

스프링형 블랭크홀더 시스템의 디프드로잉 가공에서 다이면 윤활효과에 관한 연구

A Study on the Effect of Die Lubrication in Deep Drawing Process with Spring Type Blankholder System

이 종 국*, 강 명 순**
J. K. Lee, M. S. Kang

ABSTRACT

The purpose of this paper is to obtain the effect of die lubrication in deep drawing process. The flange wrinkling is analysed by a moment equilibrium method in order to apply the optimum blankholding force to the blank. The experiment has been carried out with the high stiffness spring-type blankholder system.

As the result, blankholding pressure is determined in terms of variables in deep drawing process. In the range of frictional coefficient which has been found in this experiment, there was a little difference in required blankholding force but a great difference in drawing force. It was found that the stiffness of blankholder was the major factor which influences on flange wrinkling in spring-type blankholder system.

기 호 설 명

R	: 이방성계수(Lankford value)	r_i	: 플랜지의 내주반경
\bar{R}	: 수직이방성계수(normal anisotropy factor)	r_1	: 다이의 내경
ΔR	: 평면이방성계수(planar anisotropy factor)	D	: 편치의 지름
R_0	: 블랭크의 초기반경	μ_d	: 다이와 소재판사이의 마찰계수
r	: 플랜지부에 있어서 고려되는 미소 요소의 반경)	$\bar{\sigma}$: 유효응력
r_0	: 임의 순간에서의 블랭크의 외주반경	σ_r, σ_θ	: 반경방향 및 원주방향의 응력
r_m	: 임의 순간에서의 플랜지부의 평균 반경	$\bar{\epsilon}$: 유효변형도
		$\epsilon_r, \epsilon_\theta$: 반경방향, 원주방향의 변형률
		W_0	: 임의순간에서의 주름 발생시 외주 반경에서의 수직변위
		W_m	: 임의순간에서의 플랜지부 평균반경에서의 수직변위
		W	: 주름발생시 임의 위치에서의 수직

* 정희원, 한양대학교 대학원 정밀기계과

** 한양대학교 공과대학 정밀기계과

	변위
H	: 블랭크홀더력
$L. B. H. F.$: 하한블랭크홀더력
E_0	: 좌굴계수(Buckling Modulus)
P_t	: 접선계수(Tangent Modulus)
N	: 임의순간에서의 주름의 수
θ	: 플랜지부의 원주방향의 좌표
ϕ	: 드로잉시 다이레이디어스에서의 접 촉각
R_d	: 다이레이디어스 반경
R_p	: 펀치레이디어스 반경
C_s	: 블랭크홀더의 강성(Stiffness)
$D. R.$: 드로잉비(Drawing Ratio)
p	: 블랭크홀더의 압력
CL	: 다이내경과 펀치와의 간격
t_0	: 블랭크의 초기두께
P	: 드로잉력

1. 서 론

근래 냉간가공의 급속한 발전과 함께 薄板 디프 드로잉가공의 成形性(Formability)에 대한 관심이 높아지고 있다. 디프드로잉은 박판 프레스 가공의 대표적인 작업의 하나로 탄피 성형, 자동차부품 및 기계부품의 외형작업 등에서 흔히 볼 수 있는 가공방식이다. 일반적으로 디프드로잉 가공의 성형성을 증가시키기 위해서는 소재판 자체의 높은 소성변형률비와 가공경화지수, 그리고 공정조건으로는 다이와 소재판 사이의 윤활조건, 항상 및 다이 레이디어스 部에서의 굽힘저항을 감소시킴으로써 성형하중을 극소화하고, 펀치부에서의 마찰저항의 증가 및 적절한 펀치 레이디어스를 선택함으로써 과단하중을 증가시켜야 하는 것으로 알려져 있다.

한편 블랭크 홀더력은 디프드로잉 가공의 성패를 좌우하는 중요한 因子로서 플랜지부의 주름현상(Wrinkling)을 방지하기 위한 하한블랭크 홀더력을 산정함에 있어서는 블랭크의 재질이나 두께 및 드로잉비(drawing ratio)에 관계하는 표준치 내지는 여러가지 형태의 실

험식으로 제안되어 실용화되어 있다. 그러나 윤활조건에 따른 블랭크홀더력의 고찰은 별로 찾아 볼 수 없으며, 윤활에 따른 플랜지 변형 저항의 감소에 기인하는 한계드로잉비 증가에 관한 것 등이 많다.

윤활이 프레스 가공성 및 디프드로잉성에 미치는 연구를 살펴보면 春日保男¹⁾이 분할다이(Split Die)를 만들어 마찰력을 정량적으로 평가함으로써 다이의 표면조도 및 재료의 결정입도가 마찰에 미치는 영향에 관한 것이 있고, 福井²⁾의 실험에 의하면 성형속도가 증가할수록 점도가 높아지면서 유체윤활부분이 증가하게 되어 윤활효과가 상승됨을 밝힌 바 있으며 주름현상(Wrinkling)에 미치는 인자에 대해서는 형상비(소재판두께/펀치지름), 소성변형률비 및 가공경화지수 등에 관한 것³⁾들이 많다. 일반적으로 다이면 윤활상태가 좋아질수록 블랭크홀더력을 상승시키지 않으면 한계드로잉비는 상승하지 않고, 오히려 주름현상만 늘어나는 것을 현장에서는 많이 경험하게 되는 사례가 있으며, 이는 윤활효과가 좋아질수록 원주방향 응력의 증가에 기인하는 것으로 점도가 높고 윤활성능이 좋은 윤활제를 사용할 때는 나쁜 윤활제를 사용할 때보다 2~7배의 블랭크홀더력이 필요하다고 보고⁴⁾되어 있다.

플랜지변형을 고찰해보면 드로잉이 진행되면서, 플랜지부의 재료두께는 외주 림(Rim) 쪽으로 두꺼워지게 되어 스프링형 블랭크홀더 방식인 경우 재료두께 증분 및 주름 발생시에 수직변위 등에 비해서 블랭크홀더력 증가가 일어나게 되므로, 강성에 관계하는 초기블랭크홀더력 선정에 관한 종합적인 연구가 필요하며, 윤활특성이 주름현상에 미치는 효과를 고려하여 스프링형 블랭크홀더 방식에 적용한 것은 찾아 보기 어렵다.

따라서 본 연구에서는 다이면 윤활조건에 따른 하한블랭크홀더력을 이론적으로 고찰하고 실험을 통하여 윤활에 따른 홀더력의 변화를 측정함으로써, 스프링형 블랭크홀더 방식에 있어서 다이면 윤활특성규명에 그 목적을 두었다.

2. 이론해석

2.1 하한 블랭크홀더력의 산정

모멘트 평형법에 의한 해석을 위하여 河合⁵⁾의 연구결과를 도입하기로 한다.

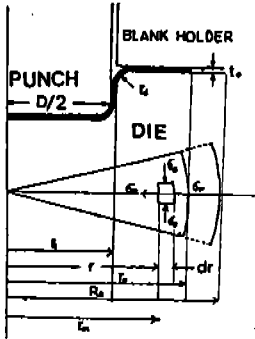


Fig.1 Stress state of flange

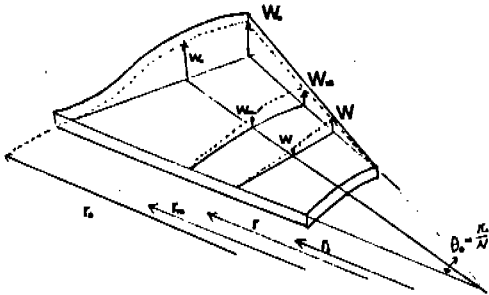


Fig.2 The wrinkle shape of half wave

그림 1의 플랜지부 응력을 구하기 위하여 반경방향의 평형방정식

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

Modified Tresca equation을 항복조건으로 사용하고

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

응력경계조건⁷⁾을 쓰면 반경방향인장응력은

$$\sigma_r = 1.1 \bar{\sigma} \left(\ln \frac{r_o}{r} \right) + \frac{\mu_d H}{\pi r_o t_o} \quad (3)$$

원주방향압축응력은

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

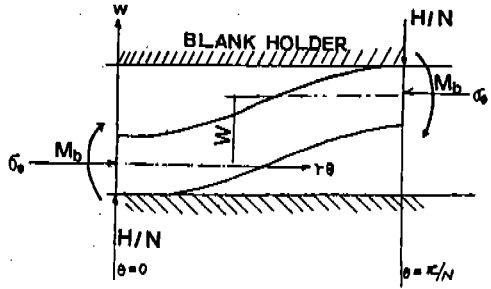


Fig.3 Force system in case of wrinkling

주름형상의 치수를 그림 2와 같이 나타내고 그림 3에서 주름 반과장부에 작용하는 Moment를 계산하기 위하여

주름의 형상을

$$w = \frac{W}{2} (1 - \cos N\theta) \quad (5)$$

로 가정하면

압축응력에 (σ_θ)에 의한 Moment는

$$\begin{aligned} M_\theta &= \int_{r_i}^{r_o} |\sigma_\theta| t_0 W dr = W_m \int_{r_i}^{r_o} |\sigma_\theta| t_0 dr \\ &= W_m \left\{ 1.1 \bar{\sigma} t_0 r_i \ln \left(\frac{r_o}{r_i} \right) - \frac{\mu_d H}{\pi} \left(1 - \frac{r_i}{r_o} \right) \right\} \quad (6) \end{aligned}$$

이 되고

굽힘모멘트(M_B)를 구하기 위하여서는 우선 곡률이

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

이 되므로

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

이 된다.

단,

$$E_b = \frac{4EP_f}{(\sqrt{E} + \sqrt{P_f})^2} : \text{Buckling Modulus (좌굴계수)}$$

$$P_f = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \right)_{\epsilon = \bar{\epsilon}} : \text{Tangent Modulus (접선계수)}$$

블랭크홀더력(H)에 의한 Moment(M_H)는 주름의 수를 고려하면

$$M_H = \frac{H^2}{2N} r_m \theta_o = \frac{\pi(r_o+r_i)}{4} \frac{H}{N^2} \quad (9)$$

된다.

한편 플랜지 내주부분은 구속으로 인하여 $w=0$ 로 되기 때문에, 실제 형상인 그림(4-a)의 상태에서 하중 q 가 작용하는 것으로 볼 수 있으므로 이를 荷重 望⁶⁾이 고찰한 것과 같이 그림(4-b)에서 반경방향으로 균일 분포하중 q 가 작용하는 것으로 대치하여 고찰하면

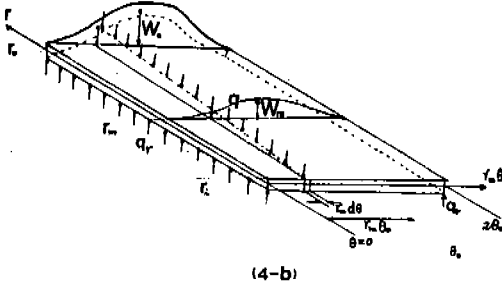
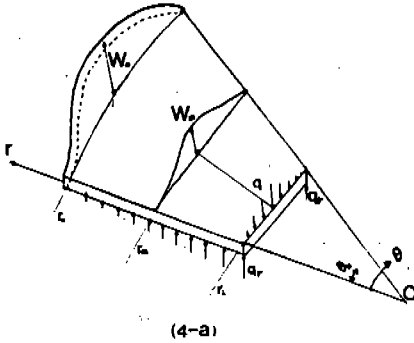


Fig.4 Restraint of inner diameter of flange

하중(q)는 다음으로 주어지고

$$q = \frac{32}{31} \frac{E_o t_o^3}{(r_o-r_i)^3} W_m \quad (10)$$

이 하중으로 인한 Moment(M_D)는

$$M_D = \int_0^\theta q(r_o-r_i) r_m \theta r_m d\theta = \frac{2(\pi^2+4)}{31} \frac{(r_o+r_i)^2}{(r_o-r_i)^3} \frac{E_o t_o^3}{N^2} W_m \quad (11)$$

이상의 Moment 식을 Moment의 평형조건

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

에 대입하여 정리하면

$$w \frac{\sigma_c}{E_o} = \frac{a_B}{3\beta_i \delta^2} w N^2 + \frac{\pi \delta (B_o^2 - B_i^2)}{16\beta_i B_o} a_H \frac{p}{E_o N^2} + \frac{8(\pi^2+4)}{31\beta_i \delta^2} a_D w \frac{1}{N^2} \quad (13)$$

$$w = \frac{W_m}{2\pi R_o}$$

$$p = \frac{H}{\{\pi(R_o^2 - r_i^2)\}}$$

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

$$\alpha_i = 1.1 \bar{\sigma} \ln \left(\frac{\beta_o}{\beta_i}\right)$$

단 $B_o = \frac{R_o}{r_i}$ $\beta_o = \frac{r_o}{r_i}$ $\beta_i = \frac{r_i}{r_i}$

$$a_B = (\beta_o - \beta_i) / (\beta_o - \beta_i)$$

$$a_H = \beta_o + \beta_i$$

$$a_D = (\beta_o + \beta_i)^2 / (\beta_o - \beta_i)^2$$

$$\delta = \frac{2r_i}{t_o}$$

가공진전에 따른 주름의 수(N)의 결정은

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

로부터

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

(15)식을 사용하여 Moment 평형식 (13)식에서 N 을 소거하고

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

의 식을 이용하면

$$\frac{p}{E_o/cr} = \frac{w_{cr} \frac{3.82 \beta_i^2 \delta B_o}{B_o^2 - \beta_i^2} \frac{1}{a_B a_H} \left\{ \left(\frac{\sigma_i}{E_o}\right)^2 - \frac{4.77}{\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}}{1 + w_{cr} \mu_d (3.82 \beta_i^2 \delta^2 B_o) \frac{1}{a_H} \frac{\sigma_i}{E_o}} \quad (17)$$

의 한계 블랭크홀더압력을 얻을 수 있다.

河合 望⁶⁾의 실험결과에 따르면

$$\left. \begin{aligned} & \text{국부적인 주름을 허용하는 경우에는} \\ & w = (0.31 \sim 0.34) \times 10^{-3} \\ & \text{전연주름을 허용하지 않는 경우에는} \\ & w = (0.42 \sim 0.51) \times 10^{-3} \end{aligned} \right\} (18)$$

펀치 행정과 임의순간의 외주반경과의 관계식을 益田 森治⁶⁾의 저서에 나타난 것과 같이 인용하여 계산하면, 펀치 행정에 따르는 요구되는 블랭크홀더력을 이론적으로 구할 수 있다.

2.2 고강성 스프링형 블랭크홀더 방식에 있어서의 加壓特性

초기 블랭크홀더력을 H_0 라 할때, 드로잉이 진행되면서 소재판 두께증분(Δt_0)과 주름발생시 수직변위(W_m) 등에 의해 초기 단위면적당 블랭크홀더력이

$$p = (H_0 + C_s(\Delta t_0 + W_m)) / (\pi(R_0^2 - r_i^2)) \quad (19)$$

으로 변화하게 된다.

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

$$p = (H_0 + C_s W_m) / (\pi(R_0^2 - r_i^2)) \quad (20)$$

이 되고

만약 초기 블랭크홀더력을 주지 않은 상태($H_0 = 0$)에서 블랭크홀더의 강성(Stiffness)에 의해서만 주름을 억제할 수 있는 조건을 구하려면 (20)식을 (13)식에 대입하여 w 를 소거할 때 다음과 같은 조건이 얻어진다.

$$\frac{\sigma_c}{E_0} = \left\{ \frac{\pi^2(B_0^2 - \beta_i^2)}{6\beta_i^2 \delta} a_B a_H \frac{C_s}{E_0 r_2 \pi(B_0^2 - \beta_i^2)} + \frac{32(\pi^2 + 4)}{93\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

윗 식을 C_s 에 대하여 풀어보면

$$C_s = \frac{6E_0 r_2 \pi(B_0^2 - \beta_i^2) \beta_i^2 \delta}{\pi^2(B_0^2 - \beta_i^2) a_B a_H} \left\{ \left(\frac{\sigma_c}{E_0} \right)^2 - \frac{32(\pi^2 + 4)}{93\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\left. \frac{32(\pi^2 + 4)}{93\beta_i^2 \delta^4} a_B a_D \right\} \quad (22)$$

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

3. 실험

3.1 시험편 및 인장시험

(1) 재 료

본 실험에 사용한 시험편 재료는 성형성이 좋은 냉간압연된 강판, 알루미늄판(AI-1050) 구리판 및 황동판으로 모두 두께는 0.5 mm 이고 강판의 경우는 열처리하지 않았고, 구리판, 황동판은 전기로(Lindberg Inc. Model 59545-01)에서 600°C에서 2시간, 알루미늄의 경우는 350°C에서 1시간 유지시킨 후 냉하여 잔류응력을 제거하며, 연신율을 향상시키는 어닐링 처리를 하였다.

표 1은 각 재료 시험편의 인장시험후 최소자승법에 의해 계산된 압연방향에 따른 가공경화지수 및 기계적 물성치를 나타낸다.

(2) 인장시험 및 Lankford 값의 측정

인장시험을 하기 위해 시험편을 판재의 압연방향에 대해 0°, 45°, 90°의 각도에서 채취하였다. 시험편은 ASTM E 517-74 규격에 의하여 표점거리 25 mm로 하였으며 인장시험은 U. T. M. (DCS-10 T, Shimadzu, Autograph)에서 크로스헤드를 속도 1 mm/min로 일정하게 유지하면서 실시하였고, Lankford 값은 20% 스트레인에서 인장시험을 중단하고 공구현미경(Mitutoyo M. F. G. Co. BI-5)으로 표점거리 부분의 길이와 폭을 측정함으로써 산정하였다.

$$\begin{aligned} R &= \ln(w/w_0) / \ln(t/t_0) \\ &= \ln(w_0/w) / \ln(wl/w_0 l_0) \end{aligned}$$

여기서 w_0, w, l_0, l, t_0, t 는 인장전, 후의 폭, 길이, 두께를 나타낸다. 또 평균 소성변형률비(Average plastic strain ratio R)은 다음

Table 1. Mechanical Properties of Various Materials

R. D.		0°	45°	90°	MEAN
STEEL	Y. S.	17.55	17.62	17.05	17.46
	U. T. S.	33.5111	33.4878	33.4799	33.4910
	E	21.300	20.600	20.900	20.850
	K	59.9811	53.2118	53.3125	54.9293
	n	0.2229	0.2228	0.2250	0.2234
BRASS	Y. S.	4.45	3.65	4.15	3.975
	U. T. S.	30.7662	29.6027	30.2232	30.0487
	E	9.350	9.000	9.050	9.100
	K	66.7825	66.1286	67.6277	66.6493
	n	0.4388	0.4693	0.4544	0.4575
ALUMINUM	Y. S.	2.94	2.63	2.74	2.735
	U. T. S.	8.2160	6.9005	7.5902	7.4130
	E	7.550	5.600	6.450	6.300
	K	15.2387	11.7121	12.7367	12.8503
	n	0.2686	0.2470	0.2505	0.2530
COPPER	Y. S.	3.84	3.48	3.61	3.603
	U. T. S.	20.7848	20.7391	20.5900	20.7129
	E	11.500	11.350	11.000	11.300
	K	44.1702	40.5862	45.1974	43.6338
	n	0.3972	0.4008	0.4081	0.4018

(kg/mm²)

Y. S. = Yield Strength

U. T. S. = Ultimate Tensile Strength

E = Young's Modulus

R. D. = Rolling Direction

K = Plastic Modulus

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

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

식으로 결정하였다.

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

표 2는 각 재료의 Lankford 값을 나타낸다.

(3) 마찰계수의 산정

다이엔 마찰계수는 최대 편치력(F)이 재료의 순

수변형저항(Df)과 마찰저항의 합으로 된다고 생각하고, 재료의 블랭크홀더 쪽에는 블랭크홀더력 H 가, 다이엔 쪽에는($F+H$)가 작용하는 것으로 볼 수 있어, $F=Df + \mu(2H+F)$ 의 관계식이 성립하며 재료의 순수변형저항이 블랭크홀더력의 크기에 의해 영향을 받지 않는다고

Table 3. Frictional Coefficient of Die (μ_d) obtained by experiment

	Dry	Grease	Teflon
Steel	0.32	0.17	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 = 0.1 mm).

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 다이면 평균마찰계수를 산정하였고, 표 3에 제시하였다.

3.2 디프드로잉 실험

(1) 실험장치의 개요

그림 5는 디프드로잉 가공시, 편치력과 블랭크홀더력을 측정하기 위한 실험장치의 개략도이다. 여기서 블랭크홀더력은 3개의 볼트의 체결력으로 주었으며, 이 힘은 블랭크홀더 로드셀(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.

블랭크홀더의 강성은 3개의 볼트에 의하여 다음과 같이 주어지는데, 블랭크홀더 및 다이는 담금질 처리하여 볼트에 비해 충분히 강성이 높은 것으로 가정하였다.

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

(2) 다이 세트

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

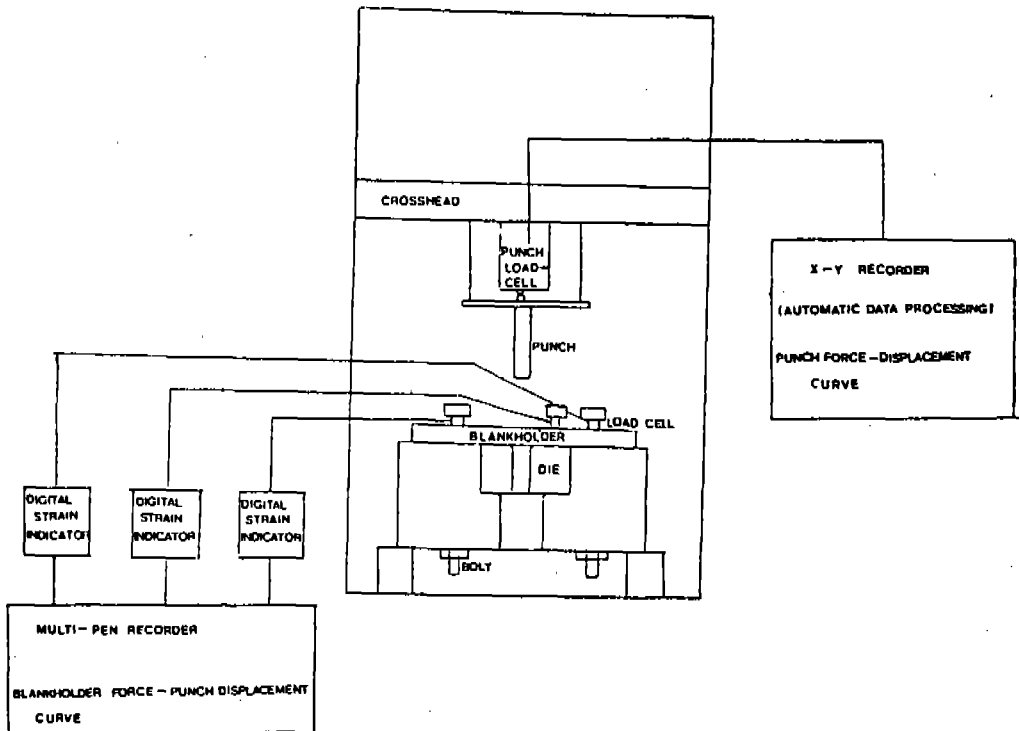


Fig.5 Schematic diagram of deep drawing experimental system

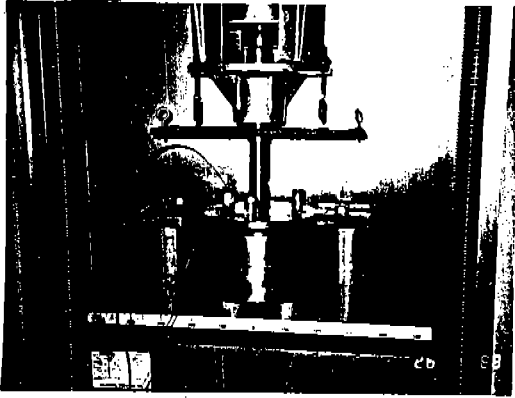


Fig.6 Experimental setup of deep drawing punch and die

Table 4. Test conditions for deep drawing

Stiffness of Blank-Holder	51,740 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
Lubricante	P. T. F. E (0.1 mm) Grease Dry

다이 레이디어스는 3 mm가 되게 가공하였으며, 다이 내경은 31.3mm로 하고 펀치와 다이 사이의 간격은 판두께의 130%인 0.65 mm가 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 하였다. 무윤활인 경우와 윤활제로 grease 및 Teflon film을 사용한 경우에 대해 재질에 따라 초기 블랭크홀더력을 변

화시키면서 실험을 하였다.

그림 6은 펀치와 다이 세트에 의해 드로잉되는 사진을 보여 주고 있으며, 표 4는 실험 조건을 나타낸다.

4. 결과 및 고찰

그림 7은 다이를 Teflon film으로 윤활할 때, 선정된 여러 재질에 대하여 구한 극부주름을 허용하면서 드로잉되는 데 필요한 블랭크홀더압력으로 냉연강판의 경우 0.21 kg/mm²이며, 알루미늄의 경우 가장 낮은 0.045 kg/mm²로 나타났고 대체적으로 G. Sachs의 평균 면압치 범위 내에 있으나, 강판의 경우가

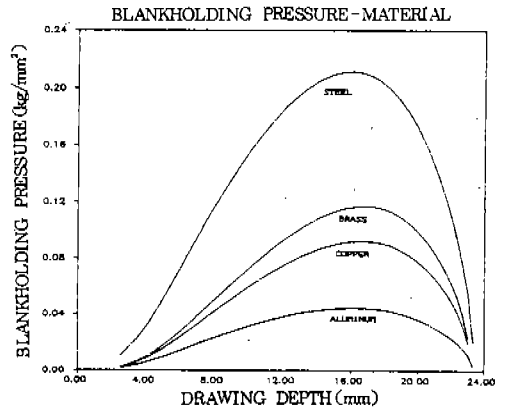


Fig.7 Theoretical blankholding pressure-drawing depth curve for various materials with Teflon film lubrication

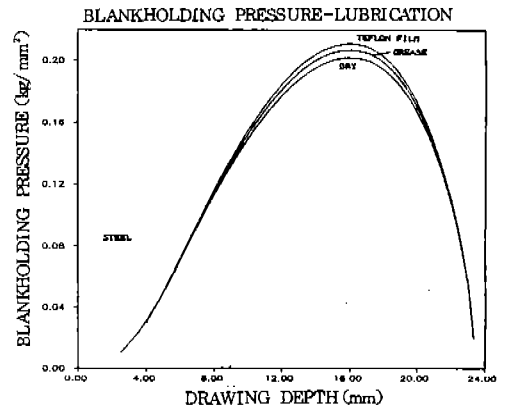


Fig.8 Theoretical blankholding pressure-drawing depth curve with different lubrication (Steel)

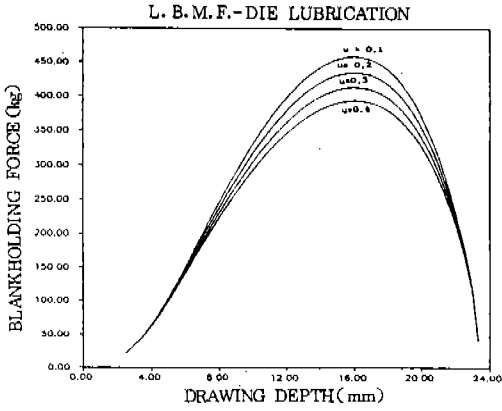


Fig.9 Theoretical blankholding force—drawing depth curve with different lubrication (Steel, D. R. =2.1)

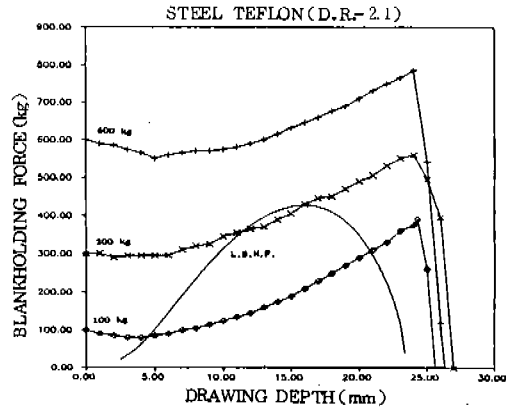


Fig.10 Theoretical blankholding force and experimental blankholding force(Steel, Teflon film lubrication, D. R.=2.1)

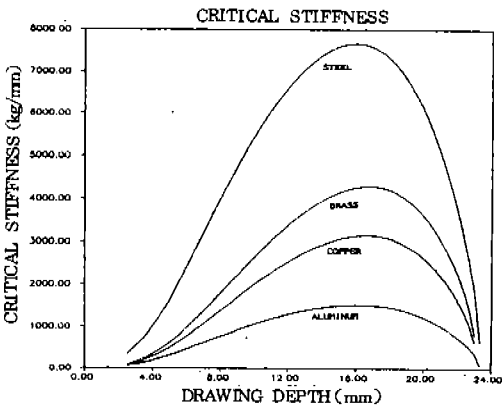


Fig.11 Theoretical critical stiffness of blankholder—drawing depth curve for various materials (D. R. =2.1)

약간 높게 나타났다.

그림 8은 다이면 윤활조건에 따라 구해 본 이론적인 블랭크홀더 압력으로, 실험한 윤활 조건의 범위내에서는 $0.20 \sim 0.211 \text{ kg/mm}^2$ 로 나타나, 윤활을 좋게 하더라도 요구되는 블랭크홀더압력의 큰 변화가 없음을 알수 있었다.

그림 9는 마찰계수를 0.1 ~ 0.5로 변화시킨 경우 강판 드로잉비 2.1에 대하여 계산된 블랭크홀더력으로 약 80kg 정도 차이가 났다.

그림 10은 드로잉비 2.1인 강판의 경우 Teflon film으로 윤활시 요구되는 블랭크홀더력과 실험에 사용된 고강성 스프링형 블랭크홀더방식에 있어 초기블랭크홀더력을 변화시키면서 드로잉할 때 블랭크홀더력의 변화곡선이다. 초기블랭크홀더력 100kg인 경우 드로잉행정중 요구되어지는 블랭크홀더력에 비하여 매우 작게 작용되더라도 드로잉된 시편에서는 육안으로 주름현상을 확인할 수 없었다. 따라서 스프링형인 블랭크 홀더에서는 플랜지 주름현상에 미치는 영향이 정압식과는 달리 블랭크홀더의 강성이 관계하고 있음을 알 수 있다.

그림 11은 본 실험에 사용된 재질조건으로 드로잉비 2.1에 대해 얻은 이론적인 블랭크홀더의 한계 강성값으로 재질에 따라 현격한 차이를 보이고 있었다.

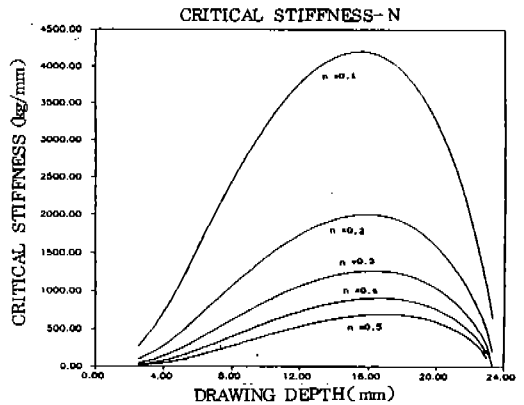


Fig.12 Theoretical critical stiffness of blankholder—drawing depth curve for different work-hardening coefficient (D. R. =2.1)

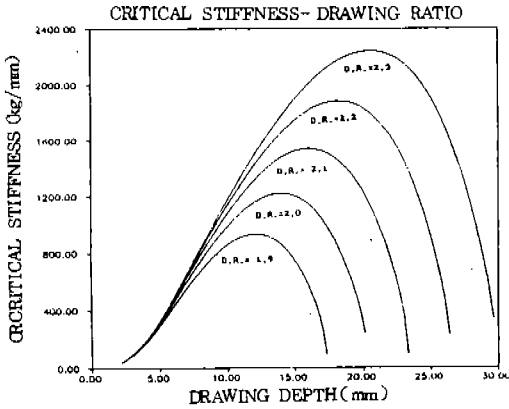


Fig. 13 Theoretical critical stiffness of blankholder-drawing depth curve for different drawing ratio (Aluminum)

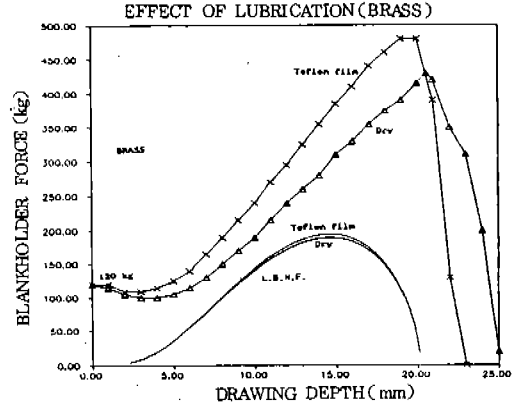


Fig. 16 Theoretical and experimental blankholding force for Brass with different lubrication (D. R. = 2.0)

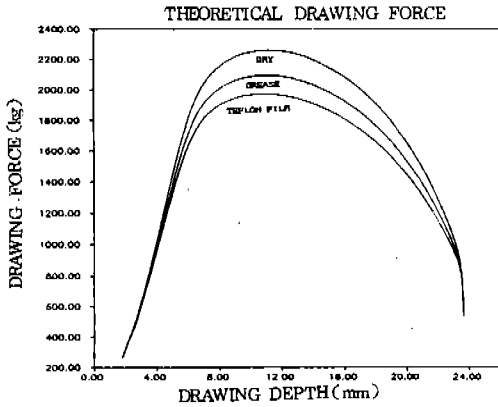


Fig. 14 Theoretical drawing force-drawing depth curve with different lubrication (Steel, D. R. = 2.1)

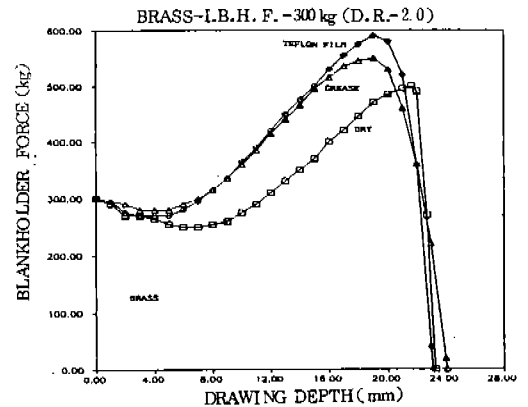


Fig. 17 Experimental blankholding force variation with different lubrication (Brass, D. R. = 2.0, I. B. H. F. = 300 kg)

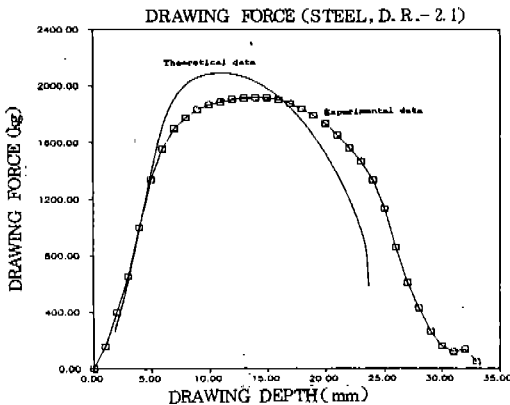


Fig. 15 Theoretical and experimental drawing force-drawing depth curve with grease lubrication (Steel, D. R. = 2.1)

알루미늄의 경우에 대해, 그림 12는 재료의 가공경화지수를, 그림 13은 드로잉비를 바꾸어 가면서 계산해 본 것으로 역시 한계장성값은 크게 변화하고 있었다.

그림 14는 강판의 경우 드로잉비 2.1에 대해 본 실험 윤활조건하에서 얻은 드로잉력의 이론치로서 윤활에 의해 드로잉력의 현저한 감소를 볼 수 있으며, 이는 그림 8에서 나타난 요구되는 블랭크홀더력이 별로 차이가 없는 것과는 다른 경향을 보이고 있다. 따라서 본 실험범위 내에서 윤활의 향상은 블랭크홀더력을 증가시켜야 하는 것에 비해 나타나는 드로잉력의 현저한 감소를 통해 성형성 향상

에 기여하고 있음을 알 수 있다.

그림 15는 Grease 윤활시, 이론적인 블랭크홀더력을 드로잉행정을 통해 이상적으로 준다고 가정할 때 Slater⁷⁾의 해석법에 따른 드로잉력의 이론치와 초기블랭크홀더력을 300 kg 으로 주고 드로잉할 때 드로잉력의 실험치를 동시에 나타낸 것이다. 이론에서의 여러 가정 및 평균마찰계수 도입 등에 의해 차이가 나는 것으로 해석할 수 있다.

그림 16은 황동판 드로잉비 2.0의 경우 윤활하지 않은 상태와 Teflon film으로 윤활시 요구되는 블랭크홀더력의 이론치와 실험치로서 초기블랭크홀더력 120 kg 으로 줄 때 드로잉에 따른 블랭크홀더력의 변화를 보여주는 곡선인데, 요구되는 초기블랭크홀더력 180 kg 정도 보다 작게 주어도 드로잉행정 중 심한 상승을 보이고 있으며 블랭크홀더의 강성값으로 미루어 볼 때, 극소한 주름의 수직변위에 의한 것보다는 드로잉에 따른 소재판의 두께증가에 기인하는 것이며, 윤활한 상태가 블랭크홀더력의 상승이 심하게 나타났고, 이는 그림 17에서도 확인할 수 있었다.

5. 결 론

디프드로잉 가공에서 다이면 윤활효과에 대해 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 실험에서 산정한 마찰계수 범위 내에서 윤활향상에 따라 요구되는 블랭크홀더력의 변화는 미소하게 나타나나, 드로잉력은 현저한 감소를 보이고 있다.

(2) 고강성 스프링형 블랭크홀더 방식의 경

우, 블랭크홀더력이 국부주름을 허용하는 이론적인 값에 도달하지 않더라도 주름현상은 확인되지 않았으므로, 초기홀더력은 블랭크홀더의 강성값을 고려하여 선정하여야 한다.

(3) 스프링형 블랭크홀더 방식의 경우, 윤활상태가 좋아짐에 따라 드로잉행정중 블랭크홀더력의 상승을 일으키므로 정압식보다 플랜지주름현상 방지에 안전하다고 볼 수 있다.

참 고 문 헌

1. 春日 保男 : 塑性 加工における工具面, 材料面間の摩擦および潤滑, 日本機械學會論文集, Vol. 33, No. 252, pp. 1294/1313, 昭和 42.
2. 福井 : 薄板のプレス成形用潤滑劑の選定と二, 三の特性, 日本機械學會誌, Vol. 62, No. 489, pp. 1563, 昭和 34.
3. 阿部 英夫 : 薄鋼板の プレス成形におけるレワ發生に およぼす 材料特性 影響, 塑性と加工, Vol. 13, No. 143, pp. 949/959, 1972.
4. 橋本明 : プレス紋り加工, pp. 49/58, 日刊工業新聞社, 1975.
5. 河合望 : 深紋りの しわに關する 限界條件, 日本機械學會論文集, Vol. 26, No. 166, pp. 850/873, 昭和 35.
6. 益田森治, 室田 忠雄 : 工業塑性力學, 養賢堂, pp. 155, 1961.
7. R. A. C. Slater : Engineering plasticity, pp. 332/338, Macmillan Press 1977.