

분위기 조건에 따른 GDI 엔진용 인젝터의 분무거동 및 증발특성에 대한 수치적 해석

심영삼** · 황순철* · 김덕줄†

(2003년 11월 29일 접수, 2004년 3월 10일 심사완료)

Numerical Analysis of Spray Behavior and Vaporization Characteristic of GDI Engine Injector Under Ambient Conditions

Young-Sam Shim, Soon-Chul Hwang and Duck-Jool Kim

Key Words : GDI(가솔린 직접 분사), Equivalence Ratio(당량비), Spray Tip Penetration(분무관통길이), SMD(자우터 평균 입경), Vaporization Model(증발 모델), Hybrid Breakup Model(혼합 분열 모델)

Abstract

The purpose of this study is to improve the prediction ability of the atomization and vaporization processes of GDI spray. Several models have been introduced and compared. The atomization process was modeled using hybrid breakup model that is composed of Linearized Instability Sheet Atomization (LISA) model and Aerodynamically Progressed TAB (APTAB) model. The vaporization process was modeled using Spalding model and Abramzon & Sirignano model. Exciplex fluorescence method was used for comparing calculated with experimental results. The experiment and computation were performed at the ambient pressure of 0.1 MPa, 0.5 MPa and 1.0 MPa and the ambient temperature of 293K and 473K. Comparison of calculated and experimental spray characteristics was carried out and the calculated results of GDI spray showed good agreement with experimental results.

기호설명

- Ω : 최대 파동 성장률
- U : 액적의 전체속도
- y : 액적의 무차원 변위
- Re : 레이놀즈수
- We : 웨버수

1. 서론

GDI 엔진은 연료를 실린더 내에 직접 분사함으로써 부분부하영역에서 성층화에 의한 초회박 연

소가 가능해 연비를 향상시킬 수 있으며, 고부하 영역에서는 이론 공연비 조건에서의 연소에 의해 고출력을 낼 수 있는 장점이 있다. 그리고, 공연비를 정확히 제어할 수 있고 응답성이 좋으며, 연료 분사시기를 정확히 제어 할 수 있어 혼합기 분포의 제어가 가능하고 적은 연료로 고효율의 연소를 이룰 수 있다. 그러므로 GDI 엔진의 실린더 내에서 일어나는 연료분무의 미립화 및 거동과 공기·연료 혼합기 형성과정에 대한 이해가 매우 중요하다. 또한 고온, 고압의 분위기에서 발생하는 분무의 증발 현상에 대한 이해도 더욱 필요하다. 이에 따라 GDI 인젝터의 분무특성 및 분무의 증발 현상에 대한 실험적, 수치적 연구가 활발히 진행되고 있다.

Zhao 등⁽¹⁾은 2 차원 Mie 산란 기법을 이용하여 GDI 엔진용 인젝터의 분무 발달과정을 가시화하였고, PDA 장치를 사용하여 연료 액적의 SMD 를

** 회원, 부산대학교 대학원 기계공학과

* 회원, 부산대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 부산대학교 기계공학부

E-mail : djkim@pusan.ac.kr

TEL : (051)510-3072 FAX : (051)516-9598

측정하였다. 혼합기 증발 과정 해석을 위해 Gandhi 등⁽²⁾과 Hwang 등⁽³⁾은 플루오로벤젠/DEMA/헥산 혼합물을 사용한 exciplex 형광법으로 분무의 기-액상 분리 가시화를 시도하였다.

분무의 미립화 및 증발과정에 대한 수치적 연구도 활발히 진행되고 있다. 분무의 미립화 과정의 해석을 위해서 이전에는 액주나 액막으로부터 액적으로 분열되는 1차 분열과정과 1차 분열에 의해 생성된 액적이 미립화되는 단계인 2차 분열과정 중 하나의 과정만 고려하여 모사하였다. 그러나 최근에는 1차 분열과 2차 분열 과정을 모두 고려한 혼합 분열 모델이 개발되고 이에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. Schmidt 등⁽⁴⁾은 압력스윙형 인젝터로부터 생성되는 증공 원추형 분무의 모델링을 위해 LISA(Linearized Instability Sheet Atomization) 모델을 개발하여 1차 분열 과정을 해석하였고, TAB 모델을 이용해 2차 분열과정을 해석한 혼합 분열 모델을 제안하였다. Kang 등⁽⁵⁾은 GDI 엔진 인젝터의 분열과정 모델링을 위해 LISA(Linearized Instability Sheet Atomization) 모델과 APTAB(Aerodynamically Progressed TAB) 모델을 이용한 혼합 분열 모델을 제안하였다.

분무의 증발과정에 대한 연구는 고온, 고압의 분위기에 연료를 분사하는 디젤 엔진뿐만 아니라 GDI 엔진 내에서의 분무 증발에 대한 연구도 활발히 진행되고 있다. Han 등⁽⁶⁾은 KIVA-II 코드⁽⁷⁾에 사용된 Spalding 모델에서 액체상태 및 기체상태에서 물성치 계산방법을 개선하여 GDI 엔진 내 분무의 분열 및 증발과정에 대해 해석하였다. Schänzlin 등⁽⁸⁾은 정적 챔버 및 GDI 엔진 내에서의 분무거동 및 증발과정에 대한 해석을 하였고, 이를 실험결과와 비교 검토하였다.

본 연구에서는 수정된 KIVA-II 코드를 사용하여 GDI 엔진에 사용되는 와류형 고압 인젝터의 분열 및 증발과정에 대한 해석을 하였다. 분무 미립화의 모사를 위해 LISA 모델⁽⁵⁾을 1차 분열모델로 APTAB 모델⁽⁹⁾을 2차 분열모델로 사용한 혼합 분열 모델을 이용하여 해석하였다. 분무증발 모사를 위해 KIVA-II 코드에서 사용된 Spalding⁽¹⁰⁾ 모델과 이를 개선한 Abramzon & Sirignano⁽¹¹⁾의 모델을 수정하여 사용하였다. 모델의 검증을 위해 분무형상, 관통길이, 질량분포, 당량비 등 계산 결과와 exciplex 형광법 이용하여 취득한 실험결과를 비교 검토하였다.

2. 실험장치 및 방법

Fig. 1은 기-액상의 분리 가시화를 위한 Exciplex

형광법을 위한 실험장치이다. 실험장치는 크게 GDI 분사계와 분무실, 광학계 및 가시화장치, 신호 처리계로 구성되어 있다. 본 실험에서의 분사계는 와류형 고압 인젝터, 연료탱크 및 가압용 질소 탱크로 구성되어 있다. 광원으로는 10Hz Nd-YAG 레이저(60mJ/pulse)의 4차 조화파(266 nm)를 사용하였다. 형광화상의 취득은 이중 MCP(Micro-channel plate)가 장착된 ICCD 카메라를 사용하였다.

Table 1은 실험 및 계산 조건을 나타낸 것이다.

3. 해석모델

3.1 분열모델

3.1.1 1차 분열모델

1차 분열 모델로 Schmidt 등⁽⁵⁾이 제안한 LISA 모델을 사용하였다. 증공원추형 분무의 모사에 적합한 LISA 모델은 분열과정을 필름 형성(film formation), 액막 분열(sheet breakup), 그리고 미립화(atomization)의 세 단계로 가정하였다.

분열길이 이전에는 액적에 대한 분열, 충돌, 항력 등의 영향은 무시하였고, 분열길이 L 은 다음과 같다.

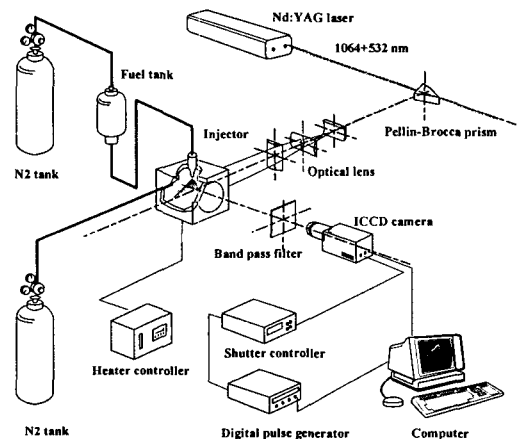


Fig. 1 Schematic of experimental setup

Table 1 Experimental conditions

Fuel	Hexane / Fluorobenzene / DEMA
Injection pressure (MPa)	5.1
Injection duration (ms)	2
Injection quantity (mg)	15
Ambient gas	N ₂
Ambient temperature(K)	293, 473
Ambient pressure (MPa)	0.1, 0.5, 1.0

$$L = U \tau = \frac{U}{\Omega} \ln \left(\frac{\eta_b}{\eta_0} \right) \quad (1)$$

여기서, Dombrowski 와 Hooper 의 연구에 의하면 $\ln(\eta_b / \eta_0) = 12$ 이다. 분열 후 액적의 크기는 다음과 같다.

$$d_D = \frac{3\pi d_L^2}{K_L} \quad (2)$$

여기서, d_L 은 액사(ligament)의 지름이고, K_L 은 액사 중 가장 불안정한 파의 길이이다

3.1.2 2 차 분열모델

액막의 분열 후 미립화 단계인 2 차 분열 과정의 모사를 위해 Park 등⁽¹¹⁾이 제안한 APTAB 모델을 사용하였다. APTAB 모델은 TAB 모델을 개선하여 개발된 모델로, 모델 방정식은 다음과 같다.

$$y + \frac{5N}{ReK} y^2 + \frac{1}{K} y \left[\frac{8}{We} - \frac{8}{19} - \frac{2}{19} y \right] = \frac{8}{19K} \quad (3)$$

여기서, K 는 액적과 주위 기체 사이의 밀도비를 나타내고, 방정식의 해는 4 차 Runge-Kutta 초기값 해석자로부터 구할 수 있다.

액적의 분열 기준은 다음과 같다.

$$2(1+0.5y)^5 + (1-0.5y)^{-1} - 4(1+0.5y)^{-4} > C_b We \quad (4)$$

3.2 증발모델

액적 증발을 모사하기 위해 Spalding 모델⁽¹¹⁾과 Stefan 유동을 고려한 Abramzon & Sirignano⁽¹²⁾ 모델을 이용하였다. 액적의 온도는 공간상으론 일정하나 시간상으로는 변한다고 가정하여 계산하였다..

Abramzon & Sirignano 모델에서 액적 표면과 기체 유동 사이의 열 및 질량 전달이 일정한 두께를 갖는 가상의 막 내에 집중되어 있다고 가정하였다.

액적의 증발률은 다음의 식으로 얻어진다.

$$\dot{m}_F = 2\pi r_s \rho_g D_g Sh^* \ln(1 + B_M) \quad (5)$$

$$\dot{m}_F = 2\pi r_s \frac{k_g}{C_{pg}} Nu^* \ln(1 + B_T) \quad (6)$$

여기서, 하첨자 's'는 액적의 표면을 나타내고 'g'는 기체막에서 계산된 값이라는 것을 나타낸다. 그리고 B_M , B_T 는 각각 Spalding 의 질량전달수 및 열전달수로 다음과 같다.

$$B_M = \frac{Y_{F_s} - Y_{F_\infty}}{1 - Y_{F_s}} \quad (7)$$

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

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

$$Nu^* = 2 + \frac{(Nu_0 - 2)}{F(B_T)} \quad (9)$$

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

강제대류나 자연대류가 없을 경우라 하더라도 증발하는 액적의 경우는 반지름 방향의 유동이 항상 존재한다. 이러한 Stefan 유동은 막의 두께를 증가 시키는 역할을 한다. 이러한 막 두께의 변화가 전달수 B 에 영향을 받는다고 가정하였다.

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

그리고 비증발 상태에서 Nusselt 수와 Sherwood 수는 Ranz 와 Marshlll 가 제안한 식을 이용하였다. 식은 다음과 같다.

$$Nu_0 = 2 + 0.6 \sqrt{Re} Pr^{1/3} \quad (12)$$

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

위 식에서 계산에 사용된 열역학적 및 물리적 물성치들은 막의 기준온도에서 1/3 법칙을 적용하여 계산 하였다.

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

$$Q_L = \dot{m} \left\{ \frac{C_{pg}(T_\infty - T_s)}{B_T} - L(T_s) \right\} \quad (14)$$

위의 식 (5)과 식 (6)으로부터 Spalding 의 전달 함수 B_M 와 B_T 의 관계식을 유도할 수 있다.

$$B_T = (1 + B_M)^\phi \quad (15)$$

$$\text{여기서, } \phi = \frac{C_{pg} \rho_g D_g Sh^*}{k_g Nu^*}$$

그리고 기체상태 및 액체상태에서 각 성분의 물성치들은 온도 및 압력의 함수로 계산하였으며, 혼합물의 물성치는 혼합법칙⁽³⁾을 사용하여 계산하였다.

4. 계산조건 및 격자

Fig. 2 는 본 연구에서 사용한 격자를 나타내고 있다. 노즐로부터 축방향 40 mm 까지는 분무형상을 고려한 비균일 격자이며, 40 mm 이후부터는 격

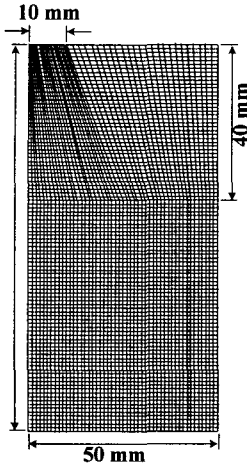


Fig. 2 Computational grid system

자 간격이 1 mm × 1 mm와 같이 일정한 균일 격자를 사용하였다. 초기 액적이 많이 분포하는 인젝터 팁 부근에 조밀한 격자를 사용함으로써 계산 결과의 정확성을 높였다. 초기 parcel 수는 2000을 사용하였고, 계산 조건으로는 실험결과와의 비교를 위해 Table 1의 실험 조건을 사용하여 계산하였다.

5. 계산결과 및 고찰

5.1 상온에서 분무거동 [T_a = 293K]

분위기 온도가 293K 인 상온에서 분위기 압력에 따른 분무특성에 대한 해석을 하였다. 분열모델은 LISA+APTAB 모델을 사용하였고, 증발모델은 Spalding 모델과 Abramzon & Sirignano 모델을 이용하여 계산 하였다.

Fig. 3은 분위기 온도가 293K, 분위기 압력이 0.1 MPa, 0.5 MPa, 1.0 MPa 일 때, 분무관통길이의 실험 결과와 계산 결과를 비교한 그림이다. 대체로 실험 결과와 계산 결과가 일치하는 것을 볼 수 있었다. 그리고, 증발모델에 의한 차이는 거의 나타나지 않았다. 이것은 분위기 온도가 낮아 분무의 증발이 활발하게 나타나지 않기 때문에 증발 모델이 분무관통길이의 결과에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 보인다. 분위기 기체의 압력이 증가하면 분무 관통길이가 짧아지는 것을 볼 수 있었다. 이는 분위기 기체의 압력이 낮은 경우에는 액적이 초기에 가지고 있던 운동량을 비교적 잘 유지하고 분무가 성장이 활발하지만, 분위기 압력이 증가하여 주위 기체의 밀도가 높아지면, 액적과 주위 기체의 마찰저항이 증가하여 액적이 운동량을 잃어 분무의 성장이 둔화되기 때문이다.

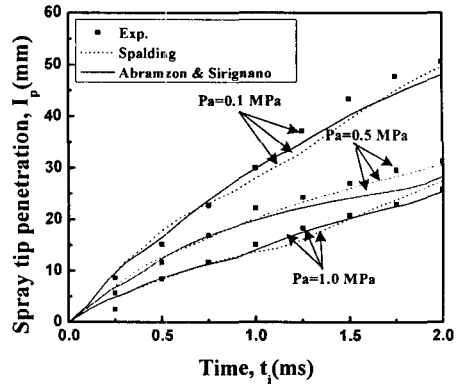


Fig. 3 Comparison of experimental and calculated spray tip penetration (T_a=293K)

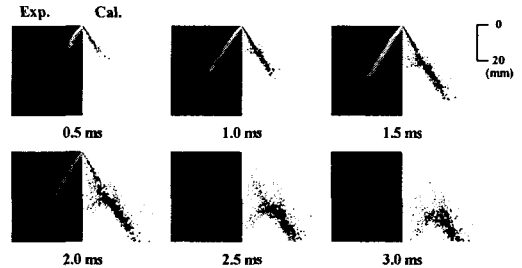


Fig. 4 Comparison of experimental and calculated spray formation (P_a=0.1 MPa, T_a=293K)

Fig. 4는 분위기 온도가 293K이고, 분위기 압력이 0.1 MPa일 때, 분열 모델로는 LISA+APTAB 모델, 증발 모델로 Abramzon & Sirignano 모델을 사용하여 분사 후 분무형상의 발달과정을 나타낸 그림이다. 그림에서 좌측은 실험에 의해 취득된 이미지 이고, 우측은 계산에 의해 얻어진 분무의 형상을 나타내고 있다. 전반적으로 계산결과가 실험결과와 잘 일치 하는 것을 볼 수 있었다. 그러나 분사 후 2.5 ms 이후에서는 약간의 오차가 발생하였다

Fig. 5는 분위기 온도가 293K이고, 분위기압력이 0.5 MPa일 때 분사 후 분무형상의 발달과정을 나타낸 그림이다. 대체로 계산결과와 실험결과가 일치하는 것을 볼 수 있었다. 그러나 분위기 온도가 0.1 MPa인 경우와 같이 분사 후 2.5 ms 이후에는 오차가 발생하였다.

Fig. 6은 분위기 온도가 293K이고, 분위기압력이 1.0 MPa일 때 분사 후 분무형상의 발달과정을 나타낸 그림이다. 계산결과와 실험결과가 일치하는 것을 볼 수 있었다. 그러나 분사 후 2.5 ms 이후에는 오차가 발생하였다.

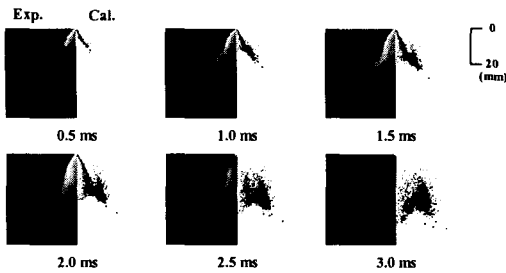


Fig. 5 Comparison of experimental and calculated spray formation ($P_a=0.5$ MPa, $T_a=293$ K)

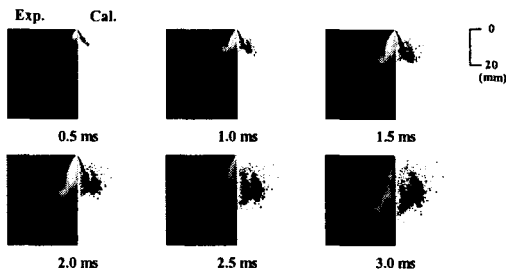


Fig. 6 Comparison of experimental and calculated spray formation ($P_a=1.0$ MPa, $T_a=293$ K)

Fig. 4 ~ 6의 그림을 비교해보면 분위기압력이 높을수록 분무관통길이는 짧아지고, 분무폭도 좁아지는 것을 볼 수 있었다. 그리고 분위기 압력이 높은 경우가 분위기 압력이 낮은 경우보다 실험결과와의 오차가 큰 것을 볼 수 있었다. 이것은 인젝터에서 분사가 종료되는 2.0 ms 이후 액적은 주위 기체와의 항력으로 운동량을 잃게 되는데 계산에서 주위 기체와 액적 사이의 항력을 과도하게 예측하여 실험 결과와 계산 결과의 차이가 발생하는 것으로 사료된다. 이러한 오차는 압력이 증가하여 기체와 액적 사이의 항력이 커지는 경우 더욱 크게 나타나는 것을 볼 수 있었다.

실험 및 계산에 의한 결과로부터 분위기 압력이 증가함에 따라 분무의 폭은 좁아지고 분무의 관통길이는 짧게 나타나는 것을 볼 수 있었다. 이것은 분위기 압력의 증가하면서 기체의 밀도가 높아져 분무 성장에 대한 저항으로 작용하였기 때문이다. 또한 분무의 외각에서 운동량을 잃은 액적들의 주위 기체와 상호작용에 의한 와가 나타났다. 분위기 압력이 높은 경우 기체의 밀도가 더 높기 때문에 이러한 와가 더 크게 생성되는 것을 볼 수 있었다.

5.2 고온에서 분무거동 [$T_a = 473$ K]

분위기 온도가 473K 인 증발 조건에서의 분위기압력의 변화에 따른 분무특성에 대한 계산을 수행하였다.

Fig. 7은 분위기 온도가 473K이고, 분위기 압력이 0.1 MPa, 0.5 MPa, 1.0 MPa 일 때, 분무 관통길이

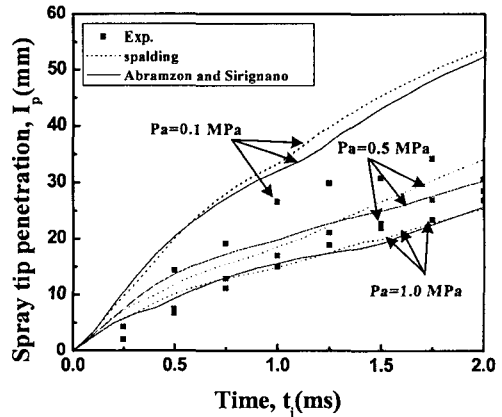


Fig. 7 Comparison of experimental and calculated spray tip penetration ($P_a=0.1$ MPa, 0.5 MPa, 1.0 MPa, $T_a=473$ K)

의 실험 결과와 계산 결과를 비교한 그림이다. 상온에서의 경우보다 실험 결과와의 오차가 증가한 것을 볼 수 있었다. 그리고 실험 결과보다 계산된 분무관통길이가 더욱 길게 나타남을 볼 수 있었다. 특히 분위기 압력이 0.1 MPa 로 낮은 경우 오차는 더 크게 나타났다. 이것은 액적 증발 계산에서 SMD 값이 큰 액적들의 경우 질량이 크기 때문에 증발하기까지의 시간은 많이 걸리게 된다. 그런데 액적의 분포에서 보면 이러한 SMD 값이 큰 액적들은 운동량이 크기 때문에 다른 액적에 비해 분무 선단에 많이 분포한다. 따라서 계산시에 분무의 선단에서 이러한 액적들이 많이 남아 있게 된다. 한편 실제 증발 과정에서는 분사 후 초기부터 증발이 활발히 일어나 분무의 외각이나 선단에서 계산결과 보다 액적의 분포가 적게 나타난다. 이러한 차이가 계산 결과와 실험 결과의 오차로 나타나는 것으로 사료된다. 증발모델에 의한 계산결과와의 차이는 크게 나타나지 않았지만 Abramzon & Sirignano 의 모델을 사용한 경우 좀 더 양호한 결과를 보이고 있다.

Fig. 8은 두 가지의 증발 모델을 이용하여 연료 분사 후, 증발된 연료의 질량과 분사된 연료의 질량을 비교한 것이다. Abramzon & Sirignano 가 제안한 모델을 사용한 경우가 액적의 증발률을 더 높게 예측하는 것을 볼 수 있었다. 기존의 Spalding 모델은 증발률을 낮게 예측하고, 기체나 액체의 상태량이 일정하다고 가정하여 계산하는 단점이 있다. 따라서 이러한 단점을 개선한 Abramzon & Sirignano의 모델을 사용하였을 경우 더 좋은 결과를 얻을 수 있을 것으로 사료된다.

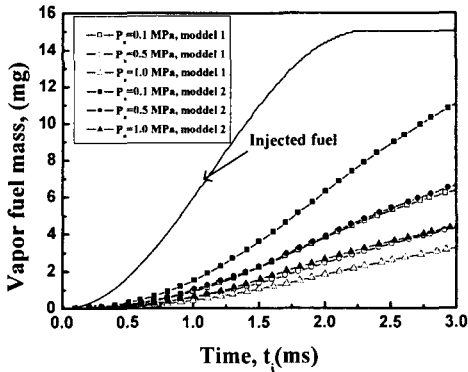


Fig. 8 Mass of injected fuel and vaporized fuel at different pressures and $T_a=473K$ (model 1 : Spalding model, model 2 : Abramzon & Sirignano model)

Fig. 9는 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이 0.1 MPa 인 경우, 분사 후 3.0 ms 까지 분무의 기상과 액상의 발달과정의 실험결과를 나타낸 그림이다 그림의 좌측은 액상을, 우측은 기상을 나타낸다.

Fig. 10은 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이 0.1 MPa 일 때, 분사 후 3.0 ms 까지 액적분포와 국소 당량비 분포의 변화를 나타낸 그림이다. 그림의 좌측은 액적분포, 우측은 국소 당량비 분포를 나타낸 것이다. 분열모델은 LISA+APTAB 모델을 사용하였고, 증발모델로는 Abramzon & Sirignano 의 모델을 사용하였다.

Fig. 9와 Fig. 10의 그림을 비교해 보면, 분무액상의 발달과정의 경우, 계산결과가 실험결과보다 분무관통길이가 더 길게 나타나는 것을 볼 수 있었지만 대체로 비슷한 경향을 보여주고 있다. 하지만 분무기상의 발달과정의 경우, 분무선단 부근에서 오차가 발생하는 것을 볼 수 있었다. 이는 분무선단에 SMD값이 큰 액적이 많이 분포하게 되어 증발이 잘 일어나지 않기 때문에 이러한 액적들의 증발 계산시 오차가 많이 발생하는 것으로 사료된다. 이러한 오차는 연료의 분사가 종료되는 2.0 ms 이후에 더 크게 발생하였다. 그리고 액상은 증공원추형의 분무형상을 나타내지만 기상은 증실원추형의 분무형상을 나타내었다.

Fig. 11은 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이 0.5 MPa 인 경우, 분사 후 3.0 ms 까지 분무의 기상과 액상의 발달과정의 실험결과를 나타낸 그림이다

Fig. 12는 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이

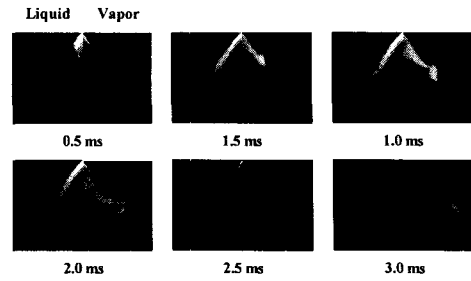


Fig. 9 Experimental results of liquid and vapor phase ($P_a=0.1$ MPa, $T_a=473K$)

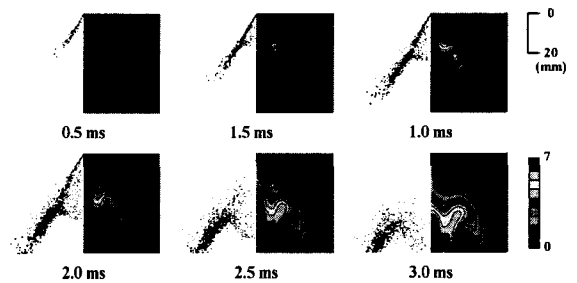


Fig. 10 Calculated results of spray formation and equivalence ratio ($P_a=0.1$ MPa, $T_a=473K$)

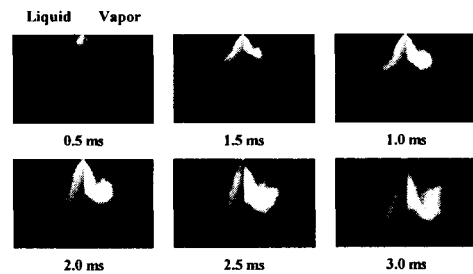


Fig. 11 Experimental results of liquid and vapor phase ($P_a=0.5$ MPa, $T_a=473K$)

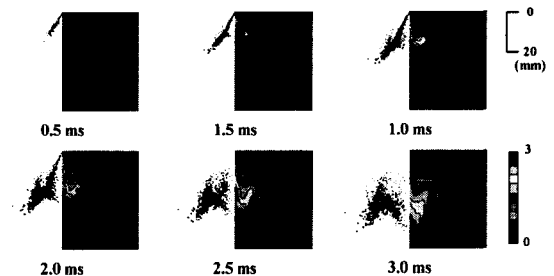


Fig. 12 Calculated results of spray formation and equivalence ratio ($P_a=0.5$ MPa, $T_a=473K$)

0.5 MPa 일 때, 분사 후 3.0 ms 까지 액적분포와 국소 당량비 분포의 변화를 나타낸 그림이다

Fig. 11과 Fig. 12의 그림을 비교해 보면, 분위기 압력이 0.1 MPa 일 때 보다 기상 및 액상의 분포가 분무의 중심에 밀집되어 있는 것을 볼 수 있었다. 이것은 기체의 압력이 증가함에 따라 기체의 밀도가 증가하여 분무의 성장이 둔화 되었기 때문이다. 대체로 액상은 유사한 결과를 보이고 있다. 하지만, 기상의 분포를 보면 분무의 선단 및 외각에서 약간의 차이를 보이고 있다.

Fig. 13은 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이 1.0 MPa 인 경우, 분사 후 3.0 ms 까지 분무의 기상과 액상의 발달과정의 실험결과를 나타낸 그림이다.

Fig. 14는 분위기 온도가 473K, 분위기 압력이 1.0 MPa 일 때, 분사 후 3.0 ms 까지 액적분포와 국소 당량비 분포의 변화를 나타낸 그림이다

Fig. 13과 Fig. 14의 그림을 비교해 보면, 액상의 분포는 대체로 일치 하는 것을 볼 수 있었다. 그러나, 기상의 분포를 비교해 보면 분무의 선단 및 외각에서 증발이 잘되지 않아 오차가 나타나는 것을 볼 수 있었다. 그리고 분위기압력이 증가함에 따라 분위기 압력이 낮은 경우보다 계산결과와 실험결과의 오차가 더 커지는 것을 볼 수 있었다.

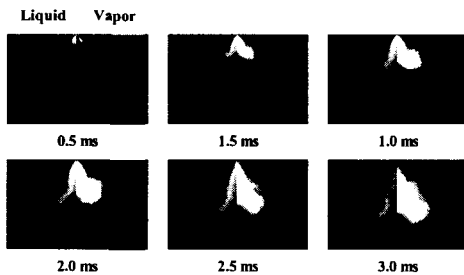


Fig. 13 Experimental results of liquid and vapor phase ($P_a=1.0$ MPa, $T_a=473$ K)

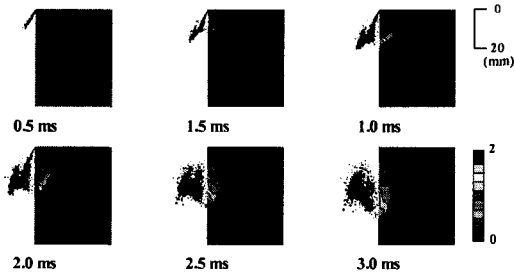


Fig. 14 Calculated results of spray formation and equivalence ratio ($P_a=1.0$ MPa, $T_a=473$ K)

증발 조건에서의 계산결과, 분무의 선단 및 외각 부근에서 증발이 잘 일어나지 않는 것을 볼 수 있었다. 이는 SMD 가 큰 액적에 대한 증발기간의 시간을 과도하게 예측하기 때문으로 보이고 이에 대한 연구가 필요할 것으로 생각된다

6. 결론

GDI 분무의 미립화 및 증발 과정에 대한 모사를 위해서 분열모델은 1 차 분열(LISA 모델)과 2 차 분열(APTAB 모델)을 고려한 혼합 모델을 사용하였으며, 증발모델은 Spalding 모델, Abramzon & Sirignano 모델을 이용하여 다음의 결론을 얻었다.

(1) 분무관통길이는 분위기온도가 293K 인 경우 실험결과와 일치하는 결과를 얻었으나, 473K 인 경우는 실험결과보다 더 길게 예측하였다. 증발모델에서 분무관통길이의 차이는 크게 나타나지 않았다.

(2) 분무형상의 발달과정은 분위기온도가 293K 경우는 실험결과와 잘 일치 하였다. 한편, 온도가 증가하면서 분무의 선단에서는 오차가 발생하는 것을 볼 수 있었다.

(3) 당량비 분포는 분사 후 초기에는 실험결과와 잘 일치하였으나, 후기로 갈수록 차이를 보였다. 그리고 당량비 분포는 Abramzon & Sirignano 모델을 사용한 경우보다 Spalding 모델을 사용한 경우 더 높게 예측되었다.

(4) Abramzon & Sirignano 의 모델이 Spalding 의 모델보다 분사 후 증발률을 더 높게 예측하였다.

(5) Spalding 모델이 액적의 증발률을 작게 예측하는 단점이 있어, 엔진 적용에 있어서는 Spalding 모델을 개선한 Abramzon & Sirignano 모델을 사용하였을 경우 더 정확한 결과를 얻을 수 있을 것으로 예상된다.

참고문헌

- (1) Zhao, F., Yoo J., Liu, Y. and Lai, M., 1996, "Spray Dynamics of High Pressure Fuel Injector for DI Gasoline Engines," *SAE Paper*, No. 961925.
- (2) Ghandhi, J. B., Felton, P. G., Gajdeczko, B. F. and Braco, F. V, 1994, "Investigation of the Fuel Distribution in a Two Stroke Engine with and Air-Assisted Injector," *SAE Paper*, No. 940394.
- (3) Hwang, S. C., Choi, D. S. and Kim, D. J., 2001, "Characteristics of Spray Development from Vapor/Liquid Phase Distribution for GDI Spray," *Trans. KSAE*, Vol. 2, No.9, pp. 50~58
- (4) Schmidt, D. P., Martin, J. K. and Reitz, R. D., 1999, "Pressure-Swirl Atomization in the Near Field," *SAE Paper*, No. 1999-01-0496.

- (5) Kang, D. W., Hwang, S. C. and Kim, D. J., 2003, "Comparison of GDI spray Prediction by Hybrid Model," *Trans. KSME B*, Vol. 27, No. 12, pp. 1744~1749.
- (6) Han, Z., Reitz, R. D., Claybaker, P. J. and Rutland, C. J., 1996, "Modeling the Effects of Intake Flow Structures on Fuel/Air Mixing in a Direct-Injected Spark-Ignition Engine," *SAE Paper*, No. 961192.
- (7) Schänzlin, ktharina and Koch, Thomas, 2001, "Characterization of Mixture Formation in a Direct Injected Spark Ignition Engine," *SAE Paper*, No. 2001-01-1909.
- (8) Amsden, A. A., Butler, T. D. and O'Rourke, P. J., 1989, "KIVA-II: A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays," *Los Alamos National Laboratory report*, LA-11560-MS.
- (9) Park, J. H., Hwang, S. S. and Yoon, Y. B., 2000, "Aerodynamically Progressed Taylor Analogy Breakup(APTAB) Model for Accurate Prediction of Spray Droplet Deformation and Breakup," *ILASS-Korea*, Vol. 5, No. 2, pp. 53~60.
- (10) Spalding, D. B., 1953, "The Combustion of Liquids Fuel," *Fourth Symposium (international) on Combustion*, 847, Williams & Wilkins.
- (11) Abramzon, B. and Sirignano, W. A., 1989, "Droplet Vaporization Model for Spray Combustion Calculation," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 32, No. 9, pp. 1605~1618.