

|||||||
論 文
|||||||

연속주조 빌렛의 3차원 열 및 유동해석

이성윤 · 이상목 · 박중길* · 홍준표

Three-dimensional Numerical Modeling of Fluid Flow and Heat Transfer in Continuously Cast Billets

Sung-Yoon Lee, Sang-Mok Lee, Joong-Kil Park*, and Chun-Pyo Hong

Abstract

A three-dimensional model was developed in order to simulate heat and fluid flow of a continuous casting billet. The model was coded with the general-purpose CFD program FIDAP, using the finite element method. The present model consists of 2 individual calculation schemes, named model 1 and model 2. Mold region only was calculated to check the pouring stream through submerged nozzle with model 1. Entire region, which consists of mold, secondary cooling, radiation cooling was calculated to predict crater end position, temperature profile and solid shell profile(model 2). Standard k-ε turbulence model has been applied to simulate the turbulent flow induced by submerged nozzle. Enthalpy method was adopted for the latent heat of solidification. Fluid flow in mushy zone was treated using variable viscosity approach. The more casting speed and superheat increased, the more metallurgical length increased. The shell thickness at the mold exit is proved to be mainly controlled by superheat by the present simulation. It may be concluded that the present model can be successfully applied for the prediction of heat and fluid flow behavior in the continuous casting process.

(Received January 5, 1999)

1. 서 론

철강 소재의 연속주조법은 1930년대에 처음으로 공업화가 첫 시도된 후, 1970년대 오일 쇼크로 기인한 에너지 절감 기술개발의 조류에 힘입어 비약적인 발전을 해왔다[1]. 최근에는 각종 자동 공정제어 기술의 개발과 컴퓨터 수치해석에 기반한 최적 공정변수의 확립에 많은 연구개발이 이루어지고 있다. 이러한 연구개발의 목표는 연속주조시 발생하는 각종 주조결함을 최대한 억제시키고, 생산성 향상을 위한 작업표준화를 꾀하는데 있다. 연속주조시 발생하는 대표적인 결함으로는 표면 가로 및 세로균열, 모서리 가로 및 세로균열과 같은 표면균열과 기포, 세로함몰, 슬래그 물림과 같은 표면 결함이 있으며, 중심편석, 중심수축공, 내부균열, 대형 개재물과 같은 내부결함이 있다[2,3]. 이 중에서 특히 빌렛의 선재 가공시 파단을 일으키는 중심편석이나 수축공 형성의 경우, 주 요인은 응고 수

축과 응고 말기 중심부와 표면부의 냉각 속도 차에 의한 고상 셀의 열수축에 의한 것으로 알려져 있다. 중심편석을 억제하기 위한 방법으로 열적 경압하(thermal soft reduction), 전자기 교반(EMS), 기계적압하(mechanical reduction) 등이 있으나, 이런 방법들을 적용하기 위해서는 정확한 응고 말기의 위치를 알아야 한다는 어려움이 있다[4-6]. 이러한 결함 발생에 영향을 미치는 중요한 공정변수로는 온도, 조성, 유체 유동 등을 들 수 있다.

이러한 공정변수들이 연주 공정에 미치는 영향을 실험적으로 평가하기에는 많은 기술적 제한사항이 있으므로 연속주조과정을 수치계산하기 위해 많은 수학적 모델이 개발되어 왔다 초기 단계에서는 유체 유동을 고려하지 않고 해석하거나, 유효 열전도도법을 이용하여 용강 대류에 의한 열전달 효과를 고려하였다[7,8]. 그러나 대류는 기하학적 형상에 의해 영향을 받고 방향성을 가지기 때문에 모든 방향으로 열을 전달

연세대학교 금속공학과(Center for Computer-Aided Materials Processing (CAMP), Dept. of Metallurgical. Eng., Yonsei Univ.)
*포항종합제철 산업기술연구소 선강연구팀(Iron & Steel Making Research Team, POSCO)

하는 열전도 방정식으로는 정확한 평가를 내릴 수가 없었다. 또한 온도를 해석하지 않고 용강의 유동만을 해석하여, 슬랩 연주시 노즐에서 분사되는 용강이 주형내 유동장에 미치는 영향을 해석하기도 하였으나 역시 온도를 해석하지 않았기 때문에 주변의 온도분포나 응고 셀의 형성에 미치는 영향은 고려할 수 없었다.[9] 이밖에 레이들과 턴디쉬에서의 유동해석과 노즐을 고려한 해석 및 주형의 taper와 mold flux, 공기층을 고려한 연구가 이루어졌다[10-16]. 뿐만아니라 연속주조시 정확한 경계조건을 구하려는 연구가 시도되어 왔으며 열응력과 크랙의 영향을 고려한 연구도 진행되고 있다[17-26]. 최근에는 SIMPLE, SOLA법과 상용패키지인 PHOENICS를 이용한 3차원 열전달모델이 제시되고 있는 현황이다[27-29].

본 연구에서는 연속주조 빌렛의 열 및 유동해석을 위한 3차원 모델을 개발하여 응고 완료점의 위치, 응고 셀의 분포, 주변 내 온도 분포에 미치는 주속, 강종, 용강 과열도의 영향을 알아보려고 하였다. 침지 노즐의 영향을 알아보기 위하여 주형 부분만을 표준 k-ε 난류 모델을 적용시켜 해석하였으며 전구간에 걸쳐 조업 변수가 주변 내 온도 분포와 응고 완료점의 위치 변화에 미치는 영향을 예측하고자 하였다.

2. 수식의 정식화(Mathematical Formulation)

2.1 물리적 모델

본 연구에서 수행한 연속주조 공정의 3차원 열 및 유동해석은 수직 만곡형 16.4 cm × 16.4 cm 빌렛 연주기를 해석대상으로 하였으며 연주기의 사양은 Fig. 1에 나타낸 바와 같다. 이때 해석영역은 1차 냉각대인 주형 구간과 2차 냉각대인 spray cooling영역, 즉, zone I, II, III 그리고 공냉구간으로 설정하였다. Table 1에 나타낸듯이 노즐을 포함한 경우에는 주형구간만 해석하였고, 전 연주 공정해석의 경우에는 노즐을 포함시키지 않았다. 이때 지배방정식 및 경계조건의 이산화는 FEM법을 사용하였으며, 곡면의 처리에 유용한 범용 FEM 유체해석 프로그램인 FIDAP을 사용하였다.

2.2 지배방정식의 정식화

연속주조 빌렛공정의 열 및 유동해석을 하기위해 다음과 같은 기본적인 가정을 하였다.

- 노즐을 통해 주입된 용강은 온도 의존적인 점성을

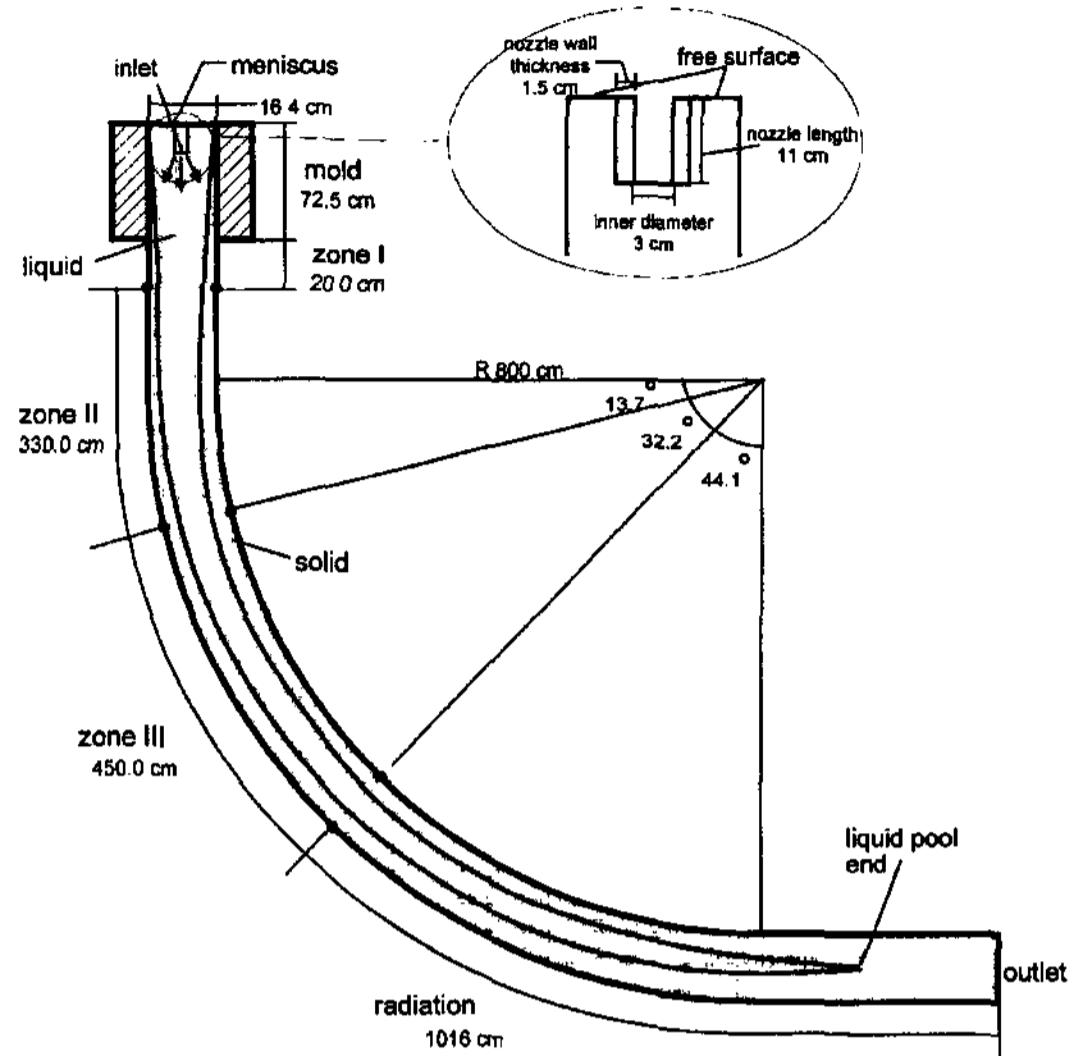


Fig. 1. Schematic diagram of the continuous caster.

Table 1. Summary of physical models

| | Nozzle | Dimension | Calculation Region |
|---------|------------------|---------------|------------------------------|
| Model 1 | including nozzle | 3-Dimensional | mold region only |
| Model 2 | without nozzle | 3-Dimensional | entire region of the casting |

가진 비압축성 뉴턴성 유체로 가정하여 정상상태로 해석하였다.

- 고액공존 구역에서의 용강유동은 점성의 변화로 보정하였다.

- 탕면의 자유표면은 슬래그로 덮혀 있어 열출입이 없다고 가정하였다.

- 응고 과정은 국부적인 열역학적 평형상태이고 응고 계면은 평활계면으로 가정하였다.

- 롤에 의한 주변의 변형, 주형진동, 벌징은 무시하였다.

- 고상변태에 의해 발생하는 잠열은 고액 계면에서 발생하는 응고 잠열에 비해 작으므로 무시하였다.

- 용강의 비열과 열전도도는 온도에 관한 함수로 사용하였다.

- 대칭면이 있을 경우 계산시간과 기억장소를 절약하기 위해 1/2(전구간)내지는 1/4(주형 구간)로 해석하였다.

열 및 유동 현상을 해석하기 위해서 모든 비선형항을 포함시킨 완전한 질량 보존방정식과 운동량 보존방

정식, 그리고 에너지 보존방정식을 원시변수(primitive variable)의 형태로 유도하여 사용하였다. 빌렛 연속주조의 열 및 유동 해석에 사용된 기본방정식들은 다음과 같다.

질량 보존방정식(Mass Conservation Equation)

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0$$

운동량 보존방정식(Momentum Conservation Equation)

$$\rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho f_i + \rho f_{gi}$$

여기서 v 는 속도벡터, P 는 압력, f_i 는 부력항이고 f_{gi} 는 중력을 나타내는 항이다.

에너지 보존방정식(Energy Conservation Equation)

$$\rho C_p v_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_i \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + H$$

여기서 T 는 온도, C_p 는 비열, H 는 열적 생성항을 나타낸다.

노즐을 포함시켜 해석할 경우에는 노즐로부터의 급격한 유입과 벽면에서의 유동장을 효과적으로 계산하기 위해 다음과 같은 표준 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다.

$$\mu_{eff} = \mu_0 + \mu_t$$

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

$$\rho v_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \rho G_k - \rho \epsilon$$

$$\rho v_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + c_1 \frac{\epsilon}{k} \rho G_k - c_2 \frac{\epsilon}{k} \rho \epsilon$$

여기서 $G_k = (\mu_t/\rho)(\partial v_j/\partial x_i)\{(\partial v_j/\partial x_i) + (\partial v_i/\partial x_j)\}$ 이며, $c_1=1.44$, $c_2=1.92$, $c_\mu=0.09$, $\sigma_k=1.0$, $\sigma_\epsilon=1.3$ 이다.

3. 수치해석 방법(Numerical Method)

3.1 경계조건 및 초기조건

노즐을 해석대상에 포함한 경우 노즐에서의 주입속도는 출구와 입구의 면적과 주조속도에 의한 유량 보

존의 법칙을 이용하여 구하였다. 응고 셸은 주조속도에 따라 이동하므로 주변 표면에 존재하는 응고층의 속도는 주조속도로 설정하였으며 수직속도는 0으로 하였다.

난류 에너지와 난류소산률 에너지는 주입구에서 제트류로 가정하여 계산하였다. 벽면에서의 유동장을 효과적으로 고려하기 위해서 벽함수를 적용하였다. 온도는 주입구에서 주입온도로 항상 일정하게 두었고, 주형에서는 시간에 따른 주어진 함수를 사용하였다. 주조속도가 일정하기 때문에 시간은 거리와 속도의 비로 나타낼 수 있으므로 결국 주형에서의 열유속은 거리에 대한 함수로 나타나게 된다. 2차냉각대에서는 열전달 계수를 이용하였다. 여기서 열전달 계수는 비수량과 표면온도에 의해 결정된다. 공냉구간에서는 Stefan-Boltzmann 법칙을 이용하였고, 방사율(ϵ)은 0.8로 두었다.

각 해석 영역에 있어서 속도, 온도 및 난류 경계조건들을 요약하면 다음과 같다.

1) 주입구

$$v_n = U_{inlet}, v_t = 0$$

$$k = \alpha \times U_{inlet}^2 \quad (\alpha = 0.01 \sim 0.05)$$

$$\epsilon = k^{3/2}/L \quad (L : \text{characteristic width of shear layer})$$

$$T = T_{liq} + \Delta T$$

2) 자유표면 영역

$$\frac{\partial v}{\partial n} = 0, \quad \frac{\partial k}{\partial n} = \frac{\partial \epsilon}{\partial n} = \frac{\partial T}{\partial n} = 0$$

3) 주형

$$v_n = 0, v_t = U_{casting}$$

$$k, \epsilon = \text{wall function (viscous sub layer)}$$

$$q = (265.0 - 26.5 \sqrt{t}) \text{ KW/m}^2$$

4) Zone I, II, III [30]

$$v_n = 0, v_t = U_{casting}$$

$$k, \epsilon = \text{wall function (viscous sub layer)}$$

$$q = h_s(T_s - T_w), \quad h_s = 70.6 \times W^{0.628} \times T_s^{-0.136}$$

5) 복사구간

$$v_n = 0, v_t = U_{casting}$$

$$k, \epsilon = \text{wall function (viscous sub layer)}$$

$$q = \epsilon \sigma (T_s^4 - T_{air}^4)$$

ϵ : emissivity, σ : Stefan-Boltzmann constant

6) 출구

$$\frac{\partial v}{\partial n} = \frac{\partial k}{\partial n} = \frac{\partial \epsilon}{\partial n} = \frac{\partial T}{\partial n} = 0$$

7) 초기조건

$$v_{initial} = \text{Stokes분포 혹은 이전 계산의 해}$$

$$T_{initial} = T_L + 20^\circ\text{C}$$

3.2 응고 잠열의 처리

전도나 대류 열전달을 포함하는 많은 문제들은 재료의 상변화로 인해 좀더 복잡해진다. 이러한 유동의 해석에서 가장 어려운 점은 위치를 알 수 없는 경계곡면을 따라 잠열상승조건을 만족하여야 한다는 것이다. 상 경계에서는 상변화 경계에서의 열유속이 용융잠열에 비례한다는 조건 말고도 속도와 압력의 연속성이 만족되어야 한다.

재료의 천이온도(T_m)에서 잠열(L)은 엔탈피(H)의 등온변화에 대응한다는 것을 관찰함으로써 아래의 관계식이 유도된다.

$$H(T) = \int_{T_{ref}}^T (c_p(T) + L\eta(T - T_m)) dT$$

$$\eta(\Delta) = \begin{cases} 1 & \text{if } \Delta \geq 0 \\ 0 & \text{if } \Delta < 0 \end{cases}$$

등가비열(equivalent specific heat, c_p^*)은 아래와 같이 유도된다.

$$c_p^* = \frac{dH}{dT} = c_p(T) + L\delta(T - T_m)$$

여기서, δ 는 Dirac delta function이다.

비열의 이러한 관계식을 사용하여 열유속 비약조건을 해결할 수 있다. 이러한 접근방법은 jump condition을 가지는 이상지역문제(two-region problem)

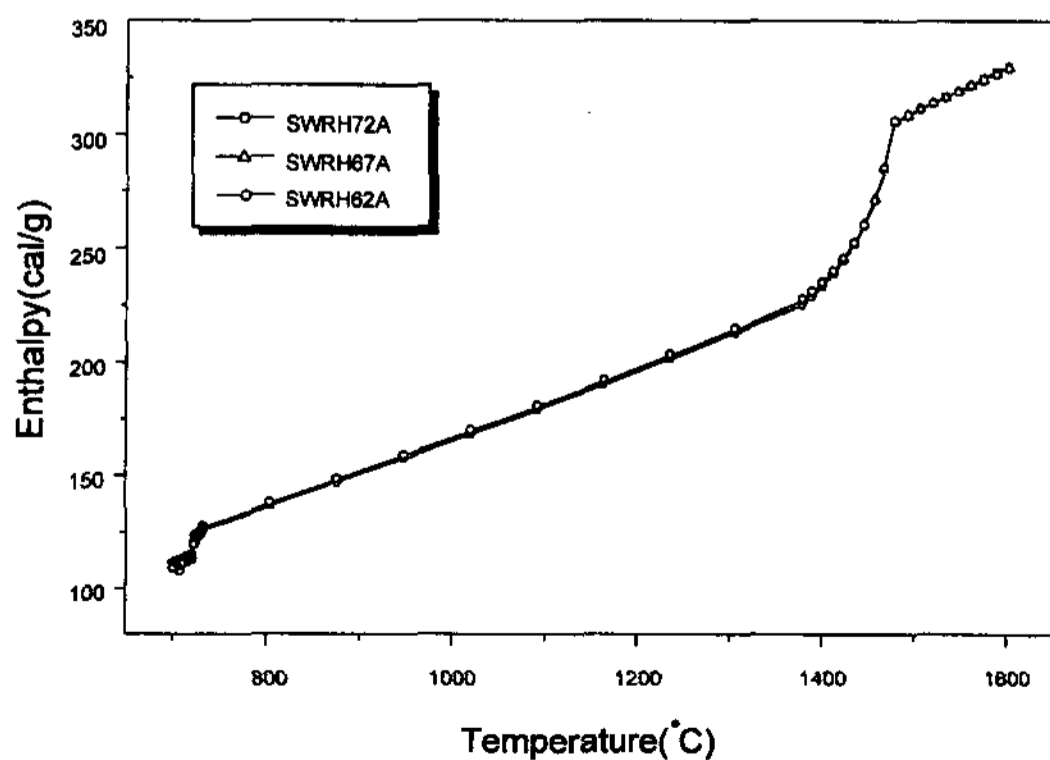


Fig. 2. Enthalpy-temperature relationships of various steel grades.

를 급격하게 변화하는 물성치를 가지는 단일지역문제(single-region problem)로 바꾸어 주므로써 계산에는 상당히 효과적인 방법이다. 본 해석에서는 주어진 엔탈피-온도곡선으로부터 상변화 문제를 위해 비열을 구하는 엔탈피법을 사용하였다. Fig. 2에 본 해석에서 사용한 온도 대 엔탈피 곡선을 나타내었다.본 해석에서 사용한 엔탈피 값들은 해석에 사용된 연주기를 생산한 VOEST사에서 제시한 데이터를 사용하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 주형영역에 있어서 노즐을 통한 용강 흐름의 영향

Fig. 3은 고탄소강 빌렛 연주공정에서의 주형영역의 해석결과이며, 해석의 용이함을 위하여 빌렛 단면의 1/4에 대해서만 용강의 열 및 유동 현상을 해석하였다. 이때 주조속도는 1.8 m/min, 용강 과열도는 20°C로 하였다. Fig. 3(a)에서 보듯이 노즐을 통해 분사된 용강의 흐름은 주형 내의 전체 유동장에 영향을 미치고 있

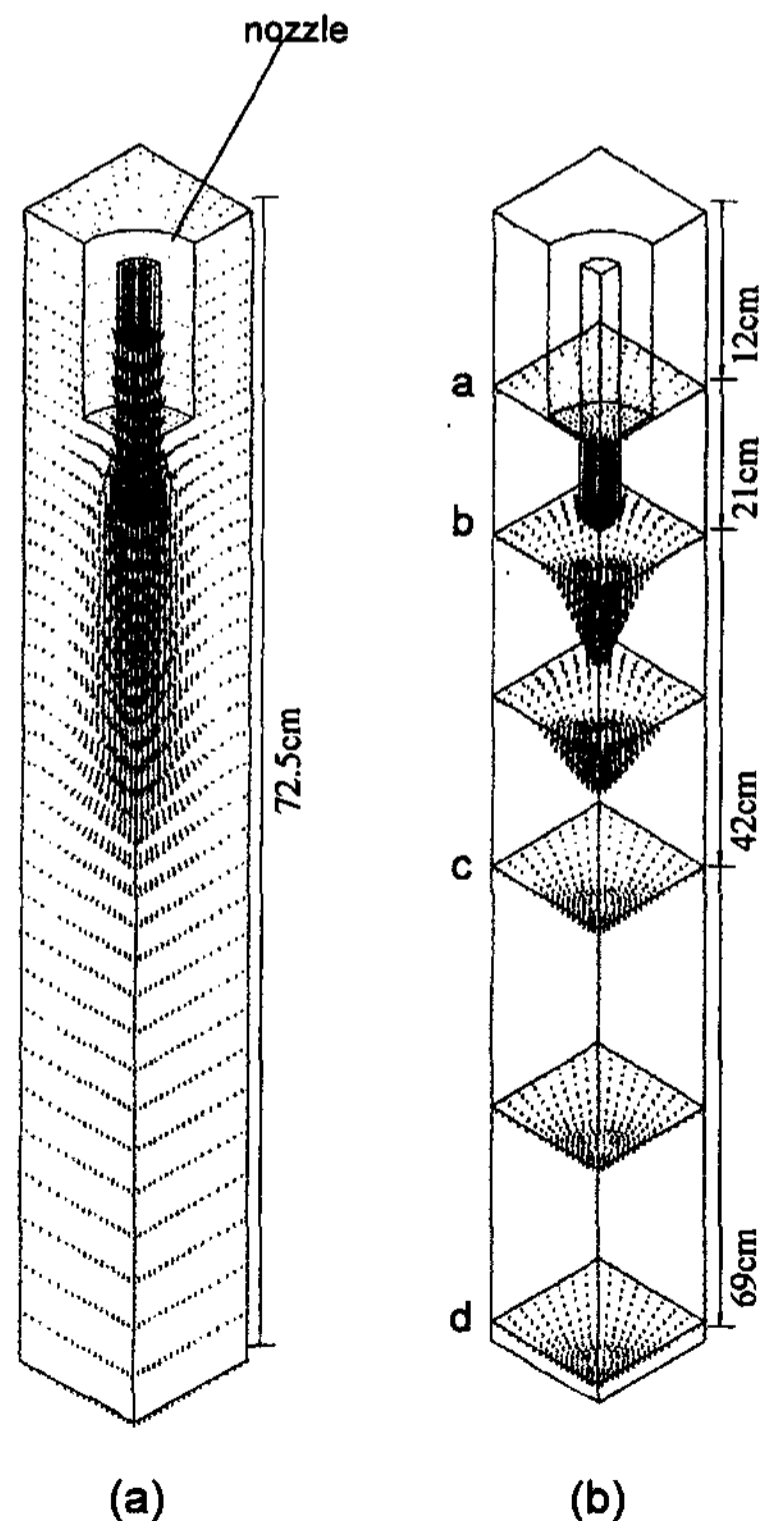


Fig. 3. Calculated fluid flow pattern in a mold region.

다. 또한 대칭면에서 볼 수 있듯이 노즐을 통한 용강의 주흐름과 주형 벽면 사이에서 회전류가 형성되는 것을 알 수 있다. Fig. 3(b)에서는 노즐을 통해 주입된 용강의 주흐름이 주형의 어느 위치까지 영향을 미치는지 해석하기 위하여 주조방향에 수직한 단면에 주조방향 속도분포를 나타내었다. 주형의 중심부에서는 노즐을 통한 강한 흐름이 주형의 3/4영역까지 미치고 있으며, 이러한 노즐의 영향은 표면으로 갈수록 약해지고 있다. 노즐 밑에 있는 4개의 단면, 즉 a, b, c 및 d 단면은 탕면으로부터 각각 12, 21, 42, 69 cm 떨어진 위치의 단면들이며, 이러한 각각의 단면에서 계산된 중심과 표면 영역의 주조방향 속도비는 각각 153.3/3.0, 143.7/3.0, 11.1/3.0, 3.93/3.0이다. 이와 같이 주형의 출구영역에 있어서 노즐을 통한 주흐름의 영향은 노즐에 근접한 단면들에 비해서는 급격히 감소되고 있으나, 주형 출구영역까지도 균일한 속도분포를 갖지는 못하고 있다. 따라서 노즐의 주흐름은 주편이 주형영역을 지난 이후에도 영향을 미치는 것으로 판단되며, 주형내에서의 감소율을 바탕으로 주된 흐름의 영향 거리를 고려할 때 주형 직하에 도달해서야 거의 균일한 속도분포를 갖는 것으로 판단된다.

4.2 빌렛 연속주조 공정의 3차원 열 및 유동해석

Fig. 4는 고탄소강(SWRH62A)의 빌렛 연속주조에 있어서 주조속도가 1.8 m/min, 용강 과열도가 20°C인 경우에 대하여 전 연주구간을 3차원적으로 열 및 유동해석한 계산결과이다. Fig. 4의 2차원 단면에서 볼 수 있듯이 탕면으로부터 응고 완료점으로 접근할수록 액상영역은 점점 작아지고 있으며, 전체적으로는 응고가 진행하면서 액상선과 고상선이 점점 주편의 중심부로 이동됨에 따라 3차원 큰 모양으로 고액 공존영역을 형성하는 것을 알 수 있다. Fig. 5와 Fig. 6에서는 Fig. 4의 계산결과를 이용하여 탕면으로부터의 거리에 따른 주편 표면 및 내부의 온도분포와 등고상율 분포를 나타내었다. Fig. 5의 온도분포에서 볼 수 있듯이 주편 내부의 온도는 응고 완료점 부근에서 급격히 떨어지고 있다. 이와 같은 현상은 응고시 발생하는 응고 잠열의 영향으로 주편 내부의 온도가 일정하게 유지되다가 응고 완료점 이후부터 잠열의 효과가 없어지면서 급격한 온도 강하가 일어나기 때문이다. 즉, 응고 완료점 이후부터는 주편 내부의 온도강하량이 외부보다 크다. 이러한 온도분포 특성으로 인하여 주편 표면부에

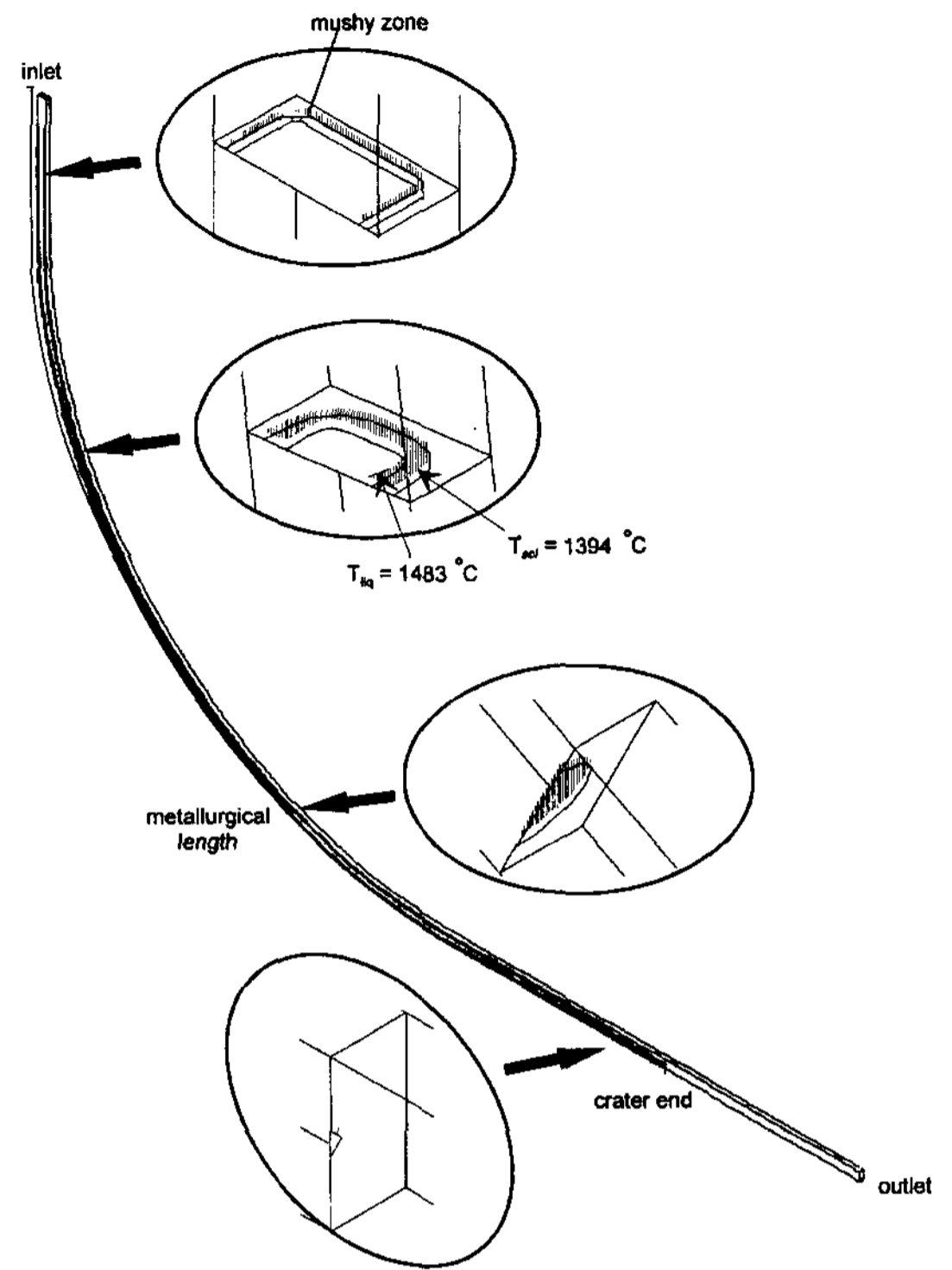


Fig. 4. Calculated solidus and liquidus lines through the entire range of continuous casting.

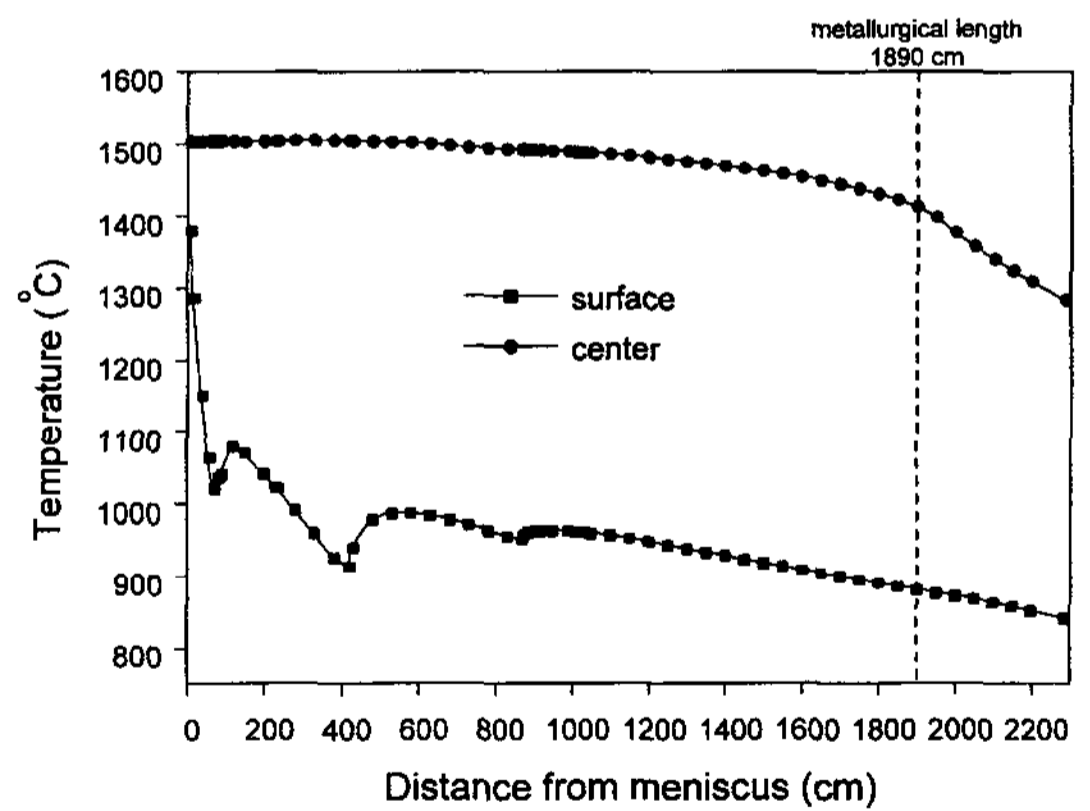


Fig. 5. Temperature profiles at the surface and center with the casting speed of 1.8 m/min. (SWRH62A)

비하여 중심부의 응고수축이 커지게 되며, 이와 같은 영역으로 용질이 농축된 용강이 침투하면서 주편 중심에서의 편석현상이 심각해지게 된다. Fig. 6에서와 같이 응고 셸의 두께는 응고 말기 부근에서 급격히 상승하는 것을 볼 수 있으며 이는 Fig. 4의 3차원 형태에

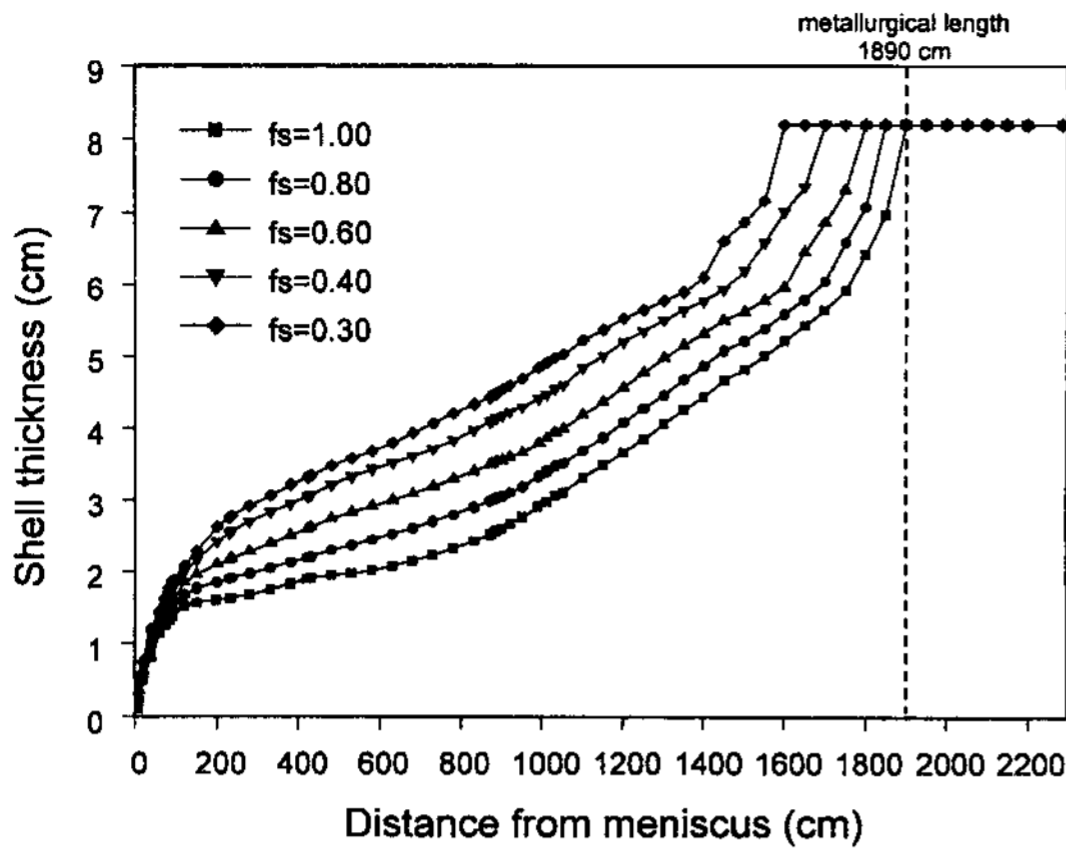


Fig. 6. Solid shell thicknesses in the casting direction with the casting speed of 1.8 m/min. (SWRH62A)

서와 같이 응고 말기 고-액 공존영역이 큰 형상으로 되면서 고상과 접촉하는 표면적이 급격히 상승하기 때문이다. 참고적으로 고탄소 강의 고상의 열전도도는 $30\text{W/m} \cdot \text{K}$ 로서 액상의 $27\text{W/m} \cdot \text{K}$ 에 비해서 약 11% 정도 크다. SWRH62A, 67A, 72A 강종의 고-액 공존영역 크기($T_{liq} - T_{sol}$)는 각각 88.4, 92.6, 99.8°C로서 탄소량 0.05 wt% 증가시 각각 4.75%, 7.78% 정도 증가한다.

4.3 주조조건에 따른 주변 표면 및 중심에서의 온도 분포

Fig. 7에서는 대상 강종을 SWRH62A로 하고 용강 과열도가 20°C인 경우에 대해서 연주 속도에 따른 주

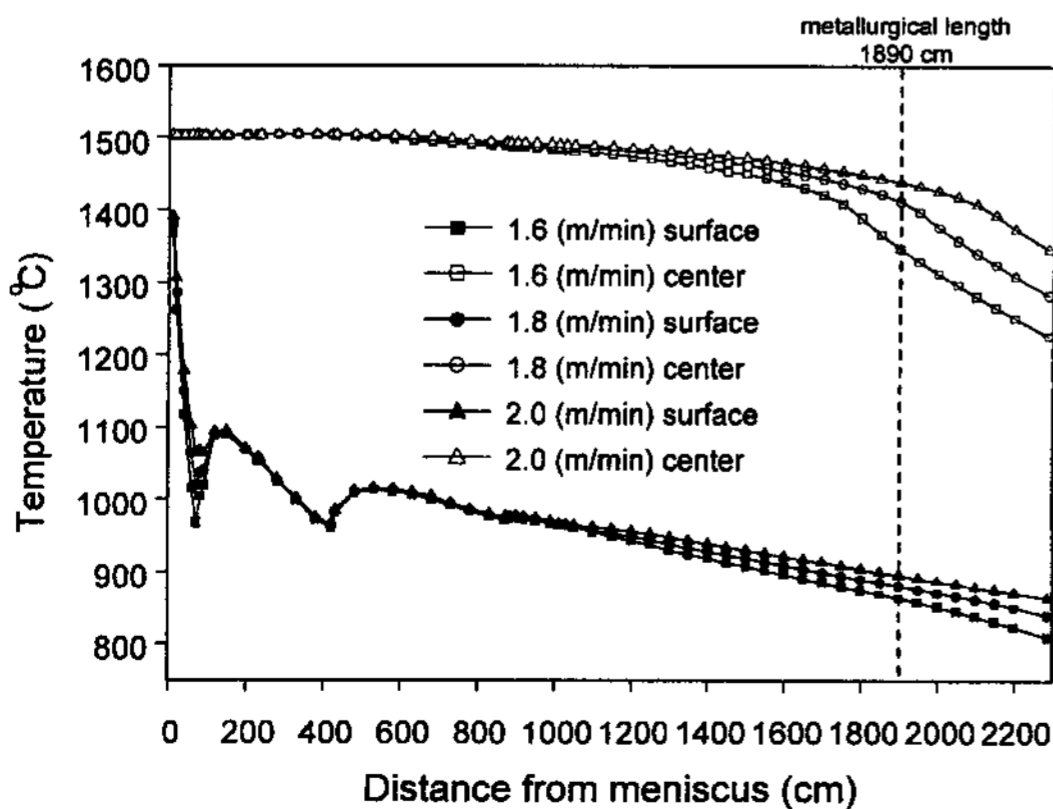


Fig. 7. Temperature profiles at the surface and center with the variation of casting speed. (SWRH62A)

편 표면과 내부의 온도분포를 탕면으로부터의 거리에 따라서 나타내었다. 그림에서 보듯이 비록 주조속도의 증가에 따라 비수량을 증가하기는 하지만, 중심과 표면부의 온도는 상승하는 경향을 나타내고 있다. 또한 주조속도의 증가에 따른 중심부 온도의 상승폭이 표면 온도의 상승 폭보다 더 크게 나타나고 있으며, 이에 따라서 응고 완료직후의 중심과 표면의 온도차는 더 커지는 양상을 볼 수 있다. 이때 탕면으로부터 20m지점에서 계산된 주조속도에 따른 온도 상승 폭은 주속이 0.2 m/min만큼 증가하면 표면의 경우는 17.6°C증가하며 중심은 57.0°C증가한다. 또한 중심과 표면의 온도차이는 주조속도 1.6, 1.8, 2.0 m/min에 대해서 각각 460.3, 506.2, 539.1°C이며 이와 같이 계산된 주조속도 증가에 따른 중심과 표면의 온도차 증가폭은 주속이 0.2 m/min증가할수록 약 39.4°C상승한다.

Fig. 8은 탄소량 0.62 wt%, 연주속도 1.8 m/min인 경우에 대해서 용강 과열도의 변화(20, 40, 60°C)에 따른 주변 표면과 내부의 온도분포를 탕면으로부터의 거리에 따라 나타낸 것이다. Fig. 8에서 보듯이 주변 중심의 온도는 초기에 용강 과열도 차이(20°C)만큼 유지하다가 2차 냉각대의 종료지점(8.725m)에 근접하면서 액상영역이 점차 사라지게 되며, 이때 주변의 대부분이 고-액 공존영역으로 되면서 응고잠열이 본격적으로 발생하여 각 주변 중심에서의 온도차가 잠시 없어진다. 그러나 응고가 진행되면서 응고 완료점에 근접하게 되면 다시 일정한 온도차가 발생하여 유지된다. 이에 비해서 표면 온도의 경우에는 초기 주형영역에서는 거의 동일한 온도를 보이지만, 주형영역을 지나면서 거의 일정한 온도차가 발생하면서 연주공정이 끝날

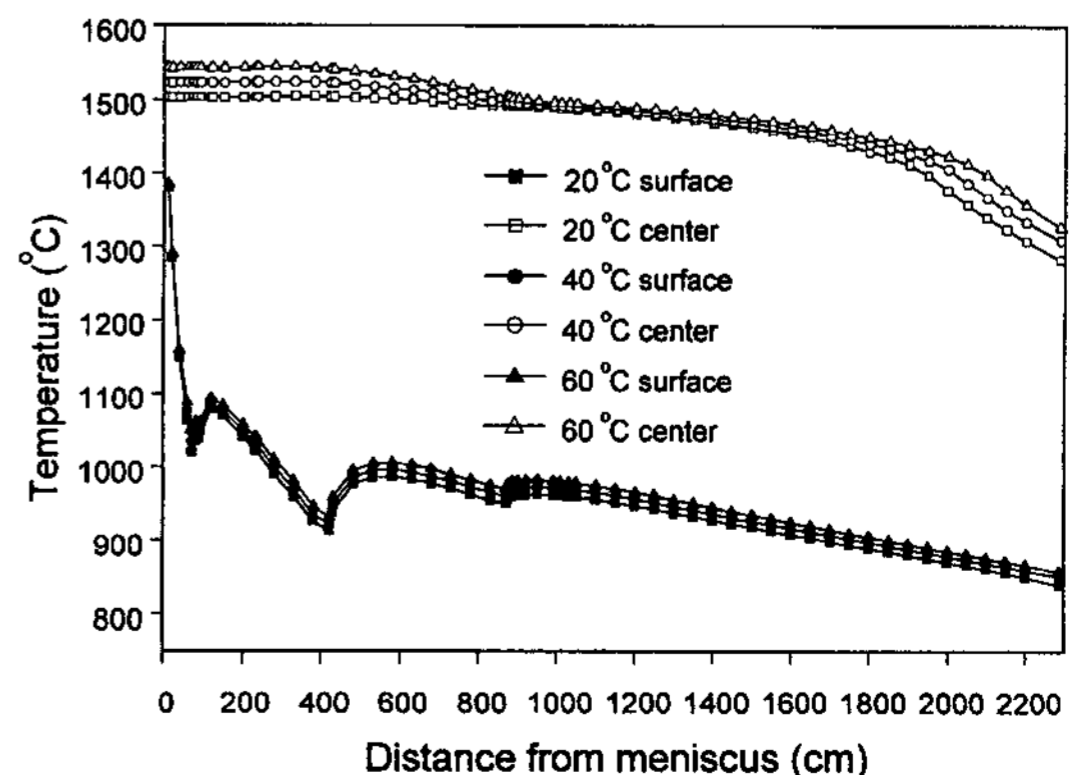


Fig. 8. Temperature profiles at the surface and center with the variation of superheat. (SWRH62A)

때까지 유지되는 특징을 나타내고 있다. 전체적으로는 용강 과열도가 높을수록 주변의 중심 및 표면온도도 높게 나타나는 경향을 보이고 있다. 이때 탕면으로부터 20m인 지점에서 계산된 20°C의 용강 과열도에 따른 주변 중심 온도의 증가량은 약 23.2°C이고, 표면 온도의 증가량은 약 7.5°C이며, 용강 과열도 증가에 따른 중심과 표면의 온도차 증가폭은 평균 약 30.9°C 정도로서 연주속도에 의한 영향보다는 작게 나타나고 있다.

4.4 주조조건에 따른 응고 셸 두께 및 응고 완료점의 변화

각각의 주조속도, 용강과열도, 탄소함량의 변화에 따른 응고 셸 두께의 증가 및 응고 완료점의 변화를 탕면으로부터의 거리에 따라서 나타내 보았다. Fig. 9에서 보듯이 동일한 탄소량에 대해서 주조속도가 커질수록 주변내의 각각의 동일지점에서 응고 셸의 두께가 작아지고 있다. 이것은 냉각효과 향상을 위해서 주조속도에 따라서 비수량을 증가시킴에도 불구하고, 주조속도의 상승에 따라서 각 냉각구간에서 주변이 충분히 냉각될 수 있는 시간이 주어지지 않기 때문이라고 사료된다. 이때 탕면으로부터 12, 14, 16m되는 지점에서

연주속도 증가에 따른 응고 셸의 두께의 감소량을 계산하면 Table 2와 같다.

응고 완료점에 다가갈 수록 주조속도 증가에 따른 응고 셸의 감소량은 증가하고 있다. 이는 응고 말기 큰 형태를 지닌 고-액 공존영역의 표면적 증가로 인하여 응고 셸의 두께가 급격하게 증가할 때, 이러한 좁은 고-액 공존영역에 남아 있는 잔류 액상의 거동에 대한 연주속도의 영향이 다른 연주조건 (용강 과열도, 탄소 함유량 등)에 비해서 크기 때문이다. 즉, 주조속도의 증가에 의한 액상금속의 대류현상 구동력이 오랫동안 지속되어 응고 말기에 응고 셸의 증가를 더디게 하는 효과를 나타내는 것으로 보여진다.

Fig. 10에서는 동일한 주속(1.8 m/min)과 탄소량(0.62 wt%)에 대하여 용강 과열도의 증가에 따른 응고 셸 두께의 변화를 나타낸 것이다. 용강 과열도 증가에 의한 응고 셸 두께의 감소량은 응고 완료점 부근을 제외하고는 거의 일정하게 유지되고 있다. 이때 주조속도 변화의 경우와 서로 비교하기 위해서 탕면으로부터 동일한 지점에서, 용강 과열도 증가에 따른 응고 셸의 두께의 감소량을 계산하였다. Fig. 10과 Table 3에서 보듯이 용강 과열도 증가에 의한 응고 셸의 감소는 주조속도의 증가에 의한 영향보다는 작게 나타나고, 주

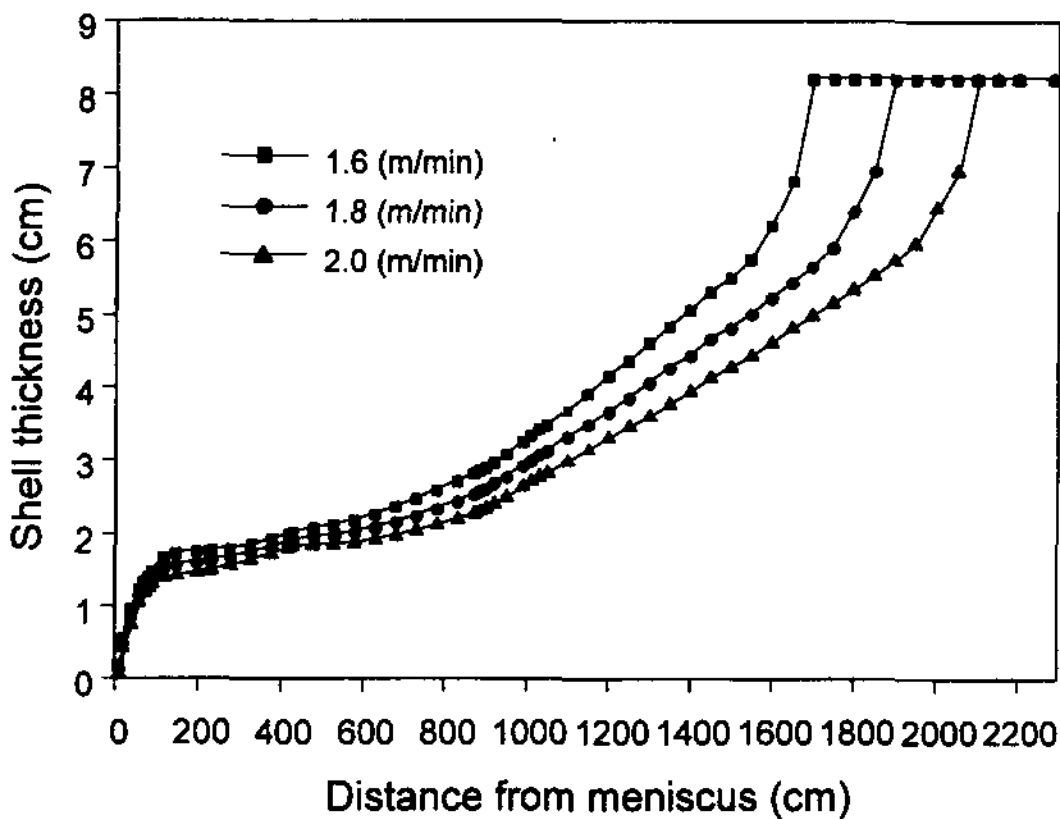


Fig. 9. Solid shell thicknesses as a function of casting speed. (SWRH62A)

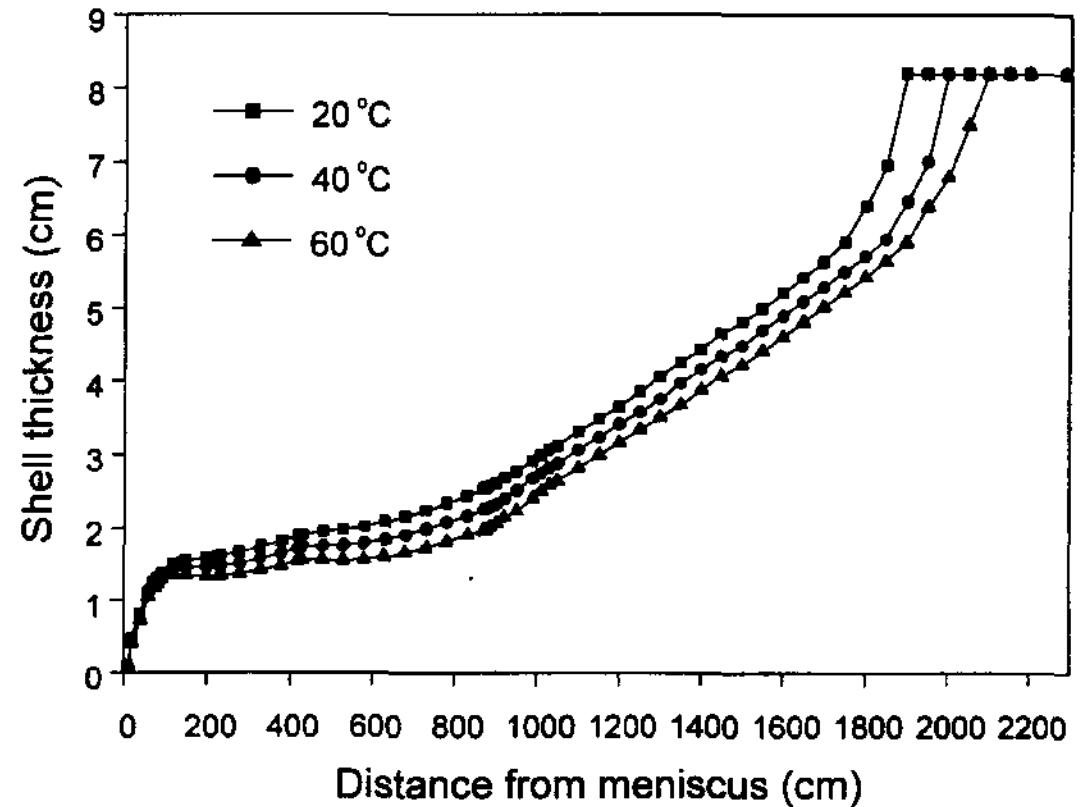


Fig. 10. Solid shell thicknesses as a function of superheat with the casting speed of 1.8 m/min. (SWRH62A)

Table 2. Average reduction ratio of solid shell thickness with the variation of casting speed for the case of SWRH62A

| casting speed | 1.6 m/min | 1.8 m/min | 2.0 m/min | average reduction ratio of solid shell thickness |
|------------------------|-----------|-----------|-----------|--|
| distance from meniscus | | | | |
| 12m | 4.15 cm | 3.66 cm | 3.31 cm | 0.42 cm/(0.2 m/min) |
| 14m | 5.06 cm | 4.43 cm | 3.94 cm | 0.56 cm/(0.2 m/min) |
| 16m | 6.21 cm | 5.22 cm | 4.61 cm | 0.80 cm/(0.2 m/min) |

Table 3. Average reduction ratio of solid shell thickness with the variation of superheat with the casting speed of 1.8m/min. (SWRH62A)

| distance from meniscus | superheat | 20 | 40 | 60 | average reduction ratio of solid shell thickness |
|------------------------|-----------|---------|---------|---------|--|
| 12 m | | 3.66 cm | 3.42 cm | 3.17 cm | 0.24cm/(20) |
| 14 m | | 4.43 cm | 4.16 cm | 3.87 cm | 0.28cm/(20) |
| 16 m | | 5.22 cm | 4.91 cm | 4.61 cm | 0.30cm/(20) |

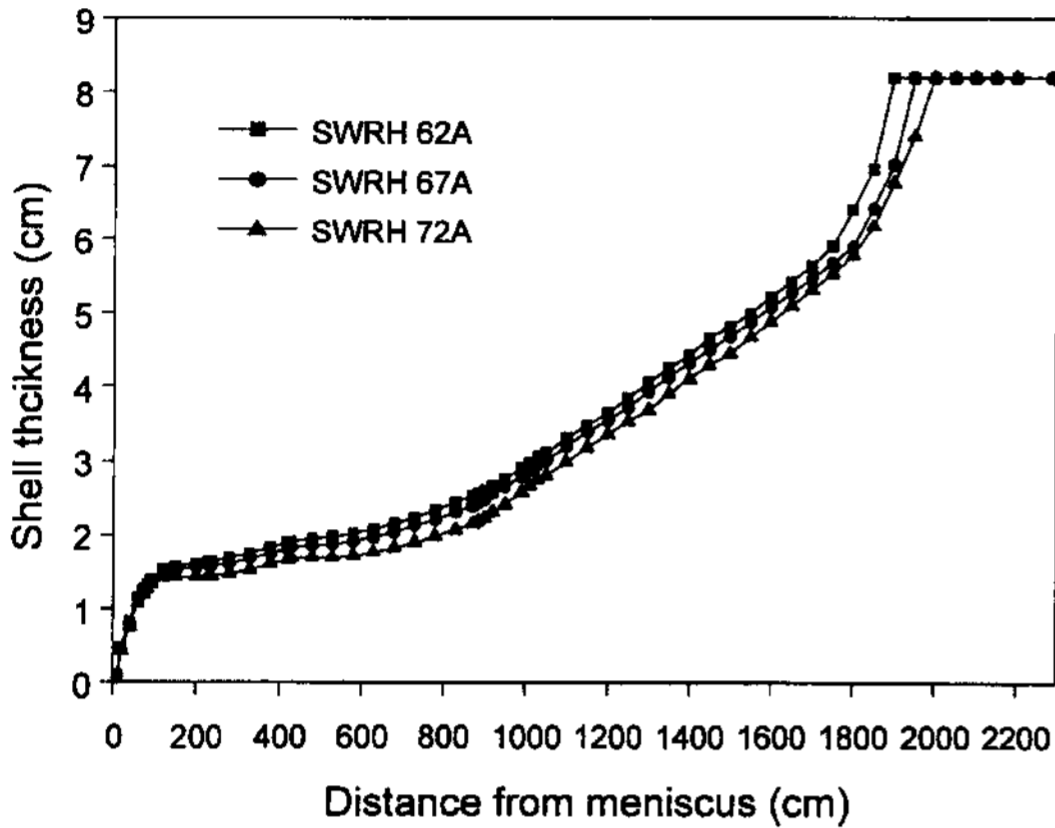


Fig. 11. Solid shell thicknesses of various steels with the casting speed of 1.8 m/min.

조속도의 경우에 비해서 거의 일정한 감소량을 보이고 있다. 용강 과열도가 증가할 수록 평균 응고 셸 두께 감소량은 미세하게 증가하고 있다.

Fig. 11과 Table 4에서는 동일한 주속(1.8 m/min)과 용강 과열도(20°C)에 대해서 탄소량 증가에 따른 응고 셸 두께의 변화를 나타낸 것이다. 탄소량의 증가에 대한 응고 셸의 감소량은 주속 및 용강 과열도에 의한 영향보다는 작게 나타나고 있으며 전체적인 경향은 용강 과열도의 경우와 마찬가지로 응고 완료점 부근을 제외하고는 거의 동일한 감소량을 나타내고 있다. 이러한 결과들을 정리하면 다음과 같다. 탄소 함량이 증가할 수록 전체 셸 두께는 일정하게 감소하고 있음을 알 수 있다.

이상과 같은 응고 셸 두께 계산 결과들을 바탕으로 응고 완료점에 미치는 각 주조변수의 영향 (주조속도, 용강 과열도, 탄소 함유량) 들을 정리하여 나타내면 Table 5와 같다. Table 5에서 볼 수 있듯이 주조속도가 0.2 m/min 증가시 응고 완료점의 위치는 약 2m 정도 증가하며, 용강 과열도 20°C 증가시 약 1m, 탄소 함유량 0.1 wt%증가시 약 0.5m 증가하는 결과를 나타

Table 4. Average reduction ratio of solid shell thickness for various steels with casting speed of 1.8 m/min. ($\Delta T=20^\circ\text{C}$)

| distance from meniscus | steel grade | 0.62 wt.%C | 0.67 wt.%C | 0.72 wt.%C | average reduction ratio of solid shell thickness |
|------------------------|-------------|------------|------------|------------|--|
| 12 m | | 5.26 cm | 5.18 cm | 5.03 cm | 0.12cm/(0.05wt.%C) |
| 14 m | | 5.65 cm | 5.58 cm | 5.43 cm | 0.11cm/(0.05wt.%C) |
| 16 m | | 6.03 cm | 5.92 cm | 5.79 cm | 0.12cm/(0.05wt.%C) |

Table 5. Calculated metallurgical length as a function of casting parameters

| | steel grade (wt.%C) | superheat (°C) | casting speed (m/min) | metallurgical length (m) ($f_s=1.0$) |
|-----------------------------|---------------------|----------------|-----------------------|--|
| variation of casting speed | 0.62 | 20 | 1.6 | 16.9 |
| | | | 1.8 | 18.9 |
| | | | 2.0 | 20.9 |
| variation of superheat | 0.62 | 20 | 1.8 | 18.9 |
| | | 40 | | 19.9 |
| | | 60 | | 20.9 |
| variation of carbon content | 0.62 | 20 | 1.8 | 18.9 |
| | 0.67 | | | 19.4 |
| | 0.72 | | | 19.9 |

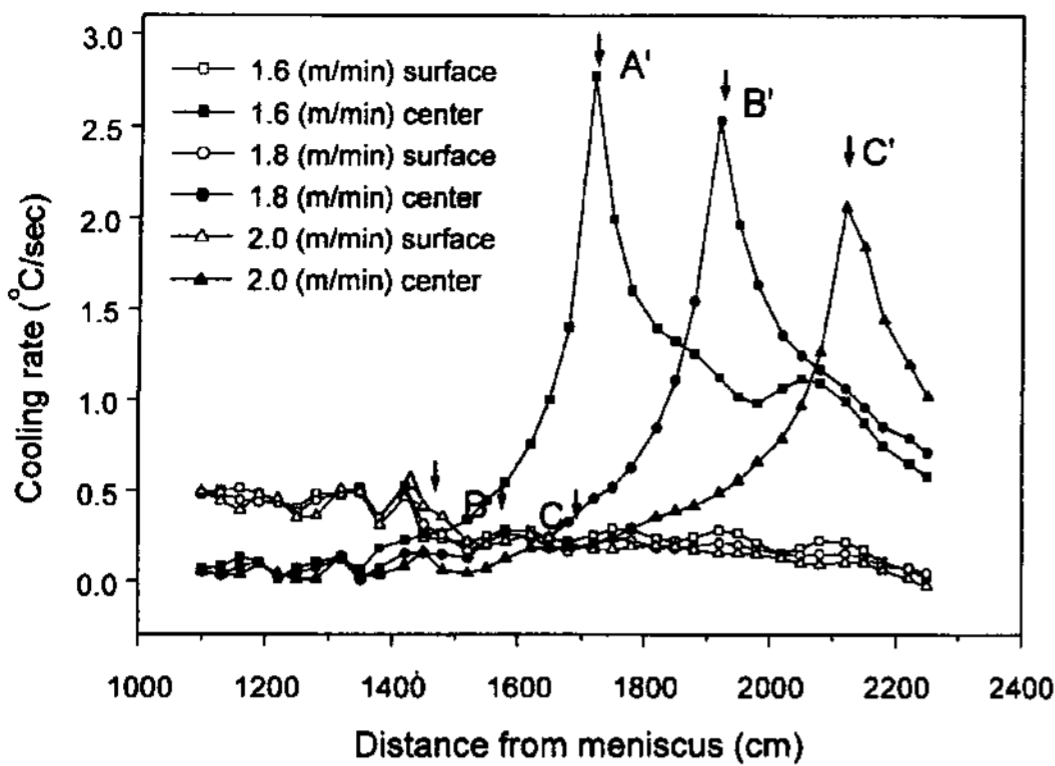


Fig. 12. Cooling rate profiles at the surface and center with the variation of casting speed. (SWRH62A)

내고 있다.

4.5 중심편석 감소를 위한 열적 경압하조건

열적 경압하법은 고탄소 빌렛의 중심편석을 감소시키기 위하여 주편의 최종 응고지점에서 공랭 및 자연 대류에 의한 자연냉각 대신 강제 수냉에 의하여 주편 표면부의 냉각속도를 급속히 크게 함으로써, 주편 중심과 표면의 냉각속도 차이를 최소화하여 중심부의 수축량을 제어하는 방법이다. 이와 같은 응고말기 강냉법을 연주공정에 효과적으로 사용하기 위해서는 강제 냉각을 적용할 구간과 주편 중심부의 인장응력을 최소로 할 수 있는 강냉 적용 비수량을 적절하게 설정해야 한다. 따라서 주편 중심부의 인장응력 발생은 주편 표면온도에 상대적인 주편 내부의 온도구배 변화에 밀접한 영향을 받는다. 즉, 주편 중심부의 냉각속도가 표면에 비해서 빨라지는 지점에서 중심부의 수축량이 표면부 보다 커지게 되며, 이에 따라 주편 중심부에서는 인장응력이 유발되는 양상이 나타나게 된다. 그러므로 이러한 수축공 영역을 최소화함으로써 중심으로 이동하는 용질원자가 농축된 잔류액상의 흐름을 최대한 억제하여 중심편석의 양을 감소시켜야 한다.

이와 같이 주편 중심과 표면부의 냉각속도를 동일하게 유지하기 위해서 응고말기의 강냉영역은 주편의 내부 냉각속도가 표면보다 커지는 지점으로부터 응고가 완료되는 지점까지로 설정할 수 있다. Fig. 12에서는 주속에 따른 주편 중심과 표면의 온도분포를 나타낸 Fig. 7의 결과를 시간에 대해서 미분하여 각 주속에 따른 주편의 중심과 표면에서의 냉각속도를 나타낸 것이다. Fig. 12에서 보듯이 응고완료점 이전의 응고말기

Table 6. Calculated intensive cooling zone as a function of casting speed (SWRH62A)

| casting speed (m/min) | distance from meniscus of cooling zone (length of cooling zone) |
|-----------------------|---|
| 1.6 | 14.4~16.9m (2.5m) |
| 1.8 | 15.5~18.9m (3.4m) |
| 2.0 | 17.2~20.9m (3.7m) |

표면부의 냉각속도는 대략 0.2~0.3°C/sec이지만 중심부에서는 2.5~2.8°C/sec 정도로서 표면부에 비하여 약 10배 높게 나타나고 있다. 이때 주편 중심부의 냉각속도가 표면보다 커지기 시작하는 지점은 Fig. 12의 A, B, C에서 나타난 바와 같이 주속 1.6, 1.8, 2.0 m/min에 대하여 탕면으로부터 각각 14.4, 15.5, 17.2m되는 지점이다. 따라서 응고말기 강냉구역의 길이는 각 주속에 대하여 AA'(2.5m), BB'(3.4m), CC'(3.7m) 정도로 계산할 수 있으며 주속 0.2 m/min 증가시 강냉구역의 길이는 약 0.6m씩 증가됨을 알 수 있다. 이와 같이 계산된 응고말기 강냉 영역을 요약하면 Table 6에 서와 같다. 이러한 강냉 영역을 적절히 이용하여 표면과 중심에서의 기울기를 일정하게 유지시켜주면 편석을 줄일 수 있는 방안이 되리라고 생각된다.

5. 결 론

연속주조 빌렛의 3차원 열 및 유동현상을 수치해석하기 위해 유한요소법을 이용한 범용 프로그램인 FIDAP을 사용하여 주조속도, 용강과열도, 강종의 변화에 따라 온도분포, 응고 셀 형성, 응고 완료점의 위치를 예측하는 모델을 개발하였다. 개발된 모델을 포항제철의 빌렛 연주기에 적용하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

1. 노즐을 통해 주입된 용강의 유동은 주된 흐름의 양옆에서 회전류를 형성하였으며 주형의 중간까지 강한 영향을 미쳤으나 주형 출구에서는 유동의 흐름이 평탄하였다.
2. 주형 출구에서 응고 셀의 형성은 주조 속도에 의해서는 거의 영향을 받지 않았고, 용강 과열도의 영향이 지배적이었다.
3. 연주 전구간을 열 및 유동해석한 결과 응고 셀과 주편의 온도 분포를 얻을 수 있었다. 응고 셀의 분포로부터 응고 말기 응고 셀이 급격히 증가하는 현상을 볼 수 있었으며 표면 온도 분포로부터 복열 현상이 일어남을 관찰할 수 있었다.

4. 주조속도를 0.2 m/min 증가시켰을 때 응고 완료점의 위치는 약 1.9~2.1m 증가하였으며, 용강 과열도를 20°C 증가시켰을 때 응고 완료점의 위치는 약 0.9~1.1m 증가하였다.

5. 이러한 결과로부터 응고 초기, 즉 주형 부근에서 응고 셀의 형성은 용강 과열도의 영향이 지배적이었고, 응고 완료점의 위치는 주조속도의 영향이 지배적이었다.

후 기

이 연구논문은 포항종합제철주식회사의 지원에 의해 수행된 연구과제 결과의 일부임을 알립니다. 연구지원에 감사드립니다.

참고문헌

- [1] C. M. Raihle, H. Fredriksson: Metall. Trans., 25B (1994) 123
- [2] N. Jacobsson, C. M. Raihle, and N. Leskinen: Scand. J. Metallurgy, 21 (1992) 172
- [3] K. S. An, T. S. Song, T. G. Ji, H. H. Jo, M. H. Kim: J. of the Korean Foundrymen's Society, Vol.17, No.2 (1997) 41
- [4] N. Tiedje, E. W. Langer : Scand. J. Metallurgy, 22 (1993) 55
- [5] S. K. Choudhary, D. Mazumdar, and A. Ghosh: Iron Steel Inst. Jpn. Int., 33 (1993) 764
- [6] M. H. Kim, Y. J. Lee, H. H. Jo: J. of the Korean Foundrymen's Society, Vol.14, No.6 (1994) 558
- [7] B. G. Thomas, L. J. Mika, and F. M. Najjar: Metall. Trans., 21B (1990) 387
- [8] S. N. Singh and K. E. Blazek: J. of Metal, 57 (1974) 17
- [9] Y. Sahai and S. Chakraborty: Ironmaking Steelmaking, 19 (1992) 479
- [10] S. Singh and S. C. Koria: Ironmaking Steelmaking, 20 (1993) 221
- [11] A. K. Sinha, Yogeshwar Sahai: Iron Steel Inst. Jpn. Int., 33 (1993) 556
- [12] B. G. Thomas, X. Huang, and R. C. Sussman: Metall. Trans., 25B (1994) 527
- [13] F. M. Najjar, B. G. Thomas, and D. E. Hershey: Metall. Trans., 26B (1995) 749
- [14] S. Chandra, J. K. Brimacombe, and V. Samarasekera: Ironmaking Steelmaking, 20(1993) 104
- [15] Y. Nishida, W. Droste, and S.Engler: Metall. Trans., 17B (1986) 833.
- [16] Y. C. Lee, S. M. Lee, Q. M. Chang, J. K. Choi, and C. P. Hong: Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Processes VIII, TMS (1998) 219
- [17] J. M. Hill and Y. H. Wu: Acta Mechanica (1994) 183
- [18] S. Louhenkilpi, E. Laitinen, and R. Nieminen : Metall. Trans., 24B (1993) 685
- [19] G. A. Toledo, J. Lainez, and J. C. Cirion : Mat. Sci. & Eng., A (1993) 287
- [20] S. K. Choudhary and D. Mazumdar : Iron Steel Inst. Jpn. Int., 34 (1994) 584
- [21] E. H. Yoon, Y. G. Kim: J. of the Korean Foundrymen's Society, Vol.16, No.4 (1996) 13
- [22] J. K. Brimacombe and I. V. Samaraseker : Int. Met. Rev., 23 (1978) 286
- [23] J. K. Brimacombe and I. V. Samarasekera : Continuous Casting, 2 (1985) 59
- [24] S. Louhenkilpi : Scand. J. of Metallurgy, 23 (1994) 9
- [25] M. E. Bealy, N. Leskinen, and H. Fredricksson : Iron-making Steelmaking, 22 (1995) 246
- [26] B. Lally, L. Biegler, and H. Henein: Metall. Trans., 21B (1990) 761
- [27] S. B. Kim, J. K. Park: J. of the Korean Foundrymen's Society, Vol.16, No.5 (1996) 15.
- [28] Y. H. Ho, and W. S. Hwang : Iron Steel Inst. Jpn. Int., 36 (1996) 1030
- [29] A. K. Tieu and I. S. Kim : Int. J. Mech. Sci., 39 (1997) 185
- [30] J. K. Brimacombe : Canadian Metallurgical Quarterly, 15 (1976) 163