

論文

금속복합재료의 제조과정중 미시역학적 응고해석
Model 및 초기변형을 예측

서영호* · 강충길**

Micromechanical Solidification Analysis Modelling and
Initial Strain Estimation on MMCs Fabrication Process

Young-Ho Seo* and Chung-Gill Kang**

ABSTRACT

The micromechanical analysis models for three cases of solidification phenomena are proposed in order to determine the heat exchange between particle and base metals. This study is two-dimensional analysis of both spherical particles and square particles in different array. One model is simple cubic array and the other model is face-centered cubic array. In an attempt to understand the experimentally observed solidification microstructures in metal matrix composites, the influence of SiC_p on the solidification of aluminum alloy has been studied numerically.

Key words : Particle Reinforced Metal Matrix Composites(입자강화형 금속기지 복합재료), Micromechanical Solidification Model(미시역학적 응고모델), Thermal Strain(열변형률), Sedimentation(침전)

초 록

강화입자와 기지금속 사이의 열전달을 고려한 응고현상을 세가지 모델로 가정하여 미시역학적 관점에서 고찰하였다. 본 연구는 강화재의 배열을 단순입방배열과 면심입방배열을 사용하였고 강화재의 형상도 구형과 정육면체 형태의 두가지로 가정하여 2차원 해석을 행하였다. 금속기지 복합재료에서 실험적으로 관찰된 응고조직을 이해하기 위하여 알루미늄 합금의 응고 중 SiC_p 의 영향을 이론적으로 계산하여 고찰하였다.

기 호 설 명

a^*, b^*, c^* : 모델의 가로변 길이, 세로변 길이 및 강화재 직경에 대한 무차원 길이	dl_j : 경계상의 미소길이
C_m, C_p : 기지재와 강화재의 비열	dS_i : 요소 i의 면적
D : 도가니의 직경	dX_j : 중심간의 거리
d : 강화입자의 평균 크기	k_m, k_p : 기지재와 강화재의 열전도 계수
	L : 잠열

* 부산대학교 대학원

** 부산대학교 정밀기계공학과

l	: 원형입자를 이용한 단순입방구조에서 단위셀의 세로 방향 길이	α_m, α_p	: 기지재와 강화재의 열확산 계수
Re	: 레이놀즈 수 = $\frac{V_b \rho d_m}{\mu}$	ρ_m, ρ_p	: 기지재와 강화재의 밀도
T_m, T_p	: 기지재와 강화재 영역의 온도	σ_j	: 중심을 연결하는 선분과 AB, BC, CA가 이루는 각
T_S, T_L	: 기지재의 고상선과 액상선의 온도	θ_{im}	: 무차원 초기 온도
T_{im}	: 초기 온도	$\theta_m^{(i,t+\Delta t)}, \theta_p^{(i,t+\Delta t)}$: 시간 $t^* + \Delta t^*$ 에서 i 점의 기지재와 강화재의 온도
t	: 시간	θ_L, θ_S	: 기지재의 고상선과 액상선의 무차원 온도
t^*	: 무차원 시간	ε	: 열변형률
Δt^*	: 미소 시간	μ	: 용융 기지재의 점성
v_{cr}	: 냉각속도	Φ	: 강화입자의 체적분율
V_{cr}^*	: 응고계면의 진전속도	하첨자 p, m	: 강화재와 기지재를 각각 나타냄
V_b	: 강화입자의 침전 속도	상첨자 *	: 무차원화를 나타냄
V_H^*	: 강화입자의 체적분율을 고려한 무차원 침전 속도		
X, Y	: 모델의 무차원 좌표계		

1. 서 론

입자강화형 금속복합재료를 액상법으로 제조할 경우 고상법에 비하여 입자와 기지재 사이의 계면 접합력을 개선시킬 수 있을 뿐만 아니라 정형가공이 용이하고 제조원가를 훨씬 절감할 수 있다. 용탕 단조, 다이캐스팅 및 원심주조 등을 이용하면 입자강화형 금속복합재료의 대량생산이 가능하므로 제조공정에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다. 액상법에 의한 금속복합재료의 제조시 입자의 분산 상태, 강화재 주위에서 기지재의 응고상태 및 초기열변형률등은 기계적 성질에 중대한 영향을 미친다. 금속복합재료를 제조할 때 응고도중에 강화재와 기지재 사이의 밀도차이로 인한 강화재의 이동, 입자와 기지재 사이의 화학 반응으로 인한 강화재의 응집현상이 일어날 수 있다. 기지재와 입자의 분산공정중 입자들 사이의 반응 및 응고계면에서 입자의 이동 등은 기지재와 강화재 사이의 열전도 계수와 밀도차이에 크게 영향을 받으므로 입자를 기지에 균일하게 분산시키기 위해서는 냉각속도를 제어해야 한다. Zubko등[1]은 입자의 열전도도가 기지재 보다 크다면 입자는 기지재에 의해

고정되고, 그와 반대일 경우는 기지재의 응고계면이 진전될 때 입자가 밀려나 이동하게 되는 모델을 제안하였다. Omenyi와 Neumann등[2]은 응고중 자유에너지의 변화가 음의 값이면 입자가 응고계면에 의해 고정되며, 양의 값이면 응고계면에 의해서 입자가 밀려나 이동하게 된다고 보고하고 있다.

Surappa와 Rohatgi등[3]은 열확산계수를 이용하여 입자의 거동을 연구한 결과 응고계면이 이동하여 입자에 도달하면 입자의 대부분은 기지재의 응고에 의해 고정되며 일부는 저항이 적은 액상쪽으로 밀려남을 연구하였다. Kennedy와 Clyne등[4]은 금속/세라믹계 복합재료에 있어서 입자와 응고계면 사이에 계면에너지의 차이로 인하여 인력이나 척력이 발생하며 이 때 입자와 응고계면 사이의 자유에너지의 변화와 응고계면의 진전도양 등이 입자의 거동에 미치는 영향을 파악하였다. Cisse와 Bolling[5] 그리고 Sasikummar[6]등은 강화입자가 밀려나는 현상은 응고계면이 이동하는 속도가 임계속도 이하에서만 발생하며, 응고계면의 이동속도가 임계속도 보다 더 빠르면 입자는 응고계면에 둘러싸여져 고정되고, 느릴 경우에는 응고계면에

밀려 입자가 이동하게 된다고 제안하였다.

금속복합재료의 제조공정 중 입자의 모양과 크기, 기지재의 초기온도, 용탕단조시의 가압력 및 금형 온도등으로 인해 입자가 분산된 기지재의 응고현상을 정확하게 예측하려면 매우 복잡하다. 이상의 연구결과에 의하면 액상법에 의한 금속복합재료의 제조공정중 강화재의 응집현상을 기지재의 응고현상과 관련지어 설명한 미시역학적 모델링 등은 파악되어 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 용융상태의 기지재내에 입자가 분산된 복합재료의 응고현상을 해석하기 위하여 2차원 미시역학적 열전달 모델로 단순화시켜 계산된 온도분포를 이용하여 냉각속도, 응고계면의 변화 및 열변형률을 예측하였다.

2. 실험

2-1. 강화재와 기지재 사이의 응고해석

Fig.1은 입자강화형 금속복합재 빌렛을 제조할 때 펀치에 의한 가압과 동시에 응고현상이 일어나는 현상을 개략적으로 나타낸 것이다. 용탕이 금형에 주입된 후 가압하는 순간 금형의 벽면과 하부에서 먼저 응고현상이 일어나며, 기지재와 강화재 사이의 밀도차이로 인하여 강화재가 침전 또는 부상한다.

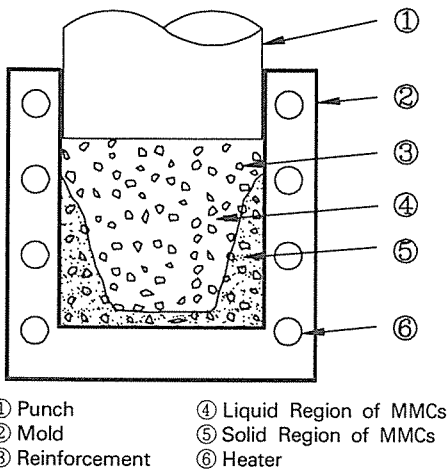


Fig. 1. Schematic illustration of solidification state for manufacturing MMCs billets by squeeze casting

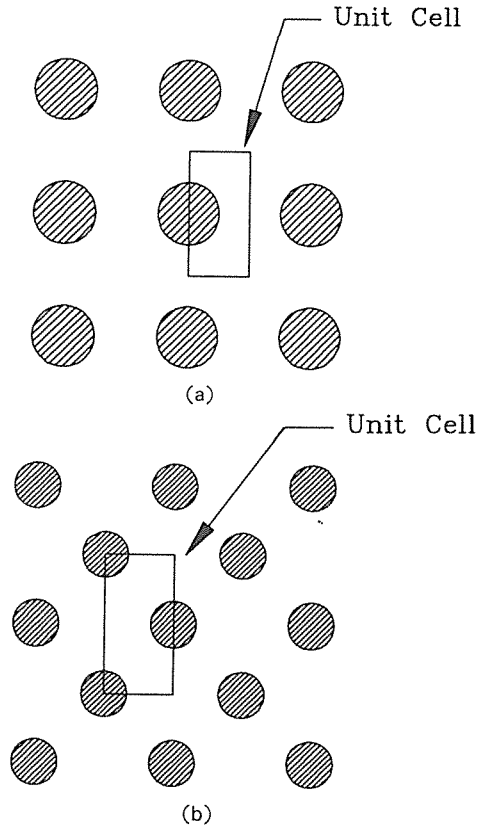


Fig.2(a)(b). Two-dimensional model of simple cubic array and FCC array (a) simple cubic array (b) FCC array

강화재 주위에 있는 용융금속의 응고해석을 위하여 Fig.2에서 표시한 바와같이 단위 격자의 면{100}에서 입자가 균일하게 배열되어 있다고 가정하였다. 입자가 기지재내에 균일하게 분포되어 있다고 하면 단순입방구조, 면심입방구조 및 체심입방구조 등의 3가지 모델을 생각할 수 있다. 이 중에 체심입방구조는 단위격자의 중심에 입자가 있으므로 2차원 모델을 하기가 곤란하다. 그러므로 입자의 배열을 단순입방배열 혹은 면심입방배열로 가정하여 Fig.2에 나타내었다. Fig.3(a)~(c)는 Fig.2(a)~(c)에서 정의한 단위셀의 경계조건을 나타내기 위한 모델이다. Fig.2(a)(b)의 단위셀의 모델을 보면 대칭성을 가지므로 해석영역을 1/2로 하였으며 입자와 기지재의 열전도방정식을 각각 식(1), (2)로 나타내었다.

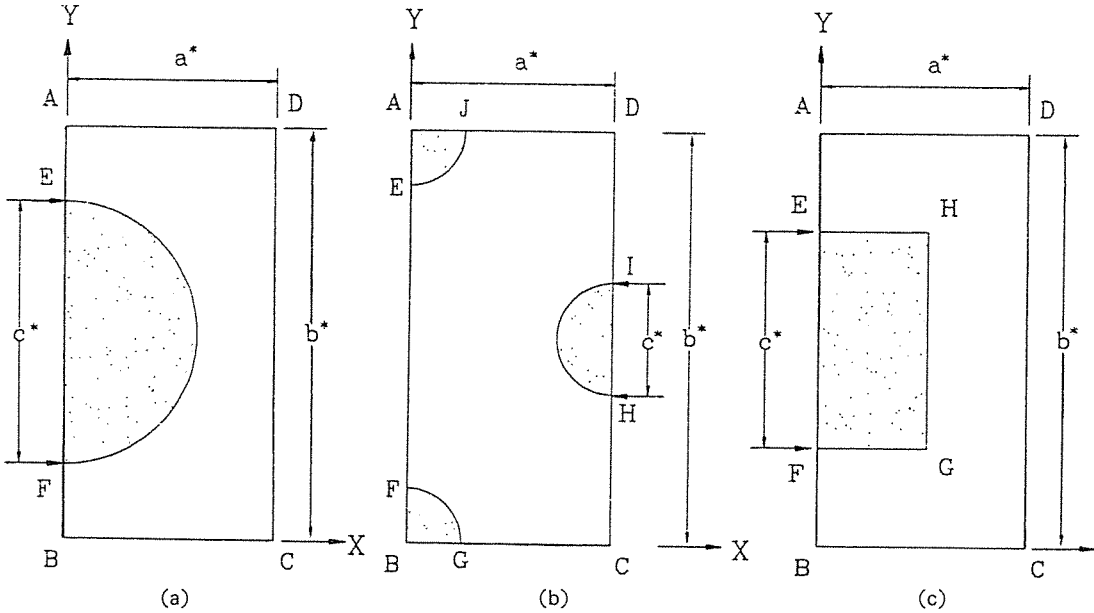


Fig. 3(a)(b)(c). Schematic illustration of unit cells for three models (a), (c) simple cubic model (b)FCC model

$$\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_m}{\partial y^2} = \frac{1}{\alpha_m} \frac{\partial T_m}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\frac{\partial^2 T_p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_p}{\partial y^2} = \frac{1}{\alpha_p} \frac{\partial T_p}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\alpha_m = k_m / (\rho_m \cdot C_m), \quad \alpha_p = k_p / (\rho_p \cdot C_p)$$

(m : 기지재, p : 입자) $\dots\dots\dots (3)$

금속복합재료의 제조과정중 금형내부의 열유속과 경계조건은 Fig.1에서 설명한 바와 같이 상변화와 응고현상을 동반한 복잡한 전열현상을 일으킨다. 본 연구에서는 금형내부의 중앙부분에서 입자와 기지재 사이의 열확산계수의 차이로 인한 기지재의 응고현상만을 조사하기 위하여 초기조건과 경계조건을 다음과 같이 설정하였다. 식(4)~(6)은 한쪽 방향으로만 열유속이 발생한다고 가정하였다. 모델에서 제시된 Y방향은 금형벽면과 바닥 그리고 펀치 부위로서 실제 다이내에서 응고가 먼저 진행된다. 그러므로 가정한 단위셀의 실제치수가 μm 단위임을 생각할 때 아주 미소한 국부적인 부분으로서 위의 경계조건은 타당하다고 사료된다. 균일한 입자의 배열상태로 가정하여 2차원 모델링을 한 것으로 실제 상황에 맞는 불규칙한 입자의 배열에

대해서도 식(4)~(5) 경계조건이 가능하다. 강화재와 기지재 사이의 계면에서는 완전한 결합이라고 가정하여 경계조건의 식(6)을 적용하였다.

$$\overline{AD} : T = T_{in} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\overline{AD}, \overline{BC}, \overline{CD} : \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y = 0 \quad \dots\dots (5)$$

$$\widehat{EF}, \widehat{JE}, \widehat{IH}, \widehat{FG}, \widehat{EH}, \widehat{HC}, \widehat{GF} :$$

$$k_p \frac{\partial T_p}{\partial n} = k_m \frac{\partial T_m}{\partial n} = 0 \quad \dots\dots\dots (6)$$

다음과 같은 무차원 변수를 이용하여 식(1)~(6)을 무차원으로 표현하면 식(8)-(12)로 나타낼 수 있다.

$$\theta_k = \frac{T_k(x, y)}{T_{in}} \quad (k=p, m), \quad \theta_L = \frac{T_L}{T_{in}},$$

$$\theta_S = \frac{T_S}{T_{in}}, \quad \theta_{in} = \frac{T_{in}}{T_{in}}$$

$$X = \frac{x}{l}, \quad Y = \frac{y}{l}, \quad t^* = \frac{\alpha_m t}{l^2} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_m}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta_m}{\partial Y^2} = \frac{\partial \theta_m}{\partial t^*} \quad : \text{기지재} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_p}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta_p}{\partial Y^2} = R \frac{\partial \theta_p}{\partial t^*} \quad (R = \alpha_m / \alpha_p)$$

: 강화입자 (9)

$$\theta_{in} = 1 \quad \text{..... (10)}$$

$$\frac{\partial \theta_k}{\partial X} n_x + \frac{\partial \theta_k}{\partial Y} n_y = 0 \quad (k = p, m) \quad \text{..... (11)}$$

$$\frac{\partial \theta_p}{\partial n} = K \frac{\partial \theta_m}{\partial n} \quad (K = k_m / k_p) \quad \text{..... (12)}$$

위의 2차원 열전도 문제를 해석하는데 다각형요소법을 적용하였다[7]. 차분점화식으로 나타내기 위하여 Fig.4와 같이 중심에 대표점을 두는 삼각형요소법을 이용하였다. 식(9)와 (10)을 검사체적에 대하여 적분하고 Green 정리를 적용하면 다음과 같이 표현할 수 있다.

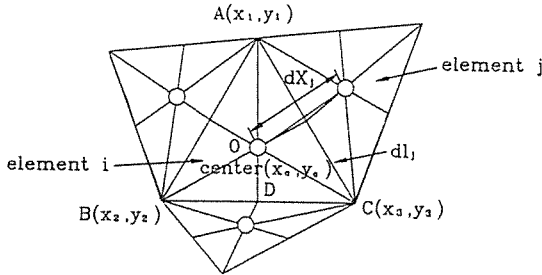


Fig. 4. Triangle element method with barycenter

$$\frac{\theta_k^{(i,t+\Delta t)} - \theta_k^{(i,t)}}{\Delta t^*} = \sum_{j=1}^3 \frac{\theta_k^{(j,t)} - \theta_k^{(i,t)}}{dX_j \sin \sigma_j} \frac{dl_j}{dS_j}$$

(k = m, p) (13)

식(13)에서 i번째 요소의 시간 $t^* = (n+1) \Delta t^*$ 에 있어서의 온도 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)}$ 와 $\theta_p^{(i,t+\Delta t)}$ 에 대하여 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \theta_m^{(i,t+\Delta t)} &= \theta_m^{(i,t)} + \Delta t^* \sum_{j=1}^3 \frac{dl_j}{dX_j dS_j \sin \sigma_j} (\theta_m^{(j,t)} - \theta_m^{(i,t)}) \\ &= \theta_m^{(i,t)} + \Delta t^* \sum_{j=1}^3 C_{i,j} (\theta_m^{(j,t)} - \theta_m^{(i,t)}) \end{aligned} \quad \text{..... (14)}$$

$$\begin{aligned} \theta_p^{(i,t+\Delta t)} &= \theta_p^{(i,t)} + \frac{\Delta t^*}{R} \sum_{j=1}^3 \frac{dl_j}{dX_j dS_j \sin \sigma_j} (\theta_p^{(j,t)} - \theta_p^{(i,t)}) \\ &= \theta_p^{(i,t)} + \frac{\Delta t^*}{R} \sum_{j=1}^3 C_{i,j} (\theta_p^{(j,t)} - \theta_p^{(i,t)}) \end{aligned} \quad \text{..... (15)}$$

$$C_{i,j} = \frac{dl_j}{dX_j dS_j \sin \sigma_j} \quad \text{..... (16)}$$

Fig.5의 인접대표점의 온도 θ_1 이 가상절점의 온도 θ'_1 와 같다고 가정하여 식(15)를 유도하였다. 시간의 증분에 따른 열유속 q'_{1n} 은 Fig.5에서 표시한 바와 같이 \overline{AC} 에 수직하게 열유출이 일어나기 때문에 식(17)과 같이 시간증분에 따른 $\theta_k^{(i,t+\Delta t)}$ 의 온도를 보정하였다.

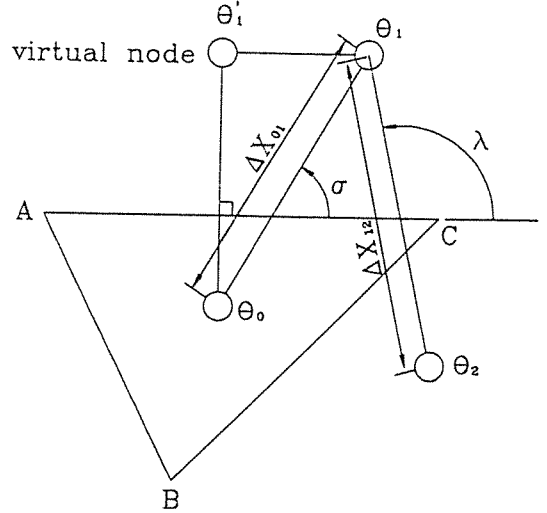


Fig. 5. Model for temperature correction

$$q'_{1n} = \frac{\theta_1 - \theta_0}{\Delta X_{01} \sin \sigma} \times \left\{ 1 - \frac{\theta_1 - \theta_2}{\theta_1 - \theta_0} \frac{\Delta X_{01}}{\Delta X_{12}} \frac{\cos \sigma}{\cos \lambda} + \frac{\tan \lambda}{\tan \sigma} \right\} \quad \text{..... (17)}$$

알루미늄 합금 지지재의 경우 고상선 온도와 액상선 온도의 차가 크므로 상변화를 일으킬 때 잠열을 고려해야 한다. 응고중 고액공존영역에서 고상율과 온도 사이의 관계가 선형이라고 가정하면 고액공존영역에서의 등가비열은 다음과 같다.

$$C_{PE} = C_m + \frac{L}{(T_L - T_S)} \quad \text{..... (18)}$$

복합재료의 온도장 해석에서 구한 지지재의 온도 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)} (= \theta)$ 가 액상선 온도 $\theta_L (= T_L / T_{im})$ 을 지나면서 잃어버리는 열량에 상당하는 잠열을 방출한다. 그 때의 고액 공존상내의 온도 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)}$ 은 등가비열법에 의하여 수정하였다. 따라서 시간 t^* 에서의 용탕의 온도 $\theta_m^{(i,t)}$ 및 Δt^* 후의 온도 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)}$ 가 $\theta_S < \theta_m^{(i,t+\Delta t)} < \theta_L$ 일때 식(18)에서 표

시한 바와 같이 비열이 증가되어 온도변화가 급격히 변화되지 않으므로 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)}$ 을 식(19)와 같이 보정하였다.

$$\theta_m^{(i,t+\Delta t)} = \theta_L - (\theta_L - \theta) C_m / C_{PE} \quad \dots\dots\dots (19)$$

그리고 고액공존상태의 온도가 Δt^* 후 고상영역의 온도 θ_S 를 넘을 경우는 비열이 감소하므로 $\theta_m^{(i,t+\Delta t)}$ 을 식(20)과 같이 보정하였다.

$$\theta_m^{(i,t+\Delta t)} = \theta_S - (\theta_S - \theta) C_{PE} / C_m \quad \dots\dots\dots (20)$$

복합재료의 제조공정 중 기지재와 강화재 사이의 열팽창계수의 차이로 인한 변형률 ϵ 을 식(21)과 같이 예측하였으며, 온도분포로부터 식(22)를 사용하여 냉각속도를 계산하였다.

$$\epsilon = \alpha(\theta_{in} - \theta_m) = \alpha \Delta \theta \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$v_{cr} = \frac{\theta_{in} - \theta_m}{t^*} \quad \dots\dots\dots (22)$$

2-2. 수치 해석 방법

Table 1은 기지재와 강화재의 열물성치를 나타낸 것이다. Fig. 6(a)~(c)는 해석에 이용한 모델의

Table 1. Physical Properties of Matrix and Particles

		Matrix (A356) [8]	SiC _p [9], [10]
Average Size(μm)	d		22
Density(g/cm ³)	ρ _m , ρ _p	2.685	3.20
Expansivity (10 ⁻⁶ /°C)	α _m , α _p	23.5	5.4
Thermal Conductivity(Wm ⁻¹ K ⁻¹)	k _m , k _p	159	25
Specific Heat (J kg ⁻¹ K ⁻¹)	C _m , C _p	963	690
Latent Heat (kJ kg ⁻¹)	L	394	
Solidus Temperature(°C)	T _S	555	
Liquidus Temperature(°C)	T _L	615	
Melting Point(°C)	T		2300

요소와 점점을 나타낸 것이다. 단순입방체구조로 가정한 Fig. 6(a)에서는 a* = 0.5, b* = 1.0 및 c* = 0.653이며, 이때 체적함유율 V_f = 15vol%로 하였다. 면심입방체구조로 가정한 Fig. 6(b)에서는 a* = 1.982, b* = 3.963, c* = 0.653 및 V_f = 5vol%로 하였다. 단순입방체 구조와 체적분율을 다르게 한 이유는 기지재와 강화재 사이의 온도변화가 클

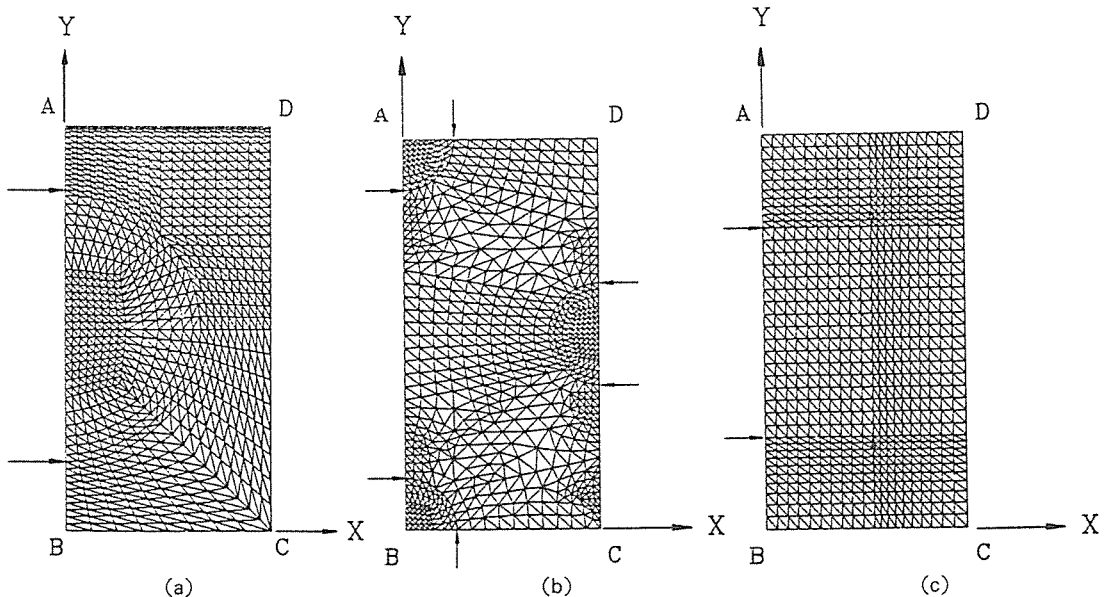


Fig. 6(a)(b)(c). Meshes of unit cells for three models (a)(b) simple cubic array (c) FCC array (arrows : boundary between matrix and particle)

때 입자의 거동을 예측하기 위함이다. Fig.6(c)는 입자의 형상을 정육면체로 하여 규칙적으로 배열된 단순입방체로 가정하였으며, $a^* = 0.615$, $b^* = 1.229$, 및 $c^* = 0.653$ 및 $V_f = 15\text{vol}\%$ 이다.

3. 결과 및 고찰

Fig. 7은 단순입방체구조로서 Fig.3에서 보여 주는 바와 같이 AD변의 Y 방향으로 열유속이 일어날 때 $V_f = 15\%$ 인 경우 응고시간의 변화에 따른 등온선을 나타낸 것이다. 일정한 시간에 있어서 기지재의 온도가 강화재에 비하여 급격히 감소하며, 또한 시간의 증가와 더불어 오목한 형상을 유지하면서 온도분포를 일으키고 있다. 이 원인은 강화재의 열전도계수 k_p 가 기지재의 k_m 에 비하여 약

84% 정도로 적기 때문이다. 강화재와 기지재의 밀도가 $\rho_p > \rho_m$ 이기 때문에 응고시 2차 덴드라이트 아암으로의 입자의 침전을 유발시키는 주요한 원인이 된다.

Fig. 8은 면심입방구조의 경우 시간의 변화에 따른 기지재와 강화재의 등온선을 나타낸 것이다. $t^* = 0.04$ 인 경우 열유속이 일어나는 경계 부분에서 기지재의 온도가 강화재에 비하여 급속히 냉각됨을 알 수 있다. 냉각시간이 점차로 증가되어진 $t^* = 0.16$ 인 상태에서는 해석영역의 중심 부분에 있는 강화재 근처의 등온선이 볼록한 모양으로 진전되다가 오목한 형상으로 변화되는 것을 관찰할 수 있다. $t^* = 0.04 \sim 0.4$ 에서 열유속 경계 부분에서의 온도분포는 오목한 형상으로 진전하지만, $Y=0$ 에서의 등온선은 볼록한 모양으로 가까워진 후 강화재

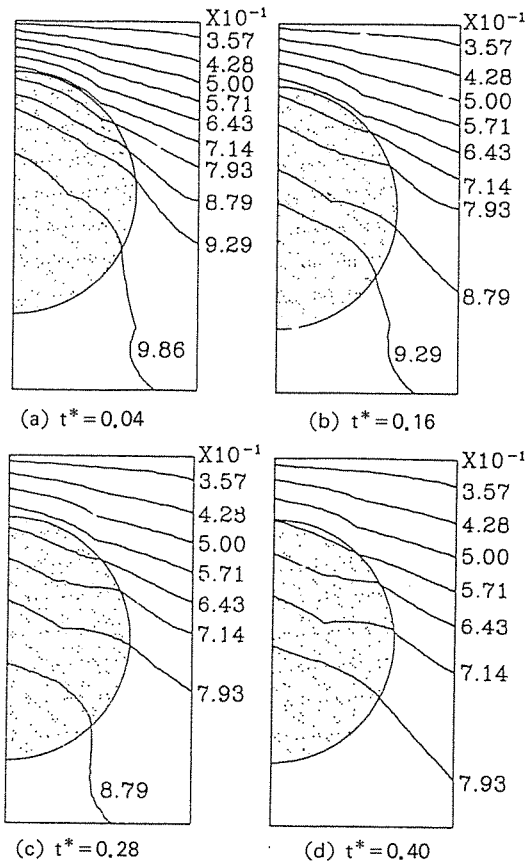


Fig. 7. Temperature distribution in the solidifying alloy with time

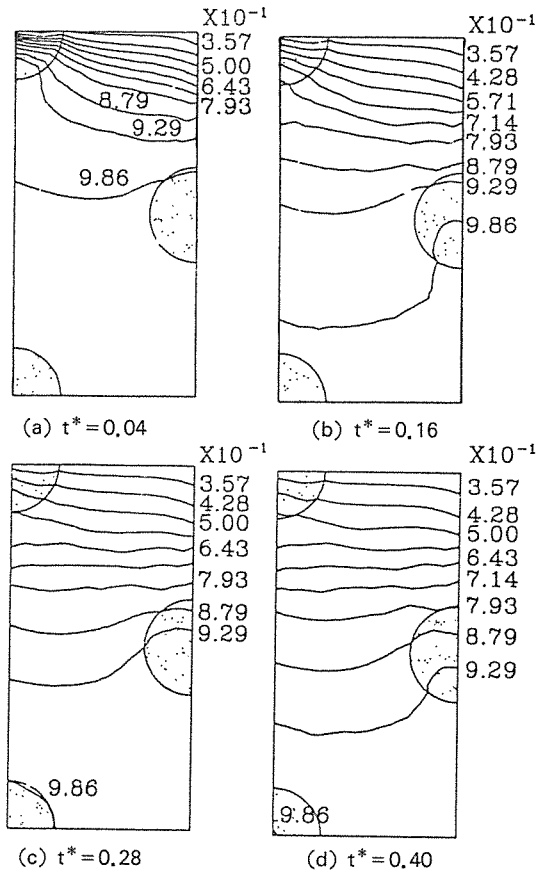


Fig. 8. Temperature distribution of FFC array in the solidifying alloy with time

근처에서 오목한 형상으로 다시 변화되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 7, 8에서 보여주듯이 온도구배가 강화재 보다 기지재가 더 큼을 알 수 있다. 액상법에 의하여 금속복합재료를 제조할 때 기지재와 강화재의 온도구배의 차이가 증가할수록 입자의 응집현상이 커지기 때문에 강화재의 균일한 분산을 위해서는 가능한 냉각속도를 크게 하도록 하여 금속복합재료를 제조하여야 한다.

Fig. 9는 사각형 입자를 사용한 경우 시간의 변화에 따른 등온선의 변화를 나타낸 것으로 Fig. 7과 유사하다. 기지재내에 사각형 입자와 유사한 강화재가 분포하더라도 등온선의 분포가 Fig. 7과 유사하기 때문에 응집현상은 원형입자를 사용한 경우와 유사하다고 생각된다. 응고되는 동안의 온도분포

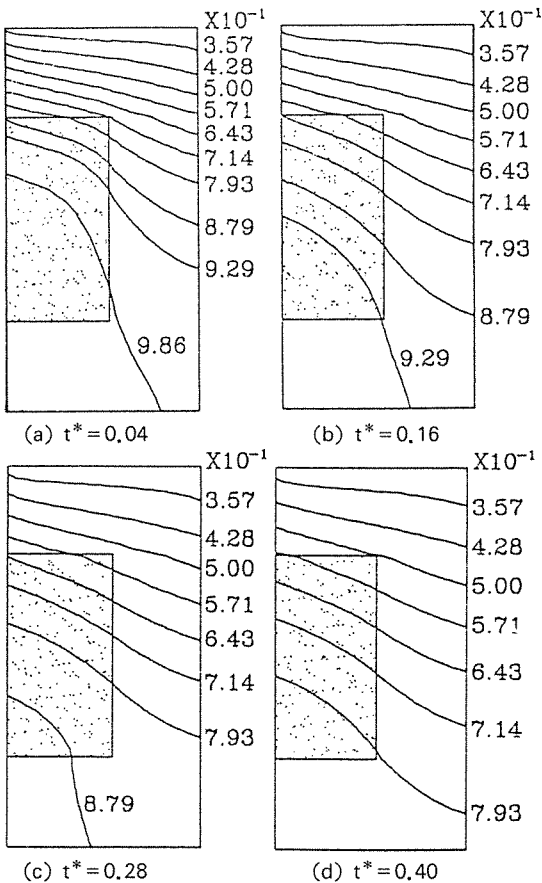


Fig. 9. Temperature distribution in the solidifying alloy with time using a square particle

선이 불룩한 모양으로 강화재에 접근해 들어갈 때 강화재가 밀려나 온도분포선을 따라 강화재가 움직일 수 있음을 알 수 있다.

액체상태의 합금이 냉각될 때 액상선 온도에 달하면, 분산되어 있던 SiC 입자는 초정 α상의 수지상 조직의 성장에 따라서 그 분포가 변화한다. 이것은 SiC 입자가 고·액상 계면과 만나게 되면, 수지상정 아암에 따라 잔류액상으로 밀려나게 되어 SiC 입자는 수지상성 사이의 틈으로 밀려나게 된다. 수지상정 사이의 조직은 Si 성분이 많은 영역이므로 최종적으로는 공정조성에 달하므로 미응고의 용액이 공정응고이다. 그러므로 복합재료의 응고조직은 공정 Si상과 함께 SiC 입자가 초정 수지상정과 뚜렷이 구별이 된다[11]. 이러한 현상 때문에 냉각 속도에 따라 수지상정조직의 크기가 변화하게 된다.

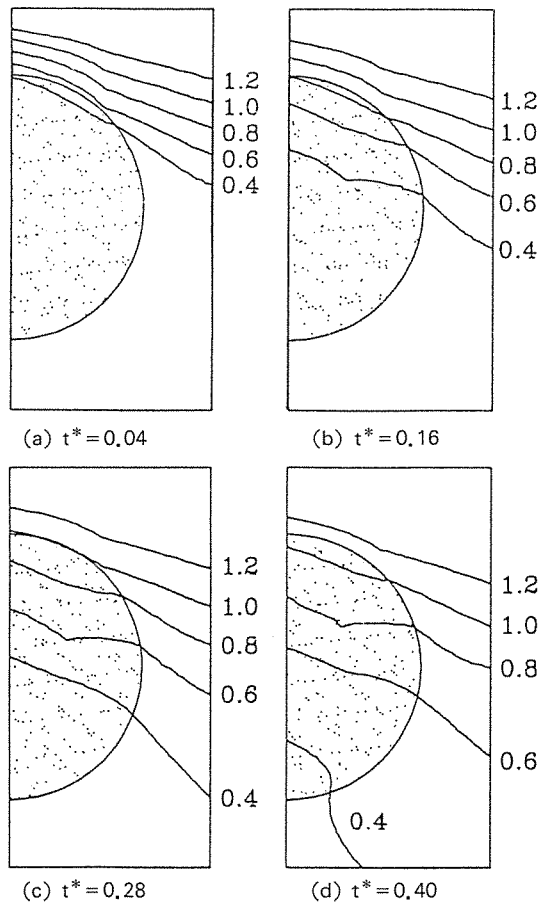


Fig. 10. Variation of cooling rate with time

사형주조나 금형주조의 경우는 복합재료의 강화입자가 수지상정조직의 성장으로 경계로 밀려나고 용탕단조의 경우 급속한 응고로 인해 수지상정조직의 크기가 아주 작아지므로 앞의 두 경우와 비교할 때 강화입자가 전체적으로 훨씬 균일하게 분포된다.

Fig. 10은 단순입방체구조에서 냉각속도의 변화를 나타낸 것이다. 강화재가 윗 방향으로 나가려는 열유속을 방해함으로써 강화재가 없는 영역보다 전방의 냉각속도를 더 떨어뜨려 냉각속도의 등고선이 기지재 영역에서 더 빨라짐을 볼 수 있다. 시간 $t^* = 0.04$ 에서는 강화재 전방의 냉각속도가 0.6의 값을 보이며 $t^* = 0.04$ 로 시간이 증가하면 강화재 전방의 냉각속도가 1.2정도로 2배 가량 증가하였다. Fig. 11의 FCC 구조에서도 강화재들 전방의 기지재

영역에서 냉각속도가 강화재 부분에 비하여 감소함을 알 수 있다. 기지재의 냉각속도를 살펴보면 강화재가 있는 영역에서는 상대적으로 급속히 낮아지지만 없는 영역에서는 일정하게 유지하다가 다시 강화재를 만나게 되면서 빨라지는 경향을 보인다. 입자근방에서 시간에 비례해서 냉각속도가 증가하므로 응고계면의 진전모양이 입자거동에 크게 영향을 줄 수 있음을 예측할 수 있다.

Fig. 12는 사각형 입자를 사용한 경우 냉각속도의 변화를 나타낸 것이다. 원형입자를 사용한 Fig. 10과 비교해 볼 때 강화재 근방의 기지재 영역에서 냉각속도가 상대적으로 더 빨라지는 것을 관찰할 수 있으나 입자의 이동가능성에 대해서는 크게 영향을 주지 않을 것으로 생각된다.

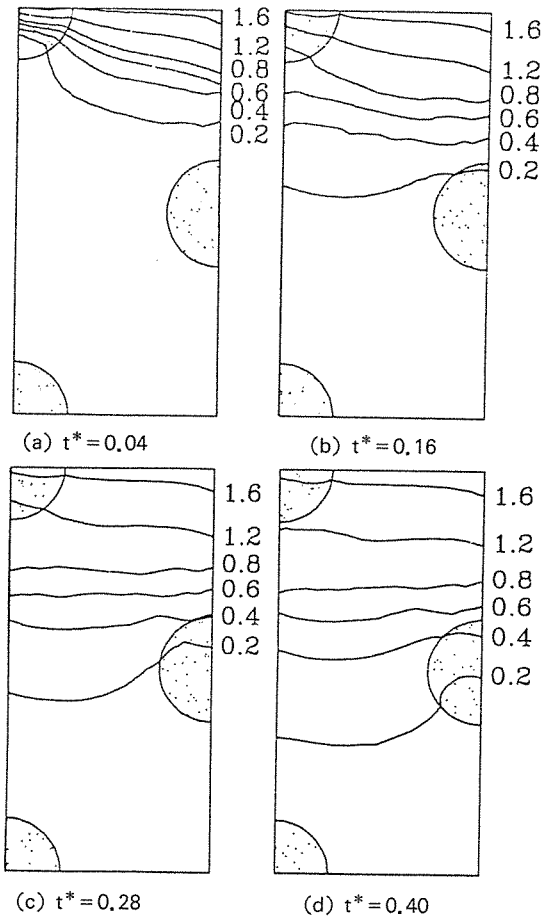


Fig. 11. Cooling rate of FCC array with time

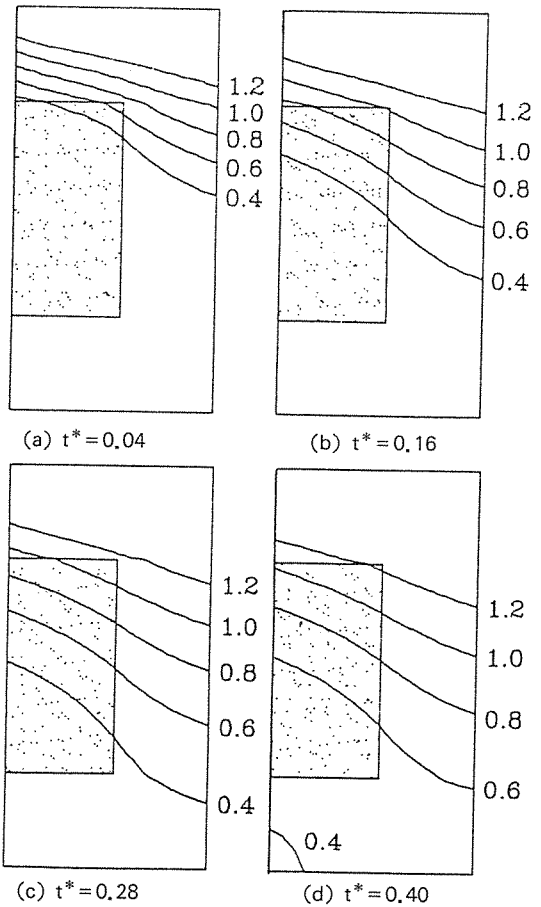


Fig. 12. Variation of cooling rate with time using a square particle

Fig. 13(a)~(c)는 원형입자와 사각형 입자를 이용할 경우 응고계면이 시간의 변화에 따라 이동하는 모양을 나타내고 있다. 사각형입자의 경우 응고계면이 강화재와 접하면서부터 점점 강화입자를 따라 전진해 나갈 때 응고계면의 모양이 원형입자의 경우와 비교해 보면 약간 불룩한 형상으로 이동하는 것을 관찰할 수 있다. 하지만 이 차이는 원형입자의 경우와 비교해서 영향이 크지 않을 것으로 판단된다. Fig. 13(b)에서는 시간 $t^* = 0.28$ 에서부터 응고계면이 또 다른 강화재를 만날 때까지 y축 방향으로 균일하게 전진함을 보인다. 실제 인자강화형 금속 복합재료를 제조한 후 광학현미경을 이용해서 관찰해 보면, 부분적으로 고르게 분산된 부분과 응집된 부분이 존재할 수 있으며, 또한 잘못 제조된

경우에는 분산상태가 전체적으로 불규칙하다. 입자의 분포가 조밀한 부분과 그렇지 못한 부분 사이에는 온도구배가 크게 차이가 남으로 인해서 응고계면의 성장모습이 복잡하게 나타나게 되어 입자의 거동에 미치는 영향이 클 것으로 생각된다.

Fig. 14는 주조용 Al-Si합금/SiC_p 복합재료를 용탕강제혼합법으로 제조한 후 광학현미경을 이용하여서 관찰한 조직사진이다[12]. 입자와 기지재의 결정립 크기를 비교해 보면 입자가 모여 있는 부분은 결정립의 크기가 훨씬 조밀하고 그렇지 못한 부분은 입자보다 약간 크다는 것을 알 수 있다. 이는 급속응고로 인해 덴드라이트아암이 성장하지 못하여 치밀한 조직이 형성되었기 때문이다. 강화재의 균일한 분산에 영향을 미치는 제조조건 및 응고 과정에서 여러가지 변수들로 인해서 입자의 불균일한 분산과 응집현상 등은 제조된 금속복합재료의 최종적인 기계적 성질을 저하시키므로 최적의 제조조건을 찾기 위한 실험과 이론이 계속되어야 할 것이다.

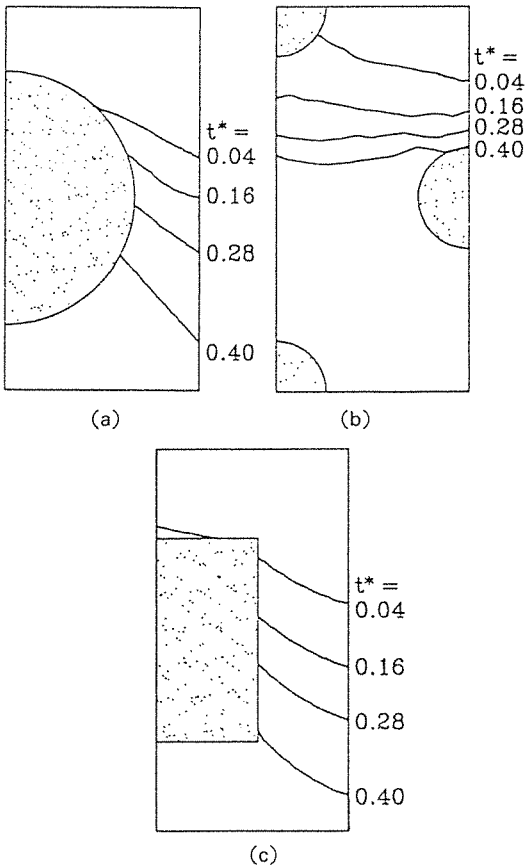


Fig. 13(a)(b)(c). Configuration of solidification front with time (a)(c) simple cubic array (b) FCC array

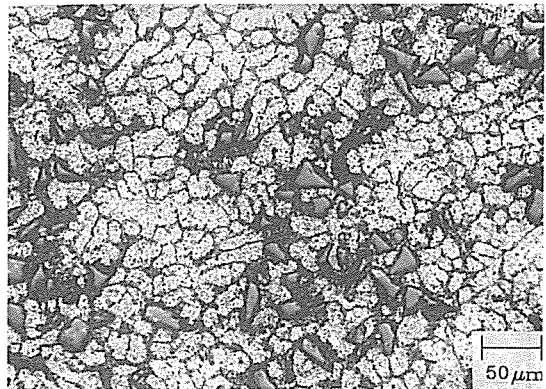


Fig. 14. Optical micrograph of Al alloy/SiC_p(15vol %) fabricated by melt-stirring method

Fig. 15와 Fig. 16은 제조과정중 기지재와 강화재의 변형률을 응고시간에 따라 나타낸 것이다. Fig. 15의 시각 $t^* = 0.04$ 에서 강화재와 기지재 사이의 계면에서 변형율이 각각 -1.0×10^{-3} 과 -2.0×10^{-3} 로 나타났다. 시간의 증가와 더불어 열변형율이 증가되어 $t^* = 0.4$ 에서는 강화재와 기지재의 경계부에서 강화재는 최대 -2.0×10^{-3} 이고 기지재는 -2.0×10^{-3} 에서부터 -7.0×10^{-3} 까지로 나타나 수축열변형

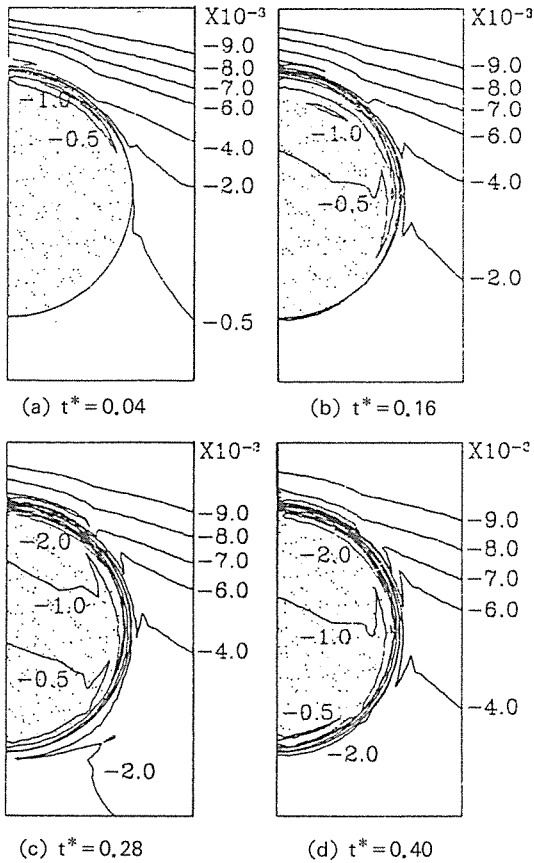


Fig. 15(a)~(d). Calculated thermal strain ϵ with time in the xy plane of the simple cubic array

률의 차이가 응고가 진행함에 따라 급격하게 커짐을 관찰할 수 있다. Fig. 16의 제일 윗 부분에 있는 입자의 경우 Fig. 6(b)의 AD 부근에서 시간 $t^* = 0.16$ 일때 강화재와 기지재의 열변형률이 각각 $(-0.5 \sim -2.0) \times 10^{-3}$, $(-2.0 \sim -6.0) \times 10^{-3}$ 임을 알 수 있다. $t^* = 0.4$ 일때는 경계부분에서 강화재 영역은 $(-0.5 \sim -2.0) \times 10^{-3}$ 이고 기지재 영역은 -8.0×10^{-3} 정도로 $t^* = 0.04$ 에 비해 강화재와 기지재의 계면 사이에는 약 4배 정도의 수축열변형률이 차이가 남을 알 수 있다. 열팽창계수의 차이로 인해 나타나는 수축열변형률의 차이가 클수록 강화입자가 받는 수축압력이 증가함으로써 계면접합 강도가 좋아질 것으로 판단된다[13].

Fig. 17은 사각형입자를 이용한 경우 열변형률의

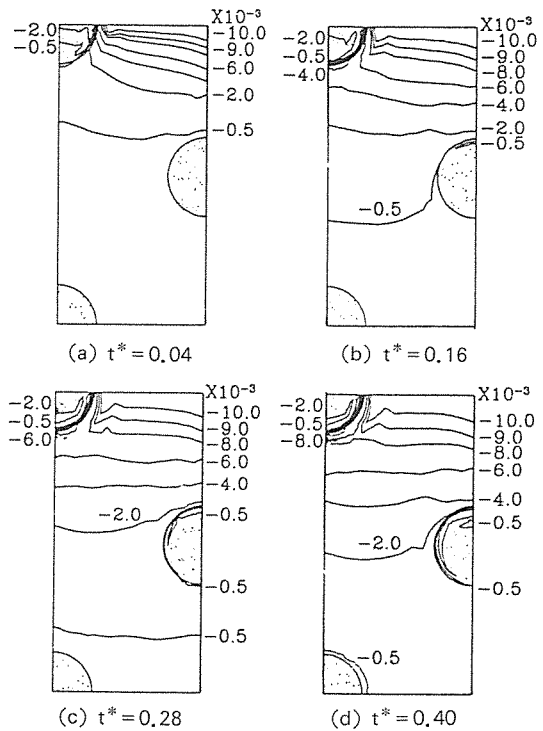


Fig. 16(a)~(d). Calculated thermal strain ϵ with time in the xy plane of FCC array

분포를 나타낸 것이다. Fig. 15, 16의 경우와 마찬가지로 시간이 경과함에 따라서 강화재와 기지재 사이의 계면에서 열변형률이 집중되는 현상을 관찰할 수 있다. 원형입자의 Fig. 15와 비교해 보면, 강화재와 기지재 사이의 계면에서 열변형률이 사각형입자인 경우가 약간 크게 나타나는데, 무차원 시간 $t^* = 0.4$ 에서 보면 입자계면에서 기지재에 걸리는 열변형률의 최대값이 원형입자의 경우 -7.0×10^{-3} 이고 사각입자의 경우 -8.0×10^{-3} 정도로 나타남을 알 수 있으며, 이는 사각형 입자의 경우가 부분적으로 더 큰 수축열변형률이 걸림으로써 결합강도 측면에서 향상될 것으로 생각된다. 입자의 계면근방에서의 열변형률의 분포는 세가지 모델에 대하여 비슷하게 나타났다.

입자와 기지재 사이의 밀도 차이로 인한 입자의 침전문제는 Stoke의 법칙을 이용하여 입자의 침전을 이론적으로 예측할 수 있다. 구형의 입자들 사이에 반응이 존재하지 않고 입자들이 용융상태의 기지재

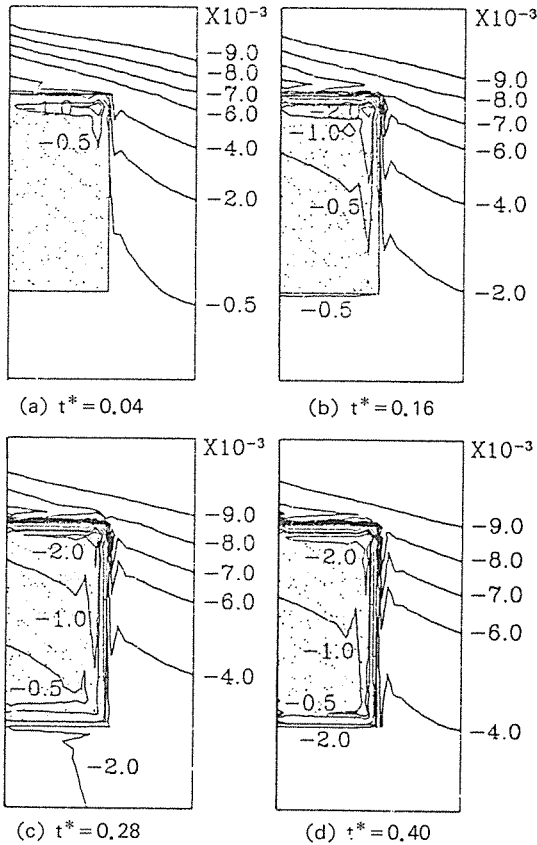


Fig. 17(a)~(d). Calculated thermal strain ϵ with time using a square particle

속에 완전히 결합되어 있을 때, 입자의 침전속도를 다음과 같이 표현할 수 있다[14].

$$V_p = \frac{d^2 (\rho_p - \rho_m) g}{18\mu} \dots\dots\dots (23)$$

$d = 22\mu\text{m}$, $\rho_p = 3200\text{kg/m}^3$, $\rho_m = 2685\text{kg/m}^3$, $g = 9.81\text{m/sec}$, $\mu = 0.0045\text{kg/(m}\cdot\text{sec)}$ 일때 침전속도 $V_p = 3.019 \times 10^{-5} [\text{m/sec}]$ 를 얻을 수 있다. 실제로 입자의 체적함유율, 입자의 크기 및 모양 등이 다르기 때문에 침전속도가 다르며, 또한 침전입자들의 상호작용에 의하여 침전속도가 느려지기 때문에 Richardson등은 식(23)의 V_p 를 수정하여 강화재의 침전속도 V_H 를 다음과 같이 제안하였다[15].

$$V_H = V_p (1 - \Phi)^{4.65 + 19.5d/D} \quad (Re < 0.2) \quad \dots\dots (24)$$

식(23)을 계산할 때 사용한 물성치를 식(24)에

대입하면, 입자의 침전속도 $V_H = 1.418 \times 10^{-5} [\text{m/sec}]$ 으로 계산되었다. 여기서 무차원 침전속도를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$V_H^* = V_H \frac{1}{\alpha_m} = 7.771 \times 10^{-5} \quad \dots\dots\dots (25)$$

응고계면의 진전속도 V_{cr}^* 를 다음과 같이 정의하였다.

$$V_{cr}^* = \frac{b^* - Y}{l^*} \quad \dots\dots\dots (26)$$

시간 $t^* = 0.4$ 의 경우 기지재/강화재 사이의 계면에서 응고속도 $V_{cr}^* = 1.611$ 로 계산되었다. 본 연구의 미시역학적 모델에서 식(25)를 이용하여 계산한 입자의 침전속도 V_H^* 가 식(26)을 이용하여 계산한 응고속도 V_{cr}^* 에 비하여 훨씬 적기 때문에 응고가 진행되는 동안에 입자의 침전을 무시하여도 무리가 없을 것으로 사료된다.

4. 결 론

금속복합재료의 제조공정 중 입자와 기지재 사이에서의 응고거동과 열변형률을 예측하기 위한 미시역학적 모델에 의하여 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 응고계면이 강화재와 접촉하면서 기지재영역에서 응고계면의 성장이 빠르게 되며, 응고 계면의 진전형태에 따라 강화입자의 거동이 결정됨을 예측할 수 있다.
- (2) 입자를 각각 구형모델과 사각형모델로 응고 해석을 한 결과 응고속도에는 미소한 차이를 보이지만, 두 경우 모두 유사한 응고경향을 보이고 있다. 따라서 입자의 형상에 따른 입자거동의 변화는 크지 않을 것으로 생각된다.
- (3) 열변형률은 시간이 경과함에 따라 기지재/입자의 경계면에 집중되며, 또한 기지재가 입자쪽으로 수축되는 결과를 얻었다. 따라서 액상법으로 입자 강화형 복합재료를 제조할 경우 이와 같은 기지재의 수축이 입자와 기지재의 계면접합상태를 향상시킬 수 있을 것이다.
- (4) 입자강화형 복합재료의 응고과정을 해석하는데 있어서 입자침전은 응고계면의 이동속도에 비해서 매우 작은 값을 보이므로 무시해도 무방하다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 연구비 지원(No.93-0200-04-01-3)에 의하여 수행된 연구의 일부로 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. A.M. Zubko, V.G. Lobanov & V.V. Nikonova, "Reaction of foreign particles with a crystallization front", *Sov. Phys. Crystallography*, 18(2) 1973, pp.239-241.
2. S.N. Omenyi & A.W. Neumann, "Thermodynamic aspects of particle engulfment by solidifying melts", *J. Appl. Phys.*, 47(9), 1976, pp.3956-3962.
3. M.K. Suappa & P.K. Rohatgi, *J. Mat. Sci. Lett.*, 16, 1981, pp.562-564.
4. A.R. Kennedy & T.W. Clyne, "The Migration Behaviour of Reinforcing Particles During the Solidification Processing of MMCs", 2nd Int. Conf. on the Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, June, 1992, pp.376-381.
5. J. Cisse & G.F. Bolling, "A Study of the Trapping and Rejection of Insoluble Particles during the Freezing of Water", *J. Crystal growth*, 10, 1971, pp.67-76.
6. R. Sasikumar, T.R. Ramamohan & B.C. Pai, "Critical Velocities for Particle Pushing by Moving Solidification Fronts", *Acta metall.* Vol. 37, No.7, 1989, pp.2085-2091.
7. 齊藤武雄 "數値傳熱學(Computer-Aided Heat Transfer)", 東京株式會社, 養賢堂 發行, 東京, 1986, pp.126-137.
8. *Metals Handbook*, Volume 2, tenth edition, ASM, "Properties and Selection : Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials", pp.168.
9. I.A. Ibrahim, F.A. Mohamed, E.J. Lavernia, "Particulate reinforced metal matrix composites-a review", *Journal of Materials Science*, 1991, 26, pp.1137-1156.
10. Norton Co., *Advanced ceramics engineered materials*, pp.29-35.
11. 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", *輕金屬*, Vol.44, No.4, 1994, pp.222-228.
12. Y.H. Seo & C.G. Kang, "Particle Dispersion Characteristics and Mechanical Properties in Melt-Stirring Squeeze Cast SiC_p/Al Composites", *Proc. of 3rd Int. Conf of Semi-Solid Processing of Alloys and Composites*. 1994, pp.441-450.
13. F. Weinberg, "The Movement of Particles in Liquid Metals Due to Gravity", *Metallurgical Transactions B*, Vol.15B, 1984, pp.479-485.
14. Eun U. Lee, "Thermal Stress and Strain in a Metal Matrix Composite with a Spherical Reinforcement Particle", *Metal. Trans. A*, Vol. 23, 1992, pp.2205-2210.
15. V.S. Patwardhan & C. Tien, "Sedimentation and Liquid Fluidization of Solid Particles of Different Sizes and Densities", *Chem. Engineering Science*, Vol.40, No.7, 1984, pp.1051-1060.