

論文

농후 연소 가스발생기의 비평형 연소 화학반응 모델링

유정민*, 이창진**

Modeling of Non-Equilibrium Kinetics of
Fuel Rich Combustion in Gas Generator

Jungmin Yu* and Changjin Lee**

ABSTRACT

The combustion temperature in gas generator should be kept below around 1,000K to avoid any possible thermal damages to turbine blade by adopting either fuel rich or oxidizer rich combustion. Thus, non-equilibrium chemical reaction dominates in the gas generator. Meanwhile, Kerosene is a compounded fuel mixed with various types of hydrocarbon elements and difficult to model the chemical kinetics. This study focus to model the non-equilibrium chemical reaction of kerosene/LOX with detailed kinetics developed by Dagaut using PSR(Perfectly stirred reactor) assumption. Also, droplet evaporation time is taken into account by calculating for the residence time of droplet and by decoupling reaction temperature from the reactor temperature. In Dagaut's surrogate model for kerosene, chemical kinetics of kerosene consists of 1592 reaction steps with 207 chemical species. The comparison of calculation results with experimental data could provide very reliable and accurate numbers in the prediction of combustion gas temperature, species fraction and other gas properties.

초 록

액체 로켓의 가스발생기의 연소 온도는 터빈 기의 열 손상을 방지하기 위하여 1,000K 이하로 유지되며 이를 위하여 농후 연소 또는 산화제 과다 연소를 유지한다. 이러한 이유로 연소는 비평형 화학반응이 주로 발생하며 연소반응을 예측하기가 매우 어렵다. 한편 케로신은 여러 가지 탄화수소 연료로 이루어진 혼합연료로 화학반응 메커니즘에 대한 모델이 매우 어려운 실정이다. 본 연구에서는 Dagaut가 개발한 207 화학종, 1592 화학반응 단계를 이용하였으며 완전혼합반응기 연소모델을 적용하여 계산하였다. 계산결과와 실험 결과를 비교하여 보면 사용된 화학반응 기구가 검댕 예측을 하지 않고 있음에도 불구하고 계산 결과는 연소가스 온도 뿐 아니라 가스 물성치 등을 매우 잘 예측하고 있음을 확인하였다.

Key Words : Gas Generator(가스발생기), Fuel-rich(연료 농후), Non-equilibrium(비평형 반응), PSR(완전혼합반응기), Fuel evaporation time(연료 증발시간), Gas properties(가스 물성치)

† 2006년 3월 15일 접수 ~ 2006년 6월 20일 심사완료

* 정회원, 건국대학교 대학원 항공우주공학과

** 정회원, 건국대학교 기계항공공학부

연락처, E-mail : cjlee@konkuk.ac.kr

서울시 광진구 화양동 1번지

기 호

A_i	Arrhenius pre-exponential factor	T_L	Temperature at the droplet surface (K)
B	Spalding transfer number	V	Reactor volume (cm ³)
d_o	Nominal initial droplet diameter (cm)	W_k	Molecular weight of species k
E_i	Activation energy (Kcal/mol)	Y_k	Mass fraction
h_k	Specific enthalpy per unit mass	$Y_{0,\infty}$	Oxidizer mass fraction at infinity
j	Stoichiometric fuel-oxidant mass ratio	λ	Gas phase thermal conductivity
Q	Reactor heat loss	τ	Reactor residence time (msec)
q^0	Heat of reaction (cal/gm)	τ_i	Nominal droplet lifetime (msec)
R_c	Universal gas constant	$\dot{\omega}_k$	Molar production rate per unit volume

1. 연구개요

가스발생기는 액체 로켓 엔진에서 펌프와 연결된 터빈 구동을 위하여 고-엔탈피 연소가스 생성을 목적으로 하며 주 추진제의 일부(1~5%)를 사용한다[1]. 또한 가스발생기는 터빈 블레이드의 열적부하를 줄이기 위하여 농후 또는 희박연소를 이용하며 연소온도를 800~1,200K로 유지한다. 그러나 연소가 불완전하여 연소실 벽면 또는 인젝터 부근에 열 집중이 발생하면 과도한 열 손상을 입힐 수 있으며 농후연소로 인한 검댕(soot)이 발생하여 터빈 블레이드 성능을 저하시키기도 한다. 따라서 가스발생기의 연소 특성을 예측하는 일은 터보 펌프 시스템을 설계하고 그 성능을 예측하는 데 필수적으로 이루어져야 하는 작업이다. 그럼에도 불구하고 비평형 반응이 주로 발생하는 가스발생기의 연소 특성을 예측하는 것이 매우 어려운 것으로 알려져 있다[2-3].

한편, 이젝터를 이용한 램제트 엔진은 액체로켓의 가스발생기와 매우 유사한 작동 특성을 나타내고 있다. 이젝터 안에 설치된 고체 로켓이 농후 연소를 하며 노즐을 통하여 팽창 하면 빠른 배기가스 유속에 의하여 이젝터 안으로 빨려 들어가는 공기유동이 발생한다. 이젝터를 통과한 공기는 배기가스와 혼합하여 주 연소실로 흡입되어 2차 연료 분사와 함께 연소를 하게 된다. 따라서 램제트 엔진의 성능을 예측하기 위하여 배기가스 온도와 가스 물성치 등을 예측하는 것이 매우 중요한 일이다[4].

그러나 가스발생기나 이젝터 램제트에 주로 사용되는 연료는 탄화수소 계열의 혼합 연료이며 이에 대한 비평형 화학반응 예측은 매우 어려운 과제로 알려져 있다. 주로 사용되는 연료인 케로

신은 원유를 정제할 때 가솔린 다음으로 높은 끓는 온도(150~300°C)에서 생산되는 석유성분을 의미한다.

여러 연구자들에 의하여 케로신의 모델 연료에 관한 제안이 있었으나 본 연구는 Dagaut가 제안한 207개 화학종과 1592개 가역반응식으로 이루어진 상세 화학반응 모델을 사용하였으며, 케로신은 체적비로 n-decane 74%, n-propyl benzene 15%, 그리고 n-propylcyclohexane 11%로 구성된 것으로 대신 하였다[5].

한편, 연소 반응을 위한 계산은 완전 혼합 반응기 (Perfectly Stirred Reactor)가정을 적용한 PSR 코드를 수정하여 사용하였다. 완전 혼합 반응기는 연료와 산화제가 기체로 유입되는 즉시, 완전한 혼합기를 형성하여 연소한다는 가상적인 반응기를 말한다. 그러므로 시간에 대한 온도구배는 존재하지 않으며 액적 연료의 증발도 고려되지 않았다. 연료가 증발되는 동안 혼합기가 생성되지 않으므로 총 체류시간(residence time)에서 연료 증발에 필요한 증발시간(vaporization time)을 뺀 시간이 혼합기가 반응하는 순 시간이다.

그 밖에도 PSR를 이용하여 농후 연소를 계산하는 데는 또 다른 단점이 존재한다. 즉, 실제 가스발생기에서는 인젝터 부근에서 가연 혼합기가 형성되어 연소가 시작되어 다른 부분으로 연소가 전파된다. 그러나 PSR 가정은 이러한 공간적인 온도 구배를 무시하였기 때문에 일정한 O/F 비 이하의 혼합기에 대하여 PSR을 이용한 계산이 이루어지지 않는다. 따라서 가연혼합기에 의한 연소를 고려하기 위한 방법으로 에너지 방정식으로부터 얻어지는 반응기 온도와 Arrhenius 항의 화학반응 온도를 분리하여 계산을 하였다. 이 방법은 이미 다른 연구에서도 사용되어 타당성을

입증하였다[4].

본 연구에서는 Dagaut가 제안한 케로신의 상세화학반응을 사용하고 연료 증발 시간을 계산하여 이를 고려한 혼합기 체류시간을 수정하였다. 그리고 화염 핵(flame kernel)이 존재하는 이론적 화학 반응 영역의 온도를 에너지 방정식으로부터 얻어지는 반응기의 온도와 구별하여 PSR 코드를 수정하였다. 이렇게 수정된 코드는 농후 연소가 진행되는 가스발생기의 비평형 화학반응 연소 특성을 예측할 수 있으며 그 결과는 실험값과 비교하여 그 성능을 검증하였다.

II. 완전혼합 반응기

완전 혼합 반응기는 기체 연료와 산화제가 반응기에 유입되면서 이상적으로 혼합하여 반응하며 온도와 가스 물성치 등은 공간적으로 일정한 것으로 가정하며 질량 보존식은 다음과 같다.

$$\dot{m}(Y_k - Y_k^*) - \dot{\omega}_k W_k V = 0 \quad (1)$$

그리고 에너지 보존 방정식은

$$\dot{m} \sum_{k=1}^K (Y_k h_k - Y_k^* h_k^*) + Q = 0 \quad (2)$$

이며 여기서 윗 첨자(*)는 입구 조건을 의미한다.

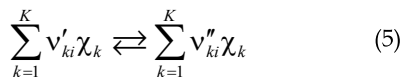
위에서 보듯이 완전 혼합 반응기는 시간에 대한 의존성이 없지만 해를 추측하고 수렴하는 과정에서 의도적인 시간 종속 문제를 풀어 그 해를 초기 추정치로 사용하며 이 경우의 비-정상(transient) 방정식은 다음과 같다.

$$\rho V \frac{dY_k}{dt} = -\dot{m}(Y_k - Y_k^*) + \dot{\omega}_k W_k V \quad (3)$$

$$\rho V \frac{dh}{dt} = -\dot{m} \sum_{k=1}^K (Y_k h_k - Y_k^* h_k^*) - Q \quad (4)$$

그리고 지배방정식은 K+1개의 비선형 대수 방정식을 구성하며 추정치 계산을 위한 비-정상 방정식은 K+1개의 비-선형 미분방정식을 구성한다.

화학종 생성항은($\dot{\omega}_k$) 화학종의 순 생성을 의미하며 화학 반응은 다음과 같이 표현된다.



여기서 화학종 생성항($\dot{\omega}_k$) 은 아래와 같으며

$$\dot{\omega}_k = \sum_{i=1}^I v_{ki} q_i \quad (6)$$

순 몰수 변화는

$$v_{ki} = (v''_{ki} - v'_{ki}) \quad (7)$$

이고 진행변수에 대한 관계식은 다음과 같다.

$$q_i = k_{fi} \prod_{k=1}^K [X_k]^{v'_{ki}} - k_{ri} \prod_{k=1}^K [X_k]^{v''_{ki}} \quad (8)$$

이 반응식들에서 정반응 상수 k_{fi} 는 Arrhenius 법칙에 의하여 아래와 같다.

$$k_{fi} = A_i T^{B_i} \exp\left(-\frac{E_i}{R_c T}\right) \quad (9)$$

그리고 역반응 상수는 주어진 온도, 압력에서 구해지는 평형상수와 식(9)의 정반응 상수를 이용하여 구한다.

본 연구의 계산을 위하여 PSR 코드를 사용하였으며 이 코드는 지배방정식 (1-2)의 해를 구하기 위하여 수정된 Newton 알고리즘을 사용한다. 이 방법은 기본적으로 해를 가정하고 수렴할 때까지 반복 계산한다. 일반적으로 추정치를 지배방정식에 대입하면 residual vector, \bar{F} 를 얻으며 만일 추정치가 해라면 F는 다음과 같다.

$$\bar{F}(\bar{\phi}) = 0 \quad (10)$$

PSR 코드에서, 해 벡터($\bar{\phi}$)는 반응기의 온도와 화학종의 질량분율(mass fraction)이다.

$$\bar{\phi} = (T, Y_1, \dots, Y_k, \dots, Y_K) \quad (11)$$

PSR 코드를 기본으로 농후 연소를 계산하기 위하여 연료의 증발과 화학반응 온도를 분리하여 코드를 수정하였다. 물리적 관점에서 이러한 수정사항등에 대한 타당성 검증이 필요한 부분들이다. 그럼에도 불구하고 이 방법은 이전의 연구에서 농후 비평형 연소를 해석하는 효과적인 계산 도구로 확인되었다[4].

2.1 액적 증발 모델

산화제는 매우 빠르게 연소기 내부에서 증발하지만 연료는 상대적으로 느리게 증발하여 혼합기체를 형성한다. 본 연구에서 사용한 액적 증발에 대한 고려는 Spalding이 제안한 모델을 사용하였다. 증발 모델에 의하면 산화제로 이루어진 환경에 일정한 직경의 연료 액적이 유입될 때 액적의 증발시간(life time)은 다음과 같다.

$$\tau_i = \frac{c_p \rho_l d_o^2}{8\lambda \ln(1+B)} \quad (12)$$

여기서 B는 Spalding 전달 수(transfer number)이며 아래와 같다.

$$B = \frac{1}{L} \left[c_p(T_\infty - T_L) + \frac{q^0 Y_{O_2, \infty}}{j} \right] \quad (13)$$

증발시간 계산을 위하여 필요한 B와 그 외의 물성치들은 실험적인 관계를 이용한 식의 상수 값들을 이용하여 구할 수 있으며[7] 여기에 사용된 값들은 표 1에 정리하였다.

연료의 증발을 고려하면 다음과 같이 두 가지 면에서 연소 계산에 영향을 미친다. 첫째는 연료 증발을 위해서 사용되는 연소기의 열손실이며 두 번째는 연료 증발이 이루어지는 동안 연소가 이루어지지 않기 때문에 총 체류시간에서 증발시간에 의한 감소를 고려하여야 한다. 증발에 의한 반응기 온도의 감소를 고려하기 위하여 식 (13)에서 나타난 온도 T_∞ 는 반응기 온도로 하였다. 그리고 증발시간은 모델 연료 구성성분 중에서 가장 큰 값을 나타내는 것으로 하였다. 따라서 주어진 질량유량에 대한 혼합기의 수정된 체류시간은 다음과 같다.

$$\tau = \tau_0 - \tau_i^* \quad (14)$$

그러나 이 모델은 증발을 고려한 최소 반응시간을 나타내며 증발시간이 체류시간보다 작은 경

우에만 성립된다. 만일 증발시간이 반응기 체류시간보다 큰 경우는 비 물리적 현상으로 증발을 촉진하는 다른 효과가 나타나지만 본 연구에서는 이러한 경우의 연소는 고려하고 있지 않고 있다.

2.2 화학 반응온도

앞서 언급하였듯이 PSR에서는 온도 구배를 무시하였으므로 공간적인 온도는 일정하다. 그러나 농후 가스발생기 실험에서는 인젝터 부근에서 형성된 이론 혼합기가 화염 핵을 형성하고 화염 핵으로부터 주변으로 연소가 전파된다. 그러므로 반응기 온도와 화학반응이 발생하는 온도는 서로 다른 값을 갖는다. 본 연구에서는 이러한 온도 차이를 고려하여 두 온도를 구분하여 사용하였다. 각각의 두 온도를 사용하면 수정된 PSR 코드를 이용하여 농후 혼합기에 대한 연소 계산이 가능하다. 이 방법은 이미 참고문헌[4]에서 그 타당성을 입증하였으며 계산 결과도 매우 정확한 것으로 알려져 있다. 여기서 화학반응을 진행하는 온도는 반응온도 (T_{HOT})로 반응기의 평균 온도와 구분하여 사용하였으며 반응기의 온도는 에너지 방정식의 해 (T_c)로부터 얻는다.

2.3 Kerosene 상세 화학반응 모델

천연가스, 디젤연료, 그리고 케로신 등의 복합 탄화수소 연료는 다양한 종류의 연료가 혼합되어

표 1. Physical data and empirical coefficients for surrogate fuel [7]

	Symbol	n-Decane	n-Propylbenzene	n-Propylcyclohexane
Critical Temperature (K)	Tc	617.75	638.35	639.00
Critical Pressure (bar)	Pc	21.03	32.0	28.0
Heat of Reaction (cal/gm)	Q0	10568.84	9851.324	10374.36
Vapor Pressure Correlation	A1	Modified Wagner equation (more coefficients)	-0.81945655D+1	0.28113438D+2
	B1		0.25824838D+1	-0.67615631D+4
	C1		-0.49994036D+1	-0.24830113D-1
	D1		-0.70133165D+0	0.15732895D-4
Molar Density Correlation	A2	0.7733D+0	0.11103115D+1	0.10208874D+1
	B2	0.76D-4	0.78414031D-3	0.70593762D-3
	C2	-0.8D+1	0.59999990D+1	0.59999990D+1
	D2	0.382D+3	0.62005029D+3	0.58713574D+3
Bii Correlation	ω	0.4894	0.345	0.258
	A3	0	0	0
	B3	0	0	0
Boiling Temperature Correlation	A4	6.96375	6.95142	6.88646
	B4	1508.750	1491.297	1460.800
	C4	195.375	207.140	207.939

있어 상세한 화학 반응 모델을 얻는 것이 매우 어려운 일이다. 특히 본 연구에서 대상으로 하는 농후 혼합기 연소에 대한 비평형 화학반응을 모사할 수 있는 화학반응 모델을 확립하는 작업은 집중적인 화학반응 연구가 선행되어야 한다.

Dagaut는 복합 탄화수소 연료에 대하여 상세 화학반응 모델을 제시하여 그 타당성을 검증하였다[5]. 그리고 Dagaut는 압력이 1-50 기압, 당량비 0.2-2, 그리고 온도 500-1,300K 범위에서 케로신은 다음과 같은 복합 탄화수소의 혼합체로 모델링 할 수 있다고 제안하였다. 즉, 케로신은 n-Decane(74%), n-Propylbenzene (15%) 그리고 Propylcyclohexane (11%) 로 구성되어 있는 모델 연료로 대체하였다. 모델에서 사용한 화학종의 수와 반응단계는 각각 207개 화학종과 1592개의 반응단계로 구성되어 있다. 그러나 실제 가스발생기가 작동하는 농후 혼합기의 당량비는 대략 10 정도이므로 Dagaut가 제안한 모델 연료를 적용할 수 있는 범위 밖에 있다. 그럼에도 불구하고 이 모델은 지금까지 제안된 케로신의 상세화학 모델 중에서 매우 정확한 반응 특성을 나타내는 것으로 알려져 있으므로 본 연구에서 사용하였다.

III. 반응온도와 증발시간 결정

반응 온도는 가스발생기 내부에 존재하는 화염 핵을 고려하기 위하여 반응온도와 반응기 온도를 구별하여 사용하였다. 그러나 화학반응온도는 임의로 사용하는 온도이므로 이를 결정하는 방법이 필요하다. 그림 1은 반응 온도를 변화할 때 얻어지는 반응기 온도와 체류시간을 계산한 결과를 각각 나타낸 그림이다. 이론적으로 화학 반응이 발생하여 화염 핵을 형성하면 그 온도는 이론 혼합기가 연소할 때의 온도와 같다. 따라서 반응 온도는 반응기 온도를 최대로 하는 온도를 선택하여야 한다. 또한 이때 반응기 온도가 최대이므로 혼합기가 반응기 안에 체류하는 체류시간은 가장 짧다.

그림 1은 참고문헌[6]에 있는 실험 결과를 사용하여 계산하였으며 케로신과 산소의 O/F가 0.38, 연소 압력은 50기압, 질량 유량은 16.8kg/sec, 반응기 부피는 5,092.57cc, 그리고 연료 액적의 직경은 50 μ m로 하였다. 그림에서 보듯이 반응온도는 1,400과 1,500K에서 모두 반응기 온도는 최대를 나타내고 있지만 체류 시간을 비교하여 볼 때 반응온도 1,500K에서 최소 체류 시간을 나타내므로 이후의 계산에서 반응온도는 1,500K로 고정하였다.

본 연구에서 사용한 모델 연료는 세 가지 성분으로 이루어진 복합 연료이며 그림 2는 각 성분에 대한 증발시간을 계산한 결과이다. 세 가지 온도는 반응기 온도이며 크기에 따른 증발시간의 변화를 살펴보았다. 그림에서 보듯이 Propylcyclohexane 증발시간이 가장 길다. 그러나 각 성분의 온도에 따른 증발시간의 변화는 그리 크지 않으며 특히 액적 직경이 100 μ m 이하일 경우에는 온도에 따른 증발시간의 변화는 무시할 정도로 작다.

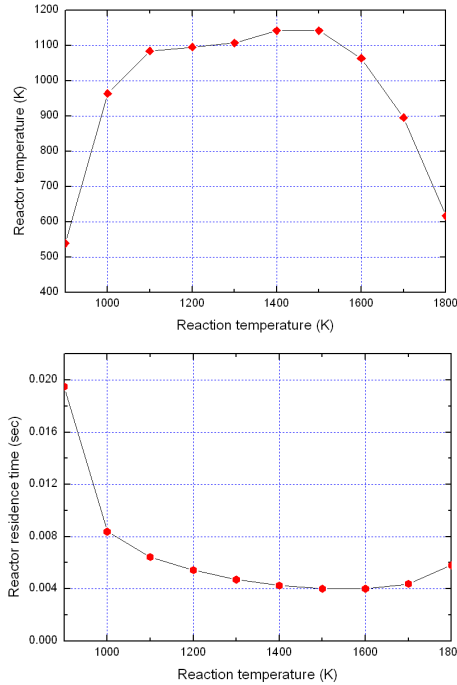


그림 1. 반응온도(T_{HOT}) 변화에 따른 반응기 온도(T_d)와 혼합기 체류시간 변화

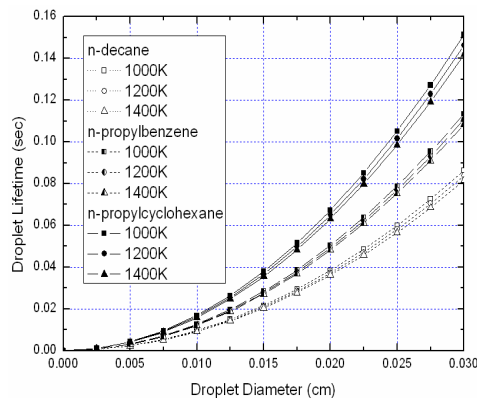


그림 2. 케로신 성분 액적크기에 대한 증발시간

IV. 계산결과와 실험결과의 비교

계산 결과를 참고문헌[6]의 실험 결과와 비교하였다. 이 실험은 고압 가스발생기를 설계하여 실험한 결과로 실험 조건은 다음과 같다.

연소압력	= 150 atm
혼합비(O/F 비)	= 0.38
액적직경	= 50 μm
질량 유량	= 16.8 kg/s
반응기 부피	= 5,092.57 cm^3

실험의 압력인 150기압에서는 연료 액적이 초임계(supercritical) 상태에 있기 때문에 액적 증발이 전혀 다른 양상을 보이게 된다. 그렇기 때문에 현재의 액적 증발 모델로는 표현하는데 한계가 있다. 또한 150기압의 연소 압력은 Dagaut의 상세 화학 반응 모델이 적용되는 압력 범위 밖에 있기 때문에 계산은 연소 압력을 50기압으로 가정하여 수행하였다. 가스발생기의 설계 기술은 액체 로켓 엔진의 핵심적인 역할을 차지하기 때문에 실험 결과를 공개하지 않는 것이 대부분이며 원하는 압력 범위에서의 실험결과를 얻는 것은 거의 불가능하다. 그럼에도 불구하고 참고문헌[6]의 실험 결과 내용이 압력차를 제외하고는 정성적인 비교는 가능하기 때문에 참고문헌의 실험 결과를 비교 대상으로 선정하였다.

그림 3은 본 연구의 계산 결과와 실험에서 얻은 연소 온도를 비교한 그림이다. 그림에서 보듯이 예측한 반응기 온도는 실험 결과와 비교할 때 O/F 비에 대한 온도 기울기는 같은 경향을 보여주고 있지만 대략 60K 정도 낮은 온도를 나타내고 있다. 그러나 계산에 적용한 압력이 50기압이고 실험 압력은 150기압임을 고려할 때 가능한 오차로 판단된다.

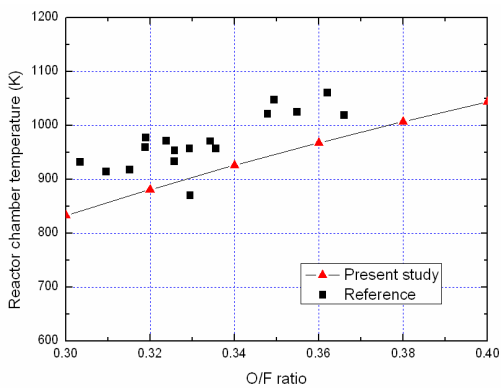
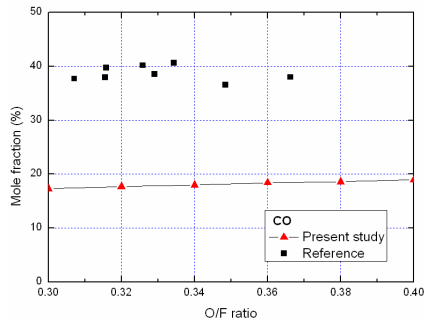
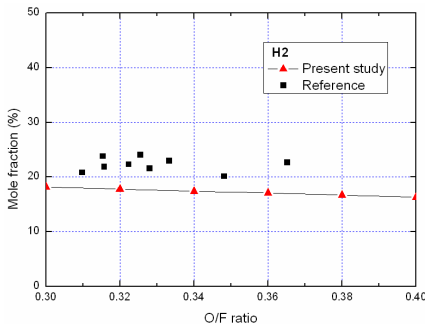


그림 3. 비평형 연소 온도 예측 vs. 실험결과[6]

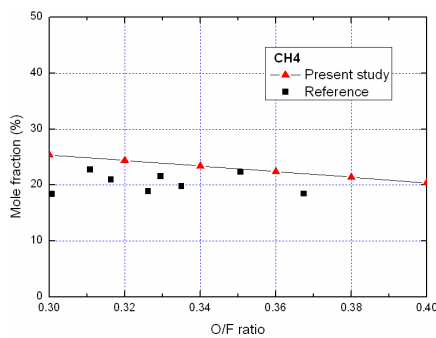
그림 4는 연소가스 성분 중에서 CO, H₂, CH₄, CO₂, C₂H₄, 그리고 C₃H₆ 등의 몰 분율을 계산한 결과이며 실험 결과와 각각 비교하였다. 그림에서 보듯이 CO를 제외한 대부분의 성분을 잘 예측하고 있음을 알 수 있다. CO는 불완전 연소의 결과로 나타나는 성분이며 가스발생기와 같은 비평형 연소에서는 매우 많은 양이 배출되며 검댕(soot) 발생과 매우 밀접한 관계를 갖고 있지만 본 연구에서 사용한 화학반응 모델은 아직 검댕 발생 반응 기구에 대한 고려가 되어있지 못하다. 이러한 이유로 CO 발생을 정확히 예측하지 못하는 것으로 판단되며 이에 대한 연구는 앞으로 더 진행되어야 할 것이다.



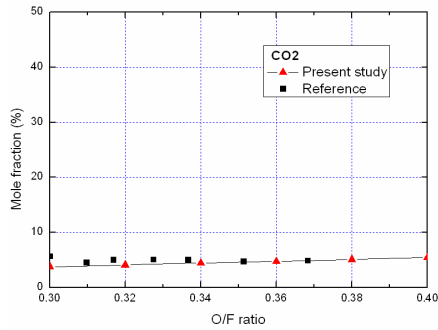
(a) CO mole fraction vs. O/F ratio



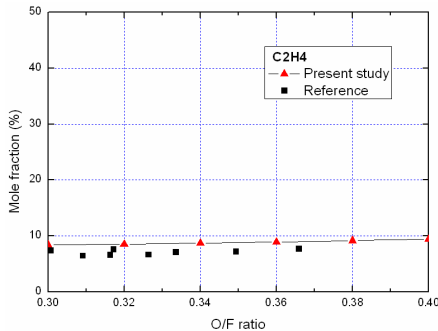
(b) H₂ mole fraction vs. O/F ratio



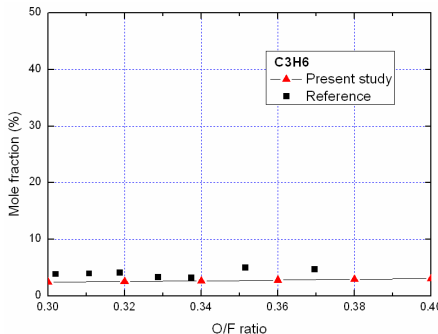
(c) CH₄ mole fraction vs. O/F ratio



(d) CO₂ mole fraction vs. O/F ratio



(e) C₂H₄ mole fraction vs. O/F ratio



(f) C₃H₆ mole fraction vs. O/F ratio

그림 4. 비평형 연소가스성분 vs. 실험결과[6]

한편 연소 가스성분 외에도 연소가스의 평균 분자량, 비열비 등은 터보 펌프를 설계하거나 램 제트에서와 같이 주 연소 성능을 예측하는 데 매우 중요한 인자들이다. 다음 그림 5와 6은 계산에 의하여 예측한 계산 값과 실험결과를 비교한 그림이다.

실험결과에 의하면 분자량은 O/F비가 증가할수록 감소하는 경향을 보여주고 있다. 그러나 본 연구에서 사용한 예측은 실험 결과와 비교할 때 작은 값을 나타낼 뿐만 아니라 O/F비 변화에 따라서 거의 변화가 없는 것처럼 보인다.

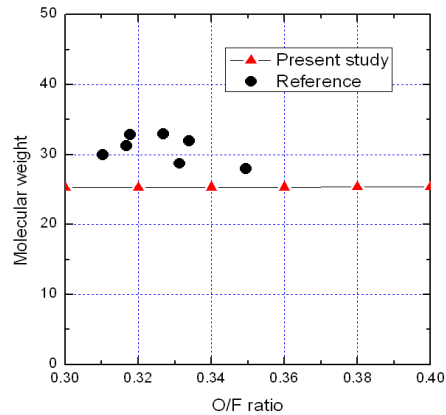


그림 5. 연소가스 분자량 vs. 실험결과[6]

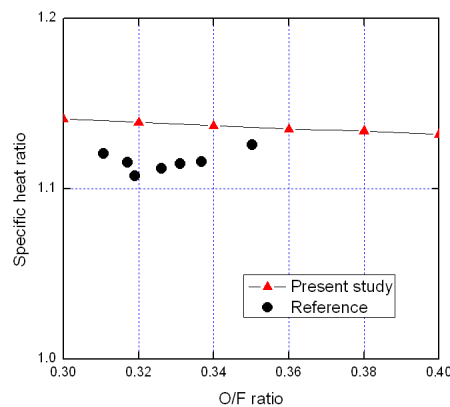


그림 6. 연소가스의 비열비 vs. 실험결과[6]

그림 6은 비열비를 비교한 그림이다. 분자량의 예측과 마찬가지로 O/F비 증가에 대하여 실험에서 측정된 비열비는 증가하는 경향을 나타내고 있으나 예측치는 감소하는 경향을 보여준다.

이러한 경향은 본 연구에서 사용한 화학반응 기구에서 검댕(soot) 발생을 포함하고 있지 않기 때문인 것으로 판단된다. 참고문헌 [6]의 실험결과에 의하면 연소가스에서 고체 성분을 포함하지 않은 기체성분에 대한 분자량과 비열비는 각각 21-22와 1.16-1.20 정도이다. 또한 O/F비 증가에 대하여 분자량은 증가하며 비열비는 감소하는 경향을 보여주고 있다. 즉, 기체 성분만을 고려한 경향은 그림 5와 6의 실험 결과와 반대경향을 나타내지만 대체적으로 계산 결과와 일치한다. 따라서 본 연구에서 사용한 상세 화학반응이 검댕 발생을 예측하지 못하기 때문인 것으로 판단된다. 이 부분은 앞으로 더 연구하여 보완하여야 할 부분이다. 그럼에도 불구하고 본 연구의 계산 결과는 CO성분을 제외한 대부분의 조성을 매우

잘 예측하고 있으며 분자량과 비열비는 O/F비 0.35이상에서는 10%미만의 오차를 보여주고 있다. 그러나 앞서 언급하였듯이 실험은 150기압에서 이루어졌고 계산은 50기압에서 행하여졌기 때문에 어느 정도의 오차가 발생할 수 있다.

V. 요약 및 결론

농후 가스발생기의 비평형 화학 반응을 예측하기 위하여 Dagaut가 개발한 207 화학종, 1592 화학반응 단계의 상세 화학반응 모델과 완전반응기(PSR) 연소모델을 적용하여 계산하였다. 또한 연료의 액적 증발을 고려하였으며 인젝터 주변에 형성되는 화염 핵을 모사하기 위한 반응기의 온도와 화학반응온도를 분리하는 개념을 적용하여 비평형 계산을 수행하였다. O/F비를 0.30에서 0.40 까지 변화하며 예측한 계산결과와 실험결과를 비교하여 보면 사용된 화학반응 기구가 검댕 예측을 하지 않고 있음에도 불구하고 계산 결과는 연소가스 온도 뿐 아니라 가스 물성치 등을 매우 잘 예측하고 있음을 확인하였다. 그러나 연소가스 성분 중에서 CO에 대한 예측의 정확도를 높이는 문제와 검댕 발생을 포함하는 연구는 앞으로 더 진행하여야 하는 과제이다.

후 기

본 연구는 항공우주연구원의 KSLV-1 개발사업의 위탁과제로 진행되었으며 연구비 지원을 감사드립니다. 그리고 연구에 많은 도움을 주신 항공우주연구원 추진실험실 김성구박사, 김홍집박사와 그 외의 관계자 분들께도 깊은 감사를 드립니다.

참고문헌

- 1) Huzel, D. K. and Huang, D. H., Modern engineering for design of liquid propellant rocket engine, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol 147, AIAA, pp.53-55, 155-218.
- 2) "Liquid Rocket Gas Generator", Space Vehicle Design Criteria, NASA SP 8081, 1974.
- 3) "Liquid Rocket Engine injectors", Space Vehicle Design Criteria, NASA SP 8089, 1974.
- 4) Foelsche, R. O., Keen, J. M., Solomon, W. C., Burckley, P. L. and Corporan, E., "Nonequilibrium Combustion Model for Fuel-Rich Gas Generators." Journal of Propulsion and Power, Vol. 10, No. 4, pp. 461-471, 1994.
- 5) Dagaut, P., "On the Kinetics of Hydrocarbons Oxidation from Natural Gas to Kerosene and Diesel Fuel." Phys. Chem. Chem. Phys., Vol. 4, pp. 2079-2094, 2002.
- 6) Lawver, B., R., "Testing of Fuel/Oxidizer-Rich, High-Pressure preburners." NASA CR-165609.
- 7) B. D. Smith, and R. Srivastava, "Thermodynamic Data for Pure Compounds: Part A Hydrocarbons and Ketones." Elsevier, Amsterdam, 1986. pp. 95, 248.
- 8) 김성구, 케로신-액체산소 가스발생기 설계를 위한 비평형 연소해석 기법 연구, KARI-REG-TM-2004-007-v.1-rev.1
- 9) 권순탁, 이창진, "액체로켓의 농후 가스발생기 최적설계", 한국항공우주학회지, 제 32권 5호, pp. 91-96, 2004.