

〈논 문〉

용탕단조법에 의하여 제조한 SiC_p/Al 복합재료의 2차 성형공정이 기계적 성질에 미치는 영향

서영호* · 강충길**

(1996년 2월 27일 접수)

Effects of Secondary Forming Process on Mechanical Properties of SiC_p/Al Composites Fabricated by Squeeze Casting

Y. H. Seo and C. G. Kang

Key Words : Metal Matrix Composites(금속복합재료), Melt-Stirring Method(용탕교반법), Squeeze Casting(용탕단조), Homogeneous Distribution(균일 분산), Extrusion(압출), Curved Shape Die(곡면 다이)

Abstract

A metal matrix composites(MMCs) for Al6061 reinforced with silicon carbide particles is fabricated by melt-stirring method. The primary products of MMCs billets are prepared by volume fractions 5 vol% to 20 vol% and particle size 13 μm to 22 μm . This paper will be made to examine the microstructure and mechanical properties of fabricated SiC_p/Al6061 composite by melt-stirring and squeeze casting method. The MMC billets is extruded at 500°C under the constant extrusion velocity $V_e=2$ mm/min using curved shape die. Extrusion force, particle rearrangement, microstructure and mechanical properties of extruded composites will be investigated. The mechanical properties of primary billets manufactured by melt-stirring and squeeze casting method will be compared with extrusion specimen. The effect of volume fraction and size of the reinforcements will be studied. The increase in uniformity of particle dispersion is the major reason for an improvement in reliability due to hot extrusion with optimal shape die. Experimental Young's modulus and 0.2% offset yield strength for the extruded MMCs will be compared with theoretical values calculated by the Eshelby method. A method will be proposed for the prediction of Young's modulus and yield strength in SiC_p reinforced MMCs.

기 호 설 명

C_c : 복합재료의 강성행렬
 C_l : 강화입자의 강성행렬
 C_m : 기지재의 강성행렬
 F_o : 빌렛의 초기 단면적(mm²)
 f : 강화재의 체적분율

L : 다이의 길이(mm)

M_p : 강화재의 질량(g)

M_m : 기지재의 질량(g)

R : 다이의 곡면

s : 강화재의 종횡비

Z : 압출방향

$\bar{\sigma}_{3M}$: 복합재료의 기지재 영역에서 축방향으로 작용하는 유효응력

*부산대학교 정밀정형 및 금형가공연구소

**회원, 부산대학교 정밀기계공학과

- $\bar{\sigma}_{1M}$: 복합재료의 기지재 영역에서 횡방향으로 작용하는 유효응력
- $\Delta\sigma$: 복합재료의 기지재 영역에 작용하는 편차응력
- $\bar{\epsilon}_c^A$: 부하를 받은 상태에서 복합재료의 전체 유효 변형률
- $\langle\epsilon\rangle_c$: 강성의 불일치로 인해 내부응력으로부터 야기되는 평균 복합재료 변형률
- λ : 압축비(D_1^2/D_2^2)
- ρ_p : 강화재의 밀도(g/cm³)
- ρ_m : 기지재의 밀도(g/cm³)
- σ_p : 복합재료에 하중을 가할 경우 강화재에 작용하는 편차응력
- σ_{YM} : 강화되지 않은 기지재의 항복응력
- $\langle\sigma\rangle_M$: 기지재의 전체 평균응력
- $\langle\sigma\rangle_I$: 강화재의 전체 평균응력
- $\langle\sigma\rangle_M^A$: 하중이 작용할 때 기지재에 작용하는 응력
- $\langle\sigma\rangle_M^B$: 하중이 작용할 때 기지재에 작용하는 축방향 응력
- $\langle\sigma_1\rangle_M^A, \langle\sigma_2\rangle_M^A$: 하중이 작용할 때 기지재에 작용하는 횡방향응력

1. 서 론

입자강화형 금속복합재료는 강도와 강성 이외에 내열성과 내마모성이 우수하고 압출, 압연 및 단조와 같은 2차 가공이 가능하므로 경량화 측면에서 부품개발에 관한 공정연구와 기계적 성질 및 외관 특성을 향상시키기 위한 연구가 활발히 진행되고 있다.^(1~3)

입자강화형 금속복합재료의 제조방법으로는 균일 분산이 우수한 분말야금법을 이용하는 방법^(4,5)과 휘스커나 단섬유로 예비성형체를 만들어 용탕단조를 하는 방법을 응용하여 적용한 방법,^(6,7) 그리고 생산성면에서 뛰어난 기계식 및 전자식 교반을 이용하여 제조하는 방법^(8~10) 등을 들 수 있다. 기계식 교반법은 용융 기지재를 교반하면서 강화재를 투입하여 제조하는 방법으로써 용융 기지재와 강화재간의 젖음성이 용탕의 표면 장력때문에 좋지 못하고 강화재가 기지재와의 밀도 차이에 의해 부상하거나 침전되기 쉬우므로 균일 분산시키는 것이 곤란하다. 또한 용탕단조법에 의하여 제조된 복합재료의 경우 강화재가 균일 분산되어 있더라도 강화재와 기지재간의 계면접합강도가 좋지 못하고 기

공이나 편석이 존재하게 되어 기계적 특성이 떨어지게 된다. 따라서 압출가공과 같은 2차 가공을 하면 강화재의 배향성과 계면접합강도가 개선되어 복합재료 자체의 기계적 특성이 향상되므로 2차 가공으로 인한 금속복합재료의 기계적 성질이 어느정도 개선되었는지 정량적으로 파악하는 것은 극히 중요하다.

따라서, 본 연구에서는 저자가 실험한 연구방법⁽¹¹⁾에 분산방법을 개선한 실험장치틀 이용하여 제조한 입자강화형 금속복합재료 시편에 대해서 인장시험을 행한 후, SEM촬영을 하여 파단면을 관찰하고 경도시험을 하였다. 용탕단조공정의 기계적 성질을 Eshelby 이론⁽¹²⁾에 의하여 구한 결과와 비교 검토하였다.

재료의 기계적 특성을 개선시키기 위하여 용탕단조법에 의하여 제조된 금속복합재료의 기계적 성질을 조사하고 곡면다이를 이용한 열간압출실험을 하여 기계적 성질을 조사한 후 Eshelby 모델을 이용한 해석 결과와 비교 검토하였다.

압출시 강화입자의 체적함유율에 따른 압출력을 조사하였고 압출 전후의 다이 내에서의 강화입자의 분산상태, 파단정도 및 방향성을 광학 현미경으로 관찰하였으며 다이 내에서의 강화입자의 유동 상태를 조사하였다. 그리고 압출재의 강화입자 파손과 방향성이 기계적 성질에 미치는 영향을 검사하기 위하여 인장시험과 경도시험을 하였으며, 용탕단조법에 의하여 제조한 금속복합재료의 기계적 성질과 비교검토하였다.

용탕강제혼합법과 용탕단조공정에 의해서 제조된 SiC_p/Al6061 금속복합재료의 기계적 성질과 2차 가공으로 압출공정을 거친 후의 SiC_p/Al6061 금속복합재료의 기계적 성질 각각을 Eshelby 이론을 이용한 계산결과와 비교 검토하였다. 그 결과 강화재의 체적분율과 종횡비의 변화에 따라 계산된 이론결과와 정량적으로 일치하는 금속복합재료의 제조 공정을 제안하고자 한다.

2. 실험방법

2.1 금속복합재료의 제조

2.1.1 실험재료

실험에 사용한 기지재는 Al-Si-Mg계 Al6061 합금으로서 주로 강도, 단점성 및 내식성을 필요로

Table 1 Chemical composition of Al6061 alloy(wt%)

Al	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
bal	0.65	0.23	0.22	0.03	0.84	0.22	0.10	0.01

하는 차량이나 구조물에 사용되고 있으며, 재료의 화학 조성을 Table 1에 표시하였다.⁽¹³⁾

강화재로는 NORTON COMPANY에서 만든 Norton 39 CRYSTOLON grain인 Green 입자를 사용하였다. Table 2와 Table 3에 그 물성치 및 화학조성을 나타내었다.

금속복합재료의 제조시 용융상태의 기지재에 첨가되는 강화재의 체적함유율(volume fraction) V_f 는 기지재와 강화재의 전체 체적에 대한 강화재의 체적으로 정의하여 다음과 같은 식을 적용하여 사용하였다.

$$V_f = \frac{M_p}{\frac{M_m}{\rho_m} + \frac{M_p}{\rho_p}} \times 100\% \quad (1)$$

열간압출시 사용되는 곡면 다이의 곡면은 하중이 가해짐에 따라 변형 영역내에서 응력과 변형률이 일정하다고 보고된 것으로서 알려져 있는 다이중 기계적 성질이 가장 양호한 압출다이에 해당되는 다음과 같은 다이를 이용하여 압출실험을 하였다.⁽¹⁵⁾ 다이의 곡면 R 는 다음과 같은 식에 의해서 제작되었다.

$$R = \sqrt{\frac{1}{\pi} \frac{F_o}{(\lambda - 1)Z/L + 1}} \quad (2)$$

2.1.2 제조장치

용융상태의 기지재에 강화입자를 균일하게 분산

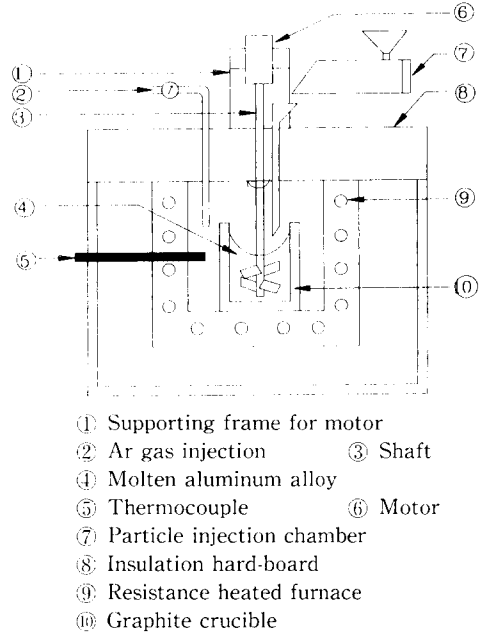


Fig. 1 Schematic diagram of furnace and stirring devices showing

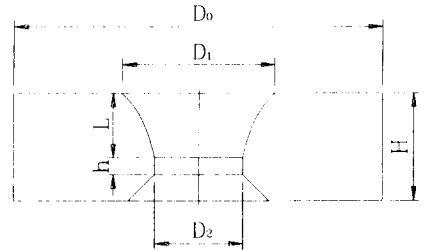


Fig. 2 Curved shape die used for hot extrusion

시키기 위한 실험장치를 Fig. 1에 나타내었다. 주요 장치는 밀폐식 분위기 전기로, 강화재 자동투입 장치, 토가니, 교반기(agitator) 및 AC모터로서 전

Table 2 Physical properties of silicon carbide particle⁽¹⁴⁾

Young's modulus(GPa)	Average size(μ m)	Density(g/cm ³)	Melting point(°C)	Expansivity(10 ⁶ /°C)
350~450 324(1090°C)	13, 22	3.20	2300	5.4

Table 3 Chemical composition of silicon carbide particle

Composition	SiC	Si	SiO ₂	C	Fe	Al	CaO	MgO
Rate(%)	98.65	0.15	0.63	0.36	0.08	0.08	0.05	0.03

Table 4 Die dimensions used for hot extrusion

Do(mm)	D ₁ (mm)	D ₂ (mm)	L(mm)	h(mm)	H(mm)	λ
84	35	12	15	4	25	8.51

기로 내부와 도가니 내부의 지지재 온도를 제어하기 위해 CA열전대를 설치하였다. 강화재 자동투입 장치는 실험도중 균일하게 강화입자를 공급하기 위하여 만든 장치로서 분산상태를 개선시키기 위해서 개발하였다. 내부에 두께 2 mm, 직경 16 mm의 스프링을 DC모터축과 연결하여 회전수에 따라서 입자투입량이 조절될 수 있도록 설계하였다. 분당 약 8 g 정도씩 투입되도록 하여 실험을 하였다.

복합재료를 제조하기 위한 가압장치도 앞서 연구한 것과 동일하게 유압프레스에 설치하여 사용하였다.⁽¹¹⁾

2.1.3 제조방법

강화입자를 투입하여 균일하게 분산된 입자강화형 금속복합재료를 제조하기 위하여 지지재를 아세톤으로 세척한 후 액상선 이상의 온도(670°C)로 가열하였다. 지지재를 용해시킨 후 아르곤 가스를 실험이 완료될 때까지 주입하여 전기로의 내부를 내산화 분위기로 만들어 지지재와 강화입자가 혼합된 슬러리에 산화가 일어나지 않게 하였다. 회전수를 750 rpm으로 맞추었으며 강화입자는 650°C로 예열하였다. 교반기의 임펠러는 세라믹재료를 코팅하였다.

200°C로 예열된 금형에 주입한 후 가압력 100 MPa, 가압 속도 16 mm/sec로 하였으며, 30초 동안 가압한 후 프레스 하부에 설치된 다이쿠션 실린더를 상승시켜 시편을 추출하였다. 제조된 복합재료 빌렛은 지름 40 mm이며 높이는 70~80 mm이다.

2.2 열간압출실험

2.2.1 실험장치

Fig. 2는 실험에 사용된 압출 다이의 형상을 나타낸 것이다. 열간압출실험 장비는 25 ton 만능재료 시험기(universal testing machine), 가열용 전기로, 압출펀치, 상하부 컨테이너(upper and lower container), 압출다이 및 더미 블록(dummy block)으로 구성된다.⁽¹⁶⁾ 압출비가 클수록 출구 부분에서

단면 감소율이 증가되어 지지재가 강화재에 가하는 응력도 커지므로 강화재의 배향성이 개선되고 계면 접합강도가 개선될 뿐만 아니라 강화재의 파단 정도는 심하지만 파단된 강화재가 지지재 내에서 분산 강화 효과를 증대시키기 때문에 본 연구에서는 실험가능한 조건범위내에서 압출비가 큰 8.51을 선정하였다. Table 4는 압출에 사용된 압출다이의 치수와 압출비(extrusion ratio, λ)를 나타낸 것이다.

2.2.2 실험방법

용탕강제혼합법으로 제조한 균일 분산된 금속복합재료를 ϕ35 mm×L60 mm로 절삭가공하여 압출용 빌렛을 제작하였다. 먼저 압출용 빌렛, 압출다이 및 더미 블록에 윤활제를 바른 후 상부 컨테이너에 넣고서 전기로를 사용하여 다이, 펀치 및 컨테이너를 실험온도까지 가열하였다. 실험온도 T_e = 500°C에 이르면, 이 온도에서 균일한 온도 분포가 이루어지도록 일정시간(10분)동안 온도를 유지시킨 후 펀치로 더미를 가압하여 압출실험을 하였다. 압출온도가 500°C보다 낮은 경우에는 유동저항이 증가하여 내부 전단응력이 커짐으로써 강화재의 배향성은 우수해지지만 강화재의 파손도 심하게 야기된다. 500°C보다 높은 경우는 강화재의 파단이 적고 소성유동도 작아 배향성이 좋지않아 본 연구에서는 500°C를 실험온도로 하였다. 압출 속도 V_e는 압출재의 표면에 결함이 나타나지 않게끔 예비 실험을 통하여 얻은 2 mm/min으로 하였으며 제조된 압출재를 광학현미경을 사용하여 강화입자의 배향성 및 파단정도를 관찰하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 용탕강제혼합법을 이용한 금속복합재료의 기계적 성질

용탕강제혼합법을 이용하여 제조된 금속복합재료 빌렛을 가공하여 인장시험을 행하였다. 인장강도는 지지재의 강도에 중요한 역할을 하므로 열처리조건도 지지재인 Al6061합금의 T6 열처리조건을 사용

하여 열처리하였다. 열처리조건은 530°C에서 2시간 동안 용체화 처리한 후 175°C에서 8시간 동안 시효 처리하였다. 인장시험은 MTS를 사용하여 크로스 헤드(cross head)속도, 즉 인장속도 V_t 를 1 mm/min로 하여 실시하였다. 제조된 빌렛의 변수로는 강화입자의 크기와 체적함유율을 들수 있다. 강화입자는 13 μm 와 22 μm 두 가지를 사용하였으며, 입자의 체적함유율은 5, 10 및 15 vol%의 3가지로 변화시켰다.

Fig. 3(a)~(d)는 13 μm 크기의 강화입자를 사용하여서 제조한 경우의 기계적 성질을 나타낸 것이다. 여기서, 세라믹입자로 강화되지 않은 Al6061의 기계적 성질은 압출실험을 한 후 인장시험으로 가공하여 T6 열처리를 한 상태에서 인장시험을 행

하여 얻어진 결과이다. Fig. 3(a)는 체적함유율에 따른 인장강도를 나타낸 것이다. Fig. 3(a)에서 강화되지 않은 압출재 Al6061의 인장강도가 용탕강 제혼합법과 용탕단조로서 제조된 입자강화형 금속 복합재료보다 오히려 더 높은 강도값을 보인다. 체적함유율의 증가에 따라서 인장강도가 증가하고 있지만 5 vol%에 비하여 10 vol%에서 약 40 MPa 정도 증가하지만, 15 vol%에서는 10 vol%와 유사한 값을 보이고 있다. 인장강도가 체적함유율에 비례해서 선형적으로 증가하지 않은 이유는 기계식 강제 교반법에 의한 강화재의 분산상태가 균일하지 못하기 때문에 나타나는 현상으로 판단되며, 또한 기지재와 강화재 사이의 계면접합이 충분하지 못하기 때문인 것으로 사료된다.

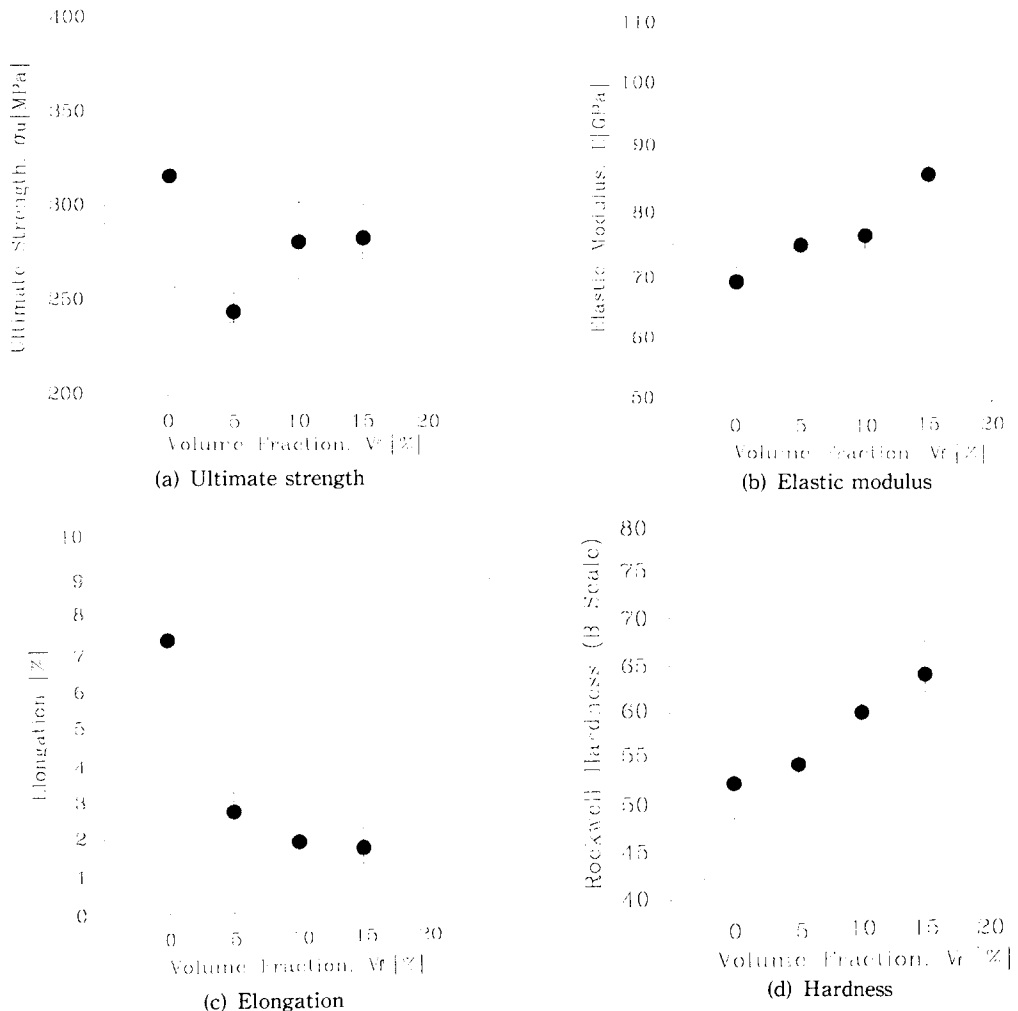


Fig. 3 Effect of reinforcement content on the mechanical properties of SiC_p (13 μm)/Al6061

Fig. 3(b)는 강화재의 체적함유율에 따른 탄성계수의 변화를 나타낸 것이다. 체적함유율이 10 vol%에서 5 vol%와 비슷한 값을 나타냈다. 그러므로 체적함유율의 증가에 따른 탄성계수의 선형적인 증가를 볼 수 없다. Fig. 3(c) 강화재의 체적함유율에 따른 연신율을 나타내고 있다. Fig. 3(c)에서 체적함유율이 커질수록 연신율이 떨어진다. 10 vol%와 15 vol%에서는 비슷하게 나타났다. 경도시험편은 인장시험을 행한 후 파단된 시험편의 안쪽을 절단하여 준비하였다. 표면을 연마한 후 로크웰 경도시험기(B scale 사용)를 이용하여 행하였다.

Fig. 3(d)는 강화재의 체적함유율에 따른 경도의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 3(d)는 체적함유율이 증가할수록 거의 선형적으로 증가하여 15 vol%에

서는 약 64 HR로 나타나서 기지재의 평균경도값 52 HR에 비해서 약 23%가 증가하였다.

Fig. 4(a)~(d)는 22 μm 크기의 강화입자를 사용하여 제조한 경우의 기계적 성질을 나타낸 것이다. Fig. 4(a)는 체적함유율에 따른 인장강도를 나타낸 것이다. 체적함유율 5 vol%와 10 vol%에서는 약 245 MPa 정도로 비슷하게 나타났으나 15 vol%에서는 280 MPa로 향상하였다. 제조공정상에서 강화재의 분산상태, 크기 및 체적함유율 등은 기계적 성질에 상당한 영향을 미친다. 복합재료의 인장강도가 강화되지 않은 Al6061의 압출재에 비해서는 다소 낮게 나타났다. 13 μm 입자의 경우 5 vol%에 비해서 10 vol% 이상에서 보다 높은 인장강도를 보이며, 22 μm의 경우는 15 vol% 이상에서 인장강

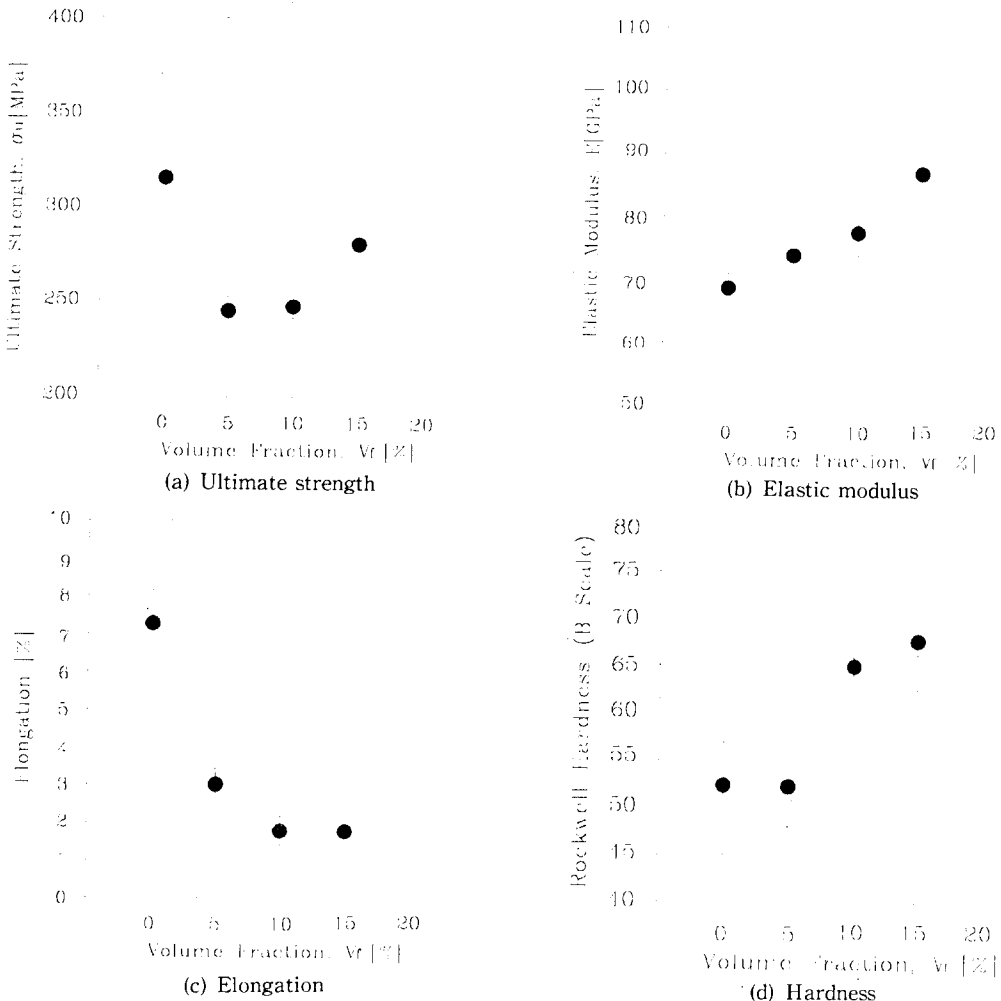


Fig. 4 Effect of reinforcement content on the mechanical properties of SiC_p (22 μm)/Al6061

도가 크게 증가됨을 알 수 있다. Fig. 3(a)와 Fig. 4(a)의 결과를 비교하면, 13 μm 크기의 강화입자는 체적함유율이 10 vol%에서부터 강화효과가 나타나며, 22 μm 의 강화입자는 체적함유율 15 vol%에서부터 각각 나타났다. 용탕강제혼합법과 용탕단조 공정만으로는 세라믹 입자의 크기와 체적함유율에 따른 강화효과가 다소 불규칙하게 나타난다는 것을 알 수 있다.

Fig. 4(b)는 강화재의 체적함유율에 따른 탄성계수의 변화를 나타낸 것이다. 체적함유율에 따라 거의 선형적으로 증가하며, 강화재의 크기와는 상관

없이 거의 유사한 경향을 나타내고 있다.

Fig. 4(c)는 강화재의 체적함유율에 따른 연신율을 나타내고 있다. 강화재의 체적함유율에 따른 연신율을 나타내고 있다. 강화재의 크기에 상관없이 유사한 경향을 나타내었다.

Fig. 4(d)는 강화재의 체적함유율에 따른 경도의 변화를 나타낸 것이다. 체적함유율 5 vol%에서 기지재와 비슷한 값을 보임으로써 선형적으로 증가한다고 예측하기가 어려웠다. 10 vol%와 15 vol%에서 22 μm 의 경우가 5 HR 정도 높게 나타났다.

인장시험이 끝난 후, 시편의 파단면을 주사전자

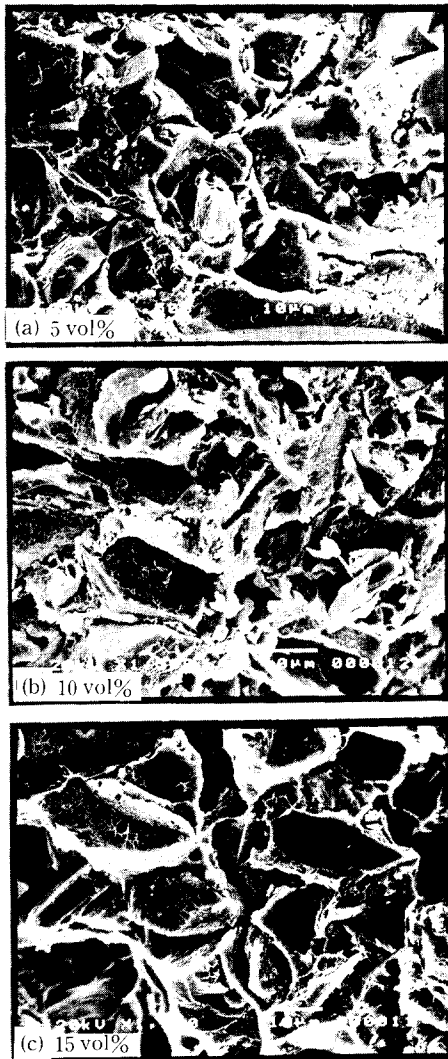


Fig. 5 SEM fractograph of Al6061/SiC_p tensile specimen (average size of SiC_p = 13 μm)

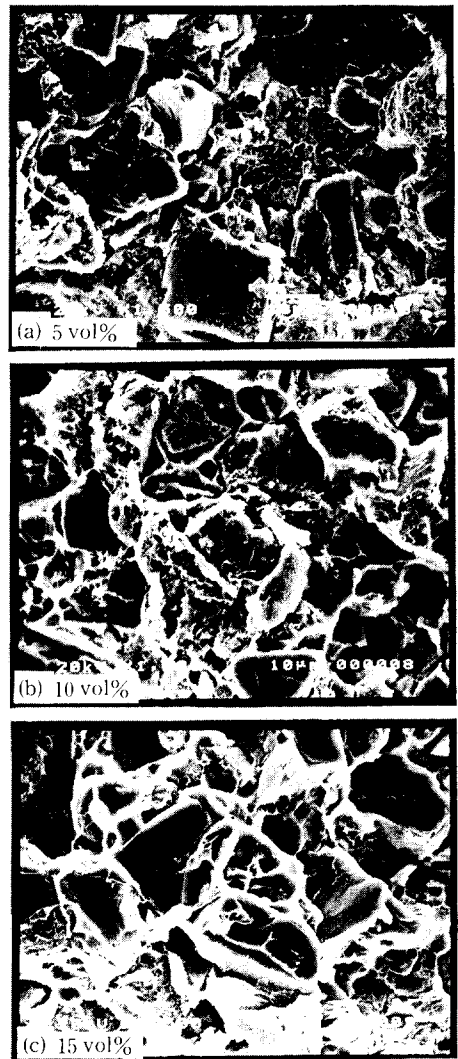


Fig. 6 SEM fractograph of Al6061/SiC_p tensile specimen (average size of SiC_p = 22 μm)

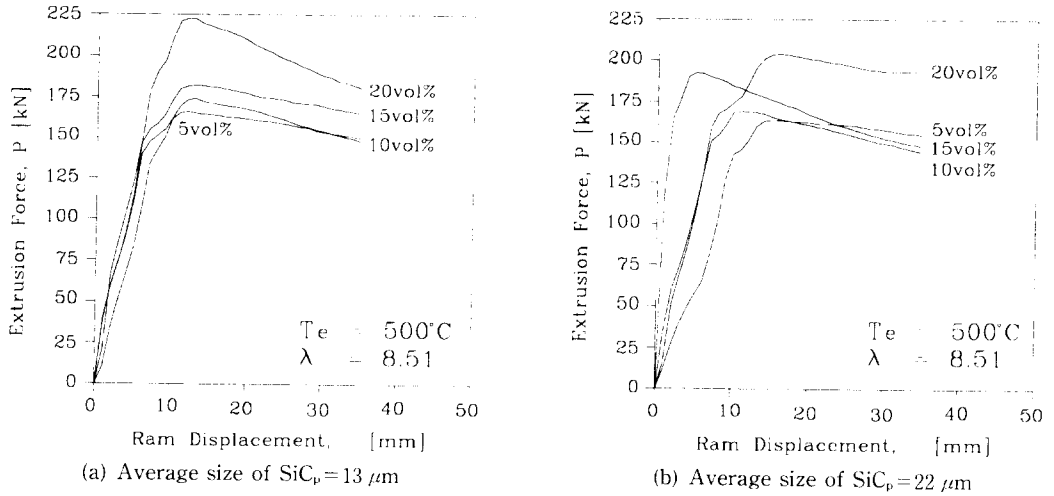


Fig. 7 Relation between extrusion force and ram displacement according to the volume fraction of SiC_p

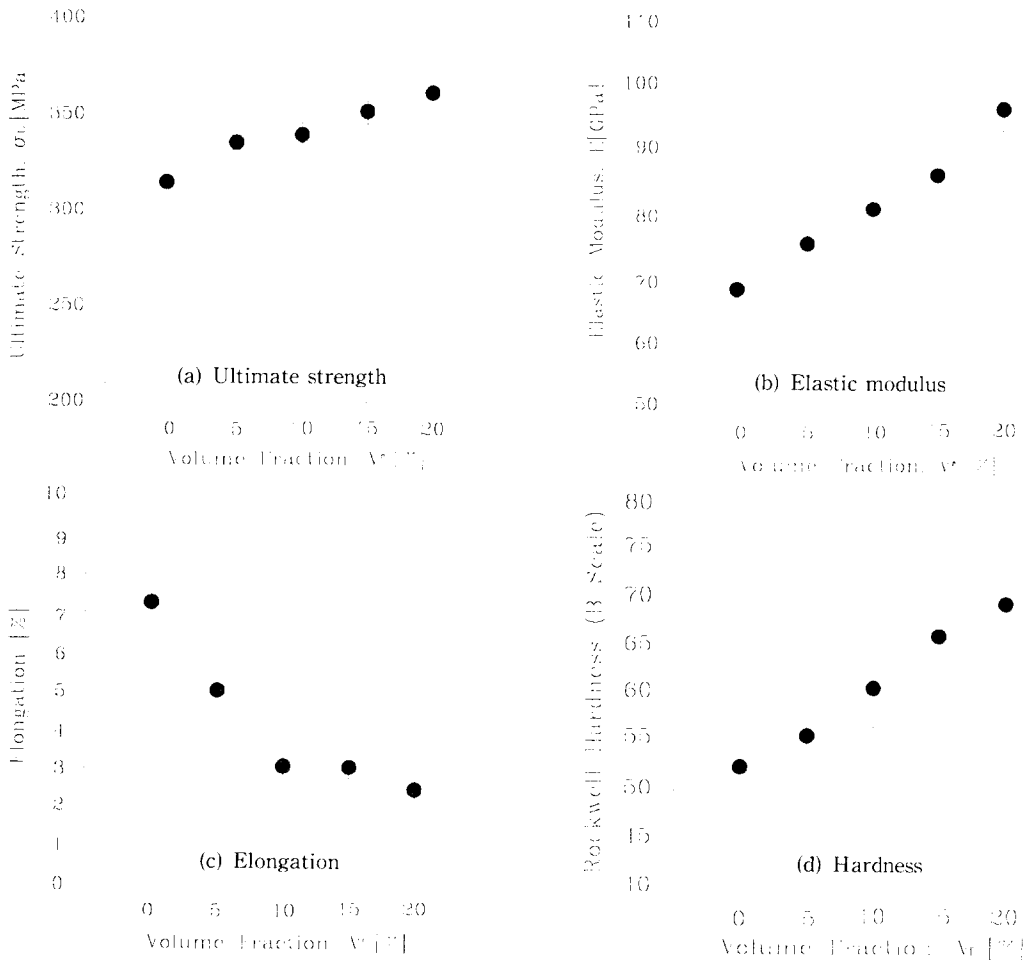


Fig. 8 Mechanical properties of SiC_p (13 μm)/Al6061 extruded as function of volume fraction

현미경으로 관찰하였다. Fig. 5(a)~(c)는 SiC_p의 평균크기가 13 μm일 때 체적함유율에 따른 인장시편의 파단면으로서 Fig. 5(a)는 체적함유율 5 vol%일 때의 파단면으로 기지재의 소성변형영역이 적게 나타나며, 기지재와 강화재 사이의 틈새가 크게 보이므로 계면분리가 쉽게 일어났음을 알 수 있다. Fig. 5(b)와 (c)는 각각 체적함유율 10 vol%와 15 vol%인데 Fig. 5(a)에 비해서 기지재가 소성변형을 많이 받았음을 관찰할 수 있는데 이것은 13 μm 크기의 강화입자를 사용할 경우 10 vol% 이상에서 계면접합이 좋아져서 강화효과를 기대할 수 있다.

Fig. 6(a)~(c)는 SiC_p의 평균크기가 22 μm일 때 체적함유율에 따른 인장시편의 파단면으로 Fig. 6(a)와 (b)는 각각 체적함유율 5 vol%와 10 vol%일

때의 파단면으로 기지재와 강화재의 계면에서 기공으로 인해 계면접합이 취약해 짐으로써 강화입자가 뿔어져 나간것을 관찰할 수 있다. 파면의 모양이 취성재료의 파단면처럼 기지재 내의 소성변형이 거의 일어나지 않은 것을 알 수 있다. Fig. 6(c)는 체적함유율 15 vol%일 때 파면으로서 기지재의 소성변형이 나타나는 것으로 보아 계면접합력이 증가한 것으로 판단된다. 이것은 강화재 평균크기가 22 μm를 사용할 경우 체적함유율이 15 vol%부터 강화효과가 개선된다고 할 수 있다.

3.2 압출재에 대한 기계적 성질

Fig. 7(a), (b)는 체적함유율에 따른 램의 변위와 압출력 P와의 관계를 나타낸 것이다. 13 μm 강화

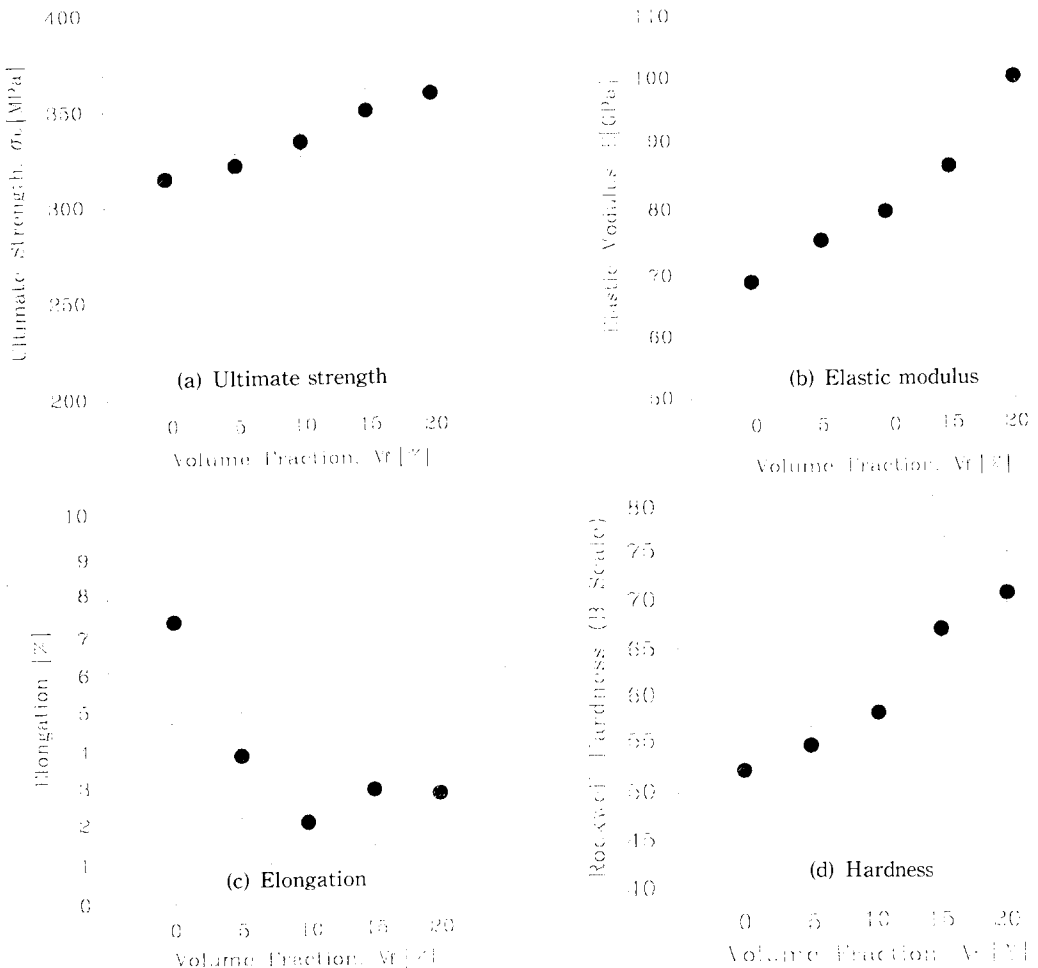


Fig. 9 Mechanical properties of SiC_p (22 μm)/Al6061 extruded as function of volume fraction

입자를 사용한 Fig. 7(a)의 경우 체적함유량 20, 15, 10 및 5 vol%에 각각 대응하는 최대 압출력 P 는 각각 222, 181, 173 및 165 kN으로 측정되었다. 램 변위가 29 mm에 도달할 때 체적함유율 5 vol%인 경우가 10 vol%에 비해서 압출력이 높게 나타난다. 이것은 복합재료 빌렛의 1차 제조공정중 강화입자의 침전 및 부유현상 등으로 인해서 전체적으로 고르게 분산되지 못하고 부분적으로 불균일하게 분포함으로써 나타나는 현상으로 사료된다. Fig. 7(b)는 22 μ m 강화입자를 사용한 경우 체적함유량의 변화에 따라 최대 압출력 P 가 204, 192, 169 및 163 kN으로 측정되었다. 램변위가 18 mm에 도달할 때 체적함유율 5 vol%인 경우가 10 vol%에 비해서 압출력이 높게 나타나며, 램변위 22 mm에서부터 체적함유율 5 vol%인 경우가 15 vol%인 경우보다도 압출력이 높게 나타났다. Fig. 7(a)와 같은 이유때문일 것으로 사료된다. 강화재의 체적함유율이 증가할수록 최대 압출력이 증가하는 이유는 가공경화 현상으로 인한 유동저항의 증가와 또한 마찰력이 증대하기 때문이다.⁽¹⁷⁾

압출재에 대해 인장시험을 하기 위한 시편의 조건을 1차제조된 빌렛의 인장시편과 똑같이 가공하고 열처리도 동일하게 한 후 인장시험을 행하였다.

Fig. 8(a)~(d)는 13 μ m 입자를 사용한 경우 강화재의 체적함유율에 따른 압출재의 기계적 성질을 나타낸 것이다. Fig. 8(a)는 체적함유율이 5 vol%와 10 vol%에서 비슷하게 나타나며, 체적함유율 5, 10, 15 및 20 vol%에서 각각 335, 339, 351 및 361 MPa의 평균 인장강도를 얻었다.

Fig. 8(b)는 탄성계수를 나타낸 결과이다. Fig. 8(b)는 체적함유율의 증가에 따라 탄성계수의 평균

값이 75, 80, 86 및 96 GPa로 선형적으로 증가되는 것을 관찰할 수 있다. Fig. 8(c)는 연신율을 나타낸 그림이다. 강화재의 체적함유율에 따라 5.02, 3.08, 3.05 및 2.48%의 값이 나타났다. 강화재의 양이 증가할수록 강성이 증가하는데 반해서 연성은 떨어진다는 것을 쉽게 알 수 있다. Fig. 8(d)는 로크웰 경도값을 나타낸 값이다. Fig. 8(d)는 체적함유율에 따라 55, 58.4, 67, 70.7 HR의 경도값을 얻었다. 체적함유율에 비례해서 경도값이 증가되었다.

Fig. 9(a)~(d)는 Fig. 9(a)는 22 μ m 입자를 이용한 경우 강화재의 체적함유율에 따른 압출재의 기계적 성질을 나타낸 것이다. Fig. 9(a)는 체적함유율에 따라 평균 인장강도가 321, 329, 349 및 358 MPa의 값을 나타냄으로써 강화재의 양에 비례하여 증가하는 것을 관찰할 수 있다. Fig. 9(b)의 경우 탄성계수가 74, 79, 86 및 100 GPa로 거의 선형적으로 체적함유율이 증가할수록 증가함을 알 수 있다. Fig. 11(b)와 비교하면, 탄성계수의 크기는 입자의 크기에는 별로 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다. Fig. 9(c)는 체적함유율이 증가하는데 따라 연신율이 3.83, 2.09, 2.94 및 2.84%로 나타났다. 체적함유율이 10 vol% 일 때 오히려 연신율이 15vol%와 20vol%보다 더 낮게 나타났다. 이것은 제조상의 문제로 재료 내부에서 강화재의 분산상태가 균일하지 못함으로써 나타난 결과로 사료된다.

Fig. 9(d)는 체적함유량 5, 10, 15 및 20 vol%에서 각각 55, 58.4, 67, 70.7 HR의 경도값을 얻었다. 체적함유율에 비례해서 경도값이 증가되었으며, Fig. 8(d)와 비교해 볼 때 경도값이 입자크기에

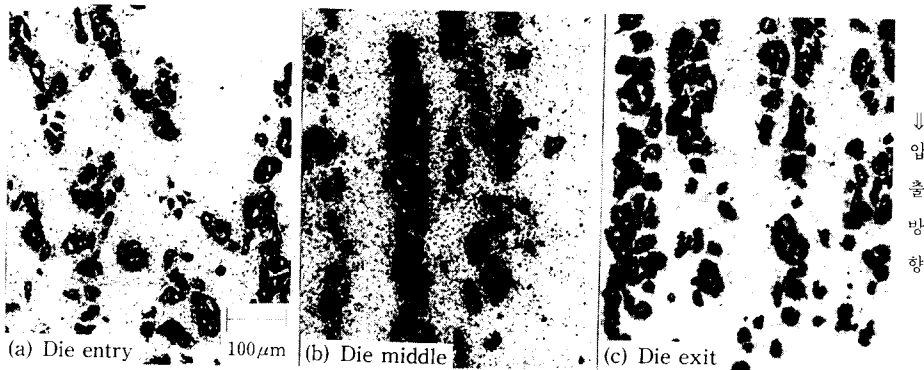


Fig. 10 Microstructure of particle arrangement during hot extrusion process with 13 μ m size, $V_c=5$ vol%

는 별로 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다.

압출비 λ_s 가 8.51인 곡면다이를 이용하여 금형 온도 500°C에서 2 mm/min의 압출속도로 압출하였을 경우 압출재 단면의 중앙 부분에 대해서 다이의 입구부분, 다이 중간부분 및 다이의 출구부분에서의 강화재의 분산상태와 방향성을 관찰하였다.

Fig. 10(a)~(c)는 SiC_p의 크기 13 μm와 체적함유율 5 vol%의 조건에 대한 강화재의 분산상태이다. Fig. 10(a)는 다이의 입구부분으로서 입자의 방향성은 관찰되지 않고 있다. Fig. 10(b)는 다이의 중간부분인데 기지재의 유동응력으로 인해서 입자의 압출방향으로 배열되는 모양을 관찰할 수 있다. 분체진 강화재의 덩어리가 길게 늘어서는 모습을 볼 수 있다. Fig. 10(c)는 다이의 출구부분으로서 압출방향으로의 방향성을 가지고 배열된 모양과 더불어서 분체진 입자들 사이의 간격이 증가함을 알 수 있다.

Fig. 11(a)~(c)는 크기 13 μm와 체적함유율 10

vol%의 조건이다. 5 vol%의 경우와 유사한 경향을 보인다. 입구부분에서 강화재의 응집현상들이 군데군데 양 사방으로 흩어져 있다. 중간부분에서 강화재의 응집현상들이 압출방향으로 배향되며, 출구부분에서는 입자가 방향성을 가짐으로 인해 비교적 고른 분포를 보여주고 있다.

Fig. 12(a)~(c)는 크기 13 μm와 체적함유율 20 vol%의 조건이다. 체적함유율이 낮은 경우에 비해서 훨씬 조밀한 입자의 분포를 보이고 있다. 압출이 진행될 때 입자들이 밀려나가면서 입자들 사이의 평균거리가 커짐으로써 출구부분으로 갈수록 강화입자의 분산상태가 양호하게 되는 것을 알 수 있다.

Al6061/SiC_p 금속복합재료를 1차적으로 용탕강제교반법과 용탕단조법을 이용해서 제조한 경우 강화재의 체적함유율에 따른 기계적 성질의 변화를 관찰해 보았다. 여기서는 강화재의 불균일한 분산과 기지재와 강화재 사이의 계면접합력에 있어서

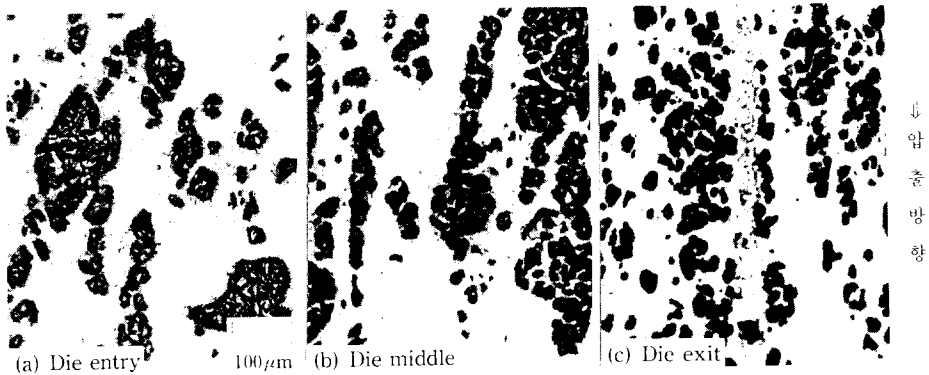


Fig. 11 Microstructure of particle arrangement during hot extrusion process with 13 μm size, V₁=10 vol%

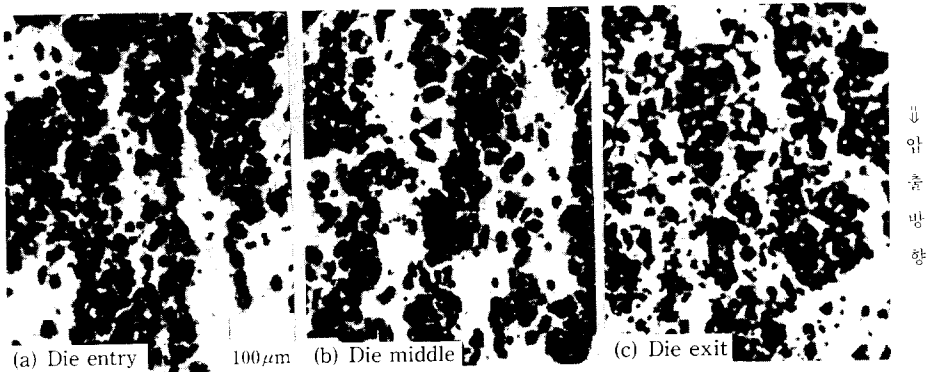


Fig. 12 Microstructure of particle arrangement during hot extrusion process with 13 μm size, V₁=20 vol%

기지재의 취성변형이 주요한 파괴형태로서 나타났다. 이것은 계면분리가 쉽게 일어난 결과이므로 충분한 분산강화 효과를 얻을 수가 없었다. 그러므로 계면 접합 강도를 높임으로써 기계적 특성을 개선시키기 위하여 압출가공을 행한 결과 강화재의 배향성이 나타남으로써 응집된 강화재들 사이의 간격이 커져서 분산강화효과가 개선되며 계면접합강도가 좋아짐으로써 재료 자체의 기계적 특성이 향상된 것으로 판단된다. 특히 강화재의 체적함유율이 증가할수록 강도 및 강성이 향상될 뿐만 아니라 분산상태도 양호하다는 것을 알 수 있었다.

3.3 Eshelby 이론을 이용한 해석

평균변형률과 평균응력은 기지재영역과 강화재영역으로 나누어서 해석하였으며, 가공경화효과와 열팽창계수의 차이로 인해서 나타나는 잔류응력의 영향은 무시하였다. 실험으로 얻어진 기지재 Al6061의 물성치를 그대로 이론 해석에 적용시켜서 계산하였다.

기지재와 강화재는 서로 기계적 성질이 다르기 때문에 재료내부에서 불균일한 상태를 나타낸다. 그러므로 온도변화와 외부하중으로 인해서 강화재에 발생하는 최종 변형형상과 표면장력이 똑같이 나타날 수 있는 기지재와 같은 재질의 가상입자를 가정하므로써 단일 재료에 대한 해석으로 고려할 수 있다.

Eshelby 이론의 기본적인 모델은 Fig. 13과 같다. 먼저 강화재의 형상을 타원형상으로 가정한다. 만약 기지재 영역에서 일부분을 타원형상으로 잘라내면 잘려져 나온 부분에는 응력이 걸리지 않게 되어 타원형상을 유지한 채로 크기의 변화가 생긴다.

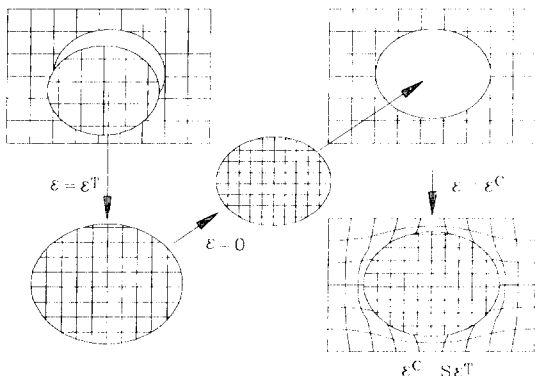


Fig. 13 Eshelby's cutting and welding model

이 때의 변형률을 변환변형률 ϵ^T 로 정의한다. 잘려진 부분을 다시 원위치로 되돌리기 위해서 $\epsilon=0$ 인 상태로 만들어서 붙이면 계면을 따라 미끄러움 발생하지 않으면서 변형이 일어난다고 표면장력이 제거된다. 이렇게 하여 평형상태에 도달했을 때의 변형률을 구속변형률 ϵ^C 로 정의한다. 강화재의 내부 응력 σ_I 는 변형률 $(\epsilon^C - \epsilon^T)$ 와 재료의 강성텐서 C_M 을 이용해서 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\sigma_I = C_M(\epsilon^C - \epsilon^T) \tag{3}$$

Eshelby 'S_{ij}' 텐서에 의해서 ϵ^T 로부터 ϵ^C 를 구할 수 있다.

$$\epsilon^C = S_{ij}\epsilon^T \tag{4}$$

Eshelby S_{ij} 텐서는 강화입자의 종횡비와 포와송비 ν 로 계산할 수 있다. 강화재를 회전타원체로 가정하는데, 변형영역의 초기형상이 타원형일 경우 변형이 일어난 후에도 계속해서 타원형상을 유지하기 때문에 강화재 내부의 응력과 변형률이 균일하게 되어서 수학적인 해석이 가능하다. S_{ij}는 다음과 같이 정의된다.

$$S_{11} = S_{22} = Q + RI + \frac{3T}{4}$$

$$S_{33} = \frac{4Q}{3} + R(4 - 2I) + 2s^2 T$$

$$S_{12} = S_{21} = \frac{Q}{3} - RI + \frac{4T}{3}$$

$$S_{13} = S_{23} = -RI - s^2 T$$

$$S_{31} = S_{32} = -R(4 - 2I) - T$$

$$S_{44} = S_{55} = 4R - IR - (1 + s^2) T$$

$$S_{66} = \frac{2Q}{3} + 2IR + \frac{T}{2}$$

$$I_1 = \frac{2s}{(s^2 - 1)^{3/2}}(s(s^2 - 1)^{1/2} - \cosh^{-1} s)$$

$$Q = \frac{3}{8(1 - \nu)}$$

$$R = \frac{1 - 2\nu}{8(1 - \nu)}$$

$$T = Q \frac{(4 - 3I_1)}{3(s^2 - 1)}$$

$$I_3 = 4 - 2I_1 \tag{5}$$

작용된 부하로 인해서 나타나는 선체적인 변형률을 ϵ^A 라고 할 때, 부하가 걸린 경우의 가상입자의 응력은 부하가 없을 때의 응력 σ_I 와 부하가 걸린 때의 응력 σ^A 를 합한 것과 같다.

$$\sigma_I + \sigma^A = C_M(\epsilon^C - \epsilon^T) + C_M\epsilon^A \tag{6}$$

외부하중이 작용할 경우의 실제 강화재의 구속변형률은 $\varepsilon^c + \varepsilon^A$ 로 나타낼 수 있으며, 이 때 강화재의 강성행렬을 C_I 라고 할 때 실제 강화재 응력은 $C_I(\varepsilon^c + \varepsilon^A)$ 이 된다. 식 (6)과 식 (3)을 이용하여 ε^T 는 다음과 같이 나타낸다.

$$\varepsilon^T = -[(C_I - C_M)S_{ij} + C_M]^{-1}(C_I - C_M)\varepsilon^A \quad (7)$$

부하가 작용할 경우 강화재의 응력 $\sigma_I + \sigma^A$ 는 식 (7)을 식 (6)에 대입하면, 다음 식이 된다.

$$\sigma_I + \sigma^A = -C_M(S_{ij} - I)[(C_I - C_M)S_{ij} + C_M]^{-1} \times (C_I - C_M)\varepsilon^A + C_M\varepsilon^A \quad (8)$$

이제 많은 개재물을 포함하는 실제 복합재료 모델로 해석을 확대하기 위하여 혼합법칙(mixture rule)을 이용한다.

$$(1-f)\langle\sigma\rangle_M + f\langle\sigma\rangle_I = 0 \rightarrow \langle\sigma\rangle_M = \frac{-f}{1-f}\langle\sigma\rangle_I \quad (9)$$

다시 Fig. 13의 Eshelby 가정을 보면, 강화재에서 멀리 떨어진 기지재 영역에서는 응력이 걸리지 않지만 강화재와 기지재 계면의 이동으로 인해서 근방의 기지재에서는 내부응력이 발생한다. 이러한 현상이 잘려지는 모델에 포함될 수 있도록 하기 위해서 마치 외부에서 부하가 작용되어 응력이 발생된 것으로 생각할 수 있도록 인장 배후응력(background stress) σ^b 를 가정한다. 외부 부하가 가해지는 경우 가상입자에 작용하는 응력은 $\sigma_I + \sigma^b + \sigma^A = \sigma_I + \langle\sigma\rangle_M + \sigma^A = \langle\sigma\rangle_I + \sigma^A$ 이며, 이 때의 변형률은 $\varepsilon^c + \varepsilon^A + \langle\varepsilon\rangle_M$ 로 나타낼 수 있으므로 가상입자를 사용할 경우의 구속변형률을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \langle\sigma\rangle_I + \sigma^A &= C_I(\varepsilon^c + \varepsilon^A + \langle\varepsilon\rangle_M) - \text{실제입자} \\ &= C_M(\varepsilon^c + \varepsilon^A + \langle\varepsilon\rangle_M - \varepsilon^T) - \text{가상입자} \end{aligned} \quad (10)$$

위의 식과 식 (4)를 이용하면 변환변형률 ε^T 는 다음과 같다.

$$\varepsilon^T = -\{(C_M - C_I)[S_{ij} - f(S_{ij} - I)] - C_M\}^{-1} \times (C_M - C_I)\varepsilon^A \quad (11)$$

ε^T 가 구해지면, 강화재와 기지재의 평균응력을 얻을 수 있다.

$$\langle\sigma\rangle_M = -fC_M(S_{ij} - I)\varepsilon^T \quad (12)$$

$$\langle\sigma\rangle_I = (1-f)C_M(S_{ij} - I)\varepsilon^T \quad (13)$$

부하가 작용할 경우의 응력을 복합재료의 강성행렬과 부하로 인해서 발생하는 복합재료의 유효변형률을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma^A = C_c \bar{\varepsilon} \varepsilon^A = C_c(\varepsilon^A + \langle\varepsilon\rangle_c) \quad (14)$$

부하가 작용할 때 복합재료의 전체 변형률 $\langle\varepsilon\rangle_c^A$ 는 강화재와 기지재에 모두 발생하는 평균 기지재 변형률 $\langle\varepsilon\rangle_M$ 과 개재물에만 발생하는 구속변형률 ε^c 로 나타낼 수 있다.

$$\langle\varepsilon\rangle_c^A = \langle\varepsilon\rangle_M + f\varepsilon^c \quad (15)$$

부하가 작용하지 않을 경우에 식 (9)는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} (1-f)C_M\langle\varepsilon\rangle_M + fC_M(\langle\varepsilon\rangle_M + \varepsilon^c - \varepsilon^T) &= 0 \\ \therefore \langle\varepsilon\rangle_M = -f(\varepsilon^c - \varepsilon^T) &= 0 \end{aligned} \quad (16)$$

위의 결과를 식 (15)에 대입하면 아래의 결과가 된다.

$$\langle\varepsilon\rangle_c^A = f\varepsilon^T \quad (17)$$

전체적인 평균 복합재료변형률은 식 (14)를 이용하여 다음과 같이 나타낸다.

$$\bar{\varepsilon} \varepsilon^A = \varepsilon^A + f\varepsilon^T \quad (18)$$

위의 식을 ε^T 로 나타낸 후 식 (11)에 대입하면, 식 (19)가 된다.

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} \varepsilon^A &= \varepsilon^A - f\{(C_M - C_I)[S - f(S - I)] - C_M\}^{-1} \\ &\quad \times (C_M - C_I)\varepsilon^A \end{aligned} \quad (19)$$

위의 결과를 식 (14)에 대입하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma^A &= C_c[C_M^{-1}\sigma^A - f\{(C_M - C_I)[S - f(S - I)] \\ &\quad - C_M\}^{-1} \times (C_M - C_I)C_M^{-1}\sigma^A] \end{aligned} \quad (20)$$

식 (20)에서 복합재료의 강성텐서 C_c 에 대해서 전개하면 아래의 식으로 표현된다.

$$\begin{aligned} C_c &= [C_M^{-1} - f\{(C_M - C_I)[S - f(S - I)] - C_M\}^{-1} \\ &\quad \times (C_M - C_I)C_M^{-1}]^{-1} \end{aligned} \quad (21)$$

부하가 작용할 때의 응력 σ^A 와 변형률 ε^A 의 관계를 강성행렬 C_c 를 이용하여 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma^A &= C_c(\varepsilon^A + f\varepsilon^A) \rightarrow \varepsilon_3^A + f\varepsilon_3^A \\ &= C_{3c}^{-1}\sigma^A = \frac{\sigma^A}{E_{3c}} \end{aligned} \quad (22)$$

축방향 탄성계수(Young's modulus)는 아래와 같이 구할 수 있다.

$$E_{3c} = \frac{1}{C_{3c}^{-1}} = \frac{\sigma^A}{\epsilon_3^A + f\epsilon_3^T} \quad (23)$$

Fig. 14는 13 μm 크기의 SiC_p 입자를 사용한 경우의 탄성계수에 대한 실험데이터와 Eshelby 이론에서 구한 값을 비교한 것이다. 실험치가 체적분율 15 vol%에서 이론치로 계산된 경우의 중횡비 1.1 일 때의 값보다 다소 낮게 나타났으나 비교적 탄성계수의 각 평균치가 중횡비 1.1~2.0의 범위에 들어가는 것을 관찰할 수 있다. 각 체적분율에 따른 탄성계수의 실험치에 있어서 편차가 크게 나타나는 이유는 강화재의 분산상태에 따른 기지재의 응력상태가 매우 불균일하기 때문에 높은 응력을 받는 부분이 전체적인 다른 기지재 영역에 비해서 더 빨리 변형이 일어날 수 있기 때문에 나타나는 현상으로 사료된다. 이러한 불균일현상은 제조공정에 따라서 미시구조가 달라질 수 있기 때문이다. 실제 실험에 사용된 SiC_p 입자들은 중횡비 1.1~2.5의 범위에 있으므로 Eshelby 이론해석 결과가 입자강화형 복합재료의 압출재에 대한 실험데이터와 잘 일치됨을 알 수 있다.

작용된 하중으로부터 나타나는 평균 기지재응력이 식 (11)과 식 (12)를 이용하여 바로 평가될 수 있다.

$$\langle \sigma \rangle_M^A = -fC_M(S-I)\{(C_M - C_I)[S - f(S-I)] - C_M\}^{-1} \times (C_I - C_M)C_M^{-1}\sigma^A \quad (24)$$

강화재가 정렬된 복합재료에 대해서 단축인장/압축의 경우 평균 축방향 및 횡방향 기지재응력들이 다음과 같이 주어진다.

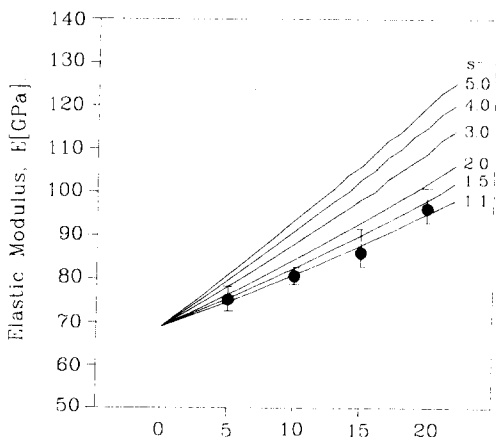


Fig. 14 Comparison between the extrusion and Eshelby theory (13 μm SiC_p)

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{3M} &= \sigma^A + \langle \sigma_3 \rangle_M^A \\ \bar{\sigma}_{1M} &= \bar{\sigma}_{2M} = \langle \sigma_1 \rangle_M^A = \langle \sigma_2 \rangle_M^A \end{aligned} \quad (25)$$

Tresca 항복조건은 다음과 같다.

$$\sigma_{YM} = \bar{\sigma}_{3M} - \bar{\sigma}_{1M} (= \Delta\sigma) \quad (26)$$

그러므로 항복은 다음과 같은 부하응력(σ^A)에서 발생한다.

$$\sigma^A = \sigma_{YM} - (\langle \sigma_3 \rangle_M^A - \langle \sigma_1 \rangle_M^A) \quad (27)$$

복합재료의 기지재 영역에서 항복을 발생시키는 편차응력 Δσ를 다음식으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta\sigma = (\bar{\sigma}_{3M} - \bar{\sigma}_{1M}) = \sigma^A + (\langle \sigma_3 \rangle_M^A - \langle \sigma_1 \rangle_M^A) \quad (28)$$

복합재료 내부의 강화재가 받는 응력 σ_p를 위의 결과와 식 (9)를 이용해서 구할 수 있다.

$$\sigma_p = \frac{1-f}{f}(\sigma^A - \Delta\sigma) + \sigma^A \quad (29)$$

3.4 이론 및 실험결과

Fig. 15는 SiC_p의 중횡비를 s=1.5로 가정하였을 때 체적함유율에 따른 편차응력의 경향을 나타낸 것이다. 금속복합재료의 경우 SiC_p 입자의 탄성계수 및 항복강도가 기지재보다 6배 이상 크므로 강화재 영역보다는 기지재 영역에서 항복이 먼저 시작될 것이다. Eshelby 이론을 이용한 해석에서 항복이 일어날 수 있는 기지재의 평균내부응력을 예측할 수 있다. 단축인장후 나타나는 축방향 부하응력에 대한 편차응력이 SiC_p 강화여부에 따라 기지

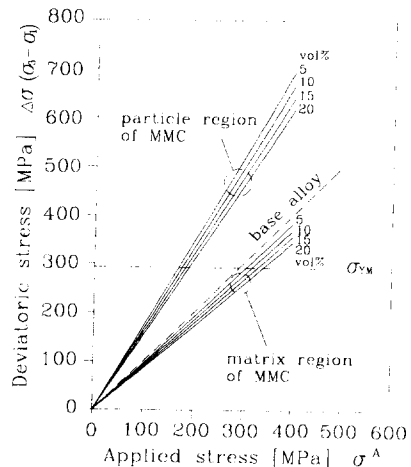


Fig. 15 The average stresses predicted within particle and matrix for Al6061-SiC_p(s=1.5) under elastic loading

재의 항복응력에 어떤 영향을 주는지를 살펴보면, 강화되지 않은 Al6061 단일 합금의 항복응력 $\sigma_{YM} = 276 \text{ MPa}$ 에 대해서 강화재의 체적분율이 5%, 10%, 15% 및 20%로 증가될 때 복합재료의 기지재 영역에서 항복이 일어날 수 있는 편차응력값에 대한 부하응력이 각각 297 MPa, 308 MPa, 319 MPa 및 330 MPa로 선형적으로 커지는 것을 관찰할 수 있다.

Fig. 16은 $\text{SiC}_p = 22 \mu\text{m}$ 의 경우 실험에서 나타난 0.2% offset yield stress는 체적함유율이 증가할수록 316 MPa, 319 MPa, 333 MPa, 339 MPa로 나

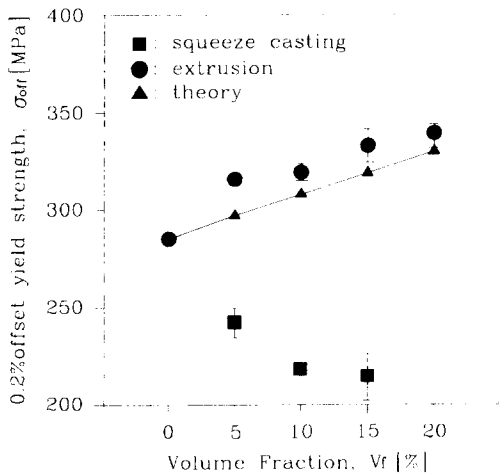


Fig. 16 Comparison of 0.2% offset yield strength between the experimental results ($22 \mu\text{m SiC}_p$) and the theoretical analysis

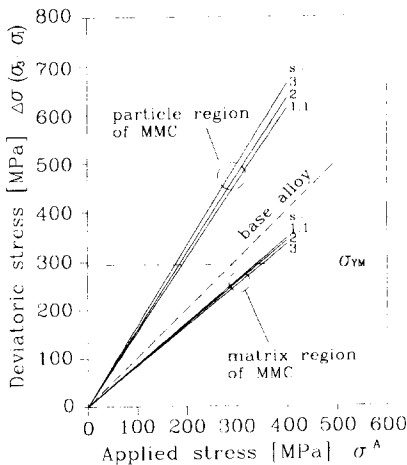


Fig. 17 The average stresses predicted within particle and matrix for Al6061-SiC_p (20 vol%) under elastic loading

타났다. 실험치가 이론치에 비해서 각각 6.4%, 3.6%, 5.4%, 2.7% 정도 크게 나타남으로써 평균 4.5% 정도 더 크게 나타났다. 이러한 차이는 이론 해석에서는 강화재의 형상을 타원형상으로 가정하였지만 실제로는 임의의 형상을 가지기 때문에 기지재 영역에서 강화재 주변의 국부적인 응력집중 등으로 인해서 강화효과가 증대되어 나타난 결과로 사료된다. 이러한 현상은 강도면에 있어서 변형초기의 내부 결함으로 작용할 수도 있기 때문에 복합재료의 기계적 성질을 정확하게 예측하기가 어렵다.

Fig. 17은 강화재의 체적함유율을 20 vol%일 때 강화재의 종횡비 s 에 따른 편차응력의 변화를 나타낸 것이다. 종횡비 s 가 1.1, 2, 3으로 증가함에 따라서 항복을 일으키는 편차응력값 $\Delta\sigma = \sigma_{YM}$ 에 대한 부하응력은 각각 319 MPa, 323 MPa, 331 MPa로 커지는 것을 알 수 있다. 이상과 같이 강화되지 않은 합금에 비해서 기지재 응력선이 낮은 것은 식 (11)과 식 (12)에 의해서 표현된 것 처럼 강화재로 하중이 전달되기 때문이며, 그 결과로써 강화재의 체적함유율과 종횡비에 따른 금속복합재료의 항복응력을 간단히 예측할 수 있다.

이상의 결과로부터 기계식 교반으로 제조된 금속 복합재료는 압출공정을 거침으로써 가상입자 전체의 평균효과로 계산한 이론치와 유사한 경향을 나타내고 있다는 것을 알 수 있었다.

4. 결 론

본 연구에서는 기지재료 Al6061, 강화재로 SiC_p 를 사용하여 용탕강제혼합법으로 금속복합재료를 제조한 후 곡면 다이틀을 이용하여 500°C 에서 열간 압출 실험을 행하였다. 다이 내에서의 강화재의 방향성과 파손 정도 및 압출재의 기계적 특성을 검사하였으며, Eshelby 모델을 이용해서 금속복합재료의 강도해석을 하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 용탕강제혼합법과 용탕단조공정에 의해서 제조된 $\text{SiC}_p/\text{Al6061}$ 금속복합재료의 인장강도는 강화되지 않은 Al6061 압출재의 인장강도보다 낮게 나타났다.

(2) 용탕강제혼합법과 용탕단조공정에 의해서 제조된 시편의 인장강도는 $13 \mu\text{m}$ 크기의 강화입자를 사용하면 10 vol% 이상에서 현저하게 향상되었으며, 강화재의 평균크기가 $22 \mu\text{m}$ 일 경우에는 체적

함유율이 15 vol% 부터 강화효과가 개선되었다.

(3) 압출공정을 거친후 용탕단조공정으로 제조된 시험편에 비하여 25~35%의 강도향상을 가져왔다. 인장강도는 강화재의 체적함유율에 비례하여 증가하였으나, 입자의 크기에 따른 뚜렷한 영향은 나타나지 않았다.

(4) 탄성계수와 경도값은 압출전과 후의 값이 비슷하게 나타났으며, 강도의 경우는 압출전에는 강화입자의 고른 분산이 이루어지지 않은 관계로 강화재의 체적함유량과 비례관계가 나타나지 않았으나 압출 후에는 강화재가 압출방향으로 배열되면서 전체적으로 양호한 분산상태가 얻어짐으로써 강도가 체적함유량에 비례해서 증가하였다.

(5) 탄성범위에서 Eshelby 이론을 이용한 입자 강화형 금속복합재료의 강도해석은 압출공정을 거친 후에 나타나는 SiC_p/Al6061 금속복합재료의 실험결과를 예측할 수 있을 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 연구지원(93-0200-04-01-3)에 의하여 이루어졌다.

참고문헌

- (1) 森本 啓之, 岩村 宏, 大内權一郎, 芦田 喜郎, 1995, "SiC whisker reinforced 6061 aluminum alloy composite material's extrusion by thin wall tube forming and its mechanical properties," *Light Metal*, Vol. 45, No. 2, pp. 82~87.
- (2) 渡 修一郎, 齊藤 勝義, 岡庭 茂, 1990, "不連續纖維強化アルミニウム合金複合材料ビレットの壓出し性," *Light Metal*, Vol. 40, No. 4, pp. 278~284.
- (3) 彦坂武夫, 1994, "熱間壓出し加工したアルミニウム合金-アルミナ短纖維複合材料の熱サイクル特性," *鑄物*, 第66卷, 第6號, pp. 424~429.
- (4) Bhanu Prasad, V. V., Bhat, B. V. R., Rao, A. C. and Varma, V. K., 1995, "Mechanism of Vacuum Hot Pressing of Metal Matrix Composites," *Proc. of ICCM-10*, Whistler, B. C., Canada, Aug., pp. 755~762.
- (5) Stone, I. C. and Tsakiroopoulos, P., 1995, "Spatial Distribution of Reinforcement in PM Al-4Cu/SiC_p MMCs: Computer Simulation and

- Characterisation by EDX Analysis," *Proc. of ICCM-10*, Whistler, B. C., Canada, Aug., pp. 465~472.
- (6) 土取 功, 福永 秀春, 1993, "高壓凝固法によるルチル型TiO₂粉末/アルミニウム複合材料の製造と組織的特性," *輕金屬*, Vol. 43, No. 1, pp. 26~32.
- (7) 山内利夫, 西田義晴, 1994, "SiC whisker reinforced Al-Cu alloy composite material's extrusion by thin wall tube forming and its mechanical properties," *日本金屬學會誌*, 第58卷, 第12號, pp. 1436~1443.
- (8) Rozak, G. A. and Lewandowski, J. J., 1992, "Effects of Casting Conditions and Deformation Processing on A356 Aluminum and A356-20 Vol. % SiC Composites," *Jour. of Composite Mat.*, Vol. 26, No. 14, pp. 2076~2106.
- (9) 林 守仁, 辰本信哉, 1993, "溶湯攪拌混合法によるSiC粒子分散強化型AC8A複合材料の製造および機械的性質," *鑄物*, 第65卷, 第11號, pp. 846~852.
- (10) 大參 達也, 藁口 光樹, 工藤 昌行, 1994, "スラリー・溶湯混合法による半凝固過共晶Al-Si合金の見掛けの粘性挙動," *輕金屬*, Vol. 44, No. 9, pp. 504~509.
- (11) 서영호, 강충길, 1995, "용탕단조법으로 제조된 SiC_p/Al 복합재료의 입자거동특성과 기계적 성질," *주조*, 제15권, 제1호, pp. 25~34.
- (12) Eshelby, Y. D., 1957, "The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems," pp. 376~396.
- (13) Metal Handbook, 1990, Vol. 2, ASM, pp. 102~103.
- (14) Norton Co., *Advanced Ceramics Engineered Materials*, pp. 29~35.
- (15) Kang, C. G. and Seo, Y. H., 1995, "Extrusion Die Design for Orientation Control of Short Fiber Reinforced Aluminum Metal Matrix Composites," *Second International Conferance Composites Engineering*, New Orleans, Aug, pp. 21~24.
- (16) 서영호, 강충길, 1994, "금속복합재료의 열간 변형에서 강화재의 변형거동 특성," *대한기계학회*, 1994년도 추계 학술대회 논문집(I), pp. 179~184.

- (17) Morooka, T., Kawamura, C., Yuasa, E. and Suzuki, T., 1984, "Influence of Volume Fraction and Shape of Fiber on Tensile in the Short Stainless Steel Fiber Reinforced Aluminum Composites Prepared by Powder Extrusion," *J. of Jap. Inst. Light Metal*, Vol. 34, No. 10, pp. 570 ~577.