

## 확산동기 증발에 의한 극저온 액체 과냉각

### Subcooling of cryogenic liquid by diffusion-driven evaporation

조남경<sup>1,\*</sup>, 정상권<sup>2</sup>

Namkyung Cho<sup>1,\*</sup>, Sangkwon Jeong<sup>2</sup>

**Abstract:** This paper relates to reducing the temperature of a cryogenic liquid by contacting it with gas bubbles, which can be characterized by diffusion-driven evaporative cooling. The characteristic of diffusion-driven evaporative cooling is thoroughly examined by theoretical, analytical and experimental methods specifically for the case of helium injection into liquid oxygen. The results reveal that if the gaseous oxygen partial pressure in helium bubbles is lower than the liquid oxygen vapor pressure, cooling occurs autonomously due to diffusion mass transfer. The method of lowering the injected helium temperature turns out to be very effective for cooling purpose.

**Key Words:** cryogenic liquid, evaporative cooling, diffusion, evaporation, partial pressure, vapor pressure.

## 1. 서 론

액체질소, 액체산소, 액체수소와 같은 극저온 액체는 초전도체 선재의 냉각재로 사용되며, 우주발사체의 추진제로 널리 활용되어 왔다. 이러한 극저온 액체는 온도를 낮출수록 운용상의 장점이 있다. 한 예로 액체질소 온도에서 작동하는 고온 초전도체를 적용한 초전도 자장 센서(superconducting magnet field sensor)의 경우 냉각재인 액체질소의 온도가 낮을수록 초전도 임계온도에 대한 마진을 가지며 신호-잡음비(signal-to-noise ratio)를 향상시킬 수 있다. 또한 우주발사체의 추진제로 사용되는 액체산소와 액체수소의 경우 온도가 낮을수록 터보펌프 전단에서 발생하여 엔진에 치명적인 손상을 줄 수 있는 캐비테이션(cavitation) 현상을 방지할 수 있으며, 온도저감에 따라 밀도가 높아짐으로 인해 주어진 탱크 체적에 보다 많은 추진제를 탑재할 수 있는 장점이 있다.

일반적인 극저온 액체 냉각방법은 냉각원리 측면에서 압력저감 증발냉각(reduced-pressure evaporative cooling) 방식과 열 교환 냉각방식으로 구분할 수 있다.

압력저감 증발냉각은 진공펌프 등으로 극저온 액체 자체의 주위압력을 낮춤으로서 증발을 유도하여 증발잠열(latent heat) 만큼의 열을 액체로부터 제거하여 액체의 온도를 낮추는 방식이다.

열 교환 냉각방식으로 냉각이 필요한 극저온 액체를 보다 낮은 온도의 극저온 액체와의 열 교환을 통해 냉각을 하는 방법을 들 수 있다. 예를 들어 액체산소(Normal boiling point 90 K)를 액체질소(Normal boiling point 77 K)와의 열 교환을 통하여 냉각시키는 방법이 있다. 또는 극저온 냉동기를 이용한 전도 냉각방식이 적용될 수 있다.

보다 효과적인 극저온 액체의 냉각을 위하여 압력저감 증발냉각 방식과 열교환 냉각방식을 조합한 형태의 냉각시스템이 흔히 적용된다[1].

그러나 압력저감 증발냉각 방식과 열 교환 냉각방식은 진공설비나 펌핑(pumping) 장비, 극저온 냉동기, 열 교환 튜브 등이 구비되어야 하기 때문에 설비비용이 많이 들며 전자기적 잡음(electromagnetic noise)을 유발시킬 수 있는 문제가 있다.

확산동기 증발냉각(diffusion driven evaporative cooling)은 증발냉각의 일종으로 진공펌프를 이용하는 압력저감 증발냉각과는 달리, 비등점이 낮은 비활성 가스를 극저온 액체 내로 분사하여 기포에서의 확산현상에 의해 극저온 액체를 증발시킴으로, 증발잠열을 추출하여 액체의 온도를 저감하는 방식이다. 극저온 액체의 확산을 유발시키는 가스로는 비등점이 낮고 확산계수가 높은 헬륨이 주로 사용되며 액체질소, 액체산소, 액체수소, 액체메탄 등의 극저온 액체를 약 10 K 정도까지 냉각시킬 수 있다. 이 방식은 초전도 전자기기의 임계온도에 대한 마진을 확보하거나, 우주발사체 극저온 추진제 터보펌프의 캐비테이션(cavitation)을 방지하기 위하여 필요한 극저온 액체의 냉각에 적용될 수 있다.

Fig. 1은 확산동기 증발 냉각 시스템의 개략적 구성을 보여준다. 극저온 액체 내로 상온의 헬륨가스(또는 냉각된 저온 헬륨)를 주어진 유량으로 분사하며 다양한 액체의 환경조건(atmospheric venting, back pressure regulating, no vent)에 대하여 극저온 액체를 냉각시킬 수 있다. 이 방식은 전기적 구동부가 필요 없고, 설비가 매우 단순하며, 대기압 환경의 극저온 액체뿐만 아니라 가압상태의 액체도 동일하게 냉각할 수 있음으로 인해 발사체 추진제로 사용되는 액체산소와 액체수소의 과냉각에 널리 적용되어 왔다[2-3].

그러나 확산동기 증발에 의한 극저온 추진제 액체 냉각방식은 하드웨어적 측면의 단순함에 비해 극저온 추진제 냉각이 헬륨분사에 의한 2 성분(two component) 조성 및 기체-액체 2 상(two-phase)의 열 및 물질 전달 현상에 의존하므로, 그 복잡성으로 인해 주요설계 및 운용변수들이 적절히 기술되지 못해왔다.

본 논문에서는 극저온 액체인 액체산소를 확산동기 증발에 의해 과냉각시키는 경우를 대상으로 냉각원리, 냉각량 예측, 냉각조건 등을 체계적으로 제시하였다. 본 논문에서 제시하는 냉각원리와, 냉각량 예측 방법, 냉각조건 선정 등은 액체산소 뿐 아니라 액체질소, 액체산소, 액체수소, 액체메탄의 과냉각에도 적용될 수 있다.

<sup>1</sup>정 회 원 : 한국항공우주연구원

<sup>2</sup>정 회 원 : 한국과학기술원 기계공학과

\*교신저자 : cho@kari.re.kr

원고접수 : 2007년 8월 14일

심사완료 : 2007년 9월 19일

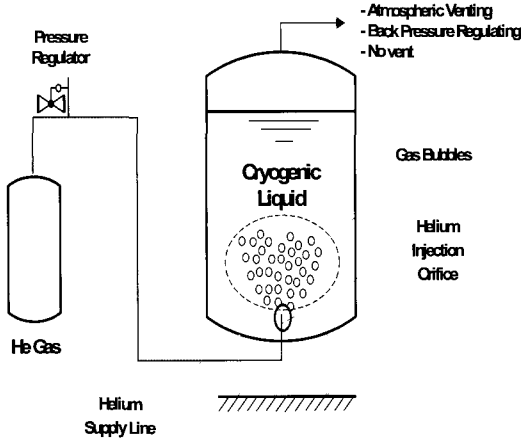


Fig. 1. Schematic diagram of diffusion driven evaporative cooling system.

## 2. 이론적 고찰

### 2.1. 확산동기 증발냉각의 원리

증발성 액체(volatile liquid)인 액체산소가 비응축성 기체(non-condensable gas)인 헬륨과 접해있을 경우, 표면에서의 개념적인 산소농도비(mole fraction,  $x_{O_2} = c_{O_2}/c$ ) 선도를 Fig. 2에 제시하였다. 특정 위치에서의 산소의 농도는 해당위치에서 산소의 분압을 발생시키므로, 산소의 농도비와 분압(산소의 분압/시스템 압력,  $P_{O_2}/P_{sys}$ )은 서로 환산할 수 있는 값이다. 시스템을 구성하는 각각의 기체를 이상 기체로 가정한다면 Dalton의 법칙에 의해, 산소의 농도비는 식 (1)과 같이 분압비로서 표현될 수 있다.

$$x_{O_2} = \frac{c_{O_2}}{c} = \frac{P_{O_2}}{P_{sys}} \quad (1)$$

Fig. 2에서 액체와 기체의 경계면(interface)  $i$ 의 왼쪽(left side)은 액체상태(Liquid Oxygen, LOX)로서 산소의 농도비가 1( $x_{O_2,u} = 1$ )이며 경계면 오른쪽(right side)은 기포 내부로서 헬륨가스(Gaseous Helium, GHe)와 산소증기(Gaseous Oxygen, GOX)의 혼합기체로 간주할 수 있다. 경계면  $i$  지점에서의 산소의 분압은 평형상태(액체산소의 온도에 해당하는 포화압력,  $P_{sat}(T_{LOX})$ )를 유지한다.

경계면  $i$  지점과 기포 내 가스 간에는 산소분압 구배가 존재하게 되므로 물질전달에 대한 'Fick의 법칙'에 의해서 확산에 의한 물질전달이 발생된다. 이 때 경계면과 기포 내 가스의 산소분압이 같아질 때(즉 산소농도 구배가 없어질 때) 열역학적 평형이 이루어진다. 경계면은 일반적으로 액체산소의 온도에 해당하는 포화압력(액체산소의 증기압)을 유지하므로, 기포 내의 산소증기 분압 역시 액체산소의 온도에 해당하는 포화압력( $P_{sat}(T_{LOX})$ )에서 평형이 이루어진다. 기포 내의 열역학적 평형을 위한 산소기체의 분압은 경계면에서의 액체산소의 증발에 의하여 생성되며 이 때 액체산소로부터 증발잠열(heat of vaporization)을 흡수하여 결국 액체산소를 냉각시킨다[2].

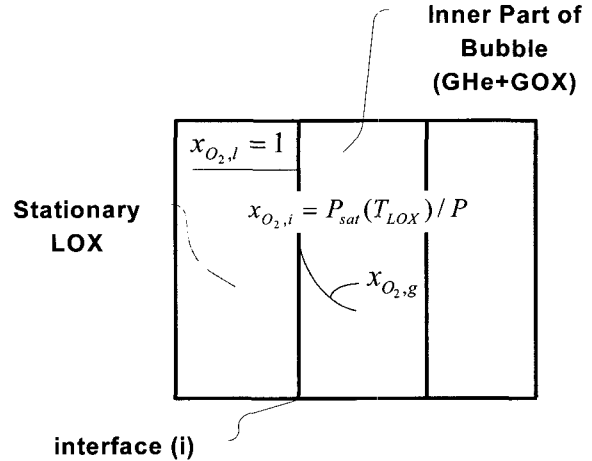


Fig. 2. Schematic diagram of principle on diffusion driven evaporation.

액체산소의 증발은 위에서 언급한 확산 뿐 아니라 기포내의 가스와 액체산소간의 열전달에 의해서도 발생된다. 분사되는 헬륨의 온도가 액체산소의 온도보다 높을 경우 기포 내 가스로부터 액체산소 표면으로 전달되는 열에 의해 액체산소의 증발이 발생하며, 이에 따라 액체산소의 증발율( $\dot{m}_{LOX}$ )은 식 (2)와 같이 열전달에 의한 증발율( $\dot{m}_{LOX,h}$ )과 확산에 의한 증발율( $\dot{m}_{LOX,diff}$ )의 합으로 표현될 수 있다.

$$\dot{m}_{LOX} = \dot{m}_{LOX,h} + \dot{m}_{LOX,diff} \quad (2)$$

Fig. 3과 같이 액체산소를 제어체적으로 볼 때의 에너지 변화율은 식 (3)과 같이 표현될 수 있다. 여기서  $\dot{Q}_{gi}$ 는 기포에서 액체산소 표면으로의 열전달율이며,  $\dot{Q}_{amb}$ 는 액체산소 외부로부터 액체산소로 전달되는 열전달율(background heating rate)이다.

$$m_{LOX}C_{p,LOX} \frac{dT_{LOX}}{dt} = \dot{Q}_{gi} - \dot{m}_{LOX}h_{fg} + \dot{Q}_{amb} \quad (3)$$

포화상태의 액체산소를 가정할 때, 기포로부터 표면으로 전달된 열전달량과 액체산소의 증발량은 같다고 볼 수 있다(식 (4)).

$$\dot{Q}_{gi} \approx \dot{m}_{LOX,h}h_{fg} \quad (4)$$

포화상태가 아닌 과냉각 상태인 경우와 비응축성 기체가 증발성 액체와 접할 경우 발생하는 확산제한 증발(diffusion limited evaporation) 현상을 고려할 경우 (4) 식의 좌변과 우변은 같지 않으나 과냉각 정도가 크지 않고 물질전달에 대한 유한성을 고려하지 않을 경우, 기체영역에서 표면으로 전달된 열전달량과 이로 인한 증발량은 근사적으로 같다고 볼 수 있다.

(2)식과 (4)식을 (3)식에 대입하면, 기포로부터 표면으로 전달된 열에 의한 증발량( $\dot{m}_{LOX,h}$ )이 상쇄되어 (5)식으로 표현된다.

$$m_{LOX}C_{p,LOX} \frac{dT_{LOX}}{dt} = -\dot{m}_{LOX,diff}h_{fg} + \dot{Q}_{amb} \quad (5)$$

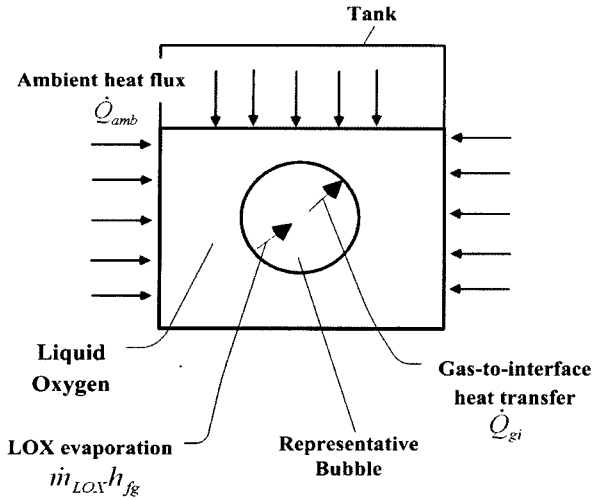


Fig. 3. Schematic diagram of energy balance of liquid oxygen.

결국 액체산소의 냉각은 확산에 의한 증발 ( $\dot{m}_{LOX,diff}$ )에 의존함을 알 수 있다. 여기서 표면으로의 열전달에 의한 증발은 기포내의 산소분압을 증가시켜 확산량을 감소시키므로 열전달에 의한 증발과 확산에 의한 증발이 서로 연동되어 있다. 열전달에 의한 증발량이 매우 커서 열역학적 평형상태(액체산소의 포화증기압) 이상의 산소증기를 생성할 경우, 확산에 의한 증발은 음의 값을 가져서 증발 대신 오히려 응축이 발생할 수 있다. 이 경우 액체산소는 가열되게 된다.

2.2. 증발을 예측

Fig. 4와 같이 증발되는 액체산소의 질량이 보전되며, 경계면 전후의 산소의 엔탈피차가 경계면에서의 대류 열전달차와 균형을 이룬다고 하면, 액체산소의 증발량은 아래의 (6)식과 같이 표현할 수 있다 [4].

$$\dot{m}_{LOX} = A_s (h_{gi}(T_g - T_i) - h_{li}(T_i - T_{LOX})) / h_{fg} \quad (6)$$

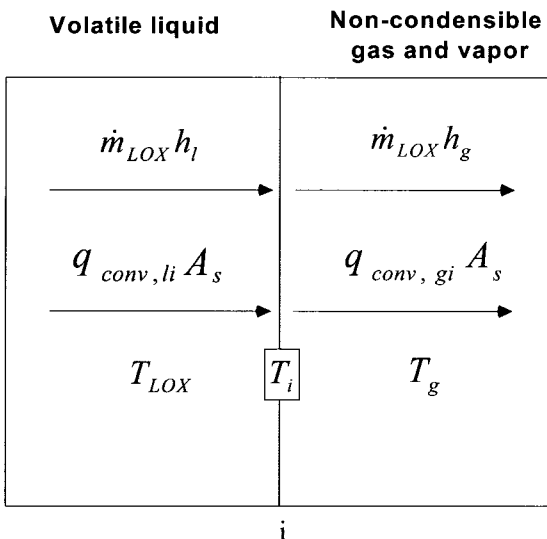


Fig. 4. Surface energy balance.

여기서  $h_{gi}$ ,  $h_{li}$ 는 각각 기체와 경계면과의 열전달 계수 및 액체와 경계면과의 열전달 계수로 정의된다. 또한  $A_s$ 는 기포의 총 표면적,  $h_{fg}$ 는 액체의 단위 질량당 증발잠열을 의미한다.

(6)식 우변의 첫 번째 항( $A_s(h_{gi}(T_g - T_i))/h_{fg}$ )은 기포 내 가스로부터 경계면으로의 기체측 열전달에 의한 증발로 볼 수 있다. 액체측 열전달로 표현된 우변의 두 번째 항( $A_s(-h_{li}(T_i - T_i))/h_{fg}$ )을 살펴보면, 만일  $T_i < T_{LOX}$ 의 조건을 만족한다면 기포 내 가스로부터 경계면으로의 열전달에 의해 발생한 증발에 더하여 추가적인 증발이 발생함을 알 수 있다. 반대로  $T_i > T_{LOX}$  라면 우변의 두 번째 항이 음의 값이 되어 기체에서 경계면으로의 열전달에 의해 생성된 산소증기가 오히려 응축된다고 볼 수 있다.

앞에서 언급한 바와 같이 헬륨기포 표면에서는 분압차에 의한 확산동기 증발이 발생하며, (6)식으로 확산에 의한 액체산소 증발을 예측하기 위해서는, 분압차에 의한 확산효과를 반영할 수 있는 적절한 경계면 온도( $T_i$ )의 선정이 필요하다.

이 때 경계면 온도( $T_i$ )를 (7)식과 같이 기포내 산소증기 분압에 해당하는 포화온도  $T_{sat}(P_{GOX,b})$ 로 설정하면 (6)식으로 확산효과를 반영한 증발량을 예측할 수 있다.

$$T_i = T_{sat}(P_{GOX,b}) \quad (7)$$

(6)식에서 우변 두 번째 항을 크게 하기 위해서는 경계면 온도  $T_i$ 가 적을수록 유리한데, 이는 (7)식에서 보듯이 기포 내 산소분압( $P_{GOX,b}$ )이 적어야 함을 의미한다. 기포 내 산소분압( $P_{GOX,b}$ )이 적을 경우 액체산소의 증기압과 기포 내 영역에서의 산소분압의 차이에 의존하는 확산동기 증발(diffusion driven evaporation)이 촉진됨을 고려할 때, 경계면 온도를 기포 내 산소분압에 해당하는 포화온도  $T_{sat}(P_{GOX})$ 로 설정함으로써, 확산효과를 반영할 수 있다.

Fig. 5에 확산동인인 분압차가 액체측 열전달 개념과 상호 호응될 수 있음을 도시하였다. 여기서 액체산소의 증기압과 기포내의 산소증기 분압차 ( $P_{sat}(T_{LOX}) - P_{GOX,b}$ )라는 물리적 확산 동인이 (6)식의 우변 두 번째 항의 액체 측 열전달 개념으로 전환될 수 있음을 보여준다. 이 때  $P_{sat}(T_{LOX})$ 와  $T_{LOX}$ ,  $P_{GOX,b}$ 와  $T_i$ 는 각각 상호 짝이 되는 변수이다.

기포 내부영역의 산소분압( $P_{GOX,b}$ )이 식 (8)과 같이 액체산소의 증기압( $P_{sat}(T_{LOX})$ ) 이하의 값이라면,

$$P_{GOX,b} \leq P_{sat}(T_{LOX}) \quad (8)$$

경계면 온도 ( $T_i$ )는 (9)식과 같이 액체산소의 온도 ( $T_{LOX}$ ) 이하의 값이 되어 액체가 냉각되는 조건이 형성된다.

$$T_i \leq T_{LOX} \quad (9)$$

따라서 액체측 열전달로 표현된 (6)식의 우변 두 번째 항( $A_s(-h_{li}(T_i - T_i))/h_{fg}$ )은 확산에 의한 증발을 반영한다고 볼 수 있다.

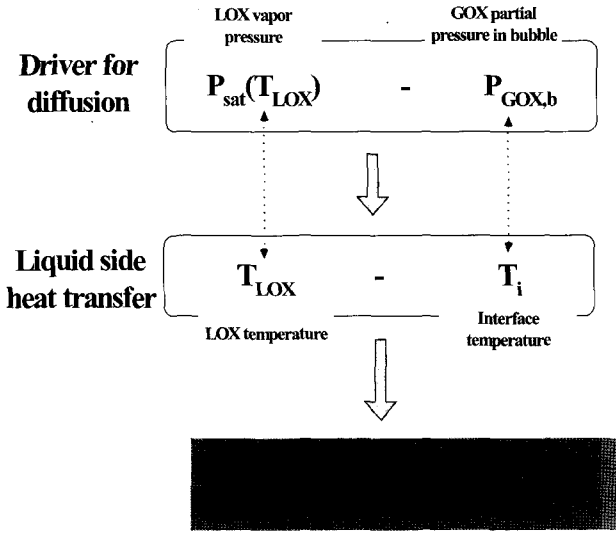


Fig. 5. Transformation concept of diffusion driver.

기체측 열전달로 표현된 우변 첫 번째 항 ( $A_s(h_{gi}(T_g - T_i))/h_{fg}$ )을 살펴보면 경계면 온도( $T_i$ )가 확산효과를 반영한 값이므로 기포내 가스로부터 표면으로의 열전달에 의한 증발과 확산에 의한 증발을 합한 값이라 볼 수 있다. 확산에 의한 증발에 대한 기여 정도는 뒤에서 다시 다루기로 한다.

요약하면 (7)식의 이용하여 기포 내 산소증기의 분압을 기반으로 표면온도를 계산하고, (6)식에서 액체측 열전달에 의한 증발량과 기체측 증발량의 합으로서 전체 액체산소의 증발량을 계산한다.

2.3. 경계면에서의 열전달 계수 예측

액체산소 내의 기포 경계면에서의 열전달은 크게 두 가지로 분류할 수 있는데, 하나는 기포내의 기체와 경계면 사이의 열전달이며(기포-경계층 열전달 계수:  $h_{gi}$ )이고, 다른 하나는 액체와 경계면 사이의 열전달(액체-경계층 열전달 계수  $h_{li}$ )이다.

기포내의 기체와 경계면 사이의 열전달은, 기포를 구의 형태로 가정하고 산소증기(oxygen vapor)가 유입되기는 하지만 직경이 매우 적으므로 강제대류 성분을 배제하면, 구 내부(spherical cavity)에서의 일반적인 단상 자연대류 열전달(single phase free convection heat transfer)로 취급할 수 있다. 구 내부에서의 단상 자연대류 열전달은 Kreith [5]가 제안한 (10)식을 적용하여 예측하였다.

$$\overline{Nu}_D = 0.59Ra_D^{1/4} \quad (10^4 \leq Ra_D \leq 10^9)$$

$$\overline{Nu}_D = 0.13Ra_D^{1/3} \quad (10^9 \leq Ra_D \leq 10^{12})$$

$$Ra_D = \frac{g\beta(T_g - T_w)D^3}{\alpha\nu} \quad (10)$$

액체와 경계면 사이의 열전달을 살펴보면 오리피스에서 분리된 기포가 종속도로 상승하면서 액체와 경계면 사이의 영역에서 산소 증기(oxygen vapor)를 발생시키는 유동 비등 열전달(flow boiling heat transfer) 형태를 가진다. 유동 비등 열전달에 대하여 간단하면서 널리 적용되어온 방법의 하나로 Rohsenow [6]가

제안한, 식 (11)과 같이 푸울 비등(pooling boiling)과 단상유동 열전달(single-phase convection)을 중첩하는 방법을 들 수 있다.

$$q''_{fb} = q''_{pb} + q''_{sc} \quad (11)$$

여기서  $q''_{pb}$ 는 푸울 비등(pooling boiling)에 의한 열유속,  $q''_{sc}$ 는 단상유동에 의한 열유속, 그리고  $q''_{fb}$ 는 유동비등 열유속을 의미한다.

대기온도(288 K)의 헬륨을 액체산소로 분사할 때 기포와 액체산소간의 푸울 비등(pooling boiling)에 의한 열전달은 온도차가 매우 큼으로 인해 막비등(film boiling)이 지배적일 것으로 판단된다. 기포와 극저온 액체간의 막비등 현상은 기존에 연구결과가 많지 않은 관계로 본 논문에서는 기포와 액체산소간의 풀비등을 계산하는데 있어 액체질소 속에 담긴 구에 대한 막비등 경험식을 적용하였다.

비등 열전달 문제에서 증발성 액체가 고체 벽면과 접촉해 있는 경우, 벽면온도와 액체의 포화온도의 차로 정의되는 과열온도( $\Delta T_{excess}$ )를 기반으로 한 보정식이 일반적으로 사용된다. 상온의 구(sphere)가 액체산소 속에 잠긴 경우를 살펴보면 구의 표면온도와 액체산소의 포화온도의 차가 과열온도 ( $\Delta T_{excess}$ )에 해당한다.

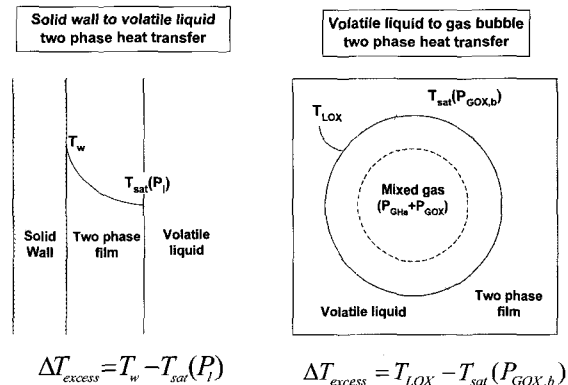
본 연구에서 포화상태의 액체산소( $T_{LOX}$ ) 속에 잠긴 기포를 생각하면, 기포의 표면온도( $T_i$ )는 기포 영역 내의 산소 분압에 해당하는 포화온도( $T_{sat}(P_{GOX,b})$ )로 설정하였다. 따라서 액체-표면 간에 적용되는 과열온도는 아래의 식 (12)와 같이 정의된다. Fig. 6은 고체가 증발성 액체에 잠긴 경우와 기포가 증발성 액체에 잠긴 경우에 대하여 과열도의 정의를 비교하여 보여준다.

$$\Delta T_{excess} = T_{LOX} - T_{sat}(P_{GOX,b}) \quad (12)$$

기포와 액체산소간의 푸울 비등(pooling boiling) 예측을 위해 적용된 Frederking [7]의 막비등 경험식(액체질소 속에 담긴 구에 대한 막비등 경험식)은 아래와 같다.

$$\bar{h} = 0.15 \left[ \frac{(\rho_l - \rho_v)gh_{fg}^2 k_v^2}{\nu_v \Delta T_{excess}} \right]^{1/3} \cdot \frac{D^3 (\rho_l - \rho_v)gh_{fg}}{k_v \nu_v \Delta T_{excess}} > 5 \times 10^7$$

$$h'_{fg} = h_{fg} + 0.5C_{p,v} \Delta T_{excess} \quad (13)$$



$$\Delta T_{excess} = T_w - T_{sat}(P_l) \quad \Delta T_{excess} = T_{LOX} - T_{sat}(P_{GOX,b})$$

Fig. 6. Comparison of excess temperature definition.

여기서 하첨자  $l$ 과  $v$ 는 각각 액체와 증기의 물성치를 나타낸다. (13)식에서  $\Delta T_{excess}$ 는 (12)식에서 정의된 값을 적용하였다.  $h'_{fg}$ ,  $\rho_l$ ,  $\sigma$ 등은 액체산소 온도 ( $T_{LOX}$ )에서의 물성치 값이며, 그 밖의 물성치는 평균 막 온도 (film temperature)를 기준으로 정의된다.

식 (11)의 두 번째 항은 단상유동 열전달량을 나타내는 것으로서 Whitaker [8]가 제안한 액체와 구형 표면 사이의 평균화된 단상유동 열전달(averaged single phase flow heat transfer) 관계식(식 (14))을 사용하였다.

$$\overline{Nu}_D = 2 + (0.4Re_D^{1/2} + 0.06Re_D^{2/3})Pr^{0.4} \left( \frac{\mu_l}{\mu_w} \right)^{1/4} \quad (14)$$

여기서 표면온도에서의 액체의 점성계수로 정의되는  $\mu_w$ 를 제외하고, 다른 모든 물성치는 액체산소 온도 ( $T_{LOX}$ )에서의 값으로 정의된다. 기포의 표면온도 ( $T_i$ ) 값으로는 기포 영역 내의 산소 분압에 해당하는 포화 온도 ( $T_{sat}(P_{GOX,b})$ )가 적용된다.

**2.4. 액체산소 냉각을 예측을 위한 계산과정**

액체산소내로 헬륨을 분사함에 있어 각 기포간의 상호작용 없이 독립적으로 오리피스에서 분리되고 상승하여, 배출된다는 가정 하에, 단일 버블 해석을 통하여 예측된 평균 열전달 계수와 기포 표면적을 이용하였다.

Fig. 7은 액체산소 냉각을 예측을 위한 계산과정을 보여준다. 먼저 특정시간에서의 기포내의 산소분압을 이용하여 경계면 온도를 구한다(식 (7)). 다음에 식 (10)을 이용하여 기체와 경계면과의 열전달 계수  $h_{gi}$ 와, 액체와 경계면과의 열전달 계수  $h_{li}$ 를 (식 (11) 이용) 각각 구한다.

기포시스템의 총 경계면 면적은 식 (15)와 같이 특정시점에서의 총 기체면적( $V_g$ )을 단일 기포의 평균체적( $V_b$ )으로 나누어 총 기포수( $N_b$ )를 구한 후, 식 (16)와 같이 총 기포수에 단일 기포 표면적을 곱한 값으로 계산된다.

$$N_b = V_g / \overline{V}_b \quad (15)$$

$$A_s = \sum \overline{A}_b = N_b \times \overline{A}_b \quad (16)$$

단일 기포의 평균체적( $\overline{V}_b$ )을 구하기 위한 기포의 평균크기를 구하는 방법은 본 저자의 논문(참고문헌 [9])에 기술된 방법을 적용하였다.

앞에서 예측된 경계면 온도, 열전달 계수, 총 경계면 면적을 이용하여 (6)으로부터 액체산소의 증발량을 계산한다. 이후에 식 (3)의 액체산소 에너지 보존식을 이용하여 액체산소의 냉각량을 계산한다. 이 때 증발된 산소 증기는 기체 제어체에 유입되어 기체 제어체의 온도 및 산소분압을 변화시킨다. 새로운 액체 및 기체 온도, 기체 제어체적 내 산소 분압을 가지고 다음 시간 구간에 대하여 위의 과정을 반복한다.

**2.5. 해석모델의 오차요인**

해석모델의 오차요인은 기포시스템의 총 경계면 면적( $A_s$ )과 단일 기포 평균 열전달 계수(기체-경계면  $\overline{h}_{gi}$ , 액체-경계면  $\overline{h}_{li}$ )로 구분할 수 있다. 기준조건(90 liter의 대기압 포화상태(1 atm, 90.2 K) 액체산소에 대기온도(288 K) 헬륨을 90 liter/min의 유량 ( $\dot{V}_{He}/V_{LOX}=1\text{min}^{-1}$ )으로 25분간 분사)에서 각 변수의 민감도를 분석한 결과를 Table 1에 제시하였다. 단일 기포 총 표면적이 50% 증가할 경우 0.92 K 만큼 액체산소 중단 냉각량이 줄어드는 것을 볼 수 있고, 액체-경계면 열전달 계수를 각각 50% 증가시켰을 경우 중단 냉각량이 0.3 K 커지고, 기체-경계면 열전달 계수는 0.01 K 줄어드는 것을 볼 수 있다. 즉 기포의 크기가 커질수록 냉각량이 줄어드는 반면 액체-표면간 열전달 계수가 커질수록 냉각량이 커짐을 볼 수 있다. 기체-표면간의 열전달 계수는 냉각량에 미치는 영향이 매우 적음을 볼 수 있다.

Table 1. Sensitivities of main parameters.

Parameter	Ref. value	50 % increase of ( $\overline{D}_b$ ), m	50 % increase of ( $\overline{h}_{gi}$ ), W/m <sup>2</sup> K	50 % increase of ( $\overline{h}_{li}$ ), W/m <sup>2</sup> K
Average bubble diameter ( $\overline{D}_b$ ), m	0.048	0.072	0.048	0.048
Average gas-to-interface heat transfer coefficient ( $\overline{h}_{gi}$ ), W/m <sup>2</sup> K	28	28	42	28
Average liquid-to-interface heat transfer coefficient ( $\overline{h}_{li}$ ), W/m <sup>2</sup> K	260	260	260	390
LOX temperature at 1,500 sec, K	86	86.92	85.7	86.01
LOX Temperature deviation, K	-	0.92 (1.07% increase)	- 0.3 (0.35% decrease)	0.01 (0.01 % decrease)

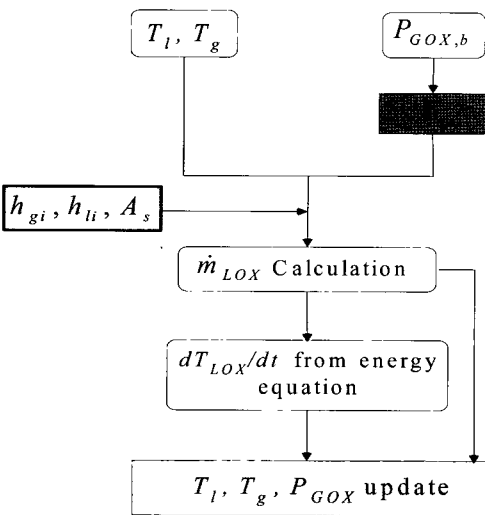


Fig. 7. Simplified calculation procedure.

본 연구에서는 기포간의 상호작용이 없다는 가정 하에 기포의 총 표면적을 예측하였으며, 이에 따른 오차는 분사 시 기포의 퍼짐 정도와 액체산소 내의 버블의 상호작용에 의한 용착 정도와 관련되어 있다. 기존연구에서 기포의 체적분율(volume ratio)이 전체 시스템의 10% 미만일 경우 기포간의 충돌과 상호작용이 매우 적은 것으로 알려져있다[10]. 그러나 이것은 기포가 액체내에 잘 퍼진다는 가정을 전제한 것으로서, 분사된 헬륨 기포가 잘 퍼지지 못할 경우, 체적분율이 전체 시스템의 10% 미만이라 할지라도 분사 오리피스 인접한 곳에서 기포간의 용착이 발생할 수 있으며, 이는 기포의 총 표면적을 증가시키게 된다. 기포의 퍼짐 정도는 일반적으로 가시화에 의한 분석이 수행하여야 하나 본 연구에서는 발사체와 유사한 단열 탱크를 적용하였으므로 가시화를 적용하지 못했고 이에 따라 분사 오리피스 부분에서의 용착은 본 해석의 주요한 오차 요인이 된다고 할 수 있다.

본 연구에서는 액체-표면간의 열전달 계수로 막비등(film boiling) 경험식을 적용하였으며 이는 표면온도와 액체의 포화온도의 차(과열온도,  $\Delta T_{excess}$ )가 20 K 이상에서 유효한 것으로 알려져 있다[7]. 기포가 액체산소 내에서 상승함에 따라  $\Delta T_{excess}$ 가 줄어들게 되므로 전이비등(transition boiling)과 핵비등(nucleate boiling) 조건으로 변화하게 된다. 약 5 K의 핵비등 조건의 과열온도에 대하여 막비등 경험식을 적용하였을 경우 약 20%의 열전달 계수 오차가 발생하게 된다. 따라서 본 연구와 같이 기포가 액체산소 내에 체류하는 동안 막비등만을 적용할 경우 약 0.1 - 0.15 K의 오차범위를 가진다고 볼 수 있다.

**2.6. 확산동기 증발냉각 시스템의 운용변수 설정**

앞에서 설명한 바와 같이 액체산소 증기압 ( $P_{sat}(T_{LOX})$ )과 기포내의 산소분압 ( $P_{GOX,b}$ )의 차이는 확산동기 증발냉각의 동인이다. ( $P_{sat}(T_{LOX}) - P_{GOX,b}$ )를 증가시키는데 있어서 두 가지 방법을 생각할 수 있다.

첫 번째 방법은 액체산소의 증기압  $P_{sat}(T_{LOX})$ 을 증가시키는 것이다. 증기압은 액체산소의 온도에 따라서 증가하므로 초기 온도가 높은 액체산소가 확산동기 증발냉각에 유리하다 할 수 있다. 액체산소가 가질 수 있는 최대 온도는 시스템 압력에 해당하는 포화 온도일 경우이므로 포화 상태의 액체산소가 과냉각 상태의 경우보다 유리하다.

두 번째 방법은 기포내의 산소분압 ( $P_{GOX,b}$ )을 낮추는 것이다. 기포내의 산소분압을 낮추기 위해서는 헬륨 분사유량을 늘리는 것이 유리하다. 그러나 분사되는 헬륨가스의 온도가 액체산소의 온도보다 높을 경우, 분사유량을 높이면 에너지 유입의 증가가 수반되며 이에 따라 기체와 액체산소 경계면간의 열전달에 의한 증발량이 커진다. 이러한 열전달에 의한 증발은 결국 기포내의 산소분압을 증가시키므로, 분사유량 증가에 의한 효과를 파악하기 위해서는 위 두 효과에 대한 상쇄연구(trade-off study)가 필요하다.

효과적으로 기포내의 헬륨분압을 낮추는 다른 방법으로 저온 헬륨을 분사하는 방법을 들 수 있다. 이론적으로, 만일 분사되는 헬륨의 온도가 액체산소의 온도와 같으면 기포와 액체산소 표면간의 열전달에 의한 증발을 없으며, 분사된 헬륨은 순수하게 기포내의 산소분압 ( $P_{GOX,b}$ )을 낮추는데 사용된다. 헬륨분사 냉각의 주요 변수와 정성적 효과를 Table 2에 기술하였으며, 시험 및 해석에 적용된 주요 변수에 대한 변화 범위를 Table 3에 정리하였다.

Table 2. Main parameters and their effects for helium injection cooling.

No.	Variable Parameters	Affected parameters
1	Ratio of system (LOX) pressure to LOX saturation pressure corresponding to LOX temperature $P_{sys}/P_{sat}(T_{LOX})$	$P_{sat}(T_{LOX})$
2	Ratio of initial LOX temperature to LOX saturation temperature corresponding to system (LOX) pressure. $T_{LOX,i}/T_{sat}(P_{LOX})$	$P_{sat}(T_{LOX})$
3	Ratio of Helium volume flow to LOX volume $\dot{V}_{He}/V_{LOX}$	$P_{GOX,b}$
4	Ratio of Helium temperature to initial LOX temperature. $T_{He}/T_{LOX,i}$	$P_{GOX,b}$

Table 3. Parameter variations for test and analysis.

No.	Independent Parameter	Parameter variation range	Ref.
1	System pressure (bar), $P_{sys}$	1, 3, 3.5 bar	
2	Initial LOX temperature(K), $T_{LOX,i}$	91 K	Saturated at 1 bar
		99 K	Subcooled at 3.5 bar
		102 K	Saturated at 1 bar
3	Helium injection volume flow rate divided by LOX volume ( $\text{min}^{-1}$ ), $\dot{V}_{He}/V_{LOX}$	1-1.4 $\text{min}^{-1}$	
4	Injected helium temperature (K), $T_{He}/T_{LOX,i}$	114,140,300 K	For 114K, 140K cases, helium is cooled by LN2 prior to injection

**3. 시험방법**

대기압 및 가압 상태에서의 헬륨분사에 의한 액체산소 냉각성능 평가를 위해 2 종류의 시험설비가 활용되었다. 하나는 대기온도(288 K) 헬륨을 액체산소 내로 분사하는 설비이며, 다른 하나는 헬륨의 온도를 낮추어 분사하는 설비이다.

Fig. 8은 대기온도 헬륨분사 시험설비의 개략도이다. 탱크 내 액체산소의 온도를 수위별로 10개소에서 측정할 수 있도록 구성하였고, 상부 가스부의 온도와 압력 센서를 두었고, 액체산소의 충전 레벨을 측정할 수 있도록 하였다. 분사되는 헬륨의 분사유량을 측정할 수 있게 유량계가 설치되어 있으며 온도와 압력, 유량을 측정할 수 있도록 구성되었다. 대기압 시험 시에는 탱크 상부 기체부가 대기로 직접 연결되도록 하였으며, 가압시험 시에는 역압력 압력조절기(back pressure regulator)에 의해 상부 기체부가 설정 압력을 유지하도록 하였다. 탱크는 내조와 외조로 구성된 이중 실린더 형식이며, 내조와 외조 사이는 진공단열을 유지한다. 9"의 내경을 가지며, 높이는 약 2.5m로 90 liter의 내용적을 가진다.

각 온도센서 포트의 끝단은 Fig. 10과 같이 센서 혹은 튜브의 탈착과 관계없이 탱크 내조와 외조사이의 진공이 유지되도록 하였고, 탱크 밖으로 포트를 길게 뽑아서 탱크 내의 산화제로의 열전달을 최소로 하고자 하였다.

Fig. 9는 헬륨의 온도를 낮추어 분사하는 설비의 개략도이다. 대기압 시험 시에는 탱크상부 기체부가 대기로 직접 연결되도록 하였으며, 가압시험 시에는 역압력 압력조절기(back pressure regulator)에 의해 탱크 상부 기체부가 설정 압력을 유지하도록 하였다. 탱크는 직경이 8inch인 SUS304 Seamless-pipe (ANSI)로 제작되었고, 탱크의 용적은 56.4 liter이다. 탱크의 단열은 동체의 경우 두께 100mm인 경질 폴리우레탄으로 단열되었으며, 경판은 최상부에서 두께 100 mm 정도로 폴리우레탄 폼으로 단열 처리를 하였다. 본 시험에서는 온도와 압력, 유량 등을 측정하며 온도의 경우에는 RTD 보드에서 측정하였다. 온도계측은 0.5 Hz로 측정되며 압력과 유량은 10 Hz로 측정하였다. 분사되는 헬륨의 분사유량을 측정할 수 있게 액체산소로 유입되기 직전에 헬륨의 온도와 압력, 유량을 측정할 수 있도록 구성되었다. 온도는 높이별로 100 mm 간격으로 설치된 20개의 온도 센서를 계측하여 이를 기준으로 계측하였다.

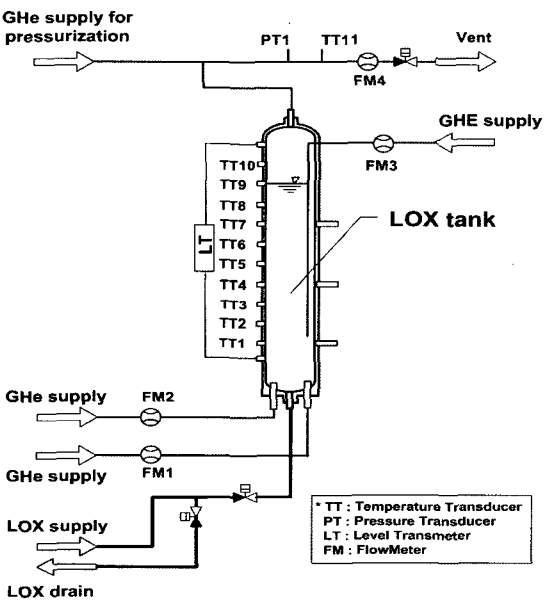


Fig. 8. Schematic diagram of test setup for ambient temperature helium supply.

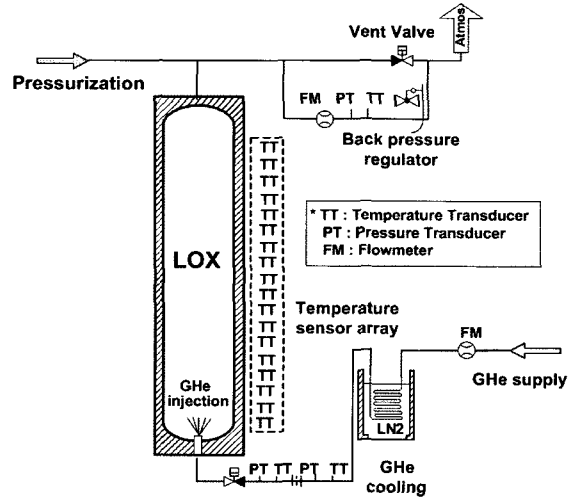


Fig. 9. Schematic diagram of test setup with low temperature helium supply.

저온 헬륨 분사를 위해 구리 재질로 된 튜브를 액체 질소 속에 잠기게 함으로서 액체질소와의 열 교환에 의해 헬륨의 온도가 약 110 K 까지 떨어지게 하여 헬륨의 온도가 저감된 상태로 분사되게 하였다.

위 두 설비를 이용한 시험에서 헬륨분사를 시작하기 전 액체산소를 탱크 높이의 80 % 까지 충전하였다. 헬륨은 액체산소 속에 잠긴 직경 6.3 mm의 오리피스 를 통해 분사되었다. 헬륨의 전단압력을 조절함으로써 분사유량을 조절하였고 분사유량은 터빈 방식 유량계로 계측하였다.

각각의 시험을 수행하기 전에 액체산소의 온도 및 증발에 의한 얼리지 기체부 압력상승을 계측하여 액체 산소로 유입되는 유입열량(ambient background heating loss)을 계산하였다[11]. 액체산소의 대기압 포화 상태에서 (90.2 K at 1 bar), 상온헬륨 150 W로 예 측되었으며, 저온헬륨 분사설비의 유입열량은 175 W 로 예측되었다.

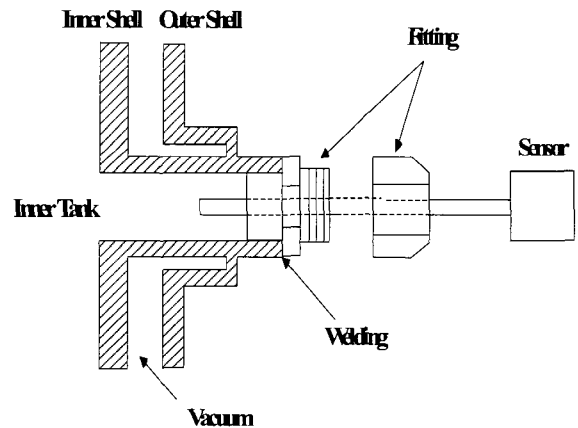


Fig. 10. Schematic diagram of sensor installation on liquid oxygen tank.

### 4. 해석 및 시험결과

#### 4.1. 예비해석 결과

예비해석을 위한 기준조건으로, 90 liter의 대기압 포화상태(1 atm, 90.2 K) 액체산소가 충전되어 있는 탱크가 있고, 여기에 대기온도(288 K) 헬륨이 90 liter/min의 유량( $\dot{V}_{He}/V_{LOX}=1\text{min}^{-1}$ )이 액체산소로 25분 동안 분사되는 시스템을 설정하였다. 헬륨이 분사되는 동안 대기압 벤트(vent)를 통하여 액체산소의 압력은 1 기압을 유지하는 것으로 설정하였다.

Fig. 11은 기체 체적내의 산소증기 분압과 액체산소의 증기압 선도를 보여준다. 기포 내에서 산소증기 분압은 액체산소의 증기압보다 낮으며 따라서 확산동기 증발이 발생하는 조건이 형성됨을 볼 수 있다.

기포 내의 산소의 분압은 두 가지 증발요소에 의해서 생성된다. 하나는 기포 내 혼합가스로부터 표면으로의 열전달에 의한 증발(기체 측 열전달)에 의한 분압의 생성으로서, 증발량은 (6)식의 우변의 첫 번째 항으로  $A_s(h_{g_i}(T_g - T_i))/h_{fg}$ 로 예측된다. 두 번째 산소분압의 생성요인은 액체와 표면간의 열전달에 의한 생성(액체 측 열전달)으로서  $A_s(-h_{l_i}(T_i - T_l))/h_{fg}$ 로 증발량이 예측된다. 위 두 요소의 상대적 크기는 분사하는 헬륨 온도, 헬륨유량, 시스템 운용 압력에 따라서 달라진다.

Fig. 12는 288 K의 상온 헬륨을 분사하였을 경우와 90 K 헬륨을 분사할 경우의 두 증발요소의 생성량을 비교하여 보여준다. 액체산소 온도와 같은 90 K 헬륨을 분사할 경우 물리적으로 기포 내 가스에서 표면으로의 열전달에 의한 증발은 0이 되어야 한다. Fig. 12에서 90 K 헬륨 분사의 경우를 살펴보면 전체 증발량의 5-10%에 해당하는 기체 측 열전달에 의한 증발량( $A_s(h_{g_i}(T_g - T_i))/h_{fg}$ )이 존재함을 볼 수 있으며, 이는 표면온도  $T_i$ 를 (7)식과 같이 확산효과를 반영할 수 있게 설정하였기 때문에 발생한다고 볼 수 있다.

분사되는 헬륨의 온도를 높일 경우( $T_g$  상승) 기체 측 열전달에 의한 증발량에서  $T_i$ 의 영향이 상대적으로 감소하는 것을 고려할 때, 상온 헬륨(288 K)과 같이 상대적으로 고온의 헬륨을 분사할 경우에는 기체 측 열전달에 의한 증발( $A_s(h_{g_i}(T_g - T_i))/h_{fg}$ )은 실제 기포 내 가스에서 표면으로의 열전달에 의한 증발을 근사적으로 반영한다고 간주할 수 있다.

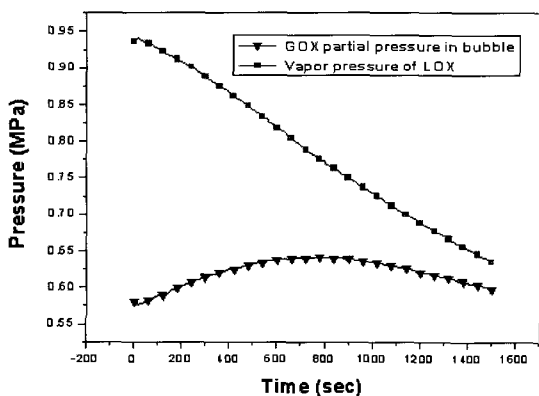


Fig. 11. GOX partial pressure and LOX saturation pressure profile.

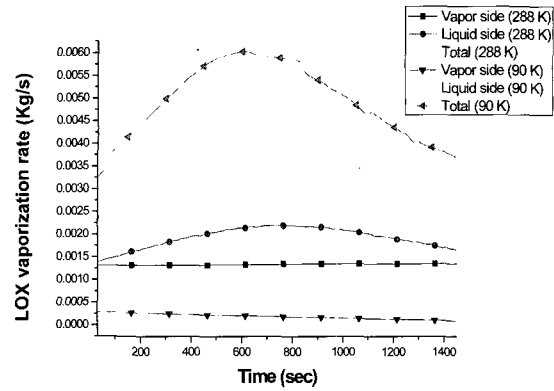


Fig. 12. Comparison between 288 K helium injection and 90 K helium injection.

90 K 헬륨을 분사할 경우에는 288 K 분사의 경우에 비교하여 기체 측 열전달에 의한 액체산소 증발량이 매우 적은 반면, 액체 측 열전달 항에 의한 증발량이 매우 커서 대부분의 증발이 액체 측 열전달에 의하여 발생함을 볼 수 있다. 또한 전체 증발량을 비교하면 90 K 헬륨을 분사할 경우가 상온 헬륨(288 K)을 분사할 경우에 비하여 훨씬 큼을 볼 수 있다. 여기서 열전달에 의한 증발을 반영하는 기체 측 열전달에 의해 발생한 산소증기는 기포 내 산소분압을 높이고 이로 인해 기포의 표면온도( $T_i$ )가 커짐으로 액체 측 열전달에 의한 증발을 감소시킬 수 있다.

#### 4.2. 대기압 환경에서의 해석 및 시험결과

Fig. 13은 대기압 하에서의 헬륨분사 유량의 변화에 따른 냉각특성을 보여준다. 헬륨분사유량을 크게 함에 따라 냉각율이 높아짐을 볼 수 있다. 이것은 헬륨 분사량이 커짐에 따라 기포에서의 헬륨 분압이 크게 되며 상대적으로 산소증기의 분압이 작게 되어, 액체 측 열전달에 의한 증발(확산동기 증발)이 커짐에 기인한다. 134 liter/min ( $\dot{V}_{He}/\dot{V}_{LOX}=2.07\text{min}^{-1}$ )의 헬륨분사에 대하여 1600 초 동안 액체산소 온도를 85.3 K까지 냉각시킬 수 있음을 볼 수 있다. Fig. 13에서 해석과 시험간의 오차는 앞에서 언급한 바와 같이 헬륨 분사 오리피스 인접한 곳에서 기포간의 움직임에 의한 기포의 총 표면적 예측오차에 기인한 것으로 판단된다.

Fig. 14는 헬륨분사 온도에 따른 액체산소의 냉각 성능을 보인다. Fig. 9에 도시된 저온헬륨 분사설비를 이용하여 140 K 및 114 K의 저온 헬륨을 대기압 포화 상태의 액체산소에 분사하였다. 여기서 주목할 점은 140 K의 저온 헬륨을 분사할 경우, 대기온도(288 K) 헬륨분사( $\dot{V}_{He}/\dot{V}_{LOX}=1.05\text{min}^{-1}$ )에 비하여 적은 유량( $\dot{V}_{He}/\dot{V}_{LOX}=0.5\text{min}^{-1}$ )을 분사함에도 불구하고 더 높은 냉각을 이룰 수 있다는 것이다. 이는 저온 헬륨을 분사함으로써 열전달에 의해 형성된 기포내의 산소분압( $P_{GOX,b}$ )을 낮춤으로 확산동기 증발량이 증가한 데 기인한다. 이 결과로부터 저온헬륨 분사가 헬륨분사에 의한 액체산소 냉각에 있어서 매우 효과적인 방법임을 확인할 수 있었다.



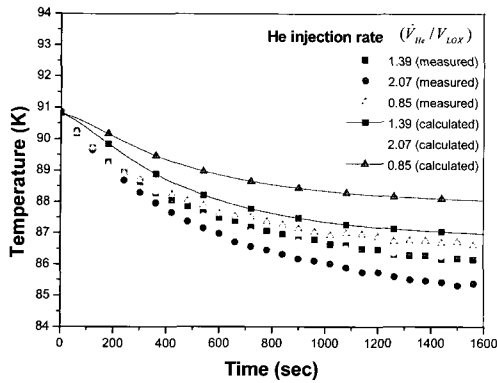


Fig. 13. Temperature profile of LOX with varying helium injection flow rates (atmospheric condition).

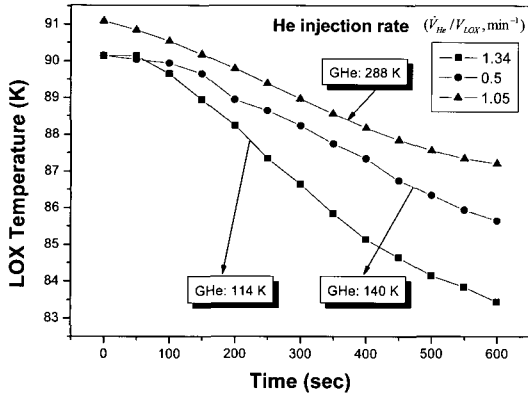


Fig. 14. Cooling characteristics with varying injected helium temperature (atmospheric condition).

4.3. 가압환경에서의 결과

Fig. 15는 3 bar의 가압 조건하에서의 초기온도 102 K의 포화상태 액체산소와 초기온도 91 K의 과냉각 액체산소에 대기온도 헬륨(288 K)을 분사하였을 경우의 온도특성을 보여준다. 포화상태 시험에서는 외기로부터의 열전달에 의해 액체산소가 포화온도(102 K, 3 bar)에 이른 후에 헬륨분사를 시작하였다.

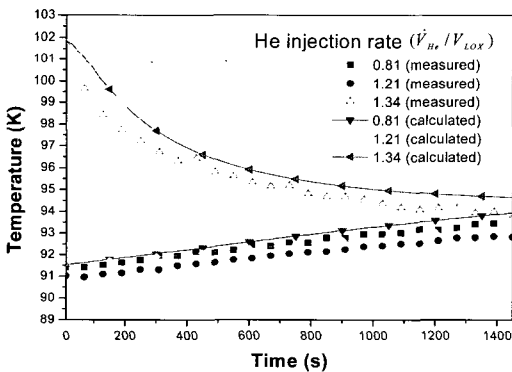


Fig. 15. Comparison between sub-cooled LOX and saturated LOX ( $P = 3 \text{ bar}$ ,  $T_{He} = 288 \text{ K}$ ).

102 K의 포화상태 액체산소의 경우 96 liter/min ( $\dot{V}_{He}/V_{LOX} = 1.34 \text{ min}^{-1}$ )의 상온헬륨 분사에 대하여 1500 초 후에 94K 까지 온도가 떨어진 반면, 91 K의 과냉각 액체산소는 헬륨분사에 의해 액체산소가 오히려 데워지는 것을 볼 수 있다. 분사하는 헬륨의 온도가 같으므로 열전달에 의해 기포 내에 형성된 산소증기의 분압( $P_{GOX,b}$ ) 유사하다고 볼 때, 냉각특성의 차이는 액체산소 온도에 따른 증기압( $P_{sat}(T_{LOX})$ )의 차이에 기인한다고 할 수 있다. 102 K의 포화상태 액체산소의 증기압은 3 bar이고 91 K의 과냉각 액체산소의 증기압은 1 bar에 해당한다. 액체산소의 초기온도가 높을수록 증기압이 커지며 이것은 액체산소의 포화 증기압과 기포내의 산소분압의 차이( $P_{sat}(T_{LOX}) - P_{GOX,b}$ )를 크게 하므로 결과적으로 확산동기 증발량을 증가시킨다.

Fig. 16은 위의 두 경우에 대한 액체산소의 증기압과 기포 내의 산소기체의 분압을 비교하여 보여준다. 102 K의 포화상태 액체산소의 경우 증기압(3 bar)이 충분히 크기 때문에 기포 내에 발생한 2 bar 이상의 산소분압에 대해서도 확산동기 증발냉각의 조건이 형성됨을 볼 수 있다. 그러나 91 K의 과냉각 액체산소의 경우 기포 내에 형성된 산소증기 분압이 91 K에서의 포화 증기압보다 약간 높게 형성되어 오히려 응축이 발생함을 알 수 있다.

결과적으로 포화상태의 액체산소는 과냉각의 경우보다 헬륨분사 냉각에 있어서 유리하다고 할 수 있다. Fig. 15에서 과냉각 액체산소에 분사되는 헬륨분사 체적유량을 높일 경우 액체산소의 온도상승은 줄어들며 여전히 냉각이 발생하지 않음을 볼 수 있다.

Fig. 17은 선가압/과냉각 상태 하에서의 분사되는 헬륨 온도에 따른 두 경우의 액체산소의 냉각특성을 비교하여 보인다. 하나는 3.5 bar(3.5 bar에서 액체산소의 포화온도는 104 K)에서 99 K의 과냉각 액체산소를 114 K의 저온헬륨을 분사( $\dot{V}_{He}/V_{LOX} = 1.3 \text{ min}^{-1}$ )하는 경우이고, 다른 하나는 3 bar에서 91 K의 과냉각된 액체산소에 상온헬륨(288K)을 분사( $\dot{V}_{He}/V_{LOX} = 1.21 \text{ min}^{-1}$ )하는 경우이다.

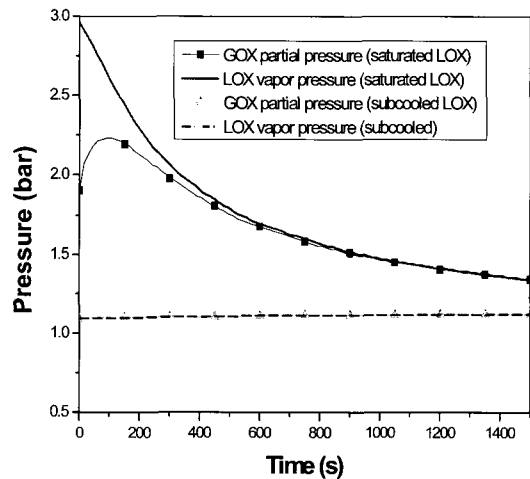


Fig. 16. Comparison of GOX partial pressure and LOX vapor pressure between Sub-cooled LOX and saturated LOX ( $P = 3 \text{ bar}$ ,  $T_{He} = 288 \text{ K}$ ).

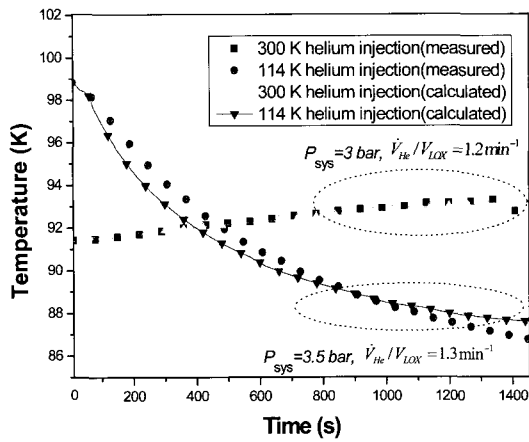


Fig. 17. Comparison of sub-cooled and pressurized conditions with helium temperature variation.

온도선도에서 99 K의 과냉각 상태의 액체산소가 1,500초 동안 114 K의 저온헬륨 분사에 의하여 86.8 K 까지 냉각됨을 볼 수 있다. 그러나 3 bar에서 91 K의 과냉각된 액체산소에 상온헬륨(288 K)을 분사할 경우에는 오히려 액체산소의 온도가 높아짐을 볼 수 있다. 보다 상세한 해석을 위해 90 liter의 액체산소(91 K)에 헬륨이 90 liter/min( $\dot{V}_{He}/V_{LOX} = 1 \text{ min}^{-1}$ )으로 분사되는 상황을 기준으로 증발요소 해석을 수행하였다. 해석조건은 가압상태(3.5 bar)에서 각각 114 K과 288K의 헬륨이 분사되는 것으로 설정하였다. 114 K의 헬륨을 분사할 때 기체측 열전달에 의해 생성된 산소가스의 발생을 크게 낮춤으로, Fig. 18에 제시된 바와 같이 산소기체의 분압을 액체산소의 온도에 해당하는 포화압력(액체산소의 증기압) 이하로 낮추어 가압/과냉각 상태의 액체산소 냉각이 이루어질 수 있음을 알 수 있다.

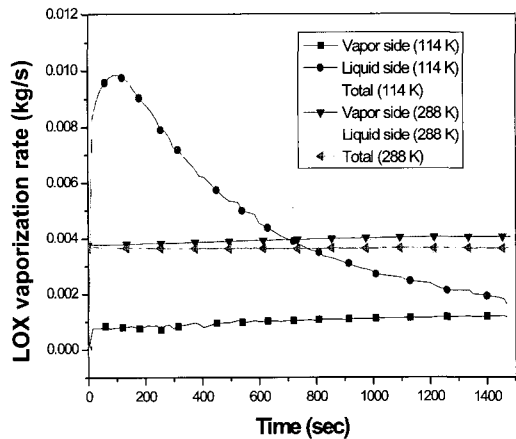


Fig. 18. Comparison of vaporization components ( $P = 3.5 \text{ bar}$ ,  $\dot{V}_{He}/V_{LOX} = 1 \text{ min}^{-1}$ ).

#### 4.4. 결과요약

앞에서 제시한 몇 가지 헬륨분사에 의한 냉각특성 결과를 두 가지 범주로 구분할 수 있다. 하나는 액체 산소가 초기에 포화상태인 경우이고, 다른 하나는 과냉각 상태에 있는 경우이다. 포화상태의 경우 액체산소의 증기압은 시스템 운용압력과 같다 ( $P_{sat}(T_{LOX}) = P_{sys}$ ). 이 경우 열전달에 의해 기포내에 생성된 산소증기의 분압이 시스템의 운용압력을 초과할 수 없으므로( $P_{GOX,b} \leq P_{sat}(T_{LOX}) = P_{sys}$ ) 가압상태일 경우라도 분사되는 헬륨온도와 관계없이 냉각이 이루어질 수 있음을 유추할 수 있다. 반면 과냉각 상태의 액체산소의 경우에는, 만일 기포 내에 생성된 산소증기의 분압이 액체산소의 증기압을 초과한다면 냉각이 이루어지지 않는다. 따라서 과냉각된 액체산소를 추가 냉각시키기 위해서는 기포내의 산소분압을 가능한 낮추는 것이 필요하며 분사되는 헬륨 온도를 낮추는 것이 효과적인 방법으로 판단되었다.

#### 5. 결 론

본 논문에서는 헬륨가스로 극저온 액체인 액체산소를 과냉각 시키는 경우를 대상으로 확산동기 증발냉각의 냉각원리, 냉각량 예측, 냉각조건 등을 체계적으로 제시하였다. 액체산소의 증기압과 기포내의 산소증기 분압차로 인한 확산 동인을 액체측 열전달 개념으로 전환하였다. 또한 액체산소의 증발을 열에 의한 증발 및 확산에 의한 증발의 개념으로 구분하였으며, 확산에 의한 증발이 액체산소 냉각에 지배적인 인자임을 밝혔다. 또한 열전달에 의한 증발은 기포내의 산소분압을 증가시켜 확산동기 증발냉각을 억제함을 보임으로서 열전달에 의한 증발과 확산에 의한 증발이 서로 연동 메커니즘을 보였다.

본 논문에서 제시하는 냉각원리와, 냉각량 예측 방법, 냉각조건 선정 등은 액체산소 뿐 아니라 액체질소, 액체산소, 액체수소, 액체메탄 등의 과냉각 시스템의 설계에서도 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구에 적용된 기포의 생성, 생성된 기포의 운동, 표면 열전달 계수 등에 대해서는 극저온 액체에서의 연구결과가 부족함으로 인해 상온에서 얻은 기존 결과를 많이 활용하였으며, 추후 극저온 환경 하에서의 기포류 연구를 통해 보다 개선되고 심도 깊은 이해를 할 수 있을 것으로 판단된다.

#### 감사의 글

본 연구는 과학기술부 특정연구개발사업인 소형위성발사체(KSLV-I) 개발사업의 일환으로 수행되었으며, 지원에 감사드립니다.

### 참 고 문 헌

[1] Greene W, Knowles T, Tomsik T. Propellant densification for launch vehicles: simulation and testing. AIAA 1999:2335.

[2] P. S. Larsen et al. Cooling of cryogenic liquid by gas injection. Adv Cryogenic Eng. vol 8, pp. 507 - 520, 1962.

[3] Schmidt A. F. Experimental investigation of liquid hydrogen cooling by helium gas injection. Adv Cryo Eng. vol 8, pp. 521-526, 1962.

[4] Anthony F. M. Mass transfer. Englewood Cliffs, NJ : Prentice-Hall, 2001.

[5] F. Kreith. Thermal design of high altitude balloons and instrument packages. Heat Transf. (Transact. ASME), vol 98, pp. 452-458, 1976.

[6] W. M. Rohsenow Boiling, section 13: handbook of heat transfer, W. M. Rohsenow and J. P. Hartnett, eds., New York: McGraw-Hill, 1973.

[7] Greene Frederking, T. H. K., and Clark, J.A. Natural convection film boiling on a sphere. Adv Cryog Eng, vol 8, pp. 501 - 506, 1962.

[8] Whitaker S. Forced convection heat transfer correlations for flow in pipes, past flat plates, single cylinders, single spheres, and flow in packed beds and tube bundles. AIChE J., vol. 18, 1972.

[9] Namkyung Cho, Ohsung Kwon, Youngmog Kim and Sangkwon Jeong, "Investigation of helium injection cooling to liquid oxygen under pressurized condition," Cryogenics, Vol. 46, Iss. 11, pp. 778 - 793, 2006.

[10] Wallis, G. B. One-Dimensional Two-Phase Flow. New York: McGraw-Hill, pp. 244-247, 1969.

[11] Panzarella C.H., Kassemi M. On the validity of purely thermodynamic descriptions of two-phase cryogenic fluid storage. J. fluid mech., vol. 484, pp. 41-68, 2003.

### 저 자 소 개



조남경(趙南慶)

1968년 7월 3일생, 1991년 서울대 항공우주공학과 졸업, 2007년 한국과학기술원 기계항공시스템학부 기계공학전공 졸업(공학박사), 1993년~현재 한국항공우주연구원 우주발사체사업단 선임연구원.



정상권(丁常權)

1962년 8월 16일생, 1985년 서울대 기계공학과 졸업, 1992년 MIT 기계공학과 졸업(공학박사), 1992년~1995년 MIT-Plasma Fusion Center 연구원, 현재 한국과학기술원 기계공학과 정교수.