

< 논문 >

## 준 카고메 트러스 심재를 갖는 최적화된 샌드위치 판재의 굽힘하중 하에서의 기계적 성능

임재홍\* · 주재황\*\* · 강기주†

(2007년 8월 23일 접수, 2007년 9월 12일 심사완료)

### Mechanical Performance of Near-Optimized Sandwich Panels with Quasi-Kagome Truss Cores under Bending Load

Chai-Hong Lim, Jai-Hwang Joo and Ki-Ju Kang

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

#### Abstract

Three kinds of metallic sandwich panels with quasi-Kagome truss cores have been analyzed on their mechanical behaviors subjected to bending load. According to the results of previous work on the optimal design, they were designed to have similarly high strength per weight with the identical overall sizes, i.e., the total length, the width, the core height. Differences were in the face sheet thickness and/or the thickness of the metal sheet from which the core was fabricated through expanding and bending processes. Under the bending load, they performed well as designed, as far as the maximum load is concerned. However, after the maximum load, the load-displacement curves were different each other depending on the slenderness ratio of the truss elements composing the quasi-Kagome truss cores and the face sheet thickness. Namely, the slenderness ratio and the face sheet thickness governed stability of the elastic and plastic buckling. Therefore, if energy absorption characteristics or structural stability as well as the maximum load capacity are to be achieved, the sandwich panel with thick truss members and thick face sheet should be selected.

#### 1. 서론

최근 금속 구조재의 경량화를 위해서 다양한 샌드위치 판재의 제조법이 제안되고 있다. 여기에 사용되는 심재(core)용 소재로서 전통적인 발포금속<sup>(1)</sup> 뿐 아니라 허니컴(honeycomb), 격자구조금속, 딴플(dimple)형 금속판,<sup>(2)</sup> 트러스형 구조재<sup>(3,4)</sup> 등 다양한 규칙적 다공질금속(Periodic Cellular Metal; 이하 PCM)이 고려되고 있다.

PCM제조방법 중 이상적인 트러스 구조를 가지면서 대량생산성이 높을 것으로 기대되는 것 중의 하나로서 소위 'E&B 트러스'<sup>(5)</sup>가 있다. Fig. 1은 E&B 트러스의 형상을 나타내고 있다.

E&B 트러스란 그 제작공정인 확장(expanding)과 절곡(bending)을 합성하여 지어진 이름으로서, 널리 보급된 확장금속망(expanded metal)공정을 약간 개량하여 마름모와 삼각형이 조합된 패턴의 금속망을 만들고 이를 절곡하여 카고메(Kagome) 트러스와 유사한 구조를 만든 다음 상하에 면재(face sheet)를 부착하여 샌드위치 판재를 완성한다. 자세한 공정은 참고문헌<sup>(6)</sup>에 기술되어 있다.

최근, Lim 등<sup>(7)</sup>은 Wicks and Hutchinson<sup>(8,9)</sup>와 유사한 무차원해석을 수행하여 파손선도(failure map)을 도출하고 목적함수인 무게를 최소화하는 최적설계 방법

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부

E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr

TEL : (062)530-1668 FAX : (062)530-1679

\* 백센타이어㈜

\*\* 전남대학교 자동차연구소

을 제시하였다. 즉, 무게 대비 최고의 강도를 갖는 설계안과 샌드위치 심재의 두께가 주어졌을 때 최고의 무게대비 강도를 갖는 설계안을 제시하였다.

본 연구에서는 Lim 등<sup>(7)</sup>의 최적화 설계 기법에 대한 적용 사례(case study)로서 동일한 외형을 갖는 세가지 설계안을 도출하고, 이를 시험편으로 제작, 삼점굽힘 실험하여 위의 최적 설계 기법의 타당성을 검증함과 동시에 세 설계안의 파손거동의 차이와 이의 실용적 의미를 분석하고자 하였다.

## 2. 시험편 설계

### 2.1 E&B 트러스의 형상

Fig. 2는 각각 E&B 트러스 단위셀의 형상을 나타내고 있다. 여기서 트러스 경사각은  $\theta = \alpha = 60^\circ$ 로 고정되어 사면체를 구성하는 트러스 요소 중 하나는 약간 짧으며, 그 길이  $L_{c1}$ 은 나머지 두 트러스 요소의 길이,  $L_{c2}$ 와  $L_{c1} = \frac{\sqrt{3}}{2}L_{c2}$ 의 관계를 갖는다. 또한 짧은 요소의 폭  $b_1$ 은 나머지 두 개 요소의 폭  $b_2$ 보다  $b_1 = \sqrt{3}b_2$  만큼 크게 되어 압축하중 작용 시 같은 응력 수준의 응력이 발생하도록 설계되었다.

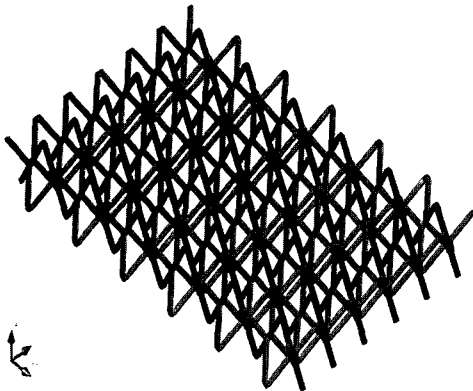


Fig. 1 E&B truss PCM

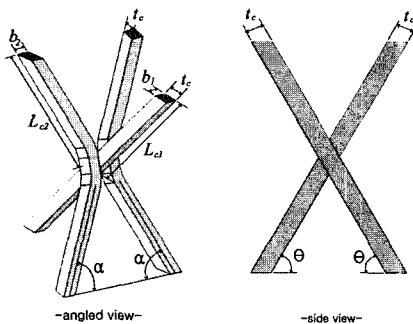


Fig. 2 Configuration of a unit cell of E&B truss PCM

### 2.2 파손현상

저밀도 심재를 갖는 샌드위치 판재는 3점굽힘 하에서 Fig. 3과 같은 5가지 파손모드를 갖는다<sup>(10)</sup>. 그것은 면재의 탄성좌굴(face sheet wrinkling), 면재의 항복(face sheet yielding) 또는 소성좌굴(plastic buckling), 면재압입(indentation), 심재 전단-모드A(core shear mode-A), 심재 전단-모드B(core shear mode-B)이다. 여기에서 후자 3가지 모드는 심재를 이루는 트러스요소의 좌굴을 동반하는데 이것이 탄성좌굴이나 소성좌굴이냐에 따라 각각 2가지 모드로 분류할 수 있으므로 총 8가지 모드의 파손이 정의된다.

Fig. 3의 각 파손모드 개략도 우상단에 이 8개의 파손 모드를 나타내는 약자(abbreviations)를 표기하였다. 예를 들면, IP는 면재압입으로서 트러스요소의 소성좌굴을 동반하는 것을 뜻하며, BE는 심재 전단 모드-B로서 트러스요소의 탄성좌굴을 동반하는 것을 뜻한다. 각각의 파손모드에 대응하는 최대하중 공식은 Lim 등<sup>(7)</sup>에 자세히 기술되어 있다.

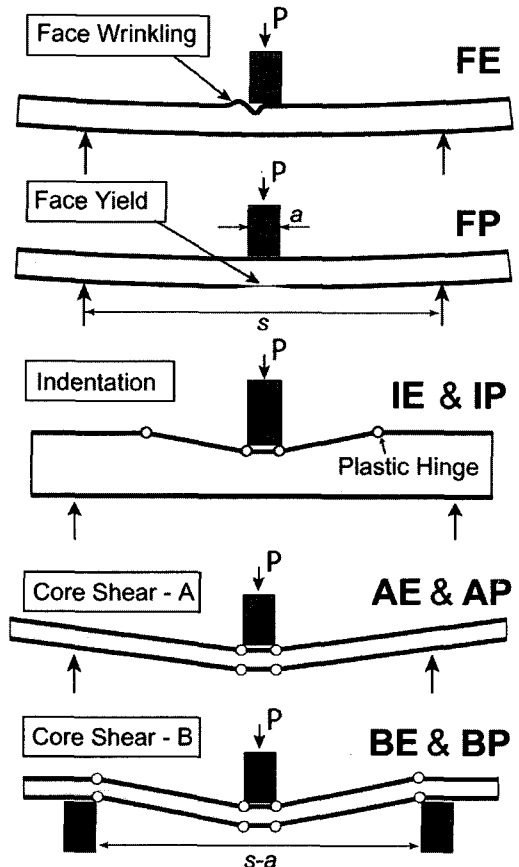


Fig. 3 Failure mechanisms of a sandwich panel with low density core

2.3 시험편 설계

굽힘 하중을 받는 E&B 트러스 심재를 갖는 샌드위치 판재의 최적화 설계를 도출하기 위해서 Wicks & Hutchinson<sup>(8,9)</sup>의 무차원해석 기법을 이용하였다. 먼저 다음과 같은 5개의 기하학적 무차원 변수를 정의하였다.

$$\bar{x} \equiv (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = \left( \frac{t_f}{\ell}, \frac{H_c}{\ell}, \frac{t_c}{\ell}, \frac{a}{\ell}, \frac{D}{\ell} \right)$$

여기에서  $\ell$  은 최대 모멘트  $M$ 과 최대 전단력  $V$  비 (ratio)  $\ell = MV$ 로 정의된 특성길이이다.  $\ell$  을 이용함으로써 하중형태나 경계조건에 무관하게 아래의 최적화 과정을 적용할 수 있다<sup>(11,12)</sup>.  $t_f$ 는 면재의 두께,  $H_c$ 는 심재의 높이,  $t_c$ 는 E&B 트러스 심재를 만드는데 사용된 판재의 두께이다.  $a$ 는 지지 및 부하지점에서 시편과 접촉하는 블럭의 폭,  $D$ 는 시편 양단의 오버행(overhang)이다. 위 변수를 이용하여 위의 8가지 파손모드에 대한 최대하중 식은 Table 1과 같은 무차원 구속조건으로 변환될 수 있다. Table 1에는 각 파손모드에 대한 약자(abbreviation)도 함께 표시되어 있다. 이 구속조건 식들에는 한 개의 무차원 재료변수  $\sigma_0/E$ 와 한 개의 무차원 하중변수  $\Pi = V/\sqrt{EM}$ 이 포함된다.

본 연구에서는 5개의 기하학적 변수 중  $x_4 = a/\ell$ 과  $x_5 = D/\ell$ 은 고정하고 나머지 3개의 변수  $(x_1, x_2, x_3) = \left( \frac{t_f}{\ell}, \frac{H_c}{\ell}, \frac{t_c}{\ell} \right)$ 중 변수  $x_2$ 가 주어졌을 때 무차원 무게 변수  $\psi = \frac{W}{\rho \ell} = 2 \left( x_1 + \frac{7\sqrt{3} x_3^2}{2 x_2} \right)$ 와 하중

변수  $\Pi$ 를 구하여 무게대비 최대하중  $\Pi^2/\psi$ 이 최대가되는 설계를 추구하였다.  $W$ 는 샌드위치 판재의 단위면적당 무게이다.

Fig. 4는  $H_c=30$  mm로 고정되어 있을 때,  $t_f$ 와  $t_c$ 에 따른 파손모드와 무게대비 최대하중( $\Pi^2/\psi$ )의 등고선을 나타내고 있다. 여기서 재료물성은 3.1절의 시험편 소재인 SS-41의 항복응력  $\sigma_0=170$ MPa, Young 계수,  $E=203$ GPa ( $\sigma_0/E=0.000838$ )로 주어졌다. Fig. 4에서 무게대비 최대하중의 최대값은 면재항복(FP)과 심재의 전단모드-B소성좌굴(BP) 영역의 경계선에 존재한다. 따라서 본 연구에서는 세가지 설계안을 이 경계선 근처에 위치하도록 결정하였다. 각각의 설계안은 Design-1, 2, 3으로 명명되었으며 Fig. 4에 별표와 ①, ②, ③으로 표기되어 있다. Design-1은 면재항복(FP)과 심재의 탄성좌굴(FE) 영역의 경계면에 위치하며, Design-2와 3는 면재항복(FP)과 심재의 전단모드-B소성좌굴(BP) 영역의 경계면에 위치한다.

Table 2는 세 설계안의 구체적인 크기를 나열하고 있다. 모든 시편의 외형 크기는 같다. 즉 전체 길이는  $L (=S+2D) = 344$ mm, 폭은  $B = 120$ mm,  $H_c=30$ mm 이다. 모든 시편은 동일한 3점 굽힘 지그를 이용하여 시험되는 것을 가정하였다. 지그의 스패는  $S = 265$ mm,  $a = 30$ mm,  $D = 39.5$ mm이다. 설계안 사이의 차이는  $t_f$ 와  $t_c$ 에 있다. 즉, Design-1은  $t_f=0.5$ mm,  $t_c=1$ mm로 가장 가는 면재와 심재를 가지며 Design-3은  $t_f=2$ mm,  $t_c=1.85$ mm로 가장 두껍다. 심재를 구성하는 트러스요소의 굵기,  $b_1$ 과  $b_2$ 는 각각  $b_2 = t_c$ 와  $b_1 = \sqrt{3}b_2$ 로 주어져 있다.

Table 1 Dimensionless forms of constraints due to several failure modes and abbreviations of the failure modes

	Elastic buckling	Yielding or plastic buckling
Face sheet buckling or yielding	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left( \frac{4(1-\nu^2)}{(1+r^2)^2 \pi^2} \right) \frac{x_2^2}{x_1^3(x_1+x_2)} \leq 1$	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left( \frac{E}{\sigma_0} \right) \frac{1}{x_1(x_1+x_2)} \leq 1$
	<b>FE</b>	<b>FP</b>
Indentation	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left[ \frac{3\pi}{2\sqrt{2}} \left( \frac{3\sqrt{3} \sigma_0}{4 E} \right)^{1/2} \frac{x_1 x_3^2}{x_2^2} + \frac{27\sqrt{3} \pi^2 x_4 x_3^4}{64 x_2^4} \right]^{-1} \leq 1$	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left( \frac{E}{\sigma_0} \right) \left[ \left( \frac{9\sqrt{3}}{2} \right)^{1/2} \frac{x_1 x_3}{x_2} + \frac{9\sqrt{3} x_4 x_3^2}{4 x_2^2} \right]^{-1} \leq 1$
	<b>IE</b>	<b>IP</b>
Core shear - mode A	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{\sigma_0}{E} \right) x_1^2 + \frac{27\pi^2}{32} (1+x_5) \frac{x_3^4}{x_2^3} \right]^{-1} \leq 1$	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left( \frac{E}{\sigma_0} \right) \left[ \frac{x_1^2}{2} + \frac{9}{2} (1+x_5) \frac{x_3^2}{x_2} \right]^{-1} \leq 1$
	<b>AE</b>	<b>AP</b>
Core shear - mode B	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left[ \left( \frac{\sigma_0}{E} \right) \frac{2x_1^2}{2-x_4} + \frac{27\pi^2 x_3^4}{32 x_2^3} \right]^{-1} \leq 1$	$\left( \frac{V^2}{EM} \right) \left( \frac{E}{\sigma_0} \right) \left[ \frac{2x_1^2}{2-x_4} + \frac{9 x_3^2}{2 x_2} \right]^{-1} \leq 1$
	<b>BE</b>	<b>BP</b>

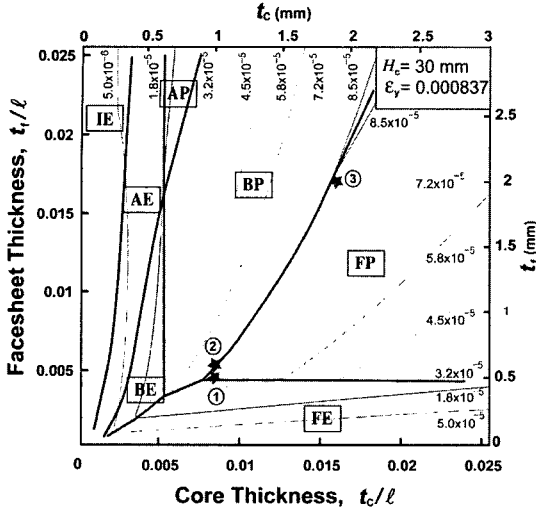


Fig. 4 Failure maps illustrated as functions of  $t_c$  and  $t_f$  for  $H_c=30\text{mm}$ . The domain boundaries and the contours of failure load per weight,  $\Pi^2/\Psi$ , for the failure modes selected as physically admissible are plotted

Table 2 Dimensions of three designs of three-point-bend specimen (unit: mm)

Design	$t_f$	$H_c$	$t_c$	$L$	$B$
1	0.5	30	1	344	120
2	0.6		1		
3	2.0		1.85		

3. 실험 및 결과

3.1 시험편 제작

면재와 심재 모두 저탄소강 JIS SS41으로 제작되었다. E&B 트러스의 장점으로 기대되는 대량생산성을 위해서는 확장금속망공정과 절곡공정만으로 심재를 제작해야만 하나 이것은 별도의 기술적인 개발이 필요하다.

본 논문에서는 E&B 트러스의 역학적인 성능을 평가할 목적이므로 임시로 단순한 방법으로 시험편을 제작하였다. Fig. 5는 제작공정의 개략도를 나타내고 있다. 레이저 절단으로 Fig. 5(a)와 같은 절단선을 낸 후 수공으로 확장(5(b)) 및 절곡(5(c), 5(d))하여 E&B 트러스 심재를 가공하였다. 자세한 공정은 참고문헌(5)에 기술되어 있다.

심재 상하부에 면재를 대고 1120°C, 수소-질소 환원 분위기에서 순동 브레이징하여 접합하였다.

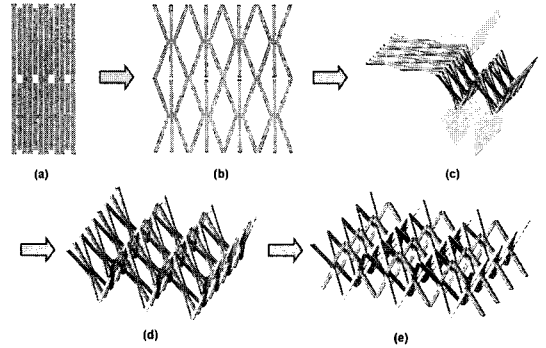


Fig. 5 The specimen fabrication process

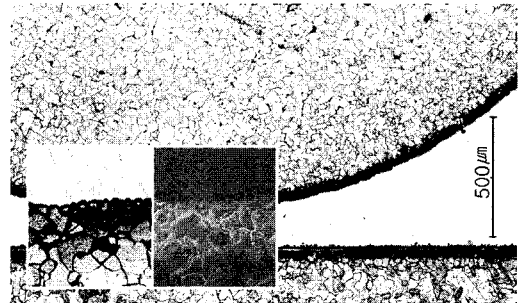


Fig. 6 Microstructure near the brazed joint. The inserts are enlarged optical and SEM (EDX analysis mode) images near the interface

(페이스트: CTK-C699, CHEM-TECH Korea Co.) Fig. 6은 브레이징 접합부의 미세조직을 나타내고 있다. 확대된 광학현미경사진과 SEM(EDX모드) 사진에서 결합이 적고 확산접합이 잘되었음을 알 수 있다. 구리성분이 모재 금속의 입계(grain boundary)에 침투해 있다.

3.2 실험 및 결과

전기유압식 재료시험기인 INSTRON 8800을 이용하여 원소재인 SS41의 인장실험과 샌드위치 판재 시험의 굽힘실험을 실시하였다. 인장 실험에는 2mm\*2mm의 측정단면(gage section)을 가진 개뼈 형상시험편이 사용되었다. 굽힘실험용 판재시험편이 브레이징 되는 환경에서 함께 열처리 되었다. 변위계가 부착된 채로 0.002mm/s의 속도로 변위제어 하였다. Fig. 7은 측정된 응력-변형률 곡선을 나타내고 있다. 명백한 항복점 후에 불완전한 변형을 동반하고 있다. Young 계수는  $E=203\text{GPa}$ 이며 항복응력과 인장강도는 각각  $\sigma_0=170\text{MPa}$ ,  $\sigma_{us}=320\text{MPa}$ 이다.

세 설계안대로 만들어진 시험편에 대한 3점 굽힘 실험을 실시하였다. 지지부의 국부합몰을 억제하기 위하여 양면에 오목한 면과 평평한 면을 갖는 블록을 사용하여 시험편을 사용하였다. 부하속도는

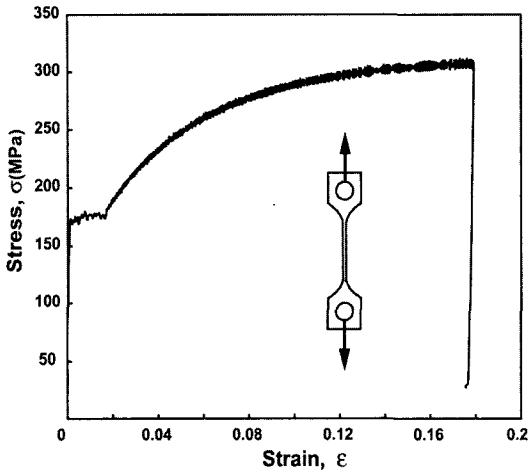


Fig. 7 Stress-strain curve of JIS SS41 steel measured by a tensile test

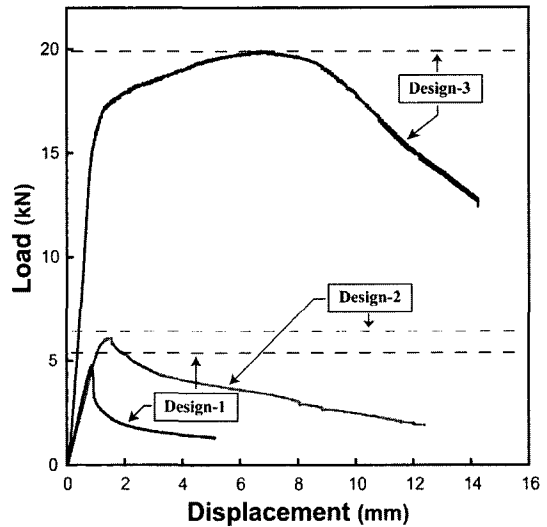


Fig. 9 Load-displacement curves measured during the three-point-bend tests of Design-1, 2, 3 specimens compared with those estimated by analytic solution<sup>(7)</sup>

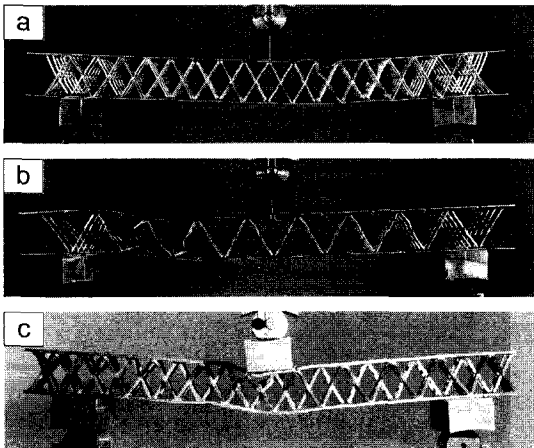


Fig. 8 Deformed shapes of Design-1, 2, 3 specimens after the three-point-bend tests

0.01 mm/s 이고 시편의 변형 과정은 디지털카메라로 연속적으로 촬영되었다.

Fig. 8은 세 시편의 변형 후 형상을 나타내고 있다. Design-1 시편은 상부 면재의 좌굴에 의하여 파손되었으며, Design-2는 국부적인 불완전 접합부에서 촉발된 것으로 보이는 부분적인 심재 전단에 의해서, Design-3은 뚜렷한 하나의 파괴모드가 아니라 면재의 항복과 심재의 전단 및 압입이 복합된 형태로 파손되었다.

Fig. 9는 측정된 하중-변위 곡선을 나타내고 있다. Lim<sup>(7)</sup>에 의한 이론해석결과도 함께 도시되어 있다. 설계안에 따른 하중-변위곡선의 차이는 매우 극적이다. Design-1 시편은 명백한 비선형이 미처 관측되기 전에, 최고점(면재의 좌굴이 나타남) 이후 하중이 급격히 감소하였다. Design-2의 곡선은 Design-1과 유사하나 최고점 후 하중감소 속도가 완화되었다.

Table 3 Measured and estimated performances of the E&B truss cored sandwich panel specimens under bending load; weight and maximum load capacities

Design	Measured		Estimated	
	$P_{max}$ (kN)	$P_{max}/W$ (kN/kg)	$P_{max}$ (kN)	$P_{max}/W$ (kN/kg)
1	4.8	11.4	5.2	11.4
2	6.0	12.5	6.3	12.1
3	19.8	12.0	20.2	12.2

반면에 Design-3 시편은 초기 비선형 시점이 관측된 후에도 하중은 꾸준히 증가하다가 최고점 도달 후에도 느리게 감소하였다. 이와 같은 하중-변위 곡선의 차이는 세 설계안 변형 특성에 의하여 설명될 수 있다. Design-1 시편의 경우 Fig. 4의 파손선도 점①에 나타난 바와 같이 면재의 탄성좌굴과 소성좌굴 영역의 경계선 상에 위치하므로 급격한 탄성좌굴에 의하여 파손되었음을 유추할 수 있다. 반면에 Design-2와 3은 점②, ③이 BP(심재 트러스요소의 소성좌굴에 의한 전단 모드-B)와 FP(면재의 소성좌굴 또는 항복) 영역 경계선에 위치하여 보다 안정적인 거동을 하였음을 알 수 있다. Design-2는 Design-1에 비하여 면재 두께  $t$ 만 0.5mm에서 0.6mm로 약간 커졌음에도 불구하고 매우 다른 거동을 나타내어 본 연구에서 지향

하는 최적설계의 중요성을 웅변하고 있다. Design-3 시편은 심재의 트러스 요소와 면재가 다른 두 시편에 비하여 훨씬 두꺼워 같은 소성좌굴이라도 훨씬 안정적인 거동을 하며 그 결과 안정적인 하중-변위 곡선을 유도하였다.

Table 3은 세 설계안의 최대하중과 무게대비 최대하중에 대한 측정값과 예측값을 비교하고 있다. 예측값은 Fig. 4의 파손선도와 Table 1을 이용하거나 Lim 등<sup>(7)</sup>의 이론식을 이용하여 계산된다. 세 설계안 모두 최대하중에 대한 예측값과 측정값의 결과가 최대 오차 8.3% 정도로 잘 일치한다. 이것은 이상적인 트러스구조로 가정하고 기초적인 재료역학 이론에 기반하여 유도된 이론식들이 실용적으로 충분히 정확한 결과를 준다는 것을 입증하고 있다. 세 설계안의 최대하중은 큰 차이를 나타내지만 무게대비 하중은, Fig. 4의 파손선도 등고선에서 알 수 있듯이, 서로 유사하다. 이 결과를 두고 세 설계안이 서로 대등한 성능을 가졌다고 말할 수는 없다. 왜냐하면 에너지 흡수와 최대하중 후의 구조물의 안정성을 고려한다면 Design-1과 Design-2는 Design-3에 비하여 명백하게 열등하기 때문이다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 E&B 트러스를 심재로 하는 샌드위치 판재의 최적화 설계 기법에 대한 적용 사례(case study)로서 동일한 외형을 갖는 세가지 설계안을 도출하고, 이를 시험편으로 제작, 삼점 굽힘 실험하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 최대하중에 대한 예측값과 측정값의 결과가 비교적 잘 일치하여 이론식들이 실용적으로 충분히 정확한 결과를 준다는 것을 입증하였다.

(2) 세 설계안의 최대하중과 파손모드는 서로 다르나 무게대비 하중은 거의 동등하다.

(3) 심재 트러스 요소 및 면재가 굵은 시편이 변형 시 에너지 흡수량이 크고 최대 하중 후의 변형이 안정적이다.

#### 후 기

본 연구는 한국과학재단 국가지정연구실사업(ROA-2006-000-10249-0)지원을 받아 수행하였습니다. 관계자 여러분께 감사 드립니다.

#### 참고문헌

(1) Bart-Smith, H., Hutchinson, J.W. and Evans, A.G.,

2001, "Measurement and Analysis of the Structural Performance of Cellular Metal Sandwich Construction," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.43, pp.1945~1963.

(2) Deshpande, V.S. and Fleck, N.A., 2003, "Energy Absorption of an Egg-Box Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.51, pp.187~208.

(3) 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.

(4) 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.

(5) 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," *KSME Transaction A*, Vol.30, pp.1078~1085.

(6) Kang, K.J., Lim, C.H., Ko, K.D., Park, H. and Kim, N.L., 2007, Korea Patent 10-2004-0057553.

(7) Lim, C.H., Jeon, I and Kang, K.J., 2007, "Failure Maps and Derivation of Optimal Design Parameters for a Quasi-Kagome Truss Sandwich Panel Subjected to Bending Load" *KSME Transaction A*, Vol.31, No.9 in press.

(8) Wicks, N. and Hutchinson, J. W., 2001, "Optimal Truss Plates," *International Journal of Solids and Structures*, Vol.38, pp.5165~5183

(9) Wicks, N. and Hutchinson, J. W., 2004, "Performance of Sandwich Plates with Truss Cores," *Mechanics of Materials*, Vol.36, pp.739~751.

(10) Ashby, M.F., Evans, A.G., Fleck, N.A., Gibson, L.J., Hutchinson, J.W. and Wadley, H.N.G. 2001, *Metal Foams: A Design Guide*, Butterworth Heinemann, pp.116~120.

(11) 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.

(12) Seong, D.Y., Jung, C.G., Yoon, S.J., Yang and Ahn, D.G., 2006, "Formulation of Optimal Design Parameters and Failure Map of Metallic Sandwich Plates with Inner Dimpled Shell Structure Subjected to Bending Moment," *Journal of the Korean Society of Precision Engineering*, Vol.23, pp.127~136.