

입자강화형 금속복합재료의 강도 예측에 관한 3차원 유한요소 모델의 평가

강충길*, 오진건**

An Evaluation of Three Dimensional Finite Element Model on the Strength Prediction of Particles Reinforced MMCs

C. G. Kang*, J. K. Oh**

ABSTRACT

Particles reinforced MMCs have many advantages over monolithic metals including a higher specific modulus, higher specific strength, better properties at elevated temperatures and better wear resistance. SiC_p/Al6061 composites have good results in its mechanical properties. This work investigates SiC_p/Al6061 composites in the microscopic view and compares the analytical results with the experimental ones. The discrepancy of the material properties between the reinforced particle, SiC_p, and the matrix material, Al6061, appears to be so significant. Especially the coefficient of thermal expansion(CTE) of Al6061 is 5 times larger than that of SiC_p. Thermal residual stress in MMCs is induced at high temperatures. The shape of particle is various but the theoretical model is not able to consider the nonuniform shape. Particle distribution is not homogeneous in experimental specimen. However, it is assumed to be homogeneous in simulation model. The shapes of particles are assumed to be not only perfect global but hexahedral shapes. The types of particle distribution are two - simple cubic array(SC array) and face-centered cubic array(FCC array).

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

1. 서론

단섬유 및 입자 강화형 금속복합재료는 압출, 압연, 단조 등과 같은 2차 가공법으로 최종 형상에 가깝게 부품을 성형할 수 있으며 동시에 계면 접합 강도의 향상과 강화

재의 균일 분산 및 배양성을 개선하여 금속복합재료 자체의 기계적 성질을 증가시킬 수 있다.⁽¹⁾⁽²⁾ 금속복합재료의 제조 공정과 함께 강도 예측 기법의 개발은 활발하게 진행되고 있다. 복합재료의 강도 예측 방법은 혼합법칙(Law of mixtures), Shear lag 이론, Laminated

* 부산대학교 기계공학부
** 부산대학교 대학원

plate 이론, Eshelby 이론⁽³⁾과 유한요소법 등에 의하여 해석 되고 있다. 유한 요소법을 이용한 복합재료의 강도 해석은 탄-소성 영역까지 해석이 가능하기 때문에 가장 많이 사용되는 방법이다. 유한요소법은 계산이 비교적 복잡하여 해석 시간이 오래 걸리지만 계산 결과는 다른 해석 방법에 비하여 정확하다.

최근까지 유한요소법을 이용하여 해석한 연구 내용을 살펴보면 다음과 같다. Xu와 Watt는⁽⁴⁾ 세라믹 입자 한 개를 따로 분리하여 모델링한 후 인장하중 상태에서 Eshelby 모델의 해석과 FEM 2차원 해석 결과를 서로 비교하였다. Levy와 Papazian은⁽⁵⁾ SiC 단섬유 강화형 금속복합재료에 대해서 3차원 탄소성 유한요소 해석을 수행하였다.

강화재의 배열은 정방 및 육방 구조의 두 가지를 이용하였으며 단섬유의 종횡비도 변화에 따른 결과와 실험치를 비교하였다. 하지만 강화재의 체적함유율과 형상에 대한 고려는 이루어지지 않고 있다. Brockenbrough와 Zok는⁽⁶⁾ 입자 강화형 금속복합재료에 있어서 소성 변형에 따른 유동 응력의 특성을 2차원 유한 요소 모델을 이용하여 해석하였으며, Finot와 Shen 등은⁽⁷⁾ 입자 강화형 금속복합재료의 파단을 2차원 유한요소법으로써 해석하였다. 균열의 크기와 형상, 강화재의 배열 상태 및 체적함유율의 변화에 따른 영향을 파악하였다. Ho와 Saigal은⁽⁸⁾ 주조로 제조된 입자 강화형 금속복합재료에 있어서 냉각으로 인해서 발생하는 열잔류 응력의 효과를 3차원 유한요소모델을 이용하여 해석하였으나 기계적 거동을 다룬 이론치 및 실험치와 비교 분석이 이루어지지 않았으며 강화재의 배열도 단순입방 배열 1가지로 해석하였다. Kunar와 Singh은⁽⁹⁾ 그래파이트 섬유 강화형 금속복합재료에 있어서 열잔류 응력의 3차원 유한요소해석을 행하였고 강화재의 배열은 정방 배열과 육방 배열의 두 가지로 변화시켰다.

지금까지 발표된 연구 결과를 살펴보면 금속복합재료에 있어서 강화재 근처의 응력/변형률 분포와 기지재와 입자 사이의 계면 응력 특성을 살펴보았으나 실험결과와의 비교 검토가 충분히 이루어지지 않았으며, 단섬유와 입자 형태의 강화재에 적용시키기 위해서는 새로운 3차원 모델이 제안되어야 할 것이다.

따라서 본 연구에서는 SiCp/Al 복합재료를 입자의 배열과 형태를 고려한 3차원 열탄소성 유한요소 해석을 통하여 인장 하중 상태에서 강화재와 기지재 사이에 변형관계를 미시적으로 해석하였다. 그리고 고온 하중 상태에

서 강화재가 복합재료의 기계적 성질에 미치는 영향을 관찰하기 위해 열탄소성 변형 해석을 하였다. 이론 해석에서 강화재의 형상과 배열이 기계적 성질에 미치는 영향을 파악하기 위해 구형과 입방형의 강화재를 이용하여 단순 공간배열 및 면심입방배열과 같은 기본 모델을 제시하였으며, ANSYS를 이용하여 강도 해석을 하였다. 응력-변형률 관계를 도출하여 복합재료의 인장 실험 결과와 일치하는 변형해석 모델을 제안하고자 한다.

2. 기초 실험

복합재료를 제조하기 위하여 기지재를 액상선 이상의 온도(670℃)로 용해시킨 후 650℃로 예열된 강화재를 투입하였다.⁽¹⁰⁾ 이때에 교반기는 750rpm으로 회전하며 강제 교반을 하게 된다. 강제 교반된 용융상태의 복합재료를 200℃로 예열된 금형에 주입한 후 가압력 100MPa, 가압 속도 16mm/sec 그리고 30초 동안 가압 하여 빌렛을 제조하였다. 제조된 복합재료 빌렛은 지름 40mm이며 높이는 70~80mm 이다.

열간 압출을 위한 실험 장치는 25ton 만능 재료 시험기, 가열용 전기로, 압출 펀치, 상하부 컨테이너, 압출 다이 및 더미 블록으로 구성하여 압출 실험을 하였다.⁽¹¹⁾ 압출 조건으로 압출 비 8.51, 압출 온도 500℃, 압출 속도 2mm/min에서 제조한 시편으로부터 기계적 성질을 실험적으로 구하였다.

압출한 복합재료를 인장 시편으로 가공하여 T6 열처리 (530℃ 2hr → water quenching → 175℃ 8hr → air cooling)를 하였다. MTS를 이용하여 인장 실험을 하였으며 고온 인장 실험은 고온용 Chamber를 부착하여 실험하였다.

실험 조건은 Table 1과 같이 상온에서 300℃까지 설정하였고, 변형률 속도 $3.3 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$, $3.3 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$ 및 $3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$ 에서 각각 실험하였다. 총 12가지 조건에서 각 조건별로 시편 3개씩 실험하여 평균을 취하는 형식

Table 1 Conditions for tensile test of Al6061

$\dot{\epsilon}$ [sec ⁻¹]	T=25℃	T=100℃	T=200℃	T=300℃
3.3×10^{-3}	○	○	○	○
3.3×10^{-4}	○	○	○	○
3.3×10^{-5}	○	○	○	○

으로 모두 약 40여 개의 시편을 실험하였다. Fig.1과 Fig.2는 항복 응력(Yield stress, σ_y) 값과 탄성계수(Elastic modulus, E) 값을 도식화하였다. 항복 응력 값은 0.2% 오프셋 항복 응력 값을 취하였다.

3. 유한 요소 해석

3.1 물성치

유한 요소 해석을 위해 필요한 SiC_p와 Al6061의 입력 물성치는 Table2와 같다.

Table2에서 항복 응력(σ_y) 값과 탄성계수(E) 값은 인장 실험에 의해 구한 값으로 각 온도와 변형률 속도에 따른 값은 Fig.1과 Fig.2에 도식화하였다. 항복 응력 값은 0.2% 오프셋 항복 응력 값을 취하였다. 항복 응력과 탄성계수는 온도가 증가할수록 낮아지고, 변형률 속도가 증가할수록 작아진 것을 볼 수가 있다.

Fig.3(a)는 실험에 의해 구해진 응력-변형률 선도를 탄-선형경화소성체로 가정함에 따라 응력-변형률 곡선을 2개의 직선으로 단순화한 것이다. 기울기 E로 표시한 직선은 탄성영역을 선형화한 것이다. E_p는 소성 영역에서

기울기를 의미하며 유한 요소 해석을 위해 기지재의 응력-변형률 곡선을 탄-선형경화소성체로 가정함에 따라 얻어진 것이다. 소성영역의 직선은 응력-변형률 곡선에서 $\epsilon = 0.015$ 일 때 곡선상의 한점과 탄성영역의 직선이 $y = \sigma$

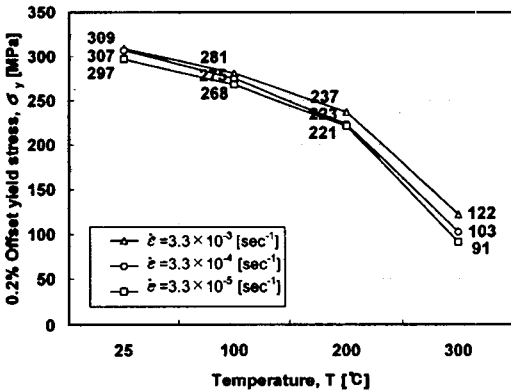


Fig. 1 Variation of yield stress with temperature and strain rate for Al6061

Table 2 Mechanical properties of Al6061 and SiC_p

Mechanical properties	Symbol	Unit	Al6061	SiC _p ¹⁾
Yield stress	σ_y	MPa	307~91	×
Elastic modulus	E	GPa	71~53	410
Poisson's ratio	ν		0.33	0.17
Coefficient of thermal expansion	α	$\mu m/mK$	23.6	4.3
Tangent slope in plastic region	E _p	MPa	917~0	×

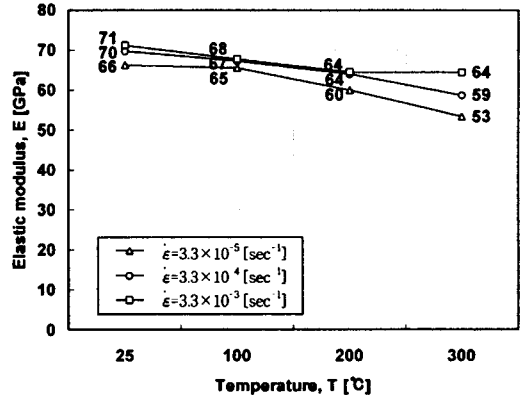
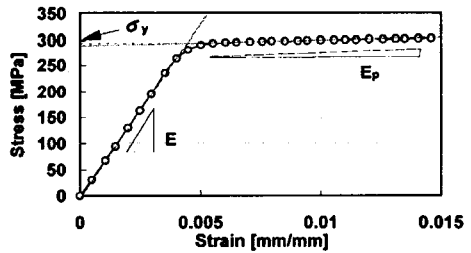
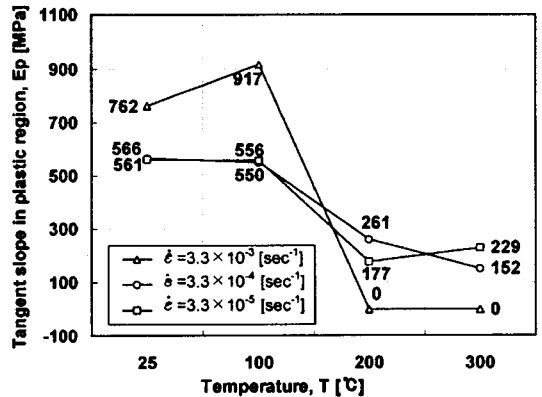


Fig. 2 Variation of elastic modulus with temperature and strain rate for Al6061



(a)



(b)

Fig. 3 Variation of tangent slope in plastic region with temperature and strain rate for Al6061

와 만나는 한점을 연결한 선이 되며 이 직선의 기울기는 E_p 가 된다. Fig.3(b)는 온도와 변형률 속도에 따른 E_p 값의 변화를 나타내고 있다.

강화재는 기지재에 비해 상대적으로 강한 취성을 가지므로 선형 탄성체로 가정하고 물성치는 온도와 변형률 속도 등에 크게 영향을 받지 않으므로 항상 일정한 값으로 가정하였다.

3.2 가정 및 경계 조건

복합재료의 이론 해석을 위해 필요한 가정은 다음과 같다.

- (1) 강화재의 형상은 완전 구형과 정육면체로서 동일한 형상과 크기를 가진다.
- (2) 불균일한 강화재의 배열을 대칭 구조인 단순 공간 격자와 면심 공간 격자 두 가지로 가정한다.
- (3) 기지재와 강화재는 내부 결합이 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 조건을 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.4는 단위 모델의 각 평면을 기호로 나타낸 것이다.

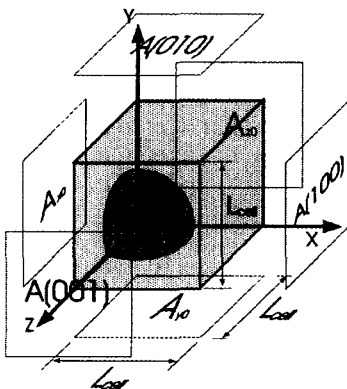


Fig. 4 Definition of each plane for boundary conditions in an unit model

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.4의 x, y, z 축을 지나는 3개의 평면(A_{x0} , A_{y0} , A_{z0})에 설정되며, 각 평면에 수직 방향 변위와 전단력은 모두 0 이다.

$$U_x = U_y = U_z = 0 \quad (1)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (2)$$

단위 모델의 응력과 변형률 관계를 구하기 위하여 y축 방향으로 단축 인장 하중을 가하였다. 평면A(010)에 +y 축 방향으로 변위를 가함으로써 단축 인장 하중이 작용하는 것으로 하였다. 변형 전에 단위 모델의 한 변의 길이를 L_{cell} 이라 하고 하중면A(010)이 $y = L_{cell} + 0.01 \cdot L_{cell}$ 위치로 이동하게 되면 변형률 ϵ 은 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_{yy} = \frac{(\text{인장변형된 길이})}{(\text{최초의 길이})} = \frac{0.01 L_{cell}}{L_{cell}} = 0.01 \quad (3)$$

(이후 ϵ_{yy} 는 ϵ 로 나타낸다)

변형률을 최초 0에서 0.015까지 15단계로 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 $4L$ 만큼의 변위가 가해 지더라도 평면은 변형 후에도 평면을 유지해야 하므로 식 (5)를 만족해야 한다.

$$u_y(i) = U_y \quad (U_y = \epsilon \cdot L_{cell}, \text{ 각 노드 } i\text{에 대해}) \quad (4)$$

(2) 평면A(100)과 평면A(001)

+y 축 방향으로 단축 인장 하중이 가해지면 프와송 비에 의해 평면A(100)과 평면A(001)이 -x 방향과 -z 방향으로 변형이 발생하게 된다. 만약 평면A(100)과 평면A(001)에 구속 조건을 설정하지 않고 자유 표면 상태로

두께 되면 Fig.5(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)와 평면A(001)에 변형 구속 조건이 주어지게 된다. 변형 구속 조건은 식(5)와 (6)을 만족하며 Fig.5(b)와 같이 평면A(100)와 평면A(001)은 변형 후에도 평면을 유지하도록 한다.

$$u_z(i) = U_z \text{ (평면A(001), 각 노드 } i \text{에 대해)} \quad (5)$$

$$u_x(i) = U_x \text{ (평면A(100), 각 노드 } i \text{에 대해)} \quad (6)$$

고온에서 탄-소성 해석을 위해 설정한 온도(100℃, 200℃, 300℃)에서도 마찬가지로 전 부분이 균일하게 설정된 온도를 유지하는 조건을 설정하여 계산하였다.

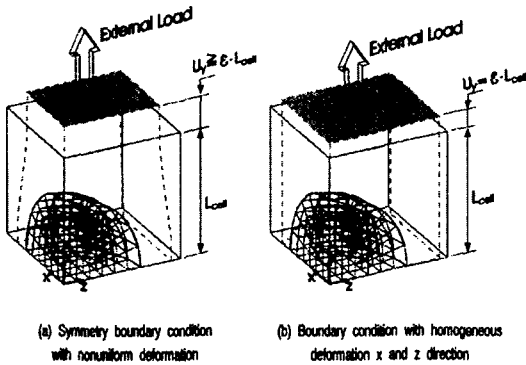


Fig. 5 Different shape of unit cell by boundary conditions

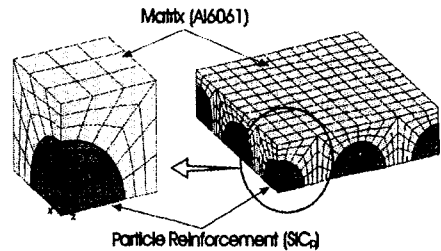
3.3 3차원 유한 요소 해석

3.3.1 해석 모델

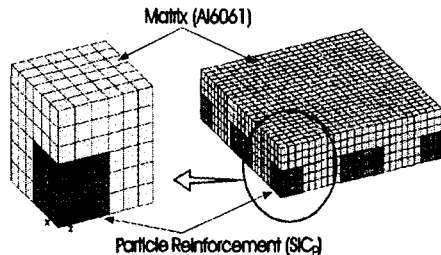
단위 모델에서는 변형 구속 조건이 설정된 평면A(001)과 평면A(100)이 자유 표면이 되어 변형 후에 평면을 유지하지 못하게 된다. 따라서 해석을 위한 모델은 단위 모델을 +x 축 방향과 +z 축 방향으로 대칭 조건에 맞게 단위 모델을 추가로 덧붙였다. Fig.6(a)(b)에서와 같이 SC 모델과 HEX 모델의 경우 1개의 단위 모델을 기준으로 +x 방향으로 4개, +z 방향으로 4개를 덧붙여 총 4×4개의 단위 모델을 하나의 해석 모델로 설정하였다. FCC 모델의 경우는 요소와 절점의 수가 다른 2개의 모델에 비해 약 4배 정도이므로 Fig.6(c)와 같이 2×2개의 단위 모델이 합쳐진 해석 모델로 설정하였다. 해석 모델

은 단위 모델에 비하여 계산 시간은 길어지지만 변형 구속 조건을 만족하는 정밀한 해를 얻을 수 있는 이점이 있다.

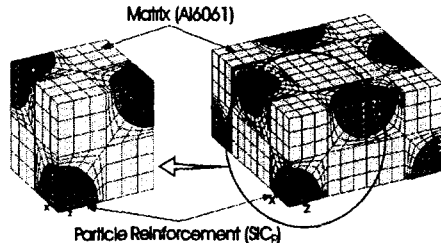
해석 모델에 포함된 단위 모델의 평면A(001)과 평면A(100)이 변형 후에도 평면을 유지하는지를 검증하였다. 검증 방법은 변형률이 0에서 0.015까지 증가 될 때 매 단계마다 단위 모델의 A(001)평면과 A(100)평면에서 각 절점의 변위를 조사하였다. 단위 모델의 한 변의 길이를 $L_{cell}=1$ 로 하였을 때 각 절점의 최대 변위값과 최소 변위값의 차이가 $|u(i)_{max} - u(i)_{min}| \leq 10^{-4}$ 범위에 들도록 하여 변형전·후에 있어서 평면의 유무를 판단하였다.



(a) Analysis model 4×4 unit cells for SC model (3024 elements, 3922 nodes)



(b) Analysis model (4×4 unit cells) for HEX model (3456 elements, 4375 nodes)



(c) Analysis model (2×2 Unit cells) for FCC model (3888 elements, 4183 nodes)

Fig. 6 Unit model and analysis model for the simulation

3.3.2 단축 인장 해석

강화재의 배열과 형태에 따른 응력과 변형률의 관계를 비교하기 위해 잔류응력을 고려하지 않고 상온에서 단축 인장 해석을 하였다. 해석 모델은 하중 조건에 의해 $\epsilon = 0.001 \sim 0.015$ 의 범위내에서 15단계로 변형률을 증가시켜 인장 하중을 받게 된다. 각 변형률에 해당하는 인장 응력은 해석 모델 중 단위 모델의 하중면인 평면A(010)의 반력을 단면적(L_{cell}^2)으로 나눈 값을 의미한다.

Table 1의 조건 중 3가지 변형률 속도에서 최대 변형률 속도와 최소 변형률 속도를 SC, HEX 및 FCC 모델에 적용하여 계산하였다.

3.3.3 고온 단축 인장 해석

온도 100℃, 200℃, 300℃에서 응력-변형률 관계를 상온에서 응력-변형률 값을 도출한 방법과 동일하게 계산하였다. 고온 인장 실험에 의하여 기계적 성질을 예측할 경우는 고온 상태에서 외부 하중이 가해지기 전에 잔류응력이 내부에 분포하게 된다. 따라서 본 연구에서는 고온 인장실험시 설정 온도에서 발생하는 열응력을 고려하여 단축 인장 상태의 응력-변형률의 관계를 계산하였다.

4. 계산 결과 및 고찰

4.1 상온에서 이론치와 실험치의 비교

Fig. 7은 3가지 모델에 대한 응력-변형률 관계의 계산 결과를 본 연구실에서 제조한 $SiC_p/Al6061$ 복합재료를 압

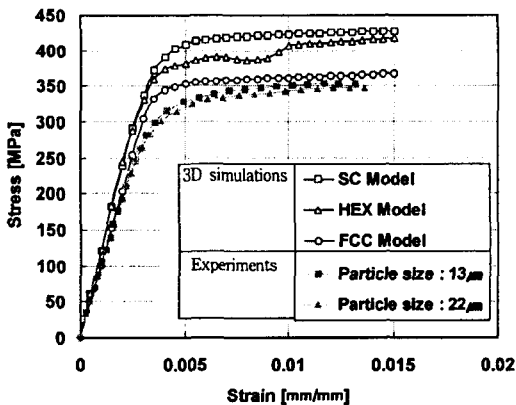


Fig. 7 Comparison of 3 models's simulation results and experimental results of $V_f = 15\%$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$ and $T = 25^\circ \text{C}$

출 가공한 시편의 인장 실험 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 인장실험에서 변형률 속도가 최소($\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$) 일 때에 구한 기지재의 물성치를 해석의 입력 데이터로서 이용하였다. 3가지 모델 중에 FCC 모델이 가장 낮은 강도를 나타내고 있어서 실험치와 가장 근사한 결과를 보이고 있다. 따라서 본 논문에서 제시한 3가지 모델중에서 FCC 모델의 기지재가 SC 및 HEX 모델의 경우보다 상대적으로 낮은 하중에서 항복되기 때문에 강도가 가장 적은 값으로 계산되었다.

Fig. 8은 3가지 모델의 이론 해석에서 구한 0.2% 율셋 항복 응력과 탄성 계수를 실험 결과와 비교한 것이다. SC 모델, HEX 모델 및 FCC 모델에 대한 항복 응력은 각각 412, 384, 355MPa이며, 이때 탄성 계수는 각각 121, 123, 102GPa로서 항복응력은 SC 모델이, 탄성 계수는 HEX 모델이 가장 큰 값을 나타내고 있다.

압출 실험에 의하여 제조된 금속복합재료의 강도는 계산치 보다 모두 낮게 나왔으며 강화재의 크기가 13μm인 경우가 22μm보다 강도가 항복강도 측면에서 조금 크게 나타났다. 또한 이론 해석 결과 구형의 강화재에 비하여 90° 각을 지닌 정육면체 형태가 동일한 배열에서 낮은 강도를 나타내고 있다. 즉 강화재의 형태가 복합재료의 강도에 영향을 미친다는 결과를 추측할 수 있다.

Fig. 9는 저배율과 고배율에서 관찰한 복합재료의 조직 사진을 나타낸 것이다. Fig. 9(a)는 강화재가 전체적으로 균일하게 분산되어 있으나 부분적으로는 뭉쳐있는 크러스트 조직이 있었다. 10배 확대하여 촬영한 사진이 Fig. 9(b)와 Fig. 9(c)에서 보여주는 바와 같이 복합재료

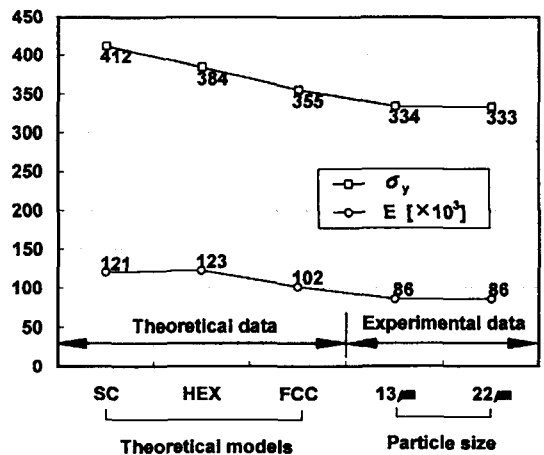
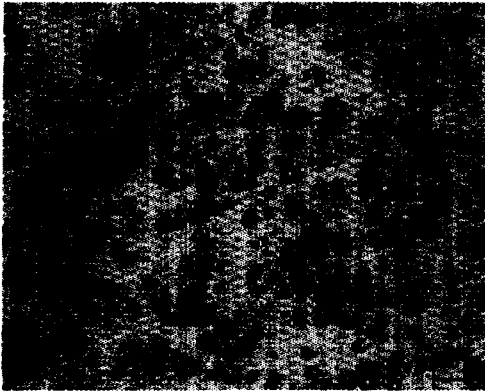


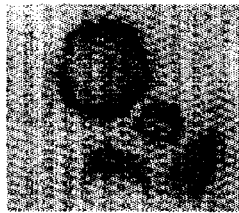
Fig. 8 Variation of elastic modulus and yield stress



(a) Nonuniform SiC particle distribution



(b) A polyhedral shaped particle



(c) A spheric shaped particle

Fig. 9 Cross section of SiC_p/Al6061

의 강화재 형상이 90° 이하의 예리한 모서리를 가지고 있는 입자가 존재하는 것을 관찰할 수가 있다.⁽¹²⁾⁻⁽¹⁴⁾ 따라서 복합재료에 있어서 이러한 불규칙한 강화재의 형상따라 이론치의 강도에 영향을 미친다는 것을 예측할 수 있다.

강화재의 배열 형태와 강화재의 형상에 따라 강도가 다르게 나온 원인을 고찰하기 위해 상당 응력과 상당 소성 변형률 분포를 중심으로 고찰하였다. 또한 복합재료의 주요한 기계적 특성이 선형 탄성체로 가정된 강화재보다는 기지재에 의해 좌우되므로 기지재 영역을 중심으로 결과를 관찰하였다.

Fig.10 이후의 3차원 분포도는 0.2%윽셋 항복 강도를 기준으로 탄성 영역 내의 변형률 $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$ 와 항복 응력을 초과한 변형률 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 에서 계산된 결과이다. SC 모델에 대하여 탄성 구간인 $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$ 에서는 다음과 같은 5가지 사항에 대한 분포도를 나타내어 변형 해석을 고찰하였다.

- (1) 상당 소성 변형률 (Equivalent plastic strain, $\bar{\epsilon}_p$)
- (2) 상당 응력 (Equivalent stress, $\bar{\sigma}$)
- (3) 정수압 응력 (Hydrostatic stress, σ_h)

(4) +y 축방향의 수직응력 (Stress in the y direction, σ_{yy})

(5) +z 축방향의 수직응력 (Stress in the z direction, σ_{zz})

항복 조건이 Von-Mises 항복 조건에 따르므로 재료의 소성 변형은 상당 응력에 의해 좌우된다. 즉 상당 응력 분포로 내부 응력 분포를 판단할 수 있으며, 상당 소성 변형률 분포를 관찰하여 소성 변형이 발생하는 부분을 관찰하였다. 그러나 상당 응력 값은 항상 양의 값을 가지므로 인장과 압축 응력 여부를 판단하지 못하게 되어 정수압 응력 분포가 필요하게 된다. 그리고 상당 응력 분포와 정수압 응력 분포를 정확히 분석하기 위해서 하중 방향(y축방향)의 응력, 변형률 분포와 z축 방향의 상당 응력 분포를 관찰하였다.

0.2%윽셋 항복 강도를 넘어 소성 변형이 시작되는 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 에서는 응력과 변형이 진행되는 전체적인 경향을 파악하기 위해 상당 응력 분포, 정수압 응력 분포와 상당 소성 변형률 분포를 나타내었다.

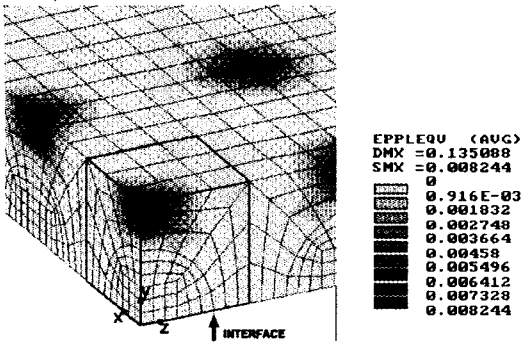
4.1.1 구형 강화재-단순 공간 복합재료 모델 (SC 모델)

Fig.10~14는 앞에서 언급한 5가지의 내부 분포도를 나타낸 것이다. Fig.11의 상당 소성 변형률 분포와 Fig.11의 상당 응력 분포가 가장 중요한 의미를 가지므로 $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$ 와 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 에서 탄성 영역에 대한 결과와 소성 영역에 대응하는 결과를 비교하였다.

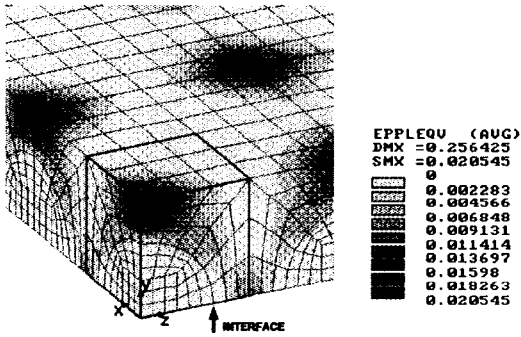
Fig.10는 변형률이 $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$ 와 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 일때 상당 소성 변형률 분포를 각각 나타낸 것이다. Fig.10(a)는 0.2%윽셋 항복 강도에 도달하기 전임에도 불구하고 국부적으로는 이미 상당한 소성 변형이 발생한 것을 볼 수 있다. 소성 변형이 발생한 부분은 단축 인장이 가해지는 y축을 따라 강화재의 바로 윗 부분을 중심으로 최대 소성 변형이 발생하였으며, Fig.10(b)는 탄성 범위를 벗어난 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 상태에서 소성 변형이 강화재 주위로 확대됨을 보여주고 있다.

Fig.11의 상당 응력 분포를 보면 Fig.10에서 본 바와 같이 Fig. 11(a)의 $\epsilon=0.3 \times 10^{-2}$ 에서 국부적 소성 변형이 발생한 부분의 상당 응력은 283~352MPa로서 기지재 Al6061의 항복 응력 297MPa를 초과하였음을 알 수 있다. 이에 반해 강화재는 421~768MPa 정도의 상당히 큰 상당 응력이 작용하고 있음을 알 수 있다.

Fig.11(b)의 0.2% 윽셋 항복 강도를 초과한 변형률 $\epsilon=0.5 \times 10^{-2}$ 에서는 변형률이 증가됨에 따라 소성 변형이

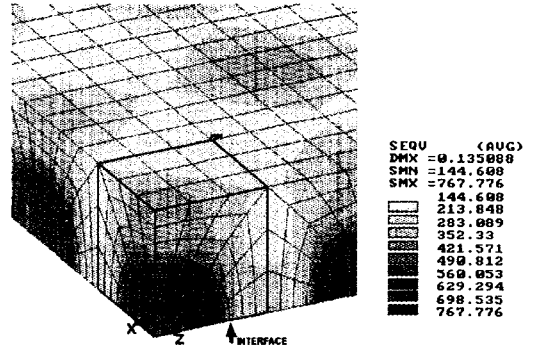


(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$

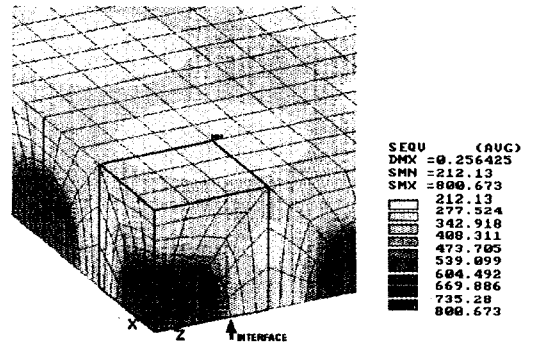


(b) $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

Fig. 10 Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}$) contour in SC model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$



(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



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

Fig. 11 Equivalent stress contour ($\bar{\sigma}$) in SC model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

기지재 영역으로 확대됨을 볼 수 있다. 전체 영역에 걸쳐 상당 응력이 증가됨을 알 수 있으며 특히 강화재 영역보다는 기지재 영역에서 상당 응력이 더욱 증가됨을 알 수 있다. 위와 같은 원인은 초기 변형에는 강화재가 많은 응력을 받다가 어느 정도 변형이 진전되면 기지재가 받는 응력이 상대적으로 높은 비율로 증가되기 때문이다. 강화재를 선형 탄성체로 가정하였으므로 소성 변형은 발생하지 않고 상대적으로 강도가 약한 기지재가 받는 응력이 감소되어 결과적으로는 복합재료의 기계적 성질을 향상시킬 수 있을 것으로 사료된다. 그러나 Fig.10(a)과 같이 기지재에 국부적으로 변형이 집중되면 부분적인 파단이 발생하여 복합재료의 연성을 크게 떨어뜨리게 될 것이다.

따라서 Fig.10(a)와 Fig.11(a) 같은 분포가 발생한 원인을 고찰하기 위해서 정수압 응력 분포, y축 방향과 z

축 방향의 응력 분포를 조사하였다.

Fig.12는 변형률이 $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ 일때 정수압 응력 분포를 나타낸 것이다. 정수압 응력은 x, y, z축 방향의 응력을 평균한 값으로 상당 응력에 비해 값의 크기는 큰 의미가 없지만 음의 값을 가질 수가 있어 압축 응력 분포를 고찰하는데 사용된다. Fig.12에서 -59MPa 크기의 압축 정수압 응력이 기지재와 강화재의 계면 접합 부분인 'Interface' 라 표시된 부분에서 발생하였다. 따라서 Fig.11(a)에 동일한 'Interface' 라고 표시된 위치에서 압축 상당 응력은 283~352MPa이라고 판단할 수 있다. 압축 응력이 발생하는 원인은 다음에 나올 z축 방향의 응력 분포를 관찰하면 알 수 있다.

Fig.13(a)은 y축 방향의 응력 분포를 나타내고 있으며 'A' 와 'B' 부분의 응력이 가장 큰 차이를 이루고 있음을 알 수 있다. 'A' 영역에서 기지재는 123~196MPa 크

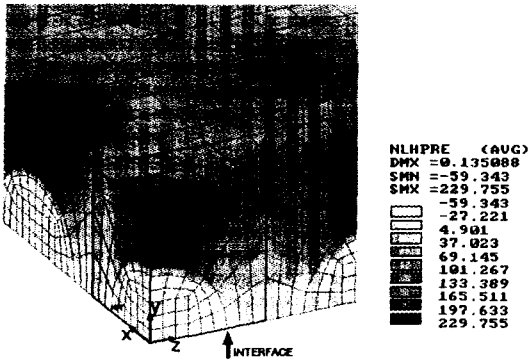
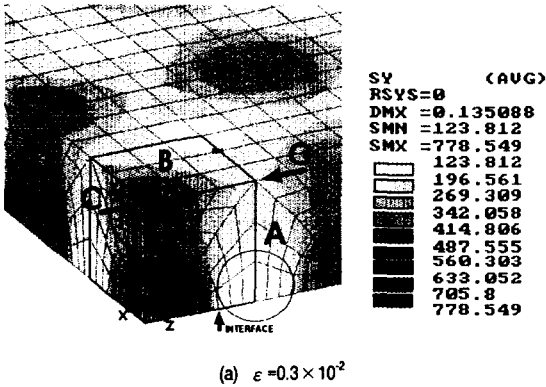
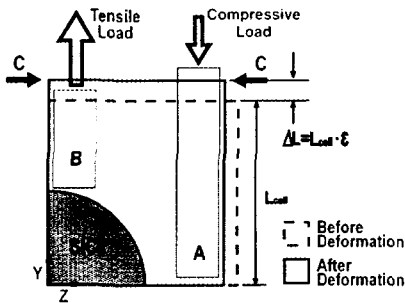


Fig. 12 Hydrostatic stress contour (σ_x) in SC model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, and $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



(b) Schematic diagram for the deformation of 'A' and 'B'

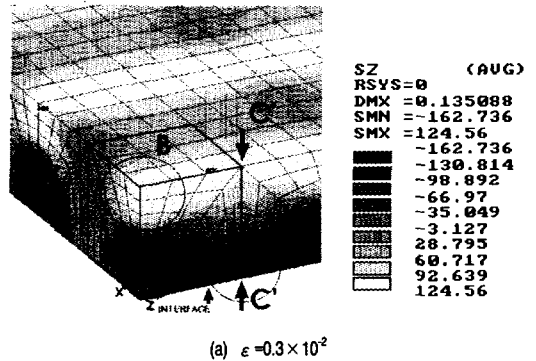
Fig. 13 Stress contour in the y direction (σ_y) in SC model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, and $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$

기의 y축 방향의 응력을 가지는 반면 'B' 영역에서는 342~414MPa로서 'A' 영역에 비해 약 2배 이상의 큰 값을 가진다. 'A'와 'B' 영역에서 응력 차이의 원인은 Fig.13(b)에서 개략적인 그림으로 고찰하였다. 취성이

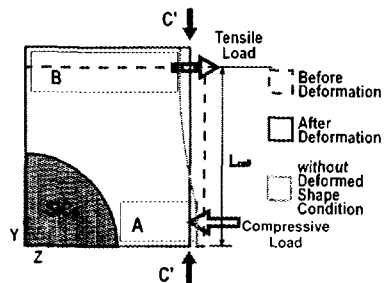
강한 강화재가 하중 방향을 따라 'B' 영역에 위치하고 있다. 기지재만 존재하는 'A' 영역에 비해 'B' 영역은 인장 변형을 받는 기지재의 길이가 상대적으로 짧아 전체 변형(ΔL)에 의한 (C-C) 선까지 변형이 미치지 못하게 된다. 따라서 'A' 영역은 (C-C) 선에 대해 초과한 길이 만큼 압축을 받게 되고 상대적으로 'B' 영역의 기지재는 인장을 받게 된다.

Fig.14(a)은 z축 방향의 응력 분포로서 Fig.13(a)와 동일한 'A'와 'B' 영역에서 가장 큰 응력 값의 차이를 나타내고 있다. (C'-C') 선이 이루는 면이 변형 경계 조건을 만족하는 수직인 면으로 (C'-C') 선을 중심으로 'A' 영역은 압축을 'B' 영역의 기지재는 인장을 받게 된다. 따라서 Fig.14(a)의 분포에서 'A'는 -162~-130MPa 압축 응력이, 'B'는 92~124MPa 인장 응력이 분포함을 알 수 있다.

Fig.14(b)는 하중 방향에 수직하게 (C'-C')선까지 변형되는 것을 나타내고 있다. 횡방향 변형량은 'B' 영역이 'A' 영역에 비하여 크게 나타나기 때문에 횡방향으로 변



(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



(b) Schematic diagram for the deformation of 'A' and 'B'

Fig. 14 Stress contour to the z direction in SC model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, and $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$

위 구속을 받게되면 'B' 영역과 'A' 영역에 각각 인장응력과 압축 응력이 작용한다는 것을 알 수 있다.

Fig.13(a)과 Fig.14(a)의 방향별 응력 분포를 연관시켜 살펴보면 Fig.10(a)에서 지지재 영역에서 국부적인 상당 소성 변형이 일어나는 원인을 알 수 있다. Fig.13(a)과 Fig.14(a)의 'B' 영역에서 소성 변형이 집중적으로 발생한 원인은 Fig.13(a)의 y축 방향의 응력이 342~414MPa로서 상당히 큰 응력이 분포되어 있기 때문으로 볼 수 있다.

Fig.10~Fig.14에서 SC 모델의 상당 소성 변형을 분포, 상당 응력 분포, 정수압 응력 분포, y 및 z 방향의 응력 분포 등을 통해 얻은 결론은 강화재와 강화재가 근접하게 위치하고 있을 때 그 사이의 지지재는 강화재의 영향을 크게 받아서 응력과 소성 변형이 집중적으로 발생한다는 것이다. 특히 Fig.13(a)의 'B' 부분과 같이 강화재 주위의 지지재 가운데 하중 방향(y축 방향)으로 위치한 지지재의 영역에서 Fig.10(a)와 같이 최대 소성 변형이 분포하게 된다. 그러나 강화재가 하중 방향으로 전혀 존재하지 않고 지지재로만 이루어진 Fig.13(a)에 표시한 'A' 부분의 응력은 Fig.10(a)의 상당 소성 변형을 분포에서 최소 소성 변형을 값을 가지게 된다. 따라서 강화재 사이의 거리가 근접하게 되면 강화재 사이에 있는 지지재는 국부적으로 큰 소성 변형을 받게 되어 복합재료의 강도를 저하시키는 요인이 될 수 있다. Fig.9에서 보여주는 바와 같이 부분적으로 응집된 강화재의 덩어리는 복합재료의 결함으로 간주 될 수 있음을 예측 할 수 있다.

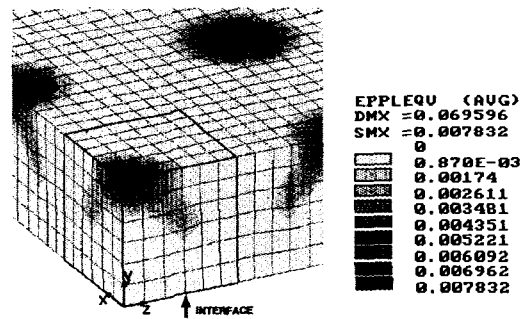
4.1.2 정육면체 강화재-단순 공간 복합재료 모델 (HEX 모델)

SC 모델과 동일한 강화재 배열이므로 전반적인 분포는 유사하게 관찰되었다. 그러나 강화재의 형태가 구형과는 달리 정육면체로서 90° 모서리 부분에 큰 응력 집중을 받게 된다. 따라서 육면체의 모서리 부분은 다른 부분에 비하여 상대적으로 큰 응력과 소성 변형이 발생할 것으로 예상된다.

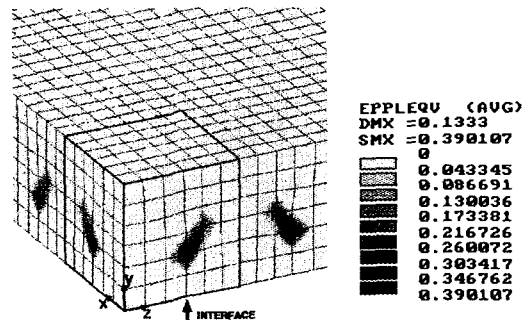
Fig.15는 상당 소성 변형을 분포를 나타내고 있다. Fig.15(a)의 $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ 에서 변형을 분포는 Fig.10(a)의 SC 모델과 유사한 분포를 보이고 있지만 육면체 강화재의 모서리 부분에서도 소성 변형이 발생하였음을 알 수 있다. Fig.15(b)의 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일 때의 변형을 분포는 Fig.10(b)와 달리 강화재의 모서리 부분에서 소성 변형이 집중되어 있다.

Fig.16의 상당 응력 분포는 Fig.11과 전반적으로 유사한 경향을 보이고 있다. 그러나 SC 모델의 경우는 응력 구배가 크지 않고 균일한 반면 Fig.16(b)와 같이 육면체 강화재의 경우는 상당한 응력 구배가 보인다. 특히 하중 방향(y축 방향)의 강화재와 지지재의 계면 부분을 중심으로 최고 769MPa 크기의 상당 응력이 분포하는 반면에 강화재의 중심부에는 최저 108MPa 크기의 상당 응력이 분포하게 된다. 이러한 강화재 영역에서 큰 폭의 불 균일한 응력 분포는 취성이 강한 강화재가 국부적으로 파괴되는 원인이 될 수 있다.

Fig.9(b)에서 보여주는 바와 같이 강화재를 확대하여 관찰해 보면 90° 이하의 예리한 각도를 가진 강화재들이 많이 존재하고 있음을 알 수 있다. 강화재의 모서리 부분에서 큰 응력 집중이 발생하여 하중이 증가되면서 내부 파단 발생의 원인이 될 수 있다고 생각된다.

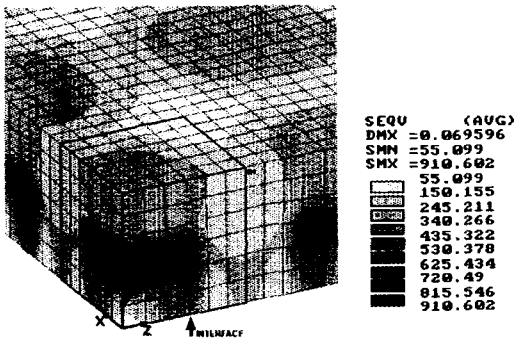


(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$

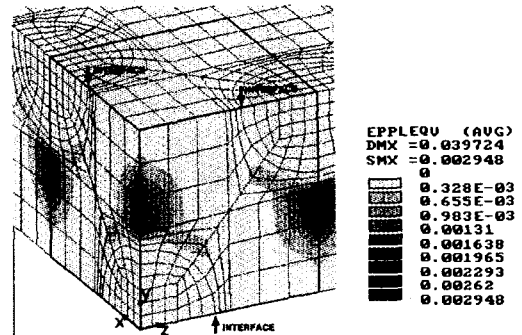


(b) $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

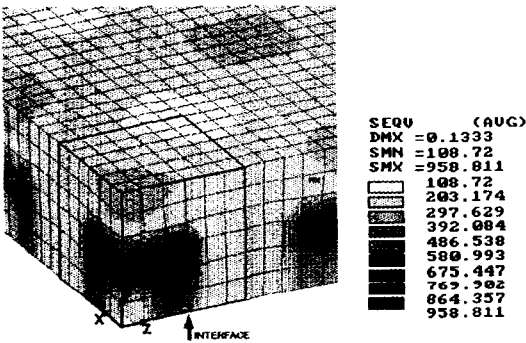
Fig. 15 Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}_p$) contour in HEX model for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$



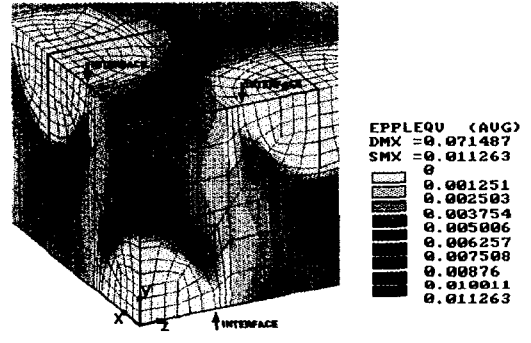
(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



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



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

Fig. 16 Equivalent stress ($\bar{\sigma}$) contour in HEX model

$T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

Fig. 17 Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}_p$) contour in FCC model

for $T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

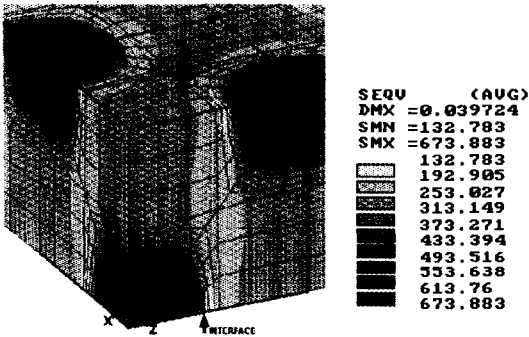
4.1.3 구형 강화재-면심 공간 격자 복합재료 모델 (FCC 모델)

SC 모델에서 고찰한 바와 같이 강화재와 강화재 사이에 존재하는 기지재는 강화재 사이의 거리가 가까울수록 응력과 소성 변형을 많이 받게 된다. 특히 하중 방향과 나란히 배열된 강화재 사이에 위치하는 기지재는 강화재의 거리에 큰 영향을 받는다. SC 모델의 경우는 강화재의 배열이 하중 방향으로 나란히 배열되어 있는 부분과, 강화재가 없이 기지재만 연속된 부분이 존재하여 부분적으로 큰 소성 변형률의 차이를 보이고 있다. 그러나 FCC 모델의 경우는 집중적인 소성 변형은 발생하지 않고 SC 모델에 비하여 균일한 분포를 나타내고 있다. 이러한 균일한 분포는 강화재간의 거리가 상당히 떨어져 있어 기지재에 미치는 영향이 SC 모델의 경우에 비하여 상대적으로

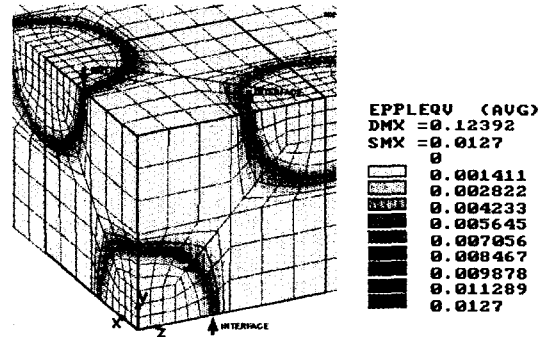
로 적기 때문인 것으로 생각된다.

Fig.17는 변형률이 각각 $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ 와 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일 때 상당 소성 변형률 분포를 나타낸 것이다. Fig.17(a)에서 Fig.17(b)로 변형률이 증가 할 수록 기지재의 전 영역으로 소성 변형이 확산되는 것을 관찰할 수 있다. SC 모델의 상당 소성 변형률 분포인 Fig.10(b)에서는 균일하지 못한 국부적인 소성 변형이 발생한 것을 관찰하였으나 FCC 모델의 경우는 Fig.17(b)과 같이 비교적 기지재의 전 영역에서 균일한 소성 변형률이 분포함을 알 수 있다.

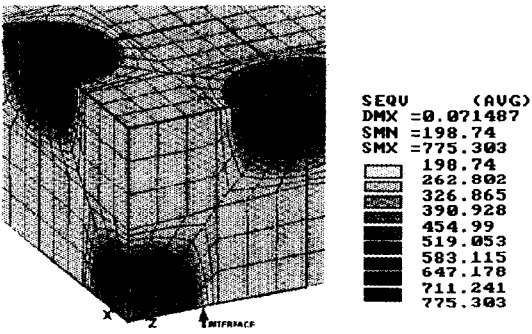
Fig.18는 변형률이 각각 $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ 와 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일 때 상당 응력 분포를 나타내고 있다. Fig.18(a)에서 강화재의 대부분의 영역이 433~494MPa정도 응력을 받고 있는 것으로 관찰되었다. 이 값은 SC 모델의 560~629



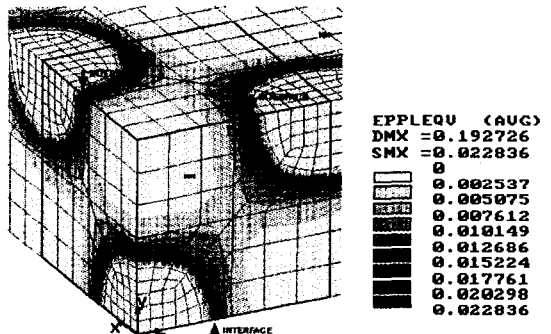
(a) $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$



(a) T=200°C



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



(b) T=300°C

Fig. 18 Equivalent stress ($\bar{\sigma}$) contour in FCC model for

$T = 25^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0.3 \times 10^{-2}$ and $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$

Fig. 19 Equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}_p$) contour in FCC model

for $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0$ and $T = 200 \sim 300^\circ\text{C}$

에 비해 상대적으로 낮은 값으로써 FCC 모델에서는 강화제가 SC 모델에 비해 적은 응력을 받게 된다. 결국 강화제보다 강도가 낮은 기지재가 받는 응력이 커지게 되어 Fig.18(b)의 $\epsilon = 0.5 \times 10^{-2}$ 일때는 대부분의 기지재 영역에서 262~326MPa 정도의 상당 응력이 분포하고 있음을 알 수 있다. 그 결과 Fig.7의 응력 변형률 선도에서 보여주는 3가지 이론 모델 중 FCC 모델이 가장 낮은 강도를 가진다고 볼 수 있다.

이상 3가지 모델 중에 SC 모델이 HEX 모델과 FCC 모델에 비하여 비교적 정성적으로 응력과 변형률 분포가 뚜렷하여 자세히 고찰하였다. FCC 구조가 실험실에서 제조한 복합재료의 응력-변형률 결과에 접근한 모델이지만 단지 정량적인 차이가 있을 뿐 복합재료의 정성적인 특징은 SC 구조가 더 관찰하기에 용이한 면이 많았다.

강화제 형상의 차이 때문에 HEX 모델이 SC 모델보다 낮은 강도를 나타내고 있다. 위의 또 다른 원인은 육면체의 모서리 부분에 응력 집중이 발생하였기 때문인 것으로 사료된다. FCC 모델이 결과적으로 복합재료와 가장 유사한 응력-변형률 관계를 보이고 있다.

SC 모델에서 고찰된 바와 같이 강화제 사이의 거리가 기지재에 큰 영향을 주게 되는데 FCC 모델에서 강화제 사이의 거리는 SC 배열에 비하여 상대적으로 먼 거리를 유지하고 있어서 FCC 모델의 응력-변형률 관계가 복합재료의 실험 결과와 가장 근접한다고 볼 수 있다.

4.2 온도를 고려한 FCC 모델

Fig.19~21은 상온에서 3개의 모델 결과 중 실험치와 가장 유사한 결과를 보이는 FCC모델을 선택하여 강화제

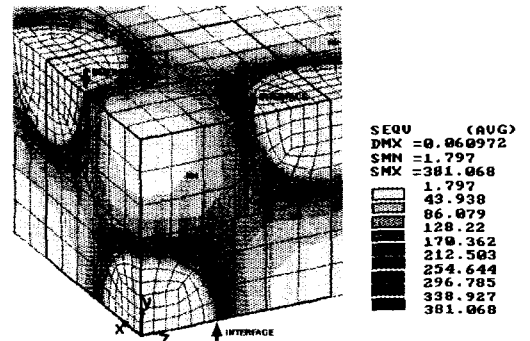
의 체적함유율(V_f)가 15%일 때 100℃, 200℃, 300℃에서 해석한 결과이다. 이 때 온도는 시간과 무관하게 모든 절점에 균일하게 주어진다.

Fig.19는 200℃와 300℃에서 하중이 가해지지 않은 상태($\epsilon=0$)에서 이미 열팽창 계수의 차이로 인하여 내부에 소성 변형이 발생하고 있음을 보여주고 있다. 100℃에서는 소성 변형이 발생하지 않았으며 200℃와 300℃에서 대부분의 상당 소성 변형은 강화재의 계면을 중심으로 집중되어 있다. Fig.19(b)의 300℃에서는 소성 변형이 강화재가 근접한 부분의 기지재 영역으로 확산되는 경향을 보여주고 있다.

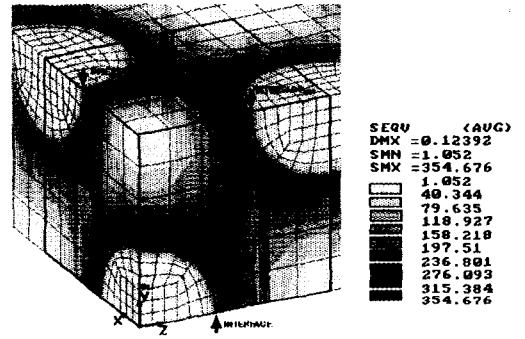
Fig.20은 온도에 따른 상당 응력 분포를 나타낸 것이며, Fig.21은 상당 응력이 압축과 인장 여부를 구별하기 위한 정수압 응력 분포이다. 이 두 가지 분포를 비교하여 볼 때 대부분의 기지재 영역은 압축 잔류응력이 존재하며 강화재 주위에서 큰 인장 응력이 발생한 것을 볼 수가 있다. 기지재의 압축 잔류응력은 거시적으로 인장 하중이 가해지는 상태에서 강도를 증가시키는 효과를 유발시켜 복합재료에 좋은 영향을 끼치게 된다. 그러나 계면 주위에서의 국부적인 인장 잔류응력은 초기 결함으로 작용할 수가 있기 때문에 계면의 분리 현상(Debonding)이나 초기 파단 발생의 원인이 된다.

Fig.22와 Fig.23은 온도를 고려한 인장 강도의 결과를 도식화한 것이다. Fig.23의 항복 응력 값은 온도가 상승함에 따라 감소하고 있지만 Fig.1의 순수 기지재의 항복 응력보다는 높은 값을 나타내고 있다. 그러나 각 온도 변화에 따른 항복 응력의 증가는 온도가 상승함에 따라 감소하는 경향을 볼 수 있다. Fig.1에서 $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$ 일 때 기지재의 항복 응력 값과 Fig.23의 항복 응력 값을 비교하면, 상온에서 20%, 100℃에서 17%, 200℃에서 10% 그리고 300℃에서 2%의 항복 응력 값이 증가 하였음을 알 수 있다. 따라서 고온일수록 복합재료의 항복 응력의 증가치는 감소하는 결과를 얻을 수 있었다.

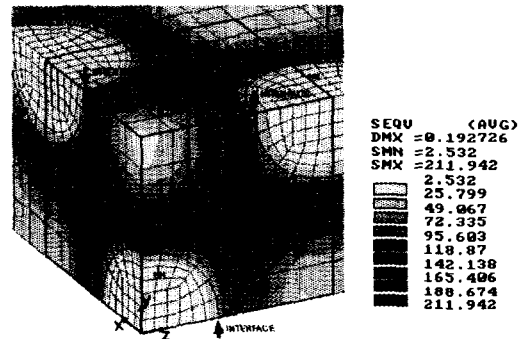
지금까지 제안되어진 3가지 모델을 통하여 강화재 배열 구조와 강화재의 형상을 고려하여 해석한 결과, Fig.7에서 보여주는 바와 같이 동일한 SC 배열일지라도 강화재의 형상 변화에 따라 강도 차이가 많이 발생하였고 구형보다는 육면체의 다면체 형상이 실험치와 근접한 결과를 보이고 있다. 이와같은 원인은 Fig.9(c)처럼 구형과 유사한 형상을 가지는 강화재가 있는 반면 Fig.9(b)처럼 다면체의 불규칙한 형상을 가지고 있으며 90° 이하의 예리한 각도를 지닌 강화재 입자들이 많기 때문이다.



(a) T=100℃



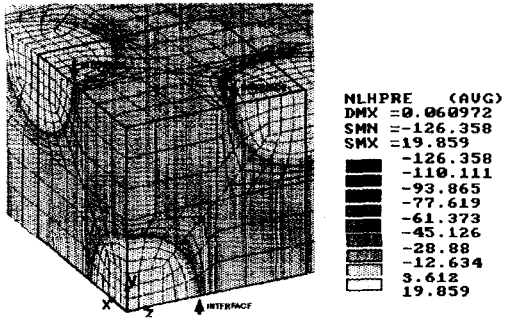
(b) T=200℃



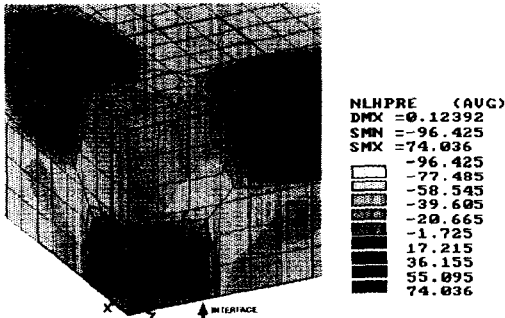
(c) T=300℃

Fig. 20 Equivalent stress contour ($\bar{\sigma}$) in FCC model for $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0$ and $T = 100^\circ\text{C} \sim 300^\circ\text{C}$

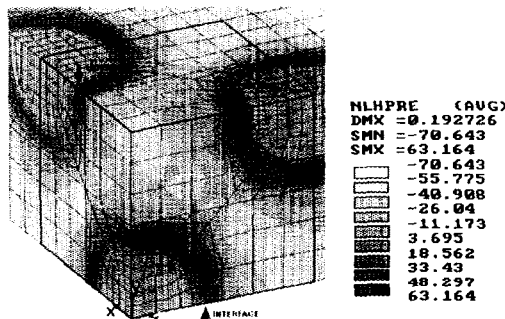
강화재와 기지재가 완전 접합으로 가정되었으나 해석 모델의 상당 응력과 상당 소성 변형을 분포를 고찰한 결과는 계면에 응력이 집중되어 접합 강도를 저하시키는 원



(a) T=100°C



(b) T=200°C



(c) T=300°C

Fig. 21 Equivalent stress contour (σ_x) in FCC model for $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$, $V_f = 15\%$, $\epsilon = 0$ and $T = 100 \sim 300^\circ\text{C}$

인이 될 수 있다.

Fig.9(b)에서 보여 주듯이 강화재가 직접 접촉된 부분은 계면 접합이 전혀 이루어지지 않아 체적 함유율이 증가할 수록 강도가 감소하는 원인이 될 수 있다.

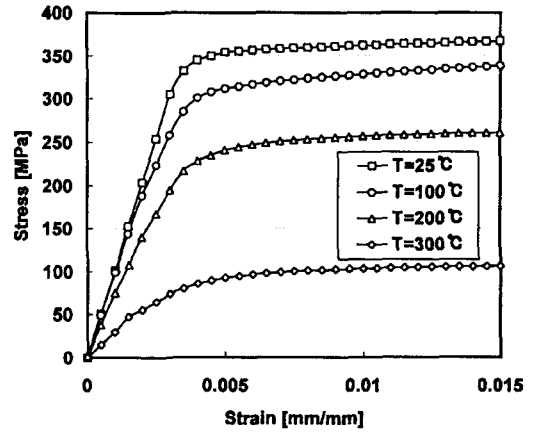


Fig. 22 Variation of stress as a function of temperature at $\dot{\epsilon} = 3.3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$ of FCC model

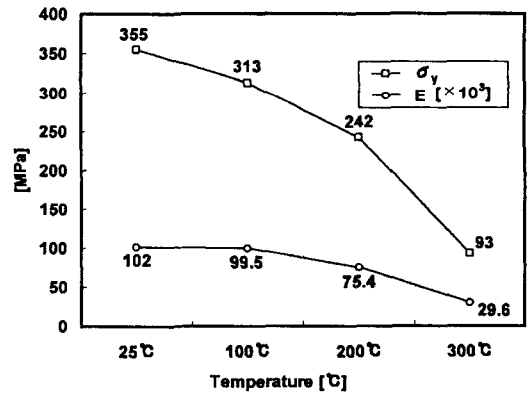


Fig. 23 Variation of elastic modulus and yield stress

5. 결론

SiC_p/Al6061 복합재료에 대한 탄 소성 유한 요소 해석을 행한 결과와 실제 제조된 복합재료 시편의 단축 인장 실험 결과를 비교하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 잔류응력을 고려하지 않은 SC, HEX 그리고 FCC 해석 모델의 강도는 강화재의 배열 구조와 강화재의 형상에 크게 영향을 받으며 실험에서 구한 복합재료의 강도보다 더 크게 나타났다.
- (2) FCC 모델의 해석 결과가 가장 실험치와 근사하였으며, 강도 예측에 있어서 강화재의 형상이 구형보다는 육면체의 모델이 실험치와 일치하는 결과를 얻을 수 있었다.

(3) 고온에서 복합재료는 기지재에 압축 열응력이 존재하며, 변형률이 증가됨에 따라 기지재의 국부적인 소성 변형과 큰 값의 상당 응력이 강화재 주위의 계면에서 발생하는 것이 관찰되었다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형및 금형가공 연구센터의 논문지원비에 의하여 수행된 연구결과입니다.

참고문헌

1. Metals Handbook, Vol. 2, 10th Edition, "Properties and Selection : Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials," ASM, pp. 903~912, 1990.
2. T. W. Clyne and P. J. Withers, "An Introduction to Metal Matrix Composites," Cambridge Univ. Press, pp. 459~470, 1993.
3. M. Taya and R. J. Arsenault, "Metal Matrix Composites (Thermomechanical Behavior)," Pergamon Press, pp. 23~36, 1989.
4. X. Q. Xu and D. F. Watt, "Basic Role of a Metal Matrix Subjected to Tensile Loading," Acta Metall. Mater. Vol. 42, No. 11, pp. 3717~3729, 1994.
5. A. Levy and J. M. Papazian, "Tensile Properties of Short Fiber-Reinforced SiC/Al Composites," Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 21A, pp. 411~420, February 1990.
6. J. R. Brockenbrough and F. W. Zok, "On the Role of Particle Cracking in Flow and fracture of Metal Matrix Composites," Acta Metall. Mater. Vol. 43, No. 1, pp. 11~20, 1995.
7. 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, Volume 25A, pp. 2403~2420, November 1994.
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 fo Residual Thermal Stresses in Graphite/Aluminum Composites," Acta Metall. Mater. Vol. 43, No. 6, pp. 2417~2428, 1995.
10. 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.
11. 서영호, 강충길, "용탕단조법에 의하여 제조한 SiC_p/Al 복합재료의 2차 성형공정이 기계적 성질에 미치는 영향," 대한기계학회논문집(A)제20권 제11호, pp. 3473~3490, 1996.
12. I. C. Stone, P. Tsakiroopoulos, "The Effect of the Spatial Distribution of Reinforcement on the Fabrication and Heat Treatment of(Al-4wt.%Cu)-SiC Particle Metal Matrix Composites," Mat. Sci. and Eng., A189, pp. 285~290, 1994.
13. 熊井 眞次, 胡 健群, 石倉 誠, "SiC粒子強化鑄造アルミニウム合金複合材料の引張特性に及ぼす凝固組織の影響," 輕合金, Vol. 44, No. 4, pp. 222~228, 1994.
14. P. S. Mohanty, F. H. Samuel, J. E. Gruzleski, "Studies on Addition of Inclusions to Molten Aluminum Using a Novel Technique," Metallurgical and Mat. Trans. B, Vol. 26B, pp. 103~109, Feb. 1995.