

용접 판재의 U 드로오 벤딩에서 스프링백 예측을 위한 이론적 단순화

장성호* · 서대교#

(2004년 7월 19일 접수)

A Simplified Approach for Predicting Springback in U-Draw Bending of Sheet Metals

S. H. Chang and D. G. Seo

Abstract

The U-draw bending operation is known as a representative test method for springback evaluation of sheet metals since the sheet in U-draw bending operation undergoes stretching, bending and unbending deformations occurred at the stamping process. In this study, a simplified approach was proposed for predicting springback and side-wall curls of tailor-welded blank in U-draw bending operations, using moment-curvature relationships derived for sheets undergoing stretching, bending and unbending deformation. Two different welded strips were adopted to compare the effects of weld-line locations on the springback. One (type A) was welded along the centerline of the strip-width and the other (type B) was welded along the centerline of the strip-length. To investigate the effect of different thickness combination on the springback, the tailor-welded strips were joined by the laser welding process and consisted of three types of thickness combinations of sheets, SCP1 0.8t * SCP1 1.2t, SCP1 0.8t * SCP1 1.6t and SCP1 0.8t * TRIP 1.0t. Some calculated results by the simplified formula were compared with experimental results.

Key Words : U-Draw Bending, Side-Wall Curl, Springback, Tailor-Welded Blank(TWB), TRIP Steel Sheet

1. 서론

박판금속 성형에서 U-드로오 벤딩은 스프링백의 평가를 평가하는 대표적인 공정으로 알려져 있다. 스프링백(springback)은 재료가 금형에 의하여 강제 변형이 일어난 후, 금형에서 추출되면서 구속이 사라지게 되어 새로운 정적 평형 상태를 만족되기 위하여 일부 탄성변형이 복원되어 일어나는 현상이다. 이러한 스프링백의 양에 영향을 미치는 인자로는 성형품의 기하학적인 형상변수와 재료 변수와 공정 변수 등이 있다. 공정변수의 경우에는 현재까지도 숙련된 기능공과 엔지니어

의 경험, 시행착오 및 직관에 의하여 결정되고 있는 실정이다. 그리고, 재료변수의 경우에는 항복강도, 탄성계수, 재료의 두께 등과 같은 것으로 복합적으로 박판의 스프링백의 양에 영향을 미치고 있어 스프링백을 예측하는 것은 쉽지 않다고 할 수 있다. 이러한 스프링백의 양을 정확하게 예측하기 위한 노력이 여러 학연과 생산현장에서 행해지고 있다.

본 연구실에서도 박판 금속의 스프링백 특성에 대한 연구를 위해 실험과 FEM 해석을 수행한 바 있으며, 그러한 연구의 연계로 용접 판재의 U-드로오 벤딩에서 박판 금속의 스프링백 량을 예측

* 성균관대 기계설계학과 일반대학원, csh6336@chol.com

교신저자: 성균관대 기계공학부

할 수 있는 이론적 단순화된 근사식의 필요성을 가지고 본 연구를 수행하였다. 이를 통해 스프링백 발생 원인과 특성을 역학적으로 해석하고자 하였다. 또한, 본 연구에서는 스프링백에 영향을 미치는 여러 재료 변수들과 공정 변수에 대해 고찰하였다.

2. 이론적 수식화

2.1 스프링백

스프링백의 원리는 재료의 인장 시험에서 얻을 수 있는 응력-변형률선도에서 쉽게 설명될 수 있다. 성형 시 재료에 항복 강도 이상의 외력이 작용하여 Fig. 1에서 항복점 A를 지나 B점까지 변형시킬 경우 전체 변형률은 OD가 된다. 여기서 소성 변형률은 OC, 탄성에 의해 복원된 변형률은 CD이다. 이 복원된 탄성 변형률의 크기는 B점에서의 응력 (σ_B)와 재료의 탄성계수 (E)의 비로서 나타낼 수 있다.

Fig. 2는 단순 굽힘에서 스프링백을 나타내는 것으로 실선으로 나타낸 것이 성형 후 형상이며 이 때의 굽힘각을 θ_1 , 곡률 반경을 ρ_1 , 호 끝단의 높이를 H 라 하고, 점선으로 나타낸 것이 스프링백 이후의 형상으로 굽힘각이 θ_2 , 곡률 반경이 ρ_2 , 호 끝단의 높이가 h 로 변한다. 이때의 스프링백의 정도는 곡률 반경의 변화, 굽힘각의 변화, 끝단 높이의 변화의 3가지 방법으로 K_s 와 %S.B.으로 스프링백 량을 나타내며 다음과 같이 구한다.

$$K_s = \frac{\rho_1}{\rho_2} \quad (1)$$

$$\%S.B. = \frac{\theta_1 - \theta_2}{\theta_1} \times 100 = \frac{k_1 - k_2}{k_1} \times 100 \quad (2)$$

$$\%S.B. = \frac{H - h}{H} \times 100 \quad (3)$$

식(3)에서 굽힘각의 변화를 통한 % 스프링백 식은 굽힘 부의 호의 길이가 스프링백 이후 변화하지 않는다고 가정하면 곡률반경의 역수인 곡률 (k_1, k_2)의 변화로 다시 나타낼 수 있다.

또한, 스프링백의 양에 대한 이론 식을 도출을 위하여 먼저 재료의 응력-변형률 선도를 수식화

할 필요가 있다. 본 연구에서는 재료를 가공경화를 단순화하여 탄-선형 경화 소성재로 가정하였으며, 항복점 이후의 가공경화에 의한 기울기를 P 라 하면 다음의 함수로 나타낼 수 있다.

$$\sigma = E\varepsilon \dots\dots\dots (0 \leq \varepsilon < \varepsilon_y)$$

$$\sigma = Y + P(\varepsilon - \varepsilon_y) \dots\dots (\varepsilon \geq \varepsilon_y, \varepsilon_y = Y/E) \quad (4)$$

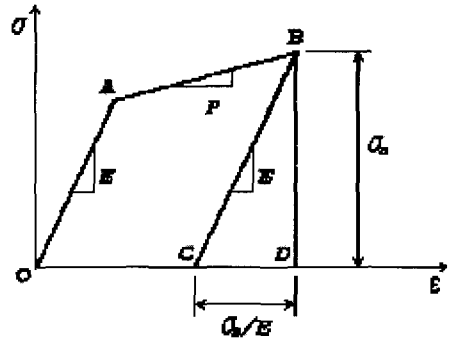


Fig. 1 Springback in $\sigma - \varepsilon$ curve for elastic-linear hardening plastic material

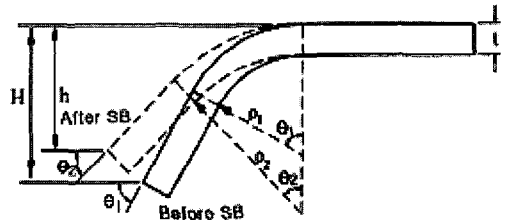


Fig. 2 Schematic diagram for springback of sheet

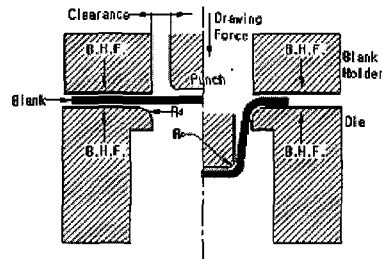


Fig. 3 Illustration of the U-draw bending process

2.2 U-드로오 벤딩에서의 스프링백

U-드로오 벤딩 가공은 박판 금속을 강체 다이 블록(rigid die block, 이하 다이)과 블랭크 홀더(blank holder) 사이에 위치시키고 적당한 압력을 가해 고정시킨 후 펀치(punch)로 가압하여 바닥이 있는 성형품을 생산해 내는 과정이다. 드로잉 공

정을 Fig. 3 에서 보여주고 있다. 이 공정은 2 차원 상에서 구현하여 형상에 의한 구속을 제거하면 2 차원적 U-드로오 벤딩으로 가정할 수 있다. 드로오 벤딩에서의 스프링백을 역학적으로 해석하기 위하여 블랭크의 두께가 곡률 반경에 비하여 상대적으로 작은 경우 다음과 같은 가정을 사용할 수 있다.

- 1) 블랭크의 횡단면의 치수, 형상이 드로오 벤딩 공정에 의하여 변하지 않는다.
- 2) 블랭크의 횡단면은 중립 축에 대하여 직각을 유지한다. 중립 축은 이동하지 않는다.
- 3) 블랭크의 길이 방향의 요소들은 같은 곡률을 가지는 호를 따라 굽힘 변형된다.
- 4) 블랭크의 길이 방향의 응력만 발생하고, 두께 방향과 폭 방향의 응력은 발생하지 않는다.
- 5) 블랭크의 인장과 압축에서의 응력-변형을 선도는 일치한다.
- 6) 블랭크는 von Mises 항복조건을 따른다.
- 7) 블랭크는 탄-선형경화소성의 거동을 한다.

2 차원 U-드로오 벤딩의 경우, Fig. 4 와 같이 여러 구간으로 나누어 생각할 수 있으며, Fig. 5 에서 나타낸 것과 같이 블랭크의 각 구간은 다른 외력 상태에 놓이게 되어 다른 응력 상태를 가지게 된다. 따라서 U-드로오 벤딩에서의 박판 금속의 스프링백을 고찰하기 위하여 먼저 각 구간에서의 응력 상태를 규명할 필요가 있다.

우선 펀치 형상 반경 부의 마찰은 실제로 이 부분에서의 재료의 유동은 거의 일어나지 않으므로 무시할 수 있다. 그러나 다이 어깨 반경 부는 재료의 유입이 일어나는 부위이다. 따라서 마찰의 효과를 무시할 수 없다. 그러나 결과적으로 재료의 변형과 형상 반경 부의 마찰에 의하여 블랭크에 작용하는 장력은 블랭크 가압 부의 가압력에 의한 마찰로서 작용하는 마찰력과 평형을 이룬다고 볼 수 있다. 따라서 블랭크 폭이 w 일 때, 블랭크 전반에 작용하는 단위 폭당 인장력(T)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T = \mu \times \frac{2 \times B.H.F.}{w} \quad (5)$$

또한 성형 중 T 는 변하지 않는다고 가정한다.

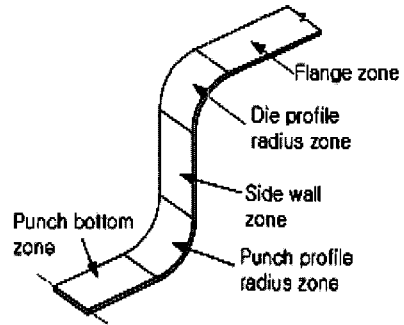


Fig. 4 Several zones of the blank for theoretical analysis

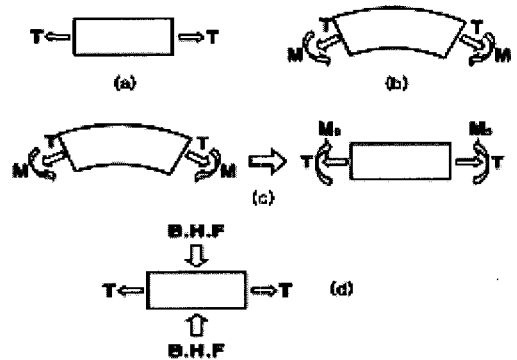


Fig. 5 Free body diagram for the blank zones

- (a) Punch bottom zone
- (b) Punch & die profile radius zone
- (c) Sidewall zone
- (d) Flange zone

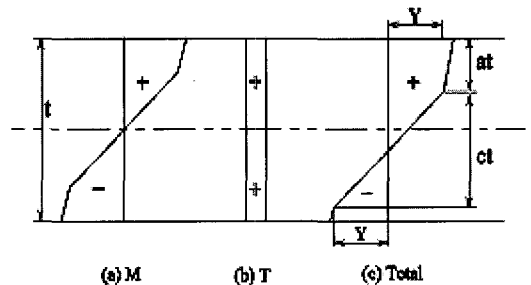


Fig. 6 Stress distribution through the thickness of the sheet metal under the plastic stretch-bend process ($R \ll R_e$)

2.2.1 펀치 바닥부

이 부분의 블랭크는 Fig. 5 (a)와 같이 단지 장력(T)을 받으며 영구 변형을 일으키지 않는다고 볼 수 있으므로 강체로 가정한다.

2.2.2 형상 반경부(다이와 펀치)

펀치 형상 반경부 및 다이 어깨 반경부

펀치 형상 반경 부의 블랭크의 경우에는 Fig. 5 (b)에서처럼 장력(T)과 굽힘 모멘트(M)에 의하여 굽힘 반경(R)이 변형되는 구간이다. 이때, R 은 다음과 같다.

여기서, R_t 는 공구의 반경을 의미한다. 또한 다이 어깨 반경부도 펀치 형상 반경 부와 같은 외력을 받으며 변형하게 된다. 따라서, 스프링백에 의하여 곡률 반경의 변화는 다음과 같이 구할 수 있다.

공구 반경 부의 응력 분포는 Fig. 6 에 나타낸 바와 같이 (a) 굽힘 모멘트(M)에 의한 응력과 (b) 장력(T)에 의한 응력에 의하여 (c)와 같이 응력 분포를 나타내게 된다.

이와 같은 경우 (c)에서의 응력 분포를 나타내는 함수를 f 라 하여 다음과 같이 나타내면 그 응력과 변형률의 관계는 식(4)와 같다.

$$\sigma = f(\epsilon) \tag{6}$$

또한 응력분포로부터 부과된 인장력(T)와 굽힘 모멘트(M)을 응력(σ) 를 이용하여 단위 폭에 해당하는 식으로 나타내면

$$T = \int_{t/2}^{t/2} f \cdot dy \tag{7}$$

$$M = \int_{t/2}^{t/2} f \cdot y \cdot dy \tag{8}$$

Fig. 6 (c) 의 응력분포에서 인장력(T)을 구해보면

$$\begin{aligned} T &= Yat + \frac{1}{2}Pa^2t^2 + \frac{1}{4}Yct - \frac{1}{4}Yct \\ &- Yt(1-a-c) - \frac{1}{2}Pt^2(1-a-c)^2 \\ &= (2a+c-1) \left[Yt + \frac{1}{2}Pt^2(1-c) \right] \end{aligned} \tag{9}$$

또한, 이때 모멘트(M)을 구해보면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} M &= Y \cdot a \cdot t^2 \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{a}{2} \right) + \frac{1}{2} \cdot Pa^2t^3 \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{a}{3} \right) \\ &+ \left(a + \frac{c}{2} - \frac{1}{2} \right) \cdot \frac{Y \cdot t^2}{c} \cdot \left(\frac{1}{2} - a \right)^2 \\ &+ \left[Y - \left(a + \frac{c}{2} - \frac{1}{2} \right) \frac{2 \cdot Y}{c} \right] \cdot \frac{1}{3} \cdot \left[\left(\frac{1}{2} - a \right)^2 \cdot t^2 \right] \\ &- \left(a + \frac{c}{2} - \frac{1}{2} \right) \frac{2 \cdot Y}{c} \cdot \frac{1}{6} \cdot \left[\left(a + \frac{c}{2} - \frac{1}{2} \right)^2 \cdot t^2 \right] \\ &+ \frac{Yct^2}{4} \cdot \left(a + \frac{5c}{6} - \frac{1}{2} \right) + Yt^2 \cdot (1-a-c) \cdot \left(\frac{a}{2} + \frac{c}{2} \right) \\ &+ \frac{Pt^2}{2} \cdot (1-a-c)^2 \cdot \left(\frac{a}{3} + \frac{c}{3} + \frac{1}{6} \right) \end{aligned} \tag{10}$$

여기에서 c 는 초기 조건과 기하학적 형상에 의하여 구할 수 있으며, 다음과 같다.

$$c = \frac{2YR}{Et} \tag{11}$$

또, 식(11)을 식(9)식에 대입하고 미지수 a 에 대하여 다시 정리하여 다음과 같이 구한다.

$$a = \frac{T}{2} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{2YR}{Et} \right) \tag{12}$$

결국, T 의 인장력이 동시에 작용하는 블랭크를 R 의 곡률 반경으로 굽혔을 경우 작용하는 굽힘 모멘트 M 의 최종식은 식(11), (12)를 식(10)에 대입하여 정리하여 구할 수 있다.

다음으로 R 의 곡률 반경으로 굽혀진 블랭크에 외력(M, T)을 제거하게 되면 스프링백이 발생하게 되는데 이는 재료의 탄성 거동에 의하여 발생한다. 따라서 굽힘 모멘트(M)와 곡률 반경의 관계를 식(12)과 같이 탄성 영역에서의 적용 식으로 생각할 수 있다.

$$M = \frac{I \cdot E}{R} \tag{13}$$

이 식에서 M 의 변화에 따른 R 의 변화는

$$\Delta M = I \cdot E \cdot \Delta \left(\frac{1}{R} \right) \quad (14)$$

이고, 굽힘 후 금형을 제거하는 것은 최초에 가해진 M 이 제거된다고 생각할 수 있으므로

$$\Delta M = 0 - M = -M \quad (15)$$

와 같다.

따라서, 곡률 반경의 변화는

$$\Delta \left(\frac{1}{R} \right) = -\frac{1}{I \cdot E} \cdot M \quad (16)$$

와 같이 나타낼 수 있다. 블랭크의 단위 폭에 해당하는 단면 2 차 관성모멘트 I 는 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$I = \frac{w \cdot t^3}{12} \quad (17)$$

결국, 단위 폭에 대한 식(16)은

$$\Delta \left(\frac{1}{R} \right) = \frac{1}{R_S} - \frac{1}{R} = -\frac{12}{t^3 \cdot E} \cdot M = \Delta \theta \quad (18)$$

이다. 여기서, R_S 는 스프링백 이후의 곡률반경이고 M 에는 식(10)을 대입하면 된다. 결국, 앞서 % 스프링백을 나타내는 식(2)에 식(18)을 대입하면 스프링백 량을 정량적으로 계산할 수 있다. 또 식(20)에서 $1/R$ 은 k (곡률)이므로 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$k_S - k = -\frac{12}{t^3 \cdot E} \cdot M$$

$$k_S = k - \frac{12}{t^3 \cdot E} \cdot M \quad (19)$$

여기서, k_S 는 스프링백 발생 후의 곡률이다.

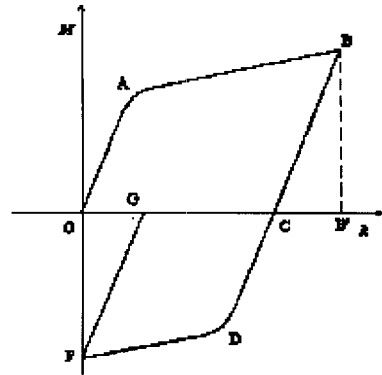


Fig. 7 Moment-curvature relationship for the sidewall zone of the sheet metal under U-draw bending process

2.2.3 옆벽부

옆벽부의 블랭크는 Fig. 6의 (c)에서처럼 다이 어깨 반경 부에서 곡률 반경 R 로 굽힘을 받은 후 옆벽부로 진입하면서 장력(T)과 역 굽힘 모멘트(M_S)를 받아 편평해진다. Fig 7에서 블랭크의 옆벽부의 휨을 설명하는 모멘트-곡률 선도를 나타내었다.⁽²⁾ 블랭크가 다이 어깨 반경 부를 지날 때는 O에서 시작하여 A를 지나 B의 위치에 있으며 옆벽 부에 진입하여 편평해질 때는 C, D를 지나 F에 이른다. 이후 외력에 제거되면 G로 위치하며 이 OG만큼의 곡률이 옆벽부의 휨으로 나타난다. OABC의 과정은 형상 반경부, 특히 다이 어깨 반경부이므로 앞서 다룬 내용이다. 여기에 CDFG의 과정에 의한 스프링백을 추가로 고찰하면 옆벽부의 휨을 역학적으로 예측할 수 있다. CDFG의 과정은 k_S (Fig. 7에서 OC의 크기)의 곡률을 가지는 블랭크를 $k_O(=0)$ 로 평평화시키는 것이나 역으로 생각하면 평판을 k_S 로 굽히는 공정으로 생각할 수 있다. 이는 형상 반경 부의 스프링백과 같이 생각할 수 있다. 따라서 다음과 같이 정리할 수 있다. R 변수를 갖는 식(10)에 R 대신 R_S 값을 대입하여 식(19)를 다시 사용하면 옆벽부의 최종곡률(k_F)을 구할 수 있다.

$$k_F - k_O = k_F - 0 = -\frac{12}{t^3 \cdot E} \cdot M(R_S) \quad (20)$$

2.2.4 플랜지부

이 부분의 블랭크는 Fig. 6 (d)에서처럼 장력(T)과 가압력(B.H.F.)이 작용하며 어느 정도 변형이 발생하나 플랜지 길이방향의 탄성 영역 내 신장만 발생하는 경우라 가정한다면 변화가 없다고 할 수 있다.

2.3 용접판재의 스프링백

용접판재의 U-드로오 벤딩시 스프링백을 예측하기 위해 앞 절에서 언급한 스프링백 계산식(18), (19)을 적용하였다. 기존 실험에서 사용한 용접판재는 용접선의 위치에 따라 Fig. 8 에서와 같이 두 종류의 용접판재를 사용하였었다. 따라서, Fig. 8 에서 길이방향으로 용접선이 있는 Type A와 시편 가운데에 용접선이 있는 Type B의 경우로 나누어 스프링백 계산식을 적용하였다.

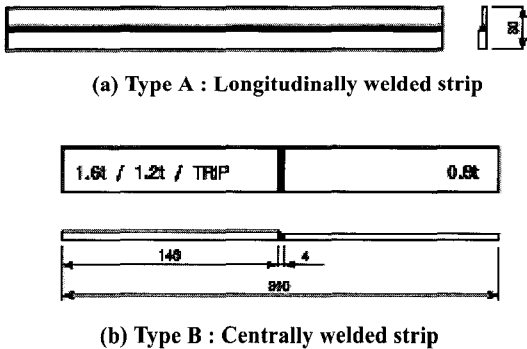


Fig. 8 Welded types of strip for U-draw bending test

2.3.1 길이방향으로 용접선이 있는 경우 (Type A)

이러한 용접판재의 경우는 U-드로오 벤딩 공정에서 공구 반경부에서 용접된 두 재료와 용접선이 동시에 굽힘 변형을 받는다. 따라서, 용접된 재료 각각의 스프링백 특성과 용접선 자체의 스프링백 특성이 조합되어 전체 스프링백 특성을 결정한다고 판단하였다. 따라서, 다음과 같은 방법을 적용하여 Type A의 용접판재의 경우 스프링백 이후의 곡률반경을 결정하였다. 앞 절의 식(19)를 사용하여 용접한 두 재료와 용접선에 대한 각각 스프링백 이후의 곡률을 구하였다. 그리고 다음 식과 같이 조합하여 최종적으로 조합된 스프링백 이후의 곡률을 계산하였다.

$$\begin{aligned}
 k_{typeA} = & k_A \times \frac{k_A}{k_A + k_B + k_{CA} + k_{CB}} \\
 & + k_B \times \frac{k_B}{k_A + k_B + k_{CA} + k_{CB}} \\
 & + k_{CA} \times \frac{k_{CA}}{k_A + k_B + k_{CA} + k_{CB}} \\
 & + k_{CB} \times \frac{k_{CB}}{k_A + k_B + k_{CA} + k_{CB}}
 \end{aligned}
 \tag{21}$$

여기에서, k_A 와 k_B 는 각각 용접된 A 재료와 B 재료의 스프링백 이후에 계산된 곡률 값이다. k_{CA} 와 k_{CB} 는 용접선에 해당하는 곡률로 k_{CA} 는 A 재료의 두께를 갖는 용접선이고, k_{CB} 는 B 재료의 두께를 갖는 용접선의 곡률이다.

2.3.2 가운데 용접선이 있는 경우(Type B)

양 쪽이 다른 재료로 용접되어 있는 판재의 경우로, U-드로오 벤딩 공정 시 공구 반경부에서 굽힘 변형은 각각의 재료에 대해서 따로 발생한다. 따라서, 용접된 재료의 스프링백 계산을 각각 하여 가운데 용접선이 있는 용접판재의 스프링백 계산으로 생각하였다.

3. 용접판재의 U-드로오 벤딩 실험

3.1 실험조건

계산된 결과를 실제 실험 결과와 비교하기 위한 용접판재의 U-드로오 벤딩 실험을 다음과 같이 수행하였다. 펀치는 60 mm× 60 mm의 정사각형 단면의 펀치를 사용하였고, 펀치의 성형 깊이는 70 mm로 일정하게 하였다. 시편 및 실험 장치 본 연구에 사용된 용접 판재(TWB)의 모재는 기존의 차량 성형용 판재인 냉연강판(SCP1)의 두께 별 3종류와 TRIP 강판이며, 용접재료의 용접 후 재료에 관한 기계적 물성치와 용접선의 기계적 물성치는 Table 1에서 보는 바와 같다. 용접 판재의 인장 실험 시 인장 시편은 압연 방향과 90도 방향으로 모든 시편이 동일하였다. 또한 용접 판재의 경우 용접 조합이 Fig. 8에서와 같이 SCP1 0.8t에 나머지 세 종류의 판재를 각각 용접하여 사용하였다. 결국 용접 전 판재의 경우 SCP1 판재의 두께에 따른 항복강도의 값은 판재가 두꺼워 질수

록 조금씩 감소하는 경향을 보였는데, 용접 후 인장 실험 결과에서는 얇은 쪽 판재로 사용했던 SCP1 0.8t 의 항복강도만 약 24% 감소하는 것을 알 수 있었다. 이는 레이저 용접 시 높은 용접 열에 의해 얇은 쪽 판재에서 재료적 변화가 발생한 것으로 판단 된다. 또한 소성계수(plastic coefficient)는 인장 실험 결과 응력-변형률 선도로부터 항복강도와 인장강도 구간의 곡선을 1차 선도로 근사화하여 1차 선도의 기울기 값으로 결정하였다. U-드로오 벤딩 실험을 위해 300mm× 30mm 크기의 시편을 Fig. 8에서처럼 용접선 방향에 따라 길이방향의 용접선(Type A)과 너비방향의 용접선(Type B)을 가지는 2종의 시편을 준비하였고 각각에 대한 세가지 용접 판재의 조합은 Table 2에서 보여주고 있다.

실험에 사용한 U-드로오 벤딩 실험 장치는 NUMISHEET '93 에서 벤치마크 문제를 기반으로 하여 블랭크 홀더를 다이와 같은 폭과 길이를 가지도록 수정 제작하였다. 펀치와 다이의 형상 변경의 변화에 따른 스프링백의 변화를 알아보기 위하여 Fig. 9 에서 나타낸 바와 같이 반경 별 인서트를 별도로 제작, 삽입하였으며 펀치 형상 반경(R_p)은 3, 6, 9 mm 로 3 단계로 하였고, 다이 어깨 반경(R_d)은 5, 10, 15 mm 로 3 단계로 하였으며 펀치와 다이 사이의 간격(clearance)을 변화시킬 수 있도록 지지대와 다이 사이에 레일을 설치하였다.

Table 1 Mechanical properties of tailor welded material and weld-line

Mechanical properties	Tailor-welded material & Weld-line				
	SCP1 0.8t	SCP1 1.2t	SCP1 1.6t	TRIP 1.0t	Weld-line
Yield Strength (kgf/mm ²)	14.187	18.333	16.563	48.825	39.28
Plastic Coefficient (kgf/mm ²)	83.496	83.214	83.093	119.44	99.55
Young's modulus (kgf/mm ²)	20998	20998	20998	21814	26911
Friction coefficient	0.241	0.241	0.241	0.256	-

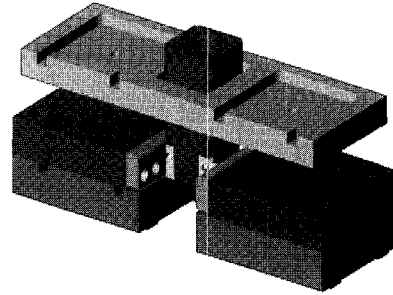


Fig. 9 Experimental apparatus of U-draw bending test for the tailor-welded strip

Table 2 Combinations and test variables for U-draw bending

Case	Combination	R_p (mm)	R_d (mm)	B.H.F. (kgf)
1	SCP1 1.2t * SCP1 0.8t	3	5	125
2	SCP1 1.6t * SCP1 0.8t	6	10	250
3	TRIP 1.0t * SCP1 0.8t	9	15	500

3.2 실험 결과 형상 측정

실험에 의해 얻어진 시편 형상을 스캐너를 이용하여 이미지 프로세싱(processing) 작업을 거쳐 CAD 프로그램에서 각 부의 곡률반경은 구하였다. 곡률을 측정하는 방법은 Fig. 10 에서 나타내고 있다. Fig. 10 에서와 같이, NUMISHEET'93 에서 제시한 바 있는 측정방법을 본 연구에 맞게 수정 보완하여 실험 결과 시편 형상을 측정하였다. 측정 과정을 다음과 같다. 먼저 시편의 형상들이 일정한 조건으로 위치할 수 있도록 양 펀치반경부의 두 곡률반경 중심점을 연결한 선이 수평이 되도록 맞추고, 그림의 바닥 면에서 15mm 거리의 점 A 를 찾고 점 A로부터 각각 15, 30 mm씩 떨어진 거리의 점 B, C 를 정하여 이 세 점으로 형성되는 원의 반지름을 옆벽부의 스프링백 이후의 곡률 반경으로 결정한다. 펀치 형상 반경부에서의 곡률 반경은 앞서 구한 옆벽부의 곡률 원과 바닥 면의 연장 직선, 그리고 바닥 면에 45° 을 이루며 시편 반경부 중심선에 접하는 선을 도식하여 이 세 선에 동시에 접하는 원의 반경을 스프링백 이후의 반경으로 측정한다. 같은 방법으로 다이 형상 반경부의 스프링백 이후의 반경을 측정한다.

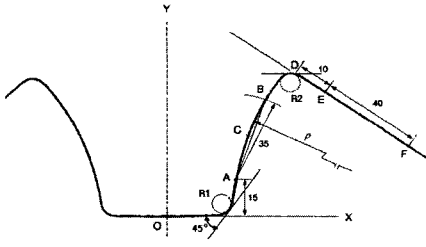


Fig. 10 Experimental measuring method for U-draw bending test

4. 결과 및 고찰

4.1 길이방향의 용접선을 갖는 경우 (type A)

편치와 다이 형상 반경부의 스프링백은 앞서 2장에서 유도한 식(19)을 이용하여 각각의 용접된 판재의 곡률과 용접선의 곡률을 구하여 식(21)을 통해 전체 조합 곡률을 계산한 결과는 다음과 같다. 2 가지 조합에 대해 실험에 사용된 공구 반경에 따른 스프링백 이후의 다이 어깨 반경부와 편치 형상 반경부의 곡률 반경 변화를 계산한 결과를 Fig. 11에 나타내었다.

Fig. 11에서 보는 바와 같이, 동종 다른 두께 조합인 SCP1 1.2t*SCP1 0.8t의 경우보다 이종 두께 조합인 TRIP 1.0t*SCP1 0.8t의 경우가 약간 크게 계산 예측되었다. 이는 고장력 강판인 TRIP 강판의 큰 스프링백 특성이 전체 용접판재의 스프링백에 영향을 주었다고 판단된다.

다음의 Fig. 12와 Fig. 13에서는 편치 형상 반경을 9mm로 일정하게 하고 다이 형상 반경을 5, 10, 15mm로 변화시키면서 다이 어깨 반경부에서의 스프링백 이후 반경과 옆벽부의 곡률 반경을 계산한 결과를 실험 결과와 비교하여 각각 나타내었다.

Fig. 12에서 보는 바와 같이, TRIP 1.0t*SCP1 0.8t의 용접판재 경우, 이론 식에 의한 결과는 실험 결과보다 약간 적은 값을 가지나 비교적 잘 예측 계산된다고 판단된다.

Fig. 13에서는 서로 다른 조합에 대해 다이 어깨 반경의 크기 변화에 따른 옆벽부의 스프링백 이후의 곡률 반경 변화를 보여주고 있다. 다이 형상 반경부와 달리 옆벽부에서의 이론 계산 결과는 실험 결과와 큰 차이를 나타내었다. 먼저, SCP 1 1.2t*SCP1 0.8t의 용접 판재 경우, 값의 차이도

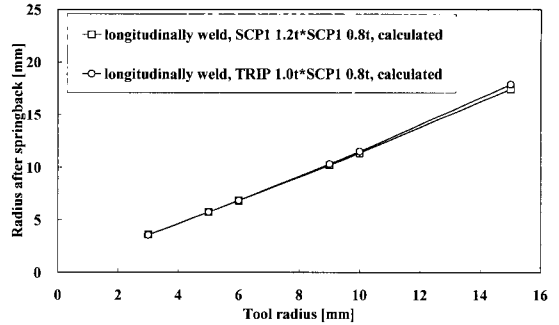


Fig. 11 Calculated radius after springback for the various tool profile radii for longitudinally welded strip (B.H.F.=250 kgf, type A)

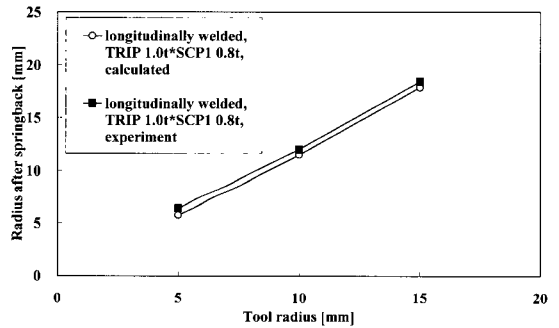


Fig. 12 Die profile radius after springback for the various die profile radii for longitudinally welded strip ($R_p=9\text{mm}$, B.H.F.=500 kgf, type A)

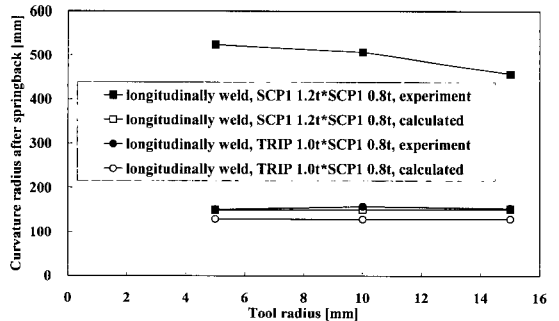


Fig. 13 Curvature radius of side-wall after springback for the various die profile radii for longitudinally welded strip ($R_p=9\text{mm}$, B.H.F.=250 kgf, type A)

더 크게 나타났고, 실험에서는 다이 어깨 반경이 증가할수록 옆벽부의 곡률반경이 감소하는 경향이 나타났으나 계산 결과에서는 거의 일정하였

다. 그리고 TRIP 1.0t*SCP1 0.8t 의 경우에는 실험결과와 계산 결과의 차이가 SCP1 1.2t*SCP1 0.8t 의 경우보다 적게 나타났고 경향 역시 잘 일치하고 있다.

Fig. 14 와 Fig. 15 에서는 펀치 형상 반경이 9 mm 이고 다이 어깨 반경이 5mm 인 경우에 TRIP 1.0t*SCP1 0.8t 조합의 용접판재에 대해서 각 부의 스프링백 이후의 반경 변화를 용접 전 원재의 그것과 비교하여 나타내었다. Fig. 14 는 실험 결과 그래프이고, Fig. 15 는 계산 결과를 나타내었다. 먼저, 실험 결과 그래프인 Fig. 14 에서, 옆벽부의 곡률 반경을 길이방향 용접선을 갖는 용접판재와 용접 전 두 판재를 비교하면, 길이방향 용접선을 갖는 용접판재의 옆벽부에서의 곡률 반경은 두 용접 전 두 판재의 곡률 반경의 중간 값으로 측정되어 두 판재의 스프링백 특성이 조합되어 용접판재의 스프링백 특성이 나타남을 확인할 수 있었다. 이러한 실험 결과를 Fig. 15 에서 보여주는 계산 결과와 비교해 보면, 계산 결과 역시 실험 결과 경향을 잘 예측하였다. 하지만 정량적으로 비교하면, 옆벽부에서의 곡률 반경은 실험 결과보다 상당히 적게 계산되었음을 알 수 있었다.

4.2 가운데 용접선을 갖는 경우(type B)

가운데 용접선이 있는 용접판재의 경우에 대해 2 장에서의 식(19)와 식(20)을 이용하여 계산한 결과를 실험 결과와 비교하여 고찰하였다.

Fig. 16 는 다이 반경을 5 mm 로 고정하고 펀치의 형상 반경을 3, 6, 9 mm 로 변화시키면서 펀치 형상 반경부에서의 스프링백 이후의 반경에 대해 계산한 결과를 실험 결과와 비교한 그래프이다. SCP1 1.2t*SCP1 0.8t 의 조합의 경우로써, 펀치 형상 반경이 증가할수록 % 스프링백이 증가하는 경향으로 계산되었다. 이러한 반경이 커질수록 증가하는 경향은 다른 조합에서도 마찬가지로의 결과를 보였다. 하지만 실험 결과의 경향을 보면 펀치 형상 반경이 증가할수록 % 스프링백이 감소하는 것으로 나타났는데, 이러한 감소는 반경이 커짐에 따라 % 스프링백이 감소하기 때문에 실제로 스프링백 이후의 반경 증가량은 반경이 커짐에 따라 크게 변화하지 않는다. 따라서 실험 결과 형상을 보면 펀치 반경에 변화에 따라 크게 변화하지 않는 것을 관찰할 수 있었다.

Fig. 17 에서는 펀치 형상 반경을 9 mm 로 고정하고 다이 어깨 반경을 5, 10, 15 mm 로 변화시키

면서 다이 형상 반경부의 반경 변화를 계산한 결과를 실험 결과와 비교하여 나타내었다. 용접판재는 TRIP 1.0t*SCP1 0.8t 의 경우이며, 계산 결과는 반경이 증가할수록 비례해서 스프링백량도 증가하는 것으로 나타났다. 하지만, 실험 결과는 계산 결과와 달리 얇은 쪽 판재(SCP1 0.8t)에서는 감소하는 경향이 나타났다. 심지어 다이 어깨 반경의 크기가 10 mm 이상의 경우에는 % 스프링백이 음의 값을 가져 스프링백 이후의 반경이 스프링백 이전의 반경보다 작아지는 현상을 관찰할 수 있었다. 이러한 % 스프링백의 감소 현상은 펀치 형상 반경부와 달리 다이 어깨 반경부로 유입하는 재료는 재료의 한 쪽 면과 다이 사이에 마찰이 펀치 형상 반경부에서보다 더 크게 스프링백에 영향을 미친다고 판단된다. 따라서, 이러한 마찰 효과를 고려한 스프링백 예측 식의 전개가 필요하다고 생각한다. 두꺼운 쪽 판재(TRIP 1.0t)에서는

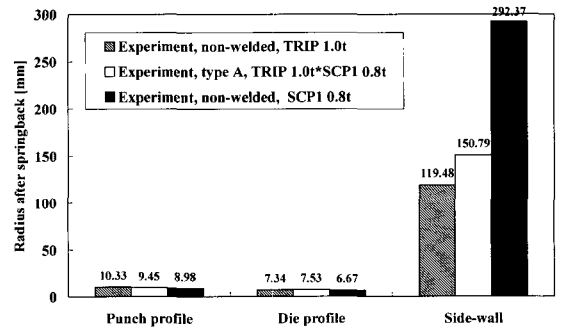


Fig. 14 Comparison of the measured radius after springback between the tailor-welded strip (TRIP 1.0t*SCP1 0.8t, type A) and non-welded strips (Rp=9mm, Rd=5mm, B.H.F.=500 kgf)

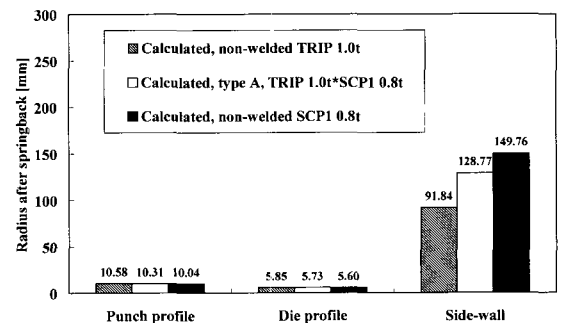


Fig. 15 Comparison of the calculated radius after springback between the tailor-welded strip (TRIP 1.0t*SCP1 0.8t, type A) and non-welded strips (Rp=9mm, Rd=5mm, B.H.F.=500 kgf)

다이 어깨 반경이 증가함에 따라 거의 일정한 % 스프링백이 측정되었는데, 이는 실제 형상 변화에서는 크게 변화하는 것으로 관찰되었다. 즉, 다이 형상 반경이 커질수록 다이 형상 반경부에서의 스프링백으로 인한 벌어짐이 더 커졌다.

Fig. 18 에는 펀치 형상 반경을 9mm로 고정하고 다이 어깨 반경을 5, 10, 15mm로 변화시키면서 옆벽부의 곡률 반경을 계산한 결과를 실험 결과와 비교하여 나타내었다. 용접판재는 SCP1 1.6t*SCP1 0.8t 의 경우이며, 옆벽부의 곡률 반경 계산 결과는 전체적으로 실험 결과에 크게 못 미치는 결과이다. 그리고 계산 결과는 거의 일정하게 약간 증가하는 경향을 나타냈으나, 실험 결과는 얇은 쪽 판재에서는 비슷한 경향이 측정되었고 두꺼운 쪽 판재에서는 반대로 감소하는 경향이 나타나 다이 어깨 반경이 증가함에 따라 옆벽부의 휨이 약간씩 더 커짐을 관찰할 수 있었다.

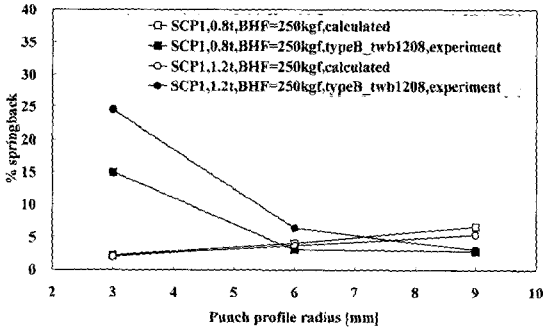


Fig. 16 Calculated % springback of the punch profile radius for the various punch profile radii for centrally welded strip (Rp=5mm, B.H.F.=250 kgf, type B, SCP1 1.2t*SCP1 0.8t)

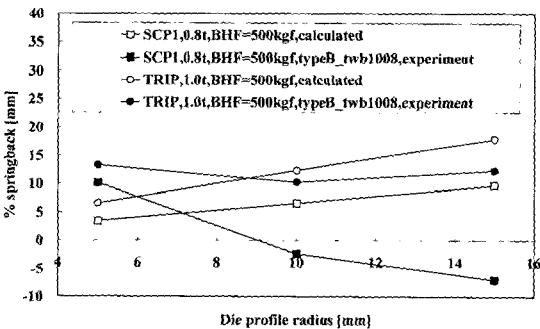


Fig. 17 Calculated % springback of the die profile radius for the various die profile radii for centrally welded strip (Rp=9mm, B.H.F.=500 kgf, type B, TRIP 1.0t*SCP1 0.8t)

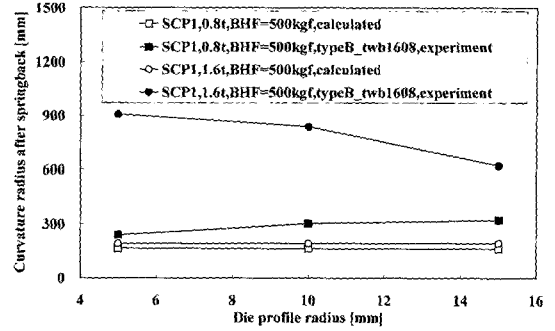


Fig. 18 Calculated curvature radius of side-wall after springback for the various die profile radii for centrally welded strip (Rp=9mm, B.H.F.=500 kgf, type B, SCP1 1.6t*SCP1 0.8t)

4. 결론

용접판재의 U-드로오 밴딩 공정에서의 스프링백을 예측하기 위해 단순 이론에 의한 계산식을 전개하여 계산한 결과를 실험 결과와 비교 고찰하여 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 반경부에서 스프링백 이후의 반경 변화는 실험결과와 근사하게 계산 예측되었으나, 옆벽부의 계산 결과는 실험 결과와 많은 차이를 나타내었다.

(2) 길이방향으로 용접선을 갖는 경우(type A), 스프링백 특성이 용접 된 두 모재의 스프링백 특성의 조합으로 나타나는 것으로 실험 결과에서 알 수 있었는데, 계산 결과에서도 그러한 경향이 잘 예측되었다.

(3) U-드로오 밴딩의 스프링백을 예측하기에는 본 논문에서 제시된 이론 계산식은 많은 수정이 요구된다고 판단된다. 특히, 옆벽부의 곡률 반경에 대해 과소 평가 되는 것과 가운데 용접선을 갖는 용접판재에 대해 각 부의 감소경향을 예측하지 못하고 반경에 증가함에 따라 비례적으로 증가하는 계산 결과는 수정보완이 요구된다.

참고 문헌

- (1) T. Uemori, T. Okada, F. Yoshida, 1998, "Simulation of Springback in V-bending Process by Elasto-Plastic finite Element Method with consideration of

- Bauschinger Effect", METALS AND MATERIALS, Vol. 4, No. 3, pp. 311~314.
- (2) F. Pourboghra, E. Chu, 1995, "Prediction of spring-back and side-wall curl in 2-D draw bending", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 50, pp. 371~374.
- (3) M. J. Finn, P. C. Galbraith, L. Wu, J. O. Hallquist, L. Lum, T. -L. Lin, 1995, "Use of a coupled explicit-implicit solver for calculating spring-back in automotive body panels", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 50, pp. 395~409.
- (4) S. W. Lee, D. Y. Yang, 1998, "An assessment of numerical parameters influencing springback in explicit finite element analysis of sheet metal forming process", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 80~81, pp. 60~67.
- (5) 양동열, 이상욱, 윤정환, 유동진, 1999, "박판 성형에서의 스프링백 해석과 산업적 응용", 한국소성가공학회지, 제 8 권 제 1 호, pp. 22~28.
- (6) 이호용, 황병복, 1994, "3 점 굽힘에서의 스프링백에 관한 연구", 한국소성가공학회지, 제 3 권 제 4 호, pp. 401~414.
- (7) 김성환, 신장모, 장성호, 서대교, 2001, "차체 성형용 판재의 U 벤딩시의 스프링백에 관한 연구", 한국소성가공학회 추계학술대회 논문집, pp. 66~70.
- (8) 이상무, 장성호, 최이천, 허영무, 서대교, 2001, "박판의 온간 2 차원 드로오 벤딩에서의 스프링백", 한국소성가공학회 추계학술대회 논문집, pp. 75~80.
- (9) C. H. Lee, H. Huh, S. S. Han, O. Kwon, "Optimum Design of Tailor Welded Blanks in Sheet Metal Forming Process by Inverse Finite Element Analysis", METALS AND MATERIALS, Vol. 4, No. 3, pp. 222~225.
- (10) K. M. Zhao, B. K. Chun, J. K. Lee, 2001, "Finite element analysis of tailor-welded blanks", Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 37, pp. 117~130.
- (11) Y. M. Heo, Y. H. Choi, H. Y. Kim, D. G. Seo, 2001, "Characteristics of weld line movements for the deep drawing with drawbeads of tailor-welded blanks", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 111, pp. 164~169.
- (12) R. J. Pallett, R. J. Lark, 2001, "The use of tailored blanks in the manufacture of construction components", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 117, pp. 29~254.
- (13) William Wing-Leung Tse, B. Eng., 1985, Mechanics of Bending And Springback of Sheet Metal, A Thesis Submitted to the School of Graduate Studies in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree Master of Engineering, McMaster Univ.