

3차원 분무연소장 해석에 의한 액체추진기관 연소실 성능예측에 대한 연구

황 용 석 · 윤 응 섭

Analysis of Spray Combustion for the Performance Prediction of Liquid Rocket Combustor

Y. S. Hwang · W. S. Yoon

ABSTRACT

In this paper, numerical experiment is attempted to analyze and compare the combustion efficiency of the burning sprays due to OFO, FOF triplet / FOOF split doublet injectors. Preconditioned Navier-Stokes equation system with low Reynolds number $k-\epsilon$ model for turbulence closure, is LU-SGS time-integrated. Spray processes are modeled by DSF analysis with experimentally determined injection characteristics. n-heptane/air global reaction model approximates the combustion for simplicity, and the influence of turbulence on the chemical reaction is included using eddy dissipation model. The results showed the FOF triplet injector of highest combustion efficiency, whereas the OFO type of poor performance. It was also observed that the droplet mean diameter and the average gas temperature due to the mixing efficiency, are the representative parameters for the performance design of combustion.

초 록

OFO, FOF 삼중 충돌형 및 FOOF 이중 분리 충돌형 분무연소장의 3차원 수치해석을 통한 연소성능 예측 및 성능설계 방법에 대하여 고찰하였다. 예조건화 압축성 유동 지배방정식과 저 레이놀즈수 $k-\epsilon$ 2 방정식 난류모델을 바탕으로 LU-SGS 기법을 사용하여 시간적분 하였으며 분무과정은 DSF 방법을 사용하여 모사하였다. n-heptane 액적과 공기를 연료와 산화제로 하는 액체 추진기관 내에서의 분무 연소장을 계산하였으며 연소에서의 난류의 영향은 eddy 소산모델을 사용하여 모사하였다. 분무연소장의 특성과 연소성능이 비교되었으며, 계산 결과 FOF 삼중 충돌형 분사기의 성능이 가장 우수한 반면, OFO 삼중 충돌형 분사기의 성능이 가장 저조한 것으로 나타났다. 연소효율에 중대한 영향을 미치는 파라미터

로는 운동량비에 따른 초기 분무 액적의 평균직경과 혼합효율임을 확인하였다. 연소효율은 초기 분무 액적의 평균직경과 반비례, 혼합효율에 비례하여 증가되며, 산화제/연료 혼합비도 비례하여 상승하나, 일정 운동량비 이상에서는 감소되는 것으로 나타났다. 각 분사기 형태에서 운동량비에 따른 연소효율의 변화는 혼합효율의 변화와 동일한 경향을 보이며 그 크기는 분무 액적의 평균직경에 밀접한 관계가 있음을 알 수 있었다.

1. 서 론

액체추진제 로켓엔진에서 분사기의 미립화 및 혼합 특성과 그에 따른 연소 특성은 성능과 안정성을 결정하는 중요한 파라미터이며 분사기는 제한된 조건하에서 최대의 연소열이 발생되도록 설계되어야 한다.

분사기의 설계에는 분사요소형태, 분사공의 형상 및 유동시스템 등이 포함되며 특히 분사요소 형태의 선택에는 추진제, 연소실 냉각방법, 연소실 형상, 작동조건 및 엔진의 수명 등이 중요한 제한조건으로 고려된다. 여러 형태의 분사요소들 중, 충돌형 분사기는 저장성 추진제를 사용하는 중, 저추력의 액체추진제 로켓엔진에 주로 사용된다. 이 분사형태는 미립화특성이 좋지 못하고, 분사공 직경 및 운동량비에 따라 혼합성능이 민감하게 변화되며, blow apart 등에 의한 열부하 혹은 안정성에 대한 문제가 있으나 양호한 혼합효율, 신뢰성과 제작의 용이함으로 인하여 광범위하게 사용되어 왔다^[1].

액체 추진제 로켓엔진에서의 연소성능은 궁극적으로 연소시험을 통한 실험적인 방법으로 확인되나, 설계단계에서 이론적 혹은 실험적으로 구하여진 분무특성을 입력조건으로 하여 연소실 내에서의 분무 연소 성능을 예측할 수 있는 방법들이 제시되어 왔으며, 일반적으로 연소실 내에서의 분사, 혼합, 기화, 화학반응으로 진행하여 가는 각 과정들을 구분하여 해석한다^[2]. Chadwick 등^[3]은 실험적으로 획득된 3차원 액적 및 혼합데이터를 2차원의 축대칭형태로 변환하여 연소해석에 적용하는 방법을 제시하였으며, Sutton 등^[2]은 충돌형 및 동축형 분사기에서의 2차원적인 혼합, 미립화를 이론적으로 예측하는 방법을 제시하였다. 이와 같은 실험, 혹은 이론에 의하여 생성된 혼합 및 미립화에 대한 입력데이터를 사용하여 연소실 내부 분무연소장을 계산하는 혼합지배 및 기

화지배 흐름관연소 해석방법이 Priem^[5], Salmon^[6] 등에 의하여 제시되었고 JANNAF의 연소실 적극 설계과정으로 사용되고 있다^[2].

최근 연소실 내부에서의 3차원 난류 분무연소장의 해석에 전산유체역학(CFD)을 응용하는 연구들이 시도되고 있다. Whitelaw와 Banhawy^[7] 그리고 Chiu 와 Zhou^[8] 등은 액적들을 기체상에 질량, 운동량, 에너지를 공급해 주는 지역적인 발생원으로 가정하고, Lagrangian 좌표계를 사용하여 추적하는 SF 모델을 사용하고, TEACH 코드를 사용하여 분무 연소장의 계산을 시도하였다. Ma, Lee, Wang^[9] 등은 $k-\epsilon$ 난류 모델, Rosin-Rammler 방정식, SF 분무 모델, SIMPLER 수치 알고리즘을 사용하여, bluff body를 장착한 연소기에서 난류 및 연소의 효과와 bluff body의 크기가 미치는 영향을 연구하였다. Shuen^[10], Chen^[11] 등은 압축성 지배방정식을 저마하수 유동에 적용할 때 발생하는 압력구배항의 singularity와 광범위하게 분포하는 고유수 문제를 압력변수 분리방법과 예조건행렬을 사용하여 완화하고 분무연소를 위한 준실험적인 과정을 포함하여 연소실 내에서의 난류분무연소장을 모사하였다. Deshpande 등^[12]은 실제 연소기에서 발생하는 액상, 기상 산소와 기상 수소에 의한 연소장을 예조건방법을 사용하는 수치해석하였으며 실험결과와 비교하였다. 또한 Knab 등^[13]은 분무특성을 실험식으로 대체하여 입력하고 필름냉각을 포함하는 저장성 추진제의 분무연소프로그램을 작성하였으며 실험결과와 비교하였다.

그러나, 실제 분사기를 장착한 로켓엔진에서의 분무연소과정 및 연소효율의 체계적인 연구는 연소과정에 수반되는 물리적인 복잡성으로 인하여 매우 제한적으로 시도되고 있다. 본 연구에서는 OFO, FOF의 삼중충돌형, FOF 분리충돌형 분사기의 분무실험을 통하여 획득된 분사특성을 바탕으로 로켓엔진

내에서의 n-heptane 분무와 공기와의 3차원 난류 분무 연소장을 계산하여 연소효율을 비교, 고찰하고자 하였다.

2. 기상 및 액상 지배방정식

일반화된 비직교 좌표계에서 표현된 강한 보존형의 3차원 Navier-Stokes 방정식은 식 (1)과 같다.

$$\frac{\partial U}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial \xi}(E - E_v) + \frac{\partial}{\partial \eta}(F - F_v) + \frac{\partial}{\partial \zeta}(G - G_v) = W_c + W_s \quad (1)$$

여기서 ξ, η, ζ 는 계산을 위한 수직 좌표계이며, U 는 일반화된 비직교 좌표계로 변환된 유동변수 벡터, E, F, G 와 E_v, F_v, G_v 는 각각 3차원 비점성 및 점성유속벡터들이며, W_c 는 난류와 연소에 의한 발생항, W_s 은 분무에 의한 발생항이다.

본 연구에서는 압축성 지배방정식에 나타나는 낮은 마하수에서 고유치의 stiffness를 피하기 위하여 예조건화 방법을 사용하였다. 예조건화 방법은 지배방정식의 시간 미분항에 인공적인 예조건행렬을 곱하여 수식의 고유치들이 동일 차수의 크기를 유지하도록 하는 방법으로, 예조건에 의한 수식의 변화가 적어서 비교적 간단하게 적용할 수 있으며, 정확도와 수렴성이 양호하다. 예조건화 방법에는 시간미분항에 곱해지는 예조건행렬의 형태에 따라 여러 방법들이 보고 되었으며, 본 연구에서는 Chen⁽¹¹⁾등에 의해 제시된 예조건행렬을 이용하였다. 식(1)의 지배방정식에 대해 예조건화를 위한 인공적인 시간항 τ 를 도입하여 지배방정식에 적용하고, 지배방정식의 압력항을 계기압력으로 변환하면 식(2)와 같이 된다.

$$\Gamma \frac{\partial \hat{U}}{\partial \tau} + \frac{\partial U}{\partial t} + \frac{\partial (E - E_v)}{\partial \xi} + \frac{\partial (F - F_v)}{\partial \eta} + \frac{\partial (G - G_v)}{\partial \zeta} = W_c + W_s \quad (2)$$

여기서 원시변수벡터 \hat{U} 는 $(p_g, u, v, w, h, k, \varepsilon,$

$Y_1, \dots, Y_{N-1})^T$ 이고, Γ 는 예조건행렬이다. 또한 압축성 지배방정식을 낮은 마하수 유동에 적용하였을 때 발생하는 압력항의 singularity를 완화하기 위해 압력분리기법을 사용하였다⁽¹¹⁾. 난류의 모사를 위해서는 Shih와 Lumley⁽¹⁴⁾에 의해 제안된 낮은 Re 수 $k-\varepsilon$ 모델을 사용하였다. 이 모델에서는 수송 방정식을 수정하지 않고, 경계조건으로 유한한 벽면 근처의 점근적 특성을 사용함으로써 벽면에서 발생하는 난류에너지소산 방정식의 singularity를 방지할 수 있다. 벽면에서의 Kolmogorov microscale의 난류영역을 결정하여 난류에너지와 에너지 소산율을 계산, 경계조건으로 사용함으로써 방정식의 특별한 수정 없이 벽면 근처의 난류 거동을 묘사하게 된다.

액적에 대해서는 Lagrangian 좌표계를 사용하여 운동과 가열, 기화율등을 계산하였다. 분무는 희박한 것으로 가정하였으며 액적밀도가 큰 경우에 발생하는 액적의 분리와 결합은 고려하지 않았다. 액적에 대한 운동방정식은 다음과 같다.

$$\frac{dx_{p,i}}{dt} = u_{p,i} \quad (3)$$

$$\frac{du_{p,i}}{dt} = \frac{3}{16} \frac{C_D \mu_g Re_p}{\rho_p r_p^2} (u_{g,i} - u_{p,i}) \quad (4)$$

여기서, $u_{p,i}, u_{g,i}$ 는 각각 액상 및 기상의 속도이며 i 는 3개의 좌표축을 나타낸다. 또한 Re_p 는 액적의 Reynolds 수, C_D 는 항력계수이며 μ_g, ρ_p, r_p 는 각각 기상의 점성도, 액적의 밀도 및 반직경을 나타낸다.

3. 난류 분무연소 모델

분무 현상의 모사에는 난류 현상을 특별히 고려하지 않는 DSF(Deterministic Separated Flow) 모델을 사용하였다. 이 모델에서는 Lagrangian 좌표계를 사용하여 액적의 질량교환과 운동량 교환, 에너지 교환등을 계산한다. 이 방법은 복잡한 각 상사이의 수송과 다양한 크기의 액적들의 모델이 용이하다는 장점을 가진다. 항력계수는 구에 대한 표준 항

력 계수를 사용하였으며, 열 및 질량전달의 모사는 Faeth^[15]에 의해 정리된 방법을 적용하였다. 액적 표면에서 연료 증기의 분압은 Wagner^[16]의 실험 관계식을 사용하였다. 액적가열의 모사에는 무한 열전도 계수 모델, 유한 열전도 계수 모델, 외류 모델, 유효전도도 모델 등^[17]이 제시되어 있으며, 본 연구에서는 계산의 경제성을 고려, 무한 열전도 계수 모델을 사용하였다.

난류와 연소의 커플링을 위해서는 Magnussen과 Hjertager^[18]에 의해 제안된 eddy dissipation 모델을 사용하였다. 이 모델은 연소율을 eddy의 소산율과 연관지어 설명하고 있다는 점에서 eddy break-up 모델과 유사하나, 반응율을 반응 화학종의 평균 농도를 사용하여 표현하고, 특별히 화염의 형태를 가정하지 않으므로, 확산화염, 예혼합 화염 모두에 적용할 수 있다는 장점이 있다. 또한, eddy break-up 모델과는 달리 농도 변동량 대신에 eddy의 소산율을 난류 평균 농도에 연관시키기 때문에 반응 화학종 농도의 난류에 의한 섭동량을 적절히 결정할 수 없는 경우에 유용하게 사용된다.

4. 수치 기법

정상상태를 가정하여 유한차분법으로 식(2)를 차분화 하였다. 인공적인 시간항에 대해서는 후방차분을 적용하였고, 공간항에 대해서는 중앙차분을 적용하였다. Pseudo time에 대한 시간적분은 LU-SGS기법을 이용하였으며, 부분 분리 기법을 사용하여 방정식을 분리, 계산하였다.

$$\left[\Gamma - \Delta \tau T - \Delta \tau \left(\frac{\partial A}{\partial \xi} - \frac{\partial}{\partial \xi} R_{\xi\xi} \frac{\partial}{\partial \xi} \right) + \left(\frac{\partial B}{\partial \eta} - \frac{\partial}{\partial \eta} R_{\eta\eta} \frac{\partial}{\partial \eta} \right) + \left(\frac{\partial C}{\partial \zeta} - \frac{\partial}{\partial \zeta} R_{\zeta\zeta} \frac{\partial}{\partial \zeta} \right) \right]^p \Delta \hat{U} = -\Delta \tau (R)^p \quad (5)$$

여기서 T는 시간항 Jacobian, $R_{\xi\xi}$, $R_{\eta\eta}$, $R_{\zeta\zeta}$ 는 점성항 Jacobian이다. 액적의 운동 및 궤적에 대한 상미분 방정식은 2차 정확도의 Runge Kutta 방법을 이용하여 계산하였다. 이 방정식들은 진행되는 시간대에서 반복과정을 통하여 계산된 변수값들을

이용하여 적분하여 구한다.

5. 총돌형 분사기 분무연소 및 연소효율

분사기의 형태와 운동량 비에 따른 연소성능을 비교하기 위해, 3가지 형태(OFO, FOOF, FOF)의 총돌형 분사기에 대해, 산화제-연료의 분사 운동량비 변화에 따른 분무 연소장 및 연소효율을 전산모사하였다. 대상 연소-추력실의 형상 및 제원은 Fig. 1과 같으며, 산화제의 양을 고정시키고, 운동량 비에 따른 산화제/연료 혼합비와 연료 분사량을 계산하여 초기화하였다. 운동량비에 따른 혼합비의 변화를 Fig. 2에 도시하였다. 산화제로는 공기를 사용하였으며, 연료로는 액상의 n-heptane을 사용하였다. 액상의 경계값인 분무특성은 참고문헌 19의 실험결과를 사용하여 초기화하였으며, 연료의 분무만을 고려하였다. 공기의 유량은 0.3062 kg/s 이며, 연소실

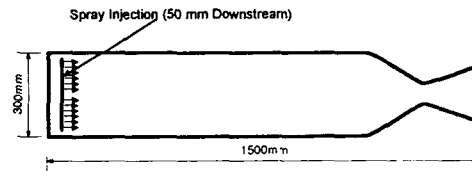


Fig. 1. Configuration and Dimension of targeted liquid rocket thrust chamber.

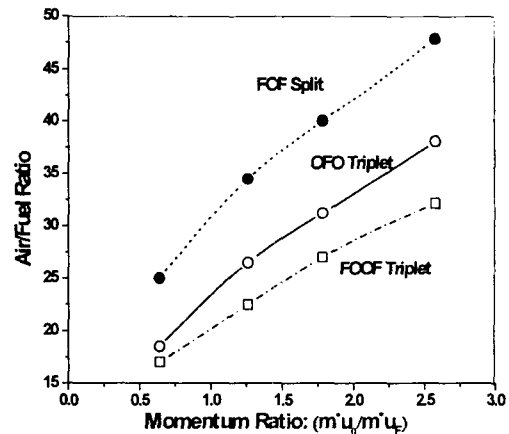


Fig. 2. Air-fuel ratio vs. momentum ratio

압력은 1기압이다. 실제 충돌형 분사기를 장착한 로켓의 경우 산화제와 연료가 모두 액적의 형태로 분사되어 기화하면서 연소하는 반면, 본 연구에서는 산화제가 일정 유량으로 입구 전면에 걸쳐 기상으로 공급되는 것으로 가정하였으므로, 실제 혼합비에 따른 연료를 공급하면 국부적인 연료 과잉상태가 된다. 따라서, 본 수치 실험에서는 반복계산을 통하여 안정한 화염 발생 혼합비를 기준으로 연료량을 일정 비율(12.9) 감소시켜 사용하였다.

Fig. 3에서 분무연소 계산을 위한 로켓연소실의 3차원 내부 구조 격자계를 도시하고 있다. 2개의 블록으로 이루어져 있으며, 각 블록은 $81 \times 18 \times 21$ 의 격자로 구성되어 있다. 각 블록에서의 격자계는 단면에 대하여 대칭하므로 Fig. 3에서는 한 개의 블록만을 보이고 있다.

Fig. 4에 운동량비 1.78일 때, FOOF형 분무연소장 길이방향 단면에서의 온도 등가 곡선을 도시하였다. 화염의 전반적인 형상은 산화제와 연료가 동일한 지역에서 혼합된 형태로 존재하며 하류로 진행하면서 연소가 활발해지는 예혼합 화염의 성격을 가지는 것을 관찰할 수 있다. 이는 공기 유입속도 ($11.5m/s$)와 액적군의 입구속도 ($29.1m/s$)와의 상대속도의 차이가 크며, 이에 따른 활발한 액적의 증발과 생성된 연료 증기와 산화제가 혼합되는데 요구되는 거주시간이 충분히 확보되었기 때문이다. 또한, 벽면 온도가 중심에서의 온도보다 높은 것을 볼 수 있는데, 이는 충돌분무 특성에 의한 것으로, 높은 액적 밀도를 나타내는 중심(cold core) 영역에서 액적 기화에 소비되는 에너지가 상대적으로 많이 요구되기 때문이다. 하류로 진행함에 따라 액적수가 감소되며 이에 따라 온도차이도 감소되는 것을 관찰할 수 있으며 예혼합과 확산화염의 형태를 동시에 나타내는 액체 로켓엔진 분무연소의 특성을 확인할 수 있다.

Fig. 5에 연소실 내부 연료증기의 분포를 나타내고 있다. 분사면에 가까운 상류영역에서의 활발한 기화로 인하여 반경방향으로 명확하게 구분되던 연료증기의 분포가 액적군이 하류로 진행함에 따라 연소실 반경방향으로 넓게 확산되어 예혼합 화염과 유사한 형태로 진행하여 가는 것을 볼 수 있다.

분사형태에 따른 연소성능의 변화를 고찰하기 위

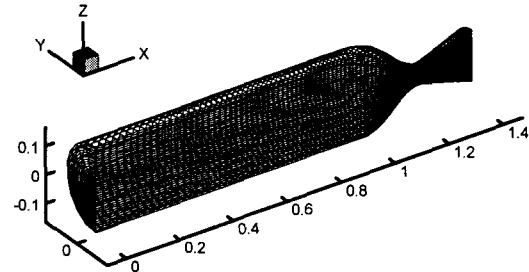


Fig. 3. Generated structured mesh (2 blocks, $81 \times 18 \times 21$)

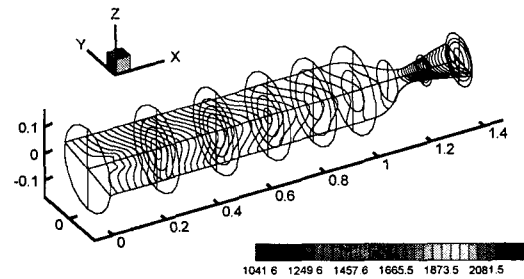


Fig. 4. Iso-temperature lines on the horizontal cross-sectional-plane(FOOF split doublet injector, momentum ratio 1.78)

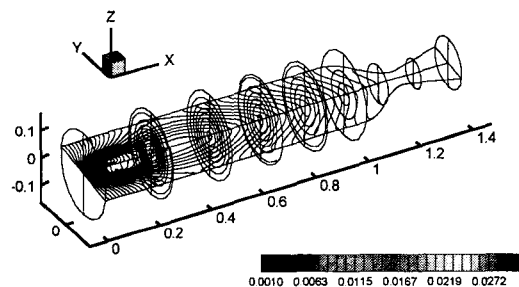


Fig. 5. Iso-fuel mass fraction lines on the horizontal cross-sectional-plane(FOOF split doublet injector, momentum ratio 1.78)

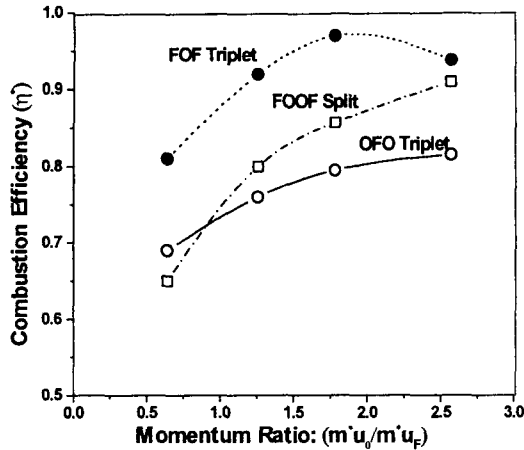


Fig. 6. Combustion efficiency due to impinging injectors vs. momentum ratio

하여 연소효율(η^*)을 Fig. 6에 비교하였다. 여기서 연소효율은 전산모사에서의 유한 반응을 화학반응 및 난류를 고려한 모델에 의해 계산된 반응열의 평형화학 계산에 의한 반응열에 대한 비이다. Fig. 6에서 FOO와 OFO 형 분사기의 경우, 운동량비가 증가할수록 연소효율이 상승하는 것으로 나타나고 있다. FOF형 분사기의 경우에도 운동량비에 따라 연소효율이 향상되는 경향을 보이나 운동량비 2.57이상의 경우, 연소효율이 감소되고 있는 것을 볼 수 있다. 분사기의 종류에 따라서는 참고문헌 1에 언급된 바와 같이 FOF 형 분사기가 모든 운동량비에서 가장 뛰어난 연소성능을 나타내고 있음을 확인할 수 있으며, 그 절대값은 운동량비 1.258이상의 경우 90%이상의 효율을 보이므로, 단일요소 분사기의 경우임에도 다중요소 분사기를 사용하는 일반적인 액체로켓이 보이는 연소성능에 근접한 성능을 발생하고 있다. 이는 Fig. 7에서 FOF와 FOO 형 분사기에서의 액적의 평균직경이 유사함을 고려할 때, FOF 분사기의 혼합효율이 우수하기 때문임을 알 수 있다. 다음으로 FOO형 분사기의 연소효율이 OFO형 분사기에 비해 양호한 것으로 나타나고 있다. FOF와 FOO형의 경우, OFO형에 비해 연소효율이 빠르게 증가하는 것을 볼 수 있는데, 이는 Fig. 7에 나타난 것과 같이 운동량비에 따른 액적 평균직경의 변화가 OFO형에 비해 빠르게 증가하기 때문이다.

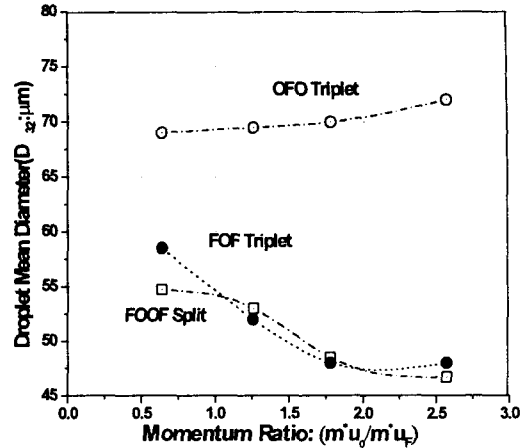


Fig. 7. Droplet mean diameter due to impinging injectors vs. momentum ratio

일반적으로 로켓 연소에서 연소효율은 분무의 미립화 특성과 혼합 특성에 의해 지배된다^[5]. 따라서, 미립화 효과는 연소효율의 변화를 설명하는데 중요한 역할을 한다. 분무의 미립화 특성을 표시하는데는 여러 가지 방법이 있으나, 본 연구에서는 Vassalo^[20] 등의 예를 따라 평균 직경을 사용하였다. Fig. 7에서 FOF형과 FOO형의 경우, 초기 분무의 평균 직경이 작아질수록 연소효율이 증가하는 경향을 보이는 것을 알 수 있다. 초기 분무의 평균 직경이 작다는 것은 그만큼 미세한 액적으로 분무화되었다는 것을 의미하며 미립화 성능이 뛰어나다는 것을 의미한다. 따라서, 액적이 짧은 시간내에 효율적으로 증발하여 산화제와 반응하게 됨으로 연소효율이 상승하게 된다. 특히, FOF형의 경우, 운동량비가 1.78에서 2.57로 커지면서 평균직경이 약간 상승하는 것을 볼 수 있는데, 이는 Fig. 6에서의 연소효율의 감소로 나타난다. 그러나, OFO형의 경우에는 이 경향이 일치하지 않는 것을 볼 수 있다. 즉, 연료 액적의 평균 직경이 운동량비가 상승함에 따라 증가함에도 불구하고 연소효율은 좋아지고 있는데, 이는 연소효율이 단순히 초기 분무의 평균직경에 의해서만 영향을 받는 것이 아님을 의미한다. 분사기의 종류에 따른 연소효율의 변화를 비교해 보면, Fig. 6과 7에서와 같이 전반적으로 초기 분무의 직경이 작을수록 연소효율이 향상되며, 이는 초기 분무의 미립화가 양호할수록 연소효율이 향상된다는

일반적인 분무연소 해석결과와 일치한다.

연소효율에 영향을 미치는 다른 주요 파라미터로는 공기와 연료의 질유량 혼합비를 들 수 있다. 이 혼합비는 Fig. 2에서와 같이 운동량비가 상승함에 따라 증가하게 된다. 혼합비와 연소효율과의 관계를 고찰해 보면 혼합비가 증가함에 따라 연소효율이 단조 증가하게 되며, FOF 분사기의 경우(Fig. 6)에서 볼 수 있듯이 어떤 한계 이상이 되면 혼합효율이 감소되며 이는 연소효율의 감소로 이어짐을 알 수 있다. 연소효율의 감소는 혼합비 40 (운동량비 1.78) 이상의 값에서 발생한다. 이와 같은 효율의 감소는 앞에서 언급한 것과 같이 초기 분무의 평균 직경의 증가와 더불어 발생되므로(Fig. 7) 본 연구에서 사용된 연소조건에 한정하여 일정한 액적직경에서 최대연소효율을 보이는 혼합비는 40 이상이 될 것으로 예측된다. 여기서 혼합비 40 근처 영역에서 연소효율이 최대가 되는 것은 이 혼합비가 국부적으로 이론공연비에 가까우며, 이 때 화염에서의 연소열이 최대가 되기 때문이다. 또한 이는 FOF 형 분사기의 혼합특성이 양호하여 충분히 기화된 연료와 산화제가 예혼합형태의 화염 발생 환경을 구성하며 이에 따라 이론공연비에 가까운 혼합비에서 최대의 화염 속도를 발생하고 있음을 의미한다.

Fig. 6과 Fig. 7의 결과를 연계하여 고찰하여 볼 때, 연소효율에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 분무 특성으로 분사기의 종류에 따른 분무의 평균직경에 반비례하여 연소성능이 결정되는 것을 볼 수 있다. 반면, 연소효율은 혼합비에 비례하며, FOF형과 FOOF형의 경우, 운동량비 증가에 따라 액적직경이 감소되므로 연소효율의 증가가 빠르며, OFO형의 경우는 반대로 액적직경이 증가하므로 연소효율이 느리게 상승되는 것으로 나타났다. FOF와 FOOF형 분사기에서의 성능을 비교해보면 모든 운동량비에서 액적의 평균직경이 유사한 것으로 보아, FOF형에서 혼합효율이 높게 발생되고 있음을 알 수 있다.

거주시간을 결정하는 중요한 매개변수인 액적의 평균직경과 더불어 산화제/연료 혼합효율은 혼합비의 공간적인 균일성과 그에 따른 연소성능을 결정하는 또 다른 중요한 매개변수이다. 연료의 혼합효율은 주로 분사기 cold test를 통하여 실험적인 방법으로 계측되며 충돌형 분사기의 경우에는 일반적으로

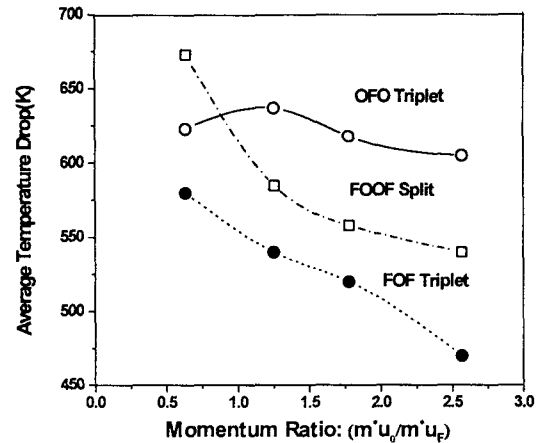


Fig. 8. Averaged temperature drop from the one due to fast chemistry, vs. momentum ratio

로 Rupe 수로 표현된다^[21]. 또한 분사면 근처의 연소실 단면에서 측정된 연료와 산화제의 국소 혼합율과 평형 화학반응 방법을 사용하여 평균 화염 온도를 구하여 전체 혼합비에 대한 화염 온도와 비교함으로써 연소효율과 특성속도효율을 예측한다. 본 연구에서는 동일한 방법을 적용하여, 수치적으로 계산된 연소실 내의 평균 온도와 평형 화학반응 모델에 의한 화염 온도의 차이를 계산하여 혼합효율을 비교하고자 하였다. Fig. 8에서 운동량비의 변화에 따른 평균온도의 차이를 보이고 있다. 운동량비가 증가함에 따라 온도차는 감소하며 평형 화학반응에 의한 100% 연소효율에서의 연소가스 온도에 접근하는 것을 볼 수 있다. 또한, Fig. 6에서 운동량비 0.64와 1.26 사이에서 관찰되는 FOF형과 FOOF형 분사기 연소효율의 역전이 혼합효율의 영향임을 확인할 수 있다. Fig. 6과 8을 비교하여 볼 때, 각 분사기 형태에서 운동량비에 따른 연소효율의 변화는 혼합효율의 변화와 동일한 경향을 나타냄을 알 수 있다.

6. 결 론

FOF, FOOF, OFO형의 충돌형 분사기에서의 운동량비 변화에 따른 분무특성을 이용하여 액체 로켓 엔진 연소실 내에서의 연소성능을 수치적인 방법으로 계산하였다.

연소효율에 중대한 영향을 미치는 파라미터로는 운동량비에 따른 초기 분무 액적의 평균직경과 혼합 효율임을 확인하였다. 연소효율은 초기 분무 액적의 평균직경에 반비례, 혼합효율에 비례하여 증가되며, 산화제/연료 혼합비도 비례하여 상승하나, 일정 운동량비 이상에서는 감소되는 것으로 나타났다. 각 분사기 형태에서 운동량비에 따른 연소효율의 변화는 혼합효율의 변화와 동일한 경향을 보이며 그 크기는 분무 액적의 평균직경에 밀접한 관계가 있음을 알 수 있었다.

본 연구에서 사용된 세 종류의 분사기 중, FOF 삼중 충돌형 분사기가 가장 우수한 연소효율을 보인 반면, OFO 삼중충돌형 분사기가 가장 낮은 성능을 나타낸 것으로 예측되었다.

향후 본 연구에서의 수치해석 방법의 타당성과 계산 결과의 정량적인 검증은 위하여 분사기 형태와 혼합비 변화에 따른 혼합 및 연소효율의 실험적 연구가 병행될 예정이다.

후 기

본 논문은 1997년도 교육부 학술연구비 조성사업의 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Liquid Rocket Engine Injectors, NASA SP-8089, 1976.
2. JANNAF Rocket Engine Performance Prediction and Evaluation Manual, CPIA Publication 246, Apr., 1975.
3. Combs, L.P. and Chadwick, W.D., DER Computer Program Documentation and User's Guide, Jet Propulsion Laboratory.
4. Sutton, R.D., Schuman, M.D. and Chadwick, W.D., Operating Manual for Coaxial Injection Combustion Model, NASA CR-129301, 1974.
5. Prime, R.J. and Heidmann, M.F. "Propellant Vaporization as a Design Criterion for Rocket-Engine Combustion Chambers," NASA TR-R-67, 1960.
7. Whitelaw, J.H. and Banhawly, Y.E., "Calculation of the Flow Properties of a Confined Kerosene-Spray Flame," *AIAA Journal* Vol.18, No.12, pp. 1503-1510, Dec. 1980.
8. Chiu, H.H. and Zhou, X.Q., "Spray Group Combustion Process in Air Breathing Propulsion Combustor," *AIAA* 83-1323, 1983
9. Ma, H.K., Lee, F.H., and Wang, M.W., "Numerical Study on Heat and Mass Transfer in a Liquid-Fueled Gas Turbine Combustor," *Int. J. of Heat Mass Transfer*, Vol.36, No.13, pp.3271-3281, 1993.
10. Shuen, J.S., Chen K.H. and Choi Y., "A Coupled Implicit Method for Chemical Non-equilibrium Flows for All Speeds," *J. of Comp. Phys.*, 106, No.2, 306, 1993.
11. Chen, K-H. and Pletcher, R.H., "A Primitive Variable, Strongly Implicit Calculation Procedure for Viscous Flows at All Speeds," *AIAA J.*, 29, No. 8, Aug., 1241, 1991.
12. Deshpande, M., and Merkle, C.L., "Characterization of Unsteady Effects in GO₂/GH₂ Combustor Flowfields," *AIAA* 96-3168, pp.1~12, 1996.
13. Knab, O., Preklik, D., and Estublier, D., "Flow Field Prediction within Liquid Film Cooled Combustion Chambers of Storable Bi-Propellant Rocket Engines," *AIAA* 98-3370, July 1998.
14. Shih, T.H., and Lumley, J.L., "Kolmogorov Behavior of Near-Wall Turbulence and Its Application in Turbulence Modeling," NASA TM-105663, 1992.
15. Faeth, G.M., "Evaporation and Combustion

- of Sprays," *Prog. Energy Combust. Sci.*, Vol. 9, pp.1~76, 1983.
16. Salmon, J.W. and Pieper, J.L., "Design Analysis Procedures using the JANNAF Distributed Energy Release Computer Program," *JANNAF Combustion Meeting*, September 1974.
17. B. Abramzon and W.A. Sirignano, "Droplet Vaporization Model for Spray Combustion Calculations," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.32, No.9, pp.1605~1618, 1989.
18. B.F., Magnussen and B.H., Hjertager, "On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion," 16th Symposium, Int'l on Combustion/ The Combustion Institute, pp.719~729, 1976.
19. 황용석, 윤용섭, "예조건화 압축성 알고리즘을 이용한 층류 분무연소장 해석," 한국전산유체공학회 춘계학술발표회 논문집, 1998.
20. P. Vassallo, N. Ashgriz, and F.A. Boorady, "Effect of Flow Rate on the Spray Characteristics of Impinging Water Jets," *J. of Propulsion and Power*, Vol. 8, No. 5, pp.980~986, Sept.-Oct. 1992
21. J.H. Rupe, "A Correlation between the Dynamic Properties of a pair of impinging streams and the uniformity of mixture-ratio distribution in the resulting spray," *Jet Propulsion Lab. Progress Rept.* 20-209, 1956.