

쌍롤 연속 주조에서의 난류 유동, 온도 및 응고 예측을 위한 연구

하 만 영*·최 봉 석**
(1997년 9월 12일 접수)

A Numerical Study of Turbulent Flow, Heat Transfer, and Solidification in Twin-Roll Continuous Casting

Man Yeong Ha and Bong Seok Choi

Key Words: Twin-Roll Continuous Casting (쌍롤식 연속 주조), Numerical Analysis (수치 해석), Turbulent Flow (난류 유동), Solidification (응고)

Abstract

A computer program has been developed for analyzing the two-dimensional, unsteady conservation equations for transport phenomena in the molten region of twin-roll continuous casting in order to predict the turbulent velocity, temperature fields, and solidification process of the molten steel. The energy equation of the cooling roll is solved simultaneously with the conservation equations of molten steel in order to consider heat transfer through the cooling roll. The results show the velocity, temperature and solidification pattern in the molten region with roll temperature as a function of time. The results for velocity and temperature fields with solidification are compared with those without solidification, giving different thermofluid characteristics in the molten region. We also investigated the effects of revolutional speed of roll, superheat and nozzle geometry on the turbulent flow, temperature and solidification in the molten steel and temperature fields in the cooling roll.

기호설명

c : 비열
 f : 질량 분율
 g : 체적 분율
 h : 열전달 계수
 H : 엔탈피
 k : 난류 운동 에너지
 k_r : 냉각 롤 열전도도
 K : 투과율
 L : 잠열
 $L(y)$: 용탕 중앙으로부터 냉각 롤 표면사이의 거리

P : 압력
 r : 반경 좌표
 S_ϕ : 생성항
 t : 시간
 T : 온도
 u : x-방향 속도
 v : y-방향 속도
 x : 물리적 공간에서 정의된 x-방향 좌표
 y : 물리적 공간에서 정의된 y-방향 좌표

그리스 문자

Γ_ϕ : 확산 계수
 ϵ : 방사율
 ϵ : 난류 에너지 소산
 η : 계산 공간에서 정의된 η -방향 좌표

* 회원, 부산대학교 공과대학 기계공학부

**LG전자(주)

- ξ : 계산 공간에서 정의된 ξ -방향 좌표
- μ : 점도
- ρ : 밀도
- σ : 스테판-블츠만 상수
- ϕ : 일반 변수
- φ : 원주 방향 좌표
- w : 각속도

하첨자

- conv : 대류
- cont : 접촉
- exit : 출구
- inlet : 입구
- l : 액체
- l : 층류
- ms : 쇠물
- noz : 노즐
- r : 롤
- rad : 복사
- ref : 기준
- s : 고체
- t : 난류

1. 서 론

최근 철강산업의 경쟁이 심해지고 기술의 급격한 발전에 따라 여러 가지 새로운 철강제조법들이 나타나고 있다. 쌍롤에 의한 박판 주조 (strip casting) 기술도 이러한 것들 중의 하나이다. 용탕의 급속한 응고를 이용한 박판 주조 기술은 용융 상태나 머시(mushy) 상태로 주입되는 재료에서 열을 제거하는 방식에 따라 쌍롤 방식, 외롤 방식, 쌍벨트 방식, 외벨트-분무방식, 불록 주형 방식 등이 있다. 각 방식으로 생산할 수 있는 박판의 범위가 극히 제한되어 있으므로 생산하려는 제품의 두께와 폭에 따라 적절한 방법을 선택한다.

쌍롤 방식의 박판 주조 기술에 대한 대략적인 개념을 보면, Fig. 1에 보여준 것처럼 급속재료는 텀디쉬 (tundish)에서 액체 상태나 머시 상태로 회전하는 두 개의 롤 사이로 주입되고 롤과의 접촉 열전달을 통해서 롤 표면에 응고 조직을 형성한다. 각 롤의 표면에 생성된 응고 조직은 롤의

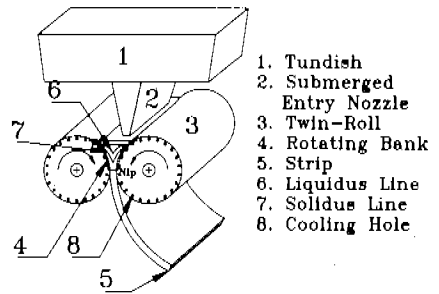


Fig. 1 Schematic diagram of a twin-roll strip casting process.

넙(nip) 부근에서 압착되어 하나의 박판을 형성하며, 압착된 박판은 넙 부근에서 일어나는 열간 압연과정을 거쳐서 최종 제품이 된다. 이러한 상태에서 결정적인 역할을 담당하는 물리적 거동은 용탕의 유동장과 응고과정, 냉각용 롤의 비대칭 온도 분포와 요구되는 조건을 만족시켜야 하는 냉각 조건 및 열용력과 압연하중에 의한 롤의 용력, 변형률 분포와 이에 따른 반복 하중 상태에서의 재료의 피로현상 등 매우 복합적인 해석이 요구된다.

박판 주조 기술에 관련된 공정 조건들은 서로 밀접하게 관련되어 있으므로 한가지 공정 변수의 조절만으로 원하는 생산 공정을 얻기가 어렵다. 따라서 전체 주조 공정에서 유동과 열전달현상에 대한 확실한 이해와 이론적 해석이 요구된다. Miyazawa 와 Szekely⁽¹⁾는 쌍롤 방식의 박판 주조 공정에 대해서 액상과 고상에서의 유동, 열전달 현상, 고상에서의 압력분포를 해석하기 위한 유한차분법 수치해석모델을 설정하였다. 온도계산을 위하여 필요한 액상과 고상의 경계면을 찾기 위하여 암시적 기법 (implicit method)에 의한 유한차분법을 이용하여 온도장의 반복계산을 수행하므로 계산된 온도장으로부터 롤 간극을 고체 영역, 액체와 고체의 공존 영역 (머시영역), 액체 영역으로 구분하여 속도장을 계산하였다.

Bennon 과 Incropera⁽²⁾⁻⁽⁴⁾는 2성분 액상-고상 상변화 시스템에 고전적인 혼합이론을 사용하여 운동량, 열 및 물질 보존방정식을 유도하였으며, 그들의 모델을 공동 내에서 이중 혼합물 계 (binary system)의 응고 과정의 해석에 적용하였다. Minnesota 대학의 Voller와 공동 연구자⁽⁵⁾⁻⁽⁹⁾

는 용융 및 용고 문제에 관한 많은 문제를 해석하였으며, 특히 액상에서 고상으로의 상변화가 존재할 시 수반하는 잠열의 처리에 관한 많은 결과를 발표하였다. 고정 격자를 사용할 시 잠열의 처리 방법은 프로그램의 수렴에 지대한 영향을 미치며 Voller와 공동 연구자들은 특히 프로그램의 수렴속도를 증가시킬 수 있는 방법을 제안하고 계산에 적용하였다.

이진욱 과 박석호⁽¹⁰⁾는 쌍물 박판 구조법에서의 열전달 해석에 대한 수치해석에서 용탕 부분에서의 열전달 및 용고과정에 대한 열전달해석을 시도했다. 이들은 속도장을 가정해서 주어진 속도장 하에서 에너지 보존 방정식의 수치해를 구하여 시간에 따른 용고 형상의 변화를 추적하였다. 이상등 등⁽¹¹⁾은 직접압연에서 용탕의 유동을 고려한 열전달 해석에서 용고 계면을 기준으로 하여 액상 영역, 고상 영역 및 물 등의 계산 가능한 영역을 경계고정법을 이용하여 물 두께 방향의 온도분포와 고상 영역과 액상영역의 속도 분포를 고려한 2차원 용고해석을 하여 모델 재료를 이용한 실험 결과와 비교했다.

Ha 등⁽¹²⁾은 용탕에 대하여 비정상, 층류, 2차원 질량, 운동량 및 에너지 보존 방정식에 대한 해를 냉각 물에 대한 비정상 2차원 에너지 보존 방정식과 연계하여 동시에 해석하였다. 그들은 지배방정식을 일반화 좌표계에서 정의하고 유한체적에 근거한 수치해를 구하였다. 이 연구를 통하여 그들은 용탕에서의 유동, 냉각 물의 재질, 냉각 물의 회전속도 등이 용고에 미치는 영향을 조사하였다.

쌍물 방법 연속 구조 공정에 있어서 용고 완료점의 위치는 판재의 성형 가능 여부를 판단하는 매우 중요한 공정 변수이다. 고온의 용탕으로부터 직접 판재를 제조하는 쌍물 방법 연속 구조 공정에 있어서 구조 속도, 용탕 깊이 및 용탕 주입 온도와 같은 공정변수를 초기에 잘못 설정하게 되면 조업에 있어서 브레이크 아웃(break-out) 및 심한 물 변형 등과 같은 전 공정의 정지를 야기시킬 수 있는 문제가 발생하게 된다. 따라서 이론적 해석을 통하여 용고 완료점의 위치 및 온도 분포를 정량적으로 예측하는 것이 대단히 중요하다. 쌍물 방법 연속 구조 공정에서 용고 형상의 두께, 용탕내의 유동 특성, 용고 완료점의 위치 및 물의 온도 분포를 정량적으로 구

하기 위해서는 용탕의 유동 및 온도장 해석과 동시에 냉각 물의 온도 변화에 대한 해석을 수행하여야 한다. 쌍물 사이에서 용탕의 용고 과정 해석에 대한 지금까지의 일련의 연구는 주로 용탕에서의 층류 유동 및 온도장을 냉각 물의 온도장과 연계하여 해석하였다. 그러나 생산성 향상을 위하여 냉각 물의 속도가 증가하면 용탕에서의 열유동장은 층류가 아닌 난류가 된다. 그러므로 난류 유동장을 고려한 쌍물 사이에서의 용탕의 용고 과정에 대한 해석이 필요하다. 그러므로 본 연구에서는 난류 모델을 도입하여 여러 변수들의 변화에 따른 용탕에서의 난류 유동, 온도장, 용고 해석 그리고 냉각 물에서의 온도장 해석을 수행하였다.

2. 수학적 모델

비공정 혼합물의 용고에서는 상당한 온도범위에 걸쳐 액상과 고상이 공존하는 머시영역이 존재하고 용질의 용해도가 용매의 고, 액상에 따라 달라진다. 머시영역은 액체가 포함된 다공성 물질과 유사한 미세구조로서 유체유동이 일어나며 인접한 순수 액체 영역과 유동의 상호작용도 가능하다. Fig. 1에서 보여진 쌍물 직접 구조 방식의 용탕내의 열유체 현상을 해석하기 위하여 Bennon 과 Incropera⁽²⁾⁻⁽⁴⁾의 연구와 유사한 가정을 사용하였다. 혼합물의 난류 유동, 온도 및 용고과정을 해석하는 비정상, 2차원 보존 방정식은 tensor를 사용하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \phi) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) + S_\phi \quad (1)$$

여기서 S_ϕ 는 대표변수 ϕ 에 대한 생성항(source term)이며 Table 1에 나타내었다. 보존방정식 (1)에서 $\phi = u, v, k, \epsilon$ 은 각각 x - 및 y -방향에서의 속도, 난류 운동 에너지 및 에너지 소산을 나타내며 아래 식 (2)와 같이 정의된다.

$$\phi = f_s \phi_s + f_l \phi_l \quad (2)$$

여기서 f 는 혼합물의 질량분율을 나타낸다. 그리고 하첨자 s 및 l 은 각각 고상 및 액상을 나

Table 1 Summary of governing equations

	ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ
Continuity	1	0	0
x-momentum	u	$\mu_l + \mu_t$	$-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu_l + \mu_t) \frac{\partial u_i}{\partial x} \right]$
y-momentum	v	$\mu_l + \mu_t$	$-\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu_l + \mu_t) \frac{\partial u_i}{\partial y} \right]$
Energy	h	$\frac{\mu_l}{\sigma_l} + \frac{\mu_t}{\sigma_t}$	$\frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\frac{\mu_l}{\sigma_l} + \frac{\mu_t}{\sigma_t} \right) \frac{\partial}{\partial x_i} (h_s - h) \right] - \frac{\partial}{\partial x_i} [\rho(h_l - h)(u_i - u_{i,s})]$
Turbulent Kinetic Energy	k	$\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$	$G - \rho\epsilon - \rho D_k$
Turbulent Energy Dissipation	ϵ	$\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}$	$c_1 f_1 \frac{\epsilon}{k} G - c_2 f_2 \frac{\rho \epsilon^2}{k} + E_\epsilon$

$$\mu_t = \rho c_\mu f_\mu \frac{k^2}{\epsilon}, \quad G = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad c_\mu = 0.09, \quad c_1 = 1.44, \quad c_2 = 1.92, \quad \sigma_k = 1.0,$$

$$\sigma_k = 1.3, \quad \sigma_t = 0.9, \quad f_\mu = \exp \left[-\frac{3.4}{(1 + R_t/50)^2} \right], \quad f_1 = 1.0, \quad f_2 = 1 - 0.3 \exp(-R_t^2)$$

$$D_k = 2\mu_l \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i}, \quad E_\epsilon = \frac{2\mu\mu_t}{\rho} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k}, \quad R_t = \frac{\rho k^2}{\mu\epsilon}$$

타낸다. 에너지 보존 방정식의 대표 변수 h 는 혼합물의 엔탈피를 나타내며 다음과 같이 정의된다.

$$h = (c_s f_s + c_l f_l) T + \Delta H \quad (3)$$

여기서

$$\begin{aligned} \Delta H &= L & T \geq T_l \\ \Delta H &= L(1 - f_s) & T_s < T < T_l \\ \Delta H &= 0 & T \leq T_s \end{aligned} \quad (4)$$

여기서 L 은 잠열을 나타내고, T_l 및 T_s 는 각각 액상 및 고상 온도를 나타낸다. 현재의 연구에서는 고상의 질량분율에 대한 식으로서는 온도의 선형 함수인 아래의 식을 사용한다(5)~(9).

$$\begin{aligned} f_s &= 0 & T \geq T_l \\ f_s &= \frac{T_l - T}{T_l - T_s} & T_s < T < T_l \\ f_s &= 1 & T \leq T_s \end{aligned} \quad (5)$$

난류 유동 해석을 위하여 현재의 계산에서는

$k-\epsilon$ 2-방정식 난류 모델을 사용하였다. Table 1의 x - 및 y -운동량 보존방정식에 사용된 K 는 액상 및 고상이 공존하는 머시 영역에서 속도가 액체 영역에서 고체 영역으로 변하게 하여주는 무과율을 나타낸다. 현재의 계산에서는 Bennon과 Incropera^{(2)~(4)}가 사용한 아래의 관계식을 사용한다.

$$K = K_0 \frac{f_l^3 + \chi}{1 - f_l^2} \quad (6)$$

Table 1의 x - 및 y -운동량 보존방정식의 생성항에 사용된 u_s 및 v_s 는 냉각 물의 회전속도에 의하여 지정된 고상의 속도를 나타낸다.

$$u_s = (y - y_0)\omega, \quad v_s = -(x - x_0)\omega \quad (7)$$

여기서 ω 는 물의 회전속도를 나타낸다. 현재의 계산에 사용한 좌표계는 Fig. 2에 주어져 있다.

회전하는 냉각 물에서의 온도 분포 및 전열량을 계산하기 위하여 열원이 존재하는 아래의 비

정상, 2차원 전도 방정식에 대한 해를 구한다. 현재의 계산에서 회전하는 물에 대한 상대적인 좌표계를 도입함으로써 속도가 물 전 영역에서 존재하지 않게 된다.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(\frac{k_r}{r} \frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) + \dot{q} = \rho_r C_r \frac{\partial T}{\partial t} \quad (8)$$

여기서 k_r, ρ_r, C_r 는 각각 냉각 물의 열전도도, 밀도, 비열을 나타내며, 냉각 물의 재질에 따른 온도의 함수이다. \dot{q} 는 냉각 물의 파이프를 통하여 흘러가는 냉각수로 전달되는 단위 체적당 열전달율을 나타낸다.

용탕의 열유동 현상을 지배하는 식(1) 및 냉각 물의 온도 분포를 지배하는 식 (8)은 비정상, 타원형 미분방정식이므로 초기 및 경계조건을 지정하여야 한다. 용탕의 초기조건으로는 탕면으로 주입되는 첫물의 온도를 사용하였으며, 냉각 물의 초기조건으로는 대기온도를 사용하였다. 용탕의 경계조건은 Fig. 2에 보여지는 형상에 대하여 다음과 같이 정의하였다.

용탕 대칭면 ($x = 0$),
 $v = 0,$

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} = 0 \quad (9)$$

용탕 출구 ($y = H$),

$$u = 0, v = v_{exit}$$

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = 0 \quad (10)$$

노즐 ($y = 0$ and $0 < x < x_{noz}$),

$$u = 0, v = v_{inlet}$$

$$k = 0.01 v_{inlet}^2, \quad \varepsilon = \frac{c_\mu k^{1.5}}{0.05 y_{noz}} \quad (11)$$

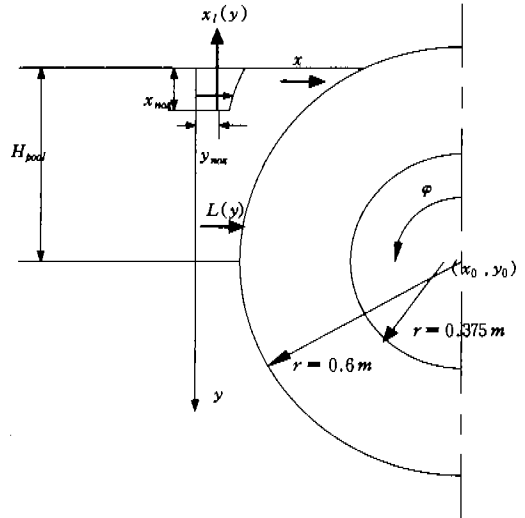


Fig. 2 Coordinate system used in the present calculation.

$$T = T_{inlet}$$

용탕 표면 ($y = 0$ and $x_{noz} < x < x_L$),

$$u = 0$$

$$\frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = 0 \quad (12)$$

냉각 물과의 접촉면 [$x = L(y)$],

$$u = (y - y_0)\omega, v = -(x - x_0)\omega$$

$$k = \varepsilon = 0 \quad (13)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h_{cont}(T - T_{rot})$$

식 (10)의 v_{exit} 는 용탕 출구에서의 속도물 나타낸다. 식 (11)의 v_{inlet} 은 노즐 출구에서의 속도물 나타내며 용탕 출구에서의 속도에 근거한 질량보존율 사용하여 계산한다. T_{inlet} 은 탕면 입구에서의 온도를 나타낸다. 냉각 물과 용탕이 접하는 면에서의 속도는 용탕이 냉각 물에서 미끄러지지 않는다고 가정하여 냉각 물의 회전속도와 동일하다고 가정하였다. 식 (13)에서의 ω 는 냉

각 롤의 회전속도를 나타내며 x_0 및 y_0 는 냉각 롤의 중심 위치를 나타낸다. 온도 경계조건에 대하여는 식 (13)에 주어진 접촉 경계조건을 사용하여 계산하며 T_{roll} 은 접촉면에서의 롤의 온도를 나타낸다. 식 (13)의 h_{cont} 는 용탕과 접촉면에서의 접촉 열전달계수를 나타낸다.

냉각 롤의 경계조건은 Fig. 2에 나타난 형상에 대하여 다음과 같이 정의하였다.

주기적인 경계 ($\varphi = 0$ and 2π),

$$T(\varphi = 0) = T(\varphi = 2\pi) \quad (14)$$

롤 내부 ($r = r_i$),

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (15)$$

냉각 롤과의 접촉면 ($r = r_0$),

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{cont}(T - T_{ms}) \quad (16)$$

용탕과 접촉하지 않은 냉각 롤 외부 ($r = r_0$),

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{conv}(T - T_{ref}) + h_{rad}(T - T_{ref}) \quad (17)$$

냉각 롤의 주기적인 경계 ($\varphi = 0$ 및 2π)에서는 온도가 서로 동일하다는 경계조건을 사용하였으며, 롤의 내면은 온도 구배가 거의 존재하지 않으므로 단열조건을 사용하였다. 용탕과 접하는 롤 표면에서 용탕의 경우와 마찬가지로 접촉저항 개념을 도입하여 식 (17)의 경계조건을 사용하였다. T_{ms} 는 냉각 롤과 접하는 용탕의 온도를 나타낸다. 즉 (13) 및 (16)에 의하여 용탕과 냉각 롤은 서로 결합되어 있으므로 이들은 동시에 해석되어야 한다. 용탕과 접하지 않은 롤 표면에서는 대류와 복사에 의한 냉각조건을 고려하여 식 (17)을 사용하였다. 이러한 경계조건들은 절대 좌표계에서 정의된 반면 열전도 방정식 (8)은 롤에 대한 상대적인 좌표계에서 정의되었다. 그러므로

계산 과정에서는 시간의 흐름에 따라 롤이 회전하는 만큼 반대 방향으로 경계조건을 이동시켜서 적용한다. 즉 용탕과 롤이 접하는 경계면에서 미끄럼 격자 (sliding mesh)를 사용하여 식 (13)과 (16)의 경계조건을 계산하였다.

Fig. 1에 보여준 것처럼 현재 해석하고자하는 용탕은 입구에서 출구로 갈수록 폭이 좁아지는 형상을 하고 있고 냉각 롤은 롤 내부에 냉각을 위한 구멍이 존재하는 복잡한 형상을 하고 있다. 그러므로 물리적 공간에서 정의된 좌표계 (x, y)에서 정의된 보존방정식에 대한 수치해를 구하는 것은 경계에서 복잡한 형상을 다루는데 많은 어려움과 아울러 계산의 정확도에도 많은 영향을 미치게 된다. 계산의 효율과 정확도를 높이기 위하여 물리적 공간은 일반화된 좌표변환을 사용하여 계산공간으로 변환되며 용탕 및 롤에 대한 지배방정식과 경계조건은 일반화 좌표계 (ξ, η)에서 정의된다.

이상의 경계조건을 사용하여 용탕 및 롤에 대한 지배방정식의 해를 위한 체적에 근거한 수치해석 방법을 사용하여 구하였다. 용탕에서의 난류 열유동 해석을 위하여 집중 격자계 (Non-Staggered grid system)를 채택하였고 SIMPLE 알고리즘⁽¹⁴⁾을 사용하여 해를 구하였다. 집중 격자계를 사용할 시 일어나는 수치계산의 불안정성을 해결하기 위하여 Rhie 와 Chow⁽¹⁵⁾의 보정 방법을 채택하였다. 용탕 내부에서 용고 현상이 일어날 때 액상에서 고상으로 상이 변하는 영역에서 잠열이 방출되며 이러한 잠열의 영향은 프로그램의 수렴속도 및 안정성에 영향을 미치게 된다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 현재의 계산에서는 Voller 등⁽⁹⁾이 사용한 잠열 수정 보완 방법을 채택하여 계산을 수행하였다. 냉각 롤의 온도는 순 암시적 기법에 바탕을 둔 수치해석 방법을 사용하여 계산하였다⁽¹⁶⁾. 냉각 롤과 용탕의 열유동을 해석하는 전체적인 과정은 다음과 같다.

- (1) 용탕 및 냉각 롤의 초기조건을 지정한다.
- (2) 냉각 롤에서의 온도 분포를 계산하고 주어진 접촉 경계조건을 사용하여 용탕에서 냉각 롤로 전달되는 열량을 계산한다.
- (3) (2)에서 계산된 접촉열량을 경계조건으로 사용하여 용탕에서의 속도 및 엔탈피, 난류 에너지 및 난류에너지 소산 계산을 SIMPLE 혹은

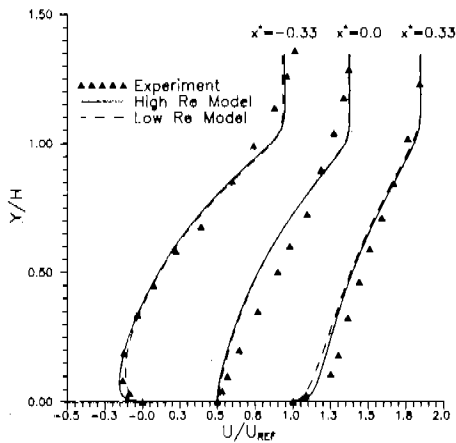


Fig. 3 Comparison of the present calculation with experimental data for flow downstream of backward-facing step.

SIMPLEC 알고리즘을 사용하여 해석한다.

- (4) 용탕에서 계산된 온도분포를 사용하여 냉각 물에 전달되는 집속전열량을 계산한다.
- (5) 수렴 조건을 만족할 때까지 물 및 용탕에 대한 (2)로부터 (4)의 계산 과정을 반복한다.
- (6) 다음 시간 스텝으로 넘어가 (2)로부터 (5)의 계산 과정을 반복한다.

3. 결과 및 토의

용탕에서의 난류 유동, 온도장 그리고 용고 현상을 예측하는 계산모델을 냉각 물에서의 온도분포를 예측하는 계산모델과 결합한 컴퓨터 프로그램을 개발하였다. 사용한 난류 모델의 타당성을 조사하기 위하여 Vogel 과 Eaton⁽¹⁶⁾의 실험에 사용된 형상 (backward step)에 대한 계산을 수행하였다. Fig. 3은 계단 후류의 영역에서의 유동에 대하여 현재의 난류 모델을 사용한 계산 결과와 실험 결과를 나타낸다. 여기서 $x^* = (x - x_R) / x_R$ 을 나타내며 x 및 x_R 은 각각 계단으로부터 흐름 방향의 거리 및 재부착 지점까지의 거리를 나타낸다. 저- 및 고-레이놀즈 난류 모델을 사용한 현재의 계산 결과는 Vogel 과 Eaton⁽¹⁶⁾의 실험 결과를 잘 나타내고 있다. 아울러 현재 개발된 프로그램의 용고 계산모델의 타당성은 Ha 등⁽¹²⁾에 의하여 검토되었으며, 현재의 용고 모델은 선

Table 2 Thermophysical properties of molten steel and geometrical parameters of twin roll strip caster.

properties		geometry	
variable	value	variable	value
viscosity		roll diameter	1.2m
density	0.007kg/ms	pool depth	0.385m
specific heat	7000kg/m ³	gap	0.02-0.04
thermal conductivity	700J/kgK	thickness	m
liquidus temperature	31W/mK	nozzle width	0.036m
solidus temperature	1727K	roll speed	1-3m/s
latent heat	1727-1757K		
	2.6×10 ⁵ J/k		
inlet temperature	g		

행 연구자들의 계산 결과를 잘 나타내었다.

이상의 타당성 검토 후 현재 개발된 프로그램을 사용하여 Fig. 1의 쌍롤 직접조방식의 용탕과 물에서의 열유체 문제를 해석하였다. 용탕에서 사용된 격자수에 대한 민감도 해석을 위하여 격자수를 변화시키면서 계산을 수행하였다. 현재의 문제에서 x - 및 y -방향으로 42x92의 격자수가 정확도 및 계산 시간의 측면에서 채택되었다. Fig. 4는 용탕에서 사용한 격자의 형태를 나타내고 있다. x -방향으로는 변하는 격자계를 사용하였으며, 냉각 물 표면 근처에서는 급한 구배를 고려하기 위하여 보다 많은 격자점을 위치시켰다. y -방향으로는 일정한 격자수를 사용하였다.

용탕 내부 쇳물의 물성치 및 형상에 대한 사양은 Table 2에 나타내었다.^(12, 17) 냉각 물에 대한 열 물성치는 참고 문헌^(12, 17)의 값을 사용하였다.

용고 현상이 용탕내에서의 열유동에 미치는 영향을 조사하기 위하여 먼저 용고 현상이 존재하지 않는 경우의 용탕내의 열유동 현상을 해석하였다. 이 경우에 냉각 물과 접하는 부분의 온도 경계조건은 식 (13)의 경계조건을 사용하는 대신

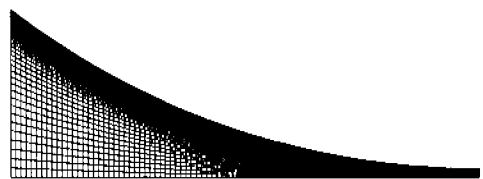


Fig. 4 Grid used in the molten steel.

에 냉각 물과 접하는 부분이 액상 온도 (1672 °K)를 유지한다고 가정하였다. 이 경우에 노즐을 통하여 유입되는 쇳물의 온도가 액상온도보다 높은 과열상태를 유지하기 때문 유동의 경우 팽창에 의한 역압력 구배에 의하여 유동이 상류로 향하다가 회전하는 물에 의하여 다시 하류 방향으로 흘러가게 된다. 이때 노즐과 회전 물 사이의 상류 자유 표면 근처에 역압력 구배에 의한 반시계 방향으로 회전하는 닫힌 와류가 형성된다. 물 표면 근처를 제외하고는 용탕 내부의 온도는 노즐 입구의 온도에 의하여 많은 영향을 받는다. 그러므로 용탕 내부의 온도는 넓은 부위에 걸쳐 노즐 입구 온도와 유사한 값을 가지며 완만한 구배를 보여준다. 그러나 냉각 물 표면으로 가면서 온도 구배는 점차 급해지면서 많은 열이 물의 표면을 통하여 방출되고 이로 인하여 용탕 출구에서의 온도는 물 표면 온도에 근접하는 것을 알 수 있다. 용탕 입구에서 출구로 가면서 단면적이 감소하므로 이로 인하여 출구로 갈수록 물 표면 근처에서의 온도 구배는 점점 커지는 것을 알 수 있다. 즉 용탕 입구에서 출구로 가면서 물 표면을 통하여 방출되는 열량은 증가하게 된다. 물 표면 근처에서의 온도는 물 반경 방향으로 1차원 형상을 보여주고 있으나, 물 표면에서 멀어질수록 용탕 내부에서의 복잡한 2차원 유동에 의하여

온도는 2차원 형상을 보여주고 있다.

응고 현상을 고려한 용탕 내 쇳물 및 냉각 물에 대한 열유동 해석을 위하여 식 (13) 및 (16)을 용탕 및 냉각 물에 대한 에너지 방정식의 경계조건으로 사용하여 계산을 수행하였다. Fig. 6은 $U_{roll} = 1$ m/s이고 $t = 2$ cm일 때 냉각 물이 5 및 10 회전 한 후의 용탕에서의 속도 벡터 및 유선을 보여주고 있다. 용탕의 상부에서는 용탕에서의 응고 현상이 존재하지 않고 액상만이 존재하는 경우 (Fig. 5 참조)와 유사하게 노즐을 통과한 유체는 팽창하여 냉각 물로 향하다가 회전하는 냉각 물에 의하여 방향을 바꾸어 출구로 향하게 된다. 노즐과 냉각 물 사이의 자유 표면 근처에서는 응고 현상이 존재하지 않는 경우와 유사하게 반시계 방향으로 회전하는 닫힌 와류가 형성된다. 응고가 존재하지 않는 경우 하류에서의 유선은 전체적으로 냉각 물 출구로 향하게 된다. Fig. 7은 냉각 물이 5 및 10회전 한 후의 고상선 (1399 °C)과 액상선 (1454 °C)을 나타낸다. 액상선 상부는 액상 온도보다 높은 영역으로서 액상만이 존재하고 고상선 하부는 고상 온도보다 낮은 영역으로서 고상만이 존재한다. 고상선과 액상선 사이는 고상과 액상이 공존하는 머시영역이다. 넓 부근 고상선 위의 쇳물은 출구로 향하지

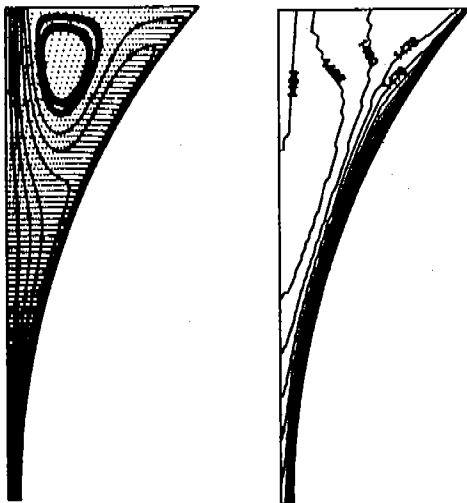


Fig. 5 Velocity vector and isothermal lines without solidification : $U_{roll} = 1$ m/s, $t = 2$ cm. Sh = 30 °C.

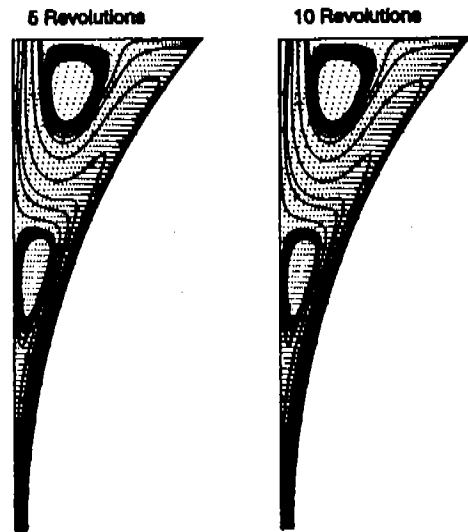


Fig. 6 Velocity vector in the molten steel as a function of time : $U_{roll} = 1$ m/s, $t = 2$ cm. Sh = 30 °C.

못하고 회전하여 상류로 향하여 중심축 근처에 또 하나의 시계 방향으로 회전하는 와류를 형성한다. 그러나 Fig. 5에 보여준 것처럼 용고가 존재하지 않는 경우에는 상류 자유 표면 근처에 반시계 방향으로 회전하는 하나의 와류만 형성되므로 용고가 존재 및 존재하지 않는 경우의 유동은 다른 형태를 보여주고 있다. 이처럼 고상선 위에 형성되는 시간방향의 와류에 의하여 액상선이 상당히 상류로 이동하고 머시 영역이 상당히 넓게 분포하게 된다. Fig. 6 및 7에 보여준 것처럼 5 및 10회전 후의 용탕내의 유동장 그리고 액상 및 고상선의 전체적인 형상은 거의 유사한 형태를 보여주고 있다.

Fig. 8은 $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$ 이고 $Sh = 30^\circ\text{C}$ 일 때 냉각 물이 5 및 10회전 후의 용탕에서의 온도분포를 보여주고 있다. 냉각 물로의 열 전달에 의하여 냉각 물과 접한 부분부터 냉각되어 중심축으로 갈수록 온도가 증가한다. 넓 근처 하류에서는 폭이 상류에 비하여 아주 좁은 관계로 등온선의 간격이 아주 작게 나타나고 상류에서는 등온선 간격이 증가한다. 아울러 냉각 물 표면에서의 온도 구배는 급하고 물에서 멀어질수록 온도 구배가 완만해진다. 전체적인 온도 분포는 용탕내의 재순환 영역들을 포함한 2차원 유동

장에 의한 대류열전달의 영향을 받아 2차원 형상을 보여주고 있다. 그러므로 용탕내의 온도 분포는 용탕에서의 유동장에 의하여 상당히 영향을 받을 수 있고, 쌍롤 직접 주조 방식의 용탕내의 용고 예측시 운동량과 에너지 보존 방정식은 동시에 해석되어야 함을 알 수 있다. 용고 현상이 존재하는 경우의 유동장이 용고가 존재하지 않는 경우의 유동과 다른 형태를 보여주고 있으므로, 이들 유동장의 영향을 받는 용고가 존재하는 온도장 (Fig. 8)은 용고가 존재하지 않은 경우의 온도장 (Fig. 5)와 다른 분포를 보여주고 있다. 즉 동일한 쌍롤 연속 주조기 내부에서 용고가 존재 및 존재하지 않을 경우의 유동 및 온도장은 전혀 다른 형상을 보여줄 수 있다.

Fig. 9는 $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$ 이고 $Sh = 30^\circ\text{C}$ 일 때 냉각 물이 5회전 및 10회전 한 후의 냉각 물에서의 온도 분포를 나타낸다. 냉각 물의 표면은 쇠물과 접하였다가 냉각되는 과정을 반복하므로 온도가 매우 높고 냉각 물의 중심부로 가면서 냉각 물을 통하여 흐르는 냉각수에 의한 냉각에 의하여 온도가 떨어진다. 그러므로 등온선의 최대값은 넓 근처에서의 온도로서 490°C 이며 최소치는 물 중앙부로 접근할 때의 온도로서 300°C 이다. 각 등온선 사이의 간격은 10°C 이다.

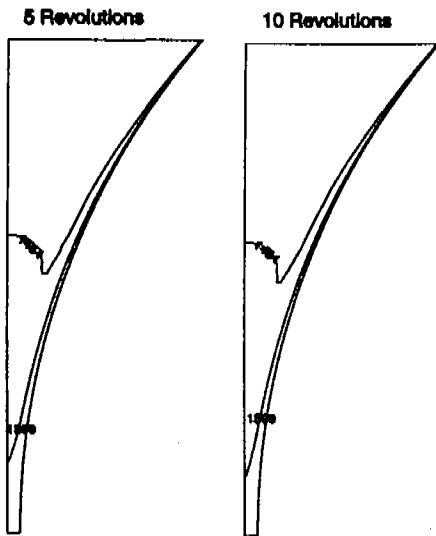


Fig. 7 Solidus and liquidus lines in the molten steel as a function of time : $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2 \text{ cm}$.

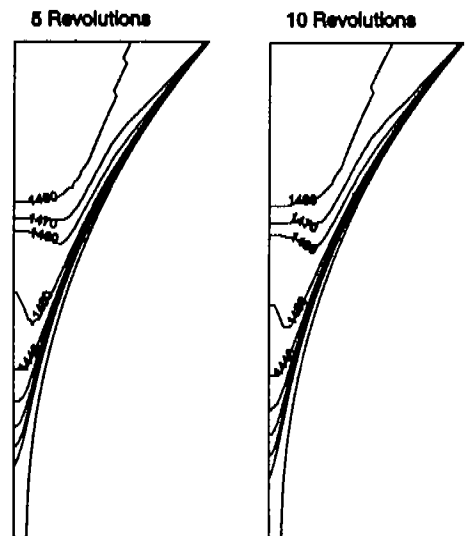


Fig. 8 Iso-thermal lines in the molten steel as a function of time : $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$ $Sh = 30^\circ\text{C}$.

Fig. 9에 보여준 것처럼 냉각 롤 표면에서의 온도 구배는 대단히 크므로 냉각 롤 표면에서 큰 열용력이 예상된다. Fig. 10은 시간의 변화에 따른 냉각 롤 표면의 한 점에서 온도 변화를 보여주고 있다. 냉각 롤은 용탕과 접하면서 온도가 급속히 증가하여 최대치에 도달하였다가 공기 중에서 냉각됨에 따라서 온도가 감소하는 과정을 반복한다. 최대 및 최소 온도의 차이는 약 150 °C를 유지하고 있다. 시스템이 정상상태에 도달하면 최대 및 최소 온도는 롤 회전수에 관계없이 동일한 값을 가진다. 10회전 후 냉각 롤 표면에서의 온도는 냉각 롤의 냉각 능력이 충분하지 않은 관계로 완전히 정상상태에 도달한 것으로 생각되지 않고 아주 완만하게 증가하는 양상을 보여주고 있다.

Fig. 11은 넓 간격 및 과열도를 각각 2cm 및 30 °C로 고정시키고 냉각 롤 회전 속도를 변화시킬 때 시간의 경과에 따른 넓 포인트에서부터 용고 완료점까지의 높이를 나타낸다. 초기에는 용탕으로부터 냉각 물로의 급속한 열전달에 의하여 용고 완료점은 넓 포인트로부터 상류로 이동한다. 그러나 시간이 경과함에 따라서 냉각 롤의 온도는 용탕으로부터 전달되는 열량에 의하여 점점 증가하고 이로 인하여 용탕으로부터 냉각 물로 전달되는 열량은 감소하게 된다. 그러므로 시간이 경과함에 따라서 용고 완료점은 점점 하류로 이동을 하여 넓 포인트로부터 용고 완료점까지의 거리는 점점 감소하게 된다. 냉각 롤의 회전속도를 증가시키면 냉각 물이 용탕속의 쇳물과 접촉하는 시간이 감소하므로 용탕으로부터 냉각 물로 방출되는 열량은 감소하게 된다. 그러므로 회전속도가 증가함에 따라서 용고완료점은 넓 포인트 근방으로 이동하여 위치하게 된다. 전체 시

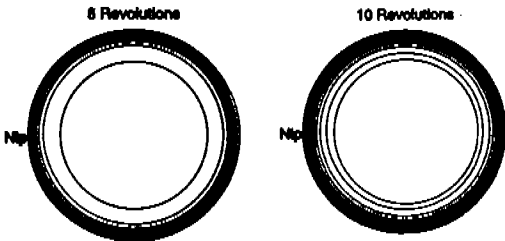


Fig. 9 Iso-thermal lines in the cooling roll for different revolution of cooling roll : $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$, $Sh = 30 \text{ }^\circ\text{C}$.

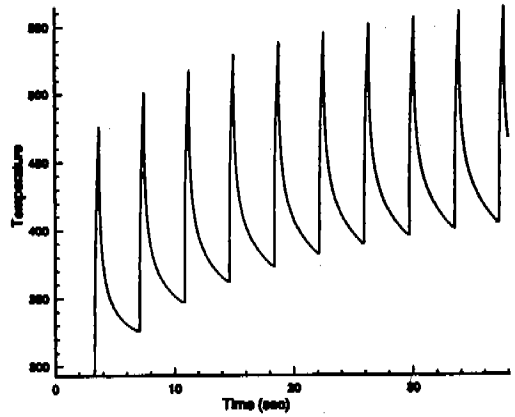


Fig. 10 Temperature at the roll surface as a function of time : $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$, $Sh = 30 \text{ }^\circ\text{C}$.

스템이 정상 상태에 도달하였다면 용고 완료점은 시간에 따라 변하지 않고 거의 고정되어야 한다. 그러나 현재의 경우 시스템이 10회전 동안 정상 상태에 도달하지 못하여 넓 포인트로부터 용고 완료점까지의 거리는 완만하게 감소하며, $U_{roll} = 2\text{m/s}$ 인 경우에 초기에는 용고완료점이 넓 상부에 위치하나 시간이 경과함에 따라서 점점 넓 포인트로 이동하다가 결국에는 쇳물이 용고를 완료하지 못하고 빠져나가게 된다. 시스템이 이른 시간에 정상 상태에 도달하는 것은 쌍롤 연속 주조에 있어서 대단히 중요하다. 이를 위하여 Ha 등⁽¹²⁾이 설명한 것처럼 냉각 롤의 열전도도는 큰 값

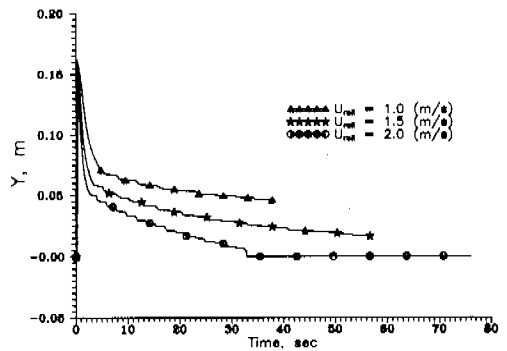


Fig. 11 Solidification point at the centerline of molten steel as a function of time for different roll revolution speed from the nip point : $t = 2\text{cm}$, $Sh = 30 \text{ }^\circ\text{C}$.

을 가져야 하며, 가능하면 보다 많은 수의 냉각수가 흐르는 냉각 물이 냉각 물 표면에 근접하여 위치하여야 한다. 그러나 실제 냉각 물 제작시 열전도도가 높은 냉각 물 및 많은 수의 냉각 물을 제작하는데 많은 어려움이 존재한다.

과열도의 변화가 용탕 및 냉각 물에서의 열유동에 미치는 영향을 조사하기 위하여 nip 간격 및 냉각 물 회전 속도를 각각 2cm 및 1m/s로 고정하고 과열도를 10 ~ 30 °C 사이에서 변화시켰다. 용탕 내부에서의 난류 유동은 10 ~ 30 °C 사이의 과열도 변화에 민감하게 반응하지 않고 거의 유사한 분포를 보인다. 그러나 용탕내 온도 분포 및 응고 형상은 과열도의 변화에 따라 차이를 보인다. 즉 용탕 상부에서의 온도 분포는 전체적으로 용탕의 노즐에서의 주입 온도에 의하여 결정되어진다. 그러므로 과열도 즉 노즐 주입 온도가 증가함에 따라서 용탕 상부에서의 온도는 증가하고, 용탕 내부의 전체적인 온도도 증가하게 된다. 따라서 액상 및 고상선은 과열도가 증가함에 따라서 하류로 이동하여 위치하게 된다. 그러므로 Fig. 12에 보여준 것처럼 과열도가 증가함에 따라 응고완료점은 출구 쪽으로 이동하므로 nip 포인트로부터 응고완료점까지의 거리는 감소하게 된다. 과열도가 증가하면 용탕에서의 온도가 조금 증가하기 때문에 냉각 물로 전달되는 열량도 증가하게 된다. 그러므로 미소한 양이지만 냉각

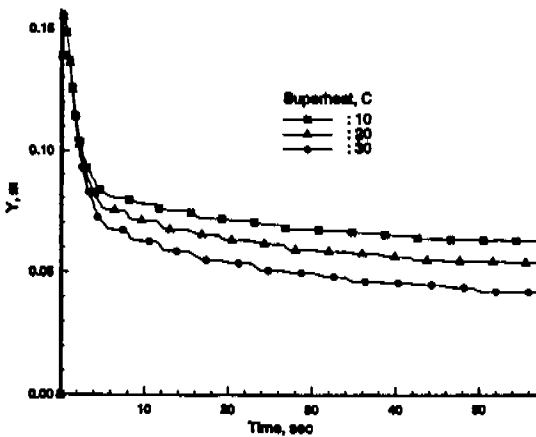


Fig. 12 Solidification point at the centerline of molten steel from the nip point as a different superheat : $U_{roll} = 1 \text{ m/s}$, $t = 2\text{cm}$.

물에서의 온도 분포는 과열도가 증가함에 따라서 조금씩 증가하나 그 차이는 아주 적고, 전체적으로 아주 유사한 분포 및 경향을 보여주고 있다. 과열도의 변화에 따른 용탕 물에서의 속도 분포, 등온선, 액상선 및 고상선 그리고 냉각 물에서의 온도 분포에 대한 상세한 설명은 하만영⁽¹⁷⁾에 의하여 주어져 있다.

노즐 위치의 변화가 용탕 및 냉각 물에서의 열유동에 미치는 영향을 조사하기 위하여 노즐이 용탕의 자유 표면에 위치한 경우와 Ha 등(12)에서 보여준 것처럼 노즐이 용탕속에 담겨서 용탕 내부에 존재하는 경우를 계산하였다. nip 간격, 냉각 물 회전속도 및 과열도는 각각 2cm, 1m/s 및 30 °C로 고정하였다. 노즐이 용탕내부에 위치할 때 노즐을 통과한 유체는 팽창하여 냉각 물로 향하다가 회전하는 냉각 물에 의하여 방향을 바꾸어 출구로 향하게 된다. 출구 근처에서는 응고에 의하여 고상 경계면 상부에서 시계 방향으로 회전하는 와류가 형성된다. 노즐의 위치에 따른 유동 형태의 가장 큰 차이는 노즐 입구가 자유 표면 근처에 위치할 때 상부에서 반 시계 방향으로 회전하는 와류는 자유 표면 근처에 위치하나, 노즐이 용탕 내부로 삽입되어 위치할 때는 반시계 방향의 와류는 노즐 하부로 이동하여 위치하게 된다. 고상선과 액상선의 형태를 노즐이 용탕 내부에 위치할 때 노즐이 자유 표면 근처에 위치할 경우와 비교하여 액상선은 하류로 향하고 고상선은 상류로 향하므로 액상과 고상의 혼합물인 머시 영역의 크기가 감소하게 된다. 그러므로 Fig. 13에 보여준 것처럼 nip 포인트로부터 응고 완료점까지의 거리는 노즐이 용탕 내부에 위치할 때 자유 표면 근처에 위치할 때보다 상류로 이동하게 된다. 용탕 하류 영역에서의 등온선의 분포는 노즐의 위치에 관계없이 유사한 분포를 보여주고 있다. 그러나 노즐 입구 근처의 상류에서 이들의 분포는 노즐 위치에 따른 서로 다른 위치에 존재하는 시계방향으로 회전하는 와류에 의하여 각각 서로 다른 분포를 보여주고 있다. 용탕 내부에서의 열 유동장은 노즐의 위치에 따라 영향을 받으나 냉각 물에서의 온도는 미세한 차이는 존재하나 전체적으로 유사한 분포를 보여주고 있다. 노즐 위치의 변화에 따른 용탕 물에서의 속도 분포, 등온선, 액상선 및 고상선 그리고 냉각 물에서의 온도 분포에 대한 상세한 설명은 하만영

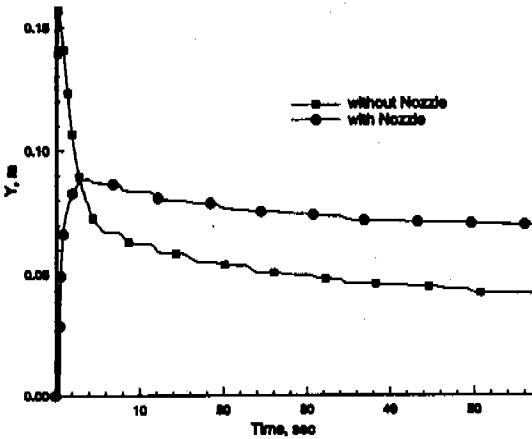


Fig. 13 Solidification point at the centerline of molten steel from the nip point as a function of time with and without nozzle immersion : $U_{roll} = 1$ m/s, $t = 2$ cm, $Sh = 30$ °C.

(17)에 의하여 주어져 있다.

4. 결론

(1) 쌍롤 직접 주조 방식의 용탕에 대하여는 일반화된 좌표계에서 정의되는 질량, 운동량 및 에너지, 난류 운동 에너지 및 난류 에너지 소산 보존 방정식 그리고 냉각 물에 대하여는 에너지 보존 방정식을 연계하여 해석하는 비정상, 2차원 컴퓨터 코드를 개발하였다. 이 코드를 사용하여 용탕에서는 재순환 영역이 존재하는 난류 속도장, 이러한 속도장에 의하여 영향을 받는 온도장과 용고 패턴에 대한 예측이 가능하다. 냉각 물에 대하여는 냉각 물에서의 시간에 따른 온도분포를 구하고 이 온도 분포는 냉각 물 설계에 주요한 열용력 및 열변형 계산에 사용될 수 있다.

(2) 용고가 존재 및 존재하지 않을 경우 용탕에서의 열유동장을 비교하였다. 용고가 존재하지 않을 경우 용탕 내부의 유동장은 용탕 상부 자유 표면 근처에 반시계 방향으로 회전하는 와류가 형성되어 진다. 그러나 용고가 존재할 경우에 존재하지 않을 경우와 달리 닢 포인트 근방에서 용고에 의하여 고상 상부에 시계방향으로 회전하는 또 하나의 와류를 관찰할 수 있다. 이러한 유동장의 차이로 인하여 용고가 존재 및 존재하지 않을 경우 온도장은 다른 패턴을 보여주고 있다.

(3) 냉각 물 회전 속도, 과열도, 노즐의 위치 등의 변화에 따른 용탕에서의 유동, 온도 및 용고 패턴의 변화를 관찰하였다. 이들 변수의 변화에 따라 냉각 물에서는 미세한 변화를 보이나 전체적으로는 유사한 패턴을 보여주고 있었다. 용탕에서는 이들 변수의 변화에 따라 열유동장이 영향을 받고 특히 용고 패턴에 영향을 미쳐 중요 변수인 용고 완료점의 위치가 변하게 된다. 용고 완료점은 냉각 물 회전속도 및 과열도 증가할수록 하류로 이동한다. 노즐이 용탕 내부에 위치하면 머시 영역의 크기가 감소하고 이로 인하여 용고 완료점이 상부로 이동을 하게 된다.

(4) 쌍롤 주조방식에서 전체 시스템은 가능하면 빠른 시간안에 정상상태에 도달하여야 한다. 이러한 목표를 달성하기 위하여 냉각 물이 빠른 시간안에 정상 상태에 도달하여야 한다. 이를 위하여 냉각 물은 열전도도가 아주 좋은 재질을 사용하여야 하며, 냉각 물은 가능하면 표면 근처에 위치하고 이들의 개수는 많을수록 좋다.

후 기

본 연구는 1996년도 교육부 학술연구조성비(기 제공학: ME96-A-05)에 의하여 연구되었음

참고문헌

- (1) K. Miyazawa and J. Szekely, "A mathematical model of the spalt cooling process using the twin roll techniques," Metallurgical Transaction A, Vol .12, pp. 1047-1057, 1981
- (2) W. D. Bennon and F. P. Incropera, "A continuum model for momentum, heat and species transport in binary solid-liquid phase change systems - I. Model formulation", Int'l J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 30, No. 10, pp. 2161-2170, 1987
- (3) W. D. Bennon and F. P. Incropera, "A continuum model for momentum, heat and species transport in binary solid-liquid phase change systems-II. Application to solidification in a rectangular cavity", Int'l J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 30, No. 10, pp.

- 2171-2187, 1987
- (4) W. D. Bennon and F. P. Incropera, "Numerical analysis of binary solid-liquid phase changing using a continuum model", Numerical Heat Transfer, Vol. 13, pp. 277-296, 1988
- (5) V. R. Voller and A. D. Brent, "The modelling of heat, mass and solute transport in solidification systems", Int'l J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 32, No. 9, pp. 1719-1731, 1989
- (6) C. Prakash and V. Voller, "On the numerical solution of continuum mixture model equations describing binary solid-liquid change", Numerical Heat Transfer, Part B, Vol. 15, pp. 171-189, 1989
- (7) V. R. Voller and C. R. Swaminathan, "Fixed grid techniques for phase change problems" a review, Int'l J. for Numerical Method for Engineering, Vol. 30, pp. 875-898, 1990
- (8) V. R. Voller and C. Prakash, "A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase change problems", Int'l J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 30, No. 8, pp. 1709-1719, 1987
- (9) V. R. Voller, M. Corss and N. C. Markatos, "An enthalpy method for convection-diffusion phase change", Int'l J. for Numerical Method in Engineering, Vol. 24, pp. 271-284, 1987
- (10) 이진욱, 박석호, "쌍롤스트림 구조법에서의 열전달해석에 대한 수치연구", 대한기계학회 92년도 추계학술대회 논문집, pp. 612-616, 1992
- (11) 이상동, 김영도, 강충길, "직접압연에서 용강의 유동을 고려한 열전달 해석", 대한기계학회 논문집, 제13권 제6호, pp.1082-1091, 1989
- (12) M. Y. Ha, K. Kim and K. C. Kim, "Transient analysis of thermo-fluid phenomena in twin-roll continuous casting," Int'l J. of Heat and Mass Transfer, Vol. 37, No. 14, pp. 2059-2068, 1994
- (13) J. P. Doormal and G. D. Raithby, "Enhancement of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flow," Numerical Heat Transfer, Vol. 7, pp. 147-163, 1984
- (14) C. M. Rhie and W. L. Chow, "Numerical study of turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation," AIAA J., Vol. 21, pp. 1525-1532, 1983
- (15) Thibault, "Comparison of nine three-dimensional numerical methods for the solution of the heat diffusion equation," Numerical Heat Transfer, Vol. 8, No. 3, pp. 281-288, 1985
- (16) J. C. Vogel and J. K. Eaton, "Combined heat transfer and fluid dynamics measurements downstream of a backward-facing step," ASME J. of Heat Transfer, Vol. 107, pp. 922-929, 1985
- (17) 하만영, "쌍롤 연속주조에서의 난류유동, 온도 및 응고 패턴의 예측을 위한 연구," '96년도 기계공학분야 학술연구과제 최종 결과보고서, ME96-A-05, 1997