

# TAB 모델과 수정된 액적 항력 모델을 이용한 공기 보조 분무에서의 액적 분열에 대한 수치적 연구

## Numerical Study on Drop Breakup in Air-Assisted Spray Using the TAB Model with a Modified Drop Drag Model

고 권 현\*, 유 흥 선\*\*, 이 성 혁\*\*\*, 홍 기 배\*\*\*\*  
Gwon Hyun Ko, Hong Sun Ryou, Seong Hyuk Lee, Ki Bae Hong

### ABSTRACT

The aim of this article is to perform the numerical simulation for drop drag and breakup processes in air-assisted sprays using the Taylor analogy breakup (TAB) model with a modified drop drag model, in which a random method is newly used to consider the variation of the drop's frontal area. The predicted results for drop trajectory and Sauter mean diameter (SMD) were compared with experimental data and the simulation results using the earlier published models such as TAB model, surface wave instability (Wave) model, and Wave model with original drop drag model. In addition, the effects of the breakup model constant,  $C_k$ , on prediction of spray behaviors were discussed. The results shows that the TAB model with the modified drop drag model is in better agreement with experimental data than the other models, indicating the present model is acceptable for predicting the drop breakup process in air-assisted sprays. At higher Weber numbers, the smaller  $C_k$  shows the best fitting to experimental data. It should be noted that more elaborated studies is required in order to determine the breakup model constant in the suggested model in the study.

주요기술용어 : Air-assisted atomization(공기-보조 미립화), Drop breakup(액적 분열), Breakup model(분열 모델), Drop trajectory(액적 궤적), SMD(Sauter mean diameter), Breakup time constant(분열 시간 상수)

### Nomenclature

$a$  : characteristic radius of parent drop  
 $C_D$  : drag coefficient  
 $V_g$  : gas velocity  
 $V_{rel}$  : relative velocity

### Subscripts

*sphere* : spherical shape of droplet

### 1. 서 론

공기보조 분무(Air-assisted spray)는 고속의 가스 유동을 이용해 액체 연료를 미립화시키는 것으로써 낮은 연료 분사 압력으로도 세밀하고 균일한 분무를 얻을 수 있으므로 많은 분야에서 응

\* 회원, 중앙대학교 대학원  
\*\* 회원, 중앙대학교 기계공학부  
\*\*\* 회원, 서울대학교 터보동력기계연구센터  
\*\*\*\* 회원, 충주대학교 열공학과

용되고 있다. 그러나 분무는 매우 복잡한 현상으로써 보다 정확한 예측을 위해서는 이를 구성하고 있는 여러 현상들에 대한 자세한 이해가 선행되어야 한다. 실제로 미립화(Atomization)와 액적 분열(Droplet breakup) 현상은 매우 복잡한 메커니즘을 가지고 있기 때문에 현재까지도 확실한 규명이 이루어지지 않고 있다. 그러므로 효과적인 엔진 설계와 분사시스템의 최적화를 위해서 미립화 및 분열 현상에 대한 물리적 특성을 이해하고 해석 모델을 개발하는 것이 매우 중요하다.

액체제트의 미립화 모델로는 Reitz<sup>1)</sup>의 Wave 모델로 대표되는 공기역학적(Aerodynamics-induced) 미립화 모델과 Huh 등<sup>2)</sup>의 난류제트(Turbulence-induced) 미립화 모델, Gavaises<sup>3)</sup>의 공동 발생(Cavitation-induced) 미립화 모델이 있다. 액체제트의 미립화 과정을 통해 형성된 액적들이 주변 기상과의 상호작용을 통해 더 작은 액적들로 다시 쪼개지는 이차적인 액적 분열과정에 대한 대표적인 모델로는 액적의 변형 및 진동을 스프링-질량의 진동계에 상사시켜 분열과정을 계산하는 O'Rourke와 Amsden<sup>4)</sup>의 TAB(Taylor analogy breakup) 모델이 있으며 이 밖에도 액적 분열의 비선형성을 고려한 Ibrahim 등<sup>5)</sup>의 DDB 모델이나 새로운 액적 크기 결정 방식을 도입한 Tanner<sup>6)</sup>의 ETAB 모델 등과 같은 TAB 모델들의 수정 모델들과 Habchi 등<sup>7)</sup>의 FIPA 모델과 같은 실험에 근거한 새로운 모델들이 제안되어 왔다.

최근에 진행되는 액적분열 연구에 관련된 중요한 요소는 액적의 변형에 의한 항력계수의 변화를 고려하는 것인데 많은 실험을 통해 액적이 분열되는 과정에서 매우 크게 변형되는 것이 관찰되었다.<sup>8-10)</sup> Liu 등<sup>8)</sup>은 이러한 액적의 변형이 항력계수에 주는 영향을 고려하여 액적항력(Drop drag) 모델을 제시하였는데 Wave 모델을 이용하여 액적 분열을 계산하고 액적의 변형을 고려하기 위해서 TAB 모델의 변형 파라미터를 사용하였다. Su 등<sup>11)</sup>은 항력 계산 과정에서 액적 변형에 따르는 단면적(Frontal area)의 변화를 고려하기 위해서 DDB 모델을 기초해서 액적항력 모델을

수정하였다. 그러나 앞서 언급한 바와 같이 Wave 모델은 액체제트의 미립화에 근거한 모델로서 액적 분열 과정의 계산에 사용하는 것은 문제가 있을 것으로 생각되며 또한 Wave 모델과 TAB 모델 또는 DDB 모델을 동시에 사용함으로써 계산에 있어서도 비효율적이라 할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 액적의 단면적 변화를 고려하기 위하여 액적항력 모델을 수정하였으며 TAB 모델과 함께 공기보조 분무에서 액적 분열의 해석에 적용하고 기존의 다른 모델들(Wave 모델과 TAB 모델, Wave+DD 모델)을 사용한 수치해석 결과 및 Lee와 Reitz<sup>10)</sup>의 실험 결과 등과 비교하였다. 이러한 과정을 통해 주변 기상과의 상호작용에 의한 발생하는 액적분열에 대한 물리적 이해와 함께 새로운 모델 개발을 위한 자료를 제공할 수 있을 것으로 생각된다.

## 2. 지배방정식 및 분무모델

본 연구에서 다루는 이상유동은 기상의 경우는 오일러리안 방식을, 액상의 경우는 라그랑지안 방식을 사용하여 해석하였으며 난류모델은 압축성 효과를 고려하도록 수정된  $k-\epsilon$  모델<sup>12)</sup>을 사용하였다. 구성된 지배방정식들은 유한체적법에 의해 이산화되며 비정상항은 오일러의 음함수법을, 대류 및 확산항은 하이브리드 방식을 사용하여 처리하였다. 또한 액적과 에디간의 상호관련항은 Gosman과 Ioannides<sup>13)</sup>에 의한 모델을 사용하여 해석하였으며 액적의 충돌 및 융합은 O'Rourke<sup>14)</sup>의 모델을 사용하여 처리하였다. 또, 압력-속도 연결문제는 PISO 알고리즘<sup>15)</sup>에 의해 처리하였다.

### 2.1 Wave 모델

Reitz<sup>1)</sup>는 Reitz와 Bracco<sup>16)</sup>가 제시한 액주 표면에 발생하는 K-H 파동의 성장률과 파장에 대한 방정식에서 파동의 최대 성장률,  $\Omega$ 와 이에 따르는 파장,  $\lambda$ 에 대한 수치 해를 다음과 같이 구하고 이를 이용하여 Wave 모델을 제시하였다.

$$\frac{\Lambda}{a} = \frac{9.02(1+0.45Z^{0.5})(1+0.44T^{0.7})}{(1+0.87We_g^{1.67})^{0.6}} \quad (1)$$

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

여기서,  $Z = We_l^{0.5} / Re_l$ ,  $T = Z We_g^{0.5}$  이고 액적 및 기상 위버수  $We_{l,g} = \rho_{l,g} V_{rel}^2 a / \sigma$ 이다. 한편 액적의 레이놀즈수  $Re_l$ 는  $V_{rel} a / \nu_l$ 으로 정의된다. 또한  $a$ 와  $V_{rel}$ 은 각각 블롭(Blob)의 반경과 상대속도를 나타내며 하첨자  $l$ 과  $g$ 는 액상과 기상을 각각 나타낸다. 분열과정 후의 형성된 액적의 반경은 다음과 같다.

$$r = \begin{cases} B_0 \Lambda & (B_0 \Lambda \leq a) \\ \min \left[ \left( \frac{3\pi a^2 U}{2\Omega} \right)^{0.33}, \left( \frac{3a^2 \Lambda}{4} \right)^{0.33} \right] & (B_0 \Lambda > a) \end{cases} \quad (3)$$

여기서,  $B_0 \Lambda > a$ 의 경우는 각 parcel에 대해서 한번만 적용되며  $B_0$ 는 실험 데이터로부터 0.61을 사용한다. 한편 분열시간(Breakup time)  $\tau$  동안 모액적의 크기 변화는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{da}{dt} = -\frac{(a-r)}{\tau} \quad (r \leq a) \quad (4)$$

여기서, 분열시간  $\tau = 3.726 B_1 a / \Lambda \Omega$ 이다.  $B_1$ 은 분열 시간을 나타내는 상수인데, 분무거동의 해석에 매우 큰 영향을 미침에도 불구하고 확실한 결정방식이 제시되지 못하여 실험에 맞추어 결정하는 실정이다. 본 연구에서는 TAB 모델과의 비교를 위해서  $C_k = 8$ 에 해당하는 1.73을 사용하였다.<sup>17)</sup>

## 2.2 Taylor analogy breakup 모델

O'Rourke와 Amsden<sup>4)</sup>은 액적의 변형과 진동이 스프링-질량계와 유사하다는 가정을 바탕으로 계산 시간 간격 내에서 속도가 일정할 때 다음과 같은 식을 유도하고 액적 변형 파라미터,  $y (= 2x/r)$ 가 1보다 클 때 분열이 발생하는 TAB 모델을 제시하였다.

$$y(t) = \frac{C_F}{C_k C_b} We_g + e^{-t/t_d}$$

$$\left\{ \left( y_0 - \frac{C_F}{C_k C_b} We_g \right) \cos \omega t + \left( \frac{\dot{y}_0}{\omega} + \frac{y_0 - \frac{C_F}{C_k C_b} We_g}{\omega t_d} \sin \omega t \right) \right\} \quad (5)$$

식(5)에서 진동주파수와 점성에 의한 감쇠시간은 각각 다음과 같이 정의된다.

$$\omega^2 = C_k \frac{\sigma}{\rho_l r^3} - \frac{1}{t_d^2} \quad (6)$$

$$\frac{1}{t_d} = C_d \frac{\mu_l}{2\rho_l r^2} \quad (7)$$

여기서,  $C_d$ 는 5로 채택되었으며,  $C_k$ ,  $C_F$  그리고  $C_b$  사이에는 다음과 같은 관계식을 유지하면서 변화된다.

$$\frac{C_k C_b}{C_F} = 2 We_{crit} = 12 \quad (8)$$

O'Rourke와 Amsden<sup>4)</sup>은  $C_k$ ,  $C_F$  그리고  $C_b$ 를 각각 8, 1/3 그리고 1/2로 결정하였으나 분열시간과 관련이 있는 이러한 상수들의 결정은 Wave 모델에서와 마찬가지로 불확실한 상태이다.<sup>17)</sup> 웨버 수가 매우 클 때 분열시간은 다음과 같이 나타난다.

$$\tau = \sqrt{\frac{1}{C_F}} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \frac{r}{V_{rel}} \quad (9)$$

본 연구에서는 Beatrice 등<sup>17)</sup>이 사용했던  $C_k = 8, 4, 1$ 과 1/3의 네 가지의 값들 중에서 실험에 가장 근접한 값을 선택하였다. 한편, 분열과정이 일어난 후 액적의 크기와 개수는 분열 전후의 질량 보존과 에너지 평형에 의해 구해진다.

## 2.3 액적항력(Drop drag) 모델

Liu 등<sup>8)</sup>은 액적 미립화 과정의 처리에 Wave 모델을 그대로 사용하면서 항력계수의 계산에 액적 변형의 영향을 반영할 수 있는 액적항력 모델(DD 모델)을 제시하였다. 항력계수는 일반적으로 액적을 구형으로 가정하여 레이놀즈 수에 따라 다음과 같이 구해져왔다.

그러나, 실제로 액적이 큰 웨버 수를 가진 가스 유동을 통과할 때는 가스 상과의 상호작용에 의

$$C_{D, sphere} = \begin{cases} \frac{24}{Re_d} (1 + \frac{1}{6} Re_d^{2/3}) & Re_d \leq 1000 \\ 0.424 & Re_d > 1000 \end{cases} \quad (10)$$

해서 타원형의 형태를 보이며 변형된다. 이러한 현상은 많은 연구자들에 의해 관찰되었다.<sup>8-10)</sup> Liu 등<sup>8)</sup>은 디스크 형태의 항력계수가 구형의 항력계수보다 약 3.76배 크다는 사실에 주목하면서 액적이 구형의 상태와 완전한 디스크 상태 사이에 존재할 것으로 가정하여 식(10)을 다음과 같이 변형하였다.

$$C_D = C_{D, sphere} (1 + 2.632y) \quad (11)$$

여기서,  $y$ 는 TAB 모델의 식(5)에서 구한 액적의 변형을 나타내는 파라미터이다.

### 2.4 수정된 액적항력 모델

Su 등<sup>11)</sup>은 액적 변형에 따른 단면적의 변화가 액적의 물리적 위치나 크기에 큰 영향을 준다는 사실을 바탕으로 이와 같은 효과를 고려하기 위한 모델을 추가하였다. 그들은 액적이 받는 항력을 계산할 때 액적 단면적의 증가를 계산하기 위해서 1과 2 사이에서 결정되는 DDB 모델<sup>5)</sup>의 변형 파라미터를 새롭게 도입하여 다음과 같이 항력을 계산하였다.<sup>11)</sup>

$$F_{drag} = C_D \pi (ry^*)^2 \frac{\rho_g V_{rel}^2}{2} \quad (12)$$

여기서,  $y^*$ 는 DDB 모델에서 얻은 1과 2 사이의 변형 파라미터이다.

그러나 그들의 방식은 결국 하나의 액적 parcel의 계산을 위해서 TAB 모델과 DDB 모델을 모두 계산해야 되므로 계산시간의 측면에서 비경제적이라 할 수 있다. 그러므로 본 연구에서는 이러한 복잡성을 피하면서 액적의 단면적 변화를 고려하기 위해서 새로운 방식을 도입하였다. 기본적으로 기존의 액적항력 모델과 같이 식(11)에서  $C_D$  값을 구하게 되고 항력을 계산하는 식(12)에서 액적의 단면적 증가는 기존의 TAB 모델에서 액적 크기가 2배일 때 분열된다는 가정을 바탕으

로  $y^*$ 를 1에서 2 사이에서 무작위적으로 결정하도록 하였다.

### 3. 해석 격자 및 조건

본 연구에서는 단일 액적이 고속의 가스 유동과 수직으로 만났을 때 공기 역학적 분열을 관찰한 Lee와 Reitz<sup>10)</sup>의 실험을 수치해석 하기 위하여  $x, y, z$  방향으로  $0.1 \times 0.03 \times 0.1 [m^3]$ 의 3차원 직교 격자를 구성하였다. 그들의 수행한 실험의 개략도를 Fig. 1에, 독립성 테스트를 통해 얻은  $40 \times 30 \times 30$ 의 격자를 Fig. 2에 나타내었는데, 이 과정

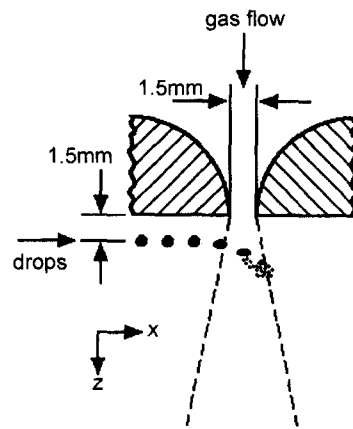


Fig. 1 Schematic diagram of showing drop breakup with the transverse gas jet

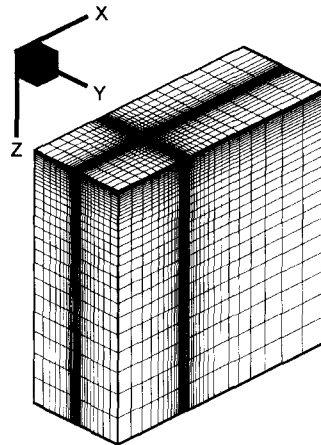


Fig. 2 Computational grid

Table 1 Summary of test cases

	We No.	Back press. MPa	Gas den. kg/m <sup>3</sup>	Gas vel. m/s
1	72	0.10	1.2	82
2	148	0.10	1.2	118
3	270	0.10	1.2	159
4	72	0.37	4.3	42
5	148	0.37	4.3	61
6	270	0.37	4.3	82
7	148	0.85	9.8	40
8	270	0.85	9.8	54

에서 액적과 유동의 상호 작용의 영향을 정확히 반영하기 위해서 노즐 근처에서 격자를 세분화하였다.

연료는 실험과 같은 물성치로 처리하였는데, 점성 0.00217Ns/m<sup>2</sup>, 밀도 840kg/m<sup>3</sup>, 표면 장력 0.02 kg/s<sup>2</sup>의 Benz oil UCF-1라는 실험 연료이다. 연료 분사 압력과 챔버 내의 압력차는 275kPa로 유지되며 이로 인한 속도는 18m/s로 단일 액적의 형태로 분사된다. 기상의 유동은 액적의 속도 방향과 직각을 이루면서 다양한 웨버 수에 따라 다양한 배압 하로 분사된다. 가스의 분사 조건을 Table 1에 제시하였으며 분사되는 가스는 질소이다. 가스 유동이 분사되는 노즐은 입구 조건을 사용하였으며 이곳을 제외한 모든 경계는 벽면으로 처리하고 일반적인 벽함수를 이용하였다.

#### 4. 결과 및 고찰

##### 4.1 액적 궤적의 예측

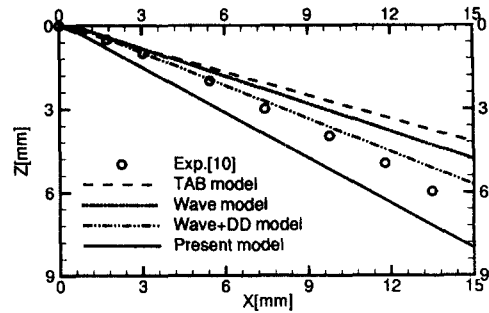
공기보조 분무에서의 기상의 고속유동에 의한 액적분열과정의 해석에 본 연구에서 제안한 수정된 액적항력 모델과 TAB 모델을 적용하고 그 결과를 Lee와 Reitz<sup>10)</sup>의 실험 결과 및 TAB 모델,<sup>4)</sup> Wave 모델,<sup>1)</sup> 그리고 액적항력 모델을 사용한 Wave 모델<sup>8)</sup>(Wave+DD 모델) 등을 사용한 결과와 비교하였다.

Figs. 3과 4는 모액적의 궤적에 대한 계산결과

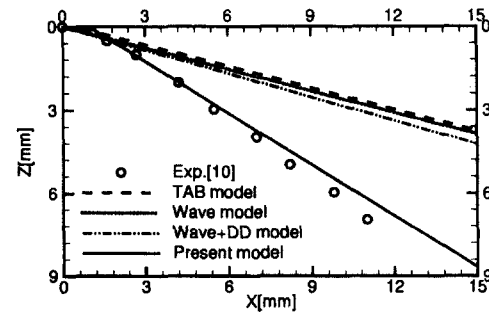
에 대해 나타내고 있는데, Wave 모델에서 분열 시간상수 B<sub>1</sub>은 C<sub>k</sub>=8에 해당하는 1.73을 사용하였으며<sup>17)</sup> TAB 모델에서 C<sub>k</sub>, C<sub>F</sub>, 그리고 C<sub>b</sub>는 각각 8, 1/3, 그리고 1/2을 사용하였다.<sup>4)</sup>

또한, 실험에서의와 같이 액적 분산 방향으로 가장 멀리 진행된 것을 모액적으로 가정하였다.

Fig. 3은 웨버 수가 72인 경우에 대해 기상의 밀도와 속도를 변화시키면서 분열 모델에 따른 액적 궤적을 보여주고 있다. 기존의 TAB 모델과 Wave 모델의 경우 실험과 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. Wave+DD 모델을 사용한 경우 기존의 Wave 모델에 비해 보다 개선된 결과를 보이고 있으나 기상의 밀도가 높아짐에 따라 오차가 매우 커지고 있음을 보여주고 있다. 이에 비해서 본 연구에서 제안한 모델을 사용한 경우의 결과는 실험과 좋은 일치를 보여주고 있다. 기존의 TAB 모델과 Wave 모델의 결과 사이에 큰 차이가 없음을 고려한다면 액적 항력모델에서 항



(a)  $\rho_g=1.2\text{kg/m}^3, V_g=82\text{m/s}$ (case 1)

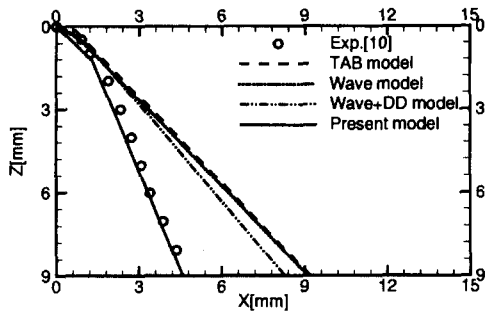


(b)  $\rho_g=4.3\text{kg/m}^3, V_g=42\text{m/s}$ (case 4)

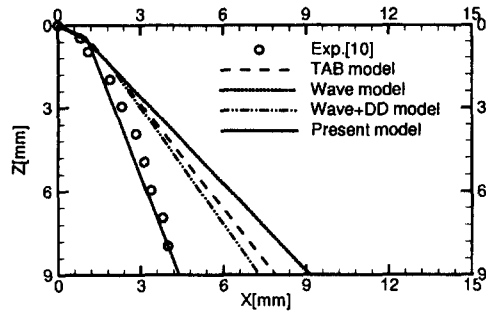
Fig. 3 Drop trajectories for We=72

력의 계산에 직접적으로 영향을 미치는 단면적의 증가가 액적의 궤적의 계산에 큰 영향을 주는 것을 알 수 있다.

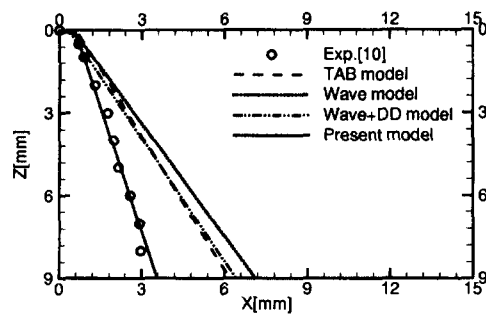
이러한 경향은 웨버 수가 148인 경우에도 나타나고 있다. Fig. 4를 보면 Wave+DD 모델의 경우가 기존의 Wave 모델에 비해 약간 개선된 결과를 보이고 있으나 여전히 실험 데이터와는 큰 차이를 보이고 있다. 이에 비해 본 연구에서 제안한 모델의 경우 매우 좋은 결과를 보이고 있다.



(a)  $\rho_g=1.2\text{kg/m}^3, V_g=118\text{m/s}$ (case 2)



(b)  $\rho_g=4.3\text{kg/m}^3, V_g=61\text{m/s}$ (case 5)



(c)  $\rho_g=9.8\text{kg/m}^3, V_g=40\text{m/s}$ (case 7)

Fig. 4 Drop trajectory for  $We=148$

한편, 이러한 액적궤적의 예측에 있어서 모델의 적용에 사용되는 상수들의 영향이 매우 크다는 사실을 확인할 수 있었다. Fig. 5는 웨버 수가 270인 경우 본 연구에서 제안한 모델에서  $C_k$ 의 변화에 따른 액적궤적의 계산 결과를 실험과 비교한 그림이다. 이때  $C_b$ 는 고정되며  $C_F$ 는 식(8)에 의해  $C_k$ 와 비례해서 변하게 된다. Fig. 5에서 볼 수 있듯이  $C_k$ 가 감소함에 따라 액적궤적이 휘어지는 정도가 감소하는 것을 알 수 있다. 이것은  $C_k$ (또는  $C_F$ )가 액적의 분열시간의 결정에 직접적인 영향을 주기 때문인데  $C_F$ 의 감소는 식(9)에 의해 분열 시간의 증가를 의미하게 되고 따라서 액적의 분열이 지연되며 액적 궤적의 휘어짐을 감소시키게 된다. 이러한 상수는 분사 압력이나 기상의 조건 등에 대한 함수일 것으로 생각되고 있으나 이러한 다양한 조건들이 모두 고려된 함수나 관계식은 아직까지 명확하게 제시되지 못하고 있으며 실험과 맞추어 결정하고 있는 실정이다. 본 연구에서는 웨버 수가 72 또는 148인 경우에는  $C_k$ 가 8인 경우가 가장 좋은 결과를 보였으며 웨버 수가 270인 경우에는  $C_k$ 가 4 또는 1인 경우가 가장 좋은 결과를 보였다. 분열상수의 민감도를 고려할 때 Wave+DD 모델의 경우에도  $B_1$  상수를 변화시킴에 따라 더 좋은 결과를 얻을 수 있을 것으로 생각된다.

Fig. 6은 웨버 수가 270인 경우의 액적궤적을 나타내고 있다. Figs. 3과 4를 통해 기존의 TAB 모델과 Wave 모델이 상대적으로 부정확한 결과

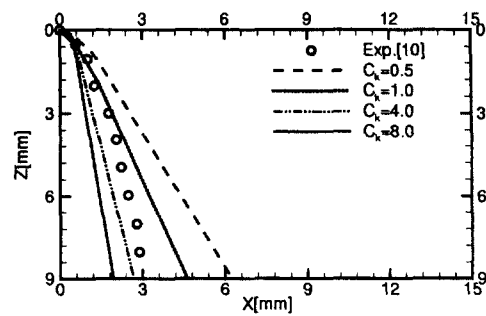


Fig. 5 The drop trajectories for different values of  $C_k$  (using the present model for case 6)

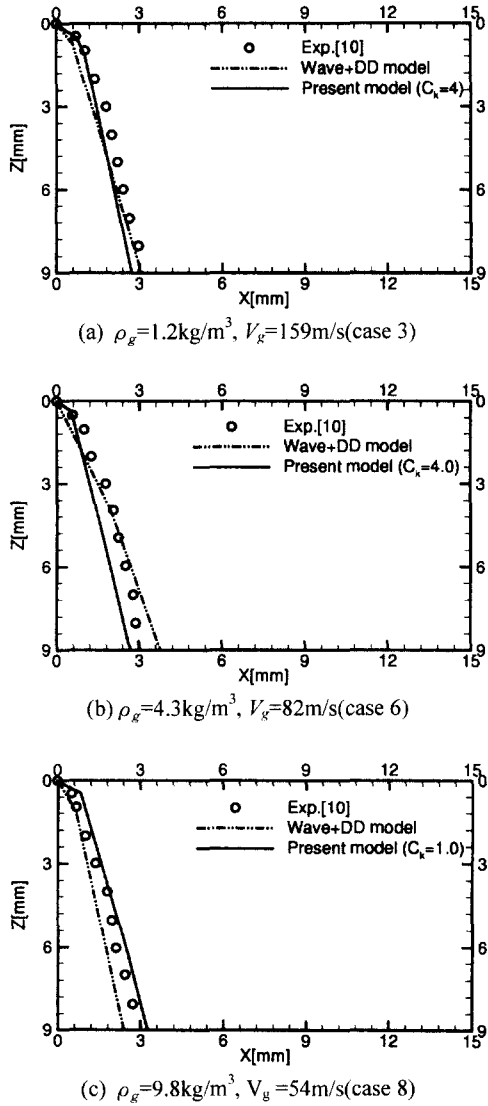


Fig. 6 Drop trajectory for We=270

를 보였으므로 생략하였다. 계산에 사용된 두 모델이 유사한 결과를 보이고 있는데 이것은 기상 속도가 증가하여 운동량이 증가함에 따라 액적이 기상 유동의 범위 밖까지 진행하지 못하기 때문이라고 생각된다. 다시 말해서 액적의 궤적이 기상 유동을 벗어나지 못하고 기상 유동의 범위 내에서 머무르게 됨으로써 두 결과의 차이가 크지 않게 되는 것이다. 이로 인해 액적의 단면적 변화의 영향이 액적 궤적의 결과에서는 가시적

으로 보여지지 않고 있다.

#### 4.2 액적 크기의 예측

Fig. 7은 기상유동의 분사 노즐의 12mm 하류 위치에서 기상유동의 분사 방향을 축으로 액적 분사 방향으로 3mm 간격을 두고 SMD를 계산하여 계산 시간에 걸쳐 평균한 값을 Lee와 Reitz<sup>10)</sup>의 실험 결과와 비교한 것이다.

Fig. 7을 살펴보면 기상유동 분사방향의 축에서 멀어질수록 액적의 크기가 증가하는 것을 볼 수 있는데 이것은 액적의 운동량이 크기에 비례하기 때문에 상대적으로 큰 액적이 더 멀리 진행할 수 있었던 것으로 생각된다. Wave 모델과 Wave+DD 모델이 액적의 크기를 거의 균등하게 예측함에 비해 TAB 모델이나 본 연구에서 제안한 모델은 실험에 나타난 액적크기 분포의 경향을 따르고 있는 것을 보여주고 있다. 또한 계산 결과들이 실험결과의 범위에 비해 x방향(Fig.1)

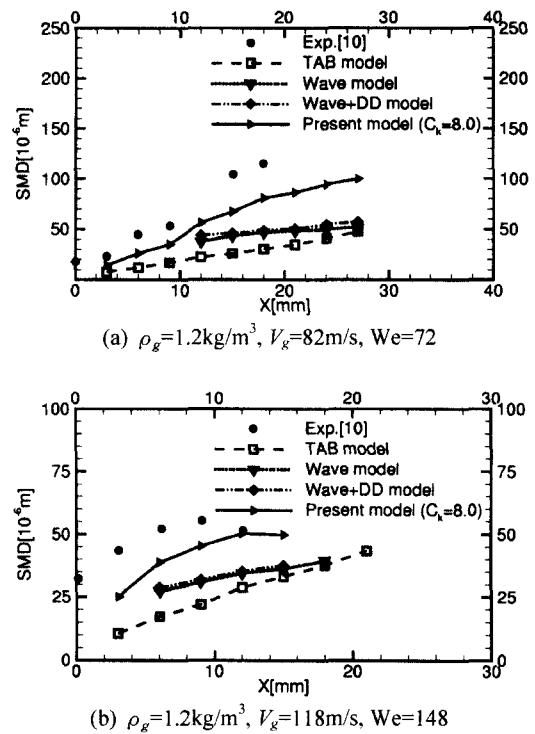


Fig. 7 Comparison of the SMDs for We=72 and 148

으로 벗어나는 것을 볼 수 있는데 이것은 액적 궤적의 차이에 의한 것이다.

계산에 사용한 모델들간의 결과들을 비교해 보면 먼저 Wave 모델과 Wave+DD 모델의 결과는 거의 유사한 것을 볼 수 있는데 이로부터 액적의 항력계수의 변화가 분열현상에 주는 영향은 크지 않다는 것을 알 수 있다. 반면에 액적의 단면적을 고려한 액적항력 모델을 사용한 TAB 모델의 경우 TAB 모델만을 사용한 경우에 비해 실험에 상당히 근접한 결과를 얻을 수 있었다. 단면적의 증가로 인한 항력의 증가는  $z$ 방향(Fig.1)으로의 속도를 증가시키며 이로 인해 덜 깨진 액적들이 아래쪽으로 내려온다. 따라서, 측정위치에는 상대적으로 큰 액적들이 위치하게 된 것으로 생각된다. 결과적으로 액적의 크기 예측에 있어서도 액적의 단면적 증가를 고려한 액적항력 모델을 TAB 모델과 함께 사용한 경우에 가장 좋은 결과를 보여주었다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 액적의 단면적과 항력 계수의 변화를 고려한 액적 항력 모델을 TAB 모델과 함께 사용하여 공기보조 분무에서 액적 분열의 해석에 적용하고 기존의 다른 모델들을 사용한 수치해석 결과 및 Lee와 Reitz<sup>10)</sup>의 실험 결과 등과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 본 연구에서 사용된 모델이 Wave 모델과 Wave+DD 모델에 비해 액적 궤적의 예측에 있어서 실험에 보다 근접한 결과를 보였다.

2) 항력계수에 있어서 액적의 단면적 변화를 고려한 경우 액적 궤적이나 SMD 예측에 큰 영향을 미치는 것을 확인할 수 있었으며 이러한 주제에 대한 보다 자세한 연구가 필요할 것으로 생각된다.

3) 액적의 SMD 예측에 있어서 Wave 모델과 Wave+DD 모델이 균일한 분포를 보인 반면에 TAB 모델과 본 연구에서 제안된 모델은 바깥쪽으로 진행함에 따라 SMD가 증가하는 실험 결과를 잘 반

영하였다.

4) 웨버 수가 클수록 작은  $C_k$ 를 사용하는 것이 실험에 근접한 결과를 얻을 수 있었다. 본 연구를 통해 액적 분열에 미치는 분열 상수의 영향이 매우 크다는 사실을 확인할 수 있었으며 따라서 앞으로 타당한 분열상수의 결정을 위한 연구가 매우 필요하다고 사료된다.

## 참 고 문 헌

- 1) R. D. Reitz, "Modeling Atomization Process in High-Pressure Vaporizing Sprays," *Atomisation and Spray Technology*, Vol.3, pp.309-337, 1987.
- 2) K. Y. Huh, E. Lee, J.-Y. Koo, "Diesel Spray Atomization Model Considering Nozzle Exit Turbulence Conditions," *Atomization and Sprays*, Vol.8, pp.453-469, 1998.
- 3) 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.
- 4) P. J. O'Rourke, A. A. Amsden, "The Tab Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup," SAE 872089, 1987.
- 5) E. A. Ibrahim, H. Q. Yang, A. J. Przekwas, "Modeling of Spray Droplets Deformation and Breakup," *Journal of Propulsion and Power*, Vol.9, Technical Notes, pp.651-654, 1993.
- 6) F. X. Tanner, "Liquid Jet Atomization and Droplet Breakup Modeling of Non-Evaporating Diesel Fuel Sprays," SAE 970050, 1997.
- 7) C. Habchi, D. Verhoeven, C. H. Huu, L. Lambert, J. L. Vanhemelryck, T. Baritaud, "Modeling Atomization and Break Up in High-Pressure Diesel Sprays," SAE 970881, 1997.
- 8) A. B. Liu, D. Mather, R. D. Reitz, "Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays," SAE 930072, 1993.
- 9) Z. Liu, R. D. Reitz, "An Analysis of the Distortion and Breakup Mechanism of High Speed Liquid Drops," *Int. J. Multiphase Flow*, Vol.23, pp.631-650, 1997.
- 10) C. H. Lee, R. D. Reitz, "Modeling the Effects



- of Gas Density on the Drop Trajectory and Break-up Size of High-Speed Liquid Drops," *Atomization and Sprays*, Vol.9, pp.497-517, 1999.
- 11) T. F. Su, M. A. Patterson, R. D. Reitz, P. V. Farrell, "Experimental and Numerical Studies of High Pressure Multiple Injection Sprays," SAE 960861, 1996.
  - 12) W. C. Reynolds, "Modeling of Fluid Motions in Engines - and Introductory Overview, in *Combustion Modeling in Reciprocating Engines*," ed. J. N. Mattavi and C. A. Amann, Plenum Press, NY, 1980.
  - 13) A. D. Gosman, E. Ioannides, "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fuelled Combustors," AIAA 81-0323, 1981.
  - 14) P. J. O'Rourke, "Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays," Ph. D. Thesis, Princeton Univ., 1981.
  - 15) R. I. Issa, "Solution of the Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operation-Splitting," *Journal of Comp. Phys.*, Vol.62, No.1, pp.40-65, 1985.
  - 16) R. D. Reitz, F. V. Bracco, "Mechanism of Break-up of Round Liquid Jets," *the Encyclopedia of Fluid Mechanics*, Gulf Publishing, New Jersey, Vol.3, Chapter10. pp.233-249, 1986.
  - 17) C. Beatrice, P. Belardini, C. Bertoli, M. C. Camerti, N. C. Cirillo, "Fuel Jet Models for Multidimensional Diesel Combustion Calculation: An Update," SAE 950086, 1995.