

이동경화 모델에 기반한 MS1470 강판의 스프링백 예측

박상천¹ · 박태준² · 고영우² · 석동윤² · Toshihiko Kuwabara³ · Nobuyasu Noma³ · 정관수[#]

Spring-back Prediction of MS1470 Steel Sheets Based on a Non-linear Kinematic Hardening Model

S. C. Park, T. Park, Y. Koh, D. Y. Seok, T. Kuwabara, N. Noma, K. Chung

(Received June 12, 2013 / Revised September 2, 2013 / Accepted September 3, 2013)

Abstract

Spring-back of MS1470 steel sheets was numerically predicted using a non-linear kinematic hardening material behavior based on the Yoshida-Uemori model. From uniaxial tension and uniaxial tension-compression-tension data as well as the uniaxial tension-unloading-tension data, the parameters of the Yoshida-Uemori model were obtained. For the numerical simulations, the Yoshida-Uemori model was implemented into the commercial finite element program, ABAQUS/Explicit and ABAQUS/Standard using the user-defined material subroutines. The model performance was validated against the measured spring-back from the benchmark problems of NUMISHEET 2008 and NUMISHEET 2011, the 2-D draw bending test and the S-rail forming test, respectively.

Key Words : Spring-back, Non-linear Kinematic Hardening Model, Ultra High Strength Steel, Yoshida-Uemori Model

1. 서 론

전세계적으로 자동차 연비 규제가 강화되면서 자동차 경량화에 대한 요구가 그 어느 때보다 높다. 자동차 제조사에서는 자동차 중량의 50% 이상을 차지하는 차체를 경량화하기 위하여 980MPa 이상 초고장력강판 적용을 늘리고 있다.

초고장력강판을 차체에 적용하는데 있어 가장 큰 문제는 과도한 스프링백 발생으로 인한 치수품질 확보의 어려움이다. 차체 부품은 수많은 인접 부품과 접합되기 때문에 부품의 치수 정밀도는 가장 중요한 생산 요구조건이며, 최근 센터필라 등에 초고장력강판을 적용하면서 치수품질 확보를 위한 금형개발 기간 및 비용이 2배 이상 상승하였다. 자동차 제조사에서는 이러한 문제를 해결하기 위하여 유한

요소해석을 통해 스프링백을 사전 예측하여 이를 금형개발 및 생산공정 최적화에 반영하고 있으나, 초고장력강의 경우 높은 인장강도로 인해 바우싱거(Bauschinger) 효과, 전이(transient) 거동 및 탄성계수의 변화 등이 스프링백에 미치는 영향이 상대적으로 크므로 상용 유한요소해석 프로그램에서 제공하는 기존의 등방 경화모델(Isotropic Hardening Model)로는 스프링백 해석 정밀도를 얻는데 한계를 보이고 있다.

본 연구에서는 최근 자동차 범퍼레일과 같은 충돌부재에 적용하기 위하여 활발히 연구중인 1470MPa급 마르텐사이트강의 스프링백 해석을 위하여 Yoshida-Uemori 모델 기반의 이동경화 모델을 사용하였다. 2차원 드로우 벤딩 및 S-rail 부품의 성형 시험을 수행하였으며, 스프링백 해석 결과를 실험 및 기존의

1. 현대자동차

2. 서울대학교 재료공학부

3. 동경농공대학교 기계시스템공학과

Corresponding Author : Department of Materials Science and Engineering, Seoul National University, E-mail: kchung@snu.ac.kr

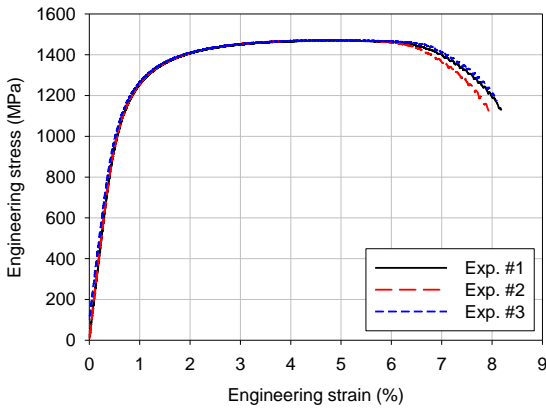


Fig. 1 Measured uniaxial tensile curves

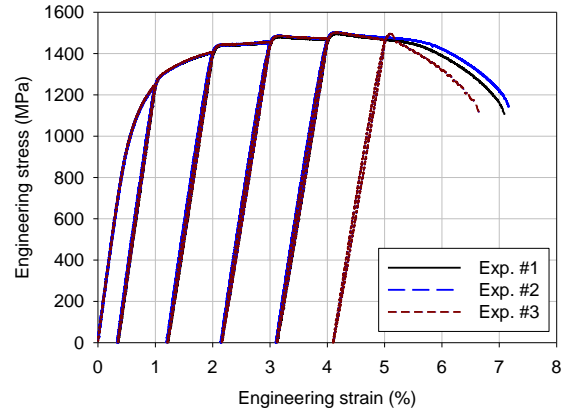


Fig. 2 Measured uniaxial tension-unloading curves

Table 1 Mechanical properties

Dir.	YS (MPa)	UTS (MPa)	%Elongation		R-value
			Uniform	Total	
RD	1169	1470	4.82	8.07	0.900
DD	1153	1457	4.58	7.33	1.112
TD	1152	1470	4.50	7.10	0.935

등방 경화모델과 비교하여 이동경화 모델의 스프링백 해석 정밀도를 검증하였다.

2. 재료 물성

2.1 단축 인장 시험

본 연구에서 스프링백 해석을 시도한 MS1470 소재는 인장강도 1470MPa급, 두께 1.4mm 냉연강판으로 마르텐사이트 조직으로 이루어져 있다. 핫스탬핑 소재와 동일한 강도를 가지나 냉간에서 성형을 하기 위해 개발된 소재로 현재 양산중인 소재 중 스프링백 현상이 가장 크게 나타나기 때문에 프레스 공법으로 부품을 양산하기 위해서는 스프링백 사전 예측이 필수적이다.

대상 소재의 기본 물성을 측정하기 위하여 ASTM E 8M 규격의 시편을 압연 방향에 대해 각각 0, 45, 90도 방향으로 추출하여 단축 인장 시험을 수행하였다. 그립의 속도를 0.05mm/sec로 일정하게 유지하여 공칭 변형률 속도가 약 0.001/sec이 되도록 시험을 수행하였으며, 각각의 방향에 대해 세 번의 시험을 반복하여 시험 결과의 일관성을 확인하였다. 시험을 통해 추출한 탄성계수(E), 0.2% 오프셋 항복응력(YS), 최대 인장강도(UTS) 및 최대 연신률(Total

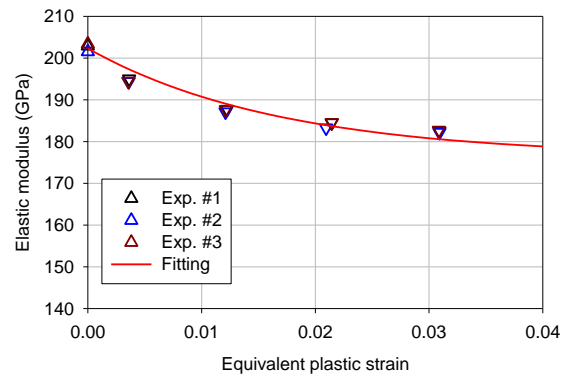


Fig. 3 Measured and calculated reduction of elastic modulus

Table 2 Measured elastic coefficients

E_0 (GPa)	E_a (GPa)	ξ
201.96	176.00	59.0

Elongation) 등의 기본 물성은 Table 1에 나타내었으며, 압연 방향의 공칭 응력-공칭 변형률 곡선은 Fig. 1에 나타내었다.

2.2 단축 인장-제중 시험

유효 변형률의 증가에 따른 탄성 계수의 감소를 측정하기 위해 단축 인장-제중(unloading)-인장 시험을 수행하였다. 단축 인장 시험과 동일한 ASTM E 8M 규격의 시편을 압연 방향으로 추출하였으며, 그립의 속도를 0.05mm/sec로 일정하게 유지하였다. 공칭 변형률을 1% 간격으로 증가시키며 인장-탈하중을 반복하여 유효변형률의 증가에 따른 탄성 계수의 감소를 측정하였다. 실험에서 측정한 공칭 응력-공칭 변형률 곡선은 Fig. 2와 같다. 탄성 계수를 측정

하는 진응력의 범위는 단축 인장 시험을 통해 측정된 초기 0.2% 오프셋 항복 응력의 52%인 609MPa로 설정하였다. 실험을 통해 측정된 탄성계수를 지수함수 형태의 식 (1)에 적용하여 최소자승법을 이용해 E_0 , E_a 및 ζ 를 구하였다. 측정된 계수는 Table 2에 정리하였으며, 이를 이용해 계산한 탄성계수 감소 곡선은 Fig. 3에 실험 결과와 비교하여 나타냈다.

$$E = E_0 - (E - E_a)(1 - e^{-\zeta \epsilon}) \quad (1)$$

2.3 단축 인장-압축-인장 시험

인장 이후 역하중 시의 Bauschinger 효과, transient 거동 등을 측정하기 위해 압연 방향에 대해 평행한 방향으로 시편을 추출하여 단축 인장-압축-인장 시험을 수행하였다. 판재의 압축 시 발생하는 좌굴 현상을 방지하기 위해 Fig. 4에 나타낸 형상의 좌굴 방지 장비를 사용하여 시험을 수행하였다[2]. 예변형률의 영향을 살피기 위해 각각 2% 및 4%의 인장 및 압축 변형률 범위를 갖는 단축 인장-압축-인장 시험을 수행하였으며, 시험 과정의 진변형률 속도는 0.0003/sec로 유지하였다. 시험을 통해 구한 진응력-진변형률 곡선은 Fig. 5에 나타내었다.

3. Yoshida-Uemori 모델

3.1 경화 법칙

본 연구에서는 단축 인장 및 인장-재하중, 인장-압축-인장 시험 등을 통해 측정된 MS1470 소재의 기계적 거동을 구현하기 위해 Yoshida-Uemori 모델 [1,3]을 이용하였다. Yoshida-Uemori 모델에서는 등방-이동 경화 거동을 하는 경계면(bounding surface)을 도입하여 항복면(yield surface)의 이동 경화 거동을 기술하도록 하였다. 경계면의 등방 및 이동 경화 거동은 각각 다음과 같이 정의한다.

$$dR = m(R_{sat} - R)dp \quad (2)$$

$$d\beta = m\left(\frac{2}{3}bD^p - \beta\right)dp \quad (3)$$

여기서 dR 과 $d\beta$ 는 각각 경계면의 유효크기 증가량 R 과 후방응력(back-stress) β 의 증가량을 의미하며, D^p 는 소성 변형률 증가량이고, m , R_{sat} , b 는 경

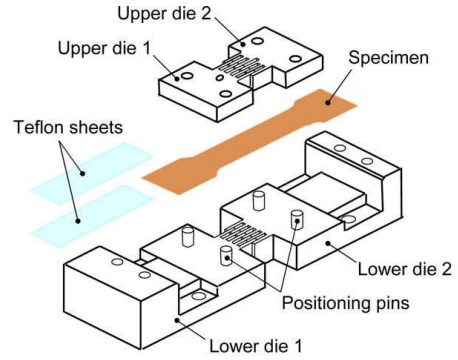


Fig. 4 Anti-buckling dies and specimen for uniaxial tension-compression-tension tests[2]

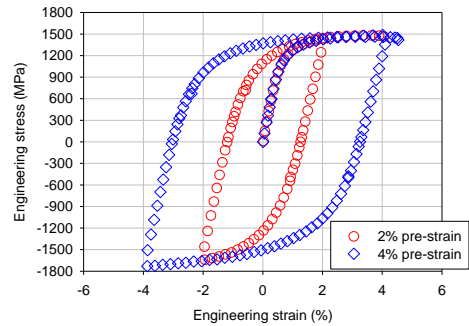


Fig. 5 Measured tension-compression-tension curves with 2% and 4% pre-strains

화 계수이고, $dp = \sqrt{(2/3)\mathbf{D}^p : \mathbf{D}^p} dt$ 는 von Mises 등방 항복함수에 대응하는 유효 소성 변형률 속도이다. 본 연구에서는 비등방성 항복함수를 사용하는 경우에 대응하기 위해 일관성 조건(consistency condition)[4]을 만족하도록 유효 소성 변형률 속도를 dp 소성 일 등가 원리(plastic work equivalence principle)[5]에 의해 정의되는 등가 소성 변형률 $d\bar{\epsilon}$ 로 치환하였으며, 경계면의 이동경화 법칙을 다음과 같이 수정하였다.

$$d\beta = m\left(b\frac{(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})}{\bar{\sigma}_{iso}(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})} - \beta\right)d\bar{\epsilon} \quad (4)$$

여기서 $\bar{\sigma}_{iso}(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})$ 는 $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}$ 의 유효크기이다.

Yoshida-Uemori 모델에서 항복면은 크기를 일정하게 유지하며 후방응력의 변화는 아래 식으로 정의된다.

$$d\boldsymbol{\alpha} = d\boldsymbol{\alpha}_* + d\beta \quad (5)$$

여기서 $\boldsymbol{\alpha}_*$ 는 항복면과 경계면의 상대적인 움직임

을 결정하는 것으로 그 거동은 각각 다음과 같이 정의하였다.

$$d\alpha_* = C \left[a \frac{(\sigma - \alpha)}{Y} - \sqrt{\frac{a}{\alpha_*}} \alpha_* \right] d\bar{\epsilon} \quad (6)$$

여기서 $a(=B+R-Y)$ 는 경계면의 초기 유효 크기 B 와 유효크기 증가량 R 의 합과 항복면의 유효크기 Y 의 차이로 정의되며, α_* 는 α 의 유효크기이고, C 는 후방응력의 이동 속도를 조절하는 계수이다. MS1470 소재의 경우 경화 정체(hardening stagnation) 현상이 발생하지 않으므로 정체면의 등방-이동 경화 거동은 고려하지 않았다.

3.2 물성화

단축 인장 및 인장-압축 인장 시험을 통해 측정된 진응력-진변형률 곡선을 이용하여 Yoshida-Uemori 모델의 경화 계수를 구하였다. 단축 인장 곡선을 이용하여 경계면의 경화 계수인 $B, R_{sur} + b, m$ 를 구하였으며, 경화 계수를 이용하여 계산한 단축 인장-압축-인장 곡선이 실험과 오차가 가능한 적도록 최소자승법을 이용하여 나머지 계수를 구하였다. 초기 경계면 후방응력의 이동속도가 매우 빠르므로 등가 소성 변형률이 ϵ_{ref}^p 를 기준으로 C_1, C_2 의 두 계수를 구하였다. Table 3 에 정리한 경화 계수를 이용하여 계산한 단축 인장-압축-인장 곡선을 Fig. 6에 실험결과와 비교하였다.

Table 3 Hardening coefficients for the Yoshida-Uemori model

Y (MPa)	B (MPa)	R_{sur} (MPa)	b (MPa)
608.7	1228.3	113.4	211.5
m	C_1	C_2	ϵ_{ref}^p
79.60	1200	300	0.01

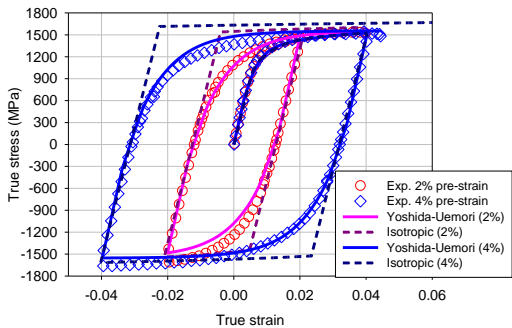


Fig. 6 Measured and calculated tension-compression-tension curves with 2% and 4% pre-strains

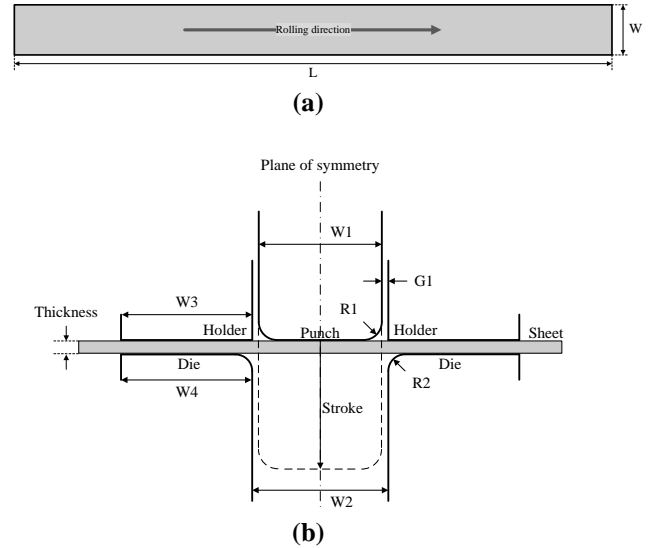


Fig. 7 Schematic view of specimens and tools and their dimensions for the 2-D draw bending test: (a) base specimen and (b) tools

Table 4 Dimensions of the tools for the 2-D draw bending test (unit: mm)

W1	W2	W3	W4	R1
50	54	89.0	89.0	5.0
R2	G1	Stroke	L	W
7.0	2.0	60.0	300	30

4. 전산모사 해석

4.1 2차원 드로우 벤딩

이동경화 모델의 스프링백 해석 정밀도를 검증하기 위해 NUMISHEET 2011 국제학술대회[6]에서 제안된 2차원 드로우벤딩 벤치마크 시험을 수행하였다. 마찰계수의 영향을 최소화하기 위해, 시편의 두께와 인장강도를 고려하여 블랭크 홀딩력은 10kN으로 유지하였으며, WD-40 윤활유를 시편과 금형에도포하였다. 시편과 금형의 개략적인 형상과 그 치수는 각각 Fig. 7과 Table 4에 정리하였다.

성형공정과 성형 이후의 스프링백 거동의 전산모사 해석을 위해 상용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS/Explicit과 ABAQUS/Standard를 각각 사용하였다. 비등방성을 바르게 모사하기 위해 수정한 Yoshida-Uemori 모델을 구현하기 위해 사용자 정의 재료 서브루틴(user-defined material subroutine)인 VUMAT 및 UMAT을 작성하였다. 시편은 두께 방향으로 9개

Table 5 Coefficients for the Hill48 yield function

F	G	H	N
0.5063	0.5266	0.4734	1.6651

Table 6 Hardening coefficients for the isotropic hardening model

\tilde{K} (MPa)	$\bar{\varepsilon}_0$	n	\bar{A} (MPa)	\bar{B}
1616.0	3.139×10^{-7}	0.0602	212.8	191.9

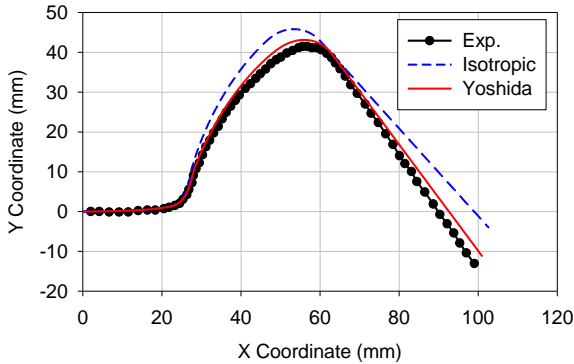


Fig. 8 Measured and simulated spring-back profiles of the 2-D draw bending test

의 적분점을 갖는 4절점 3차원 셸 요소인 S4R을 $1.0\text{mm} \times 1.0\text{mm}$ 의 균일한 크기로 사용하였고, 금형은 강체로 가정하여 강체 4절점 요소인 R3D4를 사용하였다. 펀치의 속도는 실험과 동일하게 $1.0\text{mm}/\text{sec}$ 로 유지하였고, 해석의 효율성을 위해 매스 스켈링을 사용하였으며, 매개변수 연구를 통해 스프링백 해석 결과에 영향을 주지 않는 시간 증분 범위를 모색해 최소 시간 증분을 $5 \times 10^{-5}\text{s}$ 로 설정하였다. 비등방성을 구현하기 위해 평면응력 조건의 Hill의 1948 항복함수를 사용하였으며, 그 계수는 Table 5에 정리하였다.

Yoshida-Uemori 모델의 해석 정밀도를 비교하기 위해 식 (7)과 같이 정의된 등방경화 모델을 사용한 해석을 추가로 수행하였다. 최소 자승법을 이용해 구한 계수는 Table 6에 정리하였으며, 해석을 통해 구한 스프링백 프로파일을 실험 결과와 비교하여 Fig. 8에 나타내었다. 등방경화 모델을 사용한 경우 실험과 큰 차이를 보이지만, 이동경화 모델을 사용한 경우에는 실험과 거의 유사한 프로파일을 보이는 것을 확인할 수 있다.

$$\bar{\sigma} = \tilde{K}(\varepsilon + \bar{\varepsilon}_0)^n + \bar{A}(1 - e^{-\bar{B}\varepsilon}) \quad (7)$$

4.2 S-RAIL 부품 해석

차체 부품에 보다 가까운 형상의 스프링백 해석 정밀도를 검증하기 위해 NUMISHEET 2008 국제학술대회[7]에서 벤치마크 문제로 제안된 S-Rail 부품의 성형 및 스프링백 해석을 수행하였다. 다이, 펀치, 블랭크 홀더 등의 개략적인 형상은 Fig. 9와 같다. 다이 및 블랭크 홀더의 치수는 벤치마크 문제와 동일하게 제작하였으며, 펀치의 경우 다이의 형상을 1.8mm 오프셋하여 제작하였다. 블랭크 홀딩력은 270kN 으로 유지하였으며, 다이 이동거리는 50.6mm 로 설정하였다.

성형과 스프링백 해석에 ABAQUS/Explicit과 ABAQUS/Standard를 사용하였다. 시편은 두께 방향으로 9개의 적분점을 갖는 4절점 3차원 셸 요소인 S4R을 $1.0\text{mm} \times 1.0\text{mm}$ 의 균일한 크기로 사용하였고, 금형은 강체로 가정하여 강체 4절점 요소인 R3D4를 사용하였다. 펀치의 속도는 실험과 동일하게 $1.0\text{m}/\text{s}$ 로 설정하였고, 해석 정밀도를 위해 매스 스켈링 기법은 사용하지 않았다.

식 (7)과 같이 정의된 등방경화 모델을 사용한 해석을 추가로 수행하여 Yoshida-Uemori 모델의 해석 정밀도를 검증하였다. 스프링백 형상의 정량적인 형상을 비교하기 위해, Fig. 10(a)에 파란색 원으로 나타낸 세 점에서 실험 형상과 해석 형상이 서로 일치하도록 해석 형상을 회전한 후 실선으로 나타낸 세 부분의 단면 프로파일을 추출하여 각각 Fig. 10(b)에 비교하였다. 금형의 치수나 정렬, 블랭크의 형상 및 위치 등이 실험과 해석 간에 약간의 오차가 발생할 수 있다는 점을 고려하면, 벽면의 흰 형상과 플랜지부의 각도를 비교하여 보았을 때, 등방경화 모델에 비해 이동경화 모델을 사용한 경우에 실험 결과에 보다 가까운 스프링백 형상을 예측했음을 확인할 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 Yoshida-Uemori 모델 기반의 이동경화 모델을 사용하여 1470MPa 급 마르텐사이트강의 스프링백을 예측하였다. 단축 인장 및 인장-재-인장, 인장-압축-인장 시험을 수행하여 이동경화 모델의 경화계수를 구하였으며, 재료 서브루틴을 작성하여 이를 구현하였다. 해석 정밀도를 검증하기 위해 2차원 드로우 벤딩 및 S-rail 부품의 성형 시험을 수행

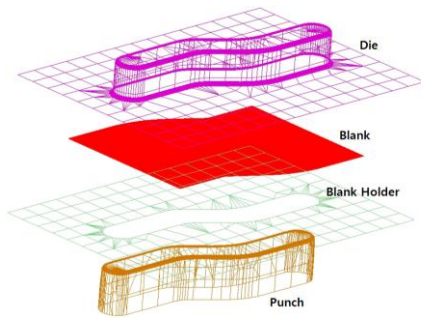


Fig. 9 Schematic view of the blank and tools for the S-rail forming process

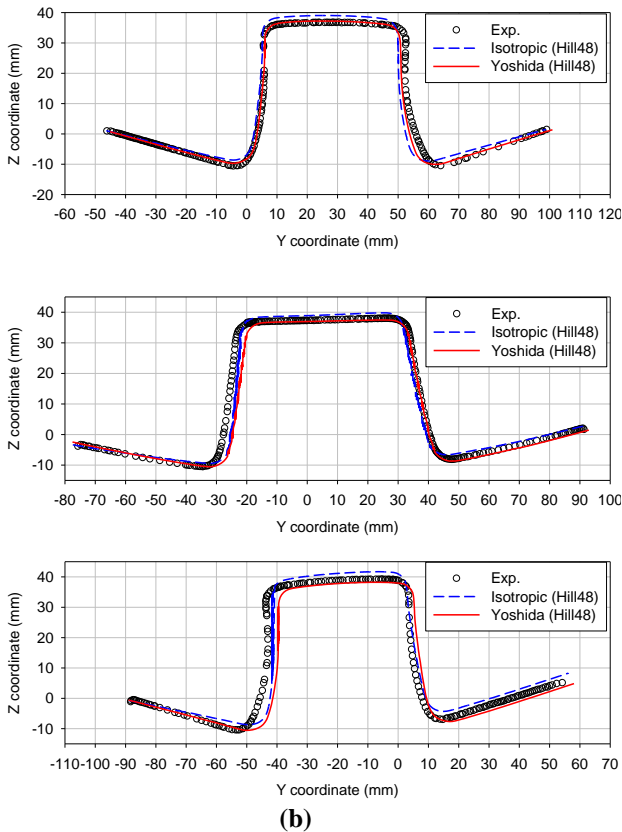
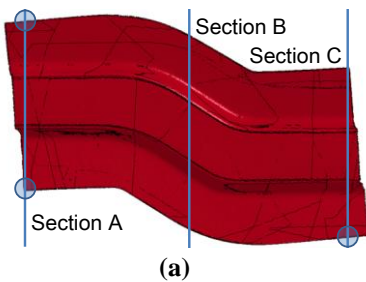


Fig.10 Comparison of simulated and measured blank shapes after spring-back: (a) overview, (b) profiles

하였으며, 스프링백 해석 결과를 실험과 비교하였다. 2차원 드로우 벤딩 및 S-rail 부품의 성형 이후 스프링백 프로파일을 각각 추출하여 비교하였을 때, 이동경화 모델을 사용한 경우에 등방경화 모델을 사용한 경우에 비해 실험과 보다 유사한 형상을 보이는 것을 확인할 수 있었다. 이는 이동경화 모델을 사용한 경우에 Bauschinger 효과, transient 거동 및 탄성계수의 감소 등을 효과적으로 구현할 수 있었기 때문인 것으로 보인다. 초고강도강의 물성을 평가하고 이를 이동경화 모델을 이용하여 구현하는 경우에 기존의 등방경화 모델을 사용하는 경우에 비해 해석 정밀도를 크게 향상시킬 수 있다는 점을 확인하였으므로, 향후 초고강도강을 적용한 부품의 개발시 치수 정밀도를 향상시켜 개발 시간 및 비용을 절감시키는데 큰 기여를 할 것으로 기대된다.

REFERENCES

- [1] F. Yoshida, T. Uemori, 2002, A Model of Large-strain Cyclic Plasticity Describing the Bauschinger Effect and Workhardening Stagnation, *Int. J. Plast.*, Vol. 18, No. 5-6, pp. 661~686.
- [2] T. Kuwabara, Y. Kumano, J. Ziegelheim, I. Kurosaki, 2009, Tension-compression Asymmetry of Phosphor Bronze for Electronic Parts and Its Effect on Bending Behavior, *Int. J. Plast.*, Vol. 25, No. 9, pp. 1759~1776.
- [3] F. Yoshida, T. Uemori, 2003, A Model of Large-strain Cyclic Plasticity and its Application to Springback Simulation, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 45, No. 10, pp. 1687~1702.
- [4] K. Chung, T. Park, 2013, Consistency Condition of Isotropic-kinematic Hardening of Anisotropic Yield Functions with Full Isotropic Hardening under Monotonously Proportional Loading, *Int. J. Plast.*, Vol. 45, pp. 61~84.
- [5] K. Chung, M.-G. Lee, D. Kim, C. M. 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. Plast.*, Vol. 21, No. 5, pp. 861~882.
- [6] K. Chung, T. Kuwabara, R. Verma, T. Park, 2011,

BM4 - Pre-strain Effect on Spring-back of 2-D Draw Bending, in: H. Huh, K. Chung, S. S. Han, W. J. Chung,(Ed.), The NUMISHEET 2011 Benchmark Study of the 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Korea, p. 175.

[7] K. Roll, K. Wiegand, P. Hora, 2008, Influence of Draw Beads on the Springback Behavior, in: P. Hora, W. Volk, K. Roll, B. Griesbach, L. Kessler, W. Hotz (Ed.), Proc. NUMISHEET2008, Part B Institute of Virtual Manufacturing, ETH, Zurich, pp. 45~111.