

핵연료 지지격자 성형을 위한 Zircaloy-4와 Zirlo 판재의 성형한계도 예측

서윤미* · 현홍철* · 이형일*† · 김낙수*

* 서강대학교 기계공학과

Forming Limit Diagrams of Zircaloy-4 and Zirlo Sheets for Stamping of Spacer Grids of Nuclear Fuel Rods

Yunmi Seo*, Hong Chul Hyun*, Hyungyil Lee*†, Naksoo Kim*

* Dept. of Mechanical Engineering, Sogang Univ.

(Received December 17, 2010 ; Revised June 9, 2011 ; Accepted June 9, 2011)

Key Words : Forming Limit Diagram(성형한계도), Zircaloy-4 Sheet(Zircaloy-4 판재), Zirlo Sheet(Zirlo 판재), Yield Criterion(항복조건)

초록: 본 연구에서는 핵연료 지지격자체의 재료인 Zircaloy-4 와 Zirlo 판재의 이론적 성형한계 예측모델을 제시했다. 먼저 인장시험 및 이방성시험으로 응력-변형률곡선과 이방성계수를 획득했으며, NUMISHEET 96을 따르는 돔장출시험으로 두 재료의 실험적 성형한계도들을 얻었다. 이론적 성형한계도는 성형한계모델과 항복조건에 영향을 받는다. Swift 확산네킹이론, Marciniak-Kuczynski 의 재료결합 모델, Storen-Rice 의 정점이론을 이용해 부변형률이 양인 구간에서의 성형한계 곡선을 구했으며, 부변형률이 음인 구간에는 Hill 의 국부네킹 이론을 적용했다. 또한 재료이방성을 고려하기 위해 Hill 48, Hosford 79 항복조건을 사용 했다. Swift 확산네킹모델 (Hill 48 항복조건 적용)과 Hill 모델은 각각 변형률비가 양과 음인 영역에 대해 Zircaloy-4의 성형한계도를 비교적 정확히 예측하며, Zirlo의 성형한계도는 Hosford 79 항복조건 ($a = 8$)을 적용한 Storen-Rice 모델로 나타낼 수 있다.

Abstract: In this work, we investigated the theoretical forming limit models for Zircaloy-4 and Zirlo used for spacer grid of nuclear fuel rods. Tensile and anisotropy tests were performed to obtain stress-strain curves and anisotropic coefficients. The experimental forming limit diagrams (FLD) for two materials were obtained by dome stretching tests following NUMISHEET 96. Theoretical FLD depends on FL models and yield criteria. To obtain the right hand side (RHS) of FLD, we applied the FL models (Swift's diffuse necking, M-K theory, S-R vertex theory) to Zircaloy-4 and Zirlo sheets. Hill's local necking theory was adopted for the left hand side (LHS) of FLD. To consider the anisotropy of sheets, the yield criteria of Hill and Hosford were applied. Comparing the predicted curves with the experimental data, we found that the RHS of FLD for Zircaloy-4 can be described by the Swift model (with the Hill's criterion), while the LHS of the FLD can be explained by Hill model. The FLD for Zirlo can be explained by the S-R model and the Hosford's criterion ($a = 8$).

1. 서론

성형성은 재료가 과단없이 소성 변형될 수 있는 능력이다. 판재의 성형성 평가를 위해 성형한계도 (Forming Limit Diagram: FLD)를 이용한다. 성형한계를 나타내는 성형한계곡선 (Forming Limit Curve: FLC) 을 종축 주변형률과 횡축 부변형률로 이루어진 평면

상에 나타낸 것이 Keeler와 Backofen⁽¹⁾, Goodwin⁽²⁾ 의 (변형률)성형한계도이다. 성형된 판재의 주/부변형률이 성형한계곡선 아래에 위치하면 네킹과 찢어짐으로부터 안전하다. 성형한계도를 이용해 성형여부를 판단하는 방법은 비례하중 가정하에 적용가능하다. 변형률기반의 성형한계도는 변형경로에 의존하므로 다단계 스탬핑 공정시 기존 성형한계보다 더 크거나 작은 변형률값을 가져도 과단이 발생한다. 이런 한계에도 불구하고 실제 현장에서는 측정이 용이한 변형률기반 성형한계도가 주로 사용된다.⁽³⁾

† Corresponding Author, hylee@sogang.ac.kr

© 2011 The Korean Society of Mechanical Engineers

재료물성에 기반한 성형한계모델의 기본개념들은 Swift⁽⁴⁾의 확산네킹이론, Hill⁽⁵⁾의 국부네킹이론, Marciniak와 Kuczynski⁽⁶⁾ 초기 불안정개념 (M-K 모델), Stolen-Rice⁽⁷⁾ 항복곡선상의 정점이론 등이 있다. Swift는 확산네킹 조건으로 부변형률이 양인영역에서 판재의 성형한계를 설명했고, Hill은 부변형률이 음인 영역에서 평면변형조건을 만족하는국부네킹으로 성형한계를 분석했다. 부변형률이 양인 영역에서는 국부네킹이 형성될 수 없어 Hill이론이 성립하지 않는다. 이 축인장 영역의 국부네킹을 설명하고자 Marciniak와 Kuczynski는 판재의 초기 국부결함으로 성형한계를 예측했다. M-K 모델로 계산한 한계변형률은 등이축인장 영역에서 실험적으로 측정값에 비해 크게 나타났다. 이에 Storen과 Rice는 항복곡면상의 정점이론으로 이축인장 영역에서 발생하는 국부네킹을 설명했다. 이후 성형한계모델을 토대로 성형한계에 영향을 주는 변형률 민감지수, 재료이방성, 항복함수 등에 대한 연구가 행해지고 있다.

핵연료봉 지지를 위한 부품인 지지격자는 스템핑 공정으로 제조된다. 핵연료지지격자 재료인 Zircaloy와 Zirlo는 성형가능성 예측기술이 미비해 제품제작시 불량률이 높다. 그 결과 지지격자 제조시 덩플의 균열이나 터짐 같은 제조불량이 발생한다. 이에 본 연구에서는 인장 및 이방성평가 시험으로 핵연료 지지격자 재료인 Zircaloy-4와 Zirlo 판재의 재료물성을 획득한다. 이어 성형한계모델과 항복함수에 따른 성형한계도를 예측하고 동장출실험으로 얻은 실험 성형한계도와 비교 및 검증한다.

2. 이론적 배경

FLC는 항복조건식에 따라 달라진다. Hill 48⁽⁸⁾과 Hosford 79⁽⁹⁾ 항복조건식을 4개의 성형한계모델에 적용했다. 이 때 판재의 결정구조 및 성형한계모델, 항복식을 고려해 Zircaloy-4와 Zirlo 판재에 적합한 FLC를 얻는다. 항복조건식은 항복, 즉 소성변형의 시작을 나타내는 식이다. 일반적인 금속결정은 격자구조의 방향성 때문에, 방향에 따라 재료거동이 달라진다. 등방성 연성금속에는 등방성 항복조건식을, 이방성을 갖는 금속에는 이방성 항복조건식을 사용한다. Zircaloy-4 및 Zirlo 판재는 이방성을 가지므로 이방성 항복조건식 (Hill 48, Hosford 79)을 적용해 항복조건이 성형한계곡선에 미치는 영향을 알아본다.

2.1 Hill 48 항복조건식

Hill은 각 방향에서의 인장항복강도와 압축항복강도가 같다는 가정하에 다음 항복식을 제안했다.

$$f(\sigma) = F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 \quad (1)$$

여기서 첨자 i 는 좌표계의 방향을 나타내고, 계수 F, G, H, L, M, N 은 이방성을 기술하는 상수들이다. 평면 응력상태에서 전단응력이 없으면 위 식은 식 (2)로 쓸 수 있고, 이 때의 계수는 식 (3)과 같이 항복강도 ($\sigma_{yi}; i = 1, 2, 3$)의 조합들로 나타낼 수 있다.

$$f(\sigma) = F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 = 1 \quad (2)$$

Hill 48 항복조건식에서 평면응력상태의 유효응력 식은 식 (3)으로 쓸 수 있고, 해당계수는 이방성계수들의 조합인 식 (4)로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_e = \left[f\sigma_1^2 + g\sigma_2^2 + h(\sigma_1 - \sigma_2)^2 \right]^{1/2} \quad (3)$$

$$f = \frac{1}{1+r_0}; \quad g = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}; \quad h = \frac{r_0}{1+r_0} \quad (4)$$

Hill 48 항복조건은 철강계열에는 잘 맞으나 이방성 계수가 1보다 작은 금속에는 잘 맞지 않는다. 위 조건은 재료가 역방향 하중을 받을 때 바우싱거 효과 (Bauschinger effect)를 보이지 않는다고 가정했으나, 실제 금속은 이러한 거동을 보인다. Hill 48 항복조건은 바우싱거 효과를 고려하지 않으나 간단한 형태이기 때문에 많이 사용한다.

2.2 Hosford 항복조건식

Hosford는 식 (5)와 같은 항복식을 제안했다. 식 (5)의 계수 F, G, H 는 항복강도의 조합들로 나타낼 수 있다. 평면응력상태일 때 유효응력 σ_e 는 식 (6)으로 나타내며, a 는 항복곡면의 표현변수로 결정학적 이론으로 결정한다. 결정학적구조를 고려하면 소성 변형은 슬립에 의해 일어난다. 가장 큰 평면밀도를 갖는 슬립계로 슬립이 발생하고, 체심입방격자(BCC), 면심입방격자 (FCC), 조밀육방격자 (HCP) 금속은 각각 24, 12, 6개의 슬립계를 갖는다. FCC와 BCC 금속은 HCP 금속에 비해 상대적으로 활성화된 슬립계가 많아, 다양한 슬립계를 통한 소성변형이 가능하다. 반면 HCP 금속들은 활동적인 슬립계가 몇 개 안돼 성형성이 다른 금속구조에 비해 비교적 나쁘다. 대개 BCC 금속에는 $a=6$ 을, FCC 금속에는 $a=8$ 을

사용한다. $a=2$ 면 Hill 48 항복조건과 같다. Hosford 항복조건은 a 를 조절해 이론항복곡선을 실험항복곡선에 잘 맞출 수 있는 장점이 있다.

$$f(\sigma) = F|\sigma_2 - \sigma_3|^a + G|\sigma_3 - \sigma_1|^a + H|\sigma_1 - \sigma_2|^a = 1 \quad (5)$$

$$\sigma_e \equiv \left[f|\sigma_1|^a + g|\sigma_2|^a + h|\sigma_1 - \sigma_2|^a \right]^{1/a} \quad (6)$$

$$f = \frac{1}{1+r_0}; g = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}; h = \frac{r_0}{1+r_0}$$

3. 재료특성 및 성형한계실험

3.1 재료특성시험

지지격자재료의 영률, 항복강도 및 재료 이방성 계수 등 기계적물성을 얻기 위해 인장시험을 수행했다. 인장시편은 표점거리 50mm인 KS B0801 5 호 규격으로 압연방향과 이루는 각 ($\theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$)에 따라 제작했다 (Fig. 1). INSTRON 5882 만능재료 시험기를 사용해 4.8 mm/min 속도로 인장했으며, 변위측정은 비접촉식 측정장치인 AVE (advanced video extensometer)를 이용했다. $\theta = 0^\circ$ 일 때 구한 영률 E , 강도계수 K , 변형경화지수 n 등을 Table 1에 나타냈다. 인장시험에서 얻은 하중-변위 곡선에서 네킹 이전까지 진응력-진변형률 곡선을 얻고, 네킹 점부터 파단점까지는 선형외삽한다. 전체 진응력-진변형률 곡선을 재료의 항복강도 σ_0 와 항복변형률 ε_0 로 나누어 정규화한 후, 식 (7)과 같이 멱함수형태로 회귀해 n 을 구한다. $\theta = 0^\circ$ 일 때의 n 을 성형한계곡선을 작성하는데 이용했다.

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n \quad (7)$$

금속재료는 격자구조가 방향성을 가져 방향마다 변형거동이 달라진다. 또한 금속판재는 압연공정으로 생산되므로 판재의 두께방향, 길이방향 (압연방향), 폭방향 변형거동이 다르다. Zircaloy-4 와 Zirlo 판재의 이방성을 평가하고자 이방성계수를 구했다. 인장시험과 별도로 시편에 2×2 mm 정사각형격자를 인쇄하고 (Figs. 1-2), 길이방향 표점거리 $l_l = 14, 26, 50$ mm, 폭방향 표점거리 $l_w = 12, 20$ mm로 (총 6 가지) 달리해 길이 및 폭방향 변형률을 계산했다. 두께방향의 변형률은 식 (8)을 이용해 계산했다.

$$\varepsilon_l + \varepsilon_w + \varepsilon_t = 0 \quad (8)$$

여기서 $\varepsilon_l, \varepsilon_w, \varepsilon_t$ 는 각각 길이, 폭, 두께방향 변형률이다. 이방성계수 r 은 식 (10)으로 정의한다. 이방성계수는 네킹발생 전 (연신율 = 15 %)까지 인장후, 시편을 스캔해 격자의 변형정도를 측정한다. 이 때 $l_w = 20$ mm, $l_l = 50$ mm 일 때의 압연방향과 이루는 각 ($\theta = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$)에 따른 이방성계수들 (r_0, r_{45}, r_{90})을 식 (10)을 이용해 평균내 수직이방성계수 r 을 계산했다.

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_l} \quad (9)$$

$$r = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (10)$$

Table 1 Material properties for predicting the FLD

	Zircaloy-4	Zirlo
E (GPa)	110	84
K (MPa)	1030	830
n	0.169	0.163
r_0	1.528	2.247
r_{45}	2.506	2.223
r_{90}	2.520	1.846
r	2.265	2.135

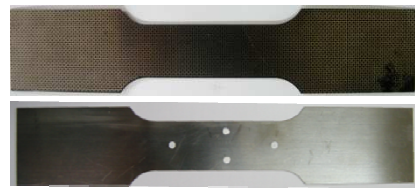


Fig. 1 Plat specimen for tensile test

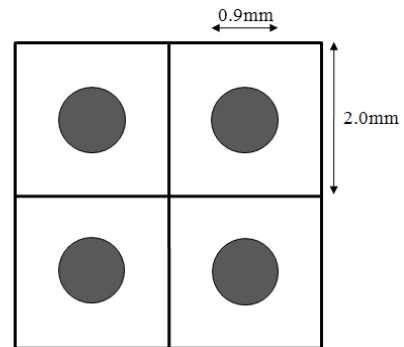


Fig. 2 The schematic of grid for anisotropy coefficient and FLD specimen

대체로 l_w 가 작고, l_l 이 클수록 이방성계수가 증가한다. 이방성은 수직이방성(normal anisotropy)와 평면이방성(planar anisotropy)으로 나뉜다. 평면이방성은 각각의 값을 구분해 사용하는 반면 수직이방성에서는 r_θ ($\theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$) 대신 식 (10)으로 구한 r 을 사용한다. 본 논문에서는 식 (10)으로 구한 대표값 r 을 사용했다.

3.2 돔장출시험

NUMISHEET conference benchmark test tool 96⁽¹⁰⁾에 서제안한 직경 101.6 mm 인 반구형편치 관련된 금형을 사용했다. 두께가 약 0.5 mm 인 Zircaloy-4 및 Zirlo 판재로, 길이 200mm($\theta=0^\circ$), 폭 25, 50, 75, 100, 125, 135, 150, 200mm 인 8 종류의 시편들을 제작했다. 또한 등이축 인장변형 양상을 얻고자 폭 135, 150, 200 mm 시편 바닥면에 윤활을 적용해 추가시험을 했다. 윤활시편은 편치와 시편의 접촉부에 우지를 바른 후 폴리에틸렌 수지를 부착했다. 강원대학교

소성가공연구실에서 제작한 돔장출시험장비를 사용했고 (Fig. 3), BF(binder force)는 980kN, 편치속도는 0.1 mm/s 이다. 변형률측정을 위해 시편에 2×2 mm 정사각형격자와 직경 0.9 mm의 원형격자를 인쇄했다 (Fig. 2). 변형률분포는 3차원 측정시스템 ATOS와 상용프로그램인 ARGUS 를 사용해 얻었다 (Figs. 4-5). 돔장출 시험후 시편형상을 ATOS 로 3D 스캔하고, ARGUS 로 스캔된 이미지 표면의 원형격자 변형정도를 측정했다. 파단선을 기준으로 수직하는 5 개의 선을 그린다. 각 섹션에서 ISO 12004-2 에서 제시한 방법에 따라 회귀영역을 정한 후, 파단면 주변을 Gaussian curve fitting 했다. 이렇게 얻은 5 개의 점 중에서 가장 낮은 값을 갖는 변형률을 한계변형률이라 판단하고 이 때의 변형률 값을 얻었다. Fig. 6 에 돔장출 후 시편형상을 나타냈다. 부변형률은 시편크기가 클수록 커지고, 200mm 윤활 시편은 등이축양상을 띤다. 아울러 마찰이 줄어들면 파단은 돔중앙부에서 발생하고, 한계돔높이는 높아진다.

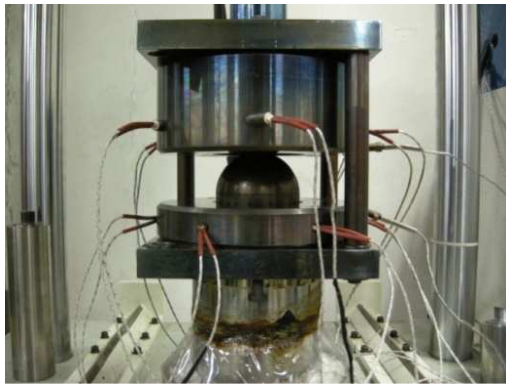


Fig. 3 Formability testing equipment

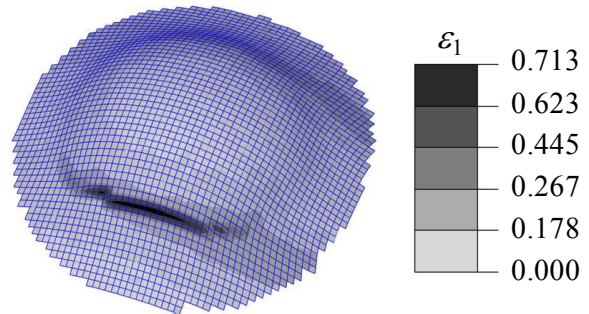


Fig. 5 Major strain distributions of Zircaloy-4 specimens were analyzed by ARGUS after dome stretching test

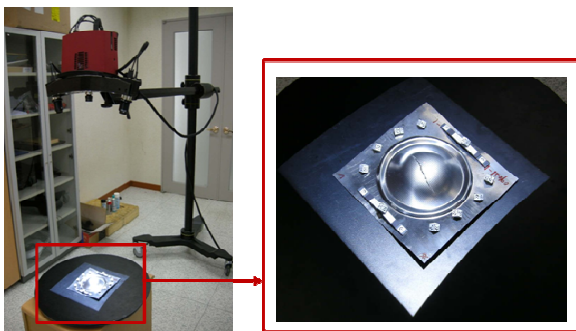


Fig. 4 3D White light scanning systems (ATOS)



Fig. 6 Specimens after dome stretching test

4. 성형한계도

성형한계도는 부 / 주변형률의 비 $\epsilon_2 / \epsilon_1 (\equiv \rho)$ 에 따라 세 영역으로 나뉜다. 각 영역에 따라 다른 성형한계 판단기준을 적용해 성형한계곡선을 구한다(Fig. 7). Region I 은 양축인장 상태로 최대하중시 넓은 면적이 고르게 얇아지는 확산네킹이 발생하며, 확산네킹 직후 바로 파단이 발생한다. 반면 Region II 에서는 확산네킹이 상당부분 진행된 후 판재두께가 급격히 얇아지는 국부네킹이 발생하고, 국부네킹시 판재의 파단이 발생한다. 아울러 주변형률과 부변형률 비가 $\rho = -1$ 이면 순수전단 상태로 이론적으로 국부네킹이 발생하지 않아, 연성과단조건을 적용해 성형한계를 예측한다. 본 연구에서는 각 모델을 이용해 구한 Region I 및 II 의 성형한계곡선을 둠장출시험값과 비교했다(Fig. 8). 아울러 응력-변형률 (σ - ϵ)관계를 표현하는 구성방정식은 멱함수 형태의 표현인 $\sigma = K\epsilon^n$ 를 사용했다.

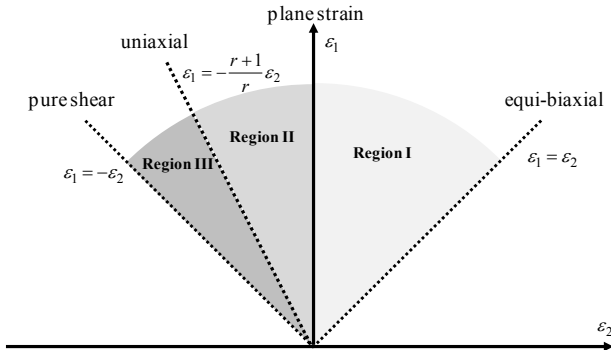


Fig. 7 The schematic figure of forming limit diagram

4.1 Swift 모델

금속에 이축인장 작용시 불안정이 생긴 곳으로부터 주위의 재료에 퍼져나가 넓은 면적이 고르게 얇아지는 것을 확산네킹이라 한다. 국부네킹은 이축인장시 발생하지 않으므로 부변형률이 양인구간에는 Swift 모델을 적용해 성형한계곡선을 구한다. 확산네킹 적용시 한계변형률은 식 (11)과 같다. 한계변형률은 항복조건식에 따라 달라지므로 위에서 언급한 두 개의 항복조건 식을 Swift 모델에 적용했다. 주변형률과 부변형률은 각각 ϵ_1 과 ϵ_2 로 나타냈으며 σ_1 과 σ_2 은 주응력과 부응력을 의미한다.

$$\epsilon_1 = \frac{\sigma_1 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right)^2 + \sigma_2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_2} \right) \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right)}{\sigma_1 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right)^2 + \sigma_2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_2} \right)^2} n \tag{11}$$

$$\epsilon_2 = \frac{\sigma_2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right)^2 + \sigma_1 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right) \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_2} \right)}{\sigma_1 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} \right)^2 + \sigma_2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_2} \right)^2} n$$

식 (11)에 Hill 48 항복조건 [식 (2)]을 적용하면 식 (12)와 같다.

$$\epsilon_1 = \frac{nA(A + \alpha B)}{D}; \quad \epsilon_2 = \frac{nA(\alpha A + B)}{D} \tag{12}$$

$$A = 1 + r(1 - \alpha); \quad B = \alpha - r(1 - \alpha) \tag{13}$$

$$D = A^2 + \alpha B^2$$

여기서 α 는 주응력에 대한 부응력의 비이다.

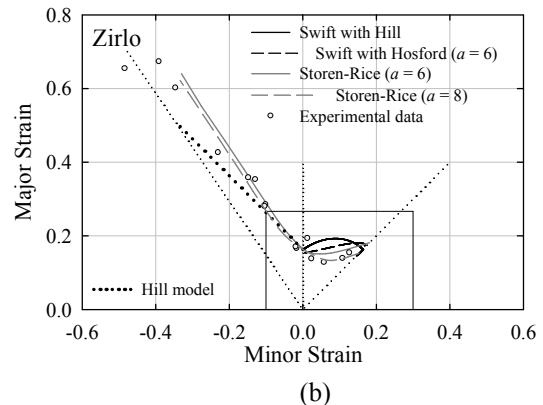
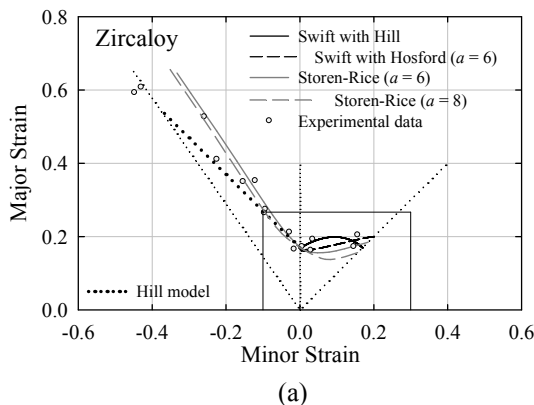


Fig. 8 Comparison of FLCs with experimental data for (a) Zircaloy and (b) Zirlo

금속의 결정구조를 고려하는 Hosford 항복식 [식 (5)]을 Swift 모델에 적용했다. 이 때 한계변형률 식 (12)의 계수는 식 (14)로 나타낼 수 있다.

$$A = k \left[\frac{1}{r} + (1-\alpha)^{a-1} \right]; B = k \left[\frac{\alpha}{r} - (1-\alpha)^{a-1} \right] \quad (14)$$

$$D = A^2 + \alpha B^2; k = \frac{ar}{1+r}$$

Hosford 항복조건 적용시 a 값이 각각 6, 8 일 때 구한 성형한계곡선은 거의 일치한다. 따라서 Hill 항복조건과 Hosford ($a = 6$)를 이용해 구한 FLCs를 Fig. 8에 비교했다.

4.2. Hill 모델

비교적 넓은 면적에서 하중에 대칭으로 얇아지는 확산네킹에 비해, 국부네킹은 인장방향과 일정한 각도를 이루며 좁은 띠모양으로 발생한다. 네킹 주위의 재료는 강제운동하며, 띠 부분에서는 변형이 억제되고, 두께방향으로 변형이 집중된다. Hill 은 국부네킹을 성형한계라 판단했다. Hill의 국부네킹 이론은 부변형률이 음인 영역에만 적용할 수 있어 부변형률이 양인구간은 Swift 모델을, 부변형률이 음인 영역은 Hill 모델을 사용해 성형한계곡선을 그렸다 (Fig. 7). Hill 은 국부네킹시 한계변형률을 식 (15)와 같이 표현했다.

$$\epsilon_1 = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_1}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_2}} n; \quad \epsilon_2 = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_2}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_2}} n \quad (15)$$

여기서 주변형률과 부변형률의 합은 항상 n 이므로 식 (16)이 성립한다. 따라서 Hill 모델은 항복조건식과는 무관하다.

$$\epsilon_1 + \epsilon_2 = n \quad (16)$$

4.3 M-K 모델

M-K 모델 (초기 불안정개념)은 판재일부에 초기 결함을 가정해, 재료를 균일영역 a 와 결함영역 b 의 두 영역으로 구분한다. 여기서 주응력과 부응력은 결함과 각각 수직, 평행방향의 응력이다. 이축인장을 받는, 부변형률이 양인 구간 판재내부에 변형이 집중되면 평면변형상태에 이른다. 여기에 강소성 가정하에 등방경화식과 항복조건식을 적용하면 한계 변형률 및 한계응력을 변형률 및 한계응력을 얻을 수 있다. M-K 모델의 초기결함도 f 는 초기 균일영역과 결함영역의 두께비로 식 (17)과 같다.

$$f = \frac{t_{b0}}{t_{a0}} \quad (17)$$

균일영역과 결함영역에서 주방향으로 작용하는 힘의 평형관계는 식 (18)과 같다.

$$\sigma_{1a} t_a \exp(\epsilon_{3a}) = \sigma_{1b} t_b \exp(\epsilon_{3b}) \quad (18)$$

M-K 모델의 a 영역에서는 비례변형이 유지되나 b 영역에서는 비례변형이 유지되지 않는다. 균일영역의 응력비 α_a 와 변형률속도비 ρ_a 는 일정하게 유지된다고 가정한다. 변형률민감지수 m 을 고려하기 위해 구성식 (19)과 힘 평형조건 ($F_{a1}=F_{b1}$)을 적용하면 식 (23)의 평형방정식이 나온다.

$$\sigma_e = K \epsilon^n \dot{\epsilon}^m \quad (19)$$

$$f = \frac{t_b}{t_a}; \beta = \frac{d\epsilon_e}{d\epsilon_1}; \phi = \frac{\sigma_e}{\sigma_1}; \rho = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1} \quad (20)$$

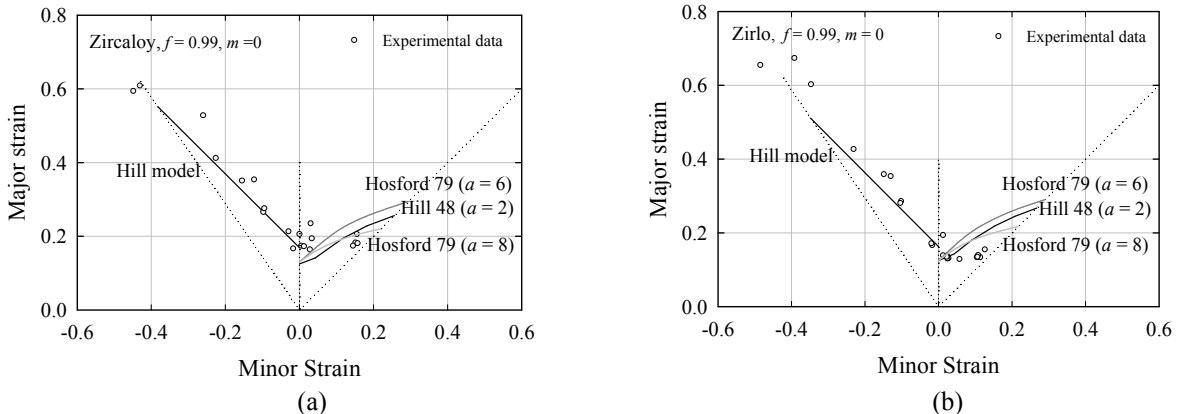


Fig. 9 Comparison of FLCs with experimental data for (a) Zircaloy and (b) Zirlo

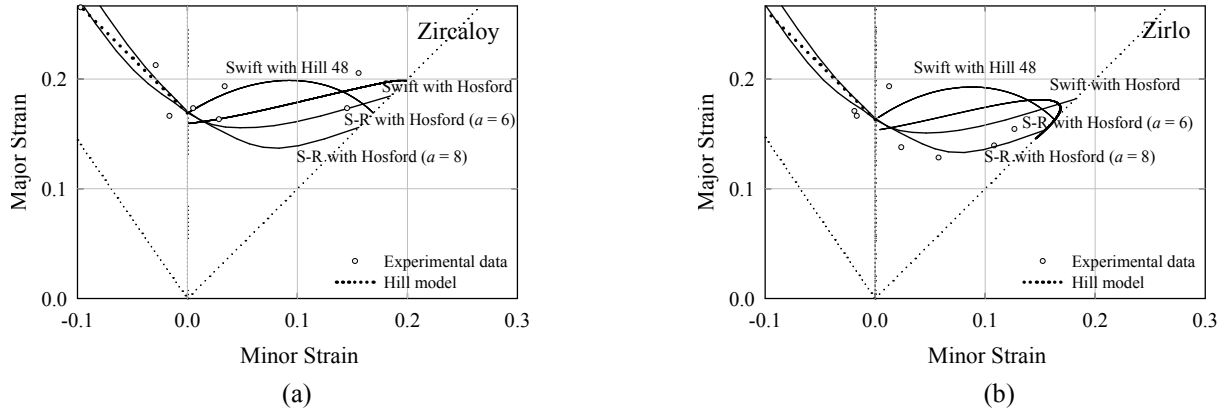


Fig. 10 Magnification of the $\varepsilon_2 > 0$ region shown in Fig. 8: FLCs for (a) Zircaloy-4 and (b) Zirlo

$$\begin{aligned}
 F_1 &= \sigma_1 t = \sigma_e \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_e} \right) t = \frac{\sigma_e}{\phi} t; \\
 &= Kt (\varepsilon_e + d\varepsilon_e)^n \left(\frac{\beta}{\rho} \right) \dot{\varepsilon}_e^m / \phi
 \end{aligned}
 \tag{21}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{K_a t_a}{\phi_a} (\varepsilon_{e,a} + d\varepsilon_{e,a})^n \left(\frac{\beta_a}{\rho_a} \right)^m d\varepsilon_{2a}^m \\
 = \frac{K_b t_b}{\phi_b} (\varepsilon_{e,b} + d\varepsilon_{e,b})^n \left(\frac{\beta_b}{\rho_b} \right)^m d\varepsilon_{2b}^m
 \end{aligned}
 \tag{22}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{1}{\phi_a} (\varepsilon_{e,a} + d\varepsilon_{e,a})^n \left(\frac{\beta_a}{\rho_a} \right)^m d\varepsilon_{2a}^m \\
 = \frac{f}{\phi_b} \exp(\varepsilon_{3b} - \varepsilon_{3a}) (\varepsilon_{e,b} + d\varepsilon_{e,b})^n \left(\frac{\beta_b}{\rho_b} \right)^m d\varepsilon_{2b}^m
 \end{aligned}
 \tag{23}$$

여기서 β 와 ϕ 는 각각 유효변형률에 대한 주변형률비와 유효응력에 대한 주응력의 비이다. 초기변형률증분 $d\varepsilon_{1a}$ 을 가정하고, 균일영역의 주/부변형률을 일정하게 증가시키면 결함영역이 변형된다. $d\varepsilon_{1b}$ 이 식 (23)을 만족할 때까지 반복계산해 $d\varepsilon_{1b}$ 를 구한다. 대개 파단은 결함영역의 변형률이 균일영역의 변형률보다 커지는 약 $d\varepsilon_{e,b} = 10d\varepsilon_{e,a}$ 일 때 발생한다고 보고, 파단시 a 영역의 변형률을 한계변형률이라 한다. 재료물성은 시험으로 얻은 값을 사용했고, Newton-Raphson 반복계산시 초기변형률증분은 0.001, 해의 수렴기준은 10^{-6} 을 사용했다. 항복식은 수직이방성을 고려한 Hill 48과 다양한 항복곡면 형상을 나타낼 수 있는 Hosford을 적용했고, $f = 0.99$ 과 $m = 0$ 일때 각 항복식을 적용해 구한 성형한계곡선을 Fig. 9에 나타냈다. 변형률비가 음인 구간의 성형한계곡선은 Hill 모델을 사용했다. m 이 클수록

네킹에 대한 저항이 커져, 연신율이 증가하므로 성형성이 좋아지고, $f = 1$ 에 가까울수록 판재는 균일하므로 성형성이 좋다. 식 (23)의 변수 $\alpha, \rho, \phi, \beta$ 등은 항복조건에 따라 달라지며, Hill 48 항복식에서는 다음과 같다.

$$\sigma_e \equiv \left[\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2r}{1+r} \sigma_1 \sigma_2 \right]^{1/2}
 \tag{24}$$

$$\begin{aligned}
 \dot{\varepsilon}_e &\equiv \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \sqrt{\dot{\varepsilon}_1^2 + \dot{\varepsilon}_2^2 + \frac{2r}{1+r} \dot{\varepsilon}_1 \dot{\varepsilon}_2} \\
 \alpha &= \frac{\rho [1+(1/r)] + 1}{1+(1/r) + \rho}; \quad \rho = \frac{\alpha [1+(1/r)] - 1}{1+(1/r) - \alpha}
 \end{aligned}
 \tag{25}$$

$$\phi \equiv \frac{\sigma_e}{\sigma_1} = \sqrt{1 + \alpha^2 - 2\alpha};
 \tag{26}$$

$$\beta \equiv \frac{\dot{\varepsilon}_e}{\dot{\varepsilon}_1} = \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \sqrt{1 + \rho^2 + \frac{2r}{1+r} \rho}$$

Hosford 79 항복식을 적용시 식 (24)-(26)은 식 (27)-(29)로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_e \equiv \left[\frac{1}{1+r} \left(|\sigma_1|^a + |\sigma_2|^a + r |\sigma_1 - \sigma_2|^a \right) \right]^{1/a}
 \tag{27}$$

$$\begin{aligned}
 \dot{\varepsilon}_e &\equiv \frac{1}{\sigma_e} (\sigma_1 \dot{\varepsilon}_1 + \sigma_2 \dot{\varepsilon}_2) = \frac{\dot{\varepsilon}_1}{\phi} (1 + \alpha \rho) \\
 \rho &= \frac{\alpha^{a-1} - r(1-\alpha)^{a-1}}{1+r(1-\alpha)^{a-1}}
 \end{aligned}
 \tag{28}$$

$$\phi \equiv \left[\frac{1}{1+r} \left(1 + \alpha^a + r(1-\alpha)^a \right) \right]^{1/a} \quad (29)$$

$$\beta \equiv \frac{\dot{\varepsilon}_e}{\dot{\varepsilon}_1} = \frac{1}{\phi} (1 + \alpha \rho)$$

4.4 Storen-Rice 모델

식 (30)은 Storen-Rice 에 의해 제안된 한계변형률 계산식으로 Hosford 79 항복조건을 고려했다.

$$\varepsilon_2 > 0; \quad \varepsilon_1 = \frac{N_1 [\alpha^{a-2} + AN_2] f^a(\alpha)}{AD_1} + \frac{N_3}{AB} \quad (30)$$

$$\varepsilon_2 < 0; \quad \varepsilon_1 = \frac{N_1 [\alpha^{a-2} + N_2] f^a(\alpha)}{D_1} + \frac{N_3}{BC}$$

부변형률의 부호에 따라 주변형률 계산식이 달라지며, 변형률비와 주변형률값을 이용해 부변형률을 구할 수 있다. 식 (30)의 해당계수 및 α 와 ρ 의 관계식을 다음에 나타냈다.

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{2\beta+1}{2+\beta}; \quad \rho = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}; \quad f(\alpha) \equiv \alpha \operatorname{sgn}(\sigma) \sigma_e \\ A &= 1 + \rho; \quad B = 1 + \alpha \rho; \quad C = a - 1 \\ N_1 &= 1 + r; \quad N_2 = r(1-\alpha)^{a-2}; \quad N_3 = Cn - 1 \\ D_1 &= BC \left[\alpha^{a-2} (1+r) + (1-\alpha)^{a-2} \right] \end{aligned} \quad (31)$$

BCC 금속은 $a = 6$ 을, FCC 금속은 $a = 8$ 을 사용한다. 위 식들로 $a = 6, 8$ 일 때 구한 성형한계곡선과 Hill 항복조건을 이용해 구한 성형한계곡선을 Fig. 8 에 나타냈다. 스탬핑공정은 주로 양축인장이므로 주/부변형률이 모두 양인 구간에서 이루어진다. 이 구간을 상세히 비교하기 위해 Fig. 8의 주/부변형률이 양인 구간을 확대했다(Fig. 10). 동장출시험으로 획득한 부변형률을 기준으로 각 모델의 주변형률의 오차를 구했으며, 각 부변형률에서의 최대오차 및 오차들의 평균을 비교했다. Zircaloy-4 판재의 경우, Hill 48 항복조건을 적용한 Swift 모델 (변형률비가 양인 영역) 및 Hill 모델의 최대오차는 약 19%, 오차의 평균은 약 8%로 타 모델들(최대오차 23~37%, 오차의 평균 9~12%)에 비해 가장 작다. Zirlo 판재의 $a = 8$ 을 적용한 Storen-Rice 모델의 오차의 평균은 10%로 타 모델 (11~18%)에 비해 가장 작았으며, 최대오차는 약 28%이다.

5. 요약

본 논문에서는 핵연료 지지격자 스탬핑공정시 발생

할 수 있는 균열을 예측하기 위한 방법으로써 이론적 예측모델인 성형한계 변형률선도를 도출했다. 인장 및 이방성시험으로 재료물성을 구했고, 동장출시험으로 한계 변형률을 얻었다. 항복조건을 달리 적용해 구한 이론성형한계도를 동장출시험으로 얻은 성형한계도와 비교했다. 성형한계 예측모델에 항복 조건을 달리 적용해 각 판재의 성형한계곡선을 비교 했다. Swift 확산네킹모델 (Hill 48 항복조건 적용)과 Hill 모델은 각각 변형률비가 양과 음인 영역에 대해 Zircaloy-4의 성형한계도를 비교적 정확히 예측하며, Zirlo의 성형한계도는 Hosford 79 항복조건 ($a = 8$)을 적용한 Storen-Rice의 정점이론으로 나타낼 수 있다. 본 연구에서 구한 Zircaloy-4와 Zirlo 판재의 성형 한계도는 핵연료 지지격자 스탬핑공정시 발생하는 제품불량률을 감소시키는데 도움이 될 것이다.

후 기

본 연구는 2010년도 한국연구재단(원자력연구사업; No. 2010-0020425)의 지원을 받아 수행되었으며 이에 감사드립니다. 또한 재료특성 평가를 위한 재료 시험과 동장출시험을 도와주신 강원대학교 김형종 교수께도 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Keeler, S. P. and Backofen, W. A., 1963, "Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched over Rigid Punches," *ASM Transaction Quarterly*, Vol. 54, pp. 25 ~ 48.
- (2) Goodwin, G. M., 1968, "Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop," *Transaction Society of Automotive Engineering*, pp. 380 ~ 387.
- (3) Swift, H. W., 1952, "Plastic Instability under Plane Stress," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 1, pp. 1 ~ 16.
- (4) Hill, R., 1948, "A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals," *Proceedings of Royal Society of London*, Vol. 193, pp. 281 ~ 297.
- (5) Hill, R., 1952, "On Discontinuous Plastic State, with Special Reference to Localized Necking in Thin Sheets," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 1, pp. 19 ~ 30.
- (6) Marciniak, Z. and Kuczynski, K., 1967, "Limits Strains in the Processes of Stretch-forming Sheet Metal," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 9, pp. 609 ~ 620.
- (7) Storen, S. and Rice, J. R., 1975, "Localized Necking in Thin Sheets," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 23, pp. 421 ~ 441.

- (8) Hill, R., 1948, "A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals," *Proceedings of Royal Society of London*, Vol. 193, pp. 281 ~ 297.
- (9) Hosford, W. F., 1979, "On Yield Loci of Anisotropic Cubic Metals," *Seventh North American Metalworking Research Conference, Dearborn, Michigan*, pp. 191 ~ 196.
- (10) Lee, J. K., Kinzel, G. L. and Wagoner, R. H. (Eds), 1996, *NUMISHEET 96 3rd International Conference on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes - Verification of Simulation with Experiments, Dearborn, Michigan*, pp. 427 ~ 608.