

論文

횡단류에 분사되는 액체 제트의 분무 및 연소 특성

이관형*, 황진석*, 김두만**, 구자예**

Spray and Combustion Characteristics of Liquid Jet in Cross Flow

Kwan-Hyung Lee*, Jin-Seok Hwang*, Doo-man Kim** and Ja-Ye Koo**

ABSTRACT

The spray and combustion characteristics of liquid jet in cross flow with variation of injection angle are numerically studied. Numerical analysis was carried out using KIVA code, which may be used to generate numerical solutions to spray and chemical reactive fluid problem in three space dimensions and modified to be suitable for simulating liquid jet ejected into the cross flow. Wave model and Kelvin-Helmholtz(KH) /Rayleigh-Taylor(RT) hybrid model were used for the purpose of analyzing liquid column, ligament, and the breakup of droplet. Penetration length increases as flow velocity decreases and injection velocity increases. Numerical error increases as inflow velocity increases. The results of flame propagation contour in combustion chamber and local temperature distribution, combustion emissions were obtained.

초 록

횡단류에 분사되는 액체 제트의 분무 및 연소 특성에 대한 수치적 연구를 수행하였다. 수치 계산을 위해 3차원의 분무 및 화학반응 유동 해석에 유용한 KIVA 코드를 횡단류에서의 분무 해석에 적합하도록 수정하여 사용하였다. 액주의 분열과 리거먼트 및 액적의 분열 현상을 해석하기 위하여 wave 모델과 KH-RT hybrid 모델이 사용되었다. 침투길이는 유입공기의 속도가 감소하거나 분사속도가 증가함에 따라 증가하였다. 유입공기의 속도가 증가할수록 계산결과의 오차가 크게 발생함을 알 수 있었다. 연소 특성에 대한 수치 해석으로 연소실 내부의 화염전파 형상과 국부지역에서의 온도 및 공해 배출량에 대한 결과를 얻었다.

Key Words : Cross Flow(횡단류), Droplet Breakup Model(액적분열모델), Penetration Length(침투 길이), Combustion Emission(연소 배출물)

1. 서 론

횡단류 환경 하에서, 노즐로부터 분사된 액체에는 액적의 분열 현상이 발생하게 된다. 이것은

† 2006년 8월 17일 접수 ~ 2006년 11월 20일 심사완료

* 정희원, 한국항공대학교 대학원 항공우주·기계공학부

** 정희원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부
연락처자, E-mail : jykoo@hau.ac.kr
경기도 고양시 덕양구 화전동 200-1

액적과 주위를 통과하는 가스와의 상대속도 차에 의하여 일어나는 현상이며 이러한 현상은 다양한 인자들에 의해 영향을 받기 때문에 이 과정을 명확히 해석하는데 있어서 큰 어려움이 따른다. 횡단류 내부로 분사된 액체 연료는 초기 액주의 분열과정인 1차 분열에 이어서 2차 분열 과정을 통해 더욱 세분화 되며 이 과정들은 초기 액적 분열과는 완전히 다른 메커니즘을 나타낸다. Fig. 1에서 이 과정을 자세히 살펴보면 먼저 액주의 분

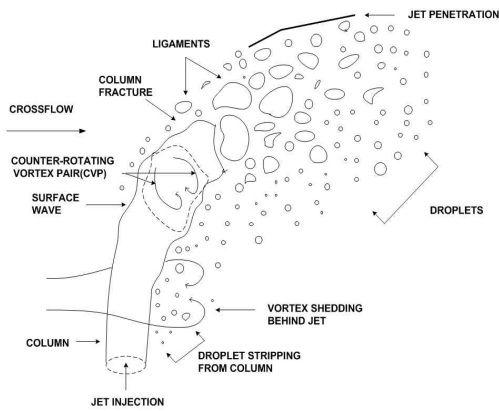


Fig. 1. Typical liquid jet breakup process in crossflow

열에 의해 리거먼트(Ligament)라고 불리는 큰 덩어리의 액적들이 생성되고 다시 여기에서 떨어져 나가는 작은 액적들로 나누어지게 된다. 이는 곧 이어 2차 분열 과정을 통해 더욱더 작은 액적들로 분열되어 나가게 된다.

이러한 액적의 분열 과정은 많은 연구자들에 의하여 실험과 수치해석을 통해 다양한 결과들이 도출되어 왔다[1-4]. 액적의 분열 과정을 이론적으로 해석하기 위한 액적 분열 모델 또한 그런 연구들의 결과로써 여러 가지 모델들이 제안되었는데 그 중 TAB(Taylor Analogy Breakup)모델[5]은 액적의 변형을 스프링-질량계의 감쇠강제조화 운동으로 묘사하여 액적의 표면장력을 스프링의 복원력으로, 액적에 작용하는 공기항력은 질량에 작용하는 외력으로 간주한다. 또한 DDB(Droplet Deformation and Breakup)모델[6]은 TAB모델에서 액적의 세로방향의 변위를 선형적으로 고려하는 비합리성을 개선하여 액적의 변형을 계산하기 위해 사용되는 모델이며 액적변형의 한계치 초과에 의해 야기되는 액적의 분열을 고려하는 것이다. 반면에 wave 모델[7]은 Reitz에 의해 개발된 모델로써 Kelvin-Helmholtz의 불안정 이론(Instability theory)을 바탕으로 액주 표면에서 주위 가스와의 상대 속도 차에 의하여 미소 크기의 불안정파가 존재한다는 가정을 통해 액주의 분열 및 2차 분열과정까지 해석이 가능하다. 또한 Beale et al.은 이러한 wave 모델에 Rayleigh-Taylor 모델을 접목한 변형된 wave 모델인 KH-RT hybrid 모델[8]을 제안하였으며, 최근의 연구를 살펴보면 Madabhushi[9]는 wave 모델을 이용하여 분열과정을 모델링하였고 그 결과로서 수정된 wave 모델들을 도출하였다.

가스터빈 연소기에서의 화염 안정성, 화염 날림(blow out), 재순환 영역, 그리고 배출가스에 관한 연구 또한 그동안 많은 연구자들에 의해 수행되어 왔다[10-12]. Takashi et al.[13]은 선회 강도, 유속 등 공기역학적인 특성을 변화시켜 혼합물의 증대가 연료 과농 영역을 감소시키고 저 NOx 특성을 보이는 것을 실험을 통해 규명하였으며 Xue et al.[14]은 부분 예혼합 화염에 관한 연구에서 예혼합 영역에서 전체 NOx 배출을 결정짓는 주된 인자는 thermal NOx이지만 비예혼합 영역에서는 prompt NOx가 주된 인자로 작용하며, 이때 prompt NOx의 형성에는 CH가 주된 인자로 작용한다고 보고하고 있다.

본 연구에서는 액체 제트의 미립화 과정을 wave 모델과 KH-RT hybrid 모델을 이용하여 수치적으로 모델링 하였고 각각의 경우에 대하여 액체제트의 침투깊이(jet penetration) 및 액적의 SMD(Sauter Mean Diameter) 등에 대한 계산 결과를 비교함으로써 두 모델들에 적용된 물리적 항들의 적절성을 검증하고 이를 바탕으로 액체 제트의 미립화 및 유동장으로의 분포와 혼합이후의 연소과정을 수치적으로 모델링하여 가스터빈 연소기의 작동 환경 조건 하에서 연소특성과 CO₂, CO, NOx, 등의 공해 배출물 특성을 규명하였다.

II. 수치 해법

2.1 지배 방정식

분무 유동 및 연소장에 있는 화학종(species) m에 대한 연속방정식은 다음과 같다[15].

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{u}) = \nabla \cdot [\rho D \nabla (\frac{\rho_m}{\rho})] + \dot{\rho}_m^c + \dot{\rho}_m^s \delta_{m1} \quad (1)$$

여기서 ρ_m 은 임의의 종 m의 밀도를 나타내고 ρ 는 전체밀도, \vec{u} 는 유체의 속도를, D 는 확산계수를 나타낸다. D 에 관한 방정식과 화학반응에 의한 $\dot{\rho}_m^c$, 분무의 $\dot{\rho}_m^s$ 에 기인한 소스 항은 이후에 설명하도록 한다. 모든 종에 대하여 식을 합하면 다음의 총 유체밀도방정식을 얻는다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = \dot{\rho}^s \quad (2)$$

유체혼합물에 대한 운동량 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial (\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u} \vec{u}) = -\frac{1}{\alpha^2} \nabla p - A_0 \nabla (2/3 \rho k) + \nabla \cdot \vec{\sigma} + \vec{F}s + \vec{\rho}g \quad (3)$$

여기서 p 는 유체의 압력이다. 또한 에너지방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \rho I}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u I) = -p \nabla \cdot \vec{u} + (1 - A_0) \sigma \cdot \nabla \vec{u} - \nabla \cdot \vec{J} + A_0 \rho \epsilon + \dot{Q}^c + \dot{Q}^s \quad (4)$$

여기서 p 는 유체의 압력이다. 또한 A_0 의 값은 층류일 때 0이고 난류일 때는 1이 된다.

2.2 액적분열 모델

2.2.1 Wave 모델

Kelvin-Helmholtz 이론을 바탕으로 한 wave 모델은 반경 a 를 갖는 모액적으로부터 반경 r 을 갖는 새로운 액적들로 분열이 일어나며 이 새로운 액적들의 반경은 다음과 같이 나타내어진다[7].

$$r = B_0 \Lambda \quad (5)$$

여기서 Λ 는 KH wave의 최대 성장률 Ω 에 대응하는 파장을 나타내며 B_0 는 상수로써 그 값은 0.61 정도이다[7]. 또한 최대 성장률 Ω 과 Λ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Omega = \frac{0.34 + 0.38 We_g^{1.5}}{(1 + Z)(1 + 1.4T^{0.6})} \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_l a^3}}$$

$$\Lambda = \frac{9.02a(1 + 0.45\sqrt{Z})(1 + 0.4T^{0.7})}{(1 + 0.865 We_g^{1.67})^{0.6}} \quad (6)$$

액적의 분열과정 동안 모액적은 질량의 감소에 따라 그 직경도 줄어들게 된다. 모액적의 반경 변화율은 다음의 식을 사용한다.

$$\frac{da}{dt} = -\frac{(a-r)}{\tau} \quad (7)$$

여기서 τ 는 액적분열시간을 나타내며 다음과 같이 정의된다.

$$\tau = \frac{3.726 B_1 a}{\Omega \Lambda} \quad (8)$$

B_1 은 시간상수이며 보통 40~60정도의 값이 적용되는데 본 연구에서는 Xin et al.[16]이 권장한 값인 40을 사용하였다.

2.2.2 KH-RT Hybrid 모델

KH-RT hybrid 모델은 액적의 2차 분열을 해석하기 위하여 사용하였다. RT 모델은 액적이 분열될 때의 특정한 특성 분열 시간까지 증가하는 액적 표면의 불안정성을 예측한다[8]. RT 모델의 최대 성장률 Ω_{RT} 는 다음과 같다.

$$\Omega_{RT} = \sqrt{\frac{2}{3\sqrt{3}\sigma} \frac{[-g_t(\rho_l - \rho_g)]^{3/2}}{\rho_l + \rho_g}} \quad (9)$$

여기서 $g_t = g \cdot \vec{j} + a \cdot \vec{j}$ 로 정의되며 a 는 액적의 가속도를 나타낸다. 이때 파동수(wave number)는 $K_{RT} = \sqrt{-g_t(\rho_l - \rho_g)/3\sigma}$ 로 정의된다.

마찬가지로 최대 성장률에 상응하는 파장의 크기는 $2\pi C_{RT}/K_{RT}$ 이며 만일 파장의 크기가 액적의 직경보다 더 작다면 RT wave가 액적 표면에서 발달하고 있는 것으로 가정한다. 이때의 분열 시간은 다음과 같다.

$$\tau_{RT} = \frac{C_\tau}{\Omega_{RT}} \quad (10)$$

여기서 C_τ 는 RT 모델의 시간상수로써 그 값은 1.0 정도이다[8]. 만일 RT wave가 분열시간보다 더 큰 시간동안 성장하게 되면 액적의 분열이 일어나는 것으로 가정하며 이때의 액적 직경 r 을 다음과 같이 계산한다.

$$r = \frac{\pi C_{RT}}{K_{RT}} \quad (11)$$

여기서 C_{RT} 는 상수로써 그 값은 0.1을 사용한다.

RT 모델을 사용하기 위해서는 액체 제트의 분열 길이를 정의하여야 한다. 이것은 분열 길이까지와 그 이후의 분열 과정이 서로 다른 비율로 발생한다는 Levich의 이론[17]에 기초한 것으로써 분열 길이는 다음과 같은 식으로 계산된다.

$$L_b = C_b d_0 \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad (12)$$

여기서 C_b 는 상수로써 $C_b = B_1/2$ 로 정의할 수 있다. RT 모델은 위에서 계산된 분열 길이 이후의 액적 분열 과정에 적용된다.

2.3 연소 모델

2.3.1 운동 화학 반응

운동 화학 반응의 진행률 \dot{w}_r 은 각각의 반응 r 에 대해서 화학반응에 관여하는 모든 화학종은 불활성 ($a_{mr} = b_{mr}$)이거나 반응의 한쪽에만 나타난다($a_{mr} b_{mr} = 0$)는 가정 하에 계산된다. 먼저 그 양을 계산하는데 다음의 식이 사용된다.

$$\Omega_{fr} = k_{fr}^n \prod_m (\tilde{\rho}_m / W_m)^{a_{mr}} \quad (13)$$

$$\Omega_{br} = k_{br}^n \prod_m (\tilde{\rho}_m / W_m)^{b_{mr}}$$

다음으로 화학종을 구분하는데 각각의 화학종을 K 로 나타낸다.

$$W_n(b_{mr} - a_{mr})(\Omega_{fr} - \Omega_{br}) / \rho_m \quad (14)$$

위의 식은 최소값을 나타낸다. 이 화학종은 화학 반응에 대한 참고 화학종(reference species)이라 불린다. 일단 K 가 명시되면 다음의 식을 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned} A_T &= \tilde{\rho}_K + \Delta t W_K [b_{Kr} \Omega_{fr} + a_{Kr} \Omega_{br}] \\ A_B &= \tilde{\rho}_K + \Delta t W_K [a_{Kr} \Omega_{fr} + b_{Kr} \Omega_{br}] \end{aligned} \quad (15)$$

여기서 $\dot{\omega}_r^A$ 를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

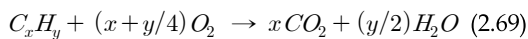
$$\dot{\omega}_r^A = \frac{\tilde{\rho}_K (A_T / A_B - 1)}{\Delta t W_K (b_{Kr} - a_{Kr})} \quad (16)$$

이 식은 반응에서 Δt 가 아무리 크더라도 ρ_K 가 음수가 되는 것을 방지하기 위해 ρ_K 를 선형적 음해법으로 해석하는데 기인한다. 상기 수식들은 참고문헌 [15]에서 확인할 수 있다.

Table 1. Properties of kerosene

Fuel	Kerosene
$\rho(kg/m^3)$	800
$c(kJ/kgK)$	2.09
$\lambda(W/mK)$	0.105
$\mu(kg/ms)$	2480
연소열 (MJ/kg)	43.0
열분해열 (MJ/kg)	0.25

연소 계산을 위해 사용된 연료는 케로신 ($C_{12}H_{23}$)이며 KIVA-III[18]의 fuel library에 저장되어 있는 물성치를 그대로 사용하였으며 Table 1에 케로신의 물성치들을 정리하였다. 이 값은 일반적인 표준 값에 해당하는 것으로써 주위 조건에 따라 변화하게 된다. Westbrook과 Dryer[19]는 여러 가지 탄화수소 화합물의 다양한 변화에 대하여 단일 단계, 이중단계, 다단계의 총괄반응 메커니즘을 제시하고 평가하였다. 다음의 단일 단계식[20]은 총괄반응을 나타내는 근사적인 식으로 제시되고 있다.

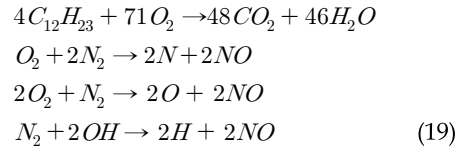


$$\frac{d[C_xH_y]}{dt} = -A \exp(-E_a / R_u T) [C_xH_y]^m [O_2]^n \quad (17)$$

$$k(T) = A \exp(-E_a / R_u T) \quad (18)$$

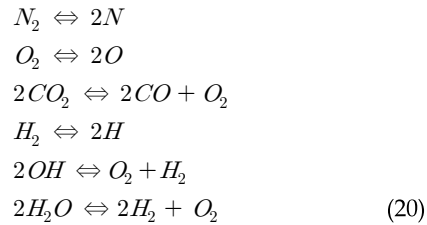
여기서 A 는 선 지수함수 인자(pre-exponential factor) 또는 빈도 인자(frequency factor)이고 E_a / R_u 는 활성화 온도(activation temperature)이다.

식(18)은 2분자 반응속도상수를 구하는 아레니우스 경험식(Arrhenius form)을 나타낸다. 본 연구에서는 케로신의 전체 화학반응을 NOx 생성에 초점을 맞추어 4 단계의 반응식으로 가정하였으며 다음과 같이 나타내었다.



2.3.2 평형 화학 반응

평형 화학 반응은 Meintjes와 Morgan[21]의 6개의 중요한 탄화수소 산화 반응의 동시적인 평형화에 기초한다. 6개의 평형 화학 반응식은 다음과 같다.



평형 화학 반응의 진행률 $\dot{\omega}_r^n$ 의 증가량을 계산하기 위해서 화학종들의 평형 몰농도를 계산해야 한다. 이것은 탄소, 수소, 산소, 질소에 대한 요소 보존 관계를 이용한다.

온도 \tilde{T} 가 (20)의 평형상수 K_c^r 의 계산에 사용되며 다음과 같다.

$$\tilde{T} = T^n + \left[\sum_r Q_r \omega_r \right] / (\rho^n c_p^n) \quad (21)$$

여기서 \sum 은 모든 운동 화학 반응의 합을 나타낸다. 이 식은 평형 반응으로 부터의 열방출에 대한 평형상수의 영향을 포함하고 있지 않기 때문에 일부 계산의 적용에 있어서 온도와 화학종 농도의 수치진동이 발생할 수도 있다[22]. 그러나 이러한 수치진동은 대부분의 탄화수소계열의 연소문제에 있어서 무시할 수 있다.

2.4 가정 및 경계조건

Wave 모델을 사용하기 위하여 액주표면에 공

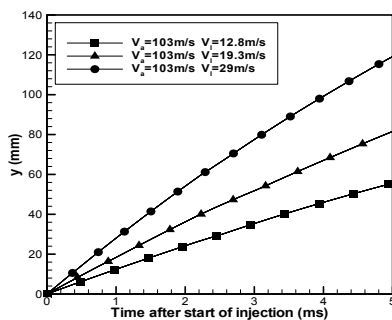
기와의 상대속도에 의하여 미소 크기의 불안정파가 존재한다고 가정하고, 초기 액적은 노즐 직경과 동일한 크기를 갖는 방울로 가정한다. 또한 액적이 구에서 원판으로 변환하는 것을 나타내는 동적 항력 모델을 공기 저항계수에 도입하였다. 난류에 대한 영향을 고려하기 위하여 난류모델은 표준 $k-\epsilon$ 모델을 적용하여 벽면 법칙도 고려하였다.

계산 영역은 2차원의 y, z 좌표와 3차원의 x, y, z 좌표를 사용하였으며 사용된 격자수는 그 조밀성이 계산결과에 영향을 줄 수 있는데 본 연구에서는 이러한 격자의 수를 2차원의 경우 $n_y=70, n_z=175$, 3차원의 경우 $n_x=50, n_y=70, n_z=250$ 로 설정하였다. 2차원 격자의 경우 전체 계산 도메인은 $140\text{mm} \times 350\text{mm}$ 이고 3차원의 경우는 $100\text{mm} \times 140\text{mm} \times 500\text{mm}$ 이다.

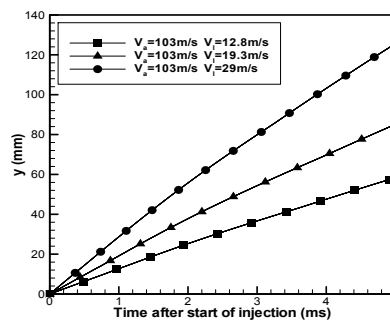
횡단류에 분사되는 액체 제트의 분무 특성을 수치 계산하기 위하여, 참고문헌에서와 같이 시험 연료는 물(water)을 사용하였다. Table 2에 액체 제트의 물성치와 시험 조건을 나타내었다.

Table 2. Properties and test condition of liquid jet

	Water
$\rho(\text{kg/m}^3)$	996
$\sigma(\text{N/m})$	63.5×10^{-3}
$\mu(\text{kg/m s})$	8.65×10^{-4}
$d_0(\text{mm})$	0.5
$v_l(\text{m/s})$	8.9 ~ 37.7
q	3.38 ~ 28.4
We_l	760 ~ 11300



(a)



(b)

Fig. 2. Comparisons of penetration length of wave model (a) and hybrid model (b) with increase of injection velocity

노즐에서 분사되는 수많은 액적들을 대표하는 액적군의 개념인 대표액적의 개수는 2차원의 경우 4000, 3차원의 경우 20000으로 설정하였다. 주위압력, 벽면의 온도와 초기 유입 공기의 온도는 계산결과와 실험결과와의 정확도를 위해 실험에서의 주위 조건과 일치하도록 하였으며 분사되는 액적의 증발과 액적간의 충돌영향도 고려하였다. 유입 가스는 공기이며 분무 특성의 연구를 위해 사용된 유입 가스 속도는 69~137 m/s이고, 연소 특성의 연구에서는 8m/s를 이용하였다. 분무 특성연구와 속도차가 상이한 것은 분무 특성 연구에서는 유입 가스의 속도는 각 모델의 분사가 실험과 비교하기 위함이었다. 실험은 Wu et al.[24]의 실험결과를 채택하였다.

III. 결과 및 고찰

3.1 침투길이 및 액적 크기

Fig. 2은 103 m/s로 일정한 유입공기의 속도 조건에 액체 제트의 분사속도를 12.8 m/s에서 29 m/s까지 증가시켰을 경우 횡단류에 수직방향으로의 침투길이에 대한 결과를 각각 wave 모델과 hybrid 모델을 사용하여 계산한 것이다. 두 모델 모두 침투길이에 대한 예측은 실험[24]과 매우 정확한 일치성을 보인다. 그러나 작은 차이기는 하나 wave 모델 보다 hybrid 모델이 침투길이를 더 크게 예측한다는 결과를 얻을 수 있다.

Fig. 3은 19.3 m/s로 일정한 분사속도 조건에서 유입 공기의 속도를 69 m/s에서 그 두배 정도인 137 m/s로 증가시켰을 경우 침투길이에 대한 결과를 각각의 모델을 적용하여 계산한 결과

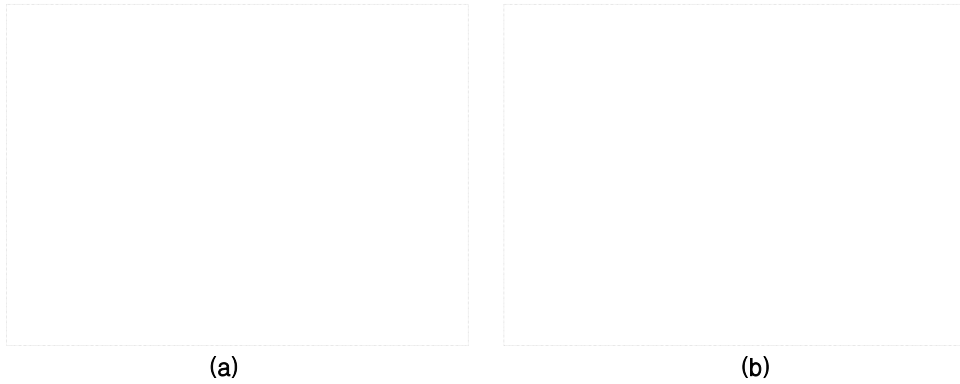


Fig. 3. Comparisons of penetration length of wave model(a) and hybrid model(b) with increase of inflow air velocity

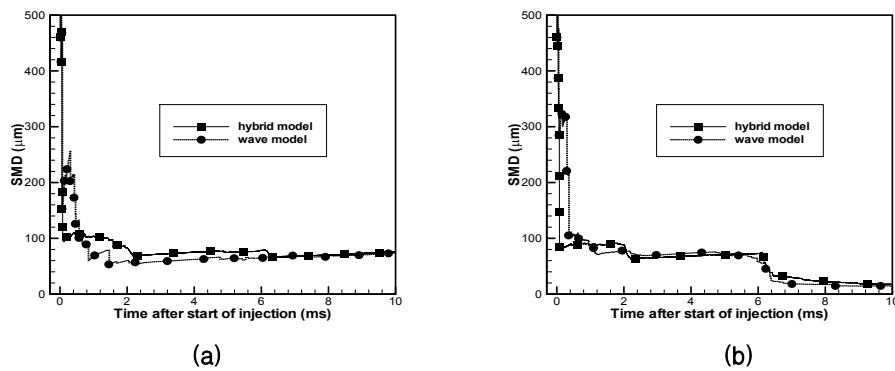


Fig. 4. Results of SMD calculation with wave model and hybrid model
 [$V_i = 12.8(a), 29.0(b)$ m/s and $V_a = 103$ m/s]

이다. Fig. 2에 비해 두 모델간의 결과값의 차이가 두드러지게 나타나며 특히 주목할 것은 유입공기의 속도가 높아질수록 wave 모델은 침투길이 결과를 정확하게 예측하지 못한다는 사실이다. 반대로 hybrid 모델은 유입공기의 속도가 상대적으로 높은 조건에서도 침투길이를 비교적 정확하게 예측하고 있다. 이것은 높은 상대속도 차가 발생하는 조건일수록 RT 불안정성이 액적 분열에 더 많이 발생한다는 것을 의미하는 것이다.

SMD는 분무에서 액적의 크기를 나타내는 여러 방법 중 하나이다. 액적의 크기 개념은 분무 특성을 파악하는 데 있어서 매우 중요한 요소이며 액적 크기의 결과를 바탕으로 액체 연료의 미립화 정도를 가늠할 수 있다. 이것은 액적의 크기에 따른 관성력의 차이로 인해 앞서 살펴본 침투 길이에도 직접적으로 영향을 미치는 요인이 된다. Fig. 4는 유입공기의 속도가 103 m/s로 일정할 때 액체 제트의 분사 속도를 12.8과 29 m/s로 하였을 경우 wave 모델과 hybrid 모델을

사용하여 각각의 조건에 대한 SMD 계산결과를 보여주고 있다. 본 연구에서 사용한 분사 노즐의 크기는 0.5 mm이며 이것은 계산 결과에도 잘 나타나있다. Fig. 4의 (a)의 경우 전체적으로 SMD 값을 두 모델 모두 비슷하게 예측하고 있는데 hybrid 모델이 그 값을 좀 더 크게 예측하는 것을 알 수 있다. 이것은 분사속도가 증가하여도 유사한 경향을 보인다. 두 모델 모두 분사속도 증가에 따라 미립화가 활발히 진행되어 SMD값이 점차 작아지는 일반적인 경향을 잘 예측하고 있다.

Fig. 5는 분사속도가 19.3 m/s로 일정할 때 유입공기의 속도를 69 m/s에서 103 m/s로 증가시켰을 때 마찬가지로 두 모델을 사용하여 각각의 경우에 대한 SMD 값을 나타내고 있다. 이 경우에서도 Fig. 4에서의 결론과 유사하게 hybrid 모델이 액적의 크기를 wave 모델보다 크게 예측하는 결과를 나타내었다. 또한 유입공기의 속도가 상대적으로 작은 (a)의 경우 대부분의 액적들이

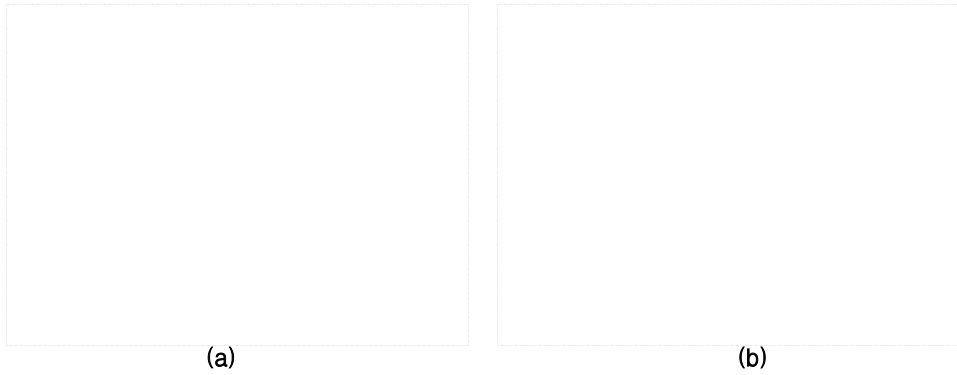


Fig. 5. Results of SMD calculation with wave model and hybrid model
 [$V_l = 19.3 \text{ m/s}$ and $V_a = 69(a), 103(b) \text{ m/s}$]

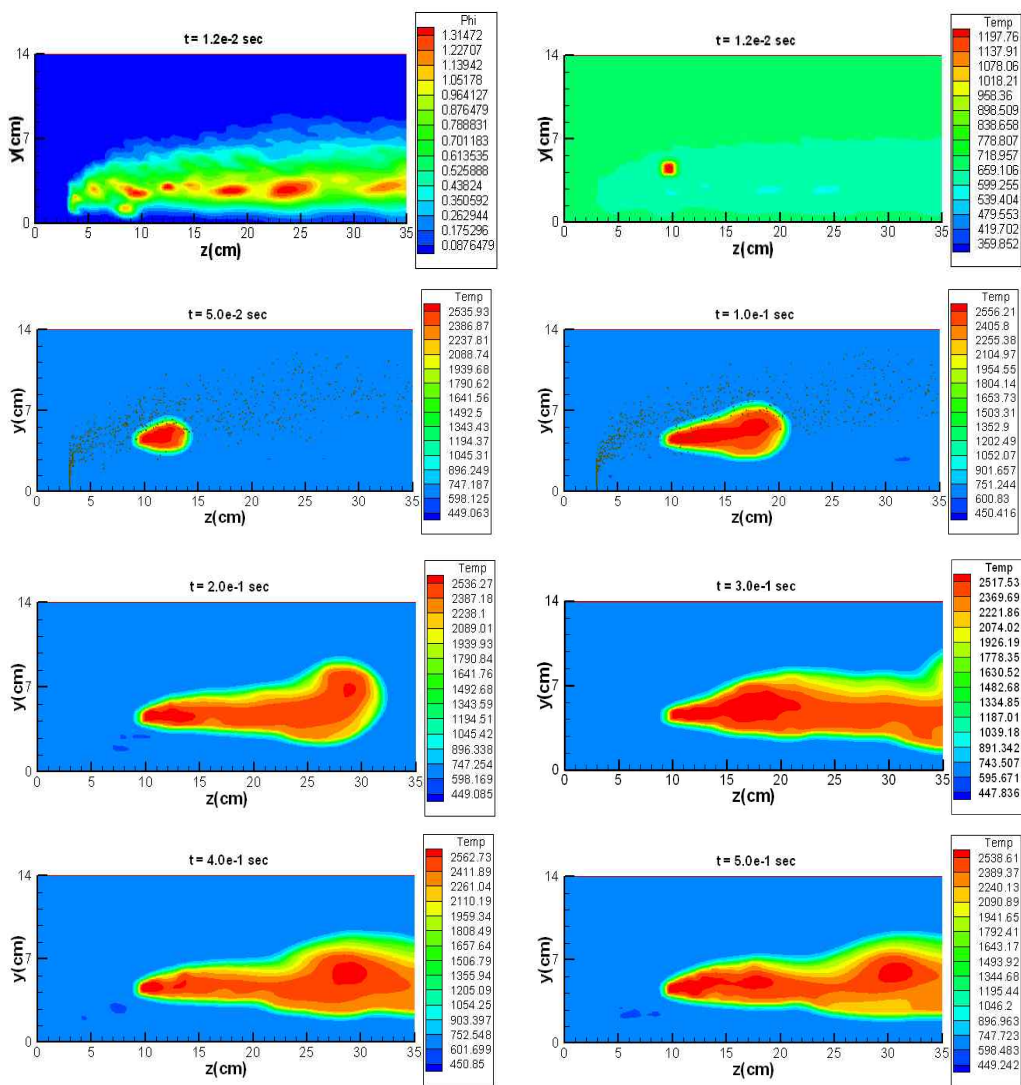


Fig. 6. Contours of flame propagation in combustion chamber (Injection angle 90°)

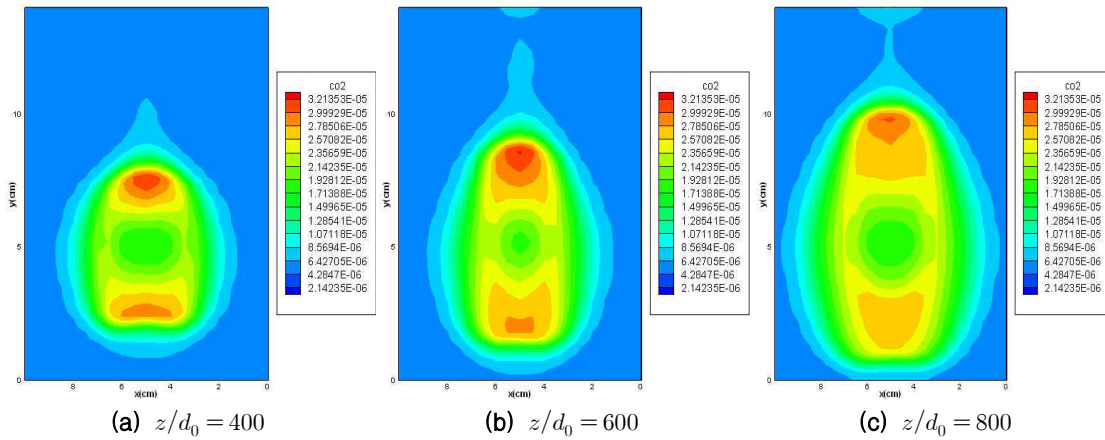


Fig. 7. Contours of CO_2 generation quantity at local regions of combustion chamber

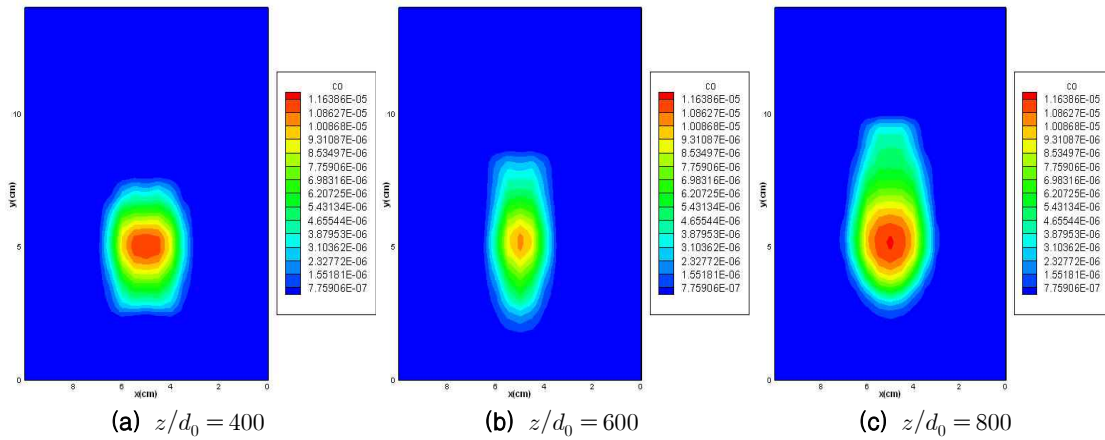


Fig. 8. Contours of CO generation quantity at local regions of combustion chamber

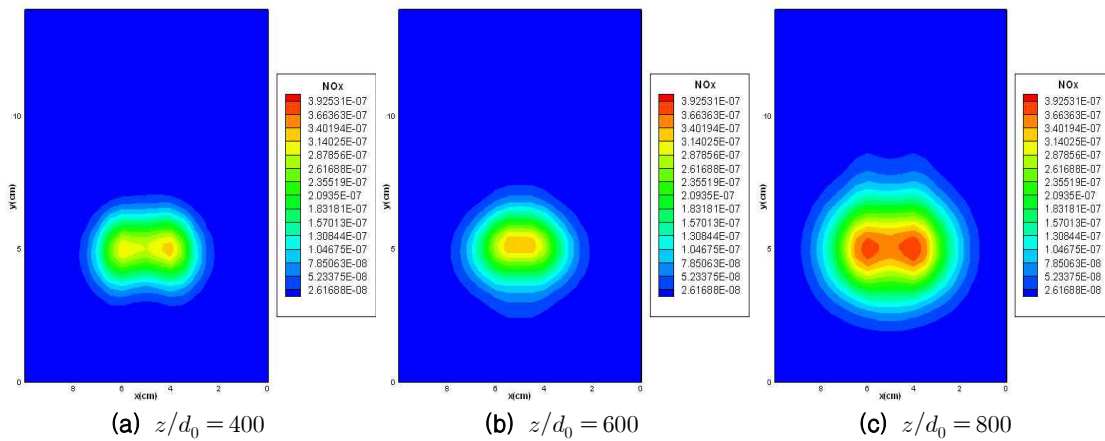


Fig. 9. Contours of NO_x generation quantity at local regions of combustion chamber

100 μm 이상의 크기를 가지는 것을 알 수 있다. Fig. 4와 5의 결과를 비교해 보면 큰 분사속도로 인해 액체 제트와 유입공기의 상호작용이 가장 활발한 Fig. 4 (b)의 SMD가 상대적으로 가장 작은 것을 알 수 있고 가장 작은 유입공기 속도를 가지는 Fig. 5의 (a)의 SMD가 상대적으로 가장 큰 것을 알 수 있다. 이는 액체의 미립화에 있어서 액체 제트와 유입공기의 큰 상대속도 차가 가장 중요한 요소임을 나타내는 결과이다.

3.2 연소과정 해석

횡단류에 분사된 액체 연료는 지금까지 살펴본 분열 과정에 의해 미립화가 이루어지며 유입공기와의 상호작용으로 인해 연소실 내부로 혼합되어 퍼져나가게 된다. 이러한 과정은 화염의 안정성이나 연소 효율 및 공해물질의 배출에 직접적으로 영향을 미치게 되므로 유동장 내부로 분사된 액체 연료의 미립화와 이후의 연소과정에 대한 연구는 서로 밀접한 관계를 가지고 있다.

본 연구에서는 횡단류에 액체 연료가 분사된 이후 spark-ignition에 의해 미립화가 이루어진 액체 연료를 점화시켰을 때 시간의 진행에 따른 화염 전파 형상과 연소실의 온도, 공해 배출물 발생량과 같은 연소 특성을 파악하였다. 점화 cell의 위치는 cold flow 해석을 통해 연소실 내부 당량비 분포의 정도를 미리 파악한 이후 적절히 조절하였으며 점화가 시작된 이후 화염의 최고 온도는 2500K을 전후하여 형성되었다.

Fig. 6은 유입공기의 속도가 8 m/s이고 액체 연료 분사속도가 2 m/s인 조건에서 유동장에 수직(90°)으로 액체 연료를 분사하였을 경우 화염 전파 형상을 나타내고 있다. 실제 가스터빈 연소실의 유동장에서는 입구에서의 스웰이나 연소실 형상에 따른 재순환 영역(recirculation region), 혹은 flame holder와 같은 화염 유지를 위한 인위적인 유동이나 장치 등을 수반하게 되는데 Peters[22]는 난류를 동반한 확산 화염에서 화학 반응 영역내의 과도한 유동의 속도는 국부적인 화염 소멸현상을 야기하게 되며 이러한 유동의 한계를 10 m/s 정도로 제안한 바 있다. 가스터빈 엔진의 연소실로 유입되는 공기의 일반적인 초기 온도 조건에 해당하는 600K의 유입공기 온도에서 spark-ignition에 의해 횡단류 내부로 분사된 액체 연료를 점화시켰을 때 시간의 진행에 따른 화염전파 형상을 살펴보면 매우 안정적인 연소가 이루어짐을 알 수 있다. 또한 연소실 후방으로 이동할수록 온도분포가 연소실 전역으로 확대됨을 알 수 있다.

Fig. 7에는 Fig. 6과 같이 유입공기의 속도가 8 m/s이고 액체 연료 분사속도가 2 m/s인 조건에서 유동장에 수직(90°)으로 액체 연료를 분사하였을 경우 $z/d_0 = 400, 600, 800$ 인 지역에서의 3차원의 CO_2 분포를 나타내고 있다. 여기서 단위는 ppm(parts per million)이다. Fig. 6의 온도의 분포 형상에서와 같이 CO_2 발생량도 유사한 형상과 분포를 나타내고 있다. CO_2 발생량은 중앙으로 갈수록 많아지며 특히 중앙을 경계로 상부와 하부에 CO_2 의 발생이 집중되어 있는 두 영역이 존재함을 알 수 있다. 또한 Fig. 8의 (c)에서 CO_2 의 분포가 연소실 상부로 증가하여 결국 맞닿게 되는 모습을 보이는데 이것은 액체 연료가 CO_2 분포의 중앙에 위치하는 것이 아니라 상부에 위치하기 때문에 액체가 연소실 상부에 거의 닿으려는 과정에서 발생하는 현상으로 생각된다.

Fig. 8은 동일 지역에서의 CO 의 발생량을 나타내고 있다. 연소실의 하부로 갈수록 CO 의 발생량이 증가함을 알 수 있고 그 분포는 세로방향으로 점차 발달하는 모습을 나타내고 있다. CO 의 발생량 역시 분포의 중앙에서 가장 많았으며 외곽으로 갈수록 그 양이 작아짐을 알 수 있다. 이는 중앙에서 국부적으로 산소량이 부족하여 CO 의 발생이 큰 것이라고 생각된다.

Fig. 9는 동일 지역에서의 NO_x 의 발생량을 나타내고 있다. CO_2 나 CO 의 경우와는 달리 $z/d_0 = 400$ 인 지점에서는 극히 미량의 NO_x 가 발생하는 현상을 관찰할 수 있다. 또한 CO 의 분포가 세로방향으로 발달하는 반면에 NO_x 의 분포는 가로 방향으로 발달하는 것을 알 수 있다. NO_x 의 발생량 역시 중앙에 집중되어 있고 가장 자리로 갈수록 그 양은 감소하게 된다.

III. 결 론

Wave 모델과 KH-RT hybrid 모델을 사용하여 분사각 변화에 따른 횡단류 내부로 분사되는 액체 제트의 분무 및 연소특성을 규명하였으며 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 침투길이 예측은 wave 모델과 hybrid 모델 모두 비교적 정확한 결과를 나타내었으며 그 값에 큰 차이가 없다. 그러나 작은 차이이기는 하나 wave 모델 보다 hybrid 모델이 침투길이를 더 크게 예측한다.

(2) 유입공기의 속도가 증가할수록 wave 모델은 침투길이 결과를 정확하게 예측하지 못하는

반면 hybrid 모델은 유입공기의 속도가 상대적으로 높은 조건에서도 침투깊이를 정확하게 예측하고 있다. 이것은 높은 상대속도 차가 발생하는 조건일수록 RT 불안정성이 액적 분열에 더 많이 발생한다는 것을 의미하는 것이다.

(3) SMD의 경우 hybrid 모델이 그 값을 좀 더 크게 예측하는 것을 알 수 있고 이것은 분사속도가 증가하여도 유사한 경향을 보인다. 두 모델 모두 분사속도 증가에 따라 미립화가 활발히 진행되어 SMD값이 점차 작아지는 일반적인 경향을 잘 예측하고 있다.

(4) 큰 분사속도로 인해 액체 제트와 유입공기의 상호작용이 활발한 경우 SMD가 가장 작은 것을 알 수 있고 가장 작은 유입공기 속도를 가지는 경우 SMD가 상대적으로 가장 큰 것을 알 수 있다. 이것은 통해 액적의 미립화에 있어서 액체 제트와 유입공기의 큰 상대속도 차가 가장 중요한 요소임을 나타내는 결과이다.

(5) 본 연구에 사용된 액적 분열 모델들은 내연기관에서 고온 고압의 디젤 분사에 적용하기 위해 개발된 것으로서 횡단류 내부에 분사되는 액체 제트에 발생하는 후류의 영향과 같은 중요한 요인을 해석하지 못하므로 실제 실험과의 결과 비교에서 오차를 나타내게 되었다. 따라서 후류의 영향을 고려한 횡단류 내부에 분사되는 액체 제트의 분열 현상을 해석하는데 최적화된 새로운 분열 모델이 개발되어야 한다.

(6) CO_2 의 발생량은 분포지역의 중앙에서 그 양이 가장 많으며 특히 중앙을 경계로 상부와 하부에 CO_2 의 발생이 집중되어 있는 두 영역이 존재함을 알 수 있다.

(7) 연소실의 하부로 갈수록 CO 의 발생량은 증가함을 알 수 있고 그 분포는 연소실의 세로방향으로 점차 발달하게 된다.

(8) NO_x 의 발생량은 CO_2 나 CO 의 경우와는 달리 $z/d_0 = 400$ 인 지점에서는 극히 미량만이 발생하는 현상을 관찰할 수 있다. 또한 CO 의 분포가 세로방향으로 발달하는 반면에 NO_x 의 분포는 가로 방향으로 발달하는 것을 알 수 있다.

참고문헌

1) Liu, A.B. and Reitz, R.D., "Mechanisms of Air-Assisted Liquid Atomization", *Atomization and Sprays*, Vol. 3, 1992, pp. 1~21.
 2) Krzeczowski, S.A., "Measurement of Liquid Droplet Disintegration Mechanism", *Int.*

J. Multiphase Flows, Vol. 6, 1980, pp. 227~239.
 3) Wu, P.K. and Feath, G.M., "Areodynamic effects on Primary Breakup of Turbulent Liquids", *Atomization and Sprays*, Vol. 3, 1993, pp. 265~289.
 4) Ranger, A.A. and Nicholls, J.A., "The Aerodynamic Shattering of Liquid Drops", *AIAA J.*, Vol.7, 1969, pp. 285~291.
 5) O'Rourke, P.J. and Amsden, A.A., "The TAB Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup", *SAE Trans.*, 1987, 872089.
 6) Ibrahim, E.A., et. al., "Modeling of Spray Droplets Deformation and Breakup", *J. of Propulsion and Power*, Vol. 9, No. 4, 1993, pp. 651~654.
 7) Reitz, R.D., "Modeling Atomization Processes in High-pressure Vaporizing Sprays," *Atomization and Sprays Technology*, Vol. 3, 1987, pp. 309~337.
 8) Beale, J.C. and Reitz, R.D., "Modeling Spray Atomization with The Kelvin-Helmholtz / Rayleigh-Taylor Hybrid Model", *Atomization and Sprays*, Vol. 9, 1999, pp. 623~650.
 9) Madabhushi, R.K., "A Model for Numerical Simulation of Breakup of a Liquid Jet in Crossflow", *Atomization and Sprays*, Vol. 24, 2003, pp. 889~912.
 10) Durbin, M.D., and Balla, D.R., "Studies of Lean Blowout in a Step Swirl Combustor", *Transactions of the ASME*, Vol. 118, 1996, pp. 72~77.
 11) Durbin, M.D., and Balla, D.R. and Katta V.R., "Study of Flame Stability in a Step Swirl Combustor", *Transactions of the ASME*, Vol.118, 1996, pp. 308~315.
 12) Coghe A., Solero G., and Scribano, G., "Recirculation phenomena in natural gas swirl combustor", Vol. 28, 2004, pp. 709~714.
 13) Takashi, T., and Shingeru, S., "The Effect of Fuel-Air Mixing on Ox Formation in Non-Premixed Swirl Burners", *Twenty-Sixth Symposium on Combustion*, The Combustion Institute, 1996, pp. 2733~2739.
 14) Xue, H., and Aggarwal, S. K., "NOx emissions in n-heptan/air partially premixed flames", *Combustion and Flame*, Vol. 132, 2002, pp. 723~741.

- 15) Amsden, A.A., O'Rourke, P.J. and Butler T.D., "KIVA-II: A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays", Los Alamos National Laboratory Report, 1989, No. LA-11560-MS.
- 16) Xin, J. Ricart, L. and Reitz, R.D., "Computer Modeling of Diesel Spray Atomization and Combustion", Combustion Sci. Technol., Vol.137, 1-6, 1998, pp. 171.
- 17) Levich, P.J., "Physicochemical Hydrodynamics", Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1962.
- 18) Amsden A.A., "KIVA-3: A LIVA Program with Block-Structures Mesh for Complex Geometries", Los Alamos National Laboratory report, 1993, LA-12503-MS.
- 19) Westbrook, C.K. and Dryer, F.L., "Chemical Kinetic Modeling of Hydrocarbon Combustion", Prog. Energy Combust. Sci., 1984, 1D57.
- 20) Westbrook, C.K. and Dryer, F.L., "Simplified Reaction Mechanism for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames", Combustion Science and Technology, Vol.27, 1981, pp. 21 ~43.
- 21) Meintjes, K. and Morgan, A.P., "Element Variables and the Solution of Complex Chemical Equilibrium Problems", General Motors Research Publication, 1987, GMR-5827.
- 22) Ramshaw, J.D. and Amsden, A.A., J. Comput. Phys., 1987, 71, 1, 224.
- 23) Peters, N., "Turbulent Combustion", 1st ed., Cambridge University Press, UK, Chap.3, 1999, pp. 233~234.
- 24) Wu, P.K., Kirkendall, K.A., Fuller, R.P., and Nejad, A.S., "Spray Structures of Liquid Jets Atomized in Subsonic Crossflows", Journal of Propulsion and Power, Vol. 13, No. 2, pp. 173-182, 1998.