

〈논 문〉

열농도대류를 고려한 연속주조공정의 수치해석

정재동\* · 유호선\*\* · 이준식\*\*\*

(1996년 10월 4일 접수)

Numerical Analysis of the Continuous Casting Process  
in the Presence of Thermo-Solutal Convection

J. D. Chung, H. Yoo and J. S. Lee

**Key Words:** Continuous Casting(연속주조), Thermo-Solutal Convection(열농도대류), Center-line Segregation(중심편석), Shell Thickness(응고층 두께)

Abstract

Continuous casting process is numerically analyzed using the continuum model in a non-orthogonal coordinate system. Flow damping in the mush is modeled by combining the viscosity dependence on liquid fraction in dilute mush and the permeability dependence on liquid fraction in concentrated mush. The effect of turbulence is indirectly considered by effective diffusivity determined elsewhere by experiment. The main objective is to investigate the effects of casting parameters such as casting speed and tundish superheat on the distribution of surface temperature, shell thickness, metallurgical length and centerline segregation. Some of the computed results are compared with available experiments, and reasonable agreements are obtained.

———— 기 호 설 명 ————		$T_w$	: 냉각수온도
$c$	: 비열	$t$	: 시간
$C$	: 농도	$S$	: 생성항
$D$	: 물질확산계수	$u, v$	: (x, y) 방향의 속도성분
$f_l$	: 액상분율	$u_{cast}$	: 주조속도
$f_{s,c}$	: 임계고상분율	$u_\epsilon, u_\eta$	: 공변속도성분
$g$	: 중력가속도	$U, V$	: 관변속도성분
$h$	: 열전달계수 또는 엔탈피	$x, y$	: 수직, 수평방향 좌표
$J$	: Jacobian	그리스문자	
$k$	: 열전도율	$\alpha$	: 열확산계수
$p$	: 압력	$\alpha_\epsilon, \alpha_\eta$	: 기하학적 계수, $\alpha_\epsilon = h_\epsilon h_\eta^2 / J$ , $\alpha_\eta = h_\eta h_\epsilon^2 / J$
$q$	: 열유속	$\beta_\epsilon, \beta_\eta$	: 기하학적 계수, $\beta_\epsilon = \lambda h_\eta / J$ , $\beta_\eta = \lambda h_\epsilon / J$
$T$	: 온도	$\Gamma$	: 대표확산계수
$T_{atm}$	: 대기온도	$\epsilon$	: 방사율
*회원, 한국과학기술연구원		$\phi$	: 대표중속변수
**회원, 숭실대학교 기계공학과			
***회원, 서울대학교 기계공학과			

$\mu$	: 점성계수
$\rho$	: 밀도
$\sigma$	: Stefan-Boltzmann 상수
$\xi, \eta$	: 변환된좌표

#### 하첨자

0	: 초기값
m	: 혼합물
l	: 액상
s	: 고상

## 1. 서 론

강의 연속주조법은 1960년대 이후 전세계적으로 매우 주목받고 있는 중간제품 생산기술이다. 연속주조법은 Fig. 1에 나타낸 것과 같이 용강의 주입, 주조, 절단, 압연에 이르기까지 연속적으로 공정이 진행되어 실수율과 에너지효율면에서 일반조괴법에 비하여 크게 유리한 장점이 있다.<sup>(1)</sup> 현재 연속주조에 대한 기술적 진보로 인하여 강의 응고이론이 거의 확립되어 있는 까닭에 열전달, 유동, 응력해석에 의한 조업공정변수의 합리적인 적용과 공정제어 및 자동화에 연구의 초점이 모이고 있고,<sup>(2,3)</sup> 이러한 일련의 연구를 통하여 연속주조에서 발생하는 중심편석,<sup>(4,5)</sup> 표면균열,<sup>(6)</sup> 내부균열,<sup>(7)</sup> 기공 등의 주련결함을 최소화 시키는 방향으로 연구가 진행되고 있다.

이러한 목적으로 주련에서의 온도와 기계적 변형을 실험적으로 측정하여 그 영향을 해석하려는 시도들이 있으나 주조공정이 고온에서 이루어지고, 여러가지 기술적, 경제적인 문제들로 인하여 복잡한 연속주조 상황을 재현하기에는 한계가 있어, 이를 수치적으로 해석하기 위한 시도가 계속되어 왔다. 연속주조에 대한 대표적인 수치해석적 연구방향은 Herberston과 Austin<sup>(8)</sup>이 포괄적으로 개관한 바 있다.

일반적으로 연속주조시 용강유동, 주형과 주련사이의 열전달, 응고층에 발생하는 응력은 복합적으로 상호 영향을 미치고 있다. 하지만 이를 모두 고려한 수치적 연구는 아직까지 발표된 바가 없다. 대부분의 연구는 열전달만을 고려하여 용강의 유동을 무시하거나, 유효전도도를 도입하여 유동효과를 간접적으로 고려하였다. Lait 등<sup>(9)</sup>은 주조 방향의 열유속을 무시하고 유효전도도를 이용하여 슬랩의 두께방향으로 1차원 비정상 열전도방정식을 해석하

여 비교적 정확하게 응고층의 두께를 파악하였고 Mizikar<sup>(10)</sup>는 유효열전도도의 개념을 도입하여 실측치와 계산치를 비교하였다. 2차원 열전달해석은 Inouye<sup>(11)</sup>, Lally<sup>(12)</sup> 등이 액상분율에 기초한 유효전도도를 도입하여 용강의 유동효과를 고려하여 수행하였다. 하지만 이와 같은 간접적인 방법에 의해 대류효과를 고려하는 것은 Fujii 등<sup>(13)</sup>에 의해 실험치와 큰 오차가 있음이 밝혀졌다. 따라서 그들은 용질원소 분포에 기초한 유동해석을 통하여 대류효과를 고려하여야 함을 주장하였지만 이러한 방법은 조업조건이 변함에 따라 농도분포를 다시 측정해야 하는 어려움을 수반하게 되어 수치적 연구의 이점을 크게 감소시킴이 지적되었다.

이상과 같은 기존의 연구들은 용강의 유동을 무시하거나, 연주기를 수직형으로 간주하여 만곡형 연주기의 특징을 효과적으로 고려하지 못하였다. 특히 주조시 필연적으로 나타나는 조성의 불일치, 즉 편석은 열농도대류의 영향 때문으로 알려져 있으며 이것은 기계적 성질을 변화시켜 제품품질에 결정적인 영향을 미칠 수 있음에도 불구하고 이에 대한 연구는 극히 미비한 실정이다.

본 연구에서는 합금에 대해 개발된 연속체모델에 기초하여 열농도대류에 의한 용강의 유동을 해석하였다. 만곡에 따른 영향을 살펴보기 위한 선행적 연구로 우선 수직형 연주기만을 해석대상으로 하지만 추후 연구에서 만곡형 연주기를 해석하기 위하여 계산영역을 일반좌표계로 변환하여 수치해석을 수행하였다. 이로부터 주요 조업변수에 따른 용강 거동과 열전달 그리고 용질 재분배에 따른 편석을 해석하여 용강유동양상, 표면온도분포, 응고층두께 분포, 최종응고점의 위치, 중심편석 등을 예측하였다.

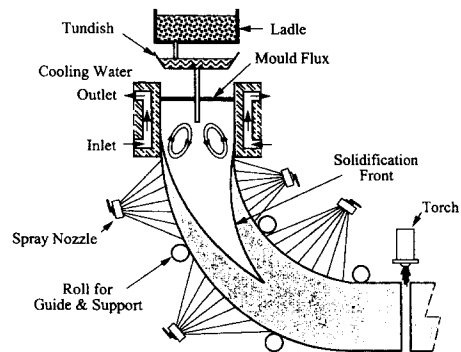


Fig. 1 Schematic representation of the slab continuous casting process

## 2. 수치해석

### 2.1 모델링

연속주조공정에서 정련된 용강은 래들을 통하여 용강의 일시적인 저장 및 분배기능을 가진 턴디쉬

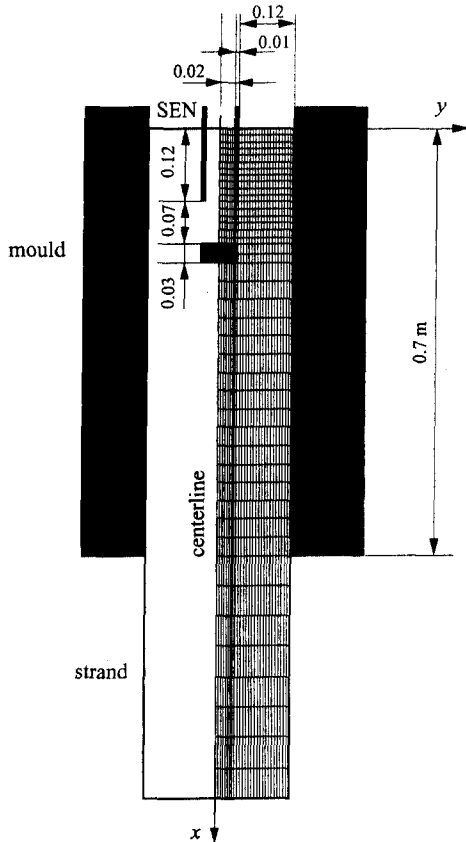


Fig. 2 Schematic of the upper region of a slab caster and grid system

로 장입되고, 주입된 용강을 일정한 형상으로 초기 응고시키는 수냉 주형을 거쳐 지지 롤과 분무노즐로 구성된 2차 냉각대에서 용고가 진행되고, 용고가 완료된 후 주편은 절단 장치에 의해서 절단되어 후속 공정으로 보내진다(Fig. 1). 본 연구에서는 침지노즐(Submerged Entry Nozzle, SEN)로 주입된 용강이 주형과 2차냉각대를 거쳐 완전히 응고될 때까지를 해석하며 주형부근을 개략적으로 Fig. 2에 도시하였다. Thomas 등<sup>(14)</sup>은 2차원과 3차원 해석을 통해 대부분의 열이 세트의 충돌로 인해 주형 벽면을 통해 제거됨을 밝힘으로써 2차원해석이 합리적인 가정임을 증명하였다. 이에 근거하여 본 연구는 편의상 2차원에 대해 수행하였고 해석대상은 Fe-C 합금으로 하였다.

많은 응용예<sup>(15-17)</sup>를 통해 혼합물 응고문제에 그 유용성이 증명된 연속체모델<sup>(18)</sup>을 사용하여 지배방정식을 구성하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v\phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y}) = S(x, y) \quad (1)$$

여기서 지배방정식이 고상과 액상의 구분 없이 전 영역에 대하여 적용이 가능하므로 영역 사이의 경계이동에 따른 수치적 처리의 어려움이 없는 연속체모델의 특징을 쉽게 확인할 수 있다. 질량, 운동량, 에너지 및 농도방정식 각각에 대응하는 구체적인 형태는 Table 1과 같이 정리된다.

본 연구에서는 만곡에 따른 영향을 살펴보기 위한 선행적 연구로 우선 수직형 연주기만을 해석대상으로 하지만 추후 연구에서 만곡형 연주기를 해석하기 위하여

$$x = x(\xi, \eta); \quad y = y(\xi, \eta) \quad (2)$$

Table 1 Variables in the governing equations

	$\phi$	$\Gamma$	$S$
Mass	1	0	0
x-momentum	$u_m$	$\mu_r$	$-\frac{\mu_r}{K}(u_m - u_{cast}) + g\Delta\rho - \frac{\partial p}{\partial x}$
y-momentum	$v_m$	$\mu_r$	$-\frac{\mu_r}{K}(u_m - u_{cast}) - \frac{\partial p}{\partial y}$
Energy	$h_m$	$\frac{k}{C_s}$	$\nabla \cdot \left( \frac{k}{C_s} \nabla (h_s - h_m) \right) - \nabla \cdot (\rho (h_1 - h_m) (\vec{v}_m - \vec{v}_{cast}))$
Species	$C_m$	$\rho D_1$	$\nabla \cdot (\rho D_1 \nabla (C_1 - C_m)) - \nabla \cdot (\rho (C_1 - C_m) (\vec{v}_m - \vec{v}_{cast}))$

를 도입하면 식 (1)은 다음과 같이 비직교좌표계로 변환된다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (J\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial \xi} \left( \rho U\phi - \frac{\alpha_\xi \Gamma}{h_\xi} \frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial \eta} \left( \rho V\phi - \frac{\alpha_\eta \Gamma}{h_\eta} \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) \\ = & JS(\xi, \eta) - \frac{\partial}{\partial \xi} \left( \frac{\beta_\xi \Gamma}{h_\xi} \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) - \frac{\partial}{\partial \eta} \left( \frac{\beta_\eta \Gamma}{h_\eta} \frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서

$$\begin{aligned} U &= \alpha_\xi u_\xi - \beta_\xi u_\eta & V &= \alpha_\eta u_\eta - \beta_\eta u_\xi \\ u_\xi &= (x_\xi u + y_\xi v) / h_\xi & u_\eta &= (x_\eta u + y_\eta v) / h_\eta \end{aligned} \quad (4)$$

이며 다른 기하학적 계수들은 기호설명에 정의되어 있다.

연속주조에서는 경계조건이 정확하게 정의되기 어렵고 많은 경우에 그 자체가 해결대상이 된다. 대부분의 경우 실험에 의존하며 구체적으로 계산에 적용한 경계조건은 다음과 같다.

### 2.1.1 1차냉각(주형냉각)

연주 주편과 주형 사이의 열유속( $q$ )은 주조속도( $u_{cast}$ ) 및 주조 강종, 침지노즐의 형상, 주형분말의 종류 및 특성 등에 큰 영향을 받으므로, 이론적으로 정확히 표현하기는 어렵다. 따라서 주형 내의 열유속은 일반적으로 실측한 자료에 근거하거나 실험식을 사용한다. 본 연구에서는 Savage 등<sup>(19)</sup>이 제시한 실험식

$$q(x) = 2,680,000 - 335,000 \times \left( \frac{x}{u_{cast}} \right)^{1/2} \quad (\text{W/m}^2) \quad (5)$$

과 실험자료<sup>(20)</sup>에 근거한 열전달계수(Fig. 3)를 사용한 두 경우에 대해 각각 적용하였다. 주형상부에

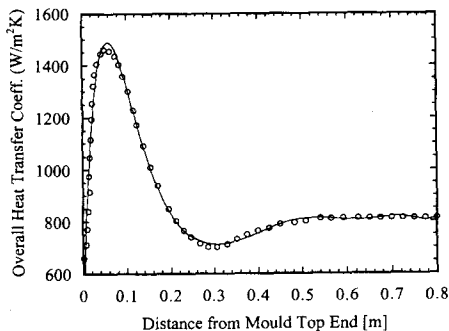


Fig. 3 Variation of heat transfer coefficient down mould

서는 주편과 주형간의 열접촉이 좋으므로 높은 열전달계수(혹은 큰 열유속)를 보이고 주형하부에서는 주편의 냉각에 의한 국부적인 열수축에 의한 공기틈의 형성으로 보다 낮은 열전달계수(혹은 낮은 열유속)를 보임을 알 수 있다.

### 2.1.2 2차냉각

연주 2차 냉각대에서는 분무노즐의 형태에 따라서 물분무냉각과 공기분무냉각으로 구분되는데, 일반적으로 2차 냉각대에서 열전달량은 열전달계수와 관련하여 다음과 같이 주편표면온도와 냉각수온도의 함수로 표현된다.

$$q = h(T - T_w) \quad (6)$$

여기서 열전달계수는 비수량과 주편온도의 함수로 그 값에 따라 변화가 매우 큰 값이다. 본 연구에서는 편의상 여러 실험식에서 제공하는 범위 내의 일정한 값( $h=800\text{W/m}^2\text{K}$ )으로 하기로 한다.

### 2.1.3 대기방열

연주 주편의 표면에서 대기로의 복사열전달에 의한 열방출이 일어나며 이때의 열유속은 다음과 같다.

$$q = \varepsilon\sigma(T^4 - T_{atm}^4) \quad (7)$$

### 2.1.4 대칭경계면

수직형 연주기를 대상으로 하였으므로 중력방향에 대해 좌우대칭으로 해석하였다. 이는 다음과 같은 식으로 나타내어진다.

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0, \quad \nu = 0; \quad \frac{\partial h}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial C}{\partial y} = 0 \quad (8)$$

### 2.1.5 출구

노즐입구로부터 충분히 떨어져 있음을 가정하여 아래 식으로 나타내었다. 이럴 경우 해석대상의 종횡비가 지나치게 커지게 되므로 본 연구에서의 출구위치는 노즐로부터 9m 떨어진 위치에 결정하였다.

$$\frac{\partial u}{\partial x} = 0, \quad \nu = 0; \quad \frac{\partial h}{\partial x} = 0; \quad \frac{\partial C}{\partial x} = 0 \quad (9)$$

### 2.1.6 자유표면

자유표면과 접하고 있는 공기층의 열전도율이 Fe-C 합금에 비해 매우 낮으므로 자유표면을 통한

공기층으로의 열전달은 무시되었고 해석의 간편성을 위해 표면장력은 없다고 가정하였다. 이를 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$u=0, \frac{\partial v}{\partial x}=0; \frac{\partial h}{\partial x}=0; \frac{\partial C}{\partial x}=0 \quad (10)$$

2.1.7 노즐입구

$$u=u_{in}, v=0; h=c_1 T_0 + h_0^0; C=C_0 \quad (11)$$

여기서  $u_{in}$ 은 출구에서 주편이 빠져나가는 양으로부터 유량수지를 만족하도록 결정한다.

2.2 머시내부의 유동

고상과 액상이 공존하는 영역, 즉 머시 영역에 대한 정확한 유동해석은 매우 중요하다. 머시 내 대류에 의한 용질이동이 편석의 주 원인으로 알려져 있기 때문이다.<sup>(21)</sup> 하지만 대부분의 기존 접근 방법은 머시를 다공성매질로 취급하여 Carman-Kozeny 식 또는 이와 유사한 식에 의존하여 머시를 다루고 있다. 이러한 식들은 중간영역의 액상분율에 대해서는 실험을 통해 검증되었으나 비교적 큰 액상분율에서는 적용할 수 없다는 단점이 있다.<sup>(22)</sup> 따라서 이 모델을 사용할 경우 액상분율이 감소함에 따라 유동이 급격히 감소되어 검사체적 내 거의 대부분이 아직 액상임에도 불구하고 지나치게 큰 유동 감쇄를 예측하는 비현실적인 면이 있다. 이는 용질이동을 지나치게 억제하여 편석을 과소평가하는 결과를 초래하므로 이를 보완하는 모델이 필요하다.

본 연구에서는 용질이동을 효과적으로 모델링함으로써 중심편석을 예측하는 것이 주목적이므로 중간 범위의 액상분율에서는 Carman-Kozeny류의 식을 따르되 액상분율이 비교적 큰 영역에서는 액상분율의 함수로 표현된 점성계수를 통해 유동감쇄를 설명하는 모델을 따르기로 한다. 점성계수는 다양한 실험자료에 근거한 다음과 같은 상관식으로 표현된다.<sup>(23)</sup>

$$\mu_r = \frac{\mu}{\mu_1} = \left[ \frac{1}{1 - (1 - f_1)/0.5} \right]^2 \quad (12)$$

머시 내 유동감쇄를 표현하는 두 모델, 즉 투과율과 점성계수에 의한 모델은 각기 액상분율이 작은 경우와 큰 경우에 적용가능하며 이를 적절히 통합하여 Oldenburg와 Spera<sup>(24)</sup>는 다음과 같은 hybrid 모델을 제안하였다.

$$f_s < f_{s,c} \quad \mu_r = \frac{\mu}{\mu_1} = \left[ \frac{1}{1 - F(1 - f_1)/0.5} \right]^2$$

$$F = 0.5 - \frac{1}{\pi} \arctan[100(f_s - f_{s,c})] \quad (13)$$

$$f_s > f_{s,c} \quad K = GK_0 \frac{f_1^3}{(1 - f_1)^2}$$

$$G = \left[ 0.5 + \frac{1}{\pi} \arctan\{100(f_s - f_{s,c})\} \right]^{-4} \quad (14)$$

여기서  $F$ 와  $G$ 는 임계고상분율( $f_{s,c}$ )을 기준으로 두가지 머시모델로의 전환함수이다.

2.3 유효물질확산계수

자연대류가 지배적인 대부분의 상변화문제에서 일반적으로 난류효과는 무시할 수 있다. 하지만 연속구조에서는 침지노즐에서 유입되는 강한 제트 유동으로 주형상부에 난류가 형성된다고 알려져 있다. 이는 온도장에는 그다지 큰 영향을 미치지 않지만 금속합금의 경우 Lewis 수가 매우 크므로 온도장에는 큰 영향을 미치게 된다.

일부 연구에서 난류효과를 직접적으로 다루고자 하는 시도가 이루어졌으나<sup>(25,26)</sup> 상변화가 수반된 경우 고정된 고체벽면이 아니기 때문에 어려움이 따른다. 또한 난류와 연계된 머시에 대한 처리가 아직까지 확립되어 있지 않다. 본 연구에서는 직접적으로 난류방정식을 풀지 않고 실험자료를 통해 결정된 유효확산계수<sup>(27)</sup>로써 간접적으로 난류에 대한 영향을 포함하기로 한다. Fig. 4는 유동에 평행한 방향과 수직인 방향에서 Peclet 수에 따른 유효확산계수를 보인다. 본 연구에서와 같이 금속합금을 다룰 경우 Lewis 수가 매우 크므로 온도장에서의 확산계수( $D_1 = 2.0 \times 10^{-9} \text{m}^2/\text{s}$ )에 비해 매우 크다. 따라

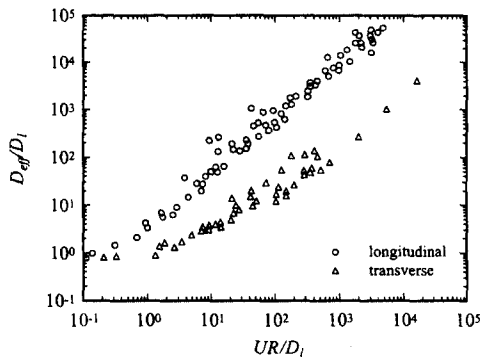


Fig. 4 Effective diffusivity from experimental data (Fried and Combarous, 1971)

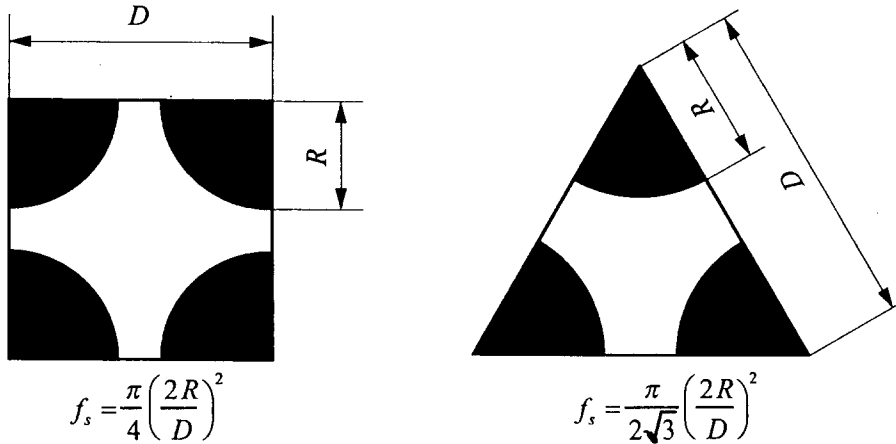


Fig. 5 Unit cell of square and triangular arrays

서 온도장에서의 Peclet 수는 1 근처로서 난류에 의한 확산계수의 증가는 무시할만 하다. 하지만 농도장에서는 Peclet 수가 고상과 액상에서의 평균속도의 차로 정의된 특성속도  $U$ 에 따라 큰 값을 가질 수 있고 이에 따른 유효확산계수의 증가는 무시할 수 없다.

Peclet 수를 정의하는 특성길이  $R$ 은 수지상을 실린더로 근사할 때 실린더 반경에 해당한다. 이는 고상질량분율로부터 얻을 수 있고 그 관계는 다음과 같다.<sup>(28)</sup>

$$f_s = b \cdot \left( \frac{2R}{D} \right)^m \quad (15)$$

여기서  $b, m, D$ 는 각기 실험자료로부터 얻을 수 있고 본 연구에서는 Poirier<sup>(28)</sup>가 제안한 값 ( $m=2, D=\sqrt{\lambda_1 \lambda_2}$ )을 사용하기로 한다. 또한 상수  $b$ 는 Fig. 5와 같이 실린더를 삼각 또는 사각배열로 가정하여 결정하였다.

$$\text{삼각배열 } f_s = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left( \frac{2R}{D} \right)^2 \quad (16)$$

$$\text{사각배열 } f_s = \frac{\pi}{4} \left( \frac{2R}{D} \right)^2 \quad (17)$$

### 3. 결과 및 고찰

본 연구에서 적용한 수치적 방법인 연속체모델에 대한 검증은 문헌<sup>(29,30)</sup>을 통해서 충분히 수행하였으며, 또한 직접적으로 연속주조에서 수행된 실험과 비교하는 검증과정을 통해 모델의 신뢰성을 확

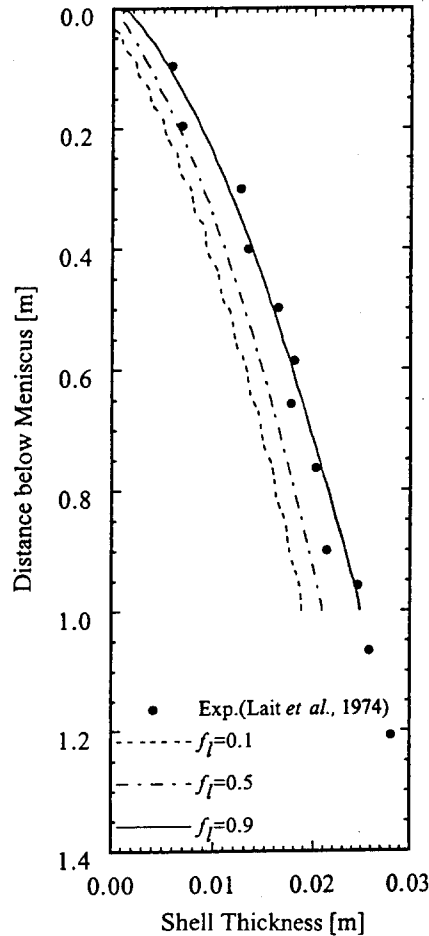


Fig. 6 Comparison of predicted solidified shell thickness with experiment

인하였다. 연속주조의 실험결과는 극히 제한되어 있고 제시된 실험도 수치적으로 재현하기에는 조건이 부족한 경우가 많다. 비교적 조건이 충분한 다음의 두 경우에 대해 실험결과와 비교하였다.

**Table 2** Midface shell thickness at bottom of mould for billets of different initial concentrations

Carbon [mass%]	Shell thickness [mm]	
	Exp. (Chandra <i>et al.</i> , 1993)	present
0.05	8.5	8.30
0.09	7.0	7.02
0.42	9.5	9.57

Fig. 6은 Atlas Steel Company에서 작동중인 슬랩주형기에서의 결과를 응고층 두께로 표현한 것이다. 1.1m×0.127m의 stainless 슬랩을 주조속도 0.0165m/s로 생산하는 경우이다. 구체적인 물성치는 Lait 등<sup>(31)</sup>과 일치한다. 실험과의 전반적인 일치를 확인할 수 있다. 또한, Table 2는 0.12m<sup>2</sup> 빌렛, 주형길이 0.8128m일 때 주형직하에서의 응고층 두께를 초기농도에 따라 측정한 결과<sup>(32)</sup>를 비교한 것이다. 수치적 접근의 예측치가 실험치와 거의 일치함을 알 수 있다.

본 연구에서의 해석대상은 Fig. 2에 도시한 수직형 연주기에서 초기농도 0.74%와 과열도 20°C의 Fe-C 합금이 주조속도 0.006m/s로 응고되는 과정이다. 그 물성치는 Table 3에 요약되어 있다. 조

**Table 3** Thermophysical properties of Fe-C system

Properties	Solid	Liquid
Specific heat [J/kgK]	736	770
Thermal conductivity [W/mK]	30	31.15
Viscosity [kg/ms]	6.9×10 <sup>-3</sup>	
Thermal expansion coefficient [1/K]	1.0×10 <sup>-4</sup>	
Solutal expansion coefficient	1.1×10 <sup>-2</sup>	
Melting temperature [K]	1773	
Eutectic temperature [K]	1420	
Eutectic concentration [mass% C]	4.3	
Partition coefficient	0.42	
Density [kg/m <sup>3</sup> ]	7300	
Latent heat [J/kg]	2.7×10 <sup>5</sup>	
Mass diffusion coefficient [m <sup>2</sup> /s]	2.0×10 <sup>-9</sup>	

**Table 4** Shell thickness at mould exit and metallurgical length for billets of different initial super heatings and casting velocities

	Shell thickness at mould exit [mm]	Metallurgical length [m]
case 1 ( $u_{cast}=0.006, \Delta T=20$ )	13.85	7.41
case 2 ( $u_{cast}=0.008, \Delta T=20$ )	7.28	no
case 3 ( $u_{cast}=0.006, \Delta T=50$ )	11.32	7.58

업변수에 따른 영향은 상기 기준조건(case 1)에서 주조속도(0.008m/s)를 변화시킨 경우(case 2)와 초기과열도(50℃)를 변화시킨 경우(case 3)에 대해 살펴보았다.

Table 4는 각 경우에서의 최종응고점의 위치와 주형직하에서의 응고층 두께를 나타낸다. 주조속도가 커지면 유입되는 열유속이 증가하고 용강이 주형내에 체류하는 시간이 짧아져 주형 내에서 충분한 냉각이 이루어지지 못한다. 따라서 case 2의 경우 주형직하에서의 응고층 두께는 감소하고 주어진 조건에서 아직까지 완전한 응고가 이루어지지 않는다. 초기 과열도를 50℃로 할 경우는 최종응고점의 위치가 0.17m 증가하고 주형직하에서의 응고층 두께는 감소하는 일반적인 경향과 일치한다. 하지만 중요한 조업변수로 취급되는 과열도의 영향이 최종

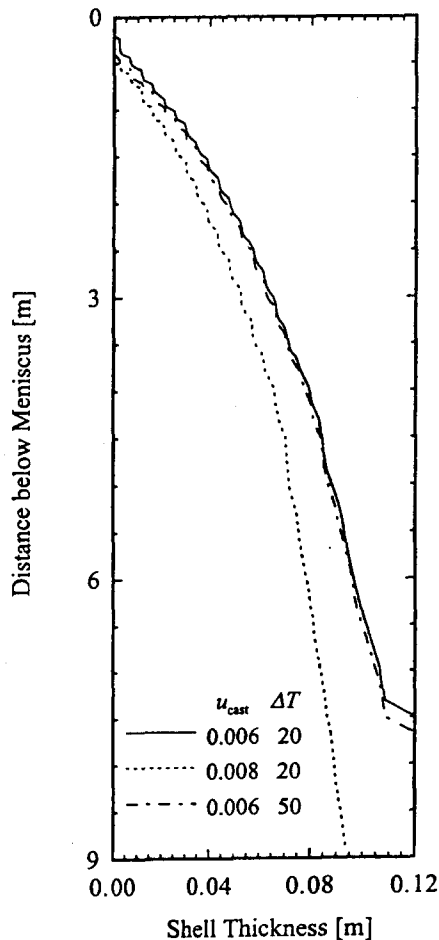


Fig. 7 Solidified shell thickness according to the distance from the meniscus

응고점 위치에서는 그다지 크지 않음을 알 수 있다. 이러한 경향은 각 경우에서의 용탕면으로부터의 거리에 따른 응고층 두께를 나타낸 Fig. 7과 주편의 안쪽 표면온도분포를 나타낸 Fig. 8에서도 확인할 수 있다. 주조속도에 따른 영향은 전영역에 대해 가시적으로 확인할 수 있으나 과열도에 따른 영향은 주형부근에 국한되어 나타난다. 이는 대부분의 과열이 주형벽면에서 제거되므로 2차냉각부 이후에서는 초기과열도의 영향은 거의 나타나지 않기 때문이다. Fig. 8에서 보이는 주형에서의 급속한 온도감소, 냉각노즐대에서의 비교적 완만한 온도감소 이후 대기방열 구간에서의 현격한 복열(reheating)현상은 연속주조공정에서 보이는 전형적인 표면온도분포 특성과 일치한다.

연속주조에서와 같이 침지노즐로부터의 강제대류와 열농도차에 의한 자연대류가 공존하는 경우에  $Gr/Re^2$ 는 각 인자의 상대적인 크기를 결정하는 지표로 사용될 수 있다. 본 연구에서는  $Gr/Re^2 \sim 65$

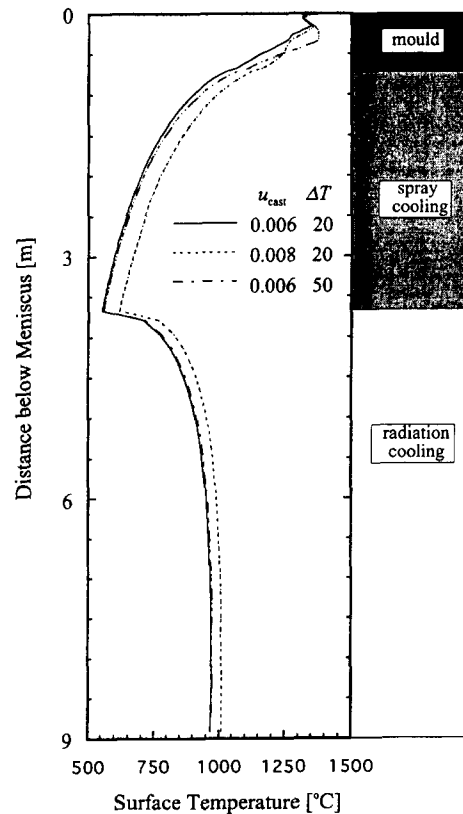


Fig. 8 Surface temperature profile according to the distance from the meniscus



로서 열농도대류에 의한 영향이 지배적임을 알 수 있다. 이는 기존에 수행된 대부분의 연구에서 가정하고 있는 자연대류의 영향은 무시할 수 있다는 사실과 상반된 조건이다. 특히 주의할 사실은 본 연구에서는 온도차에 의한 영향뿐만 아니라 농도차에 의한 영향을 함께 고려하고 있으며 열부력에 대한 농도부력의 비(부력비)가 1.34로 자연대류에 미치는 농도차의 영향을 무시할 수 없다는 사실이다. 이러한 유동특성이 Fig. 9에 나타난다. 자연대류를 고려하지 않은 경우에서의 결과인 Fig. 10과 비교하면, 주형으로부터 비교적 멀리 떨어져 있는 위치에서는 노즐로부터의 강제대류효과는 거의 사라지고 온도장의 영향도 대부분의 과열이 주형벽면을 통해 제거되므로 이 영역에서의 주도적인 유동발생 메커니즘은 농도차에 의한 자연대류임을 알 수 있다. 주형벽면에 충돌한 유동은 각기 상층부와 하층부에서 작은 유동셀을 형성하며 주조속도의 영향을 살펴본 Fig. 11로부터 주조속도가 커짐에 따라 유동셀의 위치가 아래로 이동됨을 알 수 있다. 실제 해석은 증횡비가 9m : 0.15m인 영역에서 수행되었으나 Fig. 9~11은 실제 유동변화를 살펴볼 수 있는 계산영역 상부만을 표현하고 있다.

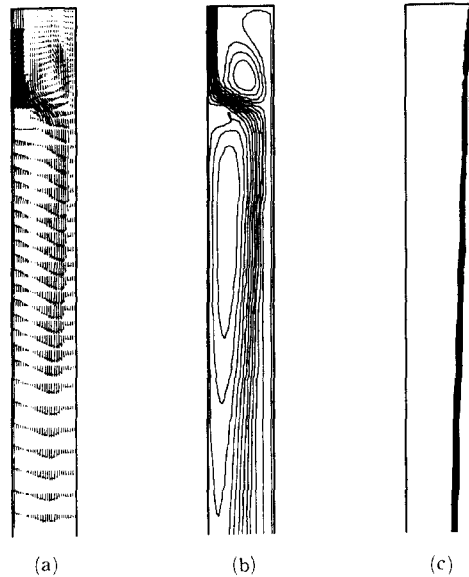


Fig. 10 The flow pattern and mixture concentration profile in the mould region without natural convection ( $u_{cast}=0.006\text{m/s}$ ,  $\Delta T=20^\circ\text{C}$ )  
 (a) Velocity vectors  
 (b) Streamlines  
 (c) Liquid fraction

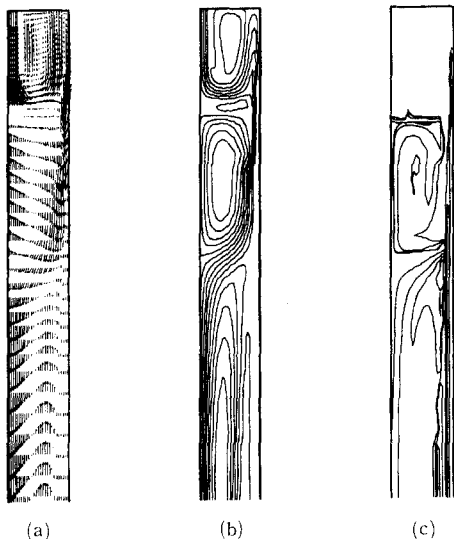


Fig. 9 The flow pattern and mixture concentration profile in the mould region with thermo-solutal natural convection ( $u_{cast}=0.006\text{m/s}$ ,  $\Delta T=20^\circ\text{C}$ )  
 (a) Velocity vectors  
 (b) Streamlines  
 (c) Isocomposition lines

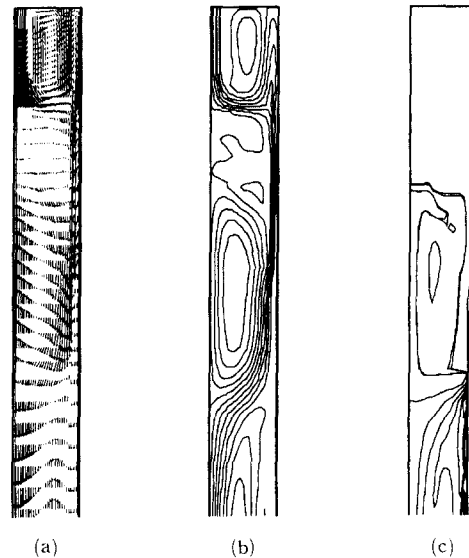


Fig. 11 The flow pattern and mixture concentration profile in the mould region with thermo-solutal natural convection ( $u_{cast}=0.008\text{m/s}$ ,  $\Delta T=20^\circ\text{C}$ )  
 (a) Velocity vectors  
 (b) Streamlines  
 (c) Isocomposition lines

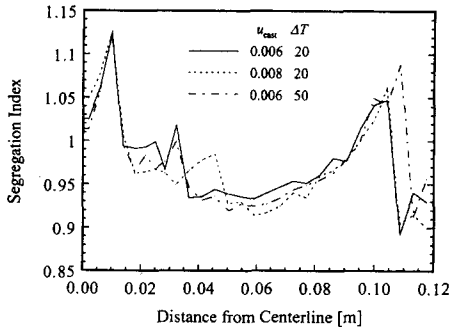


Fig. 12 Effect of tundish superheat and casting velocity on the variation of solute in transverse section for  $C_0=0.74\%$

해석결과를 평가하는 데 있어 중심편석의 정도를 정량화할 필요가 있으며 이를 위해 중심편석도(centerline segregation index)를 다음과 같이 정의한다.

$$\text{중심편석도} = \frac{\text{주변중심부에서의 용질농도}}{\text{래들에서의 용질농도}} \quad (18)$$

강의 연주에서는 탄소뿐만 아니라 Si, Mn, S, P 등 여러 원소가 관련되어 편석에 영향을 미치지만 Kawamoto 등<sup>(33)</sup>이 보여준 바와 같이 각 원소의 편석도는 독립적인 것이 아니다. 따라서 한 원소(예를 들면, 탄소)에 대해서만 편석도를 살펴봐도 다른 원소에 대한 결과는 산출할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 해석의 복잡성을 피하고자 Fe-C 이성분합금에서의 탄소의 편석만을 살펴보았다. 특히 Fe-C 합금의 경우 미시적 모델이 lever rule에 따름이 알려져 있어<sup>(34)</sup> 비교적 그 처리가 용이한 편이다. Fig. 12는 횡단면을 따른 농도변화를 나타낸다. 정성적으로는 실험을 통해 보고된 바와 같이 중심부에 농도가 집중되는 중심편석 현상을 잘 예측하고 있으나 정량적으로는 실험에서 제시하는 중심편석도(1.3~1.5)보다 작은 값을 보인다. 농도분포상의 부분적인 찌그러짐은 실험에서 보고된 비정상상태를 나타내는지 머시 내 확산 모델링과정의 불확실성인지는 확실하지 않다. 이에 대한 연구는 추후의 과제로 설정한다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 합금에 대해 개발된 연속체모델에

기초하여 열농도대류에 의한 용강의 유동을 일반화 표계로 변환하여 수치해석하였다. 머시 내의 유동 모델은 중간 범위의 액상분율에서는 Carman-Kozeny 류의 식을 따르되 액상분율이 비교적 큰 영역에서는 액상분율의 함수로 표현된 점성계수를 통해 유동감쇄를 설명하였고, 난류효과는 간접적으로 유효확산계수를 통해 고려하였다.

실험과 비교하여 응고층 두께와 최종응고점 위치가 잘 일치하였으며 조업변수의 영향을 살펴본 연구를 통해 초기과열도의 영향은 그다지 크지 않으며 주형부근에 국한되어 나타남을 알 수 있다. 하지만 주조속도의 영향은 매우 크며 주조속도가 커짐에 따라 주형 바로 아래의 응고층 두께는 감소하고 최종 응고점의 위치는 증가하게 된다. 대류효과는 주로 열농도부력에 의한 자연대류가 지배적이며 이는 중심편석의 주요한 원인이 된다. 해석모델은 중심편석 예측에서 정량적으로는 일부 개선의 여지가 있으나 정성적으로는 잘 일치하는 결과를 보인다.

#### 참고문헌

- (1) Schrewe, H. F., 1989, *Continuous Casting of Steel, Fundamental Principles and Practice*, Stahl & Eisen.
- (2) Brimacombe, J. K., 1993, "Empowerment with Knowledge-toward the Intelligent Mold for the Continuous Casting of Steel Billets," *Metall. Trans.*, Vol. 24B, pp. 917~935.
- (3) Thomas, B. G., 1995, "Issues in Thermal-Mechanical Modeling of Casting Processes," *ISIJ International*, Vol. 35, pp. 737~743.
- (4) Miyamura, K., Taguchi, I. and Soga, H., 1984, "New Evaluation Techniques of Segregation in Continuously Cast Steel," *ISIJ International*, Vol. 24, pp. 883~890.
- (5) Tsuchida, Y., Nakada, M., Sugawara, S., Murakami, K. and Tokushige, S., 1984, "Behavior of Semi-Macroscopic Segregation in Continuously Cast Slab and Technique for Reducing the Segregation," *ISIJ International*, Vol. 24, pp. 899~906.
- (6) Kitamura, M., Soejima, T., Koyama, S., Matsuda, Y. and Abu, J., 1984, "Improvement of

- Surface Quality of Continuously Cast Slab for Conditioning-free Rolling," *ISIJ International*, Vol. 24, pp. 966~972.
- (7) Narita, K., Mori, T. and Miyazaki, J., 1991, "Effect of Deformation on the Formation of Internal Cracks in Continuously Cast Blooms," *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 67, pp. 1307~1316.
- (8) Herberston, J. and Austin, P., 1993, "The Application of Mathematical Models for Optimization of Continuous Casting," *Proc. Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes-VI*, Palm Coast, pp. 689~700.
- (9) Lait, J. E., Brimacombe, J. K. and Weinberg, F., 1974, "Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel," *Ironmaking and Steelmaking*, pp. 90~97.
- (10) Mizikar, E. A., 1967, "Mathematical Heat Transfer Model for Solidification of Continuously Cast Steel Slab," *Trans. AIME*, Vol. 239, pp. 1747~1753.
- (11) Inouye, T., Noro, K., Akita, Y. and Katano, I., 1978, "Heat Transfer in the Continuous Casting Mold," *Nippon Steel Technical Report*, No. 12, pp. 86~96.
- (12) Lally, B., Biegler, L. and Henein, H., 1990, "Finite Difference Heat-Transfer Modeling for Continuous Casting," *Metall. Trans.*, Vol. 21B, pp. 761~770.
- (13) Fujii, H., Ohashi, T., Ono, T. and Asano, K., 1979, "Fundamental Phenomena of Continuous Casting," *Nippon Steel Technical Report*, No. 13, pp. 48~61.
- (14) Thomas, B. G., Mika, L. J. and Najjar, F. M., 1990, "Simulation of Fluid Flow Inside a Continuous Slab-Casting Machine," *Metall. Trans.*, Vol. 21B, pp. 387~400.
- (15) Prescott, P. J., Incropera, F. P. and Bennon, W. D., 1991, "Modeling of Dendritic Solidification Systems : Reassessment of the Continuum Momentum Equation," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 34, pp. 2351~2359.
- (16) Neilson, D. G. and Incropera, F. P., 1991, "Unidirectional Solidification of a Binary Alloy and the Effects of Induced Fluid Motion," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 34, pp. 1717~1732.
- (17) Neilson, D. G. and Incropera, F. P., 1993, "Effect of Rotation on Fluid Motion and Channel Formation during Unidirectional Solidification of a Binary Alloy," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 36, pp. 489~505.
- (18) Bennon, W. D. and Incropera, F. P., 1987, "A Continuum Model for Momentum, Heat and Species Transport in Binary Solid-Liquid Phase Change Systems - I. Model Formulation," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, pp. 2161~2170.
- (19) Savage, J. and Pritchard, W. H., 1954, "The Problem of Rupture of the Billet in the Continuous Casting of Steel," *J. Iron Steel Inst.*, Vol. 179, pp. 269~277.
- (20) Samarasekera, I. V. and Brimacombe, J. K., 1984, "The Continuous-Casting Mould," *Continuous Casting*, Vol. 2, pp. 33~44.
- (21) Flemings, M. C., 1976, "Principles of Control of Soundness and Homogeneity of Large Ingots," *Scand. J. Metallurgy*, Vol. 5, pp. 1~15.
- (22) Yoo, H. and Viskanta, R., 1992, "Effect of Anisotropic Permeability on the Transport Process during Solidification of a Binary Mixture," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 35, pp. 2335~2346.
- (23) Metzner, A. B., 1985, "Rheology of Suspensions in Polymeric Liquids," *J. Rheology*, Vol. 29, pp. 739~760.
- (24) Oldenburg, C. M. and Spera, F. J., 1992, "Hybrid Model for Solidification and Convection," *Numerical Heat Transfer*, Vol. 21, Part B, pp. 217~229.
- (25) Asai, S. and Szekely, J., 1975, "Turbulent Flow and Its Effects in Continuous Casting," *Ironmaking and Steelmaking*, pp. 205~213.
- (26) Aboutaleb, M. R., Hasan, M. and Guthrie, R. I. L., 1995, "Numerical Study of Coupled Turbulent Flow and Solidification for Steel Slab Casting," *Numerical Heat Transfer*, Vol. 28, Part A, pp. 279~297.
- (27) Fried, J. J. and Combarous, M. A., 1971, "Dispersion in Porous Media," *Adv. Hydrosci.*, Vol. 7, pp. 169~282.

- (28) Poirier, D. R., 1987, "Permeability for Flow of Interdendritic Liquid in Columnar-Dendritic Alloys," *Metall. Trans.*, Vol. 18B, pp. 245~255.
- (29) 정재동, 유호선, 이준식, 1996, "등온가열 수평원관내 용해과정동안의 열적 불안정성," 대한기계학회논문집, 제 20권, 제 6호, pp. 2046~2056.
- (30) 정재동, 유호선, 이준식, 노승탁, 1996, "연속체모델에 의한 수치해석 결과에 대한 재평가," 대한기계학회논문집, 제 20권, 제 12호, pp. 3926~3937.
- (31) Lait, J. E., Brimacombe, J. K. and Weinberg, F., 1974, "Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel," *Ironmaking and Steelmaking*, pp. 90~97.
- (32) Chandra, S., Brimacombe, J. K. and Samarasekera, I. V., 1993, "Mould-Strand Interaction in Continuous Casting of Steel Billets Part3 Mould Heat Transfer and Taper," *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 20, pp. 104~112.
- (33) Kawamoto, M., Yamada, K. and Fujita, T., 1977, *Wire Journal*, pp. 64~70.
- (34) Kurz, W. and Fisher, D. J., 1989, *Fundamentals of Solidification*, Trans Tech Publications.