

광양 3열연 사상압연에서의 스탠드간 판 온도 예측

김형진*

공정제어연구그룹, 포스코 기술연구소*

Predictions of Strip Temperatures for Finishing Mill of Gwangyang Hot Rolling Line #3

H.-J. Kim*

Rolling Technology & Process Control Research Group, POSLAB*

Abstract

The strip temperature history of finishing mill process is one of the most important factors to stabilize the facilities and to achieve the better product quality including a better prediction of roll force etc. The ultimate goal of this study is to improve scientific understanding of the finishing mill process in the view of heat transfer science. Finishing mill cooling facilities of KwangYang #3 hot rolling are introduced and heat transfer analyses from FET to FDT are particularly focused in this study. Three major tasks are successfully achieved as follows: 1) The temperature Prediction Models are developed. 2) The average absolute error is found to be less than 10 Celsius degree (about 8.5 °C). 3) Prediction rate (less than ± 20) are 10.2% improved (80.1 \rightarrow 90.3%).

Key words : Rolling, Finishing Mill, Water Cooling Heat Transfer rate coefficient, Rolling

1. 서론

철의 생산량은 여전히 다른 금속을 압도하고 있으며, 철 전반에 걸쳐 연구도 많이 진척되어 있으나 보다 향상된 물성의 강철을 개발하기 위한 연구와 개발은 아직도 활발히 이루어지고 있다. 특히나, 최근 CAEF (Corporate Average Fuel Economy) 규제 및 자동차의 배기가스에 의한 오존층 파괴 등의 해결책으로서 자동차 경량화에 대한 관심이 급증하여, 고강도 열연강판을 사용하고 있는 멤버(member)류, 휠(wheel), 범퍼(bumper), 충격빔(Impact Beam) 등은 초경량화, 더 좋은 강도, 더 좋은 가공성을 요구되고 있는 추세이다. 이를 위해 전 세계 제철소들은 경쟁적으로 초경량 고강도 열연강판 생산을 위한 연구를 진행하고 있다. 이들의 주 연구 내용은 가공성, 용접성, 피로특성을 만족시키는 소재의 개발이다. 이는 강철의 구성성분 변화로도 이루어지지만, 현재는 강철의 생산 과정에서 상변화와 조직화를 조절하는 것이 더욱 중요하다. 이를 위해서는 각 공정에서의 적절한 온도 확보 및 조절이 필수적이라 하겠다.

특히나 현재 POSCO는 중장기적으로 2007년까지 자동차용 강판 500만톤 판매 목표에 따라 자동차강재의 생산량이 증가하고, 보다 다양한 강종 및 광폭 수요가 증가할 것으로 예상된다. 자동차용 고장력강의 광폭, 고강도 추세로 인한 통관성 및 생산성 저하 요인들이 발생하고 이를 해소하기 위해서는 사상압연에서 각 스탠드 소재 입측 온도를 정확히 예측하는 것이 필수적이다 할 수 있다. 정확한 각 스탠드 입측 온도 예측은 소재의 재질 변화 예측에 필수적임은 물론이고, 압연력 예측, 두께, 형상, 사행제어 등에 필수적인 기초 예측 값이다.

본 연구에서는 포스코 열간 압연의 공정을 개략적으로 소개하고, 사상압연 공정에서의 새로운 온도 예측 모델을 거론하고자 한다. 본 연구에서 개발된 모델은 스탠드 직하의 열전달(가공발열, 접촉전열, 마찰발열)을 포함하고 두께 방향의 온도 분포 이력 계산이 가능하다.

1.1 열간 압연 공정 및 사상압연의 냉각 장치

연주 공정에서 생산된 슬라브(slab)는 야적된 후, 가열로로 이송되어 열간 압연된다. Fig. 1은 열간 압연 공정을 개략적으로 보여준다. 이송된 슬라브는 (200 ~ 250mm) 가열로에서 예열대, 가열대, 균열대를 거쳐 약 1200℃ 정도로 가열되어 조압연된다. 약 50mm 정도로 조압연된 바(bar)는 에지부 온도 강하를 보상해주는 에지히터(edge heater)를 거쳐 사상압연된다. 사상압연의 입측 온도는 950℃ 정도, 출측 온도는 800℃ 정도이다. 사상압연 후의 스트립(strip)의 두께는 1.2 ~ 20mm 정도로 주문에 따라 다양하다. 사상압연된 스트립은 ROT(Run-Out Table)에서 변태를 거치며 냉각되어지고, 550℃ 정도에서 권취되어 완제품이 된다. Fig. 1에서 볼 수 있듯이 열간압연 공정에서는 소재의 원하는 재질을 얻기 위하여 많은 가열과 냉각 장치가 사용된다. 본 연구에서의 해석 대상인 사상압연은 다양한 형태의 수냉각 장치를 사용한다. 광양 3열연의 사상압연(finishing mill)에서의 냉각장치를 Fig. 2에 도시하였다. 사상압연에서는 4~5가지의 수 냉각 장치가 사용된다. 본 연구에서는 사상압연에서의 각 냉각장치별 냉각 특성식을 조업데이터를 이용하여 소재의 표면 온도와 소재의 속도에 관한 관계식으로 도출하였다.

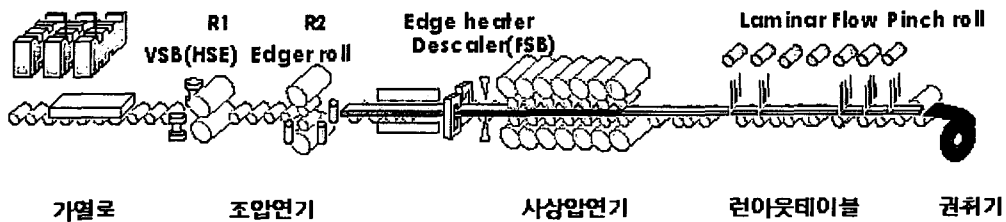


Fig. 1 Diagram of Hot Rolling Process

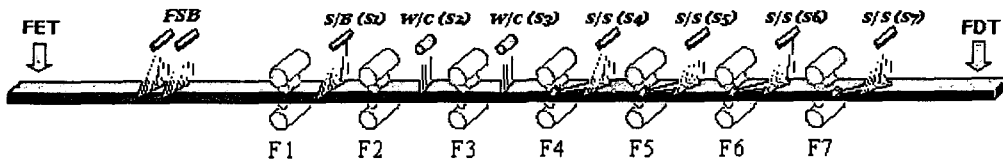


Fig. 2 Diagram of Finishing Mill

1.2 수냉각 장치의 대류 열전달 계수

물을 가압해서 노즐로부터 분출시킬때 연속 분류 이상의 유속으로 액류는 파단되고 액적군으로 분리되어 고체면에 충돌한다. 그 액적군으로 냉각시키는 방법을 액적냉각(Water Spray)이라 한다. 광양 3열연의 사상압연에서는 두열의 FSB (Finishing Mill Scale Breaker), SB (Scale Breaker: S1), Interstand Spray (S4, S5, S6, S7)들이 액적 냉각에 속한다 (Fig. 2 참조). Work Side에서 소재 위를 흐르는 물을 건어내주기 위해 사용하는 Side Spray도 이 냉각 방법에 속한다고 할 수 있다.

Table 1,2는 보고된 (각각 일본철강협회, 1978과 Sasaki 외, 1974 참조) 열전달계수식을 표여준다.^{1,2)} 많은 연구가 들이 스프레이 냉각에 대한 열전달 계수식을 보고하였으나, 노즐의 형상, 수량, 압력, 분사각, 분사면적 등의 차이로 현장 적용에는 어려움이 있다. 또한 소재의 속도에 대한 영향을 고려한 계수식은 보고되지 않았다. 본 연구에서는 소재의 속도를 포함하는 계수식을 현장

Table 1 Convective Heat Transfer Coefficient of Spray Cooling

표면온도 (°C)	수량밀도 (l/min m ²)	열전달계수 (kcal/h m ²)
50	280 < w < 12600	225.9w ^{0.646}
200 ≤ T _s ≤ 500	5 < w < 2000	493.3w ^{0.595} 10 ^{-0.00179T_s}
500 ≤ T _s	100 < w < 2000	107.23w ^{0.663} 10 ^{-0.00147T_s}

Table 2 Convective Heat Transfer Coefficient of Descale Sprays

표면온도 (°C)	Water Flux (m ² s ⁻¹)	압력 (kPa)	열전달계수 (kW/m ² K)
700 ≤ T _s ≤ 1200	1.6 < Ẇ < 41.71	196 < p < 490	708Ẇ ^{0.75} T _s ^{-1.2} + 0.116

Table 3 Average Convective Heat Transfer Coefficient of Laminar Cooling

분류	열전달계수 (kcal/h m ²)
Pipe laminar	10 ^{0.553log(w)-7.08·10⁻⁴T+1.87}
Slit laminar	10 ^{0.603log(w)-6.3410⁻⁴T+1.86}

실적 data를 이용하여 도출하여 사용하였다.

물을 가압 또는 가압 없는 위치 에너지를 이용해서 노즐로부터 분출해 수분류를 만들때, 분류의 출구유속이 비교적 낮을때 평활한 층류분류를 형성한다. 이 분류를 이용하여 냉각하는 장치를 라미나 냉각이라 분류하고, 이 냉각에는 파이프(pipe) 라미나와 슬릿 slit) 라미나로 구분된다. 광양 3열연의 사상압연에서는 파이프 라미나 냉각이 사용되고, Water Curtain (S2, S3)라고 불린다 (Fig. 2 참조). Table 3은 POSCO에서 많이 사용되었던 라미나 냉각의 평균열전달 계수식을 보여 준다 (POSCO, 1991 참조).³⁾

2. 이론적 배경

2.1 열전달 방정식

2차원 열전달 모델을 이용하여 소재의 온도를 근사적으로 예측할 수 있다. 2차원 열전달 모델은 소재의 폭 방향을 x 좌표, 두께 방향을 y좌표로 선정하여 아래의 지배방정식으로 구성된다. $\dot{q}(x, y)$ 는 소재 내부의 발열을 고려하기 위한 것으로, 사상압연 공정에서 스탠드 직하에서 가공발열과 마찰발열이 포함된다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \dot{q}(x, y)$$

이에 대한 초기 조건과 경계 조건은 아래와 같은 일반적인 형태를 가지고 각 공정에 따라 변화되어 사용되며, 경계조건은 대류와 복사의 경계 조건이 적용된다.

2.2 자유 영역 (복사, 공냉, 수냉 영역)

본 연구의 해석 구간(FET~FDT)은 롤 바이트 직하를 제외하고는 방열되는 해석역을 대류와 복사경계조건으로 구분 하였다. 이송중인 스트립의 속도는 스탠드에서 압연 전, 후에 따라 큰 차이가 나며 속도차이는 해석역 경계에서 열전달계수의 편차를 유발시킨다. 공기에 의한 대류 열전달은 유동의 형태에 따라 냉각량이 크게 차이가 나게 되는데, 유동의 Re 수가 임계 Re 수 (5×10^5)보다 작으면 층류, 크면 난류로 구분되는데, 각 유동에 대한 대류 열전달 계수 값은 아래와 같이 표면 온도의 함수로 표현된다. 또한 공기 냉각의 경우는 소재의 표면온도가 높기 때문에 자연대류의 영향을 무시할 수 없다. 공냉 영역에서의 자연대류, 강제대류, 복사대류의 계산식은 각각 자연대류 윗면: Goldstein 외 (1973), Lloyd 와 Moran (1974), 자연대류 측면: Churchill 와 Chu (1975), 강제대류: 이택식 외 (1989)을 이용하였다 (지면상 상세 식은 생략한다).^{4,5,6,7)}

수냉각에 의한 열전달은 표면온도와 소재의 속도에 관한 관계식으로 열전달 계수식을 도출하여 사용하였다. 본 연구에서 새로이 유도된 수냉장치의 열전달 계수식은 본 장에서는 생략하고 제 4 장, 결과 및 고찰에서 상세히 기술하도록 하겠다.

2.3 압연 롤 바이트 내에서의 열적 거동

본 절에서는 스탠드 직하에서의 열전달 현상을 소개하고자 한다. 압연시 스탠드 직하에서는 가공발열, 마찰발열, 접촉전열의 열전달 현상이 소재 내부의 전도와 같이 존재한다. Fig. 3은 공냉 영역을 지난 스탠드에서 압연되면서 발생하는 세가지 열전달 현상을 도시적으로 보여준다. 다음은 위 세가지 열전달 현상에 대한 이론식 및 본 연구에서 사용된 방법을 간단하게 소개하겠다.

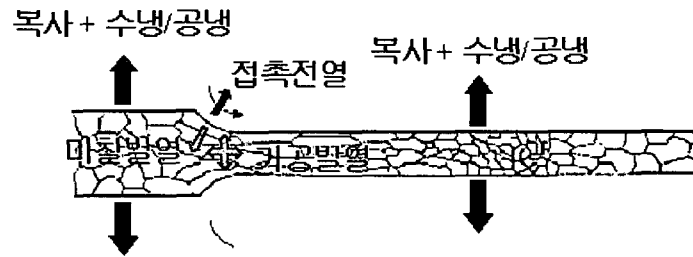


Fig. 3 Heat Transfer Modes

가공발열

압연에 의한 소성변형시 재료에서 발생하는 열은 소성변형일을 계산하여 일의 열당량으로 변환함으로써 계산할 수 있다. Shida의 변형저항식을 이용하면 압연시 기하학적 형상을 고려한 소성변형 일을 압연중의 2차원 변형저항 $K(\phi)$ 가 일정하다고 가정하면, 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$W_p \cong p_m \cdot \ln(h_1/h_2)$$

따라서, $Q_p = A \cdot W_p$.

많은 연구가들이 가공발열에 대한 연구를 수행하였고, 그 결과들이 Ginzburg (1989)에 정리되어 있다.¹¹⁾ 여러 식을 평가하여 본 결과, 본 연구에서는 Zheleznov 와 Tsifrinovich (1968)의 식에 0.8의 수정 계수를 곱하여 사용하였다. 승온량은 아래와 같이 표현된다.¹²⁾

$$\Delta T_m = \frac{K_m}{557962.02} \ln\left(\frac{h_1}{h_2}\right) \quad (^\circ\text{C})$$

접촉전열

본 연구에서는 접촉전열의 접근은 접촉열전달 계수를 이용하여다. Murata 외 (1984)에서 여러 운할 조건에 대해서 압연시 접촉 열전달계수에 대해서 정리되어 있고, Table 4에 표시하였다.¹³⁾ Devadas and Samarasekera (1986)은 그들의 연구에서 37 kW/m²K를 사용하였으나, 본 연구에서는 물의 접촉조건외 범위에서 물에서 흐르는 물량이 많음을 고려하여 접촉 열전달 계수를 70 kW/m²K으로 물의 온도를 소재의 1/4로 사용하는 것이 적절한 것으로 판단되었다.¹⁴⁾ 수냉각 장치의 대류 열전달계수가 소재의 온도 변화에 큰 영향을 미치고 나머지의 영향은 작기 때문에 다소 오차가 있는 가정을 하였더라도 큰오차의 발생은 적을 것으로 사려된다.

Table 4 Contact heat transfer coefficients at roll/strip interface

Condition	Heat transfer Coef., kW/m ² K	
	no scale	scale
no lubricant	29.1 ~ 34.9	7 ~ 10.6
water	23.3 ~ 81.4	10.6
hot rolling oil	200 ~ 460	5.8
hot rolling oil + CaCO	12.79 ~ 175	
KPO	5.8	

마찰발열

압연시 기하학적 형상을 고려하여 압연롤과 압연재의 단위면적당, 단위시간 당의 마찰일을 W_f 라고 하면,

$$W_f = \int_0^r \mu P(\phi) V_r dt$$

따라서 마찰발열은 선, 후진율과 압력분포의 함수이지만 본 연구에서는 간략화를 위하여, 선, 후진율을 생략하고 접촉 길이의 중심점을 상대속도 0점으로 가정하여 계산에 적용하였다. 마찰계수는 Roberts (1983)가 제시한 아래 식을 사용하였다.¹⁵⁾

$$\mu = 4.86 \cdot 10^{-4} \cdot T_s - 0.0714$$

3. 수치적 방법

수치적 해석을 위하여, 소재의 길이, 폭방향의 열전달을 무시한 1차원 열전달 지배 방정식과 경계 조건을 추후 현장적용시 계산 시간을 절약하기 위하여 explicit 방법인 FTCS(forward time/central space) 방법으로 차분화하였다. 상하부의 열손실을 같다고 가정하여 소재 두께의 반절만을 해석하였으므로, 소재의 중심부에서는 경계조건은 단열의 조건이 된다. 따라서 차분방정식, 초기 조건, 경계 조건은 다음과 같다.

$$T_m^{new} = Fo \left(T_{m+1}^{old} + T_{m-1}^{old} + \dot{q}_m \cdot \frac{(\Delta y)^2}{k} \right) + (1 - 2Fo) T_m^{old}$$

- 초기 조건 :

초기 온도 분포는 포물선으로 가정되었다. 많은 시뮬레이션 결과에 따르면 소재의 두께 방향 온도 분포는 압연 후 5초 이상을 지나면 포물선 형태의 완전 발달된 (fully developed) 온도 분포

를 가진다(Wilmotte 외, 1973 참조).¹⁶⁾ 우리는 소재의 표면온도 만을 측정할 수 있기 때문에 아래와 같은 초기 온도식을 사용한다.

$$T_o(x) = T_s + \frac{h \cdot h_{conv} \cdot (T_s - T_{sur})}{4 \cdot k} \cdot \left(1 - \frac{4 \cdot x^2}{h^2}\right)$$

- 경계 조건 :

$$\text{上下面 : } T_0^{new} = 2 \cdot Fo \left(Bi \cdot T_\infty + Bi_{rad} \cdot T_\infty^4 + \dot{q}_m \cdot \frac{(\Delta x)^2}{2k} + T_1^{old} \right) + (1 - 2Fo - 2Bi \cdot Fo) T_0^{old} - 2Bi_{rad} \cdot Fo \cdot (T_0^{old})^4$$

$$\text{중심 : } T_M^{new} = Fo \left(2 \cdot T_{M-1}^{old} + \dot{q}_M \cdot \frac{(\Delta x)^2}{k} \right) + (1 - 2Fo) T_M^{old}$$

수치 해석에 사용된 소재의 물성치는 Table 5 (Lenard 외, 1999 참조)의 관계식을 각각의 평균 온도에서 계산하여 사용하였다.¹⁷⁾ 추후 연계과제에서는 POSCO 강종에 대한 열물성치 연구가 수행되어야 할 것이다. 자연대류를 계산하기 위해서는 공기의 물성치가 (ν, Pr, κ) 필요한데, 이택식 외 (1989)의 표에서 300~1000 K의 값을 이용하여 막온도 (Tfilm, °C)에 대한 3차 다항식으로 curve fitting하여 모델에 적용하였다.⁷⁾

Table 5 Thermal Properties of Carbon-Steel

Material	conductivity (W/mK)	density (kg/m ³)	Specific heat (J/kgK)
Low carbon-manganese steel	$23.16 + 51.96e^{-\frac{2.03T}{1000}}$	$\frac{7850}{[1 + 0.004(T/1000)^2]^3}$	$689.2 + 46.2e^{\frac{3.78T}{1000}}$ for T < 700 °C
			$207.9 + 294.4e^{\frac{1.41T}{1000}}$ for T > 700 °C
High carbon steel	$23.16 + 51.96e^{-\frac{2.025T}{1000}}$	$\frac{7850}{[1 + 0.004(T/1000)^2]^3}$	$391 + 0.202(T + 273)$ for T < 700 °C
			$586 - 0.46(T + 273) + 0.00076(T + 273)^2$ for T > 700 °C

4. 결과 및 고찰

모든 강종에 적용할 수 있는 범용의 모델을 개발하기 위하여 각 냉각 장치의 수냉 열전달 계수 관계식을 조업 실적을 이용하여 도출하여 적용하였다. 조업 실적은 임의로 선택된 2,3,4월의 실적 중 두께 적중이 20 μ m 이하인 코일을 선택하였고 Table 6에 사용된 코일의 개수를 정리하였다. 냉각 패턴에 따라서 코일들을 분류하고 분류된 코일들로부터 각 냉각장치의 수냉 열전달 계수 관계식을 도출할 수 있었다.

Table 6 열전달 계수 관계식 도출에 사용된 코일 개수

분류	사용된 코일 갯수
임의로 선택된 코일 (2,3,4월)	39475
Top부 두께 오차 20 μ m 미만 코일	10334
FSB 1, 2 (Scale Breaker) 적용 코일	3970 (812, 797, 2361)
S1 (Scale Breaker) 적용 코일	427
S2, S3 (water curtain) 적용 코일	3844
S4, S5, S6 (Water Spray) 적용 코일	2090

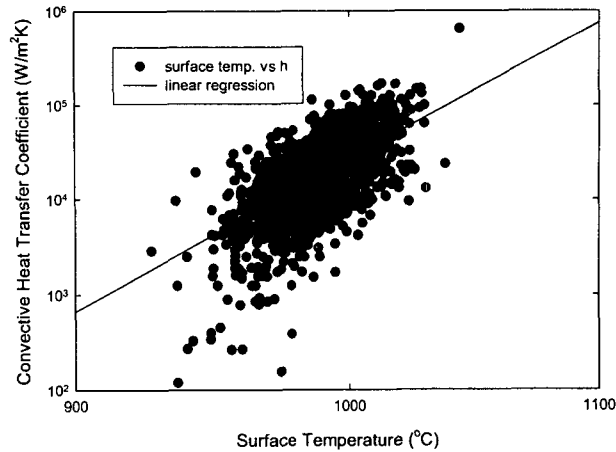


Fig. 4 Surface Temperature vs. Convective Heat Transfer Coefficient for FSB

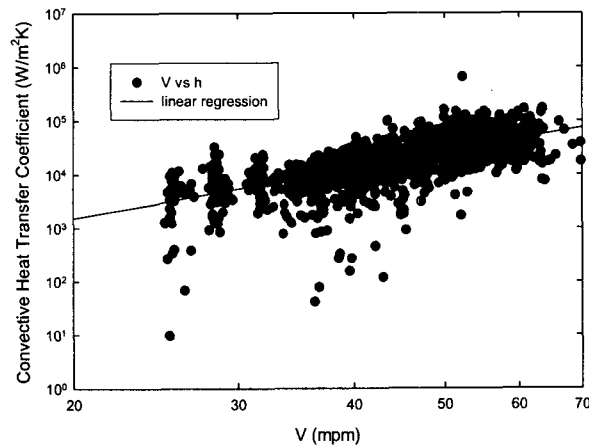


Fig. 5 Surface Temperature vs. Velocity for FSB

보고된 자료들에서의 수냉각 열전달 계수식은 (Table 1,2,3 참조) 유량밀도와 표면온도의 함수로 표현된다. 본 연구에서는 냉각장치가 결정되면 유량밀도는 변화하지 않는다고 가정하고 변수에서 제외하였다. 실제로는 냉각장치에 걸리는 압력이 변화하는 경우가 발생하는데 압력변화에 대한 영향은 다음 현장 적용과제에서 고려하도록 과제로 남겨 놓는다. 따라서, 기 보고된 자료들의 열전달 계수식은 표면온도만의 함수로 간략화된다. 하지만, 대부분의 보고들은 소재가 움직이지 않는 상태에서 열전달 계수식을 도출한 것으로 본 과제에 수정없이 적용하는 데는 무리가 있다. 따라서, 본 연구에서는 여러 인자들과 열전달 계수와의 관계를 비교, 분석하여본 결과, 열전달 계수는 표면 온도와 소재의 속도의 함수로 표현될 수 있음을 발견하였다, Fig. 4, 5 참조. 여러 문헌에서 발견된 열전달 계수식은 $10^{c \cdot Ts}$ 또는 Ts^c 의 형태의 함수이다. 여기서 c는 상수를 의미한다. 따라서 본 연구에서는 두가지 모두의 경우를 검토하여 실적에서 얻어진 계수 값들을 좀더 잘 표현할 수 있는 형태를 선택하였다. 아래 식들은 검토된 관계식 형태들이다.

$$h_{water} = a \cdot T^b V^c, \quad h_{water} = a \cdot 10^{b \cdot Ts} \cdot 10^{c \cdot V}, \quad h_{water} = a \cdot 10^{b \cdot Ts} \cdot V^c, \quad h_{water} = a \cdot Ts^b \cdot 10^{c \cdot V}$$

여기서, a,b,c는 최적값으로 도출되어야 할 상수값이고, V는 소재의 속도로 단위는 mpm이다. 각 상수 a, b, c는 위의 식들에 자연로그를 사용하여 변화 후 MiniTab을 이용하여 표면반응분석법 (Response Surface Regression)을 이용하여 도출하였다. 분석 결과, p value는 모두 0이고 R-Sq 값도 크게 차이가 나지는 않았다. 하지만, 도출된 관계식으로 부터의 열전달 계수 계산값

의 범위는 큰 차이를 보였다. (분석한 통계 결과는 지면상 생략한다.) R-Sq 값이 가장 크고, 분산이 적은 CASE 3 ($h_{water} = a \cdot 10^{b \cdot T_s} \cdot V^c$)를 선택하였다. 다른 냉각장치의 분석 결과 들도 유사한 양상을 보였다. 특히 할 만 한 점은 다른 문헌에서는 표면온도의 상승에 따라 열전달 계수 값이 작아짐에 반해 본 연구에서는 반대의 경향을 나타내었다. 여기에 대한 토의는 다음에 나올 FDT 적중율의 향상으로 미루어, 본 연구의 관계식이 옳은 것으로 판단된다. 단지, Water Curtain (lamina cooling) 만은 표면온도 상승에 열전달 계수가 미약하게 작아지는 것으로 분석되었다. 또한, S4,5,6는 표면온도의 영향이 매우 작고, 속도가 커질수록 열전달 계수가 작아지는 것으로 분석되었다. Table 7에 각 냉각 장치별 분석결과를 정리하였다. FSB의 경우 두열이 설치되어 있는데, 두열을 함께 분사하였을 경우 체류수 등에 의한 서로의 교호작용을 감안하기 위하여, 한 열만 분사했을 때와 구분하여 관계식을 도출하였다.

Table 7 Regression Correlation for Each Water Cooling Devices

분류	사용된 코일 갯수
FSB 1 only or FSB 2 only	$10^{-9.19711} \cdot 10^{0.00731026 \cdot T_s} \cdot V^{3.83703}$
FSB 1, 2 together	$10^{-12.2056} \cdot 10^{0.0122349 \cdot T_s} \cdot V^{2.63035}$
S1 (Scale Breaker)	$10^{0.283852} \cdot 10^{0.00149624 \cdot T_s} \cdot V^{0.902189}$
S2, S3 (water curtain)	$10^{8.31824} \cdot 10^{-0.0056702 \cdot T_s} \cdot V^{0.237619}$
S4, S5, S6 (Water Spray)	$10^{5.24297} \cdot 10^{0.000836430 \cdot T_s} \cdot V^{-0.890457}$

분석하여 도출된 대류 열전달 계수식들을 검증하기 위하여 임의의 코일이 선택되었다. 선택된 코일들은 탐부 두께 적중율이 $20 \mu m$ 이하의 10334 코일 중에서 (Table 6 참조) 무작위로 1472 코일을 선택하여 FDT 예측 정도를 확인하였다. 모델에서 예측한 값과 실측 FDT의 오차 값을 Table 8에 정리하였다. 절대 오차 평균은 $8.49 \text{ }^\circ\text{C}$ 로 $10 \text{ }^\circ\text{C}$ 미만이었고, 열연의 관리 범위인 오차 $20 \text{ }^\circ\text{C}$ 미만의 적중율은 92.1 %로 높았다.

Table 8 1D Model errors for 1472 coils data

분류	값
절대 오차 평균	$8.49 \text{ }^\circ\text{C}$
양의 최대 오차	$51.08 \text{ }^\circ\text{C}$
음의 최대 오차	$-39.30 \text{ }^\circ\text{C}$
절대 오차 5도 미만 적중율	39.7 %
절대 오차 10도 미만 적중율	66.8 %
절대 오차 20도 미만 적중율	92.1 %

모델의 검증을 위하여 임의의 날짜를 선택하여 기존의 FSU 모델의 온도 적중율과 비교하여 보았다. 5월 중 실적을 선택하였다. 코일의 두께 적중과 관계없이 임의로 887 코일이 선택되었다. Table 9에 기존 FSU 모델과 새로운 본 연구의 모델의 예측 결과에 대한 오차를 분석하여 기록하였다. Table 9에서 본 연구의 새모델이 기존 FSU보다 정도 높게 온도를 예측하고 있음을 알 수 있다. 절대 오차 평균 (12.57 vs. 9.20), 절대 오차 최대값 (61 vs. 47.8), 세 기준의 적중율 모두 월등함을 알 수 있다. Fig. 6은 FSB 두열 (FSB1,2)과 스프레이 3열 (S1, S2, S3)로 냉각하였을 때의 소재 온도 계산 결과를 보여준다. 소재의 두께는 39 mm (bar)에서 3mm (strip)으로 변화된다. 왼쪽의 선그래프는 소재의 중심, $h/4$, 표면의 온도를 시간에 따라 도시한 것이다. 소재의 표면은 냉각수를 맞을 때와, 스탠드 직하에서 순간적으로 온도가 하락됨을 볼 수 있고, 중심 부분은 냉각영역에서는 서서히 온도가 하락하고 스탠드 직하에서는 가공발열 때문에 온도가 올라감을 볼

수 있다. 오른쪽의 등고선 그래프는 소재의 두께 방향 온도 분포를 시간에 따라 contour로 도시한 것이다. 소재의 표면과 내부의 온도 차를 쉽게 알 수 있다.

Table 9 Errors for 887 coils data from various models

분 류	기존 FSU	새 모델
절대 오차 평균	12.57 °C	9.20 °C
양의 최대 오차	36 °C	47.80 °C
음의 최대 오차	-61 °C	-44.20 °C
절대 오차 5도 미만 적중율	34.9 %	37.4 %
절대 오차 10도 미만 적중율	57.6 %	65.2 %
절대 오차 20도 미만 적중율	80.1 %	90.3 %

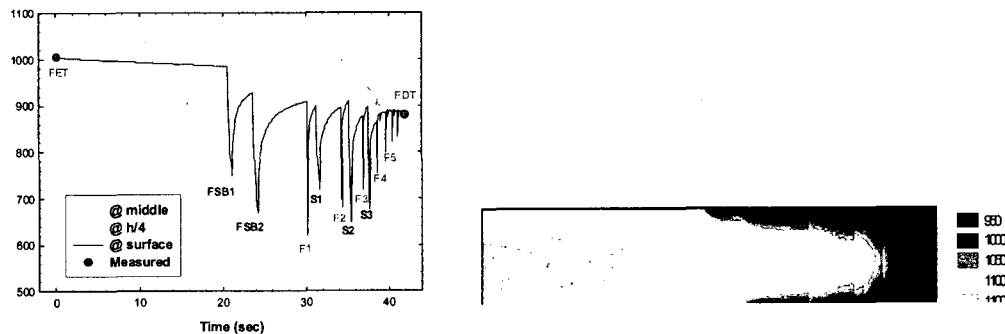


Fig. 6 A Example Result of New Model

5. 결론

본 연구에서는 광양 3열연의 사상압연의 소재 두께 방향의 온도 이력의 수치적 모델이 개발되었으며, 각 냉각 장치의 대류 열전달 계수식이 표면온도와 소재 속도의 함수로 도출되었다. 기존의 구모델과의 비교에서 신모델이 온도 적중과 적중률에서 우수함이 확인되었다. 각 코일들의 냉각 패턴을 고려한 새모델은 각 스탠드 입측 온도 예측에도 정도가 높을 것으로 기대된다. 새 모델의 FDT 예측 오차는 절대 평균 오차로 8.5도 정도로 10도 미만이었고, 20도 이하 적중률도 10.2% 향상 되었다. 향후 현장 적용 과제에서 새모델을 사용한다면 제품의 품질 향상 및 압연력 예측 정도 향상, 형상 제어 향상 등에 크게 기여 할 것으로 기대된다.

참고문헌

1. Jpn. Steel Association, "Forced Convection of Steel Strip," p16 p.93, 1978
2. Sasaki, K., Sugitani, Y., and Tanaka, T., J. Iron Steel Inst. Jpn, 65, 90-96, 1974.
3. POSCO, Course for Rolling Process, 1991.
4. Goldstein, R. J., Sparrow, E. M., and Jones, D. C., Int. J. Heat Mass Transfer, 16, 1025, 1973.
5. Lloyd, J. R., and Moran, W. R., ASME Paper 74-WA/HT-66, 1974.
6. Churchill, S. W., and Chu, H. H. S., Int. J. Heat Mass Transfer, 18, 1323, 1975.
7. Lee, T.S. et al, Heat Transfer, 1989.
8. Churchill, S. W., AIChE J., 23, 10, 1977.
9. Churchill, S. W., Heat Exchanger Design handbook, Section 2.5.9, Hemisphere Publishing

- Crop., New York, 1983.
10. Hieber, C. A., *J. Heat Mass Transfer*, 25, 1737, 1982
 11. Ginzburg, V. B., Marcel Dekker, Inc., New York, 1989.
 12. Zheleznov, Y. D., and Tsifrinovich, B. A., *IZV VUZ Chernaya Met.*, Vol. 9, pp. 105-111, 1968.
 13. Murata, K., Morise, et al, *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, 24, (9), B309, 1984.
 14. Devadas, C., and Samarasekera, I. V., *Ironmaking and Steelmaking*, Vol. 13, No. 6, pp. 311-321, 1986.
 15. Roberts, W. I., 782, New York, Marcel Dekker, 1983.
 16. Wilmotte, S, Mignon, J., Economopoulos, M. and Thomas, G., CRM Report, n 36, p. 45, 1973.
 17. Lenard, J. G., Pietrzyk M., and Cser, L., Amsterdam, Elsevier science, 1999.