

〈論 文〉

# 유한 요소법을 이용한 축대칭 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정의 해석

양동열\* · 김한경\*\* · 이항수\* · 김경웅\*

(1991년 10월 26일 접수)

## Analysis of the Axisymmetric Hydro-Mechanical Deep Drawing Process by Using the Finite Element Method

Dong Yol Yang, Han Gyeong Kim, Hang Soo Lee and Kyung Woong Kim

**Key Words :** Rigid-Plastic Finite Element Method(강소성 유한요소법), Hydro-Mechanical Deep Drawing(하이드로 미케니칼 디프 드로잉), Axisymmetric Deformation(축대칭 변형), Chamber Pressure(챔버압력), Fluid Flow(유체 유동)

### Abstract

The study is concerned with the rigid-plastic finite element analysis for axisymmetric hydro-mechanical deep drawing in which the fluid flow influences the metal deformation. Due to the fluid pressure acting on the sheet material hydromechanical deep drawing is distinguished from the conventional deep drawing processes. In considering the pressure effect, the governing equation for fluid pressure is solved and the result is reflected on the global stiffness matrix. The solution procedure consists of two stages; i.e., initial bulging of the sheet surface before the initiation of steady fluid flow in the flange and fluid-lubricated stage. The problem is decoupled between fluid analysis and analysis of solid deformation by iterative feedback of mutual computed results. The corresponding experiments are carried out for axisymmetric hydro-mechanical deep drawing of annealed aluminium sheet as well as for deep drwing. It has been shown from the experiments that the limit drawing ratio for hydro-mechanical deep drawing is improved as compared with deep drawing. The computed results are in good agreement with the experiment for variation of punch head and chamber pressure with respect to the punch travel and for distribution of thicknees strain. It is thus shown that the present method of analysis can be effectively applied to the analysis of axisymmetric hydro-mechanical deep drawing processes.

### 기 호 설 명

$a$  : 다이의 내경  
 $F$  : 압력에 의한 절점력  
 $H$  : 압력이외의 힘에 의한 절점력  
 $h$  : 펀치의 행정 (punch stroke)

$h(r)$  : 플랜지부의 틈새  
 $n$  : 요소의 면에 수직인 단위벡터  
 $p$  : 유체의 압력  
 $P$  : 강성 행렬  
 $R$  : 수직 이방성 계수 (lankford value)  
 $s_0, s$  : 변형전후 요소의 길이  
 $r_0, r$  : 변형전후의  $r$ 좌표

\*정회원, 한국과학기술원 정밀공학과

\*\*대우자동차(주)

- $z_0, z$  : 변형전후의  $z$ 좌표  
 $t$  : 시편의 두께  
 $T^p$  : 압력에 의한 외력 벡터  
 $V_p$  : 펀치의 진행속도  
 $v, w$  :  $r$  및  $z$ 방향의 미소 변위  
 $d\bar{\epsilon}$  : 유효 변형률 증분 (effective strain increment)  
 $\mu$  : Coulomb 마찰 상수  
 $\bar{\epsilon}, \bar{\sigma}$  : 유효 변형률 (effective strain) 및 유효 응력 (flow stress)  
 $\beta$  : 감속 계수 (deceleration coefficient)  
 $\eta$  : 동적 점도 (dynamic viscosity)

## 1. 서 론

박판 금속으로부터 용기형상의 제품을 만드는 데는 디프 드로잉 (deep drawing) 공정이 주로 사용되고 있다. 그러나 디프 드로잉 공정은 소재 표면의 대부분이 공구와 직접 접촉하게 되어 마찰의 영향이 커지고, 플랜지 부분에 주름현상 (wrinkling) 이 발생하기 쉬우며 펀치 기둥 (punch stem) 부분에서 소재의 인장력이 커지게 되고 또한 이에 의해 성형 한계가 비교적 낮은 편이어서 드로잉비가 작고 비교적 복잡하지 않은 형상의 제품성형에만 제한된다.

하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정은 이러한 제한점을 보완하기 위하여 제안된 공정으로 높은 드로잉비의 제품이나 다양한 모양의 제품에 적용이 가능하다. 하이드로 미케니칼 디프 드로잉에서는 소재 표면에 압력을 가함으로써 성형성을 높이는 데, 유체압력을 작용시키는 방법에는 플랜지 부분에서 유체의 유출을 가능하게 하여 유체의 압력에 의한 밀착효과와 윤활효과를 얻는 방법과 다이 챔버내에서만 압력을 작용시켜 펀치에 대한 소재의 밀착효과를 높임으로서 펀치 벽부의 인장력을 완화시키는 방법, 그리고 챔버 내부뿐 아니라 플랜지 외곽에서도 안쪽 방향으로 압력을 작용시키는 방법 등이 있다.

디프 드로잉 공정과 비교한 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정의 특징은 다음과 같다.

첫째, 압력유체의 유체윤활 효과로 플랜지부의 마찰이 감소되고 펀치와의 접촉부 마찰력을 증가시켜 성형벽부의 인장력을 완화시킴으로써 드로잉비 (drawing ratio)를 훨씬 크게 할 수 있다.

둘째, 성형품의 치수 정밀도가 향상되며, 특히 펀치와의 접촉을 유지시켜서 국부적인 두께 감소를 방지하여 상용의 디프 드로잉 공정에 의한 것보다 균일한 두께의 제품을 얻을 수 있다.

셋째, 유압실이 다이의 역할도 하며 균일한 압력을 가하여 소재를 펀치에 밀착시키므로 일반적인 디프 드로잉 방법으로는 성형하기 곤란한 원추 (cone) 형상 및 오목한 곡면 등과 같은 복잡한 형상의 성형이 가능하다.

넷째, 유체의 가압효과로 소재가 펀치에 밀착되어 다이의 정밀도가 크게 요구되지 않으므로 다이의 가공비가 적게들어 경비를 절감할 수 있다.

반면에 순수하게 소재를 변형시키는 이외에 유압실 내부에 발생하는 압력을 유지하는데도 가공력이 소모되게 되어 펀치 하중이 더 커지게 되고 따라서 상용의 디프 드로잉 공정보다 큰 용량의 프레스를 필요로 하게 된다.

하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정은 1950년대에 개발되어<sup>(1,2)</sup> 실험적인 연구가 많이 진행되었다. Hillier<sup>(3)</sup>는 유압의 작용을 고려하여 공정의 역학관계를 부분적으로 해석하였고, El-Sebaie와 Mellor<sup>(4)</sup>는 실험적인 연구와 병행하여 간단한 평형방정식을 이용하여 불안정 현상을 예측하였다. Tirosh와 Konvalina<sup>(5)</sup>는 근사적인 해법으로 플랜지 부분의 압력을 구하여 상계해법으로 성형한계를 예측하였다. 근래에 Nakamura와 Nakagawa는 플랜지 외곽 부분에 유체 압력을 작용시키는 방법을 제안하였다.<sup>(6)</sup>

이와 같이 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정에 대해 지금까지 보고된 연구 결과들은 대체로 실험에 치중된 것이었으며 상계해법 이외의 다른 방법으로는 수행되지 못하였다. 최근에 수치해석의 기법이 상당히 발전되고 이에 따라서 비교적 복잡한 문제의 해석이 가능하게 됨에 따라 유한요소법과 같은 수치적 방법에 의한 이론적 연구도 필요하다.

금속성형의 해석에 이용되고 있는 유한요소법에는 탄소성 해석 (elasto-plastic analysis), 강소성 해석 (rigid-plastic analysis), 점소성 해석 (viscoplastic analysis) 등이 있다. 그 중 강소성 유한요소법은 Lee와 Kobayashi<sup>(7)</sup>에 의해서 제안되었으며 Kim과 Kobayashi<sup>(8)</sup>는 해의 유일성과 변형도중의 형상변화의 효과를 고려하여 축대칭 형상의 평면외 변형 (out-of plane deformation) 문제의 강소성 유

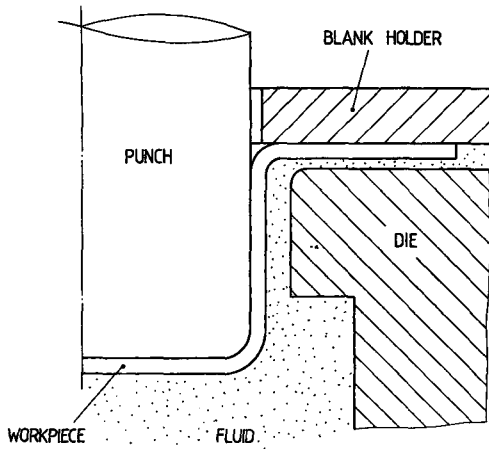


Fig. 1 Schematic view of the hydromechanical deep drawing process allowing fluid flow in the flange area

한요소 해석에 적용할 수 있는 새로운 변분원리를 제안하였다. Kim과 Yang<sup>(9)</sup>은 강소성체가 대변형을 일으키는 경우의 기하학적 비선형성을 고려한 새로운 유한요소 수식을 제안하고 평면 이방성(planar anisotropy)을 고려한 수식을 유도하여 디프 드로잉 공정의 플랜지 변형과 정수압 벌징 등을 해석하였다.

본 논문의 목적은 축대칭 형상의 하이드로 미케니칼 디프드로잉 공정을 강소성 유한요소법으로 해석하는 것이다. 본 논문에서는 Fig. 1에서 보이는 바와 같은 경우에 대하여 평두 펀치(flat headed punch)를 사용한 공정을 강소성 유한요소법으로 해석하였으며 이때 플랜지 부분에서의 유체 유동을 함께 해석하여 펀치 행정에 따른 챔버내의 압력 및 플랜지부의 압력분포를 구하였다. 접촉부의 처리는 Yang 등<sup>(10)</sup>이 제안한 방법을 적용하였다.

이론해석의 타당성을 알아보기 위하여 금형을 설계, 제작하고 실험을 수행하여 결과를 비교 검토하였다.

## 2. 이론해석

### 2.1 기본 가정

하이드로 미케니칼 디프드로잉 공정의 모식도가 Fig. 1에 나타나 있다. 일반적으로 금속 성형을 해석하는 데에는 변형 영역들이 경계조건을 만족하는

범위 내에서 적당한 가정을 하여 실제 형상과 유사하면서도 간단한 모델을 설정하여야 한다. 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정을 해석 할 때 위와 같은 모델을 만들기 위하여 금속 성형 부분과 유체 해석 부분에 다음과 같은 가정을 도입하였다.

먼저 금속 성형 해석부분에 적용할 가정은 다음과 같다.

(가) 소재를 박막 요소(membrane element)로 생각하여 굽힘 효과(bending effect)를 무시하고, 평면 응력 상태(plane stress state)로 가정한다.

(나) 수직 이방성(normal anisotropy)을 고려한다.

(다) 재료는 가공 경화재로서 유동 응력(flow stress)은 유효 변형률만의 함수이다

(라) 소재는 비압축성 재료이다.

유체 유동해석에 적용한 가정은 아래와 같다<sup>(11-13)</sup>

(가) 유동부 유체의 속도와 양이 비교적 작기 때문에 관성력(inertia force)과 체력(body force)을 무시 한다.

(나) 유막의 두께가 매우 얇으므로 두께방향의 압력 구배를 무시한다.

(다) 경계에서의 유체의 미끄럼은 무시한다. 즉, 경계면에서의 유체의 속도는 금속부의 속도와 같다.

(라) 유체는 비압축성 Newton 유체이다.

(마) 유체 유동은 층류(laminar flow) 이다.

(바) 유체의 점도에 대한 온도와 압력의 영향을 무시한다.

### 2.2 유한 요소 방정식

박판 성형을 효과적으로 해석하기 위해서는 기하학적 또는 재료적 비선형성을 고려하여야 한다.

Kim과 Kobayashi<sup>(8)</sup>가 제안한 변분원리를 도입하였다. Fig. 2에서 보이는 원추대 요소에 대하여 앞 절에서 서술한 가정과 함께 이 변분원리를 적용하여 얻어진 범함수로부터 비선형 연립방정식이 얻어지며, 이를 선형화시키면 다음과 같은 선형 유한요소 방정식을 얻게된다.

$$PAV = F - H \quad (1)$$

여기서  $P$ 는 강성행렬을 나타내며  $F$ 와  $H$ 는 각각 압력에 의한 절점력과 그외의 힘에 의한 절점력을 나타낸다.

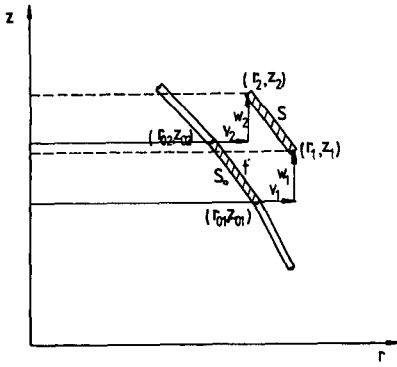


Fig. 2 Approximation of sheet geometry by a series of conical frusta

방정식의 해를 구하는 방법은 먼저 초기변위 (initial guess)를 가정하고 방정식을 풀어 초기변위를 구한다음 다음의 과정을 반복하면서 해를 구한다.

$$U_{(n)} = U_{(n+1)} + \beta \Delta U_{(n)} \quad (2)$$

여기서  $\beta$ 는 해의 발산(Divergence)을 방지하기 위한 감속 계수이며 0과 1사이의 경험적인 수치를 적용한다. 한 변형단계에서 위의 과정을 반복 (Iteration) 하면서 다음조건에 의해 수렴여부를 결정한다.

$$\|\Delta U_{(n)}\| / \|U_{(n)}\| \leq \epsilon \quad (3)$$

2.3 외력 경계조건에 처리

박판성형 공정은 체적에 비하여 표면적인 상당히 크기 때문에 공구와의 접촉여부를 결정하고 마찰의 영향을 고려하는 것이 상당히 중요하다. 두 물체가 접촉할 때의 접촉처리 방법은 경사면 경계조건<sup>(10)</sup>을 사용했다. 마찰 처리는 개정된 Coulomb마찰 조건을 이용하였으며<sup>(10)</sup> 소재판과 펀치와의 접촉면 및 소재판과 블랭크홀더와의 접촉면에서의 마찰계수는 직접 접촉하는 것으로 가정하여 0.24를 적용하였다. 유한요소 해석에서 소재판은 박막으로 가정하였으므로 플랜지부에서 소재와 블랭크홀더 사이의 작용압력은 소재의 밀면에 작용하는 압력과 같은 것으로 가정하였다.

유체의 압력에 의해서 발생하는 힘은 요소에 작용하는 압력과 작용의 방향을 나타내는 수직 벡터로서 나타내며, 절점의 연결상태(connectivity)에

따라서 압력의 작용방향이 결정되는 압력요소의 개념<sup>(14)</sup>을 적용하였다. 즉 한 요소에 작용하는 유체 압력은

$$T_e^p = -pn_e \quad (4)$$

과 같이 된다. 이때는  $n_e$ 는  $e$ -번째 요소면에 수직인 벡터를 나타내며  $T_e^p$ 는 압력에 의한 작용 외력을 나타낸다.

2.4 플랜지 부의 유체유동

하이드로 미케니칼 디프드로잉 공정의 경우, Fig. 1에서와 같이 비교적 넓은 부분이 압력유체에 의해서 다이와 분리되고 유체의 압착 및 윤회효과를 얻게 된다. 유체가 챔버 내부에서는 거의 정체하고 있으나, 플랜지 부분에서는 펀치가 진입됨에 따라 유체가 가압되어 유동이 발생하게 된다.

공정이 진행 됨에 따라 플랜지 부분은 반경 방향으로 안쪽에서 당겨지게 되어 바깥쪽이 두꺼워지고 안쪽이 얇아지는 두께분포를 가진다. 이 때문에 유동 부분의 형상이 평행하지 않게 되고 바깥으로 갈수록 틈새가 좁아진다.

일반적인 경우에 대하여 레이놀즈 방정식의 정해 (exact solution)를 구하기가 어렵기 때문에 적절한 가정을 적용하여 실제의 문제에 적용할 수 있는 형태로 간단화 시키면 다음과 같다. 즉, 두께 방향의 압력구배를 무시할수 있기 때문에 원통좌표계에서의 Navier-Stokes 방정식은  $r$  방향의 식만이 남게되어 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \eta \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (5)$$

여기서  $u$ 는 반경방향의 유체의 속도를 나타내며  $r$ 과  $z$ 의 함수가 된다. 그리고 압력은  $r$ 만의 함수가 된다. 이때 다이의 윗면 및 소재판의 밀면에서의 속도에 대한 경계조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} z=0 \text{에서, } u &= 0, \\ z=h(r) \text{에서, } u &= u_0(a/r) \end{aligned} \quad (6)$$

여기서  $a$ 는 다이의 안쪽 반경을 나타내며  $r_p$  및  $u_0$ ,  $h(r)$ 은 각각 펀치의 반경 및 다이안쪽( $r=a$ )에서의 유체속도 그리고 반경  $r$ 에서의 유막의 두께를 나타낸다.

위 식의 해를 구하면 유체의 속도는 다음과 같이  $r$ 과  $z$ 의 함수로 표현된다.

$$u(r, z) = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial r} (z^2 - zh(r)) + u_0 \frac{z}{h(r)} \left[ \frac{a}{r} \right] \quad (7)$$

그런데 실제  $h(r)$ 의 크기가 상당히 작기 때문에  $z$  좌표에 대한 평균속도를 계산하여 속도를  $r$ 만의 함수로 표현할 수 있으며, 이때 평균속도는 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \bar{u}(r) &= \frac{\int_0^h u(r, z) dz}{h(r)} \\ &= -\frac{1}{12\eta} \frac{\partial p}{\partial r} h^2(r) + \frac{u_0}{2} \frac{a}{r} \end{aligned} \quad (8)$$

펀치의 진입에 의해서 플랜지 부분으로 유출되는 유량은 유체의 비압축 조건에 의하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\pi(r_p + t)^2 V_p = 2\pi r h(r) \bar{u}(r) \quad (9)$$

이 식에서 평균속도를 구하면 다음과 같이 된다.

$$\bar{u}(r) = \frac{(r_p + t)^2 V_p}{2rh(r)} \quad (10)$$

식(8)과 식(10)을 연결하면 다음과 같은 레이놀즈 방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \frac{6\eta u_0 a}{rh^2(r)} - \frac{6\eta (r_p + t)^2 V_p}{rh^3(r)} \quad (11)$$

위의 방정식을 적분하면

$$p(r) = 6\eta \left\{ u_0 a \int \frac{dr}{rh^2} - (r_p + t)^2 V_p \int \frac{dr}{rh^3} \right\} \quad (12)$$

와 같이 되고 소재변형에 대한 유한요소 해석으로부터 각 요소의 두께가 구해지므로  $h(r)$ 의 표현이 가능하다. 플랜지 부분에서 소재판 끝의 바깥부분에서의 두께는 안쪽부분과 비교하여 매우 크므로 (100배 이상) 소재판의 끝부분에서의 압력 경계조건은 대기압으로 가정할 수 있으며 이를 적용하면  $r$ 좌표에 대한 압력분포를 구할 수 있다.

### 2.5 계산 방법

하이드로 미케니칼 디프 드로잉의 경우 경계에서의 유체의 상태에 따라 크게 두 단계로 나눌 수 있다. 그 첫번째는 펀치의 진입에 따라서 플랜지 부분이 열리지 않은 상태로 챔버내의 압력이 계속 증가하는 단계이며, 두번째 단계는 챔버내의 압력이 주어진 블랭크 홀딩력을 극복하여 플랜지 부분이 열리고 유체의 유동이 일어나는 단계이다.

먼저 단계 1(stage 1)에서는 초기 변형 단계에서 펀치의 진입에 따른 유체압력의 발생으로 펀치와 블랭크 홀더 사이의 간극에서 소재에 역방향 벌징(reverse bulging)이 발생 하게 되는데 계산과정은 다음과 같다. (Fig. 3)

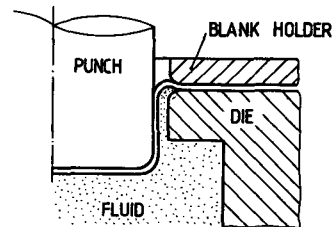
(i) 챔버내에 미소압력을 가해 준다.

(ii) 변위증분과 압력을 이용하여 접촉조건을 만족하는 유한 요소식의 해를 구한다.

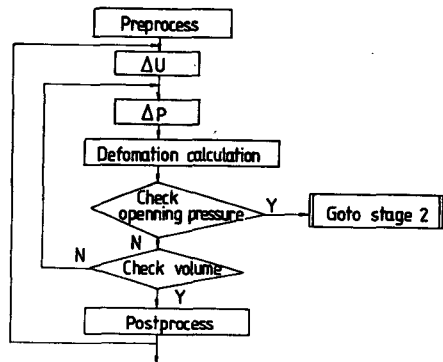
(iii) 플랜지에서의 유체압력에 의한 힘과 가해진 블랭크 홀딩력과의 평형여부를 조사하여 평형이 이루어지면 단계 2로 넘어간다. 이때 플랜지부의 압력은 반경  $r$ 에 대하여 선형인 것으로 가정하였으며, 이 압력을 플랜지부의 면적으로 적분하여 이를 블랭크홀딩력과 비교하여 평형관계를 조사하였다.

(iv) 펀치유입 부분과 역벌징된 부분의 체적을 조사한다. 유체의 체적변화가 없어야 하므로 이 조건을 만족하지 않으면 (i)로 되돌아 가서 압력을 더 높이면서 반복계산한다.

단계 2(stage 2)에서는 플랜지 부분의 유체의 압력에 의한 힘이 가해진 블랭크 홀딩력과 평형을 이



(a) Reverse bulging



(b) Flow chart

Fig. 3 Schematic diagram for transient stage and flow chart for related computation

루면서 유체의 유동이 일어난다. 이때의 계산과정은 다음과 같다. (Fig. 4)

(i) 플랜지 부분 소재의 두께분포를 이용하여 압력분포를 계산한다. 다이와 블랭크홀더 사이의 간극은 전체 플랜지부에 대하여 일정하므로 소재의 두께분포에 따라 유막의 두께가 계산되며 유막의 두께와 펀치의 진입에 따른 전체 유동유량에 의해 압력분포가 계산된다.

(ii) 유한요소 해석을 위하여 펀치의 미소변위에 상응하는 변위증분을 가정한다.

(iii) i)에서 계산된 압력분포를 경계조건으로 포함시켜 유한요소 방정식의 해를 구한다.

(iv) 소재판과 펀치 또는 다이와의 접촉조건을 조사한다.

(v), (ii)와 (iii) 그리고 (iv)에 의한 유한요소해석으로부터 각 요소의 절점에서의 두께가 계산되면 (i)에서와 마찬가지로 플랜지부의 압력분포가 계산된다. 이때 플랜지 부분에서의 압력분포를 면적으로 적분한 값이 블랭크홀딩력과 같으면 한 단계의 해석이 완료되며 평형상태를 이루지 못하면 (ii)의

단계로 되돌아가서 평형을 이룰 때까지 반복계산 (iteration)을 한다.

### 3. 실험

실험에 사용된 소재는 0.8mm두께의 A1 1050으로서 압연 방향에 대하여 0, 45, 90도 방향의 단축인장 시험으로부터  $R=0.667$ 의 수직이방성 계수를

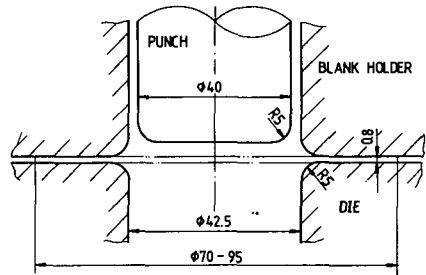
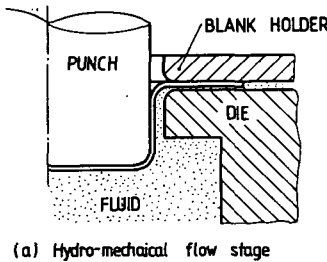
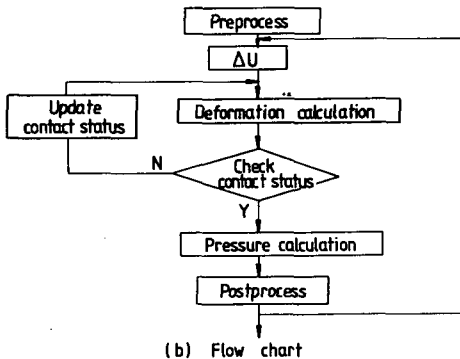


Fig. 5 Geometry of tool and sheet for analysis



(a) Hydro-mechanical flow stage



(b) Flow chart

Fig. 4 Schematic diagram for hydro-mechanical flow stage and flow chart for related computation

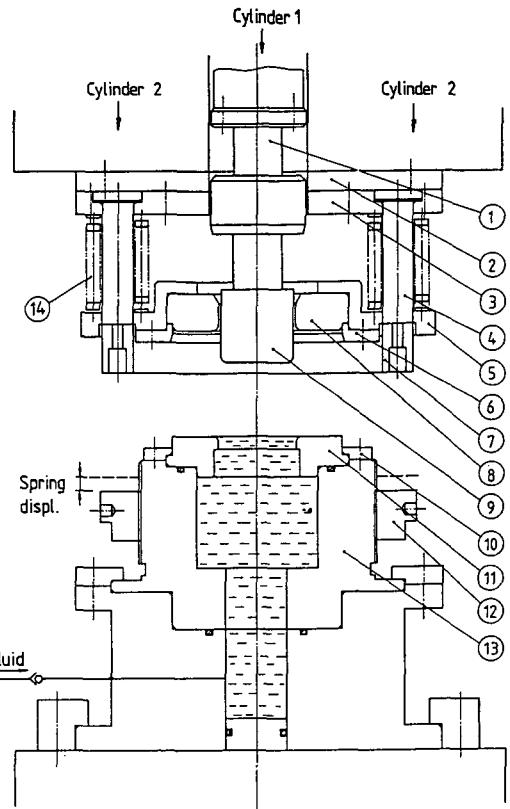


Fig. 6 Schematic diagram of experimental setup

얻었으며 다음과 같은 응력-변형도 관계를 얻었다.

$$\bar{\sigma} = 26.35 (\bar{\epsilon})^{0.2479} \text{ (kgf/mm}^2\text{)} \quad (13)$$

펀치는 직경 40mm의 원통형상의 평두 펀치를 사용하였으며 이에 따르는 금형의 치수 및 소재의 직경이 Fig. 5에 나타나 있다. 장치에 있어서 다이 부분에는 챔버내부와 유압 라인을 연결하여 필요한 압력으로 가압시킬 수 있도록 하였다. 블랭크 홀더는 스프링을 사용하여 작업시 간극 조절로 일정한 홀딩력을 얻을 수 있도록 장치하였다. 실험장치의 모식도는 Fig. 6에 나타나 있다.

펀치행정이 0일 때 10 kg<sub>f</sub>/cm<sup>2</sup>의 예압을 가하였다. 이때 소재는 약간 역벌징 되는 현상을 보인다. 예압을 가한후에 펀치를 침입시키면 챔버내의 유체는 플랜지 부분으로 빠져 나가며 그 저항력에 의해 압력이 발생한다.

본 실험의 주요 공정변수는 드로잉하는 소재의 직경 즉 드로잉비와 블랭크 홀딩력이며, 한계 드로잉비를 비교하기 위하여 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정과 디프 드로잉 공정을 병행하여 실험을 하였다.

#### 4. 결과 및 토론

하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정의 중요 공정 변수는 챔버내의 압력과 드로잉비이다. 그리고 디프드로잉 공정의 경우는 블랭크 홀딩력이 가장 중요한 공정 변수이다. 일반적으로 디프 드로잉의 경우 파단 상태를 살펴보면 블랭크 홀딩력이 과다할 경우 공정초기에 펀치코너(punch shoulder) 부분에서 파단이 발생하고 블랭크 홀딩력이 너무 작을 경우에는 플랜지 부분에서 주름현상이 발생하게 된다. 이점을 참고하여 실험에서는 위의 두가지 문제가 발생하지 않고서 완전한 컵을 성형시킬 수 있는 블랭크 홀딩력을 적절한 값으로 채택하였다. 즉 상술한 변수들에 의하여 한계 드로잉비가 결정되며 성형여부에 대한 실험결과가 Table 1에 나타나 있다. Table 1에 의하면 디프 드로잉 공정의 경우 드로잉비가 2일 때 적절한 블랭크 홀딩력으로서 약 600 kg<sub>f</sub>가 채택되었는데, 이는 플랭크 홀딩력이 600 kg<sub>f</sub> 일때 펀치부의 파단과 플랜지부의 주름 현상(wrinkling)이 동시에 발생했기 때문이며, 이로부터 한계 드로잉비는 1.875에서 2.0 사이에 있음을 알 수 있다. 하이드로 미케니칼 디프 드로잉의

**Table 1** Comparison of Limit Drawing Ratio (LDR) in deep drawing and hydromechanical deep drawing.

● Hydro-Mechanical Deep Drawing

No.	DR	BHF (kgf)	RESULT
1	2.0	1280	success
2	2.25	1280	success
3	2.375	1280	success
1	2.5	1280	rupture at die shoulder

● Deep Drawing

No.	DR	BHF (kgf)	RESULT
1	1.75	945	success
2	1.875	945	success
3	2.0	609	rupture at the wall wrinkling at the flange

DR : Drawing Ratio

BHF : Blank Holding Force

경우에는 챔버내의 압력이 블랭크 홀딩력과 플랜지부의 면적으로 결정되며 본 연구에서는 1280 kg<sub>f</sub>이 채택되었고 이때 한계 드로잉비는 2.375보다 큼을 나타내고 있다. 이로부터 상용의 디프 드로잉공정보다는 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정이 성형성의 측면에서 훨씬 우수한 것을 알 수 있다.

Fig. 7과 Fig. 8은 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정에서 펀치 행정에 따른 챔버압력의 변화를 나타내고 있다. 펀치행정이 증가함에 따라 챔버압력이 증가하고 있는데, 이것은 고정된 블랭크 홀딩력을 유동 유체가 지탱하게 되므로 플랜지 부분의 면적이 줄어들면서 압력이 커지는 것은 물리적인 현상과 일치한다. 초기에 압력이 증가하다가 약간 작아지는 경향을 보이는데 이것은 유체에 대하여 플랜지부가 단혀 있는 상태에서 어느정도 압력이 증가하면 플랜지부가 외부로 열리게 되며, 이때 순간적으로 유체의 흐름이 커지고 이에 의해 압력이 작아지는 것으로 사료된다. 성형 중기에 전반적으로 계산치가 실험치보다 작은 것으로 나타나고 있

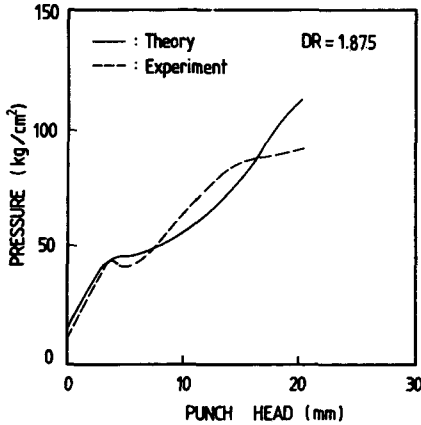


Fig. 7 Variation of chamber pressure with respect to punch travel for DR=1.875

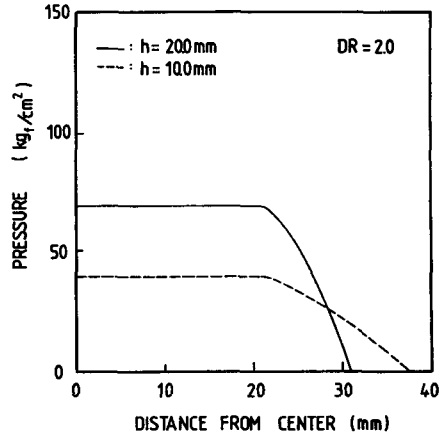


Fig. 9 Pressure Distribution acting on the sheet surface.

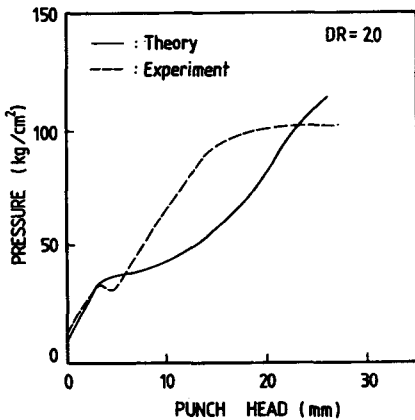


Fig. 8 Variation of chamber pressure with respect to punch travel for DR=2.0

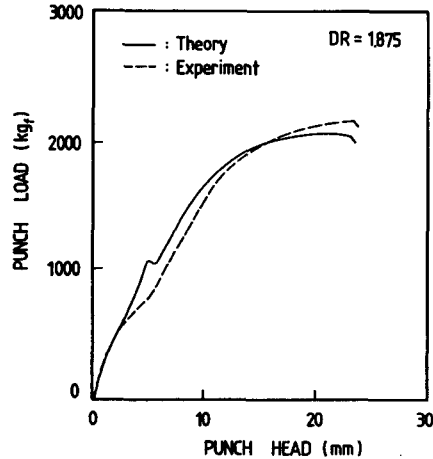


Fig. 10 Variation of punch load with respect to punch travel for DR=1.875

는데, 이는 실험에서는 다이코너 부분에서도 압력 유체의 흐름에 의한 압력강하가 발생하고 있으나 계산에서는 이를 무시했기 때문이다.

Fig. 9는 드로잉비가 2.0인 경우 소재의 경계에서 작용하는 압력의 분포를 보여주고 있다. 이 그림은 계산에 의한 결과를 나타낸 것으로 펀치의 진입에 따라서 플랜지 부분의 면적이 줄어들면서 플랜지 부분의 압력 구배가 커지고 챔버 내부의 압력 값도 커짐을 알 수 있다. 또한 반경이 큰 위치에서 소재의 위치에 따른 압력의 구배가 커지는 것은 플랜지부에서 바깥쪽의 두께가 두꺼워져서 상대적으로 유막의 두께가 매우 작게 되는 것이 그 이유라

할 수 있다.

Fig. 10과 Fig. 11은 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정에서 펀치 행정에 따른 하중을 나타낸 그림이다. 전체적으로 실험과 이론이 일치하는 것을 알 수 있다. 일반적으로 디프드로잉 공정의 경우에는 전체 행정중에 1/3 근처에서 극대 하중의 경향이 보여지는데 하이드로 미케니칼 공정의 경우에는 펀치가 진행함에 따라 압력이 증가되므로 그만큼 하중이 증가하게 되어 하중의 극대점이 거의 끝행정에서 나타나는 것을 알 수 있다.

Fig. 12와 Fig. 13은 각각 드로잉비가 1.875 및 2.0인 경우 성형중의 두께 변형도 분포를 보여주고



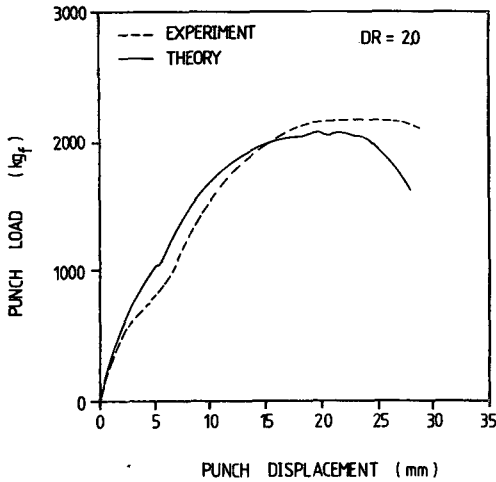


Fig. 11 Variation of punch load with respect to punch travel for DR=2.0

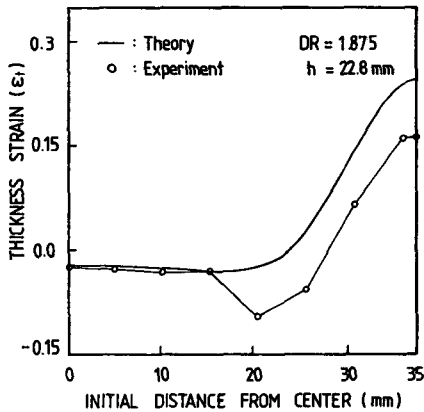


Fig. 12 Distribution of thickness strain for DR=1.875, h=22.8

있다. 펀치의 바닥 부분에서는 이론해석과 실험이 비교적 잘 일치하고 있으나 컵의 벽부분과 플랜지 부분에서는 실제 두께보다 두껍게 예측되었다. 이는 소재가 다이코너를 지날 때 굽힘 및 퍼짐과정이 수반되지만 박막요소를 사용한 이론해석에서는 굽힘의 효과가 고려되지 않아서 국부적인 굽힘변형을 해석하지 못하기 때문이라 생각된다. 그리고 Hill의 신이방성 이론을 적용한 연구결과<sup>(15)</sup>에 대하여, 본 실험에서 구한 알루미늄 소재의 수직 이방성 계수 0.667을 실험식에 적용하여 보면 이방성 항복함수의 지수값  $m=1.72$  정도가 될 경우에 실험결과

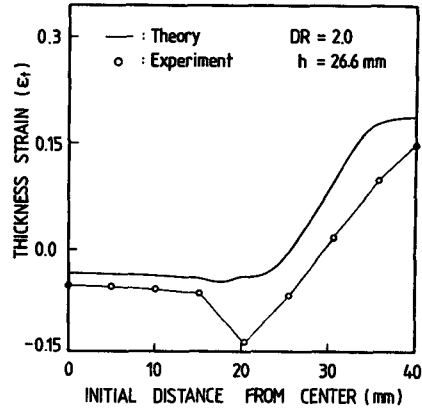


Fig. 13 Distribution of thickness strain for DR=2.0, h=26.6

와 가장 잘 일치하게 되리라고 예측할 수 있다. 그러나 본 논문에서는  $m=2$ 의 2차 항복함수를 사용하였으므로 이론적인 계산의 정확도에는 한계가 있으리라 사료된다.

### 5. 결 론

축대칭 컵형상의 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정을 해석하였으며 실험을 통하여 이론의 타당성을 검토 하였다. 그리고 상용의 디프 드로잉 공정과도 공정상의 특징을 비교하였다. 이러한 내용들로부터 다음의 결론을 얻을 수 있다.

(1) 박판 금속의 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정의 경우에서 유체 유동을 동시에 고려하여 강소성 유한요소 해석법으로 해석하였다.

(2) 성형한계의 측면에서 상용의 디프 드로잉 공정보다 하이드로 미케니칼 디프드로잉 공정의 경우가 한계 드로잉비가 훨씬 큼을 실험을 통해 확인하였다.

(3) 이론해석을 통해 구한 하중 및 압력, 그리고 두께변형도 분포를 실험치와 비교한 결과 비교적 좋은 일치를 보였으며 이로써 본 이론해석의 타당성을 입증하였다.

이상의 결과로부터 박판금속 성형시에 하이드로 미케니칼 디프 드로잉 공정이 매우 효과적인 공정임을 확인했다. 또한 본 연구의 결과는 박판 성형 공정의 설계자료로써 유용하게 사용될 수 있으리라 생각하며 해석시 굽힘효과 등이 고려되어야 보다 정확한 해를 얻을 수 있을 것이다.

## 참고문헌

- (1) Buerk, E., 1967, "Hydromechanical Drawing," Sheet Metal Industries, pp. 182~186.
- (2) Panknin, W., 1967, "Grundlagen des Hydraulischen Tiefziehens (Hydroform) und Hydraulische Tiefzieheinrichtungen," Werkstatt-Technik und Maschinenbau, Vol. 47, pp. 295~303.
- (3) Hillier, M.J., 1969, "The Mechanics of Some New Processes of Cup Drawing," Trans. ASME, J. of Appl.Mech., Vol.36, pp. 304~309.
- (4) El-Sebaie, M.G. and Mellor, P.B., 1973, "Plastic Instability Condition When Deep-Drawing into High Pressure Medium," Int.J.Mech.Sci., Vol.15, pp.485~501.
- (5) Tirosh, J. and Konvalina, P., 1985, "On The Hydraulic Deep Drawing Process," Int. J. Mech. Sci., Vol.27, pp.595~607.
- (6) Nakamura, K. and Nakagawa, T., 1985, "Radial Pressure Assisted Hydraulic Counter Pressure Deep Drawing," J. of JSTP, Vol.26, pp. 73~80.
- (7) Lee, C.H. and Kobayashi, S., 1973, "New Solution to Rigid Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method," Trans.ASME, J. Eng. for Ind., Vol.95, pp.865~873.
- (8) Kobayashi, S. and Kim, J.H., 1978, "Deformation Analysis of Axi-Symmetric Sheet Metal Forming Process by Rigid-Plastic Finite Element Method," Mechanics of Sheet Metal Forming (Edited by D.P.Koistinen and N.M. Wang), Pleunum Press, New York, pp. 341~366.
- (9) Yang, D.Y. and Kim, Y.J., 1986, "A Rigid-Plastic Finite Element Formulation for the Analysis of General Deformation of Planar Anisotropic Sheet Metals and its Applications," Int. J. Mech. Sci., Vol. 28, pp. 825~840.
- (10) 양동열, 정완진, 김용환, 1989, "접촉을 고려한 3차원 형상의 금형에 의한 박판성형의 유한요소 해석", 대한기계학회논문집, 제13권, pp. 1092~1103
- (11) Cameron, A., 1967, "The Principles of Lubrication," John Wiley and Sons. Inc.
- (12) Pinkus and Sternlicht, 1961, "Theory of Hydrodynamic Lubrication," McGraw-Hill Book Company, Inc.
- (13) Livesey, J.L., 1960, "Inertia Effect in Viscous Flows," Int.J. Mech.Sci., Vol.1, pp.84~88.
- (14) Keck, P., Wilhelm, M., Lange, K. and Hermann, M., 1989, "Comparison of Different Finite Element Models for The Simulation of Sheet Metal Forming," NUMIFORM 89, pp. 481~488.
- (15) Ilahi, M.F., Parmer, A. and Mellor, P.B., 1981, "Hydrostatic Bulging of a Circular Aluminum Diaphragm," Int. J.Mech.Sci., Vol. 23, pp. 221~228.