

단순전단 시험법 구축 및 바우싱거효과를 고려한 경화거동 예측[§]

김동욱* · 방성식* · 김민수* · 이형일*[†] · 김낙수*

*서강대학교 기계공학과

Development of Test Method for Simple Shear and Prediction of Hardening Behavior Considering the Bauschinger Effect

Dongwook Kim*, Sungsik Bang*, Minsoo Kim*, Hyungyil Lee*[†] and Naksoo Kim*

* Dept. of Mechanical Engineering, Sogang Univ.

(Received March 12, 2013 ; Revised June 19, 2013 ; Accepted July 14, 2013)

Key Words: Simple Shear(단순전단), Bauschinger Effect(바우싱거 효과), Zircaloy-4 Sheet(지르칼로이-4 판재), Optimum Tightening Torque(적정 조임토크), Combined Hardening Model(경화조합모델)

초록: 본 연구에서는 zircaloy-4 판재에 대해 바우싱거 효과를 고려한 경화거동 예측모델을 구축했다. 금속소재 가공에서 인장 후 압축 시 항복응력이 감소한다. 이에 스프링백 해석 시 바우싱거 효과를 반드시 고려해야 한다. Simple shear 시험에서 적정 시편크기 및 적정 조임토크에 대한 결정법을 제시했다. 5 가지 재료에 대한 simple shear 시험을 통해 응력-변형률 곡선을 구했다. 또한 유한요소해석을 활용해 simple shear 하중-변위 곡선으로부터 유효응력-변형률 곡선으로 변환과정을 소개했다. 등방/운동성 경화 조합모델을 활용해 simple shear 순/역방향 시험을 모사했다. 이때 각 경화계수에 따른 하중-변위 곡선 변화를 관찰하고, zircaloy-4에 대한 경화계수를 결정했다.

Abstract: In this study we establish a process to predict hardening behavior considering the Bauschinger effect for zircaloy-4 sheets. When a metal is compressed after tension in forming, the yield strength decreases. For this reason, the Bauschinger effect should be considered in FE simulations of spring-back. We suggested a suitable specimen size and a method for determining the optimum tightening torque for simple shear tests. Shear stress-strain curves are obtained for five materials. We developed a method to convert the shear load-displacement curve to the effective stress-strain curve with FEA. We simulated the simple shear forward/reverse test using the combined isotropic/kinematic hardening model. We also investigated the change of the load-displacement curve by varying the hardening coefficients. We determined the hardening coefficients so that they follow the hardening behavior of zircaloy-4 in experiments.

- 기호설명 -

- σ_0 : 초기 항복강도
- Q : 최대 등방성 경화량
- b : 등방성 경화 변화율
- C_1 : 초기 운동성 경화계수
- γ_1 : 운동성 경화 감소비

1. 서론

Simple shear 시험은 금속판재에 대한 바우싱거

거동을 측정하는데 사용된다. 바우싱거 효과는 단축 인장-압축시험에서 인장항복응력 이상으로 하중을 가한 후, 하중을 제거하고 다시 압축하중을 가하면, 이전 보다 낮은 항복점에서 소성변형이 시작되는 현상이다. U-bending 시험 및 해석 시 재료에 인장과 압축 응력이 수 차례 작용하므로, 바우싱거 거동이 U-bending 후 스프링백에 상당한 영향을 준다. 또한 유한요소해석을 활용한 다중 스탬핑 공정설계 시 바우싱거 효과를 고려해야 정확한 해를 얻을 수 있다. 이에 다양한 재료에 적용 가능한 표준화된 simple shear 시험법을 구축한다. 바우싱거 거동을 측정하기 위한 시험으로 단축 인장 / 압축시험, simple shear 시험 등이 있다. Lee 등(2005)⁽¹⁾은 단축인장/압축시험에서는 판재시편의 좌굴 방식을

[§] 이 논문은 대한기계학회 재료 및 파괴부문 2013년도 춘계 학술대회 (2013. 4. 25.-26., 디오션리조트) 발표논문임.

[†] Corresponding Author, hylee@sogang.ac.kr

© 2013 The Korean Society of Mechanical Engineers

위해 강판을 시편에 덧대고, hydraulic system으로 평판에 조임력을 가했다. 조임력을 측정하는 압력 게이지를 부착하고, 시행착오를 통해 최적 조임력을 구한다. 이때 조임력에 의해 발생하는 마찰과 이축 효과로 인해 정확한 하중을 측정하기 어렵다. 반면, simple shear 시험은 인장시험과 달리 전단면적이 일정하므로 측정하중으로부터 면적을 나누어 전단 응력을 직접 얻을 수 있다. 시편준비가 간편하고, 네킹 또는 배럴링과 같은 소성 불안정성이 없다. 인장시험기와 simple shear 장비로 판재에 대한 바우싱거 효과를 측정할 수 있다. 두 그림에 판재 시편 좌/우측을 각각 고정 후, 인장 시험기 load cell에 연결해 순방향 후 역방향 하중을 가한다.

Miyauchi(1984)⁽²⁾의 simple shear 시험은 extensometer를 이용하지 않고, 끝단효과를 고려하지 않아 보편화되지 않았다. 이에 An 등(2009)⁽³⁾은 rotary angle transducer에 기반한 신율계를 사용하고, 끝단효과에 대한 보정법을 제시했다. 2 가지 시편 형상(사각형, Miyauchi 슬릿시편)에 따른 전단 변형률 분포를 평가하기 위해 FE 해석과 시험을 수행했다. Bouvier 등(2006)⁽⁴⁾은 최적화 관점에서 simple shear 시험을 분석했다. Simple shear 유한요소 해석으로 시편길이 대 전단폭 비, 전단폭 대 두께 비에 따라 전단응력이 균일하게 나타나는 정도를 수치화했다. 이에 전단응력과 변형률이 전단구간 내에서 균일하게 분포하도록, 즉 끝단효과를 최소화하도록 시편형상을 정했다. Levee와 Monteil(1999)⁽⁵⁾은 비접촉식 광학적 기법으로 고해상도 이미지를 얻어 전단영역 중앙에서의 전단변형률을 계산했다. 끝단효과를 최소화하고, 시편과 그림 사이의 슬립 변위를 고려할 수 있다.

기 수행된 연구에서는 simple shear 시험 시 적정 조임토크 결정에 대한 명확한 기준을 제시하지 않았다. 본 연구에서는 적정 조임토크 결정법을 제안하고, 5 가지 재료에 대한 적정 조임토크를 구했으며, 적정 조임토크 상/하한 값을 제시했다. 유한요소해석을 통해 simple shear 응력 및 변형률 특성을 평가했다. Simple shear 와 순수전단 사이의 유사점과 차이점에 주목해 응력 및 변형률을 비교, 분석했다. 이에 simple shear 하중-변위 곡선으로부터 유효응력-변형률 곡선으로의 변환과정을 제시했다.

구축된 시험법을 이용해 simple shear 순/역방향 시험으로 바우싱거 효과에 따른 거동을 측정한다. 스프링백 해석 시 바우싱거 효과에 대한 고려가 필수적이다. 이에 바우싱거 효과를 고려한 스프링백 예측연구가 많이 수행되었다. Vladimirov 등(2009)⁽⁶⁾

은 판재성형 시 스프링백 예측을 위해 등방/운동성 경화 조합모델(Voce 등방성 및 Armstrong-Frederick 운동성 모델)을 사용했고, 인장응력-변형률 곡선을 따르는 등방/운동성 경화변수를 draw / bend 시편 두께에 따라 달리 결정했다. Eggertsen과 Mattiasson (2010)⁽⁷⁾은 이방성 항복함수와 경화모델에 따른 스프링백 해석값의 정확도를 비교했다. 적절한 항복함수와 경화모델을 선정해야 스프링백을 정확하게 예측할 수 있다. Yoshida 등(2002)⁽⁸⁾은 SPFC 판재에 대한 4 가지 경화모델(등방성, 선형운동성, 등방/운동성 조합, Yoshida-Uemori)을 적용해 인장/압축 반복시험을 해석했다. 등방/운동성경화 조합모델과 Yoshida-Uemori 모델은 바우싱거 거동을 잘 따른다. 또한 Yoshida와 Uemori(2003)⁽⁹⁾는 draw bending에서의 다이반경에 따른 스프링백 해석을 실험과 비교했다. 등방/운동성경화 조합모델과 Yoshida-Uemori 모델은 비교적 정확하게 스프링백을 예측한다. Yoshida-Uemori 모델은 소성변형이 진행됨에 따라 탄성계수 변화를 고려해, 반복하중이 작용할 때에도 재료거동을 잘 따른다. 등방/운동성 경화 조합모델은 Yoshida-Uemori에 비해 비교적 간편해 많은 연구에 활용된다. 본 연구에서는 zircaloy-4 판재의 이방성 고려를 위해 Hill 48 항복조건을, 바우싱거거동 예측을 위해 등방/운동성경화 조합 모델을 활용했다. Simple shear 시험으로부터 재료의 응력-변형률 및 바우싱거 효과를 고려한 경화거동을 예측하고자 한다.

2. Simple shear 시험법

본 연구에서는 Vincze(2007)⁽¹⁰⁾가 제안한 simple shear 시험장비를 수정/제작했다(Fig. 1). 전단폭 $h = 3 \text{ mm}$ 를 유지하면서 변위 δ 에 의해 변형된다. 전단응력 τ 와 전단변형률 γ 는 식 (1)과 같이 정의된다. 이때 P 는 전단하중, l 은 시편길이, t 는 두께이다.

$$\tau = \frac{P}{l \cdot t}, \quad \gamma = \arctan\left(\frac{\delta}{h}\right) \quad (1)$$

2.1 시편크기

Simple shear 시험에서 적정 시편크기를 결정해 정확한 전단물성을 측정한다. 1차, 2차 teeth 모두 접촉 시 시편폭이 1차 teeth 접촉 시 보다 크다. 두 경우에 대한 시편폭 w 을 각각 25, 12.5 mm로 가정하고, 고 경도 재료인 zircaloy-4 ($w \times 30 \times 0.62 \text{ mm}$)와 zirlo ($w \times 30 \times 0.68 \text{ mm}$) 시편에 대한 simple

shear 시험을 수행했다. 동일한 조임 토크 적용 시 $w=25$ 와 달리 $w=12.5$ 에서는 중심부 teeth 자국이 선명하고, 전단폭이 3 mm 로 일정하게 나타난다. $w=25$ 에서는 조임력이 주로 2차 teeth 에서, $w=12.5$ 는 1차 teeth 에서만 작용한다. $w=25$ 시편 중앙에서 simple shear 변형이 제대로 나타나지 않는다. 1차 teeth 에서의 단위면적당 고정힘이 $w=25$ 보다 $w=12.5$ 에서 크기 때문이다. 고 경도 재료에 적용 가능하도록 시편폭은 12.5mm 로 정한다.

Bouvier 등 (2006) ⁽⁴⁾은 전단폭 대 시편길이 비에 따른 $K_S - \gamma$ 곡선을 Fig. 2와 같이 구했다. K_S 는 시편중앙에서의 최대와 평균전단응력 사이의 비로 식 (2)와 같이 정의된다. K_S 가 1에 가까울수록 전단응력이 전체적으로 일정한 크기로 분포한다. l/h 가 커지면 K_S 도 커진다. 그러나 시편길이가 커질수록 전단하중 및 적정 조임토크도 커지므로, 시편길이 대 전단폭 비 $l/h = 10$ ($l = 30$) 으로 결정했다.

$$K_S = \frac{\tau_{avg}}{\tau_{cm}} \tag{2}$$

$$\tau_{avg} = \frac{P}{A}; \tau_{cm} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$

2.2 적정 조임토크 결정

Simple shear 시험에서 슬립을 최소화하기 위해 재료마다 실험적으로 적정 조임토크를 결정한다. 시편크기가 12.5×30×0.8 mm 인 연강 재료에 대해 토크 2.0-4.5 kg·m 에서의 시험 $P - \delta$ 곡선을 비교했다 (Fig. 3). 토크 3.5 와 4.5 에서는 2.0에 비해 동일변위 하중이 상당히 크다. 또한 토크 2.0 시편과

달리 4.5 시편에서는 전단구간의 재료가 한 평면상에 놓이지 않고 비틀림이 발생되며, 두께가 약 8 % 증가한다. 조임토크에 따라 전단구간의 초기응력 상태가 달라지므로 적정 조임토크 결정은 필수적이다.

Simple shear 시험에서 적정 조임토크를 결정하기 위해 다음과 같은 방법을 제안한다. 미지재료에 대해 조임토크를 서서히 증가시켜가며 시험과 해석 간 항복하중이 일치하도록 적정 조임토크를 정한다. Simple shear 시험목적은 순/역방향 시험을 통한 바우싱거 거동 측정인데, 대개 물성평가를 위해 인장시험이 필수적으로 수행된다. 따라서 인장시험에서 얻은 항복강도를 이용해 전단 항복하중 ($=\sqrt{3} \times$ 항복응력 \times 전단면적)을 계산한 후, simple shear 시험에서의 항복하중과 일치하도록 조임토크를 결정한다. 이때 시험 후 두께 증가량은 반드시 0.01 mm 미만이어야 한다. 위 기준을 적용해 SS400, Al5052, 연강, zircaloy-4, zirlo 판재에 대한 적정 조임토크를 결정했다(Table 1).

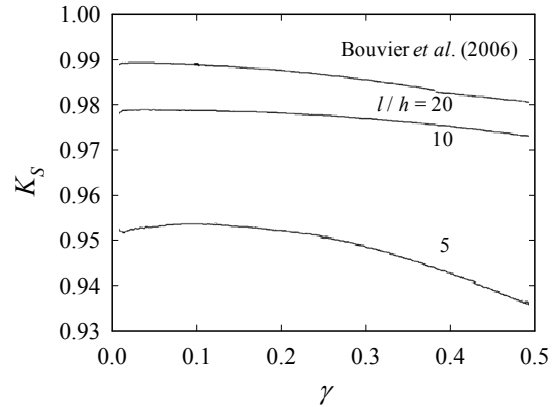


Fig. 2 $K_S - \gamma$ curves with variation of l/h

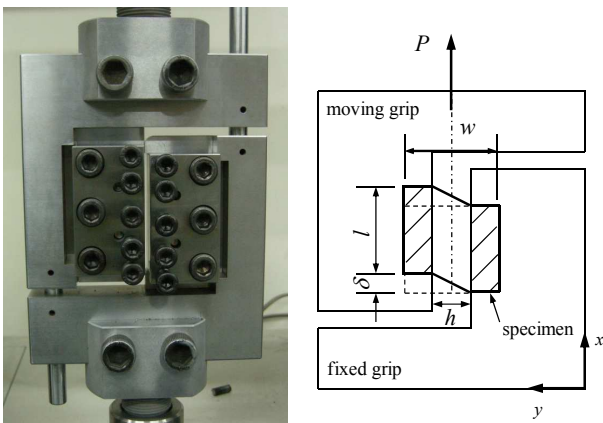


Fig. 1 Simple shear device

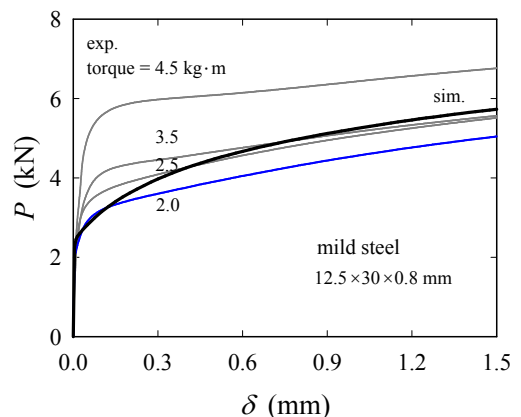


Fig. 3 $P - \delta$ curves with variation of tightening torque

Table 1 Optimum torque for simple shear test for various materials

material	SS400	Al5052	mild steel	zircaloy-4	zirlo
optimum torque (kg · m)	1.8	1.8	2.0	2.5	2.5

Table 2 Hardness for various materials

material	SS400	Al5052	mild steel	zircaloy-4	zirlo
1	102	79	110	211	201
2	102	75	109	210	206
3	106	77	118	214	200
Avg.	103	77	112	212	202

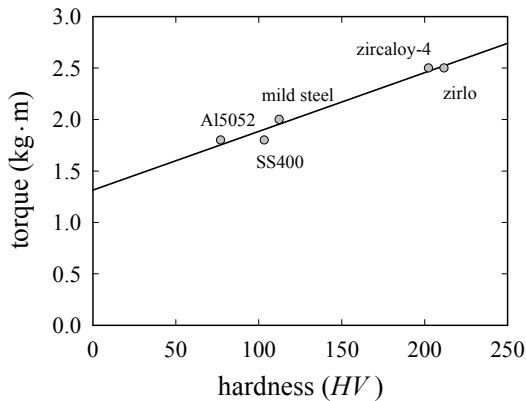


Fig. 4 Torque vs. hardness for various materials

2.3 경도를 이용한 조임토크 결정법

마이크로 비커스 경도시험기기를 사용해 SS400, Al5052, 연강, zircaloy-4, zirlo 판재의 경도를 측정했다. 경도가 커지면 simple shear 시험에서의 적정 조임토크도 선형적으로 커진다(Fig. 4). 고 경도 재료에 대한 simple shear 시험에서는 슬립이 발생하기 쉬우므로 큰 조임토크가 필요하다. 여러 재료에 대해 적정 조임토크를 살펴본 바, 금속판재에 대한 적정 조임토크는 1.8–2.5 kg · m 로 예상된다. Simple shear 시험 시 경도가 주어지면 Fig. 4를 참고해 적정 조임토크를 결정할 수 있다.

3. Simple shear 유한요소해석

Simple shear 유한요소 해석모델은 절점 2.5×10^4 , C3D8R 요소 2.0×10^4 개로 구성된다 (Fig. 5). 두께

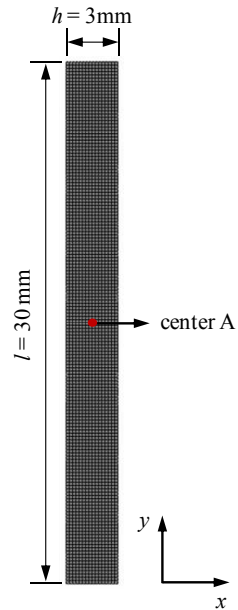


Fig. 5 FE model for simple shear test

방향 요소수는 8개이다. 전체시편 ($12.5 \times 30 \times t$ mm) 중에서 전단구간 (3 mm) 만 유한요소모델 ($3 \times 30 \times t$ mm) 을 형성하고, 좌우 양변에 위치한 절점을 묶은 후 강체로 설정했다. 우측 절점을 고정, 좌측 절점에 변위를 인가했다. 본 3장에서는 유한요소 해석을 이용해 simple shear 응력 및 변형률 특성을 파악하고, simple shear 시험과 비교했다.

3.1 재료물성 및 항복조건

SS400, Al5052, 연강, zircaloy-4, zirlo 재료에 대한 인장시험을 통해 물성을 획득했다.⁽¹¹⁾ 각 재료에 대한 두께 t 는 순서대로 각각 0.62, 0.68, 0.8, 1.0, 1.0 mm 이다. SS400, Al5052, 연강 재료는 압연방향 0° 에 대한 시편으로, zircaloy-4, zirlo 재료는 압연방향 $0, 45, 90^\circ$ 에 대한 시편으로 인장시험을 수행했다. zircaloy-4, zirlo 에 대해서 판재 이방성을 고려한 물성을 획득했다. SS400, Al5052, 연강은 Mises 항복 조건, zircaloy-4, zirlo 는 Hill 48 항복 조건[식 (3)]을 적용했다.

$$\sigma_e = \left[F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \right]^{1/2} \quad (3)$$

$$\sigma_e = \left[(G+H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (H+F)\sigma_y^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \right]^{1/2} \quad (4)$$

Simple shear 시험 동안 평면응력 상태에 놓이므로 Hill 48 항복함수는 식 (4)로 단순화된다. 이때 F, G, H, L, M, N 은 수직이방성계수 r 에 의해 결정되는

Table 3 Material properties for SS400, Al5052, mild steel

	E (GPa)	σ_0 (MPa)	w	ϵ_d	ϵ_f
SS400	225	230	0.85	0.22	0.9
Al5052	75	196	0.5	0.085	0.09
mild steel	232	184	0.5	0.31	1.0
zircaloy-4	99	310	0.54	0.14	1.2
zirlo	82	426	0.43	0.15	0.8

Table 4 Anisotropic coefficients for Hill 48 yield criterion for zircaloy-4 and zirlo

material	r	F	G	H	L	M	N
zircaloy-4	2.67	0.27	0.27	0.73	1.5	1.5	1.73
zirlo	3.82	0.21	0.21	0.79	1.5	1.5	1.79

재료상수이다. $F = G = H = L = M = N = 1$ 이면 Mises 항복함수로 환원된다. 5 가지 재료에 대한 항복강도, 탄성계수, 확산네킹변형률, 과단변형률, 이방성계수를 Table 3에 나타냈다. zircaloy-4 와 zirlo 에 대한 $F \sim N$ 을 Table 4에 나타냈다.⁽¹¹⁾

3.2 응력 및 변형률 특성 평가

순수전단 응력상태와 달리 simple shear 에서는 전단폭 유지를 위해 수직응력이 발생한다. Simple shear 에서 전단과 수직응력이 동시에 작용하므로 재료 응력상태가 식 (5)와 같다.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{avg} & 0 \\ \tau_{avg} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}; \epsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \epsilon_x & \gamma_{xy}/2 & 0 \\ \gamma_{xy}/2 & \epsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (5)$$

SS400, 연강 재료에 대해 모델 중심 A에 위치한 한 요소에서 수직응력 σ_x, σ_y 는 전단응력 τ_{xy} 에 비해 아주 작으므로, 유효 응력 σ_e 는 τ_{xy} 의 $\sqrt{3}$ 배와 일치한다[식 (6)].

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2}[\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 + 2(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]} \quad (6)$$

$$\doteq \sqrt{\frac{3}{2}(\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + 2\tau_{xy}^2)} \doteq \sqrt{3} \tau_{xy}$$

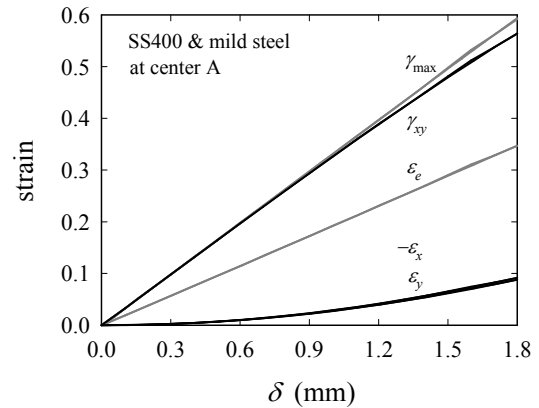


Fig. 6 Stress components and equivalent strain - δ curves for SS400 and mild steel

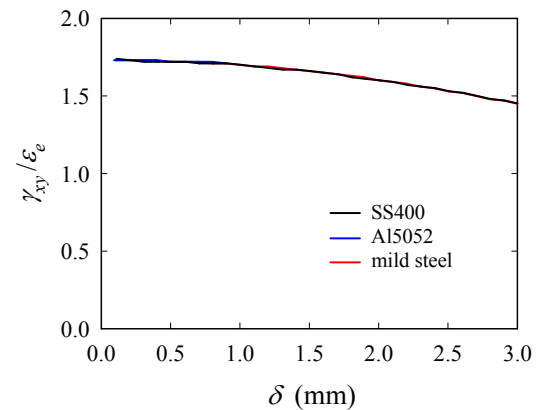


Fig. 7 $\gamma_{xy} / \epsilon_e - \delta$ curves for various materials

SS400, 연강에 대해 모델 중심부 A에서의 변형률-변위 ($\epsilon_e, \epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy} - \delta$) 곡선을 Fig. 6 에 나타냈다. 이때, 변위에 따른 변형률들이 동일하게 나타난다. 재료에 상관없이 과단 전까지 변위에 따른 유효 대 전단변형률 비 ($= \gamma_{xy} / \epsilon_e$)는 일치한다(Fig. 7). Simple shear 시험에서는 재료에 상관없이 기하학적 형상변화, 즉 전단변위에 의해 전단 및 유효변형률이 결정된다. 또한 전단변위 1.8 mm에 대한 simple shear 에서의 변형률 $\epsilon_z, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}$ 는 거의 0 이므로 최대 전단 및 유효변형률은 각각 식 (7)과 (8)로 단순화된다.

$$\gamma_{max} = \sqrt{(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\gamma_{xy})^2} \quad (7)$$

$$\epsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3}[(\epsilon_x^2 + \epsilon_y^2) + 2(\gamma_{xy}/2)^2]} \quad (8)$$

전단초기 순수전단과 유사한 변형 양상을 보이나, 전단변위가 커지면 수직변형률 ϵ_x, ϵ_y 도 커진다. 기하학적 형상변화에 주목해 simple shear 변형이

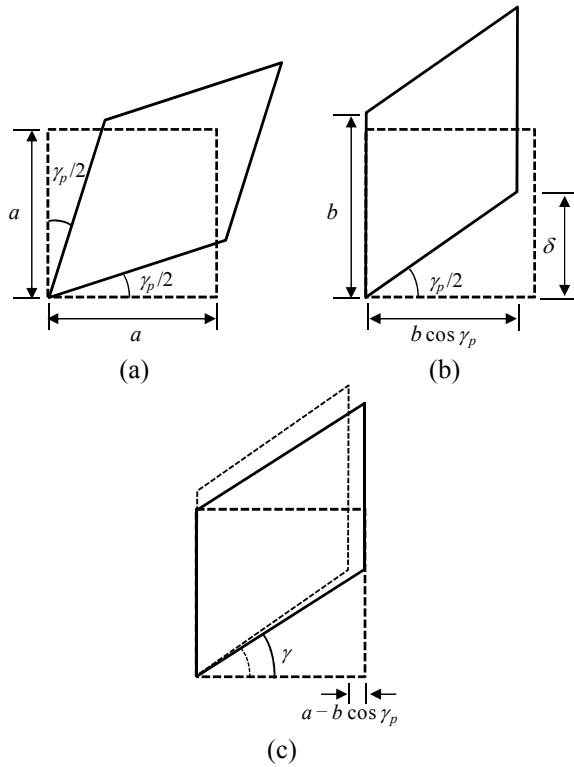


Fig. 8 Simple shear deformation (a) pure shear (b) pure rotation and (c) x- direction tension

순수전단, 단순회전, x- 방향 인장과 y- 방향 압축 순으로 나타난다 가정했다(Fig. 8). Simple shear 초기에는 순수전단과 동일한 변형을 보인다. 변형 전/후 면적이 동일하므로 순수전단 후 한 변 길이 b는 식 (9)와 같다.

$$b = \frac{a}{\sqrt{\sin\left(\frac{\pi}{2} - \gamma_p\right)}} = \frac{a}{\sqrt{\cos\gamma_p}} \tag{9}$$

이때 γ_p 는 순수전단시 전단변형률이다. 식 (9)에서 b를 구하기 위해 γ_p 를 계산해야 한다.

$$\tan\gamma_p = \frac{\delta}{b \cos\gamma_p} = \frac{\delta \sqrt{\cos\gamma_p}}{a \cos\gamma_p} \tag{10}$$

$$\gamma = \arctan \frac{\sin\gamma_p}{\sqrt{\cos\gamma_p}} \left(\because \tan\gamma = \frac{\delta}{a} \right) \tag{11}$$

$\tan\gamma_p$ 는 식 (10)과 같이 정의되고, 이로부터 γ_p 와 γ 사이의 관계식은 식 (11)과 같이 정리되고, 전단 변위에 따른 전단변형률 γ_p 는 이로부터 구할 수 있다.

이후 전단폭 유지를 위해 순수전단변형으로부터 x- 방향 인장, y- 방향 압축변형 된다. 수직변형률

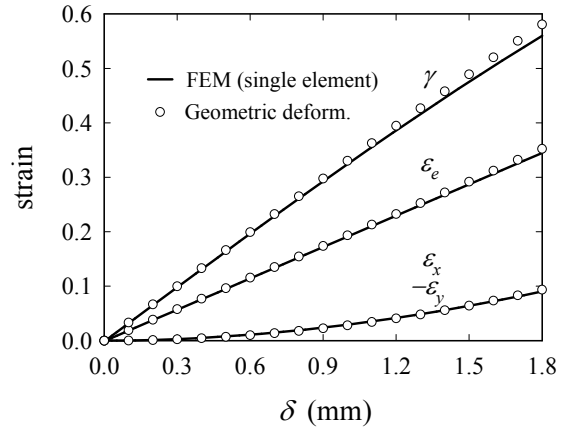


Fig. 9 Strain - δ curves calculated from FEM and geometric deformation

ϵ_x', ϵ_y' 에 비해 두께방향 변형률 ϵ_z' 이 상대적으로 작으므로 0으로 간주한다. 따라서 체적일정조건 ($\epsilon_x' + \epsilon_y' + \epsilon_z' = 0$)에 의해 $\epsilon_y' = -\epsilon_x'$ 가 된다. 수직 변형률 ϵ_x', ϵ_y' 은 식 (12)와 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \epsilon_x' &= \frac{a - b \cos\gamma_p}{b \cos\gamma_p} = \frac{1 - \sqrt{\cos\gamma_p}}{\sqrt{\cos\gamma_p}}; \\ \epsilon_y' &= \frac{\sqrt{\cos\gamma_p} - 1}{\sqrt{\cos\gamma_p}} \end{aligned} \tag{12}$$

식 (8)로부터 (11)과 (12)의 관계식을 적용해 정리하면 유효변형률 ϵ_e' 은 전단변형률 γ 의 함수로 표현된다[식 (13)].

$$\epsilon_e' = f(\gamma_p) = \sqrt{\frac{4}{3} \left[\left(\frac{1 - \sqrt{\cos\gamma_p}}{\sqrt{\cos\gamma_p}} \right)^2 + (\gamma_p/2)^2 \right]} \tag{13}$$

기하학적 형상변화를 근거로 계산한 변형률-변위 $\epsilon_e', \epsilon_x', \epsilon_y', \gamma - \delta$ 곡선을 단일요소 해와 비교했다 (Fig. 9). 단일요소해석과 기하학적 형상변화로부터 구한 전단 및 수직변형률은 거의 같다. 기하학적 형상변화로 구한 전단 및 수직변형률은 단일요소 해석보다 3% 크다. 두 방법으로 구한 유효변형률은 서로 동일한 값을 가진다(최대오차 3% 미만). 기하형상변화에 의한 변형률 계산시 탄성변형을 고려하지 않아 오차가 발생할 수 있다.

4. Simple shear 시험 및 해석 비교

4.1 Simple shear 시험

다양한 재료(SS400, Al5052, 연강, zircaloy-4, zirlo)

에 대해 실크스크린 기법으로 시편에 격자무늬를 새긴 후, 인장시험기 Instron 3367 로 simple shear 시험을 수행했다 (Fig. 10). 시편크기는 $12.5 \times 30 \times t$ mm, 두께 t 는 각각 1.0, 1.0, 0.8, 0.68, 0.68 mm 이고, 변위속도는 1×10^{-2} mm/s 이다. 적정 조임토크를 적용해 시편을 좌/우측 그림에 물린 후 우측그림을 고정하고 좌측그림에 변위를 인가한다.

4.1.1 시험기 강성계수

Simple shear 시험에서 시편뿐 아니라 시험기도 탄성변형하므로 시험과 해석 사이에 초기 기울기 차이가 발생한다. 이에 시험기를 강성계수 k 인 탄성체로 가정했다. 하중증가에 따른 시험기 탄성 변형량만큼 변위를 보정한다. Simple shear 해석 하중-변위 곡선에서의 초기 기울기는 인장시험에서 얻은 탄성계수와 관련 있다. 초기 기울기에 대한 보정은 인장과 simple shear 시험에서 탄성계수를 동일하게 함을 의미한다. SS400, Al5052, 연강 재료로 시험과 해석간 초기 기울기를 일치시키는 강성계수($k = 20$ kN/mm)를 획득했다.

4.1.2 전단변위 측정

Simple shear 시험으로부터 하중-변위 곡선을 얻을 수 있다. 그러나 시험기의 탄성변형, 그림과 시편 사이의 슬립 등으로 추가변위가 발생된다. 이러한

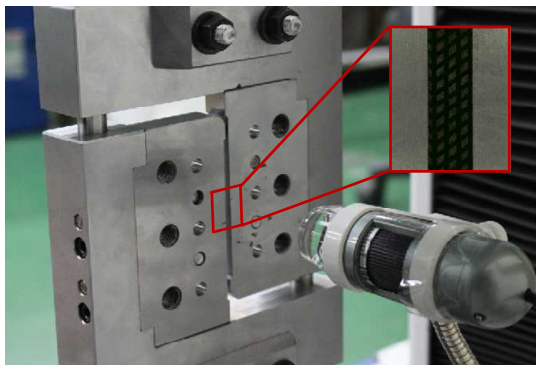


Fig. 10 Simple shear device and digital microscope

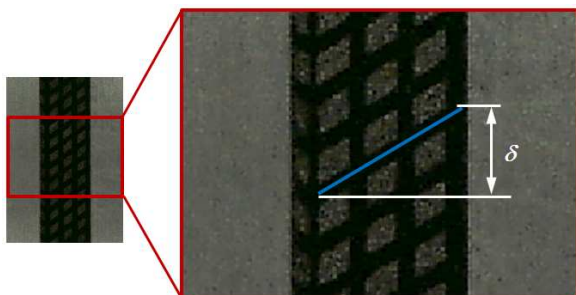


Fig. 11 Measurement of shear displacement

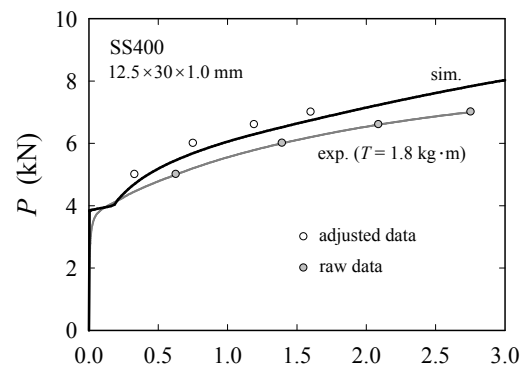
추가 변위를 배제하고, 오직 전단변위만 측정하기 위해 시편에 격자무늬를 새긴 후 시험을 수행했다. 시험 진행 동안 디지털현미경으로 격자무늬 이동을 기록한다. 일정시간 간격으로 격자 변형을 촬영해 전단변위를 측정한다(Fig. 11).

4.2 시험과 해석간 하중-변위 곡선 비교

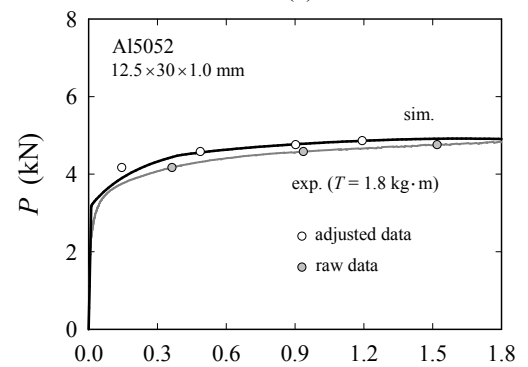
SS400, Al5052, 연강, zircaloy-4, zirlo 판재에 대해 simple shear 시험 하중-변위 곡선을 해석과 비교했다(Fig. 12). 시험 하중-변위 곡선(raw data)은 전단초기 해석과 거의 일치하나, 이후 전단변위 증가에 따라 동일변위에서 시험 하중은 해석보다 작아진다. 모든 재료에 대해 변위 보정된 시험값(하중, 변위)은 해석과 유사한 거동을 보인다. 전단 변위가 커짐에 따라 시험 곡선(raw data)에서의 변위와 보정된 변위 차이가 점점 커지는데, 이는 전단폭(3 mm) 바깥에서 발생된 변위와 시편과 그림 간 슬립변위에 기인한다.

4.3 단축인장과 simple shear 사이의 관계

단축인장과 simple shear 응력-변형률 관계 비교를 위해 전단응력은 유효응력으로, 전단변형률은 유효

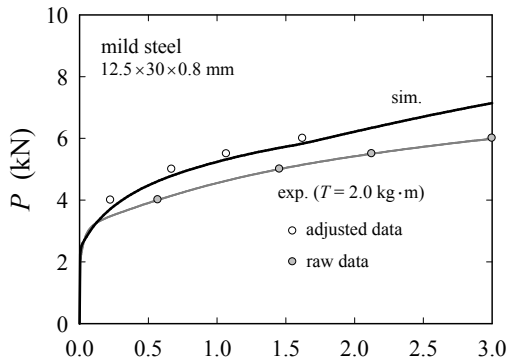


(a)

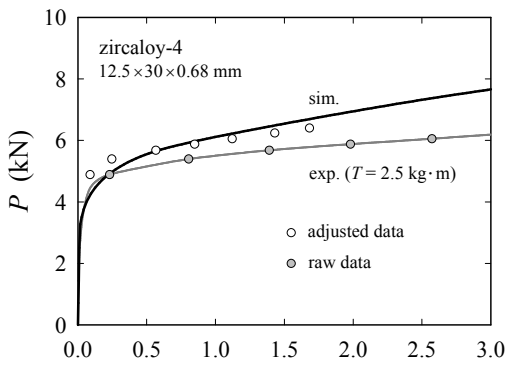


(b)

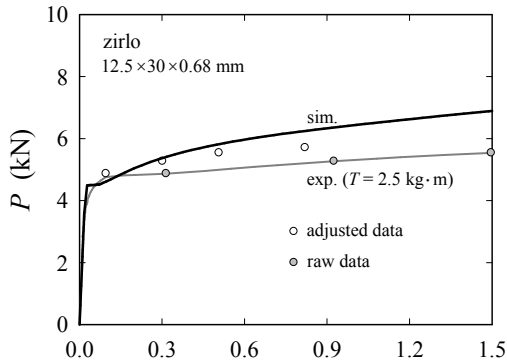
Fig. 12 $P - \delta$ curves of simple shear simulation and experiment for (a) SS400 (b) Al5052 (c) mild steel (d) zircaloy (e) zirlo



(c)



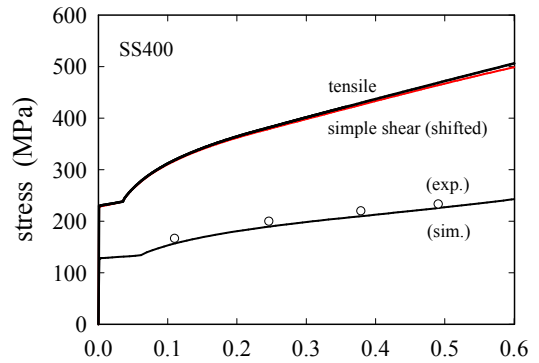
(d)



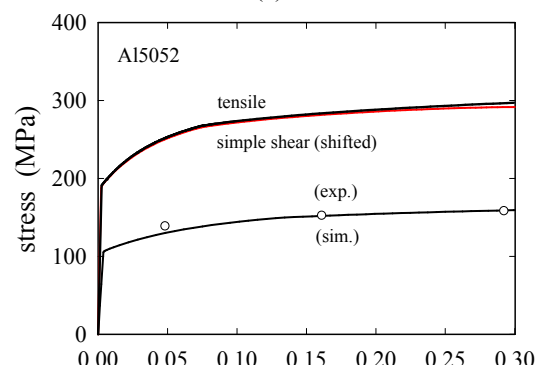
(e)

Fig. 12 $P - \delta$ curves of simple shear simulation and experiment for (a) SS400 (b) Al5052 (c) mild steel (d) zircaloy (e) zirlo (continued)

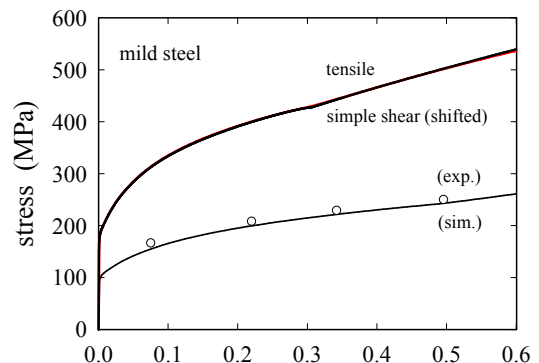
변형률로 변환한다. 3.2절에서 수행된 전단과 유효 변형률 사이의 관계 [Fig. 7]을 활용해 전단변형률을 유효변형률로 변환한다. 순수전단 시 유효응력은 전단응력의 $\sqrt{3}$ 배가 된다. SS400, Al5052, 연강에 대한 인장과 simple shear 응력-변형률 곡선을 비교했다(Fig. 13). 변형률 변환 후, 동일 변형률에서 인장응력은 simple shear의 1.78 배와 같다. 전단 응력 외에도 수직응력이 작용하므로 $\sqrt{3}$ 배보다 큰 배수 관계를 가진다. 이는 전단영역의 상/하단부에서의 수직응력이 크게 나타나는 끝단효과 때문



(a)



(b)



(c)

Fig. 13 Stress – strain curves of tensile and simple shear for (a) SS400 (b) Al5052 and (c) mild steel

이다. 단축인장과 simple shear 사이의 관계를 통해 simple shear 시험으로부터 얻은 하중-변위 곡선을 유효응력-변형률 곡선으로 변환할 수 있다.

5. 바우싱거 거동 예측

5.1 등방/운동성 경화 조합모델

소성변형에서 실제 재료의 경화거동은 등방성 (항복곡면의 확장/수축)과 운동성 (이동) 경화 조합 모델로 설명된다. 등방/운동성경화 조합모델 진화 식은 두 가지 요소로 구성된다. 등방성 경화는 항복

곡면 크기를, 운동성 경화는 후속응력 α 를 통한 응력공간에서의 항복곡면 이동을 나타낸다. 운동성 경화모델에서 Prager⁽¹²⁾와 Ziegler 모델⁽¹³⁾은 반복 하중에 따른 이력곡선에서 비선형성을 나타낼 수 없다. 이에 Frederick과 Armstrong (2007)⁽¹⁴⁾은 비선형 운동성 경화모델을 제시했다. Chaboche (2008)⁽¹⁵⁾는 Frederick-Armstrong 모델을 보다 유연하게 적용할 수 있도록 3개의 후속응력 변수 $d\alpha_k$ ($k=1, 2, 3$)를 사용했다. ABAQUS 에서 식 (14)와 같은 Chaboche 비선형 경화모델을 활용할 수 있다.⁽¹⁶⁾

$$d\alpha_k = C_k \frac{1}{\sigma_0} (\sigma - \alpha) d\epsilon - \gamma_k \alpha_k d\epsilon ; \quad \alpha = \sum_{k=1}^N \alpha_k \quad (14)$$

N 은 후속응력 수, σ_0 는 초기항복응력, C_k 는 초기 운동성경화계수, γ_k 는 소성변형 증가에 따른 운동성 경화 감소비를 나타낸다. 본 해석에서는 재료의 경화거동을 정확하게 예측하기 위해 등방/운동성 경화 조합모델을 사용했다. 등방성 경화에는 Voce 모델 [식 (15)], 운동성 경화에는 식 (16)을 활용했다.

$$\sigma^o = \sigma_0 + Q(1 - e^{-b\bar{\epsilon}^p}) \quad (15)$$

$$d\alpha_1 = C_1 \frac{1}{\sigma^o} (\sigma - \alpha) d\bar{\epsilon}^p - \gamma_1 \alpha_1 d\bar{\epsilon}^p \quad (16)$$

σ_0 는 경화전 초기항복응력, Q 는 항복곡면 최대 경화량, b 는 항복곡면 크기변화율을 나타내는 재료 상수, $\bar{\epsilon}^p$ 는 등가소성변형률이다. C_1 는 초기 운동성 경화계수, γ_1 는 소성변형 증가에 따른 운동성 경화 감소비, $d\bar{\epsilon}^p$ 는 등가소성변형률 증분이다. 등방/운동성 경화 조합모델은 경화계수 Q, b, C_1, γ_1 로 등방성과 운동성 경화를 모두 나타낼 수 있다.

5.2 경화계수에 따른 하중-변위 곡선 변화

Simple shear 해석시 등방/운동성경화 조합모델을 적용해, 등방성 계수 Q, b 와 운동성 계수 C_1, γ_1 에 따른 $P - \delta$ 곡선 변화를 Figs. 14-15에 나타냈다. 이때, 기준재료 ($\sigma_0 = 350$ MPa, $Q = 150$ MPa, $b = 5$, $C_1 = 1700$ MPa, $\gamma_1 = 20$)에 대해 각 계수변화 (Q, b, C_1, γ_1)에 따른 $P - \delta$ 곡선 변화를 관찰했다(Table 5).

Table 5 Parameter study for hardening coefficients

σ_0 (MPa)	Q (MPa)	b	C_1 (MPa)	γ_1
350	100	0	1200	10
	150	5	1700	20
	200	10	2200	30

등방성 경화계수 Q, b 가 커지면 항복곡면도 커지므로 동일변위에서의 하중이 커진다(Fig. 14). Q 가 커지면 동일변위에서의 하중과 순 / 역방향 하중차 ($P_{for} - P_{rev}$)가 선형적으로 증가한다. 또한 b 가 변형경화속도를 나타내므로, b 가 커지면 변위에 따른 하중이 빠르게 커진다. 그러나 최대 등방성 경화량 Q 가 일정하므로 b 가 어떤 값 이상에 도달하면 하중은 더 이상 커지지 않는다.

Fig. 15에서 운동성 경화계수 C_1 이 커질수록 순방향과 역방향에서 항복점 이후 기울기가 커진다. Q 가 일정하면 순/역방향 하중차 ($P_{for} - P_{rev}$)는 일정하게 유지되므로, C_1 이 커질수록 역방향 항복하중이 더 작게 나타난다. γ_1 이 증가함에 따라 순방향 항복 이후 기울기가 감소한다. Q 가 일정하면 순/역방향 하중차 ($P_{for} - P_{rev}$)는 일정하므로 γ_1 이 커질수록 역방향 항복하중은 커진다.

경화계수 Q, b, C_1, γ_1 는 각각 물리적인 의미를 가지나, 이들이 복합적으로 재료거동에 영향을 주어 변수들의 조합이 중요한 의미를 가진다. Figs. 14-15에서 등방성 경화계수 Q 와 b , 운동성 경화계수 C_1 와

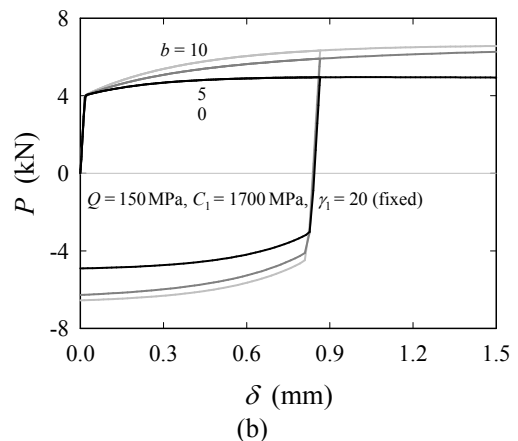
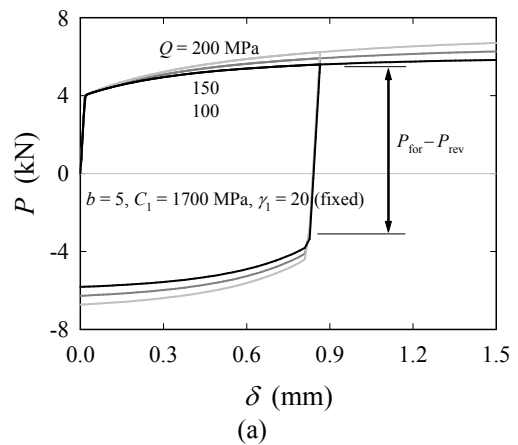
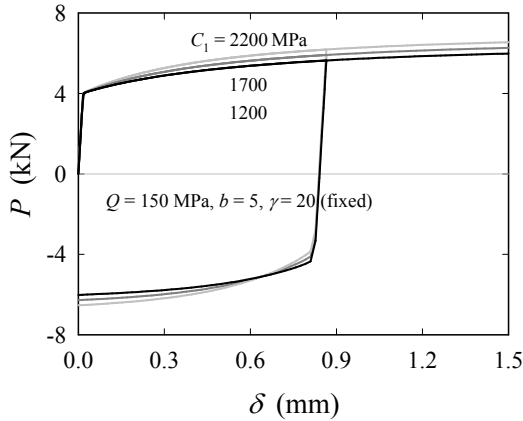
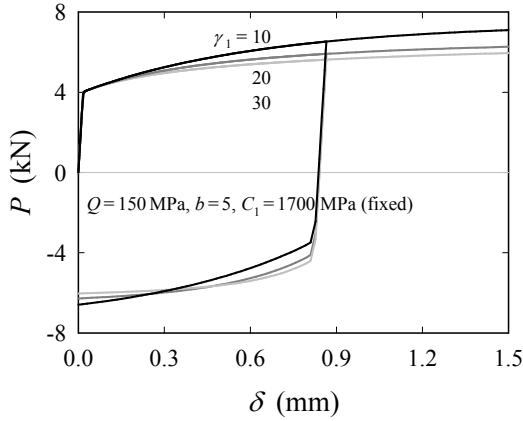


Fig. 14 $P - \delta$ curves with variation of isotropic coefficients (a) Q and (b) b



(a)



(b)

Fig. 15 $P - \delta$ curves with variation of kinematic coefficients (a) C_1 and (b) γ_1

γ_1 에 따른 $P - \delta$ 곡선은 각각 유사한 변화를 보이므로, 어떤 재료의 거동을 따르는 계수 조합은 유일하지 않다.

5.3 Simple shear 순/역방향 시험

Zircaloy-4 판재 ($12.5 \times 30 \times 0.68$ mm) 에 대해 Instron 8871 피로시험기로 순/역방향 시험을 수행했다. 변위속도는 10^{-2} mm/s, 조임토크는 $2.5 \text{ kg} \cdot \text{m}$ 이다. 전단구간 격자변형을 일정한 시간 간격으로 촬영해 전단변위를 측정한다. 순방향 후 역방향 변형시 소성변형의 경로의존성 때문에 기존 거동과 달라질 것으로 예상된다. 순방향 변위 $\delta = 0.87$ mm 인가 후 역방향으로 전환시 $P - \delta$ 곡선은 Fig. 16 과 같이 나타난다. 순방향 변위 $\delta = 0.87$ mm 에서의 하중은 약 5.8 kN, 직후 역방향 항복하중은 약 -3.6 kN 으로, 순/역방향으로 전환시 항복하중이 38 % 감소한다. Zircaloy-4 판재의 이방성 고려를 위해 Hill 48 항복조건을, 바우싱거거동 예측을 위해 등방 / 운동성경화 조합 모델을 활용해 유한요소해석 했고, 가중조합법을 이용한 인장시험 (FEA) 및 실제 순 /

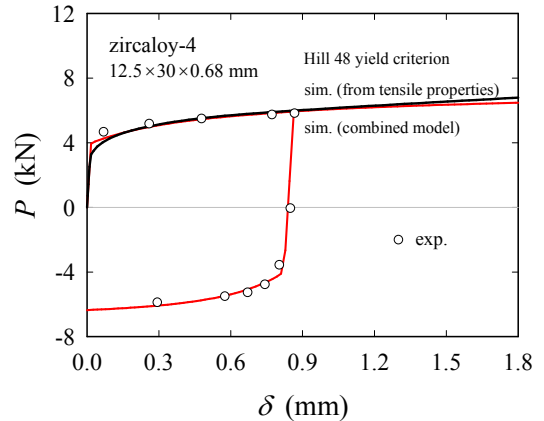


Fig. 16 $P - \delta$ curves of simple shear simulation and experiment for forward/reverse loading for zircaloy-4

역방향 시험과 비교했다(Fig. 16).

5.4 Zircaloy-4에 대한 경화계수 결정

Zircaloy-4 재료에 대한 이방성 고려를 위해 Hill 48 항복조건을, 바우싱거 효과를 모사하기 위해 등방 / 운동성경화 조합모델을 사용했다. ABAQUS/Explicit 로 simple shear 순 / 역방향 시험을 모사했다. 시험 데이터와 유사한 거동을 갖는 경화계수 ($\sigma_0 = 370$ MPa, $Q = 180$ MPa, $b = 5$, $C_1 = 2150$ MPa, $\gamma_1 = 25$) 를 결정했다.

6. 결론

본 연구에서는 simple shear 시험법을 구축했다. 고경도 재료에서도 시험 가능하도록 기존 simple shear 장비를 수정 / 제작했다. 시편크기 ($30 \times 12.5 \times t$ mm) 및 적정 조임토크 결정법을 제안했다. 5 가지 재료에 대한 적정 조임토크를 구했으며, 일반적인 금속 재료에 대한 적정 조임토크 상 / 하한값을 제시 했다. FE 해석으로 simple shear 응력 및 변형률 특성을 평가하고, 단축인장과 simple shear 사이의 응력-변형률 관계를 정리했다. Simple shear 하중-변위 곡선으로부터 유효응력-변형률곡선으로의 변환 과정을 소개했다.

이어, zircaloy-4 판재에 대한 simple shear 순/역 방향 시험을 모사하기 위해 등방 / 운동성 경화조합 모델을 활용했다. 각각의 경화계수 변화에 따른 하중-변위 곡선변화를 관찰하고, 이를 통해 zircaloy 에 대한 경화계수를 결정했다. 이로써 simple shear 시험으로 판재에 대한 유효응력-변형률 관계를 도출 하고, 바우싱거 효과를 고려한 경화거동을 예측할 수 있다.

후 기

본 연구는 2012년도 한국연구재단 (원자력 연구 사업 No. 2012-0083476)의 지원을 받아 수행되었으며,

이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Lee, M., Kim, D., Kim, C., Wenner, M. L., Wagoner, R. H. and Chung, K., 2005, "Spring-Back Evaluation of Automotive Sheets Based on Isotropic-kinematic Hardening Laws and Non-Quadratic Anisotropic Yield Functions, Part II : Characterization of Material Properties," *International Journal of Plasticity*, Vol. 21, pp. 883~914.
- (2) Miyauchi, K., 1984, "A Proposal of a Planar Simple Shear Test in Sheet Metals," *Scientific Papers of the Institute of Physical and Chemical Research*, Vol. 78, pp. 27~42.
- (3) An, Y. G., Vegter, H. and Heijne, J., 2009, "Development of Simple Shear Test for the Measurement of Work Hardening," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, pp. 4248~4254.
- (4) Bouvier, S., Haddadi, H., Levee, P. and Teodosiu, C., 2006, "Simple Shear Tests : Experimental Techniques and Characterization of the Plastic Anisotropy of Rolled Sheets at Large Strains," *Journal of Processing Technology*, Vol. 172, pp. 96~103.
- (5) Levee, P. and Monteil, G., 1999, *Optimisation de Mesure de Cisaillement en Grandes Deformations*, LPMTM Report.
- (6) Vladimirov, I. N., Pietryga, M. P. and Reese, S., 2009, "Prediction of Springback in Sheet Forming by a New Finite Strain Model with Nonlinear Kinematic and Isotropic Hardening," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, pp. 4062~4075.
- (7) Eggertsen, P. A. and Mattiasson, K., 2010, "On Constitutive Modeling for Springback Analysis," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 52, pp. 804~818.
- (8) Yoshida, F., Uemori, T. and Fujiwara, K., 2002, "Elastic-plastic Behavior of Steel Sheets under In-plane Cyclic Tension-Compression at Large Strain," *International Journal of Plasticity*, Vol. 18, pp. 633~659.
- (9) Yoshida, F. and Uemori, T., 2003, "A Model of Large-Strain Cyclic Plasticity and Its Application to Springback Simulation," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 45, pp. 1687~1702.
- (10) Vincze, G. T., 2007, Investigation Methodologies for Metals Used in Forming Processes, Ph. D. Dissertation, University of Aveiro, Aveiro, Portugal
- (11) Hyun, H. C., Kim, M., Kim, D. and Lee, H., 2013, "On Acquiring True Stress-strain Curves of a Sheet Specimen using Tensile Test and FE Analysis Based on a Local Necking Criterion," *Journal of Materials Research*, submitted
- (12) Prager, W., 1956, "A New Method of Analyzing Stresses and Strains in Work-hardening Plastic Solids," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 23, 493~496.
- (13) Ziegler, H., 1958, "A Modification of Prager's Hardening Rule," *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 17, pp. 55~65.
- (14) Frederick, C. O. and Armstrong, P. J., 2007, "A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect," *Materials at high temperatures*, Vol. 24, pp.1~26.
- (15) Chaboche, J. L., 2008, "A Review of Some Plasticity and Viscoplasticity Constitutive Theories," *International Journal of Plasticity*, Vol. 24, pp. 1642-1693.
- (16) ABAQUS User's Manual, Version 6.11, 2012, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA.