

## 고강도강 차체 박판부품 프레스성형 CAE의 예측 정확도 고찰

정대근<sup>1</sup> · 김세호<sup>#</sup> · 노재동<sup>2</sup>

### Investigation of the Prediction Accuracy for the Stamping CAE of Thin-walled Automotive Products

D. G. Jung, S. H. Kim, J. D. Rho

(Received July 25, 2014 / Revised August 19, 2014 / Accepted August 29, 2014)

#### Abstract

In the current study finite element forming analysis is performed to understand the final geometric accuracy limitations for the stamping of an automotive S-rail from four different steel sheets having tensile strengths of 340MPa, 440MPa, 590MPa and 780MPa. Comparisons between the analysis and the experiments for both springback and formability as measured by the amount of edge draw-in and the thickness distribution were conducted. The springback modes were classified according to a scheme proposed in the current investigation and the error was calculated using the normalized root mean square error method. While the analysis results show fairly good agreement with the experimental data for deformation and formability, the simulation accuracy is lower for predicting wall curl, camber and section twist as the UTS of steel sheet increases.

**Key Words** : High Strength Steel Sheet, CAE, Prediction Accuracy, Springback

#### 1. 서 론

자동차 부품 산업분야에서 차량 경량화의 요구에 의하여 고강도강의 사용이 증가하고 있다. 고강도강을 적용할 경우 차량 관점에서 중량을 절감하고 동등한 충돌안전 성능을 얻을 수 있는 장점이 있는 반면, 부품 성형과정에서는 성형성 저하, 형상정밀도 저하 등의 문제가 발생한다. 현장 보정을 통한 금형 및 공정변수 수정으로 문제점을 해결하고 있으나 개발기간 및 비용단축을 위한 효율적 설계 및 제작 공정이 요구되고 있다. 1990년대 이후 유한요소법으로 대표되는 CAE 기법이 프레스성형 분야에 도입되어 현장에서 발생하는 불량을 설계 단계 이전에 예측하고 이를 금형 및 공정변수 보정에 반영

하여 개발 기간 및 비용을 크게 단축하고 있다. 그러나, 고강도강이 차량부품에 본격적으로 적용되기 시작하면서부터 성형 CAE 예측 정확도 문제가 새로운 이슈로 등장하였다. 특히 스프링백 예측의 정확성이 현장에서 바로 적용하기에는 무리가 따르는 경우가 발생하고 있다.

본 논문에서는 표준부품인 S-rail과 차체 양산부품을 대상으로 인장강도 340~780MPa급 4종의 강판을 소재로 하여 성형해석을 수행하였으며, 성형성과 스프링백 관점에서 시험결과와 정량비교를 수행하였다. 비교결과를 바탕으로 고강도강 부품의 성형해석에서 얻은 결과를 실제 양산공정의 금형 수정 등에 직접적 활용가능 여부를 정량적으로 검토하였으며, 예측 정확도 오차의 원인을 분석하였다.

1. ㈜동희산업 기술연구소

2. ㈜화신 기술연구소

# Corresponding Author : School of Mechanical and Automotive Engineering, Daegu University, E-mail: mvksh@daegu.ac.kr

## 2. 시험 및 해석조건

### 2.1 블랭크 소재

소재강도가 해석의 정확성에 미치는 영향을 파악하기 위하여 SGARC340, SGARC440, SG AFC590DP, SPFC780DP 등 4종의 강판을 블랭크 소재로 사용하였다. 소재 두께는 1mm로 모두 동일하였다. 강판의 기계적 물성은 인장시험 및 성형성 시험[1]을 통해 구하였으며 그 값을 Table 1에 나타내었다.

### 2.2 S-rail 성형 개요

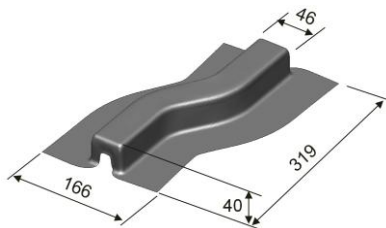
S-rail 부품은 Fig. 1에 도시한 치수로 제작된다. 제품의 성형높이는 40mm 이며, 블랭크 홀딩력은 모든 강판에 대하여 동일한 값인 90kN을 부과하였다[2]. 금형과 블랭크 사이 윤활을 실시하지 않았다.

### 2.3 차체 양산부품 성형 개요

양산부품의 스프링백 예측 정확도 비교를 위하여 Fig. 2에 도시한 차량 리어 플로어 크로스 멤버(rear floor cross member) 1종을 선정하였다. 본 부품은 1000톤 유압식 프레스에서 단동형 금형을 이용하여 성형되며, 블랭크 홀딩력 254 kN을 부과하였다.

**Table 1 Mechanical properties of the steel sheets used for the forming process[1]**

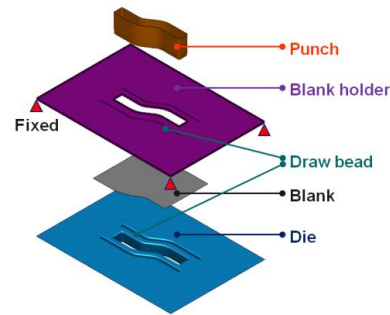
	Unit	SGARC 340	SGARC 440	SG AFC 590DP	SPFC 780DP
YS	MPa	234	239	442	533
UTS	MPa	353	472	632	816
$R_{avg}$	-	1.616	0.934	0.697	0.610
K	MPa	602	753	963	1316
n	-	0.221	0.252	0.147	0.164
$\epsilon_0$	-	0.014	0.010	0.005	0.004
FLD <sub>0</sub>	-	0.277	0.256	0.191	0.166



**Fig. 1 Shape and dimension of the S-rail**



**Fig. 2 Shape and dimension of the rear floor cross member**



**Fig. 3 Finite element model for the forming analysis of the S-rail**

SPFC780DP 강판의 경우 국부적으로 파단이 발생하여 시험성형 시 비닐로 윤활을 하였으며, 이외에는 무윤활 조건으로 성형하였다.

### 2.4 성형공정 CAE 개요

해석은 외연적 방법을 사용하는 상용 유한요소 프로그램인 PAM-STAMP 2G V2011[3]를 사용하였다. S-rail과 양산부품의 해석을 위하여 구성된 유한요소 모델은 각각 Fig. 3과 Fig. 4와 같다. 해석에 사용된 인자는 별도의 이론 및 기법을 사용하지 않고 기업 현장에서 활용되는 표준을 이용하였다. 금형과 블랭크 모두 쉘요소를 사용하였으며, 각각 강체와 변형체로 가정하였다. 블랭크의 요소는 Belytschko-Lin-Tsay 쉘요소[4]를 사용하였고, 두께방향 적분점 수는 5개로 하였다. 금형은 곡률부를 7.5° 간격으로 분할하였다. 블랭크 초기 요소크기는 5mm이며, 3회의 적응형 요소분할을 실시하였다. 금형과 블랭크 사이의 마찰계수는 0.15를 부과하였으며, 비닐 윤활의 경우에만 0.042를 부과하였다.

재료의 항복함수는 평면이방성을 고려한 Hill의 1948 항복모델[5]을 이용하였으며, 등방경화로 가정하였다. 상형의 속도는 바인더랩과 펀치성형의 경우

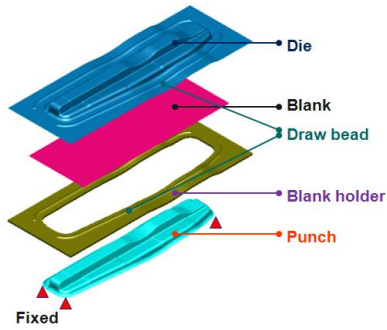


Fig. 4 Finite element model for the forming analysis of the cross member

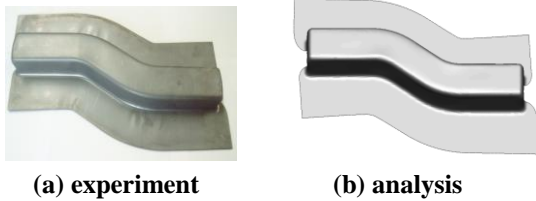


Fig. 5 Deformed shapes of the blank of the S-rail with the experiment and the finite element analysis

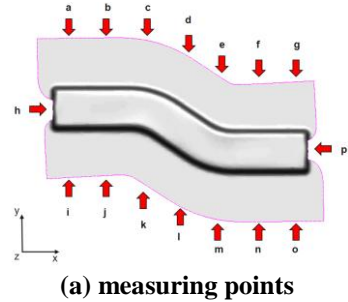
각각 2m/s과 5m/s을 부과하였다. 드로잉 해석 이후 내연적 유한요소법을 이용한 스프링백 해석을 수행하고 스프링백 양을 측정하였다.

### 3. 성형성 관점 해석 정확도 검증

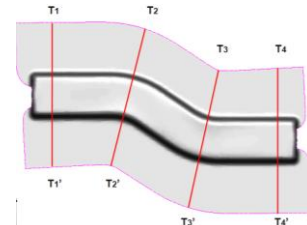
제2장에서 기술한 조건을 바탕으로 성형시험 및 해석을 수행하였으며, 변형형상과 단면에서의 두께 변형률 분포 등 변형관점에서 성형해석의 정확도를 비교하였다.

#### 3.1 S-rail 성형시험 및 해석결과

시험과 해석에서 얻은 S-rail 변형형상을 Fig. 5에 도시하였다. 그림에서 확인할 수 있듯이 잘 일치하는 경향을 보이고 있다. 변형관점의 정량적 분석을 위하여 Fig. 6에서 도시한 측정점에서 블랭크 외곽선 유입량을 측정하였으며, 단면에서의 두께 감소율을 측정하여 해석결과와 비교하였다. Fig. 7에 블랭크 유입량을 비교하였으며, 고강도강인 SPFC780DP에서도 오차범위 5mm 이내로 잘 일치함을 보여주고 있다. Fig. 8에 두께 감소율을 비교하였으며, 시험과 해석 결과가 2% 이내로 잘 일치하는 것을 확인할 수 있었다. 유입량 및 두께 감소율의 비교를 통하여 소재

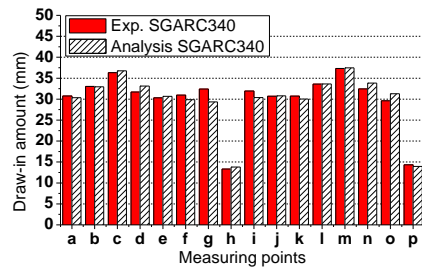


(a) measuring points

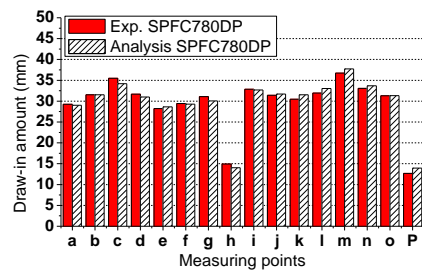


(b) measuring sections

Fig. 6 Measurement positions and sections for the S-rail



(a) SGARC340



(b) SPFC780DP

Fig. 7 Comparison of edge draw-in amount in the S-rail between the experiment and the analysis

강도에 무관하게 해석결과가 시험결과와 비교적 잘 일치함을 확인할 수 있었고, 성형성 예측에 효과적으로 활용이 가능함을 확인하였다.

#### 3.2 크로스 멤버 성형시험 및 해석결과

크로스 멤버의 경우도 해석결과와의 정확성을 비교

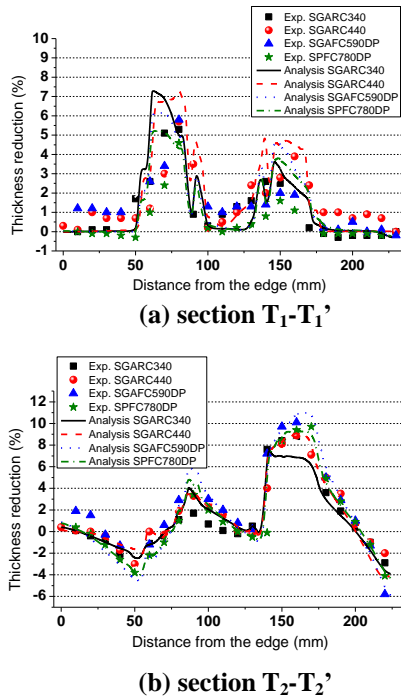


Fig. 8 Comparison of thickness reduction ratio in the S-rail between the experiment and the analysis

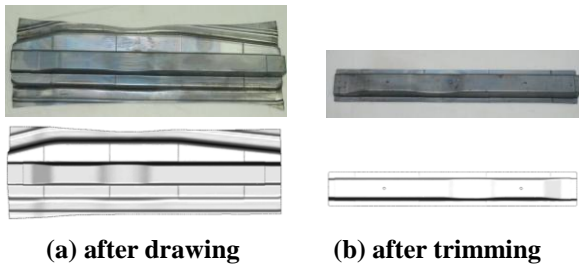


Fig. 9 Deformed shapes of the blank of the cross member with the experiment and the analysis

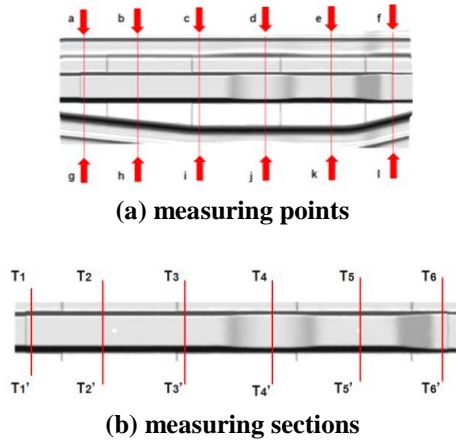


Fig.10 Measurement positions and sections for the cross member

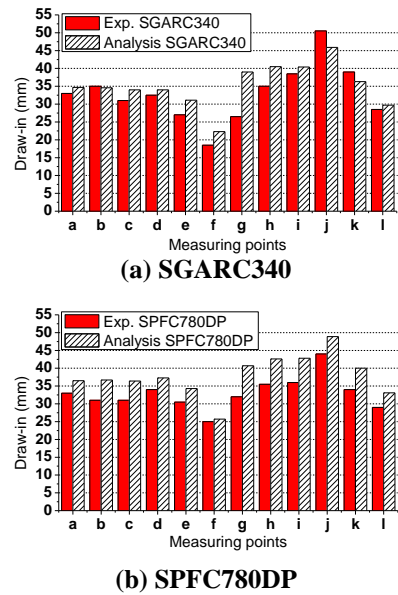


Fig.11 Comparison of the edge draw-in amount in the cross member between the experiment and the analysis

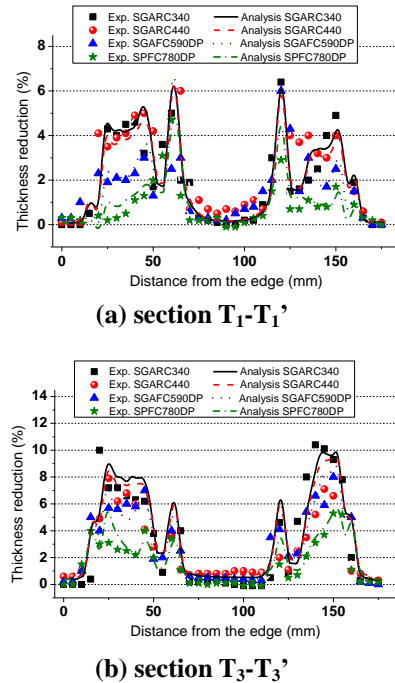


Fig.12 Comparison of thickness reduction ratio in the cross member between the experiment and the analysis

하기 위하여 S-rail과 유사한 방법을 이용하였다. Fig. 9에 트리밍 전후의 변형형상을 도시하였으며, 시험 결과와 유사한 변형형상을 보이는 것을 확인하였다.

Fig. 10에 도시한 측정점에서의 블랭크 유입량과 단면에서의 두께 감소율을 각각 Fig. 11와 Fig. 12에 비교하였다. 유입량의 경우 10mm 오차 범위에서 예측되는 것을 알 수 있으며, 두께 감소율 잘 예측하는 것을 볼 수 있다. S-rail의 경우보다 해석의 예측 정확도가 떨어지는 이유는 양산부품으로 표면의 윤활 상태가 좋지 못한 점과 블랭크 게이지를 설치하지 못하고 시험을 실시하여 블랭크의 미소이동에 의한 것으로 판단된다.

### 4. 스프링백 관점 해석 정확도 검증

#### 4.1 스프링백 측정방법

시험에서 얻은 제품형상 및 해석결과를 형상정밀도 측면에서 비교하기 위하여 시제품의 형상을 광학식 3 차원 스캐너로 측정하였다. 본 논문에서 스프링백 거동을 정량적으로 비교할 목적으로 저자들이 제안한 방법[2, 6]을 이용하여 스프링백을 기하학적 형상에 따라 대표적인 6 개 모드로 분류하고, 각 모드의 측정을 실시하였다. 스프링백 모드는 펀치부 각변화  $\theta_1$ , 플랜지부 각변화  $\theta_2$ , 벽휨  $\rho$ , 캠버(camber)  $\delta$ , 단면비틀림  $\theta_s$ , 축비틀림  $\theta_a$ 로 분류하였다. 각 스프링백 양은 단면 비틀림을 보정한 후 계산하였다.

### 4.2 S-rail 스프링백 정확성 검증

시험 및 해석에서 얻은 S-rail의 형상을 Fig. 13에 도시한 9 개 단면에서 스프링백을 측정하여 Fig. 14에 성형해석과 성형시험 결과를 비교하였다. 두 방법의 예측 정확도 분석은 식(1)로 나타내어지는 NRMSE(Normalized root mean square error) 방법[7]으로 표준 평균제곱근 오차를 구하였다.

$$NRMSE(u) = \sqrt{\sum_i \frac{1}{N} (u_{ana,i} - u_{exp,i})^2} / |u_{exp,avg}| \quad (1)$$

여기서,  $u_{ana,i}$ 와  $u_{exp,i}$ 는  $i$  번째 측정점에서의 스프링백량을 의미하며,  $u_{exp,avg}$ 는 시험의 평균값을 의미한다.  $N$ 은 측정점의 개수다. 그래프와 표에 나와 있는 L과 R은 Fig. 13에 도시된 제품 좌우측을 나타낸다.

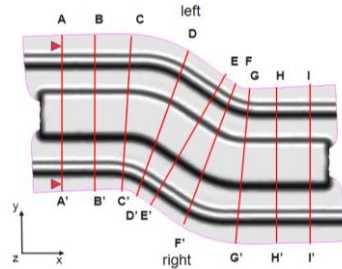


Fig.13 Measuring sections for the springback amount of the S-rail

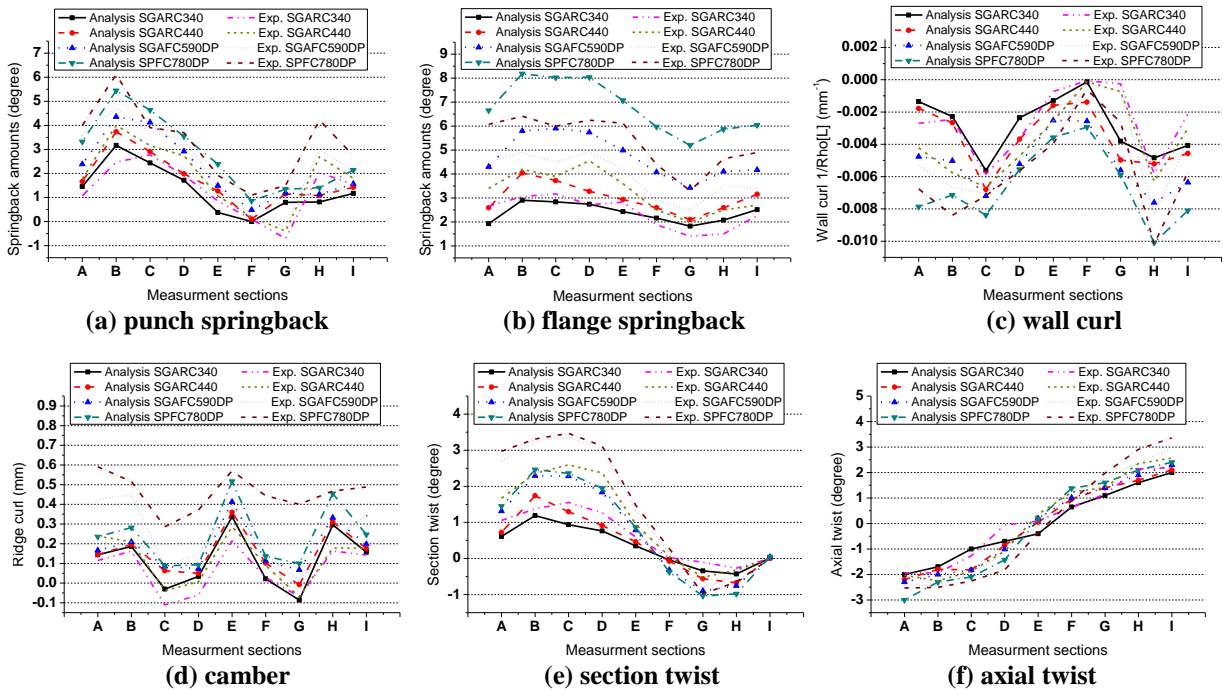


Fig.14 Quantitative amounts of springback modes of the S-rail with respect to UTS of steel sheets obtained from experiment and analysis



**Table 2 Comparison of normalized springback amounts between the analysis and the experiment of the S-rail**

UTS(MPa)	340	440	590	780
$\theta_{1L}$	0.33	0.36	0.42	0.47
$\theta_{2L}$	0.11	0.15	0.24	0.41
$\theta_{2R}$	0.37	0.51	0.51	0.41
$\rho_L$	0.43	0.44	0.57	0.56
$\rho_R$	0.22	0.22	0.42	0.65
$\delta$	0.32	0.39	0.44	0.27
$\delta$	0.33	0.33	0.61	1.10
$\theta_s$	0.30	0.70	0.73	0.76
$\theta_a$	0.21	0.21	0.21	0.32

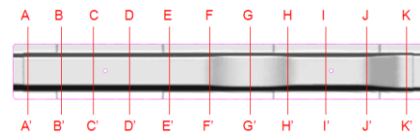
Table 2 에 평균오차를 각각 수치적으로 표시하였다. 소재강도에 따라 오차가 커지고 있으며, 스프링 백 예측의 정확도가 낮아지고 있는 것으로 보인다. 인장강도 440MPa 급 이하의 소재는 스프링백의 정확도를 보장할 수 있으나, 그 이상의 소재에서는 절대값에서 많은 차이를 보이고 있다.

벽휨 및 플랜지부 스프링백의 경우에는 이동경화(kinematic hardening)을 고려하지 않아 큰 예측오차가 발생하였다.[8] 캠버의 경우 블랭크 요소 크기에 따른 불균일 접촉발생 및 유입량 오차에 기인한 것으로 판

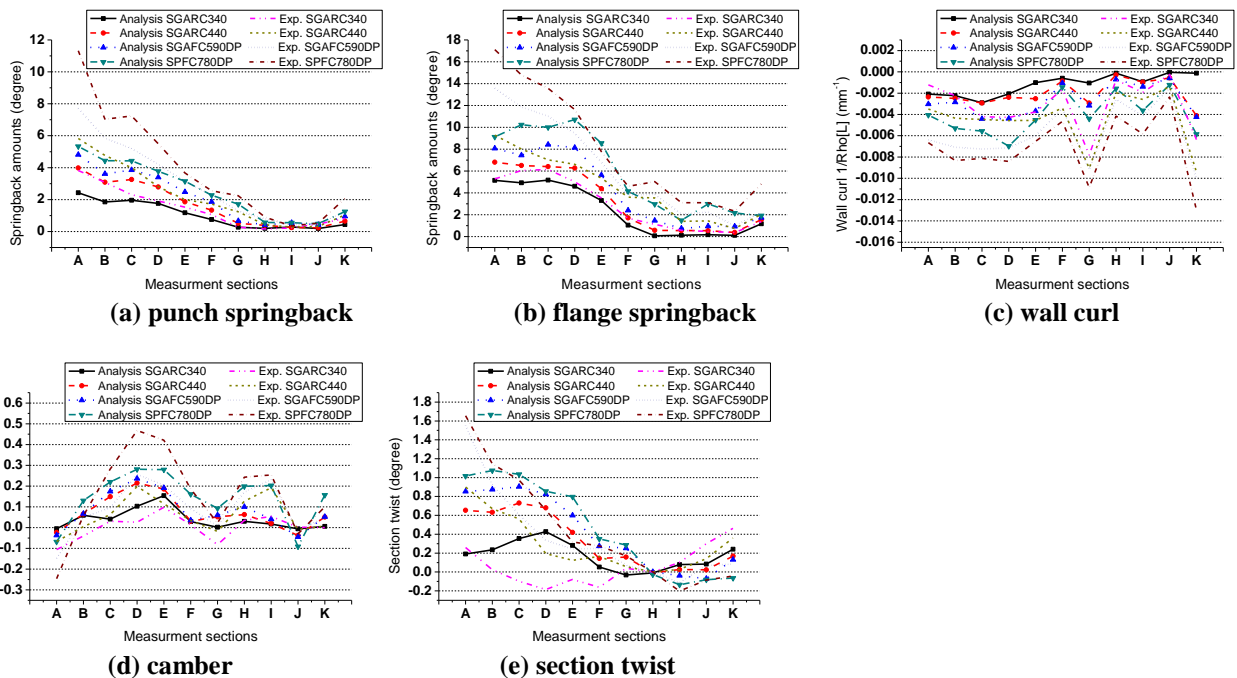
단된다. 단면 비틀림의 경우에는 셀요소에서 전단응력의 평가가 정확하지 않아 오차가 커진 것으로 판단된다. 이러한 해석인자들을 추가적으로 고려한다면 정확한 스프링백 해석이 가능할 것으로 생각된다.

4.3 크로스 멤버 S-rail 정확성 검증

크로스 멤버도 S-rail과 동일한 방법으로 스프링백을 비교하였다. Fig. 15에 도시한 단면에서 시험 및 해석에서 얻은 크로스 멤버의 형상을 스프링백 측정법[6]으로 계산하였다. Fig. 16에 각 스프링백 모드에 대한 비교를 하였으며, S-rail의 경우와 동일하게 NRMSE 방법으로 오차를 구하여 Table 3 에 도시하였다. S-rail의 경우와 유사하게 소재강도가 증가할수록 예측정확도가 낮아지고 있음을 확인할 수 있었다. 소재강도가 590MPa 이상이 되면 실제 성형공정에 적용하기 어려울 정도로 예측정확도가 떨어지는 경향을 보였다. S-rail에 비하여 전체적으로 예측도가



**Fig.15 Measuring sections for the springback amount of the cross member**



**Fig.16 Quantitative amounts of springback modes of the cross member with respect to UTS of steel sheets obtained from experiment and analysis**

**Table 3 Comparison of normalized springback amounts between the analysis and the experiment of the cross member**

UTS(MPa)	340	440	590	780
$\theta_{1L}$	0.23	0.32	0.47	0.85
$\theta_{2L}$	0.12	0.28	0.47	0.60
$\theta_{2R}$	0.59	0.57	0.68	0.70
$\theta_{2R}$	0.18	0.19	0.56	0.79
$\rho_L$	0.18	0.20	0.38	0.47
$\rho_R$	0.58	0.74	0.79	0.76
$\delta$	0.75	0.94	1.00	1.30
$\theta_s$	0.91	0.72	1.04	0.88

떨어지고 있으며, 단면 비틀림과 캠버 등의 정확도에서 큰 문제를 보이고 있는 것을 확인할 수 있다. 단면비틀림의 경우 S-rail과 상이하게 성형과정 시의 성형 불균일에 따라 큰 전단응력 발생이 예측되지만 셀요소의 특성상 효과적으로 평가되지 않았기 때문에 평가된다. 나머지 스프링백 모드에 대해서도 S-rail과 유사한 문제를 보이고 있으며, 성형인자 불확실성에 의하여 더 큰 스프링백 예측오차를 보인 것으로 판단된다.

## 5. 결론

본 논문에서는 소재의 인장강도가 증가할 때 스프링백 해석의 예측 정확도를 정량적으로 평가하기 위하여 S-rail과 차량용 프레스 부품 성형 시 다양한 소재를 활용하여 성형시험 및 성형해석을 수행하였으며 다음의 결론을 얻었다.

(1) 소재유입과 단면의 두께 변화율을 비교한 결과 변형의 측면에서는 고강도강의 경우에도 해석이 시험결과를 잘 예측하고 있음을 확인하였다.

(2) 성형해석에서의 스프링백 예측 정확도를 NRMSE 방법으로 분석하였다. 소재강도가 증가할수록 예측오차가 커지고 있는 것을 확인할 수 있었으며, 특히 벽힘, 캠버, 단면 비틀림 등에서 오차가 커지고 있음을 확인할 수 있었다. 특히 인장강도 590 MPa 이상의 소재의 스프링백 결과는 해석결과를 금형보정 등에 직접적으로 활용하기 어렵다는 결론을 보여주고 있다.

(3) 해석의 예측정확도 저하는 이동 경화모델 등의 재료물성 고려, 셀요소에서의 전단응력 계산 부

정확, 요소분할 등의 문제가 복합적으로 작용하고 있는 것으로 판단되었으며, 고강도강 제품의 스프링백 해석 및 금형설계 적용을 위한 해석기법 제고가 필요하다는 결론을 얻었다.

## 후 기

본 연구는 산업통상자원부 산업원천기술개발사업의 “자동차 핵심부품 생산기반공정 플랫폼 기술” 과제의 지원으로 수행되었습니다.

## REFERENCES

- [1] KITECH, 2012, Root Technology Portal, www.root-tech.kr.
- [2] D. G. Jung, S. H. Kim, M. S. Kim, H. K. Kim, 2013, Investigation of the Shape Accuracy in the Forming Process of a Thin-walled S-rail with Classification of Springback Modes, Trans. Materials Process., Vol. 22, No. 8, pp. 477~485.
- [3] ESI Group, 2011, PAM-STAMPTM User's Manual, www.esi-group.com (electronic version).
- [4] T. Belytschko, J. I. Lin, C. Tsay, 1984, Explicit Algorithms for the Nonlinear Dynamics of Shells, Comput. Meth. Appl. Mech. Eng., Vol. 42, No. 2, pp. 225~251.
- [5] R. Hill, 1948, A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals, Proc. Roy. Soc. Lond. A, Vol. 193, No. 1033, pp. 281~297.
- [6] D. G. Jeong, 2011, Analysis of Springback Mechanisms for the Improvement of the Shape Accuracy in the Stamping Process, M. S. Thesis, Daegu University, Gyeongbuk, Korea.
- [7] K. Roll, K. Wiegand, P. Hora, 2008, Proc. NUMISHEET2008, Part B (P. Hora, W. Wolk, K. Roll, B. Griesbach, L. Kessler, W. Hotz), Institute of Virtual Manufacturing, ETH, Zurich, pp. 45~111.
- [8] B. H. Choi, J. W. Lee, S. H. Kim, M. G. Lee, H. K. Kim, 2013, Comparison of Springback Modes in the Stamping Process of an S-rail with HSS according to the Hardening Model, Trans. Materials Process., Vol. 22, No. 1, pp. 30~35.