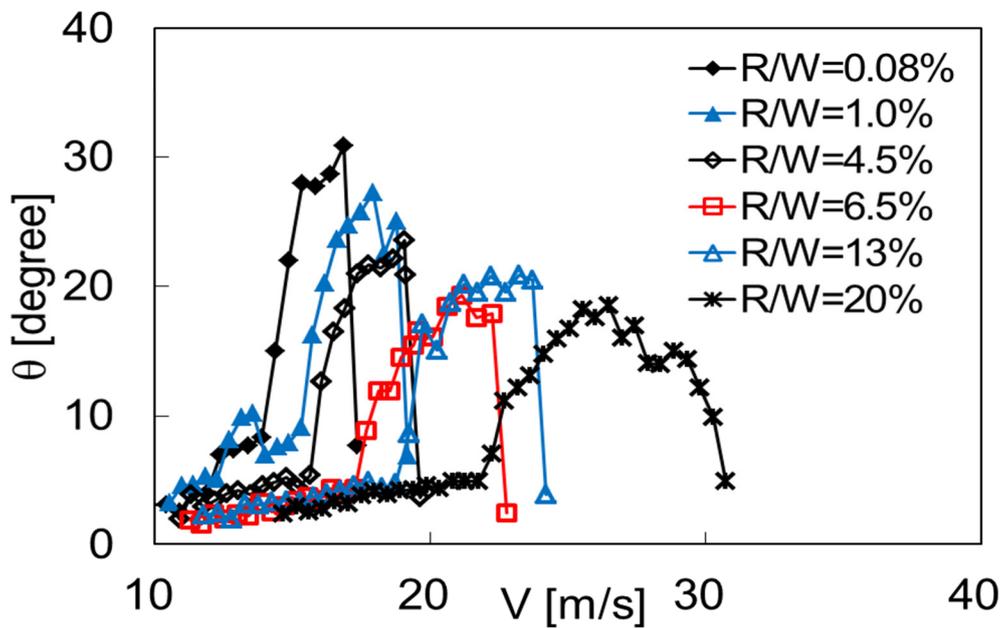


Fig. 2.11 Effects of  $R$  on liquid jet angle  $\theta$

## 2.4 高速度撮影による解析

### 2.4.1 高速度撮影による観察

噴孔入口エッジ部の曲率半径  $R$  が異なる 2 種類のノズル ( $R/W = 0.75\%$   $R=30\mu\text{m}$ ,  $R/W = 6.5\%$   $R=260\mu\text{m}$ ) の噴孔内及び液体噴流の高速度撮影を行った. 図 2.12 に高速度撮影の範囲 ( $7.0\text{mm}\times 18.0\text{mm}$ ) を示す.  $R/W = 0.75\%$  ( $R = 30\mu\text{m}$ ) を鋭いエッジ形状のノズルと位置づけ, スーパーキャビテーション条件 ( $V = 16.7\text{m/s}$ ,  $V_{\text{CORE}} = 27.8\text{m/s}$ ) を観察した. また ( $R/W = 6.5\%$  ( $R = 260\mu\text{m}$ )) を丸みを帯びたエッジ形状のノズルと位置づけ, スーパーキャビテーション条件 ( $V=19.4\text{ m/s}$  and  $V_{\text{core}}=29.5\text{ m/s}$ ) を観察した. なお, 上記条件で, 縮流部の速度  $V_{\text{core}}$  とキャビテーション長さ  $L_c$  は, ほぼ同じである.

図 2.13 (a)に, 鋭いエッジ形状 ( $R/W = 0.75\%$ ,  $R = 30\mu\text{m}$ ) のノズルにおけるノズル内キャビテーションと液体噴流を示す. キャビテーション気泡群の痕跡が噴孔から大気雰囲気に放出されると, その痕跡から液体噴流の界面は大きく変形している. 図 2.13 (b)に, 丸みを帯びたエッジ形状 ( $R/W = 6.5\%$  ( $R = 260\mu\text{m}$ )) のノズルにおけるノズル内キャビテーションと液体噴流を示す. 放出された液体噴流の界面は, (a)に比べて小さく変形している.

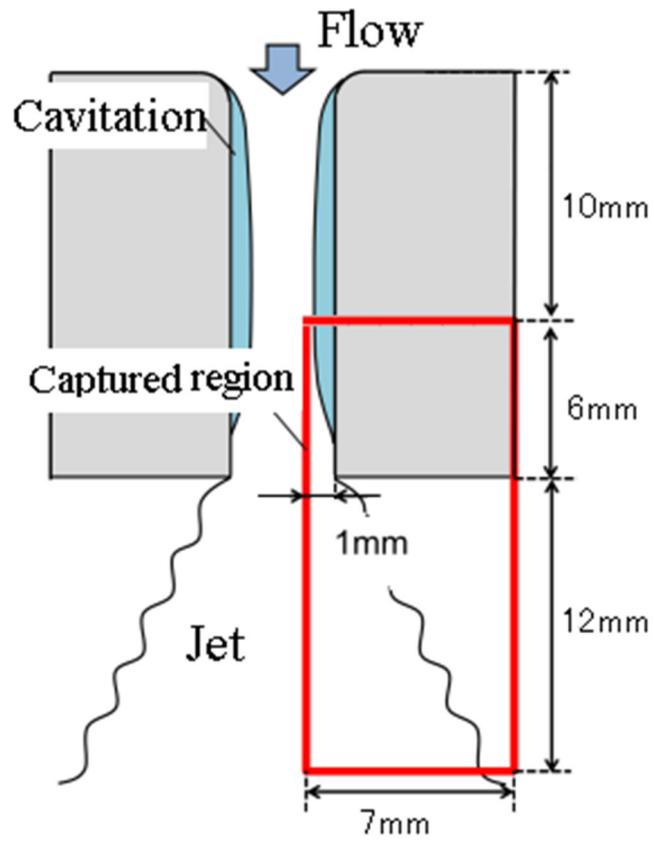
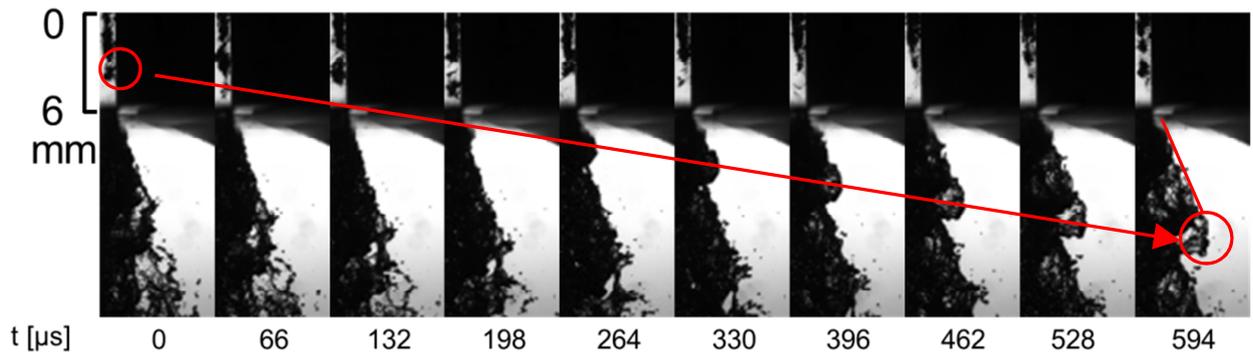
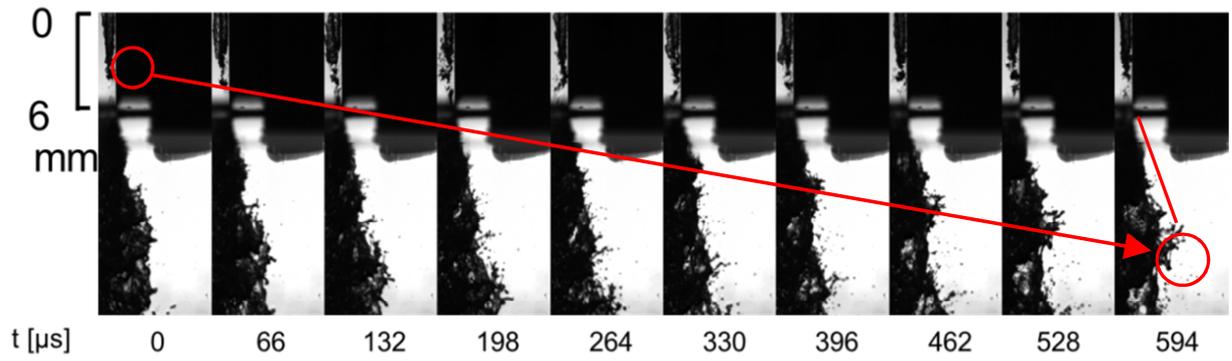


Fig. 2.12 Moving imaging Region



(a)  $R/W=0.75\%$  ( $R = 30\mu\text{m}$ ),  $V=16.7\text{ m/s}$ ,  $V_{\text{CORE}}=27.8\text{m/s}$



(b)  $R/W=6.5\%$  ( $R = 260\ \mu\text{m}$ ),  $V=19.4\text{m/s}$ ,  $V_{\text{CORE}}=29.5\text{m/s}$

Fig. 2.13 Moving images of cavitation and discharged liquid jet

## 2.4.2 高速度撮影画像解析

噴孔出口近傍におけるキャビテーション気泡群の放出および噴孔出口直下における液体噴流の界面変形を画像解析する。図 2.14 のように、噴孔入口から 14 mm 下流側のキャビテーション気泡群（幅 1.0mm, 高さ 0.8mm）を解析検査領域として、また噴孔出口から 4 mm 下流側の液体噴流（幅 2.5 mm, 高さ 0.8mm）を解析検査領域として画像抽出した。

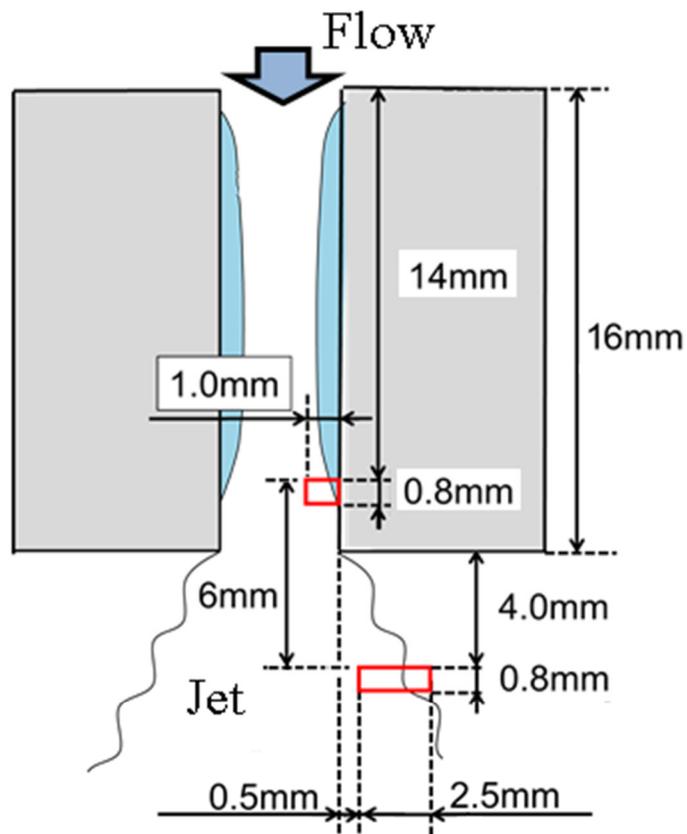


Fig. 2.14 Zones for moving image analysis

図 2.15 に、鋭いエッジ形状 ( $R/W = 0.75\%$ ,  $R = 30\mu\text{m}$ ) のノズル噴孔出口近傍のキャビテーションの元画像及び 2 値化画像を示す. 図 2.16 に、丸みを帯びた形状 ( $R/W = 6.5\%$ ,  $R = 260\mu\text{m}$ ) のノズルから噴出された液体噴流の元画像及び 2 値化画像を示す. ノズル噴孔内の出口近傍ではキャビテーション気泡群は間欠的に下流へ流出している. 例えば, 図 2.15 に示すように, キャビテーション気泡群 (幅  $1.0\text{mm}$ , 高さ  $0.8\text{mm}$ ) は解析検査領域 ( $1.0\text{mm} \times 0.8\text{mm}$ ) に  $t = 45\mu\text{s}$  に小さな気泡群として到達し.  $t = 180\mu\text{s}$  には大きな気泡群が到達してほぼ解析検査領域を占有する. また大気雰囲気中に噴出された液体噴流については, 図 2.17 に示すように,  $t = 438\mu\text{s}$  から  $607\mu\text{s}$  の期間で画像の右側へ液体噴流の界面は拡がり, 解析検査領域を占有する. 特に微粒化の初期段階として  $t = 663\mu\text{s}$  では液体噴流の液糸からの液滴の分裂が観測される. また空間的にはキャビテーション気泡群の解析検査領域と液体噴流の解析検査領域の垂直距離  $\Delta y$  は  $6.0\text{mm}$  である. したがって平均液体速度  $V$  は  $16.7\text{m/s}$  に基づいて二つの領域を通過する推定遅れ時間 ( $=\Delta y / V$ ) を算出すると約  $360\mu\text{s}$  となる. すなわちキャビテーション気泡群に起因する液体噴流の界面変形は, キャビテーションが解析領域に到達後, 液体噴流領域で約  $360\mu\text{s}$  後に変形が観察される. 図 2.16 では小さなキャビテーション気泡群が  $t = 45\mu\text{s}$  でゾーンを占領した後, 図 2.17 の  $t = 382\mu\text{s}$  で液体噴流の界面変形が観察され, 画像解析に基づく遅延時間は約  $337\mu\text{s}$  ( $=382\mu\text{s} - 45\mu\text{s}$ ) で空間距離から算出された推定遅延  $360\mu\text{s}$  とほぼ等しい.

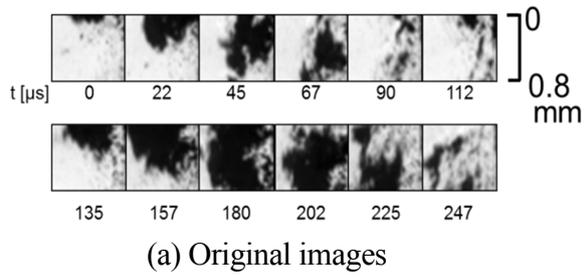


Fig. 2.15 Cavitation cloud images  
(R/W=0.75%,  $V = 16.7$  m/s,  $V_{CORE} = 27.8$  m/s)

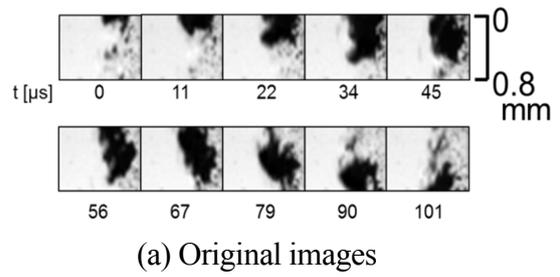


Fig. 2.16 Cavitation cloud images  
(R/W=6.5%,  $V=19.4$ m/s,  $V_{CORE}=29.5$ m/s)

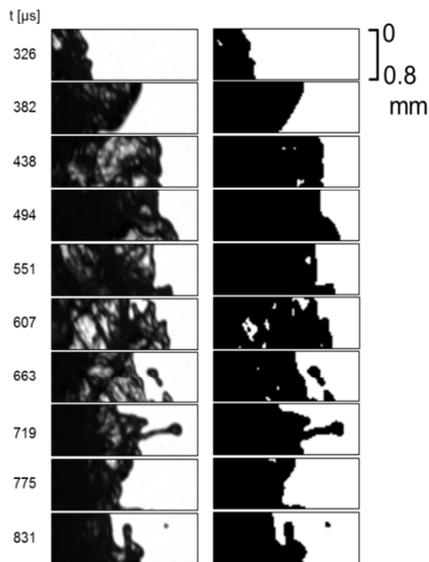


Fig. 2.17 Liquid jet images  
(R/W=0.75%,  $V = 16.7$  m/s,  $V_{CORE} = 27.8$  m/s)

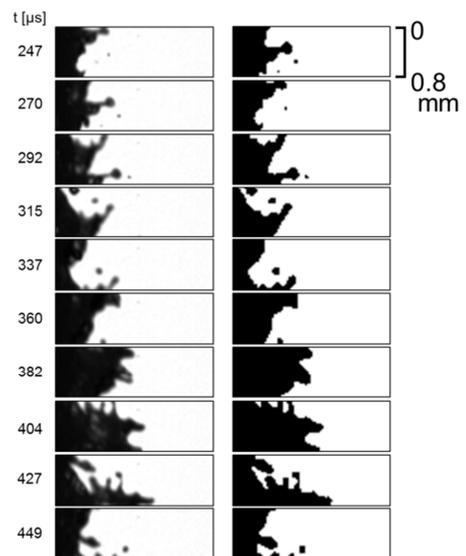


Fig.2.18 Liquid jet images  
(R/W=6.5%,  $V=19.4$ m/s,  $V_{CORE}=29.5$ m/s)

次に時系列の画像を定量的に分析するために、気体分率  $\alpha_G$  と液体ジェットに分率  $\alpha_L$  を算出した。ノズル噴孔内のキャビテーション気泡群解析領域における気体面積分率  $\alpha_G$  は、以下の式で表される。

$$\alpha_G(t) = \frac{A_G}{A_G + A_L} \quad (2-3)$$

ここで、 $A_G$  は 2 値化画像におけるキャビテーションの専有面積であり、 $A_L$  は 2 値画像における液体の専有面積である

2 値化画像における液体噴流解析領域における液体噴流の液体面積分率  $\alpha_L$  は、以下の式で表される。

$$\alpha_L(t) = \frac{A_L}{A_L + A_A} \quad (2-4)$$

ここで、 $A_L$  は 2 値化画像における液体の専有面積であり、 $A_A$  は 2 値化画像における大気雰囲気面の専有面積である。

図 2.19 に、鋭いエッジ形状 ( $R/W = 0.75\%$  ( $R = 30\mu\text{m}$ )) のノズルにおけるキャビテーションの時系列データ  $\alpha_G(t)$  と液体噴流  $\alpha_L(t+\tau)$  を示す。なおキャビテーション時系列データに対して液体噴流時系列データの遅れ時間は、前述で見積もったとおり  $\tau = 0.36\text{ms}$  とした。大きなキャビテーション気泡群がキャビテーション気泡群解析領域を通過する際 ( $t = 0.18\text{ms}$ )、 $\alpha_G(t)$  は約 0.7 となる。その影響を受けて  $\alpha_L(t+\tau)$  は大きな液体噴流変形を表す約 0.8 となる。図 2.19 のグラフに示した 3ms の期間内で、キャビテーション気泡群の放出を示す  $\alpha_G(t)$  の急激な増加は約 4 または 5 回観察される。ノズル内でキャビテーション気泡群が放出されると、図 2.17 に示すように液体噴流は約  $0.4\text{ms}$  ( $= 775\text{-}382\mu\text{s}$ ) の期間右方向に界面が拡大し続ける。その際  $\alpha_L(t+\tau)$  は急激に増加する。すなわち  $\alpha_L(t+\tau)$  の増加パターンは  $\alpha_G(t)$  の変動の追従している。この結果から、キャビテーション気泡群の放出は液体噴流界面の変形を誘発すると考えられる。

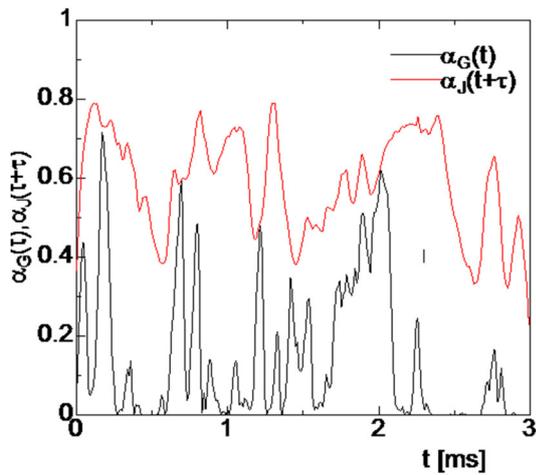


Fig. 2.19 Time histories of  $\alpha_G(t)$  and  $\alpha_J(t+\tau)$   
 (R/W=0.75%, V=16.7 m/s,  $V_{CORE}=27.8$ m/s)

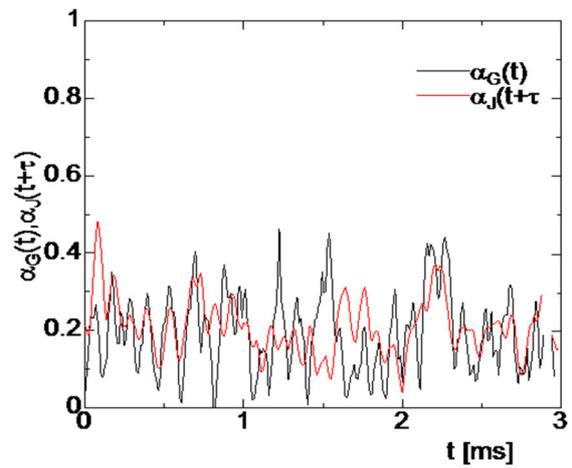


Fig.2.20 Time histories of  $\alpha_G$  and  $\alpha_J(t+\tau)$   
 (R/W=6.5%, V=19.4m/s,  $V_{CORE}=29.5$ m/s)

丸みを帯びたエッジ形状 (R/W=6.5%) のノズルでは、平均液体速度  $V=19.4$  m/s の条件で二つの領域を通過する推定遅れ時間 ( $=\Delta y / V$ ) を算出すると約約  $310\mu\text{s}$  となる。

図 2.19 に、丸みを帯びたエッジ形状(R/W=6.5%, (R =260 $\mu\text{m}$ ))のノズルにおけるキャビテーションの時系列データ  $\alpha_G(t)$  と液体噴流  $\alpha$  の時系列データ  $\alpha_J(t+\tau)$  を示す。R / W = 6.5%のノズルでは、薄いシートキャビテーションから小さいキャビテーション気泡群が放出され、液体噴流の界面の小さな変形が確認される。

## 2.5 まとめ

キャビテーションの成長過程とキャビテーション気泡群放出過程及び液体噴流の界面変形を明らかにするために、様々な噴孔入口曲率半径の2次元ノズルを作り込み可視化観察と画像解析を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) ノズル幅  $W$  に対するノズル入口エッジ部の曲率半径  $R$  の比  $R/W$  が 1%より十分小さいと、 $R/W$  がキャビテーションの厚さ及び長さに及ぼす影響は無視できるほど小さくなる。
- (2) 丸い入口エッジのノズルでは剥離境界層が薄くなり、縮流係数が大きくなるため、キャビテーションも薄くなり、より高流速にならないと初生や発達しない。
- (3) スーパーキャビテーション様式における気膜も薄くなるため、その下流端から断続的に放出される気泡群は小さくなり、高周波数で放出される。その結果、液体噴流の界面変形の規模と波長は小さくなり、噴流角も小さくなる。
- (4) 噴孔入口の縮流を考慮した修正キャビテーション数を用いることで、噴孔入口エッジ部曲率がノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を定量的に評価できることが確認できた。

### 第3章 噴孔長比がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

#### 3.1 はじめに

噴孔長  $L$  を噴孔径  $D$  で無次元化した噴孔長比  $L/D$  は、エンジンごとに要求値が異なる噴孔流量と製造工程を考慮して設計される。製造工程では噴孔は噴孔流量に対応する噴孔径  $D$  で穴開け加工された後、流体研磨工程で作り込まれる。しかし噴孔長  $L$  は噴孔流量に依らず製造工程では統一されているため、ノズルの噴孔長比  $L/D$  は、エンジンごとに異なる値をとる。例えば、小型乗用車では  $L/D=8$  程度、中型トラックでは  $L/D=6$  程度、大型トラックでは  $L/D=5$  程度、船舶では  $L/D=4$  程度である。

噴孔長比  $L/D$  は、ノズル内のキャビテーションの成長過程やキャビテーション気泡群の放出に影響を及ぼすことが可視化観察に基づき報告されている<sup>(17),(18)</sup>。しかしながら、噴孔長比  $L/D$  がキャビテーション気泡群の放出特性や液体噴流の界面変形に及ぼす影響を定量的解析に落とし込んだ研究は少ない。

そこで本章では、異なる噴孔長比の2次元ノズルを用いて、キャビテーション気泡群の放出特性が液体噴流の界面変形に及ぼす影響を画像解析により定量的に解析する。第2章と同様に内部の流動が観察しやすい2次元ノズルを可視化撮影し、噴孔内の検査領域における放出特性を画像処理で定量化し、ノズル噴孔直下の検査領域における液体噴流の界面変形に対しても画像処理で定量化する。さらに画像処理で定量化したデータを周波数解析し、キャビテーション気泡群の放出特性と液体噴流の界面変形に対して、異なる噴孔長比のノズルにおける周波数特性を比較する。

## 3.2 試験方法

### 3.2.1 実験装置及び実験方法

図 3.1 に実験装置の全体図を示す。水道水（温度  $30.0 \pm 0.5^\circ\text{C}$ ）をプランジャーポンプにより圧送し、流量計の測定値を基にノズル噴孔断面平均流速  $V$  をバルブ調量により設定し、調量された水道水を透明なアクリル製の 2D ノズルから常温・常圧の大気中へ噴射させた。ノズル噴孔内流れ及び液体噴流を透過光により可視化し、ストロボ光源(日新電子工業株式会社, Micro Flash Stroboscope, MS-1000, LH-15M, 閃光時間 2~4  $\mu\text{s}$ ) とデジタル一眼レフカメラ(ニコン, D800)を用いた静止画撮影とメタルハライド照明装置(共和, MID-25FC, 250W)と高速ビデオカメラ(フォトロン, FASTCAM SA-5 および SA-X)を用いた高速度撮影を行った。

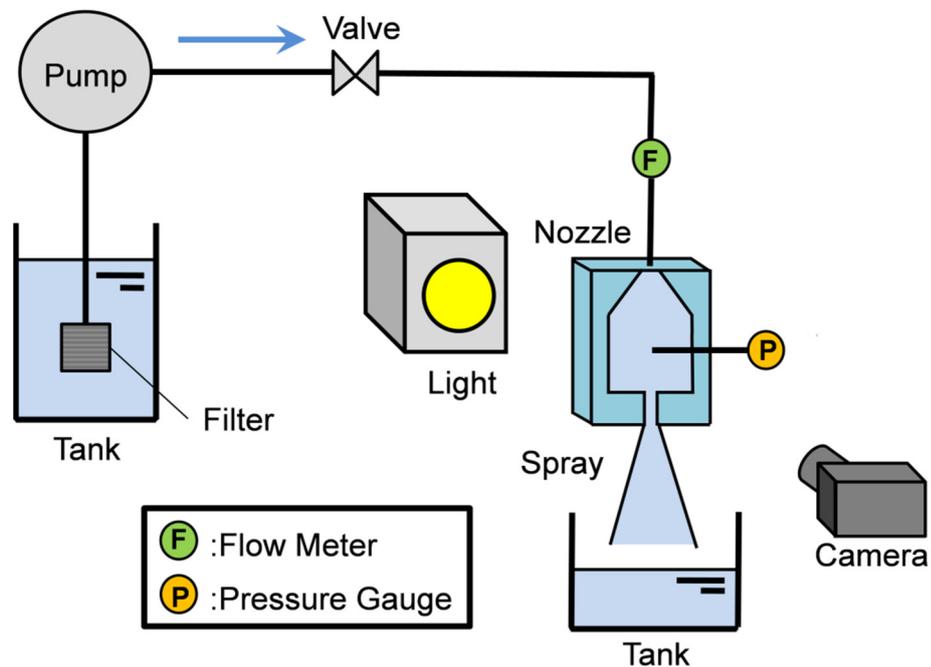


Fig. 3.1 Experimental Setup

### 3.2.2 試験ノズル

エンジンに搭載される実機インジェクタのノズル噴孔は円筒形状である。そのためノズル噴孔壁面やキャビテーション界面での光の屈折と散乱のためノズル噴孔内の詳細な非定常挙動を観察することが困難である。そこで本研究ではノズル噴孔部分をモデル化した噴孔長さ  $L$  が異なる 3 種類の左右対称構造の二次元(2D)ノズルを製作した。図 3.2 に本研究で用いたノズルの模式図を示す。流路を形成するステンレス板を 2 枚の透明アクリル板で挟む構造とした。噴孔長は  $L=8.0, 16.0, 24.0\text{mm}$ 、噴孔幅は  $W=4.0\text{mm}$ 、厚さは  $t=1.0\text{mm}$  である。噴孔幅  $W$  に対する噴孔長  $L$  を表す噴孔長比 ( $L/W$ ) は  $L/W=2$  ( $L=8.0\text{mm}$ )、 $L/W=4$  ( $L=16.0\text{mm}$ )  $L/W=6$  ( $L=24.0\text{mm}$ ) となる。噴孔入口のエッジ部の曲率半径  $R$  はマイクروسコープで計測し、その値は  $20\mu\text{m}$  以下 ( $R/W \leq 0.5\%$ ) であった。第 2 章の知見から噴孔入口の丸みの影響は極微小であり、シャープエッジとみなせることを確認した。

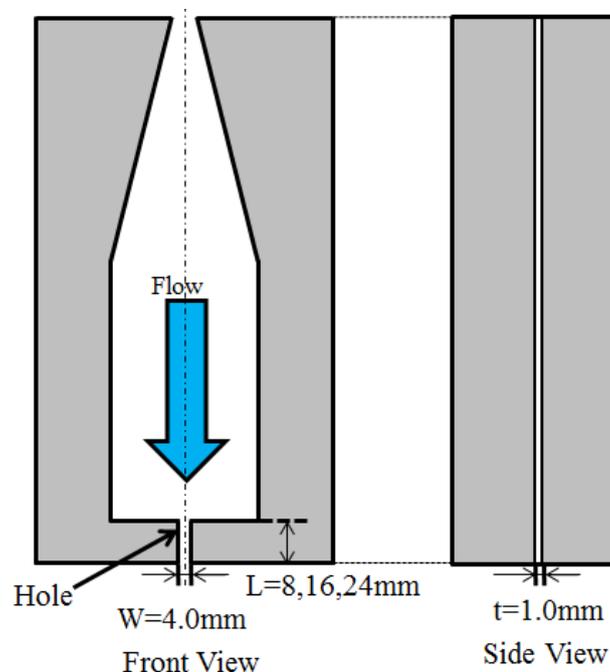


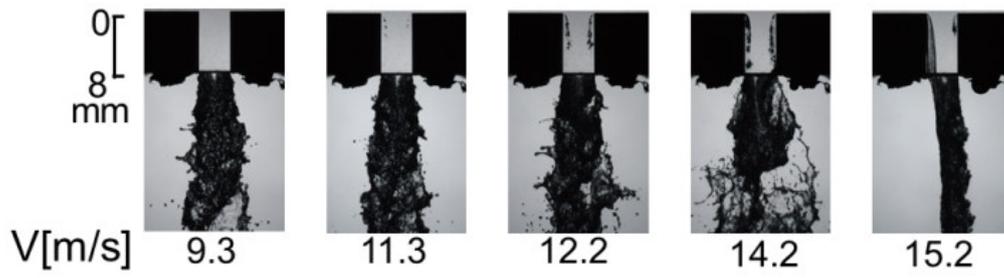
Fig. 3.2 Schematic of a 2D nozzle

### 3.3 静止画撮影による解析

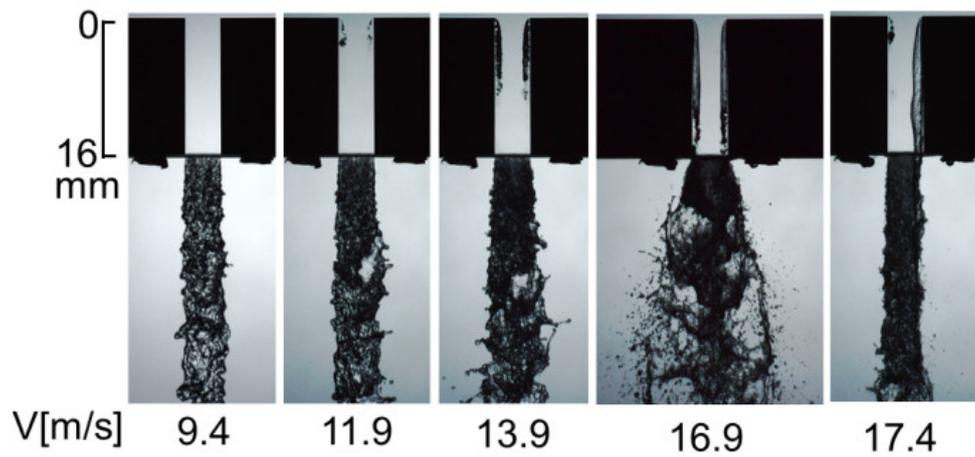
#### 3.3.1 静止画の撮影結果と解析の着眼点

噴孔長比  $L/W=2, 4, 6$  のノズル噴孔内及び液体噴流の画像を図 3.3(a), (b), (c) に示す。いずれのノズルにおいても平均流速  $V$  を上げるとキャビテーションは噴孔壁面に沿って噴孔入口から出口に向かって成長し、液体噴流は広がる。平均流速  $V$  をさらに上げると  $L/W=2, 4$  ではドロリックフリップに推移する。この状態では片側の噴孔壁面近傍が気体で占有され、噴孔入口で剥離した流れが噴孔壁面に再付着せずに放出され、片側の液体噴流は広がらない。このドロリックフリップは左右に不規則に入れ替わる。(図 3.3(a)  $V=15.2\text{m/s}$ , 図 3.3(b)  $V=17.4\text{m/s}$ )

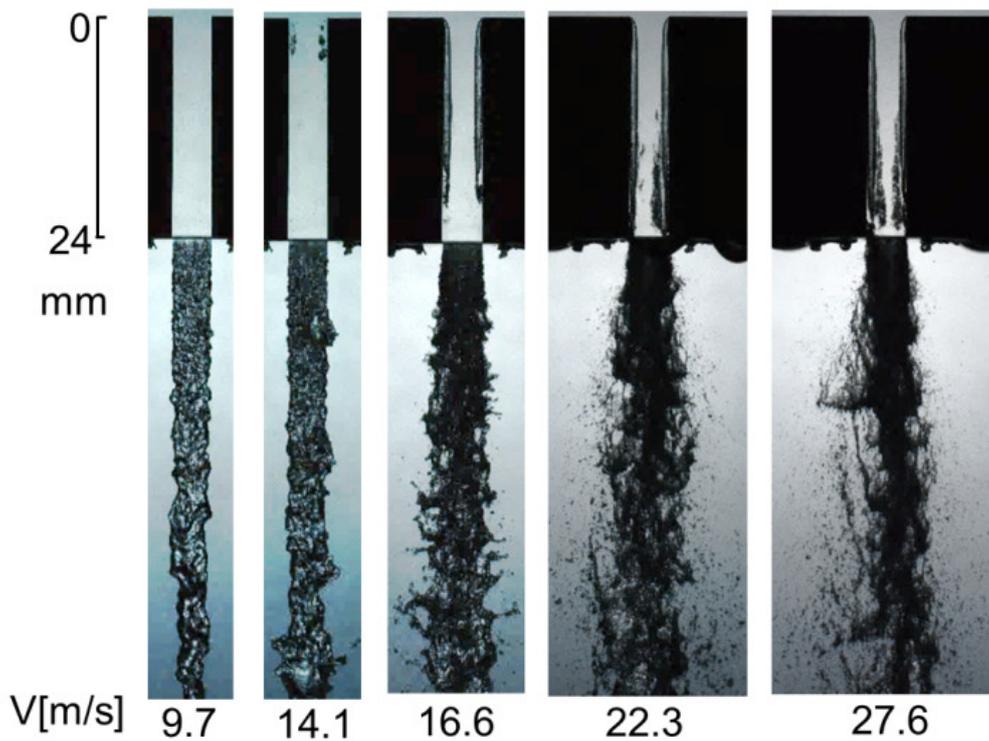
キャビテーションと液体噴流に着眼すると、噴孔長が短いノズル ( $L/W=2$ ) ではキャビテーションが噴孔内に確認できない条件(図 3.3(a)  $V=9.3\text{m/s}$ ) でも液体噴流が広がり、キャビテーション以外の因子が噴流変形に寄与していると考えられる。噴孔長が長いノズル( $L/W=6$ )ではキャビテーションが噴孔入口に確認できるが液体噴流がほとんど広がらない条件(図 3.3(c)  $V=14.1\text{m/s}$ ) とキャビテーション気泡群が噴孔出口近傍で放出され液体噴流が広がる条件(図 3.3(c)  $V=22.3\text{m/s}$ ) があり、液体噴流の広がりやキャビテーションの長さにより異なることを確認した。



(a)  $L/W=2$



(b)  $L/W=4$



(c)  $L/W=6$

Fig. 3. 3 Cavitation in the nozzle and jet

### 3.3.2 静止画解析におけるキャビテーションと液体噴流の評価項目

噴孔内のキャビテーション評価項目を図 3.4 のように定義した。キャビテーション長さ  $L_c$  及びノズル噴孔入口からの距離  $y$  におけるキャビテーション厚さ  $W_c$  を測定した。なお同一試験条件の 10 枚静止画像から読み取った値から平均値を算出した。噴流角は、噴孔出口から  $1.5L$  の距離で定義した。

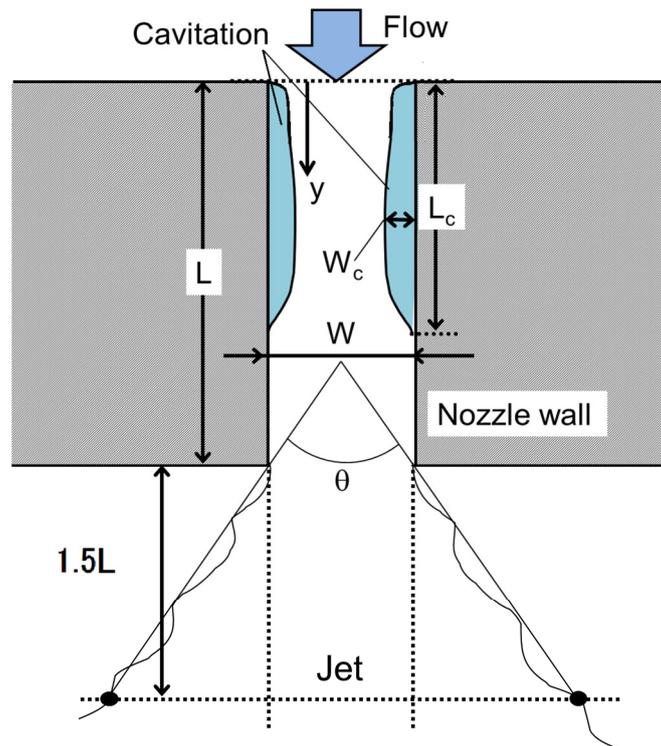


Fig. 3.4 Definitions of  $L_c$ ,  $W_c$  and  $\theta$

### 3.3.3 キャビテーションの長さ

キャビテーション成長過程を定量的に把握するため、キャビテーション長さ  $L_c$  を指標とした。キャビテーション長さ  $L_c$  は噴孔入口のエッジ部から噴孔出口方向に伸びたキャビテーション領域の下流端までの距離である。平均流速  $V$  とキャビテーション長さ  $L_c$  の関係を図 3.5 に示す。キャビテーションが初生し 4mm 程度まで成長する過程では、いずれのノズルもほぼ同じ傾向を示す。しかし平均流速  $V$  を更に上げるとノズルにより成長過程が異なる。噴孔長が短い  $L/W=2$  においては、ハイドロリックフリップの状態に移る。噴孔長の長い  $L/W=4,6$  においては平均流速  $V$  を上昇させると細長く安定した透明の気膜が形成され、キャビテーション長さ  $L_c$  が急激に長くなる。さらに平均流速  $V$  を上昇させると  $L/W=4$  はハイドロリックフリップの状態に移るが、 $L/W=6$  は平均流速  $V=27.6\text{m/s}$  以下ではハイドロリックフリップに移りなかった。

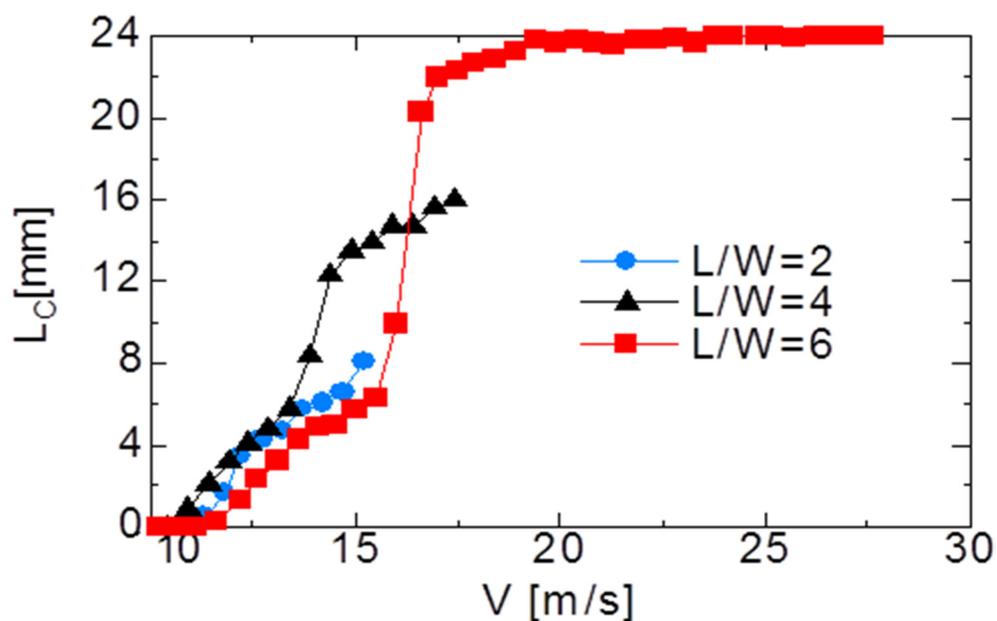


Fig. 3.5 Effect of  $L/W$  on cavitation length  $L_c$

### 3.3.4 キャビテーションの厚さ

キャビテーションが噴孔出口近傍まで成長したスーパーキャビテーション条件で比較した. 平均流速  $V$  は  $L/W=2$  では  $14.7\text{m/s}$ ,  $L/W=4$  では  $16.9\text{m/s}$ ,  $L/W=6$  では  $27.6\text{m/s}$  である. 図 3.6 のグラフにおいては, 横軸にキャビテーション厚さ  $W_c$  をノズル噴孔幅  $W$  で無次元化した  $W_c/W$  をとり, 縦軸に噴孔入口からの距離  $y$  をノズル噴孔幅  $W$  で無次元化した  $y/W$  をとる. 各点は 10 枚の画像の平均値を示し, プロット幅は標準偏差を示す.

噴孔入口 ( $y/W < 0.35$ ) では剥離境界層の外縁に沿うキャビテーションの輪郭が双方のノズルで現れている. 噴孔長が短いノズル  $L/W=2$  では,  $W_c/W$  の標準偏差は  $y/W=0.4$  付近から大きくなり,  $y/W > 1.0$  ではキャビテーション気泡群が放出されるためさらに大きくなる. 噴孔長が長い  $L/W=4,6$  では  $W_c/W$  の平均値は  $y/W=1.2$  まで徐々に厚くなり  $y/W=1.2$  以上ではほぼ一定となる. 安定した気膜が形成されるため  $L/W=4,6$  の標準偏差は小さい.

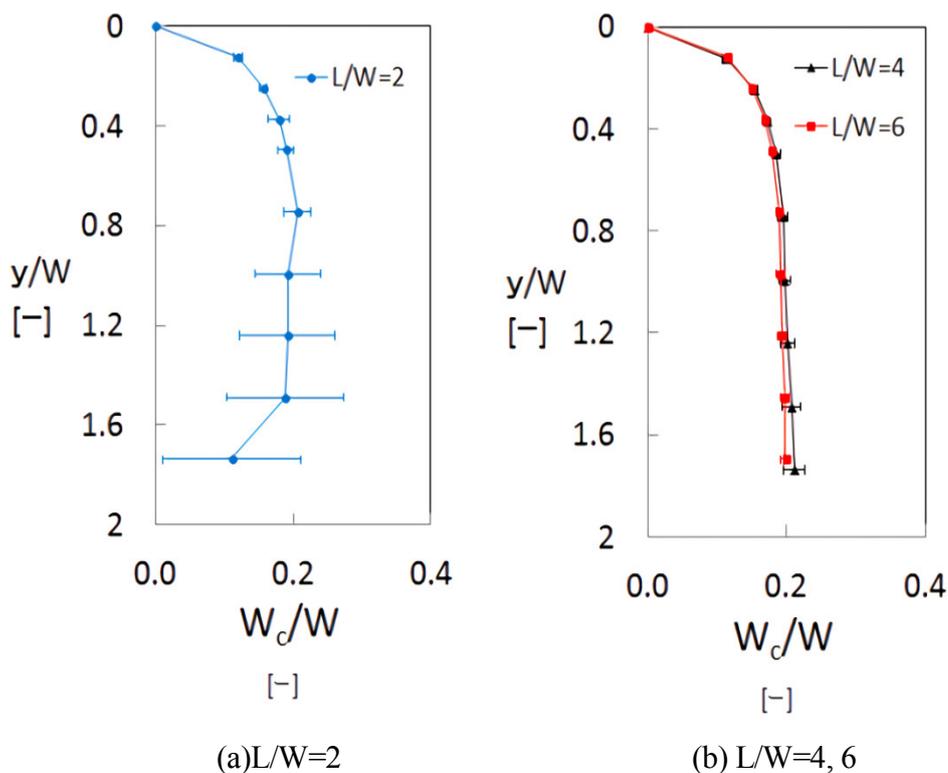


Fig. 3.6 Effect of  $L/W$  on cavitation thickness  $W_c$

### 3.3.5 ノズル噴孔内の流れが噴流角に及ぼす影響

噴流角  $\theta$  とキャビテーション長さ  $L_c$  の関係を図 3.7 に示す。キャビテーションがない条件 ( $L_c=0$ ) においては、 $L/W=4, 6$  の噴流角  $\theta$  は、 $L/W=2$  の噴流角  $\theta$  より小さい。この理由は噴孔入口で剥離した流れが噴孔壁面に再付着する際に放出される渦構造による強い乱れが液体噴流の変形に寄与するためと考えられる。 $L/W=4, 6$  の噴流角  $\theta$  が  $L/W=2$  より小さくなるのは、下流の噴孔出口に到達するまでに強い乱れが減衰するためと考えられる。

キャビテーションがある条件においては、キャビテーション長さ  $L_c$  の増加に伴って噴流角  $\theta$  は拡がり、キャビテーションの成長が液体噴流の拡がりに及ぼす影響を確認できる。ただしキャビテーション領域の下流端が噴孔出口端面まで到達するハイドロリックフリップでは、噴孔壁面に再付着せず噴出した液流側においては液体噴流が拡がらず、液体噴流は左右のいずれかに偏るため噴流角  $\theta$  は小さくなる。

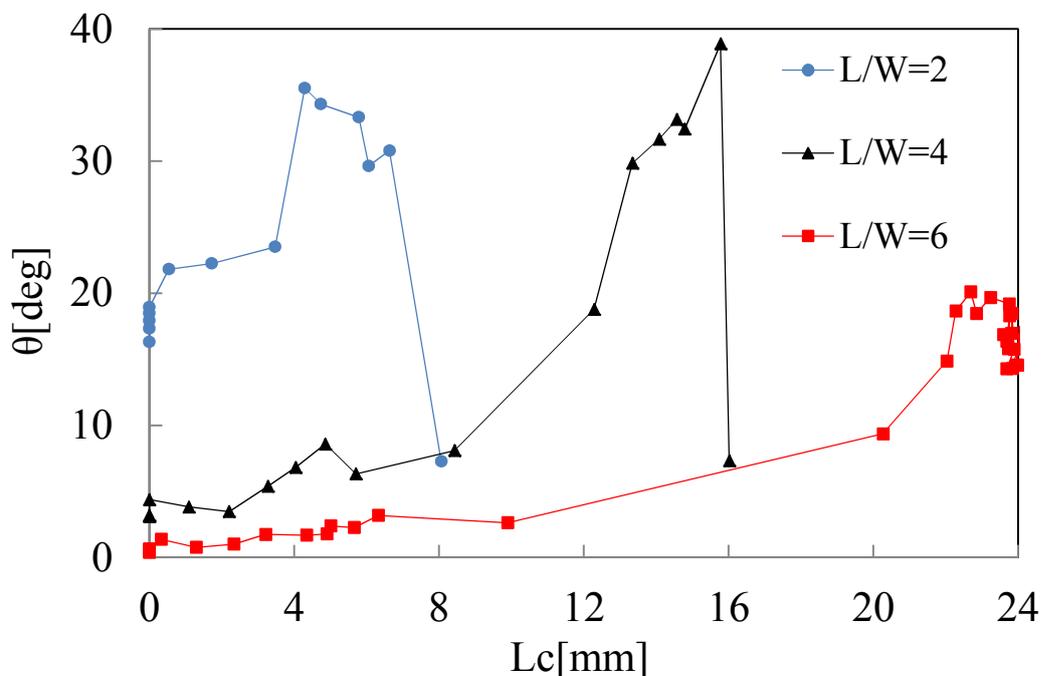


Fig. 3.7 Effect of  $L_c$  on jet angle  $\theta$

### 3.4 高速度撮影による解析

#### 3.4.1 高速度撮影の方法と画像

キャビテーションが液体噴流に及ぼす影響を把握するためにノズル噴孔長の異なる  $L/W=2, 4$  の高速度撮影をした。スーパーキャビテーション条件下で撮影するため、 $L/W=2$  の平均流速は  $V=14.4\text{m/s}$ 、 $L/W=4$  の平均流速は  $V=15.9\text{m/s}$  とした。撮影範囲は、図 3.8 に示す四角枠  $7.0\times 15.0\text{mm}$  である。露光時間は  $10\mu\text{s}$ 、画像ピクセル数は  $512\times 240\text{pixel}$  である。

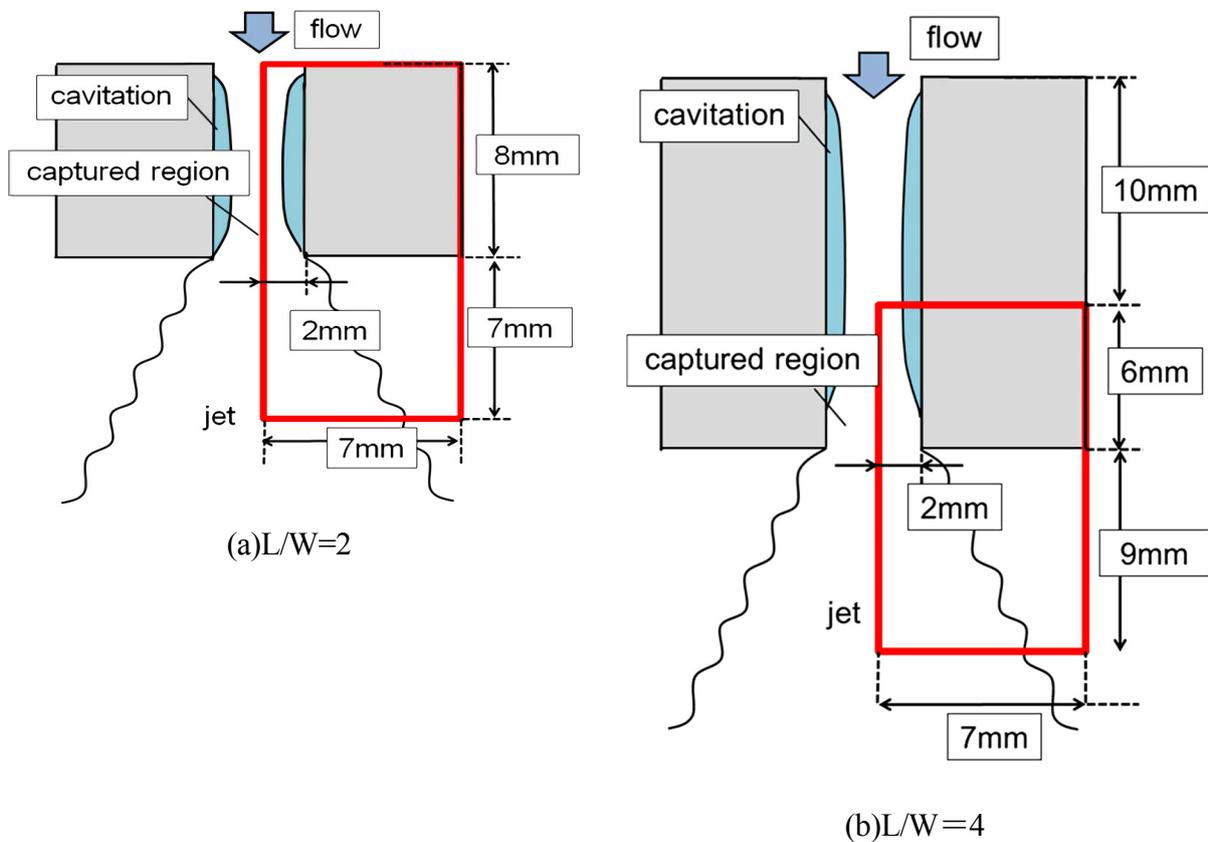


Fig. 3.8 Captured regions

図 3.9 に  $L/W=2$  の高速度撮影画像, 図 3.10 に  $L/W=4$  の高速度撮影画像を示す. 双方の高速度撮影画像で, 噴孔出口付近傍にキャビテーション気泡群が確認でき, 液体噴流が大気中へ放出されるとキャビテーション気泡群の痕跡から液体噴流の変形が誘起され薄膜状に広がる過程が観察される. その後液体噴流の界面では薄膜の外縁に液糸が形成されその液糸から液滴に細かく分裂していく過程も観察される.

噴孔長の短い  $L/W=2$  の画像においては, 時系列的に噴流界面の変形が捉え易く, 時刻  $t=0 \mu\text{s}$  ではまだ噴孔出口には大規模なキャビテーション気泡群は到達しておらず, 噴孔出口直下の液体噴流は前回のキャビテーション気泡群の放出により既に右方向に透明の薄膜状になって広がっている.  $t=222 \mu\text{s}$  では噴孔内で気泡群が反時計回りの回転を伴って大きくなりながらノズル噴孔出口に移動していく. この時噴孔出口直下の噴流界面は下向きにストレート形状であり, その下流側の噴流界面では半透明の薄膜が薄くなったところから空隙が形成され薄膜外縁から液糸が形成される過程が観察される.  $t=444 \mu\text{s}$  では回転を伴ってさらに大きくなった気泡群が噴孔直上に到達し, その後  $t=556 \mu\text{s}$  では噴孔直下の噴流界面は液体噴流の内部から右方向に広がり始め, さらに  $t=778 \mu\text{s}$  では半透明の薄膜状に広がる.  $t=889 \mu\text{s}$  では薄膜状に広がった液体噴流の外縁の輪郭線が黒くなり液糸が連続的につながった状態と液糸の近傍に液滴が確認できる.

噴孔長の長い  $L/W=4$  画像においては, 噴孔出口近傍でシート状の細長い先端から小規模の気泡群が短い周期で放出されている. 気泡群が回転運動しながら厚くなった状態で噴孔出口近傍に到達する  $L/W=2$  の気泡群の放出とは異なる. さらに  $L/W=4$  の噴孔内においては小規模の気泡群はノズル噴孔内で細かく分裂し, 噴孔出口近傍には常に分裂した細かな気泡群が存在している. その結果, 噴流角の大きな変動はなく噴流界面では小規模な界面変形から液糸が生成されている. また噴孔出口直下では  $L/W=2$  のノズルで確認された透明で薄膜状になった大規模な噴流変形は確認できず,  $L/W=2$  より下流側の噴

流界面で透明で薄膜状になった噴流界面変形が確認される。

噴孔長が短いノズル ( $L/W=2$ ) では気泡群が噴孔の入口から出口に流動する過程で気泡群が放出後合体しながら噴孔出口近傍に到達する。その結果気泡群の規模が大きくなり噴孔出口直下において大規模な半透明状に広がった噴流界面変形が観察される。一方噴孔長さが長いノズル ( $L/W=4$ ) では気泡群が噴孔出口近傍で放出された後小さく分裂しながら噴孔出口近傍に到達し、小規模な噴流変形が観察される。スーパーキャビテーションの状態において、 $L/W=2$  ではキャビテーション気泡群放出直前の噴孔出口方向に伸びきった状態とキャビテーション気泡群放出直後の状態の差が大きい。一方  $L/W=4$  のノズルではキャビテーション気泡群放出直前の噴孔出口方向に伸びきった状態とキャビテーション気泡群放出直後の状態の差が小さい。

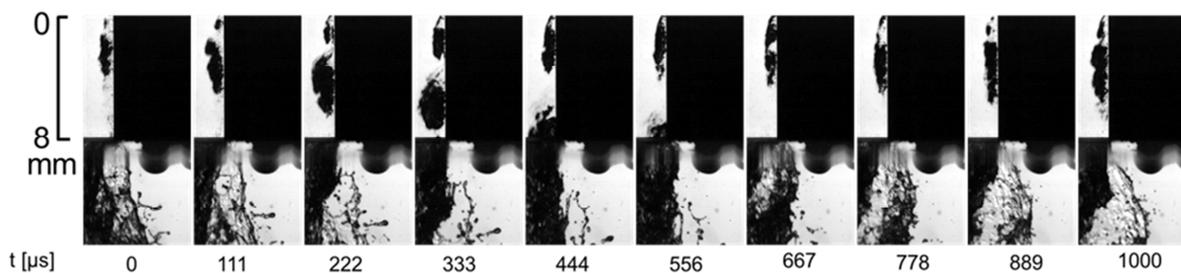


Fig. 3.9 Cavitation and jet images ( $L/W=2$ ,  $V=14.4\text{m/s}$ )

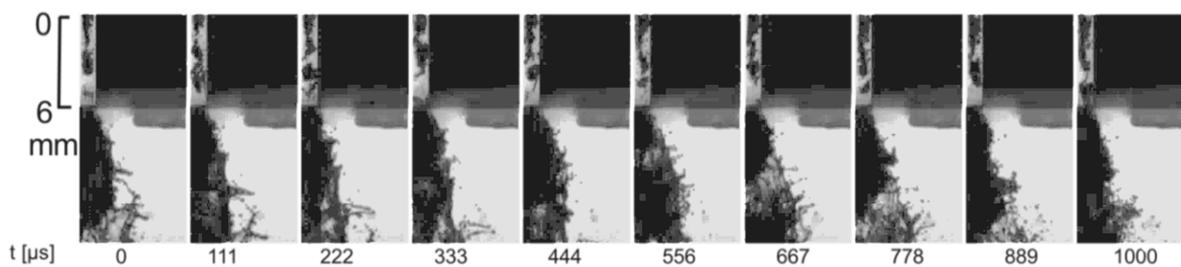


Fig. 3.10 Cavitation and jet images ( $L/W=4$ ,  $V=15.9\text{m/s}$ )

### 3.4.2 画像処理と時系列データ化

ノズル噴孔内出口近傍におけるキャビテーション気泡群の通過量とノズル噴孔出口近傍での噴流界面変形量を定量解析するため画像抽出した。図 3.11 と図 3.12 に示すようにノズル噴孔出口近傍の四角枠の領域をキャビテーション気泡群通過領域として画像抽出し、噴流変形が表れやすいノズル噴孔出口近傍の領域を噴流界面変形領域として画像抽出した。次に画像を二値化処理しノズル噴孔内のキャビテーション気泡群を黒に表示させ、同様に噴流を黒に表示させた。これらの二値化処理した画像から、時刻  $t$  に於けるノズル噴孔出口近傍のキャビテーション気泡群の面積が抽出画像の全体面積に占める空間占有率（キャビテーション気泡群ボイド率） $\alpha_G(t)$ を式(3-1)にて算出し、ノズル噴孔出口近傍の噴流の面積が抽出画像の全体面積に占める空間占有率(液率) $\alpha_L(t)$ を式(3-2)にて算出した。

$$\alpha_G(t) = \frac{A_G}{A_G + A_L} \quad (3-1)$$

ここで、 $A_G$  は 2 値化画像における噴孔内の気体（キャビテーション）の専有面積、 $A_L$  は 2 値化画像における液体の専有面積を示す。

$$\alpha_L(t) = \frac{A_L}{A_L + A_A} \quad (3-2)$$

ここで、 $A_L$  は 2 値化画像における液体の専有面積、 $A_A$  は 2 値化画像における雰囲気気体（空気）の専有面積を示す。

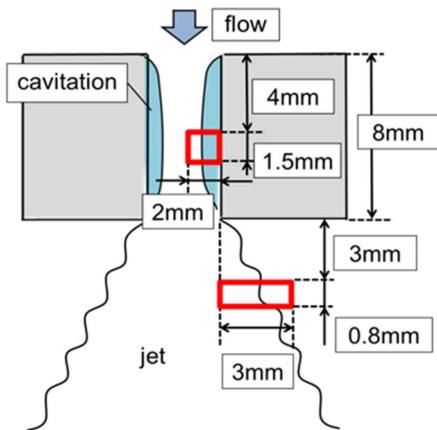


Fig. 3.11 Selected zones for image analysis  
L/W=2

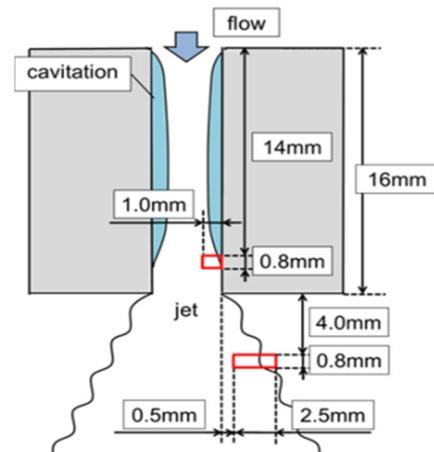


Fig. 3.12 Selected zones for image analysis  
L/W=4

### 3.4.3 噴孔出口近傍の高速度観察

$L/W=2$  のノズルにおけるキャビテーション気泡群通過領域の抽出画像とその二値化画像を図 3.13 に示す. ノズル噴孔直上の気泡群通過領域において  $t=0\mu\text{s}$  に多数の細かいキャビテーション気泡群が到達し  $t=56\mu\text{s}$  にスケールの大きいキャビテーション気泡群が到達する.  $t=278\mu\text{s}$  ではキャビテーション気泡群が領域を占有し  $t=500\mu\text{s}$  ではノズル噴孔出口に流れている. 気泡群通過に所要した時間は  $450\mu\text{s}$  程度である.

$L/W=2$  の噴流界面変形領域の抽出画像とその二値化画像を図 3.14 に示す. ノズル噴孔出口近傍の噴流界面変形領域においては  $t=500\mu\text{s}$  では噴流界面の変形が始まり  $t=833\mu\text{s}$  では噴流全体が半透明の液膜に大きく変形する.  $t=833\mu\text{s}$  では半透明の液膜の外縁には黒く見える液糸が形成され  $t=1167\mu\text{s}$  では半透明の液膜から液糸が分離し徐々にその液糸から液滴に分裂していく.  $t=1167\mu\text{s}$  では噴流界面から離れたところに分裂した液滴が観察される. 噴流界面変形の所要時間は  $700\mu\text{s}$  程度であり気泡群通過に所要した時間  $450\mu\text{s}$  はより長い. このように  $L/W=2$  のノズルにおいてはスケールの大きいキャビテーション気泡群が噴流界面を半透明の液膜状に大きく変形させていく過程が観察された. なお二つの領域間距離  $7.0\text{mm}$  を平均流速  $14.4\text{m/s}$  で移動する場合の遅れ時間は約  $0.49\text{ms}$  であり, キャビテーション気泡群通過の約  $0.5\text{ms}(500\mu\text{s})$  後に噴流の変形が始まることも確認できた.

$L/W=4$  のノズルのキャビテーション気泡群通過領域と噴流界面変形領域の抽出画像とその二値化画像を図 3.15 と図 3.16 に示す. 図 3.15 のように  $L/W=2$  と同様にノズル噴孔直上の気泡群通過領域においてまず多数の細かいキャビテーション気泡群が到達しその後画像上では一つに見えるキャビテーション気泡群が到達後領域を占有しノズル噴孔出口に流れていく過程が観察される. ただし  $L/W=2$  の観察領域は  $L/W=4$  に対して拡大しており, キャビテーション気泡群の大きさは小さい. ノズル噴孔直下の

噴流界面変形領域においては図 3.16 に示すように小規模な噴流界面の変形が局所的に始まり半透明の液膜の外縁に細長く突起状に見える液糸が形成され,その後液糸から液滴に分裂していく過程が観察される. このように  $L/W=4$  のノズルにおいては  $L/W=2$  より小さいキャビテーション気泡群が噴流界面を局所的に変形させていく過程が観察された. なお二つの領域間距離  $6.0\text{mm}$  を平均流速  $15.9\text{m/s}$  で移動する場合の遅れ時間は約  $0.37\text{ms}$  であり, キャビテーション気泡群通過の約  $0.4\text{ms}(400\mu\text{s})$ 後に液体噴流の変形が始まることが確認できた.

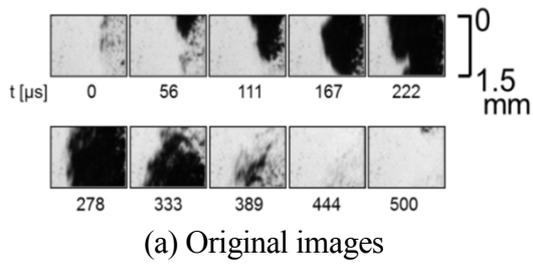


Fig. 3.13 Cavitation Cloud Images (L/W=2)

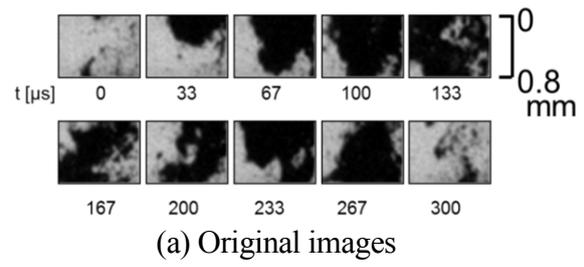


Fig. 3.15 Cavitation Cloud Images (L/W=4)

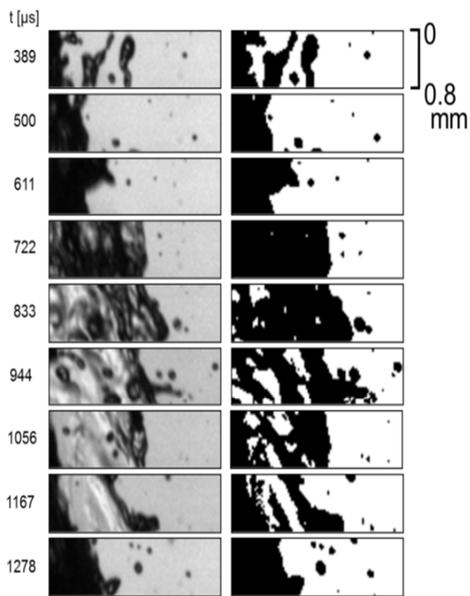


Fig. 3.14 Liquid Jet Images (L/W=2)

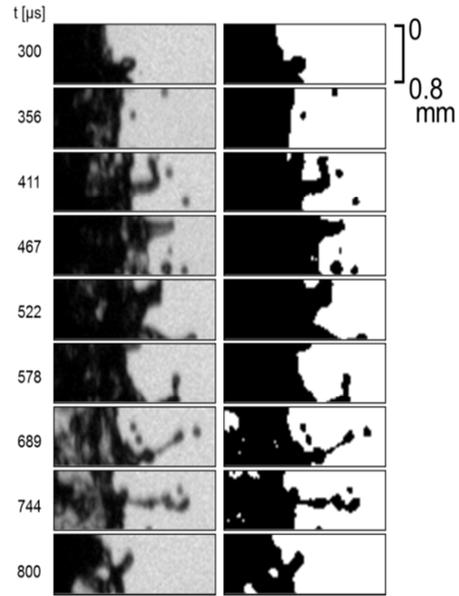


Fig. 3.16 Liquid Jet Images (L/W=4)

#### 3.4.4 高速度撮影画像の時系列データ解析

キャビテーション気泡群通過領域と噴流界面変形領域は空間的に離れている。そこでキャビテーション気泡群の通過が噴流界面の変形に及ぼす影響を時系列データで解析する場合はキャビテーション気泡群の移動に要する時間を考慮する必要がある。図 3.17 に  $L/W=2$  の時系列解析データ  $\alpha_G(t)$  と  $\alpha_J(t-0.49\text{ms})$  を示す。図 3.17 において  $t=0.40\text{ms}$  ではキャビテーションの空間占有率  $\alpha_G(t)$  が 0.78 まで急上昇し、噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.49\text{ms})$  も 0.6 を超える。キャビテーション気泡群が液体噴流界面の変形を誘起していることを確認できる。 $t=0.50\text{ms}$  ではキャビテーションの空間占有率  $\alpha_G(t)$  は、ほぼ 0 まで低下するが噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.49\text{ms})$  は 0.5 までしか低下しない。キャビテーションの通過後の噴流界面の縮小はゆるやかである。 $t=1.05\text{ms}$  ではキャビテーションの空間占有率  $\alpha_G(t)$  が 0.6 まで上昇するが噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.49\text{ms})$  は 0.4 にとどまり前回の増加と比較して小さい。 $t=4.50\text{ms}$  からキャビテーションの空間占有率  $\alpha_G(t)$  はほぼ 0 になった状態から 0.7 まで急上昇し噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.37\text{ms})$  も 0.6 まで上昇する。このように  $L/W=2$  では、噴流界面変形が小さい状態から変形する場合において噴流界面が大きく変形する傾向が確認できる。

図 3.18 に  $L/W=4$  の時系列解析データ  $\alpha_G(t)$  と  $\alpha_J(t-0.37\text{ms})$  を示す。図 3.18 の  $L/W=4$  のグラフでは、特定期間で噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.37\text{ms})$  の増加が噴流界面の変形を誘起する過程を確認することが難しい。また噴流界面の空間占有率  $\alpha_J(t-0.37\text{ms})$  の低下がキャビテーションの空間占有率  $\alpha_G(t)$  の低下に対して遅れる傾向は  $L/W=4$  と同等である。

キャビテーション気泡群が解析検査領域を通過するとキャビテーション気泡群占有率は一旦増加した後減少するためグラフは上に凸の山となる。概算の周波数を算出するために  $L/W=2, 4$  のノズル内キャビテーション気泡群のキャビテーション気泡群占有率の波形から 5ms の期間に通り過ぎたピークの数と求めるとそれぞれ 7 から 8 個、15 から

25 個であり、キャビテーション気泡群の波形の周波数は  $L/W=2$  においては 1.2 から 2.0kHz,  $L/W=4$  においては 3.0 から 5.0kHz と算出される。

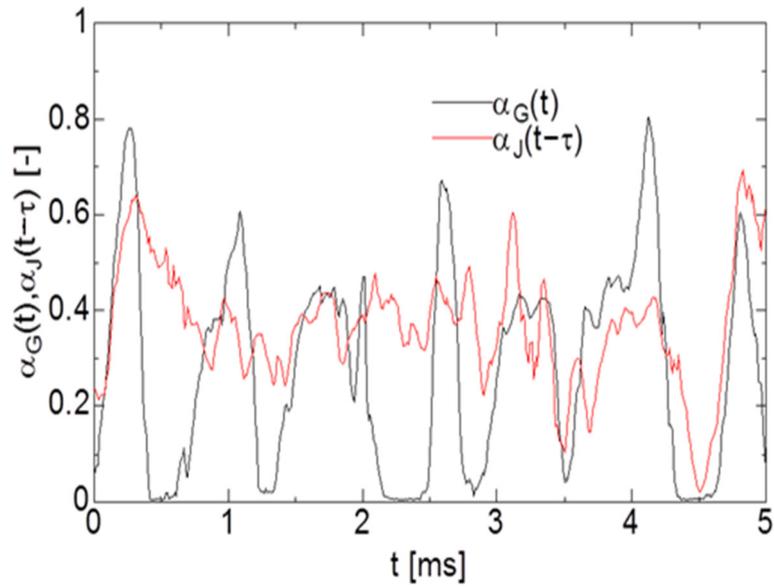


Fig. 3.17 Time history of  $\alpha_G(t)$  and  $\alpha_J(t-0.49\text{ms})$   
( $L/W=2$ )

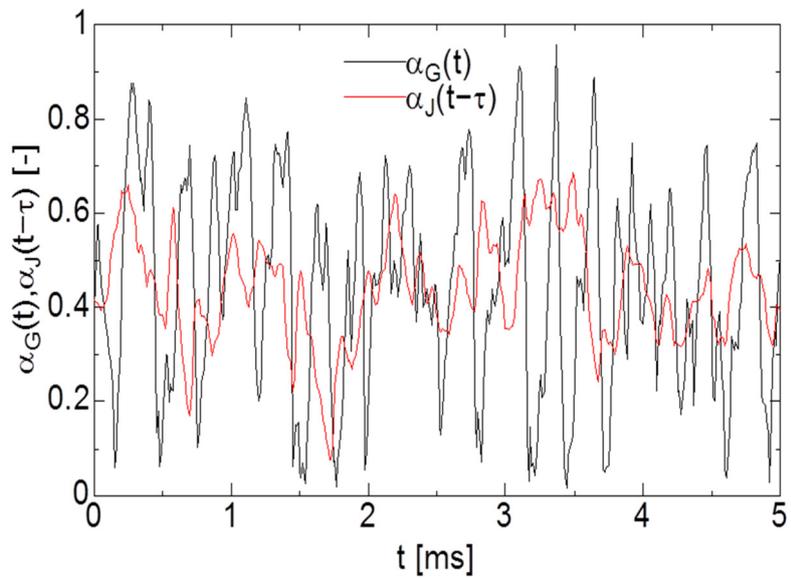


Fig.3.18 Time history of  $\alpha_G(t)$  and  $\alpha_J(t-0.37\text{ms})$   
( $L/W=4$ )

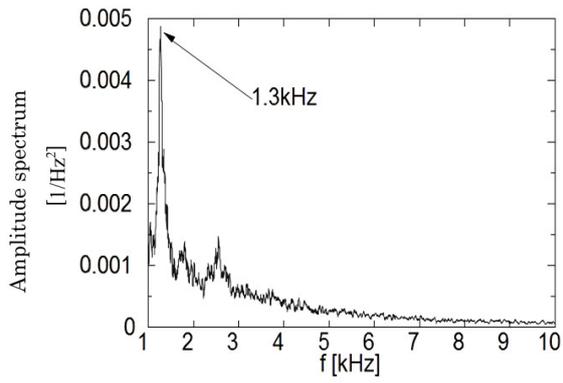
### 3.4.5 周波数解析

噴孔長さの異なる二つのノズルによるキャビテーション気泡群占有率が噴流占有率にどのように影響するか把握するため、キャビテーション気泡群占有率の周波数成分に着目し比較した。時系列画像から抽出された時系列データの周期性を算出するために FFT 解析 (Fast Fourier Transform Analysis) を行い、キャビテーション気泡群占有率の周波数特性及び噴流占有率の周波数特性を求めた。図 3.19(a),(b)に噴孔長が短い  $L/W=2$  と噴孔長が長い  $L/W=4$  の噴孔内のキャビテーション気泡群通過領域における FFT 解析結果を示す。図 3.20(a),(b)に噴流界面変形領域における FFT 解析結果を示す。

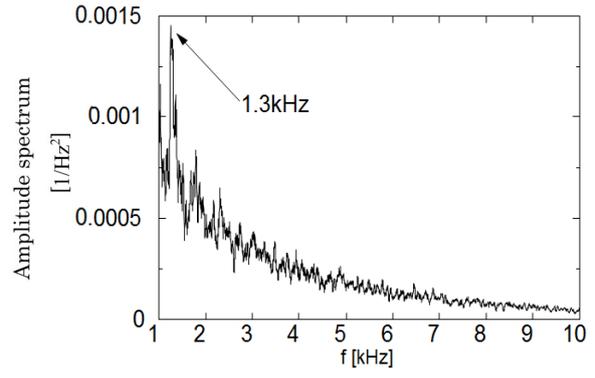
$L/W=2$  のノズルでは図 3.19(a)に示すようにキャビテーション気泡群占有率の周波数特性に 1.3kHz の明確なピークが確認できる。このピーク周波数は図 3.20(a)に示す噴流占有率のピーク周波数 1.3kHz とほぼ一致しており、キャビテーション気泡群通過が噴流界面の変形に影響をあたえていると考えられる。さらに 3.4.4. 高速度撮影画像の時系列データ解析においてキャビテーション気泡群占有率の波形のピーク頻度から算出した周波数である 1.2 から 2kHz の帯域内の値(1.3kHz)である。

$L/W=4$  のノズルでは図 3.19(b)に示すように噴孔内キャビテーション気泡群占有率の周波数特性は 1kHz から 2kHz の周波数帯で周波数成分が徐々に増加した後、約 2 kHz から徐々に減少するブロードな周波数特性である。図 3.20(b)に示す噴流占有率のピーク周波数との対応は不明確である。またキャビテーション気泡群占有率の波形のピーク頻度から算出した周波数である 3.8 kHz との対応も不明確である。

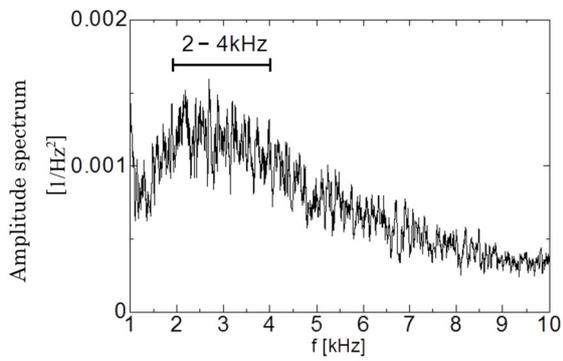
このように  $L/W=4$  の周波数特性は  $L/W=2$  の周波数特性とはピーク周波数が不明確な点で明らかに異なる。



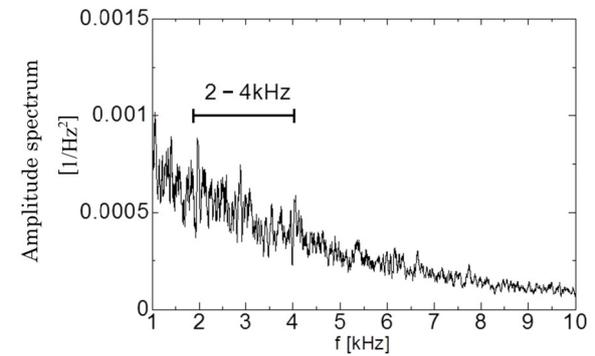
(a) L/W=2



(a) L/W=2



(b) L/W=4



(b) L/W=4

Fig. 3.19 FFT analysis of  $\alpha_G(t)$  (inside nozzle hole)

Fig. 3.20 FFT analysis of  $\alpha_j(t)$  (at atmosphere)

### 3.5 まとめ

噴孔長が異なる二次元ノズル内キャビテーションと液体噴流の可視化を行い、以下の結論を得た。

- (1)  $L/W=2$  の噴孔長が短いノズルでは、噴孔長が長いノズル ( $L/W=4$  及び  $6$ ) と比べて、キャビテーション長さの時間的変動が大きく、噴流角は大きい。特に低流速でキャビテーションが生じない条件でも、時間的に変動する剥離境界層の再付着点が噴孔出口付近になるため、噴流角は顕著に大きくなる。
- (2)  $L/W=6$  の噴孔長が長いノズルでは、キャビテーション長さの変動が小さい。キャビテーション気膜が噴孔出口近傍まで成長するスーパーキャビテーション状態が幅広い流速条件において継続し、ハイドロリックフリップ状態に遷移しにくい。
- (3)  $L/W=2$  の噴孔長さが短いノズルでは、安定した大規模な気膜が形成されず、キャビテーション気泡群放出後に噴孔内を逆流するリエントラント・ジェット<sup>(6)</sup>が噴孔入口付近まで達し、剥離境界層厚さより大きなキャビテーション気泡群が  $1.3\text{kHz}$  の低周波数で形成され、噴孔出口から放出される。その結果、大きなキャビテーション気泡群を伴う大規模な渦流れが液体噴流を  $1.3\text{kHz}$  の同じく低周波数で大規模に変形させ、噴霧角を顕著に大きくする。
- (4) 安定した気膜が形成される  $L/W=4$  の噴孔長さが長いノズルでは、噴孔内で気膜厚さ程度の比較的小さいキャビテーション気泡群が明確なピーク周波数は有さない幅を持った高周波数帯で放出され、これが液体噴流の界面を高周波数で小刻みに変形させる。

## 第4章 燃料物性がキャビテーションと液体噴流に及ぼす影響

### 4.1 はじめに

近年燃料が多様化しており植物由来であるバイオディーゼル燃料<sup>(19)</sup>や石油以外の原料から生成可能なジメチルエーテルなどの代替燃料<sup>(20)</sup>が注目されている。そのため代替燃料と軽油の噴霧特性を比較した研究がおこなわれている。千田ら<sup>(21)</sup>は、バイオディーゼル燃料は、高沸点で低揮発性の特異な燃料特性を有する。そのため噴霧の微粒化が妨げられ噴霧束内への空気導入が抑えられ、その結果噴霧軸中心部に大きな運動量が保存されるため噴霧先端到達距離が増大することを報告している。Lai ら<sup>(22)</sup>は、X線を用いてノズル噴孔出口近傍の液体噴流の界面を拡大撮影し、液流界面における層流から乱流への推移がバイオディーゼル燃料では軽油よりおくれることを報告している。金野<sup>(23)</sup>らは、ジメチルエーテルは軽油に比べて速やかに蒸発し、ガス化したジメチルエーテルジェットの影響は軽油の噴霧に匹敵することを報告している。

しかしながら、様々な流体を噴射しノズル内のキャビテーションと噴霧を同時撮影できる装置を用いて可視化画像を定量的に解析した研究は少ない。特にキャビテーションの成長からキャビテーション気泡群の放出、流体の界面での微粒化に至る過程に関して、流体の物性を比較した情報は見受けられない。

そこで本章では、流体の物性値に関してノズル内キャビテーションの成長からキャビテーション気泡群の放出及びキャビテーションが噴流に与える影響を把握するため、物性値が異なる様々な流体を用いて2次元ノズル内のキャビテーションと液体噴流を可視化撮影し定量的な解析を行った。

## 4.2 試験方法

### 4.2.1 実験装置

図 4.1 に実験装置の全体図を示す。液体をサーモスタット付パイプヒーター (加島, WPS-110, 1000W)を用いて所定の液温に保ち, フィルタに通し, プランジヤポンプ (キョーワ, KY-300-6 又は KY-300-3) により圧送し, 流量計の測定値に基づき, ノズル噴孔断面平均流速  $V$  をバルブ調量により設定し, 透明なアクリルの 2D ノズルから常温・常圧の大気中へ噴射させた。液体流量はノズル上流の流路に設置したコリオリ式デジタル流量計(Keyence, FD-SS20A), 噴射圧は噴孔上流のノズル内の容積部に設置したブルドン管式圧力計(0-0.6MPa 及び 0-2.5MPa)で, 各々計測した。

ノズル内及び液体噴流の静止画撮影にはデジタルカメラ(ニコン, D800s)を用いた。ストロボ (日新電子工業株式会社, Micro Flash Stroboscope, MS-1000, LH-15M, 閃光時間 2~4  $\mu\text{s}$ ) を, ノズルの背景に設置し透過光撮影した。

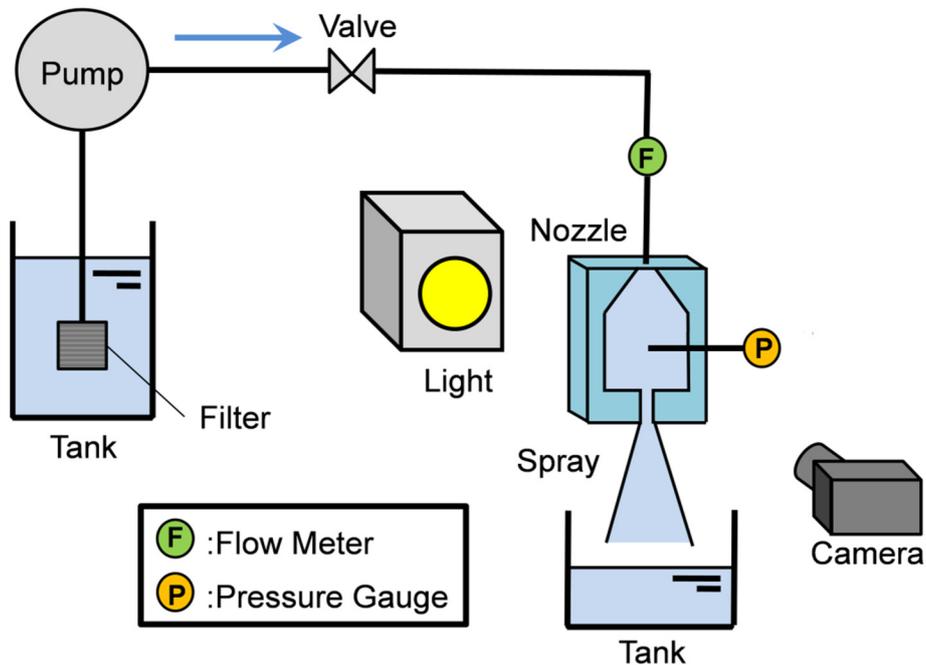


Fig. 4.1 Experimental Setup

#### 4.2.2 流体

流体には、液温が 10°C, 30°C, 50°Cの水道水, 20°Cのシリコンオイル及び 9°Cの軽油を用いた。各流体の物性値を表 4.1 に示す。動粘度  $\nu_L$  の影響を把握するために、水は温度  $T_L$  を 10°Cから 50°Cに変えた。動粘度  $\nu_L$  は約 2 倍, 飽和蒸気圧  $P_v$  が約 10 倍変化するが、密度  $\rho$  と表面張力  $\sigma$  の変化は小さい。表面張力  $\sigma$  と動粘度  $\nu_L$  の影響を把握するためにシリコンオイル (信越シリコン, Kf-96L-1cs) を用いた。シリコンオイルの動粘度  $\nu_L$  は 30°Cの水とほぼ同じで、表面張力  $\sigma$  は水の約 1/4 である。シリコンオイルの表面張力  $\sigma$  は軽油とほぼ同じで、動粘度  $\nu_L$  は軽油の約 1/3 である。水とシリコンオイルの物性値は各々文献<sup>(25)</sup>の表に基づく。軽油は 2 号軽油を用い、物性値は購入時に添付された軽油性状表の値を用いた。

Table. 4.1 Fluid property

Fluid	Unit	Water			Diesel oil	Silicone oil
		10°C	30°C	50°C		
Temperature	$T_L$ [K]	283	303	323	282	293
Surface tension	$\sigma$ [mN/m]	74.2	71.2	68.0	23.7	16.9
Density	$\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1000	996	988	831	816
Kinematic viscosity	$\nu_L$ [mm <sup>2</sup> /s]	1.331	0.810	0.558	3.412	1.000
Saturated vapor pressure	$P_v$ [Pa]	1270	4300	12500	400	680

#### 4.2.3 試験ノズル

エンジンに搭載される実機インジェクタのノズル噴孔は円筒形状である。そのため透過光撮影では、ノズル噴孔壁面やキャビテーション界面での光の屈折と散乱のため、キャビテーションの厚さなどの定量化が困難である。そこで本研究ではノズル噴孔部分をモデル化した左右対称構造の2Dノズルを製作した。図4.2に本研究で用いたノズルの模式図を示す。噴孔長さ $L$ は16.0mm、噴孔幅 $W$ は4.0mm、厚さ $t$ は1.0mmである。なおノズル噴孔入口の曲率半径は $20\mu\text{m}$ 以下であることをマイクロスコープで計測し、この曲率半径はノズル噴孔内キャビテーションに影響を与えないことを確認している。

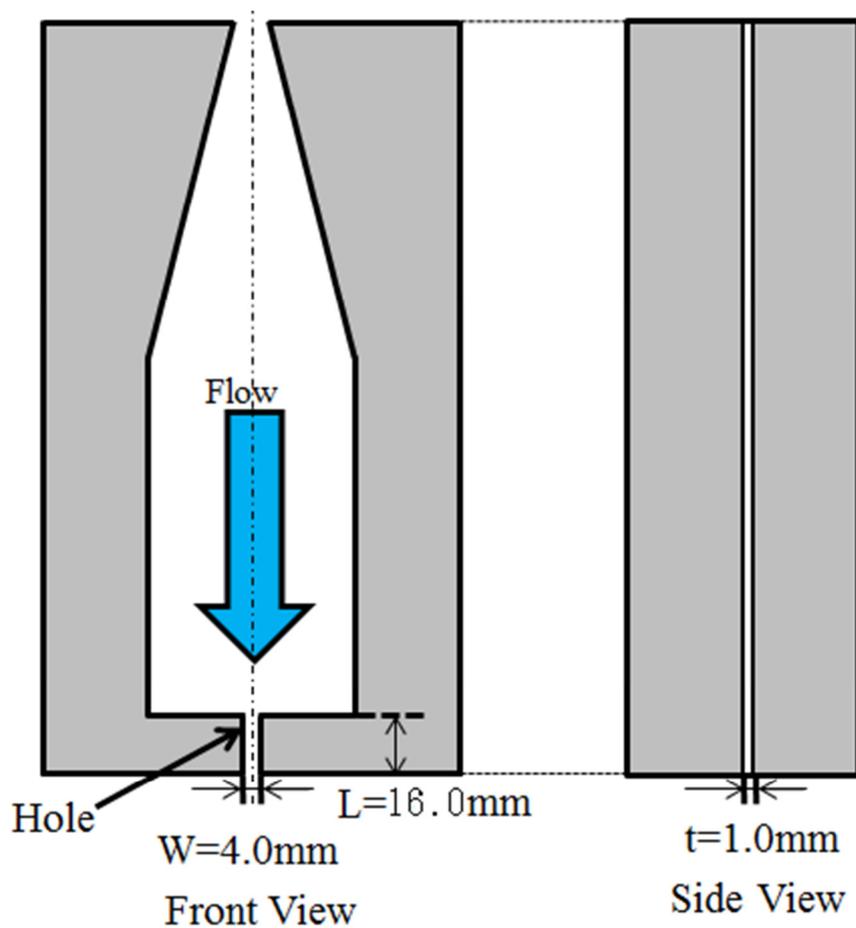
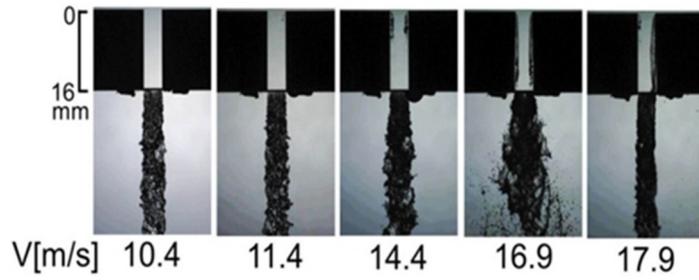
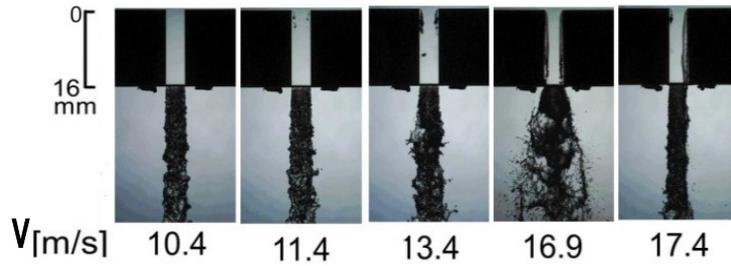


Fig. 4.2 Schematic of a 2D nozzle

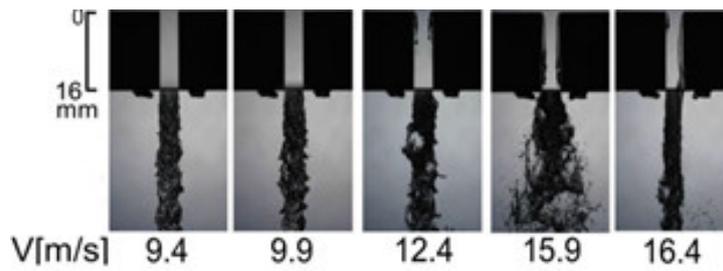




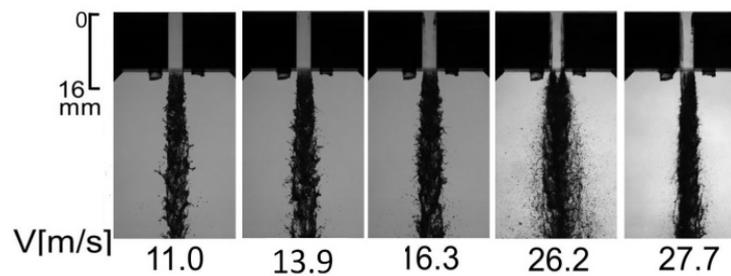
(a) Water at  $T_L=10^\circ\text{C}$



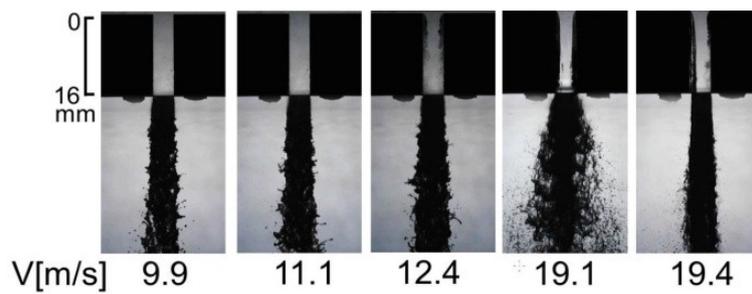
(b) Water at  $T_L=30^\circ\text{C}$



(c) Water at  $T_L=50^\circ\text{C}$



(d) Diesel oil



(e) Silicon oil

Fig. 4.4 Cavitation and jet of various liquid properties

#### 4.3.2 キャビテーション厚さの解析

キャビテーション発達時の厚さ  $W_c$  をノズル噴孔幅  $W$  で無次元化した  $W_c/W$  と、ノズル噴孔入口からの距離  $y$  をノズル噴孔長さ  $L$  で無次元化した  $y/L$  との関係を図 4.5 に示す。縮流係数  $C_c$  はノズル噴孔入口から  $4\text{mm}(y/L=0.25)$  の位置における有効流路幅を噴孔幅  $W_c$  で無次元化し算出した。図 4.6 に 5 種類の流体の縮流係数  $C_c$  ( $W-2W_c$ )、図 4.7 に動粘度、図 4.8 に表面張力を示す。

水温が高いと水の動粘度は小さく、噴孔入口エッジ部における水平方向速度成分が大きくなり、キャビテーション厚さは厚くなると考えられる。軽油の動粘度が最も大きく、噴孔入口エッジ部における水平方向速度成分が小さくなり、キャビテーション厚さが薄くなると考えられる。すなわち動粘度がキャビテーション厚さに影響を及ぼすのは、動粘度が噴孔上流部の噴孔入口エッジ部における水平方向速度成分に影響するためであると考えられる。

表面張力が小さいシリコンオイルの動粘度は、表面張力が大きい水の水温が  $10^\circ\text{C}$  と  $30^\circ\text{C}$  の動粘度の中間値を有する。水温が  $10^\circ\text{C}$  と  $30^\circ\text{C}$  の中間温度でのキャビテーション厚さはシリコンオイルのキャビテーション厚さより薄いと推定される。よって表面張力はキャビテーション厚さに影響を及ぼし、表面張力が大きいとキャビテーション厚さは薄くなると考えられる。

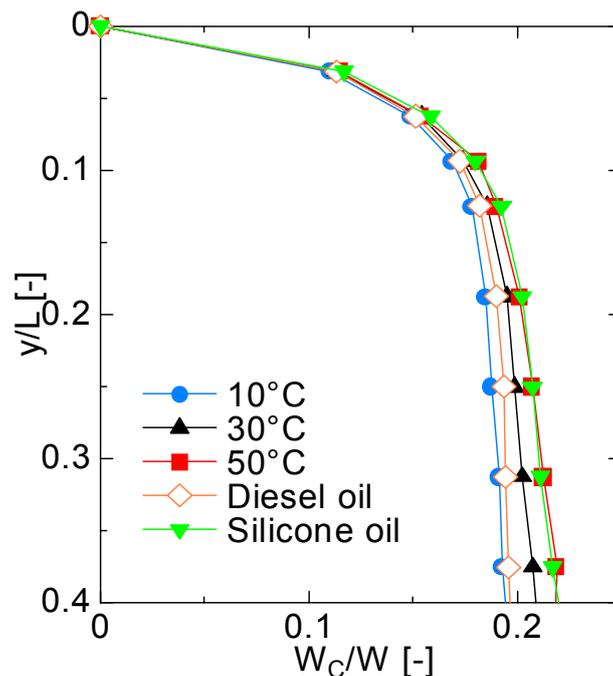


Fig. 4.5 Vertical distance  $y/L$  vs. Cavitation thickness  $W_c/W$

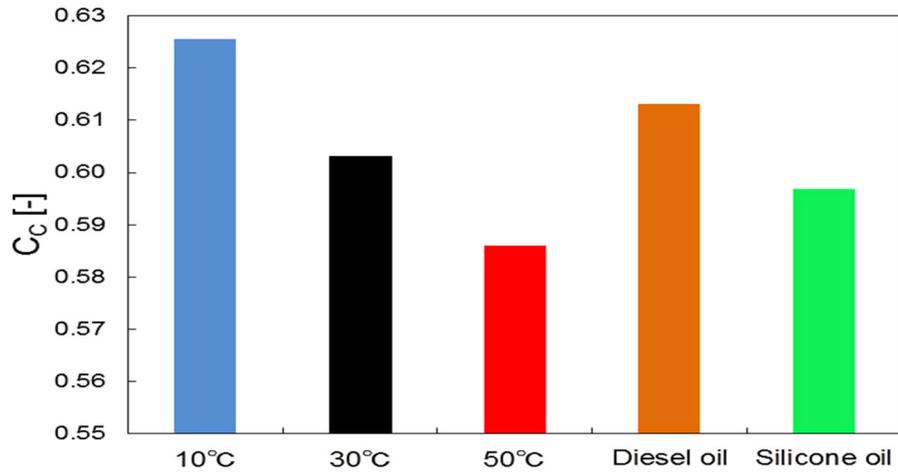


Fig. 4.6 Contraction coefficient  $C_c$

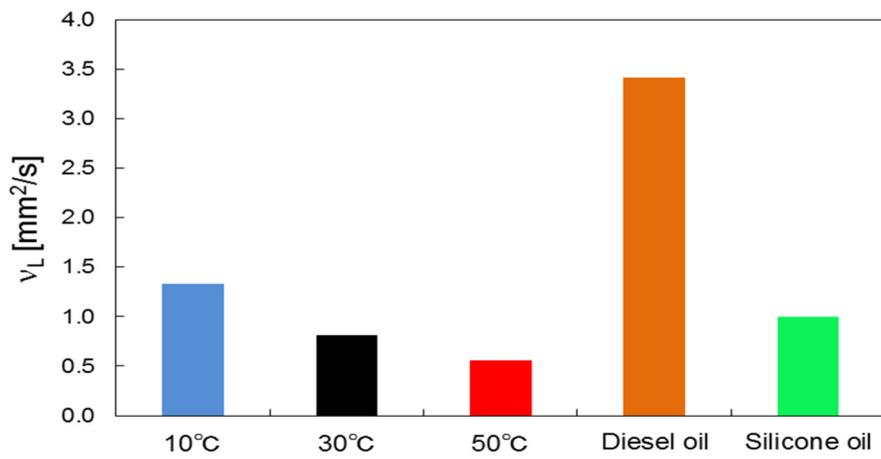


Fig. 4.7 Kinematic viscosity  $v_L$

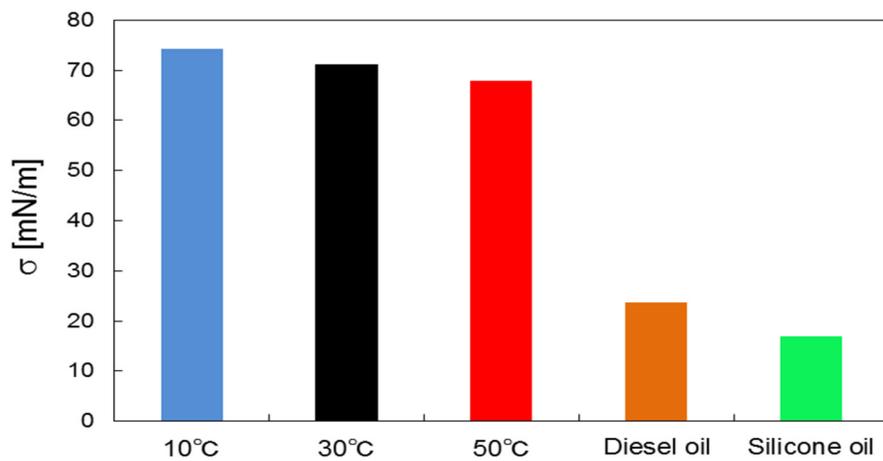


Fig. 4.8 Surface tension  $\sigma$

### 4.3.3 キャビテーション長さの解析

図 4.9 に噴孔断面平均流速  $V$  とキャビテーション長さ  $L_c$  をノズル噴孔長  $L$  で無次元化したキャビテーション正規化長さ  $L_c/L$  との関係を示す。動粘度がほぼ等しく表面張力が大きく異なる水とシリコンオイルのキャビテーション長さは類似した傾向である。したがって表面張力がキャビテーション長さに及ぼす影響は小さいと考えられる。

表面張力がほぼ等しく動粘度が大きく異なる軽油とシリコンオイルでは、動粘度が大きい軽油のキャビテーションの初生から成長への遷移が、高流速条件で生じている。すなわち動粘度はキャビテーション長さに影響を及ぼし、動粘度が大きいと高流速条件でキャビテーションは成長すると考えられる。

さらに解析を進めるため、流速  $V$  ではなく無次元数を用いた整理を試みる。流れ場の指標として次式で定義されるレイノルズ数  $Re$  がある。

$$Re = \frac{WV}{\nu_L} \quad (4-1)$$

図 4.10 に  $L_c/L$  と  $Re$  の関係を示す。キャビテーションの初生や発達を  $Re$  を用いて一意に予測することはできない。

ノズル噴孔入口の縮流部における局所圧力に基づく修正キャビテーション数  $\sigma_c$  と  $L_c/L$  の関係を示す。流体の物性値によらず、 $\sigma_c \doteq 1.0$  でキャビテーションは初生し、 $\sigma_c \doteq 0.7 \sim 0.8$  でキャビテーションは発達している。したがって、流体の種類によらず、縮流部での局所圧力によってキャビテーションの初生と発達の度合いは決まることが確認できた。キャビテーション長さが表面張力に左右されないのは、縮流係数が表面張力に依存しないためであると考えられる。

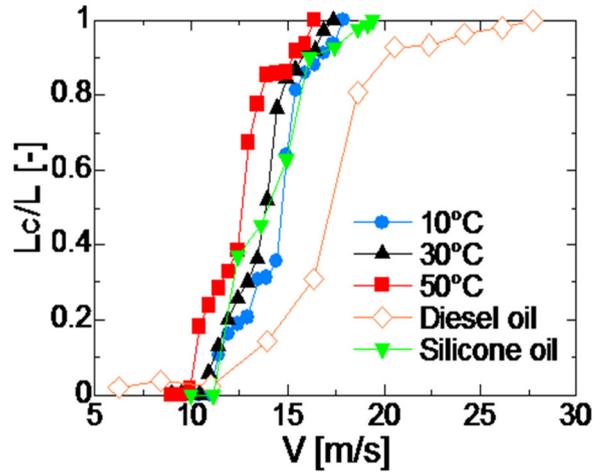


Fig. 4.9 Cavitation length  $L_c/L$  vs. liquid velocity  $V$

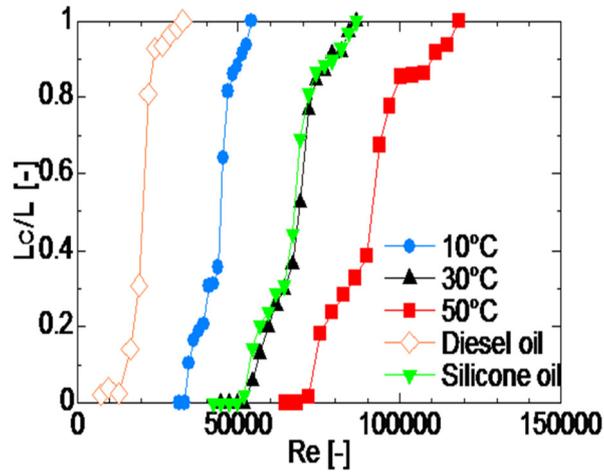


Fig. 4.10 Cavitation length  $L_c/L$  vs. Reynolds number  $Re$

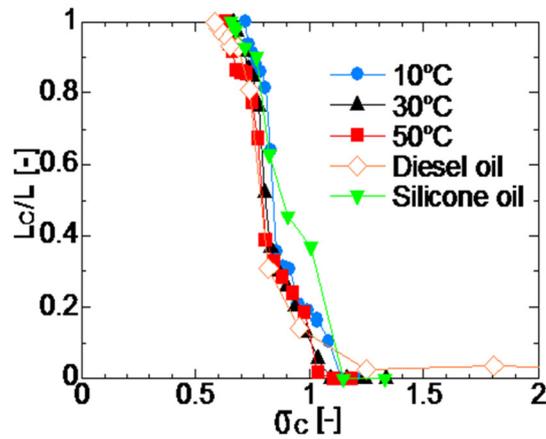


Fig. 4.11 Cavitation length  $L_c/L$  vs. Modified cavitation number  $\sigma_c$

#### 4.3.4 液体噴流の微粒化特性

温度が異なる水の液体噴流は、キャビテーション長さが同じであれば、図 4.4 よりその拡散外観に大きな違いは見られない。しかし、表面張力が高い水の噴流と表面張力が低い軽油とシリコンオイルの噴流では、界面の微細構造には違いが確認される。例えばスーパーキャビテーションに至らない条件では、水の噴流界面はいずれの液温においても比較的滑らかなであるが、軽油とシリコンオイルの噴流界面からは多数の細かい液糸が観察される。またスーパーキャビテーション条件では、水噴流は全体的に大変形するが、表面張力が小さな軽油やシリコンオイルの噴流はコア部が大変形せず界面周辺に多数の細かな液糸や液滴が形成される。

噴流界面の細かな微粒化レベルを定量的に評価するために、Akayama ら<sup>(13-14)</sup> が考案した微粒化指標に基づき画像解析を行う。微粒化指標  $I_a$  (Index of Atomization) は次式で定義される。

$$I_a = \frac{\int E ds}{\int B ds} \quad (4-2)$$

ここで、 $E$  は微小領域内の気液界面面積、 $B$  は液相体積を表す。すなわち、単位体積当たりの界面積に相当する指標である。

微粒化指標の解析例として温度が 30°C の水噴流のスーパーキャビテーション条件 ( $V=16.9\text{m/s}$ ) の元画像、二値化画像、微粒化指標の分布を図 4.12 に示す。赤い分布の領域は、微粒化指標の値が大きい領域で多数の細かい液糸や液滴が存在している。

図 4.13 に水温が 10°C, 30°C, 50°C の水道水、軽油及びシリコンオイルのスーパーキャビテーション条件での噴流の二値化画像を示す。図 4.14 に 5 種類の噴流の微粒化指標の分布を示す。表面張力が小さな軽油とシリコンオイルの噴流では、広い領域で微粒化指標は大きな値を示している。キャビテーションの発達度合が同じであれば、表面張力が小さい場合により細かな液糸や液滴が広く分散することが定量的に確認できる。このように表面張力の違いは液体噴流界面における液糸から液滴形成過程に影響し、液滴の空間分布を変化させる。

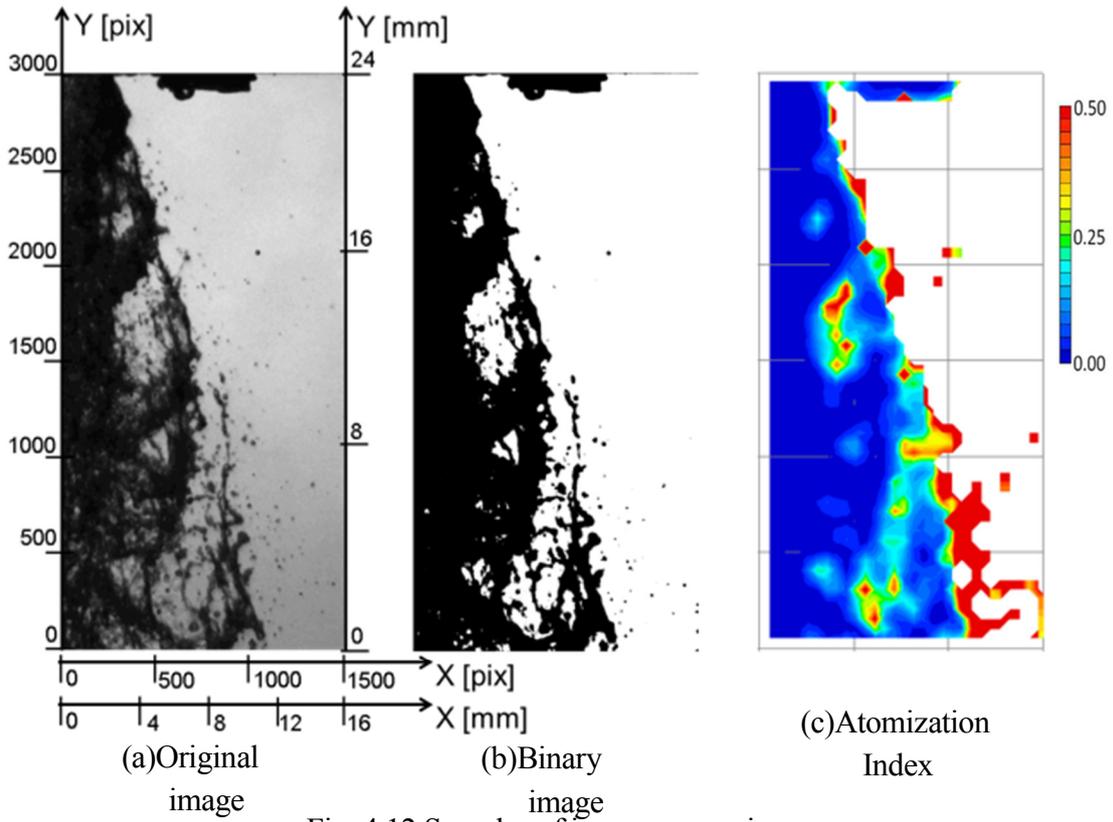


Fig. 4.12 Samples of image processing

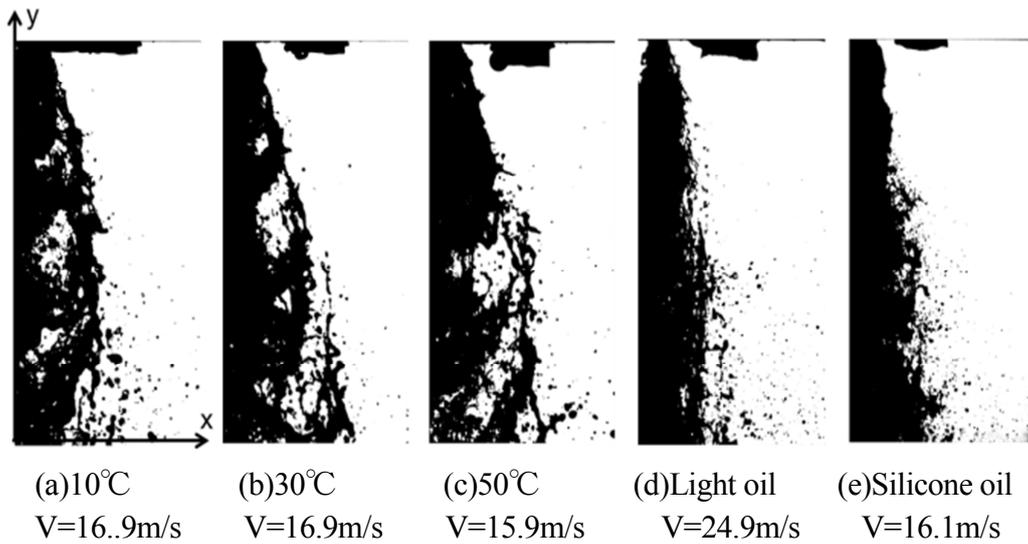


Fig.4.13 Binary images of various liquid properties

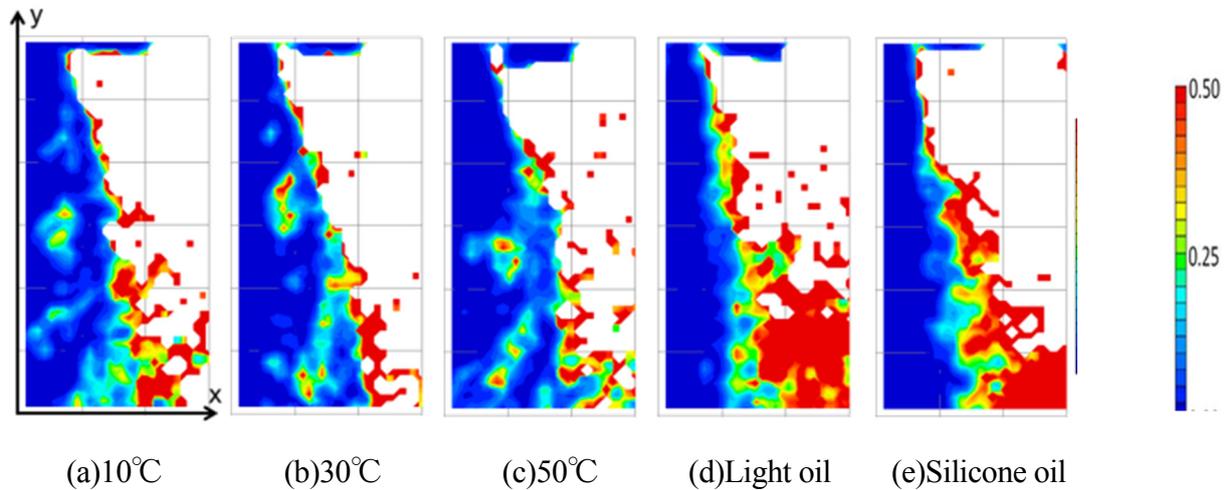


Fig. 4.14 Atomization index of various liquid properties

#### 4.4 まとめ

5種類の流体について2次元ノズル内のキャビテーションと液体噴流を可視化撮影し、撮影された可視画像を定量的に解析した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 動粘度が顕著に小さいと、噴孔上流の壁面近傍の流れが若干速くなり、その結果として縮流係数が若干小さくなり、低流速条件でキャビテーションが初生および発達する。
- (2) 表面張力はキャビテーションの長さに影響しない。
- (3) 縮流係数が分かれば修正キャビテーション数  $\sigma_c$  を用いることで、様々な動粘度の液体を様々な速度やレイノルズ数で噴射する場合でも、ノズル内キャビテーションの初生や発達過程を精度良く予測できる。
- (4) 表面張力は噴孔出口以降の液体噴流には影響し、表面張力が小さいと液体噴流の界面に多数の細かな液糸が形成され、微小液滴が広範囲に分散し、噴流角が大きくなる。

## 5章 結論

ディーゼルエンジンの燃費と排ガス特性の改善が求められる中、燃料噴射技術の革新が追及されている。特にディーゼルエンジン用燃料噴射ノズルは、エンジン燃焼室の燃料噴霧特性を支配する重要な設計部品である。これまでノズル内のキャビテーションと燃料噴霧の関係を把握するため、ノズル内の可視化実験が数多く行われている。最も基本的な素過程である単噴孔ノズルの知見を確立できれば、複雑に相互作用する多数の形状因子を最適化することが求められる実機ノズルの設計過程の基礎として有益となる。

当研究では燃料噴射ノズル設計過程の基礎として有益設計な知見を積み重ねるため、ノズル噴孔の設計パラメータである噴孔長比及び噴孔入口曲率半径という因子に着眼し、これらがノズル内キャビテーションと液体噴流に与える影響を、2次元(2D)ノズルを用いた可視化実験によって定量的に評価した。また近年、燃料の多様化が進んでおりバイオディーゼル燃料やジメチルエーテルなどの代替燃料が注目されている。しかしながら多様化する燃料の物性値がノズル内キャビテーション及び噴流に与える影響は明らかにされておらず、それらに関する情報は見受けられない。そこで物性値が異なる様々な流体を用い、物性値がノズル内キャビテーションの挙動及び液体噴流に与える影響を解明するため2Dノズル内キャビテーション流れと液体噴流の定量的な解析を行った。

第2章では、噴孔入口の曲率がノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を解明するために、様々な曲率半径を有する2Dノズル内のキャビテーションの厚さと長さ、気膜下流端から放出されるキャビテーション気泡群の大きさと放出周波数および液体噴流の可視化画像の定量的解析を行った。2Dノズルの幅 $W$ は4.0mm、長さ $L$ は16.0mmで一定とし、噴孔入口曲率半径 $R$ が3, 12, 30, 40, 180, 260, 500, 800 $\mu\text{m}$ の試験ノズルを製作し用いた。その結果、以下の結論を得た。

- (1) ノズル幅 $W$ に対するノズル入口エッジ部の曲率半径 $R$ の比 $R/W$ が1%より十分小さいと、 $R/W$ がキャビテーションの厚さ及び長さに及ぼす影響は無視できるほど小さくなる。
- (2) 丸い入口エッジのノズルでは剥離境界層が薄くなり、縮流係数が大きくなるため、キャビテーションも薄くなり、より高流速にならないと初生や発達しない。スーパーキ

キャビテーション状態における気膜も薄くなるため、その下流端から断続的に放出される気泡群は小さくなり、高周波数で放出される。その結果、液体噴流の界面変形の規模と波長は小さくなり、噴流角も小さくなる。

(3) 噴孔入口の縮流を考慮した修正キャビテーション数を用いることで、噴孔入口エッジ部曲率がノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を定量的に評価できることが確認できた。

第3章では、燃料インジェクタのノズル噴孔長さがノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響を2Dノズルの可視化実験によって定量的に検討した。噴孔幅  $W$  は4.0mmに固定し、噴孔長  $L$  が8.0, 16.0, 24.0mmの3種類のノズル ( $L/W = 2, 4, 6$ ) を製作し、ノズル内キャビテーションと液体噴流の可視化画像を解析した。その結果、以下の結論を得た。

- (1)  $L/W=2$  の噴孔長が短いノズルでは、噴孔長が長いノズル ( $L/W=4$  及び  $6$ ) と比べて、キャビテーション長さの時間的変動が大きく、噴流角は大きい。特に低流速でキャビテーションが生じない条件でも、時間的に変動する剥離境界層の再付着点が噴孔出口付近になるため、噴流角は顕著に大きくなる。
- (2)  $L/W=6$  の噴孔長が長いノズルでは、キャビテーション長さの変動が小さい。キャビテーション気膜が噴孔出口近傍まで成長するスーパーキャビテーション状態が幅広い流速条件において継続し、ハイドロリックフリップ状態に遷移しにくい。
- (3)  $L/W=2$  の噴孔長さが短いノズルでは、安定した気膜が形成されず、剥離境界層厚さより大きなキャビテーション気泡群が1.3kHzの低周波数で形成され、噴孔出口から放出される。その結果、大きなキャビテーション気泡群を伴う大規模な渦流れが液体噴流を1.3kHzの同じ低周波数で大規模に変形させ、噴霧角を顕著に大きくする。
- (4) 安定した気膜が形成される  $L/W=4$  の噴孔長さが長いノズルでは、噴孔内で気膜厚さ程度の比較的小さいキャビテーション気泡群が明確なピーク周波数は有さない幅を持った高周波数帯で放出され、これが液体噴流の界面を高周波数で小刻みに変形させる。

第4章では、液体の密度、粘性係数、表面張力などの物性値が異なる様々な液体を用い、液体の物性値がノズル内キャビテーション及び液体噴流に与える影響を定量的に解

明するために、2D ノズル内のキャビテーションと液体噴流の定量的解析を行った。液体には、温度が 10°C, 30°C, 50°C の水道水、軽油及びシリコンオイルを用いた。水は温度  $T_L$  を 10°C から 50°C に変えることで、動粘度  $\nu_L$  が約 2 倍、飽和蒸気圧  $P_v$  が約 10 倍変化するが、密度  $\rho$  と表面張力  $\sigma$  の変化は小さい。表面張力  $\sigma$  の影響を抽出するために表面張力  $\sigma$  が水の約 1/4、動粘度  $\nu_L$  はほぼ同じシリコンオイルを用いた。軽油の動粘度  $\nu_L$  はシリコンオイルの約 3.5 倍である。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 表面張力はノズル噴孔内のキャビテーション長さに影響しない。
- (2) 動粘度が顕著に小さいと、噴孔上流の壁面近傍の流れが速くなり、キャビテーション厚さが厚くなり縮流係数が小さくなる。その結果、ノズル噴孔内の平均流速が低流速条件においてキャビテーションが初生し発達する。
- (3) 縮流係数が分かれば修正キャビテーション数  $\sigma_c$  を用いることで、様々な動粘度の液体を様々な流速やレイノルズ数で噴射する場合でも、ノズル内キャビテーションの初生や発達過程を精度良く予測できる。
- (4) 表面張力は噴孔出口以降の液体噴流には影響し、表面張力が小さいと液体噴流の界面に多数の細かな液糸が形成され、微小液滴が広範囲に分散し、噴流角が大きくなる。

以上、第 2 章から第 4 章を通じて最も基本的な素過程である単噴孔ノズル内キャビテーションの特性とノズル噴孔から噴射される液体噴流の変形微粒化過程が解明され、さらにそれらに及ぼす噴孔入口エッジ部の曲率半径、噴孔長比および液体物性値が及ぼす影響を定量的に解明するとともに、縮流係数を通じて修正キャビテーション数を用いることでそれらを定量的に評価予測できることを確認できた。今後、複雑に相互作用する燃料インジェクタの多数の形状因子が縮流係数に及ぼす影響を定量化できれば、本研究を通じて得られた知見を基に、その他の全形状因子を最適化することで、多噴孔ノズルの噴孔内キャビテーションと液体噴流微粒化特性および噴霧の時空間特性を高精度に制御し、噴霧燃焼の改善を戦略的に図れると期待される。

## 参 考 文 献

- (1) D. Jack: European Industry has Moved to Euro6, [http://www.dougjack.co.uk// bus-industry-euro-6-emissions-limits.html](http://www.dougjack.co.uk//bus-industry-euro-6-emissions-limits.html), 2017年12月31日アクセス
- (2) 西野浩介: 世界で強化される自動車燃費規制とその影響, 三井物産戦略研究所レポート, [http://www.mitsui.com/mgssi/ja/report/detail/1221218\\_10674.html](http://www.mitsui.com/mgssi/ja/report/detail/1221218_10674.html), 2017年12月31日アクセス
- (3) 平林千典, 大西毅, 白井裕久, 佐藤雅昭, 森永真一, 志茂 大輔: 小排気量クリーンディーゼルエンジン SKYACTIV-D 1.5 の開発, マツダ技報, No32 (2015), pp. 21-27, 2015
- (4) 栗本直規, 鈴木雅幸, 吉野睦, 西島義明: ノズル形状に対するディーゼル噴霧の貫徹力と広がり幅の応答曲面モデルの構築, 自動車技術会論 Vol. 42 (2011) No. 2, pp. 445-452, 2011
- (5) W. Bergwerk: Flow pattern in diesel nozzle spray holes, Arch. Proceeding of Inst. Mech. Engrs. Vol 173 No25, pp. 655-660, 1959
- (6) F. Ruiz and N. Chigier: The mechanics of high speed atomization, Proceeding of international conference Institute for Liquid Atomization and Spray Systems, Lund, (1985), pp. VIB/3/1-VIB/3/15, 1985
- (7) M. E. Henry and S. H. Collicott: Visualization of internal flow in a cavitating slot orifice, Atomization and sprays, vol10, pp. 545-563, 2000
- (8) A. Sou, M. I. Maulana, S. Hosokawa and A. Tomiyama: Ligament formation induced by cavitation a cylindrical nozzle, Journal of fluid science and technology, Vol 3, No5 ,(2008), pp. 633-644, 2008
- (9) 清水正則, 新井雅隆, 廣安博之: 液体噴流微粒化過程とノズル内の流れ, 日本機械学会論文集 (B編) 56 卷 528 号 (1990-8), pp. 375-381, 1990
- (10) H. Hiroyasu, M. Arai, and M. Shimizu, : Break-up Length of a Liquid Jet and Internal Flow in a Nozzle, Proceedings of International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems 91 (ICLASS 91), pp. 275-282 , 1991
- (11) A. Sou, M. I. Maulana, S. Hosokawa, A. Tomiyama : Effects of Nozzle Geometry on Cavitation in Nozzles of Pressure Atomizers, Journal of Fluid Science and Technology, Vol. 3, No. 5 (2008), pp. 622-632, 2008

- (12) R. Prasetya, T. Kasahara<sup>1</sup>, T. Miwa, Sou, Y. Wada and H. Yokohata: Effect of Ambient Pressure on Cavitation in Fuel Injector Nozzle and Liquid Jet, Proceedings of International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems ILASS – Europe 2016, 27th Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Brighton, UK, 2016
- (13) D. Akayama, S. Nishio, A. Sou : Evaluation of Liquid Jet Flow By Means of Image Analysis, Processing of the 9th Pacific Symposium on Flow Visualization and Image (2013), pp. 319-324, 2013
- (14) 赤山 大介, 西尾 茂, 宋 明良, 柴田 将良 : キャビテーション誘起液体噴流の流場解析による微粒化メカニズムの分析, 可視情報全国講演会, 会津, (2013) 講演論文集, Vol.33, Suppl.II, pp. 183-184, 2013
- (15) 玉木伸茂, 西田恵哉, 清水正則, 廣安博之: 液体噴流の微粒化過程に及ぼす噴孔内流れの影響, 液体噴流の微粒化過程におよぼす噴孔内流れの影響, 微粒化 Vol.5-3, No.11(1996), pp. 56-63, 1996
- (16) Z. Liu, K. Im, Y. Wang, K.Fezzaa, X.Xie,M.Lai,J.Wang : Near-Nozzle Structure of Diesel Sprays Affected by Internal Geometry of Injector Nozzle: Visualized by Single-Shot X-Ray Imaging, SAE Int. J. Engines 4(1), 2010-01-0877, 2011,
- (17) H. Chaves, M. Knapp, A. Kubitzek, F. Obermeier and T. Schneider: Experimental study of cavitation in the nozzle hole of diesel injectors using transparent nozzle, SAE 950290, pp. 645-657, 1995
- (18) 玉木伸茂, 西田恵哉, 清水正則, 廣安博之: 液体噴流の微粒化過程に及ぼす噴孔内流れの影響, 日本機械学会論文集 (B編) 63 卷 614 号 (1997-10), pp. 3144-3149, 1997
- (19) 福田裕章, 藏野憲秀, 保井秀彦, 小松さと子: 微細藻類を使った CO<sub>2</sub> 吸収・バイオ燃料化の研究と期待, デンソーテクニカルレビュー Vol. 19, (2014), pp.165-170, 2014
- (20) 加藤正明, 竹内久晴, 本江勇介, 関島仁: DME の噴射ノズル内の流動特性, デンソーテクニカルレビューVol.13 ,No.1, (2008), pp. 81-88, 2008
- (21) 奥井伸宜, 鈴木哲平, 千田二郎 : 食油バイオディーゼル燃料の直噴式ディーゼル機関適用化研究—第 2 報噴霧および着火・火炎特性の基礎解析:日本マリンエンジニアング学会誌, 第 40 巻第 6 号, (2005), pp. 63-69, 2005

- (22) M. Lai, Y. Zheng, X. Xie, S. Moon, Z. Liu, J. Gao, X. Zhang, K. Fezzaa, J. Wang, J. Shi: Characterization of the near-field spray and internal flow of single-hole and multi-hole sac nozzle using phase contrast X-Ray imaging and CFD, SAE international Journal Engine, Volume 4 ,Issue 1,2011-01-0681, pp. 703-719, 2011
- (23) Y. Mitsugi, D. Wakabayashi, K. Tanaka and M. Konno : High -Speed Observation and Modeling of DimethylEther Spray combustion at Engine-Like conditions, SAE Int. J. Engines, SAE 2015-01-1927, pp. 210-221, 2015
- (24) A. Sou, and R. H. Pratama : Effects of Asymmetric Inflow on Cavitation in Fuel Injector and Discharged Liquid Jet, Atomization and Sprays, Vol26, Iss. 9, pp. 937-959, 2016
- (25) 倉林俊雄ら, “液体の微粒化技術”, アイピーシ, pp. 40-41, 1995

## 主 著 論 文

- (1) Makoto Mashida, Akira Sou : Effects of Inlet Edge Roundness on Cavitation in Injector Nozzles and Liquid Jet, International Journal of Automotive Engineering, Vol.9, Issue.1, 2018
- (2) 増田誠, 宋明良 : 燃料インジェクタのノズル噴孔長さがノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響 (第1報), 自動車技術会論文, Vol.49, No2, 2018
- (3) 増田誠, 宋明良 : 燃料インジェクタのノズル噴孔長さがノズル内キャビテーションと液体噴流に及ぼす影響 (第2報), 自動車技術会論文, Vol.49, No.2, 2018

## 謝辞

本研究を遂行するにあたりご懇篤なるご指導ならびご鞭撻を賜り，さらに本論文の執筆に際してもご丁寧なご指導を頂きました神戸大学大学院海事科学研究科の宋明良教授に対して，謹んで感謝の意を表します．

本論文をまとめるにあたり有益なご助言ならびご指導を賜った神戸大学大学院海事科学研究科の西尾茂教授，段智久教授に対して，謹んで感謝の意を表します．

本研究の実験を行うにあたりエネルギー流体科学研究室の富阪豪氏(当時)，木林雄介氏(当時)，宇澤あいか女史(当時)，山田幸聖氏(当時)，Dr. Raditya Hendra Pratama(当時)，Mr. Rubby Prasetya(現在)，船舶工学研究室の柴田将良氏(当時)に協力して頂きました．ここに感謝の意を表します．研究室の様々な方々に協力して頂いた末に本論文を書き上げることができました．

高速度撮影は，株式会社フォトロンの高山勝博氏にご協力頂きました．ここにお礼申し上げます．

最後に，本論文執筆に際し暖かく見守ってくれた家族に感謝の意を表します．