

論文

저속 충격 하중을 받은 탄소섬유강화 복합재 압력용기의 잔류강도 저하 평가

박재범^{*,+}, 김동륜^{*}, 김형근^{*}, 황태경^{*}

Evaluation of Residual Strength of CFRP Pressure Vessel After Low Velocity Impact

Jae-Beom Park^{*,+}, Dong-Ryun Kim^{*}, Hyung-Geun Kim and Tae-Kyung Hwang^{*}

ABSTRACT

In this paper, the low velocity impact characteristics of filament winding CFRP pressure vessel was investigated using numerical and experimental methods. The cylinder part of CFRP vessel was impacted using triangular shape impactor which simulated the sharp edge of dropping tools and impact response behavior of CFRP was reviewed. The mechanical behavior, such as deformation and stress distribution, were also predicted by explicit finite element method and the validity of the model was investigated. For the quantitative evaluation of the residual strength of the pressure vessel after impact, a series of the ring specimens was cut from the impacted vessel and its burst pressure was measured by hydraulic pressure hoop tension test. As the results, the relationship between the residual strength degradation and the impact energy was successively obtained and a useful methodology to evaluate quantitatively the impact damage tolerance of CFRP pressure vessel was established.

초 록

본 논문에서는 저속충격하중을 받은 필라멘트 와인딩 탄소섬유강화 복합재 압력용기의 잔류강도 저하특성에 대한 수치해석 및 실험결과에 대해서 논한다. 복합재 압력용기의 원통부의 여러 곳에 대해 낙하 공구의 끝단을 모사한 삼각형 충격자를 사용한 저속 충격시험이 실시되었고, 유한요소해석을 수행하여 충격시의 기계적 변형 및 응력분포 거동에 대한 예측을 실시하였다. 충격하중을 받은 복합재 압력용기의 잔류강도 저하 특성을 정량적으로 평가하기 위해, 충격부위를 포함하는 원환시편을 압력용기의 실린더부로부터 채취하여, 원주방향 내압인장강도 측정 수압시험법으로부터, 원환시편의 수압파열 압력을 측정하였다. 결과적으로 본 연구를 통해 충격 에너지의 수준에 따른 잔류강도 변화가 성공적으로 예측되었으며, 복합재 압력용기의 충격손상허용을 정량적으로 평가하기위한 유용한 방법론이 정립되었다.

Key Words : 탄소섬유강화 복합재(CFRP), 필라멘트 와인딩 압력용기(Filament Winding Pressure Vessel), 저속 충격(Low Velocity Impact), 잔류강도(Residual Strength), 유한요소 해석(Finite Element Analysis)

1. 서 론

우주항공구조물의 압력용기로서 개발되어, 현재 그 사용이 증대되고 있는 필라멘트와인딩 탄소섬유강화 복합재 (Carbon Fiber Reinforced Plastic, 이하 CFRP) 압력용기는 강도 및 중량

측면에서 많은 이점을 갖고 있으나, 탄소섬유 및 모재인 에폭시 수지의 취성으로 인해 내 충격 특성 면에서 취약성을 갖고 있는 것이 사실이다. 특히, 고도의 안전성이 요구되는 전술유도무기용 연소관에 적용되는 경우에는 사용 환경 상 공구의 낙하 및 운송간의 충격 등의 저속 충격 하중에 쉽게 노출될 가능성

* 국방과학연구소

*+ 국방과학연구소, 교신저자(E-mail:jbparkut@yahoo.com)

이 있어, 취약한 내 충격 특성을 보강하기 위한 각종 내 충격 재료에 의한 보호 코팅이 적용되고 있다. 이처럼 내 충격 성능에 대한 정량적인 평가가 필라멘트와인딩 CFRP 압력용기의 적용에 있어서 중요한 과제임에도 불구하고, 이에 대한 국내의 체계적인 연구결과는 찾아보기 어려우며, 외국의 경우에 있어서도 시험에 소요되는 막대한 비용 및 충격 후 잔류강도의 적절한 측정방법의 부재 등의 문제로 인해 제한된 연구결과 만이 발표되고 있다.

지금까지 발표된 국내외의 필라멘트와인딩 CFRP 압력용기의 저속충격 특성에 관한 연구결과를 살펴보면 다음과 같다. Poe [1]는 대형 복합재 압력용기의 운용중 발생할 수 있는 저속충격 하중을 고려하여, 다양한 형태의 충격자 (Tup)를 제작하여 저속충격시험을 실시한 후, 충격에너지별 잔류강도 저하량을 측정하고 Hertzian Contact 이론을 통해 구성된 해석모델과 비교하였다. 충격 후 잔류 인장강도를 측정하기 위한 시편의 제작을 위해 실제로는 원주방향으로 적층되어 있는 것을 0° 적층으로 바꾸어 적층한 후, 축 방향으로 인장시편을 제작하여 인장시험을 통한 잔류 인장강도를 측정하였다. Kobayasi[2,3]는 금속재 라이너위에 필라멘트와인딩한 압력용기에 대해서, 저속충격 시험을 실시한 후, 압력용기의 내압 강도를 측정하여 저속충격에 따른 내압강도의 저하량을 성공적으로 측정한 결과를 발표하였다. 그는 충격 후 손상을 고려한 해석 모델 및 유한요소모델을 구성하여 내압의 증가에 의한 응력 변형을 관계를 예측하여 시험결과와 비교하였다. 이외에도 유한요소법을 이용한 복합재 적층판의 충격거동해석 [4,5], 복합재 Tube에 대한 충격자 형상별 충격특성분석 [6]등의 연구가 진행되었다. 본 연구에서는 필라멘트와인딩 공법을 적용하여 제작한 표준 압력용기에 대해서 저속충격시험을 실시한 후, 이에 대한 유한요소모델을 구성하여 충격하중시의 변형 및 응력 분포 등에 대한 검토를 실시하였다. 또한, 충격하중을 받은 표준압력용기를 충격부위를 중심으로 하는 폭 25mm의 원한 시편을 제작하여, Ring에 내압하중을 가하는 방식을 적용하여 잔류 내압강도를 구함으로써, 복합재 압력용기의 저속충격 후 잔류 내압강도를 각 충격 에너지별로 측정하는 것에 성공하였다. 본 연구를 통해 압력용기의 저속충격 특성 확인을 위한 실험 및 이론 해석에 관한 방법론이 제시되었고, 실제 적층구조 및 내압하중조건을 그대로 유지한 채 저속충격 후 잔류강도의 측정이 가능함으로서 향후 보다 활발한 연구가 가능해 졌다. 특히, 인장시편채취를 위해 실제 적층구조의 왜곡 및 막대한 비용이 소요되었던 기존의 충격 후 잔류강도 저하량 평가방법과는 달리, 본 연구에서는 실제 복합재 압력용기의 충격특성을 그대로 구현하였으며, 또한 경제적이고 효율적인 충격 후 잔류강도의 측정이 가능함을 보였다.

2. 표준압력용기의 저속충격 거동

2.1 표준압력용기의 형상 및 적층구조

본 연구에 사용된 표준압력용기(STEB)의 형상은 Fig. 1과 같다. 사용된 탄소섬유강화 복합재료는 T700S 탄소섬유/에폭시수지이며, 표준압력용기 전방과 후방부의 개구부(開口部)는 알루미늄으로 제작되었다. 헬리칼와인딩이 종료된 후, 별도로 제작한 복합재 스커트를 삽입하고, 원주방향과 헬리칼와인딩을 병행하여 표준압력용기를 완성하였다. 완성된 표준압력용기의 적층구조는 Table 1과 같으며, 완성된 표준압력용기의 두께는 원통부가 약 2.4mm이다. 압력용기의 내면에는 기밀의 유지를 위해 약 두께 2.0mm의 EPDM 고무가 부착되어 있으며, 압력용기의 성능평가를 위해 제작이 종료된 후, 수압시험을 실시하여 기밀 및 압력유지에 문제가 없음을 확인하였다.

2.2 저속충격 시험장비 및 Tup 형상

아음속 또는 초음속의 속도로 발생된 탄환 등에 의해 복합재 구조물이 관통되는 탄도충격(Ballistic Impact)거동과 달리, 본 연구에서는 공구 및 부착물 등이 충격가속도에 의해 자유 낙하하여 복합재 구조물에 충격하중을 가하는 저속충격(Low-Velocity Impact)에 주목하였다[7]. 이런 경우, 날카로운 모서리를 갖는 물체가 최외곽층에 위치한 Hoop방향 탄소섬유에 충격을 가하여 탄소섬유가 절단되는 경우가 가장 위험한 손상형태를 나타내게 된다. 본 연구에서는 이러한 사항을 고려하여, Fig. 2와 같이 삼각형 끝단을 갖는 충격자를 제작하여 적용하였다. 표준압력용기에 대한 저속충격시험을 위해 Fig. 3(b)와 같이 압력용기를 고정할 수 있는 장치를 제작하고, Instron사의 Dynatup 충격시험기(Fig. 3(a))에 연장 충격 자(Extension Tup)를 부착하여, 표준압력용기의 축방향 길이방향으로 6곳(Fig. 3(c))에 15, 30, 45, 60, 75, 90Joule의 6개 수준의 충격에너지가 부가되도록 충격하중을 가하였다. 충격자를 포함한 낙하물의 중량은 10.5Kg이다.

Table 1 Laminate construction of STEB

Position	Lay-up Sequence
Dome	$[(\pm 27)_3]$
Skirt	$[(\pm 45)_3 / (90)_3]$
Cylinder	$[(\pm 27)_3 / (90)_3]$

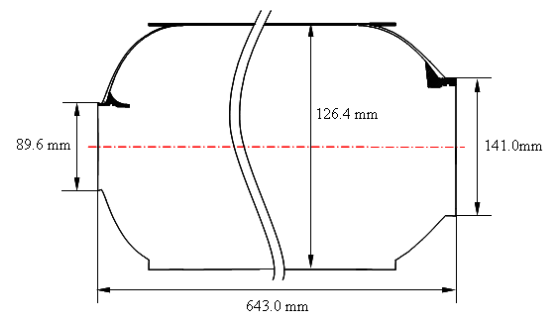


Fig. 1 Shape and dimensions of filament winding CFRP STEB.

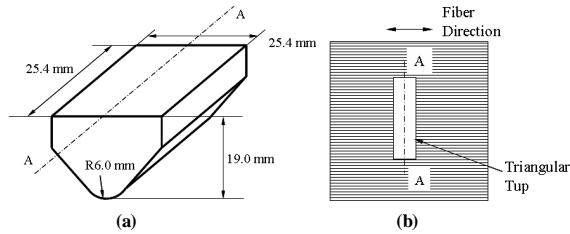


Fig. 2 Schematics showing the impactor tup shape and impact loading direction; (a) Tup shape, (b) Loading direction.

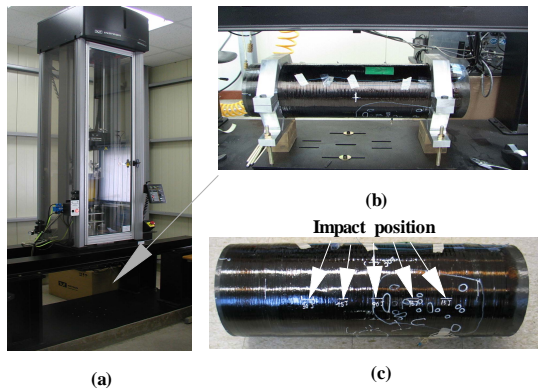


Fig. 3 Test Apparatus and STEB specimen; (a) Instron Dynatup test machine with extendable tup, (b) STEB installed by specially designed fixture, (c) STEB prepared for impact test.

2.3 충격 에너지 별 충격 응답 곡선

Fig. 4에 시험을 통해 얻어진 충격시간-하중곡선을 나타내었다. 충격에너지가 증가할수록 최대하중과 지속시간이 증가하고 있으나 (Fig. 4(a)), 45Joule이상에서는 에너지가 증가하여도 최대하중은 증가하지 않고 지속시간이 감소하는 경향을 보이고 있다(Fig. 4(b)). 이는 손상이 한 계치를 넘어서서 더 이상 충격하중에 대한 반발력 및 초기변형의 탄성 복원이 발생하지 않는 것을 나타내는 것으로 판단되며, Fig. 5의 충격시간-굽힘변형량 선도를 통해서 확인할 수 있다. Table 2는 충격시험기의 충격자에서 측정된 각 에너지별 최대하중, 흡수에너지, 충격속도 등을 정리한 것 것으로, 특히 충격에너지증가율대비 최대하중의 증가율, DP_{max}/DE 를 각 에너지 구간별로 나타내었다. 충격에너지 값이 15Joule에서 30Joule로 증가함에 따라 DP_{max}/DE 의 값이 50% 정도의 급격한 감소를 보이고 있으며, 75Joule에서 90Joule로 증가하는 경우에는 -값을 나타내고 있다. 이러한 결과는 충격 하중에 의해 복합재의 하중저항성이 저하되어 더 이상 충격하중을 지지할 수 없는 상태임을 나타내는 것으로 판단된다.

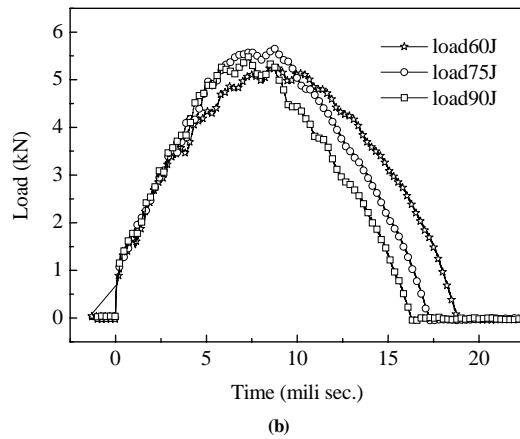
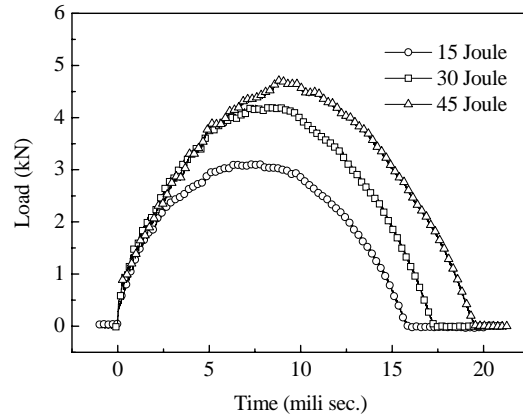
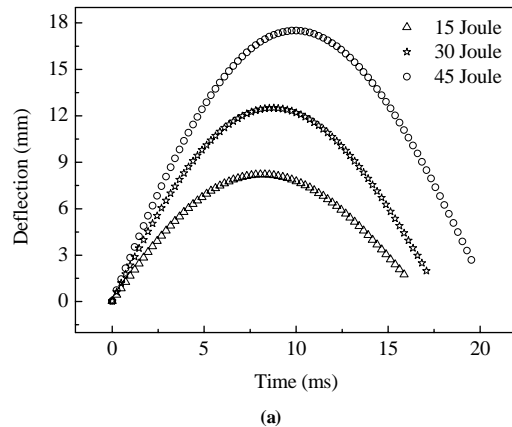


Fig. 4 Impact response curve obtained from low velocity impact test; (a) For the case of 15, 30 and 45 Joule (b) for the case of 60, 75 and 90 Joule.



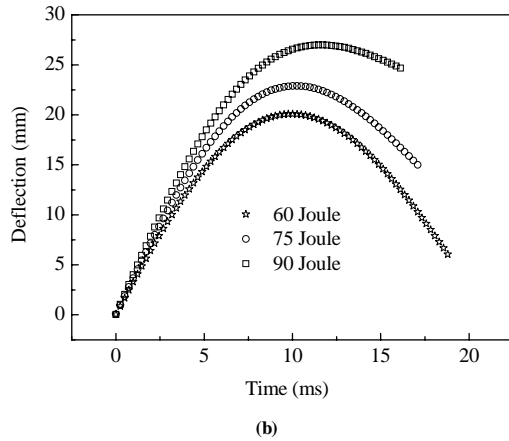


Fig. 5 Time versus deflection curves obtained from low velocity impact test; (a) For the case of 15, 30 and 45Joule (b) for the case of 60, 75 and 90Joule.

Table 2 Summary of the measured values during the impact test

Energy (E, Joule)	15.0	30.0	45.0	60.0	75.0	90.0
Absorbed E.(Joule)	5.7	8.3	12.9	26.0	57.5	86.2
Impact Vel. (m/s)	1.70	2.39	2.91	3.37	3.76	4.11
Max.Load (kN)	3.14	4.25	4.73	5.26	5.68	5.48
$\Delta P/\Delta E$ (kN/Joule)		0.074	0.032	0.035	0.028	-0.013

3. 유한요소 해석

3.1 표준압력 용기의 유한요소 모델

표준압력용기에 대한 저속 충격 거동을 유한요소해석기법을 통해 검토하기 위해서 본 연구에서는 상용 Implicit 유한요소해석 Code인 MSC-DYTRANTM을 사용하였다. Fig. 6에 삼각형 충격자와 복합재 연소관의 유한요소 모델을 나타내었다. 복합재 연소관은 복합재 적층 모델링을 위해 개발된 적층 Shell요소[8]를 사용하였으며, Table 3의 직교 이방성 물성치를 사용하였다. Table 3에서 1방향은 섬유방향, 2방향은 섬유직각방향을 의미하며, s_{ult} 는 인장강도, t_{ult} 는 전단강도를 나타낸다. 또한 아래첨자 c는 압축을, t는 인장을 나타낸다. 충격하중에 의한 복합재의 손상을 모사하기 위해, 섬유의 인장 및 압축파손, 모재의 인장 및 압축파손, 모재의 전단파손에 대해 각각 파손모델을 적용하여 파손의 발생유무를 판정하였으며, 파손시 각 물성치를 저하시키는 방법으로 손상의 진전을 모사하였다. 또한, 복합재 적층재의 대표적인 파손형태중의 하나인 층간파손에 대해서는 전단 강도치를 적용하여 파손발생유무를 판정하였다. Table 4와 5에 각 파손항목별 판정식과 파손발생

Table 3 Material properties of T700S/epoxy

E_{11}	137.2 GPa	G_{23}	2.88 GPa	$s_{22ult,c}$ (Y_C)	23 MPa
E_{22}	7.8 GPa	$s_{11ult,t}$ (X_T)	1950 MPa	t_{12ult} (S)	45.1 MPa
ν_{12}	0.298	$s_{11ult,c}$ (X_C)	1000 MPa	α^{*1}	2.44×10^{-8}
G_{12}	3.75 GPa	$s_{22ult,t}$ (Y_T)	23 MPa		

*1. Non-linear stress strain relation coefficient

3.2 저속 충격시 변형 거동 해석 결과

Fig. 7은 충격하중에 의한 표준압력용기의 변형형상과 타격 부위의 응력 분포를 나타낸 것이다. 충격 에너지 값은 식(1)과 같이 충격자의 초기속도를 조정하여 조절하였다.

Table 4 Applied failure criterion

Fracture Mode	Applied Criterion
Fiber Tension	Chang, $\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + T^{*1} \geq 1$
Fiber Compression	Max. Stress, $ \sigma_{11} \geq X_c (\sigma_{11} < 0)$
Matrix Tension	Modified Tsai, $F_2^2 \sigma_{22}^2 + F_{22} \sigma_{22}^2 + F_{66} \sigma_{12}^2 \geq 1$,
Matrix Compression	$F_2 = \frac{1}{Y_T} - \frac{1}{Y_C}, F_{22} = \frac{1}{Y_T Y_C}, F_{66} = \frac{1}{S^2}$
Matrix Shear	Max. Stress, $ \tau_{12} \geq S$
Interfacial Shear	Max. Stress, $ \tau_{13} \geq S$

$$*1. T = \left(\frac{\sigma_{12}}{S}\right)^2 \frac{1 + 3/2 \alpha G_{12} \sigma_{12}^2}{1 + 3/2 \alpha G_{12} S^2}$$

Table 5 Material property degradation rule

Material Constant	Failure Mode				
	Fiber Tens.	Fiber Comp.	Matrix Tens.	Matrix Comp.	Shear
E_1	×	×	○	○	○
E_2	×	×	×	×	○
ν_{12}	×	×	×	×	○
G_{12}	×	○	×	○	×

× : Set to zero, ○ : Intact

시의 물성저하 방법을 나타내었다. 삼각형 충격자는 사면체 3차원 Solid요소로 모델링하였고, 물성치는 Steel의 일반적인 물성 ($E=203.8$ GPa, $\nu=0.3$)을 사용하였다. 모델링의 편의를 위해, Skirt부는 생략하였으며, 전/후방 돔 부의 물성은 반경의 변화에 따른 강화섬유의 각도변화를 측지선(Geodesic) 관계식을 사용하여 입력하였다. Fig. 3의 표준압력용기의 고정상태를 고려하여, 변위 경계조건을 Cylinder부 양단부에 설정하였다.

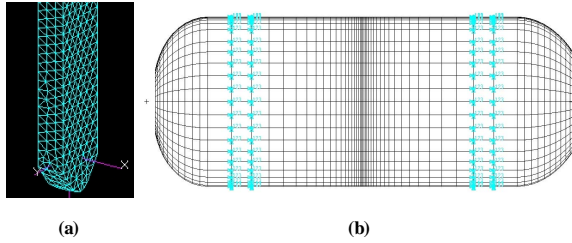


Fig. 6 Finite element modeling of impactor tup and STEB. Skirt part was eliminated for modeling convenience ; (a) Solid model of Triangular impactor tup (b) Laminated shell model of STEB.

$$\text{initial velocity, } v_i = \sqrt{(2 \times \text{Joule}) / \text{mass}} \quad (1)$$

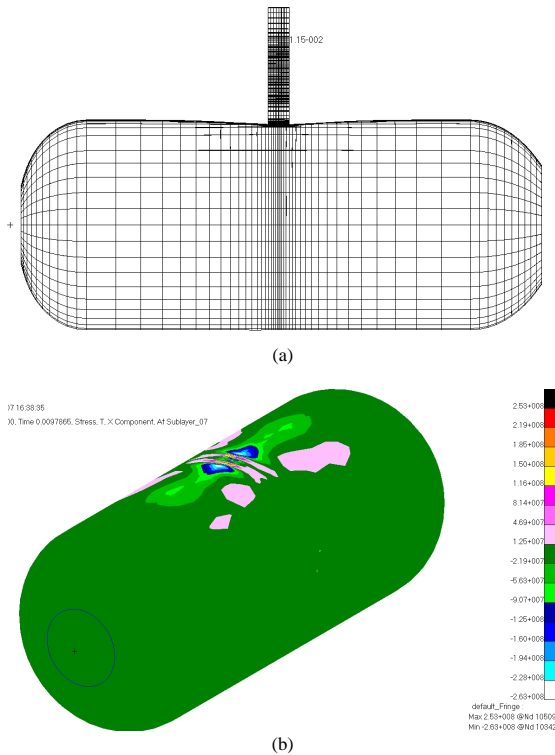


Fig. 7 Deformation and fiber direction stress distribution of STEB for the case of 12.5Joule impact energy calculated by finite element analysis program, MSC DYTRAN; (a) Deformation (b) Fiber direction stress distribution at outer hoop layer.

충격에 따른 변형은 굽힘 변형의 형태를 나타내고 있어, 이는 타격부만의 국부적인 꺾임 (Indentation) 이 주로 나타나는 두꺼운 복합재[7]와는 달리 상대적으로 복합재의 두께가 얇아 충격에너지가 주변의 굽힘변형에 의해 흡수되고 있는 것으로 판단된다. 타격부의 응력분포를 보면 삼각형 충격자의 끝단부위에서 응력 Peak치가 발생하고 있다.

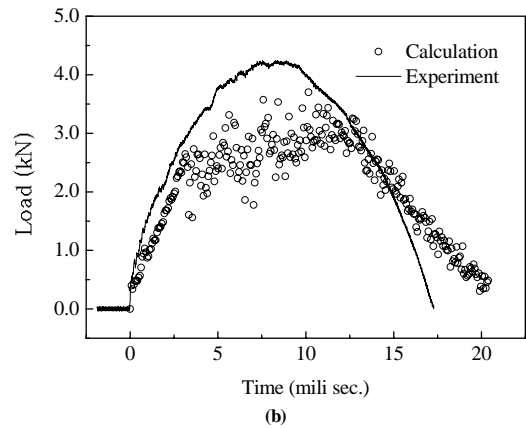
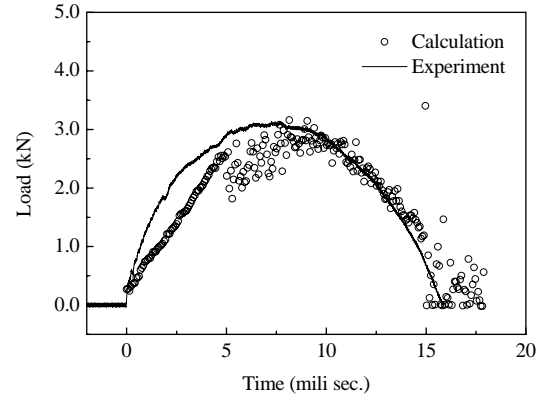


Fig. 8 Comparison of time versus force graphs between experiment and calculation results. Calculation results were obtained by commercial FEA program, MSC-DYTRAN™; (a) 15Joule of impact energy (b) 30Joule of impact energy.

Fig. 8은 유한요소해석으로 구한 충격시간-하중곡선과 실험 결과를 비교한 것으로, 15Joule의 경우에는 상당히 정확한 예측이 가능하나 30Joule의 경우에는 다소간의 차이가 관찰되고 있다. 이러한 해석결과와 실험결과와의 불일치는 필라멘트 와인딩 복합재 압력용기의 헬리칼 적층구조의 특성이 유한요소모델에 충분히 반영되지 않은 것에 있는 것으로 판단된다. 단일 각도의 탄소섬유복합재 Ply가 한층한층 적층되는 것을 모사하고 있는 유한요소모델에 비해, Fig. 9에 나타난 것처럼 실제 필라멘트와인딩 공정의 헬리칼 적층구조는 일정 폭의 섬유다발이 서로 엇갈려 적층되는 직조형식[±q]으로 이루어져 있으며, 직조형식의 적층구조는 단순 적층에 비해 내충격 성능이 우수한 것으로 알려지고 있다. Fig. 10은 15Joule과 45Joule의 충격시간-굽힘변형곡선을 나타낸 것이다. 45Joule의 경우를 보면, 해석결과에서는 표준압력용기에 관통이 발생하여, 충격자가 계속 진행되는 것으로 나타나고 있으나, 실험결과에서는 관통이 되는 현상은 나타나지 않았다.

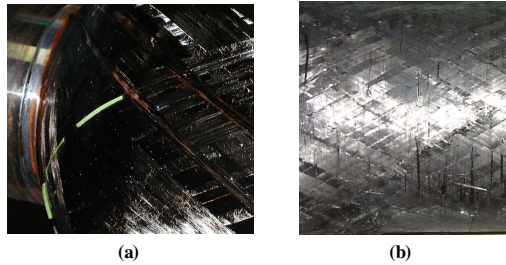


Fig. 9 Helical winding process for fabrication of the CFRP pressure vessel and its resulting $[\pm 27]_3$ CFRP; (a) Shortly after winding process (b) After curing.

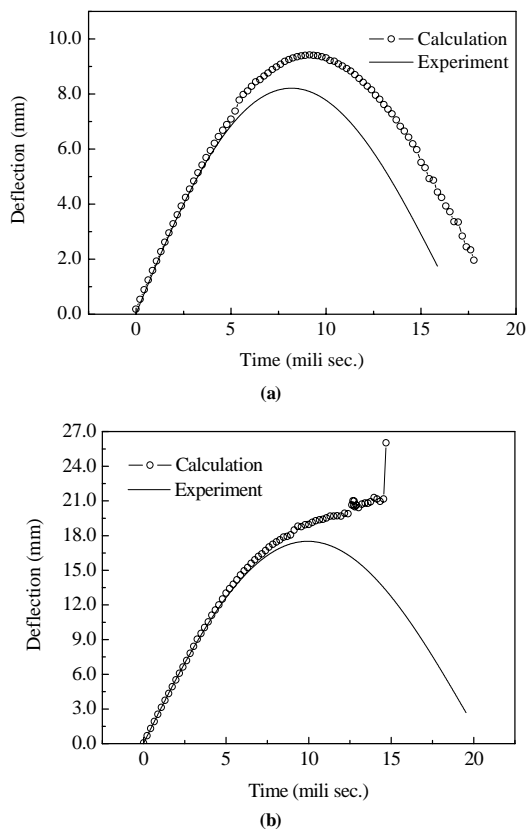


Fig. 10 Comparison of time versus deflection graphs between experiment and calculation results; (a) 15 Joule of impact energy (b) 45 Joule of impact energy.

이상의 결과를 고려해 보면, 필라멘트 와인딩 복합재 연소관의 충격거동, 특히 대규모 섬유손상을 동반하는 경우의 파손거동을 유한요소해석으로 효과적으로 모사하기 위해서는 단순 적층 Shell 또는 Solid 요소가 아닌 와인딩 공정의 적층방식을 효과적으로 모사할 수 있는 방법이 개발되어야 할 것으로 판단된다. 또한, 복합재 물성의 통계적 분포 특성, 강화섬유의 파손

후 거동 (Fragmentation 등에 의한 응력회복 현상 등)을 고려해야 할 것으로 사료된다. 이상의 내용에 대해서는 추후, 보다 엄밀한 검토와 추가적인 연구를 진행할 계획이다.

4. 충격후 잔류 내압 강도 평가

4.1 시험장비 및 시험편

서론에서 언급하였듯이, 충격후 잔류강도 특히, 내압강도와 같은 잔류 인장강도의 평가에는 많은 어려움이 있다. Poe[1]의 경우에서와 같이 원환시편에서 인장시편을 채취하는 경우, 실제의 적층을 90°회전시켜 적층해야 하는 문제가 있으며, Kobayasi[2]의 경우, 하나의 압력용기에 대해서 하나만의 시편만이 가능하다. 그러나, 실제 복합재 압력용기의 경우, 대형화하는 추세여서, 복합재 압력용기 하나에서 하나의 시편만을 채취하는 경우, 경제적인 측면에서 심각한 문제가 있다. 본 연구에서는 이러한 문제점을 해결하고자 Fig. 11과 같은 시험장치와 시험편을 사용하였다. Fig. 11(a)와 같이, 표준압력용기의 원통부를 원환형상으로 가공하여 시편을 제작하였다. 원환시편의 폭은 25.0mm로 하였는데, 이는 ASTM등의 규격에서 적층 복합재 인장시편의 폭이 25.0mm인 것에 착안하였다. 본 시험의 목적은 충격손상을 받은 부위만의 잔류내압강도를 측정하는 것이 목적이므로, 충격자의 폭이 25.0mm인 것을 고려하면, 25.0mm폭의 시험편을 사용하여 충격부의 내압강도가 충분히 평가될 것으로 판단된다. 내압작업시의 변형거동을 확인하기 위해, 변형률 게이지가 부착된 원환시편을 Fig. 11(b)의 장치에 장착하고 내부의 고무 Tube에 수압을 적용하여 내압을 가하며, 파열까지의 변형률 및 내압을 측정하였다. 원환시편을 시험장비에 장착시 시험편과 시험장비의 위/아래 덮개사이에 미세한 틈새 (0.1mm이내)가 존재하도록 함으로서, 덮개에 의한 시험편의 구속이 발생하지 않도록 하였다. Fig. 12는 예비시험시 충격손상이 없는 원환 시험편에 대해 원주방향 4곳 및 폭방향 3곳에 변형률 게이지를 부착하여 압력-변형률 관계를 측정한 결과를 나타낸 것이다. 결과에서 알 수 있듯이 본 원환시편의 원주 방향, 폭 방향으로 균일한 압력이 가해지고 있는 것을 확인할 수 있다.

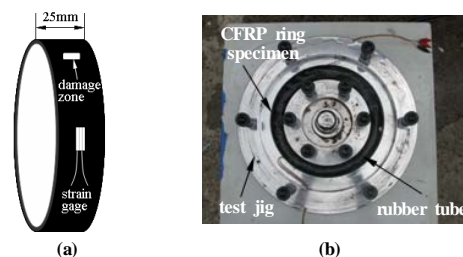


Fig. 11 The schematic of CFRP ring specimen cut from STEB after impact and the hydraulic pressure test jig; (a) Ring specimen (b) Test jig with ring specimen, tube and pressure line.

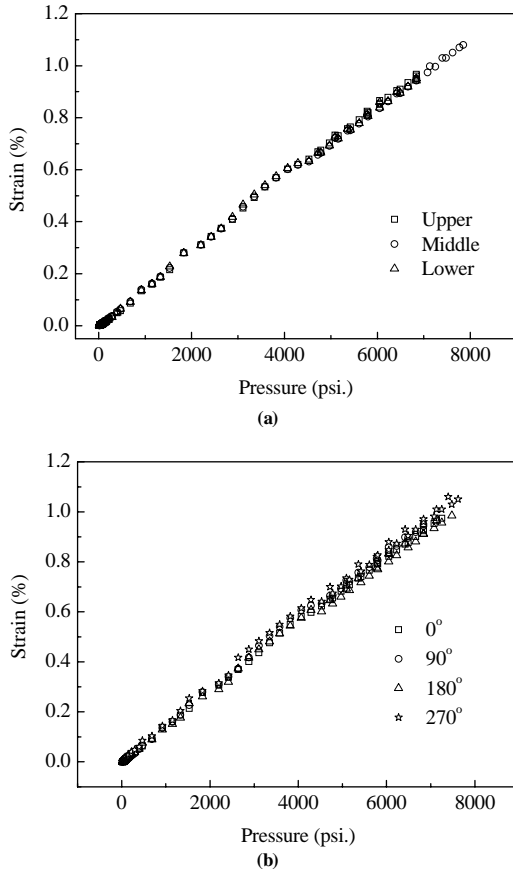


Fig. 12 The pre-test result to check the pressure distribution; (a) strain results measured at the same circumferential position but different position in width direction (b) strain measured at the four different circumferential position but same position in width direction.

본 시험방법을 적용함으로써 하나의 복합재 압력용기를 사용하여 다양한 충격에너지에 대한 잔류내압강도의 측정이 가능하며, 실제의 적층 구조를 반영할 수 있다.

4.2 시험 결과

Fig. 13에 내압시험중에 측정한 변형률 결과를 압력에 대해 나타내었다. 가해진 충격에너지는 15Joule에서 90Joule까지로 크게 변화하지만, 압력 대 변형률직선의 기울기에는 변화가 없다. 이는 충격에 의한 손상이 충격부위에만 국한되어져 있어 충격부위와 일정간격 떨어진 위치에서는 손상이 전혀 없다는 것을 의미한다. 이러한 현상은 본 연구에서 사용된 표준 압력용기의 적층구조가 Skirt삽입 후에는 모두 원주방향 와인딩으로만 구성되어 있어, 충격시 층간분리 발생이 거의 없으며, 따라서 손상이 충격부 주변으로 확산되기 보다는 충격부

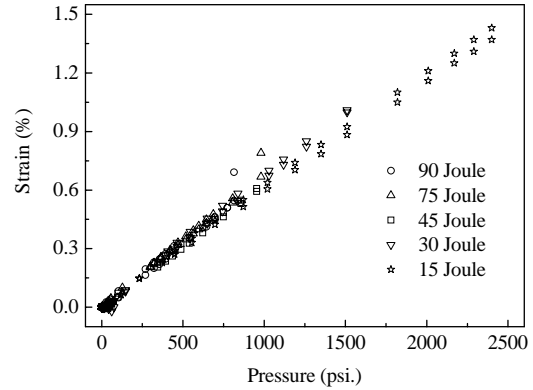


Fig. 13 The variation of the mechanical strain measured during the hydraulic pressure test.

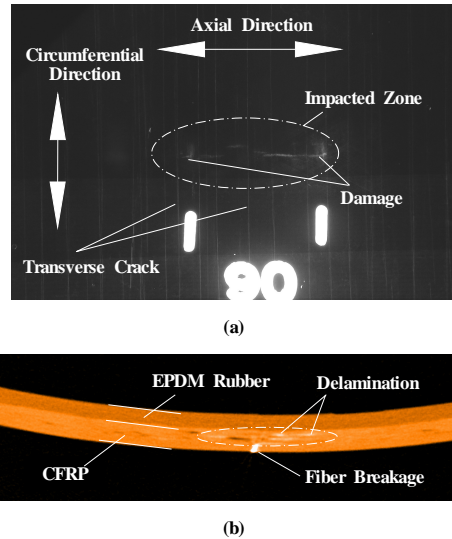


Fig. 14 The radioactive photograph of the impacted region for the case of 90Joule. For the clarification, special dye was penetrated: (a) Conventional X-ray, (b) Computed tomography of circumferential section.

에서의 섬유 손상만으로 흡수된 것에 기인한다. Fig.14는 90Joule로 타격한 부위에 대한 방사선 NDT결과를 나타낸 것이다. 손상을 명확히 구분하기 위해 침투액을 사용하였으며, 통상적인 X-Ray와 단면의 분석이 가능한 Computed Tomography (CT)를 통해 촬영하였다. 결과를 보면, 손상은 타격부위 섬유의 집중 파단의 형태로 나타나고 있으며, 층간분리는 외곽의 원주방향 와인딩과 내부의 헬리컬 와인딩 경계부에서부터 발생하고 있다. 표면에서 관찰되는 원주방향의 흰색 선은 수압보증시험 시 발생한 원주방향 와인딩층의 수지 간 균열이다. Fig. 15는 각 충격에너지별 잔류 내압강도를 나타낸 것이다. 45 Joule까지는

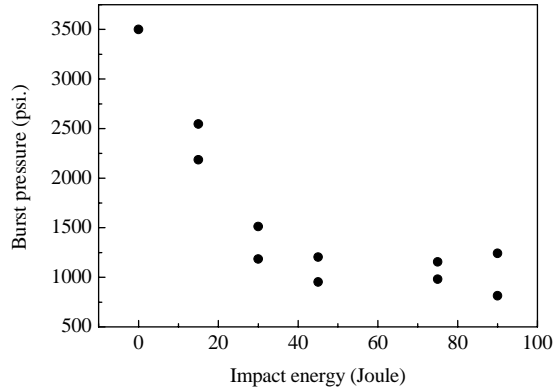


Fig. 15 The decrease in residual strength of ring specimens cut from the impacted STEB along with the increase of impact energy.

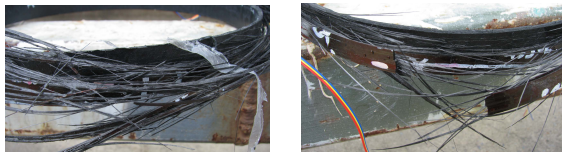


Fig. 16 The photograph of the ring specimen showing the difference in fracture shape: (a) Specimen cut from 15Joule impact position, (b) Specimen cut from 45Joule impact position

내압강도가 급격하게 감소하나, 그 이상에서는 내압강도가 일정한 값을 유지하고 있다. 이는 45 Joule까지는 충격에너지가 표면 Hoop층의 완전한 파단까지는 이르지 못하고 있으나, 45 Joule이상에서는 표면 Hoop층의 섬유가 모두 파단되고 이후에는 내부의 헬리컬층의 층간분리 등의 발생 및 진전으로 충격에너지가 흡수되기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 16은 수압과 열후 시험편의 파괴양상을 나타낸 것이다. 15Joule 충격부위에서 채취한 Ring시험편의 경우 건전한 일방향 CFRP의 인장시험에서 볼 수 있는 불규칙하고 연속적인 섬유파단형상을 보이고 있는데 비해, 45Joule의 경우에는 칼로 자른 듯한 섬유다발의 국부적인 파단이 관찰되고 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 표준형 시험평가 복합재 압력용기에 대해 저속충격시험 및 해석을 실시하여, 충격거동 특성 분석, 충격 후 잔류 내압강도의 정량적 평가 등에 관해 고찰하였다. 특히 저속 충격을 받은 복합재 압력용기의 잔류 내압강도를 효과적으로 평가할 수 있는 방안을 제시하였고, 그 결과를 제시하였다. 본 연구에서 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

(1) 표준압력용기의 저속 충격시험을 실시하여 얻은 시간-하중 곡선을 검토한 결과, 특정 충격에너지(45 Joule) 이상에서는 더 이상 최대하중이 증가하지 않았고, 접촉시간이 감소하는 현상이 있음을 확인하였다.

(2) MSC-DYTRANTM을 활용한 유한요소해석결과, 실험결과의 경향을 유사하게 모사하는 것이 가능한 것으로 확인되었으나, 정확한 손상거동의 예측을 위해서는 헬리컬 와인딩 적층구조의 적절한 모사, 물성치의 통계적 특성에 대한 고려, 섬유파손 후 거동 등 추가적인 연구가 필요한 것으로 확인되었다.

(3) 표준압력용기에서 채취한 원환시험편을 통하여 충격후 잔류강도를 측정된 결과, 효과적인 잔류강도의 평가가 가능함을 확인하였고, 특정 충격에너지(45 Joule) 이상에서는 잔류강도가 수렴되는 현상을 보이는 것을 확인하였다.

(4) X-Ray, CT 등의 비파괴검사결과, 수압과 열후의 시험현상 등을 검토한 결과, 충격에너지는 외곽 층 강화섬유 파단으로 흡수된 것으로 확인되었고, 외곽 층 섬유파단이 한계치에 도달한 후에는 헬리컬 와인딩 부의 층간분리 등에 의해 충격에너지의 흡수가 발생하는 것으로 판단된다.

후 기

본 연구의 시험중 일부는 한국체육과학연구원 스포츠산업실에서 수행되었으며, 시험에 도움을 주신 강기원 박사님과 권용규 연구원님의 지원에 대해 진심으로 감사드립니다.

참고문헌

- 1) C. C. Poe Jr., "Impact Damage and Residual Tension Strength of a Thick Graphite/Epoxy Rocket Motor Case," *J. of Spacecraft and Rockets*, Vol. 29, No. 3, May-June, 1992, pp. 394-404.
- 2) S. Kobayashi, T. Imai and S. Wakayama, "Burst Strength Evaluation of the FW-CFRP Hybrid Composite Pipes Considering Plastic Deformation of the Liner," *Composites Part A*, Vol. 38, 2007, pp. 1344-1353.
- 3) S. Wakayama, S. Kobayashi, T. Imai and T. Matsumoto, "Evaluation of Burst Strength of FW-FRP Composite Pipes After Impact Using Pitch-Based Low-Modulus Carbon Fiber," *Composites Part A*, Vol. 37, 2006, pp. 2002-2010.
- 4) C. Breen, F. Guild and M. Pavier, "Impact of Thick CFRP Laminates: the Effect of Impact Velocity," *Composites Part A*, Vol. 36, 2005, pp. 205-211.
- 5) 공창덕, 김영광, 이승현, "탄소/에폭시 복합재 적층판과 강관의 저속충격 거동에 관한 비교 연구," 한국복합재료

- 학회지, 제20권 제5호, 2007, pp. 1-6.
- 6) 김형원, 윤영주, 나성엽, “Graphite/Epoxy로 만든 두꺼운 관의 저속충격손상에 관한 연구,” 한국추진공학회지, 제4권 제2호, 2000, pp. 31-38.
- 7) S. Abrate, “Impact on Composite Structures,” *Cambridge University Press*, 2005.
- 8) MSC DYTRAN REFERENCE MANUAL.