

〈기술논문〉

연속냉간압연에서의 압연하중 예측정도 향상에 대한 연구

송길호* · 박해두* · 김신일**

(1995년 5월 19일 접수)

A Study on the Improvement of Prediction Accuracy for Rolling Force in Continuous Cold Rolling Mill

Gil Ho Song, Hae Doo Park and Shin Il Kim

Key Words : Setup Model(초기설정값 결정 모델), Elastic-Plastic Rolling Force(탄소성 압연 하중), Constrained Static Flow Stress(정적 변형저항), Automatic Gauge Control(자동두께 제어장치), Rolled Strip(압연소재), Finishing Delivery Temperature(사상압연기 출측온도), Coiling Temperature(권취온도)

Abstract

In the cold rolling mill, it is very important that a constrained static flow stress of rolled strip and rolling force calculation model be exactly considered to improve an prediction accuracy for rolling forces. Therefore, in this study, the values of the constrained static flow stress are used by deriving the regression equation which is a function of rolling conditions(FDT, CT) and chemical compositions(C, Si, Mn), previously applied by making the tables of yield strength for hot coils with size. And with the consideration that an elastic deformation part of an rolled strip appears at the entry and delivery side of the contacting area between the work roll and rolled strip during the rolling, the distribution of pressures between the work roll and rolled strip is calculated. By applying these methods, the more accurate prediction for rolling force is obtained. As a result, the deviation of thickness is significantly reduced in the rolling direction.

기 호 설 명

V_o : 롤속도
 k_j : 변형저항
 k_a : 동적 변형저항
 k_s : 정적 변형저항
 nk : 변형률 민감도
 ϵ : 변형률
 P : 압연하중
 Z_p : 적응수정계수
 K : 장력효과

W : 관폭(mm)
 h_{in}, h_{out} : 입, 출측두께(mm)
 r : 압하율
 μ : 마찰계수
 σ_{in} : 전방단위장력(kgf/mm²)
 σ_{out} : 후방 단위장력(kgf/mm²)
 R : 작업롤 반경
 R' : 편평롤 반경
 CH : Hitchcock 상수
 E : 작업롤의 탄성계수(kgf/mm²)
 ν : 작업롤의 푸아송비
 P_p : 소성영역에서의 단위폭당 압연하중

*회원, 포항제철(주) 기술연구소

**비회원, 포항제철(주) 기술연구소

P_{e1} : 탄성영역 입측에서의 단위폭당 압연하중
 P_{e2} : 탄성영역 출측에서의 단위폭당 압연하중
 x_1 : 접촉호 길이
 x_n : 중립점 좌표
 k_{in}, k_{out} : 입, 출측 변형저항
 $A_1 \sim A_5$: 상수

1. 서 론

연속냉간압연에 있어서 압연길이방향 두께정도 향상을 위해서는 소재 및 압연기사양 등의 정보를 받아 초기 각 압연조건을 계산하여 제시해 주는 초기설정 모델(setup model)과 그 설정된 값을 기준으로 두께편차 제어를 행하는 자동두께 제어장치(automatic gauge control)의 정도를 동시에 향상시켜야 한다. 초기설정값 계산시 중요한 설정치로는 초기 압연속도와 롤갭으로 이 롤갭의 설정정도는 자동두께장치가 목표두께에 수렴하는 시간을 결정하므로 길이방향 두께편차에 큰 영향을 미치게 되는데 이 롤갭의 설정정도를 향상시키기 위해서는 압연하중의 예측정도가 향상되어야 한다. 일반적으로 압연시 압연소재와 작업롤이 접촉하는 접촉호 내부의 압력분포는 소재의 변형저항값에 크게 영향을 받으므로 압연하중의 계산에 있어 이 변형저항의 정확한 예측은 상당히 중요하다. 변형저항은 냉간압연의 소재인 열연코일 작업시 사상압연기 출측 온도(FDT) 및 권취온도(CT)와 같은 작업조건과 탄소(C), 규소(Si), 망간(Mn) 등의 화학성분의 양에 크게 영향을 받는 것으로 알려져 있는데⁽¹⁾ 현재는 작업되고 있는 열연코일의 강종을 항복강도별로 층별(grouping)화해서 압연하중을 예측하고 있다. 한편 압연하중 예측모델로서는 Orowan⁽³⁾의 이론에 평균변형저항의 개념을 도입하여 해를 구한 Bland & Ford⁽⁴⁾의 방법을 실제산에 적합하도록 근사화한 Hill⁽⁵⁾의 식을 사용하고 있는데 이는 롤갭의 입출측 부분에서 발생하는 압연소재의 탄성부분이 고려되지 않아 특히 경압하시 압연하중예측에 오차를 발생시키고 있다.

따라서 본 연구에서는 현재 열연코일의 강종을 항복강도 층별로 분류하여 압연하중을 예측하고 있는 변형저항값을 열연소재의 압연조건(사상압연기 출측온도, 권취온도) 및 화학성분(탄소, 규소, 망간)의 함수로서 변형저항 예측식을 도출하고 압연

시 롤과 압연소재가 접촉하는 접촉호내의 입출측부분에서 발생하는 압연소재의 탄성변형을 고려하여 압력분포를 계산함으로써 냉간압연시 보다 정확한 압연하중 예측을 통한 길이방향 두께편차를 감소시키고자 하였다.

2. 이론적 고찰

2.1 냉간압연에서의 변형저항

철강을 압연 및 그 외의 방법으로 성형가공할 경우 힘을 필요로 하는데 이때 필요로 하는 힘을 넓은 의미의 변형저항이라고 한다. 이 변형저항은 가공용 공구와 재료의 마찰때문에 소재 자체를 변형하는데 필요한 이상의 힘을 필요로 하며 식 (1)과 같이 변형률(ϵ), 변형률속도($\dot{\epsilon}$), 온도(T) 등의 함수로 나타낼 수 있다.

$$k_f = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) \quad (1)$$

또한 변형저항은 압연소재의 치수 또는 마찰상태 등에 무관한 재료의 고유상수로서 압연소재를 여러 가지 가공양식에 의해 소성변형시킬 경우 압연소재에 작용하는 응력을 조합시켜 계산한 상당응력(σ_{eq})으로 나타낼 수가 있는데 등방균질, 비압축성 및 Bauschinger 효과 무시 등의 가정을 적용하면 식 (2)와 같은 Mises식으로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} / \sqrt{2} \quad (2)$$

압연과정에서는 재료가 롤에 취입되어 출구로 빠져나갈 때까지의 변형저항이 변형률의 증가에 따라 변하게 되므로 정확한 압연하중을 구하기 위해서는 각 변형률에 대한 변형저항을 접촉 투영면적으로 적분해서 구해야 하지만 적분항을 포함하므로 실제 현장의 수식모델에서는 접촉호내에서의 변형저항을 일정한 값으로 해서 계산하는 평균 변형저항값을 사용한다. 또한 냉간압연에서의 변형저항은 압연속도가 증가함에 따라(최고 2100 mpm) 변형률속도 및 온도등의 영향도 고려하여야 하는데 이들을 고려한 변형저항식으로는 五引, 木原 및 志田⁽²⁾의 것들이 있다. 하지만 현재 현장에서 사용하는 수식모델에서는 통상 압연재의 질소(N) 함유량이 0.006 정도로서 청열취성이 나타나는 질소함유량 0.0126 이하이므로 온도의 영향은 고려하지 않고 변형률속도만을 고려하여 식 (3)과 같은 동적 변형저항을 적용하고 있다.

$$k_d = k_s \cdot (1000 \cdot \epsilon)^{n_k}$$

$$\epsilon = \frac{1000}{60} \cdot \frac{2}{2-r} \cdot \sqrt{\frac{r}{R \cdot h_{in}}} \cdot V_o \quad (3)$$

또한 변형저항의 측정방법으로는 압연-인장, 압연-압축, 원주압축 및 torsion 시험법 등이 있는데 시험방법상의 문제로 압연-인장시험법을 가장 많이 사용하고 있다.

2.2 냉간압연에서의 압연하중

압연하중계산 모델에 대한 이론은 Siebel⁽⁶⁾의 friction hill 이론을 선두로 연구되기 시작하여 Fig. 1과 같은 압연역학특성 모델을 근거로 하여 Von Karman⁽⁷⁾ 및 Orowan 등에 의해 일반화되었다. Fig. 1은 스트립이 롤사이에서 압연될때 ($h_1 \rightarrow h_2$) 롤과 압연소재가 접촉하는 접촉길이(L)내의 미소면적에 대한 힘의 작용상태를 나타낸 것으로 롤반경 방향의 압력성분(p_r)과 마찰력성분(F)으로 크게 나눌 수 있으며 θ 는 접촉각, σ 는 미소면적에 작용하는 접촉길이방향(L)의 응력을 나타낸다. 여기서는 접촉호내에서의 압력분포에 대한 상세 미분방정식 유도과정은 생략하기로 한다.

Siebel의 계산결과는 Karman의 계산결과에 비해 압력분포가 상당히 낮은 값을 가져 해의 정확도 면에서 문제가 있고 Karman의 이론은 롤과 압연재 사이의 마찰상태를 일정한 것으로 가정하여 미분방정식을 확립하였으므로 냉간압연의 경우에는

사용될 수 있지만 열간압연과 같이 고착마찰의 경우에는 부적당한 면이 있다. 따라서 Nadai⁽⁸⁾는 Karman의 방정식에서 사용한 마찰계수가 일정하다는 가정을 수정하여 재료와 접촉하는 롤 바이트(roll bite)내에서 전단응력 τ 를 고려하여 해를 구한바 있으며 Orowan은 Karman의 이론에서 마찰상태가 불명확한 사실로부터 롤 바이트내에서 재료 표면의 마찰계수를 전단응력 τ 로 고려하는 동시에 항복응력의 변화 및 롤의 탄성변형 등도 고려하였으며 대부분의 수학적근거 및 가정을 배제하여 압연시 롤 바이트내의 압연소재와 작업롤사이에서 발생하는 압력분포에 대한 미분방정식을 확립하였다. 하지만 Orowan방정식의 수학적근거 복잡성으로 인해 해를 구하기가 힘들어 Bland & Ford 및 Sims 등⁽⁹⁾은 대부분의 수치적근거를 피해 해석적인 표현이 가능하도록 단순화된 가정을 이용하여 해를 구하였다. 그런데 이러한 단순화된 가정으로 인해 압연하중 및 압연토크에 대한 해의 정도가 크게 떨어져 Ford, Ellis & Bland⁽¹⁰⁾ 및 Bland & Sims⁽¹¹⁾ 등에 의해 (1) 접촉호내에서의 입측 및 출측의 탄성변형 고려, (2) 접촉호내 소성역에서 재료의 항복응력의 변화 등과 같은 사항을 추가 고려하여 냉간압연에서의 단순화된 가정들을 수정하여 압연하중 예측정도를 향상 시켰다. 하지만 현재 냉간압연에서 압연하중계산을 위해 사용하고있는 계산모델로서는 Bland & Ford식을 근사화한 Hill식, 즉 압연시 작업롤과 압연소재의 접촉부중 입출측부분에서 발생하는 압연소재의 탄성변형이 고려되지 않은것을 사용하고 있는데 그 계산모델은 식 (4)와 같다.

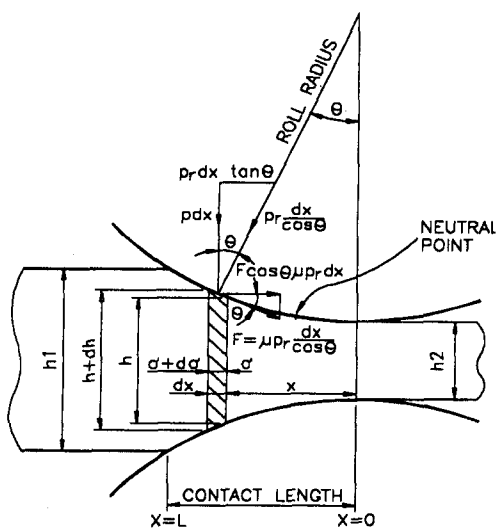


Fig. 1 Forces and stresses acting on elemental vertical section of the rolled strip between the rolls

$$P = Z_p \cdot W \cdot (A_4 + \sqrt{A_4^2 - A_5})$$

$$A_1 = 1.79 \cdot \mu \cdot r \sqrt{r} - R$$

$$A_2 = \frac{1}{k_d - K} \cdot \frac{A_1 \cdot CH}{h_{in} - h_{out}}$$

$$A_3 = 1.08 - 1.02 \cdot r$$

$$A_4 = \frac{A_1}{A_2} + \frac{R \cdot CH}{2} \cdot \left(\frac{A_3}{A_2}\right)^2$$

$$A_5 = \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 - R \cdot (h_{in} - h_{out}) \cdot \left(\frac{A_3}{A_2}\right)^2$$

$$K = 1 - \frac{\sigma_{in}}{\sigma_{out}} \cdot \left(1.05 + 0.1 \cdot \frac{1 - \sigma_{out}/k_d}{1 - \sigma_{in}/k_d} - 0.15 \cdot \frac{1 - \sigma_{in}/k_d}{1 - \sigma_{out}/k_d}\right)$$

$$R' = R \cdot \left(1 + \frac{CH \cdot P}{W \cdot (h_{in} - h_{out})}\right)$$

$$CH = \frac{16 \cdot (1 - \nu^2)}{E} \quad (4)$$

3. 변형저항 예측식의 도출

2.1 압연-인장시험

냉간압연하중 예측시 중요한 인자인 변형저항을 현재의 열연소재 항복강도 층별로 적용하는것을 열연소재의 화학성분 및 압연조건이 고려된 회귀식으로 적용하고자 작업강종별(항복강도 20, 24, 28, 31 kgf/mm²)로 변형저항값을 실측하였다. 실측 변형저항값을 구하기 위해 먼저 작업강종을 각 3매씩 시편채취해서 압연-인장시험으로 변형저항값을 구하고 이들의 평균값을 각 항복강도별 변형저항값으로 취하여 회귀분석시 사용되는 변형저항값으로 하였다. 압연은 pilot 소형 압연기를 이용하여 압하율을 10%씩 증가시키면서 90%까지 압연을 실시하였으며, 인장시험은 UTM(universal testing machine)을 이용하여 10 mm/min의 변형률속도로 실시 하였다. Fig. 2는 압연-인장시험결과를 대수압하율에 따른 항복강도로 정리한 것이며 Table 1은 이 결과로부터 식 (5)로 표시되는 초기치 설정 수식모델에서 사용하는 변형저항값의 형태로 회귀분석하여 얻은 *l*, *m*, *n*값을 정리한 것으로 *m*값은 현재 수식모델에서 사용하고 있는 0.004를 사용하여 나머지 *l*, *n*값을 구하였는데, 여기서 구해진 *l*, *n*값을 이용하여 식 (6)의 형태로 다시 회귀분석하여 변형저항값을 열연소재의 화학성분 및 압연조건인 함수로서 도출하게 된다.

여기서, *l*은 대수변형률(ϵ_i)이 *l*-*m*일때의 변형저항으로서 전체 변형저항의 높이를 결정하고 *n*은 가공경화지수로서 곡선의 기울기를 나타내며 *m*은 대수변형률이 0일때 밀이 0이 되는 것을 수학적으로 방지하기위해 사용한 값이다.

$$k_{si} = l(m + \epsilon_i)^n \quad (i : \text{스탠드 번호}) \quad (5)$$

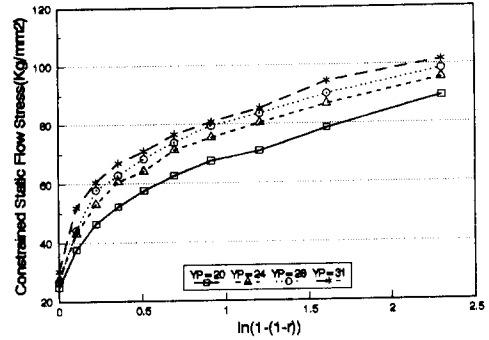


Fig. 2 Constrained static flow stress obtained by experiment according to yield strength

Table 1 constrained static flow stress by experiment according to yield strength

YP	Constrained static flow stress (Kgf/mm ²)		
	l	m	n
20	68.546	0.004	0.293562
24	76.7398	0.004	0.2659
28	80.2838	0.004	0.255782
31	83.3090	0.004	0.2242

3.2 변형저항 회귀식 도출 및 검증

앞에서도 언급했듯이 냉간압연의 작업소재인 열연코일의 변형저항값은 열연소재의 화학성분 및 압연조건이 변형저항값을 결정하는것으로 알려져 있다.⁽²⁾ 따라서 열연소재의 각 항복강도별로 화학성분 및 작업조건에 대한 데이터를 총 990코일 수집해서 이 수집한 데이터와 3.1절에서 실험으로 구한 변형저항값(*l*, *m*, *n*)을 이용하여 사상압연기 출측온도 범위별(910°C 기준)로 회귀분석을 행하였다. 회귀분석에 사용된 변형저항의 모델은 탄소당량(C_{eq})과 권취온도(CT)의 함수로 표시된 식 (6)과 같으

Table 2 Constant of regression equation according to finishing delively temperature

Finishing Delivery Temperature(FDT)	Costant	Constant					
		a ₁	a ₂	b ₁	b ₂	c ₁	c ₂
FDT ≥ 910°C		77.3976	0.2115	76.3039	-0.4391	-0.0179	0.0001
FDT < 910°C		82.0201	0.2651	106.3398	-0.2361	-0.0118	0.00004

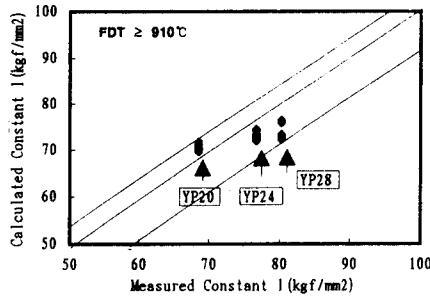


Fig. 3 The comparison between measured and calculated l value

며 식 (5)에서 m 값은 항복강도 범위에 관계없이 모두 0.004를 사용하므로 회귀분석 대상에서 제외시켰다.

$$l = a_1 + b_1 \cdot C_{eq}(\%) + c_1 \cdot CT(^\circ C)$$

$$n = a_2 + b_2 \cdot C_{eq}(\%) + c_2 \cdot CT(^\circ C) \quad (6)$$

여기서, 탄소당량을 구하는 식은 현재 현장에서 사용하고 있는 식 (7)을 사용하였다.

$$C_{eq}(\%) = C(\%) + Mn(\%) / 5 + Si(\%) / 7 \quad (7)$$

Table 2는 식 (6)의 상수값 ($a_1, a_2, b_1, b_2, c_1, c_2$)들을 사상압연기 출측온도 범위별 (910°C 기준)로 회귀분석하여 정리한 것이다. 여기서, 사상압연기 출측온도를 910°C로 분류한 것은 기계적 성질이 크게 변하는 Ar_3 변태점 ($\gamma \rightarrow \alpha$)을 기준으로 한 것이다.

이와 같이 구해진 변형저항 회귀식의 정도를 확인하기 위해 회귀식에 의해 계산된 값과 실험으로 구한 값중 l값에 대한 결과를 사상압연기 출측온도 범위가 910°C 이상인 경우에 대해서 Fig. 3에 나타내었는데 열연소재의 항복강도에 관계없이 모두 9%이내의 만족할 만한 결과를 보였다.

4. 냉간압연하중 계산

4.1 압연하중계산 모델

현재 초기치 설정모델에 적용되고 있는 압연하중 계산 모델은 Bland & Ford식을 현장실시간 계산에 적합하도록 근사화한 Hill식을 사용하고 있는데 그 상세식은 2.2절에서 언급한 바 있다. 하지만 이 Bland & Ford식은 단순화된 가정으로 인해 압연하중예측에 오차를 발생시켜 후에 Bland & Ford를 비롯한 몇몇 연구자들에 의해 접촉호에서의 입

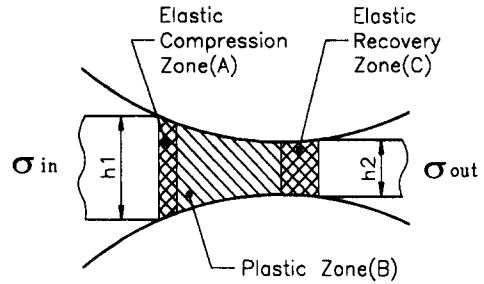


Fig. 4 Schematic of rolled strip deformation during rolling process

출측 탄성고려 및 소성역에서의 재료의 항복응력의 변화등을 고려하여 압연하중 예측식을 수정하여 그 정도를 향상시킨 바 있다. 하지만 Fig. 4에서 보는 바와 같이 전후방 장력 ($\sigma_{in}, \sigma_{out}$)이 작용하는 상태에서 압연될때 ($h_1 \rightarrow h_2$) 압연소재는 세가지 변형영역으로 구분된다.

즉, 롤갭 입측부분에서의 탄성압축 부분(A)과 완전히 소성압축되는 부분(B), 그리고 롤갭 출측부분에서의 탄성회복 부분(C)인데 이 롤갭 입출측의 탄성부분은 압연하중에 직접적인 영향을 미칠뿐만 아니라 완전 소성압축 부분에 수평압축응력을 가하게 되어 간접적으로도 압연하중에 영향을 미친다. 아래에 입출측부의 탄성변형을 고려하여 압연하중을 계산하는 계산식을 유도하여 정리한 Bland & Ford의 결과식을 식 (8)에 나타낸다.

$$P = (P_p + P_{e1} + P_{e2}) \cdot W \quad (8)$$

$$P_{e1} = (1 - \nu^2) \cdot h_{in} / 4 \cdot \sqrt{R' / (h_{in} - h_{out})} \cdot (k_{in} - \sigma_{in})^2 / E$$

$$P_{e2} = 2/3 \cdot \sqrt{(1 - \nu^2) R'} \cdot (k_{out} - \sigma_{in})^3 / E$$

$$P_p = \bar{k} \cdot (1 - \sigma_{in} / \bar{k}) \cdot \sqrt{R'} \cdot (h_{in} - h_{out})$$

$$\cdot \sqrt{(1-r)/r} \cdot \left[b \cdot \int_0^{x_n} (1+x^2) \right.$$

$$\cdot \text{EXP}(2a \cdot \tan^{-1}x) dx + (1-r)$$

$$\cdot \text{EXP}(2a \cdot \tan^{-1}x_1) \cdot \int_{x_n}^x (1+x^2)$$

$$\left. \cdot \text{EXP}(-2a \cdot \tan^{-1}x) dx \right]$$

$$a = \mu \cdot \sqrt{R' / h_{out}}$$

$$b = (1 - \sigma_{out} / \bar{k}) / (1 - \sigma_{in} / \bar{k})$$

$$r = (h_{in} - h_{out}) / h_{in}$$

$$x_1 = \sqrt{r / (1-r)}$$

$$x_n = \tan [1/2 \cdot \tan^{-1} \sqrt{r / (1-r)} - 1/4a$$

$$\cdot \ln(b / (1-r))]]$$

$$R' = R * [1 + 16 * (1 - \nu^2) / E / \pi * P / W / (\sqrt{d} + d_2 + d_i + \sqrt{d_2})^2]$$

$$d = h_{in} - h_{out}$$

$$d_2 = (1 - \nu^2) * h_{out} * (k_{out} - \sigma_{out}) / E$$

$$d_i = \nu * (1 + \nu) * (h_{out} * h_{out} - h_{in} * \sigma_{in}) / E$$

계산된 압연하중을 이용하여 롤편평 반경량을 구한다. 이값으로 Bland & Ford식에 의해 압연하중을 다시 구하게 되는데 이때 소성역에서의 Bland & Ford식을 적분하는데 있어 롤속도와 스트립속도가 같은 중립점을 기준으로 각각 5등분하여 적분을 수행하였다. 상기와 같은 방법에 의해 압연하중의 오차, 즉 $P_{i+1} - P_i$ 가 0.1%내의 값으로 수렴할때까지 계산을 반복한다. 또한 작용하는 압연하중이 다른 마찰계수도 달라지게 되므로 변경된 압연하중계산 모델에 맞도록 마찰계수값을 조정할 필요가 있는데 변형저항값은 현재 사용하고 있는값으로 고정

4.2 탄소성 압연하중 계산 프로그램

식 (8)을 이용하여 압연하중을 계산하기 위한 순서도는 Fig.5와 같다. 즉 기존의 Hill 및 Hitchcock⁽¹²⁾식에 의해서 압연하중을 계산하고 그

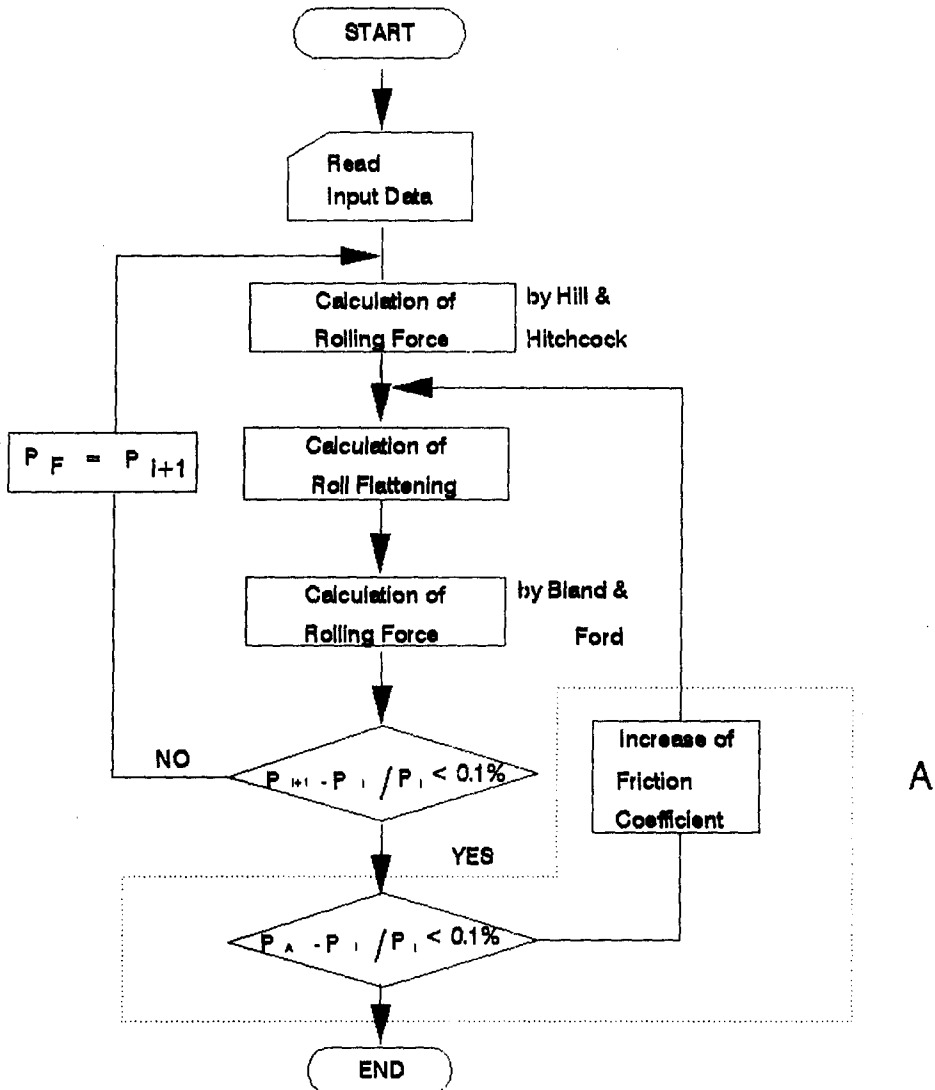


Fig. 5 Flow chart for Bland & Ford equation and friction coefficient calculation

하고 마찰계수를 일정범위로 증가시키면서 Bland & Ford식에 의해 수렴된 압연하중이 로드셀(load cell)에 의해 측정된 실측 압연하중과 0.1%범위내로 다시 수렴될때의 마찰계수값을 구하여 탄소성 모델에 의한 압연하중을 계산할때의 마찰계수값으로 사용하였다. Fig.5 중에서 점선으로 표시된 A부분이 변경된 압연하중에 따른 마찰계수 조절을 위하여 사용되는 계산부분이다.

5. 계산 및 현장실험 결과

5.1 압연재의 탄성변형이 압연하중에 미치는 영향

Fig.6은 압연시 롤갭 입, 출측부에서 발생하는 압연재의 탄성변형량(압축 및 회복)이 전체 예측 압연하중량 중에서 차지하는 비율을 스탠드별로 나타낸 것이다. A는 기존 방법에 의해 예측된 압연하중 적중률을 나타내고 B는 압연재의 탄성변형고려시 예측된 압연하중 적중률을 나타낸다. 그리고 C, D, E는 각각 B방법에 의해 예측된 압연하중에서 소성변형, 입측 탄성압축, 출측 탄성회복에 의한 압연하중을 나타낸다. 탄성압축에 의한 압연하중은 아주 작게 나타남과 동시에 스탠드별로 큰 차이를 보이지 않지만 탄성회복에 의한 압연하중의 변화는 압하량이 큰 후단 스탠드로 갈수록 크게 나타나며 예측된 전체 압연하중에서 이 부분이 차지하는 비율을 무시할 수 없음을 확인할 수 있다.

5.2 변형저항 및 압연하중 계산모델에 따른 압연하중 예측정도 비교

Fig.7은 변형저항과 압연하중 계산모델 변경에 따른 압연하중 예측 error율을 5번 스탠드에 대해 나타낸 것으로 case 1은 기존방법, case 2는 열연소재의 화학성분 및 압연조건을 고려하여 구한 변형저항값 사용시, case 3은 압연재의 탄성변형을 고려한 경우를 나타낸다. 기존 방법(case 1)에 비해 case 2,3 모두 압연하중 예측정도가 향상되나 case 3의 효과가 더 큼을 알 수 있다.

5.3 압연하중 예측정도가 두께편차에 미치는 영향

Fig.8은 주행간 판두께 변경구간을 대상으로 압연하중 예측정도가 두께편차에 미치는 영향에 대해 검토한 것이다. 주행간 판두께 변경구간이라 함은 연속 냉간압연을 행하기 위해 열연코일을 서로 용접하는데 이때 두께가 서로 다른 코일이 용접되는

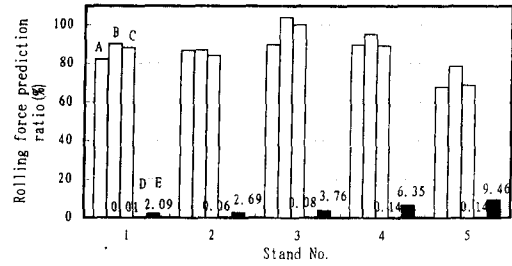


Fig. 6 Effects of elastic deformation of rolled strip on the rolling force

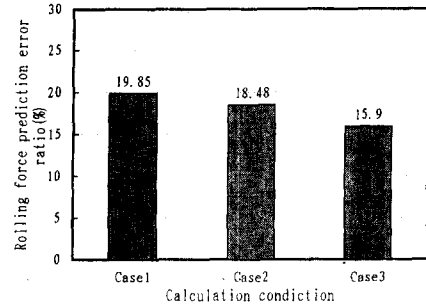
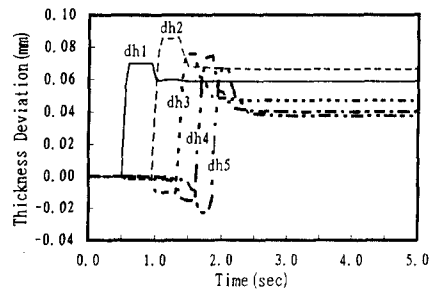
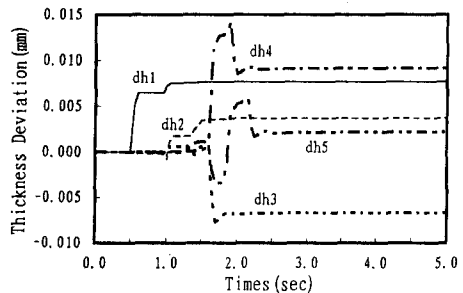


Fig. 7 Error ratio of rolling force prediction according to cases



(a)



(b)

Fig. 8 Effects of rolling force prediction accuracy on the thickness deviations

경우 용접된 두 코일의 목표두께가 다르므로 압연 판이 일정속도로 이동하는중에 두께 변경을 하기위해 롤갭 및 압연속도를 변경하는 구간을 의미한다. Fig. 8(a)는 기존방법에 의해 예측된 압연하중으로 롤 갭을 설정했을 경우 각 스탠드 출측에서의 두께 편차 경향을 나타내며, Fig. 8(b)는 압연재의 탄성 변형을 고려하여 예측된 압연하중으로 롤갭을 설정했을 경우 각 스탠드 출측에서의 두께편차 경향을 나타낸다. dh1~dh5는 각 스탠드 출측두께를 나타내는 것으로 압연하중 예측정도가 향상된 후자의 경우가 전자에 비해 두께편차가 감소함을 확인 할 수 있다. 각 스탠드 출측에서의 두께편차를 구하는 냉간압연기 시뮬레이션 프로그램은 Matlab & Simulink로 작성하였으며 상기 결과는 1번 스탠드 입측두께 편차를 모재두께의 5%로 하였을때의 결과이다.

5.4 현장실험 결과

열연소재의 화학성분 및 압연조건을 고려하여 구한 변형저항값과 압연시 작업률과 압연소재의 접촉 부중 입출측부에서 발생하는 탄성변형을 고려한 압연하중계산 모델의 효과를 확인하기 위해서 실제 냉간압연시 압연실적 데이터를 10초 주기로 읽어들이 기존모델과 변경된 모델로 압연하중을 계산하여 길이방향 압연하중 예측정도를 비교하였다. 또한 비교 대상코일은 20코일로 하였으며 매 코일이 압연될때 10초 주기로 읽어들이 데이터를 압연하중계산 입력데이터로 하여 압연하중을 계산하여 계산된 20코일에 대한 압연하중예측 error율을 평균하여 기존 모델과의 압연하중 예측정도를 비교하였다. Table 3은 20코일 압연시 10초주기로 계산된 조건별 압연하중 예측 error율을 비교적 경압하의 영향을 크게받는 후단 스탠드인 3, 4, 5번 스탠드에 대해 정리한 것으로 case 1은 기존모델, case 2는 열연소재의 화학성분 및 작업조건을 고려한 회귀식과

Table 3 Error ratio of rolling force prediction according to cases(%)

Stand \ Case	3	4	5
Case 1	7.0	15.6	48.8
Case 2	2.7	5.3	5.1

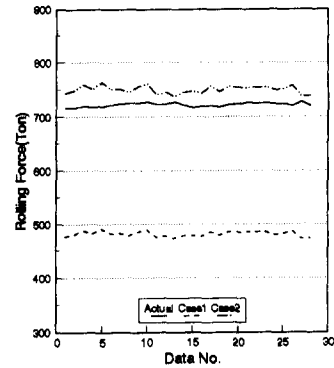


Fig. 9 The comparison of accuracy between actual and calculated rolling force according to case in stand 5

탄소성 압연하중계산 모델을 적용한 경우를 나타낸다. Fig. 9는 20코일중 대표적으로 1코일에 대해서 조건별로 5번 스탠드에서의 정상압연시 10초 주기의 길이방향 압연하중 예측정도를 비교하여 나타낸 것으로 actual은 실제 압연시 로드셀에 의해 검출된 압연하중을 나타내고 case 1, 2는 Table 3과 같은 경우이다. 여기서 나머지 코일의 계산결과에 대해서도 압연하중 예측정도의 경향은 비슷하다. 이와같은 결과로부터도 알 수 있듯이 후단 스탠드로 갈수록 압연하중 예측정도 향상률이 크게 나타나는데 이와같은 결과는 압하율이 비교적 작은 후단 스탠드에서 특히 롤 표면조도가 가장 큰 덜롤(dull roll)사용시 경압하를 실시하는 5번 스탠드에서 롤갭 출측부분의 탄성회복 부분이 정확히 고려되어 압연하중 예측정도가 크게 향상됨을 알 수 있다.

6. 결 론

보다 정확한 압연하중의 예측으로 길이방향 두께 편차를 감소하기위해 열연소재의 화학성분 및 작업 조건등을 고려하여 구한 변형저항 회귀식과 압연시 롤갭 입출측부에서 발생하는 압연소재의 탄성변형을 고려한 압연하중 계산모델에 의해 압연하중을 예측한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 열연소재의 화학성분 및 압연조건을 고려하여 정도높은 변형저항 회귀식을 얻었으며, 이의 적용으로 압연하중 예측정도를 향상 시킬 수 있다.
- (2) 압연시 롤갭 입출측부에서 발생하는 압연소재의 탄성변형을 고려하여 압연하중을 예측한 결과

특히 최종 스탠드에서 압연하중 예측정도가 크게 향상되었다.

(3) 상기 두 모델의 적용에 의한 압연하중 예측 정도의 향상으로 길이방향 두께편차를 감소시켰다.

참고문헌

- (1) Yamashida, M., 1990, "Techologies of Flying Gauge Change in Fully Continuous Cold Rolling Mill for Thin Gauge Steel Strips," *Proceedings International Rolling Conferance*, Vol. 1, E36.1~E36.11
- (2) 日本鐵鋼協會, 1983, "板壓延의 理論と 實際," pp. 174~180, 184~187
- (3) Orowan, E., 1943, "The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Rolling," *Proceeidings Institute of Mech. Eng.*, Vol. 50, No. 4, pp. 140~167
- (4) Bland, D. R. and Ford, H., 1948 "The Calculation of Roll Force and Torqe in Cold Rolling with Tensions," *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Vol. 159, pp. 144~153.
- (5) Hill, R., 1950, "Relations between Roll Force, Torque and the Applied Tensions in Strip Rolling," *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 163, pp. 135~140
- (6) Siebel, E., 1930 "Resistance and Deformation and the Flow Material During Rolling," *Stahl und Eisen*, Vol. 50, pp. 1769.
- (7) Th. Von Karman, 1925 "On the Theory of Rolling," *Journal for Applied Mathematics and Mechanics*, Vol. 5, pp. 139~141
- (8) Nadai, A., 1939 "The Forces Required for Rolling Steel Strip under Tension," *Journal of Applied Mechanics*, pp. A54~A62
- (9) Sims, R. B., 1954, "The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, No. 168, pp. 191~200
- (10) Ford, H., Ellis, F. and Bland, D. R., 1951, "Cold Roling with Strip Tension, Part I, A New Approximation Method of Calculation and a Comparision with other Method," *Iron and Steel Institute*, 168, pp. 57~82.
- (11) Bland, D. R. and Sims, R. B., 1953, *Proc. I. M. E.*, 167, pp. 371ff
- (12) Hitchcock, J. H., 1935, "Elastic Deformation of Rolls During Cold Rolling," *ASME Report of Special Research Committee on Roll Neck Bearings*, June, pp. 31~41.