

복합재 체결부 강도해석을 위한 새로운 수치해석방법

강봉수*, 정재우*, 권진회**, 최진호**

A Numerical Method for Strength Analysis of Composite Joints

BongSoo Kang*, JaeWoo Jung*, Jin-Hwe Kweon**, Jin-Ho Choi**

ABSTRACT

A numerical method is presented to determine the characteristic lengths for the failure analysis of composite joints without characteristic length tests. In the conventional methods, compressive characteristic length was determined from the result of a combined bearing test and finite element analysis. The present study, however, shows that the same compressive characteristic length can be obtained by numerical calculation without the bearing test. A new method to define the tensile characteristic length is also introduced so that the tensile characteristic length is numerically determined without the tensile test. Failure loads based on the numerically calculated characteristic lengths are validated by the test results for composite joints

Key Words: 특성길이(characteristic length), 체결부(joint), 복합재료(composite), 강도(strength)

1. 서론

복합재료 구조물의 기계적 체결부 강도를 예측하기 위한 연구는, 크게 실험에 의한 방법, 해석에 의한 방법, 실험과 해석을 연계한 방법 등으로 나눌 수 있다. 실험은 가장 믿을 수 있는 방법이지만 시간과 예산에 의해 제약을 받게 된다.

점진적 파손해석 기술을 이용한 해석적 연구는 예산과 시간의 측면에서 유리할 수 있지만 체결부의 복잡한 파손양상을 정확히 묘사하는 것이 쉽지 않고, 복잡한 비선형 계산을 수행해야 하므로 엔지니어들이 사용하기에는 어려움이 있다.

특성길이방법은 복잡한 계산 없이 체결부의 파손강도나 파손양상 등을 비교적 쉽고 정확하게 예측할 수 있다는 장점이 있는 반면, 체결부의 재료나 형상이 바뀔 때마다 특성길이 결정을 위한 실험을 수행해야 하는 문제점이 있다[1-4]. 만약 실험 없이 특성길이를 결정할 수 있다면 특성길이방법의 효용이 크게 증가될 것으로 판단된다.

따라서 본 연구에서는 복합재 체결부의 파손해석을 위한 특성길이를 실험 없이 유한요소해석에 의해 계산하는 방법을 제안하고 이를 이용하여 복합재 체결부의 베어링강도를 예측하고자 한다.

2. 특성길이방법의 기본개념

2.1 기존의 특성길이 결정 방법

기존의 방법에서는 인장특성길이를 결정하기 위해 원공이 없는 시편과 있는 시편에 대한 인장실험을 수행하여 적층판의 강도와 파손하중을 결정하고, 파손하중을 사용하여 원공이 있는 적층판에 대한 유한요소해석을 수행한다.

Fig. 1(a)에서와 같이 인장특성길이는 유한요소해석으로부터 계산된 두께방향 평균인장응력이 원공이 없는 시편의 인장강도와 동일한 값을 갖게 되는 위치까지의 거리로 정의된다

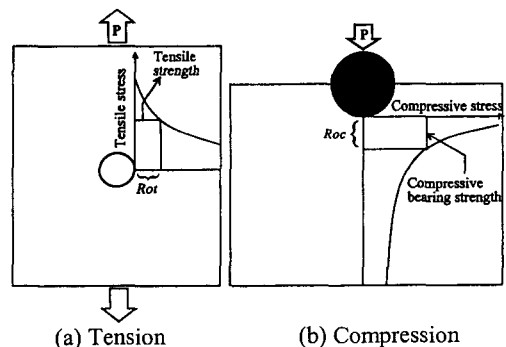


Fig. 1 Definition of characteristic length

압축특성길이를 결정하기 위해서는, Fig. 1(b)에 보인 바와 같은 베어링 실험에서 구한 하중을 사용하여 베어링 시편에 대한 유한요소해석을 수

* 경상대학교 대학원 항공공학과

** 경상대학교 기계항공공학부, 항공기부품기술연구센터

행한다. 압축에 의한 특성길이는 원공 전방부에서의 압축응력의 크기가 실험에 의해 결정된 베어링 강도와 동일한 값을 갖는 위치까지의 거리로 정의된다.

2.2 특성곡선의 정의

체결부에 하중이 가해질 때 항상 순수한 인장이나 압축에 의해서만 파손이 발생하지는 않는다. 그렇다고 원공 주위 모든 방향으로 특성길이를 실험하여 구할 수는 없으므로, Chang 등[1]은 Whitney 등[4]이 제시한 특성길이의 개념을 확장하여 특성곡선(characteristic curve)의 개념을 제안하였다.

특성곡선은 Fig. 2에 보인 바와 같이 인장특성길이와 압축특성길이를 기준으로 추정한 가상의 곡선이며, 순수한 인장이나 압축이 아닌 혼합하중에 의한 파손의 경우에도 이 특성곡선 상에서의 응력값으로 그 파손여부를 판정하자는 의도에서 제안된 것이다. 체결부의 기하학적 형상이나 적층 순서 등에 따라 특성곡선을 정의하는 방법이 달라질 수 있어 식 (1)에 제시한 Chang 등[1]의 특성곡선이 많이 사용되고 있다.

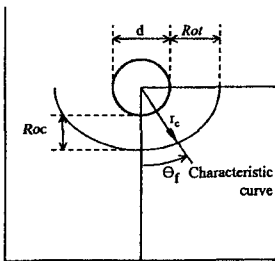


Fig. 2 Schematic diagram of characteristic curve

$$r_c = d/2 + Rot + (Roc - Rot)\cos\theta \quad (1)$$

여기서 Rot 는 인장에 대한 특성길이이며, Roc 는 압축에 대한 특성길이이다.

또한 체결부에서 파손모우드의 구분은 보통 θ_f 가 15° 이하일 경우, 순수 압축에 의한 파손인 베어링 파손으로 판단하며, θ_f 가 75° 이상일 경우 순수한 인장에 의한 파손으로 판단한다. θ_f 가 45° 근처일 경우 전단에 의한 파손으로 본다.

3. 새로운 특성길이 계산 방법

3.1 압축특성길이

다양한 적층판에 대한 해석 결과, Fig. 3에 보인 바와 같이 임의의 하중을 가했을 때 특성길이 시편에 나타나는 응력분포는 하중에 거의 선형적으로 비례하여 변한다는 사실을 발견하였다[5].

따라서 압축특성길이 결정에 사용되는 외부하중을 임의의 하중으로 하고, 기준응력을 베어링 강도가 아닌, 식 (2)과 같이 정의되는 임의의 하중에 대한 평균압축응력으로 사용하더라도 압축특성길이는 동일하게 된다는 것이다.

$$\sigma_c = P_c / (d \times t) \quad (2)$$

여기서 σ_c 는 평균압축응력 즉 베어링 응력이고, P_c 는 적층판에 가해지는 임의의 압축하중이다. 또한 d 와 t 는 각각 힘을 가하는 핀의 직경과 적층판의 두께를 나타낸다.

가령 Fig. 3에서 특성길이 결정을 위한 해석에 사용되는 임의의 압축하중을 줄이면(arbitrary load ①) 원공 전방에서의 압축응력이 감소한다. 동시에 임의의 하중에 의해 원공 전방에 가해지는 평균압축응력(load ①/($d \times t$))도 줄어든다. 반대로 임의의 압축하중을 크게 하면(arbitrary load ②) 이에 비례하여 평균압축응력(load ②/($d \times t$))도 증가한다. 결과적으로 베어링 파손하중이나 임의의 하중 ①, 혹은 ② 중 어떤 하중을 가하든지 압축특성길이의 값에는 변화가 없다.

베어링 실험을 하지 않고 순수한 계산에 의해서 적층판의 압축특성길이를 구할 수 있는 것이다.

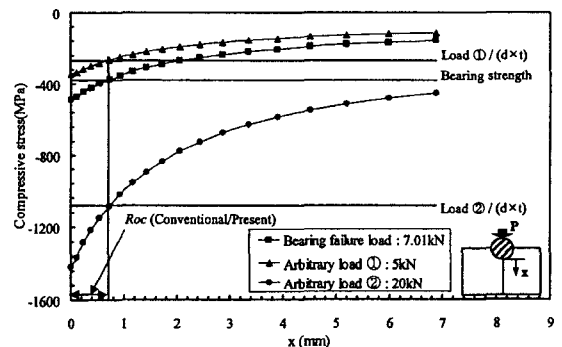


Fig. 3 Compressive characteristic length for $[0_2/45_2/90_2/45_2]_s$ laminate with $w/d=5$, $e/d=2.0$, $t=3.08$ mm ($E_1=105$ GPa, $E_2=9.8$ GPa, $G_{12}=6.0$ GPa, $\nu_{12}=0.3$)

3.2 인장특성길이

Fig. 4에 보인 바와 같이, 파손하중을 가했을 때의 인장응력의 값이 원공이 있는 적층판의 강도와 같아지게 될 때, 이 지점까지의 거리를 인장특성길이라고 정의한다. 이렇게 하면 원공이 없는 적층판에 대한 실험을 생략할 수 있다. 더욱 중요한 것은 새로운 정의를 사용하면 압축특성길이를 구할 때와 마찬가지로 굳이 원공이 있는 적층판의 파손하중이 아닌 임의의 하중을 가하더라도 그에 따른 내부 응력분포가 선형적으로 변하기 때문에, 식 (3)에서와 같이 정의되는 평균인장응력을 기준

응력으로 사용하여 동일한 특성길이를 얻을 수 있다는 사실이다.

$$\sigma_t = P_t / ((w-d) \times t) \quad (3)$$

여기서 σ_t 는 원공이 있는 적층판의 평균인장응력이고, P_t 는 적층판에 가해지는 임의의 인장하중, w , t , d 는 각각 적층판의 폭, 두께 및 원공의 직경을 의미한다.

가령 Fig. 4에서 특성길이 결정을 위한 해석에 사용되는 임의의 인장하중에 따라(arbitrary load ①, ②) 적층판에 가해지는 평균인장응력(load ①, ②)/((w-d)×t)의 크기도 비례한다. 따라서 굳이 원공이 있는 적층판의 파손하중을 가하지 않고 임의의 하중(①, 혹은 ②)을 가하더라도 인장특성길이는 동일한 값을 보이게 된다.

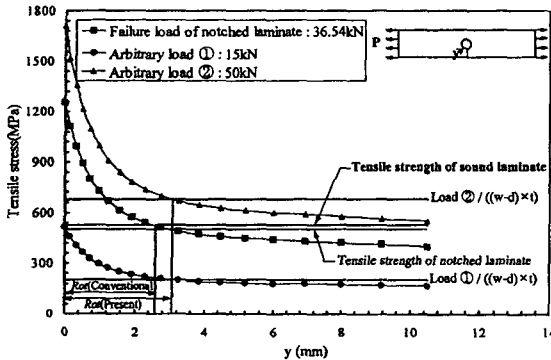


Fig. 4 Tensile characteristic length for $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_s$ laminate with $w/d=5$, $e/d=2.0$, $t=3.08$ mm ($E_1=105$ GPa, $E_2=9.8$ GPa, $G_{12}=6.0$ GPa, $\nu_{12}=0.3$)

4. 타당성 검토

4.1 제안된 방법에 의한 베어링강도 예측

4.1.1 시험 시편

실제 산업체에서 복합재 구조물 체결시 많은 실험 데이터를 근거로, 체결 볼트간의 거리와 e/d를 인장, 전단파손이 아닌 안정적인 베어링 파손이 일어나도록 설계하고 있다. 이에 따라 설계에서 가장 중요한 파손중의 하나인 베어링강도를 구하는데 새로 제안된 특성길이방법을 이용하였고 또한 기존에 베어링 실험 결과와 해석값을 비교하여 제안된 방법의 타당성을 검토 하였다.

베어링 실험에 사용한 것은 모두 일방향 프리프래그이며 적층순서는 5 가지, 한 층의 두께는 0.0074 in 이다. 일방향 단층의 재료상수는 $E_1=20.6$ Msi, $E_2=1.13$ Msi, $G_{12}=0.58$ Msi, $\nu_{12}=0.34$, $X_T=276.3$ ksi, $X_C=256.3$ ksi, $Y_T=15.2$ ksi, $Y_C=11.3$ ksi, $S=16.56$ ksi 이다. 시편의 형상은 Fig. 5 에 보인 바와 같고, 자세한 자료는 Table 1 에 나타내었다.

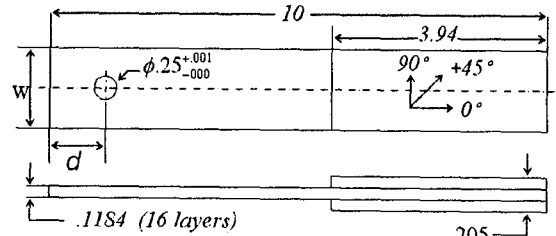


Fig. 5 Configuration of graphite/epoxy laminate

Table 1 Test matrix for bearing test (t=0.1184, d=0.25, Test Type: ASTM 953)

No	적층순서	적층비율	w	e
3	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	6d	2d
4	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	6d	3d
5	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	6d	4d
6	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	6d	5d
7	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	5d	3d
8	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	5d	4d
9	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	5d	5d
10	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	4d	3d
11	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	4d	4d
12	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	4d	5d
13	$[(\pm 45/0_2)_2]_s$	[50/50/0]	3d	5d
14	$[(90/\pm 45/0_2)_2]_s$	[25/50/25]	6d	3d
15	$[0_2/\pm 45/0_3/\pm 45/0_3/\pm 45/0_2]_s$	[62.5/37.5/0]	6d	3d
16	$[0_3/\pm 45/0_3]_s$	[75/25/0]	6d	3d
17	$[90/0_7]_s$	[90/0/10]	6d	3d
18	$[90/0_7]_s$	[90/0/10]	6d	2d

4.1.2 제안된 방법에 의한 특성길이

Table 2에는 유한요소해석에 의한 특성길이를 제시하였다. 유한요소해석에서는 접촉부 모사를 위해 NASTRAN의 비선형 접촉요소를 사용하였다. 또한 핀과 모재의 마찰을 고려하기 위해 마찰계수(μ)를 0.0과 0.1인 두 가지 경우에 대한 해석을 수행하였다. 해석결과 같은 조건에서 e/d가 클수록 압축특성길이 작은 것으로 나타났다. 특이한 것은 90°층이 90%인 시편에 대해서는 압축특성길이 너무 크거나 제안된 방법으로 구할 수가 없다는 것이다. 이것은 핀과 끝단까지의 응력분포의 차이가 없어 평균응력과 같은 곳을 찾을 수가 없었기 때문이다.

또한 마찰계수가 증가할수록 압축특성길이는 짧아지는 것을 볼 수 있는데 나중에 베어링강도 값을 구할 때 많은 영향을 미치는 것을 볼 수 있다

Table 2 Summary of characteristic lengths

No	w	e	Roc ($\mu=0.1$)	Roc ($\mu=0$)	Rot
3	6d	2d	0.060	0.060	
4	6d	3d	0.057	0.058	0.135
5	6d	4d	0.056	0.057	
6	6d	5d	0.055	0.057	
7	5d	3d	0.058	0.059	
8	5d	4d	0.057	0.058	0.118
9	5d	5d	0.056	0.058	
10	4d	3d	0.061	0.062	
11	4d	4d	0.060	0.061	0.099
12	4d	5d	0.059	0.061	
13	3d	5d	0.064	0.065	0.077
14	6d	3d	0.030	0.030	0.148
15	6d	3d	0.073	0.076	0.130
16	6d	3d	0.104	0.109	0.126
17	6d	3d	0.268	0.290	0.122
18	6d	2d	-	-	0.122

4.2.3 체결부 베어링 강도

체결부 강도를 해석으로 결정할 때 많은 영향을 미치는 것이 마찰계수와 파손판정식이다.

Table 3 Finite element and experimental results

No	Predicted($\mu = 0.1$)			Test	
	Tsai-Wu	Error (%)	Yamada-Sun	Error (%)	Average
3	2675.00	-4.88	4187.50	33.00	2805.61
4	2800.00	-14.45	4375.00	26.75	3204.56
5	2800.00	-17.75	4400.00	25.07	3297.06
6	2800.00	-21.03	4375.00	22.54	3388.93
7	2832.50	-19.21	4500.00	24.96	3376.62
8	2825.00	-17.45	4450.00	25.44	3317.89
9	2807.50	-16.29	4400.00	25.80	3264.94
10	2830.00	-11.70	4550.00	30.53	3161.10
11	2825.00	-18.03	4450.00	25.07	3334.29
12	2812.50	-16.84	4400.00	25.32	3285.98
13	2762.50	-2.18	4400.00	35.85	2822.69
14	2500.00	-40.84	3325.00	-5.90	3521.10
15	3250.00	-2.16	4650.00	28.60	3320.17
16	3050.00	5.52	4562.50	36.84	2881.74
17	-	-	-	-	1510.13
18	-	-	-	-	1210.94

본 연구에서도 동일한 결과를 볼 수 있었는데 Table 3에서는 마찰계수 0.1에 해당되는 결과값을 나타내었다. 특성길이를 사용한 결과 적층패턴에

따라 차이는 보이지만 20 % 이내에서 시험치와 유사한 결과를 도출할 수 있었으며 파손판정식 또한 Yamada-Sun보다 Tsai-Wu 판정식에서 더 정확한 결과를 보였다. 파손판정식의 Yamada-Sun은 기지(matrix) 파손을 고려하지 않았기 때문에 베어링 강도를 과대평가하는 것으로 볼 수 있었다. 또한 파손영역이 특성길이와 일치했을 때 파손되는 최초층도 각각 다르게 나왔다. Tsai-Wu파손 판정식에서는 No 16은 시편 45°층, 나머지 시편은 0°층에서 파손이 일어났으며 Yamada-Sun식에서는 모두 45°층에서 파손이 일어나는 것을 볼 수 있었다. 이러한 원인은 앞에서 언급한 기지 파손의 인정여부에 따른 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구에서는 실험없이 수치계산만으로 복합체체결부의 파손해석을 위한 특성길이를 계산할 수 있는 방법을 제한하였다. 제안된 방법의 타당성 검토를 위해 많은 복합체 체결부 시편에 대한 실험을 수행하여 해석 결과와 비교하였으며, 본 논문에서는 그 중 일부 실험결과와의 비교자료를 제시하였다. 제안된 방법에 의한 해석결과는 거의 대부분의 경우에서 마찰계수 0.1과 Tsai-Wu 파손판정식을 사용할 때 실험에 의한 파손강도를 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났다.

참고문헌

- 1) F. K. Chang and R. A. Scott, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, 1982, pp. 470-494.
- 2) 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.
- 3) F. K. Chang and R. A. Scott, "Failure Strength of Nonlinearly Elastic Composite Laminates Containing a Pin Loaded Hole," *Journal of Composite Materials*, Vol. 18, 1984 pp.464-475
- 4) 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.
- 5) 안현수, 권진희, 최진호, "복합체 체결부의 파손해석을 위한 새로운 특성길이 결정방법", 한국복합재료학회지, 제16권 제4호, 2003.8, pp 10-20