

(논 문)

이방성 금속판재의 가공경화에 따른 직교대칭축의 회전

김권희* · 인정제**

(1996년 6월 24일 접수)

Rotation of Orthotropy Axes with Work Hardening of Anisotropic Sheet Metals

K.H. Kim and J.J. Yin

Abstract

Based upon experimental observations the authors have shown in the previous studies that the orientations of orthotropy axes of anisotropic sheet metals are subjected to change during tensile loading at angles to the rolling direction. To predict the rotations of orthotropy axes under general plane stress conditions, a simple phenomenological model is proposed which accounts for the effect of work hardening. Predictions from the model are compared against the experiments for 0%, 3% and 6% of 1st tensile prestrains in the rolling direction and 2nd tensile prestrains at 30°, 45° and 60° to the 1st prestrain axis. The model showed good agreements with the experimental observations. A new interpretation of the experimental data is suggested regarding the rotations of orthotropy axes.

Key Words : Orthotropic Anisotropy, Orthotropy Axes, Rotations, Plane Stress, Anisotropic Work Hardening, Phenomenological Model, Sheet Metals

1. 서 론

Stamping, stretch forming 등 금속 박판의 성형 과정에서 초기에 등방성을 지닌 소재라도 변형의 진행 과정에서 이방성을 갖게 된다. 여러 연구에 의하여 소재의 이방성과 이에 관련된 가공경과 특성은 necking, wrinkling 등 각종 성형결함을 지배하는 중요한 인자가 된다는 것이 잘 알려져 있다. 따라서 금속판재의 이방성은 생산기술적인 측면이나 학문적 차원에서 중요한 문제로 간주되어 많은 연구가 수행되어 왔다.

대부분의 기존 연구는 일정한 소재의 상태(가공 경화된 상태)에 대하여 소재의 항복조건과 변형의

방향을 구명하는데 초점을 두고 있다^(1~6). 또한 이 방성 금속판재의 가공경화에 대한 실험적 연구들도 직교이방성 대칭축들의 방향이 후속 변형에 의하여 변화하지 않는 비교적 단순한 경우에 국한되어 있다^(7~12). 실제의 가공공정에서는 변형이나 하중의 방향이 일반적으로 직교대칭축들의 방향과 일치하지 않는다. 따라서 박판성형 공정의 성형결과를 예측하기 위하여는 변형에 의하여 직교이방성의 대칭축 방향들이 변화하는 상황에 대한 가공경화 모델이 필요하다. 이방성 가공경화 특성의 중요성에도 불구하고 현상 자체의 복잡성과 실험방법의 어려움으로 인하여 이방성 가공경화에 대한 학문적 이해가 아직도 충분하지 않은 것이 현실이다.

본 연구는 공업용 냉간압연 금속판재의 가공경화 특성을 구명하는 것을 목적으로 시작되었다. 연구

*고려대학교 기계공학과

**고등기술연구원

의 첫번째 단계로서 직교이방성을 갖는 금속판재에 대하여 추가 변형에 의한 직교대칭축의 방향변화를 실험적으로 관찰하였다^(16,17). 이후에 기존의 실험결과에 근거하여 직교이방성 대칭축의 방향변화에 대한 현상학적인 모델을 제시한 바 있다⁽²⁰⁾. 이 모델은 몇가지의 알려진 가공경화 상태에 대하여 비교적 실험결과와 잘 일치하는 예측치를 보여주었으나 일반적인 가공경화 상태에 대하여 일률적으로 확대 적용하기는 어렵다는 한계를 지니고 있었다. 현재의 연구는 가공경화의 영향을 고려하여 위에서 언급한 기존의 직교대칭축 회전 모델을 일반화하는 것을 목적으로 한다.

2. 직교대칭축의 회전모델

Hill은 풀림처리된 얇은 원관을 비틀을 때 변형에 의하여 원관 벽면에 직교이방성이 형성되며 직교대칭축의 방향은 주신장방향(directions of principal stretch)으로 형성된다고 가정하였다⁽¹⁾. 이 가정은 튜브 비틀음의 경우에는 실험결과와 일치하지만⁽¹⁴⁾, 일반적인 평면응력 변형조건에는 적합하지 않다는 것이 확인되었다⁽¹⁸⁾. 직교대칭축의 회전을 예측하기 위한 이론으로서 소성회전(plastic spin) 개념에 근거한 Dafalias⁽¹³⁾ 등의 이론 또한 실험결과와 일치하지 않는다는 것이 확인된 바 있다⁽²⁰⁾. 이러한 기존 이론들의 단점을 보완하기 위하여 실험적 관찰결과에 근거한 새로운 현상학적 이론이 제안되었었다⁽²⁰⁾. 이러한 이론의 실험적 근거는 Kim과 Yin^(16, 20)에 의하여 상세히 설명되고 있으므로 여기서는 실험의 내용에 대하여 상세한 중복설명은 생략하고 이론의 이해를 위해서 필요한 최소한의 실험적 개요만을 기술하기로 한다.

두께 1 mm 이하(0.7 mm, 0.8 mm)의 냉간압연강판(AK 저탄소강판, 모델 SPC3)으로부터 Fig. 1에 보인 것과 같은 길이 3400 mm의 대형 인장시편을 제작하여 압연방향으로 0%, 3%, 6%의 1차 예비스트레인(1st prestrain)을 가한다. 다음 압연방향(또는 1차 예비스트레인 방향)에 대하여 30°, 45°, 60°의 방향으로 길이 600 mm의 인장시편을(각 방향 당 4 개씩) 만들어 각 시편에 대하여 4 단계(1%, 2%, 5%, 10%)의 2차 예비스트레인을 가한다. 마지막으로 중간크기 인장시편으로부터 소형 인장시편을 2차 예비스트레인 방향에 대하여 10°간격으로 채취한다. 소형 인장시편으로부터 인장방

복응력을 측정한다. 이러한 실험으로부터 1차 예비스트레인, 2차 예비스트레인에 의한 소재의 이방성 가공경화 특성을 측정할 수 있었다.

상술한 실험의 결과로 초기 이방성(anisotropy)의 직교대칭성(orthotropy)은 1차, 2차 예비 스트레인 이후에도 유지되지만 직교대칭축(axes of orthotropy)의 방향은 변형에 의하여 지속적으로 바뀐다는 것을 확인하였다. 이러한 직교대칭축의 방향 변화를 Fig. 2에 도식적으로 표시하였다. 즉 초기에는 압연방향(R. D.)과 일치하던 X-축의 방향이 2차 예비 스트레인(ϵ_{11})에 의하여 압연방향으로부터 서서히 이탈하게 된다. 이러한 방향 이탈의 속도는 1차 예비스트레인(0%, 3% 또는 6%)의 크기에 영향을 받는다. 즉 1차 예비스트레인을 받지 않은 경우(0%)에는 방향변화가 매우 신속하게 일어나고(2차 예비스트레인 1% 이내) 1차 예비스트레인이 3%인 경우에는 X-축의 방향변화가 점진적

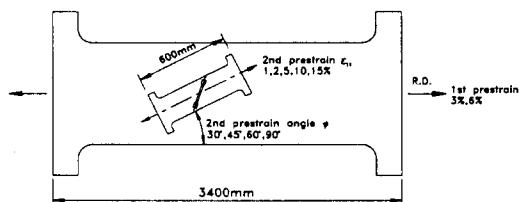


Fig. 1 Schematic illustration of experimental procedure.

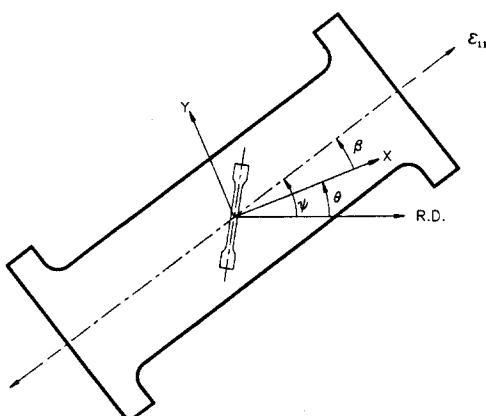


Fig. 2 Definition of various angles

ψ : 2nd prestrain(ϵ_{11}) axis angle from the R. D. (Rolling Direction)

θ : X-axis angle from the R. D.

β : 2nd prestrain axis angle from the X-axis

으로 일어난다(2차 예비스트레인 5% 이내). 1차 예비스트레인이 6%인 경우는 방향변화가 더욱 더 점진적으로 이루어지지만 2차 예비스트레인의 방향이 압연방향에 대하여 30° 범위를 벗어나면 necking이 발생하게 된다. 따라서 1차 예비스트레인이 6%인 경우에 대하여는 직교대칭축의 방향변화에 대한 측정결과가 매우 제한되어 있다. 이러한 실험적 관찰결과를 간략히 표현하면 다음과 같다.

- (1) 2차 예비스트레인 ϵ_{11} 의 방향이 압연방향에 대하여 30° 인 경우 X-축이 ϵ_{11} 방향으로 점근(asymptotic approach) 한다.
- (2) 2차 예비스트레인 ϵ_{11} 의 방향이 압연방향에 대하여 60° 인 경우 Y-축이 ϵ_{11} 방향으로 점근(asymptotic approach) 한다.
- (3) 2차 예비스트레인 ϵ_{11} 의 방향이 압연방향에 대하여 45° 인 경우 Y-축이 ϵ_{11} 방향으로 서서히 변화하다가 일정한 스트레인 구간에서 급격히 변화하기 시작하고 최종적으로 Y-축 방향으로 점근(asymptotic approach) 한다.

여기서 X-축, Y-축은 초기에 압연방향, 폭방향과 일치하는 직교이방성의 대칭축을 나타낸다. (1)의 실험적 관찰결과는 Hill, Dafalias 등의 이론적 예측과 정성적으로 일치한다. 그러나 (2)의 실험결과는 이들 이론의 예측과는 상반된다. 즉 기존 이론들은 X-축이 2차 예비스트레인 ϵ_{11} 방향으로 회전할 것으로 예측하지만 이는 실험결과와 상반된다. (3)의 결과는 매우 특이한 경우로서 2차 예비스트레인의 초기($\epsilon_{11}=1\% \sim 2\%$ 범위)에는 소재의 입장 항복응력 분포가 모든 방향에 대하여 거의 동일해지는 상태에 도달한다. 이후에 2차 예비스트레인이 지속적으로 가해지면 ϵ_{11} 의 방향으로 직교대칭축이 형성된다. 이러한 경우는 (1)이나 (2)의 경우와는 달리 기존의 직교대칭축이 특정한 방향으로 회전한다기 보다는 소재의 결정구조가 재배치되어 직교대칭축의 방향이 새롭게 형성된다고 보는 것이 타당할 것이다. 이 경우 X-축과 Y-축 중에서 어느 것이 ϵ_{11} 의 방향으로 회전할 것인가는 ϵ_{11} 의 방향(45° 기준의 방향변화)에 대하여 매우 민감할 것으로 생각된다.

상기의 실험적 관찰결과에 근거하여 Kim과 Yin⁽²⁰⁾은 직교이방성 대칭축의 방향변화에 대한 제안을 하였다.

$$d\beta = (1 + C_s) d\epsilon_{12} \quad (1)$$

여기서 1, 2는 중간시편의 길이방향, 폭방향을 나타내며 C_s 는 재질의 가공경화된 상태에 따라 정해지는 직교대칭축 회전 계수이다. 식 (1)의 우변은 입장변형시 전단변형에 의한 강체회전량 $d\epsilon_{12}$ 와 소재의 결정구조 변화에 의한 회전량 $C_s d\epsilon_{12}$ 를 포함하고 있다. 또 Fig. 2로부터

$$\beta = \phi - \theta \quad (2)$$

상기한 바와 같이 직교대칭축의 방향변화 속도는 1차 예비스트레인의 크기와 2차 예비스트레인의 방향에 따라 좌우되므로 결정구조 변화에 의한 직교대칭축 회전 계수 C_s 에 대하여 다음과 같이 가정한다.

$$C_s = \frac{C \left| \min(\beta, \pi/2 - \beta) \right|}{W_0 + W_p} \quad (3)$$

여기서

C : 상수

W : 총 소성일

W_0 : 초기 소성일(skin pass rolling)

W_p : 1차, 2차 예비스트레인에 의한 소성일

냉간압연 강판은 풀립처리 한 이후에 수%의 압하율로 skin pass rolling을 하여 최종 제품을 완성한다. 따라서 실험에 사용된 냉간압연 강판은 초기에 약간의 이방성을 지니고 있으며 이에 대응하는 소성일은 W_0 가 된다. 1차, 2차 예비스트레인 과정에서 실험적으로 측정된 입장응력-인장스트레인 관계를 이용하면 0%, 3%, 6%의 2차 예비스트레인에 대한 소성일 W_p 를 결정할 수 있다. W_0 의 값을 결정하기 위한 방법으로는 다음과 같은 절차를 생각할 수 있다. 우선 풀립(annealing) 처리된 강판에 대한 입장시험을 실시하여 $(\bar{\sigma} - \bar{\epsilon})_{\text{annealed}}$ 곡선을 측정한다. 이 곡선상에서 $\bar{\sigma}$ 가 강판소재의 변형초기(as-received) 항복응력과 일치하는 부분까지의 소성일을 W_0 로 결정한다. 이 방법은 압연에 의한 가공경화 특성이 단축인장에 의한 가공경화 특성과 동일하다는 것을 전제로 하고 있으므로 그 타당성이 실험적으로 확인되어야 할 것으로 생각된다. 평면응력(plane stress) 조건 하에서 변형 중인 소재의 항복조건은 직교대칭축 X, Y에 대한 $\sigma_x - \sigma_y - \tau_{xy}$ 응력공간에서 항복곡면 $f(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}) = \text{const}$ 로 표시할 수 있다. 여기서 이방성 재료의 가공경화 특성에 대하여 다음과 같은 가정을 도입한다. 즉 직교대칭축의 방향은 식 (1)과 (3)에 의하

여 결정되며 $\sigma_x - \sigma_y - \tau_{xy}$ 응력공간에서의 항복곡면의 형태는 변형 중에 닳은 꿀을 유지하고 그 크기는 총 소성일 W 의 함수로 결정된다⁽¹⁶⁾. 이 같은 가정을 도입하고 Hill⁽¹¹⁾의 이방성 항복함수를 도입하면 다음과 같은 결과를 얻게 된다.

$$\frac{d\epsilon_{12}}{d\epsilon_{11}} = \frac{(g+2h)\cos^2\beta - (f+2h)\sin^2\beta + (\cos^2\beta - \sin^2\beta)\sin\beta\cos\beta}{g\cos^2\beta + f\sin^2\beta + h - (g+f+4h-2)\sin^2\beta\cos^2\beta} \\ = A(\beta) \quad (4)$$

$$\frac{d\epsilon_{22}}{d\epsilon_{11}} = \frac{(f+g+h-2)\sin^2\beta\cos^2\beta - h}{g\cos^2\beta + f\sin^2\beta + h - (g+f+4h-2)\sin^2\beta\cos^2\beta} \\ = B(\beta) \quad (5)$$

여기서 $f \equiv F/N$, $g \equiv G/N$, $h \equiv H/N$ 은 Hill의 이방성 항복함수의 계수들을 나타내며 항복곡면의 형상이 닳은 꿀을 유지하는 경우에는 일정한 값을 갖게 된다. 식 (3)과 관련된 상수값 C 는 인장시험 중에 발생하는 전단스트레인과 각도 β 의 변화를 측정하면 (1), (3)식으로부터 결정할 수 있다. 그러나 현실적으로 인장시험 과정에서 전단스트레인 성분 $d\epsilon_{12}$ 를 측정하는 것은 실험적으로 매우 어려운 반면에 폭방향 스트레인 성분 $d\epsilon_{22}$ 를 측정하는 것은 비교적 수월하다. 이러한 점에 착안하여 계수 C 의 값을 결정하기 위한 다음과 같은 절차를 생각할 수 있다. 즉 식 (4)로부터

$$d\epsilon_{12} = A(\beta) d\epsilon_{11} \quad (6)$$

인장시험의 결과로 스트레인의 비 $\eta \equiv d\epsilon_{22}/d\epsilon_{11}$ 가 알려져 있다면 (5)식으로부터 $d\beta$ 를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$d\beta = \frac{1}{B(\beta)} d\eta \quad (7)$$

식 (1), (6), (7)로부터

$$1 + C_s = \frac{1}{A(\beta)B(\beta)} \left(\frac{d\eta}{d\epsilon_{11}} \right) \quad (8)$$

주어진 β 값과 항복곡면의 형상계수 f , g , h 그리고 측정된 $d\epsilon_{22}/d\epsilon_{11}$ 값들을 이용하면 식 (3)과 (8)로부터 계수 C 를 결정할 수 있다.

3. 모델 예측치와 실험 결과의 비교

Fig. 3~Fig. 5는 직교이방성 대칭축의 방향변화

에 대하여 실험결과와 식 (1)~(4)로부터 얻어지는 예측결과를 비교하고 있다. 1차 예비 스트레인이 0% (Fig. 3), 3% (Fig. 4), 6% (Fig. 5)인 각각의 경우에 대하여 2차 예비스트레인 (ϵ_{11}) 방향을 $\psi = 30^\circ$, 45° , 60° 로 선택하여 직교이방성 대칭축의 방향변화를 $\theta - \epsilon_{11}$ 의 관계로 나타내고 있다. 계수 C 의 값이 알려져 있지 않으므로 본 연구에서는 실험치와 가장 좋은 일치도를 얻을 수 있는 $50\sim200$ kgf/mm²의 범위에 대하여 계산을 실시하였다. W_0 값 역시 정확하게 결정하는 방법이 아직 확립되지 않았으므로 본 연구에서는 skin pass 압연의 압하율을 5%로 가정하고 여러 방향으로 측정된 초기 단축인장 항복응력의 최소값 ~ 15 kgf/mm²을 사용하여 다음과 같이 결정하였다.

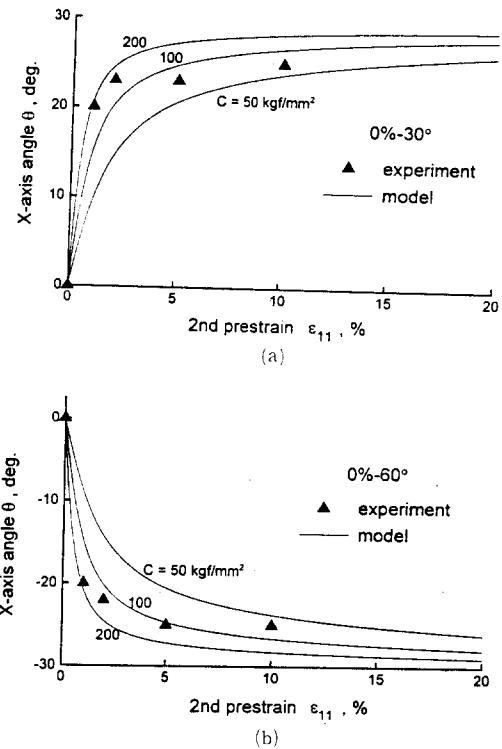


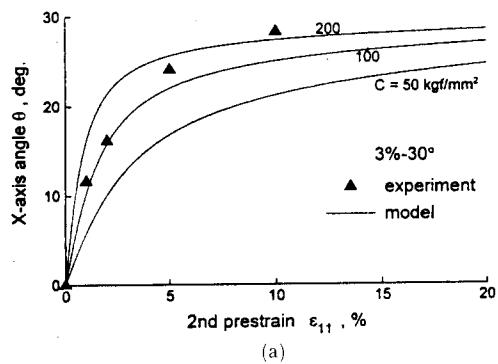
Fig. 3 Rotation of X-axis with the 2nd tensile prestrain at angles to the rolling direction for the as-received state. Solid lines represent model predictions.

(a) 2nd tensile prestrain axis at 30° to the rolling direction.

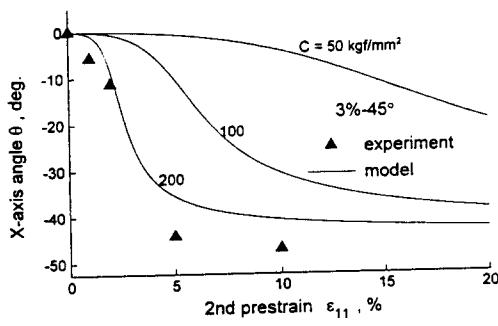
(b) 2nd tensile prestrain axis at 60° to the rolling direction.

$$W_0 = \bar{\sigma} \bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \varepsilon_t$$

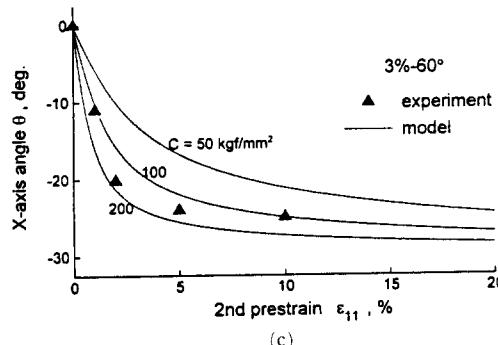
$$\sim \frac{2}{\sqrt{3}} \times 15 \text{kgf/mm}^2 \times 0.05 \sim 1 \text{kgf/mm}^2$$



(a)



(b)

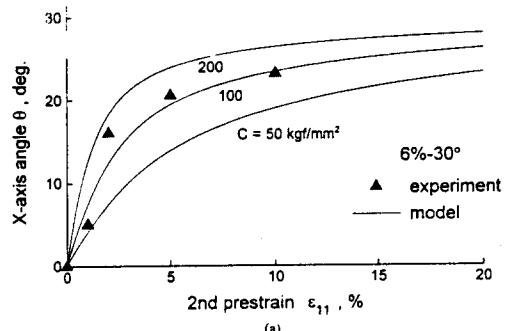


(c)

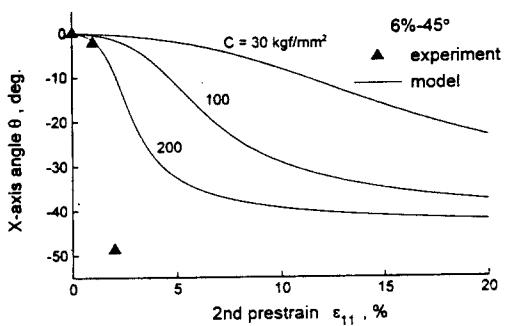
Fig. 4 Rotation of X-axis with the 2nd tensile prestrain at angles to the rolling direction for the 1st tensile prestrain of 3% in the rolling direction. Solid lines represent model predictions.

- (a) 2nd tensile prestrain axis at 30° to the rolling direction.
- (b) 2nd tensile prestrain axis at 45° to the rolling direction.
- (c) 2nd tensile prestrain axis at 60° to the rolling direction.

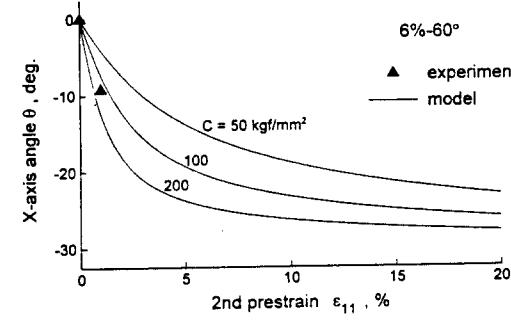
2차 예비 스트레인의 방향각 $\psi=30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ 의 경우에 대한 (1)~(4) 식의 예측치는 $C=200 \text{kgf/mm}^2$ 에 대하여 실험치와 대체적으로 일치하는 경향을 보이고 있다. $\psi=30^\circ$ 인 경우는 2차 예비 스



(a)



(b)



(c)

Fig. 5 Rotation of X-axis with the 2nd tensile prestrain at angles to the rolling direction for the 1st tensile prestrain of 6% in the rolling direction. Solid lines represent model predictions.

- (a) 2nd tensile prestrain axis at 30° to the rolling direction.
- (b) 2nd tensile prestrain axis at 45° to the rolling direction.
- (c) 2nd tensile prestrain axis at 60° to the rolling direction.

트레이인(ε_{11})이 가해지는 변형 초기에 ε_{11} 의 방향이 X-축과 30° 를 이루고 ε_{11} 이 증가하면서 X-축은 점진적으로 ε_{11} 의 방향으로 회전하게 된다. 마찬가지로 $\psi=60^\circ$ 인 경우는 초기에 ε_{11} 의 방향이 직교대칭축 Y와 30° 를 이루게 되고 ε_{11} 이 증가하면서 Y-축은 점진적으로 ε_{11} 의 방향으로 회전하게 된다. 따라서 X-축과 Y-축 중에서 ε_{11} 의 방향과 가까운 직교대칭축이 ε_{11} 의 방향으로 회전한다는 것을 알 수 있다. 그러나 $\psi=45^\circ$ 인 경우는 X-축, Y-축이 모두 ε_{11} 의 방향과 동일한 각도를 유지하므로 2차 예비 스트레인의 초기에는 X-축과 Y-축 중에서 어느 것이 ε_{11} 의 방향으로 회전하는지를 실험적으로 결정하기가 어렵다. 변형이 지속되어 ε_{11} 이 $1\% \sim 2\%$ 범위에 도달하면 단축인장 항복응력은 등방적인 분포를 갖게되고 이후에는 ε_{11} 의 방향으로 직교대칭축이 형성된다. 따라서 $\psi=45^\circ$ 인 경우는 직교이방성 대칭축이 ε_{11} 의 방향으로 회전하는 것이 아니고 결정조직이 재편되어 직교대칭축이 ε_{11} 의 방향으로 새롭게 형성된다고 보는 것이 타당하다. 직교대칭축이 새롭게 형성되므로 직교대칭축의 방향 변화는 불연속적이 되고 방향변화는 급격해진다. 식 (3)은 이러한 현상을 잘 수용하는 것으로 판단된다. 이 같은 모델에 의하면 $\psi=10^\circ$ 또는 80° 와 같은 경우에 대하여는 ε_{11} 의 방향이 X-축이나 Y-축의 방향과 작은 각도를 이루므로 기존 결정조직의 재편이 거의 없이 직교대칭축의 방향변화가 완만하게 일어날 것이다.

4. 결 론

본 연구에서는 Kim과 Yin⁽²⁰⁾이 실험적 관찰결과에 근거하여 제안한 현상학적 이론에 가공경화의 영향을 추가하여 보완하였다. 이 이론은 직교이방성을 지닌 소재에 변형을 가했을 때 스트레인, 또는 스트레인 증분의 주방향(principal directions of strains or strain increments) 1, 2에 대하여 발생하는 전단 스트레인 증분 $d\varepsilon_{12}$ 의 함수로 직교대칭축 X, Y의 방향 변화를 표현하고 있다. 본 연구에서 보완된 단순한 모델은 다양한 변형경로에 대하여 직교이방성 대칭축의 방향변화 경향을 비교적 양호하게 예측할 수 있음을 확인하였다. 직교이방성 대칭축의 방향변화는 결정조직의 변화에 기인한다. 변형의 주방향 1, 2와 직교대칭축 X, Y의 방향에 차이가 있으면 변형에 의하여 직교대칭축의

방향변화가 일어나며 실험에 의하면 X-축과 Y-축 중에서 스트레인 증분의 최대 주성분 방향 (major principal direction of strain increments)인 1-방향에 가까운 직교대칭축이 1-방향으로 회전한다. 또한 방향변화의 속도는 1-방향과 직교대칭축 방향의 차이가 클 수록 증가하는 것으로 관찰되었다. 1-방향과 X-축 또는 Y-축 방향의 차이가 45° 인 경우는 이방성 조직의 재편이 일어나서 직교대칭축(X-축)이 1-방향으로 새롭게 형성되는 것으로 실험결과를 분석하였다. 이러한 분석을 좀더 일반화하면 직교대칭축의 방향변화는 기존 조직의 재편을 통하여 일어나며 기존 조직이 재편되는 정도는 1-방향과 기존 직교대칭축 방향의 차이에 따라서 결정된다고 볼 수 있다. 이러한 관점을 식 (3)으로 표현하였다. 식 (3)은 실험결과를 비교적 양호하게 수용하는 것이 확인되었다. 식 (3)의 계수 W_0 과 C 의 값을 실험적으로 확인하기 위한 방안을 제안하였다.

참고문헌

- (1) Hill, R., 1950, "The Mathematical Theory of Plasticity", Oxford University Press.
- (2) Bassani, J. L., 1977, "Yield characterization of metals with transversely isotropic plastic properties", Int. J. Mech. Sci., Vol. 19, p. 651.
- (3) Gotoh, M., 1977, "A theory of plastic anisotropy based on a yield function of fourth order(plane stress state)-I", Int. J. Mech. Sci., Vol. 19, p. 505.
- (4) Hill, R., 1979, "Theoretical plasticity of textured aggregates", Math. Proc. Camb. Phil. Soc., Vol. 85, p. 179.
- (5) Hill, R., 1990, "Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals", J. Mech. Phys. Solids, Vol. 38, p. 405.
- (6) Hill, R., 1993, "A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals", Int. J. Mech. Sci., Vol. 35, p. 19.
- (7) Bourne, L. and Hill, R., 1950, "On the correlation of the directional properties of rolled sheet", Phil. Mag., 7th series, p. 41.
- (8) Bramley, A. N. and Mellor, P. B., 1968, "Plastic flow in stabilized sheet steel", Int. J. Mech. Sci., Vol. 8, p. 101.

- (9) Bramley, A. N. and Mellor, P. B., 1968, "Plastic anisotropy of titanium and zinc sheet-I (Macroscopic approach)", Int. J. Mech. Sci., Vol. 10, p. 211.
- (10) Bailey, J. A., Haas, S. L. and Nawab, K. C., 1971, "Anisotropy in plastic torsion", J. Basic Engineering, Trans. ASME, Paper No. 71-Met-Y.
- (11) Stout, M. G., Hecker, S. S. and Bourcier, R., 1983, "An evaluation of anisotropic effective stress-strain criteria for the biaxial yield and flow of 2024 aluminum tubes", J. Eng. Mat. and Tech., Trans. ASME, Vol. 105, p. 242.
- (12) Eisenberg, M. A. and Yen, C. F., 1986, "The anisotropic deformation of yield surfaces", J. Eng. Mat. and Tech., Trans. ASME, Vol. 108, p. 313.
- (13) Dafalias, Y. F. and Rashid, M. M., 1989, "The effect of plastic spin on anisotropic material behavior", Int. J. Plasticity, Vol. 5, p. 227.
- (14) 김권희, 1991, "전단변형에 의한 직교이방성의 변화" 대한기계학회논문집, Vol. 15, p. 413.
- (15) Kim, K. H., 1992, "Evolution of anisotropy during twisting of cold drawn tubes", J. Mech. Phys. Solids, Vol. 40, p. 127.
- (16) 인정재, 1992, "이방성 금속판재의 가공경화 특성에 관한 연구", 박사학위 논문, 서울대학교.
- (17) 김권희, 인정재, 김동원, 1992, "이방성 금속판재의 가공경화 특성에 관한 연구", 추계학술대회 및 선포자워 논문집, 1992.10.30-31, 한국과학기술원, 한국소성가공학회, 반도출판사, p. 85.
- (18) Hill, R., 1993, 김권희와의 개인 서신(1993. 6. 1)
- (19) Hill, R., 1993, 김권희와의 개인 서신(1993. 9. 15)
- (20) 인정재, 김권희, 1994, "평면응력하에서의 직교이방성 대칭축의 회전", 한국소성가공학회지, 제3권 세3호 p. 320