論文

복합재 체결부의 파손해석을 위한 새로운 특성길이 결정 방법

안현수*, 권진회**+, 최진호**

A New Method to Determine the Characteristic Lengths for the Failure Analysis of Composite Joint

Hyon-Su Ahn*, Jin-Hwe Kweon**+, Jin-Ho Choi**

ABSTRACT

Proposed is a new method to determine the characteristic lengths for the failure analysis of composite joint without experiments. New method uses the result that the stress distribution in the characteristic length specimens is linearly proportional to the applied load. The compressive characteristic lengths calculated by the present method are exactly same as the lengths obtained by the conventional method based on experiment. The new tensile characteristic length is defined using the strength of the notched laminate, while previous methods use the strength of the sound laminate. That change allows calculating the tensile characteristic length numerically without experiment like the compressive characteristic length. Finite element analyses are conducted by MSC/NASTRAN. The interface between the fastener and laminate is modeled by the contact surface element. The finite element results based on the new characteristic lengths show the excellent agreement with experimental results for the Graphite/Epoxy composite joints.

초 록

본 논문에서는 특성길이 결정을 위해 시편에 가해지는 하중과 내부 응력분포의 관계가 거의 선형적으로 변한다는 특성을 이용하여, 실험을 수행하지 않고 복합재 체결부 파손해석을 위한 특성길이를 결정할 수 있는 방법을 제안하였다. 제안된 방법을 사용할 경우 특성길이 결정을 위한 실험 없이도, 실험값을 사용한 결과와 동일한 압축특성길이를 얻을 수 있음을 보였다. 압축특성길이 결정에서와 마찬가지로 실험 없이 인장특성길이를 결정하기 위해, 기존의 방법에서와 달리, 인장특성길이의 정의를 위해 사용하는 적층판의 강도값을, 원공이 없는 적층판의 값이 아닌 원공을 가진 적층판의 값을 사용하였다. 유한요소해석은 MSC/NASTRAN을 이용하였고, 체결재와 복합재의 접촉부는 접촉면 요소를 사용하여 모델링하였다. 제안된 방법으로 해석한 복합재 체결부의 파손하중은 Graphite/Epoxy 복합재료 체결부의 실험 결과와 매우 잘 일치함을 확인하였다.

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

1. 서 론

복합재료는 우수한 기계적 특성으로 인하여 항공기와 지상 장비 등의 구조물로 그 사용 범위가 점차 확대되고 있다. 구조물의 경량화라는 복합재료의 장점을 살리기 위해서는 각 부품들을 일체형으로 제작하거나 접착에 의해

* 경상대학교 대학원 항공공학과(현, LG 전자)
**+ 경상대학교 기계항공공학부·항공기부품기술연구소, 교신저자(E-mail:jhkweon@gsnu.ac.kr)
** 경상대학교 기계항공공학부·항공기부품기술연구소

체결하는 것이 이상적이다. 그러나 주요 하중을 전달하는 하중 경로에 있는 구조물에서 접착방식을 사용하기에는 위험 부담이 크므로 대체로 기계적 체결방법을 사용하는 것이 일반적이다. 그런데 핀, 볼트, 리벳 등을 사용한 기계적 체결을 위해서는 원공이 필요하게 되고, 원공 주위의 복잡한 파손 메커니즘으로 인하여 파손강도 및 파손양상에 대한 평가가 어려워진다.

기계적 체결부 강도를 예측하기 위한 연구는, 크게 실험에 의한 방법, 해석에 의한 방법, 실험과 해석을 연계한 방법에 의한 것으로 나눌 수 있다. 실험에 의한 강도의 결정[1,2]은 가장 믿을만한 결과를 보장하지만 시간과 예산에 의해 제약을 받게 된다. 점진적 파손해석 기술을 이용한 순수한 해석적 연구[3-5]는 예산과 시간의 측면에서는 유리할 수 있지만 체결부의 복잡한 파손양상을 정확히 묘사하는 것이 쉽지 않고, 복잡한 비선형 계산을 수행해야 하므로 현장의 엔지니어들이 사용하기에는 어려움이 있다.

실험과 해석을 병행하여 체결부 해석을 수행하는 방법 중 하나로 특성길이(characteristic length) 방법이 있다. 특성길이방법은 실험으로부터 해석에 적용되는 인자 즉 특성길이를 구해내는 방법으로, Whitney와 Nuismer[6,7]에 의해 제안되었다. 이 방법에서는 체결부 원공 주위에서의 파손을 판정할 때 원공으로부터 일정거리만큼 떨어진 지점에서의 응력을 사용한다. 특성길이방법은 Chang 등[8,9]에 의해 더욱 구체화되었다. 또한 특성길이방법에 관한 후속 연구에 의해 특성길이는 시편의 기하학적 형상, 적층순서 등에 따라서도 달라진다는 사실이 밝혀졌다[10-13]. 이후 Lin 등[14]은 균일하중을 받는 복합재 적층판에 대하여 Chang이 제안한 특성곡선 상에서 파손강도를 예측하였고, Hamada 등[15]은 압축에 대한 특성길이를 원공이 있는 시편의 압축시험으로부터 구하지 않고 베어링 파손 시험으로 구할 것을 제안하였고, 계속해서 특성길이방법에 대한 활발한 연구가 진행되고 있다[16-18].

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. 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 제안하고자 한다. 새로운 방법은 특성길이 실험을 위해 시편에 가해지는 하중과 시편에서 발생하는 내부 응력분포가 거의 선형적인 비례관계에 있다는 성질을 이용한다. 기존의 연구에서는 베어링 시편의 실험에서 결정되는 베어링 파손 하중과 베어링 강도 및 이에 상응하는 응력분포로부터 압축특성길이를 결정한다[15]. 그러나 본 연구에서는 특성길이 결정을 위해 굳이 베어링 파손하중을 사용하지 않더라도, 임의의 하중을 가한 후 이에 상응하는 응력분포를 이용하여 동일한 압축특성길이를 구할 수 있음을 보인다. 인장특성길이의 경우 기존의 방법에서는 원공이 있는 시편의 파손하중과 이에 상응하는 응력분포 및 원공이 없는 적층판의 파손강도를 이용하여 결정하였다[8,9]. 그러나 본 논문에서는 원공이 없는 적층판의 파손강도 대신 원공이 있는 적층판의 파손강도를 사용하여 특성길이를 결정한다. 그렇게 할 경우 원공이 있는 적층판에 가해지는 외부하중과 원공 주위에서의 응력분포는 거의 선형적으로 비례하기 때문에 이를 이용하여 실험 없이 인장특성길이를 구할 수 있다. 제안된 특성길이방법의 타당성 검토를 위해 다양한 형상을 가진 복합재 시편을 제작하여 시험을 수행하여 파손하중과 파손양상을 비교하였다.

2. 특성길이방법의 기본 개념

2.1 기존의 특성길이 결정 방법

Fig. 1에 보인 바와 같이 복합재 적층판의 원공에 체결재에 의한 하중이 가해질 경우, 원공의 전방부에는 핀에 의한 압축하중이 가해지고, 좌우에서는 인장하중이 작용하게 된다. 이에 따라 원공의 전방에서는 큰 압축응력이, 원공의 좌우에서는 큰 인장응력이 발생하게 되는데, 원공 가장자리의 응력을 기준으로 파손을 판정하면 적층판의 강도를 과소평가하게 된다. 그러므로 구조물에 대한 최종파손은 원공의 가장자리에서 일정한 거리 즉 특성길이 이내에 있는 모든 영역에서 파손이 발생하여 더 이상 체결부로서의 기능을 수행할 수 없는 시점으로 보자는 것이 특성길이의 개념이다. 특성길이를 원공 주위 사방으로 모두 정의하면 정확한 결과를 얻을 수 있겠지만, 일반적으로는 원공 전방에서의 압축특성길이와 원공 좌우에서의 인장특성길이만을 구한 후 이를 이용하여 나머지 영역에서의 특성길이를 추정한다.

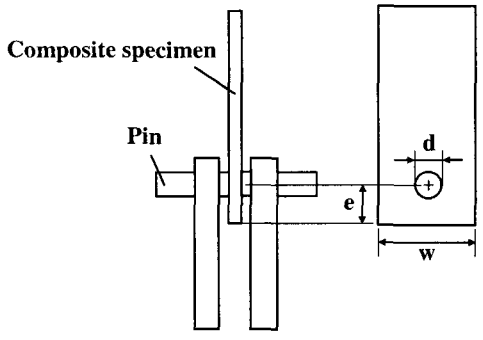


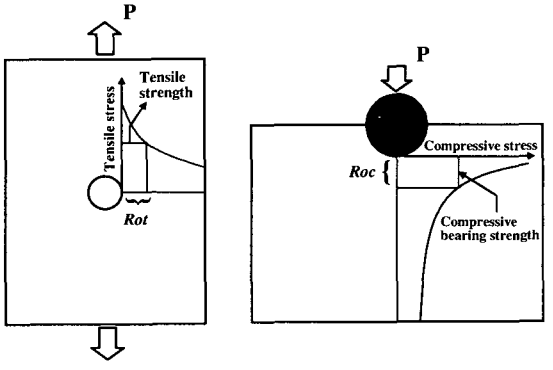
Fig. 1 Schematic diagram of the pin joint.

인장과 압축에 대한 특성길이를 정의하는 개념은 Fig. 2에 보인 바와 같다. 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 유한요소해석을 수행한다. 유한요소해석에 의한 적층판의 인장응력은 Fig. 2(a)에서와 같이 원공의 좌우 가장자리에서 멀어질수록 급격히 저하될 것이다. 인장에 의한 특성길이는 유한요소해석으로부터 계산된 두께방향 평균인장응력이 원공이 없는 시편의 인장강도와 동일한 값을 갖게 되는 위치까지의 거리로 정의된다.

압축에 대한 특성길이를 결정하기 위해서는 Fig. 2(b)에 보인 바와 같은 베어링 파손실험을 수행해야 한다. 실험에 의해 베어링 파손하중이 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 강도과 동일한 값을 갖는 위치까지의 거리로 정의된다.

2.2 특성곡선의 정의

체결부에 하중이 가해질 때 항상 순수한 인장이나 압축에 의해서만 파손이 발생하지는 않는다. 많은 경우에는 원공의 전방부나 좌우 가장자리가 아닌 중간위치에서 파손이 발생한다. 그러나 원공 주위 모든 방향으로의 특성길이를 실험으로 구하는 것은 불가능하므로, Chang 등[8]은 Whitney 등[6]이 제시한 특성길이의 개념을 확장하여 특성곡선(characteristic curve)의 개념을 제안하였다.



(a) Tension (b) Compression

Fig. 2 Definition of characteristic lengths.

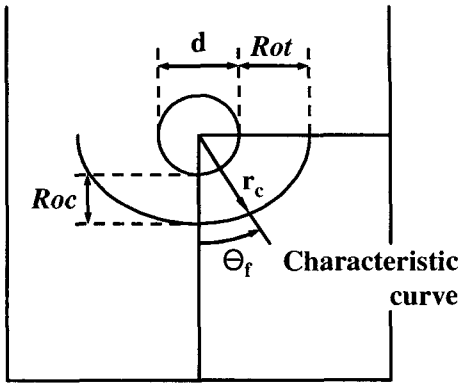


Fig. 3 Definition for characteristic curve.

특성곡선은 Fig. 3에 보인 바와 같이 인장특성길이(*Rot*)와 압축특성길이(*Roc*)를 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 적층순서 등에 따라 특성곡선을 정의하는 방법이 달라질 수 있지만 식 (1)에 제시한 Chang 등[8]의 특성곡선이 많이 사용되고 있다.

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

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

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

$$\begin{aligned} 0° \le \theta_f \le 15° &: \text{베어링 파손} \\ 30° \le \theta_f \le 60° &: \text{전단 파손} \\ 75° \le \theta_f \le 90° &: \text{인장 파손} \end{aligned} \tag{2}$$

3. 새로운 특성길이 계산 방법

3.1 압축특성길이

일반적으로 체결부를 설계할 때에는 안정된 파손형태인 베어링 파손이 발생하도록 한다. 베어링 파손 여부를 판정

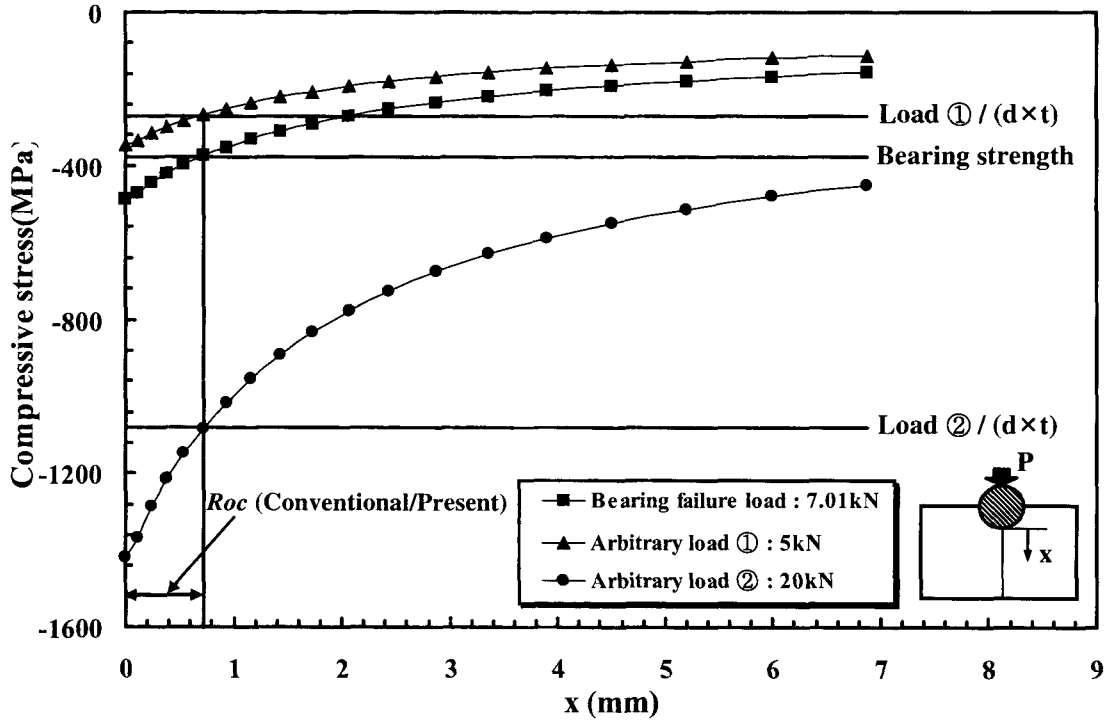


Fig. 4 Compressive characteristic length for $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_s$ laminate with w/d=5, e/d=2, t=3.08 mm ($E_1=105$ GPa, $E_2=9.8$ GPa, $G_{12}=6.0$ GPa, $\nu_{12}=0.3$).

하는데 가장 중요한 인자는 압축특성길이이다. 따라서 정확한 압축특성길이를 결정하는 것은 정확한 체결부 해석의 핵심 요소이다.

Fig. 4에 보인 바와 같이 기존의 방법에서는 베어링 실험을 통하여 베어링 강도와 유한요소해석에 적용할 베어링 파손하중을 구하고 이를 바탕으로 한 응력해석을 통해 압축특성길이를 결정한다. 그러나 본 연구를 통해 임의의 하중을 가했을 때 특성길이 시편에 나타나는 응력분포가 하중에 거의 선형적으로 비례하여 변한다는 사실이 발견되었다. 따라서 압축특성길이 결정에 사용되는 외부하중을 임의의 하중으로 하고, 기준응력을 베어링 강도가 아닌, 식 (3)과 같이 정의되는 임의의 하중에 대한 평균압축응력을 사용하더라도 압축특성길이는 동일하게 된다.

$$\sigma_c = P_c / (d \times t) \tag{3}$$

여기서 σ_c는 평균압축응력 즉 베어링 응력이고, P_c는 적층판에 가해지는 임의의 압축하중, d, t는 각각 힘을 가하는 핀의 직경과 적층판의 두께이다.

가령 Fig. 4에서 특성길이 결정을 위한 해석에 사용되는 임의의 압축하중을 줄이면(arbitrary load ①) 원공 전방에서의 압축응력도 감소한다. 동시에 임의의 하중에 의해 원공 전방에 가해지는 평균압축응력(load ①/(d×t))도 줄어든다. 반대로 임의의 압축하중을 크게 하면(arbitrary load ②) 이에 비례하여 응력분포와 평균압축응력(load ②/(d×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.

3.2 인장특성길이

지금까지는 인장특성길이를 결정하기 위해 원공이 없는 적층판과 원공이 있는 적층판에 대한 인장실험을 수행한 후 이를 바탕으로 한 응력해석을 수행하였다. 본 연구에서는 압축특성길이의 경우에서와 마찬가지로 적층판의 응력분포가 하중에 선형적으로 비례한다는 사실을 이용하여 실험 없이 인장특성길이를 정의하는 방법을 제안한다.

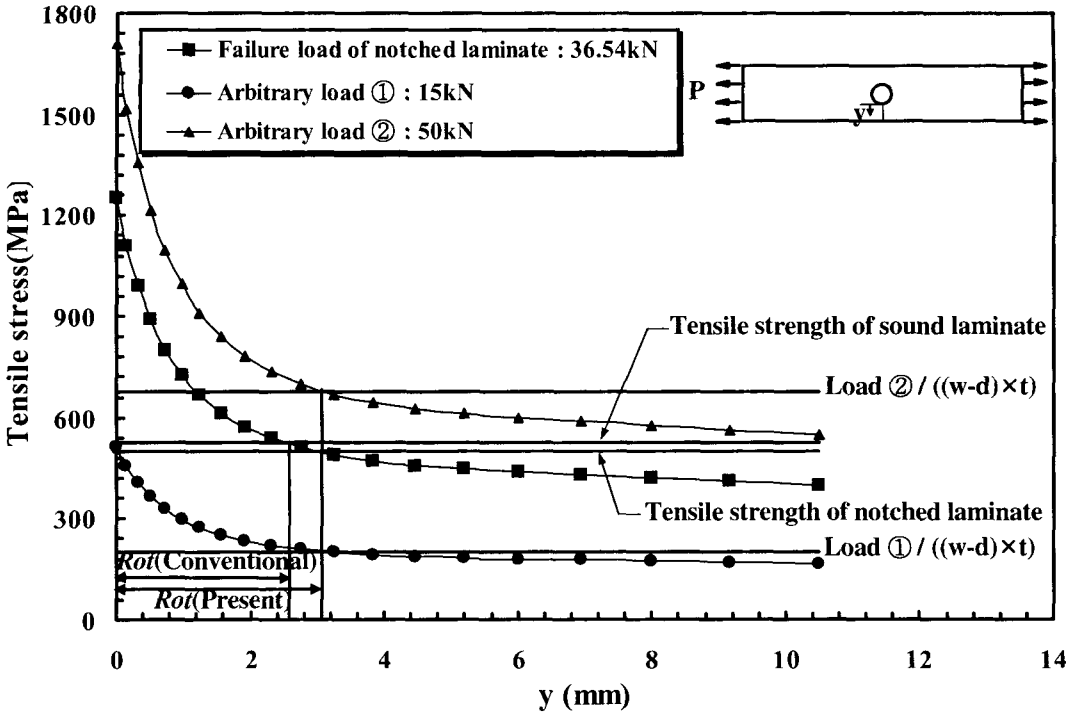


Fig. 5 Tensile characteristic length for $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_s$ laminate with w/d=5, e/d=2, t=3.08 mm (E_1=105 GPa, E_2=9.8 GPa, G_{12}=6.0 GPa, ν_{12}=0.3).

Fig. 5에 보인 바와 같이 기존의 방법에서는 원공이 있는 적층판에 실험에 의해 결정된 파손하중(failure load of notched laminate)을 가하여 나타나는 체결부 적층판에서의 인장응력의 값이, 원공이 없는 적층판의 인장강도(tensile strength of sound laminate)와 같아지게 되는 위치까지의 거리를 인장특성길이로 정의한다. 그러기 위해서는 먼저 원공이 없는 적층판의 강도 결정을 위한 실험을 수행해야 한다. 그러나 본 논문에서는 파손하중을 가했을 때의 인장응력의 값이 원공이 있는 적층판의 강도(tensile strength of notched laminate)와 같아지게 될 때, 이 지점까지의 거리를 인장특성길이로 정의한다. 인장특성길이를 이와 같이 정의할 경우 일차적으로 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 (4)에서와 같이 정의되는 평균인장응력을 기준응력으로 사용하여 동일한 특성길이를 얻을 수 있다는 사실이다.

$$\sigma_t = P_t / ((w-d)\times t) \tag{4}$$

여기서 σ_t는 원공이 있는 적층판의 평균인장응력이고, P_t는 적층판에 가해지는 임의의 인장하중, w, t, d는 각각 적층판의 폭, 두께 및 원공의 직경을 의미한다.

가령 Fig. 5에서 특성길이 결정을 위한 해석에 사용되는 임의의 인장하중을 작게 하면(arbitrary load ①) 원공 좌우측에서의 인장응력도 감소한다. 동시에 적층판에 가해지는 평균인장응력(load ①/((w-d)×t))도 감소한다. 반대로 임의의 인장하중을 높이면(arbitrary load ②) 이에 비례하여 원공 좌우측에서의 인장응력과 적층판의 평균인장응력(loac ②/((w-d)×t))도 증가한다. 따라서 굳이 원공이 있는 적층판의 파손하중을 가하지 않고 임의의 하중(①, 혹은 ②)을 가하더라도 인장특성길이는 동일한 값을 보이게 된다.

4. 타당성 검토

4.1 일방향 단층을 이용한 적층판

본 논문에서 제안한 방법의 타당성 검토를 위하여 참고문헌 [15]에 제시된 실험 결과와 본 논문에서 제안된 방법을 사용한 해석 결과 및 기존의 특성길이방법을 사용한 해석 결과

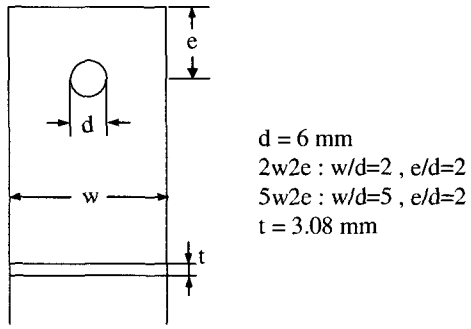


Fig. 6 Configuration of carbon/epoxy laminate joint.

Table 1 Characteristic lengths of $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_s$ laminate

Model	Conventional		Present	
	Rot	*Roc*	*Rot*	*Roc*
2w2e	0.56	1.10	1.24	1.10
5w2e	2.50	0.69	3.15	0.69

를 비교하였다. 체결부의 형상은 Fig. 6과 같으며, 모두 일방향 프리프레그를 사용하였고 적층순서는 $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_s$이다. 재료상수는 E_1= 105 GPa, E_2=9.8 GPa, G_{12}=6.0 GPa, υ_{12}= 0.3, $X_T = X_C$ =1500 MPa, Y_T= Y_C=40 MPa, S=68 MPa 이다.

제안된 방법을 이용한 특성길이를 결정하기 위하여 유한요소해석을 수행하였으며, Table 1에 기존 방법으로 결정된 특성길이와 비교하였다. 압축특성길이는 같은 값을 나타내었으며, 인장특성길이는 정의하는 방법이 달라졌으므로 약간의 차이를 보인다.

핀과 모재 사이의 접촉응력 및 핀의 탄성거동을 고려하여 적층판에서의 응력을 구하기 위하여 핀과 적층판을 모두 유한요소모델에 포함하였다. 접촉부는 NASTRAN의 접촉 요소를 사용하여 이상화하였고 접촉각의 변화 등을 고려하기 위한 비선형 해석을 수행하였다. Fig. 7에 보인 바와 같이 상하대칭조건을 이용하여 절반만 모델링하였고, 하중은 핀의 절반에 대해 분포하중을 가정하여 적용하였다. 실험값을 근거로 계산된 특성곡선과 실험 없이 계산된 특성곡선의 차이를 Fig. 7에 보였다.

체결부 해석 결과, Table 2에 보인 바와 같이 베어링 파손이 발생하는 모델(5w2e)의 파손하중은 기존의 방법과 제안된 방법이 동일한 결과를 보인다. 상대적으로 체결부 폭이 작아 인장파손이 발생하는 모델(2w2e)은 기존 방법이 -14.3%의 오차를 보이는 반면, 제안된 방법은 9.9%의 오차로 실험값에 더 가까운 결과를 보이고 있다.

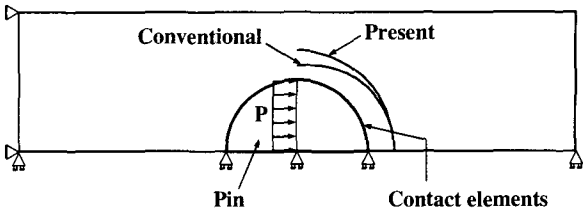


Fig. 7 Joint geometry and boundary conditions.

Table 2 Finite element and experimental failure load(unit: kN)

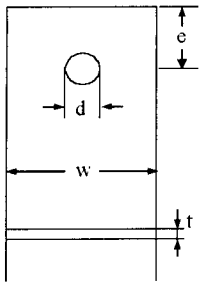
Model		2w2e	5w2e
Experiment [15]	P_{EXP}	5.47	5.74
	Failure Mode	N	B
FEA (Tsai-Wu)	Present	3.36	3.91
	Conventional	2.61	3.91
	Failure Mode	N	B
FEA (Yamada-Sun)	Present	6.01	5.88
	Conventional	4.69	5.88
	Failure Mode	N	B

* N : Net-Tension Failure, B : Bearing Failure

이는 Fig 7에 보인 바와 같이 제안된 방법의 인장특성길이가 기존 방법보다 큰 값을 보여 특성곡선이 밖으로 이동함에 따라 해석에 의한 파손하중이 증가했기 때문이다. 실제로 인장파손에 의해 파괴되는 체결부의 강도는 베어링 파손이 발생하는 체결부의 강도와 강도 측면에서는 큰 차이를 보이지 않는다고 알려져 있다. 하지만, 기존의 방법은 인장특성길이를 너무 작게 평가하여 체결부 강도를 현저하게 낮게 예측하였으며, 제안된 방법은 베어링 강도와 거의 유사한 강도를 예측하였다.

4.2 평직층으로만 적층된 적층판

체결부 파손해석을 위한 제안된 방법의 타당성 검토를 위한 두 번째 모델은 참고문헌[19]이 제시한 유리/에폭시 평직(glass/epoxy fabric) 적층판에 핀하중이 가해지는 체결부이다. 형상은 Fig. 8과 같으며, 모두 평직을 사용하였고 적층순서는 $[(\pm45)/(0/90)]_{2s}$이다. 재료상수는 $E_1 = E_2$= 23.8 GPa, G_{12}=4.2 GPa, υ_{12}=0.046, $X_T = Y_T$ = 650 MPa, X_C = Y_C= 299 MPa, S =80.1 MPa이다.



d = 6.35 mm
w = 38.1 mm (w/d = 6)
e = 19.05 (e/d = 3)
t = 4.782 mm

Fig. 8 Configuration of glass/epoxy fabric laminate joint.

Table 3 Characteristic lengths of $[(\pm45)_2/(0/90)]_{2s}$ laminate

Model	Conventional		Present	
	Rot	*Roc*	*Rot*	*Roc*
6w3d	4.04	1.35	3.65	1.35

Table 4 Finite element and experimental failure load (unit: kN)

Model			6w3d
Experiment[19]		P_{EXP}	10.6
		Failure Mode	B
Conventional /Present	Tsai-Wu	P_{FEM}	12.1
		Failure Mode	B
		Error(%)	14.2
	Yamada-Sun	P_{FEM}	12.3
		Failure Mode	B
		Error(%)	16.0

* N : Net-Tension Failure, B : Bearing Failure

실험 없이 계산만으로 결정된 특성길이와 실험값을 사용하여 전통적인 방법으로 결정한 특성길이를 Table 3에 비교하였다. 참고문헌[19]의 예제는 원공 전방부가 베어링에 의해 파손되는 경우이다. 따라서 파손하중을 지배하는 인자는 압축특성길이가 되므로 Table 4에 보인 바와 같이 본 논문에서 제안된 방법과 기존의 방법이 파손하중 측면에서는 동일한 결과를 나타낸다.

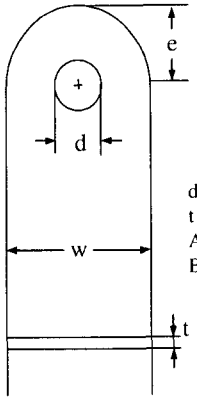
4.3 일방향-평직 혼합 적층판

4.3.1 시편 제작

본 연구에서 제안된 방법의 타당성 검토를 위해 일방향 프리프레그와 평직층이 함께 적층된 체결부 시편을 제작하여 실험 및 해석을 수행하였다. 시편은 SK사의 USN 125 Carbon/Epoxy 일방향 프리프레그와 HFG사의 평직을 사용하여 제작하였다. 일방향 단층의 재료상수는 E_1=131 GPa, E_2=8.2 GPa, G_{12}=4.5 GPa, ν_{12}=0.281, X_T =2000 MPa, X_C =1400 MPa, Y_T =61 MPa, Y_C =130 MPa, S =70 MPa이고, 평직층의 재료상수는 $E_1=E_2$=65.4 *GPa*, G_{12}=3.59 *GPa*, ν_{12}=0.058, $X_T = Y_T$ =959.1 MPa, $X_C = Y_C$ =692.9 MPa, S =64.9 MPa 이다.

적층순서는 $[(\pm45)_3/90/(\pm45)_2/04/90/0_4/(\pm45)_2/90/(\pm45)_3]$이고, (±45)도층은 평직층이다. 적층판은 오토클레이브에서 진공백(vacuum bag)을 사용하여 제작하였다. 각 시편은 다이아몬드 휠 커터를 사용하여 절단한 후 텅스텐 카바이드 드릴을 사용하여 원공을 가공하였다. 가공 시에 발생할 수 있는 체결부 아랫면의 층간분리를 방지하기 위하여 체결부 아래에 복합재 적층판을 받쳐서 가공하였다.

체결부 시편의 형상은 Fig. 9와 같다. 다양한 형상에 대한 검증을 위해 Table 5에 보인 바와 같이 w/d와 e/d가 다른 9가지 모델의 시편 52개에 대한 실험을 수행하였다. 시편의 모양은 Fig. 10에 나타내었다.



d = 9.53 mm
t = 3.234 mm
A1 ~ A5 : different 'w' (w/d = from 2.0 to 4.0)
B1 ~ B5 : different 'e' (e/d = from 1.0 to 3.0)

Fig. 9 Configuration of carbon/epoxy unidirection-fabric hybrid laminate joint.

Table 5 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

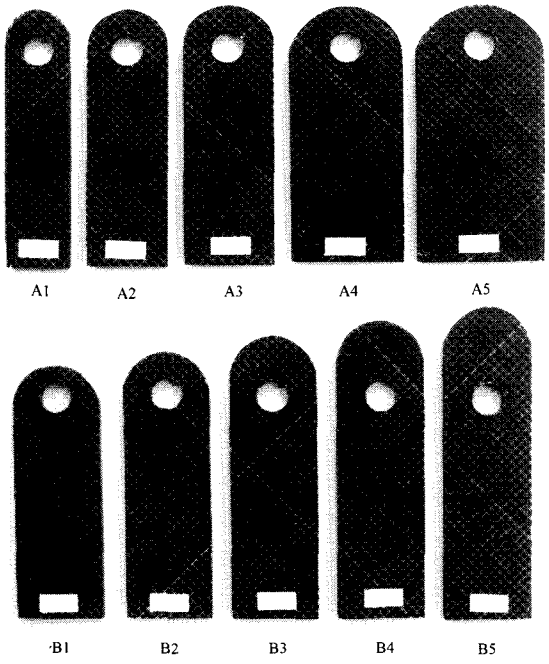


Fig. 10 Samples of specimens.

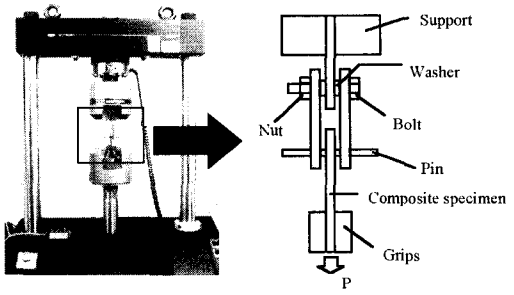


Fig. 11 Experimental set-up.

4.3.2 실험장치 및 방법

채결부 실험을 위하여 Fig. 11과 같이 더블랩(double lap) 형상의 치구를 별도로 제작하였으며, 시험기는 INSTRON 8516을 사용하였다. 하중은 변위제어를 통하여 1mm/min의 속도로 가하였다.

4.3.3 실험 결과

각 모델에 대한 실험결과, 파손양상은 전단파손, 인장파손, 베어링 파손 등으로 다양하게 나타났다. Table 6에 각 모델별 파손하중을 나타내었으며, Fig. 12는 각 모델별 파손양상을 보여주고 있다.

끝단길이 대 원공직경의 비, e/d를 1.4로 고정하고, 폭 대 원공직경의 비, w/d를 변화시킨 모델(A1~A5)의 경우 시편 폭의 증가에 따른 파손하중의 증가는 미미하며 점점 일정한 값으로 수렴해간다. 이것은 핀하중을 받는 체결부의 하중전달이 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. 12(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/d가 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 섬유의 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 끝단길이가 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.

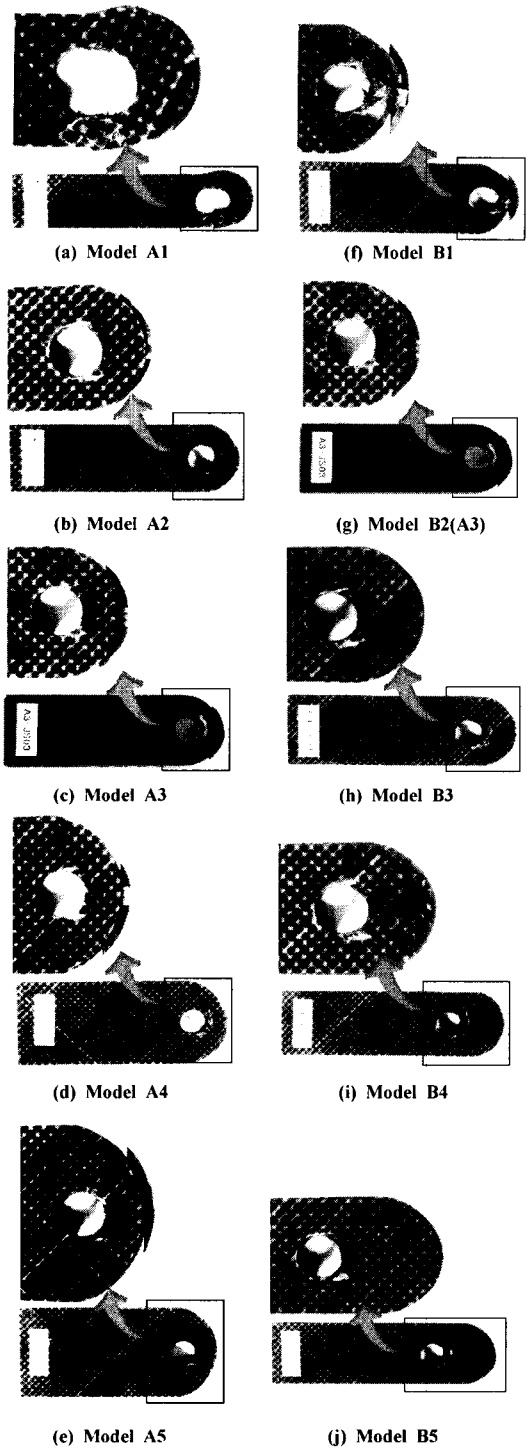
Table 6 Failure loads by experiment

Model	P_{av} (kN)	C_v (%)	No of spcmns	Model	P_{av} (kN)	C_v (%)	No of spcmns
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_{av} : Failure Load
* C_v : Coefficient of variation ($C_v = S/P$, S: the standard deviation)

4.3.4 특성길이

본 논문에서 제안된 방법을 사용하여 특성길이를 계산하기 전에, 기존의 방법에 의한 특성길이를 결정하기 위하여 인장 및 베어링 실험을 수행하였으며, 실험 결과는 Table 7에 제시하였다. 실험 결과를 이용하는 기존 방법과 실험 없이 계산만을 사용하는 본 논문에서 제안한 방법에 의한 특성길이 결과는 Table 8과 Fig. 13에 제시하였다.



(a) Model A1 (f) Model B1

(b) Model A2 (g) Model B2(A3)

(c) Model A3 (h) Model B3

(d) Model A4 (i) Model B4

(e) Model A5 (j) Model B5

Fig. 12 Specimens after failure.

Table 7 Failure loads of characteristic length specimens

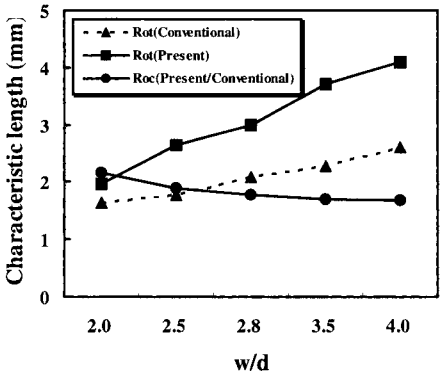
Model	ID	P_{av}(kN)	σ^uave (MPa)	C_v (%)	No of Specmns
TTS		75.77	874.2	3	10
A1	TSH	24.34	794.8	4	5
	BS	10.08	327.1	2	5
A2	TSH	33.77	731.8	2	5
	BS	10.48	340.0	5	4
A3	TSH	41.85	749.3	1	5
	BS	10.62	344.6	4	5
A4	TSH	56.12	727.0	2	5
	BS	11.00	356.9	4	5
A5	TSH	66.36	720.7	3	5
	BS	11.15	361.8	2	5
B1	BS	11.22	364.1	2	5
B2	BS	10.62	344.6	4	5
B3	BS	10.65	345.6	7	4
B4	BS	10.56	342.6	6	5
B5	BS	10.56	342.6	6	6

* TTS : Sound 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)

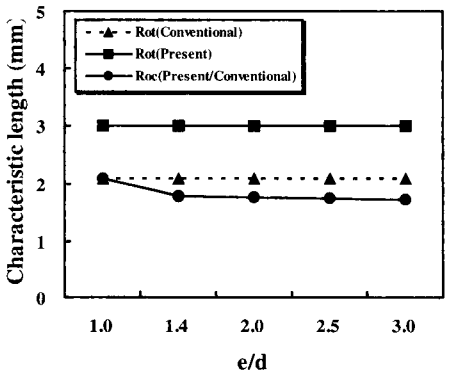
Table 8 Characteristic lengths of $[(\pm45)_3/90/(\pm45)_2/0_4/90/0_4/(\pm45)_2/90/(\pm45)_3]$ laminate

Model	*Rot*		*Roc*	
	Conventional	Present	Conventional/Present	
			No Friction	Friction coef.=0.1
A1	1.65	1.96	2.17	2.20
A2	1.77	2.65	1.89	1.89
A3	2.08	3.00	1.78	1.76
A4	2.27	3.70	1.70	1.67
A5	2.61	4.09	1.67	1.63
B1	2.08	3.00	2.09	2.14
B2	2.08	3.00	1.78	1.78
B3	2.08	3.00	1.76	1.76
B4	2.08	3.00	1.75	1.75
B5	2.08	3.00	1.72	1.72

기존 방법으로 구한 특성길이와 본 논문에서 제안한 방법으로 구한 특성길이를 살펴보면, 압축특성길이는 동일한 값을 보이고 인장특성길이는 제안된 방법이 기존방법보다 크게 나타난다. 그러나 A1을 제외한 모든 모델은 인장이 아닌 압축에 의한 베어링 파손을 보이므로 인장특성길이가 파손하중에 미치는 영향은 크지 않다.



(a) Characteristic lengths with various w/d ratios



(b) Characteristic lengths with various e/d ratios

Fig. 13 Characteristic lengths for various joint shapes.

4.3.5 체결부 강도

일반적으로 체결부 해석에서 접촉부위의 마찰력을 고려한 해석이 실험값에 가까운 결과를 나타내는 것으로 알려져 있다[17,18]. 마찰력 고려 여부에 따라 접촉력 분포의 차이가 발생하기 때문이다. 특히 선행연구[20]의 결과에 의하면 전통적인 특성길이방법을 사용한 Graphite/Epoxy 체결부의 강도는 핀과 피팅의 마찰계수를 0.1 정도로 할 때 실험과 해석 값이 가장 잘 일치하는 것으로 나타났다. 이에 따라 본 연구에서는 핀과 피팅의 마찰계수가 각각 0.0과 0.1인 경우에 대한 해석을 수행하여 그 결과를 실험값과 비교하였다. Table 9와 10에, 실험 없이 계산에 의해 결정된 특성길이를 사용한 결과와, 기존의 방법 즉 실험에 의해 결정된 특성길이를 사용한 결과를, 마찰계수, 파손판정식[21,22] 등에 따라 정리하였다. 대체로 마찰계수 0.1에 Tsai-Wu 파손식을 적용한 경우가 실험값과 잘 일치한다. 특성길이 결정 방법의 측면에서 볼 때, 실험 없이 결정된 특성길이를 사용한 현재의 결과는 기존의 방법에 의해 결정된 특성길이를 사용한 결과와 완전히 일치하거나 더 정확한 결과를 보이고 있다. Table 9에 보인 A 모델들에 대한 결과에서는 시편의 폭 대 원공직경의 비가 아주 작은 A1 모델을 제외하고는 두 방법에 의한 파손하중이 정확히 일치한다. A1 모델의 경우 본 연구에서 제안된 방법으로 계산된 특성길이를 사용한 결과가 실험값과 더 잘 일치한다. 원공중심에서 시편 끝단까지의 거리를 변경하면서 파손하중의 변화를 살펴본 B 모델의 경우에는 모든 시편이 베어링 혹은 전단파손을 보이면서, 실험에 근거하여 특성길이를 결정하는 기존의 방법과, 실험 없이 특성길이를 계산한 현재의 방법에 의한 파손하중이 완전히 일치하고 있다.

본 논문에서 제안한 방법에 의한 결과와 실험 결과를 Fig. 14에 도시하였다. A 모델과 B 모델 모두에서 새로운 특성길이 결정 방법을 사용한 해석 결과가 실험 결과와 잘 일치하는 것을 볼 수 있다.

Table 9 Finite element and experimental failure loads with various width-to-diameter ratios

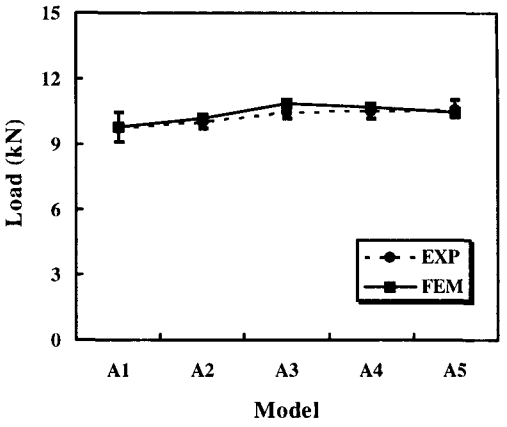
Model			A1	A2	A3	A4	A5
Experiment		P_{EXP}(kN)	9.76	10.01	10.48	10.54	10.60
		Fail. Mode	N	B	B	B	B
No Friction	Tsai-Wu	P_{FEM}(kN) (Conventional)	9.58 (8.91)	9.81 (")	9.63 (")	9.47 (")	9.32 (")
		Error(%) (Conventional)	-1.8 (-8.7)	-2.0 (")	-8.1 (")	-10.2 (")	-12.1 (")
		Fail. Mode	N	B	B	B	B
	Yamada-Sun	P_{FEM}(kN) (Conventional)	15.54 (14.67)	15.87 (")	15.46 (")	15.25 (")	15.06 (")
		Error(%) (Conventional)	59.2 (50.3)	58.5 (")	47.5 (")	44.7 (")	42.1 (")
		Fail. Mode	N	B	B	B	B
Friction cef.=0.1	Tsai-Wu	P_{FEM}(kN) (Conventional)	9.78 (9.09)	10.20 (")	10.86 (")	10.67 (")	10.50 (")
		Error(%)	0.2 (-6.9)	1.9 (")	3.6 (")	1.2 (")	-0.9 (")
		Fail. Mode	N	N	B	B	B
	Yamada-Sun	P_{FEM}(kN) (Conventional)	16.13 (15.21)	16.39 (")	17.34 (")	17.08 (")	16.67 (")
		Error(%) (Conventional)	65.3 (55.8)	63.7 (")	65.5 (")	62.0 (")	57.3 (")
		Fail. Mode	N	N	B	B	B

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

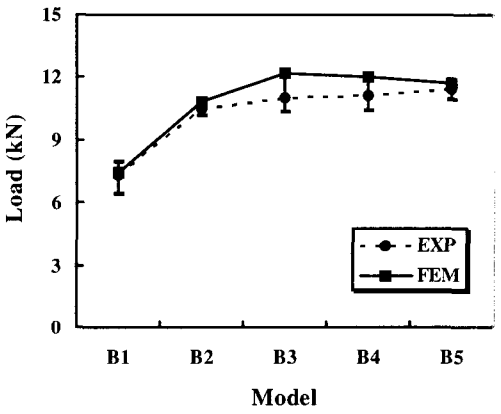
Table 10 Finite element and experimental failure loads with various edge length-to-diameter ratios

Model			B1	B2	B3	B4	B5
Experiment		P_{EXP}(kN)	7.34	10.48	11.00	11.15	11.45
		Failure Mode	S	B	B	B	B
No Friction	Tsai-Wu	P_{FEM}(kN) (Conventional)	6.76 (")	9.63 (")	10.76 (")	10.74 (")	10.56 (")
		Error(%) (Conventional)	-7.9 (")	-8.1 (")	-2.2 (")	-3.7 (")	-7.8 (")
		Fail. Mode	S	B	B	B	B
	Yamada-Sun	P_{FEM}(kN) (Conventional)	12.10 (")	15.46 (")	16.68 (")	16.49 (")	16.03 (")
		Error(%) (Conventional)	64.9 (")	47.5 (")	51.6 (")	47.9 (")	40.0 (")
		Fail. Mode	B	B	B	B	B
Friction cef.=0.1	Tsai-Wu	P_{FEM}(kN) (Conventional)	7.43 (")	10.86 (")	12.19 (")	12.01 (")	11.74 (")
		Error(%) (Conventional)	1.2 (")	3.6 (")	10.8 (")	7.7 (")	2.5 (")
		Fail. Mode	S	B	B	B	B
	Yamada-Sun	P_{FEM}(kN) (Conventional)	13.31 (")	17.34 (")	18.44 (")	18.29 (")	17.63 (")
		Error(%) (Conventional)	81.3 (")	65.5 (")	67.6 (")	64.0 (")	54.0 (")
		Fail. Mode	B	B	B	B	B

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



(a) Failure loads with various w/d ratios



(b) Failure loads with various e/d ratios

Fig. 14 Finite element and experimental failure loads based on Tsai-Wu criteria with friction coefficient=0.1.

5. 결 론

본 연구에서는 특성길이방법에 의한 Graphite/Epoxy 복합재 체결부의 강도 평가를 위해, 실험 없이 특성길이를 결정하는 새로운 방법을 제안하고, 다양한 재료와 기하학적 형상을 가진 체결부에 대한 실험과 해석을 수행하였다. 제안된 방법으로 계산된 압축특성길이는 실험을 수행하여 얻어지는 압축특성길이와 정확히 일치하였다. 인장특성길이는 정의의 차이로 인하여 기존의 방법에 의한 값과 차이를 보이지만 파손하중을 더 정확히 예측하였다. 수정된 특성길이 결정 방법을 이용한 체결부 강도 해석 결과, 실험에 근거한 기존의 방법을 사용한 결과와 동일하거나(베어링 혹은 전단파손의 경우) 더 정확한 결과(인장파손의 경우)를 나타내었다. 따라서 본 연구에서 제안된 방법을 사용할 경우 특성길이 결정을 위한 실험 없이 특성길이방법을 사용한 체결부의 강도해석을 수행할 수 있음을 확인하였다.

후 기

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

참고문헌

1) W. J. Quinn, "The Effect of Stacking Sequences on the Pin-Bearing in glass Fiber Reinforced Plastic," *Journal of Composite Materials*, Vol. 11, 1977, pp. 139-145.
2) H. Hamada, K. Haruna and Z. I. Maekawa, "Effect of Stacking Sequences on Mechanically Fastened Joint

Strength in Quasi-Isotropic Carbon-Epoxy Laminates," *Journal of Composites Technology and Research*, Vol. 17, No. 3, 1995, pp. 249-259.

3) F. K. Chang and K. Y. Chang, "Post-Failure Analysis of Bolted Composite Joints in Tension or Shear-out Mode Failure," *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, 1987, pp. 809-833.

4) S. C. Tan, "A Progressive Failure Model for Composite Laminates Containing Openings," *Journal of Composite Materials*, Vol. 25, 1991, pp. 556.

5) C. H. Hung and F. K. Chang, "Bearing Failure of Bolted Composite Joints. : Model and Verification," *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, 1996, pp. 1359-1400.

6) 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.

7) 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.

8) F. K. Chang and R. A. Scott, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, 1982, pp. 470-494.

9) 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.

10) R. B. Pipes, G. W. Gillepie, R. C. Wetherhold, "Superposition of the notched strength of composite laminates," *Polymer Engineering Science*, Vol. 19, 1979.

11) R. B. Pipes, R. C. and G. W. Gillespie, "Notched Strength of Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 13, 1979, pp.148-160.

12) S. C. Tan, "Tensile and compressive notched strength of PEEK matrix composite laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 6, 1987.

13) F. K. Chang, The Effect of Pin Load Distribution on the Strength of Pin Loaded Holes in Laminated Composites, *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, 1986, pp. 401-408.

14) C. C. Lin, C. H. Lin, "Stress and strength analysis of composite joints using direct boundary element method," *Composite Structures*, Vol. 25, 1993, pp. 209-215.

15) 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.

16) H. Y. Ko, B. M. Kwak, "Contact Analysis of Mechanically Fastened Joints in Composite Laminates by Linear Complementarity Problem Formulation," *Composite Structure*, 1997.

17) 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.

18) 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.

19) 박노희, 권진회 외 4인, "핀하중을 받는 유리/에폭시 평직 적층판의 체결부 강도," 한국복합재료학회 논문집, 제15권, 제2호, 2002, pp. 1-10.

20) 안현수, 권진회 외 4인, "일방향-평직 복합재 혼합 적층판의 체결부 강도 연구," 한국항공우주학회지, 제31권, 제1호, 2003.2, pp.25-33.

21) S. E. Yamada and C. T. Sun, "Analysis of Laminate Strength and Its Distribution," *Journal of Composite Materials*, Vol. 12, 1978, pp. 275-284.

22) R. M. Jones, Mechanics of Composite Materials, McGraw-Hill, NY, 1975.