

# 特集 直噴ガソリンエンジン用ファン噴霧シミュレーション\*

## Fan Spray Simulation for Gasoline Direct Injection Engines

岡本 敦哉

Atsuya OKAMOTO

溝渕 剛史

Takeshi MIZOBUCHI

佐藤 孝明

Takaaki SATO

調 尚孝

Naotaka SHIRABE

姉崎 幸信

Yukinobu ANEZAKI

It is important for gasoline direct injection engines to optimize fuel spray characteristics, for they have a great influence on the stratification of the combustion process. The spray simulation is expected to be an available tool for the optimization of the nozzle design, but the conventional models that are based on experimental data and/or empirical laws for the boundary condition of the spray at the nozzle exit can not predict the effect of the various nozzle geometries on the spray characteristics.

Recently in Japan, a fan spray injected from a slit type nozzle is adopted for the gasoline direct injection engines. In this paper, a computational model for the fan spray is proposed. The structure of two-phase flow inside the nozzle is numerically analyzed with VOF method in a 3D-CFD code based on the nozzle geometry. Applying the results of these analyses to classical linear instability theory, the mean diameter of fuel droplets at the nozzle exit is calculated. These results lead the boundary condition at the nozzle exit for the spray simulation. Discrete Droplet Model (DDM) and many sub-models are used for spray calculation. The verification of spray tip penetration, Sauter mean diameter (SMD), and the distribution of mass flow in the spray is carried out for various atmospheric pressure and nozzle geometry.

**Key words** : Fan spray, Slit nozzle, Direct injection, Simulation, Breakup model, VOF method, Discrete droplet model

### 1.はじめに

近年、地球環境問題への関心が社会的に高まり、自動車に対する省燃費、CO<sub>2</sub>排出量削減の要求が厳しさを増している。直噴ガソリンエンジンはこの要求に応える手段の一つであり、既に量産が開始されている。直噴ガソリンエンジンでは、部分負荷時に成層燃焼を行うことにより燃費が低減される。この成層燃焼を安定に行うためには、エンジン筒内の混合気濃度分布、とりわけ点火プラグ近傍の混合気濃度を緻密に制御する必要があり、この混合気制御に適した噴霧を噴射するインジェクタが必要とされている。

現在直噴ガソリンエンジン用として一般的に用いられているインジェクタはホロコーン状の噴霧を噴射するスワールインジェクタであり、トヨタ第1世代D-4や三菱等で採用されているのはこのタイプである<sup>1) 2) 3)</sup>これに対しトヨタ第2世代D-4では、扇状の噴霧（以下ファン噴霧）を噴射するスリットインジェクタを採用している<sup>4) 5) 6) 16)</sup>ファン噴霧はホロコーン状の噴霧よりも強いペネトレーション（貫徹力）をもつため、スワール流、タンブル流等のエンジン筒内の気流のアシストなしにプラグ部に可燃混合気を形成することが可能である。従って吸入効率がよいストレートポートを用いることが可能となりエンジン出力性能が向上する。

これらのインジェクタのノズル設計を効率的に行うツールとしてシミュレーションへの期待が高まっている。噴霧シミュレーションでは一般的にDiscrete Droplet Model (DDM) と呼ばれるモデルが用いられる<sup>7)</sup>噴孔から噴射された燃料の液滴への分裂過程は、噴射直後の液柱または液膜が液滴へ分裂する一次分裂と、この液滴がさらに小さな液滴へと分裂する二次分裂に分けられるが、DDMでは一次分裂後の同一粒径・温度の液滴を複数個ずつまとめてにした仮想の粒（パーセル）についてその運動、二次分裂、蒸発等を計算する。この方法では、初期条件として一次分裂後の粒径、液滴速度等の入力が必要であるが、従来はこれらとして実験値、経験値を用いていた。すなわち、従来はノズルの設計パラメータが噴霧シミュレーションの入力となっておらず、従ってこのシミュレーションをノズル設計に用いることはできなかった。

この問題を解決するため、いくつかの手法が提案されている。Ren & Nallyはスワールインジェクタについてノズル内流れ解析を行い、その結果から線型安定性理論を用いて初期粒径を求め、これらを噴霧シミュレーションの入力として用いる手法を提案している<sup>8)</sup>。この手法ではノズルの幾何形状がダイレクトに噴霧シミュレーションに反映される。またXu & Markleも外

\* SAEの了解を得て、SAE2001-01-0962を和訳し、加筆転載

開弁方式のスワールインジェクタについて同様の方法を提案している<sup>9)</sup>また、Arcoumanisらはさらにノズル内の流れを精度よく計算するため2次元2相流解析を実施している<sup>10)</sup>しかしこれらの手法はいずれもホロコーン状の噴霧に対するものであり、ファン噴霧に対するものはなかった。

本論文ではファン噴霧についてこれらの手法をさらに発展させ、一次分裂後の粒径、液滴速度等を求める方法としてノズル内流れ解析(3次元2相流解析)、液膜分裂理論、および粒度分布関数を組み合わせて用いる方法を提案する。

## 2. ファン噴霧の分裂形態

計算モデル構築に先立ち、ファン噴霧の一次分裂形態を詳細に観察した。装置の概略をFig.1に示す。噴射系と同期させたナノパルスライトを光源としたシャドウグラフ法により、噴射開始後任意時間の噴霧画像をCCDカメラに取り込む。Fig.2に対象とするスリットノズル(試作品)の形状を示す。また観察条件をTable 1に示す。観察視野は噴孔直下約2~6mmである。

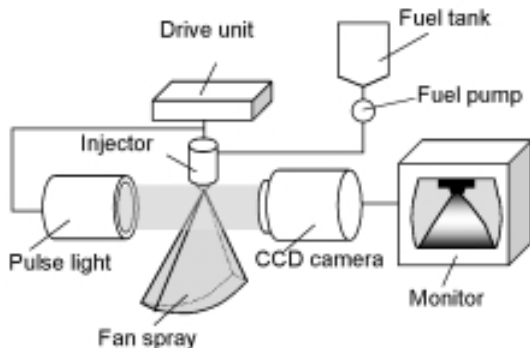


Fig.1 Experimental apparatus

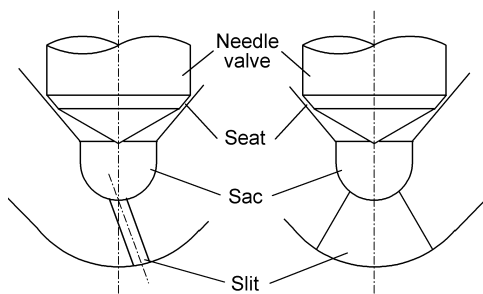


Fig.2 Slit nozzle

Table 1 Experimental conditions

Fuel	n-heptane
Injection pressure	0.5MPa-abs
Injection pulse	3.0ms
Phtographing timing	2.0ms after injection start
Ambient pressure	101kPa-abs
Ambient temperature	293K

Fig.3に観察結果を示す。燃料が液膜状に噴射され、この液膜表面に波長0.37mm程度の波が発生している様子が見られる。またその下流では、液膜が液柱に分裂している様子が見られる。

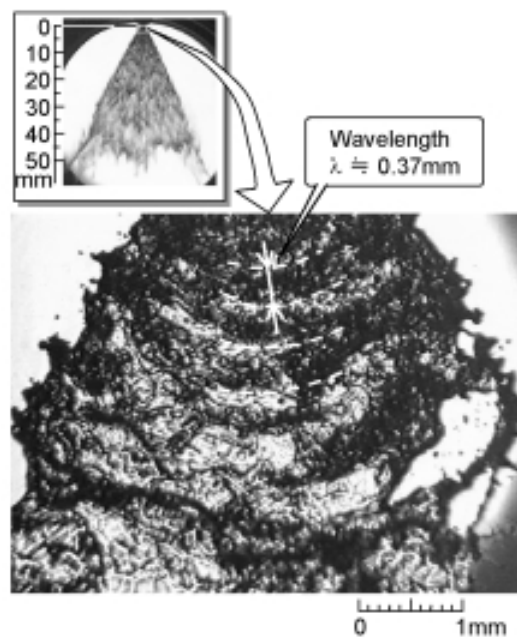


Fig.3 Observation result

本実験では分裂形態を鮮明にとらえるためにエンジンで用いられる噴射圧よりも低い噴射圧(0.5MPa-abs)を用いた。通常エンジンで用いられる10MPa程度の噴射圧では分裂形態をはっきりと観察することができなかった。本論文では両者の分裂形態は同じと仮定したが、今後検証する必要がある。

上記の仮定のもとで、この分裂形態を液膜分裂理論と比較した。Fig.4にFraserらの提唱している液膜分裂理論<sup>11) 12)</sup>を示す。Fraserらの液膜分裂理論では、液膜表面に式(1)で表わされる波長の波が発生し、その振幅が大きくなってやがて分裂へと至る。

$$\lambda_{opt} = \frac{4\pi\sigma}{\rho_a \cdot V^2} \quad (1)$$

ここで $\lambda_{opt}$ ,  $\sigma$ ,  $\rho_a$ , および $V$  はそれぞれ波長, 表面張力, 雰囲気気密度, 液膜の流速を表わす. 液膜表面の波の発生, 液柱への分裂など, 両者の特徴は同一である.

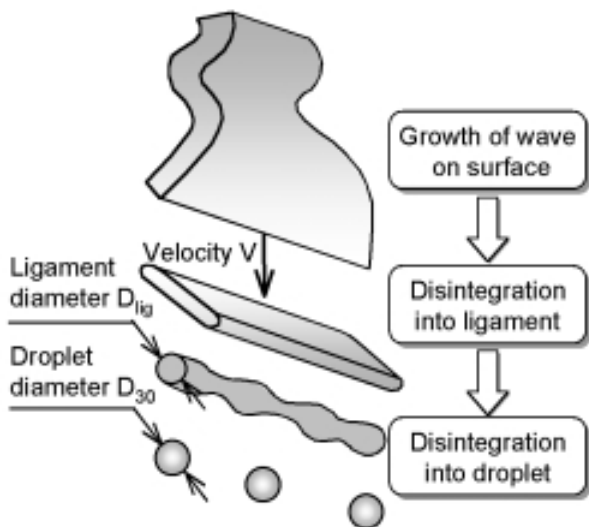


Fig.4 Schema of classical breakup theory presented by R. P. Fraser, et al.

Fraserらの液膜分裂理論から計算される波長と観察される波長とを比較した. 表面張力 $19.8 \times 10^{-3} \text{m/s}$ , 雰囲気気密度 $1.184 \text{kg/m}^3$ , 液膜の流速は高速ビデオカメラの撮影結果から $24.3 \text{m/s}$ とすると式(1)から波長は $0.36 \text{mm}$ と計算される. これは観察される波長 $0.37 \text{mm}$ と非常に近い. 以上の結果から, 直噴ガソリンエンジン用ファン噴霧の一次分裂形態は, Fraserらの液膜分裂理論に基づくものとして扱った.

### 3. 計算モデル

上記の知見に基づき, Fraserらの液膜分裂理論をファン噴霧の一次分裂後の粒径計算モデルとして用いることを考えた. Fraserらの液膜分裂理論では分裂後の体積平均粒径 $D_{30}$ は式(1)~(4)より導かれる式(5)を用いて計算される.

$$\frac{\lambda_{opt} \cdot h^*}{2} = \frac{\pi}{4} D_{lig}^2 \quad (2)$$

$$D_{30} = 1.89 D_{lig} \quad (3)$$

$$h^* = \left( \frac{1}{2E^2} \right)^{\frac{1}{3}} \left( h^2 r^2 \frac{\rho_a V^2}{\rho_L \sigma} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (4)$$

$$D_{30} = 3.78 \left( \frac{2}{E} \right)^{\frac{1}{3}} \left( \frac{hr}{V^2} \right)^{\frac{1}{3}} \left( \frac{\sigma^2}{\rho_L \rho_a} \right)^{\frac{1}{6}} \quad (5)$$

ここで $h^*$ ,  $D_{lig}$ ,  $E$ ,  $h$ ,  $\rho_L$  はそれぞれ分裂時の液膜厚さ, リガメント直径, 実験定数, 距離 $r$ における液膜厚さ, 液体密度である. 式(2)の左辺は分裂時の液膜の半波長断面面積, 右辺はリガメントの断面面積である. また式(3)はレイリーの式であり, 式(4)はFraserらの実験から導き出された実験式である<sup>12)</sup>.

式(5)から $D_{30}$ を算出するためには距離 $r$ における液膜厚さ $h$ と液膜流速 $V$ が必要であることがわかる. 本論文ではこれらを求めるためにノズル内流れ解析を用いる. 液膜厚さは従来の単相流解析手法では求めることができないため, ここでは2相流解析手法であるVOF (Volume of Fluid) 法<sup>13)</sup>を用いた. VOF法は計算セルごとの液体割合 $F$ が式(6)を満たすものとし, この式と連続の式, N.S.式を合わせて解くことにより気液界面を計算する方法である.

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u \frac{\partial F}{\partial x} + v \frac{\partial F}{\partial y} + w \frac{\partial F}{\partial z} = 0 \quad (6)$$

この方法を用いれば距離 $r$  (本論文では噴孔出口とした)における液膜厚さと液膜流速を求めることが可能であり, これらの結果と液膜分裂理論から一次分裂後の体積平均粒径 $D_{30}$ を求めることができる. ファン噴霧では噴射方向によって液膜厚さと液膜流速が異なるため, 本論文では噴射方向をいくつかの区間に分けて噴射区間ごとに上記手法を適用している.

さらに実現象では一次分裂後の粒径は一様ではなく, 様々な粒径の液滴が存在すると考えられる. そこで本論文では, 上記平均粒径を考慮した抜山, 棚沢の粒度分布関数(7)からパーセルごとに粒径を求める.

$$\phi = aD^p \cdot \exp\left[-(bD)^q\right] \quad (7)$$

粒度分布関数の定数  $a, b, p, q$  は式(8),(9)から決定する．式(9)中の  $D_{30}$  としては上記で求めた値を用いる．

$$Q = \frac{4}{3} \pi \int D^3 \phi dD \quad (8)$$

$$D_{30} \equiv \left( \frac{\int D^3 \phi dD}{\int \phi dD} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (9)$$

一次分裂後の液滴速度は，上記ノズル内流れ解析の結果を噴射区間ごとに用いることとする．これらを入力として従来の噴霧シミュレーションを実施することでノズルの設計パラメータがダイレクトに噴霧シミュレーションに反映される．従って，設計への活用が可能となる．

#### 4．結果およびディスカッション

##### 4.1 一次分裂後の粒径，流速算出

まず，Fig.5に示すスリットノズルの試作品Nozzle Aについてノズル内流れ解析を実施した．サック径，スリット厚さはそれぞれ0.8mm，0.16mmである．スリットの軸はインジェクタ中心軸とサック底面で交わる．

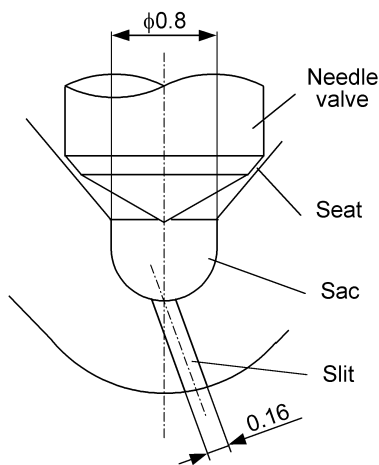


Fig.5 Nozzle A

Fig.6に計算領域とメッシュを示す．スリットノズルは左右対称なので片側のみを計算領域とした．またスリット下方に比較的大きめの空間領域を設けて計算の安定性を高めた．Table 2に条件を示す．計算ソフトはStar-CDを用いた．雰囲気圧力はエンジンでの条件を考慮して280kPa-absとした．

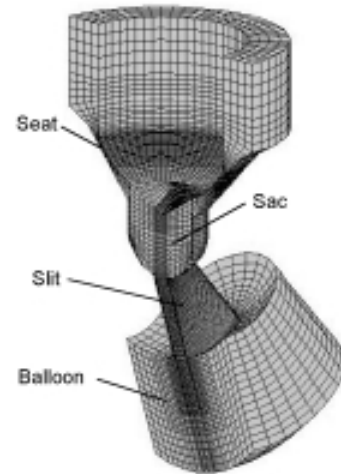


Fig.6 Computational domain and mesh

Table 2 Nozzle internal flow calculation conditions

CFD code	STAR-CD
Fuel	n-heptane
Injection pressure	11MPa-abs
Ambient pressure	280kPa-abs
Needle lift	50 $\mu$ m
Turbulence model	Standard k- $\epsilon$

Fig.7に計算結果を示す．液膜厚さはスリット厚さに比べて薄く，また噴射方向 に対して一様でないことがわかる．液膜厚さは時間的にも若干変化するため，計算開始後0.6～1.0msの平均をFig.8に示す．また液膜速度についても同様に平均したものをFig.9に示す．

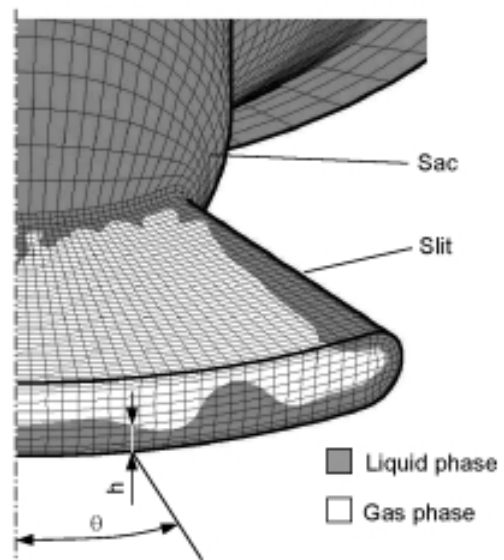


Fig.7 Nozzle internal flow calculation result



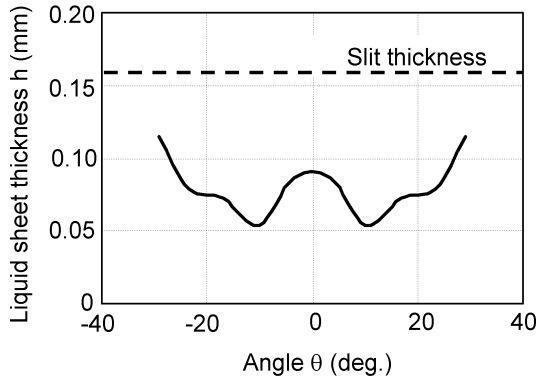


Fig.8 Liquid sheet thickness distribution at nozzle exit

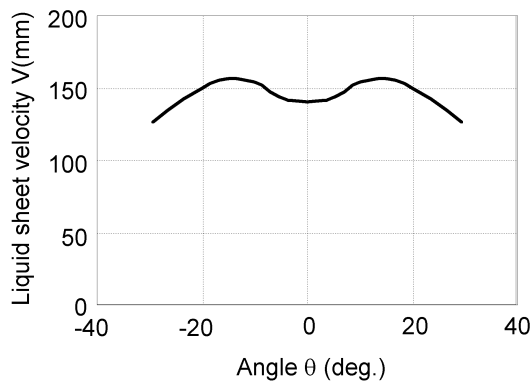


Fig.9 Liquid sheet velocity distribution at nozzle exit

これらの図をもとに式(5)を用いて一次分裂後の体積平均粒径  $D_{30}$  を計算した結果をFig.10に示す。この場合には  $D_{30}$  は液膜厚さと似た分布となっている。これらの結果から抜山、棚沢の粒度分布関数を用いて噴射方向に対する粒度分布を求めたものをFig.11に示す。

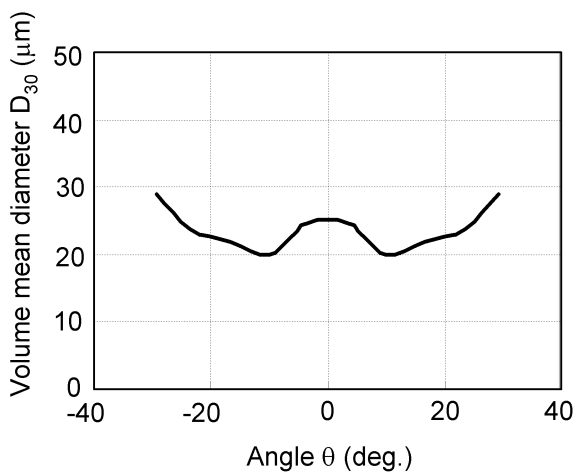


Fig.10 Volume mean droplet diameter distribution after primary breakup

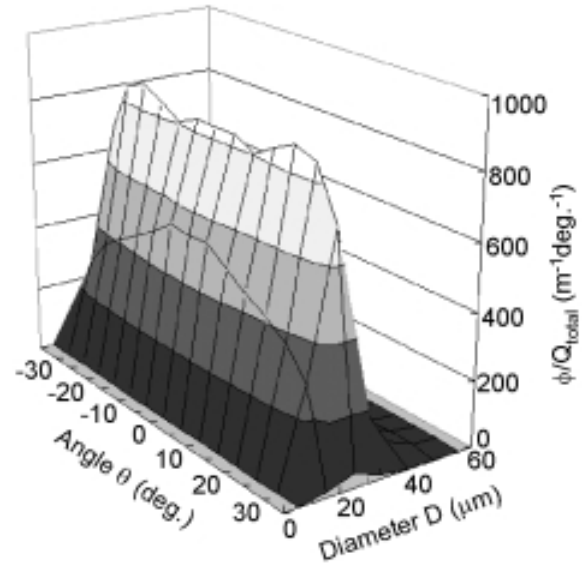


Fig.11 Droplet size distribution after primary breakup

#### 4.2 噴霧シミュレーションおよび検証

Nozzle Aについて上記の結果を入力として噴霧シミュレーションを実施した。Table 3に条件を示す。計算ソフトは噴霧・燃焼計算用のサブモデルが比較的豊富なFIREを用いた。二次分裂モデルはWAVEモデル<sup>(14) (15)</sup>を用いた。

Table 3 Spray calculation conditions

CFD code	FIRE
Fuel	n-heptane
Injection pressure	11MPa-abs
Ambient pressure	280kPa-abs
Injection quantity	13.6mm <sup>3</sup> /st
Turbulence model	Standard k-ε
Ambient temperature	293K

Fig.12にNozzle Aについて噴射開始後1.2msにおける噴霧形状の実測とシミュレーションとの比較を示す。実測では噴霧の両端の到達距離が極端に長くなっているが、これは噴射ごとのバラツキによるものである。先端位置の平均を破線で示す。この破線とシミュレーションとを比較すると先端形状は比較的近いことがわかる。また、シミュレーションでは中央部に細く液滴が存在しない領域が存在するがこれは計算メッシュの影響であり、後述する質量流量分布や粒径分布にはほとんど影響しない。

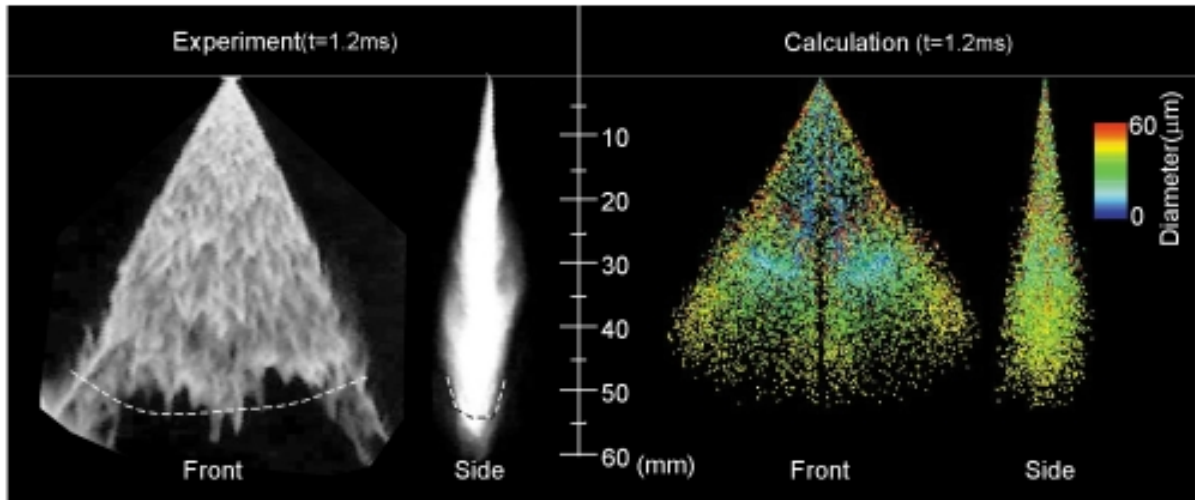


Fig.12 Comparison of spray image for nozzle A (Pa = 280 kPa-abs)

Fig.13にNozzle Aについて噴霧先端の到達距離の実測とシミュレーションとの比較を示す。シミュレーションの到達距離は噴霧全体の質量の99%が含まれる位置とした。グラフの傾きは0.2~0.5msで徐々に大きくなり、0.5ms以降でふたたび緩やかになる。実測とシミュレーションは近い結果となっている。

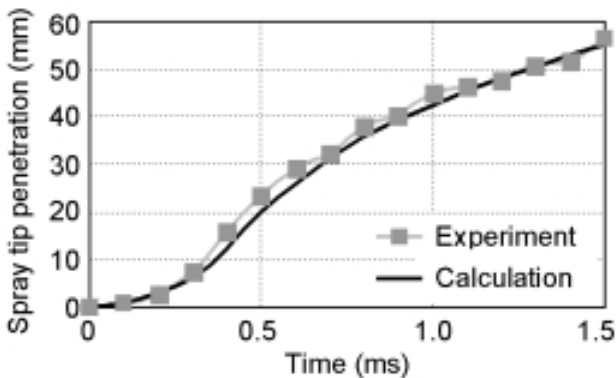


Fig.13 Spray tip penetration

Fig.14にNozzle Aについて質量流量分布の実測とシミュレーションとの比較を示す。実測は噴孔下方55 mmに幅7mmの受け止め容器を並べて設置し、500回噴射後の容器内の燃料質量を計測したものである。Nozzle Aでは質量流量分布は噴射方向に対して比較的均一になっている。実測とシミュレーションは近い結果となっている。

粒径分布はレーザホログラフィ法を用いて計測した。レーザホログラフィ法の利点は、乾板に噴霧内の液滴の3次元情報が保存されるため、乾板さえ残して

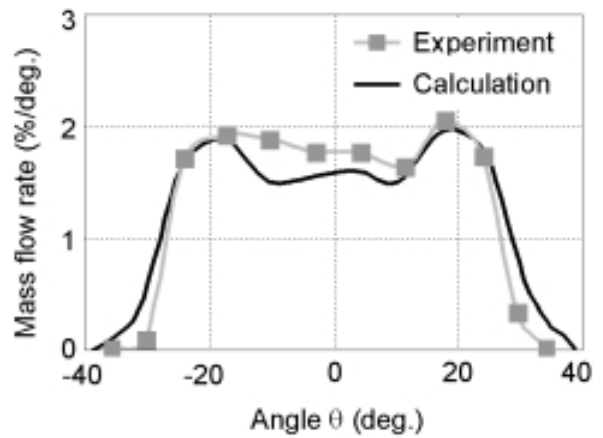


Fig.14 Mass flow rate distribution for nozzle A

おけば、いつでも、任意位置の噴霧の粒径について計測が可能となることである。Fig.15、Fig.16にそれぞれ撮影システム、再生システムを示す。撮影システムにて乾板上に記録された干渉縞に、再生光を照射することにより噴霧の立体像が再生される。この立体像から粒径を計測する。

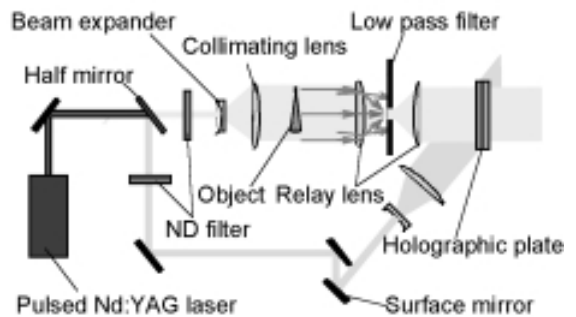


Fig.15 Optical system used in recording holograms

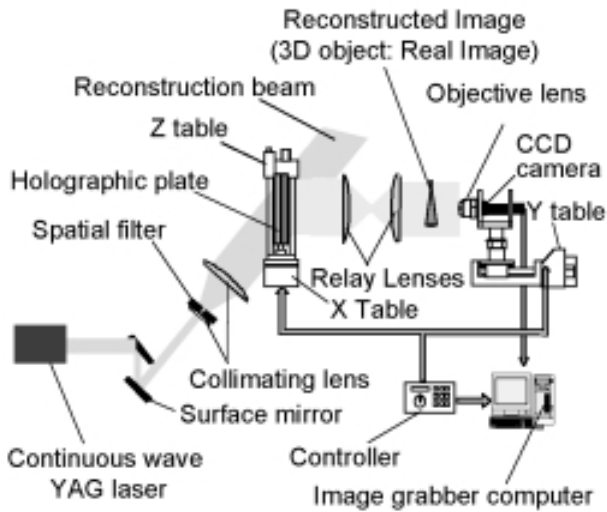


Fig.16 Optical system used in hologram reconstruction

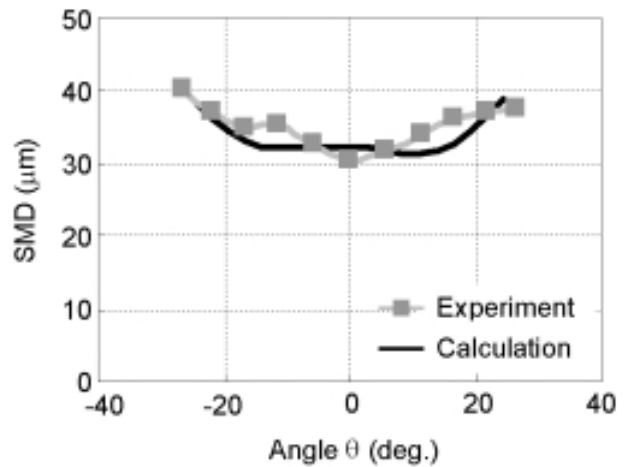


Fig.17 SMD distribution

Fig.17にNozzle Aについて噴射開始後1.2ms, 噴孔下方40mmにおけるザウタ平均粒径 (Sauter Mean Diameter, 以下SMD) の実測とシミュレーションとの比較を示す. 実測の検査体積は1mm × 1.5mm × 0.3 mm, シミュレーションの検査体積は5mm × 4mm × 50 mm (奥行き方向)である. Nozzle AではSMDは噴霧両端で大きくなる傾向がある. 実測とシミュレーションは近い結果となっている.

さらに雰囲気圧力が噴霧特性に及ぼす影響について実測とシミュレーションとを比較するため, Nozzle Aについて雰囲気圧力を101kPa-absとしてシミュレーションを実施した. 雰囲気圧力以外の条件はTable 2, Table 3と同じである. Fig.18に結果を示す. この条件では, Fig.12に示す雰囲気圧力が高い条件に比べて噴霧形状は大きくなる. シミュレーションでもこの傾

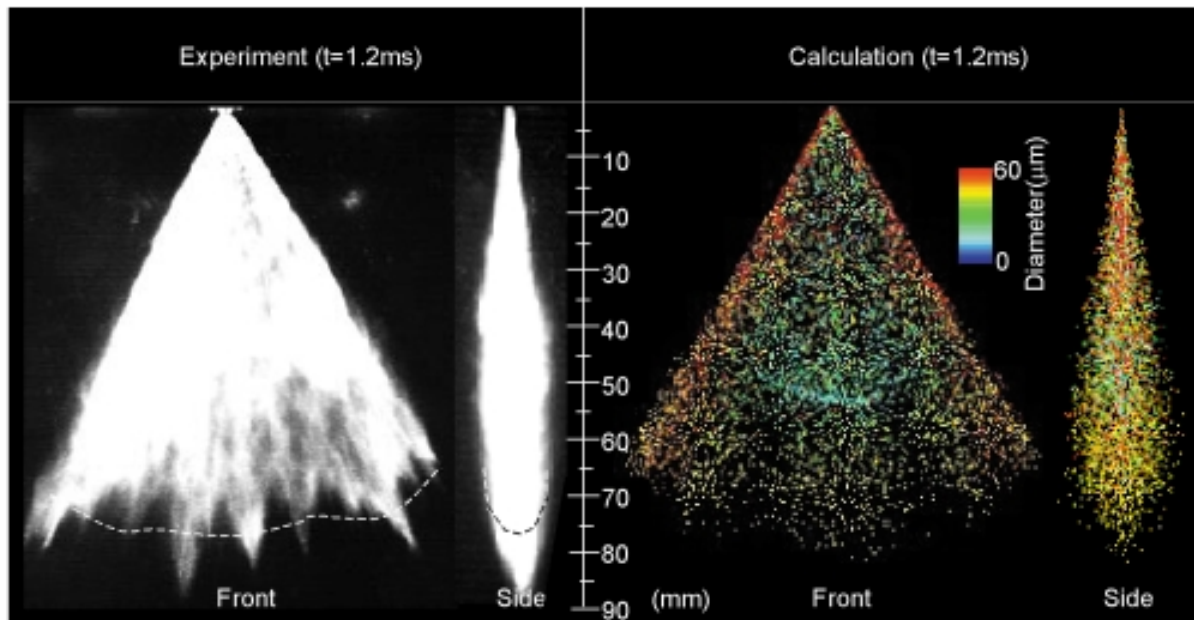


Fig.18 Comparison of spray image for nozzle A (Pa = 101 kPa-abs)

向が計算されている。Fig.19に噴霧先端の到達距離を示す。雰囲気圧力が低い場合には到達距離は大きくなる。実測とシミュレーションは近い結果となっている。以上より本論文の手法を用いれば、噴霧特性が高精度に予測できることが分かる。

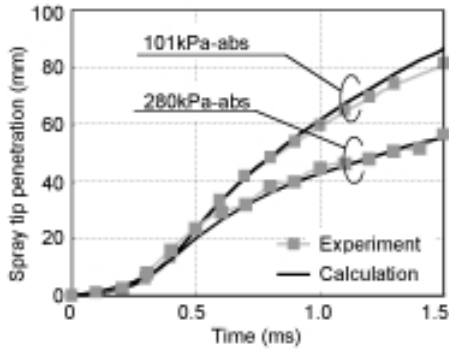


Fig.19 Spray tip penetration

が0.15mmオフセットしており、インジェクタ中心軸とサック中心で交差している。また、サック径、スリット厚さはそれぞれ1.0mm, 0.185mmである。条件はTable 3に示すものと同じである。

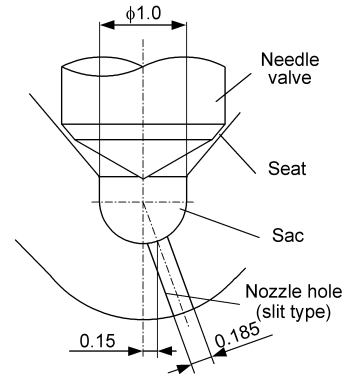


Fig.20 Nozzle B

4.3 ノズル形状による噴霧特性の違いの分析  
 本論文の手法を用いて諸元の異なる2つのノズル形状での噴霧特性の違いの原因について分析する。  
 Nozzle Aに加えてFig.20に示す形状の試作品Nozzle Bを用いた。Nozzle BはNozzle Aと比べてスリットの軸

Fig.21にNozzle Bについて噴射開始後1.2msにおける噴霧形状の実測とシミュレーションを示す。

Nozzle Bでは噴霧両端の到達距離はNozzle Aと比較して短く、中凸形状となっている。Fig.22にNozzle Bについて質量流量分布の実測とシミュレーションを示

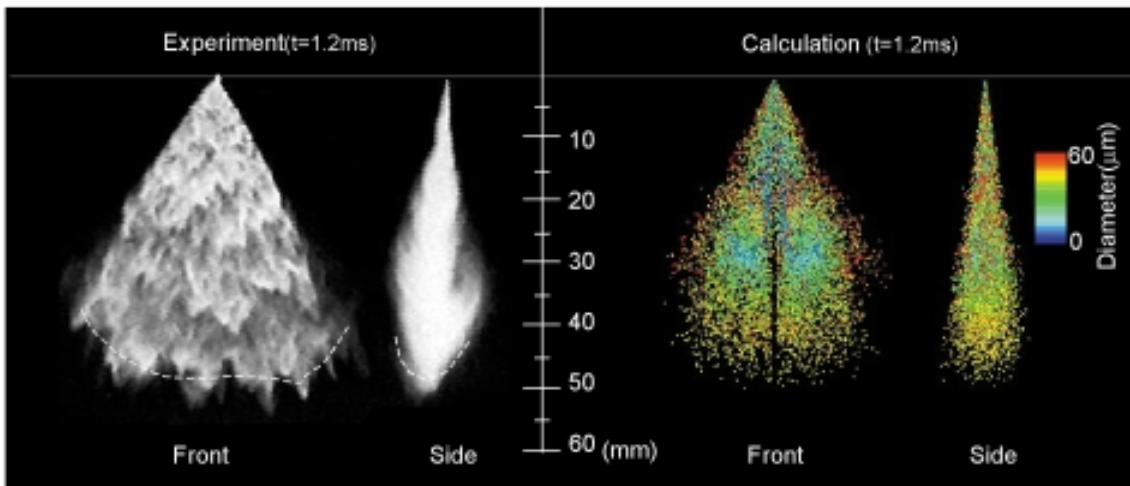


Fig.21 Comparison of spray image for nozzle B (Pa = 280 kPa-abs)

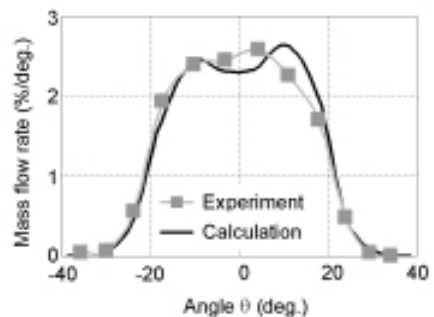


Fig.22 Mass flow rate distribution for nozzle B



す。Nozzle Aが噴射方向に比較的均一な分布であった (Fig.14) のに対して、Nozzle Bでは質量流量は中央部に集中している。噴霧形状、質量流量分布ともに実測とシミュレーションは近い結果となっている。

このNozzle AとNozzle Bの噴霧特性の違いについてシミュレーションを用いて分析した。Fig.23にNozzle Bについてノズル内の液膜分布を示す。Nozzle AではFig.7に示すとおりスリット中央部で液膜厚さがスリット厚さより薄いものに対して、Nozzle Bではスリット中央部は液体で満たされており液膜厚さ = スリット厚さとなっている。

この液膜分布の違いを調べるため、ノズル内の流速を分析した。Fig.24にNozzle AとNozzle Bのノズル内の流速を示す。Nozzle Aの断面1ではスリット入口付近でサック内の両側からの流れが衝突し、スリット内の流れは左側に偏っている。これに対してNozzle Bの断面1ではスリット入口付近で流れの衝突は見られず、左側の流れがダイレクトにスリットに流入し、そ

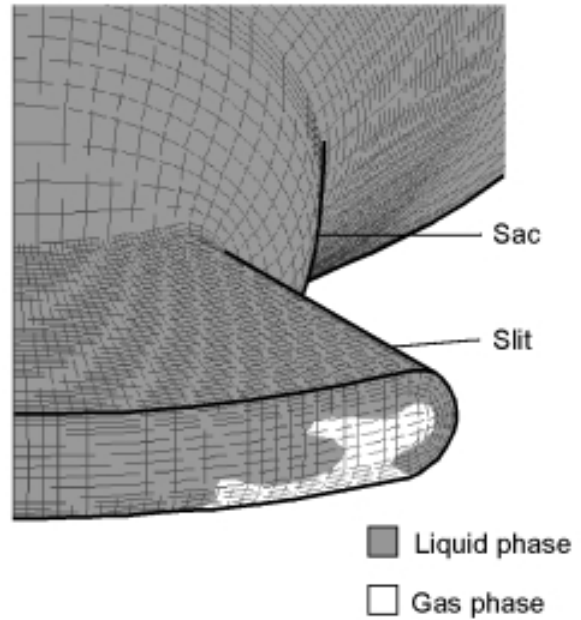


Fig.23 Nozzle internal flow calculation result for nozzle B

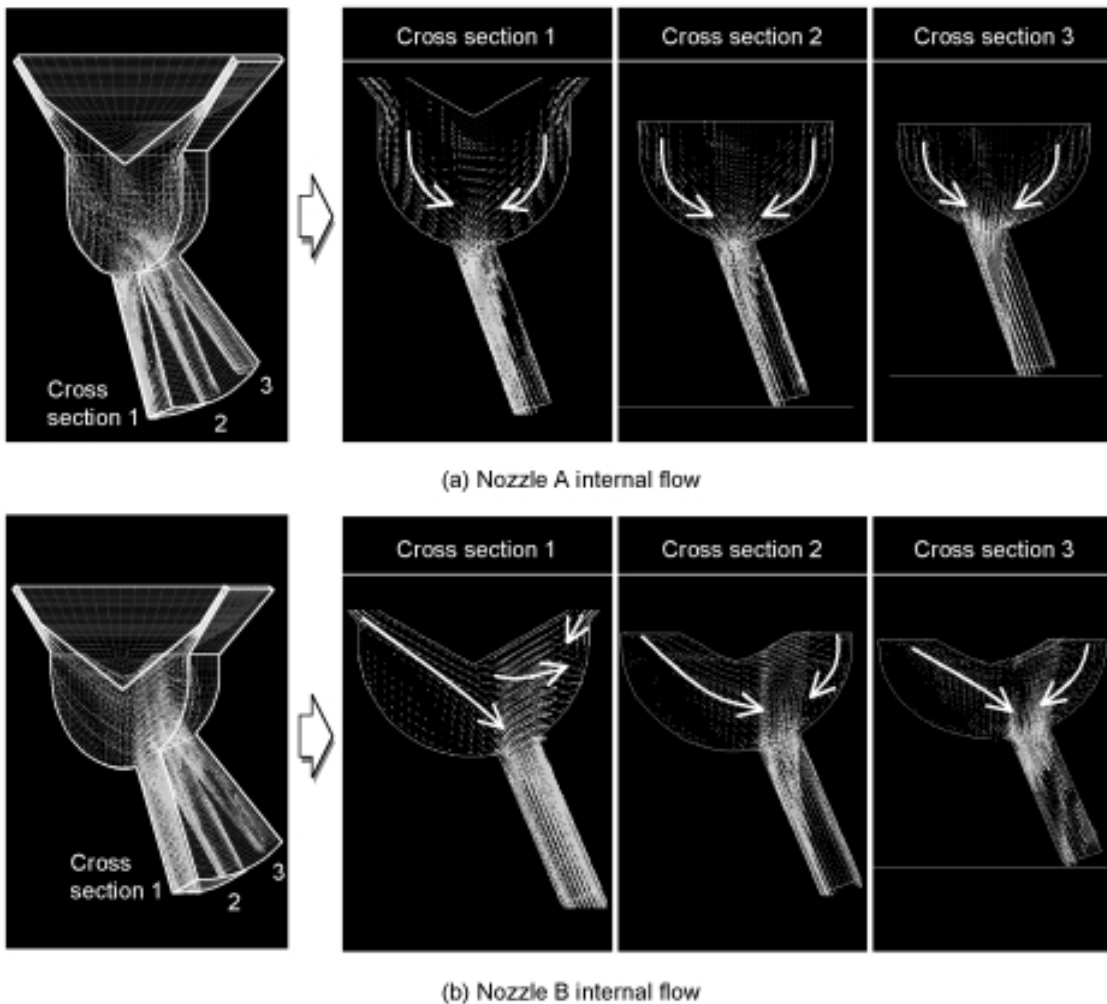


Fig.24 Comparison of nozzle A and B internal flows

の結果スリットが液体で満たされている。Nozzle A, Nozzle Bとも断面2, 3ではスリット入口付近での流れの衝突とスリット内での流れの偏りがみられる。この結果, Nozzle Bの断面1でのみ質量流量が大きくなり, これが前記噴霧特性の違いを引き起こしたと考えられる。以上本論文の手法を用いれば, ノズル設計パラメータと噴霧特性の相関が分析可能であり, これを用いることで試作数を減らし効率的な設計を行うことが可能となる。

4.4 ノズル内流れ解析の精度向上への取組み

以上に今回提案するシミュレーションの全容を述べたが, このシミュレーションの精度はノズル内流れ解析の精度に負うところが大きい。本論文ではノズル内流れ解析手法として3次元2相流解析(VOF法)を用いたが, さらに精度向上を目指し, キャビテーションを考慮した3次元2相流解析にトライしている。その一端を紹介する。

一般に, 高圧ノズルの噴孔入口付近でキャビテーションが発生していることはよく知られている。キャビテーションはノズルの流量特性に大きな影響を及ぼす。また最近の研究では, キャビテーションが噴孔出口以降の液体微粒化に深く関与しているという報告がなされている<sup>17) 18) 19) 20)</sup>。

キャビテーションの計算モデルとしてこれまで提案されているのは, 気液混相の平均密度などを取り扱うHEMモデル<sup>21) 22)</sup> VOF法等の界面追跡法をもとにしたモデル<sup>23)</sup> Euler-Lagrange法に基づくモデル<sup>24)</sup> などである。いずれも比較的新しいモデルであり, 今後さらなる改良が期待される。

今回はこのうちHEMモデルの一つであるSchmidtらのモデル<sup>25)</sup>を用いる。対象はNozzle A (Fig.5)である。また計算領域とメッシュ, および条件はそれぞれFig.6, Table 2に示すものと同じである。

Fig.25, Fig.26に液膜, キャビテーションの計算結果をそれぞれ示す。液膜厚さは本計算でもFig.7と同様にスリット厚さより薄くなっておりスリット片面に偏っている。キャビテーションは液相の偏りと反対面のスリット入口R部に発生しており, その発生量の方分布は今回対象としたノズルについてはほぼ均一である。

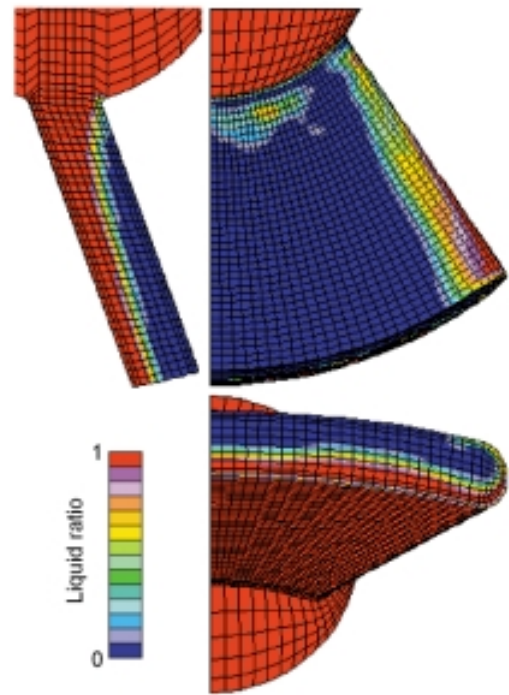


Fig.25 Liquid ratio for nozzle A

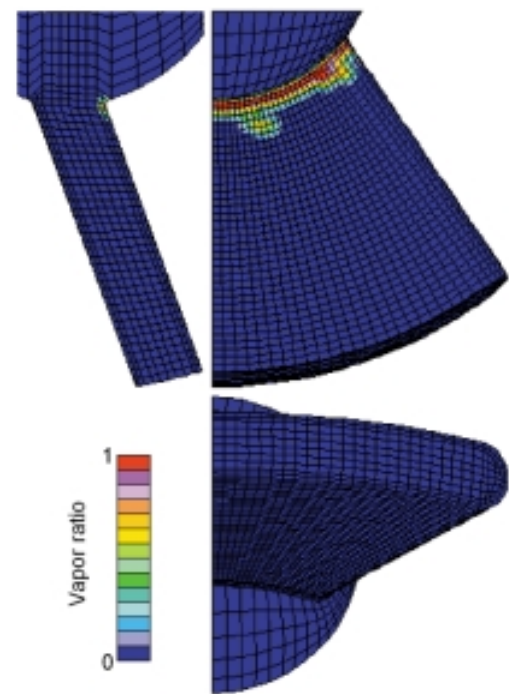


Fig.26 Vapor ratio for nozzle A

Fig.27にキャビテーションモデルあり, なしでのノズル流量を示す。キャビテーションモデルありは, なしに比べて実測に近い流量となっている。これはスリット入口部の縮流の計算精度が向上しているためと考えられるが検証はできていない。キャビテーションに

についてはまだ研究の出発点に近いところにいると認識しており、今後、ノズル入口部の可視化解析等による計算精度把握、計算モデル改良などを実施していく必要がある。

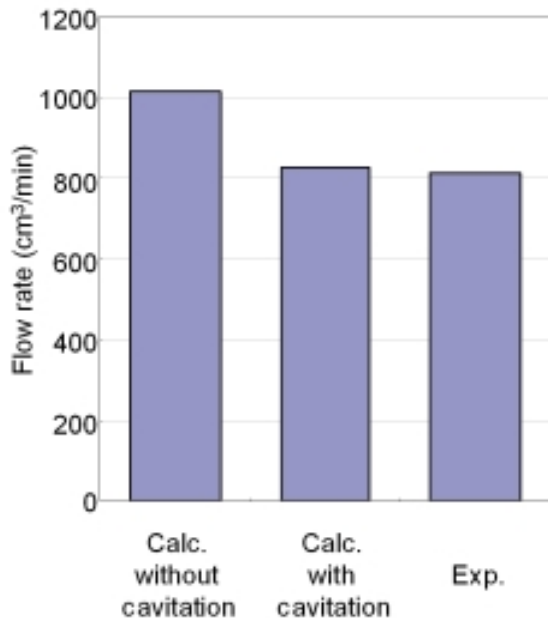


Fig.27 Flow rate for nozzle A

## 5. おわりに

以上、地球環境問題に応える手段の一つである直噴ガソリンエンジンにおいて、インジェクタ設計を効率的に実施するための噴霧シミュレーション技術について述べた。また様々な噴霧特性について多角的な検証を実施しその妥当性を確かめた。

製造業としての当社におけるシミュレーションは、「モノづくり」に実際に生かされてこそ意味があると感じている。噴霧シミュレーション、これに続く筒内混合気形成、燃焼シミュレーションはその技術レベルの難しさから、往々にして精度が十分でなかったり計算時間が長くなったりして実用し難いものになりがちである。本論文でもこの点に留意し、精度を確保するために最低限必要となる部分を残した上で、できるだけ簡単な手法とするよう努めた。

今後もこれらの技術のレベル向上を図るとともに、積極的に課題解決に活用していきたい。

## 6. 謝辞

多大なご協力を頂いたトヨタ自動車殿に厚く感謝の意を表します。

## < 参考文献 >

- 1) Y. Iwamoto, K. Noma, O. Nakayama, T. Yamauchi, H. Ando, Development of Direct Injection Gasoline Engine, SAE970541(1997)
- 2) T. Tomoda, S. Sasaki, D. Sawada, A. Saito, H. Sami, Development of Direct Injection Gasoline Engine - Study of Stratified Mixture Formation, SAE970539(1997)
- 3) J. Harada, T. Tomita, H. Mizuno, Z. Mashiki, Y. Ito, Development of Direct Injection Gasoline Engine, SAE970540(1997)
- 4) M. Koike, A. Saito, T. Tomoda, Y. Yamamoto, Research and Development of a New Direct Injection Gasoline Engine, SAE2000-01-0530(2000)
- 5) M. Kanda, T. Baika, S. Kato, M. Iwamuro, M. Koike, A. Saito, Application of a New Combustion Concept to Direct Injection Gasoline Engine, SAE2000-01-0531(2000)
- 6) S. Ueda, Y. Mori, E. Iwanari, Y. Oguma, Y. Minoura, Development of a New Injector in Gasoline Direct Injection System, SAE2000-01-1046(2000)
- 7) J. K. Dukowicz, A Particle-Fluid Numerical Model for Liquid Sprays, J. Comp. Physics, Vol. 35 (1980), pp.229-253.
- 8) W. M. Ren, J. F. Nally Jr., Computations of Hollow-Cone Sprays from a Pressure-Swirl Injector, SAE982610(1998)
- 9) M. Xu, L. E. Markle, CFD-Aided Development of Spray for an Outwardly Opening Direct Injection Gasoline Injector, SAE980493(1998)
- 10) C. Arcoumanis, M. Gavaises, B. Argueyrolles, F. Galzin, Modeling of Pressure-Swirl Atomization for GDI Engines, SAE1999-01-0500(1999)
- 11) A. H. Lefebvre, Atomization and Sprays, Combustion: An International Series, Hemisphere (1989)
- 12) R. P. Fraser, P. Eisenklam, N. Dombrowski, D. Hasson, Drop Formation from Rapidly Moving Liquid Sheets, A. I. Ch. E. Journal, Vol. 8, No. 5 (1962), pp.672-680.
- 13) C. W. Hirt, B. D. Nichols, Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries, Journal of Comp. Physics, No. 1, 39(1981), pp.201-225.

- 14) R. D. Reitz , Modeling Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays , Atomization and Spray Technology , Vol. 3 , (1987 ) , pp.309-337 .
- 15) A. B. Liu et al . , Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays , SAE930072 (1993)
- 16) K. Takeda , T. Sugimoto , T. Tuchiya , M. Ogawa , S. Ueda , K. Yoneshige , Slit Nozzle Injector for A New Concept of Direct Injection SI Gasoline Engine , SAE2000-01-1902(2000)
- 17) C. Soteriou et al . , Direct Injection Diesel Sprays and the Effect of Cavitation and Hydraulic Flip on Atomization , SAE950080 (1995)
- 18) H. Chaves et al . , Experimental Study of Cavitation in the Nozzle Hole of Diesel Injectors Using Transparent Nozzles , SAE950290(1995)
- 19) C. Arcoumanis et al . , Cavitation in Real-Size Multi-Hole Diesel Injector Nozzles , SAE2000 -01-124(2000)
- 20) H. Hiroyasu , Spray Breakup Mechanism from the Hole-Type Nozzle and its Applications , Atomization and Sprays , Vol. 10(2000) , pp.511-527 .
- 21) D. P. Schmidt et al . , Cavitation in Two-Dimensional Asymmetric Nozzles , SAE1999-01-0518(1999)
- 22) C. Xu et al . , On the Influence of Internal Flow Structure on Performance of Plain-Orifice Atomizers , Proc. 8th ICLASS 2000(2000)
- 23) L. Dieval , M. Arnaud , R. Marcer , Numerical Modeling of Unsteady Cavitating Flow by a VOF Method , Proc. 3rd Int. Symp. On Cavitation(1998) , pp. 243-248 .
- 24) A. Sou , Y. Masaki , T. Nakajima , Numerical Analysis of Cavitating Flow in a Nozzle using Bubble Tracking Method , Proc. 6th ILASS-Asia 2001(2001)
- 25) D. P. Schmidt , C. J. Rutland , M. L. Corradini , A Numerical Study of Cavitation Flow through various nozzle shapes , SAE971597(1997)



< 著 者 >



**岡本 敦哉**  
(おかもと あつや)  
パワートレイン機器事業グループ特定  
開発室  
燃料噴射系製品およびシミュレーシ  
ョン技術の開発に従事



**溝淵 剛史**  
(みぞぶち たけし)  
パワートレイン機器事業グループ特定  
開発室  
燃料噴射系製品およびシミュレーシ  
ョン技術の開発に従事



**佐藤 孝明**  
(さとう たかあき)  
(株)日本自動車部品総合研究所  
第1研究室  
パワートレイン分野の受託研究に従  
事



**調 尚孝**  
(しらべ なおたか)  
(株)日本自動車部品総合研究所  
研究1部  
パワートレイン分野の受託研究に従  
事



**姉崎 幸信**  
(あねざき ゆきのぶ)  
(株)日本自動車部品総合研究所  
第1研究室  
パワートレイン分野の受託研究に従  
事