

## 論文

## 핀하중을 받는 유리/에폭시 평직 적층판의 체결부 강도

박노희\*, 권진희\*\*\*, 김종훈\*\*\*, 변준형\*\*\*, 양승운\*\*\*\*, 구만희\*\*\*\*\*

## Strength of Glass/Epoxy Fabric Joints under the Pin-Loading

Roh-Hwe Park\*, Jin-Hwe Kweon\*\*\*, Jong-Hoon Kim\*\*\*, Joon-Hyung Byun\*\*\*, Seung-Un Yang\*\*\*\*, Man-Hoe Koo\*\*\*\*\*

## ABSTRACT

The strength of glass/epoxy fabric joints under pin-loading is estimated based on the characteristic length method and experiment. To investigate the effect of finite element idealization for the contact between pin and laminate, three modeling cases are analyzed; assuming the cosine load distribution around the contact area, constraining the radial displacement at the hole boundary, and using the contact element. To study the effect of failure criteria, Tsai-Wu and Yamada-Sun methods are applied on the characteristic curve. The results of the nonlinear analysis using the contact element showed good agreements with experimental data in both laminates made of uni-directional prepreg tapes and fabrics. In terms of failure criteria, Tsai-Wu method showed better agreement with experimental results than the one by Yamada-Sun in fabric laminate.

## 초 록

본 논문에서는 특성길이 방법과 실험을 통하여 핀하중을 받는 평직 유리/에폭시 적층판 체결부의 강도를 평가하였다. 특성길이 및 강도에 영향을 미치는 인자들의 효과를 연구하기 위해, 핀과 원공이 접하는 부분에 코사인 하중을 가할 경우와, 적절한 변위경계조건으로 처리할 경우, 접촉요소를 사용하여 비선형 해석을 수행하는 경우 등 총 세가지 방법으로 특성길이 및 강도를 계산하였다. 또한 체결부의 강도는 사용하는 파손식의 영향을 받게 되므로 Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식을 사용하여 결과를 비교하였다. 평직으로 이루어진 적층판과 일방향 프리프레그로 이루어진 적층판 모두에서 접촉요소를 사용한 비선형 해석이 시험과 가장 일치하는 결과를 나타내었다. 일방향 프리프레그만을 사용한 적층판 체결부에서와 달리 모든 층이 평직으로 이루어진 유리/에폭시 체결부의 경우 Tsai-Wu 파손식을 사용한 결과가 실험값과 더 잘 일치함을 알 수 있었다.

## 1. 서 론

과거 복합재료는 우수한 기계적 특성에도 불구하고 설계 허용치 자료의 부족 등으로 인하여 주로 2차 구조물에만

제한적으로 사용되었지만 최근에는 설계, 해석 및 시험평가 기술의 발달과 함께 항공기와 지상 장비 등의 주구조물에 이르기까지 광범위하게 사용되고 있다. 일반 금속 구조에서와 마찬가지로 복합재료 역시 외형이 아주 단순한 경

\* 경상대학교 대학원 항공공학과

\*\*+ 경상대학교 수송기계공학부, 항공기부품기술연구센터, 교신저자(E-mail: jhkwon@nongae.gsnu.ac.kr)

\*\*\* 한국기계연구원

\*\*\*\* 한국항공우주산업(주)

\*\*\*\*\* 국방과학연구소

우를 제외하고는 필연적으로 부품의 조립 즉 체결과정이 필요하게 된다. 복합재료의 경우 중량 절감을 위해 접착방식에 의한 체결도 시도되고 있으나 여전히 주요 구조물의 체결을 위해 가장 많이 사용되고 있는 방법은 볼트나 리벳 등을 사용하는 기계적 체결방식이다. 기계적 체결에서 하중은 리벳, 볼트, 핀 등의 체결재를 통해 모재에 전달되게 되는데 이 때 모재는 체결재에 의해 위치에 따라 큰 인장과 압축을 받게 되고 이것이 체결부의 파손으로 연결되는 경우가 많다.

복합재 적층판 기계적 체결부의 파손강도와 파손양상을 규명하는 문제는 오래된 연구주제이며 옛날부터 지금까지도 가장 많이 사용되고 있는 방법은 실험이다. 체결부의 응력집중과 층간분리 등의 국부적 파손을 해석적인 방법으로 정확히 규명하는 것이 매우 어렵기 때문이다. 그러나 실험을 위한 시간과 예산의 절감을 위해 가능하면 실험의 횟수를 줄이거나 아예 실험을 하지 않고 해석적인 방법에 의해서 체결부의 강도를 파악하고자 하는 시도도 이루어지고 있다. 그 대표적인 방법이 국부적 손상으로 인한 강성저하를 고려한 점진적 파손해석이다[1-3]. 향후 컴퓨터 용량과 계산속도의 향상이 이루어질 경우 그 적용 가능성이 매우 높은 방법이다. 그러나 현재로서는 체결부에서의 복잡한 손상기구를 모사할 수 있는 수치적 방법을 발견하기 쉽지 않고, 복잡한 비선형 계산을 수행해야 하므로 현장의 엔지니어들이 사용하기에는 쉽지 않다.

완전히 수치적인 방법에 의해 체결부의 강도를 해석하는 점진적 파손해석 기법과 달리 실험과 수치적인 방법을 절충하여 근사적인 체결부 강도를 파악하고자 하는 방법이 특성길이(characteristic length) 방법이다. 특성길이를 이용한 체결부 해석은 Whitney와 Nuismer[4,5]가 제안한 방법이다. 이 방법은 체결부 원공 주위에서의 파손을 판정할 때 원공으로부터 일정거리만큼 떨어진 지점에서의 응력이나, 일정영역에서의 응력의 평균값을 사용하는 방법이다. 근래에 와서는 평균값보다는 일정거리 즉 특성길이만큼 떨어진 위치에서의 응력을 사용하여 파손을 판정하는 방법이 주로 사용되고 있다. 특성길이 방법을 실용화시킨 연구자는 Chang과 Scott[6]이며 이들은 특성길이 개념을 확장한 특성곡선(characteristic curve) 개념을 제시하였다. 특성길이를 인장과 압축에 대한 두 개의 값으로 구분하고 다시 두 특성길이의 위치를 연결한 특성곡선을 정의한 후 특성곡선 상에서의 응력값을 사용하여 파손 여부를 판정하는 방법이다. Chang 등[6]은 특성길이를 재료에 따라서만 결정되는 재료상수의 개념으로 이해하였으나, 특성길이는 구조물의 기하학적 형상, 적층각, 적층순서 등의 설계인자에 따라 달라진다는 연구결과가 보고되었다[7-10]. 특히 Hamada 등

[8]은 실험과 유한요소해석을 통하여 Chang 등[6]이 제시한 재료상수로서의 특성길이 개념을 적층판의 기하학적 형상에 따라 변하는 설계인자로 규정하였다. 또한 압축에 대한 특성길이를 원공이 존재하는 시편의 압축실험으로 구하지 않고 베어링파손 압축실험을 통하여 구함으로써 실제 체결부의 압축에 대한 파손거동과 유사하게 구하였다.

국내에서는 Whitney와 Nuismer[4]에 의해 제시된 특성거리 개념을 브레이드 복합재료에 적용하여 이론 값과 실험 값을 비교 평가하고, 제시된 이론이 브레이드 복합재료에서도 적용될 수 있음을 확인한 연구가 보고되었다[11]. 또한 단일 볼트 체결부를 갖는 탄소/에폭시 적층판의 파손강도와 파손양상을 특성길이 방법을 사용하여 해석한 연구와 볼트로 체결된 셀 형태의 복합재 구조물 강도해석 연구가 보고되었다[12,13].

이상에서 제시한 몇 가지 사례 이외에도 특성길이 방법을 사용하여 복합재 체결부의 강도를 예측하려는 많은 연구가 이루어져 왔지만, 특성길이는 재료상수가 아니라, 기하학적 형상 등 여러 가지 변수에 따라 변하는 준 재료상수의 특성이 강하기 때문에 여전히 실제 설계를 위한 자료가 매우 부족한 상황이다. 또한 체결부에 사용되는 복합재료의 경우 충격 및 방탄특성의 향상을 위해 평직층이 많이 사용되고 있다.

따라서 본 연구에서는 평직층으로만 적층된 복합재 구조물이 핀하중을 받을 때의 강도를 특성길이 방법으로 구하고 실험결과와 비교하였다. 체결부의 원공에 가해지는 하중이 특성길이 및 강도해석 결과에 미치는 영향을 살펴보기 위해, 하중을 코사인 분포로 가정할 경우, 접촉부를 변위 구속조건으로 설정할 경우, 접촉각의 변화를 고려한 접촉문제도 고려할 경우 등에 대한 결과를 비교, 분석하였다. 또한 평직층에 적합한 파손판정식을 파악하기 위해 특성곡선 상에서 Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식을 적용하여 이에 따른 결과의 차이를 검토하였다. 유한요소해석은 MSC/NASTRAN을 이용하였다.

## 2. 파손의 판정

### 2.1 특성길이(Characteristic Length)

복합재 적층판의 원공에 핀에 의한 하중이 가해질 경우 하중이 가해지는 전면에는 핀에 의한 압축하중이 가해지고, 하중에 수직인 좌우에서는 국부적인 응력집중에 의해 매우 큰 인장하중이 작용하게 된다. 이러한 경우 핀과 접촉되어 직접적으로 압축하중을 받는 원공의 전방 가장자리

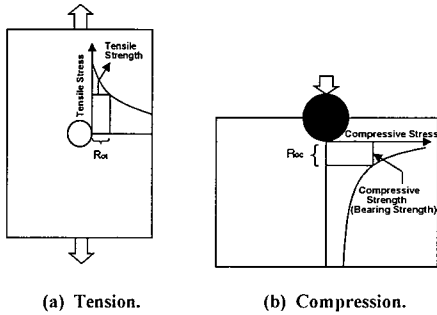


Fig. 1 Definitions for characteristic lengths.

나 응력집중에 의해 큰 인장응력을 받는 원공의 좌우 가장자리의 응력을 기준으로 파손을 판정하면 강도를 지나치게 보수적으로 평가하게 된다. 그러므로 구조물에 대한 최종파손은 원공의 가장자리로부터 일정한 거리 이내에 있는 모든 영역에서 파손이 발생하여 더 이상 체결부로서의 기능을 수행할 수 없는 시점으로 보는 것이 더 타당한 방법으로 판단된다. 이것이 바로 특성길이의 개념이다.

체결부에 하중이 가해지면 체결재가 복합재 적층판에 하중을 전달하는 위치에서는 압축하중이 발생하고, 하중방향에 수직인 위치에서는 인장하중이 작용하게 되므로, 특성길이는 인장과 압축에 대해 각각 정의해야 한다. 각각에 대한 특성길이는 실험과 유한요소해석을 연계하여 결정되며, 원공이 있는 시편의 인장실험, 원공이 없는 시편의 인장실험 및 베어링 파손실험을 수행해야 한다. 인장과 압축에 대한 특성길이는 Fig. 1과 같이 정의된다. 인장에 대한 특성길이를 결정하기 위해서는 먼저 원공이 없는 시편에 대한 인장실험을 수행하여 적층판의 강도를 실험적으로 결정한다. 다음으로 원공이 있는 시편에 대한 실험을 수행하여 파손하중을 결정하고, 실험에 의한 파손하중을 사용하여 원공이 있는 적층판에 대한 유한요소해석을 수행한다. 원공이 있는 적층판에 대한 유한요소해석을 수행하면 적층판의 평균인장응력을 구할 수 있는데, 적층판의 인장응력은 Fig. 1(a)에서와 같이 원공의 좌우 가장자리에서 멀어질수록 급격히 저하될 것이다. 이때 인장에 의한 특성길이는 유한요소해석에 의한 평균인장응력이, 원공이 없는 시편의 인장강도와 동일한 값을 갖게 되는 위치까지의 거리로 결정된다.

압축에 대한 특성길이를 결정하기 위해서는 먼저 Fig. 1(b)에 보인 바와 같은 베어링(bearing) 실험을 수행해야 한다[8]. 실험 결과로 베어링 하중이 결정되면, 그 하중을 사용하여 베어링 시편에 대한 유한요소해석을 수행한다. 유

한요소해석의 결과에 의하면 핀에 의해 압축하중을 받는 원공의 전방부에서의 압축응력은 원공의 가장자리에서 최대가 되고 가장자리로부터 멀어질수록 줄어들게 된다. 이때 압축에 의한 특성길이는 원공전방부에서의 압축응력의 크기가 실험에 의해 결정된 베어링 응력과 동일한 값을 갖는 위치까지의 거리로 결정된다.

## 2.2 특성곡선(Characteristic Curve)

적층판의 원공에 체결재에 의한 하중이 가해질 때 항상 인장이나 압축에 의해서만 파손이 발생하지는 않는다. 많은 경우에는 원공의 전방부나 좌우 가장자리가 아닌 중간 위치에서 파손이 발생한다. 따라서 Chang 등[6]은 Whitney 등[4]이 제시한 특성길이의 개념을 확장하여 특성곡선의 개념을 제안하였다.

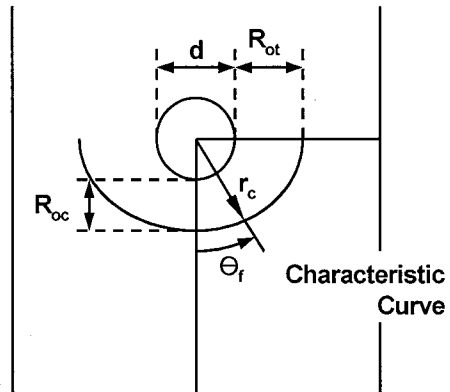


Fig. 2 Definition for characteristic curve.

특성곡선은 Fig. 2에 보인 바와 같이 인장특성길이( $R_{ot}$ )와 압축특성길이( $R_{oc}$ )를 기준으로 추정된 가상의 곡선이며 순수한 인장이나 압축이 아닌 혼합하중에 의한 파손의 경우에도 이 특성곡선 상에서의 응력값으로 그 파손여부를 판정하자는 의도이다. 체결부의 기하학적 형상이나 적층순서 등에 따라 특성곡선을 정의하는 방법이 달라질 수 있지만 식 (1)에 제시한 Chang 등[6]의 특성곡선이 많이 사용되고 있다.

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

여기서  $R_{ot}$ 는 인장에 대한 특성길이이며,  $R_{oc}$ 는 압축에 대한 특성길이이다.

또한 파손이 발생하는 위치에 따라 체결부의 파손모우드

를 구분하기도 한다. 보통  $\theta_f$ 가  $15^\circ$  이하일 경우 순수압축에 의한 파손인 베어링으로 보고,  $\theta_f$ 가  $75^\circ$  이상일 경우 순수한 인장에 의한 파손(net tension failure)으로 본다. 또한  $\theta_f$ 가  $45^\circ$  근처일 경우 전단에 의한 파손(shear-out failure)으로 본다. 만약 파손의 위치가 이상의 값들 사이에 있을 경우에는 연계파손(coupled mode failure)으로 본다.

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

### 2.3 파손판정식(Failure Criterion)

복합재 적층판의 파손해석을 위한 파손식의 선정은 하중을 가정하는 방법과 함께 신중하게 검토해야 할 부분이다. 가령 파손 모우드를 정확하게 구분해야 할 필요가 있는 점진적 파손해석의 경우 최대응력 판정식이나 최대변형을 판정식을 사용하는 것이 일반적이다. 그러나 특성곡선 상에서 최초로 파손이 발생할 경우 적층판 전체가 파손에 도달한다는 특성길이 개념을 사용할 경우 파손 모우드의 연계현상을 고려할 수 있는 파손식의 사용이 필요하다. 따라서 본 연구에서는 Tsai-Wu 파손식[14]과 Yamada-Sun 파손식[15]을 사용하여 파손여부를 살펴보고 두 방법의 타당성을 검토해보고자 한다.

## 3. 유한요소 이상화 방법

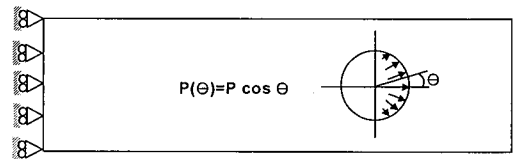
### 3.1 하중을 가정한 방법

기계적 체결부위를 해석할 때 중요한 변수 중 하나는 원공에 가해지는 체결재 하중을 모사하는 방법이다. 보통 접촉부에서의 하중을 미리 가정하거나, 접촉조건을 적절한 경계조건으로 처리하는 방법 혹은 접촉요소를 사용한 비선형 해석을 수행하는 방법 등이 사용된다.

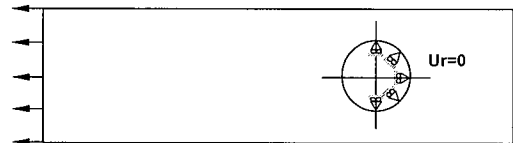
과거 체결부 해석에서 많이 사용된 방법은 Fig. 3(a)에 보인 바와 같이 체결재가 원공에 가하는 하중의 분포를 미리 가정하는 방법이다. 등방성 재료의 경우 비교적 정확한 결과를 주는 것으로 알려져 있으나 복합재료의 경우 그 정확성이 떨어지는 것으로 보고되고 있다.

두 번째 방법은 Fig. 3(b)에 보인 바와 같이 원공과 체결재가 접촉하는 부분에 대해 원공의 반경방향 변위를 고정하고 적층판의 한쪽 끝단에서 하중을 부과하는 방법이다.

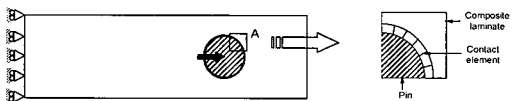
실제 문제에서는 원공의 좌우 가장자리에서 인장하중이 걸리게 되어 처음에 체결재와 접촉한 부분이 변형 후에는 접촉하지 않게 된다. 따라서 접촉각이 변하게 되어 인장하중을 받는 원공의 좌우 가장자리에서의 응력해석 결과가 부정확하게 된다. 그러므로 인장하중을 받는 영역에서 정확한 결과를 얻고자 한다면 실험을 통한 정확한 접촉각을 얻은 후 접촉각 만큼만 반경방향 변위를 고정하면 될 것이다. 그러나 일반적으로 큰 변형을 동반하지 않고 최종파손이 발생하는 복합재료를 사용한 체결부의 경우 접촉각의 변화는 크지 않으므로 비교적 정확한 결과를 얻을 수 있는 방법이다. 또한 원공 전방에서 베어링 파손이 발생하는 문제에서는 인장영역에서의 접촉각 변화의 영향을 받지 않게 되므로 이 방법을 사용하여도 문제가 없을 것으로 판단된다.



(a) To assume the cosine load distribution



(b) To constrain the radial displacement along the hole boundary



(c) To use the contact element

Fig. 3 Finite element modeling methods for the mechanically fastened joint.

세 번째는 Fig. 3(c)에 보인 바와 같이 복합재 적층판과 체결재 사이에 압축하중만을 전달하는 접촉요소(contact element)를 정의하여 이상화하는 방법이다. 이 방법은 비선형 해석을 수행해야 하는 부담이 있으나 변형이 진행됨에 따라 발생하는 접촉각의 변화와 접촉하중의 변화를 정확하게 고려할 수 있으므로 가장 정확한 결과를 얻을 수 있다.

### 3.2 예제 - 핀하중을 받는 탄소/에폭시 적층판

유한요소이상화 방법의 타당성 검토를 위해 참고문헌[8]에 제시된 실험결과와, 앞에서 제시한 세 가지 방법을 사용한 유한요소해석의 결과를 비교해 보았다. 체결부의 형상 및 치수는 Fig. 4에 보인 바와 같다.

모두 일방향 프리프레그를 사용하였고 적층순서는  $[0_2/45_2/90_2/-45_2]_3$ 이다. 재료상수는  $E_1 = 105 \text{ GPa}$ ,  $E_2 = 9.8 \text{ GPa}$ ,  $G_{12} = 6.0 \text{ GPa}$ ,  $\nu_{12} = 0.3$ ,  $X_T = X_C = 1500 \text{ MPa}$ ,  $Y_T = Y_C = 40 \text{ MPa}$ ,  $S = 68 \text{ MPa}$ 이다.

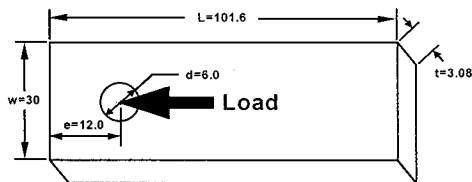


Fig. 4 Configuration of carbon/epoxy composite joint(unit : mm).

참고문헌에 제시된 실험결과와의 비교를 위해 먼저 인장과 압축에 대한 특성길이를 결정해야 하므로 이를 위해 원공이 있는 인장시편과 베어링 파손시편에 대한 유한요소해석을 수행하였다. 특성길이를 결정하기 위해 사용된 각 시편의 파손하중은 Table 1에 제시된 바와 같다. 유한요소해석은 원공이 있는 인장시편의 경우 대칭조건을 고려하여 전체의 1/4만을 대상으로 하였으며, 인장에 대한 특성길이는 Table 2에 보인 바와 같이 2.71 mm로 나타났다. 인장에 대한 특성길이는 하중을 가하는 방법과 무관하므로 하나의 값으로만 결정된다. 베어링 파손시편은 좌우 대칭조건을 고려하여 절반에 대한 해석을 하였으며, 하중을 가정하는 세 가지 방법에 따른 압축에 대한 특성길이의 변화를 비교하였다. 압축에 대한 특성길이는 하중의 분포를 가정하는 방법으로 해석한 경우에는 0.2 mm, 원공주위의 반경방향 경계조건을 구축한 경우에는 0.22 mm, 접촉요소를 사용한 경우에는 0.71 mm 였다. 원공주위의 하중을 가정하는 방법에 따라 압축에 대한 특성길이는 많은 차이를 보이고 있으며, 특성길이는 특성곡선을 결정하는 변수이므로 파손을 정의하는 가상의 특성곡선이 크게 달라지게 될 것을 예상할 수 있다.

특성길이를 결정할 때 하중을 가하기 위해 사용한 방법과 체결부 해석에서 하중을 가하는 방법이 동일하여야 하므로 세 가지 방법 각각에 대하여, Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식을 적용하여 체결부 강도해석을 수행하였다. 체결부 해석결과는 Table 3에 제시된 바와 같다. 전

체적으로 Tsai-Wu 파손식을 적용한 경우 체결부 강도를 과소평가하고 있음을 알 수 있다. 이것은 Tsai-Wu 파손식을 사용할 경우 기지(Matrix)의 파손을 파손지수(Failure index) 계산에 반영하게 되므로 90°에서 쉽게 파손이 발생하기 때문이다. 따라서 일방향 프리프레그를 사용한 적층판의 경우 Tsai-Wu 파손식을 적용할 경우 지나친 중량증가를 가져올 위험이 있다. 상대적으로 Yamada-Sun 파손식을 적용한 경우에는 파손기준식에서 기지파손의 효과를 배제하기 때문에 Tsai-Wu 파손식을 사용한 경우에 비하여 전반적으로 높은 하중에서 파손이 발생한다.

Table 1 Test results to determine the characteristic lengths

Specimen	S1	S2	S3
Fail. Load(kN)	48.41	36.54	7.01

S1 : Sound tensile test specimen

S2 : Tensile test specimen with a hole

S3 : Bearing test specimen

Table 2 Tensile and compressive characteristic lengths

	$R_{01}$	$R_{0c1}$	$R_{0c2}$	$R_{0c3}$
Value(mm)	2.71	0.20	0.22	0.71

$R_{01}$  : Tensile characteristic lengths

$R_{0c}$  : Compressive characteristic lengths

$R_{0c1}$  : Assumed distributed load

$R_{0c2}$  : Assumed boundary condition

$R_{0c3}$  : Contact analysis

원공에 하중을 가하는 방법에 따라서는, 예상한 바와 같이 파손식에 상관없이 접촉요소를 사용한 비선형 해석의 결과가 실험값에 가장 가깝게 나타난다. 이것은 접촉요소를 사용한 비선형 해석이 변형이 진행됨에 따른 접촉각의 변화와 하중분포의 변화를 가장 잘 반영하고 있기 때문으로 판단된다. 특이한 것은 접촉요소를 사용하여 비선형 해석을 수행한 경우, 그렇지 않은 두 경우에 비하여 파손하중이 상대적으로 높게 평가되는 것이다. 이것은 Table 2의 특성길이가 결과로부터 쉽게 설명될 수 있다. Table 2에서 방법 3에 의한 특성길이는 다른 방법에 비해 약 3배 가량의 크기를 가진다. 따라서 압축을 받는 원공의 전방에서 특성곡선은 원공으로부터 멀리 위치하게 되므로, 베어링에 의한 파손의 경우 상대적으로 높게 나타나게 되는 것이다.

Table 3 Strength of joint by Tsai-Wu and Yamada-Sun criteria

Failure Criteria	$P_{Exp}$ (kN)	$P_{FEM1}$ (kN)	$P_{FEM2}$ (kN)	$P_{FEM3}$ (kN)
Tsai-Wu	5.74	2.80	3.29	4.10
Yamada-Sun		4.98	4.97	6.17

$P_{FEM1}$  : Assumed distributed load

$P_{FEM2}$  : Assumed boundary condition

$P_{FEM3}$  : Contact analysis

이상의 결과를 종합하면 일방향 프리프레그를 이용한 적층판 체결부의 경우 접촉요소를 사용한 비선형 해석에 의해 파손여부를 판정하는 것이 실험값에 가장 가깝지만 실험값보다 강도를 약간 높게 평가하는 경향이 있음을 알 수 있다. 파손식의 관점에서 살펴보면 일방향 프리프레그 적층판에서는 Tsai-Wu 파손식을 사용할 경우 90° 층의 기지 파손을 고려하게 됨에 따라 체결부 강도를 과소평가하게 되므로, Yamada-Sun 파손식을 사용하는 것이 효율적인 설계가 될 것으로 판단된다. 그러나 파손에 대한 설계의 기준은 여러 가지 요인에 따라 변할 수 있으므로 기지의 손상을 허용하지 않는 경우에는 적절하게 파손기준식이 달라질 수 있다.

#### 4. 평직 적층판의 체결부 강도

##### 4.1 문제설명

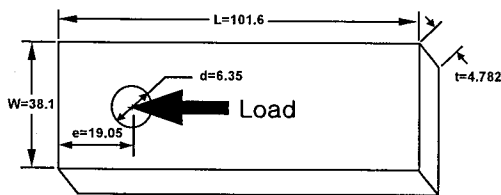
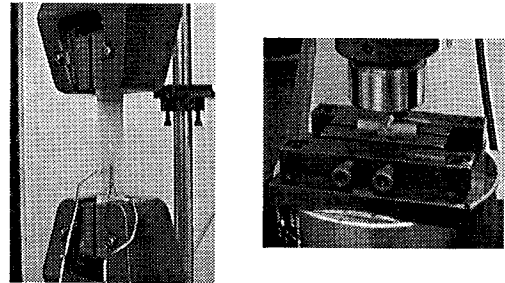


Fig. 5 Configuration of glass/epoxy fabric joint(unit : mm).

본 연구의 대상 구조물은 유리/에폭시 평직(glass/epoxy fabric) 적층판에 펀하중이 가해지는 체결부이다. 구조물의 형상 및 제원은 Fig. 5에 제시한 바와 같다. 적층순서는  $[\pm 45/0/90]_{25}$ 이며 재료상수는  $E_1 = E_2 = 23.8$  GPa,  $G_{12} = 4.2$  GPa,  $\nu_{12} = 0.046$ ,  $X_T = Y_T = 650$  MPa,  $X_C = Y_C = 299$  MPa,  $S = 80.1$  MPa이다.

##### 4.2 특성길이

인장과 압축에 대한 특성길이를 결정하기 위해서 원공이 없는 시편에 대한 인장실험, 원공이 있는 시편에 대한 인장실험 및 유한요소해석, 베어링 시편에 대한 실험 및 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 6은 인장특성길이를 결정하기 위해 수행한 원공이 있는 시편에 대한 인장실험과 베어링 실험 장면을 보인 것이다.



(a) 인장특성길이 실험 (b) 압축특성길이 실험

Fig. 6 Test for characteristic length determination.

특성길이 결정을 위한 실험은 각각 6개의 시편에 대해 수행하였으며 해석에는 평균값을 사용하였다. 각 경우에 대한 실험 결과는 Table 4에 보인 바와 같다.

Table 4 Test results to determine the characteristic lengths

Specimen	S1	S2	S3
Fail. Load(kN)	31.10	26.30	12.22

S1 : Sound tensile test specimen

S2 : Tensile test specimen with a hole

S3 : Bearing test specimen

실험 결과를 바탕으로 원공이 있는 시편과 베어링 시편에 대한 유한요소해석을 수행하여 인장과 압축에 대한 특성길이를 결정하였다. 하중을 가하는 방법에 따라 특성길이와 강도해석 결과가 달라지게 되므로 예제에서와 마찬가지로 원공에 하중을 가하는 방법을 세 가지로 달리하면서 결과를 구하였다. 각각에 대한 특성길이를 구하는 과정은 Fig. 7~10에 보인 바와 같고, 특성길이는 Table 5에 요약하였다. 일방향 프리프레그만을 사용한 예제에서와 동일하게 접촉요소를 사용한 경우의 특성길이가 가장 크게 나타난다.

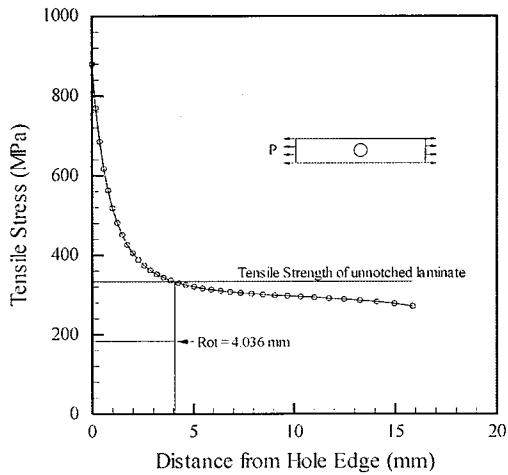


Fig. 7 Characteristic length for tension of glass/epoxy laminate.

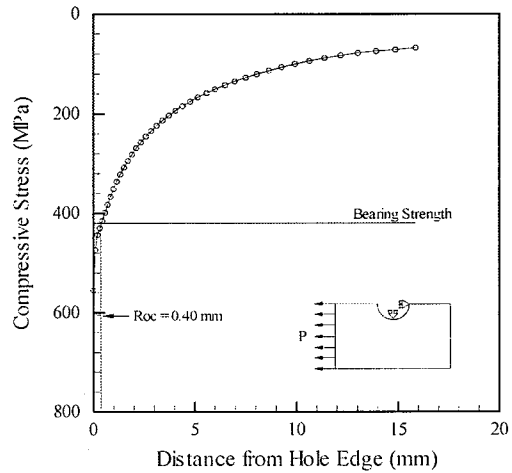


Fig. 9 Characteristic length for compression when the radial displacement constrained.

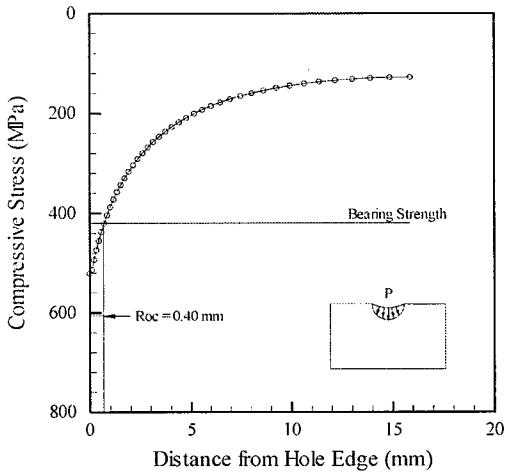


Fig. 8 Characteristic length for compression when the cosine distributed load used.

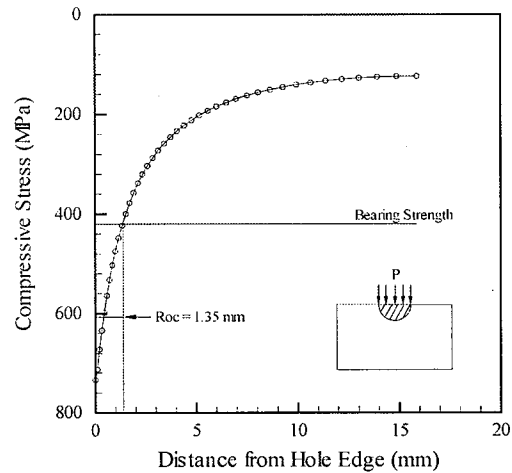


Fig. 10 Characteristic length for compression when the contact element used.

Table 5 Tensile and compressive characteristic lengths

$R_{ot}/R_{oc}$	$R_{ot}$	$R_{oc1}$	$R_{oc2}$	$R_{oc3}$
Value(mm)	4.04	0.70	0.40	1.35

$R_{ot}$  : Tensile characteristic lengths  
 $R_{oc}$  : Compressive characteristic lengths  
 $R_{oc1}$  : Assumed distributed load  
 $R_{oc2}$  : Assumed boundary condition  
 $R_{oc3}$  : Contact analysis

### 4.3 체결부의 강도

계산과 실험에 의해 결정된 특성길이를 바탕으로 특성곡선을 구성하여 체결부 강도를 평가하였다. 앞의 예제에서와 달리 평직 프리프레그를 사용하였기 때문에 파손식에 따른 결과도 달라질 수 있으므로 Tsai-Wu 파손식과 Yamada-Sun 파손식 모두를 사용하여 그 결과를 비교하였다.

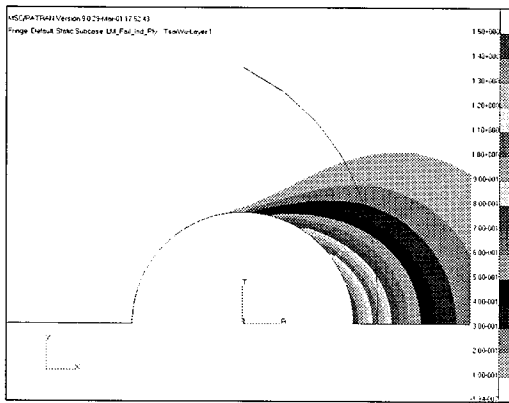
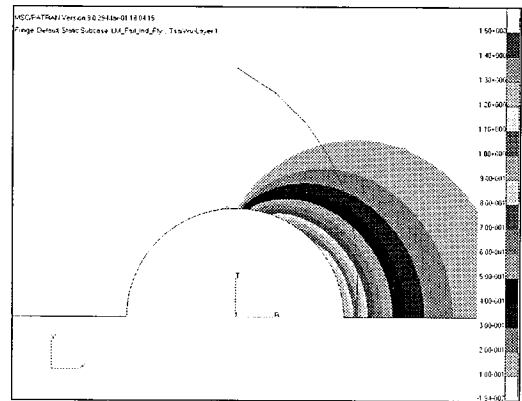
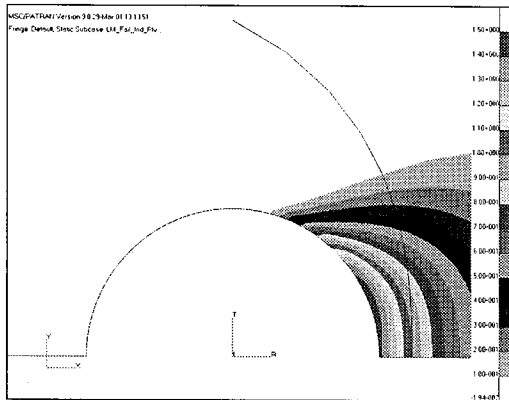
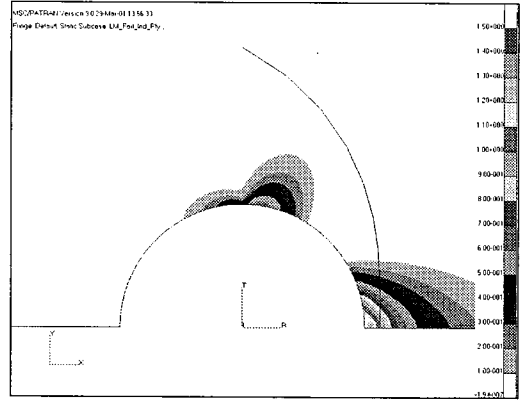
(a) Tsai-Wu failure index of  $\pm 45^\circ$  layer(a) Tsai-Wu failure index of  $\pm 45^\circ$  layer(b) Yamada-Sun failure index of  $(0/90)^\circ$  layer(b) Yamada-Sun failure index of  $\pm 45^\circ$  layer

Fig. 11 Failure indices when the cosine distributed load used.

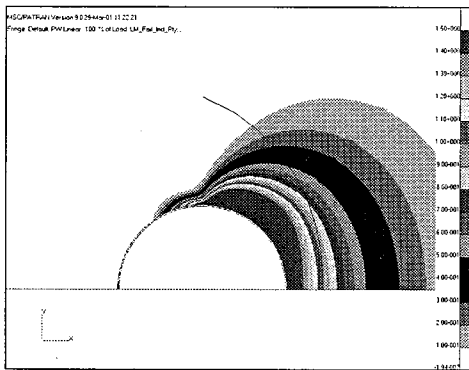
Fig. 12 Failure indices when the radial displacement constrained.

본 연구에서 대상으로 하고 있는 적층판은 각 단층이 평직으로 이루어져 있으므로 일방향 프리프레그에서 기지파손에 해당하는 파손 모우드가 이 경우에는 섬유파손 모우드가 된다. 즉 재료주축방향에서 수직응력에 의한 파손 모우드는 둘 다 섬유의 파손이 되는 것이다. 따라서 횡방향 파손을 기지파손으로 보고 이를 파손지수의 계산에 고려하지 않는 Yamada-Sun 파손식보다는 Tsai-Wu 파손식이 더 적절한 것으로 예상할 수 있다.

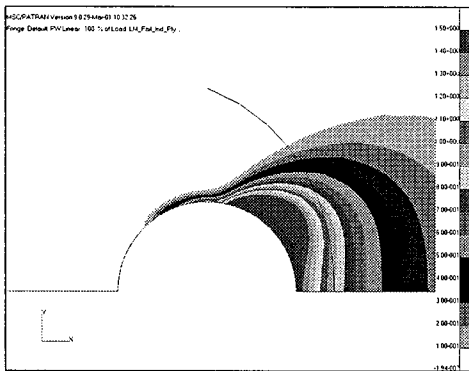
각 경우에 대한 최초파손층의 파손지수는 Fig. 11~13에 제시하였다. Tsai-Wu 파손식을 적용한 경우 하중을 가정하는 방법에 무관하게 최초의 파손은  $\pm 45^\circ$ 층에서 발생하였으며, 베어링 파손양상을 보였다.

Yamada-Sun 파손식을 적용한 경우에는 하중의 분포를 가정한 경우와 접촉요소를 사용한 경우에는  $(0/90)^\circ$ 층에서 파손이 발생한 반면, 원공주위의 반경방향 변위를 구속한 경우에는  $\pm 45^\circ$ 층에서 최초파손이 발생하였다. 파손모우드를 살펴보면 Fig. 13(b)에서와 같이 접촉요소와 Yamada-Sun 파손식을 연계하여 사용한 경우를 제외하고는 모두 원공의 전방부에서 압축에 의한 파손 즉 베어링 파손이 발생함을 예측하고 있고, 실험에서도 모두 베어링에 의한 파손이 발생하였다. 체결부 강도실험은 Fig. 14에 보인 방법으로 총 6개의 시편에 대해 수행하였고 실험 및 해석의 결과는 Table 6에 나타내었다.





(a) Tsai-Wu failure index of  $\pm 45^\circ$  layer



(b) Yamada-Sun failure index of (0/90)° layer

Fig. 13 Failure indices when the contact element used.

표에 제시된 결과를 살펴보면 앞의 예제에서와 마찬가지로 접촉요소를 사용한 비선형 해석의 결과가 실험값에 가장 가깝고, 파손하중을 가장 높게 평가하는 것을 알 수 있다. 원공에 가해지는 하중을 미리 가정하는 방법이나 접촉면에서의 반경방향 변위를 구속하는 경계조건을 설정한 해석의 결과는 큰 차이가 없으며 체결부의 강도를 과소평가한다. 접촉요소를 사용한 비선형 해석이 다른 방법에 비해 정확한 강도를 예측하는 것이 접촉각의 변화를 잘 반영하기 때문인지 혹은 변형이 진행됨에 따라 발생하는 구조물의 강성변화를 반영하는 비선형 해석 자체의 특성으로 인한 것인지에 대해서는 향후 추가적인 검토가 필요할 것으로 판단된다.

파손식의 관점에서 보면 주축에 수직한 방향의 응력을 파손지수의 계산에 고려하지 않는 Yamada-Sun 파손식에 의한 결과가 Tsai-Wu 파손식을 사용한 경우에 비하여 파손

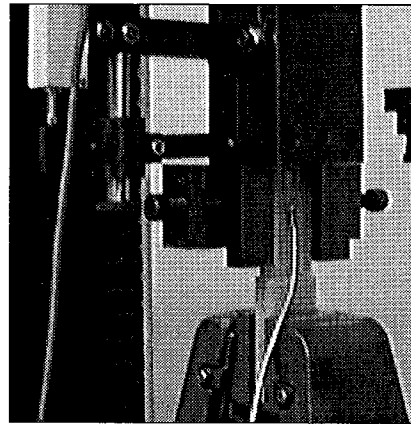


Fig. 14 Strength test set-up.

Table 6 Strength of joint by Tsai-Wu and Yamada-Sun criteria

Failure Criteria	$P_{Exp}$ (kN)	$P_{FEM1}$ (kN)	$P_{FEM2}$ (kN)	$P_{FEM3}$ (kN)
Tsai-Wu	10.6	6.60	6.44	12.1
Yamada-Sun		7.00	6.95	12.3

$P_{FEM1}$  : Assumed distributed load

$P_{FEM2}$  : Assumed boundary condition

$P_{FEM3}$  : Contact analysis

강도를 상대적으로 약간 높게 평가하지만 그 차이는 크지 않다. 이것은 각 단층이 평직으로 구성되어 있는 경우 섬유가 양방향으로 모두 배열되어 있기 때문에 기지방향에 해당되는 횡방향 강도가 높아 상대적으로 전체 파손지수에 대한 기여도가 떨어지기 때문으로 판단된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 특성길이 방법을 사용하여 핀하중을 받는 평직 유리/에폭시 적층판 체결부의 강도해석과 실험을 수행하였다. 체결부에서 하중을 가하는 방법이 특성길이 및 강도에 미치는 영향을 살펴보기 위해 두 경우의 선형해석과 한 경우의 비선형 접촉문제 해석을 수행하였다. 평직으로 이루어진 적층판과 일방향 프리프레그로 이루어진 적층판 모두에서 접촉요소를 사용한 비선형 해석이 실험과 잘

일치하는 결과를 주었으나 실험값에 비해 강도를 높게 평가하는 문제점이 있었다. 파손식의 관점에서 보면 일방향 프리프레그를 사용할 경우 기지의 파손을 무시하는 Yamada-Sun 파손식이 보다 정확하지만, 모든 층이 평직으로 이루어진 경우에는 Tsai-Wu 파손식을 사용하여야 더 정확한 결과를 얻을 수 있다.

## 후 기

본 연구는 2001년 경상대학교 BK21 지역대학육성사업단의 지원에 의해 수행된 것임을 밝히며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

- 1) 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.
- 2) A. R. Kallmeyer and R. I. Stephens, "A Finite Element Model for Predictiong Time-Dependent Deformations and Damage Accumulation in Laminated Composite Bolted Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 33, 1999, pp. 794-826.
- 3) H. J. Lin and C. C. Tsai, "Failure Analysis of Bolted Connection of Composite with Drilled and Moulded-In Hole," *Composite Structures*, Vol. 30, 1995, pp. 159-168.
- 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) 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.
- 6) F. K. Chang and R. A. Scott, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, 1982, pp. 470-494.
- 7) 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.
- 8) H. Hamada and Z. I. Maekawa, "Strength Prediction of Mechanically Fastened Quasi-isotropic Carbon/Epoxy Joint s," *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, 1996, pp. 1596-1612.
- 9) Pipes, R. B., Wetherhold, R. C. and Gillespie Jr., J. W., "Notched Strength of Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 13, 1979, pp. 148-160.
- 10) 김정규, 김도식, "노치부를 가진 Glass/Epoxy 복합재료의 노치강도 평가와 불안정 파괴조건," *한국해양공학회는문집*, 제7권, 제2호, 1993, pp. 235-245.
- 11) 이경우, 강태진, "브레이드 복합재료의 원공의 크기와 분포가 재료강도에 미치는 영향," *한국재료학회논문집*, 제4권, 제3호, 1994, pp. 253-258.
- 12) 조창민, 유정규, 한영명, 안동만, "특성길이 개념을 이용한 복합재료 적층판의 기계적 체결 특성에 관한 고찰," *한국항공우주학회논문집*, 제14권, 제3호, 1986, pp. 63-73.
- 13) 박지상, 홍창선 외 3인, "원통 복합재 구조물의 볼트 체결부위 응력해석," *한국항공우주학회논문집*, 제20권, 제2호, 1992, pp. 55-66.
- 14) R. M. Jones, *Mechanics of Composite Materials*, McGraw-Hill, NY, 1975.
- 15) S. E. Yamada and C. T. Sun, "Analysis of Laminate Strength and Its Distribution," *Journal of Composite Materials*, Vol. 12, 1978, pp. 275-284.
- 16) S. W. Tsai, *Introduction to Composite Materials*, Technomic, Connecticut, 1980.