

표면처리 후 초고강도강 센터필러 프레스 금형의 효율적 보정기법

이태길¹ · 곽종환¹ · 김세호[#]

An Effective Compensation Method of Press Tool Geometry for Stamping a Ultra High Strength Steel Center-pillar after Heat Treatment

T. G. Lee, J. H. Kwak, S. H. Kim

(Received July 17, 2014 / Revised September 23, 2014 / Accepted October 7, 2014)

Abstract

Changes in the accuracy of the geometrical shape after a surface treatment are often very large due to the variation of the deformation mechanisms such as edge draw-in and the variation in springback caused by the reduction in the coefficient of friction between the tool and the blank. In the present study, the resulting shape accuracy due to the changes in deformation is quantitatively examined in order to predict the variation and to remove any undesirable additional tool compensation for the center pillar member made from steel with a UTS of 980MPa. The study examines important process parameters that are closely related with the edge draw-in such as the blank holding force, the contact status between the tool and the blank and the friction coefficient. The proposed method is applied within the finite element analysis of the stamping process for tools after a surface treatment and the amount of edge draw-in and flush values are compared between the analysis and experiments. The results demonstrate that the proposed quantification and finite element scheme are applicable to complicated tool compensation procedures and compensation can be designed effectively.

Key Words : High Strength Steel, Tool Compensation, Surface Treatment, CAE, Springback

1. 서론

자원고갈 및 환경문제의 대응책으로, 전세계 차량 제조사들은 초고강도 강판을 사용하여 고연비와 높은 충돌안전 성능을 만족시키고자 노력하고 있다. 성형중 고강도강의 높은 응력상태에 따라 스프링백 문제가 대두되고 있으며, 이에 따라 제품의 형상정밀도 만족을 위한 시험성형 작업 등 공수 및 비용증가로 인한 문제가 발생하고 있다. 고강도강판 성형용 금형은 시험성형 과정이 종료된 후 양산성형을 위한 내구성 및 표면경도의 증가를 목적으로 진공 열처리, 이온질화,

코팅 순의 표면처리 과정을 거치게 된다. 시험성형 시 허용공차를 만족하던 제품이 표면처리에 의한 마찰조건 변화로 형상정밀도를 만족하지 못하는 문제가 빈번하게 발생하게 된다. 표면처리 이후의 형상변화를 제어하기 위하여 현장경험을 통한 재보정 작업을 수행하고 있어 추가적인 공수 및 비용이 소요된다.

본 논문에서는 금형의 표면처리 이후에 나타나는 변형기구의 변화를 예측하고자 표면처리 전후의 변형기구를 정량화하였으며, 유한요소법을 이용한 성형해석에서 공정변수를 조정하여 형상정밀도 예측정확도를 향상시키고 금형의 보정작업에 직접 활용하였다.

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

2. 대상부품의 표면처리 후 문제점

2.1 대상부품 및 공정개요

본 논문의 대상은 차량용 센터필러 어퍼(center pillar upper) 부품으로 Fig. 1에 형상 및 치수를 도시하였다. 대상부품은 인장강도 980MPa급의 초고강도 강관인 SPFC980Y로 제작되며 두께는 1.6mm이다. 제품의 성형을 위하여 Fig. 2와 같이 4단계 공정이 사용된다. 성형을 위하여 기계식 단동형 프레스를 이용하였으며, 블랭크 홀딩력 120ton이 부과되었다.

센터필러 부품용 프레스 금형의 표면처리공정은 진공열처리, 이온질화, 코팅 순으로 진행된다[1]. 금형의 소재는 합금공구강 STD11을 사용하였다. 코팅의 경우 일반적으로 차체부품에 적용하는 CrN 처리보다 경도 및 내구성능이 좋은 복합코팅(duplex lumena)[2]을 적용하였다. 표면처리 후 코팅금형을 이용한 시험성형을 재수행하고 표면처리 이전 금형을 이용한 성형결과와 시제품의 변형기구 및 형상 정밀도 변화를 정량적으로 비교하였다.



Fig. 1 Shape and dimension of the center pillar member

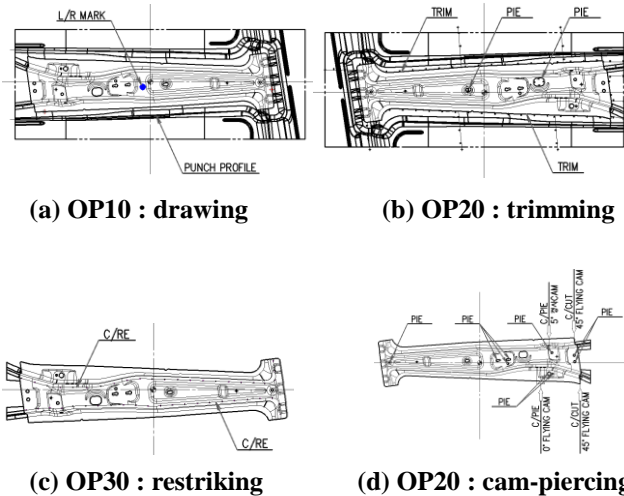


Fig. 2 Schematic layout of the manufacturing process of the center pillar

2.2 표면처리 후 변형기구 변화

금형 표면처리 전후의 블랭크 유입량과 두께 분포 등의 변형기구를 정량적으로 비교하였다. Fig. 3에 도시한 측정점에서의 블랭크 유입량을 Fig. 4에 비교하였다. 표면처리 후 마찰조건 개선에 의하여 전체적으로 유입량이 증가하고 있으며, 제품의 어퍼부인 측정점 28~38에서 최대 13mm 증가하였다.

Fig. 5의 측정점에서 두께를 측정하여 공칭 두께 변형률을 Fig. 6에 비교하였다. 그래프에서 확인할 수 있듯이 표면처리 이후 어퍼부에서 두께가 최대 1.9% 증가하였다. 두께 증가는 주로 블랭크 유입량 증가에 의하여 발생된 것으로 보이며, 어퍼부의 두께 증가가 성형중 상하형의 형합에 영향을 미쳐 유입량이 크게 증가한 것으로 볼 수 있다. Fig. 7에 표면처리 후 시험상의 형합상태를 도시한 것으로 블랭크 유입량 증가에 따른 접촉률 저하가 발생되고 있음을 확인할 수 있다. 또한, 초고강도강 성형중 금형변형에 의한 형합불량도 복합적으로 나타나는 것으로 판단된다.

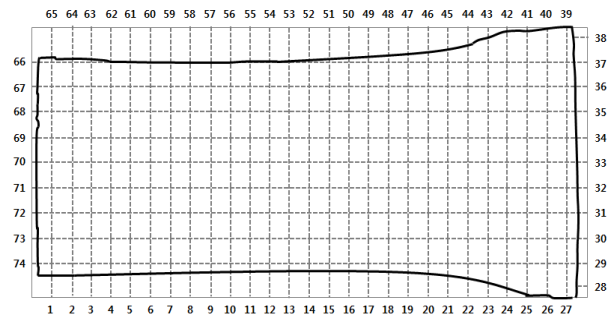


Fig. 3 Contours of the blank edge and measuring points

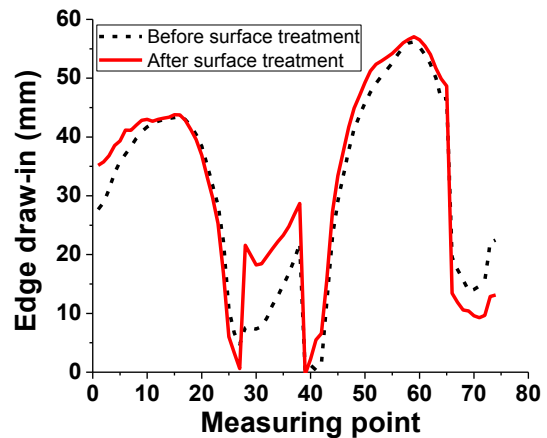


Fig. 4 Comparison of edge draw-in before and after surface treatment

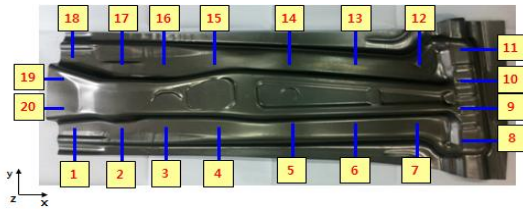


Fig. 5 Measurement points for the thickness distribution after the drawing process

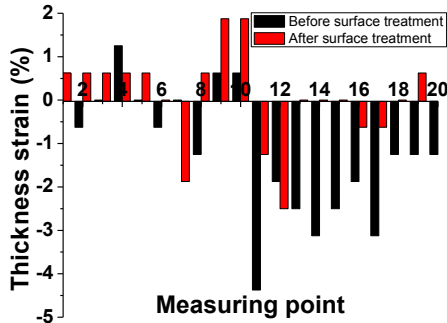


Fig. 6 Distribution of the sheet thickness after forming process before and after the surface treatment



Fig. 7 Die spotting status after the surface treatment

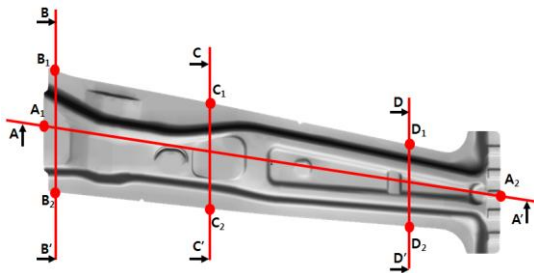


Fig. 8 Measuring sections and points for the edge draw-in and springback amount

2.3 표면처리 후 형상정밀도 변화

변형기구 및 형상정밀도의 정량적 분석을 위해 Fig. 8 에 도시한 단면의 측정점에서 블랭크 유입량 및 치수 변화를 측정하여 Fig. 9 에 비교하였다. 금형의 표면처리 후 마찰계수의 감소로 인한 블랭크 유입량의 증가로 소재의 두께가 증가하게 된다. 이로 인하여 금형의 접촉률이 떨어지게 되는 등 변형기구 변화가 발생하며, 좌우 유입량의 변화가 균일하지 않아 비틀

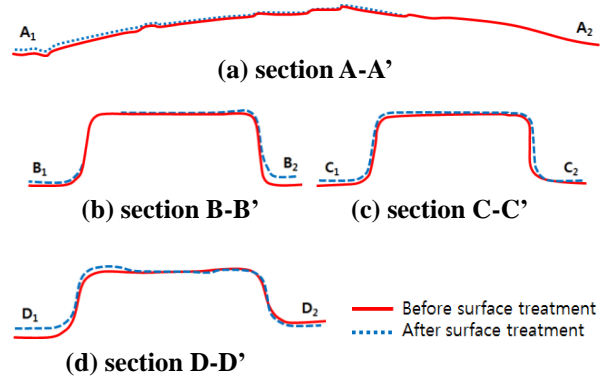


Fig. 9 Comparison of the each cross section before and after surface treatment

Table 1 Comparison of edge draw-in before and after the surface treatment (unit : mm)

Measuring points	Before surface treatment(A)	After surface treatment(B)	Deviation (B-A)
A ₁	14.0	16.2	2.2
A ₂	12.4	22.2	9.8
B ₁	50.8	52.7	1.9
B ₂	32.4	37.8	5.4
C ₁	54.7	56.0	1.3
C ₂	42.3	42.9	0.6
D ₁	50.3	53.0	2.7
D ₂	43.1	43.5	0.4

Table 2 Comparison of flush before and after the surface treatment (unit : mm)

Measuring points	Before surface treatment(A)	After surface treatment(B)	Deviation (B-A)
A ₁	0.4	1.2	0.8
A ₂	0.4	0.8	0.4
B ₁	0.2	1.2	1.0
B ₂	0.1	0.3	0.2
C ₁	-0.2	0.6	0.8
C ₂	0.3	0.3	0
D ₁	0.4	0.8	0.4
D ₂	0.3	0.6	0.3

림 현상 등 형상정밀도가 악화된 것으로 판단된다. Table 1 과 Table 2 에 각 구간별 단면의 블랭크 유입량과 형상정밀도를 정량화하여 도시하였다. Fig. 10 에 표면처리 전후의 플러쉬(flush) 값 변화를 나타내었다. 표면처리 전 ±0.5mm 의 공차기준을 만족하던 제품이 표면처리 이후 형상정밀도를 만족하지 못하고 있음을 확인할 수 있다.

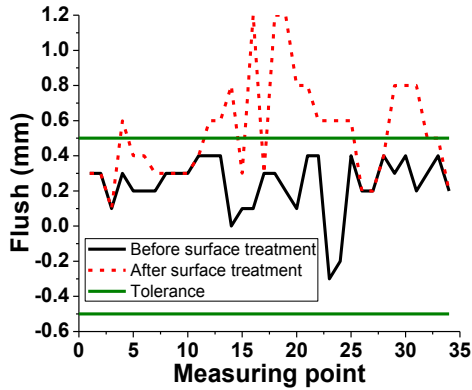


Fig.10 Change of the shape error before and after the surface treatment

3. 표면처리 이후 변형기구 예측

3.1 표면 마찰시험

표면처리 이후 변형기구에 가장 큰 영향을 주는 마찰계수의 도출을 위하여 편마찰 시험을 수행하였다. 편마찰 시험은 블랭크 소재를 50mm×150mm로 가공하고, 금형재질인 STD11로 가공한 10mm×10mm의 정사각형 다이를 접촉하여 수직하중을 부과한 후 시편을 인출하는 방법으로 진행한다. 수직가압력을 9.8MPa과 24.5MPa의 두 가지로 부과했으며, 인출속도를 100, 300, 500mm/min로 부과하였다. 시험에서 도출된 마찰계수를 Table 3에 정리하였다. 시험은 각 경우 2회씩 실시하였으며, 평균값으로 마찰계수를 계산하였다.

시험결과에서 알 수 있듯이 표면처리 이후에 마찰계수가 감소하고 있으며 양산성형과 유사한 조건인 가압력 및 인출속도가 높은 경우 마찰계수가 0.19~0.20 정도로 유추되었다.

3.2 기본 성형 CAE 조건

표면처리 전후의 변형기구를 예측하고 형상정밀도 관점에서 금형을 효과적으로 보정하기 위하여 유한요소 성형해석을 사용하였다. 해석은 대부분의 변형 및 스프링백이 발생하는 제1공정인 드로우 공정과 제2공정인 트리밍 공정을 고려하였다. 해석은 상용 유한요소 프로그램인 PAM-STAMP 2G 2012[3]를 이용하였다. 블랭크는 변형체로 가정하여 BLT (Belytschko-Lin-Tsay) 쉘요소[4]를 사용하였다. 금형은 강체로 가정하고 곡률부를 7.5° 간격으로 분할하였다. 블랭크 홀딩력 120ton을 부과하였으며, 금형과

Table 3 Friction coefficients with the friction test

Normal Pressure (MPa)	Sliding Speed (mm/min)	After surface treatment	Before surface treatment
9.8	100	0.216	0.259
	300	0.201	0.255
	500	0.196	0.254
24.5	100	0.193	0.207
	300	0.191	0.198
	500	0.189	0.199

Table 4 Mechanical properties of the blank

TS (MPa)	YS (MPa)	E_f (%)	R_0, R_{45}, R_{90}
1041.7	680.1	16	0.72, 1.14, 0.97
K(MPa)	n	ϵ_0	E_a (MPa)
1343.7	0.085	2.67×10^{-4}	160
b_{sati}	R_{sati} (MPa)	C_1	C_2
0.2	0.15	400	600
E_{ref}^p	h	r_0 (MPa)	m
0.02	0.5	0.002	30
ξ	B-Y(MPa)		
60	0.39		

블랭크 간의 쿨롱 마찰계수를 0.12로 부과하였다.

재료의 항복함수는 평면 이방성을 고려한 Hill의 1948 모델[5]을 사용하였고, 바우징거 효과(Bauschinger effect)를 고려하기 위하여 Yoshida와 Uemori가 제안한 이동경화 모델[6]을 사용하였다. 본 이론을 사용할 경우 경계곡면에서 항복면의 상대이동은 다음과 같이 정의된다.

$$\alpha_* = \alpha - \beta \tag{1}$$

여기서, α 는 항복곡면의 후방응력(back stress)이며, β 는 경계곡면의 중심이다. 식(1)로부터 객관성(objectivity) 표현식은 아래와 같이 나타내어진다.

$$\dot{\alpha}_* = c_{1,2} \left[\left(\frac{\alpha}{Y} \right) (\sigma - \alpha) - \sqrt{\frac{\alpha}{\alpha_*}} \alpha_* \right] \dot{\epsilon} \tag{2}$$

여기서, Y 는 항복곡면의 반경을 나타내며, $\dot{\epsilon}$ 는 식(3)에서 변형속도텐서 \mathbf{D}^p 에 의하여 표현되는 유효변형률 속도를 의미한다. c_1 은 초기항복 주변의 이동경화 속도를 제어하는 물성변수를 나타내고 c_2 는 초기항복 이후의 물성변수이다. $\bar{\alpha}_*$ 는 식(4)와 같이 표현된다.

$$\dot{\bar{\alpha}}_* = \sqrt{\frac{2}{3}} \mathbf{D}^p : \mathbf{D}^p \tag{3}$$

$$\bar{\alpha}^* = \sqrt{\frac{3}{2} \alpha_* : \alpha_*} \quad (4)$$

경계표면에서 등방경화를 고려하기 위한 식(5)에서 R_{sar} 은 등방경화의 응력 포화값을 나타내고 m 은 등방경화의 속도를 제어하는 재료 매개변수이다.

$$\dot{R} = m(R_{sar} - R)\dot{\bar{\epsilon}} \quad (5)$$

경계표면의 이동경화를 고려하기 위한 식(6)에서 b 는 수식구성을 위한 물성값이다.

$$\dot{\beta} = m \left(\frac{2}{3} b D^p - \beta \dot{\bar{\epsilon}} \right) \quad (6)$$

일반적으로 금속재료는 인장-압축 반복하중 경로에 따라 탄성계수가 변화되는 현상을 보이게 되는데, 이 관계를 식(7)과 같이 수식화하였다. E_0 는 초기 탄성계수이며, E_a 는 반복하중이 계속될 경우 포화 탄성계수값이고 ξ 는 연화관련 지수이다.

$$E = E_0 - (E_0 - E_a)[1 - \exp(-\xi \epsilon^p)] \quad (7)$$

소재의 기계적 물성은 인장시험 및 인장-압축시험을 실시하여 추출하였다. 관련된 물성을 Table 4에 나타내었다.

3.3 표면처리 이후 CAE 기법

금형의 표면처리 이후 과도한 소재의 유입으로 주름 발생 및 소재-금형간의 접촉 불량을 해결하기 위하여 해석 시 블랭크 홀딩력을 140ton으로 증가시켰다. 모든 접촉부에 동일한 마찰계수를 적용하지

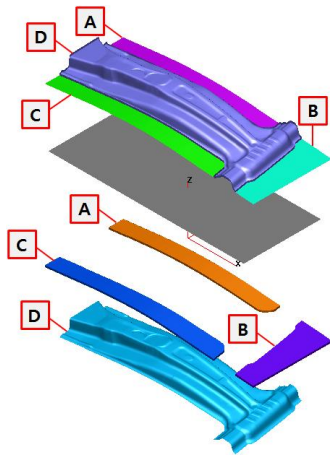


Fig.11 Regions for the contact pair for the application of different friction coefficients

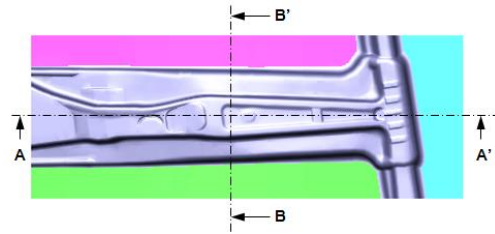
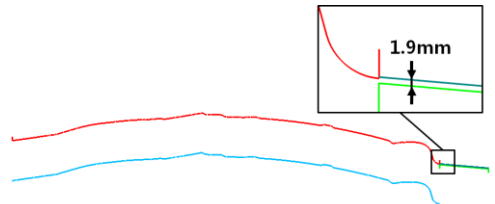
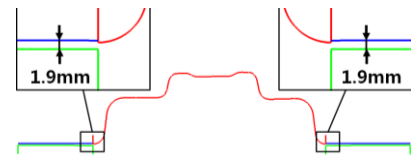


Fig.12 Sections for the clearance compensation between the punch and the die



(a) section A-A'



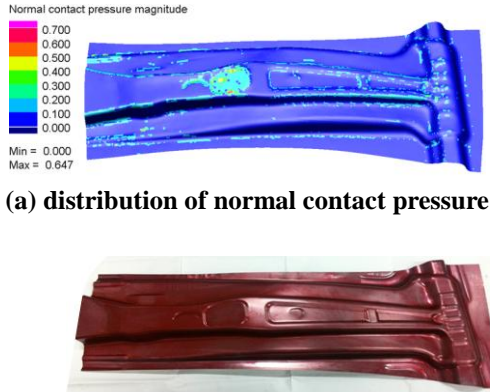
(b) section B-B'

Fig.13 Virtual compensation of the clearance between the punch and the die

않고 시험에서 얻은 마찰계수를 금형에 따라 상이하게 부과하였다. Fig. 11에 도시한 바와 같이 금형을 4개의 영역으로 나누어 황사상 가공영역인 A부는 0.22, 고운사상 가공부위인 B와 D는 0.2, 표면처리 영역인 C는 0.18을 적용하였다. 블랭크 두께 증가 및 금형변형을 고려하기 위하여 Fig. 12에 도시한 단면에서 Fig. 13과 같이 소재 두께의 약 15%에 해당하는 0.3mm의 추가 간극(clearance)를 부과하여 실제 공정과 유사한 블랭크 유입이 가능하도록 조정하였다.

3.4 CAE 정확도 검증

진술한 CAE 기법의 정확성을 검증하기 위하여 시험결과와 비교하였다. Fig. 14에 비교한 바와 같이 중심부 및 어퍼부에서 접촉압력이 작게 나오고 있어 형합불량을 예측하고 있다. Fig. 15에 블랭크 외곽선의 유입량을 비교하였다. 기존 해석방법에 의한 최대 유입량이 발생하는 측정점 28~38에서 평균오차 5.5mm인데 반하여, 해석변수를 보정한 후에는



(a) distribution of normal contact pressure
(b) contact status in die spotting
Fig.14 Comparison of the die spotting status between the experiment and the analysis

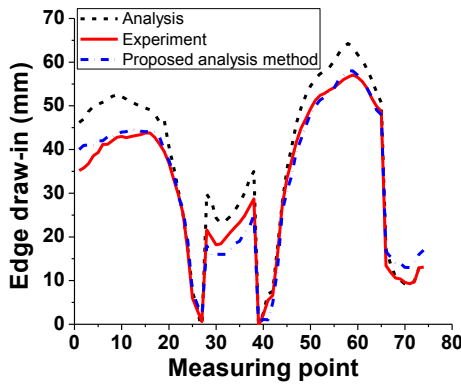


Fig.15 Comparison of the edge draw-in amount between the experiment and the analysis

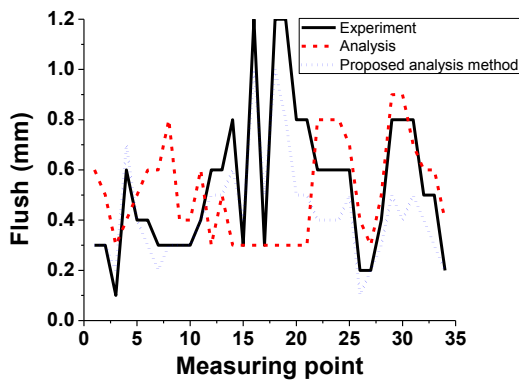


Fig.16 Comparison of the flush distribution between the experiment and the analysis

최대 -3.6mm로 예측성능이 크게 향상된 것을 확인할 수 있었다. 그래프에 나타난 바와 같이 해석변수를 조정된 결과가 시험에 더욱 근접함을 알 수 있다. Fig. 16에 측정점의 플러쉬 값을 비교하였으며,

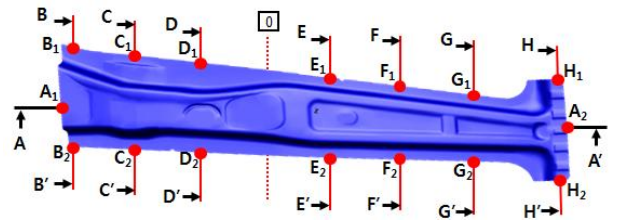


Fig.17 Definition of the measuring sections and points for tool compensation and springback

Table 5 Amount of tool compensation and springback result in the cross section (unit : mm)

section	Amount of the tool compensation	Final springback result
A ₂	-1.2	0.2
B ₁	-1.2	0.1
B ₂	-0.8	0.1
C ₁	-0.6	0.4
C ₂	-0.6	0.3
D ₁	-0.6	0.3
D ₂	-0.6	0.3
E ₁	-0.5	0.3
E ₂	0	0.3
F ₁	0	0.3
F ₂	-0.8	0.4
G ₁	-0.5	0.4
G ₂	-0.8	0.4
H ₁	-1.3	-0.2
H ₂	0	0.5

최대 형상오차가 발생하는 측정점 15~20에서 예측 오차를 0.9mm에서 0.2mm로 감소시킨 결과를 얻었다. 이외 측정점에서도 시험결과에 근사하며 제안된 성형해석 기법이 금형보정에 활용 가능함을 확인하였다.

4. 표면처리 이후 금형보정

제안된 CAE 기법을 활용하여 변형기구를 예측하였으며, 이를 바탕으로 금형의 보정설계를 수행하였다. Fig. 17에 도시한 단면의 측정점에 보정값을 부과하고 금형을 가공하였으며, 시제품 성형을 수행하였다. Table 5에 금형 보정량 및 시험성형에서 얻은 스프링백 양을 도시하였으며, 보정 후 시제품이 형상 정밀도를 만족함을 확인할 수 있었다. Fig. 18에 각각 블랭크 유입량을 도시하였으며, 해석결과가 시험

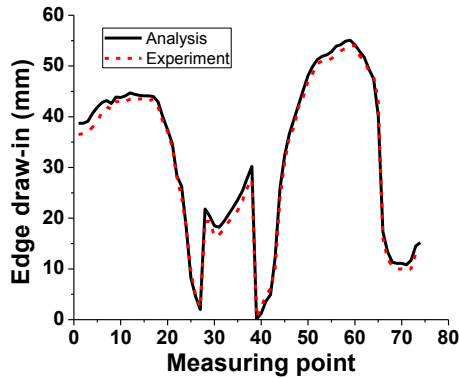


Fig.18 Comparison of the edge draw-in between the experiment and the analysis

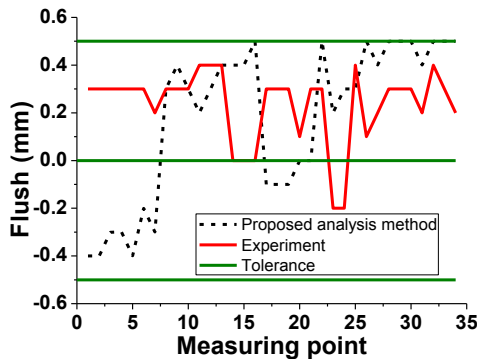


Fig.19 Comparison of the shape error between the experiment and the analysis

과 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 형상정밀도 역시 Fig. 19에 도시한 바와 같이 허용공차를 만족하여 금형보정에 성공하였다는 것을 확인할 수 있다.

5. 결론

본 논문에서는 초고강도강 센터필러 부품용 프레스 금형의 표면처리 전후 변형기구 및 형상정밀도 변화를 정량화하고 금형보정을 효율화할 수 있는 방안을 제안하였다. 본 논문의 결과를 아래와 같이 정리하였다.

(1) 금형의 표면처리 이후 마찰계수 등 공정변수의 변화로 변형기구가 변화하여 최대 블랭크 유입량, 두께, 스프링백 양 변화가 각각 13mm, 1.9%, 1.2mm가 발생되었으며, 형상정밀도 기준을 만족하지 못하여 금형의 재보정이 필요하였다.

(2) 표면처리 이후 금형보정을 위한 CAE 기법의

정확도를 향상시키기 위하여 블랭크 홀딩력과 간극 변경, 마찰계수의 영역별 적용 등을 실시하였으며, 기존 CAE 기법 대비 유사한 결과를 얻었다. 최대 유입량 발생 구간에서 평균오차 5.5mm를 -3.6mm로 감소시켰으며, 최대 형상오차 발생구간에서 플러쉬 오차를 0.9mm에서 0.2mm로 감소시켰다.

(3) 제안된 해석기법을 이용하여 표면처리 이후 금형보정을 실시하였으며, 최종적으로 시험성형을 통하여 제작된 시제품이 형상오차 -0.2mm~0.5mm의 범위로 형상정밀도를 잘 만족하는 것을 확인할 수 있었다.

후 기

이 논문은 2014 학년도 대구대학교 학술연구비 지원에 의한 논문임.

REFERENCES

- [1] Hyundai Motor Company, Technical Standard of PVD Coating, 2006.
- [2] Y. J. Jeon, 2011, A Study on the Prediction of Tool Damage according to the Surface Treatment in the Press Stamping Process, M. S. Thesis, Graduate School, Daegu University, Gyeongbuk, Korea.
- [3] ESI Group, PAM-STAMP™, User's Manual, 2012.
- [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. R. Soc. London, Ser. A, Vol. 193, No. 1033, pp. 281~297.
- [6] F. Yoshida, T. Uemori, 2002, A model of Large-strain Cyclic Plasticity describing the Bauschinger Effect and Workhardening Stagnation, Int. J. Plasticity, Vol. 18, No. 5, pp. 661~686.
- [7] T. G. Lee, 2014, A Study on the Prediction of the Deformation Mechanism and Compensation Method of the Press Tool for the UHSS Part with Surface Treatment, Ph.D. Thesis, Graduate School, Daegu University, Gyeongbuk, Korea.