

<論 文>

변형율속도가 판재의 불안정에 미치는 영향

백 남 주* · 한 규 택**

(1988년 3월 17일 접수)

The Effect of Strain Rate on the Instability of Sheet Metal

Nam Ju Baek and Kyu Taek Han

Key Words : Plastic Instability(소성불안정), Strain Rate(변형율속도), Forming Limit Diagram(성형한계선도), Diffuse Necking(확산네킹), Localized Necking(국부네킹), Impact Bulge Test(충격벌지시험), Critical Subtangent(임계접선영)

Abstract

The forming limit diagram is assessed as a means of estimating the forming characteristics of sheet metal and is usually determined experimentally. The strain rates used in the determination are likely to be low. However, often in practice, the strain rates are much higher, so if forming limit diagram is determined at low rates, it may not be appropriate. This paper reconsiders the forming limit diagram for mild steel and aluminum sheet up to variation in strain rate from 10^{-2} /sec to 20/sec where its forming has been carried out under oil pressure using a hydraulic bulge test with circular and elliptical dies. To obtain higher strain rate, an impact bulge test had been employed with the same die sets as those used for a hydraulic bulge test. The results obtained are as follows :

- (1) As the strain rate increases, the fracture pressure increases and the polar height at fracture decreases.
- (2) Experiment has shown that, in the positive quadrant of the forming limit diagram, the diagram is lowered with increasing strain rate and the effect of strain rate changes according to strain paths and materials.

1. 서 론

최근 산업의 고도화에 따라서 제품 품질의 정밀성, 안정성 및 내구성 등이 크게 요구되고 있고 자동차산업 분야 등에서의 고성능 성형기술 개발을 위하여, 재료의 불안정(instability)과 한계성형도가 연구자들의 주관심사가 되어 있으나 해석의 어려움과 자료의 부족으로 만족할 만한 결과를 얻지못하

고 있어서 연구의 필요성이 증대하고 있는 실정이며 이에 관한 연구는 프레스형의 CAD/CAM 시스템의 확립 즉, 프레스형의 금형설계와 성형공정 설정 등에 필요한 자료를 제공하므로 매우 중요하다.

금속재료를 소성변형시킬 때 그에 의해 나타나는 소성불안정(plastic instability)변형은 응력상태, 변형율, 변형율속도, 온도 등과 같은 외적인 인자와 금속학적 구조, 이방성, 가공경화지수, 변형율속도감도(strain rate sensitivity) 등 재료가 갖고 있는 내적인 인자들 사이의 상호작용에 의해 여러 가지 복합된 형태로 그 기구와 현상 등이 지배된다

*정회원, 부산대학교 공과대학 생산기계공학과

**정회원, 부산대학교 대학원

고 할 수 있는데 이러한 불안정변형에 관한 연구는 상술한 인자들에 대해 여러 가지 각도에서 많은 연구를 해오고 있다^(1~7).

한편, 판재금속의 소성불안정 문제에 관한 연구의 추이를 살펴보면, 소성불안정 이론은 Swift⁽¹⁾가 확산네킹(diffuse necking) 조건에 의해 판재금속의 성형한계를 설명한 것에서 시작하여 Hill⁽³⁾에 의해 국부네킹(localized necking)에 대한 불안정 조건식이 제안되었고 Keeler⁽⁸⁾ 등이 판재금속의 성형한계선도(forming limit diagram)를 불안정이론으로 검토하였다. 그 후 Marcinia-Kuzynski (M-K)⁽⁹⁾가 거시적 관점에서 판재금속의 이축 인장영역에 대한 불안정의 새로운 해석을 발표한 후 발전되어 Sowerby, Duncan⁽¹⁰⁾에 의해 이론이 전체영역으로 확장되고 Azrin⁽¹¹⁾, Tadros, Mellor⁽¹²⁾에 의해서 M-K식이 수정되었으며 Stören-Rice(S-R)⁽⁴⁾는 이축 인장영역에서도 국부네킹이 일어날 수 있다고 하여 해석해를 발표했으며 최근에는 後藤 學⁽¹³⁾이 항복곡면의 부하면을 응용한 구성식을 이용하여 S-R 이론보다 더 일반적인 형태의 공식을 유도했다. 또한, 성형한계선도와 한계변형율에 관한 연구도 최근에 와서 활발히 진행되고 있는데 특히, Ghosh^(6,17,18), Hecker^(19,20) 등은 성형한계선도에 영향을 미치는 인자들에 대한 많은 연구를 하였으며 이들의 해석은 성형한계선도와 한계변형율에 대한 이해에 상당한 도움이 된다.

그러나 지금까지의 성형한계에 관한 연구는 판재금속의 가공경화 특성이 상온에서 변형율속도에 거의 영향을 받지않는 것으로 취급해왔기 때문에 높은 변형율속도로 성형되는 실제의 성형공정에 있어서는 기존의 성형한계 이론과 많은 차이가 있다. 따라서 실제의 성형공정에 있어서는 변형율속도를 고려한 성형한계 특성이 요구된다.

이러한 의미에서 본 연구에서는 유압벌지시험기를 이용한 저속 벌지시험과 낙하해머(drop hammer)를 응용한 충격벌지시험기를 제작, 사용하여 충격벌지시험을 하여 저속변형과 충격변형에서 판재금속의 성형한계선도를 구하고 변형율속도가 판재의 불안정 및 성형성에 미치는 영향을 조사하고 다이의 형상비(단축/장축)를 0.5, 0.75, 1.0 등으로 달리하여 실험함으로써 변형경로에 따른 한계변형율의 변화를 관찰하고 아울러 기존의 성형한계이론과 비교, 검토하였다.

2. 이론조사

2.1 불안정 이론

판재금속의 성형에 있어서 불안정은 네킹의 형태에 따라 확산네킹(diffuse necking)과 국부네킹(localized necking)의 두 가지로 구분되며 확산네킹은 불안정이 처음 생긴 곳에서부터 주위의 재료에 퍼져나가 비교적 넓은 면적에 고르게 또한 하중에 대칭적으로 얇게되는데 비해 국부네킹은 인장방향과 일정한 각도를 가지고 좁은 폭의 밴드(band) 형식으로 생기며 이 밴드를 따라서의 변형은 억제되고 두께방향으로 변형이 집중되어 일어난다.

(1) 확산네킹 이론

변형에 따른 재료의 경화와 단면적 감소에 의한 연화의 개념을 이용하여 해석하는데 그 방법은 다음과 같다. 이축인장응력하에서 균일하게 변형하고 있는 판재에 미소변형량 $\Delta\bar{\epsilon}$ 가 생기면 상당응력이 $\Delta\bar{\sigma}$ 만큼 증가하고 또 가공경화에 의해 재료의 항복응력이 증대한다. 이때 상당응력 증분보다 항복응력 증분값이 크면 변형은 집중하지 않고 균일한 변형이 계속되나 상당응력 증가 $\Delta\bar{\sigma}$ 가 $\Delta\bar{\epsilon}$ 에 따른 항복응력의 증가보다 크면 변형이 집중하게 되고 판재는 성형이 불안정하게 된다. 본 연구에서는 평면응력상태($\sigma_3=0$) 및 면내등방성($R_x=R_y=R$)이라 가정하고 주응력비($\alpha=\sigma_1/\sigma_2$)의 변화가 변형에 따라 미소하다고 가정하여 무시하고 해석하였다. 그 결과 미소변형량 $\Delta\bar{\epsilon}$ 에 의한 상당응력 증가량 및 변형율 증분값은 아래식과 같다.

$$\Delta\bar{\sigma} = \left\{ \frac{3}{2} \frac{1}{R+2} \right\}^{1/2} \times \frac{\{(R+1)\sigma_1 - R\sigma_2\}\Delta\sigma_1 + \{(R+1)\sigma_2 - R\sigma_1\}\Delta\sigma_2}{\{(R+1)\sigma_1^2 - 2R\sigma_1\sigma_2 + (R+1)\sigma_2^2\}^{1/2}} \quad (1)$$

$$d\bar{\epsilon} = \left[\frac{2}{3} \frac{R+2}{2R+1} \left\{ (R+1)d\epsilon_1^2 + 2Rd\epsilon_1d\epsilon_2 + (R+1)d\epsilon_2^2 \right\} \right]^{1/2} \quad (2)$$

만약 스트레칭이 인장력 F_1 과 F_2 로 인해서 일어나며 변형에 따른 F_1 과 F_2 의 변화가 없다고 하면 $F_1 = \sigma_1 A_1 =$ 상수, $F_2 = \sigma_2 A_2 =$ 상수의 조건으로부터 $\Delta\sigma_1 A_1 + \sigma_1 \Delta A_1 = 0$, $\Delta\sigma_2 A_2 + \sigma_2 \Delta A_2 = 0$, 체적불변의 조건으로부터

$$\frac{\Delta\sigma_1}{\sigma_1} = -\frac{\Delta A_1}{A_1} = -\frac{\Delta l_1}{l_1} = d\epsilon_1, \quad \frac{\Delta\sigma_2}{\sigma_2} = d\epsilon_2 \quad (3)$$

한편 Levy-Mises의 소성변형 유동법칙은

$$\frac{d\epsilon_1}{(R+1)\sigma_1 - R\sigma_2} = \frac{d\epsilon_2}{(R+1)\sigma_2 - R\sigma_1} = \frac{-d\epsilon_3}{(\sigma_1 + \sigma_2)} = \frac{3}{2(R+2)} \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \quad (4)$$

식 (1)~(4)를 조합하여 정리하면

$$\Delta\bar{\sigma} = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \left\{ \frac{3}{2(R+2)} \right\}^{1/2} \times \frac{\{(R+1)\alpha - R\}^2 \alpha + \{(R+1) - R\alpha\}^2}{\{(R+1)\alpha^2 - 2R\alpha + (R+1)\}^{3/2}} \quad (5)$$

식 (5)에서 불안정조건식은 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Zd} \quad (6)$$

여기서, $Zd = \left\{ \frac{2(R+2)}{3} \right\}^{1/2} \times \frac{\{(R+1)\alpha^2 - 2R\alpha + (R+1)\}^{3/2}}{\{(R+1)\alpha - R\}^2 \alpha + \{(R+1) - R\alpha\}^2}$

이며 확산네킹 임계접선영(critical subtangent)이라고 부르는데 Hill의 유일성 조건⁽²¹⁾이 만족되지 않는 임계값이기도 하다. 즉 확산네킹 불안정 이후에는 소성역학의 응력-변형도 관계가 일대일 대응이 되지 못한다. 이 때 $\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} \leq \frac{\bar{\sigma}}{Zd}$ 이면 판재는 성형이 불안정해진다.

(2) 국부네킹 이론

확산네킹 해석과 같은 개념에서 출발하며 네킹을 수학적으로 이상화하여 네킹을 사이에 둔 양측부분에 속도불연속을 가정하여 해석하는데 다음과 같다. 판재의 단축인장시 균일한 변형이 중지되고 국부적 연신이 일어나는 현상인 네킹은 시편의 인장방향과 어떤 일정한 각도를 가지고 좁은 폭의 밴드형식으로 생긴다. 이때 네킹 주위의 양단에 있는 재료들은 강체(rigid body)운동을 하며 따라서 재료의 네킹부분의 밴드를 따라서의 변형은 억제되며 인장방향의 변형도가 두께방향의 얇아짐(thinning)에 의해서 불안정이 생긴다. 즉, 변형에 따른 가공경화 속도가 두께의 감소에 미치지 못하면 판재는 성형이 불안정해지는 것으로 생각하였다. 그런데 국부네킹이론은 변형상태가 인장-압축($\epsilon_1 > 0, \epsilon_2 < 0$)인 영역에 한하여 적용할 수 있다.

즉, $\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} = -d\epsilon_3$ (7)

식 (4)로부터

$$-d\epsilon_3 = \left\{ \frac{3}{2(R+2)} \right\}^{1/2}$$

$$\times \frac{(\alpha+1)d\bar{\epsilon}}{\{(R+1)\alpha^2 - 2R\alpha + (R+1)\}^{1/2}} \quad (8)$$

식 (8)을 식 (7)에 대입하면 불안정 조건식이 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Zl} \quad (9)$$

여기서, $Zl = \left\{ \frac{2(R+2)}{3} \right\}^{1/2} \times \frac{\{(R+1)\alpha^2 - 2R\alpha + (R+1)\}^{1/2}}{(\alpha+1)}$

확산네킹과 마찬가지로 국부네킹의 임계접선영 Zl의 값이 식 (9)를 만족하면 판재는 성형이 불안정해진다.

2.2 한계변형률의 계산

재료가 등방성이고 Ludwik식 $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$ 을 만족한다면 단축인장의 경우($\alpha=0$) 확산네킹은 변형률이 n일 때 국부네킹은 변형률이 2n일 때 일어나며 평면변형을 상태에서는 Zd와 Zl이 일치한다. Ludwik식을 이용하여 네킹시의 주변형률을 구하면

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{n\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \quad (10)$$

이 되며 따라서 식 (6), (9), (10)에서 다음 관계식을 얻는다.

$$\bar{\epsilon} = nZ \quad (11)$$

이때 변형을 비례변형이라 가정하면 주변형률은 다음과 같이 된다.

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

$$\epsilon_2 = \frac{\bar{\epsilon} \{(R+1) - R\alpha\}}{\left[\frac{2}{3}(R+2) \{(R+1)\alpha^2 - 2R\alpha + (R+1)\} \right]^{1/2}} \quad (12)$$

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

그러므로, 확산네킹해석과 국부네킹해석을 하여 구한 성형한계선도는 n값에 직선적으로 비례하여 증가함을 알 수 있다. 그러나, 국부네킹의 결과치는 R값에 거의 영향을 받지 않으며 확산네킹의 결과치는 R값의 영향을 받으나 이축인장영역에서는 그 영향이 작다고 할 수 있다. 따라서 이축인장영역만이 확산네킹에 의해 불안정이 주도되고 인장-압축

영역의 불안정은 국부네키에 의해 주도된다고 하면 결국 판재의 성형불안정은 n 값에 크게 영향을 받음을 알 수 있다.

3. 실 험

3.1 실험재료

실험에 사용한 재료는 두께가 0.6mm인 냉간압연 연강판과 알루미늄판으로서 성분분석한 결과 화학성분은 Table 1과 같다.

한편, 냉간압연된 알루미늄판은 연신율이 너무 작고 벌지시험시 다이형상비가 작은 경우에는 모서리부분이 파단이 되므로 풀립처리(350°C에서 1시간 열처리한 후 공냉)하여 사용하였다.

3.2 인장시험

최대용량이 25톤인 만능재료시험기에서 크로스헤드 속도를 3mm/min로 일정히하고 하중 500kg하에서 신장계(extentiometer)를 부착하여 실온에서 행하였다. 수직 이방성 계수인 R 값을 구하기 위하여 시편을 15% 변형한 다음 하중을 제거한 후 시편의 두께와 폭의 변화를 측정하여 구했으며 모든 기계적 특성치는 시편의 압연방향을 고려한 식 $A = (A_{0^\circ} + 2A_{45^\circ} + A_{90^\circ})/4$ 에서 계산하여 정리하였는데 그 결과는 Table 2와 같다.

3.3 저속벌지시험

(1) 실험장치

실험에 사용된 시험기는 최대작동압력이 400kg/cm²이고 최고고정압력이 80톤, 최대시편두께 2mm, 최대다이직경 100mm, 다이형상반경이 4.5mm인 Torsee Hydraulic Bulge Testing M/C로서 유량을 최대 25cm³/sec까지 조절할 수 있으며 압력변환기와 전위차계(potentiometer)에 의해서 변환되어 측정된 벌지압력과 극높이가 X-Y 기록계에 의해서 자동적으로 기록된다.

(2) 실험방법

표면에 선명한 동심원 및 타원형 무늬가 입혀진 시편을 고정압력을 60톤으로 하고 작동압력을 5kg/cm²씩을 증가시키면서 실험하였으며 변형경로를 바꾸기 위하여 다이형상비(단축/장축)가 각각 0.5, 0.75, 1.0인 세 종류의 다이들을 사용했다. 또한, 변형율속도를 구하기 위해서 유량을 변화시키고 변형시간을 측정하였는데 여기서 계산된 값은 평균변형율속도이다.

3.4 충격벌지시험

(1) 실험장치

실험에 사용된 시험기는 낙하해머(drop hammer) 장치가 부착된 충격성형장치로서 Fig. 1과 같이 드롭타워(drop tower)의 높이는 4.2m이며

Table 1 Chemical composition: Wt%

Steel										
Thickness	C	P	S	Mn	Si	Fe				
0.6mm	0.0045	0.0008	0.013	0.35	0.008	99.576				
Aluminum										
Thickness	Cu	Ni	Cr	Mn	Si	Fe	Zn	Mg	Ti	Al
0.6mm	0.01	0.01	0.005	0.02	0.17	0.45	0.01	0.01	0.01	99.305

Table 2 Mechanical properties

Material	Heat treatment	Y.S. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	K	n	R	Elongation (%)
Steel	As-received	29.277	37.147	62.446	0.224	1.165	21.4
Aluminum	As-received	15.70	16.31	21.03	0.06	0.539	6.2
Aluminum	Annealed	2.86	8.47	14.15	0.237	0.997	22.6

낙하해머의 무게를 임의로 조정하여 낙하해머를 자유낙하시킬 때 생기는 운동에너지를 이용하여 기초면 위에 설치된 장치에서 유체를 순간압축하여 벌지성형을 하는 실험장치이다.

(2) 실험방법

높은 변형율속도를 얻기 위하여 높이와 무게를 적당히 조정하여 낙하해머를 자유낙하시켰다. 이때 변형도중의 압력변화는 실린더 바닥으로부터 12.5 mm 윗부분에 장착되어 있는 압력변환기로 검출하여 Fig. 2와 같은 장치들을 거친 후 오실로스코프에서 측정된다. 한편, 이때 사용된 벌지다이들은 저속벌지시험 때와 똑같은 형상비를 갖는 것들로 N.C. 밀링머시인에서 제작하여 사용했다. 또한, 실험도중의 외란을 여과하기 위하여 동적변형율증폭기의 cut off frequency 영역을 300Hz로 하고 구하고자 하는 충격압력파만을 오실로스코프의 메모리기능을 이용하여 측정하였다.

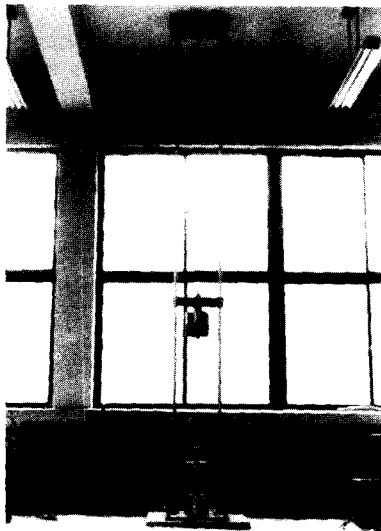


Fig. 1 Impact bulge testing machine

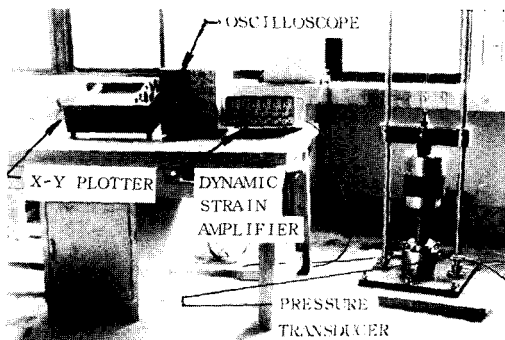


Fig. 2 Impact bulge tester and instruments

4. 결과 및 고찰

4.1 한계변형율의 측정

한계변형율을 측정하는데는 한계변형율 정의자체가 중요한 문제가 된다. 본 연구에서는 저속벌지시험과 충격벌지시험의 일관성 있는 비교를 위하여 파단변형율을 한계변형율로 간주했다. 변형율 측정 방법을 간단히 설명하면 먼저 지름이 0.1"인 격자를 시편에 포토프린팅(photo printing)한 다음 시편을 다이에 고정하고 유압으로 파단까지 변형시켜서 시편이 파단되면 파단부분에 가장 인접한 격자를 공구현미경으로 계산하는데 한계변형율은 파단부근의 다섯군데의 파단변형율을 평균값으로 취하였다. 저속벌지시험과 충격벌지시험 때의 격자는 변형을 받아 타원이 되므로 인접한 원거리의 거리를 측정하므로써 쉽게 변형율을 구할 수 있었다.

4.2 변형도중의 변형율속도의 변화

저속벌지시험 도중에 몇 단계에 걸쳐서 변형을 멈추고 그때마다의 시간간격과 두께변형율 변화를 측정하여 실제 변형율속도를 계산하고 그 결과를 Fig. 3에 도시했다. 여기서 보듯이 실제 변형율속도와 평균변형율속도 사이에는 차이가 있으나 본 연구에서는 저속벌지시험과 충격벌지시험 모두 $\dot{\epsilon} = \text{파단상당변형율} / \text{파단시간}$ 로 정의된 평균변형율속도 계산식을 사용하였다. 이때 파단상당변형율은 식 (2)를 이용하고 파단시간은 실험에서 구한 압력

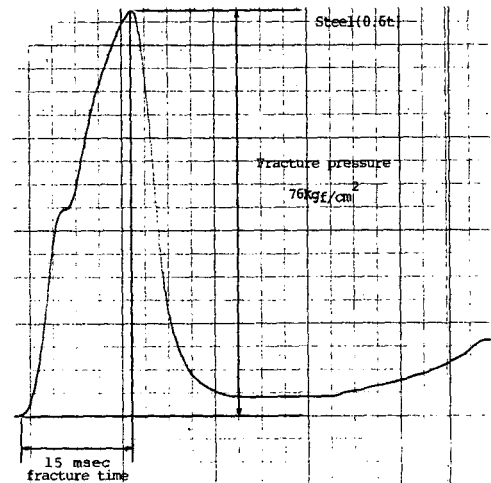


Fig. 3 Typical variation of strain and strain rate during bulge test

과 시간의 파형에서 구했다. Fig. 4는 충격받지 시험시 얻은 충격압력파의 한 예이다.

4.3 변형율속도에 따른 파단극높이와 파단 압력의 관계

Fig. 5~Fig. 10은 변형율속도 증가에 따른 파단 극높이와 파단압력의 관계를 나타내며 연강판 및 알루미늄판 모두 변형율속도 증가에 따라 파단압력

은 증가하고 파단극높이는 감소하였으며 연강판은 다이형상비가 작을수록 파단극높이는 감소하고 파 단압력은 증가했다. 그러나 변형율속도에 따른 파 단극높이와 파단압력과의 정량적인 관계를 얻기는 어려웠다. 또한, 같은 변형율속도 증가에 대하여 다이형상비가 1.0일 때 연강판이 알루미늄판보다

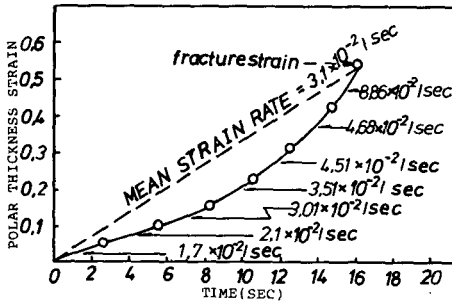


Fig. 4 Typical pressure versus time trace

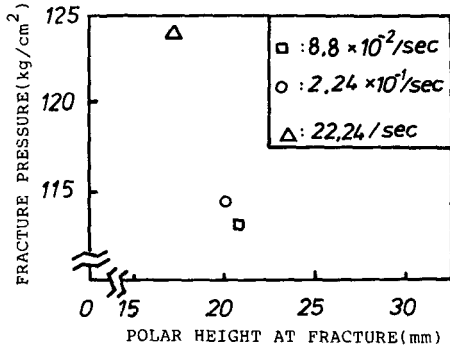


Fig. 5 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in steel (die aspect ratio = 0.5)

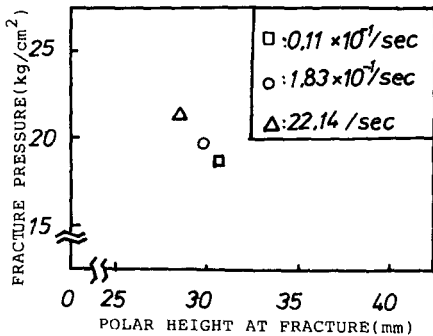


Fig. 6 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in aluminum (die aspect ratio = 0.5)

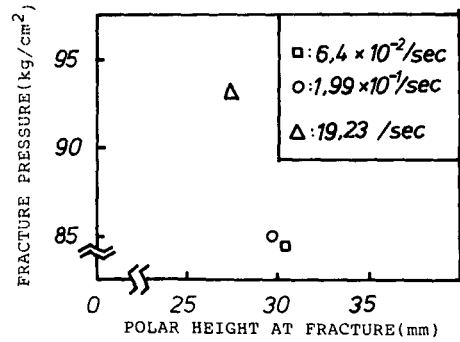


Fig. 7 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in steel (die aspect ratio = 0.75)

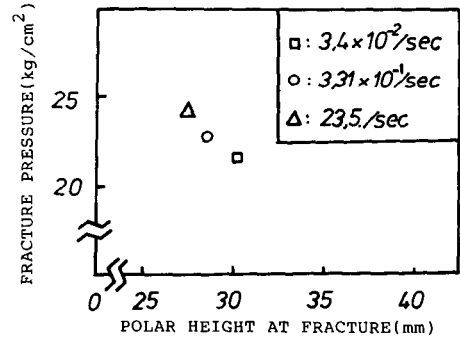


Fig. 8 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in aluminum (die aspect ratio = 0.75)

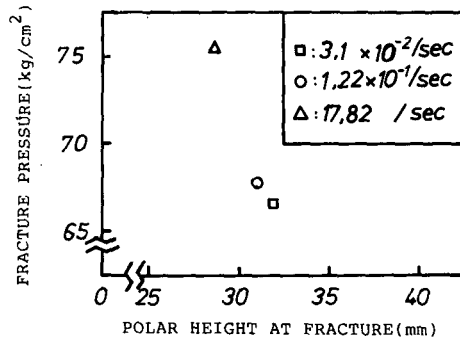


Fig. 9 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in steel (die aspect ratio = 1.0)

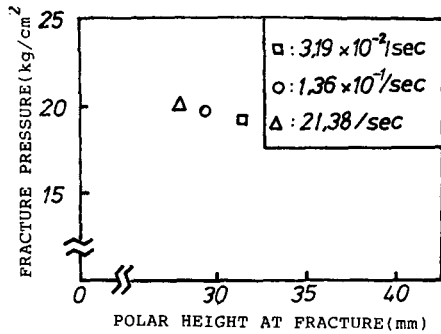


Fig. 10 Effect of strain rate on fracture pressure, polar height relation in aluminum (die aspect ratio=1.0)

파단극높이의 감소가 크고 파단압력의 증가가 크다는 것을 알 수 있었으며 변형경로에 따라서 변형율속도의 영향이 달리 나타나서 연강판과 알루미늄판의 경우에 다이형상비가 각각 1.0, 0.75일 때 파단극높이의 감소가 가장 크게 나타났다.

4.4 성형한계선도와 변형경로와의 관계

Fig. 11, Fig. 12는 각각 실험에서 구한 연강판과 알루미늄판의 변형율속도 증가에 따른 성형한계선도이다. 저속벌지시험의 경우에 연강판의 한계변형율은 등이축 인장영역으로 갈수록 증가했으며 변형율속도가 커질수록 이 영역의 한계변형율 감소가 가장 크게 나타났다. 한편, 알루미늄판의 경우는 연강판과는 달리 벌지시험시 다이형상비가 0.75인 경우에 한계변형율이 가장 컸으며 변형율속도가 커질수록 이 영역의 한계변형율이 가장 크게 감소했다.

4.5 고찰

실험의 결과를 통해서 한계변형율 및 성형한계선도에 대한 변형율속도의 영향을 살펴보았다. 먼저 Fig. 13에서 알루미늄판이 연강판보다 변형율속도의 증가에 대하여 두께변형율의 감소가 작는데 이에 대한 원인은 알루미늄판이 연강판보다 변형율속도 증가에 따른 n 값의 감소가 작기 때문이며 이러한 사실은 A. N. Bramley와 P. B. Mellor⁽¹⁴⁾에 의해서 확인되었다. Fig. 11, Fig. 12에서 연강판과 알루미늄판 모두 변형율속도 증가에 따라 성형한계선도는 낮아졌다. 이에 대한 원인으로는 동적관성효과와 변형율속도 증가에 따른 가공경화지수 n 값의 감소를 들 수 있다. 변형율속도가 증가할수록

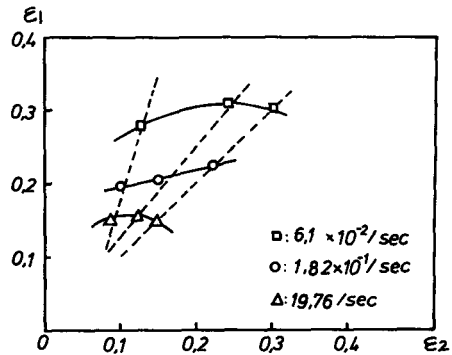


Fig. 11 Experimental data and forming limit diagram of sheet metal in steel

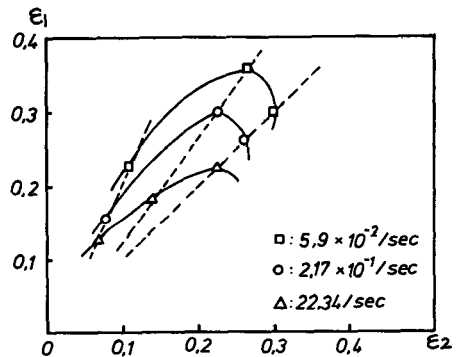


Fig. 12 Experimental data and forming limit diagram of sheet metal in aluminum

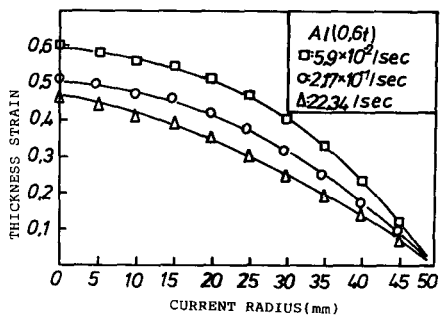
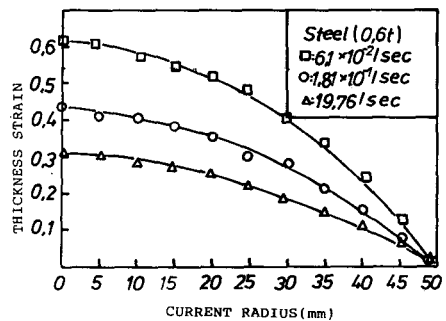


Fig. 13 Thickness strain distribution according to strain rate

n 값이 작아지는 것은 A. N. Bramley와 P. B. Mellor⁽¹⁴⁾의 원형벌지시험을 통해서도 알 수 있는데 그들에 의하면 연강판이 알루미늄판보다 변형율 속도 증가에 따라 변형율이 더욱 감소하며 연강판의 경우 외삽법으로 추정된 결과 변형율속도가 10^4 /sec일 때 값이 영(zero)이 되어 이때 Hill⁽¹⁵⁾이 제시한 불안정 변형율값은 $4/11$ 가 된다고 하였다. 그들의 시험은 변형경로와 기계적 특성치들을 고려하지 않아 신뢰성이 부족하지만 변형율속도와 n 값 사이의 관계를 제시했다는 점에 의의가 있다고 생각된다. 한편, Percy⁽¹⁶⁾는 높은 변형율속도를 얻기 위해서 수중폭발 성형법을 사용하여 성형한계선도에 대한 변형율속도의 영향을 밝혔는데 그의 연구 결과도 본 연구의 연강판의 경우와 같이 변형율속도의 증가에 따라 성형한계선도가 낮아졌다. 그리고 변형율속도의 영향이 변형경로에 따라 달리 나타나서 연강판의 경우는 다이형상비 1.0에서 알루미늄판의 경우는 다이형상비 0.75에서 변형율속도 증가에 대한 한계변형율의 감소가 가장 크게 나타났다. 이로부터 동적관성효과에 의한 불균일변형이 변형경로와 재료에 따라 다르다는 사실을 알 수 있다.

Fig. 14, Fig. 15를 보면 저속벌지시험에서 구한 성형한계선도는 연강판과 알루미늄판 모두 Swift⁽¹¹⁾와 Hill⁽³⁾의 불안정이론과 차이가 많이 있다. 이는 파단변형율을 한계변형율로 취한데서 생긴 오차가 가장 큰 것으로 생각되며 이러한 사실은 Keeler⁽⁶⁾에 의해서도 확인되었다. 그러나 본 연구에서는 성형한계선도에 대한 변형율속도의 영향이 주요 관찰 대상이므로 파단변형율을 한계변형율로 간주하여 그 경향을 살펴보았다. 한편, 등이축 인장영역에 가까이 갈수록 연강판의 한계변형율은 증가하고 알루미늄판의 경우는 오히려 감소하는 경향을 보이는데 이러한 경향은 변형율비에 따른 재료의 경화정도를 측정한 A. K. Ghosh⁽¹⁷⁾에 의해서도 확인되었다. 즉, 재료는 변형에 의한 가공경화 이외에 변형율비(혹은 응력비)에 따라 경화율이 다르며 등이축 인장쪽으로 갈수록 연강판이 알루미늄판보다 그 경화율이 심하다. 또한, A. K. Ghosh⁽⁶⁾에 의하면 한계변형율은 재료의 불안정 이후의 변형율의 집중에 의해 많은 영향을 받으며 특히, 변형율의 집중에 따른 변형율속도의 변화, 응력상태의 변화에 의해 네킹부분의 재료에 경화가 일어난다. 이러한 경화는 본래의 가공경화와 함께 네킹부분의 재료의 불

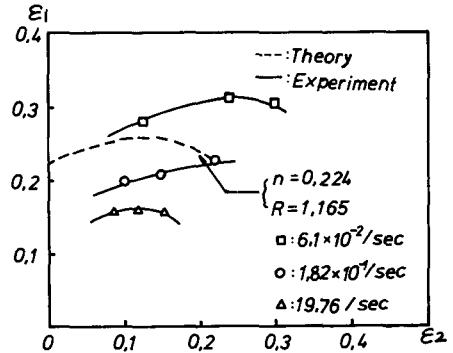


Fig. 14 Comparison of theoretical and experimental forming limit diagram in steel

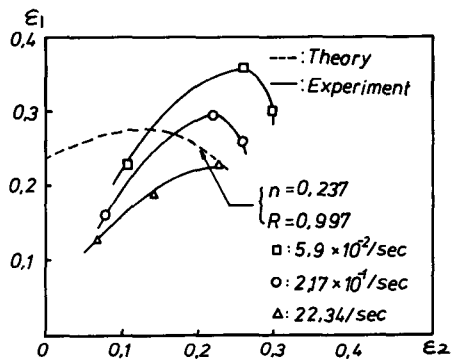


Fig. 15 Comparison of theoretical and experimental forming limit diagram in aluminum

안정을 어느정도 보상해주며 따라서 변형율은 좀더 넓게 분포되어 네킹부분이 넓게 퍼지며 파단까지의 한계변형율이 증가한다. 이러한 현상이 한계변형율의 증가원인이 되며 연강판이 알루미늄판보다 훨씬 더 크기때문에 연강판의 한계변형율은 알루미늄판의 한계변형율보다 전체적으로 크다고 할 수 있다.

5. 결 론

판재의 성형한계는 재료가 갖고있는 내적인자와 외적인자에 의해서 결정되는데 본 연구에서는 연강판과 알루미늄판에 대해서 변형경로 및 변형율속도를 달리하면서 변형율속도가 재료의 불안정 즉, 한계변형율에 미치는 영향을 기존의 이론과 실험결과를 통하여 비교검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 변형율속도가 증가할수록 이론치와 실험치와의 오차가 커진다.
- (2) 변형율속도가 증가할수록 파단압력은 상승하

고 파단극높이는 감소한다.

(3) 등이축 인장영역에서는 변형률속도가 증가할수록 연강판이 알루미늄판보다 한계변형율의 감소가 크다.

(4) 변형률속도의 증가에 따라 한계변형율은 감소하며 그 한계변형율의 감소는 최대 한계변형율을 가지는 변형경로에서 가장 클것으로 추측된다.

(5) 성형한계선도는 재료, 변형경로 및 변형률속도에 따라 다르므로 임의 변형경로와 변형률속도를 실현할 수 있는 이축 인장시험법의 개발이 요구된다.

후 기

본 연구는 1986년도 한국과학재단의 연구비 지원에 의해서 수행되었으며 동 재단 관계자 여러분께 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

(1) H. W. Swift, 1952, "Plastic Instability under Plané Stress", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 1, pp. 1~18.
 (2) E. W. Hart, 1967, "Theory of Tensile Test", *Acta Met.*, Vol. 15, pp. 351~355.
 (3) R. Hill, 1952, "On Discontinuous Plastic States with Special Reference to Localized Necking in Thin Sheets", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 2, pp. 19~30.
 (4) Stören and J. R. Rice, 1975, "Localized Necking in Thin Sheets," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 23, p. 421.
 (5) R. J. Asaro and J. R. Rice, 1975, "Strain Localization in Ductile Single Crystals", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 25, p. 412.
 (6) A. K. Ghosh, 1974, "Strain Localization in the Diffuse Neck in Sheet Metal", *Met. Trans.*, Vol. 5, p. 1607.
 (7) H. Van Minh and R. Sowerby, 1974, "Variability of Forming Limit Curves", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 16, pp. 31~44.
 (8) S. P. Keeler and W. A. Backofen, 1963, "Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched over

Rigid Punches", *Trans. ASM*, Vol. 56, pp. 25~48.
 (9) Z. Marciniak and K. Kuzynski, 1967, "Limit Strains in the Processes of Stretch-forming Sheet Metal", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 9, pp. 609~620.
 (10) R. Sowerby and J. L. duncan, 1971, "Failure in Sheet Metal in Biaxial Tension", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 13, p. 217.
 (11) M. Azrin and A. K. Tadros, 1972, "The Deformation and Failure of a Biaxially Stretched Sheets", *Met. Trans.*, Vol. 1, pp. 28~57.
 (12) A. K. Tadros and P. B. Mellor, 1975, "Some Comments on the Limit Strains in Sheet Metal Stretching", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 17, p. 203.
 (13) 後藤學, 1983, *日本機械學會論文集 A編*, 第49卷, p. 92.
 (14) A. N. Bramley and P. B. Mellor, 1966, "The Effects of Strain Rate on the Plastic Flow Characteristics of Steel and Aluminum Sheets", *J. Strain Analysis*, Vol. 1, pp. 439~446.
 (15) R. Hill, 1950, "A Theory of the Plastic Bulging of a Metal Diaphragm by Lateral Pressure", *Phill., Mag.*, Vol. 42, p. 1133~1142.
 (16) J. H. Percy, 1980, "The Effect of Strain Rate on the Forming Limit Diagram for Sheet Metal", *Annals of CIRP*, Vol. 29, pp. 151~152.
 (17) A. K. Ghosh, 1973, "Strain Localization in the Diffuse Neck in Sheet Metal", *Met. Trans.*, Vol. 5, pp. 1607~1616.
 (18) A. K. Ghosh, 1975, "The Effect of Lateral Drawing in Stretch Formability", *Met. Eng. Quarterly*, p. 53.
 (19) A. K. Ghosh and S. S. Hecker, 1974, "Stretching Limit in Sheet Metals; in-plane Versus out-of-plane Deformation", *Met. Trans.*, Vol. 5, p. 2161.
 (20) A. K. Ghosh and S. S. Hecker, 1975, "Failure in Thin Sheets Stretched over Rigid Punches", *Met. Trans.*, Vol. 6A, p. 1065.
 (21) R. Hill, "On the Problem of Uniqueness in the Theory of a Rigid-Plastic Solid", *J. Mech. Phys. Solids*,
 1. 1956, Vol. 4, pp. 247~255.
 2. 1956, Vol. 5, pp. 1~8.
 3. 1957, Vol. 5, pp. 153~161.
 4. 1957, Vol. 5, pp. 302~307.