

본 연구는 1987 자유공모과제 학술연구조성비의 지원을 받아 수행되었으며, 이에 감사의 뜻을 표합니다.

쌍로울형 박판연속주조공정의 개발과
자동화에 관한 연구

이 상매*, 김 영도**, 백 남주*** 강 충길****

The Study on Automation and Development of Strip Continuous
Casting by Twin Roller Type.

Sang Mae Lee*, Young Do Kim**, and Nam Ju Baek*** Chung Gil Kang****

* : 연암공업전문대학 기계설계과 조교수

** : 부산대학교 대학원

*** : 부산대학교 생산기계공학과 교수

**** : 부산대학교 정밀기계공학과 조교수

ABSTRACT

In this study, the characteristics of cooling and rolling during strip casting process is obtained in comparison with the experimental and analytical results. The purpose of this study is to effectively analyze the thermal and mechanical deformation of roller applying the results of the heat transfer and the pressure distribution to boundary conditions. And then the relation between strip thickness and roll deformation is shown. The second purpose is to obtain the proper condition of the continuous casting for stainless steel.

The summary and conclusions can be made on the basis of the results obtained by the theories and experiments.

a) The strip casting condition for the fine surface quality of tin-alloy as-cast material was obtained in accordance with the velocity of roll rotation and initial roll gap.

b) The experimental condition that the dimension of the cast strip thickness coincide with that of the initial roll gap was according to the experimental result of continuous casting by twin-roll type.

c) The thermoelastic finite element model to calculate the roll deformation is represented. Thermoelastic model prediction for the roll deformation are in good agreement with the experimental results considering the thermal expansion of the roll.

d) The higher cooling rates were obtained by a twin-roller quenching technique. Also quenched microstructure of the rapidly solidified shell was verified.

e) The magnitude of roll deformation due to the thermal expansion and roll separating force is quantitatively represented in the analysis of continuous casting for stainless steel.

〈기호설명〉

A, B : 재료상수	T_i : 액상온도
E : 탄성계수	$T_a(\phi)$: 초기온도
$E_{i,k1}$: 탄성텐서 성분	T_{su} : 로울러 표면온도
f : 열원	T_∞ : 주변온도
f_i : 자중함수	t : 시간
g : 열유속	u : 변위벡터
g_i : 변위	\bar{u} : 가상변위벡터
H : 로울러 간격의 절반	
H_0 : 초기로울러 설정간격의 절반	〈그리스 문자〉
H_1 : 제품두께의 절반	λ : 열확산율
H_2 : 응고완료점에서의 로울러 간격의 절반	α : 열팽창계수
h : 탕면에서 로울러 중심선까지의 거리	ϕ : 응고전방에 수직인 반경방향 사이의 각
h_f : 열전달계수	β_{ij} : 열팽창 텐서
h_i : 외력	ϵ_{ij} : 변형율 텐서
h_o : 로울러 표면의 열전달계수	δ : 응고층 두께
h_w : 열전달계수	δ_{ij} : Kronecker delta
K_{ij}, K : 열전도도	ρ : 밀도
K_T : 열변형의 응력-변형률 행렬	σ_{ij} : 응력텐서
L : 응고잠열	$\bar{\sigma}$: 등가응력
m : 응력지수	Γ, Ω : 경계
n : 수직단위벡터	μ : 금속의 점성계수
$N(x)$: 형상함수	ν : 동점성계수
P_s : 정수압력	
$g_o(t)$: 로울러 표면에서의 열유속	〈하첨자〉
R_o : 로울러 반경	ℓ : 액상
r : 반경좌표	m : 고액공존상
T : 온도	S : 고상
\bar{T} : 가상온도	x : x 방향
T_g : 주어진 온도	y : y 방향
T_o : 액체금속의 온도, 용탕에서의 온도	i, j : 텐서의 성분
T_s : 고상선온도	α, β : 유한요소의 절점수
T_σ : 응고계면온도	

1. 서 론

최근, 설비의 간소화, 공정생략에 의한 원가 절감 및 에너지 절감과 급냉효과를 이용한 재질적 효과의 잇점 등 때문에 용탕으로부터 직접 제품을 얻는 가공방법¹⁾이 주목되어 지고 있다.

최근까지 확립된 슬래브와 빌렛 등의 연속주조에 의하여, 알루미늄, 알루미늄합금, 동과 동합금 등의 비철금속박판이 Hazelle법, Hunter법 및 Bessemer법, 벨트법, Aluisse법 등²⁾에 의하여 생산되어지고 있다.

철강재료에 대하여 1960년대에 들어와서 부터 얇은 슬래브 및 박판주조가 여러번 시도되어 왔다. 이와같은 과거의 추진노력에도 불구하고 두께제어, 용탕주입방법, 가장자리부분의 재질적 문제등의 이유 때문에 공업적으로 실용화 되지않고 있다.

용탕으로부터 박판을 직접 제조하는 박판제조법의 실현을 위해서는 로울러의 온도변화 및 열변형이 응고조직의 변화, 응고후의 압연특성, 제품의 두께변화 및 제품의 표면형상에 미치는 영향을 밝히는 것이 극히 중요하다.

그 외 제작상의 문제점으로서의 제강과 연결될 수 있는 생산성의 확보와 주조속도 문제, 주변표면의 품질문제, 용탕온도제어 및 형상제어 기술문제 및 주조 폭 제한성 문제점등이 해결되어야 한다. 그러나 현재까지 필요한 기초 지식은 확립되어 있지 않으며 일본 및 미국에서 가장 활발하게 연구되고 있지만 기초연구의 단계에 있다.

쌍로울법에 의하여 급냉시료를 제작할 때 균일한 형상의 시료가 얻어지도록 주조 조건을 제어하는 것이 중요하다. 특히 로울간격에 있어서 복잡한 열이동 및 압연현상이 시료의 재질적 효과를 결정하므로 竹本등³⁾과 Miyazawa, Choh와 Inouye⁴⁾ 등은 쌍로울법에 있어서 판두께방향의 냉각속도의 분포와 그것에 수반하는 응고조직의 변화에 관하여 보고하였다. Ohnaka⁵⁾는 아모르포스 금속재료의

제조시 로울러의 열팽창 또는 열응력으로 인한 열변형 때문에 로울러 간격이 좁아지므로 그 제어방법이 문제가 된다고 했으며, Murty-Adler 등⁶⁾은 초급냉방법에서 로울러 압연력에 의한 제품 두께의 증가에 대한 실험적인 결과를 얻었으나 열팽창에 의한 두께 변화 효과와 응력에 대하여는 언급이 없었다.

쌍로울식 연속주조에서 로울러의 온도분포에 관한 해석방법은 열간압연 공정과 슬래브 연속주조에서의 가공 로울러의 열전달 해석⁷⁾과 유사한 점이 있으며, 이러한 로울러에서의 온도 분포에 의한 열변형은 로울러의 형상변화에 영향을 미친다. 그리고 불충분한 로울러의 냉각은 로울러의 형상변화 뿐만 아니라 열응력으로 인한 열간균열(Hot crack) 또는 스폐링(Spalling)을 야기하며 로울러의 수명단축을 초래하기도 한다.

드럼형의 두께가 얇은 중공 로울러를 모ould로 사용하는 쌍로울식 연속주조에 대한 로울러의 온도 분포 및 열변형에 관하여는 연구가 행하여진 바 없으며, 또한 로울러 변형과 두께 변화에 대한 연구가 확립되어 있지 않는 실정이다. 그러므로 로울러와 용탕의 직접 접촉에서의 열계산 및 부하계산에 의한 로울러의 변형의 검토가 필요하다.

따라서 본 연구에서는 박판연속주조의 공정 변수들에 의한 공정 해석을 기하며 이러한 결과들을 기초로 하는 공정의 자동화 시스템을 구성하고자 한다.

2. 실 험

2-1 실험장치

Fig.1에 연속주조공정과 자동화를 위한 실험장치의 도식적인 모양을 나타내었다. 실험공정은 두께의 회전하는 로울러간에 용탕을 연속적으로 흘려 보내면서 로울러내부에 순환되는 냉각수의 냉각효과에 의해서 로울러표면에 응고셀이

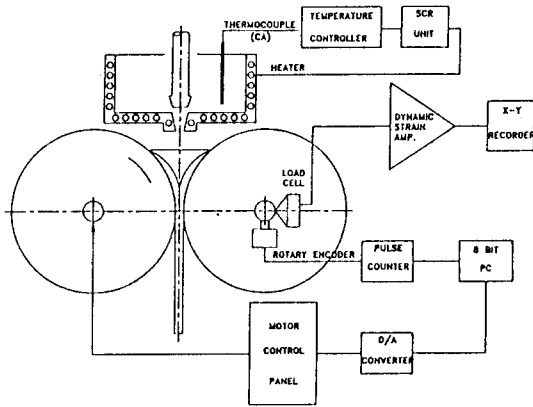


Fig.1 Schematic representation of the twin-roll technique process.

형성되고 회전하는 로울 사이에서 압착되어 박판이 제조된다. 그때 용탕의 온도를 열전대 (CA Type) 로서 측정하여 가열조와 노즐부의 온도를 조절하였다. 그리고 로울의 양단 축지부에 로드셀을 부착하여 압하력을 측정하였다. 로타리 엔코더를 사용하여 로울의 회전수를 8 비트 피스날 컴퓨터로 측정하였으며, 이 측정치와 초기에 설정한 회전수를 비교하여 로울의 회전수를 제어하였다. Fig.2a와 Fig.2b에 각각 로울회전수를 제어하는데 사용된 펄스 카운터와 D/A 컨버터의 회로도를 나타내었다.

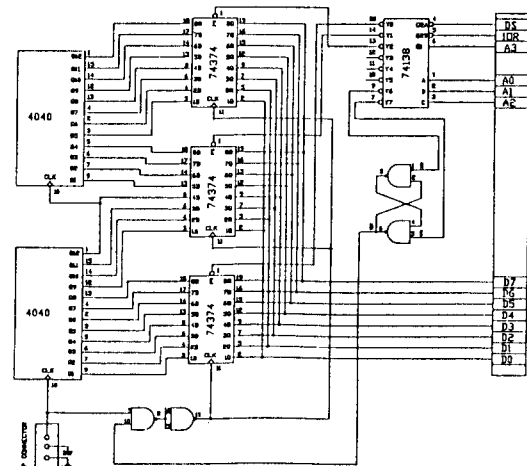
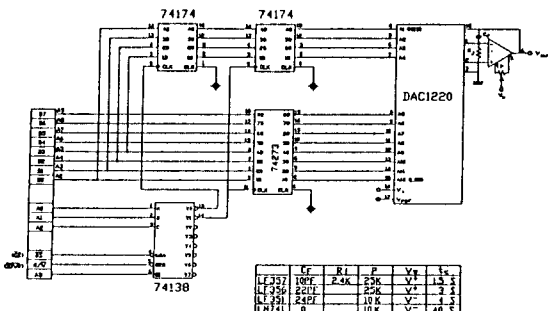


Fig.2 a) Circuit diagram of pulse counter

Table 1. Specification of equipment for continuous casting

Item	symbol	Unit	Specification
Roll diameter	D	mm	170
Angular velocity of roll	ω	rad/sec	0-6.0
Injection type of molten	Valve type		
Roll gap	2H	mm	0-15.0
Load cell		kg	5000
Rotary encoder		PPR	500
Drive motor		HP	2

실험장치의 주요사항을 Table 1에 나타내었다. 실험재료로는 주석과 납을 중량비 (Pb : Sn = 15 : 85) 로 혼합하여 사용하였다.



b) Circuit diagram of D/A converter (DAC1220)

2-2 실험방법

먼저 실험의 조작변수인 로울의 간격, 로울의 회전수, 냉각수량등을 적정상태로 조정 한 후, Sn-15% Pb 용탕이 210°C로 항온조에 채워져 있다가 밸브가 개폐될 때 노즐을 통하여 유출하여 회전하는 두개의 로울 사이의 중앙부에 주입되면서 탕류를 만들고 그때 로울러 표면에 응고셀이 형성되어 계속적으로 박판이 되어 나온다. 두개의 로울표면에 형성되어진 응고셀이 압연되어지면서 박판이 제조되어질 때, 주조 조건

에 따른 압연력을 로드셀로 측정을 하여 레코더로서 기록하였다. 로울러 간격은 축의 양단에 부착되어 있는 미동장치로서 조절을 하였고, 양호한 주편이 얻어질 수 있는 로울러 회전수를 컴퓨터에 의하여 정확히 제어하였으며, 실험조건을 Table 2에 표시하였다.

Table 2. Experimental condition

Operating factor	Symbol	Unit	Conditions
Initial roll gap	2H	mm	0.5-3.0
Angular velocity of roll	w	red/sec	2.0-4.0
Melt flow rate	q	g/sec	30-50
Amount of cooling water	q	g/min	7.5
Melt temperature in tundish	T	°C	210
Height of meniscus from the center in roll	h	mm	50

2-3 실험결과

쌍로울러식 박판연속 주조 방법에서 두개의 로울러 표면에 급냉 응고한 셸로부터 연속적인 박판의 제품을 얻었다.

Fig.3의 각 점은 각 주조조건에 대한 주조상태를 나타내었다. 좌측과 하단은 과대압하력 상태로 나타났으며 상단은 브레이크 아웃 (break out), 우단은 길이방향의 크랙으로 나타났다. 작으면 과대한 압하력이 걸리고 로울러 갭이 너무 크면 응고셸이 결합되지 않고 별칭되어 분리 되거나 브레이크 아웃 현상이 된다. 따라서 Fig.3의 주조상태 영역에서 로울러 회전수 및 로울러 간격의 적정화에 의해서 연속적인 급냉시료가 얻어질 수 있었다.

쌍로울러식 연속주조에 의해 만들어진 박판의 두께와 초기 로울러 설정간격과의 관계를 Fig.4에 나타내었다. 여기서, 박판의 두께가 0.8~1.2mm보다 더 얇은 경우, 박판 두께는 초기 로울러 설정간격보다 커지며, 초기 로울

러 설정간격의 증가함에 따라 감소하다가 0.8 mm보다 박판두께가 클 때에는 박판 두께는 초기 로울러 설정간격보다 작아졌다. 이는 주조조건에 따른 응고원료점의 위치가 각각 다르므로 그것으로 인하여 각각 상이한 로울러 압연력과 열팽창이 일어났음을 알 수 있다.

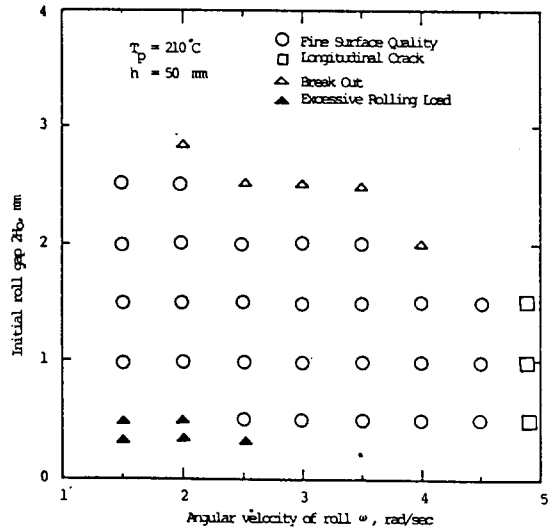


Fig.3 Plots of continuous casting condition (Initial roll gap, Angular velocity of roll)

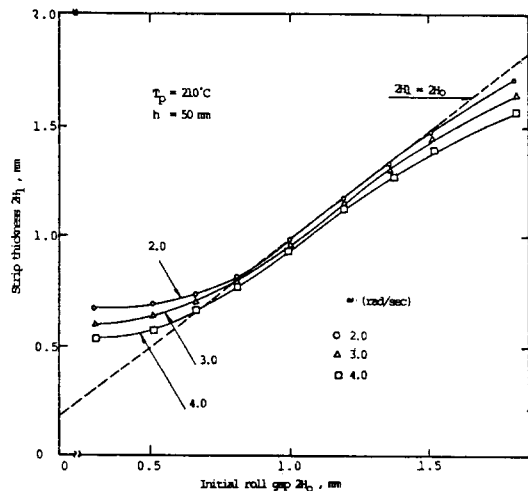


Fig.4 Effects of initial roll gap on strip thickness

급냉시편의 응고조직을 관찰하기 위해서 연마기로 연마하고 초산(8ml), 빙초산(16ml), 글리세린(76ml)의 부식액으로 부식한 후의 응고조직을 Fig.5에 나타냈다. 주편표면측은 Sn을 많

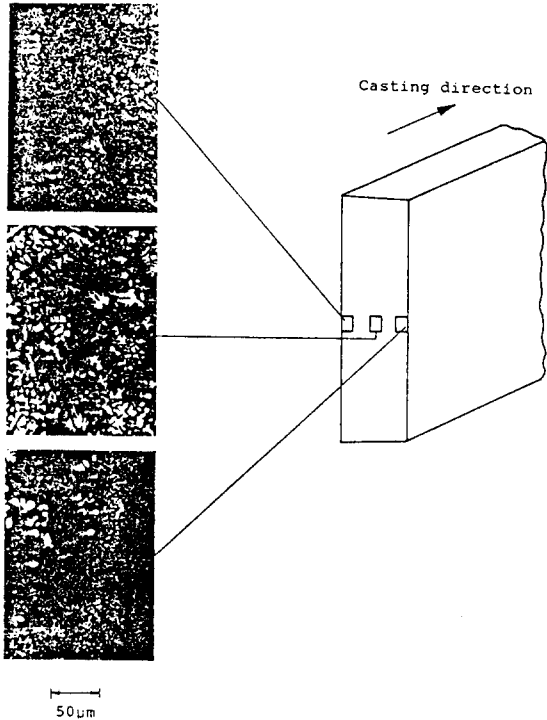


Fig.5 Microstructures of rapidly solidified shell in Sn-15%Pb($2H_0 = 1.0\text{mm}$, $\omega = 2.0\text{rad/sec}$)

이 포함하는 백색입상조직의 입경이 평균적으로 적고, 두께방향의 중앙부분에서는 입경이 크게 되어 있다. 위의 원인은 로울러표면근의 냉각속도와 두께 방향의 중앙부분보다 크기 때문이라고 생각된다.

3. 이론해석

3.1 로울러의 온도분포 해석

쌍로울러법 연속주조의 실험에서 제품 두께 변화가 초기 로울러간의 간격 및 로울러의 회전 각

속도에 크게 영향을 받는다는 사실을 알았다. 이것은 압연력에 의한 로울 변형 및 열팽창에 기인함으로 이에 대한 이론적 해석방법의 제시가 극히 중요하다.

로울러의 온도분포해석을 위해서는 로울러의 온도 해석에 대한 경계조건을 먼저 산출해야 하며 로울러의 경계는 주편과 접촉하고 있는 부분과 공기 또는 냉각수와 접촉하는 부분등으로 나누어진다. 여기서 주편과 접촉하고 있는 부분은 응고해석 결과로부터 산출한 온도를 지정해주며, 공기 또는 냉각수와 접촉하고 있는 경계는 대류가 일어나는 경계로 삼는다. 여기서 로울의 열전도는 정상상태로 가정하며 경계치 문제를 적용하였다. Fig.6은 열전도

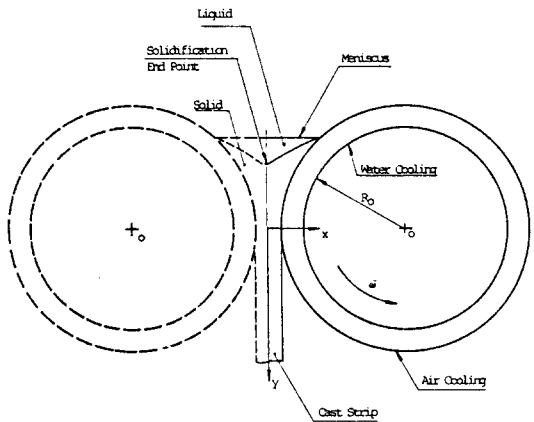


Fig.6 Schematic model and coordinate system of heat conduction

해석의 경계를 도식하였다. 로울러의 온도가 규정되는 경계를 Γ_1 이라고 하면, 로울러의 2차원 열전도 방정식과 그 경계조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 -(K_{ij} T_{,i})_{,j} &= f && \text{in } \Omega \\
 T &= T_s(\phi) && \text{on } \Gamma_1(\overline{EF}) \\
 (K_{ij} T_{,j})n_i &= g && \text{on } \Gamma_2(\overline{AC}, \overline{BC}) \\
 (K_{ij} T_{,j})n_i &= -K_0(T - T_\infty) && \text{on } \Gamma_3(\overline{AE}, \overline{BF}, \overline{GD})
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

여기서 Γ_1 은 로울러가 주변과 접촉하고 있는 부분의 온도를 지정해 주기 위한 경계를 나타내며, Γ_2 는 용탕이 로울러로 흘러 들어오는 경계, Γ_3 은 로울이 공기와 냉각수에 의해서 열이 유출되는 대류경계를 나타낸다.

기초식(1)에 Galerkin의 방법을 적용하고 경계조건을 대입하여 가상일의 원리와 같은 범함수를 유도하고 유한요소 방정식으로 정식화하기 위하여 형상함수를 함수 T에 적용한 후, 범함수에 대입하여 정리하면,

$$\left\{ \int_{\Omega_e} K_{ij} N_{\alpha i} N_{\beta j} d\Omega + K_o \int_{\Gamma_3} N_{\alpha} N_{\beta} d\Gamma \right\} T_{\beta} = \int_{\Omega_e} f N_{\alpha} d\Omega + \int_{\Gamma_2} g N_{\alpha} d\Gamma + \int_{\Gamma_3} K_o T_{\infty} N_{\alpha} d\Gamma \left\{ \right.$$

$$\bar{T}_{\alpha} \quad \bar{T} = 0 \quad \text{on } \Gamma_1 \dots\dots\dots (2)$$

의 식을 얻는다.

따라서 식(2)는 어떠한 임의의 온도에 대해서도 참이어야 하므로,

$$\left[\int_{\Omega_e} K_{ij} N_{\alpha i} N_{\beta j} d\Omega + K_o \int_{\Gamma_3} N_{\alpha} N_{\beta} d\Gamma \right] T_{\beta} = \int_{\Omega_e} f N_{\alpha} d\Omega + \int_{\Gamma_2} g N_{\alpha} d\Gamma + \int_{\Gamma_3} K_o T_{\infty} N_{\alpha} d\Gamma,$$

$$\bar{T} = 0 \quad \text{on } \Gamma_1 \dots\dots\dots (3)$$

로 되어 유한요소방정식을 얻었다.

식(3)의 유한요소방정식의 해를 구하기 위하여서는 경계조건을 산출하여야 한다. 로울러가 회전하여 접촉하는 경계조건의 산출방법은 1차원 비정상 상태의 열전도 방정식

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{\lambda}{K} \left[q_o(t) - \left(1 + \frac{\delta}{R_o} \right) q_r(t) \right] + \left(\frac{2}{3} \delta + \frac{\delta^2}{2R_o} \right) \frac{dT_{su}}{dt} + \left[\frac{1}{K} \left(\frac{\delta^2}{6} + \frac{\delta^3}{12R_o} \right) \right] \frac{dq_o(t)}{dt} /$$

$$\left[\frac{\lambda}{K} \left(1 + \frac{\delta}{R_o} \right) \rho L - A_4 \right] \dots\dots\dots (4)$$

$$A_4 = \left(1 + \frac{\delta}{R_o} \right) (T_{su}(t) - T_r) + \frac{q_o(t)}{K}$$

$$\left(\frac{2}{3} + \frac{3}{4} \frac{\delta^2}{R_o} \right) + \left(T_r - T_{su}(t) - \frac{q_o(t)}{K} \delta \right)$$

$$\left(\frac{1}{3} + \frac{\delta}{2R_o} \right)$$

$$\frac{dT_{su}}{dt} = \frac{1}{K} \left(q_r(t) + \rho L \frac{d\delta}{dt} \right) \frac{d\delta}{dt} + \frac{\lambda}{K(R_o + \delta)}$$

$$\left(q_r(t) + \rho L \frac{d\delta}{dt} \right) + \frac{\lambda}{R_o} \frac{q_o(t)}{K}$$

..... (5)

을 유도하여 주변표면온도 T_{su}와 응고두께 δ를 시간의 함수로써 구하였다.

계산에 사용된 로울러의 유한요소분할과 경계조건은 Fig. 7에 나타내었으며 물성치들과 계산조건들은 Table 3, 4에 표시하였다.

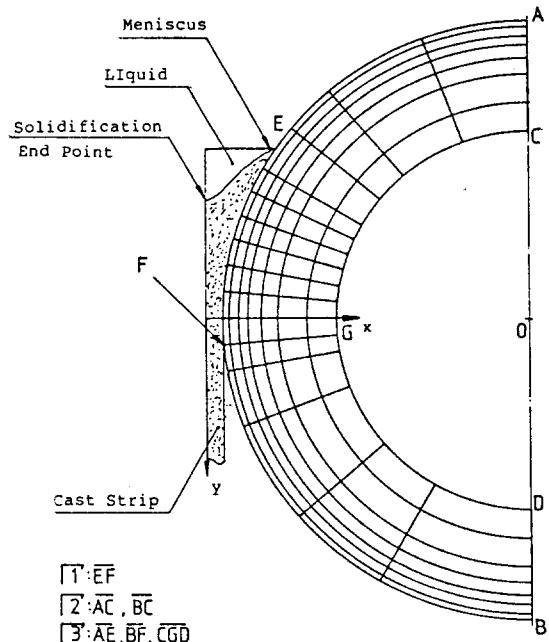


Fig. 7 Finite element mesh and boundary conditions for heat conduction in roll at continuous casting

Table 3. Physical constants and properties of Sn - 15% Pb used in calculation.

Item	Symbol	Unit	Value
Thermal conductivity in sold zone	K_s	cal/cm sec °C	0.12
Thermal conductivity in liquid zone	K_l	cal/cm sec °C	0.05
Specific heat in liquid zone	C_l	cal/g °C	0.055
Density in solid zone	ρ	g/cm ³	7.2
Solid line temperature	T_s	°C	183
Liquid line temperature	T_l	°C	208
Dynamic viscosity coefficient	ν	cm ² /sec	2.64×10^{-3}

Table 4. Conditions used for calculation

Item	Symbol	Unit	Value
Roll diameter	D	mm	210
Roll thickness	t	mm	4
Initial roll gap	2H	mm	0.3-2.0
Angular velocity of rollo	w	rad/sec	0.5-4.0
Melt flow rate	q	g/sec	30-50
Amount of cooling water	q	1/min	7.5
Height of meniscus from the center in the roll	h	mm	50
Angle between meniscus and exit of roll	ϕ	rad	0.025

유한요소 방정식(3)은 4 절점 사각형요소 112 개, 질점수 136 개를 적용하고 Gauss 소거법을 이용하여 해를 구했다.

3-2 로울러의 변형해석

식(3)에 의해서 구한 로울러의 온도분포 T_s (ϕ) 및 정수압력분포 P_s 를 이용하여 주조조건에 따른 로울 변형 해석을 행한다.

해석에 있어서 다음과 같이 가정한다.

「로울러는 선형탄성체, 등방성인 재료이며 평면 변형문제를 적용하고 계산에 필요한 물성치는 온도에 무관한 것으로 가정한다.」

이상의 가정하에서 로울의 온도분포 및 압연력을 고려한 열변형을 구하는 구성방정식은 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} = E_{ijkl} \epsilon_{kl} - \beta_{ij} (T - T_g) \dots\dots\dots (6)$$

여기서

$$\beta_{ij} = K_T \alpha \delta_{ij} \dots\dots\dots (7)$$

$$U_i = g_i \quad \text{on} \quad \Gamma_{11} \dots\dots\dots (8)$$

$$\sigma_{ij} n_i = h_i \quad \text{on} \quad \Gamma_{12}$$

이다.

유한요소 강성방정식을 정식화하기 위하여 가상일의 원리로 부터 범함수를 유도하면 다음과 같은 식이 된다.

$$u_i = g_i \quad \text{on} \quad \Gamma_{11}$$

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij}(u) \epsilon_{ij}(\bar{u}) d\Omega = \int_{\Omega} \rho f_i \bar{u}_i d\Omega + \int_{\Gamma_{12}} h_i \bar{u}_i d\Gamma \dots\dots\dots (9)$$

여기서 경계조건(8)을 적용하면, 식(9)는

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij}(u) \bar{u}_{i,j} d\Omega - \int_{\Gamma} \sigma_{ij}(u) n_i \bar{u}_i d\Gamma = \int_{\Omega} \rho f_i \bar{u}_i d\Omega \dots\dots\dots (10)$$

로 된다.

변위 u와 가상변위 \bar{u} 는 그들의 질점변수와 형상함수의 조합에 의하여 근사되므로

$$u_j = u_{j\beta} N_{\beta} \dots\dots\dots (11)$$

$$\bar{u}_i = \bar{u}_{i\alpha} N_{\alpha}$$

로 된다.

식들(6)과 (11)으로 부터 식(10)의 좌변은

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij}(u) \epsilon_{ij}(\bar{u}) d\Omega = - \int_{\Omega} \beta_{ij} (T - T_g) \bar{u}_{i,j} d\Omega + \int_{\Omega} E_{ijkl} u_{k,l} \bar{u}_{i,j} d\Omega \dots\dots\dots (12)$$

로 되며, 우변에도 식(11)을 적용하고 정리하면 가상일 방정식(10)은

$$u_{i\alpha} \int_{\Omega_e} E_{ijkl} N_{\alpha,k} N_{\beta,l} d\Omega u_{j\beta} = \bar{u}_{i\alpha} \left(\int_{\Omega_e} (T - T_g) \right)$$

$$\int_{\Omega_e} \beta_{ij} N_{\alpha,j} d\Omega + \int_{\Omega_e} \rho f_i N_{\alpha} d\Omega + \int_{\Gamma_{12}} h_i N_{\alpha} d\Gamma$$

..... (13)

로 된다. 따라서 가상변위는 임의이므로 식(13)으로부터

$$\int_{\Omega_e} E_{ijkl} N_{\alpha,k} N_{\beta,l} d\Omega u_{j\beta} = \int_{\Omega_e} (T - T_g)$$

$$\int_{\Omega_e} \beta_{ij} N_{\alpha,j} d\Omega + \int_{\Omega_e} \rho f_i N_{\alpha} d\Omega + \int_{\Gamma_{12}} h_i N_{\alpha} d\Gamma$$

..... (14)

의 유한요소 방정식을 얻는다.

그리고 계산에 적용된 Sn-15% Pb 및 냉각로울의 물성치는 Table 5에 표시하였다.

Table 5. The material constants of austenitic stainless steel used in calculation

Item	Symbol	Unit	Value
Material constants for Sn-15%Pb alloy	A		4.34
Thermal expansion coefficient	m		2.7×10
Poisson's ratio	α	$^{\circ}\text{C}^{-1}$	0.125×10
Young modulus	ν_p		0.3
	E	kg/mm ²	19312

열전도 해석에서 계산한 온도분포를 그대로 입력시키기 위하여 유한요소모델을 Fig.7과 같이 분할하였다. 로울러의 절반을 절점수 136개, 요소수 112개로 분할하여 4절점요소를 적용하며 2×2Gauss 적분으로 강성연립방정식을 만들고, Sk-lyline solver 방법에 의하여 해를 구했다. 또한 계산 결과를 플로팅 하기 위하여 프로그램을 작성하였다.

4. 해석결과

로울러의 온도분포 해석을 기하여 다음과 같은 결과들을 얻었다. Fig.8는 역시 로울러의 초기 로울설정 간격을 변화시켰을 때의 용탕과 응고해석의 식들(4, 5)에서 구한 주변표면

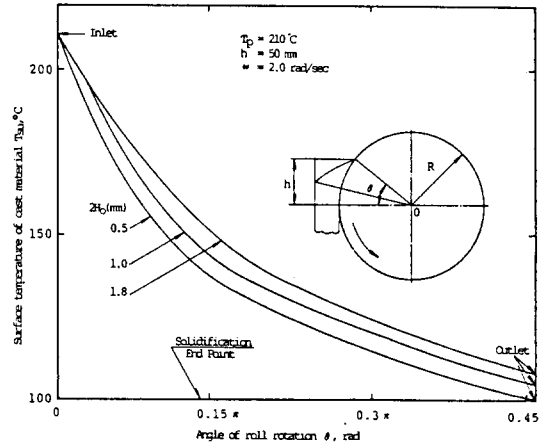


Fig. 8 The surface temperature of a as-cast material, Sn-15% Pb

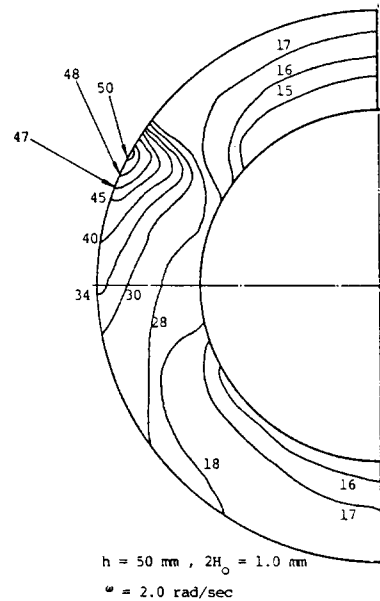


Fig. 9 Contour lines of temperature in roll (°C)

온도 T_{su} 를 표시하였다. 용탕과 접촉하는 로울 표면에서 가장 온도가 높으며 탕면으로부터 응고완료점까지는 온도가 급격히 떨어지고 응고완료 후부터는 완만한 냉각상태를 보여주고 있다. 그리고 로울러의 초기 설정 간격이 클수록 주변표면온도도 커진다는 것을 알 수 있다.

이는 용탕량의 증가로 인하여 두 개의 로울러 간격이 중앙부분에서의 온도 저하가 완만하기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 8의 주변표면온도를 이용해서 로울러의 온도분포를 해석한 결과를 Fig. 9에 등온선으로 나타내었다. 정상상태에서 로울러의 표면온도는 최대 50 C이다. 그리고 일차원 응고해석의 결과를 이용하여 압연을 $r = 1 - (H_0/H)$ 를 계산하고 표면이 양호한 주조조건인 압연율은 0.4 정도임을 알았다.

열탄성 유한요소와 수치해석을 통하여 다음과 같은 결과를 얻었다. 로울러 회전 각속도 $\omega = 2.0 \text{ rad/sec}$, 초기로울러 설정 간격 $2H_0 = 0.5, 1.0, 1.8 \text{ mm}$ 일때의 모델재료 연속 주조에 대하여 주변의 고체상태 부분이 로울러에 미치는 압력분포의 계산치와 응고셀의 윤곽을 Fig. 10에 각각 나타내었다. 압력구배가 영이 되는 중립점을 얻었고, 중립점은 초기 로울러의 설정간격이 커질수록 로울러의 출구측으로 이동하며 그때 압력은 최대가 되었다.

Fig. 11은 초기 로울러 설정간격에 따른 로울러의 변형에 대한 효과를 열탄성 해석에 의한 결과와 비교하였다. 계산결과와 실험결과는 비교적 잘 일치하였다.

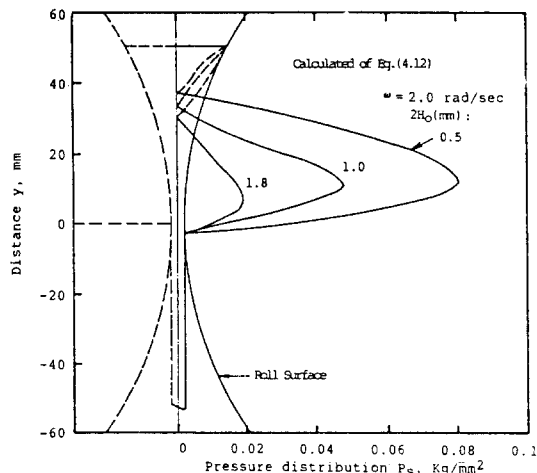


Fig. 10 Distribution of hydrostatic pressure

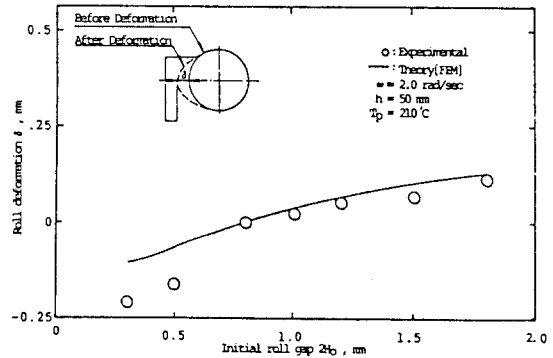
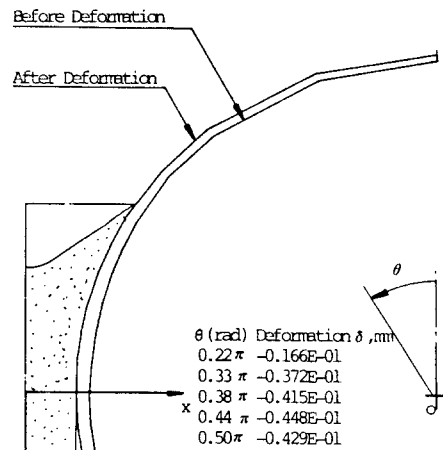


Fig. 11 Effects of initial roll gap on roll deformation



$h = 50 \text{ mm}, \omega = 2.0 \text{ rad/sec}, 2H_0 = 1.0 \text{ mm}, T_p = 210^\circ\text{C}$

Fig. 12 The deformed finite element configuration of roll

Fig. 12는 압연력과 열팽창에 의한 로울러의 변형의 유한요소 해석의 결과를 보였다. 컴퓨터 프로그램을 작성하여 이 결과를 그래프로 그렸다.

열팽창이 미소한 크기로 나타나므로 100 배로 확대해서 그렸다. 여기서 초기 로울러 설정간격이 1.8, 1.0 mm일 때는 초기의 유한요소 모델보다도 열변형에 의하여 로울러가 압하력에 의한 수축보다는 열팽창했음을 알 수 있으며, 초기 로울러 설정간격이 0.5 mm일 때는 압연력에 의하여 압축이 일어났음을 알 수 있다.

로울러의 변형이 항복에 도달했는지를 평가하기 위하여 등가응력을 계산했다. Fig.13은 등가응력의 등 응력선과 크기를 나타내었다.

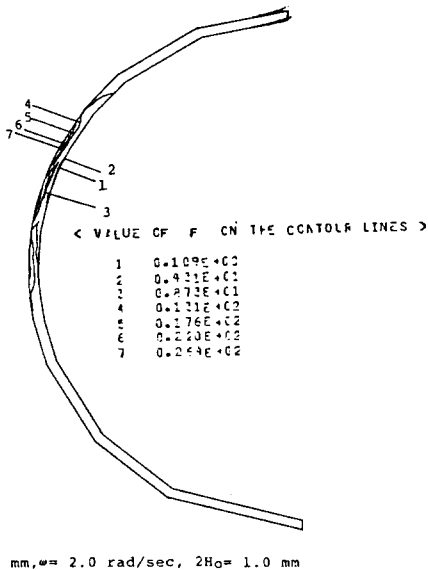


Fig.13 Contour lines of equivalent stress

이것은 로울러의 단면의 응력상태가 일정한 등가응력의 선으로서 이루어 진다. 최대 등가응력은 로울러와 응고철편의 접촉 부분에서 일어났다. 더구나 로울러의 모든 변형은 탄성 범위내이고 소성변형은 일어나지 않는다. 따라서 결과적으로는 로울러의 표면에서 압축응력, 로울러 내부에는 인장응력이 작용하고 있음을 알 수 있다.

Fig.14는 모델재료의 연속주조에 대한 해석방법의 유효성을 검증하기 위하여 열탄성 응력해석에 의해 계산한 σ_x 를 로울러 단위폭에 대

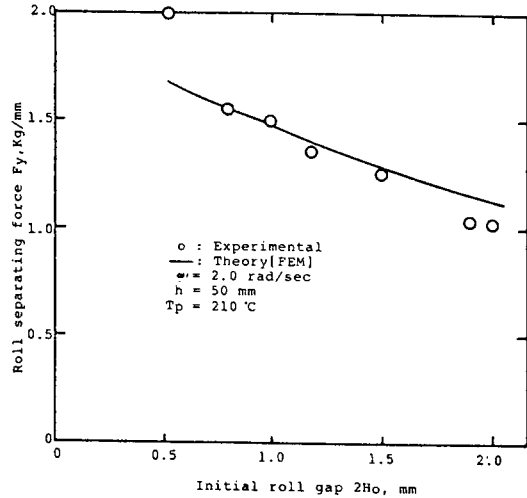


Fig.14 The calculated results of the roll separating force by thermoelastic model

하여 적분하여 구한 F_y 의 값과 실험치를 비교하였다. 계산결과와 실험결과가 잘 일치하여 해석방법이 타당함을 알 수 있었다. 따라서 모델재료의 연속주조를 이루어진 수치해석방법은 강의 연속주조에도 적용할 수 있다고 생각된다.

5. 스테인리스강의 최적 주조 조건

철강 제조업계의 일대 혁신이라 할 수 있는 강의 연속주조법이 1960년대 이래 안정된 압연용 소재 제조방법으로 정착된 이래 용강으로부터 직접 제품에 가까운 소재를 얻으려는 박판 연속주조법은 강에서도 특히 스테인레스강이나 전기강판의 생산에 유리한 것으로 알려져 있다. 따라서 본 연구에서는 모델재료에 대하여 행한 실험으로 앞 장에서 행한 이론해석의 유용성이 입증되었으므로 스테인리스강의 연속주조에 대한 해석적 방법에 의하여 로울러의 온도분포와 로울러의 열응력 계산에 접근하고자 한다. 쌍로울러법 연속주조에 있어서 응고철편 윤곽(profile)은 제품의 표면성질에 지대한 영향을 미치므로 적절한 주조조건을 찾는 것이

중요하다. 이 조건에서의 로울러의 온도분포 계산 및 열응력해석을 기하여 제품 두께 조절 및 로울러 수명예측에 필요한 결과를 제시하고자 한다.

경계조건을 산출하기 위하여 정수압력 분포를 산출하고 식(3)의 열전도해석에 의하여 로울러의 온도분포를 구했다. 압력분포 계산에 사용된 오스테나이트계 스테인리스 강의 재료상수는 고온인장결과의 회귀방법에 의하여 구한 결과 $\epsilon = A\sigma^m : m = 11.86, A = 3.4 \times 10^{-17}$ 을 얻었다. 그리고 응고해석 및 로울러의 열전도해석에 필요한 스테인리스 강의 물성치 및 재료상수는 Table 6에 표시하였다.

Table 6. The physical constants and properties of austenitic stainless steel used in calculation

Item	Symbol	Unit	Value
Thermal conductivity in solid zone	K_s	cal/cm sec C	0.07
Thermal conductivity in liquid zone	K_l	cal/cm sec C	0.01
Density	ρ	g/cm ³	7.4
Specific heat	C	cal/g °C	0.16
Latent heat	L	cal/g	65
Solid line temperature	T_s	°C	1399
Liquid line temperature	T_l	°C	1460

주조조건 $2H = 1.0 \text{ mm}, \omega = 2.0 \text{ rad/sec}$ 에서 스테인리스 강 주조시의 식(4), (5)에 의한 응고 과정의 전열 해석과 식(3)에 의한 열전도 해석으로 로울러의 온도분포를 고려한 경우의 열탄성 응력해석을 행한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

열전달계수의 값들을 $0.02 \sim 0.09 \text{ cal/cm}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C}$ 의 범위에서 얻어졌다. 이렇게 응고해석으로 계산한 주변의 표면온도와 열전달 계수를 이용하여 로울러의 온도분포를 계산하여 로울러의 단면에서 로울러 표면으로부터 반경방향과 원주방향의 온도구배가 로울러내부 방향으로 갈수록 작아짐을 알 수 있었으며 로울러 표면에서의 최대 온도는 $310 \text{ }^\circ\text{C}$ 정도였다.

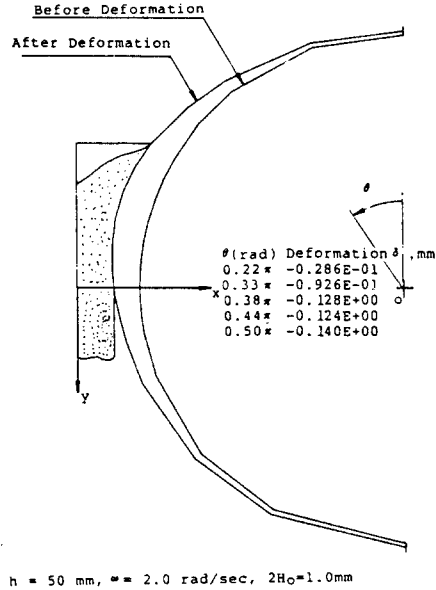


Fig. 15 The deformed finite element configuration of roll for stainless steel as-cast material

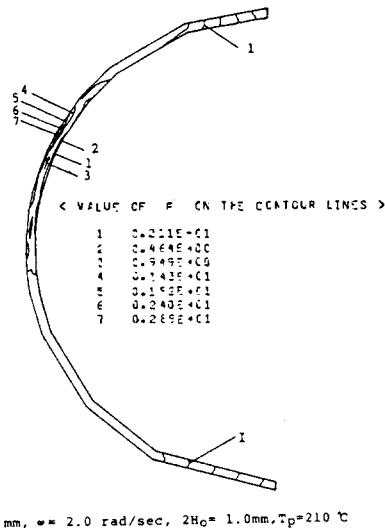


Fig. 16 Contour lines of equivalent stress

Fig.15는 압연력과 온도에 의한 로울러의 변형을 도시하였다. 본래의 유효요소 분할 모델보다 크게 나타나는데 이것은 압연력에 의한

압축보다 온도에 의한 열팽창이 크게 됨을 알 수 있다.

Fig. 16은 등가응력의 등응력선을 보였다. 로울러의 단면에서 보면 탕면부근에서 소성변형이 발생하였으며 그 외 부분은 탄성 변형을 보여 주고 있다. 따라서 스테인리스 강의 연속주조 경우에 본 연구에서 적용한 로울러의 재질 및 크기를 보강하는 것이 필요하다.

그리고, 이 연구에서 적용된 수치모델 및 절차들을 철과 강에 대한 박판연속주조에 유용하다고 생각된다.

6. 고 찰

쌍로울법 박판연속주조공정을 개발하고 자동화 시스템을 확립한 결과 표면이 양호한 시료의 제작이 가능하였다. 우선 노즐을 통과한 로울러 사이에서 탕류를 만들고 응고셀 근방의 용탕 온도는 응점부근까지 떨어져 응고완료점이 위로 올라가며 시료의 두께와 폭이 커져서 탕류안을 확장하는 경향이 있음을 알았다. 이 조건에서 응고셀은 더 이상 균일하게 성장하지 못한다. 회전속도가 증가하면 접촉 개시위치로부터 응고 개시 위치까지의 거리가 길어지며, 마찬가지로 용탕이 과열되면 접촉개시 위치로부터 응고 개시 위치까지의 거리가 길어질 것으로 생각된다. 과도한 냉각은 과도한 압력하의 발생으로 로울러에 대한 기계적 변형을 야기하며, 응고점이 상류쪽으로 크게 이동하여 유동성이 악화되고 응고금속의 압하율이 증가하므로 제품 두께도 압하력이 커져서 로울러 설정간격보다 두꺼운 두께를 가지는 제품이 된다. 그리고 용융금속의 푸울 깊이, 과열도 및 용융금속쪽의 열전달계수에 의해 지배되는 열 공급율은 수냉각을 통한 열제거율과 균형을 이루어야 한다.

쌍로울식 연속주조에서의 압연특성은 로울러의 회전수와 초기 로울러 설정간격에 의하여 달라지는 것을 알았다. 노즐에서 분출되는 유량의 크기에도 크게 달라진다. 이는 냉각속도

를 변화시키며 그로 인하여 시료의 압하율에 영향을 미치므로서 제품의 질과 치수에 영향을 미친다. 본 연구에서는 유량의 크기는 일정하게 하여 로울러 회전수와 초기 로울러 설정간격의 효과를 검토하였다. 쌍 로울법 박판 제조 시에 시료 두께가 폭방향의 중앙부에서는 로울러의 열팽창에 의하여 감소하며, 양측으로는 온도 저하에 의하여 압하율이 저하되어 두께가 증가하는 경향이 있다. 본 실험에서는 시료의 두께가 폭방향으로는 비교적 균일했다. 그 이유로서 주조재료를 로울러재보다도 아주 부드러운 합금을 사용한다는 점 및 시료 폭이 비교적 적은 실험조건을 적용한 때문으로 생각된다. 실험결과에서 알 수 있었던듯이, 설정로울러간 거리의 증가에 따라 시료 두께는 증가하여 설정 로울러간 거리에 접근한다. 이 경우에는 용탕이 로울러의 접촉에 달하기 전에 상당히 온도가 떨어져 응고완료 위치가 푸울의 상류에 위치하여 압하정도가 커지기 때문에, 그 때 로울러의 탄성변형이 가미되어 두께가 커지는 것으로 생각된다. 초기 로울러 설정간격을 계속 증가하며 주조를 할 경우 시료두께와 로울러 설정간격이 일치한 이후로 시료두께가 오히려 감소하는데, 이는 매우 많은 열방출이 이루어져서, 압하력에 의한 로울러의 변형보다는 열팽창에 의한 로울러의 변형이 더 커져서 로울러의 간격이 좁아졌기 때문이다.

냉각성능면에서는 순동제 로울러와, 스테인리스강 로울러의 최소두께를 결정하기 위해서는 냉각매체내에서의 온도변화와 응력상태를 조사하여야 한다.

순동제 로울러에 의하여 비정질 합금 박판을 만드는 경우에 연한 순동제 로울러가 상당한 압하를 받으면 소성변형하여 판 두께 차를 야기한다고 보고되고 있다. 본 실험에서는 스테인리스강 로울러를 사용했기 때문에 소성 변형은 거의 일어나지 않았다. 그러나 열간압연할 때와 마찬가지로 로울러의 회전으로 인하여 로울러 표면은 반복적으로 높은 피로하중과 열

충격을 받아서 로울러의 마멸과 수명에 상당한 영향을 미친다.

고응력을 받는 부분의 응력 수준을 줄여 변형을 감소시키는 한 방법으로는 용탕의 온도를 저하(고상율 증가)시켜 온도를 줄이면 열팽창이 줄어들므로 로울러의 과도한 변형을 억제하여 로울러의 수명 단축을 방지하고, 박판 두께의 변화에 대한 방지도 기할 수 있다고 사료된다. 따라서 로울러의 압연특성에 영향을 미치는 인자는 로울러의 두께와 재질로서 용탕 온도(고상율증가) 등에도 로울러의 냉각성능과 상관관계가 있다고 생각된다.

강의 주조시 주권의 접촉면에서 로울러내부쪽으로 다소의 소성변형을 일으켰으며, 이로부터 본 실험장치를 이용한 스테인리스강의 주조는 부적합을 추정할 수 있으며, 또한 로울러폭방향의 중앙부에 더 큰 변형이 생기므로 균일한 두께의 박판을 제조하기 위해서는 로울러제작시 중앙부의 보강이 필요하다.

이상의 해석결과로부터 로울러변형에 영향을 미치는 인자는 열팽창과 압하력이 있으나, 기계적 하중인 압하력이 열팽창에 비해 로울러변형에 더 큰 영향을 미침을 알 수 있다. 따라서 주조재료에 따른 로울러변형해석이 선행되어야 하며, 이를 고려하여 로울러를 제작하여야만 주조시 로울러변형을 최소화할 수 있고, 정확히 박판두께를 제어할 수 있다. 그리고 적절한 로울러두께가 설정되어야 충분한 냉각효과를 얻을 수 있고 재질이 향상된 박판을 제조할 수 있다.

7. 결 론

쌍로울식 박판연속주조에 대한 응고해석, 압연력계산, 열전도 해석, 열응력 해석 등의 종합적인 시스템 연구를 기하고 실험 결과와 해석결과를 종합하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 컴퓨터 제어에 의한 로울러 회전수 및 로울러 간격의 적정화에 의해서 표면상태가 양호한 연속적인 박판을 제조할 수 있는 주조조건

을 얻었다.

2) 쌍로울식 연속주의 실험결과에 의하여 로울러간격과 박판제품 두께가 잘 일치하는 실험조건이 얻어졌다.

3) 로울러변형을 계산하기 위한 열탄성 유한요소 모델을 제안하여 이론의 유효성을 입증하였다.

4) 본 실험에서 얻어진 급냉응고 시료의 주편 두께 방향에 대한 응고 조직은 백색 Sn이 미세립화하여 입경이 균일하며, 로울러 표면에 가까울수록 냉각이 빠르므로 수지상정(dendrite)의 성장이 없었다.

5) 모델재료에 대한 쌍로울식 연속주조실험과 입증된 이론해석을 스테인리스 강에 적용하여 열팽창 및 압하력에 의한 로울러 변형량을 정량적으로 제시할 수 있었다.

參 考 文 獻

1. Itoh, Y., "Current status of Continuous Casting Technology", Tetsu to Hagane, No.16, pp.1667-1673 (1986).
2. Kamio, A., "Continuous Casting of Aluminum", J. JSTP, Vol. 22-247, pp.779-785(1981)
3. 竹本弘郷外, "雙口一輪式連續鑄機の薄板鑄片の引抜き實驗(雙口一輪式連續鑄造機の開發)" 鐵鋼, 72-4, pp.S142(1986).
4. Miyazawa, K. and Choh, T. and Inoue, M., "Cooling Characteristics of the Twin-Roll Rapid Solidification Process", J. JIM, Vol. 45-11, pp.1102-1108(1982).

5. Ohnaka, I., "Production of Amorphous Alloy Materials and Rapid Quenching Techniques", J. JSME, Vol.88-802, pp.60-64(1986)
6. Murty, Y.V. and Adler, R.P., "High Speed Casting of Metallic foils by the Double-Roller Quenching Technique", J. of Materials Science, Vol.17, pp. 1945-1954(1982)
7. Tseng, A.A., "A Numerical Heat Transfer Analysis of Strip Rolling", Transaction of the ASME, Journal of Heat Transfer, August Vol.106, pp.512-517(1984)