

계면이 분리된 복합재료의 기계적 성질 연구*

진민철 · 염영진 · 주영우
기계 · 자동차공학부

<요 약>

취성기지 복합재료는 섬유와 기지 사이에 층간 비접착을 보이는 경우가 있는데 이것은 복합적층판의 강도 및 강성 저하를 초래하게 된다. 본 연구에서는 유한요소법을 사용하여 복합재료의 기계적 성질에 미치는 비접착과 섬유체적비의 영향을 고찰하였다. 우선 몇 가지 가정 하에 복합재료를 구성하는 섬유와 기지의 형상을 단순화하였고 이웃하는 대표체적요소의 경계를 따라 응력과 변위의 연속조건을 부과하였다. 비접착을 갖는 복합적층판의 탄성계수와 포와송비를 구하기 위하여 강성상수들을 역변환하였다. 수치해석 결과를 혼합법칙 결과와 비교한 결과 일치함을 알 수 있었다. 섬유체적비가 증가함에도 불구하고 비접착각도가 증가하면 기계적 성질이 감소함을 알 수 있었다.

Study on the Mechanical Properties of Composite Material with Interfacial Debonding

Min-Chul Jin · Young-Jin Yum · Young-Woo Chu
School of Mechanical and Automotive Engineering
University of Ulsan

<Abstract>

Brittle matrix composites often have interfacial debonding between the fiber and matrix which may lead to strength and stiffness degradation. The effects of interfacial debonding and fiber volume fraction on the mechanical properties of composite material

* 이 논문은 2001학년도 울산대학교 학술연구조성비에 의하여 연구되었음

were studied by using finite element method. Firstly, the modelling of fibers and matrix constituting the composite material was simplified under some assumptions. Traction and displacement continuity conditions were imposed along the boundary of adjacent representative volume elements. In order to obtain the elastic moduli of composite material, stiffness constants were inverted. Numerical values of elastic moduli were compared with theoretical values obtained by using rule of mixture. Material properties were found to decrease as the debonding angle increased even though the fiber volume fraction increased.

1. 서 론

최근에 섬유 강화 복합재료들은 가볍고, 높은 강도와 강성을 가지고 있는 특성 때문에 여러 분야에서 상당한 연구와 응용이 이루어지고 있다. 따라서 복합재료의 기계적 속성들의 결정은 매우 중요한 것이며, 특히 일방향 복합재료에 대한 연구가 진척되어왔다.[1]

복합재료는 크게 섬유(Fiber)와 기지(Matrix)로 구성되며, 중합 복합재료들에 있어서 그 래파이트나 보론과 같은 취성 섬유들은 상대적으로 부드러운 에폭시와 같은 기지와 강력한 접착이 요구되어진다. 이때 둘 사이의 불완전한 접착은 복합재료의 압축, 인장이나 휨의 강도 속성에 악영향을 미치는 인자이므로 복합재료 시스템에 있어서 강도와 파괴인성치를 결정하는 가장 중요한 요소로 간주되고 있다.[2]

과거에는 이러한 섬유강화 취성기지 복합재료(Fiber reinforced brittle matrix composite)의 유효강도들을 평가하기 위하여 복합재료 측면 표면에 스트레인 게이지를 부착하여 관찰하였으나, 복합재료 내부의 섬유와 기지의 불완전한 접촉을 고려할 수 없기에 이를 보강하기 위하여 유한요소해석을 이용한 방법이 필요하게 되었다.[3] 복합재료의 비접착의 영향을 분석하기 위한 유한요소해석을 이용한 연구는 Pagano 와 Tandon[4]이 다양한 접촉면 경계를 가정하여 근사 모델을 제시하여 발전시켰으며, 유효강성상수들이 어떠한 접촉면 조건들 하에서 비대칭으로 나타나는 것을 연구하였다. 근사 모델의 종류로는 사각 배열(Square array), 6각형 배열(Hexagonal array), 동심 배열(Centrifugal array)등이 주로 이용된다. Shimansky[5]등은 세라믹 기지 복합재료에 있어서 비접착된 접촉면의 횡강도들(transverse moduli)을 예견하기 위하여 유한요소해석을 사용하였다. 또한 Takahashi와 Tsu-Wei Chou[6]는 일방향으로 된 섬유 복합재료에 있어서 섬유와 기지 사이의 비접착에 의해 완전히 분리된 두 영역 사이에서는 하중의 전달이 없고 압축이 작용될 때는 접촉면을 통하여 하중의 전달과 분산이 이루어지는 것을 연구하여 두 접촉면 사이에서의 응력장과 탄성강도들을 구하는 연구를 하였다.

본 논문에서는 내부의 섬유와 기지의 비접착으로 인한 복합재료의 물성치들이 섬유의 체적 비가 변화함에 따라서 어떠한 변화형상을 나타내는 것인가를 알아보려고 한다. 또한 이러한 유한요소해석을 통하여 복합재료의 미시적인 비접착이 복합재료의 물성치에 대하여 끼치는 영향을 완전히 이해함으로써 복합재료의 실질적인 구조물 응용에 있어서의 거동을 예상하기 위함이 본 연구의 목적이다.

2. 이론

본 연구는 일방향으로 제작된 섬유와 기지 사이의 비접착이 복합재료의 탄성계수들에 어떤 영향을 미치는가를 알아보기 위함이다.

유한요소해석을 통한 문제해결을 위해 복합재료의 단면을 주기적인 사각 배열 모델 (Periodic square array model)을 적용할 것이며, 이러한 문제 적용에 앞서 몇 가지 가정이 필요하다.

- (1) 거시적으로 섬유와 기지로 이루어진 복합재료는 비균질이지만 미시적 관점에서 두 상은 균질이고 등방성이다.
- (2) 섬유의 횡단면은 완전한 원이다.
- (3) 섬유와 기지의 비접착 면은 완전히 분리되어 있다.
- (4) 섬유는 사각형의 기지의 중앙에 위치한다.

여기서는 규칙적으로 반복하는 형상을 가진 2상의 복합재가 고려되어진다. 일방향 강화 복합재가 균일한 거시적 응력 아래에 있을 때 응력 분산은 구성인자의 물성치와 대표체적 요소 (Representative volume element) 사이의 조건과 기하학성에 의존한다. 사각형의 대표체적 요소는 Fig. 1과 같이 크기가 $2a \times 2b$ 이다. 섬유와 기지는 $|\theta| \leq \alpha$ 와 $|\pi - \theta| \leq \alpha$ 를 제외한 부분은 완전히 접착되어져 있다. 섬유의 길이방향은 z 축과 일치한다. 변형 후 각각의 대표체적 요소는 같은 변위와 응력장을 가져야 한다. 따라서 구속조건은 이웃하고 있는 대표체적요소의 변위와 응력이 호환되어질 수 있도록 각각의 대표체적 요소의 경계에 부여되어야 한다.

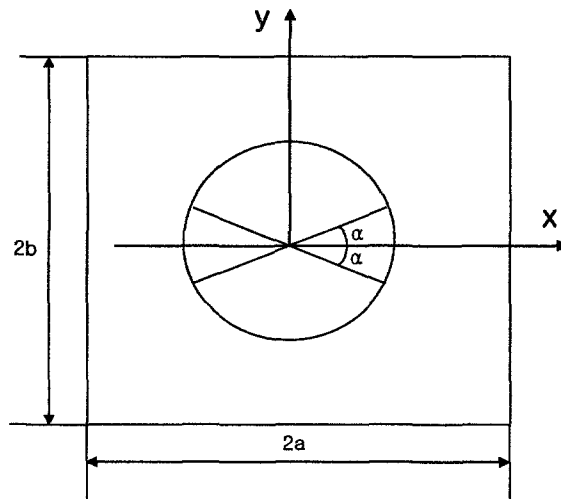


Fig. 1 Interfacial debonding of a representative volume element

종단성계수를 구하기 위하여 본 논문에서는 전단하중이 제외된 평면변형률($\varepsilon_z = 0$) 상태에서의 주기적인 사각정열 모형이 고려되어진다. 대표체적 요소의 경계에서 변위들의 적합조건들은 식(1)과 같아진다.

$$u(a, y) = u(-a, y) + 2a\varepsilon_x^0 \quad (1a)$$

$$v(a, y) = v(-a, y) \quad (1b)$$

$$u(x, b) = u(x, -b) \quad (1c)$$

$$v(x, b) = v(x, -b) + 2b\varepsilon_y^0 \quad (1d)$$

그리고 부하 연속조건은 식(2)와 같이 된다.

$$\sigma_x(a, y) = \sigma_x(-a, y) \quad (2a)$$

$$\tau_{xy}(a, y) = \tau_{xy}(-a, y) \quad (2b)$$

$$\sigma_y(x, b) = \sigma_y(x, -b) \quad (2c)$$

$$\tau_{xy}(x, b) = \tau_{xy}(x, -b) \quad (2d)$$

본 문제는 x 축과 y 축에 대하여 대칭적인 기하학성과 하중을 가진다. 변형후 형상은 양축에 대칭이다. 따라서 먼저 x 축에 대칭인 조건을 사용하면 식(3)을 얻을 수 있다.

$$\varepsilon_x(x, y) = \varepsilon_x(x, -y) \quad (3a)$$

$$\varepsilon_y(x, y) = \varepsilon_y(x, -y) \quad (3b)$$

$$\gamma_{xy}(x, y) = -\gamma_{xy}(x, -y) \quad (3c)$$

또한 식(4)를 구할 수 있다.

$$u(x, y) = u(x, -y) \quad (4a)$$

$$v(x, y) = -v(x, -y) \quad (4b)$$

식(4b)에서 식(5)를 얻을 수 있다.

$$v(x, 0) = 0 \quad (5)$$

식(5)와 식(1d)는 식(6)과 같이 표현할 수 있다.

$$v(x, b) = b\varepsilon_y^0 \quad (6)$$

또한 식(3c)로부터 응력 대칭조건들을 가지므로

$$\tau_{xy}(x, y) = -\tau_{xy}(x, -y) \quad (7)$$

이 되고, 결과적으로 식(8)과 (9)를 이끌어낸다.

$$\tau_{xy}(x, 0) = 0 \quad (8)$$

$$\tau_{xy}(x, b) = 0 \quad (9)$$

식(1)에서 식(9)까지를 종합하여 표현하면 대표체적요소의 x축 대칭에 의하여 식(10)과 (11)로 나타난다.

$$y=0 \left\{ \begin{array}{l} \tau_{xy}(x, 0) = 0 \\ v(x, 0) = 0 \end{array} \right. \quad (10)$$

$$y=b \left\{ \begin{array}{l} \tau_{xy}(x, b) = 0 \\ v(x, b) = b\varepsilon_y^0 \end{array} \right. \quad (11)$$

또한 y축 대칭에 대하여 위와 같은 방법으로 조건을 적용하면 식(12)와 (13)과 같은 경계조건을 얻을 수 있으며 본 논문의 비접착 문제는 x축과 y축 모두에 대하여 대칭인 성격 때문에 대표체적 요소의 1/4만 모델링하면 된다.

$$x=0 \left\{ \begin{array}{l} u(0, y) = 0 \\ \tau_{xy}(0, y) = 0 \end{array} \right. \quad (12)$$

$$x=a \left\{ \begin{array}{l} u(a, y) = a\varepsilon_x^0 \\ \tau_{xy}(a, y) = 0 \end{array} \right. \quad (13)$$

대표체적요소(RVE)는 변형후에도 여전히 사각형의 모양으로 남아 있어야 한다.

복합재료의 구성관계식 $\overline{\sigma}_i = C_{ij} \overline{\varepsilon}_j$ (i, j=1, 2, 3 또는 x, y, z)를 통하여 복합재료의 종탄 성계수를 구하기 위해서는 3개의 다른 변형상태들(ε_x^0 , ε_y^0 , ε_z^0)이 분리적으로 고려되어야 한다. 첫 번째의 두 상태들은 평면 변형률($\varepsilon_z^0 = 0$) 상태에서 균일변위 ε_x^0 , $\varepsilon_y^0 = 1$, 0 과 0, 1로 각각 주어진다. 평균응력들은 가우스 정리와 부하 연속성[7]에 의하여 아래 식 (14)와 같이 나타난다.

$$\overline{\sigma}_x = \frac{1}{4ab} \int_s \sigma_x dS = \frac{1}{4ab} \oint_x T_x ds = \frac{1}{b} \int_0^b \sigma_x(a, y) dy \quad (14a)$$

$$\overline{\sigma}_y = \frac{1}{4ab} \int_s \sigma_y dS = \frac{1}{4ab} \oint_y T_y ds = \frac{1}{a} \int_0^a \sigma_y(x, b) dx \quad (14b)$$

$$\overline{\sigma_z} = \frac{1}{4ab} \int_S \sigma_z dS \quad (14c)$$

여기서 S 는 대표체적요소의 면적을 나타낸다. 섬유와 기지의 비접착 때문에 선 적분 \oint 은 대표체적요소의 경계들을 따라서 구해져야 하며 또한 섬유와 기지의 사이면에서도 계산되어야 한다. 부하는 $T_i = \sigma_{ij} n_j$ ($i, j = x, y, z$)로 정의되어지며 n_j 는 경계에서 수직인 방향 벡터이다. 부하들은 접착된 접촉면을 따라서 연속이고, 비접착 접촉면을 따라서는 영이 되므로 선 적분은 대표체적 요소의 외부 경계를 따라서만 구하면 된다.

복합재료의 변형률 $\overline{\epsilon_x}$ 는 식(15)와 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} \overline{\epsilon_x} &= \frac{1}{2a} \int_{-a}^a \epsilon_x(x, b) dx = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a \frac{\partial u}{\partial x}(x, b) dx \\ &= \frac{1}{2a} [u(a, b) - u(-a, b)] = \epsilon_x^0 \end{aligned} \quad (15)$$

그러나 ϵ_x^0 는 ϵ_x 의 체적 평균값에 의하여 주어지지 않는 것에 주의하여야 한다. 왜냐하면 변위 u 는 대표체적요소 내에서 연속이지 않기 때문이다.

식(15)를 대체하기 위해 대표체적요소의 끝 경계에서 평균화된 변위에 기초를 둔 식(16)으로 표현 할 수 있으며 이는 Benveniste의 변형률 정의와 같다.[8],[9]

$$\overline{\epsilon_x} = \frac{1}{2b} \int_{-b}^b \frac{[u(a, y) - u(-a, y)]}{2a} dy = \epsilon_x^0 \quad (16)$$

복합재료의 강성상수들은 Benveniste의 평균체적 변형률정의에 의하여 변형상태에 따라서 식(17)과 같이 정의되어진다.

$$\overline{\sigma_x} \equiv C_{11} \epsilon_x^0, \quad \overline{\sigma_y} \equiv C_{21} \epsilon_x^0, \quad \overline{\sigma_z} \equiv C_{31} \epsilon_x^0 \quad (17a)$$

$$\overline{\sigma_x} \equiv C_{12} \epsilon_y^0, \quad \overline{\sigma_y} \equiv C_{22} \epsilon_y^0, \quad \overline{\sigma_z} \equiv C_{32} \epsilon_y^0 \quad (17b)$$

$$\overline{\sigma_x} \equiv C_{13} \epsilon_z^0, \quad \overline{\sigma_y} \equiv C_{23} \epsilon_z^0, \quad \overline{\sigma_z} \equiv C_{33} \epsilon_z^0 \quad (17c)$$

식(7)로부터 평균전단응력 $\overline{\tau_{xy}}$ 는 0이 됨을 식(18)은 보여준다.

$$\begin{aligned} \overline{\tau_{xy}} &= \frac{1}{2b} \int_{-b}^b \tau_{xy}(a, y) dy = \frac{1}{2b} \left[\int_0^b \tau_{xy}(a, y) dy + \int_{-b}^0 \tau_{xy}(a, y) dy \right] \\ &= \frac{1}{2b} \left[\int_0^b \tau_{xy}(a, y) dy - \int_0^b \tau_{xy}(a, y) dy \right] = 0 \end{aligned} \quad (18)$$

평균 전단응력은 0이며 τ_{xy} 의 x축 대칭에 의하여 식(19)와 같이 강성상수들을 정할 수 있다.

$$C_{61} = C_{62} = C_{63} = 0 \quad (19)$$

최종적으로 강성상수 행렬을 역변환시켜 복합재료의 종탄성계수와 포와송비를 얻을 수 있다.

식(20)은 Pagano 와 Tandon[10]에 의해 강성상수를 역변환시켜 종탄성계수를 구하는 식이다.

$$E_{11} = C_{11} + \frac{\{C_{31} C_{13}(-C_{11} + C_{12}) + C_{12}(-C_{33} C_{12} + C_{31} C_{13})\}}{C_{33} C_{11} - C_{31} C_{13}} \quad (20a)$$

$$E_{22} = C_{22} + \frac{\{C_{32} C_{23}(-C_{22} + C_{21}) + C_{21}(-C_{33} C_{21} + C_{32} C_{23})\}}{C_{33} C_{22} - C_{32} C_{23}} \quad (20b)$$

$$E_{33} = C_{33} - \frac{2 C_{31} C_{13}}{C_{11} + C_{12}} \quad (20c)$$

3. 유한요소 해석

일 방향으로 이루어진 취성 복합재료 중 섬유와 기지사이가 일부 분리된 복합재료의 탄성계수들을 알아보기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 복합재료의 섬유는 규칙적으로 배열되어 있는 것으로 가정하고 정사각형의 표본이 주기적으로 연결되어 있으므로 하나의 대표체적요소에 대하여 해석을 시도하였다. 본 논문의 비접착 문제는 x축과 y축에 대한 대칭성을 갖기 때문에 전체 표본의 1/4만을 모델링하였다. 상용 유한요소해석 프로그램인 MARC를 사용하였으며 4절점의 평면변형률요소와 8절점의 3차원요소를 필요에 따라 사용하였다. 전체 대표체적요소의 크기는 가로, 세로의 한 변의 길이를 1로 하였으며 1/4모델링에서는 0.5로 하였다. 대표체적요소에서 섬유가 차지하는 체적비에 따른 섬유 직경의 크기는 Table 1과 같이 나타난다. 또한 섬유와 기지에 대한 물성치는 Table 2와 같이 입력하였다. 섬유 체적비에 따라 모델링이 달라지므로 이차원 해석시 요소 수는 164~243개, 절점 수는 187~270개이며, 삼차원 해석시 요소 수는 328~486개, 절점 수는 561~810개이었다. 9개의 독립적인 강성 상수(C_{ij})들을 구할 때 각각의 상수 값은 대표체적요소의 변형형상에 따라서 다른 경계조건이 사용되었으며 그 내용은 다음과 같다.

종탄성계수 E_{11}, E_{22}, E_{33} 를 구하기 위한 모델링으로 먼저 $\epsilon_x^0 = 1$ 의 변위를 부과하기 위하여 4절점의 평면요소를 사용하였으며 평면변형률($\epsilon_z = 0$)해석을 수행하였다. 경계조건은 대표체적요소의 외곽을 따라서 부여하였다. 대표체적요소의 윗면과 아랫면에 있는 절점들에 대하여 y 방향 변위를 고정하였고 왼쪽 면에 있는 노드들에 대하여서는 x 방향 변위를 고정하였다. 오른쪽 면의 절점들에 대해서는 균일변위 0.5를 부과하였다. 그리고 대표

체적요소 내부의 모든 절점들에 대해서는 어떠한 경계조건도 부여하지 않고 자유로운 상태로 두었다.

Table 1 Fiber radius in various fiber volume fraction

Fiber volume fraction	Fiber 반경(r)
40%	0.3568
50%	0.3989
60%	0.4370
70%	0.4720

Table 2 The property of fiber and matrix

Material	E(GPa)	G(GPa)	ν
Nicalon Fiber	200	77	0.3
1723 Glass Matrix	88	36	0.222

두 번째로 $\epsilon_y^0 = 1$ 의 하중을 부과하기 위하여 $\epsilon_x^0 = 1$ 에서의 모델링과 같이 평면요소와 평면변형률 ($\epsilon_z = 0$) 해석을 시행하였으며 경계조건 역시 같은 방법으로 부여하였다. 대표체적요소의 왼쪽과 오른쪽 면에 있는 절점들에 대하여 x 방향 변위를 고정하였고 아래면 절점들에 대하여서는 y 방향 변위를 고정하였다. 윗면 절점들에 대해서는 균일한 변위 0.5를 부과하였다. 그리고 대표체적요소 내부의 모든 노드들에 대해서는 어떠한 경계조건도 부여하지 않고 자유로운 상태로 두었다.

세 번째로 $\epsilon_z^0 = 1$ 의 하중을 부과하기 위한 모델링으로 8절점의 3차원 요소를 사용하였다. 섬유길이 방향으로 두 개의 요소를 생성하였으며 하나의 요소 두께는 0.05로 총 두께는 0.1로 모델링하였다. 대표체적요소의 섬유방향 밀면 전체 노드들에 대해서 z 방향 변위를 구속하였고, 섬유의 횡단면인 x-y 평면상에서 대표체적요소의 오른쪽과 왼쪽 면에 위치한 절점들에 대해서는 x 방향 변위를 고정하였다. 또한 위쪽과 아랫면에 위치한 절점들에 대해서는 y 방향 변위를 구속하였다. 하중은 섬유 방향 윗면에 위치한 절점들에 대하여 같은 두께인 z=0.1의 균일한 변위를 부여하였다. 또한 대표체적요소 내부의 절점들에 대해서는 $\epsilon_x^0 = 1$ 과 $\epsilon_y^0 = 1$ 에서처럼 경계조건 없이 자유로이 풀어놓았다.

4. 결과 및 고찰

탄성계수들을 구하기 위한 일차적인 방법으로 본 논문에서는 몇 가지의 가정을 제시하였으며 그러한 가정에 의하여 강성상수들을 먼저 구하였다. Fig. 2에서 10까지는 유한요소 해석을 통한 강성상수 C_{ij} 의 값들을 섬유와 기지의 체적비에 따라 보여주고 있다. 모든 강성상수 C_{ij} 값들은 비접착각의 크기가 증가할수록 감소하는 경향을 보여주고 있다. 비접착각이 작을 때는 체적비가 40%에서 70%로 커짐에 따라 강성상수 C_{ij} 값들이 점차 증가하는 형태를 보여주고 있다. 반면 비접착각이 증가함에 따라 C_{ij} 값은 감소하다가 완전히 분리되어 질 때는 섬유와 기지의 체적비가 작을 때보다 오히려 작아지는 모습을 보여준다. 탄성계수 E_{ij} 는 강성상수 C_{ij} 를 역 변환 시켜서 구할 수 있으며 식 20을 이용하였다. 섬유와 기지가 완전히 접착하였을 때는 $E_1 = E_2$ 으로 같아져서 독립적인 공학상수의 수가 감소된다.

Fig. 11에서 13까지는 섬유와 기지의 체적비가 증가함에 따른 탄성계수 E_{11} 과 E_{22} , E_{33} 를 비접착각의 증가에 따라 비교하였다. 탄성계수 E_{33} 는 비접착의 영향을 거의 받지 않는 재료 상수로 혼합물 법칙에 의하여 쉽게 그 값을 예상할 수 있다. Fig. 11에서 살펴보면 탄성계수 E_{11} 은 섬유와 기지의 체적비가 증가함에 따라 섬유와 기지가 완전히 접착할 때는 더욱 큰 값을 가지나 비접착이 커짐에 따라 급격하게 작아지는 것을 알 수 있다. 그러나 섬유와 기지의 체적비의 변화에는 상관없이 비접착각이 30° 부근에서는 거의 같은 크기의 값을 가짐을 보여주고 있다. Fig. 12에서는 탄성계수 E_{22} 역시 체적비가 증가함에 따라 섬유와 기지가 완전히 접착되어 있을 때는 큰 값을 나타낸다. 그러나 완전히 분리된 90° 부근에서는 체적비가 70%일 때가 가장 작은 값을 나타낸다. 비접착각이 80° 부근에서 체적비에 영향을 받지 않는 균일한 분포영역이 발생하였다. Fig. 13은 섬유와 기지의 체적비 증가에 따른 탄성계수 E_{33} 를 비접착각과 비교하여 나타내고 있다. 탄성계수 E_{11} , E_{22} 와는 달리 E_{33} 는 비접착이 증가하여도 거의 영향을 받지 않음을 확인할 수 있다.

Fig. 11에서 13까지를 종합적으로 살펴보면 탄성계수 E_{11} 은 섬유와 기지사이의 비접착 영향을 0°때부터 급격하게 받으며 감소하는 형태를 보여주고, E_{22} 는 비접착각이 0°부터 45°까지는 거의 영향을 받지 않다가 45° 이후에는 급격하게 받아서 감소하는 것을 보여준다. 탄성계수 E_{33} 는 비접착의 영향을 거의 받지 않음을 나타낸다. 이러한 탄성계수의 변화형태는 섬유와 기지 사이의 하중의 전달성에서 기인한다고 볼 수 있다. 즉 탄성계수 E_{11} 과 E_{22} 는 비접착각의 증가에 따라 섬유와 기지사이의 하중의 전달이 급속하게 감소되어 탄성계수의 강도가 감소하게 된다. 이러한 탄성계수 감소는 섬유와 기지의 체적비와는 상관없이 기지의 강도에 의하여 대부분 영향을 받는 것으로 결론 내릴 수 있다.

E_{33} 의 경우에는 섬유와 기지의 하중의 전달에 의해서 좌우되기보다는 섬유와 기지 자체가 균등하게 하중을 지탱하기에 비접착각의 영향을 받지 않는 것으로 볼 수 있다. 또한 Table 3은 비접착각이 90° 일 때 혼합물 법칙에 의한 이론적인 E_{33} 값과 유한요소법에

의해 구해진 값을 비교하여 나타낸 것이다. 전반적으로 완전히 일치하는 것을 볼 수 있다. 그러나 비접착각의 크기가 90° 가 아닐 경우에는 5~6GPa의 오차가 발생하였다. 이는 식 20에 의해 종탄성계수를 구하는 본 논문의 방식에서 강성상수 C의 값에서 다소 오차가 발생하였기 때문이다.

Table 3 Elastic modulus by Rule of Mixture and FEM

Fiber volume fraction	Rule of Mixture E ₃₃ 값(GPa)	FEM E ₃₃ 값(GPa)
40%	132.8	132.9
50%	144.0	144.0
60%	155.2	155.3
70%	166.4	166.4

C₃₁, C₃₂, C₃₃의 강성상수값들은 대표체적요소의 전체 질점들에 대하여 σ₃₃의 응력을 면적분해서 얻어져야한다. 정확한 평균 응력을 얻기 위해서는 요소의 면적이 모두 같아야 한다. 그러나 본 연구에서는 이러한 요소 나누기가 실제적으로는 불가능하였기에 강성상수 C_{ij} 값에서 정확한 해와 약간의 오차가 발생하였다. 이를 해결하기 위해서는 요소의 수를 300여 개에서 1000여 개 정도로 늘린다면 비교적 정확한 해에 도달할 것으로 본다. 섬유와 기지사이의 비접착의 균열 끝단 부근에서의 세밀한 요소 나누기는 탄성상수들을 구하는 본 논문에서는 별 영향을 미치지 못한다는 것을 알 수 있다. 본 논문은 섬유와 기지 사이에서 접촉조건을 고려하지 않은 선형적인 해석이었다. 만약 접촉 조건을 고려한다면 본 논문의 내용과는 다소 차이가 있을 것으로 본다.

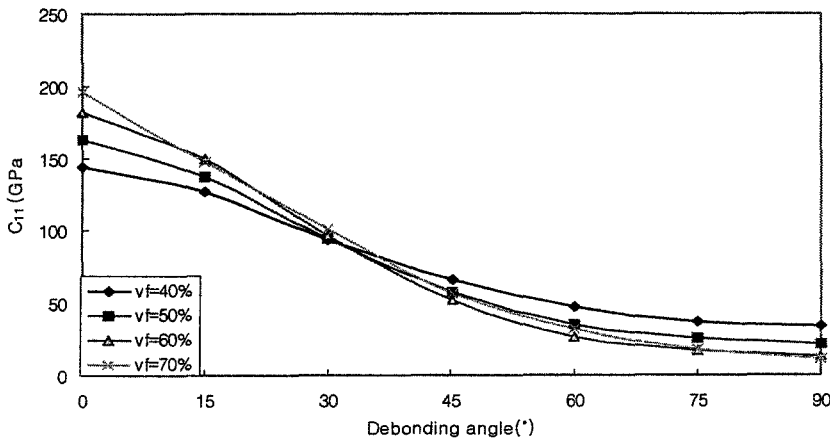


Fig. 2 The effect of V_f on the composite stiffness constant C₁₁

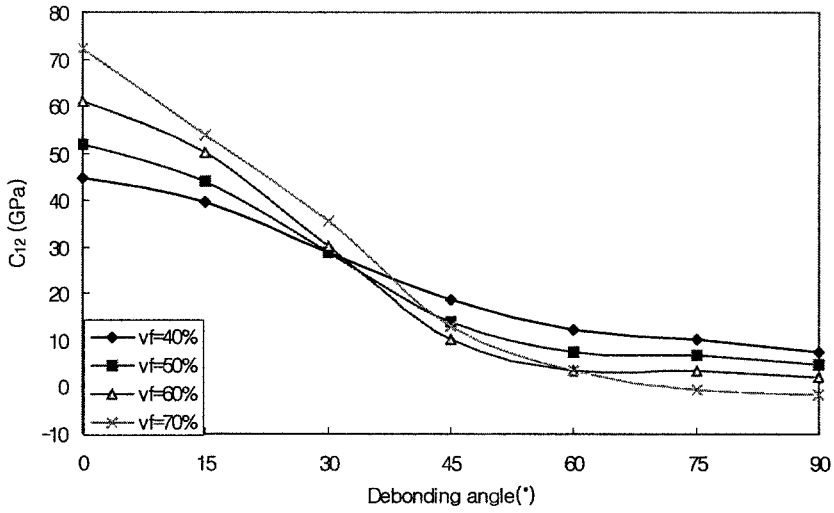


Fig. 3 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{12}

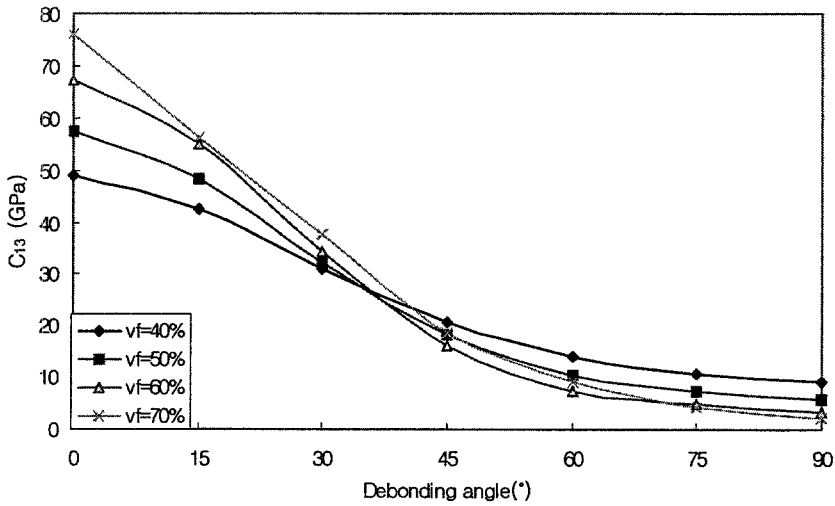


Fig. 4 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{13}

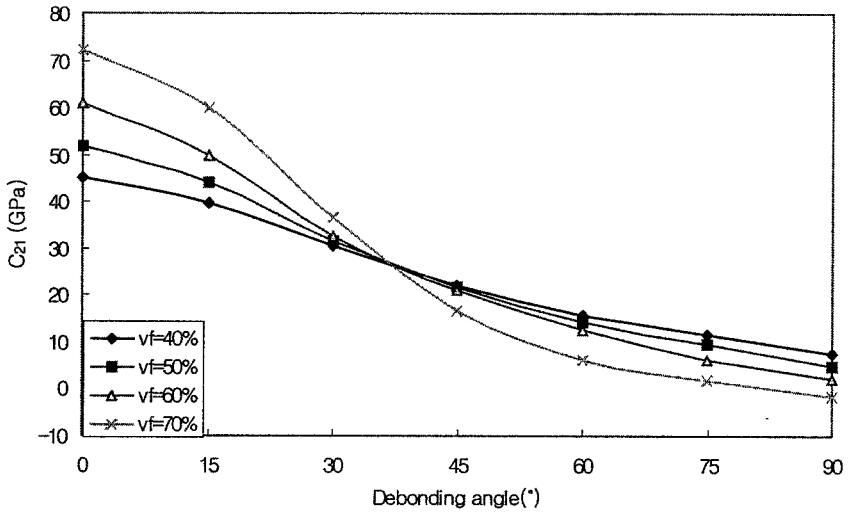


Fig. 5 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{21}

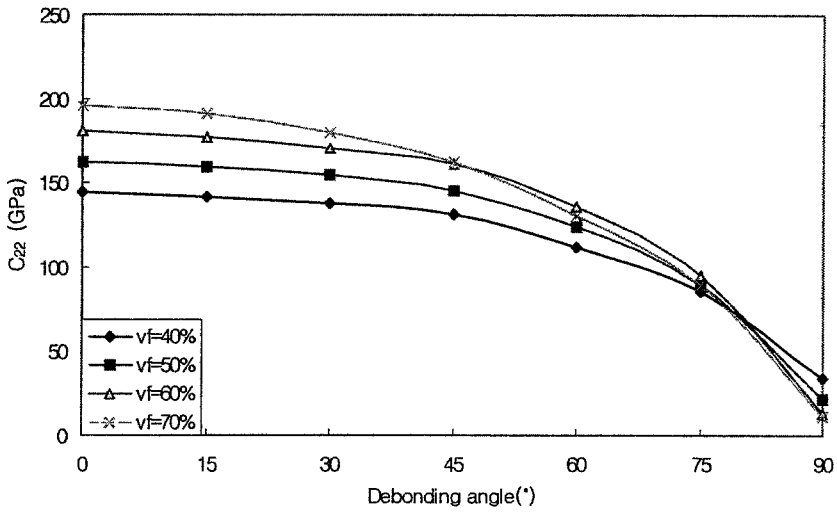


Fig. 6 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{22}

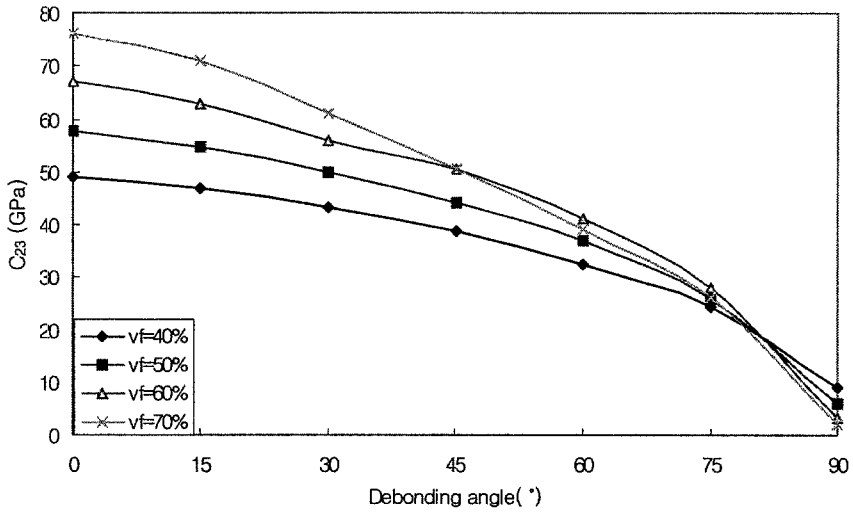


Fig. 7 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{23}

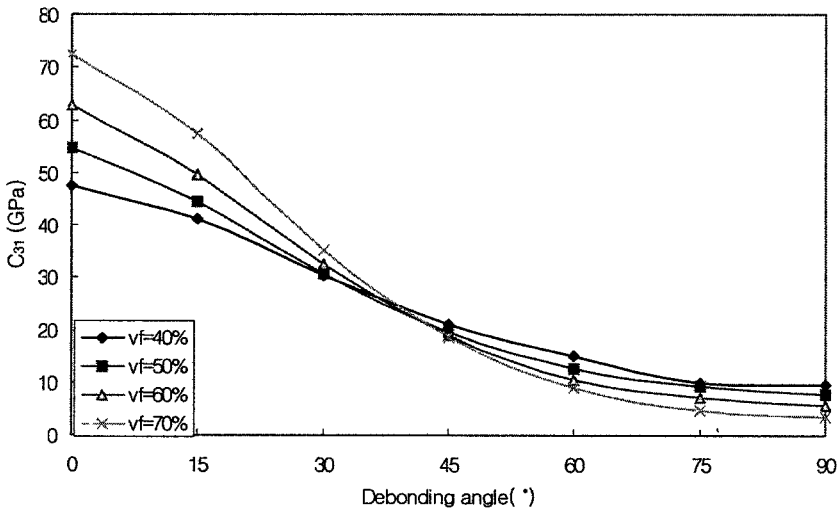


Fig. 8 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{31}

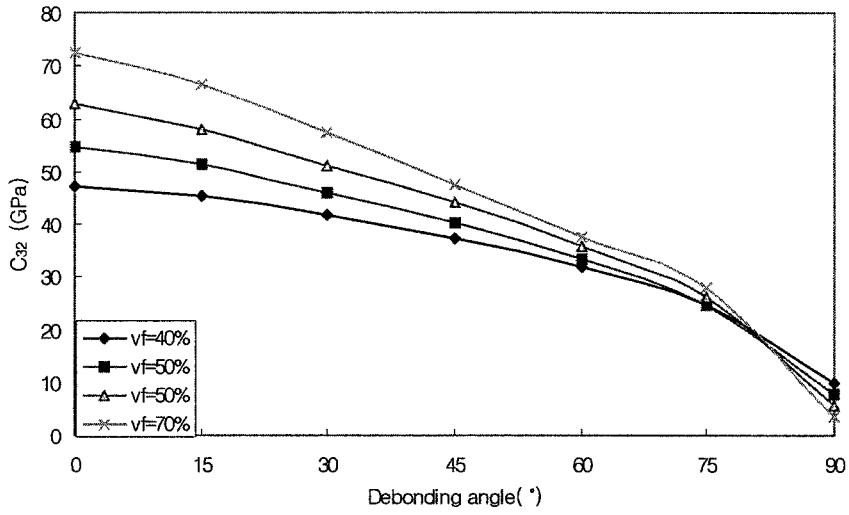


Fig. 9 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{32}

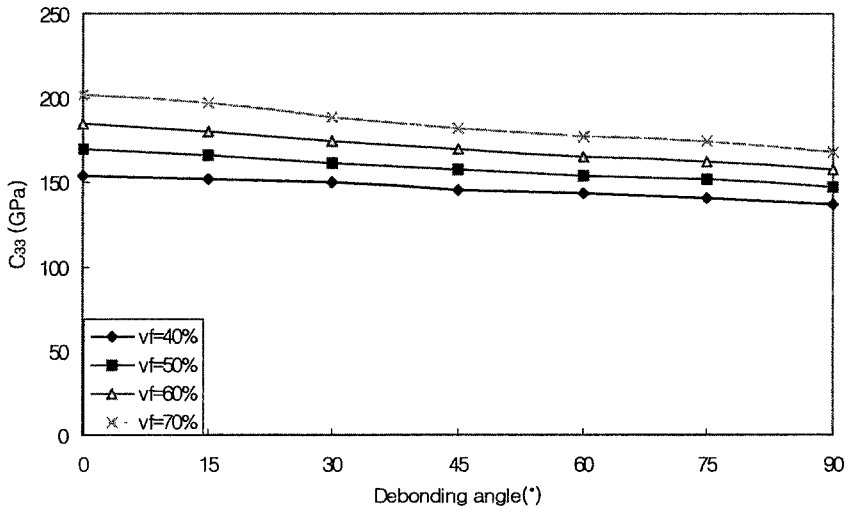


Fig. 10 The effect of V_f on the composite stiffness constant C_{33}

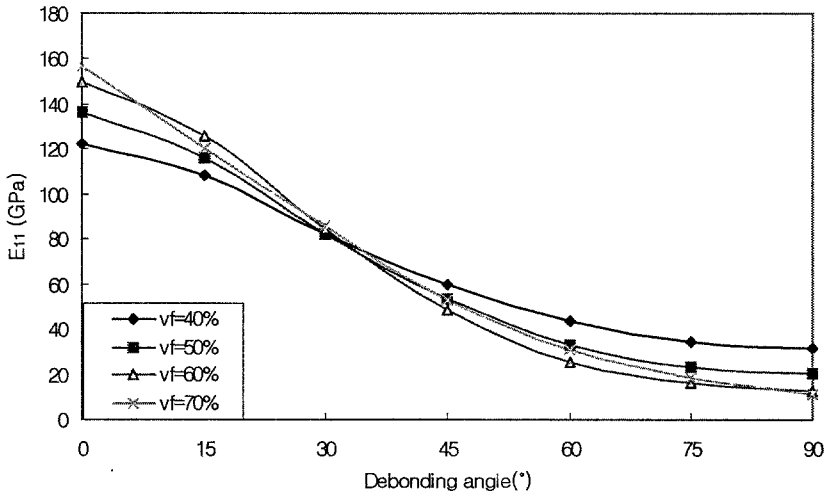


Fig. 11 The effect of fiber volume fraction (V_f) on the composite Young's modulus E_{11}

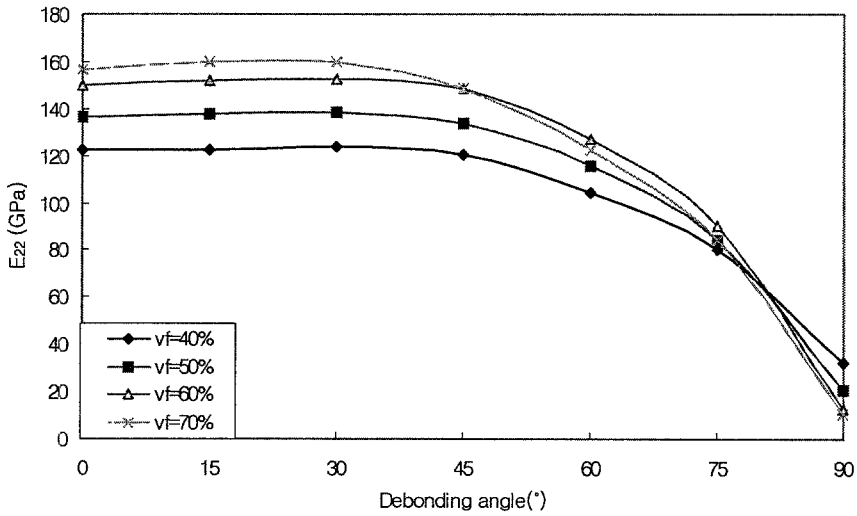


Fig. 12 The effect of fiber volume fraction (V_f) on the composite Young's modulus E_{22}

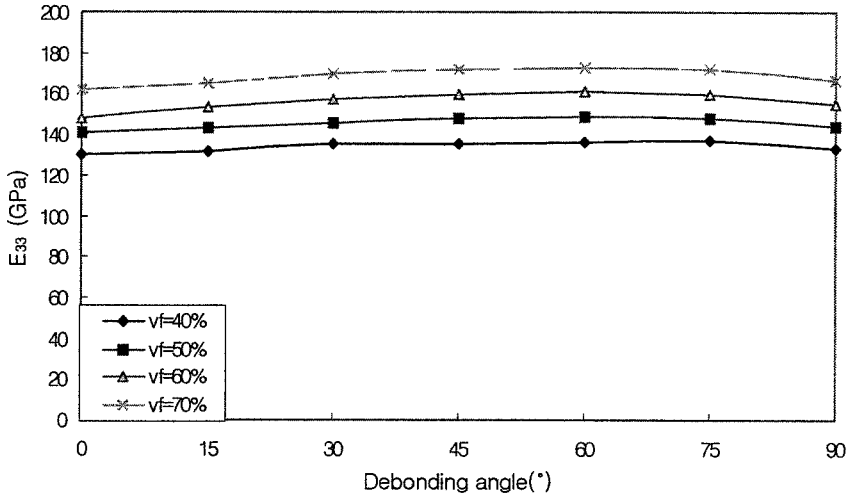


Fig. 13 The effect of fiber volume fraction (V_f) on the composite Young's modulus E_{33}

5. 결론

비접착을 가지는 일방향 취성기지 복합재료의 기계적 성질들을 상용 유한요소해석 프로그램인 MARC를 사용하여 구해보았다. 섬유와 기지가 완전히 접착하고 있을 때는 탄성계수값이 증가하나 비접착각이 어느 정도 증가하면 섬유의 체적비와는 상관없이 일정한 값을 나타내다가 비접착각이 더욱 증가하면 감소하는 현상이 발생하기 때문에 실제 복합재료를 사용하는 곳에서는 어떠한 강도가 얼마나 요구되어지는가를 면밀히 검토해야만 할 것이다.

참고 문헌

1. C.H. Chen and S. Cheng, "Mechanical Properties of Fiber Reinforced Composite," *Journal of Composite Material*, Vol. 1, pp.152-164, 1967.
2. Yuan, F.G., Pagano. N. J. and Cai. X.; "Elastic moduli of brittle matrix composite with interfacial debonding," *Int. j. solids struct*, Vol. 34 No2. P.177, 1997.
3. D. F. Adams and D. R. Doner, "Longitudinal Shear Loading of a Unidirectional Composite," *Journal of Composites Materials*, Vol. 1, pp.30-40, 1967.
4. N. J. Pagano and G.P. Tandon, "Thermo-elastic Model for Multidirectional Coated-Fiber Composites: Traction Formulation," *Composites Science and Technology*, Vol. 38, pp. 247-269, 1990.
5. R. A. Shimansky., H. T. Hahn and N. J. Salamn, "The Effect of Weak interface on Transverse Properties of a Ceramic, and Metal Matrix Composite," *Interfaces in Composites, Materials Research Society Symposium Proceedings*, C. C. Pantano and Eric J. H. Chen, Eds., Vol. 170, pp. 193-204, Boston, 1989.
6. K. Takahashi and T.W. Chou, "Transverse Elastic Moduli of Unidirectional Fiber Composites with Interfacial Debonding," *Metallurgical Transaction A*, Vol, 19A, pp.129-135, 1988.
7. Sokolnikoff, I.S, "Mathematical Theory of elasticity," Second Edition, McGraw-Hill Book Company, New Yok. 1956.
8. Benveniste. Y, "On the effect of debonding on the overall behavior of composites materials," *Mech. Mat.*3, 349-358. 1984.
9. Benveniste. Y. "The effective mechanical behavior of composites materials with imperfect contact between the constituents" *Mech. Mat.*4, 197-208. 1985.
10. N. J. Pagano and G.P. Tandon, "Modeling of imperfect bonding in fiber reinforced brittle matrix composites," *Mech. Mat.*9, 49-64. 1990