

〈논문〉 SAE NO. 2000-03-0126

## 알루미늄/GFRP 혼성 사각튜브의 정적 압축 붕괴 및 에너지 흡수 특성

### Axial Crush and Energy Absorption Characteristics of Aluminum/GFRP Hybrid Square Tubes

김 구 현\*, 이 정 주\*, 신 금 철\*\*  
Koohyun Kim, Jungju Lee, Kumcheol Shin

#### ABSTRACT

In this study, static axial crush tests were performed with the new aluminum/GFRP hybrid tube. Glass/Epoxy prepregs were wrapped around an aluminum tube and co-cured. The failure of the hybrid tube was stable and progressive without trigger mechanism, and specific energy absorption was increased to the maximum of 33% in comparison with the aluminum tube. Effective energy absorption is possible for an inner aluminum tube because a wrapped composite tube constrains the deflection of an aluminum tube. The failure of a hybrid composite tube was stable without trigger mechanism because the inner aluminum tube could play the role of the crack initiator and controller. Mean crushing load could be calculated by modifying the plastic hinge collapse model for hybrid materials. The predicted results by this analytical model showed good agreement with the experimental results. It can be said that Aluminum/Glass-Epoxy hybrid tube is suitable for the vehicle front structure because this hybrid tube shows effective energy absorption, easy production, and simple application capability for RTM process.

주요기술용어 : Axial crush(축방향 충돌), Energy absorption characteristics(에너지 흡수 특성), Trigger mechanism(트리거 기구), Aluminum/GFRP hybrid tube(알루미늄/유리섬유 강화 복합재료 혼성튜브)

#### Nomenclature

$\delta$  : relative longitudinal velocity  
 $V$  : horizontal velocity

\* 회원, 한국과학기술원 기계공학과  
\*\* 한국과학기술원 기계공학과

#### Subscripts

$P_m$  : Mean crushing load  
 $N_0$  : Plastic membrane force  
 $M_0$  : Plastic moment (longitudinal)  
 $M_0^H$  : Plastic moment (horizontal)

## 1. 서 론

내연기관을 주로 사용하는 현재의 자동차들이 있어서 배기가스 배출을 줄이고 연비를 향상시키기 위해서 경량화는 필수적인 요소이며 이에 대한 연구가 많이 진행되어 왔다. 이 중 알루미늄은 경량화를 위한 재료로 자동차의 피스톤, 블록 등의 엔진부품, 새시(chassis) 및 후드(hood), 펜더(fender), 루프(loof), 도어(door) 등의 바디 패널(body panel)에 광범위하게 사용되고 있다. 그러나 알루미늄은 연신율이 낮아 변형을 집중이 생기기 쉬워 프레스 성형이 어렵다. 또한 스폿(spot) 용접성이 나빠서 강철에 비교하여 훨씬 큰 용접 전류가 필요하여 설비가 대형화되고 가격도 비싸진다.

경량화에 이용되는 또 하나의 주요 재료는 복합재료이다. 복합재료는 일반적으로 비강성 및 비강도가 높고 피로특성과 감쇠(damping)특성이 우수한 특징이 있다. 또한 디자인의 자유도가 크고 다품종 소량생산에 적합한 재료이다. 그러나 재료가 이방성이므로 설계가 어렵고 재료와 가공 비용이 높으며 어려운 리사이클링(recycling)이 문제점이 되고 있다.

차량의 충돌시 차량 전방 구조물(front structure)의 에너지 흡수는 각각 2개의 Upper side rail과 Lower side rail에 의해 주로 이루어진다. Upper side rail과 Lower side rail은 apron이라 불리는 판재로 연결되어 있고, 엔진이 설치되는 엔진 마운트(engine mount)의 역할과 현가장치(suspension)의 지지역할을 담당하고 있다. 현재 자동차에 이용되는 side rail은 사각형 혹은 모래시계(hourglass)형태의 박스형 튜브 형태로 이루어져 있다. 전방충돌시 4개의 side rail은 연속적인 소성 변형을 통해 충돌 에너지의 약 70%를 흡수한다.<sup>1)</sup> 그리고 대부분의 경우 apron은 에너지 흡수에 크게 기여하지 못한다. 이러한 차량의 Side rail을 복합재료로 대체하려는 연구가 많이 진행되어 왔다. Thornton[2]은

탄소, 케블라(Kevlar), 유리 섬유 복합재료의 원형 튜브를 제작하여 축방향 붕괴(axial collapse) 실험을 하였으며, 취성(brittle)재료인 복합재료의 급격한 파괴를 막고 안정적이고 점진적인 붕괴를 유도하기 위해 트리거기구(trigger mechanism)를 제안하였다. Fig. 1에 나타낸 트리거 기구는 베벨(bevel)형식과 튜울립(tulip)형식의 2가지가 있으며 안정적 붕괴를 유도하지만 가공이 어렵고 제작에 비효율적인 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 알루미늄과 복합재료의 단점을 상호 보완하고 트리거 기구의 가공이 불필요한 알루미늄/GFRP 혼성 사각튜브를 제안하여 에너지 흡수 특성을 관찰하였으며, 이에 대한 해석적 모델을 제시하였다.

## 2. 알루미늄/GFRP 혼성 튜브의 압괴

### 2.1 시편설계 및 제작

시편의 형상은 Side rail을 단순화한 정사각형 튜브로 길이는 200mm로 정하였다. 알루미늄 튜브는 6063T5 압출재를 사용하였으며 튜브의 규격은 45×45×1.2 (mm) 이다. 알루미늄을 감싸는 복합재료는 SK chemical사의 UGN150 유리 섬유/에폭시를 사용하였다. 위의 두 재료와 강철 재료의 기계적 성질을 Table 1에 나타내었다.

Table 1 Properties of aluminum and GFRP

|                      | Density<br>(kg/m <sup>3</sup> ) | E<br>(GPa) | $\sigma_u$<br>(MPa)     |
|----------------------|---------------------------------|------------|-------------------------|
| Aluminum<br>(6063T5) | 2700                            | 68.9       | 209                     |
| Glass/<br>Epoxy      | 1980                            | 43.5       | 1000 (0° )<br>50 (90° ) |

실험의 파라미터는 다음과 같은 요소로 설정하였다.

- 적층각 : 축방향에 대하여 0°,90°,0/90°,±45°
- 두께 : 8ply, 16ply,24ply
- 트리거 : 복합재료 튜브는 트리거 가공, 혼성 튜브는 가공하지 않음

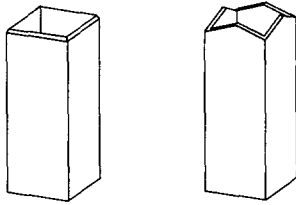


Fig. 1 Trigger mechanism (a) bevel (b) tulip

## 2.2 실험 방법

시편의 하단부는 고정단(clamped boundary condition)으로 지지하고 상단부는 자유단(free boundary condition) 경계조건으로 설정하였다. 정적 하중을 가하기 위하여 최대 하중이 250kN 이고 최대 변위가 200mm인 유압 서보식 재료시험기(MTS)를 사용하였고 하중과 변위 신호는 A/D변환기와 LabVIEW를 이용하여 컴퓨터로 처리하였다. MTS는 변위 제어(displacement control) 상태로 하고 변위량은 튜브길이의 45%인 90mm로 정하였다. 하중 속도(loading rate)는 5mm/min로 설정하였고 1초당 20개의 sampling rate로 신호를 기록하였다. 변위 제어에 의한 시편 하중의 크기는 로드셀(load cell)에 의해 측정되어 A/D변환기를 통해 PC에 기록된다. 복합재료 튜브는 트리거 가공을 하여 안정적 붕괴를 유도하고 알루미늄/GFRP 혼성 튜브는 트리거 가공을 하지 않고 하중을 가하였다.

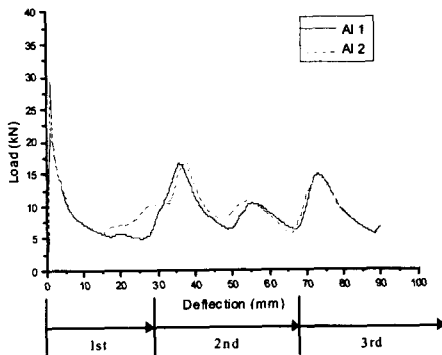


Fig. 2 Load-deflection graph of aluminum tube

## 2.3 실험 결과

### 2.3.1 알루미늄 튜브

에너지 흡수는 변형이 일어난 지점까지 하중-변위 선도의 넓이를 나타내며 비에너지 흡수(Specific Energy Absorption : S.E.A)는 다음과 같이 튜브가 흡수한 에너지를 붕괴된 부분의 질량으로 나눈 식으로 정의될 수 있다.

$$S.E.A = E_s = \frac{E_{absorbed}}{m_{crushed}} = \frac{\int_0^\delta P dx}{\rho A \delta} \quad (1)$$

P는 하중,  $\delta$ 는 붕괴가 일어난 지점까지의 변위,  $\rho$ 는 밀도, A는 튜브의 단면적이다. 알루미늄 튜브의 평균 붕괴하중은 9.21kN, 흡수된 에너지는 832.28J, 비에너지 흡수는 16.94kJ/kg이었다.

Table 2 Experimental results of GFRP tube

|        |        | Peak load(kN) | Mean crushing load(kN) | $E_s$ (kJ/kg) |
|--------|--------|---------------|------------------------|---------------|
| 8 ply  | 0°     | 3.24          | 1.12                   | 0.35          |
|        | 90°    | 5.92          | 9.57                   | 3.05          |
|        | 0°/90° | 8.98          | 12.34                  | 3.84          |
|        | ±45°   | 8.24          | 11.74                  | 3.74          |
| 16 ply | 0°     | 13.31         | 2.49                   | 1.59          |
|        | 90°    | 22.03         | 20.58                  | 13.13         |
|        | 0°/90° | 26.61         | 18.91                  | 11.61         |
|        | ±45°   | 32.05         | 20.03                  | 12.76         |
| 24 ply | 0°     | 38.27         | 4.76                   | 4.66          |
|        | 90°    | 35.04         | 26.61                  | 25.97         |
|        | 0°/90° | 46.39         | 29.83                  | 28.96         |
|        | ±45°   | 51.34         | 25.68                  | 25.25         |

### 2.3.2 복합재료 튜브

복합재료 튜브는 적층각에 따라서 파괴모드와 에너지 흡수량에 큰 차이를 보였다. 적층각이 0

인 경우에 트리거 기구에 상관없이 불안정한 파괴가 일어났다. 초기에 하중이 높아지다가 최대 하중에 도달하면서 균열이 모서리에서 발생하여 급격히 진전하였고 4개의 면이 모서리에서 분리(splitting)되어 굽힘 하중으로 에너지를 흡수하였으나 하중이 작기 때문에 에너지 흡수 효과가 미미하였다.

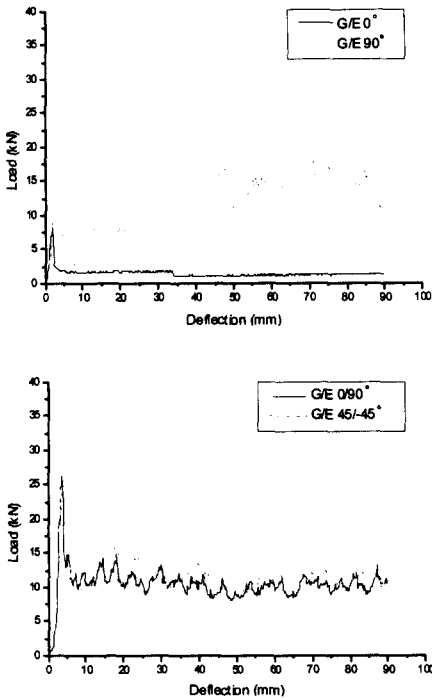


Fig. 3 Load-displacement graph of 16ply GFRP composite tube

### 2.3.3 알루미늄/GFRP 혼성 튜브

알루미늄-복합재료 혼성 튜브의 실험 결과 알루미늄에 90° 적층된 튜브가 가장 우수한 에너지 흡수를 보였고 0° 적층 튜브가 가장 좋지 않은 결과가 나타났다. 0° 적층 튜브의 경우 하중이 가해지기 시작하면 초기 최대 하중을 넘어서면서 튜브의 끝부분부터 알루미늄과 복합재료 사이의 박리(debonding)가 일어난다. 복합재료부분은 전술한 바와 같이 모서리에서 균열이 발생, 진전

하여 분리가 일어나고 굽힘 하중만을 받게 된다. 복합재료가 분리된 튜브는 알루미늄이 소성 변형으로 에너지를 흡수하게 되므로 전체적인 에너지 흡수 효율이 낮아지게 된다. 이 경우 에너지 흡수에 기여하는 요소는 알루미늄의 변형, 알루미늄과 복합재료간 박리, 복합재료의 모서리 분리와 굽힘이며 파괴모드도 안정적이지 못하게 된다. 90° 방향인 경우에는 축방향 섬유배열이 없으므로 모서리에서 균열이 발생하지 않았고 분리로 일어나지 않았으나 테두리 방향으로 균열이 일어나면서 붕괴가 진행되었다. 붕괴는 안정적이고 점진적이지만 트리거의 영향이라기보다는 시편 자체의 섬유 방향 때문에 일어나는 파괴모드라고 할 수 있다.



Fig. 4 Fracture mode of Al/GFRP tube(90°)

0°/90°와 ±45°시편의 경우에는 트리거 기구의 영향을 크게 받았다. 파괴모드는 안정적이며 모서리에서 분리가 일어나 굽힘 하중을 받게 된다. 또한 층간 분리 현상이 확연하게 발생하고 분리된 층들이 무너져 내린다. 이 경우에 발생하는 에너지 흡수는 모서리 분리에 의한 hoop 방향 섬유의 파단, 층간 분리 및 층간 균열(interlaminar crack) 진전, 층간 마찰 및 복합재료와 압축판 사이의 마찰, 분리된 섬유층군(laminar bundle)의 굽힘 하중에 의한 것이다.

90° 적층 튜브의 경우 접합이 시작되어 알루미늄 튜브에 주름(lobe)이 생기기 시작하면 복합재

료는 완전히 분리되지 않고 주름의 틈새에 끼어 들어간다. 부분적으로 모서리에서의 섬유 파단과 분리가 발생하지만 0° 튜브에서처럼 완전히 분리되는 현상은 일어나지 않았다. 초기에는 두 재료 간 박리가 일어나지만 복합재료 튜브가 분리되지는 않으므로 큰 하중을 지지한다. 재료간 박리 후 알루미늄의 접힘이 시작되는데, 복합재료는 Hoop stress의 형태로 하중을 지지하므로 알루미늄의 접힘을 방해하고 하중이 더 높아진 후에 접힘이 시작되게 된다.

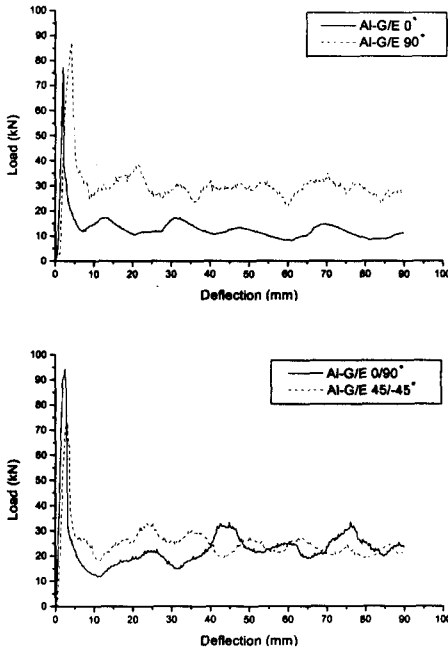


Fig. 5 Load-Deflection graph of 16ply Al/GFRP

0°/90°와 ±45° 튜브는 복합재료 튜브와 마찬가지로 비슷한 파괴모드와 에너지 흡수결과를 보였다. 하중 초기 박리 현상은 비슷하게 일어나며 모서리에서의 섬유 분리가 발생한다. 분리된 섬유군은 굽힘을 받으며 지지하게 된다. 층간 분리 후 알루미늄에 인접한 복합재료 섬유군은 알루미늄의 변형에 따라 주름 사이에 끼어 드는 모습을 보이고 외부의 섬유군은 굽힘을 받으며 벌어지게 된다. 안쪽의 알루미늄은 하중의 증가에 따라 접

힘이 시작되는데 역시 외부의 복합재료에 의해 큰 구속력을 받으므로 하중이 높아진다.

Table 3 Experimental results of Al/GFRP tube

|        |        | Peak load(kN) | Mean crushing load(kN) | E <sub>s</sub> (kJ/kg) |
|--------|--------|---------------|------------------------|------------------------|
| 8 ply  | 0°     | 61.22         | 13.36                  | 11.21                  |
|        | 90°    | 52.62         | 20.22                  | 17.05                  |
|        | 0°/90° | 58.04         | 19.09                  | 16.27                  |
|        | ±45°   | 60.79         | 18.24                  | 15.70                  |
| 16 ply | 0°     | 86.18         | 11.13                  | 12.69                  |
|        | 90°    | 79.71         | 26.33                  | 31.33                  |
|        | 0°/90° | 104.24        | 20.20                  | 23.66                  |
|        | ±45°   | 77.03         | 21.44                  | 25.75                  |
| 24 ply | 0°     | 233.22        | 8.73                   | 13.17                  |
|        | 90°    | 90.94         | 32.52                  | 48.03                  |
|        | 0°/90° | 192.05        | 24.92                  | 36.70                  |
|        | ±45°   | 12.76         | 30.71                  | 46.57                  |

0° 적층 튜브를 제외한 나머지 튜브에서는 트리거 가공이 되어있지 않음에도 안정적인 붕괴모습을 보였다. 트리거 가공이 없지만 금속 튜브가 복합재료의 균열 제어 및 안정된 붕괴를 유도한다. 0° 튜브처럼 두 재료간 박리가 심각하게 일어나지 않는다면 금속 튜브가 트리거 효과를 가지며 두 재료간의 상호 간섭이 에너지 흡수의 향상에도 기여를 하게 된다.

(1) 적층각에 따른 에너지 흡수

적층각에 따른 에너지 흡수 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 복합재료 튜브의 경우 0°/90°의 적층각에서 에너지 흡수가 가장 큰 것으로 나타났다. 그러나 90°나 ±45°의 경우와 큰 차이를 보이지는 않았고 16ply에서는 오히려 약간 작게 나타났다. 복합재료 튜브에서는 비교적 이 세가지 경우가 비슷

한 에너지 흡수 능력을 보였다.

알루미늄-복합재료 혼성 튜브에서는 90°적층에서 가장 우수한 결과를 보였다. 8ply에서는 0°/90°, ±45°와 큰 차이를 보이지 않았으나 복합재료 적층수가 늘어나면서 90°적층 튜브가 큰 수치로 다른 튜브보다 많은 에너지를 흡수하는 것을 알 수 있었다. 특이한 점은 복합재료에서 우수한 결과를 보였던 0°/90° 튜브가 적층수가 증가함에 따라 오히려 효율이 떨어지는 것으로 나타났다.

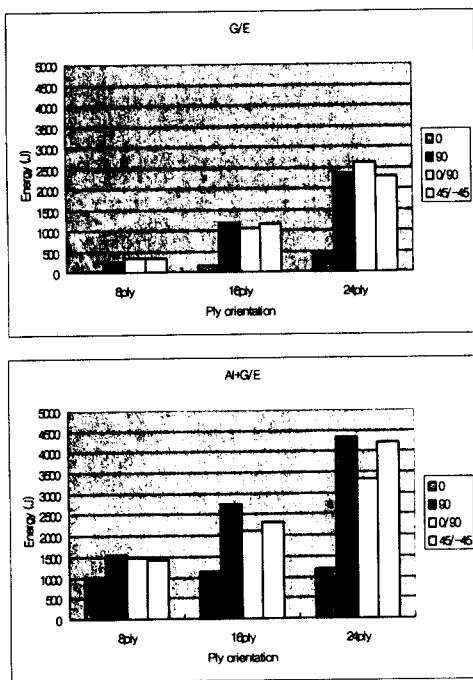


Fig. 6 Energy absorption of (a) GFRP (b) Al/GFRP

### (2) Geometry에 대한 비교

지금까지의 실험 결과를 바탕으로 t/C에 대하여 90°튜브의 평균 붕괴하중을 나타낸 결과를 Fig. 7에 나타내었다. 알루미늄의 하중선도는 Wierzbicki & Abramowicz<sup>9)</sup>의 이론을 바탕으로 계산한 결과이다. 이 그래프에서 혼성 튜브는

알루미늄과 복합재료 사이에 나타난다. 같은 크기의 튜브에서는 알루미늄이 더 큰 평균 붕괴하중을 가지는 것을 알 수 있다. 이것은 곧 알루미늄이 더 많은 에너지를 흡수한다는 것을 의미하지만 알루미늄의 밀도가 복합재료나 혼성튜브보다 크기 때문에 질량이 더 크게 된다. 사이드레일을 설계할 때 흡수해야 하는 평균 붕괴하중을 예측하고 이에 대한 튜브의 크기와 치수를 결정해야 하므로 동일한 평균 붕괴하중에 대해 치수를 결정할 때는 알루미늄이 가장 질량이 크므로 복합재료나 혼성 튜브보다 경량화에 불리하다. 즉, 폭이 일정하다고 가정할 때 동일한 에너지를 흡수하는 튜브의 두께는 복합재료가 가장 두껍고 알루미늄이 가장 얇지만 무게는 알루미늄이 더 무거워지는 것이다.

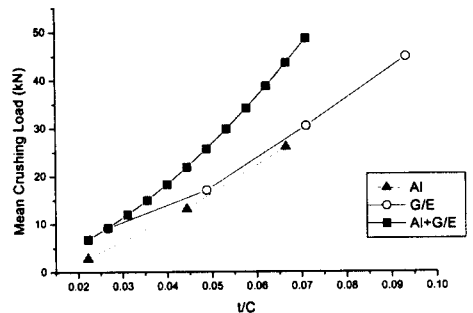


Fig. 7 Mean crushing load with respect to t/C

### (3) 동일질량에 대한 비교

정량적인 비교를 위하여 90° 혼성튜브를 기준으로 폭은 일정하고 동일한 질량을 가지는 알루미늄과 복합재료 튜브의 평균 붕괴하중을 비교하였다.(Fig. 8) 알루미늄의 결과는 위와 마찬가지로 이론적으로 계산한 결과이고 복합재료는 Fig. 7을 기준으로 보간법(interpolation)과 외삽법(extrapolation)을 통해 구한 결과이다.

그래프에서 보듯이 8ply의 경우에는 거의 비슷한 결과를 보이며 복합재료가 약간 더 큰 평균 붕괴하중을 보인다. 그러나 적층수가 증가하면서 혼성튜브의 평균 붕괴하중이 점점 커지며 16ply에서는 알루미늄을 앞서고 24ply에서는 복합재료

보다 더 우수한 결과를 보인다. 적층수가 증가하면서 혼성튜브의 에너지 흡수 효율이 알루미늄이나 복합재료보다 더 앞선다는 것을 알 수 있다. 24ply 혼성 튜브는 알루미늄에 대하여 32.9%, 복합재료에 대하여 9%이상 향상된 평균 붕괴하중 수치를 보였다.

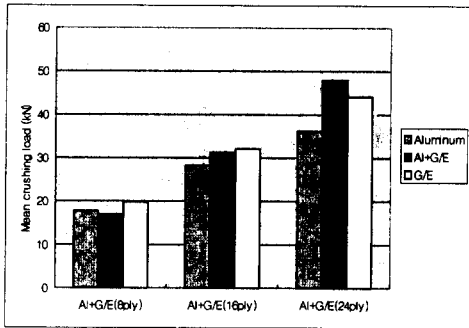


Fig. 8 Mean crushing load with respect to same hybrid tube mass

### 3. 이론적 해석

#### 3.1 기하학적 조건

혼성 4각 튜브의 압괴 메커니즘 해석을 위해 급속의 소성 변형에 의한 압괴 메커니즘을 이용하였다. Wierzbicki와 Abramowicz<sup>9)</sup>가 제안한 4각 튜브의 압괴 메커니즘을 기본으로 이중재료의 압괴에 응용을 하였다. 하나의 접힘에 대한 1/4 모델은 Fig. 9(a)와 같이 나타나고 4개의 사다리꼴 평면요소와 4면의 원호가 모여 이루어진 이중곡면(toroidal surface) 요소(1), 2개의 수평한 원통면(horizontal cylindrical surface) 요소(2) 및 2개의 경사 원추면(inclined conical surface) 요소(3)로 구성된다. 이와 같이 구성된 모델을 기본 접힘 메커니즘(basic folding mechanism)으로 정의하고 기하학적인 관계를 Fig. 9(b)를 통하여 얻을 수 있다.

이와 같은 모델을 적용하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 구조물은 초기에 평면으로만 구성된다.

- (2) 소성 대변형을 일으키므로 탄성 효과가 무시되어 재료는 강체-완전 소성으로 가정하고 유동응력 0를 가진다.

- (3) 국부 좌굴 파장(wavelength) 2H는 일정하다.

- (4) 유리섬유/에폭시 복합재료는 강체-완전 소성 재료로 가정한다.

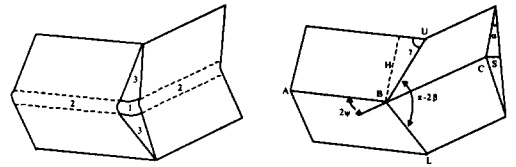


Fig. 9 (a)Basic folding mechanism (b) Geometry

Fig. 9(b)에서와 같이 높이는 2H, 한 변의 폭은 C, 선분 AB와 BC가 이루는 각도  $2\psi_0$ , 압괴 거리  $\delta$ , 옆면의 회전각  $\alpha$ , ABU평면의 각  $\gamma$ 와 UBL평면의 각  $\beta$ 로 각각 정의한다. 기하학적인 관계에서 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\delta = 2H(1 - \cos \alpha) \quad S = H \sin \alpha \quad (2)$$

$$\tan \beta = \frac{\tan \gamma}{\sin \psi_0} \quad \tan \gamma = \frac{\tan \psi_0}{\sin \alpha} \quad (3)$$

점 U와 L에서의 상대속도  $\dot{\delta}$ 는 식(2)를 미분하여 식(4), 수평속도 V는 마찬가지로 식(5)와 같이 표현된다.

$$\dot{\delta} = 2H(\sin \alpha)\dot{\alpha} \quad (4)$$

$$V = \dot{S} = H(\cos \alpha)\dot{\alpha} \quad (5)$$

Fig. 10에 나타낸 바와 같이 이중곡면 요소의 움직임은 수평 힌지선을 따라 이동하는 소성 유동(plastic flow)으로 볼 수 있고 이중곡면 요소의 표면에서 접선 속도  $V_t$ 를 가지며 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$V_t = \dot{\omega}b = \frac{V}{\tan \psi_0} \quad (6)$$

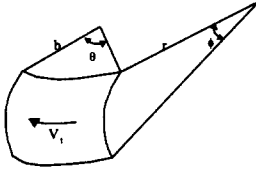


Fig. 10 Coordinate of toroidal surface

압괴 과정을 통해 소산되는 에너지는 식(7)과 같다.

$$\dot{E}_{int} = \int (M^{\alpha\beta} \dot{\kappa}_{\alpha\beta} + N^{\alpha\beta} \dot{\lambda}_{\alpha\beta}) dS + \int M_0 \dot{\theta} dl \quad (7)$$

처음 적분항은 이중곡면 요소에서의 에너지 소산율이고 다음 적분항은 각 현지선에서의 에너지 소산율이다.

### 3.2 요소별 에너지 소산율

#### (1) 이중곡면요소(toroidal surface)의 에너지 소산율

이중곡면 요소에서의 좌표계를  $\{\theta, \varphi, x^3\}$ 으로 정의한다. Fig. 11에서 나타낸 바와 같이  $\theta$ 는 도우넛형 곡면의 자오선 방향(작은원의 반지름에 대한 각),  $\varphi$ 의 방향은 원주 방향(큰 원의 반지름에 대한 각)이다. 자오선 방향의 확장이 없다고 가정하면( $\lambda_\theta=1$ )  $\dot{\omega}$ 는 유동의 각속도이고 속도장은 다음과 같다.

$$\vec{V} = \{\dot{\omega}b, 0, 0\} \quad (8)$$

확장 변화율  $\dot{\lambda}_{\alpha\beta}$ 와 곡률 변화율  $\dot{\kappa}_{\alpha\beta}$ 를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\dot{\lambda}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \dot{\lambda}_{\varphi\varphi} \end{bmatrix} \quad \dot{\kappa}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \dot{\kappa}_{\varphi\varphi} \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서  $\dot{\lambda}_{\varphi\varphi} = -\frac{\dot{\omega}b \sin \theta}{r}$ ,  $\dot{\kappa}_{\varphi\varphi} = -\frac{\dot{\omega} \sin \theta}{r^2}$ 와 같이 표시할 수 있다.

그리고 이중곡면 요소의 단반경을 a, 장반경을 b라 하면  $\varphi$ 에 대한 반지름 r은 다음과 같다.

$$r = a + b \cos \theta \quad (10)$$

따라서 이중곡면의 표면요소는 다음과 같이 정의된다.

$$dS = r d\phi b d\theta \quad (11)$$

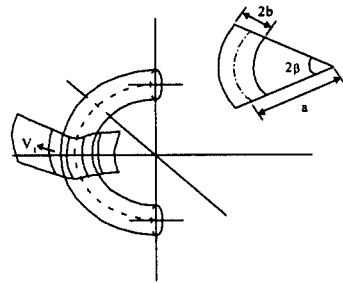


Fig. 11 Geometry and tangential velocity of toroidal surface

이 요소의 적분 구간은 식(12)와 같고  $2\beta$ 는 이중곡면 요소의 중심각이다.

$$\frac{\pi}{2} - \psi \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} + \psi \quad (12)$$

$$-\beta < \phi < \beta$$

$\psi$ 는  $\varphi$ 에 대하여 선형적으로 변화하며 식(13)과 같은 관계를 가진다.

$$\psi = \psi_0 + \frac{\pi - 2\psi_0}{\pi} \phi \quad (13)$$

각 요소는 변형 과정 동안 소성 유동(plastic flow)를 거치게 되는데 이러한 소성 변형이 생기



는 동안의 항복조건을 고려하면 다음과 같다. 여기서 이중 재료에 대한 하중과 모멘트를 고려하였다.<sup>8)</sup>

$$N_0 = \sigma_0 t_m + \sigma_c t_c \quad (14)$$

$$M_0 = \frac{1}{4} \sigma_0 t_m^2 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_0} \right) \left( \frac{t_c}{t_m} \right) + 2 \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_0} \right) \left( \frac{t_c}{t_m} \right)^2 - \left( \frac{\sigma_c}{\sigma_0} \right)^2 \left( \frac{t_c}{t_m} \right)^2 \right\}$$

$$M_0^H = \frac{1}{4} \sigma_c^H t_c^2 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\sigma_0}{\sigma_c^H} \right) \left( \frac{t_m}{t_c} \right) + 2 \left( \frac{\sigma_0}{\sigma_c^H} \right) \left( \frac{t_m}{t_c} \right)^2 - \left( \frac{\sigma_0}{\sigma_c^H} \right)^2 \left( \frac{t_m}{t_c} \right)^2 \right\}$$

여기서  $N_0$ 는 단위길이당 소성 면내 하중(plastic membrane force),  $M_0$ 는 튜브의 축방향(섬유에 수직 방향)의 단위길이당 소성 굽힘 모멘트(plastic bending moment)이고,  $M_0^H$ 는 튜브의 둘레방향(섬유 방향)에 대한 소성 굽힘 모멘트이다. 위의 관계로부터 식(7)의 첫번째 적분항을 계산해보면 다음과 같다.

$$\dot{E}_1 = \int_{\beta}^{\phi} b \left\{ \int_{r/2-\psi}^{r/2+\psi} \left[ M_0 \frac{\dot{\omega} \alpha \sin \theta}{r^2} + N_0 \frac{\dot{\omega} b \sin \theta}{r} \right] r d\theta \right\} d\phi \quad (15)$$

두번째 항은 떡급수로 전개되나 선형항만 고려하면 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{E}_1 = \int_{\beta}^{\phi} \{ 2\dot{\omega} b \sin \psi [N_0 b + M_0] \} d\phi \quad (16)$$

(16)식의 첫번째 항은 원주 방향의 확장에 의한 것이고 두번째 항은 곡률의 변화에 의한 굽힘에 의한 것이다. 여기서 두번째 항은 첫번째 항에 비해 상대적으로 아주 작기 때문에 무시하고 적분을 하면 식(17)과 같다.

$$\dot{E}_1 = \frac{4N_0 b H \pi}{(\pi - 2\psi_0) \tan \psi_0} \cos \alpha \left\{ \sin \psi_0 \sin \left( \frac{\pi - 2\psi_0}{\pi} \right) \beta \right\} \dot{\alpha} \quad (17)$$

$a$ 에 대하여 적분하면,

$$E_1 = 4HbN_0 I_1(\psi_0) \quad (18)$$

와 같이 표시할 수 있다. 여기서,

$$I_1(\psi_0) = \frac{\pi}{(\pi - 2\psi_0) \tan \psi_0} \int_0^{\pi/2} \cos \alpha \left\{ \sin \psi_0 \sin \left( \frac{\pi - 2\psi_0}{\pi} \right) \beta \right\} d\alpha$$

(2) 수평원통면 요소(horizontal cylindrical surface)의 에너지 소산율

수평 힌지선은 소성 영역이 커지면서 두개로 갈라지게 된다. 수평 힌지선에 대한 에너지 소산율은 다음과 같은 식으로 나타난다.

$$\dot{E}_2 = 2M_0 C \dot{\alpha} \quad (19)$$

$a$ 에 대하여 적분하면,

$$E_2 = 2 \int_0^{\pi/2} M_0 C d\alpha = \pi M_0 C \quad (20)$$

와 같이 표시할 수 있다.

(3) 경사원추면 요소(inclined conical surface)에서의 에너지 소산율

경사 힌지의 길이는 식(21)과 같다.

$$L = \frac{2H}{\sin \gamma} \quad (21)$$

경사 힌지선은 두개로 나누어지므로 에너지 소산율은 다음과 같다.

$$\dot{\theta} = \frac{V_t}{b} = \frac{V}{b \tan \psi_0} = \frac{H(\cos \alpha) \dot{\alpha}}{b \tan \psi_0} \quad \text{이므로,}$$

$$\begin{aligned} \dot{E}_3 &= 2M_0^H L \dot{\theta} = 4M_0^H \frac{H}{\sin \gamma} \frac{V_t}{b} \\ &= 4M_0^H \frac{H^2}{b} \frac{1}{\tan \psi_0} \frac{\cos \alpha}{\sin \gamma} \dot{\alpha} \end{aligned} \quad (22)$$

와 같이 나타낼 수 있고,  $a$  에 대하여 적분하면,

$$E_3 = 4M_0^H \frac{H^2}{b} I_3(\psi_0) \quad (23)$$

와 같다. 여기서  $I_3(\psi_0) = \frac{1}{\tan \psi_0} \int_0^{\pi/2} \frac{\cos \alpha}{\sin \gamma} d\alpha$ .

(4) 외부일  
압괴과정에 가해지는 외부일은 다음과 같다.

$$\dot{E}_{ext} = P\dot{\delta} = 2PH(\sin \alpha)\dot{\alpha} \quad (24)$$

역시  $a$  에 대하여 적분하면 다음과 같다.

$$E_{ext} = 2PH \quad (25)$$

### 3.3 평균붕괴하중

이중곡면 요소와 힌지선을 통한 에너지 소산율 과 외부일은 같다. 계산한 내부에너지는 1/4모델에 대한 것이므로 4배를 하여 계산하면 식(26)과 같다.

$$E_{ext} = 4(E_1 + E_2 + E_3) \quad (26)$$

위에서 구한 요소별 에너지 흡수식들을 각각 대입하면,

$$2P_m H = 4 \left( 4HbN_0 I_1(\psi_0) + \pi M_0 C + 4M_0^H \frac{H^2}{b} I_3(\psi_0) \right) \quad (27)$$

와 같이 나타낼 수 있다. 평균붕괴하중을 구하기 위해 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} P_m &= 8N_0 I_1(\psi_0) \frac{b}{t} + 2\pi M_0 \frac{C}{H} + 8M_0^H I_3(\psi_0) \frac{H}{b} \\ &= D_1 \frac{b}{t} + D_2 \frac{C}{H} + D_3 \frac{H}{b} \end{aligned} \quad (28)$$

식(28)에서 최소가 되는  $b$ 와  $H$ 를 결정하기 위하여 각각  $b$ 와  $H$ 에 대해 편미분하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial P_m}{\partial H} = 0, \quad \frac{\partial P_m}{\partial b} = 0 \quad (29)$$

$$b = \sqrt[3]{\left(\frac{D_2 D_3}{D_1^2}\right) C t^2}, \quad H = \sqrt[3]{\left(\frac{D_2^2}{D_1 D_3}\right) C^2 t} \quad (30)$$

식(30)에서 구한  $b$ 와  $H$ 를 식(27)에 다른 상수들과 함께 대입하면 다음과 같이 평균 붕괴하중을 구할 수 있다.

$$P_m = 3\sqrt[3]{D_1 D_2 D_3} \sqrt[3]{\frac{C}{t}} \quad (31)$$

여기서,

$$D_1 = 8N_0 I_1, \quad D_2 = 2\pi M_0, \quad D_3 = 8M_0^H I_3.$$

평균 붕괴하중을 구하기 위하여 상수값을 구하면  $2\psi_0 = \pi/2$ , 알루미늄의 두께  $t_m = 1.2\text{mm}$ , 복합재료의 두께는 각각  $t_c = 1, 2, 3\text{mm}$ 이고 총두께  $t = t_m + t_c$ 이다.

상수  $I_1 = 0.8195$ ,  $I_3 = 1.1478$ 이고 소성 유동응력 (flow stress)는 인장강도의 0.92배로 계산하였다.<sup>12)</sup>

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 0.92(\sigma_u)_{al} = 192.3\text{MPa} \\ \sigma_c &= 0.92Y_c = 46\text{MPa} \\ \sigma_c^H &= 0.92X_c = 920\text{MPa} \end{aligned} \quad (32)$$

위의 상수들과 식(31)을 바탕으로 혼성튜브의 복합재료 두께에 대한 평균 붕괴하중의 그래프를 Fig. 12에 나타내었다. 실선은 이론적으로 계산된 평균 붕괴하중이고 실험을 통해 얻은 값들을 각 ply에 대하여 2개씩 표시하였다.

이 그래프에서 보듯이 실험과 이론적 해석이 경향성이나 수치에서 비교적 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 복합재료의 두께가 두꺼워질수록 이

론값과의 차이가 발생하는데 이것은 복합재료의 두께가 알루미늄에 비해 현저히 커지면 굽힘에 의한 에너지 소산보다 섬유 파단에 의한 에너지 흡수가 주요한 원인이 되는 것으로 보인다. 복합재료가 두꺼우므로 알루미늄의 변형을 따르지 못하고 파괴가 일어나는데 16ply까지는 알루미늄의 변형이 전체 파괴모드에 지배적이나 24ply이상은 복합재료의 파단이 더 지배적으로 나타나는 것으로 볼 수 있다. 그래프에서 나타난 최대오차는 24ply에서 약 15%이다.

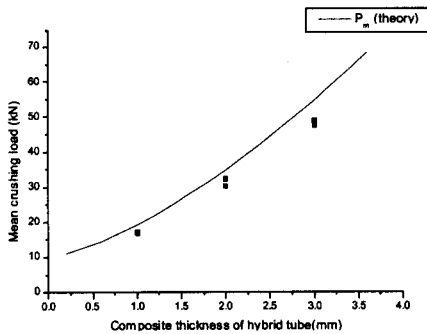


Fig. 12 Mean crushing load with respect to composite thickness of hybrid tube

#### 4. 결론

본 연구에서는 복합재료의 안정적 붕괴를 위한 트리거 가공의 단점을 없애고 안정적 붕괴를 유도하며 에너지 흡수능력을 향상 시킬 수 있는 구조로 알루미늄-복합재료 동시경화 혼성 튜브를 제안하였다. 제작된 혼성 튜브는 트리거 기구의 가공 없이도 안정적 붕괴가 일어났으며 에너지 흡수 측면에서도 우수한 결과를 보였다.

##### 4.1 알루미늄/GFRP 혼성튜브 제작과 실험에 대한 결과

1) 동시 경화법으로 제작된 혼성튜브는 복합재료의 안정적인 붕괴를 위해 필수적인 트리거 가공 없이도 알루미늄의 변형이 트리거 역할을

함으로써 안정적이고 점진적인 붕괴 모드를 보였다. 또한 혼성 튜브는 복합재료 튜브제작에 비해 맨드릴을 사용하지 않으므로 간편하고 트리거 가공이 필요 없으므로 효율적인 제작이 가능하다.

2) 적층각에 따른 에너지 흡수 비교 결과 90° 적층 튜브가 에너지 흡수가 가장 좋은 우수한 결과를 보였고, 0° 적층 튜브는 알루미늄과 복합재료의 빠른 박리로 인해 효율적인 에너지 흡수를 보이지는 못했다. 90° 적층 튜브는 알루미늄의 변형을 따라 주름 사이로 끼어들어서 파단이 크게 일어나지 않고 국부적인 좌굴-굽힘 하중을 크게 지지한다. 이러한 이유로 복합재료의 에너지 흡수와 두 재료간 상호 간섭의 영향으로 에너지 흡수량이 증가한다. 0/90°와 ±45°인 경우에는 에너지 흡수 능력과 파괴 모드가 유사하였다. 모서리에서의 분리 현상이 있었고 굽힘에 의한 하중 지지의 모습도 보였다. 이 두가지 경우는 90°의 경우에 비하여 에너지 흡수나 비에너지 흡수가 큰 차이를 보이지는 않는다. 따라서 0° 튜브를 제외한 90°, 0°/90°, ±45°의 튜브는 에너지 흡수나 파괴모드에서 우수한 결과를 보이는 것으로 나타났다.

3) 적층수가 증가하면서 혼성튜브의 에너지 흡수 효율이 증가하며 24ply 90° 적층 혼성 튜브는 동일 질량의 알루미늄 튜브보다 33%, 복합재료보다 9% 향상된 에너지 흡수능력을 보인다. 이러한 결과는 사이드레일을 알루미늄으로 대체했을 때보다 경량화 효과가 더 크다는 것을 의미한다.

4) 위의 결과들을 바탕으로 알루미늄/GFRP 혼성 튜브는 알루미늄에 비해 경량화 효과를 높일 수 있고 복합재료에 비해서는 안정되고 신뢰할 수 있는 붕괴를 유도할 수 있어서 각 재료의 단점을 상호 보완하고 효과적인 간섭효과를 확인할 수 있었다.

## 4.2 알루미늄/GFRP 혼성튜브의 이론적 해석에 대한 결과

1) 금속 사각 튜브의 소성 한지 모델을 바탕으로 이종재료의 해석에 적합하도록 해석을 수행한 결과, 이론 해석에 의한 예측과 실험 결과가 비교적 잘 일치하였다.

2) 혼성튜브의 복합재료 적층수가 크게 증가하면 알루미늄의 변형을 따르는데 한계가 생겨 섬유방향 파단이 생기기 시작하여 오차가 커진다.

### 참 고 문 헌

- 1) 강수춘, 전완주, "섬유강화 복합재료 Box tube의 동적 충격에너지 흡수 거동", 한국자동차공학회 논문집, 제1권, 제3호, pp. 118-126, 1993.
- 2) Thornton, P.H., "Energy absorption in composite structures", J. Composite Materials, Vol.13, pp247-262, 1979.
- 3) Thornton, P.H. and Jeryan, R.A., "Crash energy management in composite automotive structures", Int. J. Impact Engineering, Vol.7, No.2, pp167-180, 1988.
- 4) Mamalis, A.G. and Manolakos, D.E., "Crashworthy capability of composite material structures", Composite Structures, Vol.37, pp.109-134, 1997.
- 5) Hanefi, E.H., Wierzbicki, T., Axial

- resistance and energy absorption of externally reinforced metal tubes, Composite Part B, Vol.27, pp.387-394, 1996.
- 6) Wang, X.G., Bloch, J.A. and Cesary, D., "Influence of composite reinforcement on failure modes of steel tubes", Proceedings-Society of Automotive Engineers Automotive Industry in Expanding Countries, pp.185-189, 1991.
- 7) Jones, N., Structural Impact, Cambridge University Press, 1989.
- 8) Mamalis, A.G., "Axial plastic collapse of thin bi-material tubes as energy dissipating systems", Int. J. Impact Engineering, Vol.11, No.2, pp.185-196, 1991.
- 9) Wierzbicki, T., Abramowicz, W., "On the crushing mechanics of thin-walled structures", J. of Applied Mechanics, Vol.50, pp.727-734, 1983.
- 10) Abramowicz, W., "The effective crushing distance in axially compressed thin-walled metal columns", Int. J. Impact Engineering, Vol.1, No.3, pp309-317, 1983.
- 11) Abramowicz, W., Jones, N., "Dynamic axial crushing of square tubes", Int. J. Impact Engineering, Vol.2, No.2, pp179-208, 1984.
- 12) 임채홍, 박판 4각튜브의 압괴 메커니즘 해석, 연세대학교 박사학위논문, 1994.