

금속복합재료의 열잔류 응력과 강화재의 불규칙 분산 상태를 고려한 3차원 유한 요소 해석

강충길*, 오진건**

Three Dimensional Finite Element Analysis of Particle Reinforced Metal Matrix Composites Considering the Thermal Residual Stress and the Non-uniform Distribution of Reinforcements

Chung Gil Kang*, Jean Kun Oh**

ABSTRACT

Particles reinforced MMCs have higher specific modulus, higher specific strength, better properties at elevated temperatures and better wear resistance than monolithic metals. But the coefficient of thermal expansion(CTE) of Al6061 is 5 times larger than that of SiCp. The discrepancy of CTE makes some residual stresses inside of MMCs. This work investigates SiCp/Al6061 composites at high temperatures in the microscopic view by three-dimensional elasto-plastic finite element analyses and compares the analytical results with the experimental ones. The theoretical model is not able to consider the nonuniform shape of particle. So the shape of particle is assumed to be perfect global shape. And also particle distribution is not homogeneous in experimental specimen. It is assumed to be homogeneous in simulation model. The type of particle distribution is face-centered cubic array(FCC array). Furthermore, non-homogeneous distribution is modeled by combination of several volume fractions.

Key Words : 3D Thermal Elasto-Plastic Analysis (3차원 열탄소성 해석), FCC Array (면심입방배열), Metal Matrix Composites (금속복합재료)

1. 서론

최근 입자 및 단섬유 강화형 금속복합재료의 부
품은 용탕단조법 및 콤포캐스팅법에 의해 제조되고
있다. 이러한 제조법은 용융상태의 기지 금속과 강

화재 사이의 계면 결함, 기지재 내의 주조 결함 및
잔류응력 때문에 기계적 성질을 저하시키는 요인이
되고 있다. 제 1차 가공에 의하여 제조한 금속복합

* 부산대학교 정밀기계공학과

** 부산대학교 대학원

재료의 기계적 성질을 향상시키기 위하여 압출 및 단조와 같은 2차 가공법으로 계면 접합 강도의 향상과 강화재의 균일 분산 및 배양성을 개선하여 기계적 성질을 호전시키고 있다.⁽¹⁾⁽²⁾

복합재료의 강도 예측 방법은 혼합법칙(Law of mixtures), Shear lag 이론, Laminated plate 이론, Eshelby 이론과 유한요소법 등에 의하여 해석 되고 있다. 혼합법칙은 가장 고전적인 해석 방법으로서 기지재와 강화재의 체적 함유율을 이용하여 비교적 간단히 계산할 수 있는 법칙이다. 혼합법칙은 장섬유 강화형 복합재료에 적용이 되며 계산이 간단한 반면 계산 값이 정확하지 못한 단점이 있다. Shear lag 이론은 주로 단섬유 강화형 복합재료의 해석에 이용이 되며 계산이 간단하여 혼합법칙과 함께 널리 이용이 되고 있다. 또한 탄성 영역뿐만 아니라 소성 영역까지 해석이 가능하여 파단 강도 예측도 가능하다.⁽³⁾ 혼합법칙과 마찬가지로 계산 정도가 좋지 못한 단점이 있다. Laminated plate 이론은 장섬유 강화형 복합재료의 해석에 이용이 되며 장섬유의 방향까지 고려한 해석이 가능하다.⁽⁴⁾ 이와같은 방법은 주로 장섬유나 단섬유에만 적용이 되며 단섬유의 중형비가 감소할수록 계산 결과의 오차가 증가되는 반면 Eshelby 이론은 단섬유는 물론 중형비가 1인 입자형 복합재료의 해석도 가능하다.⁽⁵⁾ Eshelby 모델을 이용하여 복합재료의 탄성변형, 소성변형 및 열잔류응력의 영향까지 해석이 가능하며 실험치와도 잘 일치한다.⁽⁶⁾ 그러나 이 모델은 복합재료 전체에 나타나는 평균 효과를 고려하기 때문에 국부적인 미시적 해석으로써 기지재와 강화재 계면의 응력 집중 현상과 변형 거동은 예측할 수 없다.

유한 요소법을 이용한 복합재료의 강도 예측은 탄-소성 영역까지 해석이 가능하기 때문에 가장 많이 사용되는 방법이다. 계산이 비교적 복잡하여 해석 시간이 오래 걸리지만 계산 결과는 다른 해석 방법에 비하여 정확하다.

최근까지 유한요소법을 이용하여 해석한 연구 내용으로써 내부 잔류응력이 변형에 미치는 영향과⁽⁷⁾ 강화재와 기지재 사이의 열팽창 계수의 차이로 인하여 발생하는 잔류응력에 대한 연구 결과가 다수 보고되었다.⁽⁸⁾⁻⁽¹⁰⁾ 잔류응력을 고려한 변형 해석을 하기 위하여 Davis와 Allison⁽⁷⁾은 강화재의 형태를 단순히 구형으로 가정하였다. Ho와 Saigal⁽⁸⁾은 입자 강화형 복합재료의 잔류응력을 고려하여 인장

특성을 연구하였고, Kumar와 Singh⁽⁹⁾은 섬유 강화형 복합재료의 잔류응력을 해석하였다.

그러나 금속복합재료는 강화재의 불균일한 분산 상태를 고려하지 못한 이론 해석 결과는 실험 결과와 차이가 있기 때문에 새로운 해석 방법이 제시 되어져야 하며, 기지재와 강화재의 열팽창 계수의 차이 때문에 발생하는 잔류응력은 강도 저하의 원인이 되므로 강화재의 분산상태에 따른 내부 잔류응력이 기계적 성질에 미치는 영향을 파악하여야 한다.

따라서 본 연구에서는 SiCp/Al 복합재료에 대해서 3차원 열탄소성 유한요소 해석을 통하여 인장 하중 상태에서 강화재와 기지재 사이에 변형 관계를 미시적으로 해석하였다. 강화재의 불균일 현상과 열처리 과정에서 존재하는 잔류응력을 고려한 응력-변형률 사이의 관계를 해석하여 복합재료의 인장 실험 결과와 비교하였다.

2. 실험

유한요소 해석을 위하여 강화재의 물성치는 SiCp의 물성치를 사용하였으며⁽¹¹⁾ 기지재의 물성치는 인장 실험을 하여 구하였다.

일반적으로 입자 강화형 복합재료는 강화재의 균일한 분산을 위해 2차 가공을 하게 되는데 본 연구에서 비교 자료로서 쓰이는 복합재료는 용탕 강제 교반법으로 제조하였으며 2차 가공으로 열간 압출 실험을 하였다.

입자강화형 복합재료를 제조하기 위하여 기지재를 액상선 이상의 온도(670℃)로 용해시킨 후 650℃로 예열된 강화재를 투입하였다. 이때에 교반기는 750 rpm으로 회전하며 강제 교반을 하게 된다. 강제 교반된 용융상태의 복합재료를 200℃로 예열된 금형에 주입한 후 가압력 100 MPa, 가압 속도 16 mm/sec 그리고 30초 동안 가압 하여 지름 40 mm, 높이 70~80 mm의 빌렛을 제조하였다.⁽¹²⁾

열간 압출을 위한 실험 장치는 25 ton 만능 재료 시험기, 가열용 전기로, 압출 펀치, 상하부 컨테이너, 압출 다이 및 터미 블록으로 구성된다. 압출 조건으로 압출 비는 8.51, 압출 온도는 500℃ 이고 압출 속도는 2 mm/min이었다. 압출한 복합재료를 인장 시편으로 가공하여 T6 열처리(530℃ 2hr → water quenching → 175℃ 8hr → air cooling)를 하였다.⁽¹³⁾

실험 장비는 MTS를 이용하여 인장 실험을 하

였다. 상온에서 변형률 속도를 $3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 로 하였다. 항복 응력 값은 0.2% 율셋 항복 응력 값을 취하였다.

Table 1 Mechanical properties of Al6061 and SiC_p

Mechanical properties	Symbol	Unit	Al6061	SiC _p ⁽¹⁴⁾
Yield stress	σ_y	MPa	297	
Elastic modulus	E	GPa	66	410
Poisson's ratio	ν		0.33	0.17
Coefficient of thermal expansion	α	$\mu\text{m/m}\cdot\text{K}$	23.6	4.3
Tangent slope in plastic region	E_p	MPa	561	

3. 유한 요소 해석

3.1 물성치

유한 요소 해석을 위해 필요한 재료의 물성치는 항복 응력(σ_y), 탄성계수(E), 프와송 비(ν), 열팽창 계수(α) 등이다. SiC_p와 Al6061의 입력 물성치는 Table 1 과 같다.

Table 1에서 항복 응력(σ_y) 값과 탄성계수(E) 값은 인장 실험에 의해 구한 값이다. E_p 는 소성 영역에서 기울기를 의미하며 유한 요소 해석을 위해 기지재의 응력-변형률 곡선을 탄-선형경화소성체(Elastic-hardening plastic material)로 가정함에 따라 얻어진 것이다.

강화재는 기지재에 비해 상대적으로 강한 취성을 가지므로 선형 탄성체(Linear elastic material)로 가정하였다.

3.2 모델 선정

강화재의 형태는 불규칙한 다각형의 형태를 가진다. 이론 해석에서 불규칙한 강화재의 형태를 고려하는 것은 불가능하므로 일반적으로 단순한 형태로 가정하게 된다. Davis와 Allison은 강화재의 형태를 단순히 구형으로 가정하였고 Finot와 Suresh는 슬린더형을 2차원 형태로 가정하였다.

입자 강화재의 경우 각이진 모서리를 가진 다각형 형태에서부터 구형에 이르기까지 형상이 매우 불규칙하기 때문에 3차원적으로 모델링하는 데 많은 어려움이 따른다. 따라서 3차원 이론 해석을 위해서 강화재의 형태는 일반적으로 방향성이 없는 완전 구형으로 가정한 연구 예가 많다. 강화재의 배열은 단순 입방 구조보다 면심 입방 구조로 가정

하였을 때가 실험치와 보다 근사한 경향을 나타내었다.

본 연구에서는 강화재의 형태는 완전 구형으로 하였고 분포 배열은 균일한 면심 입방 배열(Face-centered cubic array)로 가정하였으며 불균일한 분포형태를 6가지 서로 다른 체적 함유율의 조합된 형태로 가정하였다.

Fig. 1은 이론 해석을 위한 단위 모델(Unit cell)을 3차원적으로 나타낸 것이다. 강화재와 기지재의 체적 함유율은 $V_f=15\%$ 이며, 단위 모델의 한 변의 길이를 L_{cell} 로 할 때 SiC_p의 크기는 다음 식과 같이 계산된다.

$$V_f = \frac{(\text{단위모델에 포함된 강화재의체적})}{(\text{단위모델의 체적}, L_{cell}^3)} \times 100 = 15 (\%) \quad (1)$$

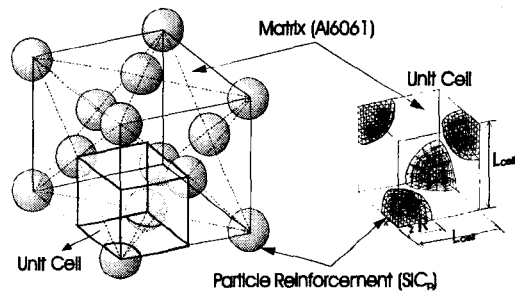


Fig. 1 Unit cell for the face-centered cubic array with global particle (only 1/8 particle meshed view)

복합재료의 이론 해석을 위하여 다음과 같이 가정하였다.

- (1) 강화재의 형상은 완전 구형으로서 동일한 형상과 크기를 가진다.
- (2) 불균일한 강화재의 배열을 대칭 구조인 면심 공간 격자로 가정한다.
- (3) 기지재와 강화재는 내부 결함이 없는 등방성 재료로 취급한다.
- (4) 기지재와 강화재는 각각 탄-선형경화소성체와 선형 탄성체로 간주한다.
- (5) 기지재는 Von-Mises 항복 조건을 따른다.
- (6) 기지재와 강화재 사이의 계면 접합은 완전 접합 상태이다.

강화재가 대칭형으로 규칙적인 배열을 이루고 있으므로 단위 모델의 모든 평면은 대칭 경계 조건

을 만족하여야 한다. 그러나 모든 평면에 대칭 경계조건이 설정되면 단위 모델은 변형에 대해서 완전 구속이 된다. 따라서 대칭 경계 조건 이외에 변형 구속 조건과 하중 조건이 필요하다.

Fig. 2는 단위 모델의 각 평면을 기호로 나타낸 것이다. 경계 조건이 단위 모델의 6개의 평면에 설정되므로 각 평면을 A_{x0} , A_{y0} , A_{z0} 와 $A(100)$, $A(010)$, $A(001)$ 와 같이 기호로 표시하였다. 대칭 경계 조건은 Fig. 2의 x, y, z 축을 지나는 3개의 평면(A_{x0} , A_{y0} , A_{z0})에 설정되며, 각 평면에 수직 방향 변위(U)와 전단력(τ)은 모두 0 이다.

$$U_x = U_y = U_z = 0 \quad (2)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (3)$$

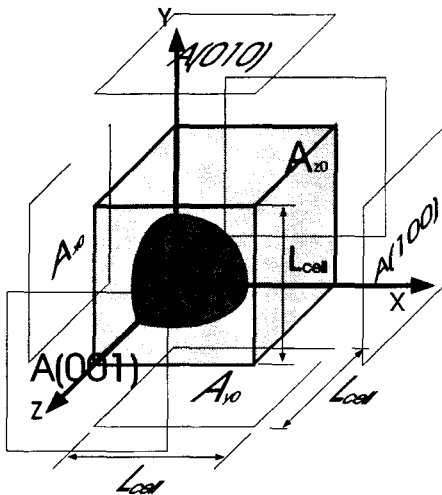


Fig. 2 Definition of each plane for boundary conditions in a unit model

단위 모델의 응력과 변형률 관계를 구하기 위하여 y축 방향으로 단축 인장 하중을 가하였다. 평면 A(010)에 +y축 방향으로 변위를 증분시킴으로써 단축 인장 하중이 작용하는 것으로 하였다. 변형 전에 단위 모델의 한 변의 길이를 L_{cell} 이라 하고 하중 평면 A(010)이 $y=L_{cell} + 0.001 \cdot L_{cell}$ 위치로 이동하게 되면 변형률 ϵ 은 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{yy} = \frac{(\text{인장변형된길이})}{(\text{최초길이})} = \frac{0.001L_{cell}}{L_{cell}} = 0.001 \quad (4)$$

(이후 ϵ_{yy} 는 ϵ 로 나타낸다)

변형률을 최초 0.000에서 0.015까지 0.001씩 15 단계로 증가시켜 각각에 해당하는 응력 값을 구하여 응력과 변형률 관계를 나타내었다. 3개의 평면 (A_{x0} , A_{y0} , A_{z0})을 제외한 나머지 3개의 평면에는 다음과 같은 변형 구속 조건이 필요하다.

(1) 평면A(010)

평면A(010)에 +y 방향으로 U_y 만큼의 변위가 가해지더라도 평면은 변형 후에도 평면을 유지해야 하므로 식 (5)를 만족해야 한다.

$$u_y(i) = U_y \quad (U_y = \epsilon \cdot L_{cell}, \text{ 각 노드 } i \text{에 대해}) \quad (5)$$

(2) 평면A(100)과 평면A(001)

+y 축 방향으로 단축 인장 하중이 가해지면 프와송 비에 의해 평면A(100)과 평면A(001)가 -x 방향과 -z 방향으로 변형이 발생하게 된다. 만약 평면 A(100)과 평면A(001)에 구속 조건을 설정하지 않고 자유 표면 상태로 두게 되면 Fig. 3(a)와 같이 평면을 유지하지 못하게 된다. 대칭 경계 조건을 주게 되면 평면은 유지하게 되지만 각 평면에 수직방향 변형이 발생하지 않게 된다.

따라서 평면A(100)과 평면A(001)에 변형 구속 조건이 주어지게 된다. 변형 구속 조건은 식 (6)과 (7)을 만족하며 Fig. 3(b)와 같이 평면A(100)과 평면 A(001)가 변형 후에도 평면을 유지하도록 한다.

$$u_z(i) = U_z \quad (\text{평면A(001), 각 노드 } i \text{에 대해}) \quad (6)$$

$$u_x(i) = U_x \quad (\text{평면A(100), 각 노드 } i \text{에 대해}) \quad (7)$$

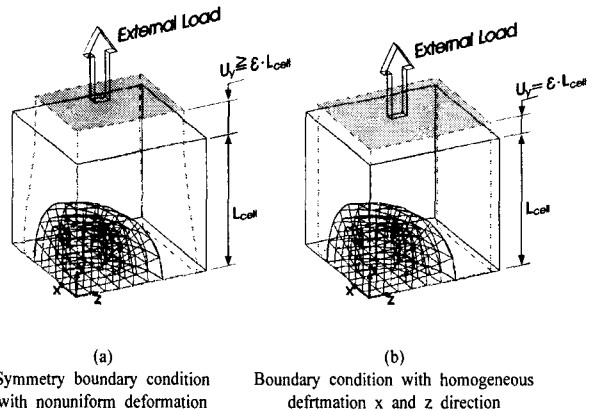


Fig. 3 (a)(b) Different shape of unit cell by boundary conditions

시편의 열처리 조건은 T6 열처리로서 530℃에서 2시간 용체화 처리 후 175℃에서 8시간 동안 시효 처리를 하게 된다. 시효처리 후 상온으로 공냉하게 되는데 이때에 발생하는 잔류응력은 시편 내부에 계속 남아 있게 되어 기계적 성질에 영향을 미친다. 이론 해석에서 시효 처리 효과를 고려한 강도 해석 및 강화재와 기지재 사이의 변형 거동을 해석하기 위하여 소재의 모든 부분이 균일하게 175℃에서 상온으로 감소하는 온도 조건을 이용하였다.

3.3 3차원 유한 요소 해석

단위 모델에서는 변형 구속 조건이 설정된 평면 A(001)와 평면A(100)이 자유 표면이 되어 변형 후에 평면을 유지하지 못하게 된다. 따라서 해석을 위한 모델은 단위 모델을 +x 축 방향과 +z 축 방향으로 대칭 조건에 맞게 단위 모델을 추가로 덧붙였다. Fig. 4와 같이 2× 2개의 단위 모델이 합쳐진 해석 모델로 설정하였다. 해석 모델은 단위 모델에 비하여 계산 시간은 길어지지만 변형 구속 조건을 만족하는 정밀한 해를 얻을 수 있는 이점이 있다.

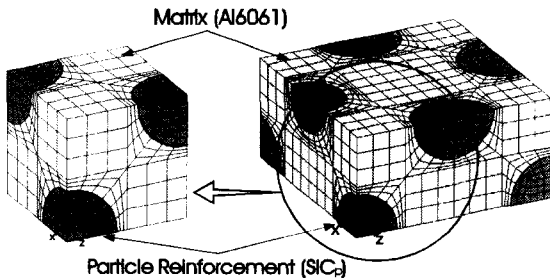


Fig. 4 Unit model and analysis model (2×2 Unit cells) for FCC model

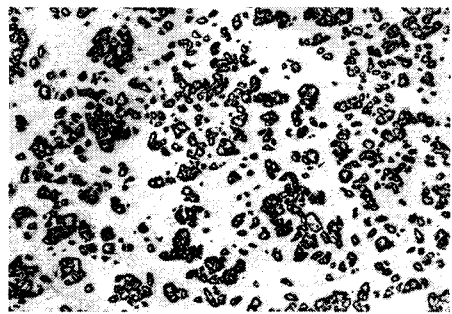
해석 모델에 포함된 단위 모델의 평면A(001)와 평면A(100)이 변형 후에도 평면을 유지하는지를 검증하였다. 검증 방법은 변형률이 0에서 0.015까지 증가 될때 매 단계마다 단위 모델의 A(001)평면과 A(100)평면에서 각 절점의 변위를 조사하였다. 단위 모델의 한 변의 길이를 $L_{cell}=1$ 로 하였을 때 각 절점의 최대 변위값과 최소 변위값의 차이가 $|u(i)_{max} - u(i)_{min}| \leq 10^{-4}$ 범위에 들도록하여 변형전 후에 각면이 평면을 유지하는가를 판단하였다.

시효과정에서 175℃에서 상온으로 공냉됨에 따

라 발생한 초기 응력이 내부에 잔류응력으로 존재하기 때문에 이러한 현상을 고려한 강도해석을 상용 프로그램 ANSYS를 이용하여 계산하였다.

4. 계산 결과 및 고찰

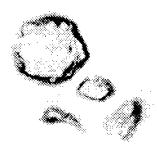
T6 열처리 공정중 175℃에서 상온으로 공냉되면서 발생하는 잔류응력이 복합재료의 강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여, Fig.4에서 도시한 FCC 해석 모델을 y축 방향의 단축 인장해석을 하였다. 평면 A(010)에 +y축방향으로 최초 변형률 0에서 0.015까지 변위를 증가시켜 인장 하중이 작용하는 것으로 하였다. 각 변형률에 대한 응력값은 단위 모델의 A(010)면의 각 노드 응력값의 평균치를 취하였다. 복합재료 단면에서 강화재의 분포 상태는 FCC 모델과 같이 이상적으로 균일하게 배열이 되어 있지 않다. Fig. 5(a)-(c)는 압출공정을 거친 $SiC_p/Al6061$ 복합재료의 조직사진을 × 100배와 × 1000배로 나타낸 것이다. 부분적으로 강화재가 응집되어 있는 영역이 있는 반면 상대적으로 강화재간의 거리가 떨어져 있는 분산상태의 영역도 관찰되었다. 따라서 복합재료의 강도를 보다 정확히 예측하기 위하여 강화재가 불균일하게 분산된 상태를 고려하여 강도를 해석하여야 한다.



(a) Nonuniform SiC particle distribution (×100)



(b) A polyhedral shaped particle (×1000)



(c) A spheric shaped particle (×1000)

Fig. 5 (a)(b)(c) Cross section of $SiC_p/Al6061$

4.1 균일 분산을 고려한 강도 해석

복합재료에서 잔류응력은 강화재와 기지재의 열 팽창 계수 값의 차이로 인하여 열처리 과정 중에 발생하기 때문에 초기 잔류응력이 내재해 있다면 강도는 달라지게 된다.

Fig. 6(a)는 시효 처리 공정 중 175 °C에서 상온으로 온도가 떨어지면서 발생하는 잔류응력의 분포를 나타낸 것이다. 외부 하중이 없는 상태에서는 강화재 주위에 약 35~104 MPa 정도의 상당 응력이 초기 응력으로 잔류하게 됨을 알 수 있다. 본 연구에서는 외부 하중이 인장 방향으로 작용한 상태이기 때문에 압축 잔류응력은 인장 강도에 좋은 영향을 주게 되지만 인장 잔류응력은 기계적 성질을 저하시키는 원인이 된다. Fig. 6(b) 경우는 탄성 범위 내에서 변형률 $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ 일 때 강화재 주위에서 균일하게 응력이 분포되어 있음을 알 수 있다.

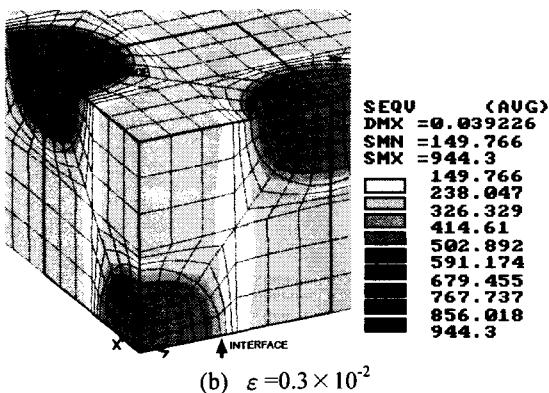
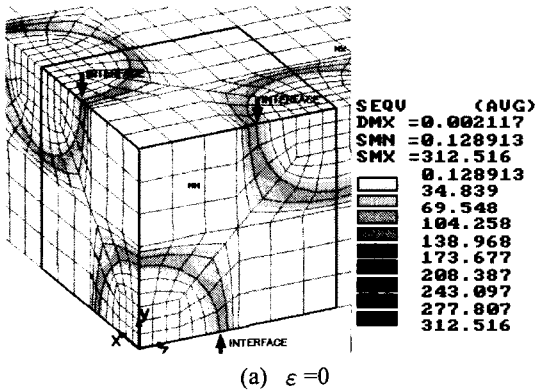


Fig. 6(a)(b) Equivalent stress ($\bar{\sigma}$) contour in FCC model with thermal residual stress for $T=25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^{-5}\text{sec}^{-1}$, $V_f=15\%$, $\epsilon=0$ and $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$

잔류응력이 있는 경우가 잔류응력이 없는 모델보다 Fig. 7의 응력-변형률 선도에서 다소 적은 응력 값을 가지게 됨을 알 수 있다. 잔류응력이 있는 경우에는 0.2% 옅셋 항복 응력 값이 2 MPa 정도로 근소한 차이를 나타내었다.

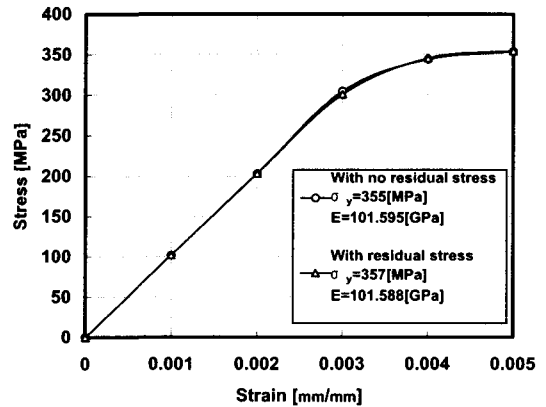


Fig. 7 Comparison of the models with thermal residual stress and with no thermal residual stress for $V_f=15\%$

4.2 체적 함유율의 변화에 따른 강도 예측

입자강화형 복합재료는 강화재가 균일하게 분산되어 있지 않다. 불균일한 강화재의 배열 때문에 최초 설계되어진 함유율보다 적은 부분이 존재할 뿐 아니라, 또한 강화재가 응집되어 있는 부분이 존재한다. 따라서 본 연구에서는 복합재료의 제조 공정에서 최초의 체적 함유율을 $V_f=15\%$ 로 하였을 때 불균일 배열을 다음과 같이 6가지의 체적 함유율로 가정하여 해석하였다.

- (1) $V_f=5\%$
- (2) $V_f=10\%$ (5%와 더불어 강화재 간격이 큰 부분을 가정)
- (3) $V_f=15\%$ (비교적 균일하게 분산된 부분을 가정)
- (4) $V_f=20\%$
- (5) $V_f=25\%$ (20%와 더불어 강화재가 조밀하게 모여 있는 부분을 가정)
- (6) 강화재 결여 부분

강화재가 결여된 부분은 단면 사진에서 부분적으로 강화재가 없이 기지재료만 채워진 부분을 가정한 것으로 해석 모델은 $V_f=15\%$ 모델에서 3 축의

원점에 위치한 강화재 대신 기지재로 채운 모델로 설정하였다.

위의 6가지 체적 함유율에 따른 모델은 잔류응력을 고려하여 해석하였다. Fig. 8은 6가지 체적 함유율에 따른 응력-변형률 선도를 나타낸 것이다. '1 Lacked' 라고 표시된 선도는 강화재가 결여된 부분의 해석 결과이다. 결과적으로 체적 함유율이 증가할수록 인장 강도가 증가하는 경향을 보이고 있다.

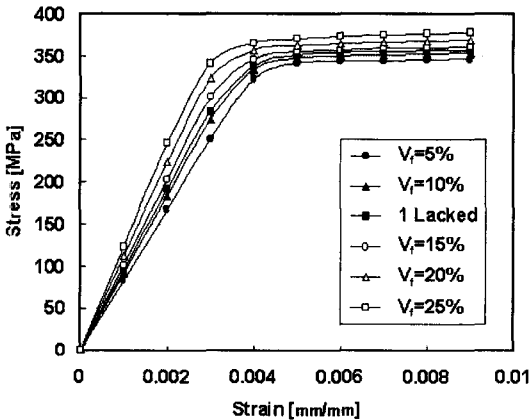


Fig. 8 Relationship between stress and strain for FCC model to consider residual stress and volume fractions

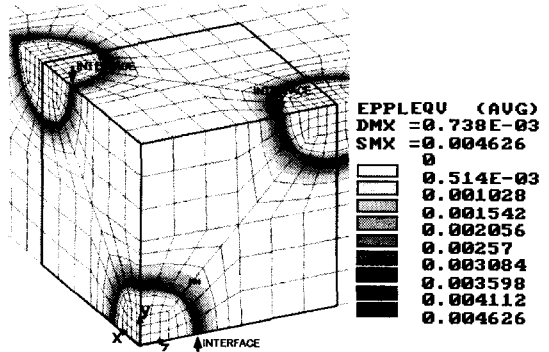
Fig. 9(a)와 Fig. 11(a)는 열처리 후 잔류응력으로 인하여 발생한 상당 소성 변형률을 나타낸 것이다. 강화재 근처의 기지재에서 $V_f=5\%$ 와 20% 에 대하여 최대 변형률이 0.0046과 0.0187으로 약 40배의 큰 차이를 나타냈다. 강화재의 체적함유율이 클수록 온도 변화로 인한 잔류응력의 영향을 상당히 많이 받는다는 것을 뜻한다.

Fig. 9(b)와 Fig. 11(b)는 변형률 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일 때 체적 함유율이 증가할수록 강화재 주위의 기지재 부분에서 소성 변형이 증가됨을 나타내고 있다.

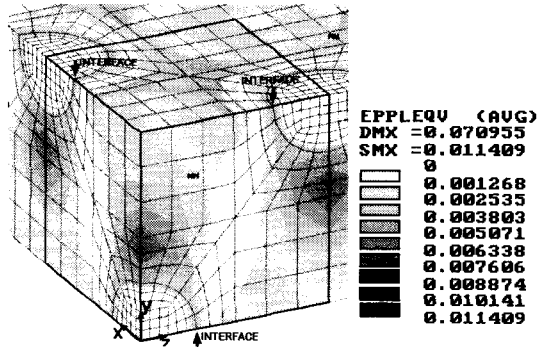
Fig. 10(a)와 Fig. 12(a)는 $V_f=5\%$ 와 20% 에서 내부 잔류응력의 분포를 나타낸 것이다. 주로 상당 응력이 집중되는 강화재 주위를 중심으로 관찰하면 $V_f=5\%$ 경우가 27~83 MPa이고, $V_f=20\%$ 경우는 37~111 MPa로서 강화재의 체적 함유율이 클수록 강화재 주위에 잔류응력이 증가함을 알 수 있다.

Fig. 10(b)와 Fig. 12(b)는 변형률 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일 때 체적 함유율의 변화에 따른 상당 응력 분포를 나타낸 것이다. Fig. 10(b)의 $V_f=5\%$ 모델에서 기지재에 작용하는 상당 응력은 대부분 259~332 MPa이

고, 또한 강화재 주위의 계면에서는 상당 응력이 최대 479 MPa이다. Fig. 12(b)의 $V_f=20\%$ 모델의 경우 기지재 영역과 계면에서 최대 상당 응력은 각각 223~309 MPa, 481 MPa이다. 인장 하중 상태에서는 체적 함유율이 낮을수록, 큰 값의 차이는 없지만 기지재가 받는 응력이 증가한다는 것을 알 수 있다.

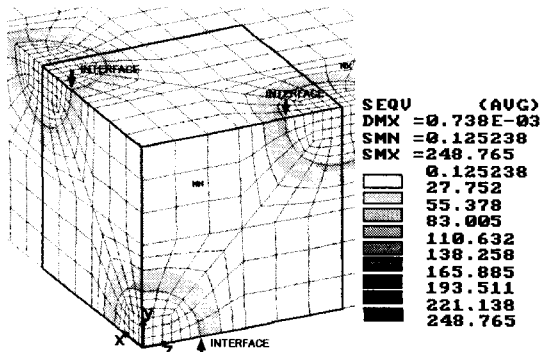


(a) $\epsilon=0$



(b) $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$

Fig. 9(a)(b) Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}_p$) contour in FCC model with thermal residual stress for $T=25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^{-5}\text{sec}^{-1}$, $V_f=5\%$, $\epsilon=0$ and $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$



(a) $\epsilon=0$

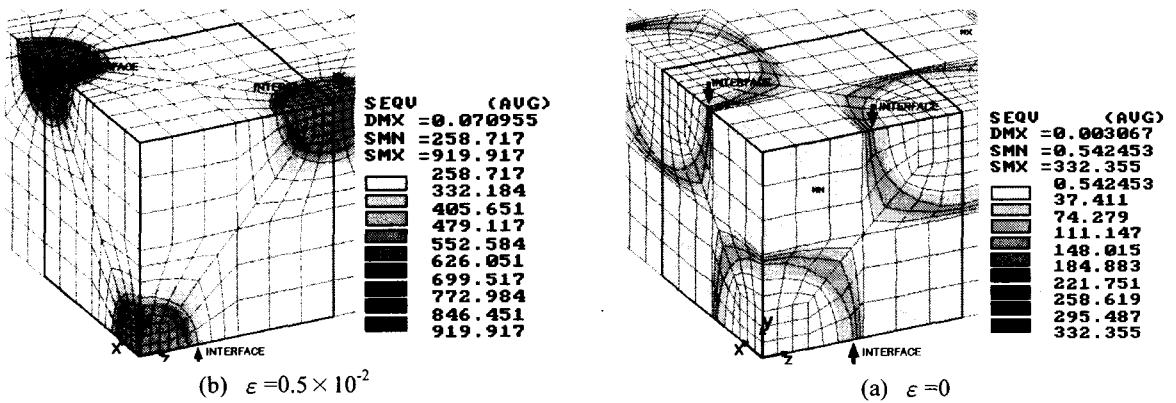


Fig. 10(a)(b) Equivalent stress ($\bar{\sigma}$) contour in FCC model with thermal residual stress for $T=25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^{-5}\text{sec}^{-1}$, $V_f=5\%$, $\epsilon=0$ and $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$

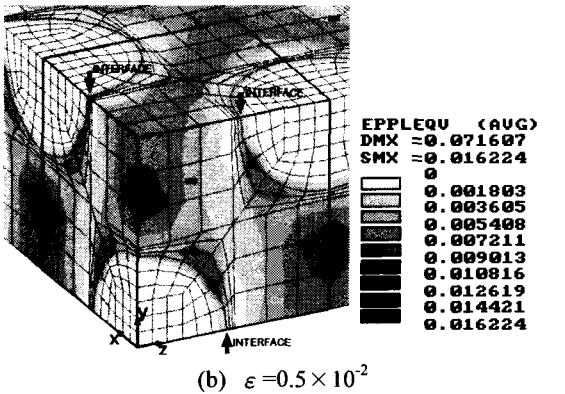
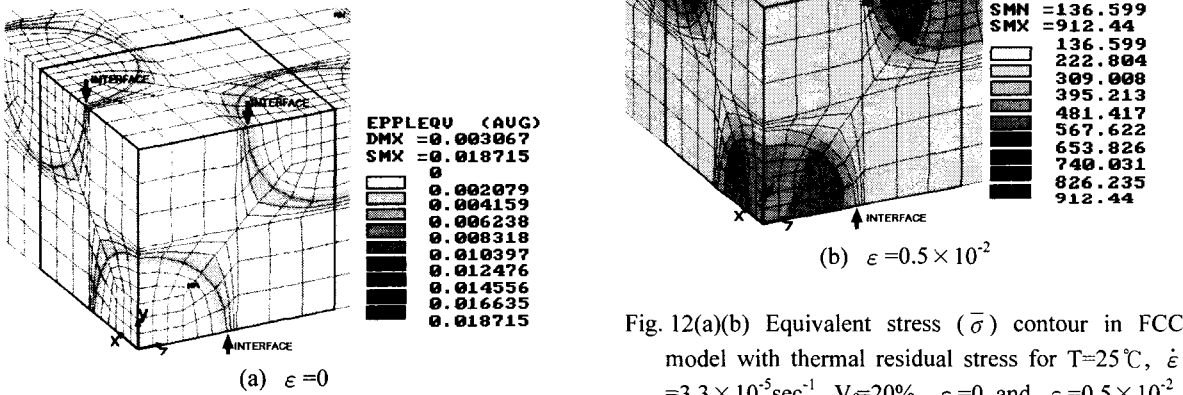


Fig. 12(a)(b) Equivalent stress ($\bar{\sigma}$) contour in FCC model with thermal residual stress for $T=25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^{-5}\text{sec}^{-1}$, $V_f=20\%$, $\epsilon=0$ and $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$

4.3 불균일 분산 상태를 고려한 강도 해석

복합재료의 제조 공정에서 최초 체적 함유율 15%로하여 제조하지만 강화재의 분산 상태에 따라서 Fig. 5(a)에서 보여 주는 바와 같이 부분적으로는 15% 체적 함유율보다 높거나 낮은 체적 함유율이 공존한다고 볼수 있다. 따라서 앞에서 언급한 6가지 체적 함유율을 모두 포함하고 있는 경우를 가정한다면 강화재의 불 균일 분산을 고려한 해석 결과가 될 것이다.

Fig. 13(a)(b)는 Fig. 5(a)의 복합재료 단면을 6가지의 체적 함유율 별로 단순화한 그림이다. 복합재료의 단면을 100 등분하여 각 부분 별로 체적 함유율을 가정 하였다. Fig. 13(b)는 100개로 나뉘어진 단면을 6가지 체적 함유율 별로 표시한 것이다. 특별히 표시가 없는 부분은 $V_f=15\%$ 이다. Table 2는

Fig. 11(a)(b) Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}_p$) contour in FCC model with thermal residual stress for $T=25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=3.3 \times 10^{-5}\text{sec}^{-1}$, $V_f=20\%$, $\epsilon=0$ and $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$

Fig. 13(b)에서 분류한 6개의 체적 함유율 5~25%와 각각이 차지하는 영역수 N_i 를 각각 나타낸 것이다. 전체를 100 등분 하였으므로 6가지 체적 함유율이 차지하는 부분의 개수의 합이 총 100이 된다.

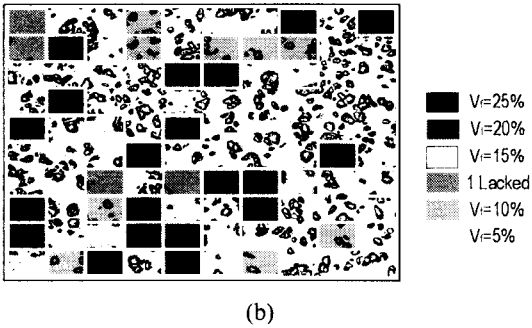
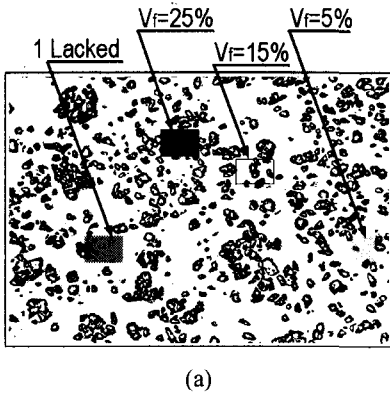


Fig. 13(a)(b) Schematic diagram for the simplification of nonuniform distribution

Table 2 Portion of each volume fraction

Number i	Volume fraction V_f^i (%)	Portion of volume fraction N^i
1	5	9
2	10	9
3	1 Lacked	4
4	15	58
5	20	10
6	25	10
Total parts		100

Fig. 13(a)의 단면적을 100 등분하였을 때 V_f^i 가 차지하는 부분을 N^i 라고 하면 N^i 를 고려하여 강도를 계산하는 식은 다음과 같다.

$$\sigma = \frac{\sum_{i=1}^6 N^i \sigma_i}{100} \quad (8)$$

$$V_f = \frac{\sum_{i=1}^6 V_f^i N^i}{100} = 15(\%) \quad (9)$$

Table 2에서 '1 Lacked'라고 표시한 부분은 FCC 모델에서 1개의 강화제가 누락되어 있는 모델이므로 $V_f=11.25\%$ 로 계산된다. 식 (8)의 σ_i 는 i 번째 체적 함유율에 대한 응력 값으로 Fig. 10의 응력-변형률 선도에서 각 체적 함유율의 응력 값에 해당한다.

Fig. 14는 균일한 $V_f=15\%$ 모델과 불균일 분산을 고려한 모델의 응력-변형률을 비교한 선도이다. 근소한 차이지만 균일한 분산일 때 보다 불균일 분산 모델이 낮은 강도를 보이고 있다. 이는 실제 실험치와 더 근접한 결과를 보인다고 할 수 있다. 지금까지 잔류응력과 강화제의 불 균일 분포 등을 고려하여 해석한 결과, $\epsilon = 0.2 \times 10^{-2}$ 이하에서는 Fig. 14에서 보여주는 바와 같이 실험치와 이론치가 거의 일치 하였으나 그 이상에서는 점점 크게 차이가 날 수 있다.

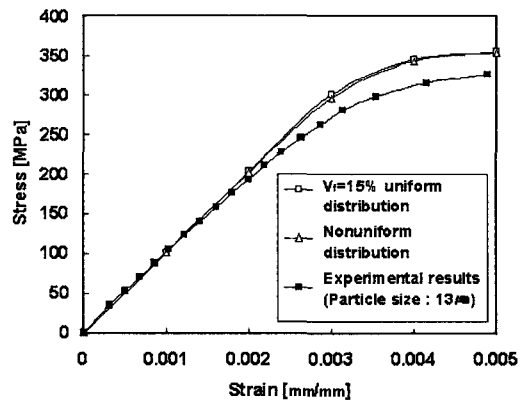


Fig. 14 Comparison of uniform model, nonuniform model and experimental result

해석 모델의 상당 응력과 상당 소성 변형률 분

포를 고찰한 결과는 계면에 응력이 집중됨을 보여 준다. 이는 계면에서 불완전 접합을 초래하여 접합 강도를 저하 시키는 원인이 될 수 있다. 또한 강화재가 직접 접촉된 부분도 기지재와 계면 접합이 전혀 이루어지지 않아 불완전 결합으로 기계적 성질에 결함으로 작용할 수 있다.

강화재와 기지재를 각각 선형 탄성체와 탄-선형 경화 재료로 가정함에 따른 기계적 물성치의 불일치로 인하여 이론치와 실험치의 차이가 있을 수 있다고 사료된다. 유한 요소 해석을 위해 입력한 물성치에는 인장 강도가 포함되어 있지 않아서 사실상 부분적으로는 파단 강도를 넘는 응력이 발생하게 되어 실제로는 크랙이 발생하여 더 이상 응력을 받지 못하게 되는데 본 연구에서 제시한 해석 모델에서는 이러한 현상을 고려하지 못하였기 때문에 향후 이 문제에 대한 연구가 계속되어야 할 것이다.

5. 결론

잔류응력과 강화재의 분산상태를 고려한 SiC_p/Al6061 복합재료에 대한 탄 소성 유한 요소 해석을 행한 이론적 결과와 본 연구를 위해 제조한 복합재료의 단축 인장 실험 결과를 비교하여 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 열처리에 의한 잔류응력은 강화재와 기지재 사이의 계면 근처에서 인장 잔류응력으로 존재하게 되며, 유한요소법에 의한 미시적 해석 결과에 의하면 잔류응력을 고려한 해석 결과가 근소하나마 실험치에 근접한 결과를 얻었다.

(2) 강화재의 체적함유율이 증가할수록 강화재와 기지재 사이 계면 근처의 잔류응력 값은 증가하였으며, 특히 변형률 값은 훨씬 큰 증가를 보였다.

(3) 잔류응력과 불균일 분산 상태를 고려한 모델이 실험치에 가장 근접한 결과를 나타내었다.

참고문헌

1. C. G. Kang and S. S. Kang, "Effect of Extrusion on Fiber Orientation and Breakage of Aluminar Short Fiber Composites," *J. Composite Materials*, Vol. 28, No. 2, 1994.
2. Y. H. Seo and C. G. Kang, "Effects of hot extrusion through a curved die on the mechanical

- properties of SiC_p/Al composites fabricated by melt-stirring," *Composites Science and Technology* 59, pp. 643-654.
3. V. C. Nardone and K.M.Prewo, "On the Strength of Discontinuous Silicon Carbide- Reinforced Aluminium Composites," *Scripta Met.*, Vol. 20, pp. 43-48, 1986.
4. T. W. Clyne, "A Compressibility-Based Derivation of Simple Expressions for the Transverse Poisson's Ratio and Shear Modulus of an Aligned Long Fibre Composite," *J. Mater. Sci. Letts.*, Vol. 9, pp. 336-339.
5. O. B. Pedersen, "Thermoelasticity and Plasticity of Composites - 1. Mean Field Theory," *Acta Metall.*, Vol. 31, pp. 1795-1808.
6. 서영호, 강충길, "잔류응력을 고려한 금속복합재료의 탄소성 강도 해석," 한국복합재료학회, 춘계학술대회 논문집, pp. 111-114, 1997.
7. L. C. Davis and J. E. Allison, "Residual Stresses and Their Effects on Deformation in Particle-Reinforced Metal-Matrix Composites," *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 24A, pp. 2487-2496, November 1993.
8. S. Ho and A. Saigal, "Three-Dimensional Modeling of Thermal Residual Stresses and Mechanical Behavior of Cast SiC/Al Particulate Composites," *Acta Metall. Mater.* Vol. 42, No. 10, pp. 3253-3262, 1994.
9. S. Kumar and R. N. Singh, "Three-Dimensional Finite Element Modeling of Residual Thermal Stresses in Graphite/Aluminum Composites," *Acta Metall. Mater.* Vol. 43, No. 6, pp. 2417-2428, 1995.
10. J. F. Durodola and B. Derby, "An Analysis of Thermal Residual Stresses in Ti-6-4 Alloy Reinforced with SiC and Al₂O₃," *Acta Metall. Mater.* Vol. 42, No. 5, pp. 1525-1534, 1994.
11. Norton Co., *Advanced Ceramics Engineered Materials*, pp. 29-35, 1989.
12. Y. H. Seo and C. G. Kang, "The Effect of Applied Pressure on Particle Dispersion Characteristics and Mechanical Properties in Melt-Stirring Squeeze Cast SiC_p/Al Composites," *J. of Mat. Proc. Tech.*, Vol. 55, pp. 370-379,

1995.

13. 서영호, 강충길, "용탕단조법에 의하여 제조한 SiC_p/Al 복합재료의 2차 성형공정이 기계적 성질에 미치는 영향," 대한기계학회논문집(A), 제 20권, 제11호, pp. 3473-3490, 1996.
14. M. Finot, Y. L. Shen, A. Needleman and S. Suresh, "Micromechanical Modeling of reinforcement Fracture in Particle-Reinforced Metal-Matrix Composites," Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 25A, pp. 2403-2420, November, 1994.