

## 디젤분무의 액적분열 모델에서 초기 액적형상 및 항력의 영향

원영호

기계·자동차공학부

### <요 약>

디젤분무의 거동을 해석하기 위한 미립화 및 액적분열 모델에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 공기역학적 항력에 의한 액적의 변형을 고려한 미립화 모델인 TAB 모델을 개선한 ETAB, DDB, APTAB 모델을 최근에 개발된 커먼레일 고압 연료분사장치에 의한 연료분무에 적용하여 각 모델의 예측성능을 비교하였다. 또한 초기에 분출하는 액적이 구형이 아닌 편원체로 가정하고, 주위액적에 의한 공기역학적 항력의 변화를 고려한 새로운 모델을 제시한다.

KIVA 코드를 사용한 수치계산에서 ETAB, DDB, APTAB 모델 모두 분무선단도달거리는 실험결과와 잘 일치하였으나 분무내 액적의 평균직경은 실험보다 다소 크게 예측한다. 초기 액적 형상을 구형이 아닌 편원체로 가정한 경우에는 구형인 경우와 거의 차이가 없는 결과를 보인다. 반면에 주위액적의 영향을 고려하기 위하여 액적의 공기역학적 항력계수를 액적분열기간 중에 분출 후 경과시간에 비례하여 증가시키면, 분무내 액적의 평균직경이 작아져 실험에 근접한 결과를 얻을 수 있었다.

## The Effects of Initial Droplet Shape and Drag Force on Modeling of Diesel Sprays

Young-Ho Won

School of Mechanical & Automotive Engineering

## <Abstract>

A number of droplet breakup models have been developed to predict the diesel spray. The capabilities of droplet deformation and breakup models such as ETAB, DDB and APTAB models are evaluated in modeling the high pressure diesel sprays of a common rail injection system. A new model that takes into account the non-spherical shape of droplets and the reduced drag force by the presence of neighbouring droplets.

The KIVA calculations with ETAB, DDB, and APTAB models predict well the spray tip penetrations of the experiment, but overestimate the Sauter Mean Diameter(SMD) of droplets. The calculation with non-spherical droplets injected from the nozzle shows very similar results with the calculation with spherical droplets. The drag coefficient which is linearly increased with the time after start of injection during the breakup time gives the smaller SMD that agrees well with the result of the experiment.

## 1. 서 론

디젤엔진의 연료분무의 특성은 노즐출구의 유동조건, 노즐내의 공동, 주위가스의 조건 등에 영향을 받으므로, 해석하기에 아주 복잡한 현상이다(1). 이러한 디젤분무를 이해하기 위해서는 실험과 아울러 이론적 모델 해석이 필요하다. 디젤분무를 이론적으로 해석하기 위한 액적 분열 모델은 몇몇 종류가 제안되었으며, 이 중에서 널리 사용되는 모델 중 하나가 O'Rourke와 Amsden(2)이 제안한 TAB(Taylor Analogy Breakup) 모델이다. 이 모델은 노즐 분출공(噴出孔) 직경과 같은 크기의 구형 액적이 공기 중에 분출되어, 주위공기의 공기역학적 항력에 의하여 변형되고, 이 변형 값이 한계 값을 초과하면 분열되어 보다 작은 액적으로 미립화 되는 것으로 가정한다. 그러나 TAB 모델을 현재 디젤엔진에서 사용되는 1000 기압 정도의 초고압 연료분무에 적용하면, 액적이 지나치게 빨리 분열하고 또한 분열된 액적의 크기도 지나치게 작아 분무의 관통력 즉 분무선단도달거리를 실험에 비하여 지나치게 작게 예측하는 결점이 있다(3). 이러한 단점을 보완하기 위하여 ETAB(Enhanced TAB), DDB(Droplet Deformation and Breakup) 및 APTAB(Aerodynamically Progressed TAB) 모델이 개발되어 있다(4,5,6). 이러한 수정모델을 사용하면 제한된 조건에서 실험 값에 비교적 잘 맞는 결과를 얻을 수 있지만, 광범위한 분사조건에서 만족한 결과를 얻기 위해서는 여전히 개선되어야 할 점이 있다고 생각된다.

수정모델을 사용한 경우에도 분사초기에는 분무선단도달거리와 액적의 직경이 실험결과와 차이가 있다. 이것은 모델계산은 분출공에서 분출되는 액적이 구형이라고 가정하였으나, 실제로는 액주에서 분열되어 순차적으로 액적을 형성하므로 분출시 액적의 형상은 락비공형상으로 가정하는 것이 타당하다고 생각된다. 또한 액적에 미치는 공기항력을 계산할 때 단일 액적의 항력계수를 사용하였으나 분출공 근처에는 많은 액적이 존재하므로 이들 액적군(液滴群)에서 액적 하나 하나에 미치는 항력계수는 단일 액적의 항력계수보다 작을 것으로 예상된다.

본 연구에서는 ETAB, DDB, APTAB 등 3가지 모델에 대하여 분무의 특성을 예측하는

성능을 비교하였다. 또한 분출공에서 분출되는 초기 액적의 형상과 수밀도가 높은 액적군 내에서 주위액적의 영향으로 액적에 작용하는 항력의 변화가 분무의 선단도달거리와 분열된 액적의 직경에 미치는 영향을 이론적으로 검토하였다.

## 2. 수치 모델

### 2.1 ETAB 모델

액적의 변형을 스프링-질량계의 감쇠강제조화 운동으로 모사한다. 액적의 표면장력을 스프링 복원력으로, 액적에 작용하는 공기항력은 질량에 작용하는 외력으로 간주하면 Fig. 1(a)에 나타낸 것과 같은 액적의 변형값,  $x$ 를 구하는 방정식은 다음과 같다. 이 때 중력의 영향은 작으므로 무시한다.

$$m \frac{d^2x}{dt^2} = F - kx - d \frac{dx}{dt} \quad (1)$$

$$\text{여기서 } \frac{F}{m} = C_F \cdot \frac{\rho_g u^2}{\rho_l r_o} \quad (2)$$

$$\frac{k}{m} = C_k \cdot \frac{\sigma}{\rho_l r_o^3} \quad (3)$$

$$\frac{d}{m} = C_d \cdot \frac{\mu_l}{\rho_l r_o^2} \quad (4)$$

실험계수  $C_F, C_k, C_d$ 는 We 수가 6 이상인 디젤분무 조건에서는 각각 1/3, 8, 5 이다. 또한  $m$ 은 액적 질량,  $\rho_l, \rho_g$ 는 각각 주위기체와 액체연료의 밀도,  $u$ 는 기체와 액적의 상대속도,  $r_o$ 는 변형 전의 구형액적의 반지름,  $\sigma$ 는 표면장력,  $\mu_l$ 은 연료의 점성계수를 나타낸다.  $a$ 는 편원체 액적의 이동방향에 수직 방향의 반지름을 나타낸다.

$x$ 를 무차원화 하기 위하여  $y = \frac{2x}{r_o}$ 로 주어지는 무차원 변수  $y$ 를 도입하고,  $t$ 를  $\frac{u}{r_o} \cdot t$ 로 무차원화 시키면 식(1)은 다음과 같이 된다.

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{5N}{Re K} \frac{dy}{dt} + \frac{8}{We K} y = \frac{2}{3K} \quad (5)$$

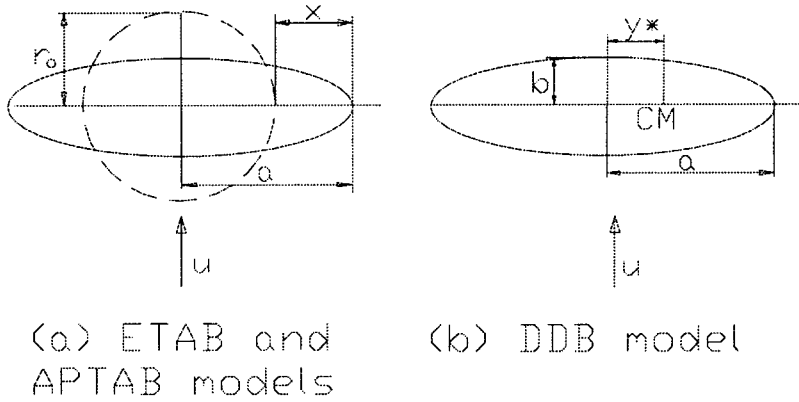


Fig. 1 Droplet deformation in (a) ETAB and APTAB models  
(b) DDB model

여기서 웨버수,  $We = \frac{\rho_g u^2 r_0}{\sigma}$ ,  $N = \frac{\mu_l}{\mu_g}$ ,  $K = \frac{\rho_l}{\rho_g}$ ,  $Re = \frac{\rho_g u r_0}{\mu_g}$  이다.

액적의 분열기준은  $y$  값이 1 보다 클 때 즉  $x \geq \frac{r_0}{2}$  일 때 분열이 일어난다고 가정한다. 분열된 액적의 sauter 평균반경,  $r_{32}$  는 다음과 같이 주어진다(4).

$$\frac{r_{32}}{r_0} = \exp(-K_{br} t) \quad (6)$$

$$\text{여기서 } K_{br} = \begin{cases} 0.222 \omega, & \text{if } We \leq 80 \\ 0.222 \omega \sqrt{We}, & \text{if } We > 80 \end{cases} \quad (7)$$

$$\omega^2 = \frac{8\sigma}{\rho_l a^3} - \left(\frac{5\mu_l}{2\rho_l a^2}\right)^2 \quad (8)$$

## 2.2 DDB 모델

Ibrahim(5) 등이 제안한 모델로 ETAB 모델에서 고려하지 않은 큰 변형에서의 비선형 효과를 고려하였다. DDB 모델에서는 액적이 초기반경  $r_0$ 를 갖는 구형 형상에서 외부유동에 의해 Fig. 1(b)와 같은 원반형 액적으로 변형된다고 가정한다. 이 때 에너지 보존식에서 유도된 액적의 반쪽 부분의 질량중심, CM 과 액적 중심사이의 거리  $y^*$  는 다음 방정식을 만족한다.

$$\frac{d^2 y_1}{dt^2} + \frac{4N}{Re \cdot K} \frac{1}{y_1^2} \frac{dy_1}{dt} + \frac{27\pi^2}{16We \cdot K} y_1 [1 - 2(cy_1)^6] = \frac{3}{8K} \quad (9)$$

여기서  $c = \frac{3}{4} \pi$

$$y_1 = \frac{y^*}{r_o}$$

$$t = \frac{u}{r_o} t^*$$

한편 변형이 일어날 때  $y_1$  은 다음과 같다.

$$\frac{3}{4} \pi y_1 = \frac{We}{6\pi} \tag{10}$$

액적이 납작한 원반형태로 변형된 후 작은 조각으로 분열되고, 이 작은 조각이 표면장력으로 구형액적을 형성한다고 가정하면 에너지와 질량보존식을 사용하여 분열 후 액적의 sauter 평균직경, SMD는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$SMD = C_o \cdot 2 \cdot b \tag{11}$$

여기서  $b$  는 원반중심의 두께이고,  $C_o$  는 원반이 아주 얇은 경우는 1.0 이나 실제로는 이 보다 작은 값으로 실험결과와 비교하여 결정한다.

액적의 항력계수  $C_D$  는 다음과 같이 변형된 액적의 투사면적에 비례하도록 한다.

$$C_D = C_{D, sphere} \frac{a^2}{r_o^2} = C_{D, sphere} \left( \frac{3\pi y_1}{4} \right)^2 \tag{12}$$

여기서  $C_{D, sphere}$  는 구형의 항력계수로 다음과 같이 주어진다.

$$C_{D, sphere} = \left( \begin{array}{ll} \frac{24}{Re} (1 + \frac{1}{6} Re^{2/3}), & Re \leq 1000 \\ 0.424, & Re > 1000 \end{array} \right) \tag{13}$$

### 2.3 APTAB 모델

박(6) 등에 의해 제안된 APTAB 모델은 액적의 공기역학적 저항이 변형된 액적의 단면적에 비례하는 것을 고려하여 ETAB 모델의 외력을 수정하였다. APTAB 모델의 방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{5N}{Re K} \frac{dy}{dt} + \frac{1}{K} \left[ \frac{8}{We} - \frac{8}{19} - \frac{2y}{19} \right] y = \frac{8}{19K} \tag{14}$$

$y$  는 Fig. 1(b)에 나타낸 것과 같이 ETAB 모델과 같은 액적의 변형을 나타내는 무차원 변수이고, 분열이 일어날 때  $y$  는 다음과 같이 주어진다.

$$2(1 + 0.5y)^5 + (1 + 0.5y)^{-1} - 4(1 + 0.5y)^{-4} = 2.25 We \tag{15}$$

분열 후 액적의 Sauter 평균직경, SMD와 액적의 항력계수  $C_D$  는 DDB 모델과 동일하게 구하였다.

## 2.4 개선된 항력모델

위에서 언급한 액적의 항력은 유동장에 놓여진 단일액적의 항력계수를 사용하고 있다. 그러나 분출공 근처와 같이 액적의 수밀도가 높은 부분에는 주위액적의 영향에 의해 개개의 액적이 받는 항력은 작아진다. 주위액적을 고려한 항력의 감소는 액적의 수밀도를 사용한 보정방법이 보고되고 있으나(7), 본 연구에서는 액적이 노즐에서 분출 후 주위액적의 영향에서 완전히 독립적이 될 때까지의 시간을 실험에서 정의하는 액적 분열시간,  $t_{br}$  로 간주하고(8) 액적분열시간 전까지의 항력,  $C_D$ 는 분출 후 경과시간에 비례하는 다음과 같은 식을 제안한다.

$$C_D = C_{D,i} \frac{t}{t_{br}} \quad (16)$$

여기서  $C_{D,i}$  는 각 모델에 사용된 단일액적의 항력계수이고,  $t$  는 분출 후 경과시간,  $t_{br}$ 은 액적분열시간으로 Hiroyasu(8)의 실험에 의하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$t_{br} = 57.2 \frac{\rho_l}{\sqrt{\rho_g}} \frac{r_o}{\sqrt{P_{inj}}} \quad (17)$$

여기서  $P_{inj}$  는 분사압력으로 단위는 Pa 이다.

## 3. 수치계산 방법 및 조건

### 3.1 수치계산 방법

수치계산은 디젤분무연소 해석코드인 KIVA-II를 사용하였다(9). 이 코드는 액적분열모델로 TAB 모델을 사용하나 본 연구에서는 이를 ETAB, DDB, APTAB 모델도 사용이 가능하도록 수정하였다. DDB 와 APTAB 모델의 비선형 미분방정식은 4차 Runge-Kutta 방법을 이용하여 구하였다. 이 코드에서는 계산결과가 노즐에서 분출되는 액적 parcel 개수에 영향을 받는다. 기존 연구들에 의하면 액적의 parcel 수가 2000 ~ 4000 개 일 때 계산값이 실험과 잘 일치한다고 보고되고 있어 본 연구에서도 2000 개를 사용하였다(10). 유동계산 시 난류모델은  $k-\epsilon$  모델을 사용하였다. 액적의 상호 충돌에 의한 액적의 합체도 고려하였다.

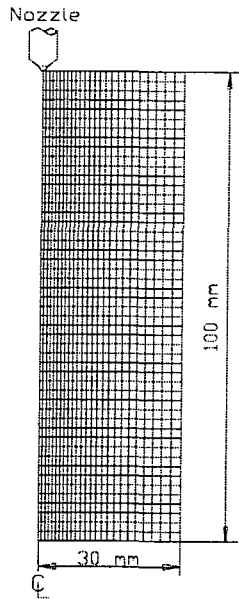


Fig. 2 Computational grid

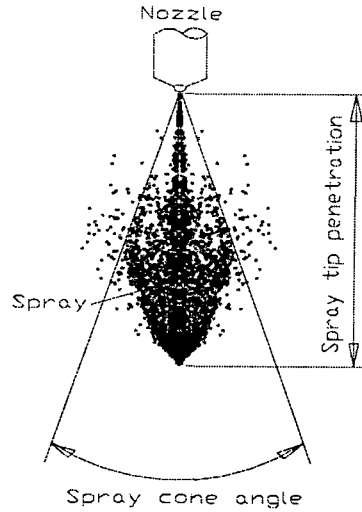


Fig. 3 Schematic diagram depicting spray tip penetration and cone angle

### 3.2 계산격자

계산영역은 축 대칭으로 가정하고 분무의 축 방향으로 100 mm 이고, 반경방향으로 30 mm 이다. 계산격자의 크기는 계산결과에 영향을 미친다. 노수영(11) 등에 의하면 축 방향으로 격자간격은 2 mm, 반경방향으로는 중심 축 근처에 조밀하게 할 때 양호한 결과를 얻고 있다. 본 연구에서도 이러한 격자 형태를 사용하였으며, Fig. 2 에 격자형태를 나타내었다. 격자 수는 축 방향으로 50 개, 반경방향으로 25 개다. 그림에서 계산영역의 중심축을 제외한 상, 하면과 우측면은 고체 경계면으로 벽근처 유동은 난류 벽함수를 사용하였다.

### 3.3 계산조건

계산결과 타당성을 입증하기 위한 비교데이터로 Tennison(12) 등의 실험결과를 사용하였다. 실험에서 연료분무는 분사압력 90 MPa 의 전자제어식 커먼레일 연료분사장치에 의하여 형성된다. 실험에서는 Fig. 3 에 정의한 분무선단도달거리(spray tip penetration) 와 분무각 (spray cone angle)을 고속분무 사진을 통해 판독하였고, 광감쇄법을 이용하여 전체 분무내 액적의 SMD를 측정하였다. 노즐의 분출공 직경은 0.16 mm 이고 분무는 밀도  $17.97 \text{ kg/m}^3$ , 온도 293 K의 유동이 없는 압축공기 중에 분출된다. 연료는 No. 2 경유이며 밀도,  $\rho_f$  는  $840 \text{ kg/m}^3$ , 온도 313 K 이다. 연료 분사울 형태는 Fig. 4 에 실선으로 나타낸 것과 같이 한번 분사에 모든 연료를 분사하는 단일분사와 점선으로 나타낸 것과 같이 주 분사 전에 소량의 연료를 미리 분사하는 파일럿 분사가 있다. 파일럿 분사는 연소에 의한 NOx 의 배출을 줄이는데 효과적인 방법이다. 단일분사 시 1회 연료 분사량은 8.8 mg, 분사기간은 2.1 ms 이고 파일럿 분사 시 연료 분사량은 5.4 mg, 분사기간은 1.91 ms 이다.

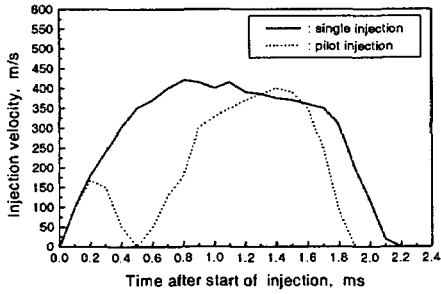


Fig. 4 Injection velocity profiles for single and pilot injections

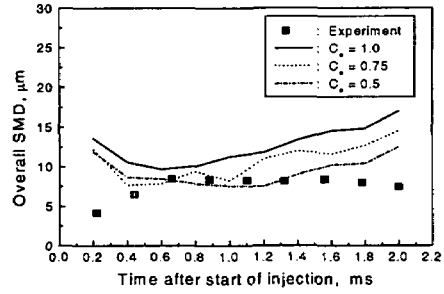


Fig. 5 Effect of  $C_o$  on the overall SMD for the single injection

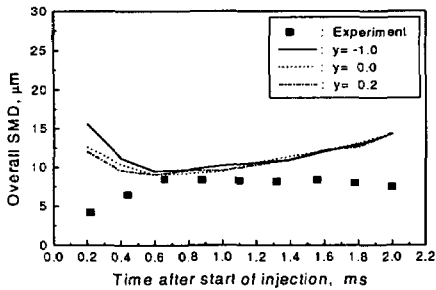


Fig. 6 Effect of the droplet deformation  $y$  on the overall SMD for single injection

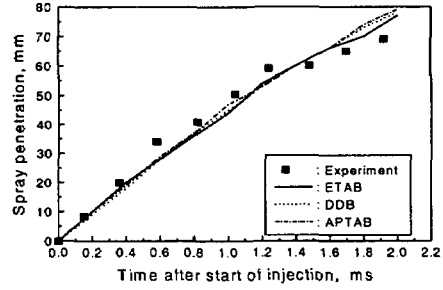


Fig. 7 Comparison of computed and measured spray tip penetrations for single injection

일반적으로 노즐 출구에서는 공동현상(cavitation)이 발생하여 연료의 실제 출구 면적은 분출공 면적보다 줄어든다. 이것을 고려하여 계산 시 노즐의 분출공 직경에 0.894를 곱한 값을 분출공 직경으로 입력한다(14).

## 4. 결과 및 고찰

### 4.1 DDB 와 APTAB의 분열 후 SMD의 계산

DDB 와 APTAB모델에서는 식(11)의  $C_o$  값을 실험결과로부터 정해야 한다. Fig. 5와 같이 APTAB모델을 사용하여  $C_o$  값을 변화시켜 계산했을 때 결과를 실험과 비교하였다.  $C_o$  가 작아짐에 따라 SMD 가 줄어들고  $C_o$  가 0.75 와 이 보다 작은 0.5 일 때도 비교적 실험과 잘 일치한다.  $C_o$  가 0.75 일 때 원반의 평균두께가 분열된 액적조각의 두께에 해당한다. 따라서 본 연구에서  $C_o$ 는 0.75로 하였다.



### 4.2 초기분출 액적형상의 영향

위에서 설명한 모델들은 모두 액적이 분사될 때 형상이 구형으로 가정한다. 그러나 연료가 분출공에서 분출될 때 액주 형태이고 액주가 분열되어 액적이 된다면, 이 액적의 형상은 럭비공형상이 예상된다. Fig. 6에 APTAB 모델에서 초기 액적의 변형값  $y$ 의 변화에 따른 SMD의 변화를 나타내었다.  $y=0$  일 때 액적은 구형이고,  $y=-1.0$  일 때 럭비공모양의 액적의 단반경이 구의 반경의 1/2 이다. 실험결과와 비교할 때  $y$ 의 변화에 따라 거의 차이가 없다. 마찬가지로 분무선단도달거리의 비교에서도 유사한 결과를 보인다. 따라서 노즐에서 분사되는 액적의 형상 변화는 분무의 모델계산 결과에 거의 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

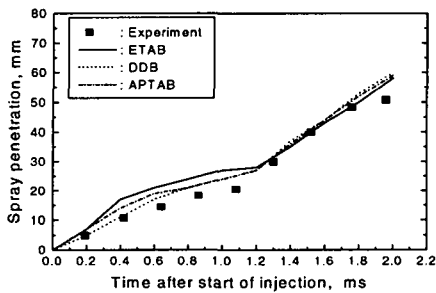


Fig. 8 Comparison of computed and measured spray tip penetrations for pilot injection

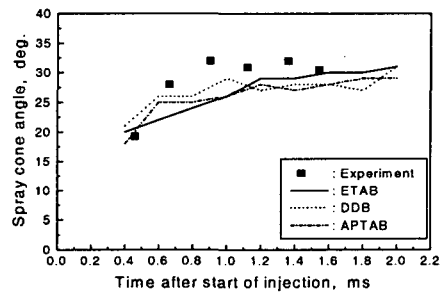


Fig. 9 Comparison of computed and measured spray cone angles for single injection

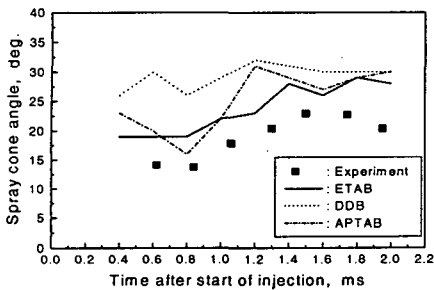


Fig. 10 Comparison of computed and measured spray cone angles for pilot injection

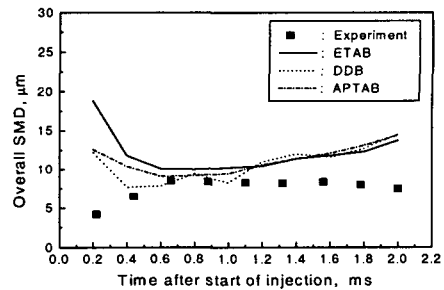


Fig. 11 Comparison of computed and measured overall SMD for single injection

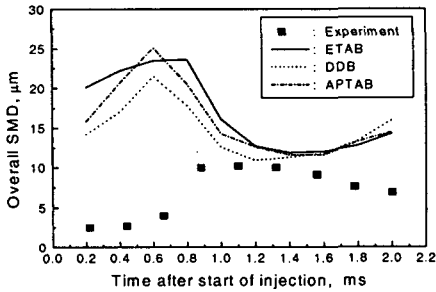


Fig. 12 Comparison of computed and measured overall SMD for pilot injection

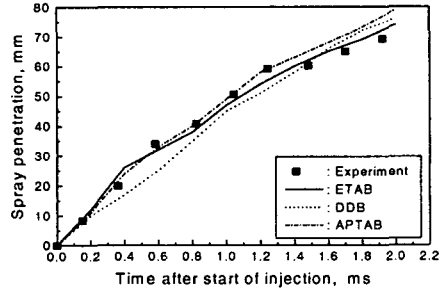


Fig. 13 Comparison of computed and measured spray tip penetrations for single injection in case of revised drag force

### 4.3 표준모델의 계산결과

표준모델은 분출 시 액적형상은 구형이고, 액적이 받는 항력의 계산에 액적의 변형에 의한 투사면적의 변화를 고려한 모델이다. 또한 DDB 와 APTAB 모델에서는 분열 후 액적의 SMD를 결정하는  $Co$  값을 0.75로 한다. 표준 ETAB, DDB, APTAB 모델을 사용하여 분무선단도달거리, 분무각, 분무전체의 SMD를 계산하고, 실험과 비교하였다.

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 분무선단도달거리를 실험결과를 비교한 그림이다. ETAB, DDB, APTAB 모델계산 모두는 분무선단도달거리는 거의 차이가 없고, 실험결과와도 잘 일치하고 있다. Fig. 9와 Fig. 10은 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 분무각을 실험결과를 비교한 그림이다. Fig. 9의 단일분사에서 3가지 모델계산 모두 비슷한 결과를 보이거나 실험결과보다 작은 분무각을 보이고 있다. 그러나 Fig. 10의 파일럿 분사에서 실험결과보다 큰 분무각을 예측하고 있다. 특히 DDB 모델은 지나치게 큰 값을 보이고 있다.

Fig. 11과 Fig. 12는 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 전체 분무내 SMD를 실험결과를 비교한 그림이다. 3가지 모델계산 모두 비슷한 결과를 보이고, 분사중반기에는 실험과 잘 일치한다. 그러나 분사초반에는 실험결과보다 과도하게 큰 결과를 보인다. 이는 이 기간에 분무내 액적의 수밀도가 지나치게 높아 액적에 의한 측정광선 다중산란의 영향과 액적이 구형이 아닌 영향으로 실험결과가 신뢰성이 적어 계산성능의 양호를 판단하기는 무리라고 생각된다(12). 또한 분사시간 후반에 실험에서는 액적의 SMD가 다소 감소하는데 비하여 계산에서는 점차 증가하는 경향을 보여 갈수록 오차가 커진다. 이는 계산에서 액적 상호 충돌로 인한 합체를 과도하게 예측한 결과로 KIVA에 사용한 액적 충돌과 합체모델의 개선이 필요하다고 생각된다.

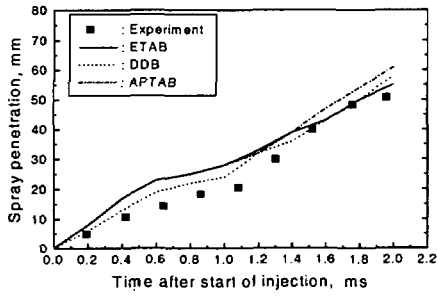


Fig. 14 Comparison of computed and measured spray tip penetrations for pilot injection in case of revised drag force

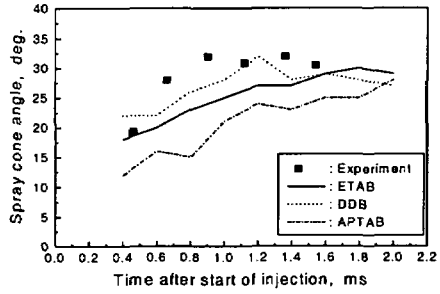


Fig. 15 Comparison of computed and measured spray cone angle for single injection in case of revised drag force

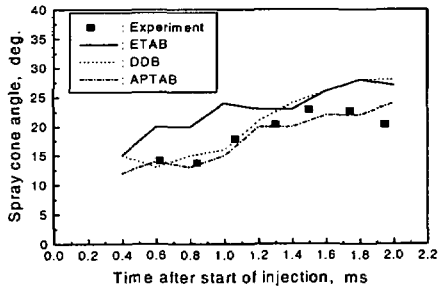


Fig. 16 Comparison of computed and measured spray cone angle for pilot injection in case of revised drag force

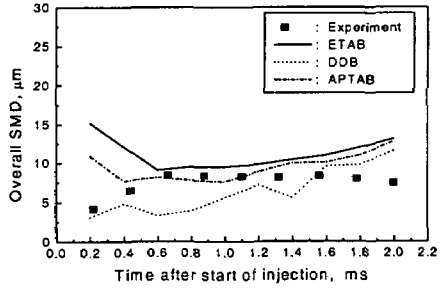


Fig. 17 Comparison of computed and measured overall SMD for single injection in case of revised drag force

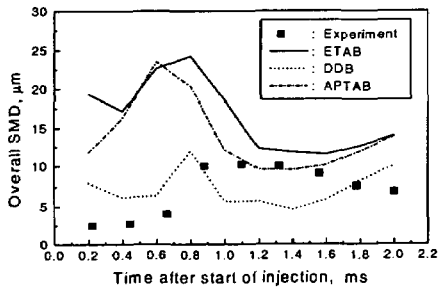


Fig. 18 Comparison of computed and measured overall SMD for pilot injection in case of revised drag force

#### 4.4 주위액적의 영향을 고려한 수정항력 모델의 계산결과

주위의 액적에 의한 항력의 감소를 식(16) 과 같이 수정한 항력모델을 사용하여 계산한 결과를 실험과 비교하였다.

Fig. 13과 Fig. 14는 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 분무선단도달거리를 실험결과를 비교한 그림이다. 3가지 모델 모두 표준모델보다 분무선단도달거리를 다소 작게 예측하나 실험과는 비교적 잘 일치하는 결과를 보인다. Fig. 15와 Fig. 16은 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 분무각을 실험결과를 비교한 그림이다. 각 모델에서 결과는 다소 큰 차이를 보이거나 DDB모델이 표준모델보다 실험과 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 17과 Fig. 18은 각각 단일분사와 파일럿 분사의 모델계산에 의한 전체 분무내 SMD를 실험결과를 비교한 그림이다. Fig. 17의 단일분사의 계산결과를 보면 표준모델에 비해 3가지 모델 모두에서 SMD가 작아져 실험결과에 보다 근접함을 알 수 있다. Fig. 18의 파일럿 분사에서 DDB 모델에서는 SMD가 크게 낮아져 실험결과와 비교적 일치한다. 이러한 결과로부터 주위의 액적의 영향을 고려한 수정항력 모델은 수정하지 않은 모델보다 양호한 결과를 보이고, 특히 DDB모델에서 가장 양호한 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

### 5. 결 론

디젤분무의 분열과정을 공기역학적 항력에 의한 액적변형과 이에 따른 분열모델인 ETAB, DDB, APTAB 모델로 계산하고 결과를 실험과 비교하여 각 모델의 예측성능을 비교하였다. 또한 초기액적의 형상변화와 주위액적의 영향에 의한 항력변화를 고려한 모델을 제시하여 모델의 계산성능을 개선을 시도하였다. 본 연구에서 얻어진 주요결과를 요약하면 다음과 같다.

1) DDB와 APTAB 모델에서 분열 후 액적의 SMD는 분열 전 원반형 액적의 두께의 0.75 로 할 때 계산결과는 실험과 잘 일치한다.

2) 노즐에서 분출되는 액적의 초기형상의 변화는 모델계산결과에 거의 영향을 미치지 못한다.

3) 3 가지 표준모델 계산에서 분무선단도달거리와 분무각은 실험결과와 잘 일치하나 분무전체 SMD의 예측에서는 오차가 크다. 파일럿 분사에서 이 오차는 더욱 커진다. 또한 표준모델 계산은 3가지 모델 모두 비슷한 결과를 보여 예측성능의 우열이 거의 없다.

4) 3가지 모델에 주위액적의 영향을 고려한 항력 수정모델을 사용하면 각 모델은 분무선단도달거리 예측에서는 표준모델과 비슷한 결과를 보인다. 그러나 분무각과 분무전체 SMD는 모델에 따라 큰 차이가 있지만 전반적으로 실험결과에 보다 근접한다. 그 중에서 DDB 모델이 가장 양호한 결과를 보인다.

## 참고 문헌

1. Bracco, F.V., "Modeling of Engine Sprays," SAE Trans. 850394, 1985.
2. O'Rourke, P.J. and Amsden, A.A., "The TAB Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup," SAE Trans. 872089, 1987.
3. Alloca, L.A. et al., "Modeling of Diesel Spray Dynamics and Comparison with Experiments," SAE Trans. 941895, 1994.
4. Tanner, F.X., "Liquid Jet Atomization and Droplet Breakup Modeling of Non-Evaporation Diesel Fuel Sprays," SAE Paper 970050, 1997.
5. Ibrahim, E.A., et. al., "Modeling of Spray Droplets Deformation and Breakup," AIAA J. of Propulsion and Power, Vol. 9, No. 4, pp 651-654, 1993.
6. 박종훈 외 2명, "액적의 변형 및 분열의 정확한 예측을 위한 공기역학적으로 진보된 APTAB 모델," 한국액체미립화학회지 제5권, 제2호, pp 53-60, 2000.
7. Habchi, C., et.al., "Modeling Atomization and Break Up in High-Pressure Diesel Sprays," SAE Technical Paper 970881, 1997.
8. Hiroyasu, H. and Arai, M., "Fuel Spray Penetration and Spray Angle in Diesel Engines," Trans. of JSME, Vol. 21, 1980. 5.
9. Amsden, A.A., et. al., "KIVA-II : A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays," LA-11560-MS, UC-96, 1989.
10. 김정일, 노수영, "디젤분무의 모사를 위한 혼합모델의 개발," 한국자동차공학회 논문집 제9권 제1호, pp 8-19, 2001.
11. 노수영, "디젤분무의 미립화 및 액적분열모델(I)," 한국미립화학회지, 제4권 제1호, pp 1-12, 1999.
12. Tennison, P.J., et al., "An Experimental and Numerical Study of Sprays from a Common Rail Injection System for Use in a HSDI Diesel Engine," SAE Paper 980810, 1998.