

가변성형공정에서 성형성 향상을 위한 해석 및 실험적 연구

허성찬¹ · 서영호² · 강범수² · 김 정[#]

Numerical and Experimental Study for Improvement of Formability in Flexible Forming Process

S. C. Heo, Y. H. Seo, B. S. Kang, J. Kim

(Received August 16, 2012 / Revised October 4, 2012 / Accepted October 22, 2012)

Abstract

In this article, the design of the flexible forming process considering die shape compensation using an iterative over-bending method based on numerical simulation was conducted. In this method, the springback shape obtained from the final step of the first forming simulation is compared with the desired objective shape, and a shape error is calculated as a vector norm with three-dimensional coordinates. The error vector is inversely added to the objective surface to compensate both the upper and lower flexible die configurations. The flexible die shapes are recalculated and the punch arrays are adjusted according to the over-bent forming surface. These iterative procedures are repeated until the shape error variation converges to a small value. In addition, experimental verification was conducted using a 2000-kN flexible forming apparatus for thick plates. Finally, the configuration of the prototype obtained from the experiment was compared with the numerical simulation results, which had springback compensation. It is confirmed that the proposed method for compensating for the forming error could be used in the design of flexible forming of thick-curved plates.

Key Words : Flexible Forming, Flexible Die, Springback Compensation, Iterative Over-bending Method, Thick-curved Plate Forming

1. 서 론

가변성형공정에 대한 연구는 국내에서 지속적으로 이루어져 왔다. 가변금형에 대한 타당성 검토[1, 2]를 비롯하여 성형공정 변수설계 및 성형오차와의 상관관계 분석[3, 4]에 대한 연구가 진행되었으며, 가변성형장치개발 관련 연구[5, 6]도 뒤를 잇고 있다. 본 연구에서는 가변성형공정을 실용화하기 위하여 성형성 향상에 관한 연구를 진행하였다.

판재성형공정에서는 일반적으로 성형오차를 최

소화하기 위하여 수치적 혹은 실험적 방법에 근거한 시행착오를 통하여 반복적으로 성형공정을 수정한다[7]. 성형오차는 금형의 형상오차, 예기치 않은 소재의 변형, 탄성회복 등에 기인한다[8]. 탄성회복을 제외한 다른 요인들은 금형 형상, 성형하중, 윤활, 온도 등의 성형조건의 최적화를 통하여 제거 가능하다. 하지만 소재의 기계적 성질에 기인하여 발생하는 비선형 특성의 탄성회복의 원천적 요인의 제거는 불가능하다[9]. 소재의 탄성거동을 보정하여 탄성회복에 의한 형상오차의 개선이 가능하다.

1. 한국항공우주연구원 한국형발사체개발사업단 연소기팀

2. 부산대학교 항공우주공학과

교신저자: 부산대학교 항공우주공학과,

E-mail:greatkj@pusan.ac.kr

본 연구에서는 수치적 방법에 근거한 탄성회복량의 예측 및 이를 기반으로 성형곡면의 보정 등의 일련의 과정을 반복함으로써 성형곡면을 도출하였다. 이러한 과도 굽힘(over bending)을 이용한 오차보정 방법은 성형곡면이 연속적으로 변하므로 일반적으로 사용되는 일체형 금형(solid die)의 사용은 적절하지 않다. 연속적으로 변하는 성형곡면을 단시간에 저비용으로 구현할 수 있는 가변금형(flexible die)의 사용이 효율적이다. 가변금형을 사용함으로써 펀치의 위치조절만으로 다양한 성형곡면의 구현이 가능하다[10]. 하지만 가변금형의 특성상 판재의 가장자리에서 성형오차가 발생하였으며, 판재와 가변금형의 상대적 위치를 조정하여 이를 최소화 하였다.

결과적으로 본 연구는 가변금형의 형상을 반복적으로 수정하여 탄성회복에 의한 성형오차를 줄이고 성형곡면의 불연속으로 인해 발생하는 성형오차를 최소화하는데 목적이 있으며, 수치해석을 통하여 타당성을 검토 후 실험적 검증을 수행하였다.

2. 펀치위치계산

가변성형공정에서는 일체형 금형을 대신하여 Fig. 1과 같이 다수의 펀치가 일정한 간격으로 배열을 이루고 있는 가변금형이 사용된다. 각각의 펀치위치를 조절하여 다양한 성형곡면을 구현하게 되는데 그 위치는 성형곡면의 형상에 의해 결정되며, 이는 펀치와 성형곡면간의 접촉점을 예측하여 결정할 수 있다.

성형펀치의 끝단이 일정한 반경을 가지는 구의 일부분이라면 펀치위치의 산출은 상대적으로 간단하다. 곡률반경 r 의 펀치 끝단과 곡률반경 R 의 성형곡면이 접촉하게 되면 펀치 끝단의 중심은 Fig. 2와 같이 성형곡면에서 r 만큼 오프셋 된 곡면에 위치하게 된다. 이에 따라 면-면의 접촉은 점-면의 접촉 문제로 단순해지며, Fig. 3(a)와 같이 오프셋 된 가상면을 유한개의 사각형 패치 요소로 이산화 할 수 있다. 펀치에 해당하는 임의의 점을 수직방향으로 투영시켜 점이 속하는 패치를 추출하고, 패치를 구성하는 절점의 좌표 $n_i(x_i, y_i, z_i; i = 1\sim 4)$ 와 평면에 투영된 점 $P(x_p, y_p, z_p)$ 과의 관계식 $(\vec{N} \cdot \vec{P} = 0)$ 을 이용하여(Fig. 3(b)) 다음과 같이 펀치위치에 관한 식을 얻을 수 있다[1].

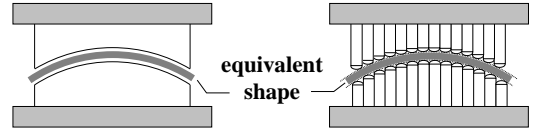


Fig. 1 Schematic view of conventional die forming and flexible forming method

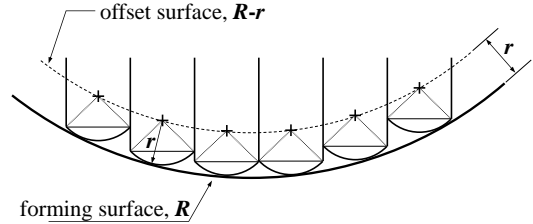
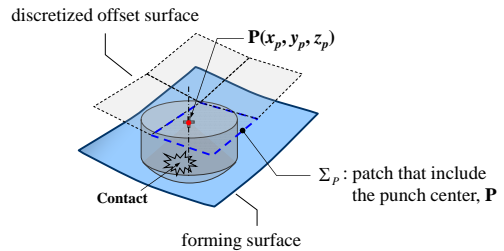
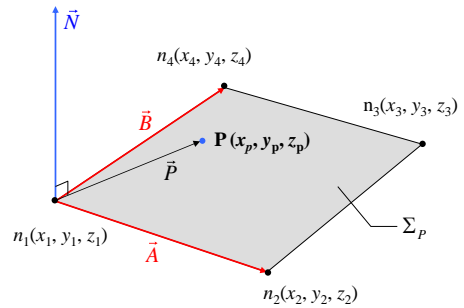


Fig. 2 Geometrical relationship between the centers of round-tip punches and forming surface



(a) Determination of patch that includes center of punch



(b) Constraint that center point of punch

Fig. 3 Determination of punch height

$$z_p = \frac{-F(x_p - x_i) - G(y_p - y_i) + Hz_i}{H} \quad (1)$$

Where, $F = (y_2 - y_1)(z_4 - z_1) - (y_4 - y_1)(z_2 - z_1)$
 $G = (x_4 - x_1)(z_2 - z_1) - (x_2 - x_1)(z_4 - z_1)$
 $H = (x_2 - x_1)(y_4 - y_1) - (x_4 - x_1)(y_2 - y_1)$

3. 반복적 과도 굽힘을 이용한 탄성회복 보정

앞서 언급한 바와 같이 가변 금형은 펀치높이를 조절하여 성형곡면을 구현함으로써 일체형 금형을 대신한다. Fig. 4는 목적곡면의 설계부터 최종 성형품의 생산까지 가변성형공정의 일련의 반복적인 과정을 도시하고 있다. 목적곡면의 형상에 따라 모델링이 수행되며, 이는 펀치위치 계산에 사용된다. 일반적인 성형공정과는 달리 가변성형 공정에서는 성형오차를 보정하기 위해서 2가지의 경우로 나누어 공정을 계획할 수 있다. 첫 번째 방법은 수치해석에 근거한 방법으로 성형해석 및 탄성회복 해석을 수행하여 금형의 형상을 수정한다. 이는 일체형 금형을 사용하는 성형공정에서 흔히 사용하는 방법으로 금형제작 비용을 절감할 수 있는 장점이 있지만 수치해석의 높은 정확도가 요구된다. 두 번째 방법은 실험적 접근 방법으로 성형곡면이 반복적으로 수정됨에 따라 금형 제작비가 기하급수적으로 증가하게 되므로 일체형 금형을 이용한 성형공정에서는 사용할 수 없는 방법이다. 하지만 가변금형은 하나의 금형으로 다양한 성형곡면을 구현할 수 있으므로 실험적 접근법을 가능하게 한다. 수치해석 혹은 실험을 통하여 도출된 성형오차가 일정범위에 속할 경우 최종 성형곡면의 도출이 가능하다. 반면 성형오차가 일정 범위를 벗어날 경우 성형곡면을 보정한 후 펀치높이를 재계산하여 일련의 과정을 다시 반복하게 된다.

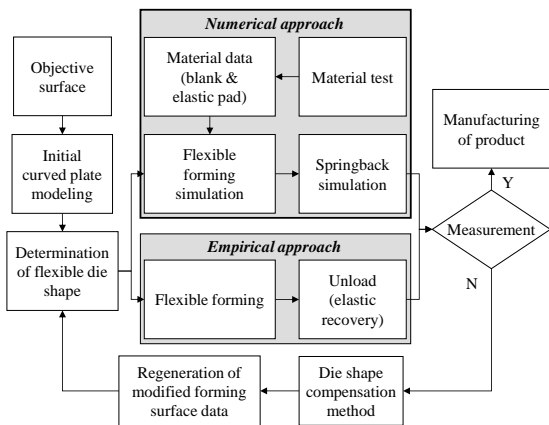


Fig. 4 Design and modification of the flexible forming process using numerical and empirical approaches

수치적 접근법을 이용한 탄성회복의 최소화 혹은 보정을 위한 앞선 연구는 크게 spring-forward [11] 및 변위조절법(displacement adjustment method) [12]으로 구분된다. 전자는 성형 후 판재의 응력 상태를 역방향의 외부 하중으로 간주하여 수치해석을 통하여 수정된 성형곡면을 도출하는 방법이다. 반면 변위조절법은 탄성회복이 발생한 변위만큼 역방향으로 보정하여 성형곡면을 수정하고 성형오차가 일정범위에 충분히 수렴할 때까지 반복해서 수치해석을 수행하는 방법이다. 하지만 기존의 변위조절법은 변위의 수직성분만을 고려하여 성형곡면을 수정하였다.

본 연구에서는 3차원 오차벡터(error vector)를 이용하여 탄성회복을 보정하는 과도 굽힘(over bending) 방법을 제시하였다. 판재의 최종형상인 목적곡면 S_{obj} 은 탄성회복 후의 성형곡면이 적절한지 판단할 수 있는 기준으로 사용되었으며, Fig. 5와 같이 목적곡면 S_{obj} 와 성형곡면 S_{sb} 간의 관계에 의해 정의된 성형 오차 벡터를 이용하여 금형의 형상을 수정하였다. 목적곡면 내의 임의의 절점 n_i 에서의 오차 벡터 \vec{E}_i 는 목적곡면 내의 절점 n_i 과 탄성회복 후의 성형곡면 내의 절점 n_i^{sb} 의 방향 벡터에 의해 정의된다. 수정된 금형의 형상 S_{mod} 은 목적곡면의 방향벡터와 역방향의 오차벡터 $-\vec{E}_i$ 의 벡터 합에 의해 결정된다. 수정된 성형곡면으로부터 재 계산된 펀치높이정보를 활용하여 앞서 언급된 일련의 과정을 반복하여 최종적으로 개선된 성형곡면을 얻을 수 있다.

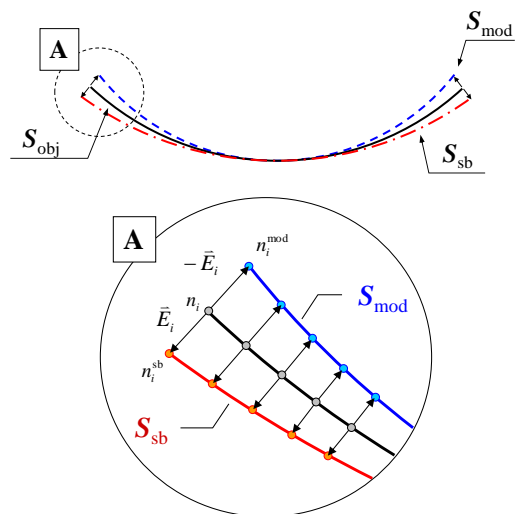


Fig. 5 Schematic view of over-bending method

4. 탄성회복 보정방법의 응용

4.1 목적곡면을 이용한 가변성형공정

본 연구에서는 선체제작에 있어 가장 사용빈도가 높은 형상중의 하나인 안장형(saddle type)의 목적곡면을 적용모델로 선정하였다. Fig. 6과 같이 목적곡면의 곡률반경은 길이 및 너비 방향 모두 1,000mm이며, 10mm 두께의 판재를 고려하였다. 또한 판재의 크기는 600×600mm²이고 편치의 배열은 편치의 크기에 의해 결정된다. Fig. 7은 성형해석 모델을 도시하고 있다. 편치 끝단은 반구 형태이며, 반경은 50mm로서 편치의 너비는 100mm이다. 따라서 가변금형의 편치 수는 상하부 각각 144개로 편치의 배열은 12×12이다. 또한 편치와 판재의 점 접촉에 의한 성형결함을 억제하기 위하여 그 사이에 우레탄 패드를 삽입하였다.

가변금형의 모든 편치는 강체(rigid body)로 가정하였으므로 우레탄 패드와 직접적으로 접촉을 하는 편치의 끝단만을 셸 요소(shell element)로 모델링하였다. 블랭크는 두께 방향으로 총 4개의 층을 가지는 솔리드 요소(solid element)를 사용하여 모델링 하였으며, 18,605개의 절점과 14,400개의 요소로 구성된다. AH32의 물성치가 적용된 블랭크의 거동을 묘사하기 위하여 가공 경화식($\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$)을 사용하였으며, 가공경화 상수 및 지수는 일축 인장시험을 통하여 각각 790.5MPa, 0.168로 예측되었다. 탄성계수는 210GPa, 프와송 비는 0.29이다.

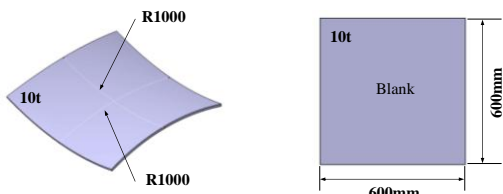


Fig. 6 Design Configuration of saddle type plate model and blank size[unit : mm]

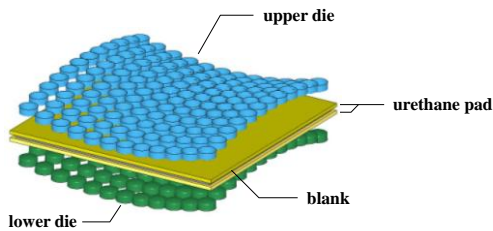


Fig. 7 Simulation model

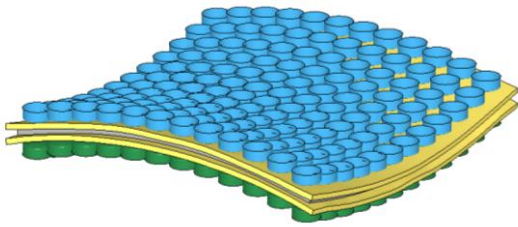
편치와 블랭크 사이에 삽입된 10mm 두께의 우레탄 패드는 솔리드 요소로 모델링 되었으며, 블랭크에 비해 상대적으로 작은 반경을 가지는 편치와의 접촉(contact)을 요소간의 침투(penetration) 없이 묘사하기 위하여 262,086개의 절점과 216,320개의 요소를 사용하여 조밀하게 이산화하였다. 우레탄 패드의 물성치는 그 거동을 묘사함에 있어 중요한 역할을 한다[13]. 특히 응력-변형률의 비선형적 특성이 반드시 고려되어야 한다. 본 연구에 사용된 우레탄 패드는 shoe A90의 경도를 가지는 것으로 다음 식과 같이 Mooney-Rivlin 초탄성체(hyperelastic) 모델을 사용하여 거동을 묘사하였다.

$$W = C_{10}(\bar{I}_1 - 3) + C_{01}(\bar{I}_2 - 3) \quad (2)$$

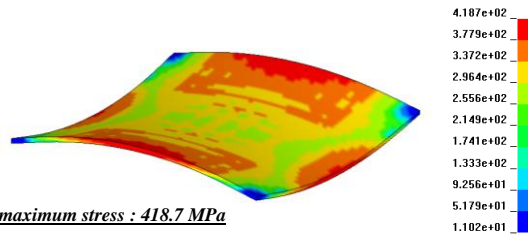
본 식에 사용된 물성 상수 C_{10} 및 C_{01} 은 압축실험을 통하여 예측되었다[7].

편치와 우레탄 패드, 우레탄 패드와 블랭크 사이의 마찰계수는 0.1로 가정하였으며, 앞서 계산된 편치높이는 ANSYS parametric design language (APDL)를 사용하여 가변금형의 모델링에 적용하였다. 성형해석에는 외연적 기법의 LS-DYNA를 사용하였으며, 탄성회복 해석은 내연적 기법의 ANSYS를 사용하여 수행되었다. 내연적 기법은 3차원 성형해석 시 불연속/비선형 특징으로 인하여 수렴성의 문제가 있으며, 힘(force) 및 접촉(contact) 평형조건을 만족시키기 어려워 많은 시간이 소요되므로 2차원 성형해석에 제한적으로 사용된다. 본 연구에서는 3차원 성형해석에 주로 사용되는 외연적 기법을 사용하여 성형해석을 수행하였다. 외연적 기법을 사용할 경우 시간증분은 오직 요소의 크기에 의존하고 접촉상태(contact condition) 등의 해석적 복잡함에 영향을 받지 않으므로 해석시간을 크게 줄일 수 있다. 탄성회복 해석에 외연적 기법을 사용할 경우 자유진동(free vibration)이 발생하여 일정한 변형(static deformation)을 얻을 수 없다. 따라서 본 연구에서는 내연적-외연적 연성 기법(explicit-explicit coupled method)을 사용하였다.

Fig. 8은 유한요소해석에 의한 성형해석 결과를 도시하고 있다. Fig. 8(a)에는 성형해석이 끝난 후의 성형해석모델을 도시하고 있으며, 가변금형의 모든 편치가 우레탄 패드와 접촉을 함으로써 소재가 목적형상으로 성형된 것을 확인할 수 있

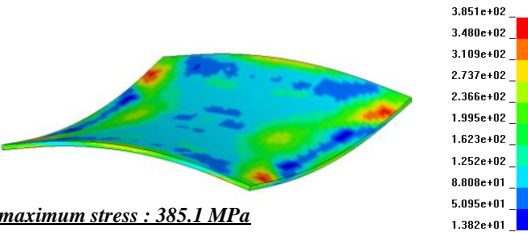


(a) Closed die shape of simulation model



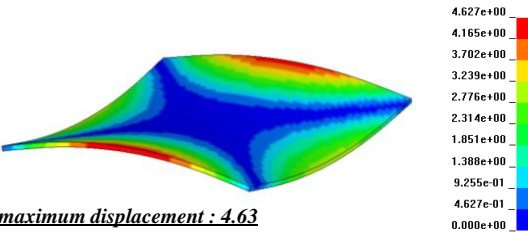
maximum stress : 418.7 MPa

(b) Stress distribution at the end of forming process



maximum stress : 385.1 MPa

(c) Stress distribution after springback

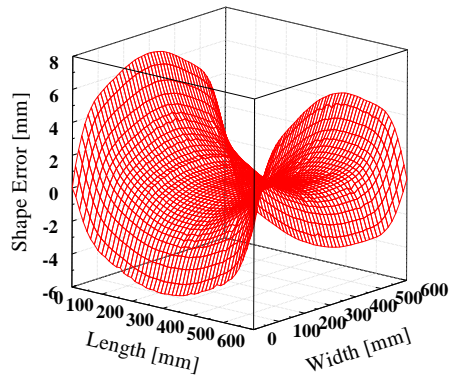


maximum displacement : 4.63

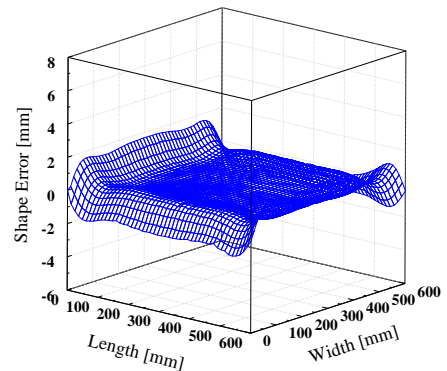
(d) Displacement of curved plate after springback

Fig. 8 Finite element analysis results of flexible forming process for saddle-type curved plate

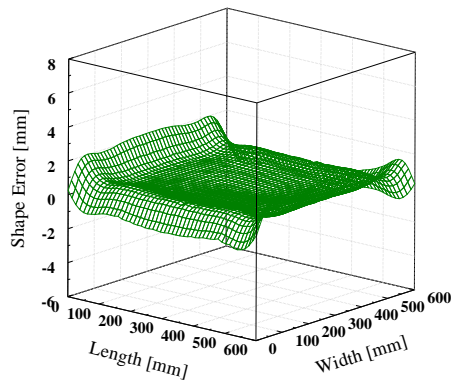
다. 이와 함께 응력분포는 Fig. 8(b)에 도시되었다. 최대 응력은 418.7MPa로 예측되었다. 탄성회복 해석 결과 또한 Fig. 8(c) 및 (d)에 도시되었다. 탄성회복으로 인하여 최대 응력은 385.1MPa로 낮아졌으며, 탄성회복에 의한 최대변위는 4.63mm로 예측되었다.



(a) 1st forming stage according to objective surface



(b) 2nd forming stage according to 1st modified surface



(c) 3rd forming stage according to 2nd modified surface

Fig. 9 Shape error distributions of curved plate for various forming stages

4.2 과도 굽힘을 이용한 성형정밀도 향상 목적곡면에 대한 중간 면에서의 성형오차를 확인하기 위하여 첫 번째 성형해석 결과의 오차분포를 Fig. 9(a)와 같이 도시하였다. 이로부터 판재

의 끝단 부근에서 발생하는 최대 오차는 6.5mm로, 앞서 확인한 탄성회복에 의한 최대변위보다 더 큰 수치이다. 이러한 차이는 우레탄 패드의 압축 및 펀치의 불연속 점 접촉 등에 기인하는 것으로 판단되며, 이러한 오차 또한 탄성회복에 의한 것으로 간주하여 함께 보정하는 것이 우레탄 패드의 압축효과를 고려하는 것보다 더욱 효율적일 것으로 사료된다. 성형오차 보정을 위한 두 번째 성형해석의 수행을 위하여 과도 굽힘법을 적용하였다. 오차벡터를 고려하여 수정된 목적곡면 S_{ob} 을 도출하였으며, 두 번째 성형해석을 수행하였다. 그 결과 Fig. 9(b)에서 볼 수 있듯이 오차 분포가 현저하게 감소하였다. 하지만 여전히 판재의 가장자리에서는 성형오차가 크게 발생하였다.

가장자리에서의 성형오차를 개선하기 위하여 두 번째 보정공정을 수행하였다. Fig. 9(c)가 그 결과를 나타내고 있다. 성형오차의 보정을 추가적으로 수행하였음에도 불구하고 가장자리에서의 성형오차는 2.03mm로 감소하지 않았다. 이에 대한 가장 큰 이유는 이른바 직선효과(straight effect)로서 가변금형의 펀치 끝단의 형상에 기인하는 것으로 판단할 수 있다. 비록 우레탄 패드가 사용되었지만 가변성형은 기본적으로 면-점 접촉에 의해 성형이 이루어진다. 따라서 소재의 가장자리에서 성형곡면을 유지할 수 없을 뿐만 아니라 Fig. 10과 같이 소재의 끝단은 곡선이 아닌 직선의 형태를 유지하게 된다. 가장자리 영역은 성형하중을 부여 받지 못하여 성형이 완전히 이루어질 수 없어 성형오차는 여전히 존재하게 된다.

4.3 가변금형과 소재의 상대적 위치에 따른 성형정밀도

앞서 사용된 가변금형의 펀치 배열은 12×12로 판재의 크기 및 펀치의 크기에 의해 결정되었다. 하지만 판재 가장자리에서의 직선효과로 인하여 성형오차가 발생하였으며, 이는 가변금형과 판재의 상대적 위치를 수정함으로써 줄일 수 있다. Fig. 11과 같이 12×12의 펀치배열이 아닌 13×13의 펀치배열을 사용하여 판재의 가장자리에 펀치의 중심이 놓이도록 상대적 위치를 조정할 수 있다. 이 경우 직선효과를 완전히 배제할 수는 없지만 직선효과가 발생하는 구간을 줄일 수 있게 되며 그에 따라 가장자리에서 발생하는 성형오차 또한 줄어들 것으로 예측된다. Fig. 11(a)와 (b)는 다른 펀치배열을 사용함으로써 직선효과가 발생하는

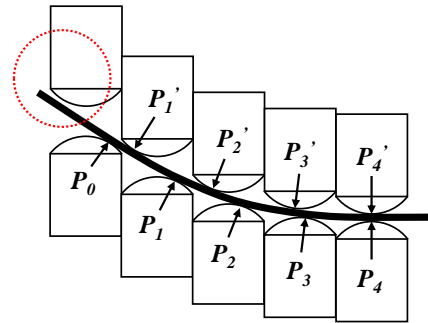
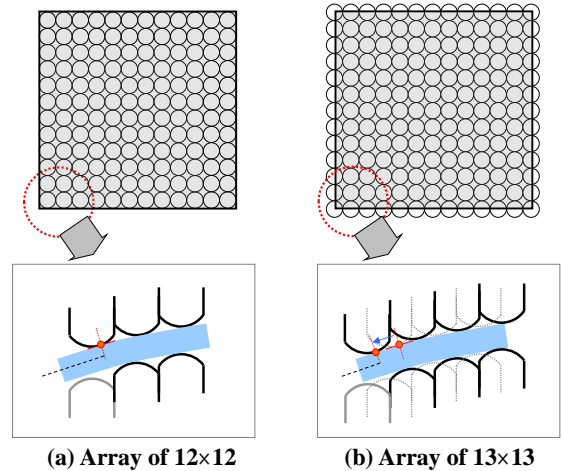


Fig.10 Cause of forming error due to straight effect in flexible forming process



(a) Array of 12×12 (b) Array of 13×13
Fig.11 Shifting contact point by relocation of blank

구간의 차이를 나타내고 있다. 2가지의 모델에서 비록 하부의 가장 외곽에 위치하고 있는 펀치가 판재와 접촉하지 않지만 상부의 가장 외곽 펀치와 판재의 접촉점이 좀 더 가장자리에 가까워지면서 직선효과가 나타나는 구간이 감소하게 된다.

가변금형과 판재의 상대적 위치를 고려하여 가변성형공정의 수치적 해석과 그에 따른 성형오차 보정기법을 수행하였다. Fig. 11(a)는 앞서 기존에 사용되었던 펀치배열이 12×12인 성형해석모델이며, 반면 Fig. 11(b)는 13×13의 펀치배열을 가진 성형해석모델이다. 가장자리의 펀치 접촉점이 외곽으로 이동한 것을 확인할 수 있다. 펀치배열을 제외한 다른 해석조건은 동일하게 유지하여 첫 번째 성형해석을 수행하고 탄성회복 보정기법을 적용하였다. Fig. 12는 13×13의 펀치배열을 이용한 두 번째 탄성회복 보정공정에 대한 성형오차

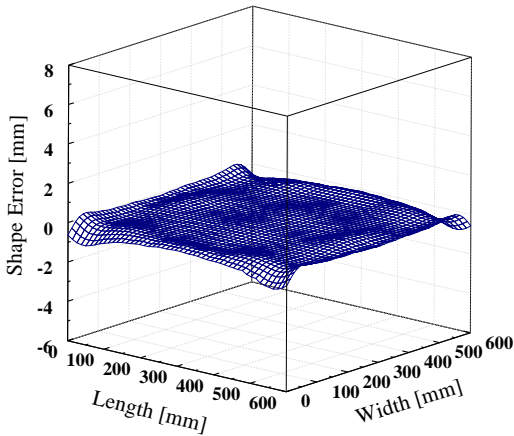


Fig.12 Error distribution of 2nd stage forming procedure punch array of 13×13

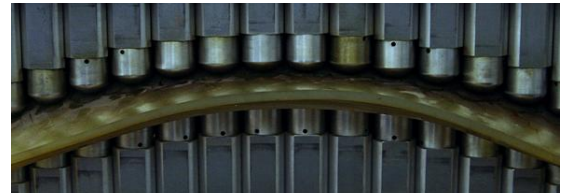
분포를 도시하고 있으며, 12×12의 펀치배열을 이용한 세 번째 탄성회복 보정공정에 대한 오차분포 결과인 Fig. 9(c)와 비교하였다. 직선효과와 감소로 인하여 가장자리에서의 성형오차가 현저하게 감소함을 알 수 있다. 결과적으로 최대 성형오차는 2.03mm에서 0.96mm로 감소하였다. 따라서 가변성형공정에서는 성형오차를 줄이기 위하여 금형과 소재의 상대적 위치를 고려하여야 한다.

5. 실험적 검증

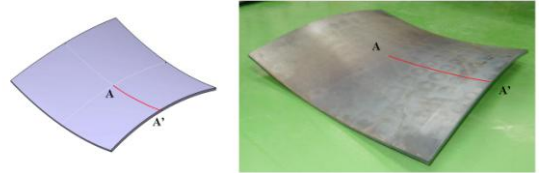
과도 굽힘법에 의해 수정된 성형곡면의 성형정밀도를 검증하기 위하여 안장형 목적곡면에 대한 실험을 수행하였다. 상하부의 금형은 16×12의 펀치배열로 각각 192개의 펀치로 구성되어 있으며, 펀치의 크기는 100mm이고 끝단의 형상은 반구이다. 성형해석에 사용된 판재와 마찬가지로 10mm 두께, 600×600mm² 크기의 AH32 판재가 실험에 사용되었다. Fig. 13(a)는 안장형 성형곡면으로 펀치의 높이가 조절된 가변금형을 나타낸다. 길이 방향으로의 펀치가 12개만 존재하므로 12×12의 펀치배열을 이용한 실험만을 수행하였다. 판재 표면의 결함을 억제하기 위하여 10mm 두께의 shore A90 경도의 우레탄 패드를 금형과 판재 사이에 삽입하였다(Fig. 13(b)). Fig. 13(c)는 안장형으로 성형된 판재이며, 앞선 성형해석 결과를 검증하기 위하여 A-A'의 단면을 측정하여 Fig. 14에 목적곡면 및 성형해석 결과와 함께 도시하였다. 실험 및 측정에 의한 A-A'의 단면은 성형해석 결과와



(a) Flexible die adjusted for saddle-type plate forming



(b) Flexible forming process using urethane pads



(c) Saddle-type curved plate manufactured by flexible forming process

Fig.13 Configuration of adjusted punch array and deformed plate

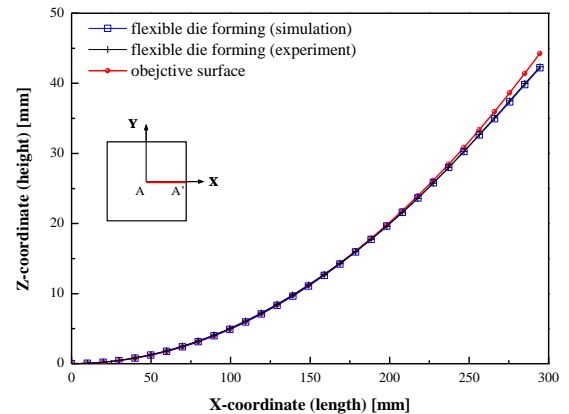


Fig.14 Sectional profiles according to section A-A'

거의 일치하며, 직선효과로 인하여 가장자리에서의 성형오차가 1.9mm가 발생함을 확인할 수 있다. 하지만 결론적으로 탄성회복을 비롯한 복합적 원인에 의해 발생하는 성형오차는 가변금형을 이용한 과도 굽힘법의 반복적인 적용을 통하여 보정

될 수 있음을 수치적 그리고 실험적 접근에 의하여 확인할 수 있었다.

6. 결 론

본 연구에서는 가변금형을 이용한 과도 굽힘법을 적용하여 판재성형에 있어서 성형오차를 줄이고자 하였다. 탄성회복에 의한 성형오차를 보정하기 위한 방법으로 시행착오의 반복을 통하여 금형의 형상을 수정하는 방법이 주로 사용되어 왔다. 하지만 기존의 일체형 금형 사용시 비용측면을 고려하여 수치적 접근법만 허용되었다. 반면 하나의 금형으로 다양한 성형곡면의 구현이 가능한 가변금형을 이용한 시행착오법은 수치적 접근뿐만 아니라 실험적 접근도 가능한 장점을 가지고 있다. 또한 성형오차 보정을 위한 방법으로 과도 굽힘법이 사용되었다. 이 방법은 목적곡면과 수치적 혹은 실험적 접근을 통하여 얻어진 성형곡면과의 비교를 통하여 산출된 3차원 오차벡터를 이용하여 수정된 목적곡면을 산출한다. 수치적 접근을 이용하여 과도 굽힘법을 인장형 목적곡면에 적용한 결과 판재의 내부에서는 성형오차가 감소하였지만 가장자리의 성형오차는 보정되지 않았다. 이는 직선효과에 기인하는 것으로 판재와 가변금형의 상대적 위치를 조정하여 직선효과가 발생하는 구간을 줄임으로써 가장자리의 성형오차의 감소를 유도하였다. 마지막으로 실험을 통하여 수치해석을 통한 가변성형공정에서의 과도 굽힘법 적용에 대한 타당성을 검증하였다.

후 기

이 논문은 2008 년도 과학기술부의 재원으로 한국과학재단의 지원을 받아 수행되었으며(No. R0A-2008-000-20017-0) 교육과학기술부와 한국연구재단의 지역혁신인력양성사업으로 수행된 연구결과입니다. 또한 본 연구는 2012 년 교육과학기술부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행되었습니다(한국연구재단-2012R1A5A1048294).

참 고 문 헌

- [1] S. C. Heo, Y. H. Seo, T. W. Ku, J. Kim, B. S. Kang, 2009, Study on Application of Flexible Die to Sheet Metal Forming Process, Trans. Mater. Process., Vol. 18, No. 7, pp. 556~564.
- [2] S. C. Heo, Y. H. Seo, J. W. Park, T. W. Ku, J. Kim, B. S. Kang, 2008, Numerical and Experimental Study on Plate Forming Process using Flexible Die, Trans. Mater. Process., Vol. 17, No. 8, pp. 570~578.
- [3] Y. H. Seo, S. C. Heo, B. S. Kang, J. Kim, 2011, Statistical Study on Correlation Between Design Variable and Shape Error in Flexible Stretch Forming, Trans. Mater. Process., Vol. 20, No. 2, pp. 124~131.
- [4] Y. H. Seo, S. C. Heo, W. J. Song, J. Kim, B. S. Kang, 2010, Tendency Analysis of Shape Error According to Forming Parameter in Flexible Stretch Forming Process using Finite Element Method, Trans. Mater. Process., Vol. 19, No. 8, pp. 486~493.
- [5] Y. H. Seo, S. C. Heo, T. W. Ku, J. Kim, B. S. Kang, 2011, Design of Flexible Die Punch and Control System for Three-dimensional Curved Forming Surface, Trans. Mater. Process., Vol. 20, No. 3, pp. 204~211.
- [6] Y. H. Seo, S. C. Heo, J. W. Park, T. W. Ku, W. J. Song, J. Kim, B. S. Kang, 2010, Development of Stretch Forming Apparatus using Flexible Die, Trans. Mater. Process., Vol. 19, No. 1, pp. 17~24.
- [7] S. Oral, H. Darendeliler, 1997, The Optimum Die Profile for the Cylindrical Bending of Plates, J. Mater. Process. Technol., Vol. 70, No. 1-3, pp. 151~155.
- [8] J. S. Shu, C. Hung, 1996, Finite Element Analysis and Optimization of Springback Reduction : the "double-bend" Technique, Int. J. Mach. Tools Manuf., Vol. 36, No. 4, pp. 423~434.
- [9] P. Xue, T. X. Yu, E. Chu, 2001, An Energy Approach for Predicting Springback of Metal Sheets after Double-curvature Forming, Part I : Axisymmetric Stamping, Int. J. Mech. Sci., Vol. 43, pp. 1893~1914.
- [10] M. Z. Li, Z. Y. Cai, Z. Sui, Q. G. Yan, 2002, Multi-point Forming Technology for Sheet Metal, J. Mater. Process. Technol., Vol. 129, No. 1-3, pp. 333~338.
- [11] A. P. Karafillis, M. C. Boyce, 1996, Tooling and Binder Design for Sheet Metal Forming Processes Compensating Springback Error, Int. J. Mach.

Tools Manuf., Vol. 36, No. 4, pp. 503~526.

- [12] W. Gan, R. H. Wagoner, 2004, Die Design Methods for Sheet Springback, Int. J. Mech. Sci., Vol. 46, No. 7, pp. 1097~1113.
- [13] Z. Y. Cai, S. H. Wang, X. D. Xu, M. Z. Li, 2009, Numerical Simulation for the Multi-point Stretch Forming Process of Sheet Metal, J. Mater. Process. Technol., Vol. 209, No. 1, pp. 396~407.