

〈論 文〉

디프 드로잉 가공시 블랭크 홀더력에 관한 연구

이 종 국* · 강 명 순**

(1989년 5월 8일 접수)

A Study on the Blankholding Force in Deep Drawing Process

J.K. Lee and M.S. Kang

Key Words : Lower Blankholding Force(하한 블랭크 홀더력), Upper Blankholding Force(상한 블랭크 홀더력), Spring Type Blankholder System(스프링형 블랭크 홀더 방식), Stiffness of Blankholder(블랭크 홀더의 강성), Wrinkling(주름)

Abstract

The purpose of this paper is to obtain the effect of blankholding force in deep drawing process. Flange deformation is analysed by theoretical approach in order to apply the optimum blankholding force to the blank. As the result, the upper and lower blankholding force is determined in terms of variables in deep drawing process. Experiment are carried out with the high stiffness spring-type blankholder system. Theoretical upper blankholding force are relatively good agreement with experimental result and the range of initial blankholding forces for various materials tested are found by experiment.

기 호 설 명			
CL	: 다이내경과 펀치와의 간격	\bar{R}	: 수직이방성계수(normal anisotropy factor)
Cs	: 블랭크홀더의 강성(stiffness)	ΔR	: 평면이방성계수(planar anisotropy factor)
D	: 펀치의 지름	R_0	: 블랭크의 초기반경
$D.R.$: 드로잉비(drawing ratio)	R_d	: 다이레이디어스 반경
E_0	: 좌굴계수(buckling modulus)	R_p	: 펀치레이디어스 반경
F	: 최대 펀치력	r	: 블랭치부에 있어서 고려되는 미소요소 의 반경
H	: 블랭크홀더력	r_i	: 플랜지의 내주반경($r_i = r_1 + R_d$)
h	: 드로잉 행정	r_m	: 임의 순간에서의 플랜지부의 평균반경
H_0	: 초기 블랭크홀더력	r_0	: 임의 순간에서의 블랭크의 외주반경
$L.B.H.F.$: 하한블랭크홀더력	r_1	: 다이의 내경
N	: 임의순간에서의 주름의 수	t_0	: 블랭크의 초기두께
P	: 드로잉력	U.B.H.F.	: 상한 블랭크홀더력
p	: 블랭크홀더의 압력	W_m	: 임의순간에서의 플랜지부 평균반경에 서의 수직변위
Pt	: 접선계수(tangent modulus)	W_0	: 임의순간에서의 주름 발생시 외주반경
R	: 이방성계수(Lankford value)		

* 정회원, 한양대학교 대학원

** 명예회원, 한양대학교 공과대학 정밀기계과

- 에서의 수직변위
 w : 주름발생시 임의 위치에서의 수직변위
 $\bar{\epsilon}$: 유효변형도
 $\epsilon_r, \epsilon_\theta, \epsilon_t$: 반경방향, 원주방향의 변형률, 두께 변형률
 θ : 플랜지부의 원주방향의 좌표
 μ_d : 다이와 소재판사이의 마찰계수
 μ_p : 펀치와 소재의 마찰계수
 $\bar{\sigma}$: 유효응력
 σ_r, σ_θ : 반경방향 및 원주방향의 응력
 ϕ : 드로잉시 다이레이디우스에서의 접촉각

1. 서 론

근래 냉간가공의 급속한 발전과 함께 薄板가공의 成形性(formability)에 대한 관심이 높아지고 있다. 디프드로잉 가공은 다른 가공보다는 素材板 자체의 異方性(anisotropy)이 여러 가지 현상을 나타내며 재료특성, 공구형상, 윤활조건, 가공속도 등의 복잡한 영향을 받게 되어 조건이 많은 경우를 간단히 취급하기는 불가능하다.

일반적으로 디프드로잉의 가공한계는 펀치윤곽부에서의 파단(fracture)과 플랜지부의 주름현상(wrinkling)으로 크게 나눌 수 있는데, 파단에 미치는 인자들에 대해서는 실험적 연구 및 소성역학적 이론연구로부터 자세하게 이루어져 있는 상태이나, 주름현상에 관해서는 아직까지 정량적으로 확실하게 이루어져 있지 않다고 볼 수 있다.

플랜지부의 주름을 일으키는 좌굴문제에 대한 그간의 연구를 알아보면 Geckeler⁽¹⁾가 블랭크홀더를 사용하지 않은 경우에 대하여 좌굴계수를 이용하여 한계응력을 발표한 후로 Baldwin, Howald 등⁽²⁾은 이식을 실용화하는데 이르렀고, Senior⁽³⁾는 1차원적인 좌굴모델을 세워 에너지법으로 해결하였으며, 窟川⁽⁴⁾는 그의 이론을 확장하여 성형공정에서의 변수에 의한 영향을 이론적으로 명확히 하였다.

한편 Naziri, Pearce⁽⁵⁾ 등은 Lankford value가 wrinkling 현상에 미치는 영향에 대해 실험적으로 연구하여 특히 평면이방성계수가 큰 재료일수록 블랭크홀더력을 상승시켜야 함을 밝혔고, Yu, Johnson⁽⁶⁾은 2차원적인 좌굴모델을 세워 블랭크홀더의 영향에 대해 밝힘과 동시에 플랜지 폭이 넓은 재료에 대하여 Geckeler⁽¹⁾의 식의 수정을 요구하였으며, Naruse, Takeyama⁽⁷⁻⁹⁾는 Hill⁽¹⁰⁾의 해에 대한

유일성의 원리에 입각한 분기이론(bifurcation theorem)에 의거하여 주름현상을 다루었다.

그러나 이들 대부분의 연구에서는 플랜지부의 마찰상태를 고려하지 않고 있으나, 윤활 상태가 좋아질수록 블랭크홀더력을 상승시키지 않으면 한계 드로잉비(limiting drawing ratio)는 상승하지 않고 오히려 wrinkling 현상만이 증가하는 것이 보고⁽¹¹⁾되어 있는데, 일반적인 press shop에서의 블랭크홀더력의 선정은 블랭크의 재질특성(항복응력, 인장강도), 판두께비 및 드로잉비에만 관계하는 표준치⁽¹²⁾내지는 실험식⁽¹³⁾으로 제안되어 있는 상태이다.

한편 Doege, Sommer⁽¹⁴⁾는 블랭크홀더력의 최적화를 통하여 펀치행정에 따른 블랭크홀더력의 제어가 필요함을 시사하였다.

그러나 최적적인 블랭크홀더력을 결정하는 일의 에도 블랭크홀더 방식이 스프링형으로 주어지는 경우 블랭크홀더의 강성(stiffness)에 따라서 가공특성이 달라지게 되므로 강성에 관계하는 초기블랭크홀더력의 선정에는 어려움이 따르는 실정이다.

따라서 본 연구에서는 블랭크홀더력이 디프드로잉 성형성에 미치는 영향에 대해 알아보고자 윤활 조건에 따라 블랭크홀더력의 적정 범위를 이론적으로 파악해 보고, 실험의 경우 고강성 스프링형 블랭크홀더 방식에서 나타나는 디프드로잉 특성 및 초기블랭크홀더력의 상한한계에 관하여 검토하는 것으로 하였다.

2. 이론 해석

2.1 하한 블랭크 홀더력의 산정

하한 블랭크 홀더력을 결정하기 위해 모멘트 평형법을 사용한 河合 望⁽¹⁵⁾의 연구결과를 도입하기로 한다.

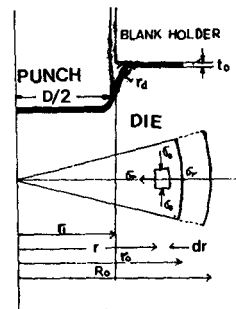


Fig. 1 Stress state of flange

디프 드로잉 임의 행정에서의 공구와 소재의 치수 및 이 때의 플랜지부의 응력상태를 Fig. 1과 같이 나타내고,

반경방향의 평형방정식

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (1)$$

과 Modified Tresca equation을 항복조건으로 사용할 때

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 1.1\bar{\sigma} \quad (2)$$

반경방향 인장응력은

$$\sigma_r = 1.1\bar{\sigma} \ln\left(\frac{r_0}{r}\right) + \frac{\mu_a H}{\pi r_0 t_0} \quad (3)$$

원주방향 압축응력은

$$\sigma_\theta = 1.1\bar{\sigma} \left\{ \ln\left(\frac{r_0}{r}\right) - 1 \right\} + \frac{\mu_a H}{\pi r_0 t_0} \quad (4)$$

이 된다. 임의 행정에서 플랜지 주름이 발생하는 경우, 주름의 수(N)를 고려하여 주름 반 파장부의 치수를 Fig. 2와 같이 나타내고, 이 때 임의의 반경 r에 대해 원주 방향의 단면을 보면 Fig. 3과 같이 나타낼 수 있다.

Fig. 3에 제시된 주름 반파장부에 작용하는 r방향의 모멘트를 계산하기로 한다.

압축응력에(σ_θ) 의한 모멘트는

$$M_\theta = \int_{r_i}^{r_0} |\sigma_\theta| t_0 W dr = W_m \int_{r_i}^{r_0} |\sigma_\theta| t_0 dr$$

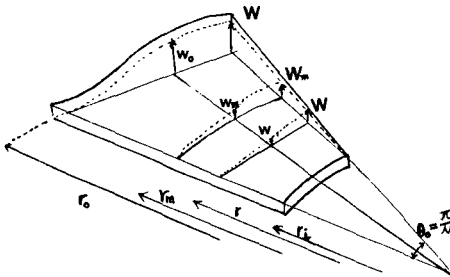


Fig. 2 The wrinkle shape of half wave

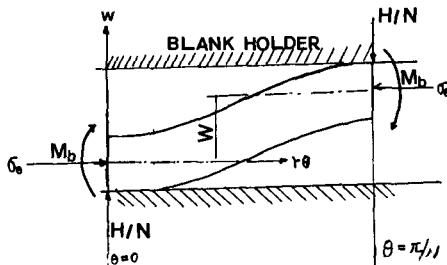


Fig. 3 Force system in case of wrinkling

$$= W_m \left\{ 1.1 \bar{\sigma} t_0 r_i \ln\left(\frac{r_0}{r_i}\right) - \frac{\mu_a H}{\pi} \left(1 - \frac{r_i}{r_0}\right) \right\} \quad (5)$$

이 된다.

한편 재료자신이 굽힘에 저항하는 모멘트(M_B)가 Fig. 3에서 지시된 방향으로 나타나므로 굽힘모멘트(M_B)를 구하기 위하여서는

우선 주름의 형상을

$$w = \frac{W}{2} (1 - \cos N\theta) \quad (6)$$

또 가정할 때

$$\theta = 0, \theta = \pi/N \text{에서 곡률은}$$

$$\left| \frac{1}{\rho} \right|_{\theta=0/\pi/N} = \left| \frac{\partial^2 w}{r^2 \partial \theta^2} \right| = \frac{WN^2}{2r} \quad (7)$$

이 되므로 굽힘모멘트는

$$\begin{aligned} M_B &= \int_{r_i}^{r_0} \frac{1}{\rho} E_0 I = \int_{r_i}^{r_0} \frac{r_0 WN^2}{2r^2} E_0 \frac{t_0^3 dr}{12} \\ &= \frac{E_0 t_0^3}{24} \frac{r_0 - r_i}{r_0 r_i} W_m N^2 \end{aligned} \quad (8)$$

이 된다.

단

$$\begin{cases} E_0 = \frac{4EP_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{P_t})^2}; \text{좌굴계수 (buckling modulus)} \\ P_t = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right)_{\epsilon=\epsilon}; \text{접선계수 (tangent modulus)} \end{cases}$$

블랭크 홀더력(H)에 의해 생기는 구속 모멘트(M_H)에 대해서는 반파장 부에 작용하는 블랭크 홀더력($H/(2N)$)이 $\theta=0$ 및 $\theta=\pi/N$ 에 있어서 반경선상에 균일분포하는 것으로 볼 때

$$M_H = \frac{H}{2N} \gamma_m \theta_0 = \frac{\pi(r_0 + r_i)}{4} \frac{H}{N^2} \quad (9)$$

된다.

이 3개의 모멘트 외에도 플랜지 내주부분은 구속되어져 $w=0$ 로 되기 때문에 이로 인한 모멘트가 존재한다. 河合 望⁽¹⁵⁾이 고찰한 것과 같이 실제 형상인 Fig. 4(a)의 상태에서 하중 q가 작용하는 것으로 볼 수 있으므로 이를 Fig. 4(b)에서 반경방향으로 균일 분포하중 q가 작용하는 것으로 대치하여 고찰하면

하중(q)는 다음으로 주어지고

$$q = \frac{32}{31} \frac{E_0 t_0^3}{(r_0 - r_i)} W_m \quad (10)$$

이 하중으로 인한 모멘트(M_D)는

$$\begin{aligned} M_D &= \int_0^{\theta_0} q (r_0 - r_i) r_m \theta r_m d\theta \\ &= \frac{2(\pi^2 + 4)}{31} \frac{(r_0 + r_i)^2}{(r_0 - r_i)^3} \frac{E_0 t_0^3}{N} W_m \end{aligned} \quad (11)$$

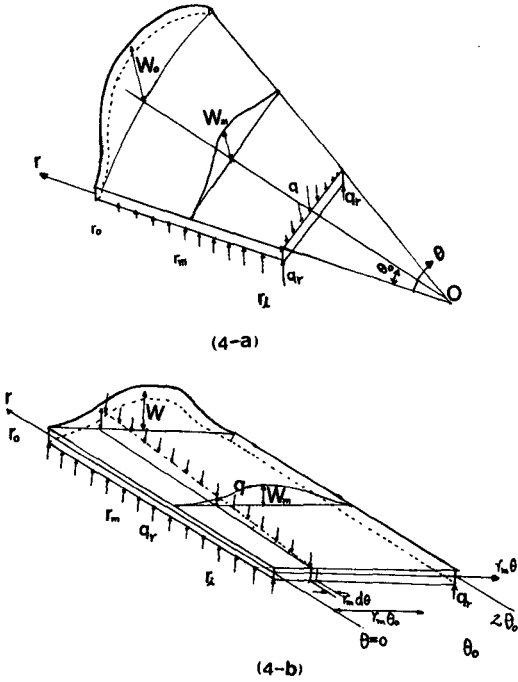


Fig. 4 Restraint of inner diameter of flange

으로 존재한다. 이상의 모멘트 식 (5), (8), (9), (11)을 모멘트 평형조건

$$M_\theta = 2M_B + M_H + M_D \quad (12)$$

에 대입하여 정리하면

$$\omega \frac{\sigma_c}{E_o} = \frac{a_B}{3\beta_i \delta^2} \omega N^2 + \frac{\pi \delta (B_o^2 - \beta_i^2)}{16\beta_i B_o} \quad (13)$$

$$a_H \frac{p}{E_o} \frac{1}{N^2} + \frac{8(\pi^2 + 4)}{31\beta_i \delta^2} a_D \omega \frac{1}{N^2}$$

$$\omega = \frac{W_m}{2\pi R_o}, \quad p = \frac{H}{\pi \{R_o^2 - r_i^2\}}$$

$$\sigma_c = \sigma_i - \left(\frac{\mu a}{2}\right) \delta (B_o^2 - \beta_i^2) a_B p$$

$$\sigma_i = 1.1 \bar{\sigma} l_n \left(\frac{\beta_o}{\beta_i}\right)$$

단

$$\left[\begin{aligned} B_o &= \frac{R_o}{r_1}, \quad \beta_o = \frac{r_o}{r_1}, \quad \beta_i = \frac{r_i}{r_1} \\ a_B &= \frac{(\beta_o - \beta_i)}{\beta_o \beta_i}, \quad a_H = \beta_o + \beta_i, \\ a_D &= \frac{(\beta_o + \beta_i)^2}{(\beta_o - \beta_i)^3} \\ \delta &= \frac{2r_1}{t_o} \end{aligned} \right.$$

가공진전에 따른 주름의 수 (N)의 결정은

$$\frac{\partial \sigma_c}{\partial N} = 0 \quad (14)$$

의 조건을 쓰면

$$N = \sqrt{\frac{3}{2}} \delta \frac{\sqrt{\beta_i} \sqrt{\sigma_c}}{\sqrt{a_B} \sqrt{E_o}} = 1.225 \delta \sqrt{\frac{\beta_i \sigma_c}{a_B E_o}} \quad (15)$$

식 (15)를 사용하여 모멘트평형식 식 (13)에서 N을 소거하고

$$\sigma_c^2 = \left\{ \sigma_i - \frac{\mu a}{2} \delta (B_o^2 - \beta_i^2) a_B p \right\}^2 = \sigma_i^2 - \mu \delta (B_o^2 - \beta_i^2) a_B p \sigma_i \quad (16)$$

의 식을 이용하면

$$\left(\frac{P}{E_o}\right)_{cr} = \frac{\omega_{cr} \frac{3.82\beta_i^2 \delta B_o}{B_o^2 - \beta_i^2} \frac{1}{a_B a_H} \left\{ \left(\frac{\sigma_i}{E_o}\right)^2 - \frac{4.77}{\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}}{1 + \omega_{cr} \mu a (3.82\beta_i^2 \delta^2 B_o) \frac{1}{a_H} \frac{\sigma_i}{E_o}} \quad (17)$$

의 한계블랭크홀더압력을 얻을 수 있다.

河合 望⁽¹⁵⁾의 실험결과에 따르면

국부적인 주름을 허용하는 경우에는

$$\omega_{cr} = (0.31 \sim 0.34) \times 10^{-3}$$

전연주름을 허용하지 않는 경우에는

$$\omega_{cr} = (0.42 \sim 0.51) \times 10^{-3} \quad (18)$$

그러나 블랭크홀더력을 가압하는 방식이 스프링 형태로 주어지는 경우 블랭크홀더력 이외에 주름성장을 억제시키는 역할을 하는 블랭크홀더력의 강성 값이 존재한다.

초기 블랭크홀더력을 H_o 라 할 때, 드로잉이 진행되면서 소재판 두께증분 (Δt_o)과 주름발생시 수직변위 (W_m) 등에 의해 초기 단위면적당 블랭크홀더력이

$$p = \{H_o + C_s (\Delta t_o + W_m)\} / \{\pi (R_o^2 - r_i^2)\} \quad (19)$$

으로 변화하게 된다.

강성이 큰 경우에는 두께증분을 무시할 수 있으며, 이 때의 초기 단위 면적당 블랭크홀더압력은

$$p = \frac{H_o + C_s W_m}{\pi (R_o^2 - r_i^2)} \quad (20)$$

이 되고

만약 초기 블랭크홀더력을 주지 않은 상태 ($H_o = 0$)에서 블랭크홀더의 강성에 의해서만 주름을 억제할 수 있는 조건을 구하려면 식 (20)을 식(13)에 대입하여 ω 를 소거할 때 다음과 같은 조건이 얻어진다.

$$\frac{\sigma_c}{E_o} = \left\{ \frac{\pi^2(B_o^2 - \beta_i^2)}{6\beta_i\delta} a_B a_H \frac{C_s}{E_o r_1 \pi (B_o^2 - \beta_i^2)} + \frac{32(\pi^2 + 4)}{93\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

윗 식을 C_s 에 대하여 풀어보면

$$C_s = \frac{6E_o r_1 \pi (B_o^2 - \beta_i^2) \beta_i^2 \delta \left\{ \left(\frac{\sigma_c}{E_o} \right)^2 - \frac{32(\pi^2 + 4)}{93\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}}{\pi^2 (B_o^2 - \beta_i^2) a_B a_H} \quad (22)$$

으로 되어 σ_c 중 마찰성분을 무시하면 초기 블랭크홀더력을 주지 않은 상태에 있어서 드로잉 성형 변수에 따른 강성의 이론적인 하한값이 된다.

2.2 상한 블랭크 홀더력의 결정

반경방향의 평형방정식으로부터

$$\frac{d(t\sigma_r)}{dr} + \frac{t}{r}(\sigma_r - \sigma_\theta) - 2\mu_a \sigma_t = 0 \quad (23)$$

Hill⁽¹⁶⁾이 밝힌 바와 같이, 드리잉비가 \sqrt{e} 보다 큰 경우에는 평면응력상태로 가정하는 것이 합리적이므로 블랭크홀더력이 블랭크의 외주립부분에 걸린다고 보아

$$\frac{d(t\sigma_r)}{dr} = \frac{t(\sigma_\theta - \sigma_r)}{r} \quad (24)$$

반경방향의 변형률적합방정식은

$$\frac{d\epsilon_\theta}{dr} = \frac{1}{r}[1 - e^{\epsilon_r - \epsilon_r}] \quad (25)$$

평면응력상태에서 응력-변형률속도 관계식은

$$\frac{\dot{\epsilon}_r}{(1+R)\sigma_r - R\sigma_\theta} = \frac{\dot{\epsilon}_\theta}{(1+R)\sigma_\theta - R\sigma_r} = \frac{\dot{\epsilon}_t}{-(\sigma_r + \sigma_\theta)} = \frac{\dot{\epsilon}_t}{(1+R)\sigma} \quad (26)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{\dot{\epsilon}_r^2 + \frac{2R}{1+R} \dot{\epsilon}_r \dot{\epsilon}_\theta + \dot{\epsilon}_\theta^2}$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_r^2 - \frac{2R}{1+R} \sigma_r \sigma_\theta + \sigma_\theta^2} \quad (27)$$

재료의 가공경화특성을 Hollomon 식으로 가정하여

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\epsilon})^n \quad (28)$$

위의 식 (24)~(27)을 S.Kobayashi⁽¹⁷⁾의 특성직선군에 수치 해석방법을 사용하여 차별화시켜 die radius 입구까지 응력해석을 하고, die radius에서의 bending과 unbending 및 마찰효과를 Slater⁽¹⁸⁾의 해석방법에 따라 산정하여 드로잉력을 계산한다.

한편 펀치행정에 대한 접촉각과의 관계는

$$h = (R_a + R_p + t_o) \frac{2 \tan \frac{\phi}{2}}{1 + \tan \frac{\phi}{2}} + (CL - t_o) \tan \phi \quad (29)$$

이 되며

Moore, Wallace⁽¹⁹⁾의 이방성판재에 대한 소성불안 정조건으로부터 펀치윤곽부의 파단을 평면변형으로 가정하면 critical sub-tangent (Z)는

$$Z = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \quad (30)$$

이 되고

소성불안정 상태에서의 등가변형률은

$$\bar{\epsilon})_{ins} = nZ = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} n \quad (31)$$

이며 이 때 소판 컵의 두께는

$$t)_{ins} = t_o e^{\bar{\epsilon}t} = t_o e^{-n} \quad (32)$$

으로 주어지게 되고, 반경방향의 응력값은

$$\sigma_r = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \bar{\sigma} = K \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} (\bar{\epsilon})_{ins}^n \quad (33)$$

으로 됨에 따라서 소판의 임계하중(P_{cr})은

$$P_{cr} = 2\pi r_1 t \sigma_r = 2\pi r_1 t_o K \left(\frac{n}{e} \right)^n \left(\frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \right)^{1+n} \quad (34)$$

이 되며,

파단력(P_f)을 Rajagopal⁽²⁰⁾이 유도한 바와 같이 펀치부의 마찰을 고려하면

$$P_f = P_{cr} \exp\left(\frac{\mu_p h_f}{D}\right) \quad (35)$$

으로 계산된다. 응력경계조건

$$\sigma_r)_{r=r_o} = \frac{2\mu_a(BHF)}{2\pi r_o t} \quad (36)$$

을 시작으로 드로잉력(P)을 계산하되, 이 값이 파단력(P_f)에 도달하면 계산을 종료하는 조건으로 하면, 펀치행정에 따른 상한 블랭크홀더력(upper blank-holding force)를 이론적으로 구할 수 있다.

3. 실험

3.1 시험편 및 인장시험

(1) 재료 및 인장 시험

본 실험에 사용한 시험편 재료는 성형성이 좋은 냉간압연된 鋼板, 알루미늄판(Al-1050), 구리판 및 황동판으로 모두 두께는 0.5mm이고 강판의 경우는 열처리하지 않았고, 구리판, 황동판은 전기로(Lindberg Inc. Model 59545-01)에서 600°C에서 2

시간, 알루미늄판의 경우는 350°C에서 1시간 유지시킨 후 노냉하여 잔류응력을 제거하며, 연신율을 향상시키는 어닐링 처리를 하였다.

인장시험은 시편을 판재의 압연방향에 대해 0°, 45°, 90°의 각도에서 채취하였다. 시편은 ASTM E 517-74 규격에 의하여 표점거리 25mm로 하여 신장계 (Extensometer, SG25-100)를 부착하고, U.T. M. (DCS-10T, Shimadzu, Autograph)에서 크로스헤드를 속도 1mm/min로 일정하게 유지하면서 실시하였고, Lankford값의 산정은 20% 스트레인에서 인장시험을 중단하고 공구현미경 (Mitzutoyo M. F.G.Co. BI-5)으로 표점거리 부분의 길이와 폭을 측정함으로써 다음 식에 의해 구하였다.

$$R = \ln(w/w_0) / \ln(t/t_0) \\ = \ln(w_0/w) / \ln(wl/w_0l_0)$$

여기서 w_0, w, l_0, l, t_0, t 는 인장전, 후의 폭, 길이, 두께를 나타낸다. 또 평균 소성변형률비 (average plastic strain ratio \bar{R})은 다음 식으로

결정하였다.

$$\bar{R} = (R_0 + 2R_{45} + R_{90}) / 4$$

Table 1은 최소 자승법에 의해 구한 소성계수 및 가공경화지수 값이며 Table 2는 Lankford 값을 나타낸다.

(2) 마찰계수의 산정

다이엔 마찰계수는 최대편치력 (F)이 재료의 순수변형저항 (Df)과 마찰저항의 합으로 된다고 생각하고, 재료의 블랭크홀더 쪽에는 블랭크홀더력 H 가 다이엔 쪽에는 ($F+H$)가 작용하는 것으로 볼 수 있어, $F = Df + \mu_d(2H + F)$ 의 관계식이 성립하며 재료의 순수 변형저항이 블랭크홀더력의 크기에 의해 영향을 받지 않는다고 가정하면, F 와 ($2H + F$)는 직선적인 관계가 있다고 볼 수 있으므로, 드로잉비 1.5의 재료에 대해 블랭크홀더력을 변화시켜 가면서 최대편치력의 변화를 측정함으로써 최소자승법에 의해 다이엔 평균마찰계수를 산정하였고, 이 마찰계수를 도입하여 이론적인 드로잉력을

Table 1 Stress-strain curve of various materials

R.D.		0°	45°	90°	MEAN
Steel	K	59.98	53.22	53.31	54.93
	n	0.22	0.22	0.23	0.22
Brass	K	66.78	66.13	67.63	66.65
	n	0.44	0.47	0.45	0.46
Aluminum	K	15.24	11.71	12.74	12.85
	n	0.27	0.25	0.25	0.25
Copper	K	44.17	40.59	45.20	43.64
	n	0.40	0.40	0.41	0.40

R.D.=Rolling direction

K =Plastic modulus

n =Work-hardening Coefficient($\bar{\sigma} = k\bar{\epsilon}^n$)

(kg/mm²)

Table 2 Lankford value of sheet metal (ASTME 517-74)

R.D.	0°	45°	90°	MEAN (\bar{R})	ΔR
Steel	1.2243	1.4348	1.1175	1.3029	-0.2638
Copper	0.8352	0.9104	0.9575	0.9034	-0.0410
Aluminum	0.5693	1.5353	0.6015	1.0603	-0.9499
Brass	0.8459	0.9186	0.7877	0.8677	-0.1018

Table 3 Frictional coefficient of die(μ_d) and punch(μ_p) obtained by experiment

1. Frictional coefficient between die and blank

	Dry	Grease	Teflon
Steel	0.32	0.27	0.23
Brass	0.25	0.20	0.14
Aluminum	0.28	0.19	0.15
Copper	0.26	0.24	0.20

Lubricant is not applied between blankholder and material but between die and blank (Teflon Film thickness=0.1mm)

2. Frictional coefficient of punch(by rajagopal test)

Steel	Brass	Aluminum	Copper
0.43	0.41	0.30	0.32

(Punch is dry condition)

산정한 것의 일례가 Fig. 7에 나타나 있다. 실험과 비교해 볼 때 양호한 결과를 보이고 있었다.

편치면 마찰계수는 Rajagopal⁽²⁰⁾의 산정기준에 의하여 동일한 조건하에서 드로잉비 2.2의 재료에

대하여 블랭크홀더력을 변화시켜 파단력과 파단을 일으킨 행정을 체크함으로써 5회 반복실험을 통하여 평균치로 산출되었으며 Table 3에 제시하였다.

3.2 디프 드로잉 실험

(1) 실험장치의 개요

Fig. 5는 디프드로잉 가공시, 펀치력과 블랭크홀더력을 측정하기 위한 실험 장치의 개략도이다. 여기서 블랭크홀더력은 3개의 볼트의 체결력으로 주어지게 하였으며, 이 힘은 블랭크홀더 로오드셀(load cell)로부터 감지되어 신호가 디지털 스트레인 인디케이터(Shinkoh PSD-702)를 통과하여 기록계(RIKADENKI R-10 Series 9 channel KOGYO Co.)에서 동시에 기록되도록 하였다.

블랭크홀더 시스템의 강성은 3개의 볼트에 의하여 다음과 같이 주어지게 되는데, 블랭크홀더 판 및 다이는 담금질 처리되어 강체로 가정되었다.

$$C_s = \frac{3EA}{L} = \frac{3 \times 21,350 \times 113.09}{140} = 51,740 [\text{kg/mm}]$$

(2) 다이 세트

디프드로잉용 다이 세트는 담금질한 후 연삭하여 표면을 정밀 가공하였고, 블랭크홀더는 고주파열처리한 후 연삭가공을 실시하였다. 다이 레이디어스

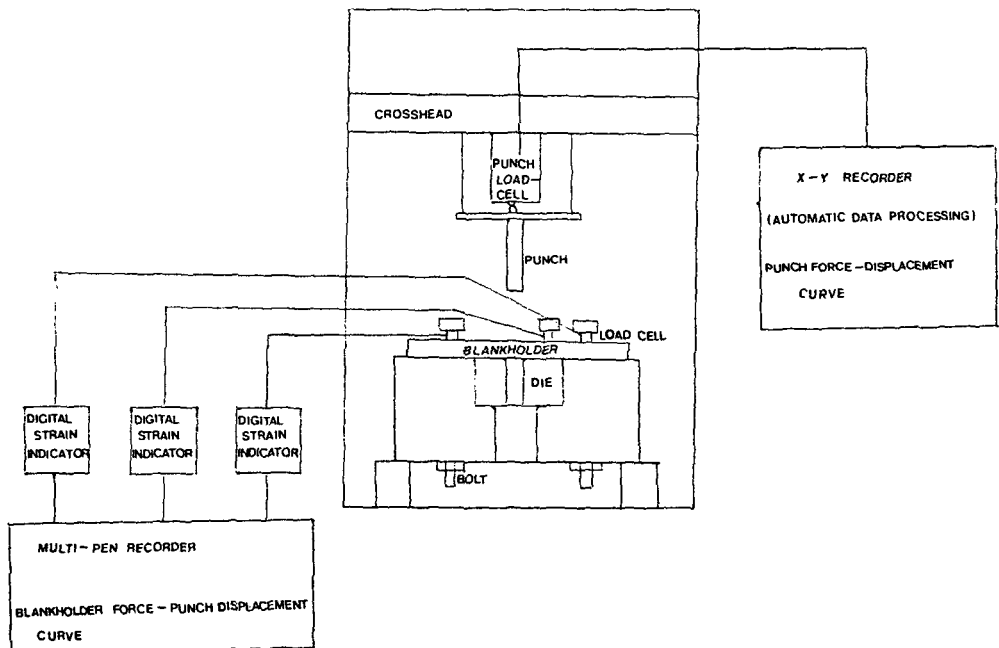


Fig. 5 Schematic diagram of deep drawing experimental system

는 3mm되게 가공하였으며, 다이 내경은 31.3mm가 되게 하여, 다림질(ironing) 현상이 일어나지 않게 하였다.

3.3 실험방법

다이 세트를 U.T.M.에 설치하여 펀치 속도를 10 mm/min로 일정하게 유지하였으며 초기 블랭크홀더력은 3개의 볼트의 체결력으로 주어지게 하였으며, 시편은 각각 드로잉비(drawing ratio)가 1.9, 2.0, 2.1, 2.2가 되게 직경을 57, 60, 63, 66mm로 가공하였고, 무윤활인 경우와 윤활제로 그리이스 및 테프론 필름을 사용한 경우에 대해 재질에 따라 초기 블랭크홀더력을 주지 않은 상태 및 실험식과 Sachs의 평균면압 범위 등으로 변화시키면서 실험을 하였다.

Fig. 6은 펀치와 다이 세트에 의해 드로잉되는 사진을 보여 주고 있으며, Table 4는 실험조건을 나타낸다.

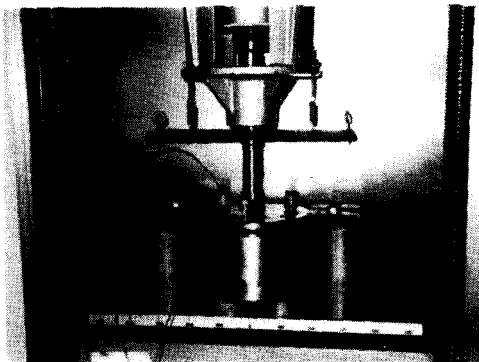


Fig. 6 Set up of deep drawing punch and die

Table 4 Test conditions for deep drawing

Stiffness of blank-holder	51740 kg/mm
Punch diameter	30 mm
Punch profile radius	3 mm
Die throat diameter	31.3 mm
Die profile radius	3 mm
Clearance	0.65 mm
Velocity of punch travel	10 mm/min
Experimental temperature	18~23°C
Lubricants	P.T.F.E.(0.1mm) Grease Dry

4. 결과 및 고찰

4.1 재질에 따른 상한 블랭크 홀더력과 하한 블랭크 홀더력

Fig. 7은 다이먼 마찰계수 평가방법에 의해 산정한 마찰계수 값을 도입하여 드로잉력을 이론적으로 계산한 값과 실험치의 일례를 비교해 본 그림인데, 최대 드로잉력 값은 비교적 양호한 일치를 보이고 있으나, 드로잉 행정 후반에 갈수록 차이가 나는 것은 이론에서의 여러 가정 및 윤활조건 상태를 평가할 때, 블랭크홀더력의 변화에 따른 최대 드로잉력의 변화로 계산되는 마찰계수값을 드로잉 전구간을 통하여 일정마찰계수치로 가정하는 것 등에 기인하는 것 같다.

Fig. 8은 스프링형 블랭크홀더 사용시 본 실험재료의 경우 주름방지를 위한 한계강성의 이론치로써 재질에 따라 현격한 차이를 보이고 있음을 알 수 있다.

Fig. 9, 11, 12는 테프론 필름으로 윤활한 상태에서 드로잉비 2.1에 대하여 재질에 따른 상한 블랭크홀더력과 하한 블랭크홀더력의 이론적인 값을 펀치행정에 따라 구한 것과 초기 블랭크홀더력을 변화시켜 가면서 드로잉할 때 블랭크홀더력의 변화의 실측치이다.

Fig. 9는 강판의 경우인데, 초기 블랭크홀더력을 100kg으로 준 경우 드로잉 행정 거의 모든 구간에서 블랭크홀더력이 이론적인 하한 블랭크홀더력(국부적인 주름을 허용하는 경우의 이론치)보다 작게 잡혔으나, 실제 제품에서는 육안으로 거의 주름현상을 확인할 수 없었으며 초기 블랭크홀더력을 거의 주지 않은 상태에서 드로잉하는 경우에도 Fig. 10에서 나타난 성형품과 같이 주름현상을 볼 수 없었다.

이는 이론적인 하한 블랭크홀더력을 산정함에 있어서 블랭크홀더 방식에 따라 해석을 달리 할 필요가 있다고 생각된다.

이론해석에 있어 하한 블랭크홀더력의 선정은 블랭크홀더의 강성이 0으로 드로잉에 따른 두께증분(Δt)이나 플랜지 주름발생시 주름 진폭(W_m)에 의해 블랭크홀더력 이 증가하지 않는 정압식 블랭크홀더 방식(유압식, 기체압식)인 경우 적용되어 질 수 있는 것으로 파악되며 스프링형 블랭크 홀더를 사용하는 경우에는 주름현상이 초기 블랭크 홀더력

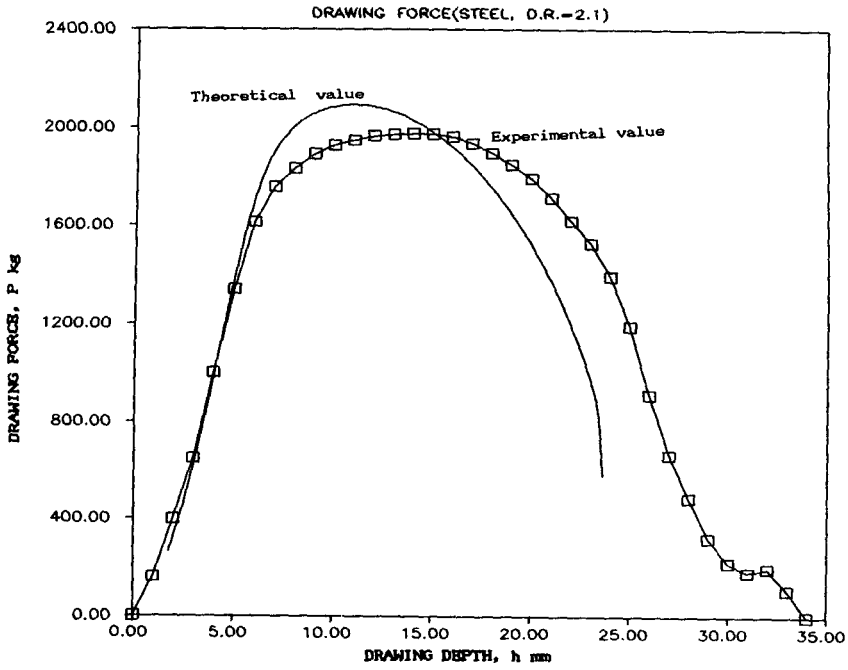


Fig. 7 Theoretical and experimental drawing force drawing depth curve with grease lubrication (Steel, D.R. =2.1)

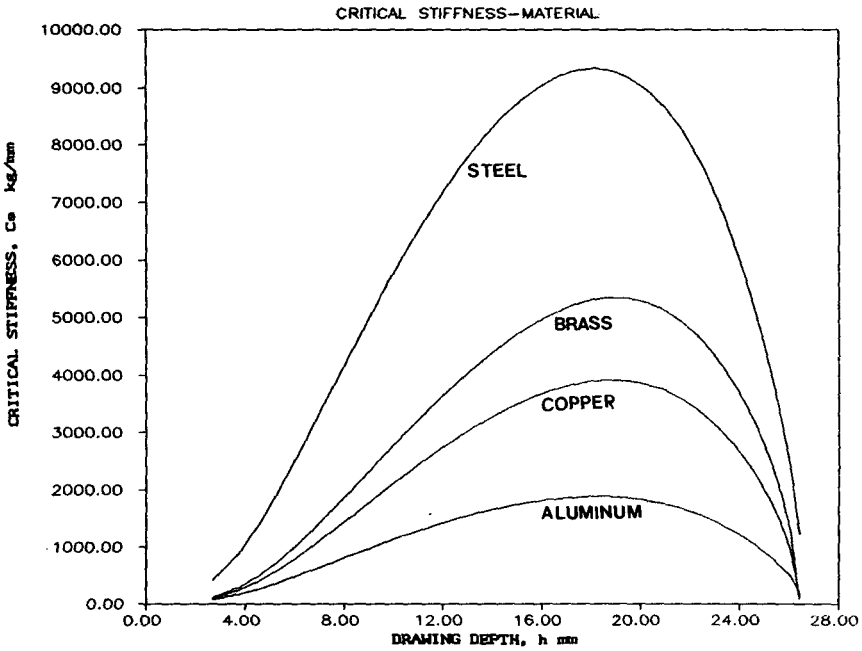


Fig. 8 Theoretical critical blankholder stiffness-drawing depth curve for various material tested(D.R.=2.2, $\mu=0$)

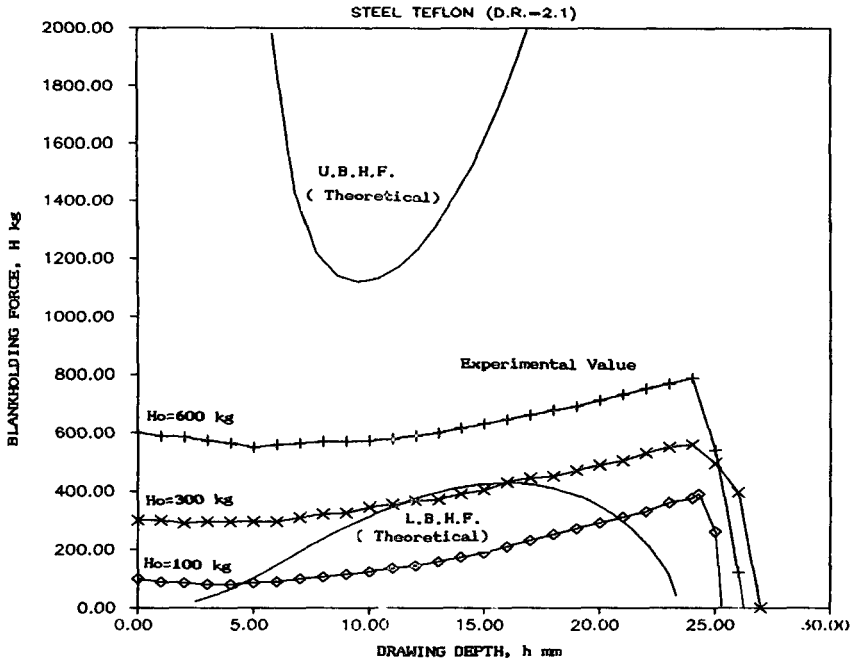


Fig. 9 Theoretical lower and upper blankholding force curve and experimental data with Te-flon film lubrication (Steel)

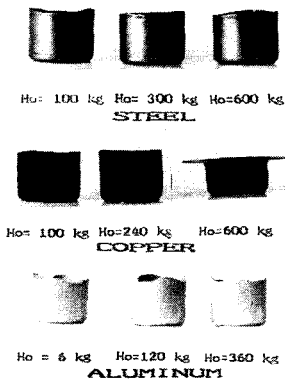


Fig. 10 Figure of deep-drawn cups and fractured cups for various materials (Teflon film lubrication)

과 블랭크 홀더의 강성값에 좌우된다고 밝힌 堀川⁽²¹⁾의 이론을 고려해 볼 때, 본 실험에 사용된 블랭크 홀더 방식은 스프링형으로 강성이 상당히 큰 값(51740kg/mm)이고, Fig. 8에서 나타난 본 실험 재질에 따른 이론적인 한계강성값보다 상당히 큰 상태이므로 초기 블랭크 홀더력이 없는 상태에서 강성값에 의해 주름이 억제되는 것으로 생각된다.

한편 최대 드로잉력의 1/3기준인 초기 블랭크 홀더력을 600kg으로 주는 경우에는 드로잉에는 성공

하나, 다이를 그리이스 윤활하거나 무윤활 상태인 경우에는 드로잉 파단을 일으키게 되므로, 블랭크 홀더력을 최대 드로잉력의 1/3기준으로 잡는 방식은 테프론 필름 윤활에서만 강판의 경우 허용되었다.

대략적으로 테프론 필름으로 윤활한 상태에서 강판 사용시에는 초기 블랭크홀더력이 900kg까지가 실험적으로 주름과 파단없이 드로잉에 성공할 수 있는 범위로 나타났다. Copper인 경우에는 Fig. 11에서 보는 바와 같이 500kg 정도, Fig. 12의 알루미늄의 경우에는 400kg이 본 실험의 경우 초기 블랭크홀더력의 상한치로 잡혔다.

Fig. 13은 드로잉비가 2.1이고 테프론 필름 윤활시 정압식 블랭크홀더를 사용하는 경우, 재질에 따라 河合의 국부주름을 허용하는 권장치($\omega_{cr} = 0.31 \times 10^{-3} \sim 0.34 \times 10^{-3}$) 범위 내에서 $\omega_{cr} = 0.32 \times 10^{-3}$ 로 계산한 블랭크홀더압력의 이론치로써, Sachs의 평균면압치 범위 내에 들어가며, Fig. 8에서 제시된 한계강성값과 같은 경향을 보이고 있다.

4.2 윤활조건에 따른 상한 블랭크 홀더력과 하한 블랭크 홀더력

Fig. 9 및 Fig. 14는 냉연강판의 경우에 대하여

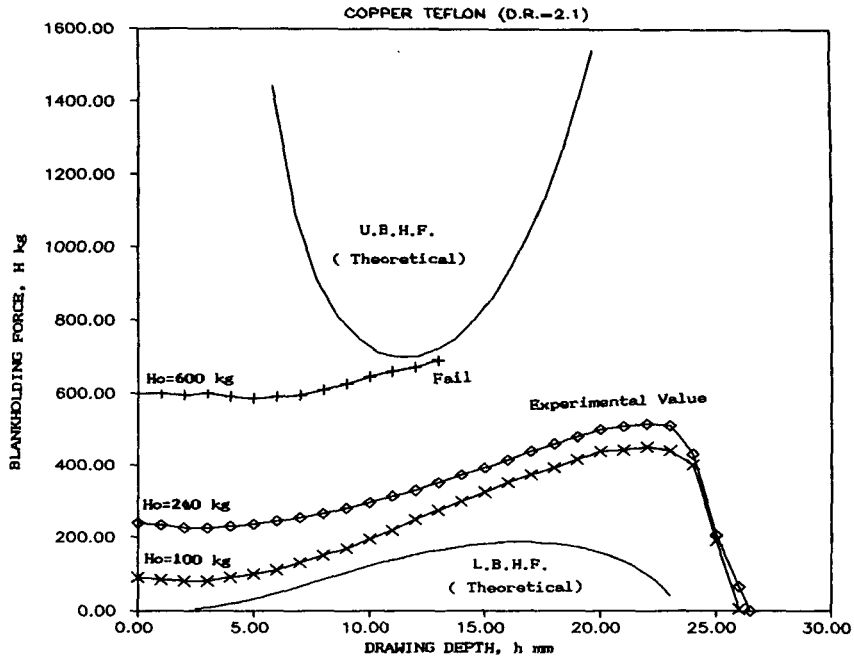


Fig. 11 Theoretical lower and upper blankholding force curve and experimental data with Teflon film lubrication(Copper)

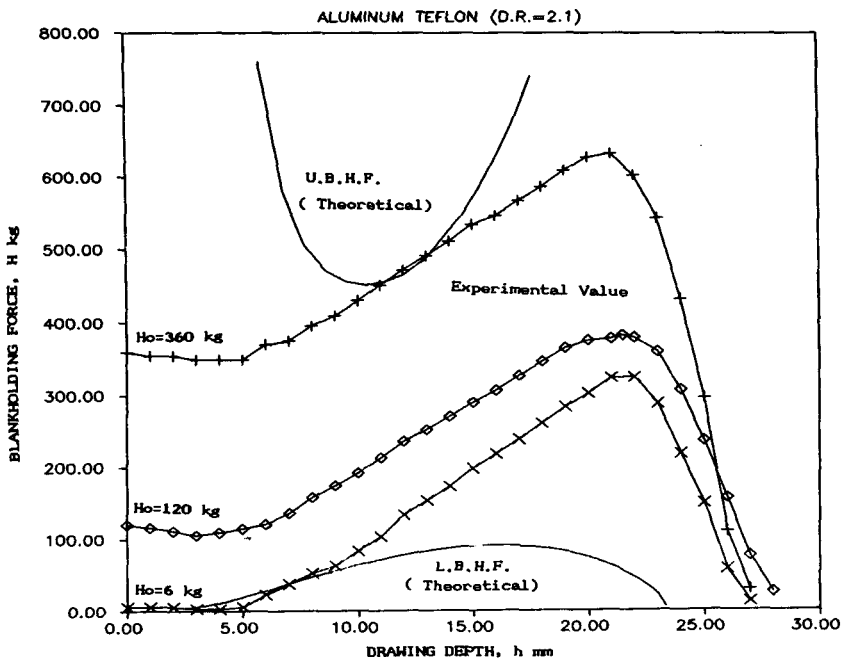


Fig. 12 Theoretical lower and upper blankholding force curve and experimental data with Teflon film lubrication(Aluminum)

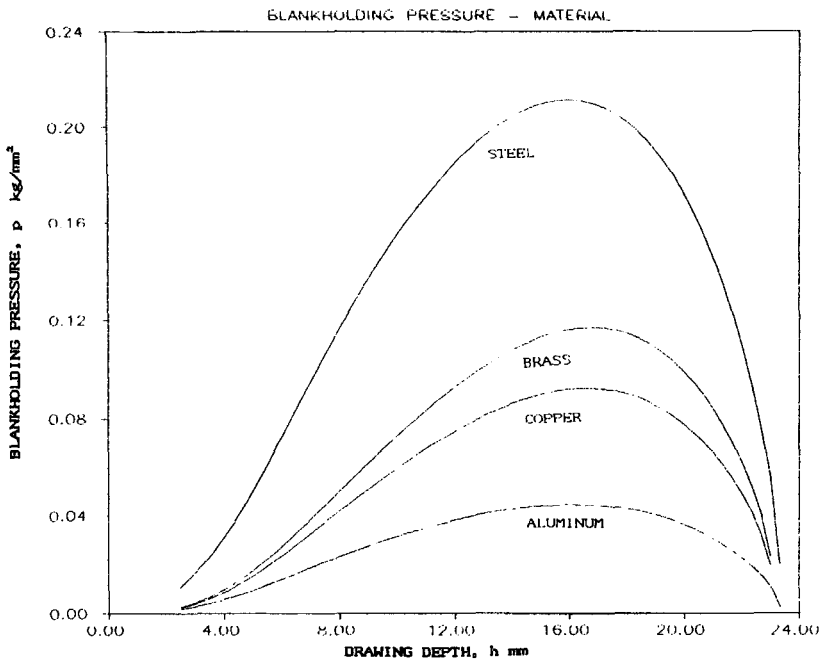


Fig. 13 Theoretical required blankholding pressure for various materials with Teflon film lubrication(D.R.=2.1)

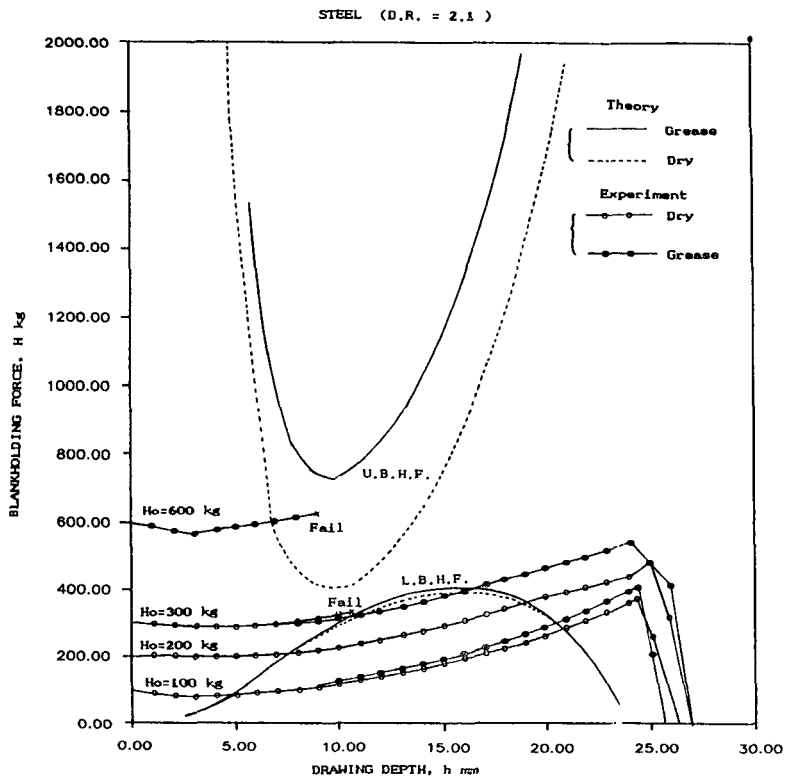


Fig. 14 Theoretical lower and upper blankholding force curve and experimental data with different lubrication (Grease, Dry condition)

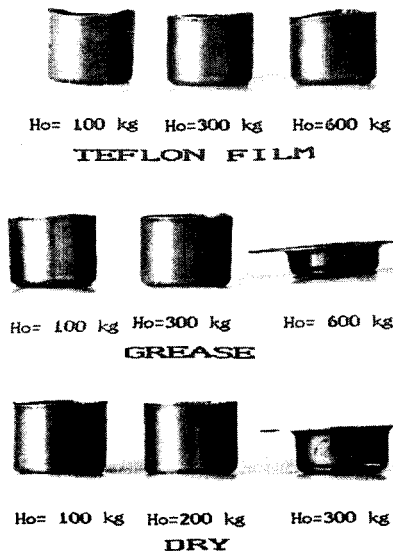


Fig. 15 Figure of deep-drawn cups and fracruered cups for different lubrication(Steel)

다이엔 윤회조건을 3가지로 변화시킬 때 상한 및 하한 블랭크홀더력의 이론치와 실험치이다. 테프론 필름인 경우에는 실험치에 의한 초기홀더력 선정치 600kg에 대하여 드로잉에 성공할 수 있었으나, 그 리이스 윤회시에는 펀치행정 9.1mm에서 파단을 일으켰고, 윤회하지 않은 경우에는 300kg에도 Fig. 15에서 보는 바와 같이 드로잉에 실패하였다.

그러므로 다이엔 윤회조건에 따라서 초기 블랭크 홀더력의 선정범위에 상당한 주의가 요망되어지며, 본 실험의 경우 무윤회시에는 약 200kg까지가 파 단없이 드로잉에 성공할 수 있는 조건이었다.

Fig. 16는 강판 드로잉비 2.1에 대하여 윤회조건 에 따른 상한 블랭크 홀더력과 하한 블랭크 홀더력 의 이론치인데 윤회조건 변화에 따라 주름방지를 위한 하한 블랭크 홀더력의 상승증분은 작으나, 상 한 블랭크 홀더력의 상승증분치는 대단히 커지는 것으로 나타났는데, 실험의 경우에서도 윤회의 개 선은 초기 블랭크홀더력의 상한값이 상당히 커지는

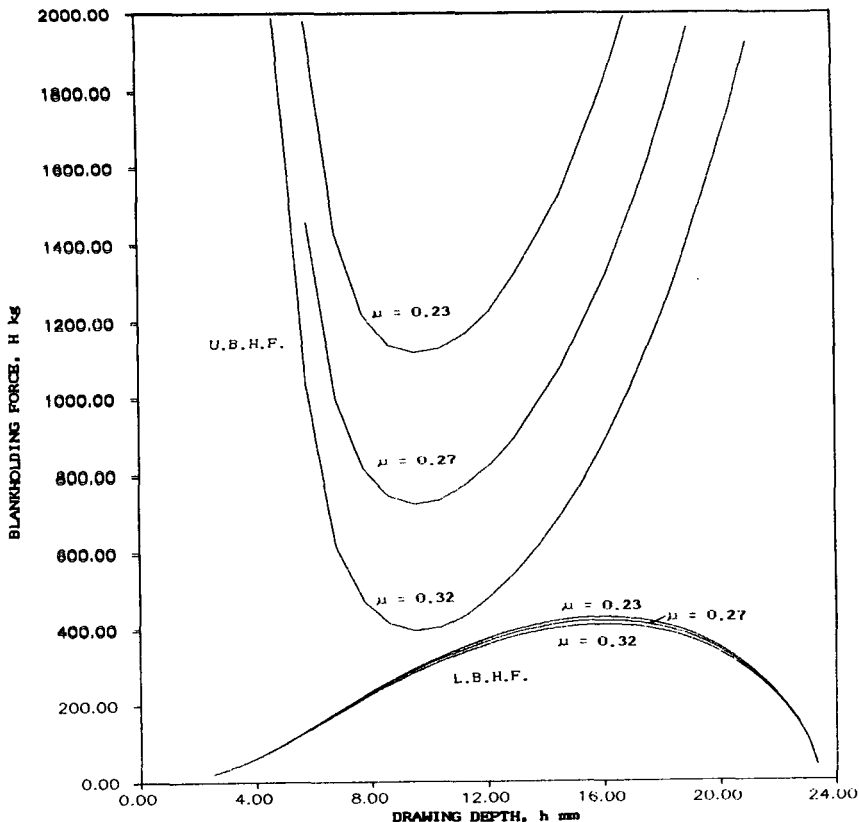


Fig. 16 Theoretical lower and upper blankholding force drawing depth curve with different lubrication(Steel, D.R.=2.1)

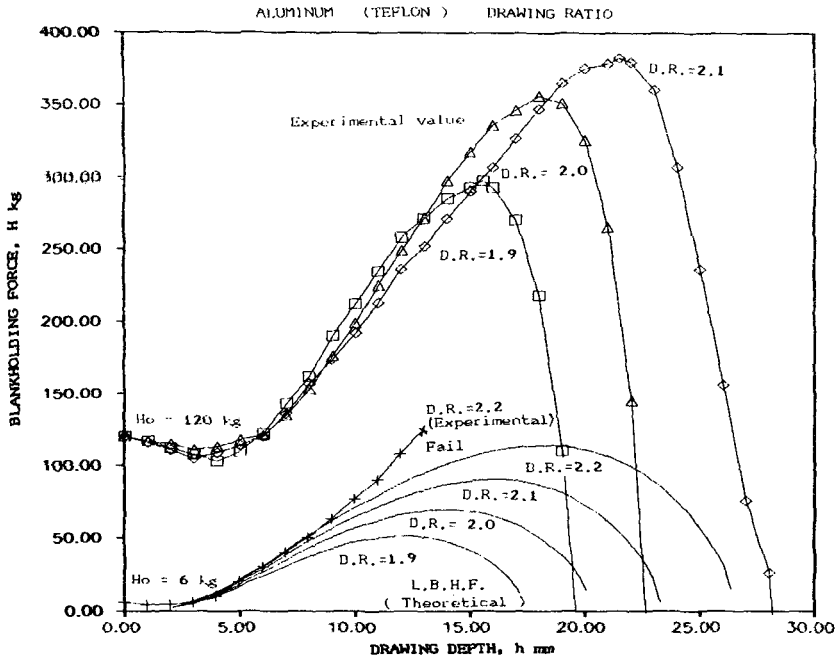


Fig. 17 Experimental blankholding force and theoretical lower blankholding force with different drawing ratio(Alumium, Teflon film lubrication)

것을 알 수 있어 이론 해석의 타당성이 있음을 알 수 있었다.

4.3 드로잉비에 따른 효과

Fig. 17는 알루미늄 재질시 드로잉비에 따르는 실험적인 블랭크홀더력의 변화곡선 및 wrinkling 현상 방지를 위한 하한 블랭크홀더력의 이론치를 보여주는 것인데, 실험적으로 나타난 블랭크홀더력의 최대치는 드로잉비에 비례하고 있어 스프링형 블랭크홀더 방식의 특성으로 볼 수 있다.

이 때 초기 블랭크홀더력 120kg은 주름에 대해 충분히 안전하므로(Fig. 18의 제품에서도 확인 됨) 주름에 의한 변위(W_m)보다는 드로잉에 의한 플랜

지 자체의 두께증분(Δt)으로 기인하는 것으로 사려된다.

한편 초기 블랭크홀더력을 거의 주지 않아도 wrinkling 방지에 대하여는 안전하나, 드로잉비 2.2되는 것은 파단을 일으키므로, 블랭크홀더력의 상승증분을 적절히 조절할 수 있는 블랭크홀더 제어장치⁽²²⁾나, 블랭크홀더 강성을 변화시킴으로서 드로잉시킬 수 있을 것으로 생각된다.

5. 결 론

디프드로잉 가공에서 블랭크홀더력의 영향에 대해 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 성형공정조건에 따라 상한 블랭크홀더력과 하한 블랭크홀더력을 이론적으로 예측해 보았고, 실험에 비교하여 볼 때 상한 블랭크홀더력이 비교적 좋은 일치를 보이고 있다.
- (2) 실험한 마찰계수 범위 내에서는 다이와 소재 판 사이의 윤활 상태가 좋을수록 상한 블랭크홀더력의 상승은 대단히 크게 일어나나, 하한 블랭크홀더력의 증분은 미소하게 나타났다.
- (3) 고강성 스프링형 블랭크홀더 시스템인 경우,

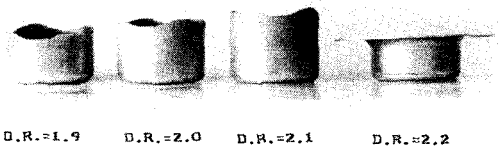


Fig. 18 Figure of deep-drawn cups and fractured cups for different drawing ratio(Alluminum, Ho=6 kg, Teflon film lubrication)

블랭크홀더력이 국부주름을 허용하는 이론적인 하한 블랭크홀더력에 도달되지 않더라도 주름현상은 확인되지 않았다.

(3) 드로잉비 2.1을 파단없이 드로잉하려면 강판의 경우, 초기 블랭크홀더력이 무윤활시 대략 200 kg, 그리이스 윤활시 400kg, 테프론 윤활시 900 kg 정도 까지로 나타났다.

참 고 문 헌

- (1) Geckeler, G. W., 1928, "Plastischeknicken der Wandung von Hohlzylindern und Einige Andere Faltungerscheinungen an Schalen und Blechen", Z. A.M.M., Bd. 8, No. 5(Okt. 1928). pp. 341~352.
- (2) Baldwin, W.M. and Howald, T.S., 1947, "Folding in Cupping Operation", Trans. A.S.M., Vol. 38, pp. 757~788.
- (3) Senior, E., 1956, "Flange Wrinkling in Deep-Drawing Operation", J.Mech. Phys. Solid, Vol. 4 (Aug. 1956) pp. 235~246.
- (4) 宮川松男, 1964, "深紋りの理論—しわの發生限界" J. of J.S.M.E., Vol. 67, No. 542, pp. 464~476.
- (5) Naziri, H. and Pearce, R., 1968, "The Effect of Plastic Anisotropy on Flange Wrinkling Behavior During Sheet Metal Forming." Int. J. Mech. Sci., Vol. 10, pp. 681~694.
- (6) Yu, T.X. and Johnson, W., 1982, "The Buckling of Annular Plates in Relation to the Deep-Drawing Process", Int. J. Mech. Sci, Vol. 24, pp. 175~188.
- (7) Katsufusa, Naruse and Hisao, Takeyama, 1977, "Bifurcation Analysis of a Deep-Drawn Flange without a Blank Holder", J. of J.S.T.P. Vol. 18 No. 200, pp. 739~745.
- (8) Katsufusa, Naruse and Hisao, Takeyama, 1979 "Effects of Restraining Flange Wrinkling by Spring Type Blank Holder", J. of J.S.T.P., Vol. 20, No. 220 pp. 386~391.
- (9) Katsufusa, Naruse and Hisao, Takeyama, 1982, "Effect of Initial Blank-Holding Force on Flange Wrinkling", J. of J.S.T.P., Vol. 23 No. 256 pp. 444~450.
- (10) Hill, R., 1962, "Uniqueness Criteria and Extremum Principles in Self-Adjoint Problems of Continuum Mechanics", J. Mech. & Phys. Solid, Vol. 10, pp. 185~194.
- (11) 橋本明, 1975, "Press Drawing", 日刊工業新聞社, pp. 51.
- (12) Lange, K. 1985, "Handbook of Metal Forming", McGraw-Hill, Sec. 20. 10-20.11.
- (13) 葉山益次朗, 1969, "塑性學と塑性加工" オーム社, p. 215
- (14) Eckart, Doege and Norbert, Sommer, 1983, "Optimierung der Niederhalterkraft beim Tiefziehen rechteckiger Teile", Stahl und Eisen, Vo. 103, No. 3, pp. 139~142.
- (15) 河合望, 1960, "深紋りのしわに関する限界條件", 日本機械學會論文集, Vol. 26, No. 166, pp. 866~873.
- (16) Hill, R., 1960, "The Matematical Thoery of Plasticity", Oxford Press, pp. 282~286.
- (17) Kobayashi, S., 1966, "The Effect of Anisotropy and Work-Hardening Characteristics on Stress and Strain Distribution in Deep Drawing", J. of Engineering for Industry Trans. of A.S.M.E., pp. 443~448.
- (18) Slater, R.A.C., 1977, "Engineering Plasticity", Macmillan Press pp. 395~399.
- (19) Moore, G.G., Wallace, J.F., 1964, "The Effect of Anisotropy on Instability in Sheet Metal Forming", J. of Institute of Metal, Vol. 93, pp. 33~38.
- (20) Rajagopal, S., 1981, "A Deep Drawing Test for Determining the Punch Coefficient of Friction", J. of Engineering for Industry, Trans. of A.S.M.E., Vol. 103, pp. 197~202.
- (21) 宮川松男, 1957, 深紋り加工におけるしわ押え方式について", 日本機械學會論文集, Vol. 23, No. 130, pp. 415~421.
- (22) 송창섭, 이대용, 1987, "A Study on the Compuer-aided Control of the Blankholder Force in Deep Drawing Process", 한국정밀공학회지, Vol. 4, No. 1, pp. 74~82.