

<학술논문>

## 확장금속망 공정으로 제작된 옥테트 트러스 다공질 금속 (I) - 압축 및 전단 특성 -

주재황\* · 이동석\*\* · 전인수\*\* · 강기주†  
(2007년 8월 3일 접수, 2007년 9월 27일 심사완료)

### Modified Octet Truss Cellular Metals Fabricated by Expanding Metal Process (I) - Compression and Shear Properties -

Jai-Hwang Joo, Dong-Seok Lee, Insu Jeon and Ki-Ju Kang

**Key Words :** PCM(Periodic Cellular Metal; 규칙적 다공질금속), Sandwich Plates(샌드위치 판재), Tetrahedral Truss(사면체 트러스), Expanding Metal Process(확장금속망 공정)

#### Abstract

This paper presents a new way for fabricating sandwich plates with tetrahedral truss cores. The tetrahedral truss cores are manufactured through metal expanding and bending process and then brazed with solid face sheets. The properties of sandwich plates with the tetrahedral truss cores composed of a wrought steel SS41 under compression and shear loading have been investigated. Good agreement is observed between the measured and predicted peak strengths. Comparisons with normalized compressive strength for other cellular metals have indicated that the tetrahedral truss structures outperform aluminum open cell forms and woven core sandwich plates.

#### 1. 서론

##### 1.1 규칙적 다공질 금속(PCM) 소개

보편적으로 발포금속은 기계적 강도가 낮고 소재가 주로 알루미늄, 구리 등에 국한되며 높은 가격으로 보급이 지연되고 있다. 그러나, 규칙적인 구조를 갖는 다공질 금속인 PCM (Periodic Cellular Metal)은 높은 비강성, 비강도 그리고 다기능성 때문에 제조 기술 개발 및 기계적 특성 평가에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.<sup>(1)</sup> 트러스 PCM을 이루는 구조로 피라미드(pyramid),<sup>(2)</sup> 옥테트(octet),<sup>(3)</sup> 카고메(Kagome)<sup>(4)</sup> 트러스 등이 있다. 개방형 구조를 가지고 있어 내부 공간을 활용하는 다기능성(multi-functionality)을 가질 것으로 기대되고 있다.

##### 1.2 기존의 트러스 PCM 제조 공정

트러스 PCM을 제조하는 방법에는 인베스트먼트 주조법, 철망 적층법, 천공판재 성형법이 있으나<sup>(5-7)</sup> 제조 방법에 따라 여러 가지 결함 및 문제점들이 보고되었다. 인베스트먼트(investment) 주조법<sup>(5)</sup>은 그 제조공정이나 비용 및 결함을 측면에서 매우 열등하며 실제 대량생산으로 이어질 가능성은 없다고 판단된다. 천공판재 성형법<sup>(1,6)</sup>의 경우는 Fig. 1과 같이 얇은 판재에 주기적인 육각형 구멍을 천공하여 그물 형태로 만들고 각각의 육각형 구멍에서 동일한 위치에 있는 꼭지점들을 잇는 선을 따라 'V'자 형태의 요철이 생기도록 절곡하여 트러스를 성형한다. 이 방법은 이상적인 옥테트 트러스를 구성한다는 면에서 유리하나 천공(punch) 공정에서의 재료 손실이 발생한다는 단점이 있다. 철망 적층법<sup>(7)</sup>은 제조 단가가 보다 저렴하지만 접합 부위가 많고 옥테트 등과 같은 이상적인 트러스가 아닌 육면체 형태의 트러스 형상이기 때문에 기계적 강도가 취약하다고 보고되었다. Kang 등,<sup>(8)</sup> Lim 등<sup>(9)</sup>은 금속 와이어를 이용하여

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

\* 전남대학교 자동차연구소

\*\* 전남대학교 기계시스템공학부

단층의 옥테트와 카고메 트러스 PCM을 제조할 수 있음을 보여주었다. 그러나, 와이어 사이의 간섭 때문에 세장비가 높은 트러스 구조만을 얻을 수 있는 등의 단점이 있다.

반면 금속와이어를 이용하여 제조되지만 다층 구조의 카고메 트러스와 유사한 형상을 갖는 소위 'WBK (Wire-woven Bulk Kagome)' 라는 새로운 PCM의 제조방법도 제안되었다.<sup>(10)</sup> WBK는 압축이나 3점 굽힘 시험에서 높은 에너지 흡수를 보였으며, 갑작스런 파손 현상이 보이지 않아 매우 안정적인 구조물로 보고되었다. 또한 이상적인 카고메 트러스에 버금가는 높은 비강도와 대량생산의 용이성 때문에 작고 일정한 셀을 갖는 다층의 구조의 PCM을 제작하는데 유리하다.

Zok 등,<sup>(2)</sup> Kooistra & Wadley,<sup>(11)</sup> Jung 등<sup>(12)</sup>은 통상적인 확장금속망 공정을 통하여 제작된 마름모꼴 구멍을 갖는 격자망(mesh)을 Fig. 2와 같이 'V'자 형태의 요철을 갖도록 절곡하여 피라미드 트러스를 제작할 수 있는 방법을 보고하였다.

최근 Lim 등<sup>(13,14)</sup>은 확장금속망 공정을 응용하여 카고메와 유사한 PCM을 확장금속망 공정으로 제작할 수 있는 방법을 제안하였다. 이 제작방법은 트러스가 조밀하게 배치된 구조, 즉 상대밀도가 높은 구조로서 전단과 압입(indentation)에 강한 특성을 갖는 반면 통상적인 확장망 공정에 비하여

제조과정이 비교적 복잡하여 현재까지 대량생산 공정이 확립되어 있지 않다.

1.3 연구의 목적

현재까지 제안된 트러스 PCM 제조방법중 대량 생산성이 좋고 샌드위치판재용 단층 트러스 코어에 가장 적합한 방법은 확장금속망을 절곡하여 트러스 구조로 제조하는 방법이라고 할 수 있다. 그러나, 전술한 바와 같이 기존의 제시된 방법은 옥테트나 카고메 트러스에 비해 성능이 다소 열등하다고 알려진 피라미드 트러스를 제조하는 것<sup>(2,11,12)</sup>이거나 변형된 카고메 트러스를 제조하는 것<sup>(13,14)</sup>이다.

저자들은 위의 문제점을 해결하는 대안으로서 다음과 같은 내용의 연구를 수행하였다. 첫째, 통상적인 확장금속망 공정을 이용하되 옥테트 트러스와 유사한 사면체 트러스(이하 'M-옥테트'라 함)를 제조하는 새로운 방법을 제안하였다. 둘째, 재료역학 이론에 기반한 압축 및 전단장도 이론식을 세우고 이 식을 이용하여 압축에서 최적의 강도를 갖도록 기하학적인 형상과 각도를 설계하였다. 셋째, M-옥테트와 기존의 옥테트 등의 다른 PCM에 비교 평가하기 위하여 압축 및 전단실험을 실시하였다.

2. 구성 및 설계

2.1 구성

육각형 구멍을 가진 철망을 절곡하여 옥테트 트러스를 만드는 방법(Fig. 1)과 확장금속망을 절곡하여 피라미드 트러스를 만드는 방법(Fig. 2)은 각각 이상적인 트러스를 형성한다는 점과 대량 생산성이 좋다는 장점을 갖는다. M-옥테트는 이 두 장점을 함께 취할 목적으로 고안되었다.<sup>(15)</sup>

Fig. 3은 통상적인 확장금속망 공정을 나타내고 있다. 단순히 판재의 수평이송과 함께 상부칼날의 상하운동을 반복함으로써 절단과 확장을 병행하여 철망을 제조하는 효과적인 방법이다.

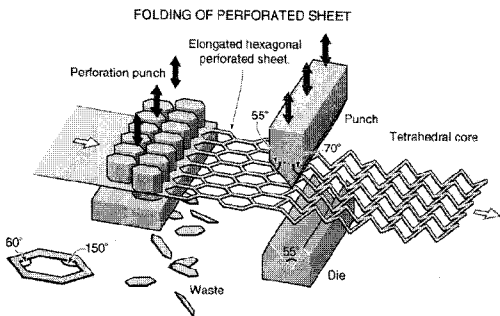


Fig. 1 A tetrahedral truss core can be made by bending the nodes of a stretched hexagonal perforated metal sheet<sup>(1,6)</sup>

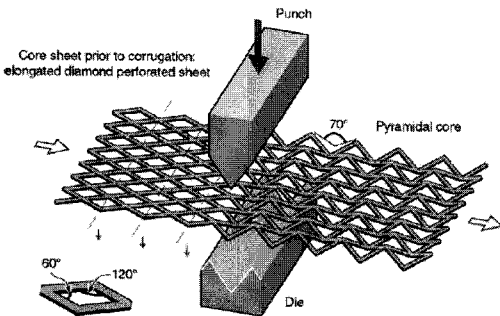


Fig. 2 Cutting and bending operations used to fabricate pyramidal truss cores<sup>(2,12)</sup>

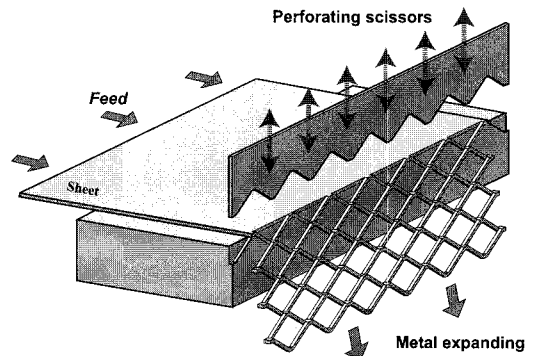


Fig. 3 Schematic of conventional metal expanding process

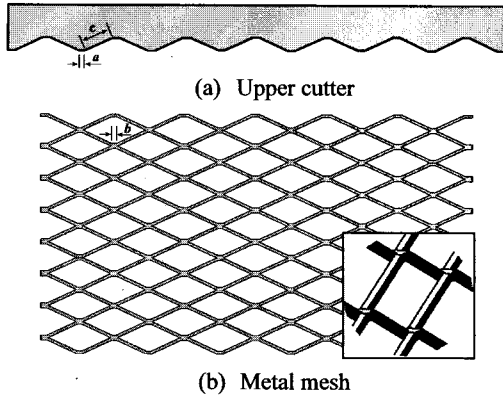


Fig. 4 Configurations of (a) the upper cutter and (b) metal mesh for conventional metal expanding process

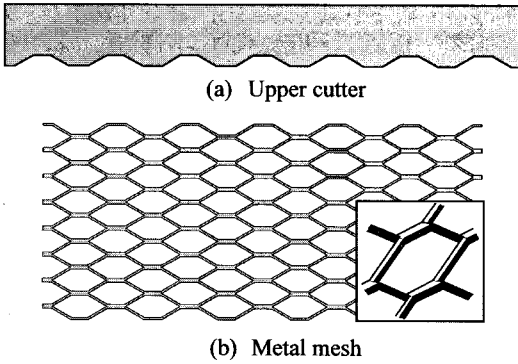


Fig. 5 Configurations of (a) the upper cutter and (b) metal mesh for the modified metal expanding process to fabricate M-octet truss PCM

Fig. 4(a)와 4(b)는 각각 확장금속망 공정에서 사용되는 상부 칼날과 제조된 확장금속망의 형상을 나타내고 있다. 여기에서 절단날의 끝폭  $a$ 는 제조된 확장금속망에서 마름모꼴 장축끝이 서로 만나는 부분의 길이  $b$ 를 결정한다. 만일  $a$ 가 상부 칼날의 경사면 길이  $c$ 와 비슷할 정도의 큰 상부 칼날을 사용한다면 확장금속망의  $b$ 가 매우 커져 마름모꼴이 아닌 육각형형태의 구멍을 갖는 확장금속망을 얻을 수 있다. Fig. 5는 여기에 필요한 상부 칼날과 제조된 확장금속망의 형상을 나타내고 있다. 이것을 압연하여 평탄화하고 Fig. 1과 같이 절곡하여 옥테트 트러스와 유사한 M-옥테트 트러스를 얻는다.

Fig. 6은 M-옥테트의 단위셀인 사면체 트러스를 나타내고 있다. Fig. 5(b)의 확장금속망 형상에서 알 수 있듯이 트러스를 구성하는 3개 트러스 요소 중 하나는 다른 두 요소보다 폭이 2배이므로 이를 감안하여 각 요소의 길이와 이에 의한 트러스 경사각을 적절히 설계할 필요가 있다.

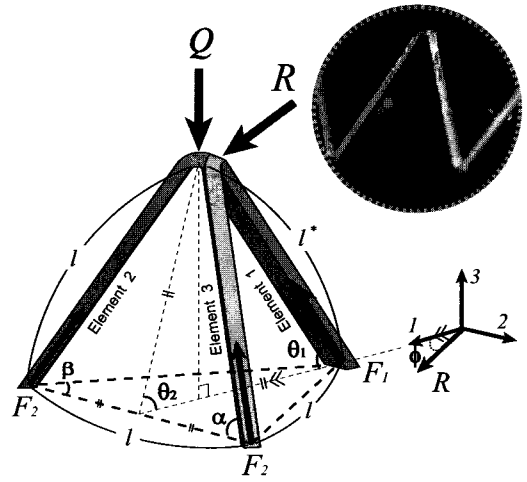


Fig. 6 Configuration of a unit cell of M-octet truss under compression or shear loading

2.2 설계 및 이론해석

본 연구에서는 M-옥테트에 대하여 압축하중,  $Q$  작용시 트러스 요소의 폭에 관계없이 같은 응력이 걸리도록 설계하고자 한다. Fig. 6에서  $Q$ 에 의하여 폭이 넓은 트러스 요소 1에 걸리는 힘,  $F_1$ 과 폭이 좁은 트러스요소 2, 3에 걸리는 힘,  $F_2$ 는 2축 및 3축 방향 힘의 평형으로부터 아래와 같이 유도된다.

$$F_1 = \frac{\cos \theta_2 \cdot Q}{\sin(\theta_1 + \theta_2)} \tag{1a}$$

$$F_2 = \frac{\cos \theta_1 \cdot Q}{2 \cdot \sin \alpha \cdot \sin(\theta_1 + \theta_2)} \tag{1b}$$

여기서, 트러스 요소의 경사각  $\alpha$ 와  $\beta$ 는  $60^\circ$ 로 같게 고정하고, 확장금속망을 제조하는데 사용된 판재의 두께를  $t_f$ , 트러스 요소 1의 단면폭은  $2t_c$ , 트러스 요소 2, 3의 단면폭을  $t_c$ 라 하면 각각의 트러스 요소에 걸리는 응력이 같도록 하기 위해서는  $F_1 = 2F_2$ 가 되어야 한다.  $2\theta_1 = \pi - \theta_2$ 의 관계가 있으므로 식 (1a), (1b)를 연립하면 트러스 경사각,  $\theta_2$ 는 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \cos \theta_2 = \cos \left( \frac{\pi}{2} - \frac{\theta_2}{2} \right) \tag{2}$$

식 (2)에서  $\theta_2 = 56.73^\circ$ ,  $\theta_1 = 61.635^\circ$ 로 결정된다. 또한 트러스 요소 길이와 경사각 사이의 기하학적 관계로부터 트러스 요소 1의 길이  $l^*$ 와 나머지요소 2, 3의 길이,  $l$  사이에 다음과 같은 관계를 얻는다.

$$l^* = 0.823 l \tag{3}$$

상대 밀도(relative density),<sup>(6)</sup> 즉 트러스를 구성하는 금속재가 차지하는 부피에 대한 이것이 심재(core)로서 점유하는 겉보기 부피의 비,  $\rho_{rel}$ 는 식

(4)와 같다.

$$\rho_{rel} = \frac{4}{3} \left( \frac{2}{\sin \theta_2} + \frac{\sqrt{3}}{\sin \theta_1} \right) \left( \frac{t_c}{l} \right)^2 \quad (4)$$

여기서,  $t_c$ 와  $l$ 는 각각 트러스 요소 2의 두께와 길이로서  $t_c/l$ 는 트러스 요소의 세장비를 나타낸다.

압축하중 작용 시 M-옥테트의 파손은 트러스 요소의 좌굴에 의해서만 발생한다고 가정한다. 이 가정은 대부분의 연성고속으로 구성된 트러스에 대해서 타당하다. 응력은 같도록 설계되었지만 길이가 커서 좌굴에 취약할 것으로 예상되는 트러스 요소 2, 3의 좌굴 임계하중은

$$F_{cr} = k^2 \frac{\pi^2 E_c I}{l^2}, \text{ 또는} \quad (5a)$$

$$F_{cr} = \sigma_o t_c t_f \quad (5b)$$

중 작은 값이다. 여기서 첫 번째 식은 Euler의 탄성 좌굴 식으로  $I$ 와  $E_c$ 는 각각 트러스 요소의 단면 2차 모멘트  $I=t_c t_f^3/12$ 와 소재 자체의 Young 계수이고,  $\sigma_o$ 는 재료의 항복응력,  $k$ 는 양단 핀 조인트로 가정하여  $k=1$ 이다. 두 번째 식은 항복점 전후의  $\sigma-\varepsilon$  거동이 명백하게 다른 경우 소성좌굴 하중이다. M-옥테트의 등가 압축 항복응력은 식 (5)를 식 (1b)에 대입하여 압축 임계하중을 구한 후 하나의 사면체 트러스가 지지하는 등가면적  $A=(\sqrt{3}/2) \cdot l^2$ 으로 나누어 식 (6)과 같이 결정된다.

$$(\sigma_o^c)_{eq} = \frac{\sin(\theta_1 + \theta_2) \pi^2 E_c t_c t_f^3}{\cos \theta_1 6l^4}, \text{ 또는} \quad (6a)$$

$$(\sigma_o^c)_{eq} = \frac{\sin(\theta_1 + \theta_2) 2t_c t_f}{\cos \theta_1 l^2} \sigma_o \quad (6b)$$

여기서 두 값 중 적은 것이 실제 등가 압축항복응력이다.

M-옥테트의 전단 강도 또한 트러스 요소의 좌굴에 의해 좌우된다. 전단력  $R$ 이 Fig. 6와 같이 1-2 축 평면상의 임의방향,  $\phi$ 로 작용할 때 각각의 트러스 요소에 걸리는 힘을 계산하고 각 트러스가 식 (5)와 같은 임계하중에 도달할 때 전단 임계하중  $R^{cr}$ 이 결정된다. 트러스 요소 1, 2, 3의 좌굴에 대응하는 전단 임계하중은 각각 다음과 같다.

$$R_1^{cr} = \left[ -\frac{1.05}{\cos \phi} \right] \cdot F_{cr} \quad (7a)$$

$$R_2^{cr} = \left[ \frac{1}{\sin \phi} + \frac{\sqrt{3}}{\cos \phi} \right] \cdot F_{cr} \quad (7b)$$

$$R_3^{cr} = \left[ -\frac{1}{\sin \phi} + \frac{\sqrt{3}}{\cos \phi} \right] \cdot F_{cr} \quad (7c)$$

여기서 위의  $R_1^{cr}$ ,  $R_2^{cr}$ ,  $R_3^{cr}$  중 양(+)의 최소값이 실제 전단임계하중을 나타낸다.

식 (5)의 Euler 탄성좌굴 및 소성좌굴에 의하여

파손이 발생한다면 등가 전단항복응력은 파손 하중  $R_1^{cr}$ ,  $R_2^{cr}$ ,  $R_3^{cr}$ 을 등가면적  $A$ 로 나누면 결정된다. 여기서 임의방향,  $\phi$ 로 작용할 때 양(+)의 최소값이 실제 등가 전단항복응력이다.

예를 들어  $\phi=0^\circ$ 의 등가 전단 항복응력은

$$(\tau_o^c)_{eq} = 1.73 \frac{\pi^2 E_c t_c t_f^3}{6\sqrt{3}l^4}, \text{ 또는} \quad (8a)$$

$$(\tau_o^c)_{eq} = 1.73 \frac{2t_c t_f}{\sqrt{3}l^2} \sigma_o \quad (8b)$$

중 작은 값이다.

### 3. 실험

#### 3.1 시험편 제작

본 논문에서는 새로운 확장고속망 공정 개발에 앞서 M-옥테트의 역학적 성능을 평가하기 위해서 간편한 레이저절단법으로 Fig. 5(b)의 육각형 구멍을 갖는 격자망을 가공한 후 절곡하여 M-옥테트 심재를 만들고 상하에 면판(facesheet)를 브레이징 접합하여 시험편을 완성하였다.

심재 트러스와 상하면판 소재는 모두 연강 SS41 판재이고 트러스 두께와 면판의 두께는 각각  $t_f=1mm$ ,  $t_c=1mm$ 이다. 트러스 요소 2, 3의 길이는  $l=20mm$ 이다.

M-옥테트 심재와 면판을 접합하기 위하여 순동 브레이징을 하였다. 환원분위기(수소:질소=0.3:0.7 ml/min)하에서  $5^\circ C/min$ 의 속도로 온도를 상승하고,

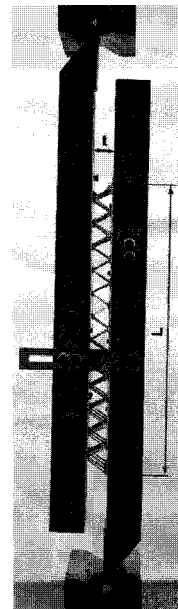


Fig. 7 A sandwich specimen set between shear jigs installed on a material test system<sup>(16)</sup>

최고 온도 1130°C에서 30분을 유지한 후, 로 안에서 서서히 냉각하였다.

3.2 인장실험

SATEC TC-55 유압식 재료시험기를 이용하여 시편 제작에 사용된 SS41판재의 인장시험은 수행하였다. 구입된 상태(as-received)와 브레이징 공정과 같은 열처리를 겪은 SS41판재를 대상으로 인장시험을 하였다. 개뼈모양(dog bone)으로 제작된 인장시편의 두께와 폭은 각각  $t=1mm$ ,  $w=4mm$ 이며 기준길이(gage length)가 25mm인 변위계(extensometer)를 부착하여 0.005 mm/sec 변위계로 실험하였다.

3.3 압축 및 전단실험

위와 동일한 재료 시험기를 이용하여 압축 및 전단실험을 수행하였다. 0.005mm/sec의 속도로 변위 제어하였다. 하중증가에 따른 시편의 형상변화를 디지털 카메라에 기록하였다. 압축 및 전단조건에 대한 탄성 강성(stiffness)을 구하기 위해서 최대하중 전후에 2 차례 제하(unloading) 하였다.

압축시편은 총 29 개의 단위셀로 구성되었다. 전단시편은 길이 방향으로 12 개, 폭 방향으로는 3 개의 단위셀로 구성되었다. 전단력 작용방향은 길이가 커서 좌굴에 취약할 것으로 예상되는 트러스 요소 2, 3 방향, 즉  $\phi=0^\circ$ 로 고정되었다.

ASTM C273<sup>(16)</sup>에 의거하여 전단실험이 수행되었다. 시편편의 두께에 대한 길이의 비는 12.6이다. Fig. 7은 전단 시험편과 지그의 결합 형태를 나타내고 있다. 좌우 지그 사이에 변위계(extensometer)를 설치하여 시험편에 대변형이 발생하기 전에도 정밀한 변위를 측정이 가능하도록 하였다.

4. 결과 및 토론

4.1 인장실험 결과

SS41의 인장실험 결과를 응력-변형률 곡선으로 Fig. 8에 나타내었다. 브레이징 전과 후 SS41의 Young 계수는  $E_e \approx 196GPa$ 로 거의 차이가 없으나 항복응력은 각각  $\sigma_0 = 200MPa$ 과  $\sigma_0 = 174.6MPa$ 로서 브레이징 과정에서 항복응력이 감소하였다.

항복이후 응력-변형률 곡선이 현저한 차이가 발생하여 소성좌굴의 발생응력을 식 (5b)로 예측할 수 있음을 알 수 있다.

4.2 압축실험 결과

Fig. 9는 압축시험 결과에서 얻어진 하중과 변위 데이터를 각각 트러스가 지지하는 면적과 심재 높이로 나누어 얻어진 M-옥테트의 등가 압축응력-변형률 선도를 나타내고 있다. 여기서, 변위데이터는 압축실험에 사용된 장치 및 그림의 고유강성도(machine stiffness)에 의한 변위 영향을 배제하

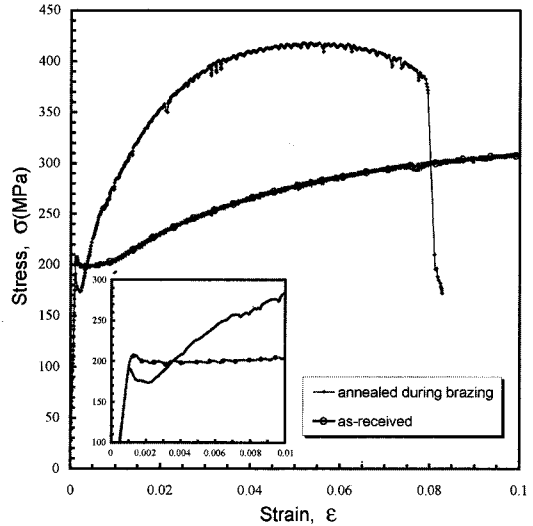


Fig. 8 Stress-strain curves of the as-received and annealed SS41 during brazing

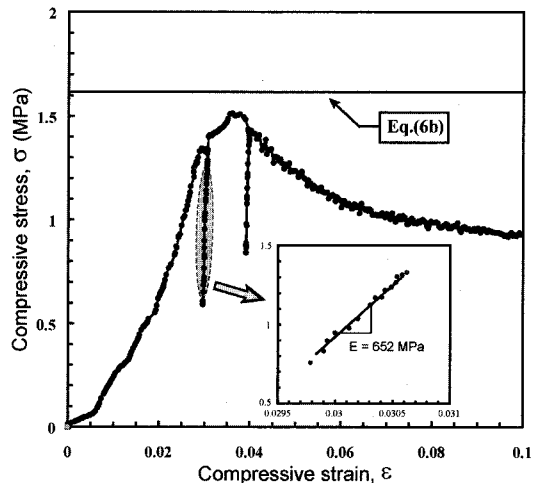


Fig. 9 Compression response of M-octet truss PCM measured by the experiment in comparison with that estimated by Eq.(6b)

고 시편자체의 변형을 산출한 것이다. 두차례 탄성제하로부터 측정된 탄성계수는 652 MPa이다.

최대응력, 즉 등가 압축항복응력  $(\sigma_0^c)_{eq} = 1.51 MPa$ 에 도달한 후 급격하게 감소하고 안정화되었다. Fig. 9에는 식 (6b)로 예측된 이론 등가 압축항복응력도 함께 표시되어있는데  $(\sigma_0^c)_{eq} = 1.62 MPa$ 로서 실험값에 비해 약 7%정도 과대 평가되었음을 알 수 있다. 이론해석 식은 매우 이상적인 트러스 즉, 양단이 볼 조인트로서 모멘트를 전달하지 않는 단순 빔 요소로 구성되어 완벽하게 균일하고 결함이 없다는 가정하에 유도된 것이다. 그

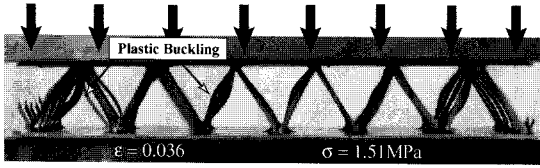


Fig. 10 Optical image showing buckled M-octet truss core in the sandwich panel during compression test

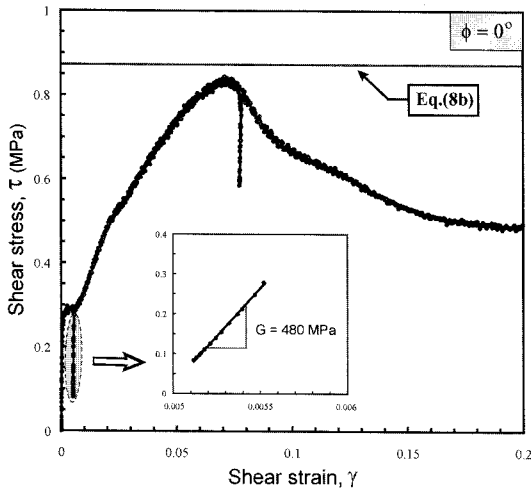


Fig. 11 Shear response of M-octet truss PCM estimated by Eq.(8b) and the experimental results

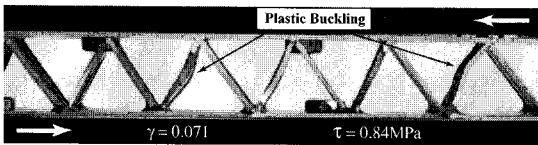


Fig. 12 Optical image showing buckled M-octet truss core in the sandwich panel during shear test

래서 실험 결과와 일정한 오차를 갖는 것은 자연스러운 것으로 사료된다. 따라서, 오차의 원인은 실제시편보다 가정된 이상적인 트리스 구조와의 차이에 기인한 것으로 즉, 트리스 구조의 불균일성, 재료적인 결함, 양단이 이상적인 볼 조인트가 아닌 것 등을 들 수 있다.

Fig. 10 은 최대 하중에 도달 시점의 시편사진으로 트리스 요소의 중앙에 소성좌굴(plastic buckling)이 발생했음을 확인할 수 있다.

### 4.3 전단실험 결과

Fig. 11 은  $\phi = 0^\circ$  의 전단실험으로부터 얻어진 M-옥테트 트리스 심재(core)의 등가 전단응력-변형을 곡선을 나타내고 있다. 초기 비선형거동이 발생한 후에도 응력은 계속 증가하여 최대응력, 즉

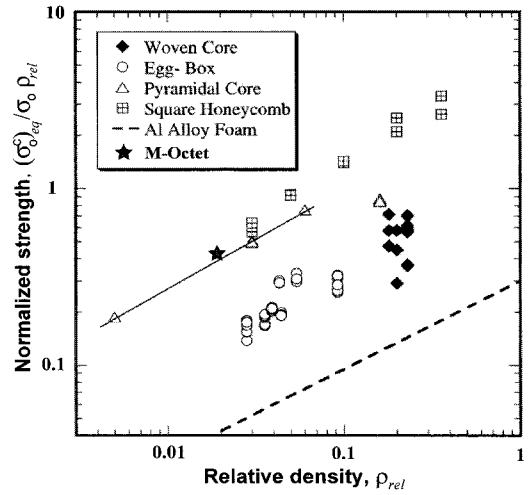


Fig. 13 Comparison of normalized core strength as a function of relative density for competing sandwich panel core topologies<sup>(17)</sup>

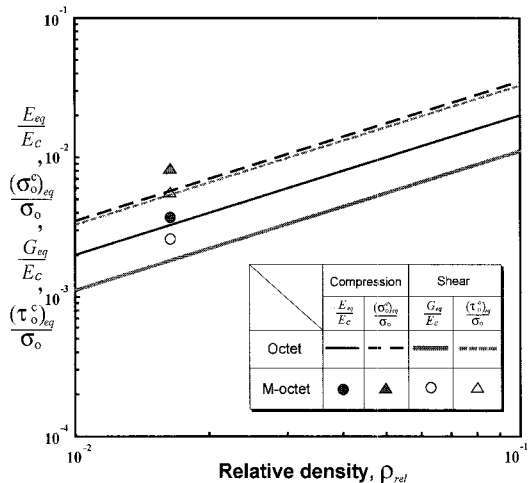


Fig. 14 Comparison between the elastic modulus and strength of the M-octet and octet truss PCM<sup>(3,5)</sup>

등가 전단항복응력  $(\sigma_o^c)_{eq} = 0.84 \text{ MPa}$  에 도달한 후 급격하게 감소하고 안정화 되었다. Fig. 11에는 식 (8b)로 예측된 이론 등가 전단항복응력도 함께 표시되어 있는데  $(\sigma_o^c)_{eq} = 0.87 \text{ MPa}$  로서 실험값에 비해 약 4%정도 과대 평가되었음을 알 수 있다. 제하로부터 측정된 전단탄성계수는  $480 \text{ MPa}$ 이다.

최대 전단하중에 도달 시점의 사진을 Fig. 12에 나타내었다. 압축하중 작용 시와 마찬가지로 소성좌굴이 발생하였음을 확인할 수 있다.

### 4.4 M-옥테트의 성능평가

상대밀도를 고려하여 M-옥테트의 압축강도를 다른 형상의 트리스 PCM과 비교하였다. Fig. 13은

Zupan 등<sup>(17)</sup>이 조사한 상대밀도에 따른 여러 가지 트러스 PCM의 압축 강도 비교도에 M-옥테트의 실험결과를 추가하여 나타낸 것이다. M-옥테트는 Woven Core, Egg-Box보다는 현저하게 높으며 Pyramidal Core, Square Honeycomb 등과 대등한 우수한 성능을 가짐을 알 수 있다.

또한, Fig. 14는 Deshpande 등,<sup>(3)</sup> Chiras 등<sup>(5)</sup>이 보고한 옥테트 트러스 PCM의 무차원 등가 탄성계수, 압축강도, 전단 탄성계수, 전단강도에 M-옥테트의 결과를 추가하여 나타낸 것이다. M-옥테트는 옥테트와 동등하거나 약간 우월한 성능을 가짐을 확인하였다.

## 5. 결론

본 연구에서는 M-옥테트를 확장금속망과 절곡 공정을 통해 제작하는 방법을 제시하였고, 압축과 전단 하중 조건에 대한 이론 강도를 예측하였으며 실험적인 결과와 비교한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) M-옥테트 트러스 PCM을 이루는 각 트러스 요소들을 압축과 전단하중에 대한 강도를 이론적으로 예측하였다. 그 결과 압축 및 전단강도는 각각 7%, 4%이하로 잘 일치하였다.

(2) M-옥테트의 압축강도, 전단강도, 탄성계수, 전단 탄성계수가 기존의 트러스 PCM 구조재와 동등하거나 약간 우월한 성능을 가짐을 알 수 있었다.

## 후 기

본 연구는 한국과학기술연구원 국가지정연구사업(R0A-2006-000-10249-0)지원을 받아 수행하였습니다. 관계자 여러분께 감사 드립니다.

## 참고문헌

- (1) Wadley, H. N. G., Fleck, N. A. and Evans, A. G., 2003, "Fabrication and Structural Performance of Periodic Cellular Metal Sandwich Structures," *Composite Science and Technology*, Vol. 63, pp. 2331-2343.
- (2) Zok, F. W., Waltner, S. A., Wei, Z., Rathbun, H. J., McMeeking, R. M. and Evans, A. G., 2004, "A Protocol for Characterizing the Structural Performance of Metallic Sandwich Panels: Application to Pyramidal Truss Cores," *International J. of Solids and Structures*, Vol. 41, pp. 6249-6271.
- (3) Deshpande, V. S., Fleck, N. A. and 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.
- (4) 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.

- (5) 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.
- (6) Wadley, H. N. G., 2006, "Multifunctional Periodic Cellular Metals," *Philosophical Transactions of the Royal Society A*, Vol. 364, pp.31-68.
- (7) Sypeck, D. J. and Wadley, H. N. G., 2001, "Multifunctional Microtruss Laminates: Textile Synthesis and Properties," *J. Mater. Res.* Vol. 16, pp. 890-897.
- (8) Kang, K. J., Jeon, G. P., Nah, S. J., Ju, B. S. and Hong, N. H., 2004, "A New Way to Manufacture Ultra Light Metal Structures," *Trans. of the KSME (A)*, Vol. 28, No. 3, pp. 296-303.
- (9) Lim, J. H., Nah, S. J., Koo, M. H. and Kang, K. J., 2005, "Compressive and Bending Behavior of Sandwich Panels with Octet Truss Core Fabricated from Wires," *Trans. of the KSME (A)*, Vol. 29, No. 3, pp. 470-476.
- (10) Lee, B. K., Choi, J. E., Kang, K. J. and Jeon, I., 2007, "Analysis of Failure Mechanism for Wire-woven Bulk Kagome," *Proceedings of the KSME Spring Meeting*, pp. 2295-2300.
- (11) Kooistra, G. W. and Wadley, H. N. G., 2007, "Lattice Truss Structures from Expanded Metal Sheet," *Materials and Design*, Vol. 28, pp. 507-514.
- (12) Jung, C. G., Yoon, S. J., Yang, D. Y., Lee, S. M., La, S. J., Lee, S. H. and Ahn, D. G., 2005, "Fabrication and Static Bending Test in Ultra Light Inner Structured and Bonded(ISB) Panel Containing Repeated Inner Pyramidal Structure," *Journal of the Korean Society of Precision Engineering*, Vol. 22, No. 6, pp. 175-182.
- (13) Lim, C. H., Lim, J. H., Jung, J. G., Lim, J. D. and Kang, K. J., 2006, "The structural performance of pseudo Kagome truss core sandwich panels," *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, Chicago, USA, No. IMECE2006-15549.
- (14) Lim, C. H., Lim, J. H., Jung, J. G., Lim, J. D. and Kang, K. J., 2006, "Mechanical Behavior of Sandwich Panels with Quasi-Kagome Truss Core Fabricated from Expanded Metals," *Trans. of the KSME (A)*, Vol. 30, No. 9, pp. 1078-1085.
- (15) Kang, K. J., Lee, D. S., Lee, B. C. and Lee, C. J., 2006, "Light Weight Sandwich Panels Manufactured by Using Expanded Metal Process and Bending Process and Manufacturing Method Thereof," Application Number (Patent) 10-2006-0136648.
- (16) American Society for Testing and Materials Designation C273/C 273M, "Standard Test Method for Shear Properties of Sandwich Core Materials," Copyright *ASTM International*, West Conshohocken, PA 19428-2959, United States.
- (17) Zupan, M., Deshpande, V. S. and Fleck, N. A., 2004, "The Out-of-Plane Compressive Behavior of Woven-core Sandwich Plates," *European Journal of Mechanics A/Solids*, Vol. 23, pp. 411-421.