

전자기 브레이크를 적용한 연속주조공정에서의 난류유동 및 응고의 3차원 해석

김 덕 수* · 김 우 승**
(1999년 2월 1일 접수)

Three-Dimensional Analysis of the Coupled Turbulent Flow and Solidification During a Continuous Casting Process with Electromagnetic Brake

Deok-Soo Kim and Woo-Seung Kim

Key Words : Continuous Casting Process(연속주조공정), Turbulent Flow(난류유동), Static Magnetic Field(정자기장), Electromagnetic Brake(전자기 브레이크, EMBR), Submerged Entry Nozzle(침지노즐, SEN)

Abstract

A three-dimensional coupled turbulent fluid flow and solidification process were analyzed in a continuous casting process of a steel slab with Electromagnetic Brake(EMBR). A revised low-Reynolds number $k-\epsilon$ turbulence model was used to consider the turbulent effects. The enthalpy-porosity relation was employed to suppress the velocity within a mushy region. The electromagnetic field was described by Maxwell equations. The application of EMBR to the mold region results in the decrease of the transfer of superheat to the narrow face, the increase of temperature in free surface region and most liquid of submold region, and the higher temperature gradient near the solidifying shell. The increasing magnetic flux density effects mainly to the surface temperature of the solidifying shell of narrow face, hardly to the one of wide face. It is seen that in the presence of EMBR a thicker solidifying shell is obtained at the narrow face of the slab.

기호설명

B	: 자속밀도(Tesla)
D	: 노즐 입구의 수력직경
$F_{m,i}$: 전자기력의 i 방향 성분
H	: 시간평균 총 엔탈피
h	: 현열 ΔH : 절점 잠열
ΔH_f	: 용해 잠열
J	: 전류밀도
k	: 난류 운동에너지
K_p	: 다공성 매질의 투과율

f_i	: 액상분율
U_i	: i 방향의 시간평균 속도
U	: x 방향의 시간평균 속도
V	: y 방향의 시간평균 속도
W	: z 방향의 시간평균 속도
x_i	: i 방향의 좌표
P	: 시간평균 압력
T	: 시간평균 온도
Pr	: Prandtl 수
Re_t	: 난류 Reynolds 수

* 회원, 한양대학교 대학원 기계공학과

** 회원, 한양대학교 기계공학과

그리스문자

ϵ : 난류 운동에너지 소산율

ρ	: 밀도
μ	: 점성계수
γ	: 열전달 계수
ϕ	: 전위

하첨자

a	: 주위
c	: 주조속도
in	: 노즐의 입구
l, s	: 액상, 고상
liq, sol	: 액상선, 고상선
t	: 난류
m, s	: 주형, 주편

1. 서 언

전자기 브레이크(EMBR)는 연속주조 주형에 정자기장을 적용하여 주형영역에서 용강의 유동을 제어하고 재 분포시키는 설비이다. EMBR이 주형에서의 유동현상에 미치는 효과는 침지노즐(SEN)을 통해서 공급되는 용강의 제트유동에 의해 주형에서 형성되는 두 개의 주요 순환유동을 실질적으로 감소시킨다는 것이다. 이러한 순환유동을 억제함으로써 주형영역에서의 용강의 유동과 밀접하게 관련되어 있는 비금속 함유물(inclusions)과 주형분말(mold powder)의 함유, 주편의 장방향과 횡방향의 크랙, 자유표면(meniscus)에서의 정적·동적 파동, 주편의 좁은면에서의 재용융 등 여러 가지 주편결함을 제거 또는 감소시킬 수 있다.^(1,2) 따라서 용강의 유동과 관련된 주편결함을 제거 또는 감소시킴으로서 연속주조에 의한 조강생산의 생산량과 생산성을 향상시키기 위해서는 주형에서의 유동의 제어가 필요하다.

일반적으로 연속주조공정은 용고가 이루어지지 않은 액상영역에서의 난류유동과 열전달이 용고셀의 성장에 영향을 미치는 액상-고상 상변화와 관련되어 있다. 이에 따라 연속주조공정에 대한 연구에서 중요한 사항은 주형 내부의 유동형태뿐만 아니라 연속주조공정의 냉각체계와 관련하여 주형을 빠져 나오는 용고셀의 두께 및 표면의 온도분포이다. 그러나 지금까지의 EMBR 효과에 대한 연구는 연속주조공정의 용고현상을 고려하지 않고 단순히 EMBR이 적용된 용강의 유동해석에

제한되어 있기 때문에 연속 주조기 내부의 유동형태와 용고층 간의 상호작용에 대한 영향을 알 수 없다.⁽³⁻⁷⁾ 비록 소수의 연구^(8,9)가 용고현상을 포함하였으나 EMBR이 연속주조공정에서의 온도 분포 및 용고셀에 미치는 영향에 대한 고찰이 제시되어 있지 않다.

연속주조공정은 규모와 비용문제로 인하여 실험을 통한 자료를 얻는 것이 용이하지 않은 실정이다. 이에 따라 대부분의 연구는 수치해석 방법에 주안점을 두고 극히 제한된 조건에 의하여 수행되어 왔다.⁽¹⁰⁻¹⁶⁾ 특히 주형내부의 난류유동과 용고를 포함한 상변화 현상을 함께 고려해야 하기 때문에 계산시간에 따른 비용의 절감을 위하여 2차원 해석이 주로 이루어 졌다. 원형 빌렛 주조기에 대해서는 2차원 모델링의 가정을 적용할 수 있으나, 사각형 빌렛과 슬랩 주조기에 대해서는 이 모델의 적용이 제약성을 갖는다. 실제의 연주 빌렛 주조 시스템과 슬랩 주조 시스템에서의 이송과정은 근본적으로 3차원이므로 2차원 모델은 만족스럽지 못한 결과를 예측할 수 있다. 특히, 주편 단면의 면비(두께/폭)가 작은 슬랩 주조 시스템의 경우 2차원 모델링을 통해서 슬랩 두께 방향의 냉각에 의한 영향을 파악할 수 없다. 따라서 실제 슬랩 주조 시스템을 모델링하기 위해서는 운동량과 에너지 그리고 용고가 연계된 3차원 연구가 필요하다.⁽¹⁷⁾

본 연구에서는 EMBR 방법을 적용하여 강 슬랩을 생산하는 연속주조공정에 대해 보다 실제에 가까운 해석을 위하여 난류유동과 용고과정을 연계시킨 3차원 해석을 수행하여 속도분포 및 온도분포 특성을 고찰한다. 상변화 구간에서의 속도 감쇠효과는 엔탈피-다공을 관계식을 사용하여 고려하고, 액상에서의 난류현상은 Launder와 Sharma⁽¹⁸⁾의 저 레이놀즈 $k-\epsilon$ 난류모델을 기초로 한 수정된 저 레이놀즈 $k-\epsilon$ 난류모델을 사용하여 고려한다.

2. 이 론

전형적인 연속주조기(continuous caster)에서 용강은 텀디쉬(tundish)로부터 침지노즐을 통해 수냉식 진동주형으로 공급된다. 노즐을 통해 공급되는 용강의 제트유동은 주형영역에 적용된 EMBR로 인해 용강에서 발생하는 전자기력(electromagnetic

force)에 의해 억제된다. 주형에서 충분한 열이 제거된 용강은 용고셀을 형성하여 주형을 빠져 나와 분무냉각(water spray cooling)영역에서 2차 냉각이 이루어진다. Fig. 1(a)에는 EMBR이 적용된 슬랩 주조기의 개략도물 도시하였다. 본 연구에서는 Fig. 1(a)에 대해 형상의 대칭성(A, C:대칭선)을 고려하여 해석영역을 선정하였으며 Fig. 1(b)에 나타내었다. 원형단면의 노즐형상은 동일한 수력직경(D)을 갖는 사각형 단면으로 하였다.

2.1 수학적 모델

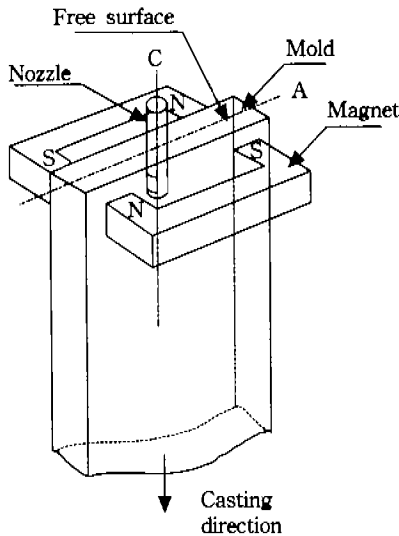
연속주조공정에서 이분침지노즐을 통해 주조기로 유입되는 용강의 유동은 일반적으로 Reynolds 수가 10^4 이상의 차원을 갖는다. 연속주조공정의 복잡한 유동형태를 고려해 볼 때 이송과정에 대한 해석은 난류의 영향이 포함되어야 한다.

난류유동 특성을 고려하기 위해 본 연구에서는 Launder와 Sharma⁽¹⁸⁾의 저 레이놀즈 $k-\epsilon$ 난류모델의 수정된 형태를 사용한다. 또한 머시영역의 유동감쇠를 고려하기 위해 엔탈피-다공율 기법을 사용하여 다공성 매질에 대한 Darcy 법칙으로부터 유도된 생성항을 운동량 방정식에 포함시킨다.⁽¹⁹⁾ 그리고 연속주조공정에 수반되는 액상-고상 상변화 현상은 단일 영역 법을 기초로 한 엔탈피

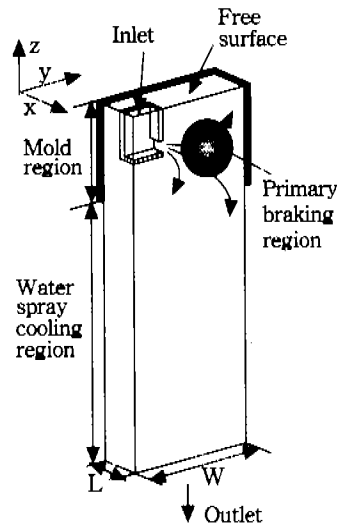
법을 사용하며 에너지 방정식에서 총 엔탈피를 현열과 잠열로 나누어 고려한다. 본 연구의 수치 해석을 위해 다음과 같은 가정을 도입한다.

1. 연속주조공정은 정상상태이며 노즐을 통해서 주형으로 유입되는 용강은 비압축성 Newton 유체이다.
2. 주형의 진동효과는 무시한다.
3. 주조기는 중력장에 대해서 완전히 수직이고 주편의 단곡은 무시한다.
4. 주형분말과 슬래그로 덮혀 있는 용강의 상부표면은 일정한 높이를 유지한다.
5. 용고는 열적 평형조건하에서 진행되며 고상과 액상에서의 밀도 및 열 물성치는 일정하다.⁽¹⁷⁾
6. 머시영역에서의 액상분율은 온도에 대해서 선형적으로 분포한다.⁽¹⁷⁾
7. 유체의 전자기장 특성은 균일하며 등방성이다.

위의 가정에 의해 본 연구에서 고려되는 시간 평균 지배방정식은 다음과 같다.



(a)



(b)

Fig. 1 (a) Schematic of the continuous casting mold with EMBR. (b) Computational domain.

연속방정식

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

운동량방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho U_i U_i)}{\partial x_j} = & -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \mu_t) \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_t \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \rho \frac{\partial k}{\partial x_i} \delta_{ij} \\ & + F_{m,i} - \frac{\mu}{K_p} (U_i - U_{i,s}) \end{aligned} \quad (2)$$

에너지 방정식

$$\frac{\partial(\rho U_i h)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu_t}{\sigma_t} \right) \frac{\partial h}{\partial x_j} \right] - \frac{\partial(\rho U_i \Delta H)}{\partial x_j} \quad (3)$$

난류 운동 에너지 방정식

$$\frac{\partial(\rho U_i k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_i - \rho \epsilon - D_k \quad (4)$$

난류 운동 에너지 소산 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho U_i \epsilon)}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] \\ & + C_{\epsilon 1} f_1 P_i \frac{\epsilon}{k} - C_{\epsilon 2} f_2 \rho \frac{\epsilon^2}{k} + E_\epsilon \end{aligned} \quad (5)$$

여기서

$$\mu_t = C_\mu f_\mu \rho \frac{k^2}{\epsilon} \quad (6a)$$

$$P_i = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \quad (6b)$$

$$D_k = 2\mu \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \quad (6c)$$

$$E_\epsilon = \frac{2\mu \mu_t}{\rho} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j \partial x_k} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j \partial x_k} \quad (6d)$$

$$F_{m,i} = J_i B_k - J_k B_i \quad (6e)$$

$$Re_t = \frac{\rho k^2}{\mu \epsilon} \quad (6f)$$

$$f_\mu = \exp(-3.4/(1 + Re_t/50)^2), f_1 = 1$$

$$f_2 = 1 - 0.3 \exp(-Re_t^2), C_{\epsilon 1} = 1.44 \quad (6g)$$

$$C_{\epsilon 2} = 1.92, C_\mu = 0.09, \sigma_k = 1.0$$

$$\sigma_\epsilon = 1.3, \sigma_t = 0.9$$

$$\Delta H = \begin{cases} \Delta H_f, & T > T_{Bq} \\ f_i \Delta H_f, & T_{sol} < T < T_{Bq} \\ 0, & T < T_{sol} \end{cases} \quad (7)$$

운동량 방정식 (2)에서 우변의 마지막 항은 머시영역에서 고상과 액상간의 상호작용력을 고려하기 위해 추가된 생성항이다. 이 때 무파울 K_p 는 Kozeny-Carman 방정식을 사용하여 액상분율의 함수로서 다음과 같이 계산할 수 있다.⁽¹⁹⁾

$$K_p = \frac{f_i^3 + a}{D_0(1-f_i)^2} \quad (8)$$

여기서 D_0 는 다공성 매질의 형태와 관련된 상수⁽²⁰⁾이고 a 는 수치해석 과정에서 0으로 나누어지는 것을 방지하기 위해 고려된 상수이다. k 와 ϵ 방정식에 대해서도 유사한 생성항을 추가함으로써 순수 고상영역에서는 k 와 ϵ 값이 0이 되도록 한다.

2.2 전자기장

정자기장 안에서 운동중인 전도유체에 의해 발생하는 유도전류는 정자기장과 상호작용하여 유동의 방향과 반대방향인 전자기력을 발생시켜 유동을 억제한다. 이때 유체의 단위 체적당 발생하는 전자기력은 다음과 같은 관계식에 의해 계산된다.⁽²¹⁾

$$\vec{F} = \vec{j} \times \vec{B} \quad (9)$$

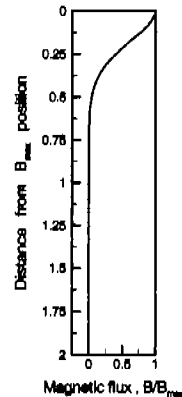


Fig. 2 Magnetic flux density used for simulation.

식 (3)의 에너지 방정식에서 국소잠열 ΔH 는 액상분율의 함수로 아래와 같이 표현할 수 있다.

Table 1 Thermophysical properties and parameters used for simulation.⁽¹¹⁾

Parameters	Values	Parameters	Values
Cast size(2W×2L)	1.32 m × 0.2 m	Mold length	0.70 m
Heat transfer coefficient in mold region	1500 W/m ² /°C	Viscosity	6.2×10 ⁻³ kg/m/s
Heat transfer coefficient in water spray cooling region	750 W/m ² /°C	Latent heat of fusion	270 kJ/kg
Thermal conductivity	31.0 W/m ² /°C	Liquidus temperature	1454 °C
Specific heat	700 J/kg/°C	Solidus temperature	1400 °C
Density	7000 kg/m ³	Electrical conductivity ⁽⁶⁾	7.14×10 ⁵ /Ω · m

여기서 \vec{j} 는 전류밀도이고 \vec{B} 는 자속밀도이다. 따라서 주어진 정자기장에 대하여 전류밀도를 알게 되면 전자기력을 계산할 수 있다. 본 연구에서 사용된 자속밀도의 분포형태는 참고문헌⁽⁶⁾을 기초로 정자기장의 중심부($y = 0.33$ m, $z = -0.41$ m)에서 최대치(B_{max})가 존재하고 중심부에서 멀어질수록 그 세기가 줄어든다고 가정하였으며 Fig. 2에 나타내었다. 전류밀도는 Maxwell 방정식⁽²¹⁾으로부터 얻은 다음과 같은 전위 ϕ 에 대한 Poisson 방정식을 통해 구하게 된다.

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) = \frac{\partial}{\partial x_i} (U_j B_i - U_i B_j) \quad (10)$$

식 (10)으로부터 전위 ϕ 를 구하고 식 (9)를 이용하여 전자기력을 계산한다.

2.3 경계조건

본 연구에서는 Fig. 1(b)에 도시되어 있는 구조기의 계산영역에 대한 수치해석에서 속도와 온도, 그리고 정자기장에 대해서 다음과 같은 경계조건을 적용한다.

노즐입구 : 노즐입구에서 전류밀도를 제외한 모든 변수는 일정하며, 전류밀도의 수직성분의 구배는 존재하지 않는다. k 와 ϵ 에 대한 값은 Lai동⁽²²⁾이 제시한 값에 대해 다른 문헌⁽¹⁷⁾에서 적용된바 있는 아래와 같은 준 실험식을 사용한다.

$$U = V = 0, W = W_{in}, h = h_{in}, \frac{\partial J_x}{\partial z} = 0$$

$$k = 0.01 W_{in}^2, \epsilon = C_\mu k^{1.5} / 0.05D \quad (11a)$$

두께방향 대칭면 : $x = L$ 인 주변 두께방향 대

칭면에 대해 수직인 속도와 전류밀도 성분은 0이며 이 수직 속도성분과 전류밀도 성분을 제외한 모든 변수의 수직구배는 0이다.

$$\frac{\partial V}{\partial x} = \frac{\partial W}{\partial x} = \frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x} = U = J_x = 0 \quad (11b)$$

폭방향 대칭면 : $y = 0$ 인 주변 폭방향 대칭면에 대해 두께방향 대칭면과 동일한 경계조건을 사용한다.

$$\frac{\partial U}{\partial y} = \frac{\partial W}{\partial y} = \frac{\partial h}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} = V = J_y = 0 \quad (11c)$$

자유표면 : 대칭면에서와 동일한 경계조건을 사용한다. 또한 표면장력효과는 고려되지 않는다.^(16,17)

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \frac{\partial V}{\partial z} = \frac{\partial h}{\partial z} = \frac{\partial k}{\partial z} = \frac{\partial \epsilon}{\partial z} = W = J_z = 0 \quad (11d)$$

출구 : 기존의 연구결과들^(7,16,17)에 의해 자유표면으로부터 3m 떨어진 위치에 출구를 설정하였으며 완전 발달된 유동으로 간주하여 모든 종속 변수에 대한 구조방향의 구배와 전류밀도의 수직성분의 구배는 0이다.

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \frac{\partial V}{\partial z} = \frac{\partial W}{\partial z} = 0$$

$$\frac{\partial h}{\partial z} = \frac{\partial k}{\partial z} = \frac{\partial \epsilon}{\partial z} = \frac{\partial J_x}{\partial z} = 0 \quad (11e)$$

이동경계면 : $x = 0$ 인 면과 $y = W$ 인 면으로서 주형과의 접촉 및 물분무에 의한 냉각이 이루어지며 구조속도를 갖는 용고셀 표면에 대해 다음의 경계조건을 사용한다.⁽¹⁷⁾

$$W = W_c, U = V = k = \epsilon = 0, J_x = J_y = 0$$

$$\frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial h}{\partial y} = -\frac{\gamma}{K} (h_s - h_a) \quad (11f)$$

본 연구에서는 주형영역과 물분무 냉각영역에 대해 서로 다른 평균열전달계수를 사용하였으며, 그 값들은 Table 1에 나타내었다.

2.4 수치해석

식 (1)-(5), (10)의 지배방정식에 대해서 유한체 적법을 기초로 한 유한차분법을 사용하여 해를 구한다. 대류항에 대해서는 맥승도식을 사용하여 이산화시키며 압력과 속도에 대해서는 Patankar의 SIMPLER 알고리즘을 사용한다.⁽²³⁾

주어진 경계조건에 대해서 지배방정식의 이산화 과정에 의해 얻은 대수방정식은 선순법을 이용한 TDMA 방법을 사용하여 반복적으로 해를 구한다. 본 연구에서 사용된 수렴조건은 다음과 같다.

$$\left| \frac{R_i^{m+1} - R_i^m}{R_i^m} \right| \leq \epsilon \quad (12)$$

여기에서 상첨자 $m+1$ 과 m 은 반복계산 단계를 나타내고 하첨자 i 는 물리량이 계산되는 절점을 나타낸다. 그리고 R 은 잉여치(residual)이고 ϵ

(10^{-5})은 수렴기준을 나타낸다. 계산과정에서 속도에 대해서는 0.4, 스칼라량에 대해서는 0.25의 하향이완계수를 사용하였다. 계산에 사용된 격자는 참고문헌⁽¹⁷⁾을 기초로 $18 \times 27 \times 31$ 의 비균일 격자를 사용하였다. EMBR을 고려한 연속주조공정의 수치해석 절차는 다음과 같다.

- (1) 운동량 방정식으로부터 속도를 구한다.
- (2) 이 속도를 이용하여 전자기장에 대한 방정식으로부터 전자기력을 계산한다.
- (3) 에너지 방정식으로부터 온도분포를 계산한다.
- (4) 전자기력을 이용하여 운동량 방정식으로부터 속도를 구한다
- (5) 수렴해결 얻기까지 과정 (2)~(4)를 반복한다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서는 일반적으로 난류유동 특성을 갖는 슬랩을 생산하는 연속주조공정에 대해 전자기 브레이크(EMBR)를 적용하여 난류유동과 용고를 연계시킨 3차원 해석을 수행하여 연속주조공정에서의 속도분포 및 온도분포 특성을 고찰하였다. 노즐입구의 속도는 Fig. 1(b)에 나타낸 침지노즐

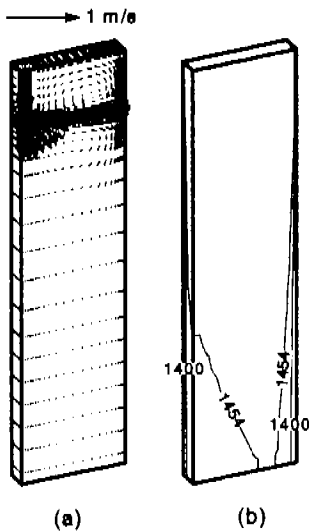


Fig. 3 Three-dimensional surface plot for a casting speed of -0.015 m/s and superheat of 26°C (a) velocity vectors (b) liquidus and solidus isotherms.

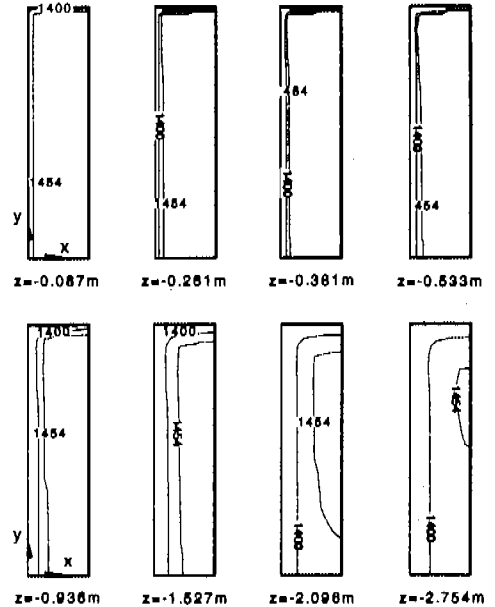


Fig. 4 Contours of solidus and liquidus temperatures at various transverse cross-sectional planes (x-y planes).

의 형상에 대해 -0.015 m/s 의 구조속도로부터 입구와 출구간의 총 질량보존을 기초로 계산하여 일정하다고 가정하였으며 노즐입구에서의 과열도는 26°C 로 하였다. 수치해석에 사용된 강의 물성치는 Table 1에 나타내었다.

슬랩 구조시스템에서 2차원 모델을 사용한 해석의 취약점을 확인하기 위해 전자기 브레이크(EMBR)를 적용하지 않고 3차원 해석을 수행하였으며 이를 Fig. 3에 나타내었다. Fig. 3(a)는 속도 분포를 나타내고 Fig. 3(b)는 고상선 온도(T_s)와 액상선 온도(T_l)를 나타낸다. Fig. 3(a)를 살펴보면 침지노즐을 통해서 공급되는 용강의 제트유동은 주형의 좁은 면에 강하게 충돌하여 서로 반대 방향으로 갈라지며, 주형영역의 상부와 하부에 강한 재 순환 유동장을 형성시킨다. 본 논문에 그림상으로 2차원 해석결과를 나타내지는 않았으나 2차원 결과^(10,16)와 비교해 볼 때 노즐 출구의 하부영역에서 형성되는 순환 유동장의 크기가 작고 속도분포가 보다 더 균일한 상태를 나타남을 확인할 수 있었다. Fig. 3(b)를 살펴보면 2차원 해석결과^(10,16)와는 달리 폭 방향에 대한 대칭면($y = 0$)에서 계산영역하부에 머시영역이 형성됨을 알 수 있다. 이것은 슬랩의 연속구조공정에서 슬랩 두께방향의 냉각에 의한 영향 때문이다.

Fig. 4에는 자유표면으로부터 구조방향으로 여

러 위치의 슬랩 단면에 대해 응고셀과 머시영역의 형성과정을 나타내었다. 주형영역의 상부에서는 주형 표면에 매우 얇은 응고셀 층이 형성됨을 볼 수 있다. 구조 방향으로 이동해감에 따라서 응고셀을 통해 더 많은 열이 제거되기 때문에 머시영역뿐만 아니라 응고셀의 두께가 점차적으로 증가한다. 주형의 모서리 부근에는 응고셀 층과 머시영역이 거의 동근 형태를 갖는다. 이것은 주형 벽의 두 면을 통해서 열이 보다 빠른 속도로 제거되기 때문이다. 즉 두께방향과 폭방향으로의 열전달이 이루어지기 때문이다. $z = -0.381 \text{ m}$ 인 경우 슬랩의 좁은 면에서 응고셀의 두께가 거의 변화가 없고 머시영역이 매우 좁게 형성되는 것은 과열을 포함한 상태에서 노즐을 통해 공급되는 용강이 이 영역의 주형 벽에 충돌하기 때문이다. 또한 주형의 넓은 면 쪽으로 형성되는 용강의 유동 때문이다. 한편 아래방향($-z$ 방향)으로 내려감에 따라 용강이 점차적으로 과열을 상실하게 되고 좁은 면에서의 머시영역이 점점 확대됨을 볼 수 있다. 슬랩의 넓은 면에서 진행되는 냉각효과에 의해 $z = -2.096 \text{ m}$ 부근에서는 슬랩 단면의 중심($x = L, y = 0$) 영역에 머시가 형성됨을 볼 수 있는데 이것은 2차원 해석에서는 볼 수 없는 현상이다.

본 연구에서 고려된 Fig. 1(b)와 동일한 계산영역에 대해 난류유동과 응고를 해석한 Seyedein 등⁽¹⁷⁾

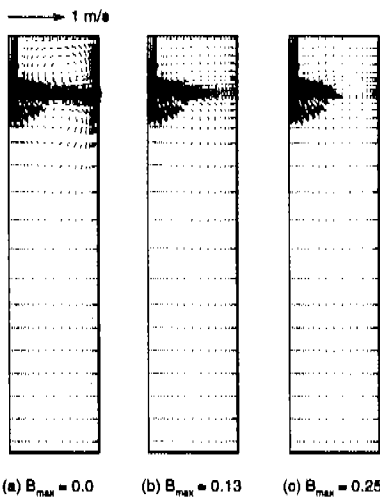


Fig. 5 Velocity vectors at the vertical centrally symmetric plane paralleled to the wide face for various magnetic flux densities.

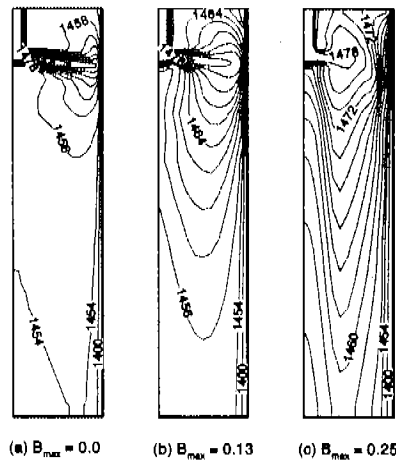


Fig. 6 Temperature fields at the vertical centrally symmetric plane paralleled to the wide face for various magnetic flux densities.

의 결과를 Fig. 3 및 Fig. 4와 비교해 볼 때, Seyedein 등의 결과를 그림 상으로 나타내지는 않았지만 비교적 잘 일치하나 용강의 제트류 근방에서 머시의 형상이 다소 차이를 보였다. 머시의 형상은 유동의 세기에 많은 영향을 받는다. 그러나 Seyedein 등의 연구에는 머시영역의 유동효과를 고려하는 과정에서 머시의 형상에 큰 영향을 미치는 Kozeny-Carman 방정식(8)과 관련된 상수의 정확한 값 및 난류 운동에너지(k)와 난류 운동에너지 소산율(ϵ)에 대한 감쇠방법이 언급되어 있지 않다. Seyedein 등의 연구결과와의 차이는 주로 이러한 머시영역에서 유동 및 난류효과와 감쇠방법에 기인하는 것으로 판단된다.

Fig. 5에는 정자기장 세기의 변화가 유동형태에 미치는 영향을 나타내었다. Fig. 5(a)를 살펴보면 계산영역 우측면의 용고셀에 인접한 액상영역에서의 속도분포는 분사된 용강의 제트유동으로 인해 제트류의 위 영역과 아래 영역에 유동의 세기가 강하게 나타나는 것을 볼 수 있다. 반면에 계산영역의 중간 정도($z = -1.5$ m)에서는 주로 방향으로 거의 균일한 속도분포를 나타낸다. Fig. 5(b)와 Fig. 5(c)를 보면 EMBR을 적용함으로써 용강의 유동이 억제되어 용고셀 근방의 액상영역의 속도가 크게 감소하고 노즐하부에서의 유동이 더욱더 균일해지는 것을 볼 수 있다. Fig. 5(b)와 Fig. 5(c)에서 용강의 제트유동 상부영역에서 관찰되는 유동형태는, 적용된 정자기장의 세기에 따라서 나타나는 유동형태를 “주 브레이크 영역

모델(primary braking region model)”의 개념으로 설명한 Hwang 등⁽⁷⁾의 결과에서도 볼 수 있다. 정자기장의 세기가 너무 큰 경우에는 용강이 정자기장의 주 영역 내에서 충분히 감속되기 전에 자유표면을 향해 부상하여 주형의 좁은 면을 따라서 하강하는 유동을 형성하게 된다. 그러므로 EMBR의 세기가 너무 크면, 주로 자유표면 영역과 주형의 좁은 면에 인접한 영역에 적절하지 못한 유동이 형성됨을 확인할 수 있다.

정자기장 세기가 온도분포에 미치는 효과물 Fig. 6과 Fig. 7에 각각 나타내었다. 정자기장의 세기 변화에 따른 온도장용 슬랩 두께 방향에 대한 대칭면($x=L$)에서 나타낸 Fig. 6을 살펴보면 정자기장 세기를 증가시키에 따라 용강의 제트유동에 의해 형성되는 순환 유동장의 세기가 억제되어 유동에 의해 좁은 면의 용고셀에 전달되는 과열량이 감소함으로써 주형의 좁은 면에서 많은 과열이 제거되지 않고 주형하부로 전달됨에 따라 액상영역에서는 전체적으로 높은 온도분포를 나타내며 용고셀 근방에서의 온도구배는 보다 더 커짐을 알 수 있다. 그리고 제트유동 하부 액상영역에서의 등온선의 형태를 살펴보면 정자기장 세기를 증가시키에 따라 V자 형태의 등온선을 나타낸다. 또한 전자기 브레이크가 적용되지 않은 Fig. 6(a)를 보면 두께 방향의 냉각효과에 의해 $x=L$ 대칭면의 좌측하부에 머시영역이 형성되는 반면에 Fig. 6(b)와 Fig. 6(c)에서는 형성되지 않는다.

자유표면에서의 온도분포를 나타낸 Fig. 7을 살펴보면 정자기장 세기를 증가시키에 따라 액상영역의 온도가 전체적으로 상승하는 것을 볼 수 있다. 연속주조의 주형영역에서 주형분말의 용융에 의한 원활한 윤활작용을 위해서는 자유표면영역이 적절한 온도 이상을 유지하여야 한다. 이때 자유표면의 온도는 노즐을 통해 공급되는 용강의 과열도와 직접적으로 관련되어 있다. 이에 따라 적용된 EMBR에 의한 자유표면에서의 온도 상승은 주형분말의 용융성능과 관련하여, EMBR을 적용하지 않은 경우에 비해 노즐을 통해 공급되는 용강의 과열도를 감소시킬 수 있다.

$B_{max} = 0.25$ Tesla의 정자기장이 가해진 Fig. 7(c)의 경우 자유표면 영역의 대부분의 용강은 많은 과열을 포함하고 있다. 이것은 너무 큰 정자기장의 세기에 의해 노즐을 통해 공급된 용강이 주형

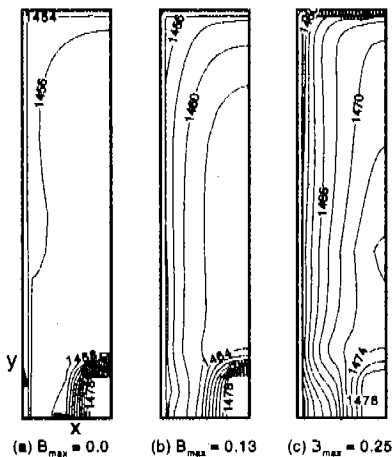


Fig. 7 Temperature fields at the free surface level for various magnetic flux densities.

의 좁은 면에 도달하지 못하고 자유표면으로 부상함으로써 주형에 의해 충분한 냉각이 이루어지지 않은 상태에서 대부분의 과열을 자유표면영역으로 이송시키기 때문이다.

본 연구에서 그림상으로 나타내지는 않았지만 용강의 제트유동 상부와 주형의 좁은 면에 인접한 액상영역에서 적절한 유동형태를 얻는 정자기장 세기(2차원의 경우 : $B_{max} = 0.35$, 3차원의 경우 : $B_{max} = 0.13$)에 대해, Fig. 5와 2차원 해석결과⁽¹⁰⁾의 속도분포를 비교해 본 결과 Fig. 5의 결과는 2차원 해석결과에 비해 제트유동 하부영역에서 보다 더 균일한 속도분포를 보였다. 이 때 정자기장 세기는 2차원의 경우가 3차원의 경우에 비해 크다. 또한 Fig. 6을 2차원 해석결과⁽¹⁰⁾의 등온선 분포와 비교해 본 결과, 3차원 해석은 정자기장 세기를 증가시키에 따라 제트유동 하부영역에서 V자 형태의 등온선을 나타내는 반면에 2차원 해석은 주조방향과 나란한 형태를 보였다. 이러한 차이는 2차원 해석이 슬랩의 폭방향에 대한 대칭면($y=0$)에서 나타나는 슬랩두께방향의 냉각효과를 고려하지 못하기 때문이다. 따라서 연속주조공정에서 유동억제를 위해 필요한 적절한 정자기장의 세기를 정량적으로 예측하고 이에 따른 온도분포를 예측하기 위해서는 슬랩두께방향의 냉각효과가 고려된 3차원 해석이 요구됨을 알 수 있다.

Fig. 8에는 정자기장 세기가 용고셀 표면의 온도분포에 미치는 영향을 나타내었다. Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)는 각각 좁은 면과 넓은 면에 형성되는 용고셀의 표면온도를 자유표면으로부터 대칭선을 따라서 주조방향으로 나타낸 것이다. Fig. 8을 살펴보면 정자기장 세기가 증가함에 따라 좁은 면에 형성되는 용고셀의 표면온도는 감소하는 반면에 정자기장의 세기가 넓은 면에 형성되는 용고셀의 표면온도에 미치는 영향은 미약하다. 주형영역에 적용된 정자기장은 용강의 제트유동이 주형의 좁은 면에 충돌한 후 이 면을 따라서 상승·하강하는 유동을 주로 억제시킴으로서 유동에 의한 액상과 좁은 면에 형성되는 용고셀 사이의 열전달 양을 감소시키게 되고 결과적으로 좁은 면 용고셀 표면의 온도를 감소시키게 된다. 그리고 Fig. 8로부터 자유표면에서 주형출구($z = -0.7$ m)까지는 용고셀의 표면온도가 크게 감소하고 주형직하에서부터는 다시 온도가 증가하다

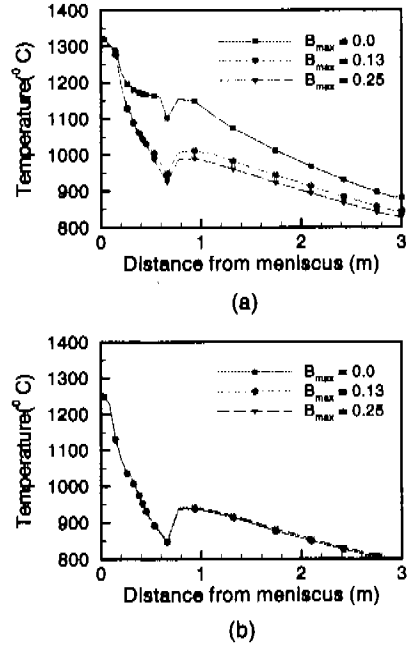


Fig. 8 Surface temperature at vertical centerline of solidifying shell (a) narrow face (b) wide face.

가 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 큰 열전달 계수를 갖는 주형영역에서는 냉각율이 큰 반면에, 주형영역에 비해 열전달 계수가 작은 주형직하에서부터는 열전달 계수의 차이에 의한 냉각율의 감소로 용고셀이 주형영역을 지나는 동안 형성된 큰 온도구배가 완화되고 용고셀 표면에 엔탈피가 축적됨으로서 나타나는 표면 재가열 (surface reheating) 현상 때문이다.⁽²⁴⁾ 표면 재가열 효과는 넓은 면에 형성되는 용고셀에서 약 40% 정도 더 크게 나타난다.

Fig. 9에는 정자기장에 의해 제어된 유동이 용고셀의 성장에 미치는 영향을 살펴보기 위해 좁은 면에 형성되는 용고셀의 두께를 정자기장 세기에 따라 나타내었다. Fig. 9에 나타낸 용고셀의 예측 결과에서 기호는 수치해석에서 얻은 온도장으로부터 계산된 것이고 선으로 표시된 것은 계산된 결과에 대해 곡선맞춤 (curve fitting)을 이용하여 나타낸 것이다. 자유표면으로부터 약 0.4 m 정도에서는 용고셀의 성장이 거의 없거나 아주 미약하다. 이것은 노즐을 통해 공급된 용강이 용고셀의 좁은 면에 충돌하여 용강의 과열을 직접적으로 용고셀에 전달함으로써 용고셀의 성장이 억제되기 때문이다. 이 그림으로부터 정

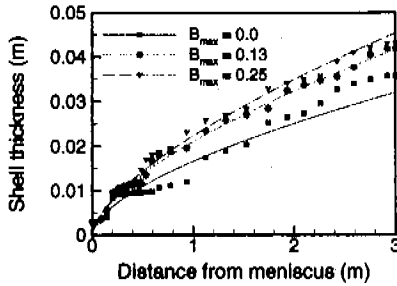


Fig. 9 Solidifying shell thicknesses at narrow face for various magnetic flux densities.

정자기장의 크기가 증가함에 따라 용고셀이 보다 두꺼워 지는 것을 볼 수 있다. 이것은 정자기장의 크기가 증가되면 유동의 세기가 억제됨으로서 유동에 의해 용고 셀에 전달되어 용고셀의 성장을 방해하는 용강의 과열량이 감소하고 용고셀 근방에 형성되는 큰 온도구배로 인하여 용고셀 표면으로의 확산 열유속이 커지기 때문이다.

4. 결론

본 연구에서는 전자기 브레이크를 적용한 슬랩 주조시스템에서의 난류유동과 용고과정을 3차원 유한체적법을 이용한 해석을 통해 속도분포 및 온도분포 특성을 고찰하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 전자기 브레이크를 적용하지 않은 상태에서 2차원 해석결과와 비교해 볼 때 3차원 해석결과에서는 노즐출구의 하부영역에서 형성되는 순환 유동장의 크기가 작고, 보다 더 균일한 속도분포가 나타나며 슬랩두께방향의 냉각효과에 의해 폭방향에 대한 대칭면에서 제산영역하부에 머시영역이 형성된다.

(2) EMBR의 적용에 따른 자유표면온도의 상승 효과는 주형분말의 용융성능과 관련하여, EMBR을 적용하지 않은 경우에 비해 노즐을 통해 공급되는 용강의 과열도를 감소시킬 수 있다. 적용된 EMBR에 의해 적절한 유동형태를 얻는 정자기장 세기는 2차원의 경우가 3차원의 경우에 비해 크다. 3차원 해석은 정자기장 세기를 증가시키에 따라 제트유동 하부영역에서 V자 형태의 등온선을 나타내는 반면에 슬랩두께방향의 냉각효과가 고려되지 않은 2차원 해석은 구조방향과 나란한 형태를 보였다. 따라서 연속주조공정에서 유동역제물 위해 필요한 적절한 정자기장의 세기를 정

량적으로 예측하고 이에 따른 온도분포를 예측하기 위해서는 슬랩두께방향의 냉각효과가 고려된 3차원 해석이 요구된다.

(3) 정자기장 세기가 증가함에 따라 좁은 면에 형성되는 용고셀의 표면온도는 감소하는 반면에 정자기장 세기가 넓은 면에 형성되는 용고셀의 표면온도에 미치는 영향은 미약하다. 또한 자유 표면에서 주형출구까지 크게 감소하던 용고셀의 표면온도가 주형지하에서 다시 증가하는 표면 재가열 효과는 넓은 면에 형성되는 용고셀에서 약 40% 정도 더 크게 나타난다.

(4) 증가된 정자기장 세기는 용강의 유동을 억제함으로써 유동에 의해 용고셀에 전달되어 용고셀의 성장을 방해하는 용강의 과열량이 감소하고 용고셀 근방에 형성되는 큰 온도구배로 인하여 용고셀 표면으로의 확산 열유속이 커지므로 용고셀이 보다 두꺼워진다.

참고문헌

- (1) Hackl, H., Kollberg, S. G and Tallback, G., 1991, "The Electromagnetic Brake : Influence on Fluid Flow and Casting Quality," *1st European Conference on Continuous Casting*, Florence, Italy, September 23-25, pp. 2401~2407.
- (2) Kollberg, S. G., Hackl, H. R. and Hanley, P. J., 1996, "Improving Quality of Flat Rolled Products Using Electromagnetic Brake(EMBR) in Continuous Casting," *Iron and Steel Engineer*, pp. 24~28.
- (3) Yoneyama, Y., Takeuchi, E., Matsuzawa, K., Sawada, I., Hattori, Y., and Kishida, Y., 1990, "Study on Electromagnetic Brake of Molten Steel Flow," *Nippon Steel Technical Report*, No. 45, Apr., pp. 30~38.
- (4) Tozawa, H., Kitaoka, H., Sorimachi, K., Ishizuka, H., Ohnishi, M., and Kakihara, S., 1990, "Flow Control of Molten Steel in Continuous Casting Mold by Electromagnetic Brake," *Proceedings of The Sixth International Iron and Steel Congress*, Nagoya, ISIJ, pp. 438~445
- (5) 이현구, 하만영, 1997, "EMBR을 이용한 연속 주조 물드내부의 유동장 해석," *대한기계학회 추계학술대회논문집 B*, pp. 475~479.

- (6) Idogawa, A., Sugizawa, M., Takeuchi, S., Sorimachi, K. and Fujii, T., 1993, "Control of Molten Steel Flow in Continuous Casting Mold by Two Static Magnetic Fields Imposed on Whole Width," *Materials Sciences and Engineering*, A173, pp. 293~297.
- (7) Hwang, Y.-S., Cha, P.-R., Nam, H.-S., Moon, K.-H. and Yoon, J.-K., 1997, "Numerical Analysis of the Influences of Operational Parameters on the Fluid Flow and Meniscus Shape in Slab Caster with EMBR," *ISIJ International*, Vol. 37, No. 7, pp. 659~667.
- (8) Takatani, K., Nakai, K., Kasai, N., Watanabe, T., and Nakajima, H., 1990, "Analysis of Heat Transfer and Fluid Flow in the Continuous Casting Mold with Electromagnetic Brake," *Proceedings of The Sixth International Iron and Steel Congress*, Nagoya, ISIJ, pp. 430~437.
- (9) Lehman, A. F., Tallbäck, G. R., Kollberg, S. G. and Hackl, H. R., 1994, "Fluid Flow Control in Continuous Casting Using Various Configuration of Static Magnetic Fields," *International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials*, Nagoya, ISIJ, pp. 372~377.
- (10) 김덕수, 김우승, 1998, "EMBR을 이용한 연속공정에서의 난류유동 및 응고해석," 대한기계학회 춘계학술대회논문집 B, pp. 235~240.
- (11) Huang, X., Thomas, B. G., and Najjar, F. M., 1992, "Modeling Superheat Removal During Continuous Casting of Steel Slabs," *Metall. Trans. B*, Vol. 23B, pp. 339~356.
- (12) Choudhary, S. K. and Mazumdar, D., 1994, "Mathematical Modeling of Transport Phenomena in Continuous Casting of Steel," *ISIJ International*, Vol. 34, No. 7, pp. 584~592.
- (13) 정재동, 유호선, 이준식, 1997, "열농도대류를 고려한 연속주조공정의 수치해석," 대한기계학회논문집(B), 제21권, 제3호, pp. 445~456.
- (14) Shyy, W., Pang, Y., Hunter, G. B., Wei, D. Y., and Chen, M. H., 1992, "Modeling of Turbulent Transport and Solidification During Continuous Ingot Casting," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 35, No. 5, pp. 1229~1245.
- (15) O'Connor, T. G., and Dantzig, J. A., 1994, "Modeling the Thin-Slab Continuous-Casting Mold," *Metall. and Materials Trans. B*, Vol. 25B, pp. 443~457.
- (16) Aboutalebi, M. R., Hasan, M., and Guthrie, R. I. L., 1995, "Numerical Study of Coupled Turbulent Flow and Solidification for Steel Slab Casters," *Numerical Heat Transfer*, A, Vol. 28, pp. 279~297.
- (17) Seyedein, S. H. and Hasan, M., 1997, "A Three-Dimensional Simulation of Coupled Turbulent Flow and Macroscopic Solidification Heat Transfer for Continuous Slab Casters," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 40, No. 18, pp. 4405~4423.
- (18) Launder, B. E. and Sharma, B. I., 1974, "Application of the Energy Dissipation Model of Turbulence to the Calculation of Flow Near a Spinning Disc," *Let. Heat Mass Transfer*, Vol. 1, pp. 131~138.
- (19) Voller, V. R., Prakash, C., 1987, "A Fixed Grid Numerical Modeling Methodology for Convection-Diffusion Mushy Region Phase-Change Problems," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, No. 8, pp. 1709~1719.
- (20) Poirier, D. R., 1987, "Permeability for Flow of Interdendritic Liquid in Columnar-Dendritic Alloys," *Metall. Trans. B*, Vol. 18B, pp. 245~255.
- (21) Hughes, W. F. and Young, F. J., 1996, *The Electromagnetodynamics of Fluids*, John Wiley & Sons, Inc., New York [London] Sydney, p. 140.
- (22) Lai, K. Y. M., Salcudean, M., Tanaka, S., and Guthrie, R. I. L., 1986, "Mathematical Modeling of Flows in Large Tundish Systems in Steelmaking," *Metall. Trans. B*, Vol. 17B, pp. 449~459.
- (23) Patankar, V. G., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, New York.
- (24) Lally, B., Biegler, L. T., and Henein, H., 1991, "Optimization and Continuous Casting: Part I. Problem Formulation and Solution Strategy," *Metall. Trans. B*, Vol. 22B, pp. 641~648.