

<論 文>

# 직접압연에서 용강의 유동을 고려한 열전달 해석

이 상 동\* · 김 영 도\* · 강 충 길\*\*

(1989년 7월 18일 접수)

## Thermal Analysis Considering Liquid Metal Flow in Direct Rolling

S. D. Lee, Y. D. Kim and C. G. Kang

**Key Words :** Two-Dimensional Solidification Analysis(2차원응고해석), Direct Rolling(직접압연), Solidification Interface(응고계면), Moving Boundary(이동경계)

### Abstract

A numerical algorithm for the two-dimensional solidification problem in the direct rolling process system is presented in this paper. Attention is focused on the elucidation of heat transfer and characteristics in both the liquid and solid phases. Also temperature distribution on the roll surface and velocity distribution of liquid are modeled and simulated numerically, in terms with the two-dimensional heat transfer. The present mathematical model can be applied to general Navier-Stokes and energy equations, thereby covering the wide range of the direct rolling process conditions. The boundary fixing method(BFM) was adopted to handle the moving boundary and the resultant transformed governing equations for the liquid and solid regions were solved separately by using an usual explicit finite difference scheme. This paper presents a numerical methodology for the two-dimensional heat transfer and flow phenomena in the liquid and solid regions in a direct rolling process system. And it is to provide a quantitative relationship among the principal casting parameters, such as the roll speed, the roll spacing, the initial temperature of molten materials, and the solidification profile with spacial attention given to the end point of solidification.

기 호 설 명

$B(\phi)$ : 로울형상계수 (cm)	$L$ : 응고잠열 (cal/g)
$C_p$ : 비열 (cal/g · °C)	$m$ : 재료의 변형률 지수
$F(\phi, t)$ : 고상역에서의 형상계수 (cm)	$n$ : 식 (2)에서 3번째식의 지수
$G(\phi', t)$ : 액상역에서의 형상계수 (cm)	$Pe_s$ : Peclet 수
$H$ : 중심선으로부터 로울표면까지의 거리 (cm)	$R_o, R'$ : 로울의 외부 및 내부반경 (cm)
$H_o$ : 로울간격의 1/2 (cm)	$q$ : 단위시간에 흐르는 유량 (cm <sup>3</sup> /s·cm)
$h$ : 로울과 주편 사이의 대류 열전달 계수 (cal/cm <sup>2</sup> ·s·°C)	$Q$ : 단위시간에 흐르는 열유량 (cal/cm <sup>2</sup> ·s)
$k_s, k_l, k_r$ : 고상역, 액상역 및 로울의 열전도율	$r', \phi'$ : 액상역의 원통좌표계
	$r, \phi$ : 고상역의 원통좌표계
	$Ste$ : Stefan 수
	$T$ : 온도 (°C)

\*부산대학교 대학원

\*\*정회원, 부산대학교 공과대학 정밀기계공학과

- $T_o, T_L, T_F$  : 초기, 액상선 및 고상선의 온도(°C)
- $T_i, T_s, T_r$  : 액상역, 고상역 및 로울의 온도(°C)
- $T_w$  : 냉각수 온도(°C)
- $t$  : 시간(sec)
- $u_x, u_y$  : 로울표면에서 재료의 속도성분(cm/s)
- $U_x, U_y$  : 로울의 표면속도 성분(cm/s)
- $v_{1x}, v_{1y}$  : 액상역의 속도성분(cm/s)
- $V_{1x}, V_{1y}$  : 고상선의 속도성분(cm/s)
- $x_1, x_2$  : 로울출구로부터 응고완료점 및 탕면까지의 거리(cm/s)
- $y_s$  : 중심선에서 응고계면까지의 거리
- $\eta, \xi, \lambda$  : 액상역, 고상역 및 로울 독립변수
- $\omega$  : 로울각 속도(rad/s)
- $\rho$  : 밀도(g/cm<sup>3</sup>)
- $\sigma$  :  $k_l/k_s$
- $\phi_o$  : 탕면이 로울에 접하는 점으로부터 로울출구까지의 각도(°)
- $\Delta\phi$  : 무차원화된  $\phi$ 방향의 미소크기
- $\Delta\xi$  : 무차원화된  $r$ 방향의 미소크기
- $\Delta t$  : 무차원화된 시간증분

참 차

- $n, n+1$  : 시간  $t$ 와  $t+\Delta t$ 에서의 증분수
- $i, j$  : 계산하고자 하는 ( $r, \phi$ ) 좌표
- $i-1, i+1$  : 계산하고자하는  $r$ 좌표의 전, 후좌표
- $j-1, j+1$  : 계산하고자하는  $\phi$ 좌표의 전, 후좌표

1. 서 론

최근 공정생략, 경사기능재료의 제조, 난가공재의 압연가공, 급냉응고법에 의한 신소재의 제조 등의 측면에서 용탕(liquid metal)으로부터 열연판에 상당하는 박판을 직접 제조하는 쌍로울식 연속주조와 직접압연법이 중요한 과제로 되어 있다<sup>(1~5)</sup>. 용탕으로부터 박판을 직접 제조할 때 나타나는 브레이크 아웃(breakout), 표면결함, 과대압하력, 스티플현상, 리플마크(ripple mark) 및 두께변화와 같은 결함은 박판제조의 저해요인이 되며, 특히 브레이크 아웃 현상은 전공정작업의 정지를 야기시키므로 이에 대한 이론적 예측이 필요하다. 용탕으로부터의 박판제조는 로울표면에 형성되어진 응고프로파일이 압착되어져 제조되어지기 때문에 응고완료점의 제어가 연속적인 박판제조의 가능성을 결정하는 중요한 요인이 된다.

이상과 같은 이유에서 Clynes<sup>(6)</sup>, Pimpitkar<sup>(7)</sup>는 해석적 방법에 의하여 로울출구에서의 응고두께를 이론적으로 해석하였다. Miyazawa<sup>(8)</sup>는 액상과 고상의 유동을 고려한 응고 이론해석에서 응고 프로파일 및 압연특성을 제시하고 있다. 이들 해석방법의 특징은 로울입구와 출구에서의 질량평행과 연속방정식으로부터의 근사식을 이용 하였으며, 또한 고상역에서 재료의 특성을 변형률속도와 응력과의 관계를 관련지은 소성변형의 관계를 고려하였다. Kasama<sup>(9)</sup>는 주형과 응고벽간에 접촉열저항이 존재하는 Geiger-Poirier의 응고식<sup>(10)</sup>을 이용하여 로울출구에서의 응고두께를 계산하여 박판제조의 가능성을 검토하였다.

이상에서 언급한 응고해석의 대부분은 액상의 전열해석을 무시한 1차원해석이 대부분이며, 해석결과와의 타당성을 검토하지 못하고 있다. 용탕으로부터 박판을 직접 제조할 때 로울표면의 온도와 로울표면과 접촉하는 주편의 표면온도는 실제로 같지 않으며, 또한 주편과 로울 사이에서는 스티플현상이 일어난다. 그리고 두개의 로울표면에 형성되어진 응고프로파일이 압착될 때 일어나는 슬립, 로울변형 및 수평의 문제를 해결하기 위해서는 로울두께를 고려한 응고 프로파일의 예측이 필수적이다. 응고 프로파일의 형상은 주로 로울 각속도, 로울 반경, 용탕온도 및 탕면깊이 등에 의해서 결정되며, 응고완료점의 위치를 밝히는 것에 의해 작업상의 한계조건을 예측할 수 있으며, 또한 완전한 성형시스템의 설계가 가능하다.

따라서 본 논문에서는 응고계면을 기준으로 하여 액상역, 고상역 및 로울등을 각각 계산 가능한 영역으로 좌표변환하는 경계고정법<sup>(11)</sup>을 사용하여 로울두께 방향의 온도분포와 고상역과 액상역의 속도분포를 고려한 2차원 응고해석을 하여 모델재료를 이용한 실험결과<sup>(12)</sup>와 비교 검토하여 이론해석의 타당성을 검증한다. 그리고 열전도율이 연강보다 적어 박판제조가 어려운 재료인 스테인리스강을 용탕으로부터 직접 생산하기 위한 압연조건을 정량적으로 제시하며, 압연로울의 냉각특성을 밝힌다.

2. 2차원 응고해석

2.1 계산모델 및 경계고정법에 의한 해석

이론해석 모델 및 좌표계를 Fig. 1에 나타내고 있다. 이 모델은  $\omega$ 의 각속도로 회전하는 두개의

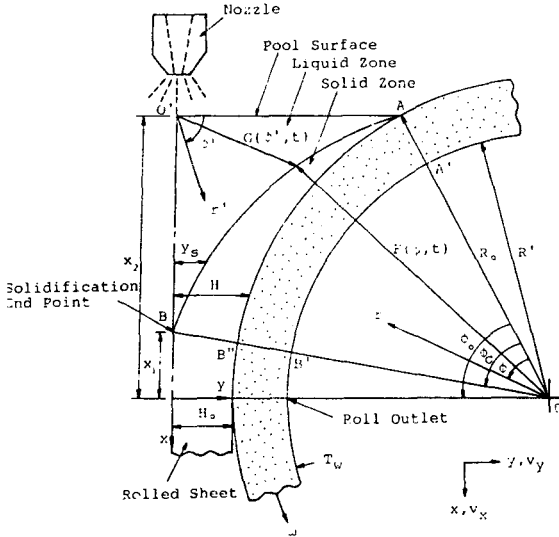


Fig. 1 Mathematical model and coordinate system for direct rolling

로울러 사이에 노즐을 통하여 용탕을 연속적으로 주입시키면서 로울을 냉각시킬 때 냉각로울 표면에 응고 프로파일이 형성된다. 이 때 로울표면에 형성되어진 응고 프로파일이 응고 완료점 B로부터 압연되어 박판이 연속적으로 제조된다.

시간  $t=0$ 에서 온도  $T_o$ 의 용탕을 주입과 동시에 초기  $T_r=T_w$ 의 로울온도가 용탕에 의하여 상승하면서, 응고 프로파일이 성장을 시작한다. 어떤 시각  $t$ 에서는 형상계수  $F(\phi, t)$ 로 표시되는 응고프로파일이 형성된다. 고상역 및 로울두께는 로울중심 O를 원점으로한  $(r, \phi)$  좌표계를 액상역은 탕면쪽 중앙점 O'을 원점으로한  $(r', \phi')$  좌표계를 잡았다. 로울표면과 응고계면에 있어서 열유속이 각각 평형을 이루어 시간에 따라 변하지 않는 액상역 O'BAO', 고상역 ABB'A 및 로울두께 AB'B'A'를 중심으로한 정상상태의 응고프로파일의 형상을 각각  $G(\phi', t)$ ,  $F(\phi, t)$ 로 표시한다. 액상역, 고상역 및 로울두께를 포함한 영역 O'BB'A'AO'에서 정상 상태인 응고 프로파일을 구하기 위하여 다음과 같이 가정한다.

- (1) 고상역 및 액상역에서의 속도분포는 각각 원주방향 및 2차원 흐름으로 생각한다.
- (2) 응고과정에 있어서 고액공존상의 고상율과 온도의 관계는 직선적이다.
- (3) 밀도, 열전도율 등의 물성치는 일정하다.

고상역에서의 속도는 가정 (1)과 같이 로울의 각 속도라 하였으며, 그리고 액상역의 속도분포는 Miyazawa<sup>(8)</sup>가 운동방정식과 연속식을 이용하여  $(x, y)$  좌표계에 대해 다음과 같이 나타냈다.

$$v_{ix} = v_x + a_1(y^2 - y_s^2)$$

$$v_{iy} = (y_s^2 y - \frac{1}{3}y^3) \frac{d}{dx} a_1 - y \frac{d}{dx} v_x \tag{1}$$

여기서,

$$a_1 = \frac{1}{2u} \frac{dp_i}{dx} = \frac{3}{2} (u_x - \frac{q}{2H}) \frac{y_s^{m-1}}{H^{m+1}}$$

$$v_x = u_x + a_1 (y_s^{m+1} - H^{m+1})$$

$$u_x = (u_x - u_x^o) (\frac{x_2 + x}{x_2 - x_1})^n + u_x^o$$

$$u_x^o = \frac{q}{2H}, \quad u_x = \frac{V}{R} \sqrt{R^2 - X^2} \tag{2}$$

이다. 이 속도식을 이용하여 열전도해석을 하기 위해서는  $(r', \phi')$  좌표에 대하여 좌표변환을 행해야 한다. 그 변환식은 다음과 같다.

$$v_r = v_{ix} \sin \phi + v_{iy} \cos \phi$$

$$v_\phi = v_{ix} \cos \phi - v_{iy} \sin \phi \tag{3}$$

이상의 가정과 속도분포를 고려하여 고상역, 액상역에서의 에너지방정식과 경계조건들을 다음과 같은 무차원함수를 이용하면 각각 식 (5) (6), (7) (8) 과 같이 표시할 수 있다.

$$r^* = \frac{r}{R_o}, \quad r'^* = \frac{r'}{R_o}, \quad t^* = \frac{\alpha_s t}{R_o^2}$$

$$R'^* = \frac{R'}{R_o}, \quad F^* = \frac{F}{R_o}$$

$$B^* = \frac{B}{R_o}, \quad T_s^* = \frac{T_s}{T_o - T_f}$$

$$T_i^* = \frac{T_i}{T_o - T_f}, \quad T_r^* = \frac{T_r}{T_o - T_f}$$

$$T_w^* = \frac{T_w}{T_o - T_f}, \quad T_f^* = \frac{T_f}{T_o - T_f}$$

$$v_r^* = \frac{v_r R_o}{\alpha_l}, \quad v_\phi^* = \frac{v_\phi R_o}{\alpha_l}$$

$$\omega_s^* = \frac{\omega R_o^2}{\alpha_s}, \quad \omega_r^* = \frac{\omega R_o}{\alpha_r}, \quad \phi^* = \frac{\phi}{\phi_o}$$

$$\phi'^* = \frac{\phi'}{\phi_o}, \quad \beta^* = \frac{\beta}{\phi_o}, \quad \beta'^* = \frac{\beta'}{\phi_o} \tag{4}$$

고상역에서의 에너지방정식 :

$$\frac{\partial T_s}{\partial t} = -\frac{\omega_s}{\phi_o} \frac{\partial T_s}{\partial \phi} + \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial T_s}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_s}{\partial r^2} + \frac{1}{(\phi_o r)^2} \frac{\partial^2 T_s}{\partial \phi^2} \right] \tag{5}$$

$(1 \leq r \leq F)$

고상역의 경계조건 :

$$\begin{aligned}
 0 < \phi < 1, \\
 r=1 : -k_s \frac{\partial T_s}{\partial r} &= hR_o(T_s - T_{sur}) \\
 0 < \phi < 1, \\
 r=F : T &= T_f
 \end{aligned} \tag{6}$$

액상역에서의 에너지방정식 :

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial T_l}{\partial t} &= - \left[ v_r \frac{\partial T_l}{\partial r'} + \frac{1}{\phi'_o} \frac{v_\phi}{r'} \frac{\partial T_l}{\partial \phi'} \right] \\
 &+ \left[ \frac{1}{r'} \frac{\partial T_l}{\partial r'} + \frac{\partial^2 T_l}{\partial r'^2} + \frac{1}{(\phi'_o r')^2} \frac{\partial^2 T_l}{\partial \phi'^2} \right]
 \end{aligned} \tag{7}$$

액상역의 경계조건 :

$$\begin{aligned}
 \phi' = 0, \quad 0 < r' < G : T &= T_o \\
 \phi' = 1, \quad 0 < r' < G : \frac{\partial T_l}{\partial \phi'} &= 0 \\
 0 < \phi' < 1, \quad r' = G : T &= T_f
 \end{aligned} \tag{8}$$

직접압연의 경우는 로울이 두껍기 때문에 로울 자체의 열전달현상을 무시하지 못한다. 따라서 로울 표면에서의 온도를 구하기 위하여 주편표면과 로울 표면의 경계에서는  $\delta$ 의 얇은 막을 가정하여 대류 경계조건에 의해 열이 전달된다고 보며, 냉각수에 의해 냉각되는 로울 내측은 거의 냉각되기 때문에 냉각수온도로 가정하여 열전도해석을 행하였다.

로울의 열평형방정식 및 경계조건을 다음과 같이 무차원화할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial T_r}{\partial t} &= - \frac{\omega_r}{\phi_o} \frac{\partial T_r}{\partial \phi} + \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial T_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_r}{\partial r^2} \right. \\
 &\left. + \frac{1}{(\phi_o r)^2} \frac{\partial^2 T_r}{\partial \phi^2} \right] \\
 (R' \leq r \leq 1)
 \end{aligned} \tag{9}$$

$$\begin{aligned}
 0 < \phi < 1, \\
 r=R_1 : T &= T_w \\
 0 < \phi < 1, \\
 r=1 : -k_r \frac{\partial T_r}{\partial r} &= hR_o(T_r - T_{sur})
 \end{aligned} \tag{10}$$

응고계면에서의 열유량  $q$ 는 Fig. 2에서 보여주는 바와 같이 계면에 수직하다. 따라서 액상역과 고상역을 기준으로한 형상함수  $G(\phi', t)$  및  $F(\phi, t)$ 가 각각  $\beta'(\phi')$ ,  $\beta(\phi)$ 의 각도로 계면에 기울어져 있다. 이러한 현상을 고려한 응고계면에 있어서 무차원화된 열평형방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial F}{\partial \phi} &= \frac{Ste}{Pe, s} \left( \frac{\phi_o}{R_o} \right) \left[ \left\{ 1 + \left( \frac{R_o}{\phi_o} \right)^2 \left( \frac{\partial F}{\partial \phi} \right)^2 \right\} \frac{\partial T_s}{\partial r} \right. \\
 &\left. - \sigma \frac{1}{\cos \phi_s} \frac{1}{\cos \phi_l} \frac{\partial T_l}{\partial r'} \right]
 \end{aligned} \tag{11}$$

여기서,

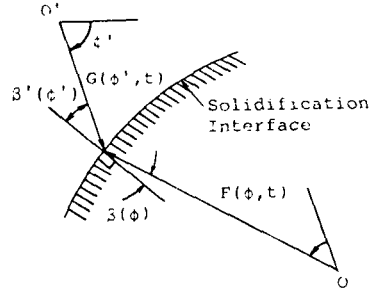


Fig. 2 Direction of heat flux in solidification interface

$$Ste = \frac{T_o - T_f}{L} C_s, \quad \frac{1}{Pe, s} = \frac{k_s}{\rho v_o R_o C_s},$$

$$\phi_s = \phi_o \beta, \quad \phi_l = \phi'_o \beta' \tag{12}$$

이다. 이상의 무차원화된 방정식을 해결하기 위해서는 해석 가능한 영역으로 좌표변환을 행해야 한다. 독립변수 ( $\zeta, \eta, \lambda$ )를 사용하여 좌표변환을 행하여 2차원 응고해석을 행하였다. 이때 응고계면을 고정하기 위한 독립변수는 다음과 같다.

$$\text{고상역} : \zeta = \frac{r-B}{F(\phi, t) - B} \tag{13}$$

$$\text{액상역} : \eta = \frac{r'}{G(\phi', t)} \tag{14}$$

$$\text{로울두께} : \lambda = \frac{r-R'}{R_o - R'} \tag{15}$$

고상역의 독립변수  $\zeta$ 를 이용하여 식 (5) (6)의 열평형 방정식 및 경계조건을 좌표 변환하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial T_s}{\partial t} &= \left[ \frac{1}{(F-1)^2} + \frac{1}{(\phi_o r)^2} \left( \frac{\partial \zeta}{\partial \phi} \right)^2 \right] \frac{\partial^2 T_s}{\partial \zeta^2} \\
 &+ \left[ \frac{1}{r} \frac{1}{F-1} + \frac{1}{(\phi_o r)^2} \frac{\partial^2 \zeta}{\partial \phi^2} \right. \\
 &\left. - \frac{\omega_s}{\phi_o} \frac{\partial \zeta}{\partial \phi} - \frac{\partial \zeta}{\partial t} \right] \frac{\partial T_s}{\partial \zeta} \\
 &+ 2 \frac{1}{(\phi_o r)^2} \frac{\partial \zeta}{\partial \phi} \frac{\partial^2 T_s}{\partial \zeta \partial \phi} + \frac{1}{(\phi_o r)^2} \\
 &= \frac{\partial^2 T_s}{\partial \phi^2} - \frac{\omega_s}{\phi_o} \frac{\partial T_s}{\partial \phi}
 \end{aligned} \tag{16}$$

$$0 < \phi < 1,$$

$$\zeta=0 : -k_s \frac{\partial T_s}{\partial r} = hR_o(F-1) \cdot (T_s - T_{sur})$$

$$0 < \phi < 1,$$

$$\zeta=1 : T = T_f \tag{17}$$

액상역에서도 고상역과 같은 방법으로 독립변수  $\eta$ 를 이용하여 식 (7) (8)을 좌표변환하면 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_l}{\partial t} &= \left[ \frac{1}{G^2} + \frac{1}{(\phi_o r')^2} \left( \frac{\partial \eta}{\partial \phi'} \right)^2 \right] \frac{\partial^2 T_l}{\partial \eta^2} \\ &+ \left[ \frac{1}{r'} \frac{1}{G} + \frac{1}{(\phi_o r')^2} \frac{\partial^2 \eta}{\partial \phi'^2} - v_r \frac{1}{G} \right. \\ &- \left. \frac{v_\phi}{\phi_o r'} \frac{\partial \eta}{\partial \phi'} - \frac{\partial \eta}{\partial t} \right] \frac{\partial T_l}{\partial \eta} \\ &+ 2 \frac{1}{(\phi_o r')^2} \frac{\partial \eta}{\partial \phi'} \frac{\partial^2 T_l}{\partial \eta \partial \phi'} + \frac{1}{(\phi_o r')^2} \\ &= \frac{\partial^2 T_l}{\partial \phi'^2} - \frac{1}{\phi_o} \frac{v_\phi}{r'} \frac{\partial T_l}{\partial \phi'} \end{aligned} \quad (18)$$

$$\phi' = 0, \quad 0 < \eta < 1 : T = T_o$$

$$\phi' = 1, \quad 0 < \eta < 1 : \frac{\partial T}{\partial \phi'} = 0$$

$$0 < \phi' < 1, \quad \eta = 1 : T = \dot{T}_f \quad (19)$$

로울두께방향의 온도분포를 고려하기 위한 로울에서의 열평형식 및 경계조건을 독립변수  $\lambda$ 를 이용하여 식 (9) (10)을 좌표변환하면 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_r}{\partial t} &= - \frac{\omega_r}{\phi_o} \frac{\partial T_r}{\partial \phi} \\ &+ \left[ \frac{1}{r} \frac{1}{1-R'} \frac{\partial T_r}{\partial \lambda} + \frac{1}{(1-R')^2} \frac{\partial^2 T_r}{\partial \lambda^2} \right. \\ &+ \left. \frac{1}{(\phi_o r)^2} \frac{\partial^2 T_r}{\partial \phi^2} \right] \end{aligned} \quad (20)$$

$$0 < \phi < 1,$$

$$\lambda = 0 : T = T_w$$

$$0 < \phi < 1,$$

$$\lambda = 1 : -k_r \frac{\partial T_r}{\partial r} = hR_o(1-R') \cdot (T_r - T_{sur}) \quad (21)$$

응고계면의 식 (11)을 좌표변환하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial \phi} &= \frac{Ste}{Pe, s} \left( \frac{\phi_o}{R_o} \right) \left[ \frac{1}{F-1} \left\{ 1 + \left( \frac{R_o}{\phi_o} \frac{\partial F}{\partial \phi} \right)^2 \right\} \right. \\ &\times \left. \frac{\partial T_s}{\partial \xi} - \frac{\sigma}{G} \frac{1}{\cos \phi_s} \frac{1}{\cos \phi_l} \frac{\partial T_l}{\partial \eta} \right] \end{aligned} \quad (22)$$

### 2.2 수치해석법

액상역에서의 온도장의 해석에서는 용탕의 온도  $T_o$ 가 액상선온도  $T_L$ 을 지나면 잃어버리는 열량에 상당하는 잠열을 방출한다. 그때의 고액공존상태의 온도  $T = T_i$ 은 등가비열법에 의해서 수정한다. 따라서 시간  $t$ 에서의 용탕의 온도  $T^i$  및  $\Delta t$  후의 온도  $T^{i+\Delta t}$ 가  $T_L < T^{i+\Delta t}$ 일 때 Fig. 3과 같이 비열이 증가되어 온도변화가 급격히 변화되지 않으므로  $T^{i+\Delta t}$ 를 식 (23)과 같이 보정하였으며,

$$T^{i+\Delta t} = T_L - (T_L - T^i) \cdot \frac{C_{pm}}{C_p} \quad (23)$$

$$C_{pm} = C_p + \frac{L}{T_L - T_s} \quad (24)$$

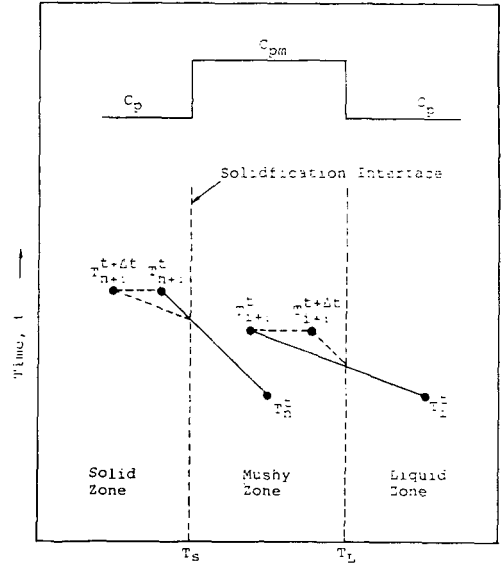


Fig. 3 Heat capacity, temperature history with phase transformation in binary alloys

그리고 고액공존상태의 온도  $T^i$ 가  $\Delta t$ 후 고상역의 온도  $T_s$ 를 넘을 경우는 Fig. 3와 같이 비열이 감소하므로 온도  $T^i$ 를 식 (25)와 같이 수정할 수 있다.

$$T_{n+1}^{i+\Delta t} = T_s + (T_{n+1}^i - T_s) \cdot \frac{C_p}{C_{pm}} \quad (25)$$

그리고 용탕직접접연에 있어서 로울표면의 온도와 로울표면에 형성되어진 응고셀의 표면온도는 실질적으로 일치하지 않으므로 본 연구에서는 로울과 주변이 접촉하는 경계사이에  $\delta$ 의 얇은 막이 있다고 가정하여 로울표면과 접촉하는 주변표면 사이의 경계조건은 대류경계조건을 사용하여 열유량( $Q = k_m \cdot (T_s - T_{sur})/\delta$ )을 구하였다. 이때  $k_m$ 은 고상역 및 로울의 열전도율의 평균값을 취하였으며, 계산에 사용한 열전달계수( $h = k_m/\delta$ )는 Pb-15%Sn과 스테인리스의 경우 각각 105, 73.7cal/cm<sup>2</sup>·s·°C이다.

초기 응고 프로파일의 가정은 1차원 응고해석을 행하여 최종 응고두께를 구하고, 최종 응고두께의 5%를 로울출구에서의 응고 두께로 가정 하였으며, 다른점에서의 응고 두께는 로울이 회전하여 구하고자 하는 점에 도달하는 시간을 구하여 그 시간의 제곱근에 비례하도록 가정하였다.

이상의 계산은 2점의 중앙 차분법을 이용해서 false transient문제로 정상상태로 될때까지 반복하여 계산하였다. 중앙 차분법에 의해서 차분화된 고상역의 식은 다음과 같다.

$$T_{i,j}^{n+1} = (1+2A+2D) \cdot T_{i,j}^n - \{C \cdot T_{i-1,j-1}^n + (A-B) \cdot T_{i-1,j}^n - C \cdot T_{i-1,j+1}^n + (D-E) \cdot T_{i,j-1}^n + (D+E) \cdot T_{i,j+1}^n - C \cdot T_{i+1,j-1}^n + (A+B) \cdot T_{i+1,j}^n + C \cdot T_{i+1,j+1}^n\} \quad (26)$$

$$\frac{\partial \xi}{\partial \phi} = -\xi \frac{1}{(F-1)} \frac{F_{j+1}^n - F_{j-1}^n}{2\Delta\phi} \frac{\partial \xi}{\partial t}$$

$$= -\xi \frac{1}{(F-1)} \frac{F_j^{n+1} - F_j^n}{\Delta t}$$

$$\frac{\partial^2 \xi}{\partial \phi^2} = -\frac{1}{(F-1)} \left[ 2 \frac{F_{j+1}^n - F_{j-1}^n}{2\Delta\phi} \frac{\partial \xi}{\partial \phi} + \xi \frac{F_{j+1}^n - 2F_j^n + F_{j-1}^n}{\Delta\phi^2} \right]$$

$$A = \frac{\Delta t}{\Delta \xi^2} \left[ \frac{1}{(F-1)^2} + \frac{1}{(\phi_0 r)^2} \left( \frac{\partial \xi}{\partial \phi} \right)^2 \right]$$

$$B = \frac{\Delta t}{2\Delta \xi} \left[ \frac{1}{r} \frac{1}{(F-1)} + \frac{1}{(\phi_0 r)^2} \frac{\partial^2 \xi}{\partial \phi^2} - \frac{\omega_s}{\phi_0} \frac{\partial \xi}{\partial \phi} - \frac{\partial \xi}{\partial t} \right]$$

$$C = \frac{\Delta t}{4\Delta \xi \Delta \phi} \left[ 2 \frac{1}{(\phi_0 r)^2} \frac{\partial \xi}{\partial \phi} \right]$$

$$D = \frac{\Delta t}{\Delta \phi^2} \left[ \frac{1}{(\phi_0 r)^2} \right]$$

$$E = \frac{\Delta t}{2\Delta \phi} \left[ -\frac{\omega_s}{\phi_0} \right]$$

액상역 및 로울에서도 역시 같은 방법으로 차분화된다.

응고 프로파일의 성장을 압연재료 Sn-15%Pb를 이용하여 실험치와 이론 해석결과를 비교하여 이론 해석의 타당성을 검증하였으며, 또한 이 해석방법을 SUS 재료의 직접압연에 적용하여 실용화를 위한 압연조건을 계산하였다. 수치해석에 사용한 물성치를 Table 1과 2에 나타내었다. 계산을 위해서 CYBER932 컴퓨터를 사용하였으며, 1회 압연조건에 필요한 계산시간은 약 800분 소요되었다.

**Table 1** Thermal properties of direct rolling material

Thermal properties	Symbol	Unit	Pb-15% Sn	SUS
Thermal conductivity (solid)	$k_s$	cal/cm·s·°C	0.12	0.0754
Thermal conductivity (liquid)	$k_l$	cal/cm·s·°C	0.05	0.0787
Specific heat	$C_p$	cal/g·°C	0.0557	0.163
Density	$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	7.2	7.4
Latent heat	$L$	cal/g	9.08	65
Liquidus temperature	$T_L$	°C	208	1460
Solidus temperature	$T_f$	°C	183	1399

**Table 2** Thermal properties of direct roll

Thermal properties	Symbol	Unit	Cu	Silicon steel
Thermal conductivity	$k_r$	cal/cm·s·°C	0.9	0.072
Specific heat	$C_p$	cal/g·°C	0.1	0.126
Density	$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	8.92	7.73

### 3. 수치해석 결과 및 고찰

Fig. 4는 로울직경이 88mm인 경우, 모델재료 Pb-15%Sn에 대한 용탕의 속도벡터를 표시한 것으로 용탕의 흐름은 모두 압연방향이며, 와류현상은 나타나지 않고 있다.

Fig. 5는 액상의 유동이 1차원 및 2차원인 경우, 응고두께를 실험치<sup>(12)</sup>와 비교한 것이다. 1차원 유동의 경우는 용강의 흐름이 압연방향으로 되어 있기 때문에 응고계면에서의 열유동량이 2차원 흐름에 비하여 적다. 따라서 탕면 부근에서 응고셀의 크기는 2차원 유동의 경우가 크다고 생각된다. 그러나 로울출구 부근에서는 로울두께를 고려한 2차원 유동의 경우가 로울표면의 온도상승으로 인하여 응고셀의 성장이 억제된다고 생각된다. 박판제조의 가능성을 결정하는 응고완료점의 위치해석에 있어서의 로울두께 방향의 온도분포 및 액체의 유동현상을 고려할 필요가 있다고 생각한다.

Fig. 6 (a)와 (b)는 스테인리스 강 제조시 로울 직경이 각각 400, 500mm의 경우 용탕의 속도벡터를 표시한 것으로, 이 경우는 용탕내부에 와류가 발생함을 알 수 있다. 또, V=16mm/min의 경우, 로울출구로부터 속도정체점의 위치가 로울직경의 증가에 따라 증가함을 알 수 있다. 박판제조시

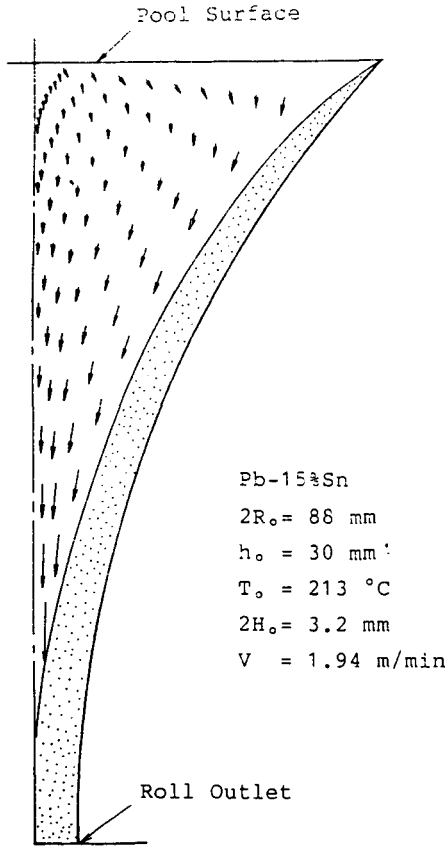


Fig. 4 Velocity vector in liquid region

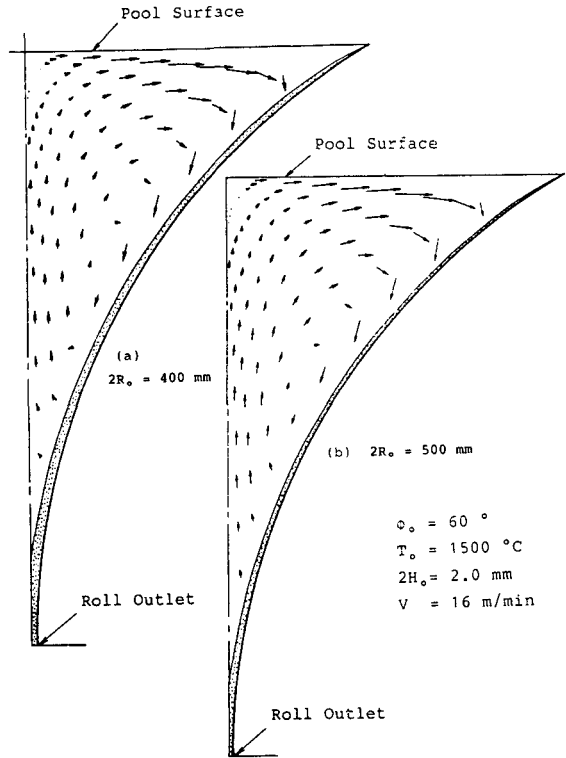


Fig. 6 Velocity vector in liquid region for stainless steel

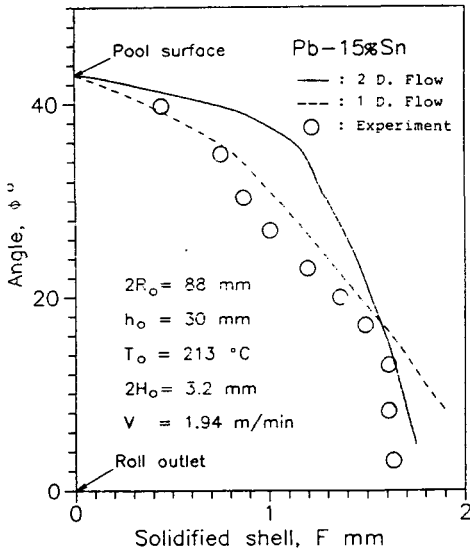


Fig. 5 Comparison between calculated and experimental values for solidified shell thickness

SiC Whisker, 흑연분말 등을 복합시킬 때 용탕내의 속도벡터가 입자배열의 방향에 중요한 영향을 미칠 것으로 생각된다.

Fig. 7 (a)와 (b)는 로울직경  $2R_o=400, 500\text{mm}$ 일 때 압연속도의 변화에 따라 로울표면에 형성되어진 응고 프로파일을 표시한 것이다. 로울회전수의 증가에 따라 응고완료점이 로울출구쪽으로 이동함을 알 수 있다. 로울간격  $2H_o=2\text{mm}$ ,  $2R_o=500\text{mm}$ 의 경우, 압연속도  $24\text{m/min}$  이상으로 할 때 응고완료점이 로울출구의 상류측에 존재하므로 판재압연 생산이 가능할 것이라고 생각된다. 압연속도의 감소는 압연률의 증가를 야기시키므로 로울의 열변형으로 인한 로울의 수명 및 박판의 두께변화 예측이 필요하다.

Fig. 8은 압연속도  $V=24\text{m/min}$ 의 경우, 로울경의 변화에 의한 응고프로파일을 표시한 것이다. 로울직경의 증가에 따라 응고두께가 증가됨을 알 수 있다. 이것은 로울직경이 클수록 냉각되는 영역이 커지기 때문이다.

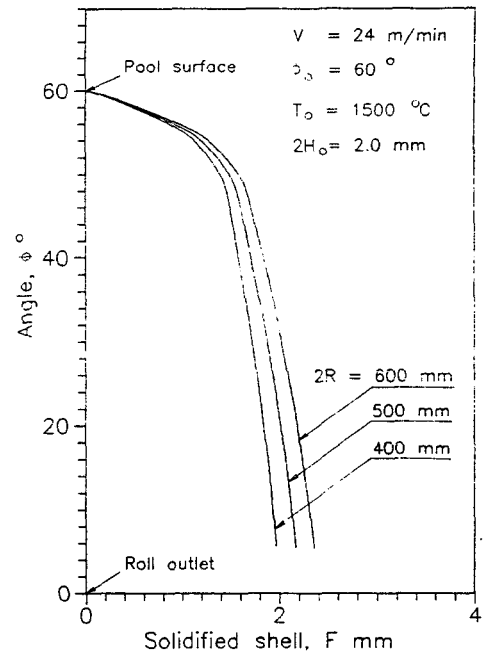
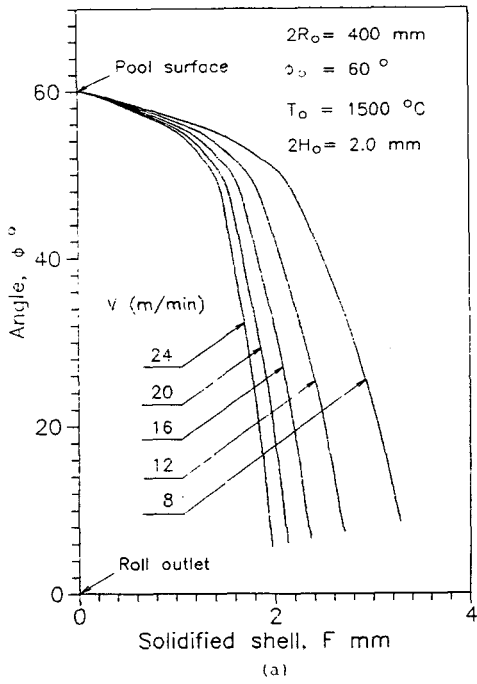


Fig. 8 Variation of solidified shell thickness with the roller diameter

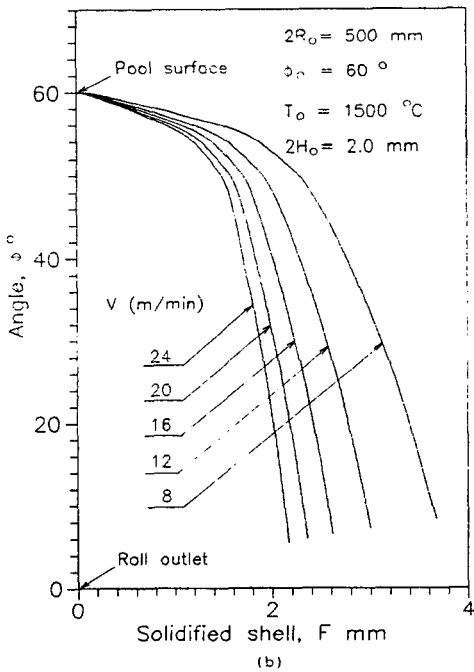


Fig. 7 Variation of solidified shell thickness with the roller speed

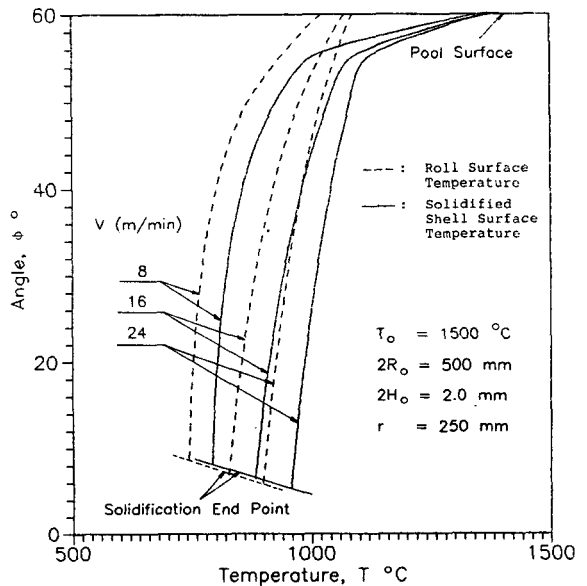


Fig. 9 Temperature distribution in the roller surface and solidified shell surface



Fig. 9는 로울의 속도에 따른 로울표면과 주편표면의 온도분포를 나타내었다. 이것은 로울의 속도가 늦을수록 냉각효과가 커져서 로울표면과 주편표면의 온도가 감소됨을 보여준다.

Fig. 10은 속도변화에 따른 주편과 로울사이의 열유량(heat flux)을 나타내었다. 열유량은 압연속도에 따라 크게는 변하지 않았지만, 탕면에서 속도기 작을수록 크게 나타났으며 로울출구쪽에서는 속도가 작을수록 열유량이 작게 나타났다. 그 이유는 탕면의 온도가 일정한데 비하여 로울속도가 늦을수록 냉각효과가 커지고, 또 출구로 향하여 속도가 늦어질수록 충분히 냉각되어 로울과 주편사이의 온도차가 작아지기 때문이다. 그리고 주편과 로울사이의 열유량이 압연속도에 따라 그 차이가 적은 이유는 Fig. 9에서 보는 바와 같이 각각의 압연속도에 대해 로울표면과 주편표면의 온도차가 거의 같기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 11은 로울직경  $2R_o$ 가 500mm인 경우, 로울속도의 변화에 따른 로울두께방향의 온도분포를 나타낸 것이다. 로울속도가 증가할수록 로울입구와 출구사이의 온도차가 크게 나타났다. 그것은 Fig.

9에서의 설명과 같이 로울속도에 따른 냉각효과의 차이 때문인것 같다.

Fig. 12은 응고완료점이 로울출구점에 존재하기

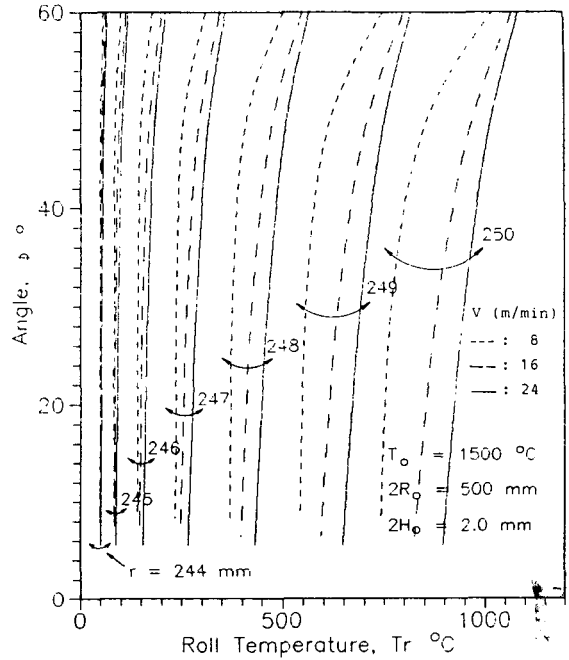


Fig. 11 Temperature distribution in the roller radial direction

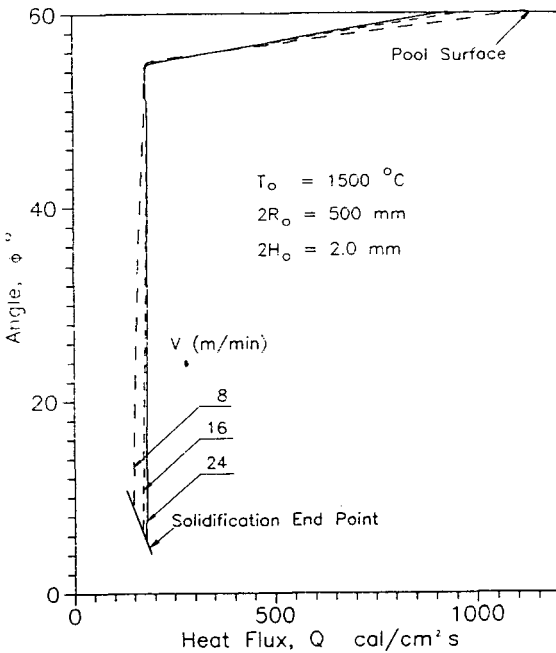


Fig. 10 Heat flux between the roller surface temperature and solidified shell surface temperature

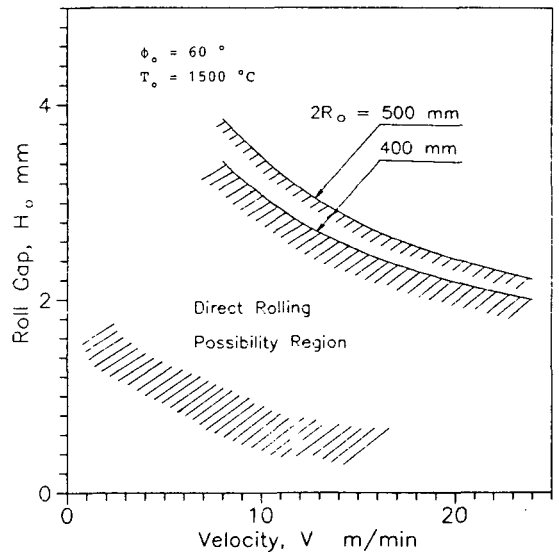


Fig. 12 The relationship between the roller gap and rolling speed where solidification end point coincides with roll gap

위한 주조속도  $V$ 와 로울간의 간격을 로울직경을 변수로 하여 나타낸 것이다. 로울직경  $2R_0$ 에 있어서 어떤 두께의 박판을 직접 제조하기 위해서는, 그 두께에 대응하는 주조속도  $V$ 는 Fig. 12의 관계를 만족하는 주조속도보다 저속으로 압연되어야 브레이크 아웃 현상이 일어나지 않는 박판을 제조할 수 있다. 따라서 주편이 충분히 냉각되어 원하는 박판을 제조하기 위해서는 로울의 속도 및 로울 반경이 중요한 파라메타이다.

본 연구에서, 로울표면과 주편사이의 얇은막  $\delta$ 의 크기를 0.01mm로 가정하였을 때 모델재료의 이론치와 실험치가 잘 일치하였다. 그러나 주편표면과 로울표면 사이에 있어서 보다 정확한  $h$ 값의 측정을 위한 회전체로울에 대한 두께방향의 온도측정, 반응고상과 고상용의 해석, 용탕이 로울과 접촉하지 않는 부분의 열전도해석 및 2차 냉각조건에 따른 주편의 온도특성을 앞으로의 연구과제로 남겨둔다.

#### 4. 결 론

용탕으로부터 박판을 직접 제조하기 위하여 고상역과 액상역의 속도분포 및 로울두께 방향의 온도분포를 고려한 2차원 응고해석 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 박판제조 가능성 여부를 결정하는 응고원료점의 정확한 위치를 계산하기 위하여서는 용탕의 유동 및 로울의 온도등을 고려한 전열해석을 하였다.
- (2) 두께 4~8mm의 박판을 제조하는데 있어서 로울직경 400~500mm에 대해 압연속도 8~23m/min가 성형가능 조건이라는 것을 제시하였다.
- (3) 압연로울의 열전도를 고려한 응고해석에서 로울표면과 주편표면과의 냉각특성 및 용탕이 로울과 접촉하는 부분에서의 온도분포를 정량적으로 제시하였다.

#### 후 기

본 연구는 1988년도 한국과학재단의 후반기 연구비 지원에 의하여 이루어진 것으로 재단 관계자에게 감사드립니다.

#### 參 考 文 獻

- (1) Yamane, H., 1988, "Radial Displacement of Cooling Rolls in Twin Roll Caster", CAMP-ISIJ, Vol. 1, p. 1346.
- (2) Kusakawa, T., 1988, "Production and Properties of Rapidly Solidified Cast Iron Thin Sheet by Twin Roll Solidifications Process", CAMP-ISIJ, Vol. 1, p. 1348.
- (3) Cygler, M. and Wolf, M., 1986, "Continuous Strip and Thin Slab Casting of Steel", Iron and Steel Making, Arg., p. 27.
- (4) Ohaka, I., 1986, "Production of Amorphous Alloy Materials and Rapid Quenching Techniques", J. of Jap. Soc. Mech. Eng., 88-802, p. 60.
- (5) Itoh, Y., 1988, "Near Net Shape Continuous Casting for Steel Strip", J. of Jap. Soc. Mech. Eng., 91-839, p. 1025.
- (6) Dyne, T.W. and Garcia, A., 1981, "The Application of a New Solidification Heat Flow Model to Splat Cooling", J. Maten. Sic., 16-6, p. 1643.
- (7) Pimpitkar, S.M., Carfonara, K.S., Rayment J. J., Mccall T.L. and Clauer A.H., 1984, "Comparison of the Single Roller and Double Roller Processes for Casting Low Carbon Steel", Proc. 5th. Rapidly Quenched Metals, p. 95.
- (8) Miyazawa, K. and Szekely, J., 1981, "A Mathematical Model of the Splat Cooling Process Using the Twin-Roll Technique", Metall. Trans. A, 12-6, p. 1047.
- (9) Kasama, A., 1985, "Consideration on the Rapid Solidification of Steels", 110th. ISIJ Symp., A 221.
- (10) Geiger, G.H. and Poinier, D.R., 1980, "Transport Phenomena in Metallurgy", Addison-Wesley Pub., p. 329.
- (11) Saitoh, T., 1978, "Numerical Method for Multi-Dimensional Freezing Problems in Arbitrary Domains", Trans. ASME, J. Heat Transfer, 100-2, p. 294.
- (12) Kang, C.G., Hojo, H., Saitoh, T. and Yaguchi, H., 1987, "A Study on Twin-Roll-Type Continuous Casting", Trans. of Jap. Soc. Mech. Eng., No. 53-496, p. 2459.