

〈논문〉 SAE NO. 2000-03-0108

## 디젤분무에 대한 액체미립화모델들의 영향

### The Influence of Liquid Atomization Models on Diesel Sprays

이 성 혁\*, 유 홍 선\*\*, 홍 기 배\*\*\*  
Seong Hyuk Lee, Hong Sun Ryou, Ki Bae Hong

#### ABSTRACT

The present article deals with comparisons of published liquid breakup models for diesel sprays to analyze the influence of breakup models on various spray parameters. The three different models tested in this study are the surface wave instability (Wave) model, the Taylor analogy breakup (TAB) model, and the drop drag model (DDM). The numerical results using these models are compared with several experimental data to assess the prediction capabilities of breakup models. Additional task in this study is to investigate effects of the breakup time constant in the Wave model on the spray parameters because the spray behavior is sensitive to the breakup time constant. It is seen that there is uncertainty about the breakup time constant, indicating that the suitable acceptance of the constant is important, and the TAB model generally shows significant under-prediction of Sauter Mean Diameter(SMD). In addition, it may be indicated that differences between the DDM and Wave model are not significant, showing that the DDM may be suitable for air-assisted atomization rather than pressure atomization.

주요기술용어 : Spray(분무), Atomization(미립화), Breakup(분열), Air-assisted atomization(공기 보조형미립화), Breakup time constant(분열시간계수), SMD(Sauter 평균직경)

#### 1. 서 론

분무현상은 가스터빈, 디젤엔진 및 가솔린엔진 등과 같은 공학적으로 매우 폭넓게 적용되어 왔

다. 특히 디젤엔진설계에서 연료효율증대와 오염 물질배출억제 등과 같은 문제는 최근까지도 중요한 연구과제로 인식되고 있다. 실제로 액적분열(Droplet breakup)과 미립화(Atomization)현상은 매우 복잡한 메커니즘을 가지고 있기 때문에 현재까지도 확실한 규명이 이루어지지 않고 있다. 디젤엔진의 경우 노즐에서 분사되는 액체제트의 미립화와 액적분열현상은 엔진효율과 오염물질형성에 중요한 영향을 미칠 수 있기 때문에 보다

\* 회원, 중앙대학교 생산공학연구소

\*\* 회원, 중앙대학교 기계공학부

\*\*\* 회원, 충주대학교 열공학과

효과적인 엔진설계 및 분사시스템의 최적화를 위해서 미립화 현상에 대한 물리적 특성을 이해하고 이에 대한 해석모델을 개발하는 것은 매우 중요하다.

최근까지 개발된 미립화 및 액적분열에 대한 수학적 모델들 중 가장 보편적으로 사용되어 온 것은 Reitz<sup>1)</sup>에 의해 제안된 Wave 모델과 O'Rourke와 Amsden<sup>2)</sup>의 TAB(Taylor analogy breakup) 모델이다. Wave 모델은 액체제트와 주변공기와의 공기역학적인 과정에 의해 발생하는 표면의 비안정성을 미립화의 주된 요인으로 고려한 모델인 반면 TAB 모델은 액적변형을 스프링-질량-감쇠계로 이루어진 시스템에 상사시킴으로써 액적분열현상을 묘사하였다. Liu 등<sup>3)</sup>은 액적진동과 변형이 항력계수에 미치는 영향을 고려하여 액적항력모델(Drop drag model, DDM)을 제안하였으며 Wave 모델을 근거로 하였다. 그들은 액적들의 변형을 계산하기 위해서 TAB 모델을 사용하였으며 항력계수는 액적표면진동은 유동조건에 의존하여 결정된다. 이 모델은 주로 공기보조미립화(Air-assisted atomization) 현상에 대해 적용되어왔기 때문에 다양한 분무현상에 대한 검증이 요구되고 있다. Ibrahim 등<sup>4)</sup>은 DDB(Droplet deformation and breakup)모델을 제안하여 액적 미립화의 비선형적 측면을 보완하였다. 이외에도 Huh 등<sup>5)</sup>은 노즐내의 난류유동에 의한 효과를 고려한 모델을 제안한 바 있으며 노즐내의 공동현상에 의한 미립화 모델이 Gavaises<sup>6)</sup>에 의해 제안된 바 있다. 이상에서 언급된 모델들은 최근까지도 계속 검증되고 있으며 문헌에서 지금까지 제안된 대부분의 모델들은 Wave 모델 혹은 TAB 모델을 수정한 것들이다.<sup>7-10)</sup> 따라서 Wave 모델, TAB 모델 혹은 수정된 모델들과 같은 기존의 수치모델들을 다양한 실험결과와 검증하는 것은 액적 미립화 및 분열현상에 대한 물리적 이해를 증진하고 보다 효과적인 모델을 제안하기 위해 필수적이다.

본 연구의 주 목적은 Wave 모델, TAB 모델 그리고 액적항력모델(DDM) 등을 이용하여 수치

해석을 수행하고 다양한 실험 결과와 비교함으로써 각 모델들의 특징을 조사하는 것이다. 또한 Wave 모델에서 나타나는 액적분열시간계수(Droplet breakup time constant) 변화에 따른 분무파라미터(액적크기 및 분무선단길이)의 변화를 살펴보고자 한다. 본 연구는 액체제트의 미립화 과정에 대한 물리적 이해를 증진하고 보다 효과적인 분무모델을 개발하는 데에 중요한 이론적 자료를 제공할 것으로 사료된다.

## 2. 수치해석기법 및 액적미립화 모델

본 연구에서 다루는 이상유동은 기상의 경우는 오일러리안 방식을, 액상의 경우는 라그랑지안 방식을 사용하여 해석하였으며 난류모델은 압축성효과를 고려하도록 수정된  $k-\epsilon$  모델<sup>11)</sup>을 사용하였다. 구성된 지배방정식들은 유한체적법에 의해 이산화되며 비정상항은 오일러의 음함수법을, 대류 및 확산항들은 하이브리드 모델을 사용하여 처리하였다. 또한 입자·에디 상호 관련항은 Gosman과 Ioannides<sup>12)</sup>에 의한 모델을 사용하였으며 PISO알고리즘을 사용하여 해석하였다. 액적응용합과 충돌은 O'Rourke<sup>13)</sup>의 모델을 사용하여 처리되었다.

### 2.1 Wave 모델

Reitz<sup>1)</sup>는 미립화 과정을 액체표면과 가스 사이의 상대속도로 인한 공기역학적 상호작용에 의한 결과로 생각하여 액체제트의 1차 오더 선형안정성해석을 사용한 모델을 제안하였다. 그는 액적이 주위 기상과의 상호 작용에 의해 변형을 일으킬 최대 성장률  $\Omega$ 와 이때의 파장  $\Lambda$ 에 대한 식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\frac{\Lambda}{a} = \frac{9.02(1+0.45Z^{0.5})(1+0.4T^{0.7})}{(1+0.87We_2^{1.67})^{0.6}} \quad (1)$$

$$\Omega \left[ \frac{\rho_1 a^3}{\sigma} \right]^{0.5} = \frac{0.34+0.38We_2^{1.5}}{(1+Z)(1+1.4T^{0.6})} \quad (2)$$

여기서  $Z = We_1^{0.5} / Re_1$ ,  $T = Z We_2^{0.5}$  이고 액적 및 기상의 웨버수  $We_{1,2} = \rho_{1,2} U^2 a / \sigma$  이다. 한편 액적의 레이놀즈수  $Re_1$  는  $Ua/\nu_1$  으로 정의된다. 또한  $a$  와  $U$  는 각각 제트반경과 상대속도를 나타내며 하첨자 1과 2는 액상과 기상을 각각 나타낸다. 미립화 과정에 의해 생성된 새로운 액적의 반경은 다음과 같다.

$$r = B_0 \Lambda \tag{3}$$

$$r = \min \left[ \left( \frac{3\pi a^2 U}{2\Omega} \right)^{0.33}, \left( \frac{3a^2 \Lambda}{4} \right)^{0.33} \right] \tag{4}$$

여기서 식 (3)은  $B_0 \Lambda \leq a$  인 경우에 적용되며  $B_0 \Lambda > a$  의 경우 식 (4)식을 사용하여 액적반경을 계산한다. 한편  $B_0$  는 0.61이며 분열시간 (Breakup time)  $\tau$  동안 액적들의 크기 변화는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{da}{dt} = \frac{-(a-r)}{\tau} \tag{5}$$

여기서 분열시간  $\tau = 3.726 B_1 a / \Lambda \Omega$  이며 분열시간계수값  $B_1$  을 10으로 결정하였다.<sup>1)</sup> 그러나 기존의 연구결과들을 살펴보면 분열시간계수인  $B_1$  의 최적 값이 각각의 경우에 따라 서로 다를 수 있다. Patterson 등<sup>14)</sup> 은  $B_1$  을 30으로 결정한 반면 Belardini 등<sup>10)</sup> 은 5로 결정하였다. 이 외에도 1.73을 사용한 경우도 문헌에서 찾아볼 수 있다.<sup>3,15)</sup> 따라서 Wave 모델에서는  $B_1$  값의 일반화가 매우 중요한 문제임을 알 수 있다.

## 2.2 액적항력모델(DDM)

일반적으로 상대속도가 큰 경우 액적의 변형이 발생함으로써 항력계수에 영향을 미치게 된다. 액적의 항력계수는 레이놀즈수와 진동폭의 함수이며 공기보조미립화장치에서는 액적들의 변형이 실험적으로 관찰된 바 있다.<sup>16)</sup> 실험적 결과를 토대로 액적변형에 의해 변화되는 계적을 모델링하

기 위해서 이 모델에서는 액적형태변화에 따른 항력계수의 변화를 모델링하였다. 일반적인 구형 액적의 항력계수는 다음과 같이 결정된다.

$$C_{d, sphere} = \frac{24}{Re} \left( 1 + \frac{Re^{2/3}}{6} \right), \quad Re < 1000 \tag{6}$$

$$C_{d, sphere} = 0.424, \quad Re > 1000 \tag{7}$$

액적항력모델은 기본적으로 Wave 모델을 바탕으로 하여 변형된 액체표면으로부터 떨어져 나가는 액적들을 표면파장의 성장과 관련되어 있다고 생각하였다. 한편 액적변형에 대한 예측은 TAB 모델을 사용함으로써 얻을 수 있으며 변형된 액적들의 항력계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_d = C_{d, sphere} (1 + 2.632 y) \tag{8}$$

여기서 액적변형을 나타내는  $y$  는 이후에 언급되는 TAB 모델의 식 (10)에서 얻을 수 있다. 식 (8)은 액적변형에 의해서 구형액적에 비해 최대 3.6배만큼 항력이 증가함을 나타낸다. 한편 TAB 모델과는 달리 액적항력모델은  $y > 1$  인 경우 액적이 분열되지 않고 Wave 모델을  $y$  값과 관계없이 기본적으로 적용한다. 즉,  $y$  가 1보다 작은 경우 액적변형에 의한 항력계수만을 수정하고 그 외 부분은 Wave 모델에 의해 계산한다. 따라서 액적항력모델은 액적변형을 고려한 수정 Wave 모델로 생각될 수 있다.

## 2.3 Taylor Analogy Breakup 모델

TAB 모델은 액적변형을 스프링-질량-감쇠계로 이루어진 시스템에 상사시킴으로써 액적분열현상을 나타낸 것이며 감쇠, 강제 조화진자의 진동방정식에 Taylor 상사성을 적용하고 무차원 변수  $y$  를 이용하면 다음과 같이 나타낸다.

$$\ddot{y} = \frac{C_F}{C_b} \frac{\rho_g u^2}{\rho_l r^2} - \frac{C_k \sigma}{\rho_l r^3} y - \frac{C_d \mu_l}{\rho_l r^2} \dot{y} \tag{9}$$

여기서 분열은  $y$  가 1보다 큰 경우에 발생하며

상대속도  $u$ 가 상수인 경우 식 (9)의 해는 다음과 같다.

$$y(t) = \frac{C_F}{C_k C_b} We + e^{-t/t_d} \left\{ \left( y_0 - \frac{C_F}{C_k C_b} \right) \cos \omega t + \frac{1}{\omega} \left[ \dot{y}_0 + \frac{y_0 - \left( \frac{C_F}{C_k C_b} We \right)}{t_d} \right] \sin \omega t \right\} \quad (10)$$

식 (10)에서 진동주파수와 점성에 의한 감쇠시간은 각각 다음과 같이 정의된다.

$$\omega^2 = C_k \frac{\sigma}{\rho r^3} - \frac{1}{t_d^2} \quad (11)$$

$$\frac{1}{t_d} = C_d \frac{\mu_l}{2\rho r^2} \quad (12)$$

한편 위 식들에서  $C_F$ ,  $C_k$  그리고  $C_d$ 는 모델 상수들이며 각각 1/3, 8 그리고 5로 채택하였다.<sup>2)</sup> 한편 액적이 분열되면 질량보존법칙에 의해 계산 Parcel과 관련된 액적수가 결정된다.

### 3. 해석모델

본 연구에서는 Table 1과 같은 4가지의 경우에 대해 수치해석을 수행하고 실험 값과 상호 비교하였다. Case 1과 2는 지요한<sup>17)</sup>에 의해 수행된 실험이며 분사압력변화에 따른 분무선단거리와 Sauter 평균직경(SMD)을 상호 비교하였다. Case 3은 Allocca 등<sup>18)</sup>에 의해 수행된 실험으로 고압 분사인 경우를 나타내고 있으며 Case 4는 Koo 등<sup>19)</sup>에 의해 수행된 실험을 나타낸다.

Table 1 Specifications of test cases

Contents	Case1	Case2	Case3	Case4
$D_c$ [mm]	190	190	60	200
$L_c$ [mm]	450	450	60	200
$P_{ras}$ [MPa]	2	2	1.7	2.17
$T_{ras}$ [K]	300	300	300	300
$P_{inj}$ [Mpa]	10	30	100	Exp. <sup>19)</sup>
$D_{nozzle}$ [mm]	0.2	0.2	0.2	0.24

한편 Table 1의  $D_c$ 와  $L_c$ 는 Chamber의 직경과 길이를 각각 나타낸다. 본 연구에서는 앞서 언급한 5가지의 모델들을 사용하여 수치해석을 수행하였고 실험 값과 상호 비교하였다. 일반적으로 노즐에서 분사되는 액적들의 Parcel수와 격자수 등의 변화에 따른 해의 의존성을 파악하는 것은 해의 불변성(Invariance)을 조사하는 데 있어 필수적인 과정이다. 본 연구에서는 Case 1에 대해 의존성시험을  $20 \times 20 \times 30$ ,  $35 \times 20 \times 40$ ,  $50 \times 20 \times 50$  등의 격자를 사용하여 수행하였다. 계산시간단계와 총 Parcel 수는 예비적 계산을 통해 각각  $30 \mu s$  과 6000개로 채택되었으며 미립화 모델은 TAB 모델을 사용하였다.

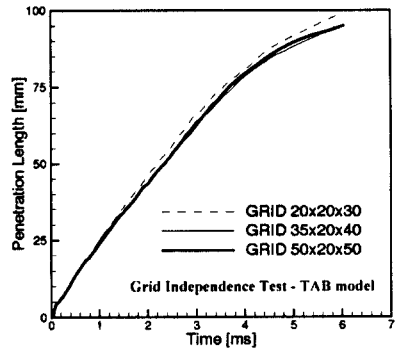


Fig. 1 Grid independence test (Penetration length)

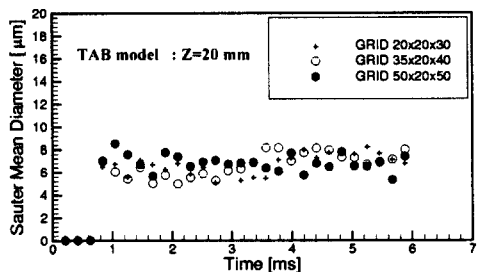


Fig. 2 Grid independence test (SMD)

Fig. 1과 2는 의존성시험을 통해 얻어진 분무선단거리와 노즐에서 20 mm 떨어진 위치에서의 SMD를 나타낸다. 그림에서 분무선단거리는 해석격자의 영향을 거의 받지 않음을 알 수 있으며  $35 \times 20 \times 40$  이상의 격자에서는 거의 불변된 해

를 나타내고 있다. 또한 SMD 역시 격자변화에 대해 거의 변화가 없음을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 계산시간을 30  $\mu$ s로 채택하고 분사되는 총 Parcel 수를 6000개로 선택하였으며 격자계는 35 $\times$ 20 $\times$ 40 으로 결정하였다. 한편 입구에서 분사되는 분무속도는 실험에서 주어지지 않는 경우 오리피스식을 사용하였고, Case 4와 같이 실험에서 분사스케줄이 주어진 경우는 실험 결과를 꼭선맞춤한 식을 사용하였다. 또한 입구에서 분사된 액체제트는 Reitz<sup>1)</sup>에 의해 제시된 방식을 채택하여 blob가 분사된다고 가정하여 처리하였다. 분사 초기 분무의 원추각은 Bracco<sup>20)</sup>에 의해 사용된 실험 관계식을 사용하여 결정하였다.

#### 4. 결과 및 고찰

##### 4.1 미립화 모델들의 특성

본 연구에서는 Wave 모델, 액적항력모델 그리고 TAB 모델을 사용하여 Table 1에 나타난 각 경우들에 대한 수치해석을 수행하였으며 각 모델들에 대한 특성을 실험 결과와 상호 비교하였다. 이 때 Wave 모델의 경우 분열시간계수  $B_1$  값을 10<sup>1)</sup>과 1.73<sup>15)</sup>으로 채택하여 계수 선택에 따른 변화를 조사하였다. 또한 액적항력모델(DDM)의  $B_1$  값은 1.73으로 처리하였다.

Fig. 3~5는 Case 1,2 그리고 3의 경우 분무선단거리를 비교한 것이다. 그림에서와 같이 Case 1의 경우 분사 초기에서는 Wave 모델과 액적항력모델이 실험 값에 매우 잘 일치하고 있는 반면 3.6 ms 이후부터는 약간 과장 예측하고 있다. 이와는 달리 TAB 모델은 초기에는 하향예측하고 분사 후반에서는 실험 값에 일치하는 경향을 볼 수 있다. 한편 Case 2의 경우 전반적으로 Wave 모델이 TAB 모델에 비해 상향 예측하고 있으며 Case 1과 유사한 경향을 나타낸다. 즉 분사 초기에서는 Wave 모델이 상대적으로 실험 경향과 잘 일치하는 반면 TAB 모델은 전반적으로 하향 예측함을 볼 수 있다. 이것은 이후 언급되는 바와 같이 액적의 미립화 현상을 과장 예측하기 때문

이다. 그림에서 분열시간계수의 변화에 따른 분무선단거리의 변화는 매우 미소하게 나타남을 알 수 있고 액적항력모델과 Wave 모델 사이의 차이는 거의 나타나지 않는다. 즉 액적항력모델이 압력미립화장치인 경우에서는 크게 개선된 결과를 보이지 않음을 알 수 있다. 이것은 액적항력모델이 근본적으로 액적과 공기와 상대속도가 큰 경우, 즉 공기보조미립화 현상에 대해 고안된 모델이기 때문이다. 따라서 액적변형이 상대적으로 작게 발생하는 압력미립화장치인 경우에는 액적항력모델과 Wave 모델과의 차이는 거의 없을 것으로 사료된다.

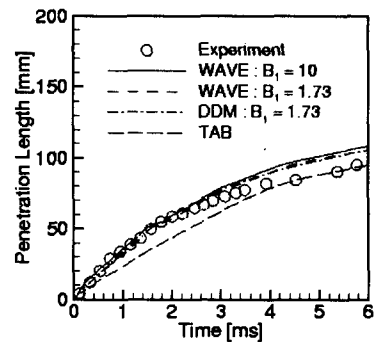


Fig. 3 Comparison of calculated penetration length using breakup models with experimental data<sup>17)</sup> (Case 1)

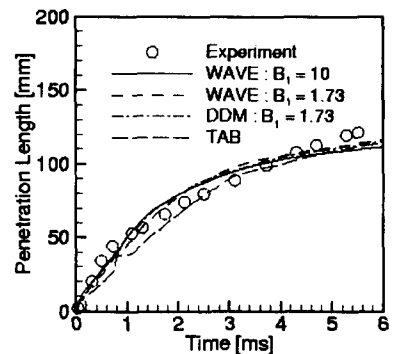


Fig. 4 Comparison of calculated penetration length using breakup models with experimental data<sup>17)</sup> (Case 2)

Fig. 5는 Case 3의 경우에서 계산된 분무선단 거리를 나타내고 있다. 앞서 언급한 Case 1과 2와 같이 분사초기 Wave 모델이 전반적으로 실험 값에 잘 일치하는 반면 분사 후반부에서는 TAB 모델이 보다 잘 일치하고 있으며 Wave 모델과 액적항력모델간의 차이는 거의 나타나지 않는다. Case 1과 2와는 달리 Case 3의 경우 TAB 모델은 분무선단거리를 효과적으로 예측하고 있는데 이 결과를 통해 TAB 모델은 상대적으로 고압분사인 경우 보다 효과적으로 분무거동을 모사함을 알 수 있다.

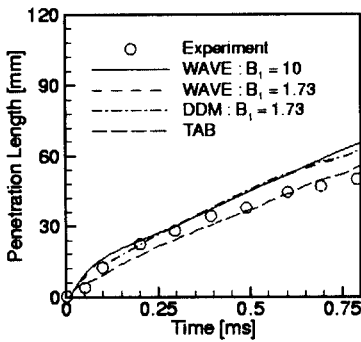


Fig. 5 Comparison of calculated penetration length using breakup models with experimental data<sup>18)</sup> (Case 3)

한편, Fig. 6~7은 Case 1과 2의 경우 노즐 출구로부터 30 mm에서의 SMD를 비교한 것이다. 그림에서 TAB 모델에 의해 예측된 액적크기가 실험 값에 비해 매우 작게 나타나는데 이것은 이 모델이 액적분열을 과장 예측하기 때문으로 사료된다. 이와는 달리 Wave 모델은 상대적으로 실험결과와 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다. 액적항력모델과 Wave 모델은 분열시간계수가 동일한 경우 결과의 차이가 거의 나타나지 않고 있으며 이것은 앞서 언급한 바와 같이 압력분사장치에서 분사되는 분무의 경우 액적항력모델과 Wave 모델사이의 차이는 거의 나타나지 않는다는 것을 보여주는 결과이다. 특히 그림들에서 볼 수 있듯이 분열시간계수가 증가할수록 SMD는 증가하고

있다. 이것은 시간계수 증가에 의한 액적분열시간의 증가는 액적분열을 감소시키는 역할을 하기 때문이다. 또한 Case 1의 경우 액적분열시간계수가 10인 경우가 1.73에 비해 실험과 잘 일치하는 반면 Case 1에 비해 상대적으로 고압분사인 Case 2의 경우 오히려 1.73의 경우가 실험 값에 보다 잘 접근하는 것을 볼 수 있다. 이 결과는 기존의 연구들<sup>1,10,14,15)</sup>에서 지적한 바와 같이 분열시간계수,  $B_1$ 의 불확실성을 보여주는 것으로서 분사조건, 특히 분사압력 및 배압에 따라서 이 계수값이 다르게 선택되어야 함을 보여주는 것이다.

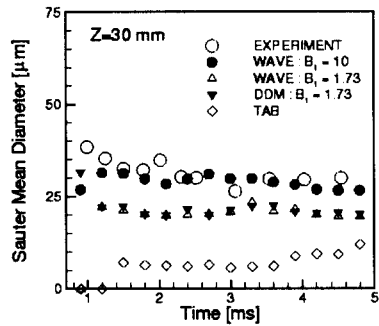


Fig. 6 Comparison of predicted SMDs using breakup models with experimental data<sup>17)</sup> (Case 1)

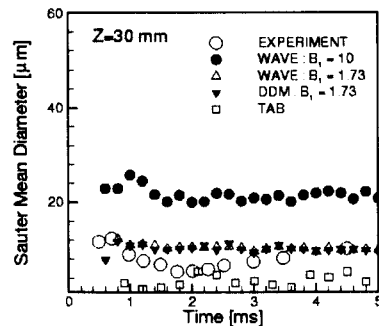


Fig. 7 Comparison of predicted SMDs using breakup models with experimental data<sup>17)</sup> (Case 2)

이상의 결과에서 TAB 모델은 분무선단거리는 비교적 효과적으로 예측하는 반면 SMD는 매우 하향 예측함을 알 수 있으며 액적항력모델은 분

연구에서 다루는 압력분사장치의 경우 Wave 모델과 거의 동일한 결과를 나타냄을 알 수 있다. 따라서 이후의 연구에서는 액적항력모델과 TAB 모델은 제외하였으며 Wave 모델에서의 분열시간 계수의 영향에 대해 고찰하고자 한다.

#### 4.2 Wave 모델에서 분무특성에 대한 분열시간계수의 영향

일반적으로 분열시간(Breakup time)은 임계 웨버수 이상의 액적이나 액주가 분산되는 데 소요되는 시간으로 정의된다. 이 시간은 배압과 분사 압력에 대한 함수이며 주위 기체의 웨버수에 따라 변화된다.<sup>17)</sup> 앞서 지적된 결과에서도 볼 수 있듯이 분열시간의 적절한 예측은 분무특성을 예측하는 데에 중요하다. 본 연구에서는 Case 4에 대해 Wave 모델을 사용하여 해석하였으며 분열시간계수변화에 따른 분무특성을 고찰하였다.

Fig. 8은 Case 4의 경우 분열시간계수변화에 따른 분무선단거리를 보여주는 것으로 시간계수 변화에 따라 거의 동일한 결과를 얻었다. 그러나 그림에서 볼 수 있듯이 분열시간계수값  $B_1$ 이 증가할수록 분사초기에서 실험 값에 잘 일치하고 있다. 식 (5)에서 볼 수 있듯이 분열시간이 감소할수록 액적의 분열은 활발하게 일어나며 상대적으로 작은 액적을 생성한다. 분사초기에 분무선단거리가 감소하는 것은 실제보다 짧은 분열시간에 의한 액적직경의 감소 때문으로 사료된다. 한편  $B_1$ 이 20인 경우 분사초기에 실험 결과와 잘 일치하는 것은 분열시간 증가로 인해 상대적으로 큰 액적들이 생성되었기 때문이다.

Fig. 9와 10은 노즐 출구에서 30 mm 떨어진 부분에서 반경 방향으로 1 mm와 2 mm에서의 SMD를 나타낸다. 그림에서  $B_1$ 이 20인 경우 다른 경우들보다 상대적으로 실험 값에 잘 일치하고 있다. 또한  $B_1$ 이 감소할수록 SMD가 감소하는 것은 분열시간의 감소에 의해 액적분열을 과장 예측하기 때문이다. 따라서 Wave 모델에서  $B_1$ 의 선택은 적절한 SMD를 예측하는 데에 있

어서 매우 중요하다.

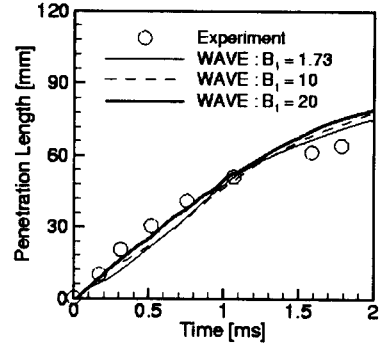


Fig. 8 Comparison of predicted penetration length using different  $B_1$  values with experimental data<sup>19)</sup> (Wave model, Case 4)

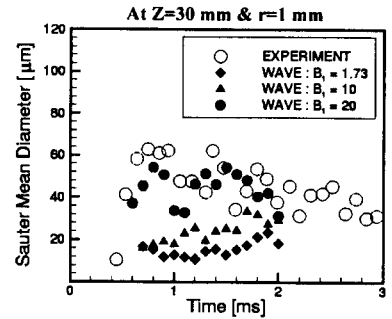


Fig. 9 Comparison of predicted SMDs at  $z=30$ mm and  $r=1$ mm using different  $B_1$  values with experimental data<sup>19)</sup> (Wave model, Case 4)

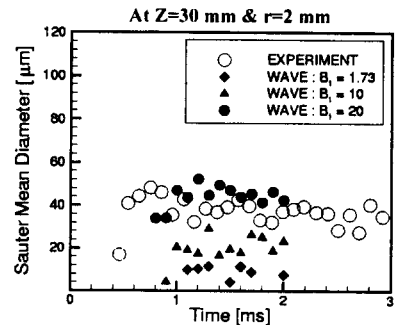


Fig. 10 Comparison of predicted SMDs at  $z=30$ mm and  $r=2$ mm using different  $B_1$  values with experimental data<sup>19)</sup> (Wave model, Case 4)

그러나 Wave 모델에서 분열시간계수값을 일반화시킨 연구결과는 현재 알려진 바 없으며 대부분의 경우 각 실험조건 및 운전조건에 대해 임의적으로 선택되고 있다. 최근 Habchi 등<sup>9)</sup>은 분열시간계수값을 국부적인 액적밀도에 따른 함수로 제안하고 기존의 실험결과와 Wave 모델의 계수를 상호 결합한 모델을 개발한 바 있다. 그러나 이 모델 역시 기본적인 분열시간계수값을 임의적으로 결정하고 있기 때문에 분열시간계수의 일반성은 도출하지 못하고 있다. 본 연구를 통해 분열시간계수는 분사압력과 배압에 따라 변화됨을 어느 정도 알 수 있었다. 따라서 이후의 연구로는 배압, 분사압력 등과 같은 다양한 조건들의 변화에 따른 분열시간계수의 일반적인 모델을 개발하기 위한 연구가 진행되어야 할 것으로 사료된다.

## 5. 결론

본 연구에서는 최근 문헌들에서 자주 사용되는 Wave 모델, 액적항력모델(DDM) 그리고 TAB 모델에 대한 특성을 고찰하고 Wave 모델에서의 분열시간계수의 변화에 따른 수치결과변화에 대해 살펴보았다. 본 연구를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

우선 TAB 모델은 다른 모델에 비해 SMD를 매우 낮게 예측하고 있으나 분무선단거리는 비교적 실험결과에 잘 일치함을 알 수 있었다. 또한 본 연구에서 다루고 있는 압력분사 분무인 경우, 액적항력모델(DDM)과 Wave 모델과의 차이는 거의 나타나지 않았다. 전반적으로 TAB 모델에 비해 Wave 모델이 보다 효과적으로 분무특성을 예측하였다. 한편 Wave 모델의 경우 분열시간계수가 증가할수록 SMD가 증가함으로 알 수 있었고 상대적으로 분무선단거리의 변화는 크게 나타나지 않았다. 또한 분무조건이 변화함에 따라 액적분열시간이 각각 다르게 적용되어야 함을 알 수 있었다. 특히 다른 조건들이 동일한 경우(Case 1~2) 분사압력이 증가할수록 작은 시간계수값을 사용하는 것이 SMD 예측에 보다 효과적임을 알

수 있었다. 본 연구를 통해 배압, 분사압력 등과 같은 다양한 조건들의 변화에 따른 분열시간계수의 일반적 모델 개발에 관한 연구가 요구됨을 알 수 있었다.

## 추 기

이 논문은 1999년도 한국학술진흥재단의 연구비에 의하여 연구되었음.(KRF-99-041-E00075)

## 참 고 문 헌

- 1) R. D. Reitz, "Modeling Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays," *Atomization and Spray Technology*, Vol. 3, pp. 309~337, 1987.
- 2) P.J. O'Rourke, and A.A. Amsden, "The TAB Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup," SAE 872089, 1987.
- 3) A.B. Liu, D. Mather, and R.D. Reitz, "Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays," SAE 930072, 1993.
- 4) E.A. Ibrahim, H.Q. Yang, and A.J. Przekwas, "Modeling of Spray Droplets Deformation and Breakup," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 9, Technical Notes, pp. 651~654, 1993.
- 5) K. Y. Huh, E. Lee, and J.-Y. Koo, "Diesel Spray Atomization Model Considering Nozzle Exit Turbulence Conditions," *Atomization and Sprays*, Vol. 8, pp. 453~469, 1998.
- 6) M. Gavaises, "Modeling of Diesel Fuel Injection Processes," Ph.D. Thesis, Imperial College of Science, Technology and Medicine, Department of Mechanical Engineering, University of London, 1997.
- 7) S.-C. Kong, Z. Han and R.D. Reitz, "The



- Development and Application of a Diesel Ignition and Combustion Model for Multidimensional Engine Simulation," SAE 950278, 1995.
- 8) F.X. Tanner, "Liquid Jet Atomization and Droplet Breakup Modeling of Non-Evaporating Diesel Fuel Sprays," SAE 970050, 1997.
  - 9) C. Habchi, D. Verhoeven, C. Huynh Huu, L. Lambert, J.L. Vanhemelryck and T. Baritaud, "Modeling Atomization and Breakup in High-Pressure Diesel Sprays," SAE 970881, 1997.
  - 10) P. Belardini, C. Bertoli and M.C. Cameretti, "Numerical Analysis of the Influence of the Jet Breakup Model Formulation on Diesel Engine Combustion Computations," *Atomization and Sprays*, Vol. 8, pp. 123~154, 1998.
  - 11) W. C. Reynolds, "Modeling of Fluid Motions in Engines - An Introductory Overview, in *Combustion Modeling in Reciprocating Engines*," Ed. J.N. Mattavi and C.A. Amann, Plenum Press, NY, 1980.
  - 12) A.D. Gosman and E. Ioannides, "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fuelled Combustors," AIAA Paper 81-0323, 1981.
  - 13) P. J. O'Rourke, "Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays," Ph.D. Thesis, Princeton University, 1981.
  - 14) M. A. Patterson, S.-C. Kong, G. J. Hampson and R.D. Reitz, "Modeling the Effects of Fuel Injection Characteristics of Diesel Engine Soot and NOx Emissions," SAE 940523, 1994.
  - 15) J.E. Eckhause and R.D. Reitz, "Modeling Heat Transfer to Impinging Fuel Sprays in Direct-Injection Engines," *Atomization and Sprays*, Vol. 5, pp. 213~242, 1995.
  - 16) A.B. Liu and R.D. Reitz, "Mechanism of Air-Assisted Liquid Atomization," *Atomization and Sprays*, Vol. 3, pp. 55~75, 1993.
  - 17) 지요한, "디젤분무의 거동 및 분무입경에 관한 연구," 박사학위논문, 서울대학교, 1993.
  - 18) L. Allocca, P. Belardini, C. Bertoli, F.E. Corcione and F.De Angelis, "Experimental and Numerical Analysis of a Diesel Spray," SAE 920422, 1992.
  - 19) J.-Y. Koo, "Characteristics of a Transient Diesel Fuel Spray," Ph.D. Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Wisconsin-Madison, 1991.
  - 20) F.V. Bracco, "Modeling of Engine Sprays," SAE 850394, 1985.