

〈論 文〉

## 워크 롤 타입 변화에 의한 규소강판 에지 드롭 개선

한석영\* · 김종택\* · 이영호\* · 이준정\* · 김종근\*\*

(1990년 3월 13일 접수)

### Improvement on Edge Drop by Change of Work Roll Type in Silicon Steel Rolling

S.Y.Han, J.T.Kim, Y.H.Lee, J.J.Yi and J.K.Kim

**Key Words :** Edge Drop(에지 드롭), Cold Rolling(냉간 압연), Thickness Profile(두께 프로파일), Silicon Steel(규소 강판), Tapered Work Roll(테이퍼진 워크 롤), Thermal Crown(열 크라운)

#### Abstract

Since silicon steel is used in a laminated form, the thickness profile in the width direction as well as in the rolling direction should be controlled strictly. It is true that the phenomenon of edge drop is one of very serious problems in cold rolling of silicon steel. In order to find the best method for reducing edge drop, computer simulation was carried out in the present work considering the various rolling conditions. Thickness profiles were examined by taking into account the exchangeability between the various diameters of work roll and the widths of the strip. It was found that the best way to reduce edge drop was to use a tapered work roll with initial crown. A table was given for the optimal values of taper height(EH) according to diameter of work roll and width of strip. The optimal condition was applied for silicon steel rolling at POSCO and represented a very good result in alleviation edge drop phenomenon.

#### 기 호 설 명

$A_{ij}$	: $i$ 분할구간 중앙에 단위하중이 작용할 때 $i$ 분할구간 중앙부의 변위(축심 휨 영향계수, Fig. 5)	$E$	: 롤의 탄성계수
$B$	: 관 폭(Fig. 12)	$E_w$	: WR의 탄성계수[식 (13)]
$c$	: WR과 BUR간의 마찰계수[Fig. 4, 식 (1)]	$i, j$	: 분할구간번호(Fig. 4)
$D_{ij}$	: $j$ 분할구간에 중앙에 단위하중이 작용할 때 $i$ 분할구간 중앙부의 편평량[Fig. 5, 식 (13)]	$K_s$	: 롤간 접촉에 의한 스프링 상수[식 (11)]
$d(i)$	: $i$ 분할구간에서 WR과 스트립간의 flattening량[식 (12)]	$Lbw$	: WR의 강제변위[식 (5)]
		$N$	: 분할구간수(Fig. 4)
		$P_i$	: $i$ 분할구간에서의 스트립(strip)과 WR사이의 압연압력[Fig. 4, 식 (1)]
		$Pb$	: BUR압하력[Fig. 4, 식 (3)]
		$Q_i$	: $i$ 분할구간에서의 WR과 BUR사이의 접촉압력[Fig. 4, 식 (1)]
		$Rb$	: BUR 베어링 부에서 $x$ 축방향으로의 반력[Fig. 4, 식 (4)]
		$Rcw$	: WR의 크라운[식 (11)]

\*정회원, 산업과학기술연구소 압연연구부

\*\*산업과학기술연구소 압연연구부

- $Rcb$  : BUR의 크라운[식 (11)]
- $S_i$  :  $i$ 분할구간에서의 WR과 IMR사이의 접촉 압력[Fig. 4, 식 (1)]
- $Y_{by}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $y$ 방향의 BUR축심변위 [식 (7)]
- $Y_{bz}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $z$ 방향의 BUR축심변위 [식 (8)]
- $Y_{w\theta}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $\theta_i$ 방향의 WR축심변위 [식 (9)]
- $Y_{b\theta}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $\theta_i$ 방향의 BUR축심변위 [식 (10)]
- $Y_{ws}$  : WR과 스트립 접촉점에서의 변위[식 (12)]
- $Y_{wy}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $y$ 방향의 WR축심변위 [식 (5)]
- $Y_{wz}(i)$  :  $i$ 분할구간에서의  $z$ 방향의 WR축심변위 [식 (6)]
- $\beta$  : SRB로부터의 하중  $S_i$ 의 작용각도[Fig. 4, 식 (1)]
- $\Delta x$  : 롤 barrel 길이 방향의 분할구간 거리 [Fig. 4, 식 (1)]
- $\theta_i$  :  $i$ 분할구간에서 접촉압력  $Q_i$ 의 작용각도 [Fig. 4, 식 (1)]
- $\nu$  : 프와송비[식 (11)]

1. 서 론

규소강판은 전기·전자산업의 부품으로 많이 이용되고 있으며 제품이 주로 적층되어 사용되고 있으므로 정확한 판 두께가 요구되어 압연방향의 두께 편차(thickness profile)뿐만 아니라 판 폭방향의 두께 편차도 가능한 한 작게 관리되어야 한다.

근년 냉간압연 판재의 치수 정도 및 평활도에 대한 수요가 요구가 점점 엄격해짐에 따라 판의 균일성에 관한 연구가 활발히 진행되어 길이방향 판 두께 정도의 향상을 위해서는 자동 판두께 제어(automatic gage control), 자동 장력 제어(automatic tension control) 등의 기술이 개발되었으며, 폭방향 판두께 정도의 향상을 위해서는 자동 형상 제어(automatic shape control) 및 판 크라운(strip crown)의 제어능력이 뛰어난 CVC(continuously variable crown) 압연기, 6단 압연기 등의 여러가지 압연기가 개발되어 사용되고 있다.

현재 규소강판 압연에 사용되는 압연기는 4단 압

연기와 Sendzimir 압연기의 특징을 조합한 MKW (mehrwalzen kalt walzwerk)압연기가 사용되고 있는데, 압연시 길이 방향의 두께 편차는 두께 제어를 위한 설비개조로 문제점이 별로 없지만 판폭 방향의 두께 편차, 즉 에지 드롭(edge drop)의 발생이 문제가 되고 있다. 특히 M-class 저급 무방향성 규소강판의 압연시 약 15~25 $\mu$ m 정도의 심한 에지 드롭 현상이 발생하여 생산성 및 실수율 측면에서 큰 장애 요인이 되고 있다.

따라서 이 연구에서는 에지 드롭 현상이 가장 심하게 나타나고 있는 M-class 저급 무방향성 규소강판을 대상으로 MKW압연기의 롤 탄성변형 해석을 컴퓨터 시뮬레이션을 통하여 수행함으로써 에지 드롭을 최소화할 수 있는 개선책을 마련하였고 실제 현장 압연실험을 통하여 그 결과를 확인하였다.

2. 연구 내용

2.1 MKW압연기의 개요

규소강판은 Si가 첨가되어 있어 일반강판에 비해 압연됨에 따라 가공경화가 심하여 변형저항의 변화 영역이 넓고 그 절대치가 커서 압연조건에 따른 압연압력이 현저하게 변화됨으로써 압연작업이 어려울 뿐만 아니라 출축 형상제어 역시 어려운 소재이다. 이에 대응하기 위해 규소강판 압연에는 MKW 압연기가 사용되고 있는데 그 구조는 Fig. 1과 같으며 다음과 같은 특징을 가지고 있다.

- (1) 다단 가역식 압연기으로써 4단 압연기와 Sendzimir압연기의 기능을 겸비

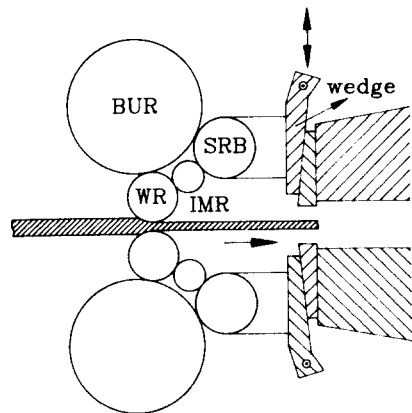
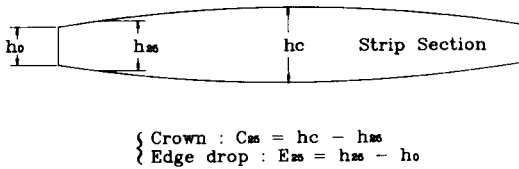


Fig. 1 The schematics of MKW mill



$$\begin{cases} \text{Crown : } C_{25} = hc - h_{25} \\ \text{Edge drop : } E_{25} = h_{25} - h_0 \end{cases}$$

Fig. 2 The definitions of strip crown and edge drop

- (2) WR의 소경화로 고강도 압연 가능
  - (3) WR에 굽힘을 주어 형상제어가 가능하도록 SRB(support roller bearing) 시스템 구비
  - (4) WR폭방향의 열 크라운(thermal crown)을 제어하기 위하여 각 구간별 압연유량 제어 가능
  - (5) BUR구동이고 WR chock가 없으며 WR의 이탈을 막기 위해 BUR중심과의 편심부여
- 에지 드롭은 Fig. 2에 보이는 것과 같이 스트립의 에지 부분에서 급격히 두께가 감소 되는 현상을 의미하는 데 이에 대한 정의<sup>(1)</sup>로는 보통 스트립 에지 두께와 에지로부터 25mm떨어진 위치의 두께 차이가 사용되어 중앙부와 스트립 에지로부터 25mm위치의 두께 차이인 스트립 크라운과 구분되어 사용된다.

## 2.2 규소강판 압연재의 폭방향 형상 측정

컴퓨터 시뮬레이션의 입력으로 이용하기 위하여 산세 소둔 라인(pickling and annealing line) 출측에서 열연코일의 시편을 채취한 후 폭방향 22mm 간격으로 마이크로미터를 이용하여 두께 형상(frefile)을 측정하였고, 시뮬레이션 프로그램을 검토하기 위하여 냉간압연후 연속소둔 라인(continuous annealing line) 입측에서 냉연재의 시편을 채취하여 열연코일과 같은 방법으로 최종 냉연판의 폭방향 두께 형상을 측정하였다.

## 2.3 WR의 열 크라운 측정

냉간압연 작업에 따라 발생하는 가공발열 및 스트립과 WR사이의 마찰발열에 의해 형성되는 WR의 열 크라운은 Fig. 3과 같은 롤 갭 측정법을 이용하여 측정되었다. 먼저 직경 5mm의 Al선재를 준비하고 이를 충분히 연화시키기 위해 480°C에서 30분간 소둔 열처리시킨 후 이를 Fig. 3과 같이 폭 50mm간격으로 배치하고 양측에 지지대를 대었으며 이를 WR 갭(gap) 사이에 치입시켜 롤간의 간극을 롤 barrel 길이방향으로 측정할 수 있도록 측정

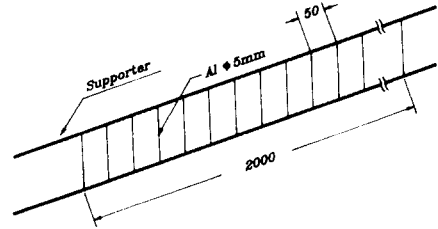


Fig. 3 Apparatus for measuring thermal crown

Table 1 Rolling conditions for measuring thermal crown

BUR dia.	1320 mm
WR dia.	205 mm
WR initial crown	0.10 mm
Strip width	936 mm
Barrel length	1250 mm

기구를 만들었다.

측정방법은 먼저 상하부 WR을 교체한 후 측정기구를 WR 갭 사이에 넣고 2~3mm정도 압하시켜 barrel 길이방향의 롤 갭을 따라 Al선에 압흔을 남게한 후 압흔의 두께차이를 마이크로미터로 측정하여 직경당의 초기 크라운량을 측정하였다. 다음에는 한 코일 압연이 완료된 직후 상기와 같은 방법으로 측정하여 코일 압연후에 측정된 압흔 두께에서 초기 크라운량 측정시의 압흔 두께를 롤 에지부를 기준으로 뺀으로써 한 코일 압연후의 열 크라운이 측정되었다. 이와 같은 방법으로 WR교체시까지 계속하여 열 크라운을 측정하였는데 이 경우 측정된 형상에는 압연 중 스트립과 WR간의 슬립에 의한 마멸의 영향이 포함되어 있으나 WR의 교체 주기가 짧아 열연에서와 같은 큰 마멸량을 기대할 수 없기 때문에 마멸의 영향은 무시하였으며 측정조건은 Table 1과 같다.

## 2.4 MKW압연기의 형상해석

### (1) 형상해석 모델

해석대상인 MKW압연기의 롤 구성은 Fig. 4(a)에 보이는 것과 같고 롤 탄성변형해석에는 Fig. 4(b)와 같은 분할모델을 이용하였으며 사용된 가정은 다음과 같다.

—좌우대칭

—BUR의 수평방향(압연길이방향)변위 및 강체

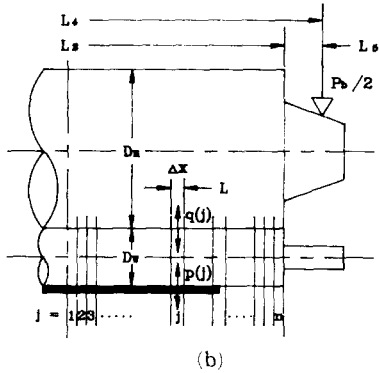
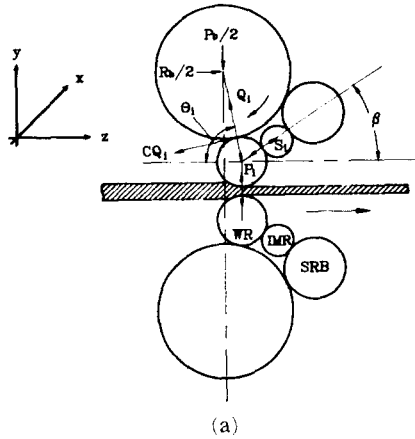


Fig. 4 Analysis model of MKW mill

변위 무시

- 폭 방향 장력분포 일정
- 수평방향 WR변형 고려
- WR축수의 수평방향 강체변위 무시

또한 SRB로부터의 하중  $S(i)$ 는 전체적인 판 형상에는 영향을 미치나 판단부 즉 에지부에는 거의 영향을 미치지 않으므로 기지량으로 가정하였다<sup>(2)</sup>.

(가) 힘의 평형방정식

WR과 BUR에 대한 힘의 평형방정식은 Fig. 4(a)로부터 다음과 같이 얻어진다.

· 워크 롤

y방향

$$\sum_{j=1}^N P_j \Delta x - \sum_{j=1}^N S_j \sin \beta \Delta x = \sum_{j=1}^N Q_j \sin \theta_j \Delta x + c \sum_{j=1}^N Q_j \cos \theta_j \Delta x \quad (1)$$

z방향

$$\sum_{j=1}^N S_j \cos \beta \Delta x = -c \sum_{j=1}^N Q_j \sin \theta_j \Delta x$$

$$+ \sum_{j=1}^N Q_j \cos \theta_j \Delta x \quad (2)$$

· 백업 롤 (back-up roll)

y방향

$$\sum_{j=1}^N Q_j \sin \theta_j \Delta x + c \sum_{j=1}^N Q_j \cos \theta_j \Delta x - \frac{P_b}{2} = 0 \quad (3)$$

z방향

$$\sum_{j=1}^N Q_j \cos \theta_j \Delta x - c \sum_{j=1}^N Q_j \sin \theta_j \Delta x - \frac{R_b}{2} = 0 \quad (4)$$

(나) 롤의 축심 변위식

좌우대칭인 압연상태에서의 롤 축심변위식은 Fig. 5에 보이는 것과 같이 양단 자유지지보의 변위를 고려하여 구해진다<sup>(3)</sup>. Fig. 5에서  $j$ 분할구간의 중앙부분에 단위하중을 작용할 경우  $i$ 분할구간의 중앙부분의 변위를 나타내는 축심 휨 영향계수  $A_{ij}$ 는 굽힘 및 전단력에 의한 굽힘을 고려한 다음과 같은 식으로 나타내어진다.

(i)  $j \leq i$ 일때 ( $\eta \geq \beta$ 의 경우)

$$A_{ij} = \frac{32}{3E\pi} \left[ (1+\nu) \left\{ \frac{L_s^3}{d^2} + \frac{1}{D^2} (\beta - L_s) \right\} + \frac{2}{d^4} L_s^3 + \frac{1}{D^4} (3\eta\beta L_s - 2L_s^3 - 3\eta^2 - \beta^3) \right]$$

(ii)  $j > i$ 일때 ( $\eta < \beta$ 의 경우)

$$A_{ij} = \frac{32}{3E\pi} \left[ (1+\nu) \left\{ \frac{L_s^3}{d^2} + \frac{\eta - L_s}{D^2} \right\} + \frac{2}{d^4} L_s^3 + \frac{1}{D^4} (3\eta\beta L_s - 2L_s^3 - 3\eta\beta^2 - \eta^3) \right]$$

$$\eta = \frac{L_s}{2} - (j - 0.5) \Delta x$$

$$\beta = \frac{L_s}{2} - (i - 0.5) \Delta x$$

따라서, WR와 BUR의 축심변위식은 압연압력  $P_j$ , 접촉압력  $Q_j$ , SRB로부터의 접촉하중  $S_j$ 에 의한 굽힘과 전단력을 고려한 축심 휨 영향계수  $A_{ij}$ 와 강체변위  $Lbw$ 로부터 다음과 같이 구해진다.

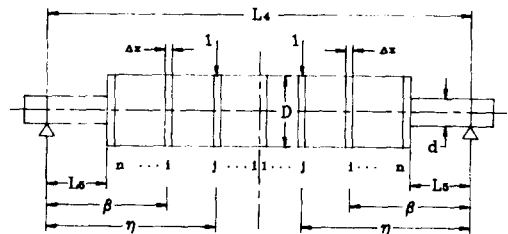


Fig. 5 Analysis model for influence coefficient  $A_{ij}$

• 워크 롤

y방향

$$Ywy(i) = \sum_{j=1}^N A_{ij} P_j \Delta x - \sum_{j=1}^N A_{ij} S_j \sin \beta \Delta x + Lbw - \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \sin \theta_j \Delta x - c \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \cos \theta_j \Delta x \quad (5)$$

z방향

$$Ywz(i) = \sum_{j=1}^N A_{ij} S_j \cos \beta \Delta x + c \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \sin \theta_j \Delta x - \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \cos \theta_j \Delta x \quad (6)$$

• 백업 롤

y방향

$$Yby(i) = \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \sin \theta_j \Delta x + c \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \cos \theta_j \Delta x \quad (7)$$

z방향

$$Ybz(i) = \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \cos \theta_j \Delta x - c \sum_{j=1}^N A_{ij} Q_j \sin \theta_j \Delta x \quad (8)$$

(대) 변위적합 조건식

$z$ 축과 WR 및 BUR 중심을 연결한 선과의 각  $\theta_i$ 에 대한 WR 및 BUR의  $i$ 분할구간 중앙부분에 있어서의 축심 변위식은 다음과 같다.

$$Yw\theta(i) = Ywz(i) \cos \theta_i + Ywy(i) \sin \theta_i \quad (9)$$

$$Yb\theta(i) = Ybz(i) \cos \theta_i + Yby(i) \sin \theta_i \quad (10)$$

따라서, WR과 BUR사이의 변위적합 조건식은 위의 두 식을 이용하여 다음과 같이 얻어진다.

$$Yb\theta(i) - Yw\theta(i) + Q(i)/Ks = -[Rcw(i) + Rcb(i)]/2 \quad (11)$$

한편, 스트립의 출측 두께에 직접적인 영향을 미치는 WR과 스트립과 접촉점에서의 변위적합 조건식은 다음과 같다.

$$Yws(i) = Ywy(i) + d(i) - Rcw(i)/2 \quad (12)$$

(라) WR과 스트립의 접촉에 의한 편평량

스트립과 WR간의 압연압력( $P_j$ )에 의해 롤 표면에 편평변형이 발생하고 그것에 의해 롤 출구에서의 윤곽이 변화하게 되는데 통상 이 변화량은 반무한체의 경계면 일부에 작용하는 분포하중에 의한 탄성학의 식을 이용하여 구한다<sup>(4,5)</sup>. 여기서는 Fig. 6과 같이 롤 표면의 두 개소에 하중이 작용하는 경우 戶擲<sup>(6)</sup>등이 정립한 다음과 같은 식을 이용하여 편평량을 계산하였다.

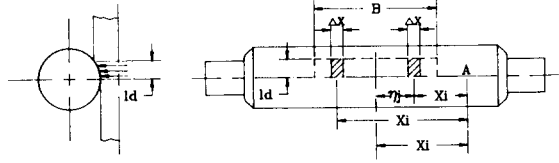


Fig. 6 Analysis model for work roll flattening

$$D_{ij} = \frac{1-\nu^2}{E_w} p(j) [F(x'_i) + F(x''_i)] \quad (13)$$

$$\text{여기서 } F(x) = \ln \frac{\sqrt{ld^2 + \left(x + \frac{w}{2}\right)^2} + x + \frac{w}{2}}{\sqrt{ld^2 + \left(x - \frac{w}{2}\right)^2} + x - \frac{w}{2}} + \frac{x + \frac{w}{2}}{ld} \ln \frac{\sqrt{\left(x + \frac{w}{2}\right)^2 + ld^2} + ld}{\left|x + \frac{w}{2}\right|} - \frac{x - \frac{w}{2}}{ld} \ln \frac{\sqrt{\left(x - \frac{w}{2}\right)^2 + ld^2} + ld}{\left|x - \frac{w}{2}\right|}$$

여기서,  $x'_i = |x_i - \eta_i|$

$x''_i = x_i + \eta_i$

$p_j = p * ld$

$w = \Delta x$

(2) 컴퓨터 시뮬레이션

시뮬레이션 프로그램은 폭, 두께 등의 소재조건과 압하율, 장력 등의 운전조건, 롤 크기 및 배치 등의 설비조건을 입력으로 하여 WR과 BUR의 축심변형과 두께 형상을 계산할 수 있도록 작성하였다. 프로그램의 구성은 입력, 압연하중계산, 영향계수 계산, 매트릭스 조합 및 계산, 접촉조건 처리, 경계조건 처리, 출력처리 등으로 되어 있다.

계산방법은 먼저 출측 목표두께 형상과 그에 따른 압연하중을 Brand & Ford<sup>(6)</sup>식에 의해 구한 뒤 판 폭방향의 압연압력( $P_i$ )를 가정하고 WR과 BUR의 중심으로 연결한 선과  $z$ 축과 이루는 각  $\theta_i$ 를 가정한다. 다음은 각 롤에 대한 영향계수  $A_{ij}$ 를 계산하고 식 (1)과 식 (11)을 이용하여 미지수 접촉압력  $Q_i$ 와 강제변위  $Lbw$ 를 구하기 위한 매트릭스를 구성한 후 Gauss Elimination 방법을 이용하여 푼다. 계산시 비접촉상태가 발생하면 그 분할구간의 접촉압력을 0로 놓고 매트릭스를 재구성하여 접촉압력과 강제변위를 재계산한다.  $\theta_i$ 에 대해서는 롤 크기와 배치, 변형 및 강제변위들을 이용

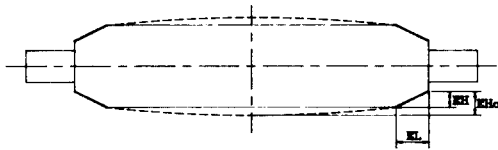


Fig. 7 Notations of tapered WR

Table 2 Rolling conditions of computer simulation

Barrel length	1250 mm
BUR dia.	1320 mm
WR dia.	190-230 mm
Strip width	920-1160 mm
Young's modulus	21,000 kg/mm <sup>2</sup>
Poisson ratio	0.3
Initial crown	0.02-0.15 mm
Taper length(EL)	100-250 mm
Taper Height(EH)	2-250 μm
Tension	2-14 kg/mm <sup>2</sup>

력들을 이용하여 WR편평량(식 (13))과 축심 변위량을 구하고 식 (12)를 이용하여 출측 두께 형상을 구한 다음 다시 Brand & Ford<sup>(6)</sup>식을 이용하여 압연하중을 계산하고 그 압연하중과 그 전의 압연하중과의 차이가 100kg보다 작을 때까지 반복 계산한다.

계산시 스트립 두께는 스트립 중앙부를 기준으로 상대변위를 계산하여 중앙부에서는 항상 출측 목표 두께를 유지하도록 하였다. 계산에서 사용한 테이퍼(taper)량의 정의는 Fig. 7과 같이 테이퍼의 길이를 EL(mm)로 하였고 테이퍼 길이까지의 크라운량을 EH(μm)값으로 사용하였다. 따라서 테이퍼와 초기 크라운이 동시에 주어지는 경우는 EH값과 중앙부의 초기 크라운 값이 합해진 EHC(μm)가 실제적으로 스트립 두께에 영향을 미치게 되고 중앙부의 크라운 값은 기준값을 중심으로 에지부의 테이퍼가 변하는 정도에 비례하여 동시에 변화되도록 하였다. Table 2에 계산조건을, Fig. 8에 흐름도를 보인다.

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1 열 크라운 측정

Fig. 9는 두께 2mm 폭 936mm인 M-class 규소강판을 3 pass작업한 경우에 측정된 WR의 열 크라운을 barrel 길이를 x축으로 하여 나타낸 것이다. 압연 작업시 발생하는 열 크라운은 스트립 에지 부분에서 급격히 증가하고 한 코일 작업(3 pass) 후에는 이미 포화되어 그 후의 코일 작업에서

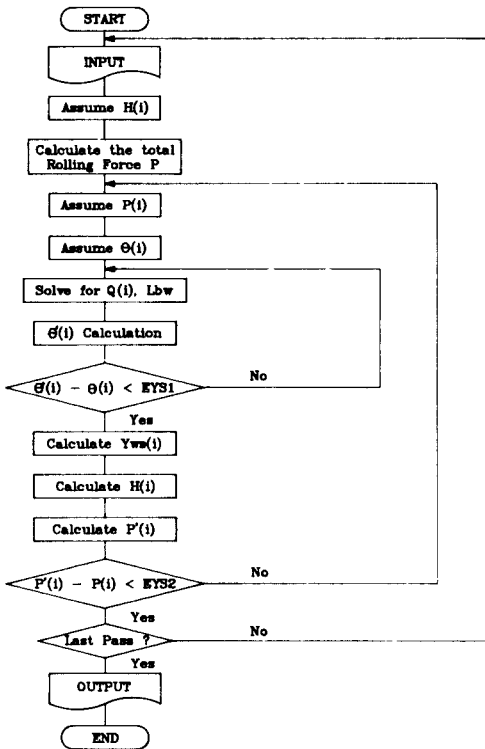


Fig. 8 Flow chart for the calculation of strip profile

하여 기하학적 조건으로부터  $\theta_i$ 를 계산한 후 가정한  $\theta_i$ 와의 차이가  $0.017(1^\circ)$ rad보다 작을 때까지 수렴시킨다. 결정된 접촉압력과 강체변위, 압연압

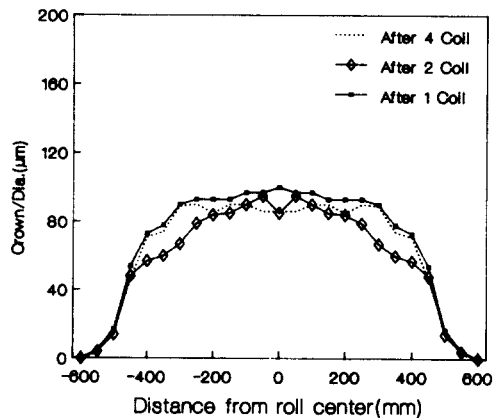


Fig. 9 Measured thermal crown profile of WR(M-Class, 1.931 t-0.491 t, 3 pass, W : 936 mm)

는 거의 일정한 량을 유지하고 있다. 절대량으로는 롤 중앙에서 약  $100\mu\text{m}$ 이고 스트립 에지부에서의 열 크라운량은 롤 중앙의 절반 정도인 약  $50\mu\text{m}$ 이 되는 데 이는 Mcdonald<sup>(7)</sup>의 결과와 잘 일치하고 있다.

### 3.2 시뮬레이션 결과 및 고찰

#### (1) 스트립 폭 방향 두께 형상

Fig. 10은 폭 936mm, 두께 1.931mm의 M-class 규소강판을 WR직경 205mm를 이용하여 3pass (1.931 t-1.206 t-0.781 t-0.491 t)압연하는 경우 현장에서 측정된 스트립 형상과 계산치와의 비교 그래프이다. 비교결과는 부분적으로  $5\mu\text{m}$ 정도의 오차가 발생하지만 경향은 양호하게 일치하여 엷지 드롭에 대한 시뮬레이션이 가능함을 알 수 있었다. 스트립 형상에서 중앙부가 quarter부에 비해 약  $5\mu\text{m}$ 정도 크게 나타난 것은 열 크라운의 측정오차 및 장력이 스트립 형상에 미치는 영향을 고려하지 않은 점 등 계산에서 사용된 가정에 의한 오차로 생각된다.

#### (2) 엷지 드롭 감소책 수립

엷지 드롭을 감소하기 위한 개선책을 수립하기 위하여 다음과 같은 6가지의 경우를 검토하였다.

(1) BUR에 초기 크라운을 부여 (2) BUR에 테이퍼 크라운만을 부여 (3) BUR에 초기 크라운과 테이퍼 크라운을 동시 부여 (4) WR의 초기 크라운만을 변경 (5) WR에 테이퍼크라운만을 부여 (6) WR에 초기 크라운과 테이퍼 크라운을 동시 부여. 처음 3가지의 경우 중 (3)의 방법이 가장 효과적이었으나 BUR의 교체주기가 WR보다 길고 교체하기가 용이하지 않으며 간접적으로 판 두께 형상에 영향을 미치는 점 등을 고려하여 WR에 적용하는 방법을 채택하였다. 나중 3가지의 경우를 계산해 본 결과 (6)의 방법이 가장 효과적인 것으로 나타났으며 (4)의 경우를 제외하고는 현재 압연시 사용하는 초기 크라운 값(예를 들면 WR직경이 200mm일 때 0.11mm)를 그대로 이용하였다.

적정 EL의 길이를 결정하기 위하여 EL과 EH의 여러가지 조합을 계산하여 양호한 결과를 주는 EL과 EH의 조합 중에서 北付의 연구를 참고로 하여 적정 EL값을 175mm로 결정하였다. Fig. 11에서는 폭 936mm, 두께 1.931mm의 M-class 규소강판을 직경 220mm의 WR을 이용하여 3pass(1.931 t-1.206 t-0.781 t-0.491 t)압연하는 경우 EL을 적정

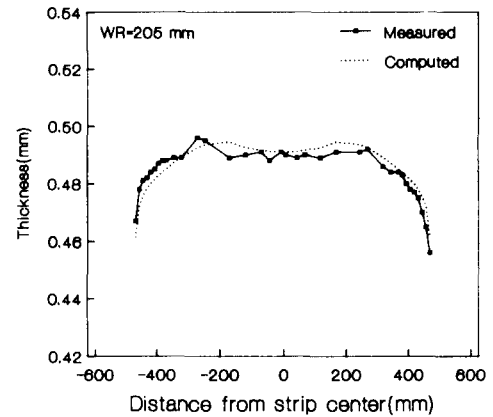


Fig. 10 Comparison between computed strip profile and measured strip profile(3 pass, M-Class, 1.931 t-0.491 t, W : 936 mm)

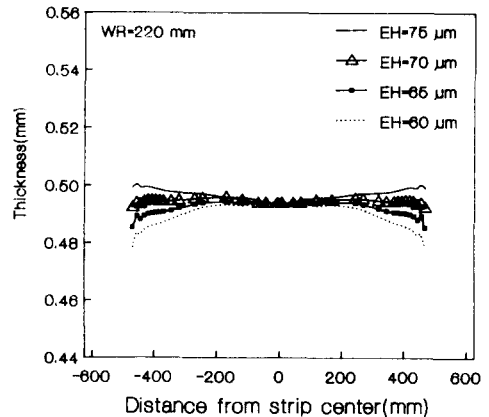


Fig. 11 Effect of the height(EH) of tapered WR (EL = 175 mm) (3 pass, M-Class, 1.931 t-0.491 t, W : 936 mm)

치인 175mm로 고정하고 EH값을  $60\mu\text{m}$ 부터  $5\mu\text{m}$ 씩 변화시켰을 때 스트립의 형상 변화를 보이고 있다. EH의 크기가 커짐에 따라 엷지 드롭의 감소가 현저하게 나타나는데 이 그림에서는 EH가  $65\mu\text{m}$ 일때 가장 양호한 형상을 보여주고 있다.

윗 그림에서는 EH의 크기를 일정하게 증가하였으나 실제 적정 EH값을 결정하기 위하여 EH의 크기를  $1\mu\text{m}$ 씩 변화시키면서 WR직경에 따른 폭 두께 형상을 시뮬레이션 함으로써 엷지부와 판 중앙부의 두께 편차가  $10\mu\text{m}$ 이하가 되는 EH값을 적정 EH의 값으로 결정하였다. 또한 계획중인 광폭재 생산시를 대비하여 폭이 1080mm과 1160mm인

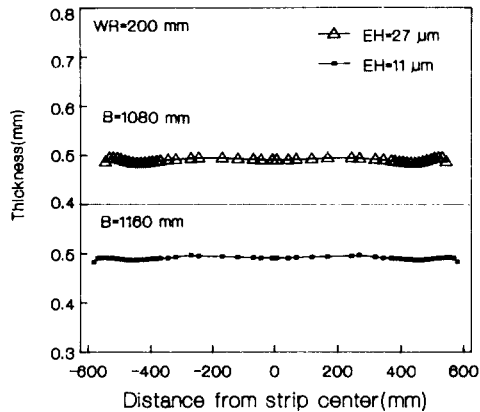


Fig. 12 The optimal EH values of tapered WR on wide strip profile(3 pass, M-Class, 1.931 t -0.491 t)

Table 3 The optimal values of taper height(EH) according to diameter of WR(DWR) and width of strip(EL=175mm) (Unit : μm)

Width	DWR (mm)				
	190	200	210	220	230
936 mm	50	56	63	69	74
1080 mm	25	27	31	34	37
1160 mm	9	11	13	15	18

경우에 대하여 WR의 직경에 따른 적정 EH값도 위에 기술한 방법으로 결정하였다. 한 예로, 직경 200mm의 WR을 사용하였을 때 폭 1080mm과 1160mm에 대한 적정 EH값이 각각 27μm과 11μm 일때의 양호한 형상을 Fig. 12에 보이고 여러가지의 WR직경과 스트립폭에 따른 적정 EH값들은 Table 3에 보인다.

### 3.3 현장적용 결과

시뮬레이션한 결과를 현장에 적용하기 위하여 계산된 적정 테이퍼크라운을 갖는 직경 210mm의 tapered WR을 연삭하여 폭 936mm, 두께 1.931 mm의 M-class 규소강판 세코일을 압연하고 같은 조건의 세코일을 기존의 I. C.(initial crown)WR을 이용하여 압연한 후 판 두께 형상을 비교하기 위하여 각각의 평균치로 환산한 판 두께 형상을 Fig. 13에 나타내었다. 이 그림으로부터 tapered WR을 채용한 경우에 엣지 드롭이 상당히 개선됨을 알 수

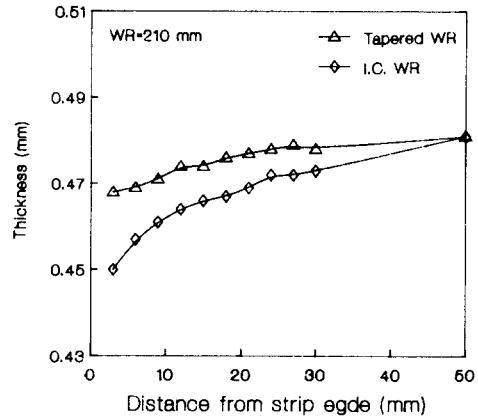


Fig. 13 The comparison of edge drop according to I. C. WR and tapered WR.

있다.

## 4. 결 론

M-class 저급 무방향성 규소강판 냉간압연시 발생하는 에지드롭의 감소를 위해 열 크라운의 측정을 통한 컴퓨터 시뮬레이션 결과와 실제 현장 압연 실험을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) MKW압연기 형상해석을 통해 에지 드롭의 컴퓨터 시뮬레이션이 가능하였다.
- (2) MKW압연기에서 에지 드롭의 감소는 tapered WR의 사용에 의해 가능하다.
- (3) 에지 드롭의 감소를 위해 WR직경이 클수록 스트립 폭이 작을수록 테이퍼 크라운량을 크게 하여야 한다.
- (4) 현장 압연실험을 통하여 에지 드롭이 크게 개선됨을 확인하였다.

## 참 고 문 헌

- (1) 日本鐵鋼協會, 1986, 鐵鋼便覽(第3板, 壓延基礎·鋼板), p. 395.
- (2) 門田浩次, 1984, “다단 롤 압연기의 형상해석 프로그램과 MKW에의 적용”, 제35회 塑性加工連合講演會, pp. 247~252.
- (3) 日本鐵鋼協會, 1983, “板壓延의 理論과 實際”, pp. 89~95.
- (4) 小松, 1963, 塑性和加工, 제4권 27, p. 195.
- (5) 戶擇, 1970, 塑性和加工, 제11권, 108, p. 29.



- (6) Brand, D.R. and Ford, H., 1948, "The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions", Proc. I. Mech. E., Vol. 158, p. 174.
- (7) McDonald, I.R. and Spooner, P.D., 1987, "Improvement in Shape Performance Using CVC Rolls in 4 and 6 High Mills", 4th International Steel Rolling Conference at IRSID, E19. 1-E19.8.
- (8) 北村邦雄, 1984, "규소강관의 Taper불이 WR압연에 의한 Edge Drop개선", 鐵과 鋼, 제70권, A60, pp. 60~63.
- (9) 北村邦雄, 1979, "관압연에 있어서 형상과 Profile의 제어", 川岐製鐵技補, 제11권, 제1호, pp. 78~88.
- (10) 戶擇, 1975, "Roll의 변형과 압력분포에 미치는 Roll Crown의 영향", 塑性과 加工, 제16권, 제171호, pp. 345~351.
- (11) 水野, 1981, "Roll의 접촉변위와 관의 형상", 塑性과 加工, 제22권, 제243호, pp. 370~378.
- (12) 監崎 行, 1968, "4단 압연기의 Roll Bending의 해석", 塑性과 加工, 제9권, 제88호, pp. 315~323.
- (13) Shohet, K.N. and Boyce, M.F., 1968, "Static Model Tests of Roll Bending Methods of Crown Control", The Iron and Steel Institute. pp. 1099~1102.