〈論 文〉

쌍롤식 박판 연속주조공정에 있어서 용탕과 냉각롤의 접촉 열저항을 고려한 전열해석

김영도* · 강충길**

(1995년 8월 7일 접수)

Thermal Analysis on Twin-Roll Type Strip Continuous Casting Process Considering Contact Thermal Resistance between Molten Metal and Cooling Roll

Y. D. Kim and C. G. Kang

Key Words : Twin-Roll Type Strip Continuous Casting(쌍롤식 박판 연속주조), Direct Rolling(직접 압연), Solidification Latent Heat(응고잠열), Contact Thermal Resistance(접촉열저항), Solidification End Point(응고완료점)

Abstract

The twin-roll type strip continuous casting process(or direct rolling process) of steel materials is characterized by two rotating water cooled rolls receiving a steady supply of molten metal which solidifies onto the rolls. A solidification analysis of molten metal considering phase transformation and thermofluid is performed using finite difference method with curvilinear coordinate to reduce computing time and molten region analysis with arbitrary shape. An enthalpy-specific heat method is used to handle the latent heat effect during the phase change. The computed velocity field is used to determine the temperatures in the roll and the steel. The temperature distribution of cooling roll is calculated using two dimensional finite element method, because of complex roll shape due to cooling hole in the rolls and improvement accuracy of calculation result. The energy equation of cooling roll is solved simultaneously with the conservation equation of molten metal in order to consider heat transfer through the cooling roll. The calculated roll temperature is compared to experimental results and the heat transfer coefficient between cooling roll surface and rolling material(steel) is also determined from comparison of measured roll temperature and calculated temperature.

기호설명

C : 비열
D_h : 냉각수 홀의 직경
h : 열전달계수
h_{air} : 공기의 열전달계수
h_{cont} : 가열판과 롤의 접촉면에서의 열전달계수
h_w : 냉각수의 열전달계수
k : 열전도율
k_w : 냉각수의 열전도율
K : 투과율

*회원, 부산대학교 기계기술연구소
**회원, 부산대학교 정밀기계공학과, 정밀정형 및 금형가공연구센터

L : 응고잠열
$nsec$: 롤의 원주방향으로의 격자 분할수
n : 롤의 분당 회전수
P : 가열판의 가압압력
q : 열유속
q_h : 커트리지 히터의 열유속
q_o : 100초까지의 카트리지 히터의 열유속
t : 시간
t_1 : 가열판의 열량이 정상상태에 도달하는 시간
Δt : 시간증분
T : 온도
T_{ave} : 중공롤 내부의 평균온도
T_{air} : 공기의 온도
T_{hs}, T_{rs} : 각각 가열판과 롤의 접촉면에서 표면온도
$T_{h\infty}$, $T_{r\infty}$: 각각 가열판과 롤의 접촉면에서 경계온도
T_{init} : 가열판의 초기온도
T_∞ : 주위온도
T_i : 절점 ①에서의 롤의 온도
T_{inlet} : 용탕주입온도
T_l, T_s : 액상선 온도, 고상선 온도
T_w : 냉각수 온도
T_h : 롤과 가열판이 접촉되는 부분에서 가열판의 표면온도
T_r : 롤과 가열판이 접촉되는 부분에서 롤 표면의 온도
u, v : x, y방향의 속도
U : 냉각수 홀에서 냉각수의 순환속도
v_{inlet} : 탕면과 롤 출구에서 y방향으로의 속도
u, v : x와 y방향 좌표
x_o, y : 냉각 롤의 원점의 위치
ε : 복사율
ρ : 밀도
σ : Stefan－Boltzmann상수
μ : 점성계수
μ_w : 냉각수의 점성계수
ρ_w : 냉각수의 밀도
w : 롤의 각속도

하첨자

l : 액상영역
r : 롤
s : 고상영역
w : 냉각수

I. 서 론

최근, 철강산업분야에서는 용탕(molten metal)으로부터 판재(sheet)를 직접 제조함으로써 에너지 소비를 줄일 수 있는 정형(near net shape)가공에 많은 관심을 기울이고 있다.[1~6] 현재까지는 연속주조법에 의해 제조되어진 두께 150～350 mm 정도의 슬래브(slab)를 열간 압연공정과 냉간 압연공정을 이용하여 판재를 생산하고 있다. 그러나 종래의 냉, 열간 압연공정에 의한 판재성형은 단면감소를 위하여 수 차례의 가공공정을 거치기 때문에 많은 에너지와 시간을 필요로 한다. 따라서 이러한 결점을 보완하기 위해서 용탕으로부터 최종두께 1～10 mm인 판재를 성형함으로써 열간 및 냉간 압연공정을 대폭 줄일 수 있는 쌍롤식 박판 연속주조(혹은 용탕 직접압연)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.

직접압연공정이 많은 이점이 있음에도 불구하고, 국내외적으로 상업화가 되지 않고 있는 이유는 다음과 같은 문제점이 있기 때문이다.

(1) 냉각롤의 수명을 증대시키기 위한 최적 냉각롤의 형상 및 이에 관한 재질문제 등이 해결되어 있지 않다.

(2) 용탕으로부터 연속적으로 판재를 제조할 수 있는 공정인자(용탕의 온도, 롤의 회전수, 롤 간격, 탕면 높이, 용탕의 재질, 용탕주입방법, 롤의 냉각방법) 사이의 관계가 정량적으로 규명되어져 있지 않다.

(3) 제조되어진 판재에 있어서 내부 및 외부결함을 억제할 수 있는 공정인자 사이의 상호관계 등이 확립되어져 있지 않다.

(4) 판재단면에 있어서 기계적 성질이 균일한 제품을 얻기 위한 롤의 냉각방법과 조업조건이 정립되어 있지 않다.

(5) 용탕의 주입방법과 탕면(pool surface)에서의 불순물 제어 기술이 확립되어 있지 않다.

(6) 건전한 판재를 얻기위한 공정인자 사이의 자동화에 대한 데이터가 부족하다.

Fig. 1은 직접압연공정을 개략적으로 나타내고

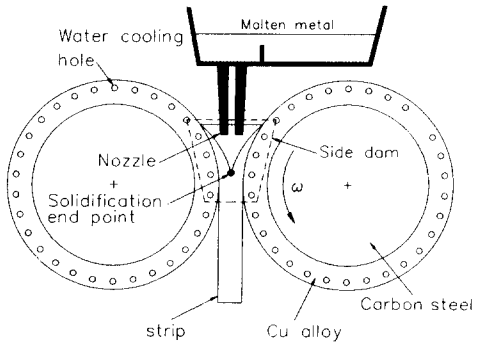


Fig. 1 Schematic representation of twin-roll strip continuous casting process

있다. 직접압연공정에서는 회전하는 냉각롤 사이에 노즐(nozzle)을 통하여 용탕을 주입하면 롤표면에 응고쉘(solidified shell)이 형성된다.

두개의 응고쉘이 만나는 응고완료점(solidification end point)으로부터 롤의 회전에 의해 압연되어 판재로 제조되어지기 때문에 응고완료점은 판재성형을 좌우하는 중요한 공정변수가 된다. 응고완료점이 롤 출구로부터 너무 상류에 위치하면 압연율이 커지게 되어 판재성형이 불가능하게 되므로 전 공정의 정지를 야기시키며, 또한 과대압하력이 작용하면 롤이 크게 변형되어 폭방향으로의 판재두께가 불균일하게 될 수 있다. 응고완료점이 롤 출구보다 하류 쪽에 생기면 두개의 응고쉘이 결합되지 못하여 용융상태로 롤을 빠져 나오게 되므로 조업에 큰 위험을 초래하게 된다. 따라서 판재성형에 결정적으로 영향을 미치는 응고완료점이 롤회전수, 롤간격, 용탕주입온도 등의 함수로 표현되어야 용탕으로부터 연속적으로 판재를 성형할 수 있는 공정변수들을 결정할 수 있으며, 또한 위와 같은 공정인자의 상호변화에 따른 롤의 온도분포의 해석을 통하여 충분한 냉각성능을 갖는 롤을 설계할 수 있다.

Shiomi 등[7]은 유한요소법에 의하여 용탕의 온도분포를 구하였으며, Saitoh[7]와 이[9] 등은 유한차분법에 의하여 용탕의 속도분포 등을 고려하여 온도분포를 구한 후 실험결과와 비교검토 하였다. 김 등[10]은 유한요소법에 의하여 용강의 온도분포를 구하여 Saitoh의 실험결과와 비교검토 하였으나 양호한 결과를 얻지 못하였으며, 용강내의 유동장을 정확히 계산하지 못하였다. Miyazawa 등[11]은 액상과 고상의 유동장을 평형방정식과 연속방정식을 이용하여 유동장을 구하여 응고쉘과 온도장을 해석하였다. Clyne 등[12]은 1차원 해석적 방법으로 응고쉘의 두께를 구하였고, Burgo[13]는 롤 표면과 응고쉘 사이의 열전달계수 및 냉각수량에 따른 열전달계수 등을 고려하여 응고시간과 응고두께사이의 관계를 실험적으로 제안하였다. Sanari 등[14]은 용강의 응고해석결과를 이용하여 재료의 탄소성 해석결과를 제안하였다.

이상의 연구결과에 의하면 차분법에 의한 연구는 냉각수 홀을 많이 포함하고 있는 복잡한 롤의 해석에 적용이 어려우며, 유한요소법을 이용한 해석은 정상상태까지 계산하는데 많은 시간이 소요되기 때문에 롤설계에 적용하기에는 부적합하다. 또한 접촉면에 있어서 용탕과 롤의 경계면이 완전한 접촉을 하지 못하고 표면조도에 따라 일부는 접촉을 하게 되며 일부는 미소한 공극을 유지하게 된다. 따라서 이와 같은 불완전한 접촉에 의하여 접촉면에서는 열저항이 존재하기 때문에 용탕과 롤의 두 영역을 연속체로 가정하여 열전도해석을 하게 되면 정확한 해를 구할 수 없다. 일반적으로 열저항을 고려하는 방법으로는 주로 대류경계로 가정하여 두 영역을 연계하고 있다. 두 경계면의 표면상태가 좋을수록 열저항은 감소하게 되고, 대류경계로 표시할 경우 열전달계수가 커지는 것으로 나타낼 수 있다. 반면 표면상태가 나쁠 경우에는 접촉상태가 좋지 않으므로 열저항이 커지게 되고, 따라서 열전달계수가 작아지는 것으로 볼 수 있다. 이와 같은 이유 때문에 용탕과 롤의 온도를 보다 정확히 계산하기 위해서는 우선 롤과 용탕사이의 열전달계수를 정확히 예측하여야 함에도 불구하고 지금까지 발표된 연구의 대부분은 주편의 표면온도가 일정하거나, 아니면 열전달계수를 가정하여 이론해석을 하였다. 더욱이 롤과 용탕사이의 접촉면을 대류경계로 가정할 경우 롤이 회전을 하므로 회전체의 접촉열저항에 관한 열전달계수를 정량적으로 구하여야 한다. 열전달계수를 실험에 근거하여 구하기 위해서는 실제의 직접압연 실험에서 용탕과 롤의 온도를 측정하여야 하지만, 용탕의 온도를 직접 측정하는 데에는 많은 어려움이 따른다.

따라서, 본 연구에서는 이와 같은 문제점을 해결하기 위하여 직접압연의 상사실험을 통하여 롤의 온도를 측정하고, 수치해석의 결과 비교하여 용탕과 롤의 접촉면에서 열전달계수를 추정하였다. 또한 실제의 용탕 직접압연공정의 모델에 대한 계산

을 위해 사각형 캐비티(cavity)에 대한 해석결과의 타당성이 확립된 이론해석[15]을 이용하여 용탕의 유동현상을 고려한 응고해석을 하였고, 원주방향으로 냉각수홀이 있는 형상이 복잡한 롤의 열전도해석은 유한요소법을 사용하였다. 롤과 용탕을 연계하기 위해 접촉면을 대류경계로 취급하였고, 롤의 경계를 이동시켜 계산함으로써 롤의 회전을 고려하였다. 계산결과로부터 응고완료점이 적절한 위치에 생성될 수 있는 조건을 조사하였다.

2. 직접압연의 상사실험

2.1 실험장치 및 실험방법

Fig. 2는 롤의 온도를 측정하기 위하여 본 연구에서 설계 제작한 실험장치의 구성을 나타낸 것이다. 장치는 롤을 가열하기 위한 가열장치와 롤의 온도를 측정하기 위하여 열전대를 삽입한 롤로 이루어진다. 가열판의 접촉압력이 롤의 온도변화에 미치는 영향을 파악하기 위하여 10 ton 유압실린더를 가열장치의 상부에 설치하였다. 가열장치에는 3개의 커트리지형 히터를 삽입하여 가열하였으며, 가열장치는 전체적으로 균일한 온도를 유지하기 위하여 열전도율이 좋은 순수구리를 사용하여 제작하였다, 가열장치와 롤이 접촉하는 면은 롤과의 완전한 밀착을 위하여 연마 가공하였다. 가열장치와 롤과의 접촉면에서는 가압력의 변화에 따라 열저항이 다르기 때문에 가열장치에 유압실린더를 장착하여 가압력을 변화시키며 실험을 하였다. 유압실린더와 가열장치 사이에는 로드셀(load cell)을 설치하여 가압력을 측정하였다. 롤은 2마력 DC 모터를 사용하여 구동하였으며, 롤과 가열장치사이에 마찰력을 감소시키기 위하여 오일을 롤표면에 도포 하였다.

롤은 0.5% 탄소강으로 제작하였으며, 롤의 치수는 외부직경 170 mm, 내부직경 110 mm, 폭 180 mm이다. 롤에 열전대를 삽입하기 위하여 롤의 폭방향의 중간에 직경 3 mm의 구멍을 방전가공으로 가공하였다. 롤에는 3개의 K형 열전대를 삽입하여 롤온도를 측정하였다. 열전대의 위치는 Fig. 3에서 보여주는 바와 같이 롤표면에서 2, 4 mm와 롤의 내부표면에 설치하였다. 롤이 회전하기 때문에 열전대로부터 검출된 온도데이터를 계측기로 직접 전송하는 것이 불가능하기 때문에 롤축에 회전체의

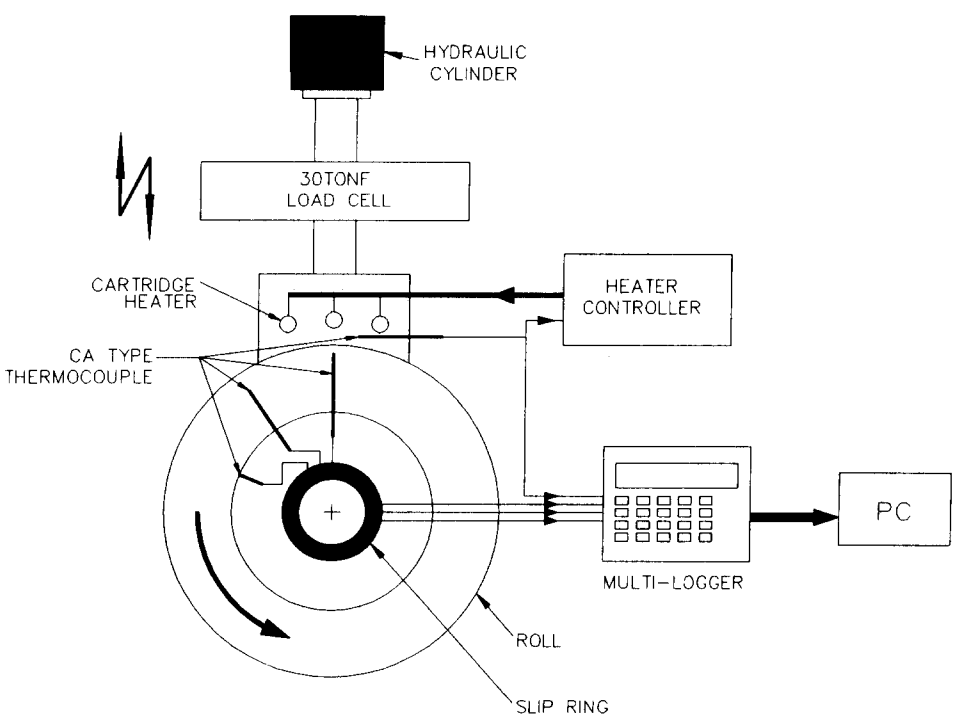


Fig. 2 Schematic representation of experimental equipment for roll temperature measurement

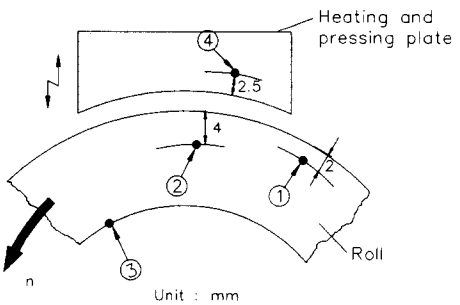


Fig. 3 Thermocouple positions ① ② ③ and ④ for temperature measurement of rototing roll and heating plate

검출데이터를 전송시킬 수 있는 8 포인트의 스립링(slip ring)을 부착하여 회전체인 롤의 내부온도를 측정하였다. 온도는 10 찬넬 다점측정기(multi-logger)로 측정하고 PC로 전송하여 온도데이터를 정리하였다. 실험조건은 다음과 같다.

(1) 롤회전수 : n=10, 20 rpm

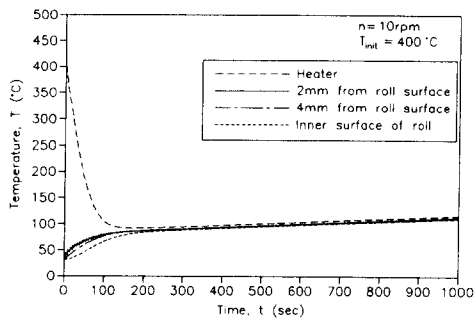
(2) 가압압력 : P=0.01783, 0.04458, 0.07133 kgf/mm²

(3) 가열장치의 초기온도 : T_{init}=400 ℃

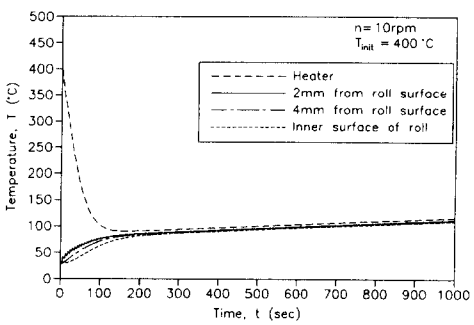
초기에 롤의 온도상승을 방지하기 위해 가열장치와 롤 사이를 띄어 놓고 상온상태에서 롤을 회전시키면서 가열장치만 T_{init}=400 ℃로 초기에 가열한 후 유압실린더를 작동시켜 초기설정한 가압력으로 밀착시켜 롤을 가열하였다. 롤이 회전하면서 가열장치로부터 열유입이 이루어져 롤의 온도가 상승하나, 가열장치는 롤에 의해 열을 빼앗겨 온도가 떨어지게 된다. 이때 가열장치 및 롤의 온도를 1000초까지 연속적으로 측정하여 데이터를 기록하였다. 이때 롤회전수와 가압력이 롤에 유입되는 열량에 미치는 영향을 조사하기 위하여 각각의 실험변수를 변화시키며 실험을 하였다.

2.2 실험결과

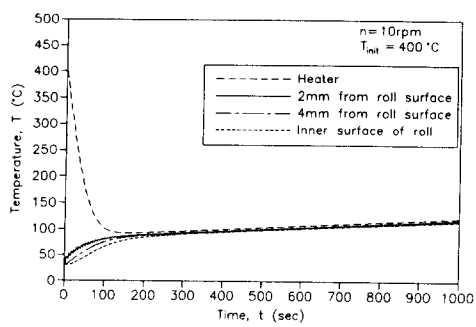
Fig. 4(a)~(c)는 롤의 회전수 n=10 rpm일 때 가압력 p=0.01783, 0.04458, 0.07133 kgf/mm²으로 각각 가압할 때 롤 및 가열장치의 온도변화이다. t=100 sec 동안 가열장치는 롤에 열을 빼앗겨 급격히 온도가 떨어짐을 볼 수 있다. 롤의 경우는 온도가 200초까지 비선형적으로 증가를 하다가, 그 이후부터는 가열장치와 롤의 온도가 거의 선형적으로 완만하게 증가함을 알 수 있다. t=200초까지는



(a) p=0.01783 kgf/mm²



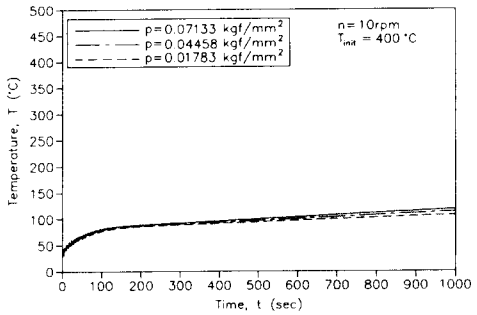
(b) p=0.04458 kgf/mm²



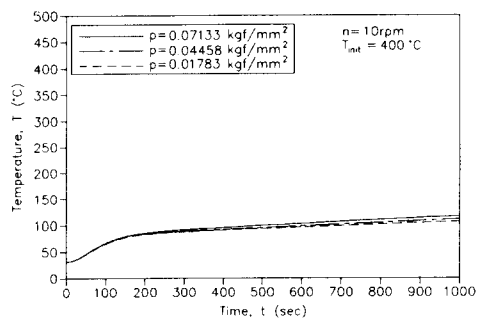
(c) p=0.07133 kgf/mm²

Fig. 4 Measured temperature distributions in the roll and heating plate according to pressures for 10 rpm

Fig. 3에 표시한 각 측정지점 ① ② ③에서 온도변화를 보면 표면 쪽에 비해 롤내부의 온도가 높기 때문에 온도차이를 보이며 상승을 하지만, 200초 이후에는 온도차이가 2~5 ℃ 정도를 유지한다. 롤 표면으로부터 2 mm인 측정점 ①에서는 온도변화가 파형을 가지며 상승함을 볼 수 있다. 위의 원인은 롤이 회전함에 따라서 공기에 의한 냉각 및 가열판

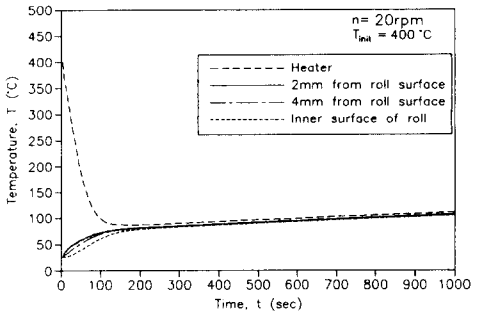


(a) 2 mm from roll surface

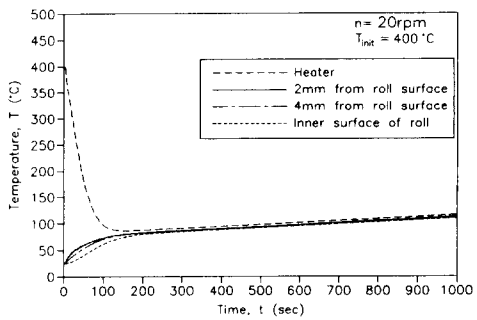


(b) Internal surface of roll

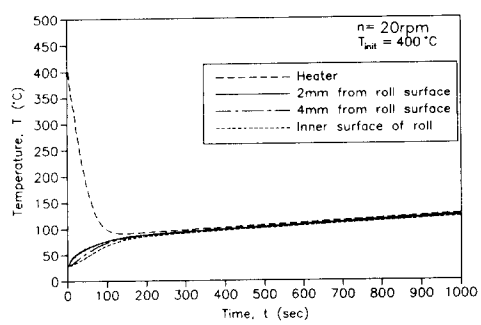
Fig. 5 Comparison of measured temperatures under the different pressures for 10 rpm



(a) p=0.01783 kgf/mm²



(b) p=0.04458 kgf/mm²



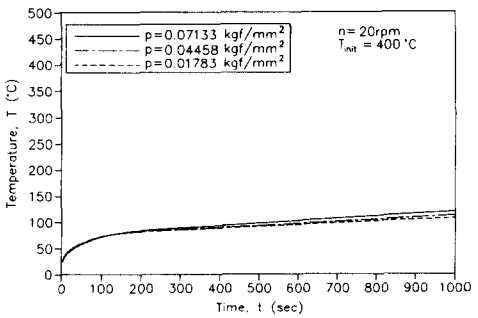
(c) p=0.07133 kgf/mm²

Fig. 6 Measures temperature distributions in the roll and heating plate according to pressures for 20 rpm

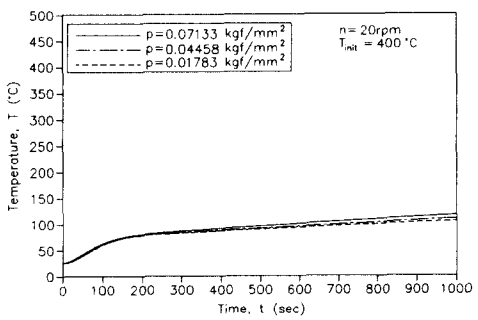
에 의한 가열효과가 반복되기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 5(a), (b)는 회전수 n=10 rpm, 가열장치의 초기온도 T_{init}=400 ℃ 일때 가압력 p=0.01783, 0.04458, 0.07133 kgf/mm²에 대하여 롤표면에서 2 mm인 측정점 ①과 내부표면(측정점 ③)의 온도변화를 비교한 것이다. Fig. 5(a), (b)의 경우 300 초까지는 압력에 따른 온도차가 미소하여 구별할 수 없으나 300초 이후에는 점차 온도차이를 보이고 있다. 롤회전시간 t=1000 sec 일때 가압력 p=0.01733, 0.04458 및 0.07133 kgf/mm²에 대응하는 Fig. 3의 측정점 ① 의 온도는 각각 113, 116 및 120 ℃로써 압력의 증가에 따라 롤의 온도가 약 3~4 ℃정도 증가함을 알 수 있다. 이 결과로부터 가압력이 증가할수록 롤과 가열장치가 더욱 밀착하게되어 열저항이 감소하므로 열유입이 크게 증가되어질 것으로 예상되어지나, 압력변화에 따른 온도차이가 3~4 ℃ 정도로 그 차이가 극히 적기 때문에 가압력이 열전달계수에 미치는 영향을 무시하고 롤의 온도를 계산하여도 큰 오차는 없을 것으로 생각된다.

Fig. 6(a)~(c)는 롤의 회전속도가 롤온도 변화에 미치는 영향을 조사하기 위하여 롤회전수를 20 rpm으로 증가한 경우 Fig. 3에서 표시한 측정지점 ①②③④에서의 온도변화를 나타낸 것이다. 이 결과는 회전수 10 rpm으로 하여 실험한 Fig. 4(a)



(a) 2 mm from roll surace



(b) Internal surface of roll

Fig. 7 Comparison of measured temperatures under the different pressures for 20 rpm

-(c)의 결과와 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 7(a), (b)는 롤회전수가 20 rpm일 때 Fig. 3에서 표시한 바와 같이 표면으로부터 거리 2 mm인 측정점 ①과 내부표면 ③의 온도변화를 비교한 것이다. 이 경우에 있어서도 압력을 증가시킬수록 접촉면에서 열저항이 감소하여 롤온도가 상승하는 결과를 볼 수 있다. 1000 초에 있어서 압력 P=0.0178, 0.04458 및 0.07133 kgf/mm²에 각각 대응하는 표면으로부터 2 mm에서의 온도는 각각 113, 119, 126℃로 측정되었다. 이 결과는 롤회전 10 rpm으로 하였을 때 1000 초에서 온도에 비해 최대 6 ℃가량 더 상승하였다. 이와 같은 원인은 회전이 빠르게 되면 동일한 시간에 대해 가열장치와의 접촉회수가 증가하기 때문이다.

3. 롤과 가열장치 접촉면에서의 열전달계수 예측

가열장치와 롤 사이는 불연속면이므로 접촉면에는 열저항이 존재하게 된다. 접촉면에서 열전달계수를 정량적으로 구하여야만 실제 직접압연공정에 있어서 정확한 이론해석이 가능하다. 따라서 본 연구에서는 직접압연의 상사 실험장치로부터 롤회전수 및 가열장치의 가압력을 변화시켜 실험을 하여 가열장치와 롤의 온도변화를 시간의 함수로 측정하였다. 실험을 통하여 측정한 롤 및 가열장치의 온도변화를 기준으로 하여 이론해석을 통하여 계산한 롤 온도와 실험치가 일치되도록 가열장치와 롤 사이의 열전달계수를 시행착오법으로 구하였다. 이때 롤과 가열장치의 열전도해석은 2차원 비정상상태의 유한요소법으로 행하였다.

3.1 커트리지 히터의 열량계산

회전하는 롤의 온도를 보다 정확히 구하기 위해서는 우선 가열판 내에 있는 커트리지 히터의 열량 q_o을 정확히 구해야 한다. 커트리지 히터의 열량을 구하기 위한 목적으로 Fig. 8과 같이 격자를 분할하여 열전도해석을 행하였다.

계산모델은 요소수 611개, 절점수는 709개로 분할하였고 시간증분은 $\Delta t=0.5$ sec로 하였다. 계산에 사용된 가열판 재료인 순수구리의 열물성치 및 경계치를 Table 1에 나타내었다.

측정한 온도변화로부터 2차원 비정상 열전도해석을 통하여 커트리지히터의 열유속 q_h을 산출하였다. 가열장치에서 전달되는 열로부터 유압실린더와 로드셀을 보호하기 위하여 로드셀과 가열장치사이에 단열판재를 부착하였다. 따라서 Fig. 8에서 로드셀과 연결되는 가열장치의 $\overline{AB}$는 단열경계로 하였으며, $\overline{BC}$, $\overline{CD}$ 및 $\overline{AD}$면은 공기와 접촉하므로 대류와 복사경계로 하여 다음과 같이 경계조건을 설정하였다.

$$\overline{AB}: -k\frac{\partial T}{\partial n}=0 \tag{1}$$

$$\overline{BC}, \widehat{CD}, \overline{AD}: -k\frac{\partial T}{\partial n}=h_{air}(T-T_{air})+\sigma\varepsilon(T^4-T^4_{air}) \tag{2}$$

$$\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3: -k\frac{\partial T}{\partial n}=q_o: 0<t<t_1 \tag{3}$$

$$-k\frac{\partial T}{\partial n}=q_h: t\geq t_1 \tag{4}$$

가열판의 온도를 측정하기 위해 가열판을 공기중에 두고 히터를 가열하여 600초까지 Fig. 3에서 표시한 위치 ④의 온도변화를 측정하였다. Fig. 9

Table 1 Thermophysical properties of pure copper and boundary values[16]

Parameters	Symbols	Values
Thermal conductivity	k	$-0.55T+368(0\leq T(℃)\leq 400)$ (W/m · k)
Density	ρ	8954(kg/m^3)
Specific heat	C	383.1(J/kg)
Heat transfer coefficient of air	h_{air}	9(W/m^2 · K)
Emissivity	ε	0.78(oxided pure copper)
Stefan−Boltzmann constant	σ	5.6697×10^{-8}
Temperature of atmosphere	T_{air}	25(℃)

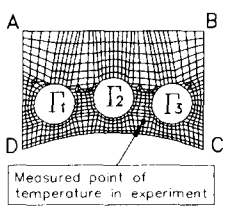


Fig. 8 Calculation model and boundary of heating plate

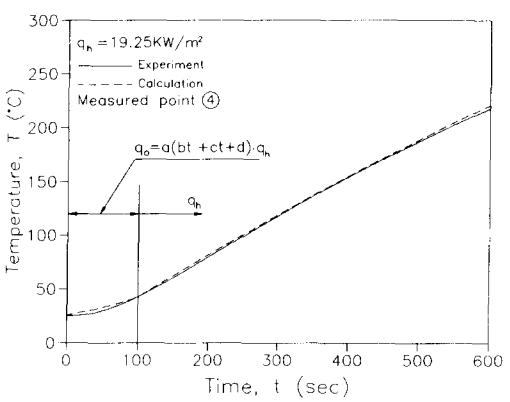


Fig. 9 Comparison of measured temperature and calculated temperature at the same postion of heating plate

에서 보여주는 바와 같이 온도를 측정한 결과 t=100 sec까지는 비선형적으로 온도가 증가되다가, t=100 sec 이후부터는 거의 선형적으로 온도가 상승하고 있다. 이와 같은 이유로는 t=0 sec일 때 히터는 상온으로 유지하다가, 커트리지 히터에 전원이 공급되어 t=100 sec까지는 정상상태의 열량을 발생하지 못하고 서서히 카트리지 히터의 온도가 상승하기 때문이다. 따라서 t=0~100 sec구간에서 히터의 열량의 변화를 다음과 같이 시간의 2차 함수로 정의하였다

$$q_o=a(bt^2+ct+d)\cdot q_h \quad 0<t\leq 100\text{sec}. \quad (5)$$

여기서, $a=0.57$

$b=3.6139\times10^{-5}$

$c=4.6175\times10^{-4}$

$d=0.59295$

히터의 열량 q_h을 초기에 가정하고 반복계산을 하여 측정온도와 동일한 위치의 이론치의 온도가 일치하는 열량 q_h을 구하였다. Fig. 9에서 보여주는 바와 같이 정상상태의 커트리지 히터의 열량 를 19250 W/m^{2}로 하고 100초까지 커트리지 히터의 열량률 식 (5)의 분포로 계산한 결과 Fig. 3의 가열장치 ④점에서 측정한 온도와 계산결과가 잘 일치하고 있다. 이와 같은 방법으로 구해진 열량은 접촉면에서의 열전달계수를 구하는 데 사용하였다.

3.2 접촉면에서의 열전달계수를 계산하기 위한 모델

Fig. 10은 롤의 온도를 계산하기 위한 유한요소 모델과 실험시 측정점의 위치를 각각 나타낸 것이다. Fig. 10의 절점 위치 ①②③은 Fig. 3의 측정점의 위치와 동일하다. 절점수는 2040개, 요소수는 1920개의 4절점 4각형 요소로 분할하였으며, 가열판에서의 경계조건은 롤과 접촉하는 $\widehat{CD}$ 외의 다른 면은 커트리지 히터의 열량계산에 이용되어진 조건과 동일하다. 롤영역에서의 경계조건은 다음과 같다.

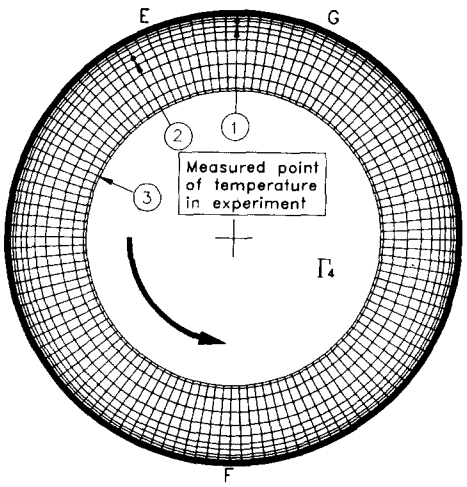


Fig. 10 Finite element mesh for calcuation and checking positions in the temperature measurement

롤영역

$$EFG: -k\frac{\partial T}{\partial n}=h_{air}(T-T_{air}) + \sigma\varepsilon(T^4-T^4_{air}) \quad (6)$$

$$\Gamma_4: -k\frac{\partial T}{\partial n}=h_{air}(T-T_{ave}) \quad (7)$$

롤 내부의 온도는 롤온도의 상승과 함께 상승하므로 T_{ave}는 롤 내부표면에 있는 절점온도의 평균온도로 하였다. 롤과 가열판의 접촉면에서 접촉열저항을 대류경계로 하면 Fig. 8의 가열판의 접촉면 $\widehat{CD}$와 Fig. 10의 롤의 접촉면 $\widehat{EG}$에서는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\widehat{CD}: -k\frac{\partial T}{\partial n}=h_{cont}(T-T_{r\infty}) \quad (8)$$

$$\widehat{EG}: -k\frac{\partial T}{\partial n}=h_{cont}(T-T_{h\infty}) \quad (9)$$

식 (8)과 식 (9)에서 가열장치와 롤의 접촉면에서 경계조건 $T_{h\infty}$ 및 $T_{r\infty}$를 취급하는 방법은 Fig. 8의 $\widehat{CD}$와 Fig. 10의 $\widehat{EG}$의 표면온도를 각각 경계온도로 취급하는 방법과 표면온도의 평균값을 경계온도로 취하는 방법이 있다. 열전달계수를 찾는 과정에서 후자인 표면온도의 평균온도를 경계온도로 취하는 것이 이론해석 결과와 실험 결과가 거의 일치함을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 가열판과 롤의 접촉면에서 평균온도를 가열판과 롤의 접촉면에 있어서 경계온도로 하였다. 즉, 식으로 표시하면 다음과 같다.

$$T_{r\infty}=T_{h\infty}=\frac{T_{rs}+T_{hs}}{2} \quad (10)$$

롤의 회전을 고려하기 위해서 미소시간의 증분에 따라 롤의 경계를 롤의 회전방향으로 한 격자씩 이동을 시켰으며, 이때 시간증분은 식 (11)과 같이 한 개의 격자가 이동하는 시간으로 하였다.

$$\Delta t=\frac{60}{n\cdot nsec} \quad (\text{sec}) \quad (11)$$

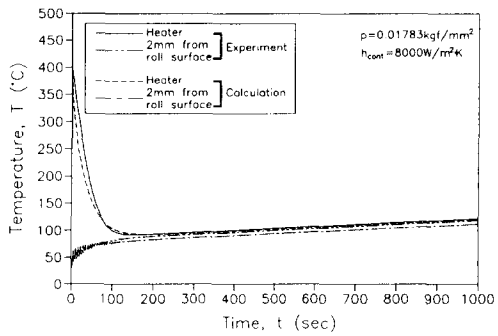
Table 2는 롤재료인 0.5% 탄소강의 열물성치와 경계치를 나타내고 있다.

3.3 계산결과

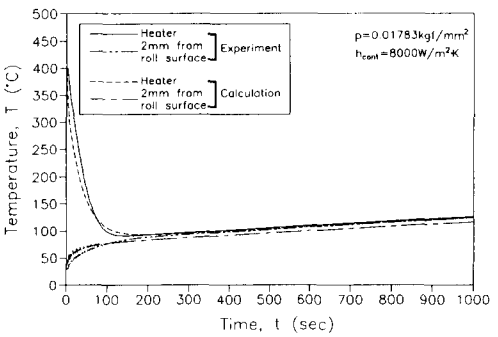
Fig. 11(a), (b)는 가열판의 가압압력이 p=0.01783 kgf/mm² 일때 롤회전수를 각각 n=10 rpm과 20 rpm으로 실험한 결과와 계산결과를 비교한 것이다. n=10 rpm 의 경우 접촉면에서의 열전달계수를 시행착오를 통하여 h_{cont}=8000 W/m²·K일 때 계산치가 측정한 온도에 근접하는 결과를 얻을 수 있었다. 롤회전수 n=10 rpm의 조건에서 실험한 Fig. 11(a)를 보면 가열판에서의 온도는 거의 일치하고 있으나 롤온도는 실험치와 계산치가 약간에 차이를 보이고 있다. 이때 회전시간 1000 초의 경우 점 ①에서의 측정온도가 122 ℃이고 동일한 위치의 계산치는 114 ℃로써 8 ℃정도 계산치가 작

Table 2 Thermophysical properties of roll material and boundary values[16]

Parameters	Symbols	Values
Thermal conductivity	k	−0.0325T+55 (0≤T(℃)≤400) (W/m·k)
Density	ρ	7833 (kg/m³)
Specific heat	C	452 (J/kg)
Temperature of atmosphere	T_{air}	25 (℃)



(a) n=10 rpm



(b) n=20 rpm

Fig. 11 Comparison of measured temperatures and calculated temperatures in heating plate and roll

은 값을 나타내었다. n=10 rpm에서 찾은 열전달계수 값을 n=20 rpm에 적용하여 계산한 결과와 실험치를 비교해 보면 1000초에 있어서 계산치는 117 ℃이고 측정치는 125 ℃로써 10 rpm에서의 결과와 유사한 차이를 보이고 있다. 따라서 속도변화에 대해서도 동일한 접촉 열저항을 가짐을 알 수 있다. 따라서 직접압연공정에서 용탕의 응고해석 및 롤의 열전도해석에 본 계산에서 구한 열전달계수 h_{cont}=8000 W/m²·K를 사용하여 계산을 하였다.

본 실험에서 측정한 h_{cont} 는 Hirano 등[17]이 실제로 강을 이용하여 직접압연실험을 하여 구한 결과와 비교하면 2000 W/m²·K 정도 작은 값을 얻었다. 이와 같은 원인은 실험장치의 제약때문에 롤 내부를 냉각할 수 없으며 또한 냉각롤의 표면거칠기의 차이 때문인 것으로 생각된다. 한편 Hirano 등이 측정한 결과는 1차원 열전도해석 결과를 실험결과와 일치되도록 하여 구한 열전달계수이기 때문에 계산상의 오차가 포함되어 있다. 그러나 Hirano의 결과를 고려한다면 저자는 용탕 직접압연시 롤표면과 접촉되는 부분에서의 h_{cont}는 8000~10000 W/m²K 정도의 범위에 있을 것으로 생각된다.

정적인 상태에서의 접촉 열저항은 접촉하는 면의 거칠기, 재질, 접촉압력과 접촉하는 물체의 온도에 의해 변화하는 것으로 알려져 있다. 표면 거칠기가 2.54 μm인 경우 열전달계수가 3000~4000 W/m²·K정도이고 표면거칠기가 0.76 μm인 매끄러운 표면인 경우에는 10000~11000 W/m²·K정도로 알려져 있다.[18] 스테인리스강의 접촉에 있어서 열전달계수는 압력에 거의 무관하며, 표면거칠기에 의존함을 알 수 있다. 알루미늄재료의 경우 접촉압력이 7 atm(=0.073 kgf/mm²)이고 표면거칠기가 0.254 μm인 경우 접촉재료의 온도가 93 ℃일 때 20000 W/m²·K정도이고 온도가 204 ℃일 때는 30000 W/m²·K 정도의 열전달계수 값을 나타낸다. 알루미늄재료의 경우 204 ℃에서의 강도가 93 ℃에 비해 낮아지기 때문에 가압력에 의해 더욱 밀착하게 되고, 따라서 열전달계수가 증가하게 된다.

본 실험에서는 장치의 가공시 롤표면과 가열판의 접촉면을 연마가공하였으며 또한 실험 중에 롤의 회전에 의해 강도가 낮은 가열판의 표면이 연마가공 효과를 받기 때문에 회전체의 접촉 열저항과 정적인 상태의 접촉 열저항과는 다른 경향을 가질 것으로 생각된다. 특히 회전체의 경우는 접촉 열저항에 영향을 미치는 표면거칠기가 변하기 때문에 재료의 강도 및 표면거칠기에 따른 현상을 규명하기는 극히 어렵다.

4. 직접압연의 응고해석

직접압연공정에 있어서 용탕의 응고해석 및 롤의 열전도해석을 위하여 용탕부의 응고해석은 일반화 좌표를 사용하는 유한차분법으로 계산하였고, 복잡한 냉각구멍을 가지는 롤은 유한요소법으로 해석을 행하였다. 유한차분법은 열전달 문제에서 주로 쓰이고 있는 해석법으로서 해석결과가 비교적 정확한 것으로 알려져 있으나, 반면 해석모델의 형상이 복잡한 경우에는 적용이 불가능한 단점이 있다. 유한요소법은 복잡한 형상에 적용이 가능하나 해를 구하는데 있어서 유한차분법에 비하여 많은 계산시간

이 소요된다. 따라서 본 연구에서 제시하는 롤의 경우, 롤냉각을 위해 롤표면 주위에 냉각수홀이 설치되어 있는 모델이므로 유한차분법을 이용하는 것이 적합하지 않기 때문에 유한요소법을 사용하였다. 용탕과 롤의 연계는 열전달계수를 구하기 위한 모델과 동일하게 접촉면의 접촉 열저항을 대류경계로 하여 두 영역을 연계하였다. 이때 탕면으로부터 롤출구까지 용탕과 롤이 접촉하는 면에서 열전달계수는 실험과 이론해석을 통하여 구한 $h_{cont}=8000$ W/m² · K를 사용하였다.

응고해석에 있어서 격자를 고정시키고 격자점의 온도를 기준으로 하여 해석하는 고정격자법과 액상과 고상을 두 영역으로 나누어 응고가 진행되는 동안 격자를 재구성하여 액상과 고상의 경계를 이동시키는 이동경계법이 있다. 이동경계법은 프로그램이 까다롭기 때문에 본 연구에서는 프로그램의 용이성과 노즐부분에 있어서 경계조건을 고려하기 위하여 고정격자법을 사용하였다.[19] 용탕의 응고해석에는 엔탈피법을 사용하여 응고중에 발생하는 응고잠열을 고려하였다.[20,21]

4.1 계산모델 및 방법

Fig. 12는 용탕의 응고해석 및 롤의 열전도해석을 위한 경계조건을 표시하고 있다. 각 구간에 있어서 경계조건은 다음과 같다.

대칭면[$\overline{AH}$] :

$$\frac{\partial T}{\partial x}=0 \tag{12}$$

롤출구[$\overline{HI}$] :

$$u=0,\quad v=v_{exit},\quad \frac{\partial T}{\partial y}=0 \tag{13}$$

노즐 :

$$u=0,\quad v=v_{inlet},\quad T=T_{inlet}\quad \text{at } \overline{AB} \tag{14}$$

$$u=v=0,\quad T=T_{inlet}\quad \text{at } \overline{FG} \tag{15}$$

$$u=v=0,\quad T=T_{inlet}\quad \text{at } \overline{CG} \tag{16}$$

탕면[$\overline{CD}$] :

$$\frac{\partial u}{\partial y}=0,\quad v=0,\quad T=T_{inlet} \tag{17}$$

용탕과 롤의 접촉면[$\overline{DI}$] :

$$u=(y-y_o)\,w$$

$$v=-(x-x_o)\,w,$$

$$-k\frac{\partial t}{\partial n}=h_{cont}(T-T_{avr}) \tag{18}$$

$$T_{avr}=\frac{T_{rs}+T_{ps}}{2} \tag{19}$$

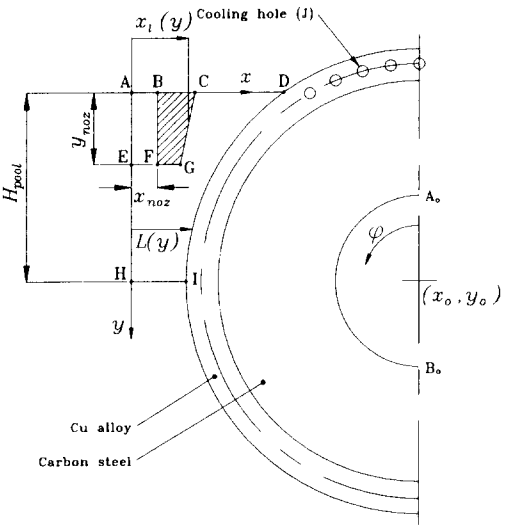


Fig. 12 Coordinates system and boundary conditions

냉각수홀[J] :

$$-k\frac{\partial T}{\partial n}=h_w(T-T_w) \tag{19}$$

롤내부면[$\widehat{A_oB_o}$] :

$$\frac{\partial T}{\partial n}=0 \tag{20}$$

냉각수홀을 통하여 냉각수를 순환시킬 때 냉각수의 유동을 난류로 가정하면 이때 마찰상수 f, 레이놀즈수(Reynolds number)와 프란틀수(Prandtl number) Pr은 다음과 같다.[22]

$$f=(1.821\log_{10}Re-1.64)^{-2} \tag{21}$$

$$Re=\rho_w U D_h/\mu_w \tag{22}$$

$$Pr=\mu_w C_w/k_w \tag{23}$$

누셀수(Nussel number) Nu와 냉각수의 열전달계수 h_w는 다음 식과 같은 관계를 갖는다.

$$Nu=\frac{(f/8)\,Re\;Pr}{1+12.7(f/8)^{1/2}(Pr^{2/3}-1)}=\frac{h_w D_h}{k_w} \tag{24}$$

Table 3는 본 연구에서 제안하는 직접압연장치의 치수를 나타내고 있다. 직경 10 mm의 냉각수홀을 롤표면에서 15 mm 내부쪽으로 원주방향에 걸쳐 60개가 설치된 롤을 모델로 하였다. 1개의 롤당 냉각수량을 150(l/min)으로 하면 식 (24)으로부터 냉각수의 열전달계수 $h_w=2302$ W/m².K가 된다. 롤재료는 롤표면에 두께 55 mm의 슬리브(sleeve)는 열전도율이 좋은 구리합금으로 하였고, 내부의

Tabel 3 Specification of direct rolling machine for calculation

Parameters	Values
Roll diameter	750(mm)
Roll nip gap	3.2(mm)
Roll width	350(mm)
Roll material	Cu alloy(sleeve thickness 55 mm)
	Carbon steel(shaft)
Cooling hole	ϕ10(mm)×60
Angular velocity of roll	1.0, 1.5(rad/sec)

Tabel 4 Thermophysicalpropertiesofstainlesssteel304andinitialpouringtemperatureofmoltenmetal[23]

Parameters	Symbols	Value
Liquidus temperature	T_l	1451(℃)
Solidus temperature	T_s	1399(℃)
Conductivity in liquid	k_l	30.3(W/m · K)
Conductivity in solid	k_s	30.3(W/m · K)
Density in liquid	ρ_l	7244(kg/m^3)
Density in solid	ρ_s	7266(kg/m^3)
Specific heat in liquid	C_l	701(J/kg · K)
Specific heat in solid	C_s	696(J/kg · K)
Latent heat	L	260(kJ/kg)
Viscous coefficient in liquid	μ	4.4×10^{-4}(kg/m · s)
Pouring temperature	T_{inlet}	1500(℃)

축 부분은 탄소강으로 하였다. 각각의 롤재료에 대한 열물성치는 다음과 같이 온도의 함수로 하였다.[22]

구리합금-롤 스리브재료 :

$$k_r = 311.2472 + 0.07211\,T - 0.0000001\,T^2 \quad (W/m \cdot K)$$

$$\rho_r = 9026.8906 - 0.40802\,T + 0.0001\,T^2 \quad (Kg/m^3)$$

$$c_r = 379.2776 + 0.019659\,T + 0.000597\,T^2 \quad (J/Kg \cdot K) \qquad (25)$$

탄소강-롤의 축부 재료

$$k_r = 67.839 + 0.0179 - 0.000019\,T^2 \quad (W/m \cdot K)$$

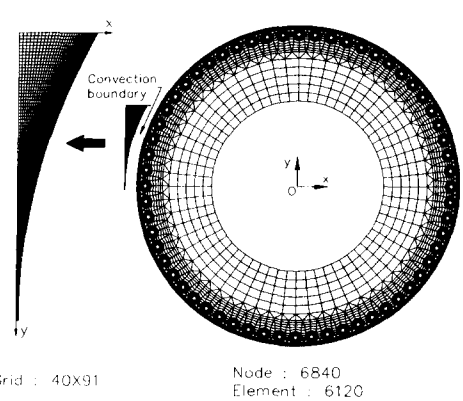
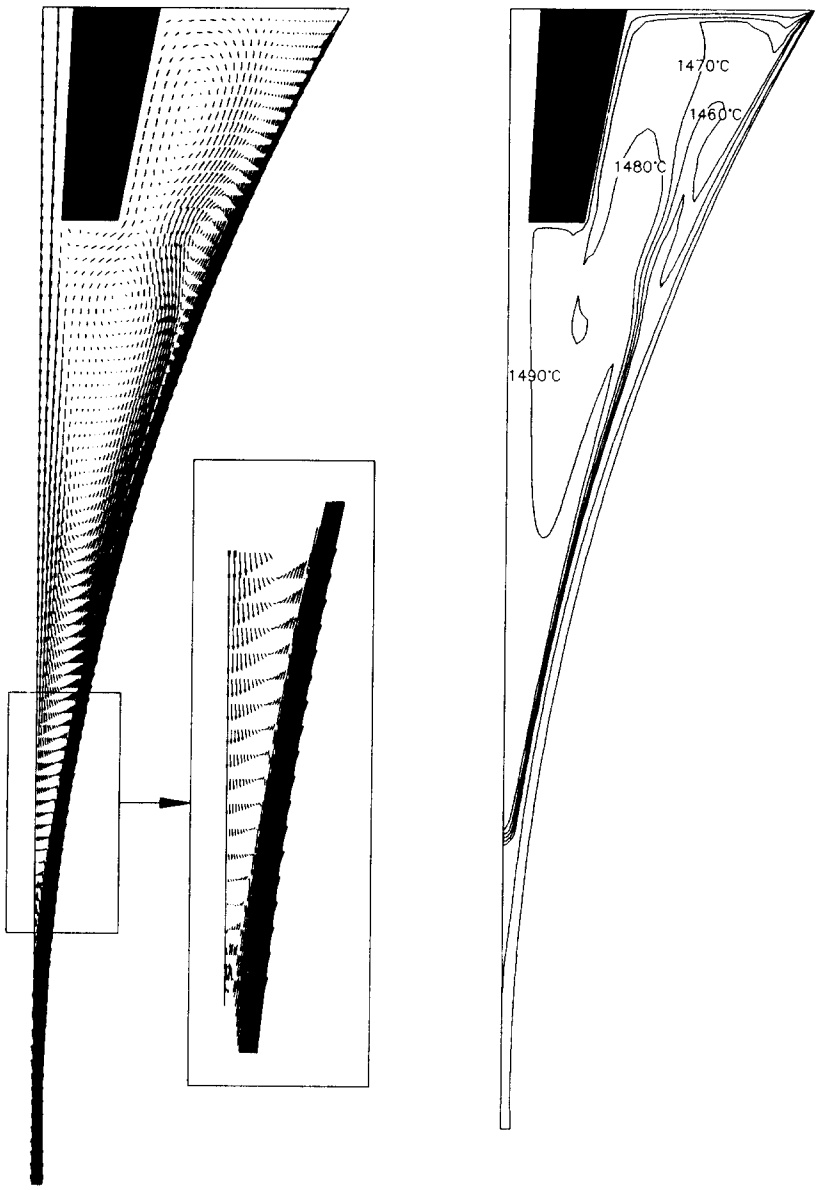


Fig. 13 Mmesh discretization in pool region and cooling roller



(a) Velocity field (b) Temperature

Fig. 14 Velocity field and contour lines of temperature for w=1.5 rad/s after 10 revolutions of roll

$$\rho_r = 7934.202 - 0.2401\,T - 0.000094\,T^2 \quad (\mathrm{kg/m^3})$$

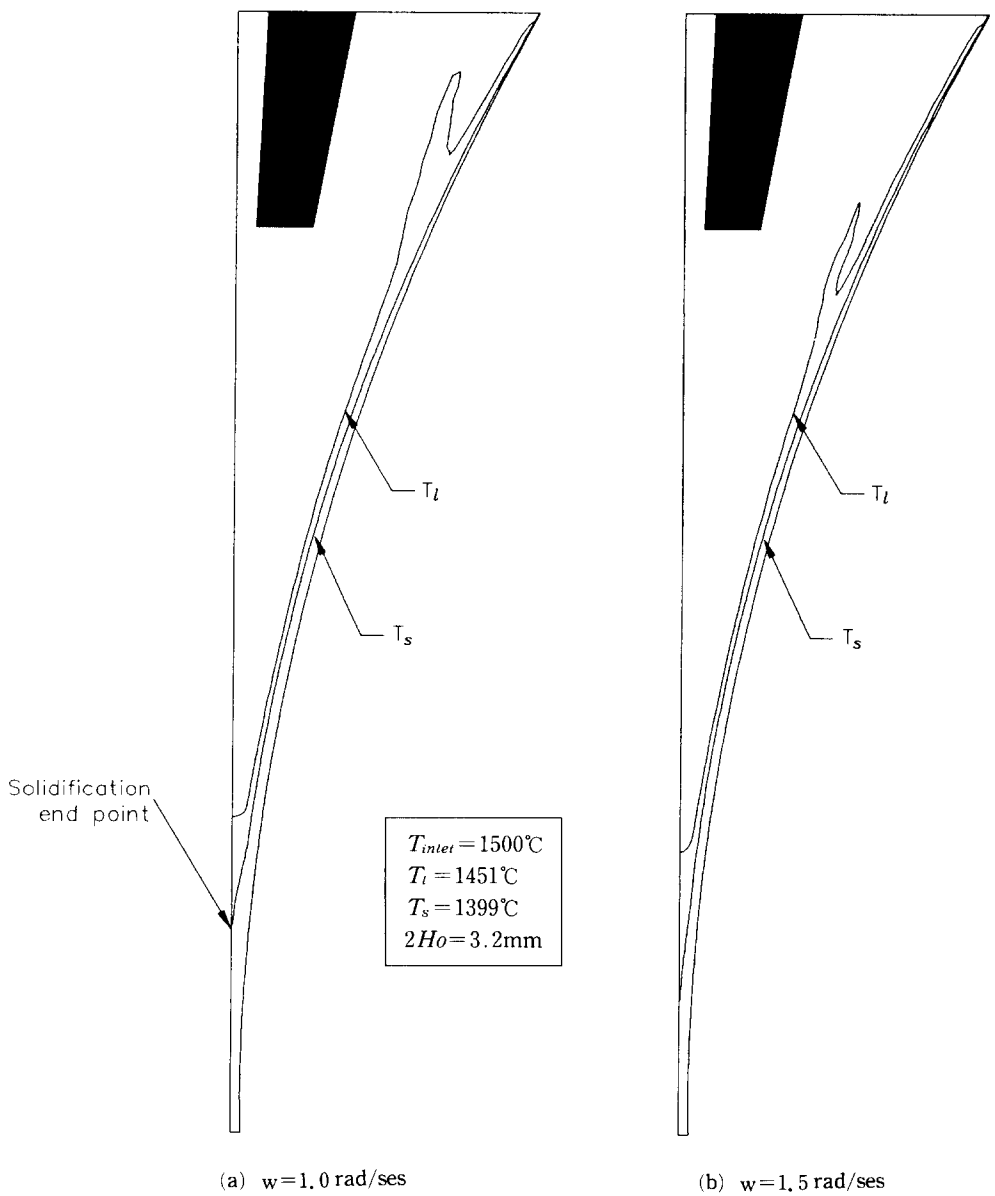
$$c_r = 466.579 + 0.1316\,T + 0.000563\,T^2 \quad (\mathrm{J/kg \cdot K}) \qquad (26)$$

직접압연재료는 스테인리스강 304로 하였고 이에 대한 열물성치를 Table 4에 표시하였다. 용탕 주입온도는 과열도를 49 ℃로 하여 1500 ℃로 주입하는 것으로 하였다. Fig. 13은 용탕과 롤의 요소분할을 나타내고 있다. 용탕부는 40×91의 격자점을 사용하였고, 롤은 절점수 6840개, 요소수 6120개로 하였다. 이때에도 롤회전을 고려하기 위해서 시간증분에 따라 롤의 원주방향으로 분할격자중 한격자

씩 경계를 이동시켰으며, 시간증분은 식 (11)을 사용하여 롤의 각속도에 의해서 격자 한개가 회전하는 시간으로 하였다.

4.2 계산결과

Fig. 14(a), (b)는 롤 각속도 $w=1.5$ rad/sec일 때 롤이 10회전한 후 속도장 분포와 온도 분포를 각각 나타낸 것이다. 응고완료점 근처에서는 단면이 좁아짐에 따라 변형저항이 작은 용융상태의 소재가 압연방향과 반대방향으로 되돌아 올라감을 볼 수 있다. Fig. 14(a)에서 보여주는 바와 같이 끝단부분(Fig. 12의 $\overline{FG}$)과 노즐의 측면(Fig. 12의 $\overline{CG}$)의 오른쪽 부분에 와류(vortex)가 생성됨을 알 수 있다. 노즐 끝단(Fig. 12의 $\overline{FG}$) 부분에 생



(a) w=1.0 rad/ses (b) w=1.5 rad/ses

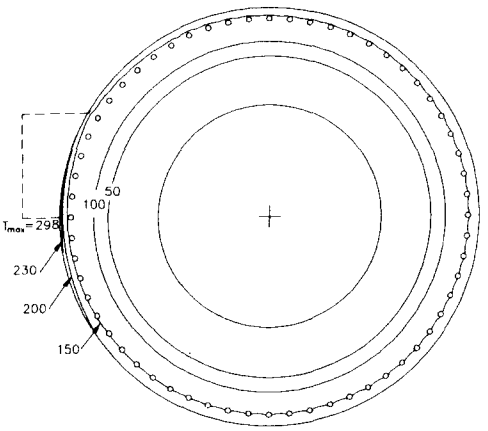
Fig. 15 Contour lines of solidus and liquidus temperature after 10 revolutions of roll

성된 와류보다 노즐측면(Fig. 12의 $\overline{CG}$)의 오른쪽에 생성된 와류가 더 크게 생성되며, 와류가 큰 위치에 대응하는 용탕의 온도가 와류가 작은 위치에 대응하는 용탕의 온도보다 더 급격하게 변함을 Fig. 14(b)에서 알 수 있다. 따라서 용탕 직접압연시 와류의 위치 및 크기 제어는 냉각속도의 차이로 인한 판재의 기계적 성질에 중요한 영향을 미칠 것으로 생각된다.

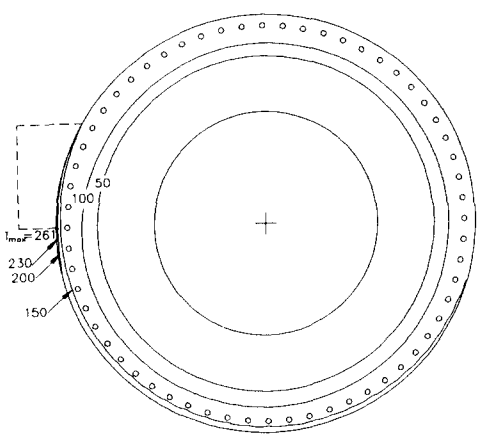
Fig. 15(a), (b)는 각각 롤 각속도 $w=1.0$ rad/sec와 1.5 rad/sec일 때 롤이 10회전한 후의 고상선과 액상선의 온도분포를 나타낸 것이다. 고상선온도의 등온선을 응고쉘로 가정할 때 응고쉘은 롤표면과 접하는 부근에서 얇게 성장을 하다가 롤회전에 의해 두개의 롤표면에 생성되어 응고쉘이 만나는 응고완료점 이후에 압연되어 판재로 제조됨을 알 수 있다. 롤 각속도를 빠르게 할수록 롤과의 접촉시간이 짧아져 롤의 냉각효율을 적게 받게되어 응고쉘 두께도 얇게 생성되며 또한 응고완료점도 롤출구 부근 쪽으로 이동함을 알 수 있다.

Table 5은 롤의 2회전마다 롤출구로부터 응고완료점까지의 거리를 나타내고 있다. 압연속도가 빠를수록 응고완료점이 롤출구 쪽으로 이동하며, 롤의 회전수가 2~6회전까지는 응고완료점으로부터 롤 출구까지의 거리가 차츰 증가하다가 8회전 이후에서는 거의 정상상태에 도달함을 알 수 있다.

Fig. 16(a), (b)는 롤 각속도가 각각 $w=1.0$ rad/sec와 1.5 rad/sec일 때 10회전에서 롤의 온도분포를 나타낸 것이다. 롤표면 주위에서 온도구배를 보이며 롤내부까지 열전도가 일어나지 않는 데 이는 용탕으로부터 유입되는 열이 롤표면 주위에 있는 냉각수홀에서 거의 열이 차단되기 때문이다. 롤온도의 경우는 용탕과는 반대로 직접압연속도가 빠를수록 용탕과의 접촉시간이 짧아져 용탕으로부터 열량유입이 적으며, 따라서 $w=1.0$ rad/sec일 때 롤의 최대온도는 298 ℃이며, $w=1.5$ rad/sec일 때 261 ℃까지 상승하였다. 이와 같은 결과로부터 롤의 열응력을 감소시키기 위해서는 직접압연이 가능한 범위에 있어서 롤의 각속도를 되도록 빠르게 하는 편이 바람직함을 알 수 있다.



(a) w=1.0 rad/s



(b) w=1.5 rad/s

Fig. 16 Temperature distributions in the roll after 10 revolutions(unit : ℃)

Fig. 17은 롤회전에 따른 롤표면에 있는 한점의 온도변화를 나타낸 것이다. 용탕과 접촉할 때 롤의 온도가 급격히 상승하며, 용탕과 접촉을 끝내고 냉각되는 구간에서 온도가 서서히 감소하는 결과를

Tabel 5 Distance from solidification end poing to roll exit. [Distance unit : mm]

No. roll rev.	2	4	6	8	10
w=1.0 rad/s	30.6	32.7	33.2	34.7	35.1
w=1.5 rad/s	20.4	22.2	22.9	23.0	23.0

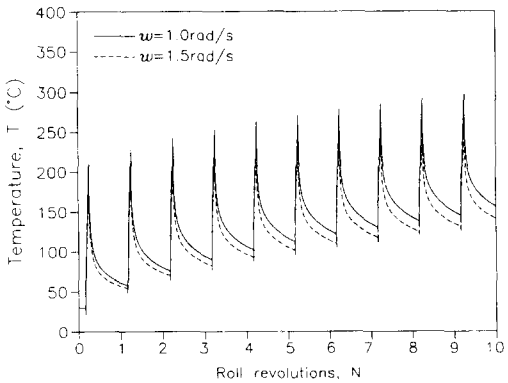


Fig. 17 Temperature variations of a point on the roll surface according to roll rataion

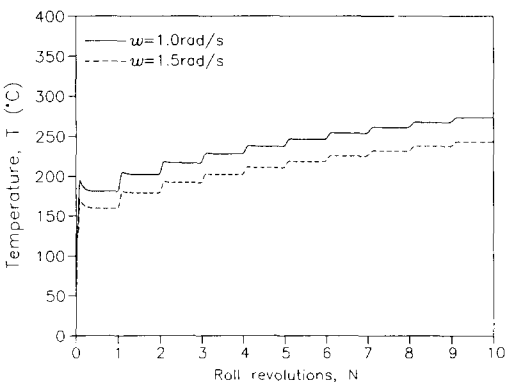


Fig. 18 Temperature variations of roll surface poin at roll nip according to roll rotation

보인다. 롤회전이 거듭될수록 회전수에 따른 온도 상승량의 차이는 점차 작아져 결국 정상상태에 도달하게 됨을 알 수 있다. 롤의 각속도에 따른 차이를 보면 이 경우에도 롤각속도가 빠른 경우 롤의 온도상승량이 작음을 알 수 있다.

Fig. 18은 롤출구 표면에서의 온도변화량을 나타내고 있다. 롤이 회전할 때마다 온도분포가 계단현상을 보이며 증가를 하는데 이는 롤과 접촉을 하여 온도가 상승한 롤표면의 온도가 냉각구간에서 초기 온도로 완전히 냉각이 되지 못하고 다시 용탕과 접촉하기 때문에 이와 같은 현상을 보이게 된다. 회전에 따른 증가폭은 회전이 거듭될수록 작아지는 결과를 보이며 거의 10회전에서 정상상태에 도달함을 알 수 있다.

이상의 연구방법은 박판연속주조의 냉각롤을 설계하기 위한 기초자료로 활용이 가능할 것으로 생각되며, 온도데이터는 롤의 열응력을 계산하여 롤의 수명예측하는 방법에 활용될 수 있을 것이다.

5. 결 론

직접압연공정에 있어서 용탕과 롤이 접촉하는 접촉면에서의 접촉 열저항을 규명하기 위해 상사실험을 행하고, 실제 직접압연공정에 있어서 응고해석 및 롤의 열전해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 직접압연공정에 있어서 용탕과 롤이 접촉하는 면에 존재하는 접촉 열저항을 규명하기 위하여 접촉면을 대류경계로 가정하였다. 이때 접촉면에서의 열전달계수를 구하기 위해 직접압연공정의 상사실험을 행하여 롤의 온도를 측정하고, 상사 실험장치를 열전도해석을 위해 모델링하였다. 실험과 해석에서 각각 얻은 측정온도와 해석치를 비교하여 접촉면에서 열전달계수를 구하였다. 접촉 열저항을 대류경계로 가정하였을 때 경계의 온도는 접촉면에서 용탕의 표면온도와 롤의 표면온도의 평균온도로 하는 것이 적절하며 이때 구해진 열전달계수는 8000 $W/m^2 \cdot K$이었다. 한편 접촉면에서 가압압력을 변화시켰을 때 가압압력에 따른 롤온도의 변화가 거의 없음을 알 수 있었다.

(2) 실험을 통하여 구한 열전달계수를 사용하여 용탕과 롤의 접촉면을 대류경계로 연계하여 해석을 행함으로써 롤의 회전에 따른 롤의 온도분포와 용탕 내에서 두개의 응고쉘이 만나는 응고완료점을 정량적으로 구할 수 있었다.

(3) 용탕 직접압연공정에 있어서 용탕 내에 생성되는 와류의 크기와 위치는 용탕내의 온도분포에 크게 영향을 미치는 반면 롤표면에 응고되어 생성되는 응고쉘의 두께 및 응고완료점의 위치는 롤각속도에 크게 의존함을 알 수 있었다.

참고문헌

(1) Reiccheelt, W. and Kapellner, W., 1988, "Near Net Shape Casting of Flat Products," *Metallurgical Plant and Technology*, 2, pp. 18~35.

(2) Teoh, L.L., 1988, "Technological Developments in Continuous Thin Slab and Strip Casters," *Iron and Steel Engineer*, Dec., pp.

34~40.

(3) Cygler, M. and Wolf, M., 1986, *Continuous Strip and Thin Slab Casting of Steel－Overview*, I & SM, pp. 27~33.

(4) Birat, J.P., 1987, "Manufacture of Flat Products for 21th Century," *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.14, No. 2, pp. 84~92.

(5) Labee, C.J., 1988, "Developments in the Iron and Steel Industry U.S. and Canada－1987," *Iron and Steel Engineering*, pp. 19~25.

(6) Nakatani, M., Maruyama, H. and Fukushima, Y., 1986, *Flexibility and Quality for Continuous Casting*, Restructuring Steelplants for the Nineties, Institute of Metals, pp. 126~133.

(7) Shiomi, M. and Osakada, K., 1994, "Finite Element Simulation of Strip Casting Process by Twin Roll with Controlled Roll Gap by Rolling Load," *The Proc. of the 45th Japanese Joint Conf. the Technology of Plasticity*, Vol. I, pp. 121~124.

(8) Saitoh, T., Yaguchi, H. and Kang, C.G., 1989, "Two－Dimensional Model for Twin－roll Continuous Casting," *Metall. Trans.*, Vol. 20B, pp. 381-390.

(9) 이상동, 김영도, 강충길, 1989, "직접압연에서 용강의 유동을 고려한 열전달해석," 대한기계학회논문집, 제13권, 제6호, pp. 1082~1091.

(10) 김영도, 강충길, 1994, "직접압연공정에 있어서 로울과 용탕을 연계한 유한요소 열전달해석," 대한기계학회논문집, 제18권, 제4호, pp. 946~957.

(11) Miyazawa, K. and Szekely, J., 1981, "A Mathematical Model of the Splat Cooling Process Using the Twin Roll Technique," *Metall. Trans.*, Vol. 12A, pp. 1047~1057.

(12) Clyne, T.W. and Garcia, A., 1981, "The Application of a New Solidification Heat Flow Model to Splat Cooling," *J. of Materials Science*, 16, pp. 1643-1653.

(13) Burgo, J.A Conarty, T.T. and Hlinka, J.W., 1990, "Thermal Design and Analysis of a Twin－Roll Caster," *Iron and Steel Engineer*, pp. 51~55.

(14) Sanari, H. and Inoue, T., 1990, "Simulation of Strip Casting Process by Twin Roll Method," *Trans. of the Japan Soc. of Mech. Eng.*, 56~52, pp. 990~996.

(15) 김경천, 강충길, 하만영, 강성수, 김귀순, 1993, *Cooling Roller Design of Twin Roll Strip Caster*, Samsung Heavy Industries Co., Technical Report.

(16) Özisik 1985, *Heat Transfer－a Basic Approach*, Mcgraw Hill Press.

(17) Hirano, S., Yasuda, K., Kodama, H., Kimur, T., Fukui, K. and Matsunaga, S., 1993, "Calculation of Heat Transfer Coefficient at Roll－Solidified Shell Interface of Twin－Roll Type Caster," *J. of the Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 79 No. 6, pp. 41~46.

(18) Barzelay, M.E., Tong, K.N. and Holloway, C. F., 1955, "Effect of Pressure on Thermal Conductance of Contact Joints," *NACA Tech. Note* 3295.

(19) Bennon, W.D. and Incropera, F.P., 1987, "A Continuum Model for Momentum, Heat and Species Transport in Binary Solid－liquid Phase Change Systems－Ⅱ. Application to Solidification in a Rectangular Cavity," *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, Vol. 30, No. 10, pp. 2171~2187.

(20) Bennon, W.D. and Incropera, F.P., 1987, "Numerical Analysis of Binary Solid－liquid Phase Changing Using a Continuum Model," *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, Vol. 13, pp. 277~296.

(21) Voller, V.R. and Prakash, C., 1987, "A Fixed Grid Numerical Modelling Methodology for Convection－Diffusion Mushy Region Phase Change Problems," *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, Vol. 30, No. 8, pp. 1709~1719.

(22) Brienza, B.M., Gandy, J.B. and Lackenbach, 1983 : *Heat Exchanger Design Handbook*, Hemisphere Publishing Co., Vol. 2, pp. 153~154.

(23) Samsung Heavy Industrial Co., *Private Communication Data.*