

論文

복합재 압력용기의 돔 형상 설계 및 성능 평가

황태경^{*+}, 박재범^{*}, 김형근^{*}, 도영대^{*}, 문순일^{*}

Dome Shape Design and Performance Evaluation of Composite Pressure Vessel

Tae-Kyung Hwang^{*+}, Jae-Beom Park^{*}, Hyoung-Geun Kim^{*}, Young-Dae Doh^{*}, Soon-Il Moon^{*}

ABSTRACT

Dome shape design methods of Filament Winding (FW) composite pressure vessel, which can suggest various dome contour according to the external loading conditions, were investigated analytically and numerically. The performance indices(PV/W) of the pressure vessels with same cylinder radius and boss opening but different dome shape were evaluated by finite element analysis under the internal pressure loading condition. The analysis results showed that as the dome shape becomes flat, the performance index decreases significantly due to the reduced burst pressure. Especially, for the case of the high value of the parameter r_o , the ratio between the radii of the cylinder part and the boss opening, the flat dome is disadvantageous in the aspect of the weight reduction, and additional reinforcing dome design technique should be required to increase the burst pressure. For example, above $r_o=0.54$ condition, the dome shape change according to the loading condition could cause the low burst pressure and increase of composite weight in dome region and is not recommendable except for the special case that maximum inner volume or sufficient space between skirt and dome is the primary design objective. However, at $r_o=0.35$, the dome shape change brings not so significant differences in the performance of FW vessel.

초 록

시스템 요구 조건에 따른 다양한 돔 형상 설계를 위하여 외부 하중이 고려된 돔 형상 설계 식이 제시되었고, 동일 원통부와 보스 오프닝을 가지면서 다른 돔 형상을 갖는 압력 용기의 성능(파열압력*내부용적/복합재무게) 변화를 유한요소해석을 통하여 평가하였다. 해석 결과는 돔 형상이 낮아질수록 파열 압력이 저하되어 압력 용기 성능이 저하됨을 나타내었다. 특히 원통부 반경과 보스 오프닝 간의 비를 나타내는 보스 오프닝 크기 비율(ρ_o)이 큰 경우는 돔 형상이 낮아짐에 따라 복합재 무게 증가율이 크게 나타남으로서 압력 용기 성능 저하의 원인이 되었고, 파열 압력 상승을 위하여 돔 부위에 추가적인 보강설계가 요구되었다. 예를 들어 $\rho_o=0.35$ 이하의 돔인 경우, 돔 형상 변화가 크지 않음으로서 돔 형상 변화에 따른 압력 용기 성능 변화도 크지 않은 것으로 나타난 반면, $\rho_o=0.54$ 이상의 압력 용기인 경우 낮은 돔으로 변화됨에 따라 파열 압력 감소와 복합재 무게 증가로 압력 용기 성능 저하가 비교적 크게 나타나서 압력 용기 내부 용적 증가나 스커트와 돔 간의 공간 확보가 우선인 설계 조건을 제외하고는 낮은 돔 형상 설계가 바람직하지 않은 것으로 나타났다.

Key Words : 복합재압력용기(composite pressure vessel), 돔 형상(dome shape), 성능(performance), 응력해석(stress analysis)

* 국방과학연구소 기술연구본부 추진기관부

*+ 국방과학연구소 기술연구본부 추진기관부 교신저자(E-mail:cais99@hanmail.net)

1. 서론

필라멘트 와인딩(filament winding) 공법으로 제작되는 압력 용기(pressure vessel)는 섬유의 인장 강도가 주된 구조 설계 인자로서 비 강도와 비 강성이 우수한 섬유강화 복합재의 장점을 가장 잘 구현한 구조물이라 할 수 있다. 이러한 복합재 압력용기는 전/후방 돔(dome)과 원통부(cylinder)로 구성되며, 경우에 따라 전/후방 스커트(skirt)가 포함된다. 이때 원통부가 내압에 의한 원주 방향 하중을 담당하는 반면에 전/후방 돔 부위는 주로 내압에 의한 축 방향 하중을 담당하는 주요 역할을 한다. 그리고 돔 부위에는 원통부와 경계를 이루는 접선부(tangent line) 및 금속 보스(boss) 장착 지점이 존재하여 이 지점에 형상과 강성의 불일치로 인한 급격한 변형 구배 현상이 발생함으로써, 돔 부위는 압력 용기 내에서 구조적으로 가장 취약한 지점이 된다. 특히 돔 부위는 제작 공정 변수 영향과 돔 형상 변화에 따라 와인딩 시 섬유의 미끄러짐과 몰림 현상이 민감하게 발생하여 설계/제작 시 많은 주의를 요하는 중요 지점이다. 이러한 이유로 돔 부위 성능의 최적화를 위한 돔의 형상 설계에 대해 많은 연구가 진행되어왔다. Zickel[1]은 헬리컬 와인딩(helical winding) 공정 시 섬유의 최소 궤적(geodesic trajectory)을 이용한 등장력 돔(isotensoid dome) 형상 식을 제안하였고, Harting[2]은 폴라 와인딩(polar winding)용 돔 형상 식을 제시하였다. 그리고 Uemura[3]는 여러 가지 방법으로 등장력 돔 형상 식을 유도하여 일본 로켓 모터에 적용하였다. 그러나 등장력 돔 형상은 보스 오프닝 크기에 따라 형상이 고정되는 한계성을 가짐으로서, 시스템 요구조건에 따른 돔 형상 설계의 유연성을 갖기 위해 돔 부위 오프닝 압력과 관성력을 고려한 새로운 돔 형상 설계 방법이 제시되었다[4-5]. 이와 같은 설계에 의해 구현된 돔 형상과 압력용기 성능간의 관계를 규명하기 위한 연구와 돔 부위 파열 압력을 증가시키기 위한 보강 설계 연구가 이루어졌다[6-7]. 그리고 전/후방 오프닝 크기 차이가 일정 크기를 벗어난 경우 와인딩 시 섬유의 미끄러짐이 발생하여, 미끄러짐 계수(slipping factor)를 최소화하는 미끄러짐 방지(non-slipping) 돔 형상 설계법[8-9]과 등장력 돔의 변곡점 이후까지 돔 형상을 결정하는 기법[10] 등 여러 형태의 돔 형상 설계 방법이 제안되었다. 이와 같은 공정 최적화 목적의 돔 형상 설계 이외에도 압력용기의 성능계수(performance factor)와 돔 부위 섬유 응력을 목적함수로 하는 최적화 돔 형상 설계 방법도 최근에 발표되고 있다[11-12]. 그러나 이러한 돔 형상은 성능만 고려됨으로써, 돔 형상이 등 장력 돔보다도 원통(cylinder) 형태에 가까운 돔 형상을 나타내므로 압력 용기 내부 용적이나 전, 후방 인테 페이스 공간을 요구하는 경우엔 적용성의 문제점이 존재한다. 이와 같이 여러 목적에 따른 다양한 돔 형상 설계가 이루어져 왔지만 압력용기 성능에 영향을 미치는 설계 변수가 다수 존재하여, 돔 형상 변화와 압력 용기 성능에 관한 연구는 특정 돔 형상에 한정되었다.

그러므로 본 연구는 내부 용적을 높이며, 전/후방 스커트 연결부의 공간 확보를 위한 낮은 돔 적용성을 확인하기 위해 돔 형상 설계 기법[5]을 보완한 설계 식을 확립한 후, 적용 가능한 보스 오프닝별 돔 형상 변화를 해석 변수로 하는 설계변수 응력 해석을 통해 압력용기의 성능 변화를 고찰하였다.

2. 돔 형상 설계

압력용기 돔 형상은 금속재인 경우 최대 전단 응력 값이 위치별로 일정 조건을 충족하는 Bienzeno형 돔과 접선부 응력을 최적화하는 Cassinian형 돔이 주로 적용되고, 그밖에 원주 및 자오선 방향의 응력이 동일하게 발생하도록 설계된 돔 등이 사용되고 있다. 반면에 필라멘트 와인딩으로 제작되는 복합재 압력 용기인 경우, 내압 작용시의 응력분포 뿐만 아니라, 와인딩 적용에 따른 제작 가능성(섬유의 미끄러짐 등)도 고려하여 돔 형상을 설계하여야 한다. 본 장에서는 돔 형상을 생성하기 위한 형상식이 만족해야 하는 조건식과 각종 하중 조건에 대해 돔 부의 섬유가 일정한 장력(tension)을 받기 위한 형상 식에 대해서 서술하였다.

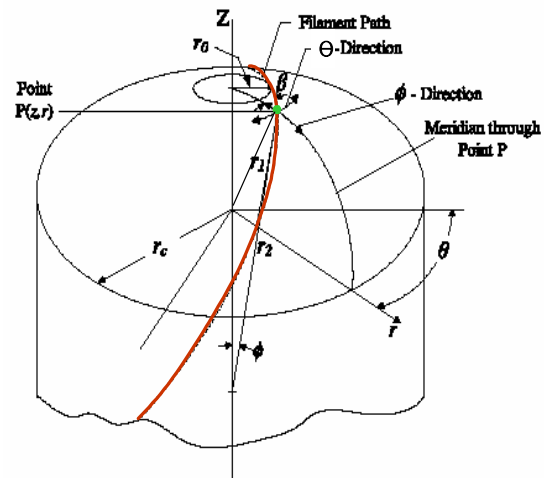


Fig. 1 Dome curvature and filament winding path.

Fig. 1은 전형적인 복합재 돔 형상과 돔을 구성하는 각 방향 곡률(curvature) 그리고 와인딩되는 섬유의 궤적을 나타내고 있다. 그림에서 r_1 , r_2 는 돔을 구성하는 자오선(meridian)과 원주(hoop)방향의 곡률을 나타내고, ϕ 와 θ 는 자오선과 원주 방향 각도를 의미한다. 그리고 r_c 와 r_0 는 원통부와 보스 오프닝(opening)부의 반경을 나타낸다. 그리고 와인딩 특성으로 돔에 와인딩 되는 섬유의 적층 각도가 돔의 자오선을 따라 변함을 볼 수 있다.

2.1 복합재 돔 형상식의 기본 요소

복합재 돔 형상식은 다음과 같은 5가지 기본 요소식을 만족시킴으로써 와인딩이 가능한 돔을 구성할 수 있다.

1) 자오선 및 원주방향 곡률 방정식

$$\frac{r_1}{r_c} = -\frac{[1+\dot{\zeta}^2]^{3/2}}{\ddot{\zeta}} \quad (1)$$

$$\frac{r_2}{r_c} = -\frac{\rho\sqrt{\dot{\zeta}^2+1}}{\ddot{\zeta}} \quad (2)$$

여기서 r 및 z 는 돔의 반경방향 좌표 및 축방향 좌표를 복합재 압력용기 원통부 반경 r_c 로 나눈 무차원 수이다.

2) 압력용기의 내압 막 응력(membrane stress) 관계식

$$\frac{N_\phi}{r_1} + \frac{N_\theta}{r_2} = p \quad (3)$$

여기서, N_ϕ , N_θ 는 원주방향 및 자오선방향의 단위길이당 힘, p 는 내압이다.

3) 섬유장력에 대한 넷팅(netting) 방정식

$$N_\phi = lN_T \cos^2 \alpha, \quad N_\theta = lN_T \sin^2 \alpha \quad (4)$$

$$\tan^2 \alpha = \frac{N_\theta}{N_\phi} \quad (5)$$

여기서, N 은 1개 layer의 단위 폭 당 섬유 수, l 은 총 layer수, T 는 섬유에 걸리는 인장력, a 는 자오선을 기준으로 한 섬유의 적층 각이다.

4) 섬유가닥수 보존에 관한 연속방정식

$$l = l_c \frac{r_c \cos \alpha_c}{r \cos \alpha}, \quad t = t_c \frac{r_c \cos \alpha_c}{r \cos \alpha} \quad (6)$$

여기서, r 및 r_c 는 각각 Dome 중심축상의 임의의 위치와 돔부와 원통부와의 접점부에서의 반경이며, t , l , a 및 t_c , l_c , a_c 는 각각의 위치에서의 복합재의 두께, layer수 및 섬유의 적층 각이다.

5) 측지선(geodesic) 관계식

$$\sin \alpha = \frac{r_c}{r} \sin \alpha_c \quad (7)$$

위의 관계식은 곡면상의 최단경로인 측지선(Geodesic Line)이 만족해야 하는 관계식이며, Fig. 2에 나타난 것과 같이 모멘트 평형에 관한 조건이기도 하다. 한편, 복합재 압력용기 양 끝단부의 보스 오프닝에서는 섬유 적층각은 90° 가 되는 것으로 고려하면 식 (7)은 다음의 관계식으로 나타난다.

$$\sin \alpha = \frac{r_o}{r} \quad (8)$$

여기서, r_o 는 보스부의 반경이다.

복합재 연소관의 돔 형상 식은 이상의 5가지 식을 조합하여 구성되며, 설계자에 따라 다양한 형태의 관계식을 유도하는 것이 가능하나, 결과로 얻어진 돔 형상은 동일하다.

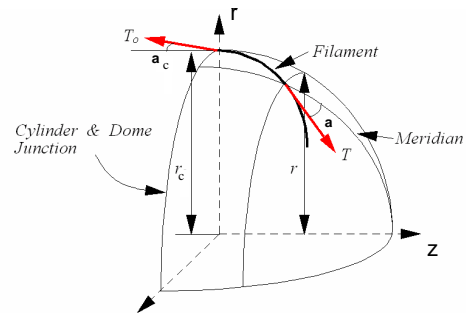


Fig. 2 Momentum equilibrium for the z-axis on the geodesic line.

2.2 외부 하중 및 사용조건을 고려한 등 장력 돔 형상

단순히 내압만을 고려하는 압력용기와는 달리 로켓 모터(rocket motor)용 복합재 연소관(composite motor case)은 운용 중 받게 되는 다양한 외부하중 영향과 노즐 등의 장착을 위한 돔 부의 오프닝을 고려해야 한다. 그러므로 외부 하중 상태에 따른 등 장력 돔 형상 식을 다음과 같이 구현하였다.

2.2.1 내압 하중만을 고려하는 경우

Fig. 3과 같이 균일 내압 p 가 돔 전체에 작용하는 것을 가정하면, 막 응력의 자오선 성분 N_θ 및 원주방향 성분 N_ϕ 은 식 (9)로 나타내어진다.

$$N_\phi = \frac{pr_2}{2}, \quad N_\theta = \frac{pr_2}{2} \left(2 - \frac{r_2}{r_1}\right) \quad (9)$$

위의 관계식에 식 (5)와 식 (8), 그리고 곡률에 관한 기하학적 관계식인 식 (1)과 식 (2)를 적용하여 정리하여 다음과 같은 최종적인 돔 형상 식을 구하였다[3].

$$\frac{d\zeta}{d\rho} = -\frac{\rho^3(1-\rho_o^2)^{1/2}}{[\rho^2-\rho_o^2-(1-\rho_o^2)\rho^6]^{1/2}} \quad (10)$$

여기서 ρ_o 는 보스오닝부의 반경을 원통부 반경으로 나눈 무차원 값을 나타낸다. Fig. 4는 식 (10)에 의해 생성된 돔 형상으로, $\rho = \rho_o \sqrt{2/3}$ 의 위치에서 변곡점이 존재한다. 이는 식의 유도과정에서 기본가정으로 돔의 오프닝을 고려하지 않았으나 실제 돔 형상의 생성시 축지선 관계식에서 돔 오프닝을 고려하기 때문에 나타난 현상으로 실제 돔 형상 설계 시에는 $\rho < \rho_o \sqrt{2/3}$ 인 곡선만을 사용한다.

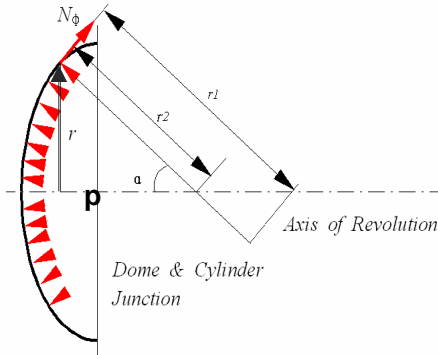


Fig. 3 Force equilibrium between inner pressure and meridian force.

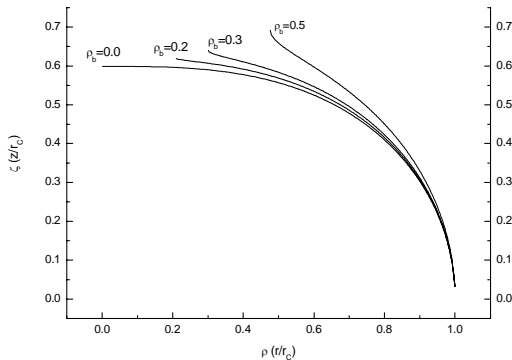


Fig. 4 Isotensoid dome shape for various opening ratio.

2.2.2 추력(thrust) 및 관성력(inertia force)의 영향

작용-반작용의 원리를 고려하면 로켓 모터의 추력은 연소간 전체에 걸쳐서 압축력을 작용시킨다. 대부분의 압축력은 스키프를 통해서 지지되나, 비행 속도가 매우 빠른 경우 오프닝부의 보스와 복합재 돔의 무게에 의해 관성력(F)이 돔 부위에 압축력으로 작용하게 된다. Fig. 5는 이러한 하중상태를 도식적으로 나타낸 것이다.

$$2\pi r N_\phi \sin\alpha = \int_0^r p 2\pi r dr - F$$

$$N_\phi = \frac{pr}{2\sin\alpha} - \frac{F}{2\pi r \sin\alpha} \quad (11)$$

이때 식의 간략화를 위해 다음과 같은 무차원 수 I_F 를 도입한다.

$$I_F = \frac{F}{\pi r_c^2 p} \quad (12)$$

식 (11)-(12)과 막응력 관계식 (4) 그리고 압력 용기 접선부의 경계조건을 이용하고, 기하학적 관계식을 통해 식 (13)을 구한다.

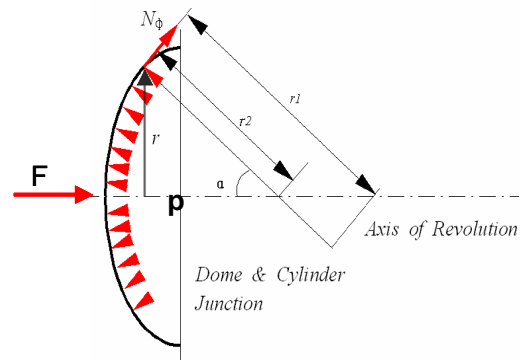


Fig. 5 Force equilibrium on the dome considering inertia force.

$$\sin\alpha = \frac{d\zeta/d\rho}{\sqrt{1+(d\zeta/d\rho)^2}} = \frac{\cos\alpha_c \rho^2 - I_F}{\cos\alpha_c (1 - I_F)}$$

$$\text{where } \rho = \frac{r}{r_c}, \quad \zeta = \frac{z}{r_c} \quad (13)$$

위 식을 dz/dr 에 대해서 정리하면 I_F 를 변수로 하는 돔 형상 결정 미분방정식을 얻는다. Fig. 6은 ρ_o 가 0.35일 때 식 (13)을 적분하여 얻은 I_F 값에 따른 돔 형상을 나타낸다.

관성력이 없는 $I_F=0$ 인 경우는 2.2.1절의 등장력 돔과 일치하고, 관성력이 커짐에 따라 I_F 가 증가하여 돔 형상이 원통부 쪽으로 구부러지는 형상을 나타내고 있다. 이때 오프닝 압력 하중인 $I_F = \sin^2\alpha_o$ 까지는 오프닝 끝단 영역까지 변곡점 없는 곡선을 얻을 수 있으나, 이 값 이상의 경우에는 돔이 함몰되는 이상(異狀)형상을 나타낸다.

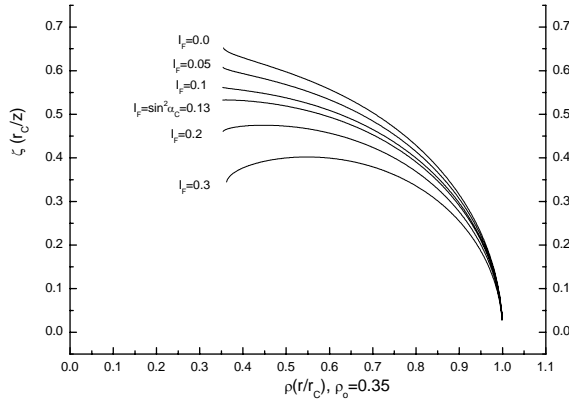


Fig. 6 Changing of dome shape for the index of inertia force(I_F).

2.2.3 보스 오프닝 하중영향

로켓 모터의 복합재 연소관의 후방부에는 노즐의 장착으로 인한 오프닝이 존재하게 된다. 이러한 오프닝의 존재는 막응력의 자오선방향 응력 성분에 큰 영향을 주게 되어, 돔 형상 설계 시에 이러한 영향을 고려해야한다. Fig. 7에 나타낸 바와 같이 반경 h 의 오프닝이 존재하는 연소관 돔에 균일 내압 p 가 작용하는 경우, 자오선 방향 막 응력은 식 (14)-(15)로 유도된다.

$$2\pi r N_\phi \sin\alpha = \int_h^r p 2\pi r dr \quad (14)$$

$$N_\phi = \frac{1}{r \sin\alpha} \int_h^r p r dr$$

$$N_\phi = \frac{p r_2}{2} \left(1 - \frac{h^2}{r^2}\right) \quad (15)$$

식 (14)를 넷팅 방정식의 자오선방향 관계식과 일치시키고, $\sin\alpha = h/r$ 을 고려한 다음 미소요소의 삼각함수 관계를 통해 다음 식으로 나타내어진다.

$$\frac{l_o N T a \cos\alpha_o}{p} = \frac{r}{2} \left[1 + \left(-\frac{dr}{dz} \right)^2 \right]^{1/2} (r^2 - h^2)^{1/2} \quad (16)$$

식 (16)의좌변을 b 라 놓은 후 dr/dz 에 대해서 정리하면 식 (17)이 얻어진다.

$$-\frac{dr}{dz} = \left[\frac{4b^2 - (r^4 - h^2 r^2)}{r^4 - h^2 r^2} \right]^{1/2} \quad (17)$$

식 (17)을 연소관 접선부의 $dr/dz=0$ 인 경계조건을 적용하여 b 를 구한 후, 정리하면 다음의 최종 돔 형상 관계식이 얻어진다.

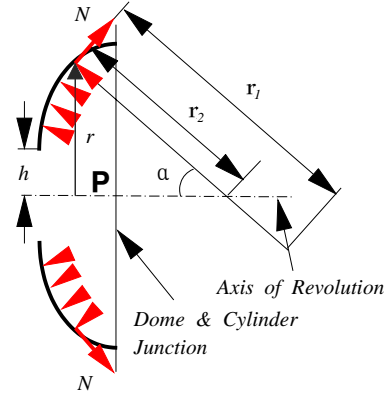


Fig. 7 Force equilibrium on the dome with end opening of h .

$$\zeta = \int_1^\rho \left[\frac{\rho^4 - \rho_b^2 \rho^2}{1 - \rho_b^2 - (\rho^4 - \rho_b^2 \rho^2)} \right]^{1/2} d\rho \quad (18)$$

Fig. 8에 보스 오프닝을 고려한 여러 종류의 돔 형상 결과를 나타내었다. 식 (18)의 결과는 오프닝 부근에서의 변곡점이 발생하지 않아 보스 접합부까지 일정한 곡선으로 형상 설계가 가능하다. 특히, 오프닝이 큰 경우에도 안정된 곡선을 구할 수 있고, 식 (18)은 식 (13)에 오프닝 압력을 적용한($I_F=\sin^2\alpha_o$) 경우의 돔 형상을 나타낸다.

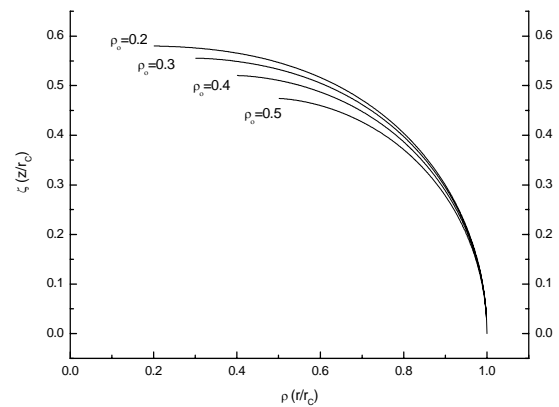
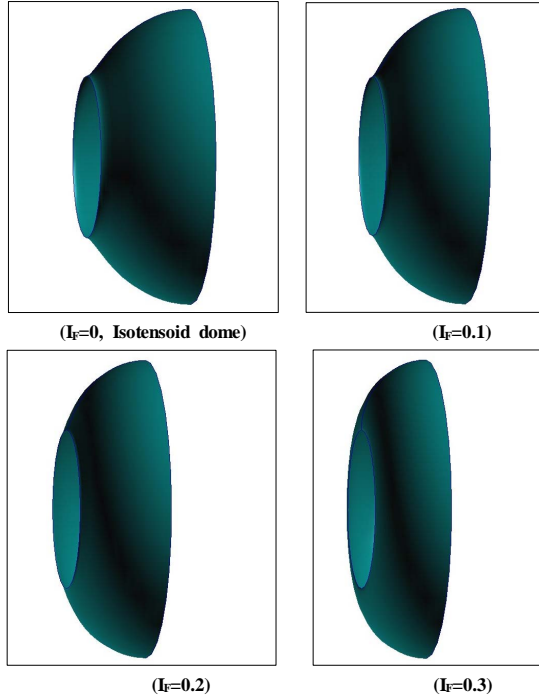


Fig. 8 Changing of dome shape for opening ratio by eq.(18).

이상과 같이 돔 부위는 외부 하중에 따라 여러 형태의 돔 형상으로 생성되며, 특히 외부 하중이 돔 형상의 변수로 적용되는 식 (13)은 동일 보스 오프닝에 대해 여러 형태의 돔 형상 설계를 가능하게 해준다. Fig. 9는 보스 오프닝이 $\rho_o=0.54$ 일 때, 외부 하중 크기별 돔 형상 변화를 나타내고 있다.

Fig 9 Dome shapes for the change of inertia load ($\rho_o=0.54$).

3. 구조 응력 해석

2장의 돔 형상 설계식의 유도에서는 로켓 모타용 연소관에 작용하는 외력(비행하중, 추력, 관성력 등)이 고려되었으나, 실제 연소관의 개발 및 운용에서는 내압 작용 하에서의 구조 안전성을 확보하는 것이 중요하다. 그러므로 다양한 외력조건에 대해 생성된 돔형상에 대한 압력 용기의 성능변화를 확인하기 위해 상용 유한 요소 해석 코드인 ABAQUS Standard를 이용한 설계 변수 응력 해석을 수행하였다. 적용 요소는 기하학적 불연속성 영향 구현과 층별 파손 해석이 가능한 3차원 적층 솔리드요소(C3D20R)를 이용하였다.

$$Performance = PV / W \quad (19)$$

(W:복합재무게, V:내부부피, P: 파열압력)

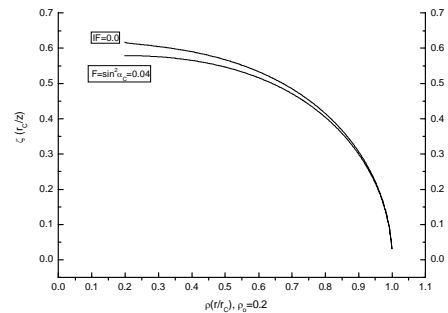
이때 본 연구 대상 압력용기는 표준시험압력용기로 사용 중인 반경 250.0(mm)의 압력 용기로써 Toray사(日)의 T700-12K 섬유와 에폭시 수지(Epon 826)를 이용하여 헬리컬(helical) 3-컬레(layer)와 후프(hoop) 7 층(ply)으로 와인딩되며 돔 부위는 순수 헬리컬 층인 $[(\pm 27)_3]$ 로 구성된다. Fig. 10과 같이 대부분의 돔에 이용되는 3종의 보스 오프닝($\rho_o=0.2/0.35/0.54$)과 오프

닝 압력을 최대 외부 하중 값으로 하는 총 10종의 돔 형상에 대한 해석을 수행하여 압력 용기 성능을 상호 비교하였다. 그리고 돔 형상 변화에 따른 성능 변화를 정량적으로 비교 분석하기 위해 강도 전이율 등 여러 설계 변수는 동일 값으로 고정하였고, 특히 파열 압력에 큰 영향을 미치는 국부보강재(local reinforcement)와 스커트(skirt)는 고려치 않았다.

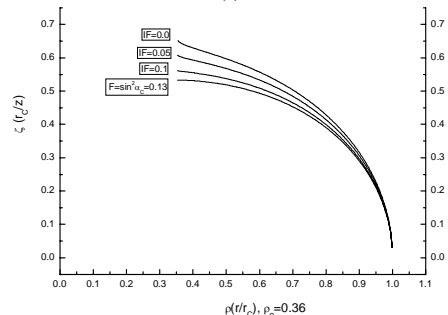
3.1 돔 해석 모델링

돔 부위는 와인딩되는 섬유의 적층 두께와 각도가 자오선을 따라 변화되어 해석모델링의 어려움이 존재한다. 와인딩되는 섬유의 단면적이 일정하고, 와인딩 된 섬유가 등 장력이라는 가정 하에 식 (20)과 같이 돔의 임의 위치에서의 적층 두께와 와인딩 각도가 결정된다. 식에서 아래 첨자 'i', 'o' 와 'c'는 각 각 돔의 임의 지점과 오프닝 그리고 원통부를 의미하고 'α'와 't'는 적층 각도와 두께를 나타낸다. 이러한 적층 두께 및 각도 변화는 와인딩 적층마다 변화되도록 모델링되었으며, 외부 프로그램을 이용하여 일괄적으로 해석입력 자료를 구성하였다. 식 (20)에서 보듯이 돔 오프닝 지점에서는 적층 각도가 자오선에 대해 직각이 되어 적층 두께의 극한 값이 나타난다. 이러한 문제점은 와인딩 적층 밴드 폭(band width)을 고려한 적층 각도와 두께 식을 이용하여 적용하였다.

$$\alpha_i = \sin^{-1} \frac{r_o}{r_i}, \quad t_i = \frac{r_c \cos \alpha_c \cdot t_c}{r_i \cos \alpha_i} \quad (20)$$



(a)



(b)

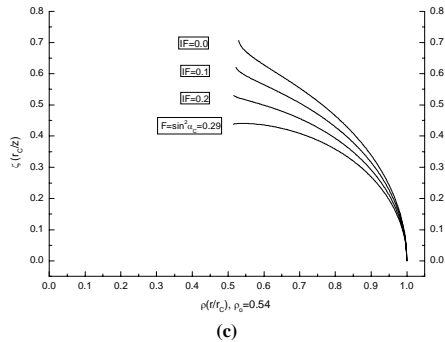


Fig. 10 The Change of dome shape for boss opening ratio and inertia load: (a) $\rho_b=0.2$; (b) $\rho_b=0.35$; (c) $\rho_b=0.54$.

3.2 해석 경계 조건

Fig. 11은 PATRAN을 통해 만들어진 복합재 압력 용기의 유한 요소 모델링과 해석 경계 조건으로서 해석의 단순화를 위하여 구조적으로 취약한 압력 용기 후방 부만 0.5° 모델링 하고, Tie 명령을 이용한 사이클릭 대칭(cyclic symmetry) 조건을 모델링 단면에 부여하였다.

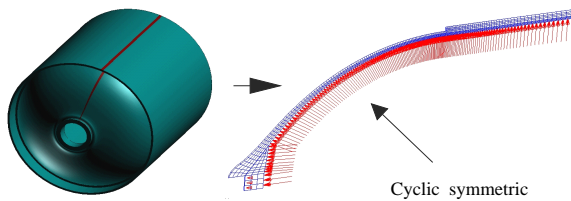


Fig. 11 Finite element mesh and boundary condition.

원통부 끝단은 압력 용기 길이 방향(Y-축)에 대한 대칭 경계 조건 ($U_y=0.0$)이 부여되었고, 금속 보스 끝단은 수압 시험 치구를 모사하기 위해 반경 방향의 변위(U_r)를 고정하고 축 방향 하중을 분포 하중으로 변환하여 금속 보스 끝단에 적용 하였다. 또한 금속 보스와 복합재 돔 간의 상대 변형을 허용 하기 위해 고무 층이 적용되었고, 내압은 예상 파열 압력인 16.5 MPa를 적용하였고, 적용된 복합재의 각 방향 별 물성은 Table 1과 같이 시험 평균값을 이용하였다. 이때 섬유 방향 물성은 표준시험압력 용기의 파열 시험을 통해 구하였고, 나머지 물성들은 시편시험을 통해 구한 결과이다. 표에서 ϵ_f 는 섬유 방향 인장 파손 변형률을 나타낸다. 이러한 복합재 압력 용기의 상세 해석 모델링과 해석결과의 타당성은 참고문헌 [13]에서 검증된바 있다.

Table 1 Material properties of T700/epoxy (Unit: MPa)

$E_1=134,600$, $E_2=7,650$, $G_{12}=3,670$, $\nu_{12}=0.3$
 $X=2285$, $Y=31.8$, $S=75.7$, $\epsilon_f=1.7\%$

4. 결과 분석

4.1 압력용기 파열 압력

Fig. 12는 가장 극단적인 돔 형상 변화를 나타내는 $\rho_b=0.54$ 의 $I_F=0$ 인 돔과 오프닝 압력 적용 돔($I_F=0.3$)의 내압 변형 전, 후 형상을 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 돔 장력 돔은 내압에 의해 돔이 전체적으로 변형함으로서 원통부와 유사한 변형을 보이지만, 오프닝 압력을 고려한 돔은 낮은 형태의 돔 형상으로 인해 내압에 의한 변형이 축 방향으로 강조되어 접선부와 보스 오프닝부에 비교적 큰 굽힘 변형이 발생함을 볼 수 있다. 이러한 변형 양상으로 낮은 돔에서는 접선부와 보스 오프닝부의 복합재 표면층에 인장 변형 집중 현상이 발생한다. 이와 같이 돔 형상 변화에 따라 내압 변형 양상이 다름으로 인해 Fig. 13-14와 같이 돔 형상 변화에 따라 압력 용기의 위치별 섬유 변형률 분포 값이 변하게 된다. Fig. 13-14는 각각 $\rho_b=0.54$, 0.35 인 돔의 형상 변화에 따른 압력 용기의 위치별 헬리컬 층 표면과 바닥층 그리고 후프층 표면층의 섬유 변형률 분포를 나타내고 있다. $\rho_b=0.54$ 인 Fig. 13에서 보듯이 오프닝 압력을 증가시키는 낮은 돔으로 갈 수록 돔 부위 내부와 외부의 섬유 변형률 차이가 커짐을 볼 수 있다. 즉 돔이 낮아질 수록 내압에 의한 돔 변형이 Fig. 12와 같이 축 방향으로 발생하여 돔 부위에 굽힘 변형을 유도함으로서 돔 부위 바닥층의 섬유 변형률 값이 커지게 된다. 또한 접선부와 보스 오프닝 지점의 표면층 섬유 변형률이 크게 증가함을 볼 수 있다. 반면에 원통부 지점의 섬유 응력은 비교적 일정한 값을 나타내고 있다. 이와 같은 변형 양상은 낮은 돔으로 갈 수록 심화되어 궁극적으로 압력 용기의 파열 압력 저하로 나타날 것으로 판단된다. 이러한 변형 양상은 $\rho_b=0.35$ 인 Fig. 14에서도 동일하게 나타나지만 $\rho_b=0.54$ 에 비해 접선부와 보스 오프닝부의 섬유 변형 집중 현상이 크게 완화된 것을 볼 수 있고, 돔 부의 섬유 변형률 구배 현상도 줄어들음을 볼 수 있다. 즉 $\rho_b=0.35$ 인 경우 $\rho_b=0.54$ 에 비해 외부 하중에 의한 돔 형상 변화가 작게 되어 돔의 굽힘 변형과 섬유 변형률 집중 현상이 작아짐을 알 수 있다. Fig. 15는 Fig. 13-14를 종합한 것으로, ρ_b 가 0.54와 0.35일 때 외력 하중 변화에 따른 돔 형상 변화별로 압력 용기 위치별 최대 섬유 변형률 값 변화를 나타내고 있다. Fig. 15에서 ㉓는 원통부 후프 층, ㉔는 접선부 헬리컬층, ㉕는 돔 부위, ㉖는 보스 오프닝 부의 최대 섬유 변형률 값을 나타내고 있다. $\rho_b=0.54$ 인 경우 낮은 돔으로 갈 수록 ㉖와 ㉔지점의 섬유 변형률이 급격히 증가하여 보스 오프닝부의 파괴가

예상되며, Fig. 15의 화살표(↑)인 $I_r=0.25$ 이후부터는 돔 부인 ㉔지점의 섬유 변형률 값이 원통부 후프 층인 ㉑지점의 섬유 변형률보다 커짐을 볼 수 있다. 이때 접선부와 보스 오프닝부의 응력 집중 현상은 효과적인 국부 보강 설계를 통해 응력 집중 현상을 감소시킬 수 있지만, 내압 설계의 기준인 원통부 후프 층 섬유 응력보다 돔 부위 섬유 응력이 높아지는 경우는 돔 전체 보강 설계나 낮은 강도 전이율 설계가 요구되어 압력 용기 전체의 무게가 증가되는 문제점이 발생한다. 반면에 $\rho_0=0.35$ 인 경우는 낮은 돔으로 갈수록 보스 부 최대 섬유 변형률 값의 증가는 없으나 접선부인 ㉑지점의 섬유 변형률의 급격한 증가가 발생하여 이 지점의 파괴가 예상된다. 그러나 섬유 변형률 증가율이 $\rho_0=0.54$ 에 비해 작고, 돔 부위 섬유 변형률이 원통부 후프 층 섬유 변형률보다 커지는 역전 현상도 없는 비교적 안정된 섬유 변형률 분포를 나타내고 있다.

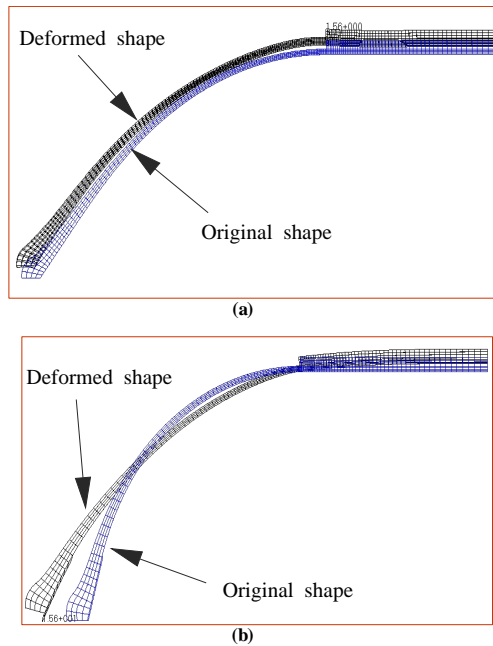


Fig. 12 Deformed shape for the boss opening of $\rho_0=0.54$ under inner pressure loading : (a) $I_r=0.0$; (b) $I_r=0.3$.

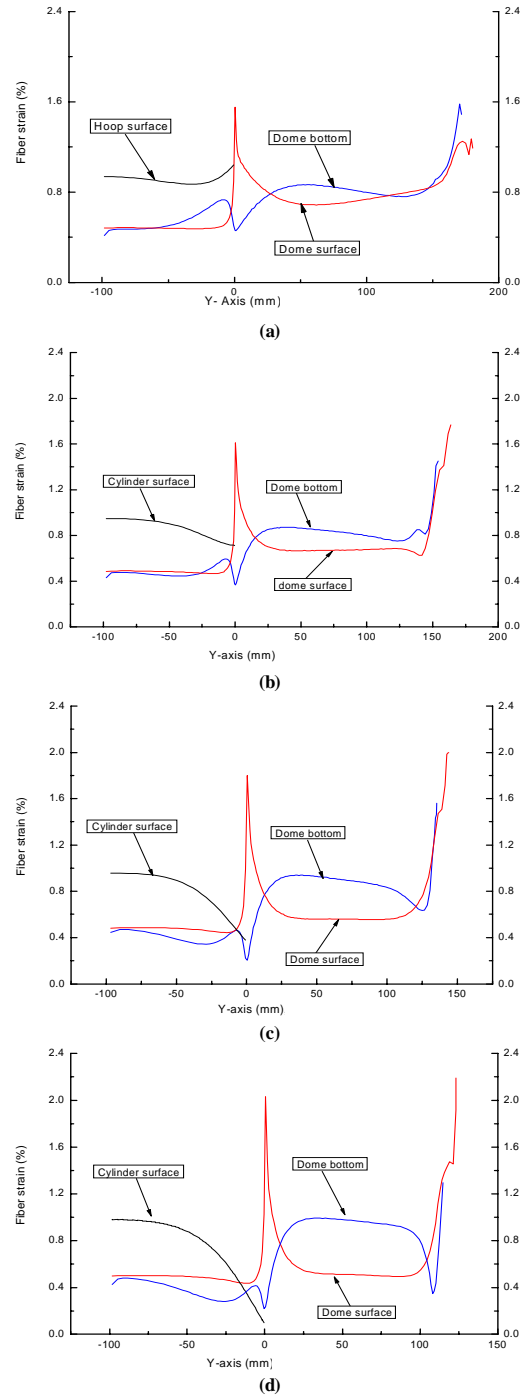
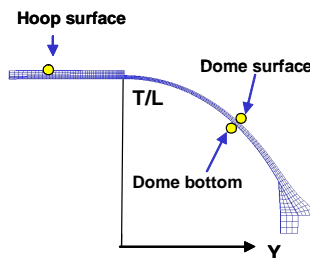


Fig. 13 Distribution of fiber strain on the surface and bottom layer of pressure vessel has the boss opening of $\rho_0=0.54$: (a) $I_r=0.0$; (b) $I_r=0.1$; (c) $I_r=0.2$; (d) $I_r=0.3$.

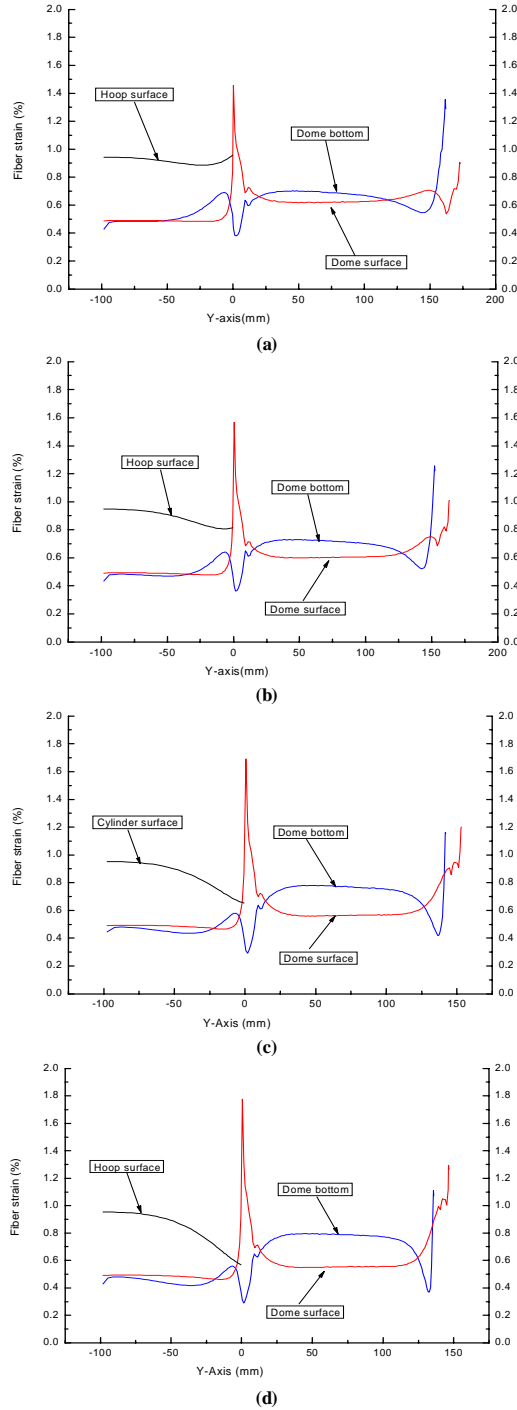


Fig. 14 Distribution of fiber strain on the surface and bottom layer of pressure vessel has the boss opening of $\rho_o=0.35$: (a) $I_F=0.0$; (b) $I_F=0.1$; (c) $I_F=0.2$; (d) $I_F=0.3$.

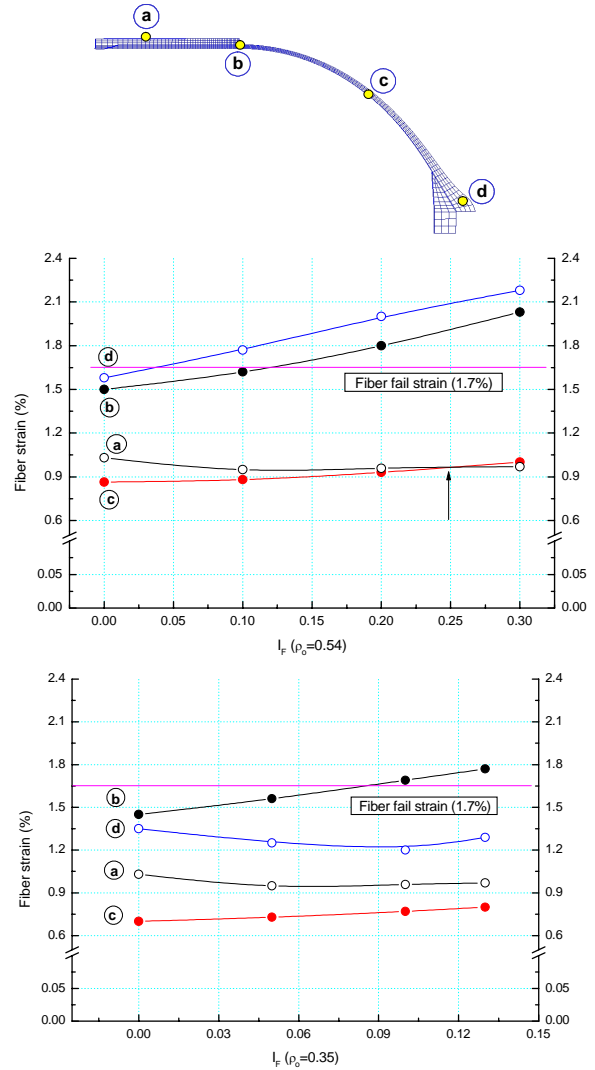
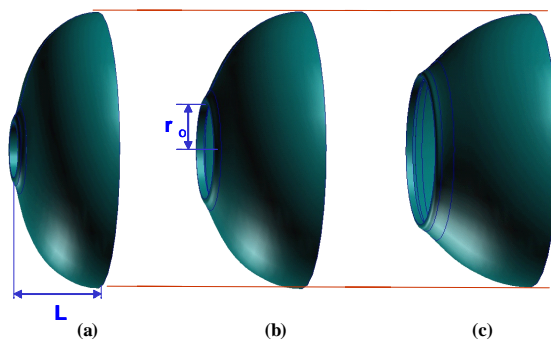


Fig. 15 Maximum fiber strain on each location of pressure vessel for the changing of external load(I_F): (a) $\rho_o=0.54$; (b) $\rho_o=0.35$.

4.2 무게 및 내부 부피

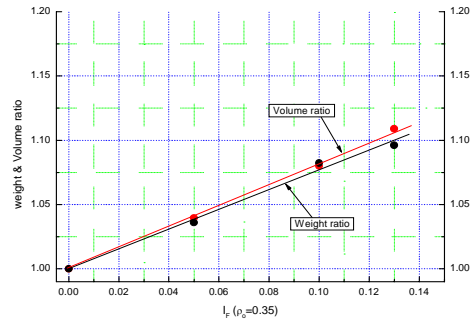
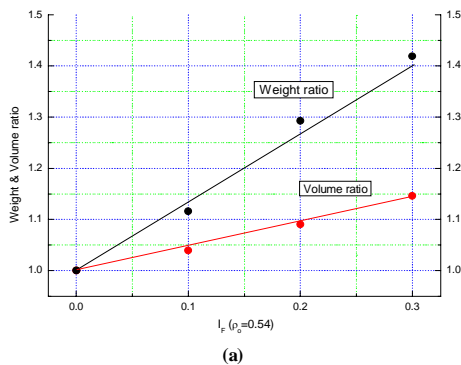
Fig. 16은 ρ_o 값이 0.2, 0.35와 0.54인 경우, 각 경우별 기준 돔 형상인 등장력 돔($I_F=0$)의 형상과 내부 용적 그리고 복합재 무게를 나타낸다. 그림에서 보듯이 보스 오프닝 크기가 클수록 돔 형상이 길어지게 되어 내부 용적은 증가하고, 복합재 무게가 감소하는 결과를 나타낸다. 이러한 이유로 Fig. 17(a)와 같이 낮은 돔으로 갈수록 내부 용적 증가율보다 복합재 무게 증가율이 커지게 된다. 여기서 무게와 부피 비는 각 돔 형상별 무게와 부피 값을 각 경우별 기준 값인 등 장력 돔의 무게와 부피로 나눈 값이다. 즉 낮은 돔으로 가면서 줄어드는 돔 형상 길이만큼 원통부로

이용하여 사용 가능한 내부 용적은 증가하지만, 그에 비례하여 원통부의 복합재 무게가 증가한다. 이러한 내부 용적과 복합재 무게 증가는 기준 값이 되는 등 장력 돔이 큰 내부 용적과 작은 복합재 무게를 갖는 큰 보스 오프닝 압력 용기에서는 복합재 무게 증가율이 내부 용적 증가율보다 크게 나타나고, 작은 내부 용적과 큰 복합재 무게를 나타내는 작은 보스 오프닝 압력 용기에서는 반대 현상이 발생한다. 이러한 이유로 Fig. 17과 같이 돔 형상 변화에 따른 복합재 무게 증가율과 내부 용적 증가율이 보스 오프닝 크기에 따라 변하게 된다. 즉 압력 용기 성능에 영향을 미치는 복합재 무게와 내부 용적이 보스 오프닝이 커짐에 따라 커지는데, $\rho_o=0.54$ 인 경우 가장 낮은 돔($I_F=0.3$)으로 변화될 경우 14%의 내부 용적이 증가되고 복합재 무게는 약 40%증가된다. 이와 같은 내부 용적과 복합재 무게간의 증가율 차이는 $\rho_o=0.35$ 부터 역전되어 내부 용적 증가율이 무게 증가율보다 크게 나타남을 볼 수 있다. 그러나 부피 및 무게 증가율의 절대치는 10% 이내로 비교적 작음을 알 수 있다.

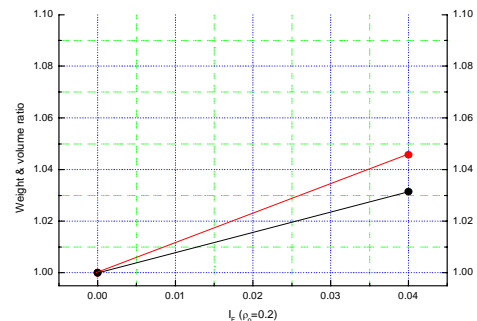


	(a)	(b)	(c)
ρ_o (r_o/r_c)	0.2	0.35	0.54
L(mm)	153	161	171
Inner volume (mm^3)	21.8×10^6	22.8×10^6	25.2×10^6
Weight of FRP (g)	2,036	1,897	1,506

Fig. 16 Inner volume and weight for each base line dome.



(b)



(c)

Fig. 17 The volume ratio and weight ratio for the change of external load(I_F): (a) $\rho_o=0.54$; (b) $\rho_o=0.35$; (c) $\rho_o=0.2$.

5. 결 론

복합재 압력 용기의 돔 형상 변화에 따른 압력 용기의 성능 변화를 정량적으로 비교/분석하기 위해 외부 하중 크기에 따라 변화되는 돔 형상을 해석 변수로 하는 응력 해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 구하였다.

- 1) 보스 오프닝부의 외부 하중을 고려한 돔 형상 설계 식을 확립하여, 동일 보스 오프닝에 대해 시스템 요구조건에 부합하는 다양한 돔 형상 설계가 가능토록 하였고, 보스 오프닝 압력을 고려한 돔 형상까지 낮은 돔 형상 설계가 가능하다.
- 2) 보스 오프닝 크기가 클수록 돔 형상 변화에 따라 압력 용기의 성능이 민감하게 변화된다.
 - $\rho_o=0.54$ 인 경우 최대 외부 하중을 고려한 돔의 파열 압력이 기존의 등 장력 돔과 비교하여 37% 감소하고, 내부 용적 증가보다 복합재 무게 증가율이 크게 나타났다.
 - $\rho_o=0.35$ 인 경우 파열 압력은 23% 감소하지만 내부 용적 증가율이 복합재 무게증가율보다 다소 크게 나타났다.
 - $\rho_o=0.35$ 보다 작은 돔 오프닝에서는 돔 형상 변화가 크

지 않음으로서 형상 변화에 따른 압력 용기 성능 변화도 크지 않은 것으로 나타났다.

- 3) $\rho_0 = 0.54$ 이상에서는 낮은 돔 형상 설계는 무게 증가와 파열압력 저하로 압력 용기 성능이 크게 저하될 것으로 예측되어, 압력 용기 내부 용적이나 스킵트와 돔 부위 공간 확보가 우선적인 설계 조건일 경우를 제외하고는 돔 형상 변화 설계가 바람직하지 않을 것으로 판단된다.

이러한 결론은 보강 설계가 도입되지 않은 기본 압력 용기 해석 결과로서, 돔 부위에 효과적인 국부 보강 설계나 섬유 강도 전이를 변화를 고려한 적층 설계가 적용된다면 압력용기의 파열 압력과 성능을 향상시킬 수 있을 것으로 판단된다.

참고문헌

- 1) J. Zickel, "Isotensoid Pressure Vessels," *ARS Journal*, June, 1962, pp. 950-951.
- 2) R. F. Hartung, "Planar Wound Filamentary Pressure Vessels," *AIAA Journal*, Vol.1, 1963, pp. 2842-2844.
- 3) M. Uemura, "CFRP 로켓모터의 개발 연구," *동경대학 우주항공 연구소*, 5권 5호, 1979.
- 4) W. S. Read, "Equilibrium Shapes for Pressurized Fiberglass Domes," *J. of Engineering for Industry*, Feb., 1963, pp. 115-119.
- 5) J. F. Fulton, "Structural Design and Analysis of Filament Wound Rocket Motor Case," *Technical Report S-267*, ROHM and HAAS Company, Nov., 1970.
- 6) E. W. Tackett, G. A. Merrel and S. B. Kulkarni, "Carbon Pressure Vessel Performance with Changing Dome Profiles," *AIAA-84-1351*, 1984.
- 7) M. H. Young and B. A. Liloyd, "Rocket Case Performance Optimization," *17th National SAMPE Technical Conference*, Oct., 1985, pp. 482-494.
- 8) J. P. Denost, "New Design Concepts for Filament Wound Pressure Vessel with Unequal Polar Openings," *AIAA-82-1067*, 1982.
- 9) 도영대, 윤성호, 황태경, "복합재 압력용기의 돔 곡면 형상 설계 기법연구," *제6차 유도무기 추진기관 학술대회*, 국방과학연구소, 1996, pp. 229-237
- 10) V. V. Vasiliev, A. A. Krikanov and A. F. Razin, "New Generation of Filament Wound Composite Pressure Vessels for Commercial Applications," *Composite Structures*, Vol. 62, 2003, pp. 449-459.
- 11) C. C. Liang, H. W. Chen and C. H. Wang, "Optimum Design of Dome Contour for Filament Wound composite Pressure Vessels Based on a Shape Factor," *Composite Structures*, 58, 2002, pp. 469-482.
- 12) G. Seber and M. L. Baker, "A Process for Shape Optimization of Filament Wound Pressure Vessels," *AIAA-2006-6931*, 2006.
- 13) 황태경, 도영대, "복합재 압력용기의 확률적 유한 요소 응력 해석," *MSC Korea user conference*, 2003.