

Research Paper

DOI: <http://dx.doi.org/10.6108/KSPE.2019.23.4.021>

## 금속 보스 압력분포비 설계 변경에 따른 복합재 연소관 파열압력에 관한 연구

김남조<sup>a,\*</sup> · 정승민<sup>a</sup> · 윤경수<sup>a</sup> · 정상기<sup>a</sup> · 황태경<sup>a</sup>

### A Study on the Burst Pressure of Composite Motor Case due to the Change of Metal Boss PDR Design

Namjo Kim<sup>a,\*</sup> · Seungmin Jeong<sup>a</sup> · Kyeongsoo Yun<sup>a</sup> · Sangki Chung<sup>a</sup> · Taekyung Hwang<sup>a</sup>

<sup>a</sup>Agency for Defense Development, Korea

\*Corresponding author. E-mail: [namjo\\_kim@naver.com](mailto:namjo_kim@naver.com)

#### ABSTRACT

Composite motor cases fabricated by the filament winding method are structurally weak in the dome when they are required to withstand the internal pressure of the combustion gas. In this study, a finite element analysis is conducted to compare the burst pressure of a composite dome according to the variation of the pressure distribution ratio(PDR). The performance of the composite motor case was compared quantitatively by calculating the stress on the inner and outer dome surfaces and metal boss volume. As a result, the critical point of the failure mode was observed at a PDR between 2.5 and 3.0. A design at a PDR of 2.5-3.5 can reduce the weight of metal boss without fluctuation in the burst pressure of the combustion motor case. Moreover as the design reference value changes according to the dome shape and opening size, further analysis and testing are necessary.

#### 초 록

연소가스에 의한 내압 조건에서 필라멘트 와인딩 공법으로 제작되는 복합재 연소관은 돔에서 구조적으로 취약해진다. 본 논문에서는 압력분포비(PDR) 변화에 따른 복합재 돔의 파열압력을 비교하기 위해 유한 요소 해석을 수행하였다. 돔 내/외면 응력, 금속 보스 체적을 산출함으로써, 정량적으로 복합재 연소관의 성능을 비교하였다. 그 결과, PDR 2.5-3.0에서 파손 모드의 임계점이 존재함을 확인하였다. PDR 2.5-3.5 설계는 연소관 파열압력의 변동 없이 금속 보스 무게 감량이 가능하며, 돔 형상 및 오프닝 크기에 대해 설계 기준값이 변경되므로 해석 및 시험을 통한 규명이 필요하다.

Key Words: Composite Motor Case(복합재 연소관), Pressure Distribution Ratio(압력분포비), Burst Pressure(파열압력), Index of Performance(성능지수)

Received 27 December 2018 / Revised 24 April 2019 / Accepted 30 April 2019  
Copyright © The Korean Society of Propulsion Engineers  
pISSN 1226-6027 / eISSN 2288-4548

[이 논문은 한국추진공학회 2018년도 추계학술대회(2018. 12. 19-21, 웨스틴 조선호텔 부산) 발표논문을 심사하여 수정·보완한 것임.]

#### 1. 서 론

필라멘트 와인딩(Filament Winding) 공법으로 제작되는 복합재 연소관(Composite Motor case)

은 섬유강화 복합재(FRP)인 전/후방 돔(Dome) 및 원통부(Cylinder)와 금속(Metal)재질인 보스(Boss)로 구성된다. 추진기관 구조체 중 상당량의 무게를 차지하면서 1,000 psi 이상의 고압 하중을 받는 연소관은 구조적으로 높은 신뢰성과 무게 경량화에 따른 성능 개선의 요구 조건을 만족시키기 위해 비 강성 및 비 강도가 우수한 고 강도 탄소 복합재료가 주로 적용되어왔다[1]. 이외에도 연소관 성능(performance, PV/W, P: 파열압력, V: 내부용적, W: 무게)에 영향을 미치는 연소관 체결 설계 및 보스 형상 설계에 대한 연구가 진행되어왔다[2]. 연소가스에 의한 내압(internal pressure) 조건에서 원통부는 원주 방향 하중이 주된 하중인 반면, 돔 부위는 축방향 하중이 주 하중이 되고, 금속 보스 장착으로 인해 연결 지점은 응력 집중과 굽힘 변형등의 불 연속 거동이 발생하여 구조적으로 취약해진다. 또한, 금속 보스 연결부 지점은 필라멘트 와인딩 제작 공법 특성상 섬유의 미끌어짐(slip)과 물림 현상이 반복되어 동일한 내압 조건이라도 원통부에 비해 구조적으로 신뢰성이 취약해진다. 그러므로 연소관의 구조 성능 향상을 위해, 돔 및 금속 보스의 설계에 관한 연구가 비교적 많이 진행되어왔다.

Tackett, E.W. 등[3]은 얇은 돔 형상에 따른 복합재 압력용기의 파손강도를 해석적/실험적 방법을 통해 규명하고자 하였다. Erickson J.D.[4] 등은 금속 보스 설계에 압력분포비(pressure distribution ratio)의 개념을 도입하여 압력 분포 비 변화에 따른 돔 부위 섬유 응력 변화와 그에 따른 국부 보강재(Wafer) 필요성을 주장하였다. 이때 돔 형상은 오프닝 크기에 따라 변화되고, 그로인해 돔의 섬유 응력이 변화되어 Hwang, T.K.[5,6] 등은 다양한 오프닝 크기에 따른 돔 형상 설계 기법을 제안하였고, 해석과 실험적 방법을 통해 설계한 복합재 압력용기의 성능을 검증하였다. 그리고 고성능 유도로켓에 탑재되는 복합재 연소관은 경량화에 따른 성능 향상이 매우 중요하여, 최근에는 형상 최적화 기법을 활용한 설계 기법이 제안되고 있다. Yamashita, A.[7] 등은 매개변

수 최적화(parametric optimization) 기법을 통해 FCV(fuel cell vehicle)의 고압 가스 저장 시스템의 기하학적 형상을 최적화하는 연구를 수행하였다. Jeong, S.M.[8] 등은 금속 보스 형상 결정 값들을 최적설계 변수로 이용하여 금속 보스 무게 경량화를 통한 복합재 연소관 성능 향상을 위한 연구를 수행하였다.

본 연구에서는 참고 문헌[6,7]에서 다루지 못한 금속 보스 플렌지 길이 변화(PDR 변화)에 따른 복합재 연소관 돔의 내압 변형 거동과 파열압력 변화를 해석을 통해 입증하였다. 결론적으로 본 연구를 통해 금속 보스의 정량적 형상 설계 근거를 제시하였고, 연소관 성능 향상을 위해서 적용해야할 보스 플렌지 길이를 보스 압력포비 값으로 나타내었으며 그에 따른 돔 부위의 국부 보강재 적용 필요성을 제안하였다. 이를 위해 특정 금속 보스 형상에서 압력 분포비 변화에 따른 서로 다른 플렌지 길이를 갖는 금속 보스 및 돔의 유한요소 해석을 수행하였다. 각 해석 모델에 대해 돔의 파열압력, 금속 보스 및 체결 볼트의 거동을 확인하였다. 또한, 돔 내/외면 및 원통부의 응력, 금속 보스의 체적을 통해 성능을 정량적으로 비교 분석하였다.

## 2. 본 문

### 2.1 보스 압력분포비

일반적으로 복합재 연소관 돔 설계에 금속 보스 플렌지 및 돔 접촉 계면 길이에 따라 보스 압력분포비(PDR)를 적용하였다. 보스 압력분포비는 금속 보스가 내압 팽창에 의한 하중 담당 정도를 나타내는 척도로서, 보스 압력분포비가 커질수록 금속 보스의 플렌지는 감소하게 된다. 압력분포비는 돔 오프닝 면적( $A_{opening}$ ) 및 금속 보스 및 돔의 접촉 계면 면적( $A_{interface}$ )의 비로 정의되며, Eq. 1과 같다[2].

$$PDR = \frac{A_{opening}}{A_{interface}} = \frac{R_1^2 \pi}{(R_2^2 - R_1^2) \pi} = \frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \quad (1)$$

여기서,  $R_1$ ,  $R_2$ 는 각각 복합재 연소관 중심 축부터 돔 오프닝까지의 반경, 금속 보스 플렌지 끝단까지의 반경을 의미한다.

2.2 성능지수

연소가스에 의한 내압 환경에서 복합재 연소관의 성능을 비교하기 위한 변수로서, 성능지수(index of performance)를 Eq. 2와 같이 정의하였다.

$$I_p = \frac{v \cdot p_{burst}}{m_{comp}} \quad (2)$$

여기서,  $v$ 는 복합재 연소관의 내부 용적,  $p_{burst}$ 는 파열압력,  $m_{comp}$ 은 금속 부품을 제외한 복합재 연소관 전체 무게를 의미한다.

2.3 응력 해석

복합재 연소관의 내압 거동을 모사하기 위해 유한요소 모델을 구성하였으며, 유한요소 모델은 Fig. 1과 같이 금속 보스 및 복합재 연소관 일부를 모델링하였다. 복합재 연소관은 해석 시간을 고려하여 전체 구조물이 아닌 짧은 원통부 구간, 스키투, 돔으로 구성하였다.

복합재 돔은 금속 보스 및 전단 고무(shear rubber)와 접해있으며, 금속 보스를 고정하는 시험 치구에 전단 립(shear lip)을 고려하여 내압 팽창에 따른 금속 보스의 회전 자유도를 구속하였다. 또한, Fig. 1과 같이 1/36 순환 대칭(cyclic symmetry) 모델을 고려하였으며, 돔의 반대쪽 원통부 끝단은 x 방향, 시험 치구의 아래 끝단은 반경 방향으로 구속하였다. 하중 조건은 연소관 내면에 압력을 균등하게 부여하였으며, 1차 O-링 1/2 지점까지 압력이 작용되도록 하였다. 체결 볼트는 체결볼트의 항복강도의 70%에 해당하는 예하중(pre-tension)을 적용하였다. 이를 통해 볼트가 체결됨에 따른 복합재 돔의 내압 거동을 모사하였다. 유한요소 해석은 ABAQUS STANDARD 6.14를 사용하였다.

유한요소 해석에 사용한 전체 모델의 재료 물성은 Table 1에 정리하였다. 재료 물성은 스키투, 돔, 원통부는 carbon/epoxy 복합재의 유효 물성을 방향별로 적용하였으며, 금속 물성이 적용된 보스, 시험 치구, 체결볼트는 쌍일차 탄소성 모델(bilinear elasto-plastic model)을 고려하여 각 구성 부품의 소성 거동까지 모사할 수 있도록 하였다.

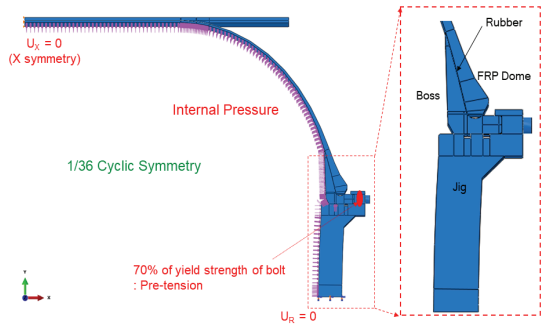


Fig. 1 Configuration of finite element model for composite motor case.

Table 1. Material properties.

	Boss	Jig	Bolt
Young's Modulus [kgf/mm <sup>2</sup> ]	12,088	20,390	21,000
Poisson's ratio	0.31	0.3	0.32
Yield strength [kgf/mm <sup>2</sup> ]	84.4	100.47	117.69
Tensile strength [kgf/mm <sup>2</sup> ]	91.23	115.69	131.05
Plastic strain	0.09302	0.0457	0.0457
FRP [kgf/mm <sup>2</sup> ]	$E_1 = 17,980, E_2 = E_3 = 780 /$ $G_{12} = G_{13} = 375, G_{23} = 250 /$ $n_{12} = n_{13} = 0.3, n_{23} = 0.4$		

트, 돔, 원통부는 carbon/epoxy 복합재의 유효 물성을 방향별로 적용하였으며, 금속 물성이 적용된 보스, 시험 치구, 체결볼트는 쌍일차 탄소성 모델(bilinear elasto-plastic model)을 고려하여 각 구성 부품의 소성 거동까지 모사할 수 있도록 하였다.

Fig. 2와 같이 고정 변수와 설계 변수를 정리하였다. 고정 변수는 인장 및 전단 거동, 체결 볼트에 따라 정해지는  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $w$ 는 고정 변수로

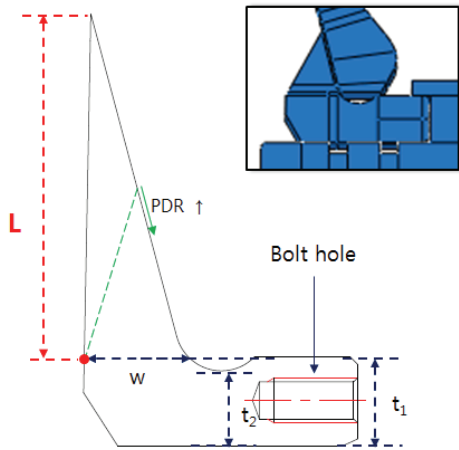


Fig. 2 Definition of design parameter.

정의하였다. 또한, 설계 변수는 금속 보스의 플렌지 길이 L로서, 보스 압력분포비 1.0부터 4.0까지 0.5 간격으로 증가됨에 따라 길이 L을 조절하였다. 하중 조건은 연소관의 내압 조건을 모사하였으며, 돔의 파열압력을 확인하기 위해 압력을 4,000 psi까지 50 psi 간격으로 상승시켰다.

### 3. 해석 결과

#### 3.1 복합재 돔의 거동

보스 압력분포비에 따른 복합재 돔의 외면 및 내면 응력 분포를 확인하였다. 이를 위해 복합재 돔에 섬유와 와인딩 각(winding angle)을 각 요소별로 돔 오프닝의 크기를 고려하여 약 20°-90°로 적용하였다. Fig. 3 및 4에 일반적인 연소관의 최대예상작동압력(maximum expected operating pressure, MEOP)인 1,500 psi에서 각각 돔의 외면 및 내면 응력분포를 정리하였다.

Fig. 3 및 4의 응력분포는 돔 끝단(A)부터 원통부(B)까지 길이를 1로 가정하였을 때 결과를 나타내었다. 금속 보스와 접촉하는 부분을 제외하고 보스 압력분포비에 따라 같은 경향이 나타나며, Fig. 3 및 4에 응력 변화의 경향이 돋보이도록 돔 내면 및 외면의 0.3 지점까지 응력을 나타내었다. Fig. 3에서 보듯이 보스 압력분포비가

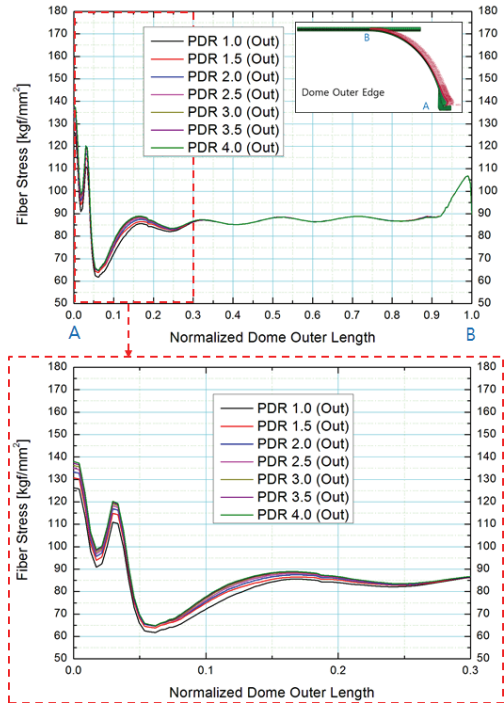


Fig. 3 Dome stress along outer path.

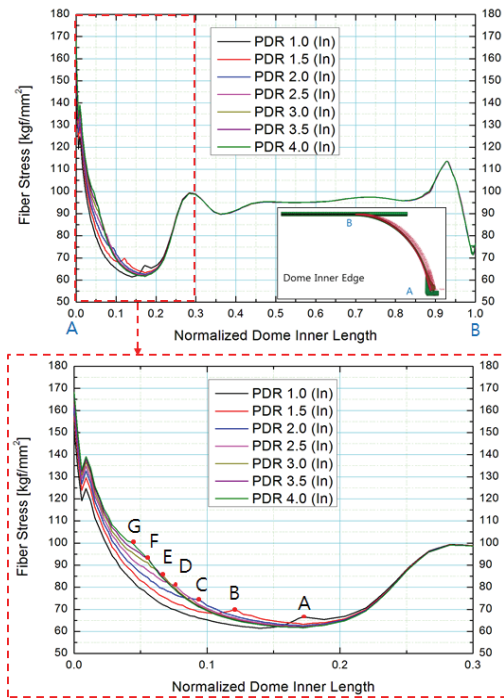


Fig. 4 Dome stress along inner path.

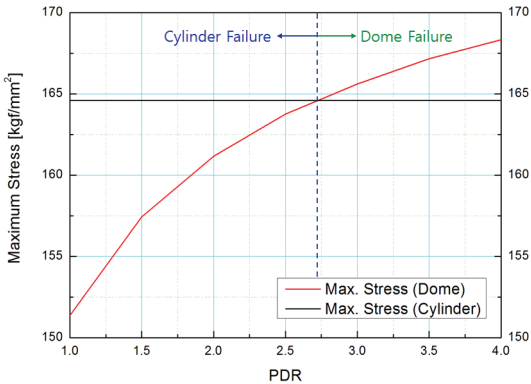


Fig. 5 Comparison of cylinder and dome of maximum stress with respect to PDR.

증가함에 따라 응력이 증가하는 경향을 확인하였다. 이는 금속 보스의 플렌지와 접촉 면적의 감소로 인한 결과로 판단된다. Fig. 4에서 보듯이 돔 내면에서 최대 응력이 발생하게 되며, 돔 외면 최대 응력에 비해 20% 높게 나타났다. 이는 돔 내면이 직접적으로 플렌지와 접촉되어 재질 차이에 따른 응력 구배가 발생하는 것으로 판단된다. Fig. 4의 A-G 지점은 플렌지 끝 부분으로서, 그래프 상에 각 지점의 위치가 변하는 것은 돔 내면이 금속 보스와 직접적으로 접촉함에 따라 플렌지 길이에 지배적으로 영향을 받기 때문이다. 반면, 이러한 현상이 돔 외면 응력에서 나타나지 않는 이유는 돔 두께 만큼 접촉 계면으로부터 떨어져 있는 외면의 경우 내면에 비해 그 영향이 적어 보스 압력분포비 변화에 따라 단순히 응력의 크기만 변하게 된다. 플렌지 끝부분에서 순간적인 응력 집중은 플렌지 끝 부분이 첨점의 형태를 띠기 때문으로 판단된다.

3.2 돔의 파열압력 비교

복합재 연소관 설계에 있어서 경량화를 위해 압력분포비 변화에 따른 파손 모드의 구분이 중요하다. 이를 위해 돔 및 원통부의 응력을 비교하였다. Fig. 5는 돔 내면 및 원통부의 최대 응력을 정리하였다. 압력분포비가 증가함에 따라 돔 내면에서 최대 응력은 증가하게 되며, 보스 압력분포비 4.0일 때 최대 응력은 보스 압력분포

Table 2. Burst pressure of dome and volume of metal boss with respect to PDR.

PDR	Burst Pressure of Dome [psi]	Volume of Metal Boss [mm <sup>3</sup> ]
1.0	2,650	18,056.8
1.5	2,550	14,569.6
2.0	2,500	12,916.6
2.5	2,450	11,937.2
3.0	2,450	11,290.0
3.5	2,400	10,825.3
4.0	2,400	10,477.3

비 1.0보다 11% 상승함을 확인하였다. 이는 플렌지 길이가 약 20% 짧아짐에 따른 결과로서, 플렌지 길이 변화량에 비해 응력 상승폭이 낮음을 확인하였다. 압력분포비 2.5-3.0에서 돔 및 원통부 파손모드 임계점이 존재하게 되어, 3.0 이상에서 돔 파손, 2.5 이하에서는 원통부 파손이 발생할 것으로 판단된다. 보스 압력분포비 설계기준이 2.5-3.5이므로, 정상적인 결과로 판단된다.

보스 압력분포비에 따른 성능 비교를 위해 파열압력 및 금속 보스의 체적을 Table 2에 정리하였다. 복합재 연소관의 성능지수는 연소관 내부 용적 및 복합재의 무게는 동일하기 때문에 각 해석 모델별로 파열압력 및 금속 보스의 부피를 비교하였다. 이 때, 파열압력은 섬유 파손강도의 A-basis 값인 281.44 kgf/mm<sup>2</sup> (2,670 MPa)을 기준으로 정하였다. 원통부의 파열압력은 2,450 psi로 보스 압력분포비가 2.5-3.0의 파열압력과 동일하였다. 또한, 보스 압력분포비 4.0일 때 금속 보스의 체적은 1.0일 때보다 58% 감소되는 반면, 돔 내면 응력은 11% 증가하였기 때문에, 보스 압력분포비 증가에 따라 연소관의 절대 무게는 감소하게 된다. 이로 인해 경량화 측면에서 연소관의 성능을 향상시킬 수 있으며, 연소관이 대형 화됨에 따라 그 효과는 더 클 것으로 판단된다.

3.3 금속 보스 및 체결부 거동

보스 압력분포비에 따른 연소관의 금속 보스 및 체결부 거동을 Fig. 6 및 7에 정리하였다. Fig. 6에

서 보듯이 금속 보스의 응력 분포 및 응력 집중이 되는 영역은 동일하며, 보스 압력분포비가 증가할수록 금속 보스의 응력 수준은 점차 감소하는 경향을 보인다. 이는 금속 보스의 플랜지 및 돔의 접촉 면적이 감소됨에 따라 내압에 의한 하중을 금속 보스가 아닌 돔에서 담당하는 비중이 커지기 때문으로 판단된다.

Fig. 7의 체결 볼트 응력 분포는 금속 보스에 비해 응력 변동 수준이 확연히 낮은 경향을 보인다. 이는 보스 압력분포비의 증가로 인한 효과가 체결 볼트에는 영향을 주지 않는 결과로서, 금속 보스 및 치구의 갭 거동에도 영향을 주지 않을 것으로 예상된다.

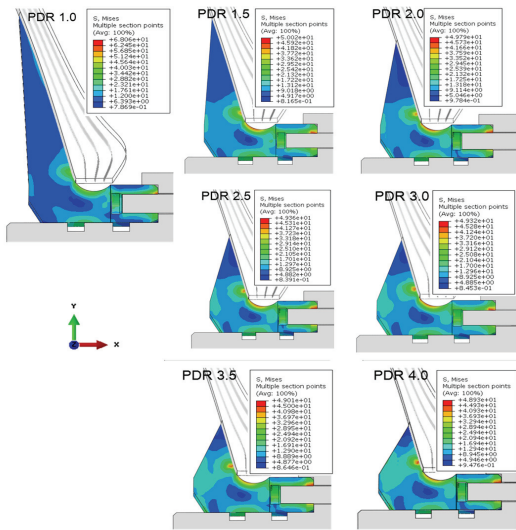


Fig. 6 Stress Distribution of metal boss with respect to PDR.

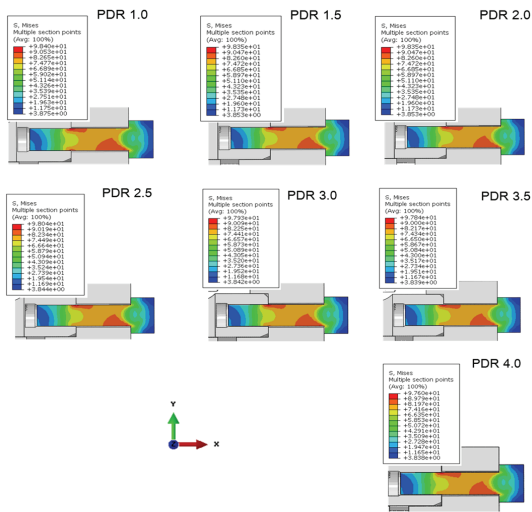


Fig. 7 Stress Distribution of bolt with respect to PDR.

#### 4. 결 론

본 논문에서는 복합재 연소관의 금속 보스 설계 기준 마련을 위해 보스 압력분포비 변화에 따른 복합재 돔의 거동 및 파손 변화를 유한요소 해석을 통해 규명하였다. 해석 결과, 연소관의 내압 조건에서 보스 압력분포비가 증가할수록 보스 플랜지가 감당하는 하중이 증가하여 복합재 돔의 섬유 응력이 증가하였다. 특히, 보스의 축 방향 변형으로 인해 돔 내면에서 최대 섬유 응력이 나타났으며, 보스 압력분포비 2.5-3.0에서 연소관의 내압 파괴 지점은 원통부에서 돔으로 파손 모드가 변경되는 현상이 나타났다. 즉 보스 압력분포비 2.5-3.5 수준은 연소관 파열 압력 및 파열 지점 변동 없이 금속 보스 무게를 감량할 수 있는 추천 설계 기준 값에 해당된다. 이는 연소관 돔 형상과 돔 오프닝 크기의 함수로 변화되므로, 각 경우마다 해석 및 시험을 통해 규명해야 한다. 또한, 보스 플랜지 길이 감소(금속 보스 및 돔 접촉 면적 감소) 폭에 비해 돔의 섬유 응력 증가폭이 작게 나타났다. 이는 보스 압력분포비가 커질수록 보스 플랜지 길이 감소에 따른 굽힘 거동 감소로 금속 보스의 응력 수준이 낮아지는 것으로 판단된다.

향후 높은 보스 압력분포비 설계는 연소관이 대형화됨에 따라 금속 보스의 무게 경량화 효과가 크게 나타나 연소관 성능 향상에 크게 기여할 것으로 판단된다. 특히, 이로 인해 발생하는 연소관 돔 부위의 높은 섬유 응력은 국부 보강재 설계를 통해 섬유 응력을 낮게 유도할 수 있어서 이에 대한 추가적인 연구가 이루어질 예정이다.

## References

1. Verderaiame, V. and Rheinfurth, M., "Identification and Management of Filament-Wound Case Stiffness Parameters," NASA TP 2117, 1983.
2. Sorrentino, L. and Tersigni, L., "Performance Index Optimization of Pressure Vessels Manufactured by Filament Winding Technology," *Advanced Composite Materials*, Vol. 24, No. 3, pp. 269-285, 2015.
3. Tackett, E.W., Merrell, G.A. and Kulkarni, S.B., "Carbon Pressure Vessel Performance with Changing Dome Profiles," *20th Joint Propulsion Conference*, Brigham City, U.T., U.S.A., AIAA1984-1351, Jun. 1984.
4. Erickson, J.D. and Yorgason, J.A., "Graphite Epoxy Pressure Vessel Dome Reinforcement Study," *32nd International SAMPE Symposium*, Brigham City, U.T., U.S.A., April 1987.
5. Hwang, T.K., Park, J.B., Kim, H.G., Doh, Y.D. and Moon, S.I., "Dome Shape Design and Performance Evaluation of Composite Pressure Vessel," *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 20, No. 4, pp. 31-41, 2007.
6. Hwang, T.K., Park, J.B., Kim, H.K. and Doh, Y.D., "The Prediction of Structural Behavior for Composite Pressure Vessel with Changed Dome Shape," *Proceeding of the KSPE Fall Conference*, Daejeon, Korea, pp. 288-292, Nov. 2008.
7. Yamashita, A., Kondo, M., Goto, S. and Ogami N., "Development of High-Pressure Hydrogen Storage System for the Toyota "Mirai"," SAE Technical Paper 2015-01-1169, 2015.
8. Jeong, S.M., Kim H.G. and Hwang, T.K., "Shape Optimization of the Metal Boss for a Composite Motor Case," *Journal of the Korean Society of Propulsion Engineers*, Vol. 20, No. 6, pp. 29-37, 2016.