

과포정계 합금의 응고조직에 미치는 대류의 영향

김무근* · 박장식** · 박병규† · 김근오*** · 최재광***
(2001년 1월 10일 접수, 2001년 5월 10일 심사완료)

Effect of Convection on the Solidification Microstructure of Hyper-Peritectic Systems

Moo Geun Kim, Jang Sik Park, Byung Kyu Park, Geun Oh Kim
and Jae Kwang Choi

Key Words : Convection(대류), Hyper-Peritectic Alloy(과포정계 합금), Unidirectional Solidification (일방향응고), Microstructure(미세조직)

Abstract

This study has examined the microstructural development in the Bridgman type directional solidification of hyper-peritectic Sn-Cd alloys, and the temperature and flow field have been numerically simulated to see if there is any change induced by convection. The directional solidification experiments carried out in quartz tubes with inside diameters of 0.4 ~ 6 mm showed that the resulting microstructures are clearly dependent on the size of tube diameters. The bigger ampoules where the effect of convection is highly expected produced saw-like structures resulting from the primary α and peritectic β phase growing together at a planar solid-liquid front, with the former being surrounded by the latter. In the smaller ampoules, where the effect of convection is expected low however, the saw structure disappears, and as is understood from the theoretical prediction based on diffusion-controlled solidification the initial growth of the primary α phase is replaced by the nucleation of the peritectic β phase whose growth continues to the end of the solidification.

기호설명

C_0 : 평균 중량조성 [wt.%]	Gr : Grashof 수, $\frac{g\beta_T(T_h - T_c)R^3}{\nu^2}$
C_p : 포정온도에서의 액상 중량조성 [wt.%]	g : 중력가속도 [m/s ²]
$C_{p\alpha}$: 포정온도에서의 α 상 중량조성 [wt.%]	h_b, h_s, h_l : 앰플의 하부, 측면, 상부의 대류열전달계수 [W/m ² ·K]
$C_{p\beta}$: 포정온도에서의 β 상 중량조성 [wt.%]	k : 열전도도 [W/m·K]
c_p : 비열 [J/kg·K]	L : 앰플의 길이 [m]
G : 계면의 온도구배 [K/mm]	P : 압력 [N/m ²]
* 회원, 인제대 기계자동차공학부	Pr : Prandtl 수, $\frac{\mu C_{pl}}{k_l}$
** 홍익대 금속재료공학부	R : 앰플의 반지름 [m]
† 책임저자, 회원, 한국기계연구원	Ra : Rayleigh 수, $\frac{g\beta_T(T_h - T_c)R^3}{\nu^2} Pr$
E-mail : bkpark@kimm.re.kr	
TEL : (042) 868-7367 FAX : (042) 868-7335	
*** 인제대 기계공학과 대학원	

- T : 온도 [K]
 V_p : 응고속도 [μ m/s]
 u, v : 속도 [m/s]
- 그리스문자
 α_T : 열확산율 [m^2/s]
 β_T : 체적 열팽창계수 [K^{-1}]
 ϵ : 방사율
 μ : 점성계수 [$kg/s \cdot m$]
 ν : 동점성계수 [m^2/s]
 ρ : 밀도 [kg/m^3]
 σ : Stefan-Boltzmann 상수
 Ψ : Stream function

상첨자

* : 무차원

하첨자

- c : 저온 영역
 f : 상경계면
 h : 고온 영역
 l : 액상
 s : 고상

1. 서론

대류가 금속재료의 응고조직 형성에 미치는 영향은 그 중요성에 비하여 학자들의 관심을 충분히 끌지 못하고 있다. 금속재료의 대부분은 최종 제품으로 생산되는 과정에서 적어도 한 번은 응고과정을 거치게 된다. 응고반응에는 필연적으로 열확산과 용질확산이 수반되어 용액 내에 국부적인 밀도차가 초래되며 이것은 중력장 내에서 유체 이동의 원인을 제공한다.⁽¹⁾ 이와같이 중력장에 의하여 밀도차가 존재하는 유체 내에 유발되는 자연대류에 관한 연구는 많은 학자들에 의하여 활발히 진행되고 있으나⁽²⁻⁴⁾ 여기에서 얻은 결과를 금속재료의 응고현상에 적용하려는 학제간의 노력은 미흡한 편이다. 최근 수 십년간 합금을 대상으로 지구상에서 수행된 응고실험을 통하여 응고조직 형성에 관한 수 많은 결과가 얻어졌으며 이를 설명하기 위한 이론적인 모델들이 개발되었다.⁽⁵⁻⁹⁾ 그러나 대부분의 실험결과가 대류의 영향력 하에서 얻어진 반면 이를 설명하는 이론

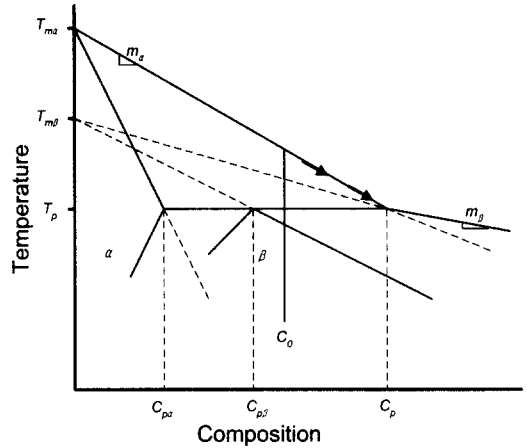


Fig. 1 Schematic binary phase diagram near peritectic reaction

은 자연대류에 의한 유동장의 존재를 고려하지 않은 채 개발되는 경우가 많았다.

단일 상의 응고(single phase solidification) 또는 공정형 응고(eutectic solidification)에서 대류의 영향은 수지의 크기나 형태 또는 공정조직내의 층간 간격 등 석출되는 조직의 스케일을 변화시키는데 국한되는 반면 포정계 합금의 응고에서는 상의 생성 또는 소멸을 결정하는 큰 효과를 갖는다.⁽¹⁰⁾ 본 연구에서는 Sn-Cd계의 과포정 합금을 대상으로 Bridgman 법⁽¹¹⁻¹³⁾에 의한 일방향 응고실험을 수행하여 이 때 석출되는 미세조직을 관찰하고, 또한 수치 해석^(14,15)에 의하여 온도장과 유동장을 예측하여 대류가 응고조직 형성에 미치는 영향을 살펴보았다.

응고조직 형성에 미치는 대류의 영향을 밝히기 위해서는 우선 유동장이 없는 정지 유체를 가정하고 이때 출현하는 조직을 예측하는 작업이 필요하다. 이를 위하여 유동장의 부재 외에 (1) 평면형 고-액계면, (2) 고체 내에서의 용질확산 부재 등의 추가적인 가정 하에 Fig. 1의 가상적인 포정계 상태를 중심으로 Sn-Cd 합금의 일방향 응고조직을 예측하면 다음과 같다.⁽¹⁶⁾ 평균 조성 C_0 인 과포정 합금을 대상으로 일방향 응고실험을 실시할 경우, 이 합금은 조성 C_0 를 통과하는 수직선과 α 의 액상선이 만나는 온도 근처에서 용질함량이 C_0 보다 작은 α 상 고체를 석출시키며 응고반응을 시작한다. 그 뒤 천이구역을 거치는 동안 용액 내 용질 증가로 인하여 고-액계면의 온도는 내려가며 새로이 석출되는 α 상의 조성은

점차 증가한다. 석출되는 α 상의 조성이 $C_{p\alpha}$ 에 도달하면 고-액계면의 온도는 포정온도에 이르게 되며 새로운 상인 β 의 핵생성이 가능하게 된다. 이때 출현하는 β 상의 조성은 $C_{p\beta}$ 의 값을 취하게 되며 β 의 성장으로 인하여 α 상의 성장은 멈추게 된다. 이후 용고의 진행과 더불어 핵생성 당시 $C_{p\beta}$ 이던 β 상의 조성이 점차 증가하여 C_0 에 이르는 순간 용고반응은 정상상태에 도달하게 된다. 즉, 합금의 평균조성 $C_0 > C_{p\beta}$ 인 과포정 합금의 일방향 용고에서는 전반부의 α 상과 후반부의 β 상으로 구성되는 이원화된 조직이 얻어져야 하며, 이와 상이한 결과가 얻어질 경우에는 앞서 세운 가정들이 재검토되어야 할 것이다.

2. 실험방법

현재 가용한 Sn-Cd 합금계의 평형 상태도에는 Fig. 1의 $C_{p\alpha}$, $C_{p\beta}$ 및 C_p 에 대하여 $C_{p\alpha}=0.7$ wt.%, $C_{p\beta}=0.94$ wt.%, $C_p=3.8$ wt.% Cd의 값이 주어져 있다. 이를 기준으로 이 연구에서는 평균 조성 $C_0=1.3$ wt.% 및 1.5 wt.% Cd인 두 종류의 과포정 합금을 제조하여 일방향 용고실험에 사용하였다. 이들 두 합금에는 일방향 용고실험 결과 전반부의 α 상과 후반부의 β 상으로 이원화된 조

직이 형성될 것으로 예측된다.^(17,18)

Fig. 2는 일방향 용고실험에 사용한 장치의 개략도로서 상하로 가로지르는 원통형 앰풀을 중심으로爐와 절연체 그리고 냉각장치가 위에서부터 차례로 배열되어 있는 모습을 보여주고 있다.

爐의 온도를 적절히 조절하면 합금을 담고있는 앰풀 내에 Fig. 2의 우측에 보인 것과 같은 온도장이 형성되며 절연체에 둘러싸인 부위의 앰풀 내에 최초의 고-액계면이 형성된다. 용고반응은 컴퓨터와 스텝 모터로 조정되는 구동장치에 의하여 爐-절연체-냉각장치를 일정한 속도로 동시에 상향 이동시킴으로써 시작된다. 爐-절연체-냉각장치의 이동은 온도장의 이동을 의미하며 온도장의 이동속도는 고-액계면의 이동속도, 즉 용고속도를 조절하게 된다. 실험에 사용된 앰풀은 길이 600 mm, 내경 6 mm의 석영 관으로서 그 내부에 합금을 담아 불활성 분위기 하에서 용고실험을 수행하였다. 한편 앰풀의 크기, 즉 그 내徑에 따라 유체의 이동정도에 차이가 있을 것이며 이것은 용고조직 형성에 영향을 미칠 것으로 예상하여 Fig. 3과 같은 특별한 장치를 고안하였다.

Fig. 3은 내경 6 mm인 본래의 앰풀 내부에 몇 개의 소구경 앰풀들이 배치되어 있는 모습을 보여준다. 우측 그림은 단면도로서 실험에 사용된

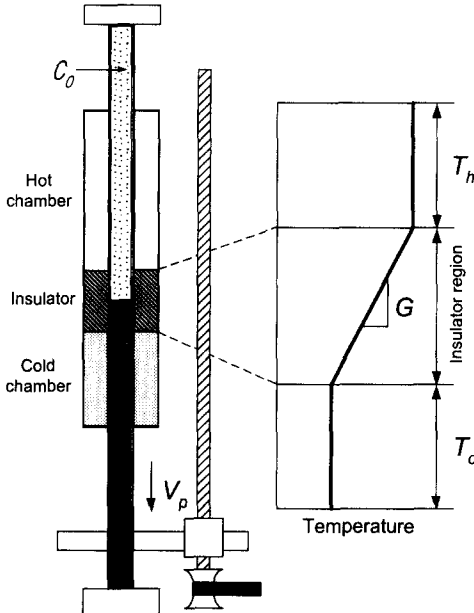


Fig. 2 Experimental apparatus of directional solidification system

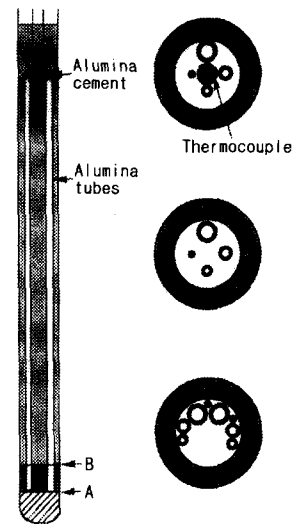


Fig. 3 Arrangement of small diameter crucibles ($d_i=0.2\sim 3.0$ mm) in the large main crucible

몇 가지 서로 다른 배열을 보여주는 것으로, 상단의 그림은 합금 내 온도장을 측정하기 위한 열전대와 함께 그 주변에 소구경 앰플들이 배열된 모습을 보여준다. 소형 앰플에는 내경 0.2~3 mm 인 석영 또는 알루미늄이 관이 사용되었다. 앰플의 온도를 높여 대구경 앰플 내의 합금이 용해되면 미리 준비된 소구경 앰플 다발을 용액속에 내려 그 끝단이 Fig. 3의 위치 A에 오도록 한 후 모세관 현상 또는 불활성 기체의 압력을 이용하여 소구경 앰플에 용액을 채우게 된다. 그후 Fig. 2의 구동장치를 이용하여 온도장을 빠른 속도로 이동하여 10~30 mm 가량의 합금을 급냉시키면 각 소형관 내부의 동일한 높이, 즉 Fig. 3의 위치 B에 고-액계면이 형성되어 응고실험을 수행 할 준비가 완료된다. 컴퓨터로 조정되는 구동장치에 의하여 온도장을 일정한 속도로 상향 이동시키면 고-액계면이 동일한 속도로 이동하며 일방향으로 응고가 진행된다. 이렇게 하여 약 50~100 mm 정도 응고가 진행된 후 앰플을 물 속에 빠뜨려 시편 전부를 급랭시킴으로써 실험이 종료된다. 이는 고-액계면을 응고 당시의 상황으로 보존하여 그 형상을 확인함은 물론 온도장의 이동거리와 실제 응고가 일어난 거리를 비교하여 실험의 정확도를 확인하기 위함이다.

이 연구에서는 서론에서 언급한 것과 같이 평면형 계면을 얻기 위하여 온도장을 조절하여 계면에서의 온도구배를 25 K/mm로 비교적 높게 하였으며 응고속도는 5 $\mu\text{m/s}$ 이하로 비교적 낮게 하였다.

3. 수치해석

3.1 해석모델

수치해석에 사용된 수직 Bridgman 방법의 온도 조건과 형태는 Fig. 2와 동일하며 앰플의 상부와 측면부는 대류와 복사에 의해서 열이 앰플의 내부로 전달된다. 또한 재료를 담고 있는 앰플의 재질로는 석영을 사용하는데, 앰플의 두께 영향은 수치해석에서 고려하지 않았다.

수치해석을 단순화 시키기 위하여 다음과 같은 가정을 도입하였다. 비압축성 뉴튼유체이며 축대칭 층류유동이며 온도변화에 따른 밀도변화는 Boussinesq 근사를 따르며 기타의 물성치는 일정하며 Table 1과 같다. 앰플의 속도는 현저히 작으

Table 1 Thermophysical parameters of Sn-Cd

Liquid Thermal Conductivity(k_l)	30.75 W/m · K
Solid Thermal Conductivity(k_s)	60.3 W/m · K
Liquid Specific Heat Capacity(c_{pl})	244.65 J/kg · K
Solid Specific Heat Capacity(c_{ps})	262 J/kg · K
Liquid Density(ρ_l)	6873 kg/m ³
Solid Density(ρ_s)	7203 kg/m ³
Liquid Thermal Diffusivity(α_l)	0.18 cm ² /s
Solid Thermal Diffusivity(α_s)	0.32 cm ² /s
Kinematic Viscosity(ν)	0.0024 cm ² /s
Dynamic Viscosity(μ)	0.00165 Pa · s
Thermal Expansion Coefficient(β_T)	$1.345 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$
Prandtl Number(Pr)	0.013

Table 2 Characteristic variables and definition

Characteristic Variables	Definition
Velocity	$u^* = \frac{u}{\nu/R}, v^* = \frac{v}{\nu/R}$
Temperature	$T^* = \frac{T - T_c}{T_h - T_c}$
Pressure	$P^* = \frac{P}{\rho \nu^2 / R^2}$
Time	$t^* = \frac{t}{R^2 / \nu}$
Length	$r^* = \frac{r}{R}, z^* = \frac{z}{R}$
The ratio of Thermal diffusivity	$a_T^* = \frac{\alpha_{Ts}}{\alpha_{Tl}} = \frac{k_s \rho_l c_{pl}}{k_l \rho_s c_{ps}}$
The ratio of density	$\rho^* = \frac{\rho_s}{\rho_l}$

므로 무시한다. 이와 같은 가정으로 Sn-Cd 합금의 물성치를 이용하여 수치해석을 하였다.

3.2 지배방정식과 경계조건

수치해석시 용융액내부에서 연속방정식, 운동량 보존 방정식 및 에너지 보존 방정식을 주어진 경계조건을 사용하여 해석하였으며 모델이 축대칭이므로 원통형 좌표계를 이용하여 3차원 문제를 2차원 문제로 해석하였다. 그리고 편의를 위해 다음의 일반형지배방정식을 사용하였다.

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(r \rho u \phi - r \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(r \rho v \phi - r \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial z} \right) = r S(r, z) \quad (1)$$

위의 지배방정식을 무차원 형태로 변환하기 위하여 시간, 길이, 압력, 속도, 온도를 각각 Table 2와 같은 식을 대입하여 무차원화하였다. 무차원 변수들을 사용하여 지배방정식을 나타내면 다음과 같다.

연속방정식

$$\frac{\partial}{\partial r^*}(r^*u^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(r^*v^*) = 0 \quad (2)$$

운동량방정식

-r방향

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial r^*} \left(r^*u^* \cdot u^* - r^* \frac{\partial u^*}{\partial r^*} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial z^*} \left(r^*v^* \cdot u^* - r^* \frac{\partial u^*}{\partial z^*} \right) \\ & = -r^* \frac{u^*}{r^{*2}} - r^* \frac{\partial P^*}{\partial r^*} \quad (3) \end{aligned}$$

-z방향

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial r^*} \left(r^*u^* \cdot v^* - r^* \frac{\partial v^*}{\partial r^*} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial z^*} \left(r^*v^* \cdot v^* - r^* \frac{\partial v^*}{\partial z^*} \right) \\ & = -r^* \frac{\partial P^*}{\partial r^*} + r^* Gr(T_l^* - T_f^*) \quad (4) \end{aligned}$$

에너지방정식

-액상

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial r^*} \left(r^*u^* \cdot T_l^* - r^* \frac{1}{Pr} \frac{\partial T_l^*}{\partial r^*} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial z^*} \left(r^*v^* \cdot T_l^* - r^* \frac{1}{Pr} \frac{\partial T_l^*}{\partial z^*} \right) = 0 \quad (5) \end{aligned}$$

-고상

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial r^*} \left(-r^* \frac{\alpha_T}{Pr} \frac{\partial T_s^*}{\partial r^*} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial z^*} \left(r^*V_p \cdot T_s^* - r^* \frac{\alpha_T}{Pr} \frac{\partial T_s^*}{\partial z^*} \right) = 0 \quad (6) \end{aligned}$$

이 지배방정식을 해석하기 위해서 Fig. 4에서 보는 것과 같이 아래와 같은 경계조건을 설정하였다. 중심축은 축대칭 조건으로서 반경방향의 온도, 속도 구배가 0인 조건이다.

1) $r=0, 0 < z < L$ (중심축)

$$u = 0, \frac{\partial v}{\partial r} = 0, \frac{\partial T}{\partial r} = 0$$

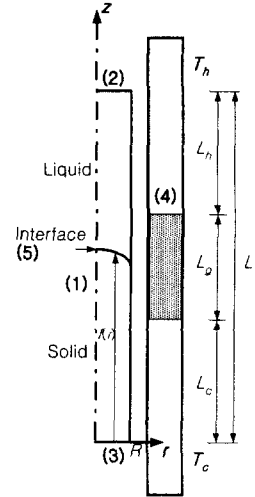


Fig. 4 Regions for the numerical analysis of directional solidification system

애플의 상부, 하부, 측면부에서의 경계조건은 미끄러짐이 없으며 대류와 복사에 의해 열전달이 이루어지는 것으로 아래와 같다.

2) $0 < r < R, z=L$ (애플 상부)

$$u = v = 0, -k \frac{\partial T}{\partial z} = h_i(T - T_h) + \epsilon\sigma(T^4 - T_h^4)$$

3) $0 < r < R, z=0$ (애플 하부)

$$u = v = 0, k \frac{\partial T}{\partial z} = h_b(T - T_c) + \epsilon\sigma(T^4 - T_c^4)$$

4) $r=R, 0 < z < L$ (애플 측면부)

$$u = v = 0, -k \frac{\partial T}{\partial r} = h_s(T - T_\infty) + \epsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4)$$

상경계면에서의 조건은 용융온도로 일정하다는 조건을 적용하였다.

5) $0 < r < R, z=f(r)$ (상경계면)

$$u = v = 0, T = T_f$$

3.3 해석방법

수치해석시 액상과 고상을 각각 31×51 격자계를 선택하였으며, 애플의 윗면과 옆면, 아랫면에는 조밀한 격자를 배치하였다. 일반적으로 불규칙한 형태의 상경계면을 고려하여 경계고차좌표계를 도입하고 지배방정식을 좌표변환시킨 후 유동장과 온도장의 경계조건을 적절히 적용하고 SIMPLER⁽¹⁹⁾ 알고리즘과 BASIS⁽²⁰⁾ 행렬해법을 이용하여 FVM으로 수렴된 해를 구하였다. 수렴조건으로는 연속방정식, 운동량방정식, 에너지방정식

의 절대잔류량과 상대잔류량이 10^{-4} 미만일 때 수렴된 것으로 판단하였다.

4. 결과 및 고찰

Fig. 5는 Cd 함량 1.5 wt.%인 過包晶 합금을 응고속도 $V_p=5 \mu\text{m/s}$, 계면에서의 온도구배 $G=25 \text{K/mm}$ 의 조건하에서 일방향 응고시킨 조직으로 앰풀의 구경에 따라 조직상에 차이가 있음을 보

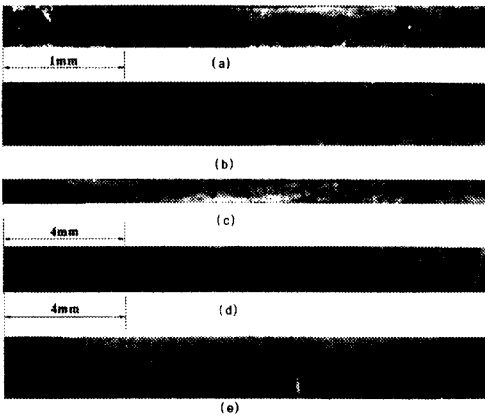


Fig. 5 Microstructures showing the effect of crucible size. Samples directionally solidified to the right at $V_p=5 \mu\text{m/s}$, $G=25 \text{K/mm}$, $C_0=1.5 \text{wt.\%Cd}$, in ampoules of different diameters. (Dark α and light β phase)
(a) $d_i=0.4 \text{ mm}$, (b) $d_i=0.6 \text{ mm}$, (c) $d_i=1.0 \text{ mm}$,
(d) $d_i=3.0 \text{ mm}$, (e) $d_i=6.0 \text{ mm}$

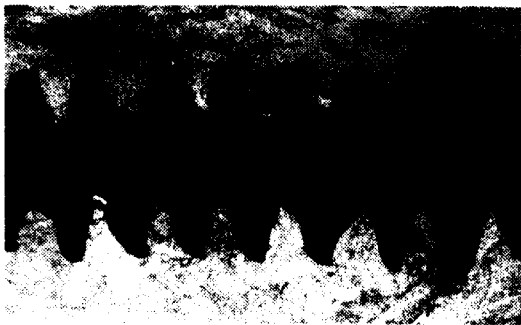


Fig. 6 Saw structures of dark α surrounded by light β phase. Same sample as in Fig.4(e), but different section closer to the center

여준다. Fig. 5(a)는 內徑 0.4 mm인 소형 앰풀에서 응고된 조직으로 좌측 끝 부근에 보이는 최초의 계면으로부터 어두운 색의 α 상을 석출시키며 응고가 시작되어 중간 정도의 위치에서 비교적 밝은 색의 β 상으로 변태가 일어난 후 β 상의 성장이 계속되는 것을 보여준다. 내경 0.6 mm 관에서 응고된 Fig. 5(b)의 조직도 내경 0.4 mm의 그것과 대동소이하나 내경 1.0 mm, 3 mm 및 6 mm의 관에서 얻어진 Fig. 5(c), 5(d), 5(e)의 조직에는 차이가 있음을 볼 수 있다. 이들 조직은 Fig. 5(a) 및 5(b)에서와는 달리 α 와 β 두 상이 한 번 이상 교대로 형성된 모습을 보여준다. 그리고 교대의 횟수는 앰풀의 크기가 커질수록 증가하고 있음도 확인된다. Fig. 5(c), 5(d), 5(e)에서는 기지조직(substrate microstructure)을 형성하고 있는 β 상에 α 상이 포위되어 제각기 분리된 것으로 보이나 실제로 이들은 모두 연결되어 있음이 확인되었다. Fig. 6은 Fig. 5(e)의 시편을 재연마하여 얻은 조직으로서 시편의 중심부에서는 α 상이 모두 연결되어 기지조직인 β 상에 둘러싸인 채 톱니 모양과 같은 형상을 취하고 있음을 볼 수 있다. Fig. 5(c) 및 5(d)의 조직 또한 시편의 중심부에서 α 상이 모두 연결되어 있음을 확인할 수 있었다.

Fig. 7은 Cd 함량 1.3 wt.%인 過包晶 합금을 내경 6 mm 및 0.6 mm인 두 가지 서로 다른 크기의 앰풀에서 $V_p=3 \mu\text{m/s}$ 의 속도로 동시에 일방향 응고시켜 얻은 조직으로 여기에서도 앰풀 구경에 따라 위의 1.5 wt.% Sn 합금에서와 같이 조직상에 큰 차이가 있음을 볼 수 있다. Fig. 7(a)는 앰풀의 구경이 큰 6 mm일 경우에 얻어진 조직으로서 우측에 急冷에 의하여 응고당시 고-액계면의 모양이 그대로 보존되어 있다. Fig. 7(a)에서는 평면형 계면을 연하여 α 와 β 두 상이 동시에 성장하는 모습과 그 결과로 형성되는 톱니 모양의 조직을 볼 수 있다. 한편 Fig. 7(b)는 앰풀의 구경이 0.6 mm로 비교적 작은 경우에 얻어진 응고조직으로서 Fig. 5(a) 및 5(b)에서와 같이 전반부의 α 상과 후반부의 β 상으로 양분된 조직을 보여주고 있다.

지금까지 설명한 실험적 관측사실을 확인하기 위하여 앞에서 설명한 수치적 방법으로 계산한 결과는 다음과 같다. Fig. 8은 직경이 각각 6.0 mm, 1.0 mm, 0.4 mm이고 높이가 15 mm인 경우에 대하여 축대칭 가정하에 계산된 유동장 형태

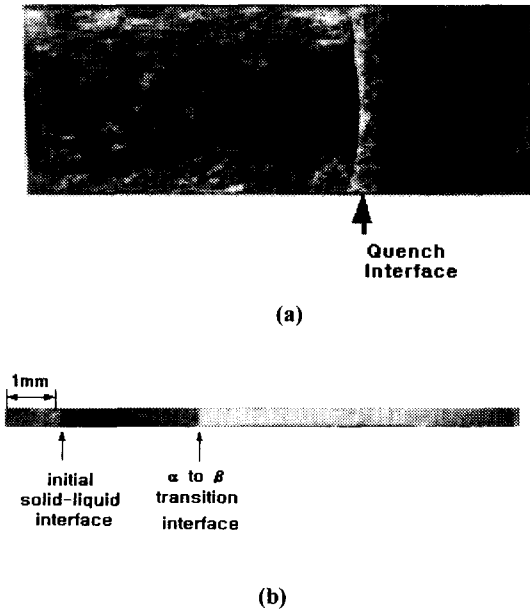


Fig. 7 Microstructures showing the effect of crucible size. Samples directionally solidified to the right at $V_p=3 \mu\text{m/s}$, $G=25 \text{ K/mm}$, $C_0=1.3 \text{ wt.\% Cd}$, in ampoules of different diameters. (Dark α and light β phase) (a) $d_i=6\text{mm}$ and (b) $d_i=0.6\text{mm}$

로서 모든 경우에 유동은 하나의 커다란 셀을 형성하고 있지만 유동 강도는 큰 차이를 나타내고 있다. 즉, Fig. 8(a)의 경우에는 유동장의 최대속도가 $15 \mu\text{m/s}$ 정도로서 응고속도 크기에 준하는 유동이 존재하고 있지만, Fig. 8(c)의 경우는 Fig. 8(a)에 비하여 1/5000 정도의 최대속도를 갖는 유동장이 존재한다. 따라서 앰풀의 직경이 0.4 mm 정도인 경우는 이론에서 가정한 대류부재조건을 만족한다고 볼 수 있으나 직경이 6.0 mm인 경우는 대류의 존재를 무시할 수 없다고 판단되며, 이러한 사실은 다음 그림으로도 설명된다.

Fig. 9는 대류를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대하여 계산한 용액내의 온도장을 비교한 그림이다. Fig. 9(c)는 앰풀 직경이 0.4 mm인 경우로서 좌우 등온선이 거의 동일한 형태이므로 유동의 부재를 확인할 수 있다. 그러나 Fig. 9(a)와 같이 앰풀 직경이 6.0 mm인 경우는 대류를 고려할 때와 대류를 고려하지 않을 때의 온도장 사이에 분명한 차이가 존재함을 알 수 있다. 따라서 앰풀 구경이 큰 경우에는 이론에서 가정한

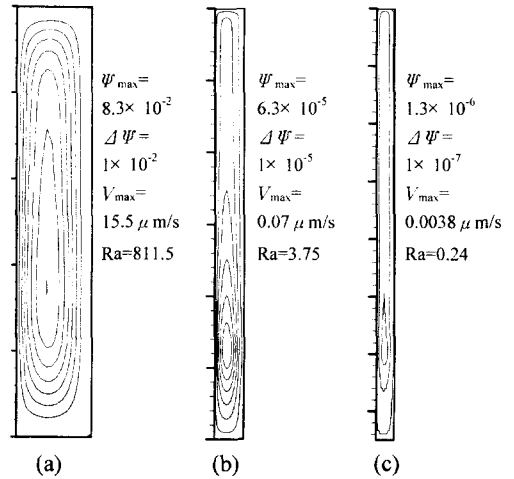


Fig. 8 Streamline contours for the case of (a) $d_i=6 \text{ mm}$, (b) $d_i=1 \text{ mm}$, (c) $d_i=0.4 \text{ mm}$

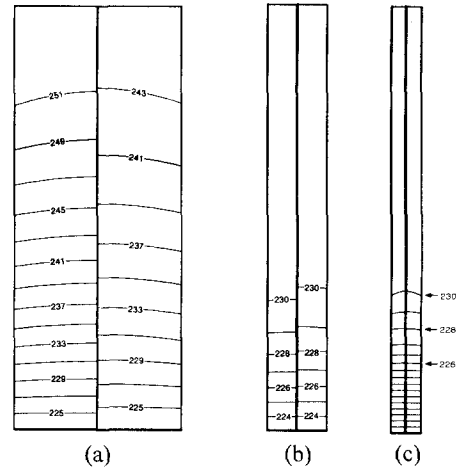


Fig. 9 Comparison of isotherms in liquid with(right) and without(left) convection effect considered. (a) $d_i=6.0 \text{ mm}$, (b) $d_i=1.0 \text{ mm}$, (c) $d_i=0.4 \text{ mm}$

대류부재의 조건이 타당하지 않음을 알 수 있다.

Fig. 5 및 7에 나타나 있는 응고조직을 살펴보면 앰풀의 크기에 의한 영향을 쉽게 발견할 수 있다. 內徑 0.6 mm 이하의 앰풀에서는 포정조성인 $C_{p\beta}=0.94 \text{ wt.\% Cd}$ 을 기준으로 합금의 Cd 함량 $C_0=1.3$ 및 1.5 wt.\% ($> C_{p\beta}=0.94 \text{ wt.\%}$)의 두 경우 모두에서 이론에 입각하여 예측할 수 있는 응고조직이 얻어진 반면 직경 1 mm 이상에서는

이론에 어긋나는 결과가 얻어졌다. 즉, 소구경의 과포정 시편에서는 최초 형성된 α 상의 성장이 어느 정도 진행된 후 β 상의 생성으로 α 상이 대체되었으며 그 이후의 응고는 β 상의 성장에 의하여 지속됨으로써 이론에 의하여 예측된 조직이 형성된 반면, 대구경의 過包晶에서는 α 와 β 의 두 상이 동시에 성장하되 그 성장영역에 주기적인 변화가 초래되어 결과적으로 톱니 모양의 조직이 형성되는 異變이 발견되었다. 실험결과와 이론 사이에 발견되는 이 같은 차이는 이론전개 과정에서 도입한 가정들을 면밀히 분석함으로써 그 원인을 밝힐 수 있다. 이론에서의 가장 중요한 가정으로는 평면형 계면과 유체 내 대류의不在를 들 수 있다. 그 외에 고체 내의 용질확산 부재에 대한 가정은 일반적인 응고상황 하에서 거의 만족되는 것으로 생각된다. Fig. 7(a)에서와 같이 계면의 형상 또한 평면형을 유지하는 것으로 볼 때 용액 내 대류 부재에 대한 가정은 앰플의 크기증가에 따라 만족되기 어려운 것으로, 실험과 이론간의 차이를 설명할 수 있는 유일한 근거로 판단된다. 또한 자연대류의 정도를 예측하는 척도인 Rayleigh 수를 기준으로 이 실험에 사용된 앰플을 비교할 경우 최대 및 최소 구경 사이에 직경 대비 3000배 이상의 차이가 있음을 알 수 있다. 이것은 소구경 관에서는 유동장이 형성되기 어려울지라도 구경이 증가하면서 대류의 가능성이 무시할 수 없을 정도로 커질 수 있음을 보여준다. 특히 Fig. 5의 실험결과에서 보듯이 앰플 11徑의 점진적인 증가에 따라 점차 이론에서 멀어지는 실험결과가 얻어지고 있음은 대류의 정도가 구경에 따라 점진적으로 증가함에 기인하는 것으로 판단된다. 이러한 사실은 수치적으로 계산한 Fig. 8의 유동장 세기와 Fig. 9의 온도장 분포로부터 분명히 알 수 있다.

Fig. 1의 상태도에서 보듯이 α 상과 β 상은 용질함량 면에서 차이가 있으며 Fig. 7(a)와 같이 이 두 상이 평면형 계면을 연하여 함께 성장하려면 필연적으로 용액 내 용질함량에 국부적인 차이가 앰플의 반경 방향으로 존재해야 한다. 이것은 유동장이 형성되지 않은 채 용질의 재배치가 확산에만 의존할 경우 있을 수 없는 것으로 大口徑 관에서 대류 존재의 가능성을 한층 높여준다. 응고가 진행되는 동안 유체 내에 유동장이 형성되면 응고속도, 합금의 조성, 온도구배, 앰플

크기 등의 응고변수에 따라 그 형태에 큰 차이가 초래될 것이며 이것은 다시 온도장 및 용액 내 농도장에 변화를 초래하여 다양한 응고조직이 형성될 것이다.

5. 결론

Sn-Cd 계의 과포정 합금을 대상으로 Bridgman 법에 의한 일방향 응고실험을 수행하여 이 때 석출되는 미세조직을 관찰하고, 또한 수치해석에 의하여 온도장과 유동장을 계산하여 대류가 응고조직 형성에 미치는 영향을 살펴본 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Sn-Cd계의 過包晶 합금을 대상으로 하는 일방향 응고실험 결과 앰플의 구경이 작을 경우 최초 형성된 α 상의 성장에 뒤이어 β 상이 성장함으로써 전반부의 α 상과 후반부의 β 상으로 양분된 응고조직이 얻어졌으나, 대구경 관에서는 이 두 상이 평면형 계면에 연하여 동시에 성장함으로써 α 상이 기지조직인 β 상에 둘러싸여 형성된 톱니 형상의 응고조직이 얻어졌다.

(2) 소구경 앰플에서 얻어진 결과는 過包晶 합금을 대상으로 용질확산에 근거하는 이론에 입각하여 예측 가능한 것으로, 용액 내 대류의 존재가 무시할 정도로 작음을 시사하나, 大口徑 앰플에서는 그에 어긋나는 결과가 얻어짐으로써 응고조직 형성에 대류의 영향이 무시할 수 없음을 보여준다.

(3) 이 실험에서 이용한 Sn-Cd 합금의 경우 온도구배 $G=25$ K/mm, 응고속도 $V_p \leq 5$ μ m/s의 조건에서 용액 내에 발생하는 대류를 억제하기 위하여서는 앰플의 11徑은 1.0 mm 보다 작아야함이 밝혀졌다.

(4) 수치계산 결과 구경 6.0 mm 앰플의 최대 유동속도는 응고속도에 준하는 크기를 가졌으며, 구경 0.4 mm 앰플의 최대 유동속도는 전자의 1/5000크기이므로 대류부재 가정의 타당성을 확인할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Kurz, W. and Fisher, D. J., 1989, *Fundamentals of Solidification*, 3rd ed. Trans Tech Publications.
- (2) Chang, C. J. and Brown, R. A., 1983, "Radial

- Segregation Induced by Natural Convection and Melt/Solid Interface Shape in Vertical Bridgman Growth," *J. Crystal Growth*, Vol. 63, pp. 343~364.
- (3) Carlson, E. M., Fripp, A. L. and Crouch, R. K., 1984, "Thermal Convection during Bridgman Crystal Growth," *J. Crystal Growth*, Vol. 68, pp. 747~756.
- (4) Kuppurao, S., Brandon, S. and Derby, J. J., 1995, "Modeling the Vertical Bridgman Growth of Cadmium Zinc Telluride: I. Quasi-Steady Analysis of Heat Transfer and Convection," *J. Crystal Growth*, Vol. 155, pp. 93~102.
- (5) Chin, L. Y. and Carlson, F. M., 1983, "Finite Element Analysis of the Control of Interface Shape in Bridgman Crystal Growth," *J. Crystal Growth*, Vol. 62, pp. 561~567.
- (6) Dutta, P. S., Bhat, H. L. and Kumar, V., 1995, "Numerical Analysis of Melt-Solid Interface Shapes and Growth Rates of Gallium Antimonide in a Single-Zone Vertical Bridgman Furnace," *J. Crystal Growth*, Vol. 154, pp. 213~222.
- (7) Morvan, D., Ganaoui, M. E., and Bontoux, P., 1999, "Numerical Simulation of a 2-D Crystal Growth Problem in Vertical Bridgman -Stockbarger Furnace: Latent Heat Effect and Crystal-Melt Interface Morphology," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 42, pp. 573~579.
- (8) 김한상, 김민수, 노승탁, 김학민, 1990, "원봉의 일방향 응고과정에 대한 수치해석," *대한기계학회논문집*, Vol. 14, No. 4, pp. 1033~1041
- (9) 정재동, 유호선, 이준식, 1998, "An Extended Analytical Solution for the Mixture Solidification Problem," *대한기계학회논문집*, Vol. 22, No. 2, pp. 184~192.
- (10) Park, J. S. and Trivedi, R., 1998, "Convection-Induced Novel Oscillating Microstructure Formation in Peritectic Systems," *J. Crystal Growth*, Vol. 187, pp. 511~515.
- (11) Wang, C. A. and Witt, A. F., 1984, "Analysis of Crystal Growth Characteristics in a Conventional Vertical Bridgman Configuration," *J. Crystal Growth*, Vol. 66, pp. 299~308.
- (12) Waring, D. A. and Lehoczky, S. L., 1996, "Magneto-Hydrodynamic Damping of Convection During Vertical Bridgman -Stockbarger Growth of HgCdTe," *J. Crystal Growth*, Vol. 167, pp. 478~487.
- (13) 문승재, 노승탁, 1995, "Effects of Angular Velocity Change on the Flow Field and Heat Transfer in the Bridgman Crystal Growth Process," *대한기계학회논문집*, Vol. 19, No. 3, pp.771~783.
- (14) Oreper, G. M. and Szekeley, J., 1984, "The Effect of a Magnetic Field on Transport Phenomena in a Bridgman-Stockbarger Crystal Growth," *J. Crystal Growth*, Vol. 67, pp. 405~419.
- (15) Kim, D. H. Adornato, P. M. and Brown, R. A., 1988, "Effect of Vertical Magnetic Field on Convection and Segregation in Vertical Bridgman Crystal Growth," *J. Crystal Growth*, Vol. 89, pp. 339~356.
- (16) Trivedi, R., 1995, *Metall. Mater. Trans. A*, Vol. 26A, pp. 1583~1589.
- (17) McFadden, G. B. and Coriell, S. R., 1987, "Thermosolutal Convection During Directional Solidification. II. Flow Transitions," *Phys. Fluids*, Vol. 30, No. 3, pp. 659~671.
- (18) McFadden, G. B., Coriell, S. R. and Boisvert, R. F., 1985, "Double-Diffusive Convection with Sidewalls," *Phys. Fluids*, Vol. 28, No. 9, pp. 2716~2722.
- (19) Patankar, S. V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Washington, DC, Hemisphere.
- (20) Kim, C. J. and Ro, S. T., 1995, "A Block-Correction Aided Strongly Implicit Solver for the Five-Point Formulation of Elliptic Differential Equations," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 38, No. 6, pp. 999~1008.