

영구연화거동을 고려한 마찰교반용접(FSW)된 DP590 강판의 탄성복원 예측

김준형¹ · 이원오² · 정경환³ · 박태준⁴ · 김돈건⁴ · Chongmin Kim⁵ · 김대용[#]

Springback Prediction of Friction Stir Welded DP590 Steel Sheet Considering Permanent Softening Behavior

J. Kim, W. Lee, K. -H. Chung, T. Park, D. -G. Kim, C. Kim, D. Kim

(Received March 26, 2009)

Abstract

In order to better predict the springback for friction stir welded DP590 steel sheet, the combined isotropic-kinematic hardening was formulated with considering the permanent softening behavior during reverse loading. As for yield function, the non-quadratic anisotropic yield function, Yld2000-2d, was used under plane stress condition. For the verification purposes, comparisons of simulation and experiments were performed here for the unconstrained cylindrical bending, the 2-D draw bending tests. For two applications, simulations showed good agreements with experiments.

Key Words : Permanent Softening, Springback, Combined Isotropic-kinematic Hardening, Anisotropic Yield Function, Dual Phase Steel, Tailor Welded Blanks, Friction Stir Welding

1. 서 론

마찰교반용접법은 1991년 TWI 사[1]에서 개발된 고상 상태의 용접 방법으로 투자비가 적고, 용접 에너지 소모가 적을 뿐만 아니라 용접부 기공과 열 변형 양을 최소화할 수 있는 장점을 가지고 있어 최근 그 활용이 증가하고 있는 추세에 있다[2~3].

본 연구에서는 마찰교반용접 된 자동차용 고강도 DP590 강판의 탄성복원을 보다 정확하게 예측하기 위해서 영구 연화 거동을 모사할 수 있는 구성방정식을 정의하였다. 역 하중(reverse loading) 시 영구 연화 거동을 포함한 경화 거동을 효과적으로 모사하기 위해서 복합 등방-이동 경화 법칙(combined

isotropic-kinematic hardening law) [4~6]을 수정하여 사용하였다. 항복 거동을 표현하기 위해서는 비이차 비등항 항복함수인 Yld2000-2d[7]를 사용하였다. 정의된 구성방정식을 사용자 정의 서브루틴으로 구현하였으며 이를 ABAQUS[8]에 적용하여 탄성복원을 예측하였다. 검증을 위하여 불구속 원통형 벤딩 실험(unconstrained cylindrical bending test)[9]과 2차원 드로우 벤딩 실험(2-d draw bending test)[10]를 수행하였으며 이를 해석 결과와 비교하였다.

2. 이 론

2.1 경화 거동

1. 삼성전자 DMC 총괄 무선사업부
2. 한국기계연구원 부설 재료연구소 융합공정연구본부
3. 포스코 자동차강제연구그룹
4. 서울대학교 재료공학부
5. General Motors R&D Center
교신저자: 한국기계연구원 부설 재료연구소 융합공정연구본부,
E-mail: daeyong@kims.re.kr

역 하중 시 경화 거동에서 나타나는 바우싱거(Bauschinger) 효과와 전이 거동을 모사하기 위해서 다음 형태의 복합 등방-이동 경화 법칙(combined isotropic-kinematic hardening law)을 이용하였다.

$$f(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) - \bar{\sigma}_{iso}^m = 0 \quad (1)$$

여기서 $\boldsymbol{\alpha}$ 는 이동 응력(back stress)을 나타내며, 유효 응력 $\bar{\sigma}_{iso}$ 는 유효 변형율 $\bar{\varepsilon}$ 의 함수로 항복 함수의 크기를 결정한다. 복합 등방-이동 경화 법칙에서 이동 응력의 증가량 $d\boldsymbol{\alpha}$ 는 다음과 같이 두 항($d\boldsymbol{\alpha} = d\boldsymbol{\alpha}_1 - d\boldsymbol{\alpha}_2$)으로 나누어 진다.

$$d\boldsymbol{\alpha}_1 = (h_1 d\bar{\varepsilon}) \frac{(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})}{\bar{\sigma}_{iso}}, \quad d\boldsymbol{\alpha}_2 = (h_2 d\bar{\varepsilon}) \boldsymbol{\alpha} \quad (2)$$

여기서 h_1 과 h_2 는 각각 $d\bar{\alpha}_1/d\bar{\varepsilon}$ 와 $d\bar{\alpha}_2/d\bar{\varepsilon}$ 이다.

소성 변형 이후 역 하중에 의한 경화 거동에서 나타나는 영구 연화 거동을 구현하기 위하여 식 (2)의 경화 변수 h_1 를 다음과 같이 변경하는 연화 거동 변수 ξ 를 도입하였다.

$$h_1^s = h_1 \cdot \{\xi(\bar{\varepsilon}^*)\}^n \quad (3)$$

여기서 $\bar{\varepsilon}^*$ 는 n 번째 하중의 방향이 바뀐 상태의 유효 변형율이다. $\bar{\varepsilon}^* = 0.0$ 일 때 $\xi = 1.0$ 을 제외하고는 $0.0 < \xi(\bar{\varepsilon}^*) \leq 1.0$ 이다. 반면 역 하중 전 구간에서 $\xi = 1.0$ 일 경우, 영구 연화 거동을 모사하지 않게 된다.

2.2 항복 함수

초기 응력의 비등방 항복 거동을 표현하기 위해 Barlat 등에 의해서 개발된 비이차 비등방 항복 함수 Yld2000-2d를 사용하였다. 평면 응력 상태에서 정의된 항복 함수 Yld2000-2d의 형태는 다음과 같다.

$$f^{\frac{1}{m}} = \left\{ \frac{\Phi}{2} \right\}^{\frac{1}{m}} = \bar{\sigma} \quad (4)$$

여기서

$$\Phi = |\tilde{S}'_I - \tilde{S}'_II|^m + |2\tilde{S}''_{II} + \tilde{S}'_I|^m + |2\tilde{S}'_I + \tilde{S}''_{II}|^m \quad (5)$$

이고 $\bar{\sigma}$ 는 항복 함수의 크기를 나타내는 유효 응력(effective stress)이다. 식 (5)에서 \tilde{S}'_k 와

\tilde{S}''_k ($k = I, II$)는 각각 아래와 같이 정의된 대칭 응력 텐서(symmetric tensor) $\tilde{\mathbf{s}}'$ 와 $\tilde{\mathbf{s}}''$ 의 주축 값(principal value)이다. 즉

$$\tilde{S}_{I, II} = \frac{\tilde{s}_{xx} + \tilde{s}_{yy}}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\tilde{s}_{xx} - \tilde{s}_{yy}}{2} \right)^2 + 2\tilde{s}_{xy}^2} \quad (7)$$

$\tilde{\mathbf{s}}$ 는 코시(Cauchy) 응력 텐서 $\boldsymbol{\sigma}$ 과 구면(deviatoric) 응력 텐서 \mathbf{s} 의 선형 변환으로 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{s}}' &= \mathbf{C}' \cdot \mathbf{s} = \mathbf{C}' \cdot \mathbf{T} \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{L}' \cdot \boldsymbol{\sigma}, \\ \tilde{\mathbf{s}}'' &= \mathbf{C}'' \cdot \mathbf{s} = \mathbf{C}'' \cdot \mathbf{T} \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{L}'' \cdot \boldsymbol{\sigma} \end{aligned} \quad (8)$$

여기에서 \mathbf{C}' 와 \mathbf{C}'' 는 (따라서 \mathbf{L}' 와 \mathbf{L}'') 이방성 계수를 포함하는 행렬이고 \mathbf{T} 는 코시(Cauchy) 응력 텐서 $\boldsymbol{\sigma}$ 와 구면 응력 텐서 \mathbf{s} 의 선형 변환 행렬이다. 선형 변환 행렬은 아래와 같고 8개의 이방성 계수를 포함한다.

$$\mathbf{C}' = \begin{bmatrix} c'_{11} & 0 & 0 \\ 0 & c'_{22} & 0 \\ 0 & 0 & c'_{66} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C}'' = \begin{bmatrix} c''_{11} & c''_{12} & 0 \\ c''_{21} & c''_{22} & 0 \\ 0 & 0 & c''_{66} \end{bmatrix} \quad (9)$$

2.3 수치 정식화

앞 2.1과 2.2절에서 정의된 구성방정식을 증분 변형 이론[11]에 근거하여 수치적으로 정식화 하였다. 아울러 이를 유한요소법에 이용하기 위하여 ABAQUS의 사용자 정의 서브루틴 UMAT과 VUMAT을 작성하였다. 수치 정식화 내용은 다음과 같이 정리될 수 있다.

주어진 변형율 증분 $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ 에 대해서, 탄성 변형율 증분 $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e$, 소성 변형율 증분 $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 및 코시 응력 증분 $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ 은 다음과 같이 정의 된다.

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p = \Delta\bar{\varepsilon} \frac{\partial \bar{\sigma}_{iso}}{\partial(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})} = \Delta\bar{\varepsilon} \left. \frac{\partial \bar{\sigma}_{iso}}{\partial(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})} \right|_{\tilde{\mathbf{m}}} = |\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p| \tilde{\mathbf{m}} \quad (10)$$

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e = \Delta\boldsymbol{\varepsilon} - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (11)$$

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \cdot \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} \cdot (\Delta\boldsymbol{\varepsilon} - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \Delta\boldsymbol{\alpha}_1 &= \{\xi(\bar{\varepsilon}^*)\}^n \left(\left. \frac{d\bar{\alpha}_1}{d\bar{\varepsilon}} \right|_{\text{sec}} \Delta\bar{\varepsilon} \right) \frac{(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})}{\bar{\sigma}_{iso}} \\ &= \{\xi(\bar{\varepsilon}^*)\}^n \left(\left. \frac{d\bar{\alpha}_1}{d\bar{\varepsilon}} \right|_{\text{sec}} \Delta\bar{\varepsilon} \right) \frac{\hat{\mathbf{n}}_1}{\bar{\sigma}_{iso}(\hat{\mathbf{n}}_1)} \end{aligned} \quad (13)$$

여기서 $\Delta\bar{\epsilon}$ 는 유효 변형율의 증분이며 \mathbf{C} 는 선형 탄성 계수 텐서이다. $\bar{\mathbf{m}}$ 와 $\bar{\mathbf{n}}$ 는 각각 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 와 $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}$ 의 단위 벡터이다. 아래 첨자 ‘sec’는 경화곡선의 활선기울기(scant slope)를 의미한다. 식 (10)~(13)에서 $\bar{\mathbf{m}}$, $\bar{\mathbf{n}}$, $\boldsymbol{\sigma}$, $\boldsymbol{\alpha}$ 및 경화 식 $\bar{\sigma}_{iso}(\bar{\epsilon})$, $\bar{\alpha}_1(\bar{\epsilon})$, $\alpha_2(\bar{\epsilon})$, $\xi(\bar{\epsilon}^*)$ 들이 정의된다면 모든 증분들은 하나의 미지수 $\Delta\bar{\epsilon}$ 의 함수로 정의된다. 미지수 $\Delta\bar{\epsilon}$ 는 다음 식으로부터 구할 수 있다.

$$\bar{\sigma}_{iso}(\boldsymbol{\sigma}_0 - \boldsymbol{\alpha}_0 + \Delta\boldsymbol{\sigma} - \Delta\boldsymbol{\alpha}_1 + \Delta\boldsymbol{\alpha}_2) = \bar{\sigma}_{iso}(\bar{\epsilon}_0 + \Delta\bar{\epsilon}) \quad (14)$$

여기서 오른쪽 항은 측정된 경화 식으로부터, 그리고 왼쪽항은 응력 상태 계산으로부터 얻어지는 유효 응력 값이다. 즉 식 (14)은 새로운 반경 응력(radial stress)의 유효 응력 값이 경화 곡선 $\bar{\sigma}_{iso}(\bar{\epsilon})$ 위에 있어야 한다는 의미를 갖는다. 식 (10)~(13)이 경화 곡선식과 함께 식 (14)에 치환될 때, 식 (14)은 미지수 $\Delta\bar{\epsilon}$ 에 대한 비선형 방정식이 되고, 결국 이 방정식을 풀어냄으로써 응력 상태를 계산할 수 있게 된다.

3. 물성 측정

2.0mm두께의 DP590 강관을 압연방향과 평행하게 하여 마찰교반용접하여 테일러블랭크를 제작하였다. 마찰교반용접은 Hitachi사의 11kW 서보모터가 장착된 3차원 마찰교반용접기(모델명: Hitachi GR-3DM10T)에 의해서 수행되었다. 어깨부와 핀의 지름은 각각 10mm와 4mm이며 핀의 길이가 1.8mm인 틀을 장착하여 사용하였다. 여러 번의 테스트를 거쳐 안정화된 마찰교반용접 조건은 틀의 회전속도와 이송속도가 각각 1000rpm, 300mm/min이었으며 핀의 이송 방향과 판재의 수직 방향이 이루는 각도는 3°이었다.

3.1 경화 거동

경화 거동 시 물성을 측정하기 위해 일축 인장/압축 실험을 수행하였다[4]. DP590 판재와 마찰교반용접된 판재에 대해 경화 거동을 측정 후, 혼합 법칙을 적용하여 용접 부위의 경화 거동 시 물성을 구하였다. 이때 마찰교반용접 판재의 단면 형상은 Fig. 1과 같이 원호라고 가정하였다.

$$\sigma_{wz} = \frac{F - [(\sigma_{BM})_1 (A'_{BM})_1 + (\sigma_{BM})_2 (A'_{BM})_2]}{(1 + \beta)A_{wz}} \quad (15)$$

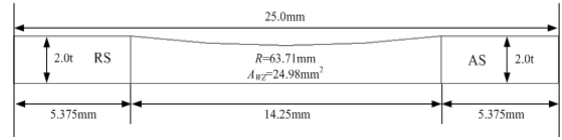


Fig. 1 Dimension of the cross-section for a friction stir welded DP590 specimen

Table 1 Isotropic-kinematic hardening parameters

	Base	Weld	
$\bar{\sigma}_{iso}$ ^a (MPa)	K	1018.26	-
	ϵ_0	0.0013	-
	n	0.19	-
	a_1	-	440.80
	b_1 or b_2	283.39	190.06
$\bar{\alpha}_1$ ^b (MPa)	c_1 or c_2	52.46	24.38
	a_3	42821.41	50622.37
	b_3	5491.38	34249.96
α_2 ^c (MPa)	c_3	1943.48	374.74
	a_4	118.20	188.12
	b_4	130.56	352.32
	c_4	19.05	171.76

$$^a \bar{\sigma}_{iso} = \begin{cases} a_1 + b_1(1 - e^{-c_1\bar{\epsilon}}) & \text{for weld zone} \\ K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n - b_2(1 - e^{-c_2\bar{\epsilon}}) & \text{for base material} \end{cases}$$

$$^b \bar{\alpha}_1(\bar{\epsilon}) = a_3\bar{\epsilon} + b_3/c_3(1 - e^{-c_3\bar{\epsilon}})$$

$$^c \alpha_2(\bar{\epsilon}) = a_4\bar{\epsilon} + b_4/c_4(1 - e^{-c_4\bar{\epsilon}})$$

여기서 아래 첨자 WZ와 BM은 각각 용접부와 모재를 뜻하며, β 는 용접 시 열에 의해 영향을 받은 부분의 용접 넓이에 대한 비율로서, 열에 영향을 받은 부위의 물성은 용접 부위와 같다고 가정하였다.

측정된 모재와 용접부의 응력-변형율 선도를 이용하여 식 (1)~(2)에 필요한 경화 곡선식을 추출하였다. 이때 모재는 Holloman 형의 경화 곡선을 용접부는 Voce 형을 사용하였다. 사용된 경화 곡선식의 형태와 얻어진 계수를 아래 Table 1에 정리하였다. 또한 연구 연화 거동을 표현하기 위하여 도입된 식 (3)의 연화 거동 변수 ξ 는 하중이 뒤바뀌기 전의 유효 변형율에 대한 함수로 다음과 같이 정의하였으며, 그 결과를 Table 2에 정리하였다.

Table 2 Permanent softening parameters

a_5	a_5^1	0.6590	b_5	b_5^1	0.3512
	a_5^2	0.3434		b_5^2	20.3238
	a_5^3	21.5610	c_5^1	583.1374	
			c_5^2	26.2665	

$$\begin{aligned} \xi &= a_5 + b_5 \exp(-c_5 \bar{\epsilon}^*) \\ a_5 &= a_5^1 + a_5^2 \exp(-a_5^3 \bar{\epsilon}_{pre}^*) \\ b_5 &= b_5^1 (1 - \exp(-b_5^2 \bar{\epsilon}_{pre}^*)) \\ c_5 &= c_5^1 (1 - \exp(-c_5^2 \bar{\epsilon}_{pre}^*)) \end{aligned} \quad (16)$$

Table 3 Anisotropic coefficients of Yld2000-2d

m	6.0		
c'_{11}	0.9690	c''_{12}	-0.0088
c'_{22}	1.0369	c''_{21}	0.0308
c'_{66}	1.0109	c''_{22}	0.9909
c''_{11}	0.9840	c''_{66}	0.9908

Fig. 2 (a)와 (b)는 각각 측정된 물성으로 계산한 모재와 용접부의 일축 인장/압축 거동을 실험 결과와 비교한 것이다. DP590 모재의 역 하중 시 경화 거동에 대해서는 본 연구에서 정의된 영구 연화 거동을 고려한 구성방정식이 보다 정확히 묘사하는 것을 알 수 있다.

3.2 항복 거동

DP590 강판에 대하여 항복함수의 이방성 계수를 결정하기 위해 일축, 등 이축 응력 모드에 대해서 실험이 수행되었다. 일축 응력 모드에 대해서는 압연 방향에 평행, 45도, 수직인 방향으로 ASTM E-8 규격의 시편을 추출하여 일축 인장 실험을 수행하여 항복 응력 및 소성변형비 값을 추출하였다. 이축 인장 모드에 대해서는 디스크 압축 실험을 통하여 등이축 응력 상태에서의 변형비를 추출하였고 등이축 응력 상태에서의 응력비는 결정소성역학에 근거한 텍스처 모사법에 의해 추출하였다. 항복 함수의 지수 값은 6을 사용하였다. 얻어진 실험 값들로부터 계산된 Yld2000-2d 계수를 Table 3에 정리하였다.

용접부는 등방 성질을 갖는 물질로 가정하였고, 항복함수의 지수 값은 모재와 같은 6을 사용하였다.

4. 탄성 복원 평가

영구 연화 거동을 고려하기 위하여 정의된 구성방정식을 검증하기 위하여 비구속 원통형 벤딩 실험과 2차원 드로우 벤딩 실험을 수행하였다. 각각의 실험에서 사용된 마찰교반용접된 TWB 시편의 형상을 Fig. 3에 나타내었다. Fig. 3에서 길이와 폭 (L, W)은 각각 비구속 원통형 벤딩 실험의 경우 (120mm, 30mm), 2-차원 드로우 벤딩 실험의 경우 (300mm, 35mm)으로 하였다.

4.1. 비구속 원통형 벤딩 실험

비구속 원통형 벤딩 실험에서 사용된 금형의

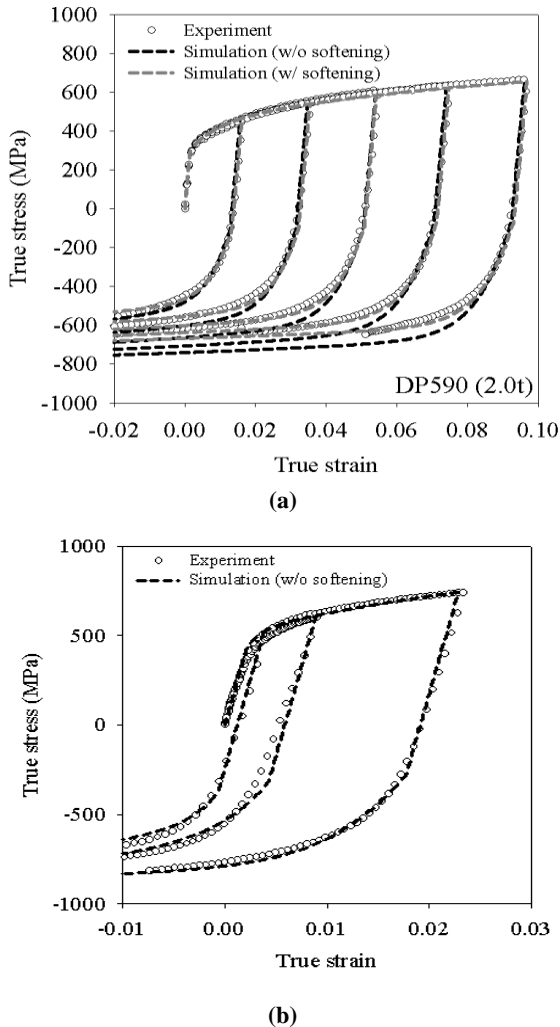


Fig. 2 Calculated and measured hardening behavior of (a) base material (b) weld zone

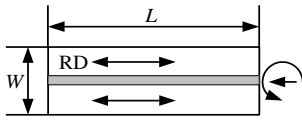


Fig. 3 TWB specimens for springback tests

형상 및 치수를 Fig. 4에 도시하였다. 펀치와 다이와의 간격은 블랭크의 두께를 고려하여서 3.2mm로 하였다. 실험은 5톤 MTS 장비에서 1.0mm/sec 속도로 무윤활 조건에서 수행되었다. 펀치의 행정 거리는 29.5mm (=R1+R3+블랭크 두께)로 하였다.

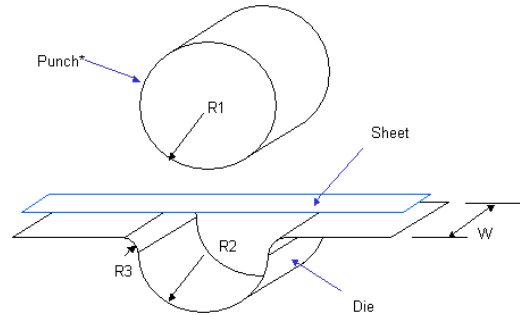
효과적인 탄성복원예측을 위해서 성형해석은 외연 코드 사용자 정의 서브루틴 VUMAT와 함께 ABAQUS/explicit에서 수행되었으며, 탄성복원해석은 내연 코드 사용자 정의 서브루틴 UMAT과 함께 ABAQUS/standard를 이용하였다. 금형은 4절점 3차원 강체 요소인 R3D4를 사용하였으며, 블랭크는 4절점 쉘 요소인 S4R을 사용하였다. 블랭크 소재의 격자 크기는 1.0mm×2.0mm, 용접부는 1.0mm×2.0mm로 하였으며 블랭크 두께 방향으로 9개의 적분점을 사용하였다. 금형과 블랭크 사이의 마찰계수는 0.12로 가정하였다.

탄성복원량을 정량적으로 측정하기 위해서 Fig. 5에서 도시된 대로 선분 AB와 CD 사이의 각도 θ 가 정의되었다.

Fig. 7과 Fig. 8에 탄성복원 후 형상과 탄성 복원 양에 대하여 해석한 결과를 실험 결과와 비교하였다. Fig. 6에 순수 벤딩에서의 모멘트와 곡률의 관계를 도시한 대로 순수 벤딩에서 탄성복원 양은 영율과 두께의 곱과 항복응력의 비 Y/Et (Fig. 6의 κ_u)에 비례한다. 불구속 원통형 벤딩 실험의 경우 재료의 영구 연화 거동과 무관한 범위에서 변형 및 탄성복원이 일어남으로 영구 연화 거동을 고려한 해석 결과만을 실험과 비교하였다. 정의된 영구 연화 거동을 고려한 구성방정식은 실험결과를 적절히 예측함을 알 수 있다.

4.2. 2차원 드로우 벤딩 실험

홀더 및 마찰 등의 공정 변수의 영향이 고려되는 2차원 드로우 벤딩 실험에 사용된 금형의 치수를 Fig. 9에 도시하였다. 불구속 원통형 벤딩 실험과 마찬가지로 펀치와 다이 사이의 간격을 3.2mm로 하였다. 실험은 50 톤 유압 프레스에서 1.0mm/sec의 속도로 수행되었으며, 펀치 행정 길이는 70.0mm로 하였다. 윤활제는 WD-40를 사용하였다.



R1=23.5mm, R2=26.7mm, R3=4.0mm,
W=50.0mm

Fig. 4 Schematic view of tools and dimensions for the unconstrained cylindrical bending test

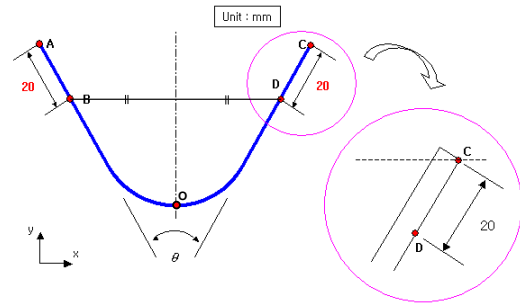


Fig. 5 The springback angle between lines AB and CD for the unconstrained cylindrical bending test

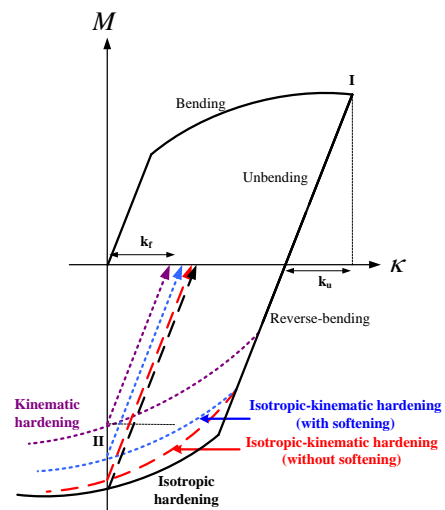


Fig. 6 Moment-curvature diagram for bending and reverse-bending

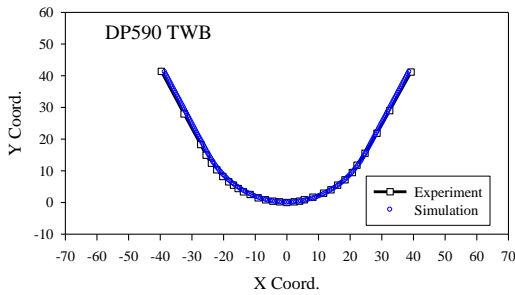


Fig. 7 Comparison of the simulated spring-back profiles with experiments of DP590 TWB for the unconstrained cylindrical bending test

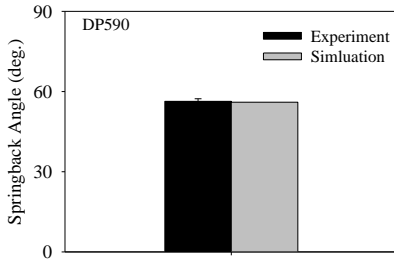


Fig. 8 Measured spring-back angles of DP590 TWB for the unconstrained cylindrical bending test

탄성복원해석은 앞 절에서 설명된 과정과 동일하게 진행되었다.

2차원 드로우 벤딩 실험에서 탄성복원량을 정량화 하기위해서 Fig.10에서 도시된 펀치 코너부 각도 θ_1 와 다이 코너부 각도 θ_2 , 그리고 측벽 휨량을 나타내는 벽면 곡률 반경 ρ 의 세 가지 변수를 사용하였다.

Fig. 11과 Fig. 12에 탄성 복원 후 형상과 탄성 복원 양에 대하여 해석한 결과를 실험과 비교하였다. Fig 6에서 볼 수 있듯이 영구 연화 거동이 탄성복원량에 미치는 구간은 역 벤딩(또는 역 하중)이 일어나는 구간이다. 영구 연화 거동을 보이는 재료는 그렇지 않은 재료에 비해 κ_f 가 감소되므로 탄성복원량이 줄어든다는 것을 알 수 있다. 2차원 드로우 벤딩 실험의 경우 성형 과정에서 측벽에서만 벤딩 방향이 뒤바뀌는 역 벤딩(또는 역 하중) 구간이 나타나고, 이 구간에서만 탄성복원양에 영구 연화 거동이 영향을 미치므로 영구 연화 거동 유무에 따른 탄성 복원의 비교는 벽면 곡률 반경 ρ 통해서만 보여주었다. 정의된 영구 연화 거동을 고려한 구성방정식이 영구 연

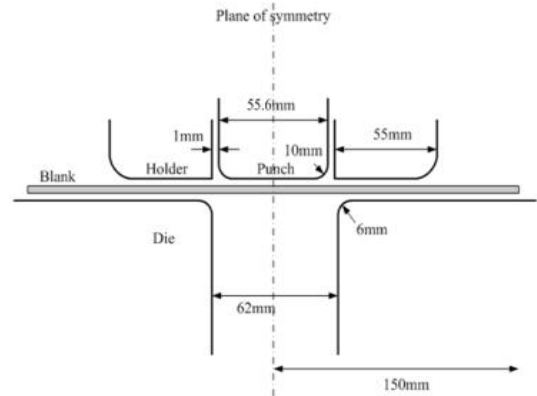


Fig. 9 Schematic view of the (a) TWB specimen and (b) tools and dimensions for the 2-D draw bending test

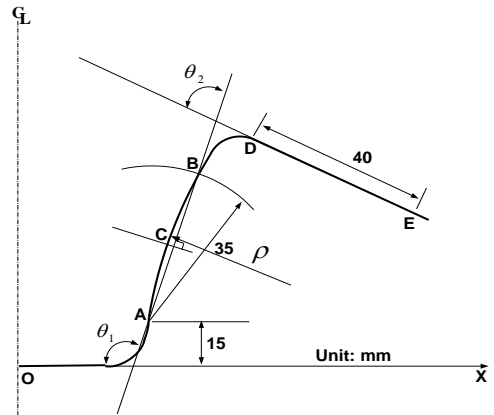


Fig.10 Parameters for the springback at the punch corner, the die corner and the side wall curl

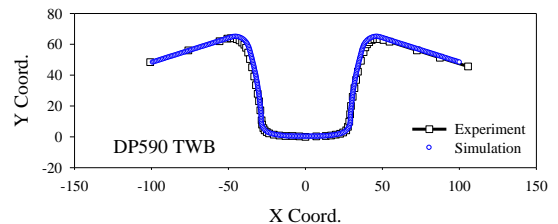


Fig.11 Comparison of simulated spring-back profiles with experiments for the 2-D draw bending test

화 거동을 고려하지 않은 경우 보다 2차원 드로우 벤딩 실험 결과를 잘 예측함을 보여 준다.

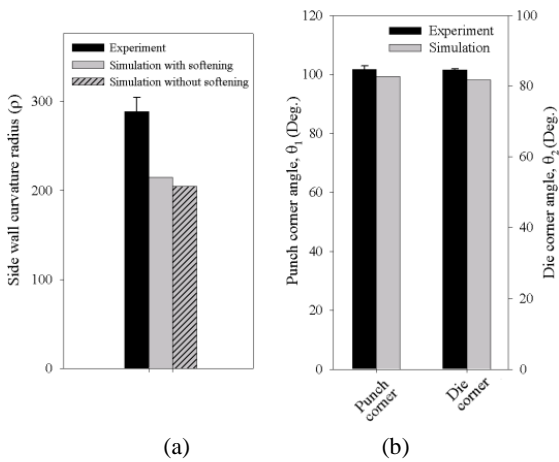


Fig.12 Measured and simulated springback parameters for (a) side wall curvature radius and (b) corner angles

5. 결론

마찰교반용접된 DP590강 TWB 관재의 탄성복원을 보다 정확히 예측하기 위하여 영구 연화 거동을 고려한 복합 등방-이동 경화 모델을 정의하였다. 항복 함수로는 Barlat의 Yld2000-2d를 사용하였다. 정의된 구성 방정식을 수치 정식화하고 ABAQUS 사용자 정의 서브루틴을 이용하여 코드화하였다.

정의된 구성 방정식을 검증하기 위하여 불구속 원통형 벤딩 실험과 2차원 드로우 벤딩 실험을 수행하였고, 그 결과를 탄성복원해석 결과와 비교하였다. 영구 연화 거동을 고려 하였을 때 탄성복원 예측을 보다 정확히 할 수 있는 것을 확인할 수 있었다.

참 고 문 헌

[1] M. W. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham, M. G. Murch, P. Templesmith, C. J. Dawes, GB Patent Applications No. 9125978.8, Dec. 1991; US Patent No. 5460317, Oct. 1995.
 [2] K. V. Jata, M. W. Mahoney, R. S. Mishra, S. L. Semiatin, D. P. Field, 2001, Friction stir welding and processing I, A Publication of TMS,

Warrendale.

[3] K. V. Jata, M. W. Mahoney, R. S. Mishra, S. L. Semiatin, T. Lienert, 2003, Friction stir welding and processing II, A Publication of TMS, Warrendale.
 [4] D. Kim, M.-G. Lee, C. Kim, M. L. Wenner, R. H. Wagoner, F. Barlat, K. Chung, J. R. Youn, T. J. Kang, 2003, Measurements of anisotropic yielding, Bauschinger and transient behavior of automotive dual-phase steel sheets, *Met. Mat. -Int.*, Vol. 9, No. 6, pp. 561~570.
 [5] K. Chung, M. -G. Lee, D. Kim, C. Kim, M. L. Wenner, F. Barlat, 2005, Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions, Part I: Theory and formulation. *Int. J. Plasticity*, Vol. 21, pp. 861~882.
 [6] J. Kim, W. Lee, D. Kim, J. Kong, C. Kim, M. L. Wenner, K. Chung, 2006, Effect of hardening laws and yield function types on spring-back simulations of dual-phase steel automotive sheets, *Met. Mat. - Int.*, Vol.12, No.4, pp. 293~305.
 [7] F. Barlat, H. Aretz, J. W. Yoon, M. E. Karabin, J. C. Brem, R. E. Dick, 2005, Linear transformation-based anisotropic yield functions. *Int. J. Plasticity*, Vol. 21, No. 5, pp. 1009~1039.
 [8] ABAQUS, 2002. User's manual for version 6.3, Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc.
 [9] NUMISHEET'93 Benchmark Problem, 1993. In: A. Makinouchi, E. Nakamachi, E. Onate and R.H. Wagoner (Eds), *Proceedings of 2nd International Conference on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes-Verification of Simulation with Experiment*, Isehara, Japan.
 [10] NUMISHEET 2002 Benchmark Problem, 2002. D. Y. Yang, S. I. Oh, H. Huh and Y. H. Kim(Eds.), *Proceedings of 5th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes*, Jeju Island, Korea.
 [11] K. Chung, O. Richmond, 1993, A deformation theory of plasticity based on minimum work paths, *Int. J. Plasticity*, Vol. 9, pp. 907~920.