

〈논 문〉

접촉 열저항을 고려한 합금주조의 응고과정 해석

김우승* · 이관수* · 임익태** · 김광선***

(1996년 3월 27일 접수)

An Analysis on the Solidification Process of Alloy Casting with a Contact Resistance

W.S. Kim, K. S. Lee, I. T. Im and K. S. Kim

Key Words : Casting(주조), Solidification of Alloy(합금의 응고), Natural Convection(자연대류), Contact Heat Transfer Coefficient(접촉열전달 계수)

Abstract

The solidification process of Al-4.5%Cu alloy is numerically studied in the presence of contact resistance between mold and cast. Natural convection is considered in the liquid and mushy regions. The porosity approach is applied to the mushy zone modeling and linear variation of the solid fraction on the temperature is assumed. Results show that the mushy region is wider in the case with a contact resistance compared to the perfect contact condition. The temperature of the cast with a temporal variation in the contact heat transfer coefficient changes very rapidly in the early stage of the casting process compared to that with constant contact heat transfer coefficient.

기 호 설 명

Bi	: 주형의 공기층 무차원 대류 열전달계수, hL/k_m	Ste	: Stefan수, $C_p(T_i - T_e)/\Delta H_f$
Bi_c	: 무차원 접촉 열전달계수, $h_c L/k$	T_e	: 주조금속의 공정(eutectic)온도
C_p	: 주조금속의 비열	T_i	: 주조금속의 초기 온도
f_s	: 고상 분율	T_i	: 주조금속의 액상선 온도
ΔH_f	: 주조금속의 잠열	T_s	: 주조금속의 고상선 온도
k	: 주조금속의 열전도계수	t	: 무차원 시간
k_m	: 주형의 열전도계수	u, v	: 무차원 속도 성분
L	: 주형의 길이	x, y	: 무차원 좌표
Pr	: Prandtl수, ν/α	α	: 주조금속의 열확산계수
p	: 무차원 압력	α_m	: 주형의 열확산계수
Ra	: Rayleigh수, $g\beta(T_i - T_e)L^3/\nu\alpha$	α_R	: 주형과 주조금속의 열확산계수의 비, α_m/α
		ρ	: 주조금속의 밀도
		θ_1	: 무차원 액상선 온도
		θ_m	: 접촉면의 무차원 주형 온도
		θ_s	: 무차원 고상선 온도

*회원, 한양대학교 기계공학과

**회원, 한양대학교 대학원 기계공학과

***회원, 한국기술교육대학 기계공학과

θ_{∞} : 무차원 주변온도

1. 서 론

주조에 의한 제품생산은 그 역사가 깊으며 최근에는 자동차, 정밀기기, 항공 우주산업 등 강하고 결함이 없는 주조 제품을 필요로 하는 분야가 증가함에 따라 고품질의 주조 제품을 생산하기 위한 노력이 많이 이루어지고 있으며 이 분야에 대한 연구도 활발하다. 주조 제품의 품질에 영향을 주는 많은 요소들 중에서 주조금속의 응고속도가 매우 중요한데 이는 특히 영구 주형에 의한 주조(permanent mold casting)나 다이캐스팅(die casting), 칠(chill)을 포함한 샌드캐스팅(sand casting)의 경우에 두드러진다.⁽¹⁾ 일반적으로 응고속도를 빠르게 하는 것이 제품의 품질이나 생산성면에서 모두 효과적이지만 금속의 응고과정 동안에 주형이나 칠과 주물의 접촉면에 미세한 공기 틈(air gap)이 형성되어 이 틈이 접촉 열저항으로 작용하여 열전달률을 떨어뜨리게 되며, 따라서 응고속도의 감소를 가져온다. 이러한 접촉면의 열전달계수는 접촉면의 온도나 표면 거칠기, 접촉압력, 접촉면의 형상이나 접촉면의 코팅 재료 등에 의해 결정되며 이러한 접촉면을 통한 열전달현상의 규명을 위한 실험과 이론적 노력이 이루어져 왔다. Sully⁽²⁾는 주조제품의 크기와 형상, 주조금속의 종류, 주형이나 칠의 재료에 따른 접촉 열전달계수를 실험적으로 구하였으며 Ho와 Pehlke⁽³⁾는 구리철에 대해 실험과 수치해석을 통해 접촉면의 열전달현상을 연구하였다. 또한 Sun⁽⁴⁾은 주형의 재료와 다양한 표면 조건에 따른 응고 초기의 접촉 열전달계수를 시간의 함수로 나타내었으며 Kumar 등⁽⁴⁾은 알루미늄 합금과 아연합금에 대해 칠재료의 변화에 따른 열전달 양을 측정하였다. Reddy 등⁽⁵⁾은 Sn과 Sn-Pb 합금에 대해 주형과 주물의 접촉면에서의 열전달계수를 측정하였으며 고상분율과의 관계를 연구하였다. 한편 Tadayon 등⁽⁶⁾은 접촉 열전달계수를 시간의 함수가 아닌 주물의 표면상태와 온도의 함수로 나타내었으며 여문수 등^(7,8)은 1차원 및 2차원으로 금속의 응고과정을 접촉열저항을 고려하여 수치적으로 해석하였고 이진호 등⁽⁹⁾은 접촉열저항이 존재하는 금속의 응고과정을 액상내의 자연대류를 고려하여 수치적으로 연구하였다.

이상의 연구들을 살펴본 결과 합금의 상변화 과정에 대해 주형을 포함하여 접촉열저항의 효과를 고려하고 또한 대류현상을 포함하여 응고과정을 해석한 연구가 없었다. 그러나 액상내에서의 온도 차이에 의한 대류현상은 열전달률에 영향을 주어 응고속도를 변화시키며, 응고되는 고상의 미세구조에 영향을 주는데 특히 수지상의 구조(dendrite structure)에서 동축구조(equiaxed structure)로 변화하는데 많은 영향을 주며, 그 결과 용질의 최종적 분포에 영향을 주게 된다.⁽¹⁰⁾ 따라서 합금의 응고과정을 해석하는 경우에는 초기의 과열효과를 고려하여 대류현상이 열전달특성에 미치는 영향을 포함하여 해석하여야 하며 머시영역(mushy region)에 대한 고려가 필요하다.

일반적으로 머시영역을 모델링 하는 방법에는 액체금속의 온도가 낮아짐에 따라 점성을 증가시키는 방법⁽¹¹⁾과 전주물영역을 다공성물질로 간주하여 Darcy 법칙을 적용하는 방법⁽¹²⁾이 있다. 본 연구에서는 합금의 응고과정에 대해 액상과 머시영역의 자연대류현상을 포함하고 불완전 접촉을 고려하여 해석하고자 한다. 많은 경우의 기존의 연구에서는 금형과 주물 사이의 접촉 열전달계수를 상수로 가정하였지만, 접촉 열전달계수를 상수로 할 수 있는 경우는, 초기의 접촉 열전달계수가 변화하는 시간이 전체 응고시간에 비해 아주 짧은 경우에만 해당된다.⁽²⁾ 따라서 본 연구에서는 시간에 따라 변화하는 접촉열저항값을 사용하여 Al-4.5%Cu 합금에 대해 응고 과정을 수치적으로 해석하고 열전달과 유동특성에 대해 살펴보고자 한다.

2. 해 석

2.1 문제의 설정

주형과 주물 사이의 접촉열저항과 대류효과를 포함하여 합금의 응고과정을 해석하기 위해서 본 연구에서 고려한 형상은 Fig. 1과 같다.

해석대상의 왼쪽에 주형이 있으며 주형은 온도 T_{∞} 인 주위 공기의 대류에 의해 냉각되며 나머지 세 면은 단열되어 있다. 주형의 재질은 강철(steel)이고 상변화 물질은 Al-4.5%Cu이며 초기에 액상온도(liquidus temperature)보다 높은 710°C 로 유지되고 있다가 $t=0$ 에서 좌측면을 통해 냉각되면서 상변화가 시작된다고 가정한다. 본 연구에서 사용한 조건은 Chen⁽¹³⁾이 사용한 조건과 유

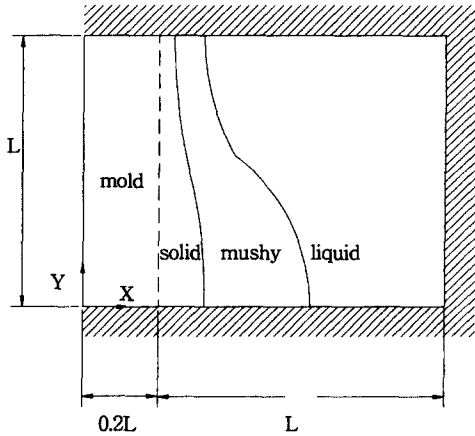


Fig. 1 Schematic illustration of the present study

사하며 Table 1에 이를 나타내었다.

2.2 지배방정식 및 경계조건

Fig. 1과 같은 모델의 해석을 위하여 2차원 Navier-Stokes 방정식과 연속방정식, 에너지방정식에 대해 다음과 같은 가정을 도입한다.

- (1) 액체는 비압축성, Newton 유체로서 층류 유동이다.
- (2) 부력항의 밀도를 제외한 모든 물성치는 일정하며 상변화에 따른 밀도의 변화는 무시한다. 실제 상변화에 의한 밀도의 변화는 1% 정도이지만 상변화에 의한 밀도의 변화를 고려하게 되면 그에 따른 체적변화가 해석에 포함되어야 한다. 그러나 최근의 연구⁽¹⁴⁾에서 그 영향이 크지 않음이 보고되었다.
- (3) 액상과 고상 사이의 머시영역에서는 Darcy 법칙이 만족된다.
- (4) 에너지방정식에서의 점성소산항은 무시한다.

에너지 방정식에서 상변화현상은 잠열처리법⁽¹⁵⁾을 이용하여 기술한다. 잠열처리법은 엔탈피법과 마찬가지로 상경계면을 추적하는 어려움을 피할 수 있으나 에너지 방정식에 잠열의 방출을 나타내는 부가적인 생성항이 생겨나며 이 항이 해의 수렴을

어렵게 만든다. 그러나 고정좌표계를 사용할 수 있어 좌표변환에 따른 어려움을 피할 수 있으며 또한 순수물질이나 합금에 모두 사용할 수 있다. 위의 가정에 따라 지배방정식 및 경계조건을 무차원화하기 위해 다음과 같은 무차원 변수를 도입한다.

$$\begin{aligned}
 x &= \frac{X}{L} & y &= \frac{Y}{L} \\
 u &= \frac{UL}{a} & v &= \frac{VL}{a} & p &= \frac{PL^2}{\rho a^2} \\
 t &= \frac{\alpha \tau}{L^2} & \theta &= \frac{T - T_e}{T_i - T_e} \\
 Pr &= \frac{\nu}{a} & Ra &= \frac{g\beta(T_i - T_e)L^3}{\nu a} \\
 Ste &= \frac{C_p(T_i - T_a)}{\Delta H_f} \\
 Bi &= \frac{hL}{k} & \alpha_R &= \frac{\alpha_m}{a}
 \end{aligned} \tag{1}$$

여기서 대문자로 나타낸 X, Y, U, V , 그리고 P 는 각각 유차원 좌표계와 유차원 속도성분, 압력을 나타내며 π 와 T 는 유차원 시간과 온도이다. 위의 무차원 변수를 이용하여 지배방정식을 쓰면 다음과 같다.

연속방정식

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \tag{2}$$

x방향 운동량방정식

$$\begin{aligned}
 &\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \\
 &= -\frac{\partial p}{\partial x} + Pr \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) - Au
 \end{aligned} \tag{3}$$

y방향 운동량방정식

$$\begin{aligned}
 &\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \\
 &= -\frac{\partial p}{\partial y} + Pr \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) + RaPr\theta - Au
 \end{aligned} \tag{4}$$

에너지방정식

$$\begin{aligned}
 &\frac{\partial \theta}{\partial t} + u \frac{\partial \theta}{\partial x} + v \frac{\partial \theta}{\partial y} = \alpha_R \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) \\
 &\quad - \frac{1}{Ste} \frac{\partial f_s}{\partial t}
 \end{aligned} \tag{5}$$

Table 1 Dimensionless parameters for the present study

Pr	Ra	Ste	Bi	α_R	θ_l	θ_s	θ_∞
0.03041	10^5	0.4334	13.28	0.1685	0.5	0.0	-3.0

식 (5)의 에너지 방정식은 주형과 고상에서는 속도가 0이 되고 잠열에 의한 에너지 방출이 없으므로 2차원 비정상 상태의 열전도방정식으로 되며 주형, 액상, 고상 등에 관계 없이 성립한다. 식 (3)과 (4)는 Au 와 Av 항을 이용하여 Darcy 법칙을 적용한 것으로 여기서 A 는 다음과 같다.

$$A = -\frac{C(1-\lambda)^2}{\lambda^3} \frac{L^2}{\rho\alpha} \quad (6)$$

위 식에서 λ 는 다공도(porosity)로서 $\lambda=1-f_s$ 이며 액상에서 1이고 고상에서는 0이며 머시영역에서는 0과 1사이의 값을 갖는다. 액상 영역에서는 A 의 효과가 없어지며 따라서 식 (3)과 (4)는 일반적인 Navier-Stokes 방정식이 된다. 식 (6)에서의 $C\frac{L^2}{\rho\alpha}$ 의 값은 Voller 등⁽¹²⁾이 사용한 값과 같은 1.6×10^3 을 사용하여 계산한다.

식 (5)의 에너지방정식의 f_s 는 고상의 분율로서 온도의 함수이며 여러 가지 모델을 사용할 수 있으나 본 연구에서는 온도에 따라 선형적으로 변화한다고 가정하여 다음과 같은 관계식을 사용한다.

$$f_s = \begin{cases} 0 & T \geq T_1 \\ \frac{T_1 - T}{T_1 - T_s} & T_1 \geq T \geq T_s \\ 1 & T \leq T_s \end{cases} \quad (7)$$

여기서 T_1 과 T_s 는 각각 액상온도와 고상온도이다. 속도에 대한 경계조건은 Fig. 1과 같이 우측면과 상·하면 그리고 주형과의 접촉면에 대해서 점착조건을 사용하였으며 온도에 대해서는 좌측의 주형부분을 제외하고는 단열되어 있고 좌측면에 대해서는 주형에서 y 방향의 온도구배가 크지 않다고 가정하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} = Bi(\theta_\infty - \theta) \quad \text{at } x=0 \quad (8)$$

주형의 초기온도는 상온으로 유지 된다고 가정하여 무차원 주변온도인 θ_∞ 와 같은 값을 사용 하였다. 주형과 주물의 접촉면이 완전 접촉일 때는 전도에 의해서 열전달이 일어나며 접촉 열저항이 존재하는 경우의 접촉면을 통한 열전달은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$q = Bi_c(\theta - \theta_m) \quad \text{at } x=0.2 \quad (9)$$

여기서 Bi_c 는 무차원 접촉 열전달계수이며 θ 와

θ_m 는 각각 접촉면에서 주조금속과 주형의 무차원 온도이다.

2.3 수치 해석

위의 지배 방정식을 수치적으로 풀기 위하여 유한차분법을 사용하였다. 시간에 대해서는 현시도식(explicit method)을 사용하였고 대류항은 상류도식(upwind scheme)을, 2계 미분항에 대해서는 중앙차분법(central difference method)을 사용하여 엇갈린 격자계에 대해서 지배방정식을 이산화하였다. 주어진 조건에 대하여 먼저 운동량 방정식을 풀고 여기에서 얻어진 속도장을 이용하여 에너지 방정식을 풀어서 온도장을 얻었다. 사용된 프로그램은 Nichols 등의 SOLA-VOF 알고리즘⁽¹⁶⁾ 사용하였으며 에너지방정식에 나타난 생성항은 Hsiao⁽¹⁷⁾가 제안한 방법을 적용하였다. 식 (9)로 나타낸 접촉열저항이 존재하는 경우의 열전달률은 접촉면에 위치한 격자에서 접촉저항으로 인해 서로 다른 온도를 갖는 주조금속과 주형의 온도를 이용하여 계산하였다.

3. 결과 및 토의

3.1 수치해법의 타당성 검토

본 연구에서 고려한 모델은 머시영역을 갖는 합금에 대한 것이지만 순수물질의 응고과정에 대해서도 머시영역의 구간을 0에 가깝게 하여 응고과정을 해석하면 그 결과를 얻을 수 있다.⁽¹⁸⁾ Fig. 2는 우측면이 낮은 온도로 유지되고 좌측면이 높은 온도로 유지되는 사각 주형내부에서의 순수 주석의 응고에 대해 응고면의 위치와 형상을 Wolff와 Viskanta의 실험 및 수치해석결과⁽¹⁹⁾와 비교한 것이다. 사각 주형의 아랫면과 윗면은 단열되어 있으며 $t1=0.077h$ 에서 $t5=1.896h$ 까지 시간에 따른 결과를 나타내었다. 같은 경우에 대해 이진호 등⁽⁹⁾이 결과를 검증 한 바 있으나 그들의 결과와 본 연구의 결과가 거의 일치하므로 그들의 결과는 그림에 나타내지 않았다. 응고 초기에($t=0.077h$) 수치계산 결과가 실험 결과에 비해 모두 응고량을 약간 과대평가하는 것을 볼 수 있는데 이것은 오른쪽 벽의 온도를 설정할 때 수치계산에서는 초기 온도가 정확하게 주어진 경계에서의 온도로 유지된다고 가정하였으나 실험의 경우 과열상태 때문에 $t=0$ 에서 순간적으로 주어진 온도가 될 수 없기 때문이

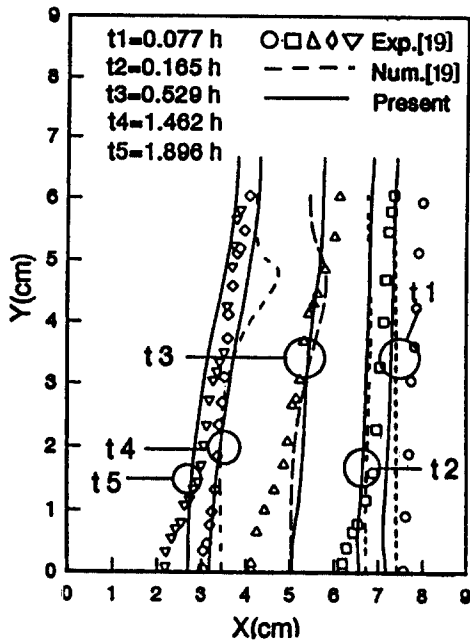


Fig. 2 Comparison of interface shape and position with experimental data⁽¹⁹⁾

다. 상변화가 진행될수록 실험과 수치계산의 결과가 잘 일치함을 볼 수 있다.

상변화가 진행되어가면서 자연대류 효과가 상변화에 미치는 영향을 확연히 볼 수 있다. 왼쪽면의 높은 온도를 갖는 벽에 의해 대위된 유체는 위로 향하는 유동을 형성하고 오른쪽의 상변화면에 접근하면서 냉각되어 아래로 향하는 유동을 형성한다. 따라서 윗면에서는 상변화면의 진행속도가 느린 반면에 아래면에서는 차가워진 유동이 왼쪽으로 이동하면서 상변화면을 왼쪽으로 이동시킨다.

응고시간이 0.529h를 넘어서면서 Wolff 등⁽¹⁹⁾의 수치해석은 실험과 달리 응고면의 윗부분에 불안정한 면이 나타나며 응고시간이 1.462h일 때는 그 불일치가 매우 크다. 그러나 본 연구의 결과는 이러한 문제점이 나타나지 않으며 아래면에서 일어나는 불일치는 Wolff 등⁽¹⁹⁾이 언급한 바와 같이 실험에서 완전한 단열이 이루어지지 않았기 때문이다. 각 시간에서 실험결과와 본 연구의 수치해석 결과를 비교해 볼 때 전체적인 응고율과 상변화면의 형태는 실험과 잘 일치함을 알 수 있다.

3.2 완전 접촉

완전 접촉은 주형과 주물 사이에 접촉열저항이

존재하지 않는 이상적인 경우이다. Fig. 3은 완전 접촉으로 가정한 경우의 시간에 따른 Al-4.5%Cu 합금에 대한 응고과정을 나타낸 것으로 (a)는 각 시간에 따른 등온선을 (b)는 각 시간에서의 유동장을 나타낸 것이다. (a)에 나타난 점선은 주형의 오른쪽 경계를 나타내며 온도의 값이 0.0에 해당하는 선이 고상선이고 0.5의 값을 갖는 선이 액상선이며, (b)에서의 숫자는 유동함수의 값을 나타낸다. $t=0.05$ 일 때 좌측면의 주형을 통한 냉각이 액상영역에 대류현상을 발생시키고 있음을 볼 수 있으나 아직 유동의 회전중심이 완전하게 발달하지 않았으며 대류효과가 온도장에 큰 영향을 주지 못하고 있음을 직선에 가까운 등온선을 통해 알 수 있다. 그러나 머시영역은 유동의 영향을 받아서 하단 부분의 액상선이 오른쪽으로 약간 휘어져 있음을 볼 수 있다. $t=0.1$ 이 되면서 유동함수의 최대값이 $t=0.05$ 일 때의 3.24에서 4.41로 커지며 이에 따라 강해진 대류현상이 온도장에 미치는 영향이 더욱 커져 액상선뿐만 아니라 고상선도 곡선으로 되고 있음을 볼 수 있다. 고상화가 진행됨에 따라 머시영역이 넓어지며 유동도 약해져서 $t=0.2$ 일 때의 유동함수의 최대값은 2.65로 낮아졌으며 좌측면에서 냉각되면서 하부로 내려온 상대적으로 낮은 온도의 유동이 우측으로 흐르면서 액상선을 같은 우측으로 진행시키기 때문에 하단부의 머시영역을 매우 넓게 만든다. 이러한 머시영역의 발달은 유동의 발달을 억제하여 유동함수의 값이 시간에 따라 빠르게 감소함을 볼 수 있으며 $t=0.5$ 일 때는 전 영역이 고상과 머시영역으로 되며 액상영역은 존재하지 않는다. 또한 순수 금속의 경우와는 달리 크게 휘어졌던 등온선이 시간이 지남에 따라 대류현상이 약해지면서 다시 직선에 가까게 됨을 볼 수 있다.

3.3 접촉 열저항의 변화에 따른 응고 과정

Figs. 4~6은 무차원 접촉 열전달계수(Bi_c)의 크기가 각각 0.5, 1.0, 5.0인 경우에 시간에 따른 고상선과 액상선의 위치를 나타낸 것으로서 실선은 고상선을 점선은 액상선을 나타낸다. 무차원 접촉 열전달계수가 0.5에서 5.0으로 증가함에 따라 상변화의 진행속도가 빨라지는 것을 볼 수 있으며 특히 액상선이 크게 영향을 받고 있음을 볼 수 있다. 특히 접촉열저항이 큰 경우인 Fig. 4에서는 고상선의 진행속도는 매우 미약하여 여기서 고려된 $t=0.5$ 까

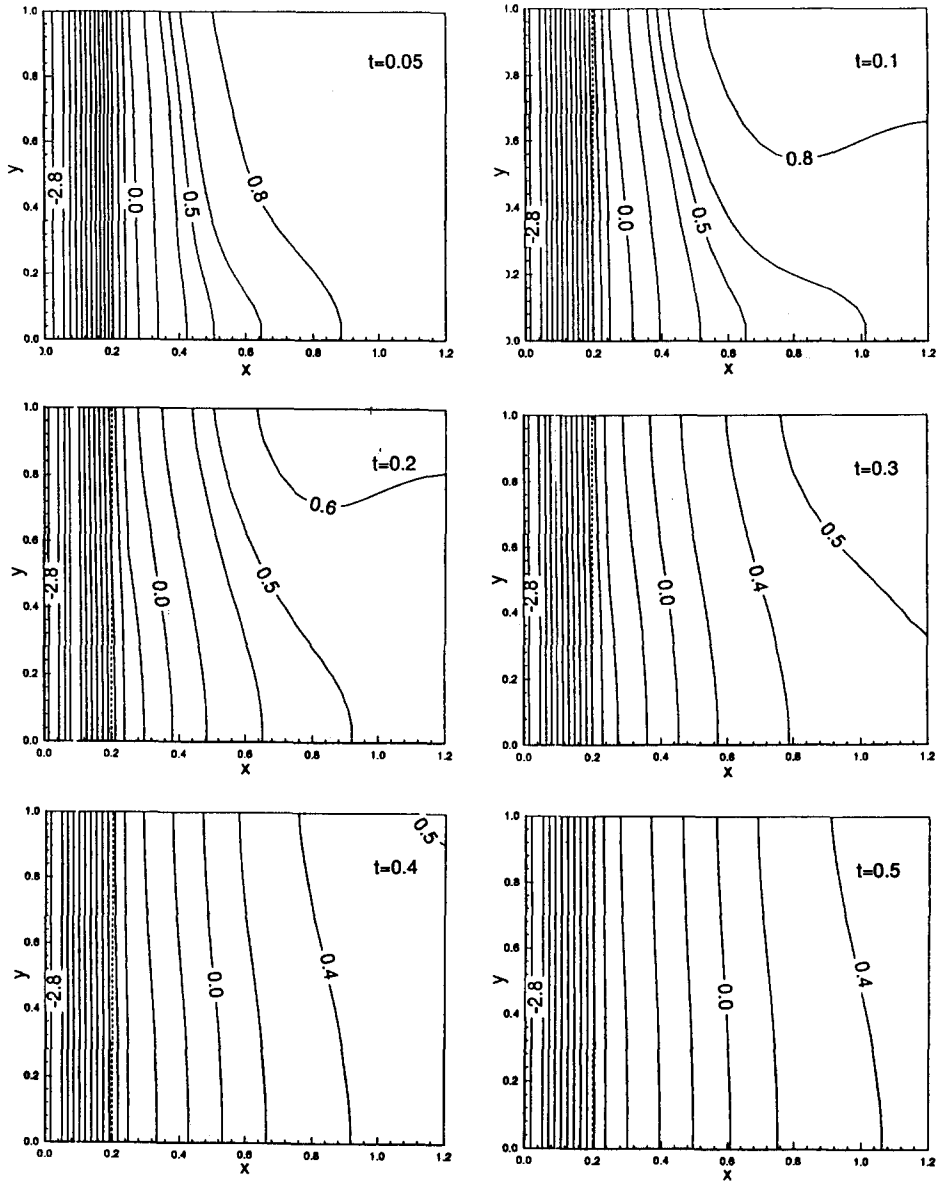


Fig. 3(a) Temperature distributions

지 고상선의 이동은 거의 없으며, 액상선은 하단부에서부터 점차 부풀어오르면서 발달하여 우측으로 이동하는 것을 볼 수 있다. 이러한 특징은 접촉 열전달계수가 1.0인 Fig. 5에서도 동일하게 나타나는데 고상선은 $t=0.4$ 까지는 거의 한 위치에 있는 것처럼 보이며 $t=0.5$ 에서 고상선이 약간 이동되었음을 볼 수 있으며 액상선이 먼저 진행되는 것은 상대적으로 큰 접촉열저항으로 인해 초기에 용융

금속이 가지고 있는 과열(super heat)의 방출에 많은 시간이 소요되기 때문으로 판단된다. Fig. 6은 Bi_c 의 값이 5.0인 경우에 대한 해석 결과로서 Fig. 3의 완전접촉으로 해석한 경우와 비슷한 형상을 나타내고 있으며 단지 우측으로 이동한 거리가 작음을 볼 수 있다. 그림상으로 그 결과를 나타내지는 않았지만 접촉 열전달계수를 10.0으로 하여 해석한 결과는 완전접촉으로 해석한 결과와 차이가 없었

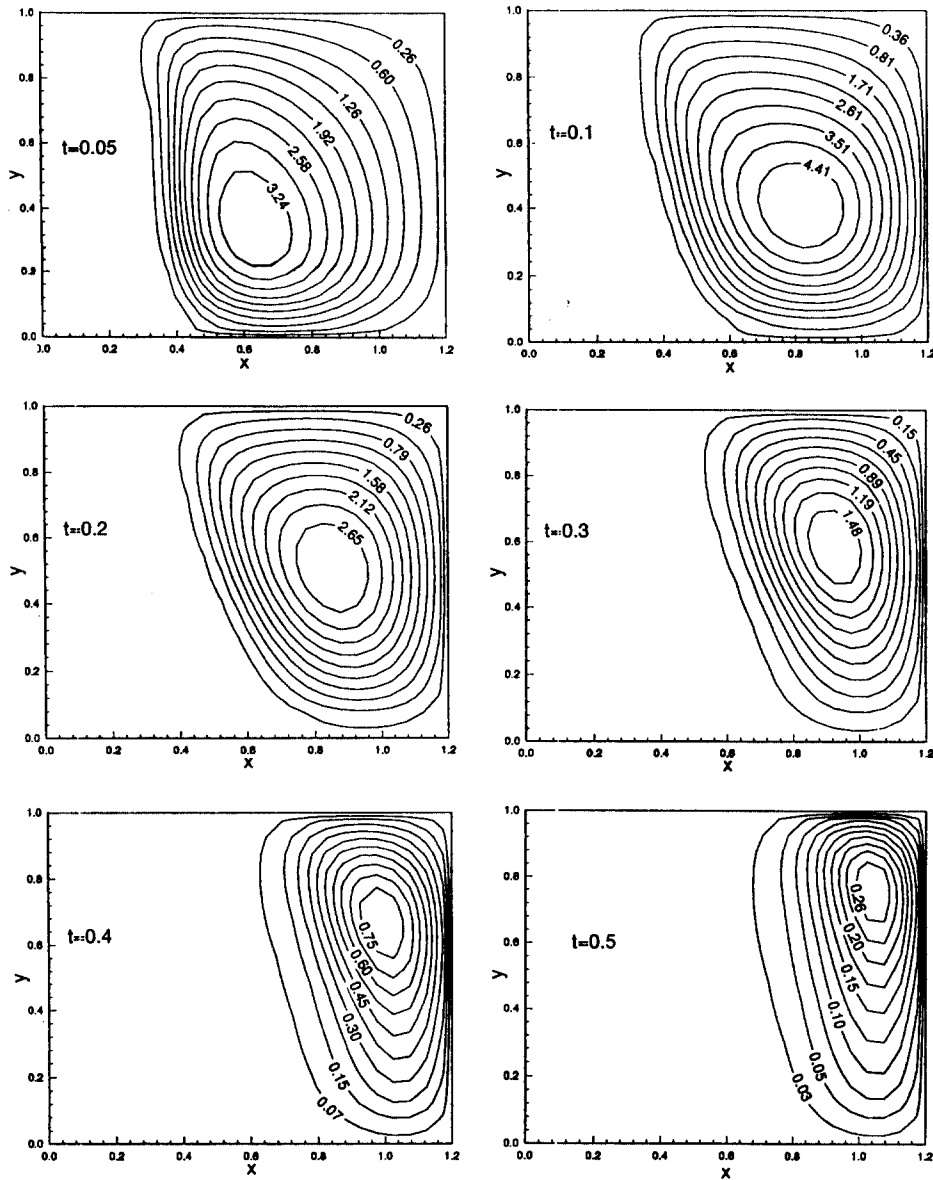


Fig. 3(b) Streamlines with time for perfect contact

다. Fig. 4와 Fig. 5를 Fig. 3의 완전접촉의 결과와 비교해보면 고상선이 거의 움직이지 않기 때문에 상변화가 진행되면서 접촉열저항이 존재하는 경우에는 완전접촉에 비해 머시영역의 구간이 점점 넓어지는 것을 볼 수 있다.

Fig. 7에 접촉열저항의 크기에 따른 $x=0.2, y=0.2$ 인 위치에서의 주형의 온도 변화를 나타내었다. 접촉 열전달계수가 증가함에 따라 주형의 초기의 온

도상승이 크게 나타나는데 이 현상은 높은 온도를 갖는 주조금속으로부터의 열전달률이 접촉 열전달 계수의 크기에 따라 다르기 때문이다. 완전 접촉으로 가정한 경우의 주형의 온도는 초기에 급격히 상승한 후 천천히 감소하는 것을 볼 수 있으나 낮은 접촉 열전달계수를 갖는 경우에는 온도의 상승폭이 작으며 상승한 후에도 온도 변화율이 매우 미약함을 알 수 있다. 이것은 접촉 열저항이 큰 경우에

고상선이 진행하지 못하는 원인을 명확히 보여주고 있으며, 어느 정도의 시간이 경과해도 주조금속의 과열이 제거될 뿐 고상화되는 속도가 매우 느리게 진행되기 때문이다. Fig. 3과 Fig. 5를 비교해 보면 완전접촉일 때 $t=0.1$ 의 고상선은 $Bi_c=1.0$ 일 때의

$t=0.5$ 의 고상선의 위치와 비슷하게 나타난다. 따라서 같은 상변화 조건하에서 접촉저항이 존재하는 경우에는 합금의 상변화가 진행되는 시간이 접촉저항을 고려하지 않는 경우보다 매우 길어지게 된다.

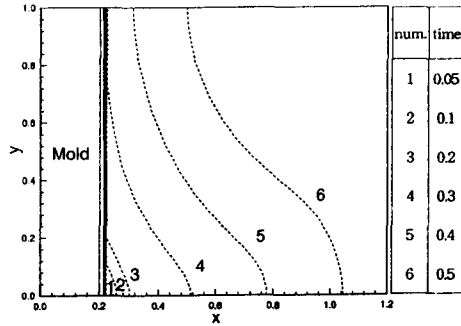


Fig. 4 Shape and position of solidus(—) and liquidus lines(---) with times in the case of $Bi_c=0.5$

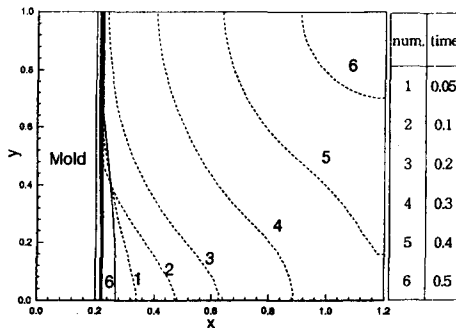


Fig. 5 Shape and position of solidus(—) and liquidus lines(---) with times in the case of $Bi_c=1.0$

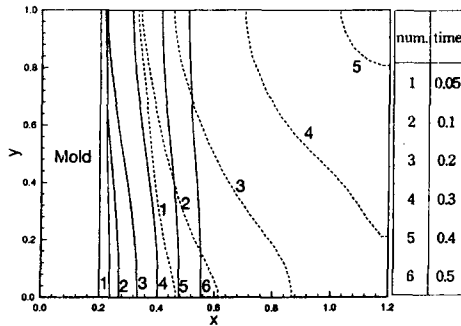


Fig. 6 Shape and position of solidus(—) and liquidus lines(---) with times in the case of $Bi_c=5.0$

3.4 접촉 열저항이 시간의 함수인 경우

실제 주조과정에서 접촉 열저항은 주조 금속의 부피의 변화, 주조 압력의 변화 등에 따라 변화하기 때문에 본 연구에서는 시간에 따라 변화하는 접촉열저항의 효과에 대해 고찰해 보았다. 특히 초기의 접촉 열전달계수가 변화하는 시간의 길이가 응고 과정에 주는 영향을 살펴보았다. 접촉 열전달계

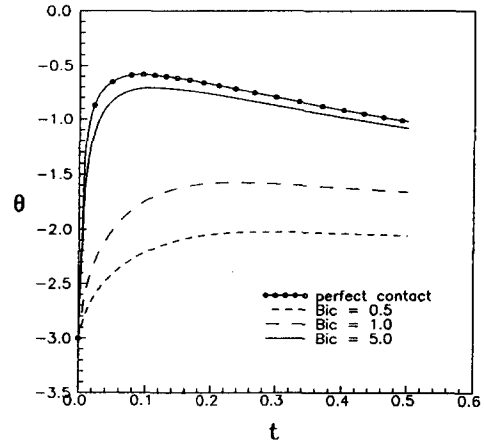


Fig. 7 Temperature histories at the fixed position ($x=0.2, y=0.2$) in the mold for various contact conditions

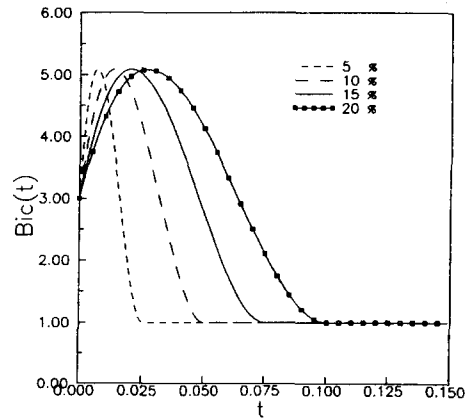


Fig. 8 Variations of the contact heat transfer coefficients with time

수의 형태와 크기는 Sully⁽²⁾와 Kim⁽²⁰⁾의 결과에 따라 Fig. 8에 나타난 바와 같이 일정한 값에 도달하는데 걸리는 시간을 전체 계산시간인 0.5에 대해 5%, 10%, 15% 그리고 20%로 변화시키면서 해석하였다. Fig. 9는 위의 각 경우에 대해 $x=0.25$, $y=0.2$ 인 위치에서의 시간에 따른 온도의 변화를 접촉 열전달계수를 시간의 함수가 아닌 1.0의 크기를 갖는 상수로하여 해석한 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 접촉 열전달계수에 대한 시간변화를 Fig. 8에 도시된 바와 같이 가정할 경우 초기에 접

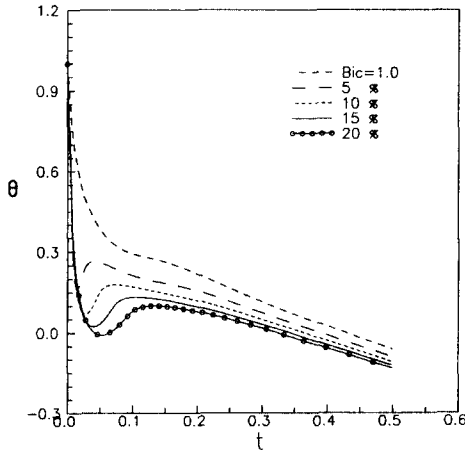


Fig. 9 The casting temperature histories at the fixed position ($x=0.25$, $y=0.2$) for various contact heat transfer coefficients.

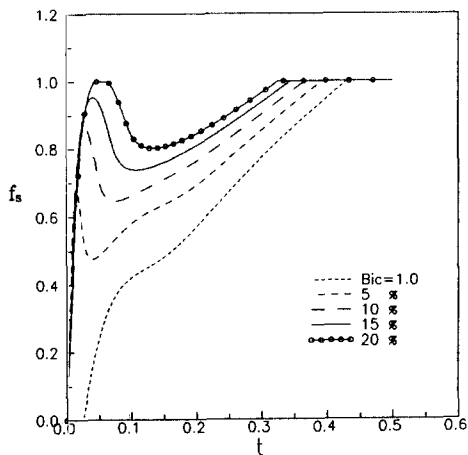


Fig. 10 The solid fraction as a function of dimensionless time for various contact heat transfer coefficients at the fixed position ($x=0.25$ and $y=0.2$)

촉 열전달 계수값이 빠르게 상승하기 때문에 용융 금속의 과열이 급격히 방출되어 용융 금속의 온도가 급격히 낮아짐을 볼 수 있다. 또한 접촉 열전달 계수값이 최대값에 도달한 후 다시 작아지면서 금속의 온도도 다시 상승하는 것을 볼 수 있는데 Bic_c 값을 상수로 한 경우에는 이 현상이 관찰되지 않는다. 이는 초기에 급격하게 용융 금속의 과열이 방출되면서 형성된 강한 대류현상에 의해 오른쪽의 높은 온도를 갖는 유체가 국부적으로 과냉각되었던 지역으로 이동되지만 다시 작아진 접촉 열전달 계수 값에 의해 초기와 같은 빠른 냉각이 이루어질 수 없기 때문이다. 이 현상은 Fig. 10에 나타난 시간에 따른 고상분율의 변화를 살펴보면 더욱 명확히 알 수 있다. 이 결과는 위의 온도를 나타낸 위치와 같은 위치 ($x=0.25$, $y=0.2$)에서 식(7)에 따른 고상분율의 변화를 나타낸 것이다. Bic_c 를 상수로 한 경우에는 상변화가 진행되는 동안 고상의 분율이 계속해서 증가한다. 그러나 Bic_c 를 시간의 함수로 한 경우에는 고상분율 f_s 는 온도에 반비례하여 급격히 증가한 후 감소하였다가 다시 서서히 증가하여 고상으로 된다. 특히 접촉 열전달계수가 변화하는 기간을 비교적 길게한 20%인 경우에는 주조금속이 완전히 고상이 되었다가 다시 녹는 것을 볼 수 있다. 또한 접촉 열전달 계수가 변화하는 시간이 증가함에 따라 전시간에 걸쳐 평균 접촉 열전달계수의 값도 높아지므로 상변화의 진행속도도 빠르게 나타난다. 이러한 온도의 변화와 이에 따른 고상 분율의 변화는 용질재분포나 수축공의 생성 등 응고 후의 금속의 재질과 밀접한 관계가 있기 때문에 주조 공정에서 고품질의 제품생산을 위해 매우 중요한 요소가 된다. 그러나 접촉 열전달계수를 상수로 하여 해석하면 이러한 현상이 나타나지 않기 때문에 정확한 응고과정을 모사하지 못하게 된다.

4. 결론

Al-4.5%Cu 합금에 대해 주형을 해석대상에 포함하고 주형과 주물 사이의 접촉열저항과 액상영역과 머시영역에서 발생하는 자연대류 효과를 고려하여 응고과정을 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 머시영역에서 발생하는 대류현상을 Darcy 법칙을 적용하여 모델링하였으며, 접촉열저항이 있

는 경우에는 액상선의 진행에 비해 고상선의 진행이 매우 느리기 때문에 머시영역의 구간이 넓어진다. 또한 전영역에 걸쳐 고상이 완료되기 위해서는 많은 응고시간이 소요된다.

(2) 합금의 응고과정에서는 접촉열저항의 크기가 머시영역의 형성에 큰 영향을 미친다. 본 연구결과에 의하면 접촉열저항이 큰 경우에는 작은 경우에 비해서 응고과정동안 머시영역의 구간이 매우 넓게 나타난다.

(3) 접촉 열저항을 시간에 대한 함수로 가정하여 응고과정을 해석한 결과는 상수로 가정한 경우에 비해 용융금속의 시간에 따른 온도의 변화가 크게 나타난다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 1995년도 핵심전문연구지원(과제번호 : 951-1007-039-2)에 의해 수행되었으며 이에 대해 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Sun, R. C., 1970, "Simulation and Study of Surface Conductance for Heat Flow in the Early Stage of Casting," *AFS Cast Metals Research Journal*, pp. 105~110.
- (2) Sully, L. J. D., 1976, "The Thermal Interface Between Castings and Chill Molds," *AFS Trans.* Vol. 100, pp. 735~744.
- (3) Ho, K. and Pehlke, R. D., 1985, "Metal-Mold Interfacial Heat Transfer," *Metall. Trans. B*, Vol. 16B, pp. 585~594.
- (4) Kumar, T. S. P. and Prabhu, K. N., 1991, "Heat Flux Transients at the Casting/Chill Interface during Solidification of Aluminum Base Alloys," *Metall. Trans. B*, Vol. 22B, pp. 717~727.
- (5) Reddy, A. V. and Beckermann, C., 1993, "Measurements of Metal-Mold Interfacial Heat Transfer Coefficients during Solidification of Sn and Sn-Pb Alloys," *Experi. Heat Transfer*, Vol. 6, pp. 111~129.
- (6) Tadayon, M. R. and Lewis, R. W., 1988, "A Model of Metal-Mould Interfacial Heat Transfer for Finite Element Simulation of Gravity -Diecasting," *Cast Metals*, Vol. 1, No. 1, pp. 24~28.
- (7) 여문수, 손병진, 이관수, 1992, "주형/주물 접촉면에서의 접촉 열저항을 고려한 상변화 문제에 대한 연구," 대한기계학회논문집, 제16권, 제2호, pp. 348~355.
- (8) 여문수, 손병진, 김우승, 1992, "공기층 저항을 고려한 사각형 주형내에서의 2차원 상변화 문제에 대한 연구," 대한기계학회논문집, 제16권, 제6호, pp. 1205~1215.
- (9) 이진호, 모정하, 황기영, 1995, "접촉 열저항이 있는 수직벽에서의 응고 과정 해석," 대한기계학회논문집, 제19권, 제1호, pp. 193~201.
- (10) Szekely, J. and Chhabra, P. S., 1970, "The Effect of Natural Convection on the Shape and Movement of the Melt-Solid Interface in the Controlled Solidification of Lead," *Metall. Trans.*, Vol. 1, pp. 1195~1203.
- (11) Salcudean, M. and Abdullah, Z., 1988, "On the Numerical Modelling of Heat Transfer during Solidification Processes," *Int. J. for Numer. Methods in Eng.* Vol. 25, pp. 445~473.
- (12) Voller, V. R. and Prakash, C., 1987, "A Fixed Grid Numerical Modelling Methodology for Convection - Diffusion Phase-Change Problems," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, No. 8, pp. 1709~1719.
- (13) Chen, Y. H., 1990, "Study of Solidification, Shrinkage and Natural Convection in Casting Process," Ph. D. Thesis, The Ohio State University.
- (14) Schneider, M. C. and Beckermann, C., 1995, "A Numerical Study of the Combined Effects of Microsegregation, Mushy Zone Permeability and Flow, Caused by Volume Contraction and Thermosolutal Convection, on Macroseggregation and Eutectic Formation in Binary Alloy Solidification," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 38, No. 18, pp. 3455~3473.
- (15) Cheng, C. Q., Upadhyya, G., Suri, V. K., Atmakuri, S., Paul, A. J., 1992, "Solidification Modeling and Defect Prediction of a Sand-Cast Ductile Iron T-Plate," *96th AFS Congress*, Milwaukee, WI, Special Report, pp. 89~108.

- (16) Nichols, B. D., Hirt, C. W., Hotchkiss, R. S., 1980, "SOLA-VOF : A Solution Algorithm for Transient Fluid Flow with Multiple Free Boundaries," Los Alamos Scientific Laboratory Report, LA-8355.
- (17) Hsiao, J. S., 1985, " An Efficient Algorithm for Finite-Difference Analysis of Heat Transfer with Melting and Solidification," *Numerical Heat Transfer*, Vol. 8, pp. 653~666.
- (18) Thomas, B. G., Samarasekera, I. V. and Brimacombe, J. K., 1984, Comparison of Numerical Modeling Techniques for Complex, Two-Dimensional, Transient Heat Conduction Problems," *Metall. Trans. B*, Vol. 15B, pp. 307~318.
- (19) Wolff, F. and Viskanta, R., 1988, "Solidification of a Pure Metal at a Vertical Wall in the Presence of Liquid Superheat," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 31, No. 8, pp. 1735~1744.
- (20) Kim, W. S. Ozisik, M. N. and Hector, L. G., 1990, "Inverse Problem of 1D Solidification for Determining Air-Gap Resistance to Heat Flow during Metal Casting," *22nd ICHMT International Symposium on Manufacturing and Material Processing*, Dubrovnik, Yugoslavia.