

論文

필라멘트 와인딩 복합재 압력용기의 파열 압력 향상에 관한 연구

황태경* · 정현조* · 정상기* · 정 발* · 강병윤** · 김종식**

A Study on the Improvement of Bursting Pressure for
Filament Wound Composite Pressure VesselsT.K. Hwang*, H.J. Jung*, S.K. Jung*, B. Jung*,
B.Y. Kang** and J.S. Kim**

ABSTRACT

This paper is concerned with improving the burst pressure of filament wound composite pressure vessels for standard test and evaluation purposes. The design, analysis, fabrication and test methodologies of composite vessels are included. The baseline design was performed using the netting analysis for filament wound vessels together with the finite element method. Based on the finite element failure analysis results of the baseline design, the composite vessels were reinforced locally over the tangent line, in which stress concentration and bending moment were induced due to the material and geometry discontinuity, by adding carbon fabric wafers. The reinforcement effect was evaluated in terms of the burst pressure and the performance factor. The local reinforcement improved the burst pressure of baseline vessels by about 1000 psi and changed the failure mode from the tangent line to the aft boss blow-out.

초 록

본 논문은 복합재료된 표준 시험/평가용 압력용기(Standard Test and Evaluation Bottle, STEB)의 파열압력 향상을 위한 연구 프로그램의 일부로서 STEB의 설계, 해석, 제작 및 시험에 관한 내용을 다루고 있다. STEB의 기본 설계를 위하여 필라멘트 와인딩 방법으로 제작되는 압력용기에 대한 netting 이론과 유한요소 해석을 사용하였다. 유한요소 응력해석을 통하여 기본 STEB의 파괴 특성은 분석한 후, 취약부를 보강 설계하였다. 기본 STEB의 보강은 재료 및 기하학적 불일치가 존재하는 접선부에 직조 탄소 섬유를 추가로 적층하므로써 국부적으로 보강하였다. 보강효과는 파열압력과 성능계수를 이용하여 평가하였다. 보강 설계를 통하여 파열압력을 약 1000psi 증가시킬 수 있었으며, 파열 지점은 후방 접선부에서 후방보스의 이탈로 바뀌었다.

1. 서 론

섬유강화 플라스틱(FRP)은 타 재질에 비해 비

강도와 비 강성이 우수하다는 장점으로 1950년대
부터 사용되기 시작해서 현재는 군수 및 민수등
여러분야에 널리 적용되고 있다. 이러한 복합소재는

* 국방과학연구소

** 한국화이버

Glass 부터 시작하여 Kevlar, Carbon등 우수한 소재가 개발됨으로 인해 본래의 장점이 더욱 증대되어 무게의 경량화가 특별히 요구되는 무기체계등에 성공적으로 적용되어 왔다. 국방과학연구소에서도 1980년대부터 필라멘트 와인딩 공법을 이용하여 내압 압력용기를 제작/시험해 왔다. 그러나 필라멘트 와인딩 공법으로 제작되는 복합재 압력 용기는 여러 공정 변수가 존재하여[1] 이상적인 설계/해석치와 실제 구조물간의 차이를 유발시키게 된다. 그러므로 복합재 내압 압력용기의 성능 향상을 위해서는 압력 용기 설계시 이들 제작 공정 변수가 고려된 적층 설계와 공정 변수의 최적 배열을 위한 공정 설계가 동시에 제시되어야 하고, 또한 복합재 압력 용기의 응력 집중 영역과 파괴 원인을 규명할 수 있는 정밀응력 해석기법과 이를 이용한 취약부 보강설계 기법이 필수적으로 요구된다. 이러한 복합재 압력 용기의 성능향상을 위한 설계/해석/제작/시험 변수의 영향을 확인하고, 제작사와 국가간의 수준을 평가하기 위한 수단으로 일반 시편단위 시험의 소형 복합재 압력용기로 비교하는데, 이러한 표준압력 용기 시험으로 ASTM D2585 필라멘트 와인딩(Filament Winding) 압력용기와 S.T.E.B(Standard Test Evaluation Bottle)등의 규격이 있다. 그러나 ASTM 압력용기는 시험 자료가 부족한 반면, STEB은 본래 대형 복합재 연소관에 설계 개념과 제작공정관련 변수를 연구하기 위해 크기를 축소하여 연구되어진 필라멘트와인딩 소형 압력용기로서 시험자료가 풍부하고, 특히 미국의 복합재 전문업체인 Brunswick, Thiokol, Aerojet등에서 이용기를 이용한 시험결과가 다수 발표되어 있다. 본 연구의 목적은 설계 및 제작 변수들이 복합재 압력용기 성능에 미치는 영향을 평가하여 그 성능을 향상시키며, 돔/원통부 경계의 효과적인 보강법으로 전체 압력용기의 성능을 향상시키는데 있다. 그러므로 본 연구는 STEB의 설계 개념을 파악/분석한 다음 이와 동일한 설계 개념으로 STEB을 제작/시험하여 필라멘트 와인딩 압력용기의 설계/해석을 확인하였다. 또한 문헌상에서는 STEB의 해석에 관한 내용이 없는 관계로 주로 응력해석에 많은 중점을 두고 본 연구를 수행하여, 이를 이용한

STEB의 국부 보강 설계/해석 및 시험을 수행하였다.

2. STEB의 개요 및 설계분석/적층설계

STEB은 미국에서 시간 및 경제적인면 때문에 대형 복합재 연소관에서 미처 확인하지 못한 여러 설계 및 공정 변수를 최적화하기 위해 1/9축소 제작한 표준시험평가용 복합재 압력용기로서, 주된 목적은 사용소재의 평가, 적층 설계개념, 공정기법, 스커트 설계, 와인딩 적층순서의 변화 등의 영향을 확인하여 그 결과를 대형 복합재 연소관에 적용시켜 성능향상을 이루는데 있다. 이러한 목적으로 미국에서는 10년전부터 복합재 연소관 성능향상 프로그램 일환으로 STEB을 개발하여 활용해 오고 있다[2~3]. 미국의 Brunswick사에서는 Kevlar49로 STEB를 제작하 후, 수지의 변경, 헬리컬(helical) 층과 후프(Hoop) 층의 강도 전이를 변경과 압력 용기의 가압 및 Post Cure 등으로 압력용기의 성능을 평가하는 성능계수를 23% 향상시켰다[2]. 또한 이곳에서는 5년에 걸쳐 165개의 STEB을 제작/시험하여 8개의 개발 프로그램에 적용되었다. 이들 중 파괴압력 향상 프로그램에서는 복합재 로켓 모타케이스에서 빈번히 발생하는 보스(Boss) 이탈 파괴와 설계 보다 낮은 압력파괴등 바람직하지 않은 파괴모드를 조절하기 위해 보스근방에 웨이퍼(Waifer) 보강과 스텝 백(Step Back) 기법을 STEB에 적용하여 파괴 압력의 향상을 이루었고, 또한 이 결과를 이용한 설계 개선을 대형 복합재 연소관에 적용하여 향상된 파괴압력을 나타내었다. 또한 다른 프로그램에서는 고강도(hs) 탄소 섬유를 50개의 STEB에 적용한 결과, 탄소 섬유의 특성상 케블라 섬유에 비해 공정 변수에 매우 민감하게 작용하여 케블라 섬유적용시의 경우에 비해 많은 설계 개선을 이루지 못한 것으로 발표되었다[3]. 또한 미국의 Hercules사, Thiokol사, Aerojet사 등에서도 자체 내부 개발 프로그램과 로켓모타 케이스 보조용으로 STEB을 이용한 결과가 보고되고 있다. 주로 적용된 제작공법은 필라멘트 와인딩 공정이 수월한 Prepreg-Polar 와인딩으로서 케블라 섬유가 적용되었다. Fig.1은 도면화된 STEB의 형상을 보여주고 있다.

Table 3. Materials used for STEB

Mandrel	Boss	Insulation	Filament Winding	Adhesion
모래(주물사63)	SCM4	EPDM	Carbon (T800)	Chemlok (7701/238)
물유리(수용성 1호) -Na ₂ O(17%), SiO ₂ (35%), H ₂ O(48%)		B-Stage EPDM	Epoxy (Epon 9405)	Aw106/ HV953U

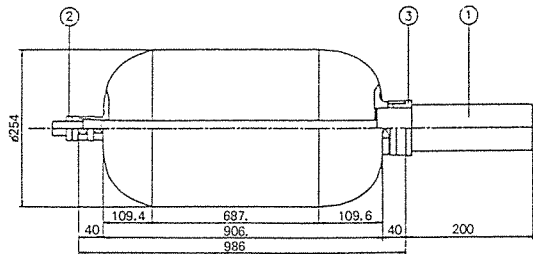


Fig. 2. Configuration of STEB mandrel for filament winding

국화이바에서 생산되는 탄소 섬유 직물(Fabric)이 T300 뿐이므로 압력 용기와 같은 재질인 T800 섬유를 사용하지 못하고 T300 직물을 적용하였다. 만약 T800 섬유로 직조된 직물을 사용한다면 더 좋은 보강 효과가 기대된다. 압력용기의 성형후 온수를 이용하여 모래 맨드렐을 녹여낸 후 오븐에서 수분을 완전 건조시킨다. 01호기는 STEB의 필라멘트 와인딩 제작 확인용으로서, 비교적 용이한 제작을 위해 길이를 1m로 하여 제작하였고 02호기부터 05호기까지는 길이를 원래대로 0.58m로 하여 제작하였는데, 전반적으로 와인딩중에 돔과 원통부 접선에서 약간의 섬유의 미끄러짐이 발생되었다. 그리고 05호기는 최종 제품으로서 국부보강이 이루어졌는데, 헬리컬 와인딩 중간마다 2장의 T300 직물을 접선부에 삽입하여 동시 경화시켰다.

4. 구조 응력 해석

STEB의 내압에 의한 세부 거동해석을 위해 유한요소 응력을 수행하였다. 복합재 압력 용기의 돔(Dome) 부는 자오선을 따라 와인딩 각도와 두께가 변화되는 복잡한 양상을 보이고, 또한 이러한 물성과 기하학적 변화는 와인딩되는 적층수의 합

수값으로 존재하여 유한요소 모델링에 많은 어려움을 준다. 자오선을 따른 와인딩 적층 각도와 두께 변화는 다음식으로 표현된다.

$$\sin\theta_i = R_0/R_i \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$h_i = \frac{h_c R_c \cos\theta_c}{R_i \cos\theta_i} \quad \dots\dots\dots (2)$$

R_c, R_0, R_i : The radius of cylinder, boss opening and arbitrary point at dome

θ_c, θ_i : The winding angle of cylinder and arbitrary point at dome

h_c, h_i : l-ply thickness of cylinder and arbitrary point at dome

Fig.3-5는 한층의 두께가 0.22(mm)인 헬리컬층

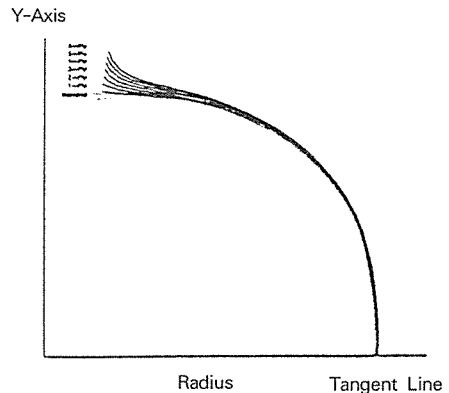


Fig. 3. Geodesic dome shape variation with the increase of wound layer number

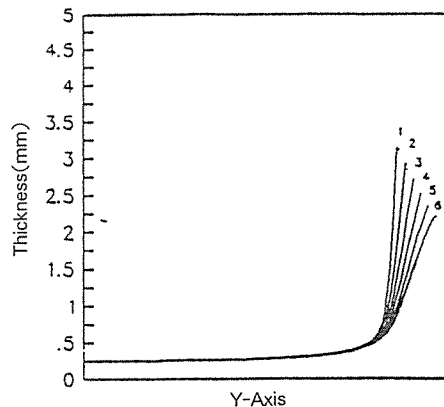


Fig. 4. Winding thickness variation with the increase of wound layer number

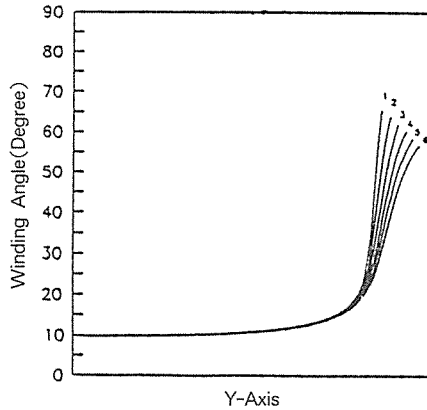


Fig. 5. Winding angle variation with the increase of wound layer number

6층을 필라멘트 와인딩 할때의 STEB 돔 형상 변화와 와인딩 각도 변화를 보여주고 있다.

그리고 돔 부위는 헬리컬 적층으로만 구성되어 수지의 재료 특성이 지배적으로 나타나는 관계로 내압에 의한 복합재 돔부위 거동은 기하학적 비선형뿐 아니라 수지 균열로 인한 재료 비 선형 특성을 나타내게 된다[6~8]. 이러한 재료 비 선형특성을 고려하기 위해 상용 유한요소 해석 프로그램인 NISA II[9]에 파손 이론(최대 변형도 이론, Tsai-Wu 이론)과 Modified Rule of Mixture 이론을 도입한 재료 비선형 해석을 수행하였다. Modified Rule of Mixture[5] 이론은 물성시험(ASTM)을 통해 복합재(FRP)의 기본 물성인($E_x^0, E_y^0, \nu_{xy}^0, G_{xy}^0$) 값을 구한 후 다음과 같이 섬유 및 수지 물성을 재 계산한다.

$$E_f = \frac{E_x^0}{V_f}, \quad \nu_f = \frac{\nu_{xy}^0 - \nu_m \cdot V_m}{V_f} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$E_m^0 = \frac{E_f^0 \cdot \nu_m \cdot E_f}{E_f - E_y^0 \cdot \nu_f}, \quad V_s^* = \frac{G_f \cdot G_m - G_{xy}^0 \cdot G_m}{G_f \cdot G_{xy}^0 - G_f \cdot G_m}$$

이때 내압으로 인해 발생하는 수지 균열(Matrix cracking)로 인한 복합재 압력용기의 재료 물성 저하를 계산하기 위해 (4)식과 같이 재료저하 계수(D_f)를 도입하여, 수지 관련 복합재 물성을 재 계산한다.

$$E_m = D_f \cdot E_m^0, \quad E_y = \frac{E_f \cdot E_m}{V_m \cdot E_f + V_f \cdot E_m}$$

$$\nu_{xy} = V_f \cdot \nu_f + V_m \cdot \nu_m, \quad G_{xy} = \frac{1 + V_s^*}{\frac{1}{G_f} + \frac{V_s^*}{G_m}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

D_f : Material degradation factor,

x, y : Fiber and transverse direction

E, ν : Young's Modulus and Poisson's Ratio

f, m : Fiber and matrix

V : Volume fraction

super-script 'o' : Known-Value

여기서 수지의 균열을 판단하기 위한 방법으로 (5), (6)의 2가지 파손식을 적용한다. 수지 균열은 초기에 발생되므로 (6)식의 Tsai-wu 식을 사용하여 초기 층 파손을 감지 한다음 (5)식의 최대 변형도 이론을 적용하여 파손 종류를 판정하게 된다.

• Maximum Strain Failure Theory

$$\varepsilon_{ij} > \frac{X_i}{E_i} \text{ or } \varepsilon_{ij} < \frac{X'_i}{E_i}, |\varepsilon_s| > \frac{S}{E_s}, (i, j=1, 2) \quad \dots\dots\dots (5)$$

X_i, X'_i : Tensile and compression strength for the i component

S : Inplane shear strength

• Tsai-wu Failure theory

$$F_{ij}\sigma_i\sigma_j, F_i\sigma_i=1, (i, j=1, 2, \dots, 6) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$F_{xx} = \frac{1}{XX}, \quad F_{yy} = \frac{1}{YY}, \quad F_{ss} = \frac{1}{S^2}$$

$$F_x = \frac{1}{X} - \frac{1}{X'}, \quad F_y = \frac{1}{Y} - \frac{1}{Y'}, \quad F_s = 0$$

$$F_{xy} = F_{xy}^* [F_{xx}F_{yy}]^{0.5}, \quad -\frac{1}{2} \leq F_{xy}^* \leq 0$$

X, Y : Tensile strength for fiber and transverse direction

X', Y' : Compression strength for fiber and transverse direction

S : Inplane shear strength

파손 이론에서 Tsai-Wu 이론은 각 방향의 파손 여부를 종합적으로 분석하여 파손 여부를 판정하나, 어떤 종류의 파손인지는 구분을 할 수 없으므로

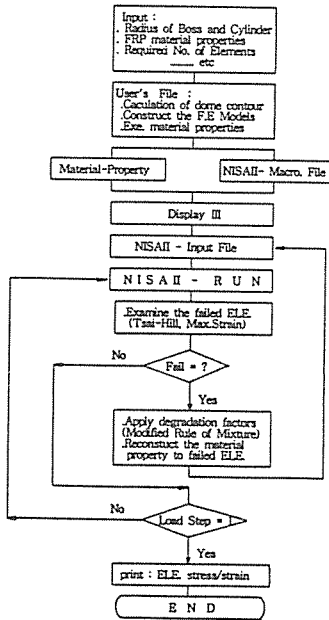


Fig. 6. Flow diagram of finite element analysis

이를 보완하기 위해 최대 변형도 이론을 보완하여 적용하였다. Fig.6은 STEB의 응력해석 흐름도를 보여주고 있다. 그림에서 보듯이 각 하중단계별로 모든 요소의 파손여부를 판단하여 수지 파손인 경우 수지 관련 물성을 저하시킨 다음 재 해석을 수행하게 된다.

해석 결과를 시험치와 비교하기 위한 시험치는 Fig. 15와 같이 돔 부위에 Strain Gage를 자오선과 원주 방향으로 부착한 후 수압 시험을 Fig.16와 같이 주기적으로 수행하면서 변형도를 측정하였다. Fig. 7은 STEB의 유한요소 해석 모델링인데 편의상 45° 모델링 하였고, 요소의 특성상 보스 경계부의 모델링은 높은 강성을 갖는 마감(Closure)로 처리하였는데, 이 경우 보스 경계부에서는 부정확한 해석 결과를 나타낼 수 있으나 다른 지점에서는 비교적 실제와 유사한 결과가 도출 될 것으로 생각한다. 사용된 요소는 3차원 적층 쉘 요소로서 294 개의 4-절점 요소와 344절점이 적용되었다. Fig. 8-14는 해석 결과를 나타내고 있다. 그림에서 L은 접선부터 보스까지의 거리를 의미한다. Fig. 8, 9에서 원주 방향과 자오선 방향의 변형도를 기하학적 비선형 해석과 재료 비선형 결과를 시험치와 비교

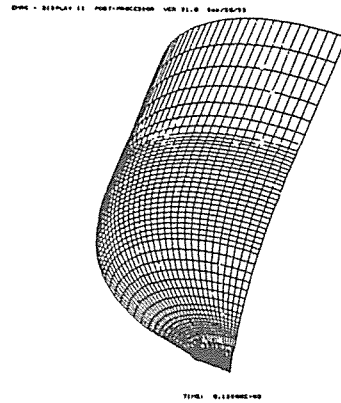


Fig. 7. Geometry of finite element model

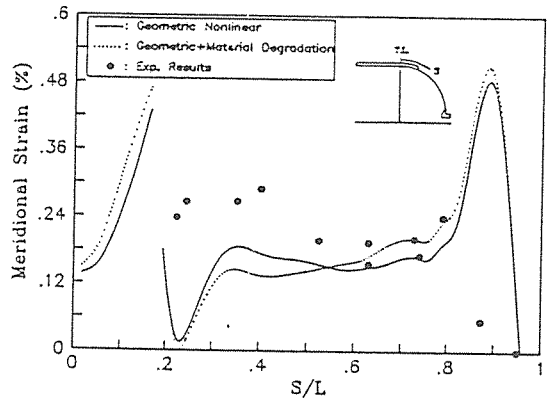


Fig. 8. Comparison of the surface meridional strain between the calculated results and the experimental results along the meridional line at dome parts($p=1400$ psi)

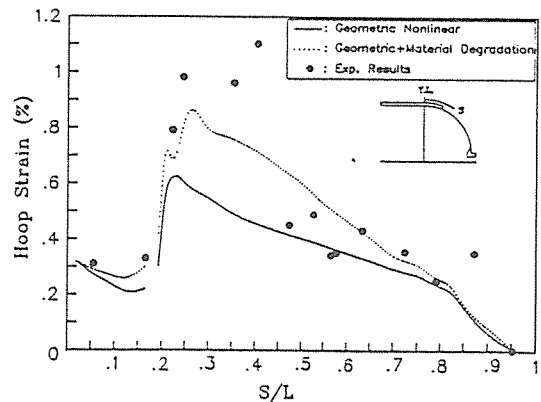


Fig. 9. Comparison of the surface hoop strain between the calculated results and the experimental results along the meridional line at dome parts($p=1400$ psi)

하였는데, 자오선 변형도 예비해 원주 방향 변형도 값에서 재료 비선형 특성을 볼 수 있다. 이러한 이유는 돔과 원통부 경계부위에서의 와인딩 각도가 약 10° 정도로서 자오선 방향으로의 섬유 특성인 반면 원주 방향으로의 수지 특성을 보여주기 때문에 내압으로 인한 수지 파괴 영향이 원주 방향의 변형도로 나타나기 때문이다. 그리고 해석과 시험치간에는 특히 접선부에서 많은 차이를 보이는데, 그 이유는 와인딩시 접선부에서 발생하는 섬유의 미끌어짐이 주된 원인이며, 또한 해석에 이용된 재료 물성이 평판 시편결과이기 때문에 실제 물성과 차이가 날 수 있다. Fig. 10은 내압의 하중 단계에 따른 수지 파손 분포로서 최종 압력 단계에서는 거의 대부분의 영역에서 수지 균열이 발생됨을 알 수 있다.

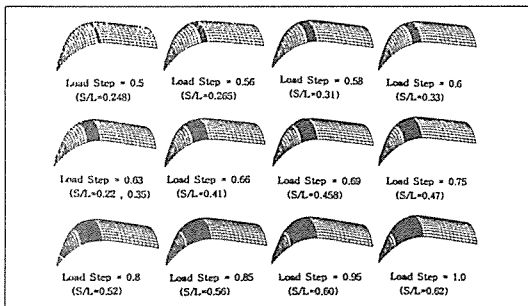


Fig. 10. Matrix crack propagation with the increase in pressure

Fig. 11, 12는 기하학적 불균일성과 재료강성 불일치가 동시에 존재하는 접선부의 자오선 방향 변형도의 두께 방향 분포를 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 접선 지점에서는 비교적 균일한 변형도 분포를 보이다가 그 이후부터는 점차 두께를 변수로 하여 변형도가 증가함을 볼 수 있다. 특히 $S/L = 0.193$ 인 지점을 변곡점으로 하여 변형도 분포 기울기가 바뀌게 된다. 이러한 변형도 분포는 $S/L = 0.4$ 인 지점까지 계속됨을 볼 수 있다. 이러한 결과로 보아 접선 시작지점부터 $S/L = 0.4$ 인 지점까지 굽힘 모멘트 영향이 미침을 알 수 있다. 이러한 굽힘 모멘트 영향을 보다 자세히 확인하기 위하여 Fig. 13과 같이 섬유 방향의 응력분포를 구하였다. 이때 적용된 압력은 2800psi로서 최대 응력 지점은 접

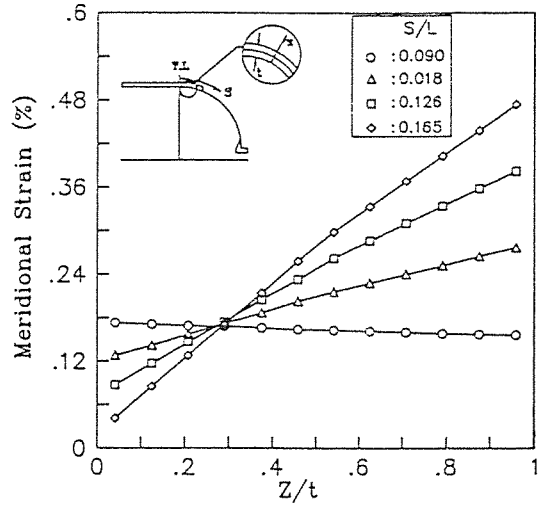


Fig. 11. The gradient of meridional strain along the thickness(I)

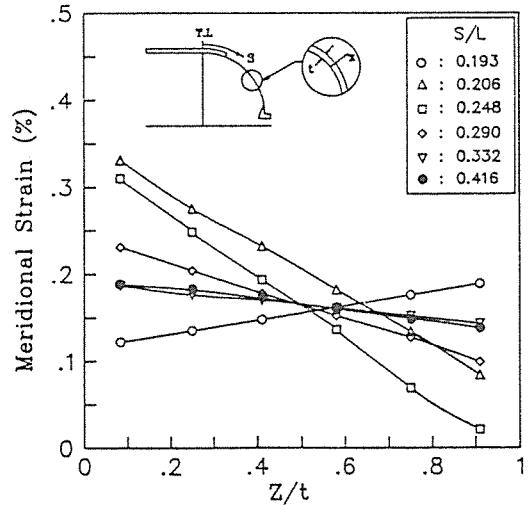


Fig. 12. The gradient of meridional strain along the thickness(II)

선부의 후프 층 끝단으로 약 182kg/mm^2 을 나타내고 있다. 이 결과는 Table 4에 나타나 있는 -04호기의 파괴 압력 결과와 비교했을때 파괴 지점은 Fig. 17과 같이 일치하고 있으나, 최대 파괴 압력면에서는 최대 섬유 변형도 이론으로 예측하였을때 약 20% 과대 평가되고 있다. 결과적으로 굽힘모멘트 발생지점은 접선부를 기준으로 볼때 Y-축 값으로 $-40.0(\text{mm})$ 부터 $+30.0(\text{mm})$ 지점임을 알 수 있다. 그러므로 이러한 굽힘 모멘트 발생 지점을 효

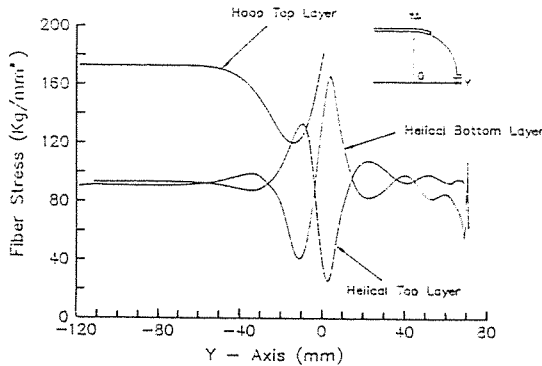


Fig. 13. The distribution of fiber stress along the Y-axis for STEB-04(P=2800psi)

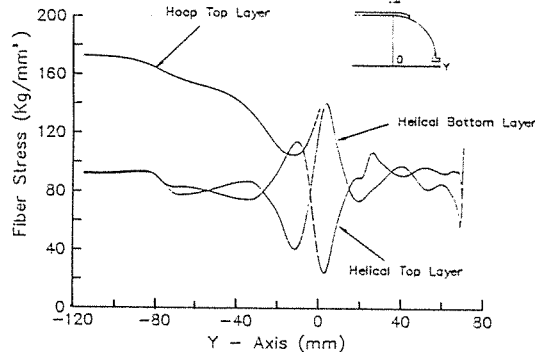


Fig. 14. The distribution of fiber stress along the Y-axis for STEB-05(P=2800psi)

과적으로 저하시키기 위하여 -05호기에는 두께 0.3(mm)인 T300 섬유로 직조된 직물 2장을 모멘트 영역 지점에 보강하였다. Fig. 14가 05호기의 해석 결과로서 취약부인 접선부의 응력값이 약 27% 감소됨을 알 수 있다. 실제 파괴 압력도 3500psi로 향상되었고, 파괴지점도 접선부가 아닌 Fig. 18과 같이 후방 보스이탈이 발생되었다.

5. 시험 평가

본 연구에는 모두 5개의 STEB이 제작되어 시험을 수행하였는데, 1개는 초기제작/공정 변수용으로 제작되어졌고, 1개는 (-03호기) 시험중 금속보스 자체의 문제로 계속할 수 없었으며 나머지 3개로 파괴압력 향상의 목적으로 이용하였다. 3개중 2개는 기존 STEB으로 하고, 나머지 1개(-05호기)는 취약부 보강 설계용으로 설계/제작/시험 되어졌다.

모든 STEB은 수압 시험을 수행하였는데, 4호기인 경우 해석 결과와 비교하기 위해 Fig. 15, 16과 같이 Strain Gage를 부착한 후 압력 주기시험을 수행하였고, 2, 4, 5호기는 3번의 주기 시험후 수압 파괴시켰다. 그리고 Strain Gage와 Data Acquisition 장비(System 4000)를 이용하여 압력별 변형도를 측정하였다. 2, 4호기는 2500psi에서 Fig. 13와 같이 전방 접선부의 후프 층파괴가 발생되었는데 이 결과는 해석에서 예측한 바와 같이, 이 지점에 재료 및 기하학적 불균일 현상으로 인해 발생하는 굽힘 모멘트가 응력집중을 유발함이 원인이다. 실제 시험결과도 Fig. 9에서 보듯이 접선부의 원주 방향 변형도 거동 양상이 다른 지점에 비해 급격히 변함을 알 수 있다. 이러한 변형도 값은 접선부의 후프층에서는 섬유 방향으로 절리기 때문에, 비교적 큰 파손 변형도 값을 나타내는 수지 물성이 지배적인 헬리컬 적층에 비해 먼저 파손된다. 이러한 이유로 5호기는 해석과 시험 결과를 통해 취약부인 접선부에 T300으로 직조된 평직을 2장 보강하여, Fig. 14와 같이 접선부의 섬유 변형도 값을 저하시킴으로 인해 파괴압력을 3500psi로 향상되었고, 또한 파괴 지점도 Fig. 18과 같이 후방보스 이탈 파괴로 변경되었다. 이상의 시험된 STEB의 결과를 복합재 압력용기의 성능 척도로 사용되는 성능 계수(Performance Factor) 값으로 환산하여 Table 4와 같이

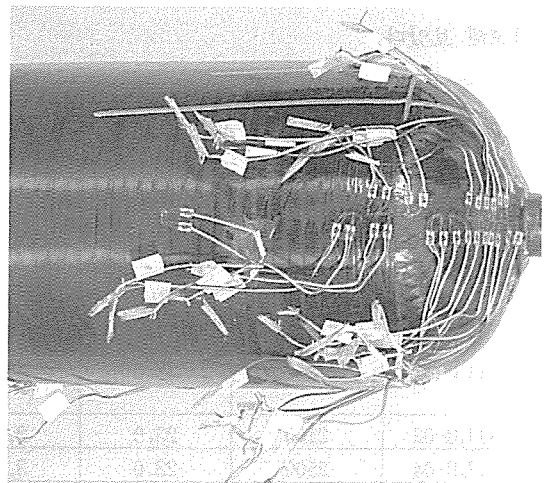


Fig. 15. The location of strain gage for STEB

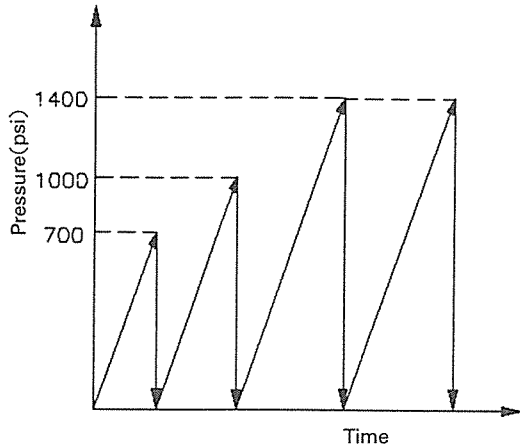


Fig. 16. Experimental hydraulic loading condition

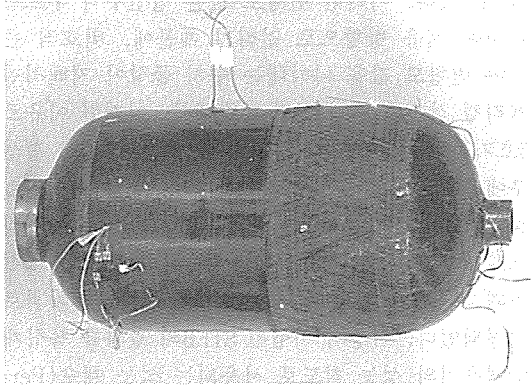


Fig. 17. Figure of STEB-04 after hydrostatic bursting test

비교해 보았다.

$$\text{성능 계수} = PV/W \quad \dots\dots\dots (7)$$

(P : 용기 파열 압력, V : 용기의 내부 용적,
W : 용기의 무게)

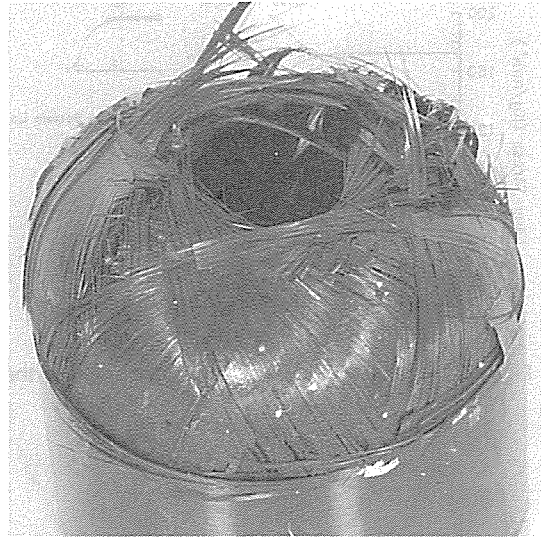


Fig. 18. Figure of STEB-05 after hydrostatic bursting test

Table 4에서 보듯이 제작 공정용으로 제작된 01호기를 제외하고 나머지 압력용기로 비교해 보면, 접선부를 국부 보강한 경우가 파괴 압력과 성능 계수면에서 약 40% 정도 향상되었음을 알 수 있다. 특히 국부 보강인 경우 접선부를 중심으로 양쪽 50.0(mm) 폭으로 작은 영역에만 직물이 보강됨으로 인해 전체 무게에 미치는 영향은 매우 미소함을 알 수 있다.

6. 결 론

탄소 섬유/에폭시로 제작된 STEB의 설계/해석, 제작/시험 평가를 통해 복합재 압력용기의 파괴압력 개선과 성능 향상을 위해서는 적층 설계시 접선부와 보스 경계부의 응력 집중이 고려된 웨이퍼 보강

Table 4. The comparison of performance factor for STEB(ADD)

S/N	파괴압력(psi)	부 피(cm ³)	무 게(Kg)	성능 계수 (inch×10 ⁶)	비 고
STEB-01	1850	23.0	6.74	0.23	· 제작확인용(섬유의 미끌어짐이 심하게 나타남) · 길이 : 1m, 접선부 파괴
STEB-02	2100	23.0	2.47	0.54	· 길이 : .58(m), 접선부 파괴
STEB-04	2500	23.0	3.0	0.53	· 길이 : .58(m), 접선부 파괴
STEB-05	3500	23.0	2.95	0.76	· 길이 : .58(m), 접선부만 T300 평직으로 보강, 후방보스 이탈

설계가 요구됨을 알 수 있었다. 특히 접선부는 기하학적/재료강성적 불일치로 인해 굽힘 모멘트가 발생되어 이곳에 응력집중을 유발시키므로, 보강 설계없이는 설계 압력 3800psi에 못 미치는 2500psi에서 파괴가 발생 되었으나, 접선부를 2장의 T300 직물로 보강한 경우 3500psi에서 후방 보스가 이탈되는 향상된 파괴 양상과 압력을 나타내었고 성능 계수도 약 40% 향상된 결과를 보였다. 또한 필라멘트 와인딩시 전·후방 돔 접선부에서 발생하는 섬유의 미끄러짐을 최소화할 수 있는 제작 공정이 이루어지고, 보스 경계부의 거동을 정확히 예측할 수 있는 구조 응력해석 기법을 이용한 보스 경계부의 효과적인 국부 보강 방법이 적용된다면 현재 보다 향상된 파괴 압력과 성능을 나타낼 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

1. Munjal, A.K., "Product Acceptance Testing for Filament Wound Composite Rocket Motor Components," ASC/ESD Advanced Composite Conference, 1985, pp.309-320.
2. Newhouse, N.L. and Humphery, W.D., "Development of Standard Test and Evaluation Bottle(STEB)," SAMPE Journal, March/April, 1986, pp.12-15.
3. Humphery, W.D. and Newhouse, N.L. "The Standard Test & Evaluation Bottle(STEB)-Five Years Later," SAMPE Journal, July/August, 1986, pp.18-23.
4. Whitney, J.M. "On the Use of Shell Theory for Determining Stress in Composite Cylinders," J. Composite Materials, Vol.5, 1971, pp.340-353.
5. Tsai, S.W., Composite Design, 3ed ED., Think Composites, Ohio, 1988, Section 10-11.
6. Lemoine, L., "Effects of Geometrical and Material Nonlinearities on Deflections of Filament Wound Motor Chambers," AIAA78-1565, 1978.
7. Idelsohn, S., Laschet, G. and Nyssen, G., "Pre-and Post-Degradation Analysis of Composite Materials with Different Moduli in Tension and Compression," Computer Method in Applied Mechanics and Engineering, Vol.30, 1982, pp.133-149.
8. Jeusette, J.P. and laschet, G. and Charpentier P., "Finite Element Analsis of Composite Revolution Structures Wound by Wide Plies," Composite Structure, Vol.8, 1987, pp.221-237.
9. EMRC NISAI, Users Manual, Version 93.0, Center for Engineering and Computer Technology, Michigan, 1992.