

< 논 문 >

플랜지부의 소성변형에 의한 박판의 굽힘가공에 관한 연구

호 광 일* · 장 윤 상*

(1996년 5월 31일 접수)

A Study on the Sheet Bending by the Plastic Deformation of Flange

Kwang-Il Ho and Yoon-Sang Chang

Key Words : Springback(스프링백), Sheet Bending(박판굽힘), Flange(플랜지)

Abstract

The sheet bending with large radius of curvature is analyzed with both theoretical and experimental methods. Sheet bending in elastic limit is accomplished by the plastic deformation of flange. The springback model is developed theoretically and the effects of the factors are evaluated. The prediction accuracy of the model is also evaluated by comparing with the experimental data. Finally, an algorithm to design the sheet-bending die is suggested for usage in industry.

1. 서 론

소성변형에 의한 형상가공현상을 설명하기 위하여는 이론적인 배경을 바탕으로 오랫동안 축적된 가공기술에 대한 경험과 이에 따른 충분한 실험적 자료가 필요하다. 그러므로 형상제품의 제작에 대한 여러 가지 기술은 축적된 이론과 실험적 연구를 바탕으로 현재까지 많은 발전을 거듭하여 왔다. 사출, 인발, 압연 및 단조 등의 가공은 재료의 완전한 소성변형에 의해 형상변형을 완성하며, 순수 소성역학에 근거한 연구에 의해 만족스러운 결과가 발표되었다. 그러나 탄소성 거동이 적용되는 굽힘 가공의 경우에는 이론적인 접근방법으로 해결하기가 힘든 현상이 발생하여 실제 생산에 적용하기 위해서는 많은 시행오차가 필요하다. 즉, 가공후의 하중제거에 따른 재료의 복원능력이 발생하여 원래의 요구하는 형상에서 벗어나는 모양을 갖게되는 경우가 많이 발생한다. 이 현상을 스프링백현상이

라 하며, 해석방법으로 순수한 이론적 접근에 의한 기초 모델링과 실험에 의한 자료의 분석에 이어 요즘에는 실험값의 해석에 의한 모델링과 유한요소법 등에 의한 수학적 해석방법이 병행되어 발표되고 있다. 빔과 평판의 순수굽힘의 경우를 비롯하여 형상의 굽힘과 가공경화된 재료의 굽힘에서 발생하는 기본적인 스프링백현상은 여러 문헌에 이론적으로 해석되어 있다.⁽¹⁻³⁾ 여러 가지 재료에 대한 스프링 작용각은 다이와 펀치사이의 간격과 재료의 경도 및 두께 등의 변수에 의한 실험을 통하여 발표되었다.⁽³⁾ Chandra는 다이에 의해 인장상태에 있는 재료의 굽힘가공에서 발생하는 스프링백현상을 기본 이론식과 실험에 의해 얻어진 요소 값을 결합하여 해석하였으며, Schmoeckel 등은 인장상태의 굽힘 가공을 유한요소법에 의해 해석하고 실험결과와 비교하였다.^(4,5)

가전제품이나 자동차의 몸체와 같은 곡면형상의 굽힘가공은 곡률반경이 커서 가공시 평판에는 소성 변형이 일어나지 않는다. 그러므로 여러 가지 다른 방법으로 평판의 곡면형상을 고정시켜 주고 있으며, 그 중 하나는 평판 모서리에 플랜지를 만들어

*회원, 수원대학교 기계공학과

서 플랜지의 소성변형에 의해 곡면형상을 유지하는 것이다. 이러한 탄성한도 내에서의 평판의 굽힘가공은 실제 가공현장에서 많이 쓰이고 있으나 이에 대한 연구는 문헌에서 찾아보기가 힘들다. 문헌에 나타난 기존의 스프링백에 대한 연구는 사각빔 또는 평판을 충분히 굽혀서 소성변형이 일어난 후에 나타나는 현상을 해석한 것이다. 본 논문에서는 금형 및 프레스를 이용하여 박판을 곡률반경 1000 내지 3000 mm 정도로 굽힘가공할 때 가공 후에 발생하는 스프링백현상을 해석한다. 본 연구의 대상인 곡면 프레스가공은 평판을 탄성한도 내에서 굽히고 플랜지부위의 소성변형으로 형상을 고정하는 가공으로써 기존의 평판의 소성변형에 의한 굽힘가공의 해석과 근본적인 차이가 있다. 플랜지부의 굽힘과 평판 전체의 회복현상에 의해 발생하는 스프링백현상을 해석하고 완성제품의 곡률반경을 얻기 위한 금형의 곡률반경 모델을 제안한다. 측면의 플랜지형상과 판재의 조건이 곡률변화에 미치는 영향을 평가하고 제안된 모델을 실험데이터를 통하여 평가한다. 모델의 평가에 의한 결과를 바탕으로 이론적 금형반경을 보정하는 알고리즘을 제시하여 실제 금형 제작에 응용할 수 있도록 하고자 한다.

2. 플랜지를 가진 박판의 스프링백현상

프레스에 의한 굽힘가공시 하중을 제거하면 탄성 변형때문에 평판의 변형이 되돌아가는 현상이 발생하기 때문에 굽힘각이 작아지고, 곡률반경이 증가하여 그 형상이 목적인 형상과 일치하지 않는다. 그러므로 금형설계시에는 정확한 제품 곡률반경을 얻기 위하여 이러한 스프링백현상을 고려해야 한다. 가공되는 제품을 선형탄성이며, 완전소성의 응력-변형률 특성을 갖는 재료로 만들어졌다고 가정할 때 금형의 곡률반경이 R_1 인 곳에 굽힘모멘트를 중립 축으로부터 가장 멀리 떨어져 있는 지점에서 항복이 개시되는 값 이상으로 계속 증가시키면 평판의 중립 면에서 떨어진 거리에 비례하여 변형률이 발생하는데 외부 면에 가까운 곳은 소성변형이 되고 내부는 탄성영역이 된다. 그 후 하중이 제거되는 경우에 재료에 발생하는 스프링백현상은 마치 역하중이 작용하여 재료가 탄성-소성관계가 아니라 완전히 탄성에 의한 역방향의 굽힘현상이 발생하는 것과 같다. 이때 하중이 제거된 최종 상태는 전혀 외부에서 굽힘모멘트가 작용하지 않는 상태이므로

초기에 굽힘모멘트가 작용한 후 반대방향으로 같은 크기의 역굽힘모멘트가 작용하여 외력이 존재하지 않는 평형상태가 되었다고 해석할 수 있다. 이 조건을 이용하여 항복응력 σ_{ys} , 탄성계수 E 를 갖는 두께 h 의 재료의 탄성으로 회복되는 곡률 $1/\Delta R$ 은 초기의 곡률반경 R_1 에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽²⁾

$$\frac{1}{\Delta R} = \frac{1}{R_1} \left[3 \left(\frac{\sigma_{ys} R_1}{Eh} \right) - 4 \left(\frac{\sigma_{ys} R_1}{Eh} \right)^3 \right] \quad (1)$$

굽힘모멘트의 작용에 의하여 발생하는 초기의 굽힘 곡률 $1/R_1$ 에서 역방향의 굽힘모멘트의 작용에 의하여 발생하는 회복굽힘곡률 $1/\Delta R$ 의 차이가 최종 상태에서의 실제로 나타나는 제품의 굽힘곡률이 된다.

$$\frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1} - \frac{1}{\Delta R} \quad (2)$$

그러므로 최종 제품의 곡률반경 R_2 는 식 (1) (2)로부터 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1} \left[1 - 3 \left(\frac{\sigma_{ys} R_1}{Eh} \right) + 4 \left(\frac{\sigma_{ys} R_1}{Eh} \right)^3 \right] \quad (3)$$

위의 경우는 평면응력상태인 경우이며, 평판의 경우에는 평면변형인 상태로 가정하여 탄성계수 대신에 등탄성계수에 의한 다음 식과 같은 등탄성계수가 적용된다.

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2} \quad (4)$$

반평면변형이나 반평면응력상태에서도 유사한 형태의 등탄성계수를 기본식 (3)에 사용하여 최종곡률을 구할 수 있다. 또한 단면형상을 가진 빔이나 판의 경우는 형상계수에 의해 식 (3)이 변형된다.

위의 식 (3)은 평판에서의 형상변형에 의하여 스프링백이 발생한다고 가정하였기 때문에 적용하기 위해서는 평판에서 소성변형이 발생하여야 한다. 즉, 평판의 중립 축에서 가장 멀리 떨어져 있는 부분인 외부 면에서 최소한 소성변형이 발생하여야 하는 다음과 같은 조건식이 성립한다.

$$\frac{(h/2)}{R_1} \geq \epsilon_{ys} \quad (5)$$

예를 들어 금형반경 R_1 이 1000 mm에서 3000 mm 정도로 굽힘가공할 때 소성변형이 발생하려면 ϵ_{ys} 를 최저 값에 가까운 0.002로 가정했을 때, $R_1 =$

1000 mm의 굽힘에서 평판의 두께가 4 mm, $R_1 = 3000$ mm의 굽힘에서는 12 mm 보다 커야 한다. 즉, 1 mm 이하의 얇은 평판을 큰 곡률반경으로 굽히면 스프링백현상이 생기는 소성변형이 발생하지 않는다는 가정이 성립하고 실제로 발생하지 않는다.

소성변형이 일어나지 않을 만큼 큰 크기의 곡률반경을 갖는 박판의 굽힘가공은 Fig. 1과 같이 부착된 플랜지부의 소성변형에 의하여 성립할 수 있다. 가공공정은 우선 평판을 프레스가공에 의해 상하 굽힘의 형상에 따라 굽힌다. 굽힘가공의 곡률반경은 탄성한도 내이다. 그리고 평판의 양끝단 일부를 이차 프레스가공에 의하여 두번 이상 꺾은 형태의 다이틀 따라 플랜지로 만들어 소성변형에 의해 평판을 고정시킨다. 다이에서 평판을 꺼내면 평판의 탄성회복은 플랜지부의 소성변형에 의하여 고정된다.

따라서 평판의 탄성회복에 따른 스프링백현상을 플랜지부에 적용하여 다음과 같은 접근방법으로 해석한다. 우선 문제의 단순화를 위하여 몇 가지 가정이 필요하다. 첫째로 평판 면의 두께는 플랜지부 위의 길이에 비하여 매우 작고 플랜지부의 중합 관성모멘트의 계산에서 사용되는 중립면의 이동이 매우 적다. 그러므로 중립 면은 평판 면의 끝단 즉 굽힘의 외부 곡률 상에 존재하고, 이에 따라 플랜지의 모든 부위는 압축을 받고 있다고 가정한다. 둘째, 모든 가공은 상하 굽힘 안에서 강제적으로 간격을 유지하며 이루어지므로 평판의 두께방향의 변화는 없다고 가정한다. 셋째, 해석한 이론은 현장에서 사용하기 쉽도록 단순화하고 보수적인 방법으로 접근하였기 때문에 응력-변형률 관계는 완전 탄소성 관계로서 $\epsilon_{ys} = \sigma_{ys}/E$ 의 선형탄성 관계식과 일정한 크기의 소성영역 응력을 가정한다.

평판과 수직이 되는 플랜지의 길이방향의 임의의

지점 l_0 에서 소성변형이 발생하기 시작했다고 가정하면 작용하는 굽힘모멘트 M_1 은 소성역과 탄성역에 작용하는 응력에 의해 다음과 같이 계산된다.

$$M_1 = \int_{l_0}^l \sigma_{ys} h y dy + \int_0^{l_0} \sigma_{ys} \frac{y}{l_0} h y dy = \frac{\sigma_{ys} h}{6} \left(3l^2 - \frac{\sigma_{ys}^2}{E^2} R_1^2 \right) \quad (6)$$

여기서, l 은 평판과 수직되는 방향의 플랜지의 길이이다. 플랜지의 모멘트가 제거되어 평형상태에 놓이게 되는 것은 역굽힘모멘트 M_2 가 일반 형상의 플랜지가 달린 평판에 작용한다고 보고 다음과 같이 된다.

$$M_2 = -\frac{E}{\Delta R} I \quad (7)$$

여기서, I 는 플랜지가 달린 평판의 2차 관성모멘트로서 평판 및 플랜지 각각의 관성모멘트의 합으로 표시할 수 있다. 예를 들어 Fig. 2와 같은 다섯번 꺾인 플랜지 형상에 대한 관성모멘트는 다음과 같다.

$$I = \frac{1}{3} \left(b - \sum_{i=1}^5 l_i \right) h^3 + \frac{1}{3} h l^3 + \frac{1}{12} (l_2 h^3 + h l_2^3 + 4h^3 + h l_2^3) + (l_2 h) l^2 + (l_3 h) (l_1 + l_3/2)^2 + (l_4 h) (l_1 + l_3)^2 + (l_5 h) (l_1 + l_3 + l_5/2)^2 \quad (8)$$

여기서, b 는 평판 면의 최초의 폭이며, l_i 는 플랜지의 각 요소에 해당하는 길이이다.

작용모멘트와 역굽힘모멘트가 같다는 조건 ($M_1 = M_2$)과 $\epsilon_{ys} = \sigma_{ys}/E$ 의 선형탄성 관계식을 이용하여 회복곡률반경을 구하기 위한 관계식으로 정리하면, 아래 식과 같다.

$$\frac{1}{\Delta R} = \frac{h}{I} \left(\frac{1}{2} \epsilon_{ys} l^2 - \frac{1}{6} \epsilon_{ys}^3 R_1^2 \right) \quad (9)$$

그러므로 최종 제품의 곡률반경은 식 (2)를 이용

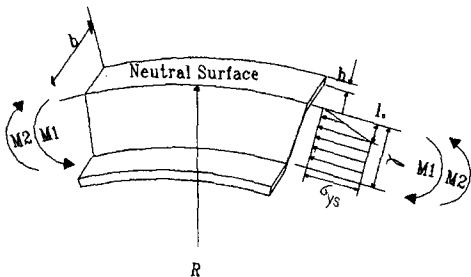


Fig. 1 Bending of sheet with flange

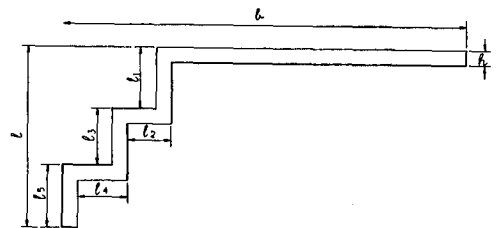


Fig. 2 Geometry of flange

하여 다음과 같은 모델식으로 제안한다.

$$\frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1} - \frac{h}{I_2} \left(\frac{1}{2} \epsilon_{ys} l^2 - \frac{1}{6} \epsilon_{ys}^3 R_1^2 \right) \quad (10)$$

3. 금형곡률 모델의 평가

3.1 금형곡률반경 모델의 분석

위의 모델식 (10)에서의 금형의 곡률반경은 제품의 최종 곡률, 재료의 형상인 폭, 플랜지의 길이, 2차 관성모멘트 및 물성치인 재료의 항복변형률의 함수로 표시된다. 제시한 모델의 특성을 알아보기 위하여 금형의 곡률반경에 대한 각 요소들의 영향을 평가하였다. 재료두께 및 평판의 플랜지부 길이는 식 (8)의 관성모멘트 값의 변화로 영향을 평가할 수 있으므로 실제 고려대상 제품의 치수와 유사한 0.8 mm 및 20 mm로 각각 고정하고, 제품의 곡률반경, 2차 관성모멘트 및 항복변형률의 금형의 곡률반경에 대한 영향을 조사하였다.

Fig. 3은 항복변형률을 0.002로 가정하고, 제품의 반경을 고정했을 때 2차 관성모멘트의 영향을 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 플랜지부의 관성모멘트가 증가할수록 스프링백현상이 작고, 금형반경이 제품반경의 값에 근접한다. 제품반경이 1000 mm 정도로 작은 경우에는 플랜지부의 관성모멘트의 크기변화의 영향이 거의 없어서 플랜지부의 형상에 관계없이 금형반경의 크기는 제품반경의 크기의 80 내지 90%를 갖는다. 그러나 제품반경이 3000 mm 정도로 클 때에는 관성모멘트의 영향이 커져서 관성모멘트가 1000 mm⁴ 정도일 때는 금형 반경 목표치의 거의 반까지 작아져야 한다. Fig. 4는 플랜지부의 관성모멘트를 2000 mm⁴으로 고정하고

재료의 항복변형률의 영향을 나타낸 것이다. 플랜지부의 관성모멘트와는 달리 항복변형률이 작을수록 스프링백현상이 작고 금형반경이 제품반경의 값에 근접한다. 또한 관성모멘트의 영향과 같이 제품반경이 작은 경우에는 항복변형률의 크기 변화의 영향이 거의 없고, 제품반경의 크기가 클 때에는 관성모멘트의 영향이 커진다. 그러나 그 영향은 관성모멘트의 변화보다는 작다. 결론적으로 제품반경이 클수록 플랜지부 형상 및 재질의 영향이 커서 굽힘가공시 소성영역이 많이 생기도록 설계되어야 다른 인자들의 영향이 작아져서 금형반경의 예측이 쉽고 스프링백에 의한 변화가 작아져서 제품과 금형의 곡률반경비가 커진다.

3.2 제작 금형 및 제품과의 비교

실제 제작된 제품의 곡률과 이론에 의한 제품의 곡률은 이론상으로 접근할 수 없는 요소들의 영향으로 차이가 발생하리라 예상된다. 이들 인자들은 플랜지를 제작할 시의 옆면의 작용하중, 금형 사이의 간격, 마찰력 등으로 이 인자들의 영향은 실험적 방법으로 규명이 가능하다. 이론 값의 보정을 유추하는 근거와 보정계수를 사용하여 이론적인 식을 보완하는 알고리즘을 제시하기 위하여 SAS를 사용하여 기존의 실험값들에 대한 통계적인 분석을 시도하였다.⁽⁷⁾

Table 1에는 전기아연도금 강판의 프레스 금형에 의한 굽힘가공 제품들의 플랜지부 관성모멘트, 목표제품곡률, 제작된 시험금형곡률, 시금형에 의해 만들어진 제품곡률 및 시금형에 의한 이론적 예상제품곡률이 나타나있다. 이들 시제품 데이터는 본 모델의 평가를 위한 값들이 아니고 이론적 바탕

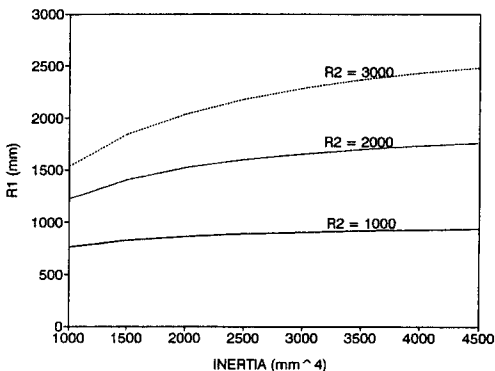


Fig. 3 Analysis of onertia effect

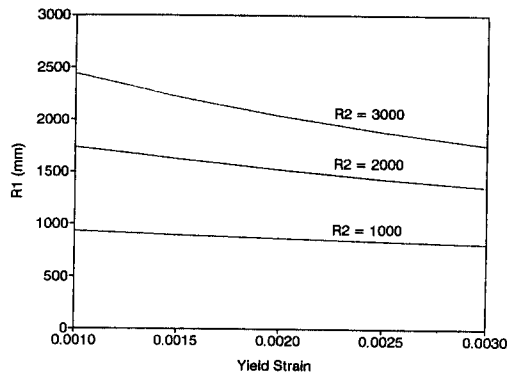


Fig. 4 Analysis of yield strain effect

없이 실제 생산을 위하여 시도된 값 및 결과들이 다. 따라서 시험값들이 목표곡률반경을 위한 최적 값들은 아니고 생산자의 경험에 의한 제안값에 의한 결과이며, 금형반경, 플랜지부의 형상 및 길이와 원재료의 두께 및 폭등 요인들의 정량적인 영향을 통계적으로 평가하여 모델의 특성을 효과적으로 나타내기가 어렵게 구성되어 있다. 그러므로 목표치에 대한 실험값과 모델의 제안값을 비교하여 금형과 제품간의 실제값의 관계를 규명하고 경험값에 대한 이론적 모델의 예측도 및 타당성을 평가하는데 데이터를 사용하였다.

우선 제안된 금형곡률 모델의 적합성을 평가하기 위하여 실제 제작된 금형의 곡률반경(R_1)에 대한 실제 제품의 곡률(R_{E2})와 식 (10)을 사용하여 계산된 이론적 결과(R_{M2})를 비교하였다. 모델에 나타나는 인자들의 영향을 평가하기 위하여 첫단계로 다른 인자들의 영향은 무시하고 가장 제품의 곡률반경에 영향을 끼치는 인자라고 생각되는 금형의 곡률반경에 대해 GLM Test를 실시하여 보았다. 실험값들간의 관계를 보았을 때 R_1 과 R_{E2} 는 99%의 선형적인 비례관계 모델로 설명할 수 있으며 이 숫자는 영향을 끼치는 다른 인자들이 많다는 것을 고려할 때 상당히 높은 수치이다. 즉, 다른 인자들의 약간의 변화를 무시했을 때 금형의 곡률반경의 제품의 곡률반경에 대한 영향이 절대적임을 의미하며, 앞으로 이론적인 모델을 보정할 때 금형 반경의 영향을 고려하는데 대한 근거가 된다. 또한 주어진 R_1 에 대한 R_{E2} 와 R_{M2} 의 GLM Test 결과는 99%의 선형비례관계를 보여준다. 즉 이론값은 실제 시험값과 높은 선형비례관계에 있으며, 시험값의 금형과 제품간의 관계를 이론값에도 적용할 수 있

다. 결론적으로 같은 재질 및 플랜지형상을 가진 평판은 같은 금형반경에 대해 동일한 비율의 시험 제품반경과 이론적인 제품반경의 비율 갖는다. 이와 같은 실험값과 이론값의 관계를 검증하기 위하여 실험번호 3, 4에 사용한 동일한 재질 및 플랜지형상의 평판에 대하여 다른 크기의 곡률반경을 갖는 금형을 제작하여 제품의 곡률반경을 측정하고 또한 이론적 제품곡률값을 구하였다. 실험 3의 경우 1150 mm의 금형에 1280 mm의 제품과 1405 mm의 계산값이, 실험 4의 경우 1220 mm의 금형에 127 mm의 제품과 1425 mm의 계산값이 나왔다. 즉 계산값에 대한 실험값의 비율이 실험 3의 경우 두 경우 모두 0.90, 실험 4의 경우 0.90 및 0.89로 같은 비율을 갖고있음을 알 수 있다.

두 번째로 제안식의 예측도를 평가하기 위하여 시험 금형을 무시하고, 실험에 사용된 평판의 형상 및 목표값(R_2)에 대한 이론적 금형값(R_{M1})이 Table 2에 나타나 있다. 모델식 (10)은 제품반경(R_2)가 주어진 음(implicit) 함수이므로 Newton Method를 사용하여 수치해석적으로 해인 금형반경을 구하였다.⁽⁸⁾ 계산에 사용하는 재료의 항복변형률은 최저값을 고려하여 소성변형의 기준이 되는 0.002로 정하였다. Table 1의 시험금형에 대한 제품값(R_{E2})와 목표값을 비교하여 보았을 때 Table 2의 이론적 금형값 R_{M1} 이 시험금형값 R_{E1} 보다 우수함을 알 수 있다. 모든 경우에서 목표값을 얻기 위한 이론값이 시험값에 비해 바람직한 방향으로 차이를 보이고 있다. 실험 3, 4의 경우 제안값으로 금형을 제작했을 때 기존의 시험값보다는 결과가 좋으나 제품반경이 아직도 목표값에서 많이 벗어날 것으로 보인다. 즉 이차 시도가 필요할 것으로 예

Table 1 Comparison of experimental and theoretical curvature

Test no.	Inertia (mm ⁴)	Goal radius (mm)	Die radius (R ₁ , mm)	Work radius (R _{E2} , mm)	Model radius (R _{M2} , mm)
1	1338	1200	1090	1350	1319
2	3383	1200	1160	1250	1345
3	1543	1300	1050	1150	1259
4	3879	1300	1050	1080	1199
5	615	3000	2800	3300	3820
6	1617	3000	2800	3600	4703

상된다. 실험 1, 2, 5, 6의 경우는 제안값으로 금형을 제작했을 때 제품반경이 거의 목표값에 일치하여 단 한번의 금형 제작으로 제품을 만들 수 있을 것으로 예상된다.

Table 2의 제안값(R_{M1})으로 제품의 목표값(R_2)에 근접한 제품곡률이 나왔는가하는 모델성능의 정량적 평가는 제안값에 대한 실제 금형 및 제품제작 데이터가 없어서 불가능하다. 그러므로 같은 형상에 대한 제품곡률의 계산값에 대한 실험값의 비율이 일정하다는 앞의 결과를 이용하여 제안된 모델에 대한 제품의 곡률반경(R_{M2})를 예측하였고, 그 결과도 Table 2에 나타나 있다. 이들 값들도 Table 1의 경험에 의한 제품곡률값(R_{E2})보다 좋은 결과를 보이고 있다. 제품의 목표와 경험에 의한 제품곡률의 차(D_E) 및 제품의 목표와 이론에 의한 제품곡률의 차(D_M)의 목표치에 대한 비율 값을 비교하면 Table 3과 같은 최대값, 최소값, 평균 및 표준편차를 갖는다. 데이터를 보면 경험값보다 이론값이 목표값에 접근함을 알 수 있다. 목표값과의 차이의 평균값은 보정계수에 의해 보정되므로 크기가 큰 문제가 되지 않으나 표준편차의 경우 보정해도 남아 있으므로 작을 수록 좋다. 그런 면에서 이론식의 경험값에 대한 우월성을 보여준다.

3.3 실험자료 분석에 의한 이론식 보정

앞에서 언급한 바와 같이 이론적으로 접근할 수 없는 요인들의 영향은 실험적 방법으로만 찾아낼 수 있으며, 이러한 영향을 보정계수화하여 유도된 이론식에 적용함으로써 최종적으로 원하는 제품곡률을 얻기 위한 금형의 수정된 곡률을 계산할 수 있다. 이러한 보정계수는 여러 가지 요인에 의하여 변한다. 각 모델의 제품곡률반경의 실험치 및 이론치의 관계에 대하여 대표적인 영향인자로 고려되는 금형의 이론적 곡률반경 및 플랜지의 형상을 고려한 관성모멘트의 영향을 분석해 보았으나 각 요인의 통계적인 영향이 미미하여 명확한 결론을 내리기 어렵다. 그 중 가장 연관성이 좋다고 여겨지는 동일 금형곡률반경에 대한 제품곡률반경의 실험치와 이론치의 비를 Table 1의 시험제품들에 대하여 알아보면 금형곡률 1000 mm 대의 경우에는 하나를 제외하고는 약 0.9의 보정계수를 갖고 있다. 또한 3000 mm의 경우에는 약 0.8의 보정계수를 갖고 있다.

Table 2 Radius of curvature from model (10)

Test no.	Goal radius (R_2)	Die radius (R_{M1})	Expected work radius (R_{M2})
1	1200	1007.2	1247.5
2	1200	1050.2	1131.7
3	1300	1078.5	1181.2
4	1300	1126.5	1158.7
5	3000	2314.6	2727.9
6	3000	2085.1	2680.8

Table 3 Comparison of error ratio(%) to the goal radius

	Minimum	Maximum	Mean	Std dev.
D_E	4.17	20.	12.52	5.52
D_M	3.95	10.87	8.23	2.79

Table 4 Expected die radius from the suggested algorithm

Test no.	Goal radius (R_2 , mm)	Die radius (R_{M1} , mm)
1	1200	987.8
2	1200	1119.7
3	1300	1162.0
4	1300	1232.8
5	3000	2599.3
6	3000	2497.2

이와 같이 제품의 곡률반경은 같은 크기 및 형상의 평판에 대하여 모델에 의한 이론치와 실제 제작값 사이에 일정한 비례관계를 갖고 있다. 그러므로 그 값을 보정계수 C_m 으로 사용하여 일차 금형제작 후 새로운 금형의 곡률반경을 제품의 제작값과 실험값의 차이만큼 보정하여 새로운 제품곡률반경 보정을 할 수 있다.

$$C_m = \frac{R_{E2}}{R_{M2}} \Big|_{R_1 = \text{constant}} \tag{11}$$

지금까지의 분석을 종합한 결과로서, 보정계수로

보완된 이론식을 이용하여 금형의 곡률반경을 구하는 알고리즘을 다음과 같이 제시한다.

(1) 제안된 이론모델식 (10)을 사용하여 목표하는 제품의 곡률반경을 만족하는 일차 금형의 곡률반경을 결정한다.

(2) 일차시도 금형에 의해 시제품을 제작하여 제품의 곡률반경을 측정한다.

(3) 제품의 실험값과 목표값의 비율 보정계수로 한다.

(4) 보정계수를 곱한 제품의 곡률반경을 위한 금형의 곡률반경을 이론모델식 (10)에 의하여 다시 구한다.

제안된 알고리즘을 이용하여 모델들의 이차 시도를 위한 제안값을 Table 4와 같이 얻었다. 여기서 목표값을 위한 일차 시도의 제안값으로 기존의 금형 및 제품의 시험값을 사용하였다. 이차 시도과정을 평가하기 위하여 실험 3, 4 평판에 대한 경험적 재시험 값들과 일차 시험값을 제시된 알고리즘을 이용하여 얻은 제안값을 비교하였다. 모델 3, 4의 일차 시도 실험값에 의한 제안 금형값과 위에서 언급한 실험 3, 4의 이차 실험값(실험 3의 1150 mm 금형에 1280 mm의 제품과 실험 4의 1220 mm 금형에 1270 mm의 제품)을 비교해 보면 실험치들도 만족할 만한 결과를 얻었으나 금형곡률을 실험값(1150, 1220) 대신에 제안값(1162, 1233)을 사용하였다면 좀 더 목표값(1300)에 접근할 수 있었으리라 생각된다.

4. 결 론

본 논문에서는 금형 및 프레스를 이용하여 플랜지가 달린 평판을 곡률반경 1000 내지 3000 mm 정도의 탄성한도내에서 굽힘가공할때 발생하는 스프링백현상을 해석하였다. 플랜지부위의 소성변형에 의한 굽힘은 평판 전체의 회복현상에 의해 스프링백 현상이 발생한다. 스프링백현상을 기존의 이론과 비교하여 해석하고 완성제품의 곡률반경을 얻기 위한 금형의 곡률반경 모델을 제안하였다. 측면의 플랜지 형상과 관재의 조건이 곡률변화에 미치는 영향을 평가한 결과 평판의 스프링백 크기는 각 플랜지의 치수와 형상에 따라 다르며 같은 곡률의 금형으로 가공하는 경우에 플랜지에 따라 다른 크기의 최종 곡률이 나타남을 알 수 있다. 제안된 모델은 제품의 최종 곡률 1000 내지 3000 mm, 재료의

형상인 폭 600 mm, 플랜지의 길이 20 mm, 플랜지의 형상에 따른 2차 관성모멘트 1000 내지 3000 mm⁴ 정도의 시작제품들에 의해 평가 검증되었다.

모델의 평가에 의한 결과를 바탕으로 이론적 금형반경을 보정하는 알고리즘을 제시하여 단순한 경험적 금형설계에서 기존의 시험자료를 이용한 체계적인 설계방법에 의하여 실제 금형 제작에 응용할 수 있도록 하였다. 본 연구의 결과는 단순한 형상의 가공이 적용되는 가전제품의 설계에서부터 고부가가치이며 상세해석과 응용이 중요시되는 자동차 제품형상의 설계와 가공 및 해석에 적용할 수 있겠다. 이론적으로 금형형상 요소의 검증과 곡률반경 모델의 개발에 의해 금형형상의 예측도를 향상시키고 직접적인 파급효과로 시제품 수를 줄임에 따라 금형제작비 및 재료비를 절감하고 정확한 치수의 부품을 생산하여 제품의 조립작업시간의 단축에 따른 생산성의 증가가 기대된다.

후 기

본 연구는 삼성전자주식회사의 지원에 의해 진행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Hosford, W. F. and Caddell, R. M., 1983, *Metal Forming*, Prentice-Hall.
- (2) Johnson, W. and Mellor, P. B., 1983, *Engineering Plasticity*, Ellis Horwood.
- (3) 강명순, 손명환, 1995, "최신 기계공작법," 문운당.
- (4) Chandra, A., 1987, "Real-time Identification and Control of Springback in Sheet Metal Forming," *ASME J. of Eng. for Industry*, Vol. 109, pp 265~273.
- (5) Schmoeckel, D. and Beth, M., 1993, "Springback Reduction in Draw-bending Process of Sheet Metals," *Anal. of the CIRP*, Vol. 42, pp. 339~342.
- (6) Oden, J. T. and Ripperger, E. A., 1981, *Mechanics of Elastic Structures*, McGraw-Hill.
- (7) SAS Institute Inc., 1985, *SAS User's Guide : Statistics*, Cary, NC.
- (8) Carnahan, B., Luther, H. A. and Wilkes, J. O.,

- 1969, *Applied Numerical Methods*, John Wiley & Sons.
- (9) Microsoft Corp., 1991, *Microsoft Fortran Reference*.