論文

일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 체결부 강도 연구

안현수*, 신소영*, 권진회**, 최진호**, 이상관***, 양승운****

Strength of Unidirectional and Fabric Hybrid Laminate Joints

Hyon-Su Ahn*, So-Young Shin*, Jin-Hwe Kweon**, Jin-Ho Choi**, Sang-Kwan Lee***
and Seung-Un Yang****

ABSTRACT

The failure load and mode of the unidirectional and fabric hybrid composite laminate joints are studied by test and finite element analysis. Test is conducted for the specimens with nine various geometries under pin loading. Finite element analysis is performed considering the contact and friction effects between the pin and laminate by MSC/NASTRAN. Failure is estimated by Tsai-Wu and Yamada-Sun criteria on the characteristic curve. While the failure of the specimens with the small width and edge length are much affected by the joint geometry, the geometry effects are negligible in the specimens with large width and edge length. Finite element analysis based on the characteristic length method reasonably predicts the failure load and mode of the joints.

초 록

일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 체결부 파손하중 및 파손모우드를 결정하기 위한 실험과 유한요소해석을 수행하였다. 체결부 실험은 끝단거리 대 원공직경의 비 및 시편 폭과 원공직경의 비가 다른 총 9가지의 모델에 대하여 핀하중을 가하여 수행하였다. 체결부 파손해석을 위한 방법의 검토를 위해, MSC/NASTRAN을 사용하여 핀과 모재의 접촉 및 마찰을 고려한 비선형 해석을 수행하였다. 파손여부는 특성곡선 상에서 Tsai-Wu 방법과 Yamada-Sun 방법을 사용하여 평가하였다. 적층판의 체결부 파손하중 및 파손모우드는 원공 중심에서 끝단까지의 거리가 작거나, 시편의 폭이 작을 경우 파손하중에 큰 영향을 미치지만, 일정값 이상이 되면 파손하중과 파손모우드의 변화는 거의 없는 것으로 밝혀졌다. 특성길이 방법에 의한 유한요소해석은 대체로 파손하중과 파손모우드를 비교적 잘 예측하는 것을 볼 수 있었다.

Key Words : Composite material(복합재료), Strength of Joint(체결부 강도), FEM(유한요소법), Characteristic length(특성길이)

1. 서 론

복합재 체결부 파손에 관하여는 이미 많은 연구들이 진행되어 왔지만, 체결부의 복잡한 파손 메커니즘으로 인하여 여전히 파손강도 및 파손양상에 대한 평가에 어려움을 겪고 있는 것이 사실이다. 일반적으로 기계적 체결부에 대한 강도 평가는 실험, 해석 및 실험 데이터를 사용하는 해석

† 2002년 7월 25일 접수 ~ 2002년 8월 28일 심사완료

* 정회원, 경상대학교 대학원 항공공학과

** 정회원, 경상대학교 기계항공공학부 · 공학연구원
연락처, E-mail : jhkweon@gsnu.ac.kr

경남 진주시 가좌동 900

*** 정회원, 한국기계연구원

**** 정회원, (주)테크

등의 세 가지 방법에 의해 이루어져 왔다. 실험에 의한 강도의 결정은 가장 정확한 결과를 보장하지만 시간과 예산에 의해 제한을 받게 된다. 반면에 순수한 해석에 의한 연구는 예산과 시간의 측면에서는 유리할 수 있지만 체결부의 복잡한 파손양상을 정확히 묘사하는 것이 쉽지 않은 문제점이 있다. 세 번째로 실험과 해석을 절충하는 대표적인 방법이 특성길이(characteristic length) 방법이다. 특성길이 방법은 Whitney와 Nuismer에 의해 제안되었으며[1,2], 체결부 원공 주위에서의 파손을 판정할 때 원공으로부터 일정거리만큼 떨어진 지점에서의 응력이나, 일정 영역에서의 응력의 평균값을 사용하는 방법이다. 이후, Chang 등에 의해 특성길이 방법은 더욱 구체화되었다[3,4]. Chang 등은 특성곡선(characteristic curve)개념을 제시하였는데, 이 특성곡선은 인장과 압축에 대한 두 개의 특성길이에 대한 함수로 표현하여 파손을 특성곡선 상에서 판정하는 방법이다. 이들은 특성길이가 재료에 의해서만 영향을 받는 재료상수의 특징을 가진다고 생각하였지만, 이후 다른 연구에 의해 특성길이는 재료뿐만 아니라 기하학적 형상, 적층순서 등에 따라 서로 달라진다는 사실이 밝혀졌다[5].

국내에서도 특성길이 개념이 제시된 이후 많은 연구가 진행되었다. 조창민 등은 단일 볼트 체결부를 갖는 탄소/에폭시 적층판의 파손강도와 파손양상을 특성길이 방법을 사용하여 해석을 수행하였으며[6], 김정규, 김도식[7]은 특성길이 개념을 브레이드 복합재료에 적용하여 해석을 수행하였다. 또한 유한요소 이상화 방법에 따른 특성길이 및 체결부 강도의 차이에 대한 연구도 진행되었다[8].

이상의 연구들 이외에도 특성길이 방법을 사용한 연구가 많이 이루어져 왔지만, 특성길이가 기하학적 형상 등 여러 설계변수에 따라 달라지기 때문에 여전히 실제 설계를 위한 자료가 매우 부족한 상황이다. 특히, 기존 연구의 대부분이 일방향 혹은 평직층으로만 적층된 체결부에 대한 연구이고, 일방향-평직 복합재 혼합 적층판에 대한 연구는 많이 보고되지 않고 있다.

본 연구에서는 편하중을 받는 일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 기계적 체결부의 강도 및 파손양상을 실험을 통해 연구하였다. 총 9가지의 형상을 가진 체결부에 대한 실험을 수행하여, 체결부의 기하학적 형상이 강도 및 파손양상에 미치는 영향을 살펴보았다. 또한 기하학적 형상 변화에 따른 특성길이의 변화를 살펴보고, 특성길이 방법을 사용한 유한요소해석을 수행하여 강도

및 파손양상을 실험결과와 비교하였다.

II. 체결부 시험

2.1 시편제작

시편은 SK사의 USN 125 Carbon/Epoxy 일방향 프리프레그와 HFG사의 평직(Fabric)을 사용하여 제작하였다. 일방향 프리프레그의 재료상수는 $E_1=131$ GPa, $E_2=8.2$ GPa, $G_{12}=4.5$ GPa, $\nu_{12}=0.281$, $X_T=2000$ MPa, $X_C=1400$ MPa, $Y_T=61$ MPa, $Y_C=130$ MPa, $S=70$ MPa이고, 평직 프리프레그의 재료상수는 $E_1=E_2=65.4$ GPa, $G_{12}=3.59$ GPa, $\nu_{12}=0.058$, $X_T=Y_T=959.1$ MPa, $X_C=Y_C=692.9$ MPa, $S=64.9$ MPa이다.

적층순서는 $[\pm 45_3/90/\pm 45_2/0_4/90/0_4/\pm 45_2/90/\pm 45_3]$ 이고, ± 45 도층은 평직층이다. 시편은 항공기용 부품 제작에 일반적으로 사용되는 오토 클레이브에서 진공백(Vacuum Bag)을 사용하여 제작하였다. 각 시편은 큰 적층판에서 각각의 치수에 맞게 다이아몬드 휠 커터를 사용하여 절단하였다. 시편의 원공은 텅스텐 카바이드 드릴을 사용하여 가공하였으며, 체결부 아랫면의 층간분리를 방지하기 위하여 체결부 아래에 복합재 적층판을 받쳐서 가공하였다.

Fig. 1. Specimen configuration

Table 1. Dimensions of specimens

Model	d(mm)	w(mm)	e(mm)	w/d	e/d
A1	9.53	19.00	13.40	2.0	1.4
A2	9.53	23.80	13.40	2.5	1.4
A3	9.53	26.80	13.40	2.8	1.4
A4	9.53	33.40	13.40	3.5	1.4
A5	9.53	38.00	13.40	4.0	1.4
B1	9.53	26.80	9.60	2.8	1.0
B2(A3)	9.53	26.80	13.40	2.8	1.4
B3	9.53	26.80	19.00	2.8	2.0
B4	9.53	26.80	23.80	2.8	2.5
B5	9.53	26.80	28.60	2.8	3.0

Fig. 2. Samples of specimens

체결부 시편의 형상은 Fig. 1과 같다. 기하학적 형상의 효과를 고찰하기 위하여 Table 1에 보인 바와 같이 w/d 와 e/d 가 다른 9가지 모델의 시편을 제작하였으며, 완성된 시편은 Fig. 2에 나타내었다.

2.2 실험장치 및 방법

체결부 실험을 위하여 Fig. 3과 같이 더블랩(double lap) 형상의 치구를 별도로 제작하였으며, 실험기는 INSTRON 8516을 사용하였다. 하중은 변위제어를 통하여 1mm/min의 속도로 가하였다.

Fig. 3. Experimental set-up

2.3 실험 결과

각 모델에 대한 실험결과, 파손양상은 전단파손, 인장파손, 베어링파손 등으로 다양하게 나타났다. Table 2에 각 모델별 파손하중을 나타내었으며, Fig. 4는 각 모델별 파손양상을 보여주고 있다.

Table 2. Failure loads by experiment

Model	P Ave. (kN)	C_v (%)	Number of Specimens	Model	P Ave. (kN)	C_v (%)	Number of Specimens
A1	9.76	6	7	B1	7.34	8	7
A2	10.01	3	5	B2	10.48	2	6
A3	10.48	2	6	B3	11.00	7	5
A4	10.54	3	4	B4	11.15	5	6
A5	10.60	3	7	B5	11.45	3	5

* P : Failure Load

* C_v : Coefficient of variation ($C_v = S/P$, where S is the standard deviation)

끝단길이 대 원공직경의 비, e/d 를 1.4로 고정하고, 폭 대 원공직경의 비, w/d 를 변화시킨 모델(A1~A5)의 경우 시편 폭의 증가에 따른 파손

Fig. 4. Specimens after failure

하중의 증가는 미미하며 점점 일정한 값으로 수렴해간다. 이것은 편하중을 받는 체결부의 하중 전달이 모두 핀을 통해 이루어지기 때문에 원공의 직경을 그대로 두고 시편의 폭만 크게 하는 것은 파손하중 증가에 크게 도움이 되지 않는다는 것을 의미한다. 파손양상을 살펴보면 Fig. 4(a)에 보인 바와 같이 시편의 폭이 원공의 직경에 비해 상대적으로 작은 A1 모델($w/d = 2.0$)의 경우 전형적인 인장파손(Net Tension Failure)이 발생한다. 반면에 시편의 폭이 상대적으로 큰 시편 즉, w/d 가 2.5 이상인 모델에서는 체결부에서의 이상적인 파손형태인 베어링 파손이 발생하고 파손영역도 핀의 전방부에 넓게 분포한다. 또한 베어링 파손이 발생하는 적층판에서는 중간층인 90도 층이 기지의 균열에 의한 섬유층의 분리와, 인접층과의 층간분리에 의해 적층판 밖으로 밀려나오는 현상을 볼 수 있다.

시편 끝단의 길이 대 원공직경의 비(e/d)를 변경한 경우에도 끝단의 길이가 아주 짧은 시편(B1, B2 모델)에서만 파손하중의 차이가 현저하고, 값이 커질수록 그 효과는 미미한 것을 알 수 있다. 이미 잘 알려진 바와 같이 시편의 끝단길이 짧을 경우 핀의 전방부분이 하중방향으로 잘려나가는 전단파손(Shear Out)이 발생하기 때문에 상대적으로 파손하중이 작아지게 되는 것이다. 반면에 끝단길이가 일정값 이상이 되면 모두 안정적인 베어링 파손을 보이게 되고 파손하중의 차이도 급격히 줄어들게 된다.

III. 특성길이 및 특성곡선

3.1 특성길이의 정의

복합재 적층판의 원공에 핀에 의한 하중이 가해질 경우 하중이 가해지는 전방부에는 핀에 의한 압축하중이 가해지고, 하중에 수직한 좌우에서는 인장하중이 작용하게 된다. 이러한 경우 원공 주위에서는 응력집중에 의해 큰 응력이 발생하게 되는데, 원공 가장자리의 응력을 기준으로 파손을 판정하면 강도를 지나치게 낮게 평가하게 된다. 그러므로 구조물에 대한 최종파손은 원공의 가장자리에서 일정한 거리 이내에 있는 모든 영역에서 파손이 발생하여 더 이상 체결부로서의 기능을 수행할 수 없는 시점으로 보는 것이 더 타당한 방법이며, 이것이 특성길이의 개념이다.

체결부에 하중이 가해지면 하중을 전달하는 위치에서는 압축하중이 발생하고, 하중방향에 수직인 위치에서는 인장하중이 작용하게 되므로 특

Fig. 5. Definition for characteristic lengths

성길이는 인장과 압축 특성길이를 구분하여 정의해야 한다. 각각의 특성길이는 실험과 유한요소 해석을 연계하여 결정하며, 원공이 있는 시편의 인장실험, 원공이 없는 시편의 인장실험 및 베어링실험을 수행해야 한다.

인장과 압축에 대한 특성길이는 Fig. 5와 같이 정의된다. 인장에 대한 특성길이를 결정하기 위해서는 먼저 원공이 없는 인장시편에 대한 인장실험을 수행하여 적층판의 강도를 결정한다. 다음으로 원공이 있는 시편에 대한 실험을 수행하여 파손하중을 결정하고, 실험에 의한 파손하중을 사용하여 원공이 있는 적층판에 대한 유한요소 해석을 수행한다. 유한요소해석에 의한 적층판의 인장응력은 Fig. 5(a)에서와 같이 원공의 좌우 가장자리에서 멀어질수록 급격히 저하될 것이다. 인장에 의한 특성길이는 유한요소해석으로부터 계산된 평균인장응력이 원공이 없는 시편의 인장강도와 동일한 값을 갖게 되는 위치까지의 거리로 정의된다.

압축에 대한 특성길이는 먼저 Fig. 5(b)에 보인 바와 같은 베어링 파손 실험을 수행해야 한다. 실험에 의해 베어링 하중이 결정되면, 그 하중을 사용하여 베어링 시편에 대한 유한요소해석을 수행한다. 유한요소해석의 결과에 의하면 핀에 의해 압축하중을 받는 원공의 전방부에서의 압축응력은 원공의 가장자리에서 최대가 되고 가장자리로부터 멀어질수록 줄어들게 된다. 이때 압축에 의한 특성길이는 원공 전방부에서의 압축응력의 크기가 실험에 의해 결정된 베어링 응력과 동일한 값을 갖는 위치까지의 거리로 정의된다.

3.2 특성곡선의 정의

기계적으로 체결된 체결부에 하중이 부과될 때 항상 인장이나 압축에 의해서만 파손이 발생하지는 않는다. 많은 경우에는 원공의 전방부나

Fig. 6. Definitions for characteristic curve

좌우 가장자리가 아닌 중간위치에서 파손이 발생한다. 따라서, Chang 등 [3]은 Whitney 등[1]이 제시한 특성길이의 개념을 확장하여 특성곡선의 개념을 제안하였다.

특성곡선은 Fig. 6에 보인 바와 같이 인장특성길이(Rot)와 압축특성길이(Roc)를 기준으로 추정된 가상의 곡선이며 순수한 인장이나 압축이 아닌 혼합하중에 의한 파손의 경우에도 이 특성곡선 상에서의 응력값으로 그 파손여부를 판정하자는 의도이다. 체결부의 기하학적 형상이나 적층 순서 등에 따라 특성곡선을 정의하는 방법이 달라질 수 있지만 식 (1)에 제시한 Chang 등 [3]의 특성곡선이 많이 사용되고 있다.

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

여기서 Rot는 인장에 대한 특성길이이며, Roc는 압축에 대한 특성길이이다.

또한 파손이 발생하는 위치에 따라 체결부의 파손모우드를 구분하기도 한다. 보통 θ_f 가 15° 이하일 경우, 순수 압축에 의한 파손인 베어링파손으로 판단하며, θ_f 가 75° 이상일 경우 순수한 인장에 의한 파손으로 판단한다. 또한 θ_f 가 45° 근처일 경우 전단에 의한 파손으로 본다.

$$\begin{aligned} 0^\circ \leq \theta_f \leq 15^\circ & : \text{베어링파손} \\ 30^\circ \leq \theta_f \leq 60^\circ & : \text{전단파손} \\ 75^\circ \leq \theta_f \leq 90^\circ & : \text{인장파손} \end{aligned} \quad (2)$$

3.3 특성길이에 대한 기하학적 형상의 효과

특성길이 결정을 위한 실험의 결과와 결정된 특성길이는 Table 3과 4에 제시하였다. 또한 판과 모재간의 마찰력을 고려하였을 경우의 압축특성길이의 변화에 대한 결과도 함께 나타내었다.

특성길이에 대한 기하학적 형상의 효과는 Fig 7에 보인바와 같이 w/d가 증가함에 따라 인장 특성길이는 증가하며, 압축특성길이는 서서히 감

소하면서 일정값에 수렴한다. e/d가 증가함에 따라 압축특성길이는 e/d의 값이 1.0과 같이 매우 작은 경우를 제외하고는 거의 일정값을 유지하는 것을 볼 수 있으며, e/d의 특성길이에 대한 영향은 거의 없는 것으로 판단된다.

Table 3. Failure loads of characteristic length specimens

Model	ID	P Ave. (kN)	σ^u Ave. (Mpa)	C_v (%)	Number of Specimens
A1	TTS	75.77	872.5	3	10
	TSH	24.34	770.0	4	5
	BS	10.08	326.4	2	5
A2	TSH	33.77	735.7	2	5
	BS	10.48	339.2	5	4
A3	TSH	41.85	750.1	1	5
	BS	10.62	343.9	4	5
A4	TSH	56.12	726.2	2	5
	BS	11.00	356.0	4	5
A5	TSH	66.36	714.7	3	5
	BS	11.15	361.0	2	5
B1	BS	11.22	363.2	2	5
B2	BS	10.62	343.9	4	5
B3	BS	10.65	344.8	7	4
B4	BS	10.56	341.8	6	5
B5	BS	10.56	341.9	6	6

* TTS : Tensile Test Specimen, TSH : Tensile Test Specimen with a Hole
 * BS : Bearing Test Specimen * P : Failure Load, σ^u : Ultimate Strength
 * C_v : Coefficient of variation ($C_v = S/\sigma^u$, where S is the standard deviation)

Table 4. Characteristic length with different friction coefficients

Model	Rot (mm)	Roc (mm)			
		No Friction	Friction coef.=0.1	Friction coef.=0.2	Friction coef.=0.3
A1	1.65	2.17	2.20	2.20	2.14
A2	1.77	1.89	1.89	1.85	1.73
A3	2.08	1.78	1.76	1.70	1.53
A4	2.27	1.70	1.67	1.59	1.39
A5	2.61	1.67	1.63	1.54	1.32
B1	2.08	2.09	2.14	2.17	2.11
B2	2.08	1.78	1.76	1.70	1.53
B3	2.08	1.76	1.73	1.65	1.48
B4	2.08	1.75	1.71	1.63	1.44
B5	2.08	1.72	1.68	1.59	1.39

* Rot : Characteristic Length for Tension

* Roc : Characteristic Length for Compression

(a) Effect of w/d on characteristic Length

(b) Effect of e/d on characteristic Length

Fig. 7. Effect of geometry on characteristic length

IV. 체결부 유한요소해석

4.1 유효강성

본 연구에서는 제작된 혼합적층판에 대한 인장실험을 수행하여 적층판의 유효강성이 재료상수로부터 계산되는 이론적인 값과 동일한 값을 나타내는지 확인하였다. 그 결과, 실험으로부터 구한 적층판의 축방향 강성과 재료상수로부터 계산한 유효강성이 Fig. 8에 보인 바와 같이 약 10% 이상의 차이를 나타내었다. 그 원인은 적층판의 제작과정에서 발생하는 불가피한 잉여수지층으로 인한 것으로 판단된다.

재료상수 결정을 위해 제작한 일방향 시편의 경우 한 층의 두께는 0.114 mm이고, 평직층 시편의 경우 0.198 mm이다. 따라서 제작된 체결부 시편이 재료상수 시편과 동일한 섬유부피분율(fiber volume fraction)을 가지기 위해서는 3.234mm의 두께를 가져야 한다. 그러나 실제로 측정된 체결부 실험편의 평균 두께는 3.55mm($\pm 1\%$)이다.

Fig. 8. Stress-strain curves with and without thickness correction

이것은 일방향층과 평직층이 혼재되어 있을 뿐만 아니라 적층판의 두께가 비교적 두꺼워 경화과정에서 수지가 충분히 빠지지 못하였기 때문으로 볼 수 있다. 이러한 잉여수지층은 하중의 지지에는 거의 도움을 주지 못하지만 적층판의 두께를 두껍게 하여 해석에 의한 파손하중을 증가시키게 된다. 따라서 정확한 해석을 위해서는 실제 체결부 시편의 유효강성과 해석에 사용되는 모델의 유효강성을 일치시켜야 한다. 이것은 해석에 사용되는 재료상수나 시편의 두께를 조절하는 것에 의해 가능하다.

본 해석에서는 구조물의 강성이나 강도에 대한 기여가 거의 없는 잉여수지층에 의한 두께를 무시하고, 재료실험에서 획득된 두께 데이터를 기준으로 유효두께를 정의하여 유한요소해석에 사용하였다. 따라서 해석에 사용된 각 단층의 두께는 재료실험에서 측정된 프리프레그의 두께(일방향 단층: 0.114mm, 평직층: 0.198mm)를 사용하였고, 적층판의 유효두께는 3.234mm가 된다. Fig. 8에 보인 바와 같이 유효두께를 적용한 축방향 강성은 실험값과 잘 일치하고 있다. 변형률이 증가함에 따라 실험과의 차이가 커지는 것은 평직층의 재료비선형 특성에 의한 것으로 판단된다.

4.2 유한요소 모델링

유한요소해석은 MSC/NASTRAN을 사용하였고, 전·후처리 프로그램은 MSC/PATRAN을 사용하였다. 핀과 모재 사이의 접촉응력 및 핀의 탄성거동을 묘사하기 위하여 접촉 요소를 사용하여 비선형 해석을 수행하였다. 체결부의 파손강도와 파손양상을 파악하기 위하여 특성길이와 특성곡선 개념을 적용하였으며, 핀과 모재사이의 마찰력을 고려하기 위해 마찰계수를 0, 0.1, 0.2, 0.3으로 변경하면서 해석을 수행하였다. 파손판정

Fig. 9. Finite element model

식은 Yamada-Sun[11]과 Tsai- Wu[12]의 식을 사용하였다. 상하대칭조건을 이용하여 절반만 모델링 하였고, 하중은 핀의 절반에 대해 분포하중을 가정하여 적용하였다.

4.3 체결부 강도

4.3.1 마찰계수의 효과

일반적으로 체결부 해석에서 접촉부위의 마찰력을 고려한 해석이 비교적 실험값에 가까운 결과를 나타내는 것으로 알려져 있다[9,10]. 본 연구에서는 핀과 모재 사이의 마찰력을 고려하지 않은 경우와 마찰계수 0.1, 0.2, 0.3을 적용한 경우에 대한 해석을 수행하였다. 마찰계수에 따른 체결부 강도의 변화는 Table 5와 6에 보인 바와 같으며, 마찰계수가 0.1일 경우에 10 % 이내의 오차로 실험값과 가장 잘 일치하였다.

마찰계수를 0.2, 0.3으로 증가시킬 경우 파손하중이 증가하고, 파손모우드가 베어링파손에서 인장파손으로 바뀌어 실제 파손모우드와 달라지는 현상이 나타났다. 이는 마찰계수에 따라 접촉영역

Table 5. Effects of friction coefficient on failure load and mode with various width-to-diameter ratios

Model		A1	A2	A3	A4	A5
Exp	P_{EXP} (kN)	9.76	10.01	10.48	10.54	10.60
	Failure Mode	N	B	B	B	B
No Friction	P_{FEM} (kN)	8.91	9.81	9.63	9.47	9.32
	Error (%)	-8.7	-2.0	-8.1	-10.2	-12.1
	Failure Mode	N	B	B	B	B
Friction Coef.=0.1	P_{FEM} (kN)	9.09	10.20	10.86	10.67	10.50
	Error (%)	-6.9	1.9	3.6	1.2	-0.9
	Failure Mode	N	N	B	B	B
Friction Coef.=0.2	P_{FEM} (kN)	9.23	10.35	11.43	12.07	11.96
	Error (%)	-5.4	3.4	9.1	14.5	12.8
	Failure Mode	N	N	N	N	B
Friction Coef.=0.3	P_{FEM} (kN)	9.34	10.50	11.49	12.67	13.49
	Error (%)	-4.3	4.9	9.6	20.2	27.3
	Failure Mode	N	N	N	N	N

* N : Net-Tension Failure , S : Shear-Out Failure , B : Bearing Failure

에서의 응력분포가 달라지기 때문이다. 특히 핀 전방으로부터 원주방향으로 45° 근처의 영역에서는 접촉면에서의 미끄러짐과 핀과 모재 사이의 수직하중이 상대적으로 크기 때문에 마찰계수에 따른 응력분포의 차이가 커지게 된다. 반면에 0° 부근에서는 비록 수직응력은 크더라도 접촉면에서의 미끄러짐이 없으므로 마찰계수의 영향은 미미하게 될 것이다. 또한 90° 부근에서는 미끄러짐은 있으나 수직응력이 매우 작아 마찰계수가 응력분포에 거의 영향을 미치지 않는다. 따라서 마찰계수는 0° 와 90° 부근의 접촉영역에서는 큰 영향을 미치지 못하고, 45° 부근의 응력분포에 큰 영향을 준다.

공학적 관점에서 볼 때, 중요한 것은 마찰계수를 어떤 값으로 설정할 것인가 하는 것인데, 본 연구의 결과에 의하면 마찰계수는 0.1 정도가 적당한 것으로 보이며, 마찰력을 고려하지 않더라도 비교적 정확한 값을 얻을 수 있는 것으로 판단된다.

Table 6. Effects of friction coefficient on failure load and mode with various edge length-to-diameter ratios

Model		B1	B2	B3	B4	B5
Exp	P_{EXP} (kN)	7.34	10.48	11.00	11.15	11.45
	Failure Mode	S	B	B	B	B
No Friction	P_{FEM} (kN)	6.76	9.63	10.76	10.74	10.56
	Error (%)	-7.9	-8.1	-2.2	-3.7	-7.8
	Failure Mode	S	B	B	B	B
Friction Coef.=0.1	P_{FEM} (kN)	7.43	10.86	12.19	12.01	11.74
	Error (%)	1.2	3.6	10.8	7.7	2.5
	Failure Mode	S	B	B	B	B
Friction Coef.=0.2	P_{FEM} (kN)	8.19	11.43	12.87	13.48	13.34
	Error (%)	11.6	9.1	17.0	20.9	16.5
	Failure Mode	S	N	N	N	B
Friction Coef.=0.3	P_{FEM} (kN)	9.05	11.49	13.28	13.81	14.02
	Error (%)	23.3	9.6	20.7	23.9	22.4
	Failure Mode	S	N	N	N	N

4.3.2 파손모우드

Table 7과 8에 보인 바와 같이, 마찰계수 0.1을 적용하고 Tsai-Wu 판정식과 Yamada-Sun 판정식을 각 모델에 적용한 결과, Yamada-Sun 파손식의 경우 50 % 이상의 큰 오차를 보이는 반면에 Tsai-Wu 판정식의 경우 10 % 이내의 오차로 비교적 실험값에 가까운 파손하중을 예측할 수 있었다. Fig. 10에 Tsai-Wu 파손식을 기준으로 하여 실험과 해석에 의한 체결부의 파손하중을 제시하였다.

Table 7. Effects of failure criteria on the failure load and mode with various width-to-diameter ratios(friction coef.=0.1)

Model		A1	A2	A3	A4	A5
Exp	P_{EXP} (kN)	9.76	10.01	10.48	10.54	10.60
	Failure Mode	N	B	B	B	B
Tsai-Wu	P_{FEM} (kN)	9.09	10.20	10.86	10.67	10.50
	Error (%)	-6.9	1.9	3.6	1.2	-0.9
Yamada-Sun	P_{FEM} (kN)	15.21	16.39	17.34	17.08	16.67
	Error (%)	55.8	63.7	65.5	62.0	57.3
	Failure Mode	N	N	B	B	B

Table 8. Effects of failure criteria on the failure load and mode with various edge length-to-diameter ratios(friction coef.=0.1)

Model		B1	B2	B3	B4	B5
Exp	P_{EXP} (kN)	7.34	10.48	11.00	11.15	11.45
	Failure Mode	S	B	B	B	B
Tsai-Wu	P_{FEM} (kN)	7.43	10.86	12.19	12.01	11.74
	Error (%)	1.2	3.6	10.8	7.7	2.5
Yamada-Sun	P_{FEM} (kN)	13.31	17.34	18.44	18.29	17.63
	Error (%)	81.3	65.5	67.6	64.0	54.0
	Failure Mode	B	B	B	B	B

(a) Failure loads with various w/d ratios

(b) Failure loads with various e/d ratios

Fig. 10. Tested and predicted failure load based on Tsai-Wu criteria with friction coef.=0.1

Fig. 11. Failed area based on Tsai-Wu criteria, with friction coef.=0.1

대체로 실험과 해석의 결과가 잘 일치하지만 일부 영역에서는 특이한 경향이 발견된다. 실험 결과에 의하면 w/d 와 e/d 가 증가할 때 파손하중 역시 조금씩 증가하면서 일정값에 수렴한다. 그러나 특성길이방법을 사용한 해석에서는 w/d 나 e/d 가 증가함에 따라 처음에는 파손하중이 증가하지만 w/d 와 e/d 가 일정값 이상이 되면 파손하중이 오히려 감소하면서 일정값에 수렴한다. 베어링파손을 보이는 시편들이 이 영역에 해당한다. 베어링 파손모우드의 경우 파손강도는 압축특성길리와 밀접한 관련이 있다. 베어링파손을 보이는 시편의 경우, 시편의 폭이나 끝단길이

가 증가할 때 실험에 의한 파손하중도 증가한다. 반면에 Fig. 7에 보인 바와 같이 압축특성길이는 오히려 감소하여, 해석에 의한 파손하중이 낮아지게 된다. Fig. 10에서의 일부 경향의 차이는 이로 인한 것이며, 이것은 압축특성길이를 결정하는 방법의 근본적인 한계이다.

파손모우드의 경우 모델 A2를 제외한 모든 경우에 실험과 해석의 결과가 잘 일치하고 있다. Fig. 11에 Tsai-Wu 판정식을 적용하였을 경우 최초파손이 발생한 층의 파손 영역을 나타내었다. 반전된 부분은 파손하중이 적용되었을 때 체결부의 파손된 영역을 나타내며, 파손이 발생한 위치에 따라 체결부의 파손모우드를 정의하게 된다. Fig. 11에 의해 결정된 특성곡선 상에서의 파손모우드는 Fig. 4의 실험 결과와 비교적 잘 일치하였다.

V. 결 론

본 연구에서는 다양한 형상을 갖는 일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 기계적 체결부에 관한 실험과 유한요소해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 기계적 체결부의 실험 결과, $w/d \leq 2.0$ 인 경우 인장파손이, $e/d \leq 1.0$ 인 경우 전단파손이 발생하였다. $w/d \geq 2.5$, $e/d \geq 1.4$ 인 경우, 안정된 파손형태인 베어링 파손이 발생하였으며, 파손하중은 거의 일정한 값을 유지하였다.

(2) 핀과 모재 사이의 마찰계수를 0.1로 적용한 해석이 마찰력을 고려하지 않거나, 다른 마찰계수를 적용한 경우보다 실험값에 가까운 결과를 나타내었다. 마찰계수를 더 증가시킬 경우 실험 결과와 큰 차이를 나타내었다.

(3) 파손식에 따른 체결부 강도해석 결과, Yamada-Sun 파손식을 적용한 경우 실험값과 50% 이상의 오차를 보이는 반면 Tsai-Wu 파손식을 적용한 경우 비교적 실험값에 가까운 결과를 얻을 수 있었다.

(4) 특성길이 방법을 사용한 유한요소해석은 실험 결과와 비교적 잘 일치하였으나 특성길이 방법의 근본적인 한계로 인해 베어링 파손하중의 분포경향에서는 약간의 차이를 보이는 것을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 경상대학교 공학연구원과 두뇌한국 21사업의 지원에 의해 수행된 것임을 밝히며 이에 감사드립니다.

참고문헌

- 1) J. M. Whitney and R. J. Nuismer, "Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentration", Journal of Composite Materials, Vol. 10, 1974, pp. 253-265.
- 2) R. J. Nuismer and J. D. Labor, "Application of the Average Stress Failure Criterion: Part II -Compression", Journal of Composite Materials, Vol. 12, 1978, pp.49-60.
- 3) F. K. Chang and R. A. Scott, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints", Journal of Composite Materials, Vol. 16, 1982, pp. 470-494.
- 4) F. K. Chang, R. A. Scott and G. S. Springer, "The Effect of Laminate Configuration on Characteristic Lengths and Rail Shear Strength", Journal of Composite Materials, Vol. 18, 1984, pp. 290-296.
- 5) H. Hamada and Z. I. Maekawa, "Strength Prediction of Mechanically Fastened Quasi-isotropic Carbon/Epoxy Joints", Journal of Composite Materials, Vol. 30, 1996, pp. 1596-1612.
- 6) 조창민, 유정규, 한영명, 안동만, "특성길이 개념을 이용한 복합재료 적층판의 기계적 체결 특성에 관한 고찰", 한국항공우주학회지, 제14권, 제3호, 1986, pp. 63-73.
- 7) 김정규, 김도식, "노치부를 가진 Glass/Epoxy 복합재료의 노치강도 평가와 불안정 파괴조건", 한국해양학회 논문집, 제7권, 제2호, 1993, pp. 235-245.
- 8) 박노희, 권진희 외 4인, "핀하중을 받는 유리/에폭시 평직 적층판의 체결부 강도", 한국복합재료학회 논문집, 제15권, 제2호, 2002, pp. 1-10.
- 9) F. Pierron and F. Cerisier, "A Numerical and Experimental Study of Woven Composite Pin-Joints", Journal of Composite Materials, Vol. 34, 2000, pp. 1028-1054.
- 10) Yi Xiao, Wen-Xue Wang and Yoshihiro Takao, "The Effective Friction Coefficient of a Laminate Composite, and Analysis of Pin-loaded Plates", Journal of Composite Materials, Vol. 34, 2000, pp. 69-87.
- 11) S. E. Yamada and C. T. Sun, "Analysis of Laminate Strength and Its Distribution", Journal of Composite Materials, Vol. 12, 1978, pp. 275-284.
- 12) R. M. Jones, Mechanics of Composite Materials, McGraw-Hill, NY, 1975.