

〈論 文〉

젠지미어 압연기에서 Quarter Wave 방지

김종택* · 이영호* · 한석영* · 이준정* · 김종근*

(1992년 6월 4일 접수)

Prevention of Quarter Wave in Sendzimir Mill

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

Key Words : Sendzimir Mill(젠지미어 압연기), 1st. Intermediate Roll(1차 중간롤), Quarter Wave(쿼터 웨이브), Strip Shape(스트립 형상), Shifting(쉬프팅), Crown(크라운), Taper(테이퍼)

Abstract

Computer Simulation based of divided element method was done to predict strip shape in 20-high Sendzimir Mill and has been used to find a way for preventing quarter waves occurring in the wide and thin gaged strip rolling. The simulation showed that it was difficult to prevent quarter waves by the existing methods of controlling actuators such as the shifting of the first intermediate roll and the profile control of As-U-Roll in back up roll. It was, however, confirmed analytically and experimentally that quarter waves could be effectively reduced by changing taper mode at the barrel-end taper radius of the first intermediate roll.

1. 서 론

스테인레스, 전기강판 및 특수강 등 고경도재의 압연에는 다단으로 구성된 젠지미어 압연기(Sendzimir mill)가 널리 이용되고 있다. 젠지미어 압연기는 압연하중을 줄이기 위해 직경이 작은 작업롤로 구성되고, 이 작업롤을 보강하기 위해 여러개의 롤로 보강하도록 되어 있다. 형상제어 수단으로는 1차 중간롤(1st. IMR:1st. intermediate roll)의 스트립(strip) 폭방향 이동(shifting), 1차 중간롤 테이퍼(Taper)의 형태 및 보강롤(BUR:back up roll)축을 변형시켜 스트립의 형상(shape)을 제어하는 보강롤 벤딩장치(As-U-Roll)의 상하조정 등이 있는데, 4단 압연기나 6단 압연기와 비교하여 작업롤(work roll)의 직경이 길이(barrel)에 비해

매우 작기 때문에 작업롤의 탄성변형이 복잡해져 스트립의 쿼터(quarter)부에 연신(elongation)이 큰 쿼터 웨이브(quarter wave)와 같은 복잡한 형태의 스트립 형상(shape)이 나타나고 있어 제품의 형상품질 및 생산성 측면에서 큰 장애요인이 되고 있다.

특히 형상제어 수단중 1차 중간롤 테이퍼의 형태는 압연기의 형태, 압연소재의 크기, 스트립의 폭 등에 따라 각각 다르게 결정되어야 하고, 가공시에 이미 설정되어 압연에 들어가기 때문에 젠지미어 압연시 양호한 형상을 얻기 위해서는 적절한 1차 중간롤 테이퍼를 설계하는 것이 가장 중요한 일이라 생각할 수 있다. 일반적으로 1차 중간롤 테이퍼 형태는 수많은 경험과 테스트를 통하여 결정되어 왔으나, 현재 이용되고 있는 테이퍼 형태는 작업 조건에 따라 복합과 등에 대응할 수 없는 경우가 많다. 따라서 적절한 테이퍼의 형태를 결정하기 위해 젠지미어 압연기의 형상해석에 대한 이론적인

*정회원, 산업과학기술연구소 강재연구부

접근이 필요하여, 롤 분할모델을 기본으로 한 수치 해석을 통해 보강롤을 강체로 가정하여 해석하거나, 보강롤의 굽힘변형도 고려한 해석 등 활발한 연구가 진행되어 왔으나, (1~4) 제지미어 압연시 발생하는 쿼터웨이브 방지에 대한 연구가 미흡한 실정이고, HARA⁽⁵⁾ 등이 제시한 방법이 있지만 이는 1차 중간롤에 오목형태의 원호를 가공해야 하기 때문에 롤 가공정도의 문제 때문에 실용상 사용하기 곤란한 문제가 있어 이에 대한 대응방안이 필요하다.

본 논문에서는 보강롤의 굽힘변형을 고려한 제지미어 압연기의 롤변형 해석을 통해, 쿼터웨이브의 발생을 시뮬레이션하고, 형상제어 수단들의 쿼터웨이브 억제에 미치는 영향을 분석하여 쿼터웨이브 감소 방안을 수립하였고, 실제 현장 압연실험을 통해 그 제어효과를 확인하였다.

2. 압연설비의 구성

2.1 제지미어 압연기의 구성⁽⁶⁾

제지미어 압연기는 Fig. 1과 같이 작업롤, 1차 중간롤, 2차 중간롤(2nd. IMR), 보강롤 등 4종류 20개의 롤로 구성되어 있고, 보강롤은 Fig. 2에 보이듯이 여러개의 보강 베어링(backing bearing)으로 나뉘어져 있으며 이 보강 베어링들은 하나의 축(shaft)에 의해 연결되어 있다. 축은 새들(saddle)에 의해 지지되고 이 새들은 압연기 하우징에 고정되어 있으며 편심링을 포함하고 있다. Fig. 1에서 모든 보강롤에 포함되어 있는 압하(screwdown) 편심링의 회전에 의해 압연을 위한 롤갭(roll gap)이 설정되고, 상부 보강롤 B, C의 새들에만 부여되는 As-U-Roll 편심링의 회전은 축의 폭방향 굽힘변형 편차를 주어 스트립의 형상을 변경시킬 수 있다. 1차 중간롤은 테이퍼가 롤의 중심을 기준으로 한쪽에만 주어져 있고 상부 하부의 테이퍼부 위치가 스트립 중심을 기준으로 반대 방향에 위치해 있으며, 스트립 폭방향 이동이 가능하여 형상제어가 가능토록 구성되어 있다. 압연기 구동은 2차 중간롤(Drive)인 I, K, L, N에 의해 행해지고 J, M 롤은 공회전 상태로 회전한다.

2.2 형상측정의 원리

압연시 스트립 폭방향 각 위치에서 스트립에 걸리는 장력을 측정, 해당 스트립의 형상을 판정할

수 있는 형상측정기는 제지미어 압연기의 입측과 출측에 1세트씩 설치되어 있다. 형상측정기는 Fig. 3과 같이 여러개의 분할롤이 폭방향으로 배치되어 있고 각 분할롤의 최외곽은 셸(shell)형태로 구성되어 있으며 각 셸의 안쪽에 분할롤 회전방향 90도

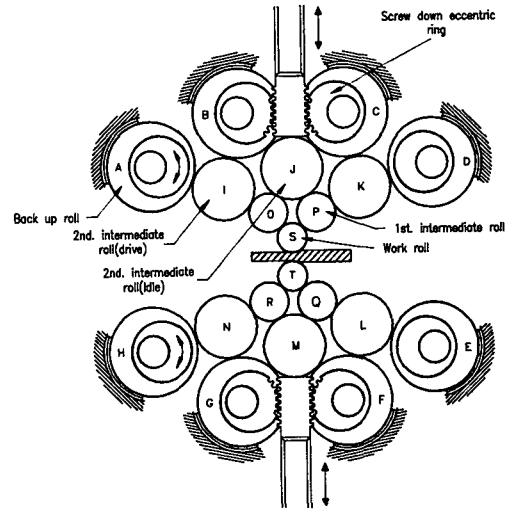


Fig. 1 Structure of Sendzimir Mill

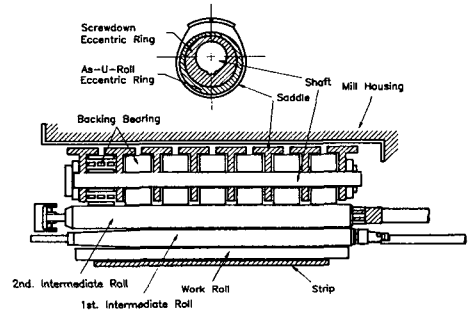


Fig. 2 Backing shaft assembly and front view of upper rolls

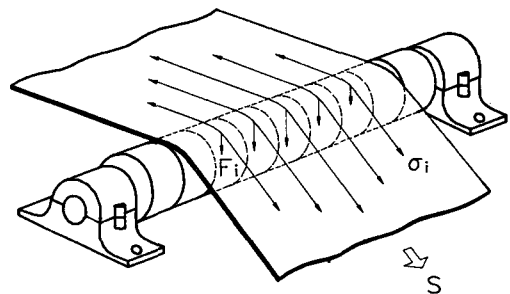


Fig. 3 Measurement of strip tension in each section

간격으로 4개의 트랜스듀서(transducer)가 있어 롤과 스트립과의 접촉에 의한 각 i 위치에서의 접촉하중 F_i 를 1회전당 4회 측정할 수 있도록 구성되어 있다. 각 i 위치에서 측정된 접촉하중을 이용식(1)에 의해 평균단위장력에 대한 편차를 산출하며, 이 값을 이용, $\sigma = E\epsilon$ (E : 압연소재의 영률, ϵ : 압연시 길이방향 연신률)에 의해 폭방향 각 위치에서 압연에 의한 연신률편차를 계산하여 스트립 폭방향 형상변화를 추정할 수 있도록 구성되어 있다. 따라서, 압연후의 스트립 형상은 폭방향 장력편차 또는 연신률 편차 어느쪽으로도 평가가 가능하다.

$$\Delta\sigma_i = \frac{F_i - \bar{F}}{F} \frac{S}{tw} \quad (1)$$

여기서, $\bar{F} = (1/n) \sum_{i=1}^n F_i$ 이고, n 은 스트립과 접촉하고 있는 분할롤의 수이다. $\Delta\sigma_i$ 는 i 구간에서의 장력편차, \bar{F} 는 평균 접촉력, F_i 는 i 구간에서의 접촉력, S 는 장력총합, t, w 는 각각 스트립 두께, 스트립 폭을 나타낸다. 압연시 쿼터웨이브는 스트립의 폭이 넓은 경우(스트립 폭이 1000 mm 이상)에 자주 나타난다. 이 쿼터웨이브는 스트립의 쿼터부위(스트립의 폭을 1200 mm로 가정할 때, 엣지(edge)로부터 300 mm, 900 mm 부근)에서의 압하에 의한 연신이 쿼터부위 좌우 근방의 연신에 비해 큰 경우, 발생되는데(첸지미어 압연에서 스트립 폭이 넓을 때, 쿼터웨이브와 엣지웨이브가 동시에 나타날 때가 많은 데 이같은 스트립의 형상을 복합파형이라 함), 이와같은 경우 스트립의 장력으로 표현하면, 쿼터부 및 엣지부위에서 스트립 연신이 크기 때문에 $\Delta\sigma_i$ 의 값이 다른 부위에 비해 작게 나타나게 된다.

3. 연구내용

3.1 첸지미어 압연기의 롤 탄성변형해석

압연기 롤 탄성변형해석은 Shohet 등^(2,7)이 제안한 분할모델을 이용하였고, (a) Fig. 4의 롤 구조에서 좌우대칭(전체 롤 구성계의 1/4 해석) 고려, (b) 폭 방향 장력분포 일정, (c) 각 롤의 변형에 따라 롤간 접촉각의 폭방향 변화는 없다. (d) 각 분할구간에서 압연에 의한 접촉선압은 일정, (e) 보강롤은 여러개의 지지점에서 지지되는 1개의 중실(solid)롤 고려 등의 가정하에서 Fig. 5와 같이

롤 폭방향 분할수를 m 로 하고, 보강롤 벤딩장치 변형을 보강롤 상부 각 새들 위치에서 강제 변위시키는 모델을 이용하여 다음의 식들을 유도하였다.

(1) 힘 및 모멘트의 평형방정식

Fig. 6과 같이 a 개의 축방향 분포하중이 작용하

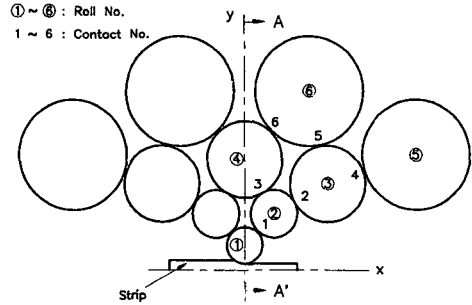


Fig. 4 Roll arrangement for calculating roll deflection of Sendzimir Mill

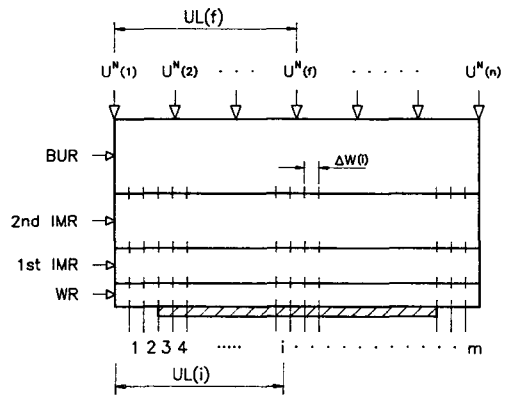


Fig. 5 Analysis model of Sendzimir Mill

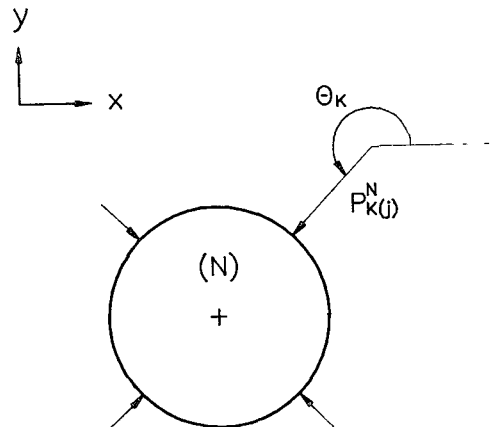


Fig. 6 Force equilibrium of roll

고 있는 N 번째 롤을 생각하고, $P_x^N(j)$, $P_y^N(j)$ 를 각각 롤 N 에 작용하는 x , y 방향의 합력으로 표시하면 $P_x^N(j)$, $P_y^N(j)$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$P_x^N(j) = \sum_{k=1}^a \{\cos\theta_k \cdot P_k^N(j)\} \quad (2)$$

$$P_y^N(j) = \sum_{k=1}^a \{\sin\theta_k \cdot P_k^N(j)\} \quad (3)$$

여기서, j , θ_k 는 각각 분할번호, 접촉각을 나타낸다.

● N 롤(①, ②, ③, ④ Roll)의 x , y 방향 힘의 평형

$$\sum_{j=1}^m \{P_x^N(j) \cdot \Delta W(j)\} = 0 \quad (4)$$

$$\sum_{j=1}^m \{P_y^N(j) \cdot \Delta W(j)\} = 0 \quad (5)$$

● N 롤(①, ②, ③, ④ Roll)의 x , y 방향 모멘트의 평형

$$\sum_{j=1}^m \{P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \frac{UL(j)}{RL}\} = 0 \quad (6)$$

$$\sum_{j=1}^m \{P_y^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \frac{UL(j)}{RL}\} = 0 \quad (7)$$

RL 은 롤 길이를 나타낸다.

● N 롤(⑤, ⑥ Roll)의 x , y 방향 힘의 평형

$$\sum_{j=1}^m \{P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) - \sum_{K=1}^n \{P_x^N(K)\} \cdot \frac{UL(K)}{RL}\} = 0 \quad (8)$$

$$\sum_{j=1}^m \{P_y^N(j) \cdot \Delta W(j) - \sum_{K=1}^n \{P_y^N(K)\} \cdot \frac{UL(K)}{RL}\} = 0 \quad (9)$$

여기서, $P_x^N(K)$, $P_y^N(K)$ 는 각각 보강롤에 걸리는 x , y 방향 반력을 나타낸다.

● N 롤(⑤, ⑥ Roll)의 x , y 방향 모멘트의 평형

$$\sum_{j=1}^m \{P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \frac{UL(j)}{RL} - \sum_{K=1}^n \{P_x^N(K) \cdot \frac{UL(K)}{RL}\}\} = 0 \quad (10)$$

$$\sum_{j=1}^m \{P_y^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \frac{UL(j)}{RL} - \sum_{K=1}^n \{P_y^N(K) \cdot \frac{UL(K)}{RL}\}\} = 0 \quad (11)$$

(2) 축심변위식

● 롤 축심힘의 영향계수

롤 축심힘의 영향계수는 각 분할구간에 등분포하중이 작용하는 경우를 고려하여 구하였다.⁽⁴⁾ Fig. 7에서 (j)분할구간에 단위 등분포하중이 작용하는 경우 (i)위치에서의 롤 축심변위 $\alpha(i, j)$ 는 D : 롤

직경, I : 단면 2차 모멘트, E : 롤의 영율, G : 롤의 전단탄성계수로 하면 굽힘 및 전단에 의한 휨을 고려하여 다음식으로 표현된다.

(1) $0 \leq x < a$ 일 때

$$\alpha(i, j) = -\frac{1}{48EI} \left\{ \frac{8f}{L} (x^3 - L^2x) + x \left(\frac{8f^3}{L} - \frac{2bc^2}{L} + \frac{c^3}{L} + 2c^2 \right) + \frac{16}{3\pi GD^2} \cdot \frac{fx}{L} \right\} \quad (12)$$

(2) $a < x \leq b$ 일 때

$$\alpha(i, j) = -\frac{1}{48EI} \left\{ \frac{8f}{L} (x^3 - L^2x) + x \left(\frac{8f^3}{L} - \frac{2bc^2}{L} + \frac{c^3}{L} + 2c^2 \right) - \frac{2(x-a)^4}{c} \right\} + \frac{16}{3\pi GD^2} \left\{ \frac{fa}{L} + \frac{f(x-a)}{L} - \frac{x^2 - a^2}{2c} + \frac{ax - a^2}{c} \right\} \quad (13)$$

(3) $b < x \leq a$ 일 때

$$\alpha(i, j) = -\frac{1}{48EI} \left\{ \frac{8}{L} (L-f) [(L-x)^3 - L^2(L-x)] + (L-x) \left[\frac{8}{L} (L-f)^3 - \frac{2(L-b+c)c^2}{L} + \frac{c^3}{L} + 2c^2 \right] \right\} + \frac{16}{3\pi GD^2} \cdot \frac{(L-f)(L-x)}{L} \quad (14)$$

Fig. 8과 같이 N 롤에 M 롤이 점 A 에서 각도 θ_A 를 이루며 접촉하고, a 개의 축방향 분포하중이 작용하는 경우 N 롤 i 요소의 x , y 방향 축심변위를 $Y_x^N(i)$, $Y_y^N(i)$ 라 하면 $Y_x^N(i)$, $Y_y^N(i)$ 는,

● N 롤의 x , y 방향 축심변위식(①, ②, ③, ④ Roll)

$$Y_x^N(i) = \sum_{j=1}^m \alpha^N(i, j) \cdot P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) - \frac{UL(i)}{RL} (K_{xL}^N - K_{xR}^N) + K_{xL}^N \quad (15)$$

$$Y_y^N(i) = \sum_{j=1}^m \alpha^N(i, j) \cdot P_y^N(j) \cdot \Delta W(j)$$

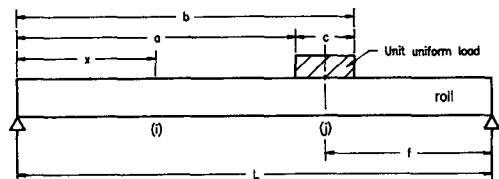


Fig. 7 Roll idealized as a cantilever beam

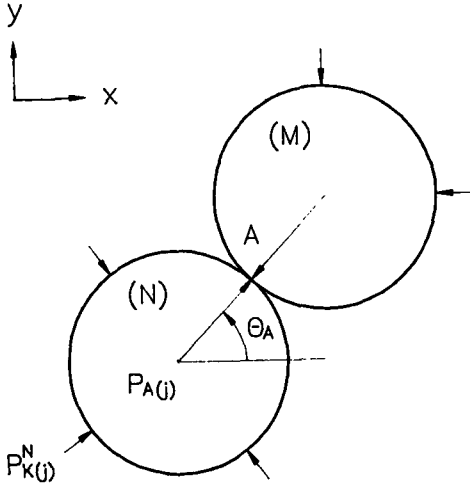


Fig. 8 Contact between rolls

$$-\frac{UL(i)}{RL}(K_{yl}^N - K_{yr}^N) + K_{xl}^N \quad (16)$$

● N롤의 x, y방향 축심변위식(⑤, ⑥ Roll)

Fig. 5의 보강롤에 있어서 $UL(f)=0$, $UL(f)=RL$ 에서의 x방향 변위를 K_{xl}^N, K_{xr}^N 로 하면 하중지지점 $f=2\sim(n-1)$ 에서 x방향 변위 $U_x^N(f)$ 는 다음 식으로 쓸 수 있다.⁽⁸⁾

$$U_x^N(f) = \sum_{j=1}^m \alpha^N(f, j) \cdot P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) + \sum_{K=1}^n \alpha^N(f, K) \cdot R_x^N(K) - \frac{UL(f)}{RL}(K_{xl}^N - K_{xr}^N) + K_{xl}^N \quad (17)$$

식(8), (10)을 이용 $R_x^N(1)$, $R_x^N(n)$ 을 구하면 다음과 같이 된다.

$$R_x^N(1) = \sum_{j=1}^m P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \left(1 - \frac{UL(j)}{RL}\right) - \sum_{K=1}^n R_x^N(K) \cdot \left(1 - \frac{UL(K)}{RL}\right) \quad (18)$$

$$R_x^N(n) = \sum_{j=1}^m P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) \cdot \frac{UL(j)}{RL} - \sum_{K=1}^n R_x^N(K) \cdot \frac{UL(K)}{RL} \quad (19)$$

이 값들을 식(17)에 대입하면 $f=2\sim(n-1)$ 에서

$$U_x^N(f) = \sum_{j=1}^m P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) \left\{ \alpha^N(f, j) + \alpha^N(f, 1) \left(1 - \frac{UL(j)}{RL}\right) + \alpha^N(f, n) \frac{UL(j)}{RL} \right\} - \sum_{K=2}^{n-1} R_x^N(K) \cdot \left\{ \alpha^N(f, 1) \left(1 - \frac{UL(K)}{RL}\right) \right.$$

$$\left. + \alpha^N(f, n) \frac{UL(K)}{RL} - \alpha^N(f, K) \right\} - \frac{UL(f)}{RL}(K_{xl}^N - K_{xr}^N) + K_{xl}^N \quad (20)$$

을 얻는다. 이 식을 매트릭스로 표시하면

$$(U_x^N)^* = [M_1]^*(P_x^N)^* - [M_2]^*(P_x^N)^* - [M_3]^*(K_{xl}^N - K_{xr}^N) + [M_4]^*(K_{xl}^N) \quad (21)$$

로 된다. 단 *표시는 $f=2\sim(n-1)$ 을 의미한다. 식(21)의 양변에 $[M_2]^*$ 의 역 매트릭스(inverse matrix)를 곱하면 $(R_x^N)^*$ 를 얻을 수 있고 $R_x^N(1)$, $R_x^N(n)$ 을 매트릭스 표현하면

$$R_x^N(1) = (N_1)^t (P_x^N)^* - (N_2)^{t*} (R_x^N)^* \quad (22)$$

$$R_x^N(n) = (N_3)^t (P_x^N)^* - (N_4)^{t*} (R_x^N)^* \quad (23)$$

로 되어 이들을 정리하고 $K_{xl}^N = U_x^N(1)$, $K_{xr}^N = U_x^N(n)$ 로 놓으면 $f=1\sim n$ 에서

$$(R_x^N) = [G_1](P_x^N) + [G_2](U_x^N) \quad (24)$$

로 쓸 수 있고 임의점의 x방향 변위 $Y_x^N(i)$ 는

$$Y_x^N(i) = \sum_{j=1}^m \alpha^N(i, j) \cdot P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) + \sum_{K=1}^n \alpha^N(i, K) \cdot R_x^N(K) - \frac{UL(i)}{RL}(K_{xl}^N - K_{xr}^N) + K_{xl}^N \quad (25)$$

로 되고 이 식에 식(24)을 대입하여 정리하고 K_{xl}^N, K_{xr}^N 를 (U_x^N) 로 종합하면

$$(Y_x^N) = [Q_1](P_x^N) + [Q_2](U_x^N) \quad (26)$$

가 되며 (Y_y^N) 도 마찬가지로 결정할 수 있다.

따라서, 하중지지점 $(f=1\sim n)$ 에서 x, y방향의 변위 $U_x^N(f)$, $U_y^N(f)$ 가 주어지면 롤축심의 변위는

$$Y_x^N(i) = \sum_{j=1}^m \alpha^{*N}(i, j) \cdot P_x^N(j) \cdot \Delta W(j) + \sum_{f=1}^n \beta^N(i, f) \cdot U_x^N(f) \quad (27)$$

$$Y_y^N(i) = \sum_{j=1}^m \alpha^{*N}(i, j) \cdot P_y^N(j) \cdot \Delta W(j) + \sum_{f=1}^n \beta^N(i, f) \cdot U_y^N(f) \quad (28)$$

로 된다. 여기서, $\alpha^{*N}(i, j)$, $\beta^N(i, f)$ 는 식(26)중의 (P_x^N) , (P_y^N) 및 (U_x^N) , (U_y^N) 에 관계되는 계수 매트릭스의 요소이다.

(3) 변위절적 조건식

Fig. 8에서 N롤의 θ_A 방향 변위 $Y^N \theta_A(i)$ 는 다음 식과 같이 된다.

$$Y^N \theta_A(i) = Y_x^N(i) \cdot \cos \theta_A + Y_x^N(i) \cdot \sin \theta_A \quad (29)$$

마찬가지로 M 롤의 축심변위 $Y^M \theta_A(i)$ 도 얻어지고, N 롤과 M 롤 접촉부의 적합조건은 다음과 같이 된다.

$$Y^N \theta_A(i) - Y^M \theta_A(i) - C^N(i) - C^M(i) = -KU(i) \cdot P_A(i) \quad (30)$$

로 된다. 여기서 $C^N(i)$, $C^M(i)$ 는 각 분할구간에서 롤의 크라운 및 테이퍼량을 나타내고, $KU(i)$ 는 롤간 스프링 상수를 나타낸다. 각 접촉점에서 변위적합조건식을 구하고 힘의 평형과 모멘트의 평형식을 이용 전체 매트릭스를 구성하면 다음과 같이 된다.

$$[A](P) = [A_1](F) + [A_2](S') + [A_3](S) + [A_4](C) + [A_5](U_x) + [A_6](U_y) \quad (31)$$

여기서,

(P): 롤간 접촉점에서의 단위폭당 하중벡터

(F): 작업물에 걸리는 단위폭당의 하중벡터

(S'): 각 롤의 비대칭 강제변위벡터

(S): 각 롤의 대칭 강제변위벡터

(C): 롤 크라운 및 테이퍼벡터

(U_x, U_y): 보강롤 하중지지점에서의 변위 벡터

여기서, $[A]$, $[A_1]$, $[A_2]$, $[A_3]$, $[A_4]$, $[A_5]$, $[A_6]$: 각 기본식을 조립할 때 구해지는 각 벡터의 계수 매트릭스이고 $[A]$, $[A_4]$ 는 $6m \times 6m$, $[A_1]$ 은 $6m \times m$, $[A_2]$, $[A_3]$ 는 $6m \times 8$, $[A_5]$, $[A_6]$ 는 $6m \times 2n$ 의 매트릭스이다. 이를 풀면 각 접촉점에서의 접촉하중이 결정되고 이 접촉하중에 의해 작업롤의 축심변위가 계산될 수 있다.

(4) 작업롤과 스트립의 접촉에 의한 작업롤의 편평변형

작업롤과 스트립의 접촉에 의해 롤 표면에 편평변형이 발생하고 이것에 의해 출측스트립의 프로파일이 변화하게 되는데 본 논문에서는 반무한체의 경계면 일부에 작용하는 분포하중에 의한 탄성변형의 식⁽⁹⁾을 이용하였다.

(5) 롤간접촉 스프링상수

롤간 접촉하중에 의해 롤 축간거리의 변화에 관계되는 롤간 접촉 스프링 상수는 제지미어 압연기에 대해 Hattori⁽¹⁰⁾ 등이 측정한 중실롤간 또는 중실롤과 보강롤간 스프링상수를 이용하였다.

3.2 컴퓨터 시뮬레이션

시뮬레이션 프로그램은 각 롤의 직경, 입·출측 스트립 두께, 강종, 입·출측 장력, 스트립 폭, 보강롤 벤딩장치(As-U-Roll)의 각 제어위치, 각 롤의 크라운 및 테이퍼량, 작업롤의 열크라운, 상하부 1차 중간롤 이동위치 등이고 이에 의해 폭방향 분할 폭의 결정 및 각 롤간 접촉각 등을 계산하였다. 압연하중은 Bland & Ford 식⁽¹¹⁾에 의해 계산하였고, 각 롤축심치의 영향계수를 계산한 후 각 롤간 접촉하중을 구하기 위해 강성 매트릭스를 구성 계산하여 각 분할 구간 동일하중에 대해 상부 및 하부의 각 롤변형량을 계산하였다. 제지미어 압연기는 롤경이 작기 때문에 계산시 접촉, 비접촉이 각 부위에서 발생하게 되는데 접촉하고 있는 접점에 대해서만 변위의 적합, 접촉선압의 평형조건을 고려하였고, 비접촉점에 대해서는 접촉선압을 0으로 놓아 강성 매트릭스를 재구성하여 계산하였다. 작업롤과 스트립의 접촉에 의한 편평변형량과 작업롤의 크라운 또는 테이퍼량 및 앞에서 구해진 작업롤의 변형량을 이용, 출측 스트립의 두께를 계산하였고, 스트립 중앙부에서는 항상 일정한 두께를 유지할 수 있도록 하고 이를 기준으로 폭방향 두께 분포를 계산할 수 있도록 하였다. 수렴조건으로서는 스트립의 최외측 분할구간의 전후계산 연신율 편차가 1/50000 이하가 될 때까지 반복하였다.

계산순서를 Fig. 9에 보였다. 작성된 프로그램을

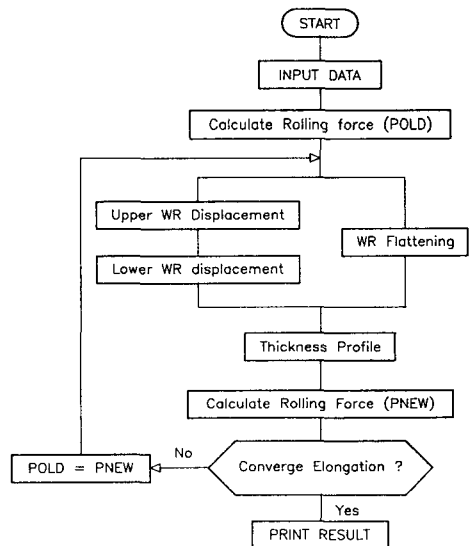


Fig. 9 Calculation flow of strip thickness profile

이용하여 젠지미어 압연기를 대상으로 현장 작업조건을 이용, 롤 변형해석 시뮬레이션을 수행하였다. 롤 길이를 43분할하였고, 롤의 길이는 1600 mm로 통일시켜 해석하였다. 해석에 사용된 소재의 변형 저항은 STS304 측정치를 회귀수식화 하여 이용하였고, 1차 중간롤은 작업시 주로 쿼터웨이브가 발생하는 4ft 소재용 롤을 대상으로 하였다.

계산에 사용된 각 롤의 사이즈는 Table 1과 같고 1차 중간롤은 Fig. 10과 같이 3단계의 테이퍼로 구성되고 압연재의 폭에 따라 테이퍼의 길이 및 크기가 다르게 적용되며, 쉬프팅 량은(shifting amount)은 테이퍼 위치가 롤 중앙 위치로부터 멀어질수록 큰 값을 갖게되고 0~200 mm까지 변한다. 이용된 테이퍼 조건 및 압연조건은 Table 2, Tabel 3과 같다.

또한 시뮬레이션 프로그램을 이용 쿼터웨이브 방지에 대한 보강롤 벤딩장치의 변화, 1차 중간롤 쉬프팅(shifting) 위치의 변화, 1차 중간롤 각 테이퍼의 크기 및 길이 변화의 영향을 조사하였고 쿼터웨이브 방지 방안을 수립하였으며, 이용된 보강롤 벤딩장치의 사용 형태는 압하방향을 양의 값으로 하여 Table 4에 보였다.

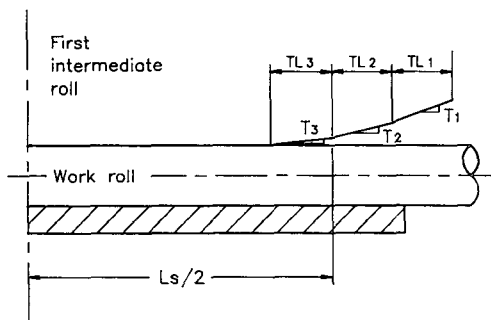


Fig. 10 Taper of the 1st. IMR

Table 1 Roll dimensions used for calculation, in mm

Roll Type	Diameter
Work Roll	90
1st. IMR	137.4
2nd. IMR (Drive)	230.7
2nd. IMR (Idle)	232.0
Back-Up Bearing	406.1

Table 2 Dimensions of 3-step taper of 1st. IMR for rolling unit : mm

Taper	1st. Step Taper (T ₁)	20/20,000
	2nd. Step Taper (T ₂)	6.7/20,000
	3rd. Step Taper (T ₃)	2.5/20,000
Taper Length	TL ₁	350
	TL ₂	185
	TL ₃	144

Table 3 Rolling conditions.(STS304)

Strip Width	1270 mm
Hot Coil Thickness	3.11 mm
Strip Thickness (Entry)	0.86 mm
Strip Thickness (Exit)	0.76 mm
Front Tension	40 kg/mm ²
Back Tension	36 kg/mm ²
Amount of Shift (Upper)	106.0 mm
Amount of Shift (Lower)	106.0 mm

Table 4 As-U-Roll crown pattern, in mm

Type	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	#8
A	0.18	0.091	-0.136	0.0	0.0	-0.136	0.091	0.18
B	0.18	0.091	-0.317	0.0	0.0	-0.317	0.091	0.18

4. 결과 및 고찰

Fig. 11은 각 스트립 위치에서의 연신을 편차와 실제 현장에서 형상측정기를 통해 측정된 장력치를 연신율로 환산한 값과의 비교를 보이는 데 비교적 잘 일치하고 있고 뚜렷한 쿼터웨이브의 경향을 보이고 있어 이 시뮬레이션 프로그램을 이용 쿼터웨이브 제어를 위한 여러가지 방법을 시뮬레이션하였다.

Fig. 12는 Fig. 10의 테이퍼 길이 TL1만을 변화시켜 쿼터웨이브 제어에 미치는 영향을 조사한 것이다. TL1을 길게하면 쿼터웨이브를 거의 유지한 채 엣지(edge부)에 연신이 작아져 스트립 엣지부 장력이 커지는 문제가 발생되고, TL1을 기존보다 작게하면 쿼터웨이브 자체는 대부분 없어지지만 커다란 엣지 웨이브가 발생되어 TL1을 변경시켜서 쿼터웨이브를 제어하기는 어렵다고 할 수 있다. Fig. 13은 테이퍼량 T1 변경이 쿼터웨이브 발생에 미치는 영향을 조사한 것인데 테이퍼 길이의 경우와 유사하게 쿼터웨이브를 대부분 유지한 채 엣지부 연신의 형태만을 변경시키게 되어 쿼터웨이브 방지에는 효과적이지 못한 것을 확인하였다. TL1, T1 이외에 TL2, TL3, T2, T3 등의 값을 단독으로 변화시키는 경우에도 마찬가지로의 결과를 확인하였다. Fig. 14는 상하 1차 중간롤의 쉬프팅 위치 변경에 따른 쿼터웨이브 제어성을 조사한 것으로 1차 중간롤 쉬프팅량의 변경 자체만으로 쿼터웨이브를 직접 제어할 수 없음을 알 수 있다. Fig. 15는 보강롤 벤딩장치 제어량을 Table 4의 B형태로 변경시켜 쿼터웨이브 제어성을 조사한 것인데 보강롤 벤딩장치의 제어량 변경은 쿼터웨이브의 제어라기 보다는 엣지부터 스트립 중앙에 이르기까지 전체적

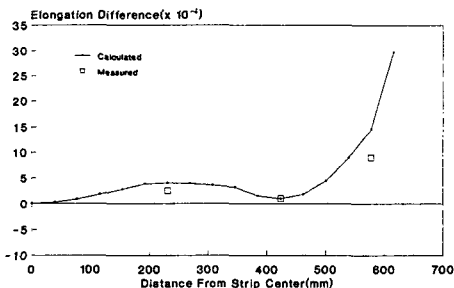


Fig. 11 Comparison between measured and calculated shape profiles of rolled strip

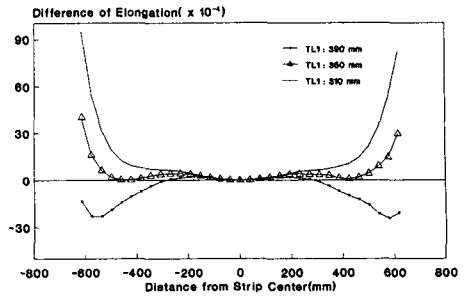


Fig. 12 Effect of the first taper length (TL1) in the 1st IMR on shape profiles

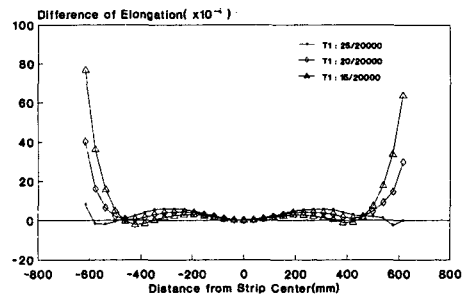


Fig. 13 Effect of the first taper length (T1) in the 1st IMR on shape profiles

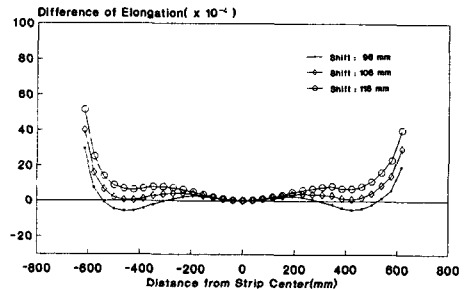


Fig. 14 Effect of the shifting of the 1st. IMR on shape profiles

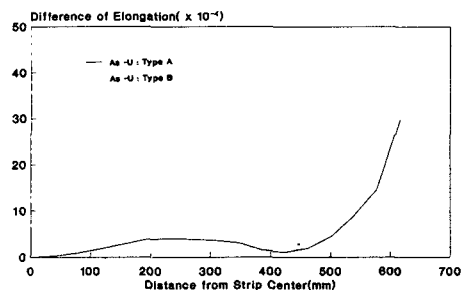


Fig. 15 Effect of crown control of back up assembly on shape profiles

인 스트립의 형상을 약간 제어하는 결과를 보여 쿼터웨이브제어의 양호한 방법이 될 수 없음을 알 수 있다. Fig. 16은 테이퍼의 길이와 테이퍼의 크기를 동시에 변경시켜 가면서 시뮬레이션하여 적정 테이퍼 변경량으로써 TL2(185 → 165 mm), TL3(144 → 244 mm), T3(2.5/2000 → 1.8/20000) 등의 결과치를 얻었는데, 그림에서 알 수 있듯이 전체적인 스트립의 형상을 변경시키지 않고 쿼터웨이브만을 효과적으로 제어할 수 있음을 알 수 있다(이하 테이퍼의 길이와 크기가 동시에 변경된 것을 새로운 테이퍼라 함). Fig. 17은 기존 테이퍼와 새로운 테이퍼의 폭방향 상부 작업롤과 상부 1차 중간롤의 접촉선압을 보이고 있다. T3의 크기를 줄이고 TL3의 길이를 길게함으로써 기존 테이퍼의 경우에 비해 쿼터부에서의 접촉선압이 감소하고 -400 mm 부근에서 접촉선압이 약간 증가하여 이 접촉 선압의 변화가 작업롤에 변형을 일으켜 쿼터웨이브를 제어할 수 있도록 한 것이라 판단된다. 스트립 중앙을 기준으로 접촉압력의 값이 비대칭인 것은 1차 중간롤의 테이퍼가 상부 롤 구조에서 좌측에 있으면 우측에는 없고 하부 롤구조의 1차 중간롤 우측에 주어져 롤구조의 중앙에 대해 테이퍼가 점대칭을 이루기 때문이다. Fig. 18은 기존 테이퍼의 1차 중간롤과 새로운 테이퍼의 1차 중간롤을 이용한 경우 나타난 조업결과 비교치로 강종은 STS304, Size는 3.12' / 0.68' × 1265^{mm} (11패스짜)인 소재를 압연한 후의 평균장력에 대한 폭방향 장력편차를 나타내고 있다. 기존 롤 사용시 쿼터부의 평균장력에 대한 편차는 ±3.5 kg/mm²인데 반해 새로운 롤 적용시에는 장력편차가 ±1.9 kg/mm² 정도로 낮아져 커다란 쿼터웨이브 제어 효과를 가져왔다. 쿼터웨이브를 완전히 제거하지 못한 것은 압연중 스트립의 초기 크라운 변화, 열 크라운의 변화등에 의한 영향 때문이라 판단되어 향후 이러한 영향을 고려하여 시뮬레이션 할 계획이다.

5. 결론

젠지미어 압연기 이용 스테인레스 냉간압연시 롤 변형해석 시뮬레이션을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 젠지미어 냉간압연시 발생하는 쿼터웨이브를 양호하게 시뮬레이션할 수 있는 젠지미어 압연기 형상해석 프로그램을 개발하였다.

(2) 보강롤 벤딩장치 제어형태의 변경에 의해 쿼터웨이브는 제어되지 않고 전체적인 스트립 형상만을 변경시킨다.

(3) 1차 중간롤 쉬프팅량의 변경은 쿼터웨이브의 형태를 유지한 채 엣지부의 형상을 크게 변화시켜 엣지부 형상제어에 효과적이다.

(4) 쿼터웨이브는 1차 중간롤 테이퍼의 크기나

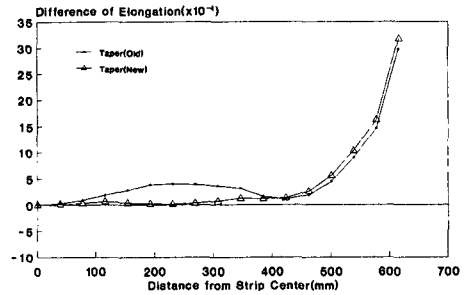


Fig. 16 Effect of the new 1st. IMR on shape profiles

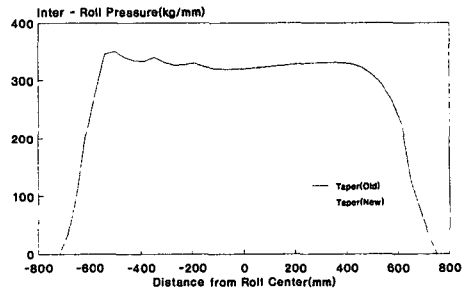


Fig. 17 Effect of new taper of the 1st. IMR on inter-roll profiles

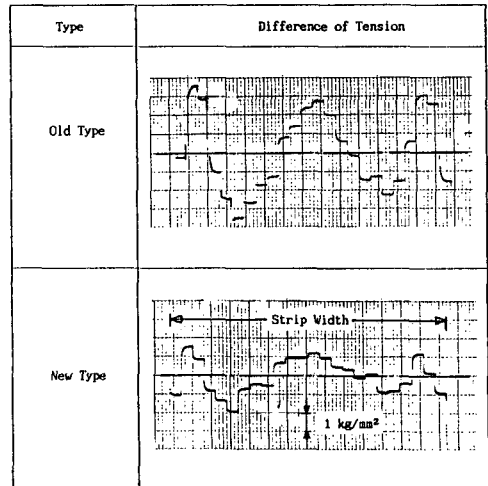


Fig. 18 Result of the test rolling

길이의 단독적인 변경만으로는 효과적으로 제어될 수 없고 1차 중간롤 테이퍼의 길이와 크기를 동시에 변경하여 스트립 쿼터부의 접촉선압을 감소시킴으로써 이론적 및 실험적으로 쿼터웨이를 효과적으로 방지할 수 있음을 확인하였다.

참고문헌

- (1) Mizuta, A. 外, 1987, “다단압연기의 형상제어 특성”, 소성과 가공, Vol. 28, No. 321, pp. 1042~1047.
- (2) 松下 哲 外, 1981, “20단 제지미어 압연기의 롤 변형해석(제2보)”, 제32회 소성가공연합강연회, pp. 169~172.
- (3) 松下 哲 外, 1985, “20단 제지미어 압연기의 롤 변형해석(제3보)”, 제32회 소성가공연합강연회, pp. 121~124.
- (4) 小川 茂 外, 1991, “Cluster 압연기의 간이형상해석 모델의 도출”, 제42회 소성가공연합강연회, pp. 481~484.
- (5) HARA, K, et al., 1991, “Shape Controllability for Quarter Buckles of Strip in 20-high Sendzimir Mills,” ISIJ, Vol. 6, pp. 607~613.
- (6) 이영호 外, 1989, “제지미어 압연기 롤 변형해석”, 대한기계학회논문집, Vol. 14, No. 6, pp. 1689~1699.
- (7) Shohet, K.N, et al., 1968, JISI, Vol. 11, p. 1088.
- (8) Mizuta A. 外, 1982, “20단 압연기의 롤 변형해석”, 소성과 가공, Vol. 23, No. 263, pp. 1245~1251.
- (9) 戸 澤 外, 1979, “Roll의 변형과 압연분포에 미치는 롤 크라운의 영향”, 소성과 가공, Vol. 16, No. 171, pp. 345~351.
- (10) 松下 哲 外, 1981, “20단 제지미어 압연기의 롤 변형해석(제1보)”, 제32회 소성가공연합강연회, pp. 165~173.
- (11) Bland, D.R., et al., 1948, Proc. I. Mech. E., Vol. 158, p. 174.