

경량화용 차체구조 박육부재의 에너지 흡수특성

The energy absorption characteristics of thin-walled members for the use of light-weight vehicles

김 정 호* · 윤 규 종** · 양 인 영***

Jeong-Ho Kim · Kyu-Jong Yun · In-Young Yang

(1996년 1월 19일 접수, 1996년 9월 20일 채택)

ABSTRACT

In this paper, collapse test of thin-walled structures, which are widely used in the vehicle members is carried out to observe the dependence of cross-sectional forms and materials on the absorbed energy in the viewpoint of crashworthiness. Also, specimens consist of two kinds (Al, CFRP) with various thickness. Comparisons of circular specimens are made to find characteristics of the different specimens on the absorption ability according to specimen thickness and materials.

1. 서 론

최근 국내에서는 교통사고가 급속히 증가하여 1년간 교통사고에 의한 사망자가 1만 명이 넘어 큰 사회문제가 되고 있다. 또한, 일본 및 미국의 최근 교통사고 자료에 의하면 교통사고에 의한 사망자 중 자동차승객이 69%로 가장 많고, 사망자의 손상 주부위는 56%가 머리부상이고 흉부, 목부 등으로 나타났으며, 충돌방향을 보면 경사방향을 포함한 정면충돌이 60% 이상 차지하고 있다. 따라

서 자동차 충돌시 인체가 심각한 상해를 받지 않을 정도로 충격흡수능력이 우수한 차체구조부재의 개발이 중요한 문제로 대두되고 있다.

특히, 자동차가 충돌할 경우 차체구조부재중 사이드레일이 연속적인 대변형에 의한 소성에너지에 의해 충돌에너지의 60~70%를 흡수하기 때문에 자동차가 충돌할 경우 자동차의 차체구조부재가 소성변형할 때의 압溃(collapse)거동을 정확히 파악하고, 구조박육부재(thin-walled structures member)의 에너지흡수 특성을 해명하는 것이 설계의

* 조선대학교 대학원 기계공학과

** 화천기공(주) 자동화기술팀

*** 조선대학교 기계설계공학과

단계에서 가장 중요한 문제이다.^{1,2)}

이제까지의 차체구조 박육부재의 에너지 흡수특성에 관한 연구로는 주로 정적 압축하중을 받는 차체구조 박육부재에 대한 연구결과가 대부분으로 이들 모두 평균 압계응력을 이론적으로 해석하므로써^{3~7)} 에너지 흡수능력을 명확히 하고져 하였으나, 압계가 진행되는 과정중의 하중-변형관계나 재질의 차에 의한 영향까지 고려한 연구결과는 거의 찾아보기 어렵다.

특히, 최근에는 연료절감 및 환경개선의 관점에서 구조경량화가 요구되는 차체구조부재의 개발에 관한 많은 연구가 행해지고 있으나, 이제까지는 범용 복합재료인 GFRP 차체구조부재의 개발에 한정되어 있으며 비강성과 비강도가 뛰어난 탄소섬유강화복합재(Carbon Fiber Reinforced Plastics : 이하 CFRP라고 한다)를 이용하여 적층박육부재의 압계실험을 통한 강도평가에 관한 연구결과는 거의 찾아볼 수가 없다. 따라서, 연료절감 및 환경개선의 관점에서 구조경량화를 고려한 CFRP 적층재의 압계특성을 고찰하여 최적의 차체구조 박육부재용의 차체구조부재 개발이 대단히 중요한 문제라 생각된다.

본 연구에서는 최적의 구조경량화용 차체구조 박육부재를 개발하기 위하여 자동차 등에 기본적인 부재로서 많이 사용되는 원통박육부재가 축하중을 받을 때의 압계특성을 고찰하고자 한다. 특히, Al 박육원통 및 최근 급속도로 개발이 진행되고 있는 CFRP 원통박육부재의 에너지 흡수특성 즉, 재질의 차(Al, CFRP)에 따른 압계특성을 고찰하여 최적의 경량화용 차체구조부재개발에 이용될 수 있는 설계자료를 얻고자 하며, 경량화의 타당성에 관해 고찰하고자 한다. 또한, 소성관절을 이용한 변형을 고려한 이론해석 결과와 압계실험 결과를 비교하였다.

2. 원통 박육부재의 압계거동에 관한 이론해석

Al과 같은 연성재료의 좌굴현상(buckling)은 변형이 크고 연속적으로 일어나기 때문에 재료내부에 흡수되는 대부분의 에너지는 소성변형에 의한 것이라고 할 수 있어 부재를 강완전 소성체라고 가

정하여 소성관절을 이용한 해석방법을 사용했다. 또한, CFRP 적층재와 같은 복합재료는 고유의 취성때문에 대부분 파괴에 의해 압계되며 단면의 형상, 섬유와 기지의 종류 등 여러 인자들에 의해서 압계형태와 특성이 좌우된다.

박육원통의 형상비(R/t)가 적을 때 즉, 두꺼운 경우에는 Fig. 1에 나타난 것과 같이 축대칭 모드에 의해, 두께가 얇은 경우에는 Fig. 2에서와 같이 비축대칭 모드에 의해서 압계가 진행되는 경향이 있으며, 축대칭 모드로 압계가 시작되지만 압계도중에 갑자기 비축대칭 모드로 변해버리는 혼합모드도 관찰되었다. Al과 같은 연성재는 정적 압계 실험에서는 대부분 축대칭 변형모드를 일으키고, 주름은 시험편과 접촉해 있는 압축지그의 상단 및 하단중 어느 한곳에서부터 점진적으로 형성되는 순차좌굴(progressive buckling)에 의해 형상이 결정되어 일정한 축방향 파장(λ)을 갖는다. 따라서, 본 연구에서는 Fig. 1의 축대칭모드가 발생한 경우의 Al 시험편의 압계후의 형상과 같은 변형모형을 고려하여, 원통이 정적인 축하중을 받는 경우만을 고려하였다. 각 주름의 형성은 재료의 소성변형에 의한 것이며, 굽힘 모멘트 m_0 는 Von Mises 항복조건⁸⁾을 수반하며 변형 경화를 무시한 강완전 소성체라는 가정 하에서 이론해석을 행했다.

먼저, 시험편 내부에 소성변형에 의해 흡수되는 에너지를 고찰하기로 한다. 첫째, Fig. 1로부터 소성관절 점 A, C에 흡수되는 에너지 E_1 은 소성관절 길이 $2\pi R \times 2$, 단위길이당 굽힘모멘트 m_0 , 변형각도 $d\theta$ 의 곱으로 나타낼 수 있으므로 다음과 같다.

$$dE_1 = 2\pi R \times 2 \times m_0 \times d\theta = 4\pi R m_0 d\theta$$

$$E_1 = \int_0^{\pi/2} dE_1 = 2\pi^2 m_0 R = \frac{\pi^2 \sigma_y R t^2}{\sqrt{3}} \dots \dots \dots (1)$$

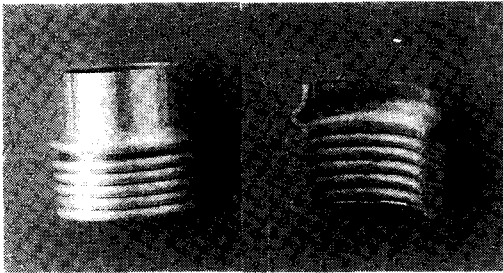
여기서, $m_0 = \sigma_y t^2 / 2\sqrt{3}$, t = 시험편의 살두께, R = 원통 시험편의 반경이다.

소성관절 점 B에 흡수되는 에너지 E_2 에 대해서도 소성관절 길이 $2\pi(R + \lambda \sin \theta)$, 굽힘 모멘트 m_0 , 각도 $2d\theta$ 의 변형이므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

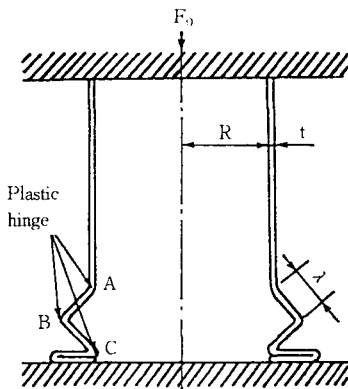
$$dE_2 = 4\pi m_0 (R + \lambda \sin \theta) d\theta$$

$$E_2 = \int_0^{\pi/2} dE_2$$

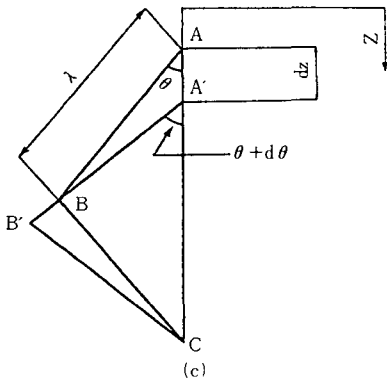
$$\begin{aligned}
 &= \int_0^{\pi/2} 4\pi m_0 (R + \lambda \sin \theta) d\theta \\
 &= 4\pi m_0 \left(\frac{\pi R}{2} + \lambda \right) \\
 &= \frac{\pi \sigma_y (\pi R + 2\lambda) t^2}{\sqrt{3}} \dots \dots \dots (2)
 \end{aligned}$$



(a)



(b)



(c)

Fig. 1 Collapse mode of the thin-walled circular specimen (Axisymmetric mode)

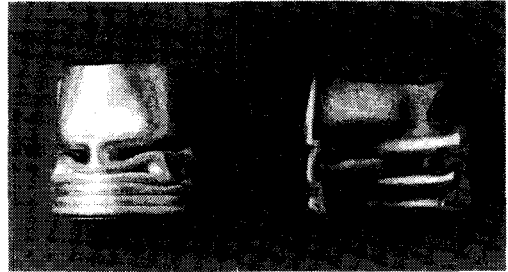


Fig. 2 Collapse shapes of circular specimen subjected to axial load (Non-axisymmetric mode)

여기서, λ 는 원통 시험편의 반과장 길이이다. 또한, 축대칭 부분인 AB, BC의 원주방향 변형 에너지 E_3 에 대해서 점 A, C에서의 원주방향의 변형은 없으며, 점 B에서의 원주방향의 변형 $d\epsilon_B$ 은 길이가 $2\pi(R + \lambda \sin \theta)$ 에서 $2\pi(R + \lambda \sin(\theta + d\theta))$ 로 변화하고 있으므로 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned}
 d\epsilon_B &= \frac{2\pi [R + \lambda \sin(\theta + d\theta)] - 2\pi (R + \lambda \sin \theta)}{2\pi R} \\
 &= \frac{\lambda \cos \theta d\theta}{R} \dots \dots \dots (3)
 \end{aligned}$$

여기서, $\cos d\theta \approx 1$, $\sin d\theta \approx d\theta$ 이다. 또한, 점 A, C에서 B까지의 변형은 선형적이므로 전체의 평균변형 $d\epsilon$ 은 $d\epsilon_B$ 의 절반이 된다고 생각되므로 E_3 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 dE_3 &= \sigma_y \times d\epsilon \times 2\lambda t \times 2\pi R \\
 &= 2\pi \sigma_y \lambda^2 t \cos \theta d\theta \\
 E_3 &= \int_0^{\pi/2} dE_3 = 2\pi \sigma_y \lambda^2 t \dots \dots \dots (4)
 \end{aligned}$$

따라서, 축대칭 주름이 1개 형성될 때의 총 흡수된 에너지 E_T 는 E_1 , E_2 , E_3 의 합으로 나타내므로, 식(1), 식(2), 식(4)를 이용하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 E_T &= E_1 + E_2 + E_3 \\
 &= \frac{2\pi \sigma_y t}{\sqrt{3}} (\pi R t + \lambda t + \sqrt{3} \lambda^2) \dots \dots \dots (5)
 \end{aligned}$$

주름형성 과정 중에 두께를 고려한 외력에 의한 일과 총 흡수된 에너지 E_T 는 같으므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}
 E_T &= F_m \times (2\lambda - 2t) \\
 &= \sigma_m \times 2\pi R t \times (2\lambda - 2t) \dots \dots \dots (6)
 \end{aligned}$$

결국 식(5)와 식(6)을 비교하여 무차원화 시키면, 항복응력 대 압축평균응력의 비는 다음과 같다.

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} = \frac{1}{2\sqrt{3}R} \left(\frac{\pi Rt}{\lambda-t} + \frac{\lambda t}{\lambda-t} + \frac{\sqrt{3}\lambda^2}{\lambda-t} \right) = f(\lambda) \dots\dots\dots (7)$$

식(7)의 σ_m/σ_y 는 λ , R , t 의 함수로 됨을 알 수 있다. 여기서, σ_m/σ_y 를 최소로 하는 λ 값을 구하기 위해서 $f'(\lambda)=0$ 으로 하면 다음과 같다.

$$\tan \lambda = t + \frac{\sqrt{(3+\sqrt{3})t^2 + \sqrt{3}\pi Rt}}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (8)$$

식(8)을 식(7)에 대입하면 σ_m/σ_y 가 R , t 함수로서 표현될 수 있다. 식(8)에서 구한 축방향 반과장 λ 을 Fig. 3에 나타냈고, 식(7)에서 구해진 평균압케응력 σ_m/σ_y 를 Fig. 4에 나타냈다. 여기서 확인할 수 있는 것은 두께를 고려하지 않는 경우보다는 두께를 고려한 경우가 λ 값이 더 커짐을 알 수 있다.

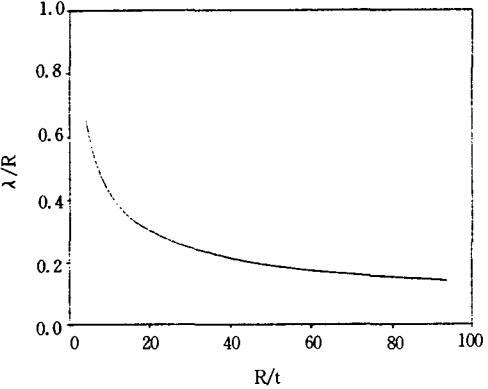


Fig. 3 Ratio of lobe length to radius against R/t

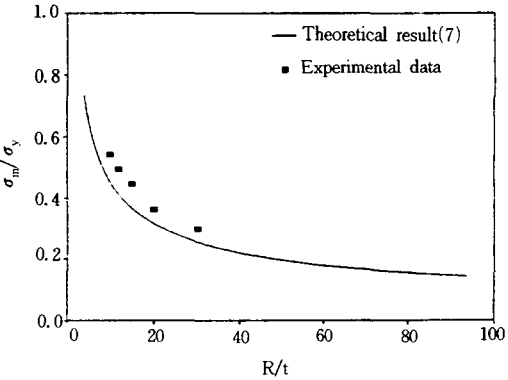


Fig. 4 Ratio of mean stress to yield stress against R/t

다음은 원통시험편의 압케과정을 통해서 하중-변위 선도를 유도하였다. 두께 t 를 고려하지 않을 경우는 변위 Z 는 λ 를 이용하여 $Z=2\lambda(1-\cos\theta)$ 로 나타낼 수 있다.

$$\sin^2\theta = 1 - \cos^2\theta = 1 - \left(1 - \frac{z}{2\lambda}\right)^2 = \frac{4\lambda z - z^2}{4\lambda^2} \dots\dots\dots (9)$$

이 되므로 다음식이 얻어진다.

$$\sin\theta = \frac{\sqrt{4\lambda z - z^2}}{2\lambda} \quad (\because 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2}) \dots\dots\dots (10)$$

여기서, $(dz/d\theta) = 2\lambda \sin\theta$ 에서 $\sin\theta d\theta = (1/2\lambda) dz$ 의 관계가 얻어지며 다음과 같다.

$$d\theta = \frac{1}{2\lambda} \cdot \frac{2\lambda}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} dz = \frac{dz}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} \dots\dots\dots (11)$$

따라서, E_T 는

$$E_T = \left(\frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3(4\lambda z - z^2)}} + \frac{\pi\sigma_y t^2}{\sqrt{3}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda (2\lambda - z)t}{\sqrt{4\lambda z - z^2}} \right) dz \dots\dots\dots (12)$$

로 나타낼 수 있다. 내부로 흡수된 에너지량을 나타내는 식(12)와 외력에 의한 일 $F_0 \times dZ$ 가 동일하므로 두께 t 를 고려할 경우 1개의 주름이 형성될 때 축방향으로 Z 만큼 이동했을 때의 하중 F_0 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_0 = \frac{4\pi\sigma_y R t^2}{\sqrt{3[4(\lambda-t)z - z^2]}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda t^2}{\sqrt{3(\lambda-t)}} + \frac{\pi\sigma_y \lambda t [2(\lambda-t) - z]}{\sqrt{4(\lambda-t)^3 z - z^2(\lambda-t)^2}} \dots\dots\dots (13)$$

여기서, $z = (2\lambda - 2t)(1 - \cos\theta)$ 이다.

식(13)에서 구해진 F_0 를 그래프로 나타내면 Fig. 5의 모양이 된다. 그래프에 나타난 곡선은 주름형성 과정이 연속적으로 이루어지지 않고 각각 독립적으로 형성되기 때문에 상승곡선의 기울기가 수직적으로 나타났다. 최대하중은 항복응력에 원통 단면적을 곱해서 구했다. 두께가 두꺼워짐에 따라서 최대하중이 커지게 되고 또, 축방향 과장이 길어지게 되기 때문에 형성되는 주름수 즉, 하중-변위 선도에서의 피크 값의 수가 적어지고 있는 것을 알 수 있다.

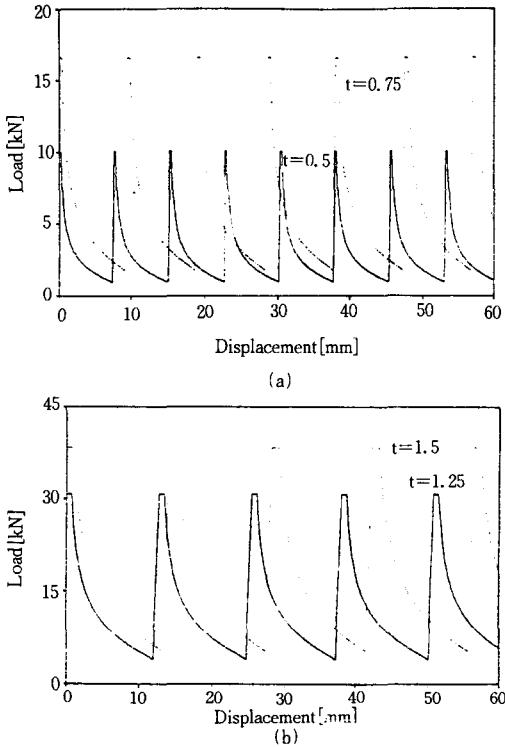


Fig. 5 Relationship between load and displacement

3. 원통박육부재의 압괴실험

3.1 시험편

본 연구에서는 자동차 등에 많이 사용되는 구조 부재의 기본 요소로서 형상에 의해 파괴형태가 좌우되지 않는 축대칭 박육원통을 시험편으로 하였다. Al 박육원통 시험편의 제작은 내경 29mm, 외경 35mm, 길이 4m인 Al 6063 인발관을 길이 100mm로 절단한 후 내경이 30mm가 되도록 선반에서 기계가공한 후, 살두께가 각각 0.5, 0.75, 1.0, 1.25, 1.5mm가 되도록 가공하였으며, CFRP 박육원통 시험편은 탄소섬유 프리프레그 8매를 원통 맨드릴에 배향각이 0°가 되도록 적층하여 오토 크래브(Autoclave)방법으로 제작한 후 다이아몬드 커터(Powermet 2000 Abrasive cutter)로 100mm로 절단하였다.

시험편의 길이는 오일러 좌굴을 일으키지 않고 실험시 압괴가 수 주기 반복하여 나타나는데 충분한 길이인 100mm로 결정하였다. Table 1에는 본

실험에 이용한 Al박육원통 시험편 및 CFRP 원통 시험편의 사양을 나타냈다.

Table 1 Dimension of the circular specimens

Specimen No.	Inner radius R [mm]	Thickness t [mm]	Aspect ratio [R/t]	Material
AC-050	15	0.50	30	Al
AC-075	15	0.75	20	Al
AC-100	15	1.00	15	Al
AC-125	15	1.25	12	Al
AC-150	15	1.50	10	Al
CFRP(0°)	15	1.25	12	CF/Epoxy

박육부재의 압괴하중, 평균압괴응력 등 압괴특성을 평가할 때 항복응력 σ_y 을 기준으로 하기 위하여, 본 연구에는 박육부재의 인장시험을 실시하여 재료의 항복강도를 구하였다. Table 2는 Al 인발관 시험편의 인장시험 결과를 나타냈다. Table 3은 CFRP 프리프레그 시트(한국화이버(주))의 재료상수를 나타낸다.

Table 2 Material constants of Al 6063

Poisson's ratio [ν]	Young's modulus [E]	Yield stress [σ_y]	Tensile stress [σ_t]
0.31	66[GPa]	180[MPa]	210[MPa]

Table 3 Material constants of CFRP

Material constant	Carbon fiber	Matrix
Density [kg/m ³]	1750	1200
Strength [MPa]	3240	80
Modulus [GPa]	230	3.2
Fiber content [%]	56~58	33~34
Curing temp. [°C]	135°C × 1hr	135°C × 1hr

3.2 실험장치 및 방법

압괴실험은 Shimadzu Servopulser 시험기를 사용하였으며, Fig. 6과 같이 시험기의 로드셀과 엑츄레이터 사이에 두개의 압축지그를 평행이 되도록 설치하고, 시험편과 지그(jig) 사이에는 오일 윤활하여 시험편 끝단의 구속을 원활하게 하였으며, 변형속도의 영향이 나타나지 않도록 5mm/min

속도로 균일한 압축하중을 가하였다. 시험시 압제 모드를 좌우시킬 만큼의 편심하중이 작용되지 않도록 지그의 중앙에 얇은 단을 만들어 하중이 가해질 때 시험편의 미끄럼 등을 방지했으며, 많은 예비실험을 실시하여 실험결과와 재현성이 좋도록 하였다. 또한, 실험결과에 단부(end effects)효과가 나타나지 않고, 순차적인 압제가 주기적으로 발생하도록 시험편 전체의 축방향 길이가 40mm가 될 때까지 즉, 변형량이 60mm가 되도록 압제시켰다. 시험중의 하중-변위 관계는 변위를 제어하면서 실시하였다.

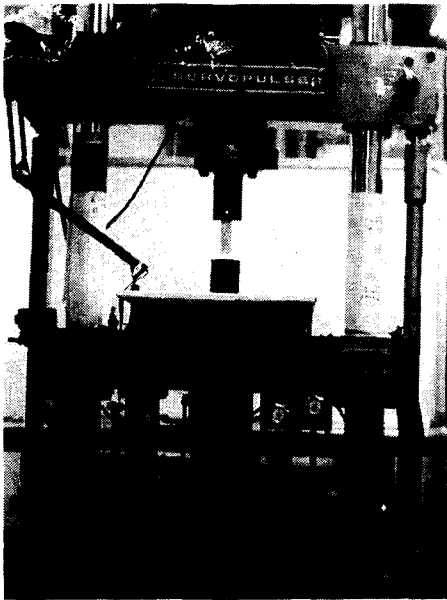


Fig. 6 Configuration of collapse testing setup

에너지 흡수량의 계산은 압제실험으로부터 얻은 Fig. 7과 같은 하중-변위선도의 사선면적이 시험편에 흡수되는 에너지라고 생각하여 하중-변위선도를 식(14)와 같이 적분하여 부재 내에 흡수된 에너지 특성을 평가하였다.

$$E_a = \int_{\ell_0}^{\ell} P \, dl \quad \dots \dots \dots (14)$$

여기서, E_a 는 박육부재에 흡수된 에너지이다. 또한, 단위체적당 흡수 에너지량 E_v 와 단위질량당 흡수 에너지량 E_p 의 계산식은 다음과 같다.

$$E_v = \frac{E_a}{V}, \quad E_p = \frac{E_a}{V\rho} \quad \dots \dots \dots (15)$$

여기서, V 는 압제된 체적, $V\rho$ 는 압제된 질량이다.

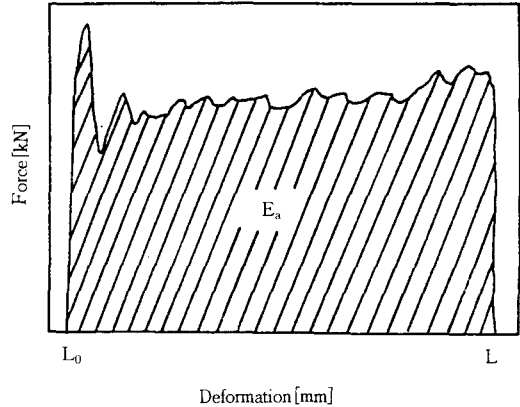


Fig. 7 Absorbed energy by collapse test

4. 실험결과 및 고찰

Al 박육원통에 대하여 소성관절을 이용한 이론 해석 결과와 실험결과를 재질과 형상에 따라, 최대하중, 평균하중, 하중-변위 관계를 비교하고 에너지 흡수특성에 미치는 영향에 대하여 검토했다. 흡수에너지는 압제실험으로부터 얻은 하중-변위 선도를 적분하여 구하고, 그것을 전 압제길이 60mm로 나눔으로서 평균하중을 구했으며, 평균하중을 실험전 박육부재의 단면적으로 나누어 평균응력을 구했다. 또한, 평균응력과 항복응력비를 구할 때는 항복응력값을 이용했다.

일반적으로 최대하중은 박육원통 시험편을 압제할 때 초기에 생기는 피크점에서 나타났으며 압제 실험에 의한 Al 박육원통의 압제형태는 크게 두 가지로 구분할 수 있었다. 하나는 박육원통이 축방향 압축하중을 받을 때 원주방향으로 점진적이면서 동일한 변형을 갖는 Fig. 1과 같은 축대칭 모드 및 축대칭 모드와는 달리 원주방향으로 돌출부(lobes)를 형성해서 불균일한 파장을 형성해 가는 Fig. 2와 같은 비대칭형 모드였다.

대부분의 Al 박육원통 시험편은 초기에는 대칭형 모드로 압제하다가 재료자체의 불안정성 등과 같은 외부적인 요인에 의해서 비대칭 모드로 변해가는 과정을 겪으면서 압제하는 경우가 있었다. 특히, 비대칭 모드의 경우는 주름살 지름의 측정

결과 압력시 주름살이 바깥쪽으로 이동하는 것이 아니고 시험편 내부로 삼각형, 육각형 등으로 다양한 모양을 만들어냈다. 그러나 두께가 두꺼울수록 이러한 비대칭 압력과정은 감소하였으며 특히, 두께가 1.5, 1.2mm인 시험편은 완전한 대칭형모드로 압력하는 경우가 많았다. Fig. 4는 소성관절을 이용한 단면의 형상비의 차에 따른 무차원응력의 이론해석결과와 압력실험결과를 나타낸 것으로 실험결과와 이론해와 잘 근사함을 알 수 있었다.

Fig. 8은 살두께 t 가 1.25mm인 Al 박육원통 시험편의 압력실험결과, Fig. 9는 살두께 t 가 1.0mm인 Al 박육원통 시험편의 압력실험결과, Fig. 9는 살두께 t 가 0.5mm인 Al 박육원통 시험편의 압력실험결과를 나타냈다. 그림에서 알 수 있듯이 전반적으로 압력모드는 순차적으로 붕괴가 발생하는 축대칭모드가 생겼다.

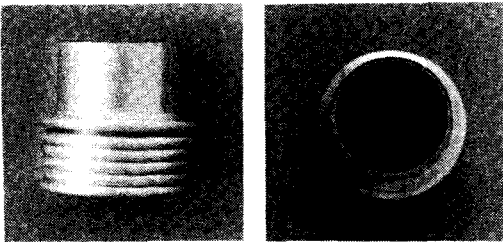


Fig. 8 (a) Collapse experimental result of circular Al specimen ($t=1.25\text{mm}$)

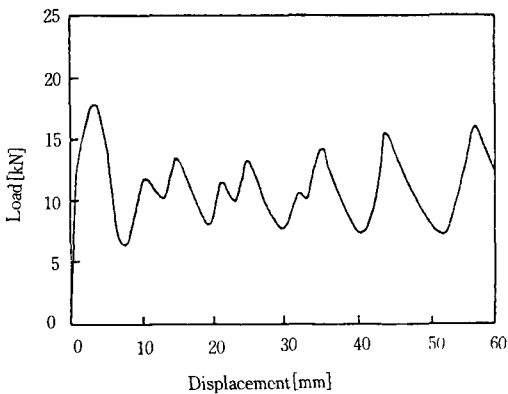


Fig. 8 (b) Relationship between load and displacement

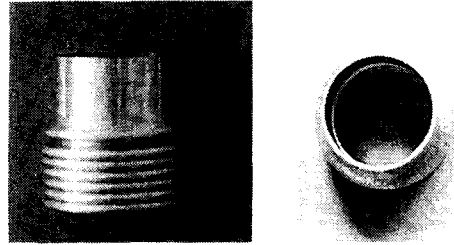


Fig. 9 (a) Collapse experimental result of circular Al specimen ($t=1.0\text{mm}$)

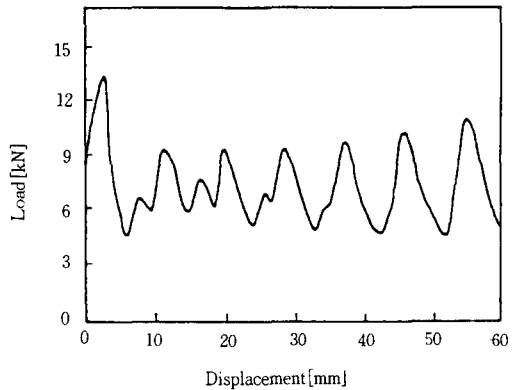


Fig. 9 (b) Relationship between load and displacement

Fig. 8은 살두께 1.25mm인 Al 박육원통의 압력 실험으로부터 구한 원통박육부재 시험편의 하중-변위 선도와 압력형상을 나타낸 것으로서 하중변화 과정을 살펴보면 실제 변형에서는 완만하게 진행해 가지만 Fig. 5의 이론해석 결과와 비교하면 하중의 상승곡선은 압력된 주름이 하나하나 독립적인 것이며 이것들이 계속 반복해서 형성된다고 생각되기 때문에 곡선이 예리하여 실제 실험과는 일치하지 않았다. 그러나 하강곡선은 실험결과와 같이 완만한 곡선을 보였다. 압력과정을 주의깊게 관찰해 보면 순차압력의 최초의 주름이 형성될 때에 하부 쪽이 상부보다 짧기 때문에 주름의 상하부가 동시에 이미 압력되어 있는 주름부분에 접촉하는 것이 아니라 아래쪽이 먼저 접촉하면서 하나의 피크가 나타나고, 상부의 주름이 접촉했을 때에 다시 또 한번의 피크가 나타났다. 따라서 실제 실험에서는 하나의 주름에 대해서 주름이 형성되는

초기에 작은 피크부가 생기고 주름이 완성될 때 큰 피크부가 생겼다.

그러나 Fig. 10의 형상은 Fig. 8~9의 형상에서 볼 수 없었던 비대칭 모드가 생겼다. 비대칭 모드에서 나타난 특징중 하나인 주름외곽의 돌출부(lobes)는 두께가 두꺼울수록 감소하고 얇아짐에 따라서 증가하는 경향을 보였는데 평균적으로 축대칭에서 비축대칭 모드를 진행해 가는 시험편은 두께에 따라 3~4개, 처음부터 비대칭 모드로 압축한 시험편은 두께에 따라서 4~5개가 형성되었다. 또한 압축실험 결과로부터 평균하중의 계산은 하중-변위 선도를 적분하여 압축길이 δ_{max} 로 나누서 다음과 같이 구하였다.

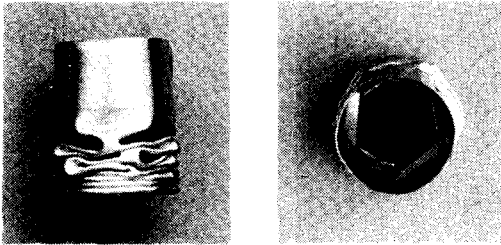


Fig. 10 (a) Collapse experimental result of circular Al specimen (t=0.5mm)

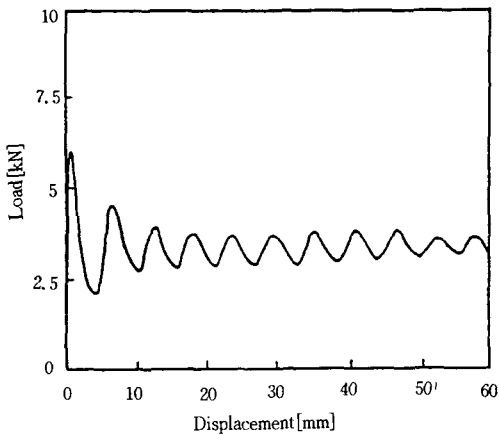


Fig. 10 (b) Relationship between load and displacement

$$F_m = \frac{1}{\delta_{max}} \int_0^{\delta_{max}} F_0 d \delta \dots\dots\dots (16)$$

위에서 구해진 평균하중을 압축전의 시험편 단면적으로 나누어 평균응력 σ_m 을 구했으며, 최대응력의 경우와 같이 항복응력 σ_y 를 이용하여 Fig. 3과 같이 무차원화하여 나타냈다.

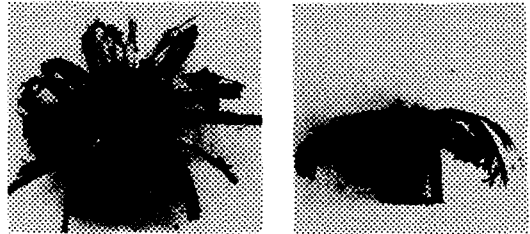


Fig. 11 (a) Collapse experimental result of circular CFRP specimen (t=1.25mm)

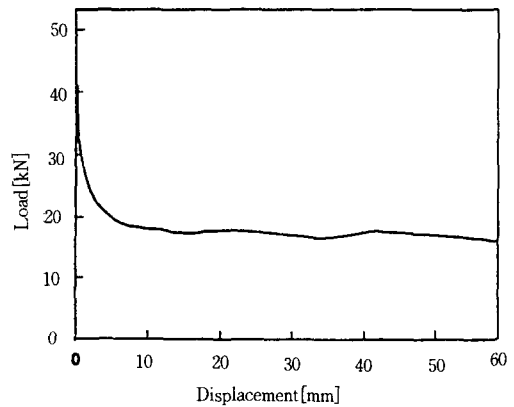


Fig. 11 (b) Relationship between load and displacement

Fig. 11은 구조경량화용 부재의 개발을 위한 CFRP 박육원통의 압축특성 실험결과를 나타낸 것으로서 CFRP 박육부재의 경우는 압축초기에 최대하중이 발생한 후 급격한 파괴가 발생하였으며 압축 완료시까지 똑같은 경향이 나타났다. CFRP 박육원통의 압축후의 형상은 섬유가 파단하지 않고 원통벽의 단면중양에 생긴 원환상에 썩기형 크랙이 진전하여 원통벽의 내측과 외측으로 확장하는 압축모드(splaying mode) 즉, 원환상 크랙이 생겼다. 이는 적층이 분리하는 모드였다.

Al 박육원통의 압축특성과 CFRP 박육부재의 압축특성을 비교하기 위해서 살두께 1.25mm인 Al

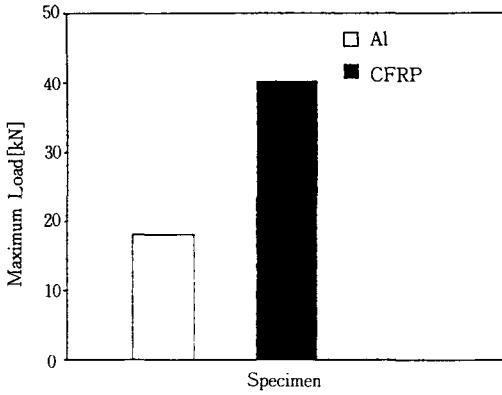


Fig. 12 Comparison of maximum load for two specimens (t=1.25mm)

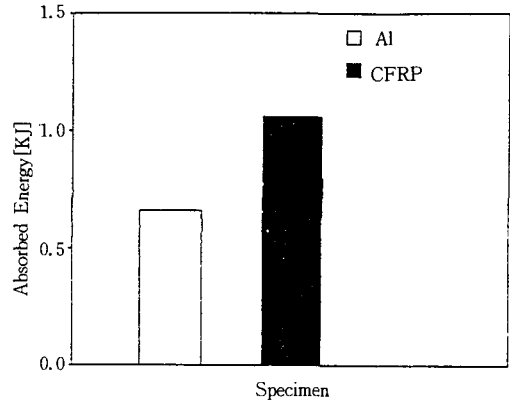


Fig. 13 Comparison of absorbed energy for two specimens (t=1.25mm)

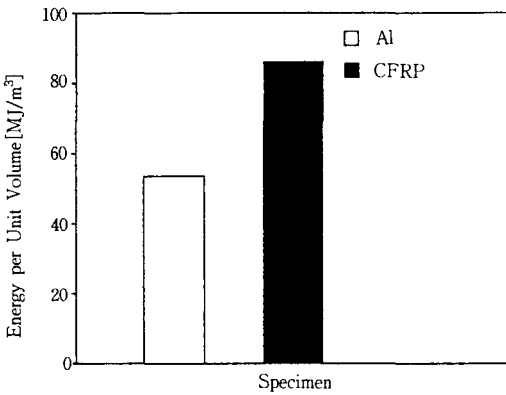


Fig. 14 Absorbed energy per unit volume by static collapse test (t=1.25mm)

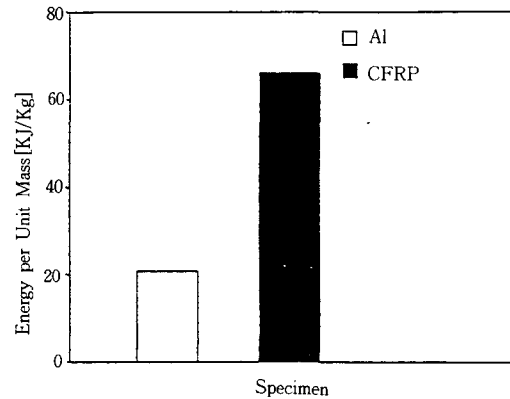


Fig. 15 Absorbed energy per unit mass by static collapse test (t=1.25mm)

박육원통 부재의 압괴 실험결과인 Fig. 8과 살두께 1.25mm인 CFRP 박육원통의 압괴 실험결과인 Fig. 11을 비교하였다. Al 박육원통의 경우는 최대하중이 약 18.03kN이었으나, CFRP 박육원통의 경우는 최대하중이 약 40.14kN으로 CFRP 박육원통의 경우가 Al 박육원통의 경우보약 2.3배 정도 최대하중이 크게 나타났다. 또한, 단위질량당의 흡수에너지 특성을 비교해보면 CFRP 박육원통의 경우는 66.11[kJ/kg], Al 박육원통의 경우는 20.79[kJ/kg]이므로 CFRP 박육원통이 Al 박육원통의 경우보다 약 3.2배 정도 높았다. 단위체

적당의 흡수에너지 또한, CFRP 박육원통의 경우는 86.15[MJ/m³], Al 박육원통의 경우는 53.60[MJ/m³]으로 CFRP 박육원통이 Al 박육원통보다 1.6배 정도 높았다. 이상으로부터 같은 체적인 경우의 Al, CFRP 박육원통의 압괴특성을 비교하면 CFRP 박육부재가 Al 박육 부재보다도 압괴특성이 상당히 우수함을 알 수 있었다.

박육원통부재의 압괴특성 실험결과와 평균값을 Table 4에, 단위질량 및 체적당 흡수에너지를 Table 5에 나타냈다. 또한, Table 6에 Al 박육원통 및 CFRP 박육원통부재간의 압괴특성을 비교하기

위하여 살두께가 서로 같은 1.25mm인 2종류의 박육원통부재의 압괴특성을 비교하여 나타냈으며 Fig. 12~15에 막대그래프로 압괴특성을 나타냈다.

Table 4 Mean value of circular specimens from experimental datum

Specimen No.	Ratio R/t	Absorbed Energy E_T [J]	Maximum Load F_{max} [KN]	Mean Load F_m [KN]	Mean Stress σ_m [MPa]	Stress Ratio σ_m/σ_y	Collapse Mode
AC-150	10	870.88	22.30	14.51	97.75	0.543	S
AC-125	12	657.75	18.07	10.96	89.31	0.496	S
AC-100	15	469.54	13.97	7.82	80.30	0.446	S
AC-075	20	283.174	9.73	4.72	65.14	0.362	S
AC-050	30	154.26	5.90	2.57	53.64	0.298	N
CFRP(0°)	12	1057.22	40.14	17.62	143.58	0.044	splaying

Table 5 Absorbed energy per unit mass and volume for circular specimens

Specimen No.	Maximum Load F_{max} [KN]	Mean Load F_m [KN]	Energy per Unit Mass [KJ/Kg]	Energy per Unit Volume [MJ/m ³]
AC-150	22.30	14.51	22.70	58.66
AC-125	18.07	10.96	20.79	53.60
AC-100	13.97	7.82	18.63	48.21
AC-075	9.73	4.72	14.83	39.08
AC-050	5.90	2.57	12.16	32.19
CFRP(0°)	40.14	17.62	66.11	86.15

Table 6 Comparison of the collapse characteristics for two members tested with equal thickness(t=1.25mm) and cross-section

Material	Maximum Load F_{max} [KN]	Absorbed Energy [J]	Energy per Unit Volume [MJ/m ³]	Energy per Unit Mass [KJ/Kg]
Al	18.07	657.75	53.60	20.79
CFRP	40.14	1057.2	86.15	66.11

5. 결 론

1) 소성관절을 고려하여 해석한 단면의 형상비에 따른 무차원 응력의 이론해석 결과는 압괴실험 결과와 잘 근사하였다.

- 2) Al 원통박육부재는 살두께가 두꺼울수록 축대칭 모드로 압괴되었고, 살두께가 얇을수록 비축대칭 모드로 압괴하였으며, CFRP 원통박육부재는 썩기형 크랙이 진전하여 원통벽의 내측과 외측으로 확장하는 Splaying 모드로 압괴하였다.
- 3) 같은 살두께 및 단면적을 갖는 Al 및 CFRP 원통박육부재의 경우 CFRP 박육부재의 최대하중이 Al 박육부재의 최대하중 보다 약 2.3배 정도 컸다. 즉, 최대하중의 관점에서 CFRP 박육부재가 Al 박육부재 보다도 압축하중에 의한 저항력이 우수했다.
- 4) 같은 살두께 및 단면적을 갖는 Al 및 CFRP 원통박육부재의 경우 CFRP 박육부재의 단위질량당 흡수 에너지는 CFRP 박육부재의 경우가 Al 박육부재보다 약 3.2배 정도 컸으며, 단위체적당 흡수에너지는 CFRP 원통박육부재의 경우가 Al 원통박육부재 보다 약 1.6배 정도로 CFRP 원통박육부재가 압괴특성이 우수했다.

이 논문은 한국과학기술연구원 지정 지역협력 연구센터인 조선대학교 수송기계부품 공장자동화 연구센터의 1995년 연구비의 지원에 의해 연구되었습.

참 고 문 헌

- 1) W. Johnson, "Impact Strength of Materials", E. Arnold, London, and Crane Russak, New York, 1972.
- 2) B. Rawlings, Response of Structures to Dynamic Loads, Mechanical Properties at High Rates of Strain, (Ed. J. Harding), Inst. of Physics Conf. Series No. 21, London, pp. 279~298, 1974.
- 3) W. Abramowicz, "Simplified crushing analysis of thin-walled columns and beams", Engineering Transactions Vol. 29, No. 1, pp. 5~26, 1981.
- 4) W. Abramowicz, T. Wierzbicki, "On the crushing mechanics of thin-walled structures", J. Appl. Mech. Vol. 50, pp. 727

- ~734, 1983.
- 5) T. Wierzbicki, "Crushing analysis of metal honeycombs", Int. J. Impact Engineering Vol. 1, No. 2, pp. 157~174, 1986.
 - 6) Johnes, N, "structural impact", Cambridge university press, London, 1989.
 - 7) Johson and S.R. Reid, "Metallic Energy Dissipating Systems", Applied Mechanic Reviews. Vol. 7, pp. 277~288, 1978.
 - 8) Von Mises, r., Mechanik der festen Korper im plastisch deformation Zustand, Nachr. Ges. Wiss. Gottingen, p. 582, 1913.
-