

## 초경량 금속구조재의 제작을 위한 새로운 방안

강기주<sup>†</sup> · 전계포<sup>\*</sup> · 나성준<sup>\*\*</sup> · 주보성<sup>\*\*</sup> · 홍남호<sup>\*\*</sup>  
(2003년 9월 9일 접수, 2004년 1월 16일 심사완료)

### A New Way to Manufacture Ultra Light Metal Structures

Ki-Ju Kang, Gye-Po Jeon, Seong-Jun Nah, Bo-Seong Ju and Nam-ho Hong

**Key Words:** Ultralight Structure(초경량 구조물), Kagomé Structure(카고메 구조물), Truss Structure(트러스 구조물), Compression Test(압축실험), Three Point Bending Test(3점 굽힘실험)

#### Abstract

Recently, the ultra light metal structure with periodic and three dimensional truss elements takes attention because of its multi-functionality and substantial heat resistance. However, the complicated fabrication process leading to high cost has been a major obstacle to wide applications. In this paper, a new idea to construct an ultra light structure with periodic, three dimensional truss using metal wires is presented. To prove the practical validity, a Kagomé-like structure was fabricated from stamped wires and punched face sheets. It was assembled by soldering. Through three-point bending and compression tests, the strength was evaluated and compared with the theory.

#### 1. 서 론

초경량 금속 구조재(ultra light metal structure)란 부피의 90% 이상이 비어있는 다공질 금속재료를 말한다. 이러한 구조물은 저밀도, 내열성, 고강도, 충격 및 소음흡수성, 고효율 냉각성등 그 물리적, 기계적 성질이 우수할 뿐만 아니라 내부공간이 비어있어 유체를 저장하고 배선에도 이용할 수 있다. 이러한 다기능적인 특성과 유용성 때문에 많은 연구자들에 의해 연구가 진행되고 있다.<sup>(1-3)</sup> 초경량 금속 구조물중의 하나인 발포금속은 1980년대부터 활발히 연구되었으며 현재 상업적으로 제조되고 있다. 그러나 높은 가격 때문에 우주항공산업 등에 제한되어 사용되고 있는 실정이다.

다. 발포금속은 각 셀이 닫혀있는(closed cell) 형식이 대부분으로 내부공간 활용이 불가능하며, 개방형 셀(open cell)을 가진 것은 더욱 고가이다. 또한 발포금속은 셀 크기나 분포가 불규칙적이기 때문에 강도면에서 불리하다.<sup>(4)</sup>

1990년대 후반부터 주기적인 3차원 트러스 구조를 가진 재료를 해석 설계하고 제작하는 연구가 시작되었다. 이 구조물의 각 요소는 균일한 굵기와 크기를 가지고 있기 때문에 강도면에서 유리하다. 다만 기계적 부품이나 소재로 사용되기 위해서는 트러스의 각 요소가 수 mm 크기의 소형으로 제작되어야 하는 만큼 그 제작방법 및 비용이 활용성을 좌우한다. 맨 먼저 시도된 방법은 인베스트먼트 주조(investment casting)이다. 먼저 패삭시제(rapid prototyping)기법으로 합성수지 모형을 제작한 후 이것을 틀로 하여 인베스트먼트 주조를 하여 금속제 구조물을 완성하는 것이다. 이 방법은 주조의 속성상 소재가 한정되며 가늘고 긴 트러스를 만드는데 어려움이 있고 대량생산이 곤란하다.<sup>(5)</sup> 2001년 Wadley 교수팀에 의해 전공된 박판을 펀치로 소성 변형하여 중간층

<sup>†</sup> 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부

E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr

TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1669

<sup>\*</sup> 전남대학교 대학원 기계공학과

<sup>\*\*</sup> 전남대학교 기계시스템공학부

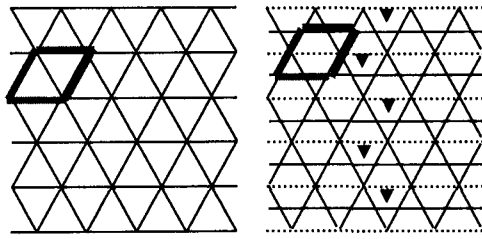


Fig. 1 Formation of the Kagomé structure ; a) 2-D octet truss, b) 2-D Kagomé truss

(core)을 만들고 상하판(face sheet)을 브레이징하여 중간층(core)과 접합하는 방법이 제시되었다.<sup>(6)</sup> 또한 같은 연구팀은 섬유처럼 짜여진 철망을 규칙적으로 적층하여 좀더 저렴한 제품을 만들 수 있음을 보여주었다.<sup>(7)</sup> 이 방법으로 구성된 격자는 이상적인 트리스 구조를 갖지 못해 강도가 비교적 낮다. 위의 두 방법에서는 접합을 위해서 천이액상(Transient Liquid Phase)브레이징법을 사용한다.

한편 3차원 트리스 구조로는 옥테트 트리스(Octet truss)구조가 강도 및 강성도면에서 유리하므로 가장 널리 사용되고 있다. 이것은 두 개의 사면체(tetrahedron)와 한 개의 팔면체(octahedron)가 접합된 형태를 기본격자로 하여 모든 면이 정삼각형을 이루기 때문에 강도와 강성도면에서 가장 유리하며 무게당 강도면에서 벌집구조(honeycomb)에 근접할만큼 유리하다.<sup>(2)</sup> 최근 Hyun 등<sup>(8)</sup>은 옥테트 트리스를 변형한 카고메 트리스(Kagomé truss)구조를 제안하였다. 카고메 트리스 구조는 같은 크기의 단위셀을 기준으로 했을 때 단위셀을 구성하는 스트럿의 길이가 옥테트 트리스의 절반으로 트리스 구조의 기본 파손양상인 좌굴에 대한 강도가 4배이며 유효내부공간이 큰 장점이 있다.

본 연구에서는 3차원 카고메 트리스를 중간층(core)으로 하는 샌드위치 판재의 새로운 제작법을 제안하였다. 절곡된 금속선을 교차 배열하여 카고메 트리스를 구성하고 상하 면판(face sheet)을 부착하여 샌드위치 판재를 제작하는 방안을 제시한다. 제작된 판재에 대한 압축 및 굽힘하중에 대한 강도 및 강성도를 이론적으로 구하고 실제 실험결과와 비교하였다. 또한 압축실험과 3점 굽힘실험에서의 파손양상을 관찰하였다.

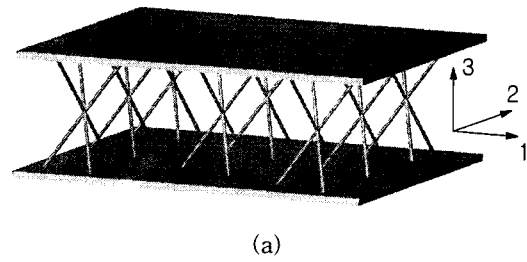


Fig. 2 The Kagomé structure with solids face sheet; a) isometric view, b) side view, c) core shape

## 2. 이론적 배경

### 2.1 카고메 (Kagomé) 트리스 판재

Fig. 1은 2차원 옥테트 트리스 구조와 카고메 트리스 구조를 비교한 것으로 옥테트의 수평선을 단순히 단위격자 높이의 1/2만큼 평행이동하면 카고메 트리스 구조가 됨을 알 수 있다. Fig. 2는 이상적인 카고메 트리스를 중간재(core)로 상하에 균질면판(solid face sheet)이 부착된 샌드위치 판재(panel)를 보여주고 있다. 이하의 내용은 중간층의 두께  $D$ 가 상하면판의 두께  $t_f$  나 중간층 트리스요소의 직경  $d$ 보다 훨씬 큰 경우 ( $D \gg t_f, d$ )에 대한 것이다. 면판과 중간층 트리스 재료가 같을 때 구조물의 상대밀도(relative density) 또는 부피점유율은 다음 식과 같다.

$$\rho = 2 \frac{t_f}{D} + \frac{\pi}{\sqrt{2}} \left( \frac{d}{D} \right)^2 \quad (1)$$

$$D = \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{3}} l$$

여기서 첫 번째 항과 두 번째 항은 각각 상하면판과 중간층에 대응한다.  $l$ 은 트리스요소의 길이를 나타낸다. 옥테트 트리스에 대한 Deshpande 등<sup>(4)</sup>의 연구결과를 참조하여 3축 방향 압축강성과 전단강성을 표현하면 다음과 같다.



Fig. 3 Configuration of the bent copper wire for fabrication of a Kagomé core

$$E_{33} = \frac{2\sqrt{2}}{9} \pi E_c \left(\frac{d}{D}\right)^2 \quad (2)$$

$$G_{13} = \frac{\pi}{9\sqrt{2}} E_c \left(\frac{d}{D}\right)^2 \quad (3)$$

여기서  $E_c$ 는 트러스 재료자체의 Young률이다. 3점 굽힘하중  $P$ 을 받을 때 발생하는 중심변위를  $\delta$ 라 할 때 컴플라이언스는 Allen<sup>(9)</sup>을 참조하여 다음 식으로 주어진다.

$$\frac{\delta}{P} = \frac{L^3}{48(ED)_{eq}} + \frac{L}{4(AG)_{eq}} \quad (4)$$

$$(ED)_{eq} = E_f \frac{Bt_f D^2}{2}, \quad (AG)_{eq} = G_{13} B D$$

여기서  $E_f$ 는 면판재료의 Young율,  $I$ 는 단면 2차 모멘트,  $A$ 는 판재의 단면적,  $B$ 는 판재의 폭,  $L$ 은 판재의 길이이다.

카고메 트러스의 샌드위치판재의 압축강도는 중간층인 트러스의 좌굴에 의하여 결정된다. Fig. 2(c)에 나타나 있는 바와 같이 정사면체의 경사진 세 변 위치에 배열되어 있는 3 방향의 트러스요소에 각각 가해지는 힘  $F$ 는 외부에서 면판에 수직으로 가해지는 하중  $W$ 와 다음과 같은 관계가 있다.

$$W = \sqrt{6} F \times N \quad (5)$$

여기서  $N$ 은 중간층에 존재하는 트러스의 총개수이다. 트러스요소 양단이 핀조인트일 때 탄성좌굴이 일어나는 임계힘  $F_{cr}$ 는 다음과 같다.<sup>(10)</sup>

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 E A_s}{(l/r)^2} \quad (6)$$

여기서  $A_s$ 는 트러스요소의 단면적,  $r$ 은 단면 2차 반경,  $l/r$ 은 세장비(slenderness ratio)이다. 만일 힘  $F$ 가  $F_{cr}$ 에 도달하기 전에 내부응력이 재료의 비례한계(proportional limit)  $\sigma_{pl}$ 를 초과하게 되면 탄성좌굴이 아닌 소성좌굴이 발생하게 된다. 따라서 소성좌굴이 발생하게되는 임계 세장비  $(l/r)_{cr}$ 는 다음과 같다.

$$(l/r)_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{\sigma_{pl}}} \quad (7)$$

세장비가 위 값보다 작을 경우 소성좌굴을 유발하는 임계힘  $F_{cr}$ 는 다음과 같다.<sup>(11)</sup>

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 E_f A_s}{(l/r)^2} \quad (8)$$

여기서  $E_f$ 는 접선계수로서 재료의 응력-변형을 곡선상의 기울기이다.

트러스 중간층을 갖는 샌드위치판재의 굽힘 강도는 Wicks와 Hutchinson<sup>(12)</sup>에 의하여 연구된 바 있다. 파손이 발생하는 기구로서 양면판의 항복과 좌굴, 중간층의 항복과 좌굴 등 4가지를 제시하였는데 본 시험편과 같이 양면판이 중간층에 비하여 두껍고 강도도 높고, 중간층 트러스요소의 세장비가 높은 경우 중간층 트러스의 좌굴에 의하여 굽힘강도가 결정될 것이다. 판재에 작용한 모멘트는 주로 양면판에 의하여 지지되는데 반하여 전단력은 중간층 트러스에 의하여 지지되므로 각 트러스에 작용하는 압축력  $F$ 는 그 위치에서의 전단력  $V$ 와 다음과 같은 관계가 있다.

$$F = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{V}{n} \quad (9)$$

여기서  $n$ 은 그 단면에 폭방향으로 존재하는 트러스의 개수이다. 이 압축력  $F$ 가 식 (6)이나 (8)의 임계힘에 도달하면 트러스에 좌굴에 의한 판재의 파손이 발생한다.

## 2.2 카고메 트러스 판재의 설계 및 제작

본 연구에서는 샌드위치 판재의 중간층으로 사용될 카고메 트러스를 금속선(이하, 철사로 칭함)을 소재로 성형하는 방법을 고안하였다. 먼저 절곡기를 이용하여 Fig. 3의 사다리꼴 형상으로 철사를 굽힌 후, 이 철사들을 서로 120° 각을 갖는 세 방향으로 배열하여 Fig. 4(a)와 같은 구조물을 만든다. 같은 요령으로 만들어진 별도의 구조물을 Fig. 4(a)의 빈 자리에 채워 넣어 Fig. 4(b)와 4(c) 순으로 중간층을 제작한다. 그 다음 상하에 면판을 부착하여 샌드위치판을 완성한다. Fig. 4(d)는, Fig. 2(c)에 원으로 표시된 중심 부분에 해당하는, 카고메트러스의 중앙 접합점을 확대하여 나타낸 것으로 세 방향의 총 6개의 철사가 서로 관통하고 있는 것을 알 수 있다. 따라서 실제 제작 시에는 철사의 그 부분(Fig. 3의

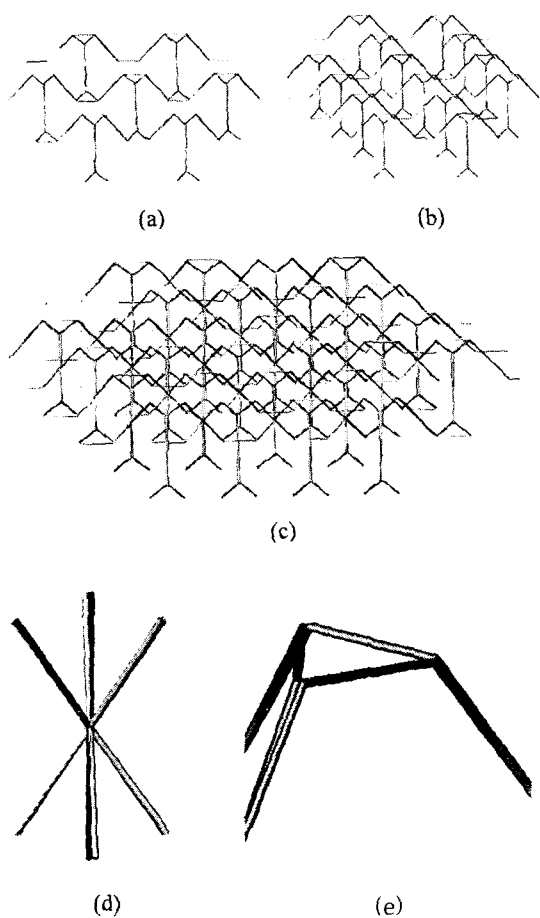


Fig. 4 Assembly sequences of a Kagomé truss core ; a) 1/4 structure, b) 1/2 structure, c) completed structure, d), e) close-up of the intersection and the upper part

철사의 모든 경사진 변의 중간부분)을 약간씩 겹쳐서 서로 간섭을 없도록하여야 한다. 본 연구에서는 철사 소재로서 가공과 접합이 용이한 전선용 구리선을 사용하였으며 공정술더(63Sn37Pb)로 납땜하여 중간층을 조립하였다. 상하면판으로서 균일 철판 대신에 2차원 카고메[Fig. 1(b)] 형태로 구멍이 뚫어진 연강 철판을 사용하였으며 역시 납땜하여 중간층 상하에 부착하였다.

Fig. 5는 제작된 샌드위치판재를 보여주고 있다. 중간층을 구성하는 철사의 직경은  $d=5\text{mm}$ 이고 상하면판용 철판 두께는  $t_f=0.6\text{mm}$ , 면판의 2차원카고

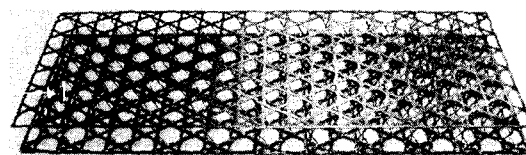


Fig. 5 Kagomé-truss sandwich plate fabricated for 3-point bending test

메 트러스요소의 폭은  $w=2\text{mm}$ , 전체판 두께  $D_f=18.5\text{mm}$ , 중간층 두께  $D=17.3\text{mm}$ , 전체 판폭  $B=96\text{mm}$  이다.

2.3 제작된 카고메 트러스판재의 이론적 해석

Fig.2에서 설명하였던 이상적인 카고메 샌드위치와는 다르게 본 연구에서 제작된 시험편은 중간층과 양면판의 재료가 각각 구리와 연강으로 다르다. 중간층을 이루는 트러스의 각 요소가 1개의 원통막대(circular strut)가 아닌 2개의 철사로 이루어져 있고 상하면판이 균질판이 아닌 2차원 카고메 형식으로 구멍이 뚫어져있다. 또한 철사의 일부가 중간층이 아닌 상하면판에 밀착되어 사실상 그 일부를 이루고 있다. 이러한 점들을 고려하여 식 (1)~(4)를 수정하여 각각의 강성을 구해보면 다음과 같다.

먼저 상대밀도는 중간층과 양면판의 재료가 달라 정의하기 곤란하므로 대신 부피점유율  $V_v=(1-\text{공극율})$ 을 구해보면

$$V_v = \frac{\sqrt{2}(8t_f w + 3\pi d^2)}{2D^2} = 0.025$$

로서 97.5%이상 비어 있다. Young계수  $E_{33}$ 는 수직하중을 지탱하는 요소의 철사갯수가 2배로 났으므로 간단히

$$E_{33} = \frac{4\sqrt{2}}{9} \pi E_c \left(\frac{d}{D}\right)^2 = 0.17 \text{ GPa}$$

이다. 또한 전단계수  $G_{13}$ 도 2배가 된다.

$$G_{13} = \frac{\sqrt{2}\pi}{9} E_c \left(\frac{d}{D}\right)^2 = E_{33} = 0.04 \text{ GPa}$$

3점 굽힘하중을 받을 때 컴플라이언스  $\delta/P$ 에 대한 식 (4)의 등가굽힘강성  $(EI)_{eq}$ 와 등가전단강성  $(AG)_{eq}$ 는 다음과 같이 수정된다.

$$(EI)_{eq} = E_f A_f \frac{D^2}{2} = \frac{4\sqrt{2}}{3} E_f B t_f w D = 803 \text{ Nm}^2$$

$$(AG)_{eq} = BD^2 G_{13} = 7100 \text{ N}$$

여기서  $A_f$ 는 면판의 유효 단면적이다. 따라서 굽힘 컴플라이언스는 다음과 같다.

$$\frac{\delta}{P} = \frac{L^3}{48(EI)_{eq}} + \frac{L}{4(AG)_{eq}} = 2 \times 10^{-3} \text{ mm/N}$$

본 시험편의 각 트리스요소는 직경  $d=0.5\text{mm}$ , 길이  $l=10\text{mm}$ 인 철사 2개로 이루어져 있다. 좌굴은 단면 2차모멘트가 작은 방향으로 발생할 것이므로 철사 2개로 조합되어 있어도 세장비는  $(l/r)=1/80$ 으로 철사 1개인 경우와 같다. 철사의 인장시험결과로부터 비례한계  $\sigma_{pl}$ 를 구한 후 탄성좌굴과 소경좌굴 중 어느 것이 발생할 것인지를 판단하고 이에 대응하는 압축강도와 굽힘강도를 계산할 수 있다.

### 3. 실험

#### 3.1 금속선의 인장시험

카고메 트리스중간층 제작에 사용된 금속선의 인장시험과 완성된 샌드위치 판재 시험편의 압축 및 굽힘 실험은 INSTRON 8800 전기유압식 시험기를 이용하여 수행되었다. 아연도금 구리철사의 인장 시험은 길이 400mm, 반경 0.25mm 시편에 대해 기준길이(gage length)가 25.4mm인 변위계(extensometer)를 부착하여 0.002mm/sec 변위 제어로 수행하였다. 탄성계수를 측정하기 위해 실험도중에 2회 제하(unloading) 하였다. 시편의 체결은 원형 어댑터(adaptor)에 선재를 감은 후 체결부를 납땜하여 실험도중에 시편의 미끌림이 방지되도록 하였다. 또한 변위계의 자중에 의한 시편 변형을 감소시키기 위해 변위계를 실로 매달아 별도로 지지하였다.

#### 3.2 압축시험

압축시험은 길이 122.85mm, 폭 96mm, 두께 18.5mm인 시편을 제작하여 0.01mm/sec 변위제어로 수행하였다. 위의 시편은 가로(1축방향)와 세로방향(2축방향)에 각각 6개, 5개의 단위셀을 갖는다. 압축 시험시 그림의 회전을 방지하기 아래쪽 그림을 프레임에 접촉하였다. 하중에 따른 트리스 중간층의 변형과 붕괴 과정을 관찰하기 위해 CCD 카메라(Kodak Megaplus Es 1.0)와 디지털

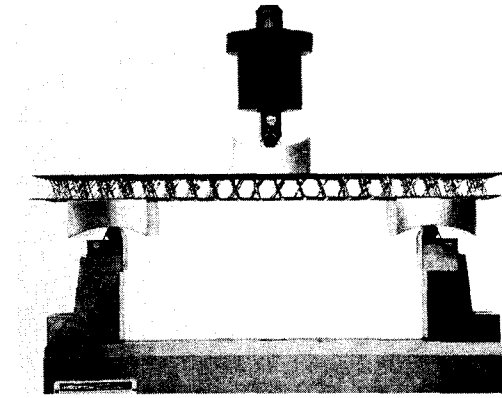


Fig. 6 Schematic of 3-point bending test system

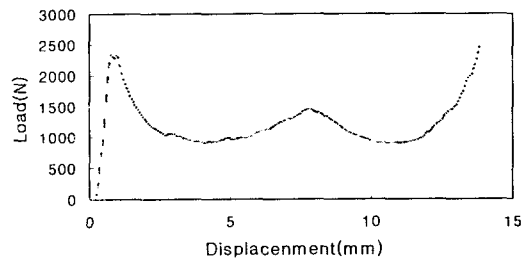


Fig. 7 Displacement vs load of fabricated structure under compression test

틸카메라(Nikon Coolpix 990)를 이용하여 변위 0.1mm마다 근접촬영하였다.

#### 3.3 3점 굽힘시험

트리스 구조의 3점 굽힘 시험에 이용된 시편의 전체 크기는 320mm x 96mm x 18.5mm 이다. 시편에 하중이 가해지는 접촉점에서의 국부적인 함몰이나 관통을 방지하기 위해 길이 60mm인 오목하게 가공된 블록(block)을 에폭시를 이용하여 시편에 접합하였다. 양단 지지점 간의 거리는 240mm이다. 변위속도 0.02mm/sec로 굽힘 시험을 실시하였고 코어 변형과 전체 굽힘 변형을 관찰하기 위해 3대의 디지털 카메라를 설치하여 변위 1mm마다 이미지를 획득하였다. Fig. 6은 3점 굽힘 시험의 시편과 그림을 보여준다.

### 4. 결과 및 토론

#### 4.1 인장시험 및 압축시험결과

구리철사의 Young율, 비례한계는 각각  $E_c=102$

GPa,  $\sigma_{pl}=98\text{MPa}$ 이다. Fig. 7은 압축실험에서 얻어진 하중-변위선도이다. 선형 탄성구간에 대해 Young계수  $E_{33}$ 를 계산하면 224MPa이다. 앞에서 이론적으로 계산된 값이 170MPa로 24% 저평가되었음을 알 수 있다. 시편의 중간층 트러스형상과 이상적인 것과의 차이에 의한 것으로 보인다.

하중이 최대값에 도달한 후 급속히 감소하나 변형율이 약 70%가 될 때까지 거의 일정한 응력을 유지한다. 이것은 소성변형으로 흡수하는 에너지가 크다는 것을 의미한다. 초기 하중의 급속한 강하는 세장비가 큰 트러스요소의 불안정한 좌굴 때문이다. Fig. 8은 압축시험 도중 트러스가 전형적인 불안정 좌굴을 하는 것을 보여준다.

Hyun 등<sup>(6)</sup>은 세장비가 작은 트러스요소로 만들어진 카고메트리스는 압축하중이 가해질 때 훨씬 안정된 좌굴거동을 하는 것을 보고한 바 있다.

따라서 사용된 철사의 세장비가 작다면 초기의

급속한 감소가 없는 발포금속과 유사한 거동<sup>(13)</sup>을 할 것으로 예상된다.

압축실험에서 얻어진 최대 하중은 2329N이다. 철사의 비례한계  $\sigma_{pl}=98\text{MPa}$ 이므로 식 (7)의 임계 세장비는  $(l/r)_{cr}=101$ 이다. 따라서 소성좌굴이 발생한 것으로 보인다. 소성좌굴에 의한 임계힘을 구하기 위해서는 좌굴이 일어난 상태에서의 접선계수가 필요하다. 구리철사의 인장실험 결과에서 항복 후 변형율이  $0.001 < \epsilon < 0.003$  범위에서 변형율-응력 데이터를 최소자승법으로 근사(fitting)한 결과 다음 식을 얻었다. (Fig. 9)

$$\epsilon = 2.4 \times 10^{-7} \sigma^2 - 3.4 \times 10^{-5} \sigma + 2.39 \times 10^{-3}$$

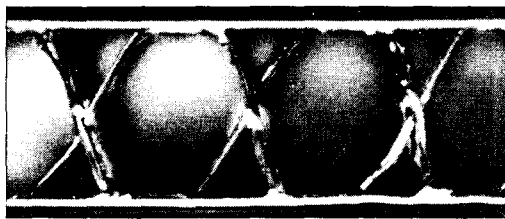
따라서 접선계수는

$$E_t = \frac{d\sigma}{d\epsilon} = \frac{1}{4.8 \times 10^{-7} \sigma - 3.4 \times 10^{-5}} \quad (10)$$

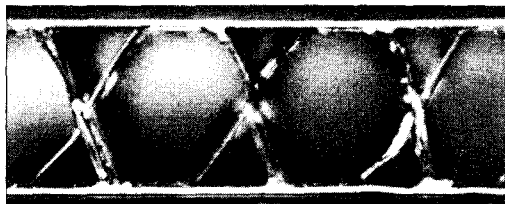
이다. 한편 식(8)에서 소성좌굴이 일어날 때의 응력은

$$\sigma_{cr} = \frac{F_{cr}}{A_s} = \frac{\pi^2 E_t}{(l/r)^2} \quad (11)$$

이므로 식 (10)을 식 (11)에 대입하여 풀면 소성좌굴 하중  $F_{cr}=40\text{N}$  이다. 이것을 식 (5)에 대입하여 이론 압축강도는  $W=\sqrt{6} F_{cr} \times 6 \times 5 = 2968\text{N}$  이다. 이론해석 결과가 최대하중을 과도하게 평가함을 알 수 있다. 위 오차의 원인은 Fig. 8에서 알 수 있듯이 처음부터 각 트러스요소가, 특히 상하면판과의 접촉부분에서, 반듯하지 않고 곡선을 이루는 곳이 많아 예상보다 조기에 좌굴이 일어나는데 원인이 있는 것으로 보인다.



(a)  $\Delta h = 0\text{mm}$ ,  $P = 0\text{N}$



(b)  $\Delta h = 0.77\text{mm}$ ,  $P = 2329\text{N}$



(c)  $\Delta h = 6.91\text{mm}$ ,  $P = 1262\text{N}$

Fig. 8 Images of the specimen displaced through compression test

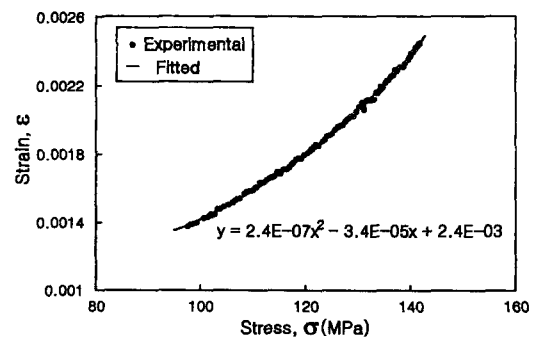


Fig. 9 Closeup of stress-strain curve of the copper wire

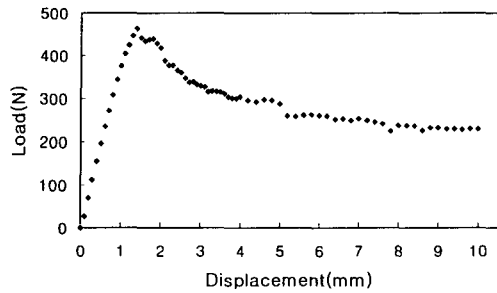


Fig. 10 Displacement vs load of fabricated structure under 3-point bending test

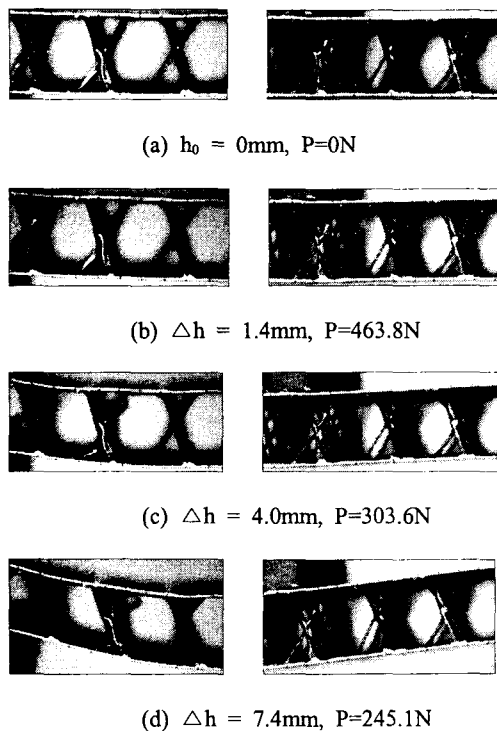


Fig. 11 Images of the specimen deformed during 3-point bending test

4.2 3점 굽힘 실험 결과

Fig. 10은 3점 굽힘 실험의 하중-변위선도이다. 초기 선형탄성 구간에 대해 얻어진 킴플라이언스는 0.0026mm/N이다. 빔 이론을 이용하여 얻어진 2.2절에서 이론적으로 예상된 값은 0.002mm/N으로 오차는 대략 23%이다. Fig. 11은 코어부의 변형 상태를 관찰하기 위해 근접 촬영한 사진을 변

Table 1 Differences between theory and experiment

	P <sub>max</sub> (N)		E <sub>33</sub> (MPa)	Bending Comp-liance (mm/N)
	Comp-ression	3-Point Bending		
Theory	2968	391	170	0.002
Experi.	2329	464	224	0.0026
Error(%)	27	-16	-24	-23

위와 하중별로 정리한 그림이다. 좌측은 시편의 하중작용점 왼쪽부분을 촬영한 그림이고 오른쪽은 오른쪽을 촬영한 그림이다. Fig. 11(b)는 최대 하중에 도달한 직후의 사진으로 왼쪽 중간층 트리스의 일부가 좌굴변형되기 시작했음을 볼 수 있다. 이것은 상하면판에 비해 중간층의 트리스를 이루는 철사의 강도가 훨씬 낮기 때문에 중간층에 작용하는 전단력에 45도 방향으로 발생하는 압축응력에 의한 것으로 이러한 국부 좌굴이 연쇄적으로 발생하여 시편에 전반적인 소성굽힘에 이르게 된다. Fig. 12에서 변형이 좌우 비대칭임을 볼 수 있다. 이는 카고메트러스의 물성이 등방성이라는 사실<sup>(8)</sup>에 비추어 의외의 결과로서 아마도 정밀하지 못한 제작공정에 기인된 시편의 불균일성 때문인 것으로 보인다.

실험에서 얻어진 최대하중은 464N이다. 앞에서 구한 소성좌굴 하중  $F_{cr} = 40N$ 을 식 (9)에 대입하여 최대전단력을 구고 3점굽힘의 경우 전단력은 외부에서 가해진 하중  $W$ 의 절반이므로 이론 최대하중은 391N으로 실험결과에 비해 16%만큼 저평가되었음을 알 수 있다. 그 이유는 식 (9)이 양면판의 전단강도가 낮아 영향을 무시할수 있는 경우에 대하여 유도된 것이나<sup>(12)</sup> 본 시험편 양면판의 강도가 상대적으로 커서 전단강도에 무시할수 없는 기여를 했기 때문인 것으로 보인다. 실험값과 이론값과의 차이를 Table 1에 정리하였다.

본 연구에서는 트리스의 각 요소를 결합하는 방법으로서 납땜을 사용하였는데 그 단면이 트리스(구리철사)에 비해서 상대적으로 커서 인장이 작용할 경우에도 쉽게 끊어지지 않는다. 또한 트리스의 파손이 세장비가 큰 철사의 좌굴에 의해서 조기에 발생하므로 압축이나 전단하중이 가해져도 납땜부위가 먼저 파손되는 경우는 발견되지 않았다. 따라서 납땜접합이 시편의 강도에 부정

적이 영향을 끼치지 않았다고 판단된다. 다만 위의 이론식들이 이상적인 핀조인트로 결합된 트러스요소를 대상으로 유도된 것이기 때문에 납땜접합이 이론식에 의한 예측값과 실제 측정치의 오차를 크게 한 원인이 되었을 것으로 추정된다.

## 5. 결 어

본 연구에서는 절곡된 금속선을 교차 배열하여 카고메 트러스를 구성하고 상하 면판(face sheet)을 부착하여 샌드위치 판재를 제작하는 방안을 제시하였다. 제작된 판재에 대한 압축 및 굽힘하중에 대한 강도 및 강성도를 이론적으로 구하고 실제 실험을 수행하였다. 이 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 본 시험편은 압축 및 굽힘하중을 받을 경우 카고메 트러스의 소성좌굴에 의하여 파단된다.

(2) 트러스요소의 형상이 이상적인 직선이며 양단이 핀조인트인 것으로 가정하여 압축, 굽힘 시의 강성, 강도를 이론적으로 예측한 결과 실험결과와 비교적 잘 일치하였다.

(3) 제안된 트러스 제작법에 의하면 중간층의 가운데 부분에서 트러스요소가 서로 간섭하는 현상이 발생하여 그 부분을 곡선으로 만들 필요가 있다. 그러나 이것은 트러스의 강도를 저하시키는 원인이 된다.

(4) 제조공정을 보다 단순화하여 대량 생산체제를 구축한다면 기존의 제조방법보다 저렴한 비용으로 제조가 가능할 것으로 기대된다.

## 후 기

본 연구는 전남대학교 BK 사업단 연구비 지원(BK21, 2002)에 의하여 수행되었으며, 이에 감사의 뜻을 표합니다.

## 참고문헌

- (1) Evans, A.G., Hutchinson, J.W. and Ashby, M.F., 1999, "Multifunctionality of Cellular Metal Systems," *Progress in Materials Science*, Vol. 43, pp. 171~221
- (2) Evans, A.G., Hutchinson, J.W., Fleck, N.A., Ashby, M.F. and Wadley, H.N.G., 2001, "The Topological Design of Multifunctional Cellular Metals," *Progress in Materials Science*, Vol. 46, pp. 309~327
- (3) Ashby, M.F., Evans, A.G., Fleck, N.A., Gibson, L.J., Hutchinson, J.W. and Wadley, H.N.G. 2001, *Metal Foam : A Design Guide*, Butterworth Heinemann
- (4) Deshpande, V.S., Fleck, N.A. and Ashby, M.F., 2001, "Effective Properties of the Octet-Truss Lattice Material," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 49, pp.1747~1769
- (5) Chiras, S., Mumm, D.R., Wicks, N., Evans, A. G., Hutchinson, J.W., Dharmasena, K. Wadley, H.N.G. and Fichter, S. 2002, "The Structural Performance of Near-Optimized Truss Core Panels," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 39, pp. 4093~4115
- (6) Sypeck, D.J. and Wadley, H.N.G., 2001, "Cellular Metal Truss Core Sandwich Structures," *Proceedings of the 2nd International Conference on Cellular Metals and Metal Foaming Technology (MetFoam 2001)* edited by J. Banhart, M.F. Ashby, N.A. Fleck, pp.381~386
- (7) Sypeck, D.J. and Wadley, H.G.N., 2001, "Multifunctional Microtruss Laminates: Textile Synthesis and Properties," *J. Mater. Res.* Vol. 16, pp. 890~897
- (8) Hyun, S., Karlsson, A. M., Torquato, S. and Evans, A. G., 2003, "Simulated Properties of Kagomé and Tetragonal Truss Core Panel," *Int. J. Solids and Structures*, Vol. 40, pp.6989~6998
- (9) Howard G. Allen, 1969, *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels 1st ed*, Pergamon Press
- (10) James M. Gere, 2001, *Mechanics of Material 5th ed*, Brooks/cole
- (11) Bleich, F., 1952, *Buckling Strength of Metal Structures*, McGraw-Hill, p.14
- (12) Wicks, N. and Hutchinson, J. W., 2001, "Optimal Truss Plates," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, pp. 5165~5183
- (13) Deshpande, V.S. and Fleck, N.A., 2000, "High Strain Rate Compressive Behavior of Aluminum Alloy Foams", *Int. J. of Impact Engineering*, Vol.24, pp.277~298