

원통형 다이를 이용한 굽힘의 변형특성에 관한 연구

김용우*, 이대수⁺

(논문접수일 2008. 1. 18, 심사완료일 2008. 6. 5)

A Study on Characteristics of Bending Deformation in Cylindrical Die

Yong-woo Kim*, Dae Su Lee⁺

Abstract

This paper has proposed a new parameter to interpret the effects of plastic deformation in bending of strips in cylindrical die and punch. With reference to the parameter, we have provided an insight on the separation between strips and punches, the occurrence of the multi-point bending during the process of deformation, the final shapes of strips, and the springback ratios. Also using the parameter, we have considered the different effects between the bending deformation in the cylindrical die and the bending deformation due to pure bending.

Key Words : Pure bending(순수굽힘), Curvature(곡률), Springback ratio(스프링백비), Bending moment(굽힘모멘트)

1. 서론

봉이나 판재의 굽힘 가공은 주로 하중을 가하여 발생하는 소성변형을 이용한다. 하지만 하중이 제거된 후 탄성력에 의한 스프링백(springback)이 발생하여 부품형상 또는 치수의 변화를 유발할 수 있기 때문에 이 스프링백을 예측하기 위한 연구들은 많이 이루어졌다⁽¹⁻⁸⁾.

이러한 성형은 대부분 굽힘변형을 포함하고 있는데 순수 굽힘보다는 원통형 다이와 펀치를 사용하여 금속 스트립(strip), 봉 또는 금속판(sheet)을 원통 모양으로 가공하는 형태의 변형을 포함한다. 그러나, 스트립과 판의 굽힘과 스프

링백에 대한 대부분의 연구는 순수 굽힘, U자형 굽힘, V자형 굽힘, 외팔보형 굽힘, 양단지지보형 굽힘, 감아굽힘과 플랜지 성형(flange forming)등에 대하여 고찰하였다⁽²⁻⁴⁾.

스트립을 원통형 펀치와 다이로 성형하는 원통형 굽힘에 대한 실험 결과는 Johnson과 Singh⁽⁵⁾에 의해 처음으로 보고되었다. 그들은 공구 반경, 스트립의 길이와 두께, 그리고 재료의 성질에 대한 스프링백의 의존성에 관하여 연구하였는데 제품의 최종 품질에 영향을 미치는 최종곡률 반경의 측정 에 있어서 평균치만을 얻었을 뿐 규칙성이 보이지 않아서 Yu와 Johnson⁽⁶⁾에 의해 다시 연구되었다. 그들의 연구 결과에 따르면 얇은 스트립을 원통형으로 굽힘 성형할 때 판재

* 순천대학교 기계공학과 (kyw@sunchon.ac.kr)
주소: 540-742 전남 순천시 매곡동 315
+ 순천대학교 대학원 기계공학과

의 변형모드와 최종형상은 주로 두 가지의 인자에 의해 지배된다. 그 중 하나는 재료특성인 항복응력과 탄성계수의 비 (Y/E)이고, 다른 하나는 기하학적 특성인 스트립의 두께와 길이의 비(L/h)로서 이 인자들은 매개변수 YL/Eh 로 결합되어 소성가공 과정의 변형모드와 탄성복원의 특성을 나타내는 기준 파라미터로 사용하였다.

본 연구에서는 순수굽힘을 받는 보의 소성굽힘 이론으로부터 새로운 파라미터 $\beta = YR_T/Eh$ 를 도입하여 스프링백비를 β 의 함수로 표현하였다. 또한, 파라미터 β 의 물리적 의미와 스프링백비와 β 와의 관계를 이론적으로 구명하였다. 이를 바탕으로 탄성-완전소성재료로 모델링 할 수 있는 구리와 황동 스트립에 대하여 원통형 다이와 펀치에 의한 굽힘실험을 실시하고, β 를 기준 파라미터로 삼아 변형특성과 최종형상에 관한 결과를 분석, 검토하였다.

2. 순수굽힘을 받는 보의 스프링백비

Fig. 1과 같이 순수굽힘을 받는 사각단면의 보를 고려한다. 여기서 보의 응력-변형률 관계는 탄성-완전 소성으로 가정한다. 이때의 굽힘모멘트(M_b)와 곡률 $1/\rho$ 사이의 관계는 Fig. 2와 같다. 곡률 $1/\rho$ 이 보의 $(1/\rho)_Y$ (보의 최외곽면에서 이제 막 항복이 일어나는 경우의 곡률)보다 더 큰 경우의 굽힘모멘트는 다음과 같이 표현된다⁽⁸⁾.

$$M_b = \frac{3}{2} M_Y \left[1 - \frac{1}{3} \left\{ \frac{(1/\rho)_Y}{(1/\rho)} \right\}^2 \right] \quad (1)$$

여기서 M_Y 는 식 (1)의 $(1/\rho) = (1/\rho)_Y$ 일 때의 모멘트를 의미한다. Fig. 2에 보인 바와 같이, 곡률이 증가함에 따라 굽힘모멘트의 값은 점근적으로 $M_L = 1.5M_Y$ 에 수렴한다. 이

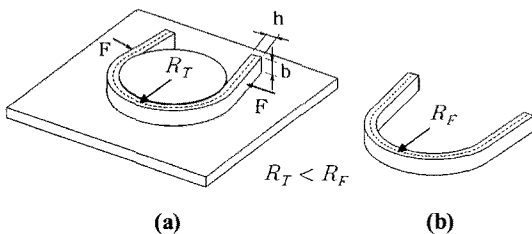


Fig. 1 Illustration of elastic springback which occurs when an originally straight rectangular bar is released after undergoing large plastic bending deformation

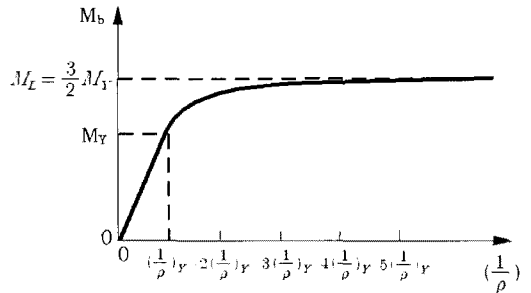


Fig. 2 Moment-curvature relation for the rectangular beam

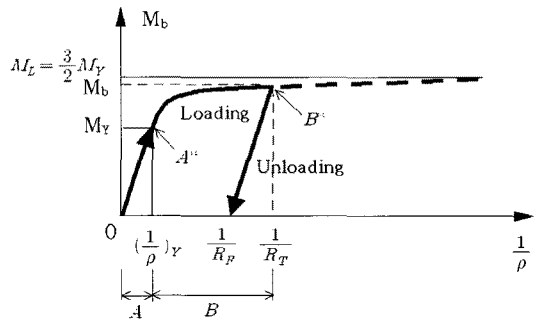


Fig. 3 Moment curvature relation for the complete cycle of loading and unloading the rectangular bar in Fig. 1; $A \ni [0, (1/\rho)_Y]$, $B \ni [(1/\rho)_Y, 1/R_T]$

모멘트를 완전소성모멘트 또는 극한모멘트라 한다.

직선이었던 직사각형 단면의 보를 Fig. 1(a)와 같이 반경 ($R_T - h/2$)의 맨드릴(mandrel) 주위에 밀착시켜 굽힌후, 하중을 제거하면 Fig. 1(b)와 같이 보의 곡률 반경은 R_F 로 증가한다. 이와 같은 곡률의 변화를 스프링백이라 한다. 여기서 R_T 는 밀착시켜 굽힌 상태에 있는 보의 중립면의 곡률 반경이며, R_F 는 탄성복원 후 보의 굽힘반경이다.

Fig. 1에서 스프링백으로 인한 곡률의 감소($\Delta = 1/R_T - 1/R_F$)는 Fig. 3으로부터 다음과 같이 표시된다.

$$\Delta = \begin{cases} \frac{(1/\rho)_Y}{M_Y} \times M_b & \text{when } \left(\frac{1}{R_T} \right) > \left(\frac{1}{\rho} \right)_Y \\ \frac{1}{R_T} & \text{when } \left(\frac{1}{R_T} \right) \leq \left(\frac{1}{\rho} \right)_Y \end{cases} \quad (2)$$

$\left(\frac{1}{R_T} \right) > \left(\frac{1}{\rho} \right)_Y$ 일 경우, 식 (1)을 이용하여 식 (2)를 다시

표현하면 다음과 같다.

$$\Delta = \frac{\epsilon_Y}{M_Y} \times \frac{3}{2} M_Y \left[1 - \frac{1}{3} \left\{ \frac{\epsilon_Y}{h/2} \right\}^2 \right] \quad (3)$$

그런데 재료의 항복응력(Y)과 항복변형률(ϵ_Y)의 관계, 즉 $\epsilon_Y = Y/E$ 를 이용하면 식 (3)은 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta = \frac{3}{R_T} \beta \left(1 - \frac{4}{3} \beta^2 \right) \quad (4)$$

여기서 $\beta = \frac{Y R_T}{E h}$ 이다. 그런데 $\frac{Y}{E} = \frac{h/2}{\rho_Y}$ 이므로 β 와 R_T 및 ρ_Y 사이에 다음과 같은 관계가 있음을 알 수 있다.

$$\beta = 0.5 \frac{R_T}{\rho_Y} \quad (5)$$

식 (4)의 양변에 R_T 를 곱하여 다음 식을 얻는다.

$$1 - \frac{R_T}{R_F} = 3\beta \left(1 - \frac{4}{3} \beta^2 \right) \quad (6)$$

식 (6)으로부터 다음의 스프링백비(springback ratio)를 구한다.

$$\eta = \frac{(1/R_F)}{(1/R_T)} = \frac{R_T}{R_F} = 1 - 3\beta + 4\beta^3 \quad (7)$$

굽힘소성변형 후의 경우, 즉 $1/R_T (> (1/\rho)_Y)$ 일 때 이에 해당하는 β 의 범위는 물리적으로 $0 < \beta \leq 0.5$ 의 구간이다. 그 이유는 다음과 같다.

(a) $\beta = 0.5$ 일 때 R_T 의 값을 구해보면, 식 (5)로부터

$$R_T = \frac{E(h/2)}{Y} = \frac{h/2}{\epsilon_Y} = \rho_Y \quad (8)$$

이다. $\beta = 0.5$ 는 $1/R_T = (1/\rho)_Y$ 에 대응되며, Fig. 3의 A^* 점에 해당한다. 이때의 스프링백비는 식 (7)로부터 $\eta = 0$ 이다.

(b) β 가 0.5로부터 0으로 접근하는 과정은 Fig. 3의 B 구간에 해당하는 경우로 맨드릴의 곡률 $1/R_T (> (1/\rho)_Y)$ 이 증가하는 과정에 해당된다. 즉, 식 (5)로부터, R_T 가 ρ_Y 로부터 시작하여 점점 감소하면, β 는 0.5보다 점점 작아져서 0에 접근한다.

즉, $1/R_T (\geq (1/\rho)_Y)$ 일 때, β 가 0.5에서 0으로 접근하는

과정은 Fig. 3의 B 구간에서 맨드릴의 곡률($1/R_T$)이 무한대로 증가하는 과정에 대응된다. $\beta = 0.5$ 는 Fig. 3의 A^* 점에 해당되는 것으로 보의 상하면($y = \pm h/2$)에 소성변형을 발생시키는 수준의 순수굽힘에 의한 항복모멘트(M_Y)를 받고 있음을 의미하며, $\beta = 0$ 은 완전소성모멘트(M_L) 수준의 순수굽힘에 의한 모멘트를 받고 있음을 의미한다. 식 (7)로부터 $\beta \rightarrow 0$ 일 때, 스프링백비는 식 (7)로부터 $\eta \rightarrow 1$ 이다. 따라서 순수굽힘에 의한 소성변형후의 β 와 η 의 범위는 각각 $0 < \beta \leq 0.5$ 과 $0 \leq \eta < 1$ 로서, β 가 클수록 스프링백(Δ)와 스프링백비(η)는 0에 접근한다. 이는 β 가 클수록 탄성복원후의 최종굽힘반경(R_F)이 R_T 보다 훨씬 증가함을 의미한다.

3. 실험장치 및 실험방법

재료의 탄성계수(E)와 항복응력(Y)을 구하기 위해 1.6 mm, 3.2mm, 4.5mm, 6mm두께의 구리와 황동판재로부터 ASTM D638의 TYPE1 시험편에 의거하여 압연방향을 길이 방향으로 하여 각각 인장시험편을 채취하였다. 인장시험은 만능시험기(Universal Testing Machine)를 이용하여 압연방향으로 2mm/min의 속도로 인장하여 실시하였다.

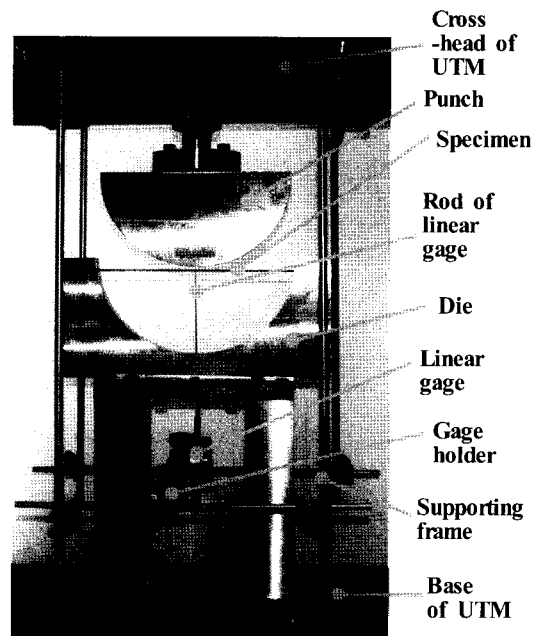


Fig. 4 Experimental setup for cylindrical bending of strips

굽힘시험편은 인장시험편과 동일 두께의 동일한 압연판재를 압연방향을 길이 방향으로 하여, 폭 $W=12.7\text{mm}$, 길이 $L=251.5\text{mm}$ 로 채취하여 사용하였다.

굽힘실험은 Fig. 4와 같이 제작된 굽힘실험장치를 UTM에 장착하여 실시하였다. 다이는 받침대를 설치하여 기초(base)에 고정시키고 펀치는 크로스헤드에 고정시켰다. 크로스헤드에는 리니어 게이지(측정범위: 20mm, 정밀도: 0.003mm, 측정력: 1.5N이하)가 부착된 지지프레임을 고정시켜서, 리니어 게이지와 크로스헤드가 일체로 움직이도록 구성하였다. 리니어 게이지에 연결된 탐침대를 다이의 중앙구멍으로 통과시켜서 스트립과 펀치선단사이의 틈새를 측정할 수 있도록 하였다.

펀치와 다이는 $D_p = D_d - 2h$ 식과 같이 서로 치수가 짝을 이루도록 쌍으로 제작하였다. 여기서 D_p 와 D_d 는 각각 펀치의 직경과 다이의 직경을 의미한다. 그 값들은 Table 1에 나타내었다.

실험은 Fig. 4처럼 금속스트립을 다이 위에 얹은 후 펀치를 4mm/min의 속도로 천천히 하중을 가하다가 다이, 스트립과 펀치사이의 틈새가 없을 정도로 밀착되는 순간에 크로

스헤드를 정지시키고 20mm/min의 속도로 복귀시켜 하중을 제거하는 방법을 사용하였다. 실험을 실시하는 동안 공구나 시편에 윤활유를 공급하지 않았으며 굽힘과정 동안 스트립의 변형모드, 펀치선단과 시편의 중앙점 사이의 틈새, 펀치의 하중과 이동거리와의 관계와 스프링백이 일어난 후의 최종형상 등을 유의하여 관찰하였다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 인장시험을 이용한 β 값의 계산

인장시험을 통해 얻은 응력-변형률곡선으로부터 탄성계수 E 와 0.2% offset 항복강도 Y 를 구하고 다이와 펀치의 반경평균값인 R_T 를 계산하여 파라미터 β 를 계산하여 Table 2에 정리하였다.

4.2 굽힘 변형과정

길이 251.5mm, 두께 3.2mm인 구리시편이 변형되는 과정을 Table 3에 차례대로 정리하였다. Table 3의 1번은 시편의 최초상태, 2번은 펀치 선단과 스트립 사이의 틈새가 없는 3점 굽힘(3-point bending)상태, 3-4번은 굽힘이 진행됨에 따라 펀치의 선단과 스트립의 중앙부 사이의 틈새가 발생(first separation)하여 커지는 4점 굽힘(4-point bending)상태를 각각 보여준다. 5번은 스트립의 중앙점이 다이와 최초로 닿는 순간(primary bottoming)으로 이 단계로부터 5점 굽힘(5-point bending)상태가 시작되고, 6번은 스트립의 양옆에서 더욱 굽혀짐을 보이는 5점 굽힘상태, 7번은 펀치와 양옆의 스트립 사이에서 2차 분리(secondary separation)가 개시되어 진전되는 과정을 보여주는 것으로 이 상태가 좀 더

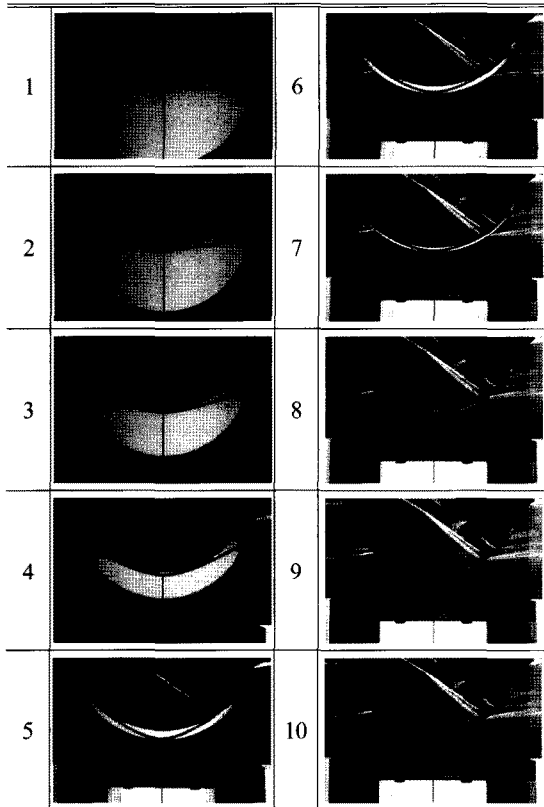
Table 1 Diameters of punch(D_p) and die(D_d), and thickness(h), width(W) and length(L) of strips

h [mm]	L [mm]	W [mm]	D_d [mm]	D_p [mm]
1.6	251.5	12.7	254	250.8
3.2				247.6
4.5				245.0
6.0				242.0

Table 2 Material properties and β of strip specimens

Material	Thickness h [mm]	$\frac{R_T}{h}$	Young's modulus E [MPa]	Yield stress Y [MPa]	$\frac{Y}{E}$	β
Copper	1.6	160.7	81674	216	0.002645	0.4250
	3.2	78.05	75258	233	0.003096	0.2416
	4.5	55.59	77629	269	0.003469	0.1926
	6.0	42.07	76265	168	0.002203	0.09268
Brass	1.6	156.7	73041	360	0.004929	0.7724
	3.2	78.05	67360	340	0.005048	0.3940
	4.5	55.34	68711	315	0.004584	0.2537
	6.0	41.72	60061	357	0.005944	0.2480

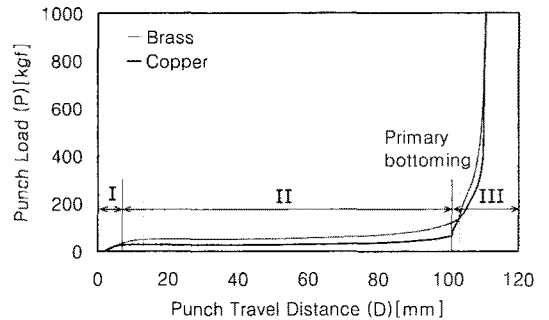
Table 3 Typical deformation process of a strip in a cylindrical die



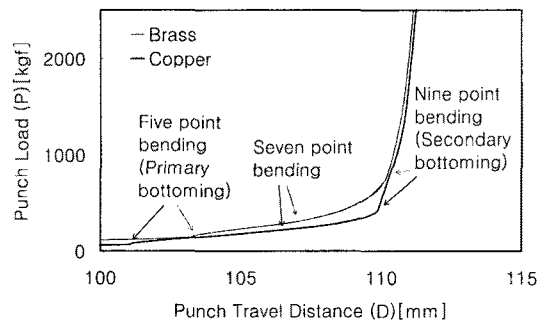
진전되면 7점 굽힘(7-point bending)상태, 8번은 스트립이 두 번째로 다이의 바닥에 닿는 9점 굽힘(9-point bending) 상태, 그리고 9-10번은 펀치가 더욱 하강함에 따라, 펀치, 스트립 그리고 다이 사이의 틈새가 감소되는 다점 굽힘(multi-point bending) 상태를 보여준다.

4.3 펀치의 하중-이동거리 특성

Fig. 5는 6mm 두께의 구리와 황동시편에 대하여 펀치하중(P)과 펀치의 이동거리(D)와의 관계에 대한 시편의 특성을 나타낸다. Fig. 5(a)에서 I, II, III은 각각 3점, 4점, 5점 굽힘상태를 나타낸다. 변형상태 I에서 스트립은 탄성 상태에서 펀치의 운동에 따라 거의 선형적으로 하중이 증가하고, 상태 II에서 소성변형 개시 후 스트립에 가해지는 하중은 긴 범위에 걸쳐 서서히 증가하며, 상태 III에서 다이의 바닥에 처음으로 닿은 후 펀치 하중은 급격히 증가하는데 이것은 4점 굽힘에서 5점 굽힘으로 변화하기 때문이다. Fig. 5(b)에



(a)



(b)

Fig. 5 Experimental P - D curves; (a) Whole curves, (b) Details after the first bottoming

서 구리가 황동보다 틈새가 커서 다이의 바닥에 먼저 닿으므로 황동보다 하중이 먼저 증가한다는 사실을 알 수 있다. 이 사실로부터 유효굽힘 길이의 감소로 인해 굽힘강도가 급격히 증가한다는 것을 알 수 있다. 여기서 주목할 만한 사실은 Fig. 5(a)와 Fig. 5(b)의 곡선이 다소 유사하다는 것이다. 이것은 Fig. 6에 보인 것처럼 스트립의 5점 굽힘은 Fig. 6(a)에

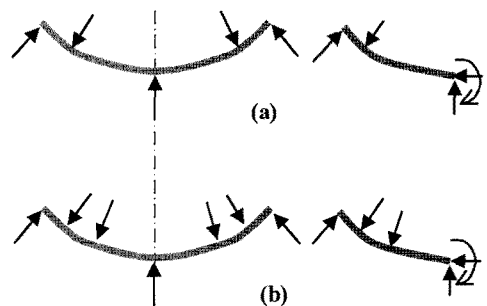


Fig. 6 Position of loading points; (a) 5-point bending, (b) 7-point bending

서와 같이 스트립의 절반 부분에서의 3점 굽힘과 역학적으로 유사하고, 또한 스트립의 7점 굽힘은 Fig. 6(b)에서와 같이 절반 부분에서의 4점 굽힘과 유사하기 때문이다.

4.4 펀치선단과 시편의 중앙점 사이의 틈새

Table 3의 3에서 5까지의 변형과정동안 리니어 게이지를 통하여 얻은 펀치선단과 스트립의 중앙점 사이의 틈새(c)의 크기를 Fig. 7에 보인다. 이 그림으로부터 같은 두께의 시편 중에서 구리의 틈새가 황동보다 크고, 같은 재료와 치수로 만들어진 시편들 중에서 두께가 얇은 시편일수록 틈새가 크며 시편이 펀치로부터 일찍 분리(separation)된다는 사실을 관찰할 수 있다. 특히 재료와 두께에 관계없이, β 가 클수록 틈새 c의 크기는 커진다는 사실을 알 수 있다.

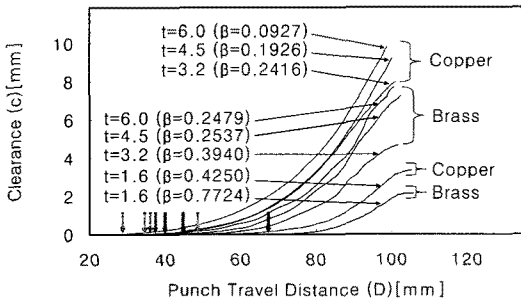


Fig. 7 Development of the clearance between the punch pole and the mid-point of a strip. ↓ marks separation

4.5 스프링백 후의 스트립의 최종형상과 최종곡률

펀치, 스트립 그리고 다이의 틈새가 없이 완전하게 눌러진 상태에서 펀치의 힘은 가장 큰 하중 P^* 에 도달한다. Table 5에 최대펀치하중의 평균값들을 정리하였다. 최대펀치하중은 두께가 두꺼워질수록 커지지만 물성치의 영향도 받을 수 있다. 최종적으로 β 의 값이 감소함에 따라 P^* 도 증가함을 알 수 있다.

스트립의 전형적인 최종형상을 Fig. 8에 보인다. 같은 두께일 때 황동이 구리보다 큰 양의 스프링백이 발생한다. 또한 β 의 값이 큰, 얇은 스트립은 고도의 탄성 거동을 보이며 하중제거 후에 큰 스프링백이 발생한다. 이에 반해 β 가 작은, 두꺼운 스트립은 단단한 소성보처럼 거동하며 하중제거 후에 적은 스프링백이 발생한다.

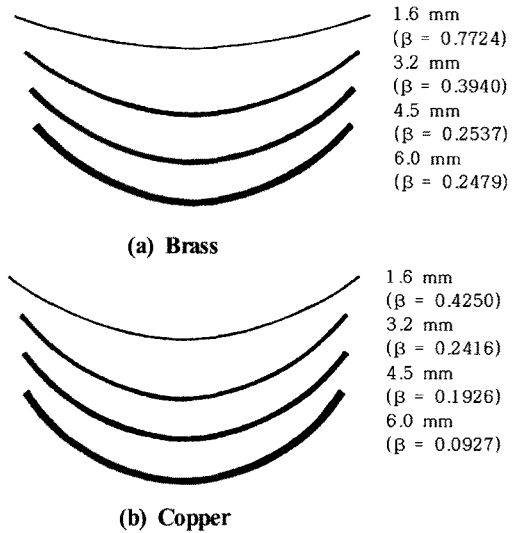


Fig. 8 Final shapes of strips after springback

Table 5 The largest punch load P^*

Material	Thickness h [mm]	$\frac{R_T}{h}$	$\frac{Y}{E}$	β	Punch load P^* [kgf]
Copper	1.6	160.7	0.002645	0.4250	800
	3.2	78.05	0.003096	0.2416	900
	4.5	55.59	0.003469	0.1926	2500
	6.0	42.07	0.002203	0.09268	5700
Brass	1.6	156.7	0.004929	0.7724	700
	3.2	78.05	0.005048	0.3940	900
	4.5	55.34	0.004584	0.2537	3200
	6.0	41.72	0.005944	0.2480	3300

4.6 실험결과 고찰

식 (7)로부터 다음 두 가지의 스프링백비를 계산하였다.

$$\eta_{theory} = 1 - 3\beta + 4\beta^3 \tag{10}$$

$$\eta_{exp} = R_T/R_F \tag{11}$$

식 (10)의 η_{theory} 은 순수굽힘의 이론에 의해 계산 것이고, 식 (11)의 η_{exp} 은 실험으로부터 얻은 평균 반경들(R_T 와 R_F)를 이용하여 계산한 것이다. 두 가지의 스프링백비를 Table 6에 비교하였다. 평균곡률반경(R_F)은 Fig. 8의 결과에 유한

차분법을 이용하여 평균곡률을 구한 다음, 그것의 역수를 취하여 평균곡률반경을 얻었다.

구리와 황동 모두 β 값이 스트립의 크기특성인 R_T/h 비율 인자의 영향으로 두께가 두꺼울수록 β 값이 작고, 두께가 얇을수록 β 값이 큰 경향을 보인다.

구리의 경우 β 가 감소하면 스프링백비(η_{theory})가 증가하는 관계를 만족시키나, 황동의 경우 이러한 경향이 1.6mm 두께의 시편에서 지켜지지 않는다. 또한, 이론에 따르면 β 는 $0 < \beta \leq 0.5$ 구간에 존재해야 하는데 황동시편(1.6mm)의 경우 $\beta=0.7724$ 로 0.5보다 더 크다. 이와 같은 결과는 Yu와 Johnson⁽⁶⁾의 실험결과에서도 동일하게 나타나고 있음을 확인하였다. 이와 같이 실험값(β)의 일부가 이론의 범위를 벗어나는 이유는, 이론에서 보의 스프링백비는 순수굽힘을 가정하여 유도한 결과인 반면 본 연구에서 실시한 실험은 Table 3과 Fig. 6에 보인 바와 같이 순수굽힘이 아닌 전단력을 받는 변형과정을 거치기 때문이다. 그러나 η_{exp} 의 스프링백비를 이용하여 계산한 경우에는 Table 6에 보인 바와 같이 β 가 감소하면 스프링백비가 증가하는 관계를 잘 만족시킨다. 이 관계를 식 (10)과 같이 2차항이 없고 상수항이 1인 3차의 다항식, 즉

$$\eta_{exp} = 1 + k_1\beta + k_3\beta^3 \quad (12)$$

을 사용하여 $\eta_{exp} > 0$ 인 범위에서 곡선적합시킨 그래프를 Fig. 9에 도시하였다.

Fig. 9로부터 다음과 같은 사실을 알 수 있다. 첫째, R_T 를 점점 감소시킬 경우, 순수굽힘의 경우에는 $\beta = 0.5$ 일 때부

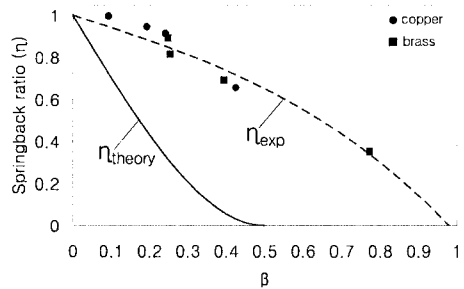


Fig. 9 Springback ratios, η_{exp} and η_{theory}

터, 그리고 원통형 다이를 사용한 굽힘일 경우에는 $\beta \approx 0.98$ 일 때부터 소성변형이 시작된다. 이는 $\beta > 0.5$ 인 소재를 굽힘성형하려면 원통형 다이를 사용한 굽힘 방법을 택하는 것이 효과적임을 의미한다. 둘째, 동일한 β 값의 소재에 대하여 순수굽힘에 의한 성형보다는 원통형 다이를 사용한 굽힘

Table 7 Stages of deformation and the shapes after springback (brass, 3.2 mm, $\beta = 0.394$)

Before springback	→	After springback
3-point bending		
	→	
4-point bending		
	→	
5-point bending		
	→	
7-point bending		
	→	

Table 6 The radius of tool R_T , the parameter β , springback ratios η_{theory} and η_{exp}

Material	Thickness h [mm]	R_T [mm]	β	η_{theory} by Eq.(10)	η_{exp} by Eq.(11)
Copper	1.6	125.15	0.4250	0.03205	0.6563
	3.2	125.27	0.2416	0.3315	0.9134
	4.5	124.79	0.1926	0.4507	0.9456
	6.0	124.11	0.0927	0.7251	0.9969
Brass	1.6	125.15	0.7724	0.5261	0.3528
	3.2	125.27	0.3940	0.06270	0.6931
	4.5	124.79	0.2537	0.3042	0.8154
	6.0	124.11	0.2480	0.3171	0.8919

성형이 훨씬 큰 스프링백비를 얻을 수 있어 다이를 사용한 원통형 굽힘이 순수굽힘에 비해 효과적인 가공방법임을 알 수 있다. 왜냐하면 순수굽힘은 모멘트에 의한 굽힘변형만 일어나지만, 원통형 다이에 의한 굽힘은 굽힘이 진행되는 동안 전단력에 의해서 시편의 몇몇 지점에 소성변형이 발생되어 플라스틱 힌지(plastic hinge)처럼 보이는 변형을 형성해감으로써 다점굽힘에 의한 변형을 일으키기 때문이다(Table 7 참고). 이로써 동일한 β 값의 소재에 대해 원통형 다이에 의한 굽힘은 순수굽힘에 비해 탄성복원이 작아진다.

5. 결론

본 연구에서는 탄성-완전소성으로 모델링할 수 있는 재료의 스트립을 원통형 다이위에서의 굽힘성형할 때, 변형 특성을 파악하기 위하여, 굽힘실험장치를 제작하고 실험을 실시하였다.

순수굽힘 이론에서 스프링백비가 β 의 함수이며 β 가 작을수록 스프링백비가 증가함을 인식하여, 실험결과에 대해 파라미터 β 를 적용하여 굽힘성형의 특성을 분석하였다. 그 결과 본 연구에서 행한 시편의 경우, 소성 변형이 가능한 β 의 범위는 0과 약 0.98사이의 값으로서 다음과 같은 변형특성이 있음을 알았다.

- (1) β 의 값이 큰 값을 보이는 시편일수록 탄성거동의 경향이 강하여 큰 양의 스프링백비를 보인다. 반면에 β 의 값이 작은 값을 보이는 시편일수록 단단한 소성 보와 같은 거동을 보이며 작은 양의 스프링백비를 보인다.
- (2) 원통형 다이를 사용한 굽힘시, β 가 클수록 시편이 펀치로부터 일찍 분리되어 틈새의 크기는 커지게 되어 스프링백은 증가하고 스프링백비는 감소하게 된다.
- (3) 순수굽힘에 의한 소성변형의 경우, $\beta = 0.5$ 일 때부터 소성변형이 시작하여 하중이 점점 증가함에 따라, 즉 β 가 감소할수록 스프링백비는 1에 접근한다. 반면에, 원통형 다이에 의한 굽힘일 경우에는 $\beta \approx 0.98$ 일 때부터 소성변형이 시작되어 β 가 감소할수록 스프링백비는 1에 접근한다.

후 기

이 논문은 2007년도 교육인적자원부의 지방대학 혁신역량강화사업(NURI)에 의해 지원되었음.

참 고 문 헌

- (1) Yuen, W. Y., 1990, "Springback in the Stretch-bending of Sheet Metal with Non-uniform Deformation," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 22, pp. 1~20.
- (2) Kim, Y. W., 2001, "A Discussion on Measurement of Springback Ratio Using Winding Bend Rig," *Transactions of the KSMTE*, Vol. 10, No. 2, pp. 1~9.
- (3) Selcuk, A. and Rawling, R. D., 1991, "A Cantilever-type Bend Test Technique for Formability Analysis of Strip/Plate Metal," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 19, No. 5, pp. 349~358.
- (4) Kormi, K., Webb, D. C., and Etheridge, R. A., 1994, "FEM Simulation of Pressing of a Strip into a Cylindrical Die and of a Circular Plate into a Hemispherical One and Their Comparison With Experiment," *Mater. Process. Tech.*, Vol. 42, No. 4, pp. 463~473.
- (5) Johnson, W. and Singh, A. N., 1982, "Springback after Cylindrical Bending Metal Strips," *Conference on Large Deformation*, Delhi, Dec. 1979, in "Large Deformations," ed. N. K. Gupta and S. Sengupta, pp. 236~250, South Asian Publishers Pvt. Lid.
- (6) Yu, T. X. and Johnson, W., 1983, "Cylindrical Bending of Metal Strips," *Metals Technology*, Vol. 10, No. 11, pp. 439~448.
- (7) Yu, T. X. and Zhang, L. C., 1996, *Plastic Bending; Theory and Applications*, World Scientific, Singapore.
- (8) Crandall, D. and Lardner, 1978, *An Introduction to the Mechanics of Solids*, McGraw-Hill, Tokyo.