

냉간압조가공의 가공한계 예측

Evaluation of Material Workability for Ductile Failures in Cold Forging Process

김 영 석*
Young Suk Kim



김 영 석
• 1957년 9월생
• 소성역학 및 수치해석(FEM) 응용 판재의 프레스 가공기술 연구
• 산업과학기술연구소 가공연구실장

1. 서 론

최근 고기능성 난가공재 사용증대와 복잡한 형상의 제품생산에 따라 소성가공중에 크랙과 같은 가공결함이 자주 발생하고 있다. 이런 연성파괴는 재료의 미세적 구조특성과 소성가공 공정중에 재료가 받는 복잡한 응력과 변형률상태에 의존하는 현상이다. 금속재료의 연성파괴는 여러 연구자들에 의해 일반적으로 다음과 같은 Mechanism을 거쳐서 일어난다고 보고되고 있다. 즉, 재료의 소성변형중에 재료내부 혹은 표면에 존재하는 개재물의 파단이나 모재(Matrix)와 개재물의 경계면에서 분리 등에 의해 기공(Void)들이 발생하고 기공들이 성장하여 마이크로 크랙으로 합쳐지고 더욱 진전되어 최종 단계에서는 재료의 파단을 야기한다.

압연, 단조, Bolt Heading, 인발 등과 같은 Bulk재의 소성가공공정은 피가공재가 대부분 압축응력 상태하에 있으나 특정부위에 야기되는 2

차적인 인장응력이 재료의 미세적 구조특성과 관련하여 파괴를 일으켜 재료의 가공성을 저하시킨다. 여기서 가공성(Workability)이란 소성가공중에 재료가 파단 발생없이 변형되는 정도를 말한다. 특정한 소성가공 공정에 대해 재료의 가공성을 평가하기 위해서는 파괴기준(Fracture Criterion)과 가공성 평가실험이 조합되어야 한다. 가공성 평가실험은 규격화된 조건하에서 재료의 연성(가공한계)을 평가하기 위한 것이며, 파괴기준은 특정 소성가공 공정중에 발생하는 응력과 변형률 상태에 그 결과를 적용하는 것이다.

재료의 기계적 특성, 미세적 구조특성 및 비균질성이 가공한계를 결정하는데 결정적인 역할을 하지만 가공공정 변수 또한 응력과 변형률 제어에 중요한 요소이므로 특정 가공공정에 대한 재료의 가공성을 평가하기 위해서는 재료 특성 및 공정변수의 양면에서 고려되어야 한다. 소성가공 공정중에 재료의 파단발생이 일어나지 않고 요구하는 형상의 제품을 얻기 위해서는 최적 재료의 선정 및 공정의 최적화가 요구된다. 종래 재질설계 및 공정설계에 있어서 시행오차에 의한 방법은 시간 및 Cost 손실을 수반하고 있어 사전에 재료의 가공한계를 정확히 예측하고 주어진 가공조건에 대한 가공성을 신뢰도 있게 평가하는 기술이 요구되고 있다. 이하에 Bolt Heading 공정에서의 가공성과 관련하여 일반적인 Bulk재의

가공성 평가시험법, 평가기준, 응용기술에 대해서 논한다.

2. 가공성 평가시험 및 평가기술

2.1 가공성 평가시험법

2.1.1 인장시험

인장시험에서 neck 발생까지의 균일변형량과 같은 기계적특성은 판재성형에서 성형성 평가의 척도로 될 수는 있으나, 이때 재료는 단축인장 응력을 받고 있고 neck 발생 부위에서의 3축 응력 상태는 일반적인 Bulk재 소성가공에서의 경우와 다르다.

2.1.2 압축시험

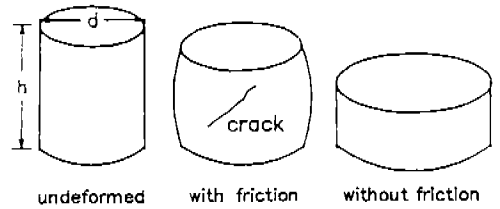
원주 압축시험은 응력상태가 대체로 Bulk재의 소성가공공정의 경우와 유사하고, necking과 같은 불안정현상이 발생하지 않는다. 압축시험에서는 가압접촉면의 마찰과 형상비(높이/직경= h/d)를 변경함으로써 Barrel 곡률을 변화시켜 자유 표면크랙과 관련이 있는 원주방향 인장응력의 크기를 조절할 수 있는 특징을 갖고 있다.

원주 압축시험시 가압접촉면에 마찰의 존재는 접촉면 끝단의 퍼짐변형을 구속하여 시편은 원주형상이 유지되지 않고 Barrel 혹은 Bulge 형상이 되어 원주방향 인장응력을 야기하게 된다(그림 11). 따라서 원주의 압축시험은 원 재료의 표면이 원주의 표면에 오도록 시편을 가공하면 자유표면 크랙과 관련된 가공성평가에 이용될 수 있고, 원 재료의 길이 방향에 직각 방향으로 원주시편을 채취하여 재료의 내면이 원주표면에 오도록하면 재료 내부크랙과 관련한 가공성을 평가할 수도 있다.

2.1.3 굽힘시험

각종의 굽힘시험에서는 폭/두께의 비를 변경함으로써 외면에서의 응력과 변형률 상태를 변화시킬 수 있는 특징을 갖고 있다. 이 응력상태는 원주의 압축시험에서 Barrel 표면의 응력상태와 유사하나 변형률 경로는 직선적이며 기울기가 -2 보다 큰 범위에 존재한다. 따라서 이 시험은 파단시에 인장변형률이 압축변형률보다 큰 인장 변형률측 근처의 파단변형률을 평가하는데 유용

Cylindrical upset test specimens



$$d/h = 0.75-1.75$$

그림 1 원주 압축시험의 시편

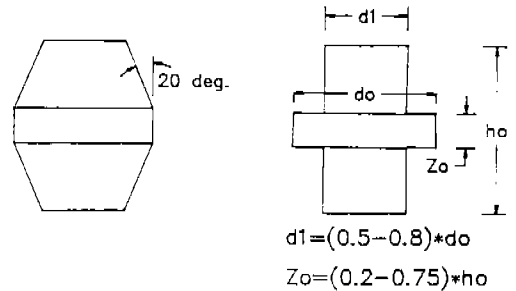


그림 2 Tapered(좌)와 flanged(우) 압축시험 시편

하고 시편이 원주가 아닌 경우에 사용된다.

2.1.4 경사 및 후렌지 압축시험

경사 및 후렌지 압축시험에서는 그림 2와 같이 원주의 중앙높이에 원 재료의 표면이 오도록하고 상, 하 단면을 가공한 시편을 이용하여 시편의 중앙높이의 원주 표면에서 변형률을 변경시키는 특징을 갖는다. 이 경우에는 가압접촉면의 마찰 유무에 표면변형률이 거의 영향을 받지 않는다. 이 실험에서 얻어지는 변형률 경로는 직선적이며 굽힘시험에서와 같이 인장변형률측 근처의 파단 변형률을 평가하는데 유용하다. 경사 압축시험에서는 변형률 기울기가 크고 후렌지 압축시험에서는 변형률 경로가 인장변형률측 근처에 존재한다.

2.2 실험방법

2.2.1 압축시험

그림 3은 원주압축시험에서 형상비($h/d=0.75$)

-1.75)와 다이 접촉면의 마찰변경에 따른 원주 표면에서의 원주방향 변형을 ϵ_r 과 압축방향 변형을 ϵ_z 의 관계를 나타낸다. 다이 접촉면에 Teflon Film 등을 사용하여 얻어지는 무 마찰의 경우는 Barrel 발생없이 원주는 균일 압축변형을 받아 $\epsilon_r = \epsilon_z = -(1/2) \epsilon_z > 0$ 관계가 성립하고 마찰이 존재하는 경우와 $h/d < 1$ 인 경우는 Barrel이 발생하여 변형이 균일하게 되지 않는다. 마찰이 커질수록 또는 h/d 가 작아질수록 Barrel 곡률은 증가하여 $d\epsilon_0/d\epsilon_z$ 기울기가 커진다. 원주표면의 변형률은 그림 4와 같이 실험전에 원주표면에 4각 그리드를 새겨놓아 실험후 변형된 그리드의 변형으로 부터 구한다. 그리드를 새기는 방법으로는 전해에칭, 사진감광, 스크라이빙 혹은 압인에 의한 방법이 이용된다.

원주표면에서의 응력비는 측정된 변형률과 소성이론을 이용하여 구해진다. 즉, 등방성재료에

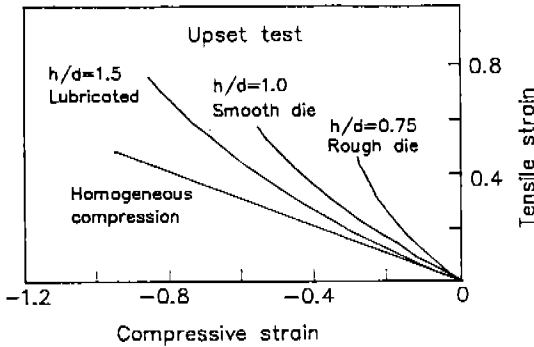


그림 3 원주압축실험에 의한 변형률경로

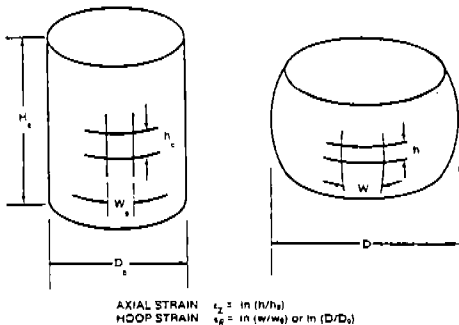


그림 4 원주압축실험에 의한 변형률 측정용 그리드

대한 유동법칙(Flow Rule)은 원통좌표계(r, θ, z)에서

$$d\epsilon_r = d\lambda \{ \sigma_r - \sigma_0 + \sigma_z \} / 2$$

$$d\epsilon_0 = d\lambda \{ \sigma_0 - (\sigma_r + \sigma_z) \} / 2 \tag{1}$$

$$d\epsilon_z = d\lambda \{ \sigma_z - (\sigma_0 + \theta_r) \} / 2$$

이고, 유효응력 $\bar{\sigma}$ 와 유효변형률 $d\bar{\epsilon}$ 는

$$\bar{\sigma} = (1/\sqrt{2}) \{ (\sigma_r - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_0)^2 + (\sigma_0 - \sigma_r)^2 \}^{1/2}$$

$$d\bar{\epsilon} = (\sqrt{2}/3) \{ (d\epsilon_r - d\epsilon_z)^2 + (d\epsilon_z - d\epsilon_0)^2 + (d\epsilon_0 - d\epsilon_r)^2 \}^{1/2} \tag{2}$$

이 된다. 여기서 $d\lambda$ 는 재료와 변형률에 의존하는 비례상수로 $d\bar{\epsilon}/\bar{\sigma}$ 로 주어진다. 원주 표면에서는 $\sigma_r = 0$ 인 평면응력상태가 되고 식(1)은

$$-\frac{d\epsilon_r}{\sigma_0 + \sigma_z} = \frac{d\epsilon_0}{2\sigma_0 - \sigma_z} = \frac{d\epsilon_z}{2\sigma_z - \sigma_0} = \frac{d\bar{\epsilon}}{2\bar{\sigma}} \tag{3}$$

이 된다. 식 (2), 식 (3)과 $\alpha = d\epsilon_0/d\epsilon_z$ 를 이용하면 응력성분 σ_z, σ_0 와 평균응력 σ_m 은

$$\sigma_z = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \frac{\alpha + 2}{\sqrt{(\alpha^2 + \alpha + 1)}} \tag{4}$$

$$\sigma_0 = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \frac{2\alpha + 1}{\sqrt{(\alpha^2 + \alpha + 1)}}$$

$$\sigma_m = (\sigma_r + \sigma_0 + \sigma_z) / 3 = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \frac{\alpha + 1}{\sqrt{(\alpha^2 + \alpha + 1)}}$$

으로 나타내진다. 여기서 $\bar{\sigma}$ 는 균일압축실험에서 $\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon})$ 으로 주어지나(*) 보다 엄밀하게는 가압면에서 마찰존제에 의한 Barrel 발생효과를 고려하여 Bridgman의 수정계수 도출방법과 유사하게 다음식으로 주어진다.

$$\bar{\sigma} = (\sigma_z)_{av} \left\{ \left(1 - \frac{2R}{R_2} \right) \ln \left(1 - \frac{R_2}{2R} \right) \right\}^{-1} \quad (5)$$

여기서 R_2 는 반경(= $d_2/2$)이고, 벌지곡률 R 은

$$R = \frac{h^2 + (d_2 - d_1)^2}{4(d_2 - d_1)} \quad (6)$$

으로 구해진다.

원주표면에서의 응력비는 식 (4)로 부터

$$\beta = \frac{\sigma_0}{\sigma_z} = \frac{2\alpha - 1}{\alpha + 2} \quad (7)$$

으로 주어진다. 균일압축변형에서는 $\alpha = -(1/2)$ 이고 $\beta = 0$ 가 되어 원주방향 응력이 영($\sigma_0 = 0$)이 되므로 파단이 발생하지 않는다. 또한 $\alpha > -(1/2)$ 인 경우는 β 는 양이되어 σ_0, σ_z 가 모두 인장이 된다. 한편 $\alpha = 0$ 인 경우는 평면변형으로 $\sigma_0 = (1/2)\sigma_z$ 가 된다. 그림 5는 원주압축실험에서 압축율에 따른 원주표면의 응력변화를 나타낸다. 압축률이 커질수록 Barrel이 심해져 σ_z 는 인장이 된다.

(*) 초기 높이가 h_0 , 직경이 d_0 인 원주가 무마찰조건하에서 균일압축되어 각각 h, d 가 되는 경우 유효응력 $\bar{\sigma}$ 는

$$\bar{\sigma} = (\sigma_z)_{av} = \frac{4P}{\pi d^2} = \frac{4Ph}{\pi d_0^2 h_0}, \quad \sigma_r = \sigma_\theta = 0$$

으로 주어지고, 유효변형률 $\bar{\epsilon}$ 는 다음식으로 나타내진다.

$$\bar{\epsilon} = -\epsilon_z = \ln(h_0/h), \quad \epsilon_r = \epsilon_\theta = -\epsilon_z/2$$

2.2.2 굽힘실험

각봉의 3점 지지 굽힘실험에서 외면의 변형률 상태는 원주의 압축실험의 경우와 유사하다(그림 6). 폭/두께의 비(w/t)가 1인 경우는 $d\epsilon_0/d\epsilon_z$ 가 근사적으로 -2.0 이 되고, w/t 가 8에 근접할 수록 $\epsilon_z = 0$ 인 평면변형상태가 된다. 외면에서의 변형률 ϵ_0 는

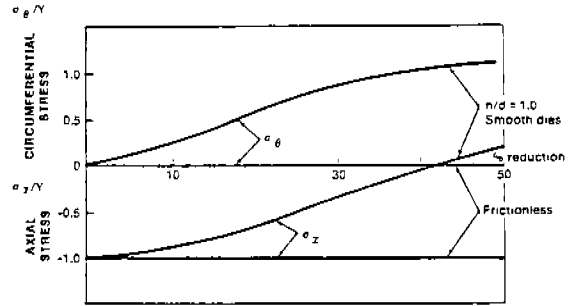


그림 5 원주압축실험에서 적도면의 응력상태

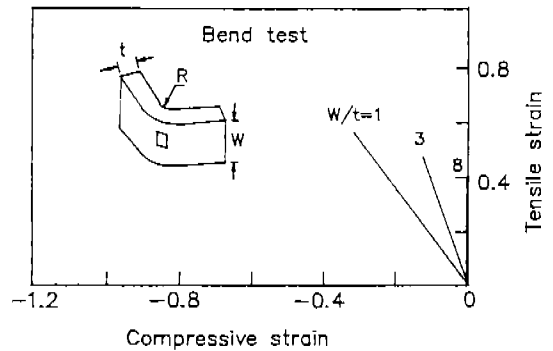


그림 6 굽힘실험에 의한 변형률경로

$$\epsilon_0 = \ln \left(\frac{R+t}{R+t/2} \right) \quad (8)$$

으로 나타내진다. 여기서 R 은 편지반경, t 는 시편두께이다. 각봉의 외면에서 응력비 β 는 폭/두께의 비를 변경시킨 각봉의 외면에 새긴 그리드의 변형률을 측정하여 식 (7)로 부터 구해진다.

2.2.3 경사 및 후렌지 압축실험

경사 및 후렌지 압축실험에서는 시편의 중앙 높이에서 칼라높이(Z_0)에 따라 원주 표면변형률의 크기가 변한다. 후렌지 압축시편의 경우는 칼라높이는 시편전체 높이의 0.2-0.75배 정도를 갖고, 가공단면은 중앙부 직경의 0.5-0.8배 직경을 갖는다. 한편 경사압축시편의 경우는 시편의 경사가 20 deg가 되도록 한다.

이상과 같이 원주 압축실험과 굽힘실험 혹은 원주 압축실험과 경사-후렌지 압축실험의 조합에 의해 일반적인 Bulk재 소성가공중에 재료의

자유표면 또는 내부에서의 파단발생 관련이 깊은 응력과 변형률상태의 재현이 가능하며 광범위한 범위에서 재료의 파단발생한계를 평가할 수 있다.

2.3 파단한계

여러 조건하에서 원주 압축실험과 굽힘실험 혹은 원주 압축실험과 경사-후렌지 압축실험을 통해 얻어지는 파단변형률에 대한 데이터는 Bulk재의 소성가공중에 발생하는 연성파괴에 대한 기준을 설정하는데 이용된다. 즉, 실험에 의해 재료의 파단한계선을 구하고 이 파단한계선과 소성가공 공정중에 재료의 변형률 경로를 비교함으로써 재료의 가공성을 평가할 수 있다. 가공공정중의 변형률 경로가 파단한계 변형률선 아래에 존재하면 안정가공되고 있는 것이며 파단한계선과 교차하는 곳에서 파단이 발생하는 것을 의미한다. 그림 7에서 냉간인발된 1045강의 표면파단 변형률 점들은 기울기가 -1/2인 직선 상에서 거의 존재하고 있는데 이런 직선성은 1020 강, 303 스텐레스강, 601AB 소결 알루미늄 합금 분말체, 4620 소결 저합금강, Ti 합금등 대부분의 재료에 대해서 성립한다. 따라서 파단한계선은 다음식으로 표시할 수 있다.

$$\epsilon_0 = -(1/2)\epsilon_c + \epsilon_{00} \quad (9)$$

여기서, 인장응력축과의 절점 ϵ_{00} 는 재료특성 및 가공공정변수에 의존하는 값이다. 그림 8은 압축실험과 굽힘실험 시편의 채취방향에 따라 파단이방성의 영향을 나타낸다. 인장응력이 나타나는 방향이 같은 시편의 경우 동일선상에 파단변형률이 존재함을 알 수 있다. 또한 길이방향으로 인장응력이 나타나는 시편이 가장 높은 파단변형률을 갖고, 두께방향으로 인장응력이 나타나는 시편이 가장 낮은 파단변형률을 갖는다.

2.4 파단발생 평가기준

Bulk재의 소성가공중에 있어서 표면 및 내부 파단 발생을 예측하기 위한 대표적인 모델들을 소개한다.

2.4.1 McClintock 모델

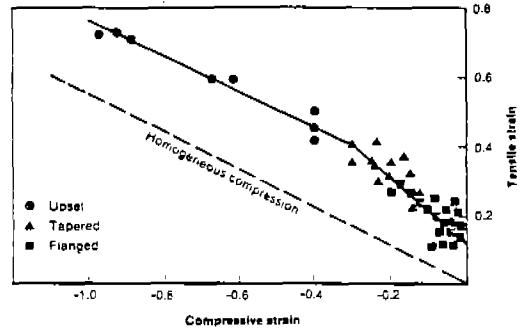


그림 7 원주, tapered와 flanged 압축실험에서 구한 1045강의 파단한계선

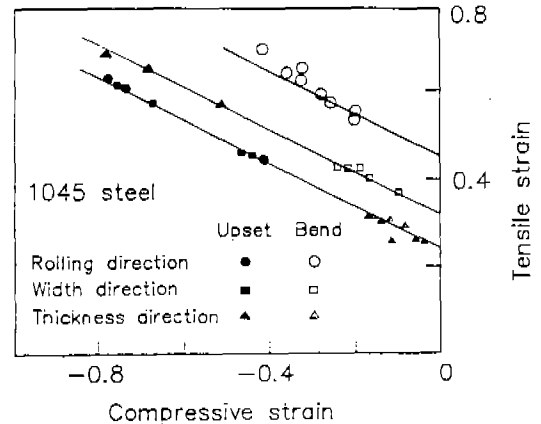


그림 8 원주압축과 굽힘실험에서 구한 1045강의 시편방향에 따른 파단한계선

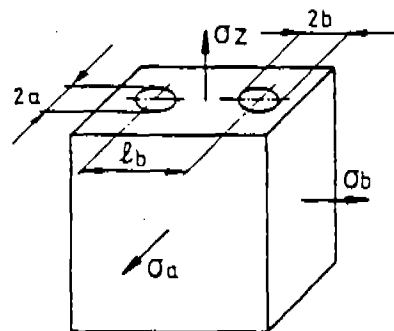


그림 9 McClintock의 공 성장 모델

McClintock는 점성체중의 공(Hole)의 성장이론으로 부터 소성체중의 공의 성장 이론을 추정하여 성장한 공과 공이 서로 접촉하여 합쳐지면 재료가 파단에 이른다고 하여 파괴조건식을 도출하였다. 재료가 그림 9와 같이 z축에 평행한 타원형 공을 갖고 있는 단위 셀의 조합으로 구성되어 있다고 가정한다. 타원의 장, 단직경을 각각 2a, 2b이라 하고 단위셀의 변의 길이를 각각 l_a, l_b 이라 하면 비례하중 상태에서 공이 성장하여 인접하고 공과 접하는 조건, 즉 $2a=l_a$ 혹은 $2b=l_b$ 이 되면 재료는 파단한다고 하였다. 공의 성장률을 다음과 같이 정의하여

$$F_x = \frac{a/l_a}{a_0/l_{a0}} \quad (10)$$

$$F_b = \frac{a/l_a}{a_0/l_{b0}}$$

파단시의 성장률을 F_{xf}, F_{bf} 이라 하면 각각

$$F_{xf} = \frac{L_{m0}}{2a_0} \quad (11)$$

$$F_{bf} = \frac{L_{b0}}{2b_0}$$

이 된다. 여기서는 b방향에서 $2b=l_b$ 에 의해 파단이 발생하는 경우에 대해서 고려한다. 타원공의 변형중에 응력경로가 변화하는 것도 고려하여 재료의 파괴진전을 누적적으로 표시하는 것이 좋다. 따라서 파손위험정도는 $dn_{ab}/d\bar{\epsilon}$ 로 표시할 수 있고 여기서 η_{ab} 는

$$\eta_{ab} = \frac{\ln F_{bf}}{\ln F_{xf}} \quad (12)$$

으로 주어지며, $\eta_{ab}=1$ 인 경우에 파단이 발생하는 것을 의미한다. 축대칭 평면변형문제($\epsilon_z=0$)에 대한 타원공 성장이론식으로 부터 타원공의 크기의 변화는

$$\ln\left(\frac{R}{R_0}\right) = \frac{\sqrt{3}\bar{\sigma}}{2(1-n)} \sinh\left\{\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2}\left(\frac{\sigma_a+\sigma_b}{\sigma}\right)\right\} + \frac{\epsilon_a+\epsilon_b}{2} \quad (13)$$

로 주어진다. 여기서 n은 Holloman의 식, $\bar{\sigma}=\bar{K}\bar{\epsilon}^n$, 에서 가공경화지수이고, R은 타원의 평균반경(=(a+b)/2)이다/

McClintock에 의하면 파손위험 정도는

$$\frac{dn_{ab}}{d\bar{\epsilon}} = \frac{1}{\ln F_{xf}} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh\left\{\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2}\left(\frac{\sigma_a+\sigma_b}{\sigma}\right)\right\} + \frac{3(\sigma_a-\sigma_b)}{4\sigma} \right] \quad (14)$$

으로 주어진다.

식 (14)에서 파단발생 조건으로 $\eta_{ab}=1$ 을 이용하면 파단 발생한계 변형률은

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left[\frac{2}{\sqrt{3}(1-n)} \sinh\left\{\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2}\left(\frac{\sigma_a+\sigma_b}{\sigma}\right)\right\} + \frac{\sigma_a-\sigma_b}{\sigma} \right] d\bar{\epsilon} = \frac{4}{3} \ln \frac{l_{b0}}{2b_0} \quad (15)$$

으로 나타내진다. 위식에서 좌변은 재료에 따라 정해지는 재료상수이다. 우변의 제 2항은 미소 값으로 무시가능하므로 식 (15)은 다시 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\bar{\epsilon}_f = \frac{2(1-n) \ln(l_{b0}/2b_0)}{\sqrt{3} \sinh\{(\sqrt{3}(1-n)/2)(\sigma_a+\sigma_b)/\bar{\sigma}\}} \quad (16)$$

2.4.2 Cockroft과 Latham 모델

Cockroft와 Latham은 소성가공중에 야기되는 최대 인장응력에 의한 소성일이 임계값에 달하면 파단이 발생한다고 가정하였다.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \bar{\sigma}\left(\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \sigma^* d\bar{\epsilon} = D \quad (17)$$

여기서 σ^* 는 최대인장응력을 나타내고, D는 재료특성과 가공공정에 의존하는 상수로 인장실험에서 구할 수 있다.

2.4.3 Oyane 모델

Oyane는 항복조건이 평균응력에 의존하는 다공질체의 소성이론을 이용하여 소성변형중에 보이드의 체적율이 임계값에 달하면 파단이 발생한다고 하였다. 다공질체의 항복조건은

$$(\gamma\bar{\sigma})^2 = \frac{3}{2} \delta_{ij}^2 \sigma_{ij}^2 + \left(\frac{\sigma_m}{f}\right)^2 \quad (18)$$

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m$$

으로 주어진다. 여기서 f는 항복응력의 정수압성분 의존성을 나타내는 작은 값의 양의 정수이고 γ 는 상대밀도로 다공질체의 거시적 밀도 ρ 와 보이드가 없는 모재(Matrix)의 밀도 ρ_0 의 비로 정의된다. $\gamma=1(f=0)$ 인 경우에 다공질체의 유효응력 $\bar{\sigma}$ 는 보이드가 없는 재료의 유효응력 $\bar{\sigma}$ 와 같아진다. 식 (18)의 항복조건을 소성포텐셜로 간주하면 유효법칙은 다음식으로 표시된다.

$$\sigma_{ij} = \frac{\gamma\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}} \left\{ \frac{2}{3} d\epsilon_{ij} + \delta_{ij} \left(f - \frac{2}{9} \right) d\epsilon_v \right\} \quad (19)$$

$$d\epsilon_v = -\frac{d\bar{\epsilon}}{\gamma^2} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma} + a_0 \right)$$

여기서 a_0 는 재료상수이고 f는 γ 만의 함수로 실험에 의해 구해진다. 체적변형률 ϵ_v 는 다공질체의 체적 V와 보이드가 없는 재료의 체적 V_0 에 의해 식 (20)으로 정의한다.

$$\epsilon_v = \ln(V/V_0) - \ln(\rho/\rho_0) \quad (20)$$

파단발생은 보이드의 체적변형률이 임계값 ϵ_{cr} 에 달하면 발생하므로 파단조건식은 식 (19)₂에 의해

$$\int_0^{\epsilon_{cr}} \left(1 + \frac{1}{a_0} \frac{\sigma_m}{\sigma} \right) d\bar{\epsilon} = \int_0^{\epsilon_{cr}} \frac{\gamma f^2}{a} d\epsilon_v = C \quad (21)$$

으로 주어진다. 식 (21)의 우변은 재료상수로 주어지고 좌변에서 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ 대신 식 (4)₃를 대입하고 식 (2)₂에서 다음 관계를 이용하면

$$d\bar{\epsilon} = (2/\sqrt{3}) \sqrt{(\alpha^2 + a + 1)} d\epsilon_z \quad (22)$$

식 (21)의 우변은 α 와 ϵ_z 만의 함수로 표시할 수 있다.

2.4.4 Thomason 모델

Thomason은 인장소성 불안정조건을 원주압축의 경우에 Barrel 부분에서 취한 얇은 링요소, 그림 10에 적용하여 파단조건식을 도출하였다.

내압 $p(=\sigma_r)$ 에 의한 힘의 평형조건은

$$P = \sigma_0 \frac{t}{R} \quad (23)$$

으로 주어지고 원주시편을 압축하는 경우, 링요소의 원주방향 응력 σ_c 가 인장이 되어 인장소성 불안정이 발생할 조건은 다음과 같다.

$$dp = d\left(\sigma_0 \frac{t}{R}\right) = 0$$

$$d\sigma_0 = \sigma_0 \left(\frac{dR}{R} - \frac{dt}{t} \right) = \sigma_0 (d\epsilon_0 - d\epsilon_r) \quad (24)$$

한편 체적일정조건 $d\epsilon_r + d\epsilon_0 + d\epsilon_z = 0$ 으로 부터 식 (24)은

$$\frac{d\sigma_0}{d\epsilon_0} = \sigma_0 \left(2 + \frac{d\epsilon_z}{d\epsilon_0} \right) = \sigma_0 (2 - K) \quad (25)$$

으로 표시된다. 식 (25)에서 $K < 1$ 인 경우 불안정은 내압에 의해 일어나고, $K > 1$ 인 경우 불안정은 σ_0 에 의해 발생한다. 후자의 경우 불안정 조건은

$$\frac{d\sigma_0}{d\epsilon_0} = \sigma_0 \quad (26)$$

으로 주어진다. 여기서는 항상 $K < 1$ 이 된다.

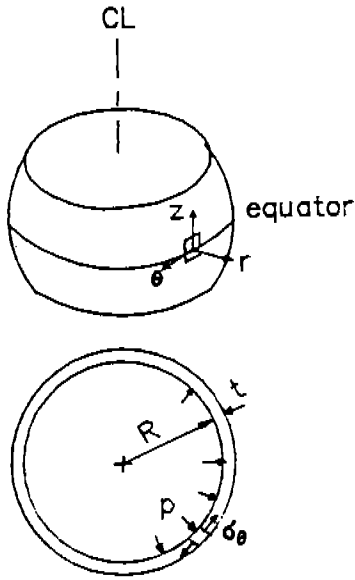


그림 10 Thomason모델에서의 적도면의 링요소

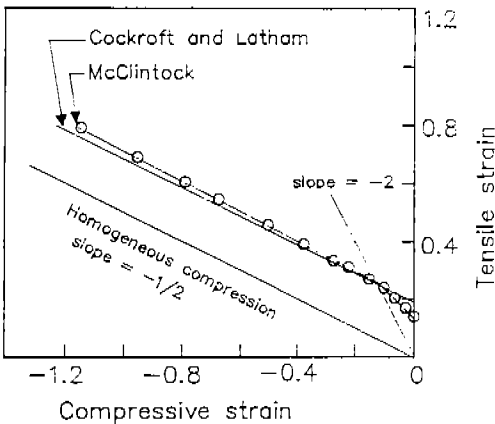


그림 11 McClintock모델과 Cockcroft-Latham 모델에 의한 파단한계선의 비교

불안정현상은 식 (25)에서 원주방향변형률 ϵ_θ 에 대해 좌변과 우변이 일치하는 점에서 발생한다. 그림 11는 원주압축 가공시의 표면 크랙에 대한 Cockcroft와 Latham 조건의 식 (17)에 의한 파단한계와 McClintock 조건의 식 (15)에 의한 파단한계를 나타낸다. 두 조건식은 모두 파단변형률이 $-1/2$ 기울기를 갖는 특징이 있다.

위에서 논한 각종 파단조건식의 재료상수들은

인장실험 또는 압축변형실험을 통하여 구해진다. 예를들면 Oyane 모델에서 재료상수 a_0 , C는 형상비(h/d)와 가압 접촉면의 마찰조건을 변경하여 압축실험을 행하여 Barrel면의 변형경로 $\epsilon_0 - \epsilon_z$ 곡선을 구하고 식 (4)₃과 식 (22)를 이용하여 구해진다. 즉, 식 (18)은

$$\begin{aligned} \bar{\epsilon}_z &= -\frac{1}{a_0} \int_0^{\bar{\epsilon}_z} \frac{\sigma_m}{\sigma} d\bar{\epsilon} + C \\ &= -\frac{3}{2a_0} \int_0^{\bar{\epsilon}_z} \left(\frac{d\epsilon_0}{d\epsilon_z} + 1 \right) d\epsilon_z + C \end{aligned} \quad (27)$$

으로 표시될 수 있고, 변형경로를 다음과 같이 Curve fitting 한다.

$$\epsilon_0 = g(\epsilon_z) = g(\epsilon_z) = A_1 \epsilon_z + A_2 \epsilon_z^2 + A_3 \epsilon_z^3 + \quad (28)$$

$$A_i = f(h/d, \mu) \quad i=1, 2, 3$$

여기서 계수 A_i 는 형상비(h/d)와 마찰계수(μ)의 함수로 나타내어진다.

식(28)로부터 $d\epsilon_0/d\epsilon_z$ 를 구하여 각각의 변형경로에 대하여 식(27)을 적분하면 상수 a_0 , C는 각각 ϵ_i 와 $\int (\sigma_m/\sigma) d\bar{\epsilon}$ 좌표상에서 직선의 기울기와 절편으로 구해진다.

2.5 파단평가이론의 적용

2.5.1 자유표면크랙

그림 7과 같은 표면파단 한계선은 Bolt Heading 및 Upsetting 가공 공정에 대한 가공성평가 척도로 널리 활용되고 있다. 파단한계선의 높이는 재료 특성, 미세구조적 특성과 개재물에 의한 비균질성 등에 크게 의존하고 또한 가공온도 및 속도와 같은 공정변수에 의해서도 영향을 받는다. 한편 피가공재 및 금형의 기하학적 조건과 마찰조건은 변형경로를 결정하는 역할을 한다. 소성가공 공정에 대한 가공공성의 평가는 재료고유의 파단한계선과 피가공재 내 특정부위의 변형경로를 비교하는 것에 의해 이루어진다. 만일 변형경로가 파단한계선과 교차하면 그 위치에 파단이 발생 하는 것을 의미한다. 이런 파단발생에 대한 조

치로는 재료변경등에 의해 파단한계선을 높이거나 가공조건의 변경에 의해 변형경로가 파단한계선과 교차하지 않도록 하는 것이 필요하다. 그림 12는 Bolt Heading 공정에서 안전성형을

위한 조치를 보여준 예이다. 재료가 A인 경우에는 변형경로 a에 대해서 파단이 발생하나 재료를 B로 바꾸거나, 변형경로를 b로 바꾼 경우에는 파단이 발생하지 않음을 알 수 있다.

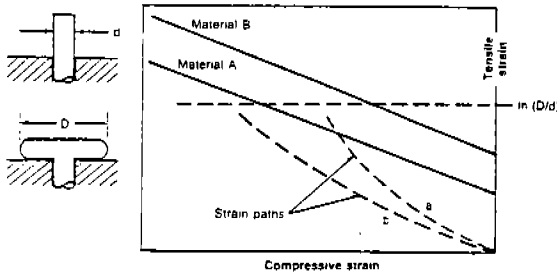


그림 12 Bolt Heading 공정에서 파단한계선과 변형을 경로 변경 예

표 1 실험재의 화학조성

Heat code	% C	% Si	% Mn	% P	% S
A	0.17	0.28	0.93	0.021	0.014
B	0.20	0.25	0.90	0.017	0.018
C	0.17	0.10	0.70	0.014	0.029
D	0.18	0.19	1.00	0.011	0.016
E	0.18	0.21	1.00	0.019	0.019

표 2 실험재의 개재물함량

	A	B	C	D	E
Bulk content(%)	0.18	0.15	0.15	0.21	0.17
Surface content(%)	0.18	0.19	0.20	0.34	0.28
Hardness(HB)	153	150	140	145	160

표 3 Oyane 모델의 재료상수 값

Constant	Heat				
	A	B	C	D	E
a	-0.44	-0.25	-0.23	-0.21	-0.15
C	1.37	1.40	1.17	0.58	0.50

그림 13은 표 1, 표 2에 나타난 기계적특성과 화학조성이 거의 같은 저탄소 Boron첨가강(A-B)의 청정성이 냉간단조성에 미치는 영향을 나타낸다. 실선은 Oyane 모델에 의한 예측결과를 나타내고 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 개재물이 적은 청정강 A, B, C 보다 개재물이 많이 함유되어 있는 비청정강 D, E의 경우가 파단한계선의 높이가 낮다. 표 3은 원주압축 실험결과로부터 구한 Oyane 모델에서의 재료상수 a, C 값을 나타낸다.

2.5.2 일반 내부크랙

Bulk재 가공중에 발생하는 Central Burst와 같은 내부크랙과 다이접촉 크랙은 앞에서 논한 자유표면크랙과는 달리 일반적으로 3축응력상태에

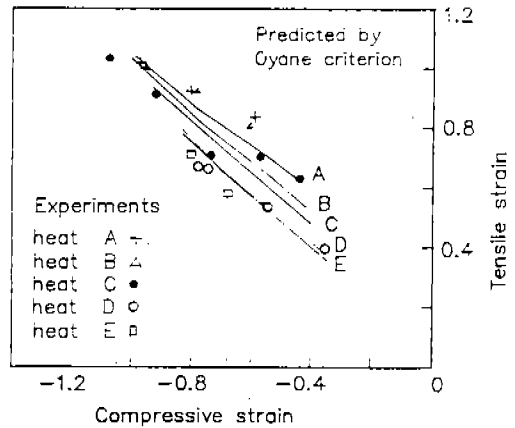


그림 13 실험결과와 Oyane모델에 의한 파단한계선의 비교

서 발생한다. 따라서 자유표면크랙 발생에 대한 기준식들은 3축 응력상태를 고려하도록 수정되어야 한다. 그림 14a는 자유표면에서의 2축평면 응력상태를 나타내고 그림 14b는 그림 14a의 요소에 정수압응력 p가 가해진 3축응력상태를 나

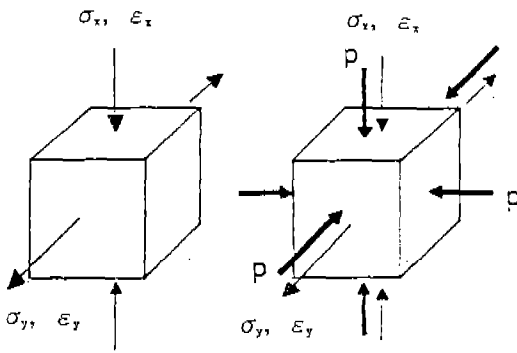


그림 14 자유표면에서의 응력, 변형률상태(좌)와 동일한 변형률상태를 갖으며 응력상태는 정수압응력이 부기된 상태(우)

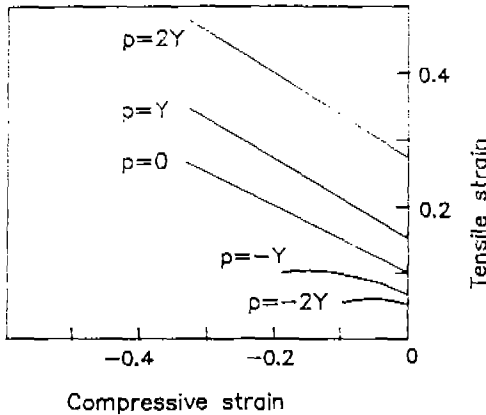


그림 15 정수압응력이 Cockroft의 파단한계 변형률에 미치는 영향%

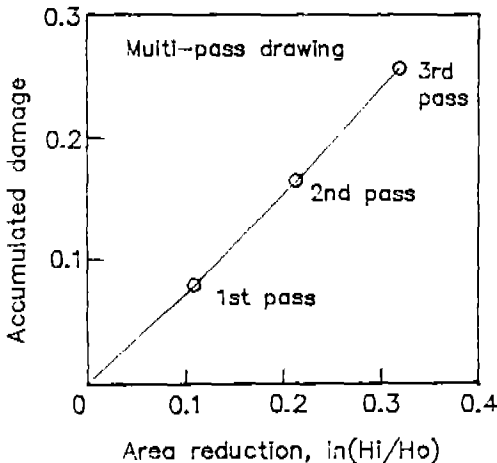


그림 16 다단 인발공정에서 단면감소율과 중심부의 재료손상 관계

타낸다. 이 응력상태는 인발과 압출공정 또는 단조공정에서 발생하는 Central Burst 발생부위의 응력상태와 유사하다. 소성변형은 Von Mises 항복조건에 의하면 정수압성분에 무관하므로 그림 15b에서의 변형률은 그림 14a에서의 변형률과 같고 응력상태는 $(\sigma_x - P, \sigma_y - P, -P)$ 로 나타내어진다. 따라서 앞에서 논한 기준식들은 이 응력상태에 대해서 정의되어야 한다. Cockroft와 Latham 모델의 경우를 예를 들면 식(17)은 다음과 같이 정의된다.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} (\sigma^* - P) d\bar{\epsilon} = D \quad (29)$$

그림 15는 Cockroft와 Latham의 파단조건식에 정수압응력 p의 영향을 고려한 경우의 파단한계 변형률곡선을 나타낸다. $p > 0$ (압축)인 경우는 파단한계선이 높아지고 또한 기울기가 약간 증가하며 $p < 0$ (인장)인 경우는 파단한계선이 낮아지고 기울기가 감소하는 곡선형태를 갖는다.

따라서 위의 고찰을 응용하면 일반 3축응력상태하에서 파단발생한계를 다음과 같이 예측할 수 있다. 즉, 소성가공중에 피가공재 내부의 측정부위에서 정수압응력은 변형에 따라 크기가 변화하고 있어 파단한계선의 높이 및 형상도 따라서 변화한다. 한편 그 부위에서 변형률은 연속적으로 변화하므로 변형률경로가 파단한계선과 교차하면 내부크랙이 발생한다고 간주한다.

그림 16은 다단 인발공정중의 중심부에서 야기되는 양의 정수압 응력에 의한 재료손상 정도를 탄소성 유한요소해석을 통해 중심부의 응력과 변형률 경로를 추적하여 Cockroft와 Latham 조건식으로 평가한 결과이다. 각 단(each pass)에서 단면감소율을 10%로 한 경우 재료의 손상 정도는 1단 변형 이후 직선적으로 변화하고 있음을 알 수 있다. 따라서 재료상수 D값이 정해지면 인발 가능한 최대 단면감소율을 예측할 수 있다.

3. 맺음 말

Bulk재의 소성가공 공정중에 있어서 거시적

가공성평가 방법 및 응용방법에 대하여 논하였다. Bolt Heading 가공과 같은 냉간압조 가공에 있어서 상기 모델들에 의한 재료고유의 가공한계선과 변형경로를 비교하므로써 가공성을 평가할 수 있으며 또한 보다 복잡한 형상제품의 최적가공을 위한 가공조건 및 재질선정의 최적화에도 유용하게 이용될 수 있다.

참 고 문 헌

1. Kuhn,H.A., : "Workability in hot and cold deformation processes", in Formability, Analysis, Modeling and Experimentation, ed. Hecker, S. S., et al., Metallurgical Society of AIME, New York, 1978, p.259-280.
2. Kivivuori, S., Lahti,L., and Ollilainen,V., : "A computational method to estimate the formability of cold forging steel", in Computational Method for Predicting Material Processing Defects, ed. Predeleanu,M., Elsevier, New York, 1987, p.193-202.
3. Dodd,B., and Bai,Y., in Ductile Fracture and Ductility with Application to Metal Working, Academic Press, 1987, p.97-122, 237-261.
4. Dieter,E., in Workability Testing Techniques, ASM, 1984, p.16-20, 37-50, 249-268.
5. Dung,N.L., : "Fracture initiation in upsetting tests", in Numerical Methods in Industrial Forming Processes, ed. Mattiasson.K., et al., Balkema, Netherlands, 1986, p.161-269.
6. McClintock,F.A., : "A criterion for ductile fracture by the growth of holes", J.App1.Mechanics, 35, 1968, p.363-371.
7. Thomason,P.F., : "Tensile plastic instability and ductile fracture criteria in uniaxial compression tests", Int. J. Mech. Sci., 11, 1969, p.187-193.
8. Oyane,M., : "Criteria of ductile fracture strain", Bulletin of the JSME, 15, 1972, p.1507-1513.
9. Bridgman,P.W., in Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill, 1952, p.9-37, 38-86.
10. Oh,S.I., Chen,C.C., and Kobayashi,S., : "Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing", Trans. ASME, J.Eng.Ind., 101, 1979, p.36-44.
11. Cockroft,M.G., and Latham,D.J., : "A Simple criterion of fracture for ductile metals", J. Inst. Metal, 96, 1968, p.33-39.
12. Kuhn,H.A., and Lee,P.W., : "Strain instability and fracture at the surface of upset cylinders", Met. Trans., 2, 1971, p.2197-3242.
13. Osakada,K., : "소성가공에 있어서 금속재료의 연성파괴", 기계의 연구, 30-7, 1978, p.829-836.
14. Shah,J.J., and Kuhn,H.A., : "An expirical formular for workability limits in cold upsetting and bolt heading", Proceeding of NAMRC, 1985, p.144-150.
15. Kim,Y.S., Shindo,A., and Tomita,Y., : "Deformation behaviour of materials subjected to multi-pass extrusion and drawing", Proceedings of the 28th Japan Congress Materials Research, 1985, p.7-13.