

Mini-Mill 연속주조기의 동적 Bulging 해석 Model(I)

- 주편의 변형거동을 중심으로 -

한 성욱*, 정 영진*, 강 충길*

* 부산대학교 기계공학부

A Deformation Behavior Analysis of Dynamic Bulging in the Mini-Mill Continuous Casting System

S. W. Han*, Y. J. Jung*, C. G. Kang*

* School of Mechanical Engineering, Pusan National University, Pusan 609-735

Abstract

The 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 plus rolling. To achieve this good merit, however, more studies about a heat transfer mechanism between roll and slab are needed. So this paper shows the results of the deformation behavior of steel cast slabs, which are about the solidification and heat transfer. This study is used 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 ferrostatic pressure and slab-self weight has been computed in terms of creep and elastic-plasticity. The high strand distributions in solidified shell undergoes a series of bulging are calculated with boundary condition a very closed to continuous steel cast slabs productions.

Key Words : Internal Crack(내부균열), Thin Slab Continuous Casting(Thin Slab연속주조), Brittle Zone(취화영역), Ferrostatic Pressure (용강정압), Solidified Shell(응고두께), Strain Rate(변형률속도), Slab-Self Weight(슬래브자중), Casting Speed(주조속도)

1. 서론

강의 연속주조법은 종래의 造塊-分塊法에 비해 사용한 원료에 대한 제품의 비율향상, 省에너지, 省力化 등의 장점을 가지고 있기 때문에 1970년대에 비약적으로 발전되어 왔으며 특히 80년대에는 연속 주조공정과 후단공정으로 조압연(roughing mill)과 사상압연(finishing mill)공정을 바로 연결하여 열연 코일을 생산하는 미니밀(mini-mill) 연주법이 사용되고 있다. 현재 국내에서도 설비비의 감소, 품질의 향상, 생산성향에 따른 원가절감, 설비의 편이성, 생산공정의 생략 및 에너지 절감 등의 이유 때문에 미니밀을 이용하여 판재를 생산하고 있다. 제철 설비를 설계하기 위해서는 주편의 응고해석, 로울과 주편사이의 열전달 기구, 2차 냉각대, 로울재료, 로울의 열전달 기구 등에 대한 연구가 필수적으로 수행되어야 한다. 특히 최대 주속을 고려해 설계된

연주기의 경우는 폭방향에 작용하는 용강 정압에 의하여 外側으로 팽창하는 벌징현상이 문제가 된다. 이로 인한 내부 결함 및 중심편석은 슬랩의 내부 재질에 중대한 영향을 미치며 고속 연속 주조의 저해 요인이 되고 있다. 최근 실제 연속 주조시 발생하는 벌징현상을 해석하기 위하여 주편의 이동을 고려한 동적 해석 모델⁽⁴⁾이 개발되고 있으나, 크리프와 탄소성에 관해서는 각각 독립된 요인으로서 생각하여 해석하였으며 용강 정압에 의하여 발생하는 굽힘 모멘트의 연속성을 고려하지 않았다. 실제 고속 연속 주조의 경우 주편이 탄소성과 크리프가 동시에 진행하고 핀치(pinch)로울에 의하여 이동하기 때문에 각 로울에서의 모멘트가 주편의 변형에 미치는 중요한 인자로 되어 있다. 벌징현상의 상세한 측정은 측정 장소가 고온 다습의 악조건 하에 있기 때문에 상당히 곤란한 상태이고 그 측정 데이터(data)도 거의 없는 상태이다. 따라서 본 연구에서는 Thin slab연주기에서 수행하는 고속 연속 주

조의 필수적 연구로서 응고 해석을 통한 슬래브의 두께 변화와 냉각 조건에 따른 온도 변화를 고려하여 별칭에 의한 주변의 거동을 해석하고자 한다.

2. 이론해석

2.1 주변의 응고해석

연속 주조 공정의 길이와 계산 시간과의 관계를 고려한 슬래브의 응고 해석을 위해 1차원 유한요소법을 사용하였다. 응고 해석을 위해서 로울과 스프레이에 의한 2차 냉각대와 몰드에 의한 냉각을 고려하여 계산하였다.

(1) 지배방정식 및 경계조건

슬래브의 비정상 상태의 열전도 지배 방정식은 다음과 같다.

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

턴디쉬로 부터 주입된 용강은 몰드내의 냉각수에 의한 1차 냉각과 주형을 통과해서 로울이나 스프레이에 의한 2차 냉각을 받으면서 응고가 진행된다. 식(1)에서 열량벡터 q_{sb} 는 경계조건(1차 냉각대, 2차 냉각대)에 따라서 다음과 같은 식을 적용시킨다.

■ 몰드 (1차 냉각)

냉각수 채널을 통해 냉각을 시키는 몰드에서 슬래브로 부터 열량을 빼앗아 냉각을 시키게 된다. 본 연구에서는 Savage-Pitchard⁽¹⁾가 제안한 몰드의 평균 열유속을 대류 경계로 변환하여 몰드 냉각을 고려하였다.

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

식(2)를 다음과 같이 대류 경계의 열전달 계수 h_{mold} 를 사용하여 대류 경계로 수정하였다.

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

$$h_{mold} = a(1 - bz) \quad (\text{W/m}^2\text{K})$$

여기서, $a = a' \times \bar{q}$, $a' = 1.35 \times 10^{-3}$, $b = 0.8$

■ 2차 냉각대

① 복사 냉각

$$q = H_{rad}(T - T_{sur}) \quad (4)$$

$$H_{rad} = \alpha \epsilon (T_t^2 + T_{sur}^2)(T_t + T_{sur})$$

② Water spray cooling

Water spray cooling에 있어서 열전달 계수 h_w 는 三塚⁽²⁾이 제안한 식을 사용하여 계산하였다.

$$h_w = 1.57 W^{0.55} (1 - 0.0075 T_w) \quad (5)$$

③ Air-mist cooling

공기량과 냉각수량을 함수로하는 문헌⁽³⁾에 나타난 식을 사용하였다. 이식은 슬래브 표면 온도가 700°C 이상일 때 적용할 수 있다는 제한이 있다.

$$h_w = 280.56 f_a^{0.137} f_w^{0.382} \quad (\text{kcal/m}^2\text{hr } ^\circ\text{C}) \quad (6)$$

(2) 계산 방법

2차 냉각대에 대한 실제 조건과 가깝게 주기 위해서 Fig. 1과 같이 냉각영역을 5개로 나누어 계산하였다.

■ 영역 I 과 V: 로울 접촉에 의해 냉각되는 영역으로 로울과 슬래브가 접촉을 하게되면 접촉면에서 접촉 열저항이 존재하며 대부분 대류경계를 이용하여 접촉열저항을 고려한다. 접촉 열전달계수에 대한 값은 2500 W/m²K, 주변과 로울과의 접촉 길이는 5mm, 로울 온도를 300°C로 하여 계산하였다. 또한 soft-reduction을 할 경우에는 로울과 주변간의 열저항의 감소를 고려하기 위해서 접촉 열전달 계수의 값을 두배로 사용하여 계산하였다.

■ 영역 II와 영역 IV: 영역II과 영역IV는 로울 접촉 길이와 냉각수 분사 길이III를 로울 피치에서 뺀 절반 값을 사용하였다. II는 복사 영역이고 영역 IV는 슬래브의 하부면에 있어서는 중력에 의해 분사된 물은 그냥 떨어지는 것으로 보아서 영역 IV는 복사냉각으로 취급하였다.

■ 영역 III: 영역 III의 길이는 냉각수의 노즐에서 부터 로울과 접선을 구하여 그 길이를 산출 하였다.

2.2 탄소성 크리프 보의 거동해석

주변의 응고해석으로부터 구한 주변의 두께, 주변의 표면과 내부의 온도분포를 이용하여 주변의 거동을 해석하였다.

(1) 지배방정식 및 수식유도

고속 연속 주조에 있어서 계산 모델로서는 Fig. 2와 같이 n-1개의 지점을 가진 연속보를 생각하여 양끝단의 위치에서는 고정되어 있는 것으로 할 때 각지점 $i=1 \sim (n-1)$ 위치에서의 고정 모멘트를 3모멘트의 원리를 사용하여 나타내면 다음과 같다.

$$M_{i-1} l_i + 2 M_i (l_i + a_i l_{i+1}) + a_i M_{i+1} l_{i+1} = -\frac{1}{4} (a_i l_i^3 + a_i q_{i+1} l_{i+1}^3) \quad (7)$$

여기서, $a_i = \frac{(EI)_i}{(EI)_{i+1}}$

식 (7)에 의해 M에 관한 (n+1)원의 연립 일차 방

정식이 얻어지고 이것을 풀면 $M_0 \sim M_n$ 개의 고정 모멘트가 얻어진다. 또한 지점 i 에서의 굽힘 강성 $(EI)_i$ 는 Fig.3과 같이 슬래브을 재료 특성이 다른 얇은 판을 서로 중첩시킨 보로써 생각하면 다음과 같이 표시할 수 있다⁽⁵⁾

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

$$E_j = \frac{5940}{T_s - 1134} (T_s - T_j)^2 \quad (8)$$

용강정압과 슬래브자중에 의한 등분포하중 및 3모멘트의 식(5)에서 구한 고정 모멘트 M_i 를 이용하여 로울간의 임의의 점에서의 모멘트 분포를 구하여야 한다. 이때 로울 스펜 양단의 모멘트가 균형을 유지하도록 모멘트 분포에 수정을 가하여 최종적인 모멘트 분포를 구하는 식은 다음과 같다.

$$M_{ik} = -\frac{q_i - q_{i-1}}{6 l_i} x^3 - \frac{1}{2} q_{i-1} x^2 + \frac{1}{6} (q_i + 2q_{i-1}) l_i x + \frac{M2 - M1}{l_i} x + M1 \quad (9)$$

$$\text{단, } q_i = \gamma \cdot H_i, \quad M1 = C_i \cdot M_{i-1},$$

$$M2 = C_i \cdot M_i, \quad x = (l_i \cdot K)/w \quad (10)$$

본 연구에서는 한 개의 로울 스펜마다 계산을 반복하고 전체를 연속적으로 계산하는 방법을 취하였다. 표면 온도의 감소와 더불어 응고셀이 성장하는 한 로울 스펜의 계산 모델을 Fig.4에 표시한다.

셀내의 임의의 위치에서의 온도 분포가 일정하지 않으므로 중립축은 주변두께 중앙부분을 기준으로 하여 저온측에 위치한다. 그러므로 셀내의 변형률을 구하기 위하여 중립축을 구하여야 한다. 셀단면 전체에 걸쳐서 힘의 합이 영이라는 조건을 이용하면 식(1)을 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$F_0 = \sum_{j=0}^{N-1} A e^{-\frac{B}{T_j^*}} \left| \frac{J_N - J}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n$$

$$- \sum_{j=N+1}^N A e^{-\frac{B}{T_j^*}} \left| \frac{J_N - J}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n \quad (11)$$

이때 $F_0=0$ 이 되는 J_N 가 중립축의 위치이다. 용강정압과 자중에 의해 생기는 모멘트는 내부응력에 의해 계산되는 모멘트와 평형을 이루어야 한다.

$$|M_{ik}| = \int \sigma \cdot y dy$$

$$= |\dot{\epsilon}_{iok}|^m \sum_{j=0}^N A e^{-\frac{B}{T_j^*}} |\epsilon_{ijk}|^n$$

$$\times \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \cdot \Delta y^2 \quad (12)$$

이 되고 이것을 표면변형률 속도에 대하여 정리하

$$\dot{\epsilon}_{iok} = \text{sign}(M_{ik}) \quad (13)$$

$$\times \left\{ \frac{|M_{ik}|}{\sum_{j=0}^N A e^{-\frac{B}{T_j^*}} |\epsilon_{ijk}|^n \cdot \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \cdot \Delta y^2} \right\}^{\frac{1}{m}}$$

가 된다. 주조속도 V 를 고려하여 식 (13)를 시간축에 대하여 적분하면 주입 방향 임의 위치에서의 표면 변형률은

$$\epsilon_{iok} = \sum_{k=0}^k \dot{\epsilon}_{iok} \cdot \frac{l_i}{w \cdot V} + \epsilon_{i00} \quad (14)$$

따라서 셀내 임의 위치에서의 변형률량을 점화식의 형태로 표현하면 다음과 같이 된다.

$$\epsilon_{ijk} = \frac{J_N - j}{J_N} \cdot \frac{l_i}{w \cdot V} \cdot \dot{\epsilon}_{iok} + \epsilon_{i(k-1)} \quad (15)$$

이상에서 구한 주변의 변형률을 이용하여 용강정압에 의한 벌징량 η 를 계산하기 위한 식은 다음과 같다.

$$\frac{d^2 \eta_{ik}}{dk^2} = \left(\frac{l_i}{w} \right)^2 \cdot \epsilon_{iok} - \frac{\epsilon_{i00}}{y}, \quad \eta=0 : k=0,$$

$$\eta=0 : k=w \left. \frac{d\eta}{dk} \right|_{k=0} = \theta_1 \quad (16)$$

위의 식 (16)은 η 의 k 에 관한 2계 미분방정식이다. 초기조건 $\left. \frac{d\eta}{dk} \right|_{k=0} = \theta_1$ 을 이용하여 Runge-Kutta법에 의해 굽힘 형상을 구하였다.

(2)계산방법

식 (5)에서 고정모멘트 M_i 가 구해진다. 여기서 변형률분포 ϵ_{iok} 를 가정하여 식 (11)에 의해 중립축을 결정하고 식 (15)에서 변형률분포의 계산치를 구했다. 그러나 일반적으로 이 계산치와 최초의 가정치와는 일치하지 않는다. 이 때문에 선형역보간법을 사용하여 변형률을 수정하고 수정할 때까지 식 (11)~(15)의 계산을 반복한다. 변형률이 수렴하여 그것이 1로울스펜에 걸쳐서 완료하면 그것에 의해 구해진 표면변형률 분포를 기초로 하여 식 (16)에 의해 벌징형상이 구해진다. 식 (10)에서 나타낸 방법으로 모멘트에 수정을 가하여 전체로서 형상이 연속적으로 될 때까지 각 로울스펜에서의 모멘트를 수정하여 반복 계산한다. Fig. 4에 표시한 응고셀의 직선 분포를 mm단위로 사사오입한 값을 사용하였으며, 이때 $\Delta y=1\text{mm}$, $k=100$ 등분하였다.

3. 물성치

Table. 1은 주조재료의 화학 성분을 나타낸 것인데 탄소량이 0.05%인 저탄소강에 대하여 계산을 하였고 슬래브의 두께와 폭은 75mm, 1350mm로 하였으며 미소압연에 의해서 감소되는 두께 15mm(75mm → 60mm)이며 주속(4, 5m/min)을 기준으로하여 그

온도를 계산하였다. Table. 2는 계산에 사용된 Roll pitch에 대한 값을 나타낸 것이다.

4. 계산결과 및 고찰

Fig.6 은 주속 4, 5m/min인 경우 각 Roll에 작용하는 고정모멘트를 나타낸 것이다. 고정모멘트의 값은 Meniscus에서 밑으로 내려갈수록 용강정압이 커지므로 증가하며, 주속이 4m/min인 경우 Roll no. 13-15, 20-22,에서 5m/min인 경우 Roll no. 13-15, 20-22, 30-32에서 고정모멘트의 값이 증가하는데 이는 식(7)에서 알수있듯이 고정모멘트의 값이 슬래브의 자중과 Roll pitch의 길이 제곱에 비례하기 때문인 것으로 사료된다. 또한 각각의 Roll no. 35-26, 34-35에서 갑작스런 모멘트 증가에 따른 감소는 응고가 완료됨에 따라 용강정압이 작용하지 않기 때문인 것으로 사료된다.

Fig. 5는 주속 4, 5m/min일때 응고셀의 두께 변화를 나타내고 있다. 응고셀은 초기 강냉에 의한 스프레이 냉각으로 인하여 주조 초기에 응고셀이 크게 성장하다가 서서히 그 성장률이 둔화되다가 끝부분에서 다시 급격히 응고가 되었다. 응고 완료점을 보면 각각 5, 6.5m를 나타내었다. 계산에 사용되었던 고상선의 온도는 1509℃를 사용하였다. 슬래브가 연주기를 완전히 빠져 나왔을 때의 슬래브의 내부와 표면의 온도는 1202℃, 922℃로 나타났다.

Fig.7은 주속이 4m/min, 5m/min일 때의 Bulging의 양을 비교한 것이다. 여기서 응고완료점 이후는 용강정압이 0이 된다고 보고 계산을 하였기 때문에 주속이 4.5m/min인 경우 응고가 완료되는 roll no.26,35 이후는 고려하지 않았다. Fig.8은 표면에서의 변형률을 나타낸 것이고 Fig.9는 표면변형률을 나타낸 것이다. Roll pitch내부에서는 완만하게 변하는 데 반해 Roll근방에서는 큰변화를 보이고 있다. Fig.7에 나타나는 벌징의 양상을 보면 알 수 있듯이 우선 슬래브 표면이 로울표면을 통과하여 로울과의 접촉으로부터 벗어나면 그 직후에는 일단 내측으로 변형되고 그후 용강정압에 의해 서서히 외측으로 팽창하는 형으로 되어 있다. 이는 전체 Roll pitch에 대하여 같은 해석방법으로 반복하였으므로 벌징의 형상은 이와 같은 모양을 나타낸다. 이때 내측으로 밀려들어간 양과 외측으로 팽창한 양을 비교하면 외측으로 팽창한 양쪽이 더 크다. 또한 로울피치의 중앙에서 최대의 벌징이 일어나는 것이 아니고 중앙으로부터 하류측으로 약간 벗어나 있는 것을 알았다. 결국 셀의 변형기동은 균등하게 외측으로만 팽창하는 것이 아니고 내외의 양측에

걸쳐서 변형한다는 것을 알았다. 주조속도에 의해서 변화하고 있는 것을 살펴보면 속도가 4m/min인 경우 보다 5m/min의 경우 벌징의 양이 더 커지는 것을 알 수 있는데 이는 속도차에 따른 응고셀의 두께차에 의한 것을 알 수있으며 주속의 차이는 변형의 양적인 것뿐이고 형상자체가 더욱 복잡하게 변형되는 현상은 나타나지 않았다.

연주슬래브의 벌징을 해석하는 경우 로울과 슬래브의 접촉상태를 엄밀히 파악하는 것은 극히 어렵다. 표면의 온도분포가 다른 고온의 연주슬래브이 어떤 속도를 가지고 이동하고 그것에 용강정압이 걸림에 따라 로울위에서는 헬스 접촉에 의해 탄성 접촉이 생기고 셀의 굽힘에 따른 바우형거 효과나 변형률경화도 존재하는 등의 여러 가지 요인을 전부 수학적인 모델에 의해 해석하고 고찰하는데는 한계가 있다. 따라서 복잡한 현상을 모델로 가정하고 실측데이터를 이용하여야 한다. 본 연구결과로서 벌징형상이나 벌징량을 어느 정도 예측할 수 있다.

5. 결론

슬래브의 고속연속주조에 있어서 내부결함의 주원인인 벌징현상을 탄소성과 크리프를 동시에 고려한 이론해석에서 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 각 Roll에 걸리는 고정모멘트의 값은 용강정압과 Roll pitch, 주편의 자중에 좌우되며 상호 영향을 미친다.
- (2) 벌징의 변형양상은 똑같이 외측으로만 변형되는 것은 아니며 장소에 따라서는 내측으로도 변형되는 복잡한 변화를 보였다.
- (3) 주조속도의 증가에 따라서 벌징의 양은 커지나 주편내에서의 형상, 내부변형률의 변화모양에는 큰 차이가 없었다.

본 연구에서는 주조속도의 변화가 내부결함에 미치는 영향을 조사하기 위하여 용강정압과 슬래브의 자중에 의해 발생하는 벌징현상을 취급하였다. 그러나 실제 연속주조법에서는 벌징과 로울 미스얼라 인먼트 등이 동시에 일어나기 때문에 이러한 문제를 고려한 연구가 복합적으로 수행되어야 하며 특히 연속주조기의 설계시 고려하여야할 슬래브 생산 Line의 Curvature Of Radius는 고정모멘트를 구하는 데에 상당한 영향을 미친다. 벌징의 양상은 전체 Roll pitch에 대하여 비슷하나 벌징량은 위와 같은 이유로 차이가 날 것이다. 따라서 향후 연구방향에 있어서는 위의 문제가 필수적으로 고려되어야 하며 이의 이론적 해석을 연구과제로 남겨둔다.

6. 참고문헌

- [1] J. Savage and W. H. Pitchard, J. of the Iron and Steel Institute, Nov. p.269, 1954
- [2] 三塚, "連続スラブの凝固過程にどよぼす2次スプレー冷却の影響", 鐵と鋼, Vol.54, No.14, p.1457, 1968
- [3] 北川融, "鋼の連続鑄造技術における最近の進歩Ⅱ", 西山記念技術講座, 日本鐵鋼協會, p.158, 1986
- [4] K. Chihwa, Y. Hatamura, N.Hasegwa, 1980, "Characteristics of Plasticity used in the Simulation of Slab in Rolling and Continuous Casting", TETSUTO-HAGANE, Vol. 66, No. 5, p. 48
- [5] A. Palmers, A. Etinne and J. Mignon, 1979, "Calculation of the Mechanical and Thermal stresses in Continuously Cast Strands", Stahl U. Eisen

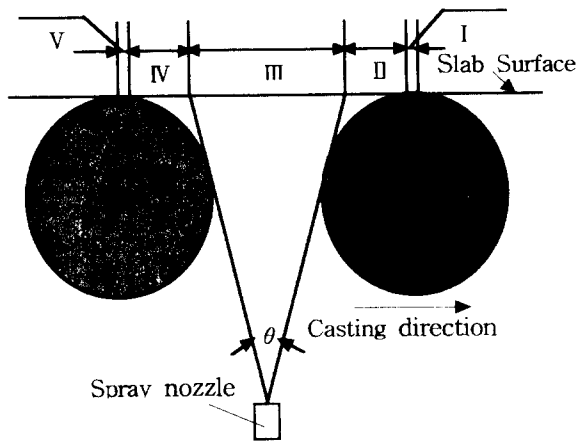


Fig.1 The classification of cooling zones

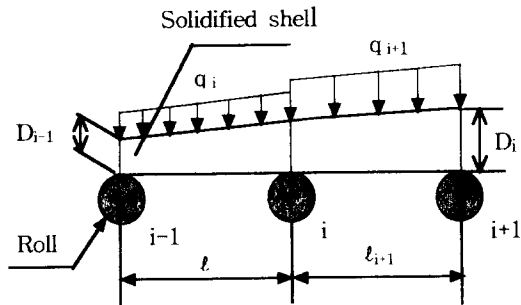


Fig.2 Continuous beams on roll supports

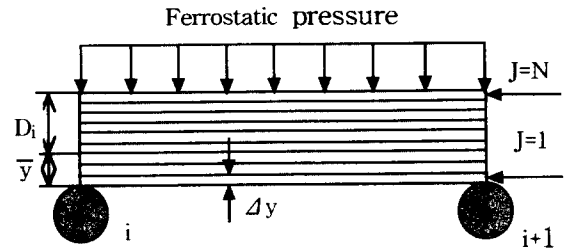


Fig.3. Solidified shell between two rolls with different materials property

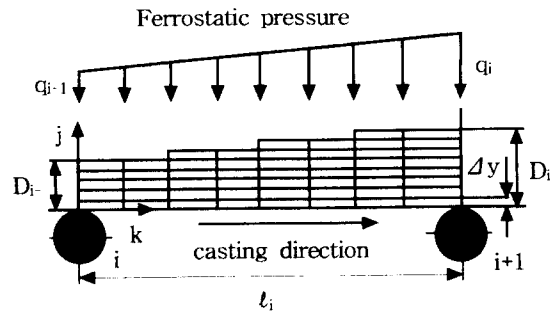


Fig.4 Mesh division of solidified shell

Table1. Chemical compositions of casting material

C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni
0.05	0.24	0.0017	0.002	0.024	0.0	0.0
Cr	Mo	V	Ti	Nb	Al	
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	

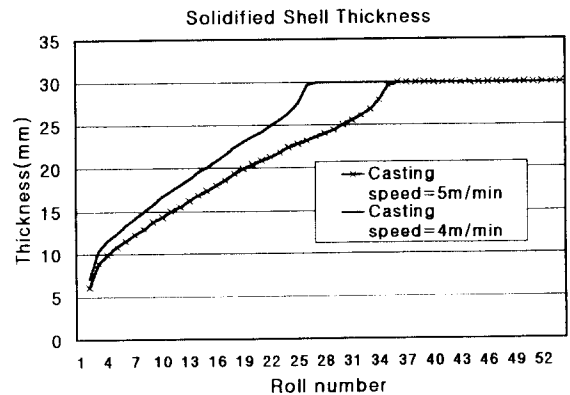


Fig.5 Solidified shell thickness

Table2. The conditions of casting parameters to calculation

Roll No	Roll Pitch	Roll No	Roll Pitch	Roll No	Roll Pitch	Roll No	Roll Pitch	Roll No	Roll pitch
0	120	7	160	14	195.3	21	205.8	28	195.3
1	155	8	160	15	194.6	22	195.3	29	205.8
2	155	9	160	16	194.1	23	194.6	30	195.3
3	155	10	160	17	194	24	194.1	31	194.6
4	155	11	160	18	194.1	25	194	32	194.1
5	160	12	160	19	194.6	26	194.1	33	194
6	160	13	196.3	20	195.3	27	194.6	34	194.1

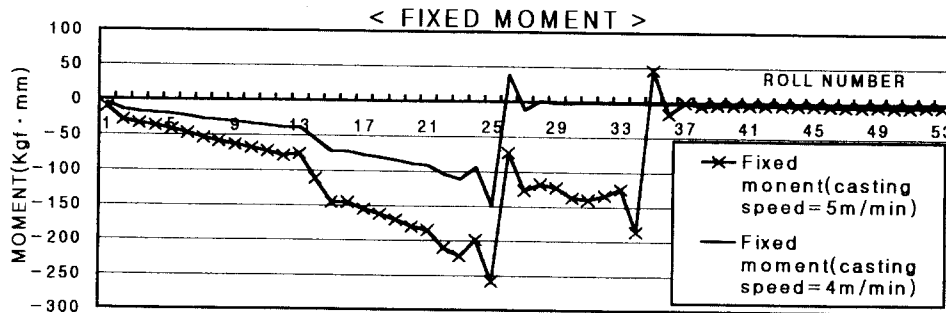


Fig.6 Fixed moment for each roll no.

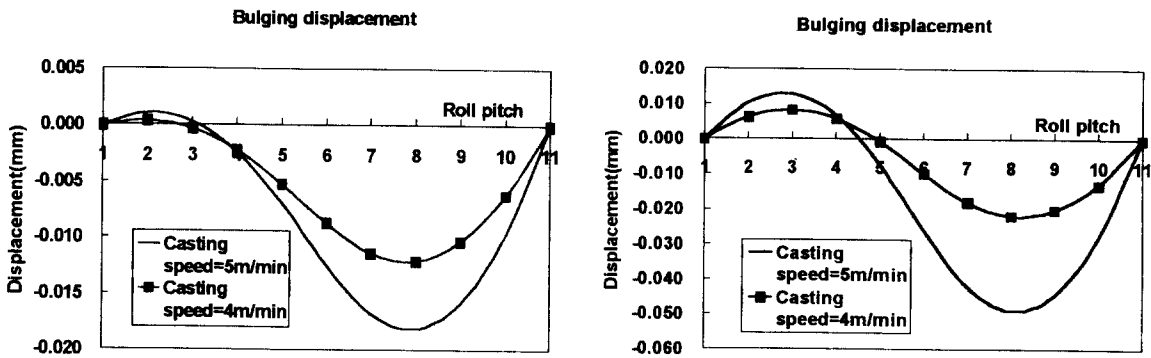


Fig.7 Bulging displacement on the Roll no.8-9, 16-17

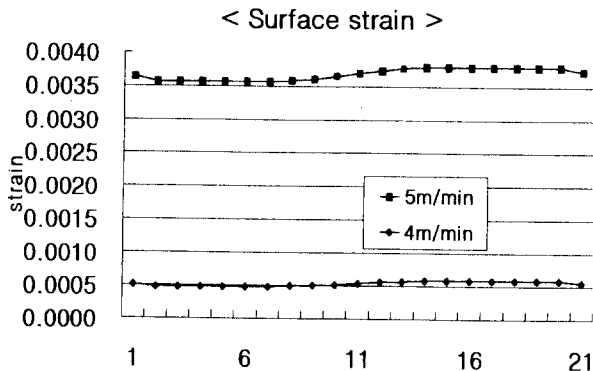


Fig.8 Surface strain on the Roll no.8-9

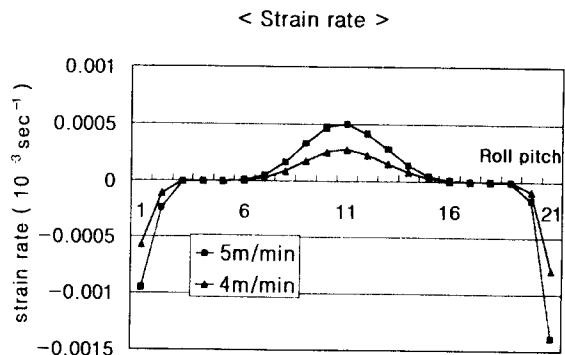


Fig.9 Surface strain rate on the Roll no.8-9