

< 논문 >

연속된 와이어를 이용한 다층 PCM의 제조방법 및 특성 평가

이용현* · 최지은** · 전인수*** · 강기주†
 (2006년 8월 21일 접수, 2006년 12월 31일 심사완료)

A New Method to Fabricate Bulk PCMs from Continuous Wires and the Mechanical Behaviors

Yong-Hyun Lee, Ji-Eun Choi, In-Su Jeon and Ki-Ju Kang

Key Words : Kagome Truss(카고메 트러스), Sandwich Panel(샌드위치 판재), PCM(Periodic Cellular Metal; 규칙적 다공질금속), Three Dimensional Weaving(3 차원 직조)

Abstract

Since the new millennium, truss PCMs(Periodic Cellular Metals) have drawn attention because of their superior specific stiffness, strength and multi-functionality. Prior studies have focused on the structural design and optimization. Kagome truss PCM has been proved to have the higher resistance to plastic buckling, more plastic deformation energy and lower anisotropy than other truss PCMs. In this study, we introduce a new idea to fabricate multi-layered Kagome truss PCM from continuous wires which can gain high strength as in piano wires and can be controlled to be defect free owing to drawing process. The relative density, the stiffness and the strength under bending and compressive load are estimated through elementary mechanics and compared with the results from experiments and FEA. The failure mechanisms are analyzed, and also mechanical performance and production are discussed.

1. 서론

트러스 PCM은 다공질 금속의 일종으로 규칙적인 트러스로 구성되어 무게대비 강도 및 강성도가 허니컴 수준으로 높아 차세대 금속재로서 주목받고 있다. 트러스 구조로서 피라미드(pyramid), 옥테트(octet), 카고메(Kagome)등이 제안되어 있다. 이중 카고메 트러스 PCM은 다른 트러스 PCM에 비해 소성좌굴에 대한 저항성이 좋고, 소성변형에너지가 높으며 이방성이 낮은 것으로 알려져 있다.

트러스 PCM을 제조하는 방법에는 주조법, 철망 적층법, 천공판재 성형법이 있으나,⁽¹⁻³⁾ 각각 높은

가격 및 주조금속의 취성, 비 이상적인 트러스 구조로 인한 강도저하, 천공 재료손실 그리고 천공시 국부적 주름현상의 문제가 있다. 최근엔 Kang 등^(4,5)이 금속 와이어를 이용하여 단층의 옥테트와 카고메 트러스 PCM을 제조할 수 있음을 보여주었지만, 다층구조를 만들기 위해서는 꼭지점끼리 맞닿도록 적층한 후 접합해야 하므로 제작이 어렵고 상대적으로 약한 접합부 때문에 제품의 강도가 낮아질 수 밖에 없다. 또한 단층구조 카고메 PCM의 경우 와이어 사이의 간섭이 심하여 세장비가 아주 높은 트러스 구조만을 얻을 수 있는 등의 단점이 있다. 따라서 제작단가를 줄이고, 대량생산을 위한 새로운 제조방법이 필요하다.

본 연구에서는 다층구조의 Kagome 트러스 PCM을 와이어로 구성하는 새로운 방법을 제안하였다. 상세한 기하학적 분석과 함께 재료역학 이론에 의해 강도 및 강성도를 예측하였다. 압축 및 굽힘 실험을 통해 강도를 측정하고 이론 및 유한요소해

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템 공학부
 E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr
 TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1689

* 전남대학교 대학원 기계공학과

** 전남대학교 자동차연구소

*** 전남대학교 기계시스템 공학부

석에 의한 결과와 비교하였다.

2. 설계 및 제작

2.1 Kagome truss PCM의 구성

Fig. 1(a)는 본 연구에서 제안하는 2차원 카고메 구조이다. 3방향의 연속된 와이어가 서로 교차하면서 형성된다(3축직조; triaxial weaving). 이 Kagome 평면은 모두 삼각형과 육각형으로 이루어져 있으며 기계적으로 매우 안정한 구조를 가지고 있다. 2차원 Kagome 평면을 3차원으로 확장하면 6방향의 와이어가 서로 교차하면서 Kagome truss PCM을 형성한다.[Fig. 1(b)] Kagome 평면에서 보이는 두 개의 삼각형 마주보는 형태[Fig. 1(a) 내의 굵은 선 안]는 Kagome truss PCM의 단위 셀에서는 두 개의 사면체가 마주보는 형태가 된다.[Fig. 1(c)] 또한 Kagome 평면의 단위 셀[Fig. 1(a) 내의 점선 안]은 육각형과 삼각형 성분이 순차적으로 배열되는 형상에서 Kagome truss PCM의 사면체와 팔면체가 순차적으로 6방향으로 배열된 형상으로 바뀐다.[Fig. 1(d)]

2.2 이론강도 및 강성도

모든 트리스 요소가 직선이며 교차지점은 볼 조인트와 같이 회전 가능한 이상적인 트리스 구조인 것으로 가정하여 상대 밀도(relative density),⁽⁶⁾ 즉 단위셀이 차지하는 전체내부 부피에 대한 트리스가 차지하는 부피의 비, ρ_{rel} 는 식 (1)과 같다.

$$\rho_{rel} = \frac{3\sqrt{2}\pi}{8} \left(\frac{d}{a}\right)^2 \quad (1)$$

여기서 d 와 a 는 각각 트리스 요소(와이어)의 직경과 길이이므로 a/d 는 트리스 요소의 세장비이다.

Fig. 2는 식 (1)에 의한 상대밀도와 단위셀을 정밀하게 3-D 모델링하고 부피를 측정하여 구한 상대밀도와 비교한 그래프이다. 트리스 요소의 세장비가 감소 할수록 와이어의 굴곡이 심해지기 때문에 식 (1)의 오차는 증가하지만, 세장비가 $a/d=6.5$ 로 낮아져도 오차는 3.8%에 불과하다.

Fig. 3(a)는 Fig. 1(c)의 단위셀이 압축하중 Q 와 전단력 R 을 받을 때 힘의 분포를 나타낸 것으로 이것을 Fig. 3(b), (c)와 같은 이상적인 트리스로 단순화하여 하나의 정사면체에 Q 와 R 이 가해질 때 강성도를 Castigliano의 정리⁽⁷⁾를 이용하여 구하면 식 (2)과 같다.

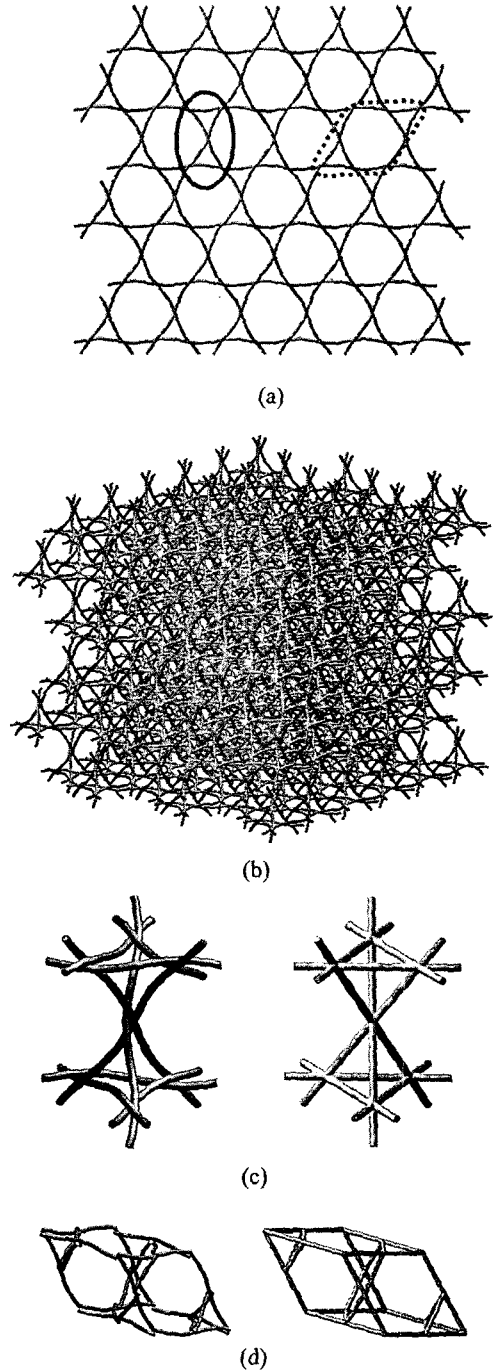


Fig. 1 (a) Wire-woven 2-D Kagome plane, (b) Wire-woven 3-D Kagome assembly, (c) Tetrahedral unit cell compared with corresponding structures of the ideal Kagome truss, (d) Unit cell compared with corresponding structures of the ideal Kagome truss

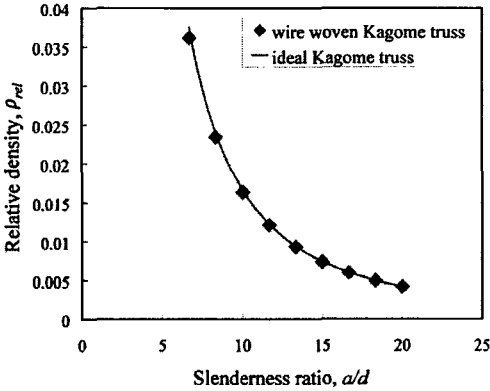


Fig. 2 Relation between slenderness ratio and relative density

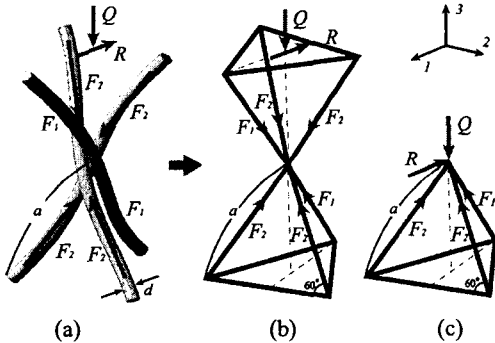


Fig. 3 (a) Configuration of wire-woven Kagome truss under compression or shear, (b) Equivalent structure of ideal Kagome, (c) A tetrahedral truss

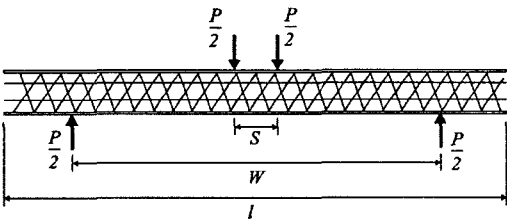


Fig. 4 Equivalent free body diagram of the specimen under 3-point bending

$$\frac{Q}{\delta_Q} = \frac{\pi d^2 E_c}{2a}, \quad \frac{R}{\delta_R} = \frac{\pi d^2 E_c}{8a} \quad (2)$$

여기서 δ_Q 와 δ_R 는 Q 와 R 에 의한 변위이며, E_c 는 와이어 소재의 Young 계수이다. 이 식으로부터 등가탄성계수를 구하면 식 (3)과 같다.

$$E_{33} = \frac{\sqrt{2}}{12} \pi E_c \left(\frac{d}{a}\right)^2, \quad G_{13} = \frac{\sqrt{2}}{48} \pi E_c \left(\frac{d}{a}\right)^2 \quad (3)$$

Fig. 4는 샌드위치 판재의 3점 굽힘 실험의 모습을 보여주고 있다. 샌드위치 면판에서의 국부적인 압흔(indentation)을 방지할 목적으로 일반적으로 사용하는 롤러 대신 롤러/오목블록을 통하여 하중이 넓은 면에 분산하여 작용하였기 때문에 가운데 오목블록의 폭을 고려하여 4점 굽힘으로 모사하였다. 하중 P 를 받을 때 발생하는 중심변위를 δ 라 할 때 컴플라이언스는 Allen⁽⁸⁾을 참조하면 다음 식으로 주어진다.

$$\frac{\delta}{P} = \frac{(W-S)^3}{48(EI)_{eq}} + \frac{(W-S)}{4(AG)_{eq}} \quad (4)$$

여기에서 $(EI)_{eq}$ 와 $(AG)_{eq}$ 는 각각 등가굽힘강성과 등가전단강성으로 다음 식으로 표현된다.

$$(EI)_{eq} \approx \frac{E_f B t_f (H_c + 2t_f)^3}{2} \quad (5)$$

$$(AG)_{eq} \approx G_{13} B H_c \quad (6)$$

그리고 E_f 는 상하면판재료의 Young 계수, B 는 측면에서 본 시편의 폭, t_f 는 면판의 두께, I 는 단면 2차 모멘트 그리고 H_c 는 중간층의 높이이다. W 는 굽힘 시험 시 양단 지지점 사이의 거리, S 는 가운데 오목블록의 너비를 나타낸다.

Kagome truss PCM의 압축 강도는 중간층 좌굴에 의해 좌우된다. Fig. 3(c)와 같이 한 개의 사면체에 하중 Q 가 가해질 때 트러스의 각 요소에 걸리는 힘 $F_1 = F_2 = F_3 = Q = \sqrt{6}F$ 의 관계를 가진다. 또한 트러스 요소 양단을 핀 조인트로 이상화하면 탄성 좌굴에 의한 임계하중은 다음과 같다.⁽⁹⁾

$$F_{elastic} = \frac{\pi^2 E_c I}{a^2}, \quad \sigma_{elastic} = \frac{4F_{elastic}}{\pi d^2} \quad (7)$$

$\sigma_{elastic}$ 이 재료의 항복응력 σ_0 보다 크면 탄성좌굴 이전에 소성좌굴이 발생한다. 소성좌굴에 대응하는 $F_{plastic}$ 은 위의 식 (7)의 E_c 대신 항복점 후의 기울기인 $E_t = \frac{d\sigma}{d\epsilon}$ 를 대입한 것으로 표현되나,⁽⁹⁾ 항

복점 전후의 $\sigma-\epsilon$ 거동이 명백하게 다른 경우 $F_{plastic}$ 은 단순히 아래 식으로 표현될 수 있다.

$$F_{plastic} = \sigma_0 \frac{\pi d^2}{4} \quad (8)$$

여기서 σ_0 는 항복응력이고 $F_{plastic}$ 은 재료 항복시 하중과 같다.

Ashby 등⁽¹⁰⁾은 발포금속 중간층을 가진 샌드위치 판재가 굽힘하중을 받을 때 국부압흔(indentation), 면판 항복 또는 좌굴(face sheet yielding or buckling), 중간층의 전단(core shear)등 3가지의 파손모드가 존재함을 보인다. 본 연

구에서 제안하는 Kagome truss PCM은 발포금속과 같은 경량 다공질 재료이므로 유사한 거동을 할 것으로 예상된다. Ashby 등⁽¹⁰⁾의 식을 사용하기 위해서는 먼저 Kagome truss PCM 중간층의 등가 인장 (또는 압축) 항복응력, 등가 전단 항복응력을 알아야 한다. 인장(또는 압축) 항복응력, $(\sigma_0^c)_{eq}$ 은 식 (8)의 $F_{plastic}$ 을 $Q = \sqrt{6}F$ 에 대입하여 정사면체 트러스가 담당하는 면적 $A = 2\sqrt{3}a^2$ 으로 나누어 다음과 같이 구해진다.

$$(\sigma_0^c)_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{8} \pi \sigma_0 \left(\frac{d}{a} \right)^2 \quad (9)$$

마찬가지로 전단항복응력은 Fig. 3(a)에서 전단력 R 를 받는 정사면체 트러스 구조의 파손 하중 R_{max} 를 면적 A 로 나누어 다음과 같이 구해진다.

$$(\tau_0^c)_{eq} = \frac{1}{16} \pi \sigma_0 \left(\frac{d}{a} \right)^2 \quad (10)$$

위의 중간층 등가항복응력을 Ashby 등⁽¹⁰⁾이 제시한 3가지 모드의 파손하중 예측식에 대입하여 각각의 모드에 대한 파손하중을 계산할 수 있다. Ashby 등⁽¹⁰⁾의 파손하중 예측 공식은 다음과 같다. 먼저 국부 압흔 하중 P_f 는

$$P_f = 2Bt_f \sqrt{\sigma_0^f (\sigma_0^c)_{eq}} + SB(\sigma_0^c)_{eq} \quad (11)$$

이며 면판의 항복 하중 P_f 는

$$P_f = \frac{4Bt_f(H_c + t_f)}{W - S} \sigma_0^f + \frac{BH_c^2}{W - S} (\sigma_0^c)_{eq} \quad (12)$$

이다. 마지막으로 중간층 전단(core shear) 하중 P_s 는

$$P_s = \frac{2Bt_f^2}{W - S} \sigma_0^f + 2BH_c(\tau_0^c)_{eq} \quad (13)$$

이다

2.3 시편 제작

시편 소재는 중간층의 와이어와 상하면판 모두 SUS 304이다. 와이어의 직경은 $d=0.78\text{mm}$ 이다. 사용된 시편은 모두 2층으로 구성되었고, 연속된 와이어를 이용하여 3방향으로 2개의 Kagome 평면을 제작하여 평면 사이에 $2\sqrt{6}a/3$ 의 높이 차이를 주고 위치시킨 후 나머지 3방향으로 조립하여 중간층을 제작하고 브레이징 페이스트(NICROBRAZE, LM-S)를 노드부에 도포한 다음 브레이징하여 제작한다. 진공도 $10^{-4} \sim 10^{-5} \text{ torr}$ 의 진공로에서 930°C 에서 15분 동안 유지 시킨 후 1040°C 에서 15분을 유지시킨다.

압축 시편의 경우 시험 중 수평방향 미끄러짐을

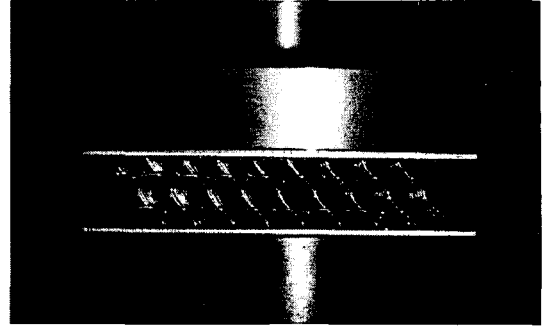


Fig. 5 A sandwich specimen set between compression jugs installed on a material test system

막아주고, 안정적인 압축실험을 위하여 에폭시를 이용하여 상하면에 면판(face sheets)을 접착하였다. 시편의 총 길이는 $l=130\text{mm}$, 폭 $B=105\text{mm}$, 중간층의 높이 $H_c=29\text{mm}$ 그리고 트러스 요소 길이 $a=8.1\text{mm}$ 이다.

굽힘시험용 샌드위치 시편은 중간층 상하에 두께 $t_f=0.6\text{mm}$ 의 면판을 접착한 형태로 제작되었다. 시편의 총 길이는 $l=355\text{mm}$ 이고 폭 $B=48.6\text{mm}$, 중간층 높이 $H_c=29\text{mm}$, 트러스 요소 길이 $a=8.1\text{mm}$, 중간 블록의 폭 $S=30\text{mm}$ 이고 지지점 사이의 거리(span) $W=265\text{mm}$ 이다.

3. 실험

3.1 와이어 인장실험

Kagome truss PCM의 중간층 제작에 사용된 와이어의 인장시험과 중간부의 압축시험 그리고 샌드위치 판재의 굽힘 시험은 SATEC TC-55 전기 유압식 실험기를 이용하여 수행하였다. 구입된 상태(as-received)와 브레이징 과정에서 풀림 처리된 와이어를 대상으로 인장실험을 하였다. 직경 $d=0.78\text{mm}$ 시편에 기준길이(gage length)가 25mm 인 변위계(extensometer)를 부착하여 0.01mm/sec 변위 제어로 인장하였다.

3.2 압축실험 및 굽힘실험

압축실험과 굽힘 실험은 모두 0.01mm/sec 의 속도로 변위 제어하여 수행하였다. 또한 하중증가에 따른 시편의 형상변화를 디지털 카메라에 기록하였다. Fig. 5는 압축 시험편과 상하지그의 결합 형태를 나타내고 있다. 압축에 대한 시편 고유의 강성을 구하기 위해서 최대하중 전후에 2차례 제하(unloading) 하였다. 압축시험편의 단위셀은 Fig. 3(c)에서 보이는 사면체가 4층으로 구성되었으며,

한쪽 면판(face sheet)에 붙어있는 와이어는 하중을 받지 않고 나머지 모든 와이어들이 하중을 받는다고 가정하면⁽¹¹⁾ 하중을 받는 단위셀은 각 층마다 50개, 51개, 51개, 46개를 가지고 있다.

4. 유한요소해석

해석모델은 와이어부와 필러 메탈(filler metal)이 채워진 와이어의 접합부로 구성되며 PATRAN 2005로 모델링 하고 ABAQUS ver 6.5로 응력해석을 수행하였다. 여러 가지 요소로 모델을 만들어 선행해석을 하여 요소의 수를 줄이면서도 해석오차를 최소화 할 수 있도록 와이어 부분은 단면이 한 개인 20절점 Solid Element(C3D20M)로, 와이어의 접합부분은 MPC(Multi Point Constraint)를 이용하여 강체로 고정하였다. Fig. 6은 단위셀의 상세모델과 압축시편과 굽힘시편의 모사에 사용된 간이 모델을 나타내고 있다. 재료는 탄성-소성재료로 가정하고 소성영역에서는 인장실험에서 구해진 응력 변형률 곡선을 대입하였으며, 점진소성이론(Incremental theory of plasticity)을 적용하였다.

압축시편은 총 24,809개의 요소를 이용하여 실제 시험편과 똑같은 형상으로 모사하였다. Fig. 7은

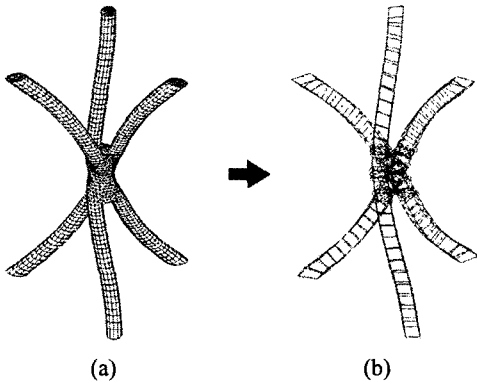


Fig. 6 The finite element models of the unit cell a) fine mesh model, b) rough model with MPCs

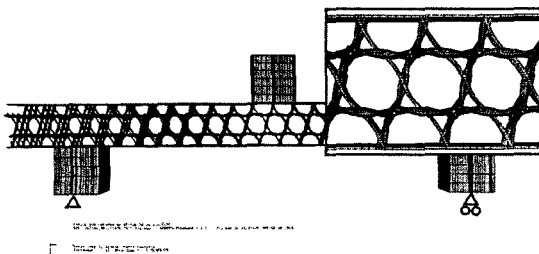


Fig. 7 3-point bending model

굽힘실험을 모사한 유한요소해석 모델을 나타내고 있다. 중간층 총요소수는 27,827개이며 상하 면판의 요소수는 22,527개이다. 상부 블럭의 접촉면은 contact 조건을 적용하였고 왼쪽 하부 블럭은 앞뒤, 상하, 좌우방향을 고정하였으며, 오른쪽 하부 블럭은 상하방향만 고정하였다.

5. 결과 및 토론

5.1 와이어 인장 실험 결과

Fig. 8은 와이어의 인장실험에서 구한 응력-변형률곡선이다. 브레이징 전과 후 와이어의 Young 계수는 $E_c \approx 160GPa$ 로 거의 차이가 없으나 항복 응력은 각각 $\sigma_0 = 236MPa$ 과 $\sigma_0 = 189MPa$ 로서 브레이징 과정에서 풀림이 일어나 항복응력이 감소하였으며 항복점에서 응력-변형률 곡선이 급격히 감소하여 소성좌굴 하중을 계산하고자 할 경우 식 (8)을 사용하는 것이 타당하다는 것을 알 수 있다.

5.2 압축, 굽힘 강성/강도 이론 해석 결과

단위셀의 압축 강성은 식 (2)에 와이어의 직경, 트러스 요소 길이를 대입하여 $Q/\delta_0 = 20.1kN/mm$ 를 구하였고 시편에서는 사면체 트러스가 수직방향으로 4개가 존재하며 면내에는 하중을 지지하는 단위셀이 46~51개가 존재하므로 예상 이론 강성도는 위 Q/δ_0 에 $1/4 \times 46$ 를 곱하여 구할 수 있다.

단위셀의 압축 강도는 식 (8)을 $Q_{max} = \sqrt{6}P$ 에 대입하여 구하였고, 상하면판에 모두 맞닿은 사면체는 46~51 개가 존재하므로 Q_{max} 에 46 개를 곱하여 시편의 이론 예상 강도를 구할 수 있다.

굽힘 강성은 식 (5), (6)으로부터 $(EI)_{eq}$ 와 $(AG)_{eq}$ 를

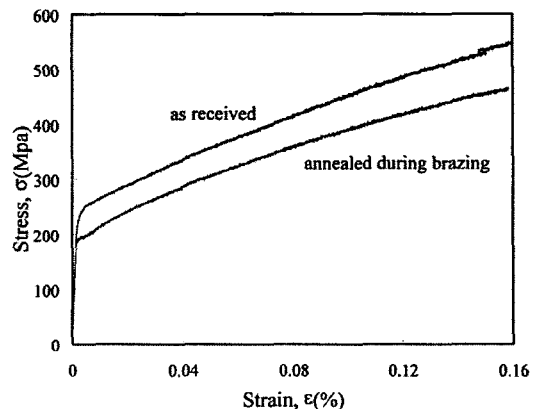


Fig. 8 Stress-strain curves of the as-received and annealed wires during brazing

구하고, 양단 지지점 사이의 거리와 오목 블록의 너비를 식 (4)에 대입하여 구하였다.

굽힘 강도는 와이어의 직경, 트러스 요소의 길이를 식 (9), (10)에 대입하여 $(\sigma'_o)_{eq}$ 과 $(\tau'_o)_{eq}$ 를 구하였고 시편의 폭, 면판의 두께, 오목블록의 너비, 양단지지점 사이의 거리 그리고 코어의 높이를 식 (11), (12), (13)에 대입하여 국부압흔하중 $P_f=2.22kN$, 면판의 항복하중 $P_f=2.96kN$, 그리고 중간층의 전단하중 $P_s=1.0kN$ 를 구하였다. 따라서 굽힘 강도는 가장 작은 값인 $P=1.0kN$ 으로 중간층의 전단에 의해 파손이 일어남을 알 수 있다.

5.3 압축 실험 결과

Fig. 9에서 검은 점을 잇는 선은 시험편의 압축 시험에서 얻어진 하중-변위 선도이다. 두 차례의 재하(unloading)에서 얻어진 압축강성도는 $Q/\delta_Q = 151kN/mm$ 이고 항복 후 4mm 변위(압축 변형률 약 15%)의 긴 구간에 걸쳐 일정한 최대하중 $Q=9kN$ 을 유지하다가 완만한 기울기로 감소한다. 그 후 또 다시 6kN의 일정한 하중을 유지한다.

5.4 굽힘 실험 결과

Fig. 10은 Kagome truss PCM 샌드위치 판재의 3점 굽힘 시험의 모습이고 Fig. 11에서 검은 점을 잇는 선은 측정된 하중-변위 곡선이다. 탄성구간에서 굽힘 강성은 $P/\delta_p = 1.25kN/mm$ 이고, 이후 완만한 증가를 보이다가 변위 12mm에 이르러 최대하중 $P=0.992kN$ 에 도달한다.

5.5 유한요소해석의 결과

Fig. 9의 흰 점을 잇는 선은 압축거동을 해석한 결과를 나타낸다. 최대하중은 실험과 유사한 값인 $Q=8.16kN$ 을 얻었으며 이후 하중은 급격히 감소한다.

Fig. 11의 흰 점을 잇는 선은 굽힘하중을 해석한 결과이다. 최대하중은 $P=0.7kN$ 이고, 실험결과와 비교해 30%의 오차를 보였으며, 실험의 파괴모드와 유사한 결과를 얻었다. 중간부 부분은 전단이 발생하여 strut의 buckling이 일어났고, 면판에서는 굽힘이 일어남을 확인하였다.

5.6 토론

Table 1은 본 연구에서 실시한 이론, 실험 그리고 FEA의 강성과 강도를 비교한 표이다.

압축실험의 경우 최대하중이 이론해보다 13.6%가

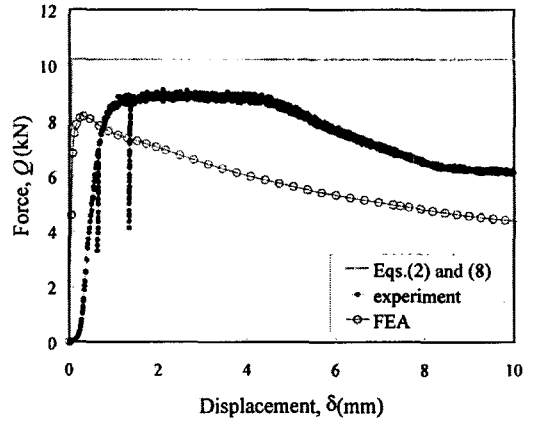


Fig. 9 Compression response of Kagome truss PCM estimated by FEA, Eqs.(2) and (8) and the experimental results shown in Fig. 10

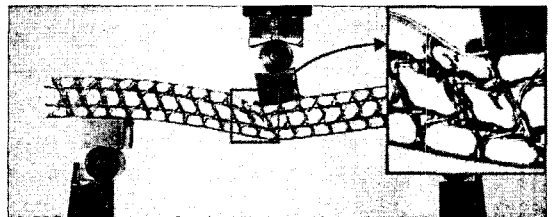


Fig. 10 Optical image showing buckled Kagome truss core in the sandwich panel during 3-point bend test

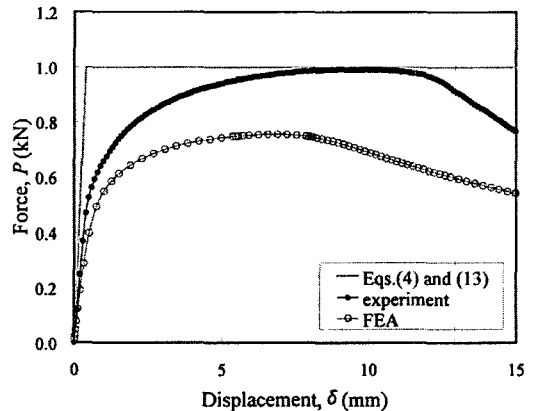


Fig. 11 The comparison with 3-point bending response obtained by FEA, Eqs.(4) and (13) and experiment

감소하였고, 굽힘 실험의 경우 이론해와 실험결과가 거의 일치함을 알 수 있다. 압축 강성의 경우 실험결과는 이론해의 1/3의, 굽힘 강성의 경우 이론해의 1/2의 낮은 값을 나타낸다. 와이어의 굽곡이 강성의 큰 감소를 야기하지만 강도에는 큰

Table 1 Stiffness & Strength estimated by Eqs.(1) to (13) in comparison with the results measured and estimated by FEA

	Compression		Bending	
	stiffness	strength	stiffness	strength
	Q/δ_Q (kN/mm)	Q (kN)	P/δ_P (kN/mm)	P (kN)
Theory (A)	231.15	10.23	2.48	1.0
Measured (B)	151	9.0	1.25	1.0
FEA (C)	122	8.16	0.9	0.7
Error ((A-B)/B)	+53.1%	+13.6%	+98.4%	0%
Error ((C-B)/B)	-19.2%	-9.3%	-28.0%	-30%

영향을 미치지 않음을 알 수 있다. 따라서 이론해는 연속된 와이어의 곡률이 있음에도 Kagome truss PCM의 강도설계에 유용한 도구가 될 수 있다.

FEA에 의한 결과를 보면 최대하중은 압축에서 FEA가 실험 결과보다 9.3%, 굽힘에서는 30% 낮은 값을 얻었다. 압축강성은 FEA가 실험결과보다 19%, 굽힘 강성은 28% 낮은 값을 갖는다. 이는 연속된 와이어에 대해 over-simplified modeling 되어 있음에도 불구하고 FEA가 실험을 잘 모사함을 알 수 있다.

따라서 차후 Kagome truss PCM의 설계에 있어, 강성과 강도의 거시적 거동의 예측과, 중간층의 트러스나 상하 면판의 파괴 모습의 미시적 거동을 예측하는데 유용한 수단이 될 수 있다.

Fig. 9의 압축 실험에서 $\delta_Q=1\sim 4.5mm$ 의 넓은 구간에 걸쳐 최고하중이 일정하고 그 후 완만하게 감소함을 알 수 있다. 또한 Fig. 11의 굽힘 실험에 대해서도 항복 후 $\delta_P=11mm$ 까지 완만하게 하중이 증가하고 그 후 완만하게 감소함을 알 수 있다. 즉, 최대하중에 도달하고 나서 갑작스럽게 파손이 되지 않고 안정적인 거동을 하는 것을 알 수 있다. 이러한 특성으로 인해 본 연구의 Kagome truss PCM은 압축이나 굽힘에 대해 많은 에너지를 흡수할 수 있음을 알 수 있다.

추가적으로 본 구조물의 특징은 대량생산에 용이하다는 것이다. 즉 Fig. 1(b)와 같은 Kagome truss PCM을 제작하기 위해서는 6방향의 연속적인 와이어가 교차하는 단순한 메커니즘을 통해 구성할 수 있기 때문에 다층의 truss PCM을 값싼 가격으

로 생산할 수 있게 될 것이다.

6. 결론

본 연구에서는 연속된 와이어를 이용한 카고메 트러스 PCM을 조립하고, 브레이징을 통해 접합하는 새로운 트러스 PCM을 제작하는 방법을 제시하였고, 그에 따른 압축과 굽힘에서의 강도와 강성도의 이론 값을 실험 값, FEA로 비교해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) Kagome 트러스 PCM을 이루는 각 strut들을 양단에 핀 조인트를 갖는 이상적인 트러스 요소로 가정하여 압축하중, 굽힘하중에 대한 강성도 및 강도를 이론적으로 예측한 결과 와이어의 굴곡으로 인해 강성도 예측값은 큰 오차를 갖지만 강도의 경우 압축, 굽힘 모두 13.6% 내의 값을 갖아서 와이어의 굴곡의 영향이 적은 것을 알 수 있다.

(2) 구조체의 상대밀도는 와이어 트러스 요소의 세장비의 제곱에 반비례 관계를 확인하고 3-D 모델링으로 이를 검증하였다.

(3) Kang 등^(4,5)의 연구결과에서 확인된 옥테드 트러스 PCM과 비교해 압축이나 3점 굽힘 시험에서 모두 높은 에너지 흡수율을 보였으며, 갑작스런 파손 현상이 보이지 않아 매우 안정적인 구조물로 판단된다.

(4) 시편의 압축 및 굽힘 강도에 대한 실험 결과를 이론 해석과 FEA 결과와 비교하여 FEA가 실험을 비교적 잘 모사하여 차후 거시적 혹은 미시적 거동의 예측에 유효한 수단으로 사료되며, 이론해석은 매우 이상적이고 단순한 이론임에 불구하고 실용적으로 FEA에 버금가는 정확성을 가지므로, 본 Kagome 트러스 PCM의 설계에 응용할 수 있고 유효한 방법으로 사료된다.

후기

본 연구는 (주)포스코의 사외위탁 연구과제와 한국과학재단 특정기초연구(R01-2006-000-10349-0) 지원을 받아 수행하였습니다. 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Chiras, S., Mumm, D. R., Wicks, N., Evans, A. G., Hutchinson, J. W., Dharamasena, 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.
- (2) 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 Banhart J., Ashby M. F., Fleck N. A., pp. 381~386.
- (3) Sypeck, D. J. and Wadley, H. N. G., 2001, "Multifunctional Microtruss Laminates: Textile Synthesis and Properties," *J. Mater. Res.* Vol. 16, pp. 890~897.
- (4) Kang Ki-Ju, Jeon Gye-Po, Nah Seong-Jun, Ju Bo-seong and Hong Nam-Ho, 2004, "A New Way to Manufacture Ultra Light Metal Structures," *J. of the Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol. A-28, pp. 296~303.
- (5) Kang Ki-Ju, Lim Ji-Hyun, Nah Seong-Jun and Koo Man-Hoe, 2005, "Compressive and Bending Behavior of Sandwich Panels with Octet Truss Core Fabricated from Wires," *J. of the Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol. A-29, pp. 470~476.
- (6) Deshpande V. S., Fleck N. A., Ashby M. F., 2001, "Effective Properties of the Octet-Truss Lattice Material," *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 49, pp. 1747~1769.
- (7) James M. Gere, 2001, *Mechanics of Material 5th ed*, Brooks/cole.
- (8) Howard G. Allen, 1969, *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels 1st ed*, Pergamon Press.
- (9) Ugural, A. C. and Fenster, S. K., 2003, "Advanced Strength and Applied Elasticity, 4th Ed," Preutice-Hall, pp. 406.
- (10) Ashby, M. F., Evans, A. G., Fleck, N. A., Gibson, L. J., Hutchison, J. W. and Wadley, H. N. G. 2001, *Metal Foams: A Design Guide*, Butterworth Heinemann.
- (11) Zupan, M., Deshpande, V. S., Fleck, N. A., 2004, "The Out-of-Plane Compressive Behaviour of Woven-Core Sandwich Plates," *Euro J. Mech. A/Solids*, Vol. 23, pp. 441~421.
- (12) Hyun, S., Karlsson, A. M., Torquato, S. and Evans, A. G., 2003, "Simulated Properties of Kagome and Tetragonal Truss Core Panel," *Int. J. Solids and Structures*, Vol. 40, pp. 6989~6998.
- (13) Bleich, F., 1952, *Buckling Strength of Metal Structures*, McGraw-Hill, p. 14.