

## 연소실 내 동축형 2-유체 분무의 이론적 모델

조용호\* · 윤웅섭\*\*

### Theoretical Model of Coaxial Twin-Fluid Spray In a Liquid Rocket Combustor

Y. H. Cho\* · W. S. Yoon\*\*

#### ABSTRACT

A theoretical study of spray and combustion characteristics due to coaxial twin-fluid injection is conducted to investigate the effects of liquid jet property, droplet size, contact length and liquid jet velocity. Model is properly validated with measurements and shows good agreement. Prediction of jet contact length, droplet size, liquid jet velocity reflects genuine features of coaxial injection in physical and practical aspects. Both the jet contact length and the droplet size are reduced in a linear manner with an increase of injector diameter. Cross sectional area of liquid intact core is reduced with augmented jet splitting rate, thus the jet is accelerated to maintain the mass continuity and with an assistant of momentum diffusion by burnt gas.

#### 초 록

액체로켓엔진에 사용되는 2-유체 동축형 분사기의 분무 연소 특성을 수치적으로 해석하였다. 가스 역학적 상호작용에 의한 미립화 및 그에 따른 물리 현상들에 대해 유동에 대한 보존방정식과 이론식들을 적용, 수치화하여 액체 제트의 상태, 제트의 속도, 제트의 붕괴길이, 액적의 크기등을 예측 하였으며, 액체제트 분사공 크기에 따른 미립화의 변화를 고찰하였다. 모델 검증을 위하여 액체 제트의 접촉길이와 액적의 크기를 기존의 실험결과와 비교하였으며, 그 결과 정성적으로 일치함을 나타내었다. 액체 제트의 접촉길이는 분사공의 직경이 증가할수록 짧아지고 액적의 크기도 분사공의 직경이 증가할수록 작아진다. 액체 제트는 박리율 증가에 따른 분무화에 의하여 단면적이 감소되며, 그에 따른 질량유속의 보존과 가스로부터의 운동량 확산에 따라 미립화가 활발해지는 영역으로부터 그 속도가 급속히 증가된다.

· 2002년 3월 3일 접수 ~ 2002년 6월 11일 심사완료

\* 정희원,현대모비스(주)(Hyundai MOBIS), 연세대학교 대학원(Yonsei University, Graduate School)  
주연락저자, E-mail : yhcho@mobis.co.kr

\*\* 정희원, 연세대학교 기계공학과(Yonsei University, Dept. of Mechanical Engineering)

**Key Words** : Coaxial Twin-Fluid Injection(동축형 2유체분무), Jet Contact Length(제트 접촉길이), Liquid Jet Velocity(액체제트속도), Drop Size(액적의 크기)

## 1. 서 론

액체로켓엔진에 사용되는 분사기는 추진제 조합, 요구 추력 성능, 호환 및 연소 안정성 등에 따라 여러 형태가 사용된다.[1] 이들 중, Fig.1과 같은 동축형 분사기는 미립화 성능이 우수하고 연소불안정 특성이 양호하여 극저온 추진제를 사용하는 대추력 액체로켓엔진에 주로 사용되어 왔다[2]. 동축형 분사기는 액체산소-액체수소, 액체산소-가스메탄과 같은 2상(기상 및 액상) 추진제 조합 사이의 가스역학적 상호작용에 의해 미립화가 이루어지며, 일반적으로 산소가 액상으로 분사된다. 여기서 산화제, 연료는 모두 저온저장형(cryogenic)으로 액상 혼합된 추진제는 연소가스로부터의 열확산에 따라 기화되어 기상혼합, 연소되고, 발생된 고온 고압의 가스는 노즐을 통해 속도 에너지로 변환되어 추력을 발생시키게 된다. 따라서, 주어진 추진제 조합에서 더 높은 내부에너지를 발생시키기 위해서는 액체 산화제가 연료와 완전히 반응할 수 있는 최

적의 상태를 만들어 주는 것이 무엇보다 중요하다. 연소실내에서의 추진제 연소과정은 분사(injection), 미립화(atomization), 혼합(mixing), 기화(vaporization), 화학반응(chemical reaction) 등으로 매우 복잡하며, 이 과정에서 중대한 성능손실이 발생한다[3][4]. 연소성능설계는 이러한 손실의 최소화를 목적으로 하며, 연소효율의 향상을 위해서는 연소실 내에서의 물리적 현상에 대한 적절한 모델의 선택과 그에 따른 계산 결과의 정확성이 문제 해결의 관건이 된다.

국외에서는 미국을 중심으로 설계방법의 과정을 통하여 액체로켓 추진기관 연소실에서의 분무연소성능을 향상시키려는 노력들이 진행되어 왔다. 그러나 로켓엔진 이외에도 가스 터빈엔진 혹은 디젤 엔진 등에서도 광범위하게 사용되는 이와 같은 분무 연소과정은 많은 이론적, 실험적인 노력에도 불구하고 해석을 위한 완벽한 모델이 만들어져 있지 않은 상태이다. Liang[5] 등은 액체로켓 엔진에서 다상유동을 모델화하여 SSME (space shuttle main engine) 분사기에 의한 미립화와 분무연소를 해석하였다. Przekwas[6] 등은 액상 제트 코어의 지배방정식을 공간 전진 기법을 이용하여 계산하였고 기상 방정식은 전산유체역학적인 방법을 사용하여 계산하는 jet embedding 방법을 사용하였다. Giridharan[7] 등은 액체제트의 지배 방정식, 액적 운동과 기상 방정식을 커플링하여 2유체 동축형 분사 유동을 해석하였다. JANNAF (Joint of Army - Navy - NASA - AirForce) 그룹은 액체 로켓엔진의 평가를 위한 전산 프로그램 개발을 관장해 왔다. 현재, JANNAF Distributed Energy Release(DER) 전산 프로그램을 사용하여 액체 추진제를 위한 여러 가지 형태의 분사 요소의 거동을 해석하고 있다[2].

본 연구에서는 JANNAF 방법을 바탕으로 연소실내 분무 2상 유동에 대한 보존방정식을 단

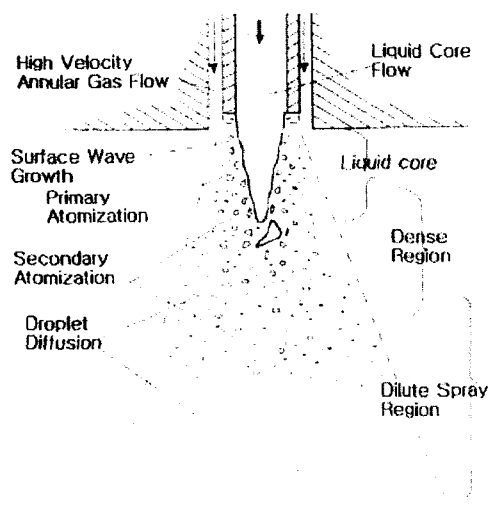


Fig.1 Illustration of shear coaxial jet

면에서의 2상유체 분포를 포함하는 1차원적 해석방법으로 프로그래밍하여, 2유체 동축형 분사기에 의한 액적의 크기, 액체 제트의 속도, 액체 제트의 액주 및 붕괴길이 등을 예측하였다.

## 2. 지배방정식

분무 연소의 해석에는 분사에서 연소 생성물 발생까지 변화되는 분사 추진체의 질량 및 에너지 보존과 관련된 다양한 물리적, 화학적 과정을 묘사하는 이론적인 접근이 요구된다. 즉, 공통적으로 모든 분무 연소의 이론적 모델들은 연소가스 유동장의 거동을 위한 보존방정식으로부터 시작되며, 하나 또는 그 이상의 추진체 분무는 기상 내에서의 거동을 위한 부가적인 보존방정식들을 사용하여 묘사된다. 가스 유동과 분무가 동일한 연소장 내에 함께 존재하기 때문에 질량, 운동량, 에너지의 변화는 가스 유동과 분무사이에서 일어나며 이 변화는 보존방정식들을 서로 커플링시킴으로써 해석이 가능해진다. 여기서 커플링 된 항은 액상 및 기상 운동량, 질량 및 열확산, 연소 등 분무연소장에 수반되는 중요한 물리적 현상들을 대표한다.

액적 연소는 모든 액적 질량 확산 손실을 발생하는 모든 물리적 현상들에 의해 변화된다. 예를 들어 아음속과 초음속 연소, 화학, 운동에너지 그리고 대류의 효과를 포함하며 추진체 분사 온도도 액적의 열, 운동역학적 전이에 큰 영향을 준다. 아임계 압력 하에서의 액적의 온도는 평형 습구온도에 도달하며, 반면에 초임계 압력에서의 액적의 온도는 액적의 수명시간동안 계속해서 변화된다.[8] 어떤 경우이든 액적의 전이는 열 및 질량확산으로 대표되는 연소 및 기화와 함께 해석되어야 한다. 또한 액적의 박리율은 강한 대류조건하에서 상승, 붕괴로 이어지고, 이러한 액적의 붕괴는 분무의 전체 표면적을 증가시켜 결과적으로는 연소율의 증가로 이어진다. 그리고 분사 액적은 주위의 가스 유동장과의 상대속도에 의하여 운동량확산 현상을

보이게 되며 이에 따라 기화 및 연소에 대한 대류의 영향은 감소되게 된다. 그리고 이러한 액적의 전이 메커니즘은 제트의 진행에 따라 계속 이어지므로 다양한 주파수가 존재, 연소 불안정을 유발하는 중요한 물리적 원인이 된다.[9]

분무 요소의 분석은 단일액적 기화율의 예측과는 달리 유동장과 연계되어 고려되어야 한다. 본 연구에서는 액체 제트와 제트 주위의 분사/가스 연소 (또는 비연소) 유동 그리고 혼합가스에 대한 rigimesh 유동의 3가지 축대칭 유동장이 고려되었으며 단면분포를 포함한 1차원 유동장으로 단순화하였다.

국소 혼합비 방정식:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho c)}{\partial t} + \nabla(\rho uc) - \rho \bar{D}(\nabla(\nabla c)) \\ & - 2 \frac{1}{c+1} \frac{\nabla d^2}{c+1} - \{ \nabla c \cdot \nabla p \bar{D} \} = (2c+1) \\ & \left\{ \sum_n^N \sum_j^{OX} N_j^n (\bar{m}_{j,vap}^n + \bar{m}_{j,BU}^n) \right\} \\ & - c^2 \sum_n^N \sum_j^{Fuel} N_j^n (\bar{m}_{j,vap}^n + \bar{m}_{j,BU}^n) \end{aligned} \quad (1)$$

연속 방정식:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{u}) = \sum_n^N \sum_j N_j^n \\ & ( \bar{m}_{i,vap}^n + \bar{m}_{i,BU}^n + \dots ) \end{aligned} \quad (2)$$

운동량 방정식:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{u}) + \nabla(\rho \vec{u} \cdot \vec{u}) = \\ & - \nabla p + \nabla \tau - \sum_n^N \sum_j N_j^n \vec{F}_j^n + \\ & \sum_n^N \sum_j N_j^n ( \bar{m}_{i,vap}^n + \bar{m}_{i,BU}^n + \dots ) \vec{u}_j^n \end{aligned} \quad (3)$$

에너지 방정식은 유동의 엔탈피와 속도, 압력과 압력과 혼합비로 결정되는 평형상태에 의하여 표현된다. 단순압축시스템으로 가정하면 평형상태는 국부적 압력과 혼합비의 함수가 되므로, 에너지 방정식은 압력과 온도, 그리고 국부적인 혼합비에 의한 평형상태량들로 대체될 수 있다. 여기서 혼합가스의 온도는 분사에 의해 공급되는 에너지와 산화제 기화에 소요되는 에너지에 의해 변화되고, 온도의 감소는 가속 시 화학조성의 변화가 없다고 가정하면, 전압이 동압화됨으로써 발생하는 정압의 감소만에 의하게 된다. 또한 유동 흐름에서 온도를 제외한 열물

리적 상태량 (비열비, 점성)이 일정하다고 가정하면, 에너지 방정식은 다음과 같이 전체조건과 대류에 의한 함수가 된다.

$$T = T_0 \left[ 1 - \left\{ \frac{Y_0 - 1}{2} \frac{V^2 MW_0}{RY_0 g T_0} \right\} \right] \quad (4)$$

식 (1)~(4)의 4가지 방정식을 사용하여 유동장과 유동흐름사이의 수송현상을 묘사할 수 있다.

### 3. 분무연소장 내에서의 동축형 분무 미립화

#### 3.1 미립화 모델

미립화를 예측하기 위한 방정식들은 궁극적으로 액체 제트의 박리율과 액적 크기 분포를 구하기 위한 것이다. 기-액 동축형 분사기에서의 박리율, 미립화, 액체 제트의 연소를 계산하는 모델은 비교적 잘 정립되어 있다. 이 모델에서의 미립화 변수에는 액체 제트의 박리율, 평균 액적 크기, 액적 가열율과 연소율, 항력계수, 주위 가스의 혼합을 등이 고려된다.

제트 박리율과 액적 평균 크기 계산식은 아래와 같다.

$$M_A = C_A \left[ \frac{\mu_j (\rho_g U_r^2)^2}{\sigma_j / \rho_j} \right]^{1/3} \pi D_j (\Delta z) \quad (5)$$

$C_A$  = Atomization Coefficient (미립화 계수)

$$\bar{D}_j = B_A \left[ \frac{\mu_j (\sigma_j / \rho_j)^{1/2}}{\rho_g U_r^2} \right]^{2/3} \quad (6)$$

$B_A$  = Drop Size Coefficient (액적 크기 계수)

식 (5), (6)에는 미립화 계수  $C_A$ 와 액적 크기 계수  $B_A$ 가 포함되며 컵(cup)내에서 이 값들은 액적의 박리율을 반영하게 된다. 국소적 영역에서의  $C_A$ 와  $B_A$ 값은 어떠한 엔진 운전조건에서도 동일하다고 알려져 있다. 컵 내에서의  $C_A$ 와  $B_A$ 의 값은 연료 환형 간극(fuel gap annulus)에서 분사기 면까지의 압력강하가 측정된 위치에서 시험결과와 비교하여 수치적으로 계산되어진다.

분사면 하류에서의 화염의 전파는 액체 제트를 둘러싼 가스 유동장 내의 평균화된 혼합비를 사용하여 계산되며 이 영역은 미연의 추진제와 기연의 추진제로 구성된다. 이러한 조건하에서 혼합물비를 구하기 위한 방정식은 다음과 같다.

$$MR_{(x)} = MR_1 \left( \frac{y_1^2 - y_{f(x)}^2}{y_1^2 - y_{jet(x)}^2} \right) \quad (7)$$

$$y_{f(x+\Delta x)} = y_{f(x)} - \frac{V_f}{V_1} \Delta x \quad (8)$$

점화점 근처의 가스 유동 지역은 연료가 농후한 연소 반응물들로 구성되며 혼합비 식을 수치적인 방법으로 계산하여 구한다. 연소 가스 물성치 테이블과 함께 국소 혼합물비를 사용하여 해당되는 가스 정체 온도를 계산하고 압력은 가스역학적으로 구한 테이블에서 외삽하는 방법을 사용하여 구한다.

#### 3.2 액적의 기화모델

액적의 동적인 수송은 분사 운동량 방정식에 의해 표현되는데, 액적에 대한 항력은 아래와 같이 정의된다[10].

$$F^n = \frac{\pi}{8g} [\rho (D^n)^2 (u - u^n) (|u - u^n|) C_D^n] - 2A\pi (D^n)^3 \frac{dp}{dx} \quad (9)$$

여기서 항력계수는 Rabin이 제시한 식을 사용하였다[11].

$$C_D = 2A Re^{-0.84} \quad (10) \quad Re \leq 80$$

$$= 0.271 Re^{0.271} \quad 80 < Re < 10^4$$

$$= 2 \quad Re \geq 10^4$$

항력은 마찰 항력과 주위 가스의 압력 구배로부터 발생하는 액적을 가로지르는 체적력 때문에 생기는 항력을 모두 포함한다.

액적의 레이놀즈수는 액적과 가스의 자유유동의 상대속도를 변수로하여 구하였다.

$$Re = \frac{\rho D^n |u - u^n|}{g\mu} \quad (11)$$

본 논문에서는 로켓의 분무연소를 해석하기 위하여 질량 및 열전달에 대한 구대칭, 준정상 보존 방정식을 이용하는 EI Wakil[2]의 기화모

델을 적용하였다. 기화하는 액적 내부의 온도는 구배가 없이 균일하다는 무한전도도모델 (infinity conductivity model)을 적용하였다.

$$\left[ \frac{d(T^n)}{dt} \right] \cdot \left[ \frac{\pi}{6} \rho_l^n c_{pl} (D^n)^3 \right] = Q^n \quad (12)$$

액적의 기화에 대한 강제 대류의 효과는 Ranz와 Marshall[10]이 제시한 실험적인 Nusselt수 보정식을 사용하였다.

$$N_m = 2 (1 + 0.3 Sc_f^{1/3} Re_f^{1/2}) \quad (13)$$

$$N_h = 2 (1 + 0.3 Pr_f^{1/3} Re_f^{1/2}) \quad (14)$$

EI Wakil 모델의 액적확산모델에서 사용된 화학종 연속방정식은 다음과 같다.

$$ME_{E_d} N_{E_d} = \rho_{E_d} \frac{dr_d^n}{dt} \quad (15)$$

$$m_{v_d}^n + 4\pi(r_d^n)^2 \rho_{v_d} \frac{dr_d^n}{dt} = 4\pi(r_d^n)^2 ME_{v_d} N_{v_d} \quad (16)$$

액적의 확산율 또는 연소율은 다음의 확산방정식에 의해 구해진다.

$$m_v^n = \left( \frac{2\pi D^n}{AB} \right) \left( \frac{D_{v_d}^w}{RT_f} \right) \rho_{v_d} \left( \frac{N_m}{2} \right) \left[ \frac{1 - Bx_{v_\infty}}{1 - Bx_{v_d}} \right] \quad (17)$$

$$B = \left[ A + \left( \frac{MW_{v_d} \rho_{E_d}}{MW_{E_d} \rho_{v_d}} \right) (A-1) \right] / A \quad (18)$$

$$A = 1 + \frac{4\pi (r_d^n)^2 \rho_{v_d}}{m_d^n} \frac{\partial r_d^n}{\partial t} \quad (19)$$

액적의 가열율은 다음 식을 이용하여 구한다.

$$Q^n = \pi k_f Nu_h D^n z \left[ \frac{T_{E_d} - T_d^n}{e^z - 1} - \frac{\Delta H_{vap}}{AC_{\rho_f} C_{\rho_f} (A-1) \frac{\rho_{E_d}}{\rho_{v_d}}} \right] \quad (20)$$

$$z = \frac{m_v^n}{\pi k_f D^n Nu_H} \left[ (C_{p_v})^A + C_{p_f} (A-1) \frac{\rho_{E_d}}{\rho_{v_d}} \right] \quad (21)$$

프로그램의 입력 데이터는 추진제 상태량, 연소 가스 상태량, 제어 데이터의 3가지로 나누어진다.

다. 입력데이터를 읽어들이며 미립화, 액적의 항력, 액적의 가열, 기화를 계산한 후, 다시 처음 단계로 돌아가 노즐의 시작부분에서 압력강화가 주어진 값과 일치할 때까지 계산하게된다.

#### 4. 동축형 분무연소에서 미립화 특성

모델의 타당성을 검증하기 위해 액적의 박리율과 액적 크기를 구하는 식만을 사용하여 계산하여 보았다. 공기에 의한 대류환경에서 액상의 water jet의 미립화에 대한 본 연구에서의 결과를 Chigier에 의해 얻어진 실험 데이터[12]와 표면과의 불안정으로 바탕으로 하는 Giridharan[7]의 미립화 모델에 의한 계산 결과와 비교하였다. Chigier의 실험에서 물 제트와 주위공기의 분사속도는 각각 1.5~10 m/sec, 40~50m/sec의 범위이고, 상대속도를 변수로 한 레이놀즈 수는 1400~3300의 범위이다. Giridharan의 미립화 미립화 모델에서 평균직경과 박리율은 식 (22), (23)과 같이 유도되었다.[12]

$$\bar{d} = C_4 \bar{\lambda}_m d \quad (22)$$

$$\dot{m}_b = C_3 \sqrt{\rho_l} \sqrt{\rho_g} V_r \quad (23)$$

Fig.2에서 웨버수의 변화에 대한 액적 크기의 변화를 보이고 있다.

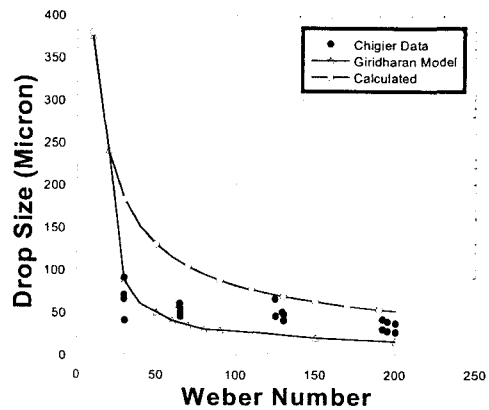


Fig.2 Weber Number effect on Drop size

일반적으로 웨버수가 증가함에 따라서 액적 크기는 감소하는 것으로 알려져 있다. 계산된 액적 크기는 Fig.2에서 나타난 것처럼 본 연구에서의 계산 결과가 Chigier의 실험치보다 웨버수의 증가에 따라 조금씩 크게 나타난 것을 볼 수 있다. 이것은 기화 및 항력을 고려하지 않고 액적생성 및 박리울만을 고려한 결과로 보인다. 표면과 불안정[13]에 기인한 Giridharan의 모델은 Chigier의 실험치보다 조금 작게 나타난 것을 볼 수 있으나 계산된 결과의 전체적인 경향은 거의 유사함을 볼 수 있다.

레이놀즈수, 웨버수에 따른 제트코어 길이에 대한 실험 데이터와 Giridharan의 미립화 모델에 의한 결과, 그리고 본 연구에 의한 결과를 Fig.3에서 비교하고 있다.

웨버수가 100이상으로 증가하면 웨버수에 따라 제트코어길이의 변화가 현저히 적어짐을 알 수 있으며, 전체적으로 점성효과가 큰 낮은 레이놀즈수에서 실험치와 예측치가 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다. 높은 레이놀즈수에서 낮은 웨버수의 제트에 대한 코어의 길이는 조금 작게 예측되었으나 Gridhran 모델의 결과보다는 Chigier의 데이터에 잘 일치함을 볼 수 있다.

위의 검증과정을 통하여 개선된 예측프로그램을 이용하여 액체산소-기체수소에 대한 동축형 분사기의 연소 및 미립화 예측을 수행하였다. 여기서 분사기는 모두 30개로 가정되었고,

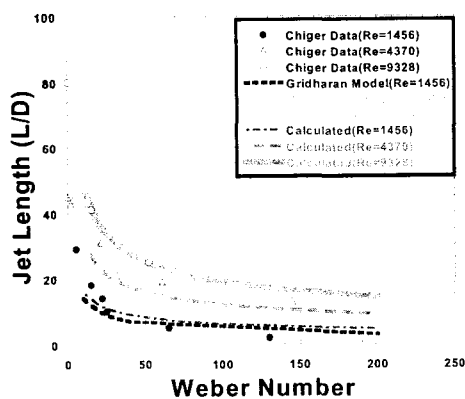


Fig.3 Weber number effect on jet length

산소/수소 추진제 혼합에 일반적으로 널리 사용되는 혼합비는 6으로 설정하였다, 여기서 각 분사기에서의 액체산소의 분사유량은 0.1 kg/s, 기체 수소의 분사유량은 0.0165 kg/s이다.

Fig.4는 분사기의 직경에 따른 액체 제트의 접촉길이 변화를 나타낸다. 여기서 분사기의 지름은 2.4~3.6mm까지 변화시켜 계산하였다. 분사기의 지름이 커질수록 액체 제트의 접촉길이가 짧아지는 경향을 볼 수 있다. 이것은 액체 제트의 길이가 관성력과 표면장력의 비를 나타내는 웨버수의 증가와 반비례의 관계를 가지기 때문이다. 관성력은 밀도와 상대속도, 유량에 비례하는데 여기서 밀도는 고정되었고 분사기의 지름변화만이 증가되었으므로 일정유량에 대하여 분사기의 직경이 증가할수록 상대속도가 증가, 결과적으로 웨버수가 증가되므로 기존의 실험 결과에서 본 것처럼 액체 제트의 접촉길이는 짧아지게 된다[14]. 즉 1차 미립화가 신속히 종료되게 된다.

Fig.5는 분사기의 지름에 따른 액적 직경의 변화를 나타낸 것이다. 액적의 직경 역시 분사기의 지름이 증가함에 따라 작아짐을 볼 수 있다. 액체 제트의 길이와 마찬가지로 웨버수가 증가함에 따라 액적의 직경이 작아진다는 실험 결과와 정성적으로 일치됨을 알 수 있다.[15] Fig.4,5에서 분사공 직경 증가에 따른 코어길이

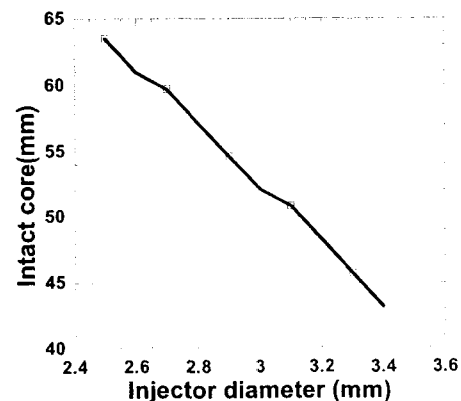


Fig.4 Reduction of intact core length with increasing injector diameter

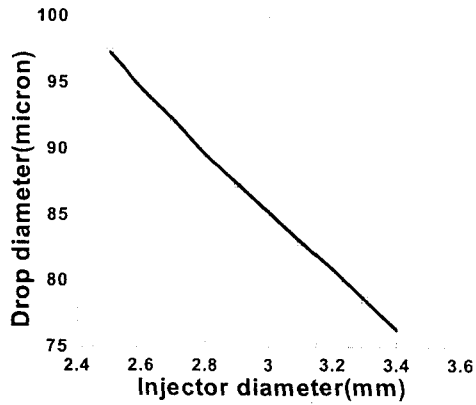


Fig.5 Reduction of droplet diameter with increasing injector diameter

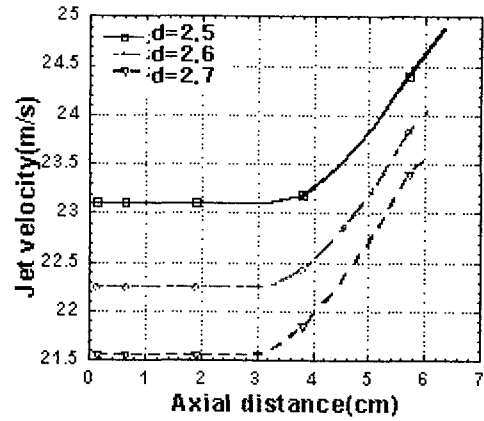


Fig.6 Axial velocities of intact core jet

및 액적직경의 변화가 선형으로 됨을 알 수 있다.

Fig.6은 분사공 직경 변화에 따른 제트의 속도를 축방향 위치에 따라 도시한 것이다. 여기서 제트는 가속되는 가스로부터의 운동량 확산에 따라 역시 가속된다. Fig.4에서 직경이 2.5cm부터 2.7cm의 영역에서 제트는 완전한 미립화에 이르지 못하고 있고, 결과적으로 액주와 액적들이 동시에 존재하는 분무의 형태가 되게 된다. 그런데, Fig.6에서 축방향 3cm 하류에서 급속히 가속되는 것을 볼 때, 이 영역에서 미립화가 활발히 이루어지고 그에 따른 액상 표면적증가와 기화량 상승, 그리고 연소에 따른 기연가스의 급속한 증가 및 가속이 이루어짐을 예측할 수 있다. 또한 이러한 고온가스의 가속은 대류를 활발하게 하여 기화 및 연소량을 급격히 증가시키게 된다.

따라서 이러한 되먹임 작용을 통하여 분무는 급속히 가속되는 것으로 보인다. 분사기의 직경에 따른 분무의 속도를 보면 분사기의 직경이 증가함에 따라 제트의 전체적인 속도는 감소하는 것을 알 수 있다.

## 5. 결론

본 연구에서는 추진제 조합이 서로 다른 상인 2-유체 분사의 동축형 로켓의 분무 연소를 이론적인 해석을 통하여 알아보았다. 모델 검증 위하여 액체 제트의 접촉길이를 액적의 크기를 기존의 실험/계산을 비교한 결과 잘 일치하였다. 다중요소 분사기를 사용하는 산소-수소 동축형 분사 연소기에 대해 적용하여본 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 액체 제트의 접촉길이는 분사공의 직경이 증가할수록 짧아지고 액적의 크기 역시 분사공의 직경이 증가할수록 작아진다. 이는 웨버수 증가에 따른 제트의 접촉길이, 액적의 크기에 대한 이전의 실험결과와 정성적으로 일치한다.

2. 액체 제트의 속도는 제트 전체 길이의 중간부분에서 가속을 받아 증가한다. 여기서 액상 제트는 단면적 감소에 따른 질량유속의 보존과 가스로부터의 운동량 확산에 따라 제트코어의 속도가 증가하는 경향을 보였다.

## 후 기

본 연구는 현대모비스(주)의 지원 아래 수행

한 위탁 과제 “연소 분무 특성 해석 연구”의 결과이며 이에 감사를 드립니다.

#### 참 고 문 헌

1. R.D Sutton, "Spray Combustion Processes in Steady and Non-Steady Flow system," Ph.D. Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, California, September 1971.
2. R.D Sutton, M.D Schuman, W.D Chadwick, "Operating Manual for Coaxial Injection Combustion Model", 1974
3. G.M. Faeth "Current Status of Droplet and Liquid Combustion", Combust Sci. Vol 3. pp191-224, 1977
4. Donald J. Hautman, "Spray Characteristics of Liquid/Gas Coaxial Injections with The Center Liquid Swirled", Atomization and Spray, vol.3, pp, 373-387, 1993
5. P.Y Liang, R.J. Jensen and Y. M. Chang, "Numerical Analysis of SSME Preburner Injector Atomization and Combustion Process," AIAA Paper 86-0454, 24th Aerospace Sciences Meeting, January 6-9, Reno, Nevada, 1986
6. A. Przekwas, S. Chuech and A. K. Singhal, "Numerical Modeling for Primary Atomization of Liquid Jets," AIAA Paper 89-0163, 27th Aerospace Sciences Meeting, January 9-12, 1989, Reno, Nevada 1989.
7. M.G.Giridharan, J.G. Lee, A. Krishnan, A.J. Przekwas "A Numerical Model For Coupling Between Atomization And Spray Dynamics In Liquid Rocket Thrust Chamber" ,AIAA, 1992
8. A. Crespo, A. Linan, "Unsteady Effects in Droplet Evaporation and Combustion", Combustion Science and Technology, Vol.11, pp9-18, 1975.
9. Reitz R.D and Bracco F.V, "Mechanism of Breakup of Round Liquid Jets," In Encyclopedia of Fluid Mechanics, Gulf Pub, Houston, TX, pp 233-249, 1986
10. M.C. Yeon and L.W. Chen, "On Drag of Evaporation Liquid Droplets", Combustion Science and Technology, Vol.14, pp147-154, 1976.
11. Alex B. Liu, Daniel Mather, and Rolf D. Reitz "Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays", SAE Paper 930072, March 1-5, 1993
12. Chigier, N and Eroglu, H., "Atomization of Liquid Jets from Injection Elements in Liquid Rocket Combustion Chamber," Carnegie mellon Univ. NASA Report, MSFC, Grant NAG8-126, Sep. 1990.
13. S.P Lin, "Regimes of Jet Breakup and Breakup Mechanisms (Mathematical Aspects)", Clarkson University, Potsdam
14. J.C.Lasheras, E. Villermaux and E.J. Hopperger, "Breakup and Atomization of a Round Water Jet by a High-Speed Annular Air Jet", Fluid Mech, vol 357, pp351-379, 1998
15. R.D. Reitz and R.Diwakar "Effect of Drop Breakup on Fuel Sprays", SAE Paper 860469, February 24-28, 1986