

## 발사대기 중인 액체추진 로켓의 극저온 산화제 탱크 내 비정상 열해석

김경훈\* · 고흥종\* · 김경진\* · 조기주\*\* · 오승협\*\*

### Thermal Analysis of Prelaunch Transients in Cryogenic Oxidizer Tank of Liquid Propulsion Rocket

Kyoung Hoon Kim\* · Hyung-Jong Ko\* · Kyoungjin Kim\* · Kie-Joo Cho\*\* · Seung-Hyub Oh\*\*

#### ABSTRACT

The prelaunch thermal transients in the cryogenic oxidizer tank of liquid propulsion rocket subjected to uniform heat flux from outside are numerically analyzed through thermodynamic equations and heat and mass transfer relations. The prelaunch stage is assumed to be composed of five idealized sub-stages including pressurization process by helium gas injection. The Peng-Robinson equation of state is utilized in the lumped analysis of ullage gas. The liquid region is divided into a number of horizontal layers of uniform properties to account for the thermal stratification. The computational result for the typical case shows that the temperature rise of liquid oxidizer is less than 1K and the adsorbed helium into the liquid is approximately 10g.

#### 초 록

외부로부터 일정한 열유속을 받으면서 발사대기 중인 액체추진 로켓의 극저온 산화제 탱크 내 열적 거동에 대하여 열역학 방정식과 열 및 물질 전달 관계식을 이용하여 수치적으로 해석하였다. 발사대기 단계는 헬륨가스에 의한 가압과정을 포함하여 이상적인 다섯 단계로 구성된다고 하였다. 얼리지 기체 영역의 해석에는 Peng-Robinson 상태방정식을 사용하였고, 액체 영역은 열적 성층화를 고려할 수 있도록 균일한 성질을 갖는 여러 개의 수평층으로 나누어 해석하였다. 전형적인 경우에 대한 계산 결과에 의하면 액체산화제의 온도상승은 1 K 미만이고 액체에 녹아드는 헬륨의 양은 10 g 정도였다.

Key Words: Liquid Propulsion Rocket(액체추진 로켓), Cryogenic Oxidizer Tank(극저온 산화제 탱크), Pressurization(가압), Transient Thermal Analysis(비정상 열해석), KSLV-I

† 2008년 6월 27일 접수 ~ 2008년 8월 16일 심사완료

\* 정회원, 금오공과대학교 기계공학부

\*\* 정회원, 한국항공우주연구원 추진기관체계팀  
연락처, E-mail: kjcho@kari.re.kr

Sounding Rocket III (KSR-III)가 성공적으로 발사되었으며, 2008년 5월 현재 한국항공우주연구원의 주도로 6년간 진행되어 온 소형위성발사체(KSLV-I) 개발사업이 마무리 단계에 와 있다[1]. 액체추진 로켓은 고체추진 로켓에 비해 추진력이 강하고 추진제 주입량을 조절할 수 있어 위성을 원하는 궤도에 정확히 진입시키는 데에 유리하다. 액체추진 위성발사체의 추진 시스템은 엔진, 추진제 공급시스템, 연료와 산화제 탱크 등으로 구성된다. 산화제 공급 시스템에서 발생할 수 있는 대표적인 문제로, 액체산화제가 엔진에 도달하기 전에 공급라인에서 기화하는 캐비테이션(Cavitation)과 화산이 분출하는 것처럼 심한 압력변동이 간헐적으로 나타나는 가이저링(Geysering) 현상을 들 수 있다[2]. 이들은 외부로부터 탱크나 공급라인으로 유입되는 열과 관련이 있으며, 예방책으로 헬륨가스(Gaseous Helium; GHe)를 가압하여 탱크에 공급함으로써 탱크 내 압력조건을 확실하게 만족하도록 하는 방식이 많이 사용된다[3-6].

액체산소(Liquid Oxygen; LOX) 충전 이후에 액체추진 로켓 시스템의 산화제 탱크는 액체산소나 기체산소(Gaseous Oxygen; GOX)의 방출을 통해 액체수위를 조절하는 단계, 액체산소의 출입을 폐쇄하고 기체산소의 방출을 통해 내부 압력을 조절하는 단계, 기체산소 밸브를 닫고 대기하는 단계, 상온의 헬륨가스를 분사하여 산화제 탱크를 가압하는 단계, 헬륨가스의 분사를 중단하고 로켓발사 순간까지 대기하는 단계 등을 거치게 된다.

액체추진 로켓 시스템에 의한 발사체의 안전한 운영을 위해서는 전체 발사대기 단계에서 압력과 온도 등 중요한 물리량들이 안전한 범위 내로 유지됨을 확인하는 것이 필수적이다. 직접적인 실험이 용이하지 않은 상황에서 이러한 안전성의 확인 작업의 하나로서 이 연구에서는, 산화제 충전 이후 최종 발사 직전까지 전체 과정에 대한 열역학적 해석과 열 및 물질 전달 모델링을 통하여 극저온 산화제 탱크 내의 산화제와 가압가스의 거동을 수치적으로 조사하고자 한다. 이로부터 중요한 물리량들의 시간에 따른 변화와, 탱크 내의 온도 성층화 및 액체로 흡수되는

헬륨가스의 양 등의 중요한 정보를 예측할 것이다.

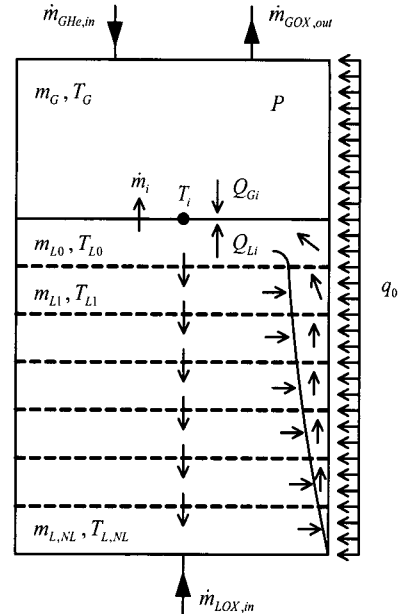


Fig. 1 Schematic diagram of the cryogenic oxidizer tank system

## 2. 이론적 해석

### 2.1 극저온 산화제 탱크 시스템의 이상화

이 연구의 해석에 사용된 극저온 산화제 탱크 시스템의 개략도는 Fig. 1과 같다. 탱크를 직경  $D$ , 체적  $V_t$ 의 원통형이라 할 때, 탱크의 높이  $H$ , 측면적  $A_s$ , 단면적  $A_c$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$H = 4V_t / \pi D^2, A_s = \pi DH, A_c = \pi D^2 / 4 \quad (1)$$

개략도에서 보는 것처럼 탱크 내부는 얼리지(Ullage), 즉 기체영역과 하부의 액체영역으로 나누어 해석할 수 있다. 외부 열유입에 따른 열적 성층화를 고려할 수 있도록 액체영역은  $N_L + 1$  개의 수평층(Horizontal layer)으로 나누어 해석한다[6]. 얼리지 기체와 각 액체층의 열역학적 성질은 균일하다고 가정한다. 탱크 내 액체유동은 주로 탱크 벽면 근방에서의 자연대류로 인한

액체 상승의 결과로 생긴다. 경계층의 두께는 탱크 직경에 비해 매우 얇기 때문에 외부로부터 탱크 벽면을 통하여 액체영역으로 유입되는 열은 모두 이 경계층을 따라서 액체영역의 상단, 즉 기체와 액체 계면으로 전달된다고 가정하여 해석할 수 있다. 이렇게 가정하면 액체영역 내부에서의 열전달은 전도에 의해서 수직방향으로만 일어나게 되고, 기액계면에서의 상변화 효과 등은 따로 고려하면 된다.

앞서 언급한 것처럼 액체산소 충전 이후 산화제 탱크의 발사대기 과정은 다섯 단계로 나눌 수 있으며, 각 단계는 다음과 같은 이상적인 가정을 도입하여 해석하도록 한다.

• A단계 ( $0 \leq t \leq t_A$ ) :

액체산소의 충전이 중단된다. 외부로부터 열이 유입됨에도 불구하고 탱크 내부의 액체산소 수위와 온도 및 압력이 일정하게 유지되도록 기체산소와 액체산소의 적절한 출입이 일어난다.

• B단계 ( $t_A < t \leq t_B$ ) :

액체산소의 출입이 중단된다. 기체산소가 DRV-O 밸브를 통하여 계속 대기 중으로 방출되면서 상평형이 유지되기 때문에 탱크 내 압력과 온도는 일정하게 유지된다.

• C단계 ( $t_B < t \leq t_C$ ) :

DRV-O 밸브가 닫힌다. 탱크 내 산소의 질량(액체+기체)은 일정하게 유지된다.

• D단계 ( $t_C < t \leq t_D$ ) :

대기와 온도가 같은 헬륨가스를 얼리지에 분사하여 산화제 탱크를 가압한다. 탱크 내 압력은 시간에 대해 선형적으로 증가한다.

• E단계 ( $t_D < t \leq t_E$ ) :

헬륨가스에 의한 가압이 중단된다. 탱크 내 산소와 헬륨의 질량은 각각 일정하게 유지된다.

2.2 열역학 해석 모델

해석의 초기단계, 즉 발사대기 단계의 시작 시점에서 탱크 내부 상태는 대기압보다 약간 높은 압력에서 액체산소와 기체산소가 상평형을 이루고 각 상에서 물리적 성질은 균일하게 유지되는 상태이다. 모든 발사대기 단계에서 탱크의 체적

은 변하지 않으므로 기체영역과 액체영역의 체적의 합은 다음과 같이 일정해야 한다.

$$V_G + V_L = \text{const} = V_i \quad (2)$$

여기서 기체영역의 체적  $V_G$ 와 액체영역의 체적  $V_L$ 은 질량을 밀도로 나누어

$$V_G = m_G / \rho_G, \quad V_L = m_L / \rho_L \quad (3)$$

로 계산할 수 있다. 밀도를 비롯한, 순수물질과 혼합물의 열역학적 상태량(Property)을 계산하기 위해서 이 연구에서는 Peng-Robinson 상태방정식과 퓨게시티(Fugacity)를 이용한  $\phi$ - $\phi$  방법을 사용한다[7]. 이 방법은 계산과정은 복잡하지만 계산의 정확도가 높을 뿐만 아니라 운전 온도범위가 가스의 임계온도보다 높은 경우에 가스의 용해도를 구하는 데 편리하다. 가압 분사되는 헬륨이 액체산소에 얼마나 흡수되는지를 조사하는 것은 이 연구의 목표 중 하나이다.

위아래 면이 단열된 탱크의 측면을 통하여 외부로부터 일정한 열플럭스  $q_0$ 가 가해지면 기체와 액체영역에는 각각

$$Q_{GS} = \frac{4V_G}{D} q_0, \quad Q_{LS} = \frac{4V_L}{D} q_0 \quad (4)$$

의 열이 유입된다. 앞 절에서 기술한 것처럼 액체영역으로 유입되는 열은 경계층을 따라 상승하여 액체영역의 상단(기액계면, 즉 최상부 액체층의 윗면)으로 이동하며, 아래쪽으로는 전도에 의해서만 전달되는 것으로 보고 해석한다.

먼저, 탱크 내에 산화제만 존재하는 헬륨 분사 이전의 A, B, C 단계에서 기체영역과 최상부 액체층(Fig. 1의 L0층)의 질량 및 에너지 균형을 위한 기본 관계들은 다음과 같다.

$$\frac{dm_G}{dt} = \dot{m}_i - \dot{m}_{COX.out} \quad (5)$$

$$\frac{dm_{L0}}{dt} = -\dot{m}_i + \dot{m}_{LOX.in} \quad (6)$$

$$\frac{d(m_G u_G)}{dt} = \dot{m}_i h_G - \dot{m}_{COX.out} h_G - Q_G + Q_{GS} \quad (7)$$

$$\frac{d(m_{L0} u_{L0})}{dt} = -\dot{m}_i h_{L0} + \dot{m}_{LOX.in} h_{L0} - Q_{L0} + Q_{LS} - Q_i \quad (8)$$

여기서  $Q_1$ 은 최상부 액체층(L0층)과 다음 층(L1층) 사이의 전도 열전달을 나타낸다. A, B, C 단계에서의 제약조건은 다음과 같다.

• A단계:

$$P = \text{const}, V_L = \text{const} \quad (9)$$

• B단계:

$$P = \text{const}, \dot{m}_{LOX,in} = 0 \quad (10)$$

• C단계:

$$\dot{m}_{GOX,out} = 0, m_G + m_L = \text{const} \quad (11)$$

헬륨이 분사되기 시작한 이후인 D, E 단계에서의 기본 관계들은 산소와 헬륨이 혼합되어 있는 기체영역과 액체영역의 질량 및 에너지 균형을 고려하여 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\frac{dm_{GOX}}{dt} = \dot{m}_{GOX,i} \quad (12)$$

$$\frac{dm_{GHe}}{dt} = \dot{m}_{GHe,in} - \dot{m}_{GHe,i} \quad (13)$$

$$\frac{dm_{LOX,0}}{dt} = -\dot{m}_{GOX,i} \quad (14)$$

$$\frac{dm_{LHe,0}}{dt} = \dot{m}_{GHe,i} \quad (15)$$

$$\dot{m}_i = \dot{m}_{GOX,i} - \dot{m}_{GHe,i} \quad (16)$$

$$m_G = m_{GOX} + m_{GHe} \quad (17)$$

$$m_{L0} = m_{LOX,0} + m_{LHe,0} \quad (18)$$

$$m_L = m_{LOX} + m_{LHe} \quad (19)$$

$$\frac{d(m_G u_G)}{dt} = \dot{m}_i h_{G,i} + \dot{m}_{GHe,in} h_{GHe,a} - Q_{G,i} + Q_{G,S} \quad (20)$$

$$\frac{d(m_{L0} u_{L0})}{dt} = -\dot{m}_i h_{L,i} - Q_{L,i} + Q_{L,S} - Q_1 \quad (21)$$

D, E단계에서의 제약조건은 다음과 같다.

• D단계:

$$P = P_C + \frac{t - t_C}{t_D - t_C} (P_D - P_C) \quad (22)$$

• E단계:

$$\dot{m}_{GHe,in} = 0, m_G + m_L = \text{const} \quad (23)$$

### 23 기액계면에서의 열전달

기액계면에서의 열 및 물질전달을 도식적으로

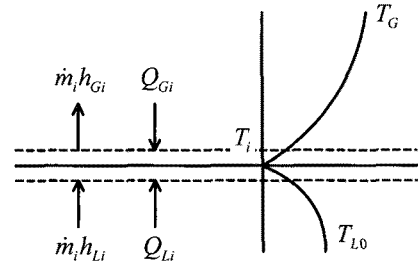


Fig. 2 Heat and mass transfer at the gas-liquid interface

나타내면 Fig. 2와 같다. 먼저, 최상부 액체층 및 기체영역과 기액계면 사이의 대류 열전달  $Q_{L,i}$  및  $Q_{G,i}$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q_{L,i} = h_{tLi} A_c (T_{L0} - T_i) \quad (24)$$

$$Q_{G,i} = h_{tGi} A_c (T_G - T_i) \quad (25)$$

여기서 기액계면의 온도  $T_i$ 는 탱크 내의 압력에 해당하는 산소의 포화온도로 가정한다.  $h_{tLi}$ 는 액체층 대류 열전달계수로서 근사적으로 고체표면에서 비등이 일어나는 경우의 열전달 상관식[8]

$$h_{tLi} = 0.425 \left[ \frac{\rho_G (\rho_L - \rho_G) g h_{fg}^* k_G^3}{\mu_G (T_{L0} - T_i) \sqrt{g(\rho_L - \rho_G)}} \right]^{1/4} \quad (26)$$

$$h_{fg}^* = h_{fg} + 0.34 C_{PG} (T_G - T_i) \quad (27)$$

을 이용하여 구할 수 있다. 기체층 대류 열전달 계수  $h_{tGi}$ 는 아래를 가열하는 자연대류 열전달 상관식[9]

$$Nu_G = \frac{h_{tGi} L_{ch}}{k_{Gf}} = 0.27 Ra_G^{1/4} \quad (28)$$

에 의하여 계산할 수 있다. 여기서  $Nu_G$ 는  $L_{ch} = D/4$ 를 특성 길이로 하는 기체층 Nusselt수이며,  $Ra_G$ 는 Rayleigh수

$$Ra_G = \frac{g \rho_{Gf} (\rho_G - \rho_G) C_{PG} L_{ch}^3}{k_{Gf} \mu_{Gf}} \quad (29)$$

를 나타낸다. 기체의 물성치는 기체층 막온도  $T_{Gf} = (T_i + T_G)/2$ 에서의 값을 사용한다.

최상부 액체층(L0층)으로부터 아래쪽 층(L1 ~

Table 1. System parameters for the analysis

symbol	description	value
$D$	tank diameter	2.9 m
$V_t$	tank volume	95 m <sup>3</sup>
$P_0$	initial tank pressure	1.05 bar
$P_D$	pressurization level	3.16 bar
$T_a$	ambient temperature	298 K
$V_G/V_L$	initial gas volume ratio	7%
$q_0$	heat flux from ambient	600 W/m <sup>2</sup>

$LN_L$ 층)으로는 전도에 의해 열이 전달된다고 가정한다. 전도 열전달량은 비정상 열전도방정식

$$\frac{\partial T_L}{\partial t} = \alpha_L \frac{\partial^2 T_L}{\partial z^2} \quad (30)$$

을 유한차분법(FDM)으로 풀어서 각 액체층의 온도분포를 구하여 계산한다. 비정상 항의 차분은 다른 기본식과 같은 방법으로 처리한다. 참고로 Eq. 8과 Eq. 21의  $Q_1$ 을 계산하면 다음과 같다.

$$Q_1 = A_c k_L \frac{T_{L0} - T_{L1}}{\Delta z} \quad (31)$$

#### 24 기액계면에서의 물질전달

헬륨이 분사되기 전인 A, B, C단계에서는 산소 성분만 존재하므로 기액계면을 통과하는 물질전달량은

$$\dot{m}_i = \frac{Q_{Gi} + Q_{Li}}{h_{Gi} - h_{Li}} \quad (32)$$

로 주어지는 산소의 증발량과 같다. 반면에 헬륨과 산소 성분이 공존하는 D와 E단계에서는 각 성분의 분율을 고려해야 한다. 기액계면에서 헬륨과 산소의 물질전달량을 계산하는 과정은 다음과 같다. 먼저, 기액계면에서 기체측과 액체측의 산소분율에 대한 상관식은 Henry의 법칙을 이용하여 다음과 같이 표현된다.

$$1 - y_{Gi} = P_{GOX,i} / P \quad (33)$$

$$P_{GOX,i} = P_{sat,O_2}(T_i) \quad (34)$$

$$x_{Li} = y_{Gi} \frac{P}{134.4 \exp(40/T_i)} \quad (35)$$

기체와 액체에서 몰분율과 질량분율 사이의 관계는 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\omega_G = \frac{m_{GH}}{m_G}, \quad \omega_L = \frac{m_{LH}}{m_L} \quad (36)$$

$$y_G = \frac{\omega_G M_{O_2}}{(1 - \omega_G) M_{H_2} + \omega_G M_{O_2}} \quad (37)$$

$$x_L = \frac{\omega_L M_{O_2}}{(1 - \omega_L) M_{H_2} + \omega_L M_{O_2}} \quad (38)$$

$$\omega_{Gi} = \frac{y_{Gi} M_{H_2}}{(1 - y_{Gi}) M_{O_2} + y_{Gi} M_{H_2}} \quad (39)$$

$$\omega_{Li} = \frac{x_{Li} M_{H_2}}{(1 - x_{Li}) M_{O_2} + x_{Li} M_{H_2}} \quad (40)$$

기체산소와 기체헬륨 혼합물에서의 물질전달은 다음과 같은 F형 대류물질전달 상관식

$$\dot{N}_{GOX} = A_c F_G \Psi_G \ln \left( \frac{\Psi_G - 1 + y_G}{\Psi_G - 1 + y_{Gi}} \right) \quad (41)$$

으로부터 구할 수 있다[10]. 여기서  $\dot{N}_{GOX}$ 는 기체혼합물 내 기체산소의 물질전달 몰플럭스이며,  $\Psi_G$ 는 혼합물 내 전체 물질전달 몰플럭스에 대한 기체산소 몰플럭스의 비

$$\Psi_G = \frac{\dot{N}_{GOX}}{\dot{N}_{GOX} + \dot{N}_{GH}} \quad (42)$$

를 나타낸다.  $\dot{N}_{GOX} \gg \dot{N}_{GH}$ 인 경우에는  $\Psi_G \approx 1$ 의 관계가 성립되어 Eq. 41의 계산이 간단해진다. 대류에 의한 물질플럭스는 열전달과의 상사법칙을 이용하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$Sh = \frac{F_G L_{ch}}{D_G} = 0.27 Ra_{DG}^{1/4} \quad (43)$$

$$Ra_{DG} = \frac{g \rho_{Gf} (\rho_{Gi} - \rho_G) L_{ch}^3}{\mu_{Gf}^2} Sc \quad (44)$$

$$Sc = \frac{\mu_{Gf}}{\rho_{Gf} D_G} \quad (45)$$

$$D_G = D_{G,H-O_2}(T_{Gf}, P) \quad (46)$$

$$\dot{m}_{GOX,i} = \dot{N}_{GOX,i} M_{O_2} \quad (47)$$

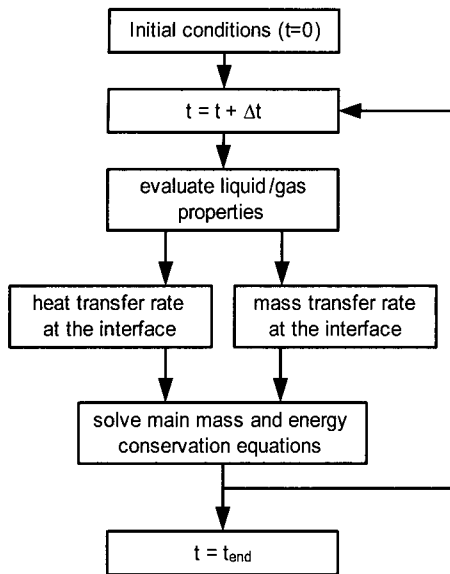


Fig. 3 Computational procedures in the thermal analysis

기액계면 근방의 액체로 헬륨가스가 흡수되는데 따른 물질확산 플럭스는

$$\dot{m}_{GHe,i} = A_i D_L \rho_{Li} \left( \frac{\partial \omega_L}{\partial z} \right)_i \quad (48)$$

가 된다. 이 식에서 액체 내에 흡수된 헬륨가스의 질량분율  $\omega_L$ 의 수직방향 분포는 기액계면 근방에서 액체의 물질확산 방정식

$$\frac{\partial \omega_L}{\partial t} = D_L \frac{\partial^2 \omega_L}{\partial z^2} \quad (49)$$

을 유한차분하여 계산한다.  $D_L$ 은 액체 내 헬륨가스의 물질확산계수이다.

### 3. 해석결과 및 토의

산화제 탱크의 규격과 운용조건 등 해석에 필요한 주요인자는 Table 1에 수록되어 있다. A에서 E까지 각 단계별 종료 시간은 차례대로 520 s, 700 s, 720 s, 820 s, 900 s이다. 열적 성층화 해석을 위하여 액체영역을 11개( $N_L=10$ )의 액체층으로 나누었으며, 액체영역에서 헬륨의 확산방정식은 기액계면으로부터 깊이 10 mm까지를 100개로 균등 분할하여 유한차분 해석을 수

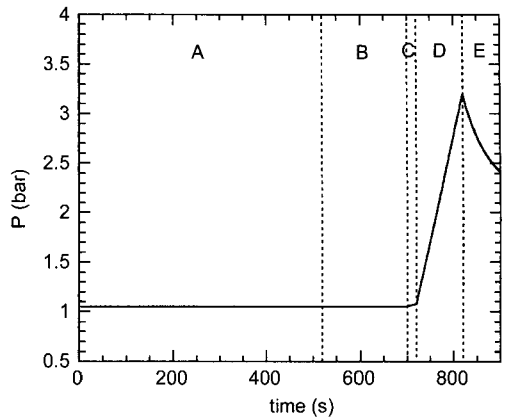


Fig. 4 Tank pressure during the prelaunch stage

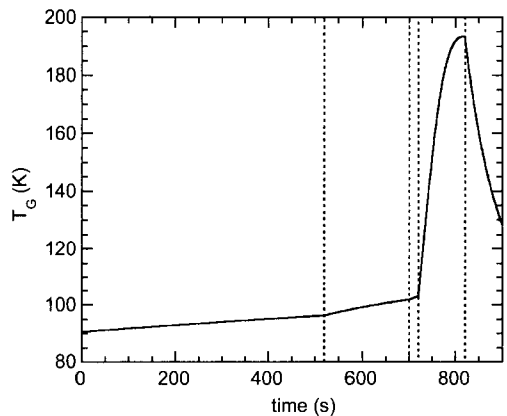


Fig. 5 Ullage gas temperature during the prelaunch stage

행하였다. 앞 장에서 기술한 비정상 질량 및 에너지 보존식들을 시간에 대하여 적분하기 위해 수치해석 소프트웨어인 Mathcad를 이용하였다. 구체적인 해석 절차는 Fig. 3에 정리되어 있다.

Figure 4는 시간에 따른 산화제 탱크 내의 압력변화를 보여준다. 산화제 수위 조절단계인 A 단계와 LOX밸브 폐쇄단계인 B단계에서는 압력을 일정하게 유지하며, DRV-O 밸브를 닫는 기간인 C단계에서는 외부의 열유입으로 인한 소폭의 압력상승이 있다. D단계에서는 헬륨가스의 가압으로 탱크 내의 압력이 선형적으로 상승하며, 헬륨가스의 분사를 중단하고 대기하는 E단계에서는 압력이 급속히 하강한다.

Figure 5에는 시간에 따른 기체영역의 온도 변

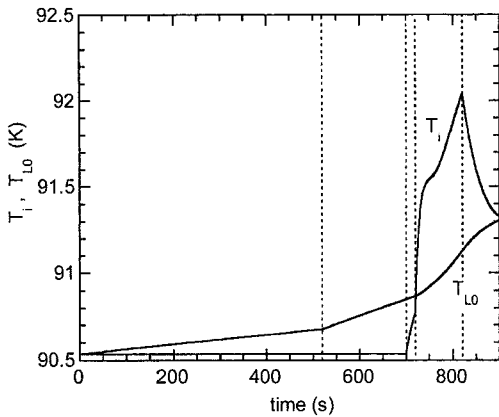


Fig. 6 Gas-liquid interface and top liquid layer temperature during the prelaunch stage

화를 나타냈다. 기체영역의 온도는 A, B, C 단계를 거치면서 서서히 증가하다가 상온의 헬륨가스가 유입되는 D 단계에서는 급속도로 증가하여 100K 정도 상승한다. 가압이 끝난 E 단계에서는 반대로 기체영역의 온도가 급격히 감소하여 60K 가까이 떨어진다. 이것은 기체영역으로부터 액체영역으로 열전달이 활발하게 일어난 결과이다.

기액계면과 최상부 액체층 온도의 시간에 따른 변화를 Fig. 6에 나타냈다. 기액계면의 온도는 A, B 단계에서 일정하게 유지되다가 DRV-O 밸브를 닫는 C 단계부터 상승하기 시작하여 헬륨가스가 유입되는 D 단계 종료 시점에 최고온도에 도달한다. 최종대기 단계인 E 단계에서는 기체영역의 온도(Fig. 5 참조)가 하강하는 것과 마찬가지로 기액계면의 온도도 하강한다. 최상부 액체층의 온도  $T_{Lo}$ 는 시간에 따라 지속적으로 증가하는데, 시간이 경과할수록 증가율이 커진다. 최종 온도 상승치는 대략 0.7K이다. Fig. 5와 Fig. 6을 살펴보면 기체영역의 온도는 액체영역의 온도보다 더 많이 변하며 기액계면의 온도보다 높게 유지된다. 따라서 기체측에서의 대류열전달은 항상 아래 방향, 즉 기액계면 쪽으로 진행된다. 기체영역과 기액계면의 온도차는 시간이 경과함에 따라 완만하게 상승하다가 헬륨가스 가압단계에서는 급격히 증가한다. 가압이 끝나면 기체

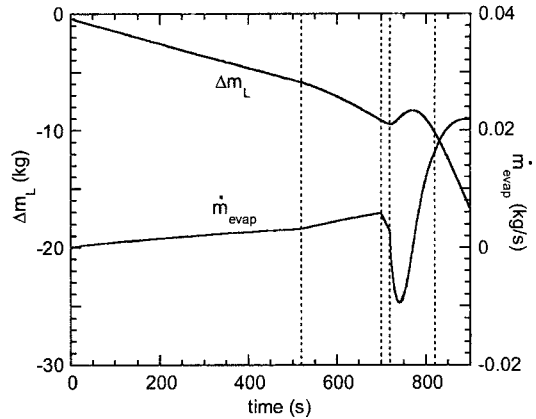


Fig. 7 Evaporation rate of liquid and the change of liquid mass during the prelaunch stage

영역이 냉각되기 시작하여 온도차도 감소한다. 액체 최상부 액체층의 온도는 헬륨가스를 가압하기 전인 C 단계까지는 기액계면의 온도보다 높게 유지되지만 헬륨가스 가압단계(D 단계)에서는 기체영역의 급격한 온도상승으로 인해서 기액계면의 온도가 액체영역의 온도보다 더 높아지는 역전현상이 일어난다.

Figure 7은 시간에 따른 기액계면에서의 증발율, 즉 단위시간당 기화되는 질량과 액체질량의 변화량  $\Delta m_L = m_L(t) - m_L(0)$ 의 변화를 보여준다. A, B, C 단계에서는 외부 열유입으로 인해 액체산소가 증발하기 때문에 증발율은 양의 값을 가지며, 시간에 따라 기체영역과 액체영역의 온도차가 커지므로 증발율도 증가한다. 헬륨가스가 유입되는 D 단계에서는 압력이 상승하여 포화온도가 올라가고 기체영역의 온도도 급격히 상승하기 때문에, 기액계면에서는 일시적으로 액화가 일어난다. 일시적으로 증발율이 음의 값을 갖는 이 구간 이후에는 외부 열유입의 영향으로 다시 기화가 일어나게 되고 증발율의 값도 양의 값으로 복귀한다. A 단계에서는 액체영역의 체적이 일정하게 유지되는 상황에서 외부열의 유입으로 밀도가 감소하면서 액체영역의 수위를 일정하게 유지하려면 액체산소가 방출되어야 한다. B와 C 단계에서는 액체의 방출은 중단되었지만 열의 유입으로 인해 액체산소가 계속 증발하여 외부

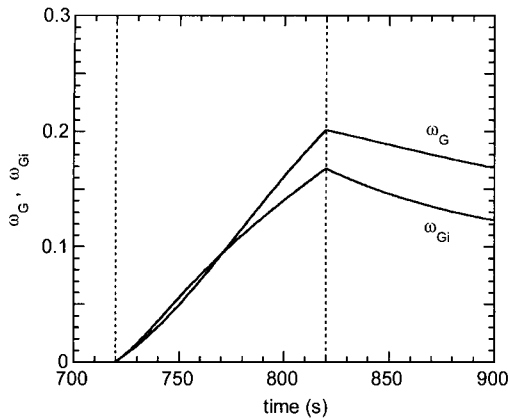


Fig. 8 Mass fraction of helium in ullage gas and at gas-liquid interface during stages D and E

로 방출되면서 액체산소의 질량이 감소하게 된다. D단계에서 일시적 액화가 일어나는 구간에서는 액체영역의 질량이 증가한다. 이 구간을 지나면 액체산소의 증발과 함께 액체영역의 질량이 다시 감소하게 된다.

Figure 8은 기체영역과 기액계면에서의 헬륨가스 질량분율의 변화를 보여준다. 기액계면에서 헬륨가스가 액체로 흡수되기 때문에 기체영역에서의 헬륨가스 질량분율이 기액계면에 비해 높게 형성된다. D단계에서는 헬륨가스가 계속 유입되기 때문에 헬륨가스의 질량분율은 기체영역과 기액계면 양쪽에서 시간에 따라 증가한다. 그러나 E단계에서는 외부 열유입의 영향으로 액체산소의 기화는 계속되어 기체영역의 질량은 계속 증가하나, 헬륨가스의 유입이 중단되고 기액계면에서 액체층으로 계속 흡수되기 때문에 헬륨가스의 질량분율이 시간에 따라 감소한다.

D와 E 단계 중 기액계면에서 헬륨가스의 흡수율(단위시간당 액체산소에 흡수되는 질량)과 질량의 시간에 따른 변화가 Fig. 9에 나타나 있다. D단계에서 헬륨가스의 흡수율은 시간에 따라 증가하는데, 이것은 기체와 액체에서 헬륨가스 농도차가 커지기 때문이다. E단계에서는 헬륨가스 유입이 중단되고 기체영역과 액체영역의 온도차도 감소하기 때문에 헬륨가스의 흡수율이 시간

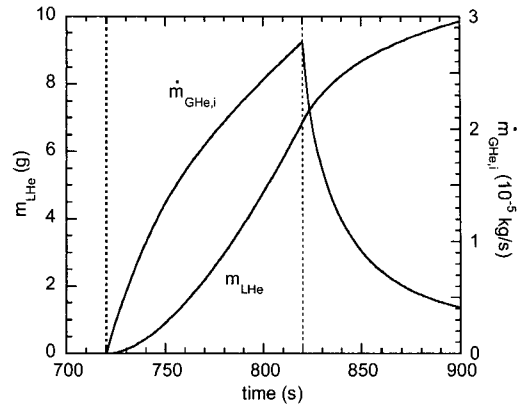


Fig. 9 Mass absorption rate of helium gas into liquid and mass of helium in liquid during stages D and E

에 따라서 감소한다. D단계에서는 기액계면에서 헬륨가스의 흡수율이 증가하므로 액체층에 흡수된 헬륨가스의 질량도 시간에 따라 증가하여 아래로 볼록한 곡선을 그리면서 비선형적으로 증가한다. E단계에서는 헬륨가스의 흡수율이 크게 감소함에 따라 액체 내 헬륨가스 질량의 증가가 둔화된다. 발사 직전까지 총 10g 정도의 헬륨가스가 액체에 흡수되었는데, 이 양은 전체 액체질량에 비해 극히 적은 양이다.

#### 4. 결 론

액체산소 충전 이후 헬륨가스 가압과정을 포함하는 전체 발사대기 단계에 대하여, 이상화한 열역학 방정식과 열 및 물질 전달 모델을 이용하여 온도와 압력 등 극저온 산화제 탱크 내의 중요한 물리량의 시간에 따른 변화를 해석하였다. 기체영역과 액체영역을 각각 열역학적 성질이 균일한 하나의 덩어리(Lump)와 여러 개의 수평층으로 분할한 후, 탱크 측면을 통하여 외부로부터 유입되는 열은 탱크 벽면의 경계층을 따라서 액체영역의 상단으로 이동하고 액체영역에서 열 및 물질 전달은 확산에 의해서 일어나는 것으로 가정하여 해석하였다.

해석모델을 통하여 외부 유입열과 헬륨가압의 영향에 따른 탱크 내 액체와 기체의 온도 변화



를 조사하고, 액체산소에 흡수되는 헬륨가스의 양을 계산할 수 있었다.

한국형 소형위성발사체 개발사업의 일환으로 수행된 본 연구의 의의는 로켓의 실제 발사 과정에서 안전성을 이론적으로 점검해 보는 데 두었다. 향후 과제로 본 연구와 직접 관련된 실험 데이터가 축적되는 대로 연구에 사용된 가정과 모델을 검증하고 개선하는 작업이 수행되어야 할 것이다.

#### 후 기

이 연구는 과학기술부의 지원 하에 특정연구개발사업인 소형위성발사체(KSLV-I) 개발사업의 일환으로 수행되었다.

#### 참 고 문 헌

1. Hwang, S. H., Kim, H. M., Kim, J. H., Lee, E. S., Lee, D. H., Jang, M. W., Son, D. R., Cho, G. R., "Overview of scientific payloads onboard the KSR-III rocket," *Acta Astronautica*, 60, 2007, pp.880-888
2. 조남경, 인세환, 정상권, "액체 로켓 추진 시스템의 저온관련 기술 발전 동향," 초전도와

- 저온공학, 제7권, 제1호, 2005, pp.39-43
3. Ring, E., *Rocket Propellant and Pressurization Systems*, Prentice Hall, 1964
4. 이희준, 한상연, 정용갑, 조남경, 길경섭, 김영목, "소형위성 발사체용 추진제 가압 열교환기 설계 해석," *한국전산유체공학회지*, 제9권 제3호, 2004, pp.49-56
5. 정용갑, 김유, "극저온 헬륨가스 가압시스템에 대한 온도특성 연구(I)," *한국추진공학회지*, 제9권, 제3호, 2005, pp.66-73
6. 조남경, 정용갑, 김영목, 정상권, "추진제 탱크내의 액체산소 온도상승에 대한 해석적 고찰," *한국추진공학회지*, 제9권, 제3호, 2005, pp.25-37
7. Koretsky, M. D., *Engineering and Chemical Thermodynamics*, John Wiley & Sons Inc., 2004
8. Burmeister, L. C., *Convective Heat Transfer*, 2nd ed., John Wiley & Sons Inc., 1993
9. Cengel, Y. A., *Heat Transfer: A Practical Approach*, 2nd ed., McGraw-Hill, 2003
10. Benitez, J., *Principles and Modern Applications of Mass Transfer Operations*, John Wiley & Sons Inc., 2002