

〈論 文〉

직접압연공정에 있어서 롤과 용탕을 연계한 유한요소 열전도해석

김영도* · 강충길**

(1993년 8월 12일 접수)

A Finite Element Heat Transfer Analysis with Coupling of Roll and Molten Metal in Direct Rolling Process

Y. D. Kim and C. G. Kang

Key Words : Direct Rolling(직접압연), Near-Net-Shape Continuous Casting Method(정형연속 주조법), Solidification Final Point(응고완료점), Cooling Roller(냉각롤), Twin-Roll Strip Continuous Casting(쌍롤 박판연속주조)

Abstract

In the steel industries, direct rolling process for production of strip from molten metal has been investigated to simplify processes, to minimize energy consumption, and to improve quality of the strip. In this study, two kinds of practicable scale cooling rollers are proposed. And heat transfer analysis of pool region and cooling roller considering flow of molten metal and roll rotation respectively using the finite element method are performed to obtain the proper initial condition and to observe cooling characteristics of cooling roller. From the results, variations of solidification final points and temperature distribution in roller are observed quantitatively according to roll rotation.

기 호 설 명

<p>C_{PE} : 반응용영역에서의 비열 (J/kg°C)</p> <p>C_{pp}, C_{pr} : 직접 압연재료의 비열, 롤재료의 비열 (J/kg°C)</p> <p>$\{f_p\}, \{f_r\}$: 용탕부와 롤부의 열량벡터</p> <p>h : 용탕깊이 (mm)</p> <p>h_{cont} : 응고셀과 롤의 접촉면에서 열전달계수 ($W/m^2°C$)</p> <p>h_{hw} : 냉각수홀에서 열전달계수 ($W/m^2°C$)</p> <p>h_o : 응고완료점에서 롤출구까지의 거리 (mm)</p> <p>h_{water} : 냉각수의 열전달계수 ($W/m^2°C$)</p> <p>$2H_o$: 롤간격 (mm)</p>	<p>k_p, k_r : 직접압연재료의 열전도율, 롤재료의 열전도율 ($W/m°C$)</p> <p>$[K_p], [K_r]$: 용탕부의 열전도 매트릭스, 롤부의 열전도 매트릭스</p> <p>L : 잠열 (J/Kg)</p> <p>n : 경계면의 법선방향</p> <p>N : 형상함수</p> <p>q : 열량 (W)</p> <p>S : 면</p> <p>S_i : 경계면 ($i=1\sim6$)</p> <p>t : 시간 (sec)</p> <p>t_{cont} : 탕면에서 롤출구까지 용탕접촉시간 (sec)</p> <p>T : 온도 (°C)</p> <p>T_{air} : 주위공기의 온도 (°C)</p> <p>T_i : 절점의 온도</p>
---	---

*정회원, 부산대학교 대학원 정밀기계공학과

**정회원, 부산대학교 정밀기계공학과

T_L, T_S	: 직접 압연재료의 액상선온도, 고상선 온도(°C)
T_{pi}, T_{ri}	: 용탕의 절점온도, 물의 절점온도(°C)
T_{ps}, T_{rs}	: 용탕에 생성되는 응고셀의 표면온도, 응고셀과 접촉하는 물표면온도(°C)
T_{water}	: 냉각수의 온도(°C)
u_x, u_y	: 용탕에서 x, y 방향의 속도성분(m/sec)
V	: 체적
V_r	: 물표면에서의 접선방향속도(m/min)
x, y	: x, y 방향의 좌표
Δt	: 시간증분(sec)
ΔT	: 탕면온도와 물출구에서의 응고셀표면 온도의 차(°C)
ϵ	: 방사율
ρ_p, ρ_r	: 직접 압연재료의 밀도, 물재료의 밀도 (Kg/m ³)
σ	: Stefan-Boltzmann 상수(W/m ² K ⁴)
ϕ	: 탕면에서 물 출구까지의 각도(°)

1. 서 론

철강산업 분야에서는 용탕으로부터 직접 얇은 판재를 생산함으로써 공정 감소에 따른 설비의 간소화, 에너지의 절감 및 재질개선 등의 잇점 때문에 정형 연속주조법(near-net-shape continuous casting method)에 많은 관심을 기울이고 있다.^(1~3)

직접압연법은 용탕으로부터 직접 두께 1~5mm의 판재를 성형할 수 있으므로 종래의 냉, 열간압연공정의 대폭적인 생략이 가능하다. 따라서 이에 따른 설비의 간소화, 에너지의 대폭적인 절감 및 생산시간의 감소로 인하여 제품의 생산원가를 절감할 수 있으며 생산성을 향상시킬 수 있다.

현재 강합금에 비하여 용융점이 낮고 변형저항이 작은 납, 동합금이나 알루미늄과 같은 비철합금의 직접압연은 실용화되어 있다. 그러나 강합금의 직접압연은 다음과 같은 문제점으로 인하여 국내외적으로 실용화되지 못하고 개발단계에 있다.

(1) 용탕으로부터 연속적으로 판재를 제조할 수 있는 공정인자들(용탕 주입온도, 물회전수, 물간격, 탕면깊이, 용탕 주입방법, 물냉각방식 등) 사이의 관계가 정량적으로 규명되지 않고 있으며, 공정변수의 제어가 어렵다.

(2) 냉각물의 수명을 향상시키기 위한 최적 냉각방식 및 냉각물의 재질문제가 해결되지 못하고 있다.

(3) 안정된 용탕 주입방법과 탕면에 부유하는 불순물 제거기술이 확립되어 있지 않다.

(4) 물폭방향으로의 온도를 일정하게 제어하는 것이 어렵다.

(5) 판재의 조직 및 기계적성질은 공정변수에 따라 크게 변하기 때문에 일정한 재료특성을 갖는 판재성형이 어렵다.

현재 쌍롤 박판연속주조(twin-roll strip continuous casting)라고 알려져 있는 용탕 직접압연공정의 실용화를 위하여 많은 연구가 진행되고 있다. 이와 관련된 국내외 연구동향을 살펴보면 다음과 같다.

Cramb⁽⁴⁾에 의하면 일본의 Nippon Steel, Kawasaki Steel, Nippon Kokan 등과 같은 제철회사에서 개발을 하고 있으며, 또한 유럽의 IRSID, CSM, Voest-Alpine 등의 제철회사에서 개발을 행하고 있는 것으로 알려져 있다. 또한 국내에서는 포항제철에서 연구를 수행하고 있다.

Clyne-A. Garcia⁽⁵⁾는 Virtual Adjunct Method(VAM)라 칭한 1차원 해석적방법으로 일방향응고(undirectional solidification)문제에 적용하여 그 유용성을 밝혔다. 직접압연에서 몰드(mould)인 물과 용탕간의 접촉면을 대류경계로 해석하여 실험치와 비교한 결과 해가 유한차분법으로 계산하여 얻은 해보다 더 실험치에 근접한다고 보고하였다.

Miyazawa-Szekely⁽⁶⁾는 액상과 고상의 유동장을 평형방정식과 연속방정식을 이용하여 해석적으로 구하고, 유동장을 고려하여 유한차분법으로 응고셀의 형상과 온도장을 해석하였다.

姜 등⁽⁷⁾은 경계고정법을 도입하여 유한차분법으로 용탕의 응고해석을 행하고 그 결과를 실험치와 비교하였다. 해석영역을 액상과 고상영역으로 나누어 해석하였으나 해석특성상 응고완료점부터 물출구까지의 고상영역은 해석이 불가능하며, 물영역을 고려하지 않았기 때문에 물의 냉각특성을 파악할 수 없었다.

이와 박⁽⁸⁾은 용탕에서의 유동장을 재료의 비압축성조건으로부터 물출구쪽으로 유동하는 것으로 가정하고, 또한 물과 연계하여 해석을 행하지 않고 물표면온도를 일정하게 증가하는 것으로 가정하여 유한차분법으로 응고해석을 행하였다.

Burgo⁽⁹⁾는 물표면과 응고셀 사이의 열전달계수 및 물의 냉각수량에 따른 열전달계수 등을 일본 철강업계의 보고와 Bethlehem철강회사의 주조실험

근거로 하여 실험식으로 제안하였다.

Tseng 등⁽¹⁰⁾은 실험과 열전도해석을 통하여 물의 냉각시스템에 관하여 연구를 하였다. 로울의 냉각방식이 물의 마모 및 스폴링(spalling)발생에 큰 영향을 미치며, 물의 회전에 의한 주기적인 열응력에 의한 물의 파단을 방지하기 위해서는 물을 균일하게 냉각시키는 것이 바람직하다고 보고하였다.

이와 박⁽¹¹⁾은 롤온도를 수치해석적으로 구하여, 압하력을 열간압연에 사용하는 해석적방법을 도입하여 근사적으로 계산하였다. 그 결과들을 입력데이터로 하여 물의 응력해석을 상용구조해석 프로그램인 MSC/NASTRAN을 사용하여 2차원적으로 계산하였다.

이상의 국내의 연구동향에 의하면 주로 용탕직접압연의 부분적인 공정해석에 관한 내용은 많이 보고되었다. 직접압연공정에서 재료의 변형거동을 예측하기 위한 공정해석도 중요하지만 냉각롤설계에 관한 연구가 공정해석과 연계되어 동시에 수행되어야 한다. 따라서 회전하는 두개의 롤사이에 용탕이 연속적으로 주입될 때 용탕의 유동을 고려한 응고해석과 물의 냉각특성을 정량적으로 파악하여야만 물의 열응력 및 변형 등을 고려하며 물을 설계제작할 수 있을 뿐 아니라, 또한 제조하고자 하는 판재 두께의 변화에 따른 적절한 초기 조업조건의 설정 및 공정인자가 재질에 미치는 영향 등을 파악할 수 있다.

따라서 본 연구에서는 물과 용탕을 연계하여 열전도해석을 행하기 위하여 유한요소법으로 프로그래밍하고, 해석의 타당성을 검증하기 위하여 실험결과⁽¹²⁾와 비교검토했다. 또한 본 연구에서는 실용화가 가능한 크기의 물을 제안하고 물의 회전에 따른 냉각롤의 특성을 조사하기 위하여 물과 용탕을 연계하여 유한요소법으로 열전도해석을 행하였다. 그 결과로부터 조업이 가능한 초기조건을 찾고, 물의 냉각방식에 따른 물의 냉각특성을 고찰하였다.

2. 2차원 유한요소 열전도해석을 위한 기초방정식

2.1 대류를 고려한 용탕의 열전도해석을 위한 기초방정식

Fig. 1은 직접압연공정에서 용탕으로부터 판재가 제조되는 과정을 개략적으로 보이고 있다. 일정한

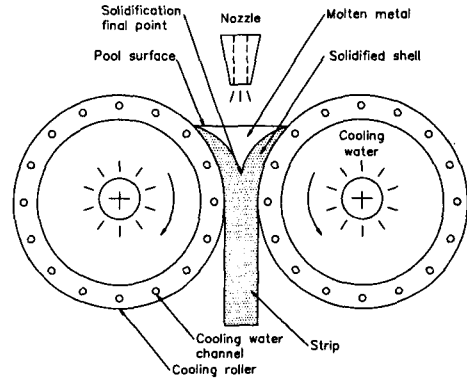


Fig. 1 Schematic diagram of direct rolling process

온도로 제어한 용탕을 두개의 회전하는 롤사이에 주입하면 롤내부에 순환하는 냉각수의 냉각효과에 의하여 두개의 롤표면에 응고셸이 형성이 된다. 물의 회전에 의하여 두개의 응고셸이 만나는 응고완료점 이후부터 압연변형이 되어 판재로 제조된다. 직접압연공정에서 응고완료점의 위치는 판재의 성형을 좌우하는 중요한 인자이다. 응고완료점의 위치는 공정변수인 압연속도, 롤간격, 용탕주입온도 등에 의해 변화하게 된다. 따라서 이론적인 방법에 의하여 공정변수의 변화에 따른 응고완료점의 위치를 정량적으로 예측하여야 한다.

용탕과 냉각물을 연계시켜 온도분포를 계산하기 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

(1) 용탕과 물은 완전접촉상태가 아니므로 열저항이 있는 것으로 하여 대류경계로 가정하였다.

(2) 1500(°C)의 용탕을 주입하여 판재로 제조된 후 물을 나올 때에는 1000(°C)정도를 유지한다. 직접압연재료인 SUS304의 1500(°C)에서 열확산율은 6.08E-6이고 1000(°C)에서의 열확산율은 5.69E-6이다. 용탕내의 대부분은 용융점 이상의 온도를 유지하며, 1000~1500(°C)에서 확산율 값이 크게 변하지 않으므로 용탕의 물성치는 온도에 무관하여 일정한 것으로 가정하였다.

(3) 노즐(nozzle)을 통하여 계속적으로 용탕이 주입되므로 탕면온도는 용탕주입온도로 하였다.

(4) 온도해석에서 물의 열변형에 의한 용탕부의 기하학적 변형은 없는 것으로 가정하였다.

직접압연공정에서 물에 채워지는 용탕은 정적인 상태의 응고현상과는 달리 계속적인 용탕주입과 롤회전에 의해서 응고셸이 판재로 결합되어 물을 빠져나가면서 주입되는 용탕이 응고가 되어 새로운

응고셀을 형성한다. 이때 공정 초기에는 물의 온도가 낮기 때문에 응고셀이 더 크게 형성되며, 물온도가 상승할 수록 응고셀이 두께가 얇아지게 된다. 그런데 이와 같은 응고현상을 비정상상태로 해석하게 되면 응고셀 두께는 초기부터 계속적으로 두께가 두꺼워지면서 정상상태에 도달하는 결과를 얻게 된다. 그러나 용탕내에서는 어떤 임의시간에 정상상태의 온도분포를 가지면서 응고셀을 형성하여 물을 빠져나가게 되고, 또한 주입되는 용탕은 물의 온도에 의존하여 응고셀을 형성하게 된다. 따라서 용탕부를 정상상태로 하고 물을 비정상상태로 계산하면 물온도가 상승하여 정상상태에 도달하게 되고 이에 따라 용탕부의 응고셀 형성 및 온도분포도 정상상태의 분포를 얻을 수 있다.

용탕의 유동에 의한 대류를 고려한 정상상태의 열전도 지배방정식은 다음과 같다.

$$\rho_p C_{pp} \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = k_p \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + f \quad (1)$$

식(1)을 유한요소 정식화하면 식(2)와 같이 열전도 매트릭스(conductivity matrix)와 열량벡터(heat flux vector)로 나타낼 수 있다.

$$[K_p]\{T_i\} = \{f_p\} \quad (2)$$

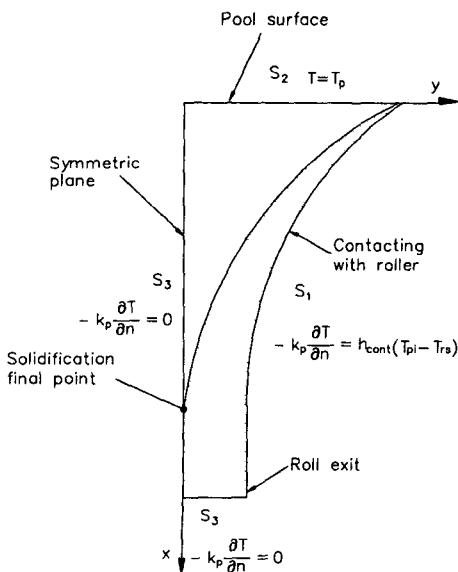


Fig. 2 Boundary conditions and coordinate system for heat transfer analysis of pool region

여기서, 매트릭스 $[K_p]$, $\{f_p\}$ 는 다음으로 표시된다.

$$[K_p] = \int_{V_e} \left\{ \rho_p C_{pp} \left(u_x [N]^T \frac{\partial [N]}{\partial x} + u_y [N]^T \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) + k_p \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) \right\} dV$$

$$\{f_p\} = \int_{S_e} q [N]^T dS \quad (3)$$

Fig. 2는 용탕영역을 해석하기 위한 경계조건을 나타낸 것이다. 응고셀과 롤표면이 접촉하는 영역(S_1)에서는 대류경계이고, 용탕이 계속적으로 주입되는 탕면(S_2)에서는 용탕의 주입온도로 항상 일정하게 유지되는 것으로 하였다. 또한 직접압연공정은 두개의 물을 중심으로 하여 좌우가 대칭인 공정이므로 두개의 물의 중앙인 대칭면(S_3)은 단열경계이다.

2.2 롤의 열전도해석을 위한 기초방정식

회전에 의하여 롤은 용탕과의 접촉과 냉각이 반복된다. 따라서 롤의 표면경계가 이동을 하므로 실제의 경우와 같게 하기 위하여 시간증분에 따라 경계를 변환하여 계산하였다.

계산을 위하여 다음과 같은 가정을 하였다.

- (1) 용탕과의 접촉면에서 열저항을 고려하여 대류경계로 취급하였다.
- (2) 롤내부에 순환되는 냉각수는 내부면을 균일하게 냉각시키는 것으로 가정하여 열전달 계수가 일정한 것으로 하였다.
- (3) 롤의 기하학적 변형은 없는 것으로 가정하였다.

롤영역의 비정상상태 열전도 지배방정식은 다음과 같다.

$$\rho_r C_{pr} \frac{\partial T}{\partial t} = k_r \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + f \quad (7)$$

식(7)을 유한요소 정식화하면 식(8)로 된다.

$$[K_r]\{T_i\} + [C] \left\{ \frac{\partial T_i}{\partial t} \right\} = \{f_r\} \quad (8)$$

여기서,

$$[K_r] = \int_{V_e} k_r \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} \right) dV$$

$$[C] = \int_{V_e} \rho_r C_{pr} [N]^T [N] dV \quad (9)$$

$$\{f_r\} = \int_{S_e} q [N]^T dS$$

식(8)의 시간항을 적분하기 하기 위하여 θ -법을

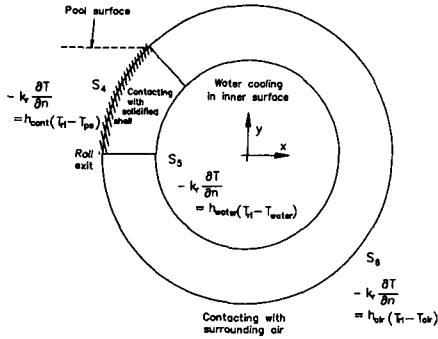


Fig. 3 Boundary conditions and coordinate system for heat transfer analysis of roll region

사용하였다. ⁽¹³⁾ 식 (8)을 시간적분하면 식 (10)으로 된다.

$$\begin{aligned} & \left(\frac{1}{2} [K_r] + \frac{1}{\Delta t} [C] \right) \{T_i\}_{t+\Delta P} \\ & = \left(\frac{1}{2} [K_r] - \frac{1}{\Delta t} [C] \right) \{T_i\}_t + \{f_r\} \end{aligned} \quad (10)$$

롤의 초기온도는 실온(25°C)으로 가정하였다. Fig. 3은 롤영역 해석을 위한 경계조건을 나타내고 있다.

2.2.1 대류경계조건 (S₄-S₆)

식 (9)에서 열량벡터 (heat flux vector) {f_r}은 다음과 같다.

$$\int_{S_1} q [N]^T dS = \int_{S_1} h_T (T - T_{sur}) dS \quad (11)$$

여기서, 경계 S₄: h_T = h_{cont}, T_{sur} = T_{ps}
 경계 S₅: h_T = h_{water}, T_{sur} = T_{water}
 경계 S₆: h_T = h_{air}, T_{sur} = T_{air}

2.2.2 복사경계 (S₆)

복사경계조건을 도입하면 식 (9)에서 열량벡터 {f_r}은 다음과 같다.

$$\int_{S_1} q [N]^T dS = \int_{S_1} \sigma \epsilon (T^4 - T_{air}^4) dS \quad (12)$$

식 (12)에서 우변의 온도항은 4차항이기 때문에 비선형이므로 다음과 같이 변환하여 선형화하였다.

$$\sigma \epsilon (T^4 - T_{air}^4) = \alpha_r \{ (T^t + \Delta t)^4 - (T_{air}^t + \Delta t)^4 \} \quad (13)$$

여기서, α_r = σε{(T^t)² + (T_{air}^t)²}(T^t + T_{air}^t) 이다.

2.3 계산방법

금속은 응고가 진행되는 동안에 응고잠열을 방출한다. 따라서 응고현상을 이론적으로 해석하기 위해서는 이러한 응고잠열을 고려해야만 좀 더 정확한 해를 얻을 수 있다. 정상상태의 해석에서 응고잠열을 고려하기 위해서는 SOR(succeasive over-relaxation)법과 같은 반복법에 의해 해가 수렴해 가는 동안 응고영역의 잠열을 고려하는 방법이 있다. 그러나 직접압연공정에서는 롤회전에 의하여 짧은 시간내에 응고셀을 형성하여 롤을 빠져나가며, 또한 전체 용탕부에 비하여 응고량이 작기 때문에 응고잠열에 의한 영향이 크지 않은 것으로 가정하여 응고잠열을 단지 비열을 보정하는 것으로 고려하였다. 응고가 진행되는 동안 반응용역에서는 잠열을 방출하기 때문에 시간 t + Δt의 계산에서는 시간 t의 계산결과에 따라서 다음식으로 반응용역의 비열을 보정하여 계산을 하였다.

$$C_{PE} = C_{PP} + \frac{L}{T_L - T_S} (T_S < T < T_L) \quad (14)$$

따라서 반응용역의 비열만을 보정하여 실험조건⁽¹²⁾을 이용하여 계산한 결과와 실험에서 얻은 응고셀의 형상을 비교한 결과로부터 응고완료점의 위치 및 응고셀 형상을 정량적으로 계산할 수 있었기 때문에 동일한 계산방법을 본연구에서 제안한 롤에 적용하였다.

계산영역은 회전하는 롤사이에 채워지는 용탕영역과 롤영역으로 나누어지기 때문에 용탕영역과 롤영역을 각각 반복적으로 계산을 한다. 응고셀의 표면과 물표면의 접촉면이 완전접촉이 아니므로 이 부분에서의 열저항을 대류경계로 하게 되면 상호간의 표면온도를 각각의 주위온도로 가정할 수 있다. 이때 용탕부와 롤의 접촉면의 격차가 일치하지 않으므로 절점의 온도를 선형보간하여 주위온도로 하였다. 접촉면에서의 경계조건을 식으로 나타내면 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} -k_p \frac{\partial T_{pi}}{\partial n} &= h_{cont} (T_{pi} - T_{rs}) : \text{응고셀표면} \\ -k_p \frac{\partial T_{ri}}{\partial n} &= h_{cont} (T_{ri} - T_{ps}) : \text{물표면} \end{aligned} \quad (15)$$

어떤 시간 t에 대하여 계산한 후 시간 t + Δt에 는 물표면의 대류경계면을 원주방향으로 분할한 개수중 한요소만큼을 이동하고, 응고셀과 접촉을 끝낸 요소의 경계면은 공기와의 접촉에 의해 냉각되

는 복사경계로 바뀌게 된다.

용탕의 속도장은 Miyazawa⁽⁶⁾가 제안한 속도계산식을 사용하여 각 절점의 *x*와 *y*방향의 속도성분을 계산하였다.

일반적으로 직접압연의 냉각롤에 사용하는 재료로는 동합금이 사용되며, 동합금으로는 脫酸銅, Cr銅, CrZr銅, Be銅 등이 있다. 구리합금중에서 열전도율이 좋고 비교적 강도가 높은 CuCrZr을 롤울재료로 하였다.

Fig. 4와 Fig. 5는 본 연구에서 제안하는 두가지의 롤형상을 나타내고 있다. Fig. 4에 나타낸 롤을 보면 두께 40(mm)의 스템브(sleeve)에 보강을 위하여 롤중심축에 5개의 강재로 만든 플렌지(flange)를 설치하여 내부로의 변형을 막아준다. 냉각수는 로울중심의 축을 통하여 롤의 내부표면에 분사냉각되도록 설계하였다. 분사된 냉각수는 중심축을 통하여 배수되므로 계속적으로 냉각수가 순환이 된다. Fig. 5에 나타낸 롤은 냉각성능을 높이기

위해서 스템브에 냉각수홀을 설치한 복합형 로울이다. 냉각수홀의 중심은 스템브의 외부표면으로부터 20(mm)떨어진 곳에 있으며, 직경 10(mm)의 홀을 원주방향으로 60개를 설치한 것이다. 냉각수는 한쪽측에서 유입되어 다른 한쪽측으로 배수되도록 하였다. 두가지 냉각방식의 롤에 대하여 다음과 같이 정의한다.

- 중공형롤-냉각방식 I (Cooling type I)
- 복합형롤-냉각방식 II (Cooling type II)

롤의 경우 용탕으로부터 열유입으로 초기온도에 비하여 크게 온도가 상승되므로 롤재료의 열물성치를 다음과 같은 온도의 함수로 하여 적용하였다.

$$K_r = 311.2472 + 0.07211 T_r - 0.0000001 T_r^2 \quad (\text{W/m}^\circ\text{C})$$

$$\rho_r = 9026.8906 - 0.40802 T_r - 0.0001 T_r^2 \quad (\text{Kg/m}^3)$$

$$C_{br} = 379.2776 + 0.019659 T_r + 0.000597 T_r^2 \quad (\text{J/Kg}^\circ\text{C})$$

(16)

Table 1은 현재 철강업계에서 실용화의 가능성을 고려한 로울의 크기에 대한 계산조건을 나타낸 것이다.

Table 2는 직접 압연재료인 SUS304의 열물성치와 계산의 초기치를 나타낸 것이다.

롤과 응고셀이 접촉하는 면은 연속적이 아니므로 열저항이 존재한다. 일반적으로 접촉면의 열저항에 대하여 대류경계로 취급하여 해석을 행한다. 실제 실험이나 조업에 있어서 이부분의 열전달계수를 구하는 것이 극히 어렵다. 또한 접촉면에서 열전달계수는 응고셀의 고상율, 롤재질 및 압하력의 변화에 따라 변화하게 된다. 실제 직접압연에 있어서는 응고완료점 이후 압하력의 작용으로 응고셀과 롤이 더 밀착을 하여 열저항이 감소하기 때문에 열전달

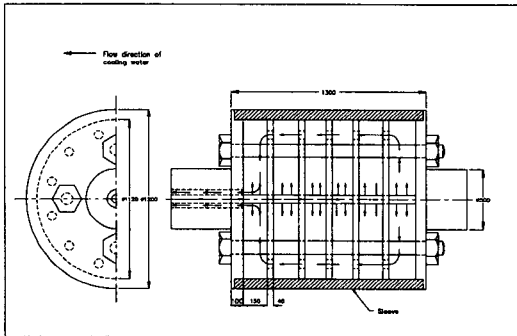


Fig. 4 Schematic drawing of cooling roller as cooling type I

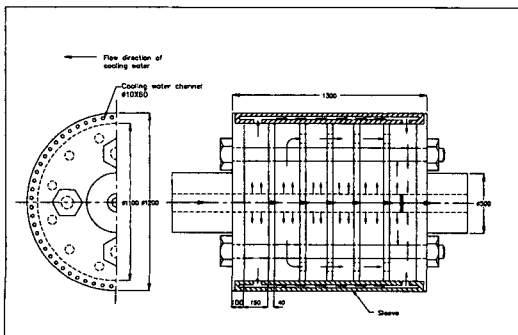


Fig. 5 Schematic drawing of cooling roller as cooling type II

Table 1 Calculating conditions for heat transfer analysis

Item	Specification
Roll diameter	1200 (mm)
Roll width	1300 (mm)
Roll nip gap	3 (mm)
Pool depth	300 (mm)
Direct rolling material	SUS304
Line velocity of cooling roller	26, 32 (m/min)

Table 2 Thermal properties of SUS304

Item	Symbol	Value at 1500(°C)
Conductivity	K_p	30.99(W/m°C)
Density	ρ_p	7244(Kg/m ³)
Specific heat	C_{pp}	701(J/kg°C)
Latent heat	L	260(KJ/kg)
Liquidus line temperature	T_L	1451(°C)
Solidus line temperature	T_s	1399(°C)
Pouring temperature	T_p	1500(°C)

계수가 커지게 된다. Yukumoto 등⁽¹⁴⁾은 실험을 통하여 응고셀 성장이 커질수록 물과의 접촉력이 완화되어 열전달계수가 작아진다고 보고하였다. Ozawa 등⁽¹⁵⁾은 0.28(mm) 두께의 판재를 제조할 때 물과 응고셀 사이의 열전달계수는 46000(W/m²°C)이고 0.45(mm)의 판재를 제조할 때는 열전달계수가 33500(W/m²°C)라고 보고하였다. 즉, 판재의 두께가 두꺼워질 수록 물과 응고셀의 접촉력이 완화되어 열전달계수 값이 감소하는 결과를 제시하였다.

Clyne 등⁽⁵⁾은 다이캐스팅(die casting)을 할 때 압력을 가하게 되면 금형과 주물사이의 열전달계수는 $10^4 \sim 10^5$ (W/m²K)의 범위에 있으며, 직접압연에서는 $10^4 \sim 5 \times 10^6$ (W/m²K) 범위에 있다고 하였다.

또한 이진욱⁽⁶⁾ 등은 응고셀과 물접촉면에서의 용탕의 상태를 다음과 같이 세영역으로 분류하여 열전달계수를 적용하였다.

액상영역 : $h_{cont} = 10000$ (W/m²°C)

고액공존상(고상물에 따라서) :

$$h_{cont} = 10000 \sim 20000$$
(W/m²°C)

고상영역 : $h_{cont} = 20000$ (W/m²°C)

그러나 응고완료점 이후 압연영역은 미소하므로 일반적으로 열전달계수는 $h_{cont} = 10000$ (W/m²°C)를 사용한다. 따라서 본 연구에서도 접촉면에서 열전달계수가 일정한 것으로 가정하여 $h_{cont} = 10000$ (W/m²°C)를 사용하였다.

Table 3은 냉각수, 외부공기, 물과 응고셀의 접촉면에서의 열전달계수와 복사율 및 Stefan-Boltzmann 상수를 보이고 있다. 냉각수의 열전달

Table 3 Numerical data used for heat transfer analysis^(8,10,16)

Item	Symbol	Value
Heat transfer coefficient of water for cooling type I	h_{water}	3500(W/m ² °C)
Heat transfer coefficient of water for cooling type II	h_{water}	4410(W/m ² °C)
	h_{hw}	10704(W/m ² °C)
Temperature of cooling water	T_{water}	25(°C)
Heat transfer coefficient of air	h_{air}	8(W/m ² °C)
Temperature of surround air	T_{air}	25(°C)
Heat transfer coefficient in contacting region	h_{cont}	10000(W/m ² °C)
Emissivity of roll surface	ϵ	0.3
Stefan-Boltzmann constant	σ	5.6697×10^{-8} (W/m ² K ⁴)

계수는 Burgo⁽⁹⁾가 제안한 식을 이용하여 냉각방식 I은 냉각수량 750(l/min), 냉각방식 II는 냉각수량 1000(l/min)에 대해서 계산한 결과를 사용하였다.

요소분할은 중공롤의 경우 요소수 2000개, 절점수 2200개로 분할하였고, 복합형롤은 요소수 5040개 절점수 5580개로 분할하였다. 프로그램은 FORTRAN77로 작성하였고, 계산은 Unix환경의 486/50MHz PC를 사용하여 계산을 행하였다. 냉각방식 I의 경우 롤이 5회전 할때까지 계산시간은 약 23시간이 소요되었고 냉각방식 II의 경우 10회전까지의 계산시간은 40시간정도 소요되었다.

3. 계산결과 및 고찰

Fig. 6은 실험적으로 구한 응고셀의 두께⁽¹²⁾와 실험조건을 이용하여 계산한 응고셀의 두께변화를 비교한 것이다. 응고셀의 변화하는 양상을 보면 실험치나 계산치가 모두 탕면에서 물출구로 갈수록 증가하는 경향을 보이고 있으나, 계산치가 실험치에 비하여 전체적으로 응고셀 두께가 작은 결과를 보인다. 계산치는 응고셀이 물출구 부분에서 크게 성장하여 응고완료점이 생성된다. 응고완료점의 위치

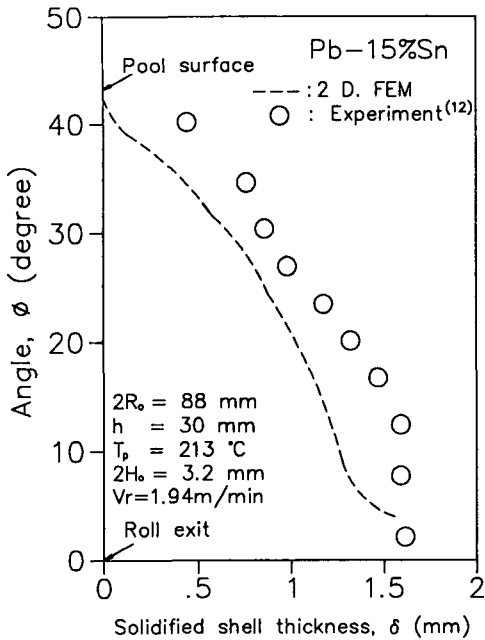


Fig. 6 Comparison of solidified shell thicknesses obtained from experiment and 2-dimensional finite element heat transfer analysis

는 계산치가 실험치에 비하여 약간 높은 곳에 생성되는 결과를 보이지만, 응고셀의 양상은 비교적 서로 잘 일치하는 결과를 보인다.

Fig. 7은 Miyazawa⁽⁶⁾의 속도계산식을 이용하여 롤속도 $V_r=26$ (m/min), 롤간격 $2H_o=3$ (mm), 용탕깊이 $h=300$ (mm)로 하여 로울이 5회전하였을 때 용탕에서의 속도장분포이다. 이 조건에서 응고 완료점은 물출구로부터 $h_o=10.6$ (mm)에서 생성되었다. 속도분포를 보면 롤표면에 형성되어진 응고셀 부근과 응고완료점 이후부터 압연이 되어 판재로 물을 빠져나오는 곳에서는 물출구측으로 유동을 하며, 응고완료점 위부분에서는 물출구로 빠져나가지 못하고 물출구의 반대쪽으로 유동하는 결과를 보인다. 압연방향과 반대방향으로 유동한 용탕은 탕면부근에서 물쪽으로 유동하여 응고가 되며, 응고셀은 롤회전에 의해 물출구측으로 이동함을 알 수 있다.

Fig. 8은 직접압연속도 $V_r=26$ (m/min)으로 하여 물이 5회전 하였을 때 용탕의 온도분포를 나타내고 있다. 등온도선분포를 보면 롤표면에 생성되는 응고셀 부근에서 온도구배를 보이며 내부쪽으로는 용탕주입온도를 유지하고 있다. 응고셀은 물입

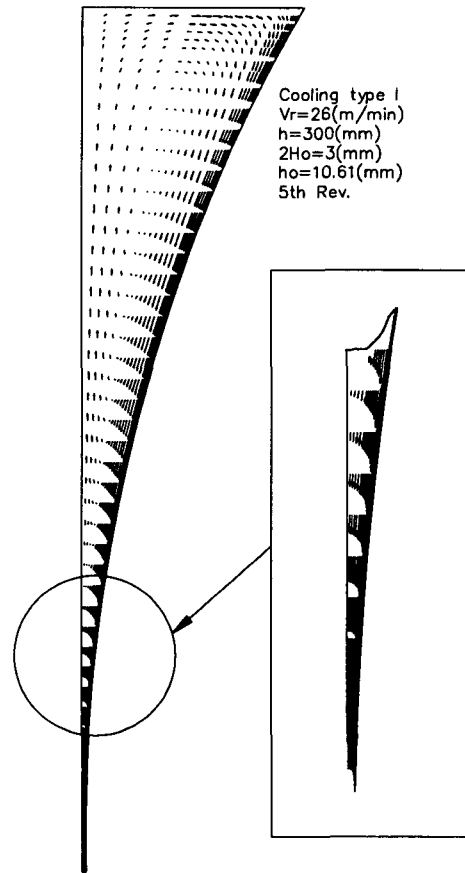


Fig. 7 Velocity field used in heat transfer analysis of pool region

구로부터 점차 성장하여 물출구부근에서 두개의 응고셀이 만나는 응고완료점이 있음을 알 수 있다.

Fig. 9는 냉각방식 I, II일 때 직접압연속도가 각각 $V_r=26, 32$ (m/min)인 경우 응고완료점의 변화를 비교하여 나타낸 것이다. 용탕부를 정상상태로 계산하였기 때문에 물의 온도가 많이 상승하지 않은 초기상태에서 응고완료점은 물출구로부터 높은 곳에 생성되며, 점차 시간이 경과하여 물의 온도가 상승함에 따라 응고완료점이 낮아짐을 알 수 있다. 냉각방식 I의 경우 압연속도를 느리게 할수록 물과의 접촉시간이 길어져 물의 냉각영향을 더 받기 때문에 응고완료점이 물출구로부터 더 높은 곳에 위치하며, 또한 압연속도 $V_r=32$ (m/min)일 때 냉각방식 II의 경우가 냉각효율이 향상되어 응고완료점이 더 높은 곳에 위치하는 결과를 보인다. 응고완료점이 변화하는 경향을 보면 계산

현상을 보이며 감소하고 있다. 이는 용탕과 접촉을 끝낸 물이 냉각구간에서 초기온도로 완전히 냉각이 되지 못하고 다시 용탕과 접촉을 함으로써 더 높은 온도로 상승하는 것에 기인하는 현상이다. 그러나 회전수가 증가할 수록 계단현상이 일어나는 곳에서 변화량이 감소하는 경향을 보인다. 따라서 물이 계속적으로 회전하여 정상상태에 도달하게 되면 일정한 응고완료점을 유지할 것이다. 실제조업에서 균일한 판재를 제조하기 위해서는 응고완료점을 초기부터 일정하게 유지시켜 압연율을 일정하게 제어할 필요가 있다. 따라서 이론해석을 통한 결과나 혹은

조업시 측정하는 압하력의 변화를 데이터로 하여 시간변화에 따라 물의 회전속도를 가변적으로 제어하여야만 한다.

Fig. 10은 냉각방식 I의 경우 물과 접촉하는 응

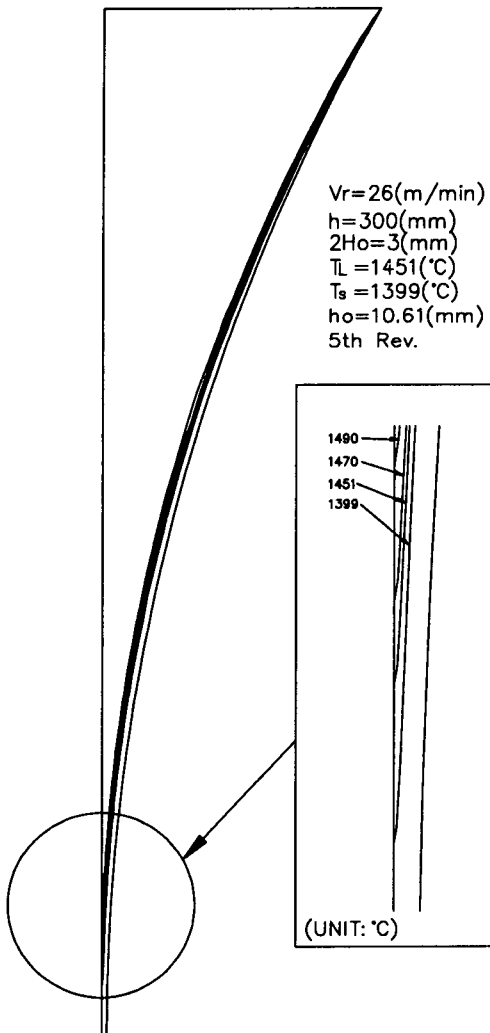


Fig. 8 Temperature distributions for cooling type I and Vr=26(m/min)

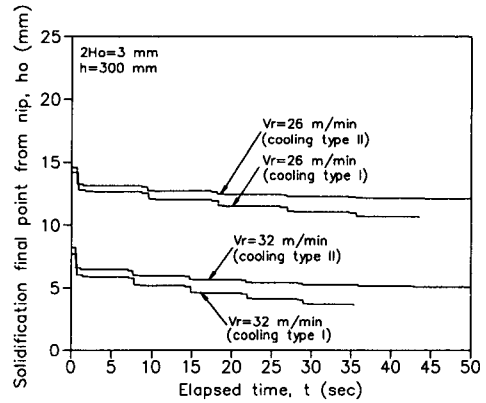


Fig. 9 Variations of solidification final points according to rolling speed and cooling type

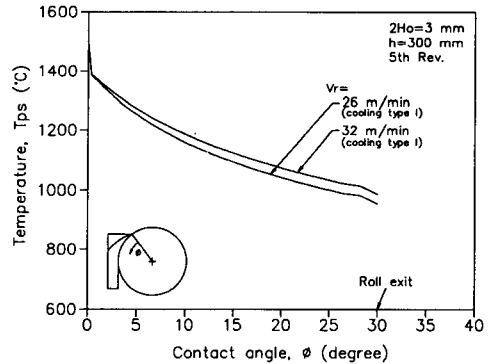


Fig. 10 Comparison of temperature distributions on solidified shell surface

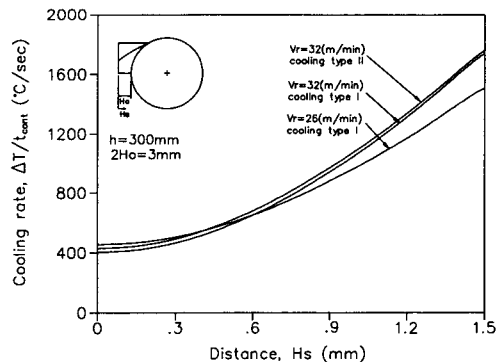


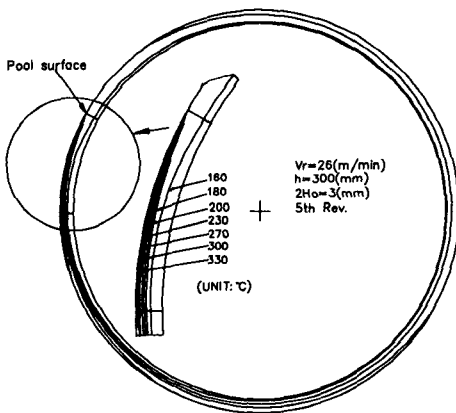
Fig. 11 Comparison of cooling rates according to rolling speed and cooling type

고셀의 변화를 압연속도에 따라 비교하여 나타낸 것이다. 탕면에서 물출구쪽으로 갈수록 온도가 감소하고 있으며 물출구에서는 약 1000(°C) 정도를 유지한다. 응고원료점의 변화와 마찬가지로 압연속도를 느리게 할수록 물의 냉각영향을 더 받게 되어 응고셀의 온도가 더 감소하는 결과를 보인다.

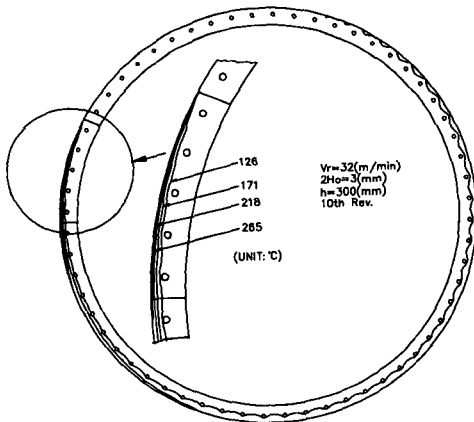
Fig. 11은 냉각방식과 압연속도변화에 따른 냉각속도를 비교한 것이다. 냉각속도는 용탕 주입 온도 T_p 와 출구의 판재두께 방향의 절점온도의 차를 물과의 접촉시간으로 나눈 값이다. 냉각방식 I의 경우 압연속도 32(m/min)일 때 26(m/min)보다 로울과 접촉하는 표면부근에서의 냉각속도가 크지만 판재의 중심부에서는 더 빠른 속도로 물을 빠져나가기 때문에 냉각영향을 덜 받게 되어 냉각속도가

작아진다. 이러한 두께방향에 있어서의 냉각속도의 차이는 판재가 불균일한 재질을 가지게 되는 원인이 된다. 따라서 2차 가공인 냉간 압연공정을 통하여 판재가 균일한 재질을 갖도록 하여야 될 것으로 생각된다.

Fig. 12(a), (b)는 각각 냉각방식 I의 경우 압연속도를 $V_r=26$ (m/min)으로 하여 5회전 하였을 때와 냉각방식 II의 경우 $V_r=32$ (m/min)으로 하여 10회전하였을 때 물의 온도분포를 나타낸 것이다. 냉각방식 I, $V_r=26$ (m/min)일 때 물표면은 약 360(°C)까지 상승하며 내부면에서는 약 100(°C)까지 상승하였다. 물재료인 Cu합금은 열전도율이 좋은 재료이기 때문에 물내부쪽으로 열전도가 많이 됨을 알 수 있다. 응고셀과 접촉하는 동안 물표면

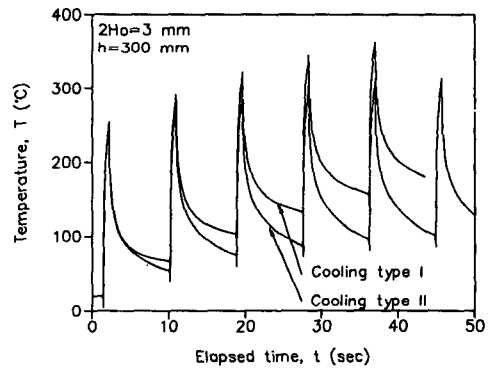


(a) Cooling type I

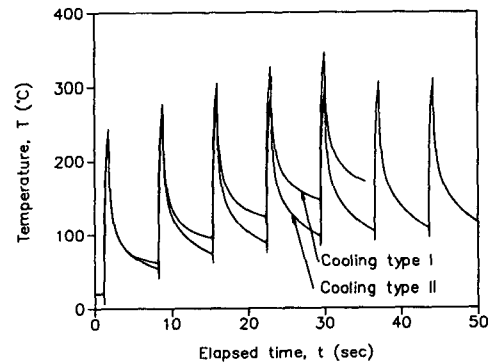


(b) Cooling type II

Fig. 12 Temperature distributions of roll region for (a) Cooling type I and (b) Cooling type II



(a) $V_r=26$ (m/min)



(b) $V_r=32$ (m/min)

Fig. 13 The variation of temperature, tracing of one point on roll surface, according to roll rotation for (a) Rolling speed $V_r=26$ (m/min) and (b) $V_r=32$ (m/min)

쪽의 온도는 계속적으로 상승하게 되고 응고셀과 접촉을 끝낸 후에는 표면에서의 열이 롤내부쪽으로 전도됨을 보이고 있으나, 냉각구간이 끝나는 곳에서 초기온도로 완전히 냉각이 되지는 못하였다. 냉각방식 II, $V_r=32(m/min)$ 일 때 냉각방식 I과 비교하여 보면 냉각구간에서 스리브(sleeve)에 있는 냉각수 홀에 의하여 열이 방출되므로 롤내부쪽으로 열전도가 많이 되지 않음을 알 수 있다. 이때에도 냉각구간에서는 초기롤온도로 냉각이 되지는 못하였다.

Fig. 13(a), (b)는 각각 냉각방식 I과 II에 대하여 속도변화에 따른 롤표면에서 한 점의 온도변화를 추적하여 나타낸 것이다. 표면의 온도는 응고셀과 접촉을 시작하여 접촉이 끝날 때까지 급격히 상승하여 외부공기로 인한 냉각 및 롤내부로의 전도에 의해서 차츰 온도가 감소하는 결과를 보인다. 회전에 따른 변화를 보면 냉각구간에서 완전히 냉각이 되지 못하기 때문에 회전수가 증가할 수록 전체적으로 온도가 상승하고 있다. 그러나 온도상승량은 회전수가 증가할 수록 작아지고 있다. 냉각방식 II의 경우가 냉각효율이 크기 때문에 냉각방식 I에 비하여 스리브의 두께는 10(mm) 두껍지만 롤의 온도상승량은 작으며 또한 회전에 따른 온도변화가 작아서 더 빠르게 정상상태에 도달하는 결과를 보이고 있다. 롤설계에 있어서 외부냉각에 의한 롤의 냉각은 롤온도의 상승과 냉각의 차이가 크게 되므로 열피로가 커져서 롤의 수명을 단축시키는 원인이 된다. 따라서 롤표면부근에 냉각수홀을 설치하여 롤을 전체적으로 균일하게 냉각시켜 냉각효율을 높이는 것이 바람직하다.

Table 4는 냉각방식 I과 II의 롤에 대해 계산된 응고완료점과 롤표면에서의 최대온도 상승량을

나타내고 있다.

4. 결 론

두가지 냉각방식의 롤을 제안하고 롤의 회전을 고려하여 용탕과 롤을 연계한 열전도해석을 유한요소법으로 행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 직접압연속도를 빨리 할 수록 롤과의 접촉시간이 짧아지므로 냉각효과를 적게 받게 되어 응고완료점이 롤출구측으로 이동함을 알 수 있다.

(2) 압연속도 $V_r=32(m/min)$ 의 경우 냉각방식 I에 비하여 냉각방식 II가 롤표면에서 최대온도 상승치가 31(°C)정도 감소되었다. 따라서 스리브(sleeve)에 냉각수홀을 설치하므로써 롤의 냉각효과가 향상되므로 직접압연속도를 높일 수 있다.

(3) 롤온도는 초기온도에 비하여 회전을 거듭할 수록 크게 상승을 하기 때문에 응고완료점이 변화하게 된다. 따라서 일정한 응고완료점을 유지시켜 균일한 판재를 제조하기 위해서는 이론해석을 통한 데이터를 기초로 하여 롤의 속도를 가변적으로 제어해야 함을 알 수 있다.

참고문헌

- (1) Teoh, L. L., 1988, *Technological Developments in Continuous Thin Slab and Strip Casters*, Iron and Steel Engineering, p. 34.
- (2) Cygler, M. and Wolf, M., 1986, *Continuous Strip and Thin Slab Casting of Steel-Overview*, I & SM, p. 27.
- (3) Birat, J. P., 1987, "Manufacture of Flat Products for 21th Century," *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 14, No. 2, p. 84.
- (4) Cramb, A. W., 1988, *New Steel Casting Processes for Thin Slabs and Strip A Historical Perspective*, I & SM, p. 45.
- (5) Clyne, T. W. and Garcia, A., 1981, "The Application of a New Solidification Heat Flow Model to Splat Cooling," *J. of materials Science*, 16, p. 1643.
- (6) Miyazawa, K. and Szekely, J., 1981, "A Mathematical Model of the Splat Cooling Process using the Twin Roll Technique," *Metal. Trans.*, Vol. 12A, p. 1047.

Table 4 Calculating results of cooling type I and II

Cooling type	V_r	Solidification final point from nip h_0	Maximum roll surface temperature
I	26(m/min)	10.6(mm)	362(°C)
	32(m/min)	3.6(mm)	346(°C)
II	26(m/min)	11.7(mm)	320(°C)
	32(m/min)	4.5(mm)	315(°C)

- (7) 姜忠吉, 北條英典, 齊藤武雄, 矢口仁, 1986, “雙ロール式連續鑄造に関する研究(第2報, 凝固および液相を考慮した二次元凝固解析),” 日本機械學會論文集, 第496號 A編, p. 2459.
- (8) 이진욱, 박석호, 1991, “쌍롤 스트립주조법에서의 열전달 해석에 관한 수치연구,” 91년도 대한기계학회 추계학술대회논문집, P. 612.
- (9) Burgo, J. A., 1990, *Thermal Design and Analysis of a Twin-Roll Caster*, Iron and Steel Engineer, P. 51.
- (10) Tseng, A. A., Lin, F. H., Gunderia, A. S. and Ni, D. S., 1989, “Roll Cooling and Its Relationship to Roll Life,” *Metallurgical Transactions* 6일 A, Vol. 20A, P. 2305.
- (11) 이문도, 박현철, 1992, “트윈롤 연속주조 공정에서의 롤의 온도분포 및 응력해석,” 대한기계학회논문집, 제16권, 제2호, p. 400.
- (12) 北條英典, 姜忠吉, 加藤康可, 玉川規一, 矢口仁, 1986, “雙ロール式連續鑄造に関する研究(第1報, 凝固特性と鑄造條件),” 日本機械學會論文集, 第496號 A編, p. 2452.
- (13) Noboru Kikuchi, 1986 : *Finite Element Method in Mechanics*, Cambridge Univ. Press.
- (14) Yukumoto, M., Shibuya, K., Kan, T. and Ito, Y., 1985, “Analysis of the Solidification Process in the Roller Quenching Method,” *Rapidly Quenched Metals*, Elsevier Science Publishers B. V. Vol. 1, p. 91.
- (15) Ozawa, M., Kogiku, F., Yukumoto, M., Miyake, S. and Kan, T., 1988, “Heat Transfer Analysis of Twin Roll Casting,” *Modeling of Casting and Welding Processes IV*, p. 255.
- (16) Özisik, M. N. 1985. : *Heat Transfer-A Basic Approach*, McGraw Hill.