

액체로켓 엔진에서의 극저온 산화제의 유동 특성

조남경* · 정용갑* · 문일윤* · 한영민* · 이수용* · 정상권**

Flow Characteristics of Cryogenic Oxidizer in Liquid Propellant Rocket Engine

Nam-Kyung Cho* · Yong-Gap Jeong* · Il-Yoon Moon* · Yeoung-Min Han* · Soo-Yong
Lee* · Sang-kwon Jeong**

ABSTRACT

In most cryogenic liquid rocket engines, liquid oxygen manifold and injector are not thermally insulated from room temperature environment for reducing system complexity and the weight. This feature of cryogenic liquid rocket engine results in the situation that cryogenic liquid oxygen flow is easy to be vaporized especially in the vicinity of the manifold and the injector wall. The research in this paper is focused on two-phase flow phenomena of liquid oxygen in rocket engine. Vapor fraction was estimated by comparing the measured two-phase flow pressure drop in engine manifold and the injector with ideal single phase pressure drop. Heat flux into cryogenic flow is estimated by measuring the wall temperature on the engine manifold to examine boiling characteristics. Suitable correlations for cryogenic two-phase flow were also reviewed to see their applicability. In addition, the effect of vapor generation in liquid rocket engine manifold and injector on engine performance and stability was considered.

초 록

액체 로켓 엔진 메니폴드 및 인젝터 부는 단열 사양을 적용할 경우 시스템이 복잡해지고 무게가 증가함으로 인해 일반적으로 단열 사양이 적용되지 않는다. 단열사양을 적용하지 않을 경우에 일어날 수 있는 문제는 액체산소의 온도 상승과 메니폴드 내부벽 및 인젝터에서 기체가 발생할 수 있다는 점이다. 본 연구에서는 극저온 액체산소를 산화제로 사용하는 KSR-III 액체로켓 엔진의 산화제 메니폴드 및 인젝터에서 측정된 압력 강하 값을 이용하여 발생된 기체 분율을 계산하였다. 액체산소 메니폴드 기체 분율 계산은 이상유동의 분리유동 모델을 활용하였고, 인젝터에서의 기체분율은 오리피스 모델을 활용하여 예측하였다. 이와 함께 메니폴드 열해석을 수행하여 비등현상에 대한 유동형태를 파악하였다. 또한 액체로켓 엔진내에서의 기체 발생이 로켓 엔진의 성능 및 연소 안정성에 미치는 영향에 대하여 간략히 고찰하였다.

Key Words : 액체로켓엔진(Liquid Rocket Engine), 비등(boiling), 액체산소(Liquid Oxygen), 건도(Quality)

* 한국항공우주연구원(Korea Aerospace Research Institute)

** 한국과학기술원(Korea Advanced Institute of Science and Technology)

NOMENCLATURE

$\Delta P_{TP}/\Delta L$: pressure drop per unit length for two phase flow	
$\Delta P_{TPf}/\Delta L$: pressure drop by friction per unit length for two phase flow	
$\Delta P_{TPa}/\Delta L$: pressure drop by flow acceleration per unit length for two phase flow	
ϕ_L : two phase multiplier, equation (3)	
X_{tt} : Lockart-Martinelli parameter for turbulent flow	
x : mass quality (\dot{m}_g / \dot{m}_{Tp})	G : mass flux
v : specific volume	F_o : injector element flow area
μ : viscosity	α : void fraction (A_g/A)
ρ : density	T : temperature
Bo : boiling number, equation (11)	C_d : discharge coefficient
Nu : Nusselt number	S : slip factor(velocity ratio of gas and liquid phase)
Subscript	
l : liquid phase	g : gas phase
fb : film boiling	f : film property
w : wall	n : multiplier index
o : oxygen flow	b : bulk
wi : inner wall	wo : outer wall

1. 서 론

액체로켓 엔진에서 극저온 추진제는 저장성 추진제에 비해 운용의 어려움에도 불구하고 비추력 성능이 우수함으로 인해 널리 활용되고 있다. 극저온 추진제는 저온유체(cryogen)의 증발 잠열이 상온의 액체들보다 훨씬 작음으로 인해 쉽게 기화될 수 있는 특성을 가진다. 따라서 극저온 추진제 공급배관은 일반적으로 단열을 하여야 한다. 그러나 액체 로켓 엔진 메니폴드 및 인젝터 부는 단열 사양을 적용할 경우 시스템이 복잡해지고 무게가 증가함으로 인해 일반적으로 단열 사양이 적용되지 않는다. 또한 시동전에 냉각이 수행될 경우 연료 메니폴드로

산화제가 유입됨으로 인한 폭발 위험성이 있으므로 선 냉각이 수행되지 않는다. 이러한 냉각의 미수행과 단열사양을 적용되지 않을 경우에 일어날 수 있는 문제는 액체산소의 온도 상승과 메니폴드 내부벽 및 인젝터에서 기체가 발생할 수 있다는 점이다. 연소 성능의 측면에서 볼 때 충돌형 형식의 분사기를 적용하는 엔진은 산화제 인젝터에서 기체가 분사될 경우 연료 액적과의 충돌력을 약화시킴으로 인해 연소 효율을 떨어뜨리게 되며[1], 연소안정성 측면에서 기체산소가 분사된 부분과 액체산소가 분사된 부분에서의 발열량 차이가 발생하고 상대적으로 속도가 큰 기체가 연소장을 교란시키게 된다. 이로 인해 화염 안정성 마진이 줄어들게

된다[2]. 기존의 충돌형 액체로켓 엔진의 설계 및 해석이 주로 극저온 산화제가 100% 액상으로 분사될 경우에 대하여 이루어졌기 때문에, 위와 같은 현상을 보다 정밀하게 해석하기 위해서는 기체가 섞여있을 가능성에 대한 검증 및 분사 기체량을 정확하게 예측하는 것이 필요하다. 본 연구에서는 극저온 액체산소를 산화제로 사용하는 KSR-III 주 엔진의 연소시험을 통해 획득된 데이터를 분석하여 액체로켓 엔진의 매니폴드와 인젝터에서의 기화 가능성 및 기체 발생량을 예측하였고, 액체로켓 엔진에서의 기화특성에 대하여 고찰하였다.

2. 비등 현상 이론 고찰

2.1 액체로켓 엔진의 비등(boiling) 현상 발생의 특징

이론적으로 비등(boiling) 현상은 외부로부터의 열유입에 의해 액체산소(LOX)의 온도가 상승될 경우 기화되려는 경향인 증기압(vapor pressure)이 운용압력보다 높으면 발생하게 된다.

Woodward등[1]은 액체로켓 엔진의 연소실 압력과 증기압의 비($P_{\text{chamber}}/P_{\text{vapor}}$)에 따른 연소효율을 측정하였으며, 비교적 저압으로 운용되는 액체로켓 엔진(160psi ~ 350psi)에서는 $P_{\text{chamber}}/P_{\text{vapor}}$ 값이 커짐에 따라 기화량이 감소하여 연소효율이 향상됨을 보였다.

Fig. 1은 KSR-III의 엔진 매니폴드와 인젝터에서의 열전달 메커니즘을 보인다. 연소시험시 액체산소 매니폴드로 유입되는 열은 외기로부터의 열전달과 음향공으로부터의 열전달로 구분할 수 있다. 인젝터부의 경우 상온의 케로신이 LOX 매니폴드를 통과해서 흐르기 때문에 냉각이 이루어지지 않고 열용량이 큰 케로신에 의한 대류 열전달에 의해 열이 유입되게 된다. 또한 국부적 연소불안정에 의해 화염이 역류될 경우 역류 화염에 의한 열전달이 수반되게 된다. 이러한 열유입에 의해 액체산소의 온도가 상승하여 증기압이 커짐에 따라 비등(boiling)의 가능성이 증대되게 된다. Fig. 2는 KSR-III 엔진의 매니폴드로 유입되는 전체 (bulk) LOX

의 온도를 보여주고 있다. 그림과 같이 엔진 매니폴드의 운용압력(19 bar)이 측정온도(104 K)에 해당하는 증기압력 이상이므로 평형상태 해석으로는 기화가 일어나지 않는다. 따라서 boiling이 발생할 경우 벽면에 인접한 부분에서만 기화가 일어나는 과냉각 비등(subcooled boiling)의 형태를 가진다. 과냉각 비등은 벽면 인접부에서 기체막이 형성되는 막비등(film boiling) 또는 벽면에서 기포가 형성되어 전체 LOX 유동으로 유입되는 핵비등(nucleate boiling)의 형태를 띤다. 또한 과냉각 비등(subcooled boiling)의 발생량은 유로의 벽면온도와 계의 포화온도(saturation temperature)의 차이인 $\Delta T_{\text{sat}}(T_w - T_{\text{sat}})$ 과 표면 거칠기에 의존하고, 발달 정도는 유동의 Re수 및 전체 LOX 유동의 온도에 의존한다고 알려져있다[3].

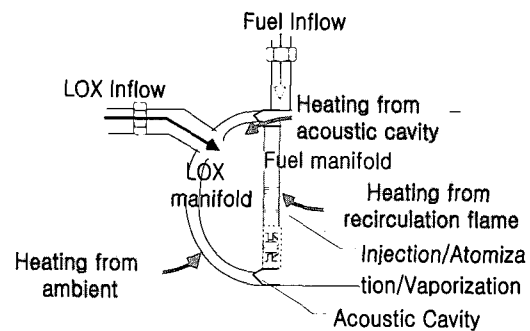


Fig. 1 액체로켓 엔진에서의 열유입 기구

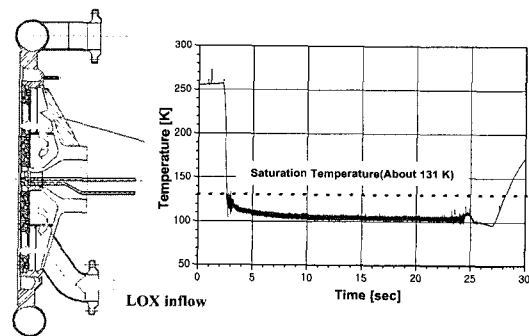


Fig. 2 매니폴드에서의 온도 계측치
(운용압력 19 bar, LOX 유량 41 kg/s)

2.2 메니폴드에서의 압력강하비에 의한 기화량

일반적으로 이상 유동이 형성될 경우 유동의 부피가 커짐에 의해 압력강하값이 커지게 된다. 급격한 압력구배가 없는 이상유동에서는 Martinelli-Nelson 모델이 압력강하 예측에 널리 활용되고 있다. Martinelli-Nelson 모델은 과냉비등(subcooled boiling)의 경우에도 적용 가능한 것으로 알려져 있다[4]. Martinelli-Nelson 모델에서 전체 이상 유동의 압력 강하는 (1) 식과 같이 마찰에 의한 압력 강하와 상변화로 인해 발생하는 가속에 의한 압력 강하의 합으로 표현되고,

$$\Delta P_{TP} = \Delta P_{TPf} + \Delta P_{TPa} \quad (1)$$

마찰에 의한 이상유동 압력 강하는 전체 유동이 단상유동으로 가정의 압력강하치의 비로서 (2) 식과 같이 표현된다.

$$(\Delta P/\Delta L)_{TPf}/(\Delta p/\Delta L)_O = (1-x)^{0.2} \phi_L^2 \quad (2)$$

여기서

$$\phi_L^2 = \frac{X_H^2 + 20X_H + 1}{X_H^2} \quad (3)$$

$$X_H = (1/x-1)^{0.9} (\rho_g/\rho_l)^{0.5} (\mu_l/\mu_g)^{0.1} \quad (4)$$

로 정의된다.

또한 가속에 의한 압력 강하는

$$\Delta P_{TPa} = G^2 v_A \left[\frac{x^2}{\alpha} \left(\frac{v_g}{v_l} \right) + \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)} - 1 \right] \quad (5)$$

로 표현되고 기공율에 해당하는 α 값은 이상유동의 분리유동 모델에 의해

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{u_g}{u_l} \frac{1-x}{x} \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)} \quad (6)$$

로 정의되고 기상과 액상의 속도비에 해당하는 slip factor S는 Chisholm(1972) 모델[5]에 의해

$$S = \left[1 - x \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_l} \right) \right]^{0.5} \quad (7)$$

로 표현될 수 있다.

(2)~(7) 식을 정리하여 (1) 식에 대입하면 이상유동 압력강하값인 ΔP_{TP} 는 전체 이상유동 질량 유량에 대한 기체 질량 유량의 비인 x (\dot{m}_g/\dot{m}_{TP})의 함수로만 표현될 수 있다. 즉 측정된 이상유체 압력강하치에 대하여 단상유동일 경우에 압력강하치의 비를 계산하면 유체에 포함된 기체의 질량분율을 정량적으로 예측할 수 있다.

2.3 인젝터 압력강하에 의한 기화량 예측

LOX 인젝터에서의 압력 강하는 인젝터부 길이가 짧은 경우 유로면적이 급격히 좁아지는 오리피스 유동으로 근사할 수 있다[3]. 오리피스 유동은 이상적인 경우의 베르누이식에서 유동의 축소효과와 마찰 손실효과를 곱한 값인 유출계수(c_d)를 적용하여 (8) 식과 같이 표현될 수 있다. 여기서 F_o 는 오리피스의 유동 단면적이다.

$$\dot{m}_o = c_d F_o (2g\Delta P_o \rho_o)^{0.5} \quad (8)$$

이 식을 밀도에 대하여 정리하면

$$\rho_{o, mean} = \left[\frac{\dot{m}_o}{c_d F_o (2g\Delta p_o)^{0.5}} \right]^2 \quad (9)$$

와 같이 표현되며 전체 유량 및 압력 강하값이 측정되고 적절한 c_d 값을 입력하면 이상유동의 평균밀도 $\rho_{o, mean}$ 을 계산할 수 있으며, 이 값에서 (10) 식의 이상유동의 밀도 관계식

$$\frac{1}{\rho_{o, mean}} = \frac{x}{\rho_{o, gas}} + \frac{1-x}{\rho_{l, o}} \quad (10)$$

을 활용하여 인젝터 유동의 기체 질량분율 x 를 정량적으로 예측할 수 있다. 여기서 c_d 값은 일반적으로 경험치에 의해 주어지며 기체분율에 의존한다.

2.4 메니폴드에서의 열전달에 의한 기화 가능성 고찰

메니폴드의 내벽온도는 메니폴드의 열용량 (thermal mass), 대기로부터의 유입 열량 및 LOX에 의한 이상유동 열전달량에 의해 결정된다. 이상유동 열전달 계수는 벽면에서의 비등 형태에 의해서 지배되므로 적절한 비등 열전달 계수를 파악할 수 있다면 내벽부에서 일어나는 비등 형태를 파악할 수 있게 된다. 메니폴드에서의 LOX 유동은 초기에 냉각이 수행되지 않은 벽면부분에 두꺼운 기체 film막이 형성되며, 시간이 지남에 따라 막이 점차로 얇아져서 평형상태에 도달될 것으로 판단된다. 이상 유동에 의한 열전달 계수는 (11) 식과 같이 균일유동 (homogeneous Flow) 열전달 계수의 비로 표현될 수 있다[7].

$$Nu_{fb}/Nu_{sp} = f(X_H)Bo^n \quad (11)$$

$$\left(X_H = \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.1} \right),$$

$$Bo = (q/A)/(\lambda G)$$

여기서 λ 는 증발잠열이며 G 는 단위유로 면적당 질량유량을 의미한다. (11) 식에서 균일유동의 열전달 계수는

$$Nu_{sp} = 0.023(Re_{fm})^{0.8} (Pr_f)^{0.4} \quad (12)$$

$$\left(u_m = m/A\rho_b, Re_{fm} = \frac{\rho_{fm}u_mD}{\mu_f} \right),$$

$$Pr_f = \frac{Cp_f\mu_f}{k_f}, \quad \rho_{fm} = \frac{1}{(x/\rho_f) + ((1-x)/\rho_l)},$$

$$\rho_b = \frac{1}{(x/\rho_o) + ((1-x)/\rho_l)}$$

로 표현된다.

Hendericks등은[7] (11)식의 n 을 0으로 하여 (13) 식과 같이 열전달 계수를 표현하였고

$$Nu_{fb} = 0.023(Re_{fm})^{0.8} (Pr_f)^{0.4} f(X_H) \quad (13)$$

$$f(X_H) = e^{(0.027 - 0.416 \ln X_H - 0.008 (\ln X_H)^2)}$$

Ellerbrock등은 (11)식의 n 값을 0.4로 하여 (14)식과 같이 표현하였다.

$$Nu_{sp} = 0.023(Re_{fm})^{0.8} (Pr_f)^{0.4} f(X_H)Bo^{0.4} \quad (14)$$

$$f(X_H) = e^{(2.35 - 0.266 \ln X_H - 0.025 (\ln X_H)^2)}$$

Homogeneous Model은 액상과 기상의 등가 밀도를 계산하여 마치 단상유동 처럼 처리하는 방식이며 유로면적에 대한 질유량비가 큰 경우와 기상과 액상이 잘 섞여서 bubbly flow 형태를 보이는 경우 적용가능한 것으로 알려져 있다[3]. Hendericks모델은 액상과 기상이 분리된 형태의 유동에서 분리유동의 특징변수인 X_H 함수로 열전달 계수를 표현하였으며, Ellerbrock 모델은 Boiling의 정량적 경향을 보이는 지표인 Bo수를 도입하여 비등에 의한 열전달 계수의 변화를 동적으로 표현하는 특징이 있다.

3. 연구 방법

3.1 시험설비 및 측정 방법

Fig. 3은 KSR-III 주 엔진 성능시험 공급설비를 보인다. 필터 전단까지 우레탄폼 단열이 되어 있고 필터 후단에서 오리피스 전까지 진공 단열 사양이 적용되었으며, 종단밸브 후단부터 엔진 유입구까지 이중 냉각 배관이 설치되었으며, 엔진 유입부에서 엔진까지 단열이 되어 있지 않다. 연소시험시 설계점 유량은 LOX 40.9 kg/s, 케로신 17.5 kg/s 이며, 액체산소 공급온도는 유량계 부 위에서 약 96 K, 메니폴드에서 약 104 K 정도를 나타낸다. 운용압력은 메니폴드부에서 19 bar, 인젝터 출구부에서 약 14 bar 이다.

엔진부는 메니폴드 유입부, 메니폴드 출구부, 인젝터 출구 쪽에 압력을 Fig. 1과 같이 측정하였다. 엔진부는 음향공(acoustic cavity)으로부터 유입되는 고온의 열전달이 지배적인 외곽 부분과 상대적으로 음향공의 열전달 영향이 적은 중앙 부위의 온도를 측정할 수 있게 내벽과 외벽에 온도센서를 Fig. 4와 같이 설치하였다. 내벽의 온도센서는 벽면온도를 측정할 수 있게 센싱부가 내벽면과 일치하게 설치하였다. 또한 인젝터 유입 액체산소의 온도를 측정할 수 있게 인젝터 유입부에 전체(bulk) LOX 온도 측정용 센서를 설치하였다.

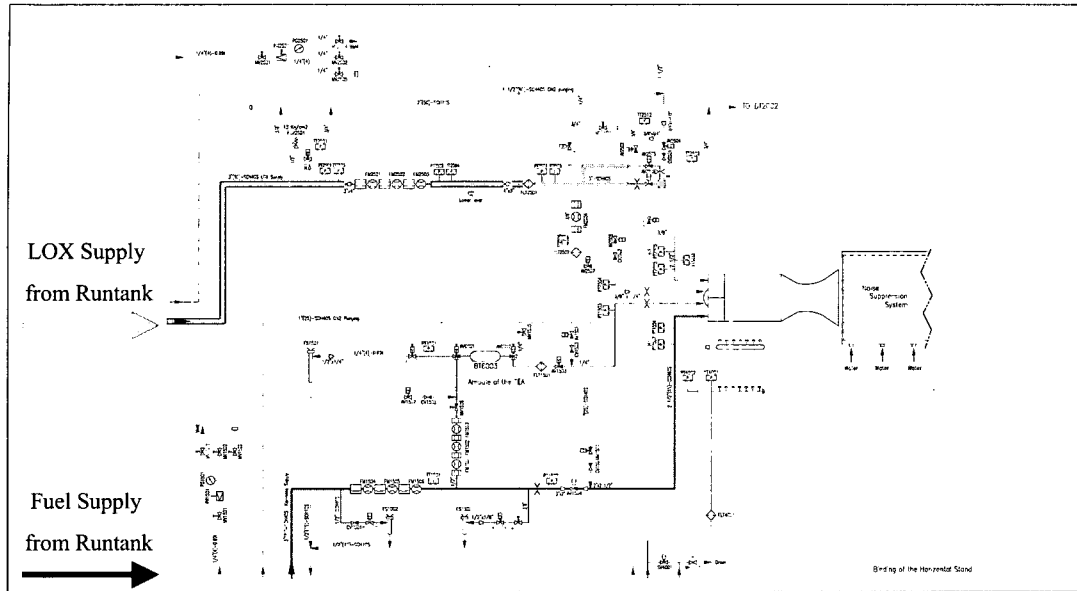


Fig. 3 KSR-III 주엔진 시험 공급설비

3.2 메니폴드 부 건도 예측

메니폴드 압력강하치는 (1)~(7)식과 같이 파이프 유동에 대한 분리유동 모델을 이용하여 계산을 수행하였다. 실제 유동은 기하학적 형상이 복잡함으로 인해 파이프 유동보다는 훨씬 복잡할 것이나, 급격한 압력 변화가 일어나지 않는다는 점을 감안하면 적용가능할 것으로 판단되었다. 메니폴드의 압력강하는 Fig. 1과 같이 연소시험시 LOX 메니폴드 입구부의 압력과 메니폴드 출구 부분(인젝터 입구부분)에서 측정된 차압과, 수류시험(water flow test)을 수행하는 과정에서 획득된 차압데이터를 활용하여 건도 계산을 수행하였다.

3.3 인젝터 부 건도 예측

인젝터에서는 급격한 압력 강하가 일어나며 오리피스 유동과 유사한 형태를 띄게 된다. 따라서 (9)식에 의해 평균 밀도를 계산하고 (10)식에 의해 건도를 계산하였다. 이 때 유출계수 c_d 값의 정확한 예측이 매우 중요하다. c_d 값의 예측은 수류시험(water flow test) 등에 의해

구할 수 있으나, 인젝터부에서 유속이 급격히 상승함으로 인해 water가 cavitation 되는 경향이 있다. 따라서 본 연구에서는 산화제 메니폴드에서의 단상 액체산소의 3차원 유동해석을 통해 얻은 값인 $c_d = 0.83$ 을 적용하였다[6]. 기체가 발생하면 오리피스의 실유로 면적이 줄어들므로 c_d 값이 줄어들게 되며, 식 (8)~(10)에서 건도가 단상 LOX의 경우와 비교하여 낮아지게 계산된다. 따라서 본 연구와 같이 c_d 값을 단상 LOX의 값으로서 취한 경우에는 건도의 최대치, 즉 기체 발생의 상한치를 보여준다고 생각할 수 있다. 인젝터에서는 비등(boiling)은 과냉각 비등(subcooled boiling) 형태로 발생한다고 생각하여 등가 밀도를 계산하는 (10)식에서 기체와 액체의 밀도에 대해 액체의 경우 인젝터 출구에서 측정된 온도 104K, 압력 14 bar에서의 단상유동값(subcooled 상태)을 취하였으며, 기체는 운용압력(14 bar)에서의 포화온도에 해당하는 물성치를 취하였다.

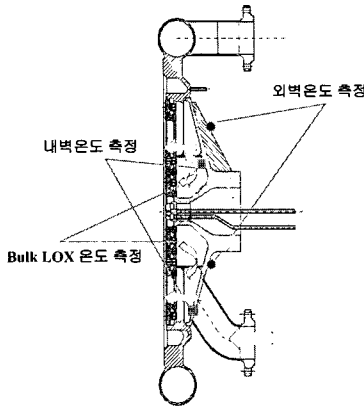


Fig. 4 엔진 메니폴드 온도센서

3.4 메니폴드 표면 온도측정 및 보정식

액체산소의 비등현상의 지배 인자인 유로의 내벽 표면온도 및 외벽온도를 측정하여 메니폴드에서의 비등(boiling) 가능성을 고찰하였다. 외벽온도를 경계조건으로 할 경우 내벽온도는 벽과 액체산소의 비등(boiling) 열전달 계수값에 의해 결정되게 되는데 앞에서 제시한 3가지 모델에 대해서 내벽온도를 계산한 후, 가장 적합한 열전달 모델을 제시하고자 하였다. 실제 메니폴드는 원추형 형태를 가지고 있으며, 본 연구에서는 1차원 파이프 유동으로 단순화 하고 메니폴드 체적에 해당하는 등가 단면적으로 처리하여 1차원 비정상 열전달 형태로 계산을 수행하였다. 이 때 메니폴드의 등가 직경은 20 cm이며, 벽두께는 메니폴드의 평균적인 두께인 5mm로 압력하였다. 계산에 사용된 단순화된 격자 형태를 Fig. 5에 제시하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 메니폴드에서의 건도치

Fig. 6은 연소시험시 총 압력강하량에 대해 마찰에 의한 압력강하 및 모멘텀 변화에 의한 압력 강하치를 보여주고 있다. 기체 발생으로 인해 모멘텀 변화에 의한 압력 강하 분율이 9-10 배 높아짐을 볼 수 있으며 이는 극저온 유체의 특징적인 압력 강하 형태를 보인다[4].

Fig. 7은 연소시험시 건도 $x (\dot{m}_g / \dot{m}_{Tp})$ 값의 예측 결과를 보여준다. 초기에 약 9%의 기체 질유량을 가지며 시간에 따라 냉각이 진행됨에 의해 기체 분율이 줄어들어 후반에 약 7%의 기체 분율을 보이는 것으로 예측되었다.

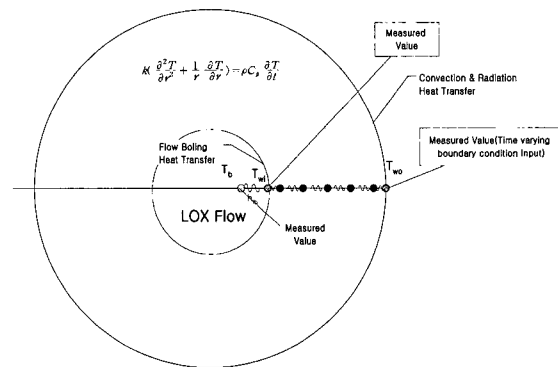


Fig. 5 열전달 계산을 위한 격자 형태

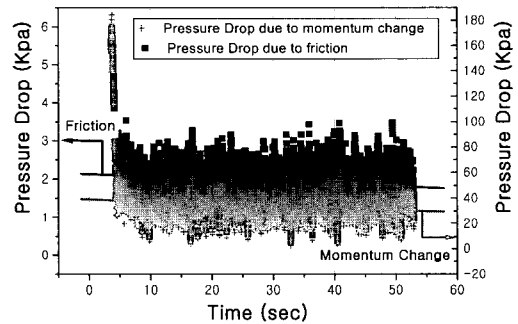


Fig. 6 마찰에 의한 압력강하와 모멘텀 변화에 의한 압력강하치의 비교 (LOX유량 40.9 kg/s, 메니폴드 압력 19 bar)

4.2 인젝터에서의 건도치

Fig. 8은 인젝터에서의 평균 밀도 및 건도치를 보인다. 평균밀도는 약 860 kg/m^3 로 단상유동의 밀도(14bar, 105K 조건)인 $1,070 \text{ kg/m}^3$ 에 대해 약 20%의 밀도 감소를 보인다. 이에 따라 분사 모멘텀이 평균적으로 약 1.25배 증가되는

경향이 있으며, 비등(boiling) 현상은 열유입이 큰 벽 부분에 집중된다고 가정하면, 외곽부의 인젝터에서는 훨씬 큰 모멘텀으로 분사된다고 볼 수 있다. 건도 x (\dot{m}_g / \dot{m}_{Tp}) 값은 약 2%의 기체분율을 보이며 메니폴드에서의 질량 분율에 비해 감소되는 경향을 보인다. 이는 메니폴드벽에서 발생한 기체가 분사될 때 전체 LOX와 섞임으로 인해 다시 응축되는 경향을 보이는 것으로 판단된다.

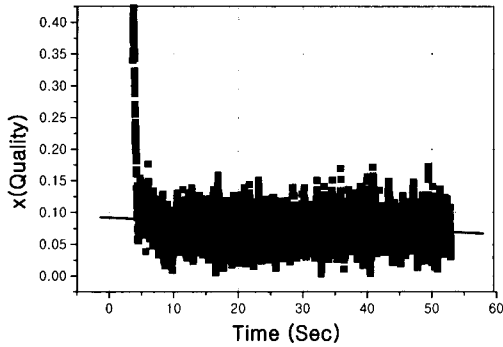


Fig. 7 연소시험시 시간에 따른 메니폴드 건도 곡선
(LOX유량 40.9 Kg/s, 메니폴드 압력 19 bar)

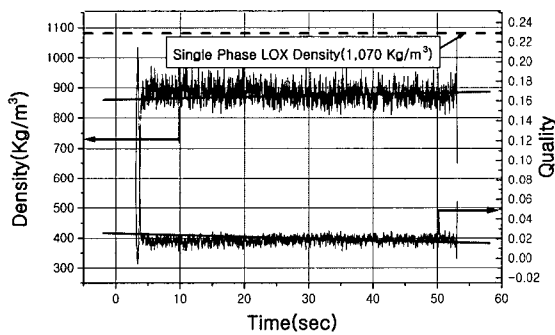


Fig. 8 연소시험시 인젝터에서의 LOX 밀도 및 건도
(유량 40.9 kg/s, 인젝터 출구 압력 14 bar)

4.3 메니폴드에서의 열전달 해석

Fig. 9는 연소시험시 측정된 내벽온도와 외벽에서 측정된 온도로 내벽온도를 예측한 결과를 비교하여 보여준다. 측정된 내벽 온도는 운용압력(22 bar)에서의 포화온도인 134 K을 약간 상회하는 값을 보이며 온도 계측치의 섭동(fluctuation)이 있음을 보여준다. 앞에서 제시한 3가지 비등(boiling) 열전달 계수 모델을 이용하여 내벽온도를 예측한 결과, 균질 유동 모델(homogeneous model)이 실제 계측한 값에 가장 근사함을 보여준다. 이는 메니폴드내의 유동이 액상과 기상이 섞여서 흐르는 기포류(bubbly flow) 형태의 유동에 가깝다고 생각할 수 있다. 기포류(bubbly flow)는 기체 버블의 비등과 응축(condensation)이 빠르게 일어남에 따라 고주파의 압력 섭동 성분을 야기하는 것으로 알려져 있다. 따라서 연소안정성 측면에서 이에 대한 심도있는 고찰이 필요하다고 할 수 있으며, 섭동을 줄이기 위하여 유입되는 액체산소의 온도를 보다 과냉각(subcooling) 시키는 것이 필요하다고 할 수 있다.

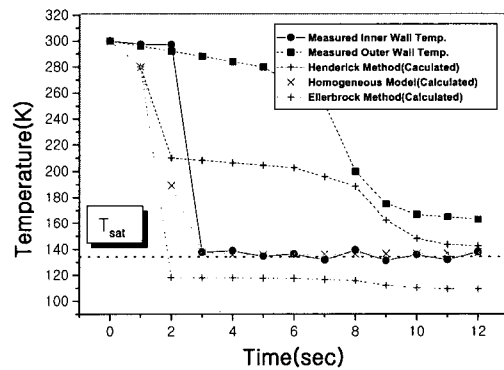


Fig. 9 메니폴드의 내벽 온도의 예측치와 측정치의 비교
(LOX 유량 48 Kg/s, 압력 22 bar)

5. 결론

극저온 액체산소를 산화제로 사용하는 KSR-III 액체로켓 엔진의 산화제 메니폴드 및 인젝터에서의 압력 강하 값을 이용하여, 발생된 기체 분율을 계산하였다. 메니폴드에서는 약 7%의 질량분율을 보였으며, 인젝터에서는 약 2%의 기체분율을 보이는 것으로 예측되었다. 인젝터에서의 기체 발생은 분사 모멘텀을 증대시키므로, 이러한 극저온 유체의 특성을 고려한 인젝터 설계가 필요할 것으로 판단된다. 기체분율 예측치는 이상유동에서의 유출계수(discharge coefficient) 값에 의해 크게 좌우되므로 이에 대한 보다 심도있는 고찰 또한 필요할 것으로 보인다.

메니폴드에서의 내벽면 온도 측정 결과 내벽면 온도가 운용압에서의 포화온도 근처에서 형성됨으로 인해 내벽면에서 비등(boiling) 현상이 발생하고 있는 것으로 판단되었다. 메니폴드에서의 비등유동(boiling flow) 형태는 균질유동 모델로 설명될 수 있었으며, 이에 따라 액상과 기상이 혼합된 기포류(bubbly flow) 형태를 보이는 것으로 판단된다. 유동 형태에 따른 압력섭동 경향에 대한 보다 체계적인 분석이 연소안정성 해석을 위해 필요할 것으로 보인다.

본 연구를 일반화 하기 위해서 기하학적으로 간단한 단일 인젝터 및 축소형 엔진에 대한 시험이 추가적으로 필요할 것으로 판단된다.

후기

본 연구는 과학기술부의 특정연구사업인 'KSR-III 개발사업' 연구 내용의 일부이며 연구비를 지원해주신 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- [1] R.D. Woodward, *Injector Research for Shuttle OMS Upgrade Using LOX/Ethanol Propellants*, AIAA-98-3816
- [2] Characterization of combustion stability to acoustic oscillations, NICHIMMASH (unpublished internal report), 2001
- [3] J. G. Collier et. al., *Convective Boiling and Condensation*, Clarendon Press, 1994
- [4] John A. Clark, *Cryogenic Heat Transfer, Advanced Heat Transfer*, 1965
- [5] P. B. Walley, *Two-phase flow and Heat Transfer*, Oxford University Press, 1996
- [6] 채연석외, 3 단형 과학로켓 개발사업(IV) V1, 2001, 한국항공우주연구원
- [7] A. R. Hasan et. al., *Modeling of Gryogenic Transfer Line Cool Down*, Advances in Cryogenic Engineering, V45, 2000
- [8] K. D. Timmerhaus et. al., *Cryogenic Process Engineering*, Plenum Press, 1989
- [9] R. F. Barron et. al., *Cryogenic Systems*, Oxford University Press, 1985
- [10] V. V. Sychev et. al., *Thermodynamic Properties of Oxygen*, Hemisphere Publishing Corporation
- [11] 이상용외, *이상유동 열전달*, 대영사, 1993