論文

복합재 - 하니콤 샌드위치 구조물의 인써트 조인트 강도 특성 연구

최지영*, 송근일*, 권진회**+, 최진호**, 김광수***, 장영순***

An Investigation on the Strength of Insert Joints of Composite-Honeycomb Sandwich Structures

Ji-Young Choi*, Keun-Il Song*, Jin-Hwe Kweon**+, Jin-Ho Choi**, Kwang-Soo Kim***, Young-Soon Jang***

ABSTRACT

Pull-out and shear strengths of insert joints of sandwich structure were investigated by experiment. Specimens were prepared by cocuring of nomex honeycomb core and carbon-epoxy composite face using an adhesive FM73. A total of 75 specimens with 10 different types depending on the core height and density, face thickness, and loading direction were tested. In the test under pull-out loading, although both the core height and density affect the failure loads, the effect of cell density is more serious. Dominant factor for failure loads of the joints under shear loading is face thickness and the effect of core height is negligible. In the joint with same dimension, failure loads vary depending on the potted area of the core, particularly in the pull-out test.

초 록

본 논문에서는 풀아웃 하중과 전단하중을 받는 복합재 샌드위치 인써트 조인트의 강도 특성을 실험으로 연구하였다. 샌드위치의 면재는 탄소 평직, 심재는 노멕스 하니콤, 접착제는 FM73을 사용하여 동시성형으로 제작하였다. 코어의 높이와 밀도, 면재의 두께, 하중의 형태를 달리하여 10종류, 총 75개의 인써트 조인트에 대한 실험을 수행하였다. 실험 결과, 풀아웃 하중에서는 코어의 높이와 밀도가 모두 파손하중에 영향을 미치지만 밀도의 영향이 상대적으로 더 크게 나타났다. 전단하중의 경우 면재의 두께가 파손하중에 결정적인 영향을 미치는 반면, 코어의 높이는 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 동일한 치수의 조인트에서도, 포팅된 셀의 수에 따라 파손하중은 달라지며, 특히 풀아웃 하중에서 그러한 특성이 현저하게 나타났다.

Key Words : 샌드위치(Sandwich), 인써트(Insert), 조인트(Joint), 복합재료(Composite Material), 허니콤(Honeycomb)

1. 서 론

샌드위치 구조물은 면내하중을 지지하는 면재(face)와 횡전단하중 즉 면외하중을 지지하는 코어(core)로 구성된 복합 구조물이다(Fig. 1 참조). 통상 면재는 강성이 큰 재료를 사용하는 반면, 코어는 면재를 공간상에서 효과적으로 지지할 수 있는 정도의 최소 강성과 강도를 갖는 가벼운 재료를 사용하게 된다. 주로 면내하중을 지지하는 면재는 I-보의 플랜지와 같은 역할을 담당하게 되고, 코어는 웹의 역할을 담당하게 된다.

샌드위치 구조에서는 구조물의 무게를 늘이지 않고 굽힘관성모멘트만 증가시키는 것이 가능하므로, 일상생활 속에서도 많이 사용된다. 특히 면재에 고강도, 고강성의 복합재료를 사용하고, 코어에 알루미늄이나 노멕스로 된 하니콤을 사용할 경우 비강도나 비강성이 크게 증가되므로 항공우주 구조물, 선박, 자동차, 도로, 항만, 철도 기관차, 풍력 터빈 등에 폭 넓게 사용되고 있다. 샌드위치 구조는 구성상의 이유로, 면재와

* 경상대학교 항공공학과 대학원
**+ 경상대학교 기계항공공학부 교수/항공기부품기술연구소. 교신저자(E-mail:jhkweon@gnu.ac.kr)
*** 한국항공우주연구원

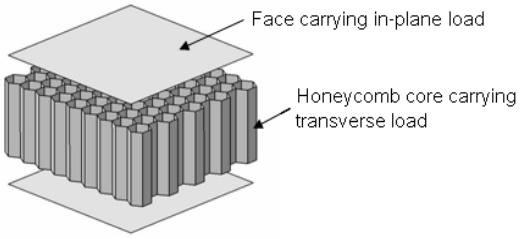


Fig. 1 Schematic of Honeycomb Core Sandwich Structure.

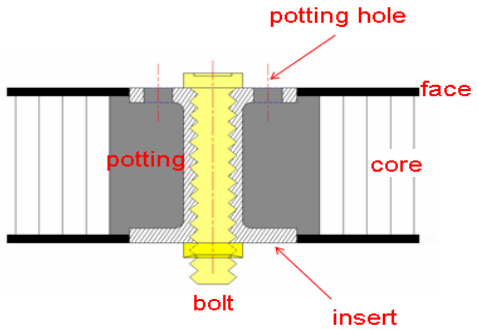


Fig. 2 Schematic of a Sandwich Insert Joint Cross-section.

코어의 재질이나 형태에 따라 기계적 특성이 크게 달라진다. 면재의 경우는 대부분 금속이나 섬유강화 복합재료가 사용되고, 코어는 PVC 폼(foam), 발사, 노멕스, 알루미늄 허니콤 등이 사용된다.

샌드위치 구조는 높은 비강성과 비강도를 갖는 반면 기계적 체결이 어려운 문제점을 안고 있다. 샌드위치의 코어는 보통 가볍지만 부드럽고 약한 재료로 만들어지기 때문에 볼트나 리벳과 같은 체결재에 대한 지지능력이 거의 없다. 따라서 샌드위치 구조물을 다른 구조와 체결하기 위해서는, Fig. 2에 보인 바와 같이, 코어를 포팅재료 등을 이용하여 특별한 방식으로 보강한 후 보강된 부분에 인써트(insert)를 설치하고, 다시 인써트에 볼트와 같은 체결재를 연결하는 형태를 취하게 된다. 이러한 이유로 인해 샌드위치 구조의 기계적 체결은 일반적인 체결부에 비해 방법이 복잡하고, 해석적 접근이 어려워 시험적인 방법이 보다 현실적인 것으로 판단된다.

복합재 샌드위치 인써트 조인트에 관한 연구는 선진 항공사들을 중심으로 상당부분 진척되어 있을 것으로 추측되지만 공식적으로 공개된 자료는 매우 드물다. 공개된 논문들의 경우에 포팅재료에 의한 보강과 기계적 인써트가 없는 단순한 샌드위치 구조물의 기계적 특성을 연구한 논문들이 많다. 기존의 연구들을 간단히 요약하면 다음과 같다.

Thomsen 등[1,2]은 샌드위치 구조물의 해석을 위한 수학적 모델을 제안하고, 하니콤 코어와 알루미늄 면재를 사용한 샌드위치 인써트 조인트에 대한 해석을 수행하였는데, 그 중 'through-the-thickness'와 'fully potted'의 형태에 대한 차이에 초점을 맞추어서 해석을 수행하였다. Burchardt[3]는 glass/polyester 복합재를 면재로 하고, PVC 폼을 코어로 한 샌드위치에 에폭시 인써트를 삽입하여 굽힘 피로하중을 가할 때, 피로균열이 어떻게 전파되는지를 시험 및 해석으로 연구하였다. Demelio 등[4]은 glass/epoxy와 Kevlar/epoxy 복합재를 면재로 하고 노멕스 코어를 사용한 샌드위치 구조물에 대해 리벳을 사용하여 보강 없이 풀아웃 및 전단시험을 수행하여, 정적강도와 피로강도특성을 연구하였다. Bozhevolnaya 등[5,6]은 알루미늄 면재에 PVC 폼 코어를 사용한 샌드위치 구조물에 목재(Birch) 합판을 체결부 보강재(potting material)로 사용한 조인트에서 보강재를 점진적으로 줄여나갈 경우, 재료적 불연속과 이로 인한 응력집중을 경감시킬 수 있음을 보였다. Cao 등[7]은 선박용 복합재 샌드위치-스틸 하이브리드 구조의 결합부를 설계하고, 설계개념 검증용 시험을 수행하였다. Helmuth 등[8]은 선박용 복합재 샌드위치 T-조인트의 효율적 설계방법을 제시하고 시험으로 타당성을 검증하였다. Yeh 등[9]은 항공기용 복합재 샌드위치 T-조인트의 볼트 체결부 강도에 관한 시험 및 해석 결과를 보고한 바 있다. Belingerardi 등[10]은 면재의 분리가 있는 샌드위치 보에 대한 4점 굽힘 피로시험을 수행하여, 파손양상을 연구하였다.

이상에서 본 바와 같이, 본 연구에서 다루고 있는 것과 같이 하니콤 코어와 복합재 면재를 사용한 샌드위치 구조물에 포팅재료를 보강하고, 볼트 등을 체결할 수 있는 기계적 인써트를 사용한 조인트에 대한 논문은 찾아보기 어려운 실정이다. 따라서 본 연구에서는 carbon/epoxy 면재와 노멕스 하니콤 코어를 사용한 샌드위치 구조물에 보강재를 포팅한 후 기계적 인써트를 장착한 조인트에 대한 풀아웃 시험과 전단시험을 수행하여, 조인트의 파손 기구를 규명하고자 한다. 또한 조인트의 파손하중에 영향을 미치는 주요 인자들을 변경하면서 다양한 인자들이 조인트의 파손거동에 미치는 영향을 고찰한다.

2. 시 험

2.1 시편 제작

시험을 수행한 시편의 종류는 풀아웃 시편 5종, 전단시편 5종 등 총 10종이고, 풀아웃 하중 10개씩, 전단하중 5개씩의 시편을 제작하여 시험을 수행하였다. 풀아웃 시편의 크기는 120×120(가로×세로, 단위 : mm)으로 하고, 코어의 밀도와 높이를 변수로 하였다. 전단 시편의 크기는 60×120 (가로×세로, 단위 : mm)이고, 코어의 높이와 면재의 적층순서(면재 두께)를 변수로 하였다. 시험치구를 포함한 시편의 형상은 Fig. 3과 4에 나타내었다. 각 시편의 상세한 정보는 Table 1과 2에 제시하였다.

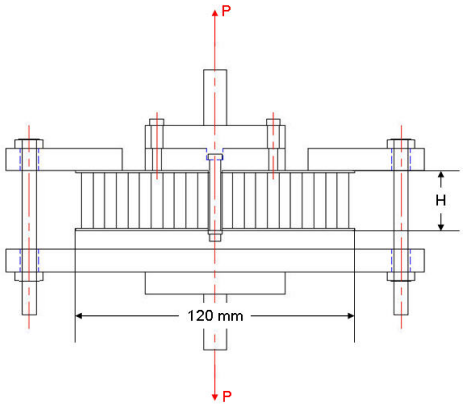


Fig. 3 Schematic of Pull-out Test.

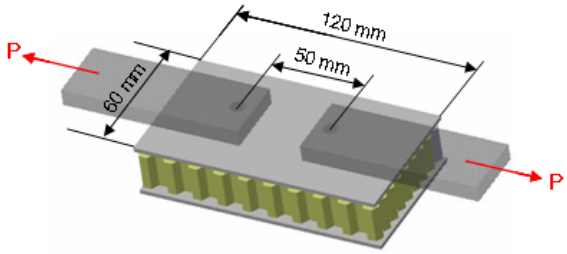


Fig. 4 Schematic of Shear Test.

Table 1 Pull-out Specimen Details

ID	Face	Core			
		Designation	Height (mm)	Density	
				lb/ft^3	kg/m^3
P01	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	17.78	3	48.0
P02	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	22.86	3	48.0
P03	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	27.94	3	48.0
P04	$[45/0]_S$	PN2-5.0-1/8	17.78	5	80.1
P05	$[45/0]_S$	PN2-8.0-1/8	17.78	8	128.1

Table 2 Shear Specimen Details

ID	Face	Core			
		Designation	Height (mm)	Density	
				lb/ft^3	kg/m^3
S01	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	17.78	3	48.0
S02	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	22.86	3	48.0
S03	$[45/0]_S$	PN2-3.0-1/8	27.94	3	48.0
S04	$[45/0/45]_S$	PN2-3.0-1/8	17.78	3	48.0
S05	$[45/0]_{2S}$	PN2-3.0-1/8	17.78	3	48.0

시험에 사용된 면재는 SK케미컬사의 탄소/에폭시 평직(fabric)인 WSN3K이다. 성형 후 단층(ply)의 두께는 0.210 mm이다. 코어는 PLASCORE사의 노멕스 코어를 사용하였고,

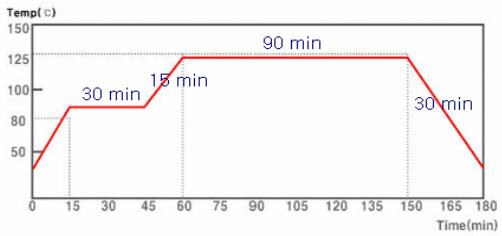


Fig. 5 Curing Cycle for Sandwich Construction.

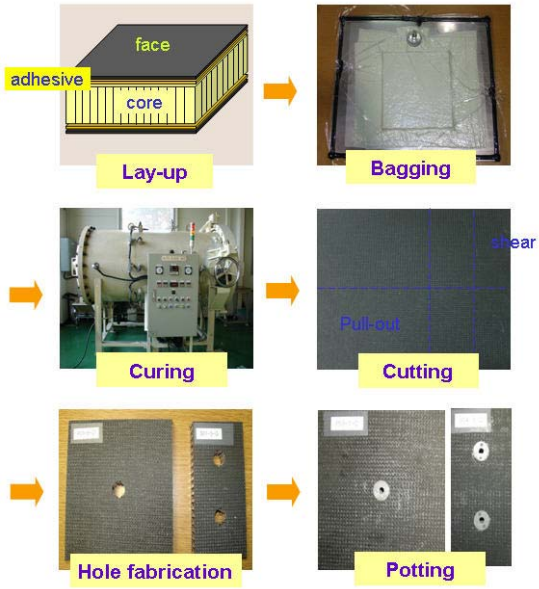


Fig. 6 Specimen Preparation Procedure.

코어의 밀도와 높이를 변수로 하였다. 성형 전의 높이는 각각 17.78, 22.86, 27.94 mm이고, 밀도에 따른 코어의 물성치는 Table 3에 제시하였다. 면재와 코어 사이의 접착제는 Cytec사의 필름 접착제 FM73을 사용하였다. 제작사에서 제공한 FM73의 물성치는 E=71.0 GPa, υ=0.4, S=46.1 MPa 이다. 여기서 S는 알루미늄과 알루미늄의 단일 겹침 체결부의 전단강도이다[11].

시편은 먼저 프리프레그를 별도로 적층하고 적층된 프리프레그와 하니콤 코어의 사이에 접착제를 삽입한 후, 오토클레이브에서 성형하는 동시성형(co-curing) 방식으로 제작하였다. 샌드위치 구조물의 제작을 위한 성형싸이클(curing cycle)은 Fig. 5와 같다. 개략적인 시편제작 공정은 Fig. 6에 제시하였다. 시편의 절단은 다이아몬드 휠 톱을 사용하였다. 홀은 15 mm 드릴날을 사용하여 밀링머신으로 가공하였고 가공된 시편의 홀 사이즈는 14.4 mm이다. 포팅 후 시편의 포팅 상태 확인을 위해 단면을 잘라 검사하였는데, 전형적인 단면형상은 Fig. 7에 보인 바와 같다.

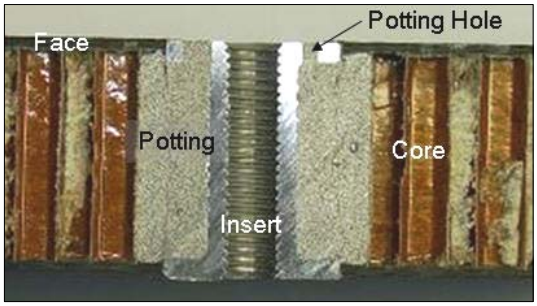


Fig. 7 A typical Section of Insert Joint After Potting.

Table 3 Mechanical Properties of Nomex Core

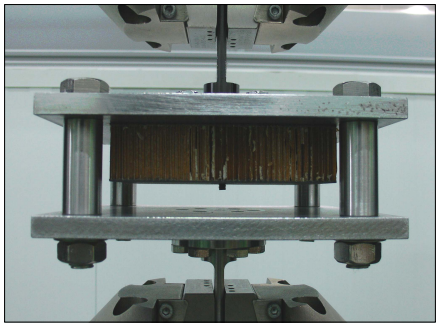
Property			Density	48.0 kg/m^3	80.1 kg/m^3	128.1 kg/m^3
compressive strength (psi)			TYP	266	706	1562
			MIN	259	597	1323
Plate Shear	"L" Direction	strength (psi)	TYP	255	388	549
			MIN	248	375	521
		modulus (psi)	TYP	9.4	13.9	29.7
			MIN	9.1	13.3	27.8
	"W" Direction	strength (psi)	TYP	140	225	424
			MIN	135	216	409
		modulus (psi)	TYP	7.6	9.5	21.6
			MIN	5.3	8.6	20.4

인써트의 재료는 Al 2024-T4로 아노다이징(anodizing) 표면처리 하였고, NAS 1834의 표준규격에 맞게 제작하였다. 인써트 체결에 사용한 볼트는 M5 SCM 렌치 볼트로 로커웰경도 값은 36~42이다. 인써트 포팅을 위해 사용한 접착제는 Henkel 사의 Hysol EA9394이고, 인장강도 46 MPa, 인장강성 4,237 MPa, 전단강성(dry) 1,461 MPa, 전단강성(wet) 1,027 MPa, 압축강도 68.9 MPa 이다.

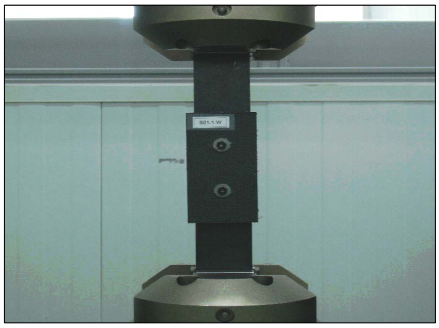
2.2 시험

시험에 사용한 재료시험기는 Instron 5582이고 분당 1.00 mm의 속도로 하중을 가하였다. 시험에 사용한 치구는 Fig. 8과 같다. 시험에서 하중은 재료시험기의 로드쎌에서 제공하는 하중을 사용하였고, 변위는 시험기 엑츄에이터의 변위이다.

샌드위치 인써트 조인트의 풀아웃 파손하중 측정을 위해 5종류 50개의 시편에 대한 시험을 수행하였다. 풀아웃 시험에서 파손하중은 Fig. 9에 보인 바와 같이 최초로 하중-변위 곡선의 기울기가 꺾이는 점으로 정의된다. 하중-변위 곡선의 꺾임 현상은 포팅재료와 하니콤 코어의 계면에서 파손이 시작됨을 의미한다. 그러나 이 시점에서는 파손이 완전히 진행되지 않았고, 면재도 구조적 강성과 강도를 유지하고 있기 때문에 꺾임 이후에도 어느 정도의 하중을 지지하고 있는 것을 확인할 수 있다.



(a) Pull-out Test



(b) Shear Test

Fig. 8 Test Set-up.

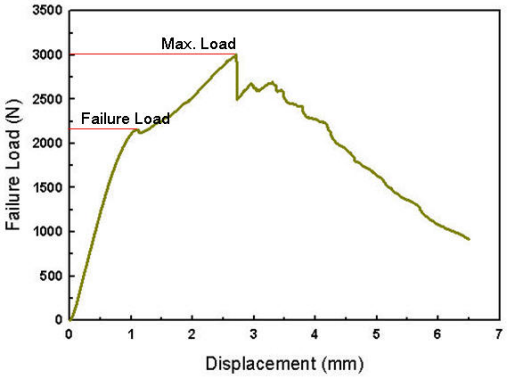
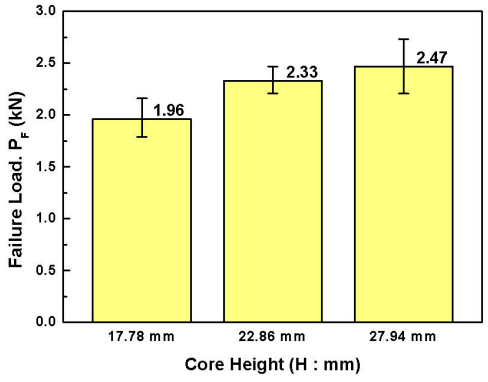


Fig. 9 A Typical Load-displacement Curve for a Specimen P01-2.

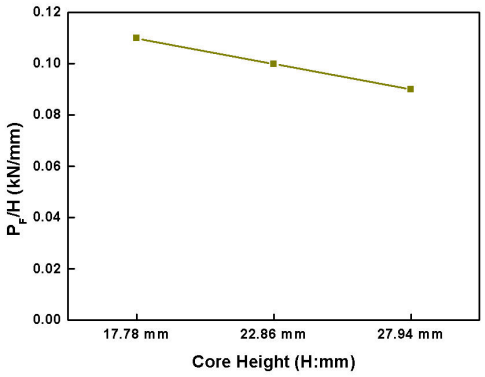
3. 결과 및 검토

3.1 풀아웃 파손하중

포팅재료와 코어의 분리가 충분히 진행되면, 면재 아래의 코어에서는 더 이상 인써트를 지지할 수 없게 되고, 일시에

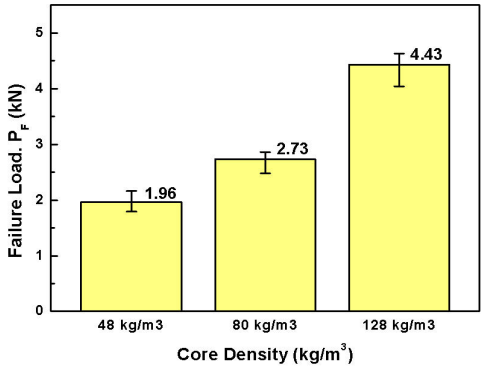


(a) Failure Loads

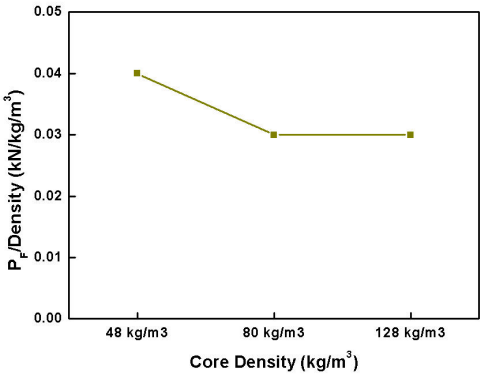


(b) Failure Load / Core Height

Fig. 10 Effects of Core Height on the Pull-out Failure Load.



(a) Failure Loads



(b) Failure Load / Core Height

Fig. 11 Effects of Core Density on the Pull-out Failure Load.

모든 하중이 면재에 집중된다. 이는 샌드위치 구조의 최종파손을 의미하며 이후에는 지지하중이 급격히 감소하게 된다. 따라서 본 연구에서는 최종파손 이전에 포팅재료와 코어의 본격적인 분리가 시작되는 점, 최초의 현저한 꺾임이 나타나는 하중을 파손하중으로 정의하였다. 주어진 모델의 5개 시편에 대한 최대지지하중은 차이가 있지만 파손하중은 미세한 차이를 가지면서 일관성 있는 결과를 보였다.

Fig. 10(a)는 코어의 높이를 17.78 mm(P01), 22.86 mm(P02), 27.94 mm(P03)로 달리한 세 종류의 조인트에 대한 파손하중 결과를 보인 것이다. 코어의 높이를 키우게 되면 이에 비례하여 포팅재료와 코어의 경계면이 넓어지게 되므로 풀아웃 하중에 대한 지지하중이 증가하게 되는 것은 자연스러운 현상이다. 그래프에서도 파손하중이 1.96, 2.33, 2.47 kN의 크기로 증가하는 것을 알 수 있다. 그러나 풀아웃 하중을 100% 코어만이 지지하는 것이 아니다. 실제로 포팅재료는 인썬트 플렌지의 홀보다도 넓게 분포하고 있어서, 풀아웃 하중을 가할 때 복합재 면재가 굽힘하중의 형태로 일정한 하중을 분담하게 된다. 따라서 코어의 높이가 풀아웃 파손하중과 선형적으로 비례하지는 않는다. Fig. 10(b)는 조인트의 파손하중에 코어의 높이를 나눈 값을 보인 것인데, 코어의 높이가 증가할수록 그 값이 감소하는 경향을 보인다.

Fig. 11(a)는 코어의 밀도를 48 kg/m^3(S01), 80 kg/m^3(S02), 128 kg/m^3(S03)로 달리한 세 종류의 조인트에 대한 파손하중을 보인 것이다. 코어의 밀도를 키우면 코어 자체의 강도와 강성이 커지게 되므로, 지지하중이 증가하는 것은 자연스러운 현상이다. 그래프에서도 파손하중이 1.96, 2.73, 4.43 kN의 크기로 증가하는 것을 알 수 있다.

그러나 Fig. 10(a)에서 설명한 것과 같은 이유로 코어 밀도의 증가에 따른 파손하중이 선형적으로 비례하여 증가하지는 않는다. Fig. 11(b)는 조인트의 파손하중에 코어의 밀도를 나눈 값을 보인 것인데, 코어의 밀도가 증가할수록 그 값이 감소하는 것을 알 수 있다.

코어의 높이를 17.18 mm에서 27.94 mm로 63% 증가시켰을 때 파손하중이 1.96 kN에서 2.47 kN으로 26% 증가하였다. 이에 반해 코어의 밀도를 48 kg/m^{3}에서 128 kg/m^{3}로 167% 증가시킨 경우에는 파손하중이 1.96 kN에서 4.43 kN으로 126%

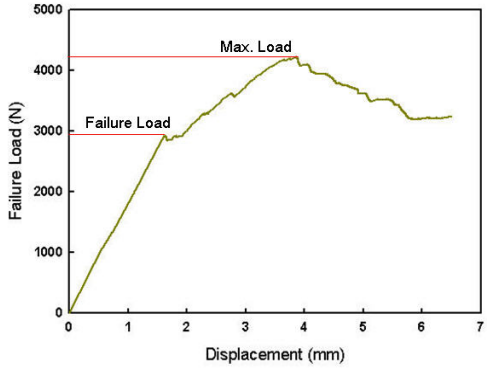
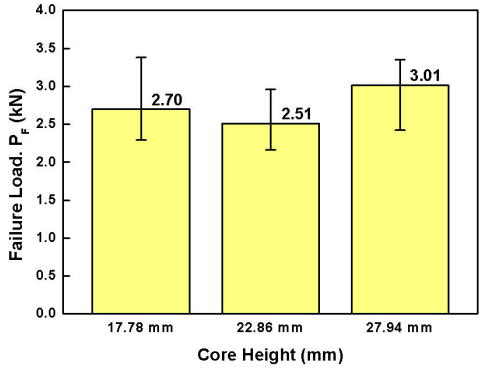
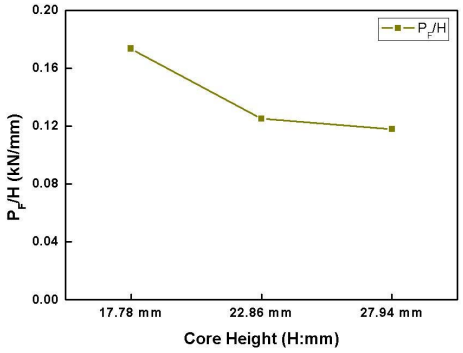


Fig. 12. A Typical Load-displacement Curve for a Specimen S02-1.



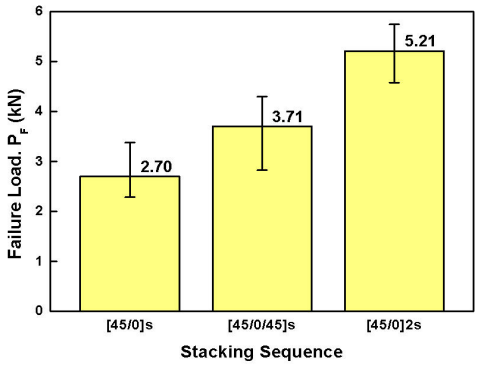
(a) Failure Loads



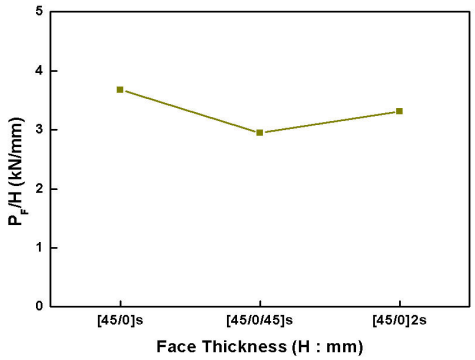
(b) Failure Load / Core Height

Fig. 13 Effects of Core Height on the Shear Failure Load.

증가하였다. 즉 코어의 높이의 증가율에 따른 파손하중 증가율과 코어 밀도의 증가율에 따른 파손하중 증가율을 비교하면, 같은 비율로 증가시켰을 경우 코어의 밀도에 따른 파손하중 증가율이 훨씬 더 큰 것을 알 수 있다. 이는 풀아웃 하중에서 코어의 높이보다는 밀도가 파손하중에 미치는 영향이 크다는 것을 의미한다.



(a) Failure Loads



(b) Failure Load / face thickness

Fig. 14 Effects of Face Thickness on the Shear Failure Load.

3.2 전단 파손하중

전단하중에 대해서는 코어의 높이와 면재의 두께를 달리하며, 5종류 25개의 시편에 대한 시험을 수행하였다. 파손하중의 정의는 풀아웃 시편에서의 파손하중 정의와 동일하다. 전단하중을 받는 샌드위치 인써트 조인트의 전형적인 하중-변위 곡선은 Fig. 12에 제시하였다.

Fig. 13(a)는 코어의 높이를 17.78 mm(S01), 22.86 mm(S02), 27.94 mm(S03)로 달리한 세 종류의 조인트에 대한 파손하중 결과를 보인 그래프이다. 풀아웃 하중의 경우에는, 코어의 높이를 키우게 되면 이에 비례하여 포팅재료와 코어의 경계 면적이 넓어지게 되므로 지지하중이 증가하는 현상을 보인다. 그러나 전단하중의 경우에는 파손하중이 2.70, 2.51, 3.01 kN으로 변하는 것을 알 수 있는데, 특별한 경향성을 논하기 어려운 결과이다. 또한 높이의 변화에 비해 파손하중의 변화는 크지 않다. Fig. 11(b)의 그래프는 파손하중에 코어의 높이를 나눈 값을 나타낸 것인데, 코어의 높이가 증가할수록 그 값이 감소하는 것을 알 수 있다. 즉, 코어의 높이를 증가시키는 것만큼 파손하중이 증가하지 않았음을 의미하는 그래프이다.

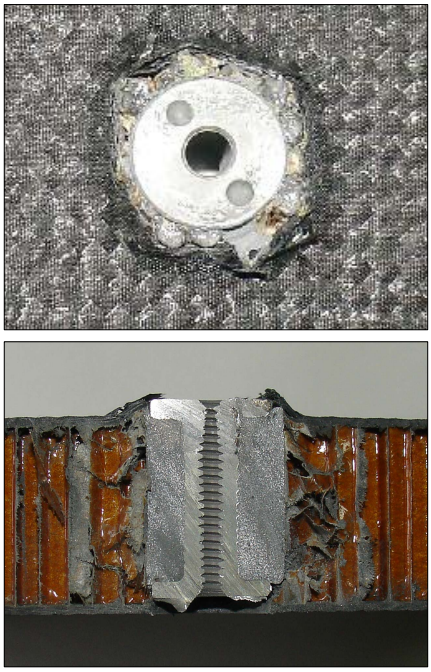
Fig. 14(a)는 면재의 적층순서를 [45/0]S(S01), [45/0/45]S (S04), [45/0]2S (S05)로 달리한 세 종류의 조인트에 대한 파손하중의 결과를 나타낸 그래프이다. 면재의 두께로 표현하면, 각각 0.84, 1.26, 1.68 mm 로 0.42 mm씩 증가시켰다. 그 결과 면재의 두께가 증가함에 따라 파손하중이 2.70, 3.71, 5.21 kN으로 증가하고 있는 결과를 보인다. 전단하중을 받는 샌드위치 시편의 경우 인써트 플렌지와 면재의 접촉에 의해 하중이 지지되다가, 하중이 증가하면 인써트가 회전하게 되고, 어느 순간 인써트 플렌지와 면재가 어긋나게 된다. 인써트 플렌지와 면재가 접촉하지 못하고 어긋나면, 이는 곧바로 조인트 전체의 하중지지능력 상실로 연결된다. 따라서 동일한 치수의 조인트라고 하더라도 인써트 플렌지와 면재의 접촉상태에 따라 조인트의 강도도 크게 달라진다. 전단하중을 받는 조인트의 파손하중 값의 분산이 심한 이유도 여기에 있다. Fig. 14(b)의 그래프는 조인트의 파손하중에 면재의 두께를 나눈 값을 보인 것으로, 면재의 두께가 증가할수록 그 값이 약간 감소하다가 증가하는 현상을 보인다. 세 경우에 대한 결과만으로 결론을 내리기는 어렵지만 파손하중에 면재의 두께를 나눈 값의 변화가 비교적 작은 것을 볼 때, 전단하중을 받는 인써트 조인트의 파손하중을 지배적으로 결정하는 인자는 면재의 두께로 볼 수 있다.

3.3 파손형상

Fig. 15(a)는 풀아웃 시편의 대표적인 파손형상으로 정면과 절단면의 사진이다. 인써트를 제거하지 않은 상태에서 시편을 절단하여 코어와 면재의 파손양상을 자세히 보였다. 포팅재료가 위로 끌려가면서 코어가 전단변형을 일으키며 파손된 것을 뚜렷하게 볼 수 있는데, 이 과정에서 포팅재료의 파손은 발견되지 않는다. 또한 포팅재료가 인써트 플렌지의 직경보다 넓은 영역으로 삽입되어 있기 때문에 면재를 밀면서 풀아웃 파손이 발생하고 있는 것을 알 수 있다. Fig. 15(b)은 전단하중 시편의 파손형상으로 정면과 절단면을 나타낸 것이다. 포팅재료와 면재의 계면에서 손상이 발생하며 분리되자, 인써트의 플렌지가 면재의 아래로 파고들면서 조인트가 하중지지능력을 상실해 가는 형태이다.

3.4 포팅영역

동일한 치수로 설계된 샌드위치 조인트라고 하더라도 인써트 설치를 위한 보강재의 포팅면적은 홀의 가공 상태에 따라 조금씩 달라진다. 또한 조인트의 강도는 보강된 포팅재료의 면적에 따라 달라질 수 있다. 특히 풀아웃의 경우 포팅면적이 넓어지면 코어와의 경계면이 넓어지고, 면재에 의한 지지효과도 크게 증가한다. Fig. 16과 17은 포팅된 셀의 수와 파손하중의 관계를 정리한 그래프이다. 풀아웃 하중의 경우에 그 경향성이 뚜렷하고, 전단하중의 경우 데이터의 분산이 심한 경향이 있지만 S02의 시편을 제외하면 전체적으로 포팅된 쎌의 수가 클수록 파손하중이 증가하는 경향이다.



(a) Pull-out Failure

(b) Shear Failure

Fig. 15 Specimens after Failure.

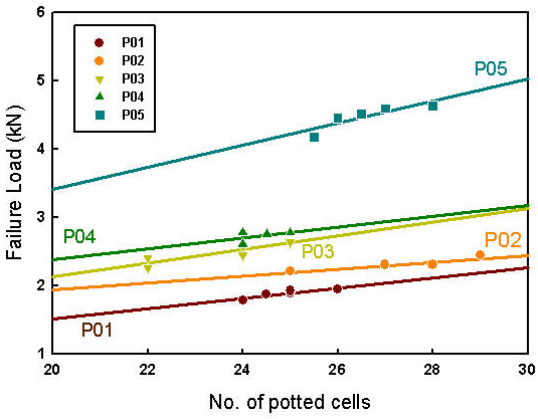


Fig. 16 Pull-out Failure Loads and Potted Cells.

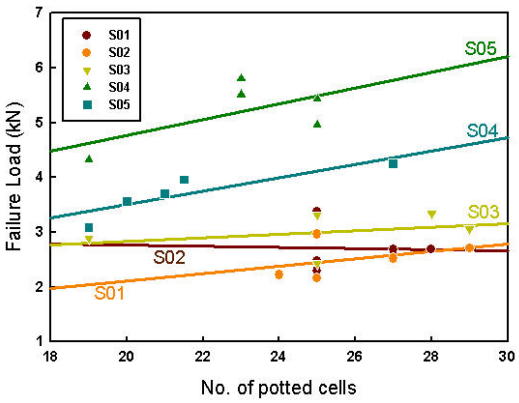


Fig. 17 Shear Failure Loads and Potted Cells.

4. 결 론

본 연구에서는 샌드위치 인써트 조인트 설계 강도가 코어의 높이와 밀도, 면재의 두께에 따라 어떻게 변하는지를 시험으로 연구하였다. 본 연구로부터 풀아웃의 경우 코어의 높이와 밀도가 모두 파손하중에 영향을 미치고, 그 중에서도 밀도의 영향이 상대적으로 더 큰 사실을 확인하였다. 전단하중의 경우 면재의 두께가 파손하중에 결정적인 영향을 미치는 반면, 코어의 높이는 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 동일한 치수의 조인트에서도, 포팅된 셀의 수에 따라 파손하중은 달라지며, 특히 풀아웃 하중에서 그러한 현상이 현저하게 나타났다. 풀아웃 시험에서 코어의 높이뿐만 아니라 면재의 하중지지효과도 무시할 수 없을 것으로 판단되므로 이에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 한국항공우주연구원의 소형위성발사체 KSLV-1 개발사업과 경상대학교 2단계 BK21 사업단의 지원으로 수행된 것입니다.

참고문헌

1) O. T. Thomsen, “Sandwich plates with ‘through -the-thickness’ and ‘fully potted’ inserts: evaluation of differences in structural performance,” *Composite Structures*, Vol. 40, No. 2, 1998, pp. 159-174.
2) O. Thomsen and W. Rits, “Analysis and design of sandwich plates with inserts-a high-order sandwich plate theory approach,” *Composites: Part B*, Vol. 29B, May, 1998, pp. 795-807.
3) C. Burchardt, “Fatigue of sandwich structures with inserts,” *Composite Structures*, Vol. 40, No. 3-4, 1998, pp. 201-211.
4) G. Demelio, K. Genovese, and C. Pappalettere “An expreimental investigation of static and fatigue behaviour of sandwich composite panel joined by fasteners,” *Composites: Part B*, Vol. 32, February, 2001, pp. 299-308.
5) E. Bozhevolnaya and A. Lyckegaard, “Structurally graded core inserts in sandwich panels,” *Composite Structures*, Vol. 68, April, 2004, pp. 23-29.
6) E. Bozhevolnaya, A. Lyckegaard, O. Thomsen, and V. Skvortsov, “Local effects in the vicinity of inserts in sandwich panels,” *Composites: Part B*, Vol. 35, April, 2004, pp. 619-627.
7) J. Cao, and J. L. Grenestedt, “Design and testing of joints for composite sandwich/steel hybrid ship hulls,” *Composites: Part A*, Vol. 35, February, 2004, pp. 1091-1105.
8) H. Toftegaard and A. Lystrup, “Design and test of lightweight sandwich T-joint for naval ships,” *Composites: Part A*, Vol. 36, 2005, pp. 1055-1065.
9) H.-Y. Yeh and S. V. Nguyen, “Failure analyses of polymer matrix composite (PMC) honeycomb sandwich joint panels,” *Journal of Reinforced Plastrics and Composites*, Vol. 23, No. 9, September, 2004, pp. 923-939.
10) G. Belingardi, P. Martella, and L. Peroni, “Fatigue analysis of honeycomb-composite sandwich beams,” *Composites: Part A*, Vol.38, 2007, pp.1183-1191
11) Cytec Engineering Materials, Ltd, “FM73 Toughened Epoxy Film”.
12) ESA PSS-03-1202 Issue 1, “Insert Design Handbook,” 1987.