

3차원 유한요소법에 기초한 조질 압연 공정 해석 - Part II : 모델 개발

윤성진¹ · 황상무[#]

3D Finite Element-based Study on Skin-pass Rolling - Part II : Development of the Model

S. J. Yoon, S. M. Hwang

(Received November 30, 2015 / Revised January 18, 2016 / Accepted January 21, 2016)

Abstract

Although the finite element method is a good tool to analyze skin-pass rolling, it is hard to be applied in the field because of its long calculation time. In the current study, simple numerical models were developed for the prediction of roll force and residual stress profiles along the strip width. These models are based on finite element analysis and a coupled solution of Sims' equation and Hitchcock's formula. The results indicate that plastic strains can be represented as in simple equations of the deformed roll profile and the initial thickness of the strip.

Key Words : Skin-pass Rolling, Residual Stress, Roll Force Profile, Plastic Deformation, 3-D Finite Element Method

1. 서론

조질 압연(skin-pass rolling or temper rolling)은 매우 적은 양의 두께 감소만을 발생시키도록 약한 압력으로 냉간 압연하는 기법이며, 제품의 경도를 향상시키고, 불균일한 연신에 의해 발생하는 잔류응력을 없애거나, 흔히 류더스선(Lüders line)이라 불리는 가공 후 표면에 발생하는 줄무늬를 없애기 위해 보통 압연 공정의 마지막에 실시한다. 현장에서 사용되는 설비에는 일반적으로 최소한의 제어 시스템만 제공되며, 그 설정과 조작 및 운영의 대부분은 조업자의 경험에 의존하고 있다.

압연 공정에서 널리 이용되고 있는 기술인 만큼, 지금까지 여러 연구자들이 조질 압연에 대해 논의해왔다. 대표적으로 Fleck 등[1, 2]은 박판 성형 중 롤의 비원형(non-circular) 변형을 수식으로 표현하고

이를 통해 관과 롤 간 접촉영역 내에서 발생하는 점착(no-slip) 영역을 설명하는 등 조질 압연 공정 해석의 기초를 만들었다. 하지만 그들이 제시한 방법은 복잡하고 계산량이 많다는 문제를 안고 있는데, 이를 해결하고자 Le 등[3]과 Langlands 등[4]이 수정된 수식 모델을 제시하였다. 이들은 각각 점착 영역에서 소량의 탄소성 변형을 허용하는 방법과 롤 평탄화 영역을 근사하는 방법을 사용하여 해를 간단히 구할 수 있도록 모델을 수정했다.

수학적 접근을 이용한 이런 연구들과 달리 Part I에서는 유한요소해석을 통해 조질 압연 공정을 더 정밀하게 분석하여 그 특징들을 살펴보았다. 하지만 이런 해석은 계산 시간이 오래 걸리기 때문에 현장의 여러 가지 상황에 즉시 대처하기에 무리가 있다. 이에 본 논문에서는 앞선 유한요소해석 결과를 토대로 간단한 수식 모델을 개발하고자 한다.

1. 포항공과대학교 기계공학과

Corresponding Author : Department of Mechanical Engineering, POSTECH, E-mail: smhwang@postech.ac.kr

2. 소성 변형율의 예측

Fig. 1에 나타낸 압연 후 소성 변형율의 분포를 살펴보면 연신 소성 변형율(longitudinal plastic strain)과 수직 소성 변형율(vertical plastic strain)이 비슷한 형태를 보이면서 서로 다른 부호를 갖고 있고, 폭 방향 소성 변형율(lateral plastic strain)은 상대적으로 작은 것을 알 수 있다.

Part I에서 소개한 일련의 해석 결과로부터 알 수 있듯이 최대 압하 지점을 지난 후에는 추가적인 소성 변형이 발생하지 않는다. 이점을 고려하여 수직 소성 변형율을 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned}\varepsilon_y^p(z) &= \varepsilon_y(z) - \varepsilon_y^e(z) \\ &= \ln \frac{h_{\min}(z)}{H} - \varepsilon_y^e(z)\end{aligned}\quad (1)$$

여기서 위 첨자 p와 e는 각각 소성과 탄성을 의미한다. H 는 압연 전 판 두께이고, $h_{\min}(z)$ 는 최대 압하 지점에서의 두께 즉, 롤과의 접촉영역 내에서 판의 두께가 최소가 될 때의 값으로서 롤 크라운 분포와 일치하며 Fig. 2와 같은 분포를 보인다. 식(1)이 최대 압하 지점에서 표현되었으므로 ε_y^e 는 최대 압하가 발생하는 시점에서의 수직 탄성 변형율이다.

압연 후 수직 소성 변형율 편차 $\Delta\varepsilon_y^p$ 와 총 수직 변형율 편차 $\Delta\varepsilon_y$ 를 다음과 같이 정의한다.

$$\Delta\varepsilon_y^p(z) \equiv \varepsilon_y^p(z) - \varepsilon_y^p(0)\quad (2)$$

$$\begin{aligned}\Delta\varepsilon_y(z) &\equiv \varepsilon_y(z) - \varepsilon_y(0) \\ &= \ln \frac{h_{\min}(z)}{H} - \ln \frac{h_{\min}(0)}{H}\end{aligned}\quad (3)$$

유한요소해석 결과를 바탕으로 $\Delta\varepsilon_y^p$ 와 $\Delta\varepsilon_y$ 가 단순한 비례관계를 갖는다는 결론을 얻을 수 있었다. 다시 말해,

$$\Delta\varepsilon_y^p(z) = (1-C)\Delta\varepsilon_y(z)\quad (4)$$

여기서 C 는 상수이며, 이에 따라 수직 소성 변형율을 다음과 같이 가정했다.

$$\varepsilon_y^p(z) = \ln \frac{h_{\min}(z)}{H} - C \left\{ \ln \frac{h_{\min}(z)}{H} - \ln \frac{h_{\min}(0)}{H} \right\} - \ln \frac{h_{\min}(0)}{h_c}\quad (5)$$

여기서 h_c 는 판 중앙에서 측정된 압연 후 두께이

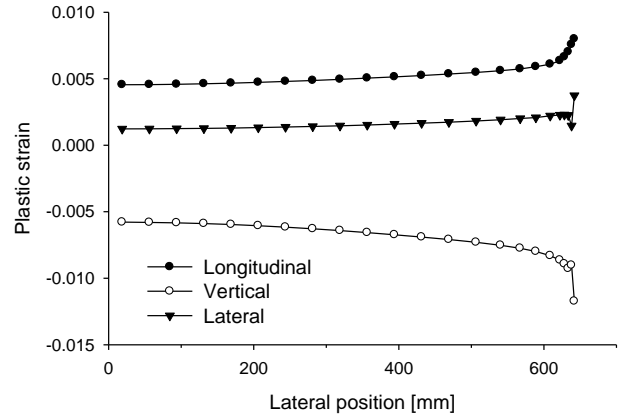


Fig. 1 Plastic strain distributions after rolling, predicted from FEM, for bender force = 400KN

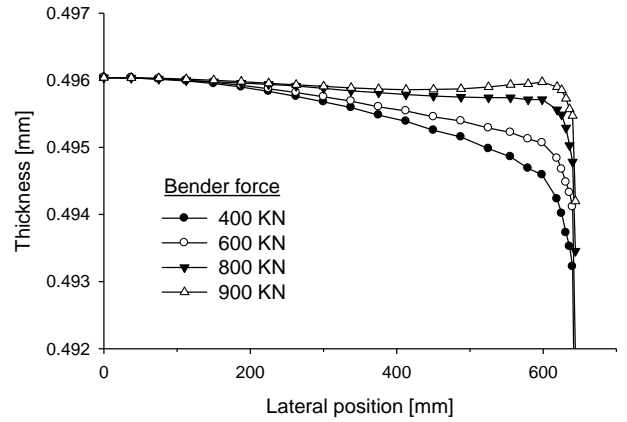


Fig. 2 Minimum strip thickness profiles at the bite-zone, $h_{\min}(z)$, predicted from FEM

다. 식(1)과 비교해 볼 때, 식(5)의 두 번째, 세 번째 항은 각각 $\Delta\varepsilon_y^e(z)$ 와 $\varepsilon_y^e(0)$ 에 상응하는 것을 알 수 있다. 본 연구 결과에서는 $C = 0.24$ 를 사용했을 때 유한요소해석 결과와 가장 잘 일치했으며 Fig. 3을 통해 확인할 수 있다.

한편, 연신 소성 변형율이 수직 소성 변형율과 비슷한 분포를 갖고, 그 부호가 반대라는 사실로부터 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$\varepsilon_x^p(z) = -\ln \frac{h_{\min}(z)}{H} + D \left\{ \ln \frac{h_{\min}(z)}{H} - \ln \frac{h_{\min}(0)}{H} \right\} + B\quad (6)$$

여기서 D 와 B 는 상수이다. 그러므로,

$$\Delta\varepsilon_x^p(z) = (D-1) \ln \frac{h_{\min}(z)}{h_{\min}(0)}\quad (7)$$

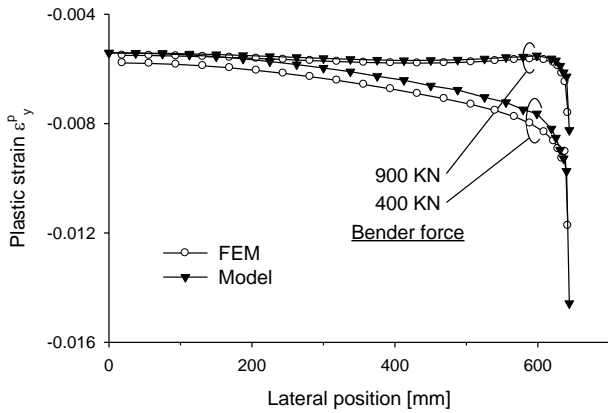


Fig. 3 Vertical plastic strains, predicted from FEM and present model with $C = 0.24$

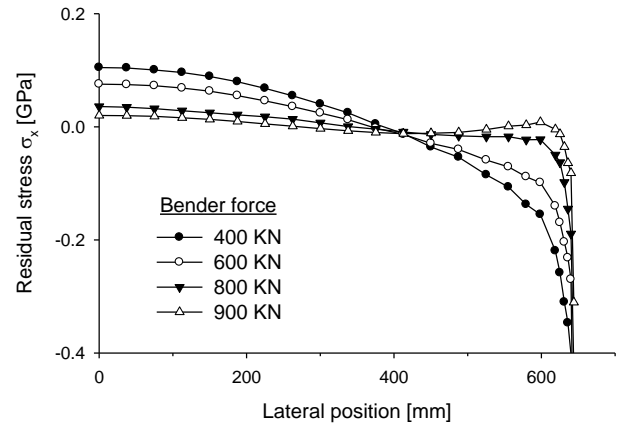


Fig. 5 Residual stress profiles after rolling, predicted from present model

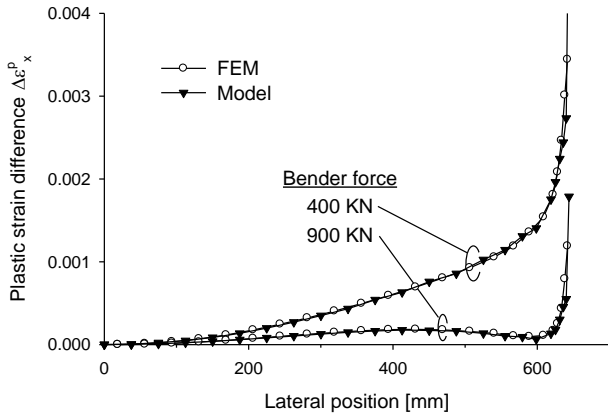


Fig. 4 Lateral plastic strain differences, predicted from FEM and present model with $D = 0.52$

본 연구 결과에서는 $D = 0.52$ 를 사용했을 때 유한요소해석의 결과와 가장 잘 일치했으며 Fig. 4를 통해 확인할 수 있다.

3. 잔류응력의 예측

압연된 판의 잔류응력은 불균일한 연신에 의해 발생하며 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_x(z) = E(\Delta \varepsilon_x^* - \Delta \varepsilon_x^p(z)) \quad (8)$$

여기서 E 는 판의 탄성계수이고,

$$\Delta \varepsilon_x^* \equiv \frac{2}{w} \int_0^{w/2} \Delta \varepsilon_x^p(z) dz \quad (9)$$

식(8)로부터 예측한 잔류응력 분포를 Fig. 5에 나타냈으며, Part I에서 유한요소해석을 통해 얻은 분포와 일치하는 것을 확인할 수 있다.

4. 압하력의 예측

4.1 접촉 길이의 예측

판과 작업 롤 간의 접촉 길이 l 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$l = \sqrt{R'(H-h)} \quad (10)$$

그리고 변형된 작업 롤의 반지름 R' 을 예측하기 위해 Hitchcock 식[5]을 사용할 수 있다.

$$R' = \left(1 + a \frac{C_0}{H-h(z)} P(z) \right) R \quad (11)$$

여기서 P 는 단위 판 폭 당 압하력이고, R 은 작업 롤의 변형 전 반지름이며, C_0 는 재료의 물성치로서 롤의 탄성계수 E 와 Poisson 비 ν 로부터 다음과 같이 구해진다.

$$C_0 = \frac{16(1-\nu^2)}{\pi E} \quad (12)$$

그리고 압연된 판의 두께 $h(z)$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$h(z) = H \exp\{\varepsilon_y^p(z)\} \quad (13)$$

상수 a 는 필자가 도입한 것으로서 Hitchcock 식의 원형에서는 $a = 1$ 이지만, 조질 압연에서 정확한 접

축 길이를 예측하기 위해 제안되었다.

식(11)의 정확도를 검증하기 위해 P 와 ε_y^p 에 Part I에서 유한요소해석을 통해 얻은 값을 그대로 대입하고 그 결과를 비교했다. 보정 계수 $a = 0.51$ 을 사용하면 유한요소해석을 통해 얻은 접촉 길이를 가장 정확히 예측할 수 있고, Fig. 6을 통해 이를 확인할 수 있다.

4.2 Sims 식

압연 방향으로의 압하력 분포가 이상적인 마찰언덕(friction hill) 형태를 보이는 점을 고려했을 때, Sims 식[6]을 사용하면 압하력을 정확히 예측할 수 있을 것으로 생각된다.

$$P(z) = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} - \frac{\sigma_b + \sigma_f}{2} \right) l Q_p \quad (14)$$

그리고,

$$Q_p = \frac{\pi}{2} \frac{1}{\delta} \tan^{-1} \delta - \frac{\pi}{4} - \frac{1}{\delta \sqrt{h/R'}} \ln \left(\frac{h_n \sqrt{1-r}}{h} \right) \quad (15)$$

$$\phi_n = \sqrt{\frac{h}{R'}} \tan \left\{ \frac{1}{2} \tan^{-1} \delta - \frac{\pi}{8} \sqrt{\frac{h}{R'}} \ln \left(\frac{1}{1-r} \right) \right\} \quad (16)$$

$$h_n = h + R' \phi_n^2 \quad (17)$$

$$\delta = \sqrt{r/(1-r)} \quad (18)$$

$$r = (H-h)/H \quad (19)$$

$$\bar{\sigma} = 0.4 + 4\bar{\varepsilon} \approx 0.4 - \frac{8}{\sqrt{3}} \varepsilon_y^p \quad (20)$$

여기서 σ_f 와 σ_b 는 각각 전방 장력 분포, 후방 장력 분포이고, $h(z)$ 는 식(13)으로부터 구할 수 있다. 식(14)의 정확도를 검증하기 위해 l , σ_f , σ_b , ε_y^p 에 유한요소해석 결과치를 그대로 대입하고 그 결과를 비교했다. 단, 변형된 롤 반지름 R' 은 식(10)을 통해 역산한다.

Fig. 7에서 보는 바와 같이 Sims 식을 통해 예측한 결과가 유한요소해석 결과와 다소 차이를 보이는데, 이는 Sims 식을 유도할 때 사용된 가정이 조질 압연에는 부적합하기 때문으로 생각된다. 그럼에도 불구하고 두 결과의 경향은 상당히 비슷하며, 단순히 보정 상수를 곱하는 것으로 보완할 수 있을 것으로 보인다.

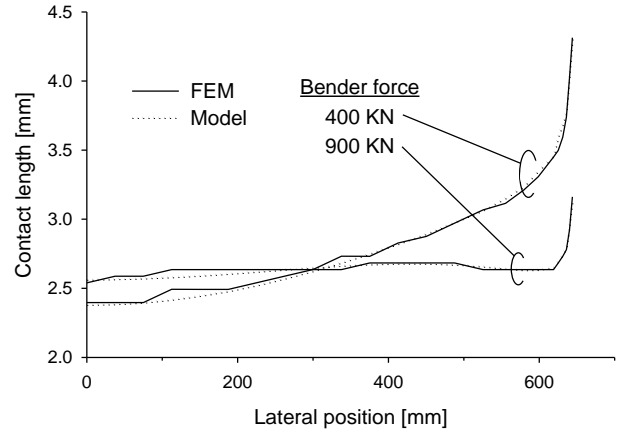


Fig. 6 Contact length between the strip and the work roll, predicted from FEM and present model with $a = 0.51$

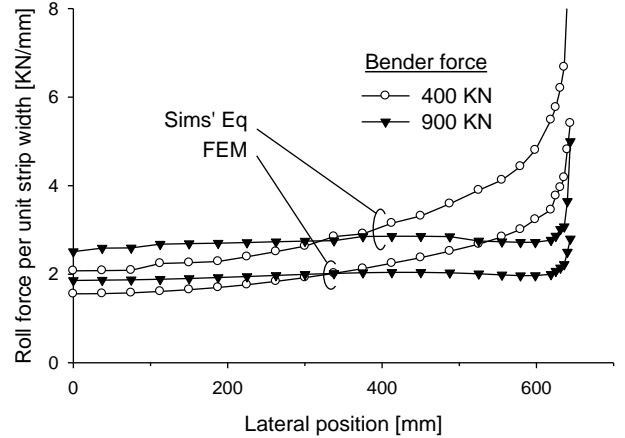


Fig. 7 Roll force profiles, predicted from FEM and Sims equation with the results of FEM

4.3 통합 모델

Sims 식과 Hitchcock 식을 연립하여 압하력 예측식을 만들고자 한다. 이 과정에서 식(14)가 갖는 오차를 보정하는 두 가지 방법을 생각해 볼 수 있다.

- (1) 새로운 보정 계수를 도입한다.
- (2) Hitchcock 식의 보정 계수 a 를 수정한다.

전자의 경우 접촉 길이와 압하력을 모두 정확히 예측할 수 있지만 모델이 복잡해진다. 반면 후자의 경우 접촉 길이를 정확히 예측할 수는 없으나 모델이 상대적으로 단순하다.

본 논문에서는 모델이 복잡해지는 것을 피하기 위해 후자를 택하고 식(11)과 식(14)를 반복 계산하여 압하력을 구한다. 단, Part I의 결과에 근거하여 후방 장력 σ_b 는 무시하고, 전방 장력 σ_f 는 잔류응

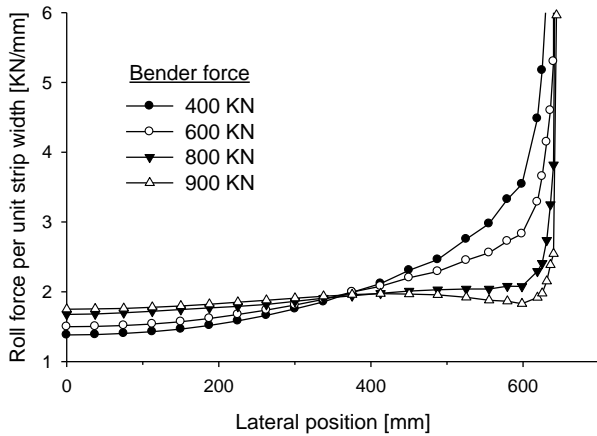


Fig. 8 Roll force profiles, predicted from present model with $a = 0.31$

력 분포와 같으므로 식(8)로 계산한다. 연신 소성 변형을 편차 $\Delta\epsilon_x^p$ 와 수직 소성 변형을 ϵ_y^p 도 각각 식(7)과 식(5)를 통해 구한다.

보정 계수 a 를 0.31로 수정하여 예측한 압하력 분포를 Fig. 8에 나타냈다. Part I에서 유한요소해석을 통해 얻은 분포와 비교해 볼 때, 자유 표면의 영향으로 인해 판 가장자리에서 다소 차이를 보이는 것을 제외하고는 거의 일치하는 것을 확인할 수 있다.

일종의 실험 상수인 C , D , a 가 다양한 벤더력에서 적용되는 것으로 미루어 볼 때, 대부분의 조질 압연 공정에서 폭넓게 적용될 수 있으리라 생각하지만, 확실한 검증을 위해서는 추가적인 유한요소해석이 필요할 것으로 보인다.

5. 결론

본 논문에서는 Part I에서 얻은 유한요소해석 결과를 기반으로 조질 압연 공정에서 압하력과 잔류응력 및 소성 변형율을 예측할 수 있는 수식 모델을 제시하고, 여기에 사용되는 실험 상수인 C , D , a 의 구체적인 값도 제시했다.

(1) 총 변형율(total strain)과 소성 변형율 간의 비례관계에 착안하여 소성 변형율을 식(5), (7)과 같이 간단히 표현했다.

(2) 압연 후 판의 잔류응력 분포는 식(7~8)로부터 계산할 수 있으며, 유한요소해석 결과와 일치한다.

(3) 압하력 분포를 구하기 위해 Hitchcock 식과 Sims 식을 연립하였으며, 이 과정에서 보정 계수 a 를 도입하였다.

(4) 제시한 모델로 계산한 압하력은 판 가장자리에서 다소 크게 예측되지만, 그 외에는 유한요소해석 결과와 일치한다.

제시한 모델이 압하력, 잔류응력, 소성 변형율을 정밀하게 예측할 수 있지만, 판의 최소 두께 분포 $h_{\min}(z)$ 는 여전히 유한요소해석을 통해서 구해야 한다는 한계를 갖고 있다. 필자는 이 분포가 Yun[7]의 연구와 같은 롤 해석을 통해 얻을 수 있을 것으로 예상한다.

향후 적절한 실험을 통해 제시한 수식 모델을 검증할 수 있기를 기대하며, 본 연구 결과가 압연 제품의 품질 향상에 기여할 수 있기를 바란다.

후 기

이 논문은 2012년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (No. 2012R1A5A1048294).

REFERENCES

- [1] N. A. Fleck, K. L. Johnson, 1987, Towards a New Theory of Cold Rolling Thin Foil, Int. J. Mech. Sci., Vol. 29, No. 7, pp. 507~524.
- [2] N. A. Fleck, K. L. Johnson, M. E. Mear, L. C. Zhang, 1992, Cold Rolling of Foil, Proc. Inst. Mech. Engr., Vol. 206, pp. 119~131.
- [3] H. R. Le, M. P. F. Sutcliffe, 2001, A Robust Model for Rolling of Thin Strip and Foil, Int. J. Mech. Sci., Vol. 43, No. 6, pp. 1405~1419.
- [4] T. A. M. Langlands, D. L. S. McElwain, S. A. Domanti, 2004, An Approximate Method for the Solution of an Influence Function Foil Rolling Model, Int. J. Mech. Sci., Vol. 46, No. 8, pp. 1139~1156.
- [5] H. Ford, 1948, Researches into the Deformation of Metals by Cold Rolling, Proc. Inst. Mech. Engr., Vol. 159, No. 1, pp. 115~143.
- [6] R. B. Sims, 1954, The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills, Proc. Inst. Mech. Engr., Vol. 168, No. 1, pp. 191~200.
- [7] K. H. Yun, T. J. Shin, S. M. Hwang, 2007, A Finite Element-based On-line Model for the Prediction of Deformed Roll Profile in Flat Rolling, ISIJ Int., Vol. 47, No. 9, pp. 1300~1308.