

하이브리드 연소기의 산화제 주입기 배열 특성에 따른 반응유동장 해석

조성찬* · 김수종* · 이승철* · 김진곤* · 구자예** · 문희장*

Reactive Fields Analysis of Hybrid Combustor Under Different Arrangements of Oxidizer Injectors

Sung-Chan Cho* · Soo-Jong Kim* · Seung-Chul Lee* · Jin-Kon Kim* ·
Ja-Yae Koo** · Hee-Jang Moon*

ABSTRACT

The combustion characteristics of End-Burning hybrid combustor using different types of injector system are numerically investigated to visualize the temperature fields in the combustion chamber. The basic characteristics of combustion with different O/F ratio is also analyzed in order to capture the main behavior of diffusion flame inside the swirl induced hybrid combustion chamber. It was found that the arrangement of oxidizer injectors give strong effect on the temperature field dominating mixing between fuel and oxidizer. The results show that among five different oxidizer injectors arrangement, the counter flow injector has the highest mixing efficiency. However, the observed high wall temperature presence near the oxidizer injectors remains to be solved.

초 록

산화제 주입기 배열 변화에 따른 End-Burning 하이브리드 연소기의 연소실 내부 유동장의 특성 및 온도장 분포도의 경향을 파악하기 위해 수치해석적 연구를 수행하였다. 스월을 동반하는 하이브리드 연소실내 확산 화염의 주요 거동을 얻기 위해 7가지의 다른 O/F 비를 갖는 연소의 기본 특성을 분석하였다. 산화제 주입기의 위치 변화 및 공급방식이 연료와 산화제의 혼합율을 크게 지배하고 온도분포에도 강한 영향을 미치는 것을 확인할 수 있었다. 본 연구에 사용된 여러 산화제 주입기 배열중에서 counter rotating 유동을 유발시키는 주입기가 가장 좋은 혼합효율을 보였으나 벽면 근처에서 관찰된 고온부의 발생 문제가 대두되었다.

Key Words: End-Burning Combustor(엔드-버닝 연소기), Hybrid Combustion(하이브리드 연소), O/F Ratio(공연비), Oxidizer Injector(산화제 주입기)

1. 서 론

† 2004년 11월 30일 접수 ~ 2005년 3월 4일 심사완료

* 경희원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학과

** 종신회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학과
연락처, E-mail: sjkim76@hau.ac.kr

End-Burning type 연소기는 고체 로켓이나 하이브리드 로켓과 같이 고체 연료의 연소를 요

하는 추진 시스템으로써 큰 추력 보다는 일정한 추력을 필요로 하는 경우에 주로 사용되는 연소 시스템이다. 연소실 내부 체적의 90% 이상을 고체연료로 채울 수 있어 일반적인 실린더 형태의 고체연료를 사용하는 연소기에 비해 연소시간을 증가시킬 수 있으며 화학반응이 발생하는 연료 단면의 변화량이 비교적 낮아 안정적인 질량 유량을 공급하는 장점이 있다. 그러나 연소시간이 증가하면 고밀도의 고체연료가 소모됨에 따라 상대적으로 연소실의 체적이 증가하여 무게중심의 변화를 야기 시키는 단점도 있어 로켓의 추진 시스템이나 위성의 자세제어용 추력 시스템에 적용되는 경우 초기설계 단계에서의 정확한 고려가 필요하다. 고체 로켓의 경우 연소 초기에 평면이었던 고체 연료 표면이 연소 시간이 증가함에 따라 서서히 원뿔 형태로 변하는 현상이 여러 실험[1]을 통해 밝혀졌으며 그 원인은 아직까지 명확히 입증되지 않고 있다. 현재로서 추측되는 것은 연소실 벽면과 고체 연료가 만나는 접합면에서 고체 연료에 가해지는 구조적인 응력 및 인성에 의한 균열 발생과 연소실 벽면에 의한 화학적 촉매 작용의 두 가지 영향으로 함축된다[2]. 하이브리드 로켓의 경우 고체로켓과 마찬가지로 연료의 표면이 원뿔 형태로 변화하는 현상이 발생하나 연소실내 반응유동장이 산화제 유입 특성에 따라 크게 변화하는 특징이 있어 산화제 주입기(injector) 배치도 변화에 의한 연소실의 유동장 제어가 어느 정도 가능하다고 볼 수 있다.

본 연구에서는 End-Burning type 하이브리드 연소기 내에서의 O/F비 변화에 의한 반응유동장 변화와 산화제 주입기 배치 변화에 따른 연소 유동장의 특성을 수치적인 방법을 통하여 묘사하였으며 그 결과를 실험 결과[3]와 정성적으로 비교하여 End-Burning 하이브리드 연소 시스템의 최적 환경을 구축하고자 한다.

2. 본 론

2.1 연구 목적 및 내용

하이브리드 로켓은 1930년대 시작된 구소련과 미국의 개념설계 및 실험을 바탕으로 꾸준한 연구가 이루어졌으며 최근에는 미국의 110ton급 하이브리드 로켓 엔진의 개발로 최초의 민간 우주선인 스페이스쉽원(SpaceShipOne)[4]의 최종 추력 시스템으로 채택되었다. 저장과 취급이 안전하고 재 점화 및 추력의 조절이 가능하며 액체로켓에 비해 시스템이 간단하다는 장점을 가지고 있음에도 불구하고 하이브리드 로켓 시스템은 군사용으로 자리를 굳힌 고체로켓과 우주발사체로서의 액체로켓 사이에서 적절한 적용 분야를 선점하지 못하고 있다[5]. 이는 액체로켓보다 낮은 비추력과 고체연료의 낮은 후퇴율을 현재까지 극복하지 못했기 때문이다. 그러나 간단한 시스템으로 추력 조절이 가능하다는 장점을 활용한다면 End-Burning type 하이브리드 로켓 시스템은 균일하고 안정적인 추력이 간헐적으로 요구되는 위성의 자세제어 추력기나 궤도 수정용 추력기로서의 효율적인 적용 가능성이 존재한다. End-Burning type의 장점과 하이브리드 연소 시스템의 장점을 혼합하여 제작된 End-Burning type 하이브리드 연소기내 연소 유동장의 O/F 비 변화에 따른 일반적인 특성과 다양한 산화제 주입기의 위치 변화를 통한 유동장의 변화 양상에 대한 수치적인 계산이 본 연구의 목적이다.

하이브리드 연소는 Fig. 1과 같이 고체상태의 연료 표면위로 기체상태의 산화제가 공급되어 연료 표면 근방에 확산 화염이 형성된다. 화염으로부터의 열전달에 의해 지속적인 고체연료의 기화가 발생하고 기화된 연료가 화염으로 공급되어 초기 점화 이후에는 자발 점화에 의해 화염이 유지되는 전형적인 확산화염의 형태를 보인다. 이러한 하이브리드 연소의 수치적인 계산을 위해서는 열전달에 의한 고체연료의 기화 및 연소 과정을 묘사하기 위한 모델의 필요성이 대두되나 아직까지 고체의 상변화에 관한 신뢰할 만한 분석 도구가 존재하지 않고 그 과정이 매우 복잡하므로 연소 유동장의 특성에 중점을

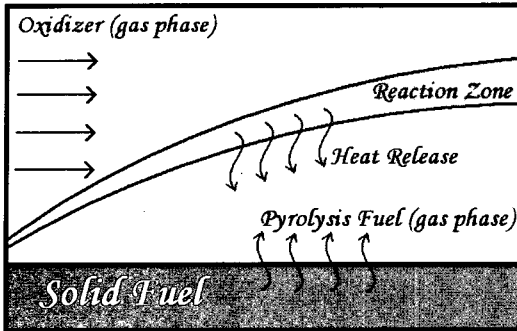
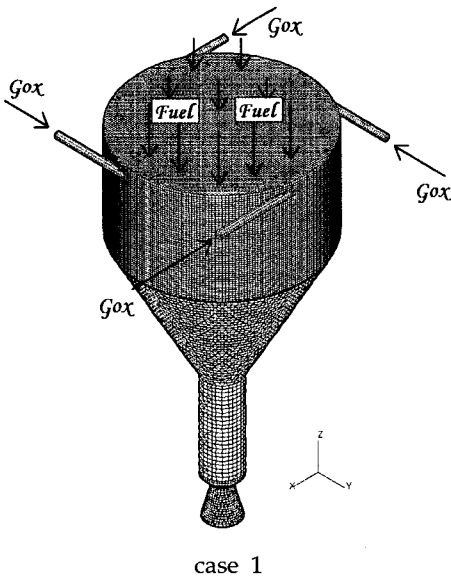


Fig. 1 The Schematic of hybrid combustion system

본 연구에서는 실제 실험에 사용되어지는 고체연료(PE : Poly Ethylene) 대신에 propane (C_3H_8)을 모델 기체연료로 사용하여 계산을 수행하였다. 계산에 사용된 연소기 형상은 현재 본 연구실에서 병행되고 있는 하이브리드 연소 실험[3]과의 데이터 비교를 위해 동일한 형상을 기본으로 모델링 하였으며 체원 및 작동 조건에 대한 상세내역은 다음절에 나타내었다.



case 1

Fig. 2 The 3-D shape of end-burning type hybrid combustor

2.2 연소기 형상 및 작동 조건

계산에 사용된 연소기 형상은 Fig. 2의 case 1

을 기본 형상으로 하고 반응 유동장의 변화를 보기 위해 Fig. 3의 case 2, 3, 4, 5의 새로운 4가지 산화제 주입기를 이용하였다. 본 연구에서 고려된 5가지 case 모두 연소실 내부에서의 연료와 산화제의 혼합효과를 묘사하기 위해 3차원 형상으로 모델링 되었으며 계산 격자는 wall function의 적용을 위해 벽면 근방에 2겹의 layer mesh를 생성하였고 내부는 정육면체 형상을 갖는 trimmed mesh를 이용하여 약 31만여 개의 격자를 생성하였다. 격자 생성의 정확도 및 편리성을 위하여 geometry는 Star-Design을 이용하여 생성하였으며 mesh의 생성에는 Pro-AM[6]을 사용하였다.

5가지 case 모두 연소실 윗면은 고체연료로 막혀 있으며 수치계산 시에는 기화된 연료의 inlet boundary로 설정되었다. 산화제의 경우는 동일한 직경을 갖는 4개의 주입기를 통하여 연소실 내부로 유입된다. case 1의 경우, 4개의 산화제 주입기들은 모두 연소실 벽면에 접선방향(수평)으로 서로 90도의 각도를 두고 위치한다. case 2는 case 1의 경우에서 4개의 산화제 주입기가 모두 연소실 중심부로 13mm씩 이동 배치되어 산화제의 유입 방향이 연소실의 중앙부에 접근한 경우이다. case 3의 경우는 수평 주입기와 수직 주입기를 함께 사용한 경우로서 180도의 각도를 각각 유지한다. 한 쌍의 주입구(inlet)는 벽면에 접선방향(수평)으로 위치하고 나머지 한 쌍은 법선방향(수직)으로 위치한다. case 4는 case 1의 경우에서 각 주입기가 두 갈래로 나뉘어 하나는 벽면에 수평으로 다른 하나는 수직으로 위치하며 수직 주입기의 경우만 연료 표면 방향으로 5° 상향조정 되어있다. 마지막으로 case 5의 경우는 180도의 각도를 갖는 두 쌍의 주입기가 2mm의 높이차를 두고 서로 반대방향으로 위치하여 counter rotating flow를 유발하는 경우이다.

기본형(baseline)인 case 1에 대해서는 실험 데이터와의 비교 및 O/F비의 변화에 대한 유동장의 거동 특성을 보기 위해 Table 1에 표기한 총 7가지의 계산을 수행하였다. Case 2, 3, 4, 5에 대해서는 산화제 주입기의 기하학적 변화에 따른 유동장 거동의 변화에 중점을 두고 Table 2에 표기된

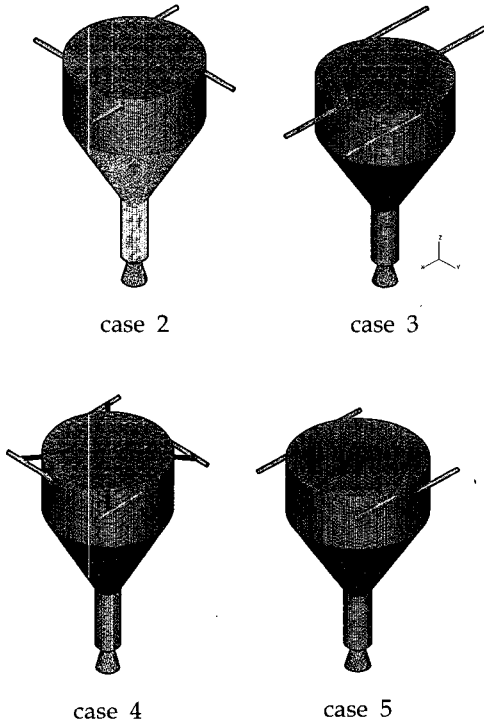


Fig. 3 The shapes of the different oxidizer injector of end-burning type hybrid combustor

Table 1. The initial conditions by the fuel and oxidizer mass flow rate

No	$\dot{m}_{fuel} [g/s]$	$\dot{m}_{Gox} [g/s]$	O/F
1	0.997	0.822	0.82
2	0.997	2.465	2.47
3	0.997	3.698	3.71
4	0.997	4.931	4.95
5	1.26	3.698	2.93
6	0.36	3.698	10.3
7	0.18	3.698	20.55

Table 2. The operating condition of end-burning type hybrid combustor

연소기 제원	연료 공급	직경 : 50 mm	
	산화제 공급	직경 : 2 mm No. of port : 4	
	연소기 길이	chamber : 24 mm converging section : 35 mm exit port & nozzle : 35.5 mm total : 94 mm	
작동 조건	연료	공급유량	1 g/s (Propane)
		공급속도	0.277 m/s
	산화제	공급유량	3.7 g/s (Gox)
		공급속도	225 m/s (Table 1-No.3)

실험의 조건과 동일한 조건 하에서 계산을 수행하였다. Table 2의 연료 공급 속도는 실험[3]의 결과로부터 기화된 연료와 산화제의 질량 유량을 중심으로 유추되었으며 고체연료가 기화되는 현상을 묘사한 만큼 연료 공급 속도가 산화제 공급 속도에 비해 대단히 낮은 것을 알 수 있다.

2.3 지배방정식

End-Burning 연소기내 하이브리드 연소 유동장은 복사 열전달이 무시되고 벽면에서의 단열 조건을 설정한 3차원 난류 연소 유동장으로 가정하였으며 연소실 내부의 유동장 해석을 위해 밀도가중평균(Favre Averaging)을 택한 RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes) 공식과 standard $k-\epsilon$ 모델을 이용하였다. 유동장의 정밀해석과 유한화학반응(finite rate chemistry)을 고려하기 위해 범용 열유동해석 코드인 Star-CD[7]를 사용하였다. 반응 메카니즘은 CEA code (Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions and Applications)[8, 9]를 이용하여 관여되는 화학종 간의 화학평형을 가정하고 난류효과와 유한화학 반응을 동시에 고려할 수 있는 확률밀도함수(PDF: Probability Density Function) 모델을 도입하기

위해 평균 혼합분을 \mathcal{F} 와 f 의 2차 모멘트인 \mathcal{F}^2 에 대한 전달 방정식을 계산하였다. \mathcal{F} 와 \mathcal{F}^2 의 전달방정식은 식(1)과 같으며 확률밀도 함수 모델로는 1차 및 2차 모멘트항으로부터 PDF 형상을 결정짓는 Presumed PDF 모델로서 PDF는 β 함수로 가정하였다(식(2)). 화학반응은 프로판(C_3H_8)과 기체상태의 산소(GOX, O_2)가 반응하여 이산화탄소(CO_2)와 수증기(H_2O)만을 생성하는 완전연소로 1단계 총체 화학반응을 가정하였으며 solution algorithm은 SIMPLE method를 사용하였다.

$$\frac{1}{\sqrt{g}} \frac{\partial}{\partial t} (\sqrt{g} \rho \mathcal{F}) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho \bar{u}_j \mathcal{F} - (\rho D_f + \frac{\mu_t}{\sigma_{f,t}}) \frac{\partial \mathcal{F}}{\partial x_j} \right] = S$$

$$\frac{1}{\sqrt{g}} \frac{\partial}{\partial t} (\sqrt{g} \rho \mathcal{F}^2) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho \bar{u}_j \mathcal{F}^2 - (\rho D_g + \frac{\mu_t}{\sigma_g}) \frac{\partial \mathcal{F}^2}{\partial x_j} \right] = \frac{2\mu_t}{\sigma_g} \left(\frac{\partial \mathcal{F}}{\partial x_j} \right)^2 - C_D \rho \frac{\epsilon}{k} \mathcal{F}^2$$

(1)

S : Source term
 \sqrt{g} : determinant of metric tensor
 $C_D = 2.0$, $\sigma_g = \sigma_f$

$$P(f) = \frac{f^{a-1} (1-f)^{b-1}}{\int_0^1 f^{a-1} (1-f)^{b-1} df}$$

$$a \equiv \mathcal{F} \left[\frac{\mathcal{F}(1-\mathcal{F})}{\mathcal{F}^2} - 1 \right]$$

$$b \equiv (1-\mathcal{F}) \left[\frac{\mathcal{F}(1-\mathcal{F})}{\mathcal{F}^2} - 1 \right]$$

(2)

24 결과

2.4.1 O/F 비의 변화

Table 1에 명시한 바와 같이 case 1의 형상에 대하여 O/F 비를 0.82부터 20.55까지 변화시키면서 총 7가지 경우에 대한 계산 결과를 비교해 보았다. Fig. 3은 연료 공급 질량유량이 0.997 g/s의 일정한 경우로서 산화제 공급유량을 증가시켜 O/F비 변화에 따른 연소실의 온도장 분포도를 보여주고 있다. Fig. 3은 x-z 평면에 대한 연소실 단면을 나타내며 모든 경우 연소실 벽면을 따라 공급된 산화제의 유동 방향에 의해 연소실내 속도장이 원주방향으로 회전하는 양상을 보이며 이에 따라 윗면에서 공급되는 기체상(gas phase)의 연료는 연소실의 중앙부분으로 몰리고 산화제는 연소실의 벽을 감싸는 형태의 유동을

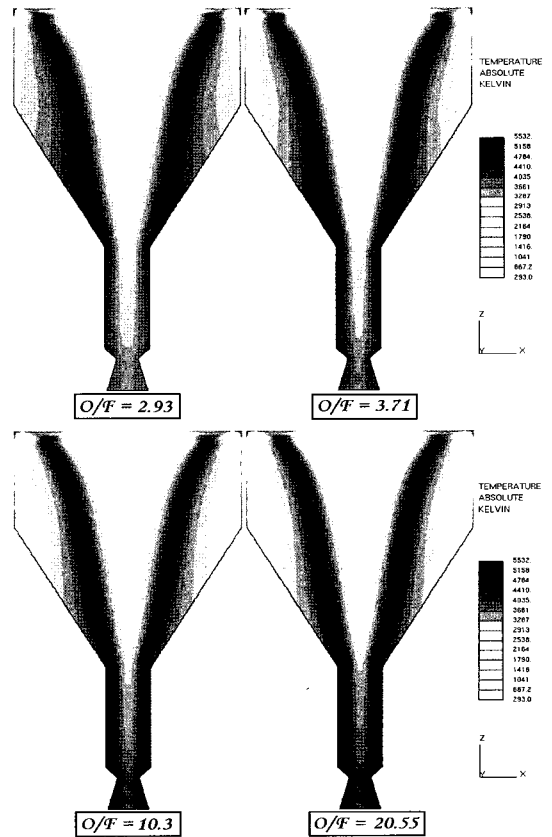


Fig. 4 The temperature contour by the different O/F ratio (fixed oxidizer mass flow rate)

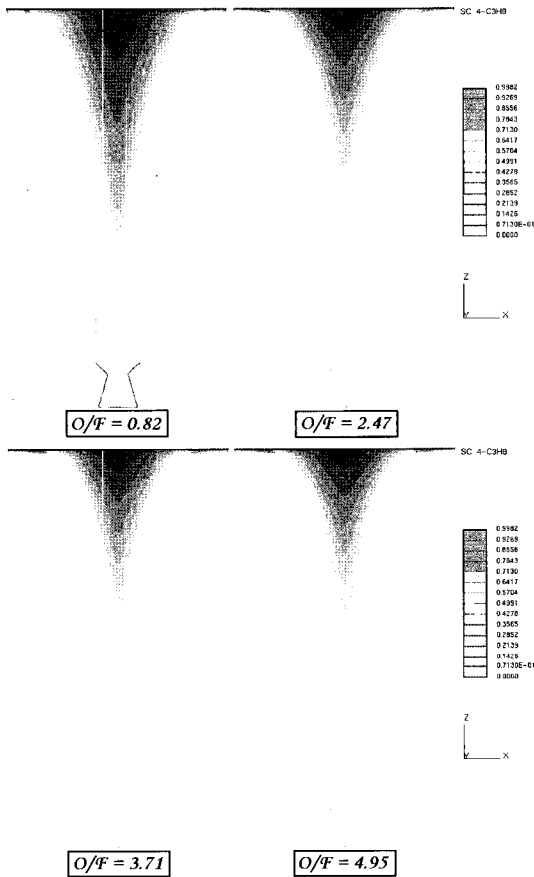


Fig. 5 The fuel mass fraction contour by the different O/F ratio (fixed fuel mass flow rate)

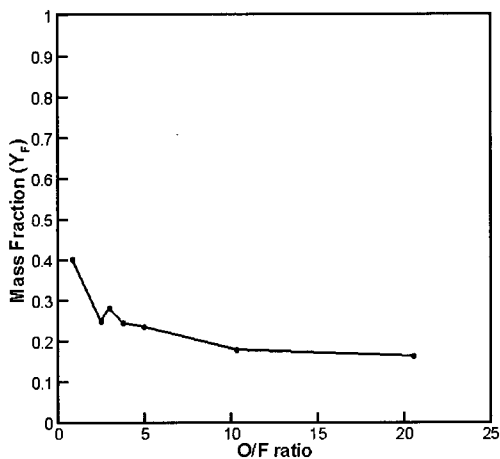


Fig. 6 The fuel mass fraction versus O/F ratio at the central position in the exit

형성함을 알 수 있다. 화학평형을 가정하였기에 연료층과 산화제층 사이에 화염면이 형성되어 고온부가 뚜렷하게 발생하는 것을 예상 할 수 있다. 전체적으로 O/F 비가 증가할수록 화염이 연소실의 중앙부로 이동하는 양상을 보이나 이 결과는 O/F비 변화에 따른 영향보다는 증가된 산화제 유량에 의한 연소실 내부유동의 회전 강도 증가에 기인하는 것으로 사료된다. Fig. 5는 Fig. 3과 동일한 조건에서 연료의 질량분율(Y_F) 분포도를 나타내고 있으며 Fig. 3의 고온부가 Fig.5의 연료 질량분율의 최소 지점과 일치함을 알 수 있다. Fig. 4는 산화제의 공급 유량이 3.698 g/s로 고정된 상태에서 연료의 유량을 감소시켜 O/F비 변화에 따른 온도 분포도의 결과이다. 화염의 위치와 온도의 분포는 Fig. 3의 경우와 흡사하나 O/F비가 증가함에 따라 화염이 출구 근방까지 지속되는 것을 볼 수 있다. 이는 연료의 유량이 급격히 감소됨에 따라 연료의 유속이 낮아 산화제와의 혼합이 제대로 이루어지지 않는 것으로 판단되며 중앙부에 밀집된 상당량의 연료가 스월유동과 무관하게 출구로 빠져나가면서 좁아진 단면에 도달해서야 산화제와 연소를 하는 것으로 사료된다. 특히 이 현상은 O/F=10.3과 O/F=20.55의 경우에 뚜렷하게 나타나며 Fig. 6을 통해서도 출구에

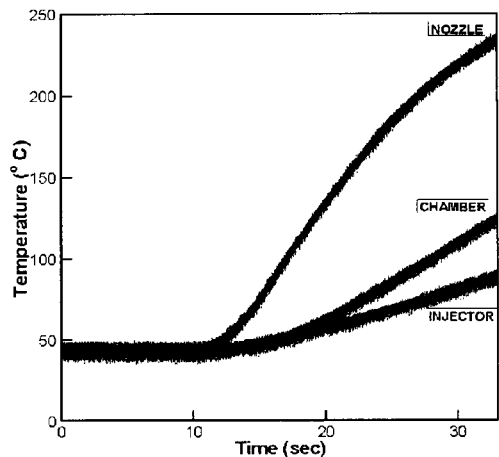


Fig. 7 The temperature increasement of combustion chamber case during hybrid combustion test

잔여 연료가 남아있음을 알 수 있다. Fig. 6에 도시된 결과는 출구 중심부에서의 연료 질량분율 Y_F 의 변화로서 대체적으로 O/F 비가 증가하면 출구에서의 연료 비율이 낮아지는 경향을 보이나 O/F=10 이상의 경우, 출구에 20%의 연료 질량분율이 남아있는 것을 확인 할 수 있다.

수치모사된 연소기내 온도장의 정성적인 경향을 검증하기 위해 O/F=3.71에 해당되는 실험결과를 Fig. 7에 도시하였다. 실험결과는 Table 2의 제원과 동일한 조건으로 수행되었다. 연소실내 유동장의 온도 측정이 어려운 관계로 연소실 외벽을 감싸고 있는 carbon의 내부공간에 열전대를 설치하였으며 연소실 상단과 converging section, 그리고 노즐 목 3 부분의 온도를 측정하여 Fig. 7에 나타내었다. 실험 시작 10초 후 점화가 되며 20초간의 연소시간 동안 측정된 온도 변화율을 도시하였다. 연소실 내부의 온도가 아니므로 수치계산의 결과와 정량적인 비교는 불가능하나 Fig. 3과 4의 온도분포와 비교해 보면 노즐 목 부분에서 최고의 온도를 나타내고 냉각 효과가 있는 산화제 주입구(연소실 상단) 부분의 온도는 온도상승률이 낮은 것을 확인 할 수 있었다. 수치모사 결과로부터 화염의 위치와 그에 따른 고온부 위치의 예측이 어느 정도 가능할 것으로 사료된다.

2.4.2 산화제 주입기의 변화

앞 절에서 선보인 case 1의 산화제 주입기 배열의 경우 Table 1의 7가지 조건에 대해 연료와 산화제의 혼합이 효율적이지 못한 것으로 판단되었다. 이는 연소실 내부의 유동이 고속으로 유입되는 산화제의 접선방향 유동 특성에 크게 영향을 받기 때문이다. Fig. 8은 case 1의 연소실내 연료 표면으로부터 연소실 길이(z-방향)의 8%, 16%, 그리고 24% 떨어진 지점에서의 연료 질량분율의 반경방향 분포를 나타내고 있다. 24% 지점은 연소실내 converging section이 시작되는 위치에 해당되며 3 지점 모두 연료와 산화제의 혼합이 가장 크게 발생하는 원통형 연소실에 위치한다. 그래프의 x축은 연소실 반경에 의해 무차원화 된 반경 방향 거리이고 y축은 연료의 질량분율을 나타

낸다. 그래프에서 볼 수 있듯이 연료 표면으로부터 하단부로 내려올수록 전체적인 연료의 분포는 감소하지만 중앙부에 연료가 농후하게 밀집되어 있는 것을 볼 수 있다. Fig. 9는 같은 지점에서의 무차원화 된 온도, θ 의 분포를 나타내며 r/r_{max} = 0.4~0.7 구간에서 최고 온도가 유지되며 산화제가 밀집된 바깥부분과 연료가 밀집된 중앙부분에서는 연소반응이 미약함을 알 수 있다. Fig. 10과 11에 도시된 case 2의 경우는 case 1에 비해 화염의 영역이 넓어지고 연료의 소모율도 증가 되지만 연소실 벽면근처의 온도 상승으로 인하여 실제적인 응용의 경우 구조적인 문제를 발생시킬 가능성이 있다.

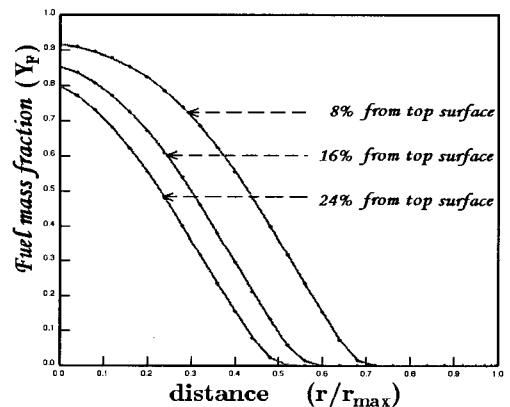


Fig. 8 The mass fraction profile of fuel radial direction at case 1 (8%, 16%, 24% position)

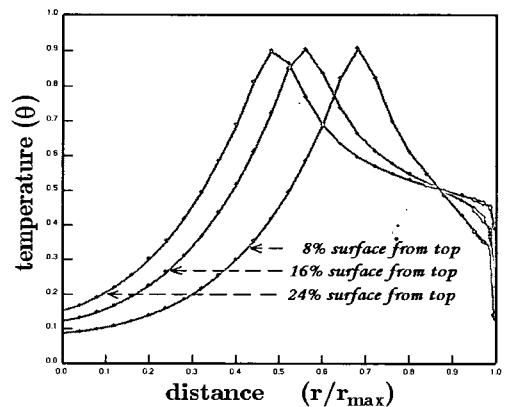


Fig. 9 The temperature profile of fuel radial direction at case 1 (8%, 16%, 24% position)

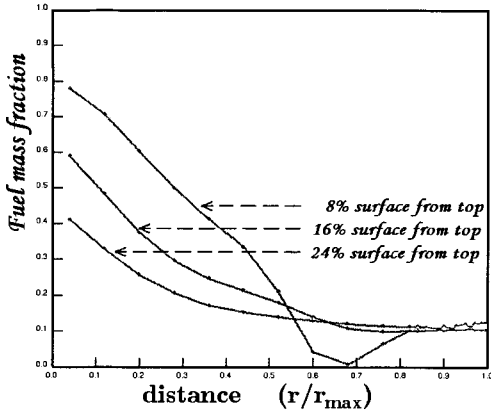


Fig. 10 The mass fraction profile of fuel radial direction at case 2 (8%, 16%, 24% position)

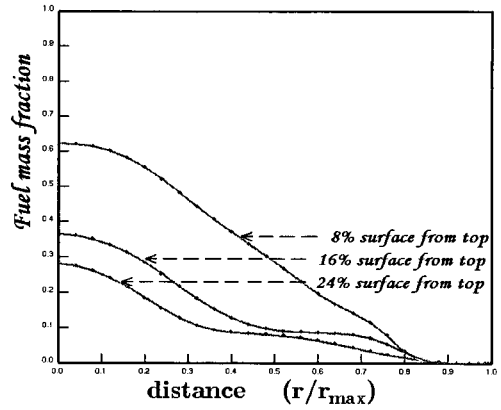


Fig. 13 The mass fraction profile of fuel radial direction at case 3 (8%, 16%, 24% position)

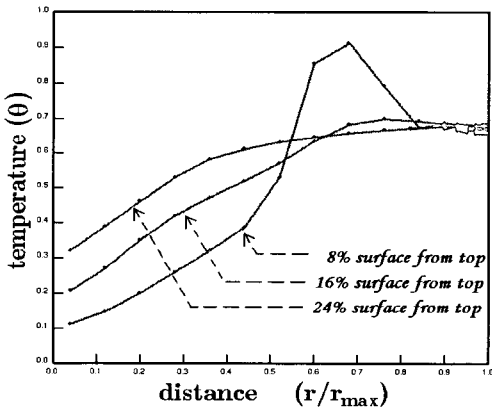


Fig. 11 The temperature profile of fuel radial direction at case 2 (8%, 16%, 24% position)

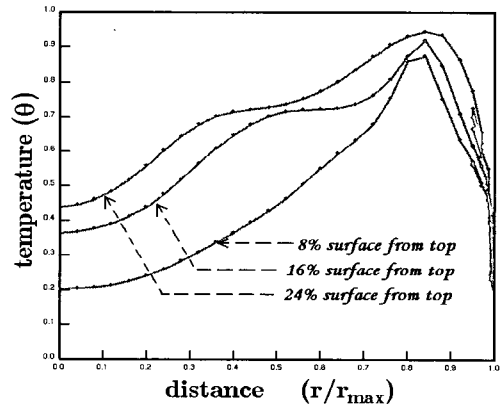


Fig. 14 The temperature profile of fuel radial direction at case 3 (8%, 16%, 24% position)

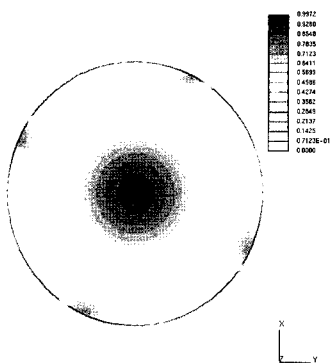


Fig. 12 The temperature contour of near oxidizer injector at case 2 (x-y section)

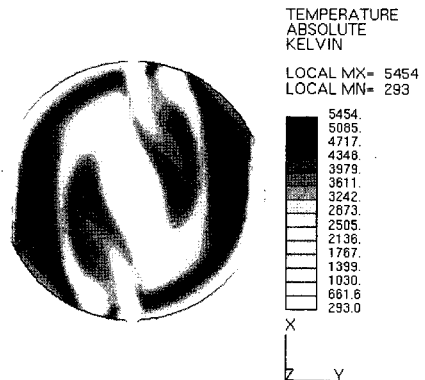


Fig. 15 The temperature contour of near oxidizer injector at case 3 (x-y section)

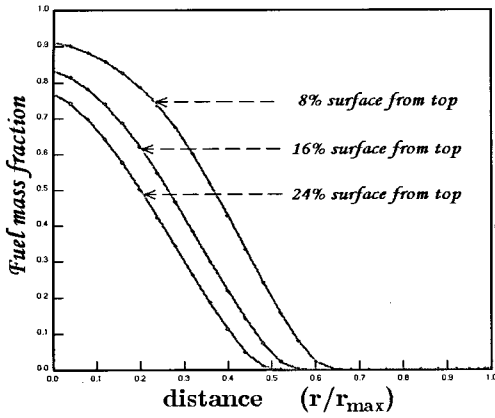


Fig. 16 The mass fraction profile of fuel radial direction at case 4 (8%, 16%, 24% position)

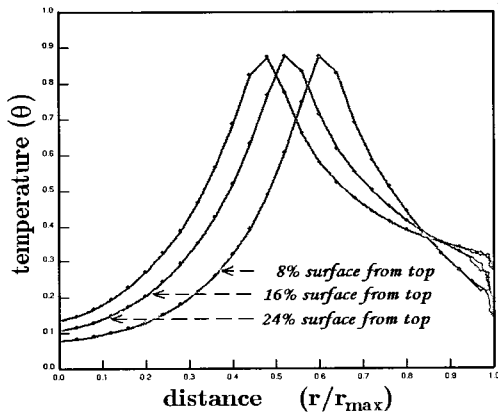


Fig. 17 The temperature profile of fuel radial direction at case 4 (8%, 16%, 24% position)

이는 Fig. 12의 인젝터 근방의 온도분포도에서 확인 할 수 있듯이 산화제 주입기가 벽면으로부터 13mm 떨어져 있어 벽면과 고속의 산화제 사이의 공간에서 유동의 순환영역이 발생하여 벽면 근방에 고온부가 형성되기 때문이다. Fig. 13과 14의 case 3은 case 1과 case 2의 혼합효과를 증진시키기 위해 연소기 중심을 향한 산화제 주입기를 도입한 경우이다. 두 개의 수직 주입기를 통해 산화제가 연소기의 중심부로 직접 주입되기 때문에 하단부로 갈수록 중앙부의 연료 질량분율이 감소하게 되며 두 개의 수평 주입기에 의한 벽면의 냉각효과를 갖지만 여전히 최고 고온부는 반경방향으로 $r/r_{max} = 0.8 \sim 0.9$ 사이에 위치한다.

이는 Fig. 15의 인젝터 근방 온도 분포도에서 볼 수 있듯이 시계방향으로 회전하는 접선방향 산화제가 수직방향 산화제를 만나면서 더 이상 연소실 벽면을 따라 회전하지 못하여 벽면 근처에 고온부가 발생하기 때문이다. case 4는 연소실 중앙부의 연료 소모율의 향상을 위해 4개의 접선 주입기에서 각각 한 개씩의 수직 주입기를 뺐아낸 경우로서 Fig. 16과 17에 결과를 나타내었다. case 1의 결과와는 큰 차이가 없었으며 고온부 위치가 연소실 중앙부로 약간 이동한 것을 볼 수 있다. 4개의 수직 주입기를 통한 산화제가 연소실 중앙의 연료와 반응할 것이라는 예상과는 달리 접선 방향의 강한 스윙에 의해 수직 방향의 유동도

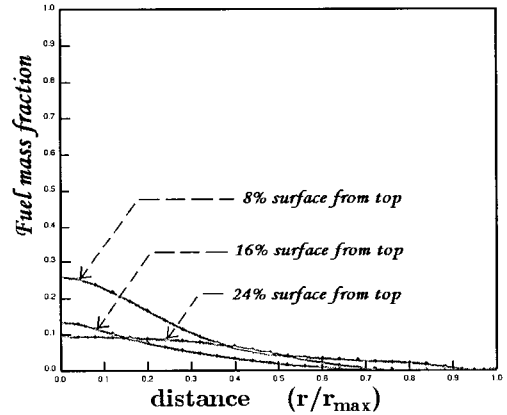


Fig. 18 The mass fraction profile of fuel radial direction at case 5 (8%, 16%, 24% position)

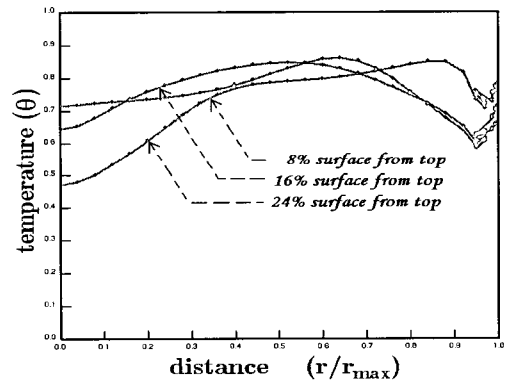


Fig. 19 The temperature profile of fuel radial direction at case 5 (8%, 16%, 24% position)

하단부로 가면서 원주 방향으로 회전하는 유동에 합류하는 결과를 확인할 수 있었다. 마지막으로 counter rotating flow를 유발하는 case 5의 결과가 Fig. 18과 19에 나타나 있으며 중앙부에 몰려있는 연료가 전 구간에 걸쳐 균일하게 분포하고 빨리 소모되는 것을 볼 수 있다. 이에 따라 온도 분포 또한 전체적으로 균일하며 연료와 산화제의 혼합이 모든 산화제 주입기 배열 중 가장 효율적인 경우라 볼 수 있다. 그러나 연소실 벽면에서의 온도는 타 경우(case 1, 2, 3, 4)에 비해 상대적으로 높은 온도를 유지하여 case 2의 경우와 같이 구조적 문제를 발생시킬 가능성이 예상된다. 또한 모든 주입기가 동일 평면상에 배열되는 case 1, 2, 3, 4의 경우와 달리 case 5의 경우 한 쌍의 산화제 주입기는 타 경우와 같은 지점에 위치하나 나머지 한 쌍은 하류방향으로 2mm의 간격을 두고 배치되어 있다. 하이브리드 연소의 특성상 고체연료의 후퇴율이 연료 표면에 접하는 산화제의 유동에 큰 영향을 받는다는 점을 고려할 때 case 5의 경우 연료 표면으로 직접 접하는 산화제의 유량이 다른 경우(case 1, 2, 3, 4)에 비해 적을 것으로 사료된다. 본 논문의 결과는 고체연료 대신 모델 기체연료를 사용하여 얻은 결과이기에 실제 하이브리드 연소 환경에서 counter rotating flow의 영향은 미지수이다. 따라서 추후 고체연료(Poly Ethylene)의 기화 및 연소 과정을 묘사할 수 있는 적절한 모델의 필요성이 대두된다.

3. 결 론

End-Burning type 연소기의 연소실 내부 반응 유동장의 특성을 알아보기 위해 수치적 연구를 수행하였다. 실험 데이터와의 비교를 위해 실험에 사용된 연소기와 동일한 형상을 갖는 계산 격자를 형성하고 O/F 비의 변화에 따른 유동장의 특성을 분석하였다. 또한 산화제 공급 특성에 크게 영향받는 하이브리드 연소의 특성을 알아보기 위해 5가지의 서로 다른 배열을 갖는 산화제 주입기를 모델링하여 연소장의 변화

에 대한 연구를 수행하였다. 그 결과는 다음과 같다.

1. O/F 비의 변화는 유동장의 경향에는 큰 영향을 주지 못하였고 연료의 소모율에만 영향을 주었다. 이로써 O/F 비의 변화 보다는 산화제 유입 특성이 유동장의 특성을 결정짓는 주요한 변수임을 확인하였다.
2. case 1의 온도분포는 동일한 조건 하에서 수행된 실험[3]의 결과와 정성적으로 일치하였지만 산화제와 연료의 혼합은 좋지 못하였다.
3. 연소실 중앙부의 연료 소비율 증가를 위해 산화제 주입구를 연소실 중심부로 13mm 이동시킨 case 2의 경우는 case 1의 경우에 비해 산화제와 연료의 혼합이 좋아졌지만 연소실 벽면의 온도가 높게 유지되었다.
4. 연소실 벽면의 냉각을 고려한 한 쌍의 접선 방향 주입구와 연료와 산화제의 혼합을 고려한 한 쌍의 수직 주입구를 도입한 case 3의 경우도 벽면 근처에서 고온부가 분포하는 결과를 보였다.
5. 수직 주입기 4개와 수평 주입기 4개를 가져 혼합과 벽면 냉각을 모두 고려한 case 4의 경우 원주방향으로 주입되는 산화제의 강한 유동에 수직으로 주입된 산화제가 합류하여 case 1의 결과와 큰 차이가 없었다.
6. 가장 좋은 혼합과 연료 소비율을 보였던 case 5의 결과는 고체 연료를 모델기체연료로 가정하여 얻은 것이므로 추후 실험 결과와의 비교가 필요하며 고체연료(Poly Ethylene)의 기화 과정을 고려하는 모델의 사용이 필요할 것으로 사료된다.

1. Jolly, W. H., Hooper, P. R., and Bradfield, W. A., "Studies on Coning in End-Burning Rocket Motors," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 2, No. 2, May-June, pp. 223-227, 1986
2. Sutton, P. G., and Biblarz, O., "Rocket Propulsion Elements," John Wiley & Sons, Inc., Seventh Ed., 2000
3. Kim, S. J., Kim, J. K., Koo, J. Y., Moon, H. J. Cho, S. C. et. al., "The Study on Combustion Characteristic of End-burning Hybrid Rocket Engine," 2004 KSAS Spring Conference, 2004, pp. 625-628
4. Handwerk. B., "More Fun Facts, SpaceShipOne Burns Rubber, Laughing Gas," *National Geographic News*, 2004
5. Kuo, K. K., "Importance and Challenges of Hybrid Rocket Propulsion Beyond Year 2000," Invited von Karman Lecture in the Proceedings of the 37th Israel Annual Conference on Aerospace Sciences, pp. 1-31, February 26-28, 1997
6. Advanced Meshing Manual, Ver. 3.20, CD adapco Group
7. Star-CD Methodology Manual, Ver. 3.20, CD Adapco Group
8. Gordon, S., and McBride, B. J., "Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions and Applications I," NASA Ref. Publ. 1311, NASA Lewis Research Center, 1994
9. McBride, B. J., and Gordon, S., "Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions and Applications II. User Manual and Program Description," NASA Ref. Publ. 1311, NASA Lewis Research Center, 1994