

論文

기계적으로 체결된 복합재료 조인트의 강도에 관한 연구

최진호*, 전영준**, 권진희**

A Study on the strength of mechanically fastened composite joint

Jin-Ho Choi*, Young-Jun Chun** and Jin-Hwe Kweon**

ABSTRACT

With the wide application of fiber-reinforced composite material in aero-structures and mechanical parts, the design of composite joint have become a very important research area because they are often the weakest areas in composite structures. In this paper, the failure area index method to predict the strength of the mechanically fastened composite joint which has the same stacking sequence was suggested and evaluated. By the suggested failure area index method, the strength of the mechanically fastened composite joint could be predicted within 6.03%.

초 록

복합재료가 항공기 구조물 및 기계 부품등에 폭 넓게 적용됨에 따라, 복합재료 구조물에서 가장 취약한 복합재료 체결부의 설계는 매우 중요한 연구분야로 대두되고 있다. 본 논문에서는 동일 적층순서를 가지는 복합재료 기계적 체결부의 강도를 예측하기 위하여 파괴면적지수법을 제안하고 복합재료 체결부의 강도를 예측하였다. 제안된 파괴면적지수법에 의하여 기계적 체결구조를 갖는 복합재료의 체결부의 강도를 예측한 결과, 6.03%내에서 체결부의 강도를 예측할 수 있었다.

1. 서 론

복합재료는 기존의 등방성 재료에 비해 비강성 및 비강도가 높고 감쇠특성과 충격특성이 우수하기 때문에 그 사용이 증가하고 있으며 응용분야 또한 다변화되고 있다[1]. 그러나, 대부분의 복합재료 구조물은 체결구조를 포함하고 있으며 이로 인해 전체 구조물의 효율성이 저하되는 경우가 대부분이다. 일반적으로 복합재료 적층 구조물의 체결 방법은 크게 기계적 체결방법(mechanically fastened joint)과 접착에 의한 체결방법(adhesively bonded joint)으로 나눌 수 있다. 기계적 체결방법은 모재에 원공을 가공한 후, 볼트나 리벳 혹은 핀 등을 이용하여 결합하게 된다. 이로 인하여 복합재료의 강도가 저하되고 체결부 주위에는 높은 응력집중현상이 발생하여 구조물의 파괴를 가져올 수가 있다. 그

러나, 분해결합이 쉽고 파손점검 및 수리가 용이하며 표면 처리가 거의 필요 없는 장점을 가지고 있다. 접착제에 의한 체결방법은 복합재료 구조물에 원공 가공을 하지 않으므로 기계적 체결방법에 비해 넓은 면적에 하중분포를 가지며 구조물의 무게를 증가시키지 않는 장점을 가지고 있지만 분해가 불가능하고 사용온도, 습도 및 다른 주위환경에 의한 영향을 받을 수 있는 단점을 가지고 있다[2,3]. 위에서 설명한 방법 이외에 기계적 체결방법과 접착에 의한 체결방법의 중간 형태를 취하는 동시경화법(co-cure)이 있으며, 이에 대한 연구도 활발히 진행되고 있다.

본 논문에서는 기계적 체결을 하는 복합재료 체결부의 파손강도를 예측할 수 있는 방법에 대하여 연구하였다. 복합재료 체결부의 파손강도를 예측하는 방법에는 여러 가지가 있으나 특성길이방법이 일반적으로 사용되고 있다. 특

*+ 경상대학교 기계항공공학부 공학연구원, 교신저자(E-mail:jh_choi@nongae.gsnu.ac.kr)

** 경상대학교 기계항공공학부 항공기부품기술연구센터

성길이방법은 Chang등이 제안한 방법[4]으로, 인장과 압축에 대한 특성길이를 계산하여 특성곡선 상에서 파손식을 적용하여 체결부의 파손을 예측하는 방법이다.

체결부의 강도를 예측하기 위해 특성길이방법 외에 Chamis가 제안한 체결부에서의 힘 평형 방정식으로부터 파괴시의 작용하중과 적층판의 강도 및 형상변수와의 관계를 이용한 방법[5]과 Smith가 제안한 등방성 평판이 편하중을 받을 때의 응력집중계수를 응용하여 복합재료에서의 강도를 예측하는 방법[6] 등이 있으나 등방성재료와 달리 실험적, 해석적으로 체결부의 응력분포를 구하는 것이 용이하지 않으며 그 방법이 복잡하여 실험적으로나 해석적으로 보다 간단한 형태가 필요하다.

본 논문에서는 복합재료 체결부의 파손강도를 예측하기 위하여 파괴면적지수법을 제안하였으며, 기존의 특성길이방법과 비교평가 하였다. 또한, 체결부의 기하학적 형상변화와 복합재료 파손식의 선정에 따른 파손강도의 변화를 계산하여 본 논문에서 제안한 파괴면적지수법의 유용성을 검토하였다.

2. 시편 제작 및 체결부 강도평가

체결부의 주요 설계변수인 폭과 원공 직경 비, 끝단까지의 거리와 원공 직경 비를 달리 하여 시편 형상이 서로 다른 6가지의 모델에 대하여 시편을 제작하고 체결부의 파손강도 실험을 수행하였다. 시편 제작에 사용된 재료는 탄소 섬유강화 에폭시 복합재료로서 SK사의 USN 125* Carbon/Epoxy 일방향 프리프레그와 HFG사의 평직(fabric)을 사용하여 제작하였으며, 소재의 물성치는 Table 1과 Table 2에 나타나 있다.

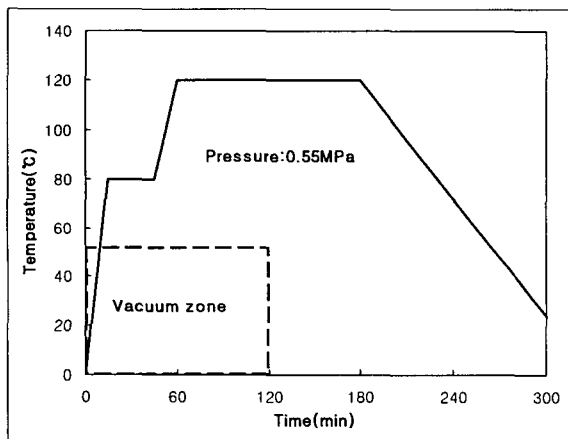


Fig. 1 Cure cycle of the composite materials.

Table 1 Material properties of SK carbon/epoxy composite material

Property	Symbol	Value
Elastic modulus in fiber-direction	E_1	131 GPa
Elastic moduli in transverse directions	E_2, E_3	8.2 GPa
Shear moduli in 1-2 and 1-3 planes	G_{12}, G_{13}	4.5 GPa
Shear modulus in 2-3 plane	G_{23}	3.5 GPa
Poisson's ratios	ν_{12}, ν_{13}	0.281
	ν_{23}	0.47
Tensile strength in fiber-direction	X_T	2000 MPa
Tensile strength in transverse direction	Y_T	61 MPa
Shear strengths in 1-2 and 1-3 planes	S_{12}, S_{13}	70 MPa
Shear strength in 2-3 plane	S_{23}	40 MPa

Table 2 Material properties of HFG carbon/epoxy fabric composite material

Property	Symbol	Value
Elastic modulus in fiber-direction	E_1	65.4 GPa
Elastic modulus in transverse directions	E_2	65.4 GPa
Shear modulus in 1-2 planes	G_{12}	3.59 GPa
Poisson's ratio	ν_{12}	0.058
Tensile strength in fiber-direction	X_T	959.1 MPa
Tensile strength in transverse direction	Y_T	929.1 MPa
Shear strength	S	64.9 MPa

Table 3 Dimensions of the test specimens

Model	M 01	M 02	M 03	M 04	M 05	M 06
w(mm)	26.80	38.00	26.80	26.80	26.80	26.80
e(mm)	19.00	13.40	9.60	23.80	28.60	13.40
d(mm)	9.53	9.53	9.53	9.53	9.53	9.53
w/d	2.8	4.0	2.8	2.8	2.8	2.8
e/d	2.0	1.4	1.0	2.5	3.0	1.4

적층순서는 $[\pm 45_3/90/\pm 45_2/0_4/90/0_4/\pm 45_2/90/\pm 45_3]$ 이고 $\pm 45^\circ$ 층은 평직층을 의미한다. 시편제작방법은 진공백(vacuum bag)성형방법으로 오토클레이브(autoclave)내에서 제작하였고, 경화 사이클은 Fig. 1에 보는 바와 같다. 시편의 형상은 Fig. 2에서 보는 바와 같으며 시편의 설계변수인 끝단까지의 거리와 원공 직경 비 e/d와 폭과 원공 직경 비 w/d를 각각 다르게 하여 6종류의 시편을 제작하였고, 시편의 치수는 Table 3과 같다. 드릴링 가공에 쓰인 공구는 텅스텐 카바이드 드릴(tungsten carbide drill)이며, 사용 횟수를 1회로 제한하여 가공조건에 대한 영향을 최소화 하였다. Fig. 3은 파손강도 측정을 위한 체결부 실험 치구로서 이중 겹치기 이음(double lap joint)의 형상이며, 강판의 두께를 충분히 크게 하여 복합재료 체결부의 파손강도를 견딜 수 있도록 설계하였다.

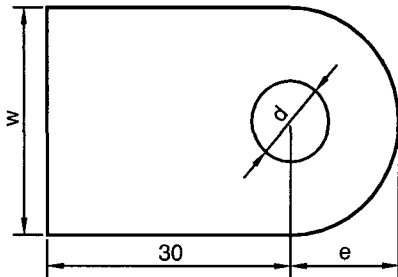


Fig. 2 Dimension of the joint specimen.

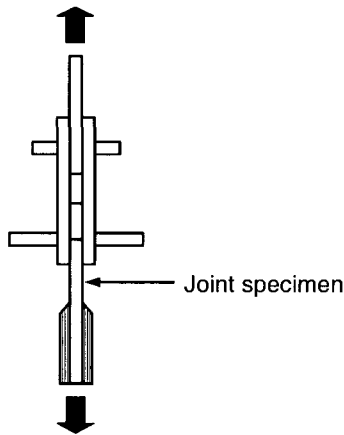


Fig. 3 Jig for joint test.

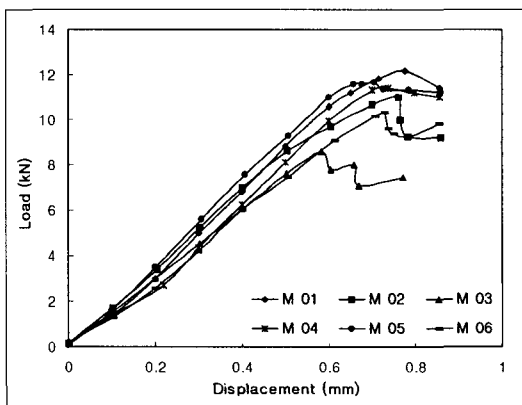


Fig. 4 Load-displacement curve.

실험장비는 INSTRON사의 Universal Machine 8516이며 1mm/min의 속도로 체결부의 강도실험을 수행하였다. Fig. 4는 각 모델에 대한 복합재료 체결부의 파손강도를 실험한 결과를 나타낸 그림으로 하중의 최대값을 파손강도값으로 선정하였으며, 각 시편당 10개의 시편을 제작하여 산술평균값을 각 시편의 파손하중으로 결정하였다.

3. 특성길이방법에 의한 조인트 강도 평가

특성길이방법에 의한 복합재료 체결부의 강도예측방법을 간단히 설명하면 다음과 같다. 특성길이방법은 체결부의 파손을 인장과 압축모드로 분리하므로 각각의 모드에 대한 파손실험과 유한요소해석을 수행하여야 한다[7]. Fig. 5는 특성길이 계산을 위한 인장과 압축모드의 시험편 형상을 나타낸 그림이다. 특성길이방법으로 복합재료 체결부의 강도를 예측하기 위해서는 Fig. 5의 인장과 압축모드 시편에 대하여 유한요소해석을 수행하여야 한다. 이때 인장과 압축시편에 가해주어야 할 하중 P_T 와 P_C 는 실험으로 구해야 되는데, 유한요소해석에 사용된 시험편의 형상과 동일한 치수이어야 한다. 유한요소해석의 결과, 원공주위의 하중방향 평균응력값이 소재의 인장 및 압축강도와 일치하는 지점을 각각 인장특성길이와 압축특성길이라고 정의한다. 계산된 인장특성길이와 압축특성길이를 기준으로 아래식과 같은 특성곡선을 형성한다.

$$r_c(\theta) = d/2 + R_{ot} + (R_{oc} - R_{ot})\cos\theta \quad (1)$$

R_{oc} : 압축특성길이, R_{ot} : 인장특성길이

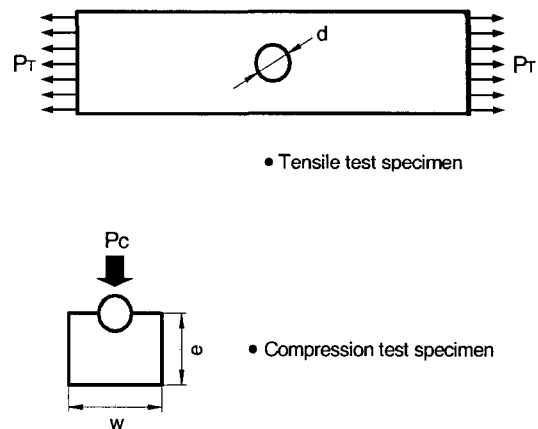


Fig. 5 Shape of the test specimen.

체결부의 강도예측은 구하고자 하는 복합재료 체결부 구조에 대한 응력해석을 수행하고 위에서 구한 특성곡선상에서 복합재료 파손식을 적용하여 파손지수가 1이 될 때 체결부가 파손된 것으로 간주한다.

이상과 같은 방법으로 복합재료 체결부 구조의 강도예측을 하기 위하여 모델 01에 대하여 인장과 압축모드에 대한 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석을 위하여 상용 프로그램인 ANSYS 5.7을 사용하였다. 인장특성길이를 결정하기 위하여 Fig. 6과 같은 원공이 있는 인장시편에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. 그림에서 보는 바와 같이 시편의 형상은 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만 해석하였고, 3-D Layered Structural Solid 요소를 사용하였으며 전체 절점수는 2902개이고, 요소수는 1350개이다. 이때 경계조건으로 가한 인장하중은 해석에 사용한 치수와 동일한 시험편을 제작하고 인장실험을 수행하여 구한값으로, 75.770kN 이었다. Fig. 7은 유한요소해석의 결과를 나타낸 그림으로, 하중방향에 수직인 최소단면부의 평균응력 분포를 나타낸 그림이다. 그림에서 보는 바와 같이 인장특성길이를 평균응력값이 소재의 인장강도와 일치하는 1.964mm 가 됨을 볼 수 있다.

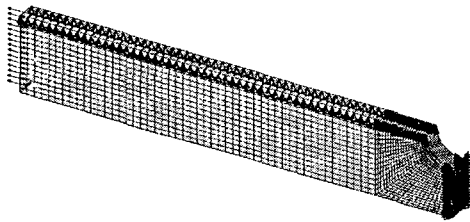


Fig. 6 Finite element model of the tensile specimen.

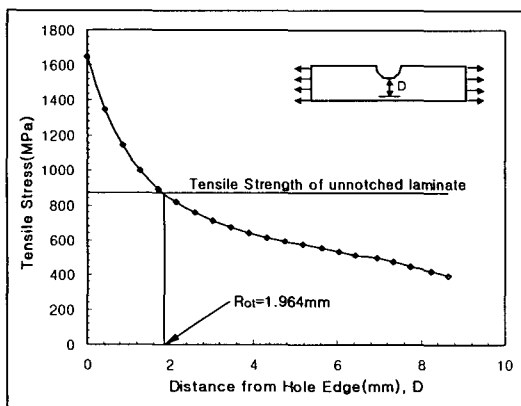


Fig. 7 Characteristic length for tension.

압축에 대한 특성길이를 결정하기 위해 압축시편에 대한 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 8은 압축시편에 대한 유한요소모델을 나타낸 그림으로, 대칭조건을 고려하여 전체 형상의 1/2에 대하여 해석하였다. 압축시편에 압축하중이 가해질 때, 핀과 복합재료의 접촉상태는 변화하게 되므로 Fig. 8에서 보는 바와 같은 접촉요소를 정의하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 이때 경계조건으로 가한 하중은 해석에 사용한 치수와 동일한 시험편을 제작하고 압축 실험을 수행하여 구한값으로, 12.079kN 이었다. Fig. 9는 유한요소해석의 결과를 나타낸 그림으로, 하중방향과 평행한 최소단면부의 평균응력분포를 나타낸 그림이다. 그림에서 보는 바와 같이 압축특성길이는 평균응력값이 소재의 압축강도와 일치하는 1.158mm가 됨을 볼 수 있다.

Fig. 10은 복합재료 체결부 파손해석을 위한 유한요소모델을 나타낸 그림으로 좌·우 대칭성을 이용하여 시편의

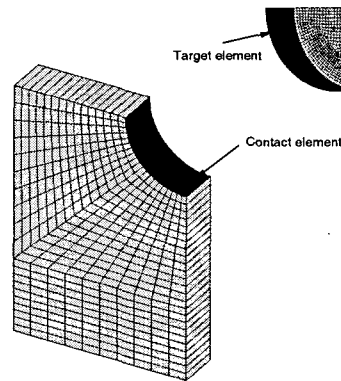


Fig. 8 Finite element model of the compressive specimen.

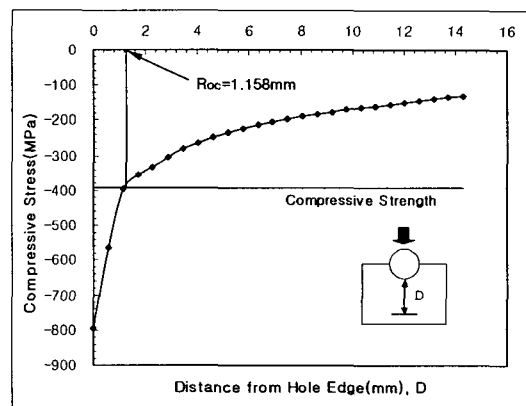


Fig. 9 Characteristic length for compression.

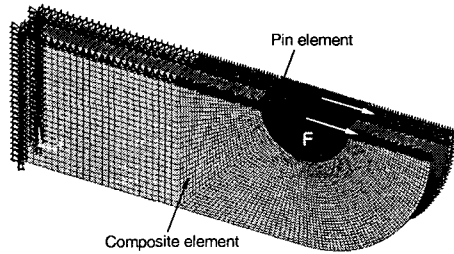


Fig. 10 Finite element model of the composite joint.

1/2만 해석하였다. 복합재 체결부 시편에 하중이 가해 질 때, 핀과 복합재료의 접촉상태는 변화하게 되므로 접촉요소를 정의하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 복합재료 체결부에 대한 응력해석결과를 위에서 구한 특성곡선상에서 복합재료 파손식을 적용하여 체결부의 파손여부를 판정하였다. 복합재료 파손식은 Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식을 사용하였으며 아래와 같이 표시할수 있다.

Tsai-Wu 파손식

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \geq 1.0 \quad (i, j = 1, 2, \dots, 6) \quad (2)$$

$$F_1 = \frac{1}{X_T} - \frac{1}{X_C} ; F_2 = \frac{1}{Y_T} - \frac{1}{Y_C} ; F_{11} = \frac{1}{X_T X_C}$$

$$F_{22} = \frac{1}{Y_T Y_C} ; F_{33} = 0 ; F_{44} = \frac{1}{R^2} ; F_{55} = \frac{1}{S^2}$$

$$F_{66} = \frac{1}{T^2} ; F_{12} = -\frac{1}{2\sqrt{X_T X_C Y_T Y_C}}$$

- X_T : 섬유방향 인장강도
- X_C : 섬유방향 압축강도
- Y_T : 섬유에 수직방향 인장강도
- Y_C : 섬유에 수직방향 압축강도
- S : 전단강도

Yamada-Sun 파손식

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{S_c}\right)^2} = R_f \quad (3)$$

$R_f \geq 1$: failure, $R_f < 1$: no failure

- 1,2: 각 층의 재료주축
- X : 단층의 섬유 방향 인장강도 또는 압축강도
- S_c: 전단강도

Fig. 11은 특성길이방법으로 핀 하중을 받는 복합재료 체결부의 파손하중을 예측한 결과를 나타낸 그림이다. 그

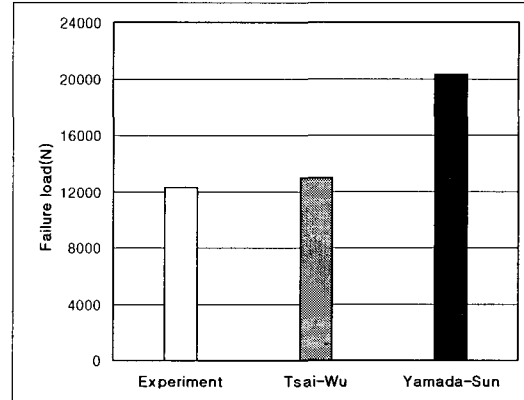


Fig. 11 Failure load of the composite joint.

림에서 보는 바와 같이 Tsai-Wu 파손식을 적용한 경우는 실험치 보다 5.7% 높게 평가되었고, Yamada-Sun 파손식을 적용한 경우는 실험치 보다 65.4% 높게 평가되었음을 볼 수 있다.

이상과 같이 특성길이방법으로 체결부의 파손강도를 예측하기 위해서는 인장실험 및 압축실험을 수행하고 인장에 대한 특성길이와 압축에 대한 특성길이 및 체결부 파손 해석을 수행하여야 한다. 또한, 체결부의 형상이 달라지면 위에서 설명한 실험과 유한요소해석을 반복하여 수행하여야만 체결부의 파손 강도를 예측 할 수 있으므로 매우 비효율적인 방법이라 할 수 있다. 본 논문에서는 하나의 기준 시편에 대하여 체결부 파손실험과 유한요소해석을 수행하고 이를 기준으로 기하학적 형상이 다른 복합재료 체결부의 파손하중을 예측할 수 있는 파괴면적지수법을 제안하였다.

4. 파괴면적지수법

원공이 존재하는 복합재료 체결부에 대한 유한요소해석을 수행하였을 때, 핀과 접촉하는 원공표면에 작용하는 응력은 상대적으로 매우 높은 값을 가지므로, 원공 표면부에 대하여 복합재료의 파손식을 적용하면 체결부의 강도를 과소 평가하는 결과를 초래하게 된다. 앞절에서 설명한 특성길이방법은 원공으로부터 특정길이 만큼 떨어진 위치에서 복합재료의 파손여부를 판단하는 방법이다. 본 논문에서 제안한 파괴면적지수법은 복합재료의 파손이 일어날 수 있는 특정면적에 대하여 파손지수의 평균적인 크기를 평가하는 방법이다. 복합재료의 파손이 일어날 수 있는 특정면적은 사용된 파손평가식의 파손지수가 1 이상인 부분으로 한정하였다. 복합재료의 파손식은 각각의 층(Ply)에 대하여

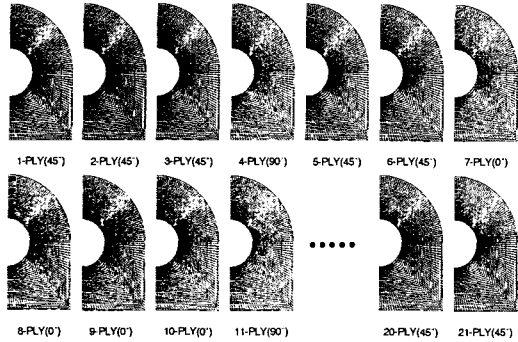


Fig. 12 Tsai-Wu failure index of each ply when the failure load was applied to the composite joint.

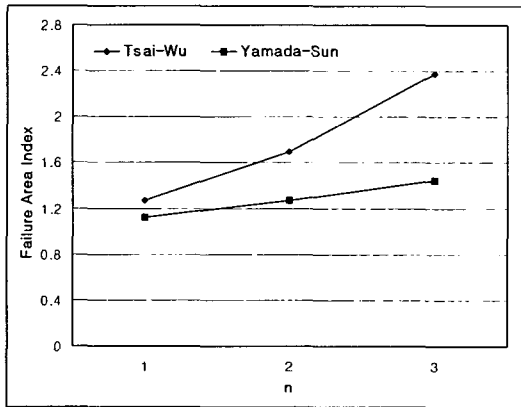


Fig. 13 Failure area index of the Model 06.

정의되므로 파손이 일어날 수 있는 복합재료의 층의 위치에 따라 다르게 정의 될 수 있으며, 파괴면적지수는 다음과 같이 표현할 수 있다.

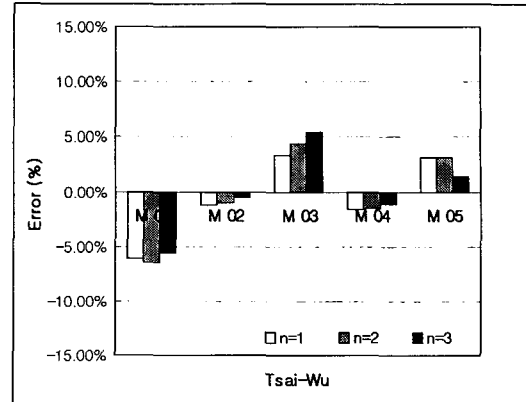
$$FAI = \frac{\int F^n dA}{A} \approx \frac{\sum F_i^n \cdot A_i}{A} \quad (n=1, 2, 3 \dots) \quad (4)$$

FAI : 파괴면적지수 (Failure Area Index)

F_i : 파괴지수 (Failure Index)

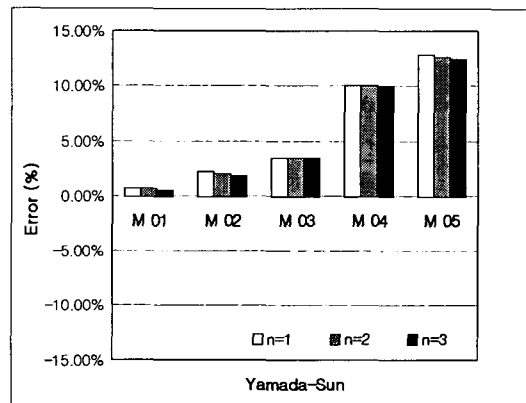
A : 면적(Area)

파괴면적지수법은 동일한 적층순서를 가지는 복합재료 체결부 구조물에 대하여 이상과 같이 정의된 파괴면적지수 값(FAI)이 일정한 값에 도달하면 파괴가 일어난다고 가정하는 방법이다. 식 (4)의 F_i 는 유한요소해석에서 각 층에 복합재료 파손식을 적용하여 파괴지수가 1이상인 부분으로



	M01(N)	M02(N)	M03(N)	M04(N)	M05(N)
Experiment	12272	10814	8008	11790	11634
Tsai-Wu(n=1)	11520	10680	8170	11600	12000
Tsai-Wu(n=2)	11480	10700	8360	11620	12000
Tsai-Wu(n=3)	11580	10760	8422	11664	11800

(a) Tsai-Wu



	M01(N)	M02(N)	M03(N)	M04(N)	M05(N)
Experiment	12272	10814	8008	11790	11634
Yamada-Sun(n=1)	12360	11060	8288	12980	13120
Yamada-Sun(n=2)	12360	11040	8288	12960	13100
Yamada-Sun(n=3)	12340	11020	8284	12960	13080

(b) Yamada-Sun

Fig. 14 Estimation of the composite joint strength by failure area index method.

정의하였으며, A_i 는 파괴지수가 1이상인 각 유한요소의 면적으로 정의하였다. 그리고, A는 면적을 의미하며 두가지 방법으로 정의하였는데, 첫 번째는 복합재료 각 층의 파괴지수가 1이상인 부분을 모두 합한 면적으로, 두 번째는 원공의 내부 면적으로 정의하였다.

이상에서 설명한 파괴면적지수법의 타당성을 검증하기 위하여 앞절에서 실험한 6가지 모델에 대하여 체결부의 강도를 예측하였다. 모델 06에 대한 파괴면적지수를 구하여

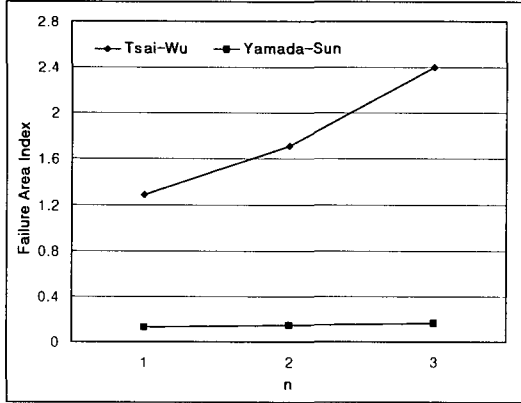
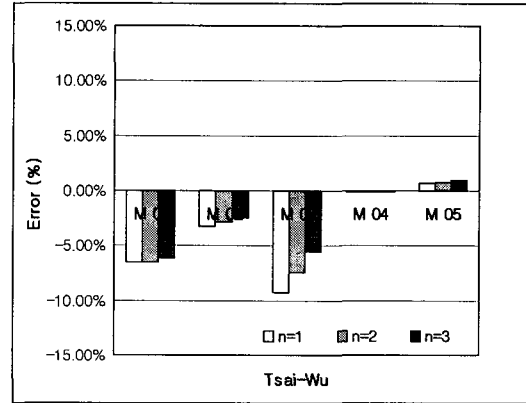


Fig. 15 Failure area index of the Model 06.

기준값으로 선정하였으며, 실험으로 구한 체결부 파손하중을 유한요소모델에 적용하여 계산하였다. Fig. 12는 모델 06에 체결부 파손하중을 가하였을 때 복합재료 각 층의 Tsai-Wu 파괴지수를 나타낸 그림으로, 파괴지수가 1이상인 부분을 표시하였다. 식 (4)의 n 이 1이고, A 가 각 층의 파괴지수가 1이상인 부분의 면적 합으로 정의하였을 때, 파괴면적지수값은 Tsai-Wu 파손식을 적용하면 1.2739가 되었고, Yamada-Sun 파손식을 적용하면 1.1258이 되었다. Fig. 13은 n 과 파손 판정식에 따라 변화되는 모델 06의 파괴면적지수값을 나타낸 그림으로, 파손판정의 기준값으로 선정하였다. Fig. 14는 위에서 구한 파괴면적지수값을 이용하여 파괴면적지수법으로 예측한 체결부의 파손하중을 실험과 비교하여 나타낸 그림으로, n 값과 파손판정식을 다르게 하여 각각의 파손하중을 예측하였다. 그림에서 보는 바와 같이 파괴면적지수법에 의한 복합재료 체결부의 강도예측은 n 값과 파손판정식의 적용여부에 따라 결과에 다소 차이가 있으나 12.8% 범위내에서 실험값과 일치되고 있음을 볼 수 있었다.

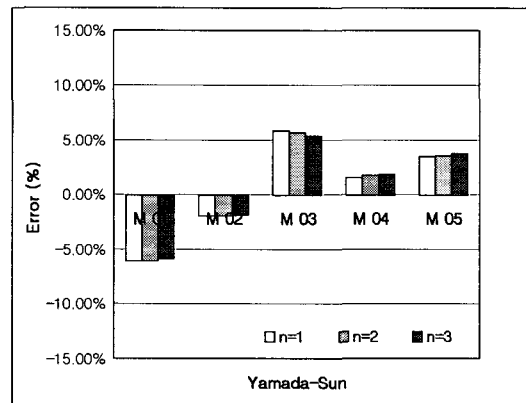
Fig. 15는 모델 06에 대하여 식 (4)의 A 를 원공의 내부 면적으로 정의하고 Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식을 적용하여 파괴면적지수값을 구한 결과이다. Fig. 16은 Fig. 15의 파괴면적지수값을 기준으로 체결부 파손하중을 예측한 결과를 나타낸 그림으로, 9.3% 범위내에서 실험값과 잘 일치되고 있음을 볼 수 있었다.

이상과 같은 파괴면적지수법은 복합재료 파손판정식에 따라 결과가 달라질 수 있으므로 적절한 파손판정식을 선정하여야 한다. 본 논문에서는 단순인장시험에 대하여 실험과 해석을 수행하여 Tsai-Wu 및 Yamada-Sun 파손지수를 구하여 파손판정식의 적정성여부를 검토하였다. Fig. 17은 단순인장시험에 최대인장하중이 작용할 때 복합재료 각 층별 파손지수를 계산한 그림으로, Yamada-Sun 파손지수값이



	M01(N)	M02(N)	M03(N)	M04(N)	M05(N)
Experiment	12272	10814	8008	11790	11634
Tsai-Wu(n=1)	11480	10464	7263	11778	11716
Tsai-Wu(n=2)	11480	10500	7414	11775	11728
Tsai-Wu(n=3)	11520	10543	7565	11778	11748

(a) Tsai-Wu



	M01(N)	M02(N)	M03(N)	M04(N)	M05(N)
Experiment	12272	10814	8008	11790	11634
Yamada-Sun(n=1)	11532	10604	8480	11977.4	12036
Yamada-Sun(n=2)	11532	10604	8460	11996	12052
Yamada-Sun(n=3)	11552	10612	8440	12010	12070

(b) Yamada-Sun

Fig. 16 Estimation of the composite joint strength by failure area index method.

Tsai-Wu 파손지수값보다 1에 근접한 값을 가지므로 본 논문과 같은 적층구조에 대하여 파손강도를 보다 효과적으로 예측할 수 있다고 할 수 있다.

이상의 해석결과에서 체결부의 파손강도예측은 Fig. 16 (b)가 최대 오차값이 6.03%로 가장 우수함을 볼 수 있었다. 따라서 파괴면적지수법으로 복합재료 체결부의 강도를 예측하기 위해서는, 식 (4)의 A 를 원공의 내부면적으로 정의

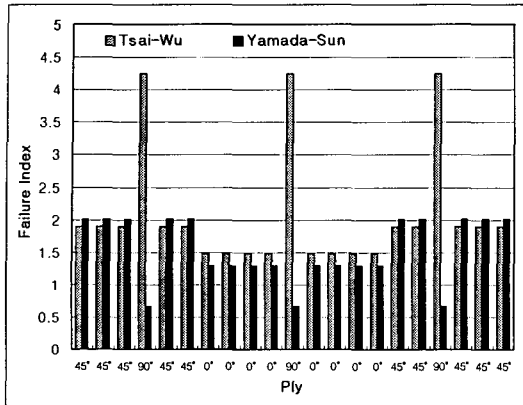


Fig. 17 Failure index of the tensile test specimen under the ultimate tensile load.

하여야 하고, 단순인장시편의 인장강도와 가장 잘 일치하는 파손판정식을 적용하여야 한다는 결론을 내릴 수 있었다.

결론

본 논문에서는 복합재료 체결부의 파손강도를 예측하기 위하여 파괴면적지수법을 제안하고 기존의 특성길이방법과 비교하여 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1. 동일한 적층구조를 가진 복합재료 체결부의 강도 예측에서, 기하학적 형상이 변화되는 체결부 구조물에 대하여 유한요소해석만으로 체결부의 강도를 예측할 수 있는 파괴면적지수법을 제안하였다.
2. 파괴면적지수식에서 지수 n 은 파괴강도예측의 정확도와 무관함을 확인할 수 있었다.
3. 파괴면적지수법에 의한 체결부의 강도예측 식에서 면적 A 는 원공의 내부면적으로 정의하여야 하고, 단순인장시편의 인장강도와 가장 잘 일치하는 파손판정식을 적용하여야 한다.
4. 제안된 파괴면적지수법으로 복합재료 체결부의 강도를 예측한 결과, 최대 6.03% 범위 내에서 파손강도를 예측할 수 있었다.

후기

본 논문은 경상대학교 공학연구원과 두뇌한국 21사업의 지원에 의하여 연구되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- 1) J. J. Reinhart (Eds), Composite, ASM International, Vol. 1, 1987, pp. 479-495.
- 2) P. K. Mallick, *Fiber-Reinforced Composite*, 1988, p. 418.
- 3) J. R. Vinson and R. L. Sierakowski, "The Behavior of Structure Composed of Composite Materials," Martinus Nijhoff Publishers, 1987, Chap. 8.
- 4) F. K. Chang and R. A. Scott, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints," *J. of Composite Materials*, Vol. 16, 1982, p. 470-494.
- 5) Chamis, C. C., "Simplified Procedure for Designing Composite Bolted Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 9, 1990, pp. 615-626.
- 6) Smith, L. J. H., "Mechanically Fastened Joints For Advanced Composites-Phenomenological Considerations and Simple Analysis", *Fibrous Composite in Structural Design*, Plenum Press, 1980, pp. 543-574.
- 7) 조창민, 유정규, 한영명, 안동만, "특성길이 개념을 이용한 복합재료 적층판의 기계적 체결 특성에 관한 고찰," *한국항공우주학회논문집*, 제14권, 제3호, 1986, pp. 63-73.