

변형을 속도를 고려한 소성불안정 조건을 이용한 성형한계선도의 예측 Prediction of Forming Limit Diagram Using Plastic Instability Condition Considered Strain Rate.

한 규 택* 강 대 민** 김 진 욱*** 백 남 주****
Kyu Taek Han, Dae Min Kang, Jin Wook Kim, Nam Ju Baek

ABSTRACT

The purpose of this study is to consider the effects of strain rate on the stress-strain behavior of sheet metal at instability.

The results and conclusions obtained as follows :

1. As the strain rate increases, the fracture pressure increases and the polar height at fracture decreases.
2. The effect of strain rate on forming limit diagram produces a general lowering of the diagram with increasing strain rate but changes according to materials and strain paths.
3. The forming limit diagram predicted by swift instability theory is comparatively inconsistent with the experimental result at high strain rates, because there is inevitable gap between them.

1. 서 론

성형한계선도는 박판금속의 프레스금형설계분야에서 새로운 공정을 개발할 때 성형성의 성공여부를 진단하는 도구로서 널리 이용되고 있다. 판재의 성형성은 파단이나 다른 결함없이 원하는 형상으로

성형가공 될 수 있는 재료의 성질을 말한다. 이 성형성을 이해하고 평가하기 위하여 스탬핑 공정상에서 발생하는 파괴의 제반 유형을 분석할 필요가 있다.

현재까지 분석된 바로는 판재 성형가공에 있어서 다발하는 파괴 유형으로 찢어짐(tearing), 파커링(puckering), 주름(wrinkling), 스프링백(spring-back) 등을 들 수 있다. 이들 파괴유형은 어느 하나가 항상 지배적으로 작용하는 것이 아니고 대개 복합적으로 발생하게 된다.

이들 파괴유형중 가장 흔한 것이 판재의 찢어짐에

*正會員 : 부산공업대학

**正會員 : 경남전문대학

***正會員 : 부산공업대학

****正會員 : 부산대학교

의한 파괴로써 판재 평면상의 응력상태가 인장상태에 있는 경우에 대부분의 성형공정에서 관찰이 가능하다. 이 찢어짐현상은 얇아지는 부분 즉, 국부네킹이 먼저 발생되고 그 뒤를 이어서 발생하게 된다. 판재스텝핑에 있어서 국부네킹의 발달은 성형성을 제한하는 소성불안정현상의 예다. 성형성은 성형한계 변형율을 지배하는 요인들에 의해 많은 영향을 받는데 이 성형한계 변형율을 가장 잘 나타내어 주는 방법이 성형한계선도(Forming Limit Diagram)이다.

이 개념은 판재 평면상에서 발생가능한 한계 변형모드의 조합상태에서 일어나는 국부네킹과 관련된 모든 변형상태를 나타낸다. 이 개념이 도입된 이래 성형한계선도는 스텝핑공장에서 가장 널리 이용된 성형성 평가방법으로 알려지게 되었다.

한편 이 성형한계 변형율을 이론적으로 예측하고자 하는 시도가 판재성형 연구분야의 한 주류를 이루게 되었는데 이 이론들을 대별하면 Hill¹⁾의 이론으로 대표되는 소성불안정 해석, Marciniak과 Kuzynski^{2,3)}의 이론으로 대표되는 재료불균일성 해석 및 Stören과 Rice⁴⁾의 항복코너 해석으로 구분된다. 그러나 이들 모든 이론들 중 어느 것도 성형한계선도를 완벽하게 해석하고 예측한 것은 없다.

즉, Hill의 이론은 단지 성형한계선도의 좌측부분만의 해석에 적용이 가능했고 우측부분에의 적용은 불가능했다. 이 한계를 극복하고자하는 시도가 Marciniak과 Kuzynski에 의해 이루어졌고 Hill의 해석과는 반대로 이것은 우측부분에만 해석이 가능하였다. 이 이론은 그후 Sowerby와 Duncan⁵⁾에 의해 발전되었고 Hutchinson⁶⁻⁸⁾ 등에 의하여 좌측부분까지 발전되었다.

또한 Stören과 Rice의 항복코너 이론도 Ghosh⁹⁾가 지적인 바와 같이 우측부분에 대한 일반적인 경향은 그런대로 일치하고 있으나 좌측부분에서는 오히려 순수 전단상태로 구부러지고 있어 실제와 일치하고 있지 않다.

최근에는 성형한계도를 보다 정확히 예측하기 위하여 Jones와 Gillis¹⁰⁾가 새로운 해석을 하였는데 이 해석은 전형적인 판재의 인장시험에서 쉽게 관찰할 수 있는 세 단계의 현상에 대한 이상화로부터

출발하였으며 한계변형율이 모든 방향으로 다 인장성분인 부분에만 적용이 가능하였다.

또한 그후 Jones와 Gillis 등은 이축 스트레칭 모델을 기초로 하여 판재의 성형가공중에 발생가능한 모든 한계변형율의 상태를 도시하는 성형한계 예측모델을 개발하였다. 그러나 현재까지의 연구는 변형률속도를 고려하지 않았기 때문에 비교적 빠른 변형률속도로 성형되는 실제의 성형공정에서는 종래의 성형한계이론에 의해 도시된 성형한계선도로는 예측이 부정확하다.

따라서 본 연구에서는 변형률속도를 고려하는 소성불안정조건을 이용해서 보다 정확한 성형한계선도를 예측하고자 한다.

2. 이 론

2.1 단축인장상태의 불안정조건

(a) 확산네킹의 조건

진응력, 진변형율, 진변형률속도를 각각 σ , ϵ , $\dot{\epsilon}$ 라 하고 임의의 변형에 있어서 그때의 진응력이 이전의 변형경로에 의존한다고 할때 σ 의 미소변화는 ϵ 와 $\dot{\epsilon}$ 의 변화에 대한 일차 의존함수를 나타낸다!¹⁾

$$\text{즉, } \sigma = \sigma(\epsilon, \dot{\epsilon})$$

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\epsilon}\right) + \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\dot{\epsilon}}\right) \frac{d\dot{\epsilon}}{d\epsilon}$$

$$d\sigma = \sigma_{\epsilon} \cdot d\epsilon + \sigma_{\dot{\epsilon}} \cdot d\dot{\epsilon} \dots\dots\dots (1)$$

σ_{ϵ} , $\sigma_{\dot{\epsilon}}$ 는 변형경로에 따라 변화하는 재료상수

$$\alpha_{\epsilon} = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\epsilon}\right)_{\dot{\epsilon}}; \quad \alpha_{\dot{\epsilon}} = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\dot{\epsilon}}\right)_{\epsilon}$$

F를 시편에 가해지는 하중, L을 시편의 길이, A를 임의의 변형에 대한 시편의 단면적이라 하면

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \dot{\epsilon} = \frac{\dot{L}}{L} = -\frac{\dot{A}}{A} \dots\dots\dots (2)$$

$$\frac{d\dot{\epsilon}}{dt} = \ddot{\epsilon} = -\frac{\dot{L}}{L} = -\left(\frac{\dot{L}}{L}\right)^2 = -\frac{\dot{A}}{A} + \left(\frac{\dot{A}}{A}\right)^2 \dots\dots\dots (3)$$

시편의 모든 점에서 하중이 같다고 할 때 불안정 변형이 시작되려면 $dF=0$ 에서

$$F = \sigma \cdot A \text{는 } \sigma dA + A d\sigma = 0 \dots\dots\dots (4)$$

식(1), (2), (3)에서

$$d\sigma = \alpha d\varepsilon + \alpha' d\dot{\varepsilon} \dots\dots\dots (5)$$

$$d\varepsilon = -dA/A \dots\dots\dots (6)$$

$$d\dot{\varepsilon} = -d\dot{A}/A + (dA/A)(\dot{A}/A) \dots\dots\dots (7)$$

식(4)를 식(5)에 대입하면

$$d\sigma = -\alpha(dA/A) = \alpha d\varepsilon + \alpha' d\dot{\varepsilon} \dots\dots\dots (8)$$

식(8)을 식(6), (7)에 대입하여 정리하면

$$1 = \left(\frac{\sigma\varepsilon}{\sigma}\right) + \left(\frac{\sigma\dot{\varepsilon}}{\sigma}\right) \left(\frac{d\ln A}{d\ln A}\right) \left(\frac{A}{A}\right) - \left(\frac{\sigma\varepsilon}{\sigma}\right) \left(\frac{A}{A}\right) \dots (9)$$

$$\left(\frac{\sigma\dot{\varepsilon}}{\sigma}\right) \equiv \gamma$$

$$\left(\frac{\sigma\dot{\varepsilon}}{\sigma}\right) \cdot \dot{\varepsilon} = \left(\frac{\sigma}{\sigma}\right) \cdot \dot{\varepsilon} = \frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln \dot{\varepsilon}} \equiv m$$

따라서 식(9)는

$$\left(\frac{d\ln A}{d\ln A}\right) = -(1-\gamma-m)/m \dots\dots\dots (10)$$

$$\left(\frac{dA}{dA}\right) \leq 0 \dots\dots\dots (11)$$

이면 변형은 안정하다. 식(11)은 인장시 $\frac{A}{A}$ 가 음수이므로

$$\left(\frac{d\ln A}{d\ln A}\right)_{r} \geq 0 \dots\dots\dots (12)$$

식(10)과 식(12)에서

$$-(1-\gamma-m)/m \geq 0$$

$$\text{즉, } \gamma+m \geq 1 \dots\dots\dots (13)$$

이면 변형이 안정하다.

일반적으로 냉간가공시 연강과 알루미늄합금의 변형률속도감도(strain rate sensitivity) m 은 거의 무시할만큼 작으나(0.01 이하) m 을 고려한다면 안정변형조건은

$$\gamma \geq 1-m \dots\dots\dots (14)$$

$$\text{즉, } \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}\right) \geq \sigma(1-m) \dots\dots\dots (15)$$

로 쓸 수 있다.

따라서, 소성불안정변형을 시작하는 점에서의 조건식은

$$\left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}\right) = \sigma(1-m) \dots\dots\dots (16)$$

로 주어지고

$$\left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}\right) < \sigma(1-m) \text{이 될때 불안정변형이 진행되어}$$

네킹이 성장한다.

(b) 국부네킹의 조건

단축인장 상태하에서 국부네킹은 네킹길이 방향의 변형이 없는 평면변형(Plane strain) 방향으로 인장축과 각을 갖고 생성된다. 국부네킹이 인장축과 이루는 각을 국부네킹각이라 하고 그 크기를 ϕ 라고 하면 Fig.1에서 A면상의 가공경화량과 그때 연화되는 양을 고려하여 그 조건식을 찾을 수 있다. 이때 불안정 변형조건식은

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = \frac{1}{A} \frac{dF}{d\varepsilon_1} \dots\dots\dots (17)$$

국부네킹면 A에 대해 식(17)은

$$\frac{d\dot{\sigma}_1}{d\dot{\varepsilon}_1} = \frac{1}{A} \frac{dF}{d\dot{\varepsilon}_1} \dots\dots\dots (18)$$

소성변형시 재료의 체적불변조건으로부터

$$\dot{\varepsilon}_1 = -\cos 2\phi(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)$$

$$d\dot{\varepsilon}_1 = -\frac{3}{2} \cos 2\phi d\varepsilon_1$$

$$\dot{\sigma}_1 = -\frac{\sigma_1}{2}(1 - \cos 2\phi)$$

$$d\dot{\sigma}_1 = -\frac{d\sigma_1}{2}(1 - \cos 2\phi)$$

위식을 식(18)에 대입하여 정리하면

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = -\sigma_1 \frac{d\varepsilon_3}{d\varepsilon_1}$$

단축인장시 완전등방성 재료는

$$\epsilon_2 = \epsilon_3 = -\frac{\epsilon_1}{2}$$

따라서 $\frac{d\sigma_1}{d\epsilon_1} = \frac{\sigma_1}{2}$ (19)

식(19)는 단축인장시 확산네킹이 발생한 후 국부네킹조건에 도달할 때 까지의 응력상태가 계속 단축인장 상태에 있다고 가정하여 구한 것이나 실제로는 확산네킹후 판재가 이축 응력상태로 바뀐다.

2.2 한계변형율의 계산

재료가 등방성이고 구성방정식(constitutive equation) $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}}^m$ 을 만족한다고 하여 네킹시의 주 변형율을 구하면

$\bar{\sigma} = \sigma(\epsilon, \dot{\epsilon})$ 에서

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \epsilon} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\epsilon}} \frac{d\dot{\epsilon}}{d\bar{\epsilon}}$$

$$= n \frac{K\bar{\epsilon}^{n-1} \dot{\bar{\epsilon}}^m}{\bar{\epsilon}} + m \frac{K\bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}}^{m-1}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \frac{d\dot{\epsilon}}{d\bar{\epsilon}}$$

$$= n \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} + m \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} \frac{d\dot{\epsilon}}{d\bar{\epsilon}}$$

$$= \bar{\sigma} \left(\frac{n}{\bar{\epsilon}} + \frac{m}{\dot{\bar{\epsilon}}} \cdot \frac{d\dot{\epsilon}}{d\bar{\epsilon}} \right)$$

$$= \bar{\sigma} \left(\frac{n}{\bar{\epsilon}} + m \frac{d \ln \dot{\bar{\epsilon}}}{d\bar{\epsilon}} \right)$$

$$= \bar{\sigma} \left(\frac{n}{\bar{\epsilon}} + mS \right) \dots \dots \dots (20)$$

여기서, $S = \frac{d \ln \dot{\bar{\epsilon}}}{d\bar{\epsilon}}$

S는 변형율속도 경로로서 재료에 따라서 결정되는 상수

이때 변형을 비례변형(proportional deformation)이라 가정하면 주변형율은 다음과 같이 된다.

$$\epsilon_1 = \frac{\bar{\epsilon} \{ (R+1) \alpha - R \}}{\left\{ \frac{2}{3} (R+2) \{ (R+1) \alpha^2 - 2R\alpha + (R+1) \} \right\}^{1/2}}$$

$$\epsilon_2 = \frac{\bar{\epsilon} \{ (R+1) - R\alpha \}}{\left\{ \frac{2}{3} (R+2) \{ (R+1) \alpha^2 - 2R\alpha + (R+1) \} \right\}^{1/2}}$$

여기서, $\alpha = \sigma_1 / \sigma_2 = \{ (R+1)\epsilon_1 + R\epsilon_2 \} / \{ (R+1)\epsilon_2 + R\epsilon_1 \}$

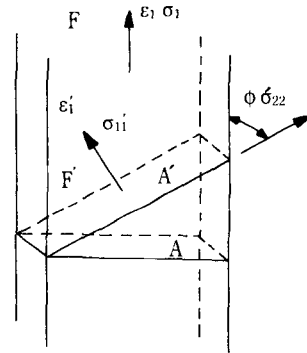


Fig.1 Local necking in a strip tension specimen

3. 실험

3.1 실험장치의 설계

실제의 성형공정에 있어서 판재급속의 성형한계 특성에 대한 변형율속도의 영향을 좀더 확실히 조사하기 위하여 낙하해머를 응용한 충격별지시험기(photo 1)를 제작하여 충격별지시험을 행하였다.

3.2 실험방법

높은 변형율속도를 얻기 위하여 높이와 무게를 적당히 조정하여 낙하해머를 자유낙하시켰다. 이때 변형도중의 압력변화는 압력변환기로 검출하여 오

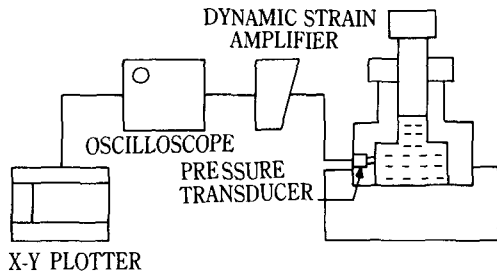
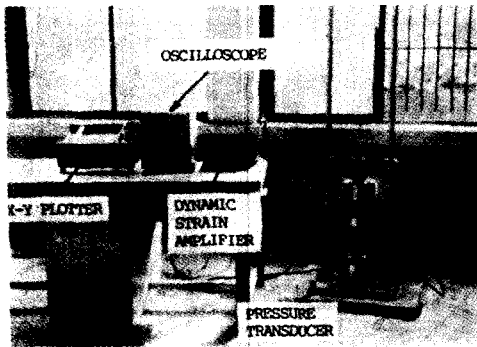


Photo 1 Instruments for impact bulge test and layout

실로스코프에서 측정된다. 또한, 실험도중의 외란을 여과하기 위하여 동적변형을 증폭기의 cut off frequency 영역을 300Hz로 하고 구하고자 하는 충격 압력파를 오실로스코프의 메모리 기능을 이용하여 측정하였다.

3.3 한계변형율의 측정

한계변형율을 추정하는데는 한계변형율 정의 자체가 매우 중요한 문제가 된다.

본 연구에서는 저속벌지시험과 충격벌지시험의 일관성있는 비교를 위하여 파단변형율을 한계변형율로 간주했다.

4. 결과 및 고찰

4.1 변형율속도 변화에 따른 파단극높이와 파단 압력의 관계

Fig.2~Fig.5은 변형율속도 증가에 따른 파단극높이와 파단압력의 관계를 나타내며 연장판 및 알루미늄판 모두 변형율속도 증가에 따라 파단압력은 증가하고 파단극높이는 감소하였으며 연장판은 다이형상비가 작을수록 파단극높이가 감소하였으며 파단압력은 증가했다.

또한, 같은 변형율속도 증가에 대하여 다이형상비가 1.0 일때 연장판이 알루미늄판보다 파단극높이의 감소가 크고 파단압력의 증가가 크다는 것을

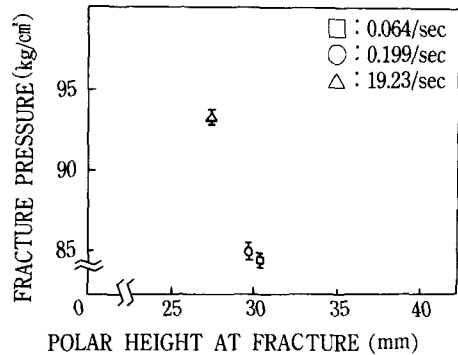


Fig.2 Effect of strain rate on relation between fracture pressure and polar height in mild steel (die aspect ratio=0.75)

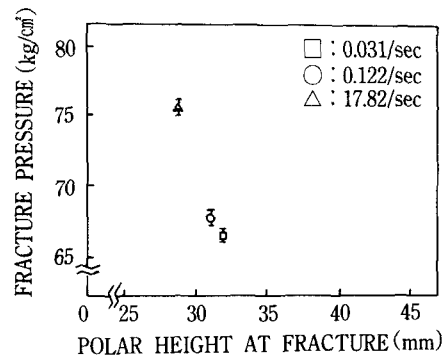


Fig.3 Effect of strain rate on relation between fracture pressure and polar height in mild steel (die aspect ratio=1.0)

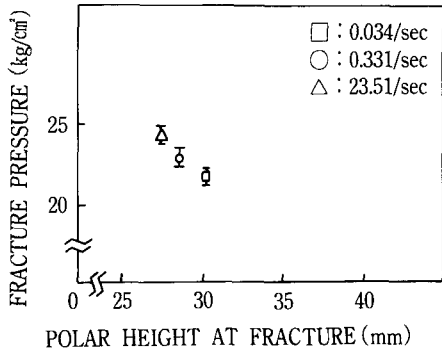


Fig.4 Effect of strain rate on relation between fracture pressure and polar height in annealed aluminum (die aspect ratio=0.75)

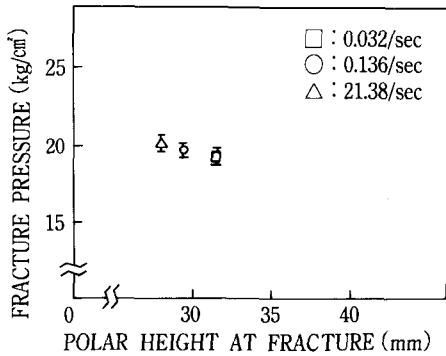


Fig.5 Effect of strain rate on relation between fracture pressure and polar height in annealed aluminum (die aspect ratio=1.0)

알 수 있었으며 변형경로에 따라서 변형률속도의 영향이 달리 나타나서 연강판과 알루미늄판의 경우에 다이형상비가 각각 1.0, 0.75 일때 파단극높이의 감소가 가장 크게 나타났다.

4.2 성형한계선도와 변형경로와의 관계

Fig.6, Fig.7은 각각 실험에서 구한 연강판과 알루미늄판의 변형률속도 증가에 따른 성형한계선도이다. 저속벌지시험의 경우에 연강판의 한계변형율은 등이축 인장영역으로 갈수록 증가했으며 변형률속도가 커질수록 이 영역의 한계변형률감소가

가장 크게 나타났다.

한편, 알루미늄판의 경우는 연강판과는 달리 벌지시험시 다이형상비가 0.75인 경우에 한계변형율이 가장 컸으며 변형률속도가 커질수록 이 영역의 한계변형율이 가장 크게 감소했다.

4.3 고찰

실험결과를 통해서 한계변형율 및 성형한계선도에 대한 변형률속도의 영향을 살펴보았다. Fig.6, Fig.7에서 연강판과 알루미늄판 모두 변형률속도 증가에 따라 성형한계선도는 낮아졌다.

이에 대한 원인으로서는 동적 관성효과와 변형률속도 증가에 따른 가공경화지수 n 값의 감소를 들 수 있다. 그리고 변형률속도의 영향이 변형경로에

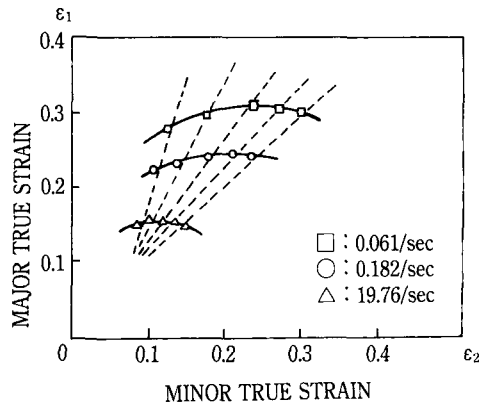


Fig.6 Experimental data and forming limit diagram of mild steel

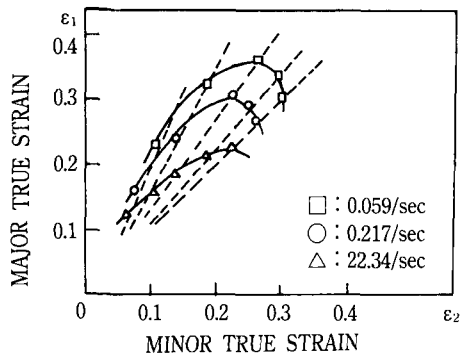


Fig.7 Experimental data and forming limit diagram of annealed aluminum

따라 달리 나타나서 연강판의 경우는 다이형상비 1.0에서 알루미늄판의 경우는 다이형상비 0.75에서 변형률속도 증가에 대한 한계변형률의 감소가 가장 크게 나타났다. 이로부터 동적 관성효과에 의한 불균일 변형이 변형경로와 재료에 따라 다르다는 사실을 알 수 있다. Fig.8, Fig.9를 보면 저속벌지시험에서 구한 성형한계선도는 불안정이론과 차이가 많이 있다. 이는 과단변형율을 한계변형율로 취한데서 생긴 오차가 가장 큰 것으로 생각되며 이런 사실은 Keeler¹²⁾에 의해서도 확인되었다.

그러나 본 연구에서는 성형한계선도에 대한 변

형률속도의 영향이 주요 관찰대상이므로 과단변형율을 한계변형율로 간주하여 그 경향을 살펴보았다.

5. 결 론

본 연구에서는 연강판과 알루미늄판에 대해서 변형경로 및 변형률속도를 달리하면서 변형률속도가 한계변형율에 미치는 영향을 변형률속도 경화를 고려하는 구성방정식을 사용하여 Swift의 이론을 확장하고 이 이론과 실험결과를 비교검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 변형률속도가 증가할수록 과단압력은 증가하고 과단극높이는 감소한다.
2. 변형률속도의 증가에 따른 한계변형률의 감소는 최대 한계변형율을 가지는 변형경로에서 가장 크다.
3. 성형한계선도는 변형률속도가 증가할수록 실험에 의한 성형한계치는 감소하는데 반해서 이론치는 미소하게 증가하는 것으로 보아서 변형률속도가 증가하면 이론식은 수정되어야 할 것으로 생각된다.

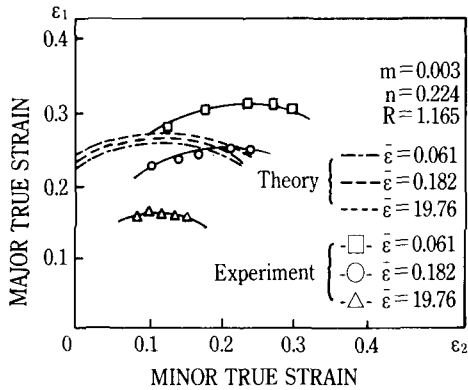


Fig.8 Comparison of the forming limit diagram obtained from theory with these obtained experimentally in mild steel

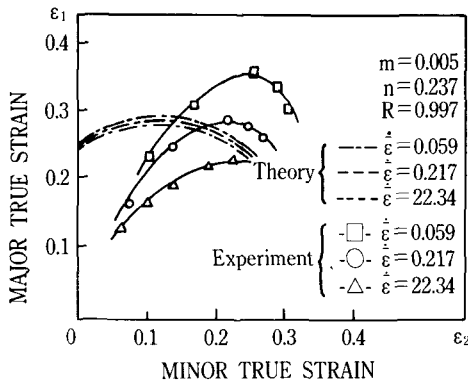


Fig.9 Comparison of the forming limit diagram obtained from theory with these obtained experimentally in annealed aluminum

참 고 문 헌

1. R. Hill : J. Mech. Phys. Solids, Vol.2 (1952) 19.
2. Z. Marciniak and K. Kuzynski : Int. J. Mech. Sci. Vol.9 (1967) 609.
3. Z. Marciniak and K. Kuzynski : Int. J. Mech. Sci. Vol.15 (1973) 789.
4. S. Stören and J. R. Rice : J. Mech. Phys. Solids, Vol.23 (1975) 421.
5. R. Sowerby and J. h. Duncan : Int. J. Mech. Sci. Vol.13 (1971) 217.
6. J. W. Hutchinson and A. Needleman : Mechanics of Sheet Metal Forming, plenum Publishing Co., New York, NY, (1978), 111.
7. J. W. Hutchinson and K. W. Neale : Mechanics of Sheet Metal Forming, plenum Publishing Co., New York, NY, (1978), 127.

8. J. W. Hutchinson and K. W. Neale : *Mechanics of Sheet Metal Forming*, plenum Publishing Co., New York, NY, (1978) 269.
9. A. K. Ghosh : *Mechanics of Sheet Metal Forming*, plenum Publishing Co., New York, NY (1978) 287.
10. S. E. Jones and P. P. Gillis : *Met. Trans, A*, 15A (1984) 129.
11. E. W. Hart : *Acta. Met.* Vol.15 (1967) 351.
12. S. P. Keeler and W. A. Backofen : *Trans. ASM*, Vol.56 (1963) 25.