

압연롤 토크를 이용한 열연박판 마무리압연 선진을 예측 정밀도 개선연구

문영훈* · 김영환**
(1999년 7월 5일 접수)

Development of High Precision Forward Slip Model By Using Roll Torque in Hot Strip Finishing Mill

Young Hoon Moon and Young Hwan Kim

Abstract

New forward slip model has been developed for the precise prediction of rolling speed in the hot strip finishing mill. Besides those influential factors such as neutral point, work roll diameter, friction coefficient, bite angle and the thickness at each side of entry and delivery of the rolls, roll torque was specifically taken into account in this study. To consider the effect of width change on forward slip, calibration factors obtained from rolling torque has been added to new prediction model and refining method has also been developed to reduce the speed unbalance between adjacent stands. The application of the new model showed a good agreement in rolling speeds between the predictions and the actual measurements, and the standard deviation of prediction error has also been significantly reduced.

Key Words : Forward Slip, Rolling Speed Model, Hot Strip Mill, Roll Torque

1. 서론

조압연(roughing mill)을 거친 바(bar) 상태의 압연재는 열간 마무리압연(finishing mill)을 거쳐 최종 목표두께로 압연되므로 압연의 여러 요소공정 중에서 마무리압연공정이 가장 중요한 단계라 할 수 있다.

바(bar) 상태의 압연재 선단부가 텐덤(tandem) 형식의 마무리압연기에 치입되게 하기 위해서는 각 압연 스텐드별 롤갭(roll gap)과 롤 회전속도(roll speed)를 미리 설정해 주어야 하는데, 이러한 설정의 정밀도가 최종 제품

의 품질을 좌우하게 되므로 세계 우수 제철소에서는 고정밀 마무리압연 설정모델(finishing mill set-up model)의 개발을 위해 많은 노력을 기울여 왔다.⁽¹⁻⁶⁾

마무리압연의 주요모델중에서도 마무리압연기의 롤 회전속도를 설정해 주는 압연속도 모델의 경우, 연속(tandem) 압연기의 핵심기술인 인접 스텐드간의 체적흐름(mass flow)을 일정하게 유지해주는 역할을 하므로 압연 통관성에 직접 영향을 미치는 물론 두께제어계와도 연동하게 되므로 두께정밀도에도 영향을 미치게 된다. 특히 고생산성 및 성력화를 추구하는 근래의 기술동향하에서는

* 부산대학교 정밀정형 및 금형가공연구센터
** 부산대학교 금속공학과

고정밀 속도예측모델을 이용한 고속압연 및 전자동조압기술 구현에 기술력을 집중할 필요가 있다 하겠다. 압연속도 예측모델은 롤 주속대비 판 속도의 비율로 정의되는 선진율(forward slip)모델^(7~10)에 근거한다. 열간압연 특성상 선진율의 실측이 어려운 관계로 선진율은 예측모델을 이용하여 구하고 있으나 다양한 압연변수로 인해 고정밀도의 유지에 많은 제약이 따르고 있다. 그동안 사용되어온 대부분의 선진율 예측식은 고려인자가 한정되어 있어, 선진율 모델의 낮은 예측정밀도가 문제시 되어 왔으며, 이러한 정도저하 요인이 마무리 압연의 압연속도, 압연온도 및 압연하중 설정모델의 예측정도를 직, 간접적으로 저하시키는 요인으로 작용해 왔다. 따라서 본연구에서는 선진율 영향인자의 엄밀해석을 통해 고정도 선진율 예측모델을 개발함으로써 속도모델의 정밀도를 확보함은 물론 유사 기술분야에도 응용이 가능하도록 하였다.

2. 이론적 배경

압연속도 모델은 Fig. 1에 보인바와 같이 연속적으로 배열되어 있는 마무리 압연기의 각 압연롤을 통해 압연된 압연판이 안정되게 통과될 수 있도록 각 롤의 속도를 선정해 주는 모델로서 판속도와 롤속도차이를 보정해 주는 선진율(f_i)모델이 이 모델의 핵심이 된다.

압연판과 롤 표면 사이의 상대적 슬립(relative slip)은 압연현상 측면에서 매우 중요하다. 일반 압연상태에서 선진율은 압연 롤과 판 사이의 상대적 슬립을 나타내는 척도로 볼 수 있으며 아래 식(1)과 같이 정의된다.

$$f_i = v_i / v_i^0 - 1 = (v_i - v_i^0) / v_i^0 \quad (1)$$

여기서, f_i : i -스탠드의 선진율

v_i : i -스탠드의 판 속도

v_i^0 : i -스탠드의 롤 주속 이다.

식(1)에 정의된 선진율은 실제 열간압연시 고온강판의 판속도의 실측이 어렵고, 롤 바이트(roll bite) 내에서 상

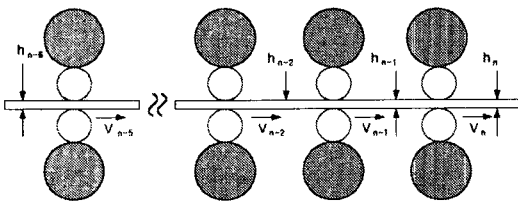


Fig. 1 Schematic layout of rolling stands

대적 슬립량, 판폭 및 마찰조건등이 가변적이므로 정확한 선진율을 얻는데는 여러 제한이 따른다. 따라서 열간압연에서의 선진율은 판이 평면변형(plane strain)을 한다고 가정한 후 체적일정법칙에 근거한 근사식을 사용하여 구함으로써 낮은 예측정밀도가 문제시되어 왔다.

본 연구에서는 선진율 영향인자로부터 선진율 모델을 해석적 방법으로 구한 후, 모델변수를 실제 압연라인에서 얻을 수 있는 조업실적치로 정량화함으로써 적용성 및 정확성이 우수한 선진율 모델을 얻고자 하였다. 이를 위해 본 연구에서는 롤 바이트내의 판폭변화 및 마찰계수에 직접 영향을 받는 압연토크를 선진율모델에 접목시킴으로써 고정밀 선진율 모델을 얻고자 하였다.

3. 연구내용

3.1 선진율 기본모델의 개발

본 연구에서는 선진율 모델의 예측정밀도를 개선시키기 위해 기존의 주요 선진율 영향인자⁽¹⁰⁾와 별도로 롤 바이트내의 판폭변화를 고려하였다.

Fig. 2의 입,출측소재의 체적일정 법칙으로부터,

$$h_{i-1} \cdot v_{i-1} \cdot w_{i-1} = h_i \cdot v_i \cdot w_i \quad (2)$$

이다. $v_i = v_i^0 \cdot (1 + f_i)$ 이므로

$$\begin{aligned} h_{i-1} \cdot v_{i-1}^0 \cdot w_{i-1} \cdot (1 + f_{i-1}) \\ = h_i \cdot v_i^0 \cdot w_i \cdot (1 + f_i) \end{aligned} \quad (3)$$

이다. 식(2)의 체적일정법칙은 롤 바이트내에서도 성립하므로, 중립면을 고려한 식(4)도 성립한다.

$$\begin{aligned} h_{i-1} \cdot v_{i-1} \cdot w_{i-1} \\ = h_{Ni-1} \cdot v_{Ni-1} \cdot w_{Ni-1} \\ = h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni} \end{aligned} \quad (4)$$

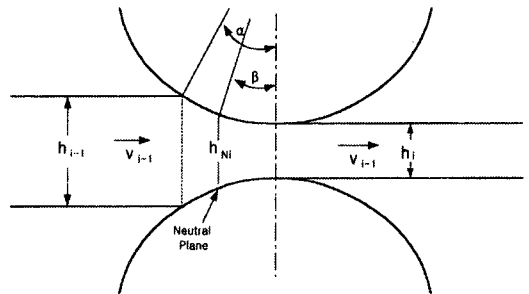


Fig. 2 Geometry of roll bite

식(4)로부터

$$v_i = h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni} / h_i \cdot w_i \quad (5)$$

이다. 식(5)를 식(1)에 대입하면

$$f_i \frac{h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni}}{h_i \cdot v_i^0 \cdot w_i} - 1 \quad (6)$$

이 된다. 기하학적 관계로부터

$$h_{Ni} = h_i + 2 \cdot R_i(1 - \cos \beta) \quad (7)$$

이다. 중립점에서는 슬립이 없으므로

$$v_{Ni} = v_i^0 \cdot \cos \beta \quad (8)$$

이다. 따라서

$$f_i = \frac{h_{Ni} \cdot w_{Ni}}{h_i \cdot w_i} \cdot \cos \beta - 1 \quad (9)$$

이다. 식(9)에서 h_i , w_i 는 실측이 가능하므로 h_{Ni} , w_{Ni} , $\cos \beta$ 를 알면 선진율을 계산할 수 있다.

h_{Ni} 는 $\cos \beta$ 를 알면 식(7)을 통해 계산가능하므로, 중립각과 중립각에서의 판폭 w_{Ni} 를 알면 선진율을 계산할 수 있다.

Fig. 3에 보인 롤바이트내에서 판폭의 변화를 무시하면 힘의 평형으로부터 식(10)을 얻을 수 있다.

식(10)을 풀기 위해 μ 가 롤 바이트내에서 일정하고, 바이트 각도변화에 대한 R_i 의 변화를 무시할 정도로 작다고 가정하여 식(10)을 푼 후, 미세조정(refine) 과정에서 조업실적을 통해 이러한 가정으로 인한 오차변화량을 보상해 주도록 하였다.

$$\int_0^\alpha P_i \cdot w_i \cdot R_i \cdot \sin \theta \cdot d\theta + \int_0^\beta P_i \cdot w_i \cdot \mu \cdot R_i \cdot \cos \theta \cdot d\theta + \int_0^\beta P_i \cdot w_i \cdot \mu \cdot R_i \cdot \cos \theta \cdot d\theta = 0 \quad (10)$$

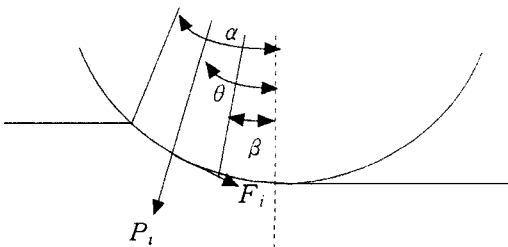


Fig. 3 Force balance at roll bite

식(10)으로 부터 얻어진 관계식은 식(11)과 같다.

$$\sin \beta = \frac{1}{2} \cdot \left(\sin \alpha - \frac{1 - \cos \alpha}{\mu} \right) \quad (11)$$

식(9)를 이용하여 선진율을 계산하기 위해서 먼저 롤 바이트 내에서 판폭변화가 없다는 가정을 통해 $w_{Ni} = w_i$ 로 가정하면 다음식을 통해 선진율의 기본값, f_i^* 를 계산할 수 있다.

$$f_i^* = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \cos \beta - 1 \quad (12)$$

여기서, $h_{Ni} = h_i + 2R_i \cdot (1 - \cos \beta)$ 이므로 식(11)에서 μ 만 알면 중립각 β 를 구할 수 있고, 식(12)를 통해 선진율을 계산할 수 있다. 마찰계수 μ 는 판이 롤에 치입하기 위한 한계조건으로부터 식(13)을 통해 구한다.

$$F_i \cdot \cos \alpha_i \geq P_i \cdot \sin \alpha_i \quad (13)$$

여기서 α_i 는 i-스탠드의 치입각이다.

$$F_i = P_i \cdot \mu_i \text{이므로}$$

$$\mu_i \geq \tan \alpha_i = (\Delta h_i / R_i)^{0.5} \quad (14)$$

이다. 여기서 Δh_i 는 압하량이다.

따라서 본 연구에서는 식(14)의 관계식으로 부터 스탠드별 마찰계수의 기본값 μ 를 Eq.(17)로 구한 후, μ 를 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 스탠드 간 압연 토크로부터 구한 마찰계수 보상인자로 미세조정함으로써 최적 마찰계수를 선정하였다.

$$\mu = (\Delta h_i / R_i)^{0.5} \quad (15)$$

압연시 압연하중을 P 라하고 변형저항을 K_m 이라 하면 식(16)이 성립한다.

$$\frac{P}{w} = \int_0^{L_p} K_m \cdot dx \quad (16)$$

여기서 L_p 는 압연해석에서 정의되는 투영접촉길이이다. 단위 폭당 압연토크를 T라 하면 Eq.(19)가 성립한다.

$$\frac{T}{w} = \int_0^{L_p} (\mu^* \cdot K_m \cdot dx) \cdot R = \mu^* \cdot R \cdot \int_0^{L_p} K_m \cdot dx \quad (17)$$

여기서, R 은 롤반경, μ^* 는 토크인자(torque factor)이다. 식(17)의 μ^* 는 마찰계수에 상당하는 물리적 의미

를 가지지만 식(15)에서 계산되어지는 마찰계수를 보상하기 위한 인자로서 이값을 통해 압연 토크가 선진율에 고려되므로 토크인자(torque factor)로 정의하였다.

식(16) 과 식(17)로부터

$$\frac{T}{w} = \mu^* \cdot R \cdot \frac{P}{w} \quad (18)$$

이다. 따라서 식(18)에서 μ^* 는 식(19)로부터 구할 수 있다.

$$\mu^* = \frac{T}{R \cdot P} \quad (19)$$

식(19)에서 μ^* 는 실조업시 조업실적데이터를 이용하여 구한 후, 평균 토크인자값에 대한 특정압연조건에서의 토크인자값의 비를 상대적 토크인자(relative torque factor)로 정의하여 구한 후 식(15)에 곱해줌으로써 마찰계수 μ 를 보상하였다. 식(19)의 압연 토크 T 는 다음식을 이용하여 구한다.

$$T = \frac{\text{단위계수} \cdot \text{Power}}{\text{롤회전수} \cdot \text{Gear Ratio}} \quad (20)$$

3.2 선진율 기본모델의 미세조정

실제로 롤바이트내에서 완전한 평면변형 (plane strain)이 유지되지 않고 판폭이 변할 수 있으며 스탠드간 특성이 동일하지 않으므로, 식(12)를 통해 얻어진 f_i^* 는 미세조정이 필요하다. 이를 위해 미세조정인자 ϕ ($\approx w_{Ni}/W_i$)를 정의한 후, 스탠드별 선진율 예측편차를 이용하여 ϕ 를 구하여 선진율을 미세조정할 수 있도록 하였다.

즉, 식(9)를 식(21)과 같이 표현함으로써 다음식을 통해 최적 선진율을 계산한다.

$$f_i = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \phi \cdot \cos \beta - 1 \quad (21)$$

다시말해, 식(12)를 통해 구해진 f_i^* 는, 속도예측편차를 이용하여 구해진 ϕ 로 미세조정함으로써 최종적으로 식(21)의 f_i 예측식을 완성한다. 압연실적을 통해 역산되어 얻어진 최적 선진율을 \bar{f}_i 라 하면, 식(21)을 통해 예측된 선진율이 \bar{f}_i 와 일치할 때 예측편차가 없으므로 식(22)의 관계가 가장 이상적인 상태로 가정할 수 있다.

$$\bar{f}_i = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \phi \cdot \cos \beta - 1 \quad (22)$$

평면변형 조건하에서의 선진율은 식(13)으로 정의되며 토식의 형태를 아래와 같은 식(23)의 형태로 변환한 후

$$\frac{h_{Ni} \cdot \cos \beta}{h_i} = f_i^* + 1 \quad (23)$$

식(23)을 식(22)에 대입하면 다음식과 같이 ϕ 를 구할 수 있다.

$$\phi = \frac{\bar{f}_i + 1}{f_i^* + 1} \quad (24)$$

따라서 식(24)를 통해 얻은 ϕ 를 식(21)에 대입하면 최종 선진율을 구할 수 있다.

4. 적용결과

4.1 마찰계수 계산

식(12)를 이용하여 선진율을 계산하기 위해서는 마찰계수 μ 의 계산을 통해 중립각 β 를 구하여야 한다. 식(15)로부터 구한 마찰계수 μ 의 기본값을 Fig. 4에 나타내었다.

Fig. 4을 보면 코일두께가 클수록 후단 스탠드에서 마찰계수가 크게 나타나고 있으며 전체적인 스탠드간 마찰계수의 분포는 폭 그룹별로는 크게 차이를 보이지 않고 있다. 실제로 압연시 판폭이 큰 코일과 판폭이 작은 코일사이에는 마찰계수의 차이가 존재하는데 식(15)와 같이 평면변형에 근거한 식을 이용해서는 판폭변화 효과를 고려할 수가 없음을 알수있다.

따라서 식(15)를 통해 얻어진 μ 를 판폭효과가 고려된 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 식(19)에 나타난 토크인자, μ^* 를 식(20)의 조업데이터를 통해 구한 후 그 가중치를 이용하여 식(15)의 마찰계수 μ 를 보상하였다.

Fig. 5에 식(19)를 통해 얻은 토크인자를 나타내었다. 코일두께가 클수록 전단 스탠드에서는 토크인자가 낮은 반면, 후단 스탠드에서는 토크인자가 크게 나타나고 있다. 이는 코일두께 그룹별 압연부하가 두께그룹별로 다른데 기인하는데 이는 본연구의 토크인자가 실제 압연상황을 잘 반영하고 있음을 의미한다.

Fig. 5(a)-(d)는 두께그룹내에서 코일폭 구분을 실시하여 토크인자의 분포를 나타낸 것으로 광폭재(1400 mm 이상)의 경우가 협폭재(1000 mm이하)에 비해 토크인자가 큼을 보여주고 있다. 실제로 압연시 판폭이 큰 코일과 판폭이 작은 코일사이에는 마찰계수의 차이가 존

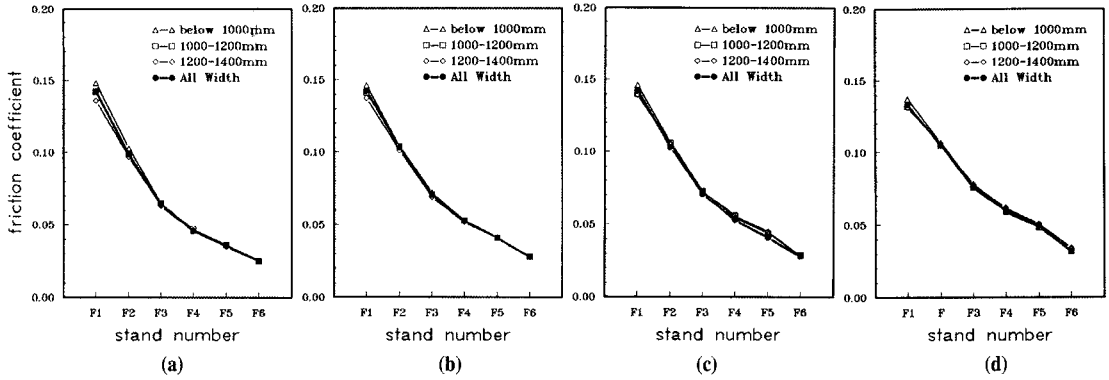


Fig. 4 Friction coefficient (μ) at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

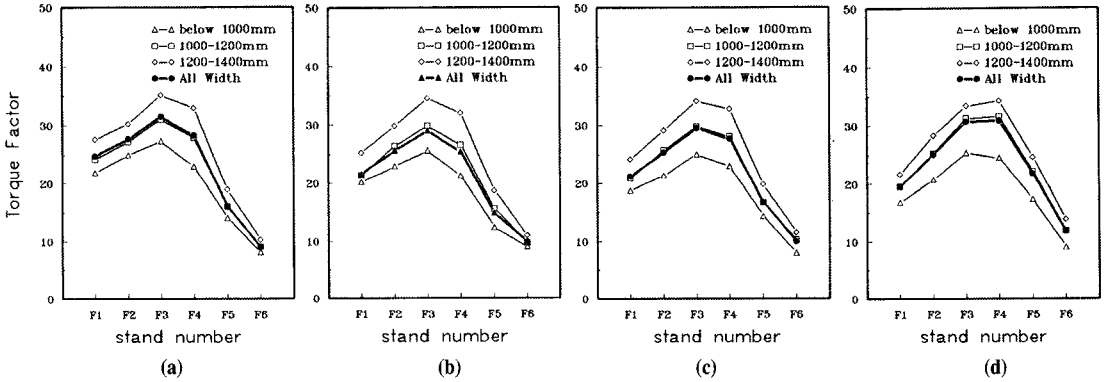


Fig. 5 Torque factor (μ^*) at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

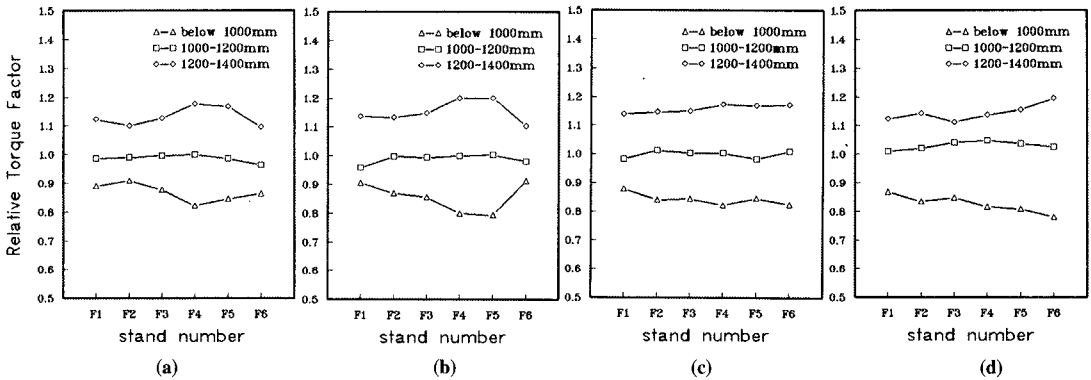


Fig. 6 Relative torque factor at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

재하는데 식(19)의 토크인자는 이러한 판폭효과를 잘 반영해 주고 있음을 알 수 있다. 따라서 식(15)를 통해 얻어진 μ 를 판폭효과가 고려된 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 Fig. 6(a)-(d)에 보여준 바와 같이 판폭구분없이 얻어진 전체 토크인자에 대한 폭 그룹별 상대적 토크인자(relative torque factor)를 구하여 마찰계수 μ 를 보상하였다. 즉 식(25)의 형태로 최종 마찰계수를 구했다.

$$\mu(actual) = relative\ torque\ factor \cdot (\Delta h_i / R_i)^{0.5} \quad (25)$$

4.2 선진율 계산 및 예측정밀도 평가

Fig. 7에 식(15)를 통해 구한 마찰계수 μ 를 식(12)에 적용하여 구한 선진율을 스탠드별로 나타내었다.

전술한 바와 같이 식(15)를 통해 구해진 마찰계수는 실제 압연상황을 제대로 반영하지 못한 값이므로, 식(25)를 통해 얻어진 마찰계수를 동일하게 적용하여 선진율을 계산한 후 두 선진율모델의 속도예측편차를 비교하였다. 속도예측편차는 식(26)을 이용하여 구했다.

$$V_{error} = (V_{actual} - V_{predict}) / V_{actual} \quad (26)$$

여기서, V_{actual} 와 $V_{predict}$ 는 각각 실제 압연속도와 예측 압연속도이다.

Fig. 8에 두계그룹별 속도편차의 평균치를 비교하였고, Fig. 9에서는 속도예측편차의 표준편차를 비교하였다. Fig. 8의 예측편차 평균에서 예측편차의 절대값은 증가하

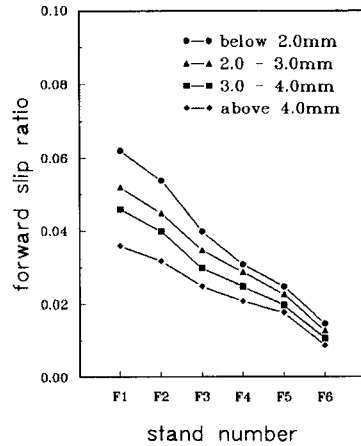


Fig.7 Calculated forward slip ratio

는 반면, Fig. 9의 예측편차에 대한 표준편차는 뚜렷이 감소하는 경향을 보이고 있다. 이는 식(25)를 통해 구한 마찰계수를 식(12)에 적용하여 구한 선진율이 식(15)를 이용하여 구한 선진율에 비해 그 예측정밀도가 개선되었음을 의미한다. 실제로 예측모델의 예측정밀도는 속도예측편차의 평균값의 감소보다는 그 표준편차의 감소정도에 근거하는데 이는 예측모델의 표준편차가 낮은 경우에는 학습을 통한 가중치 조정만으로 평균값을 손쉽게 감소시킬 수 있기 때문이다. 반면에 예측편차의 절대값이 낮은 경우라도 표준편차가 클 경우에는 예측에 대한 신뢰도가 낮아 예측모델의 역할이 어려울 뿐만 아니라 학습효율이 떨어져 예측정밀도 개선에 한계가 있기 때문이다.

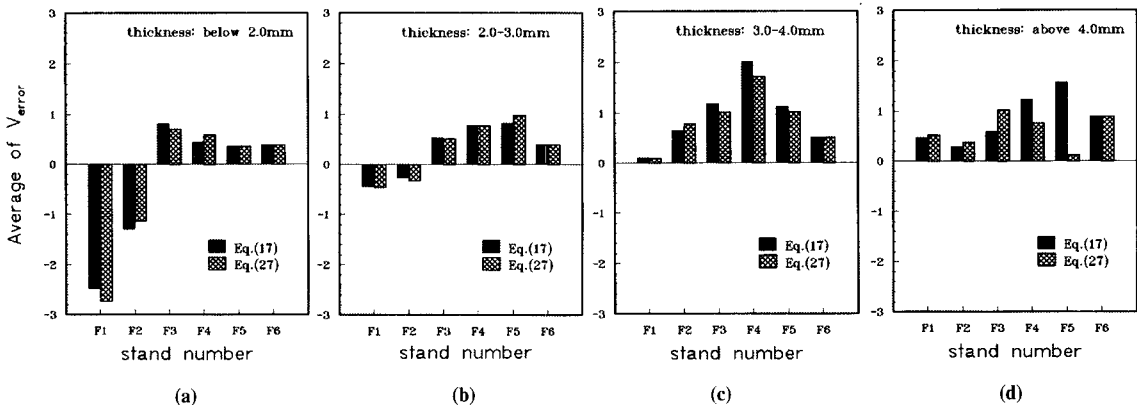


Fig. 8 Comparison of average speed prediction error at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

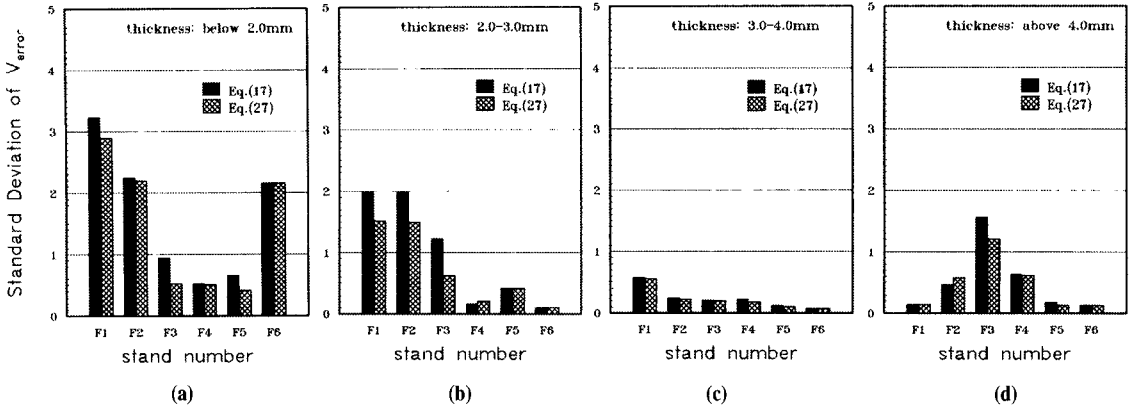


Fig. 9 Comparison of standard deviation of prediction error at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

4.3 선진율 모델 미세조정

식(25)를 이용하여 전반적인 예측오차가 감소하였으나 모델변수로 표현하기 어려운 스탠드별 특성 등에 의해 발생할 수 있는 예측오차부분의 보상을 위해 식(24)의 ϕ 를 이용한 미세조정을 실시하였다. 이를 위해 두께그룹별로 발생된 속도편차를 이용하여 속도편차 미세조정을 위한 ϕ 값을 얻었는데, 식(25)를 이용하여 구한 마찰계수를 이용하여 식(12)의 선진율을 예측한 경우의 예측편차로부터 식(24)를 이용하여 ϕ 값을 구했다.

식(24)를 통해 구한 ϕ 값을 이용한 미세조정은 조업

데이터별로 수회반복하여 최종 ϕ 값을 두께그룹별, 스탠드별로 얻었다. Fig. 10(a)-(d)에는 미세조정후의 속도편차의 평균치를 미세조정전과 비교하였고, Fig. 11(a)-(d)에서는 미세조정후의 속도 예측편차의 표준편차를 미세조정전과 비교하였다. Fig. 10에 보인 바와 같이 속도예측편차의 평균값이 미세조정후 대폭 감소하였음을 알 수 있으며, Fig. 11의 예측편차에 대한 표준편차도 뚜렷이 감소하는 경향을 보이고 있다. 이는 식(24)를 통해 구한 ϕ 를 이용하여 구한 식(21)의 선진율예측모델이 우수한 예측정밀도를 갖는 모델임을 잘 보여준 것이라 하겠다.

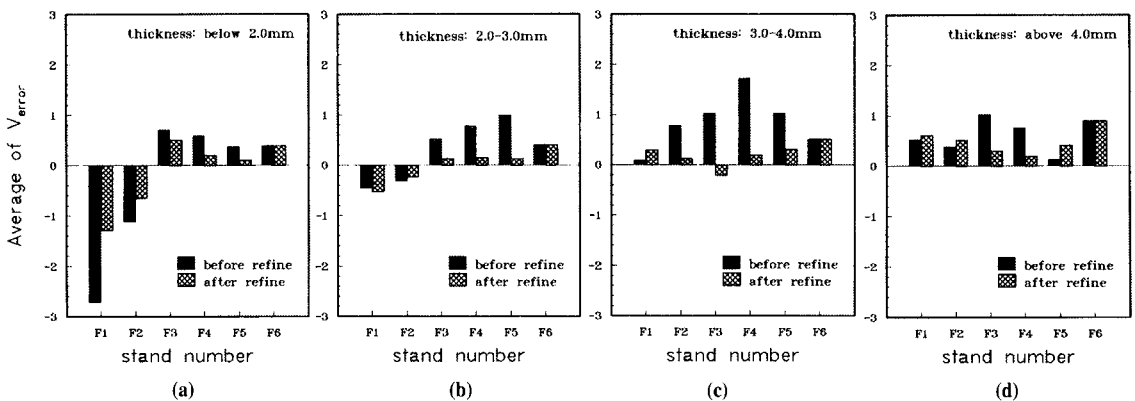


Fig. 10 Comparison of average speed prediction error at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

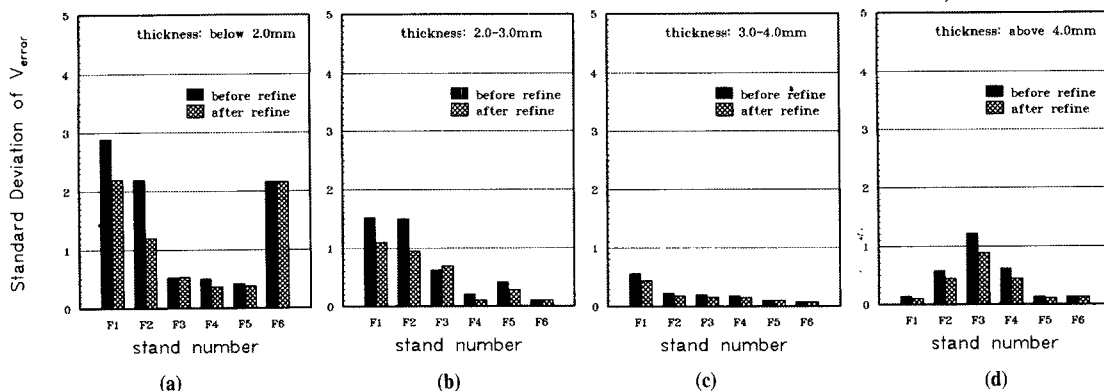


Fig. 11 Comparison of standard deviation of prediction error at thickness range of (a) below 2.0 mm, (b) 2.0-3.0 mm, (c) 3.0-4.0 mm, (d) above 4.0 mm

5. 결 론

압연 토크로부터 구한 상대적 토크인자를 이용하여 스탠드간 마찰특성을 잘 반영해줌으로써 예측정밀도가 우수한 선진율 모델을 개발하였으며, 선진율 예측모델의 미세 조정인자인 ϕ 값은 모델변수로 반영되기 어려운 스탠드간 오차 요인을 잘 보상해 줌으로써 선진율 예측정밀도를 개선시켰다.

후 기

본 연구는 포항종합제철(주)의 철강분야 대학연구비 지원에 의해 수행되었으며 이에 대해 감사의 뜻을 표합니다.

참 고 문 헌

- (1) 志田 茂, 소성과 가공(일본), 10(1969), p. 610.
- (2) 문영훈, 이경중, 이필중, 이준정, "보정함수를 이용한 강판의 열간 압연하중예측 정도향상", 대한기계학회지, 17(1993), p. 1193.
- (3) Y.Oike, J. Sato, T. Kawashima, Y. Matsuura, E. Yoneda and H. Hasegawa, "Development of high accuracy set-up technology in hot strip

mill", 철과강(일본), 79(1993), p. 113.

- (4) M. Saitoh, T. Kawasaki, T. Yamane, Y. Morita, T.Kikuchi and R. Shimizu, "Development of high accuracy control system for hot strip mill", NKK Technical Review, 61(1991), p. 10.
- (5) H. Ford, F. Ellis and D.R. Bland, J.I.S.I., 168, (1951), p. 57.
- (6) S. Ekelund, "Analysis of factors influencing rolling pressure and power consumption in the hot rolling of steel", Steel, August, 1933, p. 27.
- (7) S. Koncewicz, "Investigation on the forward slip and the neutral Angle in flat rolling", Archives of Metallurgy, 36(1991), p. 115.
- (8) Yu. B. Bakhtinov, "Forward and backward slip during rolling", Steel in the USSR, 18(1988), p. 364.
- (9) S.A. Seregin, "Relation between forward slip and spread in rolling", Steel in the USSR, 19(1989), p. 438.
- (10) 문영훈, 천명식, 이상혁, 이준정, "강판의 열간압연 선진율 예측모델의 개발", 대한기계학회지, 19(1995), p. 1597.