

수직압연에 대한 압하력 예측 모델

윤덕중¹ · 김용기² · 황상무[#]

A FE-based Model for Predicting Roll Force in a Vertical Rolling Process

D. J. Yun, Y. K. Kim, S. M. Hwang

(Received September 19, 2011 / Revised October 27, 2011/ Accepted November 4, 2011)

Abstract

A Finite Element (FE)-based model is proposed for predicting the roll force in an edger. The model is developed on the basis of the hypothetical mode of rolling and the least-squares regression analysis from the result of the FE approach. This model reflects the effect of process variables affected by the roll force, and has three dimensionless parameters, I.e., shape factor, reduction ratio and width-to-thickness ratio. The model prediction compared satisfactorily with experiment observations.

Key Words : Hypothetical Mode of Rolling, Dimensionless Parameter, Roll Force Model, Vertical Rolling

1. 서론

열간압연 공정은 크게 조압연(Roughing mill)과 사상압연(Finishing mill)으로 나눌 수 있다. 사상압연과정은 수평한 두 roll 사이를 통과하여 두꺼운 판을 얇은 판으로 만드는 과정이라 할 수 있다. 그러나, 조압연 과정은 사상 압연과 달리 수직과 수평압연(Vertical-to-Horizontal rolling)이 연속적으로 일어난다. 수직압연은 판 폭을 줄일 수 있는 방법 중 하나이다. 즉 제품의 판 폭을 맞추기 위해 적절한 폭 압연을 하여 최종 목표 폭에 맞출 수 있도록 roll gap 을 제어한다.

제품의 판 폭이 고객이 요청한 크기보다 작으면 그 제품은 불량이다. 또한 목표 판 폭 보다 크게 되면 제품의 길이가 줄어들어 생산성이 떨어지게 된다. 즉 판의 폭 퍼짐은 열간압연 공정에서 중요한 요인이라 할 수 있고 이를 예측하는

것은 제품 생산성 및 에너지 효율성 측면에서 매우 중요하다고 할 수 있다.

조압연에서 판의 폭 퍼짐 양을 예측 하기 위해서는 수직압연에서 발생한 판의 변형 형상(dog-bone shape)을 예측해야 하고, 이 형상이 수평압연을 했을 경우 폭 퍼짐에 미치는 영향을 알면 조압연에서 총 폭 퍼짐 양을 구할 수 있다[1~2]. 따라서 수직압연과정에서 발생하는 dog-bone 형상 예측이 선행되어야 하고, 이 형상을 이론적으로 구하기 위해서는 수직압연 시 발생하는 압하력이 반드시 필요하게 된다.

본 연구에서는 수직압연 시 roll에 걸리는 압하력을 예측할 수 있는 모델을 개발하였다. 이 모델은 유한요소법을 이용하여 만들어졌으며 실제 압연공정에서 발생한 압하력과 기존 논문에서 발췌한 실험 결과와 비교하여 검증하였다 [3~4].

1. 포항공과대학교 기계공학과

2. POSCO 건설

교신저자: 포항공과대학교 기계공학과,

E-mail: smhwang@postech.ac.kr

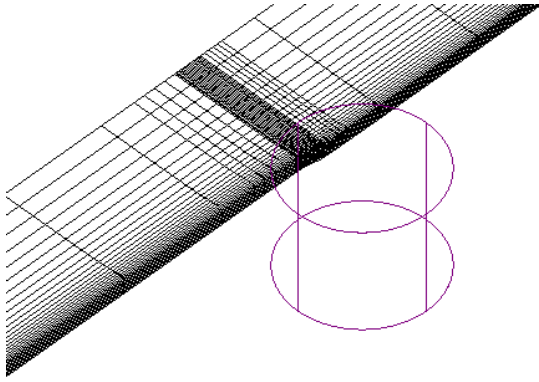


Fig. 1 FE mesh system in vertical rolling

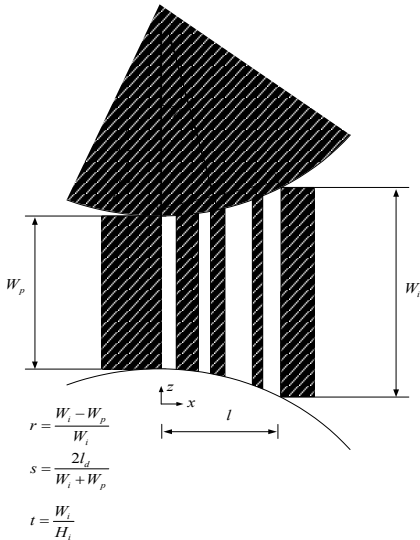


Fig. 2 A hypothetical mode of rolling in vertical rolling

2. 기존 모델

수평압연에서 판 형상, 폭 퍼짐 등을 제어하기 위해 압하력(Roll force)를 예측하는 모델은 많이 있다. 또한 전체 압하력(Total roll force) 뿐만 아니라 폭 방향으로의 분포까지 예측 할 수 있는 모델도 있다[5]. 하지만 조압연 과정에서 수직압연에 대한 압하력을 예측할 수 있는 모델은 거의 없다.

수평압연과는 달리 수직압연을 하게 되면 판의 양 끝부분에서 국부적으로 변형이 발생하게 된다. 따라서 기존 사상압연과는 달리 변형이 단순하지 않기 때문에 이론적으로 접근하기가 쉽지 않고 기존에 개발된 수평압연에 대한 모델을 그대로 사용할 수도 없다. 따라서 다양한 조건으로 유한

요소해석을 바탕으로 압하력에 미치는 변수들을 찾고 그 변수들을 무차원화 하여 roll에 걸리는 힘을 예측하려고 한다.

유한요소해석은 Fig. 1과 같이 변형이 많은 구간에 충분한 mesh를 사용하였고, 판의 폭과 두께 방향으로 대칭인 점을 고려하여 폭과 두께에 대해 1/2해석을 하였다.

3. 압하력

3.1 이상적인 압연 (Ideal rolling)

세장비(width-to-thickness)가 큰 슬라브(slab)가 수직압연 roll에 통과하면 판의 폭 방향으로 균일하게 변형이 되지 않고 양 끝부분에서 변형이 발생하게 된다. 또한 슬라브의 폭 압연량은 판 폭의 10% 이하로 그 양도 적다. 따라서 edge 부분에 변화된 양은 전체 판 폭과 두께에 비해 상당히 작다고 가정할 수 있다. 이러한 가정들로 두께 방향의 변형을 무시하여 평면 변형률 조건을 이용하였다. 또한 Fig. 2와 같이 압연 진행 방향으로 폭이 균일하게 줄어 든다고 가정하였다. 축 x, y와 z는 각각 압연 진행방향, 두께 그리고 폭을 나타낸다.

1. 평면 변형률 속도(plain strain rate) 조건

$$\dot{\epsilon}_y = 0 \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_{xy} = \dot{\epsilon}_{yz} = \dot{\epsilon}_{xz} = 0 \quad (2)$$

2. 비압축성(incompressibility)

$$\dot{\epsilon}_z = -\dot{\epsilon}_x \quad (3)$$

3. Levy-Mises 방정식

$$\sigma'_y = \sigma_y - \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}'_y = 0 \quad (4)$$

위 조건들을 이용하여 정리하면 유효 변형률(effective strain)과 유효 변형률 속도(effective strain rate)를 구하면 다음과 같다.

$$\bar{\epsilon} = -\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{W}{W_p} \quad (5)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{2 \tan \phi}{W^2} R \omega W_p \quad (6)$$

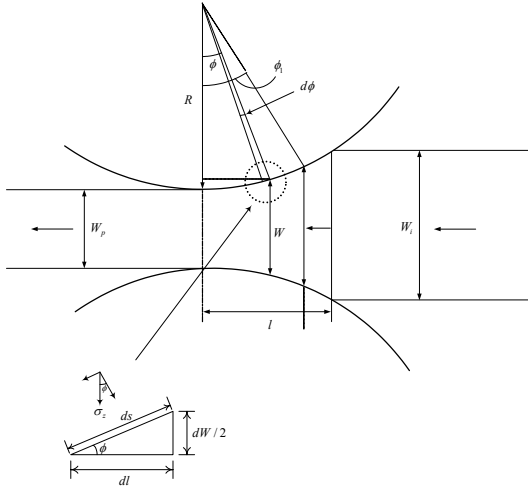


Fig. 3 A definition sketch of the vertical rolling

$$W = 2R(1 - \cos \phi) + W_p \quad (7)$$

조압연에서는 일반적으로 판의 전방과 후방에 작용하는 장력(front and back tension)이 없다. 따라서

$$\sigma_x = 0 \quad (8)$$

식(4)과 (8)를 정리하면 최종적으로 폭 방향에 대한 응력을 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_z = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \quad (9)$$

Fig. 3 에서 보면 압하력의 증분은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$dF = \sigma_z \cdot R \cdot H_i \cdot \cos \phi \cdot d\phi \quad (10)$$

최종적으로 식(10)를 적분하면 앞에서 가정한 이상적인 수직압연에서 발생하는 압하력을 구할 수 있게 된다.

$$F' = \int dF = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_0^{\phi} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) R H_i \cos \phi d\phi \quad (11)$$

$$\phi = \sin^{-1} \left(\frac{l}{R} \right) \quad (12)$$

3.2 평균유효응력(Mean flow stress)

이상적인 압연과정을 고려하여 만든 압하력 예

측은 식 (11)으로부터 압하력을 구할 수 있다. 식 (11)의 값을 구하기 위해서 유동응력 식을 선택하여 사용해야 한다. 이 논문에서는 카본 함량만을 고려한 Shida 식을 사용하였다[6]. 하지만 실제 압연에 쓰이는 슬라브는 강도와 연성 등을 높이기 위해 카본뿐만 아니라 다양한 화학적 성분들을 포함하고 있다. 예를 들어 망간(Mn), 티타늄(Ti), 바나듐(V) 등이 있다. 이런 화학적 성분들도 고려할 수 있는 평균 유동 응력(Mean flow stress) 식들이 필요하며 이미 여러 사람들이 개발 해 왔다 [7~8]. 그 중에서 다음 식을 사용하여 압하력을 계산 하였다[8].

$$MFS = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \times \left(\begin{array}{l} 0.68 + 0.161[Mn] + 2.74[Nb] \\ +4.03[Ti] + 0.86[V] \\ +0.29[Mo] + 0.128[Cr] \end{array} \right) \quad (13)$$

3.3 무차원 변수

일반적으로 전방과 후방에 장력이 고려되지 않을 경우 압하력은 다음과 같은 함수로 나타낼 수 있다.

$$F = \pi(\mu, C, T, \omega, R, W, H) \quad (14)$$

Roll 에 걸리는 압하력은 총 7 개의 변수들의 영향이 있다. 이 변수들을 이용하여 아래와 같은 무차원(Non-dimension) 변수를 만들 수 있다.

$$\frac{F}{F'} = \tilde{\pi} \left(\mu, C, \frac{T}{T_1}, \frac{\omega}{T_2}, s, r, t \right) \quad (15)$$

여기서 T_1 과 T_2 는 온도와 압연 roll 의 각속도를 무차원 시키기 위한 단위 값이며, $T_1=1^\circ\text{C}$, $T_2=1\text{rad/sec}$ 이고, s, r 과 t 는 다음과 같다.

$$s = \frac{l_d}{W_m} = \frac{2\sqrt{2R(W_i - W_p)}}{W_i - W_p} \quad (16)$$

$$r = \frac{W_i - W_p}{W_i} \quad (17)$$

$$t = \frac{W_i}{H_i} \quad (18)$$

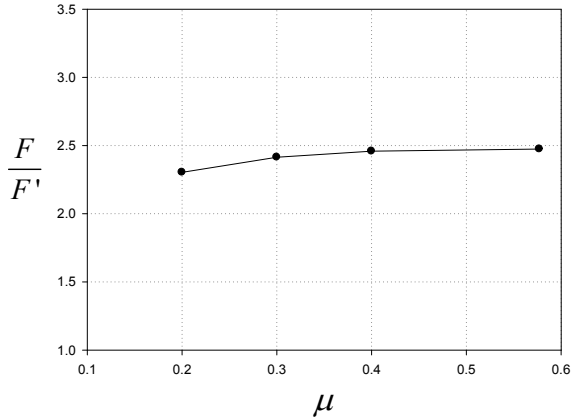


Fig. 4 The effect of the friction on F/F' . Process conditions : thickness=172mm, reduction = 47mm, temperature=1098℃, carbon = 0.33% and angular velocity = 5.5rad/s

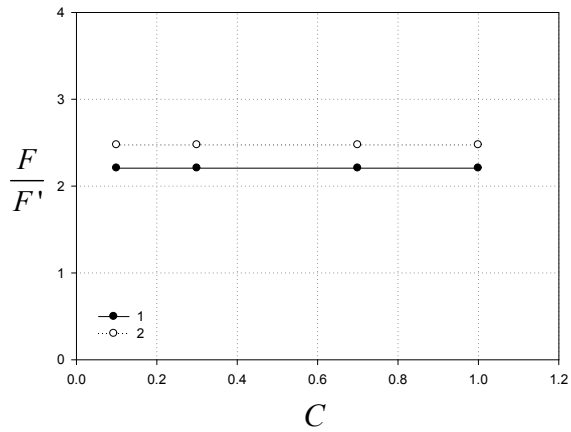


Fig. 5 The effect of the carbon content of the slab on F/F' . Process conditions : (1) thickness = 150mm reduction = 35mm temperature=1000℃, (2) thickness = 200mm reduction = 25mm temp =900℃

7 개의 무차원 변수들의 영향을 알아보기 위해 유한요소해석을 하였다. 그리고 열간압연에서 효과적인 윤활제를 사용한 경우, 마찰계수 범위는 0.2 부터 0.577 이다. 유한요소해석을 통해 마찰력의 영향을 알아본 결과 압하력의 차이는 2~3%이 내로 영향이 적은 것을 알 수 있었다(Fig. 4).

이런 이유는 roll 과 판의 접촉 면적이 수평압연에 비해 상당히 작기 때문에 나타난 결과로 본다. 이 논문에서는 마찰계수를 0.3 으로 가정하였고 총 6 개의 무차원 변수들의 영향을 분석하였다.

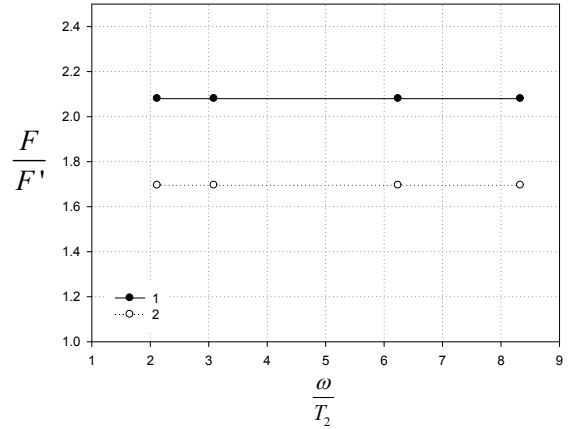


Fig. 6 The effect of the angular velocity of the roll on F/F' . Process conditions : (1) thickness = 75mm, reduction=35mm, carbon= 0.1%, temperature =1000℃, (2) thickness=100mm reduction= 75mm, carbon = 0.1%, temp = 900℃

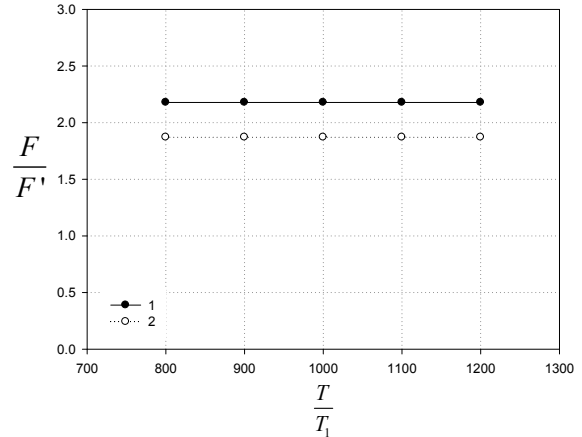


Fig. 7 The effect of the temperature of the slab F/F' . Process conditions : (1) thickness = 125mm, reduction=35mm, carbon=0.1%, (2) thickness = 75mm, reduction=55mm, carbon= 0.1%

Fig. 5~7 에서 보는 것과 F/F' 의 값이 카본, 온도와 roll 속도의 변화에 따라 일정한 것을 알 수 있다. 이것은 이상적인 압연과정에서 구한 압하력이 카본, 온도와 roll 속도의 효과를 반영하고 있다는 것이다. 따라서 식 (15)는 아래와 같다.

$$\frac{F}{F'} = \tilde{\pi}(s, r, t) \quad (19)$$

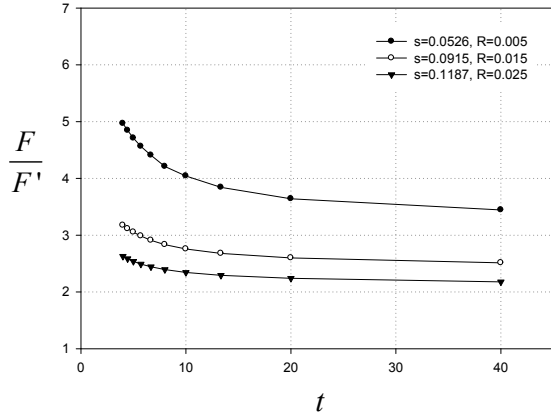


Fig. 8 The effect of t on F/F'

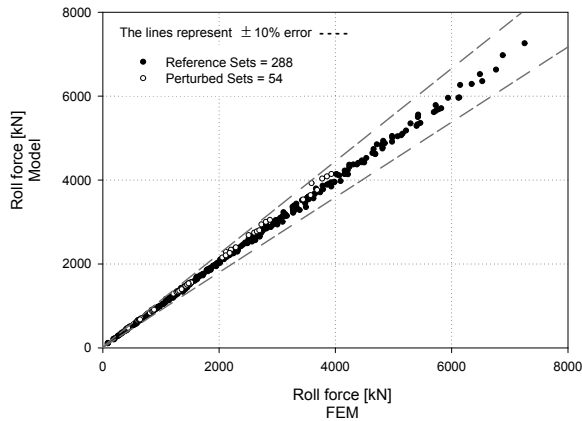


Fig. 9 Comparison between the roll forces from the proposed model and FE simulation results

식 (19)에서 압하력을 계산하기 위해 다양한 공정조건을 바탕으로 유한요소해석을 실시하였다. 해석을 실시하기에 앞서 무차원 변수들의 범위를 정해야 한다. POSCO 광양 3열연 공장에서 생산한 450코일에 대한 공정 조건들에 대해서 무차원 변수들의 범위를 구했으며, s , r 과 t 는 각각 0.045~0.24, 0.005~0.095 그리고 4~40이다. 이 범위 안에서 총 288번의 해석을 하였다(Table 1 참조). 먼저 해석한 결과를 바탕으로 무차원 변수들의 영향을 분석하였다. Fig. 8에서 t 에 대한 영향을 보면 t 에 값이 커질수록 F/F' 의 값이 작아지는 것을 알 수 있고, 작아지는 경향이 2차함수로 근사화 시킬 수 있다. 또한 나머지 s 와 r 변수도 동일하게 2차 곡선으로 표현되는 것을 알 수 있었다. 이 영향을 고려하여 압하력식은 2차 다항함수로 선택하였다.

Table 1 Process variables for FE process simulation

Reference Sets (Total number of sets = 288)		
$\bar{\sigma}$	kN/mm^2	0.1% carbon steel[6].
R	mm	400~550
ω	rad/sec	3.090909
s		0.045 ~ 0.24
r		0.005 ~ 0.095
t		4~40
μ		0.3
T	$^{\circ}C$	1000

Table 2 Process variables for FE process simulation.

Perturbed Sets (Total number of sets = 54)		
$\bar{\sigma}$	kN/mm^2	0.2~0.5% carbon steel[6].
R	mm	400~550
ω	rad/sec	2.5~6.9
s		0.108973~0.143791
r		0.0386~0.039
t		5~40
μ		0.3
T	$^{\circ}C$	800~1200

유한요소해석과 이상적인 압연과정에서 구한 압하력을 바탕으로 최소제곱회귀분석(least square regression)를 통해 식 (20)를 얻을 수 있다[9].

$$\begin{aligned} \frac{F}{F'} = & 10.783 - 0.3488t - 63.43r - 127.914s + 0.0057t^2 \\ & + 4.28rt - 157.311r^2 + 4.775st + 1629.363sr \\ & + 479.008s^2 - 0.07843rt^2 - 1.3701r^2t - 0.07563st^2 \\ & - 86.7533srt - 4057.4sr^2 - 16.9924s^2t \\ & - 8127.533s^2r + 0.01633r^2t^2 + 1.5326sr^2t \\ & + 330.382sr^2t + 0.2543s^2t^2 + 361.6s^2rt \\ & + 33672.364s^2r^2 - 6.035sr^2t^2 - 5.98s^2rt^2 \\ & - 1803.416s^2r^2t + 30.977s^2r^2t^2 \end{aligned} \quad (20)$$

총 288 번의 유한요소 해석 결과를 식 (20)와 비교한 결과 10%이내에 오차 범위 안에서 잘 맞는 것을 알 수 있다(Fig. 9). 또한 추가적인 검증을 위해 roll 속도, 카본 함량, 온도 등 reference sets 이외에 조건에 대해서 54 번의 추가 해석을 하였고, 이 해석 결과와 모델에서 구한 압하력의 결과도 10% 범위 안에 있는 것을 알 수 있다(Table 2 와 Fig. 9 참조).

이처럼 식(20)은 이상적인 압연과정에서 얻어진 압하력이 카본, 온도 그리고 roll 속도를 잘 반영하고 있다.

4. 결과 비교

수직압연에 대한 압하력을 구하기 위해 기존 모델에 사용되었던 방법을 적용하여 모델을 개발하였다. 기존에 사용되었던 무차원 변수는 s 와 r 에 대한 함수이지만, 이 연구에서 제안한 모델에는 판-두께 비율이 추가 되었다. 모델 식 (20)를 검증하기 위해 다양한 결과와 비교하였다.

(1) 보다 다양한 공정조건에서의 비교를 위하여 유한요소해석을 추가적으로 실행했다. 임의적으로 공정조건을 주어 총 54 개의 추가 해석을 하였다. 그 해석 결과를 식 (20)와 같이 비교한 결과 Fig. 9 에서 보는 것과 같이 최대 오차 6.2%이내로 잘 맞는 것을 보여주고 있다.

(2) Fig. 10 은 기존에 발표된 논문 안에서 발췌한 자료이며 그 내용 안에서 측정된 압하력과 비교한 그래프이다. 3 개의 경우에 대해서 모델과 비교하였으며 각각의 폭 압연 양은 1 번부터 2.8, 4, 6.5mm 이며 폭 압연 양이 증가할수록 roll 에 걸리는 힘이 커지는 것을 알 수 있으며, 실험 값과 모델에서 구한 압하력의 차이는 약 5.43, 0.061, 10.51% 정도를 보이고 있다.

(3) 실제 산업 현장에서 얻어지는 결과를 모델의 결과와 비교해 봤다(Fig. 11). 실험 값과 모델의 값 차이는 12, -2, -5, -7, 2, 0.7, 8%정도 이다. 최대오차는 약 12%이고 최소는 0.7%이다. 마찰력을 고정한 점과 실제 압연 과 유한요소 해석의 차이를 생각해 보면 식 (20)는 실제 압하력을 잘 예측한다고 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 수직압연에 대한 압하력을 예측하기 위한 모델을 개발 하였고, 그 결론은 다음과 같다.

- (1) 기존에 다루지 않았던 수직압연에 대한 압하력을 예측하는 모델을 개발 하였다.
- (2) 무차원 변수는 기존 모델과 달리 판 폭-두께 비율(width-to-thickness)이 포함된 2 차 다항식으로 만들어졌다.
- (3) 유한요소해석 결과를 바탕으로 만들어진 모

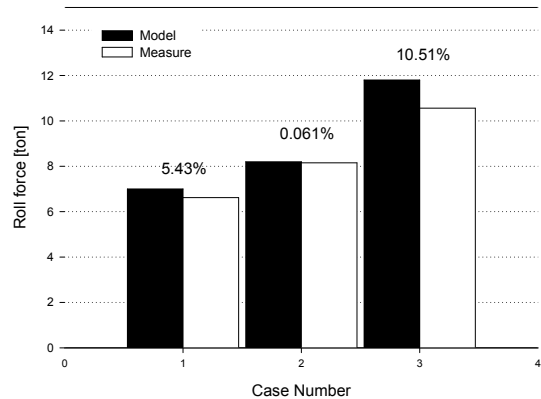


Fig.10 Comparison between the rolling force from the proposed model and experimental data in published paper[10]

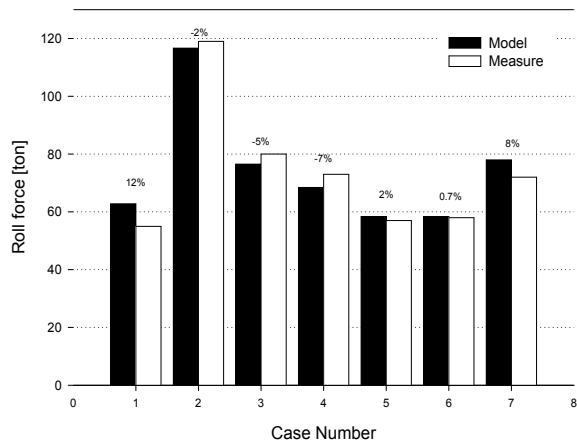


Fig.11 Comparison between the rolling forces from the proposed model and experimental data from POSCO

델이지만, 식 (20)은 온도, 카본 함량과 roll 속도를 정확히 반영하고 있어서 다양한 공정조건에서의 압하력을 예측 할 수 있을 것이다.

6. 향후 과제

본 연구에서는 기존에 다루지 않았던 수직압연에 대하여 압하력 예측 모델을 개발 하였다. 이 모델을 기반으로 향후 dog-bone 형상 예측 모델에 이용 가능하며 또한 수직압연 roll power 를 계산하는 데 유용한 틀이 되어 보다 좋은 연구를 수행할 수 있을 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

- [1] T. Shibahara, Y. Misaka, T. Kono, M. Koriki, H. Takemoto, 1981, Edger Set-up Model at Roughing Train in Hot Strip Mill, J. Iron and Steel Inst. Jpn., Vol. 67, No. 15, pp. 2509~2515.
- [2] M. Okado, T. Ariizumi, Y. Noma, K. Yabuuchi, Y. Yamazaki, 1981, Width Behavior of Head and Tail of Slabs at Edge Rolling in Hot Strip Mills, J. Iron and Steel Inst. Jpn., Vol. 67, No. 15, pp. 2516~2525.
- [3] S. H. Kim, J. H. Lee, W. J. Kwak, S. M. Hwang, 2005, Dimensional Analysis of Hot Strip Rolling for On-line Prediction of Thermo-mechanical Behavior of Roll-strip System, J. Iron and Steel Inst. Jpn., Vol. 45, No. 2, pp. 199~208.
- [4] W. J. Kwak, Y. H. Kim, J. H. Lee, S. M. Hwang, 2002, A Precision On-line Model for the Prediction of Roll Power in Hot Strip Rolling, Metall. Mater. Trans. A, Vol. 33, No. 10, pp. 3255~3272.
- [5] Y. K. Kim, S. M. Hwang, 2010, Development of Mathematical Model for the Prediction of Roll Force and Tension Profiles in Flat Rolling, Trans. Mater. Process., Vol. 19, No. 6, pp. 344~351.
- [6] S. Shida, 1986, Empirical Formula of Flow-stress of Carbon Steels, J. Jpn. Soc. Technol. Plast., Vol.10, No. 103 (1969-8), pp.610~617.
- [7] A. Kirihata, F. Siciliano, T. M. Maccagno, J. J. Jonas, 1998, Mathematical Modeling of Mean Flow Stress During the Hot Strip Rolling of Multiply-alloyed Medium Carbon Steels, J. Iron and Steel Inst. Jpn., Vol. 38, No. 2, pp.187~195.
- [8] F. Siciliano, L. L. Leduc K. Hensger, 2005, The Effect of Chemical Composition on the Hot-Deformation Resistance during Processing of Micro Alloyed Steels in Thin Slab Casting/direct Rolling Process, Proc. of Steelsim Conf., Oct. 25-27, Brno, Czech Republic. pp.469~473.
- [9] S. C. Chapra, R. P. Canale, 1988, Numerical Methods for Engineers, McGRAW-HILL, 2nd, p. 330.
- [10] S. Xiong, X. Liu, G. Wang, W. Zhang, 1997, Simulation of Vertical-Horizontal Rolling Process during Width Reduction by Full Three-dimensional Rigid-plastic Finite Element Method, ASM Int., Vol. 6, No. 6, pp. 757~765.