

연속주조공정에서의 유동과 응고에 대한 유한요소 모델링

김태현* · 김덕수* · 최형철** · 김우승*** · 이세균****

(1998년 6월 19일 접수)

A Finite Element Modeling on the Fluid Flow and Solidification in a Continuous Casting Process

Tae-Hun Kim, Deok-Soo Kim, Hyung-Chul Choi,
Woo-Seung Kim and Se-Kyun Lee

Key Words : Continuous Casting(연속주조), Turbulent Flow(난류유동), Solidification(응고), Viscosity Model(점성모델), Thermal Resistance(열저항), Particle Trajectory(입자패적)

Abstract

The coupled turbulent flow and solidification is considered in a typical slab continuous casting process using commercial program FIDAP. Standard $k-\epsilon$ turbulence model is modified to decay turbulent viscosity in the mushy zone and laminar viscosity is set to a sufficiently large value at the solid region. This coupled turbulent flow and solidification model also contains thermal contact resistance due to the mold powder and air gap between the strand and mold using an effective thermal conductivity. From the computed flow pattern, the trajectory of inclusion particles was calculated. The comparison between the predicted and experimental solidified shell thickness shows a good agreement.

기호설명

C_p	: 유효비열
g_i	: i 방향의 중력가속도 성분
h	: 열전달 계수
H	: 총 엔탈피
k	: 난류 운동에너지
K	: 열전도 계수
p	: 압력
q	: 열유속
R_i	: 국소 레이놀즈 수
R_{nozzle}	: 노즐입구 반경

T	: 온도
x_i	: i 방향의 좌표성분
u_i	: i 방향의 속도성분
u_1	: x 방향의 속도
u_2	: y 방향의 속도
c_1, c_2, c_3	: 난류모델과 관련된 상수

그리스문자

β_T	: 열팽창 계수
ϵ	: 난류 운동에너지 소산율
ρ	: 밀도
μ	: 점성계수
$\sigma_k, \sigma_\epsilon$: 난류모델과 관련된 상수

하첨자

amb	: 주위
-----	------

* 회원, 한양대학교 대학원 기계공학과

** 국방과학 연구소

*** 회원, 한양대학교 기계공학과

**** 충북대학교 기계공학과

- i : 좌표계의 i 성분
- in : 입구
- 0 : 기준
- l : 층류
- t : 난류
- eff : 유효
- nozzle : 노즐

1. 서론

일반적으로 연속주조공정에서 발생하는 다양한 주면 결함(예: 중심편석, 내부균열, 표면균열, 비금속 함유물)은 연속주조 주형에서의 용강(molten steel)의 유동 및 열전달 특성과 밀접하게 관련되어 있다. 특히, 용강에 포함된 비금속 함유물은 이분 침지노즐(bifurcated submerged entry nozzle)을 통해 공급되는 용강의 제트 유동에 의해 응고가 이루어지지 않은 응고필의 좁은 면을 따라서 연속주조의 아래쪽으로 운반되어 용강의 청정도를 저하시킨다.

연속주조에 대한 연구에서 중요한 사항은 주형 내부 유동장의 형태뿐만 아니라, 응고 완료점 예측과 관련하여 주형을 빠져 나오는 응고층의 두께 및 표면의 온도분포이다. 그러나 연속주조공정에 대한 실험적 연구를 수행한다는 것은 공정의 규모와 비용면에서 상당한 어려움이 있다. 이에 따라 현재까지 연속주조공정에 대해 수행된 연구의 대부분은 유한차분법⁽¹⁻⁶⁾ 또는 유한요소법⁽⁹⁻¹³⁾ 등의 수치적 방법에 의존하여 용강의 유동 및 열전달 해석에 관심을 갖고 진행되어 왔다.

난류유동과 상변화를 고려하기 위한 수학적 모델을 살펴보면, 난류의 영향을 유효열전도 계수로 표현하고 온도장만의 계산으로 단순화하여 응고층의 두께를 예측한 모델,^(1,2) 또는 난류 유동장과 응고문제를 연계해석하기 위한 수정된 저 레이놀즈 $k-\epsilon$ 난류 모델, 그리고 상변화 구간에서 속도의 감소효과를 위해 Darcy 법칙⁽³⁻⁵⁾이나 점성모델⁽⁶⁾ 등이 사용되었다. 이와 같이 다양한 해석방법이 제시되는 이유는 주형 내부의 유동이 난류를 형성하고 있어, 열전달에 의한 응고모델과의 연계해석이 많은 어려움이 있기 때문이다.

연속주조기 내부의 유동에 대한 연구 중에서 Thomas 등⁽⁹⁻¹²⁾에 의한 연구는 범용 유한요소 코드인 FIDAP⁽¹⁴⁾을 이용하여 이분 침지노즐에 대한 유동특성 및 노즐을 해석영역에서 제외한 주조기 내부의 유동장과 온도장의 분포에 대한 해석을 수행하였다. 그리고 주조기 내부의 온도장 분포로부터

열은 주형으로의 열유속을 경계조건으로 하는 1차원 응고모델을 이용하여 응고층에서의 온도 분포를 계산하였는데, 그의 연구에서는 노즐만의 모델(이하 노즐모델(nozzle model)이라 함)과 노즐을 분리한 주조기만의 모델(이하 주조기모델(caster model)이라 함)의 각각에 대한 특징은 잘 나타나고 있으나, 실제의 경우에는 주조기 내부에 노즐이 잠겨져 있기 때문에 노즐의 영향을 함께 고려하여야 한다. 특히 응고과정의 분리해석으로는 액상영역, 상변화 구간 그리고 고상영역에 대한 상호작용을 적절하게 고려할 수 없다.

본 연구는 연속주조공정에 대한 기존의 유한요소 해석을 기초로 하여, 난류유동과 응고의 연계해석을 위한 유한요소 모델링에 초점을 두었다. 이에 따라 본 연구에서는 Thomas 등^(9,11-13)이 사용한 노즐모델과 주조기모델의 각각을 검증하여 이를 하나의 모델(이하 결합모델(combined model)이라 함)로 결합시키고, 주조기모델과 결합모델과의 차이점을 살펴보았다. 또한 결합모델에 대해 난류유동과 응고문제를 연계해석하여 응고층의 두께를 계산하였다. 한편 주형과 주편(strand) 사이에서 윤활작용을 하는 주형분말(mold powder)과 응고층의 수축으로 발생하는 공기층(air gap)에 의한 열저항을 본 연구의 모델에 직접 포함시키고, 유효열전도계수를 이용하여 열저항을 고려하였다(이하 열저항모델(thermal resistance model)이라 함). 이와 같이 열저항에 의한 영향을 함께 고려하는 이유는 현재까지 주형으로 방출되는 열유속 경계조건으로 자주 사용되는 Savage 등⁽¹⁵⁾의 실험식은 주형 내부를 흐르는 냉각수의 온도상승에 의해 구한 것이며, 주편의 경계조건으로 직접 적용하는 것이 비현실적이기 때문이다. 또한 노즐을 통해 공급되는 용강에 함유되어 용강의 청정도에 영향을 미치는 비금속 함유물의 행로에 대한 고찰을 위해 본 연구에서는 계산된 유동형태로부터 용강에 함유된 부유입자의 크기에 따라 패착의 변화를 살펴보았다. 연속주조기에서의 난류유동과 응고는 범용 유한요소 코드인 FIDAP⁽¹⁴⁾을 이용하여 계산하였다. 이때 상변화 구간에 대하여 난류점성계수를 액상분율의 함수로 표현한 수정된 표준 $k-\epsilon$ 난류 모델을 이용하여 고상에 대한 난류의 영향을 소멸시켰으며, 고상에서의 속도감쇠효과는 점성모델을 사용하였다. 그리고 연속주조공정에서 중요한 작업 조건인 주조속도에 따른 유동장의 형태, 응고층의 두께, 주편 표면에서의 온도, 그리고 열저항에 의한 영향 등을 조사하였으며 본 연구에서 제시한 수치모델의 정확도를 검증하기 위하여 Lait 등^(16,17)의 실험에 의한 결과와 비교하였다.

2. 이론

2.1 연속 주조

본 연구에서 선정된 수치 모델은 연속주조 공정에서 일반적으로 사용되는 강 슬랩 주조기(steel slab caster)로서 그 개략도를 Fig. 1에 나타내었다. 주형과 주편 사이에 존재하는 주형분말과 공기층에 의한 열저항은 간극요소(gap element)로써 표현하였다. 한편 수치 해석을 위하여 기존의 연구들에서 도입된 다음과 같은 가정들을 하였다.^(3,4,9,11)

- (1) 모델은 2차원 정상 상태이다.
- (2) 자유 표면은 요동이 없이 일정한 높이를 유지하고 있으며, 자유표면을 통한 열의 유출은 없다.
- (3) 주형의 진동은 무시한다.
- (4) 수치 영역은 주편의 분무냉각 영역까지만을 고려하였다.
- (5) 편석(segregation)에 의한 부력은 무시하고, 자연대류만을 고려하였다.
- (6) 열역학적 물성치는 온도에 무관하게 일정하다.

2.2 지배 방정식

앞의 가정에 따라 2차원 정상상태 해석을 위한 지배방정식은 다음과 같다. 운동량 방정식에는 열팽창에 의한 부력의 영향을 고려하기 위하여 자연대류항을 포함시켰고, 난류 모델은 표준 $k-\epsilon$ 난류모델을 사용하였다.

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

$$\rho \left(u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] - \rho g_i \beta_T (T - T_0) \tag{2}$$

$$\rho c_p \left(u_j \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(K_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) \tag{3}$$

$$\rho \left(u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \mu_l G + B - \rho \epsilon \tag{4}$$

$$\rho \left(u_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + c_1 \frac{\epsilon}{k} \mu_l G + c_2 (1 - c_3) \frac{\epsilon}{k} B - \rho c_2 \frac{\epsilon^2}{k} \tag{5}$$

여기서, G 는 생성항으로 Boussinesq 가정을 도입하면 다음과 같이 표현된다.

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

또한, B 는 부력에 의한 자연대류효과를 나타내며 다음과 같다.

$$B = \frac{\mu_l}{\sigma_l} g_j \beta_T \frac{\partial T}{\partial x_j} \tag{7}$$

2.3 지배방정식의 유한요소 정식화

지배방정식을 유한요소 정식화하기 위하여 가

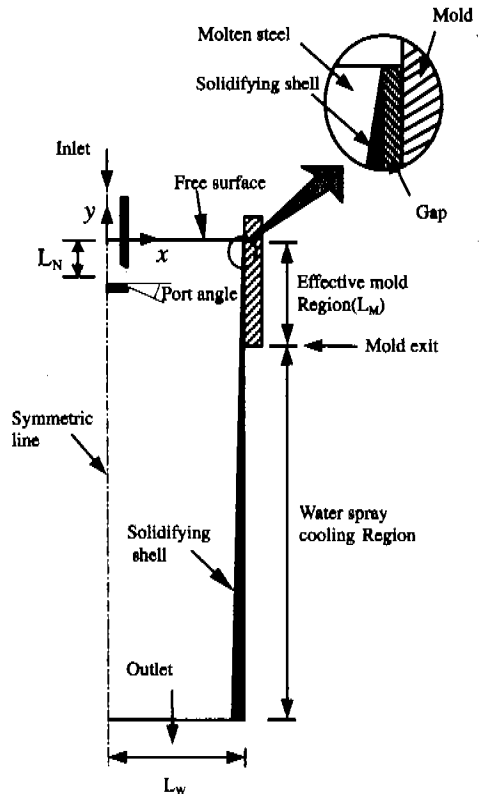


Fig. 1 Schematic diagram of continuous caster.

중유수법(weighted residual method)을 사용하였다. 각 요소를 대표하는 종속변수 u_i, p, T, k, ϵ 는 그 요소를 구성하는 절점(nodal point)에서의 값으로부터 보간되며, 각각의 종속변수에 대한 보간함수는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} u_i(x,t) &= \phi^T U_i(t) \\ p(x,t) &= \phi^T P(t) \\ T(x,t) &= \vartheta^T T(t) \\ k(x,t) &= \phi^T K(t) \\ \epsilon(x,t) &= \phi^T E(t) \end{aligned} \tag{8}$$

여기서, ϕ, ϑ 는 보간함수의 컬럼벡터이고, U_i, P, T, K, E 는 각 요소의 절점의 미지수들로 이루어진 컬럼벡터이다. 각 절점에서의 값으로부터 보간된 종속변수들을 지배 방정식에 대입하여, 근사화된 지배 방정식으로부터 유수(residual)를 구하고 Galerkin 정식화를 수행하여 얻게 되는 비선형 대수방정식은 행렬의 형태로 나타내면 다음과 같다.

$$[K]\{U\} = \{F\} \tag{9}$$

여기서, $[K]$ 는 계수행렬, $\{U\}$ 는 미지수 벡터, 그리고 $\{F\}$ 는 force vector를 나타낸다. 위의 계수행렬과 벡터에 대한 유도과정과 형태는 문헌⁽¹⁴⁾에 자세히 설명되어 있다.

2.4 상변화 구간의 난류점성계수와 속도의 감쇠
고상영역에서 난류점성계수의 영향을 없애기 위하여 표준 $k-\epsilon$ 난류모델에서의 난류점성계수를 다음과 같이 상변화 구간에 걸쳐 감소시키는

방법을 사용하였다.

$$\mu_t = \rho c_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \tag{10}$$

$$c_\mu = 0.09 f_\mu \tag{11}$$

여기서, f_μ 는 난류수송에 대한 감쇠항으로 상변화 구간에 적용하기 위하여 액상분율의 함수로 아래와 같은 식을 사용하였다.⁽⁷⁾

$$\begin{aligned} f_\mu &= \sqrt{f_1} f_R \\ f_R &= \exp\left[\frac{-3.4}{1+(R_i/50)^2}\right] \end{aligned} \tag{12}$$

여기서, $R_i(\rho k^2/\mu \epsilon)$ 는 국소 난류 레이놀즈 수를 나타내며, 액상분율 f_1 은 온도에 따라 선형적으로 변한다고 가정하였다. 식 (12)는 비교적 작은 레이놀즈 수의 구간에서 난류에 의한 수송량을 감쇠시키는 것으로써 상변화 문제에 대하여 Shyy 등⁽⁷⁾이 사용하였으며 실험에 의한 값과 비교하여 상변화 문제에 적용이 가능함을 증명하였다. 난류점성계수의 감쇠와 함께 속도의 감쇠효과는 고상에서 층류점성계수의 값을 충분히 큰 값으로 하여 속도를 감쇠시키는 점성모델을 사용하였는데, 본 연구에서는 10^6 을 사용하였다. 또한 상변화 구간에서 층류점성계수는 온도에 따른 선형함수를 사용하였다.

응고과정은 잠열의 방출로 인하여 상변화 구간에서 비열이 불연속함수의 형태를 나타내므로 직접 계산이 어렵기 때문에, 온도에 따라 선형분포를 이루는 엔탈피를 이용하여 유효비열을 사용하는 엔탈피법^(18,19)을 사용하였다. 유효비열은

Table 1 Conditions for combined model.^(9,11)

Parameter	Value	Parameter	Value
Nozzle submergence depth (L_N)	0.265 m	Inlet temperature	1550 °C
Port angle	-15.0 deg	Liquidus temperature	1525 °C
Molecular viscosity	0.0055 kg/ms	Solidus temperature	1518 °C
Density	7015 kg/m ³	Latent heat of solidification	272 kJ/kg
Casting speed	0.0167 m/s	Thermal expansion coefficient	1.0× 10 ⁻⁴ K ⁻¹
Effective mold length (L_M)	0.6 m	Spray water heat transfer coefficient ⁽⁵⁾	800 W/m ² K
Simulated length	3.0 m	Specific heat	680 J/kgK
Slab width (L_w)	0.66 m	Thermal conductivity	26 W/mK

Morgan 등⁽²⁰⁾이 사용한 다음의 식을 이용하여 각 격자로부터 보간된 엔탈피로부터 근사화된다.

$$c_p^* = \frac{dH}{dT} = \left(\frac{\nabla H \cdot \nabla H}{\nabla T \cdot \nabla T} \right)^{\frac{1}{2}}$$

$$= \left(\frac{\frac{\partial H}{\partial x} \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial y} \frac{\partial H}{\partial y}}{\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

2.5 수치 해석

본 연구에 대한 유한요소해석을 위하여 범용 유한요소해석 코드인 FIDAP⁽¹⁴⁾을 이용하였다. 유한요소법을 이용한 유동장 해석은 대부분 속도-압력 혼합차수 내삽법을 이용한 방식으로서, 이 방식은 많은 기억용량과 계산시간을 필요로 한다. 특히 본 연구는 난류유동과 응고에 대한 연계해석을 수행함으로써 보다 많은 기억용량과 계산시간을 필요로 한다. 이에 따라 본 연구에서는 운동량 방정식 (2)의 입력항에 대해서 연속 방정식 (1)을 사용하여 식 (14)에 의한 유체의 소산으로 처리하는 방법을 사용하였다.

$$p = - \frac{1}{\lambda} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (14)$$

물리적으로 이것은 매우 미소한 압축성 유체유동을 모사하는 것과 동일하다. 따라서 λ 가 매우 작으면 공학적인 측면에서의 정확도(accuracy)와 손실 없이 원래의 방정식 대신에 수정된 방정식을 풀게 된다. 이에 대한 타당성은 문헌^(21,22)에서 밝히고 있다. 식 (14)에서 λ 는 벌칙상수(penalty parameter)이며 $10^5 \sim 10^9$ 의 값을 갖는다. 본 연구에서는 10^6 으로 하였다. 이 방법은 벌칙 함수법(penalty function method)으로 불리며 종속변수인 압력 p 를 운동량 방정식으로부터 제거함으로써 속도-압력 혼합차수 내삽법에 비해 보다 적은 기억용량과 계산시간이 드는 장점이 있다. 이러한 방법은 유동장에 대한 유한요소해석에서 보편적으로 사용되고 있다.^(23,24)

유한요소 정식화를 통해 얻은 비선형 대수방정식 (9)는 연속대입법을 이용하여 선형화시켰으며, 반복계산 과정에서 해의 수렴성을 위하여 0.4-0.6의 이완계수를 사용하였다. 또한 대류에 의해 주로 열이 이동될 때 격자점들 사이에서 진동이 생기는 수치적 불안정성을 없애기 위하여 Brooks 등⁽²⁵⁾이

제안한 유선상류도식(Petrov-Galerkin / streamline upwinding scheme)을 사용하였다. 해석영역에 대해 4381 개의 4절점 사각형 요소를 사용하였으며, 응고층이 형성되는 부분과 노즐 근방에 밀집시켰다. 수렴된 해는 Residual 이 10^3 보다 작을 때의 값이다.

3. 결과 및 고찰

3.1 노즐 및 주조기 모델의 검증과 결합 모델

본 연구에서 사용한 결합모델은 Thomas 등^(9,11-13)이 사용한 노즐모델과 주조기모델의 각각 하나씩의 모델로 결합시킨 것으로, Fig. 1에 나타난 주편과 주형사이의 열저항을 고려하지 않은 일반적인 경우에 대하여 난류유동과 응고모델을 연계해석하였다.

결합모델에 대한 경계조건은 다음과 같으며, 각 부분에 대한 조건들은 Table 1에 나타내었다. Table 1에서 L_N 은 노즐의 잠긴 길이인데, Fig. 1과 같이 노즐입구에서부터 노즐출구 높이와 중간 지점까지이다.

입구

노즐입구에서의 유입속도는 주형출구와 노즐입구의 질량 보존식을 사용하여 구하였다.

$$u_{1,in} = 0, \quad u_2 = u_{2,in}$$

$$k_{in} = 0.01 \times u_{2,in}^2, \quad \epsilon_{in} = \frac{k_{in}^{1.5}}{R_{nozzle}} \quad (15)$$

자유표면

자유표면에는 주형분말, 슬래그 등에 의하여 열 이동이 방지되므로 온도에 대한 단열 경계조건을 적용하였고, 높이는 요동이 없이 일정하다는 가정에 따라 자유표면에 대하여 수직인 성분의 속도를 0으로 하였다.

$$\frac{\partial u_i}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} = \frac{\partial T}{\partial y} = 0, \quad u_2 = 0 \quad (16)$$

대칭면

자유표면에서와 같이 대칭면에 수직인 방향의 속도와 그 밖의 변수들의 구배를 0으로 하였다.

$$\frac{\partial u_2}{\partial x} = \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial \epsilon}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial x} = 0, \quad u_1 = 0 \quad (17)$$

출구

모든 변수들의 출구면에 수직인 방향의 구배를 0 으로 하였다.

$$\frac{\partial u_1}{\partial y} = \frac{\partial u_2}{\partial y} = \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} = \frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (18)$$

주형과 분무 냉각 영역

주형의 주형영역과 분무 냉각영역은 연속적으로 움직이는 경계(moving boundary)이므로 수직 성분의 속도를 주조속도와 같게 하였으며, k 와 ϵ 은 고상에서 존재하지 않으므로 0으로 하였다. 한편 주형으로 방출되는 열량은 자유표면으로부터의 거리의 함수로 표현된 Savage 등⁽¹⁵⁾의 실험식을 사용하였고, 분무냉각에 의한 열 방출량은 대류 경계조건을 사용하였으며 다음과 같다.

$$u_1 = k = \epsilon = 0, \quad u_2 = u_{cast}$$

$$q_{mold} = 2680 - 335 \sqrt{\frac{|y|}{u_{cast}}} \quad (19)$$

$$q_{spray} = h(T - T_{amb})$$

노즐모델에 대한 결과를 Fig. 2에 나타내었다. Fig. 2에서 알 수 있듯이 노즐 출구의 아래 부분에서만 유출이 있고 위 부분에서는 유입이 되고 있는데, 이러한 결과는 Thomas 등⁽⁶⁾이 물을 사용하여 실험한 결과와 잘 일치한다. 특히 최대 속도는 출구의 밑 부분에서 발생하며, 출구를 빠져나가는 분사 각도를 살펴보면, 실제 노즐의 출구 각도(하향 15°)보다 더 큰 각도(약 25°)를 가지고

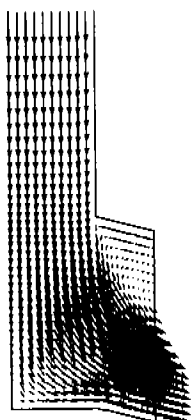


Fig. 2 Velocity vector plot for nozzle model.

주형 내부로 분사되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3은 주조기모델과 결합모델의 결과를 나타낸 것이다. 유성분포를 나타낸 3(a)와 Fig. 3(b)를 비교해 볼 때 결합모델에서의 하부 회전장의 크기가 주조기모델에서보다 작아진 것을 볼 수 있다. 이러한 결과는 결합모델에서는 응고면에 접한 용강의 유동이 상변화 구간에서 속도감쇠의 영향으로 주형 아래로 깊이 내려가지 못하기 때문이다. 또한 대칭선이 있는 중심부에 많은 양의 상승유동을 유발하여 침지노즐로부터 분사되는 용강의 분사각도를 작게 하기 때문이다. 분사된 용강이 응고면에 충돌하는 위치(분사점)를 살펴보면, 본 연구의 경우 주조기모델과 결합모델에서 자유표면으로부터의 거리가 각각 0.66 m와 0.56 m의 값을 갖는 것으로 이러한 사실을 확인할 수 있다. 결합모델에 대한 속도벡터를 나타낸 Fig. 3(c)를 보면 침지노즐로부터 분사되는 용강의 제트유동은 주형의 응고면에 강하게 충돌하여 서로 반대방향으로 갈라지며 제트유동의 상부와 하부에 강한 재순환 유동장을 형성시킨다. Fig. 3(c)에서 볼 수 있는 노즐 하부의 강한 순환유동은 용강에 포함된 비금속 함유물의 자유표면으로의 상승을 방해하며 주조기의 아래쪽으로 운반하는 주된 요인으로 알려져 있다. 또한 Fig. 3(c)에서 볼 수 있듯이 강한 유동속도는 제트유동의 상부와 하부에 주로 나타나고 주조기 하부로 갈수록 유동속도는 약해지며 출구영역에서는 상당히 균일한 분포를 나타낸다.

Fig. 4에서는 주조속도가 1.0 m/min 일 때 자유표면으로부터의 거리가 1 m, 2 m, 3 m 인 위치에서의 주조방향(-y 방향) 속도를 비교하였다. 자유표면으

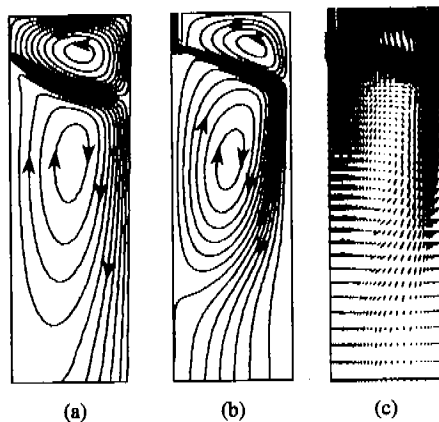


Fig. 3 Streamlines and velocity vectors
 (a) Streamlines for caster model
 (b) Streamlines for combined model
 (c) velocity vectors for combined model.

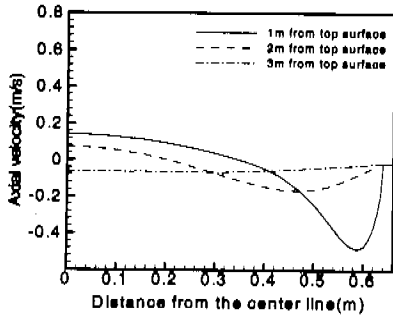


Fig. 4 Axial velocity profile at various positions in the combined model(casting speed = 1.0 m/min).

로부터의 거리가 1 m 되는 위치를 살펴보면, 대칭선으로부터의 거리가 0.6 m 이상인 곳에서는 용고층의 형성으로 인하여 주조속도를 유지함을 볼 수 있다. 또한 용고층에 접한 액상영역에서는 분사된 용강이 하강하는 유동장의 영향으로 주조속도보다 더 큰 속도로 하강하고 있음을 알 수 있다 그러나 대칭선 쪽으로 접근해 가면서 하강속도(음의 방향)의 크기는 점차적으로 작아지다가 다시 상승(양의 방향)하는 경향을 볼 수 있다. 자유표면으로부터 거리가 2 m 되는 위치에서도 용고층이 있는 부분은 주조속도를 유지하고 있으며, 용고층에 접하여 하강하던 속도는 자유표면으로부터 거리가 1 m 인 곳에서도 작게 나타나고 있다. 자유표면으로부터 거리가 2 m 인 경우에도 대칭선 쪽으로 접근해 가면서 용강의 하강속도(음의 방향)의 크기는 감소하여 양의 방향으로의 속도를 가짐을 알 수 있다. 그러나 자유표면으로부터 거리가 3 m 인 위치에서는 용고층이 있는 부분에서 주조속도를 유지하는 것은 볼 수 있으나, 앞의 두 경우와는 달리, 양의 방향 속도는 나타나지 않고 항상 음의 방향 속도만을 가지고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5는 대칭선으로부터 $x = 0.66m$ 인 주변 표면에서 주조속도에 따른 온도분포를 나타낸 것이다. 주조속도가 1.0, 1.5, 2.0 m/min 인 모두의 경우에 대하여 자유표면으로부터 멀어질수록 주형으로 열을 방출하여 주변의 온도는 하강하다가, 분사점에 가까워지면서 다시 상승하는 경향을 볼 수 있다. 또한 주조속도가 커질수록 분사점은 자유표면으로부터 멀어지고 있으며, 전체적인 표면 온도가 높아진다는 사실을 알 수 있다. 이것은 주조속도가 커질수록 유입되는 과열량이 많아지기 때문이다.

Fig. 6은 자유표면으로부터 거리 2 m인 위치에서 자연대류를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대한 주조방향 속도변화를 나타낸 것이다. 주조기

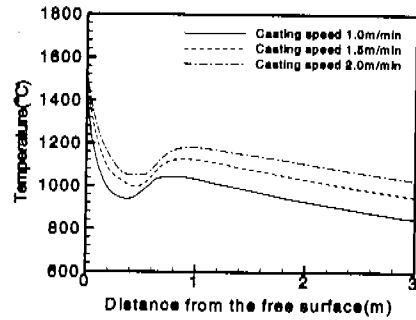


Fig. 5 Comparison of temperature distributions along the vertical line at $x = 0.66m$ for various casting speeds in the combined model.

내부의 난류의 영향으로 인해 자연대류 효과가 속도에는 큰 영향을 나타내지 못함을 볼 수 있다.

용고층의 두께가 주조속도에 따라 변화하는 경향을 살펴보기 위하여 Fig. 7과 같이 주조속도가 각각 1.0, 1.5, 2.0 m/min 일 때의 용고층 두께를 적합곡선을 이용하여 나타내었다. 용고층의 두께는 주형의 주변측 표면으로부터 x 축을 따라 고상온도를 가진 격자까지의 거리로 구하여 진다. 면으로부터 주조속도가 커질수록 전체적인 두께가 얇아지고 있는데, 이것은 주조속도가 커질수록 용강의 유입량이 많아지고, 과열이 많아 용고층의 형성을 방해하기 때문이다. 또한 주조속도가 크면, 형성된 용고층이 주형에 머무는 시간이 짧기 때문에 충분한 열량을 방출하지 못하여 용고층은 얇아진다.

3.2 열저항의 검증

앞의 결합모델에서 주형으로의 열방출을 모델링하기 위하여 사용한 Savage 등⁽¹⁵⁾의 열유속에 관한 실험식은 주형의 내부를 흐르는 냉각수의 온도변화를 관찰하여 얻은 것이므로, 대부분의 다른 연구^(24,11)에서와 같이 열저항을 제외하고 주변에 직접 적용하는 것은 불합리하다. 열저항을 고려하기 위하여 Fig. 1에서와 같이 주형부분에 간극요소를 첨가하고, 간극요소에서의 열저항을 유효열전도계수로 표현하였다. 이와 같은 방법은 O'Connor⁽²⁶⁾에 의하여 이루어진 바가 있으나, 그의 연구에서는 대류항을 무시한 Stokes 유동으로 가정하였다. 간극요소에서 열유속은 다음과 같이 표현된다.

$$q_{gap} = h_{gap} \Delta T = K_{gap} \frac{\Delta T}{d_{gap}} \quad (20)$$

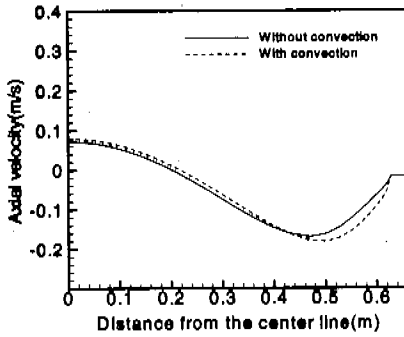


Fig. 6 Comparison of axial velocities along the horizontal line at $y = -2$ m between with and without buoyancy (casting speed = 1.0 m/min).

여기서, h_{gap} 은 주편과 주형사이의 접촉열전달계수, K_{gap} 은 간극요소에서의 유효열전도계수, d_{gap} 은 간극요소의 두께이며, ΔT 는 주편과 주형사이의 온도차를 나타낸다. 위의 식 (20)에서 온도차를 소거시키면 K_{gap} 는 h_{gap} 과 d_{gap} 의 곱으로써 구할 수 있다.

h_{gap} 의 값은 O'Connor⁽²⁶⁾가 사용한 3000 W/m²°C를 이용하였고, 간극요소의 두께를 1 mm로 할 경우, 유효열전도계수는 3 W/m°C의 값을 갖는다. Samonds 등⁽²⁷⁾은 주형/주물 접촉면에서의 불완전 접촉조건을 취급하는데 있어서 동일절점기법 (coincident node technique)에 의한 접촉열전달계수를 얇은요소를 이용한 열전도계수로 표현할 때, 얇은요소의 크기를 두께와 길이 방향의 비가 1:10으로 할 경우, 약 2% 이내의 오차를 보이고 있음을 기술하고 있다. 본 연구에서는 이와 같은 길이에 대한 제한사항을 없애기 위해 열전도계수를 비동방성으로 고려하여 간극요소 내에서 두께방향으로만 존재한다고 가정하였다. 그러므로 간극요소의 두께에 관계없이 간극요소에서의 열유속은 일정하기 때문에 간극요소의 두께는 물리적 의미를 갖지 않는다.

간극요소에 의한 열저항의 타당성을 검증하기 위하여 Lait 등^(16,17)의 실험에 의한 결과와 비교하였다. 실험에 사용된 모델은 크기가 14×14 cm인 14% 탄소(14 WCS)의 사각형 빌렛(billet)주조로써, 노즐은 수직으로 유입되는 열린노즐이다. 간극요소의 두께와 유효열전도계수는 앞에서와 같이 각각 1 mm와 3 W/m°C를 사용하였다.

Fig. 8에는 열저항을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 용고층의 두께를 나타내었으며, Lait 등^(16,17)의 실험값과 비교하였다. 이 때 계산에 사용된 조건은 Lait 등에 의해 주어진 값을 사용하였으며 Table 2에 나타내었다. 열저항을 고려하지 않

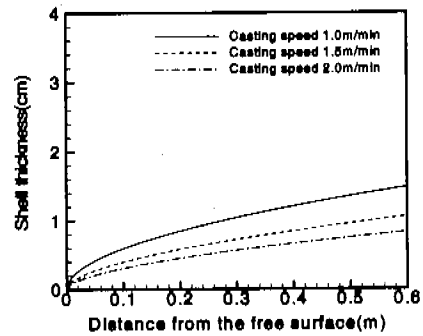


Fig. 7 Comparison of shell thicknesses for various casting speeds in the combined model.

았을 때는 용고층의 두께가 전체적으로 두껍게 나타나며, 열저항을 고려한 경우에는 Lait 등^(16,17)의 결과와 전반적으로 잘 일치하고 있다. 그러나 자유표면으로부터 멀어지면서 열저항을 고려한 모델의 결과와 Lait 등^(16,17)의 실험 결과가 차이를 보이고 있는데, 이것은 본 연구에서의 수치 모델을 2차원으로 가정한 결과로서, 제 3의 방향(z 방향)으로의 열전달을 고려하지 않았기 때문으로 판단된다. 그러나 연속주조공정을 모델링할 때, 본 연구에서 사용한 열저항 개념을 도입한 모델을 사용한다면 보다 현실적인 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

Table 2 Simulation conditions for billet model.⁽¹⁶⁾

Parameter	Value
Cast size (m ²)	0.14× 0.14
Simulated length (m)	3.0
Mold length (m)	0.51
Nozzle Diameter (m)	0.01
Casting speed (m/s)	0.0254
Inlet temperature (°C)**	1550
Liquidus temperature (°C)	1525
Solidus temperature (°C)	1495
Density (kg/m ³)	7400
Specific heat (J/kgK)	682
Thermal conductivity (W/mK)	34
Molecular viscosity (kg/ms)	0.0062
Latent heat (kJ/kg)	272
Spray water heat transfer coefficient (W/m ² K)	1080

** : assumed due to being not given

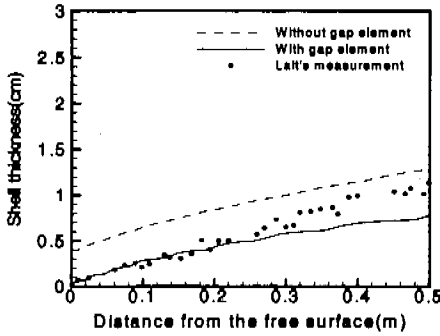


Fig. 8 Comparison of shell thicknesses between the present result and Lait's measurement.^(16,17)

3.3 열저항 모델

주형으로의 열유속 경계조건으로 Savage 등⁽¹⁵⁾의 실험식을 사용할 때, 열저항을 고려해야 타당한 결과를 얻을 수 있음을 검증하였다. 이와 같은 간극요소에 의한 열저항 개념을 결합모델에 적용(이하 열저항모델이라 함)하여 결과를 살펴보았다.

결합모델과 열저항모델의 비교를 위하여 대칭선으로부터 $x = 0.66$ m 인 주변 표면에서의 온도분포를 Fig. 9 에 나타내었다. 열저항 모델에서의 표면 온도가 전체적으로 크게 나타나고 있는데, 이것은 열저항의 역할을 하는 간극요소가 열의 흐름을 방해하기 때문이며, 간극요소를 고려하지 않은 경우 보다 주형으로의 열방출이 작음을 알 수 있다.

Fig. 10 에서는 열저항모델과 결합모델에서의 용고층 두께를 비교하였다. 열저항모델에서는 간극요소의 영향으로 결합모델보다 용고층의 두께가 얇아진 것을 알 수 있다.

3.4 함유입자의 패적 예측

침지노즐을 통해 공급되는 용강에 함유되어 주조기 용강의 청정도에 영향을 미치는 비금속 함유물에 대한 패적의 변화를 살펴보고자 한다. 이 때 함유입자의 패적은 계산된 유동장으로부터 다음 식에 의하여 계산된다.

$$\frac{du_i^p}{dt} = \frac{(u_i - u_i^p)}{\tau} + \frac{(\rho^p - \rho)}{\rho^p} g \quad (21)$$

$$\tau = \frac{4\rho^p(D^p)^2}{3\mu C_D R^p} \quad (22)$$

여기서, 상첨자 p 는 입자를 나타내며, D^p 는 입자의 지름을 나타낸다. 또한 C_D 와 R^p 는 각각 입

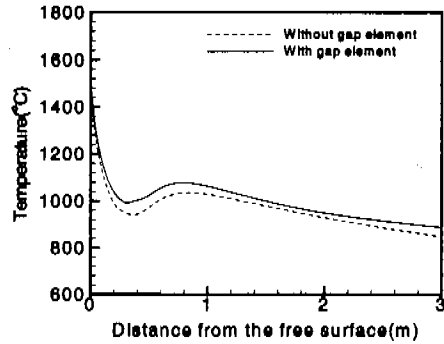


Fig. 9 Comparison of temperature distributions along the vertical line at $x = 0.66$ m between with and without gap element (casting speed = 1.0 m/min).

자의 항력계수와 Reynolds 수로 다음과 같이 정의된다.

$$C_D = \frac{24}{R^p}, \quad R^p = \frac{D^p |u_i - u_i^p| \rho}{\mu} \quad (23)$$

입자의 패적은 위와 같이 구한 입자의 속도를 이용하여 다음과 같이 구한다.

$$\frac{dx_i^p}{dt} = u_i^p \quad (24)$$

Fig. 11 은 함유입자의 크기에 따른 패적을 나타낸 결과이다. 함유입자는 밀도가 3500 kg/m^3 인 alumina 를 사용하였으며, 직경을 가진 구형으로 가정하였다. 결과를 살펴보면 작은 입자일수록 하부 회전장을 따라 주조방향으로 빠져 나가는 양이 많으며, 큰 입자는 상부 회전장과 밀도차이에 의한 부력의 영향으로 자유표면으로의 이동이 많다. 특히 입자의 지름이 0.4 mm 이상에서는 모두가 자유표면으로 떠오르고 있음을 알 수 있다. 입자의 지름이 0.2 mm 일 때의 결과를 살펴보면, 회전장의 중심부로 유입된 입자는 주조가 이루어지는 동안에도 주변을 따라 빠져 나오지 못하고 있음을 알 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 2차원 정상상태 연속주조에 대한 난류 유동장과 용고과정을 연계하여 해석하였다. 그리고 기존의 노즐과 주조기, 그리고 용고과정을 분리하여 해석한 연구 결과와 비교하였다. 또한 주형과 주변 사이의 집속열저항을 고려하여 보다 현실적인 계산을 수행하였으며, 그 결과 다

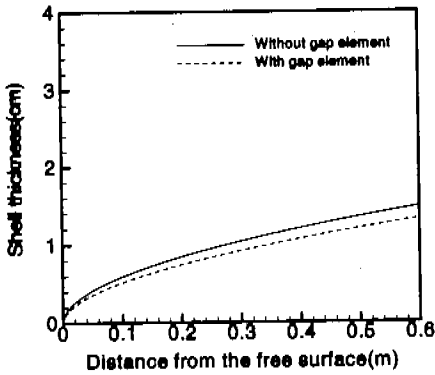


Fig. 10 Comparison of shell thicknesses between with and without gap element(casting speed = 1.0 m/min).

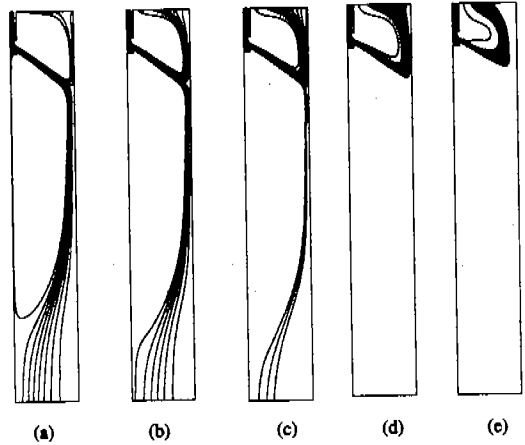


Fig. 11 Particle trajectories in the liquid pool for various particle diameters (a) 0.2 mm (b) 0.3 mm (c) 0.35 mm (d) 0.4 mm (e) 0.5 mm.

음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 결합모델과 주조기 모델에서 내부 회전장의 크기를 비교해 볼 때, 결합모델에서는 상변화 구간에서 속도감쇠의 영향으로 주조기모델보다 내부 회전장의 크기가 작게 나타났다.

(2) 결합모델에서의 분사점의 위치는 주조기모델의 분사점 위치보다 위에 존재한다.

(3) 열저항을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 응고층의 두께를 빌렛주조의 실험에 의한 결과와 비교했을 때, 열저항을 고려한 경우가 실험값과 비교적 잘 일치하였다.

(4) 열저항모델에서는 결합모델과 비교하여 주변의 표면온도는 전체적으로 상승하고, 응고층의 두께는 얇아졌다.

(5) 따라서, 연속주조공정을 해석할 때 본 연구에서 고려한 열저항모델을 적용함으로써 보다 현실적인 결과를 얻을 수 있다.

참고 문헌

- (1) Lally, B., Biegler, L., and Henein, H., 1990, "Finite Difference Heat Transfer Modeling for Continuous Casting," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 21B, pp. 761~770.
- (2) Choudhary, S. K., Mazumdar, D., and Ghosh, A., 1993, "Mathematical Modelling of Heat Transfer Phenomena in Continuous Casting of Steel," *ISIJ International*, Vol. 33, No. 7, pp. 764~774.
- (3) 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, Part A*, Vol. 28, pp. 279~297.
- (4) Aboutalebi, M. R., Hasan, M., and Guthrie, R. I. L., 1995, "Coupled Turbulent Flow, Heat, and Solute Transport in Continuous Casting Processes," *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 26B,

- pp. 731~744.
- (5) 정재동, 유호선, 이준식, 1997, "열농도대류를 고려한 연속주조공정의 수치해석," *대한기계학회논문집 B*, 제 21 권, 제 3 호, pp. 445~456.
- (6) Farouk, B., Apelian, D., and Kim, Y. G., 1992, "A Numerical and Experimental Study of the Solidification Rate in a Twin-Belt Caster," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 23B, pp. 447~492.
- (7) 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. 1129~1245.
- (8) 이중의, 한용남, 오규환, 윤종규, 1996, "원형 빌렛 연속주조에 있어서 유동-열전달-응고층 변형 거동의 연계해석," *대한금속학회지*, Vol. 34, No. 6, pp. 723~733.
- (9) Thomas, B. G., Mika, L. J., and Najjar, F. M., 1990, "Simulation of Fluid Flow inside a Continuous Slab-Casting Machine," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 21B, pp. 387~400.
- (10) Najjar, F. M., Thomas, B. G., and Hersey, D. E., 1995, "Numerical Study of Steady Turbulent Flow through Bifurcated Nozzles in Continuous Casting," *Metallurgical and Material Transactions B*, Vol. 26B, pp. 746~765.
- (11) Huang, X., Thomas, B. G., and Najjar, F. M., 1992, "Modeling Superheat Removal during Continuous Casting of Steel Slabs," *Metallurgical Transactions B*, Vol. 23B, pp. 339~356.
- (12) Najjar, F. M., Thomas, B. G., 1989, "Numerical Aspects of Finite Element Modelling of Turbulent Fluid Flow and Heat Transfer in Continuous Casting," *3rd FIDAP Users Conference*, Evanston IL.
- (13) Najjar, F. M., Hersey, D. E., Thomas, B. G., 1991, "Turbulent Flow of Steel Through Submerged Bifurcated Nozzles into Continuous Casting Molds," *5th FIDAP User Conference*.
- (14) Engelman, M. S., 1987, *FIDAP Theoretical Manual*,

- Fluid Dynamics International, Evanston, IL
- (15) Savage, J., Pritchard, W. H., 1984, "The Problem of Rupture of Billet in the Continuous Casting of Steel," *J. of Iron Steel Institute Jpn.* Vol. 24(11), pp. 957~965.
- (16) Lait, J. E., Brimacombe, J. K., and Weinberg, F., 1974, "Mathematical modelling of heat flow in the continuous casting of steel," *Ironmaking and Steelmaking*, No. 2, pp. 90~97.
- (17) Lait, J. E., Brimacombe, J. K., and Weinberg, F., 1974, "Pool profile, liquid mixing and cast structure in steel, continuously cast in curved moulds," *Ironmaking and Steelmaking*, No. 1, pp. 35~42.
- (18) Salcudean, M., Abdullah, Z., 1988, "On the Numerical Modelling of Heat Transfer during Solidification Processes," *Int. J. Numerical Methods in Engineering*, Vol. 25, pp. 445~473.
- (19) Dalhuijsen, A.J., Segal, A., 1986, "Comparison of Finite Element Techniques for Solidification Problems," *Int. J. Numerical Methods in Engineering*, Vol. 23, pp. 1807~1829.
- (20) Morgan, K., Lewis, R. W., and Zienkiewicz, O. C., 1978, "An Improved Algorithm for Heat Conduction Problem with Phase Change," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, Vol. 12, pp. 1191~1195.
- (21) Sani, R. L., Gresho, P. M., Lee, R. L., and Griffiths, D. F., 1981, "The Cause and Cure(?) of the Spurious Pressures Generated by Certain GFEM Solutions of Navier-Stokes Equations:Part 1," *Int. J. Num. Meth. Fluids*, Vol. 1, pp. 17~43.
- (22) Sani, R. L., Gresho, P. M., Lee, R. L., Griffiths, D. F., and Engelman, M., 1981, "The Cause and Cure(!) of the Spurious Pressures Generated by Certain GFEM Solutions of Navier-Stokes Equations:Part 2," *Int. J. Num. Meth. Fluids*, Vol. 1, pp. 171~204.
- (23) Heinrich, J. C. and Marshall, R. S., 1981, "Viscous Incompressible Flow by a Penalty Function Finite Element method," *Computers and Fluids*, Vol. 9, pp. 73~83.
- (24) Dhatt, G. and Hubert, G., 1986, "A Study of Penalty Elements for Incompressible Laminar Flows," *Int. J. Numer. Methods in Fluids*, Vol. 6, pp. 1~19.
- (25) Brooks, A. N., Hughes, T. J. R., 1982, "Streamline Upwinding/Petrov-Galerkin Formulations for Convection Dominated Flows with Particular Emphasis on the Incompressible Navier-Stokes Equations," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 32, pp. 199~259.
- (26) O'Connor, T. G., 1992, "Three-dimensional Mathematical Modeling of the Thin Slab Continuous Casting Process," *Ph.D. Thesis*, University of Illinois, Urbana, IL.
- (27) Samonds, M., Lewis, R. W., Morgan, K., and Symberlist, R., 1985, "Finite element modelling of the mold-metal interface in casting simulation with coincident nodes or thin elements," In R.W.Lewis, K. Morgan, J.A.Johnson, W.R.Smith, (eds) *Computational Techniques in Heat Transfer*, Vol. 1, Pineridge Press, Swansea.