

## 쌍롤식 연속주조공정에서의 난류유동 및 거시적응고 해석

김덕수\* · 김우승\* · 조기현\*\*  
(1999년 9월 20일 접수, 2001년 1월 30일 심사완료)

### Analysis of the Coupled Turbulent Flow and Macroscopic Solidification in Twin-Roll Continuous Casting Process

Deok-Soo Kim, Woo-Seung Kim and Kee-Hyeon Cho

**Key Words** : Twin-Roll Continuous Casting(쌍롤연속주조), Melt-Feed Pattern(용강공급 유형), Wedge-Shaped Pool(쐐기형 용탕), Turbulent Flow(난류유동), Solidification(응고)

#### Abstract

The transport phenomena in a wedge-shaped pool of twin-roll continuous caster are affected by the various operating parameters such as the melt-feed pattern, roll-gap thickness, melt-superheat, and casting speed. A computer program has been developed for analyzing the two-dimensional, steady conservation equations for transport phenomena during twin-roll continuous casting process in order to estimate the turbulent melt-flow, temperature fields, and solidification in the wedge-shaped pool. The turbulent characteristics of the melt-flow were considered using a low-Reynolds-number  $k-\epsilon$  turbulence model. Based on the computer program, the effects of the different melt-feed patterns, roll-gap thicknesses, and superheats of melt on the variations of the velocity and temperature distributions, and the mushy solidification were examined. The results show that the liquidus line is located considerably at the upstream region; and in the lower region appear the well-mixed melt-flow and most widely developed mushy zone. Besides, the variation of melt-flow due to varying melt-feed patterns, affects mainly the liquidus line, and scarcely has effects on the solidus line in the outlet region.

기호설명	
$c_p$	: 비열
$D$	: 노즐 입구의 폭
$f_l$	: 국소 액상분율
$f_m$	: 난류점성계수 수정인자
$h$	: 시간평균 엔탈피( $c_p T$ )
$h_\xi, h_\eta$	: 기하학적 계수
$\Delta H$	: 국소잠열
$\Delta H_f$	: 용해잠열
$J$	: Jacobian
$k$	: 난류 운동에너지 또는 열전도 계수
$k^{eff}$	: 유효 열전도 계수
$S$	: 국소 생성항
$t$	: 롤 간극(gap thickness)
$T$	: 시간평균 온도
$u_i$	: $i$ 방향의 시간평균 속도
$u, v$	: $x, y$ 방향의 시간평균 속도
$u_\xi, u_\eta$	: 공변(covariant) 속도성분
$U, V$	: 관변(contravariant) 속도성분
$x_i$	: $i$ 방향의 좌표
$P$	: 시간평균 압력
$Re_i$	: 난류 Reynolds 수( $\rho k^2/\mu\epsilon$ )
$Pr$	: Prandtl 수( $\mu c_p/k_l$ )

\* 회원, 한양대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 한양대학교 기계공학과

E-mail: wskim@email.hanyang.ac.kr

TEL : (031)400-5248 FAX : (031)418-0153

\*\*\* 포항산업과학연구원 (RIST)

그리스문자

$\xi, \eta$  : 변환된 좌표

$a_\xi, a_\eta$	: 기하학적 계수
$\beta_\xi, \beta_\eta$	: 기하학적 계수
$\gamma$	: 열전달 계수
$\varepsilon$	: 난류 운동에너지 소산율
$\rho$	: 밀도
$\mu$	: 층류 점성계수
$\phi$	: 일반 종속변수( $u_\xi, u_\eta, h, k, \varepsilon$ )
$\Gamma$	: 일반 종속변수의 확산계수
$\sigma_t$	: 난류 상수
$\omega$	: 롤 각속도

#### 하첨자

$in$	: 노즐의 입구
$l, s$	: 액상, 고상
$t$	: 난류
$r$	: 롤 표면
$liq, sol$	: 액상선, 고상선

## 1. 서 론

최근 제강분야에서는 공정축소에 따른 설비의 간소화, 생산가 및 에너지 절감, 그리고 주조품의 재질개선 등의 이점이 있는 정형 주조공정(near-net-shape casting process)에 대한 관심이 높아지고 있다.<sup>(1~3)</sup> 그 대표적인 예가 열연 및 냉연의 일부 공정에 대한 생각이 가능한 쌍롤식 연속주조 공정이다.

쌍롤식 연속 주조공정은 급속 응고기술을 이용하여 용탕으로부터 직접 정형판재를 연속적으로 주조하는 차세대 판재제조공정으로서, 현재 이에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.<sup>(4~15)</sup> 이 공정에서 용강(molten metal)은 회전하는 두 개의 냉각 롤과 두 개의 사이드 댐에 의해 형성되는 썸기형 용탕(wedge-shaped pool)에 공급된다. 용강은 냉각 롤과의 접촉에 의해 롤 표면에 얇은 응고셀을 형성하며 롤의 압하력에 의해 얇은 판재(strip)의 형태로 롤 간극(nip)을 빠져 나온다. 이때 롤 간극 부근에서의 응고 양상에 따라 전체 공정의 정지를 야기시킬 수 있는 브레이크 아웃(break-out) 또는 롤의 변형으로 인해 판재가 과도한 압하력을 받게되어 폭 방향으로의 판재두께 불균일이 생기는 등의 결함이 발생하게 된다.

쌍롤식 주조공정에서 안정적인 조업과 판재의 품질 향상을 위해서는, 용탕 내의 용강유동과 응

고현상 및 열전달 특성을 결정하는 용강의 주입 방법, 롤 간극, 용강의 주입온도, 주조속도 등의 공정조건이 좁은 범위에서 조절되어야 한다.<sup>(4,5)</sup> 이에 따라 쌍롤식 연속 주조공정에 대해 적절한 공정조건을 설정하기 위해서는, 롤 간극 부근의 응고 양상과 관련하여 공정조건에 따른 용탕 내의 유동특성 및 응고가 고려된 열전달 현상에 대한 상세한 이해가 요구된다. 그러나 실측을 통해서 공정조건에 따른 용탕 내의 이송현상을 파악하기는 어려운 실정이므로 이에 대한 수치적 연구가 활발히 이루어지고 있다.

일반적인 생산규모의 쌍롤식 주조공정에서 용강의 물리적 특성과 주조조건에 비추어 볼 때 용강의 유동은 난류특성을 갖는다. Seyedein 등<sup>(6)</sup>은 용강유동의 난류특성을 고찰하였다. 그러나 쌍롤식 주조공정에 대한 기존의 연구를 살펴보면 용강 유동을 고려한 일련의 연구들 가운데 일부<sup>(6~8)</sup>를 제외한 대다수는 작은 주조속도에 대해 층류 이송 방정식을 사용한 유동해석<sup>(9~15)</sup>이 이루어 졌다.

쌍롤식 연속 주조공정에서 용탕 내로 용강을 공급하는 방법은 턴디쉬(tundish)로부터 노즐을 통한 공급이 가장 일반적이다. 그러나 판재제조 시 극히 중요한 용강을 주입하는 노즐의 형태 차이 그리고 롤 간극, 용강 주입온도 등의 압연조건의 변화에 따른 응고 및 열전달 특성에 대한 연구는 상당히 미진하다. 이에 따라 본 연구에서는 쌍롤식 연속 주조공정에 대해 용강의 주입방법에 초점을 두고 여러 유형의 노즐을 통해 용강을 용탕에 주입하는 경우 용탕 내의 유동의 난류거동 및 거시적 응고가 고려된 열전달 특성을 수치적 모사를 통해 고찰하고자 한다. 또한 롤 간극 및 용강 과열도에 따라 용탕에서의 유속과 온도분포 변화, 그리고 머시영역 응고의 진행에 대해서 살펴보고자 한다.

## 2. 이 론

### 2.1 수학적 모델

Fig. 1에는 쌍롤식 연속 주조시스템에 대한 개략도를 나타내었다. 쌍롤식 연속 주조공정에서 용강은 턴디쉬로부터 일정한 질량유량으로 노즐을 통해 지속적으로 썸기형 용탕에 공급된다. 용강은 두 개의 회전하는 냉각 롤에 의해 냉각이 이루어진다. 에너지 방정식에 대해서는 엔탈피 정식화를

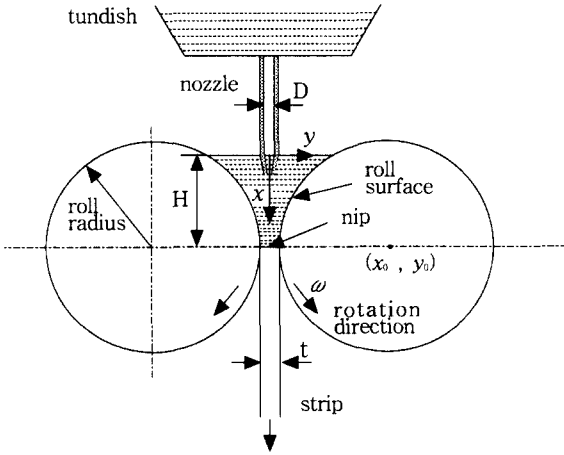


Fig. 1 Schematic diagram of a twin-roll strip caster

사용하여 용강의 응고에 따른 잠열방출 효과를 고려하며, 총 엔탈피를 현열( $h$ )과 잠열( $\Delta H$ )로 나누어 표현한다.<sup>(16)</sup> 고상과 액상에서의 비열은 동일하며 일정하다고 가정한다. 냉각 롤의 접선 속도는 주조속도와 같다. 일반적인 공정조건에서 노즐을 통해 용탕으로 유입되는 용강의 Reynolds 수는  $10^3 \sim 10^4$ 의 차원을 갖는다. 이에 따라 쌍롤식 연속 주조공정에서의 복잡한 유동형태를 고려해 볼 때 이송과정에 대한 해석은 난류의 영향이 포함되어야 한다. 난류효과는 Launder와 Sharma<sup>(17)</sup>의 저 레이놀즈  $k-\epsilon$  난류모델을 사용하여 고려한다.<sup>(6,7)</sup> 본 연구에서 고려되는 시간평균 지배 방정식은 다음과 같다.

연속방정식

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

운동량방정식

$$\frac{\partial(\rho u_i \mu_i)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \mu_t \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \rho \frac{\partial k}{\partial x_i} \delta_{ij} - \frac{\mu}{K_p} (u_i - u_{i,s}) \tag{2}$$

에너지 방정식

$$\frac{\partial(\rho u_i h)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \frac{k^{eff}}{c_p} \frac{\partial h}{\partial x_j} \right] - \frac{\partial(\rho u_i \Delta H)}{\partial x_j} \tag{3}$$

난류 운동 에너지 방정식

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

난류 운동 에너지 소산 방정식

$$\frac{\partial(\rho u_i \epsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{\epsilon 1} f_1 P_t \frac{\epsilon}{k} - C_{\epsilon 2} f_2 \rho \frac{\epsilon^2}{k} + E_\epsilon \tag{5}$$

여기서

$$\mu_t = C_\mu f_\mu f_m \rho \frac{k^2}{\epsilon} \tag{6a}$$

$$P_t = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \tag{6b}$$

$$D_k = 2\mu \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \tag{6c}$$

$$E_\epsilon = \frac{2\mu \mu_t}{\rho} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k} \tag{6d}$$

$$f_1 = 1, \quad f_2 = 1 - 0.3 \exp(-Re_t^2)$$

$$f_\mu = \exp(-3.4/(1 + Re_t/50)^2), \quad Re_t = \frac{\rho k^2}{\mu \epsilon} \tag{6e}$$

$$C_\mu = 0.09, \quad C_{\epsilon 1} = 1.44, \quad C_{\epsilon 2} = 1.92$$

$$\sigma_k = 1.0, \quad \sigma_\epsilon = 1.3, \quad \sigma_t = 0.9$$

$$k^{eff} = f_i k_i^{eff} + f_s k_s, \quad k_i^{eff} = c_p \left( \frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu_t}{\sigma_t} \right)$$

$$i, j = 1 \text{ or } 2$$

## 2.2 머시모델

식 (3)의 에너지 방정식에서 국소 잠열  $\Delta H$ 는 국소 액상 분율의 함수로 아래와 같이 표현할 수 있다.<sup>(16)</sup> 머시영역에서의 국소 액상 분율은 고상선 온도와 액상선 온도 사이에서 선형적으로 분포한다고 가정한다.

$$\Delta H = \begin{cases} \Delta H_f, & T > T_{liq} \\ f_i \Delta H_f, & T_{sol} < T \leq T_{liq} \\ 0, & T \leq T_{sol} \end{cases} \tag{7}$$

운동량 방정식 (2)에서 우변의 마지막 항은, 머시영역의 유동에 대해 투과율( $K_p$ )이 액상 분율에 따라 변하는 다공성 매질로 모델링하여 추가된 Darcy 생성항이다. Darcy 생성항을 통해 머시영역에서 고상과 액상간의 상호작용력을 고려한다. 이 경우 투과율은 Kozeny-Carman 방정식을 사용하여 액상 분율의 함수로 다음과 같이 계산할 수 있다.

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

여기서  $D_0$ 는 다공성 매질의 형태와 관련된 상수이다. Darcy 생성항에 대해 식 (8)을 적용하면 본 연구에서 고려되는 Darcy 생성항의 최종 형태는 다음과 같다.<sup>(6,16)</sup>

$$\text{Darcy 생성항} = C_0 \frac{(1-f_i)^2}{f_i^3 + q} (u_i - u_{i,s}) \quad (9)$$

여기서  $C_0$ 는 Darcy 계수이다. 현재 머시영역에서의 유동에 대한 모델링은 명확하게 정립되어 있는 것은 아니며 여전히 불확실성을 포함하고 있다. 특히 쌍률식 연속 주조공정과 관련하여 머시영역의 두께 및 온도변화에 대한 실험결과의 부재로 적절한  $C_0$  값을 선택하는 것은 어려운 일이다. 본 연구에서는, 쌍률식 연속 주조공정에서  $C_0$ 값의 변화에 따른 용강유동 및 응고에 관한 연구를 수행한 참고문헌<sup>(6)</sup>을 기초로 하여  $C_0$ 값으로  $1.6 \times 10^3$ 을 선택하였다.  $q$ 는 수치해석 과정에서 0으로 나누어지는 것을 방지하기 위해 고려한 상수이다.

### 2.3 좌표변환

쌍률 주조공정의 해석영역은 경계면이 직교 좌표계  $(x, y)$ 와 평행하지 않기 때문에 지배 방정식을 비직교 좌표계로 변환하기 위하여 일반화된 좌표계  $(\xi, \eta)$ 에 대한 다음의 좌표변환을 도입한다.

$$x = x(\xi, \eta), \quad y = y(\xi, \eta) \quad (10)$$

식 (10)을 이용하여 좌표변환을 수행하면 계산 영역에서 정의되는 일반 종속변수  $\phi$ 로 표현된 지배 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial \xi} \left( \rho U \phi - \frac{\alpha_\xi \Gamma}{h_\xi} \frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) + \frac{\partial}{\partial \eta} \left( \rho V \phi - \frac{\alpha_\eta \Gamma}{h_\eta} \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) \\ & = JS(\xi, \eta) - \frac{\partial}{\partial \xi} \left( \frac{\beta_\xi \Gamma}{h_\xi} \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) - \frac{\partial}{\partial \eta} \left( \frac{\beta_\eta \Gamma}{h_\eta} \frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

여기서

$$U = \alpha_\xi u_\xi - \beta_\xi u_\eta, \quad V = \alpha_\eta u_\eta - \beta_\eta u_\xi$$

$$u_\xi = (x_\xi u + y_\xi v) / h_\xi, \quad u_\eta = (x_\eta u + y_\eta v) / h_\eta \quad (12)$$

다른 기하학적 계수들은 기호설명에 정의되어 있다. 식 (11)에서  $\phi$ 는 새로운 일반 좌표계  $\xi, \eta$ 에서의  $u_\xi, u_\eta, h, k, \varepsilon$ 를 대표한다.

### 2.4 경계조건

Fig. 1에 나타낸 쌍률식 연속 주조기에서 용탕은  $x$ 축(주조방향)에 대해 좌우대칭이므로 본 연구는 우측 절반만을 해석영역으로 선정하였다. 구체적으로 수치계산에 적용된 경계조건은 다음과 같다.

#### 2.4.1 노즐입구

노즐입구에서 모든 변수 값은 일정하다고 가정한다.  $k$ 와  $\varepsilon$ 에 대한 값은 Lai 등<sup>(18)</sup>이 제시한 값에 대해 다른 문헌<sup>(6,7)</sup>에서 적용된바 있는 아래와 같은 준 실험식을 사용한다.

$$\begin{aligned} u &= u_{in}, \quad v = 0, \quad h = h_{in}, \quad k = 0.01 u_{in}^2, \\ \varepsilon &= C_\mu k^{1.5} / 0.05 / D \end{aligned} \quad (13a)$$

#### 2.4.2 대칭선

$y = 0$ 인 대칭선에 수직인 속도성분은 0이며 이 수직 속도성분을 제외한 모든 변수의 수직구배는 0이다.

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\partial h}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = v = 0 \quad (13b)$$

#### 2.4.3 자유표면

$x = 0$ 에 위치한 자유표면은 대칭선에서와 동일한 경계조건을 사용한다. 또한 참고문헌<sup>(6)</sup>에서의 가정을 기초로 본 연구에서도 표면장력효과(Marangoni 효과)는 고려되지 않는다.

$$\frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} = u = 0 \quad (13c)$$

#### 2.4.4 물 표면

주조속도를 갖는 물 표면에 대해 속도는 점착 조건을 적용하였다. 한편 난류 운동에너지  $k$ 와 난류 운동에너지 소산율  $\varepsilon$  값은 0이다. 물에 의한 냉각효과는 열전달 계수( $\gamma_r$ )를 사용하여 고

려한다. 본 연구에서 적용된 열전달 계수 값은 3 mm, 4 mm 의 롤 간극에 대해 각각  $8 \times 10^3$  W/m<sup>2</sup>K,  $1 \times 10^4$  W/m<sup>2</sup>K 이다.<sup>(6)</sup>

$$u = -(y_r - y_o)\omega, v = (x_r - x_o)\omega$$

$$\frac{\partial h}{\partial n} = \frac{\gamma_r}{k_r}(h_r - h_a), k = \epsilon = 0 \quad (13d)$$

2.4.5 출구(nip)

자유표면으로부터 0.385 m 떨어진 위치(nip)로 설정하였고 완전 발달된 유동으로 간주하여 모든 종속변수에 대한 주조방향의 구배는 0이다.<sup>(6)</sup>

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x} = 0 \quad (13e)$$

2.5 수치해석

Fig. 2에는 본 연구에서 고려되는 계산영역과 대수 격자 생성법을 이용하여 생성한 격자계 및 노즐유형을 나타내었다. Fig. 2(a)는 노즐출구가 탕면에 위치하는 노즐유형(Case A)을 나타낸다. 그리고 Fig. 2(b)와 Fig. 2(c)는 각각 출구(nip)를 향한 단일 노즐출구를 갖는 침지노즐(Case B)과 냉각 물을 향한 이분 노즐출구를 갖는 침지노즐(Case C)을 나타낸다. 계산에 사용된 격자는 기존의 연구문헌<sup>(6)</sup>을 기초로 하였으며 Case A, B 및 C의 노즐유형에 대해 각각 고체벽 근방에 조밀하

게 분포시킨 53×62, 65×63, 65×75의 비균일 격자를 사용하였다.

일반 종속변수  $\phi$ 로 표현된 식 (11)의 지배 방정식은 유한 체적법을 기초로 한 유한 차분법을 사용하여 이산화하였다. 속도와 스칼라 량에 대해서는 엇갈린 격자(staggered grid)를 적용하였다. 대류항에 대해서는 하이브리드 도식을 적용하였으며 수치해석 절차는 Patankar의 SIMPLER 알고리즘을 사용하였다.<sup>(19)</sup>

주어진 경계조건에 대해 지배 방정식의 이산화 과정에 의해 얻은 대수 방정식은 선순법을 이용한 TDMA 방법을 사용하여 반복적으로 해를 구한다. 본 연구에서 사용된 수렴조건은 다음과 같다.

$$\left| \frac{R_i^{m+1} - R_i^m}{R_i^m} \right| = \epsilon \quad (14)$$

여기에서 상첨자  $m+1$ 과  $m$ 은 반복계산 단계를 나타내고 하첨자  $i$ 는 물리량이 계산되는 절점을 나타낸다. 그리고  $R$ 은 잉여치(residual)이고  $\epsilon$ 은 수렴기준을 나타낸다. 계산된 모든 변수 값에 대해 50여 회 이상 반복 계산되는 동안에도  $\epsilon$ 이  $10^{-5}$ 보다 작으면 계산을 종료하였다. 이때 속도에 대해서는 0.4, 스칼라 량에 대해서는 0.25의 하향 이완계수를 사용하였다. 또한 머시영역에서

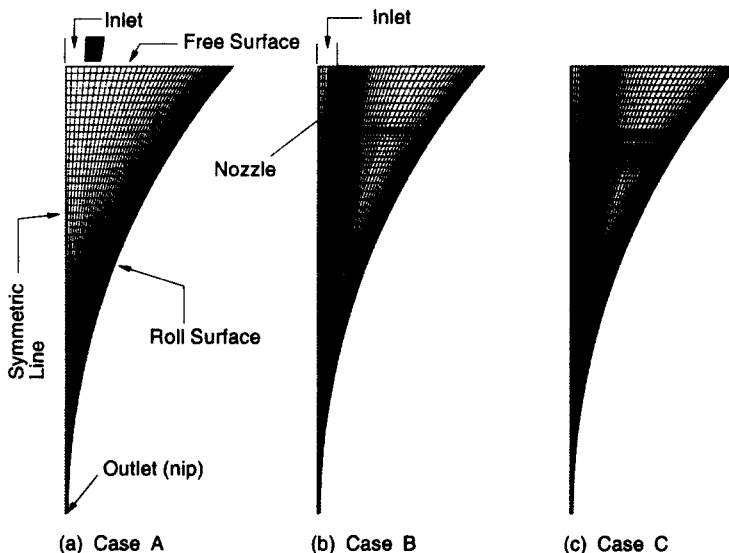


Fig. 2 Computational domains with grid configuration and nozzle shape (a) Case A : 53× 62 gird (b) Case B : 65× 63 gird (c) Case C : 65× 75 gird

난류효과의 감쇠를 고려하는 난류점성계수 수정인자  $f_m$ 에 대해서는 참고문헌<sup>(6)</sup>을 기초로 하여 1을 사용하였다.

### 3. 결과 및 고찰

쌍롤식 연속 주조공정의 주조속도는 일반적으로 롤 간극, 롤 재질, 용강 주입온도, 용탕 깊이, 롤 냉각수량 등의 다양한 공정조건을 상호 고려하여 선택하고 있다. 이 가운데 주로 롤 간극과 롤 냉각수량에 의존하며 대략 0.33 m/s ~ 1.83 m/s 정도에서 선택된다. 본 연구는 해석대상을 용탕으로 제한하였으며 주조속도는 대표적으로 1 m/s으로 설정하였다. 노즐 입구속도는 고정된 주조속도에 대해 롤 간극을 통과하는 유출유동으로부터, 입구와 출구(nip) 간의 질량 보존관계를 이용하여 계산하였다. 주조속도 1 m/s에 대해 롤 간극(3 mm, 4 mm) 및 용강 과열도(20 °C, 30 °C) 변화에 따른 용탕의 유동형태와 온도분포 변화를 고찰하였다. 본 연구에서 고려되는 용강은 고상과 액상에 대해 비열 값의 차이는 약 10% 정도이다.<sup>(20)</sup> 따라서 비열 값의 차이에 대한 영향은 무시하였다. 본 수치해석에서 고려된 물리적 영역의 기하학적 변수와 용강의 물성치 및 공정조건은 Table 1에 나타내었다.

Fig. 3에는 노즐을 통한 용강의 공급에 대해, 쌍롤식 연속 주조공정에 적용되고 있는 노즐의 유형에 따른 용탕에서의 속도장을 나타내었다. 여기서 롤 간극은 4 mm 이고 용강 과열도는 20 °C이다. Fig. 3(a)는 노즐을 통해 용강이 탕면에 직접 공급되는 경우(Case A)에 대해 도시한 것이다. 그리고 Fig. 3(b)와 Fig. 3(c)는 각각 출구를 향한 단일 노즐출구(Case B)와 냉각 물을 향한 이분 노즐출구(Case C)를 갖는 침지노즐의 경우에 대해 도시한 것이다. Fig. 3을 살펴보면 용탕 내에는 상부와 하부에 서로 반대방향으로 회전하는 두 개의 재 순환 유동이 형성된다. 응고셀이 형성되는 롤 표면을 따라서는 롤 회전에 의해 전단력이 지배적인 유동층이 형성된다. 롤 회전에 의해 생성되는 전단유속(shear flow rate)은 주조기의 출구(nip)를 통한 정미 유출량(net outflow)에 비해 높다. 이로 인해 대칭선에서는 질량보존을 만족시키기 위해 위로 향한 유동이 발생하며, 용탕 하부에서 시계방향의 강한 와류가 형성된다.

**Table 1** Physical properties of stainless steel and the geometrical data used for the present simulation<sup>(6)</sup>

Variables	Value
Viscosity	0.007 kg/m/s
Density	7000 kg/m <sup>3</sup>
Specific heat	700 J/kg/K
Solid conductivity*	19.6 W/m/K
Liquid conductivity*	34.3 W/m/K
Solidus temperature	1400 °C
Liquidus temperature	1454 °C
Inlet temperature	1474, 1484 °C
Latent heat	264 kJ/kg
Roll diameter	1.2 m
Pool depth (H)	0.385 m
Gap thickness	3 mm, 4 mm
Inlet width (D)	0.034 m
Casting speed	1 m/s ( $\omega=1.667$ )

\* : Ref.[20]

Fig. 3(a)와 Fig. 3(b)를 살펴보면 대칭선에 생성된 위로 향한 유동은 아래로 향하는 노즐출구 유동과 충돌한다. 이러한 두 흐름의 충돌은 노즐출구 아래의 대칭선에 정체점(stagnation point)을 형성시킨다. 이분 노즐출구의 Fig. 3(c)를 살펴보면 노즐에서 분사된 용강은 전단 유동층에 의해 응고셀에 충돌하지 못하고 상층류와 하강류로 갈라져 자유표면과 하류를 향한 유동을 형성한다. 용탕의 대칭선에서 위로 향한 유동이 시작되는 위치(이하 “역류 시작점”이라 한다)는 Fig. 3에서 원형 기호로 표시된 부분에 대한 확대 그림을 통해 나타내었다. 역류 시작점은 Case A의 경우, 출구로부터의 높이가 100 mm 정도이며, 이 위치에서의 액상분율( $f_l$ )은 0.61이다. Case B, C의 침지노즐의 경우는 Case A에 비해 역류 시작점이 약간 출구 쪽으로 이동하고 액상 분율은 약간 증가한다. Case B와 Case C의 역류 시작점의 위치는 동일하게 나타난다. 쌍롤식 연속 주조공정에서 역류 시작점의 위치는 롤에 의한 압착이 시작되는 위치와 관련하여 의미를 갖는다.<sup>(8)</sup>

Fig. 4에는 Fig. 3의 노즐유형에 대한 온도분포를 나타내었다. 등온선은 1430 °C ~ 1470 °C에 대해 5 °C간격으로 표시하였다. 이 때 1455 °C에 대한 등온선은 생략하였으며, 그 대신에 1400 °C의 고상선과 1454 °C의 액상선을 나타내었다. Fig. 4

를 살펴보면 등온선의 분포형태는 용탕에서의 유동장을 잘 반영하고 있다. 용탕 상부의 온도분포는 2차원 형상을 나타내며 하부에서는 용강의 강한 난류 재순환 유동에 의해 잘 혼합된 용강이 나타난다. 액상선은 상당히 상류에 위치하며, 용탕 하부에서는 재순환 유동의 영향을 받아 머시 영역이 상당히 넓게 발달한다. 노즐의 유형에 따른 용강유동의 변화에 의해 액상선 및 고상선은 확연하게 변하지 않는다. 반면에 용탕 하부에서는 침지노즐을 사용함으로써 보다 높은 에너지 레벨(energy level)의 균일한 온도장을 얻을 수 있

다. 특히 이분 침지노즐의 Fig. 4(c)는 용탕 하부뿐만 아니라 자유표면영역에서도 보다 고온의 완만한 온도분포를 나타낸다. 원형기호에 대한 확대 그림으로 나타낸 출구영역에서의 등온선 분포는 노즐의 유형에 관계없이 유사한 분포를 보이며 Case A의 경우 출구의 응고층이 약간 작게 형성된다. 물 간극을 통과한 박판의 내부는 응고가 완료되지 않았음을 알 수 있다. 그러나 물 출구 주위에서 압연이 실제로 발생하는 것으로 간주된다. 이것은 물과 용탕을 연계해석한 연구문헌<sup>(8)</sup>을 통해서 알 수 있다. 역류 시작점에서 물에 의한

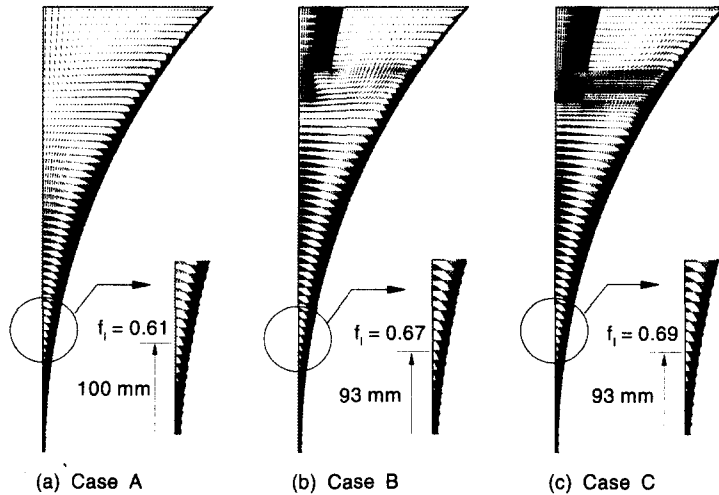


Fig. 3 Velocity vectors in the pool with gap thickness of 4 mm for the different nozzles (a) Case A (b) Case B (c) Case C

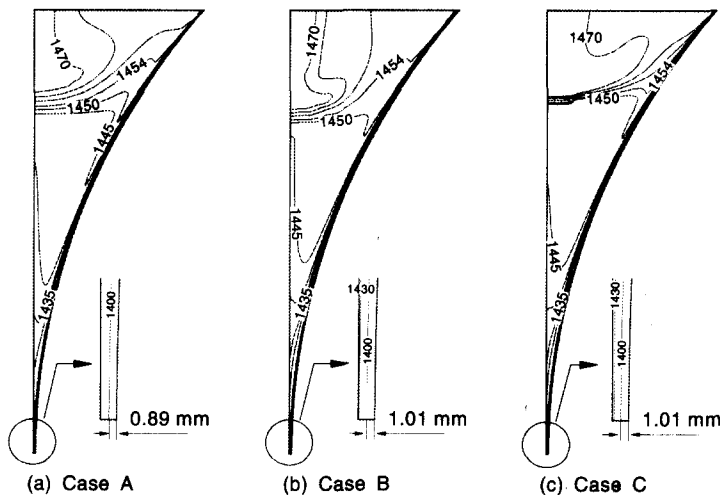


Fig. 4 Isotherm lines in the pool with gap thickness of 4 mm and superheat of 20°C for the different nozzles (a) Case A (b) Case B (c) Case C

박판의 압착이 시작되면서 물 표면에서는 물과 용고층 간의 밀착성이 향상되는 것으로 보고되어 있다.<sup>(8)</sup>

롤 간극의 변화가 용탕의 유동형태 변화에 미치는 영향을 고찰하기 위해 Fig. 5에는 3 mm 롤 간극에 대해 Case A, B, C의 노즐 유형에 따른 속도벡터를 나타내었다. Fig. 5를 Fig. 3(롤 간극 4 mm)과 비교해 보면 롤 간극이 감소함에 따라 노즐을 통해 공급되는 용강의 강제유동에 의해 용탕 상부에 형성되는 재순환 유동영역의 크기는 줄어든다. 반면에 Fig. 5(a)와 5(b)의 경우 대칭면에서 나타나는 정체점이 위로 약간 이동하며 물 회전에 의한 하부의 재순환 유동영역의 크기는 증가함을 볼 수 있다. 그러나 Fig. 5(c)의 경우는 용탕 하부의 유동이 노즐에 의해 제한되므로 하부의 재순환 유동장의 크기 변화는 없다. 롤 간극이 감소함에 따라 역류 시작점은 출구 쪽으로 이동하며, 이 위치에서의 액상 분율은 감소한다. 역류 시작점이 출구 쪽으로 이동함에 따라 물에 의한 압착구간은 감소하게 될 것이다. Fig. 3과 마찬가지로 Case B, C의 노즐유형의 경우 Case A의 노즐 유형에 비해 역류시작이 약간 아래에 위치하며 액상 분율은 약간 큰 값을 갖는다.

Fig. 6과 Fig. 7에는 롤 간극이 3 mm 이고 과열도가 각각 20 ℃, 30 ℃인 경우, Case A, B, C의 노즐유형에 대한 온도장을 나타내었다. Fig. 6

과 Fig. 7의 등온선은 각각 1430 ℃ ~ 1470 ℃, 1430 ℃ ~ 1480 ℃에 대해 Fig. 4과 동일한 방법으로 나타내었다. Fig. 6을 Fig. 4(롤 간극 4 mm)와 비교해 보면 롤 간극이 작은 경우 액상선은 상부로 이동하며, 액상영역의 범위는 작아지고 전체적으로 용탕 내의 에너지 레벨은 감소하는 경향이 나타난다. 한편 유동 단면적이 상당히 작은 출구영역에서 용고셀의 두께가 미소하게 증가한다. 이것은 롤 간극의 감소에 따른 용탕 내에서의 유동형태 변화 그리고 노즐입구 속도의 감소로 인해 용탕에 유입되는 용강의 열량감소에 기인한다. 특히 Case B에 대한 결과를 나타낸 Fig. 6(b)를 살펴보면 용탕 상부의 물에 인접한 영역에서는 액상선 온도에 가까운 온도를 갖는 머시영역이 형성된다. 이는 자유표면에 스킨(skull)의 생성 가능성이 크다는 사실을 시사한다.

주어진 노즐 유형에 대해 자유표면 영역의 온도를 상승시키기 위해서는 보다 높은 용강 과열도가 요구된다. 과열도 30 ℃에 대한 온도분포를 나타낸 Fig. 7을 살펴보면 과열도 증가에 따른 노즐을 통한 용강의 열유속 증가는 용탕 상부의 에너지 레벨을 증가시키며, 이로 인해 용탕 상부의 온도는 증가하며 액상선은 아래로 이동한다. 그리고 증가된 과열도에 대해 Case B, C의 경우 용탕 하부에서의 에너지 레벨이 증가하는 반면 Case A의 경우는 거의 변하지 않는다. 또한 증가된 과열도에 대해 출구영역에서의 용고셀은 두께

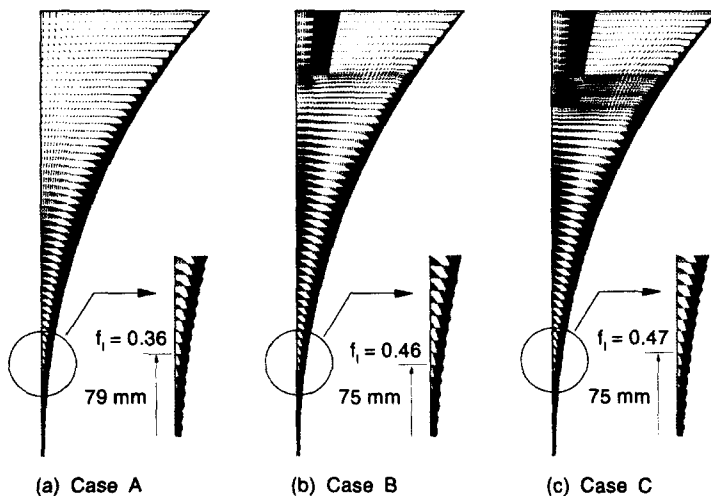


Fig. 5 Velocity vectors in the pool with gap thickness of 3 mm for the different nozzles (a) Case A (b) Case B (c) Case C



가 미소하게 감소한다. Case B에 대한 결과를 보면 용강 과열도를 증가시킴으로서 자유표면 영역에 머시영역이 존재하지 않는다. Fig. 6과 Fig. 7을 비교해 보면 용강 과열도의 증가에 대해 Case A의 경우는 상부에서 온도구배가 증가하는 반면 Case B, C의 경우는 완만한 온도구배를 그대로 유지한다. 용강 과열도 증가에 따른 등온선 분포의 근본적인 차이는 용탕 상부의 에너지 레벨 변화이다. Case B, C는 Case A에 비해 용강 과열도에 대한 의존도가 비교적 크다.

노즐의 유형에 따른 온도분포로부터 알 수 있

듯이 동일한 용강 과열도에 대해 침지노즐을 통해 용강을 공급함으로써 용탕 하부에서는 보다 높은 온도가 유지된 균일한 온도장을 얻을 수 있다. 이 가운데 이분 침지노즐은 자유표면 영역에서도 보다 높은 온도의 유동장을 얻을 수 있다.

본 연구에서 사용된 응고모델을 검증하기 위해 실험용 규모의 수직형 쌍롤 주조기에 대해서 해석하였다. Fig. 8에는 본 연구에서 예측된 액상선 및 고상선의 형태를 Saitoh 등<sup>(5)</sup>이 측정된 실험결과와 비교하였다. 공정조건과 열 물성치는 Saitoh 등<sup>(5)</sup>에 의해서 주어졌 값을 사용하였다. 응고 셀

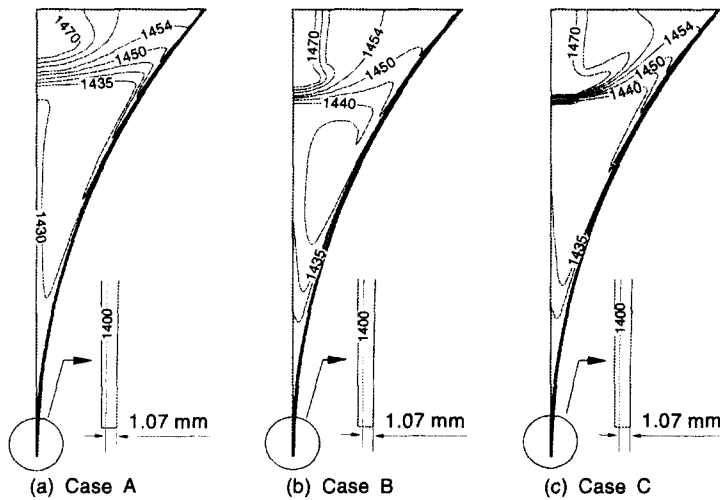


Fig. 6 Isotherm lines in the pool with gap thickness of 3 mm and superheat of 20 °C for the different nozzles (a) Case A (b) Case B (c) Case C

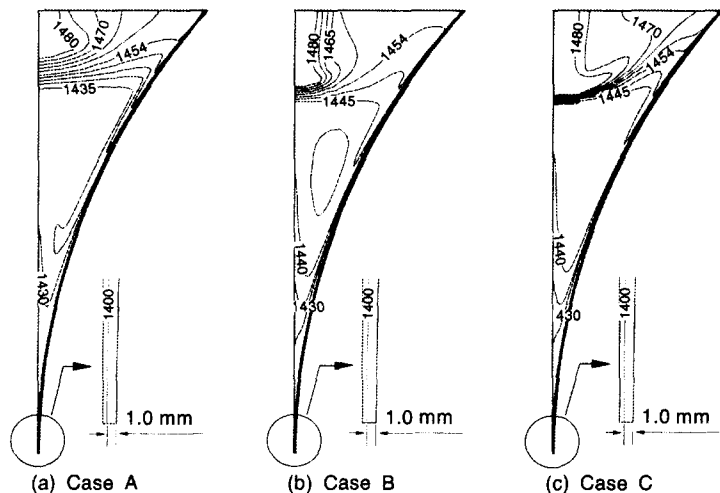


Fig. 7 Isotherm lines in the pool with gap thickness of 3 mm and superheat of 30 °C for the different nozzles (a) Case A (b) Case B (c) Case C

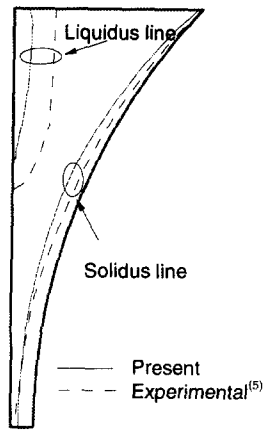


Fig. 8 Comparison of the present results with experiments for liquidus and solidus lines

분포와 액상선의 형태는 본 모델을 사용한 예측 결과와 실험결과가 다소 차이를 보인다. 이러한 차이는 주로 다음의 두 가지 요인에 기인한다. 액상선 및 응고 셀 분포가 Saitoh 등<sup>(5)</sup>의 연구에 주어져 있기는 하지만 용강이 공급되는 노즐의 형상 및 롤 냉각에 대한 실험조건이 보고되어 있지 않다. 이러한 정보의 부재로 본 연구에서는 실험적인 액상선 및 응고셀 분포를 예측하기 위해 노즐의 형상과 롤 냉각조건에 대해서는 Table 1을 기초로 하였다. Saitoh 등<sup>(5)</sup>의 실험결과와의 차이는 주로 이러한 노즐을 통한 용강의 공급조건 및 물에 의한 냉각 조건에 기인하는 것으로 판단된다. 따라서 용탕 내에서의 열전달 현상이 노즐을 통해 공급되는 용강유동과 롤 냉각조건에 전적으로 지배된다는 사실을 고려한다면 본 연구에서 예측된 액상선과 고상선의 형태는 기존의 실험결과가 제시하는 경향을 잘 따른다고 할 수 있다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 쌍롤식 연속 주조기의 췌기형 용탕에 여러 가지 유형의 노즐을 통해 용강을 주입하는 경우에 대해 용탕에서의 난류유동 및 응고를 연계하여 해석함으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 본 연구에서 고려된 유형의 노즐을 통해 용강을 공급하는 경우, 용탕의 상부와 하부에 각각

채순환 유동이 형성된다. 액상선은 상당히 상류에 위치하고 용탕 하부에서는 잘 혼합된 용강이 나타나며 머시영역이 상당히 넓게 발달한다. 또한 노즐의 유형에 따른 용강유동의 변화는 주로 용탕 상부에 형성되는 액상선에 영향을 주며 출구영역의 고상선에 미치는 영향은 미약하다.

(2) 침지노즐을 사용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 용탕 하부에서는 동일한 용강 과열도에 대해 보다 높은 에너지 레벨의 균일한 온도장을 얻을 수 있다. 특히 이분 침지노즐의 경우 용탕 하부뿐만 아니라 자유표면영역에서도 보다 고온의 완만한 온도분포를 나타낸다.

(3) 롤 간극이 작은 경우 용탕의 전체적인 에너지 레벨과 역류 시작점에서의 액상 분율은 감소한다. 또한 노즐의 유형변화에 대해 역류 시작점은 침지노즐의 경우가 보다 하류에 위치하며 큰 액상 분율을 갖는다. 역류 시작점은 롤 간극을 감소시킴에 따라 출구 쪽으로 이동한다. 이에 따라 실제 압연이 발생하는 구간은 감소하게 될 것이다. 롤 간극이 작은 경우 액상선은 상부로 이동하며, 액상영역의 범위는 작아지고 출구영역에서 응고셀의 두께가 미소하게 증가한다.

(4) 용강의 과열도 변화는 용탕 상부에 형성되는 액상선의 위치에 주로 영향을 미친다. 용탕 하부에서의 전체적인 온도분포 변화는 침지노즐의 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 용강 과열도에 대한 의존도가 비교적 크다. 탕면에 용강을 직접 공급하는 경우, 과열도 변화를 통한 용탕 하부의 온도상승 효과는 아주 작다.

#### 후 기

본 논문은 2000년도 두뇌 한국 21 사업에 의하여 지원되었습니다.

#### 참고문헌

- (1) Cygler, M. and Wolf, M., 1986, "Continuous Strip and Thin Slab Casting of Steel," *Iron Steelmaker*, Aug., pp. 27~33.
- (2) Teoh, L. L., 1988, "Technological Developments in Continuous Thin Slab and Strip Casters," *Iron and Steel Engineering*, p. 34.
- (3) Shibuya, K. and Ozawa, M., 1991, "Review : Strip Casting Techniques for Steel," *ISIJ*

- International*, Vol. 31, No. 7, pp. 661~668.
- (4) Shin, Y. K., Kang, T., Reynolds, T., and Wright, L., 1995, "Development of Twin Roll Strip Caster for Sheet Steels," *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 22, No. 1, pp. 35~44.
- (5) Saitoh, T., Hojo, H., Yaguchi, H., and Kang, C. G., 1989, "Two-dimensional Method for Twin-Roll Continuous Casting," *Metall. Trans.*, Vol. 23B, pp. 381~390.
- (6) Seyedein, S. H. and Hasan, M., 1997, "Numerical Investigation of Coupled Turbulent Flow, Heat Transfer, and Macroscopic Solidification in a Vertical Twin-Roll Thin-Strip Caster," *Numerical Heat Transfer*, Part A, Vol. 32, pp. 221~246.
- (7) 하만영, 최봉식, 1999, "쌍롤 연속 주조에서의 난류유동, 온도 및 응고예측을 위한 연구," 대한기계학회논문집 B, 제23권, 제1호, pp. 12~24.
- (8) 김용희, 이중의, 최주태, 오규환, 윤종규, 라형용, 1996, "경계밀착좌표계에 의한 쌍롤박관주조법에서의 용탕의 유동 및 열전달 해석," 대한금속학회지, Vol. 34, No. 10, pp. 1353~1361.
- (9) Miyazawa, K. and Szekely, J., 1981, "A Mathematical Model of the Splat Cooling Process Using the Twin-Roll Technique," *Metall. Trans.*, Vol. 12A, pp. 1047~1057.
- (10) Miyazawa, K., Mizoguchi, T., Nakamura, N., and Ohashi, T., 1988, "The Formation of Thin Steel Strip in a Laboratory Scale Twin-Roll Casting," in Sahai et al.(eds), *Casting of Near Net Shape Products, Proc. Int. Symp.*, in Honolulu, Hawaii, pp. 629~643.
- (11) Mo, A. and Hoydal, S. H., 1993, "Mathematical Modeling of Temperature, melt Flow, Deformation and Stress in Aluminum Twin Roll Casting," in Piwonka, T. S., Voller, V., and Katgerman, L. (eds), *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VI*, pp. 671~677, The Mineral, Metals and Material Society.
- (12) Ha, M. Y., Kim, K., Kim, K. C., and Lee, S. W., 1994, "Transient Analysis of Thermo-Fluid Phenomena in Twin-Roll Continuous Casting," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 37, No. 14, pp. 2059~2068.
- (13) 김영도, 강총길, 1994, "직접압연공정에 있어서 롤과 용탕을 연계한 유한요소 열전도해석," 대한기계학회논문집 B, 제18권, 제4호, pp. 946~957.
- (14) Hwang, J. D., Lin, H. J., Hwang, W. S., and Hu, C. T., 1995, "Numerical Simulation of Metal Flow and Heat Transfer during Twin Roll Casting," *ISIJ Int.*, Vol. 35, No. 2, pp. 170~177.
- (15) Kang, C. G., Kim, Y. D., and Lee, S. W., 1996, "A Solidification and Cooling Roll Deformation Analysis Considering Thermal Flow in Twin Roll Strip Continuous Casting Process," in Matthys, E. F. and Trucker, W. G. (eds), *Melt Spinning Strip Casting and Slab casting*, TMS Annual Meeting in Anaheim, California, Feb. 4-8, pp. 65~87.
- (16) 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.
- (17) 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," *Lett. Heat Mass Transfer*, Vol. 1, pp. 131~138.
- (18) 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.
- (19) Patankar, S. V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, Washington, D.C..
- (20) Lally, B., Biegler, L., and Henein, H., 1990, "Finite Difference Heat-Transfer Modeling for Continuous Casting," *Metall. Trans. B*, Vol. 21B, pp. 761~770.