

<論 文>

# 고속연속주조에 있어서 동적 벌징의 변형거동 해석

강 충 길\* · 윤 광 식\*\*

(1988년 7월 28일 접수)

## An Analysis of Deformation Behavior on Dynamic Bulging in the High Speed Continuous Casting

C. G. Kang and K. S. Yun

**Key Words** : Internal Crack(내부균열), Strip Continuous Casting(박판연속주조), Ferrostatic Pressure(용강정압), Solidified Shell(응고두께), Brittle Zone(취화영역), Strain Rate(변형률속도), Casting Speed(주조속도).

### Abstract

This paper shows an deformation behavior of steel cast slabs, which is used to prevent internal cracks of a slab in an unbending zone, in case of hot charge rolling(HCR) and hot direct rolling(HDR). The value of moving strand shell bulging between two supporting rollers under ferrostatic pressure has been computed in terms of creep and elastic-plasticity and for high strand surface temperature and high casting speed  $V=1.4\sim 2.2\text{m/min}$ . The strain and strain rate distributions in solidified shell undergoes a series of bulging are calculated with boundary condition a very closed to continuous steel cast slabs productions.

### 기 호 설 명

$A_j$ : 단면 $j$ 에서의 면적	$L$ : 잠열
$A, B, m, n$ : 재료의 계수	$M1, M2$ : 양단 고정모멘트
$b$ : 열전도도의 상수	$M$ : 지점위치의 고정모멘트
$b_w$ : 셀폭	$M_{ik}$ : 모멘트의 분포
$c$ : 비열	$N$ : 두께방향의 분할수
$C$ : 모멘트 수정계수	$P, R$ : 열유속계수
$D$ : 응고셀두께	$q_0$ : 주편의 표면으로부터의 열유속
$E_j$ : Young율	$q$ : 용강정압
$H$ : Meniscus로부터의 수직거리	$Tra\text{-max}$ : 최대연성온도
$h$ : Spray에서의 열전달계수	$T_j$ : 셀내의 온도
$I_j$ : 단면 이차모멘트	$T_s$ : 고상선온도
$K$ : 열전도도	$T_p$ : 초기온도
$l$ : 로울피치	$T_{su}$ : 주편의 표면온도
	$t$ : 시간
	$V$ : 주조속도
	$W$ : 주편의 두께
	$w$ : 로울간의 절점수

\*정회원, 부산대학교 공과대학 정밀기계공학과

\*\*부산대학교 대학원

$x$	: 주조방향의 좌표
$y$	: 주편표면에서 셀내의 임의점까지의 거리
$\Delta y$	: 셀두께방향의 미소두께
$\bar{y}$	: 중립축 위치
$\rho$	: 밀도
$\sigma$	: 셀내의 응력
$\gamma$	: 용강비중
$\eta$	: 벌징량
$\epsilon_{100}$	: 초기변형률
$\dot{\epsilon}_{10k}$	: 표면변형률속도
$\epsilon_{ijk}, \dot{\epsilon}_{ijk}$	: 셀내의 임의 위치에서의 변형률 및 변형률속도

### 참 자

$i$	: 주편의 로울리지점
$j$	: 셀두께방향에서의 단면위치
$k$	: 주조방향에서의 단면위치

## 1. 서 론

강의 연속주조법은 종래의 造塊-分塊法에 비해 사용한 원료에 대한 제품의 비율향상,省下에너지,省力化등의 장점을 가지고 있기 때문에 1970년대에 비약적으로 발전되어 최근에는 고속연속주조 및 박판연속주조가 중요한 과제로 되어 있다<sup>(1-3)</sup>. 고속연속주조법의 실현을 위해서는 표면결함과 내부결함이 없는 고온주편을 제조하는 것이 극히 중요하다. 표면결함은 탄소의 양, 2차냉각수의 영향, 주형 분말(mould powder) 및 주형의 상하진동, 주형내에서의 불균일한 응고등에 의해서 생성되어진다. 내부결함은 열응력, 용강정압에 의한 벌징(bulging)양 및 교정로울과의 기계적 상호작용등에 의하여 나타난다.

슬랩(slab)연주기에서 주조강종의 고급화나 주조속도의 고속화를 행할 경우 주편의 내부결함 현상이 문제로 되는데 특히, 이 내부결함은 압연공정에서의 壓下比가 불충분한 경우에는 미압착상태에서 제품에 남아 단면결함의 원인이 된다.

특히 슬랩연속주조의 경우는 폭방향에 작용하는 용강정압에 의하여 外側으로 팽창하는 벌징현상이 문제가 된다. 이로 인한 내부결함 및 중심편석은 슬랩의 내부재질에 중대한 영향을 미치며 고속연속주조의 저해 요인이 되고 있다.

벌징으로 인한 내부결함을 예측하는 수학적 모델

은 보 해석<sup>(4)</sup>, 크리프 해석<sup>(5)</sup>, 유한요소법<sup>(6,7)</sup> 등이 있지만, 이들 방향은 주편이 주조방향으로 이동하는 것을 고려하지 않고 정지하고 있는 주편이 용강정압을 받아 변형하는 현상을 해석한 것이다. 최근 실제 연속주조시 발생하는 벌징현상을 해석하기 위하여 주편의 이동을 고려한 동적해석모델<sup>(8~11)</sup>이 개발되어 있으나, 크리프와 탄소성에 관해서는 각각 독립된 요인으로서 생각하여 해석하였으며 용강정압에 의하여 발생하는 굽힘모멘트의 연속성을 고려하지 않았다. 실제 고속연속주조의 경우 주편이 탄소성과 크리프가 동시에 진행하고 핀치(pinch)로울러에 의하여 이동하기 때문에 각 로울러에서의 모멘트가 주편의 변형에 미치는 중요한 인자로 되어 있다. 벌징현상의 상세한 측정은 측정장소가 고온다습의 악조건하에 있기 때문에 상당히 곤란한 상태이고 그 측정 데이터(data)도 거의 없는 상태이다.

주편의 내부결함의 원인으로서 벌징 이외에 굽힘(bending), 矯正, 인발력, 로울 미스얼라인먼트(roll misalignment), 열응력 등이 있지만, 본 연구에서는 고속연속주조의 기초적 연구로서 벌징만을 선택하여 주조속도의 변화에 의한 주편의 거동을 해석하기 위해 응력을 변형률, 변형률속도, 온도의 함수로서 잡고 크리프 변형과 탄소성 변형을 동시에 고려한 모델을 도입하여 주편내에서의 벌징량, 변형률 등의 상태를 밝히며, 고속주조에 있어서 고려해야 할 사항에 대하여 고찰한다.

## 2. 이론해석에 대한 가정

\* 응고중 액상선 온도 및 고상선 온도 통과시의 온도보정은 등가비열법에 의하여 행하여졌으며, 열전도도는 온도의 함수로 생각한다.

\* 실제의 연속주조의 조업에서는 로울간격은 30~40cm이고, 그것에 대해 슬랩 폭은 80~200cm이며(슬랩폭)/(로울간격)의 값이 대략 3~7로 크기 때문에 벌징문제를 2차원의 보이론으로 생각한다.

\* 연주기는 직선부와 만곡부로 되어 있기 때문에 만곡부의 벌징을 보다 정확히 해석하기 위하여 응고셀을 굽힘보로 생각하여야 한다. 그러나 만곡부의 곡률반경 및 응고셀두께가 각각  $\rho_0=10m$ ,  $D=25cm$  정도에서 셀두께의 중앙부분과 표면부분에서의 응력차는 각각 1~2%에 지나지 않으므로

로 직선보로 가정한다.

\* 고속연속주조는 수많은 지점위를 슬랩이 이동해 가기 때문에 1스펜(span)만을 해석하는 것은 그다지 큰 의미를 가지지 않는다. 전체를  $n+1$ 개의 지점을 가진 연속보로서 취급하며 양단의 고정모멘트의 밸런스의 합을 구하기 위해서 3모멘트법을 적용한다.

\* 변형률 속도는 셀뚜께방향에 직선적으로 변화하는 것으로 가정한다. 따라서 변형률 속도는 변형이 진행하지 않는 중립축을 경계로 하여 각각 인장 및 압축으로 분포한다.

\* 응고셀에 있어서 재료의 응력과 변형률과의 관계식 및 탄성계수  $E_j$ 는 온도의 함수로서 표시된 다음식을 사용한다<sup>(12,13)</sup>.

$$\sigma = A e^{\frac{B}{T}} \dot{\epsilon}^m \epsilon^n \quad (1)$$

$$E_j = 5940 / (T_s - 1134) \times (T_s - T_j)^2 \quad (2)$$

\* 해석의 대상이 되는 것은 슬랩 표면에서부터 고상선까지이고 고상선의 온도  $T_s$ 는 각 조성의 함수로서 나타낸 다음식을 사용하였다<sup>(14)</sup>.

$$T_s = (\text{Fe-C계의 고상선온도}) - \{20.5(\text{Si}\%) + 6.5(\text{Mn}\%) + 500(\text{P}\%) + 700(\text{S}\%) + 2(\text{Cr}\%) + 11.5(\text{Ni}\%) + 5.5(\text{Al}\%) (\text{Fe-C계의 고상선온도}) T_s : \\ 0 < C < 0.10\% : T_s = 1536 - 420(C\%) \\ 0.10 < C < 0.18\% : T_s = 1494 \\ 0.18 < C < 2.14\% : T_s = 1494 - 177\{C\% - 0.18\} \quad (3)$$

\* 주편에 발생한 변형률은 주조속도와 더불어 점차적으로 축적되어 가는 것으로 생각한다.

### 3. 이론해석

#### 3.1 열전도해석

연속주조에 의한 슬랩의 제조과정은 Fig. 1에 표시한 바와 같이 턴디쉬(tundish)에서 흘러나온 용강이 몰드 벽면에서 1차 냉각을 받아 얇은 응고셀이 형성된다. 그 후 몰드를 나온 슬랩은 스프레이(spray)냉각에 의하여 응고가 진행되면서 만곡부와 직선부의 교차지점에서 굽힘 및 矯正을 동시에 받는다. 이때 슬랩이 완성되기까지의 과정에서 용강정압에 의해 응고 셀이 팽창을 받음과 동시에 핀치로울에 의하여 주편이 이동하게 된다. 이때 응고두께 및 온도를 구하기 위한 기초방정식과 초기조건 및 표면경계조건은 다음과 같다.

\* 기초방정식 :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} - K \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) - b \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 = 0$$

\* 초기조건 :

$$t=0, 0 < x < \frac{W}{2}, T = T_p \quad (4)$$

\* 경계조건 :

i)  $t > 0, x=0, -K \frac{\partial T}{\partial x} = q_0$

ii)  $t > 0, x = \frac{W}{2}, K \frac{\partial T}{\partial x} = 0$

iii) 모울드(mould) :  $q_0 = P - R\sqrt{t}$

iv) 스프레이(spray) :  $q_0 = h(T_{su} - T)$

$x = W/2$ 에서의 경계조건은 중심선에 대하여 온도 프로파일(profile)이 대칭이라고 가정함으로써 얻어질 수 있다. 이때 주형에서의 열유출량  $q_0$ 는 실험식<sup>(15,16)</sup>을 이용하였으며 주형 아래의 표면경계조건은 냉각에 의하여 열유속  $q_0$ 가 연주주편 표면에서 이루는 열균형(heat balance)을 생각하여 구할 수 있다.

#### 3.2 탄소성 크리프 보의 이론해석

로울간에서는 용강정압에 의한 등분포하중이 걸리고 있는 것으로 가정하여 각 로울위치에서의 값의 중간치를 사용하였다.

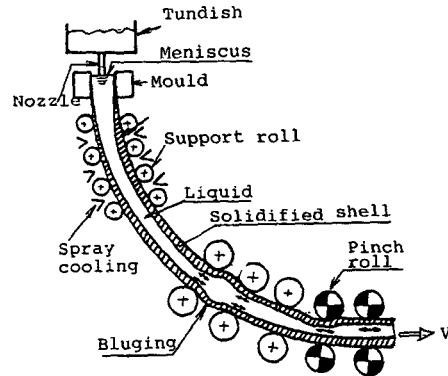


Fig. 1 Schematics drawing of continuous casting

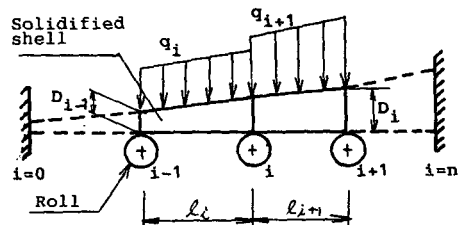


Fig. 2 Continuous beams on roll supports

고속연속주조에 있어서 계산모델로서는 Fig. 2와 같이  $n+1$ 개의 지점을 가진 연속보를 생각하여 양 끝단의 위치에서는 고정되어 있는 것으로 할 때 각 지지점  $i=1 \sim (n-1)$  위치에서의 고정모멘트를 3모멘트의 원리를 사용하여 나타내면 다음과 같다.

$$M_{i-1}l_i + 2M_i(l_i + a_i l_{i+1}) + a_i M_{i+1} l_{i+1} = -\frac{1}{4}(q_i l_i^3 + a_i q_{i+1} l_{i+1}^3) \quad (5)$$

여기서

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

경계조건으로서는  $i=0, i=n$ 에서 고정이라고 하는 가정으로부터 다음식이 얻어진다.

$$2M_0 + M_1 = -W_1(l_1) + \frac{6}{l_1^2} W_3(l_1) = -\frac{1}{4} q_1 l_1^2$$

$$M_{n-1} + 2M_n = -2W_1(l_n) + \frac{6}{l_n} W_2(l_n) - \frac{6}{l_n^2} W_3(l_n) = -\frac{1}{4} q_n l_n^2 \quad (6)$$

$$W_n(\xi) = \frac{1}{n!} \int_0^\xi q(s) (\xi - s)^n ds, \quad n=1, 2, 3, \dots$$

식 (5) 및 식 (6)에 의해  $M$ 에 관한  $(n+1)$ 원의 연립일차 방정식이 얻어지고 이것을 풀면  $M_0 \sim M_n$ 개의 고정모멘트가 얻어진다. 또한 지점  $i$ 에서의 굽힘강성  $(EI)_i$ 는 Fig. 3과 같이 슬랩을 재료특성이 다른 얇은 판을 서로 중첩시킨 보로써 생각하면 다음과 같이 표시할 수 있다.

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

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

$$T_j = \frac{\Delta y (j - \frac{1}{2})}{D_i} (T_s - T_{su}) + T_{su} \quad (7)$$

$$I_j = \frac{b_w \Delta y^3}{12} + [\bar{y} - \Delta y (j - \frac{1}{2})]^2 \cdot b_w \Delta y$$

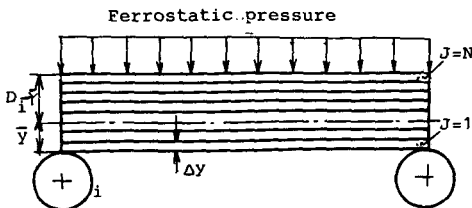


Fig. 3 Solidified shell between two rolls with different materials property

$$\bar{y} = \frac{\sum_{j=1}^N (E_j \int_{A_j} y dA_j)}{\sum_{j=1}^N E_j A_j} = \frac{\Delta y \sum_{j=1}^N E_j (j - \frac{1}{2})}{\sum_{j=1}^N E_j}$$

용강정압에 의한 등분포하중 및 3모멘트의 식 (5), (6)에서 구한 고정모멘트  $M_i$ 를 이용하여 로울 간의 임의의 점에서의 모멘트 분포를 구하여야 한다. 이때 로울 스펀양단의 모우멘트가 균형을 유지하도록 모멘트 분포에 수정을 가하여 최종적인 모멘트 분포를 구하는 식은 다음과 같다.

$$M_{ik} = -\frac{q_i - q_{i-1}}{6l_i} x^3 - \frac{1}{2} q_{i-1} x^2 + \frac{1}{6} (q_i + 2q_{i-1}) l_i x + \frac{M_2 - M_1}{l_i} x + M_1 \quad (8)$$

단,

$$q_i = \gamma \cdot H_i$$

$$M_1 = C_i \cdot M_{i-1}$$

$$M_2 = C_i \cdot M_i \quad (9)$$

$$x = (l_i \cdot k) / w$$

본 연구에서는 한개의 로울스펜마다 계산을 반복하고 전체를 연속적으로 계산하는 방법을 취하였다. 표면온도의 감소와 더불어 응고셀이 성장하는 한 로울스펜의 계산 모델을 Fig. 4에 표시한다.

셀내의 임의위치에서의 온도분포가 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.

$$F_0 = \sum_{j=0}^{J_N-1} A e^{\frac{B}{T_{ijk}}} \left| \frac{J_N - j}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n - \sum_{j=J_N+1}^N A e^{\frac{B}{T_{ijk}}} \left| \frac{J_N - j}{J_N} \right|^m \cdot |\epsilon_{ijk}|^n \quad (10)$$

이때  $F_0=0$ 이 되는  $J_N$ 가 중립축의 위치이다.

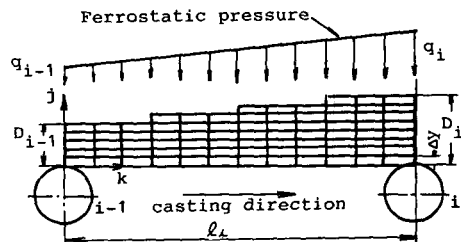


Fig. 4 Mesh division of solidified shell

본 연구에서는 벌징만을 주목하여 해석을 하였기 때문에 직접 문제가 되는 외력은 용강정압 뿐이다. 따라서 용강정압에 의해 생기는 모멘트는 내부응력에 의해 계산되는 모멘트와 평형을 이루어야 한다. 따라서 식 (1)을 이용하면

$$|M_{ik}| = \int \sigma \cdot y dy \quad (11)$$

$$= |\dot{\epsilon}_{iok}|^m \sum_{j=0}^N A e^{\frac{B}{T_{ijk}}} |\epsilon_{ijk}|^n \cdot \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \cdot \Delta y^2$$

이 되고 이것을 표면변형률 속도에 대하여 정리하면  $\dot{\epsilon}_{iok} = \text{sign}(M_{ik})$

$$\times \left\{ \frac{|M_{ik}|}{\sum_{j=0}^N A e^{\frac{B}{T_{ijk}}} |\epsilon_{ijk}|^n \cdot \frac{|J_N - j|^{m+1}}{J_N^m} \cdot \Delta y^2} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (12)$$

가 된다<sup>(17)</sup>. 주조속도  $V$ 를 고려하여 식 (12)를 시간축에 대하여 적분하면 주입방향 임의 위치에서의 표면변형률은

$$\epsilon_{iok} = \sum_{k=0}^k \dot{\epsilon}_{iok} \cdot \frac{l_i}{w \cdot V} + \epsilon_{i00} \quad (13)$$

이 되고 이 식을 셀내의 임의 위치에서의 변형률 중분식으로 표시하면 다음과 같다.

$$\Delta \epsilon_{ijk} = \frac{J_N - j}{J_N} \cdot \frac{l_i}{w \cdot V} \cdot \dot{\epsilon}_{iok} \quad (14)$$

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

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

이상에서 구한 주편의 변형률을 이용하여 용강정압에 의한 벌징량  $\eta$ 를 계산하기 위한 식은 다음과 같다.

$$\frac{d^2 \eta_{ik}}{dk^2} = \left( \frac{l_i}{w} \right)^2 \cdot \frac{\epsilon_{iok} - \epsilon_{i00}}{y} \quad (16)$$

$$\eta=0 : k=0, \quad \frac{d\eta}{dk} \Big|_{k=0} = \theta_1$$

$$\eta=0 : k=w, \quad \frac{d\eta}{dk} \Big|_{k=0} = \theta_2$$

위의 식 (16)은  $\eta$ 의  $k$ 에 관한 2계 미분방정식이다.

초기조건  $\frac{d\eta}{dk} \Big|_{k=0} = \theta_1$ 을 이용하여 Runge-Kutta법에 의해 급함형상을 구하였다.

#### 4. 수치해석 및 방법

식 (5), (6)에서 고정모멘트  $M_i$ 가 구해진다. 여기서 변형률분포  $\epsilon_{iok}$ 를 가정하여 식 (10)에 의해 중립축을 결정하고 식 (14)에서 변형률분포의 계산치를 구했다. 그러나 일반적으로 이 계산치와 최초의 가정치와는 일치하지 않는다. 이 때문에 선형역보간법을 사용하여 변형률을 수정하고 수렴할 때까지 식 (10)~(15)의 계산을 반복한다. 변형률이 수렴하여 그것이 1로울스펜에 걸쳐서 완료하면 그것에 의해 구해진 표면변형률 분포를 기초로 하여 식 (16)에 의해 벌징형상이 구해진다. 이상의 것을 각 로울에 대해서 반복하면 각각의 독립된 벌징의 형상이 구해지는데 일반적으로 그대로는 로울위치에서의 기울기는 일치하지 않고 형상은 거의 연속하지 않는다. 그 때문에 식 (9)에서 나타낸 방법으로 모멘트에 수정을 가하여 전체로서 형상이 연속적으로 될 때까지 각 로울스펜에서의 모멘트를 수정하여 반복 계산한다. Fig. 4에 표시한 응고셀의 직선 분포를 mm 단위로 사사오입한 값을 사용하였으며, 이때  $\Delta y = 1\text{mm}$ ,  $k = 100$ 등분하였다. 수치해석에 필요한 연주기의 사양 및 물성치를 Table 1, 2에 각각 표시하였다.

#### 5. 계산결과 및 고찰

Fig. 5는 주조속도  $V$  (m/min)의 변화에 따른 주편의 표면온도  $T_{su}$  (°C)를 나타낸 것이다.  $T_{su}$  (°C)는 2차

Table 1 Condition of calculation casting parameters

Roll No. $i$	Distance from meniscus $H_i$ , mm	Roll pitch $l_i$ , mm	Roll No. $i$	Distance from meniscus $H_i$ , mm	Roll pitch $l_i$ , mm
0	800		1	910	110
2	1100	190	3	1300	200
4	1500	210	5	1720	210
6	1940	220	7	2160	220
8	2420	260	9	2710	290
10	3000				

Table 2 Data used in calculation of bulging

Property	Carbon steel	Property	Carbon steel
$a$	0.0038	$b$	$2.75 \times 10^{-6}$
$A$	1.2	$B$	4700
$m$	0.2	$n$	0.4
$T_s$	1462°C	$T_{ra-max}$	1440°C
$P$	640	$R$	80
$K$	$a + bT \text{ kcal/ms}^\circ\text{C}$	$C$	0.14 kcal/kg°C
$L$	65 kcal/kg	$\rho$	7000 kg/m <sup>3</sup>
$T_p$	1500°C	$\gamma$	$7.9 \times 10^{-6} \text{ kg/m}^2 \text{ sec}^2$

냉각 영역에서의 비수량에 의하여 결정되어지는 열 전달계수  $h \text{ kcal/m}^2 \text{ sec}^\circ\text{C}$ 에 의하여 변화되고 있음을 나타내고 있으며  $V \text{ m/min}$ 의 증가에 따라서  $T_{su}^\circ\text{C}$ 는 증가됨을 알 수 있다.

위의 원인은 응고셀내의 열저항이 표면까지 이동하기 어렵기 때문에 표면에서의 냉각조건이  $T_{su}$  영향을 크게 받는 것으로 생각되어진다.

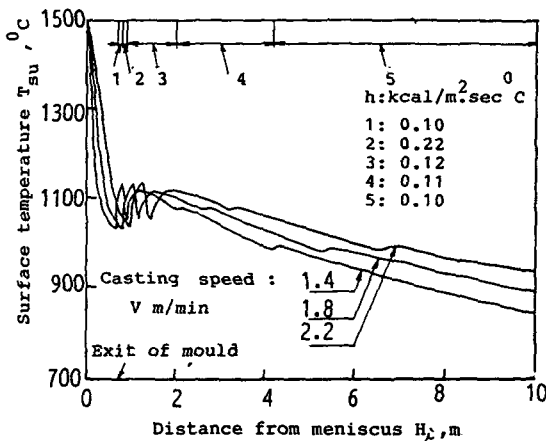


Fig. 5 Surface temperature profile used computation

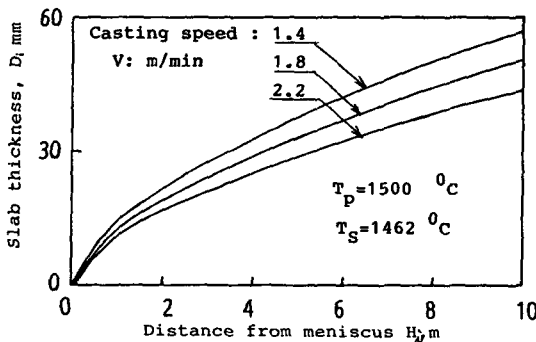


Fig. 6 Solidified shell thickness used computation

Fig. 6은 슬랩 두께 260mm의 경우 응고두께  $D_1$  mm와 메니스커스(meniscus)로부터의 거리  $H_2$  m의 관계를 주조속도  $V \text{ m/min}$ 의 영향에 대하여 표시한 것이다.

주조속도  $V$ 가 1.4m/min에서 2.2m/min까지 변할 때 응고두께  $D_1$  mm는 감소함을 나타내고 있다.  $D_1$  mm는 응고시간 및 비수량에 의하여 결정되어지는  $T_{su}$ 에 크게 영향을 받고 있다는 사실을 확인할 수 있다.

Fig. 7은 주조속도의 변화에 따른 벌징 형상의 연속적인 결과를 나타낸 것이다. No. 1~No. 2의 로울사이 및 No. 7~No. 8 로울사이에, 있어서는 그 변형이 외측으로 향하여 크게 팽창되어 있다.

우선 슬랩 표면이 로울표면을 통과하여 로울과의 접촉으로부터 벗어나면 그 직후에는 일단 내측으로 변형되고 그후 용강정압에 의해 서서히 외측으로 팽창하는 형으로 되어 있다. 이때 내측으로 밀려들어난 양과 외측으로 팽창한 양을 비교하면 외측으로 팽창한 양쪽이 더 크다. 또, 이와 같은 변형양식을 가진 경우 로울과 셀의 접촉점은 반드시 로울의 가장 윗쪽이 아니고 약간 상류측에 위치하는 것을 알았다. 또한 로울피치의 중앙에서 최대의 벌징이 일어나는 것이 아니고 중앙으로부터 하류측으로 약간 벗어나 있는 것을 알았다. 결국 셀의 변형거동은 균등하게 외측으로만 팽창하는 것이 아니고 내외의 양측에 걸쳐서 변형한다는 것을 알았다. 주조속도에 의해서 변화하고 있는 것은 변형의 양적인 것 뿐이고 형상자체가 더욱 복잡하게 변형되는 현상은 나타나지 않았다.

Fig. 8은 주조속도의 변화에 따른 셀표면 변형률 속도  $\dot{\epsilon}_{iok}$ 의 변화모양을 나타낸 것이다. 이것도 각 로울사이에서 비슷한 변화를 하면서 증감을 반복하

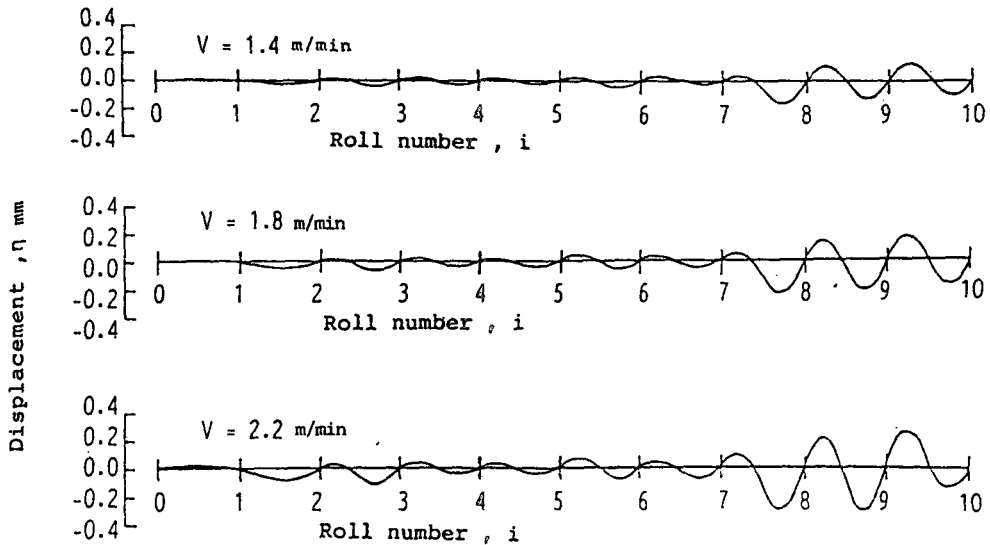


Fig. 7 Profile of deformation of slabs between roll number  $i=0-10$

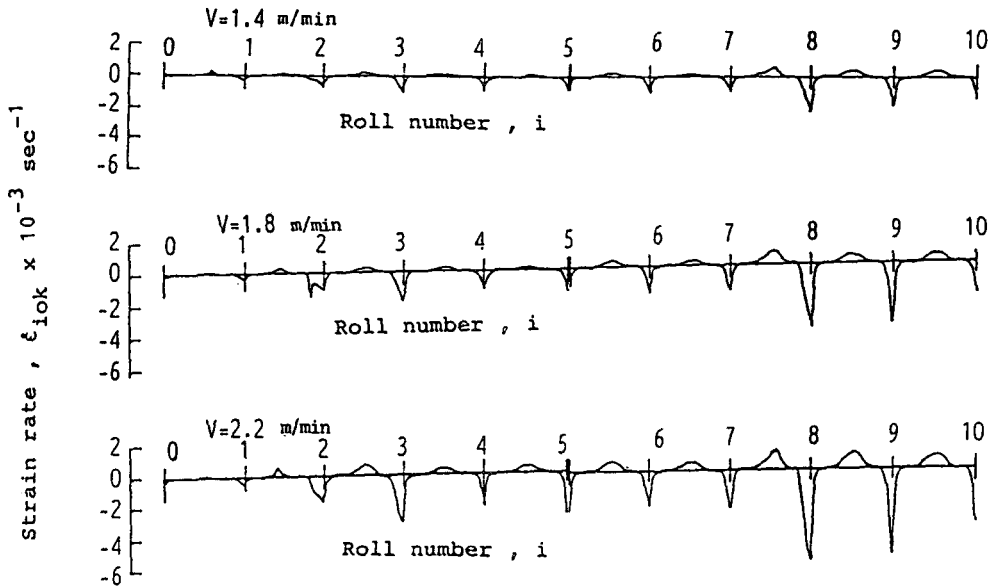


Fig. 8 A result of strain rate in the surface of cast slabs,  $i=0-10$

고 있다. 로울사이의 내부에서는 전체적으로 완만하게 변화하는데 대해서 로울 근방에서만 큰 변화를 보이고 있기 때문에 로울근방에서 응고셀이 상당한 변형을 받고 있는 것을 알 수 있다. 또 No. 8로울 위치에 주목하면 주조속도의 증가에 따른 양적인 증가가 다른 위치보다도 큰 것을 알았다.

Fig. 9는 주조속도의 변화에 따른 취화역에서의 변형률의 변화모양을 나타내고 있다. 셀내부에 있

어서도 압축과 인장을 반복해서 받고있는 것을 알 수 있다. 연주슬랩의 내부결함은 압축 변형률에는 무관하고 인장 변형률이 큰 영향력을 미친다. 이러한 관점에서 생각하면 주조속도  $V=2.2\text{m/min}$ 의 경우 No. 1~No. 2, No. 4~No. 5, No. 5~No. 6 로울사이에서는 압축변형이 있는 부분이 있는데 이 부분은 다른 로울간에 비하여 내부결함의 생성이 억제 되어질 것으로 생각된다.

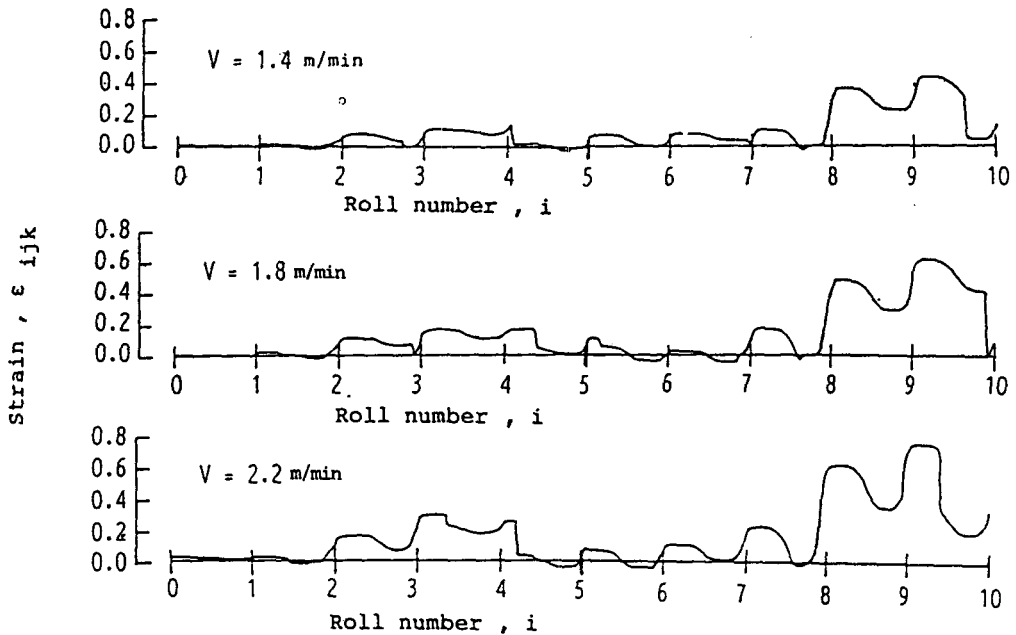


Fig. 9 A result of strain in the brittle zone,  $i=0-10$

로울번호 No. 1~No. 2, No. 6~No. 7에서 변형률의 변화모양을 보면 연속적인 분포는 아니며 부분적인 불연속이 나타나고 있다. 이 원인은 셀두께가 로울사이에서 계속적인 증가와 더불어 취화역에서 최대변형률이 발생하는 위치도 이동해 가는 것으로 생각되어진다. 수치해석 과정에 있어서 셀두께는 단계적으로 불연속인 변화를 하기 때문에 중립축의 이동이 겹쳐져 오면 내부의 변형률은 복잡한 변화를 하게 되어 경우에 따라서는 큰 불연속을 생기게 하는 수도 있다.

그리고 주조속도의 증가에 따라 셀두께가 감소되

어 변형의 양적인 변화가 증가할 뿐이며 변형형태에는 영향을 미치지 않는다는 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 한 로울간격에 있어서 벌징량을 Matsumiya<sup>(11)</sup>의 이론해석과 Wünnenberg<sup>(18)</sup>의 실험치와 비교한 것이다. 본 이론해석의 최대벌징량  $\eta$ 는 실험치의 최대벌징량과 약 20%의 차이를 보이고 있으며 Matsumiya<sup>(11)</sup>의 이론해보다 정확함을 입증할 수 있다. 본 이론해석에서의 오차원인은 응고셀 단면에 작용하는 전단력에 의한 변형을 무시하였기 때문이라고 생각되어진다.

연주슬랩의 벌징을 해석하는 경우 로울과 슬랩의 접촉상태를 엄밀히 파악하는 것은 극히 어렵다. 표면의 온도분포가 다른 고온의 연주슬랩이 어떤 속도를 가지고 이동하고 그것에 용강정압이 걸림에 따라 로울위에서는 헬즈 접촉에 의해 탄성접촉이 생기고 셀의 굽힘에 따른 바우싱거 효과나 변형률 경화도 존재하는 등의 여러가지 요인을 전부 수학적 모델에 의해 해석하고 고찰하는데는 한계가 있다. 따라서 복잡한 현상을 모델로 가정하고 실험 데이터를 이용하여야 한다. 본 연구결과로서 벌징형상이나 벌징량을 어느정도 예측할 수 있었다.

고속연속주조에 있어서 내부결함은 셀내부에서의 변형률이 한계변형률을 넘을 때 발생하는데 그 한계변형률은 용질원소 특히 C, P, Si 등의 결정입계

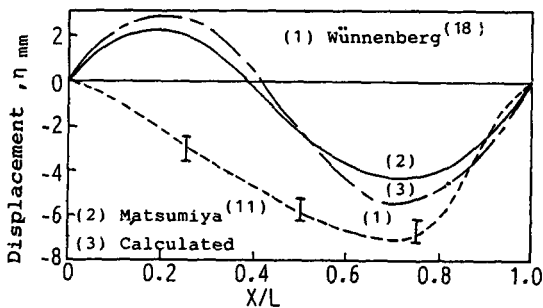


Fig. 10 Comparison of measured with calculated displacement curves of slab,  $l_i=86\text{cm}$   $V=0.852\text{m/min}$ ,  $q_i=280\text{kpa}$ ,  $T_s=1470^\circ\text{C}$ ,  $T_L=1508^\circ\text{C}$ ,  $D=8.3\text{cm}$



편석이나 입계편석에 영향을 주는 응고조직의 등축 정 비율 등 여러가지 인자에 의해서 영향을 받는다. 내부결함이 나타나는 한계변형률의 값은 측정법, 측정자, 측정온도 등에 따라 크게 다르지만 그 값은 거의 0.2~3% 정도이고 정확한 값은 아직 알려져 있지 않다<sup>(19)</sup>.

본 연구에서는 셸내부방향의 변형률속도 분포를 직선분포로 가정하고 있기 때문에 취화역 부근에 있어서 변형률 속도가 최대가 된다. 따라서 한계변형률이 최소가 되어 내부결함이 쉽게 나타나는 위치라고 생각되어진다. 그러나 실제의 경우 연주슬래브는 연속적으로 이동되면서 응고 두께가 증가되기 때문에 결국 응고계면이 시간적으로 변화한다. 그 결과 그때까지 축적되어온 변형률 에너지가 분산되는 형태가 되어 실제 균열이 발생하는 장소는 간단히 구할 수 없고 한계변형률을 엄밀히 정의하는 것은 극히 어려운 것이다.

Fig. 11은 셸두께 방향에서의 변형률 및 변형률속도를 나타낸 것이다. 점선은 최대연속속도 *Tra-max*의 위치를 표시하고, 고상선위치(Mesh count=40)까지가 취화영역이다. 그 취화영역 중에서는 변형률이 크게 변화하고 그 변화양상도 복잡하다. 따라서 내부균열이 나타나는 한계변형률의 값은 그 변형률 값에만 의존하는 것이 아니라 변형률 속도 및 온도분포 등을 종합적으로 검토해야 한다.

특히 고속연속주조의 실험을 위해서는 주편두께 방향에 있어서의 변형률의 분포가 압축변형률만 나타나도록 하는 압축주조 방법이 필요하다.

### 6. 결 론

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

- (1) 벌징의 변형양상은 똑같이 외측으로만 변형되는 것은 아니며 장소에 따라서는 내측으로도 변형되는 복잡한 변화를 보였다.
- (2) 셸내부의 변형률은 셸표면 변형률의 연속적인 분포와는 대조적으로 상당히 복잡한 분포를 가진다.
- (3) 주조속도의 증가에 따라서 벌징의 양은 커지나 주편내에서의 형상, 내부변형률의 변화모양에는 큰 차이가 없었다.

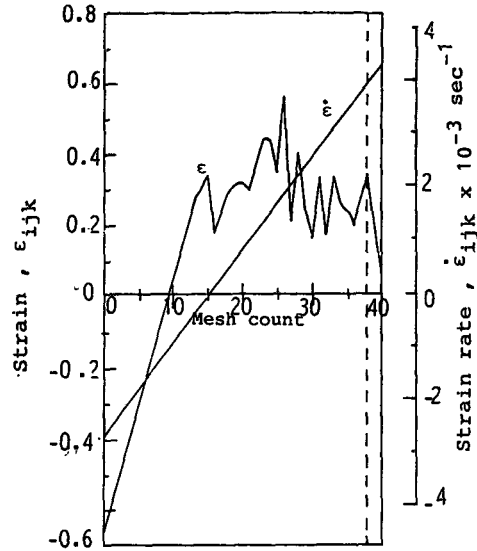


Fig. 11 Strain rate and strain distribution in solidified shell in roll number *i*=7-8 Casting speed *V*=2.2m/min

본 연구에서는 주조속도의 변화가 내부결함에 미치는 영향을 조사하기 위하여 용강점압에 의해 발생하는 벌징현상을 취급하였다. 그러나 실제 연속주조법에서는 벌징과 로울 미스얼라인먼트 및 냉각에 의한 변태현상, 열응력 등이 동시에 일어나기 때문에 이러한 문제를 고려한 연구가 복합적으로 수행되어야 하며 또한, 압축주조용 장치설계에 있어서 소요압축력 및 로울의 배치방법에 관한 이론적 해석을 연구과제로 남겨둔다.

### 참 고 문 헌

- (1) K. Onishi, K. Nagai and T. Hashimoto, 1986, "Prevention of Inner Cracks by the Optimum Roller Arrangements in a High Speed Continuous Slab Caster", TETSU-TO-HAGANE, Vol. 72, No. 16, p. 2225.
- (2) C.G. Kang, H. Hojo, T. Saitoh and H. Yaguihi, 1987, "A Study on Twin-Roll-Type Continuous Casting"(2nd Report, Two-dimensional Solidification Analysis with Heat Transfer in the Solid and Liquid Region), Trans. JSME. Eng., Vol. 87, No. 496, p. 252.
- (3) S.M. Pimpitkar, K.S. Caforana, J.J. Rayment, J.L. Mecal and A.H. Claver, 1985, "Comparison on the Single Roller and Double Roller Process casting low carbon steel", 5th. Int. Rapidly Quenched Metals Conf., p. 95.
- (4) K. Miyazaya, K. Schwerdtfeger, 1979, "Computa-

- tion of Bulging of Continuously Cast Slabs with Simple Bending Theory", *Ironmaking and Steel Making*, No. 2, p. 68.
- (5) 相澤龍彦, 失川元基, 大中逸雄, 1985, "有限要素法によるバルジングの弾塑性クリープ解析", 連続鑄造における力學的舉動, 日本鐵鋼基礎共同研究會, p. 145.
- (6) K. Sorimachi, T. Emi, 1977, "Elastoplastic Stress Analysis of Bulging as a Major Cause of Internal Crack in Continuously Cast Slabs", *TETSU-TO-HAGANE*, Vol. 63, No. 7, p. 1297.
- (7) 森田喜保, 河嶋壽一, 中村正宣, 1983, "連続鑄造鑄片の歪解析と内部割れについて", 住友金屬, Vol. 35, No. 3, p. 1.
- (8) K.H. Tacke, 1985, "Multi-Beam Model of Strand Straightening in Continuous Casting", *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 12, No. 2, p. 87.
- (9) K. Fukawa, H. Matsumoto and K. Nakajima, 1982, "Rheological Analysis of Bulging of Continuously Cast Slabs with Elementary Bending Theory", *TETSU-TO-HAGANE*, Vol. 68, No. 7, p. 86.
- (10) B. Barber, B.A. Lewis and B.M. Leckenby, 1985, "Finite-Element Analysis of Strand Deformation and Strain Distribution in Solidifying Shell during Continuous", *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 112, No. 4, p. 171.
- (11) 松官徹, 梶岡博幸, 中村泰, "連續鑄片バルジングの數學的解析", 製鐵研究, 第310號, p. 402.
- (12) K. Chihwa, Y. Hatamura, N. Hasegawa, 1980, "Characteristics of Plasticity used in the Simulation of Slab in Rolling and Continuous Casting", *TETSU-TO-HAGANE*, Vol. 66, No. 5, p. 48.
- (13) A. Palmars, A. Etienne and J. Mignon, 1979, "Calculation of the Mechanical and Thermal Stresses in Continuously Cast Strands", *Stahl U. Eisen*, Vol. 99, No. 19, p. 1039.
- (14) 森田光宣, 池田順一, 大野唯義, 大槁徹郎, 大槻直樹, 1985, "液相線, 固相線の遷移する場合の凝固計算", 連続鑄造における力學的舉動, 日本鐵鋼基礎共同研究會, p. 188.
- (15) J.K. Brimacombe, 1976, "Design of Continuous Casting Machines based a Heat-Flow Analysis", *Canadian Metall. Quart.* Vol. 15, No. 2, p. 163.
- (16) J.E. Lait, J.K. Brimacombe and F. Weinberg, 1974, "Mathematical Modelling of Heat Flow in the Continuous Casting of Steel", *Ironmaking and Steelmaking*, No. 2, p. 90.
- (17) C.G. Kang, H. Hojo, K. Kato, H. Yaguchi, 1987, "Theoretical Analysis for Breakout Initiation of Twin Roll Continuous Casting", *The Pro. 17th. Jap. Conf. Tech. Plasticity*, p. 32.
- (18) K. Wünnenberg, 1978, "Strand Bulging between Supporting Rollers during Continuous Slab Casting", *Vol. 98, No. 6, p. 254.*
- (19) 松田福久, 1985, "固液共存時の割れ發生と脆化", 連続鑄造における力學的舉動, 日本鐵鋼基礎共同研究會, p. 3.