

## 운용조건 변화에 따른 추진제탱크 가압가스 요구량 예측

권오성\*, 한상엽\*\*, 조인현\*\*\*

### Prediction of Pressurant Mass Requirement for Propellant Tank with Operating Condition Variation

Oh-Sung Kwon\*, Sang-Yeop Han\*\*, In-Hyun Cho\*\*\*

#### Abstract

The pressurant mass required for propellant tank pressurization with operating condition variation was estimated by using the numerical model already developed for this purpose. The model was applied to the concept design results of KSLV-II first stage oxygen tank. The supplied pressurant temperature, oxygen volumetric flow rate, and the ratio of length to diameter of the tank were selected as variables. The required pressurant mass and mass flow rate, collapse factor, ullage temperature distribution were predicted, and the results showed that the pressurant temperature had the largest effect on the amount of the required pressurant mass. The pressurizing efficiency of the propellant tank was calculated through analyzing energy distribution in the ullage. It was found that the gas-to-wall heat transfer in the ullage was dominant, and much of the pressurant energy was lost to tank wall heating.

#### 초 록

추진제탱크 가압가스 요구량 예측을 위해 개발된 수치해석 모델을 사용하여 운용조건에 따른 가압가스 요구량 변화를 살펴보았다. 한국형발사체 1단 산화제탱크의 개념설계 결과를 기준 모델로 정하였고, 산화제탱크로 유입되는 가압가스의 온도, 산화제의 체적유량, 산화제탱크 길이 대 직경의 비를 운용 변수로 선정하였다. 가압가스 요구량 및 질량유량, collapse factor, 얼리지 온도분포를 예측하였고, 그 결과 가압가스의 온도가 가압가스 요구량에 가장 큰 영향을 미침을 확인하였다. 또한 얼리지에 대한 에너지 분석을 통하여 추진제탱크의 가압효율을 계산하였고, 유입된 가압가스 에너지 중 추진제탱크 벽면을 통한 열 손실이 가장 크음을 확인하였다.

키워드 : 가압가스(pressurant), 가압시스템(pressurization system), 추진제탱크(propellant tank), 얼리지(ullage)

접수일(2010년 12월 21일), 수정일(1차 : 2011년 5월 4일, 2차 : 2011년 6월 15일, 게재 확정일 : 2011년 7월 1일)

\* 추진제어팀/oskwon@kari.re.kr \*\* 추진제어팀/syhan@kari.re.kr \*\*\* 추진제어팀/ihcho@kari.re.kr

## 1. 서 론

액체로켓엔진을 사용하는 발사체에서는 가압 시스템을 통하여 적절한 유량의 가압가스를 얼리지(추진제탱크 상부의 가스 공간)로 공급함으로써 추진제탱크의 압력을 요구 조건에 맞게 유지한다. 이 때 추진제탱크로 공급되는 가압가스의 요구량을 예측하는 것은 가압시스템의 설계에 있어 매우 중요하다[1].

가압가스로 비응축성 기체인 헬륨을 사용하고 추진제표면에서의 추진제 증발량을 무시하면[2, 3], 얼리지 내부에는 헬륨이 단일기체로 존재하게 된다. 추진제탱크의 압력과 얼리지의 부피 변화는 추진제공급시스템의 설계에 의해 제공되므로, 얼리지 내부의 온도를 알면 이상기체 상태방정식을 적용하여 가압가스 요구량을 계산할 수 있다. 그러나 극저온 추진제탱크를 고온의 가압가스로 가압하는 경우, 얼리지 내부에서는 복잡한 열전달 현상이 발생하게 된다. 추진제가 배출되는 동안 얼리지 내부로 유입되는 가압가스는 극저온 상태인 추진제 표면과 탱크 벽면으로 열량을 빼앗겨 온도가 감소하게 되고, 이로 인해 추진제탱크의 압력을 유지하기 위해 상온의 추진제인 경우보다 더 많은 가압가스를 필요로 한다[4]. 발사체가 비행하는 동안 얼리지 내부 가압가스의 온도는 추진제 표면, 탱크 벽면(가압가스 저장탱크, 배플 등의 내부 구성품 포함)과의 열전달에 의해 결정되는데, 이러한 열전달량은 기체공급계의 운용조건 및 추진제탱크의 형상에 의해 영향을 받게 된다.

이에 본 논문에서는 추진제탱크로 공급되는 가압가스의 온도, 추진제의 체적유량, 그리고 탱크의 길이 대 직경비를 변수로 정하고, 수치해석을 통하여 가압가스 요구량 및 질량유량, 얼리지 내부 온도분포의 변화를 살펴보았다. 또한 추진제탱크 얼리지에 대한 에너지 분석을 통해 추진제탱크의 가압효율 및 주변부로 전달되는 에너지량을 파악하였다. 수치해석에는 추진제탱크 얼리지 해석을 위해 기 개발된 모델[5]을 사용하였다. 개발된 모델은 지상에서 수행된 극저온 추진제탱

크 실험과의 비교를 통하여 수정 및 보완되었고, 3단형과학로켓(KSR-III) 비행시험데이터에 적용하여 유효성을 검증하였으나, 이와 관련된 내용은 아직 출간되지 않은 상태이다.

## 2. 수치해석

### 2.1 기준 모델

운용조건 변화에 따른 추진제탱크 가압가스 요구량 예측을 위하여 한국형발사체(KSLV-II)의 1단 산화제탱크에 대한 개념설계 결과[6]를 기준 모델로 선정하였다. KSLV-II 발사체는 산화제로 액체산소, 추진제탱크의 가압가스로 헬륨을 사용한다. 가압시스템의 구성은 크게 헬륨저장탱크, 추진제탱크 압력제어장치, 열교환기 및 유공압 배관과 부품으로 구성되는데 산화제탱크 내에 설치된 헬륨저장탱크에 극저온 상태로 저장된 헬륨은 엔진시스템의 열교환기를 거치면서 열량을 흡수하여 고온 상태로 추진제탱크에 공급된다. 표 1은 1단 산화제탱크와 관련된 추진제공급시스템의 규격을 보여준다.

표 1. KSLV-II 1단 산화제탱크 관련 추진제공급시스템 규격

산화제탱크 유입 가압가스 온도 (K)	500
산화제탱크 압력 (bar_a)	3.1
공급되는 산화제 유량 (kg/sec)	694.4
액체산소 온도 (K)	90
산화제 공급 시간 (sec)	134

시스템의 운용조건 뿐 아니라 추진제탱크의 형상도 가압가스 요구량에 영향을 미친다. 개념설계 결과에서는 1단 산화제탱크로서 AL2219로 만들어지는 외경 3 m의 실린더 타입 탱크를 사용한다. 수치해석에서 탱크의 벽두께는 5 mm로 가정하였고, 돔 형상은 직경 대 높이의 비율이 2:1인 타원체로 설정하였다. 또한 운용조건의 변화에 의한 영향을 중점적으로 살펴보기 위하여, 산화제탱크 내부의 가압가스 저장탱크와 배플 등의 구성품은 무시하였다.

## 2.2 해석 조건

수치해석을 위해서는 얼리지의 압력, 초기온도, 체적과 추진제탱크 벽면 초기온도, 추진제표면 온도가 제공되어야 한다. 얼리지의 초기압력은 산화제탱크의 제어압력과 동일하게 3.1 bar\_a로 주었다. 실제로 선가압 압력은 이보다 높고, 엔진의 동작이 정상화되는 구간에서 압력의 변동이 있으나 이륙 전 짧은 구간이므로 무시하였다. 추진제표면의 온도는 비행 구간동안 90 K를 유지한다고 가정하였으며, 탱크의 초기온도도 이와 동일하게 90 K로 설정하였다. 얼리지의 초기온도는 선가압이 완료된 후 발사체가 이륙하기 전의 얼리지 온도를 의미하는데, 실제로는 지상에서 공급되는 선가압 가스의 온도와 선가압 속도 등 운용 조건에 의해 달라지므로, 특정 값을 지정하기는 어렵다. 수치해석에서는 선가압 가스의 온도를 273 K로 가정하고, 이 온도와 추진제 온도와의 평균인 180 K를 얼리지 온도로 가정하였다. 추진제를 탱크의 실린더 상부까지 충전한다고 보고, 얼리지의 초기체적은 돔 내부 부피로 가정하였다. 산화제탱크와 외부와의 열전달은 지상 조건에서의 자연대류열전달로 고려하였다.

## 2.3 운용 변수

가압가스 요구량의 변화 경향을 알아보기 위한 변수로서 산화제탱크로 유입되는 가압가스의 온도, 산화제의 체적유량, 산화제탱크의 길이 대 직경비(L/D)를 선정하였다. 가압가스 온도는 시스템 규격인 500 K의 온도가 상당히 고온임을 감안하여 400 K와 300 K로 변화시켰다. 산화제의 체적유량은 표 1의 질량유량과 90 K에서의 액체산소 밀도를 적용하여 0.608 m<sup>3</sup>/sec를 기준으로 정하고, +30% 유량인 0.791 m<sup>3</sup>/sec, -30% 유량인 0.426 m<sup>3</sup>/sec로 변화시켰다. 탱크 내의 산화제 탑재량은 고정되어 있으므로, 체적유량이 +30%와 -30%인 경우 산화제의 공급시간은 각각 104초와 192초가 된다. 산화제탱크의 길이 대 직경비 변화를 위하여 탱크의 직경을 2.7 m, 3 m, 3.3 m로 변화시켰다. 동일한 양의 산화제가 탑재되는 조건에서 실린더부의 길이 대 직경비는 각

각 5.31, 3.87, 2.91이 된다. 이 때 탱크의 벽두께는 5 mm로 동일하다고 가정하였으나, 돔의 형상은 직경의 변화에 따라 그 부피와 표면적이 비례하여 변화하도록 하였다. 모든 운용조건에서 산화제탱크 얼리지의 압력은 3.1 bar\_a로 고정하였다. 표 2에 수치해석에 있어 운용조건의 변화를 정리하였다. 밑줄 표시된 값이 기준조건을 나타낸다.

표 2. 수치해석의 운용조건 변화

가압가스 온도 (K)	300	400	500
산화제 체적유량 (m <sup>3</sup> /sec)	0.426	<u>0.608</u>	0.791
길이 대 직경비 (L/D)	2.91	<u>3.87</u>	5.31

## 3. 결과 비교

### 3.1 가압가스 요구량

그림 1은 추진제탱크의 L/D 비율을 기준 조건으로 고정한 상태에서 가압가스의 온도와 추진제 체적유량의 변화에 따른 가압가스 요구량을 비교한 것이다. 가압가스 온도가 500 K에서 400 K로 낮아졌을 경우 가압가스 요구량은 약 13% 증가하였고, 300 K로 낮아졌을 경우에는 약 33% 증가하였다. 추진제 체적유량이 증가할수록 가압가스 온도에 따른 가압가스 요구량의 변화폭은 미세하게 증가하는 경향을 보여주었다.

가압가스의 온도가 증가할수록 가압가스 요구량의 변화폭은 감소하는 경향을 보여주는데, 이것은 가압가스의 온도를 높여주어도 가압가스 요구량 감소에는 한계가 있음을 말해 준다. 가압시스템을 설계함에 있어 가압가스 온도가 높아지면 엔진부 열교환기의 크기 증가, 가압시스템 구성품의 개발 난이도 증가, 추진제탱크의 구조적 강도 문제 등이 발생할 수 있으므로, 가압가스 온도를 무리하게 높이는 것은 얻을 수 있는 효과 대비 비용이 증가하는 결과를 가져오게 된다.

그림 1에서 추진제 체적유량이 감소할수록 가압가스 요구량은 증가하였다. 이는 추진제가 더 긴 시간동안 천천히 배출됨으로 인해, 추진제탱

크로 유입되는 가압가스의 질량유량은 작은 반면 가압가스가 탱크 내부에 머무르는 시간이 길어져, 열손실 증가에 따른 가압가스의 온도 감소가 크기 때문이다. 추진제 체적유량이 증가할수록 가압가스 요구량이 감소하는 폭은 줄어드는 경향을 보여주었다.

추진제탱크의 L/D 비율에 따른 가압가스 요구량의 변화는 기준조건 대비 약 ±2% 정도로서 그다지 큰 영향을 미치지 않았다.

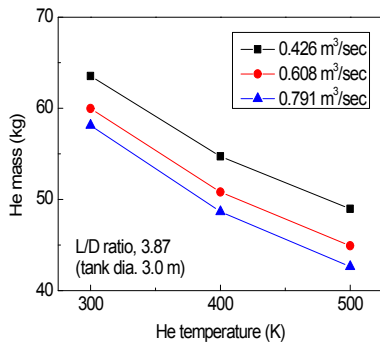


그림 1. 가압가스 온도와 추진제 체적유량에 따른 가압가스 요구량

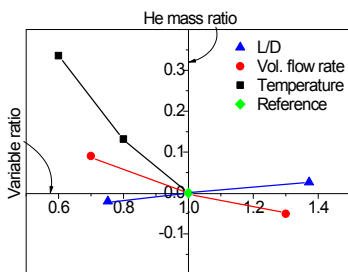


그림 2. 운용변수 변화율에 따른 가압가스 요구량 변화율

그림 2는 운용조건 및 탱크형상 변화율에 따른 기준 조건 대비 가압가스 요구량의 변화율을 비교한 것이다. 추진제탱크의 L/D 비율과 추진제 체적유량의 변화율이 가압가스 요구량에 미치

는 영향은 그리 크지 않았고, 변수의 변화율에 비례하는 경향을 보여주었다. 그러나 가압가스의 온도는 가압가스 요구량에 큰 영향을 주었고, 가압가스의 온도가 감소할수록 그 영향은 더 증가하였다.

### 3.2 Collapse factor

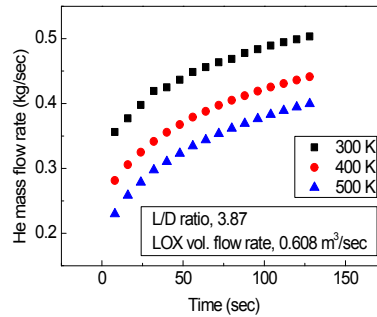
Collapse factor는 참고문헌 [7]에서 제시된 개념으로서, 얼리지 내부에서 열 및 물질전달이 없는 이상적인 경우의 가압가스 요구량 대비 실제로 요구되는 가압가스의 질량비를 나타낸다. 기준 조건에 대한 collapse factor는 1.846으로 계산되었는데, 이는 얼리지 내부에서 발생하는 가압가스와 주변과의 열전달로 인하여 이상적인 경우에 비해 약 1.8배의 가압가스가 요구된다는 것을 의미한다. 본 논문의 운용조건 변화 범위에서 collapse factor는 1.433 ~ 2.012의 값을 보여주었다. 이 값은 참고문헌[4]의 가압가스 온도변화에 따른 가압가스 소모량 실험에서 얻은 collapse factor 값, 2.064 ~ 3.073보다 더 작는데, 이는 적용된 추진제탱크의 형상에 기인한 것이다. 참고문헌[4]의 실험에서 사용된 탱크는 실험용 추진제탱크로서, KSLV-II 발사체의 추진제탱크와 재질 및 두께가 달라 탱크 벽면의 단위 열용량이 크다. 그러므로 탱크 벽면의 온도 변화가 크지 않아, 고온의 가압가스와 극저온 추진제탱크 벽면 사이에 에너지 교환이 크고, 결국 실제로 더 많은 가압가스가 요구된다. 이와 더불어 추진제탱크의 크기도 collapse factor에 영향을 미친다. 일반적으로 추진제탱크의 크기가 커질수록 탱크 내부 용적의 증가는 탱크 표면적의 증가에 비해 크므로, 얼리지 내부에서 단위 체적의 가압가스가 받는 열량은 상대적으로 감소하게 된다. 이러한 경향은 collapse factor의 개념을 도입한 참고문헌[7]에도 잘 나타나 있는데, 상대적으로 작은 크기의 탱크인 경우 collapse factor가 4.0까지 나타나고 있으나, 비행용 수준 크기의 추진제탱크인 경우 2.0 보다 작은 값들을 보여준다고 하였다. 여기에 비추어 볼 때 본 해석에서 얻은 collapse factor 값들은 상당히 현실성 있는 결과를 나타내는 것으로 판단된다.

### 3.3 가압가스 질량유량

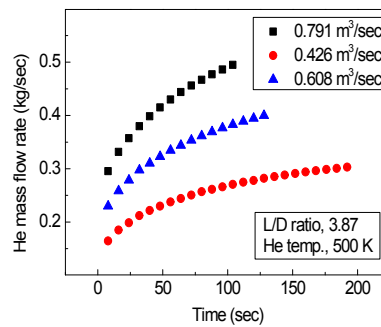
그림 3은 가압가스 온도와 추진제 체적유량에 따른 가압가스 질량유량의 변화를 보여준다. 탱크 직경 대 길이 비율에 따른 질량유량의 변화는 그리 크지 않아, 결과를 표시하지 않았다. 모든 운용조건에 있어서 가압가스의 질량유량은 시간의 경과에 따라 증가하는 경향을 보여 주었다. 추진제가 배출되면 열리지가 팽창하게 되므로 가압가스와 탱크 벽면과의 열전달 면적이 증가하게 된다. 이로 인해 시간이 경과할수록 가압가스 에너지의 손실이 커지게 되므로, 추진제탱크의 압력을 동일하게 유지하기 위해 더 많은 가압가스를 공급해 주어야 한다.

그림 3의 (a)는 가압가스 온도에 따른 질량유량의 변화를 보여주는데, 추진제탱크로 유입되는 가압가스의 온도가 감소할수록 질량유량은 증가하지만 시간의 경과에 따른 변화폭은 거의 동일하였다. 그림 3의 (b)는 추진제 체적유량에 따른 질량유량의 변화인데, 배출되는 추진제의 체적유량이 증가할수록 시간에 따른 가압가스 질량유량의 증가폭은 더 크게 나타났다. 이러한 질량유량의 변화 경향은 열리지 내부의 가압가스 평균 온도 변화와 연관하여 살펴볼 수 있다.

그림 4는 가압가스 온도와 추진제 체적유량에 따른 열리지 내부 평균 온도 변화를 보여준다. 모든 운용조건에서 열리지 내부의 평균 온도는 초기 설정값인 180 K를 유지하고 있다가 가압가스가 추진제탱크 내부로 유입되면, 온도가 급격하게 증가하고, 이후 시간이 경과할수록 주변과의 열전달에 의해 평균온도가 서서히 감소하는 경향을 나타내었다. 유입되는 가압가스의 온도가 높아질수록 열리지의 평균온도는 높게 유지되었고, 추진제 배출 초기를 제외하고는 전체 구간에서 거의 같은 기울기로 온도가 감소하였다. 동일한 가압가스 온도조건에서 추진제 체적유량이 증가하는 경우, 열리지 내부의 온도는 초기에 더 급격하게 증가하였다가 시간이 경과함에 따라 더 큰 기울기로 감소하는 것을 볼 수 있다. 이로 인해 그림 3의 (b)와 같이 시간의 경과에 따라 질량유량의 증가율이 더 커지게 된다.



(a)



(b)

그림 3. 가압가스 질량 유량 (a), 가압가스 온도 변화; (b), 추진제 체적유량 변화

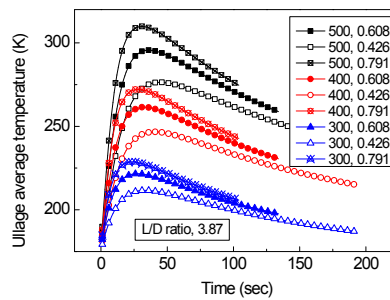
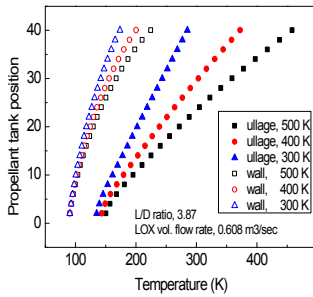
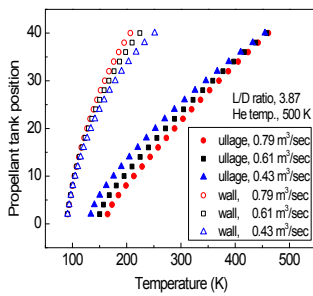


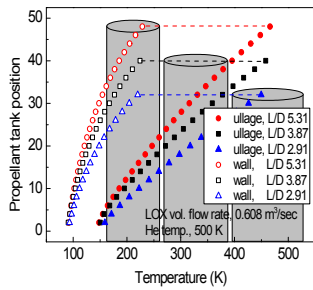
그림 4. 가압가스 온도와 추진제 체적유량에 따른 열리지 내부 평균 온도 변화



(a)



(b)



(c)

그림 5. 얼리지와 탱크벽면 온도분포: (a), 가압가스 온도 변화; (b), 추진제 체적유량 변화; (c), 탱크 L/D 비율 변화

### 3.4 얼리지와 탱크벽면 온도분포

그림 5는 추진제 배출 종료 시점에서 운영조건 및 탱크형상의 변화에 따른 얼리지 내부와 탱크벽면의 온도분포이다. 모든 운영조건에서 얼리

지 내부는 추진제탱크 축방향으로 선형적인 온도 분포를 나타내고 있고, 기준 조건에서 탱크 벽면은 최대 135 K의 온도 변화를 보여주었다.

그림 5의 (a)에서 탱크로 유입되는 가압가스의 온도가 증가할수록 탱크와 얼리지의 온도가 전체적으로 높게 나타났으나, 얼리지 하부로 갈수록 그 편차가 줄어들어 추진제 표면 근처에서는 가압가스의 온도차이가 그리 크지 않았다. 그림 5의 (b)에서 추진제 체적유량이 감소할수록 얼리지 하부의 온도는 더 낮고, 탱크 상부의 온도는 더 높은 경향을 보이고 있는데, 이것은 추진제 체적유량이 감소할수록 가압가스와 탱크 벽면 사이의 열전달 시간이 증가하기 때문이다. 그림 5의 (c)에서 탱크의 L/D 비율이 커질수록 얼리지 내부 가압가스의 온도가 더 빠르게 감소하여 추진제표면 근처의 가압가스는 거의 같은 온도를 유지하였다.

## 4. 에너지 분석

### 4.1 기준 조건

추진제탱크로 유입되는 가압가스가 지닌 에너지는 얼리지 내부에서 추진제탱크 벽면, 추진제 표면과 열전달에 의해 에너지를 잃고, 일부는 추진제를 밀어내는 일을 하고 일부는 얼리지 내에 잔류하게 된다. 이에 수치해석 결과를 통해 각 항목의 크기를 계산하고 추진제탱크의 가압효율 및 열손실 비율을 살펴보았다. 또한 운영조건 변화에 따라 얼리지 내부 에너지의 분포가 어떻게 달라지는지 살펴보았다.

그림 6은 기준으로 삼은 운영조건에 대하여 시간의 경과에 따른 에너지 분포를 나타낸 것이다. 그림 6의 (a)는 각 항목의 실제 크기를 나타낸 것으로 각 항목의 합계는 추진제탱크로 유입된 가압가스의 에너지량을 나타낸다. 그림 6의 (b)는 유입된 가압가스 에너지 대비 각 항목이 차지하는 비율을 보여준다. 추진제표면으로의 열손실이 차지하는 비중은 추진제가 배출되는 기간 동안 전체적으로 상당히 작았는데 초기 1.7 %의

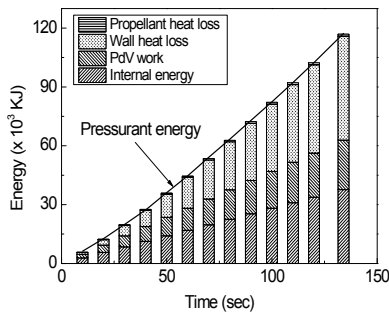
비율에서 시간이 경과할수록 점차 감소하여 추진제 배출 종료 시점에서는 0.9 %의 비율을 차지하였다. 추진제표면과 가압가스 사이의 열전달계수가 작고, 추진제표면에서는 가압가스와 추진제 표면과의 온도차이가 가장 작으므로 열전달이 크지 않다. 또한 시간이 경과할수록 얼리지 내부 부피와 추진제탱크 벽면 면적은 증가하는데 반하여 추진제표면의 면적은 항상 일정하므로 추진제 표면으로의 열전달이 차지하는 비율은 점차 줄어들게 된다. 참고문헌[8]에 따르면 수치해석을 수행함에 있어 추진제표면에서의 질량전달 뿐만 아니라 열전달조차도 없다고 가정하였음에도 불구하고, 참고문헌의 수치해석 결과가 실험값들과 잘 맞는다고 하였다.

추진제를 배출하는 데 사용된 팽창일 ( $PdV$  work)은 추진제 배출 초기에 36.3 %에서 점차 감소하여 추진제 배출 종료 시점에 21.6 %의 비율을 차지하였다. 이것이 추진제탱크로 유입된 가압가스의 에너지 중 실제로 유용하게 사용된 에너지로서 추진제탱크의 가압효율이라고 볼 수 있다. 팽창일에 사용된 에너지를 제외한 나머지는 벽면과의 열전달을 통해 손실되거나 얼리지 내부에 잔류하게 되는데, 특히 극저온 추진제탱크에서는 주변부로의 열손실로 인해 가압효율이 상당히 낮은 것을 알 수 있다. 추진제탱크 벽면을 통한 손실은 초기 7.9 % 밖에 되지 않았으나 시간의 경과에 따라 점차 증가하여 추진제 배출 종료 시점에는 45.3 %의 비율을 차지하였다. 즉 얼리지로 유입된 에너지의 절반 정도가 추진제탱크 벽면의 온도를 상승시키는 데 사용되었다. 얼리지 내부에 잔류하는 가압가스의 내부 에너지는 초기에 54.2 %에서 점차 감소하여 추진제 배출 종료 시점에 32.2 %까지 줄어들었다.

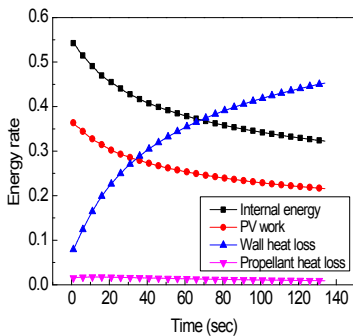
#### 4.2 운용조건에 따른 에너지 변화

그림 7은 운용조건에 따른 각 항목의 에너지량 변화를 보여준다. 그림 7에서 가압가스의 온도가 증가할수록, 추진제탱크의 L/D 비율이 커질수록, 추진제배출 체적유량이 적을수록 추진제탱크로 유입되는 가압가스의 에너지가 증가하였다. 모든 경우에 있어서 추진제탱크의 압력조건은 동일하므로 가압가스의 온도 조건이 동일한 경우 가압가스의 단위질량당 엔탈피는 같다. 그래서 추진제탱크의 L/D 비율이 변화하는 경우와 추진제 체적유량이 변화하는 경우에는 탱크로 유입되는 에너지가 가압가스의 질량유량에 비례하게 된다. 그러나 가압가스의 온도 조건이 변화하는 경우에는 온도가 증가할수록 가압가스의 질량유량은 감소하지만 단위질량당 엔탈피가 크게 증가하므로 추진제탱크로 유입된 에너지량은 증가하게 된다.

그림 7을 살펴보면 모든 운용조건에 있어서 팽창일과 내부에너지의 크기는 거의 동일하게 나타나고 있다. 팽창일의 크기가 동일한 것은 모든 조건에서 추진제탱크의 압력 조건과 추진제탱크



(a)



(b)

그림 6. 기준 조건에서 시간에 따른 에너지 분포: (a), 에너지량; (b), 에너지 비율

의 전체 체적이 동일하기 때문이다. 다음으로 얼리지 내부의 잔류에너지는 식 (1)과 같다.

$$U = m_{ullage}u = m_{ullage}c_v T_{ullage} \quad (1)$$

여기서 헬륨가스의 정적비열,  $C_v$ 는 본 논문의 운용조건 변화 범위 내에서 거의 일정하다. 그러므로 얼리지 내부에 잔류하는 가압가스의 에너지는 유입된 가압가스의 총질량과 얼리지 내부 평균온도의 함수이다. 추진제의 배출이 종료된 시점의 얼리지에 대하여 이상기체상태방정식,  $PV = mRT$ 을 적용하였을 때 좌변이 모든 운용조건에 있어 일정하고 기체상수,  $R$ 이 일정하므로 얼리지 내부의 가압가스 총질량과 얼리지 내부의 평균 온도를 곱한 값 역시 일정하게 된다. 그러므로 식 (1)에서 얼리지 내부에너지 역시 항상 일정하게 유지된다.

식 (1)과 이상기체상태방정식으로부터 팽창일과 잔류하는 에너지 사이에 식 (2)와 같은 관계를 얻을 수 있다. 식 (2)에 헬륨가스의 기체상수  $2077 Nm/kgK$ 와 정적비열  $3116 J/kgK$ 를 대입해 보면 얼리지 내부에 잔류하는 에너지는 항상 추진제의 배출에 사용된 일의 1.5배가 됨을 알 수 있다.

$$\frac{U}{PdV} = \frac{c_v}{R} \quad (2)$$

결국 그림 7에서 추진제를 배출하는데 사용되는 일과 얼리지에 잔류하는 가압가스의 에너지를 합산한 값은 운용조건 변화에 관계없이 일정하며, 그 이상으로 유입되는 에너지는 모두 주변부와의 열전달에 의해 손실된다. 가압가스의 온도가 높을수록, 추진제 체적유량이 적을수록, 추진제탱크의 L/D 비율이 커질수록 탱크 벽면을 통한 열손실 비율은 증가하게 된다.

본 논문의 운용조건 변화 범위 안에서 얼리지 내부의 잔류에너지는 약 30~40%, 팽창일은 약 20~30%, 탱크벽면 손실은 약 30~50%의 비중을 차지하였다. 결국 추진제탱크 내부로 유입된 전체 에너지량 중에서 탱크벽면을 통한 손실이 가

장 크고, 다음으로 얼리지 내부에 잔류하는 에너지, 팽창일의 순서를 보여주었다. 추진제표면을 통한 에너지 손실은 모든 경우에 있어서 약 1% 이하로서 그 영향이 미미하였다.

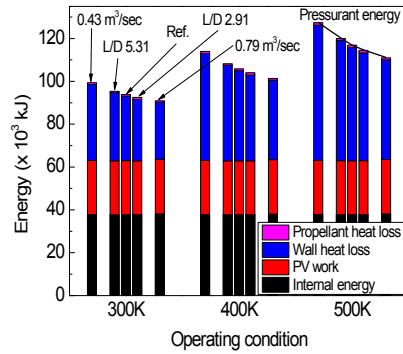


그림 7. 운용조건에 따른 얼리지 내부 에너지 변화

## 5. 결 론

한국형발사체 1단 산화제탱크의 개념 설계 규격에 대하여 가압가스의 온도, 추진제 체적유량, 탱크의 L/D 비율을 운용변수로 하여 가압가스 요구량의 변화를 파악하였다. 가압가스 온도가 300 K에서 400 K로 증가하였을 경우 가압가스 요구량은 약 20% 감소하였고, 400 K에서 500 K로 증가하였을 경우 요구량은 약 13% 감소하였다. 이를 통해 가압가스 온도가 증가할수록 가압가스 요구량은 감소하지만, 감소폭은 줄어든다는 것을 알 수 있었다. 추진제탱크 L/D 비율의 변화와 추진제 체적유량의 변화는 가압가스 요구량에 큰 영향을 미치지 않았다. 계산 조건 범위 내에서 collapse factor는 1.433~2.012의 값을 보여주었는데, 이 값은 추진제공급시험설비에서 수행된 실험데이터에서 얻은 collapse factor보다 작은 값으로써, 추진제탱크의 크기가 커질수록 collapse factor가 작아짐을 보여주었다. 가압가스의 질량유량은 시간의 경과에 따라 점점 증가하였으며, 얼리지 내부의 평균온도는 추진제 배출 초기에 유입되는 가압가스의 영향으로 인해 급격



히 증가하였다가 주변으로의 열손실에 의해 점차 감소하는 경향을 보여주었다. 얼리지에 대한 에너지 분석을 통해 헬륨을 가압가스로 사용하는 경우 잔류에너지는 항상 팽창일의 1.5배가 되고, 잔류에너지와 팽창일을 제외한 모든 잉여에너지는 외부로 손실됨을 알 수 있었다. 가압가스에 의해 얼리지로 유입되는 에너지를 100 %로 보았을 때, 수치해석 조건 범위 내에서 얼리지 내부 잔류에너지는 약 30~40 %, 추진제의 배출에 사용된 일은 약 20~30 %, 탱크벽면을 통한 열손실은 약 30~50 %로서, 전체 에너지량 중 탱크 벽면을 통한 손실이 가장 크다는 것을 확인하였다. 추진제표면을 통한 열손실은 모든 경우에 있어 약 1 %로서 그 영향이 미미하였다.

서, 한국항공우주연구원, 2010

7. Epstein, M., and Anderson, R. E., "An Equation for the Prediction of Cryogenic Pressurant Requirements for Axisymmetric Propellant Tanks", *Advances in Cryogenic Engineering*, Vol. 13, Plenum, New York, 1968, pp. 201-214.
8. William H. Roudebush, "An Analysis of the Problem of Tank Pressurization during Outflow", NASA TN D-2585, 1965

## 참고문헌

1. Ring, E., *Rocket Propellant and Pressurization Systems*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N. J., 1964, pp. 211~245.
2. Nein, M. E., and Thompson, J. F., "Experimental and Analytical Studies of Cryogenic Propellant Tank Pressurant Requirements," NASA TN D-3177, Feb 1996.
3. Stochl, R. J., Maloy, J. E., Masters, P. A., and DeWitt, R. L., "Gaseous Helium Requirements for the Discharge of Liquid Hydrogen from a 1.52 Meter (5 ft) Diameter Spherical Tank," NASA TN D-5621, Jan 1970.
4. 권오성, 김병훈, 조인현, 고영성, "가압가스 온도에 따른 극저온 추진제탱크 가압가스 요구량", 한국항공우주학회지, 제38권 제12호, 2010, pp. 1202~1208.
5. 권오성, 조남경, 조인현, "추진제탱크 얼리지 해석을 위한 기본모델", 항공우주기술, 제9권 제1호, 2010, pp. 125~132.
6. "한국형발사체 선행기반개발사업", SR09070, 교육과학기술부 특정연구 개발사업 연구보고