

유한 차분법에 의한 Thin Slab 고속 연속주조의 동적벌징 거동해석

정영진* · 신 건** · 조기현** · 강충길***
(1998년 12월 24일 접수)

Dynamic Bulging Behavior Analysis by Finite Difference Method in High Speed Continuous Casting of Thin Slab

Young Jin Jung, Geon Shin, Gi Hyun Cho and Chung Gil Kang

Key Words: Internal Crack(내부 크랙), Dynamic Bulging(동적 벌징), High Speed Continuous Casting(고속 주조), Creep(크리프)

Abstract

Continuous casting process has been adopted increasingly in recent years to save both energy and labor. It has experienced a rapid development in the production of semi-finished steel products, replacing the conventional route of ingot casting and rolling. In order to achieve this merit, however, more studies about the mechanism between roll and slab are needed. In this paper, a dynamic bulging in steel cast slabs was simulated by considering the solidification and heat transfer. This study is to prevent internal cracks of a slab in a bending and unbending zone. The value of moving strand shell bulging between two supporting rollers under the ferrostatic pressure and slab-self weight has been calculated in terms of creep and elasto-plasticity. The strain and strain rate distributions in solidified shell undergoing a series of bulging are calculated with working boundary conditions.

1. 서 론

최근 철강산업에서는 생산성 향상을 위하여 고속주조설비에 많은 관심을 가지고 있다. 고속연속주조의 경우는 응고셀의 두께방향으로 작용하는 용강정압과 자중 및 연주라인의 굽힘부에서의 한 힘으로 인해서 外側으로 팽창하는 벌징현상이 큰 문제가 된다. 이로 인한 내부 결함 및 중심편석은 슬랩의 내부 재질에 중대한 영향을 미치며 고속 연속 주조의 저해 요인이 되고 있다. 슬래브는 단변길이에 비하여 장변길이가 매우 길어 연

속주조시 미응고부의 장변쪽에 매우 큰 양의 모멘트와 철정압이 작용하기 때문에 이러한 현상을 고려한 벌징량의 예측은 제철설비의 설계측면에서 아주 중요하다. 연속주조에 관한 벌징의 연구동향을 보면, 1950년대에 슬래브 연속주조법이 실용화된 이후로 문헌을 통하여 많은 연구보고가 되어져 왔다. Uehara⁽¹⁾ 등은 slab의 벌징현상을 탄성모델을 사용하여 해석하였다. 그러나 고온에서 주편의 연성은 거의 0에 가까운 값을 가진다. 따라서 탄성으로만 주편을 해석하는 것은 많은 어려움이 있다. Miyazawa⁽²⁾와 Palmers⁽³⁾ 등은 주편의 이동을 고려한 보이론으로 벌징을 해석하였다. 최대벌징이 일어나는 곳이 지지롤 사이의 중심보다도 주편이 이동하는 방향쪽으로 치우쳐져 있다고 보고하였다. Wada et al.⁽⁴⁾이 0.2% 탄소강과 0.09% 탄소강에 대하여 주형직하의 벌징량을 측정하였다. 실험을 위한 모의 연주기를 사용하

* 부산대학교 기계공학부

** 포항산업과학연구원

*** 회원, 부산대학교 기계공학부

E-mail : cgkang@hyowon.pusan.ac.kr

TEL : (051)510-2335 FAX : (051)512-1722

여 실제 연주조업조건과 유사한 환경을 설정한 후 동적인 부풀음 변위를 측정하고 이로부터 최대변위량을 나타내는 식을 도출하였다. Okamura et al⁽⁵⁾은 정적모델을 사용하여 3차원 별징해석을 행하였다. 이런 모델은 주편의 이동에 따른 변형량의 축적이 더해지지 않는 단점이 있다. Kang⁽⁶⁾은 등가비열법에 의한 슬래브의 1차원 응고해석으로부터 시간을 고려한 슬래브의 탄소성해석을 행하였다. Tacke,⁽⁷⁾ Fukawa,⁽⁸⁾ Barber,⁽⁹⁾ 등은 주편의 이동을 고려한 동적해석모델을 개발하였으나 크리프와 탄소성에 대해서는 각각 독립된 요인으로 생각하였으며 용강정압에 의해서 발생하는 굽힘모멘트의 연속성과 연주라인의 곡률반경에 의한 모멘트 첨가량을 고려하지 않았다.

실제 고속 연속 주조의 경우 주편이 탄소성과 크리프가 동시에 진행하고 핀치(pinch)롤에 의하여 이동하기 때문에 각 롤간의 간격, 연주생산라인의 형상에 따른 곡률반경, 롤의 표면온도, 2차 냉각대에서의 냉각조건, 연주공정속도등이 복합적으로 주편의 변형에 미치는 중요한 인자로 되어 있다. 또한 연속주조공정이 800~1500℃의 고온상태에서 진행되므로 고온에서의 정확한 슬래브의 기계적 물성치가 요구된다. 따라서 본 연구에서는 고속 연속 주조의 필수적 연구로서 응고해석을 통한 슬래브의 두께 변화와 냉각 조건에 따른 온도분포, 고온에서의 재료의 물성에 해당하는 소성변형식, 만곡부에서의 연속적인 고정모멘트값을 제안하며, 또한 동적별징에 의한 주편의 거동을 해석하기 위한 새로운 해석방법을 제안하고자한다.

2. 주편의 응고해석

연속주조공정에 있어서 응고가 완료되기 전 슬래브의 온도는 가장 온도가 낮은 표면부분이 800℃이상이므로 슬래브의 거동을 알기 위한 고온 물성치를 구하기 위해서는 정확한 응고해석이 필수적으로 이루어져야만 한다. 연속 주조 공정시 최대별징은 내부 철정압에 의해서 슬래브의 중심부에서 일어난다. 폭의 길이대 두께비가 3:1 이상일 경우 폭방향 열전달은 무시할 수 있으므로⁽¹⁰⁾ 본 연구의 해석 모델의 비가 22.5:1 (1350 : 60)이므로 연속주조공정의 길이와 계산시간과의 관계를 고려한 슬래브의 응고해석은 1차원 유한요소

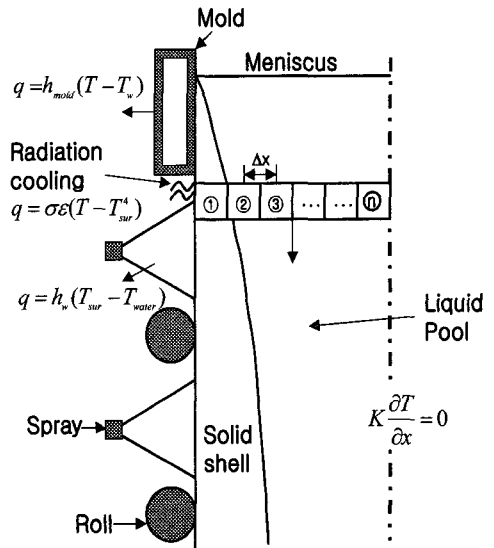


Fig. 1 Boundary conditions of half slab slice

법을 사용하였다. 슬래브 연속주조기에서는 슬래브의 두께변화 때문에 격자변화가 필연적이다. 즉 기하학적 형상 변화로 인하여 초기 격자분할 모델이 고정되지 않게 되므로 격자변화를 고려해야만 한다. 따라서 이러한 격자변화를 고려하기 위해서는 일반화 좌표계를 사용하는 유한차분법이나 임의형상의 해석에 유용한 유한요소법이 적합한 수치해석 방법이다. 따라서 여기서는 온도 및 응력 해석에 있어서 광범위하게 사용되고 있으며, 경계의 형상을 비교적 정확히 표현할 수 있는 장점이 있는 유한요소법을 이용하였다.

2.1 지배방정식 및 경계조건

Fig. 1는 슬래브의 경계조건을 나타낸 것이다. 이때 비정상상태의 열전도 지배 방정식은 다음과 같다.

$$\rho_{sb} C_{sb} \frac{\partial T}{\partial t} = K_{sb} \nabla^2 T + q_{sb} \quad (1)$$

여기서, T는 슬래브의 온도, ρ_{sb} , C_{sb} , K_{sb} 는 각각 슬래브 밀도(kg/m³), 비열(J/kg·K), 열전율(W/K·m)이며 q_{sb} 는 슬래브 영역의 열량이다.

턴디쉬로부터 주입된 용강은 볼드내의 냉각수에 의한 1차냉각과 주형을 통과해서 물이나 스프레이에 의한 2차냉각을 받으면서 응고가 진행된다. 식 (1)에서 열량벡터 q_{sb} 는 경계조건(1차 냉각대, 2차 냉각대)에 따라서 다음과 같은 식을 적용

시킨다.

■ 몰드 (1차냉각)

냉각수 채널을 통해 냉각을 시키는 몰드에서 슬래브로부터 열량을 빼앗아 냉각을 시키게 된다. 본 연구에서는 Savage-Pitchard⁽¹¹⁾가 제안한 몰드의 평균 열유속을 대류경계로 변환하여 몰드냉각을 고려하였다.

$$\bar{q} = 2680 - 335\sqrt{t} \quad (\text{kW/m}^2) \quad (2)$$

여기서, t 는 슬래브가 몰드를 빠져나가는 시간이다. 식 (2)을 다음과 같이 대류경계의 열전달계수 h_{mold} 를 사용하여 대류경계로 수정하였다.

$$q = h_{\text{mold}}(T - T_w) \quad (3)$$

여기서 $h_{\text{mold}} = a(1 - bz)(\text{W/m}^2\text{K})$, $a = a' \times \bar{q}$, $a' = 1.35 \times 10^{-3}$, $b = 0.8$, z 는 탕면으로부터 시간 t 에 해당하는 거리, T_w 는 냉각수의 온도이다.

■ 2차 냉각대

(1) 복사냉각

$$q = \sigma \epsilon (T^4 - T_{\text{sur}}^4) \quad (4)$$

여기서 σ 는 Stefan-Boltzmann상수 (5.67×10^{-8} , $\text{W/m}^2\text{K}^4$)이고 ϵ 는 방사율(0.9)이며 T_{sur} 는 주변 분위기 온도이다. 식 (4)는 비선형이므로 선형화시키기 위하여 Δt 전의 시간에서의 표면온도를 사용하여 다음과 같이 변환하였다.

$$q = H_{\text{rad}}(T - T_{\text{sur}}) \quad (5)$$

여기서, $H_{\text{rad}} = \sigma \epsilon (T^2 + T_{\text{sur}}^2)(T + T_{\text{sur}})$

(2) 수냉 분사방식 (Water spray cooling)

Water spray cooling에 있어서 열전달계수 h_w 는 Mitsutsuka⁽¹²⁾이 제안한 식을 사용하여 계산하였다.

$$h_w = 1.57 \dot{W}^{0.55} (1 - 0.0075T_w) \quad (6)$$

여기서 \dot{W} 냉각수의 밀도($\ell / \text{m}^2 \cdot \text{min}$)이다.

(3) 혼합분무 냉각방식(Air-mist cooling)

Air-mist 냉각의 경우는 노즐설계에 따라서 일정한 냉각수량과 공기압력을 유지하더라도 냉각특성이 크게 틀려지는 경향을 보인다. 따라서 슬래브 표면온도가 700°C 이상일 때 공기량과 냉각수량을 함수로 하는 다음의 식을 사용하였다.⁽¹³⁾

$$h_w = (280.56 f_a^{0.137} f_w^{0.382}) / 0.86 \quad (\text{W/m}^2\text{C}) \quad (7)$$

여기서 f_a 는 공기유량 밀도($\ell / \text{m}^2 \cdot \text{sec}$)이며 f_w 는 냉각수 유량밀도 ($\ell / \text{m}^2 \cdot \text{sec}$)이다.

2.2 계산 방법

종래에서는 2차 냉각대를 계산하는데, 물에 의한 냉각을 크게 고려하지 않고 냉각수가 슬래브 전체를 평균적으로 냉각하는 것으로 취급하여 계산하는 것이 대부분이었다. 그러나 본 논문에서는 2차 냉각대에 대한 실제 조건과 가깝게 주기 위해서 Fig. 2와 같이 냉각영역을 5개로 나누어 계산하였다.

■ 영역 I 과 V: 물 접촉에 의해 냉각되는 영역으로 물과 슬래브가 접촉을 하게되면 접촉면에서 접촉 열저항이 존재하며 대부분 대류경계를 이용하여 접촉열저항을 고려한다. 접촉 열전달계수⁽¹⁴⁾에 대한 값은 $3000 \text{ W/m}^2\text{K}$, 주편과 물과의 접촉 길이는 5mm , 물 온도를 300°C 로 하여 계산하였다. 또한 soft-reduction을 할 경우에는 물과 주편간의 열저항의 감소를 고려하기 위해서 접촉 열전달 계수의 값을 두배로 사용하여 계산하였다.

■ 영역 II와 영역 IV : 영역II과 영역IV는 물 접촉 길이와 냉각수 분사 길이 III를 물 피치에서 뺀 절반 값을 사용하였다. II는 복사 영역이고 영역 IV는 슬래브의 주편이 수평으로 놓여 있을 경우 하부면에 있어서는 중력에 의해 분사된 물이 슬래브를 따라 흐르지 못하고 밑으로 떨어지는 것으로 보아서 영역 IV도 복사냉각으로 취급하였으며 주편이 수직으로 놓여 있을 경우 분사된 물이 고여 있는 것으로 생각하여 대류 경계조건으로 취급하였다.

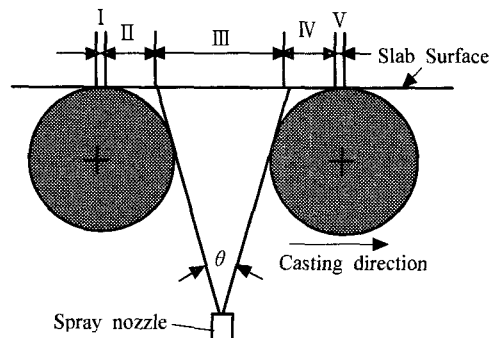


Fig. 2 The classification of secondary cooling zones

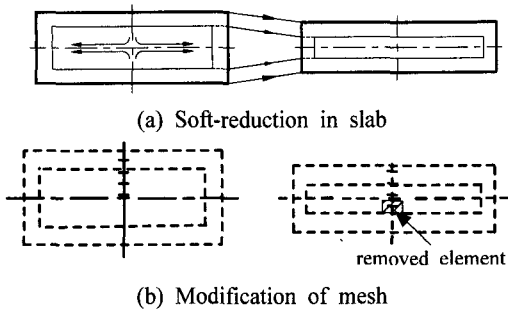


Fig. 3 The modified mesh for Soft-reduction

Table 1 Cooling loop data⁽¹⁴⁾

Cooling loop	Air flow rate(bar)	Water flow rate(ℓ /min)
1	32.0	473.0
2	32.0	401.0
3	32.0	327.4
4	32.0	133.1
5	32.0	147.8
6	32.0	128.2
7	32.0	170.9
8	32.0	96.2
9	32.0	137.4

Table 2 The numerical data used for calculating the solidification of slab⁽¹⁴⁾

Parameters	Symbol	Unit	Value
Slab Thickness	t_{sb}	mm	75
Slab Width	W_{sb}	mm	1350
Mold Length From Meniscus	L_{fm}	mm	900
Velocity	V_{sb}	m/min	4,5,6
Size of Soft-Reduction	R	mm	15
Roll Temperature	T_{sr}	℃	300
Heat Transfer Coef. In Roll Contact	H_{rc}	W/m^2K	3000
Half Length of Roll Contact	L_{rc}	mm	2.5
Emissivity of Slab Surface	ϵ		0.9
Cooling Water Temperature	T_{cw}	℃	25
Molten metal Temp.	T_{im}	℃	1558
Specific cooling water	ℓ	l/kg	0.64

■ 영역 III : 영역 III의 길이는 냉각수의 노즐에서부터 롤과 접선을 구하여 그 길이를 산출하였다.

최근 슬래브 연속주조에 있어서 응고 중에 생성되는 내부편석을 제거하기 위하여 두께 방향으로 미소 압입을 행하는 방법이 사용되고 있다. 이렇게 압입을 행하게 되면 격자가 변화되는데 이를 고려하기 위해서 격자를 수정하였다. 이때 미소 압입을 시키면 Fig. 3와 같이 응고셀이 변형

하는 것이 아니라 단지 용강이 이동하는 것으로 가정하여(Fig. 3(a)) 감소되는 양만큼 주변의 중심에서 해당하는 격자의 좌표를 제거시키는 방법(Fig. 3(b))을 사용하였다.

2.3 물성치

수치해석에 사용된 주조재료는 탄소량이 0.05%인 저탄소강에 대하여 계산을 하였으며 용탕의 주입온도는 실제조업 온도인 1558℃, 응고 잠열은 $L=2.72 \times 10^5 J/kg$ 으로 하였다.⁽¹⁴⁾

Table 1, 2는 계산에 사용된 변수에 대한 값을 나타낸 것이다. 슬래브의 두께와 폭은 75mm, 1350mm로 하였으면 미소압입에 의해서 감소되는 두께는 15mm(75mm → 60mm)이며 연주속도는 4, 5, 6m/min을 기준으로 하여 온도를 계산하였다.

3. 슬래브의 거동해석

슬래브의 응고해석으로부터 구한 슬래브의 두께, 표면과 내부의 온도분포를 이용하여 슬래브의 거동을 해석하였다. 실제 연속주조의 조업에서는 슬래브가 롤 위를 주속에 따라 이동해간다. 따라서 슬래브의 거동을 시간증분을 고려한 탄·소성크리프보로 해석하였고 다음과 같은 가정을 하였다.

○연주라인의 롤간격은 120~230mm이고, 슬래브 폭은 1350mm이므로 (슬랩폭)/(롤간격) 값이 대략 6~10이기 때문에 별정문제를 2차원의 보이론으로 생각한다.

○고속연속주조는 수많은 지점위를 슬래브가 이동해가기 때문에 1스펜(span)만을 해석하는 것은 그다지 큰 의미를 가지지 않는다. 따라서 전체를 n+1개의 지점을 가진 연속보로서 취급하며 양단의 고정모멘트의 밸런스의 합을 구하기 위해서 3모멘트법을 적용한다.

○연주기는 직선부와 만곡부로 되어있는데 여기서 1롤피치에 대하여 보면 롤간격이 120~230mm이고 만곡부에서의 곡률반경이 10m 정도로 롤간격에 비해 곡률반경이 아주 크므로 직선보로 가정한다.

슬래브의 응고해석으로부터 구한 슬래브의 두께, 표면과 내부의 온도분포를 이용하여 슬래브의 거동을 시간에 따른 탄소성크리프보로 해석하였는데 이의 정확한 해석을 위해서는 고온에서의

정확한 재료물성치를 알아야한다. 지금까지 고온에서 사용되는 소성응력식으로는 많은 것이 제안되었으나 본 연구에서는 0.05%의 저탄소강을 사용한 Misaka 등⁽¹⁵⁾이 제안한 소성응력식(8)을 사용하였으며 750~1200°C의 온도분포를 가질 때의 실험식이다. 그러나 실제 슬래브의 온도분포는 1200°C를 넘어서는 부분이 있기 때문에 1200°C를 넘어서는 영역에서는 온도에 민감하게 반응하는 변형률속도민감도지수(m)를 크게 하여 계산을 하였다. 모든 강종(鋼種)에 있어서 m의 값은 고온상태에서 0.05~0.25사이에 있으며 보통 0.1~0.17사이의 값을 취한다.⁽¹⁶⁾ 따라서 본 연구에서는 위의 온도범위를 벗어나는 영역에 대해서는 0.15와 0.18의 값을 순차적으로 취하여 계산을 하였다.

$$\sigma_{sb} = \frac{(0.126 - 1.75(C\%) + 0.594(C\%)^2 + \frac{2851 + 2968(C\%) - 1120(C\%)^2}{T_k})}{e} \times \epsilon^{0.21} \times \dot{\epsilon}^{0.13} \quad (8)$$

여기서 $T_k = 1023 \sim 1473K$ (750~1200°C), ϵ (변형률) < 0.5, $\dot{\epsilon}$ (변형률속도) : 30~200 1/s, C는 탄소함량, σ_{sb} 는 셸 내부의 응력이다.

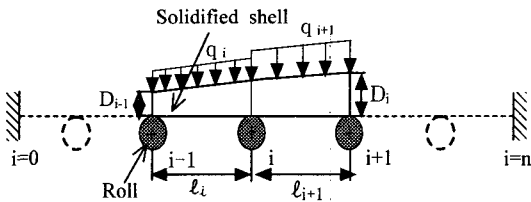


Fig. 4 Continuous beams on roll supports

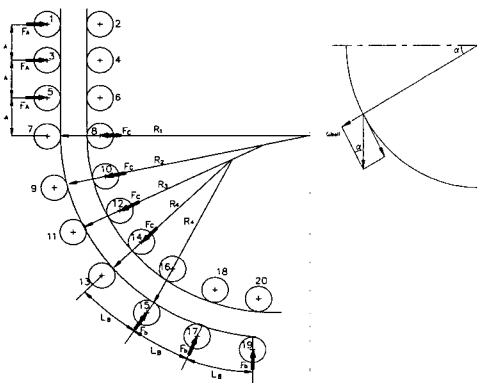


Fig. 5 Bending force scheme and the normal force of the self weight of a slab in continuous casting machine

3.1 수치해석

고속 연속 주조에 있어서의 별징계산 모델로는 슬래브를 Fig. 4과 같이 n+1개의 지점을 가진 연속보로 생각하여 양끝단의 위치에서는 고정되어 있는 것으로 하고 각 지지점 i=1~(n-1)위치에서의 고정 모멘트를 3모멘트법의 원리를 사용하여 나타내면 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$M_{i-1} l_i + 2M_i (l_i + a_i l_{i+1}) + a_i M_{i+1} l_{i+1} = -\frac{1}{4} (q_i l_i^3 + a_i q_{i+1} l_{i+1}^3) \quad (9)$$

여기서, $q_i = \gamma \cdot H_i + \omega_{self}$, $a_i = \frac{(EI)_i}{(EI)_{i+1}}$,

$\omega_{self} = \rho_{sb} \times t_{sb} \times B_{sb} \times \sin \alpha$, M_i 는 i지점에서의 고정모멘트, H_i 는 meniscus에서 roll pitch 중간까지의 거리, E는 Young's modulus, I는 단면 이차모멘트, B_{sb} 는 i-1번째 롤과 i번째 롤사이의 중앙에서 i번째 롤에서 i+1번째롤의 중앙까지의 거리이다.

그러나 실제 연주라인은 Fig. 5와 같이 직선부와 곡률부로 나누어져 있기 때문에 각기 다른곡률반경을 고려하여 다시 정리하면 다음과 같다.

$$M_{i-1} l_i + 2M_i (l_i + a_i l_{i+1}) + a_i M_{i+1} l_{i+1} = -\frac{1}{4} (q_i l_i^3 + a_i q_{i+1} l_{i+1}^3) - 6\beta(EI)_i \quad (10)$$

여기서, $\beta = (\beta_{i-1} - \beta_i)$ 는 각 지지점을 연결한 보의 i-1지점에서의 회전각과 i지점에서의 회전각의 차이이다.

식 (10)에 의해 M에 관한 (n+1)원의 연립 일차방정식이 얻어지고 이것을 풀면 $M_0 \sim M_n$ 개의 고정 모멘트가 얻어진다. 또한 지점 i에서의 굽힘강성 $(EI)_i$ 는 Fig. 6과 같이 슬래브를 재료 특성이 다른 얇은 판으로 이루어진 보로 생각하면 다음과 같이 표시할 수 있다.

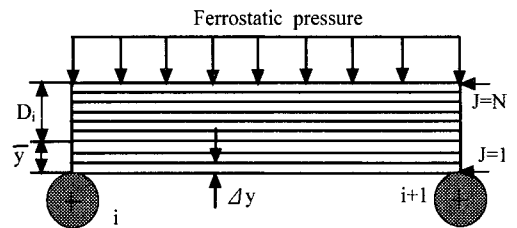


Fig. 6 Solidified shell between two rolls with different materials property

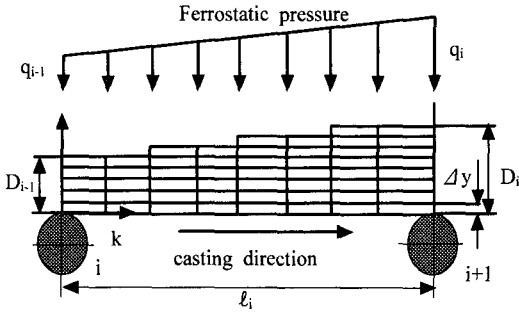


Fig. 7 Mesh division of solidified shell

$$(EI)_i = \sum_{j=0}^N E_j I_j \quad (i=1 \sim n-1)$$

$$E_j = \frac{5940}{T_s - 1134} (T_s - T_j)^2 \quad (11)$$

여기서 T_s 는 고상선의 온도, E_j 는 j 번째 Young's modulus, T_j 는 j 번째 슬래브의 온도값을 나타낸다.

용강정압과 슬래브자중에 의한 분포하중 및 3모멘트의 식 (10)에서 구한 고정 모멘트 M_i 를 이용하여 롤간 슬래브의 임의의 점에서의 모멘트분포를 구하여야 한다. 따라서 최종적인 모멘트분포를 구하는 식은 다음과 같다.

$$M_{ik} = -\frac{q_i - q_{i-1}}{6l_i} x^3 - \frac{1}{2} q_{i-1} x^2 + \frac{1}{6} (q_i + 2q_{i-1})l_i x + \frac{M_2 - M_1}{l_i} x + M_1 \quad (12)$$

여기서 $q_i = \gamma \cdot H_i + \omega_{self}$, $M_1 = M_{i-1}$, $M_2 = M_i$, $x = (l_i \cdot K)/w$, x 는 주조방향의 좌표, l_i 는 롤 피치, ω 롤 피치의 주조방향의 mesh분할수, M_{ik} 는 모멘트분포이다.

본 연구에서는 한 개의 롤 스펜마다 계산을 반복하고 전체를 연속적으로 계산하는 방법을 취하였다. 표면 온도의 감소와 더불어 응고셀이 성장하는 한 롤 스펜의 계산 모델을 Fig. 7에 표시한다. 셀내의 임의의 위치에서의 온도 분포가 일정하지 않으므로 중립축은 주편두께 중앙부분을 기준으로 하여 저온측에 위치한다. 그러므로 셀내의 변형률을 구하기 위하여 중립축을 구하여야 한다. 셀단면 전체에 걸쳐서 힘의 합이 영이라는 조건을 이용하면 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$F_0 = \sum_{j=0}^{J_N-1} Ae^{\frac{B}{T_{jk}}} \left| \frac{J_N - j}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n$$

$$- \sum_{j=J_N+1}^N Ae^{\frac{B}{T_{jk}}} \left| \frac{J_N - j}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n \quad (13)$$

이때 $F_0=0$ 이 되는 J_N 가 중립축의 위치, A 와 B 는 인장시험에서 얻어지는 재료상수, N 는 두께방향의 분할수, n 은 가공경화 지수, ϵ_{ijk} 는 셀내의 임의의 위치에서의 변형률이다. 구해진 중립축의 위치를 이용해서 용강정압과 자중에 의해 생기는 모멘트는 내부응력에 의해 계산되는 모멘트와 평형을 이루어야 한다.

$$|M_{ik}| = \int \sigma_{sb} \cdot y dy = |\epsilon_{iok}|^m \sum_{j=0}^N Ae^{\frac{B}{T_{jk}}} \times |\epsilon_{ijk}|^n \times \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \cdot \Delta y^2 \quad (14)$$

여기서 Δy 는 셀두께 방향의 미소두께, y 는 주편표면에서 셀내의 임의의 점까지의 거리, ϵ_{iok} 는 표면변형률이다. 위의 식 (14)를 표면변형률 속도에 대하여 정리하면

$$\epsilon_{iok} = \text{sign}(M_{ik}) \times \left\{ \frac{|M_{jk}|}{\sum_{j=0}^N Ae^{\frac{B}{T_{jk}}} |\epsilon_{ijk}|^n \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \Delta y^2} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (15)$$

가 된다. 주조속도 V 를 고려하여 식 (15)을 시간축에 대하여 적분하면 주조 방향 임의의 위치에서의 표면 변형률은 다음과 같다.

$$\epsilon_{iok} = \sum_{k=0}^k \epsilon_{iok} \cdot \frac{l_i}{\omega \cdot V} + \epsilon_{i00} \quad (16)$$

이 식에서 ϵ_{i00} 는 초기변형률, V 를 셀내의 임의의 치에서 변형률 증분식으로 표시하면 다음과 같다.

$$\Delta \epsilon_{ijk} = \frac{J_N - j}{J_N} \cdot \frac{l_i}{\omega \cdot V} \cdot \epsilon_{jok} \quad (17)$$

따라서 응고셀내 임의의 위치에서 변형률량을 점화식의 형으로 표현하면 다음과 같이 된다.

$$\epsilon_{ijk} = \frac{J_N - j}{J_N} \cdot \frac{l_i}{\omega \cdot V} \cdot \epsilon_{jok} + \epsilon_{ij(k-1)} \quad (18)$$

이상에서 구한 주편의 변형률을 이용하여 용강정압에 의한 별징량 n 를 계산하기 위한 식은 다음과 같다.

$$\frac{d^2 \eta_{ik}}{dk^2} = \left(\frac{l_i}{\omega} \right)^2 \cdot \epsilon_{iok} - \frac{\epsilon_{i00}}{y} \quad (19)$$

$$\eta = 0 : k=0, \eta = 0 : k=w \left. \frac{d\eta}{dk} \right|_{k=0} = \theta_1$$

위의 식 (19)은 η 의 k 에 관한 2계 미분방식이며 k 는 주조방향으로의 단면의 위치이다. 초기조건 $\left. \frac{d\eta}{dk} \right|_{k=0} = \theta_1$ 을 이용하여 처짐량을 구하였다.

3.2 계산방법

식 (10)에서 고정모멘트 M_i 가 구해진다. 여기서 변형률분포 ϵ_{iok} 를 가정하여 식 (13)에 의해 중립축을 결정하고 식 (17)에서 변형률분포의 계산치를 구했다. 선형역보간법을 사용하여 변형률을 수정하고 수렴할 때까지 식 (13)~(18)의 계산을 반복한다. 슬래브가 각 롤스팬을 통과할 때 Δx 씩 증가할때마다 시간에 따른 변형률증분이 더해진다. 변형률이 수렴하여 그것이 1롤스팬에 걸쳐서 완료하면 그것에 의해 구해진 표면변형률 분포를 기초로 하여 식 (19)에 의해 벌징형상이 구해진다.

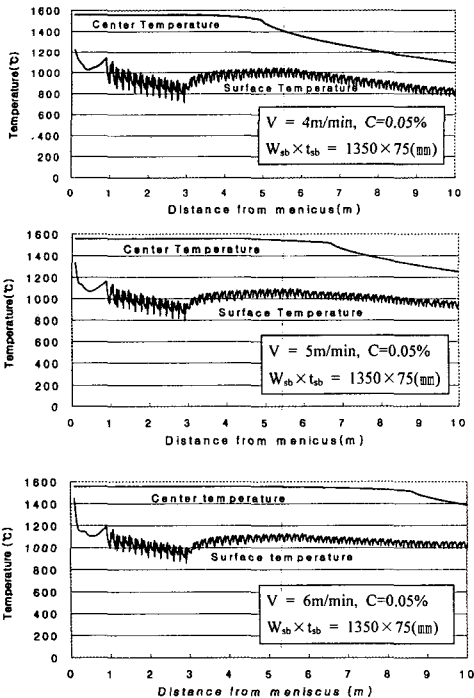


Fig. 8 The temperature distribution of the surface and center line of slab at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

4. 계산결과 및 고찰

Fig. 8은 주속이 각각 4, 5, 6m/min일 때의 슬래브 표면과 중심에서의 온도변화를 보여주고 있다. 온도변화를 한 개의 롤 피치에 대하여 보게 되면 약 20~70°C 정도 냉각되고 복사구간에서 다시 상승됨을 알 수 있다. 스프레이 냉각을 받게 되는 부분에서 온도가 감소했다가 스프레이된 물이 슬래브를 흐르는 영역에서 다시 상승되는 온도분포를 보인다. 슬래브 내부에서의 온도변화는 주형으로부터 슬래브가 나와서 각각 5, 6.7, 8.8m까지는 온도변화가 크지 않았으나 그 이후로는 급격히 변화함을 알 수 있다.

Fig. 9는 주속 4, 5, 6m/min일 때 응고셀의 두께 변화를 나타내고 있다. 응고셀은 초기 강냉에 의한 스프레이 냉각으로 인하여 주조 초기에 응고셀이 크게 성장하고 서서히 그 성장률이 둔화되다가 끝 부분에서 다시 급격히 응고가 되었다.

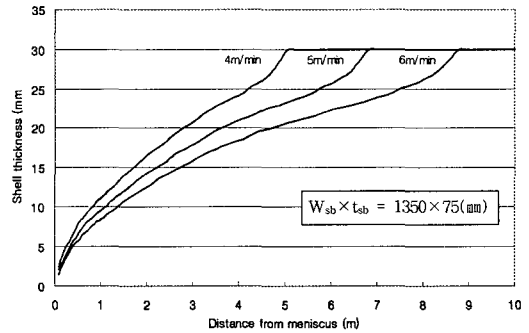


Fig. 9 The variation of the slab shell thickness at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

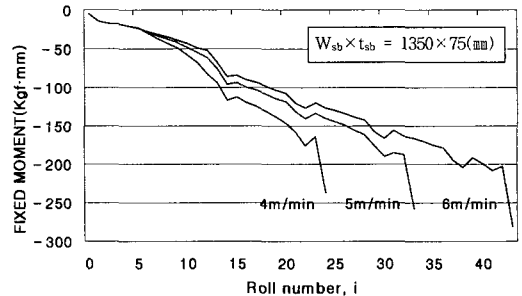


Fig. 10 Fixed moment value for each roll number at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

응고 완료점을 보면 주속에따라 각각 5, 6.7 8.8m를 나타내었다. 주조 속도가 느릴수록 냉각 수나 롤과 접하는 시간이 늘어나기 때문에 슬래브가 열량을 많이 빼앗기게 되어 응고 완료점이 상대적으로 짧아지게 된다.

Fig. 10는 주속이 4, 5, 6m/min일 때 각 롤에 작용하는 고정모멘트를 나타낸 것이다. 롤번호가 증가할수록 용탕수면으로부터의 거리에 비례하여 용강정압이 증가하기 때문에 고정모멘트의 값이 증가하고 있다. 같은 롤위치에서의 고정모멘트 값은 주속이 낮을수록 더 크게 나타나고 있다. 위의 원인은 주속이 4m/min일 때가 5, 6m/min일 때 보다 슬래브의 두께가 더 증가함에 따라 자중 (ω_{self})과 단면 2차모멘트(I)값이 증가하기 때문이다. 또한 롤번호 no.13-14, 21-22, 31-32에서 고정모멘트의 급격한 증가는 상대적으로 롤간 간격이 긴 구간에서 일어나는데 이는 식 (9)에서 알 수 있듯이 고정모멘트의 값이 슬래브의 자중과 롤스팬 길이의 제곱에 비례하기 때문이다. 여기서 응고완료점 이후는 용강정압이 존재하지 않기 때문에 응고가 완료되는 지점 이후는 고정모멘트의 계산을 고려하지 않았다.

Fig. 11은 주속이 4, 5, 6m/min일 때 별징량을 각각 비교한 것이다. 슬래브가 Mold로부터 나온 이후 바로 별징량이 매우 크게 나타났는데 이는 초기설정변형률이 계산이 진행되어감에 따라서 점차적으로 수렴해가는 과정에서 나타나는 현상으로 사료되며 Roll no.3 이후부터는 별징량이 일정하게 나타났으며 Fig. 10에서 고정모멘트의 값이 현격하게 증가하는 롤번호 no.13-14, 21-22, 31-32에서 슬래브 셀두께를 크게하도록 하기위하여 2

차 냉각수량의 증대가 필요하다. 또한 연주기설계에 있어서 롤스팬길이를 작게하여 별징량이 억제되도록 설계가 되어야겠다. 주속에 따른 별징량을 살펴보면 주속이 빠를수록 상대적으로 셀두께가 가늘어져 큰 변형과 함께 별징량이 크게 증가함을 알 수 있다.

Fig. 12은 주속에 따른 별징의 형상을 나타낸 것이다. 최대별징이 일어나는 곳은 롤스팬의 중앙이 아니라 하류쪽으로 위치한 부분에서 발생하며 주속에 따른 별징량의 차이는 있으나 형상은 각 롤구간마다 비슷함을 알 수 있었다. 이는 슬래브가 롤 위를 통과할 때 시간에 따라 변형률중분이 점차적으로 증가함에 따라서 최대별징량이 하류쪽에서 나타나는 것으로 사료되어진다.

Fig. 13는 주속의 변화에 따른 변형률속도의 변화모양을 나타낸 것이다. Fig. 13 역시 각 롤 사이에서 비슷한 변화를 하면서 증감을 반복하고있다. 주속이 빠를수록 변형률속도가 증가함을 알 수 있다. 위의 현상을 각 구간별로 좀 더 자세히 표현한 것이 Fig. 14에 나타나 있다. 최대 별징이 일어나는 위치를 중심으로 변형률 속도가 크게 나타났고 양상은 전구간에 걸쳐서 비슷한 분포를 나타내었다.

Fig. 15는 주속의 변화에 따른 취화역에서의 변형률의 변화모양을 나타낸 것이다. 취화역에서는 미소편석으로 취약해진 수지상정입계가 과단하기 쉬우며, 따라서 표면균열이나 내부균열이 발생할 확률이 상대적으로 높음을 알 수 있다. 주속이 증가함에 따라 변형률의 값이 증가함을 알 수 있으며 변형률의 변화모양을 보면 연속적인 분포는 아니며 부분적으로 불연속이 나타나고 있다. 이 원인은 셀두께가 롤사이에서 계속적인 증가와 더불어 취화역에서 최대변형률이 발생하는 위치로

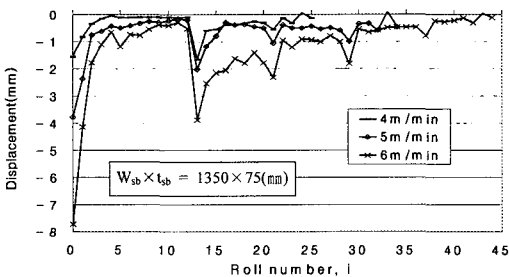


Fig. 11 Maximum bulging displacement for each roll pitch at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

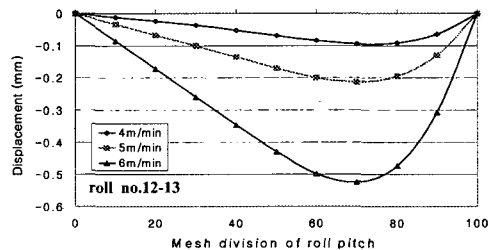


Fig. 12 Profile of deformation of slabs between roll numbers

이동해감에 따라 내부의 변형률은 복잡한 변화를 하게 되어 경우에 따라서는 큰 불연속이 일어나기 때문인 것으로 사료되며 그 결과 그때까지 축적되어온 변형률이 분산되는 형태가 되기때문인 것으로 사료된다. Uehara 등⁽¹⁾은 Al-Si- killed steel의 재료에 대하여 변형률속도가 $1 \times 10^{-4} s^{-1}$ 일 때 한계변형률값이 0.25~0.3% 정도가 된다고 하였다. Palmers 등⁽³⁾은 $\delta-\gamma$ 변태가 1455°C이하에서 일어나는 S<0.015% steel과 0.1~0.2%C의 탄소를 함유한 steel, 0.025%S를 포함한 steel등은 0.2%의 한계변형률값을 가지며 한계변형률값은 화학조성에 따라서 변하며 0.15%C 이하의 경우는 S와 Mn의 함량에 따라서 크게 차이가 난다고 한다.

Matsumiya⁽⁷⁾은 in-situ melt-bending test method을 이용하여 내부크랙의 시작과 한계변형률을 예측하였는데 변형률속도 $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-4}$ 에서 한계변형률의 값이 0.3~4% 사이에 존재하며 그 값은 고상온도와 액상온도의 차에 크게 좌우되며

그 차이가 클수록 내부 덴드라이트조직의 발달과 높은 크랙 민감도를 초래해 한계변형률의 값

이 작아진다고 보고하였다. Kodama⁽¹⁸⁾는 (0.18~0.22%C, 0.41~0.48%Si, 0.44~0.63%Mn, 0.031~0.039%P, 0.015~0.021%S)의 조성을 지닌 steel에 대한 실험을 통하여 내부크랙이 발생하는 한계변형률의 값이 변형률속도 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} \sim 2.6 \times 10^{-3}$ 에서 0.9~1.4% 사이에 존재한다고 보고하였고,

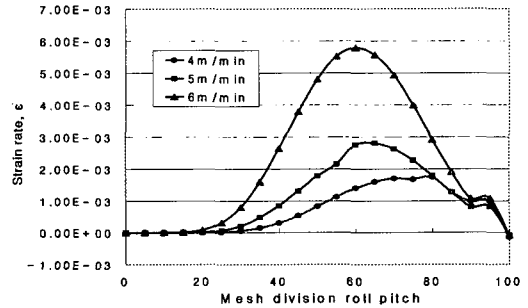


Fig. 14 Comparison of strain rate between roll no. 12-13 at the different casting velocity 4, 5, 6 m/min

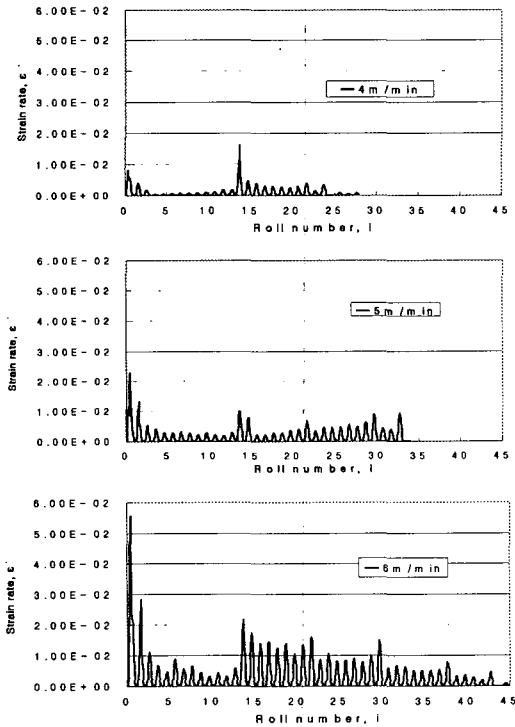


Fig. 13 A results of strain rate in the surface of cast slabs at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

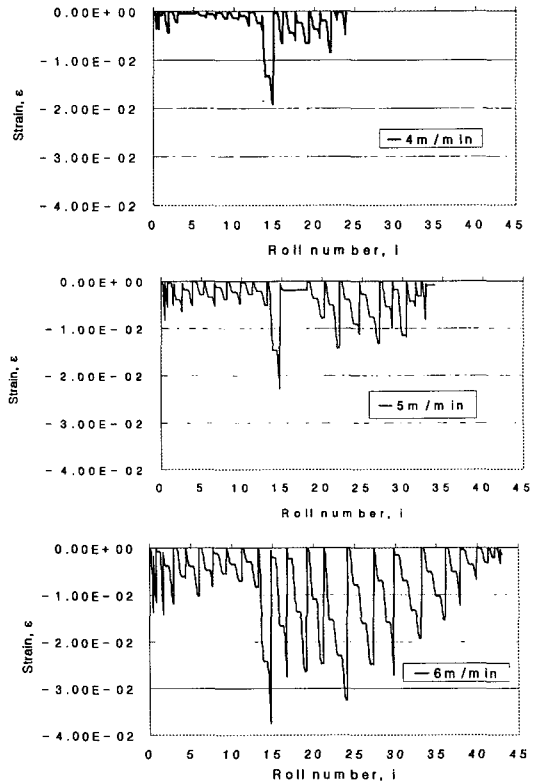


Fig. 15 Results of strain in the brittle zone at the casting velocity 4, 5, 6 m/min

Sorimachi⁽¹⁹⁾은 변형률속도 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3}$ 에서 한계 변형률값이 0.2~0.5% 사이에 존재하며 변형률속도가 낮을수록 한계변형률의 값이 커진다고 하였다. Wünnenberg⁽²⁰⁾ 등은 응고시 내부크랙수와 크기, 분포등을 탄소, 망간, 황의 함량에 따라 예측하였는데 변형률속도 $\dot{\epsilon} = 1.2 \times 10^{-3} \sim 1.9 \times 10^{-3}$, 최대변형률 $\epsilon = 0.3$ 으로 보고 계산하였다. 고액계면에 존재하는 취화역은 셀의 내부크랙이 일어나는 곳으로 고속연속주조에 있어서 내부결합은 셀내부에서의 변형률이 한계변형률을 넘을 때 발생하며 그 한계변형률은 셀의 화학성분과 편석등 여러인자에 의해서 영향을 받으므로 실제 내부균열이 발생하는 장소와 한계변형률을 엄밀히 정의하는 것은 극히 어려운 것이며 본 논문에서 연구한 화학조성을 가진 재료와 주속이 4 m/min이상의 고속연속주조제에 대한 한계변형률연구는 아직 발표되지않고 있으나 변형률의 예측을 통하여 그 값을 줄이는 방향으로 연주기 설계에 적용시킬 수 있다.

본 연구에서는 주조속도의 변화가 내부결합에 미치는 영향을 조사하기 위하여 용강정압과 슬래브의 자중, 그리고 연속주조기의 슬래브 생산라인의 곡률반경을 고려하여 발생하는 벌징현상을 취급하였다. 그러나 실제 연속주조에서는 벌징에 의해서 발생하는 롤의 미스얼라인먼트 문제, 열응력등을 고려한 벌징해석이 필요하다. 또한 벌징의 양상은 전체 롤구간에 대하여 비슷하나 벌징량은 응고패턴의 변화로 인하여 차이가 날 것이다. 따라서 벌징량에 따른 2차 냉각대에서의 냉각조건의 변화 등을 고려한 주편의 응고해석으로부터 벌징해석이 이루어져야 하며 이의 이론적 해석을 향후연구과제로 남겨둔다.

4. 결론

본 논문은 고속연속주조에 있어서 내부결합의 주원인인 벌징현상을 탄소성과 크리프를 동시에 고려한 이론해석으로부터 연주기의 설계시 중요하게 고려되는 롤의 배열 및 냉각조건, 연주라인의 배치 등을 제안할 수 있으며 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) 각 롤에 걸리는 고정모멘트의 값은 용강정압과 롤스팬의 길이, 연주라인의 곡률, 슬래브의 자중에 좌우되며 벌징의 변형양상은 슬래브의 중

양에서 최대벌징이 일어나는 것이 아니라 슬래브 하단쪽으로 치우쳐 발생함을 알 수 있었다.

(2) 같은 위치의 롤구간에서 슬래브의 벌징량, 변형률속도, 변형률, 응력등은 주조속도의 차에 따라 셀두께, 표면온도에 따라 크게 변화한다.

(3) 벌징량 및 변형률속도, 변형률등은 각 롤구간에 따라 일률적으로 분포하는 것이 아니라 롤피치가 갑자기 증가하는 부분 즉 세그먼트가 바뀌는 위치에서 급격한 변화를 나타내었다.

(4) 변형률속도는 벌징량이 큰 위치에서 크게 나타났으나 변형률은 상당히 복잡한 분포를 나타내었다.

(5) 주조속도의 차이에 따라 벌징량, 변형률속도, 변형률의 크기등은 변하나 형상이나 변화모양에는 큰 차이가 없었다.

(6) 롤과 슬래브간의 접촉지점은 롤의 최상단이 아니라 주조방향의 상류쪽으로 약간 치우쳐 있음을 알 수 있었다.

참고문헌

- (1) Uehara, M., Samarasekera, I. and Brimacombe, J. K., 1986, "Mathematical Modelling of Unbending of Continuously Cast Steel Slabs," *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 13, No. 3, pp. 138~153.
- (2) Miyazaya, K. and Schwerdtfeger, K., 1974, "Computation of Bulging of Continuously Cast Slabs with Simple Bending Theory," *Ironmaking Steelmaking*, No. 2, pp. 68~74.
- (3) Palmers, A., Etnine A. and Mignon, J., 1979, "Calculation of the Mechanical and Thermal stresses in Continuously Cast Strands," *Stahl U. Eisen*, pp. 1039~1050.
- (4) Wada, Y., Ito Y. and Nagano, H., 1985, "Mechanics Related Behavior in Continuous Casting," Ed. by Comm. on Mechanics Related Behavior in Continuous Casting, The Joint Soc. Iron Steel Basic Res., ISIJ, Tokyo, pp. 124~127.
- (5) Okamura K. and Kawashima, H., 1989, "Three-dimensional Elasto-plastic and Creep Analysis of Bulging in Continuously Cast Slabs," *ISIJ*, pp. 91~98.
- (6) Kang, C. G. and Yun, K. S., 1988, "An

- Analysis of Deformation Behavior on Dynamic Bulging in the High Speed Continuous Casting," *J. KSME*, Vol. 12, No. 6, pp. 1217~1226.
- (7) Tacke, K. H., 1985, "Multi-Beam Model of Strand Straightening in Continuous Casting," *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 12, No. 2, pp. 147~154.
- (8) Fukawa, K., Matsumoto, H. and Nakajima, K., 1982, "Rheological Analysis of Bulging of Continuously Cast Slabs with Elementary Bending Theory," *J. Iron and Steel Ins.*, Vol. 12, No. 7, pp. 86~90.
- (9) Barber, B., Lewis B. A. and Leckenby, B. M., 1985, "Finite Element Analysis of Strand Deformation and Strain Deformation and Strain Distribution on Solidifying Shell during Continuous," *Ironmaking Steelmaking*. Vol. 12, No. 4, pp. 171~175.
- (10) El-Bealy, M., Leskinen, N. and Fredriksson, H., 1995, "Simulation of Cooling Conditions in Secondary Cooling Zones in Continuous Casting process," *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 22, No. 3, pp. 246~255.
- (11) Savage, J. and Pitchard, W. H., 1954, *J. Iron and Steel Ins.*, Nov., pp. 269~277.
- (12) Mitsutsuka, M., 1968, "Study on the Water Spray Cooling Plate at High Temperature," *J. Iron and Steel Ins.*, Vol. 54, No. 14, pp. 1457~1471.
- (13) Fukumi J., 1984, "Application of Mist Spray on Fukuyama No. 4 Slab Caster," *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 70, No. 12, S993.
- (14) Private Communication with POSCO.
- (15) Misaka Y., YOSHIM, T. and OTO, 1967, "Formulations Mean Resistance to Deformation for Plain Carbon Steels at Elevated Temperature," *J. JSTP*, Vol. 8 No. 79, pp. 414~422.
- (16) Inouye, K., 1968, "Studies on Hot Working Strength of Steel," *J. Iron and Steel Ins.*, Vol. 41, No. 6, pp. 593~601.
- (17) Matsumiya, T., Ito, M., Kajioka, H., 1986, "An Evaluation of Critical Strain for internal Crack Formation in Continuously Cast Slabs," *ISIJ*, Vol. 26, pp. 542~546.
- (18) Kodama, H., Niyama, E. and Enso, M., 1984, "Effects of Compressive Stress on Internal Crack Formation of Continuously cast Slabs," *ISIJ*, Vol. 24, pp. 396~400.
- (19) Sorimachi, K., Emi, T., 1977, "Elasto-plastic Stress Analysis of Bulging as a Major Cause of Internal Cracks in Continuously Cast Slabs," *J. Iron and Steel Ins.*, Vol. 63, No. 8, pp. 1297~1304.
- (20) Wünnenberg, K. and Flender, R., 1985, "Investigation of Internal Crack Formation in Continuous Casting Using a Hot Model," *Ironmaking Steelmaking*, Vol. 12, No. 1.