

고온에서 벽면 형상에 따른 GDI 분무의 충돌 과정 및 연료 액막 형성에 대한 수치적 연구

심 영 삼¹⁾ · 최 경 민^{*2)} · 김 덕 줄²⁾

부산대학교 기계기술연구소¹⁾ · 부산대학교 기계공학부²⁾

Numerical Study on Impingement Process and Fuel Film Formation of GDI Spray according to Wall Geometry under High Ambient Temperature

Youngsam Shim¹⁾ · Gyungmin Choi^{*2)} · Duckjool Kim²⁾

¹⁾Research Institute of Mechanical Technology, Pusan National University, Busan 609-735, Korea

²⁾School of Mechanical Engineering, Pusan National University, Busan 609-735, Korea

(Received 24 August 2007 / Accepted 11 October 2007)

Abstract : Numerical study on the impingement process and the fuel film formation of the hollow-cone fuel spray was conducted under vaporization condition, and the effect of the wall cavity angle on spray-wall impingement structure was investigated. A detailed understanding of this phenomena will help in designing injection systems and controlling the strategies to improve engine performance and exhaust emissions of the Gasoline Direct Injection (GDI) engine. The improved Abramzon model was used to model the spray vaporization process and the Gosman model was adopted for modeling of spray-wall impingement process. The calculated results of the spray-wall impingement process were compared with experimental results. The velocity field of the ambient gas, the Sauter Mean Diameter (SMD) and the generated fuel film on the wall, which are difficult to obtain by the experimental method, were also calculated and discussed. It was found that the radial distance after the wall impingement and the SMD decreased with increasing the cavity angle and the temperature.

Key words : Gasoline direct injection(가솔린직접분사), Fuel injection(연료분사), Fuel spray(연료분무), Impingement model(충돌모델), Vaporization model(증발모델)

Nomenclature

A	: surface roughness coefficient	Pr	: prandtl number
B	: transfer number	r	: droplet radius, μm
C_p	: specific heat, $\text{kJ/kg} \cdot \text{K}$	Re	: reynolds number
D	: vapor/air binary diffusion coefficient	Sc	: schmidt number
\dot{m}_F	: droplet vaporization rate	Sh	: sherwood number
La	: laplace number	T_B	: liquid boiling temperature, K
Nu	: nusselt number	T_{PA}	: pure adhesion temperature, K
		T_N	: nakayama temperature, K
		T_{PR}	: pure rebound temperature, K
		T_{Lied}	: leidenfrost temperature, K

*Corresponding author, E-mail: choigm@pusan.ac.kr

T_w : wall temperature, K
 T : temperature, K
 We : weber number
 ρ : density, kg/m^3

Subscripts

cr : critical value
 g : gas phase
 s : droplet surface
 ∞ : conditions far from droplets

1. 서론

GDI(Gasoline Direct Injection) 엔진은 연비 및 엔진 성능의 향상이라는 장점을 가지고 있다.¹⁾ 연비의 향상은 부분 부하 영역에서 점화 플러그 주위에 농후한 혼합기를 분포시킴으로써 성층화에 의한 희박 연소에 의해 이루어지며, 엔진 성능의 향상은 고부하 영역에서 실린더 내로 분사된 연료에 의한 공기의 냉각 작용 때문에 충전 효율이 증가됨에 따라 이루어진다.¹⁾ 이와 같은 GDI 엔진에서는 연료가 실린더 내로 직접 분사되기 때문에 연료의 미립화, 증발, 혼합기 형성을 위한 시간이 매우 짧다. 따라서 빠른 시간 내에 이러한 조건들을 만족시키는 고압 스월형 인젝터가 가장 유용하게 이용되고 있다. 따라서 GDI 엔진 효율적인 설계 및 성능 향상을 위해 고압 스월형 인젝터로부터 형성되는 중공 원추형 분무의 특성에 대한 이해는 필수적이다.

특히, 실린더 내로 직접 분사된 연료는 피스톤 벽면과의 충돌하게 된다. 이러한 충돌 현상은 미립화 촉진의 장점이 있으나 피스톤 벽면에 연료 액막을 형성한다는 단점이 있다. 연료 액막은 미연 탄화수소와 같은 배출물을 발생시키며, 이러한 배출물은 엔진 성능을 저해하는 주요 원인으로 작용한다.²⁻⁴⁾ 따라서 분무의 벽 충돌 과정 및 연료 액막에 대한 해석은 매우 중요하다. 또한, GDI엔진에서 성층화는 연료 분무, 분위기 기체, 벽면 형상의 상호 작용을 통해 이루어지기 때문에 피스톤 형상에 따른 분무 충돌 현상의 이해는 필수적이다.

따라서 분무의 벽 충돌 현상에 대한 연구들이 활발히 진행되어 왔다. Kawajiri 등⁵⁾은 실린더 내에서

연료 분무, 주위 기체, 분무 벽 충돌의 상호 관계가 혼합기 형성에 미치는 영향을 실험 및 수치적 방법을 통해 해석 하여 액적의 크기가 작을수록 주위 기체 유동의 영향을 많이 받으며, 벽에 충돌하는 액적들은 주위 기체와의 상호작용으로 분무 외각에 와류를 형성한다는 결론을 얻었다. Kang 등⁶⁾은 LIEF (Laser Induced Exciplex Fluorescence) 기법을 이용하여 캐비티 직경이 와류 발생에 영향을 미치며, 분무는 분위기 온도가 증가함에 따라 반경 방향으로의 성장이 활발해지는 것을 관찰하였다. Drake 등⁷⁾은 GDI 엔진의 피스톤에 형성되는 연료 액막의 형성과 증발 과정과 배출물의 관계에 대해 분석하였다. 그러나 이러한 연구들에도 불구하고 실험적 제약 때문에 다양한 분위기 조건에서의 분무-벽 충돌 현상에 대한 완벽한 이해는 부족한 실정이다. 이러한 실험의 단점은 분무 충돌 현상에 대한 적절한 모델을 이용한 수치적 계산을 통해 해결할 수 있다.

분무-벽 충돌 모델은 충돌 거동에 대한 실험을 기본으로 두고 있다. 대표적인 모델로는 Watkins 모델,⁸⁾ Fujimoto 모델,⁹⁾ Gosman 모델¹⁰⁾ 등이 있으며, 가장 보편적으로 이용되고 있다. 그러나 이러한 모델들은 디젤 엔진에서 충돌 과정 해석에 주로 이용되어 왔기 때문에, GDI 엔진에 적용하기 위해서는 분무-벽 충돌 모델의 적용 가능성에 대한 검증이 필요하다. 따라서 본 저자들의 선행 연구로 Shim 등¹¹⁾은 Gosman 모델을 이용하여 다양한 분위기 압력에서 GDI 분무의 벽 충돌 과정을 계산하였으며, 실험 결과와 비교하여 검증하였다.

본 연구에서는 저자 등에 의해 검증된 Gosman 모델¹⁰⁾과 개선된 Abramzon 모델¹²⁾을 이용하여 증발 조건에서 벽면 형상에 따른 GDI 분무의 벽 충돌 과정에 대해 계산하였으며, 실험 결과와 비교하였다. 또한 실험에 의해 취득이 어려운 연료 기상 밀도, 분위기 기체 속도, SMD 등을 수치적 방법으로 해석하였다.

2. 분무 모델 및 계산 조건

고압 스월형 인젝터에서 분사된 연료는 액막을 형성하며, 액막은 다시 액사, 액적으로 분열된다. 이 액적들은 주위 기체와의 상호작용으로 미립화된다.

또한 미립화 된 액적은 서로 충돌하여 병합되기도 하며, 피스톤 벽과 충돌하는 경우도 발생한다. 본 연구에서는 분열 모델로는 LISA(Linearized Instability Sheet Atomization)-APTAB(Aerodynamically Progressed Taylor Analogy Breakup) 모델,¹¹⁾ 증발 모델로는 수정된 Abramzon 모델,¹²⁾ 액적 간 병합 과정은 O'Rourke 모델,¹³⁾ 분무-벽 충돌 모델로는 Gosman 모델¹⁰⁾을 사용하였다.

2.1 분무벽 충돌 모델

Gosman 등¹⁰⁾에 의해 제안된 분무-벽 충돌 모델은 다양한 실험을 바탕으로 마른 표면과 젖은 표면에 충돌하는 액적의 거동을 다루고 있다. Fig. 1은 액적이 충돌할 경우 일어나는 현상을 6가지로 구분하여 나타낸 것이다. 이 모델에서는 충돌 현상을 액적의 충돌 전 특성에 따라 마른 표면의 경우 Stick, Spread, Splash의 순으로, 젖은 표면에 대해서는 Rebound, Spread, Splash 순으로 단순화 하였다. Fig. 2는 We수와 벽면온도에 따라 충돌 영역을 나타낸 그림이다. 마른표면의 경우 Stick와 Spread는 Adhesion으로 통합하여 고려하였다. Adhesion과 Splash의 기준 We수는 다음과 같다.

$$We_{cr} = A \cdot La^{-0.18} \tag{1}$$

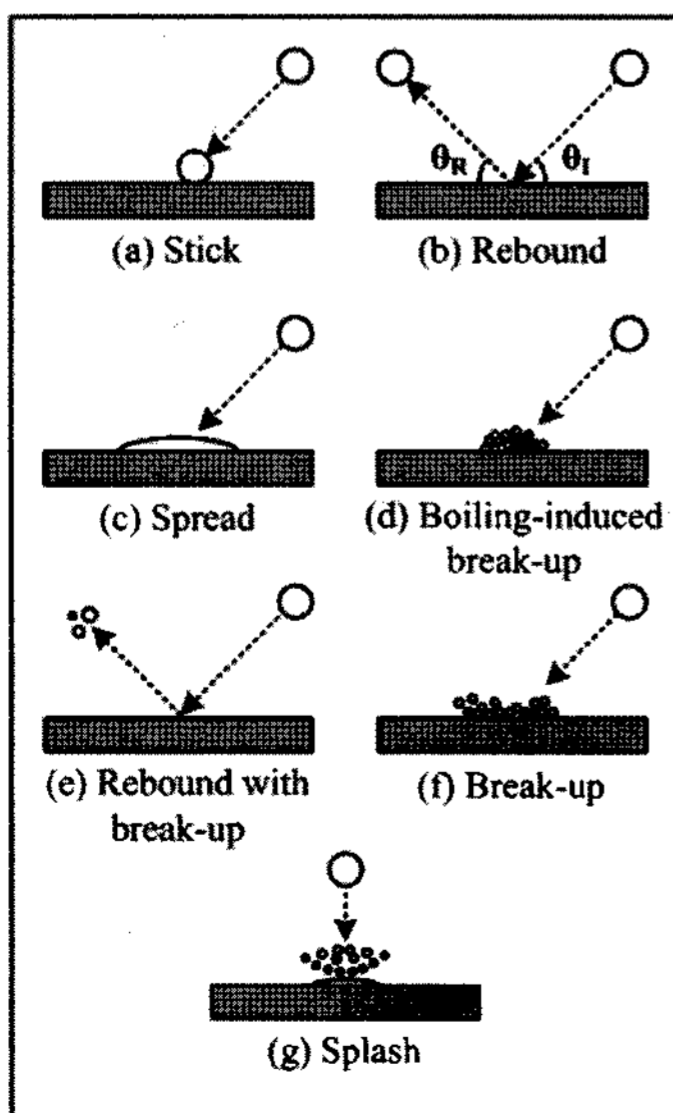


Fig. 1 Schematic of different impaction regimes

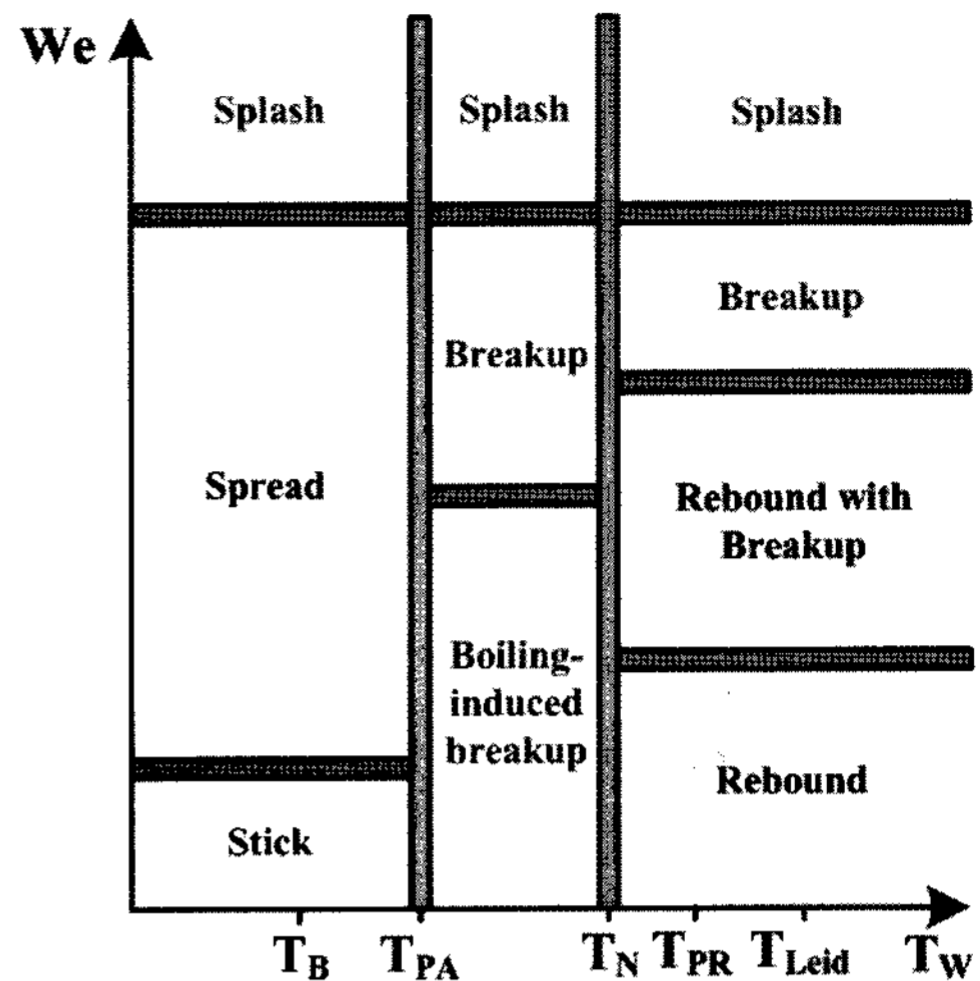


Fig. 2 Overview of droplet impingement regimes and transition condition for dry wall at fixed Laplace number and surface roughness

여기서, A는 벽면의 표면 거칠기에 의존하는 상수이며, La는 Laplace 수를 나타낸다.

젖은 표면의 경우 기준은 다음과 같다.

$$\text{Rebound} \rightarrow \text{Spread} : We_{cr} = 5 \tag{2}$$

$$\text{Spread} \rightarrow \text{Splash} : We_{cr} = 1320La^{-0.18} \tag{3}$$

2.2 증발 모델

분무 증발을 모사하기 위해 Stefan 유동을 고려한 Abramzon 모델¹²⁾을 개선하여 사용하였다. 이 모델에서는 액적의 온도는 공간상으론 일정하나 시간상으로는 변한다고 가정하였으며, 액적 표면과 기체 유동사이의 열 및 질량 전달이 일정한 두께를 갖는 가상의 막 내에 집중되어 있다고 가정하였다.

액적 증발율은 다음과 같다.

$$\dot{m}_F = 2\pi r_s \rho_g D_g Sh^* \ln(1 + B_M) \tag{4}$$

$$\dot{m}_F = z 2\pi r_s \frac{k_g}{C_{pg}} N^* \ln(1 + B_T) \tag{5}$$

여기서 하첨자 's'는 액적의 표면을 나타내고, 'g'는 기체막을 나타낸다. 그리고 B_M, B_T는 각각 Spalding의 질량 전달수 및 열 전달수로 다음과 같다.

$$B_M = \frac{Y_{F_s} - Y_{F_\infty}}{1 - Y_{F_s}} \tag{6}$$

$$B_T = \frac{C_{pg}(T_\infty - T_s)}{L(T_s) + Q_L/\dot{m}} \quad (7)$$

여기서, $L(T_s)$ 는 연료의 증발 잠열을 나타내고, Y_F 는 연료질량 분율을 나타낸다. Q_L 은 액적 속으로 전달된 열로 다음과 같다.

$$Q_L = \dot{m} \left\{ \frac{C_{pg}(T_\infty - T_s)}{B_T} - L(T_s) \right\} \quad (8)$$

액적 증발 시 대류의 영향을 고려했을 때 열 및 물질전달은 다음의 식에 의해 결정된다.

$$N^* = 2 + \frac{(N_0 - 2)}{F(B_T)} \quad (9)$$

$$Sh^* = 2 + \frac{(Sh_0 - 2)}{F(B_M)} \quad (10)$$

강제대류나 자연대류가 없을 경우라 하더라도 증발하는 액적의 경우는 반지름 방향의 유동이 항상 존재한다. 이러한 Stefan 유동은 막의 두께를 증가시키는 역할을 한다. 이러한 막 두께의 변화가 Spalding의 전달수 B에 영향을 받는다.

$$F(B) = (1 + B)^{0.7} \frac{\ln(1 + B)}{B} \quad (11)$$

그리고 비증발 상태에서 Nusselt 수와 Sherwood 수는 다음과 같다.

$$N_0 = 2 + 0.6 \sqrt{Re} Pr^{1/3} \quad (12)$$

$$Sh_0 = 2 + 0.6 \sqrt{Re} Sc^{1/3} \quad (13)$$

위 식의 정확성은 계산에 사용된 열역학적 상태량 계산 방법에 따라 달라진다. 본 연구에서는 기준 온도와 조성을 이용하는 1/3법칙으로 계산하였다. 1/3 법칙은 다음과 같다.

$$T_r = T_s + \frac{1}{3}(T_\infty - T_s) \quad (13)$$

$$Y_{Fr} = Y_{Fs} + \frac{1}{3}(Y_{F\infty} - Y_{Fs}) \quad (14)$$

$$Y_{Ar} = 1 - Y_{Fs} \quad (15)$$

액체상태 및 기체상태의 물성치들은 온도 및 압력의 함수로 계산하였으며, 혼합기의 물성치는 혼합법(mixture rule)을 사용하여 계산하였다.

2.3 계산 조건

Table 1은 계산 조건을 나타내고 있다. 계산 영역은 100 mm x 50 mm이며, 4000개의 parcel이 2.0 ms 동안 계산 영역 내로 분사된다. 초기 분사각은 실험을 근거로 60°로 선정하였다. 계산 영역의 초기 분위기 압력과 분위기 온도는 0.1 MPa, 473K이다. 충돌 거리는 GDI엔진에서 후기 분사 조건(BTDC 60°)인 46.7mm이며, 캐비티 직경은 30 mm이다. 벽면 형상의 변화를 위한 캐비티 각은 0°, 30°, 60°, 90°이다. Fig. 3은 실험 조건에 대한 기하학적 치수를 나타내고 있다.

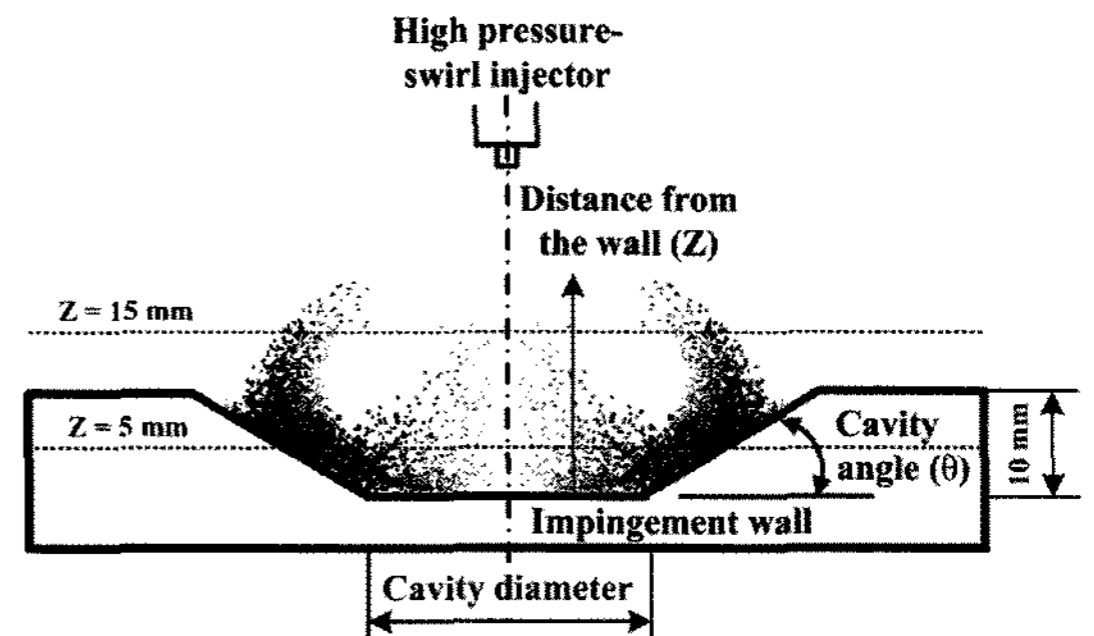


Fig. 3 Explain of geometry parameter

3. 실험 방법 및 조건

Fig. 4는 연료 분무의 거동 해석을 위한 실험장치이다. 실험 장치는 크게 GDI 분사계와 분무실, 광학

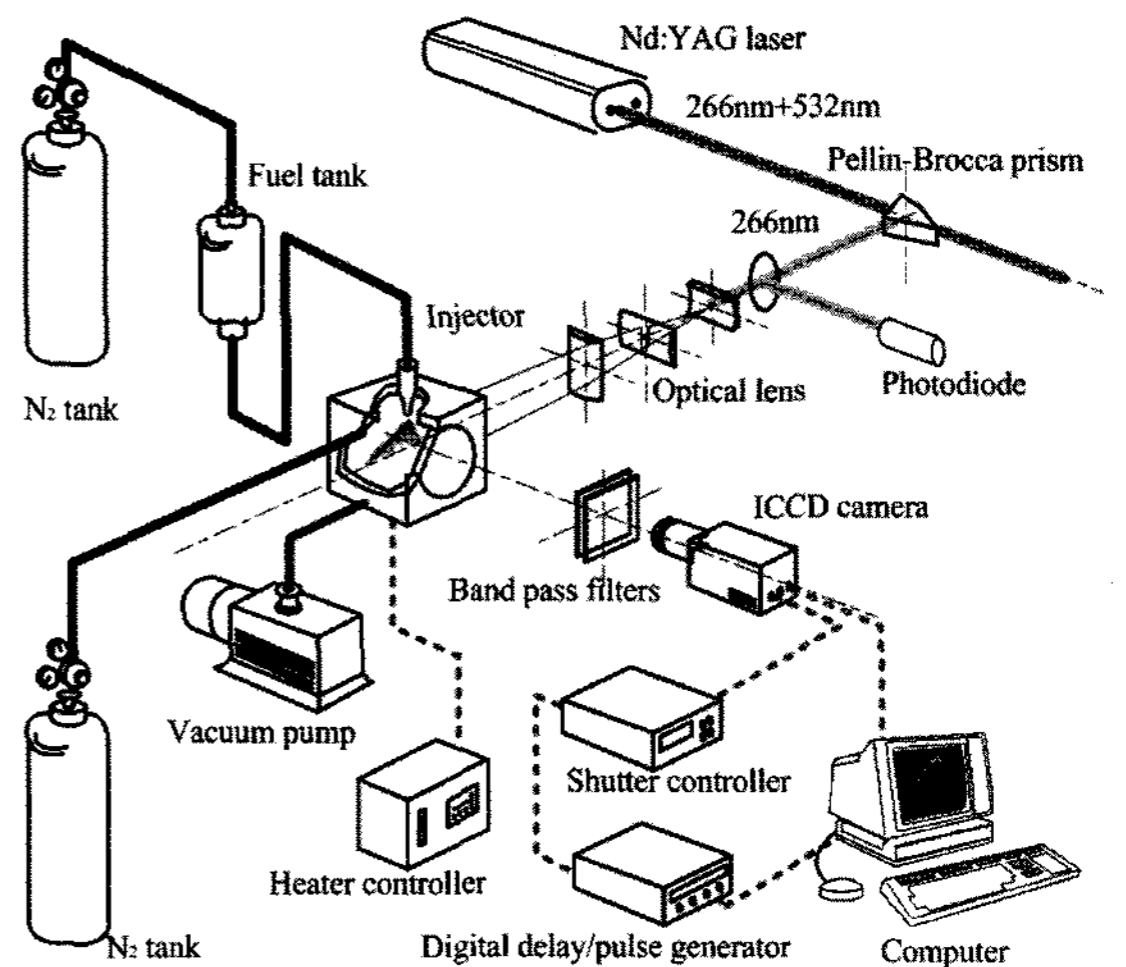


Fig. 4 Schematic of experimental setup

Table 1 Experimental and computing conditions

Fuel	Hexane/Fluorobenzene/DEMA
Injection pressure (MPa)	5.1
Injection duration (ms)	2
Injection quantity (mg)	15
Ambient gas	N2
Ambient temperature (K)	473
Ambient pressure (MPa)	0.1
Impingement distance (mm)	46.7
Cavity angle (degree)	0, 30, 60, 90
Cavity diameter (mm)	30

계 및 화상 취득 장치, 신호 처리계로 구성되어 있다. 인젝터는 중공 원추형 분무를 형성하는 압력 스월형 인젝터이며, 광원으로는 10Hz Nd-YAG 레이저 (60 mJ/pulse)의 4차 조화파(266 nm)를 사용하였다. 형광화상의 취득은 ICCD 카메라를 사용하였다. 사용된 인젝터는 와류형 고압 인젝터로 가압용 질소 탱크와 연료탱크에 연결되어 있다. 실험 조건은 Table 1의 계산 조건과 같다.

4. 결과 및 고찰

분위기 압력 0.1 MPa, 분위기 온도 473K의 조건에서 Gosman 모델¹¹⁾과 수정된 Abramzon 모델¹³⁾을 이용하여 벽면 캐비티 각에 따른 중공 원추형 분무의 충돌 거동을 해석하였다.

Fig. 5는 분사 후 3.0 ms 와 4.0 ms에서 충돌 분무의 구조에 대한 실험 및 계산 결과를 나타낸 그림이다. 그림의 좌측은 LIEF기법에 의한 실험 결과를, 우측은 계산 결과를 나타내고 있다. 대체로 계산 결과는 실험 결과와 유사한 경향을 보여주고 있다. 분무는 시간이 지남에 따라 분무 외각에 와류를 형성하며 성장해 나간다. 한편, 캐비티 각이 증가함에 따라 충돌 분무의 반경 방향으로의 성장이 둔화되는 것을 볼 수 있었다. 이는 캐비티 각이 증가함에 따라 분무는 벽면을 따라 상승하며 성장하여야 하기 때문이라 사료된다. 한편, 충돌 후 분무의 높이는 캐비티 각의 증가에도 크게 차이가 나지 않는 것을 볼 수 있었다. 이는 분무 외각에 형성되는 와류에 의해 분무의 축 방향 분포가 결정되기 때문이다.

Fig. 6의 그래프는 분사 후 2.0 ms부터 5.0 ms 까지 분무의 충돌 후 반경 방향 거리의 실험 및 계산 결과

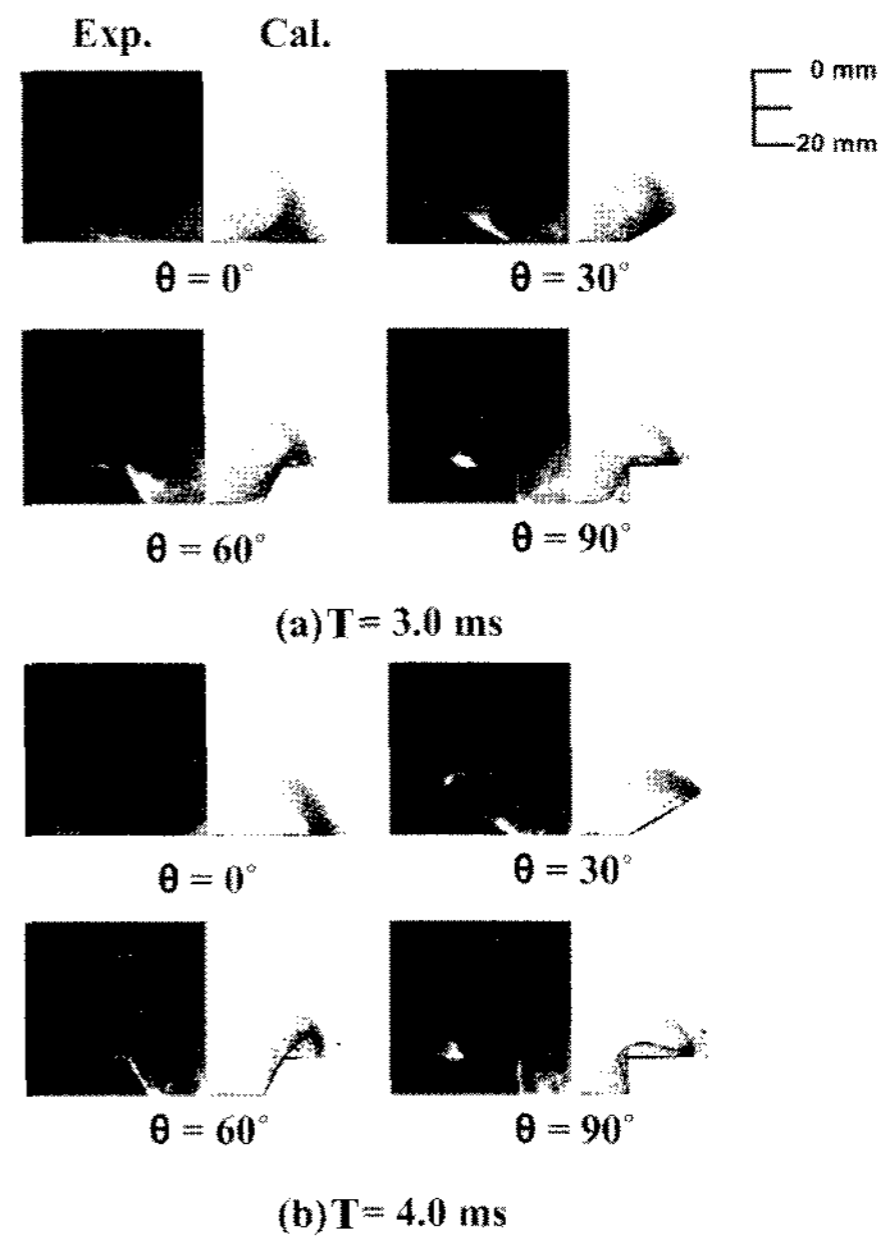


Fig. 5 Calculated and experimental impinging spray structure at 3.0 ms and 4.0 ms after start of the injection

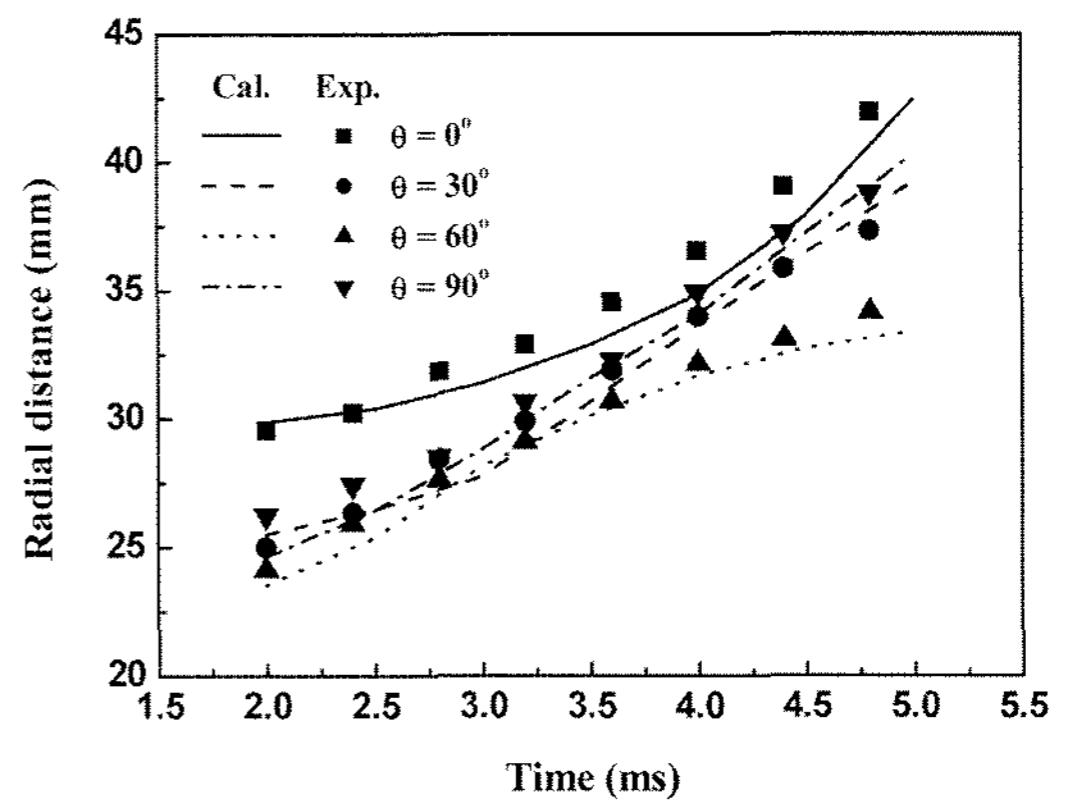


Fig. 6 Calculated radial distance of the spray after the start of injection

를 나타낸 것이다. 반경 방향 거리의 계산 결과는 분무 중심과 그로부터 최외각에 분포하는 액적 10개의 거리의 평균으로 계산하였으며, 실험 결과는 이미지를 통해 측정하였다. 대체로 계산 결과는 실험 결과와 일치 하였다. 분사 후 4.0 ms에서, 캐비티 각이 0°, 30°, 60°, 90°인 경우 각각의 계산 결과는 실험 결과와 3.63%, 0.93%, 1.38%, 2.44%의 오차를 보이고 있으며, 평균적으로는 0.97%, 0.93%, 1.09%, 0.50%의 오차가 발생하였다. 이는 분무의 충돌 후

반경 방향 속도의 계산의 오차나 혹은 분위기 기체의 밀도에 의한 항력이 크게 계산되었기 때문이라 사료된다. 반경 반향 거리는 캐비티 각이 0°에서 60°로 증가함에 따라 작아졌다. 한편, 캐비티 각이 90°인 경우에는 캐비티 각이 30°, 60°인 경우보다 분무 반경 거리가 크게 나타났다. 이것은 캐비티 각이 90°일 경우에는 충돌 시 분무가 캐비티 내부와 외부로 나누어져 충돌하게 되는데, 캐비티 내부에 충돌하는 분무는 벽면의 저항에 의해 반경 방향 성장이 방해받지만, 외부에 충돌하는 경우에는 벽면의 경사가 없기 때문에 벽에 대한 저항 없이 성장하기 때문이다.

Fig. 7은 분사 후 3.0 ms, 4.0 ms 일 때, 액적과 분위기 기체의 속도 분포를 나타낸 그림이다. 좌측 그림은 액적의 속도, 우측은 분위기 기체의 속도를 나타내고 있다. 계산 영역에서의 초기에 유동이 없는 경우 분위기 기체의 속도장은 액적의 속도에 의해 영향을 받기 때문에 그림에서와 같이 액적의 속도와 분위기 기체의 속도장은 유사한 경향을 나타낸다. 액적 및 기체의 속도는 분무 중심에서는 하류 방향의 속도 성분을 가지고 충돌 벽 근처에서는 분무 외각 방향의 속도를 나타낸다. 분무 외각에서는 상류

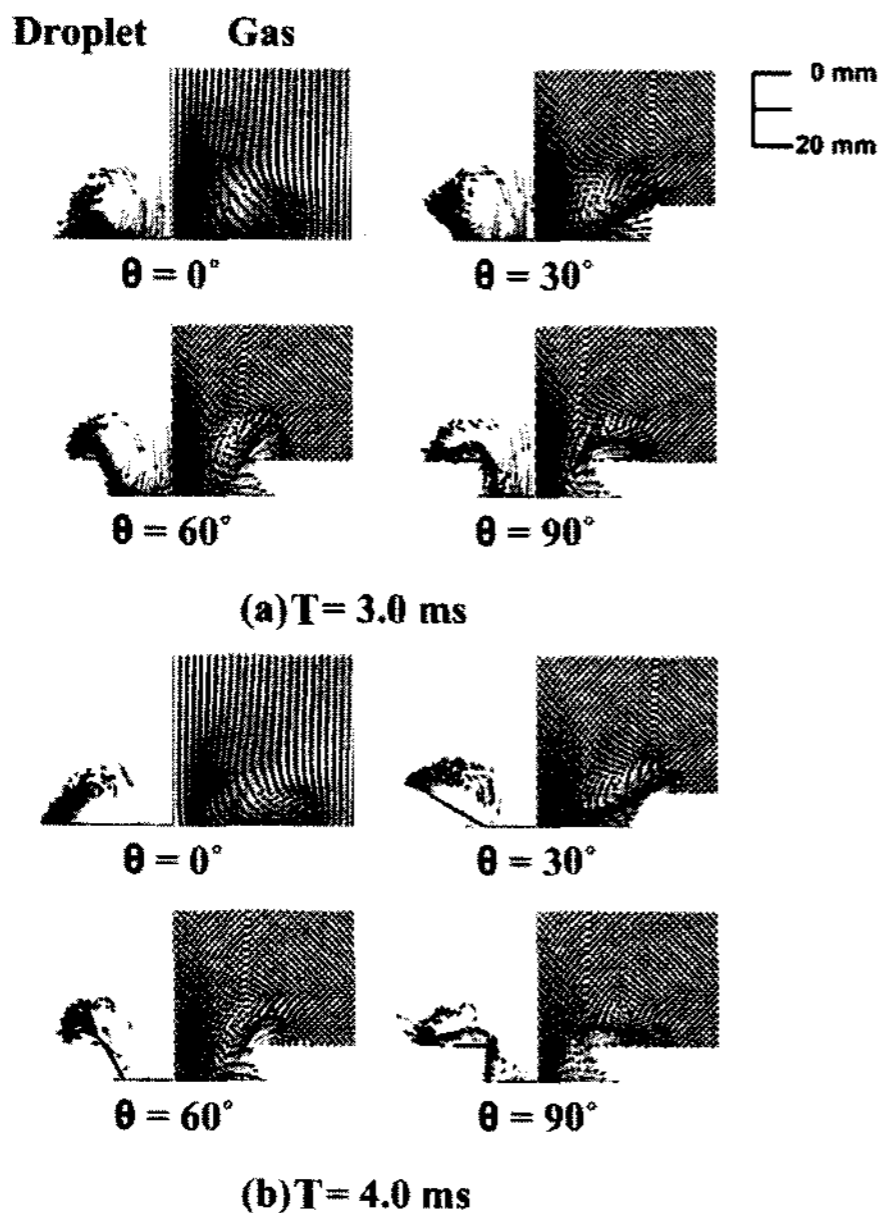


Fig. 7 Calculated velocity of droplet and ambient gas at 3.0 ms after start of the injection

및 분무 중심 방향으로의 속도를 나타내는데, 이것은 액적과 주위 상호 작용으로 형성되는 와류의 영향 때문이다.

Fig. 8과 Fig. 9는 분사 후 3.0 ms와 4.0 ms일 때 충돌 벽으로부터 거리(Z)가 5mm, 15mm에서 분위기 기체의 반경 방향 및 축 방향 속도를 나타낸 그래프이다. 반경 반향 속도의 양의 값은 분무 외각 방향, 축 방향 속도의 양의 값은 상류 방향의 속도를 나타낸다. 반경 방향 속도는 시간이 지남에 따라 작아지

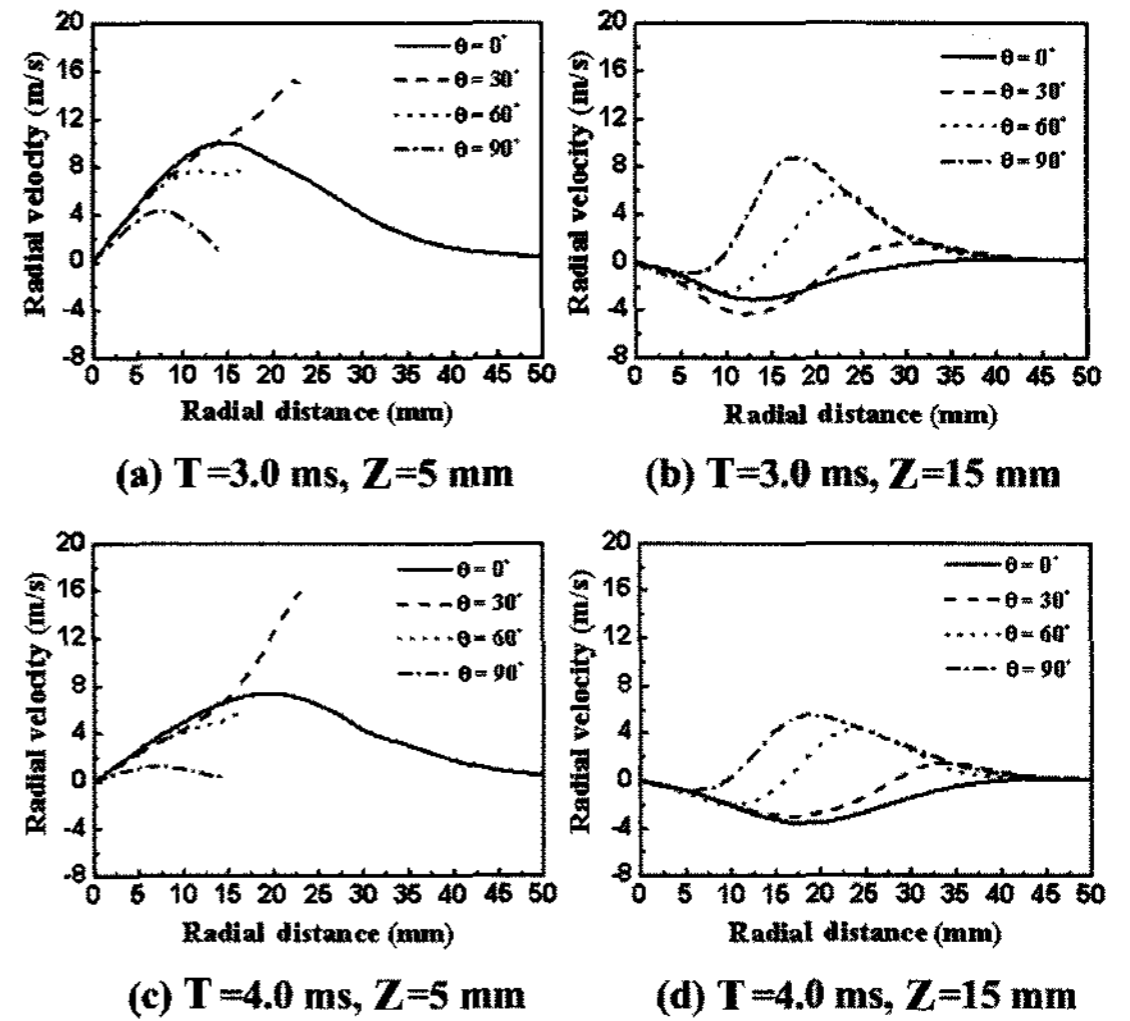


Fig. 8 Radial velocity of the ambient gas at 3.0 ms and 4.0 ms from the start of the injection (z = 5 mm, 15 mm)

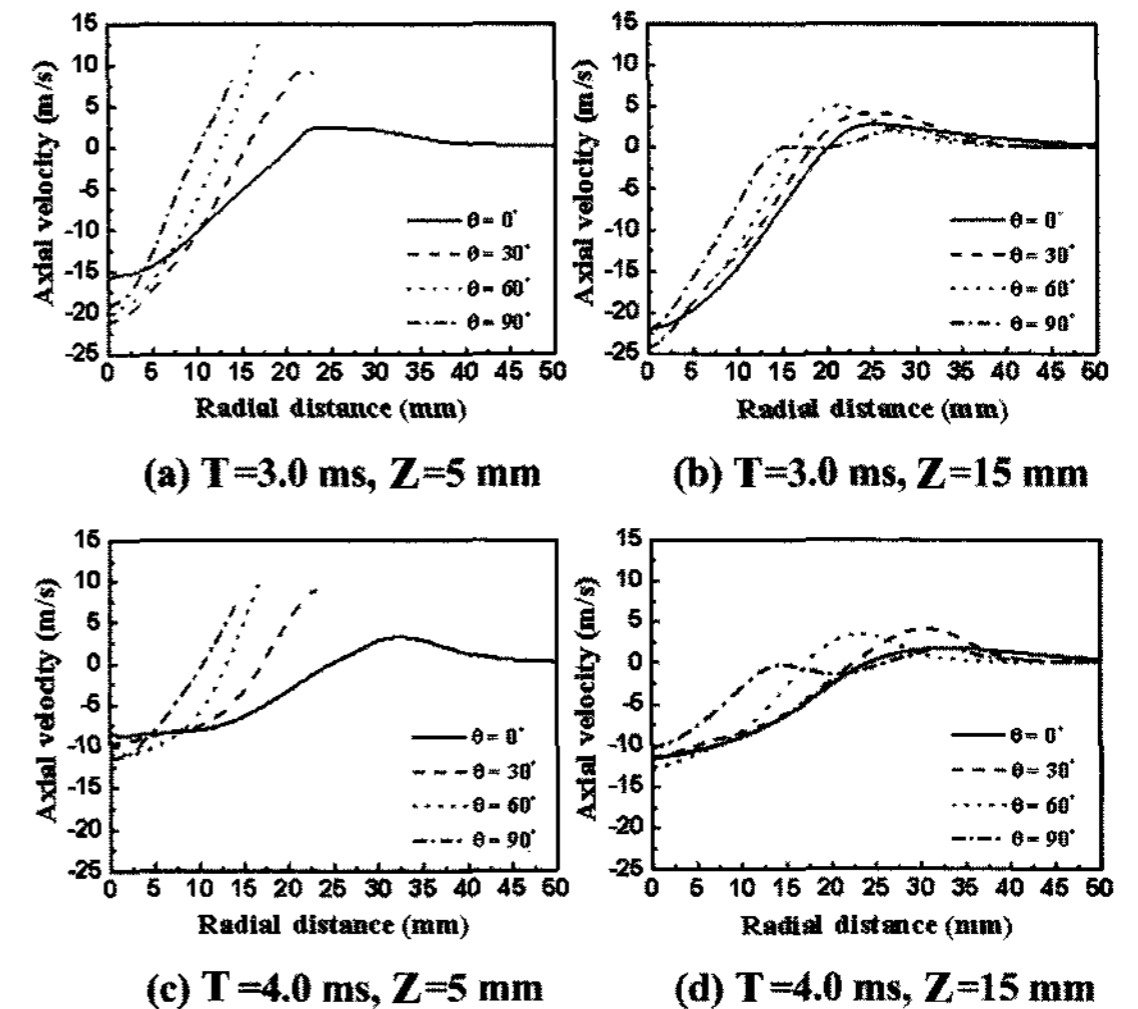


Fig. 9 Axial velocity of the ambient gas at 3.0 ms and 4.0 ms from the start of the injection (z = 5 mm, 15 mm)

는 것을 볼 수 있었고 속도의 최대값이 분무 외각으로 이동하는 것을 볼 수 있었다. 이것은 분무가 충돌 후 반경 방향으로 성장하기 때문이다. 축 방향 속도 또한 시간이 지남에 따라 감소하였으며, 최대값이 분무 외각으로 이동하는 것을 볼 수 있었다. 한편, 벽면으로부터의 거리(Z)가 5 mm 일 경우에는 캐비티 각이 증가함에 따라 반경 방향 속도는 감소하며, 축 방향 속도는 증가하는 것을 볼 수 있었다. 반경 방향 속도의 감소는 캐비티 각의 증가에 의한 분무 성장의 방해 때문이며, 축 방향 속도의 증가는 분무가 충돌 후 벽면을 따라 상류로 이동하며, 또한 분무 외각에 형성되는 와류에 의한 상류 방향으로의 유동 때문이라 사료된다. 반경 방향 속도는 분무가 많이 분포하는 영역에서 높게 나타났으며, 축 방향 속도는 공기 코어의 영향으로 분무 중심 영역에 높게 나타났다. 충돌 벽면에서의 거리(Z)가 15 mm 일 경우, 반경 방향 속도는 캐비티 각이 증가함에 따라 증가하는 경향을 보인다. 그러나 5 mm 일 경우와 달리 캐비티 각 0°, 30°, 60° 일 때 일부 구간에서 반경 방향 속도가 음의 값을 나타내는데, 이것은 와류에 의해 분위기 기체의 유동이 분무 중심을 향하기 때문이라 사료된다. 캐비티 각 90° 일 경우에는 반경 방향 속도가 반경 방향 거리에 상관없이 양의 값을 가진다. 이것은 캐비티 각이 90° 인 경우 와류가 다른 조건에 비해 상류에 위치한다는 것을 나타낸다. 축 방향 속도는 캐비티 각이 증가함에 따라 대체로 증가하였다. 또한, 축 방향 속도는 분무 중심에서는 하류 방향으로 나타났지만, 반경 거리 15 mm 이후에는 와류의 영향으로 상류 방향인 양의 값을 나타내기 시작하였다.

Fig. 10은 분사 후 3.0 ms와 4.0 ms에서 캐비티 각에 따른 액적 크기 분포를 나타낸 것이다. 액적 크기는 SMR로 나타냈다. SMR은 대체로 액적의 수밀도가 높은 영역에서 크게 나타났으며, 주위 기체와의 상호 작용이 활발한 분무 중심에서는 상대적으로 작은 크기를 나타낸다. 이는 액적의 수밀도가 높은 영역에서는 주위 기체와의 상호 작용에 의한 액적 분열이 활발히 일어나지 않으며, 또한 액적들 간 충돌 병합 현상이 활발하게 일어나 액적의 크기가 증가할 수 있기 때문이다. 반면, 분무 중심에서는 액적의 거의 존재하지 않으며, 일부의 액적들은 주위 기

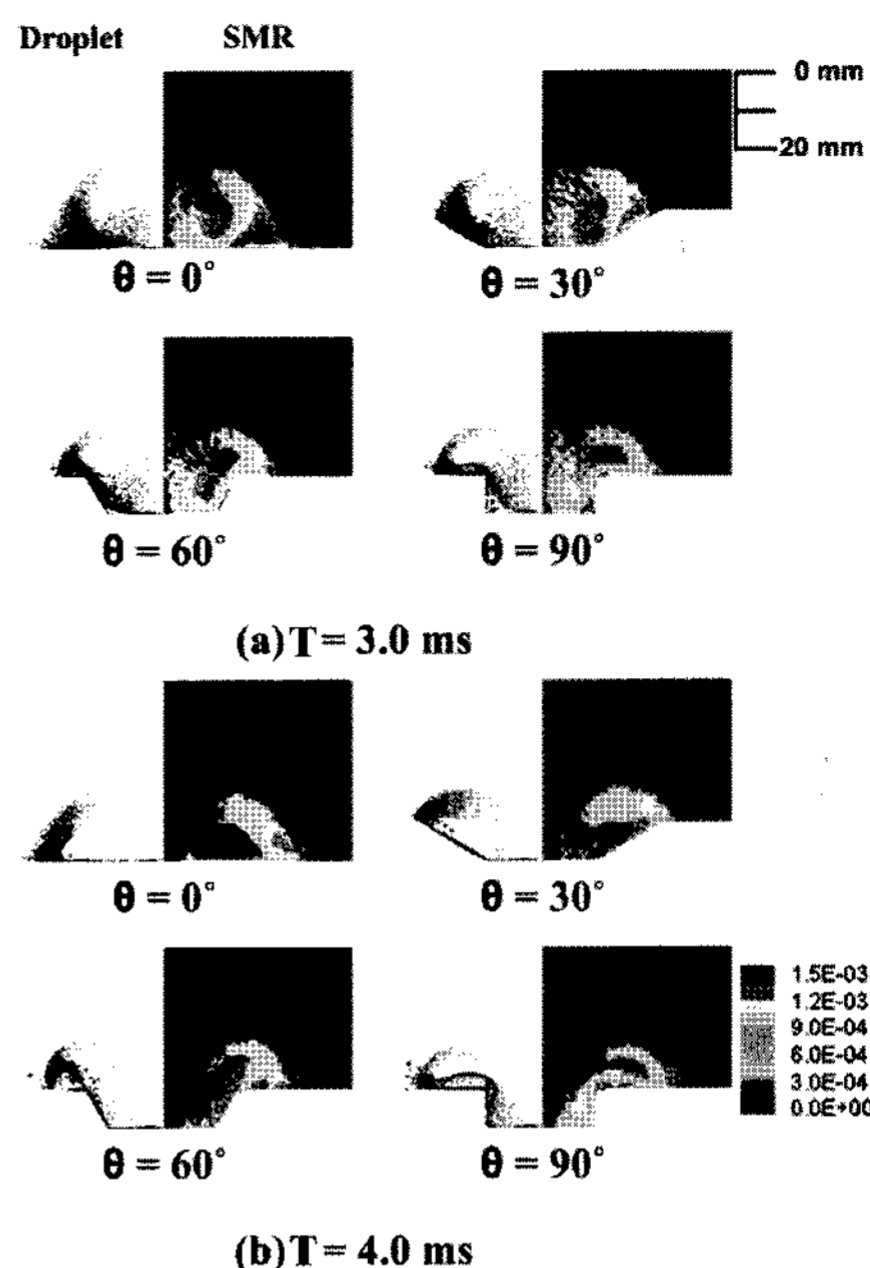


Fig. 10 Calculated Suater Mean Radius distribution at 3.0 ms and 4.0 ms

체의 영향으로 액적의 분열이 활발하게 일어나 그 크기가 작게 나타나는 것으로 사료된다. 캐비티 각이 증가함에 따라 큰 액적의 분포 영역이 적게 나타나는 것을 볼 수 있었다. 이러한 현상은 캐비티 각이 증가함에 따라 인젝터 팁에서 벽까지 거리가 짧아지고, 충돌이 활발히 일어나 액적의 분열 및 액막 형성이 더 활발해지기 때문이라 사료된다. 한편, 시간이 경과하면서 액적의 분열과 증발의 영향으로 그 크기가 작게 나타났다.

Fig. 11은 분사 후 3.0 ms와 4.0 ms에서 액적과 액적으로부터 증발된 기상의 분포를 나타낸 그림이다. 증기상의 분포는 액적의 분포와 유사한 경향을 보여준다. 특히 액적이 밀집된 영역에서 많은 분포를 나타내는 것을 볼 수 있었다. 이는 액적이 분포가 높은 영역에서 상대적으로 분무의 증발이 활발하기 때문이다. 또한 시간이 경과할수록 액적들이 분열되어 그 크기가 작아지며 이러한 액적들이 활발히 증발하기 때문에 기상의 농도가 크게 나타났다.

Fig. 12와 Fig. 13은 분사 후 벽면에 형성되는 액막의 질량 변화량을 나타낸 그림이다. 액막의 질량은 분무의 충돌 후 벽면에 분포하는 액적들의 질량으로부터 계산하였다. Fig. 13은 분위기 온도가 473K

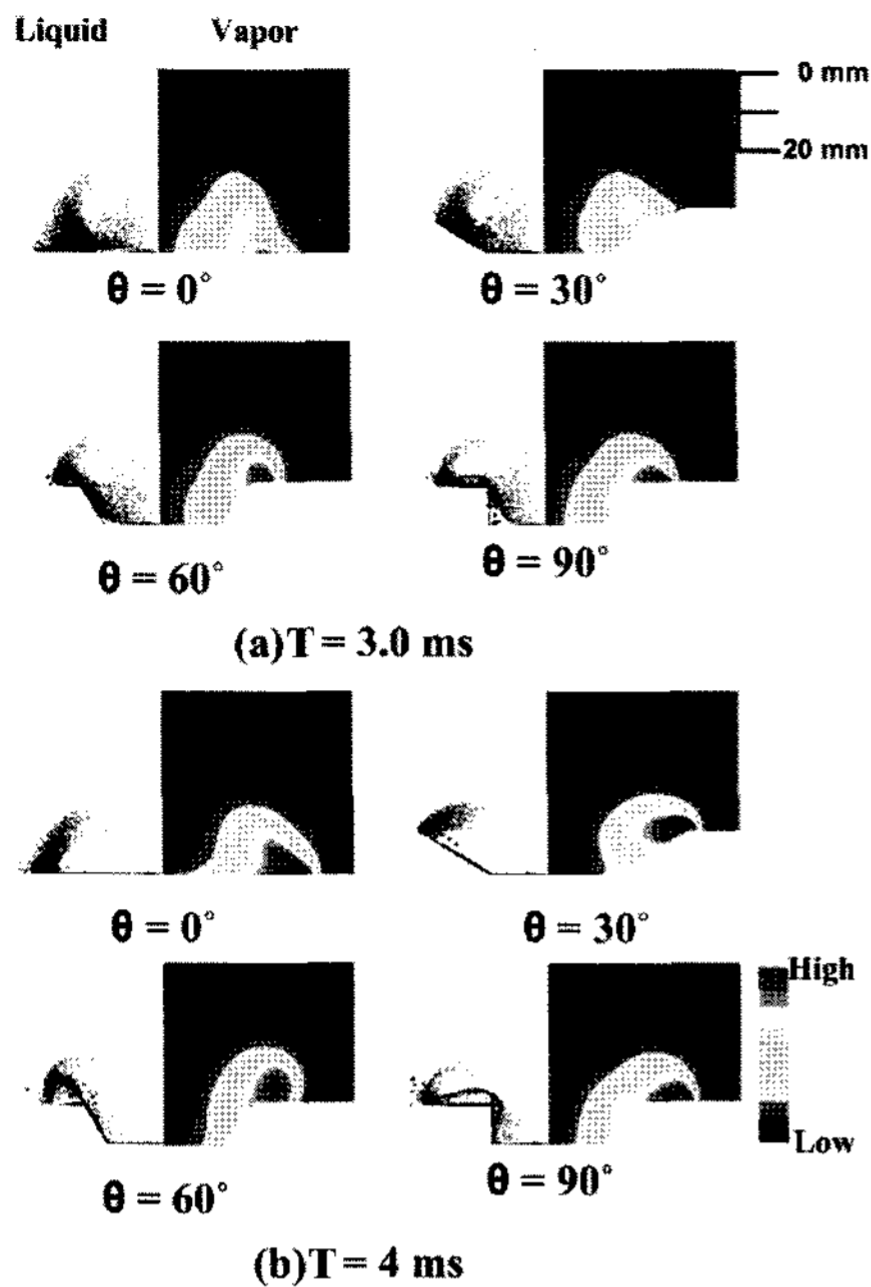


Fig. 11 Calculated results of liquid droplet and vapor phase distribution at 3.0 ms and 4.0 ms

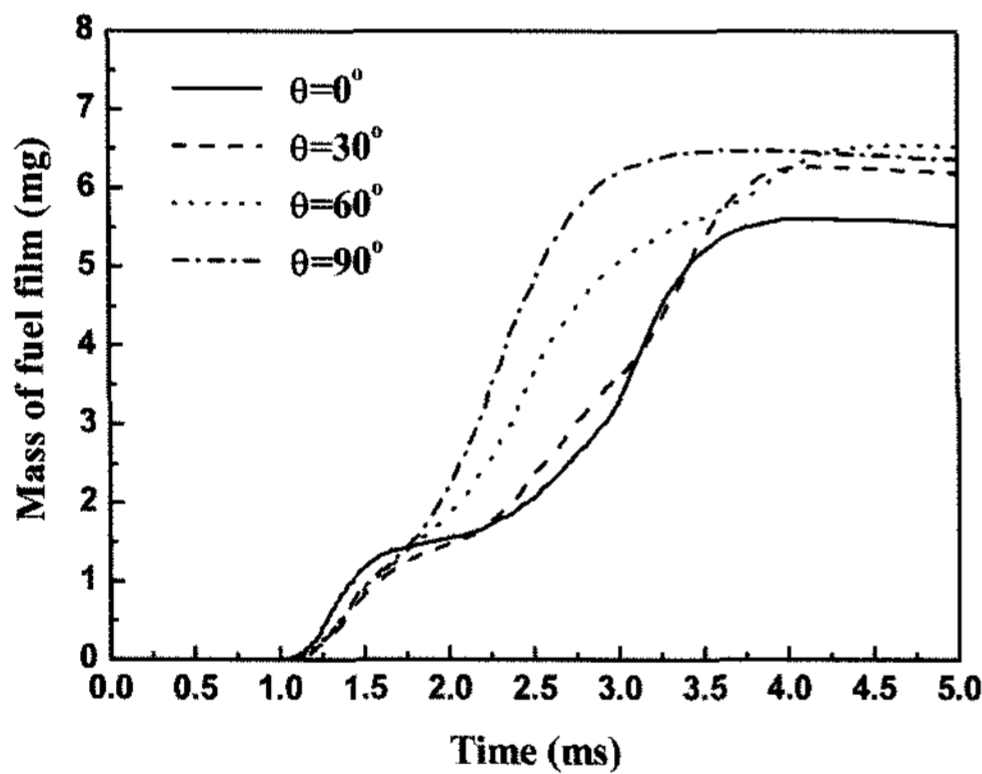


Fig. 12 Calculated fuel film mass by spray-wall impingement at the ambient temperature of 293K

인 증발 조건의 결과이며, 이를 Fig. 12의 비증발 조건에서의 액막 질량 변화와 비교해 보았다. 비증발 조건의 경우 액막의 질량은 캐비티 각이 증가함에 따라 증가하였다. 이것은 캐비티 각이 증가함에 따라 분무와 벽의 충돌 거리가 짧아져 와류에 의해 상류로 이동하는 액적의 수는 적어지고, 더 많은 액적들이 벽과의 충돌하기 때문이라 사료된다. 연료 액막의 질량은 약 1.0 ms 에서부터 증가하다 일정기간 정체하며, 그 이후 급격히 증가하는 경향을 보여주

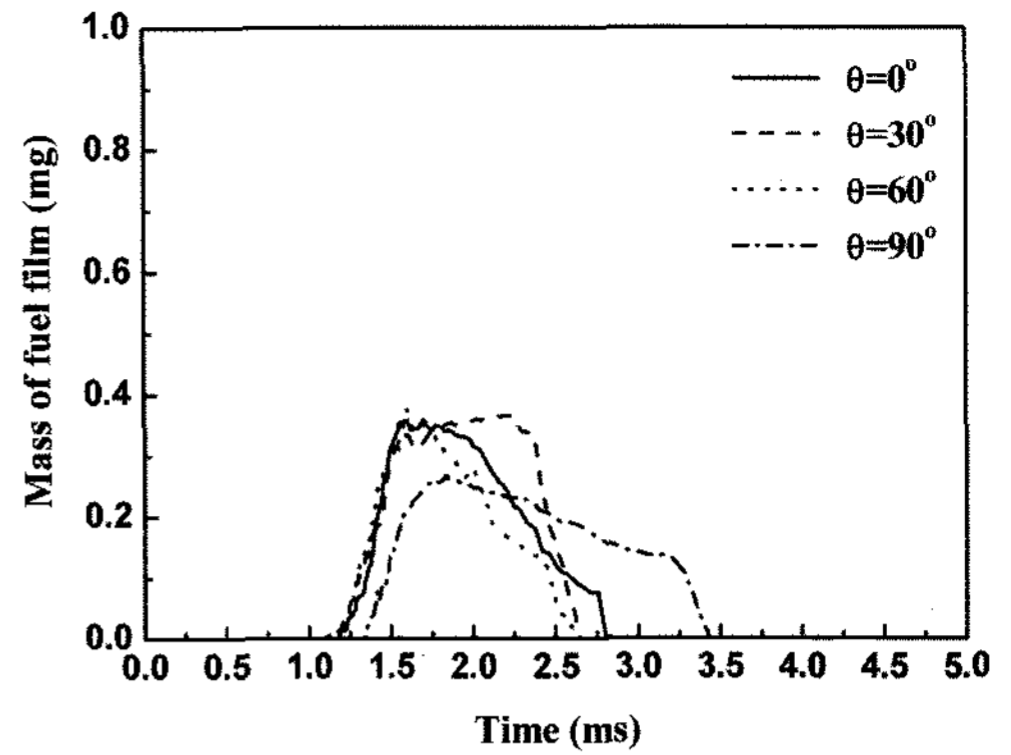


Fig. 13 Calculated fuel film mass by spray-wall impingement at the ambient temperature of 473K

고 있다. 이러한 결과로부터 1.0 ms에서 분무와 벽의 충돌이 최초로 일어난다는 것을 알 수 있는데, 이는 초기분무에 의한 충돌이며, 초기분무의 충돌 후 일정시간이 지나면 주분무의 충돌로 인하여 다시 액막의 질량이 증가하는 것을 알 수 있다. 이러한 주분무의 충돌 시작 시간은 캐비티 각이 증가할수록 인젝터 팁과 벽사이의 거리의 감소로 빨라지며, 이 때문에 초기분무와 주분무의 충돌 시간 차이인 정체시간은 짧아지게 된다. Fig. 13의 증발 조건에서는 대부분의 연료가 액막의 형성과 동시에 점진적으로 증발하는 것을 알 수 있다. 분사 후 1.2 ms 에서부터 액막이 형성되며, 일정 시간 증가하다가 온의 벽면에 의한 증발 현상 때문에 액막의 질량이 감소하는 것을 볼 수 있었다. 이러한 증발률은 캐비티 각이 60°일 때 가장 크게 나타났으며, 90° 경우가 가장 작게 나타났다. 이는 캐비티 각이 90°인 경우에는 캐비티 내부의 액적들이 분무 외각으로 이동하지 못하고 밀집되어 쌓여 있기 때문에 액적이 가열되어 증발하기까지 많은 시간이 소요되기 때문이라 사료된다.

5. 결론

증발 조건에서 GDI 분무의 벽면 캐비티 각에 따른 충돌 과정에 대한 해석을 위해, 충돌 모델로 Gosman 모델, 증발 모델로 개선된 Abramzon 모델을 이용하여 분위기 온도 493K, 분위기 압력 0.1 MPa의 조건에서 계산 및 실험을 수행하여 다음의 결론을 얻었다.

- 1) 반경 방향 성장은 캐비티 각이 0°일 때 가장 크게 나타났으며, 90°일 때가 30°, 60°때 보다 크게 나타났다.
- 2) 충돌 후 반경 방향 거리의 계산 결과가 실험 결과 보다 다소 작게 나타났지만, 대체로 일치하는 경향을 나타내었다.
- 3) 주위 기체와 액적 간 상호 작용으로 인해 발생하는 와류의 생성 위치는 캐비티 각이 증가함에 따라 분무 중심으로 이동하였다.
- 4) 액적의 크기는 캐비티 각이 증가함에 따라 작아졌으며, 액적의 수밀도가 높은 영역에서 크게 나타났다. 주위 기체와 상호 작용이 활발한 분무 중심 영역에서 작게 나타났다. 또한, 시간이 지남에 따라 작게 나타났다.
- 5) 기상 연료는 캐비티 각이 증가할수록 농도가 크게 나타났으며, 또한 시간이 지남에 따라 농도가 증가하였다.
- 6) 증발 조건에서 연료 액막의 질량은 고온의 충돌 벽면의 영향에 의한 증발로 감소하였다. 특히, 캐비티 각이 60°인 경우 가장 활발히 증발하였다.

후 기

본 연구는 부산대학교 자유과제 학술연구비(2년)에 의하여 연구되었음.

References

- 1) F. Zhao, M. C. Lai and D. L. Harrington, "Automotive-Spark Ignited Direct-Injection Gasoline Engines," *Progressed in Energy and Combustion Science*, Vol.25, pp.427-532, 1999.
- 2) H. Sandquist, R. Lindgren and I. Denbratt, "Sources of Hydrocarbon Emissions from a Direct Injection Stratified Charge Spark Ignition Engine," SAE 2000-01-1906, 2000.
- 3) E. Stevens and R. Steeper, "Piston Wetting in an Optical DISI Engine: Fuel Films, Pool Fires, and Soot Generation," SAE 2001-01-1203, 2001.
- 4) R. Ortmann, S. Amdt, J. Raimann, R. Grzeszik and G. Wurfel, "Methods and Analysis of Fuel Injection, Mixture Preparation and Charge Stratification in Different Direct Injected SI Engines," SAE 2001-01-0970, 2001.
- 5) K. Kawajiri, T. Yonezawa, H. Ohuchi, M. Suida and H. Katashiba, "Study on Interaction Between Spray and Air Motion, and Spray Wall Impingement," SAE 2002-01-0836, 2002.
- 6) J. J. Kang, D. W. Kim, G. M. Choi and D. J. Kim, "Effect of the Shape of Impingement Plate on the Vaporization and Formation of Fuel Mixture in Impingement Spray," *Int. J. Automotive Technology*, Vol.7, No.5, pp.565-593, 2006.
- 7) M. C. Drake, T. D. Fansler, A. S. Solomon and G. A. J. Szekely, "Piston Fuel Films as a Source of Smoke and Hydrocarbon Emissions from a Wall-Controlled Spark-Ignited Direct-Injection Engine," SAE 2003-01-0547, 2003.
- 8) A. P. Watkins and K. Park, "Assessment and Application of A New Spray Wall Impaction Model," *Computers in Reciprocating Engines and Gas Turbine*, I. Mech. E, pp.1-10, 1996.
- 9) J. Senda, M. Kobayashi, S. Iwashita and H. Fujiomoto, "Modeling of Diesel Spray Impingement on A Flat Wall," SAE 941894, 1994.
- 10) C. Bai and D. Gosman, "Development of Methodology for Spray Impingement Simulation," SAE 950283, 1995.
- 11) Y. S. Shim, G. Y. Choi and D. J. Kim, "Experimental and Numerical Study on Behavior of Impinging Spray according to Ambient Temperature," *Transactions of KSAE*, Vol.15, No.4, pp.124-131, 2007.
- 12) B. Abramzon and W. A. Sirignano, "Droplet Vaporization Model for Spray Combustion Calculation," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.32, No.9, pp.1605-1618, 1989.
- 13) P. J. O'Rourke, *Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays*, Ph. D. Dissertation, Princeton University, 1981.