

와이어 직조 카고메 다공질 금속을 심재로 갖는 샌드위치 판재의 최적 설계

이 용 현* · 강 기 주†

(2008년 5월 19일 접수, 2008년 7월 13일 수정, 2008년 7월 28일 심사완료)

An Optimal Design of Sandwich Panels with Wire-woven Bulk Kagome Cores

Yong-Hyun Lee and Ki-Ju Kang

Key Words : PCM(Periodic Cellular Metal;규칙적 다공질 금속), Kagome Truss(카고메 트러스), Sandwich Panel(샌드위치 판재), Ultra Light Metal Structure(초경량 금속 구조물), WBK(Wire-woven Bulk Kagome;와이어로 직조된 덩어리 카고메)

Abstract

First, the effect of the geometry such as the curved shape of the struts composing the truss structure of WBK is elaborated. Then, analytic solutions for the material properties of WBK and the maximum loads of a WBK-cored sandwich panel under bending are derived. A design optimization with the face sheet thickness and the core height selected as the design variables is presented for given slenderness ratios of the WBK core. Unless the face sheet thickness is limited, the optimal design to give the maximum load per weight is always found at a confluence of three failure modes, namely, face sheet yielding, indentation plastic, and core shear modeB plastic.

1. 서론

2000 년대에 들어서면서 새로운 개념의 트러스 PCM(주기적 다공질 금속)이 소개되었고 기계적, 열적 물성, 최적화 및 고기능 작동기(actuator)로의 응용이 연구되었다. 피라미드,⁽¹⁾ 옥테트(octet),⁽²⁾ 완전 삼각체(fully triangulated)⁽³⁾ 그리고 적층철망(metal textile),⁽⁴⁾ 카고메(Kagome)⁽⁵⁾ 등 많은 종류의 트러스가 최근 소개되었다. 이 중 카고메 트러스는 탄성 강성은 옥테트와 비슷하나, 단위셀을 구성하는 트러스요소의 길이가 옥테트의 절반이기 때문에 좌굴에 대한 강도는 옥테트보다 최고 4 배까지 높아질 수 있다. 또한 트러스가 작은 사면체

와 큰 팔면체로 구성되어 내부 공간 활용성이 높고 낮은 이방성을 갖는 등 우수하다.

최근 카고메 트러스 PCM 을 제작하는 새로운 방법이 소개되었다.^(6,7) 이 PCM 은 WBK(Wire-woven Bulk Kagome)라 명명되었다. WBK 는 3 차원 공간상에서 6 방향으로 나선형와이어로 조립된 후 와이어 교차부를 브레이징 등의 방법으로 고정하여 제작한다. 이러한 제작방법은 기존의 단층 트러스를 적층하는 방법과는 완전히 다르며 더 높은 비강도를 보증할 수 있다. 또한 이 제작공정은 대량생산에 유리하다.

본 연구에서는 먼저 WBK 의 굴곡진 와이어가 강도에 미치는 영향을 평가하고 이를 바탕으로 재료역학적 이론해석을 통하여 WBK 심재를 가진 샌드위치 판재의 굽힘 하중에 대한 최대하중 식을 유도하였다. 그 다음 WBK 심재의 세장비를 기준으로 하는 최적화 설계를 수행하였다.

† 책임저자, 회원, 전남대학교 기계시스템공학부

E-mail : kjkang@chonnam.ac.kr

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

* POSCO 광양제철소 도금부

2. WBK 트러스 PCM

2.1 기하학적 형상

WBK의 제작 기본 아이디어는 전통적인 대나무 바구니의 직조 방법으로부터 유래한다. (Kagome는 일본어로 대나무 바구니 격자 패턴을 의미한다) 사실, WBK는 3축 방향의 와이어가 직조된 2차원 Kagome 구조의 3차원 버전이다. Fig. 1(a)은 6축 방향의 나선형 와이어로 직조된 3차원 Kagome, 즉 WBK의 구조를 나타낸다.

WBK는 구성하는 와이어끼리 서로 간섭하며 짜여있어 별도의 외부 보강이나 심지어 교점의 접합 없이도 그 형상을 유지할 수 있다.

Fig. 1(b)는 WBK를 구성하는 나선형 와이어를 나타내고 있다. 여기에서 d 는 와이어의 직경, r_h 는 나선반경이다. 나선형와이어의 피치의 절반인 c 가 WBK를 구성하는 트러스 요소의 길이가 된다.

2.2 와이어 곡률의 효과

WBK의 강도에 관한 최대 이슈는 굴곡진 와이어로 인한 기계적성능의 저하 우려이다. Lee et al.⁽⁷⁾에 따르면 세장비($d/c \approx 0.1$)인 스테인리스 WBK는 동일 조건의 이상적인 직선 카고메 트러스와 동등한 수준의 압축강도를 가진다. 기하학적으로 다른 즉, 세장비와 나선반경이 다른 경우에 대한 WBK의 강도를 평가하기 위해 유한요소해석을 실시하였다. WBK는 결합이 없는 완벽하게 균일한 단위셀이 반복되어 구성되고 압축 하중 작용시 압착띠

(crushing band)⁽⁸⁾와 같은 국부적 파손이 없이 균일 변형을 한다고 가정한다. 이러한 가정 하에 WBK의 변형은 주기적 경계조건을 갖는 단위셀로 모사할 수 있다. 이러한 해석은 일종의 상계해를 주는 것으로 간주된다. 이에 대한 상세한 설명은 Hyun et al.의 논문^(9,10)에 기술되어 있다. Fig. 2(a)는 세장비 $d/c \approx 0.1$ 인 경우 WBK 단위셀의 유한요소해석 모델이다.

다양한 세장비를 대상으로 WBK 압축 강도에 대한 해석을 수행하였다. 트러스요소 길이를 $c=8.1\text{mm}$ 로 고정하고 직경을 $d=0.04 \sim 1.26\text{mm}$ 로 변경하였다.

재료물성으로는 SUS304 스테인리스 와이어의 인장 실험 측정값이 이용되었다.⁽⁷⁾ 와이어의 직경에 상관없이 브레이징 접합부의 높이 b 는 트러스요소 길이의 일정비율을 갖게 ($b/c=0.25$) 하였다.

실제로 접합부의 크기는 브레이징 접합 온도에서 용가재(filler metal)의 점도, 표면장력, 그리고 용가재의 공급 양에 영향을 받는다.

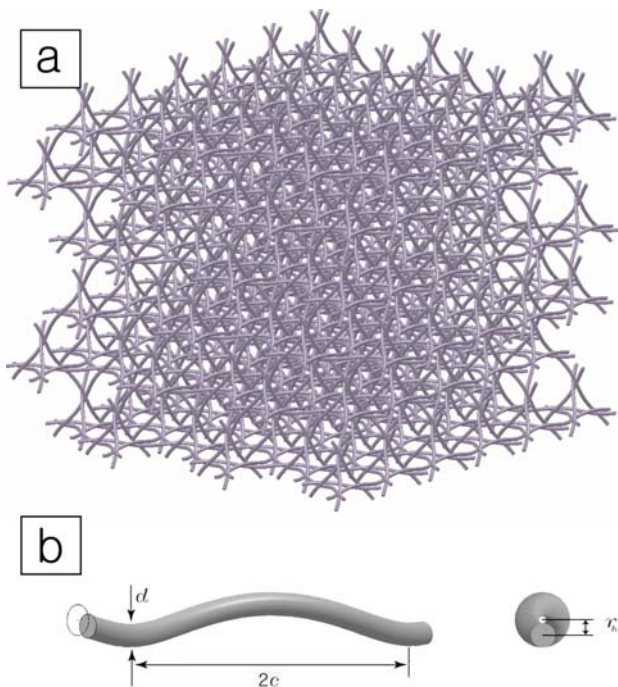


Fig. 1 Configurations of (a) the three-dimensional Kagome truss woven by six directional wires (WBK). (b) a helical wire used to fabricate WBK

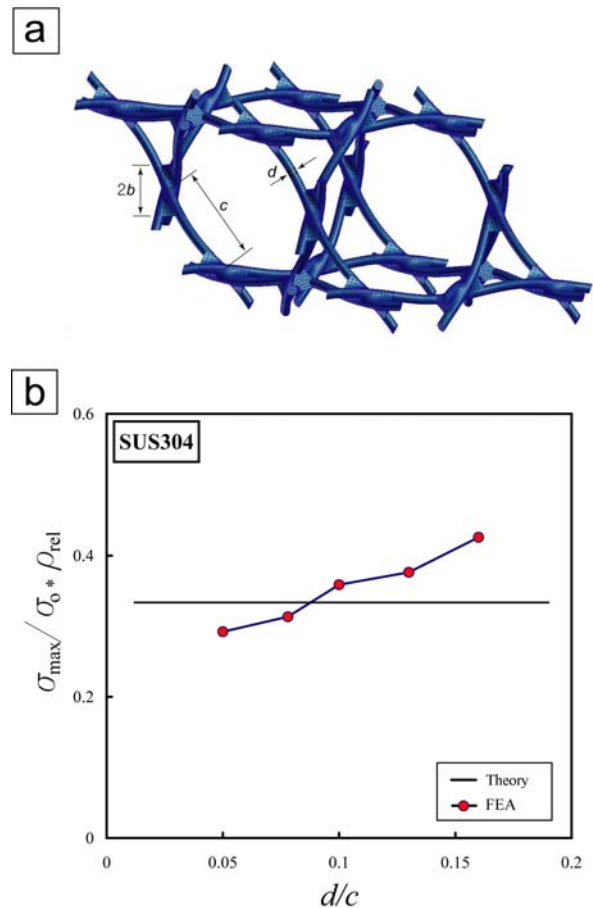


Fig. 2 (a) Finite element model of a WBK unit cell with the slenderness ratio, $d/c \approx 0.1$, (b) variation of the maximum compressive stress estimated by the simulations as a function of the slenderness ratio, d/c , in comparison with the analytic solution

따라서 그 크기는 브레이징 온도와 용가재의 양에 의해 조절될 수 있다. Fig. 2(a)의 모델에 기하학적 변수 c, d, b 가 표시되어 있다. Fig. 2(b)는 유한요소 해석 결과를 나타낸 것이다. $0.05 < d/c < 0.16$ 의 범위에서 항복점을 기준으로 한 이론해석은 유한요소 해석과 비교했을 때 -28%에서 +12%의 오차를 갖는다. 이것은 세장비가 $d/c > 0.05$ 일 경우 이론해는 충분히 정확하고 보수적인 예측할 수 있다는 것을 의미한다. WBK의 압축강도에 대한 세장비, 브레이징부 크기, 재료물성 등 세부 변수의 영향은 Choi & Kang⁽¹¹⁾에 의해 보다 상세하게 조사되었다.

3. 이론해석 및 최적화

3.1 이론해

WBK 트러스를 심재로 갖는 샌드위치 판재의 기계적 물성을 평가하기 위해 재료역학에 기초하여 방정식을 유도하였다. WBK는 끝단이 볼 조인트인 직선 트러스 요소로 구성된 이상적인 카고메 트러스와 같다고 가정한다.

Fig. 3은 압축하중 Q 와 전단력 R 하의 WBK 단위셀과 이상적인 카고메 트러스 단위셀을 보여준다.

WBK의 강도가 트러스요소의 탄성좌굴 및 소성좌굴에 의하여 결정된다고 점을 고려하여, 균질 재료라 가정하면 압축 하중에 대한 등가항복응력, σ_y^c 는 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_y^c|_{elasticbuckling} = \frac{\sqrt{2}}{128} \pi^3 E \left(\frac{d}{c}\right)^4, \sigma_y^c|_{plasticbuckling} = \frac{\sqrt{2}}{8} \pi \sigma_o \left(\frac{d}{c}\right)^2 \quad (1)$$

여기에서 σ_o 와 E 는 재료의 항복응력과 영률이다. 전단하중에 대한 등가항복응력, τ_y^c 은 다음과 같다.

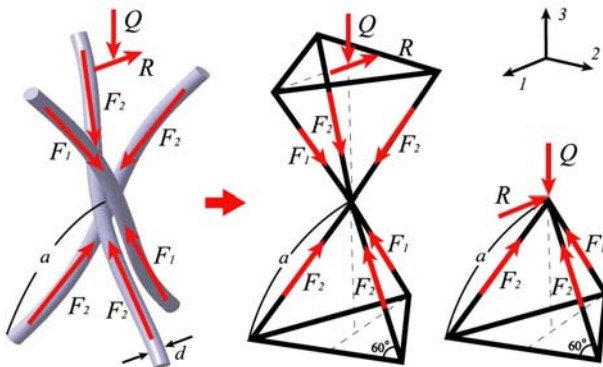


Fig. 3 Configuration of the WBK truss unit cell under compressive and shear loads and an idealized truss. The upper and lower parts are modeled as a tetrahedral structure

$$\tau_y^c|_{elasticbuckling} = \frac{\pi^3}{256} E \left(\frac{d}{c}\right)^4, \tau_y^c|_{plasticbuckling} = \frac{\pi}{16} \sigma_o \left(\frac{d}{c}\right)^2 \quad (2)$$

자세한 유도과정은 참고문헌⁽¹²⁾에 기술되어 있다.

Ashby 등⁽⁸⁾은 상대밀도가 낮은 심재를 갖는 샌드위치 판재는 굽힘하중 하에서 Fig. 4와 같은 면재탄성좌굴, 면재소성항복, 압흔, 심재전단-모드 A, 심재전단-모드 B 등 5가지의 파손모드를 갖음을 보였다. 각각의 모드에 대하여 파손 하중을 예측하기 위하여 에너지 평형⁽⁸⁾에 기반한 방법을 사용하였다.

면재의 탄성좌굴과 항복(혹은 소성좌굴)에 의한 파손하중, P_f 은 아래와 같다.

$$P_f = \frac{4Bt_f(H_c + t_f)}{S - a} \sigma_y^f, \quad (3a)$$

여기서 σ_y^f 는 면재의 탄성좌굴과 항복(혹은 소성좌굴) 응력으로서 아래와 같이 표현된다.

$$\sigma_y^f = 0.58 \left(\frac{3\sqrt{2}\pi}{40}\right)^{\frac{2}{3}} E_f \left(\frac{d}{c}\right)^{\frac{2}{3}}, = \sigma_o.$$

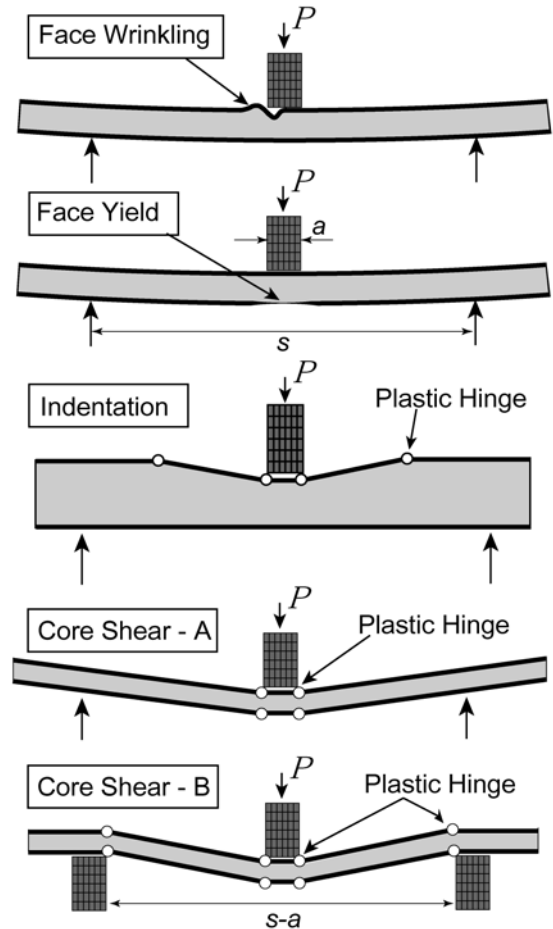


Fig. 4 Failure mechanisms of a sandwich panel with low density core

압흔에 의한 파손하중, P_I 는

$$P_I = 2Bt_f \sqrt{\sigma_y^c \sigma_o} + Ba\sigma_y^c, \quad (3b)$$

심재전단-모드 A 와 B 에 의한 파손하중, P_A, P_B 는 각각

$$P_A = \frac{2Bt_f^2}{S-a} \sigma_o + 2BH_c \left(1 + \frac{2D}{S-a}\right) \tau_y^c, \quad (3c)$$

$$P_B = \frac{4Bt_f^2}{S-2a} \sigma_o + 2BH_c \tau_y^c, \quad (3d)$$

와 같이 쓸 수 있다. 여기서 E_f 과 ν_f 는 면재의 영율과 Poisson의 비이다. H_c 는 심재의 높이, S 는 지지점 사이의 거리, t_f 는 면재의 두께, a 는 지지블록의 폭, 그리고 D 는 양 지지점 밖으로 노출된 시편길이 (overhang)이다. σ_y^c 와 τ_y^c 는 WBK등가항복응력으로서 위의 식 (1)과 식 (2)에 나타낸 바와 같이 트러스 요소의 탄성 좌굴에 의한 것과 항복 또는 소성좌굴에 의한 것의 두 가지로 나뉜다. 따라서 면재 좌굴을 포함하여 전체 파손모드는 모두 8가지이다.

3.2 최적화

WBK를 심재로 갖는 샌드위치 판재의 최적화 유도와 다른 샌드위치 판재와의 비교 평가하기 위해 Wicks 와 Hutchinson⁽¹³⁾이 사용한 최적화 절차를 사용하였다. 먼저 무차원 기하학적 설계 변수를 다음과 같이 정의하였다.

$$\bar{x} = (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = \left(\frac{t_f}{\ell}, \frac{H_c}{\ell}, \frac{d}{c}, \frac{a}{\ell}, \frac{D}{\ell} \right) \quad (4)$$

여기에서 ℓ 는 최대모멘트 M 와 최대 전단력 V 의 비이다, $\ell = M/V$. 4개의 설계 변수, t_f, H_c, a, D 는 ℓ 에 의해 무차원화 하였다. 별도로 식 (1), (2)의 등가항복응력 뿐만 아니라 상대밀도 그리고 탄성계수 등 WBK 심재의 모든 재료 물성은 세장비 d/c 에 따라 달라지기⁽¹²⁾ 때문에 남은 두개의 설계 변수 d 와 c 는 하나의 무차원 변수인 세장비 d/c 로 묶었다. Table 1은 8개의 파손모드에 대한 최대하중식을 무차원화된 형태로 약어와 함께 표현한 것이다.

무차원 방정식은 무차원 재료변수 σ_o/E , 무차원 하중변수 $\Pi = V/\sqrt{EM}$ 를 포함하고 있다. 식 (4)의 다섯개의 변수중 접촉블럭과 overhang과 관련있는 4번째, 5번째 변수는 고정하였다. 나머지 세 변수

$$(x_1, x_2, x_3) = \left(\frac{t_f}{\ell}, \frac{H_c}{\ell}, \frac{d}{c} \right)$$

에 대하여 최적설계가 수행되었다. 무차원 무게는

$$\Psi = \frac{W}{\rho \ell} = 2x_1 + \frac{3\sqrt{2}\pi}{8} x_2 x_3^2$$

과 같이 표현된다. 본 연구에서는 아래와 같이 최적화가 진행되었다. 세 설계변수 중 면재의 두께는 $t_f = 0.1 \sim 2\text{mm}$, 심재의 높이는 $H_c = 3 \sim 70\text{mm}$,

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

		Constraint Equations	
Elastic buckling or wrinkling	Face sheet wrinkling or yielding	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left[0.28x_1 (x_1 + x_2)x_3^{\frac{2}{3}}\right]^{-1} \leq 1$	FE
	Indentation	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left[\left(\frac{\sqrt{2}\pi^3}{128}\right)^{1/2} \left(\frac{\sigma_o}{E}\right)^{1/2} x_1 \cdot x_3^2 + \frac{\sqrt{2}\pi^3}{256} x_3^4 \cdot x_4\right]^{-1} \leq 1$	IE
	Core shear -mode-A	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left[\frac{\sigma_o}{E} \frac{x_1^2}{2} + \alpha \frac{\pi^3}{128\sqrt{3}} x_2 \cdot x_3^4 (1+x_5)\right]^{-1} \leq 1$	AE
	Core shear -mode-B	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left[\frac{\sigma_o}{E} \frac{2x_1^2}{2-x_4} + \alpha \frac{\pi^3}{128\sqrt{3}} x_2 \cdot x_3^4\right]^{-1} \leq 1$	BE
Yielding or plastic buckling	Face sheet wrinkling or yielding	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left(\frac{E}{\sigma_o}\right) \frac{1}{x_1(x_1 + x_2)} \leq 1$	FP
	Indentation	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left(\frac{E}{\sigma_o}\right) \left[\left(\frac{\sqrt{2}\pi}{8}\right)^{1/2} x_1 \cdot x_3 + \frac{\sqrt{2}\pi}{16} x_3^2 \cdot x_4\right]^{-1} \leq 1$	IP
	Core shear -mode-A	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left(\frac{E}{\sigma_o}\right) \left[\frac{x_1^2}{2} + \alpha \frac{\pi}{8\sqrt{3}} x_2 \cdot x_3^2 (1+x_5)\right]^{-1} \leq 1$	AP
	Core shear -mode-B	$\left(\frac{V^2}{EM}\right) \left(\frac{E}{\sigma_o}\right) \left[\frac{2x_1^2}{2-x_4} + \alpha \frac{\pi}{8\sqrt{3}} x_2 \cdot x_3^2\right]^{-1} \leq 1$	BP

그리고 세장비는 $d/c = 0.02 \sim 0.3$ 의 범위 내의 값을 갖는 것으로 설정하였다. 항복응력은 실험⁽¹²⁾에서 사용한 시편 소재의 값인 $\epsilon_y = \sigma_o/E = 0.00118$ 로 고정하였다.

본 연구의 샌드위치 판재 최적화는 WBK 심재의 세장비 $x_3 = d/c$ 에 기반을 두고 있다. 즉, 주어진 세장비에 대하여 Table 1의 여덟가지 구속조건에서 무차원 무게 대비 무차원 파손 하중 Π^2/Ψ 이 최대가 되는 세 변수 (x_1, x_2, x_3)를 결정하였다. 위에서 언급한 것처럼 세장비 d/c 는 WBK의 모든 재료물성을 결정하므로 이 최적화는 주어진 WBK 심재에 대하여 수행되었다는 것을 뜻한다. t_f 와 H_c 의 설정범위 내에서 각각의 (x_1, x_2) 조합에 대하여 8가지 제한 조건을 모두 만족하는 최소하중을 결정하고 모든 (x_1, x_2) 조합 중에서 무게대비 하중의 최대 값을 주는 조합을 찾아내었다. 이 과정은 스프레드 시트 코드인 MS EXCEL®로 수행되었으며 최종적인 파손선도를 그리는 데는 그래프 소프트웨어인 Dplot®이 이용되었다. Fig. 5(a), (b)는 각각 WBK 심재 세장비가 $d/c = 0.02$ 와 $d/c = 0.096$ 로 주어진 경우의 파손선도를 보여주고 있다. 각 파손선도는 $x_1 = t_f/\ell$ 과 $x_2 = H_c/\ell$ 의 축으로 그려졌다. 무차원 무게 대비 무차원 하중 Π^2/Ψ 의 등고선과 파손모드 영역이 표시되었다.

Fig. 5(a)에서는 세장비 $d/c = 0.02$ 가 낮기 때문에 WBK의 등가항복응력 중 탄성좌굴에 대응하는 $\sigma_y^c|_{\text{elasticbuckling}}$ 과 $\tau_y^c|_{\text{elasticbuckling}}$ 이 매우 낮아, 전 영역에

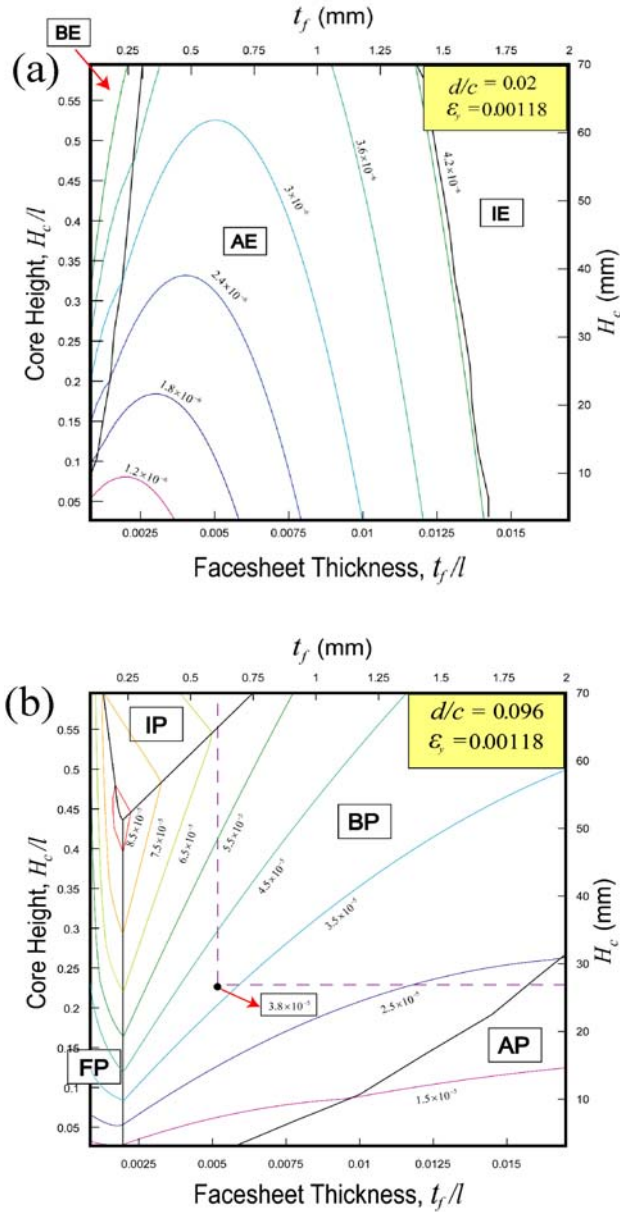


Fig. 5 Dimensionless failure map illustrated as a function of H_c and t_f for a given slenderness ratio of WBK core, (a) $d/c = 0.02$ and (b) $d/c = 0.096$ for sandwich panels

결쳐 WBK 심재의 탄성좌굴에 기인한 파손 모드 AE, BE, IE가 지배적이다.

가장 높은 Π^2/ψ 는 가장 두꺼운 H_c 와 가장 얇은 t_f 에서 얻어진다.

만일 세장비가 식 (1) (또는 식 (2)) 내의 두 식을 등치하여 유도된 $\frac{d}{c} \Big|_{\text{limit}} = \frac{4}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_c}{E}}$

(=0.044 본 연구에서 사용된 스테인리스 WBK의 경우)보다 클 경우 WBK 심재의 파손은 트러스요소의 소성좌굴에 의해 일어날 것이다.

실제로 $d/c=0.096$ 에 대한 파손선도 Fig. 5(b)에서는

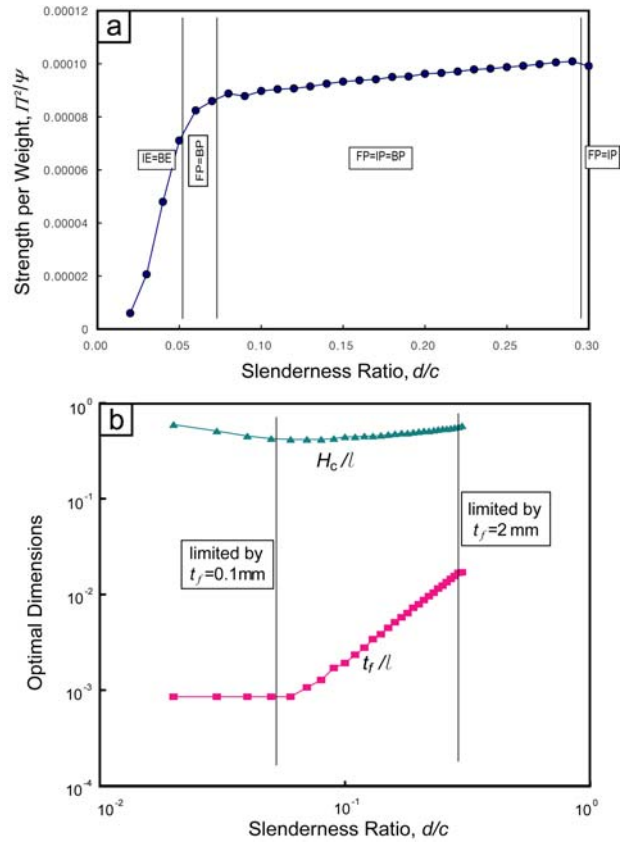


Fig. 6 Variation of (a) the maximum dimensionless failure load per weight, Π^2/ψ , and (b) the optimal dimensions of $x_1=t_f/l$ and $x_2=H_c/l$, with the slenderness ratio, d/c

최적화를 수행한 x_1 과 x_2 의 모든 범위에서 WBK 심재의 파손은 트러스요소의 소성좌굴에 기인한 IP, BP, AP등이 발생하였다. 가장 높은 Π^2/ψ 은 FP-IP-BP의 세 모드의 합류점에서 발견된다.

Lee et al.⁽¹²⁾은 스테인리스 WBK 샌드위치 판재를 굽힘실험한 바 있다. 시편의 폭, 지지점 사이 거리, 중간 블럭폭, 면재두께, 심재 높이, 세장비가 각각 $B=48.6mm$, $S=265mm$, $a=30mm$, $t_f=0.6mm$, $H_c=29mm$, $d/c=0.09$ 였다. 이 값을 식 (3a)~(3d)이나 Table 1에 대입하여 파손하중, P_{max} 중 최소값을 구해보면 $P_{max}=0.79kN$ 또는 $\Pi^2/\psi=3.8 \times 10^{-5}$ 이고 파손은 심재 소성전단 모드 B(BP)에 의해 발생하는 것으로 예측된다. Fig. 5(b)에는 이 좌표가 붉은 점으로 표시되어 있다. 이는 실제 실험결과⁽¹²⁾ $P_{max}=0.99kN$ 에 비해 상당히 낮은 것이고 오히려 하중-변위 곡선 상 초기항복이 일어나는 점과 일치한다. 이것은 본 연구에서 유도한 식들은 WBK를 이루는 트러스요소가 초기항복점에서 소성좌굴이 된다고 가정하여 유도된 것이기 때문이다 그

러나 실제 심재의 전단 시에는 초기항복 이후에도 상당히 많은 저항을 보이는 것으로 보고된 바 있다.⁽¹⁴⁾ 같은 방법으로, 주어진 여러가지 세장비에 대하여 단위 무게당 무게대비 파손하중의 최대 값을 주는 시편의 무차원 변수 x_1 과 x_2 를 결정할 수 있다. Fig. 6(a)는 WBK 심재를 갖는 샌드위치 판재의 최적화된 설계로부터 얻어지는 최대 Π^2/ψ 을 d/c 의 함수로 나타낸 것이다. 그림에는 최대 Π^2/ψ 을 주는 파손모드가 표시되어 있다. 최대 Π^2/ψ 는 $0.07 < d/c < 0.30$ 의 범위에서 FP-IP-BP의 삼중점에서 발견된다.

Fig. 6(b)는 log-log 좌표에서 세장비 d/c 에 따라 최대 Π^2/ψ 을 주는 최적의 $x_1=t_f/l$ 과 $x_2=H_c/l$ 의 변화를 보여준다. 최대 Π^2/ψ 가 FP-IP-BP의 삼중점에서 발견되는 경우, x_1, x_2 는 d/c 에 따라 선형으로 증가한다. 이 d/c 의 범위를 벗어나면 면재의 두께 t_f 는 하한경계 0.1mm와 상한 경계 2mm에 의해 제한된다. t_f 의 상하한 경계가 없었다면 이 $x_1, x_2-d/c$ 선도는 d/c 의 전구간에서 일정한 경향을 나타내며 최대 Π^2/ψ 은 d/c 에 관계없이 항상 FP-IP-BP의 삼중점에서 발견되었을 것이다.

향후, 보다 실제적인 응용을 위하여 WBK 심재를 가진 샌드위치 판재의 진동특성 및 피로 특성들에 대한 추가 연구가 필요하다.

4. 결론

본 연구에서는 먼저 다양한 세장비를 WBK를 대상으로 압축 강도에 대한 해석을 수행하여 세장비가 $d/c > 0.05$ 일 경우 이론해는 충분히 정확하고 보수적인 예측할 수 있음을 보였다.

WBK 트러스 심재를 가진 샌드위치 판재의 파손 하중 식을 유도하였다. 적절한 설계변수로서 면재의 두께, 심재의 높이, 그리고 WBK의 세장비를 선택하고 파손 하중식과 무게등에 대한 무차원 식을 유도하였다.

샌드위치 판재의 설계에 있어 전문적인 최적화 알고리즘 대신 spreadsheet 소프트웨어를 사용하여 최적화를 수행할 수 있음을 보였다.

세장비가 주어졌을 때 무게대비 최대 강도를 주는 면재의 두께와 심재의 높이를 결정하는 최적화 설계를 수행하였다. 그 결과 면재 두께의 제한이 없을 경우 최적화는 면재항복, 면재소성압흔 그리고 심재소성전단-모드B 등의 세 가지 파손모드의 합류점에서 일어났다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 국가지정연구사업(R0A-

2006-000-10249-0)지원을 받아 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) 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.
- (2) 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 J. of Solids and Structures*, Vol. 39, pp. 4093~4115.
- (3) Wallach, J.C. and Gibson, L.J., 2001, "Mechanical Behavior of a Three-Dimensional Truss Materials," *International J. of Solids and Structures*, Vol. 38, pp. 7181~7196.
- (4) Sypeck, D.J. and Wadley, H.N.G., 2001, "Multifunctional Microtruss Laminates: Textile Synthesis and Properties," *J. Mater. Res.*, Vol. 16, pp. 890~897.
- (5) 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.
- (6) Kang, K.J. and Lee, Y. H., 2005, "Three-Dimensional Cellular Light Structures Rirectly Woven by Continuous Wires and the Manufacturing Method of the Same," US Patent Pending (Application 10/578,421).
- (7) Lee, Y.H., Lee, B.K., Jeon, I. and Kang, K.J., 2007, "Wire-Woven Bulk Kagome (WBK) Truss Cores," *Acta Materialia*, Vol. 55, pp. 6039~6400.
- (8) Ashby, M.F., Evans, A.G., Fleck, N.A., Gibson, L.J., Hutchinson, J.W., and Wadley, H.N.G., 2000, *Metal Foams: A Design Guide*, Butterworth Heinemann.
- (9) Hyun, S., Choi, J.E. and Kang, K.J., 2007, "Effect of Imperfection on the Mechanical Behavior of Wire-Woven Bulk Kagome Truss PCMs Under Shear Loading," *Proceedings of MetFOAM*.
- (10) Hyun, S., Choi, J.E. and Kang, K.J., 2007, "Effects of Imperfections on the Mechanical Behaviors of a Wire-Woven Bulk Kagome Cellular Metal Subjected to Compression," Submitted to *Mechanics of Materials*.
- (11) Choi, J.E., Lee, S.C. and Kang, K.J., 2008, "Effect of Wire Diameter to Pitch Ratio on Mechanical Behavior of Wire-Woven Bulk Kagome Truss PCMs Under Compression," *Proceedings of Annual Spring Meeting Korean Society of Mechanical Engineers*.
- (12) Lee, Y.H., Choi, J.E., Jeon, I. and Kang, K.J., 2007. "A New Method to Fabricate Bulk PCMs from Continuous Wires and the Mechanical Behaviors," *Trans. of the KSME(A)*, Vol. 31, pp. 245~252.
- (13) Wicks, N. and Hutchinson, J. W., 2001, "Optimal Truss Plates," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, pp. 5165~5183.
- (14) Lee, Y.H., 2007, "Mechanical Behaviors of Bulk Kagome Truss PCMs Woven of Metal Wires," Master Thesis, Chonnam National University, Korea..