Composites Research

Vol. 39, No. 5, 525-536 (2026)
DOI: http://dx.doi.org/10.7234/composres.2026.39.5.525
ISSN 2288-2103(Print), ISSN 2288-2111(Online)

Paper

로터세일 L형 샌드위치 복합재 조인트의 구조해석 및 강도평가

황민성* · 전민정** · 양승운*** · 민병훈* · 최진호*†

Structural Analysis and Strength Evaluation of an L-Shaped Sandwich Composite Joint for a Rotor Sail

Min-Seong Hwang*, Min-Jung Jun**, Seung-Un Yang***, Byeong-Hun Min*, Jin-Ho Choi*†

ABSTRACT: This study investigates the tensile behavior and initial failure characteristics of an L-shaped sandwich composite joint for a rotor sail, reinforced by both bolted fastening and externally bonded laminates. The effects of core geometry and internal reinforcement layup pattern were evaluated through tensile experiments and nonlinear finite element (FE) analysis. Tensile tests were conducted on four joint configurations, and the failure behaviors of the adhesive layer, composite laminates, and face sheet–core interface were numerically investigated. The FE analysis results showed that the initial failure occurred in the adhesive layer between the external reinforcing laminate and the sandwich flange, while no in-plane failure of the composite laminates, interlaminar failure, or interfacial shear failure between the face sheet and core was observed. Among the four configurations, Type 2, incorporating a tapered core and a concentrated internal reinforcement layup, exhibited the highest structural performance, with an initial failure load of 17.43 kN and a maximum load of 33.51 kN. The difference between the FE-predicted failure-initiation loads and the experimental initial failure loads ranged from 2.6% to 7.6%, with an average error of 4.9%, demonstrating the validity of the proposed nonlinear FE analysis. The results also indicate that the core geometry and internal reinforcement layup pattern are key design parameters governing the initial failure and load-carrying capacity of L-shaped sandwich composite joints for rotor sail structures.

초 록: 본 논문에서는 볼트 체결과 외부 접착 보강이 적용된 로터세일 L형 샌드위치 복합재 조인트를 대상으로 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴에 따른 인장거동 및 초기 파손특성을 시험과 비선형 유한요소해석을 통해 평가하였다. 네 가지 형상의 조인트에 대해 인장시험을 수행하고, 접착층, 복합재 적층부 및 면재–코어 계면의 파손거동을 해석적으로 분석하였다. 해석 결과, 최초 파손은 외부 보강 라미네이트와 샌드위치 플랜지 사이의 접착층에서 발생하였으며, 복합재 적층부의 면내파손, 층간파손 및 면재–코어 계면 전단파손은 발생하지 않았음을 확인하였다. 테이퍼형 코어와 집중형 내부 보강 적층을 적용한 Type 2가 초기파손하중 17.43 kN과 최대하중 33.51 kN으로 가장 우수한 성능을 나타냈다. 해석과 시험의 초기파손하중 오차는 2.6–7.6%(평균 4.9%)로 나타나 제안한 비선형 유한요소해석 기법의 예측 타당성을 확인하였다. 또한 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴이 로터세일 L형 샌드위치 복합재 조인트의 초기 파손 및 하중지지 성능을 결정하는 주요 설계인자임을 확인하였다.

Key Words: 로터세일(Rotor sail), 샌드위치 복합재(Sandwich composite), L형 조인트(L-shaped joint), 접착층 파손(Adhesive-layer failure), 비선형 유한요소해석(Nonlinear finite element analysis)

Received 9 August 2026, received in revised form 19 August 2026, accepted 17 September 2026

*DTCI, School of Mechanical and Aerospace Engineering, Gyeongsang National University
**Hanwha Ocean Co., Ltd.
***Human Composites Co., Ltd.
†Corresponding author (E-mail: choi@gnu.ac.kr)

1. 서 론

샌드위치 복합재 구조는 낮은 중량으로 높은 굽힘강성과 구조 효율을 확보할 수 있어 항공 및 해양 구조물에 널리 적용되고 있다[1]. 그러나 대형 구조물의 분할 제작과 조립 과정에서 형성되는 조인트는 적층판의 이방성, 낮은 면외 강도 및 면재-코어 계면의 불연속으로 인해 구조적 취약부로 작용한다. 특히 조인트의 국부 강성 변화와 하중전달 경로의 불연속은 면재 손상, 코어 파손, 계면분리 및 접착층 파손 등의 복합적인 파손을 유발하므로, 조인트의 형상과 보강 구조에 따른 하중전달 및 점진적 파손 거동을 정량적으로 평가할 필요가 있다. Fig. 1은 선박의 보조추진장치로 적용되는 로터세일 구조와 분할 조립부에 적용된 L형 샌드위치 복합재 조인트를 나타내었다. 해당 조인트는 두 개의 L형 샌드위치 복합재 플랜지를 볼트로 체결하고 외부 보강 라미네이트를 접착하여 구성한 구조로, 볼트 체결과 접착 보강이 병용되므로 기계적 체결부와 접착부 사이의 하중 분담 및 국부 손상 거동을 함께 고려해야 한다.

L형 샌드위치 복합재 조인트의 구조 성능과 파손 메커니즘에 관한 연구는 선박 구조의 코너형 조인트를 중심으로 수행되어 왔다. Shen 등[2]은 샌드위치 복합재 조인트의 정적 및 피로 거동을 평가하였으며, Zeng 등[3]은 굽힘하중 조건에서 시험과 점진적 손상해석을 통해 파손하중과 손상위치를 비교하였다. Li 등[4]은 조인트 형상에 따른 하중지지 특성, 파손하중 및 파손모드를 분석하였으며, 평균 극한하중 2.47 kN을 확인하고 형상개선을 통해 기존 조인트 대비 굽힘강성이 38.6% 증가함을 보고하였다. Qin 등[5]은 인장하중을 받는 L형 조인트의 천이부 반경을 45, 90 및 180 mm로 변화시켜 손상 진전 과정과 최종 파손모드의 변화를 분석하였다. 이러한 연구들은 코너부 형상, 보강영역 및 면재-코어 계면이 L형 샌드위치 복합재 조인트의 하중지지 성능과 점진적 파손 거동을 결정하는 주요 설계인자임을 보여준다.

기계적 체결이 적용된 샌드위치 복합재 조인트에서는 체결 홀 주변의 국부 응력집중과 코어의 면외 손상을 함께 고려해야 한다. Li 등[6]은 단일 볼트 샌드위치 복합재 조인트의 기하학적 변수에 따른 극한하중과 파손모드를 평가하였으며, bearing 파손과 충분한 극한하중을 확보하기 위한 설계조건으로 $E/D \geq 3$ 및 $W/D \geq 5$를 제시하였다. Feih와 Shercliff[7]는 복합재 L형 조인트에서 접착층과 적층판의 파손거동을 분석하였으며, 접착부 fillet 형상의 변화에 따라 조인트 강도가 최대 100% 증가할 수 있음을 확인하였다. 한편 접착 조인트의 거동은 접착제의 물성뿐만 아니라 접착층 두께, 피착재 강성 및 접합 형상에 영향을 받으며[8], 접착제의 제조 편차와 미세 기공은 인장강도와 파손 거동을 변화시킬 수 있다[9]. 또한 접착층 두께와 접합각도는 접착층 내부의 응력 및 변형률 분포와 접합강도에 영향을 미치는 것으로 보고되었다[10,11]. 접착부의 파손은 접착계면의 상태와 접착제의 비선형 특성에 영향을 받으므로 최대 변형률, 파손영역법 및 파괴역학적 방법 등 다양한 평가방법이 제시되어 있다. Harris와 Adams[12]는 접착제의 단축 인장물성을 기반으로 한 maximum strain criterion을 single-lap joint의 파손평가에 적용하였으며, Adams와 Mallick[13]은 단축 인장시험에서 결정한 최대변형률을 maximum principal tensile strain criterion의 기준값으로 접착조인트의 강도평가에 적용하였다. 또한 Rodríguez 등[14]은 접착조인트의 파손평가에서 maximum stress 및 strain에 기반한 기준을 포함한 다양한 평가방법을 비교하였다.

기존의 연구는 주로 단일 코너형 L형 조인트 또는 단일 볼트 조인트를 대상으로 수행되어 왔으며, 두 개의 L형 샌드위치 복합재 플랜지를 볼트로 체결하고 외부 보강 라미네이트를 접착한 L형 샌드위치 복합재 조인트에 관한 연구는 제한적이다.

본 논문에서는 Fig. 2와 같이 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴을 조합한 네 가지 L형 샌드위치 복합재 조인트를 제작하고, 인장시험 및 비선형 유한요소해석을 수행하여 형상별 구조성능을 비교하였다. 인장시험을 통해 초기 접착층 파손하중, 최대하중 및 최종 파손모드를 분석하였으며, 디지털 영상 상관법을 이용하여 볼트로 체결된 두 L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 상대변위를 측정하였다. 또한 벌크 접착제 인장시험으로부터 도출한 비선형 물성을 L형 샌드위치 복합재 조인트의 유한요소모델에 적용하고, 벌크시험 기반의 최대변형률을 파손기준으로 이용하여 접착층의 초기파손개시 상태를 추정하였다. 해석에서 예측된 초기파손 개시하중 및 위치를 시험에서 측정된 초기파손하중 및 파손위치와 비교하였다. 이를 바탕으로 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴이 초기 손상 저항과 후속 하중지지 거동에 미치는 영향을 평가하고, 비교 형상 중 상대적으로

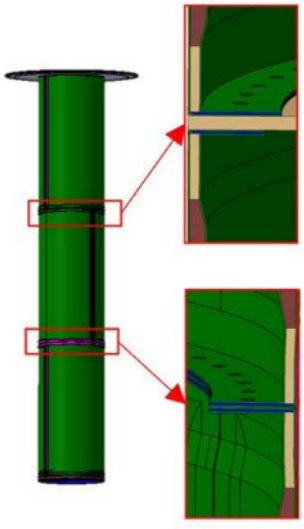


Fig. 1. Rotor sail structure and L-shaped sandwich composite joint

우수한 조인트 구성을 도출하였다.

2. 재료 및 시편 제작

본 논문에서는 Fig. 2와 같은 L형 샌드위치 복합재 조인트의 인장시험을 위해 시편을 제작하였다. 조인트의 설계 변수로는 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴을 선정하였으며, 이를 조합하여 네 가지 형상(Type 1–Type 4)의 시편을 구성하였다. 코어 형상은 접합면까지 연장된 연속형(continuous type)과, 접합면으로부터 80 mm 이격된 위치에서 30°로 테이퍼 처리한 테이퍼형(offset-tapered type)으로 구분하였다.

또한 내부 보강 적층 패턴은 조인트 인근에 보강 적층을 집중 배치한 집중형(concentrated type)과, 기본 면재 적층 사이에 보강 적층을 분산 배치한 분산형(distributed type)으로 구분하였다. 각 Type의 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴은 Table 1에 정리하였으며, 조인트 인근에 추가된 내부 보강

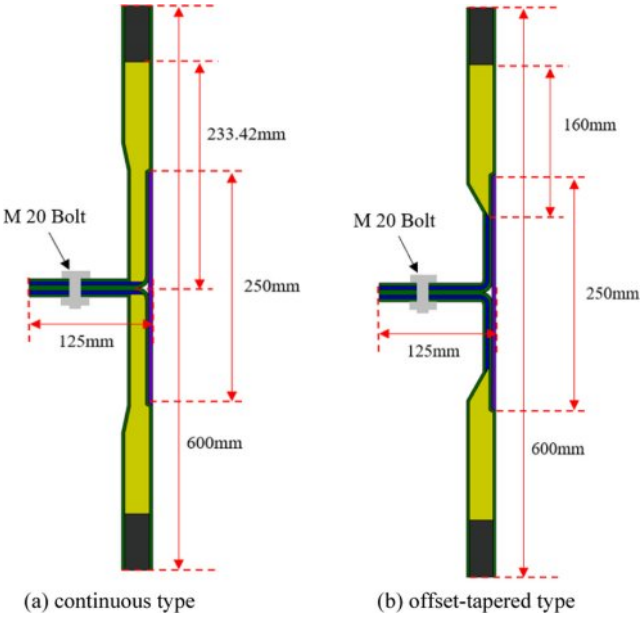


Fig. 2. Geometries and dimensions of the L-shaped sandwich composite joints: (a) continuous type and (b) offset-tapered type

Table 1. Design variables and lay-up patterns of Type 1–4 specimens

Type	Internal reinforcement lay-up	Internal reinforcement pattern	Core configuration
1	$[\pm45/0/\pm45/90/\pm45/\pm45/\pm45]_s$	concentrated	Continuous
2	$[\pm45/0/\pm45/90/\pm45/\pm45/\pm45]_s$	concentrated	Offset-tapered
3	$[\pm45/\pm45/0/\pm45/\pm45/90/\pm45]_s$	distributed	Continuous
4	$[\pm45/\pm45/0/\pm45/\pm45/90/\pm45]_s$	distributed	Offset-tapered

Table 2. Material properties of E-glass UD laminate

Property	Symbol	Value
Elastic modulus [GPa]	E_1	42.191
	E_2	11.447
	E_3	11.447
Shear modulus [GPa]	G_{12}	3.364
	G_{13}	3.412
	G_{23}	3.198
Poisson's ratio	ν_{12}	0.275
	ν_{13}	0.555
	ν_{23}	0.351
Tensile strength [MPa]	X_T	943
	Y_T	70.1
	Z_T	–
Compressive strength [MPa]	X_C	751
	Y_C	187
Shear strength [MPa]	S_{12}	55.7
	S_{13}	–
	S_{23}	–
Thickness [mm]	t	0.93

층은 파란색으로 표시하였다. 외부 보강 라미네이트에는 모든 Type에 동일한 $[\pm45]_5$의 적층패턴을 적용하였다.

L형 샌드위치 복합재 플랜지의 면재 및 보강 적층에는 단방향 E-glass 보강재(WindStrand 2000, Samwoo Enterprise Co., Korea)와 ±45° 이축 유리섬유 보강재(2AX_800, Samwoo Enterprise Co., Korea)를 사용하였다. 기지재로는 KFR-1258L 에폭시 수지와 KFH-164 경화제(Kukdo Chemical Co., Korea)를 사용하였으며, 코어 재료로는 폐쇄기포 PVC 폼인 AIREX C70.55(3A Composites, Switzerland)를 사용하였다. Tables 2와 3은 E-glass UD 및 2AX_800 적층재의 물성을 나타낸 것으로, (주)휴먼컴퍼지트에서 시편을 제작하고 KTL(한국산업기술시험원)에 시험을 의뢰하여 평가한 물성값이다. Table 4는 코어재료로 사용한 AIREX C70.55 PVC폼의 물성을 나타낸 것으로, 제조사에서 제공한 값을 사용하였다. 외부 보강 라미네이트와 L형 샌드위치 복합재 플랜지 외측의 접착에는 TECHSTORM 390 주제와 TECHSTORM 398 경화제로 구성된 이액형 구조용 에폭시 접착제(Techstorm Advanced Material Co., Ltd.)를 사용하였다.

주제와 경화제는 제조사 기준에 따라 100:45의 질량비로 혼합하였다. 사용된 구조용 접착제의 물성을 평가하기 위하여 ISO 527-2의 Type 1B 규격으로 인장시험편을 제작하였다. 제작된 인장시편은 INSTRON 5582 만능재료시험기를 이용하여 1.5 mm/min의 크로스헤드 속도로 인장시험을 수행하였다. 인장시험 결과, 응력-변형률 곡선은 Fig. 3과 같이 비선형 거동이 크게 나타남을 확인할 수 있었다.

Table 3. Material properties of 2AX_800 Laminate

Property	Symbol	Value
Elastic modulus [GPa]	E_1	27.994
	E_2	12.989
	E_3	12.989
Shear modulus [GPa]	G_{12}	3.227
	G_{13}	3.305
	G_{23}	3.305
Poisson's ratio	ν_{12}	0.123
	ν_{13}	0.488
	ν_{23}	0.488
Tensile strength [MPa]	X_T	541
	Y_T	541
	Z_T	–
Compressive strength [MPa]	X_C	531
	Y_C	531
Shear strength [MPa]	S_{12}	46.46
	S_{13}	–
	S_{23}	–
Thickness [mm]	t	0.59

Table 4. Material properties of AIREX C70.55

Property	Symbol	Value
Density [kg/m³]	ρ	60
Tensile modulus [MPa]	E_T	45
Compressive modulus [MPa]	E_C	69
Shear modulus [MPa]	G	22
Poisson's ratio	ν	0.3
Tensile strength [MPa]	X_T	1.3
Compressive strength [MPa]	X_C	0.90
Shear strength [MPa]	S	0.85
Shear elongation at break [%]	γ_f	16

L형 샌드위치 복합재 플랜지와 외부 보강 라미네이트는 진공 수지 주입 성형(Vacuum-assisted Resin Transfer Molding, VaRTM) 공정을 통해 제작하였다. 먼저 섬유와 코어를 적층한 후 보조재와 진공 필름을 이용하여 진공 포장을 수행하였으며, 약 5분간 수지를 주입한 후 섬유층의 충분한 함침을 위해 30분간 진공 상태를 유지하였다. 이후 80°C에서 10시간 동안 경화한 후 탈형하였으며, 설계 치수에 맞추어 L형 샌드위치 복합재 플랜지를 트리밍하였다. 트리밍된 플랜지에는 직경 22 mm의 체결 홀을 가공하였으며, 두 부재는 10.9급 M20 볼트와 와셔를 이용하여 체결하였다. 모든 시편은 동일한 체결절차에 따라 토크렌치를 이용하여 470 N·m의 토크로 체결하였으며, 볼트–홀의 공칭 직경 간극은

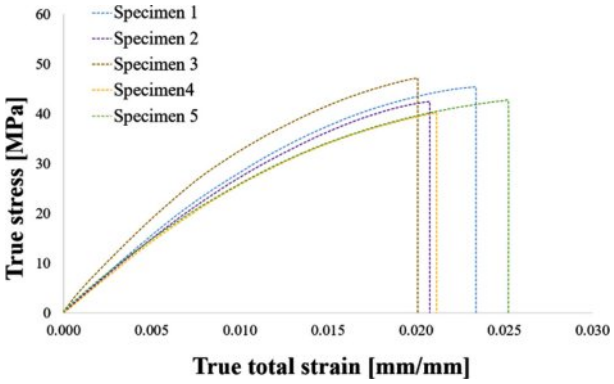


Fig. 3. True stress–strain curves for bulk adhesive specimens

Table 5. Material properties of the structural adhesive

Property	Symbol	Value
Density [kg/m³]	ρ	1,200
Young's modulus [GPa]	E	3.043
Poisson's ratio [-]	ν	0.35

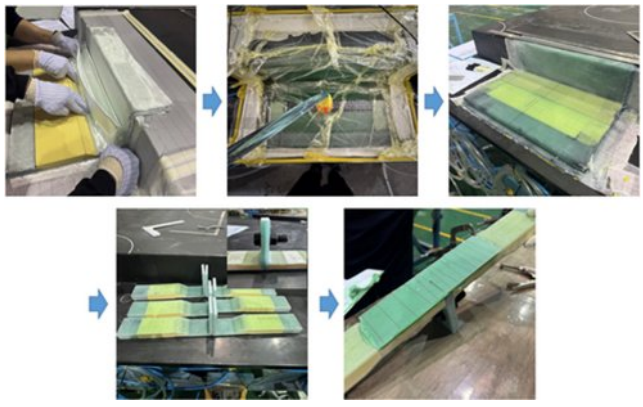


Fig. 4. Manufacturing process of the L-shaped sandwich composite joint specimens

2 mm이다. 외부 보강 라미네이트의 접착 전 피착면은 그라인더를 이용하여 기계적으로 연마한 후 아세톤으로 세척하였으며, 별도의 primer는 적용하지 않았다. 이후 TECHSTORM 390/398 접착제를 적용하여 외부 보강 라미네이트를 접합하고, 별도의 외부 가압 및 진공 없이 80°C에서 10시간 동안 경화하였다. 접착층의 공칭두께는 실제 제작에 사용된 금형 형상과 적층 제작 두께에 의해 형성되는 조립 간극을 기준으로 1.18 mm로 설정하였다. 시편의 제작과정은 Fig. 4에, 제작이 완료된 Type 1–Type 4의 L형 샌드위치 복합재 조인트 시편은 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 5는 제작된 Type 1–4 시편 사진을 나타내며, 각 Type의 내부 보강 적층패턴과 코어 형상 차이는 Table 1 및 Fig. 2에 정리하였다.

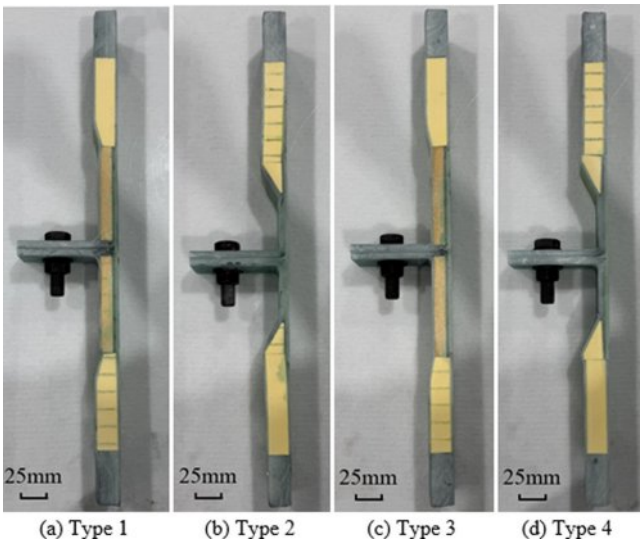


Fig. 5. Fabricated L-shaped sandwich composite joint specimens: (a) Type 1, (b) Type 2, (c) Type 3 and (d) Type 4

3. 인장시험

L형 샌드위치 복합재 조인트 시편의 인장시험은 MTS사의 E45 만능재료시험기를 이용하여 크로스헤드 속도 2 mm/min의 변위 제어 조건으로 수행하였다. 네 가지 형상에 대해 각각 5개씩, 총 20개의 시편을 시험하였다. 조인트의 인장변위는 시편 측면에서 촬영한 영상을 디지털 영상 상관법(Digital Image Correlation, DIC)으로 분석하여 측정하였다. 이를 위해 볼트로 체결된 두 L형 샌드위치 복합재 플랜지에 기준점을 설정하고, 두 기준점 사이의 상대변위를 조인트 인장변위로 정의하였다. Figs. 6–7은 각 Type별 5개 시편의 하중–변위 곡선과 초기 균열 발생 위치 및 파손 진전 양상을 나타낸 그림이다. 모든 Type에서 하중이 증가하는 과정에서 외부 보강 라미네이트와 플랜지 사이 접착층에서 초기 균열이 발생하였으며, 이와 동시에 최초의 급격한 하중 저하가 발생하였다. 이후 하중은 다시 증가하여 최대하중에 도달하는 거동이 관찰되었다. 본 논문에서는 하중–변위 곡선에서 초기 균열의 발생에 의해 최초의 국부 최대하중 이후 급격한 하중 감소가 시작되는 시점의 하중을 초기 파손하중으로 정의하였다. 초기 파손 이후에도 하중이 다시 증가한 것은 잔존 접착영역과 볼트 체결부를 통해 하중이 재분배되고 추가적인 하중지지가 이루어졌기 때문으로 판단된다. 따라서 초기 접착층 파손이 발생한 직후 조인트 전체가 즉시 파손되는 것이 아니라, 접착층 손상 이후에도 최대하중에 도달할 때까지 후속 하중지지 거동이 지속됨을 확인하였다.

Fig. 8은 각 Type별 5회 반복시험으로 평가한 초기파손하중 및 최대하중의 평균값을 나타낸 결과이다. 반복시험 간 하중결과의 변동성을 정량적으로 나타내기 위해 각 Type별 평균값을 막대로, 표준편차를 오차막대로 제시하였다. 테이퍼형 코어와 집중형 내부 보강 적층을 적용한 Type 2는 평균값 기준으로 초기파손하중 17.43 kN과 최대하중 33.51

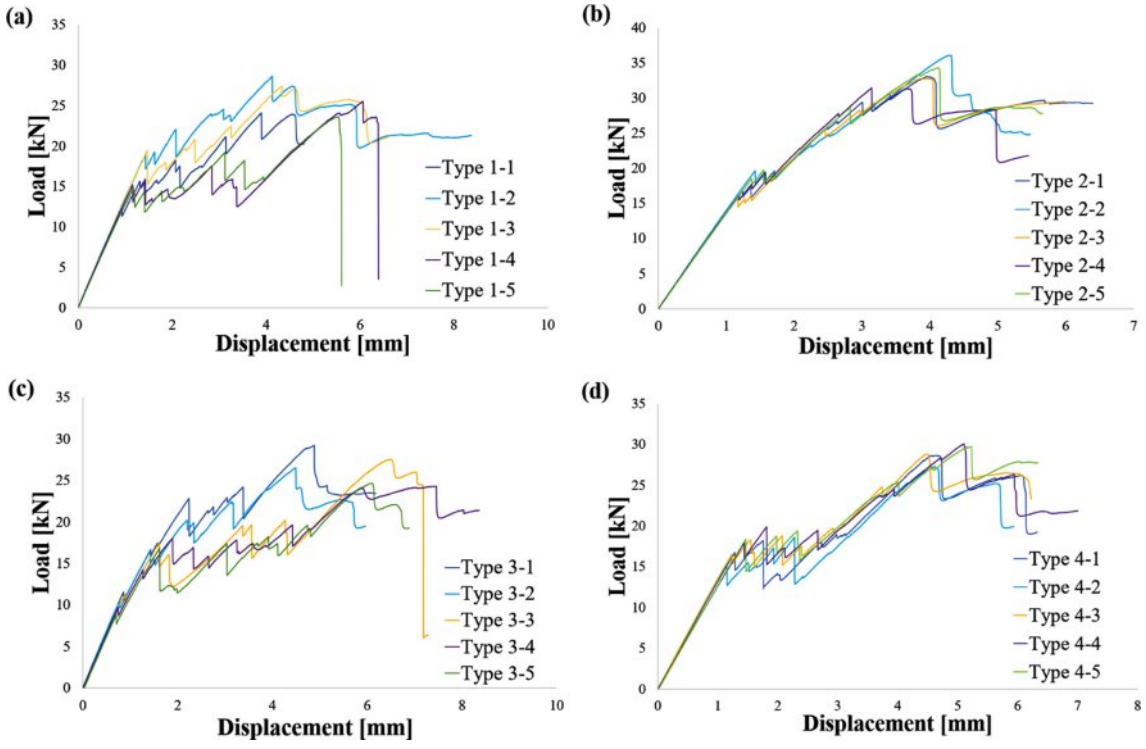


Fig. 6. Load–displacement curves of the L-shaped sandwich composite joint specimens: (a) Type 1, (b) Type 2, (c) Type 3, and (d) Type 4

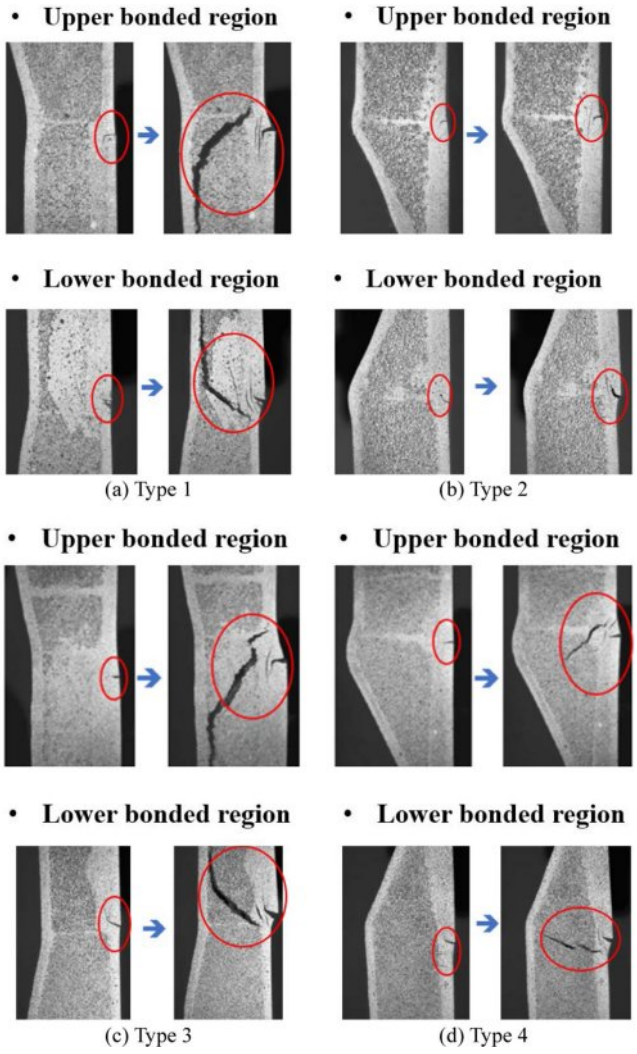


Fig. 7. Representative initial failure progression of the L-shaped sandwich composite joint specimens: (a) Type 1, (b) Type 2, (c) Type 3, and (d) Type 4

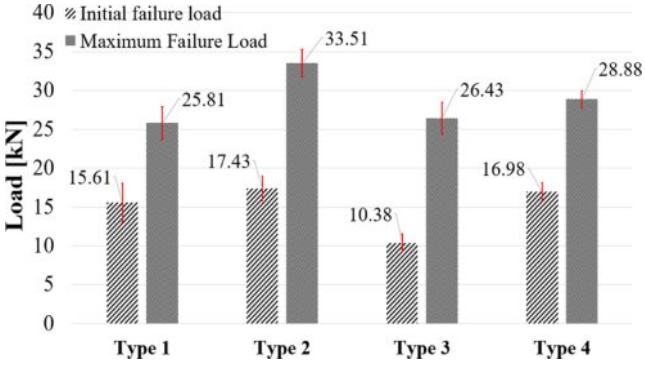


Fig. 8. Mean initial failure loads and maximum loads for each joint type (error bars represent standard deviation, n = 5)

kN을 나타내어 네 가지 형상 중 가장 높은 값을 보였다. 반면 Type 3의 초기파손하중과 최대하중은 각각 10.38 kN과 26.43 kN으로 나타났으며, Type 2는 Type 3보다 각각 67.9%

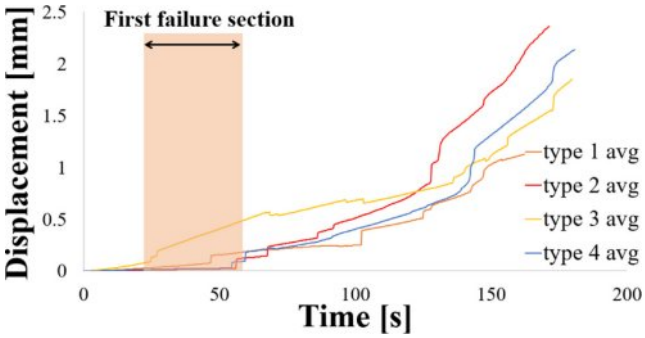


Fig. 9. Gap displacement between the two flanges measured by DIC

와 26.8% 높은 값을 보였다. 동일한 집중형 내부 보강 조건에서 Type 2의 초기파손하중과 최대하중은 연속형 코어를 적용한 Type 1보다 각각 11.7%와 29.8% 높게 나타났다. 또한 분산형 내부 보강 조건에서도 테이퍼형 코어를 적용한 Type 4가 Type 3보다 두 하중값 모두 높게 평가되어, 테이퍼형 코어의 적용이 조인트의 초기 손상 저항과 최대 하중 지지 성능을 향상시키는 경향을 확인하였다. 반면 Type 3은 가장 낮은 초기파손하중을 나타냈으나 최대하중은 Type 1보다 높게 나타나, 초기 파손 이후의 하중 증가 거동이 조인트 형상에 따라 상이하게 전개됨을 보여준다. 이러한 결과는 코어 형상과 내부 보강 적층 배치가 접착층의 손상 개시와 후속 하중지지 거동에 모두 영향을 미치는 주요 설계 변수임을 시사한다.

Fig. 9는 L형 조인트의 두 플랜지가 만나는 부분의 틈새 변위를 DIC로 분석하여 측정한 결과를 나타낸 그래프이다. 각 Type별로 시험기의 크로스헤드 변위가 5.33 mm에 해당하는 (0–160 초) 구간에서 틈새 변위 거동을 비교하였으며, 음영 구간은 초기 접착층 파손이 발생된 구간을 나타낸다. DIC 측정 결과, Type 2는 초기 접착층 파손 이전까지 플랜지의 틈새 변위가 비교적 작게 유지된 반면, Type 3은 시험 초기부터 틈새 변위가 상대적으로 빠르게 증가하는 거동을 보였다. 이러한 틈새 변위의 증가는 플랜지와 외부 보강 라미네이트 사이 접착층의 국부 응력 및 변형률 집중에 영향을 미칠 수 있으며, Type 3의 낮은 초기파손하중에 영향을 미친 요인 중 하나로 판단된다. 초기 접착층 파손 이후에는 모든 Type에서 플랜지의 틈새 변위가 증가하였으나, 변위 증가 양상은 Type별로 상이하게 나타났다. 하중–변위 곡선과 DIC 결과를 종합하면, Type 2는 초기 접착층 파손 이후에도 하중이 다시 증가하였으며, 네 가지 형상 중 가장 높은 최대하중에 도달하였다. 그러나 플랜지 틈새 변위의 크기와 최대하중 사이에는 일관된 대응관계가 나타나지 않았다. 이는 초기 접착층 파손 이후 잔존 접착영역과 볼트 체결부를 통해 하중이 재분배되면서 후속 하중지지 거동이 Type별로 다르게 나타났기 때문으로 판단된다.

Fig. 10은 각 Type별 5회 반복시험에서 일관되게 관찰된

대표적인 최종 파손모드를 나타낸다. 모든 Type에서 외부 보강 라미네이트와 L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 접착층에서 초기 파손이 발생하였으며, 이후 코어 손상과 면재-코어 계면분리가 동반되면서 최종 파손으로 진전되었다. 연속형 코어를 적용한 Type 1과 Type 3에서는 초기 접착층 파손 이후 파손부 인근의 코어 손상뿐만 아니라 면재-코어 계면을 따라 비교적 넓은 범위의 분리 손상이 관찰되었다. 반면 테이퍼형 코어를 적용한 Type 2와 Type 4에서는 손상이 주로 초기 파손부 인근의 코어 영역을 중심으로 진전되어, 연속형 코어 형상에 비해 파손 범위가 상대적으로 국부화되는 양상을 나타냈다. 이러한 결과는 코어 형상이 초기 접착층 파손 이후의 손상 전파 경로와 최종 파손모드에 영향을 미침을 보여준다.

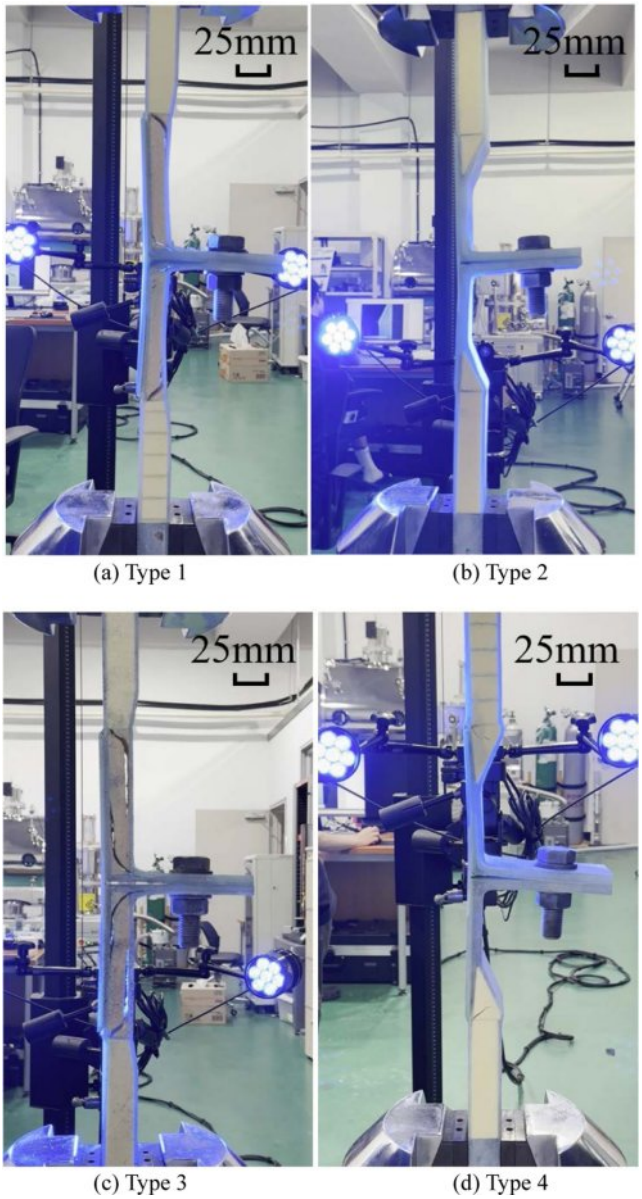


Fig. 10. Representative final failure modes of the L-shaped sandwich composite joint specimens after tensile testing: (a) Type 1, (b) Type 2, (c) Type 3, and (d) Type 4

4. 유한요소해석

L형 샌드위치 복합재 조인트의 형상별 하중전달 거동과 초기파손개시 상태를 평가하기 위해 유한요소해석을 수행하였다. 해석에는 ANSYS Workbench 2021 R1과 ANSYS Composite PrepPost (ACP)를 사용하였으며, Fig. 11과 같이 3차원 유한요소모델을 구성하였다. Fig. 11(a)는 연속형 코어가 적용된 Type 1과 Type 3의 조인트 구성 및 메시를, Fig. 11(b)는 테이퍼형 코어가 적용된 Type 2와 Type 4의 조인트 구성 및 메시를 나타낸다. 유한요소모델은 상·하부 샌드위치 면재, PVC 폼 코어, 내부 보강층, 외부 보강 라미네이트, 접착층 및 M20 체결부로 구성하였다. 접착층은 시편의 형상과 적층 제작 두께를 기반으로 정의한 공칭두께 1.18 mm를 적용하였으며, 복합재 두께방향으로 각 층별 1개의 요소를 배치하여 복합재 각층에 작용하는 층간응력을 계산하였다. 접착층 요소크기에 대한 메시 수렴성을 검토하여 최종 접착층 요소크기를 2 mm로 설정하였다. 모델별 절점 수, 요소 수 및 요소 크기는 Table 6에 정리하였다. 접착제는 Fig. 3의 접착제 인장시험에서 확인된 비선형 거동을 반영하기 위해 ANSYS의 다선형 탄성 모델인 Multilinear Elasticity (MELAS)를

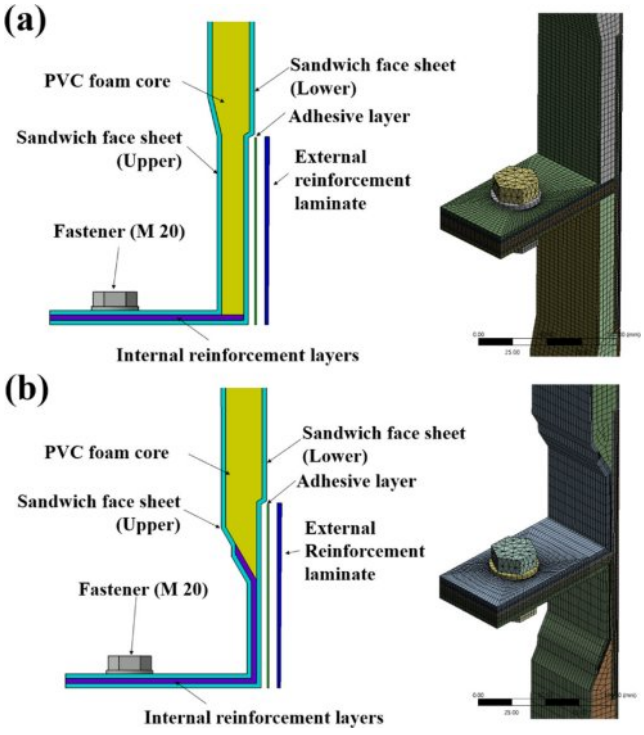


Fig. 11. Schematic configurations and local mesh of the finite element models: (a) continuous-core joint types, Types 1 and 3, and (b) offset-tapered-core joint types, Types 2 and 4

Table 6. Mesh information for the finite element models

Configura-tion	Laminate element size [mm]	Adhesive element size [mm]	Number of nodes	Number of elements
Type 1	3.5	2	161,437	83,380
Type 2	8.0	2	161,070	96,970
Type 3	5.5	2	111,602	48,000
Type 4	5.0	2	98,727	41,882

적용하였으며, 5개 시험곡선으로부터 산정한 진응력–진변형률 곡선의 총 206개 지점을 입력하였다.

인장시험의 구속상태와 하중조건을 재현하기 위해 유한요소모델에 Fig. 12와 같은 경계조건 및 접촉조건을 적용하였다. 시편의 길이 방향을 전역좌표계의 z축으로 설정하고, 하부 끝단에는 완전 고정조건을 적용하였다. 상부 끝단에는 x 및 y 방향 변위를 구속한 상태에서 z축 방향의 인장변위를 부여하였다. 또한 해석모델의 면외 강체운동을 방지하기 위해 시편 양쪽 옆면의 y방향 변위를 추가로 구속하였다. 복합재 적층부의 재료좌표계는 각 ply의 x축을 섬유방향, y축을 면내 횡방향, z축을 두께방향으로 정의하였다. 샌드위치 면재–코어 계면과 외부 보강 라미네이트–L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 접착층에는 bonded contact를 적용하였다. McCarthy 등[15]은 복합재 볼트 조인트의 유한

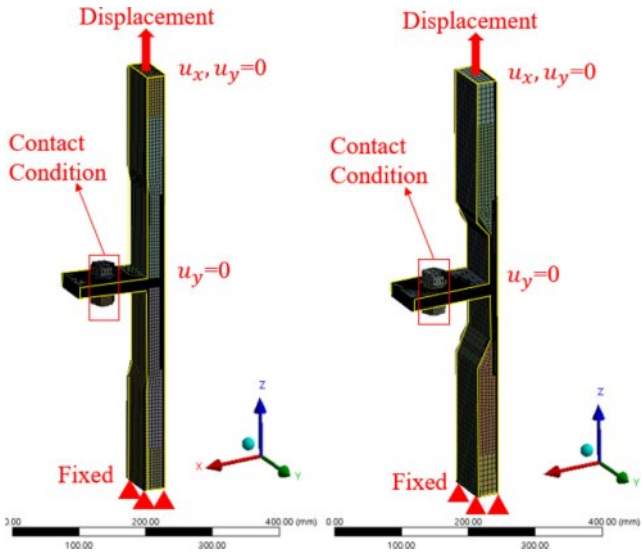


Fig. 12. Boundary conditions applied to the finite element model

요소해석에서 상대적으로 낮은 마찰계수가 사용되어 왔음을 보고하였으며, pin–composite plate 접촉에 마찰계수 0.2를 적용하였다. 본 논문에서도 볼트와 체결 홀 사이에 마찰계수 0.2의 frictional contact를 적용하였다. 서로 마주보는 두 플랜지의 접촉면에는 하중 작용에 따른 상대 미끄러짐과 접촉면 분리를 허용하기 위해 frictionless contact를 적용하

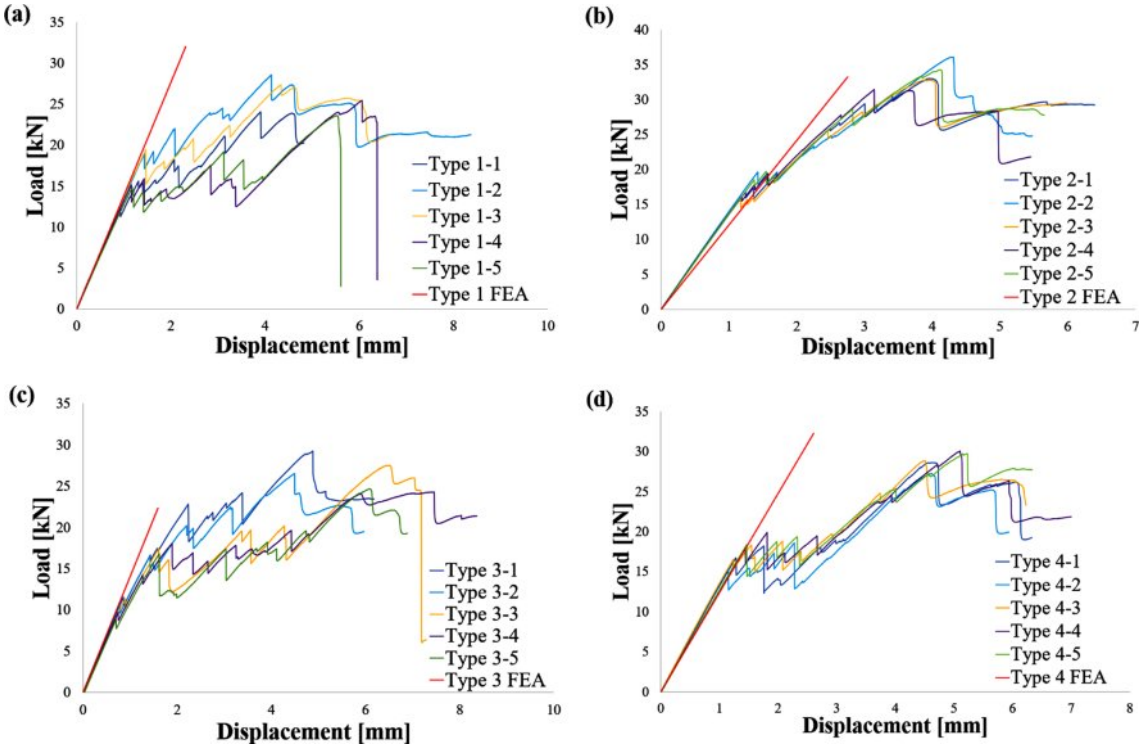


Fig. 13. Comparison of experimental and FE-predicted load–displacement curves for each joint type: (a) Type 1, (b) Type 2, (c) Type 3, and (d) Type 4

였다. 본 해석에서는 bolt pretension을 고려하지 않았으므로 체결력에 의한 플랜지 사이의 마찰하중 전달은 해석범위에서 제외하였으며, frictionless contact는 플랜지의 접촉·분리 및 상대 미끄러짐을 허용하기 위한 단순화된 접촉조건으로 적용하였다.

본 해석에서는 접착제의 비선형 재료거동과 접촉상태의 변화를 안정적으로 추적하기 위해 변위 제어조건을 적용하여 비선형해석을 수행하였다. 상부 끝단의 z축 방향 변위를 점진적으로 증가시키면서 각 하중 단계에서 발생하는 반력을 산출하였으며, 이를 이용하여 Type별 하중–변위 응답특성을 평가하였다. Fig. 13은 Type별 시험 하중–크로스헤드 변위 곡선과 유한요소해석의 초기 하중–변위 응답을 비교한 결과이다. 모든 Type에서 시험과 해석의 초기 하중–변위 기울기가 유사하게 나타났다. 본 연구에서는 L형 샌드위치 복합재 조인트의 초기 파손개시 상태를 유한요소해석으로 평가하고, 이후의 후속 하중지지 거동은 하중–변위 응답, DIC 틈새변위, 최대하중 및 최종 파손모드를 통해 시험적으로 평가하였다. 초기파손 이후에는 접착층 분리와 하중재분배 등 복합적인 손상이 발생하므로, 시험–해석 간 정량 비교는 조인트의 초기 파손개시를 중심으로 수행하였다.

L형 샌드위치 복합재 조인트의 파손은 복합재 적층부의 면내파손, 층간파손, 면재–코어 계면 전단파손, 접착층의 파손 등으로 나눌 수 있다. 복합재 적층부의 면내파손은 Tsai–Wu 파손기준을 적용하여 평가하였으며, 면재–코어 계면 전단파손은 계면에 발생하는 전단응력을 기준강도와 비교하여 검토하였다. 접착층의 파손모드는 접착제 자체의 파손과 접착계면의 파손으로 구분할 수 있으며, 양호한 표면처리를 통해 접착계면의 강도가 충분히 확보된 경우에는 접착제 파손과 접착계면 파손이 혼합되어 나타날 수 있다. 본 논문에서는 접착제의 등가 최대변형률[13]을 기준으로 조인트의 초기파손개시 상태를 예측하였으며, Fig. 3의 접착제 인장시험에서 평가한 최대변형률값이 ε_{max} = 0.0205에 도달하는 시점을 접착층의 초기 파손개시 상태로 정의하였다. Fig. 14는 Type 1 모델에 F = 16 kN을 가하였을 때 접착층의 전단응력과 등가 전체변형률을 나타낸 그림으로, 전단응력은 xz 성분이 가장 크게 나타났으며 Fig. 14(a)에서 보는 바와 같이 접착층의 양끝단에서 응력이 집중되는 현상을 볼 수 있다. Fig. 14(b)는 접착층의 등가 전체변형률 분포를 나타낸 그림으로, 접착층의 끝단에서 등가 전체변형률 값이 0.0205에 도달하였으므로 해당 위치에서 초기 파손개시 상태에 도달한 것으로 평가되었다. 이 시점에서 복합재 적층부의 면내 Tsai–Wu 파손지수, 층간응력 및 면재–코어 계면 전단응력 분포를 계산하였으며, 그 결과를 Figs. 15–17에 나타내었다. 이를 바탕으로 각 부위의 파손기준 도달 여부를 평가하였다.

Fig. 15는 복합재 적층부의 최대 면내 Tsai–Wu 파손지수

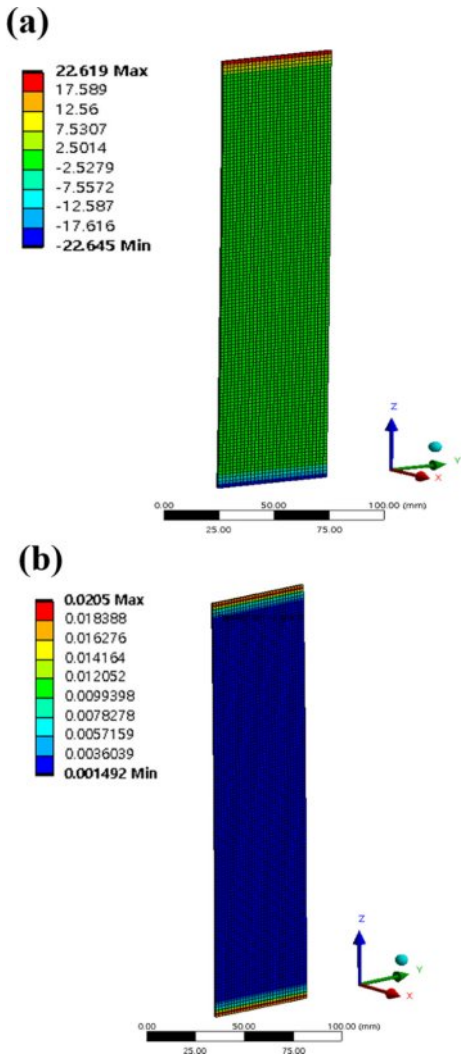


Fig. 14. xz shear stress and equivalent total strain distributions in the adhesive layer for Type 1: (a) xz shear stress distribution, (b) equivalent total strain distribution

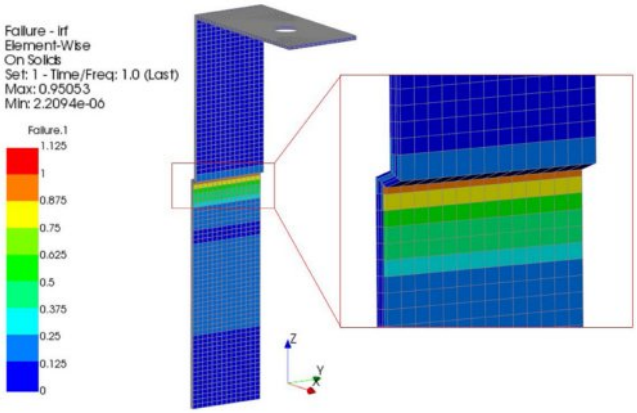


Fig. 15. Tsai–Wu failure index distribution in the lower sandwich face sheet of the Type 1 joint at a load of 16 kN

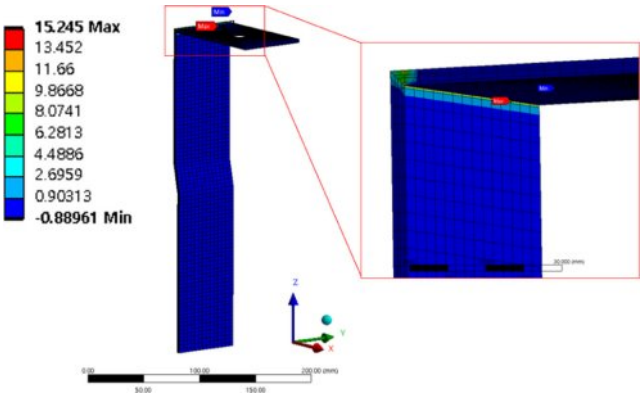


Fig. 16. Interlaminar normal stress (σ_z) distribution in the upper sandwich face sheet of the Type 1 joint at a load of 16 kN

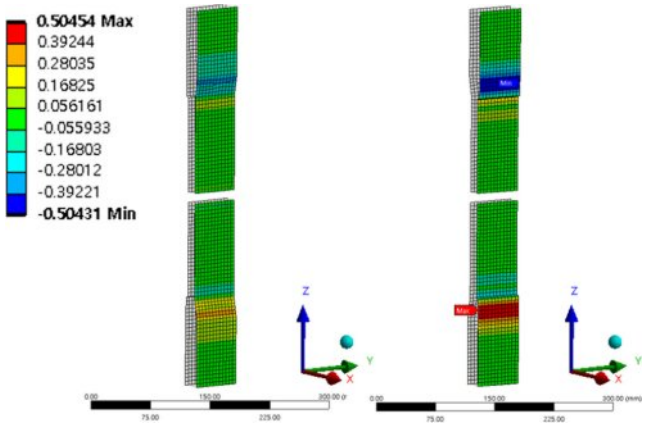


Fig. 17. Face sheet–core interfacial xz shear stress in the Type 1 joint at a load of 16 kN

분포를 나타낸 그림으로, Type 1 복합재 조인트의 최대 파손지수는 하부 샌드위치 면재의 90° E-glass UD ply에서 0.9505로 평가되었으며, 파손기준인 1.0에는 도달하지 않았으므로 복합재 적층부의 면내파손은 발생하지 않은 것으로 평가하였다.

복합재 적층부에 발생한 층간응력은 σ_z 성분이 가장 크게 나타났으며, Fig. 16은 복합재 적층부의 σ_z 응력분포를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이, σ_z의 최대응력은 외부 보강 라미네이트 끝단과 수직 샌드위치 면재가 인접한 조인트 모서리 부근에서 15.2 MPa로 평가되었다. UD 복합재의 횡방향 인장파손은 주로 기지재와 섬유–기지재 계면의 거동에 영향을 받는 matrix-dominated 특성을 나타내는 것으로 보고되고 있다[16]. 이에 본 연구에서는 Table 2에 별도의 두께방향 인장강도 Z_T가 제시되어 있지 않은 조건에서, 면내 횡방향 인장강도 Y_T = 70.1 MPa를 층간응력 수준을 비교하기 위한 참고 기준값으로 적용하였다. 초기 접착층 파손개시 상태에서 발생한 최대 인장 층간응력은 Fig. 16에서 보는 바와 같이 최대 15.2 MPa로 평가되어, 참고 기준값에 도달하지 않았음을 확인할 수 있었다.

Fig. 17은 Type 1의 면재–코어 계면에 발생한 xz 전단응력 분포를 나타낸 그림으로, Type 1 샌드위치 복합재의 최대 계면 전단응력은 0.505 MPa로 평가되었다. 면재–코어 계면 전단파손 기준은 본 조인트와 동일한 적층 패턴을 갖는 샌드위치 복합재의 굽힘시험 결과[17]를 적용하였다. 해당 연구에서는 면재–코어 계면 전단파손 시 최대 계면 전단응력이 1.81 MPa로 보고되었다. 초기 접착층 파손개시 상태에서 예측된 최대 면재–코어 계면 전단응력은 파손 기준값보다 현저히 낮으므로, 해당 시점에서 면재–코어 계면의 전단파손은 발생하지 않은 것으로 추측할 수 있다.

이상의 결과를 종합하면, Type 1 모델에서는 반력이 약 16 kN에 도달하였을 때 외부 보강 라미네이트와 L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 접착층이 초기파손개시 상태에 도달하는 것으로 예측되었다. 또한 해당 위치는 시험에서 관찰된 초기 접착층 분리 위치와 일치하여, 해석결과가 실험결과와 부합함을 확인하였다.

Type 2–4에 대해서도 Type 1과 동일한 방법으로 하중을 증가시키면서 접착층 파손, 복합재 적층부의 면내파손, 층간파손 및 면재–코어 계면 전단파손 가능성을 평가하였으며, 주요 해석결과를 Table 7에 정리하였다.

Table 7에서 보는 바와 같이, 모든 Type에서 외부 보강 라미네이트와 L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 접착층 등가 전체변형률이 0.0205에 도달할 때, 각 Type별 복합재의 최대 Tsai–Wu 파손지수는 0.8528–0.9796으로 파손기준인 1.0에 도달하지 않았으며, 층간응력 σ_z 또한 −31.2–29.28 MPa 범위로 평가되어, 본 논문에서 참고 기준값으로 적용한 층

Table 7. Summary of FE results at the predicted adhesive failure-initiation state for each joint type

Type	FE reaction force [kN]	Maximum adhesive-layer equivalent total strain	Tsai–Wu failure index of composite panel	Maximum/Minimum interlaminar normal stress, σ_z [MPa]	Maximum face sheet–core interfacial shear stress, τ_{xz} [MPa]
1	16.006	0.0205	0.9505	15.25 / −4.83	0.505
2	16.613	0.0205	0.8528	15.47 / −7.71	0.590
3	11.165	0.0205	0.9796	29.28 / −31.20	0.833
4	16.131	0.0205	0.9320	21.54/ −6.38	0.660

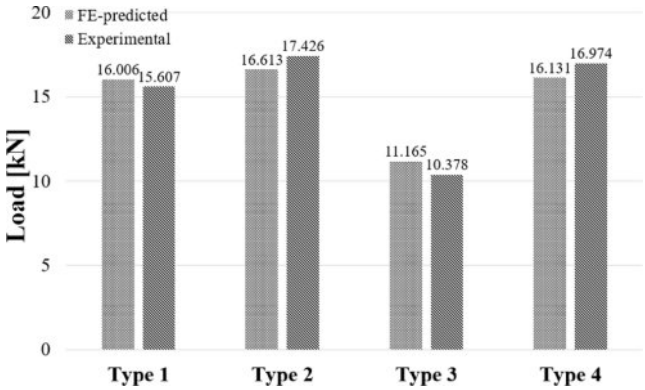


Fig. 18. Comparison of experimental initial failure loads and FE-predicted adhesive failure-initiation loads for each joint type

간파손 기준인 70.1 MPa보다 낮은 수준으로 평가되었다. 또한 면재–코어 계면의 최대 xz 전단응력은 0.505–0.833 MPa로 평가되어 전단파손 기준인 1.81 MPa보다 낮은 값을 나타났으므로 면재–코어 계면의 전단파손은 발생하지 않은 것으로 평가되어, 모든 조인트의 초기 파손개시는 접착층에서 발생되었다고 평가할 수 있다. 특히 Type 2는 해석에서 임계하중이 16.613 kN으로 가장 높게 예측되었으며, 시험에서도 초기 접착층 파손하중이 17.426 kN으로 가장 크게 나타나 해석결과와 실험결과가 잘 일치함을 확인하였다. Fig. 18은 해석에서 예측한 임계하중과 시험에서 측정한 초기 접착층 파손하중을 비교한 결과로, 두 결과의 상대오차는 2.6–7.6% 범위였다. Type 3은 7.6%로 가장 큰 상대오차를 나타냈으며, Fig. 9에서 확인된 상대적으로 빠른 초기 틈새변위 증가와 같이 국부 개구변형 및 접착층 끝단의 응력집중에 민감한 구조적 특성이 초기파손하중의 해석 예측에 영향을 미친 것으로 판단되며 Type 3의 시험–해석 간 절대하중 차이는 약 0.79 kN으로 나타났다. 해석의 파손개시 예측하중과 시험의 초기 파손하중은 모두 Type 2 > Type 4 > Type 1 > Type 3의 순으로 나타났으며, 네 가지 Type에 대한 평균 오차는 약 4.9%로 평가되어 파손개시하중에 대한 해석의 예측 타당성을 확인하였다.

5. 결 론

본 논문에서는 볼트 체결과 외부 접착 보강이 적용된 로터세일 L형 샌드위치 복합재 조인트를 대상으로, 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴에 따른 인장거동 및 초기 파손특성을 시험과 비선형 유한요소해석을 통해 평가하였다. 네 가지 조인트 형상을 비교한 결과, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. L형 샌드위치 복합재 조인트의 인장시험 결과, 테이퍼형 코어와 집중형 내부 보강 적층을 적용한 Type 2의 초기 파손하중이 17.43 kN, 최대하중이 33.51 kN으로 나타나 가장 높은 하중지지 성능을 보였다. 또한 동일한 내부 보강 적층 조건에서는 테이퍼형 코어를 적용한 조인트가 연속형 코어를 적용한 조인트보다 높은 초기파손하중과 최대하중을 나타내었다.

2. 시험에서는 모든 형상에서 외부 보강 라미네이트와 L형 샌드위치 복합재 플랜지 사이의 접착층에서 초기파손이 관찰되었으며, 비선형 유한요소해석에서도 동일 위치에서 초기 파손개시가 발생하는 것으로 예측되었다. 해당 시점에서 복합재 적층부의 면내파손은 발생하지 않았으며, 층간 정상응력과 면재–코어 계면 전단응력은 파손 평가에 사용한 기준값에 도달하지 않았다.

3. 비선형 유한요소해석으로 예측한 초기 파손개시 하중은 시험결과와 2.6–7.6%의 오차를 보였으며, 평균 오차는 약 4.9%로 평가되어 제안한 해석기법의 예측 신뢰성을 확인하였다. 또한 해석의 파손개시 예측하중과 시험의 초기 파손하중은 Type 2 > Type 4 > Type 1 > Type 3의 순으로 나타나 동일한 경향을 보였다.

이러한 결과로부터 코어 형상과 내부 보강 적층 패턴은 로터세일 L형 샌드위치 복합재 조인트의 초기 파손 거동과 하중지지 성능을 결정하는 주요 설계인자인 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 정부(산업통상자원부)의 재원으로 한국산업기술평가관리원의 소재부품기술개발사업 지원을 받아 수행되었습니다. (연구개발과제번호: 20024953)

REFERENCES

1. Birman, V., and Kardomateas, G.A., "Review of Current Trends in Research and Applications of Sandwich Structures," *Composites Part B: Engineering*, Vol. 142, 2018, pp. 221-240.
2. Shen, W., Luo, B., Yan, R., Zeng, H., and Xu, L., "The Mechanical Behavior of Sandwich Composite Joints for Ship Structures," *Ocean Engineering*, Vol. 144, 2017, pp. 78-89.
3. Zeng, H., Yan, R., and Xu, L., "Failure Prediction of Composite Sandwich L-Joint under Bending," *Composite Structures*, Vol. 197, 2018, pp. 54-62.
4. Li, H., Tu, S., Liu, Y., Lu, X., and Zhu, X., "Mechanical Properties of L-Joint with Composite Sandwich Structure," *Composite Structures*, Vol. 217, 2019, pp. 165-174.
5. Qin, K., Yan, R., Cui, M., and Zeng, H., "Failure Mode Shift of Sandwich Composite L-Joint for Ship Structures under Tension Load," *Ocean Engineering*, Vol. 214, 2020, 107863.
6. Li, M., Liu, Z., Yan, R., Lu, J., and Guedes Soares, C., "Experimental and Numerical Investigation on Composite Single-Lap Single-Bolt Sandwich Joints with Different Geometric Parameters," *Marine Structures*, Vol. 85, 2022, 103259.
7. Feih, S., and Shercliff, H.R., "Adhesive and Composite Failure

Prediction of Single-L Joint Structures under Tensile Loading," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 25, No. 1, 2005, pp. 47-59.
8. Wei, Y., Jin, X., Luo, Q., Li, Q., and Sun, G., "Adhesively Bonded Joints—A Review on Design, Manufacturing, Experiments, Modeling and Challenges," *Composites Part B: Engineering*, Vol. 276, 2024, 111225.
9. Katnam, K.B., Stevenson, J.P.J., Stanley, W.F., Buggy, M., and Young, T.M., "Tensile Strength of Two-Part Epoxy Paste Adhesives: Influence of Mixing Technique and Micro-Void Formation," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 31, No. 7, 2011, pp. 666-673.
10. Akhavan-Safar, A., Ayatollahi, M.R., and da Silva, L.F.M., "Strength Prediction of Adhesively Bonded Single Lap Joints with Different Bondline Thicknesses: A Critical Longitudinal Strain Approach," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 109, 2017, pp. 189-198.
11. Afendi, M., Teramoto, T., and Bakri, H.B., "Strength Prediction of Epoxy Adhesively Bonded Scarf Joints of Dissimilar Adherends," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 31, No. 6, 2011, pp. 402-411.
12. Harris, J.A., and Adams, R.D., "Strength Prediction of Bonded Single Lap Joints by Non-linear Finite Element Methods," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 4, No. 2, 1984, pp. 65-78.
13. Adams, R.D., and Mallick, V., "The Effect of Temperature on the Strength of Adhesively-Bonded Composite-Aluminium Joints," *The Journal of Adhesion*, Vol. 43, No. 1-2, 1993, pp. 17-33.
14. Rodríguez, R.Q., de Paiva, W.P., Sollero, P., Rodrigues, M.R.B., and de Albuquerque, E.L., "Failure Criteria for Adhesively Bonded Joints," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 37, 2012, pp. 26-36.
15. McCarthy, C.T., McCarthy, M.A., Stanley, W.F., and Lawlor, V.P., "Experiences with Modeling Friction in Composite Bolted Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 39, No. 21, 2005, pp. 1881-1908.
16. Liu, L., Zhang, X., Wang, Z., Wang, Y., and Guo, J., "Micromechanics Modeling of Transverse Tensile Strength for Unidirectional CFRP Composite," *Materials*, Vol. 15, No. 23, 2022, 8577.
17. Hwang, M.S., "A Study on the Structural Optimization of Composite Rotor Sail L-Flange Joints Based on Experimental Testing and Finite Element Analysis," M.S. Thesis, Gyeongsang National University, Jinju, Korea, 2026.