

# 유한요소법에 의한 원형드로오비드의 인출특성에 관한 연구

신 양 호\*, 심 현 보\*\*

## A study on the drawing characteristics of circular drawbead by the Finite Element Method

Yang-Ho Shin\*, Hyun-Bo Shim\*\*

### Abstract

In this study, the drawing characteristics of circular drawbead are examined with the plane strain elastic-plastic FE Method. Both the clamping load and the drawing load are investigated by varying the process variables such as drawbead radius, closing depth and friction condition. The effective strain induced by the draw bead is also investigated. In order to verify the results, the computed results are compared with the existing experimental results. It has been found that both the clamping load and drawing loads are related with the geometry of the bead rather than the lubrication conditions.

Keywords : drawbead(드로오비드), clamping force(체결력), drawing force(인출력), deep drawing(디프드로잉), FEM(유한요소법), bead radius(비드반경), closing depth(비드전진깊이)

### 1. 서론

주름이나 파단이 없고, 원하는 칫수와 강도를 가진 박판성형품을 제작하기 위해서는 많은 시행착오를 거쳐 비로소 금형이 개발된다. 특히 드로잉제품의 경우 주름이나 파단은 플랜지의 유입속도와 매우 밀접한 관계를 지니고 있다. 펀치의 진행속도에 비해 플랜지의 유입이 빠를 경우, 주름이 발생되기 쉽고, 반대로 너무 느릴 경우 파단

을 유발할 가능성이 높다. 플랜지의 유입속도를 조절하는 방법으로는 윤활제의 변화, 쿠션압력의 변화, 블랭크 크기의 변화, 금형의 라운딩변화, 드로오비드의 설치등이 일반적으로 사용된다. 특히 사각형 컵형상의 제품의 경우, 모서리 부위와 벽면부위의 플랜지 유입속도의 차이가 매우 크기 때문에 모서리 부근에서는 파단발생 가능성, 아울러 벽면부근에서는 주름발생 가능성이 높아지는 등 부위별로 유입특성이 달라지는 특성이 있다. 따라서 이러한 문제점

\* 영남대학교 대학원 기계공학부

\*\* 영남대학교 기계공학부

을 개선하여 성공적인 드로잉 제품을 생산하기 위하여는 플랜지의 유입속도를 부위별로 조절할 필요가 있다. 드로 오비드는 유입속도가 빠른 벽면 부위에 설치하여 이 부위의 유입속도를 감소시켜 모서리부위와 벽면부위의 유입속도를 비슷하게 해줌으로써 결함을 억제시켜주기 위한 목적으로 사용된다. 아울러 판재전체에 적절한 장력을 부가시켜줌으로써 탄성복원을 억제해 주는 등 부가적인 효과도 가져다 주는 장점이 있기 때문에 널리 사용되고 있다.

최근 자동차산업의 급격한 발전과 컴퓨터속도의 향상등에 따라 박판성형품의 개발분야에도 CAD/CAM/CAE 기술이 널리 보급되고 있다. CAE를 통하여 드로잉 공정해석하기 위해서는 금형면의 정보를 이용한다. 특히 드로 오비드가 설치된 금형의 경우, 드로오비드의 역할을 정확하게 고려하기 위해서는 드로잉도중 이 부위를 통과할 플랜지부위의 유한요소 격자를 미세하게 설정해 주어야 하기 때문에 전체적으로 요소의 개수가 증가하여 계산시간이 과도하게 소요되는 문제점이 있다. 따라서 드로오비드를 직접 모델링하는 대신 드로오비드 통과에 필요한 장력의 크기를 별도의 계산을 통하여 구하여, 드로오비드가 설치된 부위에 외력경계조건으로 사용하는 것이 현실적으로 사용되고 있는 방법이다.

드로오비드에 관한 연구로는 국외의 경우, 1978년 Nine<sup>(1)</sup>에 의해 단일원형 드로오비드를 대상으로 한 연구를 시작으로 1982<sup>(3)</sup>년 Wang은 수학적 모델을 제안하여 인출력을 예측했으며 1982년 Nine<sup>(2)</sup>은 드로오비드 홈에 우레탄을 삽입하여 실험하였고 1983년 Levy<sup>(4)</sup>는 Nine과 Wang의 인출력결과를 인용, 가상일의 원리를 이용하여 좀 더 정확한 인출력을 예측하려 했다. 1984년 Yellup과 Painter<sup>(5)</sup>는 좁은 드로오비드의 형상을 컴퓨터 모델화하여 소재의 인출력을 예측하였고 1986~1987년 Triantafyllidis<sup>(6,7)</sup> 등은 탄소성 셀 모델을 사용하여 인출력과 변위의 관계와 변형률 분포를 예측하였으며 1994년 Micher와 Weinmann<sup>(9)</sup>은 feedback 제어를 이용, 블랭크 홀딩력과 드로오비드 깊이를 조정하여 락판의 드로잉 과정을 예측하고 박판 성형에서 feedback 제어의 유효성을 연구하였다. 1996년 Chabrand<sup>(10)</sup> 등은 탄소성 대변형률 유한요소법으로 해석하였고, 드로오비드가 설치된 금형에서 원통형 펀치에 의한 드로잉 공정을 해석하였다. 1996년 Sanchez와 Weinmann<sup>(11)</sup>은 Wang의 해석을 기초로한 해석적 모델을 제안하여 원형비드를 통과하는 재료의 흐름을 해석하고 인출력을 예측하였다. 국내에서는 서대교<sup>(8)</sup> 등이 단일 원형드로오비드와

사각드로오비드에 대한 인출특성을 실험과 강소성 유한요소해석을 통하여 조사하였다.

본 연구에서는 원형드로오비드에 대하여 다이와 판재와의 마찰계수, 드로오비드의 크기, 드로오비드의 높이 등을 변화시켜 각각의 변화에 따른 드로오비드의 체결력(clamping force), 판재의 인출력(drawing force)과 드로오비드 영역에서의 변형, 변형률 분포 등을 2차원 탄소성 유한요소 해석을 통해 알아보았다. 또한 이 해석의 타당성을 확인하고자 서대교<sup>(9)</sup> 등의 실험결과와 비교·검증하였다.

## 2. 이론해석

질점좌표계를 도입한 대변형을 고려한 탄소성 수식은 다음과 같다<sup>(13)</sup>.

$$\int_{V^0} L^{\alpha\beta\gamma\rho} e_{\alpha\beta} \delta e_{\gamma\rho} dV + \int_{V^0} \tau^{\alpha\beta} \frac{\partial u_i}{\partial \theta^\alpha} \frac{\partial u_i}{\partial \theta^\beta} dV = \int_{S_0^f} t_i^{(t_0+\Delta t)} \delta u_i dS - \int_{S_0^f} \tau^{\alpha\beta} \delta e_{\alpha\beta} dV \quad (1)$$

여기서  $L^{\alpha\beta\gamma\rho}$ 는 제 2 Piola-Kirchhoff 응력 증분과 Lagrangian 변형도 증분과의 관계로 표현되는 구성방정식 텐서의 contravariant 성분,  $e_{\alpha\beta}$ 는 한 스텝동안의 Lagrangian 변형을 증분텐서의 선형부분에 대한 covariant 성분,  $\tau^{\alpha\beta}$ 는 Kirchhoff 응력 텐서의 contravariant 성분,  $u_i$ 는 변위를 나타낸다. 또한  $V^0$ 는 변형체의 체적,  $S_0^f$ 는 외력경계 조건이 부여되는 영역을 변형전의 상태를 기준으로 나타낸 것이다.

만약 재료가 등방성이라면  $L^{\alpha\beta\gamma\rho}$ 는 다음과 같이 주어진다

$$L^{\alpha\beta\gamma\rho} = L_e^{\alpha\beta\gamma\rho} - \frac{\xi(L_e^{\alpha\beta mn} \frac{\partial \phi}{\partial \sigma^{mn}})(L_e^{\rho\alpha\gamma\rho} \frac{\partial \phi}{\partial \sigma^{\rho\alpha}})}{\frac{\sigma^2}{E_1} - \frac{1}{E}} + \frac{\partial \phi}{\partial \sigma^{mn}} L_e^{mnpq} \frac{\partial \phi}{\partial \sigma^{\rho q}} \quad (2)$$

여기서 소성하중상태이면  $\xi = 1$ 이고 그 외에는  $\xi = 0$ 이다. 여기서  $L_e^{\alpha\beta\gamma\rho}$ 는 등방성 탄성 모델이고 다음의 식으로 표현된다.

$$L_e^{\alpha\beta\gamma\rho} = \frac{E}{2(1+\nu)} [(g^{\alpha\gamma} g^{\beta\rho} + g^{\alpha\rho} g^{\beta\gamma}) + \frac{\nu}{1-2\nu} g^{\alpha\beta} g^{\gamma\rho}] \quad (3)$$

여기서  $g^{\alpha\beta}$  는 메트릭텐서(metric tensor)의 contravariant 성분을 나타낸다.

이상의 수식을 바탕으로 하여, 드로오비드를 해석할 수 있는 유한요소 프로그램을 작성하였다. 드로오비드의 모양은 해석함수의 형태로 수식화하였으며, 접촉처리는 시행착오법을 사용하였다.본 해석에 사용된 기본가정은 다음과 같다.

- (1) 폭방향으로 평면 변형을 상태.
- (2) 소재는 등방성 재료
- (3) Coulomb 마찰법칙
- (4) 소성영역에서의 가공경화식은 다음의 Swift식으로 표현

$$\bar{\sigma} = C(a + \bar{\epsilon})^n \quad 0 \leq n \leq 1$$

### 3. 결과 및 고찰

드로오비드 인출과정은 성형과정과 인출과정의 크게 두 단계로 나누어 해석하였는데 첫 번째 단계에서는 블랭크 홀더(blank holder) 하강단계로 블랭크 홀더의 하강에 따라 드로오비드가 전진되면서 시편을 비드형상으로 성형하는 과정이고, 두 번째 단계에서는 블랭크 홀더가 전진완료된 상태에서 성형된 시험편이 인출되는 과정을 해석하였다.

편의상 드로오비드의 모양은 반원형으로 가정하고, 비드의 높이는 비드반경과 일치시켰다. 아울러 비드홈 좌우의 라운드도 비드반경과 같게 하였다.

해석에 사용된 재료는 두께 0.65mm의 판재로서 소성계수는 50.81kgf/mm<sup>2</sup> 이고 가공경화지수는 0.25로 가정하였다. 해석에서는 시편을 단층으로 하여 등간격으로 160개로 나누었고, 이 때 적분점의 개수는 2 × 3(길이 × 두께방향)으로 하였다.

먼저 비드 반경, 비드 전진깊이 및 마찰조건의 변화에 따른 인출특성을 조사하였다. 비드반경 5mm, 쿨롱마찰계수 0.05를 기본 계산조건으로 하여 각 변수를 약간씩 변화시키면서 그 영향을 조사하였다. 블랭크 홀더 하강단계

의 해석에서는 스텝의 크기를 0.02mm으로 균일하게 하여 비드전진깊이 4.8mm까지 총 240단계가 소요되었고, 이 해석 결과를 이용하여 인출단계를 해석하였다. 인출단계에서는 블랭크 홀더의 높이를 그대로 유지한 채 오른쪽에서 시편을 0.02mm씩 균일하게 하여 인출길이 80mm까지 총 4000단계가 소요되었다.

Fig. 1은 블랭크 홀더 하강단계와 인출단계에서의 소재의 변형모양을 나타낸 것으로 그림에서 h는 비드전진깊이, L은 인출길이를 나타낸다. 변형전의 초기상태 (a)로부터 블랭크 홀더가 하강함에 따라 시편이 비드모양으로 성형되는 과정을 (b)와 (c)로 나타내었다. 블랭크 홀더의 하강이 끝난 후 인출되는 과정을 (d), (e), (f)를 통하여 나타내었다. 유한요소해석에서 블랭크 홀더 하강 단계에서는 비드선단을 고정시켰기 때문에 절점이 미끄러짐이 적어 접촉조건이 크게 변화하지 않아 해의 수렴성이 좋으나, 인출단계에서는 비드선단의 구속조건을 해제하였고, 인출에 의해 절점이 금형면을 따라 미끄러짐이 일어나기 때문에 접촉조건이 크게 변화하기 때문에 해의 수렴성을 저하시켜 계산에 소요되는 축차횟수가 하강단계에 비해 크게 증가하였다.

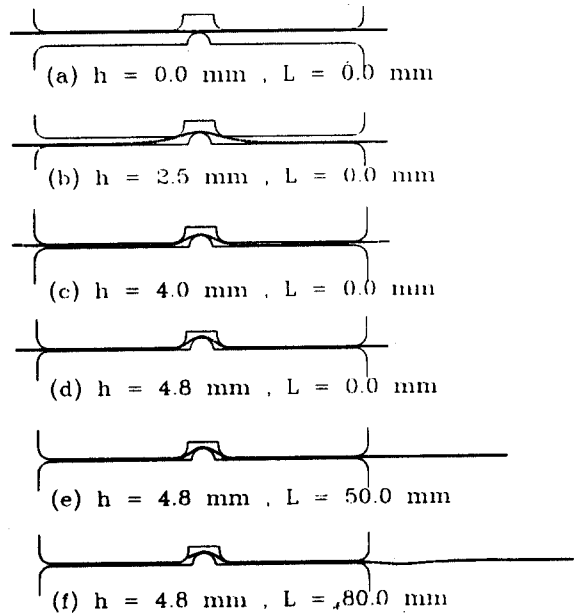


Fig. 1 Evolution of deformation

Fig 2 및 Fig.3은 블랭크 홀더 하강, 즉 비드성형 단계를 해석한 결과이다. Fig. 2는 비드반경을 변화시키면

서 비드전진깊이와 블랭크 홀더 체결력과의 관계를 나타낸 것이다. 비드반경이 작을수록 블랭크 홀더 체결력이 크게 나타나는데 이는 비드반경이 작아짐에 따라 시편의 곡

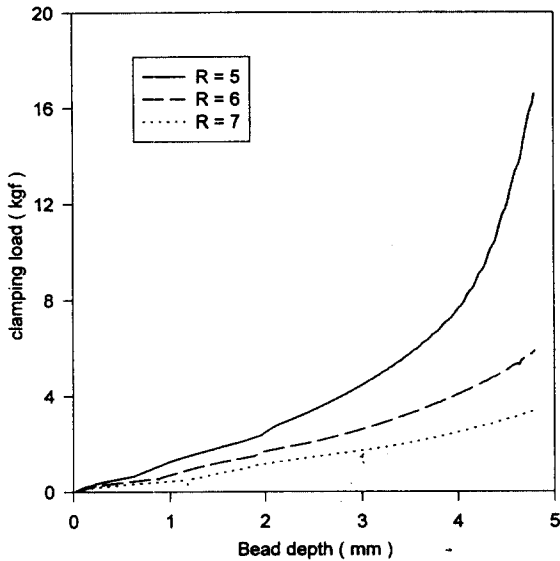


Fig. 2 Relations between bead radii and clamping load(clamping stage,  $\mu=0.05$ )

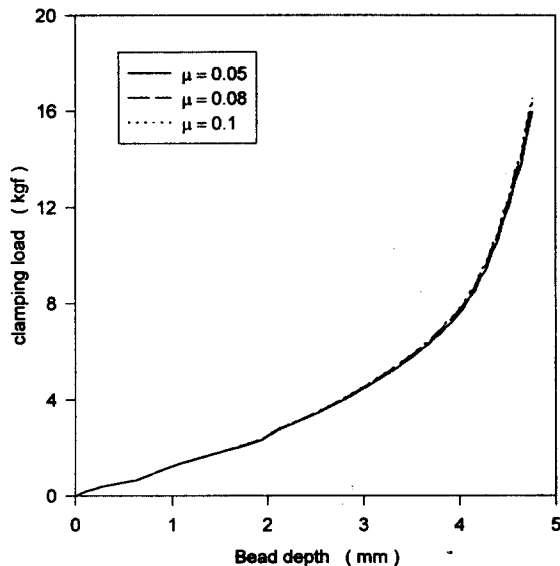


Fig. 3 Relations between bead radii and clamping load(clamping stage, bead radius=5mm)

률이 증가되고 따라서 굽힘력이 증가되기 때문에 설명할 수 있다. Fig. 3은 마찰계수를 변화시키면서 비드전진깊이와 블랭크 홀더 체결력과의 관계를 나타낸 것인데 블랭크 홀더 체결력은 마찰계수에 무관함을 볼 수 있다.

Fig. 4, Fig. 5 및 Fig. 6은 블랭크 홀더의 하강이 끝난 후 인출과정의 해석결과를 나타낸 것으로 각각 비드반경, 비드전진깊이 및 마찰계수와 블랭크 홀더 체결력과의 관계를 나타낸 것으로 비드반경이 작을수록 체결력이 크게 나타나고 있다. Fig. 5는 비드전진깊이와 체결력과의 관계를 나타낸 것으로 전진깊이가 클수록 더 큰 체결력을 요구하고 있다. Fig. 6은 마찰계수와 체결력과의 관계를 나타낸 것으로 체결력은 마찰계수와 무관함을 알 수 있다. 전체적으로 비드반경과 전진깊이가 마찰조건보다 체결력에 더 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 체결력이 요동을 보이고 있는 것은 인출과정에서 유한요소절점이 급형면을 따라 미끄러지면서 불연속적으로 접촉조건이 변화하기 때문에 기인한다. 마찰조건이 체결력에 영향을 미치지 않는다는 사실로부터 드로오비드는 마찰력보다는 굽힘 및 역굽힘 작용에 대한 변형저항에 의해 체결력을 발생시키고 있음을 알 수 있다.

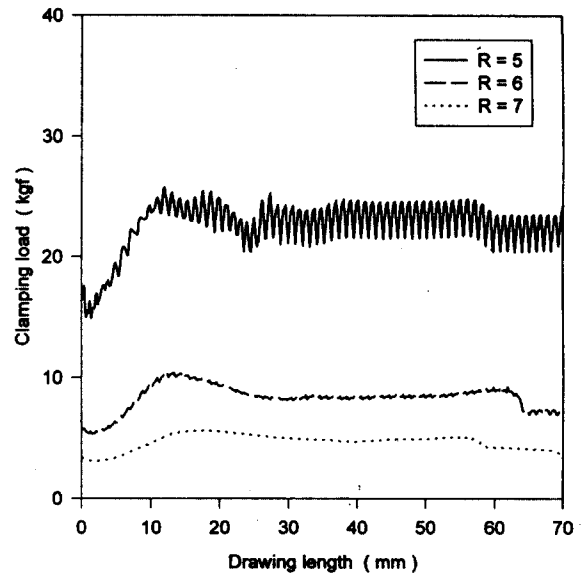


Fig. 4 Relations between bead radii and clamping load(clamping stage, bead depth=4.8mm,  $\mu=0.05$ )

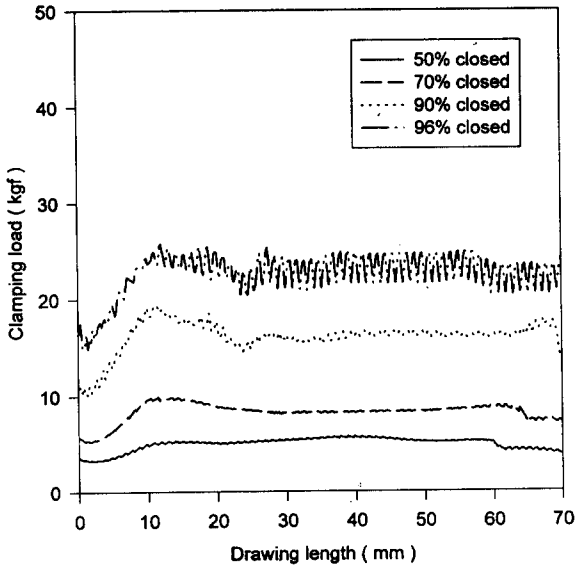


Fig. 5 Relations between bead radii and clamping load (clamping stage, bead radius = 5mm,  $\mu = 0.05$ )

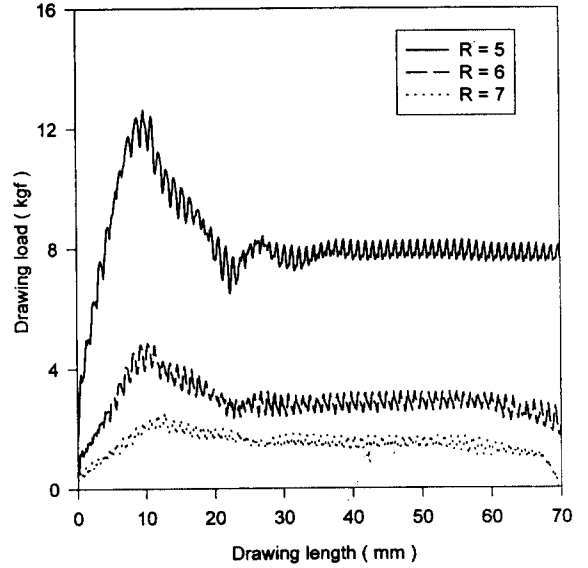


Fig. 7 Relations between bead radii and drawing load (drawing stage, bead depth = 4.8mm,  $\mu = 0.05$ )

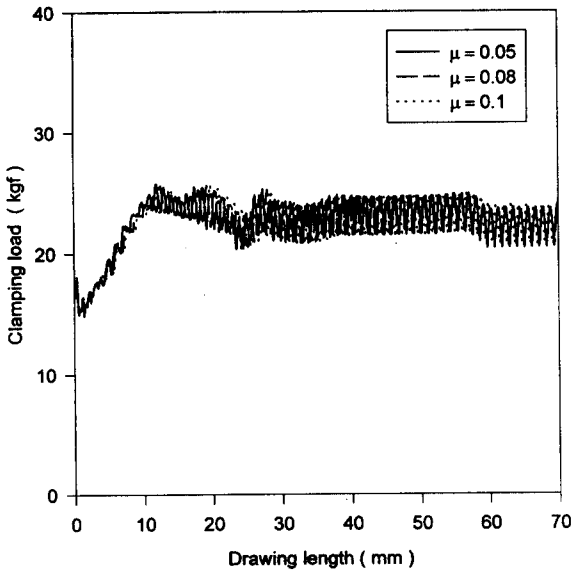


Fig. 6 Relations between friction coefficients and clamping load (drawing stage, bead radius = 5mm, bead depth = 4.8mm)

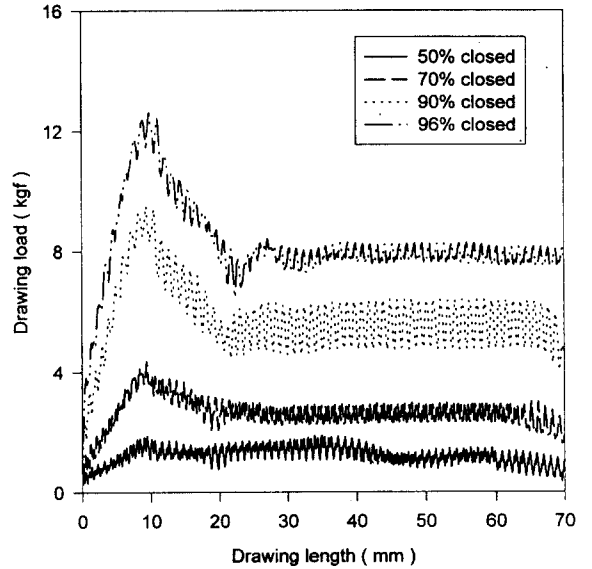


Fig. 8 Relations between bead depths and drawing and clamping load (drawing stage, bead radius = 5mm,  $\mu = 0.05$ )

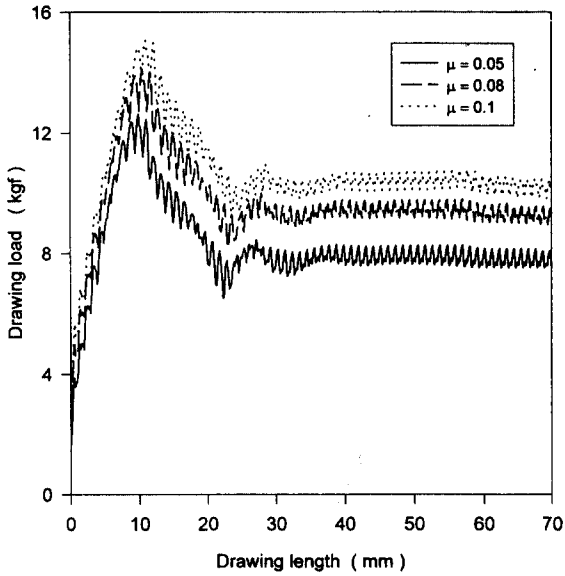


Fig. 9 Relations between friction coefficients and drawing load(drawing stage, bead radius=5mm, bead depth=4.8mm)

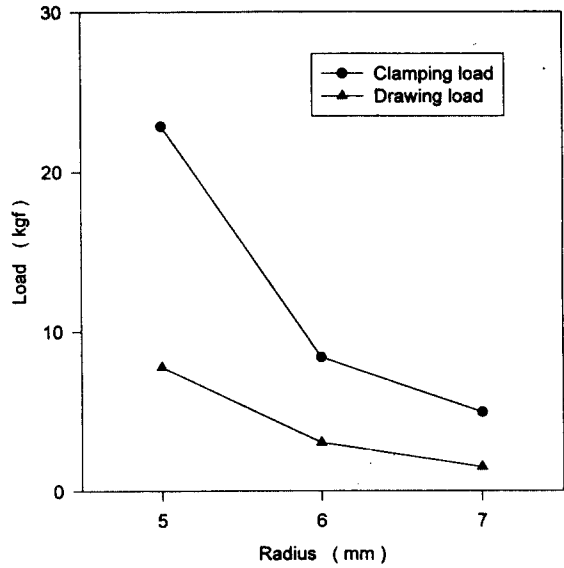


Fig. 10 Effect of bead radius on the loads (bead depth=4.8mm,  $\mu=0.05$ )

Fig. 7은 비드반경과 인출력과의 관계를 나타낸 것으로 체결력과 마찬가지로 비드반경이 작을수록 인출력이 크게 나타났다. Fig. 8은 비드 전진깊이와 인출력과의 관계를 나타낸 것으로 전진깊이가 클수록 인출력이 크게 나타났다. Fig. 9는 마찰계수와 인출력과의 관계를 나타낸 것으로 윤활조건이 인출력에 미치는 영향은 비드반경이나, 비드전진깊이의 영향보다는 크지 않음을 알 수 있다. 따라서 인출력에는 마찰의 영향보다는 드로오비드의 기하학적 형상의 영향이 더 큰 영향을 주고 있음을 알 수 있다.

인출초기의 순간적인 인출력변화는 블랭크 홀더 하강 단계에서 비드부근에서 비드모양으로 변형된 부분이 비드 영역을 통과하기까지 나타나는 일시적인 현상이며 이 부분을 완전히 통과한 후부터 인출력이 정상상태의 값을 보여주고 있다.

Fig. 10, Fig. 11 및 Fig. 12는 앞의 계산결과로부터 구한 체결력과 인출력으로 부터 정상상태에 도달한 후의 값을 나타낸 것이다. 본 해석에서는 비드전진 깊이를 일정하게 유지한 상태로 체결력 및 인출력을 구하였으나 실제 공정조건에서는 쿠션압력을 이용하여 블랭크 홀더를 체결하기 때문에 비드전진 깊이가 쿠션압력에 따라 변화

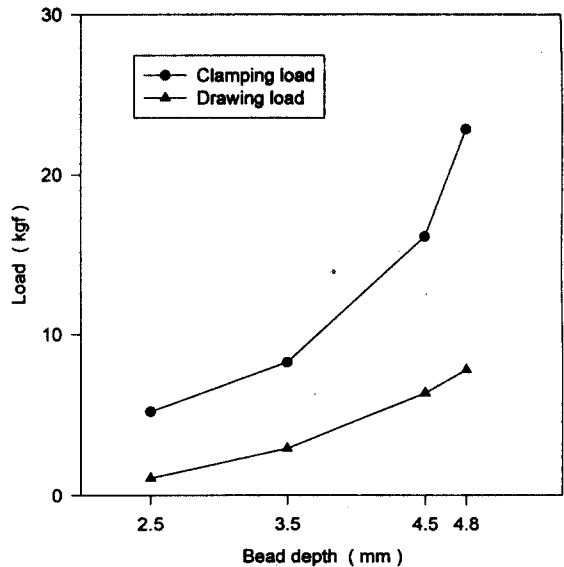


Fig. 11 Effect of bead depth on the loads (bead radius=5mm,  $\mu=0.05$ )

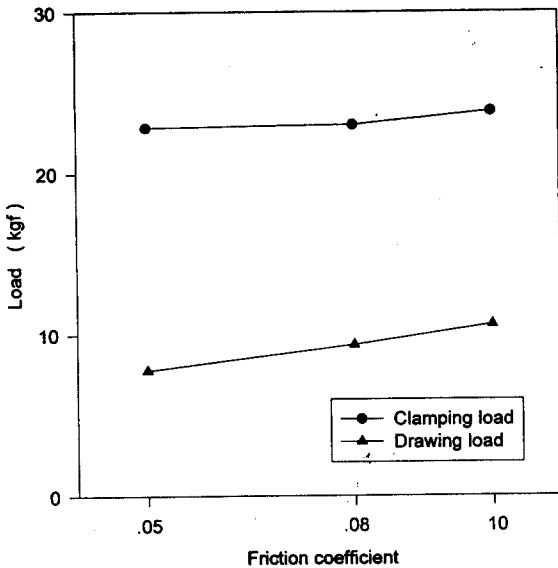


Fig. 12 Effect of friction coefficient on the loads (bead radius=5mm, bead depth =4.8mm)

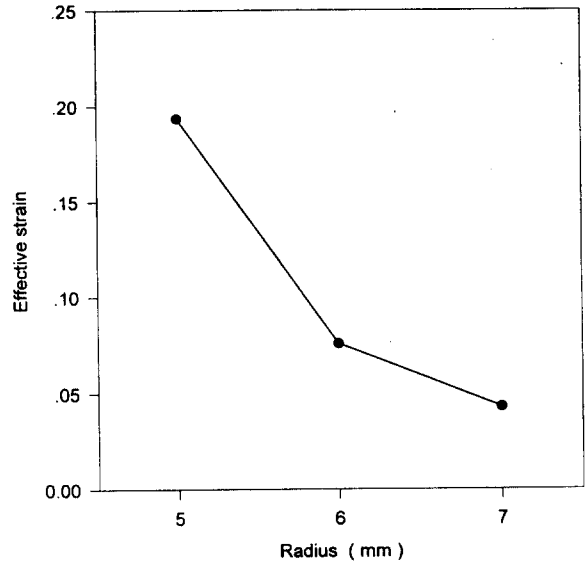


Fig. 13 Increase in effective strain across the bead w.r.t bead radius (bead depth = 4.8mm,  $\mu = 0.05$ )

하고 또한 인출력도 비드전진깊이와 관계하기 때문에 인출력과 쿠션압력에 의한 체결력과의 관계를 쉽게 알아보기 위하여 앞서의 계산결과를 재구성하여 나타내었다. 전체적으로 체결력이 인출력보다 높게 나타나고 있으며, 체결력과 인출력 모두 비드반경과 비드전진깊이에 민감하게 변화하고 있으나, 마찰조건의 영향은 크지 않으며, 인출력의 경우가 체결력의 경우보다 마찰조건에 많은 영향을 받고 있다. 본 해석의 결과를 비드가 설치된 드로잉공정의 해석에 사용할 경우 비드를 지나면서 나타날 굽힘 및 역굽힘거동의 묘사를 위하여 유한요소 메쉬를 미세하게 하는 대신 비드가 설치된 부분에 경계조건으로 체결력에 해당되는 인출력을 직접 경계조건으로 부여하면 전체적으로 계산시간의 절감효과를 얻을 수 있다.

Fig. 13, Fig. 14, Fig. 15는 인출길이 80mm에서의 드로오비드영역을 통과한 후의 유효변형률값을 각각 비드반경, 비드전진깊이, 마찰계수와의 관계를 나타낸 것이다. Fig.13은 비드를 통과함에 따라 시편에 축적된 유효변형률의 크기와 비드반경과의 관계를 나타낸 것으로 비드반경의 증가에 따라 급격히 떨어지는 경향을 보여주고 있다. Fig.14는 비드전진깊이와 시편에 축적된 유효변형

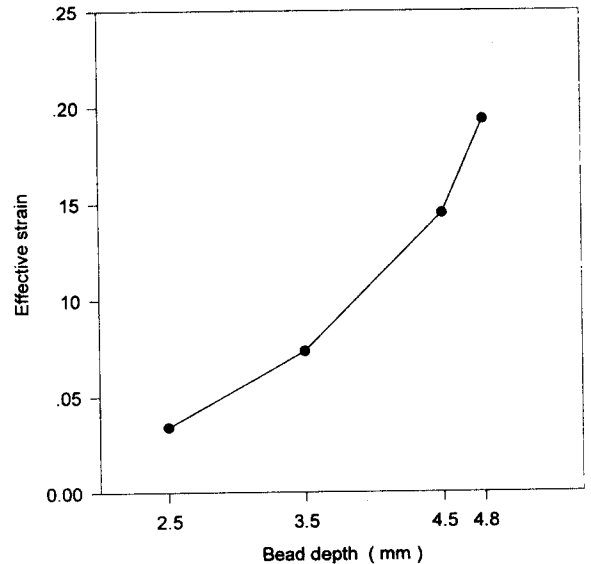


Fig. 14 Increase in effective strain across the bead w.r.t bead depths (bead radius = 5mm,  $\mu = 0.05$ )

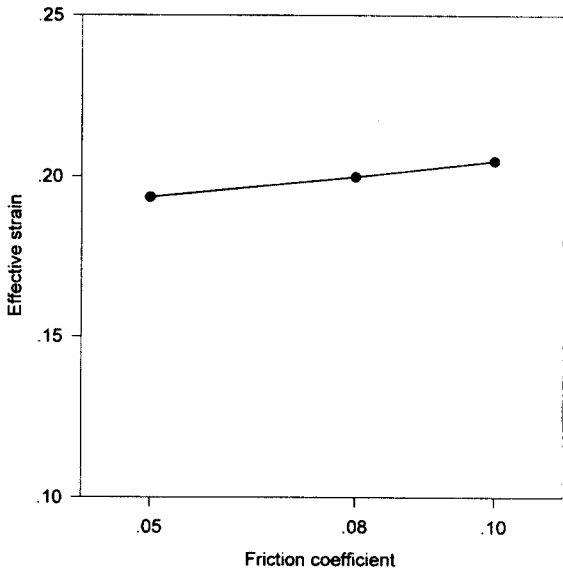


Fig. 15 Increase in effective strain across the bead w.r.t friction coefficients (bead radius = 5mm, bead depth = 4.8mm)

울의 크기를 나타낸 것으로 비드전진깊이가 증가할수록 시편에 축적되는 유효변형율의 크기가 증가됨을 나타낸다. 이는 Fig. 11의 체결력과 비드전진깊이와의 관계를 종합할 때, 쿠션압력을 조절하여 체결력을 증가시키면 비드전진깊이가 증가하고, 비드전진깊이가 증가함에 따라 인출력이 같이 증가하며, 아울러 축적되는 유효변형율의 크기도 증가함을 알 수 있다. Fig. 15는 마찰조건과 유효변형율과의 관계를 나타낸 것으로 비드를 통과함에 따라 시편에 축적되는 유효변형율은 큰 관계가 없음을 알 수 있다. 따라서 드로오비드의 인출력 및 유효변형율중분에는 마찰조건보다는 비드의 기하학적형상과 체결력으로 표현되는 쿠션압력의 영향이 더욱 크다는 것을 알 수 있다.

Fig. 16은 블랭크 홀더 하강단계 해석결과로 비드 전진깊이가 4.9mm일 때의 시편 상부표면과 하부표면에서의 변형률 분포를 기존의 실험결과<sup>(8)</sup>와 비교하였다. 플랜지 부분은 자유단이기 때문에 실험과 해석결과 모두 시편의 상부표면과 하부표면에서 거의 변형이 없었으며, 비드 중심과 비드홈좌우의 라운드 부위에서는 굽힘과 역굽힘에 의해 변형율이 나타나고 있다. 비드중심부분은 상부표면은 인장, 하부표면은 압축변형이 나타나고 있으며, 비드홈 좌우의 라운드부분은 역굽힘에 의해 반대의 경향이 나타난

다. 아울러 상부면의 인장변형율의 최대치와 하부면의 최대압축변형율의 최대치를 비교할 때 인장변형율의 최대치

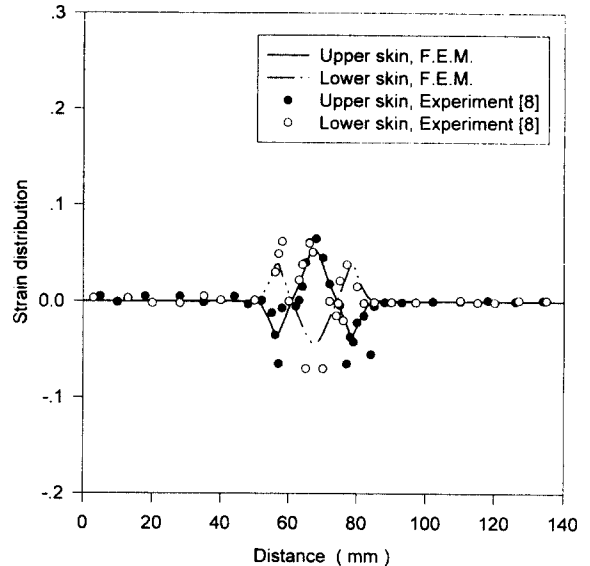


Fig. 16 Strain distribution of upper & lower skin for the 4.9mm, bead depth

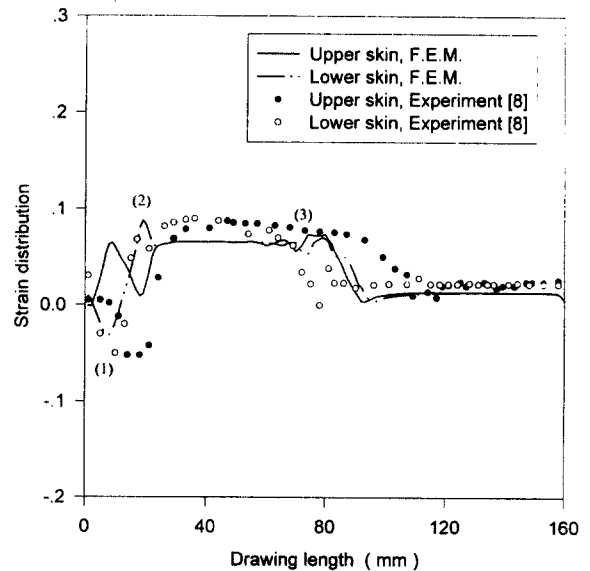


Fig. 17 Upper & lower skin stain distribution of specimen of 80mm drawn



가 더 높게 나타나고 있어 비드 성형단계는 인장응력이 부가된 굽힘과 역굽힘 현상으로 설명할 수 있다. 대체로 해석결과는 실험결과와 잘 일치하고 있음을 보여준다.

Fig.17은 인출해석의 결과로 시편을 80mm까지 인출하였을 때의 시편 상부표면과 하부표면에서의 변형율분포를 본 해석의 결과와 기존의 실험결과<sup>(8)</sup>와의 비교를 나타내고 있다. (1)은 비드의 중심 부분, (2)는 비드홈의 오른쪽부분, (3)은 인출전 블랭크 홀더 하강단계에서 비드의 중심부위에 있던 요소를 가리키고 있다. 인출이 진전됨에 따라 시편의 하부면의 변형율은 (1)을 통과할 때는 압축이 일어나고, 인출이 진행됨에 따라 (2)를 통과할 때는 인장이 발생됨을 보여주고 있다. 즉 인출과정은 연속적인 굽힘과 역굽힘작용에 의해 이루어짐을 보여주고 있다. 특히 두께가 얇은 판재 내부에서의 굽힘과 역굽힘에 의한 응력분포의 역전 현상, 탄성영역과 소성영역의 공존 등의 문제점 때문에 해의 정확성 및 수렴성이 저하될 수 있기 때문에 세심한 주의가 필요하다. (3)은 성형단계에서 발생된 초기 변형률이 인출후에도 여전히 남아 있음을 보여주고 있다. 나머지 드로오비드 영역을 통과하지 않은 부분은 변형이 거의 없음을 보여주고 있으며 전체적으로 해석결과와 기존의 실험결과가 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

#### 4. 결론

원형드로오비드의 성형과 인출과정을 대변형을 고려한 탄소성 유한요소법을 이용하여 해석하였으며 이를 통하여 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 성형과정의 해석으로부터 체결력은 마찰조건에는 무관하나, 비드반경이 감소할수록 비드전진깊이가 클수록 증가한다.
- (2) 인출과정의 해석으로부터 체결력은 마찰조건에 무관하나, 인출력은 마찰계수가 증가할수록 증가한다. 인출력 및 체결력 모두 비드반경 및 비드전진깊이에 민감하게 변화한다.
- (3) 인출력 및 유효변형도 값은 마찰조건보다는 비드의 기하학적형상과 쿠션압력에 더욱 큰 영향을 받으며, 드로오비드의 인출력은 비드를 지나는 동안의 굽힘 및 역굽힘에 의한 저항력 때문에 발생하는 것으로 해석된다.
- (4) 비드가 설치된 금형에서의 드로잉공정의 해석에, 본 연구 결과를 이용하면 계산의 정확도는 유지하

면서 계산시간을 절감시켜 줄 수 있을 것으로 기대된다.

#### 후 기

본 논문은 1997년도 영남대학교 학술연구조성비에 의한 것으로 이에 관계제위께 감사드립니다.

#### 5. 참고 문헌

1. Harmond D. Nine, "The Applicability of Coulomb's Friction Law to Drawbeads in Sheet Metal Forming", J. Applied Metal Working, Vol. 2, No. 3, pp. 200~210, (1982)
2. Harmond D. Nine, "New Drawbead Concepts for Sheet Metal Forming", J. Applied Metal Working, Vol. 2, No. 3, pp. 185~192, (1982)
3. Neng-Ming Wang, "A Mathematical Model of Drawbead Forces in Sheet Metal Forming", Vol. 2, No. 3 pp. 193~199, (1982)
4. B. S. Levy, "Development of a Predictive Model for Drawbead Restraining Force Utilizing Work of Nine and Wang", J. Applied Metal Working, Vol. 3, No. 1, pp. 38~44, (1983)
5. J. M. Yellup and M. J. Painter, "The Prediction of Strip Shape and Restraining Force for Shallow Drawbead Systems", J. Applied Metal Working, Vol. 4, No. 1, pp 30~38, (1985)
6. N. Triantafyllidis, B. Maker and S. K. Samanta, "An Analysis of Drawbead in Sheet Metal Forming : Part I - Problem Formulation", J. of Eng. Materials and Technology, Vol. 108, pp. 321~327, (1986)
7. B. Maker, S. K. Samanta, G. Grab and N. Triantafyllidis, "An Analysis of Drawbead in Sheet Metal Forming : Part II - Experimental Verification", ASME, J. of Appl. Mech., Trans. ASME, Vol. 109, pp. 164~170, (1987)
8. 김창만, 임영석, 김낙수, 서대교, "드로오비드 인출특성에 관한 유한요소해석 및 실험적 검증", 대한기계학회

- 논문집, 제19권, 제8호, pp. 1844~1853, (1995)
9. J. R. Michler, K. J. Weinmann, A. R. Kashani and S. A. Majlessi, "A strip-drawing simulator with computer-controlled drawbead penetration and blankholder pressure", *J. Materials Processing Technology*, Vol. 43, pp. 177~194, (1994)
10. P. Chabrand, F. Dubois and J. C. Gelin, "Modeling Drawbeads in Sheet Metal Forming", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 38, No. 1, pp. 59~77 (1996)
11. L. R. Sanchez and K. J. Weinmann, "An Analytical and Experimental Study of the Flow Sheet Metal Between Circular Drawbeads", *Trans. of the ASME, J. of Eng. for Industry*, Vol. 118, pp. 45~54 (1996)
12. 신양호, 심현보, "유한요소법에 의한 드로오비드 인출 특성 연구", 한국공작기계학회 '97 춘계학술대회 논문집, pp. 42-47 (1997)
13. 심 현보, "단층 및 적층 셸에 대한 탄소성 유한요소법의 수식화와 박판금속 성형에의 응용" Ph.D Dissertation, KAIST (1990)