

# 열간사상압연 통판안정성 개선을 위한 속도설정모델 개발

문영훈\*, 김영환\*\*

부산대학교 정밀정형 및 금형가공연구센터\*

부산대학교 금속공학과\*\*

## Development of Rolling Speed Set-Up Model for the Travelling Stability in Hot Strip Finishing Mill

Y.H.Moon\* and Y.H.Kim\*\*

ERC for Net Shaping and Die Manufacturing, Pusan National University\*  
Dept. of Metallurgical and Materials Engineering, Pusan National University\*\*

### Abstract

New rolling speed prediction model has been developed for the precise presetting rolling speed of each finishing mill stand in the tandem hot strip mill. Those factors such as neutral point, work roll diameter, rolling torque, friction coefficient, bite angle and the thickness at each side of entry and delivery of the rolls were taken into account. To consider width effect 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 :** rolling speed model, forward slip, friction coefficient, rolling torque

### 1. 서론

조압연(roughing mill)을 거친 바(bar) 상태의 압연재는 열간사상압연(finishing mill)을 거쳐 최종 목표두께로 압연되므로 압연의 여러 요소공정 중에서 사상압연공정이 가장 중요한 단계라 할 수 있다. 바(bar) 상태의 압연재 선단부가 탠덤(tandem) 형식의 사상압연기에 치입되게 하기 위해서는 각 압연 스탠드별 롤갭(roll gap)과 롤 회전속도(roll speed)를 미리 설정해 주어야 하는데, 이러한 설정의 정밀도가 최종 제품의 품질을 좌우하게 되므로 세계 우수 제철소에서는 고정밀 사상압연 설정모델(finishing mill set-up model)의 개발을 위해 많은 노력을 기울여 왔다<sup>1-5)</sup>. 사상압연의 주요모델중에서도 사상압연기의 롤 회전속도를 설정해 주는 압연속도 모델의 경우, 연속(tandem) 압연기의 핵심기술인 인접 스탠드간의 mass balance를 유지해주는 역할을 하므로 압연 통판성에 직접 영향을 미침은 물론 두께제어계와도 연동하게 되므로 두께정밀도에도 영향을 미치게 된다. 특히 고생산성 및 성력화를 추구하는 근래의 기술동향하에서는 고정밀 속도에 예측모델을 이용한 고속압연 및 no-touch operation 기술구현에 기술력을 집중할 필요가 있다 하겠다. 압연속도 예측모델은 롤 주속대비 판 속도의 비율로 정의되는 선진율(forward slip)모델<sup>6-8)</sup>

에 근거한다. 열간압연 특성상 선진율의 실측이 어려운 관계로 선진율은 예측모델을 이용하여 구하고 있으나 다양한 압연변수로 인해 고정밀도의 유지에 많은 제약이 따르고 있다. 현재 사용하고 있는 선진율 예측식은 압하율만의 함수로 되어있으나, 판속에 영향을 미치고 있는 그 외의 영향인자 즉, 판 두께, 판 폭, 작업롤의 직경 그리고 스탠드별 마찰조건 등이 고려되고 있지 않아 선진율 모델의 낮은 정도가 문제시 되어 왔으며, 이러한 정도저하 요인이 Mass Flow 모델, 사상 압연의 온도모델, 압연하중 모델의 예측정도를 직,간접적으로 저하시키는 요인으로 작용해 왔다. 강종별, 스탠드별 변형저항(deformation resistance)이 다른 상태에서 전체 생산강종에 대한 안정적 통판성을 유지하기 위해서는 압연공정인자들이 엄밀하게 고려된 고정도 선진율모델이 필요하다. 따라서 본 연구에서는 고속압연 및 no-touch operation 기술의 안정적 운용이 가능한 고정도 선진율 예측모델을 개발하고자 하였고 개발된 모델의 off-line검증을 통해 현장 프로세스 컴퓨터에 직접 적용이 가능한 형태로 변환시켜줌으로써 전 압연강종에 대한 속도모델의 정밀도를 확보함은 물론 본 기술이 응용가능한 유사 기술분야에도 응용이 가능하도록 하였다.

## 2. 이론적 배경

압연시 각 스탠드별 mass balance로 부터 안정된 통판을 이룰 수 있도록 각 롤의 속도를 선정해 주는 모델로서, 선진율 모델( $f_i$ ), 롤 속도모델, 롤 회전수모델( $N_i$ )들로 구성되어 있다. 통판속도와 롤 속도 차이는 선진율로 보정한다.

$$h_1 v_1^o(1+f_1) = h_2 v_2^o(1+f_2) = \dots = h_7 v_7^o(1+f_7) \quad (1)$$

$$\text{여기서 } v_i^o = \frac{v_7^o(1+f_7)h_7}{(1+f_i)h_i}, \quad f_i = (v_i - v_i^o)/v_i^o$$

압연 판과 롤 표면 사이의 상대적 슬립은 압연현상 측면에서 매우 중요하며 압연속도모델의 정밀도는 선진율모델의 정밀도에 전적으로 의존한다할 수 있다. 일반 압연상태에서 선진율은 후진율과 함께 압연 롤과 판 사이의 상대적 슬립을 나타내는 척도로 볼 수 있는데, 롤 바이트내에서 이러한 상대적 슬립은 가변적이고 측정이 용이하지 않으며 특히 열간압연의 경우 판이 고온상태이므로 판의 속도를 실측하는데 여러 제한이 따른다. 따라서 대부분의 선진율 계산식은 판이 평면변형(plane strain)을 하고 체적균형(mass balance)이 유지된다는 가정하에서 식(2)에 근거한 계산식으로부터 선진율을 구한다.

$$h_1 v_1 = h_2 v_2 = \dots = h_i v_i \quad (2)$$

$$h_1 v_1^o(1+f_1) = h_2 v_2^o(1+f_2) = \dots = h_i v_i^o(1+f_i)$$

여기서,  $h_i$  :  $i$ - 스탠드의 출측두께,  $v_i$  :  $i$ - 스탠드의 판 속도

$v_i^o$  :  $i$ - 스탠드의 롤 주속,  $f_i$  :  $i$ - 스탠드의 선진율

선진율은 위 식으로부터 다음과 같이 정의된다.

$$f_i = v_i/v_i^o - 1 = (v_i - v_i^o)/v_i^o \quad (3)$$

위의 정의로부터 판의 속도와 롤의 속도를 정확히 측정할 수 있다면 선진율은 식(3)을 통해 정확히 얻어질 수 있겠으나, 열연판의 속도를 열간압연조업중에 측정하기가 용이하지 않으므로 대개 조업변수를 변수로 한 선진율 계산 모델을 이용하여 선진율을 구한다<sup>6-8)</sup>.

현재 알려져 있는 여러 선진을 예측식들을 Table 1에 나타내었다.

Table 1 The Forward Slip Model<sup>(6-8)</sup>

Model	Forward Slip Model
Fink	$f = \frac{h_2 + D(1 - \cos \delta)}{h_2} \cos \delta, \sin \delta = \frac{\sin \alpha}{2} \cdot \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu}$
Dresden	$f = \delta^2 \cdot \frac{R}{h_2}, \delta = \frac{\alpha}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2\mu}\right)$
Bachtinov	$f = \frac{1}{1 - C_o^2 \left( \frac{\Delta h}{h_2 \cdot \lambda} - \frac{\Delta b}{h_2} \right)}$ $C_o = \frac{\delta}{\alpha}, \lambda = \frac{F_1}{F_2}, \delta = \frac{\alpha}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2\mu}\right)$
Pavlov	$f = C_1 \cdot \frac{h_2 + D \cdot (1 - \cos \delta)}{h_2} \cdot \cos \delta$ $C_1 = 1 - \frac{\Delta b}{b_2} \frac{\delta}{\alpha}, \sin \delta = \frac{\sin \alpha}{2} \cdot \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu}$
Vinogradov	$f = C_2 \cdot \frac{h_2 + D(1 - \cos \delta)}{h_2} \cdot \cos \delta$ $C_2 = \frac{b_1 + \Delta b' \left(1 - \frac{\sin \delta}{\sin \alpha}\right)}{b_2} = 1 + \frac{\Delta b}{b_2} \cdot \frac{\sin \delta}{\sin \alpha}$

### 3. 연구내용

#### 3.1 선진율 기본모델의 개발

본 연구의 선진율모델과 비교를 위해 선정한 선진율 모델의 형태는 이전의 열연공정에서 널리 사용된 식(4)의 형태로 하였다.

$$f_i = (a_1 + a_2 R_i)^{1/2} + a_3 \quad (4)$$

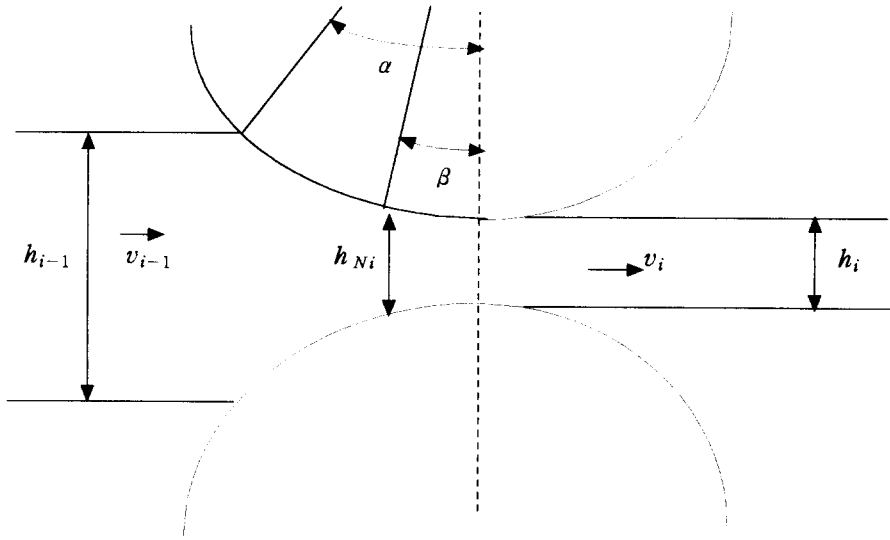
여기서,  $R_i$  : i 스탠드의 압하율,  $a_1, a_2, a_3$  : 계수

위 선진율 모델은 각 스탠드에서의 압하율만의 함수로 구성되어 있으며 그 이외의 영향인자로 생각되는 각 스탠드의 판 두께, 판 폭, 작업물의 직경 그리고 스탠드별 마찰계수의 영향등이 고려되어 있지 않아 예측정밀도 개선에 제한을 받아왔다. 따라서 본 연구에서는 선진율 영향인자를 광범위하게 고려한 정도높은 선진율 모델을 개발하고자 하였다. 압연속도 모델은 선단부 두께에 미치는 영향뿐 아니라 사상압연 전반의 작업성(통관성)에 영향을 미치게 되므로 정확한 속도의 예측이 필요하다. 실제 열간압연시 판의 속도를 물의 주속도로부터 계산하므로 선진율 예측식의 정

확도에 의해 압연속도모델의 정확도가 크게 영향을 받는다. 본 연구에서는 현 압연속도(선진율) 모델이 폭변화가 없다는(Plane Strain 조건) 가정하에서 유도되어 판폭변화로 인한 오차유발 가능성이 크므로<sup>(4,5)</sup> 사상압연시 판폭 변화를 고려한 새로운 선진율 모델을 해석적으로 유도하였다.

Fig. 1의 입, 출측소재의 mass balance로부터,

$$h_{i-1} \cdot v_{i-1} \cdot w_{i-1} = h_i \cdot v_i \cdot w_i \quad (5)$$



$\alpha$  : angle of bite  
 $\beta$  : neutral angle

Fig. 1 Geometry of roll bite

$v_i = v_i^0 \cdot (1 + f_i)$  이므로

$$h_{i-1} \cdot v_{i-1}^0 \cdot w_{i-1} \cdot (1 + f_{i-1}) = h_i \cdot v_i^0 \cdot w_i \cdot (1 + f_i) \quad (6)$$

선진율의 정의로부터

$$f_i = \frac{v_i - v_i^0}{v_i^0} \quad (7)$$

식(5)의 mass balance 는 롤바이트내에서도 성립하므로

$$h_{i-1} \cdot v_{i-1} \cdot w_{i-1} = h_{Ni-1} \cdot v_{Ni-1} \cdot w_{Ni-1} = h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni} \quad (8)$$

식(8)로 부터

$$v_i = h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni} / h_i \cdot w_i \quad (9)$$

식(9)를 식(7)에 대입하면

$$f_i = \frac{h_{Ni} \cdot v_{Ni} \cdot w_{Ni}}{h_i \cdot v_i^0 \cdot w_i} - 1 \quad (10)$$

기하학적 관계로부터

$$h_{Ni} = h_i + 2 \cdot R_i (1 - \cos \beta) \quad (11)$$

중립점에서는 슬립이 없으므로

$$v_{Ni} = v_i^0 \cdot \cos \beta \quad (12)$$

$$\therefore f_i = \frac{h_{Ni} \cdot w_{Ni}}{h_i \cdot w_i} \cdot \cos \beta - 1 \quad (13)$$

식(13)에서  $h_{Ni}$ ,  $w_{Ni}$ ,  $\cos \beta$  를 알면 선진율을 계산할 수 있다.

$h_{Ni}$  는  $\cos \beta$  를 알면 식(11)을 통해 계산가능하므로, 중립각과 중립각에서의 판폭  $w_{Ni}$  를 알면 선진율을 계산할 수 있다. 이를 위해 롤바이트에서의 힘의 평형을 고려하면,

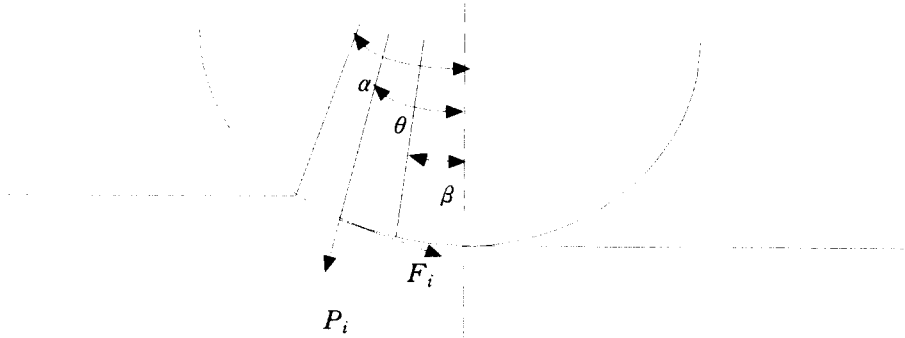


Fig. 2 Force balance at roll bite

힘의 평형으로부터

$$\int_0^\alpha P_i \cdot w_i \cdot R_i \cdot \sin \theta \cdot d\theta + \int_0^\beta P_i \cdot w_i \cdot \mu \cdot R_i \cdot \cos \theta \cdot d\theta - \int_\beta^\alpha P_i \cdot w_i \cdot \mu \cdot R_i \cdot \cos \theta \cdot d\theta = 0 \quad (14)$$

$\mu$  가 롤 바이트내에서 일정하다 가정하고, 판폭 또한 각도에 무관하게 일정하다고 가정하여 식(14)를 풀 후, 미세조정과정에서 조업실적을 통해 마찰계수 변화량을 보상해 주도록 하였다. 식(14)를 풀어 얻어진 관계식은 식(15)와 같다.

$$\sin \beta = \frac{1}{2} \cdot \left( \sin \alpha - \frac{1 - \cos \alpha}{\mu} \right) \quad (15)$$

식(13)을 이용하여 선진율을 계산하기 위해서 먼저 롤 바이트내에서 판폭변화가 없다는 가정을 통해  $w_{Ni} = w_i$  로 가정하면 식(15)를 통해 선진율의 기본값을 계산할 수 있다. 즉,

$$f_i^* = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \cos \beta - 1 \quad (16)$$

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

$$\cos \beta = \sqrt{1 - (\sin \beta)^2} \text{ 이므로}$$

식(15)에서  $\mu$  만 알면 중립각  $\beta$  를 구할 수 있고, 식(16)을 통해 선진율을 계산할 수 있다. 마찰계수  $\mu$  는 판이 물에 치입하기 위한 한계조건으로부터 식(17)을 통해 구한다.

$$F_i \cdot \cos \alpha_i \geq P_i \cdot \sin \alpha_i$$

(17)

$$\frac{F_i}{P_i} \geq \sin \frac{\alpha_i}{\cos \alpha_i}$$

$$F_i = P_i \cdot \mu_i \text{ 이므로}$$

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

(18)

따라서 본 연구에서는 식(18)의 관계식으로 부터 스탠드별 마찰계수의 기본값  $\mu$  를 식(19)로 구한 후, 스탠드간 압연 토크로부터 구한 마찰계수 보상인자로 미세조정함으로써 최적 마찰계수를 선정하고자 하였다.

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

(19)

식(19)를 통해 얻어진  $\mu$  를 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 압연시 마찰계수에 가장 직접적으로 영향을 받는 압연 토크를 이용하여 마찰계수를 보상하였다. 압연시 압연하중을  $P$ 라 하고 변형저항을  $K_m$ 이라 하면 식(20)이 성립한다.

$$\frac{P}{w} = \int_0^{L_p} K_m \cdot dx$$

(20)

단위 폭당 압연토크를  $T$ 라 하면 식(21)이 성립한다.

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

(21)

여기서,  $R$ 은 롤반경,  $\mu^*$  는 마찰계수 상당인자

식(20) 과 식(21) 로부터

$$\frac{T}{w} = \mu^* \cdot R \cdot \frac{P}{w}$$

(22)

식(22)에서 마찰계수 상당인자  $\mu^*$ 는 식(23)으로부터 구할 수 있다.

$$\mu^* = \frac{T}{R \cdot P}$$

(23)

식(23)에서  $\mu^*$  는 실조업시 조업실적데이터를 이용하여 구한 후, 식(19)의 마찰계수  $\mu$  를 보상한다. 식(23)의 압연 토크  $T$  는 아래식(24)를 이용하여 구한다.

$$T = \text{단위계수} \cdot \text{소요Power} / (\text{롤 회전수} \cdot \text{기어비})$$

(24)

### 3.2 선진율 기본모델의 미세조정

실제로 롤바이트내에서 완전한 plane strain이 유지되지 않고 판폭이 변할 수 있으며 스탠드간

특성이 동일하지 않으므로, 식(16)을 통해 얻어진  $f_i^*$  는 조업실적을 이용하여 미세조정해 주어야 한다. 이를 위해  $\phi$  ( $\approx w_{Ni}/w_i$ ) 를 정의하여 영향인자별로 스탠드별 선진율 예측편차를 구하여  $\phi$  예측식을 구한다. 즉, 식(13)은 식(25)와 같이 표현가능하며 식(25)를 통해 최적 선진율을 계산한다.

$$f_i = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \phi \cdot \cos \beta - 1 \quad (25)$$

다시말해, 식(16)을 통해 구해진  $f_i^*$  는, 속도예측편차를 이용하여 구해진  $\phi$  로 미세조정함으로써 최종적으로 식(25)의  $f_i$  (최종 선진율) 예측식을 완성한다. 압연실적을 통해 얻어진 최적 선진율을  $\overline{f_i}$  라 하면, 식(25)를 통해 예측된 선진율이  $\overline{f_i}$  와 일치할때 예측편차가 없으므로 식(26)의 관계를 가정할 수 있다.

$$\overline{f_i} = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \phi \cdot \cos \beta - 1 \quad (26)$$

식(16)에서 얻어진 plane strain 조건하에서의 선진율은 아래식과 같으므로

$$f_i^* = \frac{h_{Ni}}{h_i} \cdot \cos \beta - 1 \quad (16)$$

식의 형태를 아래와 같은 식(27)의 형태로 변환한 후

$$\frac{h_{Ni} \cdot \cos \beta}{h_i} = f_i^* + 1 \quad (27)$$

식(27)을 식(26)에 대입한다. 즉

$$\overline{f_i} = (f_i^* + 1) \cdot \phi - 1$$

$$\therefore \phi = \frac{\overline{f_i} + 1}{f_i^* + 1} \quad (28)$$

식(28)을 통해 얻어지는  $\phi$ 는 영향인자별로 회귀분석을 통해 구한다. 이렇게 해서 최종적으로 얻어지는  $\phi$  를 최종 선진율 예측식인 식(25)에 대입하면 선진율을 구할 수 있다.

## 4. 연구결과

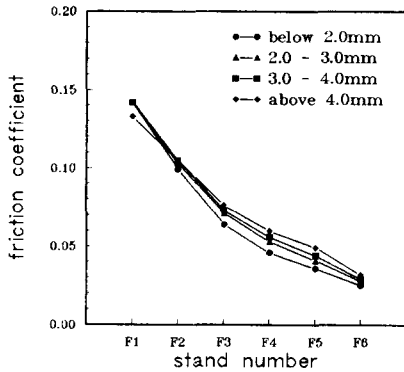
### 4.1 마찰계수 계산

식(16)을 이용하여 선진율을 계산하기 위해서는 마찰계수  $\mu$  의 계산을 통해 중립각  $\beta$  를 구하여야 한다. 마찰계수  $\mu$  는 판이 룰에 치입하기 위한 한계조건으로부터 식(16)을 통해 기본값을 구할 수 있다. Fig.3 을 보면 코일두께가 클수록 후단 스탠드에서 마찰계수가 크게 나타나고 있으며 전체적인 스탠드간 마찰계수의 분포는 두께그룹별로 크게 차이를 보이지 않고 있다.

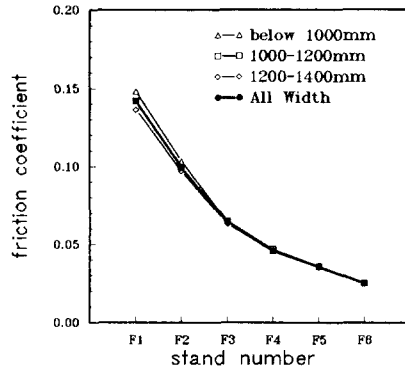
Fig.4 에서는 2mm 이하재의 예를 들어 두께그룹내에서 코일폭 구분을 실시하여 마찰계수의 분포를 나타낸 것으로 폭 변화에 대한 변화는 거의 무시할 정도임을 알 수 있으며, 2mm 이상재의 경우에도 동일한 경향을 보였다. 실제로 압연시 판폭이 큰 코일과 판폭이 작은 코일사이에는

마찰계수의 차이가 존재하는데 식(16)과 같이 폭방향의 변화를 무시하고 얻어진 식에서는 판폭 변화 효과를 고려할 수가 없음을 의미한다. 따라서 식(16)을 통해 얻어진  $\mu$  를 판폭효과가 고려된 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 압연시 마찰계수에 가장 직접적으로 영향을 받는 압연 토크를 이용하여 마찰계수를 보정하였다. 이를 위해 식(23)의 마찰계수 상당인자 (torque factor)  $\mu^*$  를 조업실적을 통해 구한 후 그 가중치를 이용하여 식(19)의 마찰계수  $\mu$  를 보정하고자 하였다.

$$\mu^* = \frac{T}{R \cdot P} \quad (23)$$

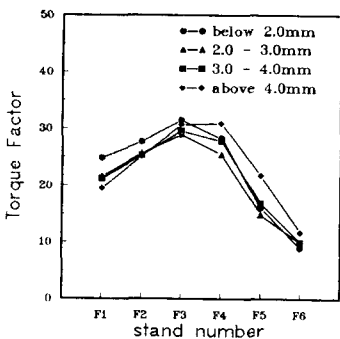


**Fig.3 Friction coefficient( $\mu$ ) at various thickness group**

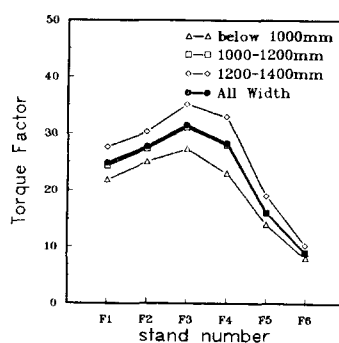


**Fig.4 Friction coefficient( $\mu$ ) at thickness range of below 2.0mm**

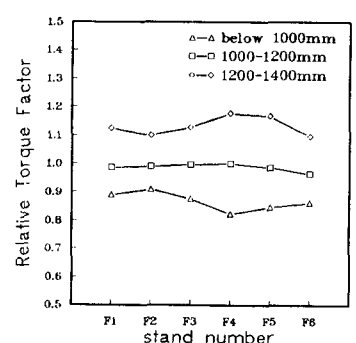
식(23) 에서 압연 토크  $T$  는 식(24)를 이용하여 구한다. Fig.5 를 보면 코일두께가 클수록 전단 스탠드에서는 torque factor 가 낮은 반면, 후단 스탠드에서는 torque factor 가 크게 나타나고 있다. 이는 코일두께 그룹별 압연부하가 두께그룹별로 다른데 기인하는데 이는 torque factor 가 실제 압연상황을 잘 반영하고 있음을 의미한다 하겠다. Fig.6에서는 2mm 이하재의 예를 들어 두께그룹내에서 코일폭 구분을 실시하여 torque factor 의 분포를 나타낸 것으로 광폭재(1400mm 이상 폭)의 경우가 협폭재(1000mm 이하 폭)의 경우에 비해 torque factor 가 큼을 잘 보여주고 있는데 이는 2mm 이상재의 경우에도 동일한 경향을 보인다. 실제로 압연시 판폭이 큰 코일과 판폭이 작은 코일사이에는 마찰계수의 차이가 존재하는데 식(23)의 torque factor 가 이러한 판폭효과를 잘 반영해 주고 있음을 알 수 있다.



**Fig.5 Calculated torque factor at various thickness**



**Fig.6 Torque factor at thickness range of below 2.0mm**



**Fig.7 Relative torque factor at thickness range of below 2.0mm**



따라서 식(19)를 통해 얻어진  $\mu$  를 판폭효과가 고려된 보다 실제적인 마찰계수로 미세조정해 주기 위해 Fig.7 에 보여준 바와 같이 판폭구분없이 얻어진 평균 torque factor 에 대한 폭 그룹별 torque factor를 상대(relative) torque factor 로 정의하여 구한 후 이를 식(19)의 마찰계수  $\mu$  를 보 상하였다. 즉 식(29)의 형태를 이용하여 최종 마찰계수를 구했다.

$$\mu(actual) = relative\ torque\ factor \cdot (\Delta h_i / R_i)^{0.5} \quad (29)$$

#### 4.2 속도설정모델의 예측정밀도 평가

Table 2에 식(19)를 통해 구한 마찰계수  $\mu$  를 식(16)에 적용하여 구한 선진율(new model)을 이용 하여 얻어진 속도편차의 평균치와 표준편차를 Case 1으로 분류하여 나타내었고, 식(29)를 통해 얻어진 마찰계수를 적용하여 선진율을 계산한 후 얻어진 속도편차의 평균치와 표준편차를 Case 2 에 나타내 었다. Table 2의 예측편차 평균에서 예측편차의 절대값은 증가하는 반면, 예측편차의 표준편차는 뚜 렷히 감소하는 경향을 보이고 있다. 이는 식(29)를 통해 구한 마찰계수를 식(16)에 적용하여 구한 선 진율(new model)은 기존모델에 비해 그 예측정밀도가 개선되었음을 의미한다. 이상의 신 모델을 적 용하였을때 전반적인 예측오차가 감소하였으나 모델변수로 표현하기 어려운 스탠드별 특성등에 의해 발생될 수 있는 예측오차부분의 보상을 위해 식(28)의  $\phi$  를 구하여 식(25)를 이용하여 선진율을 구 함으로써 모델 미세조정효과를 평가해 보았다. 두께그룹별로 발생된 속도편차를 이용하여 속도편 차 미세조정을 위한  $\phi$  값을 얻었는데, 식(29)를 이용하여 구한 마찰계수를 이용하여 식(16)의 선진율 을 예측한 경우의 예측편차로 부터 식(28)을 이용하여  $\phi$  값을 구했다. 식(28)을 통해 구한  $\phi$  값을 이용한 미세조정은 조업실적별로 수회반복하여 최종  $\phi$  값을 얻었다. Table 2 의 Case 3 에 미 세조정후의 속도편차의 평균치와 예측편차의 표준편차를 나타내었다. Table 2 에 보인 바와 같이 속 도예측편차의 평균값이 미세조정후 대폭 감소하였음을 알 수 있으며, 예측편차에 대한 표준편차도 뚜 렷히 감소하는 경향을 보이고 있다. Table 2 의 2mm 이하재 이외에도 2mm 이상재의 경우에도 유 사한 정도의 예측정밀도 개선을 확인할 수 있었다. 이는 식(28)을 통해 구한  $\phi$  를 이용하여 구한 식(25)의 선진율이 기존모델에 비해 우수한 예측정밀도를 가지고 있음을 의미한다.

Table 2 Comparison of speed prediction error (coil below 2mm thickness)

	Average of Speed Prediction Error						Standard Deviation of Speed Predict. Err.					
	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F1	F2	F3	F4	F5	F6
old model	-1.97	-1.14	0.47	-0.01	-0.06	0.39	3.053	2.14	1.02	0.58	0.80	2.16
new case 1	-2.45	-1.30	0.81	0.45	0.36	0.39	3.23	2.24	0.94	0.52	0.65	2.16
new case 2	-2.72	-1.12	0.71	0.59	0.36	0.39	2.90	2.20	0.52	0.50	0.42	2.16
new case 3	-1.28	-0.65	0.50	0.21	0.11	0.39	2.20	1.20	0.53	0.36	0.38	2.16

## 5. 결론

열간 사상압연 통관안정성 개선을 위해 선진율 영향인자를 광범위하게 고려한 고정밀 선진율 예측 수식을 개발함으로써 스탠드간 속도예측편차를 대폭 감소시킨 고정도 속도예측모델을 개발하였다.

## 6. 참고문헌

1. 志田 茂, 塑性 と 加工, 10(1969), p.610
2. Y.Oike et al, "Development of high accuracy set-up technology in hot strip mill", 鐵と鋼, 79(1993), p.113
3. M. Saito et al, "Development of high accuracy control system for hot strip mill", NKK Technical Review, 61(1991), p.10
4. H. Ford, F. Ellis and D.R. Bland, J.I.S.I., 168, (1951), p57
5. S. Ekelund, "Analysis of factors influencing rolling pressure and power consumption in the hot rolling of steel", Steel, August, 1933, p27
6. S. Koncewicz, "Investigation on the forward-slip and the neutral Angle in flat rolling", Archives of Metallurgy, 36(1991), p.115
7. Yu.B. Bakhtinov, "Forward and backward slip during rolling", Steel in the USSR, 18(1988), p.364
8. S.A. Seregin, " Relation between forward slip and spread in rolling", Steel in the USSR, 19(1989), p.438