

# 박판 성형공정에서의 등가 경계조건 계산을 위한 드로우비드 성형의 탄소성 유한요소 해석 - Part I : 등가 경계조건 계산

박종세\* · 김승호\* · 허 훈\*

(2002년 7월 23일 접수)

## Elastic-plastic Finite Element Analysis of Drawbead Forming for Evaluation of Equivalent Boundary Conditions in Sheet Metal Forming - Part I : Evaluation

J. S. Park, S. H. Kim and H. Huh

### Abstract

The drawbead is used to control material flow into the die during the binder wrap process and the stamping process in the sheet metal forming process. Since the dimension of drawbead is relatively small in comparison with the typical dimensions, it is difficult to include drawbeads in finite element analysis of the sheet metal forming process. It is because the mesh system has to be fine enough to describe the drawbead and the computation time is drastically increased. In this paper, simulation of drawbead forming has been carried out to obtain the equivalent boundary conditions in the binder wrap process and the stamping process. In order to investigate the effect of various die geometries, parameter studies are performed with the variation of parameters such as the blank length, the drawbead depth, the drawbead radius, the inclination of die and the friction coefficient.

**Key Words** : Drawbead, Equivalent Boundary Condition, Sheet Metal Forming, Finite Element Method

### 1. 서론

드로우비드는 박판 성형공정 중 바인더랩 공정과 스탬핑 공정시에 판재의 유입량을 조절하기 위해 주로 사용하고 있다. 일반적으로 블랭크 홀더에 위치하고 있는 드

로우비드 형상은 상대적으로 금형의 다른 부분들에 비해 그 크기가 매우 작으므로 실제 유한 요소 모델링을 하기가 어렵고 해석시간이 매우 길어지는 문제점이 발생하게 된다. 이에 대한 대안으로써 박판 성형공정시에 드로우비드의 영향을 고려하기 위해 등가 경계조건에 관한 연

\* 한국과학기술원 기계공학과

구들이 많은 연구자들에 의해 진행되어 왔다. 비드에 관한 연구는 단일 원형 비드의 메커니즘을 밝혀낸 Nine<sup>(1)</sup> 으로부터 시작되었다. Wang<sup>(2)</sup>이 구속력(restraining force)을 수학적인 모델로 유도하고 실험과 비교하면서 지속적으로 발전하였다. Maker와 Samanta<sup>(3-4)</sup> 등은 마찰계수, 비드 형상, 물성치 등의 인자들이 바인더랩과 스탬핑 공정에 어떠한 영향을 미치는지를 연구하였고 Cao와 Boyce<sup>(5)</sup> 등은 비드의 깊이에 따라서, Choi와 Huh<sup>(6)</sup> 등은 판재(sheet metal)의 길이에 따른 파라미터 연구를 수행하였다. 또한 원형 비드 뿐 아니라 사다리꼴 비드와 사각형 비드에 대해서도 비드 성형공정의 해석이 수행되었다.<sup>(7)</sup>

You 등<sup>(8)</sup>은 이동경화(Kinematic hardening)를 고려한 비드력을 계산하였고, Yoshida와 Urabe<sup>(9)</sup>는 박판의 인장 교정을 위하여 주기하중을 고려하는 Cyclic Plasticity의 물성을 구하였다.

일반적인 박판 성형공정에서 판재를 블랭크홀더로 고정시키게 되면 바인더랩이 형성되는데, 블랭크홀더와 급형, 그리고 드로우비드에 의해 생기는 이러한 변형은 블랭크를 성형하기 위한 박판의 초기상태에 영향을 미치게 되므로 올바른 성형 공정 설계를 위하여 바인더랩의 해석이 선행되어야만 한다. 또한 바인더랩 이후에 스탬핑 공정에서 판재는 비드와 블랭크홀더에 의해 구속력을 받게 되는데 이는 성형 공정에 큰 영향을 미치게 된다. 본 논문에서는 드로우비드 성형의 2차원 탄소성 유한요소해석을 통해 바인더랩 공정과 스탬핑 공정시의 등가 경계 조건을 얻고 여러 인자들에 따른 파라미터 연구를 통해 각 인자들이 미치는 영향을 살펴보았다.

## 2. 탄소성 유한요소 해석의 이론적 수식화

평형 방정식을 가상일 원리를 사용하여 나타내면 다음과 같다.

$$\int_{\Omega} \sigma_{ij} \bar{u}_{i,j} d\Omega = \int_{\Omega} \rho b_i \bar{u}_i d\Omega + \int_{\Gamma_f} t_i \bar{u}_i d\Gamma, \quad \bar{u}_i = 0 \quad (1)$$

여기서,  $\sigma = \sigma_{ij} e_j e_i$ 는 변형된 형상  $\Omega$ 에서 정의되는 Cauchy 응력텐서이고,  $\rho$ 는 물체의 밀도를 나타내며  $b = b_i e_i$ 는 물체력벡터이다.  $u = u_i e_i$ 는 변위 벡터로서  $\Gamma_d$ 에서는  $g = g_i e_i$ 로 규정되는 벡터함수를 갖는다.  $t = t_i e_i$ 는 단위수직 벡터가  $n = n_i e_i$ 으로 표시되는  $\Gamma_f$ 에 작용하는 표면력벡터이다.

식(1)을 현재의 형상을 기준으로 하는 개량 라그랑지

수식으로 바꾸기 위해 임의시간 t에서의 형상  $\Omega^t$ 를 기준 좌표계로 지정하여 동안에 미소변형을 하는 것으로 가정하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_{\Omega} \Delta T_{ji} \bar{u}_{i,j} d\Omega = \int_{\Omega} \rho \Delta b_i \bar{u}_i d\Omega + \int_{\Gamma_f} \Delta t_i \bar{u}_i d\Gamma, \quad \forall \bar{u}_i \quad (2)$$

여기서  $\Delta T_{ji}$ 는 1차 Piola-Kirchoff 응력 텐서의 증분량이고  $\Delta t$ 는  $\Delta t$  동안의 증분량을 의미한다. 식(2)를 Cauchy 응력 텐서의 증분량으로 나타내면

$$\int_{\Omega} (\Delta \sigma_{kk} \delta_{ji} + \sigma_{ji} \Delta u_{k,k} - \sigma_{ki} \Delta u_{j,k}) \bar{u}_{i,j} d\Omega = \int_{\Omega} \rho b_i^{t+\Delta t} \bar{u}_i d\Omega + \int_{\Gamma_f} t_i^{t+\Delta t} \bar{u}_i d\Gamma - \int_{\Omega} \sigma_{ij} \bar{u}_{i,j} d\Omega, \quad \forall \bar{u}_i \quad (3)$$

유한회전 효과를 허용하면서 회전대상성(Objectivity)을 갖는 Zaremba-Jauman 증분 ( $\nabla$ )을 Cauchy 응력텐서에 도입하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\nabla \sigma_{ij} = \Delta \sigma_{ij} - \sigma_{ik} \omega_{kj} - \sigma_{jk} \omega_{ki} \quad (4)$$

여기서,  $w_{ij} = (\Delta u_{j,i} - \Delta u_{i,j}) / 2$ 는 시간증분에서의 회전텐서이다.

본 논문에서는 재료의 성질을 등방성 탄소성(Isotropic Hardening) 재료로 가정하고 소성변형은 Prandtl-Reuss 식으로 표현되는 유동이론에 따라 일어난다고 가정하였다. 변형경화는 해의 정확성을 위하여 이동경화와 Cyclic Plasticity를 고려하여야 하지만, 물성치를 구하는 방법과 해석의 일반화에 어려움이 있어 등방경화로 가정하였다. 항복여부는 von Mises 항복조건식으로 판별하였다. 이에 따른 재료의 구성방정식을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\nabla \sigma = D_{ijkl} \Delta \epsilon_{kl} \quad (5)$$

여기서,  $D_{ijkl}$ 은 다음과 같이 표시되는 재료의 특성텐서이다.

$$D_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) - \frac{3\mu \alpha \sigma'_{ij} \sigma'_{kl}}{\sigma^2 \left(1 + \frac{H'}{3\mu}\right)} \quad (6)$$

여기서,  $\lambda, \mu$ 는 제 1, 2 Lamé 상수이다. 그리고,

$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2}$ 는 유효응력이며,  $H = H_0 / (1 - H_0 / E)$ 는 진응력-대수 소성변형률의 기율기이다. 탄성변형 또는 재하상태 일 때  $\alpha = 0$  이고, 소성변형 또는 부하상태에서는  $\alpha = 1$ 이다.

### 3. 수치 해석 결과

제 2 장에서 기술한 유한요소 이론을 바탕으로 접촉과 마찰을 고려한 2차원 탄소성 유한요소 프로그램을 구성하였다. 프로그램은 개량 라그랑지 방법을 사용하였으며 조각적 선형 가공정화를 풀 수 있도록 수정하였다. 또한 4절점 평면 변형률 문제를 풀 수 있도록 작성하였으며, 회전 대상성을 고려하는 방법을 이용하였고 잠금 현상을 방지하기 위하여 선택적 저감적분법을 사용하였다. 본 논문에서는 비드 성형시에 많은 영향을 미칠 것으로 생각되는 비드의 반경, 비드의 깊이, 금형의 기율기, 마찰계수 그리고 판재의 길이를 변화시켜 가면서 각 인자의 영향을 살펴보았다. 먼저 기본적인 모델을 선정하고 이 모델의 해석을 통하여 바인더랩 상태를 실제 성형공정에 어떻게 적용할 수 있는지 살펴보았다.

#### 3.1 기본 모델의 해석

본 논문에서는 보다 정확한 박판 성형공정의 해석을 위하여 비드 성형공정과 드로잉 공정 모두를 해석 하였다. Fig. 1은 펀치와 금형의 개략도이다. 기준으로 사용한 비드의 반경과 깊이가 그리고 판재의 길이는  $R=6.0\text{mm}$ ,  $D=8.0\text{mm}$ ,  $L/R=75$ (판재길이 =  $450\text{mm}$ )이며 마찰계수는 0 이다. 비드 성형은 굽힘이 주를 이루는 공정이기 때문에 굽힘을 잘 묘사할 수 있도록 판재의 요소는 4개의 층(Layer)을 가지도록 모델링 하였으며 요소의 수는 600개, 절점의 수는 755개이고 해석에 사용한 판재의 물성치는 Table 1에 설명하였다.

##### 3.1.1 비드 성형공정

비드 성형공정시의 변위 경계조건은 대칭선의 절점들을 축 방향에 대해서 구속하였다. 기본 모델은 비드 펀치가 8mm 까지 내려갈 때까지 해석을 하였으며 Fig. 2는 비드 행정 2mm 마다의 변형형상을 나타낸 것이다.

바인더랩 상태를 등가의 변위 경계조건으로 부가하기 위해서는 바인더랩 상태에서 판재의 금형쪽에서의 변위로 인해 판재에 어느 정도의 축 방향 응력이 걸리는지 살펴볼 필요가 있다. 블랭크 두께의 중심에 있는 절점 중 비드 펀치의 중심에서 왼쪽으로 16.5mm 떨어져 있는

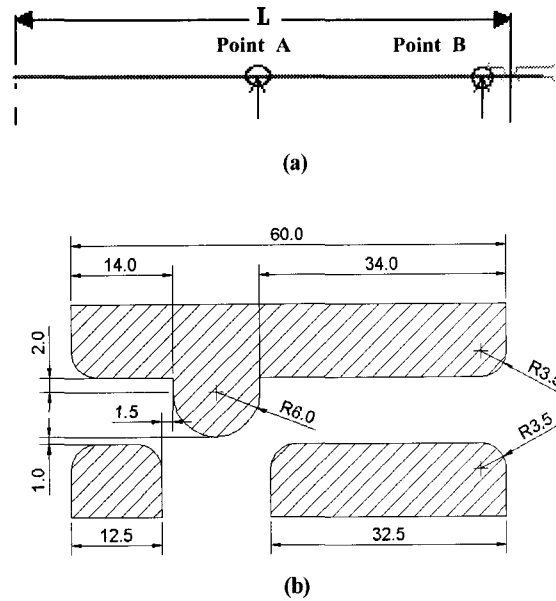


Fig. 1 Geometric dimension of drawbead and dies: (a) Definition of L, point A and point B; (b) Bead Geometry of basic model

Table 1 Mechanical properties of the mild steel of DDQ grade

Initial blank thickness	1.0 mm
Young's modulus	$E = 200\text{GPa}$
Yield stress	$\sigma_Y = 180.5\text{MPa}$
Poisson's ratio	$\nu = 0.3$
Stress-strain relation	$\sigma = 525.6(0.00434 + \epsilon)^{0.1968}\text{MPa}$

점을 B점으로 지정하였다. 이 점에서의 변위를 바인더랩 공정을 해석하기 위한 변위 경계조건으로 사용하였다.

Fig. 3의 (a)는 B점의 x방향의 변위를 펀치 행정에 따라 나타낸 그림이다. 펀치 행정 초반에 음의 방향 변위를 갖는 것은 비드 펀치가 내려오며 따라 펀치를 중심으로 양 옆의 블랭크가 위로 들리기 때문이다. 이 영향은 Fig. 3의 (b)에 나타나 있다.

##### 3.1.2 드로잉 공정

박판 성형공정에 있어서 비드를 사용하는 이유는 성형 공정시에 금속의 유동량을 조절하기 위함이다. 이러한 금속의 유동량을 조절하는 것이 바로 구속력이라 할 수 있다. 본 논문에서는 성형 공정을 판재가 축 방향(x 방향)으로만 움직인다고 가정하고 Fig. 4와 같이 대칭선의

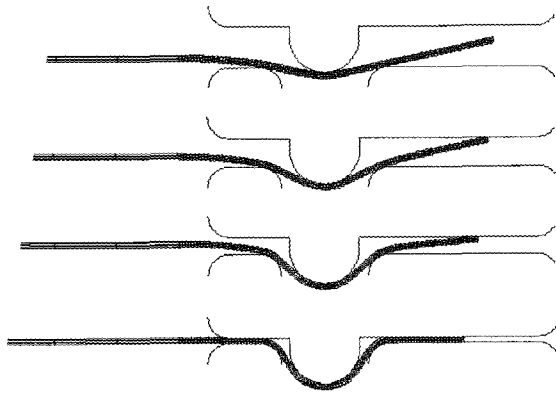
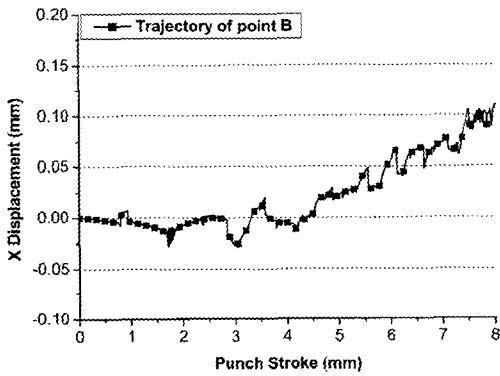
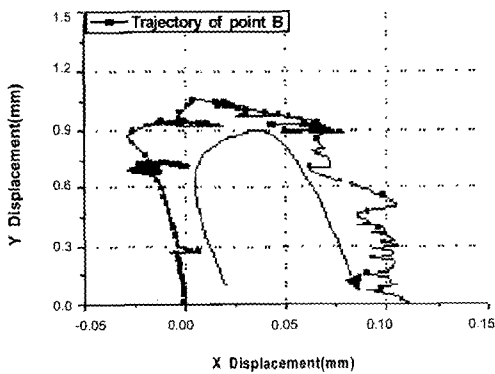


Fig. 2 Deformed shapes of the blank at the stroke interval of 2mm during the bead forming process



(a)



(b)

Fig. 3 Displacement during bead forming process of selected node(point B): (a) trajectory of x displacement with respect to punch stroke; (b) trajectory of x and y displacement

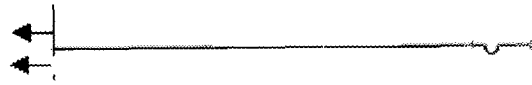


Fig. 4 Displacement boundary condition of drawing process

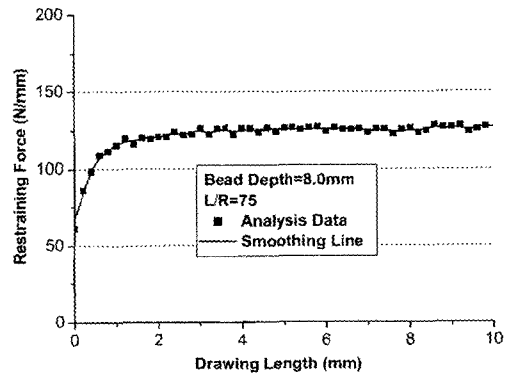


Fig. 5 Restraining force with respect to the drawing length

질점들을 축 방향에 대해서만 변위 경계조건을 주어 판재의 유동을 조절하는 종합적인 구속력을 제안하였다.

Fig. 5는 드로잉시의 구속력을 도시한 것으로 판재의 변위 경계조건에 따라 축 방향으로 응력을 받기 때문에 구속력이 급격히 상승하다가 판재가 어느 정도 늘어나고 급형 변형과 마찰에 의한 힘이 경계조건에 의해 당기는 힘과 평형을 이루면 정상 상태에 도달하게 된다.

### 3.2 블랭크 길이에 따른 영향

본 절에서는 L/R을 25, 50, 75, 100, 125, 150으로 변화시키면서 축 방향 변위, Fig. 1(a)의 A점 영역에서의 축 방향 응력과 구속력을 살펴보았다.

Fig. 6은 펀치 행정이 8mm 즉 비드 성형이 끝나고 난 후의 B점의 최종 축 방향 변위를 L/R을 변화시키면서 나타낸 그림인데, 대체적으로 축 방향 변위는 판재의 길이가 늘어남에 따라 선형적으로 증가하는 모습을 보이고 있다. Fig. 7은 A점 영역에서의 축 방향 응력과 Fig. 6에서 구한 최종 변위를 등가 경계조건으로 블랭크에 가했을 때의 응력을 L/R을 변화시켜 가면서 비교한 그림이다. 해석 결과에 의한 중심부에서의 축 방향 응력과 등가 경계조건을 가한 응력의 경향성은 거의 일치하고 있으나 응력 크기에 어느 정도의 차이가 있는 것을 볼 수 있다. 해석 결과와 등가 경계조건을 가한 축 방향 응력의 차이는 대략 13%정도임을 알 수 있다. 이와 같은 차이는 우선 해석 결과에 의한 축 방향 응력은 비드 펀치

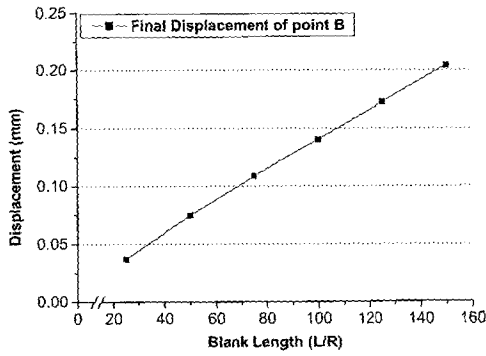


Fig. 6 Final displacement of the selected node (Point B) with respect to the variation of the blank length

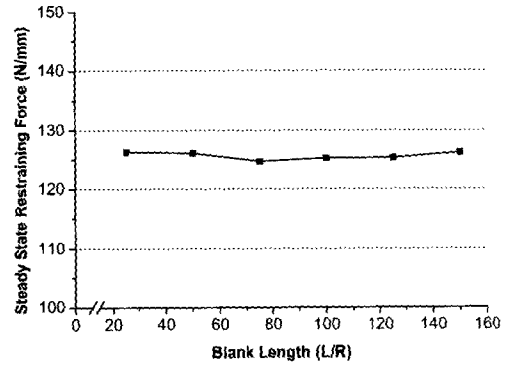


Fig. 8 Steady state restraining force with respect to the variation of the blank length

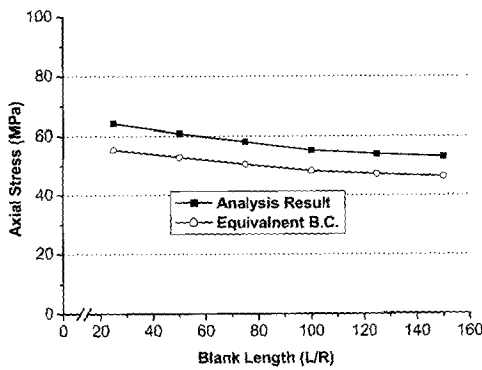


Fig. 7 Comparison of axial stress with respect to the variation of blank length at the final punch stroke

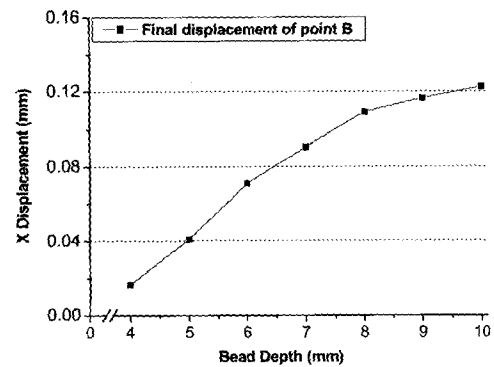


Fig. 9 Final displacement of the selected node (point B) with respect to the variation of the bead depth

에 의하여 블랭크가 비드 영역 안으로 빨리 들어가 인장력이 생기는 것 외에도 판재의 휘어짐에 의한 영향이 포함되어 커졌을 것으로 생각되어진다. 이에 반해 등가 경계조건은 단순히 변위 경계조건을 가해 1축 인장을 시키기 때문에 이와 같은 차이가 존재하는 것으로 파악되어진다.

Fig. 8은 드로잉 길이가 5mm일 때 축 구속력이 일정한 상태에 도달했을 때의 구속력을 L/R에 따라 나타낸 그림인데 L/R을 75로 기준을 했을 때 오차 범위가 1.3%안에 모두 포함이 되어있기 때문에 정상 상태의 구속력은 블랭크의 길이에 따른 영향이 작음을 확인할 수 있다.

### 3.3 드로우비드 깊이에 따른 영향

본 절에서는 비드의 깊이를 4mm에서 10mm까지 1mm

간격으로 변화시키면서 축 방향 변위, A점 영역에서의 축 방향 응력과 구속력을 살펴보았다.

Fig. 9는 펀치 행정이 끝났을 때 최종 B점의 변위를 비드 깊이에 따라 나타낸 그림이다. 대체적으로 x 방향 변위가 증가하는 양상을 보이고 있지만 비드의 깊이가 깊어질수록 증가하는 양이 줄어들면서 일정한 값에 수렴하는 모습을 보이고 있다. Fig. 10은 A점 영역에서의 축 방향 응력과 Fig. 9에서 구한 최종 변위를 등가 경계조건으로 블랭크에 가했을 때의 응력을 드로우비드의 깊이를 변화시켜 가면서 비교한 그림이다. 해석 결과에 의한 중심부에서의 축 방향 응력과 등가 경계조건을 가한 응력의 경향성은 거의 일치하고 있으나 어느 정도의 크기 차이가 있는 것을 볼 수 있다. 해석 결과와 등가 경계조건을 가한 축 방향 응력의 차이는 응력의 크기가 너무 작은 비드 깊이 4mm인 경우를 제외하고는 12~16%정

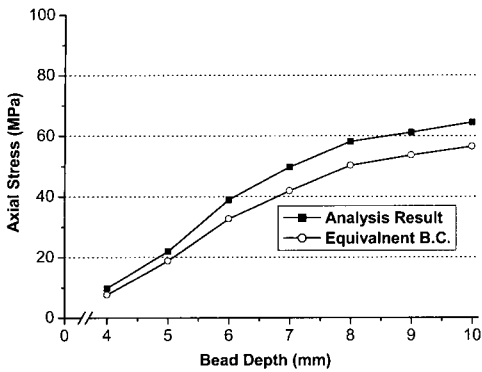


Fig. 10 Comparison of the axial stress with respect to the variation of the bead depth at the final punch stroke

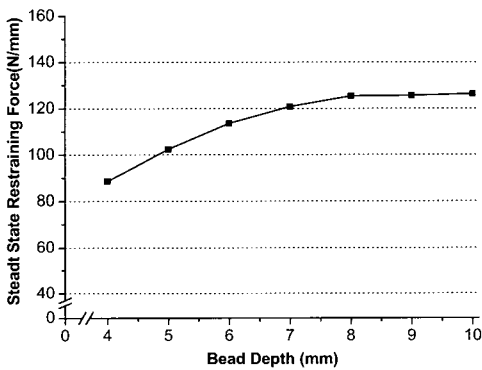


Fig. 11 Steady state restraining force with respect to the variation of the different bead depth

도의 오차가 있음을 알 수 있다.

Fig. 11은 구속력이 일정한 상태에 도달했을 때의 구속력을 비드 깊이에 따라 나타낸 그림이다. 비드의 깊이가 깊어질수록 구속력은 증가하는 경향을 보이지만 그 차이는 점점 줄어드는 양상을 보이고 있다. 즉 비드의 깊이는 구속력에 많은 영향을 미치고 있음을 알 수 있는데, 비드의 깊이가 얇을 때에는 깊이의 증가에 따른 구속력의 증가 기울기가 급격하지만 비드의 깊이가 어느 이상 증가하게 되면 구속력은 증가하지 않고 일정한 값에 수렴하는 양상을 보이고 있다.

### 3.4 드로우비드 반경에 따른 영향

본 절에서는 비드의 반경을 4mm에서 12mm까지 2mm 간격으로 변화시키면서 축 방향 변위, A점 영역에서의 축 방향 응력과 구속력을 살펴보았다. Fig. 12는 비드 성

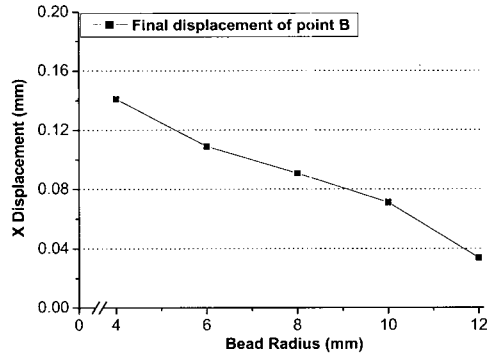


Fig. 12 Final displacement of selected node(point B) with respect to the variation of the bead radius

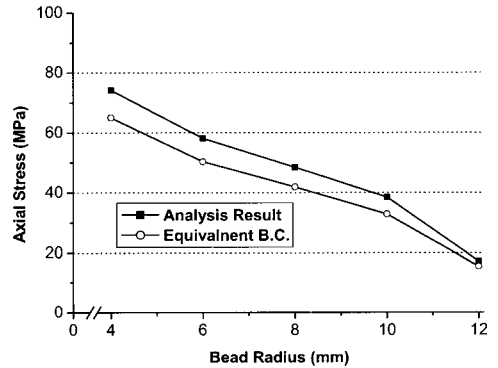


Fig. 13 Comparison of the axial stress with respect to the variation of the bead radius at the final punch stroke

형이 끝난 후의 최종 축 방향 변위를 비드 깊이에 따라 나타낸 그림이다. 대체적으로 비드의 반경이 커질수록 B 점의 최종 축 방향 변위는 감소하는 양상을 보이고 있다. 이는 비드의 깊이가 일정해지면 비드의 반경만 커지게 되면 블랭크가 급형 영역 안에서 휘어지는 곡률반경이 커지기 때문에 축 방향 변위가 감소하는 것으로 판단된다. Fig. 13은 A 영역에서의 축 방향 응력과 Fig. 12에서 구한 최종 변위를 등가 경계조건으로 블랭크에 가했을 때의 응력을 비드 반경을 변화시켜 가면서 비교한 그림인데, 해석 결과에 의한 중심부에서의 축 방향 응력과 등가 경계조건을 가한 응력의 경향성은 거의 일치하고 있으나 어느 정도의 레벨차이가 있는 것을 볼 수 있다. 해석 결과와 등가경계 조건을 가한 축 방향 응력의 차이는 10~15% 정도의 오차가 있음을 알 수 있다. 이상의 결과를 종합해 보면 실제 성형해석의 결과와 등가경계조

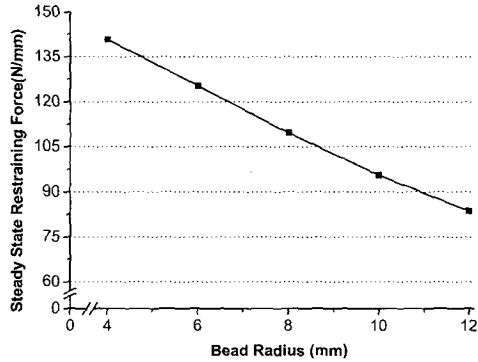


Fig. 14 Steady state restraining force with respect to the variation of the bead radius

건을 가한 결과가 약 13% 정도의 차이를 보이고 있다. 이는 실제 해석을 하였을 때 생긴 굽힘에 의한 효과라고 생각되어진다.

Fig. 14는 구속력이 일정한 상태에 도달했을 때의 구속력을 비드 반경에 따라 나타낸 그림이다. 비드의 반경이 커질수록 구속력이 선형적으로 감소하고 있는 것을 볼 수 있다. 구속력은 비드 영역에서의 블랭크의 굽힘에 의한 힘과 마찰력에 의한 힘으로 나눌 수 있는데 비드의 반경이 커지면 곡률이 커지기 때문에 블랭크가 더 완전한 곡선을 이루면서 변형하게 되고 이로 인해 구속력이 작아진다.

### 3.5 금형 기울기에 따른 영향

본 절에서는 금형이 기울어진 각도를 0°에서 10°까지 2°간격으로 변화시키면서 A점 영역에서의 축 방향 응력과 구속력을 살펴보았다. Fig. 15는 기울어진 각도가 4°인 모델의 개략도이며 Fig. 16은 펀치행정 2.5mm 마다의 변형형상이다. 가로방향의 길이는 모두 유지하고 금형의 경사각을 바꾸어가면서 모델링을 하였다. Fig. 17은 A점 영역에서의 축 방향 응력을 기울어진 각도를 변화시키면서 나타낸 그림이다. 기울기에 따른 특별한 경향성을 보이고 있지는 않다. 기울기가 없는 모델을 기준으로 했을 때 오차의 범위는 9%내인데 평균오차는 약 4.3%로 기울기는 축 방향 응력에 특별한 영향을 미치고 있지 않음을 알 수 있다. 금형의 기울어진 각도가 6°인 경우, 오차가 약 9%로 수치적인 오차라고 생각하기에는 상당한 차이가 존재하는 것을 알 수 있다. 이것은 접촉에 의한 문제라고 생각되는데 최대 응력이 60MPa 정도 밖에 되지 않는 탄성 응력상태이기 때문에 금형부분의 한 절점의 접촉여부에 따라서 이런 오차가 크게 발생하

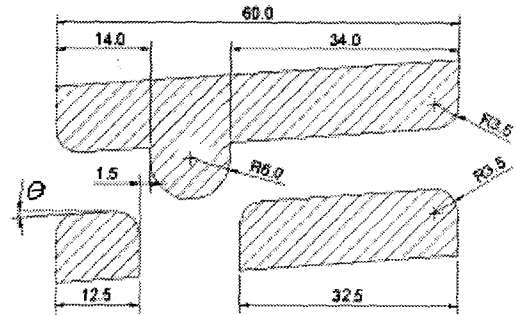


Fig. 15 Geometric dimensions of slanted drawbead and die

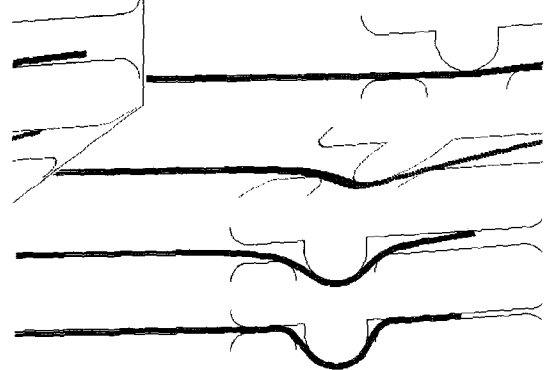


Fig. 16 Deformed shapes of the blank at the stroke interval of 2.5 mm during the slanted bead forming process

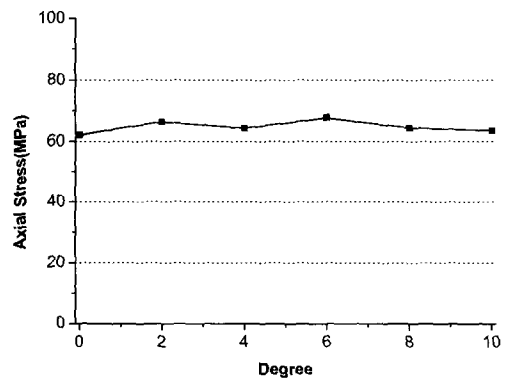


Fig. 17 Axial stress with respect to the variation of the different die angle at the final punch stroke

다고 생각된다. 또한 판재의 길이가 금형에 비해 상대적으로 짧기 때문에 비드 성형공정시에 기울어진 각도에 따라 판재의 오른쪽 부분이 상부 금형에 접촉하게 되는

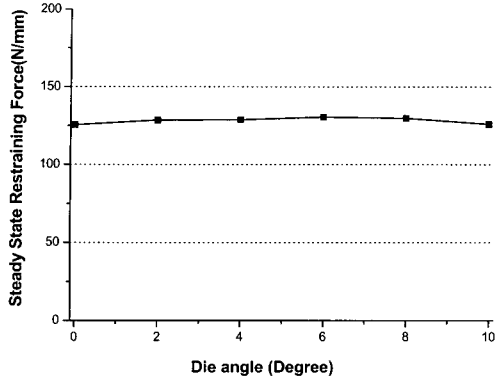


Fig. 18 Steady state restraining force with respect to the variation of the die angle

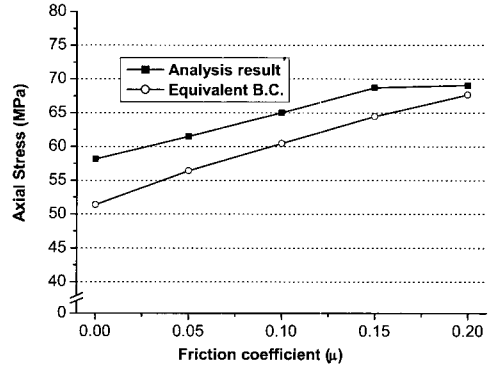


Fig. 20 Comparison of the axial stress with respect to the variation of the friction coefficient at the final punch stroke

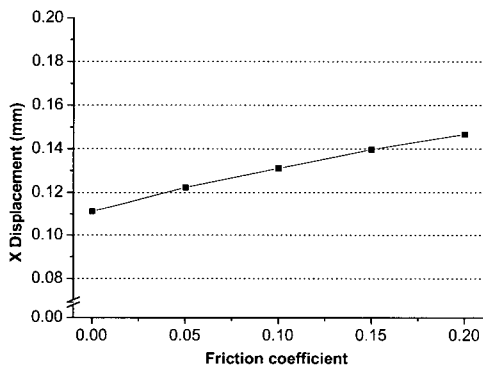


Fig. 19 Final displacement of the selected node (point B) with respect to the variation of the friction coefficient

시기가 달라서 기울기에 따라 다른 해석조건이 부가되었을 가능성도 있다.

Fig. 18은 구속력이 일정한 상태에 도달했을 때의 구속력을 금형의 기울기에 따라 나타낸 그림이다. 기울기가 없는 모델을 기준으로 오차는 모두 4%이내이고 평균 오차는 2.1%로 금형의 기울기에 상관없이 구속력은 거의 일정함을 알 수 있다.

### 3.6 마찰계수에 따른 영향

본 절에서는 마찰계수를 0.00 에서 0.20 까지 0.05 간격으로 변화시키면서 축 방향 변위, A점 영역에서의 축 방향 응력과 구속력을 살펴보았다. Fig. 19는 비드 성형이 끝났을 때 B점에서의 축 방향 변위인데 마찰계수가

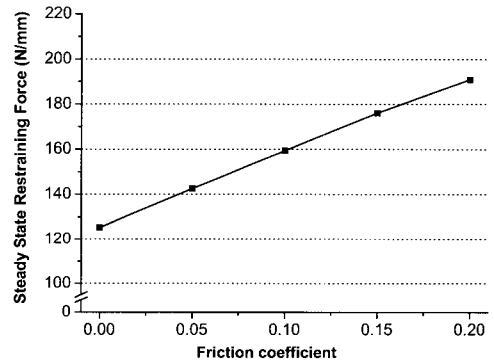


Fig. 21 Steady state restraining force with respect to the variation of the friction coefficient

증가하면 대체로 변위가 선형적으로 증가하는 모습을 보이고 있다. Fig. 20은 실제 성형 해석에 의한 중심부에서의 축 방향 응력과 등가 경계조건을 부가했을 때의 축 방향 응력을 비교한 그림이다. 해석에서의 응력과 등가 경계조건을 가했을 때의 응력을 비교해 보면 마찰계수가 0일 때에는 오차가 약 13%정도 이지만 마찰계수가 높아짐에 따라 오차는 2%정도로 점차 낮아지고 있는 모습을 보인다. 마찰계수가 증가하면 굽힘에 의한 효과 보다는 블랭크를 축 방향으로 당기는 경향이 강해지기 때문에 오차가 줄어들게 된다.

Fig. 21은 구속력이 일정한 상태에 도달했을 때의 구속력을 마찰계수에 따라 나타낸 그림인데, 구속력은 마찰계수가 증가하면 선형적으로 증가함을 알 수 있다.



#### 4. 결론

본 논문에서는 개량 라그란지 수식화를 사용하여, 접촉과 마찰이 포함된 2차원 탄소성 유한요소 프로그램을 개발하고 드로우비드의 성형과 드로잉 공정을 해석하였다. 비드 성형공정과 드로잉 공정에서의 판재의 변위와 응력상태를 해석하였고 등가 경계조건을 부가하였을 때의 응력상태를 알아보았으며, 판재의 길이, 비드의 깊이, 비드의 반경, 굽형의 기울기 그리고 마찰계수를 바꾸어 가면서 그 영향을 해석하였다. 본 연구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 비드 성형공정과 드로잉 공정을 정량적으로 해석하였고 바인더랩 상태의 탄성 변형이 상당함을 파악하여 실제 성형문제에 축 방향 변위를 경계 조건으로 적용함이 타당함을 보였다.

(2) 비드 성형공정에서 판재의 길이(L/R)가 길어질수록 B점에서의 변위는 선형적으로 증가하나 이에 따른 A점 영역에서의 축 방향 응력은 약간씩 감소하고 그 기울기는 역시 감소한다. 드로잉 공정에서 판재의 길이가 바뀌어도 구속력은 항상 일정한 값을 유지한다.

(3) 비드의 깊이가 깊어질수록 비드 성형 공정에서 B점에서의 변위와 A점 영역에서의 축 방향 응력이 모두 증가하나 그 기울기가 점점 감소하며 일정한 값에 수렴한다. 드로잉 공정에서 비드가 깊어질수록 더 높은 구속력이 발생하지만 그 이상으로 깊어져도 구속력은 더 이상 증가하지 않고 일정한 값에 수렴한다.

(4) 비드의 반경이 커질수록 비드 성형 공정에서 B점에서의 변위와 A점 영역에서의 축 방향 응력이 모두 선형적으로 감소한다. 드로잉 공정에서 비드의 반경이 커질수록 구속력은 선형적으로 감소한다.

(5) 비드 성형 공정에서 굽형이 어느 정도 기울어져도 A점 영역에서의 축 방향 응력은 일정하다. 드로잉 공정에서의 구속력 역시 굽형의 기울기가 작을 때에는 기울기에 관계없이 일정하다.

(6) 비드 성형 공정에서 마찰계수가 커지면 B점에서의 변위와 A점 영역에서의 축 방향 응력이 모두 선형적으로 증가한다. 드로잉 공정에서의 구속력 역시 마찰계수가 커짐에 따라 선형적으로 증가한다.

#### 참고 문헌

(1) H. D. Nine, "Drawbead Forces in Sheet Metal Forming", in Mechanics and Sheet Forming D. P. Koistinen and N. M. Wang (Eds). Plenum Press,

New York, N.Y. pp. 179~211, 1978.

- (2) N. M. Wang and V. C. Shah, "Drawbead Design and Performance", J. Mater. Shaping Technol. , Vol. 9, No. 1, pp. 21~26, 1991.
- (3) N. Triantafyllidis, B. Maker and S. K. Samanta, "An Analysis of Drawbeads in Sheet Metal Forming: Part I - Problem Formulation", J. Engr. Mater. Technol. , Vol. 108, pp. 321~327, 1986.
- (4) N. Triantafyllidis, B. Maker, S. K. Samanta and G.. Grab, "An Analysis of Drawbeads in Sheet Metal Forming: Part II - Experimental Verification", J. Engr. Mater. Technol. ,Vol. 109, pp. 164~170 ,1987.
- (5) J. Cao and M. C. Boyce, "Drawbead Penetration as a Control Element of Material Flow", SAE 930517, Sheet-Metal and Stamping Symposium, Detroit, 1993.
- (6) T. H. Choi, H. Huh, B. K. Chun and J. H. Lee, "Draw-bead Simulation by an Elasto-Plastic Finite Element Method with Directional Reduced Integration", J. Mater. Process. Technol. , Vol. 63, pp. 666~671, 1997.
- (7) 정동원, 이상재, "드로우비드 형상에 따른 박관 성형 공정에 미치는 영향에 관한 연구", 대한기계학회논문집 A, Vol. 24, No. 6, pp. 1624~1632, 2000.
- (8) F. Yoshida and M. Urabe, "Computer-aided Process Design for the Tension Levelling of Metallic Strips", J. Mater. Process. Technol., Vol. 89, pp. 218~223 , 1999
- (9) Y. You, P. Y. Hong and R. X. Yu, "Calculation of Drawbead Restraining Forces associated with Kinematic Hardening Rule", proc. NUMIFORM'98, pp. 905~910, 1998
- (10) K. Mattiason and L. Bernspang, "Drawbead Mode-lling in Sheet Metal stamping Simulation", Proc. NUMISHEET'99, pp. 235~242, 1999.
- (11) K. Mattiasson and M. Larsson, "Numerical Procedures for 2D Drawbead Simulation", Proc. NUMIFORM 2001, pp. 679~685, 2001.
- (12) Y. T. Keum, B. Y. Ghoo, J. H. Kim, "Application of an expert Drawbead Model to the Finite Element Simulation of Sheet Forming Processes", J. Mater. Process. Technol., Vol. 111, pp. 155~158, 2001.

- (13) 김영탁, 이재우, 박승우, “박판성형공정의 유한요소 해석을 위한 드로우비드 전문모델 개발 (2부:모델링)”, 한국소성가공학회 춘계학술대회논문집, pp. 50~54, 1997.
- (14) C. Kim, N. Kim, Y. Im and D. Seo, “Finite Element Analysis and experimental Verification for Drawbead Drawing Processes”, Proc. NUMIFORM'95, pp. 741~747, 1995.