

〈논 문〉

압연해석을 위한 슬래브-유한요소법에 대한 연구

송정훈* · 박종진**

(1996년 1월 19일 접수)

An Investigation of Slab-FEM for Rolling Analysis

Jung Hoon Song and Jong Jin Park

Key Words : Slab-FEM(슬래브-유한요소법), Rolling(압연), Spread(폭퍼짐), Roll Separating Force(압하력), T-Factor(T-변수)

Abstract

Compared to a full three dimensional FEM, the Slab-FEM hybrid method reduces the required computation time distinctly and it can be applied to the analysis of a shape rolling process. However, the method is somewhat approximate and predictions by the method contain certain inaccuracies. In the present investigation, a parameter called T-factor was introduced to compensate the inaccuracies of the method and proper values of the parameter were estimated for different widths of bars and reduction ratios. Then, the method was applied to analyze cold and hot rollings of rectangular bars and predicted results were compared to those of experiments. Nonuniform distributions of temperature in the bars were predicted by utilizing the temperature equation obtained for a semi-infinite solid under radiation and convection boundary conditions. It was found out that accuracies of spread and roll separating force predictions could be enhanced by using proper values of the T-factor.

1. 서 론

일반적으로 압연공정의 성공여부는 공정변수의 최적화에 달려 있다. 하지만 이러한 최적화는 공정 변수사이에 복잡한 문제들을 수반하므로 이를 달성하기는 쉽지 않다. 최근에 들어와 이러한 복잡한 문제들을 이해하고 공정설계의 최적화를 이루기 위하여 컴퓨터를 이용한 압연공정의 수치해석방법이 많이 응용되고 있다. 소재는 보통 온도에 따라 변형거동이 달라지므로 소재내의 온도분포는 소재의 변형, 압하력과 압연토크에 영향을 미치게 된다.⁽¹⁾ 열간압연에 대한 온도변화를 무시하고 균일한 온도

분포로 가정한 해석^(2~4)에서 온도분포를 고려한 해석^(5~7)까지 발전하게 되었다. 하지만 대부분의 경우 임의로 온도분포를 가정하거나 압연패스중에 발생하는 열전달만을 고려하므로 여러번의 압연패스를 거치는 실제 열간압연의 해석에는 적용하기 어려웠다.

본 연구에서는 여러가지 수치해석 방법중 계산시간을 크게 줄일 수 있는 슬래브법과 유한요소법의 혼합방법을 연구하고, 이송시간중의 열전달을 포함한 소재의 온도분포를 예측할 수 있는 기법⁽⁸⁾을 변형해석에 접목시켰다. 그리고 한 변수를 도입하여 이 혼합방법의 정확성을 향상시켰으며, 이 방법을 여러가지 사각단면을 갖는 소재의 냉간과 열간압연에 적용하고 해석결과를 실험결과와 비교하였다. 혼합방법은 다음과 같은 가정을 기본으로 하여 개

*홍익대학교 대학원 기계공학과

**회원, 홍익대학교 기계공학과

발되었다. 압연진행방향으로의 열전달이 미소하므로 소재단면에 대한 대류와 복사경계조건의 이차원 열전달문제로서 가정하였다. 변형열은 변형에너지의 90%가 열로 변환되고 이송하는 중에 단면에서 열적평형이 일어난다고 가정하였다. 소재와 로울의 접촉시간은 실제로 매우 짧기 때문에 이로 인한 열손실은 무시하였다. 압연과 같은 동적 정상상태의 소성변형은 소재의 진행방향에 수직한 단면에 일반화된 평면변형조건(generalized plane strain condition)을 적용시켜 이차원 강소성 유한요소법을 사용하였다.⁽⁴⁾ 소재는 강소성체이며 Hill이 제안한 관련 유동법칙(associated flow rule)을 만족한다고 가정하였다. 접촉면에서의 마찰력은 접촉하고 있는 롤표면 상대속도와 반대방향을 가지며, 단위면적당의 마찰력은 $\tau = mk$ 법칙을 따른다고 가정하였다. 여기서, m 은 마찰계수이며, 0과 1사이의 값을 가지며, k 는 전단항복응력을 의미한다.

2. 해석방법

2.1 변형해석

Fig. 1에 도시된 바와 같이 소재를 진행방향으로 몇 개의 슬래브요소로 분할하고, 각 슬래브요소의 단면에 대하여 이차원 강소성 유한요소법을 적용시킨다. 슬래브요소에서 외력과 내력의 분포는 힘의 평형조건을 만족시켜야 하는데, 이에 필요한 식들은 변분식(variational principal)을 사용하여 구할 수 있다. 이 소재를 표면 S_o 로 둘러싸인 체적 V 의 강소성체이며, 표면의 일부 S_p 에 단위면적당 표면력 t^* 가 작용하고 나머지 표면 S_s 에 속도가 알려

져 있다고 가정한다. 이는 강소성 경계치문제로서 약형식(weak form)을 도입하면 다음과 같이 유도될 수 있다.

$$\int_V \sigma_{ij} \delta v_j dA + \int_S (t_i^* - t_i) \delta v_i dS = 0 \quad (1)$$

이 식에 체적불변조건 $\epsilon_{ii} = 0$ 을 부가하면 다음과 같이 된다.

$$\int_V \frac{2}{3} \frac{\bar{\delta}}{\bar{\epsilon}} \epsilon_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_s} t_i^* \delta v_i dS = 0 \quad (2)$$

여기서, K 는 벌칙상수(penalty constant)로서 큰 값($10^5 \sim 10^6$)을 가진다. 여기서, 유효변형률속도와 유효응력은 $\bar{\dot{\epsilon}} = \sqrt{(3/2) \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}$ 과 $\bar{\sigma} = \sqrt{(3/2) \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}$ 로 정의된다. 식 (2)를 유한요소식으로 변환시키고 단면(xy면)에서 길이방향으로의 속도가 일정하다는 가정을 하면 다음과 같이 유도된다.

$$\sum_{n=1}^N \left\{ \int_{z_2}^{z_1} \delta \bar{v}_1 \left[\int_A \frac{2}{3} \frac{\bar{\delta}}{\bar{\epsilon}} B^T D B \bar{v} dA + K \int_A B^T c c^T B \bar{v} dA + K \int_A B^T c \dot{\epsilon}_z dA - \int_{L_j} N^T t^* dL \right] dz + \left[\int_{z_2}^{z_1} \int_A \left(\frac{2}{3} \frac{\bar{\delta}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_z + \sigma_m \right) dA \delta \dot{\epsilon}_z dz - \int_{z_2}^{z_1} \int_{L_j} t_z^* dL \delta V_z dz \right] \right\} = 0 \quad (3)$$

여기서, N 은 단면에서의 유한요소 갯수를, \bar{v} 는 절점속도를 의미한다. 위 식의 첫째항은 $z = z_j$ 와 $z = z_{j-1}$ 에서 $\delta V_z = 0$ 이므로 영이 된다. $\delta \bar{v}$ 와 δV_z 는 서로 독립적이므로 식 (3)을 만족시키기 위해서는 첫째항이 영, 둘째항과 셋째항의 합이 영이 되는 해를 구하여야 한다. 자세한 유도과정과 수치해석 기법은 참고문헌⁽⁴⁾에 소개되어 있다.

2.2 열전달해석

온도가 T_j 로 균일한 반무한 고체에 대하여 경계 표면에서 대류가 발생한다는 경계조건에 대하여 일차원 비정상상태의 열전달을 고려하면 아래의 식들을 유도할 수 있다.⁽⁹⁻¹¹⁾ 이 식에서 소재내의 온도는 표면으로부터의 거리 x 와 시간 t 의 함수, 즉 $T = T(x, t)$ 로 표현되어 있다.

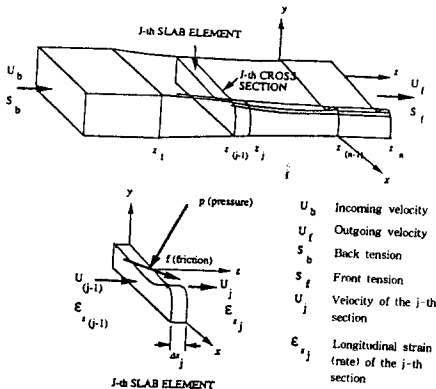


Fig. 1 Schematic view of Slab-FEM analysis for a rolling process

초기조건 : $T(x, 0) = T_i$ 로 균일온도분포 (4)

경계조건 : $-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \bar{h}_c [t_\infty - T(0, t)]$ (5)

$$\frac{T(x, t) - T_i}{T_\infty - T_i} = \text{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) - \exp\left(\frac{\bar{h}_c x}{k} + \frac{\bar{h}_c^2 at}{k}\right) \cdot \text{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \frac{\bar{h}_c \sqrt{at}}{k}\right) \quad (6)$$

\bar{h}_c 는 대류열전달계수, k 는 열전도율, α 는 열확산계수이다. 식 (6)은 대류경계조건에서 식 (4)와 (5)에 대한 엄밀해이지만 일반적으로 열간압연시 소재온도는 1000°C 정도의 고온이므로 복사영향을 무시할 수 없다. 그러므로 식 (7)의 복사경계조건을 대류경계조건 형태로 전환하여 식 (8)과 같은 경계조건으로 유도하였다. 따라서 식 (6)은 식 (9)와 같이 표현되며, 본문에서는 이를 온도방정식으로 호칭한다.

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \sigma \epsilon [T_\infty^4 - T_0^4] \quad (7)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \{\bar{h}_c + \sigma \epsilon (T_\infty^2 + T_0^2) (T_\infty + T_0)\} [T_\infty - T_0] = h_{c,r} [T_\infty - T_0] \quad (8)$$

$$\frac{T(x, t) - T_i}{T_\infty - T_i} = \text{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) - \exp\left(\frac{h_{c,r} x}{k} + \frac{h_{c,r}^2 at}{k^2}\right) \cdot \text{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \frac{h_{c,r} \sqrt{at}}{k}\right) \quad (9)$$

식 (6)의 열전달계수는 상수인데 반하여 온도방정식 (9)의 열전달계수 $h_{c,r}$ 는 대류, 복사 열전달 계수로서 표면온도 T_0 에 따라 변하게 된다.

압연공정은 일반적으로 여러번의 패스로 구성되어 있으므로 임의의 패스에서 소재의 온도분포를 예측하기 위해서는 가열로부터 그 패스까지의 연속된 열전달해석이 필요하다. 가열로에서 나온 후 소재내의 온도분포는 불균일하게 되므로 앞에서 유도한 온도방정식을 그대로 사용할 수 없다. 그러므로 온도분포를 이차방정식으로 근사시켜 임의의 패스에서 소재의 온도분포를 예측할 수 있는 기법을 개발하였다.⁽⁸⁾ 표면각도에 따른 온도변화를 보정하기 위해 이 근사방정식에 각도보정함수를 도입하여 수정하였고, 임의의 단면에서 발생하는 대류 및 복사 열전달해석에 응용하여 타당성을 검토하였다. 각도보정함수는 일반표면에서의 온도감소량과 평면표면에서의 온도감소량의 비로서 정의되는데, 이 비는 시간에 따라 거의 변화를 나타내지 않았다. 이 비

는 식 (10)과 같이 각도의 지수함수로 표현할 수 있다.

$$\frac{\Delta T_0}{\Delta T_\pi} = 2.732 \cdot \theta^{-0.878} \quad (10)$$

여기서, θ 는 표면각도를, ΔT_0 는 임의의 각도를 갖는 표면에서의 온도감소량을, ΔT_π 는 평면표면에서의 온도감소량을 의미한다.

압연시 소재변형에 의하여 소재온도가 상승하게 된다. 소재의 변형은 단면상에서 불균일하므로 온도상승이 불균일하지만 이송시간동안에 열적평형이 이루어 진다고 가정하였다. 변형에 의한 온도상승량(ΔT)은 식 (11)과 같이 표현된다. 보통 변형에너지의 85~95%가 열로 전환되는데 본 연구에서는 열전환계수 $\eta=0.9$ 를 사용하였다. 아래식에서 아래첨자 e 는 유한요소를 의미한다.

$$\Delta T = \frac{\eta \Delta E}{A \rho C_p} = \frac{\eta \int \bar{\sigma} \Delta \bar{\epsilon} dA}{A \rho C_p} = \frac{\eta \sum_{n=1}^N \bar{\sigma}_e \Delta \epsilon_e A_e}{A \rho C_p} \quad (11)$$

여기서, ΔE 는 변형에너지, $\bar{\sigma}$ 는 소재의 유동응력, $\Delta \bar{\epsilon}$ 는 현 패스에서의 변형률 증가량, A 는 소재의 단면적, ρ 는 소재의 밀도, C_p 는 소재의 비열, N 은 단면에서의 유한요소 갯수이다.

2.3 T-변수

본 연구에서 개발한 압연해석기법은 일반화된 평면변형조건하에서 슬래브법과 이차원 강소성 유한요소법을 혼합사용하며 Newton-Raphson 반복법으로 해를 구한다. 출구쪽 슬래브에서는 압연방향으로 작용하는 외력과 내부에서 발생하는 반력이 평형을 이루어야 하는데, 이를 위해서는 소재의 인입속도를 정확히 예측하여야 한다. 일반적으로 정확한 인입속도는 해석을 반복수행하여 구하게 된다. 하지만 일반화된 평면변형조건을 적용시킴으로 인하여 실제 변형과는 다른 변형이 나타나게 된다. 따라서 이와같은 변형을 실제변형에 근접시켜주기 위하여 압연해석시 소재에 임의의 전방인장(front tension)을 부과시키는 방법을 채택하였다. 이를 위하여 T-변수라는 변수를 사용하였는데 이는 식 (12)와 같이 유동응력 $\bar{\sigma}$ 에 대한 전방인장응력 σ_t 의 비로 정의된다. 일반적으로 T-변수를 증가시킬수록 길이방향의 신장이 커지고 폭퍼짐이 줄어든다.

$$T\text{-factor} = \frac{\sigma_t}{\bar{\sigma}} \quad (12)$$

3. 사각단면 소재의 압연

본 연구에서 개발된 해석기법을 여러가지 사각단면을 갖는 소재의 냉간과 열간압연에 적용하고, 해석결과를 문헌에 나와있는 실험결과⁽¹²⁾와 비교하였다. 실험에 사용한 소재는 AISI-1018강으로 초기 높이는 25.4 mm, 초기폭은 25.4 mm, 50.8 mm, 76.2 mm의 세가지이다. 실험에 사용된 로울은 직경이 406.4 mm, 길이가 609.6 mm이다. 냉간압연 온도는 상온이었고 압하율을 5%, 10%, 15%, 20%로 변화시켰으며, 마찰계수 m 은 0.5로 가정하였다. 열간압연온도는 약 1000℃ 이고, 압하율을 10%, 20%, 30%, 40%로 변화시켰으며 마찰계수 m 은 0.75로 가정하였다.

해석에서는 $W/H=1, 2, 3$ 인 경우에 T -변수를 0.0에서 0.4까지 변화시켜 폭퍼짐, 압하력, 토크를 계산하였고 실험결과와 비교하여 적절한 T -변수값을 구하여 보았다. 소재와 롤형상이 상하좌우 대칭이므로 단면의 1/4만을 해석하였고 결과로 얻은 압하력은 2배, 토크는 4배하여 실험결과와 비교하였다. 폭퍼짐, 압하력, 토크 등의 실험결과가 자세히 제시되어 있지만 폭퍼짐을 측정할 부위에 대한 설명이 없으므로 본 연구에서는 베럴링이 발생한 중간부의 치수를 사용하였다. 냉간압연해석에서는 유동응력식으로 $\bar{\sigma} = 784.082 \bar{\epsilon}^{0.1} \text{ N/mm}^2$ 를 사용하였고, 열간압연해석에서는 유동응력식으로 $\bar{\sigma} = 8.966 \bar{\epsilon}^{0.21} \bar{\epsilon}^{0.13} \exp\left(\frac{3297.2}{T}\right) \text{ N/mm}^2 (\text{K})$ 를 사용하였다. 냉간압연에서의 각속도는 0.787 rad/sec로, 열간압연에서의 각속도는 4.189 rad/sec로 가정하였다. 소재의 변형구간을 12개의 슬래브로 분할하였다. 냉간압연에서는 W/H 비에 상관없이 각 단면에서의 요소의 갯수를 25개, 절점의 갯수를 36개로 하였다. 열간압연에서는 열전달해석을 위하여 요소의 갯수가 많아야 하므로 $W/H=1, 2, 3$ 일 경우에 각각 요소를 100개, 200개, 300개 사용하였다.

3.1 냉간압연

3.1.1 $W/H=1$

이 경우에는 T -변수를 0.2와 0.3으로 변화시켜 해석을 수행하였다. Fig. 2의 폭퍼짐비교를 보면 T -변수가 0.3인 경우가 실험결과와 근사하게 나타나고 있다. Fig. 3의 압하력비교에서는 T -변수가

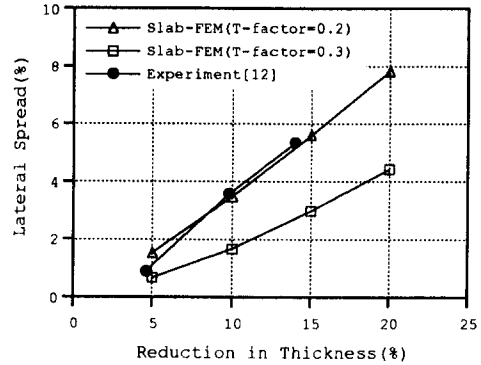


Fig. 2 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. ($W/H=1$, cold rolling)

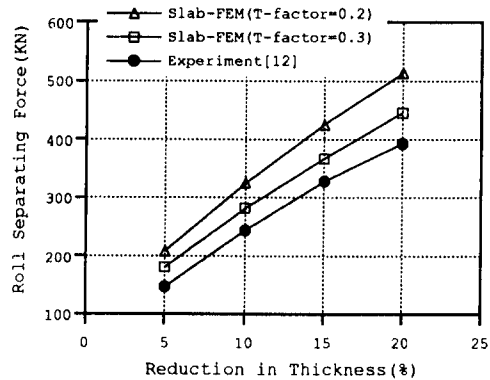


Fig. 3 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. ($W/H=1$, cold rolling)

0.2와 0.3일 경우의 차이만큼 실험결과가 0.3의 곡선아래에 놓이게 된다. 하지만 토크비교에서는 실험결과와 많은 차이를 보이며, 오히려 15%, 20% 압하율에서는 토크가 더 감소하는 결과가 나타났다.

3.1.2 $W/H=2$

T -변수를 0.2와 0.3으로 변화시켜 해석을 수행하였다. Fig. 4의 폭퍼짐비교를 보면 5%, 10% 압하율에서는 T -변수가 0.3인 경우가 실험결과와 일치하는 경향을 보이고, 15%, 20% 압하율에서는 0.2와 0.3의 중간에 실험결과가 위치하는 것을 볼 수 있다. Fig. 5의 압하력 비교에서는 $W/H=1$ 의 경우와 같이 T -변수가 0.2와 0.3일 경우의 차이만큼 실험결과가 0.3의 곡선아래에 놓이게 된다. 역시 토크는 실험결과와 큰 차이를 나타내었다.

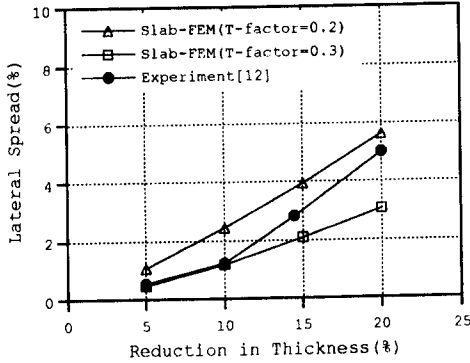


Fig. 4 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. (W/H=2, cold rolling)

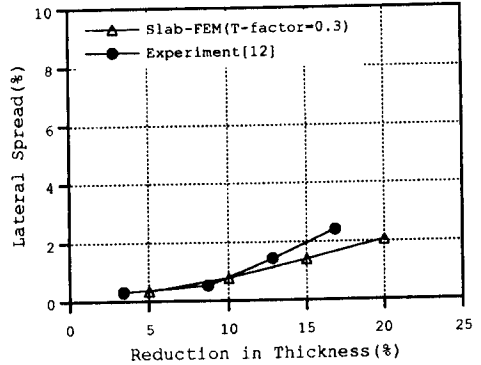


Fig. 6 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. (W/H=3, cold rolling)

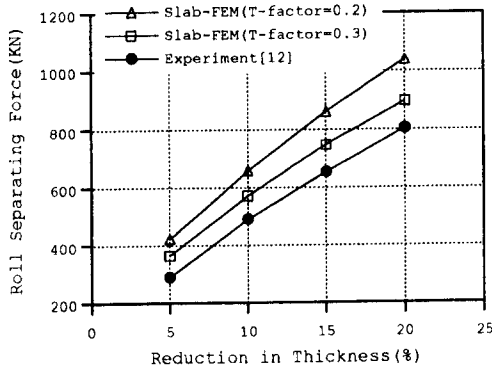


Fig. 5 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. (W/H=2, cold rolling)

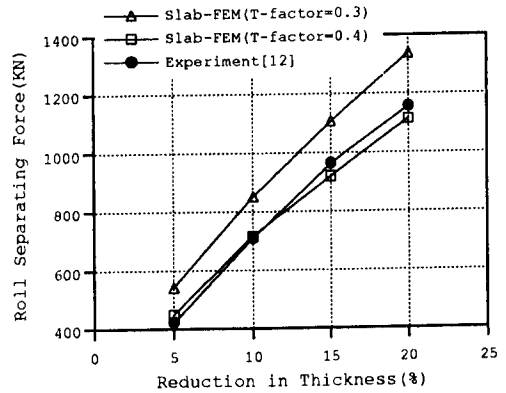


Fig. 7 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. (W/H=3, cold rolling)

3.1.3 W/H=3

이 경우에는 T-변수를 0.3과 0.4로 변화시켜 해석을 수행하였다. Fig. 6의 폭퍼짐비교를 보면 5%, 10% 압하율에서는 T-변수가 0.3일 때 실험결과와 근사하게 나타나고, 15%, 20% 압하율에서는 실험결과가 T-변수가 0.3인 경우보다 크게 나타난다. Fig. 7의 압하력비교에서는 T-변수가 0.4일 경우에 실험결과와 근사하게 나타난다. 토크는 해석결과가 감소율이 증가함에 따라 높아지다가 낮아지는 불규칙한 변화를 보여주고 있다.

3.1.4 T-변수의 선정

앞에서 설명한 해석결과를 기준으로하여 W/H 비와 압하율에 따라 폭퍼짐과 압하력을 실험결과에 가장 근접시킬 수 있는 T-변수값을 구하여 보았다. 폭퍼짐을 근사시킬 수 있는 T-변수는 W/H=1인 경우에 0.22~0.19 정도이며, 압하율에 따라

약간의 변화를 보이고 있다. W/H=2인 경우에 T-변수는 0.29~0.25 정도이며, W/H=3인 경우에 T-변수는 0.32~0.29정도가 타당한 것으로 예측된다. 압하력을 근사시키기 위한 T-변수는 W/H=1인 경우에는 5% 압하율에서 0.43이고, 20% 압하율에서 0.37까지 낮아지게 된다. W/H=2인 경우에는 5% 압하율에서 0.42이고 압하율 20%에서 0.36까지 낮아지게 된다. W/H=3인 경우에는 5% 압하율에서 0.41이고 20% 압하율에서는 0.38로 낮아지게 된다. 토크는 실험결과와 너무 큰 차이를 보이고, 불규칙한 변화를 보임으로 인하여 타당한 T-변수값을 구할 수 없었다.

3.2 열간압연

3.2.1 W/H=1

이 경우에는 T-변수를 0.0, 0.2, 0.4의 세가지

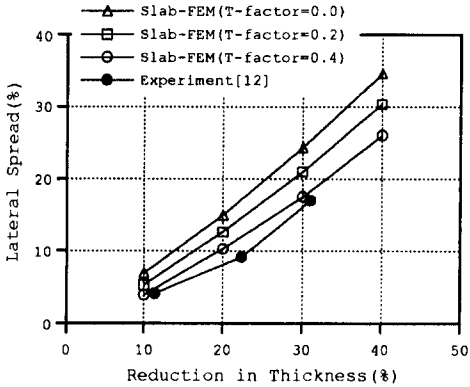


Fig. 8 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. (W/H=1, hot rolling)

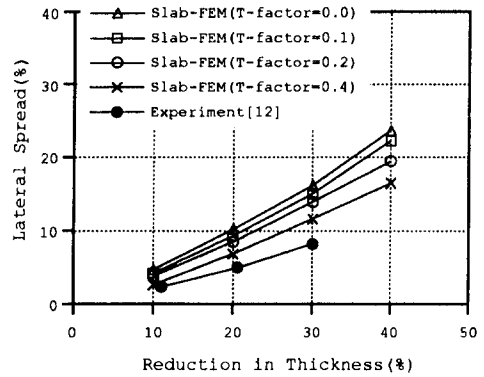


Fig. 10 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. (W/H=2, hot rolling)

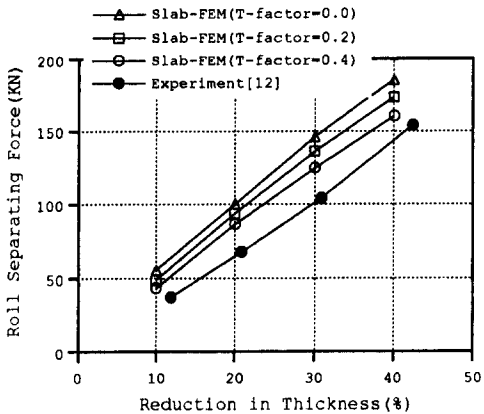


Fig. 9 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. (W/H=1, hot rolling)

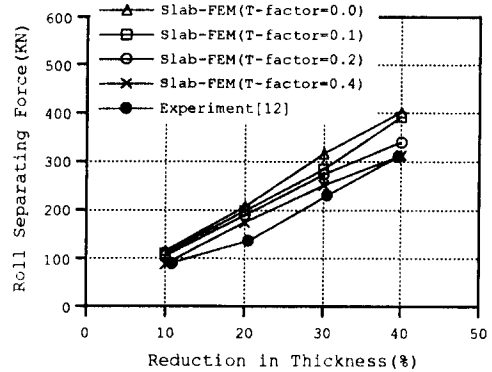


Fig. 11 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. (W/H=2, hot rolling)

로 변화시키면서 해석을 수행하였다. Fig. 8의 폭퍼짐비교를 보면 실험결과가 T-변수가 0.4의 경우보다 약간 낮게 나타났다. T-변수와 폭퍼짐과의 관계를 고려하여 보면, T-변수가 0.5일 경우의 해석결과는 압하량 10%와 30%의 실험결과에 근사하고, T-변수가 0.6일 경우는 압하량 20%의 실험결과에 근사할 것으로 예측된다. Fig. 9의 압하력비교를 보면 실험결과가 T-변수가 0.0, 0.2, 0.4인 경우들과 차이를 보이고 있으므로 T-변수를 0.45 정도로 조정해야 실험결과와 근사할 것으로 예측된다. 토크를 비교하여 보면 실험결과에서는 압하량에 따라서 증가하지만 해석결과에서는 토크가 불규칙적인 변화를 나타내고 있다.

3.2.2 W/H=2

이 경우에 T-변수를 0.0, 0.1, 0.2, 0.4의 네가

지로 변화시키면서 해석을 수행하였다. Fig. 10의 폭퍼짐비교를 보면, W/H=1인 경우와 유사하게 실험결과가 가장 밑에 위치하고 있다. 따라서 T-변수가 0.45일 때에는 압하율 10%의 실험결과와, T-변수가 0.6일 때에는 압하율 20%의 실험결과와 근사할 것이고, T-변수가 0.7일 때에는 압하율 30%의 실험결과와 근사할 것으로 예측된다. Fig. 11의 압하력비교를 보면 실험결과는 T-변수가 0.4인 곡선 밑에 위치하므로, 0.45정도가 실험결과에 근사시킬 수 있는 것으로 판단된다. 토크는 해석결과가 매우 불규칙하여 실험결과에 근사시키기 어려웠다.

3.2.3 W/H=3

이 경우에는 T-변수를 0.2, 0.3, 0.4의 세가지로 변화시켜 해석을 수행하였다. Fig. 12의 폭퍼짐

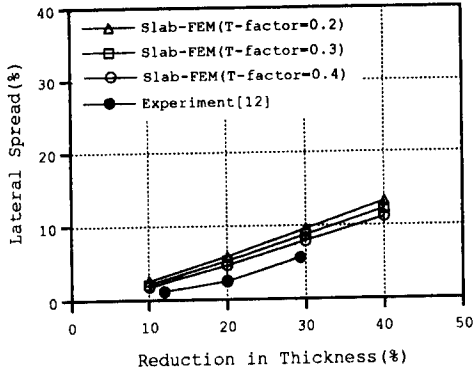


Fig. 12 Comparison of predicted spread ratios with experimental data. (W/H=3, hot rolling)

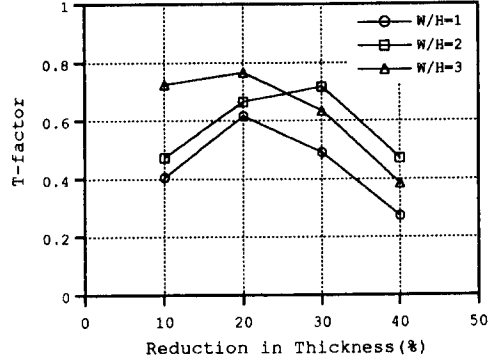


Fig. 14 Proper values of T-factor for prediction of spread (hot rolling)

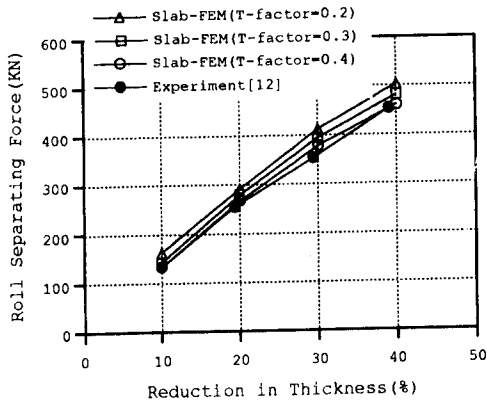


Fig. 13 Comparison of predicted roll separating forces with experimental data. (W/H=1, hot rolling)

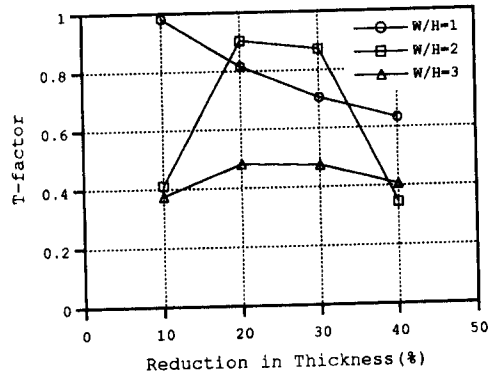


Fig. 15 Proper values of T-factor for prediction of roll separating force (hot rolling)

비교를 보면 실험결과가 T-변수가 0.4인 경우보다 아래에 있으므로 T-변수는 0.45정도가 적당할 것으로 판단된다. Fig. 13의 압하력비교를 보면 T-변수가 0.4인 경우가 실험결과에 가장 가까운 것으로 나타났다. 토크는 압하율에 대한 변화가 매우 불규칙하여 실험결과에 근사시킬 수 없었다.

3.2.4 T-변수의 선정

냉간압연의 경우와 같이 앞에서 설명한 해석결과를 기준으로하여 W/H비와 압하율에 따라 폭퍼짐과 압하력을 실험결과에 가장 근접시킬 수 있는 T-변수값을 구하여 보았다. Fig. 13에 폭퍼짐예측에 가장 타당한 T-변수값이 W/H비와 압하율에 따라 도시되어 있다. W/H=1인 경우에는 0.27~0.61, W/H=2인 경우에는 T-변수는 0.48~0.71, W/H=3인 경우에는 0.39~0.78로 나타났다. 압하력에

대한 T-변수값은 Fig. 14에 나타나 있다. W/H=1인 경우에 T-변수는 10% 압하율에서는 0.99이며, 압하율이 증가할수록 0.63까지 점차로 낮아졌다. W/H=2인 경우에는 T-변수는 압하율 20%, 30%에서만 다른 값보다 크게 나타났고 0.36~0.91까지의 변화를 보였다. W/H=3에서는 T-변수는 0.38~0.49정도의 변화를 보였다. 토크는 실험결과와 큰 차이를 보여서 타당한 T-변수를 구할 수 없었다.

4. 결 론

본 연구에서는 슬래브-유한요소법으로 사각단면 소재의 냉간 및 열간압연공정을 해석하였다. 이를 위하여 열간압연에서 발생하는 불균일한 온도분포는 대류, 복사경계조건을 갖는 반무한 고체에서의

온도방정식을 유도하여 응용하였다. 압연진행방향으로의 열전달이 비교적 작으므로 소재단면에 대한 이차원 열전달로 가정하였으며, 변형에너지의 90%가 열로 변환된다고 가정하였다. 폭/높이의 비가 1, 2, 3인 소재의 열간과 냉간압연을 여러 가지의 압하율에 대하여 해석하고, 해석결과중 폭퍼짐, 압하력, 토크 등을 실험결과와 비교하였다. 연구결과를 요약하면 다음과 같다.

4.1 T-변수

소재단면에 일반화된 평면변형조건을 적용함으로써 인하여 실제변형과는 다른 변형이 나타나게 된다. 따라서 이와같은 변형을 실제변형에 근접시켜주기 위하여 소재에 임의의 인장응력을 부과시키는 방법을 채택하였다. 이를 위하여 T-변수라는 변수를 사용하였는데 이는 소재의 유동응력에 대한 인장응력의 비로 정의된다. 여러가지 T-변수값에 대하여 해석을 수행하고, 실험결과와 비교하여 냉간과 열간압연시 소재단면의 폭/높이의 비와 압하율에 따라 적절한 T-변수값을 구하였다.

4.2 소재인입속도

본 연구에서 사용된 해석방법은 소재의 인입속도를 이용하여 일반화된 평면변형조건을 적용시킨다. 따라서 전, 후방장력을 가하지 않았다면 출구쪽 슬래브에서 압연방향으로의 인장응력이 영이 되어야 한다. 만약 소재의 인입속도가 실제보다 크다면 전방장력을 가한 결과가 되고, 인입속도가 작으면 후방장력을 가한 결과가 된다. 본 해석에서는 반복해석을 통하여 인장응력을 영에 수렴되게 하는 인입속도를 구하여야 하는데, 인입속도의 영향이 인장응력과 폭퍼짐 등에 미치는 영향이 매우 크므로 쉽게 구할 수 없었다. 예를 든다면 $W/H=1$, T -변수=0.4, 압하율이 30%인 열간압연해석의 경우, 소재의 인입속도를 696 mm/sec로 하면 인장응력이 -411.3 KN이고 폭퍼짐이 17.6%인데 반하여, 소재의 인입속도를 695 mm/sec로 하면 인장응력이 -5751.5 KN이 되고 폭퍼짐은 19.1%으로써 큰 차이를 보였다.

4.3 마찰계수

열간압연실험은 무윤활조건에서 수행되었으며, 해석에서는 마찰계수 m 을 0.75로 가정하였다. 실험결과중 $W/H=1$, 30% 압하하였을 때의 폭퍼짐

은 15.9%로 나타났고, 해석에서는 동일조건하에 T -변수=0.4로 하였을 때 17.5%로 나타났다. 하지만 마찰계수 m 을 0.5로 변경하여 해석하였을 때의 폭퍼짐은 14.5%로 나타났다. 따라서 해석결과는 마찰계수의 값에 따라 크게 영향을 받을 수 있었다.

4.4 치수측정부위

해석결과와 폭퍼짐예측이 실험결과보다 작게 나타났다. 압연시 소재의 중간부에 베릴링현상이 나타나는데, 폭퍼짐측정을 위해서는 중간부를, 상하부를, 또는 이들의 평균값을 구하는 방법들이 있다. 본 연구에서는 해석결과와 중간부치수를 추출하여 실험결과와 비교하였다. 또한 열간압연에서는 소재가 냉각된 상태에서 측정하였을 것으로 가정하였으므로 열팽창에 의한 치수변화는 고려하지 않았으며, 스케일에 의한 소재손실도 고려하지 않았다.

4.5 토크

실제압연에서는 소재의 삼차원변형으로 인하여 임의의 단면에서 압연방향으로의 속도분포가 불균일하다. 하지만 본 연구에서 사용된 슬래브-유한요소법은 일반화된 평면변형조건을 가정하고 있으므로 소재속도와 물속도가 일치하는 곳인 중립점을 결정하는 데에 있어 오차를 유발하게 된다. 토크는 롤의 반지름과 중립점을 기준으로 롤의 입구쪽과 출구쪽에서의 마찰력을 계산하여 구하므로 중립점의 위치가 부정확할수록 오차는 증가하게 된다. 결론적으로 슬래브-유한요소법은 압연토크의 계산에는 부정확하다는 판단을 할 수 있다.

참고문헌

- (1) Lenard, J. G. and Pietrzyk, M., 1989, "The Predictive Capabilities of a Thermal Model of Flat Rolling," *Steel Research*, 60, 9, pp. 403~406.
- (2) Kiuchi, M. and Yanagimoto, J., 1987, "Computer Aided Simulation of Shape Rolling Processes," *Proceedings of 16th NAMRC*, pp. 34~40.
- (3) Park, J. J. and Oh, S. I., 1990, "Application of Three dimensional Finite Element Analysis to Shape Rolling Processes," *Trans. ASME, J. Engrg. for Industry*, Vol. 112, pp. 36~46.
- (4) Shin, H., Kim, N. and Park, J. J., 1993, "The

- Analysis of H-Shape Rolling by the Finite Element Method," *KSME*, Vol. 17, No. 5, pp. 1095~1105.
- (5) Kemp, I. P., 1990, "Model of Deformation and Heat Transfer in Hot Rolling of Bars and Sections," *Ironmaking and Steelmaking*, 17, 2, pp. 139~143.
- (6) Bertrand, C. Corsini, Montimitonnet, P. and Chenot, J. L., 1989, "A Three Dimensional Analysis of Hot Rolling with a Steady State Thermomechanical Approach," *Numiform* 89, Rotterdam, pp. 303~308.
- (7) Kim, N., 1993, "Finite Element Analysis of Hot Rolling," *KSTP*, Vol. 2, No. 3, pp. 65~72.
- (8) 박종진, 정낙준, 1994, "열간압연중 발생하는 열전달의 근사해석," 대한기계학회논문집, '94년도 추계 학술대회논문집(I), pp. 783~743
- (9) Schneider, P. J., 1955, *Conduction Heat Transfer*, Addison-Wesley.
- (10) Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., 1959, *Conduction of Heat in Solids*, 2nd ed., Oxford University Press, London.
- (11) Holman, J. P., 1986, *Heat Transfer*, 6th ed., McGraw-Hill.
- (12) Lahoti, G. D., Akgerman, N., Oh, S. I. and Altan, T., 1980, "Computer-Aided Analysis of Metal Flow and Stresses in Plate Rolling," *Journal of Mechanical Working Technology*. 4, pp. 105~119.