공학석사 학위논문

연속 주편의 3차원 응고와 벌징에 관한 수치해석적 연구

A Study of a Numerical Analysis on Three-Dimensional Solidification and Bulging of Continuous Casting Slabs

지도교수 : 조 종 래

2001년 2월

한국해양대학교 대학원

기 계 공 학 과

김 영 대

A Study of a Numerical Analysis on Three-Dimensional Solidification and Bulging of Continuous Casting Slabs

Young-Dae Kim

Department of Mechanical Engineering

Graduate School

Korea Maritime University

Abstract

In the continuous casting process, the internal cracks should be prevented to achieve the improvement of productivity by high speed casting. The internal cracks can occur when tensile strains at the solidification front exceed a certain threshold level. The bulging of the strand is presumed to play a major role in occurrence of tensile strains that cause internal cracks. In particular, when the casting speed is high, strains caused by the bulging become large because of the decrease of the solidified shell thickness and the increase of the surface temperature of the strand.

In this paper, solidification analysis of strand-casting under air-mist spray condition, which uses air-mist mixture, is carried out by the two-dimensional finite difference method. In the solidification analysis, the boundary conditions of width face of slab are defined by considering

zones directly cooled by sprays and indirectly by rolls and radiation, and the boundary conditions of narrow face of slab are only defined by considering zones by radiation. In order to deal with complicated deformation of the slab, the three-dimensional elastic-plastic and creep models are used for analyzing bulging in the strand casting. The bulging deflections and strains are obtained by using the well-known finite element code ANSYS and are compared with those from the experiments under the same condition. For efficient bulging analysis, the output data of the finite difference method are automatically transformed to input data for ANSYS. The effects of important parameters in casting process of the slabs, such as casting speed, roll pitch and slab shape, are analyzed by implementation of the presented method.

When comparing with different casting speeds, the bulging strain obtained in the high speed casting appears to be larger than that at the low speed casting. Also, creep has great influence on the casting directional strain, which increases up to three times of the resulted value by the elasto-plastic model. Therefore, the effect of creep cannot be neglected in the computation of the bulging. When the ratio of width to thickness is smaller than 3.0, the values of casting directional strain and bulging deflection drastically decrease with decreasing of the slab width.

It is shown that the secondary cooling condition, roll pitch of the continuous caster and slab width are important process parameters to restrain the bulging and prevent the crack in high speed casting.

사 용 기 호

C : **비열** [J/kg・K]

C_{eq} : **유효비열** [J/kg・K]

L : **잠열** [J/kg]

f_s : **고상율**

α : **열확산계수** [m^2/s]

$\overline{T_l}$: **액상선 온도** [K]

$\overline{T_s}$: **고상선 온도** [K]

$\overline{T_a}$: **분위기 온도** [K]

$\overline{T_x}$, $\overline{T_y}$: **기준온도(유체온도)** [K]

$\overline{T_o}$: **초기온도** [K]

t : **시간** [s]

ρ : **밀도** [kg/m^3]

T : **무차운 온도**

h : **열전달계수** [W/m^2・K]

$\overline{T_s}$: **표면온도** [K]

x, y : **중심에서 각 방향의 거리** [m]

x_0, y_0 : **중심에서 각 방향의 표면까지의 거리** [m]

ε : **방사율**(emissivity)

σ : Stefan-Boltzmann **상수** (= 1.356×10^{-12} [W/m^2・K^4])

τ : **무차원 시간**

목 차

List of Tables

List of Figures

제 1 장 서 론

1.1 연구 배경

오늘날 철강 산업은 강의 막대한 수요 충족을 위한 고속화 및 대형화 추세에 있으며 이와 함께 공정의 합리화를 위한 기술개발이 급속히 진행되고 있는 상태이다. 19 세기 중엽 Bessemer에 의해 처음으로 고안된 연속주조공정은 기존의 잉곳(ingot)주조공정에 비하여 높은 생산성효과와 에너지절약 효과에 큰 잇점이 있기 때문에 1970년대 이후부터 연속주조법이 비약적으로 발전되어왔다. 제품 품질의 균일성 및 회수율 등에서 종래의 조괴법에 비하여 우수한 연속주조법은 설비 및 조업기술 등에서 많은 연구개발이 이루어져 소수의 특수용도를 제외하고 고합금강을 비롯한 거의 모든 강종을 생산할 수 있게 되었다. 또한 공정의 연속화라는 본래의 취지를 더욱 발전시키고 제품의 품질이 크게 향상됨에 따라 연속주편을 열간상태 그대로 압연 가열로에 장입시키거나 약간의 온도만 보상하여 가열로를 경유하지 않고 압연시키는 연주-압연 직결공정이 에너지 및 원가 절감 측면에서 전세계 제철소에 널리 보급되고 있다.

슬래브 연주기의 개략도를 Fig. 1에 나타내었다. 연주기는 제강공정에서 정련된 용강을 담고 있는 래들 및 래들을 지지하는 래들 터랫, 래들(ladle)로부터 용강을 공급받아 일시적으로 용강을 저장한 후 각 스트랜드(strand)로 분배하는 기능을 가진 턴디쉬(tundish)가 있다. 턴디쉬에서 주입된 용강을 일정한 형상으로 초기 응고시켜 주는 수냉 몰드, 미응고 주편으로부터 열을 빼앗아 응고를 완료시키면서 주편을 밴딩(bending) 혹은 스트라이터닝(straightening)할 수 있는 롤과 스프레이 노즐로 구성된 2차 냉각대 그리고 주편 절단장치, 주편 이송 롤러 테이블, 냉각야드 등으로 구성되어 있다. 연주기는 턴디쉬 1대에 독립된 몰드 및 2차냉각대 등을 갖춘 다수의 스트랜드(strand)들로 이루어

진 경우가 대부분이며 스트랜드 수는 주편의 크기 혹은 형상(슬래브, 붐, 빌렛, 라운드, 빔 블랭크등) 그리고 제강로의 크기를 나타내는 장입량(heat size)에 따라 달라진다. 근래 HDR(hot direct rolling)이 발전하면서 주조시간을 압연능력에 일치시키는 고속, 고능률 주조기술이 대두되고 있다. 제철설비를 위해서는 주편의 응고, 열전달, 벌징해석이 필수적으로 수반되어야 한다. 특히 최대 주속을 고려해 설계된 연주기의 경우는 슬래브 응고면에 수직하게 작용하는 철정압과 자중 및 연주라인의 굽힘부에 의한 힘으로 인해서 외측으로 팽창하는 벌징현상이 큰 문제가 된다. 이로 인한 내부결함 및 중심 편석은 슬래브의 내부 재질에 중대한 영향을 미친다.

연속주조과정에 있어 내부크랙은 고속 주조에 의해 생산성 향상을 저하시킨다. 내부크랙은 응고면에 인장변형률과 응력이 임계값을 초과 했을 때 발생한다. 주편의 벌징은 내부크랙의 원인이 되는 인장변형률의 발생에 주요한 역할을 한다. 특히 주속이 높을 때, 벌징에 의한 변형률은 응고층의 두께 감소와 주편의 표면온도 증가, 또는 롤 피치가 클 때 급격히 증가한다.

이러한 배경 하에서 본 논문은 벌징해석과 내부크랙발생을 정확하게 해석할 목적으로 3차원 모델을 이용하였다.

1.2 연구 동향

1950년대에 들어 슬래브 연속주조법이 실용화된 이후로 문헌을 통하여 많은 연구가 되어져 왔다. 연속주조법의 해석은 응고해석과 벌징해석으로 나눌 수 있다. 응고해석에 대한 문헌들을 살펴보면, 전체 냉각과정에서 냉각조건 각각에 대한 열전달 계수(heat transfer coefficient)를 적용하지 않고 일정한 값을 적용하여 해석을 수행하였으나[1-3], 이후 각 냉각조건을 고려하여 열전달 계수를 적용함으로써 보다 실제와 가까운 해석적 연구가 행해지고 있다[4]. 응고

해석은 1차원 열전달 방정식을 이용한 방법이 많이 보고 되었다[5-7]. 그러나 최근에는 2차원 열전달 방정식을 이용하여 응고해석을 많이 수행하고 있다. 벌징해석은 주편의 내부결함 및 중심 편석등의 주조의 저해 요인이 되기 때문에 많은 연구가 이루어지 있다. 이런 연구중 하나는 실제로 벌징을 측정하는 것으로 傳野重行등[8]이 실제 조업조건과 비슷한 시험 연속주조기를 사용하여 주형 직하에서의 벌징량을 측정하고 최대 벌징량을 구하는 식을 도출한 바 있다. 그러나 주편의 벌징은 주편 단변의 형상, 지지롤의 간격, 강의 조성, 냉각조건, 주조속도등 거의 모든 조업조건에 영향을 받으므로 2차 냉각 구간의 모든 영역에서 정확히 벌징량을 측정하는 것은 거의 불가능하다. 따라서 대개 실험적인 시뮬레이션 또는 시험연주기를 대상으로 하고 있다. 그 예를 보면, Miyazawa[9]등은 밴딩이론(bending theory)을 이용하여 주편의 벌징해석을 하였다. 그러나 이러한 방법은 주편의 벌징량 예측은 어느정도 정확성이 있지만, 주편 내부 결함 발생여부를 판단하는데 사용되는 응고계면의 최대 인장변형률 계산에는 문제가 있다. 최근의 연구는 주로 유한요소법을 사용하여 이루어지고 있는데 이는 단순보로 가정하여 해석하는 경우보다 훨씬 더 쉽고 정확하게 주편의 변형률을 계산할 수 있기 때문에 주편 내부 결함 발생의 예측을 보다 정확히 할 수 있다. Uehara[10]등은 유한요소법을 이용한 탄소성모델을 이용하여 휨과 벌징에 관한 수치적인 해석적 연구와 빔 블랑크 및 빌릿(billet) 같은 가로대 세로의 비율이 3을 넘지 않는 제품의 경우에는 3차원 해석의 필요성을 잘 설명하고 있다. 재료특성을 고려한 해석 모델로는 탄소성만을 사용한 해석과 고온의 연주주편의 벌징에 크리프의 영향이 매우 중요하다는 연구가 많이 보고되었다[12][13]. Grill등[11]은 유한요소해석을 기초로 수치적인 해석을 꾀하였으며 그결과 응고면의 온도가 1320℃에서 변형률이 0.2% 0.3%일 때 크랙발생 가능성이 높다는 것을 실험적으로 증명하였다.

1.3 연구목적 및 범위

벌징거동을 2차원모델을 이용했을 때는 슬래브폭과 측면의 영향을 알 수가 없다. 그런 복합적인 슬래브변형을 다루기 위하여 3차원모델을 이용한 해석이 적용이 되어야 한다. 비록 소수의 학자들에 의해서 탄소성을 적용한 3차원해석이 이루어지고 있지만[10], 슬래브 벌징거동에 대해 3차원모델을 이용하여 탄소성-크리프(creep)을 적용한 논문은 거의 없다. 따라서 본 논문에서는 응고해석을 2차원 유한차분법을 이용하여 주조속도와 슬래브폭에 따른 주편의 온도분포를 비교하였으며, 이 응고해석에서 얻은 데이터를 3차원 모델에 적용시켜 벌징해석을 수행하였다. 그리고 벌징해석에 탄소성(elasto-plastic)과 크리프(creep)를 적용시켜 벌징량과 변형률값을 보다 정확하게 구하려고 하였다. 이 값들을 이용하여 주편의 내부 크랙과 벌징에 의한 변형률 관계를 도출하여 크랙발생을 미리 예측하는데 본 논문의 목적이 있다.

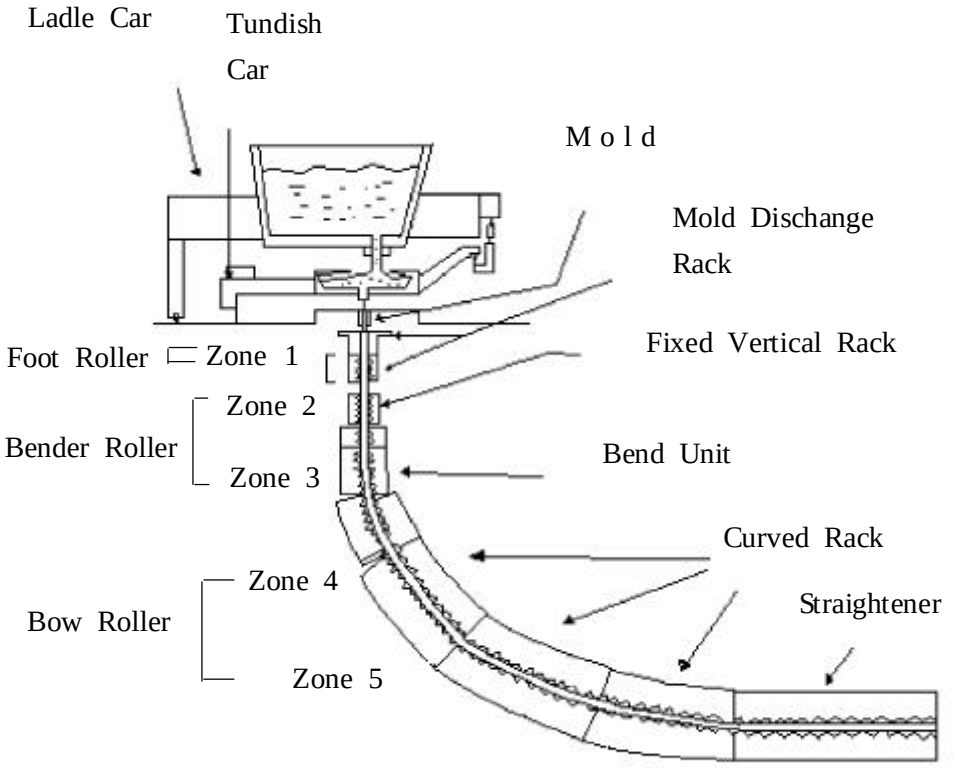


Fig. 1 A typical continuous caster

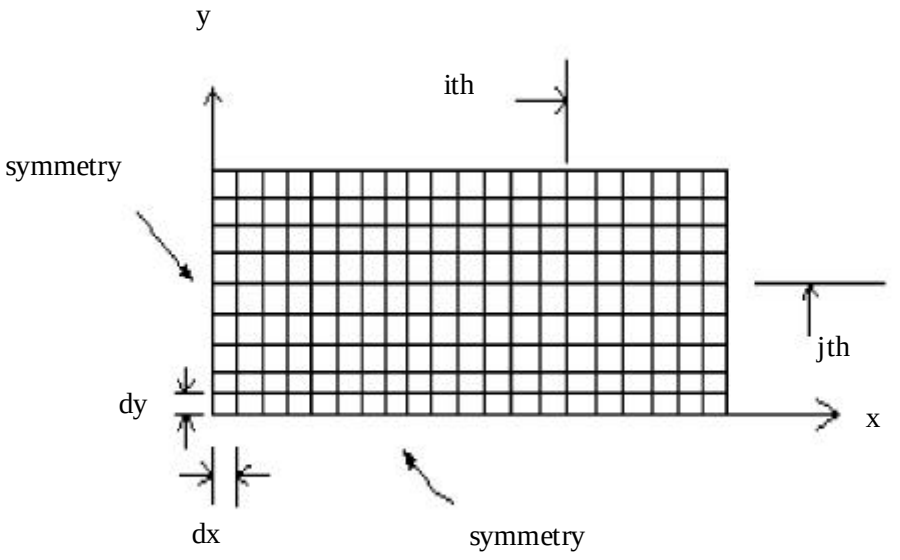


Fig. 2 Lower right-hand quadrant of cross section of bar

제 2 장 응고해석

주편에 발생하는 결함을 이해하고 제어하기 위해서는 연속주조 주편의 응고 상황과 온도 분포를 확인하는 것이 필수적이지만, 이것을 직접 측정한다는 것은 실제로 쉽지 않기 때문에 수학적인 방법을 이용하였다. 수학적 방법으로 응고 상황과 온도분포를 구한다는 것은 결국 열전달 방정식을 푸는 것이며 여기서 해석적 방법과 수치적 방법이 있다. 해석적 방법은 수치적 방법보다 간단하고 빠르지만 응고 시 방출되는 잠열, 용강의 과열, 용강 대류의 영향, 주조단면의 형상을 다루는데 제한이 있다. 따라서 일반적인 문제를 취급하기 위해서는 수치해법이 필수적이며, 전자 계산기의 발달에 따라 이 방법이 더욱 주목을 받고 있다. 대표적인 수치해법으로는 유한차분법과 유한요소법이 있는데, 유한차분법이 유한요소법보다 계산시간이 짧고 프로그램이 간편하기 때문에 열전달 및 유체 현상에 대해서 많이 쓰이고 있다. 그래서 본 연구에서는 유한차분법을 이용하여 연속주조 공정의 길이와 시간과의 관계를 고려한 2차원 비정상상태 열전도 방정식을 풀어 응고해석을 수행하였다.

본 연구에서 응고 및 벌징해석을 수행한 주편의 형상은 두께는 동일하게 하고 폭은 여러 경우를 적용하여 수행하였다. 이들 해석 조건은 Table 1에 나타내었다.

Table 1 The numerical data used for calculating the solidification of slab

Parameters	Values	Units
Half slab thickness	125	mm
Slab width	1650, 250	mm
Mold length from meniscus	800	mm
Casting speed	1.4, 2.0	m/min
Roll temperature	100	℃
Heat transfer coefficient In roll contact	2500	W/m^2K
Emissivity of slab surface	0.9	℃
Cooling water temperature	30	℃
Initial temperature of casting material	1520.9	℃
Specific cooling water	0.45, 0.73	l/kg

2.1 열전달 방정식 적용조건

열전달 방정식을 계산하는데 있어서 다음과 같은 가정을 설정하였다.

(1) 주조 방향으로의 열전달을 무시한다. 강과 같이 열전도가 작은 금속에 대해서 열전달은 주로 온도 구배가 큰 방향으로만 일어난다고 할 수가 있다[14]. 실제로 연속주조시 생성되는 주상조직은 거의 주조방향에 수직으로 나타난다.

(2) 밀도는 고상과 액상에서 동일하다. 저·중탄소강이나 스텐레스강의 밀도는 계산 온도범위에서 수 퍼센트밖에 변하지 않으며[15], 그 변화가 계산에 미치는 영향은 거의 없으므로[16] 밀도는 일정하다고 가정할 수 있다.

(3) 용강의 대류는 유효 열전도도를 이용하여 고려한다. 주입류 등의 영향으로 나타나는 용강의 대류를 정확히 취급하기 위해서는 유체현상도 함께 다루

어야 하지만 용강의 열전도도 값을 크게 해줌으로써 이 현상을 간략히 다룰 수 있다. 이 방법은 Mizikar[17]에 의하여 쓰여지기 시작했으며 그는 유효 열전도도의 값이 용강 열전도도의 약 7배 정도라고 보고하였다.

(4) 상변화에 있어 고상과 액상사이에는 응고 잠열로 인해 열전달이 잘 일어나지 않는 응고 구간이 있는데 이러한 강의 특성을 처리하기 위해 엔탈피법(enthaphy method)과 등가비열법(equivalent specific heat method)등이 이용되는데 엔팔피법이 보다 정확성이 있지만 고상온도와 액상온도의 차이가 30℃정도이기 때문에 등가비열법을 적용하여 수식의 간략화를 이루었다[4][18]. 응고 구간에서의 등가비열은 다음과 같이 계산하였다.

$$C_{eq} = C - L\frac{\partial f_s}{\partial t} = C + \frac{L}{T_l - T_s} \qquad (2.1)$$

2.2 유한차분법

유한차분법은 유한요소법과 함께 열전달, 유체현상등에서 얻어지는 편미분 방정식을 수치적으로 해결하는 방법이다. 유한차분법의 해를 구하는 방법에는 외연적(explicit)방법과 내포적(implicit)방법이 있다. 외연적(explicit) 유한차분법에서는 시간($t+\triangle t$)일 때, 임의의 절점에서의 온도는 이전시간(precceding time) t일때의 그 절점과 이에 이웃한 절점들의 온도들로부터 계산할 수 있다. 그러므로 어떤 시간에서의 절점온도의 결정은 같은 시간에 대한 다른 절점들의 온도들과는 무관하다. 비록 이 방법이 계산상 편리할지라도 $\triangle t$의 선택제한 때문에 애로가 많다. 즉 주어진 공간증분에 대하여 시간간격은 안정성 요구조건에 적합하여야 한다. 이 조건 때문에 극히 작은 $\triangle t$값을 사용하여야 하므로 해를 얻는 데는 엄청나게 많은 수의 시간간격들이 필요하다. 그래서 본 논문의 응고해석에 사용되는 유한차분법에는 계산량을 감소시킬 수 있는 내포적(implicit)방법을 사용하였다.

2.3 지배방정식 및 경계조건

주편의 응고 해석에 사용한 2차원 비정상상태 열전달 방정식은 다음과 같다.

$$k\left(\frac{\partial^2\overline{T}}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\overline{T}}{\partial y^2}\right)=\rho C\frac{\partial\overline{T}}{\partial t} \tag{2.2}$$

$$X=\frac{x}{x_0},\quad Y=\frac{y}{y_0},\quad T=\frac{\overline{T_s}-\overline{T_a}}{\overline{T_0}-\overline{T_r}},\quad \tau_x=\frac{\alpha(\overline{T_x})t}{x_0^2},\quad \tau_y=\frac{\alpha(\overline{T_y})t}{y_0^2}$$

와 같이 거리, 온도 시간을 무차원화하여 다음의 지배방정식을 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial Y^2}=\frac{\partial T}{\partial \tau} \tag{2.3}$$

슬래브 형상이 축대칭이기 때문에 Fig. 2에서 나타난 것처럼 주편 단면의 1/4만 해석을 하였다. 여기서, $\alpha(=k/\rho C)$는 확산계수, k는 열전도도, ρ는 밀도, C는 비열, t는 시간, x_0, y_0는 각 방향에 따라 중심에서 표면까지의 거리, T_x , T_y은 기준온도(=유체온도), T_0는 초기온도이다.

유한차분방정식의 내포적 형식은 시간도함수를 근사화시킨 방정식을 사용하여 유도하였으며, 모든 다른 온도들을 이전(p) 시간 대신에 새로운(p+1)시간에서 평가한다. 2차원 시스템의 내부절점에 대한 유한차분방정식의 내포적 형식은 다음과 같다.

㉠ i iteration

$$\frac{T_{i-1,j}^{p+1}-2T_{i,j}^{p+1}+T_{i+j,j}^{p+1}}{(\triangle X)^2}+\frac{T_{i,j-1}^{p}-2T_{i,j}^{p}+T_{i,j+1}^{p}}{(\triangle Y)^2}=\frac{T_{i,j}^{p+1}-T_{i,j}^{p}}{\left(\frac{\triangle\tau_x}{2}\right)} \tag{2.4}$$

$$-\lambda_1 T^{p+1}_{i-1,j} + (2\lambda_1 + 1)T^{p+1}_{i,j} - \lambda_1 T^{p+1}_{i+1,j} = \lambda_2 T^{p}_{i,j-1} + (1 - 2\lambda_2)T^{p}_{i,j} + \lambda_2 T^{p}_{i,j+1}$$

㉡ j iteration

$$\frac{T^{p}_{i-1,j} - 2T^{p}_{i,j} + T^{p}_{i+j,j}}{(\triangle X)^2} + \frac{T^{p+1}_{i,j-1} - 2T^{p+1}_{i,j} + T^{p+1}_{i,j+1}}{(\triangle Y)^2} = \frac{T^{p+1}_{i,j} - T^{p}_{i,j}}{(\frac{\triangle \tau_y}{2})} \qquad (2.5)$$

$$-\lambda_2 T^{p+1}_{i,j-1} + (2\lambda_2 + 1)T^{p+1}_{i,j} - \lambda_2 T^{p+1}_{i,j+1} = \lambda_1 T^{p}_{i-1,j} + (1 - 2\lambda_1)T^{p}_{i,j} + \lambda_1 T^{p}_{i+1,j}$$

여기서 $\lambda_1 = \frac{\triangle \tau_x}{2(\triangle X)^2}$, $\lambda_2 = \frac{\triangle \tau_y}{2(\triangle Y)^2}$

이 때 초기조건 및 경계조건은 다음과 같다.

<u>초기조건</u>

x**방향으로**

$\tau_x = 0$ **일때** $T = T(x)$ (2.6)

y**방향으로**

$\tau_y = 0$ **일 때** $T = T(y)$ (2.7)

<u>경계조건</u>

x**방향으로**

1) $X = 0\ (x = 0), \frac{\partial T}{\partial X} = 0\ (\frac{\partial T}{\partial x} = 0)$ (2.8)

2) $X = 1\ (x = x_0), \quad \frac{\partial T}{\partial X} = -\frac{h x_0}{k} \frac{\overline{T_s} - \overline{T_a}}{\overline{T_0} - \overline{T_x}}$ (2.9)

y**방향으로**

1) $Y = 0\ (y = 0), \quad \frac{\partial T}{\partial Y} = 0\ (\frac{\partial T}{\partial y} = 0)$ (2.10)

2) $Y = 1\ (y = y_0), \quad \frac{\partial T}{\partial Y} = -\frac{h y_0}{k} \frac{\overline{T_s} - \overline{T_a}}{\overline{T_0} - \overline{T_y}}$ (2.11)

여기서 h, k, T_s, T_a는 각각 열전달계수, 열전도도, 표면온도, 분위기온도를 각각 나타낸다. 주어진 초기조건과 경계조건 하에서 2차원 비정상상태 열전달 방정식 (2.3)의 해를 구하기 위하여 본 연구에서는 유한차분법의 전산 프로그램을 개발하여 사용하였다.

2.4 재료의 물성치

주편 소재의 강종은 0.08%C 중탄강이고 강의 화학조성 및 고온에서의 물성치는 Table 2에 수록하였다. 냉각조건은 정상조업조건을 고려하였으며, Table 3에 냉각조건의 냉각 유량을 수록하였다. Table 3에 표시된 각 영역(zone)의 위치는 Fig. 1에 표시되어 있다.

Table 2 Chemical composition and thermophysical properties of casting steel

Chemical composition	0.08%C, 0.25%Si, 1.55%Mn, 0.0%P, 0.0%S							
Liquid temperature	T_L = 1536 - {78 (%C) + 7.6 (%Si) + 4.9 (%Mn) + 34.4 (%P) + 38 (%S) + 4.7 (%Cu) + 3.1 (%Ni) + 1.3 (%Cr) + 3.6 (%Al) } = 1520.3℃							
Solid temperature	Ts = 1536 - {415.5 (%C) + 12.3 (%Si) + 6.8 (%Mn) + 124.5 (%P) + 183.9 (%S) + 4.3 (%Ni) + 1.4 (%Cr) + 4.1 (%Al) } = 1489.1℃							
Density	7800 kg/cm^3							
Heat capacity	Temperature [℃]	800	1200	1489.0	1489.1	1520.3	1520.4	1600
	kJ/kg · ℃	0.96	0.66	0.66	6.46	6.46	0.66	0.66
Thermal conductivity	Temperature [℃]	800	1200	1489.1	1520.3	1600		
	W/m · ℃	28	30	30	30	30		

Table 3 Water flow rate for normal cooling conditions [l/min]

Zone / Cooling condition	Zone 1	Zone 2	Zone 3	Zone 4	Zone 5
Normal	450	320	292	458	100

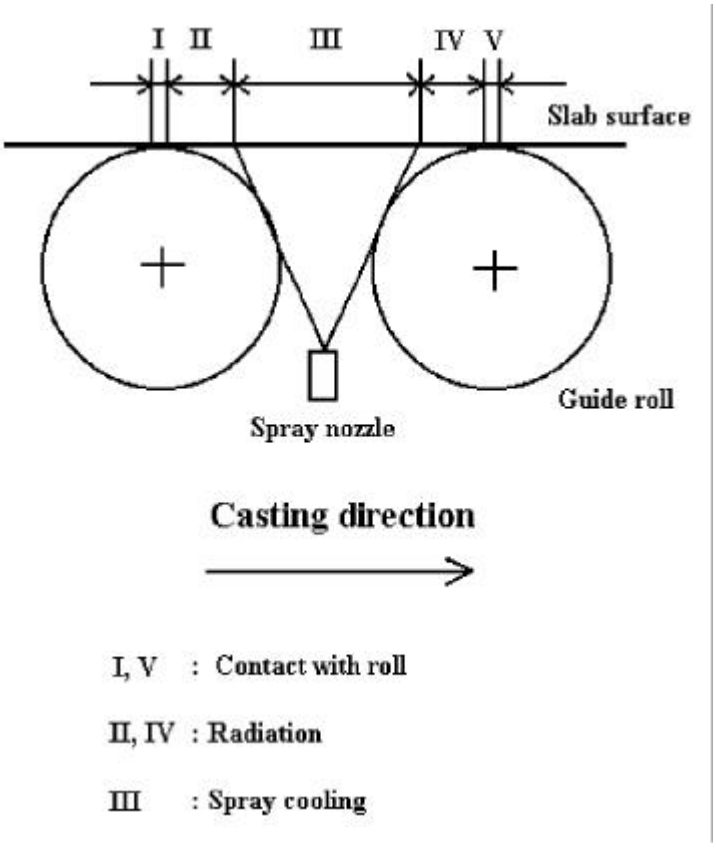


Fig. 3 Classification of secondary cooling zones

2.5 각 냉각구간에서의 열전달 경계조건

2.5.1 1차 냉각(몰드 냉각)

몰드 부분은 자체 진동으로 인해 발생하는 주편과의 마찰에 의한 마모를 줄이고 주편을 신속하게 냉각시키기 위해 열전도도가 높은 특수한 재질로 코팅하여 제작한다. 이러한 몰드 부분은 냉각수 찬넬을 통해 냉각되고, 이 냉각된 몰드에서 주편으로부터 열량을 빼앗아 냉각시키게 된다. 몰드내 냉각은 용탕 표면(meniscus)로부터 멀어질수록 주편의 수축에 의해 열전달이 현저히 줄어드는 경향이 있다. 본 논문에서는 이러한 특성을 고려하여 Alvarez[1]등이 제안한 다음과 같은 열전달 관계식을 사용하였다.

$$h_m(t) = ae^{-t} + be^{-t/n} + c \qquad [kcal/m^2 \cdot hr \cdot ℃] \tag{2.12}$$

여기서, $t = \frac{z}{v}$, z 는 주편의 이동거리, v 는 주편의 이동속도이고, a = 0.07128, b = 2.328, c = 0.698, n = 9.5의 값을 사용하였다.

2.5.2 2차 냉각

2차 냉각에는 몰드 부분에서 냉각된 주편이 가이드롤러(guider roller)를 따라 이동하면서 물분사나 에어-미스트분사(air-mist spray)에 의한 냉각과 롤 접촉에 의한 냉각, 그리고 나머지 복사에 의한 냉각으로 주편의 응고가 진행되는 부분이다. 이러한 현상을 모사하기 위해 Fig. 3과 같이 냉각 방식에 따라 영역을 분할하여 계산에 적용 하였고 냉각조건에 따른 열전달 계수는 여러실험에서 구한 관계식 중 가장 타당한 것으로 판단되는 식을 적용하였다[7].

본 논문에서는 2차냉각 방식으로 에어-미스트분사(air-mist Spray)냉각을 적

용하였는데 비교적 최근에 적용하기 시작한 냉각 방식으로 물과 공기를 혼합하여 주편 표면에 분사하여 주편을 냉각시킨다. 이 냉각 방식은 분사되는 물 입자의 직경이 10㎛이하이며 균일 냉각 효과가 있다. 또한, 스프레이 노즐 막힘이 적고, 적은 비수량으로 많은 열전달 효과를 얻을 수 있어 2차 냉각대에서 온도 제어가 용이한 장점이 있다. 이 냉각 방식은 고압의 공기가 주편과 충돌하기 때문에 공기가 주편에 충돌하는 속도도 열전달계수에 큰 영향을 준다. 이때의 열전달계수는 Fand[19]가 제안한 관계식으로 표시되며 다음 식과 같다.

$$h_{air} = 10^{1.48} \cdot \overline{T_s}^{-0.1358} \cdot \dot{W}^{0.6293} \cdot V_a^{0.2734} \qquad [kcal/m^2 \cdot hr \cdot ℃] \qquad (2.13)$$

여기서 $\overline{T_s}$ [℃]는 표면온도, $\dot{W}$ [1/m^2 · min]는 냉각수량, V_a [m/sec]는 냉각수가 주편에 충돌하는 속도이다.

2.5.3 복사 냉각

슬래브폭면에는 스프레이(spray)와 롤 접촉에 의해 냉각되는 영역을 제외한 모든 영역은 대기중으로의 복사에 의해 냉각되고 주편의 측면에는 몰드부분을 제외하고는 복사냉각을 적용하였다. 복사냉각은 다음 식으로 표현된다.

$$-k\frac{d\overline{T}}{dx} = \varepsilon\sigma(\overline{T_s}^4 - \overline{T_a}^4) \qquad (2.14)$$

위 식은 비선형이므로 수치계산을 위해 선형화하여 간단히 나타낼 수 있다.

$$-k\frac{d\overline{T}}{dx} = h_{rad}(\overline{T_s} - \overline{T_a}) \quad (2.15)$$

여기서, 복사 열전달계수 h_{rad}는 다음과 같이 표현된다.

$$h_{rad} = \varepsilon\sigma(\overline{T_s}^3 + \overline{T_s}^2\overline{T_a} + \overline{T_s}\,\overline{T_a}^2 + \overline{T_a}^2) \quad (2.16)$$

2.5.4 롤 접촉 냉각

롤과 주편이 접촉을 하게되면 접촉면에서 접촉 열저항이 존재하며 대부분 대류경계 조건식을 사용하여 접촉 열저항을 고려한다. 접촉 열전달계수에 대한 값은 2500W/m^{2}K을 사용하였고, 롤의 온도는 100℃로 일정하게 가정을 하였다. 그리고 롤과 주편의 접촉 길이는 롤 직경에 관계없이 5mm로 하여 계산하였다[20].

2.6 응고해석결과

2.6.1 주조속도의 영향

폭이 1650mm이고 두께가 240mm인 주편을 이용하여 주조속도 1.4m/min, 2.0m/min에 따른 온도분포를 비교하였다. Fig. 4는 슬래브폭면의 온도분포를 나타내는데, 초기 응고가 일어나는 몰드부에는 온도가 낮아지다가 2차냉각대의 시작점에서는 열전달계수의 감소로 인해 용탕내부에서 열전달이 일어나 오히려 온도가 상승하는 현상이 일어난다. 2차냉각대에서 응고층 표면의 온도가 급격하게 변화하는 것은 롤접촉, 복사, 스프레이냉각이 반복적으로 일어나기 때문이고, 용탕표면으로부터 15m이상이 되는 지점부터는 복사냉각이 이루어짐을 알 수가 있다. Fig. 5는 코너부분의 온도분포를 나타내는데, 몰드부에서 온도가 낮아지다가 상승하는 분포가 나타나는데, 그 원인은 슬래브의 수축에 의해 몰드와의 접촉이 되지 않아서 몰드냉각이 이루어지지 않기 때문에 슬래브의 온도가 상승하는 현상이 일어난다. Fig. 6은 슬래브측면의 온도분포를 나타내는데, 측면 방향은 에어-미스트 노즐이 설치되어 있지 않기 때문에 몰드부를 지나서는 복사냉각이 적용된 온도변화임을 알수가 있다. Fig. 7과 Fig. 8에서는 용탕표면에서부터 교정롤러구간까지 주속에 따른 각 방향의 응고층의 두께를 나타내고 있다. 주속이 1.4m/min의 경우에는 용탕표면에서 39.11m지점에서 응고층이 완료되어지고, 2.0m/min의 경우에는 아직 응고층이 완료되지 않음을 알수가 있다. 주조속도에 따른 응고층의 형성을 Fig. 9과 Fig. 10에서 온도분포와 응고층 형상을 가시적으로 표현을 하였다.

2.6.2 슬래브폭의 영향

슬래브폭의 영향에 따른 온도분포를 알아보기 위해 주속이 1.4m/min인 동일한 조건하에 폭 1650mm와 250mm의 슬래브를 비교하여 보았다. Fig. 11는 슬래브폭면의 온도를 나타내는데, 용탕표면으로부터 멀어질수록 슬래브폭이 작은 것이 온도가 더 빨리 낮아짐을 알 수가 있는데, 슬래브폭이 짧을 경우, 슬래브측면의 복사냉각으로 인한 열전달이 영향을 미치기 때문이다. Fig. 12의 슬래브 코너부분의 온도분포와 Fig. 13의 슬래브 측면의 온도분포에서는 슬래브폭의 영향이 거의 없음을 알 수가 있다. Fig. 14와 Fig. 15는 용탕표면에서부터 교정롤러구간까지 형상에 따른 각 방향의 응고층의 두께를 나타내고 있다. 슬래브폭이 250mm일때는 용탕표면으로부터 26m지점에서 응고층이 완료되어 슬래브폭이 1650mm일때보다 약 13m정도 빨리 응고층이 완료됨을 알수가 있다. 이상의 슬래브폭의 영향에서 알 수 있듯이 슬래브 폭이 짧을수록 응고층 형성이 빨리 이루어짐을 알 수가 있다.

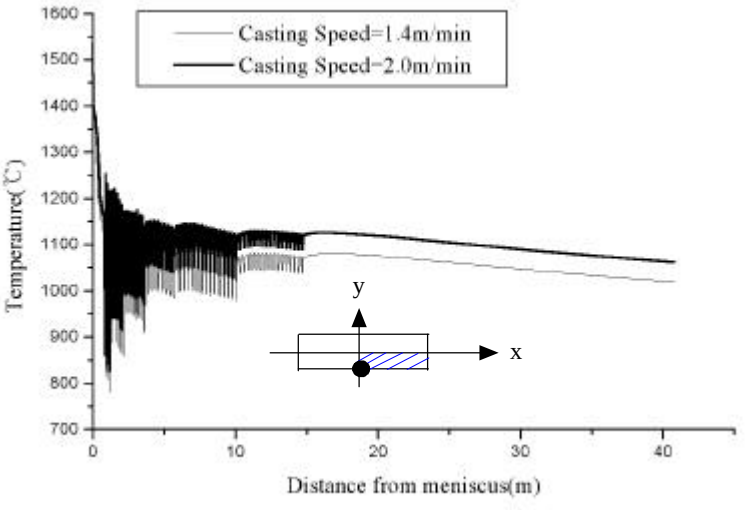


Fig. 4 Temperature distribution of width face of slab

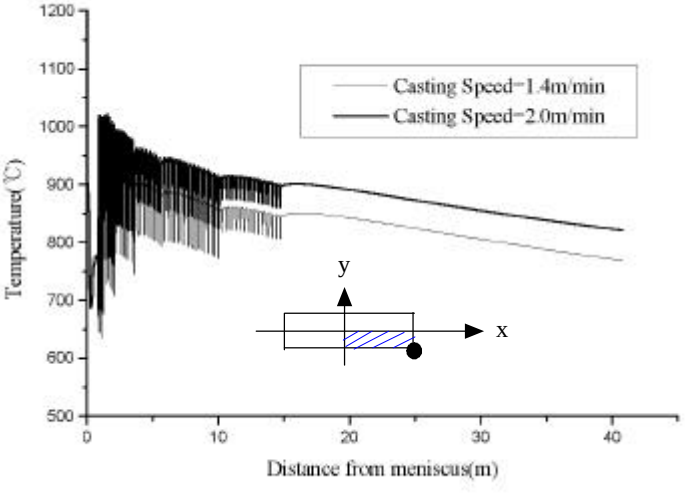


Fig. 5 Temperature distribution of corner of slab

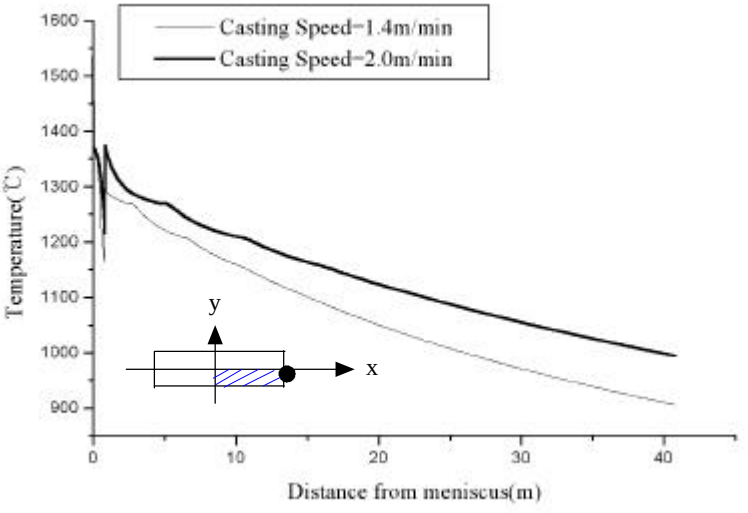


Fig. 6 Temperature distribution of narrow face of slab

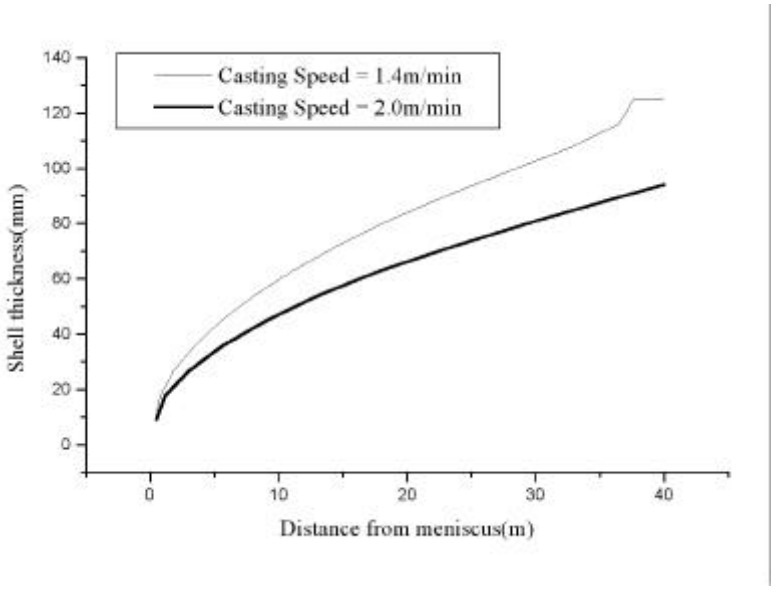


Fig. 7 Variations of the y-directional solidified shell thickness with different casting speeds

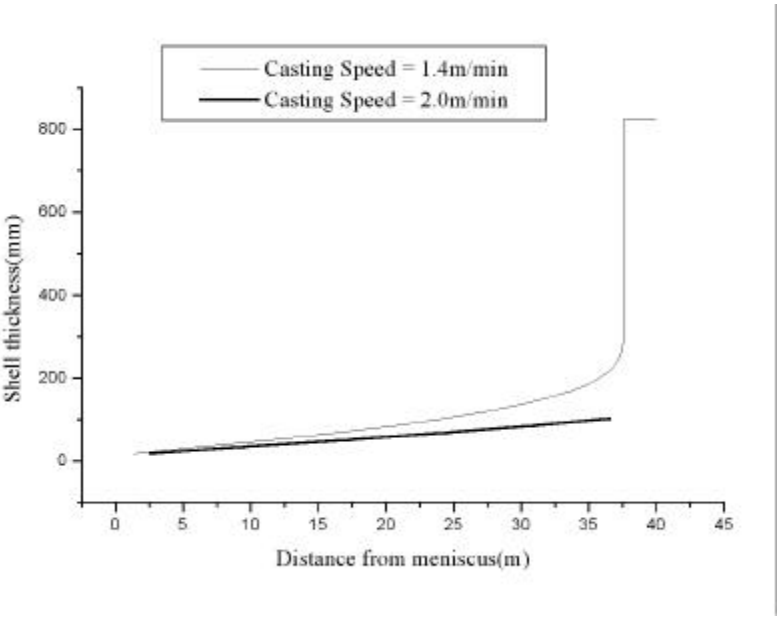


Fig. 8 Variations of the x-directional solidified shell thickness with different casting speeds

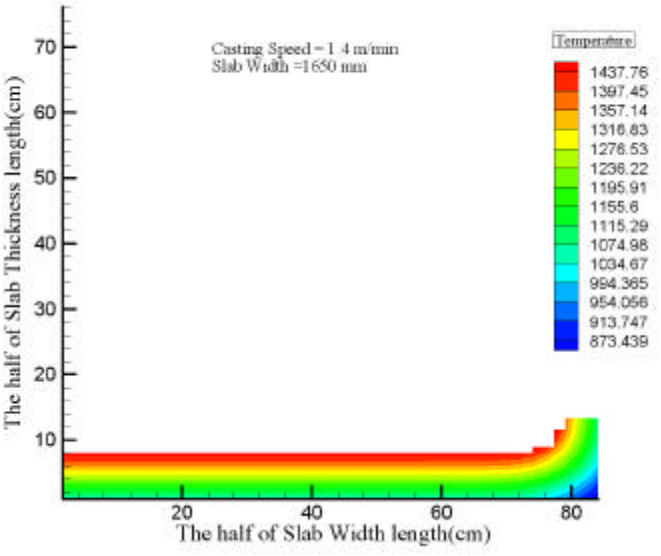


Fig. 9 Temperature of solidified shell(casting speed= 1.4m/min)

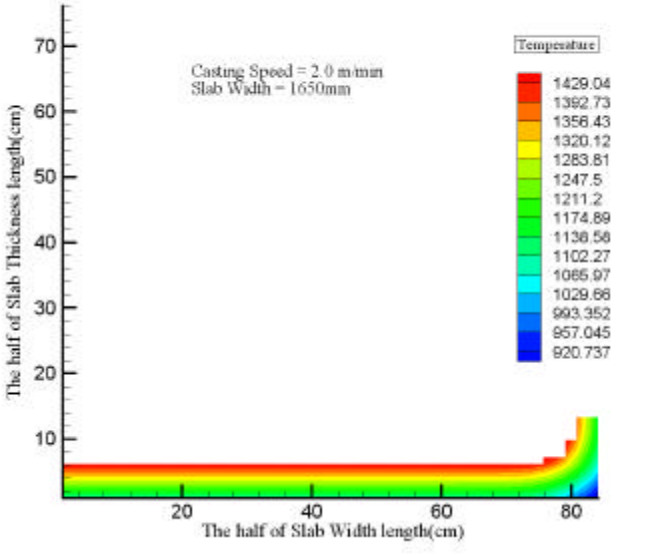


Fig. 10 Temperature of Solidified Shell(casting Speed=2.0m/min)

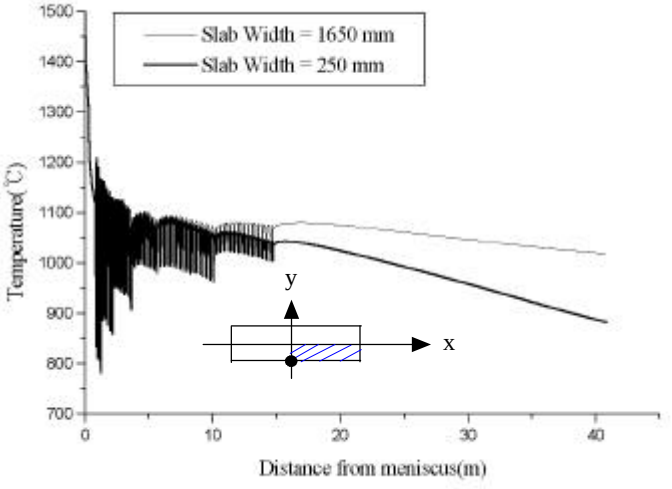


Fig. 11 Temperature distribution of width face of slab

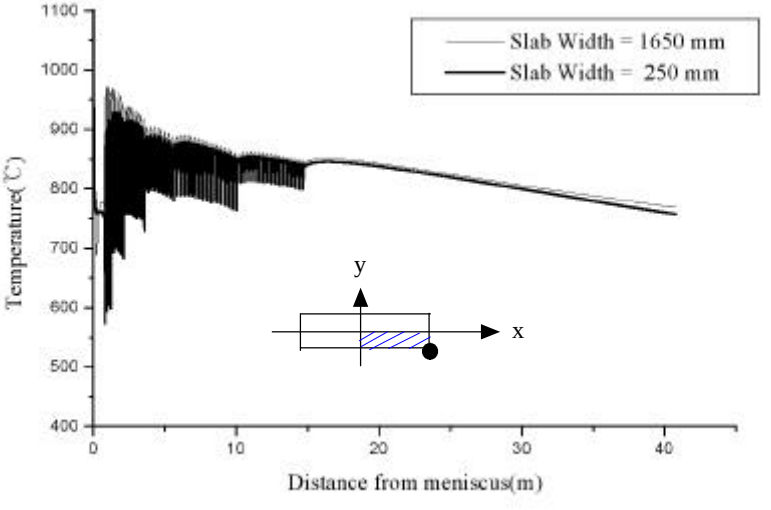


Fig. 12 Temperature distribution of corner of slab

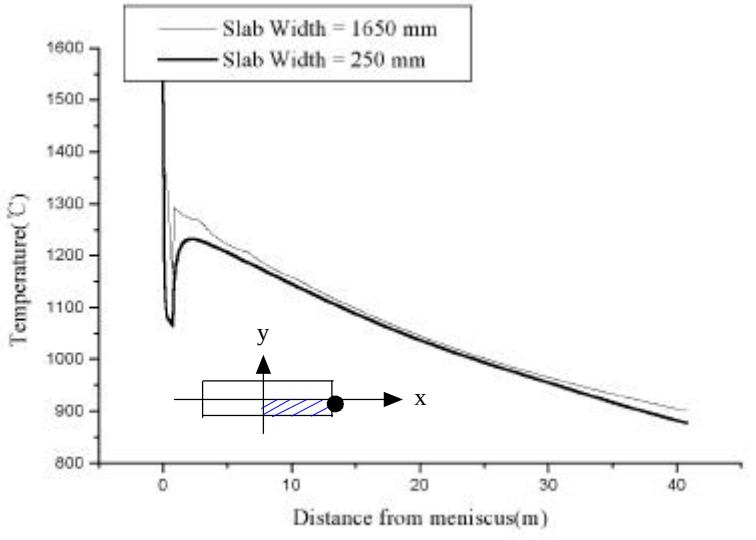


Fig. 13 Temperature distribution of narrow face of slab

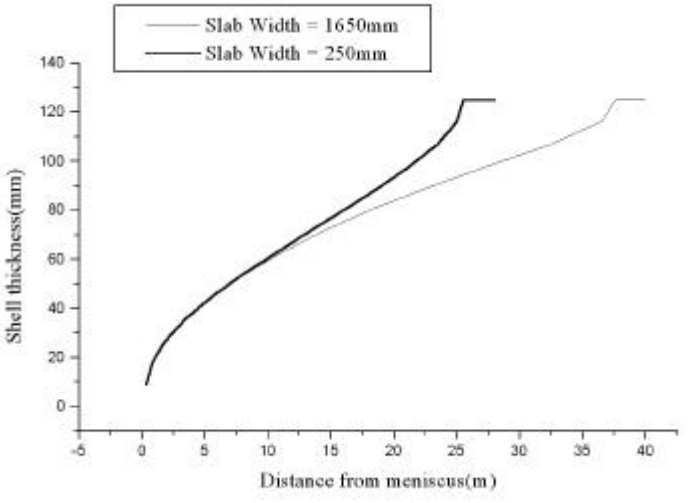


Fig. 14 Variations of the y-directional solidified shell thickness with different slab width length

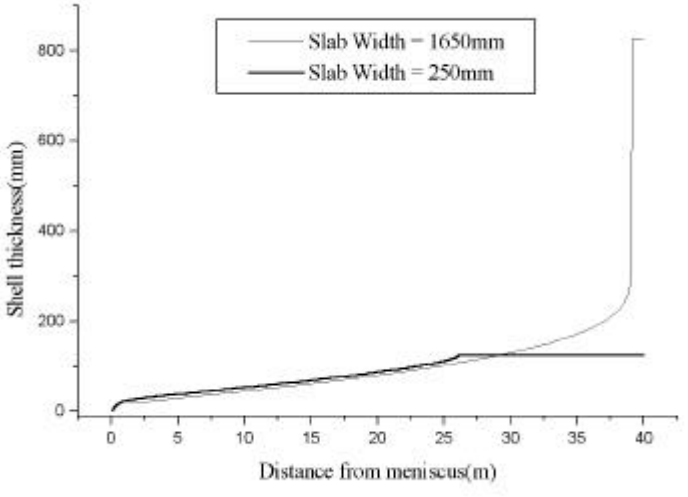


Fig. 15 Variations of the x-directional solidified shell thickness with different slab width length

제 3 장 벌징해석

본 장에서는 앞 장에서 전산화한 응고해석 결과로부터 계산된 연주 주편의 온도 분포 및 응고층 두께, 폭 등의 데이타를 형상화하기 위하여 상용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS[21]를 이용하여 주편의 3차원 벌징해석을 수행하였다

3.1 벌징해석 모델

용강의 철정압에 의해 응고층이 변형해서 벌징현상이 일어난다. 이 벌징은 중심편석의 원인이 될뿐만아니라 내부균열의 원인이 되기도 한다. 이 벌징해석 모델은 주편이 정지하고 있다고 가정한 정적모델과 주편의 이동을 고려한 동적모델이 있는데, 주편의 이동을 고려하지 않고 정지되어 있는 상태에서 압력을 가하는 정적해석 방법을 택한 이유는 Fig. 20에서 Wümenberg에 의한 측정값과 계산되어진 최대 벌징량을 롤간격에 따라 비교를 해 보았을 거의 일치하였기 때문에 정적모델을 선택하였다. 각 구간의 주편 온도 분포 및 응고층 두께, 폭은 열전달 해석에서 계산된 값을 적용하였으며, Fig. 16과 같이 롤과 롤사이의 주편 1/8만을 해석을 하여 계산상의 간소화를 시켰다. 연주라인의 롤간격은 180 340mm이고, 주편 유한요소망은 Fig. 17 와 같고 8절점 요소인 ANSYS의 Solid45 요소를 사용하여 구성하였다. 롤의 지지부분은 단순구속으로 대체를 하였다. 주편의 양 끝단은 주조방향으로 변위를 구속하고 롤과 롤사이의 주편방향의 응고층 형성은 일정하게 적용하였다.

본 연구에서의 재료특성을 고려 해석 모델을 적용하기 위해 탄소성과 크리프변형을 모두 고려하였다. 그러므로 강의 온도에 따라 변하게 되는 탄성계수, 항복응력 등의 물리적 성질과 크리프특성식을 실험을 통해 도출하는 것이 원

칙이다. 그러나 본 연구에서는 실제 실험은 하지 않았고 문헌에서 발표된 크리프 측정 결과와 가장 부합하는 크리프 특성식을 결정하여 2차원 모델에 적용한 크리프식 특성식을 이용하여 해석에 적용하였다[7]. 해석에 사용한 탄성계수, 항복응력, 프와송비 값은 Table 4에 나타내었다[22][23].

Table 4 Material properties at high temperature

Young's Modulus [MPa]	$E = 1.96 \times 10^4 - 18.375\,(T - 1000)$	for $1000\,^{\circ}C < T < 1400\,^{\circ}C$
	$E = 1.225 \times 10^4\,(1475 - T)/75$	for $1400\,^{\circ}C < T < 1475\,^{\circ}C$
	$E = 0$	for $T > 1475\,^{\circ}C$
		in $1 \times 10^{-4} \leq \dot{\varepsilon} \leq 3 \times 10^{-1}$
Yield Stress [MPa]	$\sigma_y = 66.15 - 4.655 \times 10^{-2} T$	for $1000\,^{\circ}C < T < 1200\,^{\circ}C$
	$\sigma_y = 54.39 - 3.675 \times 10^{-2} T$	for $1200\,^{\circ}C < T < 1480\,^{\circ}C$
	$\sigma_y = 0$	for $T > 1480\,^{\circ}C$
Poisson's Ratio	0.33	

3.2 해석 이론

본 연구에서 주편의 거동을 해석하기 위하여 탄소성 변형, 크리프 변형을 적용한 유한요소법을 사용하였다. 아래와 같이 벌징해석을 위해 사용된 탄소성 해석 및 크리프 해석과 관련된 유한요소법 이론을 요약하고자 한다.

3.2.1 유한요소 해석이론

연속주조의 2차 냉각 구간에서 용강의 철정압에 의해 유발되는 주편의 벌징을 해석하기 위해서 최근에는 주로 유한요소법이 사용되고 있다,

$$[K^{(e)}]\{u^{(e)}\} = [f^{(e)}] \tag{3.1}$$

식(3.1)은 유한요소법의 기본방정식이고 $[K^{(e)}]$는 요소강성행렬, $[f^{(e)}]$는 요소의 힘 행렬을 나타낸다. 요소의 강성행렬은 다음의 식으로 정의된다.

$$[K^{(e)}] = \int_v [B]^T [D][B] dV \tag{3.2}$$

여기서 행렬 $[B]$는 변위와 변형률의 관계를 나타내며 아래와 같다.

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u\} \tag{3.3}$$

3.2.2 탄소성 해석

본 연구에서는 선형등방경화(bilinear isotropic hardening)와 von Mises항복조건을 이용하였다. 등가응력(σ_e)이 현재의 항복응력(σ_k)과 같을 때, 물체는 소성변형이 되며 항복기준을 다음과 같이 정의 내릴 수 있다.

$$F = \left[\frac{3}{2}\{s\}^T [M]\{s\}\right]^{\frac{1}{2}} - \sigma_k = 0, \quad F = \sigma_e - \sigma_k = 0 \tag{3.4}$$

여기서 σ_k는 소성일(W_p)의 함수이다.

$$\sigma_k = F(W_p) \tag{3.5}$$

또한 소성변형이 일어나는 방향은 항복표면(yield surface)에 수직하다.

다음과 같이 하중 이력에 의해서 결정되는 등가 소성 변형도 $\hat{\varepsilon}^{pl}$ 와 Fig. 18 와 같은 단축 응력-변형도 곡선에서 직접 결정된다.

$$\hat{\varepsilon}_n^{pl} = \hat{\varepsilon}_{n-1}^{pl} + \Delta\hat{\varepsilon}^{pl} \tag{3.6}$$

여기서 $\hat{\varepsilon}_n^{pl}$ 는 현재 시간 점에서의 등가 소성 변형도를, $\hat{\varepsilon}_{n-1}^{pl}$ 는 이전 시간점에서의 등가 소성 변형도를 가리킨다.

소성 변형 시에 응력 증분은 다음과 같이 표현된다.

$$d\{\sigma\} = [D^{ep}]\, d\{\varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl}\} \tag{3.7}$$

여기서 $[D^{ep}]$는 순간(instantaneous) 탄소성 응력-변형도 행렬로서 다음과 같이 정의 된다.

$$[D^{ep}] = [D^e] - \frac{[D^e]\{s\}([D^e]\{s\})^T}{(H\{\sigma\})^T\{s\} + \{s\}^T[D^e]\{s\}} \tag{3.8}$$

변수 H 는 다음과 같이 정의된다.

$$H = \frac{2}{3}\left(\frac{E E_T}{E - E_T}\right) \tag{3.9}$$

여기서 E_T 는 Fig. 18 에 표시된 변형도강화계수(strain-hardening modulus)

이다. 본 연구에서는 주편의 변형도강화계수로서 A. Grill 등[11]이 제안한 $E_T = 0.1E$ 의 값을 사용하였다.

3.2.3 크리프 해석

크리프는 일반적으로 고온에서 볼수 있는 현상으로 금속이 일정한 하중하에서 시간이 흐름에 따라 변형이 증가하기 때문에 고온에서 장시간 노출되는 주편인 경우에는 탄소성과 함께 적용되어야 한다. 크리프 변형도율(creep strain rate) $\dot{\varepsilon}_{cr}$은 응력, 변형률, 온도의 함수로 나타낸다. ANSYS에서 적용 가능한 여러 크리프 방정식[21] 중 시간경화와 변형도경화를 이용한 크리프해석은 다음의 관계식으로 계산할 수 있다.

$$\Delta\varepsilon^{cr} = \dot{\varepsilon}\Delta t \tag{3.10}$$

$$\dot{\varepsilon} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} \exp(-C_4/T) \quad ; \quad C_6 = 1 \tag{3.11a}$$

$$\dot{\varepsilon} = C_1 \sigma^{C_2} \varepsilon^{C_3} \exp(-C_4/T) \quad ; \quad C_6 = 0 \tag{3.11b}$$

$\Delta\varepsilon^{cr}$: 크리프변형 증분 (creep strain increment)

$\dot{\varepsilon}$: 평균 변형률속도 (average strain rate)

Δt : 시간증분 (time increment)

C_1 C_4 : 크리프 실험으로 구한 상수 (constant values from the creep test)

Fig. 19는 각각의 크리프 특성식을 적용하여 크리프 해석을 수행한 결과의

벌징량과 Wünnenberg등[24]의 측정치를 비교한 결과이며 적용한 해석조건은 그림에 표시되어 있다. Fig. 19에서 알 수 있듯이 변형도경화를 모두 고려한 Matsumiya등[26]이 제안한 관계식(3.12)이 측정치와 가장 근사한 결과를 보여줌을 알 수 있다.

Matsumiya등은 시편에 응력을 가하여 10초 후의 변형률 속도를 다음과 같이 구하였다.

$$\dot{\varepsilon}\,[1/s] = 0.0806 \exp\{-28392/(T+273)\} \cdot \{\sigma\,[kg/cm^2]\}^{3.15} \qquad 3.12)$$

이 크리프의 특성식을 적용하여 Fig. 20과 같이 롤간격에 따른 최대 벌징량을 비교해 보았을 때 정적모델임에도 불구하고 Wünnenberg [24]의 측정치와 거의 일치함을 알 수가 있었다. 그래서 본 벌징해석에는 탄소성과 크리프를 고려한 정적 해석만으로도 벌징량을 잘 예측할 수 있음을 확인하였다.

따라서, 식(3.12)로부터 C_1 C_4의 상수값을 ANSYS에 적용하였다.

$$C_1 = 0.0806, \quad C_2 = 3.15, \quad C_3 = 0, \quad C_4 = 28392$$

각 경우의 크리프 시간은 다음의 관계식을 적용하여 계산하였다.

$$t_{cr} = \frac{1}{2} \cdot \frac{L}{V} \text{ [22][27]} \qquad (3.13)$$

여기서 t_{cr}, L, V 는 각각 크리프 시간, 롤 피치, 주조 속도를 나타낸다. 크리프시간은 주편이 롤 피치의 반만큼 이동하는데 걸리는 시간을 적용하였다.

3.3 해석결과

슬래브폭이 1650mm이고 두께가 250mm인 모델을 이용하여 크리프의 영향과 주속의 영향에 따른 벌징량과 변형률의 변화를 비교하였고, 슬래브폭의 영향에서는 슬래브의 두께는 250mm로 일정하게 유지를 하고 슬래브의 폭을 변화시켜서 벌징량과 변형률을 비교하여 보았다. 40m나 되는 긴 주편을 모두 적용시키기에는 무리가 되기 때문에 벌징량과 변형률이 가장 크게 일어나는 위치를 선정하기 위해 Fig. 21과 Fig. 22과 같이 전체 연주라인 구간의 벌징량과 변형률값을 알아보았다. 그 결과 교정롤러구간중 용탕표면으로부터 15.48m에서 15.82m에서 y방향의 벌징량과 주조방향인 ε_z변형률이 가장 크다는 것을 확인하였다. 이 교정롤러 구간에 위치하는 슬래브를 이용하여 롤피치의 영향, 크리프의 영향, 주조속도의 영향, 그리고 슬래브폭의 영향을 적용하여 해석하였다.

3.3.1 롤피치의 영향

Fig. 20에서 롤피치에 따른 최대 벌징량을 나타내고 있는데, 특히 롤피치가 900mm이상일때에는 최대 벌징량이 급속하게 증가함을 알 수가 있다. 이 결과로써 롤의 간격을 적당하게 조정하는 것이 주편의 벌징량을 감소시켜 인장변형률에 의한 크랙발생을 방지할 수 있음을 알 수가 있다.

3.3.2 벌징에 있어 크리프의 영향

Fig. 23은 크리프시간에 따른 각 방향의 변형률과의 관계를 나타내고 있는데 크리프 시간이 영(zero)일 때, 탄소성해석에서 얻을 수 있는 변형률값임을 의

미를 하고, 크리프 시간이 증가할수록 주조방향인 ε_z의 변형률이 가장 큰 영향을 받고, 변형률 ε_x, ε_y에는 크리프의 영향을 받지 않는다. Fig. 24은 벌징량에 있어 크리프의 영향을 나타내고 있다. 벌징량의 최대값은 롤과 롤사이의 중심에서 나타나는데, 탄소성 해석에 의한 벌징량의 최대값이 0.12mm지만, 크리프의 영향을 고려했을 때에는 0.35mm로 증가함을 알 수가 있다. 이 결과로 인해 크리프의 영향은 벌징해석에 있어 가장 큰 것으로 나타남을 알수가 있다.

3.3.3 주조속도의 영향

Fig. 25은 주속에 따른 벌징량을 나타내는데 주속이 빠를수록 벌징량이 급격히 증가함을 알수가 있다. Fig. 26은 주속에 따른 변형률을 나타내는데 용탕표면으로부터 15.48m 지점인 롤러가 위치하고 있는 부위에서 인장변형률이 일어나고 롤과 롤사이의 중심부로 갈수록 압축변형률이 작용함을 알 수가 있고, 주속이 빠를수록 변형률이 커짐을 알 수가 있다.

3.3.4 슬래브폭의 영향

Fig. 27은 y방향의 변형률 ε_y가 슬래브폭 중앙에서 굽힘롤러구간과 반대로 인장변형률이 일어남을 알수가 있다. 그 원인으로는 슬래브의 두께가 두꺼워짐 따라 슬래브폭으로 인한 굽힘모멘트가 슬래브코너에 작용하여 측면의 응고층이 내부방향으로 굽힘작용을 하기 때문이다. Fig. 28은 2차원과 3차원 해석의 벌징량을 비교해 보았는데 슬래브폭이 770mm이하일 때는 2차원모델과 3차원모델의 주조방향의 벌징량의 차이가 현저하게 나타나고 있음을 알 수가 있다. 슬래브 두께가 250mm이므로 슬래브폭이 두께에 비해 3배보다 작을 경

우에는 2차원 해석을 적용할 수가 없다는 것을 알 수가 있다. Fig. 29은 ε_x, ε_y 그리고 ε_z의 변형률은 응고면에서 각 방향의 최대의 변형률을 표시하고 있는데, 주조방향의 변형률 ε_z가 슬래브 폭 변화에 따른 변화량이 크며 슬래브폭이 작아 질수록 ε_x, ε_y의 변형률을 무시할 수가 없음을 알 수가 있다.

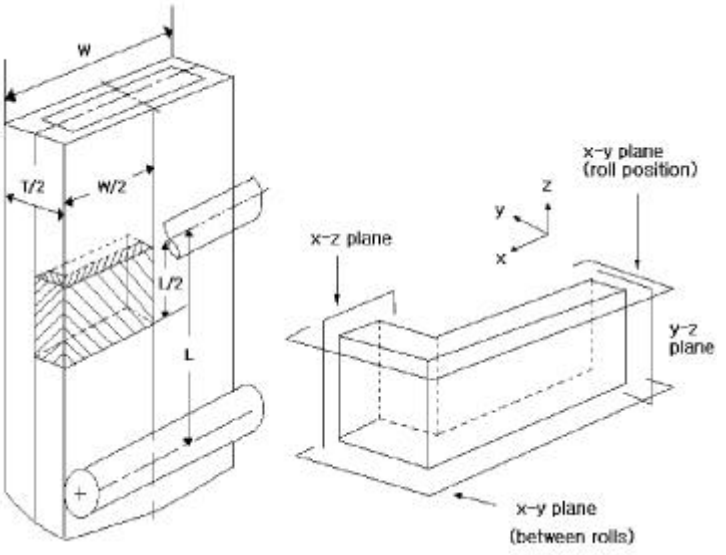


Fig. 16 Three-dimensional model in bulging analysis.

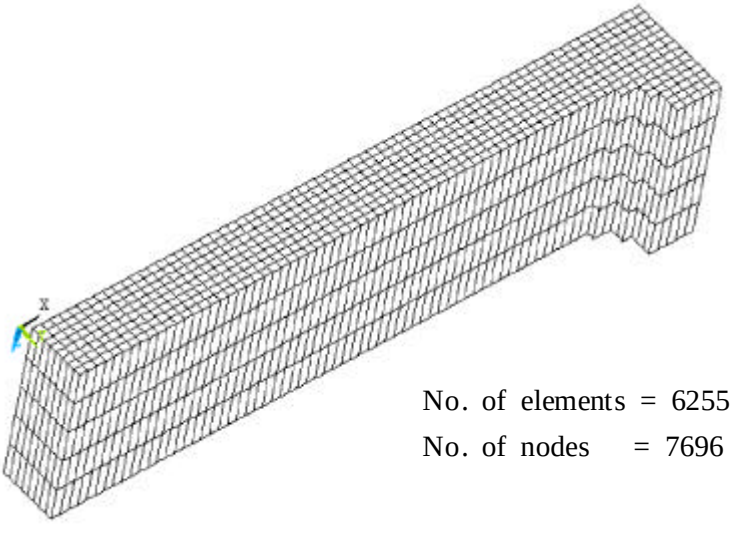


Fig. 17 Finite element mesh for bulging analysis

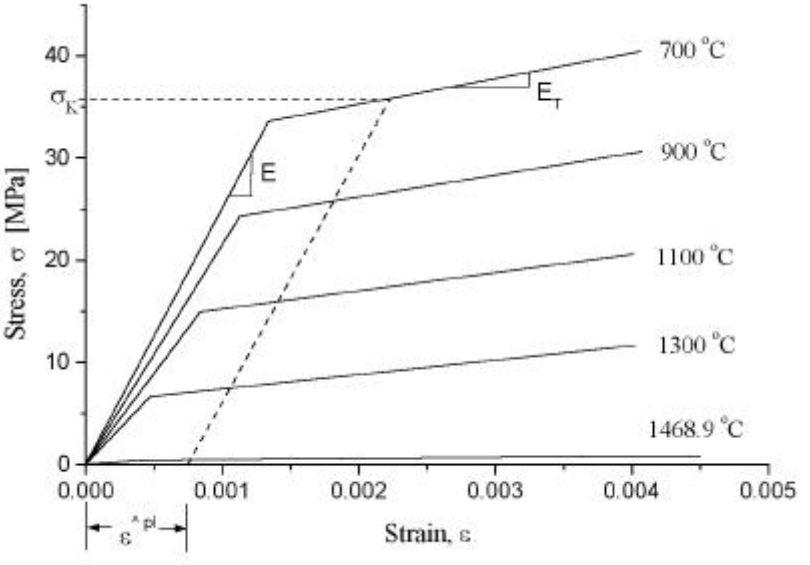


Fig. 18 Uniaxial behavior for bilinear isotropic hardening and σ_k determination

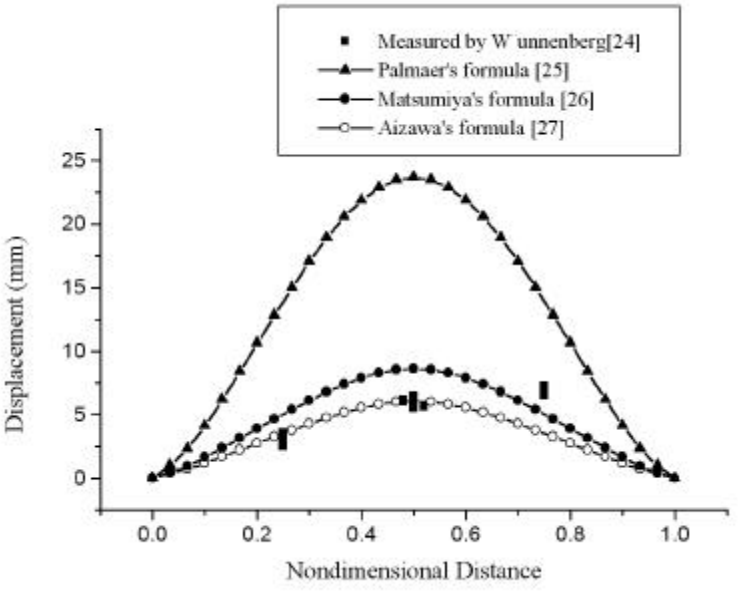


Fig. 19 Comparison of the measured bulging deflection with three analytical predictions [casting speed = 0.85m/min, shell thickness = 79mm, slab width > 1300mm, roll pitch = 60mm]

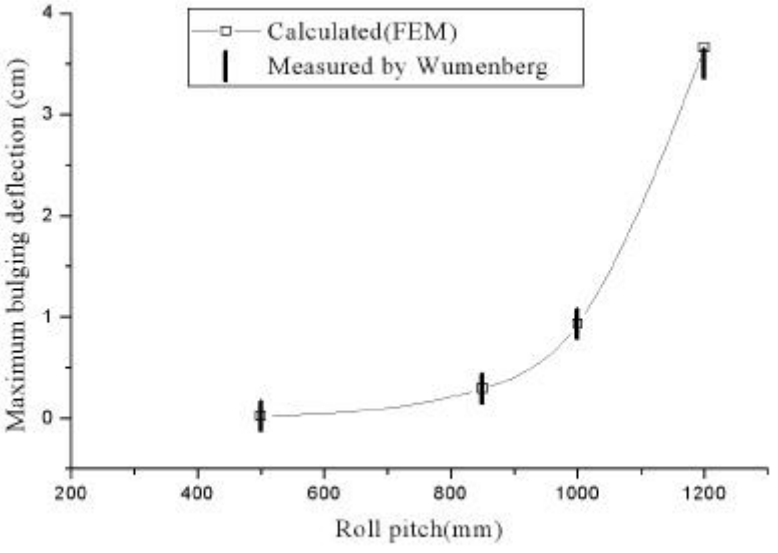


Fig. 20 Comparison between measured and calculated maximum bulging with roll pitch [casting speed = 1.79m/min, slab width=1240mm, slab thickness = 270mm]

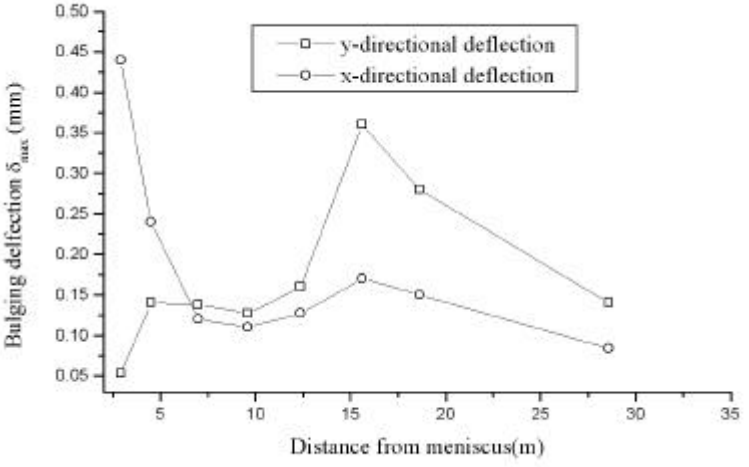


Fig. 21 Bulging deflection at distance from meniscus [casting speed = 1.4m/min, slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

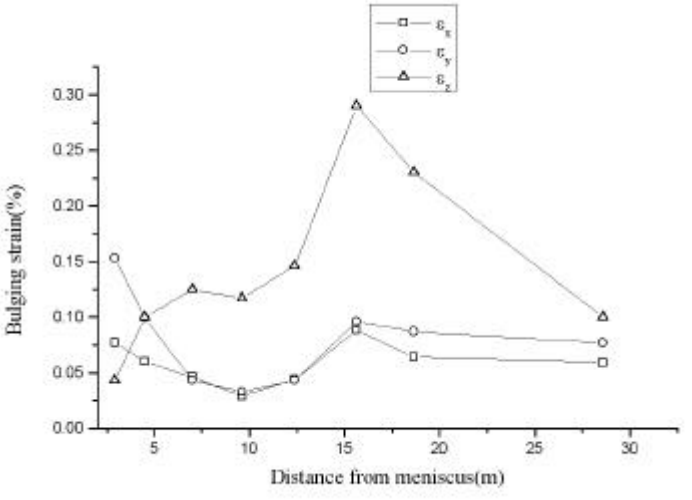


Fig. 22 Bulging strain at distance from meniscus [casting speed = 1.4m/min, slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

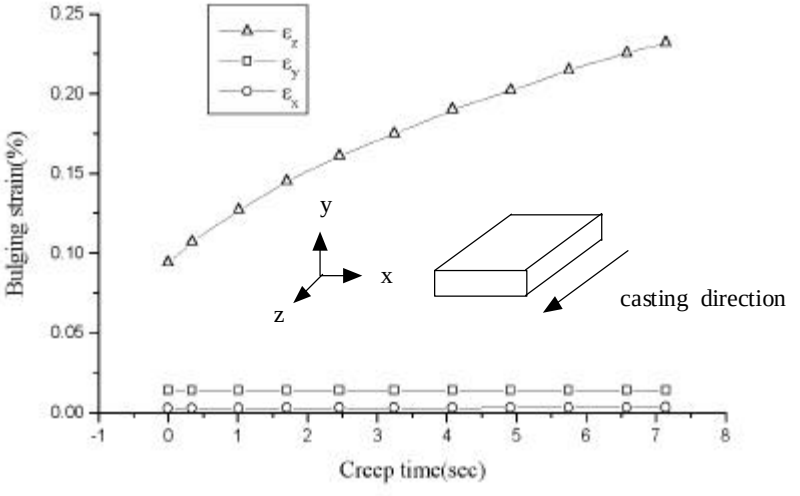


Fig. 23 Effect of creep on bulging strains [casting speed = 1.4m/min, slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

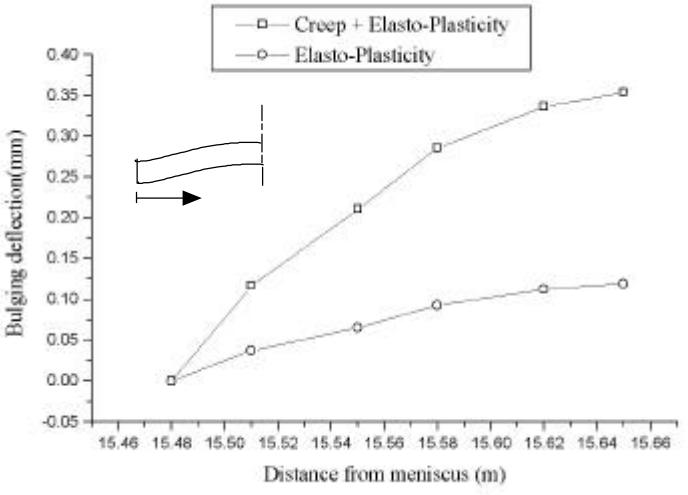


Fig. 24 Bulging deflection of slabs in the straightener roll zone with elasto-plasticity and creep [casting speed = 1.4m/min, slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

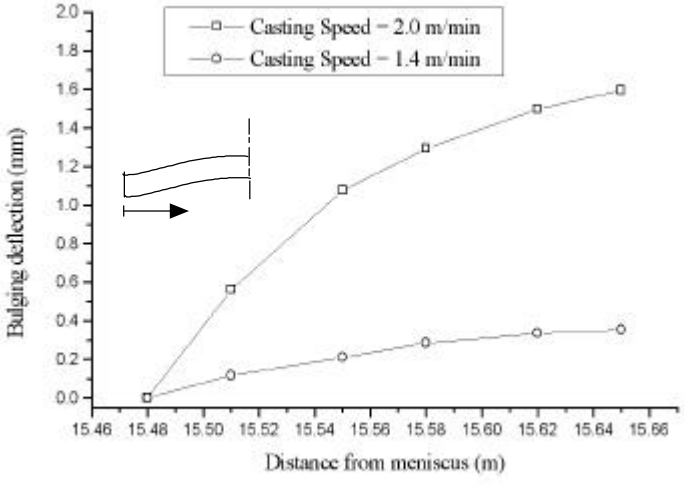


Fig. 25 Bulging deflection of slabs in the straightener roll zone with different casting speeds [slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

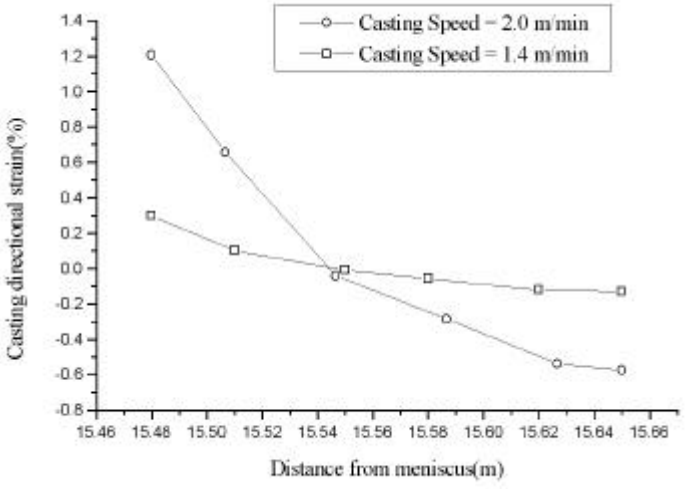


Fig. 26 Strains of casting direction on the solidification front in the straightener roll zone [slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

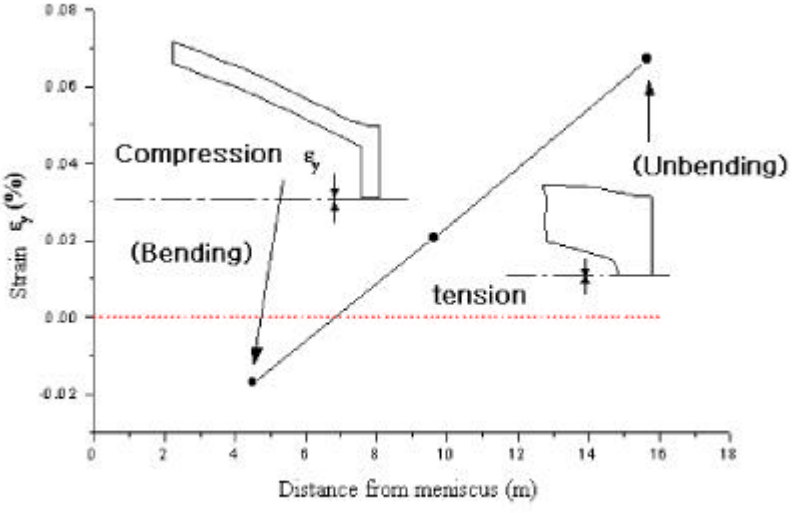


Fig. 27 Variation of y-directional strain on solidification front at center of narrow face [casting speed = 1.4m/min, slab width=1650mm, slab thickness = 250mm]

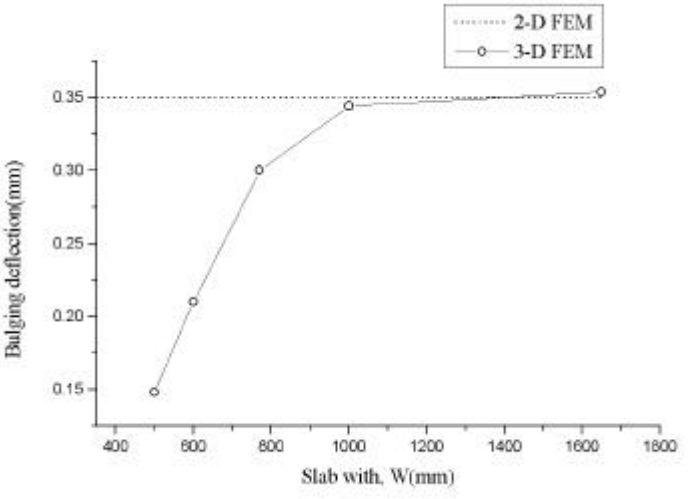


Fig. 28 Bulging deflection of slabs in the straightener roll zone with different width length[casting speed = 1.4m/min, roll pitch=340mm]

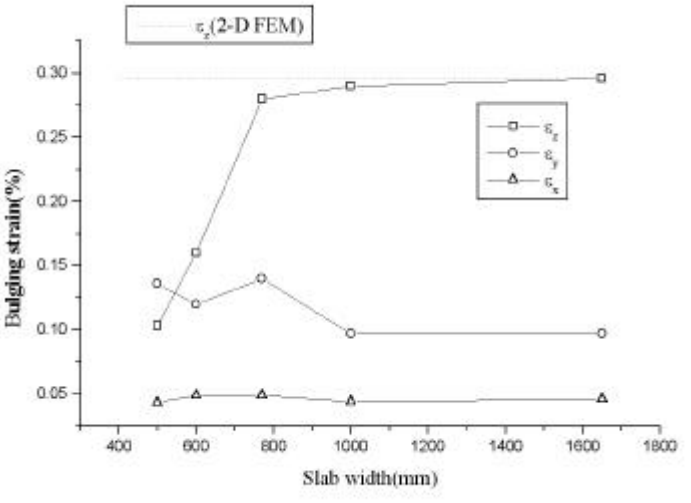


Fig. 29 Strains of slabs in the straightener roll zone with different width [casting speed= 1.4m/min, roll pitch = 340mm]

제 4 장 내부크랙

4.1 크랙의 유형에 따른 발생원인

크랙생성은 강의 연속주조에 있어 큰 문제로 오랫동안 알려져 왔다. 크랙은 Fig. 30와 같이 주조강의 모든 영역에서 관찰되어진다. 크랙의 유형은 크게 내부크랙과 표면크랙으로 나눌 수 있다. 내부크랙은 고상온도와 1340℃사이에서 연성이 낮은 고온영역에서 형성된다. 내부크랙의 여러가지 유형과 원인은 참고문헌[28]에 자세히 설명되어 있다. 부적절한 냉각, 롤배치, 주조속도, 화학조성, 기계적인 작동변수등의 모든 요인들은 내부크랙생성에 복합적으로 작용을 한다. Fig. 30에서 내부크랙에서 벌징과 관계되는 크랙은 2와 3의 형태로 발생하고 과도한 굽힘과 교정으로 발생하는 크랙은 5의 형태이다. 또한 과도한 구동롤(pinch roll)의 압력으로 발생하는 형태는 6과 같다. 표면크랙은 주로 과도한 냉각이나 불균일한 냉각으로인해 주로 발생한다. 또한 크랙의 다양한 응고층에 발생하는 응력과 변형률과 고온에서 강의 기계적인 물성치가 원인이 된다.

4.2 내부크랙과 응고면에 발생하는 변형률 사이의 관계

4.2.1 굽힘롤러구간

Fig. 31에서 Fig. 33은 굽힘롤러구간중에서 용탕표면으로부터 3m되는 지점에서의 ε_x, ε_y, 과 ε_z 의 분포를 나타내고 있다. 굽힘롤구간에서는 슬래브측면의 x방향의 응고두께가 폭면의 y방향의 응고에 비해서 작고 지지롤이 없어 동일한 철정압을 받을 때 벌징현상이 크게 나타난다. 그래서 굽힘롤러구간에

서는 x방향의 변형률 ε_x와 y방향의 변형률 ε_y의 크기가 z방향의 변형률 ε_z보다 크게 나타난다. 굽힘롤러구간에서는 비교적 낮은 철정압이 작용하기 때문에 최대변형률이 0.15%밖에 되지를 않아 Grill등[11]이 제안한 크랙발생범위에 미치지 못한다.

4.2.2 교정롤러구간

Fig. 34에서 Fig. 36는 교정롤러구간중에서 용탕표면으로부터 15m되는 지점에서의 ε_x, ε_y와 ε_z 의 분포를 나타내고 있다. Fig. 34은 x방향의 변형률 ε_x가 슬래브코너부에 집중되어 있는 것을 볼 수가 있고, Fig. 35은 y방향의 변형률 ε_y가 슬래브폭중앙의 응고면에서 큰 변형률이 나타남을 알 수가 있다. Fig. 36는 주조방향의 변형률 ε_z가 롤 지지점 응고면에 집중되어 최대의 변형률값이 얻어짐을 알수가 있다. 따라서 슬래브폭의 중앙 응고계면과 측면의 중앙 응고계면에서의 최대 인장변형률이 발생하고 있다. 이것은 Fig. 30의 크랙종류 1,5,6과 2의 내부크랙 발생의 원인이 된다. 굽힘롤러구간과 달리 교정롤러구간에서는 높은 철정압의 원인으로 인해 최대변형률이 0.29%로 나타나게 된다. 이값은 Grill등[11]이 제안한 크랙발생범위에 속하게 됨으로 크랙발생가능성이 대단히 높음을 알 수가 있다.

제 5 장 결 론

본 논문은 연속주조에 있어서 내부결함의 주원인인 벌징현상을 탄소성과 크리프를 동시에 고려한 3차원모델을 이용하여 2차원모델을 이용한 해석에서 알 수가 없는 측면의 영향을 알 수가 있었다. 각 부분의 빠른 해석결과를 알 수 있도록 응고해석과 벌징해석을 잇는 전산프로그램을 개발하였다. 이 전산프로그램을 이용하여 주편의 벌징량과 변형률의 분포와 내부크랙의 관계를 알수가 있었다. 본 논문의 결론을 정리하면 다음과 같다.

(1) 2차원 응고해석프로그램을 개발하였으며, 그 결과를 ANSYS의 3차원 벌징해석으로 연결하도록 하였다.

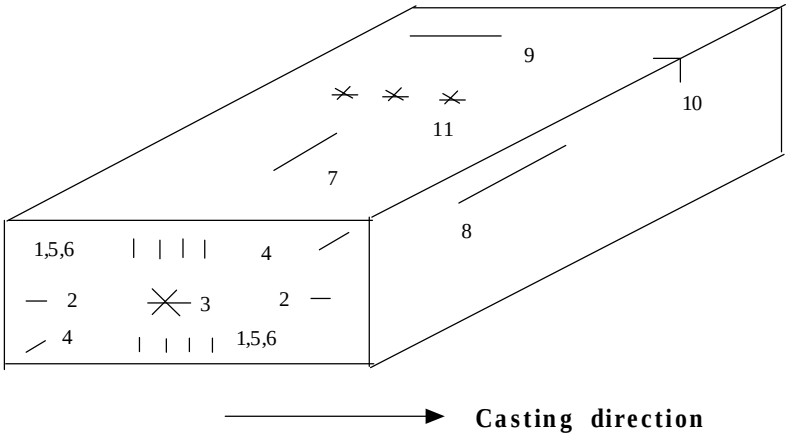
(2) 벌징해석에 있어 크리프해석을 포함시켜야 하며, 특히 주조방향의 변형률인 ε_z에 가장 큰 영향을 줌을 확인하였다.

(3) 공정변수인 주속증가의 증가로 인해 응고쉘 두께가 감소하고 주편 온도 상승으로 벌징량과 변형률이 현저히 증가하였다.

(4) 제품형상에 따른 슬래브폭의 영향에서 슬래브폭이 두께에 비해 3배보다 작을때에는 3차원모델을 이용한 벌징해석해야함을 확인하였다.

(5) 롤 피치의 영향이 주편의 벌징량과 변형률에 미치는 영향이 큼을 알 수가 있었고, 또한 정적모델의 타당성을 확인하였다.

(6) 높은 철정압으로 인해 교정롤러구간에서의 최대변형률은 굽힘롤러구간에 비해 3배정도로 크게 나타난다. 그리고 각 방향에서의 응고면에서의 최대변형률은 내부크랙의 발생영역과 일치함을 알수가 있었다.



Cracks in continuously cast steel

Internal cracks	Surface cracks
1. Midway	7. Longitudinal, mid-face
2. Triple-point	8. Longitudinal, corner
3. Centreline	9. Transverse, mid-face
4. Diagonal	10. Transverse, corner
5. Straightening / bending	11. Star
6. Pinch roll	

Fig. 30 Schematic drawing of strand cast section showing different types of cracks

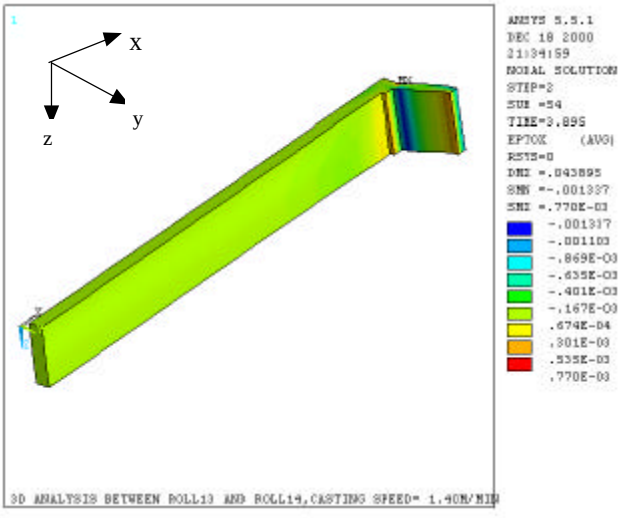


Fig. 31 Width directional bulging strain(ε_x) distribution in the bender roll zone from meniscus

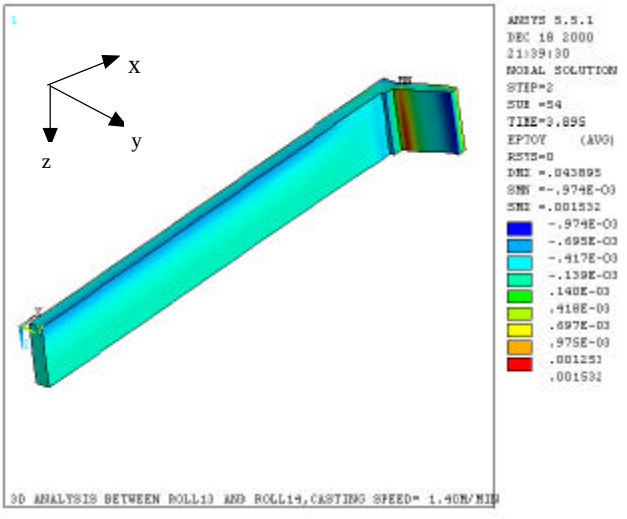


Fig. 32 Thickness directional bulging strain(ε_y) distribution in the bender roll zone from meniscus

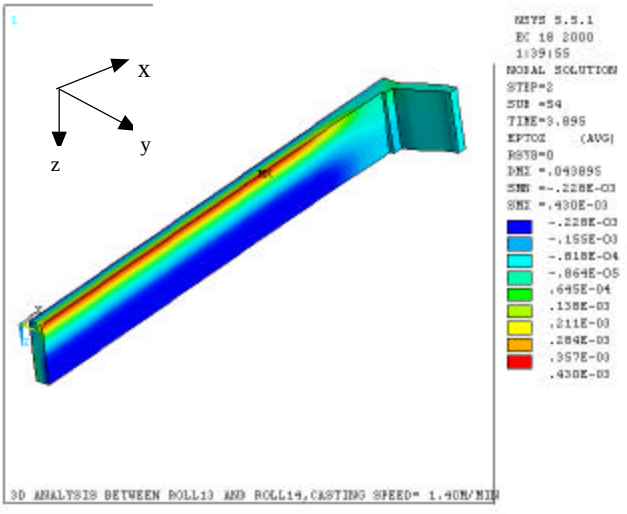


Fig. 33 Casting-directional bulging strain(ε_z) distribution at in the bender roll zone from meniscus

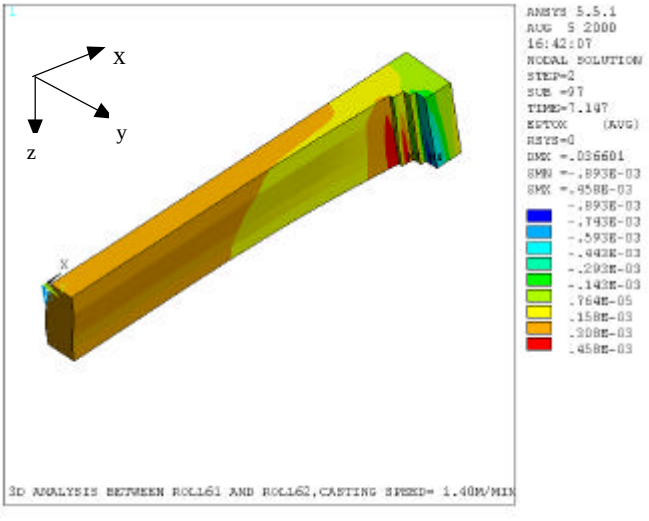


Fig. 34 Width directional bulging strain(ε_x) distribution in the straightener roll zone from meniscus

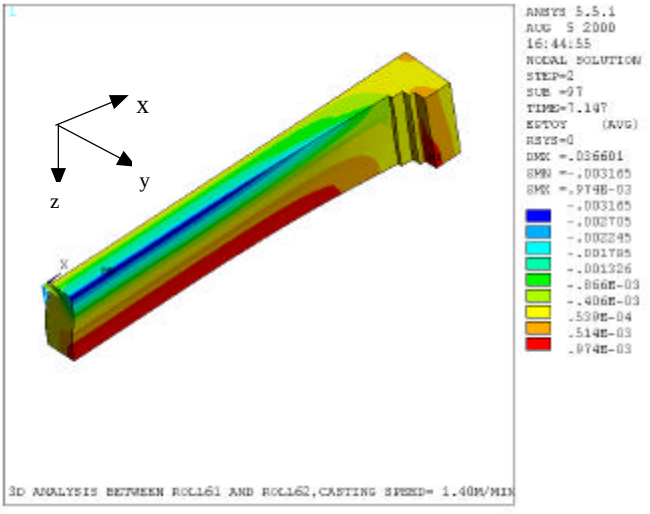


Fig. 35 Thickness directional bulging strain(ε_y) distribution in the straightener roll zone from meniscus

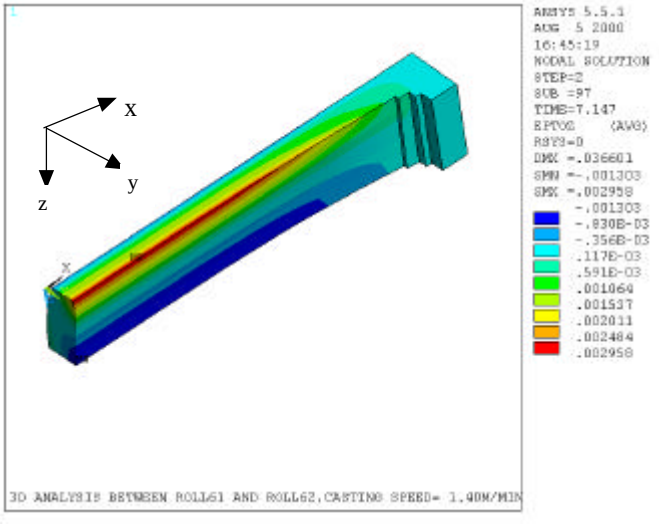


Fig. 36 Casting-directional bulging strain(ε_z) distribution in the straightener roll zone from meniscus

참 고 문 헌

[1] G. Alvarez de Toledo, J. Lainez and J. C. Cirion, 1993, Model optimization of continuous casting steel secondary cooling, Elsevier Sequoia, pp.287-291.

[2] **구윤서, 오경식, 임창희, 이상민, 이인렬, 신영길**, 1991, **연속주조공정의 열해석**, **대한금속학회지**, Vol. 29, No. 12, pp.1197-1205 .

[3] N.M. Vanaparthy and M.N. Srinivasan, 1994, "Simulation of Solidification in Continuous Cast Steel Using Finite Element Method," ASME, HTD-Vol. 289, pp.131-138.

[4] M. El-Bealy, N. Leskinen and H. Fredriksson, 1995, Simulation of cooling conditions in secondary cooling zones in continuous casting process, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 22, No. 3, pp.246-255 .

[5] J. Matsuno, H. Nakano, H.Ooi, "An Analysis of Solidification Rate and Surface Temperature of Continuous Casting Slabs", Journal of The Iron and Steel Institute of Japan, Vol. 60, No. 7, pp.285 294, 1974

[6] K. Miyazawa, I. Muchi, "Theoretical Analysis on the Solidification Profiles of Slab in Circular-arc Type Continuous Casting Machine, Journal of The Iron and Steel Institute of Japan, Vol. 62, No. 2, pp269 274, 1976

[7] **하종수, 조종래**, 2000,**수치해석을 이용한 연속주편의 역학적 거동해석**, **한국공정밀공학회지**, **제17권 제11호**, pp. 122-128.

[8] **前野重行, 和田 要**, 1985, **連鑄鑄片バルジングの測定と考察**, **連續鑄造における力學的擧動 鐵鋼基礎公同研究會 連續鑄造に おける力學的擧動部會**, pp.124-127.

[9] K. Miyazawa and K. Schwerdtfeger, 1979, Computation of bulging of continuously cast slabs with simple bending theory, Ironmaking and

Steelmaking, No. 2, pp.68-74

[10] M. Uehara, I. V. Samarasekera and J. K. Brimacombe, 1986, Mathematical modeling of unbending of continuously cast steel slabs, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 13, No. 3, pp.138-153.

[11] A. Grill, J. K. Brimacombe and F. Weinberg, 1976, Mathematical analysis of stresses in continuous casting of steel, Ironmaking and Steelmaking, No. 1, pp.38-47.

[12] K. Okamura and H. Kawashima, 1989, Three-dimensional Elasto-Plastic and Creep Analysis of Bulging in Continuously Cast Slabs, ISIJ International, Vol. 29, No. 8, pp.666-672.

[13] A. Grill and K. Schwerdtfeger, 1979, Finite-element analysis of bulging produced by creep in continuously cast steel slabs, Ironmaking and Steelmaking, No. 3, pp.131-135.

[14] A.W.D. Hills: J. Iron Steel Inst., 203 (1965) 18

[15] J.E. Lait, J.K. Brimacornbe and F. Weinberg: Ironmaking Steelmaking, I (1974) 90

[16] K. Cliff and R.J. Dain: J. Iron Steel Inst., 205 (1967) 1186

[17] E. A. Mizikar, 1974, Mathematical Heat Transfer Model for Solidification Profiles of Slab in Circular-arc Type Continuous Casting Machine, 鐵と鋼, Vol. 60, pp.1007-1012.

[18] M. SALCUDEAN, Z. ABDULLAH, 1988, On The Numerical modelling of Heat Transfer During Solidification Processes, INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING, Vol. 25, pp 445-473

[19] R .M. Fand, 1965, Int, J. Heat Mass Transfer, Vol. 8, pp.995.

[20] B. Barber, B. A. Lewis and B. M. Leckenby, 1985, Finite-element analysis of strand deformation and strain distribution in solidifying shell during

continuous slab casting, Ironmaking and Steelmaking, Vol. 12, No. 4, pp.171-175.

[21] ANSYS User's Manual Theory Part

[22] K. Miyazawa and K. Schwerdtfeger, 1972, Computation of bulging of continuously with simple bending theory, Ironmaking and Steelmaking, No. 2, pp.68-74 .

[23] K. Fukawa, H. Matsumoto and K. Nakajinma, 1982, Rheological Analysis of Bulging of Continuously Cast Slabs with Elementary Bending Theory, **鐵と鋼**, Vol. 68, No. 7, pp.86-90.

[24] K. Wünnenberg and Duisburg-Huckingen, 1978, Strand bulging between supporting rollers during continuous slab casting, Stahl u. Eisen, Vol. 98, No. 6, pp.254-259 .

[25] A.Palmaers, 1979, CRM, No. 53, pp.23.

[26] **松宮徹**, **梶岡傳幸**, **中村泰**, 1982, **連續鑄片バルジングの數學的解析**, **製銑研究**, No. 310, pp.14951-14957.

[27] T. Aizawa, G. Yakawa and I. Ohnaka, 1985, Metallurgy and Mechanics of Continuous Casting, Joint Soc. on Iron and Steel Basic Research of ISIJ, ISIJ, Tokyo, pp.145.

[28] J. K. BRIMACOMBE AND K. SORIMACHI Crack Formation in the Continuous Casting of Steel, METALLURGICAL TRANSACTIONS, Vol. 8B, September 1977