

Roll 수명예측모델에 의한 열연작업롤 진단

배 용 환*, 장 삼 규**, 이 석 희***

Work Roll Diagnosis by Roll Life Prediction Model in Hot Rolling Process

Yong-Hwan Bae*, Sam-Kyu Jang**, Seok-Hee Lee***

ABSTRACT

It is important to prevent roll failure in hot rolling process for reducing maintenance cost and production loss. Roll material and rolling conditions such as the roll force and torque have been intensively investigated to overcome the roll failures. In this study, a computer roll life prediction system under working condition is developed and evaluated on IBM-PC level. The system is composed and fatigue estimation models which are stress analysis, crack propagation, wear and fatigue estimation. Roll damage can be predicted by calculating the stress amplification, crack depth propagation and fatigue level in the roll using this computer model. The developed system is applied to a work roll in actual hot rolling process for reliability evaluation. Roll failures can be diagnosed and the propriety of current working condition can be determined through roll life prediction simulation.

Key Words : prediction model(예측모델), wear(마모), bender(벤더), crack propagation(균열전파), edge spalling(단부 스펀링), fatigue model(피로모델), stress amplification(응력증폭)

기 호 설 명

M	: 벤딩모우멘트(Kgf · mm)	Wg	: 압연재 1매 무게(Kgf)
Zp	: 단면계수(mm ³)	W	: 압연재 폭(mm)
t	: 압연재 두께(mm)	n	: 회전수(rev)
ω_1	: 압연재 접촉 분포하중(Kgf/mm)	σ	: 응력(Kgf/mm ²)
ω_2	: 보강롤 접촉 분포하중(Kgf/mm)	da/dN	: 균열진전속도(mm/cycle)
Pw	: 모터부하(KW)	k	: 영역 II의 마모량에 대한 증가계수
da	: 작동롤 내크부 직경(mm)	l ₁ , l ₂	: 관폭 영향을 받는 영역의 길이(mm)
dc	: 작동롤 바렐부 직경(mm)	a _i	: 균열길이(mm)

* 부산대학교 대학원 생산기계공학과
 ** 산업과학기술연구소 박판연구실장
 *** 부산대학교 생산기계공학과(중신회원)

S	: 압연매수	P_{max}	: 최대 선접촉하중(Kgf/mm)
S_a	: 판살림량(mm)	b_i	: 롤 투열접촉 길이(mm)
F_{BUR}	: 보강롤 하중(Kgf)	f_b	: 밴더영향계수
a	: 작동롤 초크길이(mm)	f_s	: 마모영향계수
S_s	: 조합응력(Kgf/mm ²)	A, m	: Material dependent constant
R1, R2	: 롤의 반경(mm)	ΔK	: Stress Intensity Factor (Kgf·mm ²)·mm ^{1/2}
W_c	: 롤 중앙부 마모량(mm)	F	: 균열형상계수
L	: 작동롤 barrel 길이(mm)	T	: 토오크(Kgf·mm)
α, H	: 롤 실험상수	P	: 압연하중(Kgf)
Z	: 연삭횟수	BL	: 보강롤 barrel 길이(mm)
n_i	: 압연재 1매당 롤 회전수(rev)	E1, E2	: 롤의 영율(Kgf/mm ²)
Δr	: 1회 연삭량(mm)	F_B	: 밴더력(Kgf)
d_b	: 작동롤 초크부 직경(mm)		
y	: 롤표면에서 깊이(mm)		

1. 서 론

열간압연용 롤(roll)은 사용시에 압연응력 부하는 물론 열부하를 받고 있어서 롤의 표면에는 마모, 표면거침, 열균열 등의 여러가지 복잡한 표면손상이 일어나게 된다. 이들 여러가지 표면손상 기구를 규명하고, 표면손상이 적은 롤 재질을 개발 하거나 그 재질에 적합한 압연조건을 설정하는 것은 롤 제조기술분야의 큰 과제이다. 압연기술분야에 있어서 성(省)에너지, 고(高)형상제품, 새로운 압연공정의 도입에 의해 롤 표면손상에 영향을 주는 각종 요인들은 점점 더 복잡해지고 가혹화되어가고 있다. 또 열연제품 표면의 상태 즉 표면미려도, 롤 1회 교체당 압연량의 증가에 의한 생산성 향상 등에 따라 롤의 표면결함 및 절손사고 등의 위험이 가중되고 있는 현실이다. 이와 더불어 롤의 표면손상이 제품의 표면품질에 어떠한 영향을 미치는 가에 대해서도 많은 연구가 진행되고 있다. 그러나 이와 같은 표면결함은 압연품질에 손상을 미칠 뿐이지만, 스폐링(spalling)과 롤의 절손은 조업의 중단 뿐만 아니라 열연관의 파단을 유발시킴으로써 커다란 손실을 초래한다. 일반적으로 롤의 스폐링이나 절손이 일어나면 롤 교체 및 정비에 많은 시간이 소요되어 압연손실과 롤 구입비용을 증대시킨다. 따라서 일본 및 구미 각국의 제철소와 롤 제조업체들은 이러한 사고를 미연에 방지하기 위하여 롤에 대한 표면손상연구 및 파손사례연구(1-

2), 재질연구(3-4) 및 롤에 작용하는 응력측정(5-7) 등은 주로 실제 현장에서 일어나는 사고를 분류하고 조사하는데 그치고, 롤의 열전도 현상(8-9), 롤의 마모(10-12), 롤의 피로특성(13-14) 등에 관한 연구는 대부분 압연기 자체가 매우 크므로 실험실 차원에서 작은 원판형태의 마모실험장치를 이용하여 수행하고 있다. 국내에서는 롤 생산업체와 제철분야에서도 이에 대한 기술은 국외기술 및 문헌에 의존하고 있는 실정이며, 주로 재질적 측면에서 연구가 수행중이다. 앞에서도 언급했듯이 롤의 사용환경은 매우 복잡하고 롤 수명에 미치는 파라미터도 매우 많아, 실제 조업현장에서 실압연 경우에 압연기 특성과 조업방식이 다르기 때문에 롤 수명에 미치는 파라미터를 예측하기조차 어려운 실정이다. 실제 열연공장에서 롤 단부의 W/4지점, 압연기 후단(F4-F5)에서 롤 사고가 빈번히 발생하여 조업중단을 야기하였다. 롤 사고 발생지점의 빈도로 볼 때 이 지점에 어떤 부하가 많이 작용하리라 생각되었으나, 그 원인이 균열전파, 응력변화, 피로파괴 중 어떤 인자에 의하여 발생하는지 알 수가 없었다. 일반적으로 롤의 절손은 금속적 재질 결함과 크랙전파, 피로파손 등에 기인한다고 생각되나, 이러한 인자들의 상호관련성과 롤 파손에 대하여는 연구되지 않은 실정이다. 따라서 실 압연조건에 맞는 롤 수명예측과 롤 사고규명이 절실히 요구되었다. 본 연구의 방향설정에서 롤의 파손은 일정위치에서 일어나는 것에 착안점을 두고, 이 부분의 작업조건에 적정성을 검토하는 예측모델을 개발하였다. 이 모델을 이용하여

실제 열연공장의 작업조건을 입력데이터로 기존의 보강롤(backup roll), 작동롤(work roll)의 피로특성과 작동롤의 균열전파특성 및 마모를 계산하여 이로 인한 롤에 발생하는 응력집중현상이 롤 사고에 미치는 영향에 대하여 검토하였다.

2. 이론적 배경

롤 사고의 대부분은 롤 응력변화와 피로, 균열전파의 복합된 형태에 의하여 발생된다. 압연시 보강롤과 작동롤이 접촉할 때, 이 접촉면에 발생하는 마찰력과 응력 변화, 반복하중에 의한 균열전파특성과 마모 및 피로특성에 대하여 논의한다.

2.1 작동롤 접촉부의 응력분포

대부분의 열간압연기는 4단 압연기로 되어 있다. 따라서 작동롤과 보강롤의 접촉부위는 국부 미소면적에 대단히 큰 응력을 받게 된다. 일반적으로 탄성체의 접촉부에는 Hertz 응력이 발생하고, Timoshenko⁽¹⁵⁾에 의하면 두개의 탄성체의 접촉에 따른 접촉부위의 하중분포는 Fig.1 (a)와 같고, 보강롤과 작업롤의 포아슨비를 0.3이라 할 때 최대응력 P_{max} 와 탄성 투영접촉장 b_i 는 다음과 같다.

$$b_i = 1.08 \sqrt{\frac{P}{l} \left(\frac{E1+E2}{E1 E2} \right) \left(\frac{R1 R2}{R1+R2} \right)} \quad (1)$$

$$P_{max} = 0.591 \sqrt{\frac{P}{l} \left(\frac{E1 E2}{E1+E2} \right) \left(\frac{R1 + R2}{R1 R2} \right)} \quad (2)$$

이때 롤 표면하에 발생되는 3축방향 응력분포는 다음과 같다.

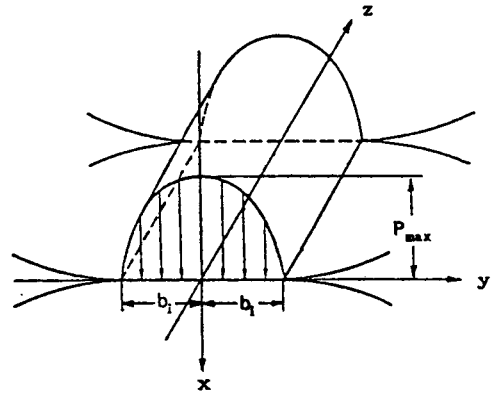
$$\sigma_x = -P_{max} \left[\frac{b_i}{\sqrt{b_i^2 + x^2}} \right] \quad (3)$$

$$\sigma_y = -P_{max} \left[\frac{b_i^2 + 2x^2}{\sqrt{b_i^2 + x^2}} - \frac{2x}{b_i} \right] \quad (4)$$

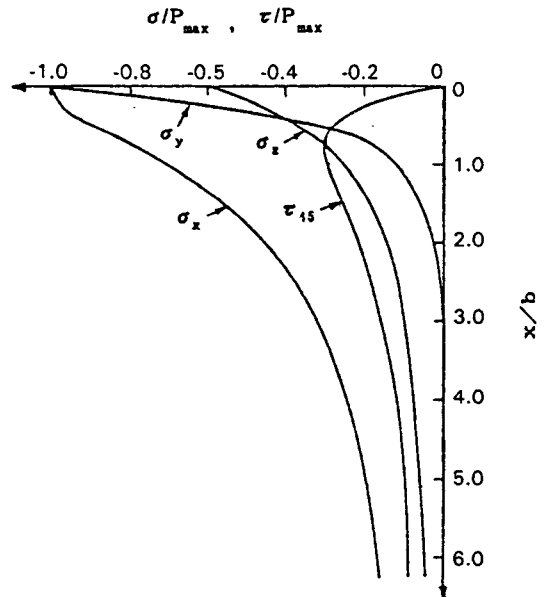
$$\sigma_z = -P_{max} \left[\frac{\sqrt{b_i^2 + x^2}}{b_i} - \frac{x}{b_i} \right] \quad (5)$$

이들 응력을 롤 표면으로부터 반경방향의 위치인 x 에 대하여 나타내 보면 Fig.1 (b)와 같다. 이때 롤에 발

생하는 전단응력은 $x=0.786b_i$ 에서 최대이며, 응력의 분포는 다음과 같다.



(a) Line contact between work and backup rolls



(b) Distribution of stresses at the contact zone

Fig.1 Distribution of stresses at the zone of contact between work and backup rolls

$$\tau_{45} = \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y) = -P_{max} \left(\frac{x}{b_i} \right)$$

$$\left[1 - \frac{x}{\sqrt{b_i^2 + x^2}} \right] \quad (6)$$

2.2. 작동롤의 균열전파

롤 교체후 압연작업 초기시 롤 표면에는 열연판과 롤의 접촉부에 열응력에 의하여 균열(micro heat crack)이 발생한다. 이러한 균열은 압연기의 하중에 의하여 발생하는 응력에 의하여 전파(傳播)된다. 따라서 이러한 작동롤의 균열전파를 계산하기 위해서는 작동롤의 부가되는 하중에 의한 조합응력을 계산하여 이를 이용하여 균열전파를 계산할 수 있다. Fig.2는 4단 압연기 작동롤에 작용하는 부하를 나타낸 것이다. 여기서

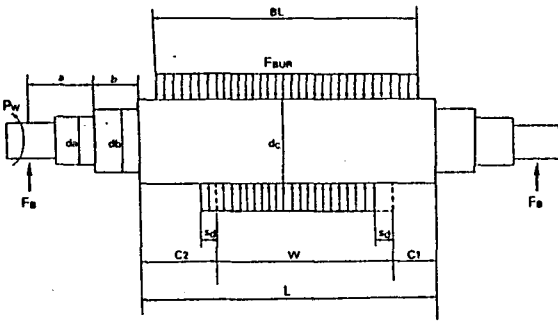


Fig.2 Schematic diagram of applied force in work roll

작동롤 단부방향에 발생하는 벤딩모멘트는 다음과 같이 구할 수 있다. 먼저 보강롤 하중은

$$F_{BUR} = P + 2 F_B \quad (7)$$

$$\omega 1 = \frac{P}{W} \quad (8)$$

$$\omega 2 = \frac{F_{BUR}}{BL} \quad (9)$$

여기서 관촬량량을 S_d 라 하면

$$C = \frac{(L-W)}{2} \quad (10)$$

$$C1 = (C - S_d) \quad (11)$$

$$C2 = (C + S_d) \quad (12)$$

작동롤에 작용하는 토크

$$T = 974000 \left(\frac{P_w}{n} \right) \quad (13)$$

여기서

$$n = \frac{(106 \cdot W_g)}{7.63 (\pi d_c W t)}$$

균열발생부위를 x 라 하면

i) $x < a + b$ 일때

$$M = F_B x \quad (14)$$

$$Z_p = \frac{\pi}{16} d_a^3 \quad (0 < x \leq a)$$

$$Z_p = \frac{\pi}{16} d_b^3 \quad (a < x < a+b)$$

ii) $x < a + b$ 일때

$$M = F_B x - \frac{(x-a-b)^2}{2} \quad (a+b \leq x < a+b+C2) \quad (15)$$

$$M = F_B x + \omega 1 \frac{(x-a-b-C2)}{2} - \omega 2 \frac{(x-a-b)}{2} \quad (x \geq a+b) \quad (16)$$

$$Z_p = \frac{\pi}{16} d_a^3$$

따라서 토크와 벤딩모멘트에 의한 조합응력은 다음과 같다.

$$S_s = Z_p (M + \sqrt{M^2 + T^2}) \quad (17)$$

정상압연시 롤의 질손이 외부의 토크와 벤딩의 조합응력에 의하여 롤표면의 초기균열길이가 a_i 이고, 중첩에 의한 조합응력 S_s 를 N 회 반복적으로 받은 후 롤에 존재하는 원주방향 균열길이는 Paris⁽¹⁶⁻¹⁷⁾가 제안한 다음과 같은 균열진전 속도식으로부터 구할 수 있다.

$$(da/dN) = A (\Delta K)^m$$

$$\Delta K = F S_s \sqrt{a_i} \quad (18)$$

2.3 작동롤의 마모 및 피로

宮本⁽¹⁸⁾은 보강롤의 마모로 인하여 에지 스펀링이 발생한다고 보고하고 있다. 마모에 의한 작동롤 프로파일을 예측하기 위한 마모예측식은 실험식에 조업에서 측정된 마모량 분포를 도입하여 보완하면 거시적인 예측 모델식이 구성될 수 있다⁽¹⁹⁾. 작동롤에서 발생하는 마모프로파일은 사다리꼴을 이루며, 에지부분에서의 마모량이 크게되는 경우가 많다. 압연판 1매를 압연했을 때 형성되는 마모형태를 기본으로 할때 마모윤곽선의 기본형은 관 단부에서의 들기형상을 고려하여 Fig. 3과 같이 I, II, III의 영역으로 구성될 수 있다. 이들 영역에 있어서 마모량 W_r 는 마모 프로파일 함수 $W_p(x)$ 를 이용하여, 다음식으로 나타낼 수 있다.

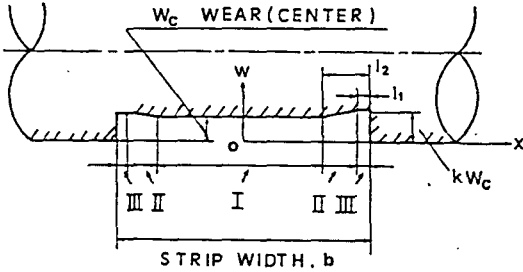


Fig. 3 Basic wear profile for wear calculation model

$$W_r = W_c W_p(x) \quad (19)$$

여기서

$$W_p(x) = \begin{cases} 1.0 & \text{영역 I} \\ \frac{k-1}{l_2-l_1} (\pm x - (\frac{W}{2} - l_2) + 1) & \text{영역 II} \\ k & \text{영역 III} \\ 0.0 & \text{나머지 영역} \end{cases} \quad (20)$$

열간압연중에 작동롤의 스폴링은 압연부하에 의하여 연속적인 피로누적에 의하여 발생한다고 보고하고 있다. 따라서 작동롤의 피로를 정확히 계산하여 롤 사고를 방지하기 위해서는 피로도가 관리치를 넘지 않도록 관리하는 것이 필요하다. 일반적으로 롤은 1회 연삭후 다음 연삭전까지 S개의 슬라브를 압연하게 되며 초기 직경 D0에서 폐기경 Df에 도달할 때까지 Z회 연삭하게 되므로 파괴가 일어나기 전에 피로도(fatigue damage degree)를 정확하게 계산하는 것은 어렵지만 Miner법칙에 의하여 피로도 F는 다음과 같이 구할 수 있다 (20).

$$F(i, x, Z) = H \sum_{i=1}^s \sum_{j=1}^z n_i \exp\left\{ \alpha P_{\max} \left(\frac{(x+j \Delta r)}{b_i} \right) \left[1 - \frac{(x+j \Delta r)}{\sqrt{(x+j \Delta r)^2 + b_i^2}} \right] \right\} \quad (21)$$

3. Roll수명예측 모델 구성

본 연구의 롤 수명예측 모델은 여러 연구를 통하여 가장 잘 알려진 롤 사고의 원인들중 압연기 구조에 따른 롤의 응력변화, 균열전파, 피로누적 등에 의하여 발생한다는 가정하에 작성되었다. Fig. 4는 롤 수명예측 모델의 해석흐름을 나타낸 것이다. 여기서 수명예측 모

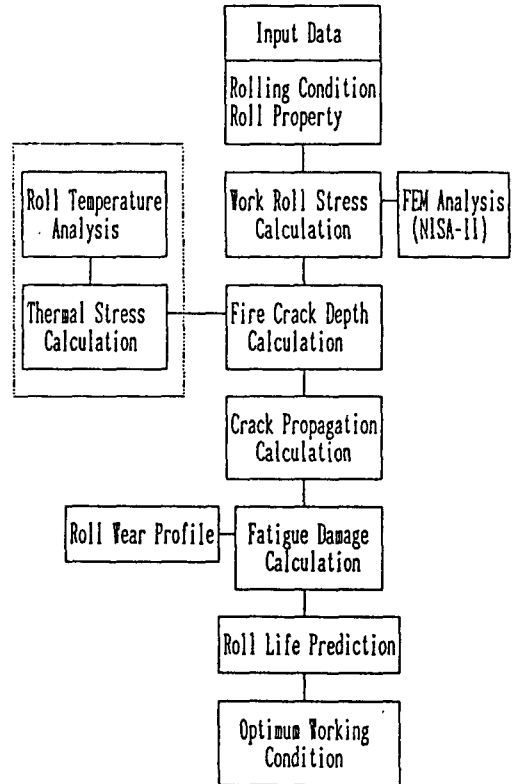


Fig. 4 Analysis flow roll life prediction

델은 3개의 작은 모델로 구성된다. 첫째, 응력계산모델에서 압연시 압연력과 모터부하에 의한 작동 롤에 생기는 조합응력을 식(7)~(17)의 의하여 계산한다. 여기서 실제 롤 내부에는 잔류응력과 열응력이 존재하는데 이들의 합성응력에 대한 고찰은 매우 복잡하므로 정확히 계산할 수 없었다. 둘째, 균열전파 계산모델에서는 응력계산 모델에서 계산된 응력을 기초로 NISA-II를 이용한 FEM해석으로 밴더에 의한 응력증폭과 최대 마모에 의한 응력증폭 효과를 고려하여 매 압연재(strip) 마다의 균열전파길이를 식(18)에 의하여 계산하고, 롤 단위마다

일정량 연삭해 가면서 균열전파에 의한 롤 절손 여부를 검토한다. 셋째, 작동롤 마모모델에서는 식 (19)를 이용하여 압연판 1매 마다의 마모를 누적하여 계산하고, 이것을 이용하여 응력변화와 마모로 인한 응력증폭계수 (stress amplification factor)를 다음과 같이 계산하였다. Fig. 5에서 마모가 전혀 없을 때의 롤 접촉부 변형체적을 V_0 라 하고, 마모로 인한 롤 변형체적을 V_1 이라 하면 부피의 체적변화비는 여기에 부여된 응력에 비례 (21)하므로 응력증폭계수를 다음과 같이 정의할 수 있다.

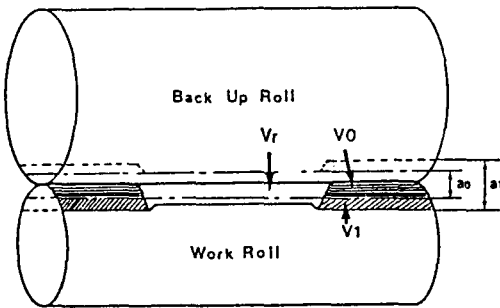


Fig. 5 Claculation method of stress amplification factor by wear

$$f_s = \frac{(V_1 + V_0)}{V_0} = 1 + \frac{V_1}{V_0} \quad (22)$$

만약 마모가 심하여 마모시 축간 변화거리가 마모깊이 보다 작으면

$$f_s = f_{cr} \quad (23)$$

여기서, 임계응력증폭계수

$$f_{cr} \approx \frac{L}{(L-W)} \quad (24)$$

여기서 압연재 한매 압연시 마다 생긴 누적 마모량을 계산하여 그때의 체적을 근사적으로 구하면 마모로 인한 응력증폭계수를 구할 수 있다. 마지막으로 피로계산 모델에서는 균열전파 및 절손시까지의 열간압연 각 스텐드 (stand)의 작동롤 및 보강롤 피로도를 계산하기 위하여 작동롤과 보강롤의 접촉에서 벤더와 마모에 의한 응력증폭을 고려하여 변형거리 및 3축응력 및 최대전단응력을 계산한다. 본 피로모델에서는 Miner의 일반법칙에 벤더와 마모에 의한 응력증폭을 고려한 수정된 Miner 법칙을 다음과 같이 제안하였다.

$$F(i,x,Z) = H \sum_{i=1}^s \sum_{j=1}^z n_i \exp[\alpha P_{max}(f_s f_z)] \left(\frac{(x+j \Delta r)}{b_i} \right) \left(1 - \frac{(x+j \Delta r)}{\sqrt{(x+j \Delta r)^2 + b_i^2}} \right) \quad (25)$$

윗식에서 α 와 H 값은 롤의 피로속도를 결정하는 것으로써 大貫輝 등(10)이 행한 전동피로시험에서 인용하였다. (25)식에 의하여 보강롤과 작동롤의 피로도를 계산할 수 있다. 그리고 주어진 작업환경에서 시뮬레이션을 통하여 균열전파특성과 롤의 응력변화, 피로도를 평가함으로써 작업조건의 적정 여부 및 롤 사고의 원인을 규명할 수 있다. 본 프로그램은 Turbo-C (Version 2.0)으로 작성되었으며, 퍼스널 컴퓨터 (CPU : 80386)에서 실행된다.

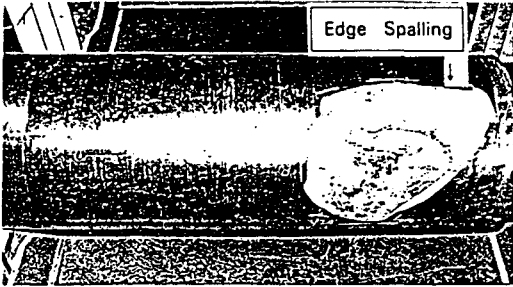
4. Roll 수명예측 모델의 적용사례

위에서 작성한 롤 수명예측 모델의 성능을 평가하기 위하여 A열연공장의 압연조건에 대하여 롤의 수명 및 작업조건의 적정성에 검토하였다. Fig. 6은 롤 사고의 형태를 나타낸 것이다. Fig. 6 (a)는 에지스폴링 (edge spalling)으로써 롤바렐 단부 (roll barrel edge)에서 $W/4$ 지점에서 주로 발생되며, 이러한 형태의 롤 사고는 스폐링 사고의 80% 이상을 점유하고 있다. Fig. 6 (b)는 절손을 나타낸 것이다. 롤 절손은 전체 롤 사고의 20% 미만이지만 절손부가 롤 단부로부터 $W/4$ 지점에 발생하는 것이 특징이다. Fig. 6 (c)는 보강롤 소부현상을 나타낸 것으로 보강롤 교체시 양끝 $W/4$ 지점에서 소부현상이 자주 발견된다. 여기서 우리는 보강롤과 작동롤의 사고부위가 동일하게 롤 단부 $W/4$ 지점에서 발생된다는 사실을 알 수 있었고, 이러한 원인은 열간압연기의 구조 및 작업조건과 밀접한 상관성이 있을 것으로 생각되었다. Fig. 7은 실제 열연공장의 압연기 Pair Cross Mill의 형상제어시스템을 나타낸 것이다(22). 본 그림에서 판의 형상은 SCC (Supervisory Control Computer)와 DDC (Direct Digital Computer)에 의하여 제어된다. 판의 형상개선은 컴퓨터에 내장된 모델과 하부에서 판의 형상을 검출하고, 압연기의 각 부분을 제어하는 기기들의 정도 (accuracy)에 의하여 결정된다. 일반적으로 현장에서 판의 형상을 제어하기 위해서 수동

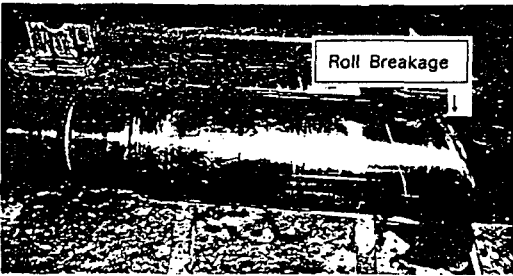
거입모드에서 가장 많이 사용되는 기기는 벤더(bender)임을 알 수 있었고, 롤의 사고발생 형태와 발생주기를 볼 때 롤의 마모와 벤더가 롤 수명에 영향을 미칠 것으로 생각되었다. 수명예측모델의 입력데이터로는 주로 각 스텐드별 압하력, 라인스피드, 토크, 두께, 폭 등으로 Table 1에 나타내었다.

5. 시뮬레이션 결과 및 고찰

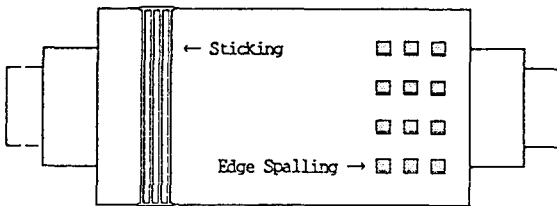
먼저 수명예측 모델은 실제 열연공장의 각 스텐드별 균열전과 길이를 계산했다. 시뮬레이션의 계산조건은 초기 열균열(heat crack)의 깊이를 0.3(mm)로 하고, 연삭량을 0.4(mm/dia)로 했을 때 롤 단부 w/4지점의 균열전과거동을 Fig. 8에 나타내었다. 여기서 주목할 것은 후단(F4, F5, F6)의 균열전과는 정상압연시에 거의 없는 것으로 판단되며, F1 스텐드에서 균열전과가 매우 빠른 것으로 추정되나 이 정도의 롤을 절손시킬 만큼 충분하다고는 생각되지 않는다. 그렇다면 열간사상압연기 후단에서 D/S(Drive Side), W/S(Work Side)의 W/4지점에서의 롤 절손을 다음과 같이 추정해 볼 수 있다. 일반적으로 후단 스텐드 부분의 마모는 전단에 비하여 매우 심하다고 가정하였을 때 마모에 의한 압연단위 말기 양 edge 부분에서 응력증폭과 압연판 통과 지점에서 발생된 열크랙이 급속도로 발달된 상태에서 압연판의 팔솔림에 의하여 작동롤의 양단부에서의 하중 불균일 분포에 의한 응력증폭과 벤더에 의한 응력증폭 효과가 합쳐진 압연단위 말기에서 균열전과가 급속하게 이루어져 절손되는 경우가 있을 수 있다. 둘째는 압연단위 말기에서 위와 같은 응력집중 상태에서 압연재의 꼬리부분에서 판결집이 생길 경우 판결집 부분에서 힌지(hinge)형성으로, 그 부분에서 최대의 모멘트가 발생되어 전과가 급속히 이루어짐에 따라 단면수축 효과에 의한 재료의 응력한계를 넘어서 롤이 절손되는 경우가 생길 수 있으나 이에 대한 정확도는 응력계산 모델의 수정과 FEM해석에 의하여 재검토될 필요가 있다. Pair Cross Mill압연시 앞에서 언급했듯이 무리한 벤더의 사용은 롤 단부의 응력증폭을 초래한다. 따라서 본 연구에서는 이러한 벤더에 의한 응력증폭계수를 구하기 위하여 NISA-II를 이용하여 FEM해석한 결과를 Fig. 9에 나타내었다. 결과에서 알 수 있듯이 최대벤더력(75 ton)이 작용할 때 평균선접촉하중에 1.8배의 응력증폭을 나타내고 있다. Fig. 10은 현장의 미모프로파일에서 구한 마모값과 압연조건을 이용하여 예측모델에 의하여



(a) Work roll edge spalling



(b) Work roll breakage



(c) Back up roll sticking and edge spalling

Fig. 6 Roll failures in hot rolling process

Table 1 Working condition in hot rolling process

압연속도 (mpm)	압연매수 (매/단위)	압하력 (ton)	벤더력 (ton)	모타부하 (KW)	연삭량 (mm/dia)
448~ 620	105	512~ 1162	11~ 75	2088~ 4530	보강롤 : 1 작동롤 : 0.4

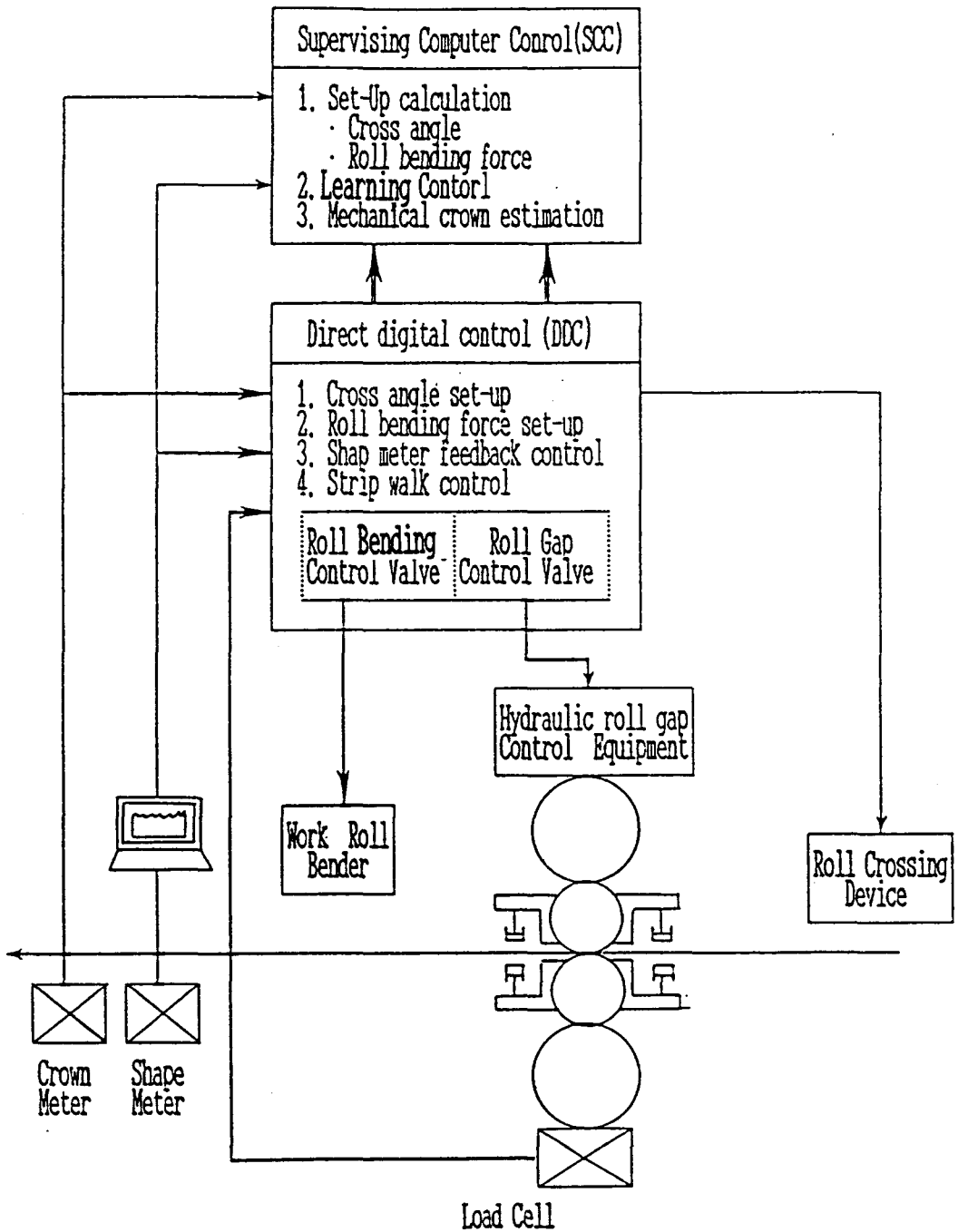


Fig.7 Shape control system of Pair Cross Mill

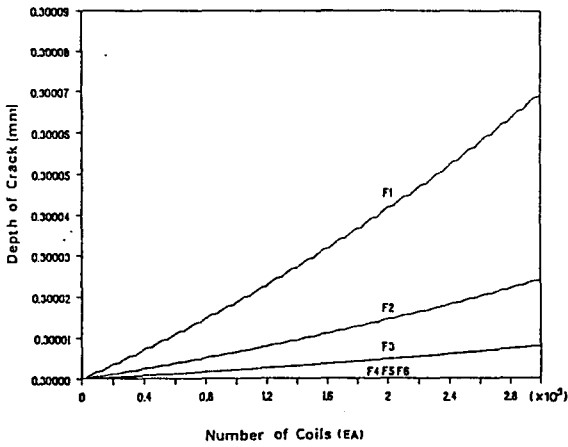


Fig. 8 Crack propagation of work roll in hot strip mill

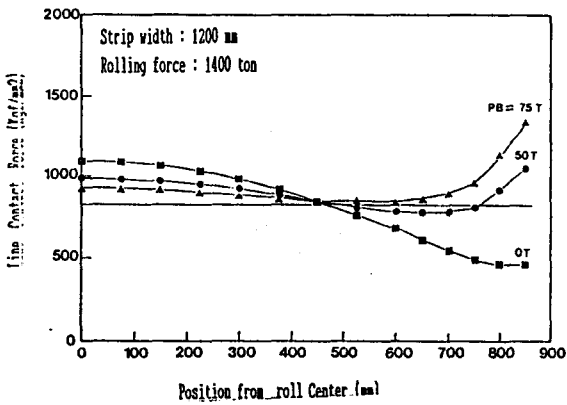


Fig. 9 Stress amplification by bender effect (FEM analysis)

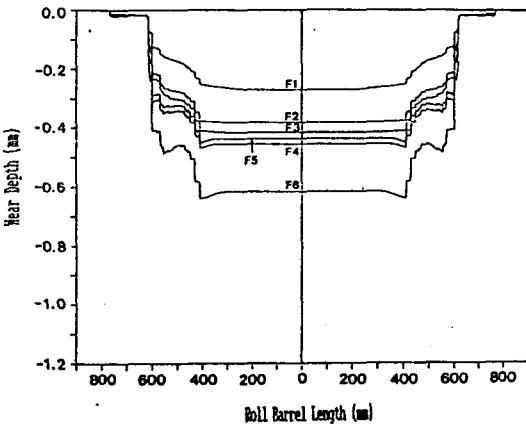


Fig. 10 Work roll wear profile calculated by wear model

구한 마모프로파일을 나타낸 것으로 거의 후단으로 갈수록 증가한다. 이 마모프로파일은 롤 단부 응력증폭을 계산하는데 사용된다. Fig. 11은 각 스텐드별 마모로 인한 응력증폭계수를 구한 것이다. 롤 단위 초기 25매

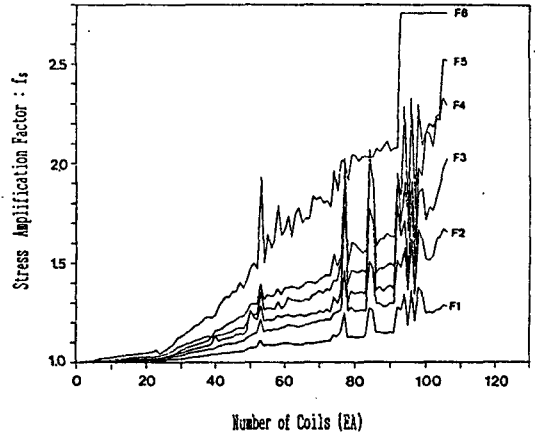


Fig. 11 Stress amplification factor by wear effect

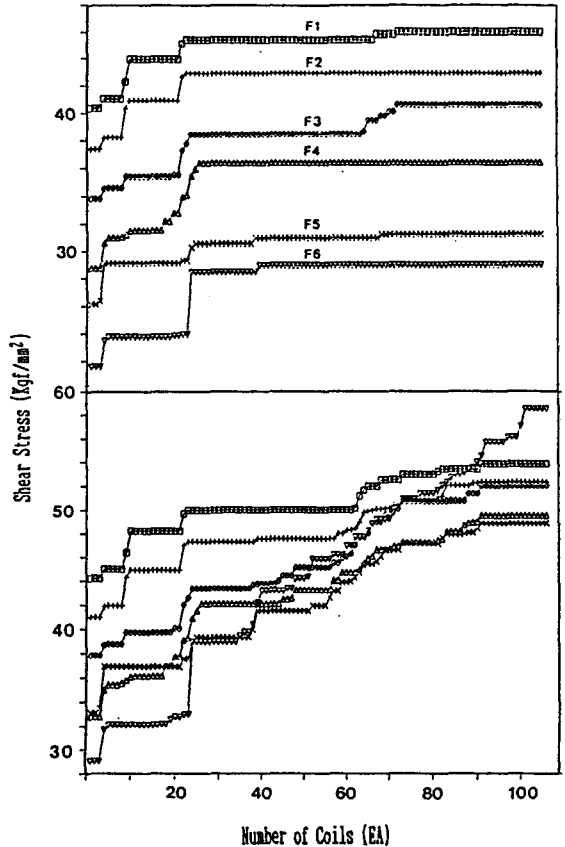


Fig. 12 Shear stress comparison by wear and bender effect

압연에서 응력증폭계수가 갑자기 심하게 증가되는 것은 후단으로 갈수록 압연력 감소율에 비하여 회전수의 증가율이 커지면서 마모속도가 증가되기 때문이다. 또한 압연기 후단(F4-F6), 압연말기(70매 이후)에서 응력증폭계수의 증가가 매우 불안정한 것으로 보아 이 부분에서 에지 스펠링이나 롤의 절손이 일어날 가능성이 높다. Fig. 12는 응력증폭을 고려하지 않을 때의 각 스텐드별 전단응력과 마모와 벤더에 의한 응력증폭을 고려한 전단응력의 변화로 결국 접촉응력 증가와 마찰력에 의한 전단응력의 증가로 응력 작용점이 점차 롤 표면으로 이동하게 되어 표면 미세균열을 접선방향으로 더욱 진전시키며, 작업조건 분석결과 F4 스텐드는 마찰계수가 가장 크므로 F4 스텐드의 균열진전에 의한 스펠링 발생이 빨리 진행될 것으로 추정된다(Fig. 13). 이와같은 현상을 현장 F4 스텐드 롤 사고에서 많이 확인되었다(Fig. 14). 그리고 피로계산 모델을 이용하여 보강롤과 작업롤의 피로를 계산하였다. 실제 열연공장의 경우 보강롤 단부에서 300(mm)지점에 스펠링과 소부현상(sticking)이 나타나고 있는 경우가 자주 발생한다. 이러한 현상은 보강롤과 작업롤이 맞물려 회전하기 때문에 앞에서 설명했듯이 Pair Cross Mill의 벤더와 마모에 의한 응력증폭이 합쳐진 결과로 추정된다. Fig. 15는 실제 열연공장의 롤 단위(80000 ton)를 기준으로 현장조업 데이터를 이용하여 F6 스텐드의 피로도를 구하였다. 여기서 각 레벨은 롤 단위당(롤 1회 교체) 피로도를 나타낸 것이고, 한번 사용된 롤은 1(mm/dia)로 연삭한다. 여기서 실제 피로한계는 피로도가 1인 상태를 나타내나 복잡한 작업환경에서 20% 여유를 둔 실제 관리치는 80%로 관리하는 것이 바람직하다. 여기서, 응력 집중이 없는 상태에서의 피로도는 10% 미만으로 실제 관리치인 80%에 비하여 지극히 작으나, 마모 및 벤더에 의한 응력증폭 효과로 인한 피로도를 나타낸 것으로 실제 관리치인 80%를 초과하여 스펠링을 유발시킬 수 있음을 나타낸다. Fig. 16은 앞에서 설명한 마모와 벤더에 의한 응력증폭계수를 고려한 열간압연 F6 스텐드 작동롤의 피로도를 나타낸 것이다. 여기서 벤더에 의한 응력증폭계수는 앞에서 설명한 보강롤의 피로한계치를 대입하여 구하였다. 작동롤의 피로는 후단 F6가 가장 크게 나타나며, 그 값이 40% 미만임을 알 수 있으며, 이것은 실제 피로도 관리치인 80%에 1/2에 해당되는 것이다. 다시 말해서 열간압연시 응력증폭에 의해서 작동롤이 피로한계에 도달되지 않음을 알 수 있고, 결국

최적연삭량은 압연종료 후 균열진전량 만큼만 연삭하면 충분할 것으로 생각된다. 그러나 만약 롤의 셸(shell)층과 코어(core)층의 경계부위나 셸층에 주조결함이 있을 때는 이 부분의 피로가 다른 부분에 비하여 급격히 증가되어 롤 사고를 발생시킬 수 있다. 따라서 향후 롤 사고를 줄이기 위해서는 작업롤의 에지부분의 미세크랙의 철저한 제거와 무리한 벤더사용을 금하고, 압연 말기 ORD(On-line Roll Dressing)에 의해 롤 마모를 제거해야 한다.

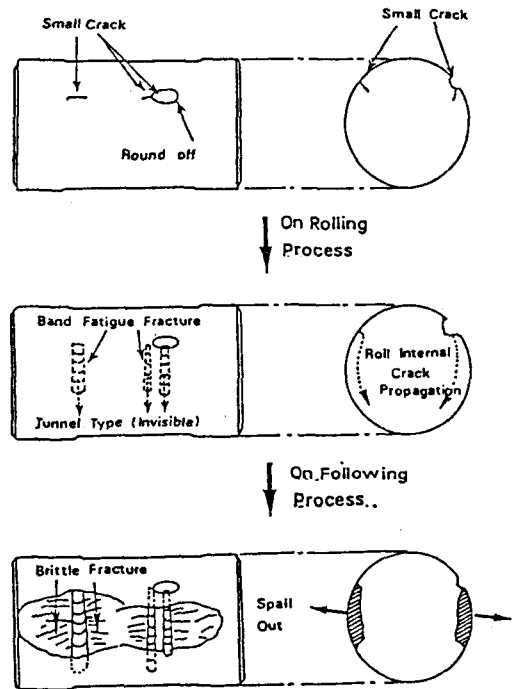


Fig. 13 F4 stand edge spalling

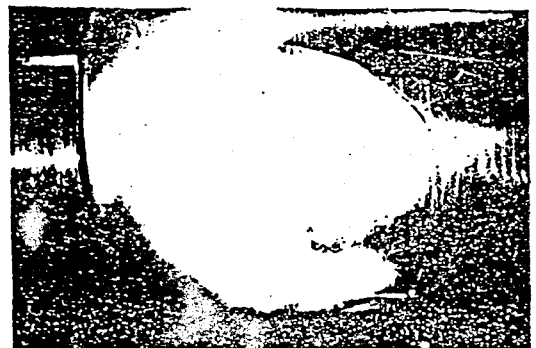


Fig. 14 Spalling mechanism of work roll by stress amplification

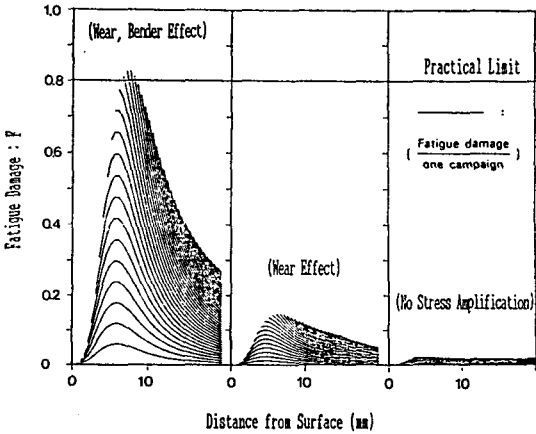


Fig. 15 Back up roll fatigue damage of F6 stand

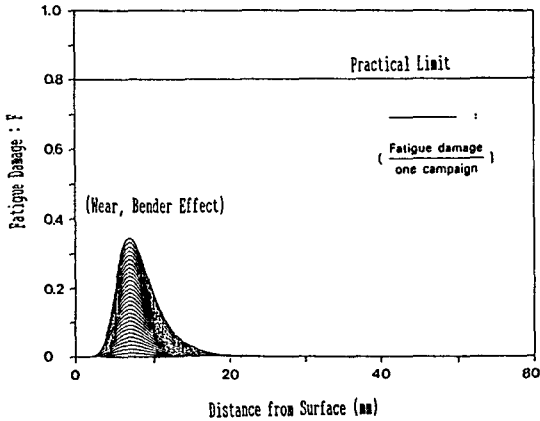


Fig. 16 Work roll fatigue damage of F6 stand

6. 결 론

열간압연롤의 균열전파, 내부응력과 마모에 의한 피로도를 통하여 롤 사고의 원인을 규명하기 위한 수명예측 모델을 만들었다. 이 모델의 신뢰성을 시험하기 위하여 A열연공장의 롤 사고를 진단한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다. 첫째, 기존의 롤 진단방법은 단편적인 영역에 한하여 연구된 반면 본 모델은 롤이 겪는 여러가지 현상을 동시에 시뮬레이션하여 종합적으로 평가함으로써 롤의 손상에 미치는 파라메타의 중요도를 상대 평가할 수 있다. 둘째, 예측모델의 실기 적용에서 작업조건의 적정성을 평가할 수 있다. 마지막으로 본 수명예측 모델은 정해진 압연기 특성에 맞추어 만들어졌

으므로 일반 압연기를 진단에는 어느 정도의 모델 수정이 필요할 것으로 사려된다. 또한 향후 응력증폭에 의한 롤 사고를 방지하기 위해서는 초기 롤 크라운(crown), 마모, thermal crown을 제어하여 이러한 응력증폭 효과를 제거해야 한다. 본 수명예측 모델에 비정상압연 응력계산 모델 온도해석 모델이 결합되면 더욱 신뢰성 있는 모델이 될 것으로 판단된다. 본 연구 결과를 현장에 적용하여 기존의 롤 사고를 80% 절감하는 효과를 얻었다.

참고문헌

1. 鈴木克巳, 西正, 小平博, “分塊ロール破面觀察による新損因子の解析”, 鐵と鋼, Vol. 61, No. 2, 1975, pp. 92~103
2. 佐野義一, 木村和夫, “ホットストリップミル仕上後段作業ロールに生じるスポーリングの統計的解析”, 鐵と鋼, Vol. 73, No. 9, 1987, pp. 97~101
3. 中川義弘, 橋本隆, 片山博影, 森川長, “耐肌荒れ性耐外殻剝離性にすぐれにホットストリップミル用高クロムロールの開発”, 鐵と鋼, Vol. 74, No. 10, 1988, pp. 105~112
4. 關本靖裕, “熱間壓延ロール材質と壽命”, 塑性と加工, Vol. 23, No. 261, 1982, pp. 952~957
5. 大貫輝, 加藤治, “バックアップロールの接觸應力熱延ロールの表面損傷におよぼす影響”, '83-S1133, 1983, pp. 79
6. 宮澤賢二, “光弾性法による閉式孔形ロールの應力解析と形狀の検討”, 鐵と鋼, Vol. 84, No. 4, 1988, pp. 98~105
7. 菊間敏夫, 川竝高雄, 木村和夫, “ロールの殘留應力測定法熱折れ改善策”, 鐵と鋼, '86-S308, 1986, pp. 308
8. 關本靖裕, 田中守通, 古賀政義, “熱間壓延條件のワークロール表面温度に及ぼす影響”, 鐵と鋼, Vol. 61, No. 10, 1975, pp. 19~31
9. 鈴木克巳, 神保昌平, 小平博, “分塊ロール温度および熱應力分布”, 鐵と鋼, Vol. 61, No. 9, 1975, pp. 66~77
10. 大貫輝, 連香要, 中島浩偉, “熱間壓延ワークロールの損耗に関する研究”, 塑性と加工, Vol.

- 25, No. 285, 1984, pp.936~941
11. 渡邊靖夫, “熱間壓延ロール材の溫度における摩擦と摩耗”, 川崎製鐵情報, Vol. 19, No. 3, 1987, pp.47~53
 12. 大貫輝, 川竝高雄, “冷間壓延ロールの摩耗に関する研究”, 塑性と加工, Vol. 23, No. 261, 1982, pp.990~996
 13. 武智弘, 難波和郎, “X線回折による壓延ロールの表面疲勞損傷度評價”, 鐵と鋼, Vol. 65, No. 14, 1979, pp.85~93
 14. 清水茂成, 青水英明, 工藤浩一, “厚板仕上壓延機用補強ロールの疲勞層と改削基準について”, 鐵と鋼, Vol. 56, No. 9, 1970, pp.45~53
 15. S. Timoshenko and J. N. Goodier, Theory of Elasticity, McGraw-Hill Book Co. Inc., 1951, pp.381
 16. M. H. Kanninen, Advanced Fracture Mechanics, Oxford Univ. Press Inc., 1977, pp.232
 17. 齊藤誠, 太田定雄, 豊田裕室, “破壊力學に基づいた高負荷熱間作動ロールの折損壽命改善”, 鐵と鋼, Vol. 74, No. 6, 1988, pp.149~156
 18. 宮本, 井上, “熱間壓延補強ロールのスポーリングに関する検討”, 鐵と鋼, Vol. 73, No. 6, 1987, pp.107
 19. 益居健, “ロールプロファイルの豫測”, 西山記念技術講座, 第92回, 1983, pp.178
 20. M. A. Miner, “Cumulative Damage in Fatigue”, Trans. ASME, Vol. 67, 1945, pp. A159~A164
 21. A. P. Boresi, Advanced Mechanics of Materials, John Wiley & Sons Inc., 1978, pp.101
 22. 中島浩衛, 川本利治, 大森舞二, 日野裕之, “ベアクロス壓延機(PCミル)の基準特性”, 三菱重工技報, Vol. 21, No. 6, 1984, pp.61~67
 23. Y. H. Bae, S. K. Jang, J. W. Choi and S. J. Lee, “Development of Work Roll Life Prediction Model in Hot Rolling Processw”, CAMP-ISIJ, Vol. 4, No. 8, 1991, pp.1574