

디젤분무의 모사를 위한 혼합 모델의 개발

Development of Hybrid Model for Simulating of Diesel Spray Dynamics

김정일*, 노수영**
Jungill Kim, Sooyoung No

ABSTRACT

A number of atomization and droplet breakup models have been developed and used to predict the diesel spray characteristic. Most of these models could not provide reasonable computational result of the diesel spray characteristic because they have only considered the primary breakup. A hybrid model is, therefore, required to develop by considering the primary and secondary breakup of liquid jet. According to this approach, wave breakup(WB) model was used compute the primary breakup of the liquid jet and droplet deformation and breakup(DDB) model was used for the secondary breakup of droplet. Development of hybrid model by using KIVA-II code was performed by comparing with the experimental data of spray tip penetration and SMD from the literature.

A hybrid model developed in this study could provide the good agreement with the experimental data of spray tip penetration. The prediction results of SMD were in good agreement between 0.5 and 1.0 ms after the start of injection. Numerical results obtained by the present hybrid model have the good agreement with the experimental data with the breakup time constant in WB model of 30, and DDB model constant Ck of 1.0 when the droplet becomes less than 95% of maximum droplet diameter injected.

주요기술용어 : Atomization and droplet breakup model (미립화 및 액적분열모델), Primary breakup (1 차 분열), Secondary breakup (2 차 분열), Spray tip penetration (분무 선단 관통거리), SMD (Sauter 평균 직경)

Nomenclature

B_0, B_1 : constants of WB model

* 희원, 충북대학교 대학원

** 희원, 충북대학교 농업기계공학과

Re	: reynolds number($= \rho_g U r / \mu_g$)
U	: relative velocity between the droplet and the Gas, m/s
We	: weber number($= \rho_g U^2 r / \sigma$)
a	: liquid jet or blob radius, m
r	: droplet radius, m
Λ	: wavelength of fastest growing wave

Ω	: maximum growth rate
μ	: viscosity, kg/m· s
ρ	: density, kg/m ³

Subscripts

g	: gas
l	: liquid

1. 서 론

최근 디젤 엔진에서 유해 배출 물질을 저감시킬 수 있는 방법으로 디젤 분무의 미립화에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 이런 추세에 따라 디젤 분무의 거동을 해석하기 위한 미립화 및 액적분열모델의 개발 및 이미 개발되어 있는 모델을 수정하는 연구가 많은 연구자들에 의해 진행되고 있다.

지금까지 개발된 미립화 및 액적분열모델은 크게 수학적 모델, 현상학적 모델, 실험적 모델, 혼합 모델로 구분할 수 있다.¹⁾ 이 중 혼합 모델에는 WB+TAB 모델,²⁾ WGT+TAB 모델,³⁾ WGT +MCIA+TAB 모델⁴⁾, WB+FIPA 모델⁵⁾이 있다.

김과 노,⁶⁾ Kim 등⁷⁾은 주위가스 유동을 고려하지 않은 경우와 고려한 경우에 대해 미립화 및 액적분열모델 중 TAB, 수정 TAB, DDB, WB, 그리고 혼합(WB+TAB) 모델 등 다섯 가지 모델을 선택하여 디젤 분무의 예측능력을 평가한 결과 혼합 모델을 제외한 네 가지 모델이 1 차 분열과 2 차 분열 중 하나의 현상만을 고려하고 있기 때문에 실제 분무의 현상을 정확하게 예측하지 못하였다고 보고하였다.

실제로 현재까지 개발된 대부분의 미립화 및 액적 분열 모델들 중 WB 모델은 분류(jet)에서 액적으로 분열되는 1 차 분열만을 고려하고 있으며, TAB 모델과 DDB 모

델등에서는 2 차 분열만을 고려하고 있기 때문에 실제 분무 현상을 제대로 모사할 수 없는 설정이다. 따라서, 1 차 분열과 2 차 분열을 동시에 고려하여 디젤 분무를 해석할 필요가 있으며, 이를 위해 혼합 모델의 개발이 요구된다.

Beatrice 등²⁾은 디젤 연소실 조건하에서 WB 모델과 TAB 모델로 디젤 분무를 해석한 결과 이 두 모델은 분열 시간 상수에 크게 의존하며, 계산 결과 분무선단 관통거리의 계산값이 실험값보다 매우 작게 예측되었다고 하였고, 이 결과로부터 WB 모델과 TAB 모델을 합한 혼합 모델을 제안하였다. 이 모델은 액적의 직경이 큰 노즐 근처에서는 WB 모델을 사용하고, 분사된 액적의 최대 직경에 95% 이하가 되는 액적에 대해서는 TAB 모델을 사용한다. 또, 이 모델에서 계산에 가장 큰 영향을 미치는 WB 모델의 분열 시간 상수 B_1 과 TAB 모델의 C_k 를 각각 5.0 과 1.0 으로 수정하였다.

Bianchi 와 Pelloni³⁾는 고밀도, 고압 분무에 1 차 및 2 차 분열 과정을 모두 고려하기 위한 목적으로 파동성장 및 난류(WGT) 모델과 TAB 모델을 합한 혼합 모델을 제안하였고, Pelloni 와 Bianchi⁴⁾는 공동 현상, 난류 그리고 미립화를 동시에 고려할 목적으로 WGT+TAB 모델에 수정된 공동현상유발미립화(MCIA) 모델을 포함시킨 혼합 모델을 제안하기도 하였다.

Habich 등⁵⁾은 Pilch 와 Erdman⁸⁾의 실험적 상관 관계로부터 We 수가 1000 이상인 액적에 대해서는 WB 모델을 사용하며, We 수가 1000 이하인 액적에 대해서는 FIPA 모델을 사용하여 디젤 분무의 거동을 해석하는 혼합 모델을 제안하였다.

Beatrice 등²⁾이 제안한 WB+TAB 모델의 경우 2 차 분열을 계산하기 위해 사용한 TAB 모델이 액적이 구형이라고 가정하고 있기 때문에 이 연구에서는 액적들의 변형에서 비선형 효과를 포함할 경우 실제 분무 현상의 실험 결과를 더 낫게 모델링 할 수 있으리라 예상되므로 TAB 모델을 수정한 DDB 모델을 2 차 분열 계산에 사용하는 WB 모델과 DDB 모델을 합한 혼합 모델을 개발하는 것이 이 연구의 목적이며, KIVA-II 코드에서 계산을 수행하였다.

2. 이론적 고찰

2. 1 1 차 분열(미립화) 모델

이 연구에서는 1 차 분열을 계산하기 위해 Reitz⁹⁾가 제안한 WB 모델을 사용하였다. 이 모델은 노즐 출구에서 초기 액적 크기 분포를 가정할 필요성을 없애기 위하여 축대칭 원통 분무의 표면에 형성되는 Kelvin-Helmholtz 파의 불안정한 성장¹⁰⁾을 고려한다.

액적의 분열은 반경 r 을 갖는 새로운 액적이 특성 반경 a 를 갖는 원래 액적으로부터 다음과 같이 형성된다고 가정하여 모델링한다.

$$r = B_0 \Lambda \quad (B_0 \Lambda \leq a) \quad (1.a)$$

$$r = \min \left[\left(\frac{3\pi a^2 U}{2\Omega} \right)^{0.33}, \left(\frac{3}{4} a^2 \Lambda \right)^{0.33} \right] \quad (B_0 \Lambda > a) \quad (1.b)$$

여기서, Ω 는 제트의 안정성 해석으로부터 얻어지는 파의 성장률, Λ 는 그에 해당하는 파장이며, $B_0=0.61$ 을 사용하였다.

액적이 분열되는 시간은 불안정한 액주의 크기가 다음과 같은 속도식에 의해 계속 변하게 되고, 액적 반지름의 변화율은 다음과 같다.

$$\frac{da}{dt} = -(a - r)/\tau \quad (2)$$

이 식에서 τ 는 액적 분열 시간으로 다음과 같이 표현된다.

$$\tau = 3.726 B_1 a / \Lambda \Omega \quad (3)$$

B_1 은 분열 시간 상수로 이 값은 인저터의 특성에 의존하며, Reitz⁹⁾는 10 을 사용하였으며, Patterson 등¹¹⁾은 분사 압력이 90MPa 이하일 경우에 30 을 사용하였다. 또, Rutland 등¹²⁾은 고속 분류에서 갑자기 노출된 액적으로 보아 1.73 을 사용하였으며, 분사 압력 100MPa 이상에서는 60 을 사용한 경우도 있다.

2. 2 2 차 분열(액적분열) 모델

이 연구에서 2 차 분열은 DDB 모델을 사용하였다. 이 모델은 Ibrahim 등¹³⁾이 제안한 모델로 액적들의 큰 변형에서 TAB 모델이 고려하지 않은 비선형 효과를 포함하였고, 액적이 순수한 외부 유동 때문에 반지름 r 을 갖는 초기 구형인 액적에서 타원형 액적으로 변한다고 가정한다. DDB 모델의 모델 방정식은 다음과 같다.

$$K \frac{d^2 y^*}{dt^{*2}} + \frac{4N}{Re} \frac{1}{y^{*2}} \frac{dy^*}{dt^*} + \frac{27\pi^2}{16We} y^* \left[1 - 2(c y^*)^6 \right] = \frac{3}{8} \quad (4)$$

여기서, $y^* = y/r$, $t^* = t(U/r)$, $K = \rho_\ell / \rho_g$,

$$N = \mu_\ell / \mu_g \circ$$

이 모델의 해는 $t=0$ 에서 초기치 $y=4/(3\pi)$, $\dot{y}=0$ 을 갖는 4 차 Runge-Kutta 방법을 이용하면 구할 수 있다. 단, 이 모델은 순수한 외부 유동에서 분무 액적의 전단형(보통 $We>20$)의 변형에만 적용할 수 있으며, 이 모델에서는 액체의 체적은 변형 전후에 변화가 없다고 가정한다.

DDB 모델에서 액적의 분열이 일어나는 임계 조건은 다음과 같다.

$$\left(\frac{a}{r}\right) = \frac{3\pi}{4} y^* = \frac{We}{6\pi} \quad (5)$$

이 모델에서 액적 분열 시간은 다음과 같이 계산한다.

$$\tau = \sqrt{\frac{1}{C_F}} \cdot \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_g}} \cdot \frac{r}{U} \quad (6)$$

$$C_F = \frac{C_k C_b}{2We_c} \quad (7)$$

여기서, $C_k=8.0$, $C_b=0.5$, $We_c=6$ 이다.

식(6)과 식(7)에서 알 수 있듯이 DDB 모델의 경우 C_k 값을 변화시킬 경우 C_F 값이 변하게 되므로 분열 시간 계산에는 영향을 미치지만, 식(4)의 해와 \dot{y} 는 앞서 언급한 수치적 방법에 의해 계산되기 때문에 C_k 값의 변화가 영향을 미치지 않는다.

2.3 혼합 모델의 개발

혼합 모델을 개발하기 위해서는 1 차 분열과 2 차 분열을 구분하기 위한 조건과 WB 모델 상수 B_1 의 결정, 그리고 DDB 모델의 모델 상수 C_k 를 결정해야 한다.

이 연구에서는 표 1과 같이 1 차 분열과 2 차 분열을 구분하기 위한 조건을 We 수 900을 기준으로 하는 방법과 Bianchi와 Pelloni³⁾가 제안한 We 수 1000을 기준으로

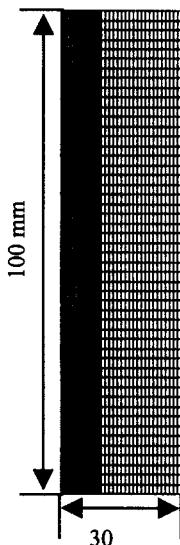


Fig. 1 Computational grid for numerical calculation

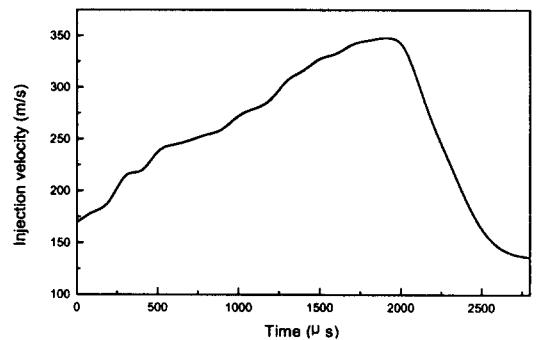


Fig. 2 Transient change in injection velocity utilized in KIVA-II code

하는 방법, 그리고 Beatrice 등²⁾이 제안한 분사된 액적의 최대 직경에 95%를 기준으로 하는 방법 등 세 가지 방법을 검토하였다.

또, 1 차 분열의 계산을 위한 WB 모델의 분열 시간 상수 B_1 의 경우 이 연구에서 택한 실험데이터가 고압 분사 조건에서 측정된 것이기 때문에 여러 연구자들이 제안한 값들 중에서 Patterson 등¹¹⁾이 제안한 $B_1=30$ 과 Rutland 등¹²⁾이 제안한 $B_1=60$ 인

Table 1 The switching condition and B_1 WB model in hybrid model

	Switching condition from primary to secondary breakup models	B_1 in WB model
CASE 1	We=900	30
CASE 2	We=1000	30
CASE 3	95% of maximum droplet diameter	30
CASE 4	We=900	60
CASE 5	We=1000	60
CASE 6	95% of maximum droplet diameter	60

경우에 대하여 검토하였으며, 2 차 분열의 계산을 위한 DDB 모델의 모델 상수 C_k 를 결정하기 위하여 C_k 를 0.5, 1.0, 3.0, 8.0으로 변화시켜 디젤 분무의 거동을 해석하였다. 그리고, 액적간 충돌 및 합침 모델은 O'Rourke 모델⁹⁾을 사용하였다.

3. 모델링 조건 및 계산 격자

이 연구에서는 1 차 분열을 WB 모델로 계산하고, 2 차 분열을 DDB 모델로 계산하는 혼합 모델을 개발하기 위하여 실험데이터로 Allocca 등¹⁴⁾의 실험데이터를 사용하였다.

계산에 사용한 연료는 tetradecane($C_{14}H_{30}$)이고, 노즐의 직경은 0.2mm, 분사량은 16mg, 최대 분사 압력은 100MPa이고, 분사 지속 시간은 2.8ms이다. 주위 가스는 밀도가 19.73kg/m^3 인 질소(N_2)이며, 액적의 초기 직경을 $200\mu\text{m}$, 초기 parcel 수를 4000개로 하였다.

Gonzalez 등¹⁵⁾은 중발이 없는 분무에서 계산 격자의 크기를 반경 방향으로 0.5mm, 축 방향으로 5.0mm로 하여 모델링한 결과 측정된 분무각의 바깥쪽에 분포하는 액적이 40%에 이르렀지만, 축 방향 격자의 크기를 2.0mm로 한 경우 4.6%에 불과하였다고 보고하였다.

Kim 등⁷⁾은 반경 방향 격자의 크기를 0.5mm, 1.0mm로 변화시키고, 축 방향 격자의 크기를 2.0mm로 고정시켜 디젤 분무를 해석한 결과 반경 방향 격자의 크기를 0.5mm로 한 경우에 더 나은 실험 결과의 예측을 얻을 수 있다고 보고하였다.

따라서 이 연구에서는 Gonzalez 등¹⁵⁾과 Kim 등⁷⁾의 연구 결과를 토대로 Fig. 1과 같이 반경 방향 격자의 크기를 반경 방향 거리에 따라 10mm 까지는 0.5mm로 하였고, 나머지는 1mm로 하였으며, 축 방향 격자의 크기는 1mm로 하였고, 전체 계산 영역의 격자수는 $40 \times 1 \times 100$ 개이다.

Fig. 2는 실제 디젤 분무와 같은 조건으로 모델링하기 위하여 시간에 따른 분사 속도의 변화를 나타낸 그림이다.

4. 계산 결과 및 고찰

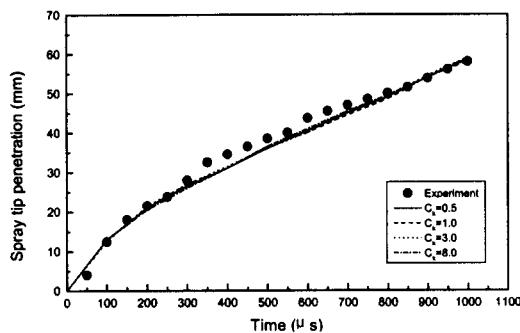
Fig. 3은 CASE 1과 같은 조건에서 C_k 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 모델 적용 조건이 We수가 900 일 때 분무선단 관통거리의 경우 계산값과 실험값이 잘 일치함을 알 수 있다. 분사 후 1ms 후에 축 방향 거리에 따른 SMD의 경우는 실험값과 잘 맞지 않았고, 축 방향 거리 30mm 지점에서 시간에

따른 SMD의 변화는 계산값과 실험값이 분사 초기에는 잘 맞지 않았지만, 분사 후 $500\mu\text{s}$ 이후에 실험값에 근접하고 있음을 알 수 있다.

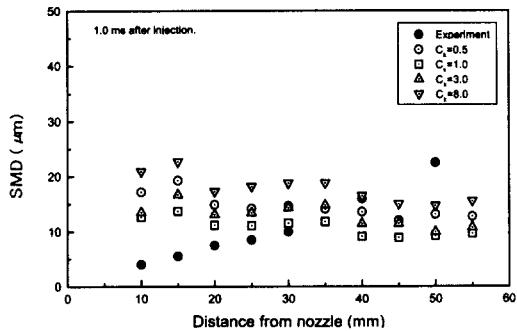
분사 초기에 실험값보다 계산값이 작게 예측된 것은 여러 연구자들^{2,6,7,14)}이 지적한

것처럼 WB 모델이나 DDB 모델이 분사 초기에 SMD를 작게 예측하는 경향이 있기 때문이다.

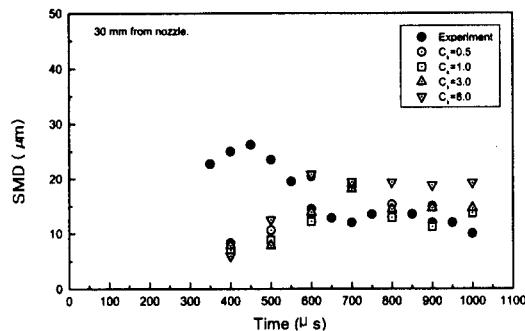
Fig. 4는 CASE 2와 같은 조건에서 C_k 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그



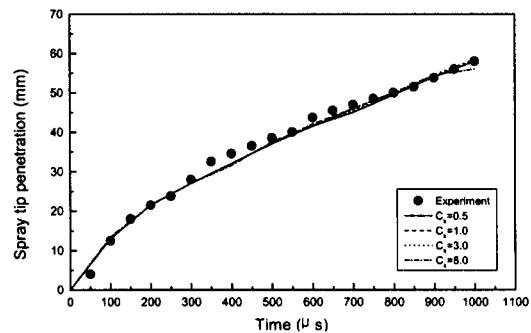
(a) Spray tip penetration



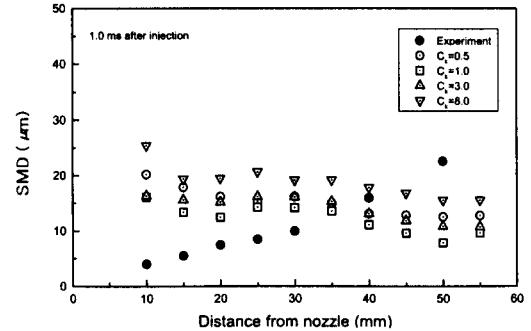
(b) Local SMD



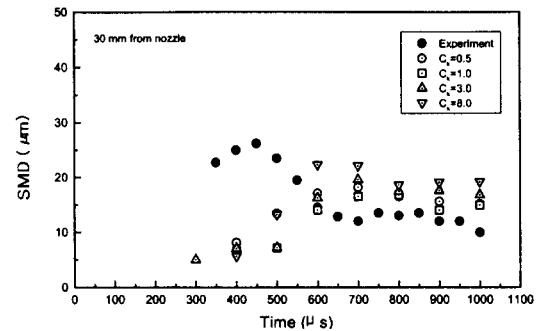
(c) Overall SMD

Fig. 3 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE1)

(a) Spray tip penetration



(b) Local SMD



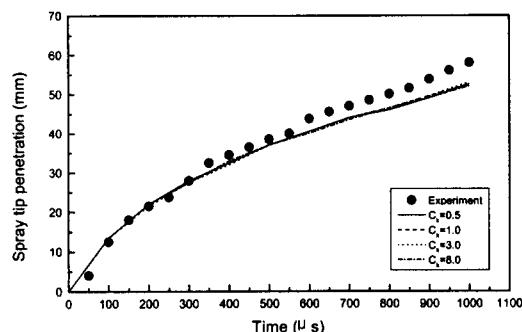
(c) Overall SMD

Fig. 4 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE2)

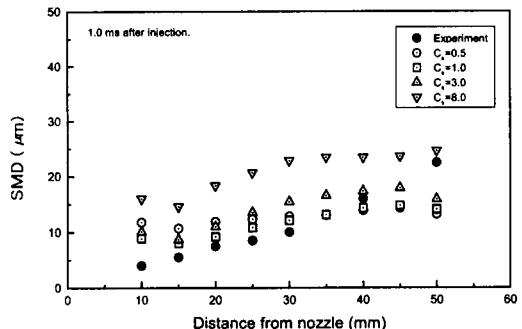
럼에서와 같이 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하였지만, SMD의 계산값은 모델 적용 조건이 We 수가 900인 Fig. 3과 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

Fig. 5는 CASE 3의 조건을 사용한 혼합모델의 분무선단 관통거리와 SMD의 계산

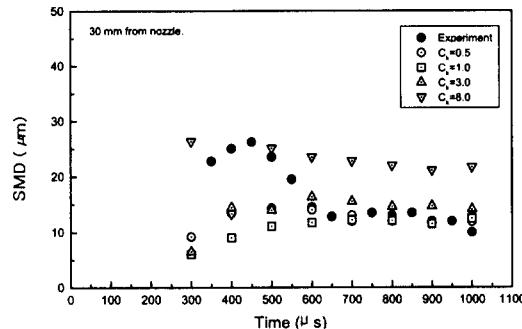
값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 분무선단 관통거리는 실험값보다 약간 작게 예측되었지만, 분사 후 1ms 후축 방향 거리에 따른 SMD의 계산값은 $C_k=8.0$ 을 제외하고 실험값과 잘 맞음을 알 수 있다. 축 방향 거리 30mm 지점에서 시



(a) Spray tip penetration

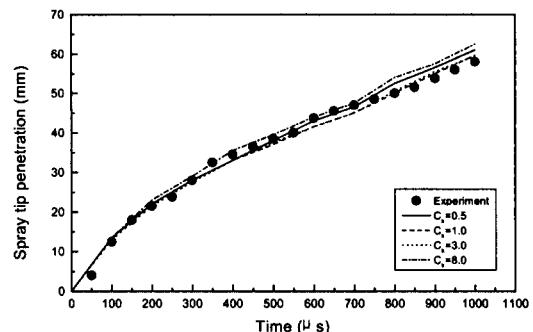


(b) Local SMD

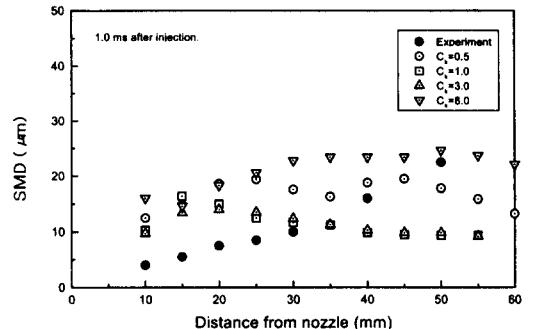


(c) Overall SMD

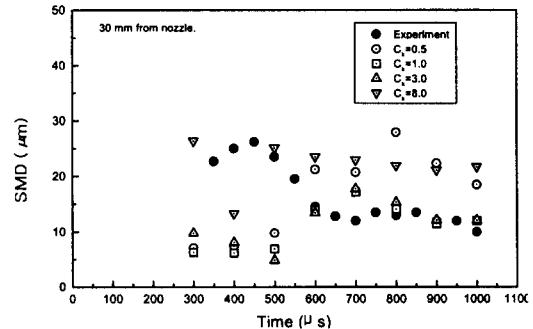
Fig. 5 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE3)



(a) Spray tip penetration



(b) Local SMD



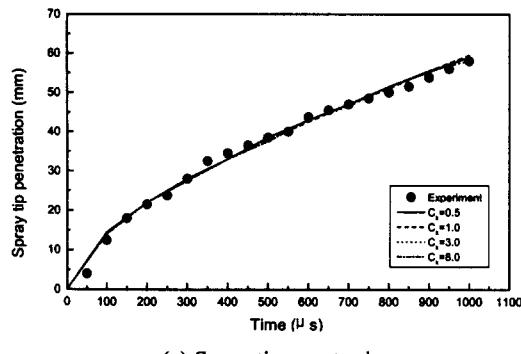
(c) Overall SMD

Fig. 6 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE4)

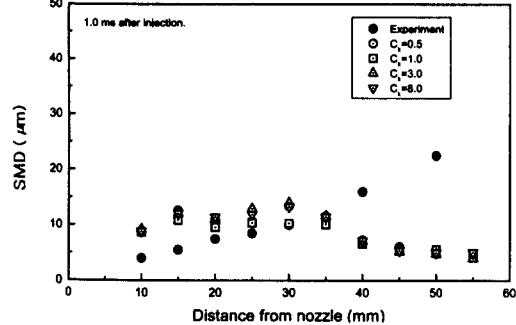
간에 따른 SMD의 계산에서는 분사 후 $500\mu\text{s}$ 이후에 $C_k=8.0$ 을 제외한 나머지 경우 실험값과 잘 일치하였다.

Fig. 3, 4, 5에서 SMD의 계산 결과를 비교해 보면 $C_k=8.0$ 일 때 SMD가 가장 크게 예측되었고, C_k 가 감소함에 따라 SMD가

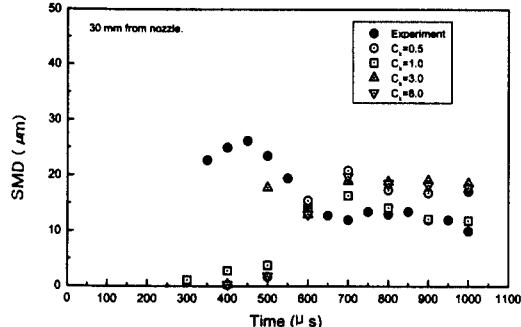
감소함을 알 수 있다. 이것은 DDB 모델에서는 C_k 의 변화가 액적의 분열 시간에만 영향을 미치게 되고, TAB 모델처럼 액적 크기 분포의 계산에 직접적인 영향을 주지 못하기 때문에 TAB 모델에서 \dot{y} 값의 계산에 영향을 미치는 C_F 값을 고정시킨 것과



(a) Spray tip penetration

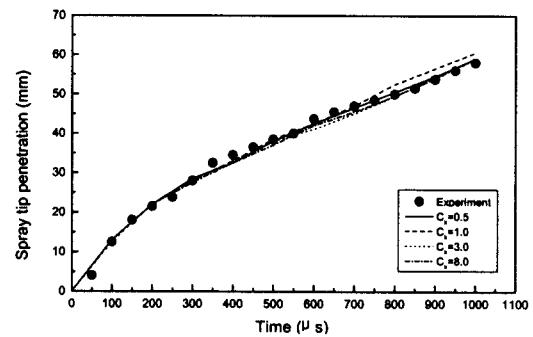


(b) Local SMD

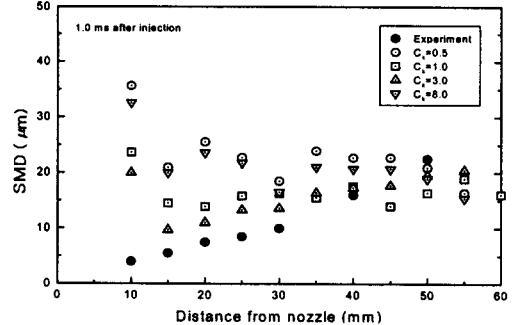


(c) Overall SMD

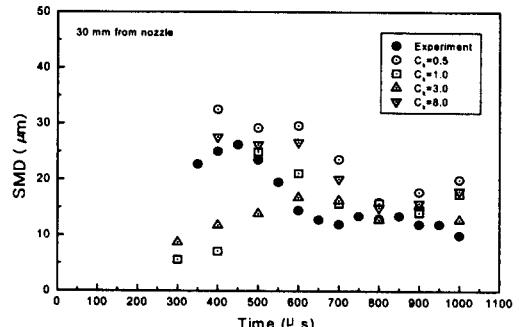
Fig. 7 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE 5)



(a) Spray tip penetration



(b) Local SMD



(c) Overall SMD

Fig. 8 Effect of C_k on spray tip penetration and SMD in hybrid model(CASE 6)

같은 효과를 나타내게 된다. 따라서, DDB 모델에서는 C_k 값을 감소시키면 액적의 분열 시간만 빨라지게 되고, 그에 따른 액적의 분열이 증가하는 영향만 존재한다. 그러나, $C_k=0.5$ 인 경우는 액적의 분열이 너무 빨라지기 때문에 액적의 크기는 더욱 작아

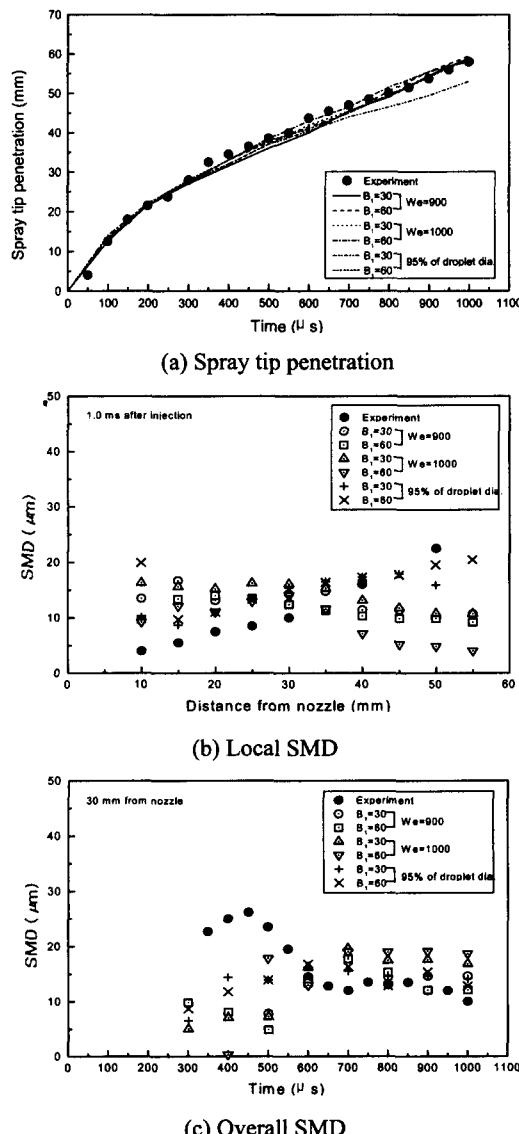


Fig. 9 Effect of B_1 on spray tip penetration and SMD in hybrid model($C_k=1.0$)

지지만, KIVA 코드에서는 분사된 액적의 질량에 0.1% 이하가 되는 액적들은 소멸하게 되므로 SMD 가 증가하게 되는 것으로 생각된다.

Fig. 6 은 CASE 4 와 같은 조건에서 C_k 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD 의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 분무선단 관통거리의 계산값의 경우 C_k 의 변화에 따라 큰 차이가 없음을 알 수 있으며, SMD 의 계산값은 실험값과 맞지 않음을 알 수 있다.

Fig. 7 은 CASE 5 의 경우에 C_k 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD 의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하였지만, SMD 의 계산값은 실험값과 잘 맞지 않음을 알 수 있다.

Fig. 8 은 CASE 6 과 같은 조건에서 C_k 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD 의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 분사 후 1ms 후에 축 방향 거리에 따른 SMD 의 계산에서는 C_k 가 3.0 일 때 실험값과 잘 일치하였으며, 축 방향 거리 30mm 지점에서 시간에 따른 SMD 의 계산에서는 C_k 가 1.0 일 때 분사 후 500 μ s 이후에서 실험값과 잘 일치하였다.

Fig. 6, 7, 8 의 결과로부터 1 차 분열을 WB 모델로 사용할 경우 B_1 을 60 으로 선택하면, 분열 시간이 크게 증가하여 액적의 분열율이 감소하기 때문에 SMD 의 계산값이 실험값과 잘 맞지 않는 것으로 생각된다. 이것은 Patterson 등¹¹⁾이 보고한 것처럼 이 연구에서 사용한 실험데이터의 최대 분

사 압력이 약 100MPa 이기 때문에 B_1 을 30으로 하는 것이 더 나은 실험 결과의 예측을 얻을 수 있다는 것을 의미한다.

Fig. 9는 $C_k=1.0$ 일 때 세 가지 다른 모델 적용 조건에서 B_1 값의 변화에 따른 분무선단 관통거리와 SMD의 계산값과 실험값을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 분무선단 관통거리의 경우 각각 B_1 의 변화에 따라 큰 차이가 없음을 알 수 있다. SMD의 경우 모델 적용 조건을 분사된 액적의 최대 직경에 95%가 되는 시점으로 하고, $B_1=30$ 으로 하였을 때 실험값과 가장 근접하는 결과를 얻을 수 있었다. SMD의 경우는 Fig. 9(b)에서와 같이 모델 적용 조건이 We 수 1000 인 경우를 제외하고, 노즐로부터 축 방향 거리 20mm 지점까지는 B_1 값이 증가하면, SMD 가 증가하는 경향을 나타내었고, 20mm에서 40mm 까지는 SMD의 계산값이 차이가 나지 않음을 알 수 있으며, 축 방향 거리 40mm 이상에서는 B_1 값이 증가함에 따라 SMD 가 감소하는 경향을 나타내었다. 이것은 Beatrice 등²⁾이 보고한 것처럼 노즐로부터 축 방향 거리가 멀어질수록 액적간의 충돌과 합침이 많아지기 때문인 것으로 생각된다. 또한 이 연구에서 사용한 모델이 혼합 모델이기 때문에 모델 적용 조건이나 각 모델의 모델 상수들의 상호 관계와 같은 혼합 모델의 특성에 의한 영향도 있는 것으로 생각된다.

4. 결 론

디젤 분무의 거동을 예측하기 위하여 1차 분열에 대해서 WB 모델을 사용하고, 2차 분열에서 DDB 모델을 사용하는 혼합

모델을 개발하였으며 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) CASE 1의 경우에서는 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하였지만, SMD의 계산값은 실험값과 잘 맞지 않았다.

2) CASE 2의 경우는 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하였지만, SMD의 계산값을 실험값과 잘 맞지 않았다.

3) CASE 3의 경우에는 분무선단 관통거리의 계산값은 실험값과 잘 일치하였으며, SMD의 계산값은 C_k 값이 1.0 일 때 실험값에 가장 근접하였다.

4) B_1 을 60으로 모델링한 경우 분무선단 관통거리의 계산값은 세 가지 조건 모두 실험값과 잘 일치하였지만, SMD의 계산값은 실험값과 잘 맞지 않았다.

5) B_1 을 30과 60으로 변화시켜 혼합 모델로 계산한 결과 분무선단 관통거리는 B_1 의 변화에 큰 영향을 받지 않았다. 그러나, SMD의 계산에서는 B_1 값이 증가함에 따라 노즐로부터 축 방향 거리 20mm 지점까지는 B_1 값이 증가하면, SMD 가 증가하는 경향을 나타내었고, 20mm에서 40mm 까지는 SMD의 계산값이 차이가 나지 않음을 알 수 있으며, 40mm 이상에서는 SMD 가 감소하는 경향을 나타내었다.

6) WB 모델과 DDB 모델을 합한 혼합 모델로 디젤 분무의 거동을 해석한 결과 분사된 액적의 최대 직경에 95% 이하가 되는 시점을 2차 분열이 일어나는 시점을 하고, $B_1=30$, $C_k=1.0$ 으로 가정하고 모델링 하였을 때 가장 좋은 결과를 얻을 수 있었다. 특히 분무선단 관통거리의 경우 혼합 모델의 계

산값이 실험값과 잘 일치하였고, SMD의 계산값은 분사 초기에는 실험값과 약간의 차이를 보이고 있지만, 분사 후 $500\mu\text{s}$ 이후에서는 실험값과 잘 일치하였다.

따라서 이 연구에서 개발한 WB 모델과 DDB 모델을 합한 혼합 모델의 경우 디젤 분무의 해석에 적용하기 위해서는 모델 적용 조건을 분사된 액적의 최대 직경에 95% 이하가 되는 액적에 대해 2차 분열이 일어나는 것으로 하고, $B_1=30$, $C_k=1.0$ 을 적용하였을 때 바람직한 실험 결과의 예측을 얻을 수 있을 것이다.

앞으로 이 연구에서 검토한 WB+DDB 모델을 다른 실험데이터로 모델링하여 예측 능력 및 적용성을 평가할 필요가 있다.

참 고 문 헌

- 1) 노수영, “디젤분무의 미립화 및 액적분열모델(III)”, 한국액체미립화학회지, 제4권 제3호, pp. 1-7, 1999.
- 2) C. Beatrice, P. Belardini, C. Bertoli, M.C. Cameretti and N.C. Cirillo, Fuel Jet Models for Multidimensional Diesel Combustion Calculation: An update", SAE paper 950086, 1995.
- 3) G.M. Bianchi and P. Pelloni, "Modeling the Diesel Fuel Spray Breakup by Using a Hybrid Model, SAE paper 1999-01-0226, 1999.
- 4) P. Pelloni and G.M. Bianchi, "A Cavitaion Induced Atomization Model for High-Pressure Diesel Spray Simulation, Private communication, 1999.
- 5) C. Habich, D. Verhoeven, H.C. Huynh, L. Lambert, J.L. Vanhemeltyck and D. Ivaldi, "Modeling Atomization and Drop Breakup in High-Pressure Diesel Spray, SAE 970881, 1997.
- 6) 김정일, 노수영, “디젤분무의 모델링을 위한 액적분열모델의 평가”, '99 한국액체미립화학회 학술강연회 논문집, pp.42 - 47, 1999.
- 7) J.I. Kim, S.Y. No, J.O. Kim and J.H. Lim, "Modelling Capability of Various Atomization and Droplet Breakup Models for DI Diesel Engines", The Eighth Symposium (ILASS-Japan) on Atomization, Osaka, Japan, pp. 149-154, 1999.
- 8) M. Pilch and C.A. Erdman, "Use of Break up Time Data and Velocity History Data to Predict the Maximum Size of Stable Fragments for Acceleration-Induced Break-up of Liquid Drop", Int. J. Multiphase Flow, Vol. 13, No. 6, pp. 742-757, 1987.
- 9) R.D. Reitz, "Modeling Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays", Atomisation and Spray Technology, Vol. 3, pp. 309-337, 1987.
- 10) P.G. Drazin and W.H. Reid, "Hydrodynamic Stability", London, Cambridge Univ. Press, pp. 14-19, 1981.
- 11) M.A. Patterson, S.C. Kong, G.L. Hampson and R.D. Reitz, "Modeling the Effect of Fuel Injection Characteristics on Diesel Engine Soot and NO_x Emissions", SAE paper 940523, 1994.
- 12) C.J. Rutland, J. Eckhouse, G. Hampson, R. Hessel, S. Kong, M. Patterson, D. Pierpont,

- P. Sweetland, T. Tow and R.D. Reitz,
"Toward Predictive Modeling of Diesel
Engine Intake Flow, Combustion and
Emissions", SAE 941897, 1994.
- 13) E.A.Ibrahim, H.Q.Yang and A.J.Przekwas,
"Modeling of Spray Droplets Deformation
and Breakup", AIAA J. Propulsion and
Power, Vol. 9, No. 4, pp. 652-654, 1993.
- 14) L. Allocca, P. Belardini, C. Bertoli, E.
Corcione and F.D. Angelis, "Experimental
and Numerical Analysis of a Diesel Spray",
SAE 920576, 1992.
- 15) M.A. Gonzalez, Z.W. Lian and R.D. Reitz,
"Modeling Diesel Engine Spray
Vaporization and Combustion", SAE
920579, 1992.