

(論 文)

熱間 壓延 工程의 新近似解法

전만수* · 강윤희* · 황상무**

(1990년 6월 11일 접수)

An Approximate Analysis of Hot Strip Rolling—a New Approach[†]

M. S. Joun, Y.H. Kang and S.M. Hwang

Key Words : Hot Strip Rolling(열간박판압연), Rolling Parameter(압연변수), Roll Force(압하력), Roll Torque(롤토크), Energy Consumption(소요 에너지), Approximate Method(근사해법)

Abstract

A new method of predicting effect of rolling parameters on roll pressure, roll force, and power and energy consumptions in hot strip rolling is presented. The method is based on approximate solutions for velocity, strain rate, and stress distributions in the roll gap. The degree of approximation was examined by the finite element solutions. The theoretical predictions were compared with experimental data from hot rolling of steel strip and steel plate.

기 호 설 명

- | | |
|------------------------------------|----------------------------------|
| c, m : 재료상수 | $v_{i,j}$: 속도구배 |
| f_n : 롤에 작용하는 압력 | x_1 : 출구(exit)의 위치 |
| f_t : 롤에 작용하는 접선응력 | x_0 : 입구(entrance)의 위치 |
| f_x : 접촉면에 작용하는 합력의 x성분 | $\bar{\epsilon}$: 유효변형도 |
| f_y : 접촉면에 작용하는 합력의 y성분, 압하력 | $\dot{\bar{\epsilon}}$: 유효변형도속도 |
| $2h$: 롤간의 수직거리 | θ : 출구로부터 측정된 각도 |
| $2h_1$: 스트립의 최종두께 | θ_0 : 접촉각 |
| H_0 : 스트립의 초기두께 | $\bar{\sigma}$: 유효응력(유효응력) |
| b : 정수압 | σ_{ij} : 응력텐서 |
| $2Q$: 부피유동률(volumetric flow rate) | τ_{ij} : 편차응력텐서 |
| R : 롤의 반경 | τ_w : 접촉면에서의 전단응력 τ_w |
| rpm : 1분동안의 롤 회전수 | |
| T : 온도 | |
| V : 롤속도 | |
| v_i : 재료의 유동속도 | |

1. 서 론

참고문헌 (1)과 (2)에서 제시된 바와 같이 유한 요소법에 바탕을 둔 컴퓨터 시뮬레이션 기술은 보다 정확하고 많은 양의 정보를 제공하고 있지만, 열간압연 공정의 수학적인 근사 모델은 그 나름대로의 장점을 가지고 있다. 그 이유는 사용하기에

*정회원, 포항공과대학 대학원
**정회원, 포항공과대학 기계공학과

편하고, 유한요소법에 의한 해석보다 훨씬 적은 양의 계산시간이 사용되기 때문이다. 그러므로, 밀(mill)의 설계와 사용중인 밀의 진단을 위하여, 근사적인 해석 모델로부터 출발하여 마지막 단계에서 유한요소 시뮬레이션 기술을 이용하여 설계나 해석 결과를 확인하는 것이 바람직하다. 또한, 근사해석법은 온라인 공정제어에 필요한 공정변수를 비롯한 각종 제어정보를 예측하는 목적으로도 활용될 수 있다. 열간압연에서의 최근 경향중의 하나는 공정변수들을 제어하여 제품의 품질을 높이려는 시도이다. 이 목적을 달성하기 위하여 넘어가야 할 단계로 공정변수들과 품질관련 정보들 즉, 롤의 압력분포, 변형도 및 온도 분포 등과의 관계를 예측하는 능력을 개발하여야 한다. 유한요소 시뮬레이션이 이러한 능력을 제공할 수 있지만 유한요소법과 같은 복잡한 수학적 모델을 생산현장에서 사용할 공정변수의 온라인 제어용 컴퓨터 프로그램의 개발에 사용되는데는 어려움이 따른다.

이러한 필요성을 충족시키기 위하여 열간압연의 근사해법 개발을 위한 많은 노력이 오랫동안 시도되어 왔다. 개발된 이론적인 모델들은 주로 압하력, 롤토크, 동력의 소모량 등과 압연변수들(롤의 직경, 박판의 초기온도 및 두께, 압하율, 패스의 수, 롤의 속도, 마찰조건) 사이의 관계를 구하는 것이었다. 열간박판압연의 해석을 위한 대부분의 수학적 모델들은 롤간극의 수직단면상에서 힘의 평형과 관련되어 있다. Orowan의 모델⁽³⁾은 이것들중 가장 엄밀한 것이다. Orowan은 Siebel과 Lueg의 실험결과⁽⁴⁾를 사용하여 접선응력이 재료의 전단항복응력에 이를 정도로 마찰계수가 충분히 클 수 있고, 이 때는 박판이 롤에 붙어서 움직이는 스틱킹(Sticking)현상이 발생하는 것을 보였다. 그리고 유효변형도의 변화, 유효변형도속도의 변화, 온도의 변화 등으로 인하여 재료의 유동응력이 압연진행도중에 변화하는 것을 인식하였고, 이러한 현상을 그의 모델이 취급할 수 있도록 고려하였다. 그 이후 Orowan 모델의 단순화를 위하여 많은 가정들이 제시되었다. Sims⁽⁵⁾, Orowan, Pascoe⁽⁶⁾가 대표적이며, 현장에서는 Sims의 모델이 가장 널리 사용되고 있다.

Alexander와 Ford⁽⁷⁾는 Orowan과 Pascoe의 모델을 극한해석방법을 이용하여 수정하였고, 그들의 결과를 Sims의 결과와 비철금속에 대한 Wallquist의 실험결과⁽⁸⁾ 등과 비교하였다. Alexander와

Ford의 결과는 Sims의 결과와 매우 잘 일치하였다. 또한 Gupta와 Ford⁽⁹⁾는 Alexander와 Ford의 결과가 강에 대한 Wallquist⁽¹⁰⁾의 결과와도 잘 일치함을 보였다. Alexander⁽¹¹⁾는 또한 엄밀한 슬립라인장의 해도 제시하였다. 그는 접촉면의 전체를 스틱킹 마찰로 가정하였으며, 응력장과 변형도장에 대해서 일치하는 결과를 얻기 위하여 그림을 이용한 해법(graphical method of solution)을 사용하였다. Green과 Wallace⁽¹²⁾는 열간압연을 위한 상계해법(upper bound approach)을 개발하였다. 재료는 완전소성의 성질을 지니고 있고, 접촉면에서의 전단응력은 평면변형시의 전단항복응력이 된다고 가정하였다. 이 방법은 Green, Sparling, Wallace⁽¹³⁾등에 의하여 슬립이 일어나는 경우와 슬립과 스틱킹이 혼합된 경우를 고려할 수 있도록 확장되었다. Slipp과 Smith⁽¹⁴⁾는 생산현장에서 얻어진 실험결과들을 토대로 Sims와 Green의 모델이 비슷한 정확도를 가진다는 것을 보였다.

열간박판압연에서 접촉면의 길이는 롤간극의 두께보다 매우 크며, 마찰계수는 롤과 공작물 사이에 스틱킹이 일어나기에 충분할 정도로 크다. 그 결과, 재료의 유동은 롤의 회전에 기인하는 드랙(drag)의 지배를 받으며, 이로 인하여 롤간극에서는 압연방향에 수직인 방향으로 매우 큰 변형도속도의 차이가 발생된다. Orowan은 수직단면에서 변형도속도가 일정하다고 가정하였다. 그러나 이것은 재료의 유동응력이 변형도속도에 매우 민감하게 영향을 받을 때, 롤압력의 해석에 오차를 발생시킬 수가 있다. 왜냐하면 접촉면 부근의 영역에서 변형도속도가 훨씬 높기 때문이다. 수정된 Orowan의 모델과 슬립라인 모델, 그리고 상계해법 모델 등은 롤간극의 단면상의 모든 점에서 유동응력이 일정하다고 가정하였는데, 열간압연공정 등과 같은 고마찰의 경우에는 맞지 않는 문제점을 지니고 있다.

본 논문에서는 롤압력과 롤토크를 예측하는 새로운 방법이 제시된다. 이 방법은 롤 간극에서의 자세한 변형도속도의 분포를 예측할 수 있으며, 특히 롤압력과 롤토크의 계산에 필요한 유동응력 분포도 계산할 수 있다. 이 방법을 이용하여 압연조건과 재료성질이 롤압력, 압하력, 롤토크 등에 미치는 영향을 조사하였다. 또한, 이 방법에 의해서 예측된 결과를 참고문헌과 포항제철의 공정 데이터로부터 발체한 실험 데이터와 비교하였으며, 유한요소 해석결과와도 비교하였다.

2. 예비적 고찰

일반적으로 금속의 유동응력은 온도, 유효변형도, 유효변형도속도의 함수이다. Alder와 Phillips⁽⁵⁾는 이 함수가 다음과 같이 표현되는 것이 적합하다는 것을 보였다.

$$\bar{\sigma} = c(\bar{\epsilon}, T) \dot{\bar{\epsilon}}^m(\bar{\epsilon}, t) \quad (1)$$

일반적으로 금속은 상온에서 변형경화를 일으키며, 유동응력은 유효변형도가 증가함에 따라 증가하게 되지만, 유효변형도속도의 변화는 유동응력에 비교적 적은 영향을 미친다. 고온에서의 변형은 상온에서의 반대의 경향을 나타낸다. 온도가 높은 경우, 초기의 변형경화의 축적과정 이후, 열연화현상(thermal softening)은 생성되는 변형경화를 연속적으로 없애준다. 따라서 유효변형도가 어떤 값에 도달하면 유동응력은 유효변형도의 증가에 큰 영향을 받지 않게 되는데, 이 때의 유효변형도를 임계 유효변형도라고 칭한다. 이러한 현상은 Alder와 Phillips, Cook⁽¹⁶⁾, Hinkforth와 Konig⁽¹⁷⁾의 결과로부터 알 수 있다. 그들이 실험에서 사용한 유효변형도속도와 온도의 범위내에서 강의 임계유효변형도는 0.3과 0.6사이에서 존재하며, 알루미늄과 구리 합금의 경우는 이보다 작다. 한편, 열간박판압연은 여러 개의 연속적인 패스로 구성되어 있으므로, 최초의 패스를 제외한 패스에서의 전체 유효변형도는 이 값의 범위를 넘게 된다. 이것은 Fig. 1의 유한요소 시뮬레이션 결과에 나타나 있다. Fig. 1~3의 유한요소해석을 위한 공정변수는 Fig. 6에서 보는 바와 같고, $m=0.15$ 인 재료가 해석에 사용되었다.

이러한 현상을 바탕으로, 기본방정식들을 유도할 때, 전체의 유효변형도는 항상 임계유효변형도보다 크고, 이에 따라 식 (1)에서 c 와 m 은 유효변형도에 무관한 상수라고 가정한다.

Fig. 2로부터, 마찰이 비교적 작을 때는, 유동응력과 정수압이 수직방향을 따라서 거의 일정하게 분포된다는 것을 알 수 있다. 이것은 압축력이 드랙보다 재료의 유동에 보다 큰 영향을 주기 때문이다. 따라서 유동응력이 주어진 단면에서 거의 일정하다는 Orowan 등의 가정은 이 경우의 현상을 잘 반영한다고 볼 수 있다.

Fig. 3은 마찰이 높을 때의 유동응력은 수직단면 상에서 균일하게 분포되지 않음을 보여주고 있다.

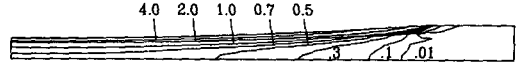


Fig. 1 Distribution of effective strain in a hot strip rolling process

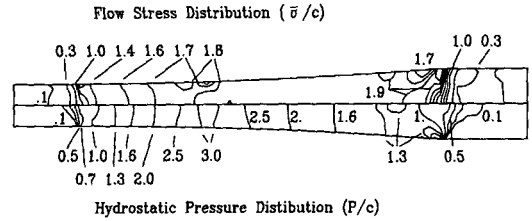


Fig. 2 Distribution of flow stress and hydrostatic pressure for a low friction case ($\mu=0.1$)

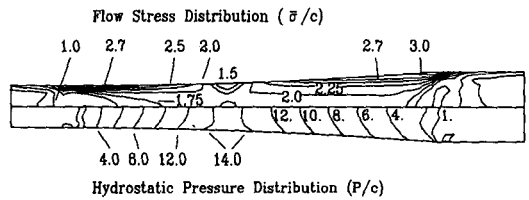


Fig. 3 Distribution of flow stress and hydrostatic pressure for a high friction case (Sticking)

그러나 정수압은 마찰이 낮을 때와 같이 거의 균일하게 분포되어 있다.

이러한 고찰로부터 정수압의 균일성은 유동응력의 균일성보다 마찰의 증가에 의하여 받는 영향이 적음을 알 수 있다.

3. 기본 방정식

박판압연 과정의 기하학적 모델은 Fig. 4에 나타나 있다. 열간박판압연에서는 롤직경에 대한 롤간극의 두께의 비가 매우 작고, 유동은 드랙에 의하여 발생하기 때문에, 유선은 x 축에 거의 평행하다. 따라서 유선은 x 축에 평행하다는 가정이 가능하고 이를 수식적으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial v_x}{\partial y} \gg \frac{\partial v_x}{\partial x} \quad (2)$$

$$\frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \gg \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} \quad (3)$$

평면변형의 경우, 유효변형도속도는 다음과 같이 근사화된다.

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \frac{1}{\sqrt{3}} |v_{x,y}| \quad (4)$$

전단응력과 속도구배 사이의 관계는 다음과 같이 근사화된다.

$$\tau_{xy} = \frac{1}{3} \frac{\sigma}{\epsilon} v_{x,y} \quad (5)$$

x방향의 운동방정식을 근사화하면 다음과 같다.

$$-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \quad (6)$$

식 (1), (4), (5)로부터 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$v_{x,y} \geq 0 \text{ 일때, } \tau_{xy} = a(v_{x,y})^m \quad (7)$$

$$v_{x,y} < 0 \text{ 일때, } \tau_{xy} = -a(-v_{x,y})^m \quad (8)$$

여기서 $a = c(\sqrt{3})^{-1-m}$ 이다. 그리고 이미 설명한 바와 같이 물간극에서의 유효변형도가 충분히 높을 때, 위에서 사용한 계수들을 일정하다고 간주할 수 있다.

y방향을 따라서 정수압이 일정하다고 가정하고, 식 (6)을 적분하면 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$\tau_{xy} = \frac{dp}{dx} y + C(x) \quad (9)$$

여기서 유동의 대칭성으로부터 $y=0$ 일 때, $\tau_{xy}=0$ 이므로 $C(x)=0$ 이다.

식 (7), (8), (9)에서 속도구배는 다음의 관계에 의하여 압력 구배로부터 결정 된다는 것을 알 수 있다.

$$\frac{dp}{dx} \geq 0 \text{ 일때, } v_{x,y} = \left(\frac{1}{a} \frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} y^{\frac{1}{m}} \quad (10)$$

$$\frac{dp}{dx} < 0 \text{ 일때, } v_{x,y} = -\left(-\frac{1}{a} \frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} y^{\frac{1}{m}} \quad (11)$$

식 (10)과 (11)을 적분하고, 접촉면에서의 노슬립 경계조건을 적용하면, 다음과 같은 속도장이 얻어진다.

$$\frac{dp}{dx} \geq 0 \text{ 일때, } v_x = \frac{m}{m+1} \left(\frac{1}{a} \frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \left(y^{\frac{1+m}{m}} - h^{\frac{1+m}{m}}\right) + V \cos \theta \quad (12)$$

$$\frac{dp}{dx} < 0 \text{ 일때, } v_x = -\frac{m}{m+1} \left(-\frac{1}{a} \frac{dp}{dx}\right)^{\frac{1}{m}} \left(y^{\frac{1+m}{m}} - h^{\frac{1+m}{m}}\right) + V \cos \theta \quad (13)$$

식 (12)와 (13)을 물간극의 수직 거리 h 를 따라서 적분하면, 부피유동률과 압력구배 사이의 다음과 같은 관계를 얻을 수 있다.

$$Q \leq V \cos \theta h \text{ 일 때, } \frac{dp}{dx} = a \left(\frac{1+2m}{m}\right)^m (V \cos \theta \times \theta h - Q)^m h^{-2m-1} \quad (14)$$

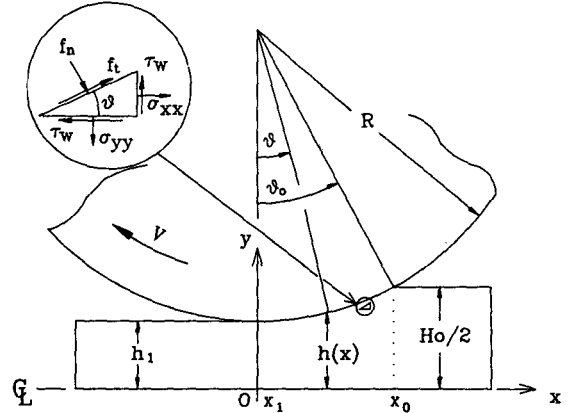


Fig. 4 Geometric model for strip rolling process

$$Q > V \cos \theta h \text{ 일 때, } \frac{dp}{dx} = -a \left(\frac{1+2m}{m}\right)^m \times (-V \cos \theta h + Q)^m h^{-2m-1} \quad (15)$$

식 (12)와 (13)의 속도장으로부터 수직 변형도속도를 구하면 다음과 같다.

$$v_{x,x} = \frac{2m+1}{m+1} \frac{V}{h} \left\{ \left(\frac{y}{h}\right)^{(m+1)/m} - 1 \right\} \frac{d}{dx} (\cos \theta h) - \frac{(2m+1)^2}{m(m+1)} (V \cos \theta h - Q) h^{-2} \left(\frac{y}{h}\right)^{(m+1)/m} - \frac{m}{m+1} \frac{dh}{dx} + V \frac{d}{dx} (\cos \theta) \quad (16)$$

여기서 $\cos \theta = \sqrt{1 - (x/R)^2}$, $h = R + h_1 - \sqrt{R^2 - x^2}$ 이다.

Fig. 4에서 보는 바와 같이 접촉면에서의 롤압력 f_n 및 접선응력 f_t 를 힘의 평형조건식으로부터 다음의 식으로 표현할 수 있다.

$$f_n = p + \tau_w \sin 2\theta - \tau_{xy} \cos 2\theta \quad (17)$$

$$f_t = \tau_w \cos 2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (18)$$

식 (18)에서 접선응력이 사라지는 중립점에서의 전단응력 τ_w 는, 특히 각도가 작을 때, 매우 작다. τ_w 가 영일 때, dp/dx 가 영이므로, dp/dx 또는 τ_w 가 영인 접촉면상의 점을 중립점으로 근사화할 수 있다.

접촉면에 작용하는 합력벡터의 성분들은 다음과 같다.

$$F_x = \int_{x_1}^{x_0} (f_t + f_n \tan \theta) dx \quad (19)$$

$$F_y = \int_{x_1}^{x_0} (f_n - f_t \tan \theta) dx \quad (20)$$

이제 롤압력 분포와 법선응력 분포를 계산하기 위하여 수치적인 방법을 적용할 수가 있다. 우선 중립점의 위치를 가정하여 중립점에서 압력구배가 영이되는 조건으로부터 부피유동률을 계산한다. 접촉면을 따라서 수치 적분점에서의 압력구배, 변형도속도, 편차응력성분 등을 계산한다. 또한, 정수압은 롤입구에서의 σ_{xx} 가 영이되는 조건과 이미 구한 압력구배를 이용하여 수치적분을 실시하므로써 계산된다. 다음에 F_x 를 계산하여 해의 수렴여부를 확인하고, 수렴하지 않았을 경우에는 F_x 의 값을 바탕으로 중립점의 위치를 적절히 수정한다. 위의 과정을 x 방향의 힘의 평형상태에 도달할 때까지 반복한다.

4. 적용 결과

Fig. 5와 6은 본 논문에서 제시된 모델에 의한 결과와 유한요소 시뮬레이션 결과를 비교하여 모델의 정확도의 정도를 나타내고 있다. 이 모델에 의하여 예측된 롤의 압력분포는 기초적인 압연이론들에 의하여 예측되는 마찰언덕(friction hill)보다 부드럽게 나타나고 있음을 알 수 있다. 20%와 40% 압하율에 대하여 압력의 최대치와 중립점들은 유한요소의 결과와 잘 일치하고 있다. Fig. 7과 8은 편 의상 재료의 두께를 확장한 그림이다. Fig. 7은 계산된 유효변형도속도의 분포가 유한요소 해석결과

와 잘 일치함을 보여주고 있다. 유효변형도속도는, 특히 롤의 입구에서, 얇은 표면층에서 매우 높으며, 중립점 부근의 영역과 표면층 이외의 영역에서는 작다. 이 결과는 접촉면에서의 스티킹 현상을 재현하기 위하여 plasticine bar와 표면을 다듬지 않은 목재 롤을 사용한 Orowan의 실험⁽³⁾에서도 나

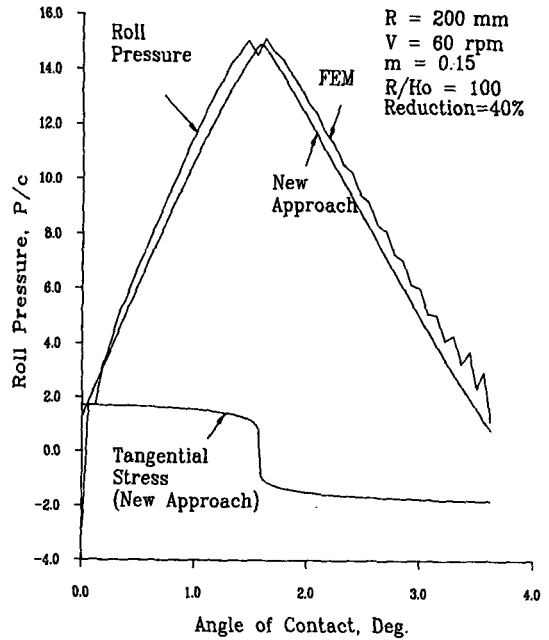


Fig. 6 Comparison of roll pressure predicted by new approach with FEM for 40% reduction

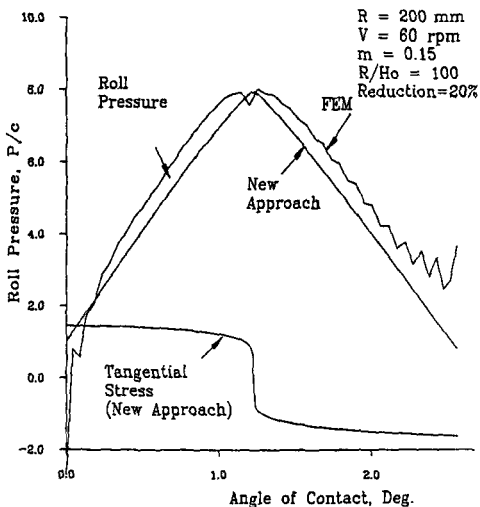


Fig. 5 Comparison of roll pressure predicted by new approach with FEM for 20% reduction

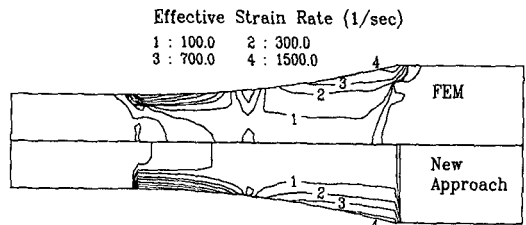


Fig. 7 Comparison of effective strain rate predicted by new approach with FEM

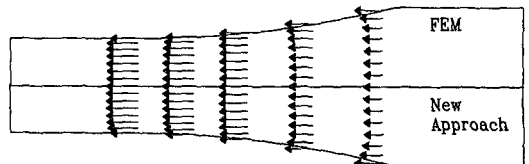


Fig. 8 Comparison of velocity profile predicted by new approach with FEM

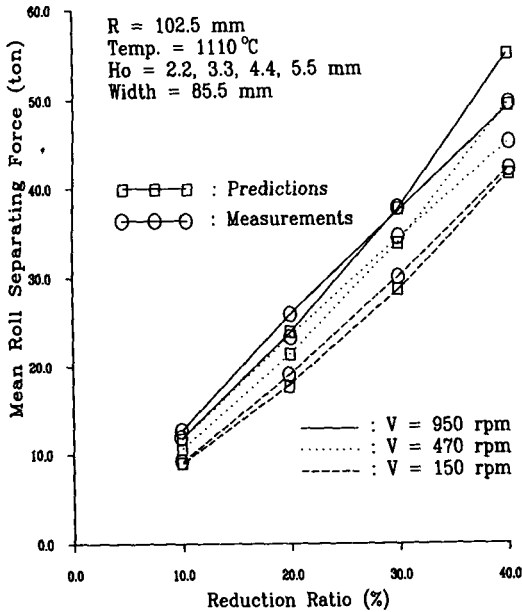


Fig. 9 Comparison of roll force predicted by new approach with that measured by SKF

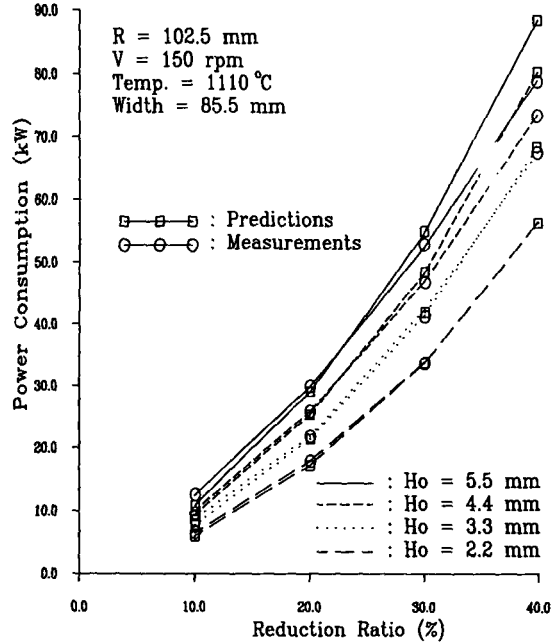


Fig. 10 Comparison of roll force predicted by new approach with that measured by SKF

타나고 있다. Fig. 8은 예측된 속도분포와 유한요소 해석결과가 잘 일치하고 있음을 보여주고 있다. 속도분포도는 박판의 내부보다 표면에서 매우 빠른 속도구배를 나타내고 있다.

S.K.F.⁽¹⁸⁾는 두께 5.5, 4.4, 3.3, 2.2mm, 폭 85.5mm의 1.0%탄소강을 150, 470, 950rpm으로 회전하는 직경 205mm의 작업롤로 압연하는 실험을 실시하였다. Fig. 9는 1110°C에서 주어진 롤의 회전 속도에 대해서 네 가지의 박판으로부터 실측된 압하력의 평균값과 계산치의 평균값을 비교하고 있다. 계산에 사용한 재료상수 c 와 m 은 Table 1에 나타나 있다. 이 값들은 참고문헌⁽¹⁸⁾에서 발췌하

였으며, Cook⁽¹⁹⁾에 의해서 얻어진 중탄소강에 대한 실험결과들을 곡선으로 근사화하여 구하였다. S.K.F.에 의해서 측정되어진 압하력은 압하율과 함께 선형적으로 증가하지만 예측한 결과는 압하력이 압하율의 2차 함수로 표시될 수 있음을 보여주고 있다. 계산에 사용된 c 와 m 값들은 S.K.F. 실험에 쓰여진 재료의 유동응력을 충분히 정확하게 나타내지 못할 가능성이 있다. 그럼에도 불구하고, 예측한 값들은 특히 낮은 속도에서 측정치와 잘 일치하고 있다. 박판압연에 소요되는 일률의 예측값과 측정치도 Fig. 10에서 보는 바와 같이 거의 일치하고 있다.

Table 1 Material properties

| Temp. (°C) | 1% carbon steel | | Low carbon steel | |
|------------|------------------------|-------|------------------------|-------|
| | c kg/mm ² | m | c kg/mm ² | m |
| 900 | 14.77 | 0.128 | 16.24 | 0.099 |
| 1000 | 9.56 | 0.179 | 11.32 | 0.147 |
| 1100 | 6.82 | 0.191 | 8.37 | 0.166 |
| 1200 | 4.57 | 0.232 | 5.27 | 0.218 |

새로운 모델에 의하여 예측된 압하력은 포항제철의 후판압연 밀에서의 측정 결과와 비교되었다. 실험을 위해서 선택한 재료는 0.15%탄소의 JN-SS41 강으로, 각 패스에 대해서 측정되어진 스타브의 초기 온도, 압하율, 초기 두께, 그리고 롤속도가 Table 2에 제시되었다. 두 개의 다른 압연공정이 연구되어졌으며, JN-SS41 강의 유동응력 특성이 Cook가 측정된 고온에서의 저탄소강의 응력-변형도 속도 곡선에 의해서 근사화될 수 있다고 가정하였다. 각 곡선에 해당하는 c 와 m 의 값은 참고문헌⁽¹⁹⁾에서 인용하였으며, Table 1에 제시되었

Table 2 Rolling parameters

| Process No. | Pass No. | $H_o/2$ (mm) | h_1 (mm) | width (mm) | Temp. (°C) | Roll speed (mm/sec) |
|-------------|----------|--------------|------------|------------|------------|---------------------|
| 1 | 1 | 110.0 | 101.14 | 2879.0 | 1178.7 | 2271.0 |
| | 2 | 101.14 | 91.85 | 2899.0 | 1173.8 | 2280.0 |
| | 3 | 91.85 | 82.13 | 2900.0 | 1167.9 | 2280.0 |
| | 4 | 82.13 | 70.43 | 2570.0 | 1156.2 | 2300.0 |
| | 5 | 70.43 | 58.64 | 2573.0 | 1149.5 | 2270.0 |
| | 6 | 58.64 | 47.18 | 2576.0 | 1139.8 | 2320.0 |
| | 7 | 47.18 | 37.37 | 2578.0 | 1130.9 | 2530.0 |
| | 8 | 37.37 | 29.66 | 2580.0 | 1123.0 | 2730.0 |
| | 9 | 29.66 | 22.93 | 2563.0 | 1077.9 | 2210.0 |
| | 10 | 22.93 | 17.30 | 2570.0 | 1063.3 | 3230.0 |
| | 11 | 17.30 | 13.17 | 2571.0 | 1049.1 | 3560.0 |
| | 12 | 13.17 | 11.36 | 2572.0 | 1029.4 | 4340.0 |
| | 13 | 11.36 | 9.91 | 2572.0 | 1000.5 | 4860.0 |
| | 14 | 9.91 | 8.87 | 2573.0 | 940.4 | 5020.0 |
| | 15 | 8.87 | 8.23 | 2573.0 | 940.4 | 5110.0 |
| | 16 | 8.23 | 7.79 | 2573.0 | 909.2 | 4880.0 |
| 2 | 1 | 110.0 | 101.11 | 2895.0 | 1175.1 | 2330.0 |
| | 2 | 101.11 | 91.95 | 2930.0 | 1170.3 | 2390.0 |
| | 3 | 91.95 | 82.12 | 2932.0 | 1164.2 | 2400.0 |
| | 4 | 82.12 | 70.40 | 2576.0 | 1152.6 | 2310.0 |
| | 5 | 70.40 | 58.66 | 2579.0 | 1147.0 | 2250.0 |
| | 6 | 58.66 | 47.00 | 2582.0 | 1122.6 | 2290.0 |
| | 7 | 47.00 | 37.27 | 2584.0 | 1107.6 | 2570.0 |
| | 8 | 37.27 | 29.57 | 2586.0 | 1079.5 | 2710.0 |
| | 9 | 29.57 | 22.38 | 2573.0 | 1042.5 | 2200.0 |
| | 10 | 22.38 | 17.03 | 2574.0 | 1028.3 | 3350.0 |
| | 11 | 17.03 | 13.10 | 2575.0 | 1010.1 | 3620.0 |
| | 12 | 13.10 | 10.83 | 2576.0 | 994.4 | 4180.0 |
| | 13 | 10.83 | 9.64 | 2576.0 | 970.5 | 4670.0 |
| | 14 | 9.64 | 8.76 | 2577.0 | 943.8 | 5180.0 |
| | 15 | 8.76 | 8.16 | 2577.0 | 910.4 | 5220.0 |
| | 16 | 8.16 | 7.79 | 2577.0 | 898.2 | 5110.0 |

Passes 1, 2, and 3 are broadside olling passes.

다. 근사모델이 박판압연과정을 해석하기 위해서 개발되었지만, Fig. 11과 12에서 보듯이 후판압연에서의 압하력을 예측하는데도 사용될 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 13과 14는 각각 m 값과 롤속도의 증가에 따른 롤압력과 접선응력의 증가를 나타낸다. 중립점은 m 값과 롤속도에 거의 영향을 받지 않음을 알 수 있다. Fig. 15는 롤크기가 롤압력과 접선응력에

미치는 효과를 보여주고 있다. 압하율과 롤의 회전속도가 고정되어 있을 때, 롤이 커질수록 롤압력과 압하력이 민감하게 증가하나 중립점과 정규화된(normalized) 접선응력 분포는 변화하지 않음을 알 수 있다. 따라서 m 값이나 롤속도, 그리고 롤의 크기는 롤압력의 최대치에만 영향을 주고 중립점의 변화는 야기하지 않음이 분명하다. 그러나 이점은 압하율이 변수일 경우와 대조된다. Fig. 16에서 보

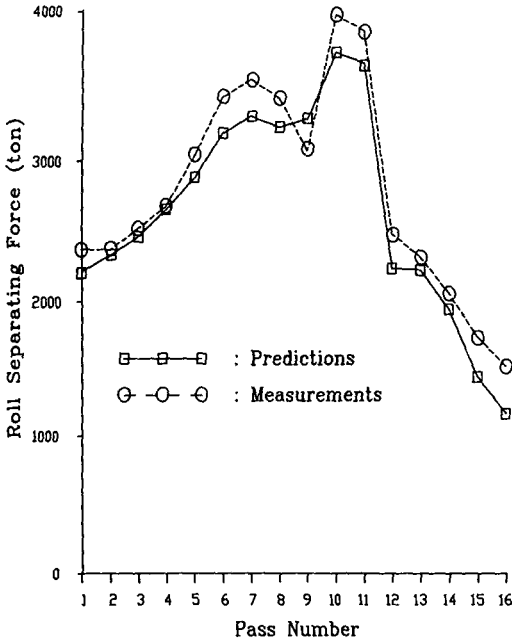


Fig.11 Comparison of roll force predicted by new approach with that measured by POSCO for the first process

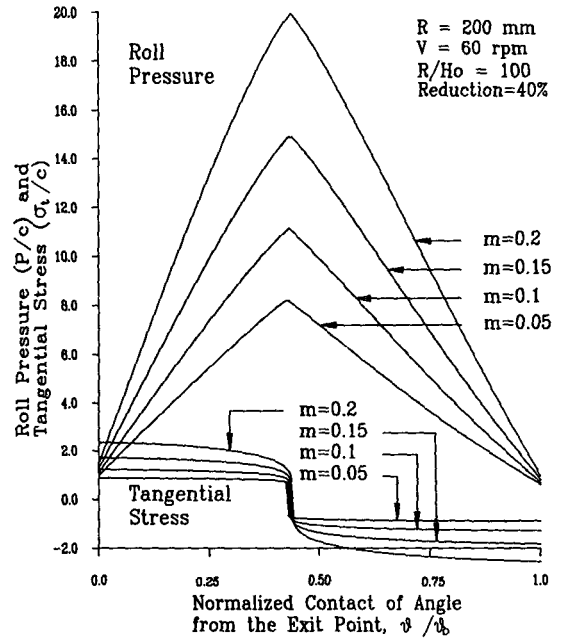


Fig.13 Effect of m value on roll pressure and tangential stress

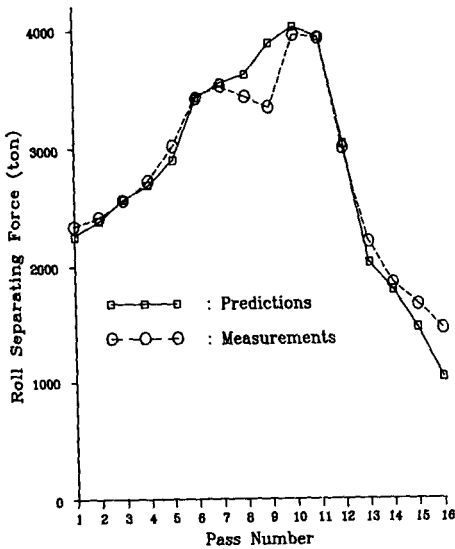


Fig.12 Comparison of roll force predicted by new approach with that measured by POSCO for the second process

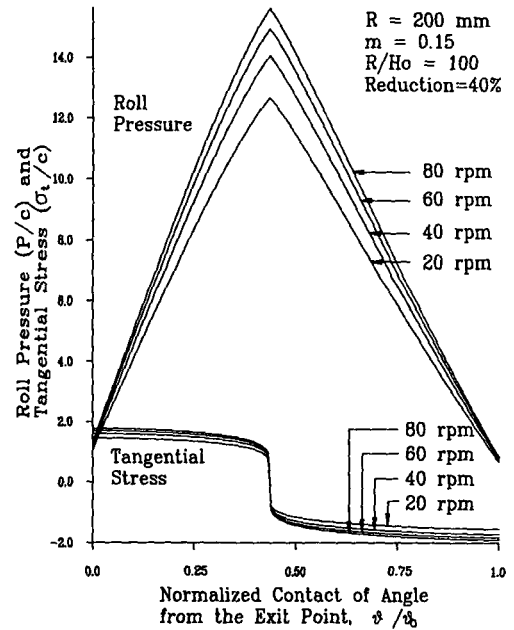


Fig.14 Effect of roll speed on roll pressure and tangential stress

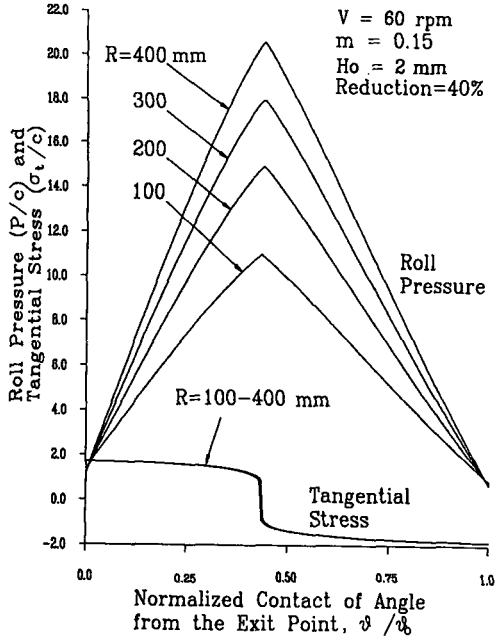


Fig.15 Effect of roll size on roll pressure and tangential stress

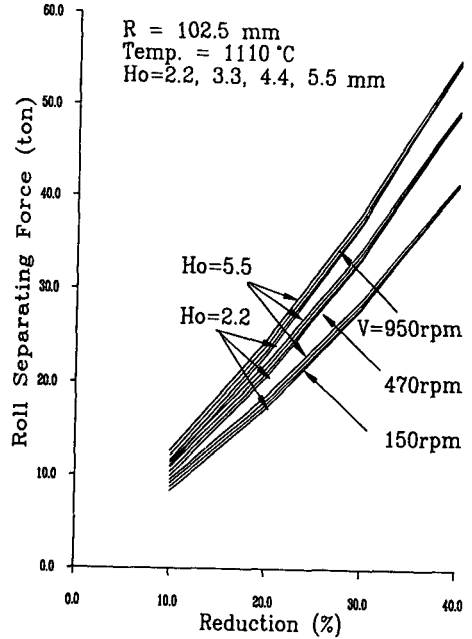


Fig.17 Effect of initial strip thickness, reduction ratio and roll speed on roll force

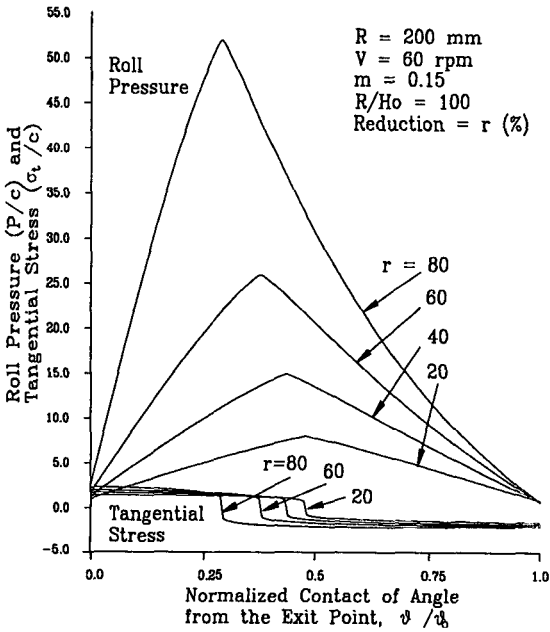


Fig.16 Effect of reduction ratio on roll pressure and tangential stress

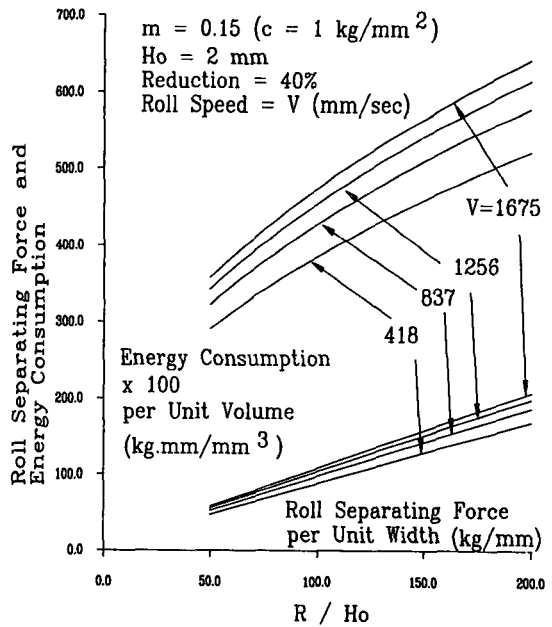


Fig.18 Effect of roll size, roll speed and reduction ratio on energy consumption

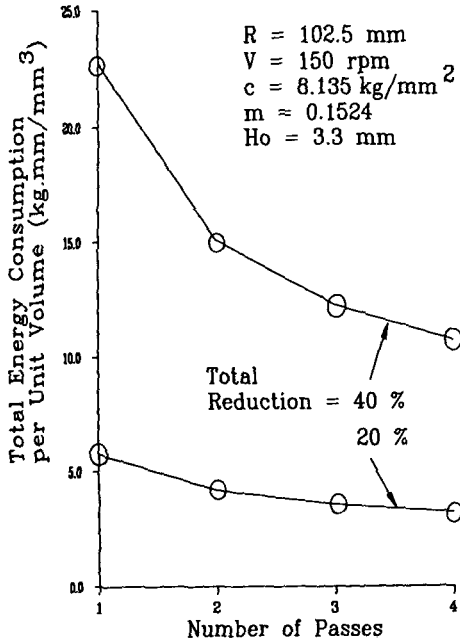


Fig.19 Effect of number of passes and reduction ratio on total production energy

듯이 압하율이 증가할수록 최대치의 위치와 중립점이 롤출구 방향으로 이동한다.

압하력에 대한 슬라브의 초기두께의 영향을 다양한 롤속도와 압하율에 대해서 연구조사하였으며, 예측된 결과들은 Fig. 17에 요약되어 있다. 주어진 압하율에 대하여 압하력은 박판의 두께가 증가함에 따라 증가한다. 그러나 압하율이 증가함에 따라 그 차이는 감소한다. 롤크기, 생산속도, 압연공정계획 등이 전체의 에너지 소요에 미치는 영향에 대하여 본 논문의 모델을 이용하여 조사하였다. Fig. 18은 롤의 직경과 생산속도가 증가함에 따라 단위체적의 제품을 생산하는데 필요한 에너지가 증가함을 보여주고 있다. Fig. 19는, 압연 패스 사이의 온도하강을 무시할 수 있다면, 패스 수를 늘림에 따라 같은 압하율에 도달하는데 필요한 소요 에너지는 감소하고 있음을 보여주고 있다.

5. 결 론

열간박판압연공정의 해석을 위한 보다 정확한 근사해법의 출현은 여러가지 측면에서 요구되고 있다. 품질의 온라인 제어와 에너지 소요의 최소화를

위하여 현존하는 이론들의 한계를 넘어 최적 공정 조건을 예측할 수 있어야 한다. 기존의 근사해법의 대부분은 유동응력이 롤간극에서 균일하다는 가정에 바탕을 두고 있다. 그러나 열간박판압연에서는 변형도속도의 분포가 롤간극에서 매우 불균일하므로 이 가정은 피해야 한다. 본 논문에서는 속도장의 근사해에 바탕을 둔 열간압연공정의 근사해법이 소개되었다. 제시된 이론에 의해 예측결과는 실험결과와 잘 일치하였다. 또한 후판압연에서도 신근사해법이 적용될 수 있음이 예증되었다. 이 해석법이 압연변수들의 최적화에 기여하고 열간박판압연의 정밀예측과 제어를 위한 컴퓨터 알고리즘의 개발에 기초가 될 것을 기대한다.

참 고 문 헌

- (1) Li, G.J. and Kobayashi, S., 1982, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Plane Strain Rolling", Trans. ASME., J. Engr. for Ind., 104, p. 55.
- (2) Hwang, S.M. and Joun, M.S., 1990, "Analysis of Hot Strip Rolling by a Penalty Rigid-Viscoplastic Finite Element Method", Submitted to Int. J. Mech. Sci.
- (3) Orowan, E. 1943, "The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling", Proc. Inst. Mech. Engrs., Vol. 150, p. 140.
- (4) Siebel, E. and Lueg, W. 1933, "Mitteilungen aus dem Kaiser Wilhelm Institut Fur Eisenforschung", Dusseldorf, Vol. 15, p. 1.
- (5) Sims, R.B. 1954, "The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills", Proc. Inst. Mech. Engrs., Vol. 168, p. 191.
- (6) Orowan, E. and Pascoe, K.J. 1946, "First Report of the Rolling-Mill Research Sub-Committee", Iron and Steel Inst. Special Rep. No. 34, p. 124.
- (7) Ford, H. and Alexander, J.M., 1963-4, "Simplified Hot-Rolling Calculations", J. Inst. Metals, Vol. 92, p. 397.
- (8) Wallquist, G. 1962, "Investigation of the Influence of Different Factors on Roll Pressure, Energy Consumption, Spread and Forward Slip in Hot-Rolling-Part IV", Jernkont. Ann., Vol. 146, p. 873.
- (9) Gupta, S. and Ford, H. 1967, "Calculation Method for Hot Rolling of Steel Sheet and Strip", J. Iron and Steel Inst., Vol. 205, p. 186.
- (10) Wallquist, G. 1960, "Investigation of the Influence of Different Factors on Roll Pressure, Energy Con-

- sumption, Spread and Forward Slip in Hot-Rolling-Part II", *Jernkont. Ann.*, Vol. 144, p. 193.
- (11) Alexander, J.M. 1955, "A Slip Line Field for the Hot Rolling Process", *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, Vol. 169, p. 1021.
- (12) Green, J.W. and Wallace, J.F. 1962, "Estimation of Load and Torque in the Hot Rolling Process", *J. Mech Eng. Sci.*, Vol. 4, p. 136.
- (13) Green, J.W. Sparling, L.G.M. and Wallace, J.F. 1964, "Shear Plane Theories of Hot and Cold Flat Rolling", *J. Mech. Eng. Sci.*, Vol. 6, p. 219.
- (14) Slipp, P.J. and Smith B.W. Communications, 1963, *J. Mech Eng. Sci.*, Vol. 5, p. 290.
- (15) Alder, J.F. and Phillips, V.A. 1954-55, "The Effect of Strain Rate and Temperature on the Resistance of Aluminum, Copper, and Steel to Compression", *J. Inst. Metals*, Vol. 83, p. 80.
- (16) Cook, P.M. 1957, "True Stress-Strain Curves for Steel in Compression at High Temperatures and Strain Rates, for Application of Load and Torque in Hot Rolling", *Inst. Mech. Engr, Conf. on Properties of Materials at High Rates of Strain*.
- (17) Hinkforth, R. and Konig, H.D. 1967, "Calculation of Flow Stress in Warmforming with the Help of Coefficients", (in German), *Neue Hutte*, Vol. 12, p. 212.
- (18) S.K.F. Co., Ltd, 1950, "New Research into Roll Pressures and Power Consumption in the Hot Rolling of Steel Strip", *The Ball Bearing Journal*, p. 3.
- (19) Altan, T. et al., 1973, *Forging Equipment, Materials and Practices*, Metals and Ceramics Information Center, Battelle Columbus Laboratories.