

판금의 성형성과 집합조직

이동녕[#]

Formability and Texture of Sheet Metals

D. N. Lee

1. 서 론

판금성형이란 금속판재를 파괴나 심한 국부적 두께 감소 없이 요구하는 모양의 제품으로 가공하는 것을 의미한다. 판금성형법은 매우 다양하여 모든 성형법에 맞는 성형성을 평가할 수 있는 간단한 시험법은 없다. 그러나, 복잡한 성형도 많은 경우 굽힘, 신장, 디프드로잉, 코이닝 같은 기본성형작업의 조합이나 이들의 연속 작업을 통하여 이루어진다. 따라서, 성공적인 부품 생산과 가장 유효한 공정 개발을 위하여 금속 재료의 성질에 대한 지식과 여러 가지 성형법을 해석할 수 있는 지식을 갖는 것이 필수적이다.

판금의 성형성은 금형 또는 다이의 모양과 윤활 같은 기계적 방법과 재료의 특성에 의하여 좌우될 수 있다. 성형성 시험은 재료의 특성 시험과 모사 시험으로 구별할 수 있으며 모사시험 결과와 재료 특성 사이의 상관관계를 얻으려는 연구가 이루어져 왔다. 여기서는 대표적인 시험법인 디프드로잉성과 성형한계도에 미치는 집합조직의 영향을 간단히 소개한다.

2. 재료의 인장성질과 판금성형성

넓은 범위의 응용에서 재료가 우수한 성형성을 가지려면 (1) 변형이 균일하게 분포해야 하고 (2) 네킹이나 파괴됨이 없이 변형 수준이 높아야 하고 (3) 주름 없이 면내 압축응력에 견뎌야 하고 (4) 파괴되지 않고 면내 전단응력에 견뎌야 하며 (5) 제품이 금형에서 빠져 나올 때 제품의 모양이

유지되어야 하고 (6) 표면이 매끄럽고 표면 손상이 없어야 한다.

성형에서 변형 분포를 결정하는 세 가지 재료의 인장성질은 (1) 가공경화지수 n , (2) 변형속도민감도 m , (3) 소성변형비 R 이다. 변형 분포를 고르게 하는 능력은 n 과 m 이다. 높은 변형 수준에 이르는 능력은 n , m , R , 두께에 달려 있다. n 이 큰 재료는 변형에 따라 유동응력이 급격히 증가한다. 이 때문에 보다 작은 변형과 유동응력을 가진 영역으로 변형을 분포 시키는 경향이 있다. 높은 n 값을 갖는다는 것은 신장성형에서 좋은 성형성을 가진다는 것을 뜻한다.

양의 m 값은 유동응력이 변형속도에 따라 증가함을 뜻한다. 따라서, 높은 변형속도에서 성형하려면 높은 응력이 필요하고, 주어진 성형속도에서는 인근 영역보다 빠르게 변형되고 있는 영역에서 유동응력이 증가하여 변형에 대한 저항이 증가한다. 이 때문에 m 값이 양(+)이면 변형이 보다 균일하게 분포 된다. m 값이 균일연신율 이후의 변형에 특히 중요하다. 균일연신율에 이르면 네킹이 일어나고 (목이 형성되고) 목 부에 변형이 집중되어 변형 속도가 증가하게 될 것이고 m 값이 크면 목 부의 유동응력이 증가하여 변형속도가 낮은 영역으로 변형이 이동해 가게 되어 국부변형을 억제하는 결과를 가져온다. 따라서 m 이 클수록 균일연신후연신율(post-uniform elongation)이 증가한다(Fig. 1). 초소성 금속은 0.2-0.7의 m 값을 가지며 매우 높은 연신율을 가진다(Fig. 2).

소성변형비 R 은 인장시험의 균일연신율 범위 안에서 폭방향 진소성변형률 ϵ_w 과 두께방향 진

[#] 교신저자: 서울대학교, dnlee@snu.ac.kr

소성변형률 ϵ_i 의 비로 정의한다. 즉,

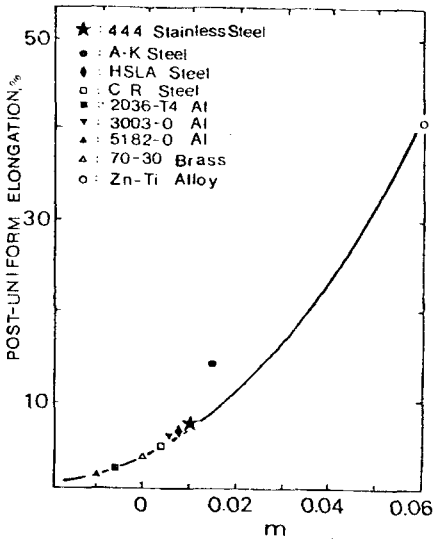


Fig. 1 Post-uniform elongation as a function of strain rate sensitivity[1]

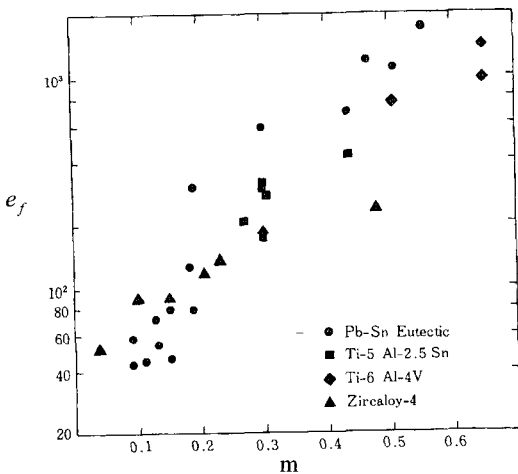


Fig. 2 Percent elongation (e_f) as a function of strain-rate sensitivity (m)[2~3]

$$R = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_i} = \frac{-\epsilon_w}{\epsilon_i + \epsilon_w} = \frac{-1}{(\epsilon_i / \epsilon_i) + 1} \quad (1)$$

여기서 ϵ_i 은 길이방향 진소성변형률 이다. 위 식에서 ϵ_i 는 ϵ_i 과 ϵ_w 에 비하여 작은 값을 갖기 때문에 측정오차가 클 수 있다. 이 오차를 줄이

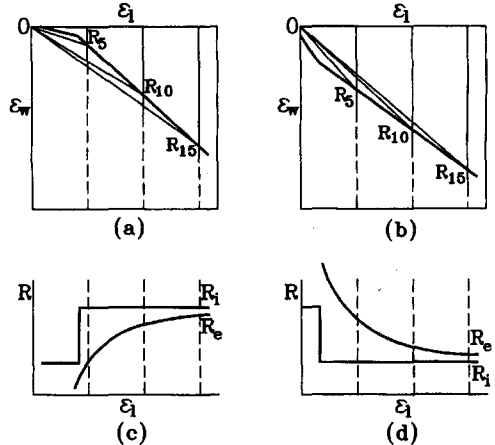


Fig. 3 Difference between conventional plastic strain ratio R_e and instantaneous plastic strain ratio R_i [4]

기 위하여 ($\epsilon_i + \epsilon_l + \epsilon_w = 0$)을 이용해 두께 대신 길이와 폭을 측정하여 이용하는 것이 보통이다.

R 값이 인장변형에 따라 변하지 않는다면 $\epsilon_i - \epsilon_w$ 관계가 선형적이고 원점을 지나야 한다. 그러나 그렇지 않은 경우가 있다. 이 경우, $\epsilon_i - \epsilon_w$ 곡선의 각 변형에서의 기울기로부터 얻은 R_i (instantaneous plastic strain ratio)를 이용하는 것이 합리적이다. R_i 와 종래의 소성변형비를 구별하기 위하여 종래의 소성변형비를 R_e 로 표기하기로한다. R_e 와 R_i 의 관계를 Fig. 3에 나타내었다.

2.1 인장변형에 따른 R_i 의 변화

R_i 와 집합조직, 따라서 R_e 와 집합조직 사이에는 밀접한 관계가 있다. 재료가 소성변형을 받으면 집합조직이 변하므로 R_i 와 R_e 가 인장변형에 따라 변할 것이다.

많은 경우 15% 변형률까지는 집합조직이 많이 변하지 않으므로 측정오차를 줄이기 위해 균일인장변형 범위 안에서 가능한 한 큰 변형에서 측정한다. 그러나 $\{110\}<110>$ 방위를 가진 α 황동의 압연방향 인장시험편은 인장변형이 증가할수록 R_i 값이 감소 한다(Fig. 4).

α 황동의 인장변형 전후의 집합조직은 각각 $\{110\}<110>$ 과 $\{110\}<111>$ 로 근사할 수 있다 (Fig. 5). Fig. 5의 집합조직을 이용하여 Bunge 방법[5] 으로 계산한 R_i 의 변화를 Fig. 6에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 인장방향과 압연방향이 같을 때 R_i 의 변화가 가장 크게 됨을 알 수 있다.

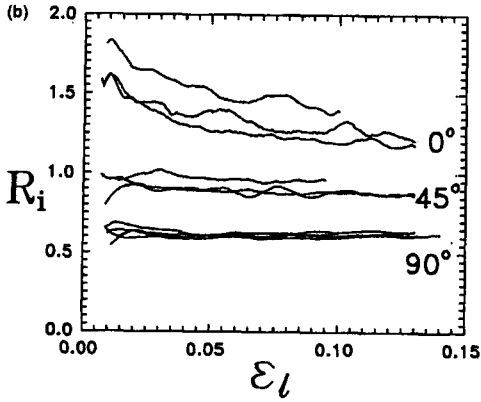


Fig. 4 Measured instantaneous plastic strain ratio R_i of annealed α -brass sheet as a function of tensile strain ϵ_l [4]

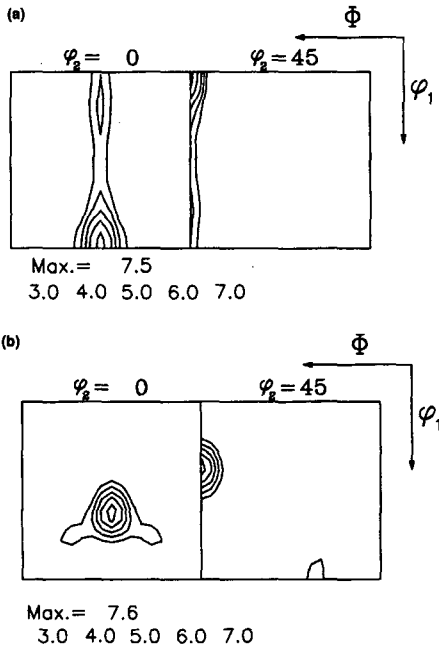


Fig. 5 ODFs of α -brass sheet (a) before and (b) after tensile strain of 33% [4]

앞의 예에서 본 바와 같이 압연판재는 면내이방성을 갖고 있다. 이 경우 면에 평행한 여러 방향으로 R_e 값을 측정하고 이들 값의 평균값을 수직이방성의 측도로 이용한다. 공업용 강, 구리합금, 알루미늄합금의 판재의 경우 보통 압연방향과

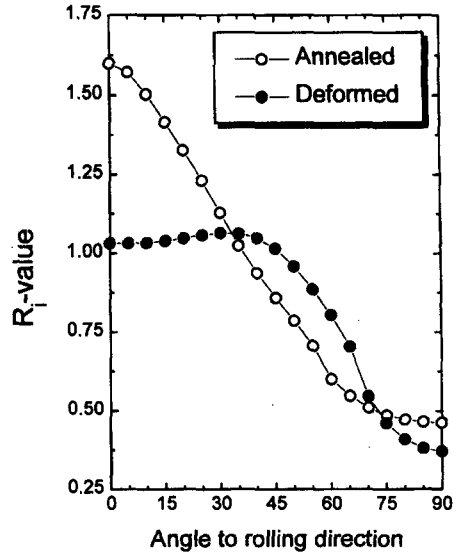


Fig. 6 Instantaneous plastic strain ratio R_i calculated using Bunge's method as a function of angle to rolling direction for α -brass sheet [4]

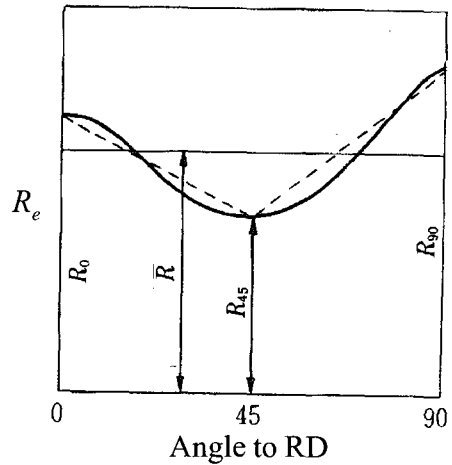


Fig. 7 Definition of \bar{R}

$$\bar{R} = \frac{R_0 + 2R_{45} + R_{90}}{4} \quad (2)$$

0° , 45° , 90° 를 이루는 방향으로 인장하여 측정된 R_e 값, 즉 R_0, R_{45}, R_{90} 을 평균한 값 \bar{R} (식 2)를 사용한다. 평균값 \bar{R} 이 산술평균값이 아님을 유의하여야 한다.

Fig. 7에서 곡선아래의 면적과 높이가 \bar{R} 인 사각형의 면적이 같도록 \bar{R} 가 정의되었다. R_e 값이

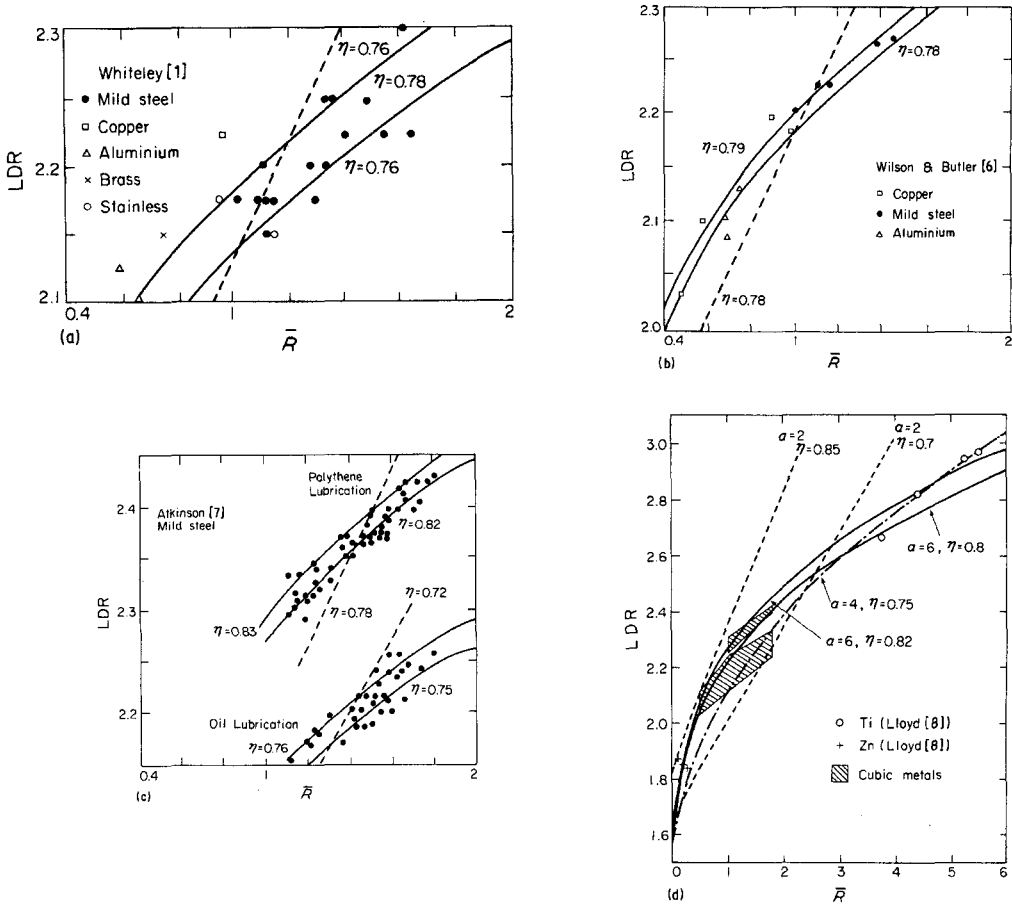


Fig. 8 Limiting drawing ratio (LDR) as a function of average strain ratio (\bar{R}). Experimental data are from Whiteley [8], Wilson and Butler [9], Atkinson [10], and Lloyd [11]. Solid curves and dashed curves in (a) to (c) are calculated for $a=8$ and 2, respectively [6~7]

Fig. 7의 실선과 같이 변할지 모르나 R_0, R_{45}, R_{90} 만을 측정하였기 때문에 계산에서는 점선과 같이 변하는 것으로 취급된다. 만일 보다 정확한 값이 필요하면 이 외의 다른 방향에서의 측정값이 필요하다. 예를 들면 $R_0, R_{22.5}, R_{45}, R_{67.5}, R_{90}$ 을 알 때 \bar{R} 값은 다음과 같다.

$$\bar{R} = \frac{R_0 + 2(R_{22.5} + R_{45} + R_{67.5}) + R_{90}}{8} \quad (3)$$

2.2 디프트로잉성과 소성변형비

인장시험으로 측정할 수 있는 \bar{R} 값이 디프트로잉성의 척도인 한계드로잉비 (LDR)와 아래식에서 보는 바와 같이 밀접한 관계가 있다는 것은

다행이다.

$$\ln(LDR) = \eta f(\bar{R}) \quad (4)$$

여기서 η 는 가공효율이고 $f(\bar{R})$ 는 다음과 같다[6~7].

$$f(R) = \frac{(2 + 2^a R)^{1/a}}{2 \left[\frac{R^{a/(a-1)}}{(1 + R^{1/(a-1)})^a} + R \left(1 - \frac{R^{1/(a-1)}}{1 + R^{1/(a-1)}} \right)^a + 1 \right]^{1/a}} \quad (5)$$

위 식에서 $R = \bar{R}$, 상수 a 는 이방성 재료의 항복식 (식 6)의 지수이며 fcc 금속의 경우 8, bcc 금속의 경우 6일 때 비교적 만족스럽겠지만 실험 값의 오차의 범위 내에서 모두 8로 하여도 만족 할만하고 Ti의 경우는 $a = 4$ 가 적당하다(Fig. 8). 아연의 경우는 자료의 부족으로 평가하기 어렵다.

$$R_0|\sigma_{22} - \sigma_{33}|^a + R_{90}|\sigma_{33} - \sigma_{11}|^a + R_0R_{90}|\sigma_{11} - \sigma_{22}|^a \quad (6)$$

$$= R_{90}(R_0 + 1)\sigma_{y(i)}^a$$

여기서 $\sigma_{y(i)}$ 은 x_1 축 방향 항복응력이다.

Fig. 8에서 보는 바와 같이 소성변형비가 증가할 수록 LDR가 증가한다. 따라서 R값이 큰 재료가 디프드로잉성이 좋은 재료라 할 수 있다. 위 식에 $a = 2$ 를 대입하면 아래의 Whiteley식(식 7)[8]이 된다. $a = 2$ 일 때의 계산 값도 Fig. 8에 표시하였다.

$$f(R) = [(R + 1) / 2]^{1/2} \quad (7)$$

R 값이 판의 방향에 따라 변하는 재료, 즉 면내 이방성판재를 디프드로잉하여 원통형 컵을 만들 때 컵벽의 높이가 일정하지 않고 높은 영역과 낮은 영역이 생기는데 높은 영역을 귀라고 한다. 이러한 귀발생은 판의 방향에 따른 R 값의 변화와 밀접한 관계가 있는데 R 값이 큰 방향으로 귀가 발생한다. 컵에서 네개의 귀가 생기는 것이 보통이지만 2, 6, 8 개가 생기는 수도 있다. 귀가 4 개 생길 때 평균귀높이백분율(식 8)과 R 계수(식 9) 사이에는 비례관계가 있다(예컨대 [12]).

평균귀높이백분율=

$$\frac{(h_0 + h_{90}) / 2 - h_{45}}{\bar{h}} \times 100 = \frac{\Delta h}{\bar{h}} \times 100 \quad (8)$$

여기서 h 는 컵 벽 높이 이다

$$R \text{ 계수} = \frac{(R_0 + R_{90}) / 2 - R_{45}}{\bar{R}} = \frac{\Delta R}{\bar{R}} \quad (9)$$

$\Delta R > 0$ 일 때 압연방향과 $0^\circ, 90^\circ$ 를 이루는 방향에서 귀가 생기고 $\Delta R < 0$ 일 때 45° 근처에서 귀가 생긴다. 벽 높이가 고른 제품을 만들려면 귀를 잘라 내어야 하기 때문에 재료의 손실이 생긴다. 이 경우에는 ΔR 의 값이 작을수록 좋다.

2.3 소성변형비와 집합조직

재료의 소성이방성은 가공과 열처리 동안에 발생한 집합조직과 밀접한 관계가 있다. 단결정의 기계적 성질은 결정방향에 따라 변한다. 다결정체의 결정립들의 결정학적 방위가 불규칙하지 않고 어느 방향으로 치우쳐 있으면, 즉 다결정체가 우선방위 또는 집합조직을 가지고 있으면 그 기계적 성질이 단결정의 성질과 비슷하게 이방성을 띠게 된다.

Fig. 5와 Fig. 6에서 이미 설명한 바와 같이 판재의 우선방위를 이용하여 R 값을 계산할 수 있다. 여러 모델이 제안되어 있지만 정성적으로는 모두 비슷한 결과가 얻어진다.

여러 모델 중 간단한 것 하나를 소개하면 다음 식과 같다[13].

$$R = \frac{d\varepsilon_w}{d\varepsilon_i} = \frac{\sum(d\varepsilon_w)_j V_j}{\sum(d\varepsilon_i)_j V_j} \quad (10)$$

여기서

$$d\varepsilon_w = \sum(\mathbf{n} \cdot \mathbf{w})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{w})_i (\mathbf{n} \cdot \mathbf{l})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{l})_i$$

$$= \sum [(\mathbf{n} \cdot \mathbf{w})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{w})_i] [(\mathbf{n} \cdot \mathbf{l})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{l})_i]$$

$$d\varepsilon_i = \sum(\mathbf{n} \cdot \mathbf{t})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{t})_i (\mathbf{n} \cdot \mathbf{l})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{l})_i$$

$$= \sum [(\mathbf{n} \cdot \mathbf{t})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{t})_i] [(\mathbf{n} \cdot \mathbf{l})_i (\mathbf{b} \cdot \mathbf{l})_i]$$

여기서 $\mathbf{n}, \mathbf{b}, \mathbf{l}, \mathbf{t}, \mathbf{w}$ 는 각각 슬립면수직방향, 슬립방향, 인장방향, 두께방향, 폭방향의 단위벡터이고 i 는 작용슬립계를 의미한다.

방위가 $(hkl)[uvw]$ ($h^2 + k^2 + l^2 = 1, u^2 + v^2 + w^2 = 1$)인 재료인 경우, 인장방향과 압연방향 사이의 각을 θ 라고 하면 아래결과를 얻게 된다.

$$\mathbf{l} = [l_1 l_2 l_3] = \{ \{ u \cos \theta + (lv - kw) \sin \theta \} \\ \{ v \cos \theta + (hw - lu) \sin \theta \} \\ \{ w \cos \theta + (ku - hv) \sin \theta \} \}$$

$$\mathbf{t} = [t_1 t_2 t_3] = [h \ k \ l]$$

$$\mathbf{w} = [w_1 w_2 w_3] = \{ \{ -u \sin \theta + (lv - kw) \cos \theta \\ - v \sin \theta \}$$

$$\{ (hw - lu) \cos \theta \}$$

$$\{ -w \sin \alpha + (ku - hv) \cos \theta \}$$

이 방법으로 얻은 결과의 예를 Fig. 9 와 Fig. 10 에 나타내었다.

집합조직과 소성변형비의 관계에 대한 대부분의 모델은 재료의 미세조직을 고려하지 않는다. 성형되는 판재의 결정립이 대부분 등축성이기 때문에 미세조직이 중요한 인자가 되지 않는다. 그러나 Fig. 11에서 보는 바와 같이 결정립의 모양이 등축성에서 크게 벗어나면 미세조직을 고려하여야 한다.

Fig. 11의 재료는 기둥 모양의 결정립을 가지고 있으며 강한 <111>이 발달되어 있다. 이를 감안하여 CPFEM을 이용하여 계산한 소성변형비를 Fig. 12에 나타내었다. 이 시편의 측정 R 값이 7[16]인

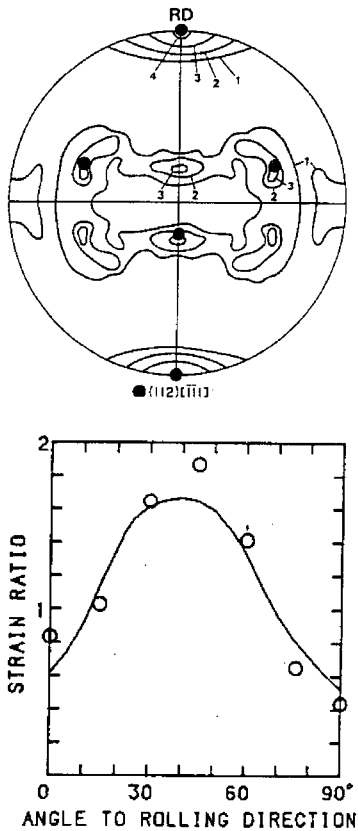


Fig. 9 (111) Pole figure and R values of copper sheet [14], — calculated R value [13]

것은 결정립이 긴 기둥모양이기 때문이다. 이 재료는 전착층이기 때문에 완전한 수직이방성 (면내 등방성)을 나타낸다. R = 7 인 값은 보통의 가공열처리 방법으로 얻은 강재에서 얻을 수 있는 최고 R 값(약 3) 보다 훨씬 크다.

성형성을 측정하기 위한 인장시험의 매력은 실험하기가 간단하다는데 있지만 성형에 끼치는 여러가지 인자, 예컨대 공구모양, 속도, 윤활 등과는 무관하다는 것이 약점이다.

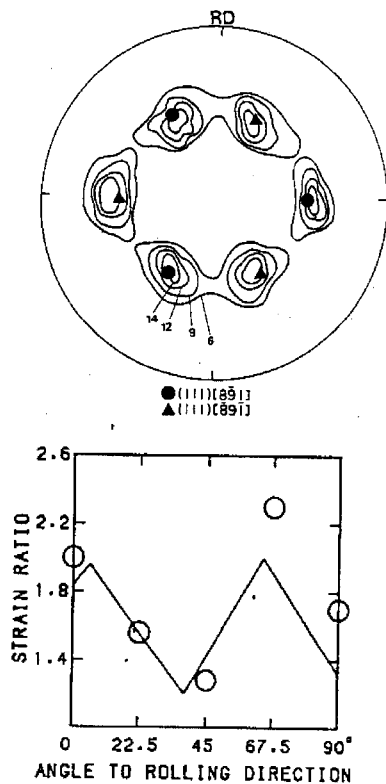


Fig.10 (100) Pole figure and R values of 444 stainless steel [15], — calculated value [13]

3. 성형한계도

판금성형에서 파손을 제어하는 방법으로 Keeler-Goodwin 성형한계도법[18,19]이 있다. Fig. 13에 아연도강판의 성형한계도를 나타내었다. Fig. 13에서 성공 변형영역과 실패 변형영역을 가르는 곡선을 흔히 성형한계곡선이라고 한다. 성형한계곡선은 판재의 성형한계를 나타내는 것으로써 판재의 성

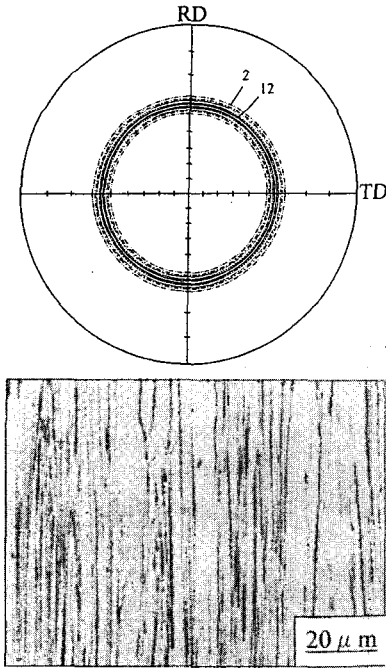


Fig.11 {200} Pole figure and microstructure of electrodeposited iron [16]

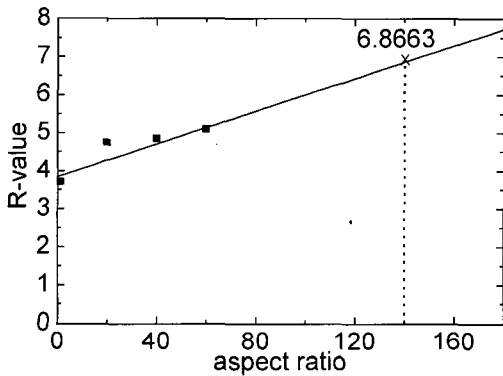


Fig.12 Calculated R-values as a function of aspect ratio of grain for iron electrodeposit[17]

질, 성형방법에 따라 성형한계곡선 수준이 변하며 넓은 범위의 변형상태를 얻기 위해서는 판재의 폭과 윤활조건을 변화시킨다.

성형한계곡선을 얻기 위해서는 ① 파괴부위의 변형률, ② 국부네킹이 뚜렷한 부분의 변형률, ③ 네킹자국이 없는 부분의 변형률을 측정하여 ②와 ③ 사이에 한계 변형률을 설정한다. 이 한계 변형률을 연결하면 성형한계곡선이 얻어진다.

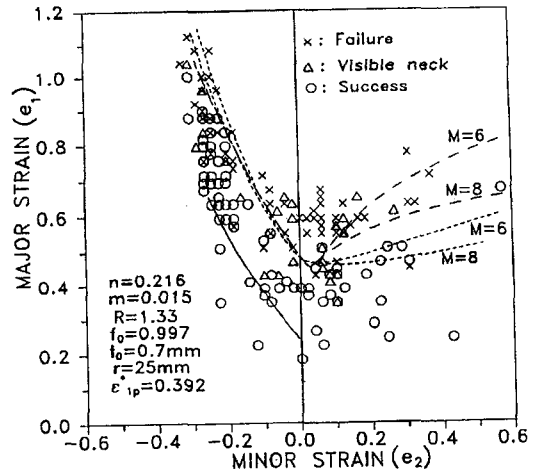


Fig.13 Forming limit diagram of galvanized steel sheet. - - - M-K model, --- local shear instability model, — Hill's local necking [20]

Fig. 13에서 보는 바와 같이 금속 판재의 국부 두께감소와 파괴가 일어날 때까지의 변형수준은 변형경로(주변형률(=장축변형률)과 부변형률(=단축변형률)의 비)에 따라 달라진다. 최소의 변형수준은 평면변형(부변형률이 영일 때)에서 일어난다. 성형한계곡선이 위쪽으로 치우쳐 위치한 재료가 좋은 신장성형성을 갖고 있다.

인장성질이 성형한계곡선에 미치는 영향을 알기 위하여 국부전단불안정성 모델에 의한 식 (11) [25]을 검토한다.

$$\epsilon_1^* = 2^{-1/n} \left[1 + \frac{1}{|\beta|^a} + R \left| 1 - \frac{1}{\beta} \right|^a \right]^{\frac{na-n-1}{na}}$$

$$\left[1 + R \left(1 - \frac{1}{\beta} \right)^{-1} \left| 1 - \frac{1}{\beta} \right|^a \right]^{-1}$$

$$\left(1 + |\alpha|^a + R |1 - \alpha|^a \right)^{\frac{1-na+n}{na}} \quad (11)$$

$$\left[1 + R(1 - \alpha)^{-1} |1 - \alpha|^a \right]$$

$$(2 + \rho)^{1/n} (1 + \rho)^{-1/2n} \epsilon_{1p}^*$$

여기서 ϵ_1^* 은 전단불안정 개시 최대주변형률이고 ϵ_{1p}^* 는 평면변형 상태에서의 전단불안정 개시

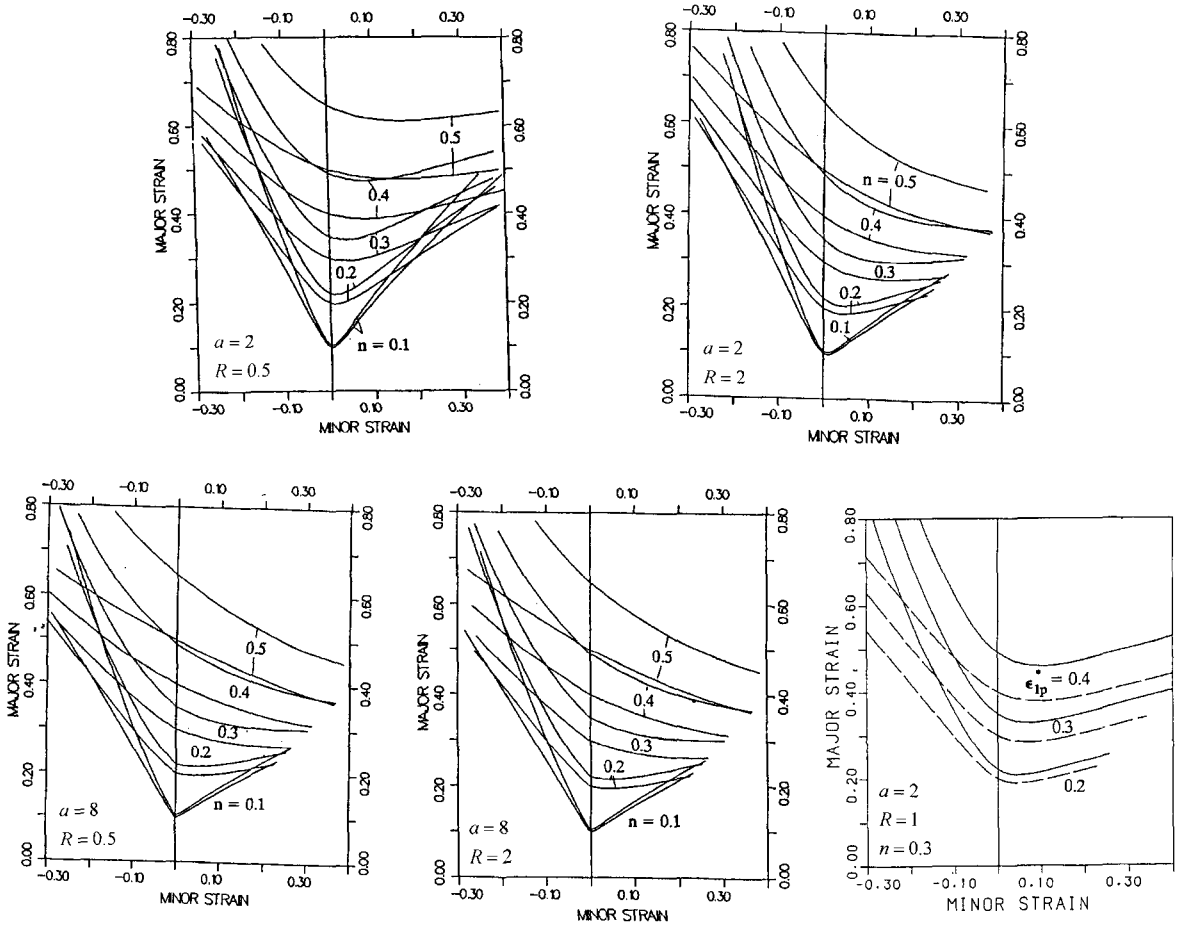


Fig.14 Forming limit curves calculated at various a , R , ϵ_{1p}^* values. Upper and lower curves at given n or ϵ_{1p}^* indicate engineering and true strain curves, respectively. Except last diagram, $\epsilon_{1p}^* = n$ [25]

최대주변형률이다. 즉, 평면변형에서는 $\epsilon_1^* = \epsilon_{1p}^*$.

$$\beta = 1 + R^{1/(1-a)}$$

$$\rho = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1} = \frac{|\alpha|^a(1-\alpha) - R|1-\alpha|^a\alpha}{\alpha(1-\alpha + R|1-\alpha|^a)}$$

식 (11)을 이용하여 계산한 성형한계곡선을 Fig. 14에 나타내었다. n 값이 증가할수록 성형한계곡선의 수직위치가 증가하고 R 값에는 둔감하다. 식에는 나타나 있지 않지만 ϵ_{1p}^* 값이 판의 두께, n , m 의 값에 따라 증가한다.

일단 성형한계도가 얻어져 있으면 이것을 이용하여 급형의 설계에 이용할 수 있다. 만일 급형의 곡률을 변화시켜 변형상태가 달라져서 성형한계곡선 아래에 있으면 파손이 일어나지 않게 된다.

요 약

판금 성형성의 대표평가기준인 디프드로잉성과 성형한계도에 미치는 재료의 인장성질, 특히 소성변형비는 재료의 집합조직과 밀접한 관계가 있다. 따라서 성형성 향상을 위해서는 집합조직을 제어하는 것이 중요하다.

참 고 문 헌

- [1] 정재환, 이동녕, 1984, 대한금속학회지, 제 22 권, p. 388.
- [2] D. Lee, W. A. Backofen, 1967, Trans. TMS-AIME, Vol.239, p. 1304.
- [3] D. H. Avery, 1965, W.A. Backofen, Trans. ASM, Vol.58, p. 551.
- [4] H. T. Jeong, S. H. Hong, D. N. Lee, 1990, Texture. Microstr. Vol.32, p. 355.
- [5] H.-J. Bunge, 1982, Texture Analysis in Materials Science, Butterworths, London, p. 330.
- [6] D. N. Lee, 1984, J. Mater. Sci. Letters, Vol.3, p. 677.
- [7] D. N. Lee, 1985, Strength and Metals and Alloys (ICSMA 7), edited by McQueen HJ, Bailon J-P, Dickson JJ, Jonas JJ, Akben MG, Pergamon Press pp. 971~976.
- [8] R. L. Whiteley, 1960, Trans. ASM, Vol.52, p. 154.
- [9] D. V. Wilson, R. D. Butler, 1963, J. Inst. Met. Vol.90, p. 473.
- [10] M. Atkinson, 1964, Sheet Met. Ind. Vol.41, p. 167.
- [11] D. H. Lloyd, 1963, Sheet Met. Ind. Vol.39, p. 82.
- [12] 이동녕, 2005, 소성가공학, 제 3 권, 문운당, p. 500.
- [13] D. N. Lee, K. H. Oh, 1985, J. Mater. Sci. Vol.20, p. 3111.
- [14] B. Perovic, Z. Karastojkovic, Feb. 1980, Metals Technol. Vol. 7, p. 79.
- [15] J. H. Chung, D.N. Lee, 1984, J. Kor. Inst. Met. Vol. 22, p. 388.
- [16] O. Akisue, N. Yoshinaya, K. Ushioda, 2000, Int. Symp. on Cold Rolling: Technology and Product, Jamshedpur India, Vol. 2, p. 97.
- [17] H.-J. Shin, D.N. Lee, 2002, Mater. Sci. Forum. Vol. 408-402, p. 1115.
- [18] S. P. Killer, Oct. 1966, Met. Prog., p. 148.
- [19] G. M. Goodwin, 1968, Metall. Ital., Vol.60, p. 767.
- [20] J. W. Kwon, I-S. Kim, D. N. Lee, 1994, Scripta Metall. Mater., Vol.31, p. 613.
- [21] H. Naxiri, R. Pearce, 1968, Int. J. Mech. Sci. vol.10, p. 681.
- [22] K. Yoshida, K. Miyauchi, 1978, Mechanics of Sheet Metal Forming, Pleunum Press, p. 19.
- [23] W. F. Hosford, R. M. Caddell, 1983, Metal Forming, Prentice-Hall, pp. 273, 309.
- [24] R. H. Wagoner, 1983, Experimental Verification of Process Models, ASM, p. 236.
- [25] D. N. Lee, Y. K. Kim, 1989, Forming Limit Diagrams: Concepts, Methods, and Applications, edited by R.H. Wagoner, K. S. Chan, S. P. Keeler, TMS, p. 37.