

< 논문 >

## 확장금속망을 이용하여 제작된 준카고메 트러스 중간층을 갖는 샌드위치 판재의 기계적 거동

임채홍\* · 임지현\* · 정재규\*\* · 임종대\*\* · 강기주†  
(2006년 1월 25일 접수, 2006년 6월 23일 심사완료)

### Mechanical Behavior of Sandwich Panels with Quasi-Kagome Truss Core Fabricated from Expanded Metals

Chae-Hong Lim, Ji-Hyun Lim, Jae-Gyu Jung, Jong-Dae Lim and Ki-Ju Kang

**Key Words:** Expanded Metal(확장금속망), Kagome Truss(카고메 트러스), Sandwich Panel(샌드위치 판재), Ultra Light Metal Structure(초경량 금속 구조재)

#### Abstract

Many studies have been focused on how to manufacture ultra light metal structures and optimize them. In this study, we introduced a new idea to make sandwich panels with quasi-Kagome truss cores. First, metal sheets with a peculiar pattern of slits were expanded to be meshes, they are crimped into a triangular wave pattern, and then one third of struts were bent reversely to be quasi-Kagome trusses. Finally, two face sheets were bonded on the upper and the lower sides. The bending strength was estimated through elementary mechanics for the sandwich specimens with two kinds of face sheet the results of estimation were compared with the those of finite element analyses and experiments.

#### 1. 서 론

트러스 PCM(Periodic Cellular Metal)은 2000년대 들어서 소개된 것으로 규칙적인 트러스로 이루어져 있어 기계적 물성 측면에서 가장 이상적이다. 특히 무게에 대한 강도 측면에서는 허니콤(honeycomb)과 더불어 트러스 PCM은 최상의 성능을 보인다. 그 종류에는 Pyramid, Octet, Kagome 등이 있다. 트러스 PCM 중 가장 이상적인 것은 정사면체 트러스로 구성된 Octet 트러스이다. Octet에 버금가는 트러스로서 Kagome 트러스가 있는데 Kagome와 Octet 구조의 이론적인 강

도와 강성도는 완전히 같으나 Kagome 트러스를 구성하는 요소(strut)의 길이가 Octet 트러스의 1/2에 불과하기 때문에 트러스의 주요 파손 기구인 좌굴(buckling) 강도가 4배까지 커질 수 있으며 큰 6각형의 빈공간이 생기므로 공간 활용성 면에서 유리하다. 또한 Kagome 트러스 구조는 그 기계적, 물리적 특성의 방향성(anisotropy)이 낮다.

트러스 PCM을 제조하는 방법으로서 주조법, 철망 적층법, 천공된 판재 성형법 등<sup>(1~3)</sup>이 있으나, 각각 높은 가격 및 주조 금속 조직의 취약성, 비 이상적인(non-ideal) 트러스 구조에 의한 강도 저하, 천공 재료 손실 등의 문제가 있다.

Jung 등<sup>(4)</sup>은 기존의 확장금속망을 이용하여 Pyramid 내부구조를 갖는 초경량 금속판재를 제작하였다. 이 방법은 재료손실이 거의 없고 기존에 잘 확립된 확장금속망 공정을 이용한다는 측면에서는 큰 이점이 있으나, 그 형태가 다

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부  
E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr

TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1689

\* 전남대학교 대학원 기계공학과

\*\* 현대기아 연구개발본부 금속재료팀

**Table 1** Comparison of fabrication methods of truss PCMs

	advantages	disadvantages
investment casting	accessible to ideal truss structure	intrinsic defects, limited materials
layering-up of wire meshes	simple, mass-producible	non ideal truss
bending of punched sheets	ideal octet truss	material loss
bending of expanded metal or wire mesh	simple, mass-producible	pyramid truss (non ideal truss)
triaxial weaving wavy wires	Octet truss or Kagome truss	interference among wires, complicate production

소 열등한 Pyramid 트러스라는 것이 약점이다. Kang 등<sup>(5,6)</sup>은 와이어를 이용하여 Octet, Kagome 트러스를 제조할 수 있음을 보여주었다. 와이어를 이용한 제조법은 고강도 구현이 용이한 와이어를 3축 직조하여 트러스를 구성한다는 장점이 있으나, 와이어의 중간부에서의 교차로 인한 간섭 때문에 굵은 와이어로 제조하는데 어려움이 있으며 이로 인하여 트러스의 각 요소가 굴곡이 될 수밖에 없다.

Table 1은 위에서 언급된 여러 가지 제조방법의 장/단점을 비교한 표이다. Table에 굵은 글씨로 표시한 바와 같이 트러스 PCM의 제조방법으로서 실용화되기 위해서 만족해야 하는 요구조건은 다음과 같은 2가지를 들 수 있다.

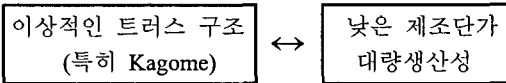
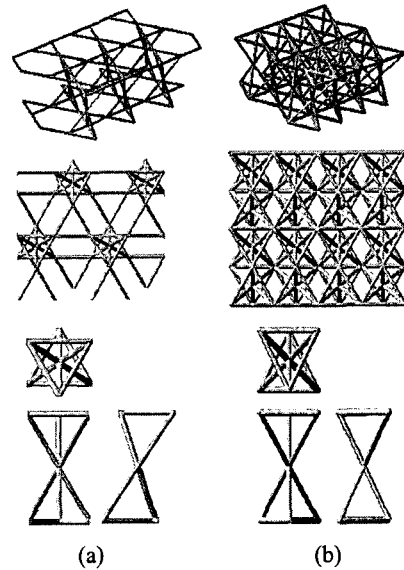


Table 1에 나열된 바와 같이 현재까지 제시된 어떠한 방법도 위의 2가지 요구조건을 만족하지 못하고 있다. 확장금속망 공정은 이미 확립되어 있는 기술로서 적은 재료손실과 우수한 대량생산성을 가지고 있다. 따라서 확장금속망 공정으로 Octet 또는 Kagome 트러스를 제작하는 방법이 있다면 생산비 및 재료손실과 강도측면에서 가장 이상적일 것으로 생각된다.

본 연구에서는 확장된 금속판을 이용하여 절곡



**Fig. 1** (a)Kagome truss vs. (b)quasi-Kagome truss

성형함으로써 준 Kagome 구조를 이루는 새로운 트러스구조의 제조방법을 제안한다. 준 Kagome 트러스를 중간층으로 상하에 면판(facesheet)을 브레이징하여 샌드위치 판재를 제작하였다. 해석적인 모델을 대상으로 이론 강도를 예측하였고 유한요소해석 및 실험결과와 비교하였다.

## 2. 설계 및 제작

### 2.1 준카고메(quasi-Kagome) 트러스

카고메 트러스는 구조적으로 두 개의 사면체가 한 꼭짓점에 연결되어 마주보는 구조이다. 이 구조가 3차원 공간상에 6방향으로 반복되어 카고메 트러스를 구성한다. 또한 이 배열을 윗면에서 보았을 때에는 윗면과 아랫면에 배열되어있는 삼각형들이 서로 뒤집혀서 배열이 되어 있는 형상을 갖고 있다. 본 연구에서는 카고메 트러스와 유사한 구조를 가지면서 확장금속망(expanded metal) 공정을 통하여 연속적인 제작이 가능한 것으로 ‘준카고메 트러스’를 제안한다. Fig. 1은 준카고메 트러스 한개 층의 구조를 카고메 트러스와 비교한 것이다.

준카고메 트러스는 두 개의 사면체가 마주보는 것은 카고메 트러스와 동일하지만 카고메 구조의 빈 공간에 두 개의 사면체가 추가로 배열됨으로써 카고메 트러스보다 상대밀도가 높아지게 된다.

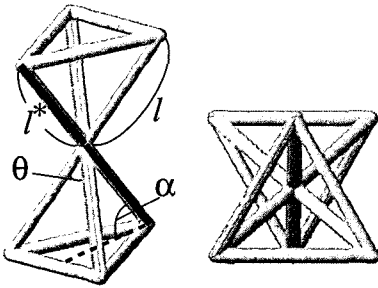


Fig. 2 unit cell of quasi-Kagome

또한 준카고메 트러스는 맨 윗면과 맨 아랫면이 정삼각형(변의길이, Fig. 2의  $l$ )을 이루나 이 사이의 구조는 코어부는 정사면체 구조와는 다른 트러스 요소의 길이가(Fig. 2의  $l^*$ ) 짧다. 준카고메 트러스를 정상부에서 보았을 시에 윗면과 아랫면의 삼각형이 카고메 구조물에 비해 4배의 높은 밀도로 배열되어 있고, 두개의 삼각형이 서로 반대방향으로 배열되어 있지만 윗면의 삼각형의 꼭짓점이 아랫면의 삼각형의 한 변의 중앙에 위치한다.

이렇게 구조적으로는 카고메 트러스와 유사한 형태의 단위셀(unit cell)을 가지면서도 카고메와는 달리 연속적인 배열로 인해 상대밀도가 더 높고 방향성이 약간 더 심해진다. 그러나 현재 확립되어 있는 확장형 금속망 제조 공정과 박판 굽힘 성형기술 등을 이용하여 트러스 코어부를 제작할 수 있어 생산성을 높이고 제조 가격을 낮출 수 있는 이점을 가진다.

본 연구에서는 금속판에 특정한 패턴으로 절단 선을 낸 후 간단한 확장과 절곡을 거쳐 준카고메 트러스를 제작할 수 있음을 보였다. Fig. 2에서  $\theta$ 는 확장 과정에 의해,  $\alpha$ 는 절곡 과정에 의해 결정된다. 본 연구에서는  $\theta$ 와  $\alpha$  모두  $60^\circ$ 로 설계하였다.

2.2 샌드위치판의 설계 및 강도해석

확장금속망을 이용하여 제작된 준카고메 트러스 샌드위치 판재의 기계적 성능을 알아보기 위하여 재료역학에 기초한 이론식을 유도하였다.

트러스를 구성하는 모든 요소가 서로 편 조인트로 연결되어 각 요소에 길이방향 하중만 작용하고 횡방향 하중이나 굽힘 모멘트는 작용하지 않는 이상적인 트러스로 가정하였다. 먼저 중간층 트러스의 항복이나 소성 좌굴에 의해 트러스의

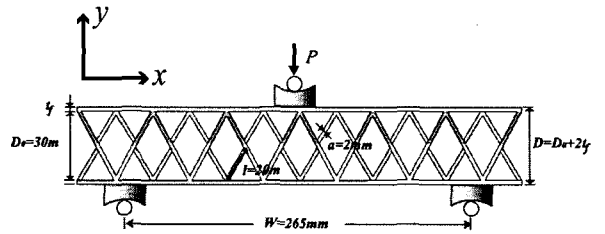


Fig. 3 three-point-bend configuration

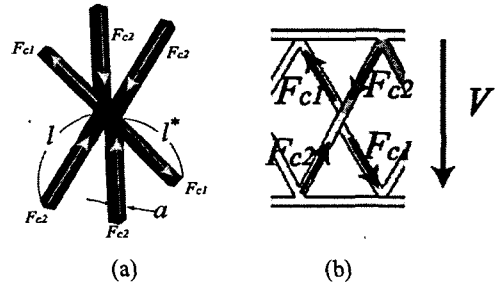


Fig. 4 (a) force on the unit cell  
(b) force with shear load

강도가 결정된다고 가정하고 파단강도도 예측하였다. Fig. 3은 시험편과 하중 P에 의해 3점 굽힘 하중이 작용하는 형상을 나타내고 있다.  $W$ 는 양 지지점 사이의 너비이며,  $D_0$ 는 트러스 중간층의 높이,  $t_f$ 는 상하면판(facesheet)의 두께,  $B$ 는 측면에서 본 면판의 폭이다.

Fig. 4(a)는 중간층의 준카고메 트러스 1개의 형상을 나타내고 있다. 트러스를 이루는 막대 요소(strut)의 길이는 긴 것은  $l$ , 짧은 것은  $l^* = \frac{\sqrt{3}}{2}l$  이고 단면은  $a \times a$ 의 정사각형, 세장비  $l/a=10$  이다. 트러스 중간층에 걸리는 응력은 전단력  $V$ 에 의한 것(Wicks & Hutchinson<sup>(8)</sup>)으로, 짧은 트러스 요소에 걸리는 힘  $F_{c1}$ 과 긴 트러스 요소에 걸리는 힘  $F_{c2}$ 에 의하여 분담된다. Fig. 4(b)는  $F_{c1}$ 과  $F_{c2}$ 가 작용하는 양상을 나타내고 있다.  $x$ -축 및  $y$ -축 방향 힘의 평형식은 아래와 같다.

$$\frac{\sqrt{3}}{2}n(F_{c1} + \sqrt{3}F_{c2}) = V \tag{1}$$

$$F_{c1} = \sqrt{3}F_{c2} \tag{2}$$

여기서  $n$ 은 측면에서 본 트러스의 개수이다. 식 (2)에 의하면 짧은 트러스요소에 걸리는 힘  $F_{c1}$ 이 보다 크므로 최대하중은  $F_{c1}$ 의 함수로 표현하는

것이 합당하다. 식 (1)과 (2)를 연립하면  $V = \sqrt{3}nF_{c1}$  이고  $V = \frac{P}{2}$  이므로 하중  $P$ 는  $F_{c1}$ 과 다음 관계가 있음을 알 수 있다.

$$P = 2\sqrt{3}nF_{c1} \quad (3)$$

항복이나 소성좌굴에 의한 트러스 요소의 임계하중은  $F_{c1,critical} = \sigma_0 a^2$  으로 가정하여 식 (3)에 대입하면 최대하중을 결정할 수 있다. 여기서  $\sigma_0$ 는 재료의 항복응력이다.

만일 이 샌드위치 판재의 강도가 면판의 항복 또는 소성좌굴에 의해 결정된다면 파단강도는 다음과 같이 예측된다. Fig. 3의 3점 굽힘 하중이 작용할 때 최대모멘트는  $M_{max} = \frac{PW}{4}$ 이고, 한 단면에 작용하는 모멘트  $M$ 은 상하면판에 작용하는 힘  $F_{face}$  에 의해서만 지지된다고 가정하면  $M = F_{face} \times (D_0 + t_f)$ 이다. 이 두 식을 연립하여  $P$ 와  $F_{face}$ 의 관계를 구하면 다음 식과 같다.

$$P = \frac{4}{W}F_{face}(D_0 + t_f) \quad (4)$$

면판의 임계하중을 트러스요소와 같이  $F_{face,critical} = \sigma_0 t_f B$  으로 가정하여 식 (4)에 대입하면 최대하중을 결정할 수 있다.

중간층 트러스의 파손과 상하면판의 파손이 동시에 일어나도록 하는 면판의 두께  $t_f$ 는 식 (3)과 (4)를 연립한 다음 식에 의하여 결정된다. 최적면판두께는 재료물성에 무관함을 알 수 있다.

$$t_f^2 + D_0 t_f - \frac{\sqrt{3} n a^2 W}{2B} = 0 \quad (5)$$

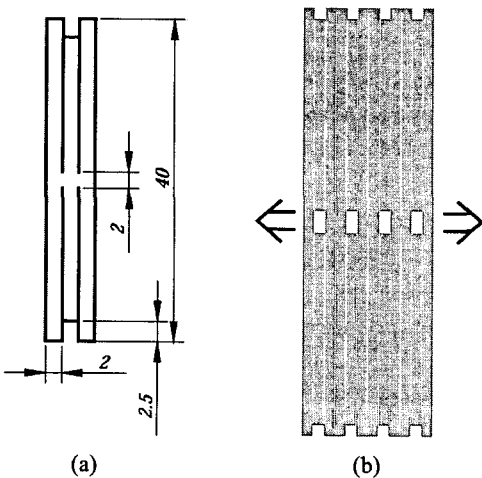


Fig. 5 Laser cutting pattern

트러스 요소의 단면의 두께  $a = 2mm$ 로, 길이  $l = 20mm$ 로 정하고  $W = 265mm$ ,  $B = 119.5mm$ , 측면에서 본 트러스의 개수  $n = 5$ 로 하여  $t_f$ 를 식 (5)에 의하여 구하면  $t_f = 1.23mm$ 이다.

본 연구에서는 샌드위치 판재의 두 가지 파단 현상 즉, 중간층 트러스의 파손과 상하면판의 파손을 관찰하기 위해서  $t_f$ 를 위에서 계산된  $t_f = 1.23mm$ 와는 다른  $t_f = 0.8mm$ 와  $t_f = 2.2mm$ 로 설계하였다.

### 2.3 제작

중간층 트러스의 소재는 두께 2mm의 연강 SS41 판재이고, Fig. 5(b) 절단패턴은 폭방향으로 5개의 셀, 길이방향으로 2개의 셀을 포함한 것이다. 실제 제작된 절단 패턴은 길이방향으로 이의 9배인 18개의 셀을 포함하고 있어 폭 30mm, 길이 720mm의 크기를 갖는다. 절단된 판재를 폭 방향으로 잡아당겨서 펼치면 단위셀의 모양이 Fig. 6(a)와 같은 모양이 된다. 확장된 판재를 60° 각도를 이루는 지그로 절곡[Fig. 6(b)]한 후 가운데 선분을 반대방향으로 회전시키면 최종트러스의 모양은 Fig. 6(d)와 같은 형상을 이루게 된다.

이렇게 제조된 트러스를 중간층으로 상하에 같은 소재인 SS41 두께 0.8mm와 2.2mm의 면판을 브레이징하여 샌드위치판 형태로 제작한다.

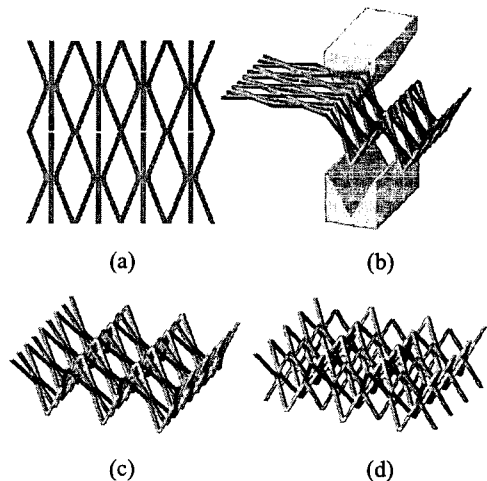


Fig. 6 Expanding and bending process; a) expanded metals, b) bending, c) a triangular wave pattern, d) quasi-Kagome

브레이징은 1120℃의 수소-질소 환원분위기에서 한다. 최종 시편의 크기는 폭  $B=120\text{mm}$ , 길이 344mm, 중간층높이  $D_0=30\text{mm}$ 이다.

### 3. 유한요소해석

열처리된 SS41의 재료 물성, 즉 영계수  $E=203\text{GPa}$ , 항복응력  $\sigma_0=170\text{MPa}$  을 사용하여 준카고메 트러스의 굽힘 거동을 조사하였다. 해석 프로그램으로는 ABAQUS 6.3을 이용하였으며, 요소의 종류는 8절점 요소와 6절점 요소를 사용하였다. 상부블록과의 접합면에 접촉(contact)조건을 적용하여 z축으로는 회전이 가능하고 y방향 변위 제어를 통해 해석을 수행하였다. 접촉 조건은 강체 변형접촉(deformation contact), 적은 미끌림(small sliding)으로, 마찰계수는 1로 주었다. 아래 왼쪽 블록은 x,y,z 방향을 고정하였고, 오른쪽 블록은 y,z 방향만 고정하여 경계 조건을 굽힘에 맞추었다.

### 4. 실험

#### 4.1 트러스 구성 소재의 인장 실험

준카고메 트러스 중간층 및 상하판에 사용된 소재의 인장 실험과 완성된 샌드위치 판재 시편의 굽힘 실험은 INSTRON 880 전기 유압식 시험기를 이용하여 수행되었다. 인장시편은 브레이징에 별도로 투입하여 열처리한 후 실험하였다. 인장시편은 전형적인 개뼈(dogbone) 형상으로 단면적  $4\text{mm}^2$ , 평형부길이 40mm 시편에 기준 길이(gage length)가 20mm인 변위계(extensometer)를 부착하여 0.01mm/sec 변위제어로 인장하였다.

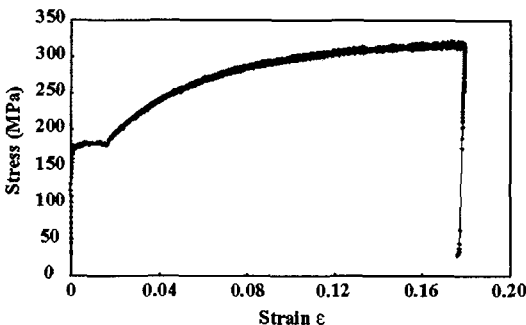


Fig. 7 Stress-Strain curve under tensile test

Fig. 7은 측정된 응력-변형률 곡선을 나타내고 있다. 항복응력은  $\sigma_0=170\text{MPa}$ 로서 항복지후 불안정거동을 하므로 최초임계하중을 항복하중과 같이 취하는 것이 타당함을 알 수 있다.

#### 4.2 샌드위치 판재의 굽힘 실험

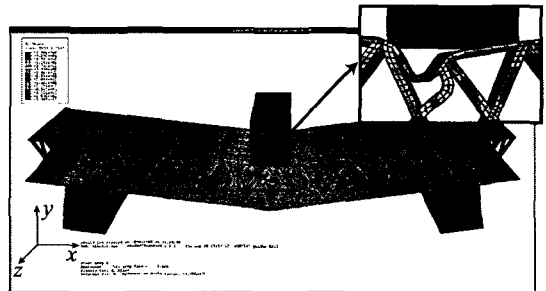
굽힘 실험은 상하면판의 두께가 각각  $t_f=0.8\text{mm}$ ,  $2.2\text{mm}$ 인 두 종류의 판재에 대하여 실험하였다. 샌드위치 판재에서의 국부적인 압흔(indentation)을 방지할 목적으로 일반적으로 사용되는 롤러대신 롤러/오목블록조합(assembly)을 사용하였으며 0.01 mm/sec의 속도로 변위 제어하여 압축하였다. 하중의 증가에 따른 시편의 양상은 CCD 카메라 및 디지털 카메라로 기록하였다.

### 5. 결과 및 토론

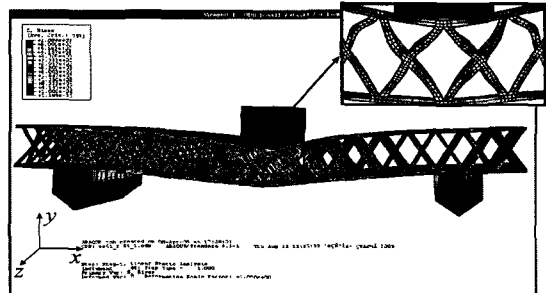
#### 5.1 이론해석 결과

$t_f=0.8\text{mm}$  이면 면판의 항복 또는 소성좌굴에 의해 파손될 것으로 예상되며 최대하중은 식 (4)에 의하여 다음과 같이 결정된다.

$$P_{\max} = \frac{4}{W} \sigma_0 t_f B (D_0 + t_f) = 7.55 \text{ kN}$$

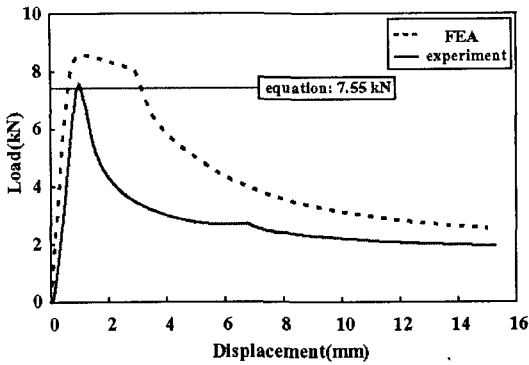


(a)

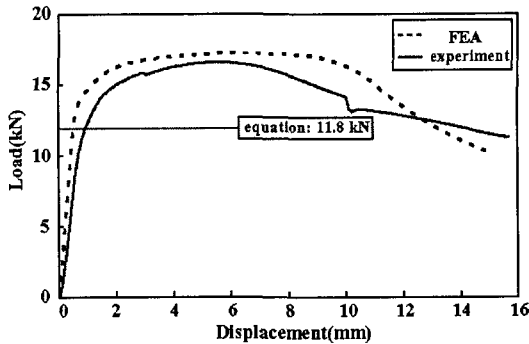


(b)

Fig. 8 Final images of FEA models with facesheet thickness ; a)  $t_f=0.8\text{mm}$  b)  $t_f=2.2\text{mm}$



(a)



(b)

Fig. 9 Load-displacement curves under 3-point bending of sandwich panels with; (a)  $t_f = 0.8mm$  (b)  $t_f = 2.2mm$

$t_f = 2.2mm$ 이면 중간층 트리스의 항복 또는 소성좌굴에 의해 파손될 것으로 예상되며 그때의 최대하중은 식 (3)에 의하여 다음과 같이 결정된다.

$$P_{max} = 2\sqrt{3} n \sigma_0 a^2 = 11.8kN$$

### 5.2 유한요소해석 결과

$t_f=0.8mm$  판재는 Fig. 8(a)에 보이는 것처럼 상부 블록에 접촉한 상부 면판에서의 소성좌굴에 의한 파단이 일어났으며, 굽힘 강도는 Fig. 9(a)에서 알 수 있듯이  $P_{max}=8.6kN$  이다.  $t_f=2.2mm$  판재는 Fig. 8(b)에 보이는 것처럼 트리스 중간층의 항복으로 인한 파단이 일어났으며, 그에 따른 굽힘 강도는 Fig. 9(b)에서 알 수 있듯이  $P_{max}=17.2kN$  이다. 두 판재의 파단 현상이 모두 이론해석에서 예측한 바와 일치한다.

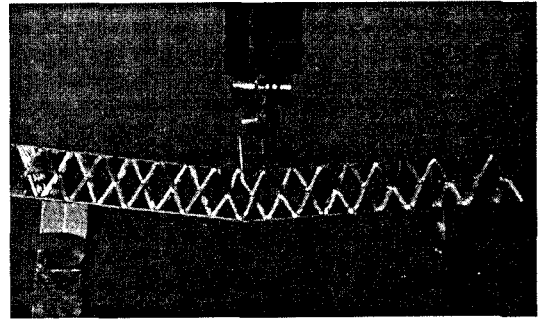


Fig. 10 Optical image showing buckled sandwich panel with 0.8t facesheets during three point bend test

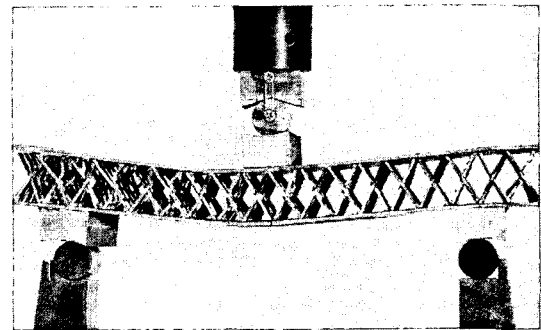


Fig. 11 Optical image showing buckled sandwich panel with  $t_f=2.2mm$  facesheets during three point bend test

### 5.3 실험 결과

Fig. 10은  $t_f = 0.8mm$ 인 샌드위치 시편의 굽힘 실험 종료 후 시편과 그림의 형상을 나타내고 있다. 상부면판 중 중앙부 그림 아래와 그 좌측에서만 좌굴이 발생하였고 그 주변의 면판의 좌굴에 의해 파단 되었으며, 중간층 트리스는 약간 변형하여 이론 및 유한요소해석의 예측과 일치한다. Fig. 9(a)의 하중-변위 곡선을 보면 하중이 최대값  $P_{max}=7.57kN$ 에 도달한 직후 급격하게 감소하였다. 최대 하중 값이 유한요소해석 및 이론 해석결과에 매우 근접하다. 또한 최대하중 후의 변형 불안정성은 유한요소해석 결과보다 더 심하게 나타났는데 이는 상부블록이 유한해석과는 달리 회전이 가능하여 면판의 좌굴 후 다른 부분의 추가적인 변형이 최소화된 채로 굽힘이 지속될 수 있었기 때문이다.

Fig. 11은  $t_f = 2.2mm$ 인 샌드위치 시편의 굽힘 실험 종료 후 시편과 그림의 형상을 나타내고

있다. 왼쪽 절반 중간층 트러스에서만 좌굴 변형 또는 집합불량에 따른 조기분리 등이 발생하였다. 상하면판의 변형은 중간층의 전반적인 전단 변형에 기인한 이차적인 것으로 보인다. 이는 Fig. 8(b)의 유한요소해석 시 관찰된 시편의 대칭적인 변형양상과 다르다. 그 이유는 필연적인 시편의 불균일성과 트러스 좌굴 후 강도저하가 초래한 결과인 것으로 보인다. 즉 시험편 어느 한 쪽의 결함에 의해 먼저 좌굴이 일어나게 되면 그 부분의 강도가 감소되어 그 부분으로 추가 변형이 집중되어 발생한 것으로 추정된다. Fig. 9(b)의 하중-변위 곡선을 보면 비선형 시작점을 경과한 후에도 하중이 꾸준히 증가하여 변위가 5~6mm에 이르러서야 최대값인  $P_{max} = 16.7kN$ 에 도달한다. 최대 하중점 후에도 하중은 급속히 감소하지 않고 비교적 오랫동안 강도가 유지된다. 이는 기존의 옥테트나 피라미드 트러스의 단점으로 지적되는 최대하중 도달 후 변형의 불안정성과 이로 인한 낮은 변형 흡수에너지와 대비되는 카고메 트러스의 특유의 장점으로 보인다. 또한 최대값 도달 직전과 후에 부분적인 불연속점이 나타나는데, 실험 시 촬영된 동영상 자료와 비교해보니, 트러스와 면판이 접합된 부위 중 한 개소가 파단되었기 때문인 것을 알 수 있었다.

#### 5.4 토 론

Table 2는  $t_f = 0.8mm$ 과  $t_f = 2.2mm$ 인 시험편에 대한 최대하중을 각각 이론식 (4) 및 (3)과 유한요소해석결과, 실험결과를 비교하여 나타내고 있다.  $t_f = 0.8mm$  시험편의 경우 이론, 유한요소해석, 실험값이 비교적 잘 일치한다.  $t_f = 2.2mm$ 인 시험편의 경우 이론 예측값이 유한요소해석 및 실험값보다 현저히 낮게 나타났으며 이는 다음과 같이 설명할 수 있다. 전자의 경우 ( $t_f = 0.8mm$ )는, 상하면판의 좌굴 후에는 다른 부분의 변형이 최소화된 채로 굽힘이 지속될 수 있기 때문에 면판의 좌굴 발생하중이 최대하중이 된다. 반면에 후자의 경우 ( $t_f = 2.2mm$ ), 식 (3)의 최대하중 예측값은 트러스 중 큰 하중인  $F_{c1}$ 이 작용하는 짧은 막대요소의 좌굴에 대응하는 것으로 일단 짧은 막대요소가 좌굴된 후에도 추가적인 변형을 위해서는 긴 막대요소에서의 인장에 의한 소성변형이나 접합부 파손 등이 수반되어야만 한다.

**Table 2** Maximum load  $P_{max}$  in estimated by Eq.(3) or (4), by FEA and compared with the ones measured(kN)

facesheets thickness(mm)	Theory	FEM	Measured
0.8	7.55	8.6	7.57
2.2	11.8	17.2	16.7

전술된 바와 같이 긴 막대요소에 걸리는 하중  $F_{c2}$ 는  $F_{c1}$ 보다 작아  $F_{c2} = \frac{F_{c1}}{\sqrt{3}}$ 이기 때문에 인장 소성변형이 발생하려면 더 높은 하중이 필요하다. 따라서 이상적인 최대하중  $P_{max}$ 는 위의  $\sqrt{3}$ 배인  $P_{max} = 20.4kN$ 이 되어야 하겠지만, 짧은 요소에서의 좌굴에 의한 지지력  $F_{c1}$ 감소에 따른  $F_{c2}$ 의 증가 및 파단 후 시험편에서 발견된 일부 접합점의 브레이징 집합 불량에 의한 조기파단 등의 영향으로 보다 낮은 하중을 나타낸 것으로 보인다. 위와 같은 영향이 없었다고 본다면 실제로 Fig. 9(b)에서 비선형 거동이 시작되는 하중은 약  $P = 11kN$ 으로서 Table 2의 이론값인  $P_{max} = 11.8kN$ 과 잘 일치한다.

## 6. 결 론

본 연구에서는 경량, 고성능 샌드위치 판재의 중간층의 새로운 소재로서 확장고속공정과 절곡 과정으로 카고메트러스와 유사한 트러스를 제조하는 방법을 제시하였다. 이것의 굽힘 강도를 예측하는 이론식을 유도하고 유한요소해석 및 실험결과와 비교하였다.

(1) 상하면판과 중간층 트러스가 동시에 파손되도록 함으로써 샌드위치판재의 최적의 강도를 갖게 하는 기하학적 관계가 유도되었다.

(2) 면판의 두께가 최적값 보다 작은 경우 샌드위치판은 상부 면판의 좌굴에 의해 파단되며 이 경우 이론예측 강도는 유한요소해석 및 실험결과와 잘 일치한다.

(3) 면판의 두께가 최적값보다 클 경우 샌드위치 판은 중간층 중 한쪽 절반에서 발생하는 전반적인 전단에 의하여 파단된다. 미시적으로 보면 짧은 트러스 요소의 소성좌굴과 이후의 긴 트러스 요소의 인장소성변형 및 접합부 파단이 발생

한다. 따라서 짧은 트러스요소의 좌굴에 기초하여 예측된 최대하중은 실험에서 얻어진 최대하중보다는 훨씬 낮고 오히려 초기 비선형 시작점과 유사하다.

### 후 기

본 연구는 2006년 과학재단 국가지정연구실(NRL)사업(2006-0229)의 지원과 (주)현대자동차의 2004 차세대 자동차 기술 연구지원을 받아 수행되었습니다. 관계자 여러분께 감사드립니다.

### 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 J. Banhart, M.F. Ashby, N.A. Fleck, 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) Chang-Gyun Jung, Seok-Joon Yoon, Dae-Yong Sung, Dong-Yol Yang and Dong-Gyu Ahn., 2004, "Fabrication and Static Bending Test in Ultra Inner Structured and Bonded(ISB) Panel Containing Repeated Inner Pyramidal Structure," *Proceedings of the KSPE Autumn annual meeting*, pp. 483-486.
- (5) Ki-Ju Kang, Gye-Po Jeon, Seong-Jun Nah, Bo-seong Ju, and Nam-Ho Hong, 2004, "A New Way to Manufacture Ultra Light Metal Structures," *J. of the Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol.A-28, pp. 296-303.
- (6) Ki-Ju Kang, Ji-Hyun Lim, Seong-Jun Nah and Man-Hoe Koo, 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.
- (7) 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.
- (8) Wicks, N. and Hutchinson, J. W., 2001, "Optimal Truss Plates," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, pp. 5165-5183.