

박강판 제조공정에서의 소재 굽힘변형과 잔류만곡 발생 해석

박기철* · 전영우* · 정기조*

(1996년 9월 12일 접수)

Analysis of Deformation and Residual Curvature of Steel Sheets in Strip Process Lines

K.C.Park, Y.W.Jeon and K.J.Jeong

Abstract

In order to analyze the deformation and residual curvature of steel sheets in the strip processing lines, a program for calculating curvature and work hardening of sheet was developed. Strip deformation caused by repeated bending under tension in the process lines was analyzed on the basis of the incremental-plasticity theory with the mixed hardening model for the purpose of predicting the strip shape and the yield stress change. The developed calculation program was applied to predict curl and gutter of sheets within a 10% difference. The yield stress increment was also predicted with the similar accuracy. Application of the model to tension levelling process showed that gutter could be controlled by intermesh and elongation. The yield stress increment in the electro-galvanizing line calculated by the developed program was found to be dependent on the yield strength, the applied tension and the diameter of the smallest roll.

Key Words : Strip Process Line, Bending under Tension, Gutter, Curl, Mixed Hardening, Yield Strength

1. 서 론

박강판은 연속소둔, 조질압연, 정정, 도금 등의 제조공정 중에서 다수의 롤(Roll)을 반복하여 통과하게 되며 이때 롤의 크기나 가해지는 인장력(tension)에 따라서 소성변형을 받는다. 롤 통과시에 소재는 강판과 롤이 초기 접촉하는 부분과 떨어지는 부분에서 굽힘(bending)과 펴(unbending) 변형을 받으며 작용 응력이 항복응력에 도달하는 곳에서부터 소성변형을 하게 된다. 롤 통과부에서

발생하는 굽힘변형은 강판의 두께방향으로 각기 다른 변형정도를 보여 주게되며 이러한 변형의 특징으로 인하여 롤을 통과한 후에 강판에 잔류변형과 가공경화를 생기게 한다.

제조공정 중에는 롤을 통과한 부분에서 폭방향의 휨 변형(Gutter)이 발생하게 되어 도금공정에서의 도금량제어를 곤란하게 하게 하는 등의 문제를 발생시키며,⁽¹⁾ 강판 제조후에는 압연방향(Curl)과 폭방향(Gutter)의 잔류만곡(휨)을 생기게 하여 강판의 형상에 영향을 미치게 된

* 포항제철 기술연구소 박관연구팀

다.⁽²⁾ 만곡 발생 문제는 3차원 문제로 다루기가 어려우나, 본 연구에서는 평면변형의 가정하에 폭방향 응력도 고려한 소성굽힘 해석을 수행하였다. 강판의 휨 현상은 길이 방향과 폭방향 만곡으로 구분되며 대부분 절단 (shearing) 공정의 롤러 레벨라 (roller leveller)에 의해서 교정되지만 폭 방향만곡이 큰 경우에는 용이하게 교정되기 어려우므로 Wave 교정이 목적인 텐션레벨라 (tension leveller)를 최적조건에서 작업할 필요가 있다.⁽²⁾ 따라서 일반적으로 폭방향 만곡 발생에 대하여 주의할 필요가 있다. 특히, 강판의 잔류만곡은 수요가의 후가공 공정에서 소요 치수로 절단하는 경우에 더욱 현저하게 나타나게 되어 "블랭크 보우(blank bow)"라는 현상으로 나타나며 이는 강판에 인쇄를 하는 경우나 자동화 공정에서 문제를 일으키게 된다. 그리고 롤과 강판의 밀착성 향상을 위하여 제조공정 중에 인장력을 크게 하여야 하나 가공성이 요구되는 강판의 경우에는 롤 통과시에 굽힘변형이 누적되는 소성변형으로 인하여 가공경화가 심하게 발생하고 이에 따라서 강판의 성형성이 떨어지게 된다.

본 연구에서는 박강판의 잔류 만곡과 공정중의 소재 가공경화에 의한 가공품질 문제를 해결할 수 있는 도구로서 활용하기 위하여 롤 통과 공정에서의 소재 굽힘변형과 롤 통과후의 잔류변형을 해석할 수 있는 프로그램을 개발하고 그 신뢰성을 실험으로 검증하였다. 그리고 본 기술을 활용하여 롤 통과 제조 공정에서의 재질변화와 텐션 레벨라에서의 형상변화를 조사하였다.

2. 롤 통과 굽힘변형 해석기술

본 연구에서 대상으로 하는 문제는 롤 통과 변형시의 굽힘변형에 따른 형상불량과 소재의 가공경화로 인한 성형성의 저하에 대한 것이다. 형상불량 문제는 Fig. 1과 같은 만곡발생에 대한 것으로 이는 Fig. 2에 나타낸 것과 같이 굽힘(bending) 과 펴(unbending) 변형에서의 두께방향 변형 차이에 의한 것이다. 그리고 굽힘-펴 변형이 반복적으로 박강판에 가해지므로 이러한 변형의 역전에 따른 효

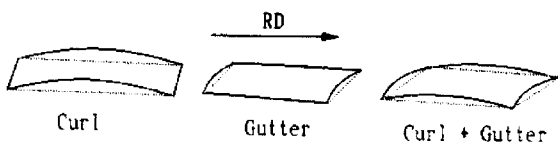


Fig. 1 Shape defects of sheet considered

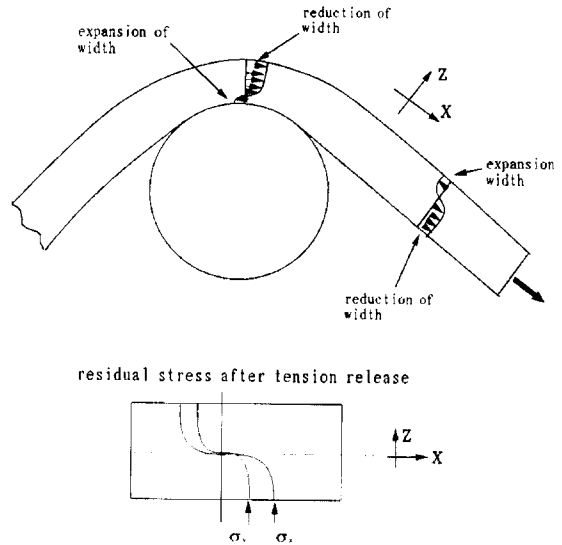


Fig. 2 Mechanism of curl and gutter occurrence

과를 고려하여야 정확한 해석이 가능하다. 이러한 문제에 대하여 본 연구에서는 롤 통과 박강판 변형해석기술을 다음과 같은 범위에서 개발하였다.

- (1) 판폭에 비하여 판두께가 충분히 작은 경우로 한정해 평면변형을 가정한다.
- (2) 판두께는 얇으므로 두께방향의 응력은 무시한다.
- (3) 판의 횡단면은 변형중에도 평면을 유지한다.
- (4) 장력은 판폭방향으로 일정하게 작용하고 변형중 장력의 변화를 고려할 수 있다.
- (5) Bauschinger 효과를 고려할 수 있는 복합경화 (mixed hardening) 모델을 사용한다.

2.1 응력과 변형률의 관계

(1) 복합경화모델에서의 항복응력과 변형의 구분
 응력과 변형률간의 관계는 탄성변형에 대하여는 Hooke의 법칙을 소성변형은 Prantle-Reuss의 관계에 따랐다. x, y, z를 각각 Fig. 3과 같이 판의 길이, 폭 그리고 두께 방향으로 설정하였으며 항복현상은 Mises의 조건에 따른다고 가정하였다. 복합경화 모델의 항복함수(f)와 소성포텐셜함수(g)가 같은 경우를 고려하였으며 이들은 다음과 같다.

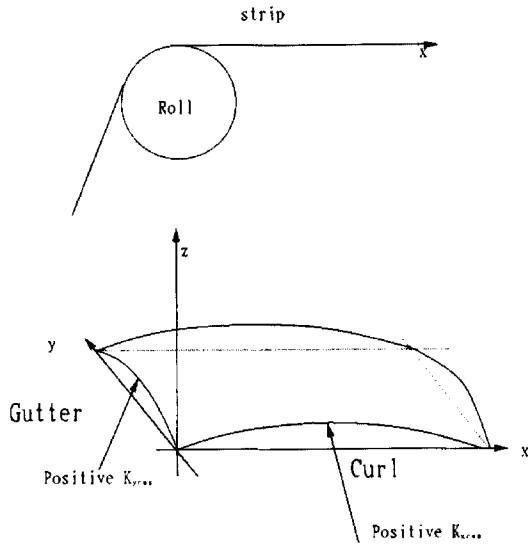


Fig. 3 The sign of analysis model and curl and gutter

$$f(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}, \epsilon_p^-) = f_0(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}) - k(\epsilon_p^-) = 0 \quad (1)$$

$$f = g = J_2^- - k(\epsilon_p^-), (\sigma_c^-)^2 = 3J_2^-$$

이 식에서 $J_2^- = s_{ij}^- s_{ij}^- / 2$ 이며 $s_{ij}^- = \sigma_{ij}^- - \delta_{ij} \sigma_{kk}^- / 3$ 로 편차응력(deviatoric stress)이다. $\sigma_{ij}^- = \sigma_{ij} - \alpha_{ij}$ 는 응력에서 배응력(back stress)을 감한 감소응력(reduced stress tensor)이므로 $s_{ij}^- = s_{ij} - (\alpha_{ij} - \frac{1}{3} \alpha_{kk} \delta_{ij})$ 이며 $\beta_{ij} = \alpha_{ij} - \frac{1}{3} \alpha_{kk} \delta_{ij}$ 라고 하면 $s_{ij}^- = s_{ij} - \beta_{ij}$ 가 된다.

따라서 $\frac{\partial J_2^-}{\partial \sigma_{ij}}$ 이다. 그리고 σ_c^- 는 항복곡면의 확장에 관계되는 등방상당응력(reduced effective stress)이다.

배응력은 Ziegler의 방법(3)을 사용하여 다음과 같이 하였다.

$$d\alpha_{ij} = a(1-M)(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})d\epsilon_p$$

$$= a(1-M)(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})C \sqrt{\frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{kl}}} d\lambda \quad (2)$$

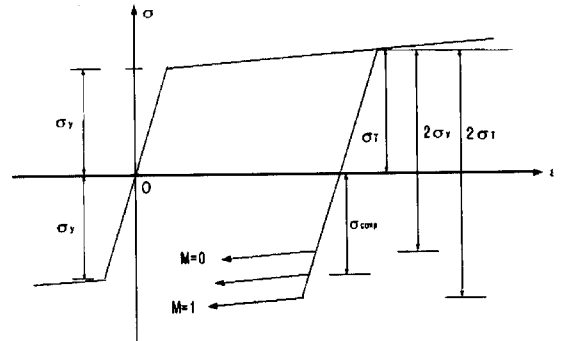
윗식에서 C는 소성변형률($d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}}$)과 상당소성 변형률(effective plastic strain)의 관계($d\epsilon_p = C \sqrt{d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p}$)

에서, 일축인장 변형인 경우에 인장변형 방향의 소성변형률($d\epsilon_{11}^p$)이 상당소성변형률과 같아지는 조건에서 구해지는 상수로 (1)식과 같은 모델을 고려한다면 $C = \sqrt{\frac{2}{3}}$ 이 된다. 복합경화모델에서 소성변형률의 증분을 다음과 같이 두 성분으로 나눌 수 있다.

$$d\epsilon_{ij}^p = d\epsilon_{ij}^{pi} + d\epsilon_{ij}^{pk} \quad (3)$$

$$d\epsilon_{ij}^{pi} = M d\epsilon_{ij}^p, \quad d\epsilon_{ij}^{pk} = (1-M) d\epsilon_{ij}^p$$

$d\epsilon_{ij}^{pi}$ 는 항복곡면의 확장에 관계하는 성분이고 $d\epsilon_{ij}^{pk}$ 는 항복곡면의 이동에 관계하는 성분이며 M은 $0 \leq M \leq 1$ 범위의 값을 갖는 복합경화모델 인자로 Bauschinger 효과의 정도를 나타내는 인자이다. $M=0$ 인 경우에는 운동학적 경화모델(kinematic hardening)이 되고 $M=1$ 이면 등방성경화재료가 된다. (Fig. 4(3) 참조)



$$M = \frac{2\sigma_y + \sigma_{comp} - \sigma_T}{2\sigma_y - 2\sigma_T}$$

Kinematic Hardening Rule :

$$f(\sigma, \alpha) = (\sigma - \alpha)^2 - \sigma_y^2$$

Isotropic Hardening Rule :

$$f(\sigma, k) = \sigma^2 - k^2 \quad k : \text{hardening function}$$

Mixed Hardening Rule :

$$f(\sigma, \alpha, k) = [\sigma - (1-M)\alpha]^2 - [(1-M)\sigma_y + Mk]^2$$

Fig. 4 Various Hardening Rules

항복곡면의 확장에 관계하는 소성변형률증분으로부터 등방성 상당변형률증분(reduced effective strain increment) $d\epsilon_p^-$ 를 다음과 같이 정의할 수 있다. 그리고 항복

곡면의 이동에 관계하는 변형률 증분인 $d\epsilon_{ij}^{pk}$ 로 부터 운동학적 상당소성변형률 증분을 구할 수 있으며 이를 이용하여 운동학적 경화모델을 (2)식과 같이 정리되었다.

$$d\epsilon_p^- = C \sqrt{d\epsilon_{ij}^{pi} d\epsilon_{ij}^{pj}} = M d\epsilon_p \quad (4)$$

$$d\epsilon_k^- = (1-M)d\epsilon_p$$

(2) 복합경화모델에서의 가공경화 특성

재료의 일축인장시험 결과로부터 상당응력과 변형률의 관계 (effective stress - effective strain relation)를 얻을 수 있으며 이를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_e = \sigma_e(\epsilon_p) \quad (5)$$

그리고 이를 미분하면 다음과 같은 증분관계식을 얻을 수 있다.

$$d\sigma_e = H_p d\epsilon_p \quad (6)$$

윗 식에서 $H_p = d\sigma_e / d\epsilon_p$ 는 소성계수 (plastic modulus)이며 등방성 재료의 경우에는 항복곡면의 확장을 나타낸다. 그러나 복합경화모델에서는 σ_e 는 항복곡면의 확장과 이동을 나타내고 있고 항복곡면의 확장은 등방상당응력과 변형률에 관계된다고 가정한다.

$$d\sigma_e^- = H_p^- d\epsilon_p^- = M H_p^- d\epsilon_p \quad (7)$$

H_p^- 는 항복곡면의 확장에 관계하는 소성계수(plastic modulus)이다.

일축인장에서 구할 수 있는 H_p 는 단조증가하는 하중에 의한 실험에서 구해지며 Bauschinger 효과를 나타내는 M 은 인장시험에서는 결정되지 않는 임의의 값이므로, $H_p^- = H_p$ 의 관계가 있으며 따라서 등방상당응력은 다음과 같이 구할 수 있다.⁽³⁾

$$\sigma_e^- = \sigma_0 + M \int_0^{\epsilon_p} H_p d\epsilon_p \quad (8)$$

$$\sigma_e^- = \sigma_0 + M(\sigma_e - \sigma_0)$$

(3) 복합경화모델의 구성방정식

소성변형률이 소성포텐셜함수로 부터 구해지는 경우 소성변형중에 항복조건식의 일관성 조건(consistency con-

dition)⁽³⁾을 이용하여 탄소성재료의 응력과 변형률 관계를 구할 수 있다. 탄성강성이 식 (9)와 같은 경우엔

$$C_{ijkl} = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{E}{2(1+\nu)} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \quad (9)$$

탄소성 응력-변형률의 관계는 (10) 식과 같다.

$$C_{ijkl}^{ep} = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{E}{2(1+\nu)} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) - \frac{1}{H^m} \frac{E^2}{(1+\nu)^2} s_{ij}^- s_{kl}^- \quad (10)$$

$$H^m = \frac{2}{3} (\sigma_e^-)^2 \left(\frac{2}{3} H_p + \frac{E}{(1+\nu)} \right)$$

가정에 의하여 $d\sigma_{zz}$ 과 $d\epsilon_{yy}$ 는 0이고 전단응력과 변형률은 무시하므로

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (11)$$

라고 하면 재료의 변형이 탄성변형구간에서는 (9)식의 탄성강성과 변형에 대한 가정을 이용하여 다음과 같은 관계를 얻을 수 있다.

$$d\sigma_{xx} = \frac{E}{(1-\nu^2)} d\epsilon_{xx}$$

$$d\sigma_{yy} = \nu \frac{E}{(1-\nu^2)} d\epsilon_{xx} \quad (12)$$

$$d\epsilon_{zz} = -\frac{\nu(1+\nu)}{E} d\sigma_{xx}$$

그리고 소성변형구간에서는 다음과 같은 식이 성립한다.

$$d\sigma_{xx} = \left[\left(\lambda + 2G - \frac{4}{H^m} G^2 s_{xx}^- s_{xx}^- \right) - \frac{(\lambda - \frac{4}{H^m} G^2 s_{xx}^- s_{xx}^-)^2}{(\lambda + 2G - \frac{4}{H^m} G^2 s_{zz}^- s_{zz}^-)} \right] d\epsilon_{xx}$$

$$d\sigma_{yy} = \left[\left(\lambda - \frac{4}{H^m} G^2 s_{yy}^- s_{yy}^- \right) - \frac{(\lambda - \frac{4}{H^m} G^2 s_{yy}^- s_{yy}^-)(\lambda - \frac{4}{H^m} G^2 s_{zz}^- s_{zz}^-)}{(\lambda + 2G - \frac{4}{H^m} G^2 s_{zz}^- s_{zz}^-)} \right] d\epsilon_{yy} \quad (13)$$

$$d\epsilon_{zz} = -\frac{(\lambda - \frac{4}{H^m} G^2 s_{zz}^-)}{(\lambda + 2G - \frac{4}{H^m} G^2 s_{zz}^-)} d\epsilon_{xx}$$

그리고 상당소성변형률증분, $d\epsilon_p$ 는 소성 포텐셜과 소성변형률의 관계, $d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{ag}{a\sigma_{ij}}$ 로 부터 (14) 식과 같이 구하고 상당소성변형률의 관계식, $d\epsilon_p = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p}$ 에 대입하면 (15) 식과 같다.

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{2}{H^m} G(s_{rs}^- d\epsilon_{rs}) s_{ij}^- \\ = \frac{2}{H^m} G(s_{xx}^- d\epsilon_{xx} + s_{zz}^- d\epsilon_{zz}) s_{ij}^- \quad (14)$$

$$d\epsilon_p = \frac{4}{3} \frac{1}{H^m} G\sigma_e^-(s_{rs}^- d\epsilon_{rs}) \\ = \frac{3}{4} \frac{1}{H^m} G\sigma_e^-(s_{xx}^- d\epsilon_{xx} + s_{zz}^- d\epsilon_{zz}) \quad (15)$$

그리고 배응력(back stress)증분, da_{ij} 는 (2) 식과 (15) 식에서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$da_{ij} = \frac{4}{3} \frac{G}{H^m} (1-M) H_p \sigma_{ij}^- (s_{rs}^- d\epsilon_{rs}) \\ = \frac{4}{3} \frac{G}{H^m} (1-M) H_p \sigma_{ij}^- (s_{xx}^- d\epsilon_{xx} + s_{zz}^- d\epsilon_{zz}) \quad (16)$$

2.2 인장력 작용하의 굽힘변형 해석

강판의 초기 두께를 t_0 라고 하고 판의 길이방향을 x , 폭방향을 y , 그리고 두께방향을 z 이라고 한다. 굽힘변형을 받기전에 입축의 소재판에 단위폭당 T 의 장력이 작용하고 있고 이 변형은 탄성범위의 변형이라고 가정한다. 장력에 의해서 소재는 인장하여 두께변화가 생기며 이를 t_1^i 가 된다고 하면 이를 다음식과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_{xx}^t = T/t_0 \\ \epsilon_{zz}^t = -\frac{\nu(1+\nu)}{E} \sigma_{xx}^t \quad (17) \\ t_0 = t_1^i \exp(\epsilon_{zz}^t)$$

Fig. 5에서와 같이 소재가 다이곡률부 반경 r_d 상에서

굽힘변형을 받을때 판 외표면의 곡률반경을 r_{ob} 라고 하고 증분 굽힘과정에서의 반경방향좌표를 r , 굽힘변형후의 중립면의 곡률반경을 r_{nb} 라고 한다면 굽힘변형에 따라 생기는 원주방향변형 (ϵ_{xx}^b)과 $n+1$ 증분단계에서의 증분변형 ($d\epsilon_{xx}^b$)은 다음식으로 표시된다.

$$\epsilon_{xx}^b = \ln \frac{r}{r_{nb}} \\ d\epsilon_{xx}^b = \frac{dr}{r} = \left\{ \ln \frac{r}{r_{nb}} \right\}_{i=n+1} - \left\{ \ln \frac{r}{r_{nb}} \right\}_{i=n} \quad (18)$$

(12) 와 (13) 식을 이용하면 원주방향 응력증분과 그 증분성분들의 합인 원주방향 응력, σ_{xx}^b 를 구할 수 있으며 장력 T 는 힘의 평형조건에서 다음과 같은 관계가 성립된다.

$$T = \int_{r_d}^{r_{ob}} \sigma_{xx}^b dr \quad (19)$$

굽힘 과정중인 소재의 두께, t_1 는 (12) 식과 (13) 식에 의해서 구해지는 두께방향 변형률을 이용할 수 있다.

$$t_1^{n+1} = \frac{t_1^n}{n_i} \sum_{i=1}^n e^{d\epsilon_{zz}^t} \quad (20)$$

윗식에서 n 은 계산된 굽힘 증분단계를 의미하며 $n+1$ 은 다음 굽힘 증분단계를 의미한다. 그리고 n_i 는 두께방향 분할 간격의 수를 의미한다. $d\epsilon_{zz}^t$ 는 i 번째 간격 내에서의 평균 두께방향 변형률 증분을 의미한다. $(n+1)$ 증분 굽힘단계 후의 시편 외표면 곡률반경, r_{ob} 는 $(n+1)$ 단계에서의 굽힘 곡률반경, r_d^{n+1} 으로 부터 다음과 같이 구해진다.

$$r_{ob}^{n+1} = r_d^{n+1} + t_1^{n+1} \quad (21)$$

증분 굽힘변형후의 중립면의 곡률반경, r_{nb} 은 변형률 증분에 대한 (18) 식과 응력과 변형률의 관계를 나타내는 (12) 및 (13) 식을 이용하여 (19) 식의 힘의 평형이 만족하도록 반복계산에 의해서 구한다.

정해진 증분단계로 굽힘변형이 완료되면 굽힘변형을 받은 소재는 롤(roll)에서 정상상태 (steady state) 로 회전운동을 하게되며 롤과 분리되는 출구에서는 펴(unbending) 변형을 받아 퍼지게 된다. 이때 굽힘완료시의 롤 곡률반경 r_d 와 동일한 곡률로 반대방향으로의 증분 굽힘을

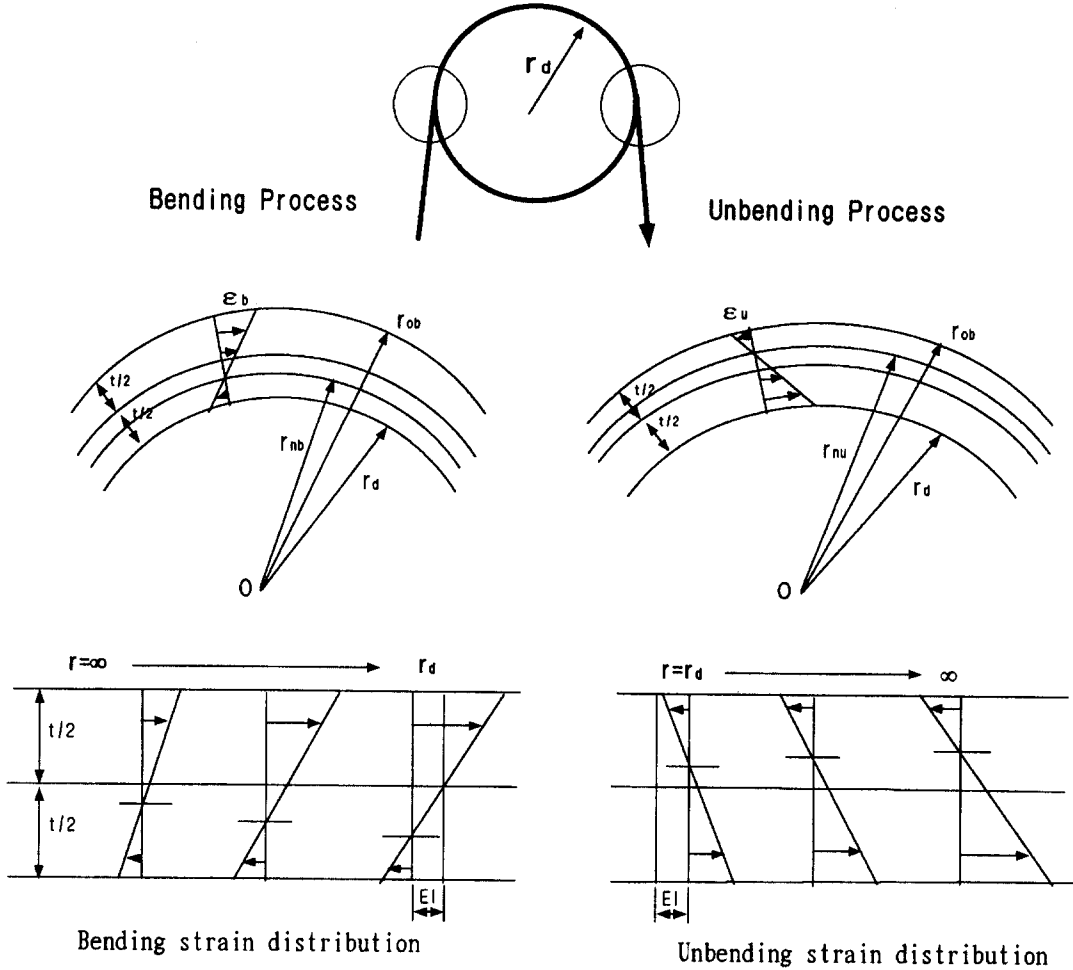


Fig. 5 Schematic illustration of bending and Unbending process

가정한다. 펴 변형 즉, 반대방향으로의 굽힘변형시의 중립면의 곡률반경을 r_{nu} 라고 한다면 펴 변형에 있어서의 원주방향 변형 ϵ_{xx}^u 는 다음식으로 표시된다.

$$\epsilon_{xx}^u = \ln\left(\frac{r_{nu}}{r}\right)$$

$$d\epsilon_{xx}^u = -\frac{dr}{r} = \left\{ \ln\frac{r_{nu}}{r} \right\}_{(t=n+1)} - \left\{ \ln\frac{r_{nu}}{r} \right\}_{(t=n)} \quad (22)$$

(12)와 (13) 식을 이용하여 응력을 구하고 시편길이 방향 (원주방향)의 힘의 평형을 고려하면 펴 과정에서 굽힘과정과 같이 다음이 성립한다.

$$T = \int_{r_d}^{r_{ob}} \sigma_{xx}^u dr \quad (23)$$

펴 변형중의 소재의 두께, t_2 는 (12) 식과 (13) 식에 의해서 구해지는 두께방향 변형률을 이용하여 (20) 식으로 구할 수 있다. 그리고 역방향 증분 굽힘으로 가정한 $(n+1)$ 증분 펴변형 단계 후의 시편 외표면 곡률반경, r_{ob} 는 $(n+1)$ 단계에서의 펴변형 (역방향 굽힘) 곡률반경, r_d^{n+1} 으로 부터 다음과 같이 구해진다.

$$r_{ob}^{n+1} = r_d^{n+1} + t_2^{n+1} \quad (24)$$

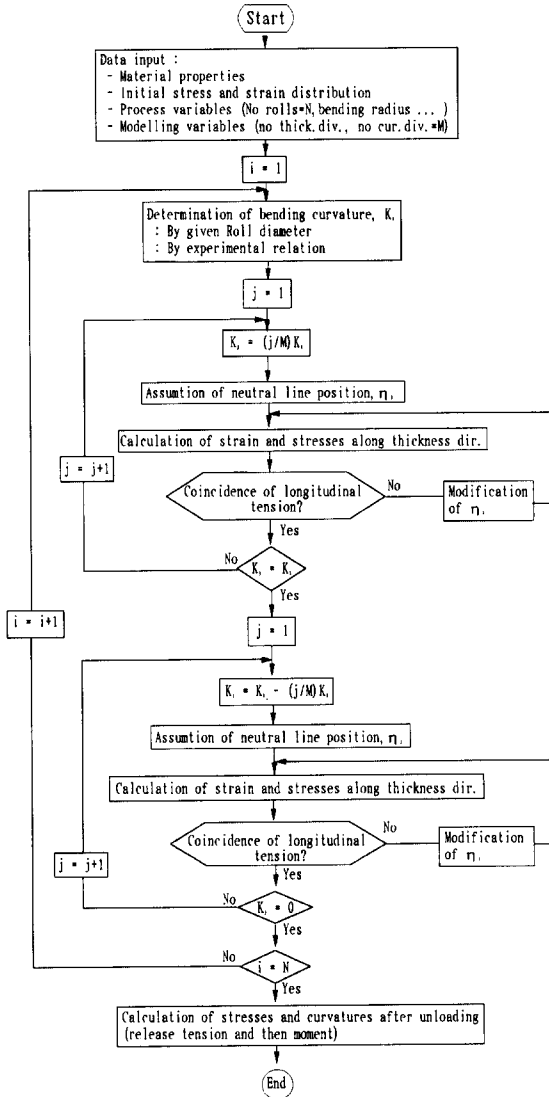


Fig. 6 Flow chart for calculating deformation of sheet at roll passing process lines and curl and gutter occurrence

식 (23)을 만족하는 r_{nn} 를 수치해석으로 구하면 폼 변형 과정에서의 내부 응력과 변형률을 계산할 수 있는 것이다. 이러한 계산과정의 흐름도를 Fig. 6에 나타내었다.

2.3 롤 통과 변형중 및 변형후의 강판의 형상

판재 두께방향의 응력분포 σ_{xx} , σ_{yy} 가 주어지는 경우 x , y 방향의 모멘트, M_x 와 M_y 는 다음식과 같이 표시하고 곡률의 부호는 Fig. 3과 같이 정의하였다.

$$M_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xx} \eta d\eta, \quad M_y = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{yy} \eta d\eta \quad (25)$$

연속적으로 물을 통과하는 공정에서 최후의 물에 의한 굽힘과 폼 변형후에 인장력과 모멘트가 없어지기 때문에 길이와 폭방향의 휨이 발생한다. 본 연구에서는 먼저 인장력을 제거하고 다음에 모멘트를 없애는 과정에 대하여 검토하였다. 인장력을 없애는 계산은 판재길이 방향의 변형량, $d\epsilon_{xx}$ 을 감소시켜서 인장력이 0이 되는 조건, $T = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{xx} d\eta = 0$ 에서의 σ_{xx} , σ_{yy} 를 계산한다. 인장력을 제거한 경우의 모멘트를 M_x 와 M_y 라고 하면 길이방향 잔류곡률 K_{xres} 와 폭방향 잔류곡률 K_{yres} 는 최종 물에서 수평으로 구속된 평판에 $-M_x$, $-M_y$ 라는 모멘트를 가한 것으로서 다음식과 같이 구해진다. D 는 판재의 굽힘강성으로 $D = Et^3 / [12(1 - \nu^2)]$ 와 같다.

$$K_{xres} = \frac{(-M_x + \nu M_y)}{D(1 - \nu^2)} \quad (26)$$

$$K_{yres} = \frac{(-M_y + \nu M_x)}{D(1 - \nu^2)} \quad (27)$$

롤 통과 변형에서 한 물을 통과한후 다음 물로 이동하는 동안에 판재는 길이방향으로는 인장력의 작용으로 인하여 곡률을 가지지 못하나 폭방향으로는 휨에 대한 구속이 없어서 휨변형이 가능하다. 즉, 인장력이 작용하는 중에 계산된 모멘트에서 M_y 만이 제외되어 폭방향 휨이 발생하게 되는 것이다. (26) 식에서 K_{xres} 는 영인 조건이므로 $M_x = \nu M_y$ 이며 이를 (27) 식에 대입하면 다음과 같이 공정중에서의 판재 폭방향 형상(곡률)을 구할 수 있다.

$$K_{yres} = \frac{-M_y}{D} \quad (28)$$

2.4 변형후 재료의 항복강도

롤 통과 굽힘변형에서 박강판의 기계적 특성은 항복강도가 가장 직접적으로 영향을 받으며 이들은 재료의 소성 변형 정도에 의하여 좌우된다. 소성변형에 따라서 항복곡면은 확장과 이동을 하게 되며, 이에따라 항복곡면의 중심과 그 크기가 변하게 된다. 이러한 항복곡면의 중심과 그 크기로 부터 변형후의 항복응력을 구할 수 있다. 물을 통과한 소재의 길이, x , 방향 단축인장 변형에서는 Ziegler의 법칙을 사용하는 경우 편차감소응력 (deviatoric

reduced stress) 은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} s_{xx}^- &= s_{xx} - \beta_{xx} = \sigma_{xx} - \alpha_{xx} - \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} - \alpha_{xx} - \alpha_{yy}) = \frac{2}{3}\sigma_{xx}^- + \frac{1}{3}\alpha_{yy} \\ s_{yy}^- &= s_{yy} - \beta_{yy} = \sigma_{yy} - \alpha_{yy} - \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} - \alpha_{xx} - \alpha_{yy}) = \frac{2}{3}\sigma_{yy}^- - \frac{1}{3}\sigma_{xx}^- \\ s_{zz}^- &= -\frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} - \alpha_{xx} - \alpha_{yy}) = -\frac{1}{3}\sigma_{xx}^- - \frac{1}{3}\sigma_{yy}^- \end{aligned} \quad (29)$$

따라서 $\sigma_{xx}^- = \sigma_{xx} - \alpha_{xx}$ 는 (1) 식을 이용하여 구하고 정리하면 변형후의 길이방향 항복응력 (σ_{xx}^{yield})은 다음과 같다.

$$\sigma_{xx}^{yield} = \alpha_{xx} + \frac{\sigma_{yy}^- + \sqrt{\sigma_{yy}^{-2} - 4(\sigma_{yy}^- - \sigma_{zz}^{-2})}}{2} \quad (30)$$

일반적으로 인장시험에서 항복응력으로 취하는 0.2% offset 응력값은 (30) 식으로 구한 길이방향 항복응력에 0.2% 추가 소성변형에 따른 응력증가분을 더하여 구할 수 있다. 0.2% offset 항복응력은 상당응력과 변형률의 관계를 이용한 소성계수, $H_p = d\sigma_{\epsilon} / d\epsilon_p$ 를 이용하면 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_{xx}^{0.2\%} = \sigma_{xx}^{yield} + \int_{\epsilon_p+0.0}^{\epsilon_p+0.002} H_p d\epsilon_p \quad (31)$$

2.5 롤 통과 공정에서의 인장력 증가

롤 통과 공정에서 롤 양쪽의 스트립에 걸리는 인장력의 차이는 소재의 굽힘 공정중에 발생하는 소성변형에 따른 비가역적인 에너지의 손실 때문이다. 에너지가 소모되는 소성항복현상은 스트립이 굽혀질때와 펴질때 발생하게 되며 스트립이 물을 통과하는 공정중에 이러한 에너지의 손실은 스트립 인장력의 감소로 나타나게 된다.^(4,5,6)

한 물을 통과하는 동안의 소성일 (plastic work)은 다음과 같이 표현 가능하다.

$$\Delta W = T_o V_o - T_i V_i \quad (32)$$

V_o 와 V_i 는 롤의 출측(unbending region)과 입측(bending region)에서의 강판 속도이며 T_o 와 T_i 는 출측과 입측의 강판 인장력이다.

한 물을 통과하는 동안 강판 중심부가 연신되는 변형률을 ΔC 라고하고 물을 통과하는 강판이 롤의 입측과 출측

에서 각각 절반씩 연신된다고 가정하면 롤의 출측과 입측의 강판 속도는 다음과 같다.

$$V_o = V(1 + \frac{\Delta C}{2}), \quad V_i = V(1 - \frac{\Delta C}{2}) \quad (33)$$

(33)식을 (32)식에 대입하고 입측과 출측의 인장력 차를 정리하면 다음과 같다.

$$T_o - T_i = \frac{\Delta W}{V} - \frac{\Delta C}{2}(T_o + T_i) \quad (34)$$

단위 시편폭에 대한 에너지 손실은 다음과 같이 물을 통과하는 동안의 소성일의 양에 의해서 결정된다.

$$\frac{\Delta W}{V} = \int_{-l/2}^{l/2} \int_{\epsilon_{xx,0}^p}^{\epsilon_{xx,2n}^p} \sigma_{xx} d\epsilon_{xx} dz \quad (35)$$

V 는 롤의 속도이고 $\epsilon_{xx,i}^p$ 는 i 번째 증분계산 단계에서의 길이방향 소성변형률을 나타낸다. 굽힘과 펴(bending and unbending) 공정이 각각 n 단계로 되어 있다고 가정하였다. $T_o - T_i = \Delta T$ 라고 하고 스트립에 가해진 평균 인장력을 $(T_o + T_i)/2 = T$ 라고 하면 (34)와 (35) 식에서 롤 통과중의 인장력 변화를 다음식과 같이 계산할 수 있다.

$$\Delta T = \int_{-l/2}^{l/2} \int_{\epsilon_{xx,0}^p}^{\epsilon_{xx,n}^p} \sigma_{xx} d\epsilon_{xx} dz - T\Delta C \quad (36)$$

(36) 식을 이용하면 하나의 물을 통과하는 동안의 소요 인장력 증가량을 계산할 수 있다.

각 굽힘-펴 증분 변형단계에서의 인장력 증가는 $(i+1)$ 단계에서의 강판 속도 V_{i+1} 와 (i) 단계에서의 강판 속도 V_i 를 고려하면 증분변형 동안의 중심부 연신률이 ΔC^{i+1} 인 경우

$$V_{i+1} = V_i(1 + \Delta C^{i+1}) \quad (37)$$

이므로 (32)식을 이용하면 다음과 같다

$$\Delta T_{i+1} = T_{i+1} - T_i = \frac{\Delta W^{i+1}}{V_i} - T_{i+1}\Delta C^{i+1} \cong \frac{\Delta W^{i+1}}{V_i} - T_i\Delta C^{i+1} \quad (38)$$

$\Delta W^{i+1}/V_i$ 는 (35) 식과 같이하어

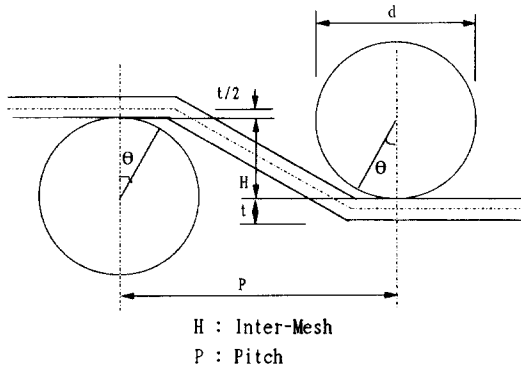
$$\Delta T_{i+1} \equiv \frac{\Delta W^{i+1}}{V_i} - T_i \Delta C^{i+1} = \int_{-l/2}^{l/2} \int_{\epsilon_{ix}^p}^{\epsilon_{ix}^p} \sigma_{ix} d\epsilon_{ix}^p dz - T_i \Delta C^{i+1} \quad (39)$$

로 구할 수 있다.

본 연구에서는 롤 통과 공정을 증분 단계별로 계산하는 중에 소성일을 계산하고 (39)식을 이용하여 인장력 증가 (tension build-up)를 계산하였다.

2.6 가공 곡률반경의 추정

Tension leveller 의 해석에는 스트립에 가해지는 가공 곡률반경 (effective radius of curvature)을 알아야 한다. 인장력과 압하량이 충분히 큰 경우나 롤의 직경이 큰 경우에는 가공 곡률반경과 롤의 반경이 동일하나 통상의 레벨러 작업범위에서는 가공곡률반경이 롤의 반경에 비하여 크다. 가공곡률 반경의 예측에서 굽힘변형과 작용힘과의 관계에서 예측하려는 연구도 진행중이나, 현재 Ro-



$$\rho_m = \frac{d}{2} + t(215.6 \frac{2\sigma_{s0}}{2\sigma_{s0} + \sigma_T} \frac{1}{\Theta^{0.28}} - 243.2)$$

IF $\rho_m \leq \frac{d}{2} + \frac{t}{2}$ then $\rho_m = \frac{d}{2} + \frac{t}{2}$

first & end roll : $\Theta = \theta$

Inner Roll : $\Theta = 2\theta$

$$\theta = \cos^{-1} \left[\frac{P\sqrt{P^2 + H^2 - 2d(H+t) - t^2} + (d+t)(d-H)}{P^2 + (d-H)^2} \right]$$

Fig. 7 Wrap angle and effective radius of curvature

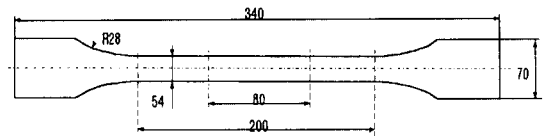
berts⁽⁷⁾의 계산방법을 이용한 계산 연신율과 실측 연신율이 동일해지는 가공곡률반경을 실험으로 구한 실험식이 일반적으로 널리 사용되고 있으며 본 연구에서는 Fig. 7과 같은 Masui^(8,9) 등이 개발한 식을 사용하였다. 그러나 보다 정밀한 해석적 가공곡률반경에 대한 연구가 필요하다.

3. 냉연강판의 Bauschinger 효과 실험

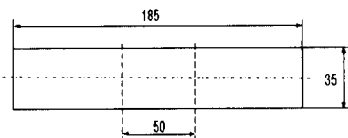
롤 통과 공정에서는 두께방향으로 변형률의 차이가 있으며 변형이 진행함에 따라 변형방향이 바뀌게 된다. 따라서 변형의 역전에 따른 재료의 특성인 Bauschinger 효과를 고려 해야할 필요가 있다. 본 연구에서는 박강판의 Bauschinger 효과가 어느 정도인지를 Kuwabara⁽¹⁰⁾가 제안한방법으로 인장-압축 실험을 통하여 알아보았다.

3.1 실험방법

실험은 Fig. 8과 같은 폭 54 mm의 인장 시험편을 제작하여 3% 인장시험한 후 시험편을 35 mm×185 mm로 절단하여 Fig. 9와 같은 압축시험용 지그를 사용하여 6% 까지 압축하였다. 인장시험의 속도는 10 mm/min이며 압축은 5 mm/min 속도로 시험하였다. 압축하중 곡선의 한 예를 Fig. 10에 나타내었다. 지그의 양단에서 어느 정도 떨어진 위치에 장착된 시편이 미끄러지는 하중에서 지그와 강판의 마찰력을 구할 수 있고 일정시간 압축후에 압축 최대하중과 마찰력의 차로 압축하중을 구하였다. 그리고 변형률은 50 mm의 표점거리로 부터 구하였다.



(a) Specimen for tension test



(b) Specimen for in-plane compression test

Fig. 8 Geometry of specimens for uni-axial tension and compression test

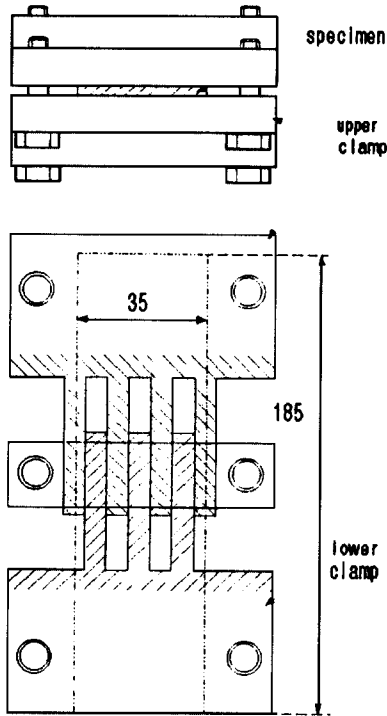


Fig. 9 In-plane compression test tooling

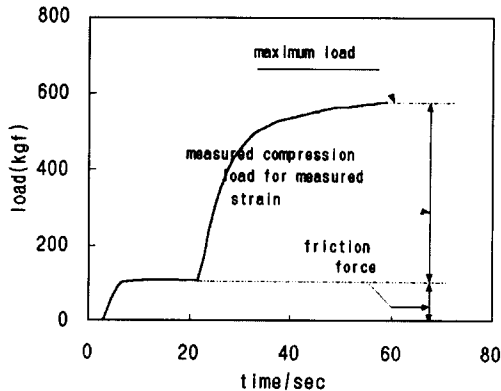


Fig. 10 An example of in-plane compression load-displacement diagram

3.2 실험결과

Fig. 4에서와 같이 2% 인장에서의 응력과 2% 인장후 압축항복응력으로부터 복합경화 모델의 등방성 경화의 비, M 은 다음과 같이 구해진다.

$$M = \frac{1}{-2\sigma_{3\%} + 2\sigma_y} [\sigma_{comp} - (\sigma_{3\%} - 2\sigma_y)] \quad (40)$$

위 식에서 $\sigma_{3\%}$ 는 3% 인장시의 재료강도를 σ_y 는 재료의 초기 항복강도를 그리고 σ_{comp} 는 3% 인장후의 압축 항복강도를 나타낸다. 극저탄소강 2종과 35 kgf/mm² 급 고장력강판 세가지 시편의 인장-압축 특성과 M 값을 Table 1 에 정리하였다. 냉연강판의 M 값은 평균적으로 약 0.5 정도임을 알 수 있다.

4. 해석기술의 검증

4.1 롤 통과시 박강판의 변형과정

본 연구의 내용을 적용하여 한개의 롤에 대한 박강판의 연속 롤 굽힘 변형에서의 판재내 변형률과 응력의 분포를 굽힘-펼-탄성회복의 각 변형단계에 대하여 정리하였다. 직경이 30 mm인 롤을 다음과 같은 소재가 통과하는 경우 소재에 작용하는 응력과 변형률을 구하였다.

$$E = 22250 \text{ kgf/mm}^2, \nu = 0.3$$

$$\sigma = K(\epsilon_o + \epsilon_p)^n = 57.495(0.010290 + \epsilon_p)^{0.25251} \text{ [kgf/mm}^2\text{]}$$

Fraction of isotropic hardening (M) = 1.0

Tension build-up : Considered in calculation

Sheet thickness : 0.73mm

Applied tension : 1.3667kgf/mm \rightarrow 1.87kgf/mm²

Fig. 11은 굽힘과 펼 변형 과정에서의 변형률 분포를 나타낸 것이다. 굽힘 및 펼 변형에서 중립면의 위치가 두께 중심에서 떨어지는 현상을 확인할 수 있다. 그리고 굽힘 변형에서 펼 변형으로 전환되는 과정에서 박강판에 인장변형이 크게 됨을 알 수 있다. Fig. 12 와 Fig. 13은 각각 굽

Table 1 Mixed hardening parameter of sheet steels used

Specimen	Initial Yield (kgf/mm ²)	Strength at 3% El. (kgf/mm ²)	Comp. YS (kgf/mm ²)	M
ultra low carbon steel-1	18.6	25.5	-18.3	0.48
ultra low carbon steel-2	17.6	24.3	-18.1	0.54
high strength steel	21.2	30.2	-23.4	0.62

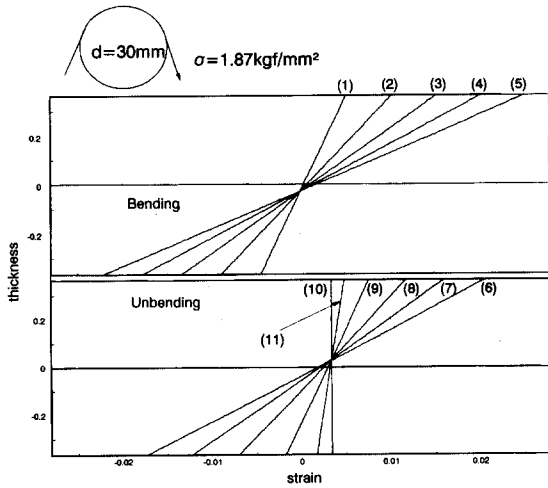


Fig.11 Strain distribution at bending and unbending process

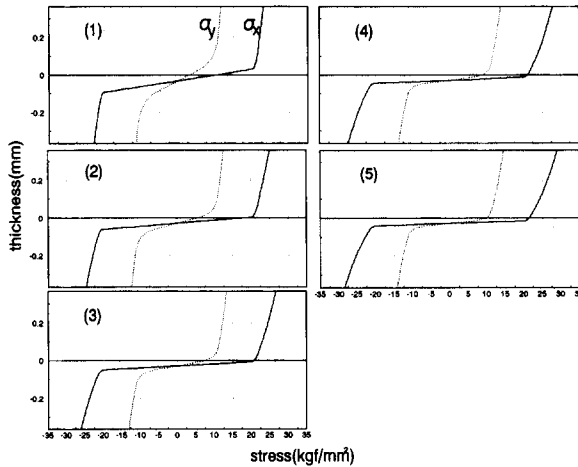


Fig.12 Stress distribution at bending process

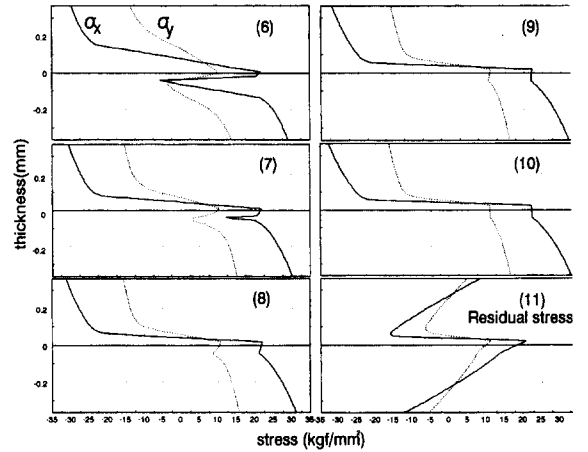


Fig.13 Stress distribution at unbending process

힘과정과 펌 변형 및 제하 과정에서의 응력 분포이다.

4.2 1-Roll 통과 공정에서의 만곡 발생과 재질변화

Fig. 14와 같은 시험기에서 롤의 직경을 30 mm로 하고 시편의 폭을 45 mm로 준비하여 인장력이 1.89 kgf/mm²에서 롤 통과 시험을 하여 구한 시편 변형과 시험후 재질의 변화를 실험결과와 계산결과를 비교하여 Table 2에 나타내었다. 등방성 경화의 비인 M을 0.5로 설정하고 계산한 경우가 형상 및 재질측면에서 가장 정확한 예측치를 나타내고 있음을 알 수 있다. 시험에 사용한 재료 특성은 아래와 같다.

$$E = 22250 \text{ kgf/mm}^2, \nu = 0.3$$

$$\sigma = K(\epsilon_n + \epsilon_p)^n = 57.495(0.010290 + \epsilon_p)^{0.25251} \text{ [kgf/mm}^2 \text{]}$$

Sheet thickness : 0.73 mm

Table 2 Specimen shapes and material properties after roll bending test with 30mm dia. roll

condition	t (mm)	width (mm)	Tension (kgf/mm ²)	drawing force (kgf/mm ²)	elongation (at loading) (%)	Curl (Curvature) (1/mm)	Gutter(1/mm)		Yield Stress (kgf/mm ²)
							Loading	Unloading	
Experiment	0.73	44.36	1.89	0.65	0.41	3.52x10 ⁻³	2.82x10 ⁻³	9.56x10 ⁻⁴	21.5
Isotropic, No Tension build-up				0.56	0.27	4.37x10 ⁻³	2.46x10 ⁻³	1.07x10 ⁻⁴	24.0
Isotropic, Tension build-up				0.56	0.34	4.27x10 ⁻³	2.44x10 ⁻³	1.06x10 ⁻⁴	24.1
Mixed(M=0.5), No T. build-up				0.51	0.24	3.48x10 ⁻³	2.00x10 ⁻³	8.73x10 ⁻⁴	21.4
Mixed(M=0.5), Tension build-up				0.51	0.30	3.40x10 ⁻³	1.99x10 ⁻³	8.70x10 ⁻⁴	21.5
Kinematic(M=0), No T. build-up				0.45	0.20	2.60x10 ⁻³	1.88x10 ⁻³	6.73x10 ⁻⁴	18.6

4.3 2-Roll 통과 시험에서의 잔류 만곡 변화

Fig. 14와 같은 시험기에서 Fig. 16과 같은 시험을 하기 위하여 시편의 폭을 45 mm로 준비하고 인장력이 3 kgf/mm²인 조건에서 먼저 30 mm 직경의 롤을 통과 시키고 다음에 반대방향으로 30~200 mm 직경의 롤을 통과시키는 시험을 수행하였다. 시험에 사용한 스트립의 기계적 특성은 다음과 같으며 계산에는 Fig. 15의 시편 인장곡선을 그대로 반영하였다.

Thickness = 0.73, Strip width = 45 mm

Yield stress = 19.1 kgf/mm², Tensile strength

= 30.3 kgf/mm², Elongation = 44.9%

$n_{10\sim20\%} = 0.221, r_{15\%} = 1.93$

M (fraction of isotropic hardening) = 0.5

Tension build-up : Not included in calculation

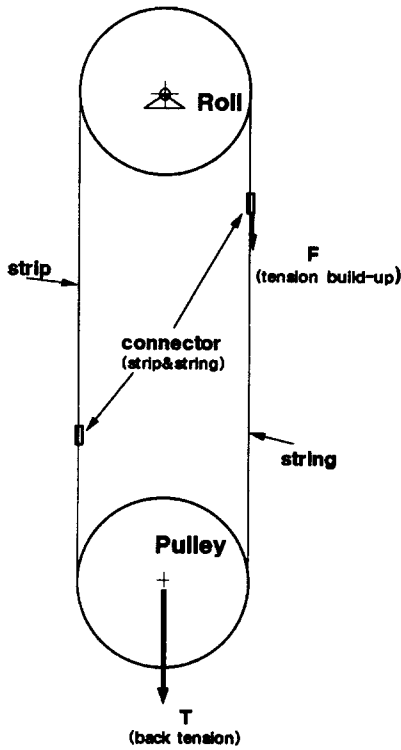


Fig.14 Schematic diagram of continuous bending tester

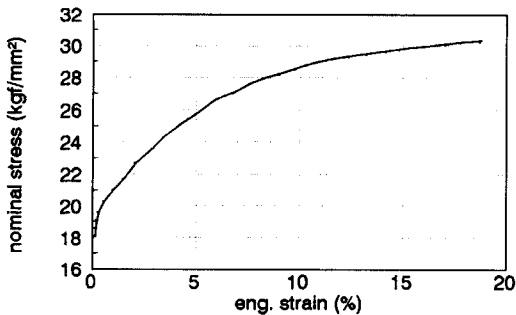


Fig.15 Stress and strain relation of tested sheet

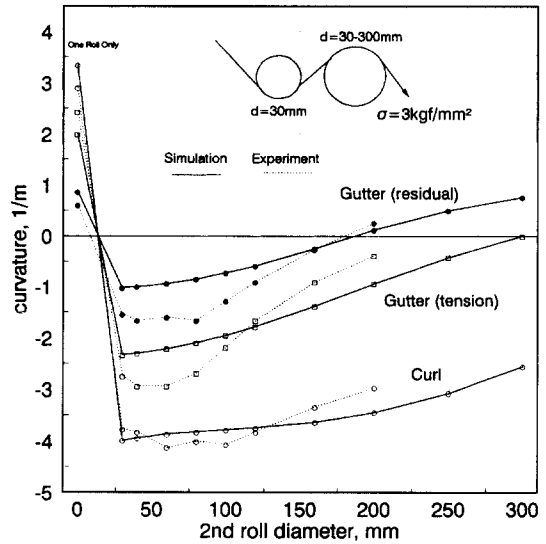


Fig.16 Strip shape at two-roll bending experiment

Table 3 Experimental and simulated results of 2-roll bending test

No	2nd roll dia. (mm)	Elongation(%)		Tension build-up (kgf/mm)		Yield Stress (Initial=19.1kgf/mm ²) (kgf/mm ²)	
		exp.	cal.	exp.	cal.	exp.	cal.
1	none	0.67	0.41	0.51	0.36	22.2	22.1
2	30	1.23	0.71	1.05	0.78	23.9	23.8
3	40	1.10	0.62	0.85	0.67	23.6	23.4
4	60	0.90	0.53	0.72	0.55	23.1	23.0
5	80	0.80	0.50	0.65	0.50	23.0	22.7
6	100	0.75	0.48	0.61	0.47	22.8	22.6
7	120	0.75	0.47	0.59	0.44	22.7	22.5
8	160	0.75	0.45	0.58	0.42	22.6	22.4
9	200	0.65	0.44	0.55	0.40	22.5	22.3
10	250	-	0.44	-	0.39	-	22.3
11	300	-	0.43	-	0.39	-	22.2

시험후 시편에서 스트립 변형과 잔류형상 변화 및 기계적 특성의 변화를 측정하였다. 실험 및 계산 결과는 Table 3과 같으며 형상변화에 대하여 계산 결과와 실험에서 얻은 결과를 비교하여 Fig. 16에 나타내었다. 계산 형상과 실험형상이 양호하게 일치하는 것을 확인할 수 있으며 시험후의 시편 항복응력과 그 예측치가 정확히 일치함을 알 수 있다.

4.4 텐션레벨러(Tension leveller) 통과 후의 재질 및 형상 변화

Fig.17과 같은 실험용 텐션레벨러 (P=20 mm, d=30 mm, n=5)를 제작하여 실험하였다. 텐션레벨러를 사용하는 경우 해석에는 가공곡률반경 추정식을 사용하였다. Table 4와 같은 재료를 이용하여 시험하고 동일한 조건에서 시뮬레이션하여 그 결과를 비교하였다. 일정한 인장력 하에서 압하량 (Intermesh)에 따른 강판 변형을 실험과

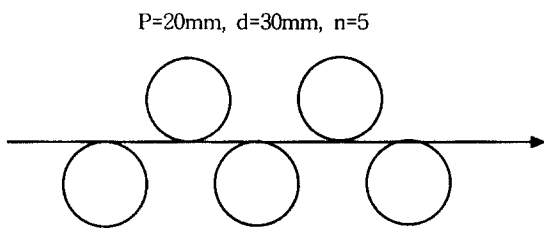


Fig.17 Experimental tension leveller used for test

Table 4 Mechanical properties of tested sheet

sheet	thickness (mm)	YS (0.2%)	TS	EI (%)	n	fitting ($\sigma = K(\epsilon_0 + \epsilon)^n$)
DDQ	0.717	18.0	30.9	45.6	0.236	$56.9(0.01022 + \epsilon_p)^{0.263}$

Table 5 Tension levelling experiment and calculated results with DDQ 0.7mm thickness sheet

specimen width (54.9mm)	Unit Tension (kgf/mm)	Inter-mesh (mm)	Elongation (%) (UnLoading)		YS (0.2%) (kgf/mm ²)	
			exp.	cal.	exp.	cal.
			54.80	5.76	0	0.80
54.70	5.79	0.5	1.47	0.81	22.0	21.2
54.65	5.81	1.0	2.00	1.18	23.4	22.3
54.50	6.07	2.0	3.33	2.60	26.0	25.6

시뮬레이션한 계산결과를 Table 5와 Fig. 18에 나타내었다. 실험과 시뮬레이션에서 구한 항복응력과 형상의 변화는 전반적으로 경향이 일치하는 것을 확인할 수 있다.

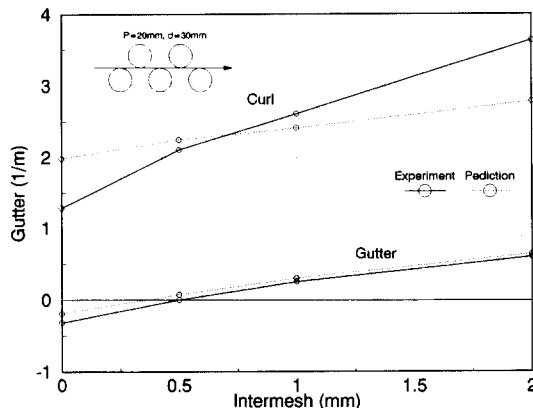


Fig.18 Residual gutter (curvature) of tested sheet

5. 해석기술의 적용

5.1 텐션레벨러의 작업조건에 따른 Gutter 발생경향 텐션레벨러의 롤 배열은 Fig. 19에 나타내었다. 분석에 사용한 강판은 0.21 mm 두께의 극박 냉연강판으로 기계적 특성은 식 (41)과 같다.

$$T4 : 64.88 \times (0.011342 + \epsilon_p)^{0.171} \text{ [kgf/mm}^2 \text{]} \quad (41)$$

이 소재를 사용하여 계산한 경우에 No.1과 No.2 Unit의 InterMesh와 연신률을 변경에 따른 만곡의 변화는 Fig.

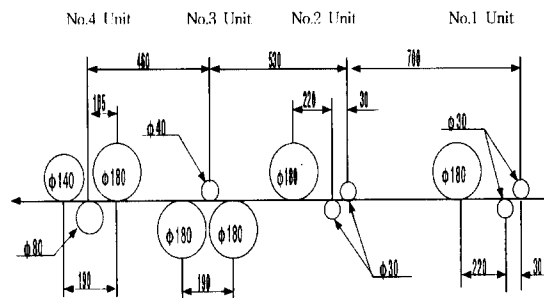
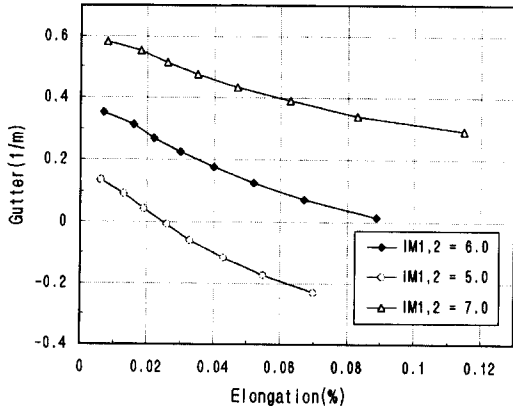
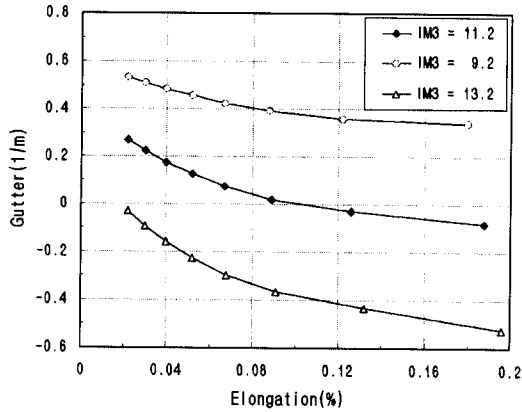


Fig.19 Roll arrangements of analyzed tension leveller



(a) unit 1 and unit 2 intermesh



(b) unit 3 intermesh

Fig.20 Gutter of sheet after levelling

20의 (a)에 나타내었다. 이때 No.3 과 No.4 Unit의 InterMesh 는 각각 11.2 mm 와 7.5 mm이다. 현재의 라인 조건에서만 보면 Gutter 의 경우는 0.1% 연신률에서 InterMesh가 6 mm 일때 거의 영이 되므로 최적의 작업조건에서 작업이 이루어 지고 있는 것으로 판단된다. 그러나 연신률을 0.13% 이상으로 상승시키는 경우에는 InterMesh는 6.5~7.0 mm 로 설정하는 것이 바람직할 것이다.

No.3 Unit 의 InterMesh 와 연신률 변경에 따른 만곡의 변화는 Fig. 20의 (b)와 같다. 이때 No.1,2와 No.4 Unit의 InterMesh 는 각각 6 mm과 7.5 mm이다.

Curly와 Gutter가 설정 InterMesh에 따라서 상당히 변동하는 것을 확인할 수 있으며 1번과 2번 unit의 inter-mesh가 6 mm, 3번 unit는 11.2 그리고 4번 unit는 7.5 mm인 경우가 최적의 작업조건임이 계산되며 실제로 현장 시편을 분석한 결과 Gutter가 곡률로 0.1(1/m) 이내에 위치함을 확인할 수 있었다.

5.2 롤 통과 공정에서의 재질변화 해석

롤 통과 공정의 해석을 전기도금공정 (Electro Galvanizing Line, EGL)에 대하여 수행하였다. 이 공정에서의 인장력은 비도금면에 대한 도금방지와 통전롤과 스트립간의 아크 (arc) 발생 가능성을 없애기 위하여 충분히 크게 설정하여야 하나 소재의 기계적 특성이 변하는 것을 방지하기 위하여 스트립 내에 걸리는 응력이 항복응력을 초과하지 않는 범위에서 결정하여야 한다. 따라서 허용 가능한 최대 인장력은 강판의 두께, 항복강도 그리고 최소 롤의 직경에 의하여 결정된다.

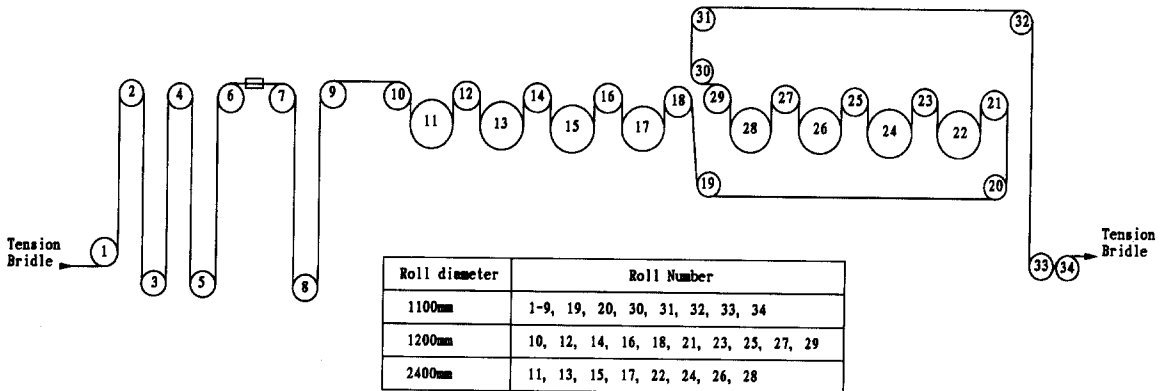


Fig.21 Pretreatment and plating section of electro-galvanizing line

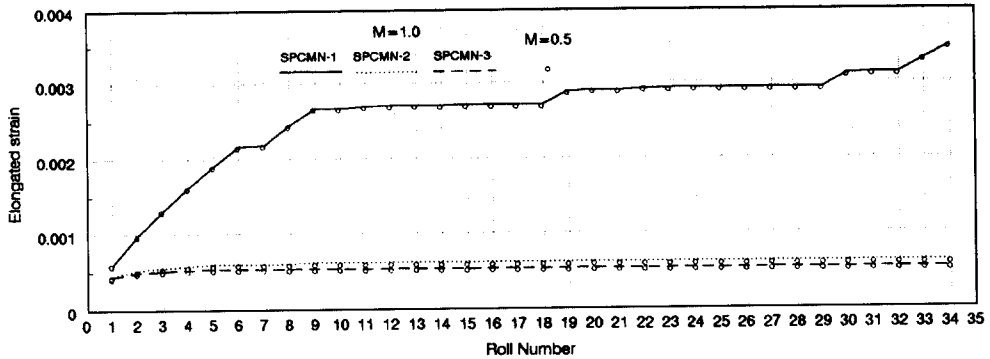


Fig.22 Elongation of sheet after passing each roll of electro-galvanizing line (M=0.5 and 1.0, Unit tension = 6.75kgf/mm²)

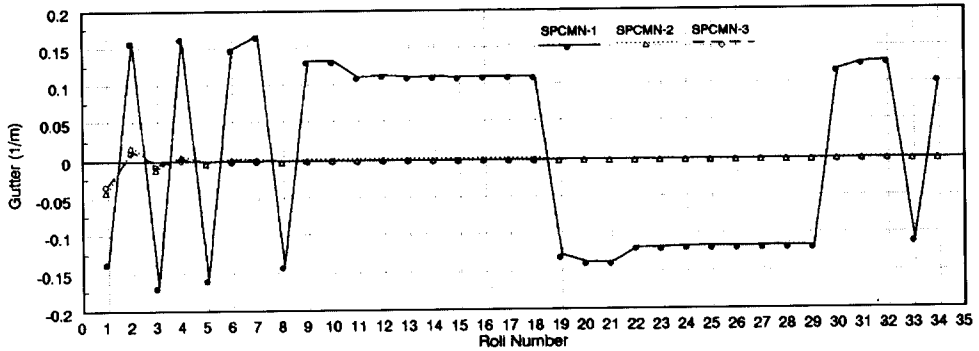


Fig.23 Gutter at each roll of electro-galvanizing line (M=1.0, Unit tension=6.75 kgf/mm²)

도금 인장력이 걸리는 구역 내에서 롤의 배열은 Fig. 21 과 같다. 두 Tension Bridle Roll 사이에 위치한 34개의 롤에 의해서 강판은 인장력 작용하에 굽힘변형을 받게 되며 이에 따라 강판의 형상변화와 재료내에 가공경화가 발생하게 된다. 박강판의 특성이 다음과 같은 세가지 경우에 대하여 롤 통과 공정을 시뮬레이션하고 재질변화와 형상 변화를 예측하였다. 소재의 두께는 모두 0.7 mm이며 기계적 특성은 전체 인장크브에서 균일 연신부의 변형을 회귀분석하여 다음과 같이 구하였다.

SPCMN - 1 :

$$Yield\ Stress = 11.45\ kgf/mm^2, \sigma = 57.53(0.004689 + \epsilon_p)^{0.301}$$

SPCMN - 2 :

$$Yield\ Stress = 15.56\ kgf/mm^2, \sigma = 56.30(0.008997 + \epsilon_p)^{0.273}$$

SPCMN - 3 :

$$Yield\ Stress = 16.20\ kgf/mm^2, \sigma = 54.93(0.009959 + \epsilon_p)^{0.265}$$

강판의 단위폭당 인장력을 6.75 kgf/mm로 설정하고

Table 6 Yield stress and residual elongation of sheet tested at 6.75kgf/mm tension

specimen	Initial YS (kgf/mm ²)		M = 1			M = 0.5		
	0% offset	0.2% offset	Yield stress		Elongation	Yield stress		Elongation
			0% offset	0.2% offset		0% offset	0.2% offset	
SPCMN-1	11.45	12.74	14.79	15.71	0.3097x10 ⁻²	14.73	15.64	0.3098x10 ⁻²
SPCMN-2	15.56	16.44	16.13	16.99	0.2229x10 ⁻³	16.13	16.99	0.2229x10 ⁻³
SPCMN-3	16.19	17.00	16.59	17.38	0.1455x10 ⁻³	16.58	17.38	0.1455x10 ⁻³

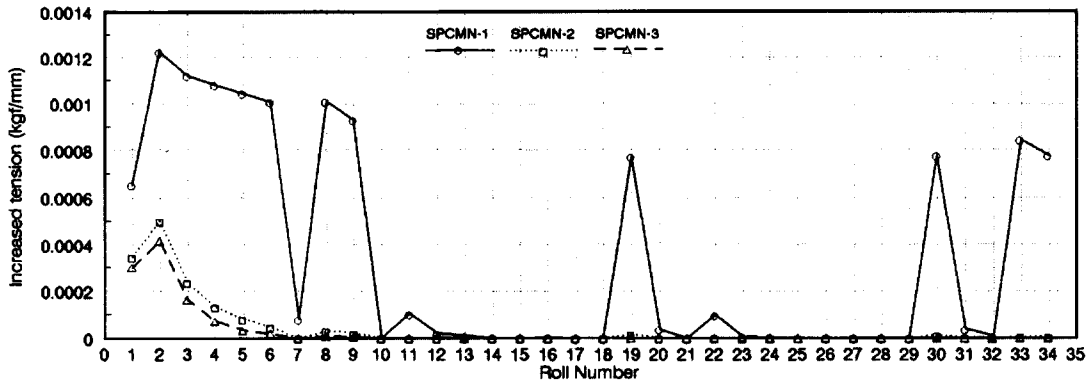


Fig.24 Amount of tension build-up at each roll of electro-galvanizing line
(M=1.0, Unit tension = 6.75 kgf/mm²)

도금 인장력이 작용하는 영역을 통과하는 경우의 소재 항복응력 계산치는 Table 6 과 같다. SPCMN-1의 경우는 약 2.8 kgf/mm² 정도 항복응력이 상승하며 0.3% 정도의 인장변형이 생김을 알 수 있다. 반면에 SPCMN-2와 SPCMN-3 인 경우는 0.5 kgf/mm² 이하의 항복응력 상승이 예측된다. SPCMN-1과 SPCMN-2 시편으로 인장력을 변경하며 해석한 결과를 Table 7에 나타내었다. SPCMN-1 시편의 경우는 인장력을 약 4.0 kgf/mm 정도로 설정하는 경우에 1 kgf/mm² 정도로 항복응력 증가를 억제할 수 있음을 알 수 있다.

세가지 소재 조건에서 등방성경화모델 (M=1) 인 경우와 복합경화모델 (M=0.5) 인 경우에 대하여 각 롤 통과 후의 소재 평균 연신률과 공정중에 발생하는 폭방향 휨현상인 Gutter 는 Fig. 22와 Fig. 23과 같다. 그리고 각 롤 통과시의 인장력 변화를 계산한 결과는 두가지 재료모델에 대하여 Fig. 24와 같다. SPCMN-1 재료는 1100 mm 직경의 롤을 통과하는 경우에 지속적으로 변형이 증가함

을 알 수 있으며 최종적으로는 항복응력이 큰 다른 두 재료에 비하여 6배 정도의 연신이 됨을 알 수 있다. 공정중에 발생하는 Gutter 는 재료모델에 따른 차이는 없음을 알 수 있다. 그리고 Gutter 발생이 문제가 되리라고 예상되는 도금셀 부분에서는 SPCMN-1 재료가 도금부의 첫 deflector roll 인 10번과 21번 롤과 conductor 롤 사이에서 Gutter 발생이 다른 도금 셀 부분에 비하여 커지는 현상을 확인할 수 있다. 그러나 상대적으로 변형량이 작은 SPCMN-2 및 SPCMN-3 소재에서는 Gutter 발생 자체가 작아서 이러한 현상이 관찰되지 않는다. 인장력의 증가는 바로 소성변형일을 의미하며 이는 직경이 가장 작은 1100 mm 롤을 통과하는 경우에서 생김을 알 수 있다. Fig. 25의 (a), (b) 그리고 (c)에는 SPCMN-1과 SPCMN-2 그리고 SPCMN-3 소재가 전기도금 공정의 각 롤을 통과시에 박강판 내부의 소성변형률 분포를 나타낸다. SPCMN-1 소재는 소성변형률이 전체 두께에서 발생하며 중심부의 소성변형률이 계속 누적되는 현상을 볼 수

Table 7 Sheet deformation at different tensions. 0.2% offset values are used for yield stress (M=0.5)

specimen	U. Tension (kgf/mm)	YS (kgf/mm ²)	Elongation	Gutter (plating section)	pl. strain (sheet center)
SPCMN-1 (initial YS = 12.74kgf/mm ²)	3.75	13.22	0.0222x10 ⁻²	0.0582x10 ⁻⁴	0.0
	4.75	14.25	0.0975x10 ⁻²	0.3598x10 ⁻⁴	0.0779x10 ⁻²
	5.75	15.00	0.1994x10 ⁻²	0.8191x10 ⁻⁴	0.1975x10 ⁻²
	6.75	15.64	0.3098x10 ⁻²	1.378 x10 ⁻⁴	0.3274x10 ⁻²
	7.75	16.42	0.4628x10 ⁻²	1.448 x10 ⁻⁴	0.5062x10 ⁻²
SPCMN-2 (initial YP= 16.44kgf/mm ²)	6.75	16.99	0.0223x10 ⁻²	0.0119x10 ⁻⁴	0.0
	7.75	18.00	0.0915x10 ⁻²	0.3084x10 ⁻⁴	0.0702x10 ⁻²
	8.75	18.72	0.1961x10 ⁻²	0.8754x10 ⁻⁴	0.1933x10 ⁻²

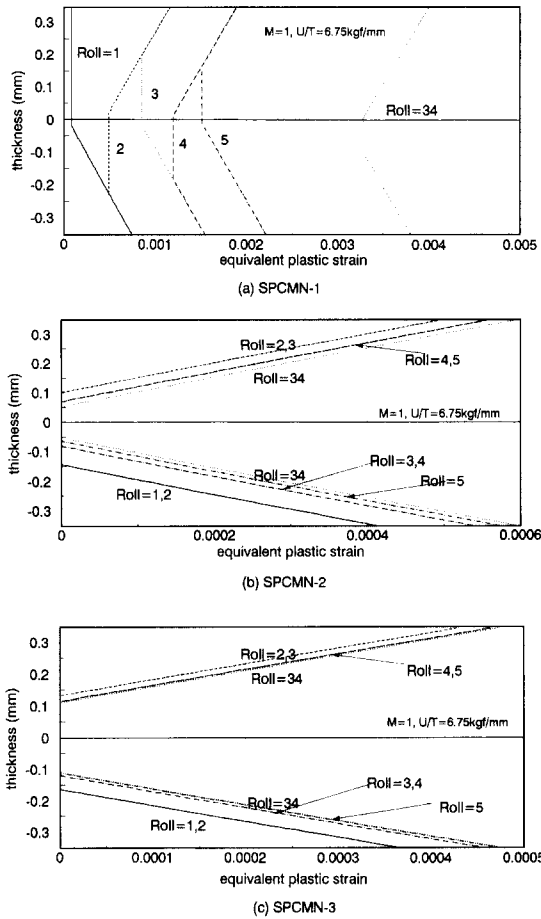


Fig.25 Plastic strain distribution after passing each roll of electro-galvanizing line

있다. 그러나 항복응력이 높은 SPCMN-2와 SPCMN-3 소재의 경우에는 박강판 중심부는 탄성변형을 하는 부분으로 남아 있다. 이러한 차이로 인하여 6.75 kgf/mm 인

장력에서 연신률이 15배 이상의 차이가 나게된다. 따라서 소재의 연신을 줄이기 위해서는 판재 중심부가 소성변형이 발생하지 않을 정도의 인장력을 설정하는 것이 좋을 것이다.

현장에서 입수한 극저탄소강 시편의 작업 인장력과 각 소재의 도금전 원판 그리고 도금후 강판의 인장시험을 압연방향으로 실시한 실적을 Table 8에 나타내었으며 계산 결과도 비교하여 제시하였다. 그리고 Table 8의 No.1 시편의 도금전 원판과 도금후 강판의 인장커브를 Fig. 26에 보였다. 도금 전.후의 항복응력 변화를 정확히 예측하고 있음을 알 수 있다.

6. 결 론

중분 소성이론과 복합경화모델을 이용하여 변형경로 역전시의 강도 감소 현상인 Bauschinger 효과를 반영한 연속 롤 통과 강판의 굽힘변형 해석과 잔류변형 예측기술을 개발하였다. 개발기술은 롤 통과 변형후의 인장 항복강도를 실험에서 구한 등방경화의 비 (M) 인 0.5를 이용하여 정확히 예측할 수 있었고 롤 통과 변형중의 Gutter 및 가공후의 잔류 만곡은 10% 이하의 오차로 실험실적인 시험 결과를 계산할 수 있었다.

본 기술을 이용하여 간단한 텐션 레벨러 공정 후 생기는 박강판의 Curl 과 Gutter 라는 잔류변형을 해석하여 레벨러의 특성을 분석할 수 있었으며 잔류 만곡의 방향과 크기는 연신률과 압하량(intermesh)를 조정하여 제어할 수 있었다. 인장력이 작용하며 대형 롤을 통과하는 전기도금 공정에서의 박강판 가공경화에 따른 항복응력의 증가는 소재의 항복응력 크기에 주로 영향을 받으며 소성변형이 판재의 중심부까지 도달하는 경우에 가공경화가 심하게 되었다. 최소 직경인 롤에서 대부분의 가공경화가 발생

Table 8 Measured and calculated mechanical property change of typical sheet at electro galvanizing process

No	t (mm)	Tension (kgf/mm ²)	experimental results		calculated results		
			CR->coated	ΔYS	CR -> coated	ΔYS	El.(%)
1	0.696	7.87	13.3->15.1	1.8	13.3 -> 15.2	1.9	0.16
2	0.991	6.16	13.3->14.4	1.1	13.6 -> 14.7	1.1	0.10
3	0.695	7.89	13.3->15.1	1.8	12.8 -> 14.6	1.8	0.17
4	0.692	9.76	14.5->16.5	2.0	14.2 -> 16.6	2.4	0.20
5	1.211	5.78	15.0->16.0	1.0	14.6 -> 15.4	0.8	0.09

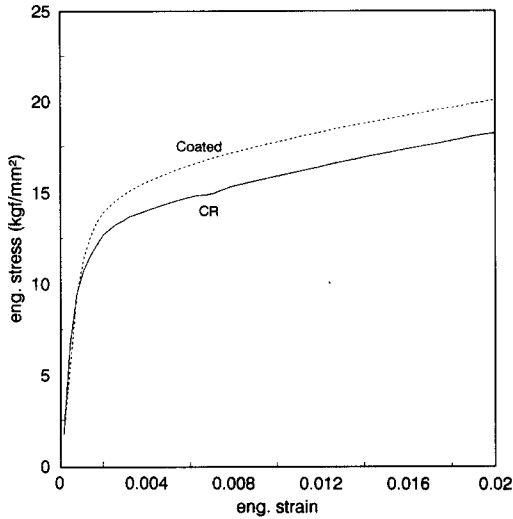


Fig.26 Comparison of stress strain relation between coated and cold rolled sheet of No.1 specimen (Table 8)

하였으며 인장력을 조정하여 가공경화 정도를 조절할 수 있었다. 항복응력이 낮은 강판 (두께=0.7 mm, 항복응력 12.5 kgf/mm²) 의 경우에는 6.75 kgf/mm²의 단위폭당 인장력에서 약 3 kgf/mm² 정도 항복응력이 상승하였으나 인장력의 크기를 3 kgf/mm² 감소시킴에 따라서 항복응력 증가량을 0.5 kgf/mm²으로 줄일 수 있었다.

본 개발 기술을 이용하여 박강판의 잔류 만곡이 문제되는 공정에서의 최적 조업조건 설정과 공정중의 소재 가공경화 발생에 따른 성형성 저하 방지를 위한 조업조건 설정 등의 분야에 활용할 수 있을 것으로 생각된다.

참고문헌

- (1) T. Masui, Y. Kaseda and K. Ando, 1991, "Warp control in strip processing plant", ISIJ International, Vol.31, No.3, pp.262~267.
- (2) Y.Misaka, T.Masui, 1978, "Shape correction of Steel strip by tension leveller", Transactions ISIJ, Vol.18, pp.475~484.
- (3) W.F.Chen, 1994, Constitutive equations for Engineering Materials Volume 2 : Plasticity and Modelling, Elsevier science B.V.
- (4) Egil Angeid, 1964, "Strip stiffness as the deciding factor in the choice between different tensiometer principles", Iron and Steel Engineer Year Book (1964), pp.281~291.
- (5) M.G.Kinnavy, 1972, "Recent Developments in Tension Levelling", Iron and Steel Engineers Year Book (1972), pp.605~610.
- (6) E.J.Patula, 1979, "The Tension-Roller-Levelling Process - Elongation and Power Loss", Journal of Engineering for Industry, Vol.101, August, pp.269~277.
- (7) J.M.Roberts and T.Sheppard, 1971, "On the Mechanics of the Tension-Levelling Process", Journal of the Institute of Metals, Vol.99, pp.293~301.
- (8) Y.Misaka and T.Masui, 1972, Report published at 23rd Japan Associated Conference on Plastic Technology, Kitakyushu, p.559.
- (9) T.Masui and Y.Misaka, 1973, Report published at 24th Japan Associated Conference on Plastic Technology, Okayama, p.81.
- (10) T.Kuwabara and K.Watanabe, 1993, "Thickness Reduction of Metal Strips Subjected to Bending-Unbending under Tension and the Uniaxial Tensile Characteristics of These Prestrained Sheet Metals", Journal of the JSTP, Vol.34, no.385, pp.171~178.