

소성 불안정 이론 및 그 응용

전 기 찬
기아산업(주) 생산기술부문



● 1949년생
● 소성가공을 전공하였으며, 일반형상의 박관 성형공정에 대한 이론해석 그리고 공정의 성공 여부 사전예측 및 불량 대책에 관한 전문가 시스템 구성에 관심을 가지고 있음.

1. 머리말

금속을 안전하게 소성변형시킬 수 있는 양은 몇 가지의 불안정현상에 의해서 제한을 받는다. 원주형의 시편을 축방향으로 압축할 때 직경에 대한 높이의 비가 어떤 임계값 이상이 되면 좌굴이 일어나게 되고, 이 때문에 균일한 압축 변형을 얻는 것이 어렵게 된다. 따라서, 균일한 변형을 얻기 위해서는 직경에 대한 높이 비를 임계값 이하로 유지할 필요가 있다. 다른 하나의 성형한계는 소재의 파단에 의한 것이다. 봉상의 시편으로 인장시험을 행하는 경우를 생각하여보자(그림 1).

하중이 증가하면 병형하기 시작하여 탄성한계까지는 하중은 변형량에 거의 직선적으로 비례하여 증가한다. 항복점을 지나서 소성변형이 일어나기 시작하면 변형에 따라 하중이 증가하기는 하지만, 그 증가율은 점차 떨어져서 최대점에 이르게 된다. 그후에는 변형량이 증가하여도 하중은 오히려 떨어져서 파단에 이르게 된다. 하중 최대점 이후의 변형은 그림 1에 도시된 바와 같이 국부적으로 진행되어 네킹을 유발하게 된다. 일단 네킹이 시작하게 되면 하중을 증가시키지 않더라도 변형은 계속적으로 일어나므로 불안정하게 된다. 즉, 시편의 단면적이 국부적으로 빠르게 감소하므로, 재료의 가공경화에 의한 하중 증가보다 단면적 수축에 의한 하중감소의 영향이 더 크기 때문에 불안

정하게 된다. 이러한 현상을 소성불안정이라 부른다.

연장시험에서 시편에 걸리는 하중은 작용하는 응력에 단면적을 곱한 형으로 표시된다.

$$F = \bar{\sigma}A \quad (1)$$

응력최대점에서는 $dF=0$ 이므로, 이 조건으로부터

$$dF = \bar{\sigma}dA + Ad\bar{\sigma} = 0 \quad (2)$$

여기서 $dA/A = -d\bar{\epsilon}$ 이므로, 이 관계를 이용하여 위의 식을 정리하면 아래 식과 같은 불안정조건이 얻어진다.

$$d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon} = \bar{\sigma}/1 \quad (3)$$

이 조건을 진응력-진변형률 곡선상에 도시하면 그림 2와 같다. 복합응력이 작용하는 조건에서는 식 (3)의 오른쪽 항의 분모는 1이 아닌 다른 어떤 값 "Z"를 가지게 된다. (이것에 대해서는 본문에 자세히 설명되어 있다.) 만약 재료의 소성변형거동을 멱경화법칙, $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$ 에 의해서 표시할 수 있다면, 소성 불안정조건 식 (3)은 $\bar{\epsilon} = n$ 으로 표시된다. 즉, 변형률 $\bar{\epsilon}$ 가 가공경화지수와 같을 때 소성불안정에 도달하게 된다.

환봉의 인장시험에서 나타나는 네킹을 확산 네킹, 그리고 그림 3(b)에 도시된 바와 같은 네킹을 국부 네킹이라 부른다. 확산네킹은 하중이 최대점에 이르면 일어나기 시작하는 것으로 하중을 제거하게 되면 부분적으로 판재 두께의 불균일은 존재하지만 제품표면상에 결함을 남기는 것은 아니다. 균일한 두께가 요구되

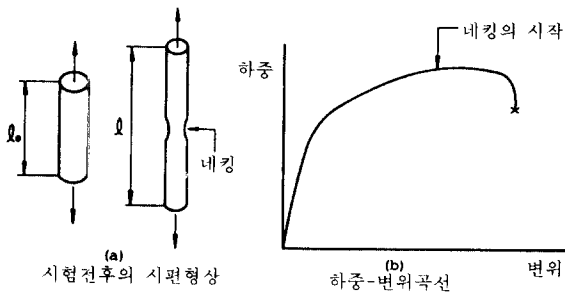


그림 1 인장시험에서의 하중-변위 곡선

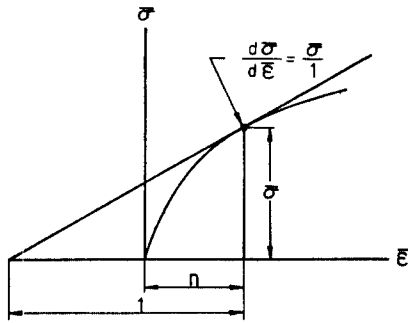


그림 2 인장 시험에서의 소성불안정 조건의 도해

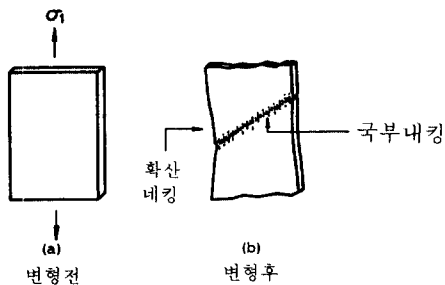


그림 3 확산 네킹과 국부네킹

는 제품에서는 불량으로 취급될 수 있다. 확산 네킹이 일어나기 시작하면 하중-변위 곡선에서 하중은 변위 증가와 함께 서서히 감소하기 시작한다. 국부네킹이란 좁은 선상의 영역을 따라서 국부적으로 판의 두께가 감소하는 것을 말하고 이 네킹이 시작되면 하중-변위 곡선에서 변위 증가가 거의 없는 상태에서 하중이 빠르게 떨어져서 곧 파단이 일어나게 된다. 판재 금속의 가공에서 이 국부네킹이 일어날 때까지를 성형한계라 부른다. 이 국부네킹은 확산네

킹이 일단 시작되면 파단에 이르지 않더라도 네킹 그 자체가 제품에서 표면결함으로 남게된다.

본 글에서는 확산네킹과 국부네킹에 대한 소성불안정 이론을 소개하고, 그것으로부터 얻어지는 성형한계도가 현장에서 어떻게 응용되는 지에 관하여 소개하는 것으로 하였다.

2. 소성이론의 기본식

이방성재료의 항복과 흐름은 1948년 Hill⁽¹⁾에 의해서 제안된 항복이론으로 표시하는 경우가 많다. 그 이론은 전단응력이 없는 평면응력조건에 대하여 아래와 같이 주어진다.

$$\bar{\sigma} = \left[1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2 \right]^{1/2} \sigma_1 \quad (4)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력이고 X 는 판면에 작용하는 주응력의 비 σ_2/σ_1 이다. 상수 R 은 수직 이방성의 척도가 되는 소성변형비이다. 식 (4)에 따른 흐름법칙으로부터 응력-변형률 관계는 다음식과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} \frac{d\epsilon_1}{1+R-RX} &= \frac{d\epsilon_2}{(1+R)X-R} \\ &= \frac{-d\epsilon_3}{1+X} = \frac{d\bar{\epsilon}}{(1+R)\bar{\sigma}/\sigma_1} \end{aligned} \quad (5)$$

그리고 유효변형률은 아래와 같이 정의된다.

$$d\bar{\epsilon} = \frac{(1+R)(1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2)^{1/2}}{1+R-RX} d\epsilon_1 \quad (6)$$

주응력비 X 는 흐름법칙 식 (5)로부터 주변형률의 비, $\alpha = d\epsilon_2/d\epsilon_1$ 의 항으로 표시될 수 있다.

$$X = \frac{R + (1+R)\alpha}{1+R+R\alpha} \quad (7)$$

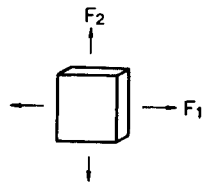
금속의 가공경화는 일반적으로 멱경화법칙으로 잘 표시된다.

$$\bar{\sigma} = K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^n \quad (8)$$

여기서 ϵ_0 , K 그리고 n 은 각각 전변형률, 가공경화 상수 그리고 가공경화 지수이다.

3. 확산 네킹 이론

일반적인 응력상태, 즉 이축인장 하에서의



$$F_1 = \sigma_1 A_1$$

$$F_2 = \sigma_2 A_2$$

A_1, A_2 : σ_1 과 σ_2 가 작용하는 면의 단면적

그림 4 이축 인장하에서 변형하는 판재금속

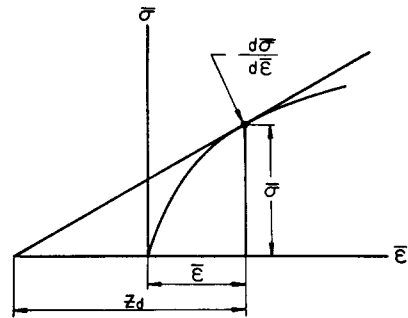


그림 5 복합 이축 응력조건에서의 확산네킹 조건

판재금속의 확산네킹에 대해서는 1952년 Swift⁽²⁾에 의해서 이론화 되었고, 후에 Moore와 Wallace⁽³⁾에 의해서 이방성까지 고려되었다.

그림 4에 도시된 바와 같이 판재금속에 이축 인장 하중이 작용하고 있는 경우를 생각하여 보자.

확산네킹에 대한 소성불안정조건은 아래식과 같이 주어진다.

$$dF_1 = \sigma_1 dA_1 + A_1 d\sigma_1 = 0 \text{ 그리고}$$

$$dF_2 = \sigma_2 dA_2 + A_2 d\sigma_2 = 0 \quad (9)$$

변형률 정의를 이용하여 위의 두 식을 정리하면 확산네킹이 일어나기 시작하는 조건은 아래식과 같이 된다.

$$d\sigma_1/d\epsilon_1 = \sigma_1 \text{ 그리고}$$

$$d\sigma_2/d\epsilon_2 = \sigma_2 \quad (10)$$

식 (4)를 미분하여 식 (5), (6), 및 (10)을 이용하여 정리하면 아래와 같은 불안정 조건이 얻어진다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Z_d} \quad (11)$$

여기서

$$Z_d = \frac{(1+R)^2 \left[1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2 \right]^{3/2}}{(1+R-RX)^2 + X[(1+R)X - R]^2} \quad (12)$$

식 (11)은 재료의 가공경화곡선상에 그림 5와 같이 도시될 수 있다. 식 (11)에서 계수 Z_d 는 그림 4에 도시된 가공경화곡선에서 확산네킹이 일어나기 시작하는 임계 subtangent값이다.

주어진 응력조건 즉 응력비 X 에 대한 Z_d 값은 식 (12)로부터 계산된다. 주어진 응력비 X 에 대하여 가공경화 곡선상의 한 점에서의 subtangent값이 임계값 Z_d 보다 작을 때는 안정하고, 그 값에 도달하게 되면 확산 네킹이 시작된다는 의미이다. 역가공경화법칙 식 (8)을 따르는 재료에 확산네킹에 대한 한계변형률은 아래와 같이 주어진다.

$$\bar{\epsilon}^* = Z_d n - \epsilon_0 \quad (13)$$

식 (6)을 이용하여 식 (13)을 한계 주변형률의 향으로 고치면

$$\epsilon_1^* = \frac{1+R-RX}{(1+R) \left[1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2 \right]^{1/2}} (Z_d n - \epsilon_0) \quad (14)$$

상기 식에서 주응력비 X 는 식 (7)에 의해서 주변형률의 비 $\alpha = d\epsilon_2/d\epsilon_1$ 의 향으로 주어진다. 따라서 확산네킹에 대한 한계변형률은 비례하중경로에 대하여 그림 7과 같이 주 및 주변형률 평면에 도시될 수 있다.

4. 국부 네킹 이론

4.1 개요

국부 네킹에 대해서는 1952년 Hill⁽⁴⁾이 변형이 없는 네킹선을 따라서 전단변형이 일어난다는 가정을 하여 이론적으로 해석한 바 있고, 그 결과로서 주변형률이 음($\epsilon_2 < 0$)인 영역에 대한 성형한계를 예측하였다. 주변형률이 양인

영역에서는 그 불안정조건이 성립하지 않는 것으로 나타났다. 따라서, 그 영역에서는 국부 네킹이 일어나지 않는 것으로 생각되어 왔다. 그러나, 1963년 Keeler와 Backofen⁽⁵⁾이 부변형률이 양인 영역에서도 국부네킹이 일어난다는 사실을 실험적으로 증명하였으며 그 영역에 대한 성형한계도를 구하였다. 후에 Goodwin⁽⁶⁾이 부변형률이 음인 영역의 성형한계를 측정하므로써 성형한계도가 실험적으로 완성되었다. 이 성형한계도는 CGA(cirele grid analysis)법으로 알려진 변형측정법과 함께 박판성형현장에서 새로운 가공공정을 개발할 때 널리 이용되고 있다. Marciniak과 Kuczynski⁽⁷⁾는 판재 금속은 두께상의 불균일을 포함하고 있고 변형과정에서 그것이 성장하여 국부네킹으로 발전한다는 가정을 하므로써, 부변형률이 양인 영역에서의 성형한계를 이론적으로 예측하였다. 예측된 결과와 실험에서 얻은 결과와 다소 큰 차이를 보였으므로 후에 Marciniak과 그의 협력자⁽⁸⁾에 의해서 변형률속도 민감도까지 고려되었다. Stören과 Rice⁽⁹⁾는 판재금속에 초기에 두께 혹은 강도상의 불균일이 존재하지 않더라도 소성변형과정에서 항복곡선상에 꼭지점이 발생하게 되고 그것에 의해서 불안정현상이 일어날수 있다고 가정하여 성형한계를 구하였다. Bressan과 Williams⁽¹⁰⁾는 국부네킹이 전단변형에 의해서 일어난다고 가정하여 성형한계를 구한 바 있다. 네킹이 시작되는 임계전단응력을 일축 혹은 등이축 인장응력상태에서의 한계변형률로부터 구하여 성형한계도의 오른쪽(부변형률이 양인 영역)의 성형한계를 예측하였다. 슬립면의 주응력에 대한 기울기를 구할 때 변형률 Mohr원을 기본으로 하여 구하였으며, 불안정조건을 유도에서 Hill⁽¹¹⁾이 1979년에 제안한 이방성 항복이론을 이용하였다.

최근 Jun^(12,13)은 Hill⁽⁴⁾ 그리고 Bressan과 Williams⁽¹⁰⁾에 의해서 제안된 전단불안정조건을 연장하여, 국부네킹이 순수전단변형조건이 얻어지는 면에서 슬립에 의해서 일어난다고 가정하고, 그 슬립면의 3차원 응력상태 및 기하학

적 형상을 구하였다. 또, 그것을 기본으로 하여 모든 주 및 부변형률 조합에 대하여 성형한계를 예측할 수 있는 소성불안정 조건을 제안한 바 있다. 그 조건에 의하여 이론적으로 예측된 성형한계도는 강, 알루미늄, 황동 등 변형이 주로 슬립기구에 의해서 일어나는 연성금속에 대하여 실험적으로 구한 그것과 잘 일치하는 것으로 나타났다.

국부네킹의 이론에 대해서는 먼저 Hill의 이론과 Marciniak과 Kuczynski의 그것을 간략하게 소개하고 Jun의 제안을 소개하는 것으로 하였다.

4.2 Hill의 이론

이축인장 하에서 판재금속을 계속 변형시키게 되면, 주축 방향에 대하여 어떤 각도 ϕ_1 만큼 기울어진 아주 좁은(판재 두께 정도) 선을 따라서 국부적으로 판의 두께 감소가 일어나게 된다. 이것을 국부네킹이라 부른다(그림 6). 일단 네킹이 시작되면 하중은 빠르게 떨어지고, 네킹 선을 따라서 두께감소가 빠르게 진행하여 파단에 이르게 된다.

국부네킹이 일어날 때는 아래조건이 성립한다.

$$dF_1 = \sigma_1 dA_1 + A_1 d\sigma_1 = 0 \quad (15)$$

방향 2'에서의 변형률 $d\epsilon_2' = 0$ 인 조건에서 dA_1/A_1 은 dt/t 로서 $d\epsilon_3$ 와 같게된다. 이 변형률 정의를 이용하여 위의 조건을 정리하면,

$$d\sigma_1/\sigma_1 = -d\epsilon_3 \quad (16)$$

네킹영역에서는 주 응력의 비가 일정하게 유지되므로 아래 관계가 성립한다.

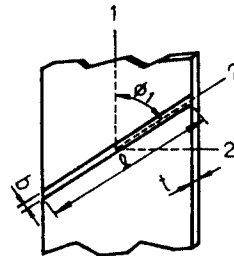


그림 6 국부네킹

$$\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} = \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{d\sigma_2}{\sigma_2} \quad (17)$$

식 (4), (5) 그리고 (17)을 이용하면 식(16)을 진응력과 진 변형률의 항으로 정리하면

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Z_{L,Hill}} \quad (18)$$

여기서

$$Z_{L,Hill} = \frac{(1+R) \left[1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2 \right]^{1/2}}{1+X} \quad (19)$$

식 (18)에서 계수 $Z_{L,Hill}$ 은 진응력-진변형률 곡선에서 국부네킹에 대한 임계 subtangent이다(그림 5 참조). 재료의 가공경화가 역가공경화식, 식 (8)에 의해서 표시된다면 한계주변형률을 다음과 같이 주어진다.

$$\epsilon_1^* = A[Z_{L,Hill} \cdot n - \epsilon_0] \quad (20)$$

여기서

$$A = \frac{1+R-RX}{(1+R) \left(1 - \frac{2R}{1+R} X + X^2 \right)^{1/2}} \quad (21)$$

주응력비 X 는 식 (7)에 의해서 주 및 주변형률의 비 $\alpha = d\epsilon_2/d\epsilon_1$ 의 항으로 표시될 수 있

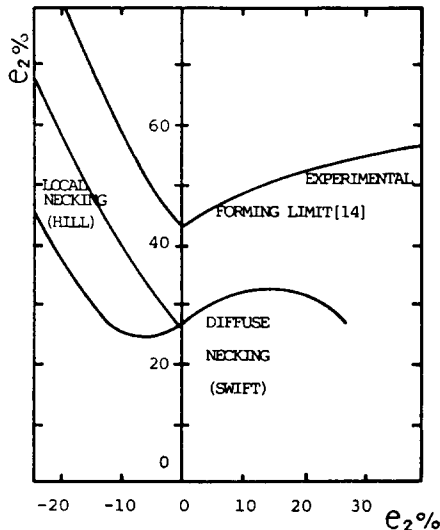


그림 7 확산네킹 이론과 Hill의 국부네킹 이론에 의한 예측 성형한계와 알루미늄킬드강 ($n=0.24$)에 대하여 실험적으로 구한 그것⁽¹⁴⁾의 비교

다. 따라서 식 (20)으로부터 주어진 주 및 주변형률 조합에 대한 한계 주 및 주변형률을 구할 수 있다. 이 불안정조건은 주변형률이 음인 영역에서 적용되는 조건이다. 그림 7에 이 조건으로부터 얻어지는 한계 변형률과 확산네킹 조건으로부터 얻어지는 한계변형률이 실험적인 그것과 비교되어있다.

4.3 Marciniak과 Kuczynski의 이론

Marciniak과 Kuczynski⁽⁷⁾는 판재금속에는 두께 혹은 강도상의 불균일이 존재하고, 그것이 성형과정에서 성장하여 국부네킹을 유발한다고 가정하여 주변형률이 양($\epsilon_2 > 0$)인 영역에 대한 성형한계를 구하였다. 네킹 이후의 변형 양상에는 재료의 변형률속도 민감도가 큰 영향을 주므로 그 영향까지를 포함할 수 있도록 그들의 식을 후에 수정하였다⁽⁸⁾. 그들의 이론을 간략하게 소개하면 다음과 같다.

이축응력하에 있는 판재에 그림 8에 도시되어있는 바와 같이 초기에 두께 혹은 강도상의 불균일이 존재한다고 가정하면, 초기 불균일은 아래와 같이 표시될 수 있다.

$$t_{0B}K_B/t_{0A}K_A = f \quad (22)$$

변형과정의 한 순간에 대한 판의 두께와 가공경화는 다음과 같이 표시될 수 있다.

$$t_A = t_{0A} \exp(\epsilon_{3A}), \quad t_B = t_{0B} \exp(\delta_{3B})$$

그리고

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_A &= K_A(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}_A)^n (\dot{\bar{\epsilon}}_A)^m, \\ \bar{\sigma}_B &= K_B(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}_B)^n (\dot{\bar{\epsilon}}_B)^m \end{aligned} \quad (23)$$

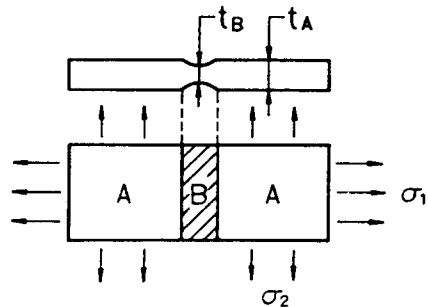


그림 8 국부네킹에 대한 M-K의 가정

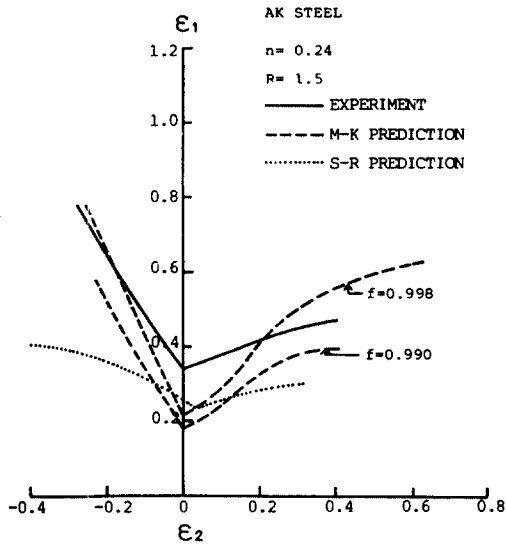


그림 9 이론예측 성형한계도와 실험결과의 비교

각 단면 A와 B가 지지하는 힘은 같아야하기 때문에 아래의 조건이 성립한다.

$$t_A \sigma_{1A} = t_B \sigma_{1B} \quad (24)$$

식 (22)와 (23)을 식 (24)에 대입하여 단면 A부분의 변형률을 점차 증가시켜가면서 풀면 그때의 단면 B부분의 변형률을 구할 수 있다. 변형이 진행되면서 초기 두께가 얇은 부분의 변형은 주위보다 점차 커져서 임계값에 도달하게 되면 균형을 잃게 되어 국부네킹이 일어나게 된다. Marciniak-Kuczynski(M-K)이론 및 Stören-Rice(S-R)⁽⁹⁾의 이론에 의해서 예측되는 성형한계와 실험적으로 측정된 그것이 그림 8에 비교되어 있다. M-K이론에 의해서 예측되는 성형한계는 불균일 계수 f 값의 가정에 따라서 크게 변하는 것을 알 수 있고, S-R의 이론에 의한 그것은 부변형률이 음인 영역에서 실제와 차이가 큰 것을 알 수 있다.

4.4 Jun의 제안

미시적인 관점에서 소성변형은 전단응력이 최대가 되는 면에서 슬립에 의해서 일어나게 된다. 각 재료에는 변형이 시작되는 임계전단응력이 존재하고 그것은 하나의 재료특성값이다.

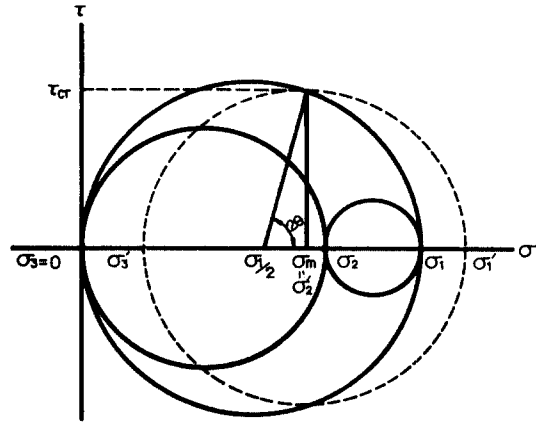


그림 10 국부네킹 영역의 응력상태 (Jun¹²⁾)

국부 네킹도 변형이 "0"이 되는 네킹선을 따라서 전단변형이 일어나서 발생한다는 가정을 하여왔다^(4,10). 최근 Jun^(12,13)은 순수전단변형이 일어나는 면에서 슬립에 의해서 국부네킹이 일어나기 시작한다고 가정하여, 슬립면의 3차원 응력상태 및 기하학적 형상을 결정하였으며, 모든 주 및 부변형률 조합에서 성형한계를 예측할 수 있는 소성불안정조건을 유도하였다. 그것을 소개하면 다음과 같다.

국부네킹이 발생하기 시작할 때 균일두께 영역에 작용하고 있는 비례하중조건은 그림 10에도시되어 있는 바와 같이 순수 전단변형조건으로 변환될 수 있다. 응력변환에 관한 자세한 내용은 참고문헌 (12)에 취급되어 있다. 주어진 주응력과 임계전단응력간에는 Mohr원(그림 10)으로부터 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\tau_{cr} = \frac{1}{2} \sigma_1 \sin 2\theta \quad (25)$$

각 θ 는 전단면의 σ_1 축에 대한 기울기를 결정한다. 이 각은 간단한 삼각함수처리에 의해서 주응력비의 향으로 주어질 수 있다.

$$\sin 2\theta = \frac{3}{2} \sqrt{2 + X - X^2} \quad (26)$$

식 (4)와 (26)을 이용하여 식 (25)를 재정리하면 τ_{cr} 에 대응하는 유효응력 값은 다음과 같이 주어진다.

$$\bar{\sigma} = \left[1 - \frac{2R}{1+R}X + X^2 \right]^{1/2} \frac{3}{\sqrt{2+X+X^2}} \tau_{cr} \quad (27)$$

여기서 임계전단응력 τ_{cr} 은 전변형이 없는 소둔재료에 대한 평면변형조건에서의 한계변형률로부터 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\tau_{cr} = \frac{\sqrt{2+R}}{3} \cdot K \cdot \left[\frac{1+R}{1+2R} \varepsilon_p^* \right] \quad (28)$$

여기서 ε_p^* 는 평면변형조건에서 τ_{cr} 에 대응하는 한계변형률이다.

가공경화법칙 식 (8)을 식 (27)에 넣고, τ_{cr} 대신에 식 (28)을 넣어서 정리하면, 주어진 변형률비에 대한 한계주변형률은 다음과 같이 주어진다.

$$\varepsilon_1^* = A [Z_{i,Jun} \cdot \varepsilon_p^* - \varepsilon_0] \quad (29)$$

여기서

$$Z_{i,Jun} =$$

$$\frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \left[\frac{(2+R) \left(1 - \frac{2R}{1+R}X + X^2 \right)}{2+X-X^2} \right]^{1/2n} \quad (30)$$

상수 A 는 식 (21)에 주어져 있다. 식 (29)에서 ε_p^* 값만 정하여지면 모든 주 및 부변형률 조합에 대한 성형한계가 예측될 수 있다. 상수 값 ε_p^* 는 실험적으로 혹은 Hill의 모델에서 제안한 값 n 으로 구하여질 수 있다.

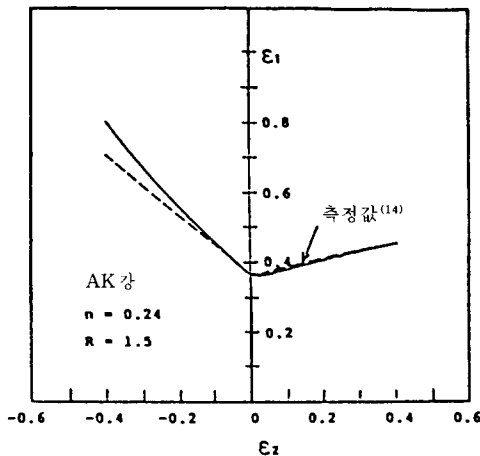


그림 11 알루미늄킬드강에 대한 이론 및 실험 성형한계도

강, 알루미늄합금 및 황동에 대하여 이론적으로 예측한 성형한계와 실험결과가 그림 11~13에 비교되어 있다. 알루미늄합금과 강에 대하여 예측값과 실험결과가 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 황동에 대하여 이론값과 실제값 사이에 다소 큰 편차가 나타나고 있다. 그러나, 부변형률이 양인 영역에서의 곡선형태는 비교적 잘 예측하고 있다.

만약 ε_p^* 값을 Hill의 모델로부터 주어지는 값 n 으로 넣어준다면, 식 (29)는 식 (14) 및

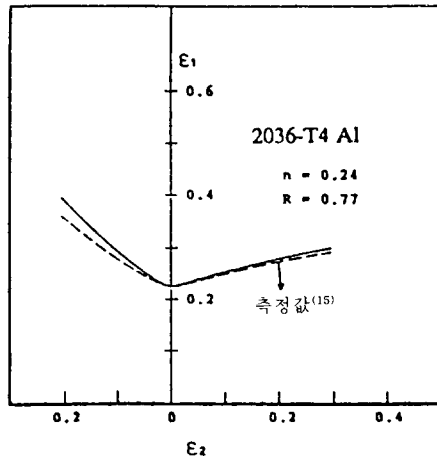


그림 12 알루미늄합금 2036-T4에 대한 이론 및 실험 성형한계도

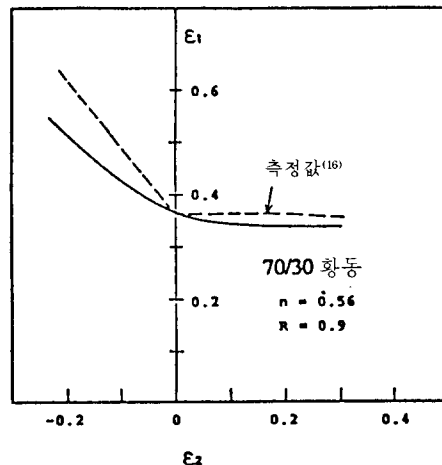


그림 13 황동에 대한 이론 및 실험 성형한계도

식 (20)과 같은 형태로 표시된다.

$$\epsilon_p^* = A[Z_{i,Jun} \cdot n - \epsilon_o] \quad (31)$$

따라서 Jun의 제안식은 식 (11) 및 식 (18)의 형으로도 표시될 수 있다.

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{\bar{\sigma}}{Z_{i,Jun}} \quad (32)$$

식 (12), 식 (19) 및 식 (30)으로 주어지는 subtangent값을 여러가지의 n 및 R 값 조합에 대하여 비교하여보면 각 조건의 차이를 알 수 있다.

5. 성형한도의 응용

판 면에 작용하는 두 주 변형률을 측정하는 데는 원형 그릿드법이 주로 이용되고 있다. 판재의 한쪽면에 원형의 그릿드를 마킹하여 변형시키게 되면 그 원은 타원으로 변하게된다. 그 타원의 장축 및 단축의 길이와 방향을 측정하게되면 주변형률과 부변형률 그리고 그 방향들을 알 수 있게 된다(그림 14). 하나의 원에서 측정한 변형률은 그 원 내에서의 평균변형률이다. 따라서, 원의 크기가 너무 크면 국부적인 변형을 나타내기 어렵고, 원이 너무 작으면 측정의 오차가 커지게 된다. 따라서, 제품의 크기와 측정 목적에 따라 적절한 크기의 원을 선택할 필요가 있다. 그릿드는 사진감광법 혹은 부식법에 의해서 마킹한다.

새로운 박판성형공정의 개발에 있어서 설계·제작된 금형으로 시험작업을 할 때 그릿드법에 의해서 제품 각 부위의 변형률을 측정하여 성형한계도 상에 표시하여 비교하므로써 성형의 가부 및 난이성을 평가할 수 있다(그림 15 참조). 즉, 성형한계에 가까울수록 성형이 어렵다는 의미가 된다. 파단의 위험이 클 경우에는 금형설계 및 작업 조건을 개선하고 그것으로도 해결이 불가능 할때는 성형 단계를 나누고, 실제 공정이 성형 한계보다 매우 낮은 경우에는 성형 단계를 줄이거나 보다 저급의 재료를 사용함이 바람직 할 것이다. 성형한계를 넘어서 파단이 일어났다면 성형한계도 상에

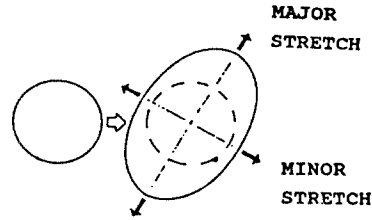


그림 14 박판금속에 대한 변형률 측정

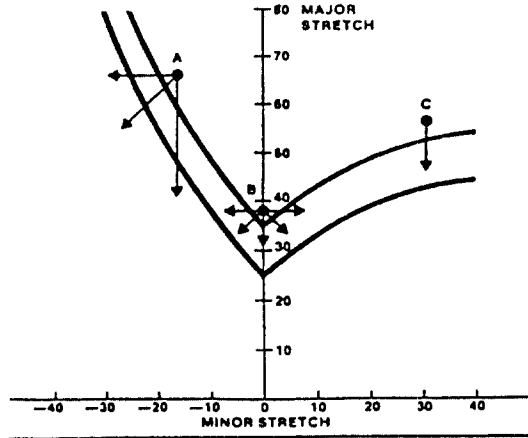


그림 15 성형한계도의 이용

서 어느 방향으로 그것을 피해야할지를 예측할 수 있다. 이것은 금형수정 혹은 작업조건 변경의 지침이 된다.

6. 맺음 말

판재금속의 성형작업에 있어서 파단 없이 안전하게 변형시킬 수 있는 변형량을 성형한계라 부르고, 그것은 국부네키의 시작에 의해서 제한을 받는다. 성형한계는 재료에 따라서 그리고 재료의 준비과정에 따라서 달라지므로 박판금속의 성형공업에서는 이용하고 있는 각종 재료에 대하여 실험적인 성형한계도를 구하여두고 새로운 공정의 개발시에 참고자료로서 활용하면 편리하다. 또 입고되는 각종 재료의 성형성 편차를 품질관리하여 불량 없이 균일한 품질의 제품을 생산할 수 있는 방안도 강구되어야 하겠다. 성형한계도 전체의 측정은 많은 공

수를 요하므로 품질관리 측면에서는 이용할 수 없다. 그런데, 평면변형조건에서의 성형한계를 알면 Jun의 식 혹은 다른 방법에 의해서 전체 성형한계도가 비교적 정확하게 그리고 빠르게 예측될 수 있다. 따라서 평면변형조건에서 성형한계를 빠르고 정확하게 측정할 수 있는 방법을 개발하는 것도 중요하다. 평면변형조건에서의 성형한계를 구하는 데에는 펀치 스트레칭이 주로 이용되지만 그 외에도 여러가지 방법들이 시도되고 있다. 평면변형조건에서 펀치 스트레칭 시험을 행하여 파단이 일어날 때까지의 펀치 행정거리를 한계 돔 높이(limiting dome height)라 하여 선진 제국에서는 박판금속의 성형성에 대한 품질관리 수단으로서 이용하고 있다.

우리나라의 박판금속의 성형업계에서도 새로운 공정의 개발에 있어서 성형한계도와 변형측정법을 이용하므로써 시행착오를 줄이고, 한계 돔 높이에 의한 품질관리기법을 이용하므로써 불량율저감 및 생산성 향상을 기할 필요가 있다 하겠다. 각종 재료에 대하여 측정된 성형한계에 관한 자료는 그 대표적인 값(예를 들면, 평면변형에서의 성형한계 값)으로서 컴퓨터에 저장하여두면 성형성에 대한 CAE에 의한 분석시에 편리하게 이용될 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Hill R., Proc. Roy.Soc.London, Ser.A, 193(1948), 281.
- (2) Swift H.W. : Mech J. Phys. Solids, 1, (1952)1.
- (3) Moore G.G. and Wallace J.F. : J. Inst. of Metals, 93(1964-65) 33.
- (4) Hill R. : J. Mech. Phys.Solids 1(1952) 19.
- (5) Keeler S.P. and Backofen W.A. : Trans. ASM 56(1963) 25.
- (6) Goodwin G.M. : La Metallurgia Italian N8(1968) 767.
- (7) Marciniak Z. and Kuczynski K. : Int. J. Mech. Sci. 1(1967) 609.
- (8) Marciniak Z. and Kuczynski K. and Pokorato : Int. J. Mech, Sci 15(1973) 789.
- (9) Stören S. and Rice J.R. : J. Mech. Phys. Solids 23(1975) 421.
- (10) Bressan J.D. and Williams J.A. : Int. J. Mech. Sci. 25(1983) 155.
- (11) Hill R. : Math. Proc. Camb. Soc., 75, (1979) 179.
- (12) Jun G. : Plastic Deformation and Working, Proc. of Symposium on Plastic Deformation and Working, Seoul National Univ., Oct. 22-23 1988(Ed. by D.W. Kim and D.N Lee) Bando Pub. Co., (1988) 205.
- (13) Jun G., Ibid, (1988) 208.
- (14) Hecker S.S. : Sheet Metal Industries 52(1975) 671.
- (15) Hecker S.S. : Formability, Analysis, Modeling and Experimentation, (Edited by Hecker S.S. Ghosh A.K. and Gegel H.L.), TMS-AIME, Warrendale, PA(1978) 150.
- (16) Gosh A.K. : Metals Engineering Quarterly 15(1975) 53.

