

액체로켓엔진에 장착되는 동축 스월형 분사기의 외측 오리피스에서의 분무 및 분열 모사

문운완* · 설우석* · 윤영빈**

Modeling of Breakup and Spray of Co-axial Swirl Injector's Outer Orifice Installed LRE combustor

Yoon Wan Moon* · Woo-Seok Seol** · Youngbin Yoon***

ABSTRACT

This study was performed to investigate the characteristics of a co-axial swirl injector. Especially to predict the initial liquid sheet thickness and spray cone angle of an outer orifice a concept of effective area was introduced from hydraulic analysis. In addition, the parameters determining the characteristics of a co-axial swirl injector were re-defined around outer orifice. The calculated results-SMD, spray cone angle, and spray thickness agreed well with the test results qualitatively.

초 록

본 연구에서는 액체로켓엔진의 연소기에 장착되는 동축 스월형 분사기의 분무 특성에 대해 연구하고자 하였으며 특히 외측 오리피스의 초기 분열 조건에 대한 액막의 두께 및 분무각을 정확히 예측하고자 수력학적인 이론으로부터 유효단면적 개념을 도입하고 분사기의 특성을 결정짓는 변수들을 재정의 하였다. 이러한 유도로부터 계산된 SMD 등은 실험치와 비교적 잘 일치하는 것을 볼 수 있었으며 분무 각 및 분무두께 등은 정성적으로 잘 일치하는 것을 볼 수 있었다.

Key Words: Sheet Atomization(액막분열), Hydraulic Analysis(수력학적 분석), Co-axial Swirl Injector(동축 스월형 분사기), Stability Linear Analysis(선형 안정성 이론), CFD(전산 유체역학)

1. 서 론

액체로켓엔진의 연소기에 장착되는 분사기로

는 크게 충돌형과 동축형 및 동축 스월형 분사기로 나뉜다. 충돌형 분사기는 주로 미국에서 사용되고 그 대표적인 예는 F-1 엔진(Saturn-V 1단)이며 동축형 분사기는 LH2-LOX의 추진제를 사용하는 엔진에 사용되고 동축 스월형 분사기는 주로 러시아의 케로신-LOX 추진제를 사용하는 엔진에 장착된다. 이렇게 러시아에서 주로 사

* 한국항공우주연구원 엔진그룹

** 서울대학교 기계항공공학부

연락처, E-mail: ywmoon@kari.re.kr

용되는 동축 스윙형 분사기는 추진제의 상태에 따라 기체-액체 또는 액체-액체로 나눌 수 있고, 기체-액체의 경우 매우 높은 연소압을 갖는 staged combustion scheme(또는 closed cycle)의 고출력, 고효율의 엔진에 주로 사용된다. 또한 액체-액체의 동축 스윙형 분사기는 주로 개방형 사이클(open cycle)의 저효율의 엔진에 사용되며 대표적인 예는 소유즈(Soyuz) 발사체의 3단에 적용된 RD-0110엔진이라 할 수 있다. 이러한 동축 스윙형 분사기의 장점은 충돌형 분사기에 비해 높은 연소효율을 낼 수 있으며 연소 안정성이 증가하는 반면 단점으로는 상대적으로 제작이 어려우며 또한 throttling시 넓은 범위로 운용하지 못하는 것을 들 수 있다.

동축 스윙형 분사기의 작동 원리는 일반적으로 선회유동을 발생시키는 장치(스윙러 또는 접선방향의 유입구 등)를 통하여 추진제를 유입함으로써 cone 모양의 분무 형상을 만든다. 액체로켓엔진의 연소기에 장착되는 분사기는 내측과 외측이 동일한 축상에 있고 접선방향 유입구를 통해 추진제가 유입되며 하나의 분사기에서 연료와 산화제가 동시에 분사된다.

본 연구에서는 이러한 동축 스윙형 분사기의 분무 특성을 고찰하고자 모델을 개발하였으며 특히 외측 오리피스에 대해 수력학적 유도를 통하여 초기 액막의 두께를 예측하고자 하였으며 그로 인한 분무의 특성과 SMD(Sauter Mean Diameter)를 예측하고자 하였다.

2. 수치 이론 및 해석 기법

수치 이론 및 해석 기법은 문윤환 등[1,2]이 사용하였던 방법과 동일하다. 이러한 기법으로는 선형 안정성 이론과 액막의 분열 및 1차 액적의 분열등이 포함되며 이것은 내측 또는 외측의 오리피스에 모두 적용될 수 있다. 충돌 모델은 Post[3] 등이 개발한 방법을 사용하였으며 각각에 대해 간략하게 설명하면 다음과 같다.

2.1 선형 안정성 이론[4]

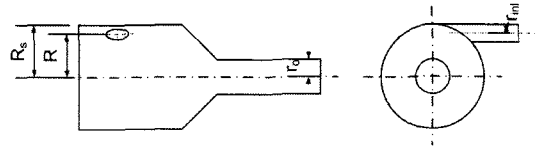


Fig. 1 Schematic diagram of co-axial injector

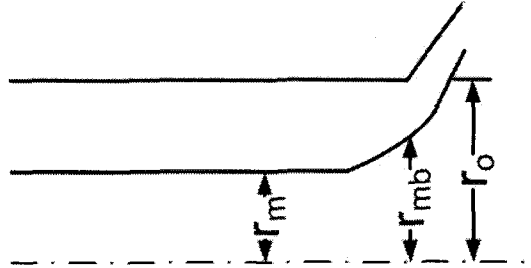


Fig. 2 Inner flow diagram of co-axial injector

본 연구에서는 액막의 선형 안정성 해석을 위해 주위 기체와 액체의 점성을 고려하였고, 운동방정식으로부터 식을 유도하였으며, Sterling과 Sleicher, Levich, Reitz 및 Bracco 등의 원주형 액체 제트의 안정성 해석을 도입하였다. 유동이 없고 비점성이며 비압축성인 기체장에 액막의 두께가 $2h$, 비압축성, 2차원이며 점성이 있는 액막이 속도 U 로 움직인다고 생각한다. 액체와 기체의 밀도는 각각 ρ_1 및 ρ_2 이고 액체의 점성계수는 μ_1 이라 하자(여기서 첨자 '1'은 액체이고 '2'는 기체를 뜻한다). 좌표계는 액막을 따라 움직이며 초기 정상상태에서 무한소의 교란은 다음의 식과 같다.

$$\eta = R[\eta_0 \exp(ikx + \omega t)] \quad (1)$$

분산관계를 얻기 위하여 선형화된 연속 방정식과 운동량 방정식을 액체와 기체의 계면(interface)에서 풀어야만 하는데 각각의 액상 및 기상에 대해 방정식을 세운 후 조합하여 풀면 다음과 같은 sine mode에 대한 ω 와 k 의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} & \omega^2 [\tanh(kh) + Q] + \omega [4\nu_1 k^2 \tanh(kh) \\ & + 2iQkU] + 4\nu_1^2 k^4 \tanh(kh) \\ & - 4\nu_1^2 k^3 \mathcal{L} \tanh(\mathcal{L}h) - QU^2 k^2 \\ & + \sigma k^3 / \rho_1 = 0 \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 Q 는 ρ_2/ρ_1 이다.

위의 식을 점성 액막에 적용하면 파의 성장률의 해는 다음과 같이 된다.

i) 장파의 경우($Q \ll kh$)

$$\omega_r = -2\nu_1 k^2 + \sqrt{4\nu_1^2 k^4 + \frac{QU^2 k}{h} - \frac{\sigma k^2}{\rho_1 h}} \quad (3)$$

ii) 단파의 경우($\tanh(kh) \approx 1$)

$$\omega_r = -2\nu_1 k^2 + \sqrt{4\nu_1^2 k^4 + QU^2 k^2 - \frac{\sigma k^3}{\rho_1}} \quad (4)$$

2.2 액막 분열 및 액적 생성 모델[4]

본 연구에서는 액막에서의 분열로 발생하는 액적의 크기를 예측하기 위해 Dombrowski와 Johns가 제안한 액막 분열을 채택하였다. 액막의 분열은 액막에 작용하는 공기역학적인 힘으로 인해 발생하는 표면파의 최대 성장률 때문에 발생한다. 임계진폭에 도달하면 액체의 파편은 원통형의 ligament로 분열되며 이 ligament는 ligament축의 수직방향으로 움직일 것으로 생각된다. 이러한 미세한 힘이 결국 불안정한 ligament를 액적으로 분열시킨다.

액막의 분열시간은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\eta_b = \eta_0 \exp(\Omega_s \tau) \Rightarrow \tau = \frac{1}{\Omega_s} \ln\left(\frac{\eta_b}{\eta_0}\right) \quad (5)$$

위의 식으로부터 액막의 분열길이는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$L = V\tau = \frac{V}{\Omega_s} \ln\left(\frac{\eta_b}{\eta_0}\right) \quad (6)$$

여기서 $\ln(\eta_b/\eta_0)$ 는 Dombrowski와 Johns 제안한 12를 사용하기로 한다. Ligament는 분열이 되는 위치에서 액막의 파편으로부터 생성된다고 가정하며 직경은 질량보존으로부터 구해진다. 단파의 경우 ligament는 액막에서 파장당 1회 발생하는 액류로부터 생성되며 그때의 직경은 다음과 같다.

$$d_L = \sqrt{\frac{16h}{K_s}} \quad (7)$$

Ligament로부터 분열되는 액적의 크기는 다음과 같이 예측될 수 있다.

$$d_D = 1.88d_L(1 + 3Oh)^{1/6} \quad (8)$$

여기서 $Oh = \mu_1/(\rho_1 \sigma d_L)^{1/2}$ 로 정의되는 Ohnesorge 수이다.

2.3 계산모델

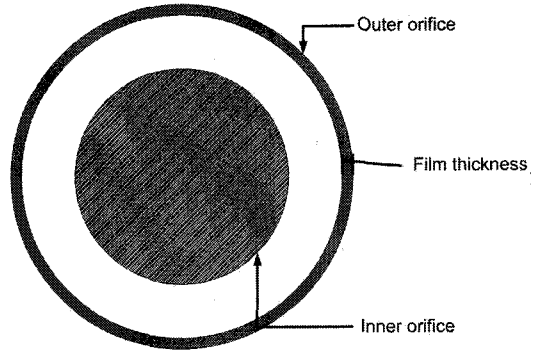


Fig. 3 A conceptual diagram of a outer orifice

본 연구에서는 위의 모델들을 KIVA[5]에 적용하였으며 2차 액적 분열모델은 TAB[5] 모델을 사용하였고, 난류 모델은 RNG모델을 사용하였다. 또한 액적의 분포는 원래의 χ^2 분포로부터 문윤완 등[1]이 수행했던 결과를 바탕으로 Rosin-Rammler 분포를 적용하였다. KIVA에는 분무의 선회유동이 모사되어 있지 않으므로 문윤완 등[1,2]이 수행했던 방법을 사용하기로 한다.

동축 스윙형 분사기의 분사기 끝단에서 이론 초기 액막 두께와 선회각은 수력학적인 1차원식으로 다음과 같이 간단하게 나타낼 수 있으며[6] 자세한 것은 문윤완 등[2]이 수행했던 내측 오리피스와 외측 오리피스의 차이점이다. 외측 오리피스는 Fig. 3에서와 같이 내측 오리피스의 유효 단면적의 정의가 다르므로 분사기의 기하학적인 특성인 A값이 다음과 같이 정의되어야 한다.

3. 결 과

$$A = \frac{r_o^2 - r_{inner}^2}{n_{inl} r_{inl}^2} \times \frac{R}{r_o} \quad (9)$$

여기서 r_o 는 외측 오리피스 반경, r_{inner} 는 두께를 포함한 내측 오리피스 반경, n_{inl} 은 접선방향 입구의 개수이며 r_{inl} 은 접선방향 입구의 반경이고 R 은 축중심에서 접선방향 입구까지의 반경방향 거리이다(Fig. 2 참고).

A 값이 재정의됨에 따라 discharge coefficient를 구하는 식도 다음과 같이 바뀌어야 한다.

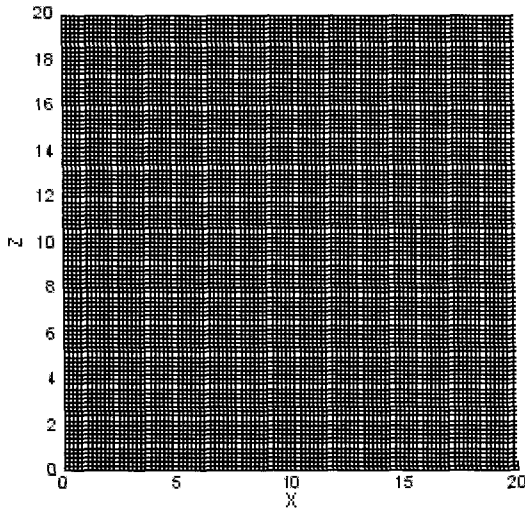


Fig. 4 Calculation domain

Table 1 Calculation condition of Soltani[8]'s case

Test media	water
\dot{m} (kg/hr)	400.0
d_i (mm)	2.0
$d_{s,o}$ (mm)	9.0
$d_{p,o}$ (mm)	1.5
d_o (mm)	5.8

$$\mu_\theta \left(1 - \left(\frac{r_o}{r_{inner}}\right)^2\right) = \frac{(1 - \mu_\theta^2 A_\theta^2) - S_B (S_B - \mu_\theta^2 A_\theta^2)^{0.5}}{S_B + (S_B - \mu_\theta^2 A_\theta^2)^{0.5}} - \mu_\theta^2 A_\theta^2 \ln \frac{1 + (1 - \mu_\theta^2 A_\theta^2)^{0.5}}{S_B + (S_B - \mu_\theta^2 A_\theta^2)^{0.5}} \quad (15)$$

위에서 유도한 수력학적 계산과 수치적 모델을 검증하기 위해 Soltani 등[7]이 연구한 실험 결과를 채택하였고 그 조건은 Table 1과 같으며 계산 격자는 Fig. 4와 같이 100×100을 사용하였고 축대칭 2D로 계산하였다.

Figure 5는 분사기 출구 하류 3.99cm에서의

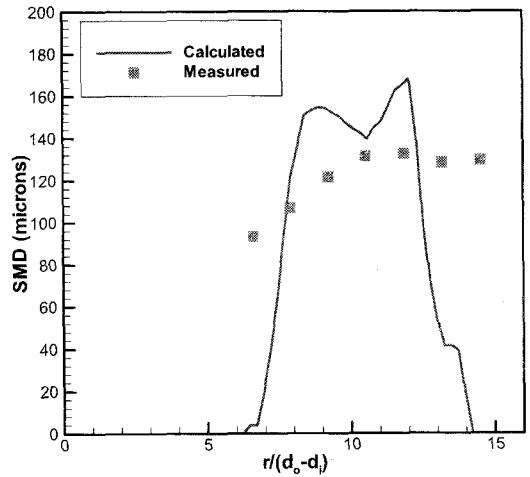


Fig. 5 Calculated SMD compared with test result at downstream 3.99cm

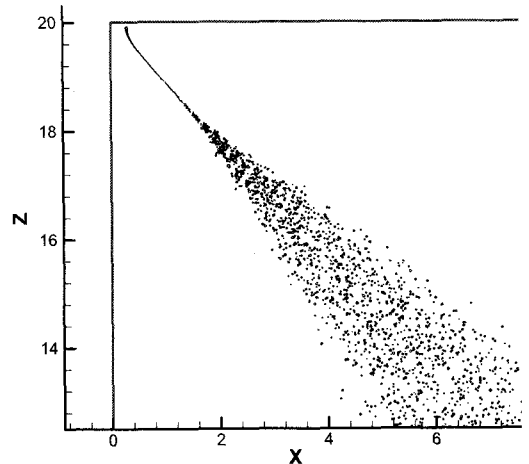


Fig. 6 Spray field at near injector

반경 방향의 SMD 분포에 대한 계산치 및 실험치의 비교 결과이다. 그림에서 보면 SMD의 절대적인 크기는 약간 과대 예측하는 것을 볼 수 있으나 분무의 두께나 분무각 등은 정성적으로 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. Soltani의 논문에는 외측 오리피스의 차압 등이 나와 있지 않으므로 절대적인 비교를 하기 어려우므로 본 수치 모델에 대한 검증을 위해서 고유의 실험 data를 확보하는 것이 필요하다고 사료된다.

Figure 6은 외측 오리피스의 분무장을 나타낸 것이다. 그림에서 보면 액막 분열, ligament 분열 및 1차 액적 분열 등이 나타나 있는 것을 볼 수 있다. 또한 액적의 크기가 하류에서도 크게 차이가 나지 않음을 가시적으로 볼 수 있는데 이것은 일반적인 디젤 엔진에서와 같이 급격한 2차분열이 나타나지 않음을 나타내며 이러한 이유는 초기의 분사속도가 디젤보다 상대적으로 낮아 2차 분열에 대한 분열 에너지가 충분하지 못함을 나타낸다.

4. 결 론

본 연구에서는 액체로켓엔진 연소기에 장착되는 동축 스월형 분사기의 외측 오리피스에 대한 수치 및 수력학적 고찰을 하였으며, Soltani 등[]의 실험치와 계산치를 비교하였다. SMD를 비교한 것에서는 정량적으로 약간 과대예측하는 것을 볼 수 있었으나 분무각과 두께 등에 대한 정성적인 일치함을 관찰할 수 있었으며, 분무장에서는 액막 분열 및 ligament 분열, 1차 액적 분열 등을 가시적으로 볼 수 있었고 분사속도가 충분하지 않아 액적의 2차분열은 충분히 발생하지 못함을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

1. 문윤완, 설우석, 윤영빈, "액체로켓엔진에서 동축 스월형 분사기의 분무특성에 대한 수치적 고찰," 한국추진공학회 춘계학술대회논문집, 2006, pp.156-160
2. 문윤완, 설우석, 윤영빈, "액체로켓엔진 연소기에 장착되는 동축 스월형 분사기의 액막분열 및 분무특성에 대한 수치적 연구," 제4회 한국유체공학술대회논문집, 제2권, 2006, pp.873-876
3. Post, S.L., and Abraham, J., "Modeling the outcome of drop-drop collisions in Diesel sprays," Int. J. Multiphase Flow vol. 28, 2002, pp.997-1019
4. Senecal, P.K., Schmidt, D.P., Nouar, I., Rutland, C.J., Reitz, R.D., and Corradini, M.L., "Modeling high-speed viscous liquid sheet atomization," Intl. J. of Multiphase Flow, vol.25, 1999, pp.1073-1097
5. 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, LA-11560-MS, 1989
6. Bayvel, L., and Orzechowski, Z., *Liquid Atomization*, Taylor & Francis, 1993, pp. 41-42
7. Soltani, M.R., Ghorbanian, K., Ashjaee, M., and Morad, M.R., "Spray characteristics of a liquid-liquid coaxial swirl atomizer at different mass flow rates," Aerospace Science and Technology, vol. 9, pp.592-604, 2005