

변형경로를 고려한 판재의 성형한계도 예측

최 광 규* · 김 낙 수*

(2000년 12월 27일 접수, 2001년 4월 9일 심사완료)

Prediction of Forming Limit Diagram Dependent on Strain History in Sheet Metal Forming

Kwang-Kyu Choi and Naksoo Kim

Key Words: Forming Limit Diagram(성형한계도), Forming Limit Stress Curve(성형한계 응력선), Formability(성형성), Sheet Metal Forming(금속판재가공)

Abstract

The forming limit diagram introduced by Keeler and Goodwin has been used generally to analyze the formability of sheet metal. However, path dependent forming limit curves based on the state of strain can be explained only by a single criterion which is based on the state of stress. In this study, experimental forming limits in strain space of some metal sheets are transformed into forming limit curves in stress space. Effects of yield criterion are investigated in transforming the forming limit curves. Some important design aspects which are based on the close prediction of movements in forming limit curves during sheet forming are concluded.

1. 서 론

파단(necking)에 관련된 판재성형공정의 성형성(formability)을 예측하는 것은 공정설계 및 제품 품질에 매우 중요하다. 판재의 성형성을 예측하는데 여러 방법이 연구되어왔으며, 그 가운데서도 가장 일반적으로 사용되는 것이 주변형률과 부변형률의 도표를 이용한 Keeler⁽¹⁾와 Goodwin⁽²⁾의 성형한계도(forming limit diagram : FLD)이다. 기존의 성형한계도는 판재 성형에 있어서 파단이 일어나기 전까지 비례 변형경로(proportional strain path)를 거친다는 가정을 통해 판재의 성형성을 정의하였으며 아직까지도 실질적으로 판재 성형을 평가하는 방법으로 가장 많이 쓰이고 있다.

Kim⁽³⁾을 비롯한 수 많은 연구자들은 판재의 성형성 평가 방법에 대해 실험과 연구를 해왔다. 그러나, 성형한계도가 성형성을 평가하는 유용한 방법임에도 불구하고 최근의 다수의 실험과 연구에 의하여 비례하중이 아닌, 경로가 변화하는 일반적 성형과정에 있어서는 선택된 변형경로에 판재의 파단이 의존하게 되는 것이 알려졌다. 즉, 비례 변형경로로 예측되는 기존의 성형한계보다도 더 크거나 혹은 더 작은 변형률을 가진 상황에서도 파단이 일어나는 것이다.

성형한계도의 경로 의존성을 고려하기 위해 여러방법이 연구되었지만, 가장 유용한 방법은 응력상태에 기초를 둔 성형한계선도인 성형한계 응력선도(forming limit stress diagram : FLSD)이다. 이것은 Kleemola, Pelkkikangas⁽⁴⁾ 등의 실험과 연구를 통해 성형 한계에 있어서의 응력의 상태는 변형경로에 무관한 것임이 밝혀졌기 때문이다. 즉, 변형의 경로가 바뀌더라도 소재가 정해져 있다면, 응력이 해당 재료의 응력임계선에 도달하기 전까지는 재료가 파단이 일어나지 않지만 응

* 서강대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 서강대학교 기계공학과

E-mail : nskim@ccs.sogang.ac.kr

TEL : (02)705-8635 FAX : (02)707-0558

력임계선을 넘으면 재료가 파단된다는 것이다.

기존의 변형률에 기초를 둔 성형한계도가 변형 경로에 의존하며, 경로를 고려한 성형한계를 예측하기 힘든 단점에도 불구하고 많이 쓰인 이유는 실제 현장에서 변형률을 비교적 쉽게 측정할 수 있기 때문이다. 그렇지만, 최근에 와서 진산기술의 발달로 컴퓨터상에서 수치해석 방법인 유한요소법을 이용해 응력상태 및 변형경로를 알 수 있기 때문에 성형한계 응력선도를 쉽게 이용할 수 있게 되었다.

Yang⁽⁵⁾은 금속성형에 관련된 수학적 소성이론의 기초이론과 소성변형의 해석방법을 소개하였다. 비례 변형경로를 따르는 성형한계도는 실험에 의해서나 재료의 물성치만으로 M-K 이론 등을 통해 비교적 쉽게 구할 수 있으나, 성형한계 응력선도를 실험에 의해 구하거나, 이론적으로 물성치로부터 직접 구하는 방법은 아직 없다. 따라서 실험이나 이론적으로 구한 기존의 변형률의 성형한계도에서 응력-변형률 관계를 이용하여 응력선도를 구하는 방법을 사용하고 있다. 이것은 동일 재료에 대해 예변형을 주어 변형경로를 바꾼 경우의 여러 성형한계도가 응력선도 상의 변형경로에 무관한 단 하나의 선도로 나타내어질 수 있기 때문이다. Stoughton⁽⁶⁾은 성형한계 응력선도의 이론을 바탕으로 Hill의 평면등방성 1948년 항복이론을 이용하여 알루미늄 2008-T4에 대해서 변형률에 따른 성형한계도를 구하였다. Nam 등⁽⁷⁾은 저탄소강인 DDQ(deep drawing quality)급 강판과 용기(can) 성형용 BP(blackplate) 강판에 대해 단축인장, 양축인장의 예변형을 준 성형한계도 실험을 하였으며, 각 변형경로에서의 최소 성형한계곡선점이 최종 변형단계에서 부변형률이 0에 가까운 평면변형상태에서 발생하는 것을 보였다.

본 연구에서는 변형률의 성형한계도를 성형한계 응력선도로 전환하는 방법을 정리하여, 기존의 성형한계에 대한 실험결과들이 하나의 성형한계 응력선도로 표시될 수 있음을 보이고, 이 곡선을 역변환하여 예변형에 따른 변형률의 성형한계곡선의 변화를 살펴보았다. 또한, 항복조건이 이들 변환에 영향을 주는지 여부를 고찰하였다. 마지막으로, 변형경로에 따른 성형한계곡선의 이동을 예측함으로써, 판재성형공정의 설계시 유의할 사항에 대하여 알아보고자 하였다.

2. 응력 상태와 변형률 상태간의 변환

2.1 항복조건

σ_1 는 주진응력, σ_2 는 부진응력을 나타낸다면, 주 진응력에 대한 부 진응력의 비(α)를 다음과 같이 정의하자.

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (1)$$

유사하게 주 변형률속도에 대한 부 변형률속도의 변형률비(ρ)는 다음과 같다.

$$\rho = \frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} \quad (2)$$

전단응력을 무시할 수 있고, 평면등방성 재료이며, 이방성 방향과 동일한 좌표축을 가지는 응력성분에 대해서는 주응력의 항들로 유효응력($\bar{\sigma}$)을 정의할 수 있다.

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\sigma_1, \sigma_2) \quad (3)$$

본 연구에서는 이방성 항복식으로 Hosford의 평면등방성 항복식⁽⁸⁾을 사용한다. 그리고 파단의 예측이 이방성 항복식에 어떻게 영향을 받는지를 알기 위해 Hill의 일반적인 2차 이방성 항복식⁽⁹⁾도 사용한다.

판재의 경우에 평면응력상태를 가정하면 두께 방향의 응력은 무시할 수 있다($\sigma_3=0$). 따라서 제안된 Hosford의 항복식은 평면등방성을 가정하여 다음 식으로 정의한다.

$$|\sigma_1|^a + |\sigma_2|^a + R|\sigma_1 - \sigma_2|^a = (1+R)\bar{\sigma}^a \quad (4)$$

식에서 R 은 이방성계수이며, 지수 a 는 슬립의 상계해로부터 예측되는 값으로서 BCC 금속에 대해서는 $a=6$, FCC 금속에서는 $a=8$ 로 주어진다. 식 (4)로 표현된 항복조건에서 지수 $a=2$ 이면 Hill의 1948년 구 항복식이 된다.

유효응력($\bar{\sigma}$)은 σ_1 과 α 의 항으로 표현될 수 있다.

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 \phi(\alpha) \quad (5)$$

여기서 $\phi(\alpha)$ 는 재료 물성치의 함수이다.

또한 유효변형률 속도($\dot{\epsilon}$)는 다음과 같이 $\dot{\epsilon}_1$ 와 α , ρ , ϕ 의 항들로 표현된다.

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_1 \beta(\alpha, \rho, \phi) \quad (6)$$

여기서 $\beta(\alpha, \rho, \phi)$ 는 재료 물성치의 함수이다. 유효변형률은 유효변형률 속도를 적분하여 구한다.

$$\bar{\epsilon} = \int \dot{\bar{\epsilon}} dt \quad (7)$$

평면등방성 Hosford의 항복식에 소성 유동법칙 (flow rule)을 이용하면 다음과 같은 재료 물성치의 함수 ϕ , β 와 ρ 를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \phi &= \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_1} \\ &= \frac{1}{\sigma_1} \left[\frac{|\sigma_1|^a + |\sigma_2|^a + R|\sigma_1 - \sigma_2|^a}{(R+1)} \right]^{1/a} \end{aligned} \quad (8)$$

$$\beta = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_1} = (1 + \alpha\rho) \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} \quad (9)$$

$$\rho = \frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} = \frac{\alpha^{a-1} - R(1-\alpha)^a}{1 + R(1-\alpha)^{a-1}} \quad (10)$$

Hill의 일반적인 2차 이방성 소성항복식에서 유효응력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= [F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 \\ &\quad + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{xz}^2 \\ &\quad + 2M\sigma_{yz}^2 + 2N\sigma_{xy}^2]^{1/2} \end{aligned} \quad (11)$$

식에서 F, G, H, L, M과 N은 이방성계수이다. 평면응력상태를 고려하면 항복식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= [F\sigma_{yy}^2 + G\sigma_{xx}^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 \\ &\quad + 2N\sigma_{xy}^2]^{1/2} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서 F, G, H와 N은 일반적으로 다음과 같이 결정된다.

$$F = \frac{R_0}{R_{90}(1+R_0)} \quad (13)$$

$$G = \frac{1}{1+R_0} \quad (14)$$

$$H = \frac{R_0}{1+R_0} \quad (15)$$

$$N = \frac{(R_0 + R_{90})(2R_{45} + 1)}{2R_{90}(1+R_0)} \quad (16)$$

식에서 R_0 , R_{45} , R_{90} 는 각각 압연방향에 대해 0° ,

45° , 90° 의 방향의 이방성계수이다.

Hill의 2차 이방성 소성항복식에서 유효변형률은 위의 F, G, H와 N을 대신하여 이방성계수를 대입하면 다음 식으로 정리된다.

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\epsilon}} &= \left[\frac{1+R_0}{R_0} \left\{ \frac{R_0 R_{90}}{1+R_0+R_{90}} \left(\frac{1+R_{90}}{R_{90}} + \epsilon_{xx}^2 \right. \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \frac{1+R_0}{R_0} \dot{\epsilon}_{yy}^2 + 2\dot{\epsilon}_{xx}\dot{\epsilon}_{yy} \right) \right. \\ &\quad \left. + \frac{4R_0 R_{90}}{(R_0 + R_{90})(1+2R_{45})} \dot{\epsilon}_{xy}^2 \right\} \right]^{1/2} \end{aligned} \quad (17)$$

전단응력(σ_{xy})이 없는 경우에는 식 (17)은 보다 간편해진다. Hill의 항복식에 대해서도 다음과 같은 재료 물성치들의 함수를 구할 수 있다.

$$\phi = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_1} = \sqrt{\frac{R_0}{1+R_0} \left(\frac{1+R_0}{R_0} + \frac{1+R_{90}}{R_{90}} \alpha^2 - 2\alpha \right)} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \beta = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_1} &= \left[\frac{(1+R_0)R_{90}}{(1+R_0+R_{90})} \left(\frac{1+R_{90}}{R_{90}} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \frac{1+R_0}{R_0} \rho^2 + 2\rho \right) \right] \end{aligned} \quad (19)$$

$$\rho = \frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} = \frac{\alpha[1+(1/R_{90})]-1}{1+(1/R_0)-\alpha} \quad (20)$$

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{\rho[1+(1/R_0)]+1}{1+(1/R_{90})+\rho} \quad (21)$$

2.2 응력과 변형률의 관계

성형한계 응력선도를 얻기 위해서는 항복조건과 함께 유효응력과 유효변형률의 관계를 나타낼 수 있어야한다. 이것은 변형경로를 통해 알 수 있는 변형률로부터 변형상태에 대응하는 응력을 구하며, 이 응력을 이용하여 파단시에 연계 되는 하나의 응력선도상의 파단 기준선으로 파단을 판단하는 것이 필요하기 때문이다. 일반적으로는 가공경화식(power law)이 많이 쓰이며, 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n \quad (22)$$

여기서, K와 n은 재료 물성치이다. 또한, 알루미늄의 경우에는 다음과 같은 포화식(Saturation law)이 사용된다.

$$\bar{\sigma} = \sigma_0(1 - Ae^{-B\bar{\epsilon}}) \quad (23)$$

여기서 σ_0 , A와 B는 재료 물성치이다.

본 논문에서는 단축인장에서 결정된 유효응력-유효변형률 관계가 모든 응력상태에 적용 가능하다고 가정한다. 여기에 다음과 같은 몇 가지 추가적인 가정을 한다. 첫째로 전체 경로에서 주변형률과 부변형률의 비가 한 번만 변하는 경우, 즉 2단계의 변형 진행상태만을 가정한다. 둘째, 예변형 후에 두 번째 변형을 줄 때 유효응력이 처음 예변형의 마지막 단계의 유효응력과 같은 수준에 도달할 때까지 소성적으로 항복이 일어나지 않는다고 가정한다. 마지막으로 전단응력이 없다고 가정하고 주응력만을 고려한다. 그리고 이것을 이용하여 주응력축이 선정된 좌표축과 일치하도록 하여, 계산을 단순화시켰다. 따라서 앞으로 논의에 있어서는 1, 2의 첨자를 각각 주응력축으로 보고 1을 주변형 방향 그리고 2를 부변형 방향으로 삼는다.

예변형의 결과로써 변형률이 생긴다면, 첨자 i 를 붙여서 표현하며, 따라서 예변형률을 $\bar{\epsilon}_i$ 와 $\bar{\epsilon}_2$ 로 나타낸다. 두 번째 변형단계는 첨자 f 로써 표현한다면 두 번째 단계의 변형률을 $\bar{\epsilon}_{1f}$ 와 $\bar{\epsilon}_{2f}$ 로써 표시할 수 있다. 이것을 사용하여 두 번째 단계의 응력을 구하면 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\sigma_1 = \frac{\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}_1, \bar{\epsilon}_2) + \bar{\epsilon}(\bar{\epsilon}_{1f} - \bar{\epsilon}_{1i}, \bar{\epsilon}_{2f} - \bar{\epsilon}_{2i})}{\phi(\alpha((\bar{\epsilon}_{2f} - \bar{\epsilon}_{2i})/(\bar{\epsilon}_{1f} - \bar{\epsilon}_{1i})))} \quad (24)$$

$$\sigma_2 = \alpha \left(\frac{\bar{\epsilon}_{2f} - \bar{\epsilon}_{2i}}{\bar{\epsilon}_{1f} - \bar{\epsilon}_{1i}} \right) \sigma_1 \quad (25)$$

여기서 $\bar{\sigma}(\bar{\epsilon})$ 는 유효응력-유효변형률 관계식을 의미한다.

식 (24)와 (25)를 이용하여 변형률 선도상의 성형한계선을 응력선도상의 성형한계 응력선도로 변환할 수 있다. 이렇게 변환된 선도가 단일한 하나의 곡선으로 표현될 수 있다. 즉, 변형경로에 무관한 하나의 단일 파단 기준이 있으며, 이 하나의 응력선도를 성형한계 응력선도(forming limit stress curve : FLSC)라 한다.

이러한 변형 경로에 독립적인 고유한 성형한계 응력선을 이용하여 예변형을 포함한 변형률선도상의 성형한계도를 구할 수 있는데 이때 사용되는 식은 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\epsilon_{1f} = \epsilon_{1i} + \frac{\bar{\sigma}(\sigma_1, \sigma_2) - \bar{\epsilon}(\epsilon_{1i}, \epsilon_{2i})}{\beta(\rho(\sigma_2/\sigma_1))} \quad (26)$$

$$\epsilon_{2f} = \epsilon_{2i} + (\epsilon_{1f} - \epsilon_{1i})\rho(\sigma_2/\sigma_1) \quad (27)$$

식 (26)와 (27)으로 임의의 변형경로를 따라 거동하는 판재에서 변형률 경로가 주어지면 응력이 성형한계 응력선도에 도달할 때의 변형률을 알 수 있다. 이것을 이용하여 변형률선도상에 변형 경로에 따라 변하는 성형한계도를 구할 수 있다.

3. 결과 및 고찰

3.1 성형한계 응력선도(FLSD)

성형한계도에 대한 실험은 그 동안 많이 수행되어왔으나 다단의 변형경로를 고려한 성형한계도는 거의 없었던 것이 사실이며, 주로 2단계의 변화를 고려한 실험만이 실행되어왔다. 본 논문에서는 Graf와 Hosford⁽¹⁰⁾가 실험한 알루미늄 2008-T4에 대한 단축인장, 양축인장과 준평면변형률 변형상태의 예변형량을 준 실험결과와 Nam 등⁽⁷⁾이 실험한 DDQ 강판과 BP 강판에 단축인장과 양축인장의 예변형을 준 성형한계도 실험 결과를 이론치와 비교하였다. 항복식은 식 (4)의 Hosford 항복식으로 지수값 a 는 알루미늄에 대해서는 8, 그리고 나머지 강판은 6의 값을 사용하였으며 응력-변형률 관계식은 식 (22)의 가공경화식을 사용하였다. 재료의 물성치는 Table 1에 정리하였다.

Fig. 1(a)는 Fig. 2(a), (b), (c)와 (d)의 알루미늄 2008-T4에 대한 Graf와 Hosford가 행한 실험의 결과인 15개의 변형률 선도상의 성형한계도를 Hosford 항복식과 가공경화식을 이용하여 응력선도상으로 전환한 결과이다. Fig. 1(a)을 보면 Fig. 2에서 보여준 15개의 변형률상의 성형한계선이 응력상에서는 변형률 선도에서의 차이와 비교하면 차이가 작은 응력선들로 전환되는 것을 알 수

Table 1 Mechanical properties of materials

	n	R_0	R_{45}	R_{90}	R
Al 2008-T4	0.285	0.58	0.48	0.78	0.58
DDQ 강판	0.28	.	.	.	1.8
BP 강판	0.26	.	.	.	1.75

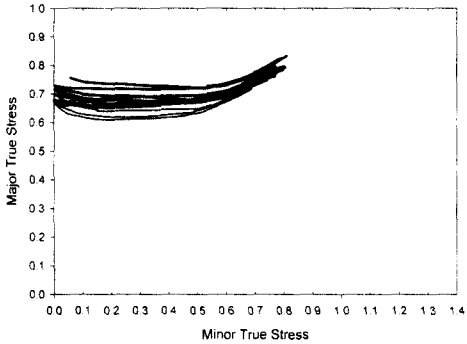


Fig. 1(a) Forming Limit Stress Diagram for 15 FLDs of 2008-T4 aluminum (Stress is scaled by K)

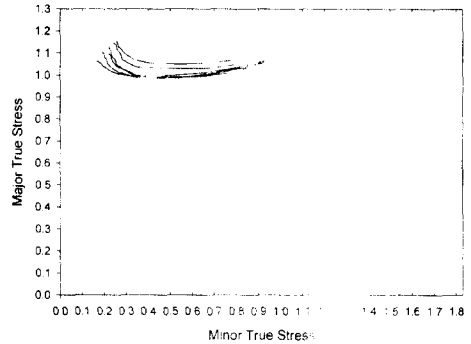


Fig. 1(b) Forming Limit Stress Diagram for 7 FLDs of DDQ steel (Stress is scaled by K)

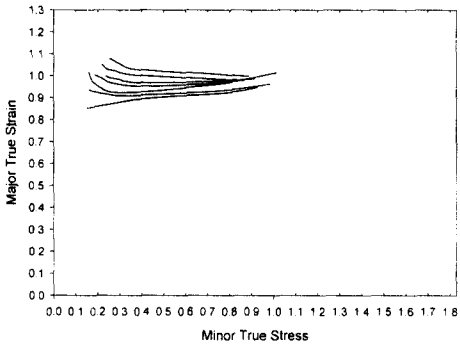


Fig. 1(c) Forming Limit Stress Diagram for 7 FLDs of BP steel (Stress is scaled by K)

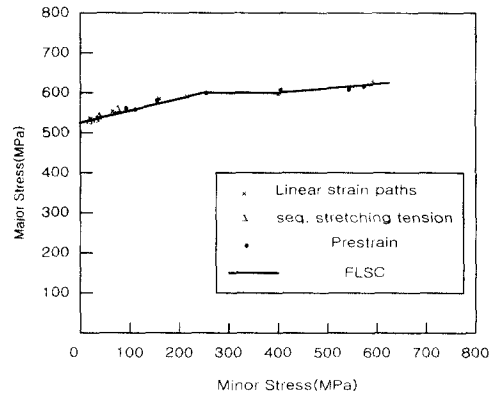


Fig. 1(d) Forming Limit Stress Diagram. Experimental points and computed curve for linear strain path and non-linear strain path(Arrieux⁽¹¹⁾)

있다.

Fig. 1(b)는 Fig. 3(a)와 (b)의 DDQ 강판의 성형한계도를 응력선도상으로 변환한 것이고, Fig. 1(c)는 Fig. 3(c)와 (d)의 BP 강판에 대한 성형한계도를 응력선도상에 변환한 것이다. 각각의 응력선도상의 결과는 비교적 서로 차이가 작은 유사한 응력선들로 나타나는 것을 볼 수 있다. 그렇지만 알루미늄 2008-T4, DDQ 강판 및 BP 강판의 결과들은 모두 서로 일치하지는 않는다.

Arrieux⁽¹¹⁾와 다른 연구자들에 의해 판재의 파단시의 한계응력 상태가 변형률경로에 무관함이 알려져 있으며, 본 논문에서는 성형한계 응력선들이 일치함을 보이기 위해 Arrieux의 연구결과를 인용하였다. Fig. 1(d)는 Arrieux가 서로 다른 변형

경로를 주었을 때의 실험 결과로서 얻은 파단시의 응력점들 및 이론적으로 계산된 파단시의 응력선도를 비교한 그림이다. 그림에서 실험 결과치들이 이론적으로 계산된 파단시의 응력선도와 정확히 일치하는 단일한 선으로 나타나는 것을 알 수 있다. 그러나 Fig. 1(a)-(c)에서의 불일치에서 알 수 있듯이 성형한계 응력선도의 변형경로에의 유일성은 더 많은 검토가 필요하다.

3.2 실험결과와의 비교(1) - Al 2008-T4

본 논문에서는 Graf, Hosford의 실험결과⁽¹⁰⁾와 성형한계 응력선도를 사용하여 구한 이론적인 성

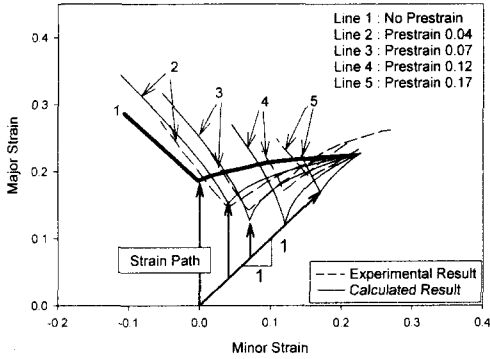


Fig. 2(a) Experimental FLD⁽¹⁰⁾ and calculated FLD by using FLSD for equi-biaxial prestrain of 2008-T4 aluminum

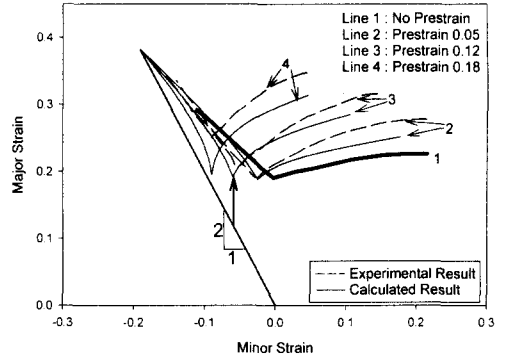


Fig. 2(b) Experimental FLD⁽¹⁰⁾ and calculated FLD by using FLSD for uniaxial prestrain of 2008-T4 aluminum in the case of the 1st strain parallel to the 2nd strain axis

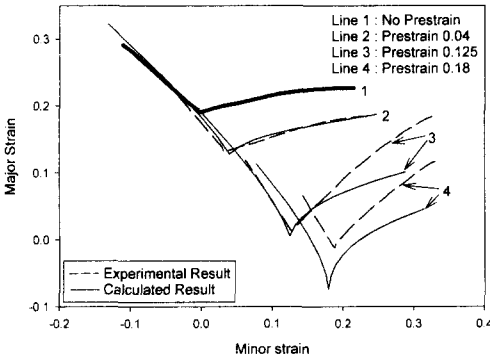


Fig. 2(c) Experimental FLD⁽¹⁰⁾ and calculated FLD by using FLSD for uniaxial prestrain of 2008-T4 aluminum in the case of the 1st strain perpendicular to the 2nd strain axis

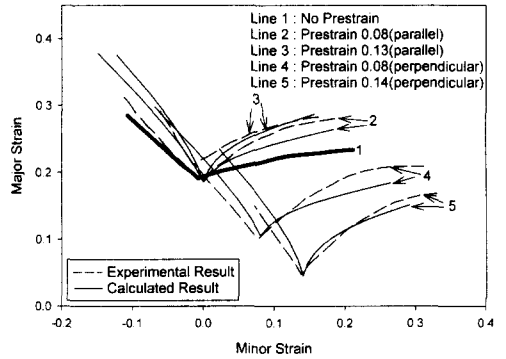


Fig. 2(d) Experimental FLD⁽¹⁰⁾ and calculated FLD by using FLSD for plane-strain prestrain of 2008-T4 aluminum

형한계도를 비교하여 성형한계 응력선도의 타당성을 검증하였다.

성형한계 응력선도가 변형경로에 상관없이 재료에 따라 유일하게 존재하려면 다양한 변형경로에 하나의 판단 기준을 적용할 수 있음에도 Fig. 1(a)에서는 서로 일치하지 않는 성형한계 응력선도들이 구해졌다. 본 논문에서는 여러 응력선들 중 하나를 판단응력의 기준이 되는 성형한계 응력선도라고 가정한다. 연구결과에 따르면 예변형 단계가 없는 비례변형경로를 통해 구한 성형한계도가 가장 오차가 작은 결과를 가져오기 때문에 여기서는 모든 경우에 있어서 비례변형경로를 통

해 구해진 성형한계도를 응력선도로 전환한 성형한계 응력선도를 판단기준으로 사용하였다.

Fig. 2(a)는 알루미늄 2008-T4에 양축인장 예변형을 준 경우이다. 1번의 굵은 실선은 예변형이 없는 경우이고 우측으로 2, 3, 4, 5번은 차례로 0.04, 0.07, 0.12와 0.17의 예변형이 주어졌을 경우의 성형한계도이다. 예변형의 변형량은 예변형 단계에서 주변형이 되는 방향축에 대한 변형률로 나타내기로 한다. 그리고 성형한계도에서 실험결과는 점선으로, 성형한계 응력선도를 이용하여 구해진 성형한계선은 실선으로 나타내기로 한다. 그림 가운데의 화살표로 그려진 선은 2단계 변형

이 평면변형을 경로일 때의 변형경로를 나타낸다. 또한 성형한계 응력선도를 최소 성형한계 응력점을 기준으로 좌우에 2개의 3차 다항식으로 보간하였다.

Fig. 2(b)는 단축인장 예변형을 받으며, 2번째 성형 과정의 주변형률 축이 처음의 주변형률 축과 일치하는 경우이다. 2, 3, 4번 선은 차례로 0.05, 0.12와 0.18의 예변형량을 준 경우이다. Fig. 2(c)는 단축인장 예변형을 받은 경우이며, Fig. 2(b)와 반대로 처음의 주변형률 축에 수직으로 두 번째 성형과정에서 주변형률 축을 주는 경우이다. 2, 3, 4번 선은 차례로 0.04, 0.125, 0.18의 예변형량을 주었다. Fig. 2(d)는 준평면변형률 변형상태의 예변형을 준 경우이다. 예변형이 없는 경우인 1번 실선을 기준으로 위쪽의 2, 3번 선은 2번째 변형의 주변형률 축과 초기의 주변형률 축이 동일한 경우이며 2, 3번 선의 차례로 0.08과 0.13의 예변형량을 준 경우이다. 1번 실선을 기준으로 우측 하단의 4, 5번 선의 경우는 2번째 주변형률 축과 초기의 주변형률 축이 수직인 경우이다. 차례로 각각 0.08과 0.14의 예변형량을 준 경우이다.

이상의 실험결과에서 예변형의 방향과 크기에 따라 여러 가지 형태의 성형한계도를 얻을 수 있으며, 그 모양과 이동량은 경로 의존적이며 기존의 비례경로를 가정한 성형한계도와 많이 다른 것을 알 수 있다. 그리고 실험결과와 이론적 계산에 의한 성형한계도가 예변형량이 작은 경우에 대해서는 잘 일치하나 예변형률이 크면 오차가 상대적으로 커지는 것을 알 수 있다.

성형한계도에서 예변형률이 클수록 실험 및 이론 성형한계선들간에 차이가 커지는 것의 원인은 우선 Fig. 2(a)의 3, 4번 성형한계선에서 볼 수 있는데, 1단계와 2단계에서 모두 양축인장을 받은 성형한계선 우측 끝의 파단점은 한 번에 양축인장의 파단점까지 도달한 예변형이 없을 때의 양축인장의 파단점과 같아야 함에도 불구하고 서로 큰 차이를 보이고 있다. 반면 그림에서 이론적인 성형한계선들은 양축인장에서의 파단점이 모두 일치하는 것을 볼 수 있다.

Nam⁽⁷⁾의 연구결과에 의하면 동일하게 예변형을 준 후 2단계 변형 경로를 준 실험에서는 기본적으로 2단계 경로에서 평면변형률 경로를 따를 때 파단이 가장 빨리 일어난다. 따라서 Fig. 2(a)

에서 평면변형률 방향의 화살표 끝에서 가장 빨리 파단이 나타나게 된다. 이론결과를 보면 예변형률이 0.12와 0.17은 파단에 가까이까지 예변형을 받았기 때문에 평면변형률 상태가 주어지면 곧바로 파단에 도달하는 것을 볼 수 있다. 그런데 양축인장 예변형을 0.17만큼 받은 경우를 실험적인 경우와 이론적인 경우의 결과를 비교하면, 이론적인 결과는 2단계 변형이 예변형의 마지막 상태부터 주변형률 축과 평행한 변형경로로 거동하는 평면변형률 거동상태에서 주변형률 축을 기준으로 파단의 최소점이 나타나는 것을 볼 수 있다. 반면 실험적 결과를 보면 가장 빨리 파단이 일어나는 주변형률의 최소점이 예변형의 마지막 상태보다 좌측으로 이동하여 위치하는 것을 볼 수 있다.

실험결과에서의 차이는 변형과정이 2단계 변형에서 평면변형률 경로를 따라 변형하지 않았거나 변형상태가 소재에서 불균일하게 일어났음을 말하는 것이다. 그러므로 이 차이는 실험값의 오차로 인해 발생한 것으로 볼 수 있다. 유사한 차이를 Fig. 2(b)의 0.12 예변형을 준 경우와 Fig. 2(c)의 0.18 예변형을 준 경우에서도 볼 수 있다. Fig. 2(b)와 (c)에서 이론값은 예변형만큼 변형 후에 평면변형률을 준 상태에서 파단의 최소점이 발생하지만 실험값은 모두 우측으로 이동한 것을 볼 수 있다. 또한 Fig. 2(d)에서 평면변형률로 예변형이 진행된 이후 2단계 변형에서 평면변형률 상태로 변형경로를 주면 예변형이 없는 경우의 평면변형률에서의 파단점과 일치하여야만 하는데 이론치는 일치하나 실험치는 왼쪽 위로 이동하는 것을 볼 수 있고 이것 또한 계산결과가 이론적으로 타당한 결과를 주었다고 볼 수 있다. 따라서, 계산값이 예변형률이 상대적으로 클 때의 실험치와 일치하지 않는 것은 반드시 이론적인 계산값의 오차라고만 볼 수 있는 것이 아니고, 실험결과와 오차를 무시할 수 없음을 알 수 있다. 결국 실험의 오차는 실험적인 성형한계선과 이론적인 성형한계선의 오차로 반영된다. 그리고 이러한 실험에서의 오차가 결과적으로 응력선도상에서도 성형한계 응력선들이 분산되어 있는 것처럼 보이게 만드는 것이다.

그러나 실험적 오차가 실험의 결과까지 무의미한 것이라고 말할 수는 없으며, 다음에 설명할 DDQ장판 및 BP 장판에서도 볼 수 있듯이 지금

까지의 다른 여러 실험의 결과와 동일하게 예변형 조건에 대한 성형한계도의 변화 추세를 잘 나타내주고 있다. 따라서 이론적 계산결과가 실험결과와 유사하다는 것은 단단계 성형에서의 성형한계도를 구하는데 있어서 성형한계 응력선도를 이용하는 것이 신뢰할 만한 결과값을 준다는 것을 의미한다.

Fig. 2(a)에서 예변형이 없는 경우의 단축인장 모드에서의 성형한계 주변형률(ϵ_1)이 약 0.33이므로 파단응력이 $\sigma_1 / K = \epsilon_1^n = 0.33^{0.285} = 0.729$ 정도로서 Fig. 1(a)의 성형한계 응력선의 평균치와 거의 일치하는 결과를 얻을 수 있었다. 이는 판재의 성형한계가 주응력(σ_1)에 크게 의존함을 보여준다. 그러나 단순히 단축인장의 파단응력값을 성형한계 응력선의 기준으로 보았을 때는 성형한계도에서 변환하여 구한 성형한계 응력선도보다는 오차가 커지는 문제가 생긴다. 그럼에도 불구하고 단축인장시험의 파단응력값은 성형한계 응력선도를 추정하는 하나의 방법으로 사용될 수 있다.

3.3 실험결과와의 비교(2) - 강판

실험적 성형한계도와 이론적인 성형한계도를 비교하여 성형한계 응력선도의 타당성을 검증하기 위해 알루미늄 2008-T4와 같은 과정을 DDQ 강판 및 BP 강판에 대해서도 실행하였다.

Fig. 3(a)에서 2, 3, 4번은 DDQ강판에 각각 0.05, 0.10, 0.15의 단축인장 예변형을 준 경우의 성형한계도이다. Fig. 3(b)에서 2, 3, 4번은 DDQ강판에 각각 0.032, 0.081, 0.205의 양축인장 예변형을 준 성형한계도이다. Fig. 4(a)는 역시 BP강판에 대해 단축인장 조건을 준 경우로서 2, 3, 4, 5번은 각각 0.069, 0.106, 0.144, 0.207의 예변형을 주었다. Fig. 4(b)는 BP강판에 대해 양축인장 조건으로 2, 3, 4번에 대해 0.030, 0.100, 0.198의 변형률을 준 경우이다. 모든 경우는 처음의 주변형률축과 2단계 성형의 주변형률축의 방향은 같다.

DDQ와 BP 강판에서 단축인장과 양축인장의 이론적 결과는 Graf와 Hosford의 알루미늄 2008-T4에서의 결과와 비슷한 경향을 보인다. 강판들의 실험치와 비교했을 때도 동일한 경향을 보이며 유사한 결과를 보여준다. 하지만 역시 예변형이 커지면 오차가 커지는 경향을 나타낸다. 그리고 알루미늄 2008-T4에 비해서는 예변형량이 커질수록 오차가 더 커지는 것으로 보이며, 예변

형량이 클수록 성형한계도의 평면변형상태에서의 파단점, 즉 최소 주변형률을 나타내는 점에서 급격하게 꺾이는 형태를 보이고 있다.

Fig. 3과 4에서 예변형이 없는 경우의 실험 성형한계도를 보면 단축인장쪽의 성형한계선이 단축인장의 변형경로와 거의 평행하게 놓여있다. 따라서 단축인장의 성형한계점은 양축인장의 성형한계점보다 상당히 크다. Fig. 3에서는 단축인장 경로의 파단점이 나타나지 않으며 이것은 단축인장쪽의 성형한계선이 너무 높게 평가가 된 것으로 보인다. 단축인장쪽의 성형한계선이 너무 높게 나타난 것이 Fig. 3(b)와 Fig. 4(b)에서 양축인장 예변형이 큰 경우에 성형한계도의 최소 주

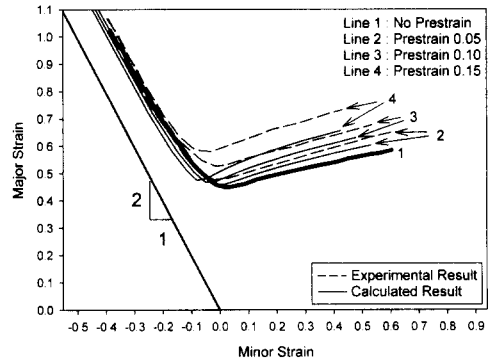


Fig. 3(a) Experimental FLD⁽⁷⁾ and calculated FLD by using FLSD for uniaxial prestrain of DDQ steel

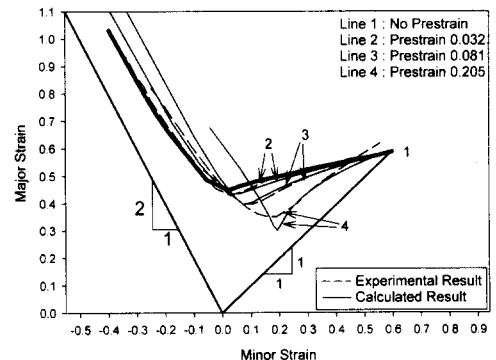


Fig. 3(b) Experimental FLD⁽⁷⁾ and calculated FLD by using FLSD for biaxial prestrain of DDQ steel

변형률의 파단점을 기준으로 단축인장축과 양축인장축의 성형한계선이 급격하게 꺾이게 나타나는 주된 이유이다. 그러므로 성형한계 응력선도를 구하는 기준으로 삼은 예변형이 없는 경우의 성형한계도가 오차를 많이 가지고 있다면, 성형한계 응력선도가 잘못 얻어지는 것이기 때문에 변형경로를 주어 구한 모든 경우의 이론적 성형한계도 역시 오차를 수반할 수 밖에 없다.

Fig. 1(a), (b)와 (c)의 결과를 다시 보면 성형한계 응력선도가 서로 일치하지 않으며, 따라서 성형한계 응력선의 유일성을 주장하는데는 아직 논리적 문제가 있는 것이 사실이다. 만약 성형한계 응력선도가 성형한계도에서만만큼은 아니더라도 변형경로의 경향에 따라 일정한 변형양상을 보인다면, Fig. 2, Fig. 3와 Fig. 4의 알루미늄 2008-T4와 DDQ 강판 및 BP 강판에서 변형률이 커질수록 오차가 커지는 이유는 예변형이 없는 경우의 성형한계도에서 변환하여 구한 성형한계 응력선도를 기준으로 모든 예변형 상태에 적용했기 때문일 수 있다. 따라서 본 논문의 논의 과정에서는 실험적 결과에 대해 고찰하는 과정에서 파악되는 실험결과와 문제점에 대해서만 논의하였지만, 성형한계 응력선이 유일하다는 가정은 좀 더 많은 학술적 연구가 있어야 될 것으로 보인다.

그럼에도 불구하고 알루미늄 2008-T4와 DDQ 강판 및 BP 강판의 논의에서 실험적 결과에 대한 정확한 고찰 없이 응력선도가 경로에 따라 변한다고 볼 수는 없으며 예변형이 클 경우에 실험결과와 오차가 커지는 것도 예변형이 커질 경우의 실험적 오차가 커질 확률이 크므로 성형한계 응력선도 이론의 타당성이 없다고 말할 수는 없다. Kleemola, Pelkkikangas,⁽⁴⁾ Arrieux⁽¹¹⁾와 Vacher⁽¹²⁾ 등 최근의 많은 자료가 판재의 성형성을 평가하는데 응력선도가 변형경로에 무관하게 독립적으로 존재함을 주장했다. 또한 Fig. 2, Fig. 3와 Fig. 4의 알루미늄 2008-T4와 DDQ 강판 및 BP 강판의 실험치와 이론치와의 비교에서는 서로 유사한 경향을 보이며 예변형이 작을 경우는 잘 일치하는 것은 성형한계 응력선도를 이용한 방법이 변형경로를 고려한 성형한계도의 좋은 예측방법이 될 수 있다는 것을 보여주는 것이다. 앞에서의 논의와 참고한 연구결과는, 추가적인 검증이 필요할 수는 있어도 판재의 파단이 경로에 독립적으로 응력선도상에 하나의 성형한계 응

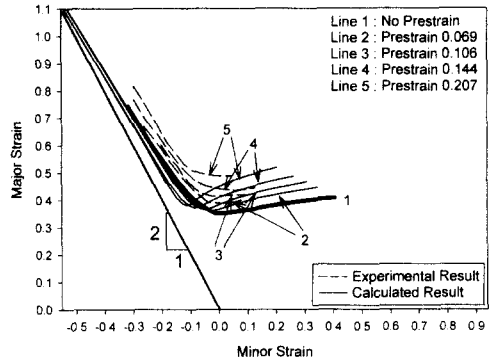


Fig. 4(a) Experimental FLD⁽⁷⁾ and calculated FLD by using FLSD for uniaxial prestrain of BP steel

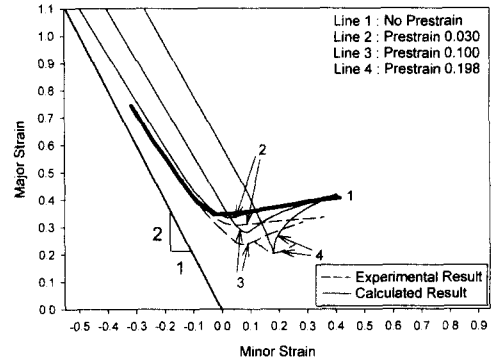


Fig. 4(b) Experimental FLD⁽⁷⁾ and calculated FLD by using FLSD for biaxial prestrain of BP steel

력선으로 나타나는 것이 충분히 가능함을 보이고 있다.

3.4 항복식의 영향 고찰

항복식의 선택에 따라 일반적으로 항복곡면의 모양은 달라지게 되며 재료거동과 파단예측도 영향을 크게 받는 것으로 알려져 있다. 앞에서는 Hosford의 항복식을 사용하였는데 알루미늄 2008-T4에서는 n 값을 8, 그리고 DDQ 강판과 BP 강판은 n 값을 6을 사용하였다. BCC 금속에 대해서는 6으로 FCC 금속에서는 8의 값으로 Hosford에 의해 제안된 값이다. 그러나 이것은 재료의 물성치로서 재료마다 다른 값을 가지게 되며 파

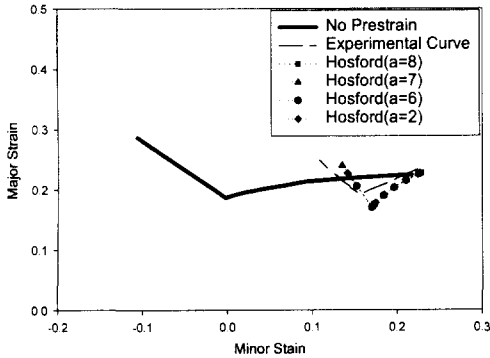


Fig. 5 Effects of α in Hosford's normal anisotropic plastic potential for equi-biaxial prestrain 0.17 of 2008-T4 aluminum ($\alpha=2,6,7$ and 8)

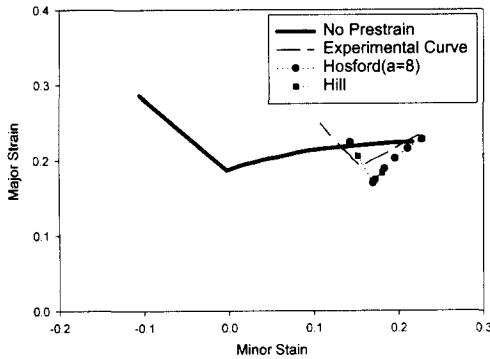


Fig. 6 Comparison between FLDs derived from Hosford's potential ($\alpha=8$) and from Hill's potential for equi-biaxial prestrain 0.17 of 2008-T4 aluminum

라서 정확한 값이라고 볼 수는 없다. Hosford의 항복식을 사용한 경우 α 값의 변화에 따라 성형한계 응력선도를 이용해 구하는 이론적 성형한계도에는 어떤 영향이 있는지 알아보기 위해 알루미늄 2008-T4에 대해 양축인장으로 0.17 예변형을 준 경우에 대해 α 값을 2, 6, 7 그리고 8로 하여 이론적인 성형한계도를 구해 보았다. Fig. 5에서 α 값에 변화에 관련없이 단일한 성형한계도를 가지는 것을 알 수 있다. 즉 α 값은 성형한계 응력선도를 이용하여 관재성형의 파단을 예측하는데 영향을 주지 않음을 알 수 있다. Fig. 6은 Fig. 5와 동일한 경우에서 Hill의 2차 이방성 소성항복

식을 이용하여 구한 성형한계도와 Hosford의 항복식을 이용하여 구한 성형한계도를 비교한 결과이다. 결과에서 알 수 있듯이 항복식의 선택이 성형한계 응력선도를 이용한 성형한계도의 결정에는 영향을 미치지 않는다는 것을 알 수 있다.

이와 같은 결과는 성형한계도를 성형한계 응력선도로 변환하고 역변환하는 2단계의 과정에서 동일한 항복식을 적용하였기 때문에 생기는 단순한 변환-역변환 관계의 특성 때문이다. 실제로, 동일한 성형한계도에서 성형한계 응력선도로만 변환하거나 혹은 동일한 성형한계 응력선도에서 역으로만 변환하는 1단계의 변환과정에서는 변환된 결과값은 선택된 항복식의 영향을 받게 된다.

3.5 변형경로에 대한 제안

양축인장의 예변형을 주고 2단계 변형에서는 단축인장을 주는 경우의 성형한계점들을 예변형량이 없는 경우부터 예변형량이 양축인장으로 파단이 일어날 경우까지 연속적으로 그릴 수 있으며, 반대 순서의 예변형과 2단계 변형에 대해서도 같은 가정으로 성형한계선을 그릴 수 있다. Fig. 7에서 정사각형 점으로 나타낸 점선이 전자의 경우이며, 원형 점으로 나타낸 것이 후자의 경우이다. 그림에서 성형한계선이 기본적으로 단축인장의 성형한계점과 양축인장의 성형한계점 사이에서 선형으로 나타나는 것을 볼 수 있으나, 전자의 경우 양축인장의 예변형이 양축인장의 파단점에 근처까지 도달하면 단축인장으로 바뀌는 순간에 곧바로 파단이 일어남을 알 수 있다. 반면에 후자의 경우 단축인장의 예변형에서 파단의 직전까지 도달해서 아직 파단이 일어나지 않았다면 양축인장으로 변형상태가 바뀌면 주변형을 축을 기준으로 훨씬 많은 변형을 견딜 수 있도록 성형성이 좋아지는 것을 알 수 있다. 이러한 이유는 성형한계 응력선도에서 변형경로에 따른 응력상태의 변화경로를 보면 알 수 있다.

Fig. 8은 양축인장의 예변형을 주고 단축인장으로 2단계 변형을 준 경우를 응력선도상에서 나타낸 것이다. 주응력축을 기준으로 단축인장에서 성형한계 응력점이 양축인장에서의 성형한계 응력점보다 작은 것으로 나타났으며, 가정한 1, 2단계의 변형이 갑작스럽게 변하는 경우에 있어서 예변형에서의 주응력이 거의 동일하게 유지되면서 2단계 변형상태의 응력으로 갑작스럽게 변하

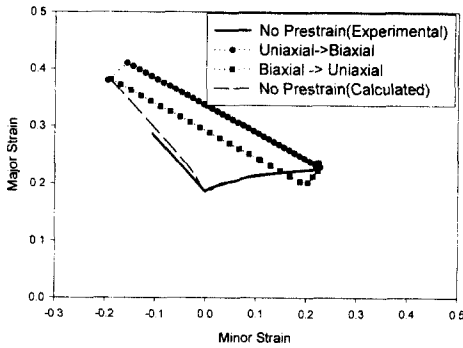


Fig. 7 FLD for strain path change from biaxial tension to uniaxial tension and for strain path change from uniaxial tension to biaxial tension (2008-T4 aluminum)

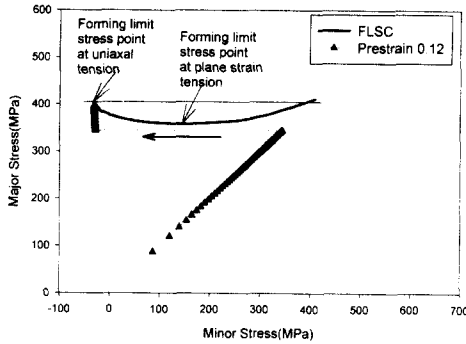


Fig. 8 Stress path for strain path change from biaxial tension to uniaxial tension (2008-T4 aluminum)

는 것을 볼 수 있다. 따라서 Fig. 7에서 양축인장 예변형을 받는 경우 양축인장 예변형에서의 주응력값이 단축인장의 성형한계점에서의 주응력값보다 큰 경우 단축인장으로 바뀌는 순간 곧바로 파단이 일어나는 것을 알 수 있다. 동일하게 만약 양축인장 예변형 후에 평면변형으로 바뀌는 경우 Fig. 8에서 평면변형에서의 성형한계 주응력값이 단축인장의 경우보다도 작기 때문에 양축인장 예변형을 받고 단축인장 변형을 받아 파단이 일어나지 않는 경우도 평면변형으로 바뀌면 바로 파단이 일어날 수 있음을 알 수 있다. Fig. 7에서 단축인장의 예변형을 받고 양축인장을 받는 경우

단축인장에서의 파단점부근에의 급격한 불연속점의 발생도 같은 이유로 이해될 수 있다.

Fig. 7의 결과를 이용하면 단축인장의 예변형을 받고 양축인장 거동을 하는 경우가 반대의 경우보다 성형한계선이 위쪽에 있어 안전영역이 더 크므로 만약 다단계 성형이 요구되는 공정에서 양축인장 성형과 단축인장이 연속 공정으로 되어 있을 때는 공정에서 허용하는 한 단축인장의 가공을 먼저하고 양축인장의 가공을 하는 것이 파단으로부터 더 안전한 제품을 만들 수 있음을 알 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 박판금속의 성형성 평가방법으로 다양한 변형경로의 변화를 고려하기 힘든 기존의 변형률 기준의 성형한계도를 대신하여, 파단의 기준으로 변형률 선도상의 성형한계도를 응력-변형률 관계를 사용하여 응력선도로 전환하여 구한 성형한계 응력선도를 구하는 방법과 성형한계 응력선도의 특성에 대해 연구하였다. 본 연구의 결론은 다음과 같다.

(1) 성형한계 응력선도는 변형경로에 관계없이 단일하게 존재하며, 따라서 변형경로에 독립적인 파단기준으로 사용할 수 있다. 그리고 성형한계 응력선도는 변형률선도 상의 성형한계도를 응력-변형률 관계를 이용하여 구할 수 있다.

(2) 성형한계 응력선도를 이용하여 구한 변형경로에 따라 변화하는 성형한계도는 실험 결과와 비교적 잘 일치하는 이론 결과를 준다.

(3) 항복식의 선택이나 Hosford 항복식에서 지수 a 값은 크기는 성형한계도에서 응력-변형률 관계를 이용하여 성형한계선도를 구하고 이를 파단 기준에 이용하여 변형경로를 주어 구한 성형한계도에는 영향을 미치지 않는다.

(4) 다단계 성형공정에서 양축인장 성형과 단축인장이 연속 공정으로 되어 있으면 공정에서 허용한다면 단축인장의 가공을 먼저하고 양축인장의 가공을 하는 것이 반대의 경우보다 파단으로부터 더 안전한 제품을 만들 수 있다.

참고문헌

(1) Keeler, S. P. and Back, W. A., 1963, "Plastic

- Instability and Fracture in Sheets Stretched over Rigid Punches," *ASM Transactions Quarterly*, 1963, pp. 25~48.
- (2) Goodwin, G. M., 1968, "Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop," *Transactions Society of Automotive Engineering*, No. 680093. pp. 380~387.
- (3) 김영석, 1993, "판재의 성형성평가 실험에 대한 고찰," 대한기계학회지, 제33권, 제1호(통권 제146호), pp. 47~65.
- (4) Kleemola, H. J. and Pelkkikangas, M. T., 1977, "Effect of Predeformation and Strain Path on Forming Limits of Steel Copper and Brass," *Sheet Metal Industries*, pp. 591~599.
- (5) 양동렬, 1984, "금속성형의 기초와 응용 I," 대한기계학회지, 제24권, 제2호(통권 제84호), pp. 83~91.
- (6) Stoughton., T. B., 2000, "A General Forming Limit Criterion for Sheet Metal Forming," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol 42. pp. 1~27.
- (7) Nam, J. B., Park, K. C. and Jeong, K. J., 1997, "Determination of Forming Limit Curves of Steel Sheets with Considering the Effect of Strain-Path Changes," *Journal of the Korean Society for Technology of Plasticity*, Vol. 6, No. 1, pp. 36~45.
- (8) Hosford, W. F., 1979, "On Yield Loci of Anisotropic Cubic Metals," *Proc. 7th NAMRC*, SME, Dearborn, Michigan, pp 191~196.
- (9) Hill, R., 1948, "A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals," *Proceedings of the Royal Society of London*, pp. 281~297.
- (10) Graf, A. F., and Hosford, W. F., 1993, "Calculations of Forming Limit Diagram for Changing Strain Paths," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 24A. pp. 2497~2501.
- (11) Arrieux, R., 1997, "Determination and Use of the Forming Limit Stress Surface of Orthotropic Sheets," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 64, pp. 25~32.
- (12) Vacher, P., Arrieux, R. and Tabourot, L., 1998, "Analysis of a Criterion of Deep Drawing Operation Capability for Thin Orthotropic Sheets," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 78, pp. 190~197.