

論文

경화온도와 자긴 압력이 Type 3 극저온 추진제 탱크에 미치는 영향 연구

강상국*, 김명곤*, 김천곤⁺, 공철원^{**}

Effects of Curing Temperature and Autofrettage Pressure on a Type 3 Cryogenic Propellant Tank

Sang-Guk Kang*, Myung-Gon Kim*, Chun-Gon Kim⁺, Cheol-Won Kong^{**}

ABSTRACT

In this study, effects of curing temperature and autofrettage pressure on a Type 3 cryogenic propellant tank, which is composed of composite hoop/helical layers and a metal liner, were investigated by thermo elastic analysis and composite/aluminum ring specimen tests. Temperature field of a Type 3 tank was obtained from solving the heat transfer problem and, in turn, was used as nodal temperature boundary conditions during the elastic analyses for curing temperature and autofrettage pressure effects. As a result, it was shown that the higher curing temperature was, the more residual compressive stress and tensile stress were induced in composites and metal liner, respectively. On the contrary, autofrettage pressure brought the reduction of these residual thermal stresses caused by cryogenic environments to the tank structure. This tradeoff for curing temperature and autofrettage pressure must be considered in the design and manufacturing stages for a Type 3 cryogenic tank.

초 록

본 연구에서는 열탄성 해석과 복합재/알루미늄 링시편 실험을 통해 성형 온도와 자긴 압력이 복합재와 알루미늄 라이너로 구성된 Type 3 극저온 추진제 탱크에 미치는 영향을 살펴보고자 하였다. 우선 Type 3 탱크의 온도분포를 구한 뒤 이를 경계조건으로 사용하여 성형온도와 자긴 압력의 영향을 고려한 탄성해석을 수행하였다. 그 결과 복합재의 성형온도가 증가할수록 복합재와 알루미늄 라이너에 각각 잔류압축응력과 잔류인장응력이 증가하였다. 한편 자긴 압력은 극저온 환경에 의해 유발된 잔류열응력의 감소를 초래하였으며 자긴 압력의 크기가 증가할수록 이러한 경향은 두드러졌다. 이러한 성형 온도와 자긴 압력의 영향은 Type 3 극저온 추진제 탱크의 설계 및 제작 단계에 반드시 고려되어야 한다.

Key Words : 성형온도(Curing temperature), 자긴 압력(Autofrettage pressure), 극저온(Cryogenic), 타입 3 탱크(Type 3 tank), 열탄성 해석(Thermo elastic analysis)

1. 서 론

우주기술의 중요성이 증가함에 따라 각국에서는 자체적으로

발사체 기술을 보유하기 위한 다양한 연구를 활발히 진행하고 있다. 특히 발사체 무게의 대부분을 차지하는 추진제 탱크의 경량화는 많은 연구자들의 관심분야이며 이를 위해 비강성, 비

* 한국과학기술원 기계공학과 항공우주공학전공

⁺ 한국과학기술원 기계공학과 항공우주공학전공, 교신저자(E-mail:cgkim@kaist.ac.kr)

^{**} 한국항공우주연구원 우주발사체 사업단 구조 그룹

강도가 우수한 복합재료로 탱크재료를 대체하기 위한 연구가 많이 진행되어 왔다[1-3]. 하지만 복합재 탱크가 극저온 상태의 추진제를 저장할 경우 보강섬유와 모재간의 열팽창 계수의 차이로 인해 모재에서 미소균열이 발생하기 쉬우며 이것이 확대되어 연료의 누수로 이어질 수도 있는 단점을 가진다[4-5]. 따라서 복합재 단독으로 탱크에 적용하기에는 아직까지 어려운 부분이 많아 금속 라이너와 함께 사용되는 Type 3 형태를 가지는 경우가 많다[6].

하지만 Type 3 탱크가 성형을 마친 후에는 복합재와 금속 라이너 사이의 열팽창 계수 차이로 인해 잔류열응력이 발생하게 되며 추진제 탱크의 환경인 극저온 상태에서는 이러한 현상이 더 심하게 나타난다. 따라서 성형온도가 Type 3 탱크 구조물의 잔류응력에 미치는 영향을 알아보고 적절한 성형온도를 선정하여 설계 및 제작 단계에 반영되어야 한다.

또한 상용용 고압용기에서 탱크 운용 능력 향상을 위해 일반적으로 많이 사용되는 자진 압력(*autofrettage pressure*)이 극저온 환경에서는 Type 3 탱크 구조물의 응력분포에 어떠한 영향을 미치는지 파악하여 실제 운용단계에서 적용되어야 한다.

이에 본 연구에서는 상용 구조해석 코드인 ABAQUS를 이용해 열탄성 해석을 수행하여 성형온도와 자진 압력이 Type 3 극저온 추진제 탱크에 미치는 영향을 관찰하였다. 또한 Type 3 극저온 탱크를 간단하게 모사할 수 있는 링 시편 실험결과로부터 이와 같은 사실을 검증할 수 있었다.

2. 유한요소해석

2.1 열탄성해석

일반적으로 열탄성 해석은 열전달 문제를 다루는 온도장 (*temperature field*) 해석과 탄성 문제를 다루는 응력/변형장 (*stress/deformation field*) 해석의 연계 유무에 따라 다음과 같은 세가지 방법으로 분류될 수 있다.

(1) Uncoupled method

이 방법은 먼저 응력/변형장 해석을 고려하지 않은 상태에서 주어진 열전달 문제를 풀어 온도장을 구하게 되며, 구해진 온도장은 탄성 해석의 각각의 절점에서 경계조건으로 부가된다. 이러한 방법은 시간과 비용을 절감시킬 수 있고 정상상태 (*steady state*) 해석에 유용하게 사용될 수 있는 장점이 있다. 따라서 본 연구에서 다루는 극저온 탱크의 열탄성 해석에서는 이 방법을 적용하여 복합재와 금속 라이너의 응력분포를 취득하였다.

(2) Sequentially coupled method

Sequentially coupled method는 응력/변형장 해석이 온도장 해석을 근거로 수행되지만, 그 역은 성립하지 않는 경우이다. 즉 시간과 위치의 함수로 취득된 각 절점별 온도가 탄성해석에서 미리 정해진 값(*predefined field*)으로 사용된다.

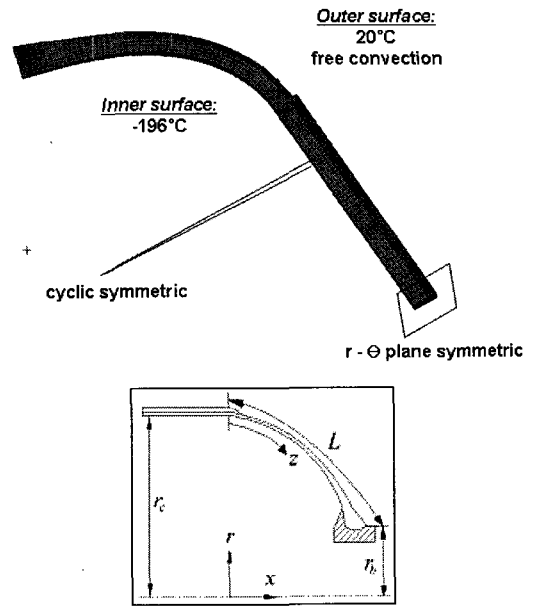


Fig. 1 Type 3 극저온 탱크의 유한요소 모델과 경계조건.

(3) Fully coupled method

이 방법은 응력/변형장과 온도장 해석을 동시에 풀어나가는 방법이다. 열전달 해석의 결과와 탄성 해석의 결과가 서로 큰 영향을 미칠 때 유용한 방법이지만 시간과 비용이 많이 소모되는 단점이 있다.

2.2 Type 3 극저온탱크의 열탄성 해석

일반적으로 Type 3 탱크는 금속 라이너 위에 헬리컬 층 (*helical layer*)과 후프 층(*hoop layer*)으로 복합재가 감기게 된다. 본 연구에서는 실린더 직경이 150mm, 보스 직경이 50mm, 실린더 길이가 140mm인 등장력 돔(*isotensoid dome*) 탱크를 사용하게 되며 이에 대한 유한요소 모델과 경계조건은 Fig. 1과 같다. 알루미늄 라이너($t=4\text{mm}$) 위에 19.5°의 와인딩 각도를 가진 헬리컬 층($t=1.2\text{mm}$)이 있고 라이너의 실린더 부위에는 후프 층($t=1.2\text{mm}$)으로 감겨어 있다. 이를 모사하기 위해 20절점의 고체요소(DC3D20, C3D20)를 사용하였고 사용한 절점과 요소의 수는 각각 9145, 1212개이다. MSC/PATRAN 2003을 사용하여 전처리 작업과 후처리 작업을 수행하였으며 열전달 해석과 탄성해석은 ABAQUS 6.4[7]를 사용하였다. 또한 Fig. 1의 좌표계에서 x와 r은 각각 탱크의 축방향 좌표와 반경을 나타내며 원점은 실린더와 보스의 junction 지점이다.

앞에서 언급했듯이 본 연구에서는 열탄성 해석을 위해 uncoupled method를 사용하게 된다. 즉 주어진 모델에 대해 열전달 해석을 수행하여 절점별 온도값을 얻은 후 이를 경계 조건으로 부가하여 탄성 해석을 수행하게 된다. 열전달 해석에

서는 내부면에 액체 질소 온도인 -196°C 가 부가되며 외부면에서는 20°C 의 자유 대류(free convection)조건을 부가하여 탱크의 온도장을 구하였다. 탄성해석에서는 기본적으로 열전달 해석에서 얻어진 온도장이 유지되는 상황에서 내부면에 압력이 가해지는 형태의 하중조건을 부가하였다. 또한 탱크와 같은 축대칭(axisymmetric) 구조물 해석의 편의를 위해 cyclic symmetric 조건을 부가하였으며 실린더 중간부위에 $r-\theta$ 평면 대칭조건을 각각 경계조건으로 부가하여 모델링을 완료하였다.

성형온도의 영향을 관찰하기 위한 해석에서는 초기 온도(initial temperature)의 값을 변화시켜가면서 해석을 수행하였고 자진 압력의 영향을 위한 해석에서는 내부에 작용하는 압력의 크기를 변화시키면서 해석을 수행했다.

2.3 물성치

본 연구에서 사용되는 Type 3 탱크는 복합재와 금속라이너로 이루어져있다. 복합재는 극저온 추진제 탱크에 적용하기 위해 개발된 T700/Type B를 사용하였으며[8] 금속 라이너로는 알루미늄 6061을 적용하였다.

해석에 사용한 물성치는 온도에 대한 재료의 비선형성을 고려하기 위해 각각의 온도별로 나타냈으며 이전 실험 결과의 데이터와 관련 문헌들로부터 구하였다[8-11]. 복합재 T700/Type B와 알루미늄의 물성은 Table 1과 Table 2에 나타나있다.

2.4 Type 3 탱크의 온도분포

극저온 탱크의 정상상태(steady state) 열전달 해석을 수행한 결과는 Fig. 2와 같다. 열전도계수가 큰 알루미늄은 액체 질소 온도와 거의 동일한 값을 보이며 복합재 후프 층과 헬리컬 층의 외면에도 이와 유사한 매우 낮은 온도의 값을 보이는 것을 알 수 있다.

Table 2 Aluminum-6061의 물성치

온도($^{\circ}\text{C}$)	25	-50	-100	-150	-196
E(GPa)	68.5	70.6	72.0	74.1	76.0
Poisson's ratio, ν	0.33	0.33	0.33	0.33	0.33
Yield stress(MPa)	294.6	313.5	321.3	350.5	377.0
α ($\mu\epsilon/^{\circ}\text{C}$)	23.2	21.3	20.0	16.5	13.3
k(W/mK)	237	237@-73 $^{\circ}\text{C}$, 302@-173 $^{\circ}\text{C}$			317

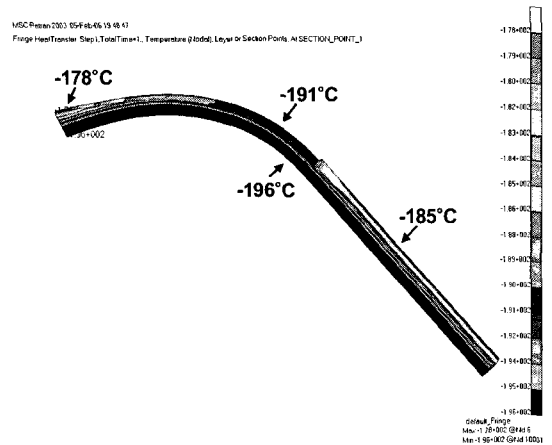


Fig. 2 Type 3 극저온 탱크의 온도 분포.

3. 경화온도의 영향 평가

Type 3 탱크의 성형과정에서 알루미늄 라이너 위에 복합재 와인딩이 끝나면 오토클레이브에서 고온의 성형을 마치게 된다. 성형이 끝난 후 탱크가 상온으로 내려가면 열팽창계수가 낮은 복합재에는 잔류압축응력(residual compressive stress)이, 열팽창계수가 높은 알루미늄 라이너에는 잔류인장응력(residual tensile stress)이 작용하게 된다. 특히 탱크의 운용환경인 극저온 상태로 내려가면 이러한 효과는 더욱 커져 탱크의 응력분포에 큰 영향을 주게 된다. 따라서 경화온도에 따른 극저온 탱크 구조물의 응력분포 경향의 변화를 알아보는 연구가 필요하다.

본 연구에서는 Type B 수지의 경화제(hardener)인 DICY의 경화온도 범위(80°C ~ 130°C) 내에서 해석을 수행해 보았으며 그 결과는 Fig. 3과 같다.

Fig. 3(a)의 결과로부터 성형온도가 증가함에 따라 극저온에서 후프 층 내부의 보강섬유에 작용하는 잔류압축응력이 늘

Table 1 T700/Type B의 물성치

온도($^{\circ}\text{C}$)	25	-50	-100	-150	-196
E_1 (GPa)	143.6	-	-	155.1	158.1
E_2 (GPa)	8.9	-	-	11.9	12.7
G_{12} (GPa)	4.5	-	-	7.5	8.3
ν_{12}	0.3	-	-	0.3	0.3
α_1 ($\mu\epsilon/^{\circ}\text{C}$)	-1.19	-0.39	0.29	1.46	2.54
α_2 ($\mu\epsilon/^{\circ}\text{C}$)	26.0	28.8	24.9	17.6	10.9
k_1 (W/mK)	11.1	8.7@-73 $^{\circ}\text{C}$, 5.7@-173 $^{\circ}\text{C}$		-	5.0
k_2 (W/mK)	0.87	0.68@-73 $^{\circ}\text{C}$, 0.46@-173 $^{\circ}\text{C}$		-	0.41

어나는 것을 확인할 수 있다. 이는 앞에서 언급했듯이 알루미늄의 열팽창계수가 복합재에 비해 매우 크기 때문이다. 탱크의 파손관점에서 볼 때 이러한 복합재 내부의 잔류압축응력은 그 크기만큼 이득이다. 이러한 경향은 Fig. 3(b)의 헬리컬 층의 결과에서도 확인할 수 있다.

또한 해석 수행 결과 알루미늄 라이너는 복합재 층의 결과와는 반대로 각 방향으로 모두 잔류인장응력이 작용하였으며 그 크기를 von Mises 응력으로 표시한 것이 Fig. 3(c)에 나타나 있다. 이러한 결과는 알루미늄 라이너에 작용하는 하중을 증가시켜 알루미늄의 피로수명을 단축시키는 문제점이 예상된다. 따라서 Type 3 탱크의 파손 압력(burst pressure)을 증가시키기 위해서는 성형온도를 증가시키되 알루미늄의 피로수명을 고려한 설계가 반드시 요구된다.

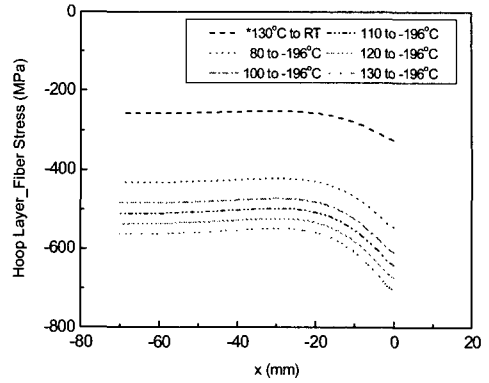
4. 자진 압력의 영향 평가

일반적으로 금속 라이너를 포함하고 있는 필라멘트 와인딩 용기는 성형을 마친 후에 자진 압력 과정을 거친 후 실제 운용을 하게 된다. 자진 압력 과정에서는 운용 압력의 1.5배 이상의 압력을 탱크에 부가하여 금속 라이너에 인위적으로 소성 변형(plastic deformation)을 유발한다. 압력이 제거된 후에는 탄성영역에서 변형되었던 복합재가 금속 라이너의 소성 변형으로 인해 원래의 형태로 복원되지 않아 잔류인장응력이 발생하게 되고 금속 라이너는 잔류압축응력이 유발된다. 이러한 자진 압력의 결과로서 복합재 파손강도를 손해보는 대신에 금속 라이너의 피로수명을 늘릴 수 있는 장점이 있다. 또한 복합재와 알루미늄 사이의 강한 접착도 유발된다. 하지만 극저온에서 자진 압력이 열응력과 함께 작용할 경우에 대한 이해는 부족하다.

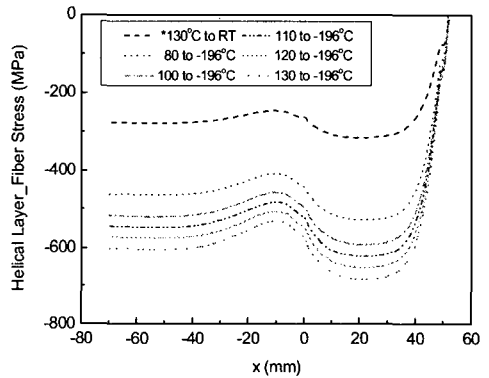
이에 본 연구에서는 자진 압력이 Type 3 극저온 탱크 구조물에 주는 영향과 자진 압력의 크기에 따른 영향을 살펴 보았다. 이를 위해 앞에서와 마찬가지로 열전달 해석을 통해 온도장을 취득하였으며 탄성해석에서는 이를 경계조건으로 사용하였다. 또한 탱크의 안쪽 벽면에는 일정한 내압을 부가하였으며 크기를 변화시키면서 복합재와 알루미늄의 응력분포를 관찰하였다.

4.1 자진 압력이 복합재와 금속 라이너에 미치는 영향

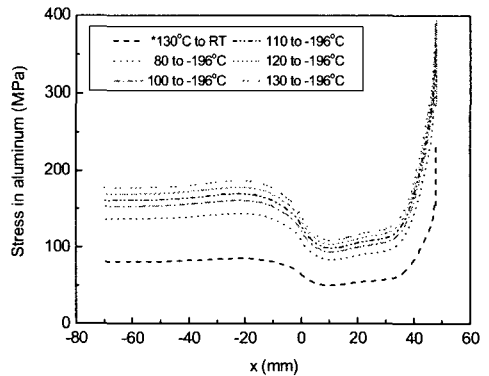
Fig. 4의 결과는 액체질소의 온도(-196°C)로 냉각시킨 다음 ① 알루미늄 라이너에 소성이 생길 만큼의 자진 압력(18MPa)을 가하고 ② 다시 자진 압력을 제거했을 경우 ③에 대해 복합재 후프 층, 헬리컬 층, 알루미늄 라이너 층에서의 응력분포 상태의 변화를 나타낸다.



(a) Hoop layer 바깥면의 섬유방향응력분포

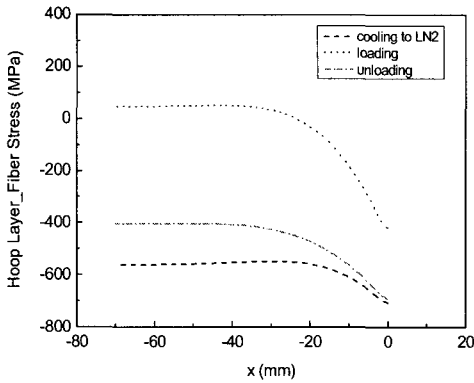


(b) Helical layer 바깥면의 섬유방향응력분포

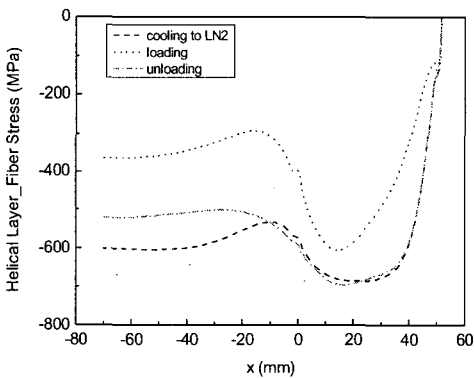


(c) Aluminum liner 바깥면의 von Mises 응력분포

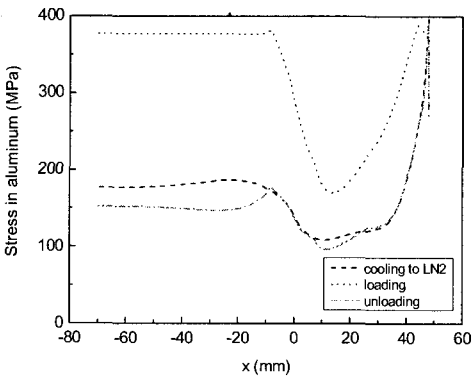
Fig. 3 성형온도에 따른 복합재 층과 알루미늄의 응력분포.



(a) Hoop layer 바깥면의 섬유방향응력분포



(b) Helical layer 바깥면의 섬유방향응력분포



(c) Aluminum liner 바깥면의 von Mises 응력분포

Fig. 4 자기 압력이 복합재 층과 알루미늄의 응력에 미치는 영향.

Fig. 4(a)와 Fig. 4(b)의 결과처럼 일반적인 상온용 고압용기의 자기 압력 이후 거동과는 다르게 Type 3 극저온 탱크의 복합재 내부에는 잔류압축응력이 나타난다. 이는 극저온에 의해 나타나는 잔류압축응력의 크기가 자기 압력이 주는 잔류인장응력에 비해 복합재 응력분포에 더 많은 영향을 주는 것을 의미한다. 마찬가지로 알루미늄 라이너에 작용하는 응력은 극저온의 조건을 부가했을 때의 응력분포와 마찬가지로 잔류인장응력으로 나타났으며 von Mises 응력으로 Fig. 4(c)에 도시하였다.

한편 Fig. 4(a)의 결과로부터 복합재 후프 층은 자기 압력을 가한 후 섬유방향의 잔류압축응력의 크기(-403MPa)가 극저온 조건만 부가했을 경우의 응력(-560MPa)에 비해 줄어드는 것을 알 수 있다. 이것은 Fig. 4(b)의 복합재 헬리컬 층 결과에서도 마찬가지이다. 이러한 결과는 탱크 내압을 주로 담당하는 복합재의 최종 파손 하중이 낮아지는 것을 초래하여 탱크 파손강도의 관점으로 볼 때 불리하다.

Fig. 4(c)의 결과를 살펴보면 알루미늄 라이너에 작용하는 잔류인장응력의 크기(151MPa)가 자기 압력을 가하기 이전의 응력(180MPa)에 비해 감소하는 것을 알 수 있다. 이는 운용 과정에서 알루미늄 라이너에 작용하는 하중을 감소시켜 라이너의 수명을 늘려주는 효과가 있다.

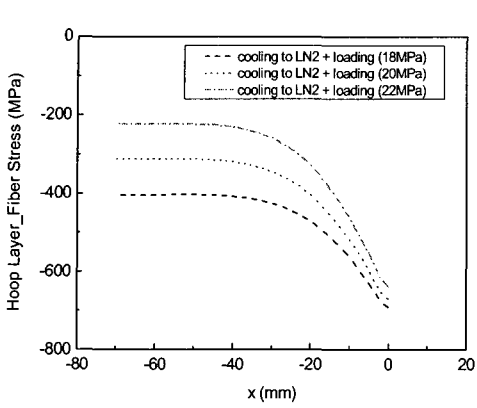
4.2 자기 압력의 크기에 따른 영향

자기 압력의 크기를 변화시키면서 복합재층과 알루미늄 라이너 내부의 응력분포 변화를 살펴보았다. Fig. 5(a)와 Fig. 5(b)의 결과로부터 자기 압력의 크기가 증가할수록 복합재 후프 층과 헬리컬 층의 잔류압축응력의 크기가 낮아지는 것을 확인할 수 있다. 마찬가지로 Fig. 5(c)와 같이 알루미늄 라이너의 잔류인장응력의 크기 또한 낮아진다.

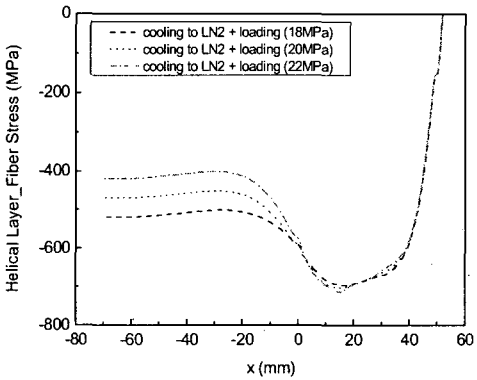
5. 복합재/알루미늄 링 시편을 이용한 검증 실험

복합재/알루미늄 링 시편은 실제 제작공법과 기하학적인 특성을 고려한 제작이 가능하고 실험방법이 비교적 용이하여 Type 3 탱크구조의 거동을 예측하기 위한 예비실험을 수행하기에 적합하다[12]. 본 연구에서 사용한 복합재/알루미늄 링 시편의 형상은 Fig. 6과 같다[13]. 또한 Fig. 7은 극저온 시험장치를 나타낸다.

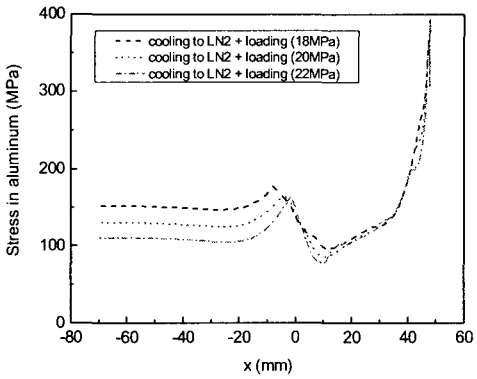
우선 자기 압력의 영향을 평가하기 위해 Fig. 8과 같이 복합재/알루미늄 링 시편을 -150°C 에서 6회 하중사이클(0~20kN)을 가한 후 최종 파손시켜 강도를 비교하는 시험을 수행하였다. 1회 사이클을 수행하는 과정에서 알루미늄의 소성이 발생한 것을 확인할 수 있으며 이러한 현상은 Type 3 탱크에서 자기 압력이 가해지는 경우와 동일한 과정이다. 이 실험의 결과 최종 파손 강도는 2440MPa이며 이는 복합재로만 구성된 링 시편의 -150°C 에서의 인장 강도(2709MPa) 보다 낮은 값이다[13]. 따라서 자기 압력이



(a) Hoop layer 바깥면의 섬유방향응력분포



(b) Helical layer 바깥면의 섬유방향응력분포



(c) Aluminum liner 바깥면의 von Mises 응력분포

Fig. 5 자진 압력의 크기에 따른 복합재 층과 알루미늄의 응력분포.

복합재/알루미늄 링 시편의 최종강도 저하에 큰 영향을 주었음을 알 수 있다. 이러한 실험결과는 본 연구에서 수행된 해석결과와 경향과도 일치한다.

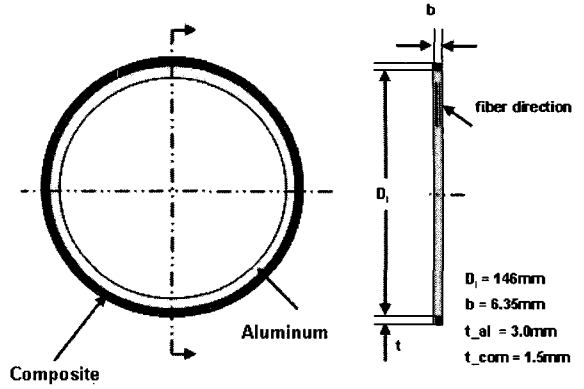


Fig. 6 복합재/알루미늄 링 시편의 형상[13].



Fig. 7 복합재/알루미늄 링 시편의 극저온 시험장치[13].

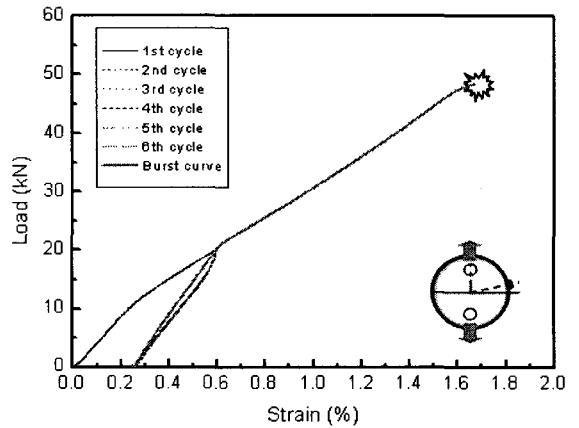


Fig. 8 복합재/알루미늄 링 시편의 하중-변형률 곡선[13].

다음으로 성형온도의 영향을 살펴보기 위해 성형온도를 다르게 하여 시편을 제작하였다. 성형시간은 ASTM E 2070을

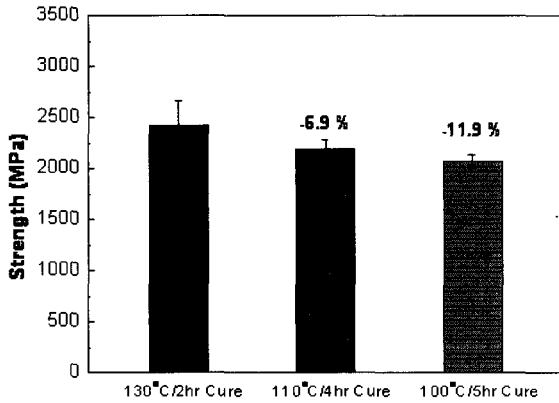


Fig. 9 각 성형온도에서의 복합재/알루미늄 링 시편의 파손 강도.

참조하여 DSC(Differential Scanning Calorimetry) 장비로부터 발열량이 수렴하는 시간으로부터 취득하였다. 성형온도는 130°C, 110°C, 100°C로 선정하였으며 성형시간은 각각 2시간, 4시간, 5시간이다. 제작된 복합재/알루미늄 링 시편을 이용하여 앞에서와 마찬가지로 -150°C에서 0~20kN의 6회 하중 사이클 후 최종 강도를 취득하였다.

Fig. 9는 각 성형온도에서 파손 강도를 비교한 결과를 나타낸다. 성형온도가 낮아질수록 파손 강도는 130°C에서의 결과에 비해 110°C에서는 6.9%, 100°C에서는 11.9% 감소하는 것을 확인하였다. 따라서 파손강도를 증가시키기 위해서는 성형온도를 증가시키는 것이 바람직함을 알 수 있으며 이는 해석 결과의 경향과도 일치한다.

6. 결론

본 연구에서는 Type 3 극저온 추진제 탱크 구조의 열탄성 해석과 복합재/알루미늄 링 시편실험으로부터 성형온도와 자진 압력이 Type 3 탱크 구조물에 미치는 영향을 살펴보았으며 결론은 다음과 같다.

- (1) 경화 온도가 증가할수록 복합재 층에 작용하는 섬유방향 잔류압축응력이 증가하고 알루미늄 라이너에 작용하는 잔류인장응력이 증가한다.
- (2) 극저온 상태의 자진 압력이 가해진 경우 극저온 환경에 의한 열응력이 자진 압력에 비해 주요하게 나타나서 복합재 층에는 여전히 잔류압축응력이 작용하고 알루미늄 라이너에는 잔류인장응력이 작용한다. 하지만 자진 압력을 가하기 이전에 비해 잔류 열응력의 크기가 감소한다.
- (3) 자진 압력의 크기가 증가할수록 복합재 층에서는 극저온 환경으로 인한 잔류압축응력의 크기가 작아지고 알루미늄

층에서는 잔류인장응력이 감소한다.

(4) 자진 압력 효과에 의한 복합재와 알루미늄의 응력분포는 성형온도에 의한 효과와는 반대로 나타난다. 따라서 이러한 경향을 Type 3 극저온 탱크의 설계단계에 잘 반영하여 탱크의 파손강도를 높이는 관점과 알루미늄 라이너의 피로수명을 연장하는 관점의 적절한 절충안이 필요하다.

특히, KSLV-1과 같이 재사용 발사체(reusable launch vehicle)가 아닌 경우에는 라이너의 피로문제보다 탱크의 파손강도가 더 큰 관심사이므로 이를 위해서는 복합재의 성형온도를 증가시키고 자진 압력을 최소화하는 것이 적합하다.

후 기

본 연구는 소형위성 발사체(KSLV-1) 개발 사업의 일환으로 한국항공우주연구원에서 위탁연구지원을 받아 (주)한국화이바와의 협력 하에 수행된 것이며, 지원에 대해 감사드립니다.

참고문헌

- 1) G. Vendroux, M. Auberon, J. Dessaut, "Cryogenic Composite Tanks: Structural analysis and manufacturing concepts," 42nd International SAMPE Symposium, pp. 828-838, 1997.
- 2) R. Heydenreich, "Cryotanks in Future Vehicles," Cryogenics, Vol. 38, pp. 125-130, 1998.
- 3) A. Pasquier, V. Peypoudat, Y. Prel, "Liquid Hydrogen Composite Tank for Two Stages To Orbit Reusable Launch Vehicle," 23rd International Symposium on Space Technology and Science, 2002.
- 4) B. W. Grimsley, R. J. Cano, N. J. Johnson, A. C. Loos, W. M. McMahon, "Hybrid Composites for LH2 Fuel Tank Structure," International SAMPE Technical Conference Series, Vol. 33, pp. 1224-1235, 2001.
- 5) K. S. Whitley, T. S. Gates, "Thermal/mechanical Response and Damage Growth in Polymeric Composites at Cryogenic Temperatures," Structures, structural dynamics, and materials conference; 10th AIAA/ASME/ASCE/AHS adaptive structures forum, 4th AIAA non-deterministic approaches forum, 3rd AIAA gossamer spacecraft forum, 2002.
- 6) T. Shimoda, Y. Morino, T. Ishikawa, T. Morimoto, S. Cantoni, "Study of CFRP Application to Cryogenic Fuel Tank for RLV," Proceeding of the Japan International SAMPE Symposium, Vol. 7, pp. 275-278, 2001.
- 7) ABAQUS/Standard User's Manual, Hibbit, Karlsson & Sorensen. Inc.

- 8) 김명곤, 강상국, 김철용, 김천곤, 공철원, “극저온 환경에서 탄소섬유강화 복합재료의 수지조성변화에 따른 인장물성 측정,” 제5회 우주발사체기술 심포지움, pp. 318-323, 2004.
- 9) 강상국, 김명곤, 김천곤, 공철원, “복합재-알루미늄 양면접착기 조인트를 이용한 접착제의 극저온 물성 평가,” 제6회 우주발사체기술 심포지움, pp. 31-37, 2005.
- 10) F. P. Incropera, D. P. DeWitt, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, 1996.
- 11) S. S. Tompkins, “Thermal Expansion of Selected Graphite-Reinforced Polyimide-, Epoxy-, and Glass-Matrix Composites,” *International Journal of Thermophysics*, Vol. 8, No. 1, pp.119-132, 1987.
- 12) 윤성호, 김천곤, 조원만, “필라멘트 와인딩된 링시편을 이용한 인장특성 평가,” 대한기계학회지, 제19권, 제6호, pp. 3-12, 1995.
- 13) 김명곤, 강상국, 김천곤, 공철원, “복합재/알루미늄 링 시편의 극저온 인장특성 평가,” 제7회 우주발사체기술 심포지움, pp. 152-158, 2006.