

# 잔류응력과 계면접합강도를 고려한 금속복합재료의 열탄소성 변형 해석

강충길\*, 서영호\*\*

## Thermal Elasto-Plastic Deformation Analysis of Metal Matrix Composites Considering Residual Stress and Interface Bonding Strength

Chung Gil Kang\*, Young Ho Seo\*\*

### ABSTRACT

As the interface bonding phenomenon between the matrix and the reinforcements has a large effect on the mechanical properties of MMCs, a suggestion of the strength analysis technique considering the residual stress and the interface bonding phenomenon is very important for the design of parts and the estimation of fatigue behavior. In this paper the three dimensional finite element analysis is performed during the elasto-plastic deformation of the particulate reinforced metal matrix composites. It was analyzed with the volume fractions in view of microscale. Bonding strength, interface separation and matrix void growth between the matrix and the reinforcements will be predicted on deformation under tensile loading. An interface separation is estimated by the fracture criterion which is a critical value of generalized plastic work per unit volume. The shape of the reinforcement is assumed to be a perfect sphere. And the type of the reinforcement distribution is assumed as FCC array. The thermal residual stress in MMCs is induced by the heat treatment. It is included at the simulation as an initial residual stress. The element birth and death method of the ANSYS program is used for the estimation of the interface bonding strength, void generation and propagation. It is assumed that the fracture in the matrix region begin to occur under the external loading when the plastic work per unit volume is equal to the critical value. The fracture strain will be defined. The experimental data of the extruded SiC<sub>p</sub>/6061 Al composites are compared with the theoretical results.

**Key Words** : 3D elasto-plastic FEA(3차원 탄소성 유한요소해석), Metal matrix composites(금속복합재료), Element dead method(요소제거법), Interface strength(계면강도)

### 기호설명

$C$  = material constant

$C_C$  = composite stiffness tensor

$f$  = volume fraction of the reinforcement

$n$  = relaxed misfit exponent

$\sigma^A$  = applied stress

$\bar{\sigma}$  = true stress

$\bar{\sigma}_{1M}$  = average transverse matrix stress

\* 부산대학교 기계공학부

\*\* 동의공업대학 금형설계과

- $\bar{\sigma}_{3M}$  = average axial matrix stress  
 $\langle \sigma \rangle_M^A$  = mean internal stress in the matrix under an applied load  
 $\langle \sigma_3 \rangle_M^A$  = axial stress of  $\langle \sigma \rangle_M^A$   
 $\langle \sigma_1 \rangle_M^A, \langle \sigma_2 \rangle_M^A$  = transverse stress of  $\langle \sigma \rangle_M^A$   
 $\langle \sigma \rangle_M^P$  = mean internal stress of the matrix arising from plastic flow  
 $\bar{\epsilon}_f$  = true strain in fracture  
 $\bar{\epsilon}$  = true strain  
 $\epsilon^T$  = shape misfit strain  
 $\epsilon_C^P$  = plastic strain of mmc

## 1. 서론

용탕단조법을 이용하여  $\text{SiC}_p/\text{A356}$ 과  $\text{SiC}_p/6061\text{Al}$ 을 제조한 후 기계적 성질을 조사해 보면 강도와 강성은 향상되지만 연성이 급격히 떨어지는 것을 발견할 수 있다.<sup>(1),(2)</sup> 기지재와 강화재 사이의 계면접합 현상은 복합재료의 강도에 크게 영향을 미치고 있기 때문에 잔류응력과 계면접합현상을 고려한 강도해석 기법의 제안은 극히 중요하다.

강도 해석에 관한 연구 결과를 살펴보면, Bush와<sup>(3)</sup> Haoran 등은<sup>(4)</sup> 입자, 휘스커 및 단섬유 강화형 금속복합재료의 탄소성 거동을 예측하기 위하여 2차원과 3차원 모델을 이용한 유한요소해석을 수행하였으며, Lorentzen 등은<sup>(5)</sup> 금속복합재료에서 열응력의 생성과 완화에 대하여 2차원 FEM 해석을 하였다. 연성 파괴 조건들을 이용한 2차원 유한요소법에 관한 연구 예로써는 Clift 등이<sup>(6)</sup> 연성재료의 소성변형과정중에 발생하는 파단 초기 양상을 예측하여 공정별로 가장 적합한 파괴기구조건을 제안한 바 있다. Ceretti 등은<sup>(7)</sup> 절삭에서 칩의 형성을 해석하는데 Cockroft와 McClintock의 파괴 조건을 이용하였다. 계면접합강도에 2차원 유한요소법을 적용한 연구 결과를 살펴보면, Christman 등은<sup>(8)</sup> 휘스커 강화 금속복합재료의 강도 해석을 행하여 미시적 조직과 비교 검토하면서 기지재의 변형과 계면 분리 현상에 대하여 고찰하였다. Llorca 등은<sup>(9),(10)</sup> 반복하중을 받을 때 기지재와 강화재의 계면에서 기공 발생 및 성장에 대한 실험 및 탄소성 강도해석을 행하였다.

지금까지의 연구결과와 대부분은 입자나 휘스커

강화 금속복합재료의 기공 생성과 계면 분리 현상을 2차원 모델을 이용하였기 때문에 입자강화형 금속복합재료의 강도를 정확히 예측할 수 없었다. 3차원 모델을 이용한 해석은 탄소성 영역에 대한 연구가 대부분이며, 계면에서의 접합강도를 고려한 탄소성 강도 해석을 수행한 연구 예는 발표되지 않고 있다.

따라서 본 연구에서는 탄소성 변형 거동중에 기지재와 강화재 사이의 계면에서 접합현상을 고려한 3차원 유한요소 해석을 수행하였다. 인장 하중 상태에서 강화재와 기지재 사이의 변형 관계를 미시역학적으로 해석하였으며, 체적함유율의 변화가 강도에 미치는 영향을 검토하였다. 기지재와 계면에서의 파단조건은 인장시험에서 파단이 발생될 때 진변형률을 기준으로 판정하였고, Clift 등이<sup>(6)</sup> 비교한 연성 파괴조건들 중에서 업셋팅, 압출, 단조 등의 공정에 가장 잘 맞다고 제안한 일반소성일을 이용하였다. 제조 공정, 열처리 및 고온 부품으로 사용될 때 발생하는 열잔류응력의 영향까지 고려하여 해석한 결과를 실험치와 비교검토한다.

## 2. 인장 실험

해석을 위한 강화재  $\text{SiC}_p$ 의 물성치를 사용하였으며 기지재의 물성치는 인장 실험으로 구하였다. 금속복합재료는 강제교반법과 용탕단조공정으로 제조한 후 열간압출실험을 하였다. 제조된 압출봉의 기계적 성질을 이론 해석 결과와 비교하였다.

복합재료를 제조하기 위하여 기지재를 액상인 이상의 온도(670°C)로 용해시킨 후 400°C로 예열된 강화재를 투입하였다. 교반속도는 750rpm였다. 강제교반된 복합재료를 200°C로 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 구성된다. 압출 조건으로 압출 비는 8.51, 압출 온도는 500°C 이고 압출 속도는 2mm/min이었다. 압출한 복합재료를 인장 시편으로 가공하여 T6 열처리(530°C 2hr → water quenching → 175°C 8hr → air cooling)를 하였다.

기지재의 물성치를 알기 위해 6061Al 재료를 인장 실험하였다. 기지재의 인장 시편도 복합재료의 시편과 같은 T6 열처리를 하였다. MTS를 이용하였으며,

인장속도는 1 mm/min로 하였다. 강화재의 체적함유율을 각각 0%, 5%, 10% 및 15%로 변화시켜서 제조한 금속복합재료로부터 인장시험을 실시하였다.

### 3. 연성파괴조건 및 3차원 유한요소해석

성형공정중에 초기 연성파괴는 가공 한계 요인으로 생각할 수 있다. 파단 조건을 파악할 수 있다면, 성형 공정을 조정함으로써 내부 결함이 없는 제품을 제조하는 것이 가능하다. 성형과정에서 초기 균열이 발생되고 조대화되어 최종 파괴로 이어지는 현상을 기공이 생성되어 성장하는 모델로써 다양하게 연구되었다. McClintock 등과<sup>(11),(12)</sup> Oyane 등이<sup>(13)</sup> 연성 파괴조건을 제안하였다. Cockcroft 등은<sup>(15)</sup> 소성변형률 경로에 대한 최대 주인장 응력의 효과를 파괴 조건으로 고려하였다. Clift 등은<sup>(6)</sup> 압출 및 옆셋팅 실험결과를 von Mises 항복조건과 Prandtl-Reuss 유동법칙을 이용한 탄-소성 유한요소해석을 통한 파단 해석과 비교 검토하였으며, 성형공정별로 적합한 파단조건을 제시하였다.

파단변형률  $\bar{\epsilon}_f$ 는 파단 부위의 직경변화율이 다음과 같은 식을 만족할 때 계면에서 파단이 일어나는 것으로 가정하였다.

$$\bar{\epsilon}_f = \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (A_f : \text{파단부의 단면적}) \quad (1)$$

이 때, 인장 시험편의 파단변형률은 실험에 의하여  $\bar{\epsilon}_f = 0.095$ 로 구하였다. 또한, 금속의 연성파괴에 관한 조건식중에서 가장 일반적인 소성일을 의미하는 다음 식을 적용하였다.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = C \quad (2)$$

SiC<sub>p</sub>와 6061Al의 입력 물성치는 Table 1과 같다. Fig. 1은 실험에 의해 구해진 응력-변형률 선도를 탄-선형경화소성체로 가정함에 따라 응력-변형률 곡선을 단순화한 것이다. 5개의 구간에 대한 경계점의 변형률과 응력값이 입력값으로 대입되었다. 강화재는 강한 취성을 가지므로 선형 탄성체로 가정하고 물성치는 항상 일정한 값으로 가정하였다.

Fig. 2는 이론 해석을 위한 단위 모델을 3차원적으로 나타낸 것이다. 3차원 이론 해석을 위해서 강화재의 형태는 완전 구형으로 가정하였다. 강화재의 분포 형태를 면심 공간 격자로 가정하였으며 강화재의 체적함유율을 5vol%와 15vol%로 하였다.

이론 해석을 위한 가정은 다음과 같다.

- (1) 강화재는 완전 구형의 동일한 크기를 가진다.
- (2) 강화재는 면심 공간 격자 배열로 가정한다.
- (3) 기지재와 강화재는 등방성 재료로 취급한다.
- (4) 기지재와 강화재는 각각 탄-선형경화소성체와 선형 탄성체로 간주한다.
- (5) 기지재는 Von-Mises 항복 조건을 따른다.
- (6) 기지재 영역이 식(1)에 의한 파단변형률에 도달하거나, 식(2)의 파단변형에너지 값에 도달하면 계면분리가 발생한다고 가정한다.

Fig. 3은 단위 모델의 경계조건을 나타내고 있다. 대칭 경계 조건은 Fig. 3의 x, y, z 축을 지나서 3개의 평면(A<sub>x0</sub>, A<sub>y0</sub>, A<sub>z0</sub>)에 설정되며, 각 평면에 수직 방향 변위와 전단력은 모두 0이다.

Table 1 Mechanical properties of 6061 Al and SiC<sub>p</sub>

Mechanical properties	Symbol	6061 Al	SiC <sub>p</sub>
Yield stress [MPa]	$\sigma_y$	300	×
Elastic modulus [GPa]	E	71~53	410
Poisson's ratio	$\nu$	0.33	0.17
Coefficient of thermal expansion [ $\mu\text{m/m}\cdot\text{K}$ ]	$\alpha$	23.6	4.3

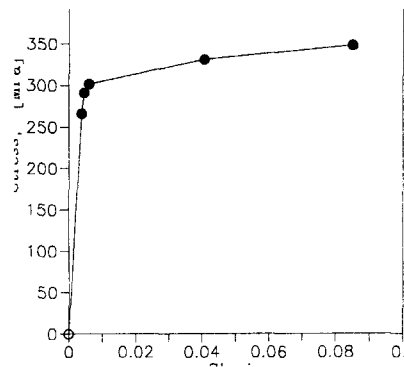


Fig. 1 Elasto-plastic stress-strain curve of multilinear hardening for 6061 Al alloy

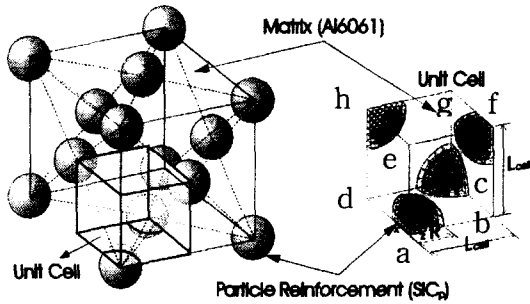


Fig. 2 Unit cell for the face-centered cubic array with global particle

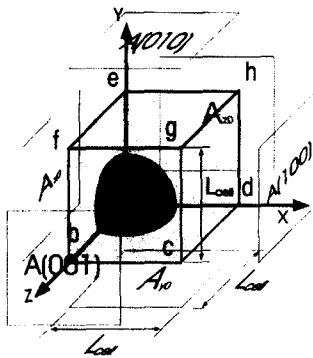


Fig. 3 Definition of each plane for boundary conditions in an unit model

$$U_x = U_y = U_z = 0 \quad (3)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (4)$$

단위 모델의 응력과 변형을 관계를 구하기 위하여 y축 방향으로 단축 인장 하중을 가하기 위하여 평면 A(010)에 +y축 방향으로 변위를 증가시켰다. 변형률을 최초 0에서 0.095까지 여러 단계로 증가시켜 각각에 해당하는 응력 값을 구하였다.

강화재가 규칙적인 면심 공간 격자 배열(FCC)을 이룬다고 가정한 이유는 입자강화형 금속복합재료의 3차원 열탄소성 변형해석을 행한 결과 단순 공간 격자 배열(SC)에 비하여 FCC 모델의 해석 결과가 실험치와 보다 근사하며, 불균일 분산을 고려한 경우 균일 분산일 때와 비교하여 근소한 차이를 나타내었기 때문이다.<sup>(16)</sup> 연성과파괴조건을 ANSYS의 "element birth and death method"에 적용하여 계면접합강도

를 해석한 후 초기 파단과 함께 계면 분리 및 파단의 진전 양상까지 예측하였다.

계면접합강도를 결정하기 위해서 각 해석 단계마다 인장시험에서 구한 파단변형률을 초과하는 요소가 있으면, 해당 요소의 강성을 아주 적은 값으로 변화시켜(element kill method) 실질적으로 주변 요소에 아무런 영향을 미치지 못하도록 만든다. 해석이 진행됨에 따라 소멸 요소(dead element)의 수는 증가하게 될 것이며, 이를 파단의 진전 양상과 함께 계면접합강도를 평가할 수 있도록 하였다.

## 4. 해석 결과 및 고찰

### 4.1 강도 해석

Von-Mises 항복 조건에 따르면 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.

Fig. 4~Fig. 7은 FCC 배열로서 체적함유율 5vol% 일 때  $\epsilon = 0.0225$  이상에서의 해석 결과이다. Fig. 4는 상당변형률의 분포를 나타낸 것이다. 높은 값을 보이는 부분은 강화재의 윗 부분과 아랫 부분으로써 Fig. 4(a)에서는 강화재의 상하 끝단에서 국부적으로  $\bar{\epsilon} = 0.0974$  로써 최고치를 나타내는 것을 알 수 있으며, 파단변형률  $\epsilon_f = 0.095$  를 생각한다면 기공이 생성되기 시작하는 초기 단계라 예측할 수 있다. Fig. 4(b)에서도 전체적인 상당변형률의 분포 양상은 동일하였으며, Fig. 4(c)의  $\epsilon = 0.025$  일 때 파단변형률을 초과하는 영역이 급격히 확대되는 모습을 관찰할 수 있고, 이는 기공 성장 및 균열의 전파단계와 연계될 것이다. Fig. 4(d)를 보면,  $\epsilon = 0.027$  에서 상당변형률 값이 전단계에 비하여 오히려 감소하였다. 이것은 내부에서 응력집중이 발생되어 균열이 진전되는 현상과 관계가 있을 것으로 사료된다.

Fig. 5는 상당응력 분포를 나타낸 것이다. 강화재가 기지재에 비하여 훨씬 높은 응력을 받고 있는데, 외부 하중을 강화재가 부담하는 정도를 의미한다.

Fig. 5(a)와 Fig. 5(b)에서  $\epsilon = 0.0235$  까지 변형이 진행되는 동안 전체적으로 상당 응력값이 증가하

지만, Fig. 5(c)에서는 상당응력이 감소하기 시작하여 Fig. 5(d)의  $\epsilon=0.027$  에서는 강화재가 부담하는 응력은 줄어들고, 계면과 기지재 영역에서는 더 높은 값을 나타내었다. 기지재에 작용하는 응력이 계면접합강도를 초과하면 계면 분리 현상이 발생할 것이며 파단으로 급진전될 것이다.

Fig. 6은 정수압응력의 분포를 나타낸 것이다. 강화재에는 압축 응력이 작용하는 부분이 있으며, 대부분의 기지재에는 인장응력이 작용하고 있다. 이와 같은 현상은 변형이 진행되는 가운데 계속되다가  $\epsilon=0.027$  에서 강화재 영역에도 인장응력이 작용하였다. 기지재 영역에서 나타나는 인장 하중은 계면접합강도에 따라 기공의 성장, 균열의 전파 및 파단에 크게 영향을 미친다는 것을 예측할 수 있다.

Fig. 7은 소멸되는 요소(dead element)를 나타내고 있다. 강화재의 위치는 Fig. 2에서 제시한 단위셀의 꼭지점을 이용하여 나타내었다. Fig. 7(a)에서 Fig. 2의 점 c에 위치한 강화재의 위쪽에서 제거 요소가 발생되었다. 강화재와 바로 접하고 있는 기지재 요소에서 제거가 먼저 이루어지지 않는 이유는, 완전 탄성체로 가정하여 강체처럼 작용함으로써 거의 변형되지 않는 강화재와 접하고 있기 때문이다.

강화재와 접하고 있는 요소와 이웃하는 요소에서 먼저 파단변형률에 도달하여 요소의 제거가 이루어진 것이다. 요소를 제거한다는 것은 실제 계산상에서는 해당 요소의 강성값을 실제 값의 0.1% 정도로 매우 작은 값을 대입시킴으로써 주위의 요소에 영향을 미치지 않도록 하는 것을 의미한다.

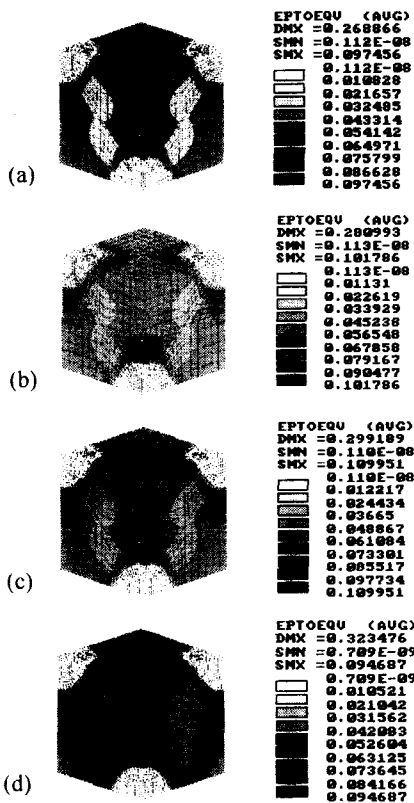


Fig. 4 Equivalent strain( $\bar{\epsilon}$ ) contour in FCC model for  $V_f=5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0225$  (b)  $\epsilon=0.0235$  (c)  $\epsilon=0.025$  (d)  $\epsilon=0.027$

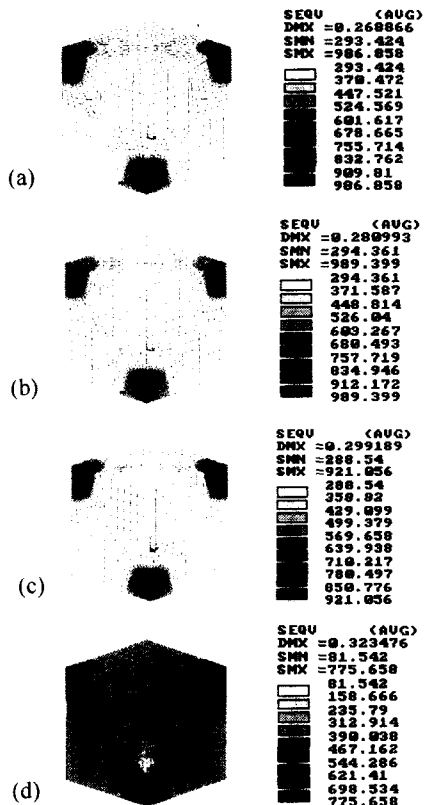


Fig. 5 Equivalent stress( $\bar{\sigma}$ ) contour in FCC model for  $V_f=5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0225$  (b)  $\epsilon=0.0235$  (c)  $\epsilon=0.025$  (d)  $\epsilon=0.027$

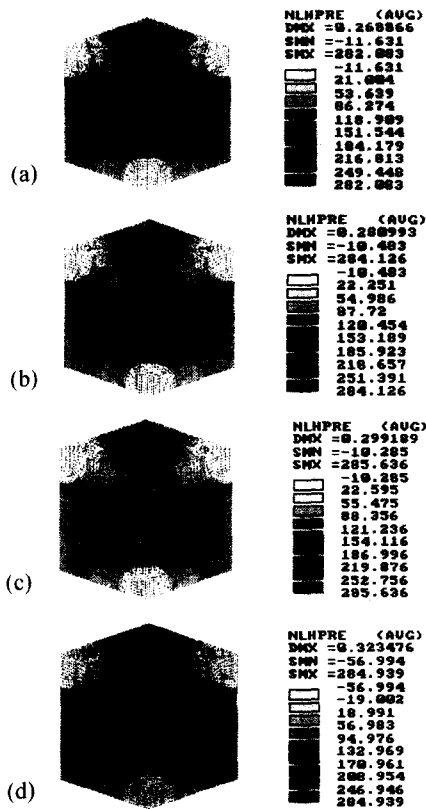


Fig. 6 Hydrostatic stress ( $\bar{\sigma}_m$ ) contour in FCC model for  $V_f=5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0225$  (b)  $\epsilon=0.0235$  (c)  $\epsilon=0.025$  (d)  $\epsilon=0.027$

변형이 진행되는 가운데 내부의 상당변형률 분포를 검토한 후 복합재료의 인장시험으로부터 계산된 파단변형률을 초과할 경우 파단이 발생한 것으로 가정하여 해당 요소를 제거하였다. 이렇게 제거된 요소는 계면에서 기공의 생성 혹은 파단의 시작으로써 취급하여 기공의 성장 및 파단의 진전 모델로 발전시킬 수 있다고 사료된다. Fig. 7(b)는  $\epsilon=0.0235$  일 때 초기에 소멸된 요소 주위로 2개의 요소가 더 제거되었다. Fig. 7(c)를 보면,  $\epsilon=0.027$  에서 제거 요소가 증가한 것을 알 수 있다. 초기에 소멸된 요소가 발생한 곳에서부터 옆으로 전파되어 나가면서 동시에 대각선 방향의 이웃하는 강화재 근방에서도 1개씩 발생되었다. 실제로 강화재의 크기는 평균 직경이  $13\mu\text{m} \sim 22\mu\text{m}$ 이기 때문에 본 연구에서 사용한

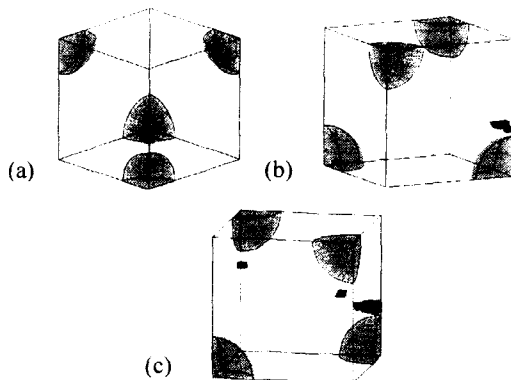


Fig. 7 Distribution of dead elements in FCC model for  $V_f=5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0235$  (b)  $\epsilon=0.025$  (c)  $\epsilon=0.027$

단위셀의 크기를 상대적으로 고려할 경우 소멸 요소의 크기는  $1 \sim 3\mu\text{m}$  범위에 있게된다. 요소의 크기를 줄일수록 엄밀해에 가까워지겠지만 3차원 해석이기 때문에 계산시간도 함께 고려해야 할 것이다.

Fig. 8과 Fig. 9는 FCC 배열을 이루는 강화재의 체적함유율이  $15\text{vol}\%$ 일 때  $\epsilon=0.0225$  이상에서 나타난 해석 결과이다. Fig. 8은 상당변형률의 분포를 나타낸 것이다. Fig. 8(a)는 변형률이  $\epsilon=0.0225$  일 때의 분포이며, 체적함유율이  $5\text{vol}\%$ 인 Fig. 4(a)와 유사하지만 전체적으로 상당변형률이 약 2.5% 정도 높게 나타났다. 최고치가  $\bar{\epsilon}=0.0998$  로써 국부적으로 강화재의 상하 끝단에서 나타나는 것을 알 수 있다. 기공의 생성은 강화재의 체적함유율과 형상에 크게 영향을 받는다. 그러므로 강화재의 형상 변화에 따른 영향도 검토해 볼 필요가 있을 것이다. Fig. 8(b)에서도 전체적인 상당변형률이 Fig. 4(b)보다 약 4% 정도 높게 나타났다. Fig. 8(c)에서 알 수 있듯이  $\epsilon=0.025$  에서 파단변형률을 초과하는 영역이 급격히 확대되는 모습을 관찰할 수 있다. 이러한 현상은 기공 성장 및 균열의 전파단계에 크게 영향을 미칠 것이다.

Fig. 9는 소멸 요소를 보여주고 있다. Fig. 9(a)는 변형률  $\epsilon=0.0225$  일 때 Fig. 3에서 보여주는 점 c에 위치한 강화재의 위쪽에서 1개의 파괴 요소가 발생하였다. Fig. 9(b)에서  $\epsilon=0.025$  일 때 초기에

소멸 요소 주위로 파괴가 일어나는 요소가 증가해가면서 Fig. 3의 점 a, f, h에 위치한 강화재 주위로도 소멸되는 요소가 나타나는 모양을 관찰할 수 있다.

지금까지 ANSYS에서 제공하는 3차원 구조용 Solid 요소인 "SOLID45"를 이용하여 상당변형률값을 기준으로 요소의 파단 여부를 판정한 후 변위 증분에 의해서 하중을 증가시키는 방법을 반복 수행하였다.

Fig. 10은 SiC<sub>n</sub>/6061Al 복합재료에서 강화재의 체적함유율이 5vol%와 15vol% 일 때 인장실험 결과와 해석결과를 비교한 것이다. 실험을 통하여 5vol%와 15vol%에 대해 파단변형률이 각각  $\bar{\epsilon}=0.0239$ 와 0.01317로 나타났으며, 3차원 유한요소해석 결과 초기 파단이 발생되는 변형률은 강화재의 체적함유율 5vol%와 15vol%에 대하여 각각  $\bar{\epsilon}=0.0235$ 와 0.0225였다. 압출공정으로 제조된 금속복합재료의 강도는 이론치 보다 높게 나오지만 최후 인장변형률 값은 해석치와 상당한 차이를 보였다. 체적함유율이 높을수록 이론치와 실험치가 차이가 나는 이유는 강화재의 형상을 완전구형으로 가정하였기 때문으로 사료된다. 6061Al 기지재의 기계적 물성치를 해석에 적

용시키는 방법과 강화재의 형상 및 종횡비 등의 영향에 대하여 보다 면밀한 검토가 요구된다.

복합재료의 제조후 T6 열처리(175 °C 에서 상온으로 공냉)로 인하여 세라믹 강화재와 기지재 사이의 계면에 나타나는 초기 잔류응력이 응력-변형률 관계에 미치는 영향을 검토하고자 한다.

#### 4.2 잔류응력을 고려한 강도 해석

Fig. 11은 강화재의 체적함유율이 5vol%일 때 열 잔류응력을 고려한 FCC 모델에서 유효변형률의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 11(a)는 열처리 후  $\epsilon=0$ 에서의 유효변형률 분포이다. Table 1을 통하여 기지재의 열팽창계수가 강화재에 비하여 5배 이상 크다는 것을 알 수 있다. 이로 인한 냉각에 따른 기지재 영역의 수축이 상대적으로 크게 발생하여 계면에서 최고  $\bar{\epsilon}=0.002109$ 의 인장변형이 남게된다.

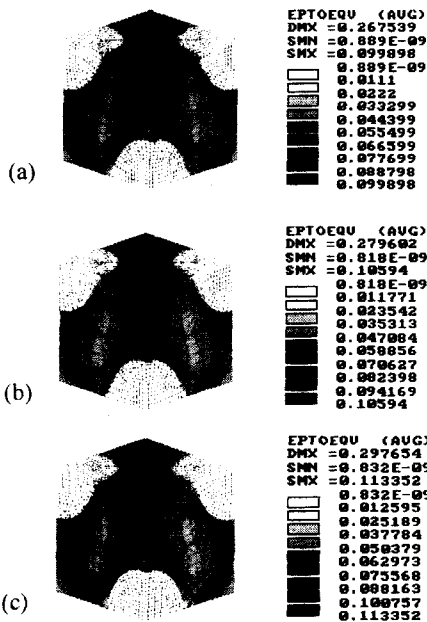


Fig. 8 Equivalent strain( $\bar{\epsilon}$ ) contour in FCC model for  $V_f=15\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0225$  (b)  $\epsilon=0.0235$  (c)  $\epsilon=0.025$

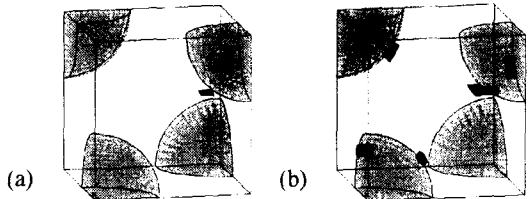


Fig. 9 Distribution of dead elements in FCC model for  $V_f=15\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon=0.0225$  (b)  $\epsilon=0.025$

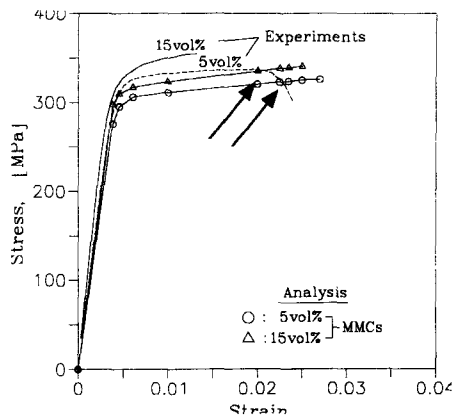


Fig. 10 Comparisons between experimental results and analytical data(  $\blacktriangleright$  : fracture initiation point)

Fig. 11(b)는  $\epsilon=0.0225$ 에서 파괴변형률을 초과하는 부분이 나타나기 시작한다는 것을 관찰할 수 있으며, Fig. 11(c)의  $\epsilon=0.0235$ 에서 그 범위가 확대되는 모습을 볼 수 있다. 잔류응력을 무시하고 해석한 결과인 Fig. 4와 비교해 보면 유효변형률이 더 크게 나타났다. 이것은 초기의 열잔류응력이 존재하게 되면 강화재와 기지재 사이의 계면에서 파단이 더 빨리 진행할 수 있다는 것을 의미한다.

Fig. 12에서는 강화재의 체적함유율이 5vol%일 때 열처리 직후에 계면과 강화재에 대부분의 응력이 집중되어 나타났다.  $\epsilon=0.025$ 에서 전체적으로 유효응력이 급격히 증가하지만  $\epsilon=0.0235$ 일 때는 강화재 영역에서 유효응력이 오히려 감소하면서 계면 부근에서 기지재의 하중 부담이 커지는 것을 통하여 파괴가 급격히 발생하는 시점으로 예측할 수 있다.

Fig. 13은 강화재의 체적함유율이 5vol%일 때 정수압응력의 변화를 나타낸 것이다. 열처리 직후에는

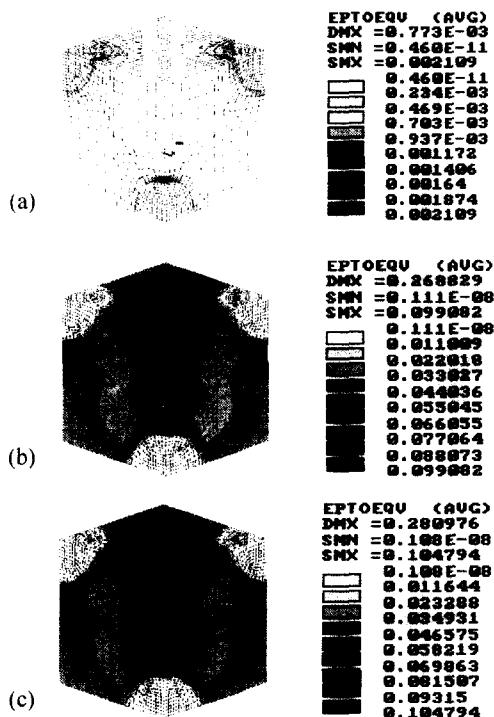


Fig. 11 Equivalent strain ( $\bar{\epsilon}$ ) contour in FCC model with thermal residual stress for  $V_f=5\text{vol}\%$   
(a)  $\epsilon=0$  (b)  $\epsilon=0.0225$  (c)  $\epsilon=0.0235$

Fig. 12와 마찬가지로 계면과 강화재에 응력이 집중되어 있으며 인장정수압응력이 잔류응력으로 남게된다. 잔류응력을 고려하지 않은 Fig. 6과 비교하면 다소 증가하였다는 것을 알 수 있다.

Fig. 14는 인장변형률의 증가에 따른 소멸요소를 나타낸 것이다.  $\epsilon=0.0225$ 에서 소멸요소가 발생되기 시작하여  $\epsilon=0.0235$ 에서는 급격히 증가하였다. 잔류응력을 무시한 Fig. 7과 비교하면 소멸요소의 발생 및 전파가 다소 빨리 이루어졌다.

Fig. 15와 Fig. 16은  $V_f=15\text{vol}\%$ 일 때 잔류응력을 고려한 해석 결과이다.  $V_f=5\text{vol}\%$ 인 Fig. 11~Fig. 14와 비교하여 보면 열처리 직후의 유효변형률, 유효응력 및 정수압응력의 분포가 높게 나타났으며, 소성변형이 증가하는 데 따라  $\epsilon=0.021$ 에서 소멸요소가 발생되기 시작하여  $\epsilon=0.0225$ 에서 급격히 파괴가 전파되는 모습을 관찰할 수 있다.

열잔류응력을 무시하고 해석한 Fig. 8 및 Fig. 9와 비교하면 기공의 발생 및 전파특성이 보다 낮은 변형률에서 나타나는 것을 알 수 있다.

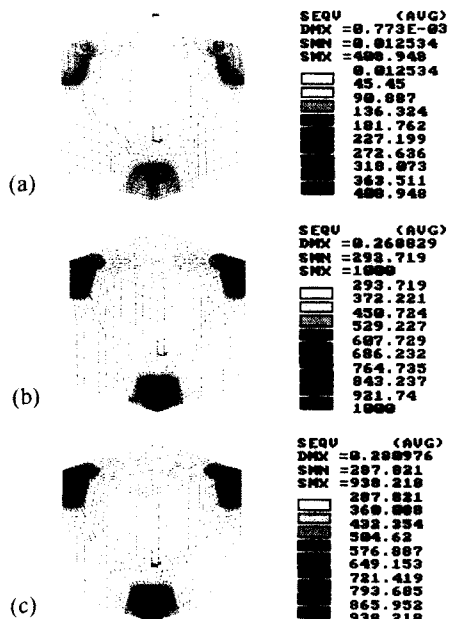


Fig. 12 Equivalent stress ( $\bar{\sigma}$ ) contour in FCC model with thermal residual stress for  $V_f=5\text{vol}\%$   
(a)  $\epsilon=0$  (b)  $\epsilon=0.0225$  (c)  $\epsilon=0.0235$



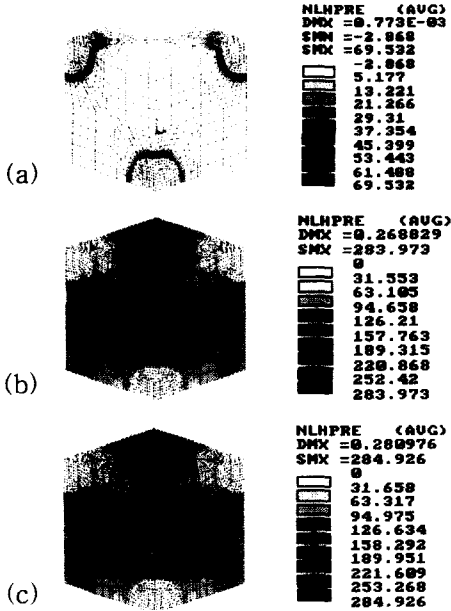


Fig. 13 Hydrostatic stress ( $\bar{\sigma}_m$ ) contour in FCC model with thermal residual stress for  $V_f = 5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon = 0$  (b)  $\epsilon = 0.0225$  (c)  $\epsilon = 0.0235$

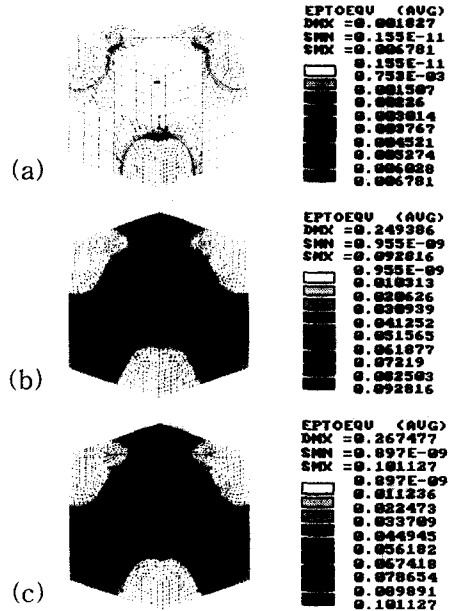


Fig. 15 Equivalent strain ( $\bar{\epsilon}$ ) contour in FCC model with thermal residual stress for  $V_f = 15\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon = 0$  (b)  $\epsilon = 0.021$  (c)  $\epsilon = 0.0225$

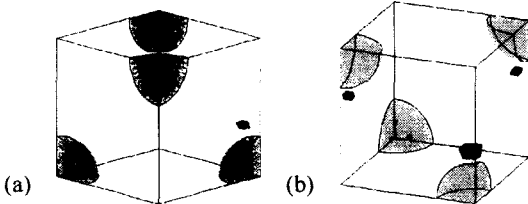


Fig. 14 Distribution of dead elements in FCC model with residual stress for  $V_f = 5\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon = 0.0225$  (b)  $\epsilon = 0.0235$

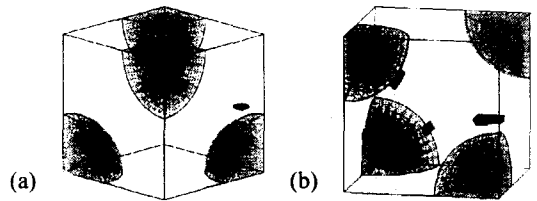


Fig. 16 Distribution of dead elements in FCC model with residual stress for  $V_f = 15\text{vol}\%$  (a)  $\epsilon = 0.021$  (b)  $\epsilon = 0.0225$

열처리로 인한 잔류응력은 변형초기에 인장응력으로 작용하여 입자강화형 복합재료의 강화재와 기지재 사이의 계면응력을 증가시키고 파괴가 보다 조기에 발생함으로써 연성을 감소시킨다는 것을 3차원 탄소성 유한요소해석을 통하여 정량적으로 파악할 수 있다.

### 4.3 Eshelby 모델을 이용한 강도 해석

거시적인(macroscopic) 연속체 모델을 이용하여 입자강화형 금속복합재료의 연성 파괴를 예측하여 열탄소성 유한요소 해석 결과와 비교하고자 한다. 이미 Eshelby 모델을 이용하여 탄소성 영역에서 금

속복합재료의 강도해석을 수행한 바 있다.<sup>(17)</sup>

구형 강화입자의 경우 Eshelby  $S_{ij}$  텐서는 푸와송 비  $\nu$  를 이용하여 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned}
 S_{11} &= S_{22} = S_{33} = \frac{7-5\nu}{15(1-\nu)} \\
 S_{12} &= S_{21} = S_{13} = S_{31} = S_{23} = S_{32} \\
 &= \frac{-1+5\nu}{15(1-\nu)} \quad (5) \\
 S_{44} &= S_{55} = S_{66} = \frac{8-10\nu}{15(1-\nu)} \\
 \text{For all other } S_{ij} &= 0
 \end{aligned}$$

탄성영역에서 복합재료의 탄성계수(Young's modulus)  $E_{3C}$  와 외부에서 가해진 하중에 대한 기지재와 강화재에 부과되는 응력이 각각  $\Delta\sigma$  와  $\sigma_p$  및 Tresca 항복조건을 고려한 평균항복강도 등을 예측할 수 있다.

$$E_{3C} = \frac{1}{C_{3C}^{-1}} = \frac{\sigma^A}{\epsilon_3^A + f\epsilon_3^T} \quad (6)$$

$$\Delta\sigma = (\bar{\sigma}_{3M} - \bar{\sigma}_{1M}) = \sigma^A + (\langle \sigma_3 \rangle_M^A - \langle \sigma_1 \rangle_M^A) \quad (7)$$

$$\sigma_p = \frac{1-f}{f}(\sigma^A - \Delta\sigma) + \sigma^A \quad (8)$$

소성변형 영역에서 외부하중  $\sigma^A$  에 대한 기지재의 내부편차응력  $\Delta\sigma_M^P$ , 복합재료의 소성변형률  $\epsilon_C^P$  및 가공경화와 함께 전위의 풀림현상을 고려한 기지재 영역의 수정변형률  $\epsilon_M^{P*}$  등은 다음과 같다.

$$\Delta\sigma_M^P = \langle \sigma_3 \rangle_M^P - \langle \sigma_1 \rangle_M^P = -W \epsilon_C^P \quad (9)$$

$$P \sigma^A - W \epsilon_C^P = \sigma_{YM} \quad (10)$$

$$\epsilon_M^{P*} = (\epsilon_M^P)^n \quad (n \leq 0.5) \quad (11)$$

위 식들을 이용하면, 복합재료의 응력-변형률 선도를 완성할 수 있다. 금속복합재료의 제조 온도 혹은 열처리 온도로부터 냉각되면서 잔류응력이 발생한다. 온도변화로 발생하는 변환변형률  $\epsilon^{T*}$  를 이용하여 온도의 영향으로 기지재에 부과되는 응력

$\Delta\sigma_M^{AT}$  와 기지재의 항복응력  $\sigma_{YM}$ 은 다음과 같다.

$$\epsilon^{T*} = (\alpha_M - \alpha_I) \Delta T \quad (12)$$

$$\Delta\sigma_M^{AT} = (\bar{\sigma}_{3M} - \bar{\sigma}_{1M}) = Q \Delta T \quad (13)$$

$$\sigma_{YM} = P\sigma_{ten}^A + Q\Delta T \rightarrow \sigma_{ten}^P = \frac{\sigma_{YM} - Q\Delta T}{P} \quad (14)$$

인장하중이 증가함에 따른 균열 발생 조건은 기지재의 변형률이 네킹이 발생하는 변형률( $\epsilon = 0.6$ )에 도달할 때 나타난다고 가정한다. 네킹이 발생하는 변형률은 6061Al 합금의 인장실험을 통하여 얻었으며 식(11)의 불일치 완화지수  $n$  은 0.1로 하였다.

Fig. 17은 미시적인 해석(열탄소성 유한요소해석)과 거시적인 해석(Eshelby 모델)을 실험 결과와 비교하여 나타낸 것이다. Eshelby 모델을 이용하여 해석한 결과 초기 균열이 시작되는 변형률은 강화재의 체적함유율이 5 vol%와 15 vol%일 때 각각 0.0574 과 0.0515 였다. 유한요소해석 결과와 비교하여 2배 이상의 증가를 나타내었다. 이것으로 미루어 볼 때 거시적인 해석 결과는 실험치와 더욱 큰 차이를 보인다는 것을 알 수 있다. 열탄소성 유한요소법을 이용할 경우 실제 현상에 보다 가깝게 접근하였다. 향후 금속복합재료의 열탄소성 유한요소 해석을 적용하는 데 있어서 불규칙한 강화재의 형상과 강화재의 크러스터 조직이 파괴에 미치는 영향을 파악하는 것이 필요하다고 판단된다.

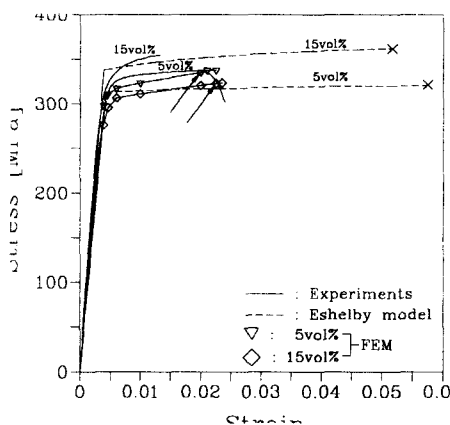


Fig. 17 Comparisons between experimental results and analytical data ( —▶, x : fracture initiation)

## 5. 결론

입자강화형 금속복합재료에서 기지재와 강화재 사이의 계면접합강도를 고려한 3차원 탄소성 유한요소 해석 결과와 실험치를 비교검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 변형률 증가에 따라 강화재의 상하 끝단에서 국부적으로 소멸 요소가 발생되기 시작하였으며, 그 부위를 중심으로 상당변형률이 크게 증가하였다. 변형이 진행될수록 강화재에 작용하는 응력이 감소하고 계면 부근에 응력이 집중됨으로써 계면접합강도가 급격히 감소하였으며, 인장정수압응력의 증가는 계면분리 및 균열 전파에 영향을 준다.
2. 강화재의 체적함유율 5vol%와 15vol%에 대해 변형이 진행되는 데 따라 소멸요소의 위치와 수량을 파악하였으며, 체적함유율이 낮을수록 계면접합강도를 고려한 초기 파단을 정확히 예측할 수 있었다.
3. 열처리로 인한 잔류응력은 변형초기에 인장응력으로 작용하여 입자강화형 복합재료의 강화재와 기지재 사이의 계면응력을 증가시키고 계면 파괴를 보다 조기에 발생시킴으로써 연성을 감소시킨다는 것을 정량적으로 예측하였다.
4. 거시적인 연속체 모델을 통한 균열의 발생을 예측한 결과 열탄소성 유한요소해석에 비하여 초기 균열이 시작되는 변형률이 2배 이상 크게 나타났다.

## 후 기

본 연구는 교육부 학술연구조성비(기계공학분야)에 의한 연구비(과제번호 ME97-C-13)지원하에 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 참고문헌

1. 서영호, 강충길, "용탕단조법으로 제조된 SiC<sub>p</sub>/Al 복합재료의 입자거동특성과 기계적 성질," 한국주조공학회, 제15권, 제1호, pp.25~34, 1995.
2. 서영호, 강충길, "용탕단조법에 의하여 제조한 SiC<sub>p</sub>/Al 복합재료의 2차 성형공정이 기계적 성질에 미치는 영향," 대한기계학회논문집(A), 제20권, 제11호, pp.3474~3490, 1996.

3. Bush, N.B., "An Investigation of Two- and Three-dimensional Models for Predicting the Elastic Properties of Particulate- and Whisker-reinforced Composite Materials," *Mat. Sci. and Eng.*, A154, pp.139~148, 1992.
4. Haoran, C., Xiaofeng, S., Changliang, Z., "Elasto-plastic behavior of Short Fiber Reinforced Metal Matrix Composites," *Proceedings of ICCM-10*, Whistler, B.C., Canada, pp.481~488, Aug 1995.
5. Lorentzen, T., Lilholt, H., and Liu, T.L., "Generation and Relaxation of Thermal Stress in Metal Matrix Composites," *Proceedings of ICCM-10*, Whistler, B.C., Canada, pp.481~488, Aug. 1995.
6. Clift, S.E., Hartley, P., Sturgess, C.E.N., and Rowe, G.W., "Fracture Prediction in Plastic Deformation Process," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.32, No.1, pp.1~17, 1990.
7. Ceretti, E., Fallbmer, P., Wu, W.T., and Altan, T., "Application of 2D FEM to Chip Formation in Orthogonal Cutting," *J. of Mat. Proc. Tech.*, 59, pp.169~180, 1996.
8. Christman, T., Needleman, A., Nutt, S., and Suresh, S., "On Microstructural Evolution and Micromechanical Modelling of Deformation of a Whisker-reinforced Metal-Matrix Composite," *Mat. Sci. and Eng.*, A107, pp.49~61, 1989.
9. Llorca, J., Needleman, A., and Suresh, S., "An Analysis of the Effects of Matrix Void Growth on Deformation and Ductility in Metal-ceramic Composites," *Acta Metall. Mater.*, Vol.39, No.10, pp.2317~2335, 1991.
10. Llorca, J., Suresh, S., and Needleman, A., "An Experimental and Numerical Study of Cyclic Deformation in Metal-Matrix Composites," *Met. Trans. A*, pp.919~934, 1992.
11. McClintock, A., Kaplan, S.M., and Berg, C.A., "Ductile Fracture by Hole Growth in Shear Bands," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.2, pp.614, 1966.
12. McClintock, A., "A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes," *J. Appl. Mech.*, Vol.35, pp.363, 1968.
13. Oyane, M., Sato, T., Okimoto, K., and Shima, S., "Criteria for Ductile Fracture and their Applications," *J. Mech. Work. Tech.*, Vol.4, pp.65, 1980.
14. Freudenthal, A.M., "The Inelastic Behaviour of Solids," Wiley, New York, 1950.

15. Cockcroft, M.G., and Latham, D.J., "Ductility and the Workability of Metals," J. Inst. Metals, Vol.96, pp.33, 1968.
16. 오진건, "입자강화형 금속복합재료의 3차원 열탄소성 변형해석," 부산대학교 대학원 M. Sc., 1997.
17. 강충길, 오진건 "입자강화형 금속복합재료의 강도예측에 관한 3차원 유한요소 모델의 평가," 한국정밀공학회지 제15권 제6호, pp. 124~138, 1998.