

## 論文

## Thixoforming을 위한 금속복합재료의 재가열 공정

안성수\* · 강충길\*\* · 조형호\*\*\*

## Reheating Process of Metal Matrix Composite for Thixoforming

S. S. Ahn\*, C. G. Kang\*\* and H. H. Jo\*\*\*

## 초 록

본 논문은 강화입자가 균일하게 분산된 금속 복합재료의 제조와 반응용 성형을 위한 재가열에 관한 연구결과이다. 강화재 크기의 종류에 따른 금속복합재료를 제조하기 위하여 전자기식 교반과 기계식 교반을 동시에 이용한 복합 교반법을 사용하였다. 복합 교반법에 의하여 제조된 금속복합재료의 분산 상태를 조사하였다. 복합재료를 제조하기 위한 전자기식 교반법과 기계식 교반법을 겸용으로 한 공정이 소개되었다. 금속복합재료의 반응용성형을 위해서, 금속복합재료의 빌렛과 코일표면사이의 길이, 코일의 지름과 빌렛사이의 길이로 구성된 함수로 최적의 코일을 설계하여 빌렛을 재가열하였다. 복합재료의 반응용 성형시에 필요한 재가열 공정 인자인 가열시간과 온도변화의 관계를 조사하였다. 재가열중 강화재의 분산상태가 온도변화에 미치는 영향에 대하여 검토하였다.

## ABSTRACT

The fabrication process of particulate metal matrix composites(PMMCs) with homogeneous distribution of reinforcement and reheating for thixoforming has been studied.

Both of eletro-magnetic stirring and mechanical stirring were used to fabricate particulate metal matrix composites(PMMCs) for variation of particle size. The electrical and mechanical processing conditions for fabricating PMMCs are also suggested. For thixoforming of PMMCs, fabricated billets are reheated by using the designed optimal coil with as function of length between PMMC billet and coil surface, and coil diameter and billet. The effect of reinforcement distribution according to variation of billet temperature were investigated with solid fraction theory with a function of matrix alloy and volume fraction of reinforcement.

## 1. 서 론

최근 자동차, 선박, 항공기 등의 수송분야에서는 지구환경보존 문제로 인해서 연비의 대폭적인 개선이 전 세계적으로 중요한 과제로 되어 있다. 연비 효율을 향상시키고 환경 오염 문제를 극복하기 위한 수단으로 부품의 경량화, 고성능화 및 크기의 최소화 등은 필수

적이다. 특히 자동차 엔진 부품의 경우 기존의 Al, Mg 및 Cu 합금과 같은 소재로써 비탄성률, 비강도, 피로강도, 내마모성, 내식성 및 치수의 안정성 등을 만족시킬 수 없기 때문에 이러한 특성을 만족시킬 수 있는 금속 복합재료에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다[1]~[3].

입자강화형 금속복합재료의 제조 방법으로는 분말야

\* 부산대학교 대학원

\*\* 부산대학교 기계공학부

\*\*\* 한국생산기술연구원

금법과 용탕단조법, 그리고 기계식 및 전자기식 교반을 이용하여 제조하는 액상 및 반응용 주조법등을 들 수 있다. 강화재의 preform 내부에 용융상태의 기지재를 함침시키는 용탕 단조 공정은 형상이 복잡한 입자강화형 금속복합재료의 부품을 제조할 수 있다. 그러나 용탕 단조법은 형상에 제한이 있으며 기지재가 preform 내부에 함침될 때 preform의 변형 때문에 전체적으로 강화재가 균일하게 분산된 제품을 얻기가 어렵다. 강화재가 기지재와의 밀도 차이에 의해 부상하거나 침전되기 쉬우므로 강화재를 기지재내에 균일하게 분산시키는 것이 곤란하다. 이상과 같은 문제점들을 해결할 수 있는 방법으로 금속복합재료의 반응용 성형 공정에 관한 연구의 필요성이 대두되고 있다.

입자강화형 금속복합재료의 제조와 관련하여 Cornie[4]와 Girot[5]등은 Al 복합재료의 반응용 제조 공정의 전반적인 내용에 관하여 발표하였으며, Caron[6]등은 입자강화형 금속복합재료의 제조 방법에 관하여 개략적으로 발표하였다. Morita[7]등은 Eutectic Alloy Matrix의 콤포캐스팅에 관한 내용을 연구하였으며, Miwa[8]등은 휘스커 강화 복합재료의 콤포캐스팅에 관하여 연구하였다.

금속복합재료의 반응용 상태에서의 거동에 관하여 木內 學[9]~[10]등은 SiCp 및 단섬유로 강화된 Al 합금 복합재료의 반응용 상태의 압출 및 단조실험을 행한 후 그 특성을 관찰하였다. Nguyen[11]등은 단섬유 강화 A356 합금이 반응용 상태일 때의 미세조직과 압축거동에 대하여 연구하였다. Adam[12]등은 전자기 교반법을 이용하여 금속복합재료를 제조하였으며, 또한 Thixoforming 시 성형 온도에 따른 기지재의 조직 상태에 대하여 연구하였다.

이상의 연구동향에서 살펴본 바와 같이 반응용 성형을 위한 입자강화형 금속복합재료의 제조와 제조방법에 따른 강화재의 분산 상태가 재가열시 온도 분포에 미치는 영향에 관한 연구는 발표되지 않고 있다. 반응용 성형공정에 있어서 액상 편석을 제어하여 균일한 기계적 성질을 얻기 위한 복합 재료의 재가열 기술에 필요한 체계적인 연구가 요구된다. 따라서 본 연구에서는 강화재의 균일 분산을 위하여 액상법과 반응용 성형법을 이용하여 A357 합금을 기지재로 한 입자강화형 금속복합재료를 제조하여 분산 상태를 조사하였다. 반응용 성형 공정 중 가장 중요한 재가열 공정과 관련하여 금속복합재료에 적합한 재가열 코일을 설계 및 제작하였다. 재가열 공정 중 강화재의 분산 상태가 복

Table 1. Chemical composition of A357

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ni	Zn	Ti	Pb	Sn
A357	7.5	0.15	0.03	0.03	0.60	0.03	0.05	0.20	0.03	-

Table 2. Chemical composition of Silicon Carbide Particle

	SiC	F · C	F · SiO <sub>2</sub>	T · Fe	PH
GC	99.0	0.04	0.55	0.07	5.0~7.0

합재료의 온도 변화에 미치는 영향을 파악하였으며, 또한 강화재의 분산상태에 따른 기지재의 구상화 조직 및 반응용 성형에 적합한 재가열 조건을 도출하였다.

## 2. 금속복합재료의 제조

### 2.1 실험재료

금속복합재료의 제조를 위해 사용되어진 소재는 프랑스 PECHINEY에서 전자기식 교반에 의해 제조된 ALTHIX A357이며 화학조성을 Table 1에 각각 나타내었다.

강화재로는 일본 Showa Denko Company의 Silicon Carbide 입자를 이용하였으며 그 화학성분 및 PH를 Table 2에 나타내었다.

금속복합재료의 제조 시 기지재에 첨가되는 강화재의 체적 함유율(Volume fraction)  $V_f$ 는 기지재와 강화재의 전체 체적에 대한 강화재의 체적을 계산하여  $V_f$ 를 계산하였다.

### 2.2 제조방법 및 결과

기지재가 용융 및 반응용 상태에서 금속 복합 재료를 제조하는 경우는 기지재의 온도관리가 극히 중요하다. 따라서 본 연구에서는 저자가 지금까지 연구한 분위기 온도에서 도가니내의 용탕 온도를 조절하면서 강화재를 기지재내에 투입하여 복합 재료를 제조하였다 [13]. 수 차례의 시행착오법에 의하여 실험을 수행하여 분산상태를 조사하였다.

Table 3은 본 연구에서 수행한 실험조건을 나타낸 것이다. 실험변수는 용탕온도, 교반속도 및 균일분산방법 등을 주요변수로 하여 실험을 수행하였다.

Fig.1은 전기로를 이용한 경우 제조온도 650℃, 교반속도 600rpm 조건에서 제조한 금속복합재료의 조직 사진이다. 분위기 온도에 의하여 도가니 내의 용탕 온도를 조절하는 전기로는 정확한 제조 온도를 유지할

Table 3. Fabrication conditions of metal matrix composites

No	Melting Temp. [°C]	Stirring Speed [rpm]	Mixing Process	Distribution State
1	650℃	600	mechanical	non-homogeneous
2	650℃	300~400	mechanical	non-homogeneous
3	650℃	1000	mechanical	non-homogeneous
4	670℃	600	mechanical	non-homogeneous
5	595℃	600	mechanical+ electro-magnetic	partial non-homogeneous
6	595℃	1200	mechanical+ electro-magnetic	homogeneous

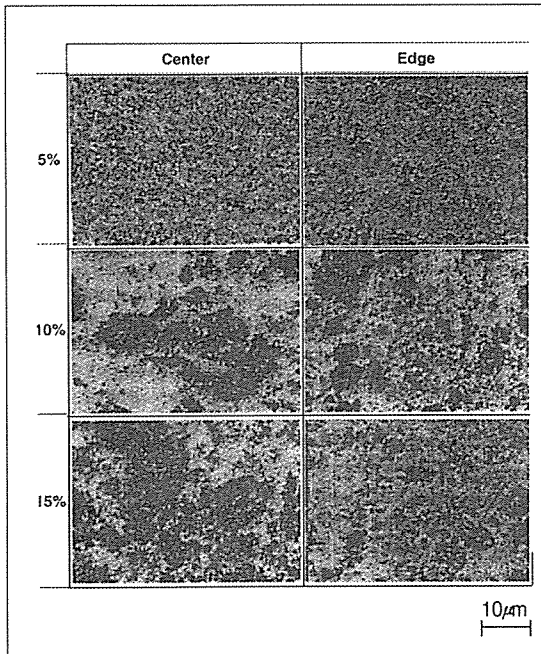


Fig.1. Microstructure of metal matrix composites fabricated by melt-stirring method (650℃, Particle size 25μm)

수 없었으며, 또한 Fig.1에서 보여 주는 바와 같이 강화제의 체적 함유율이 높은 경우 심한 뭉침현상을 관찰할 수 있었다.

재가열시 빌렛의 온도 분포와 변화는 강화제의 분산 상태에 영향을 크게 미친다. 따라서 강화제의 균일한 분산을 위하여 온도 조절이 용이하고, 제조시 산화 방지를 위한 실험장비를 설계, 제작하였다. Fig.2는 설계, 제작되어진 장치의 외관을 나타낸 것이다. 용해중 산화를 방지하기 위하여 sealing plate를 설치하였는데,

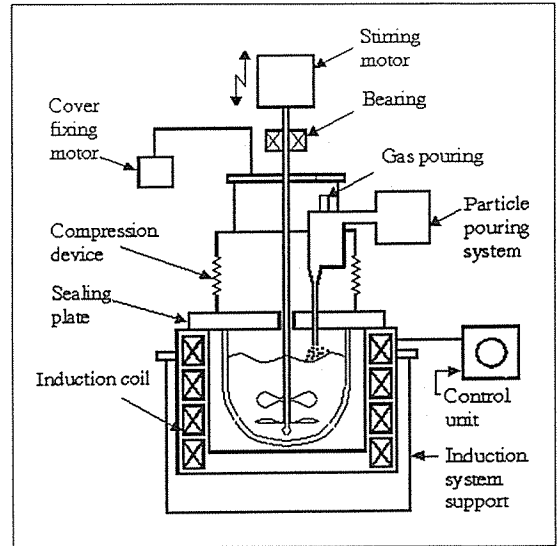


Fig. 2. Schematic diagram of the metal matrix composite fabrication apparatus using electro-magnetic and mechanical stirring process

sealing plate는 압축치구에 부착된 스프링에 의하여 지지되도록 하였다. cover fixing 모터의 구동에 의하여 압축치구가 상하 이동되며, 도가니내에 기지재를 주입하도록 하였다. 입자 주입 시스템에 가스 주입구를 부착하여 입자의 주입량과 주입 시간을 조절하도록 하였다. 교반 모터는 회전과 동시에 교반 임펠러가 상하 이동하도록 하여 강화제가 가능한 균일하게 분산되도록 하였다.

액상 교반법에 의한 복합재료의 제조 시 교반 임펠러의 회전속도가 (300~400rpm)이면 기지재가 임펠러와 같이 회전하는 양상을 보여 강화제의 분산효과가 개선되지 않았다. 교반 임펠러의 회전속도가 1000rpm 이상이면 기지재의 유동상태는 좋았으나 제조 후 도가니 가장자리에 강화제가 많이 남아있는 것을 관찰할 수 있었다. 그러므로 액상 교반법에 의한 제조 실험에서는 용탕 온도 670℃, 임펠러의 회전속도를 600rpm으로 설정하여 복합재료를 제조하였다.

Fig.3은 본 제조실험에서 사용되어진 20kW 고주파 유도 가열로를 이용하여 액상 교반법으로 제조된 금속 복합재료의 조직사진이다. 이때 임펠러의 회전수는 600rpm, 용탕 온도는 670℃로 하여 실험을 수행하였다. 유도 가열로의 경우 기지재가 완전 용탕 상태일 때 자기장에 의한 용탕 내부의 유동이 관찰되었으며, 교반

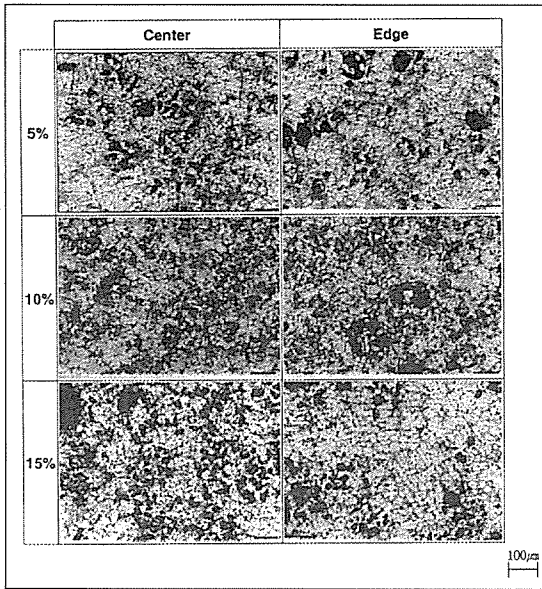


Fig.3. Microstructure of metal matrix composites fabricated by melt-stirring method (670℃, 600rpm, Particle Size 25µm)

임펠러의 회전으로 난류 유동이 균일 분산에 영향을 미칠 수 있을 것으로 판단한다.

강화재의 분산정도를 파악하기 위하여 시편 단면의 중심부와 가장자리부로 나누어 조직을 관찰하였다. 강화재의 평균입자크기가 25µm의 경우 사진에서 볼 수 있듯이 강화재의 심한 뭉침현상은 줄어들었으나 제조된 시편 각 부분에서의 균일한 분산정도는 얻을 수 없었다.

Fig.3에서 보여 주는 바와 같이 액상 교반법에 의하여 강화재를 기지재내에 균일하게 분산시키는데는 한계성이 있음을 알 수 있었다. 따라서 기지재의 온도를 반응용 영역까지 감소시켜 다음과 같은 방법으로 실험을 수행하였다.

적절한 용량(750~780g)의 기지재를 아세톤으로 세척하여 20kW 고주파 유도 가열로에 장착되어 있는 흑연 도가니에 넣고 기지재의 액상선 온도(615℃) 이상의 온도로 유도 가열하여 완전 용탕 상태(630℃이상)로 만들었다. 대기 노출에 의해 생성된 용탕 표면의 산화막을 제거한 후 Cover fixing motor를 구동하여 도가니에 Cover를 부착하도록 하였다. 교반 임펠러를 구동하면서 용탕 온도를 595℃까지 감소시켜 유지하였으며 일정유동을 얻기 위해 1분간 교반한다. 강화재로 사용되어진 일본 Showa Denko社의 SiCp를 내열

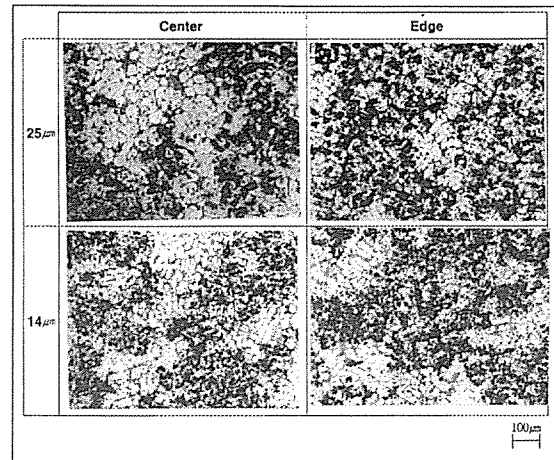


Fig.4. Microstructure of metal matrix composites fabricated by semi-solid method (595℃, 15 Vol%, 600rpm)

도가니에 담아 전기로를 이용하여 400℃로 예열하였고, 예열 되어진 SiCp를 분당 10g 정도로 교반 중인 기지재에 투입한다.

교반용 임펠러는 장시간 용탕과 접촉하므로 미국 Carborundum社에서 제조된 Fiber frax coating cement로 코팅 후 용탕과의 직접 접촉에 의한 용탕의 급격한 온도 하강을 방지하기 위해서 500℃ 정도로 예열하였다.

강화재의 투입이 끝난 후 15분 동안 일정 회전수로 임펠러를 구동하고 강화재의 균일한 분산을 얻기 위해 상하로 움직여가며 교반 한 후 흑연 몰드에 주입하였다. 주입된 용탕은 1분간 몰드 안에서 냉각한 후 퀀칭하였다. 제조되어진 금속 복합 재료의 크기는 직경 40mm 높이 180~200 mm이며, Thixoforming을 위한 재가열 용 빌렛  $d \times l = 40 \times 50$  (mm)으로 가공하였다.

강화재를 실험온도(595℃)에서 투입, 교반하였으며 교반속도에 따른 영향을 고려하여 강화재의 균일한 분산을 얻을 수 있는 제조조건을 설정하였다.

Fig.4는 제조온도가 595℃인 경우 교반 속도의 영향을 파악하기 위하여 강화재 체적 함유율이 15%일 때 교반속도 600rpm으로 제조되어진 시편의 조직을 관찰한 사진이다. Fig.4에서 볼 수 있듯이 강화재가 여러 곳에서 응집되어있는 상태를 관찰 할 수 있었다. 교반속도가 낮을 시 반응용 상태에서 제조를 하더라도 투입되는 강화재를 고르게 분산시킬 만한 교반효과는 크지 않은 것으로 판단된다.

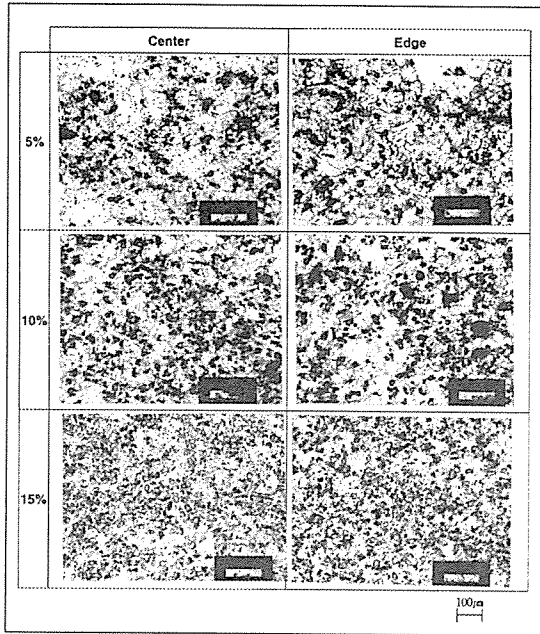


Fig. 5. Microstructure of metal matrix composites fabricated by semi-solid mixing process (Matrix temperature 595℃, Particle size 25µm and Stirring speed 1200rpm)

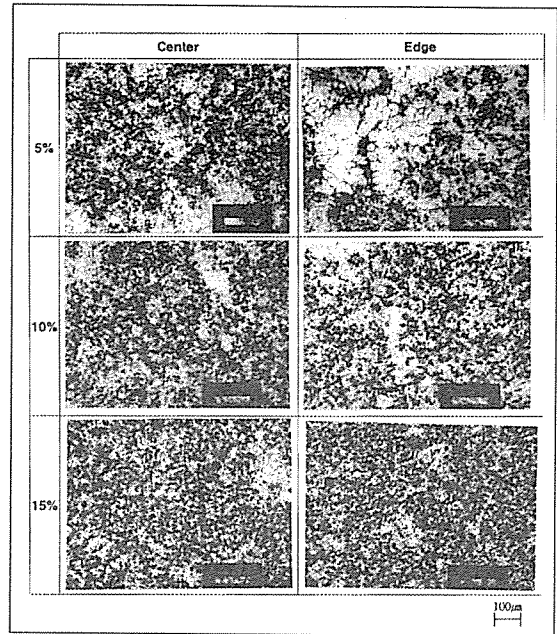


Fig. 6. Microstructure of metal matrix composites fabricated by semi-solid mixing process (Matrix temperature 595℃, Particle size 14µm and Stirring speed 1200rpm)

Fig.5,6은 동일한 제조온도(595℃)에서 교반속도를 1200rpm으로 증가시켰을 때 제조되어진 복합재료의 분산정도를 파악하였다.

Fig.5,6에서 보는 바와 같이 액상 교반법을 이용하여 제조한 결과(Fig.1, Fig.3)보다 강화입자의 분산정도가 개선되었으며 강화재의 평균입자크기가 25µm인 경우는 체적 함유율에 관계없이 고른 분산정도를 나타내고 있다. 강화재의 평균입자크기가 14µm인 경우는 입자크기가 25µm인 경우보다 양호하지 못한 분산정도를 볼 수 있었다. 이는 복합재료의 응고 시 기지재의 응고선단에서 강화재가 밀려나서 공정부분으로 몰린 현상으로 사료된다[14]. 그러나 액상 교반법을 이용하여 제조한 시편보다 강화재의 분산정도는 양호한 것을 알 수 있다.

Fig.6에서 보는 바와 같이 강화재의 평균입자크기가 14µm인 경우는 강화재의 체적 함유율이 5%일 때 기지재의 초정이 조대한 부분(A부분)에서 강화재의 불균일한 분포를 볼 수 있었으나 Fig.4와 비교하였을 때 균일한 분산상태를 관찰할 수 있었다.

### 3. 재가열 공정

알루미늄 빌렛의 유도가열을 포함해서 대부분의 상용 유도가열 시스템에서 유도된 와전류는 금속복합재료 빌렛 내부에서 균일하게 분포하지 않는다. 일반적으로 전류 밀도의 최대치는 표면 위에 위치한다. 전류 밀도는 금속복합재료 빌렛의 표면에서 중심으로 갈수록 감소한다. 금속복합재료 빌렛의 단면 내에서 불균일한 전류 분포 현상을 표면 효과(Skin Effect)라 한다. 표면 효과 때문에, 전력의 약 86%가 빌렛의 표면 층에 집중되며, 이 층을 전류 침투 깊이( $\delta$ )라고 한다. 전류 침투 깊이는 금속의 종류에 따라 다른 값을 가지며 주파수의 함수이다. 코일과 빌렛의 끝단에서 가열 양상의 불균일성은 이 영역에서 전자기장의 뒤틀림(Distortion) 현상과 관계가 있다. 이 뒤틀림 현상을 전자기 끝단효과(Electro-magnetic End Effect)라고 한다. 일반적으로 전자기 끝단효과는 유도가열에서 가장 복잡한 문제이다. 이 효과는 빌렛 끝단의 과열(Overheating)이나 아열(Underheating)을 초래할 수 있다.

따라서 전자기 끝단효과를 최소화하기 위한 유도 코

일을 설계하므로써 Thixoforming공정에 의하여 금속 복합 재료의 제품을 개발할 수 있다.

### 3.1 복합재료의 재가열 코일 설계

코일과 빌렛을 구성하는 실제 시스템에서는, 알루미늄이 기지재인 A357 내에 강화재가 균일하게 분산되어 있는 복합 재료 빌렛의 전체 길이에 걸쳐서 유도 열량은 보통 등분포하지 않기 때문에 비균일 온도 분포가 생긴다. 따라서 코일 설계의 최적화를 위하여 코일 길이와 빌렛 길이 사이의 정확한 관계를 규정하는 것이다[15]~[16].

유도가열시 전자기 끝단효과를 최소화하기 위하여 본 연구에서는 Fig.7에서 표시한 바와 같이 금속 복합 재료의 유도가열 장치의 최적 코일 길이  $H$ , 코일의 내경  $D_i$  및 코일의 직경  $d_c$ 를 다음과 같이 설계하였다.

이때 재가열 중 시간의 변화에 따라서 온도변화를 측정하기 위하여 Fig.7에서 보여 주는 바와 같이 중앙 ①, 표면③ 및 중간② 부분에 열전대를 삽입하였다.

유도가열 시 열손실 중에서 중요 부분인 표면의 복사 손실을 고려하기 위하여, 전력밀도  $P_s$ 는 빌렛의 반지름  $\frac{d}{2}$ 와 소재의 유한 전류 침투 깊이  $\delta_F$ 의 비( $d/2\delta_F$ )에 의해서 수정되어진 실제 전력밀도  $P_a$ 로 표시되어야 한다.

$$\delta_F = \sqrt{\frac{2\rho_c}{\mu\omega}} \quad (1)$$

체적 함유율 5%, 10% 및 15%의 강화재를 함유한  $d \times l = 40 \times 50(\text{mm})$ 인 금속 복합 재료의 경우  $P_a$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$P_a = \frac{P_s(\theta_s - \theta_c)_{idealized}}{\theta_s - \theta_c} = \frac{4.3k_c(\theta_s - \theta_c)}{d} \quad (2)$$

여기서  $\frac{\theta_s - \theta_c}{(\theta_s - \theta_c)_{idealized}} = k_c$ 는 빌렛의 반지름  $\frac{d}{2}$ 와 소재의 유한 침투 깊이  $\delta_F$ 의 비 ( $d/2\delta_F$ )로부터 구할 수 있다[17].

$d \times l = 40 \times 50(\text{mm})$ 인 복합 재료 빌렛을 단위 시간 당 각각  $592^\circ\text{C}$ ,  $596^\circ\text{C}$  및  $598^\circ\text{C}$ 까지 재가열 한다고 가정하면[15], Stansell[18]의 계산 조건(빌렛 1Kg을

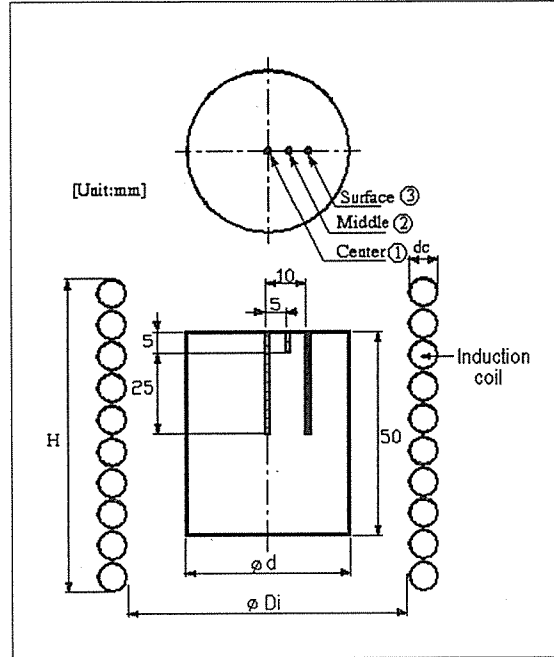


Fig. 7. Positions of thermocouples during the reheating process of metal matrix composites

$510^\circ\text{C}$ 까지 가열할 경우, 열용량  $q = 145\text{kW h/t}$ , 생산율  $P_r = 0.01\text{t/h}$ 과 선형 보간법을 이용하여 열용량  $q$ 와 생산율  $P_r$ 이 계산되므로, 최소 가열 표면적  $A_s$ 와 최소 가열길이  $l_w$ 는 다음과 같이 구해진다.

$$A_s = \frac{P_r}{P_a} = \frac{P_r \times q}{P_a} \quad (3)$$

$$l_w = \frac{A_s}{\pi d} \quad (4)$$

복합 재료의 체적 분율에 따른 코일의 내경  $D_i$ 와 최적 코일 길이  $H$ , 코일과 빌렛 사이의 간격 [ $1/2 (D_i - d)$ ] 및 코일의 직경  $d_c$ 를 결정하기 위하여 계산에 필요한 물성치를 각각 Table 4~Table 7에 나타내었다.

Table 4의 값들을 이용하여 선형 보간하면 코일의 내경  $D_i$ 와 코일의 직경  $d_c$ 가 계산되고, 식(4)의 결과로부터 최적 코일 길이  $H$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$H = l_w + (25 \sim 75) \quad (5)$$

Table 4. Recommended air gaps  $[1/2 (D_i - d)]$  and coil wall thickness  $(d_c)$  for through-heating coils

Frequency	Air Gaps $[1/2 (D_i - d)]$ (mm)	Coil Wall Thickness $(d_c)$ (mm)
10KHz	3	3.2
25KHz	2	1.7

Table 5. Material properties for calculating the composites properties

Material	Parameter	Symbol	Unit	Value	Ref.
A357	Thermal Conductivity	$\kappa$	W/mK	152	[19]
	Resistivity	$\rho$	$\mu\Omega m$	0.0421	
SiCp	Thermal Conductivity	$\kappa$	W/mK	110	[20]
	Resistivity	$\rho$	$\mu\Omega m$	0.1	

Table 6. Property values to design the optimal coil length of the metal matrix composites with  $d \times l = 40 \times 50mm$ ,  $f = 20kHz$ ,  $\delta = 0.65mm$

Parameter	Symbol	Unit	Value	Ref.
Maximum Surface-Center Temperature Difference	$\theta_s - \theta_c$	K	3	[21]
Thermal Conductivity	$\kappa$	W/mK	147.8	
Idealized Power Density	$P_s$	$kW/m^2$	44.34	
Resistivity of MMC	$\rho_c$	$\mu\Omega m$	0.0478	
Magnetic Constant	$\mu$	H/m	$4\pi \times 10^{-7}$	
Angular Frequency	$\omega$	rad/s	$4 \times 10^4 \pi$	[22]
Finite Current Depth of Penetration	$\delta_F$	m	$0.78 \times 10^{-3}$	
Actual Power Density	$P_a$	$kW/m^2$	47.67	
Thermal Power	$P_t$	kW	0.256	
Production Rate	$P_r$	Dimensionless	0.01 t/h	
Thermal Capacity	q	kW	25.64 h/t	
Minimum Heated Surface Area	$A_s$	$m^2$	$5.37 \times 10^{-3}$	
Billet Diameter	d	mm	40	
Minimum Heated Length	$l_w$	mm	43	

Table 7. Designed dimensions of induction heating device ( $f = 20kHz$ ,  $\delta = 0.65mm$ )

Volume fraction (%)	Billet Diameter (d : mm)	Coil Inner Diameter ( $D_i$ : mm)	Min. Heating Length ( $l_w$ : mm)	Optimal Coil Length (H : mm)
5~15	40	44.6	42~44	67~119

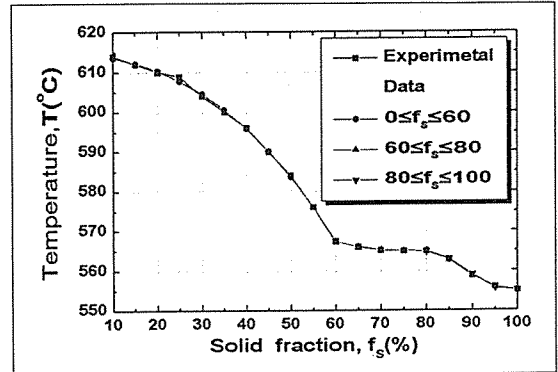


Fig. 8. Relationship between temperature and solid fraction of semi-solid alloy(A357)

복합 재료의 체적 분율별 물성치는 Table 5와 식 (6), (7)에 의해 구한 값을 이용하여 코일을 설계 및 제작하였다.

Table 6는 코일 길이와 직경 등을 계산하기 위한 물성치를 나타낸 것이다. Table 7은 Table 6의 물성치를 이용하여 최종적으로 구한 코일의 최소 길이와 최대 길이를 나타낸 것이다.

$$\chi_c = (1 - V_f) \chi_m + V_f \chi_r \quad (6)$$

$$\rho_c = (1 - V_f) \rho_m + V_f \rho_r \quad (7)$$

### 3.2 복합 재료의 재가열 코일 설계 결과 및 고찰

이론적으로 유도가열 시스템(20kHz)의 코일을 설계 한 결과 강화재의 체적 함유율에 따라서 소재를 가열 하기 위한 코일의 크기를 Table 7과 같이 제안할 수 있다. Table 7에서 볼 수 있듯이 복합 재료의 체적 함유율이 (5~15)%일 때 코일의 길이는 (67~119)mm 정도 계산되었다.

본 연구에서 제안한 유도 가열 시스템(주파수: 20kHz)의 코일의 크기는 복합재료의 전단면에 걸쳐 균일한 온도 분포 및 미세한 구상화 조직을 얻을 수 있는 유도 가열 조건의 D/B 구축에 유용할 것으로 사료된다.

## 4. 금속복합재료의 재가열

입자 강화형 금속 복합 재료는 이종의 소재가 혼합

Table 8 Reheating conditions for thixoforming of metal matrix composite fabricated by semi-solid mixing process (Particle size  $25\mu\text{m}$  Test specimen  $\phi 40 \times 150$ )

Vol%	Test specimen (mm)	Heating time $t_s(\text{min})$			Heating temp. $T_h(^{\circ}\text{C})$			Holding time $t_h(\text{min})$		
		$t_{s1}$	$t_{s2}$	$t_{s3}$	$T_{h1}$	$T_{h2}$	$T_{h3}$	$t_{h1}$	$t_{h2}$	$t_{h3}$
0	$\phi 40 \times 150$	3	2	1	451	576	582	1	1	2
5		3	1	1	501	575	580	1	2	1
10		3	1	1	501	575	582	1	2	1
15		3	1	1	501	575	593	1	2	1

되어 있는 상태이므로 기존의 금속 합금의 재가열에 관한 데이터를 직접 적용할 수가 없다. 그러므로 Thixoforming 공정을 위한 소재의 재가열 시 고상율 예측에 필요한 온도와 강화재의 체적 함유율 사이의 관계가 정확히 규명되어야 한다. 본 연구에서는 입자 강화형 금속 복합 재료의 재가열에 관한 온도설정은 기지재의 온도와 고상율 사이의 실험 데이터를 이용하여 복합재료의 재가열 온도로 이용하였다.

일반적으로 복합재료가 아닌 경우는 고상율과 온도 사이의 관계를 이론과 실험에 의하여 각각 나타낼 수 있으나 본 연구에서는 Fig.8에서 보여주는 바와 같이 G.Hirt[23] 등이 실험에 의하여 구한 A357 재료의 온도와 고상율 사이의 관계식을 기준으로 하여 복합재료의 재가열 온도를 설정하였다.

기지재의 고상율이  $f_s$ 인 조건에서 강화재의 양을  $V_f$  만큼 증가시킨 경우 고상율이 상대적으로  $V_f$ 만큼 증가된다. 일정한 고상율을 유지하기 위해서는  $\Delta T_x$  만큼 재가열 온도를 감소하여야 한다. 따라서 복합재료의 재가열 온도를 체적함유율의 증가에 따라서 Fig.5의  $\Delta T_x$  온도 만큼 증가시켜 재가열 온도를 설정하였다. 이때 복합재료의 고상율을 다음과 같이 정의하였다.

$$f_c = f_s + V_f \quad (8)$$

$$f_c = f(T_x) + f(\Delta T_c) \quad (9)$$

Fig.9는 강화재의 함유율에 따른 복합 재료의 고상율을 50%에서 70%까지 재가열 하고자 할 때 강화재의 함유율에 따른 온도 증가량을 나타낸 것이다. 강화재의 함유율에 따라서 복합 재료의 가열 온도를 Fig.8의 50%를 기준으로 할 때보다 가열 온도를  $\Delta T_c$ 만큼 증가시켜 실험을 하였다.

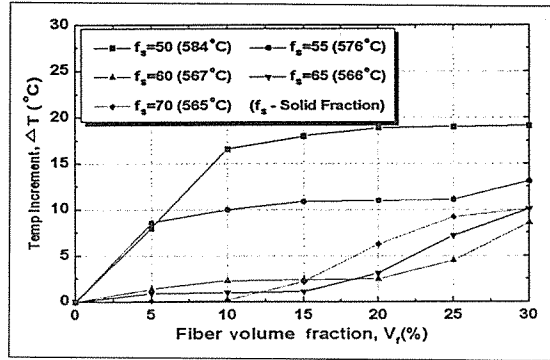


Fig. 9. Relationship between fiber volume fraction and incremental temperature to increase from temperature-solid fraction curve to obtain the reheating condition of MMCs

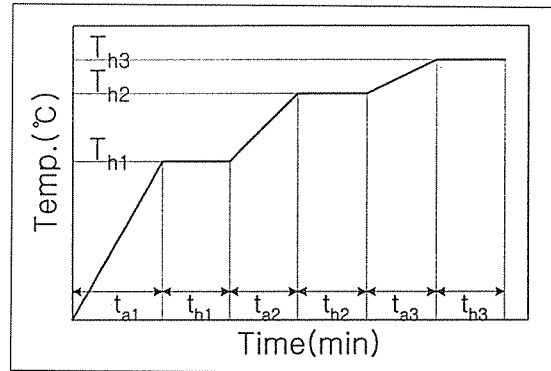


Fig. 10. Schematic diagram of reheating conditions to obtain the semi-solid metal matrix composite material

반응용 소재의 재가열을 3단계로 나누어 각 단계마다 가열 시간 및 유지 시간을 제어함으로써 소재의 균일한 가열을 얻을 수 있다[9]. 따라서 본 연구에서 Fig.10과 같이 재가열 온도를 3단으로 설정하였다. 각 단계에서 가열시간 및 유지시간을 Table 8에서 보여주는 바와 같다. 반응용 성형에 적합한 시편의 형상을 유지하면서 기지재의 미세한 구상화 조직을 얻을 수 있는 재가열 조건을 실험적인 방법으로 도출하였다.

#### 4.1 재가열 결과 및 고찰

Fig.11은 기지재료(A356)를 재가열 할 때 재가열의 입력조건(Fig.11(a)), 재가열 중 Fig.7의 각 위치에서의 온도분포(Fig.11(b)) 및 온도차이(Fig.11(c),(d))를 각각 나타낸 것이다. Fig.11(a),(b)에서 보여주는 바와 같이 재가열 중 시간과 온도의 입력값에 따라서 온도제



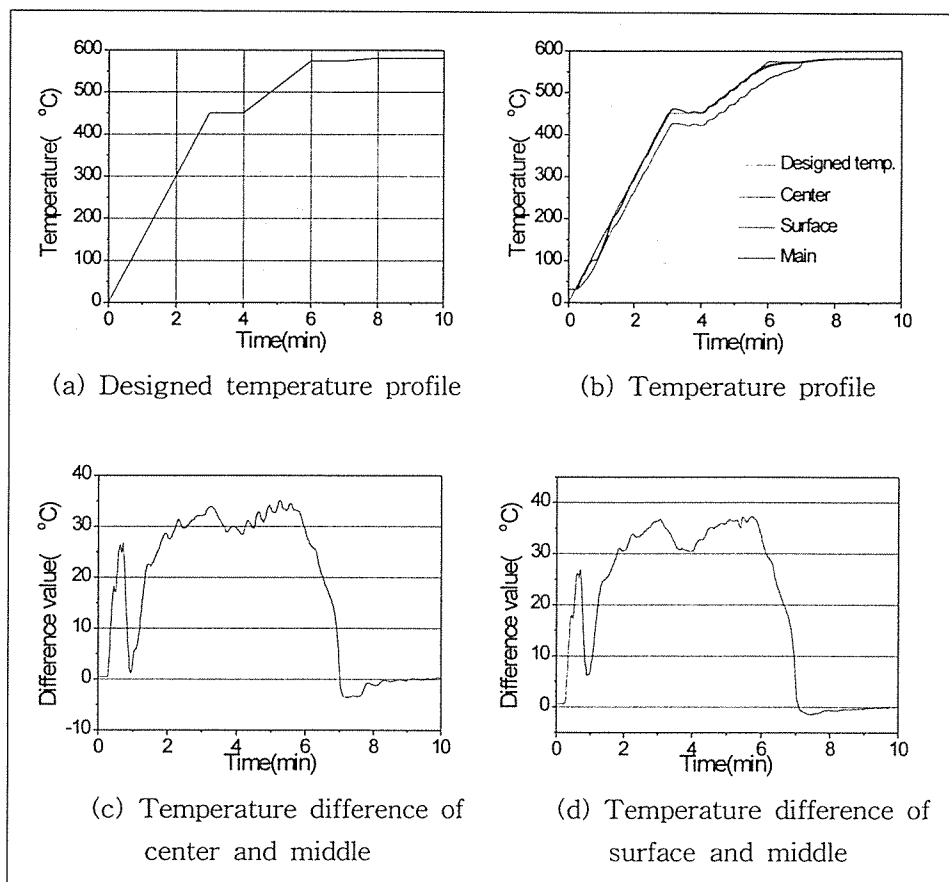


Fig. 11. Designed temperature and measured temperature-time curve during reheating process of A357 billet

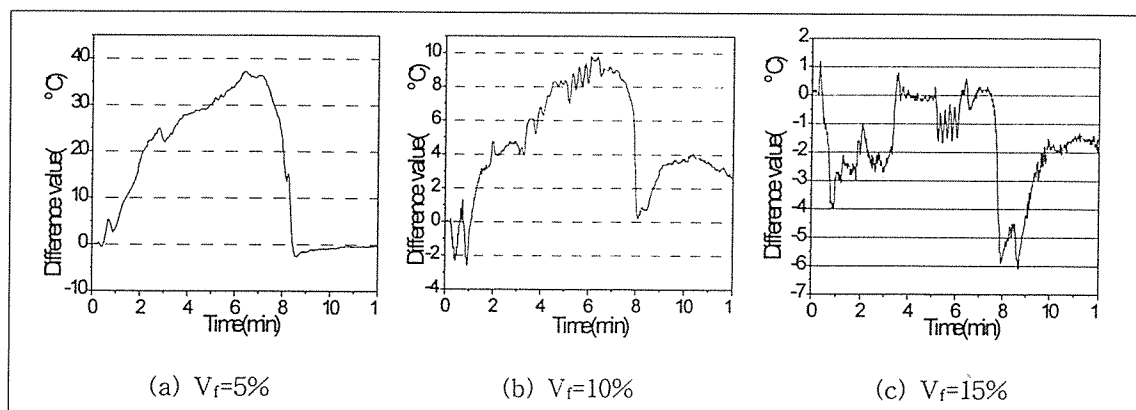


Fig. 12. Relation between reheating time and temperature difference (surface③ and middle② of Fig.7) during the reheating process of metal matrix composites fabricated by melt-stirring method (Matrix temperature 670°C, Particle size 25 $\mu$ m and Stirring speed 600rpm)

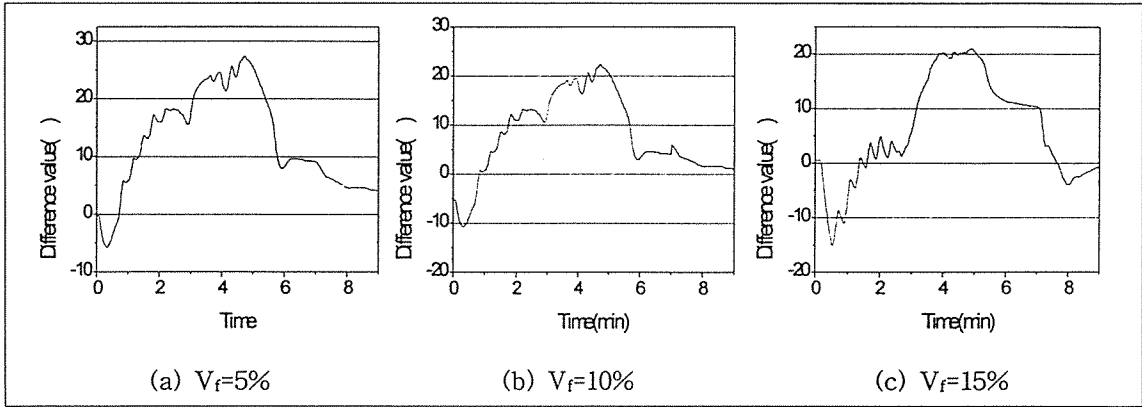


Fig. 13. Relation between reheating time and temperature difference (surface③ and middle② of Fig.7) during the reheating process of metal matrix composites fabricated by semi-solid stirring method (Matrix temperature 598 °C, Particle size 25  $\mu\text{m}$  and Stirring speed 1200rpm)

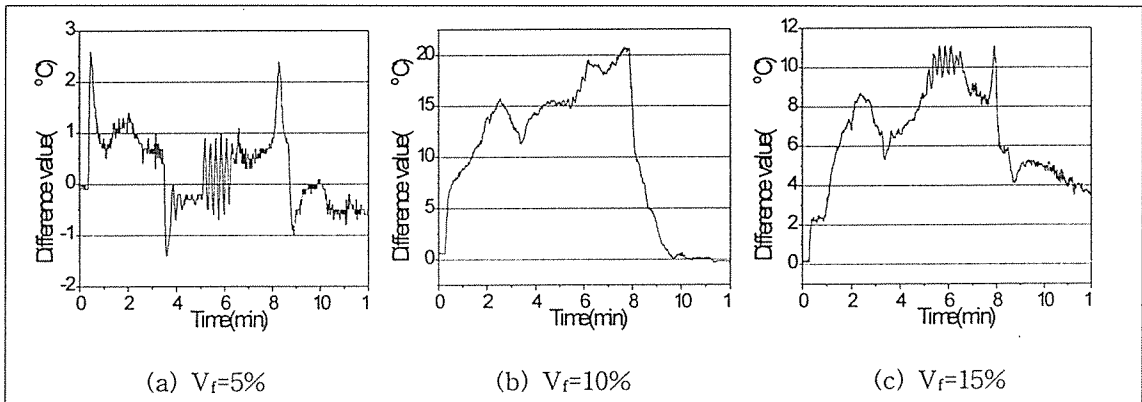


Fig. 14. Relation between reheating time and temperature difference (surface③ and middle② of Fig.7) during the reheating process of metal matrix composites fabricated by melt-stirring method (Particle size 14  $\mu\text{m}$ )

여가 잘 이루어지고 있음을 보여 주고 있다. 재가열 중 시험편 각 위치(Fig.7의 중앙①, 중간② 및 표면③)에서의 온도차이는 가열시간이 7sec 이후부터는 단면 전체에 걸쳐서 온도차이가 거의 없음을 알 수 있다.

Fig.12(a)~(c)는 강화재의 체적함유율이 각각 5%, 10%, 15%이고 강화재의 크기가 25  $\mu\text{m}$ 일 때 액상 교반법(matrix temperature 670 °C, stirring speed 600rpm, Fig.3의 조건)에 의하여 제조한 복합 재료를 가열할 때 재가열 온도와 재가열 시간 사이의 관계를 나타낸 것이다. 가열시간이 8분 이후부터는 강화재의 함유율이 증가할수록 온도 차이의 변동이 심하게 나타나고 있음을 알 수 있다. fs=0인 경우는 가열 시간이 8

분 이후부터는 온도 차이가 거의 나타나지 않고 있음을 알 수 있다. Fig.12(a)~(c)에서 보여 주는 바와 같이 복합 재료의 경우는  $V_f = 5\%$ 을 제외하고는 재가열 시간이 12분 이상 되어야 정상 상태가 됨을 알 수 있다.

Fig.13은 Fig.5의 조건에서 제조한 복합 재료를 재가열 할 때 온도 편차와 가열 시간의 관계를 나타낸 것이다. 온도 편차는 Fig.7에서 보여 주는 표면 부분③과 중간 부분②과의 온도 차이를 의미한다. 정상 상태에 도달하는 재가열 시간은 강화재의 분산 상태와 밀접한 관계가 있음을 Fig.13으로부터 알 수 있다. Fig.12에 비하여 강화재가 비교적 균일하게 분산된 Fig.13의 경우는 정상 상태에 도달하는 시간이 9분 정

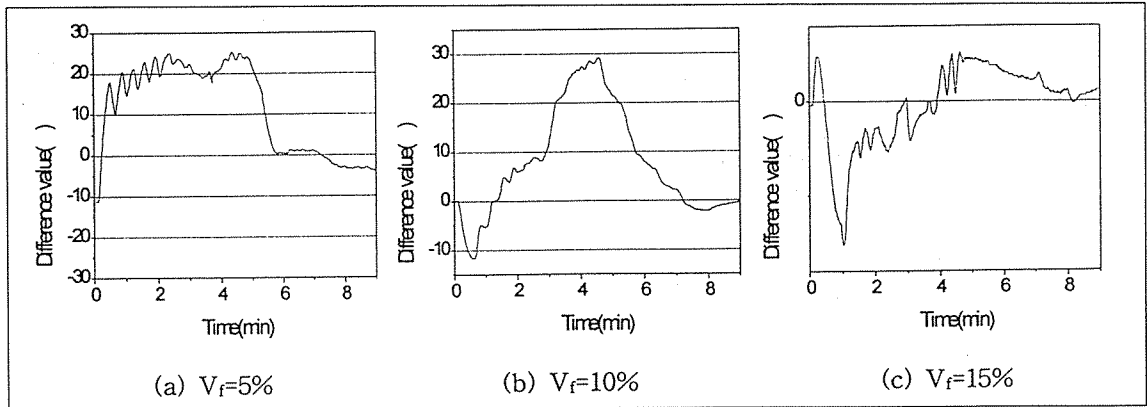


Fig. 15. Relation between reheating time and temperature difference (surface③ and middle② of Fig.7) during the reheating process of metal matrix composites fabricated by semi-solid stirring process (Particle size  $14\mu\text{m}$ )

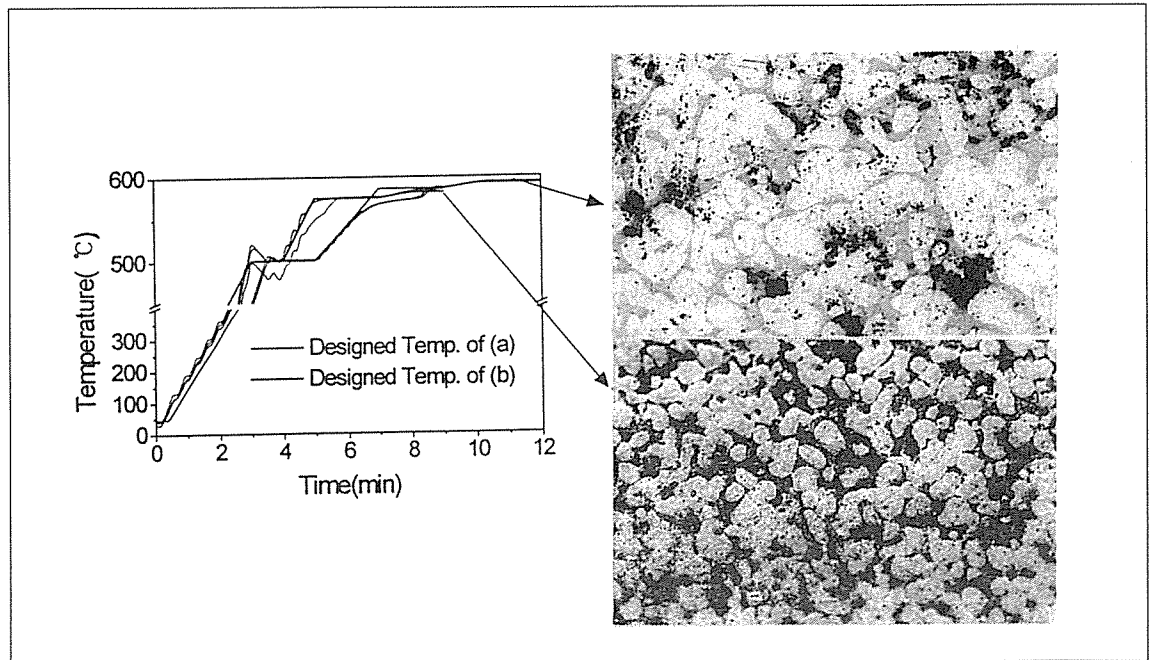


Fig. 16. Temperature profile during the reheating process and microstructure of MMCs after reheating process (a)non-uniform dispersion state of reinforcements(Fabrication condition of Fig.3) (b) uniform state(Fabrication condition of Fig.5)

도 소요되었다. 가열시간  $t=8$ 분 이후부터는 각 단면에서의 온도 차이는 Fig.12에 비하여 감소되었음을 알 수 있다. 또한 재가열 도중 온도 차이의 진폭이 Fig.12에 비하여 현저히 감소하였다.

Fig.14와 15는 강화재의 크기가  $14\mu\text{m}$ 인 경우 Fig.3

과 Fig.5의 조건에서 제조한 복합 재료를 재가열 할 때 시간의 변화에 따른 온도 차이를 나타낸 것이다. 강화재가 균일하게 분산된 복합 재료의 샘플(Fig.15)이 불균일하게 분산된 샘플(Fig.14)에 비하여 정상 상태에 도달한 시간이 (2~3)분 감소하였다. 복합 재료의

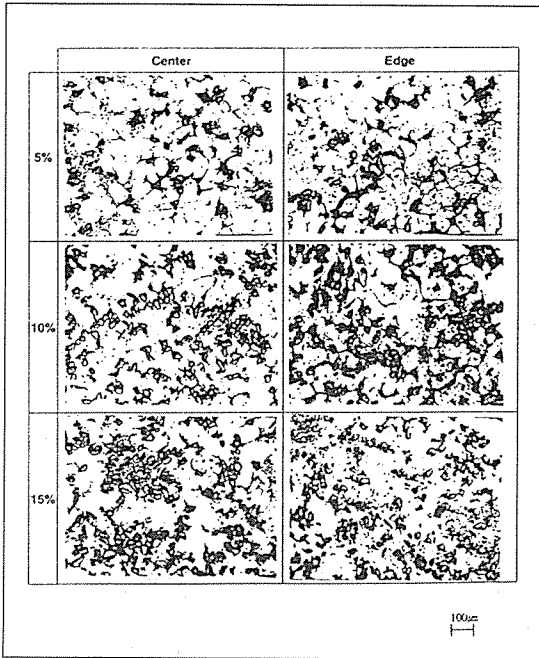


Fig. 17. Microstructure of metal matrix composites after the reheating process fabricated by semi-solid mixing process (Particle size  $25\mu\text{m}$ )

재가열 공정 중 강화재의 분산 상태가 좋을수록 위치별 온도 차이는 감소함을 Fig.14, 15로부터 알 수 있었다. 강화재와 기지재의 열전달 계수의 차이값이 크면 클수록 재가열시 단면 전체에 걸쳐서 온도가 균일하게 되는 시간이 증가할 것으로 예측된다.

Fig.16은 입자강화형 금속복합재료의 재가열 시 강화재의 분산상태에 따른 온도 분포를 나타낸 것이다 (가는 실선은 Fig.7의 열전대 위치③의 온도 변화이며, 굵은 실선은 입력온도의 값을 나타낸 것이다). 강화재가 균일하게 분산되어 있는 (b)의 경우 재가열 마지막 단계에서의 설정온도가 Fig.16(a)에 비해  $12^\circ\text{C}$  낮은  $580^\circ\text{C}$ 이었으며 총 재가열 시간도 9분으로 Fig.16(a)보다 3분 정도 감소하였다. 그리고 조직사진에서 보여주는 바와 같이 기지재의 구상화 정도는 분산 상태가 양호한 Fig.16(b)가 Fig.16(a)보다 훨씬 더 미세하며 균일한 것을 볼 수 있다.

Fig.17은 입자의 크기가 각각  $25\mu\text{m}$ ,  $14\mu\text{m}$ 일 때 반응용법에 의하여 제조한 금속 복합재를 재가열한 후 급냉한 시험편의 조직사진이다. Fig.17에서 보여 주는 바와 같이 강화재의 크기가 5%인 경우는 기지재가 구

상화되어 있을 뿐만 아니라 공정조직상에 강화재가 놓여 있음을 알 수 있다. 강화재의 체적 함유율이 (10~15%)인 경우는 기지재의 구상화 조직이 뚜렷하게 관찰되지 않았다. 재가열 중 강화재를 균일하게 분산시킬 수 있는 방법의 연구는 수행되지 않고 있지만, 향후 재가열 중 고상율의 제어에 의하여 강화재를 균일하게 분산시킬 수 있는 방법의 연구가 필요하다.

## 5. 결 론

액상법과 반응용 교반법을 이용한 입자강화형 금속복합재료의 제조와 반응용 성형을 위한 재가열 실험을 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 반응용 교반법에 의한 금속복합재료의 제조 시 기지재인 A357의 고상율 40% 온도( $595^\circ\text{C}$ )에서 강화재의 균일한 분산정도를 얻을 수 있었으며, 온도  $595^\circ\text{C}$ 에서 교반 속도가 1200rpm일 때 강화재가 더 균일하게 분산됨을 알 수 있었다.

(2) 재가열 시 최종 온도를 A357의 재가열 조건과 비교하였을 때 강화재의 체적 함유율 5, 10%에서  $\pm (1\sim 2)^\circ\text{C}$ 정도로 큰 차이가 없었으나 15%에서는 강화재의 평균 입자크기  $25\mu\text{m}$ 인 경우  $11^\circ\text{C}$ ,  $14\mu\text{m}$ 인 경우  $12^\circ\text{C}$ 의 높은 온도에서 반응용 성형에 적합한 시편의 형상과 구상화 조직을 얻을 수 있었다. 그리고 복합재료의 재가열 공정 중 단면 전체에 걸쳐서 균일한 온도를 얻는데 필요한 총 재가열 시간은 9분 정도 소요되었다.

(3) 제조되어진 금속복합재료의 재가열 시 표면과 중앙부분은 설정온도와 유사하게 가열되고 있지만 중간부분은 (2~6)min에서 공통적으로 온도편차가 증가하였다가 마지막 단계에서  $0\sim 5^\circ\text{C}$  정도로 감소함을 볼 수 있다.

(4) 금속복합재료의 재가열 조직을 강화재의 체적 함유율에 관계없이 강화재의 크기가 작을수록 양호한 구상화 조직을 얻을 수 있었다. 강화재의 크기가  $25\mu\text{m}$ 이고 체적 함유율이 10%이상인 경우는 구상화 조직을 얻을 수 있었다. 따라서 반응용 성형에 있어서 강화재의 크기가 작을수록 기지재는 양호한 구상화 조직을

얻을 수 있기 때문에 반응용 성형시 미충전으로 인한 불량률 억제할 수 있다.

※ 본 논문은 1998년도 학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었음. (과제번호:1998-001-E00265)

## 참 고 문 헌

1. H. Morimoto, H. Iwamura, K. Ohuchi and Y. Ashida, "Fabrication of thin wall tubes of SiC whisker alloy composite by extrusion and their mechanical properties", J. of Japan Institute of Light Metals, Vol.45, No.2, 1995, pp.82~87
2. C. G. Kang and S. S. Kang, "Effect of Extrusion during Hot Extrusion of Aluminar Short Fiber Orientation and Breakage", J. of Composites Materials, Vol.27, No.2, 1994, pp.155~166
3. T. Hikosaka, "Effect of Thermal Cycling on the Properties of Aluminum Alloy-Alumina Short Fiber Composites Hot Extruded", J. of the Foundrymen's Society, vol. 66, no. 6, 1994, pp.424~429
4. J.A.Cornie, H.K.Moon, M.C.Flemings, "A Review of Semi-Solid Slurry Processing of Al-Matrix Composites", Proceedings of an International Conference, Montreal Quebec, Canada, 17-29 Sep. 1990, pp.63~78
5. F. A. Girod, L. Albingre, J. M. Quenisset & R. Naslain, "Rheocasting Al Matrix Composites", J. of Metals, Nov. 1987, pp.18~21
6. S.Caron, J.Masounave. "A Literature Review on Fabrication Techniques of Particulates Reinforced Metal Composites", Proceedings of an International Conference, Montreal Quebec, Canada, 17-29 Sep. 1990, pp.79~86
7. Y. Morita, K. Ozawa, Y. Ando, S. Yahata, A. Nanba, "Compocasting Conditions and Mechanical Properties of Aluminum Matrix Composite Reinforced by SiC Particles", The 3rd Intl Conf. on Semi-Solid Processing of Alloy and Composite, 1994, pp.39-1~39-11
8. K. Miwa, I. Takashi, T. Ohashi, "Fabrication of SiC Whisker Reinforced Aluminum Alloy Matrix Composites by Compocasting Process", The 2nd Intl Conf. on Semi-Solid Processing of Alloy and Composites, 1992, pp.398~405
9. M. Kiuchi, S. Sugiyama, N. Kuwasaki and Y. Hoshino "Mashy-State Processing of Alloy Composite Reinforced with Silicon Carbide", J. of the Japan Society For Technology of Plasticity, vol.24, no. 272, 1983, pp.974~980
10. M. Kiuchi, S. Sugiyama, N. Kuwasaki and Y. Hoshino, "Mashy-State Processing of Alloy Composite Reinforced with Silicon Carbide Short Fibers", J. of the Japan Society For Technology of Plasticity, vol.30, no.346, 1989, pp.1524~1531
11. L. Nguyen Thanh, M. Sury, "Microstructure and Compression Behaviour in the Semisolid State of Short-fiber-reinforced A356 Aluminum Alloys", Mat. Sci & Eng., A196, 1995, pp.33~44
12. F. Adam, C. Vivs, "Net Shape Forming of Electromagnetically Elaborated Semisolid Metal Matrix Composites", Sci & Eng.of Composite Mat., UK., 7, (3), 1998, pp.223~229
13. C. G. Kang and Y. D. Kim, "A Continuous Fabrication of  $Al_2O_3$  Short Fiber Reinforced Aluminium Composites by Direct Rolling Process", Script Metallurgic et Material, Vol.32, No.9, 1995, pp.1387~1392
14. P. K. Rohatgi, C. S. Narendranath, S. Ray, R. Asthana, "Nucleation of Phases during Solidification Processing of Metal Matrix Composites", Microstructure Formation During Solidification of Metal Matrix Composites, The Minerals & Materials Society., 1993, pp.1~9
15. H. K. Jung, C. G. Kang, "An Induction Heating Process with Coil Design and Solutions Avoiding Coarsening Phenomena of Al-6%Si-3%Cu-0.3%Mg Alloy for Thixoforming", Metallurgical and Materials Transactions B, in Press, 1999
16. C. G. Kang, H. K. Jung, Y. J. Jung, "Coil Design of Inductive Heating and Reheating Process of Aluminum Alloys for Thixoforming", Proceedings of the 6th Int. Conf. on Technology

of Plasticity, Nuremberg. in Press, 1999

17. E. J. Davies, "Conduction and Induction Heating", Peter Peregrinus Ltd., 1990, pp100-222

18. N. R. Stansel, "Induction Heating", McGraw-Hill, New York, 1949, p.178

19. Metals Handbook, Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Vol. 2-1, p.166

20. Metals Handbook, Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Vol. 2-1, p.1022

21. T. W. Clyne, J. F. Mason, "The Squeeze Infiltration Process for Fabrication of Metal Matrix Composites", Met. Trans. A, Vol. 18A, 1987, pp.1519~1530

22. I. Tsuchitori and H. Fukunaga, "Fabrication of particulate rutile  $\text{TiO}_2/\text{Al}$  composites by squeeze casting and their structural characteristics", J. of Japan Institute of Light Metals, Vol.43, No.1, 1993, pp.22~32

23. G. Hirt, R-Cremer, A. Winkelmann, T. Witulski and, M. Zillgen, Semi-Solid Forming of Aluminum Alloys by Direct Forging and Lateral Extrusion, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 45, 1994, p.359