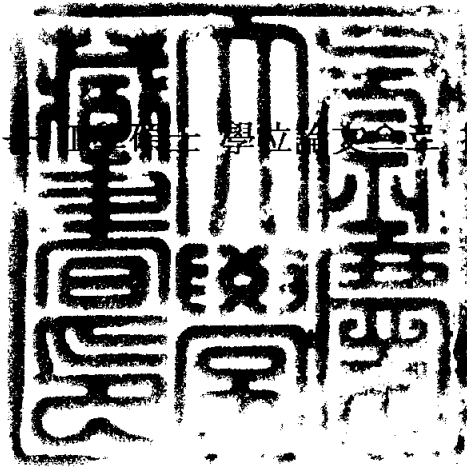


工學碩士 學位論文

橫荷重을 받는 金屬基地 複合材料의
界面特性에 따른 應力場의 分布

指導教授 權 五 憲

이 論文은 工學碩士 學位論文으로 提出함



2004年 8月

釜慶大學校 産業大學院

安 全 工 學 科

金 相 兌

金相兌의 工學碩士 學位論文을 認准함

2004年 6月 19日

主	審	工學博士	朴 外 哲	
委	員	工學博士	崔 載 旭	
委	員	工學博士	權 五 憲	

목 차

기호설명	ii
1. 서론	1
2. 본 논문에 관련된 기본적인 사항	3
2.1 복합재료	3
2.1.1 복합재료의 정의	3
2.1.2 조직 구성별 복합재료 종류	5
2.2 유한요소법	6
2.3 von Mises 평가 기준	9
3. 수치해석 모델	11
3.1 재료 및 기계적 특성 조건	11
3.2 섬유체적비	13
3.3 유한요소 모델링	15
3.3.1 유한요소 모델	15
3.3.2 다층계면모델	17
4. 해석 결과 및 고찰	19
4.1 x-y축 von Mises 등가응력	19
4.2 계면영역의 von Mises 등가응력	23
4.3 계면영역의 소성변형	37
5. 결론	42
참고 문헌	44
Abstract	46
감사의 글	

기 호 설 명

E : Modulus of elasticity

σ : Stress

σ_{yield} : Yield stress

σ_{eqv} : von Mises equivalent stress

ε^p : Plastic strain

ν : Poisson's ratio

v_f : Fiber volume fraction

1. 서 론

최근 경량화, 내마모성, 고강도 및 고강성의 우수한 특성을 가지는 금속 기지 복합재료(Metal Matrix Composite, 이하 MMC라 한다)가 자동차, 우주 항공 및 레저에 이르기까지 많은 산업분야에서 널리 사용되고 있다. 특히 기계설비 및 산업분야 적용에 많은 잠재력이 있어 그 수요가 꾸준히 증가하고 있다. 항공기 기체와 엔진의 경우 중량 감소를 통해 항속거리, 적재하중, 속도, 기동성의 증가로 성능 향상에 중요한 역할을 할 수 있다. 또한 운용수명 증가와 유지비용 감소 등의 성과를 이룰 수 있다. 장섬유강화 MMC는 종방향(섬유방향)하중 하에서는 우수한 기계적 성능을 나타내지만, 횡방향 하중 하에서의 기계적 특성치는 종방향 하중하에서 보다 훨씬 낮은 성능을 보인다. 따라서 안전성의 측면에서 볼 때, 횡방향에 관한 MMC의 응력 특성 평가는 중요하다 할 수 있다. 특히, 장섬유강화 MMC의 특성은 섬유/기지 계면에 의해 중요한 영향을 받는다. 따라서 강도나 파괴인성을 결정지을 수 있는 MMC계면에 대한 탄소성 응력 분포 평가는 매우 중요하다.

지금까지 장섬유강화 MMC에 관한 연구가 많이 행하여져 왔고, 최근 들어 특히 MMC계면에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다. Shaw와 Miracle⁽¹⁾은 1996년에 유한요소법을 이용하여 MMC의 횡방향 거동에 대한 계면영역의 영향에 대하여 연구하였다. Shaw는 계면상에 발생하는 균열은 계면영역의 재료 물성치와 잔류열응력에 대해 의존성을 나타냄을 평가하였다. Werwer 등⁽²⁾은 1998년에 횡방향 하중을 받는 MMC의 소성변형에 관한 연구를 수행하여 기지체적률이 가공경화에 영향을 주는 것을 나타내었다. 또한 Akser와 Choy 등⁽³⁾은 SiC섬유와 Ti-6Al-4V 기지 복합재료에 대해서 열적 응력분포를 해석하였으나 계면을 하나의 완전 접합으로 간주하여 계면의 영향을 평가하지는 못하였다. 최근 2002년에 Meguid 등⁽⁴⁾은 SiC섬유와 Ti기지복합재료의 계면에 대한 탄소성거동을 평가하는 등 많은 연구가 이루어 졌지만 MMC의 계면특성

에 따른 평가는 이루어지지 않았다. 따라서 본 연구의 목적은 횡하중을 받는 SiC/Ti-15-3 MMC에 대해서 유한요소법(Finite Element Method: FEM)을 사용하여 계면특성변화에 따른 응력장-소성변형 분포에 대한 탄소성거동을 평가하는 것으로, 계면특성 변화 평가는 다층계면모델을 제안한 후 기존의 계면영역에서의 응력 및 소성변형을 분포와 비교 검토하여 제안된 계면모델의 유용성을 나타내었다. 본 연구에서 얻어진 결과는 MMC재료의 손상평가 설계 및 균열 생성, 진전평가에 유용히 적용되어 향후 첨단 복합재료 개발과 복합재를 사용한 각종 산업구조물의 안전성 평가에 기여할 것으로 사료된다.

2. 본 논문에 관련된 기본적 사항

2.1 복합재료

2.1.1 복합재료의 정의

복합재료(Composite Materials)에 대한 정의는 이를 구성하는 물질을 관찰, 해석하는 관점에 따라 달라질 수 있는데, 구성 성분이나 형태가 다른 두 종류 이상의 소재가 거시구조적 단계로 조합되어 유효한 기능을 갖는 재료를 일컫는다⁽¹⁵⁾. 즉 두 종류 이상의 재료가 조합되어 균질성을 가지는 합금들은 복합재료라고 하지 않으며, 복합재료는 구성 소재들 사이에 거시적으로 경계면을 가지고 있다는 점이 합금과 다르다. 복합재료의 구성요소로는 섬유(fiber), 입자(particle), 층(lamina), 모재(matrix)등이 있으며, 이러한 요소들로 구성된 복합재료는 일반적으로 층상 복합재료, 입자강화 복합재료, 섬유강화 복합재료 등으로 구분할 수 있다.

층상 복합재료로는 내식성 및 원가절감을 고려하여 스테인리스강, 구리 및 니켈 등을 입힌 클래딩(cladding) 금속판재나 하니콤(honeycomb) 구조물 등을 들 수 있다. 입자강화 복합재료의 경우 보강재인 입자는 그 형상이 모든 방향으로 비슷한 구형 또는 각형인 데 비하여, 섬유강화 복합재료의 경우 보강재인 섬유는 단면에 비해 길이의 비율이 매우 크다.

복합재료의 구성성분은 강화재(reinforced materials)와 모재(matrix)로 크게 나눌 수 있다. 강화재는 보강재라고 말하기도 하며, 모재는 기지 또는 기지재라고도 말한다. 강화재는 섬유상과 구, 판 및 타원체 등의 입자상 및 섬유와 입자의 혼합상으로도 구성될 수 있으며 모재는 금속재료, 무기재료 및 유기재료 등으로 구성될 수 있다. 사실 모든 종류의 재료가 사용될 곳에 요구되는 최종 물성을 만족시킬 수 있다면 강화재 혹은 모재가 될 수 있다.

복합재료의 구성성분 중에서 강화재의 크기에 따라 간단하게 분류할 수 있지만, 강화재의 형상 및 종류, 모재의 종류에 따라서도 분류할 수 있다. 예를 들면 모재의 종류에 따라서 고분자 복합재료, 금속기지 복합재료, 세라믹 복합재료 및 고무 복합재료, 시멘트 복합재료 등으로, 강화재의 형상에 따라 입자 강화 복합재료, 단섬유 강화 복합재료 및 장섬유 강화 복합재료 등으로 분류되며, 또한 강화재의 종류에 따라서 탄소섬유 강화 복합재료, 유리섬유 강화 복합재료, 세라믹 섬유강화 복합재료 및 금속섬유 강화 복합재료 등으로 분류할 수 있다. 그리고 강화재에 모재까지 포함시켜 조합하면 탄소섬유 강화 플라스틱 복합재료, 유리섬유 강화 플라스틱 복합재료, 케블라 섬유강화 플라스틱 복합재료, 금속섬유 강화 플라스틱 등과 같이 아주 많은 이름으로 분류할 수 있다.

그러나 복합재료의 가장 우수한 특징 중에서 비강도와 비탄성률을 우수하게 발휘시킬 것을 고려하면 주로 특정한 목적에 사용되는 재료 이외에는 사용될 강화재와 모재는 제한을 받을 수밖에 없다. 대체적으로 모재는 경량성 재료인 유기재료를 많이 사용하고 있지만, 요구되는 최종 물성에 따라서는 Mg 및 Al 등의 경량성 금속합금이 사용되고 대단히 큰 내열성이 요구되는 곳에는 세라믹 모재도 사용되고 있다.

2.1.2 조직 구성별 복합재료 종류

복합재료의 종류는 기준에 따라 다양하게 분류할 수 있는데, 일반적으로 조직 구성으로 5종류로 구별된다. 또한 한 가지 복합재료가 여러 가지 종류의 복합재료로 구분될 수가 있다. 예를 들면, 섬유강화 적층 복합재료는 섬유강화 복합재료이면서 동시에 적층 복합재료가 될 수 있다⁽⁶⁾.

1) 섬유강화 복합재료

섬유강화 복합재료는 연속적인 섬유나 단섬유(chopped fiber)로 강화된 복합재료를 말한다.

2) 미립자강화 복합재료

복합재료 기지내에 미립자(particulate)를 넣어서 기계적, 화학적 성질을 강화한 복합재료를 말한다.

3) 적층 복합재료

층(laminar)으로 이루어진 복합재료를 말한다.

4) 플레이크 복합재료

복합재료 기지내에 작은 얇은 층(flake)의 강화재료를 넣어 보강한 것이다.

5) 골격형 복합재료

복합재료 기지 내에 연속적인 골격(skeletal) 모양의 강화섬유가 들어 있는 복합재료를 말한다.

이와 같은 5종류 외에도 구별하기 힘든 복합재료가 존재할 수도 있다.

2.2 유한요소법

유한요소법(Finite Element Method: FEM)은 공학과 수리 물리학의 문제들을 풀기 위한 하나의 수치 기법이다. 공학과 수리 물리학에서 유한요소법을 사용하여 그 답을 구할 수 있는 전형적인 문제들은 구조 해석, 열전달, 유동장, 물질 이동, 그리고 전자기장 해석 등이다.

복합한 기하학적 형상과 하중 그리고 재료 성질을 가지고 있는 문제들에 대하여, 일반적으로 해석적인 수학해를 구하는 것은 불가능한 일이다. 해석해들은 우리의 관심 대상인 전체 구조물이나 물리적인 시스템 내의 임의의 점에서 원하는 값을 계산할 수 있도록 수식으로 표현되며, 그 물체 내의 모든 점에 대해서 사용할 수 있다. 하지만 이런 해석해들은 일반적으로 상미분이나 편미분 방정식으로 풀어야 하는데, 복잡한 기하학적 형상이나 하중, 재료 성질 때문에 일반적으로 해석해들은 쉽게 구해지지 않는 경우가 대부분이다. 그러므로 적절한 근사해를 구하기 위해서 유한요소법과 같은 수치법에 의존해야 한다. 이 유한요소법으로 문제를 수식화하면 미분방정식이 아닌, 이에 대응하는 연립 대수 방정식이 얻어진다. 이와 같은 수치적인 방법들을 사용하면 연속체 내의 분산된 점들에서 미지의 값을 근사적으로 구할 수 있다. 여기서 물체를 더 작은 물체나 단위(element)로 나누고, 그 요소들을 두 개 이상의 요소들이 공유하는 점(node)이나 경계선 또는 경계면으로 연결된 대등한 시스템으로 만드는 모델화 과정을 이산화(discretization) 혹은 격자분할이라고 한다. 유한요소법에서는 전체 물체에 대한 문제를 한 번에 풀지 않고, 각각의 유한요소에 대한 방정식을 세우고, 그들을 조합하여 전체 물체에 대한 방정식을 구한다⁽⁷⁾.

구조 문제의 해는 대개 주어진 하중에 대해 각 절점에서의 변위와 그 구조물을 구성하고 있는 각 요소 안에서의 응력을 계산하는 것을 뜻한다. 구조해석 이외의 분야에서는 주로 절점의 미지수가 열이나 유체의 유동으로 인한 온도이거나 유체의 압력이다⁽⁸⁾.

특정 성질의 기저함수라 함은 문제에서 구하고자 하는 함수의 값을 소위 절점에서의 값으로 보간하게 되는데, 이 보간함수를 위한 기저함

수가 해당 절점에서는 1의 값을, 다른 모든 절점에서는 0의 값을 가지는 함수로, 이 기저함수에 곱해질 계수가 절점에서 찾으려 하는 함수값과 같게 되어 바로 절점값을 나타낸다. 그리고 적분형 원리라 함은 에너지 최소화 정리와 같은 원리로 변분법에서 다루는 적분량을 최소화시키는 원리에 기본을 두고 있기 때문에, 분할된 각 요소에서 적분을 계산하여 같은 요령으로 전체영역에 대해 합치는 방식이라는 것이다. 이러한 두 특성 때문에 유한요소 해석 절차에서 주요 관심은 각 요소에 해당하는 대표적인 작업만 하는 소위 요소 행렬을 구하는 것으로 전체 방정식은 간단한 조합 방법으로 얻을 수 있다. 이러한 절차는 아주 일관된 작업으로 이루어지므로 범용 프로그램의 개발이 가능한 것이다⁽⁹⁾.

공학해석 문제는 흔히 미분방정식으로 기술되고 있기 때문에 유한요소법은 이와 같은 미분방정식을 푸는 수치적인 근사해법으로 볼 수 있다. 이 때는 물론 주어진 미분방정식에 상응하는 적분형의 원리에서부터 출발하게 된다. 해석하고자 하는 문제가 주어져 있다고 할 때, 이를 다루는 것은 일반적으로 주어진 문제에서 실제 현상을 이상화(idealization)함으로써 역학적 또는 물리적 모델이 구성되고 이에 역학적 또는 물리적 개념을 도입하여 수학적 모델, 즉 미분방정식이 유도된다. 이렇게 유도한 미분방정식의 해를 구함으로써 실제 현상을 해석할 수 있게 된다. 여기에서 문제가 되는 것은 미분방정식의 해를 구하는 것인데, 여러 가지 해석적인 방법으로 그 해를 구할 수 있겠고, 또는 여러 가지 근사해법을 이용하여 미분방정식의 근사해를 구할 수 있다. 근사해법에는 여러 가지 방법이 있다. 미분방정식이 있고, 이에 어떤 원리를 도입하여 그 미분방정식과 동가인 식을 유도하였을 때 미분방정식과 동가인 식의 해를 구하면 이것이 곧 주어진 문제의 미분방정식의 해가 된다. 유한요소법은 수리적인 측면에서 이러한 개념을 도입한 것이다. 해석하고자 하는 물리적 모델을 유한개의 요소로 분할하여 개개의 요소들의 물리적 특성을 합하여 얻은 결과식이 영역 전체에 걸쳐서 물리적 현상을 지배하는 미분방정식과 동가라는 개념으로부터 이 동가의 결과의 해를 구하며, 이것이 문제의 근사해가 된다는 것이다⁽⁸⁾.

유한요소법에서는 다루는 영역 전체를 편리한 대로 유한개의 요소로 분할하고 요소 내에서 절점이라 불리는 점들을 택한다. 즉, 미지 변수값을 절점값으로 표현한다. 각 요소의 유한요소방정식을 적절히 조합하고 주어진 경계조건 및 초기조건을 대입하여 변형하면 미분방정식의 경계조건 및 초기조건에 등가인 전체 영역에 대해 유한요소 방정식이 구해진다. 이 연립방정식을 풀어서 그 해를 구하면 미지 변수의 절점값이 결정된다. 즉, 미분방정식의 해를 절점에서의 값으로 구한다.

2.3 von Mises 평가 기준

von-Mises 응력은 통계학자 von-Mises의 이름을 딴 것으로, von-Mises 분포에 따른 응력을 지칭하는 것이다.

von-Mises는 경험적 확률에 맞서 통계적 확률의 개념을 따서 von-Mises Stress를 등가응력이라 한다⁽¹⁰⁾.

변형에너지가 어떠한 한계값에 도달하면 항복이 일어날 것이 라는 것은 쉽게 생각할 수 있다. 그러나, 이른 바 정수압(hydrostatic)상태 즉, $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = p$ 인 경우에는 응력이 아무리 커도 항복을 일으키지 않으므로, 이러한 응력성분에 의한 변형에너지는 항복에는 기여하지 않는다. 따라서 그 외의 응력성분, 이른바 편차응력(deviatoric stress)성분에 의한 변형에너지만이 항복과 관련이 있다는 von Mises의 항복조건(von Mises yield criterion)은 다음과 같다.

인장시험시의 항복응력을 σ_Y , 전단응력시험시의 전단항복응력을 τ_Y 라 하면 식 (1)과 같이 나타내어진다.

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 \sigma_Y^2 \quad (1)$$

또는 6개의 응력성분으로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \\ & = 2 \sigma_Y^2 = 6 \tau_Y^2 \end{aligned} \quad (2)$$

$\sigma_3 = 0$ 인 평면응력의 경우에는 다음과 같이 된다.

$$\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2 = \sigma_Y^2 \quad (3)$$

항복조건은 단순히 탄성의 한계를 정의하는 관계이며, 어떤 가능한 응력상태에서 소성의 출발이다. 항복조건은 응력불변의 향으로 식 (4)와 같이 쓸 수 있다.

$$f(I_1, I_2, I_3) = K(k) \quad (4)$$

여기서 I_1, I_2, I_3 는 각각 제1, 제2, 제3의 응력불변량이고 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
I_1 &= \sigma_{ii} \\
I_2 &= \frac{1}{2}(\sigma_{ij} \sigma_{ij} - \sigma_{ii} \sigma_{jj}) \\
I_3 &= \det \sigma = |\sigma|
\end{aligned} \tag{5}$$

K 는 경화매개변수 k 의 기능을 갖는 상수이다.

von Mises항복조건은 항복이 제2차 편차응력불변량 (I_2')이 어떠한 임계값에 도달하면 일어난다는 제안이다.

$$\sqrt{I_2'} = K(k) \tag{6}$$

$$\begin{aligned}
\text{여기서 } I_2' &= \frac{1}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}' \\
&= \frac{1}{2} \{ (\sigma_{xx}'^2 + \sigma_{yy}'^2 + \sigma_{zz}'^2) + 2(\tau_{xy}'^2 + \tau_{yz}'^2 + \tau_{zx}'^2) \} \tag{7}
\end{aligned}$$

$$\sigma_{ij}' = \sigma_{ij} - \sigma_m, \quad \sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

von Mises항복조건은 다음 식과 같이 쓸 수 있다.

$$\overline{\sigma} = \sqrt{3} K \quad \text{또는} \quad \overline{\sigma} = \left[\frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}' \right]^{1/2} \tag{8}$$

직교이방성재료에 확장하면

$$\begin{aligned}
f = \sqrt{\frac{3}{2(F+G+H)}} [&F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 \\
&+ 2L \tau_{xy}^2 + 2M \tau_{xy}^2 + 2N \tau_{xy}^2]^{1/2} = \overline{\sigma}
\end{aligned} \tag{9}$$

이다.

3. 수치해석 모델

3.1 재료 및 기계적 특성 조건

해석대상 복합재료는 차세대 초음속 항공기 엔진 주재료로 사용되는 MMC인 SiC 섬유강화 고강도 티타늄합금(Ti-15-3) 복합재료를 사용하였다.

Table 1에 SiC 섬유와 Ti 기지계의 기계적 특성치를 나타내었다.

Table 1 Mechanical properties of SiC/Ti-15-3 MMC⁽¹¹⁾

	Elastic modulus, E(GPa)	poisson's ratio(ν)	Yield stress, σ_y (MPa)
SiC: fiber	364	0.23	-
Ti-15-3: matrix	88	0.32	716

SiC 섬유는 등방성 균질재료로서 선형탄성거동을 하는 것으로 간주하였으며, Ti 기지계는 bilinear 응력-변형율 선도를 가지는 탄소성 변형 거동을 하는 것으로 간주하였다. 인장실험에 의하여 얻어지는 탄소성 재료 거동 곡선식은 다음식으로 주어진다.

$$\sigma_e = 88000 \epsilon_p \text{ (MPa)} \quad : \text{탄성역} \quad (10)$$

$$\sigma_p = 675 + 5000 \epsilon_p \text{ (MPa)} \quad : \text{소성역} \quad (11)$$

여기서 ϵ 는 진변형율이고, σ_e 와 σ_p 는 각각 탄성진응력 및 소성진응력이다. 따라서 기지는 항복강도 716MPa를 가지는 bilinear 거동을 하며, 등방 가공 경화 법칙을 가진 von Mises 항복조건을 가진다.

Fig. 1은 기지와 복합재료의 응력-변형율 선도를 나타내고 있다.

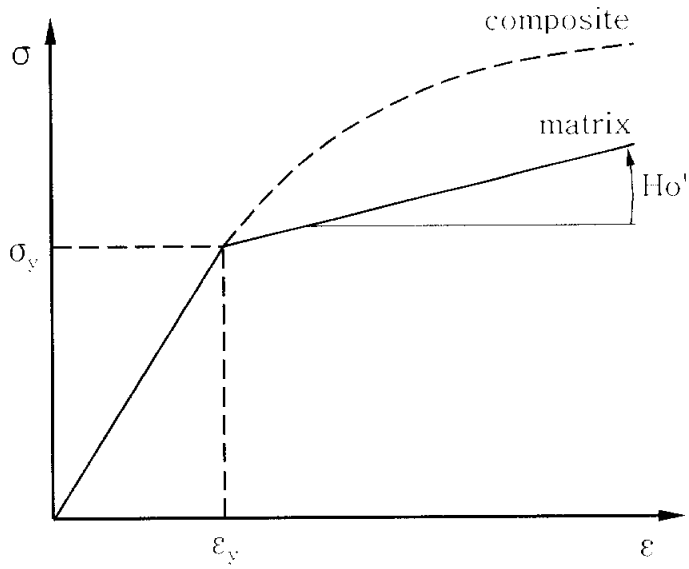


Fig. 1 Schematic of the stress-strain curves of the Ti-15-3 matrix and the composite materials.

여기서 H_0' 는 소성영역에서의 접선기울기로 접선계수 $\frac{d\sigma}{d\epsilon}$ 를 나타내며, 본 논문의 경우에는 5.0GPa를 채택하였다. 해석모델에 주어지는 최대 응력은 1.0, 1.2, 1.5 및 2.0GPa의 4가지 하중 수준을 사용하였다. 또한 섬유 체적비는 5, 20, 40 및 60%의 4가지 경우에 대하여 각각의 응력 및 소성 변형 분포를 평가하였다.

3.2 섬유체적비(Volume fraction)

섬유체적비는 복합재료의 단위체적당 차지하는 강화섬유소의 체적비를 나타내었다. 복합재료의 체적 V_c 는 섬유만이 차지하는 체적을 V_f , 기지만이 차지하는 체적을 V_m , 기공이 차지하는 체적을 V_v 라고 하면

$$V_c = V_f + V_m + V_v \quad (12)$$

와 같이 된다. 일반적으로 V_v 기공체적의 1% 미만이므로 무시하고 양변을 V_c 로 나누면

$$v_f + v_m + v_v = 1 \quad \therefore v_f + v_m = 1 \quad (13)$$

으로, 여기서 v_f 가 섬유체적비가 된다.

$$v_f = \frac{V_f}{V_c} \quad (14)$$

$$v_m = \frac{V_m}{V_c} \quad (15)$$

이다. 식 (12)를 혼합물법칙(Rule of Mixture: ROM)이라고 불리어진다.

v_f 섬유체적비를 구하기 위하여 해석영역의 섬유 반경을 0.5, 1, 1.5 및 1.75(mm)로 정하여 5~60%의 값을 가지도록 하였다. Fig. 2에 해석 대상모델의 일정 섬유체적비를 주기 위한 섬유반경(R_f), x축 길이(l_x), y축 길이(l_y)를 나타내며, 계면에서의 각도 θ 는 x축을 기준으로 계면상에 존재하는 요소의 적정위치를 나타낸다.

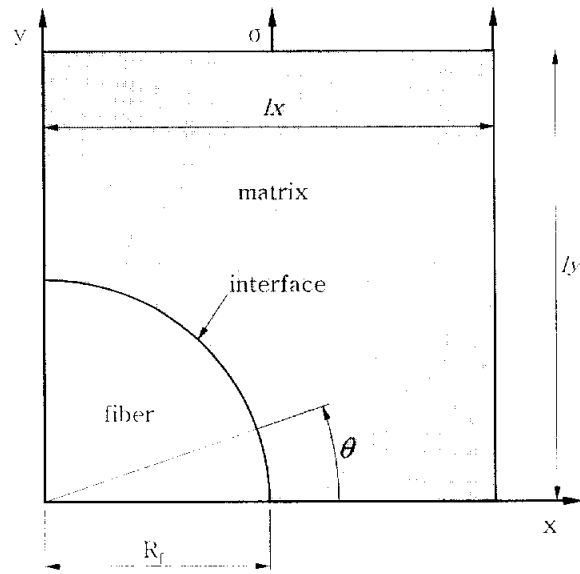


Fig. 2 The schematic of model for various fiber volume fraction.

3.3 유한요소 모델링

3.3.1 유한요소 모델

Fig. 3은 해석대상의 유한요소모델 생성의 예를 나타낸다. 유한요소 해석은 2차원 평면변형을 상태를 기본으로 모델링 하였고, 아이소파라메트릭(isoparametric) 8절점 요소를 사용하였다. SiC강화섬유가 균일 배치된 MMC재료 단면의 대칭 경계 조건을 고려하여 단일 섬유의 1/4을 포함하는 영역을 해석 대상으로 하여 y축 방향으로 균일 분포 하중을 부하 하였다.

SiC섬유와 Ti-15-13 기지 부분의 요소 및 절점수는 섬유체적비 $v_f(\%)$ 에 대하여 각각 다음과 같다.

Table 2 The number of element and node according to fiber volume fraction

Fiber volume fractio, $v_f(\%)$	Element	Node
5	1,015	3,170
20	1,295	4,010
40	1,572	4,841
60	1,704	5,237

유한요소해석은 상용코드인 ANSYS를 사용하여 섬유는 선형탄성거동, 기지는 탄소성거동을 하는 것으로 간주하였다.

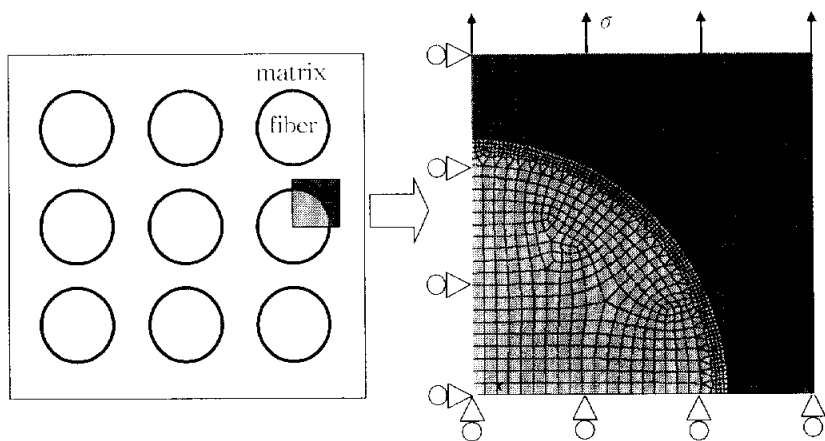


Fig. 3 An example of finite element model under transverse loading.

3.3.2 다층계면모델

다층계면모델은 섬유와 기지 사이에 두께가 매우 얇은 경계층을 삽입한 것이다. 경계층을 특징짓는 특성량은 섬유-기지의 특성량에 비례하는 것으로 가정하였다.

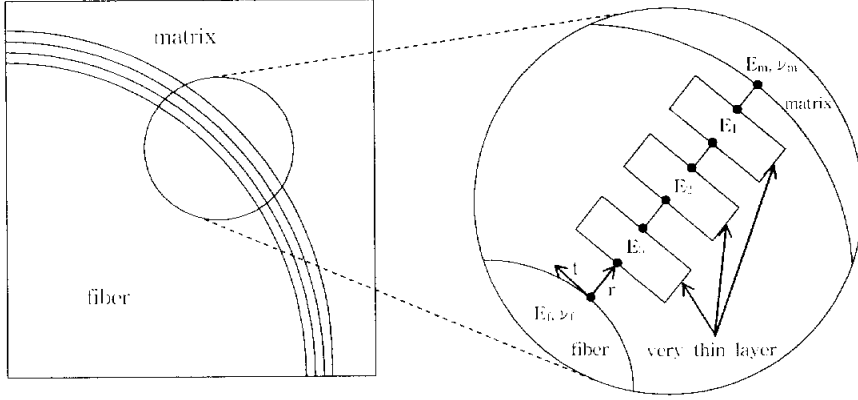


Fig. 4 Definition of multi thin interface layer modeling.

Fig. 4는 경계층의 재료특성치로서 탄성계수 변화는 식 (15)처럼 비례적으로 주어진다.

$$E_n = C E_{n-1} (n=2,3,4) \quad E_m < E_n < E_f \quad (15)$$

여기서 C 는 비례상수이다.

각 경계층에서의 응력 및 변위가 연속성을 가지며 계면은 완전접합된 상태로 해석한다. 계면에 따른 변위 u 의 연속성은 다음 식처럼 쓸 수 있다.

$$\Delta \vec{u} = \begin{bmatrix} u_r \\ u_t \end{bmatrix} = \vec{u}_m - \vec{u}_f = 0 \quad (16)$$

여기서 $\vec{u}_m$ 및 $\vec{u}_f$ 은 각각 경계층의 변위 및 섬유층의 변위 벡터를 나타낸다.

Table 3에는 다층계면의 재료물성치를 나타내었다.

Table 3 Properties of interface layers characteristics

Layer No.	Elastic modulus, E(GPa)	poisson's ratio, (ν)	Yield stress, σ_y (MPa)	Tangential modulus(GPa)
1	164	0.3	1334.4	5
2	224	0.28	1882.5	5
3	284	0.26	-	-

4. 해석 결과 및 고찰

4.1 x-y축 von Mises 등가응력

Fig. 5는 동일 하중(2GPa) 하에서 섬유체적비별로 단층계면모델과 다층계면모델의 x축에 따른 무차원 von Mises 등가응력분포를 나타내었다. 단층계면모델에서는 최대 무차원 등가응력치는 계면에서 발생되며, 섬유체적비 증가에 따라 감소하는 경향을 나타내었다. 다층계면모델의 경우 최대 무차원 등가응력치는 기지에서 발생되며, 계면에서의 등가응력은 단층계면모델 보다 훨씬 낮게 나타났다. 섬유 영역에서 섬유체적비 5%의 경우 x축을 따라 von Mises 응력 곡선이 거의 일정하지만, 20~60% 경우는 계면에 가까워질수록 상승하였다. 섬유체적비의 감소에 따라서는 더 높은 값을 나타내었다. 기지 영역에서는 다층계면의 삽입과 섬유체적비의 변화에 따른 von Mises 등가응력치에 대한 영향은 거의 없는 것으로 나타났다.

Fig. 6은 동일 하중(2GPa) 하에서 섬유체적비 별로 단층계면모델과 다층계면모델의 y축에 따른 섬유와 기지의 무차원 등가응력분포를 나타내었다. y축을 따른 응력분포 역시 x축의 경우와 유사한 경향을 나타내었다.

Fig. 7은 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 x축에 따른 섬유와 기지의 무차원 von Mises 등가응력분포를 나타내었다. 응력의 변화는 부하 하중수준이 증가함에 따라 거의 비례적으로 증가하며, x축에 따른 응력 증가 속도는 거의 일정하였다. x축에서의 무차원 등가응력분포는 Fig. 5에서 나타낸 것처럼 단층계면모델의 경우, 각각의 하중에 대하여 그 최대값은 모두 계면에 위치하였고, 다층계면모델의 경우 최대값은 단층계면모델과 달리 기지에 위치하였다. 또한 다층계면모델의 경우 단층계면모델에 비해 응력 감소가 계면층을 지남에 따라 완만한 변화를 나타내는 반면 기지층에서 단층계면모델의 경우보다 훨씬 높은 값을 나타내었다.

이러한 특성은 각기 다른 비례적 물성치를 가지는 계면의 삽입 때문으로 여겨진다. 단층계면모델에서 하중이 2GPa일 때 x축을 따라서 최대-최소 무차원 등가응력값은 3.5와 0.771로 나타났다. 다층계면모델의 경우는 2.45와 0.757로 각각 얻어져, 최소값의 변화는 거의 없는 것으로 간주된다.

Fig. 8은 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 y축에 따른 섬유와 기지의 무차원 von Mises 등가응력분포를 나타내었다. y축을 따른 응력분포 역시 x축의 경우와 유사하였다.

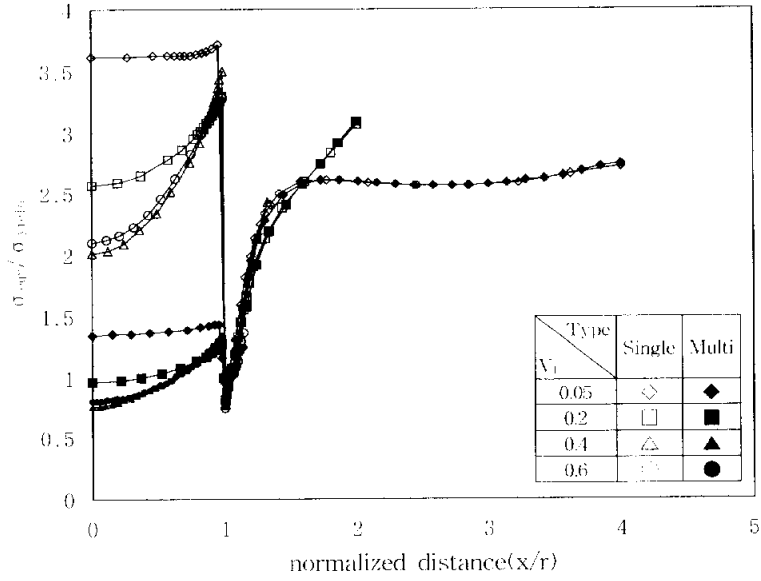


Fig. 5 Normalized von Mises stress distributions according to fiber volume fractions: along x-axis (load level 2GPa).

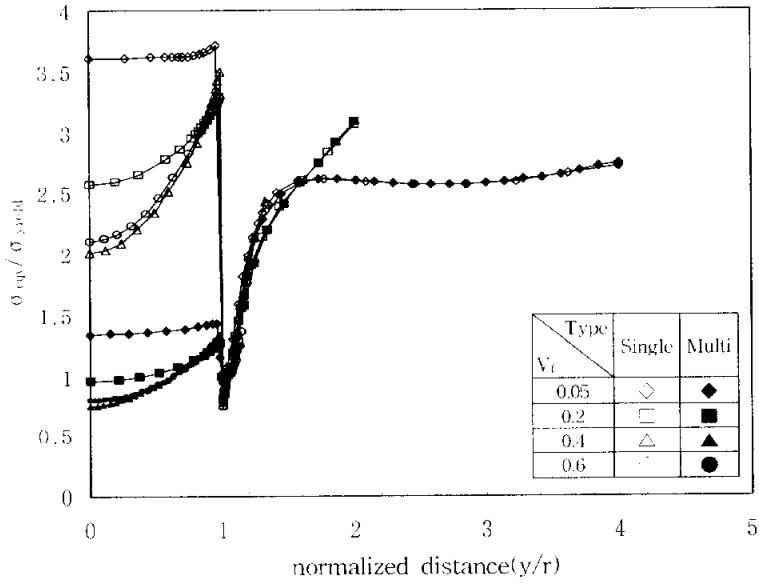


Fig. 6 Normalized von Mises stress distributions according to fiber volume fraction: along y-axis (load level 2GPa).

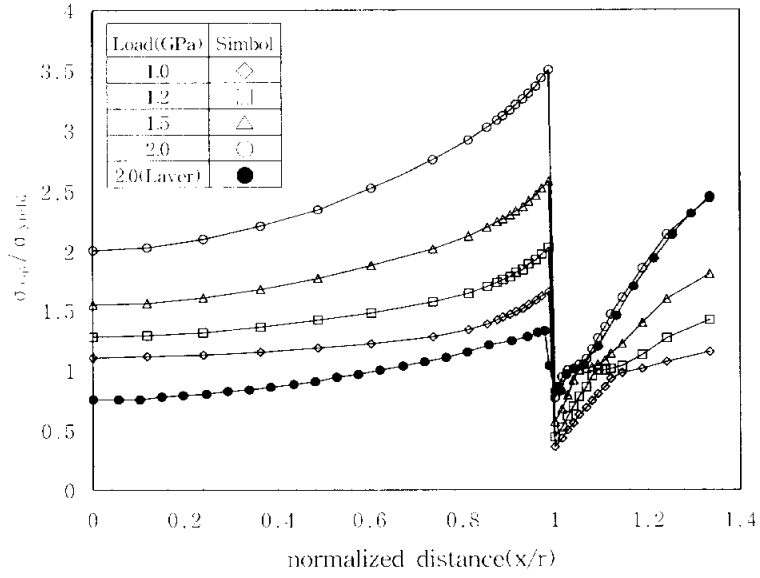


Fig. 7 Normalized von Mises stress distributions for elastic fiber and elastic-plastic matrix: along x-axis ($v_f=40\%$).

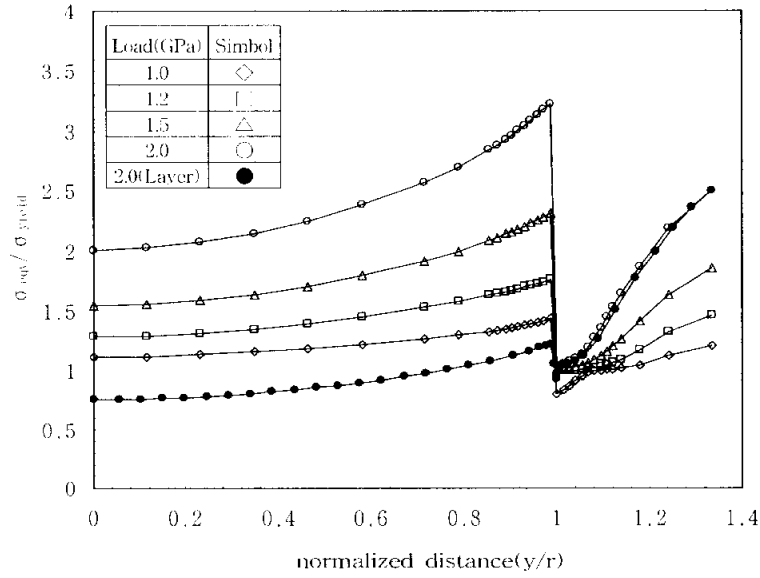


Fig. 8 Normalized von Mises stress distributions for elastic fiber and elastic-plastic matrix: along y-axis ($v_f=40\%$).

4.2 계면영역의 von Mises 등가응력

Fig. 9는 동일 하중 2GPa에서 각기 다른 섬유체적비(v_f)에서 계면을 따라 무차원 von Mises 등가응력분포의 변화를 나타내고 있다. 단층계면모델의 계면 전체영역에서 항복응력을 초과하였으나 다층계면모델은 대략 20~70° 정도의 영역에서만 항복응력에 도달하였다. 각각의 모델에 대한 섬유체적비에 따른 무차원 von Mises 등가응력의 최대값은 단층계면모델이 다층계면모델의 2.5배에서 3배를 나타내었으며, 약 45° 부근에서 나타났다. 또한 계면을 따른 방향(θ)의 변화에 대한 급격한 등가응력변화를 보인 단층계면모델에 대하여 다층계면모델의 경우는 매우 완만한 응력변화값을 나타내었다.

Fig. 10에서 Fig. 13은 하중수준 2GPa에서 섬유체적비에 따른 단층계면모델과 다층계면모델에 있어서 von Mises 등가응력의 등고선 분포를 나타내고 있다. 섬유체적비가 5%의 경우에 응력의 분포는 45° 방향에 최대값이 형성되어 있으며, 다층계면모델의 경우는 다층계면을 지나 응력이 점진적으로 완화되고 있음을 알 수 있다. Fig. 20의 섬유체적비(v_f)가 20%경우에도 유사한 결과를 얻을 수 있으나 항복강도를 초과하는 응력분포범위가 훨씬 감소되고 있음을 알 수 있다. 섬유체적비(v_f)가 40%, 60%의 경우는 최대등가응력이 45°에서 발생됨을 알 수 있으나 섬유가 차지하는 비율이 증가함에 따라 탄소성거동을 하는 기지의 감소에 따른 항복이 발생하는 영역이 매우 감소되며 x, y축상 근처에서 주로 보여지고 있다.

Fig. 14는 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에 대한 무차원 von Mises 등가응력분포의 변화를 나타내었다. 동일 하중 2GPa에서 단층계면모델과 다층계면모델의 최대 무차원 von Mises 등가응력은 각각 45° 부근 위치에서 3.29와 1.28로 나타났다. 이러한 등가응력의 감소는 각기 다른 비례적 재료불성치를 가지는 3층 계면의 삽입 때문으로 여겨진다. 또한 부하하중이 증가함에 따라 계면을 따른 von Mises 등가응력의 변화율이 증가하면 최대값도 증가하였다.

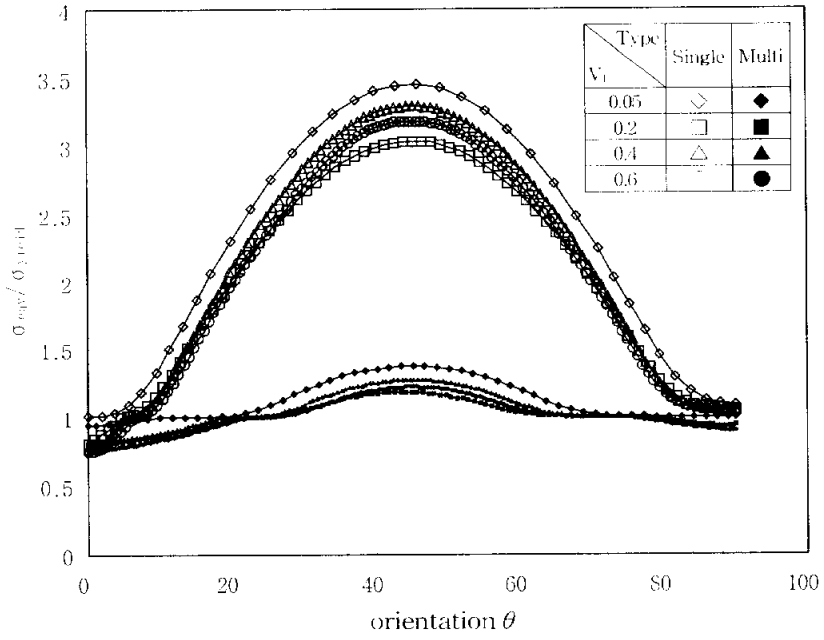


Fig. 9 Variation of the normalized von Mises stresses at the interface according to volume fraction (load level 2GPa).

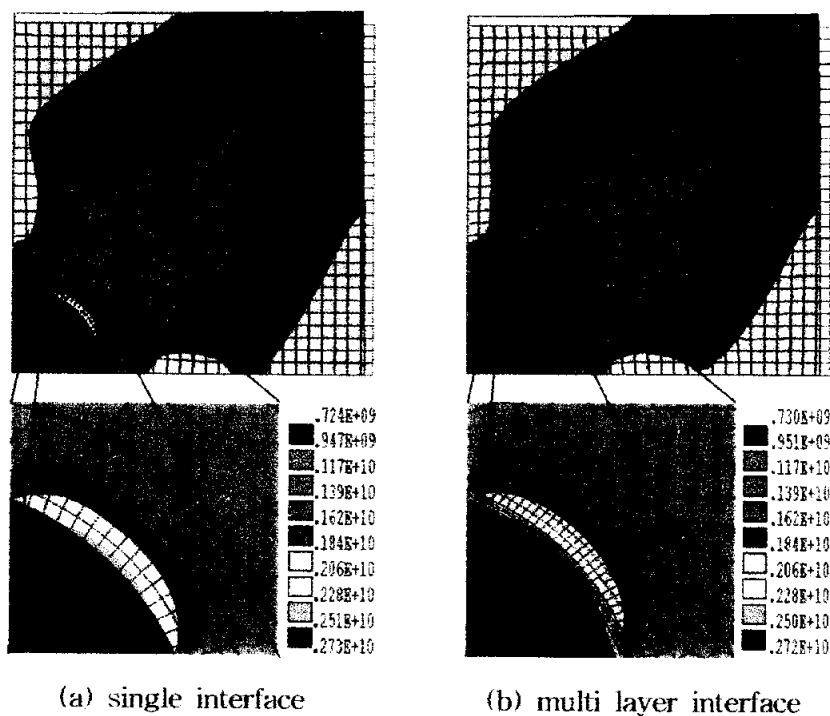
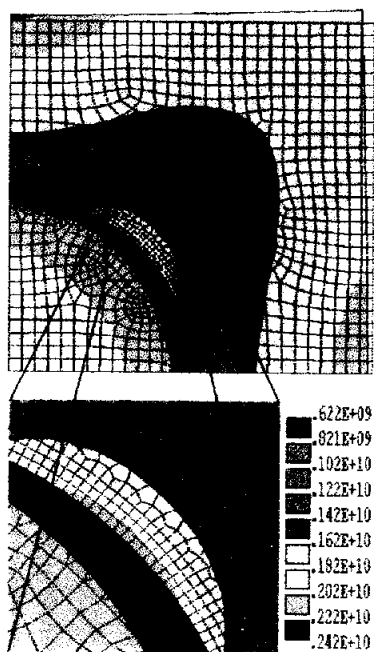
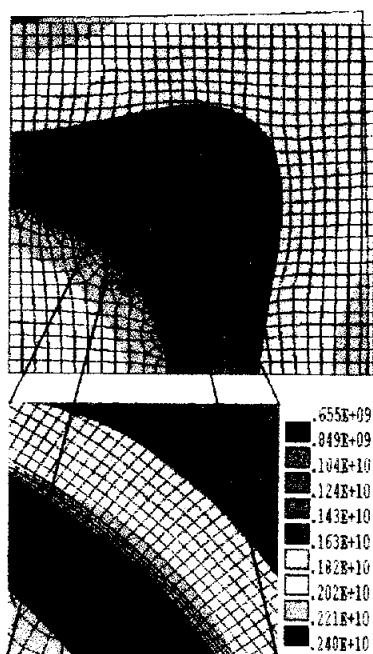


Fig. 10 The comparison of equivalent von Mises contours
($\nu_f=5\%$, $\sigma_0=2\text{GPa}$).

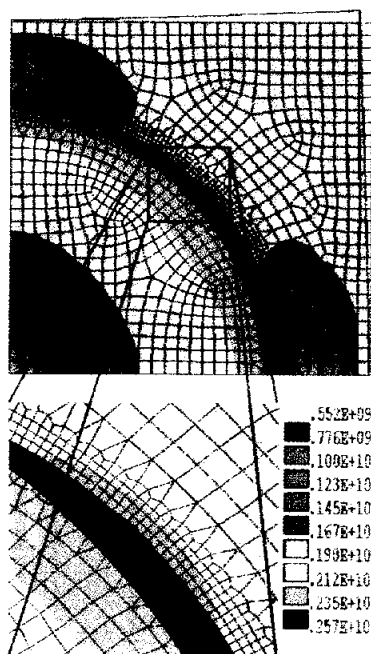


(a) single interface

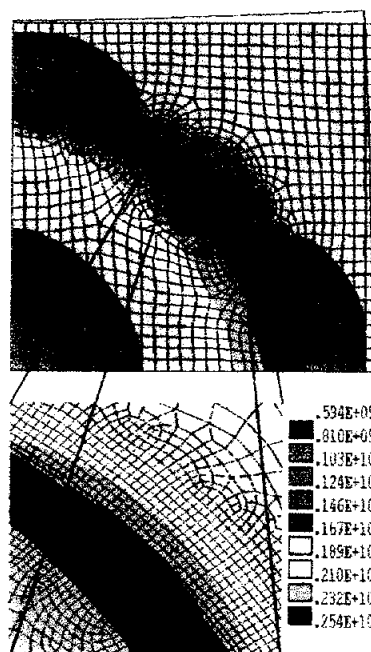


(b) multi layer interface

Fig. 11 The comparison of equivalent von Mises contours
($\nu_f=20\%$, $\sigma_0=2\text{GPa}$).



(a) single interface



(b) multi layer interface

Fig. 12 The comparison of equivalent von Mises contours
($\nu_f=40\%$, $\sigma_0=2\text{GPa}$).

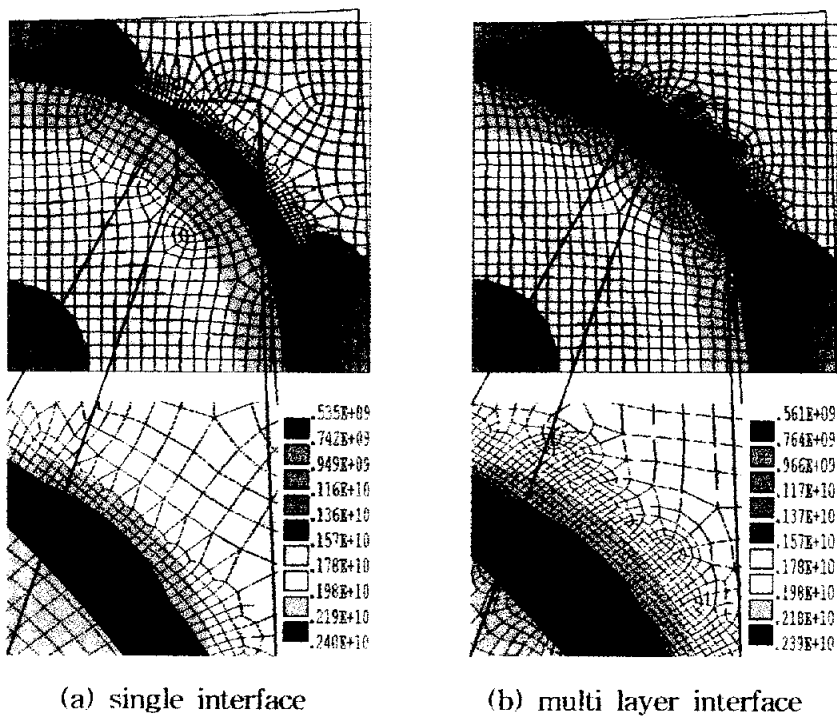


Fig. 13 The comparison of equivalent von Mises contours
($\nu_f=60\%$, $\sigma_0=2\text{GPa}$).

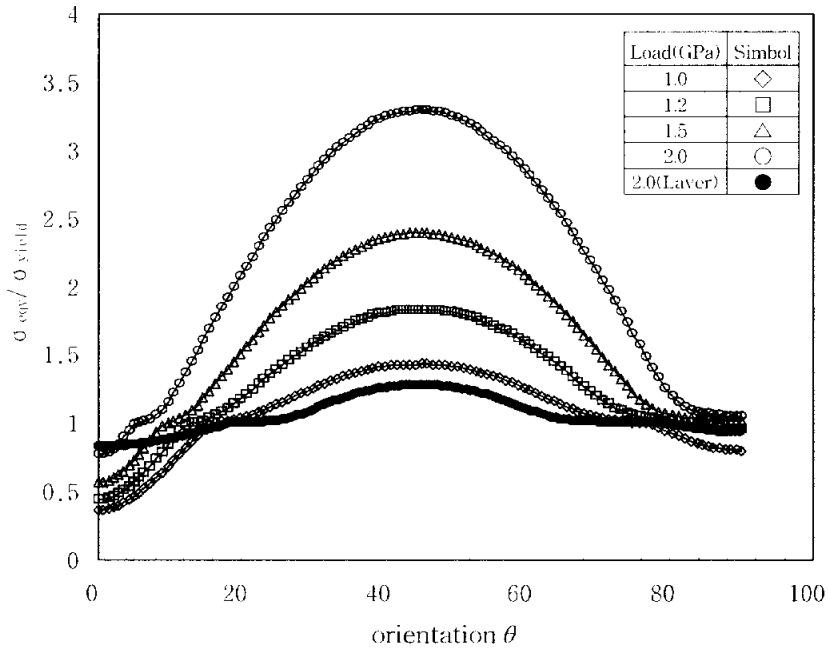


Fig. 14 Variation of the normalized von Mises stresses at the interface between the fiber and matrix with different load level ($v_f=40\%$).

Fig. 15는 동일 하중 하에서 각기 다른 섬유체적비에 따른 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에서의 무차원 응력 σ_x/σ_{yield} 의 변화를 나타내고 있다. 최대값과 최소값의 차이는 단층계면모델이 다층계면모델에 비해 큰 것으로 나타났다. 단층계면모델의 경우 최대값은 섬유체적비 별로 2.55, 2.03, 1.73, 1.77로 나타났으며 다층계면모델의 경우는 0.4, 0.13, 0.19, 0.1로 나타났다. 전체적으로 섬유체적비 및 계면모델의 변화와 무관하게 계면에서의 방향각이 54° 에서 무차원 응력은 거의 0에 가까웠으며 단층계면모델에서는 54° 이후 무차원응력이 급상승하여 80° 부근에서 최대값을 나타내고 있다. 단층계면모델에 비하여 다층계면모델에서는 완만한 변화를 나타낸다. 또한 다층계면모델에서는 섬유체적비의 변화에 따른 무차원응력의 변화는 54° 방향각 이후에서는 큰소한 차이를 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 16은 동일 하중하에서 각기 다른 섬유체적비에 따른 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에서의 무차원 응력 σ_y/σ_{yield} 의 변화를 나타내고 있다. σ_y/σ_{yield} 의 변화도 Fig. 12에서와 같이 단층계면모델의 경우 최대, 최소값의 차이가 다층계면모델에 비해 큰 것으로 나타났다. 단층계면모델의 경우 최대값은 섬유체적비 별로 3.94, 3.46, 3.5, 3.4로 나타났으며 다층계면모델의 경우는 1.51, 1.31, 1.34, 1.29로 나타났다.

σ_x/σ_{yield} 와 유사하게 최대인장 무차원응력 σ_y/σ_{yield} 은 섬유체적비 변화에 관계없이 54° 부근에서 발생되고 있으며 $\theta=10\sim20^\circ$ 부근에서 응력의 변화가 심하다가 이후 54° 까지는 단층계면모델에서는 급상승, 다층계면모델에서는 완만한 상승을 한 후 54° 이후 감소하고 있음을 알 수 있다. 이것은 복합재료에 부하되는 하중의 위치 및 방향에 밀접한 관계가 있는 것으로 여겨진다.

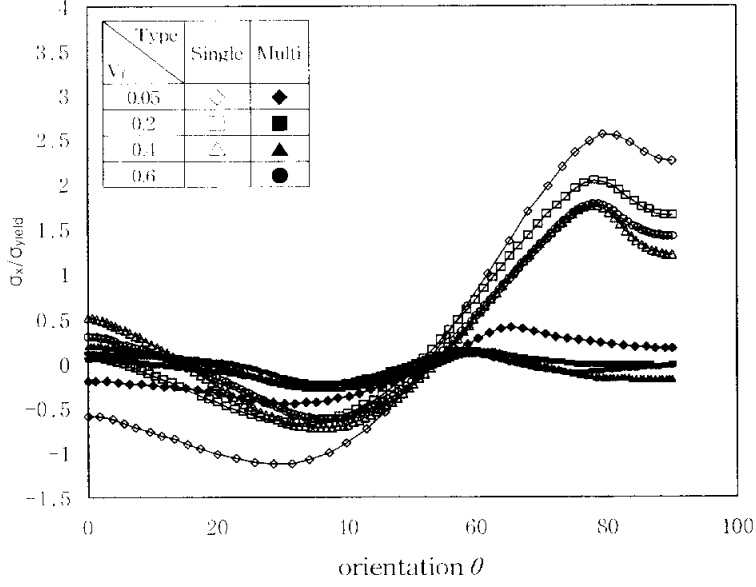


Fig. 15 Variation of the normalized stresses $\sigma_x/\sigma_{\text{yield}}$ at the interface according to volume fraction (load level 2GPa).

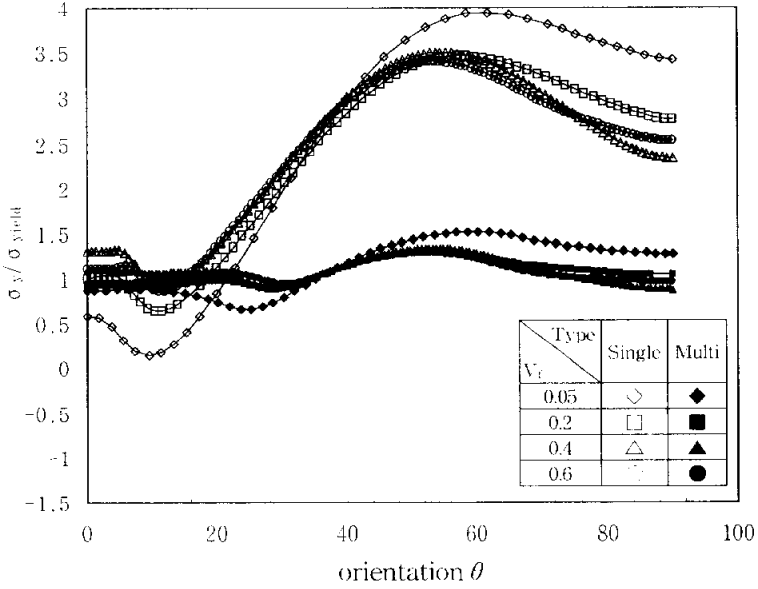


Fig. 16 Variation of the normalized stresses $\sigma_y/\sigma_{\text{yield}}$ at the interface according to volume fraction (load level 2GPa).

Fig. 17은 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에 대한 무차원 응력 σ_x/σ_{yield} 의 변화를 나타내었다. 동일 하중 하에서 단층계면모델의 최대값은 1.73로 나타났으며 다층계면모델은 0.19로 나타났다. 단층계면모델의 경우 계면에서 급격한 응력 변화를 나타내었고, 다층계면모델의 경우 단층계면모델에 비해 완만한 변화를 나타내었다. 단층계면모델에서 최대 무차원 응력은 하중 수준이 증가함에 따라 증가하였으며 발생위치도 66° 부근에서 78° 부근으로 증가하였다. 단층계면모델에 비하여 다층계면모델에서의 발생위치는 약간 작은 60° 부근에서 나타났다.

Fig. 18은 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에 대한 무차원 응력 σ_y/σ_{yield} 의 변화를 나타내었다. σ_x/σ_{yield} 의 변화와 마찬가지로 다층계면의 경우 단층계면모델에 비해 완만한 변화를 나타내었다. 동일 하중 하에서 단층계면모델의 최대값은 3.5로 나타났으며 다층계면모델은 1.34로 나타났다. 계면을 따른 변화는 20° 이후에서 거의 인장응력 포물선 형태를 나타냈으며 약 55° 부근에서 최대값을 나타내었다.

Fig. 19는 동일 하중 하에서 서로 다른 섬유체적비에 따른 계면영역에서의 무차원 응력 σ_r/σ_{yield} 에 대한 변화를 나타내었다. σ_r 은 계면에서의 반경방향 응력을 나타낸다. 단층계면 모델의 경우 최대값은 $\theta=90^\circ$ 에서 섬유체적비 별로 3.42, 2.78, 2.38, 2.54로 나타났으며 다층계면모델의 경우는 1.28, 1.04, 0.88, 0.97로 나타났다. 섬유체적비가 5%의 경우에는 23° 방향각 이하에서는 압축응력분포를 나타내었으며 전체적으로 약 16° 부근 이후부터 θ 의 증가에 따라 반경방향 인장 무차원 응력이 점점 증가하였다.

Fig. 20은 동일 하중 하에서 서로 다른 섬유체적비에 따른 계면영역에서의 무차원 응력 $\sigma_\theta/\sigma_{yield}$ 에 대한 변화를 나타내었다. σ_r/σ_{yield} 의 변화와 다르게 θ 의 증가에 따라 상당히 변화가 복잡한 응력분포를 나타내었다. 계면모델의 차이와 상관없이 대부분의 범위에서 인장의 응력분포를 나타내었으며, 단층계면모델의 경우는 σ_y/σ_{yield} 의 경우와 유사하였으며 섬유체적비 증가에 따라 약 45° 전후에서 좌우 대칭의 분포를 나타내었다. 다층계면모델의 경우는 θ 의 증가에 따라 증가, 감소를 반복하면서 전체적으로 1에서 0까지 감소하는 경향을 나타내었다.

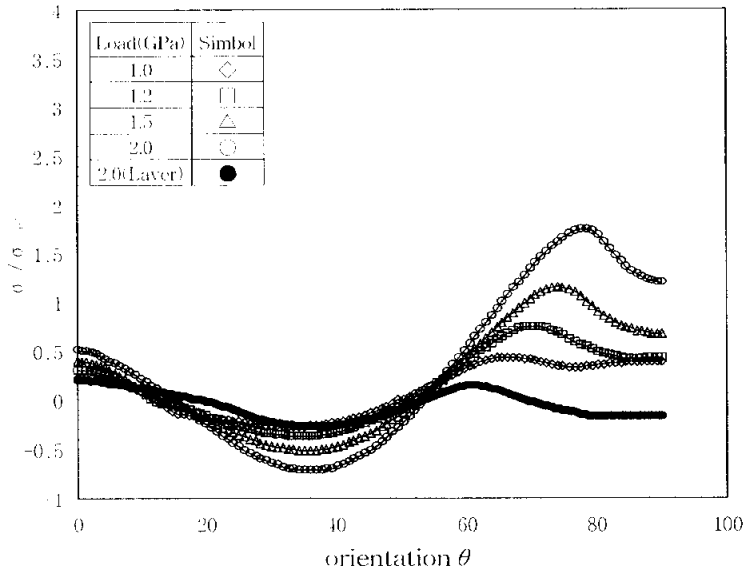


Fig. 17 Normalized stress distributions $\sigma_x / \sigma_{\text{yield}}$ for elastic fiber and elastic-plastic matrix ($v_f=40\%$).

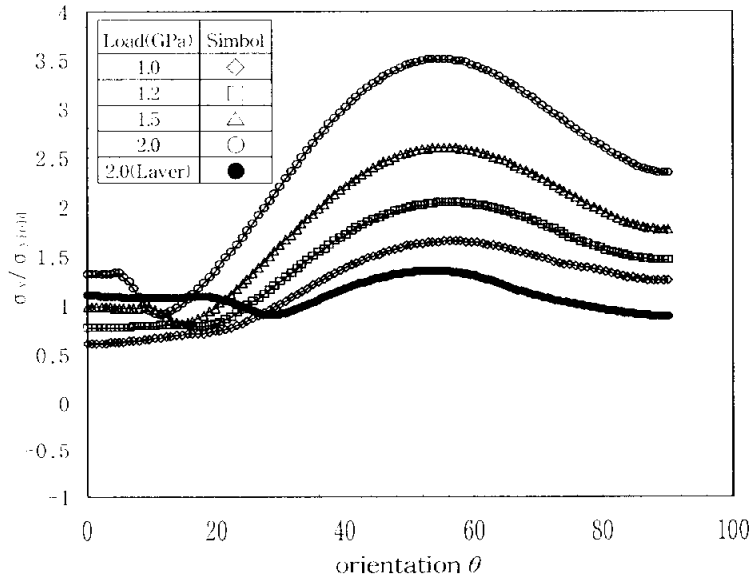


Fig. 18 Normalized stress distributions $\sigma_y / \sigma_{\text{yield}}$ for elastic fiber and elastic-plastic matrix ($v_f=40\%$).

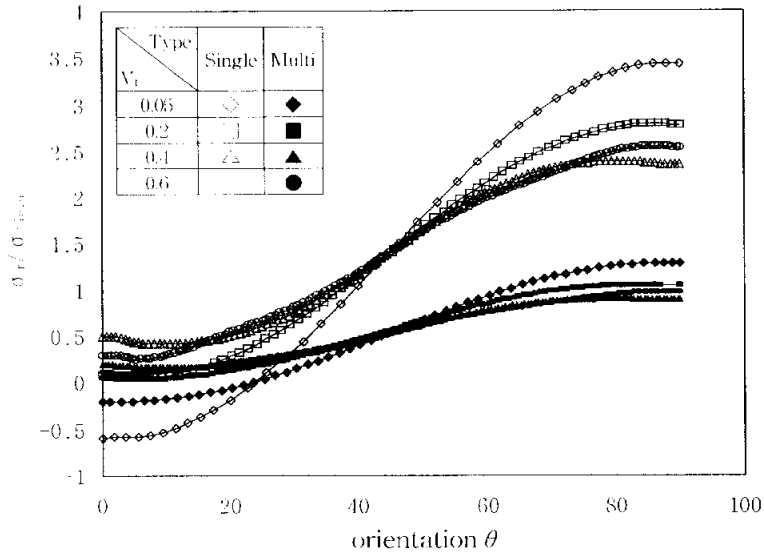


Fig. 19 Variation of the normalized radial stresses σ_r/σ_{yield} along the interface for fiber volume fraction (load level 2GPa)

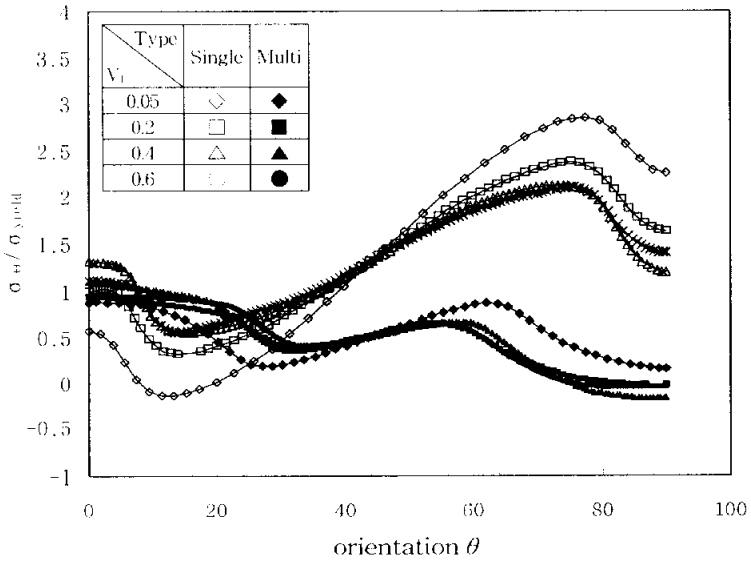


Fig. 20 Variation of the normalized stresses $\sigma_\theta/\sigma_{yield}$ at the interface with different volume fraction (load level 2GPa).

Fig. 21은 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에 대한 무차원 응력 σ_v/σ_{yield} 에 대한 변화를 나타내었다. 2GPa의 동일 하중 하에서 단층계면모델 또한 θ 가 약 15° 전후부터 σ_v/σ_{yield} 가 증가하기 시작하여 $\theta=75^\circ$ 부근부터 안정된 값을 나타내었으며 하중수준증가에 따라 응력분포도 증가하였다.

Fig. 22는 동일 섬유체적비($v_f=40\%$)에 대하여 각기 다른 하중 수준에서 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에 대한 무차원 응력 $\sigma_\theta/\sigma_{yield}$ 에 대한 변화를 나타내었다. 동일 하중 하에서 단층계면모델과 다층계면모델의 각각에 대한 최대값은 2.12와 1.09로 나타났으며 σ_v/σ_{yield} 의 변화와 마찬가지로 다층계면모델의 경우 상승, 감소를 반복하면서 인장에서 압축까지 감소하는 경향을 나타내었다. 단층계면모델의 경우에 $\theta=20^\circ$ 이후부터 하중수준에 관계없이 $60\sim70^\circ$ 사이에서 최대값을 나타내었으며 높은 하중 수준에서 높은 응력 수준값을 나타내었다.

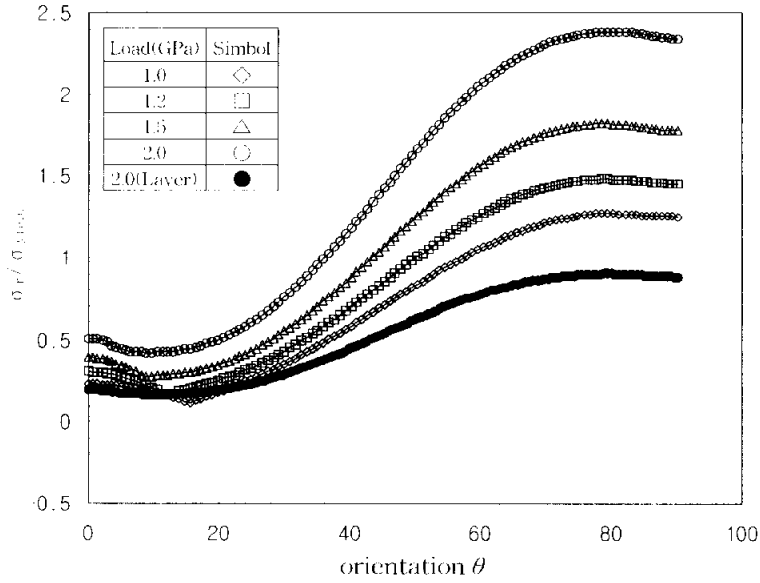


Fig. 21 Variation of the normalized stresses $\sigma_r/\sigma_{\text{yield}}$ along the interface between the fiber and matrix with different loading ($v_f=40\%$).

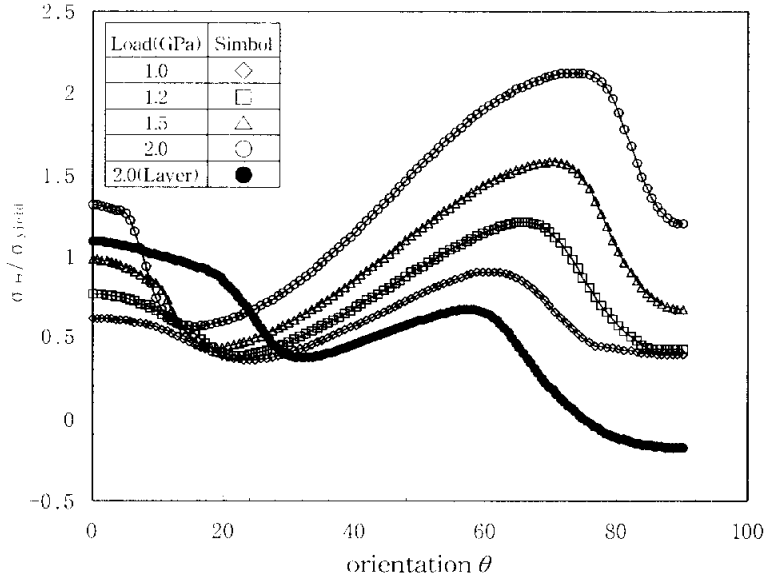


Fig. 22 Variation of the normalized stresses $\sigma_\theta/\sigma_{\text{yield}}$ at the interface between the fiber and matrix with different loading ($v_f=40\%$).

4.3 계면영역의 소성변형

Fig. 23은 동일 하중 수준 2GPa에서 각기 다른 섬유체적비에 대한 단층계면모델과 다층계면모델의 계면영역에서 등가소성변형율을 나타내고 있다. 단층계면모델의 경우에는 계면 내의 전체 영역인 $\theta=4\sim5^\circ$ 에서 $85\sim90^\circ$ 까지 소성변형이 발생한 반면 다층계면모델의 경우에는 $20\sim70^\circ$ 사이에서만 발생하였다. 각각의 경우에 대한 소성변형의 최대값은 단층계면모델이 다층계면모델의 대략 2.5배에서 3배 정도 되며, 대략 45° 부근에 위치하여 좌우 대칭의 형태를 나타내었다.

Fig. 24는 동일 섬유체적비 40%에서 각 하중수준변화에 대한 등가소성변형율의 분포를 나타내고 있다. 최대 등가소성변형율은 등고선 선도에서도 알 수 있듯이 약 45° 계면 부근에서 나타내며 동일하중하에서 각각 3.09, 1.02로 단층계면모델이 다층계면모델보다 약 3배 정도 큰 값을 나타내었다. 또한 하중수준이 증가함에 따라 등가소성변형율의 분포 증가율이 증가하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 25와 Fig. 26은 섬유체적비(v_f) 5%, 20%에 대한 단층계면모델 및 다층계면모델에서의 등가소성변형율 등고선을 나타내고 있다. Fig. 25의 $v_f=5\%$ 경우, Fig. 23에서 알 수 있듯이 기지영역에서 $\theta=45^\circ$ 방향으로 소성변형이 발달되고 있음을 나타내고 있다. 단층계면모델에서는 계면에서 최대 등가소성변형율이 발생되어 방사형으로 진행되어 지고 있다. 다층계면모델의 경우는 다층계면의 기지쪽 부분에서 발달되기 시작하여 45° 방향의 방사상으로 성장하였다. 최대 등가소성변형율은 다층계면모델에서 약 1/3정도로 낮아졌으며 소성변형 크기도 약 70% 정도로 작아졌음을 알 수 있다. Fig. 26의 $v_f=20\%$ 경우로서 $v_f=5\%$ 의 경우와 유사한 경향을 나타내었다. 그러나 단층 및 다층계면모델에서 섬유체적비의 증가에 의하여 소성영역의 범위는 감소하였으나 두 모델에서의 크기는 유사하였다.

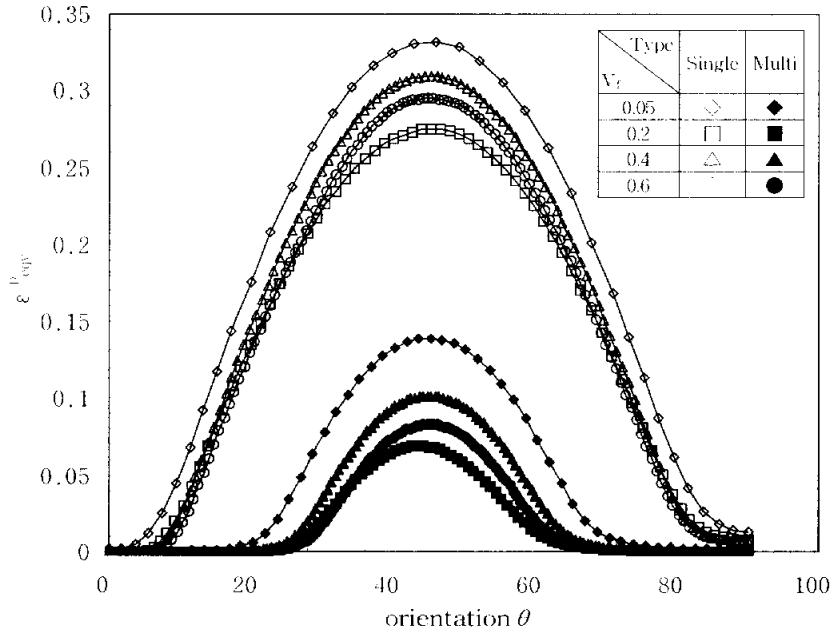


Fig. 23 Variation of the equivalent plastic strain at the interface for fiber a different volume fraction (load level 2GPa).

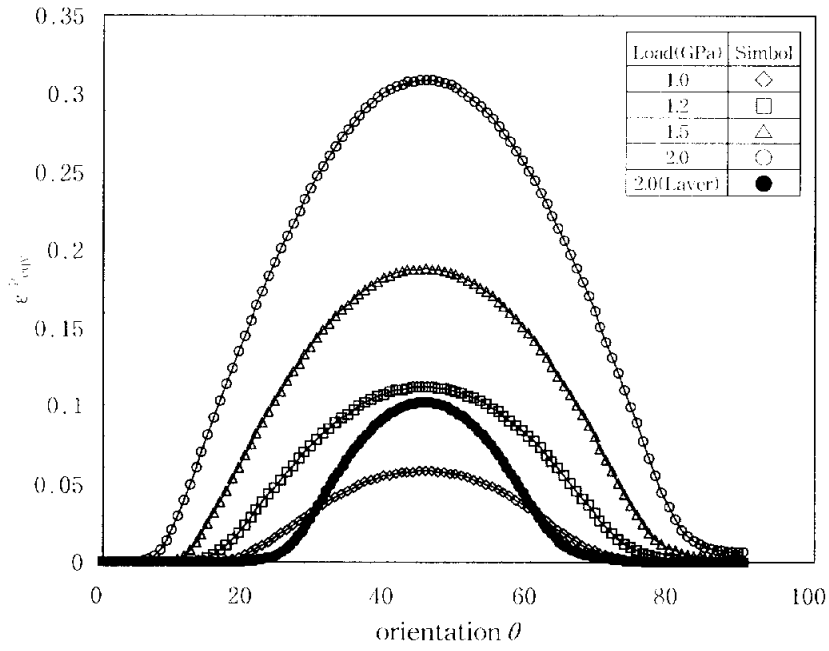


Fig. 24 Variation of the equivalent plastic strain at the interface with different loading ($v_f=40\%$).

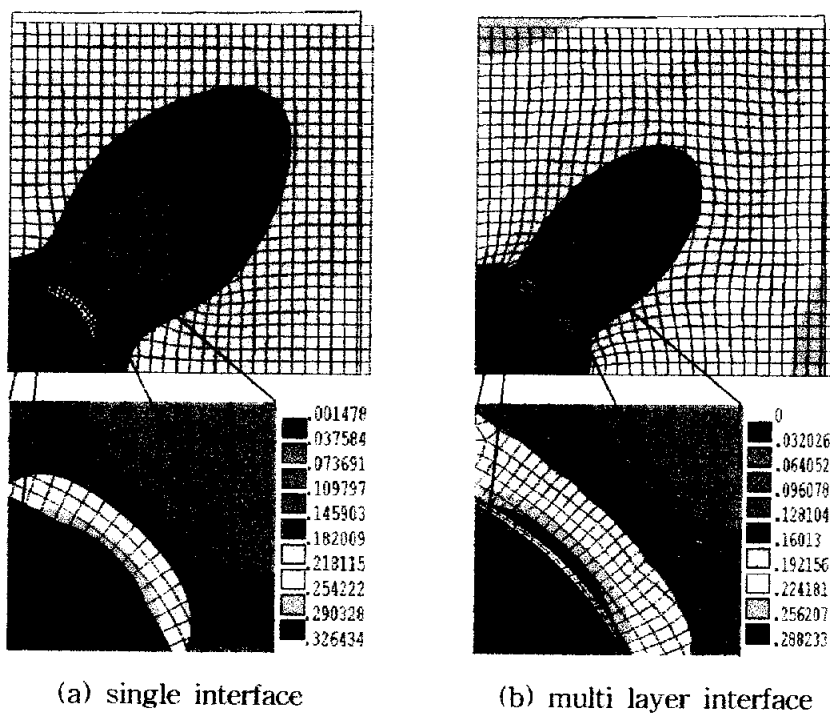


Fig. 25 The development of equivalent plastic strain contours
 $(v_f=5\%, \sigma_0=2\text{GPa})$.

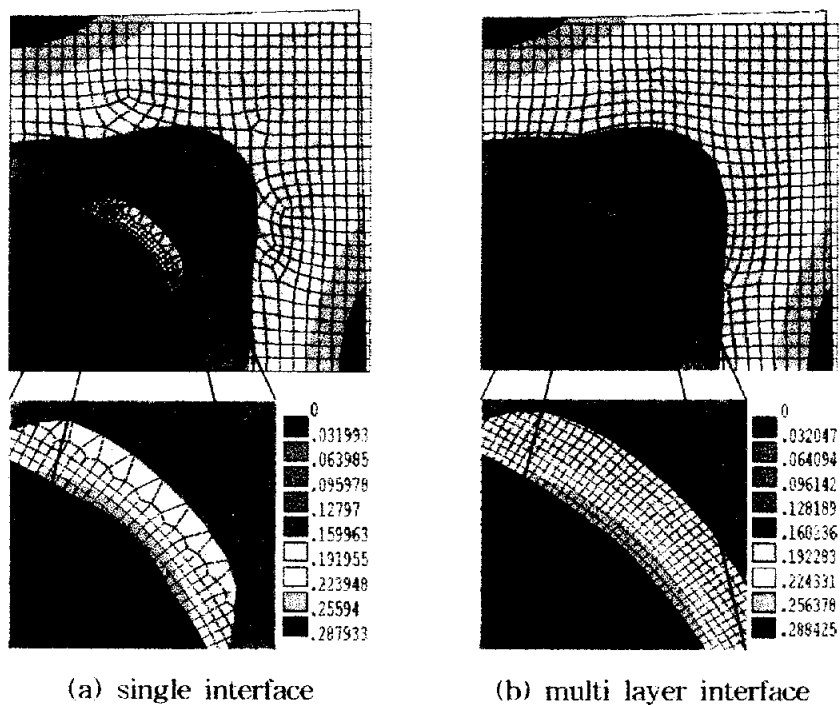


Fig. 26 The development of equivalent plastic strain contours
($v_f=20\%$, $\sigma_0=2\text{GPa}$).

5. 결 론

본 논문에서는 횡하중을 받는 SiC/Ti-15-3 MMC 복합재에 대하여 섬유체적비를 변화시켜 섬유-기지 계면영역의 응력장분포에 대한 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 또한 계면응력의 탄소성거동 특성에는 다층계면모델을 도입하여 그 유효성을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 단층계면모델의 경우 x축과 y축에서의 von Mises 등가응력은 계면에서 급격한 변화를 나타내는 반면, 다층계면모델의 응력분포는 각기 다른 비례적 물성치를 가지는 계면층의 삽입으로 인해 단층계면모델에 비해 완만히 변화하였다.
- (2) 단층계면모델의 경우 최대응력치는 계면에서 나타난 반면에 다층계면모델의 경우는 기지에서 나타났으며, 기지 영역에서는 다층계면의 도입으로 인한 von Mises 등가응력치에 대한 영향은 없는 것으로 나타났다.
- (3) 섬유체적비가 20~60%의 경우에는 계면에 가까워질수록 x축을 따른 von Mises 등가응력은 증가하였고, 동일 섬유체적비에서 부하하중수준을 증가시킴에 따라 등가응력분포도 거의 비례적으로 증가하였다.
- (4) 계면영역에서의 von Mises 등가응력 및 소성변형의 변화는 단층계면모델의 경우 급격한 변화를 나타내는 반면, 다층계면모델은 단층계면모델에 비해 완만한 변화를 나타내었고, 각각의 최대값은 두가지 계면모델 모두 45° 부근에서 나타났다.
- (5) 섬유체적비에 따른 무차원 von Mises 등가응력의 최대값은 단층계면모델이 다층계면모델의 2.5~3배 정도를 나타내었고, 전체적으로 섬유체적비 및 계면모델의 변화와 무관하게 $\theta = 54^\circ$ 에서 무차원응력이 거의 0에 가까웠으며 단층계면모델에서는 54° 이후 무차원응력이 급상승하여 80° 부근에서 최대값이 나타났다.

(6) 단층계면모델의 경우에는 계면내 전체영역인 $\theta = 5 \sim 90^\circ$ 까지 소성변형이 발생한 반면 다층계면모델의 경우에는 $20 \sim 70^\circ$ 에서만 발생되었고, 최대 소성변형율은 45° 부근에서 좌우 대칭의 형태를 나타내었다.

본 연구에서 제안된 다층계면모델은 계면에서의 응력완화에 큰 효과를 나타내며, 도출된 계면상의 탄소성 응력 분포 평가 결과는 차후 첨단 복합재료 개발과 복합재를 사용한 산업구조물의 안전성 평가 및 설계에 기여할 수 있을 것으로 사료된다.

참고 문헌

- (1) L. L. Shaw and D. B. Miracle, "Effects of an interfacial region on the transverse behavior of metal matrix composites a finite element analysis", *Acta Mater*, Vol. 44, pp. 2043~2055, 1996.
- (2) M. Werwer, A. cornec and K. H. Schwalbe, "Local strain fields and global plastic response of continuous fiber reinforced metal-matrix composites under transverse loading", *Computational Materials Science*, Vol. 12, pp. 124~136, 1998.
- (3) E. O. Akser and K. L. Choy, "Finite element analysis of the stress distribution in a thermally and transversely loaded Ti-6Al-4V/SiC fiber composite", *Composites: Part A*, Vol. 32, pp. 243~251, 2001.
- (4) S. A. Meguid, G. Shagal and R. Paskaramoorthy, "On the local elastic-plastic behaviour of the interface in titanium/silicon carbide composites", *Composites: Part A*, Vol. 33, pp. 1629~1640, 2002.
- (5) 문창권, 고분자 복합재료, 시그마프레스, pp.2~3, 2000.
- (6) 이대길, 정광섭, 최진호, 복합재료 역학 및 제조 기술, 시그마프레스, pp. 1~2, 1998.
- (7) 신종계, 이용산, 조성욱, Logan의 유한요소법 첫걸음, 시그마프레스, pp. 1~2, 1998.
- (8) 임상전, 광병만, 이주성, 유한요소법 입문, 동명사, pp. 1~5, 1985.
- (9) 정상권, 유한요소법, 민음사, pp. 1~3, 1994.
- (10) 원종진, 고체 역학, 영한출판사, pp. 229~230, 1999.
- (11) M. A. Foringer, D. D. Robertson and S. Mall, "A micromechanistic-based approach to fatigue life modeling of titanium-matrix composites", *Composites: Part B*, Vol. 28, pp. 507~521, 1997.

- (12) B. Fiedler, M. Hojo and S. Ochiai, "The influence of thermal residual stresses on the transverse strength of CFRP using FEM", *Composites: Part A*, Vol. 33, pp. 1323~1326, 2002.
- (13) Z. Z. Du and F. W. Zok, "Limit stress conditions for weakly bonded fiber composites subject to transverse biaxial tensile loading", *Int. J. Solids Structures*, Vol. 35, pp. 2821~2842, 1998.
- (14) S. G. Warriar, P. Rangaswamy and M. A. M. Bourke and S. Krishnamurthy, "Assessment of the fiber/matrix interface bond strength in SiC/Ti-6Al-4V composites", *Materials Science and Engineering A* 259, pp. 220~227, 1999.
- (15) J. M. M. de Kok and T. Peijs, "Deformation, yield and fracture of unidirectional composites in transverse loading(2. Influence of fiber-matrix adhesion)", *Composites: Part A*, Vol. 30, pp. 917~932, 1999.

**The Stress Distributions According to the Interface
Characteristics in Metal Matrix Composite(MMC)
under Transverse Loading**

Sang-Tae Kim

Department of Safety Engineering,
Graduate school of Industry,
Pukyong National University

Abstract

Unidirectional fiber-metal matrix composites have superior mechanical properties along the longitudinal direction. However, the transverse properties of these composites have been shown to be weaker than those of desired for some applications. The load transference between a fiber and a matrix in a composites depends on the properties and conditions of the fiber-matrix interfacial region. Thus, the mechanical behaviors of MMC are significantly influenced by the properties of the fiber-matrix interface. In this study, the interfacial stress states of transversely loaded unidirectional fiber reinforced metal matrix composites investigated by using elastic-plastic finite element analysis. The effects of different fiber volume fractions (5~60%) and load levels (1~2GPa) were studied numerically. The interface was treated as three thin layer (with different properties) with a finite thickness between the fiber and the matrix. The fiber is modeled as transversely isotropic linear-elastic, and the matrix as isotropic elastic-plastic material. The analyses were based on a two-dimensional generalized plane strain

model of a cross-section of an unidirectional composite by the ANSYS finite element analysis code.

From this study, the following conclusions were drawn.

1. In the case of the single interface model, the von Mises equivalent stresses have steep changes at the interface. On the contrary, the stress distributions of multi layer model has much less changes compared with a single interface case, because it has three thin layer with different linear properties.
2. In the case of multi layer model, the maximum von Mises stress values are 1/3 lower than those of a single interface case.
3. In the case of single interface model, the normalized von Mises stress values along the interface rapidly change. However, those of a multi layer model slowly change.
4. Maximum plastic strain occurred in a single interface model as well as a multi layer model in about 45 degree orientation. However, maximum plastic strain in a single interface model is about 3 times as large as a multi layer model under the same loading.

감사의 글

본 논문을 완성하기까지 학위 과정에서 부족하기 이를 데 없는 저에게 학문의 진리와 심오함을 가르쳐 주시고, 사랑으로 지도해 주신 권오현 지도교수님께 머리 숙여 깊은 감사를 드립니다.

또한 바쁘신 중에도 본 논문을 면밀히 심사하시여 많은 충고와 학문의 중요성을 지도해 주신 심사위원이신 박외철 교수님, 최재욱 교수님께 마음속 깊이 감사함을 표현합니다. 그리고 학위 과정에서 항상 아껴주시고 격려 해주신 목연수교수님, 이내우교수님, 이동훈교수님, 장성록교수님께 진심으로 감사 드립니다.

본 논문을 수행하는 과정에서 많은 도움과 조언을 주고 모자람을 채워 준 윤유성 선배, 강지웅 선배 그리고 대학원 과정 동안 불평 없이 많은 일에 도움을 주었던 기계안전실험실의 김권, 박정훈, 조은아, 김정수, 김미정, 전상구, 이대휘 학부생들과 대학원생 이승현과 송상민에게 감사의 마음을 전합니다.

또한 옆에서 격려와 성원을 아끼지 않은 고경찬 선배, 임우섭 선배, 이종빈군을 비롯하여 저를 기억하시는 모든 대학원생 및 실험실 선후배님들과 언제나 저에게 힘을 용기를 주는 지혜, 은수, 하림, 준형, 지현, 수원 동생들에게도 고마움의 마음을 전합니다.

마지막으로 하루도 편안한 날 없이 고생하시고 신의와 신뢰로서 자식을 키워오면서 이 못난 아들 잘 되기만을 사랑으로 보살피주신 부모님과 항상 마음속으로 형, 큰오빠가 잘 되기만을 바라고 정을 아끼지 않았던 상완, 경윤 두 동생에게도 아울러 고마움의 마음을 전하고 싶습니다.

2004년 7월

김 상 태 올림