

레이저 용접 소재의 디프 드로잉 성형특성 해석

김영석* · 하동호** · 정기조*** · 서만석****

(1997년 6월 12일 접수)

Analysis of Deformation Characteristics for Deep Drawing of Laser-welded Blank

Y.S.Kim, D.H.Ha, K.C.Chung and S.M.Suh

Abstract

In automotive industries, the stamping of laser-welded blank gives many merits which bring about dimensional accuracy, strong body assembly and high productivity. However, the welding of blanks with different thickness or/and different strength materials introduces many challenging formability problems for process development and tool design. In this paper, the deformation characteristics for deep drawing process of laser-welded blank with different thickness sheets are investigated by experiment as well as by FEM simulation. The blank holding force ratio to avoid the movement of weld line was suggested and compared with the experimental result for cylindrical and rectangular cup drawing process. The optimal location of weld line in laser-welded blank with different thickness sheets is calculated to compensate for the movement of weld line on deep drawing process. In addition, the effect of location of weld line on formability is clarified using FEM simulation.

Key Words : Stamping(스탬핑), Deep Drawing(디프 드로잉), Laser-Welded Blank(레이저 용접블랭크), Finite Element Method(유한요소법), Different Blank Holding Force(차등 블랭크 홀더력)

1. 서론

종래에는 자동차 차체의 제조에 있어서 여러 개의 판넬을 각각 가공한 후 원하는 형상으로 용접하는 분할 성형법을 취해왔다. 그러나 이 방법은 공구비와 재료비를 상승시키고, 용접조립 작업시 치수 오차를 유발하는 단점이 있다.^(1,2) 그래서 최근에는 차체의 용접조립시 오차 감소, 차체조립비 및 프레스 금형비의 절약 등을 위해서 복수부품을

을 일체화하여 가공하는 방식이 개발되었다.^(3,4) 동일한 재질인 한 장의 강판으로부터 하나의 판재를 일체화 가공하는 일체화 성형방법은 재료의 손실이 많고 차체 각 부위마다 용도에 맞는 판 두께나 재질 등의 요구 조건이 다르기 때문에 이에 대한 적절한 대응이 불가능하다. 이를 극복하기 위해 각기 부위별로 사용 목적에 적합한 다른 재질 또는 다른 두께의 소재를 평판 상태에서 미리 레이저용접(laser welding) 혹은 매시시임용접(mash-seam)하고

* 경북대학교 기계공학부
** 국방과학연구소
*** 포항제철 기술연구소
**** 현대자동차(주)

이를 프레스 가공할 수 있는 기술이 개발되어 널리 사용되는 추세에 있다. 이는 종래의 분할 방식과 한 장의 블랭크를 사용하는 일체 성형 방법의 이점을 살려 다른 재질 및 다른 두께의 강판을 미리 용접하여 결합한 소재로 구성된 T/B소재(tailored blank)를 만들어 프레스 가공하는 방법이다. 이러한 기술은 철강사 및 자동차 관련 업체에서 타 경쟁소재 대비 우위를 점할 수 있는 기술로 인식되어 최근 프레스 가공 중의 용접부의 영향에 대한 많은 실험 및 해석 연구가 이루어지고 있으며 일부 실차에도 적용되고 있다.⁽⁵⁻⁸⁾ 그 예로 1989년에 토요타 자동차가 아웃사이드 패널(out side panel)에 이중재에 의한 T/B를 실용화하였고, 90년대에 폭스바겐이 프론트 사이드 멤버(front side member)에, 제너럴 모터스가 도어 인너(door inner)에 T/B를 적용하는 등, 그 적용 부품이 점차 확대되어 가고 있는 실정이다.

프레스 공정에서 통상 재료는 디프드로잉, 장출, 굽힘변형과 또는 이들의 조합 변형을 받게 되므로 사전에 이들 변형모드 하에서 재료의 변형거동의 규명과 가공성을 예측·평가하는 것은 소재의 최적 프레스 가공기술의 확립에 기초가 된다. 한편 레이저에 의해 용접된 강판은 경화된 레이저 용접부의 존재로 레이저 용접이 안된 강판과 비교하여 소성 변형 특성 및 성형성이 용접선(weld line, W.L)의 위치에 크게 영향⁽⁹⁾을 받는다. 또한 프레스 가공 중에 보통 용접선의 위치변화(이동과 회전)를 수반하기 때문에 다른 두께의 T/B소재를 가공하는 경우는 다이면에서 용접선의 위치변화를 고려한 단차의 슬롯(step's slot)폭 설계 등 프레스 금형 설계시에 이 부분에 대한 충분한 고려가 있어야 한다.^(10,11) 그래서 최근에는 용접선의 이동·회전을 제어하는 방법-용접선을 초기의 위치에 고정하는 방법-으로 다른 두께 블랭크의 두께 차이를 고려하여 부위별로 다른 차등 블랭크 홀더력(blank holding force, BHF)을 가하는 프레스 기술에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.^(11-13,15)

본 연구에서는 향후 국내 자동차사에서 도입할 예정인 레이저 용접된 강판의 최적 프레스 가공 기술을 확립하기 위한 기초 연구로서 동일재료의 다른 두께로 구성된 레이저 용접 블랭크를 대상으로 원형컵 딥드로잉 실험을 통한 변형특성을 파악하고 레이저 용접소재의 프레스 가공성 평가에 유한요소해석 코드의 적용 가능성을 파악한 후, 원형컵 딥드로잉과 사각형 딥드로잉 성형공정 중에 용접선의 위치변화를 수반하지 않도록 하기 위한 차등BHF와 블랭크상의 최적 용접선의 위치를 이론적으로 도출하였

다. 또한 도출된 차등BHF와 최적 용접선 위치를 고려한 유한요소해석을 통해 이들이 프레스 성형특성에 미치는 영향을 규명하였다.

2. 이론적 고찰

2.1 원형컵 딥드로잉

Fig.1과 같은 원형컵 딥드로잉 가공해석에 있어서 Huber-Mises 항복조건과 블랭크홀더와 다이면의 쿠름마찰력, 굽힘응력 및 굽힘풀림응력을 고려하면 변형방향 응력은 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.^(16,17)

$$\sigma_r = \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H}{\pi r_o t_o} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \quad (1)$$

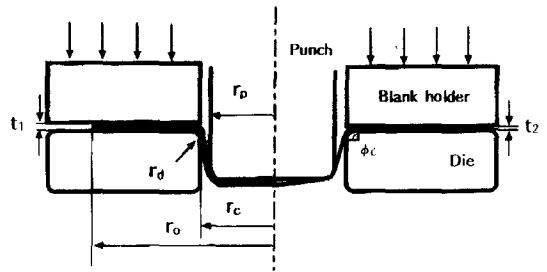


Fig. 1 Schematic view of the cylindrical cup drawing test of T/B material

여기서 σ_Y 는 재료의 단축인장 항복응력, μ 는 플랜지 부에서 재료의 쿠름마찰계수, H 는 블랭크홀더력, t_o 는 시편의 두께, ρ_d 는 다이의 곡률반경, ϕ_c 는 다이 곡률부에서 재료의 접촉각이다. 또한 r_o 는 블랭크반경, r_c 는 다이내부반경, r_p 는 펀치반경이다.

두께가 다른 두 재료가 원형 블랭크의 중앙 대칭축에서 레이저 용접된 경우에 딥드로잉 공정에서 용접선 위치의 이동·회전을 제어하기 위해 차등BHF를 가하는 경우에 성형의 진행에 따른 양쪽 판재의 편치면에서의 변형저항력이 동일하다는 가정을 이용하면 Fig. 2에서 다음과 같은 식을 생각할 수 있다.

$$\sigma_{r1} l_1 t_1 = \sigma_{r2} l_2 t_2 \quad (2)$$

여기서 t_1, t_2 및 $l_1, l_2 (l_1 = l_2 = \pi r_p)$ 그리고 σ_{r1}, σ_{r2} 는 각각 다른 두께 부분에 대응하는 두께, 원주

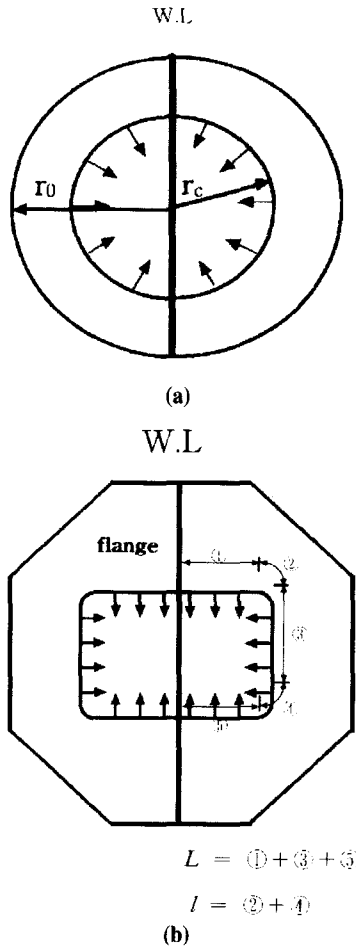


Fig. 2 Schematic view of drawing force acting at the punch rim with a different BHF in (a) cylindrical cup drawing (b) rectangular cup drawing

방향길이 및 반경방향의 드로잉 응력이다.

식(1)을 식(2)에 대입하면

$$\begin{aligned} & \pi r_p t_1 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H_1}{\pi r_o t_o} + \frac{\sigma_Y t_1}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} + \pi r_p t_1 \frac{\sigma_Y t_1}{4 \rho_d} \\ & = \pi r_p t_2 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H_2}{\pi r_o t_2} + \frac{\sigma_Y t_2}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} \\ & + \pi r_p t_2 \frac{\sigma_Y t_2}{4 \rho_d} \end{aligned} \quad (3)$$

가 얻어진다.

따라서 레이저 용접선이 원형 블랭크의 중앙 대칭축에 존재하는 경우에 용접선의 위치이동을 억제하기 위해 t_1 부

위와 t_2 부위에 가해야 하는 H_1 과 H_2 의 비는 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \frac{H_1}{H_2} &= 1 + \frac{\pi r_o t_2}{H_2 \mu e^{\mu \phi_c}} \left(1 - \frac{t_1}{t_2} \right) \\ & \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y e^{\mu \phi_c} \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\sigma_Y t_2}{4 \rho_d} \left(1 + \frac{t_1}{t_2} \right) (e^{\mu \phi_c} + 1) \right] \end{aligned} \quad (4)$$

위의 방법과 같이 BHF를 부위별로 달리 하기 위해서는 블랭크 홀더 금형의 분할제작과 BHF를 제어하는 기술이

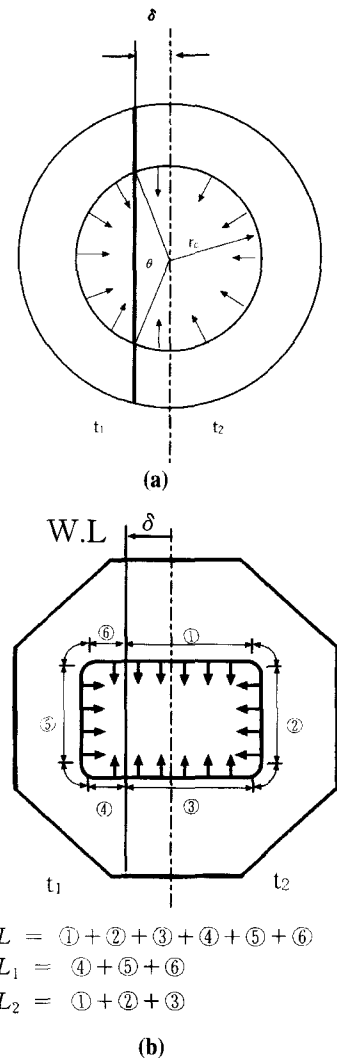


Fig. 3 Determination of the initial shift δ of weld line under an equal BHF in (a) cylindrical cup drawing (b) rectangular cup drawing

요구된다. 한편, 동일한 BHF하의 가공중에 용접선의 위치이동을 억제하기 위해서는 용접선의 위치를 어디로 할 것인가도 금형 설계자의 관심사이다. 여기서는 다른 두께를 갖는 레이저 용접강판의 원형컵과 사각컵 드로잉 공정에서 용접선의 이동을 억제하기 위한 최적 용접선의 위치를 결정하기 위한 방법에 관해 논한다.

Fig. 3(a)에서와 같이 초기 용접선의 위치가 두꺼운 강판 쪽으로 δ 만큼 이동하였다고 가정하면 식(5)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \theta r_p t_1 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H_1}{\pi r_o t_o} + \frac{\sigma_Y t_1}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} + \theta r_p t_1 \frac{\sigma_Y t_1}{4 \rho_d} \\ & = (2\pi - \theta) r_p t_2 \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H_2}{\pi r_o t_2} + \frac{\sigma_Y t_2}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} \\ & + (2\pi - \theta) r_p t_2 \frac{\sigma_Y t_2}{4 \rho_d} \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, $r_p \theta$, $r_p (2\pi - \theta)$ 는 용접선 위치의 이동에 따른 각 판재의 원주방향 길이를 나타낸다. 따라서 식(5)에 $H_1 = H_2$ 의 조건을 대입하여 θ 를 구하면 드로잉 성형중에 용접선의 위치이동을 억제하기 위해서는 용접선을 중심선으로부터 두꺼운 강판 쪽으로 얼마만큼 이동시켜야 하는지, 즉 이동량 δ 를 결정할 수 있다.

2.2 사각컵 딥드로잉

사각컵의 경우에 대해서는 σ_r , σ_s 두가지 응력을 고려하였다. σ_r 은 곡선부에 작용하는 응력을 나타내고 σ_s 는 직선부에 작용하는 응력을 나타낸다. σ_r 에서는 Huber-Mises 항복조건과 블랭크홀더와 다이면의 쿠롬마찰력, 굽힘응력 및 굽힘풀림응력을 고려하고, σ_s 에서는 쿠롬마찰력과 굽힘응력 및 굽힘풀림응력을 고려하면, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_r = \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_Y \ln \frac{r_o}{r_c} + \frac{\mu H}{\pi r_o t_o} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \quad (6)$$

$$\sigma_s = \left\{ \frac{\mu H}{\pi r_o t_o} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \right\} e^{\mu \phi_c} + \frac{\sigma_Y t_o}{4 \rho_d} \quad (7)$$

원형컵에 대한 고찰과 같이, 레이저 용접선이 원형 블랭크의 중앙 대칭축에 존재하는 경우에 Fig.3(b) 용접선의 위치이동을 억제하기 위해 t_1 부위와 t_2 부위에 가해야 하는 H_1 과 H_2 의 비는 식(8)과 같다.

$$\sigma_{r1} l_1 t_1 + \sigma_{s1} L_1 t_1 = \sigma_{r2} l_2 t_2 + \sigma_{s2} L_2 t_2 \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{H_1}{H_2} = \frac{1}{A} [& B + CH_1(t_1 - t_2) \\ & + DH_1(t_1^2 - t_2^2)(e^{\mu \phi_c} + 1)(l_1 + L_1)] \end{aligned} \quad (9)$$

여기서, t_1 , t_2 는 각각 다른 두께 부분에 대응하는 두께이고, $l_2 (= l_1)$, $L_1 (= L_2)$, σ_{r1} , σ_{r2} , σ_{s1} , σ_{s2} 는 각각 다른 두께 부분에 대응하는 곡선부의 길이, 직선부 길이와 곡선부에 작용하는 응력, 직선부에 작용하는 응력이며

$$\begin{aligned} A = \frac{l_1 t_2}{\pi r_o} + 2, \quad B = \frac{l_1 t_1}{\pi r_o} + 2, \quad C = \frac{2}{\sqrt{3} \mu} \ln \left(\frac{r_o}{r_c} \right), \\ D = \frac{\sigma_Y}{4 \rho_d \mu e^{\mu \phi_c}} \end{aligned}$$

로 구해진다.

그리고, 두께가 다른 두 재료를 레이저 용접한 강판의 사각컵 드로잉 공정에 대해 동일BHF를 가하고 성형중에 용접선의 위치이동을 억제하기 위해서는, 레이저 용접 블랭크에서 변형저항력이 같게 되는 용접선의 위치를 구하면 된다. 이는 Fig. 3(b)에서, 직선부 길이전체를 L로 가정할 때 식(8)에 $L_2 = L - L_1$ 와 $H_1 = H_2$ 의 조건을 대입하면 L_1 길이를 구할 수 있다. 이로부터 중심선으로부터 두꺼운 강판 쪽으로의 초기용접선 위치는 $\delta = (L_2 - L_1)$ 로 결정할 수 있다.

3. 성형실험 및 유한요소해석

3.1 성형실험

동일재료(AKDQ)의 다른 두께(0.8 mm/1.8 mm)로 레이저 용접된 T/B소재를 이용하여 원형컵 드로잉시의

Table 1 Experimental conditions in drawing test

Test specification	Cylindrical/Rectangular cup drawing test
Material	Aluminum Killed Deep Drawing Quality(AKDQ)
Apparatus	40/60 double action hydraulic press
Punch speed	300 mm/min
BHF	29.4 KN
Punch stroke	23 mm(cylindrical cup), 26mm(rectangular cup)



Fig. 4 Deformed shape of T/B material in the cylindrical cup drawing test with unstepped die

변형특성을 파악하였다. 실험에 사용된 조건은 Table 1과 같다.

원형컵 드로잉 실험에서 원형 블랭크의 직경은 110 mm, 펀치직경 60 mm (drawing ratio = blank dia/punch dia = $D_o/D_p = 1.83$), 펀치어깨 곡률반경과 다이 곡률반경은 6 mm, 틈새 (clearance)는 2.3 mm를 사용하였다. 단 성형실험에서는 T/B소재의 두께가 달라 다이면에 단차를 가공하지 않으면 얇은 쪽 소재에 BHF가 작용하지 않아 드로잉 성형시 Fig. 4와 같은 과도한 주름이 발생하여 가공이 불가능하므로 다이면에 단차를 가공하여 실험을 수행하였다.

3.2 유한요소해석

본 연구에서는 동적양해법 (Dynamic Explicit Method)을 채용한 탄소성 유한요소해석 코드인 PAM_STAMP⁽¹⁴⁾를 이용하여 다른 두께 (1.8 mm, 0.8 mm)를 레이저 용접한 강판에 대한 드로잉 성형특성을 해석하였고 일부 실험결과와 비교하였다. 공구와 판재의 유한 요소 분할은 Hypermesh V.2.0을 이용하였으며, 사용한 유한 요소는 굽힘과 전단을 고려하고 3개의 가우시적분점을 가진 사각 쉘요소이다. Fig. 5(a)와 (b)는 원형컵 드로잉 공정과 사각컵 드로잉 공정의 유한요소해석에 사용된 해석모델을 나타낸다. 사각컵 드로잉 해석에 사용된 해석모델에는 45 mm로 모서리를 절단한 165 mm × 160 mm 사각블랭크, 펀치크기 87 mm × 82 mm, 펀치코너 곡률반경 15 mm, 펀치어깨 곡률반경과 다이 곡률반경 10 mm, 틈새는 2.3 mm를 사용하였다. 다이는 레이

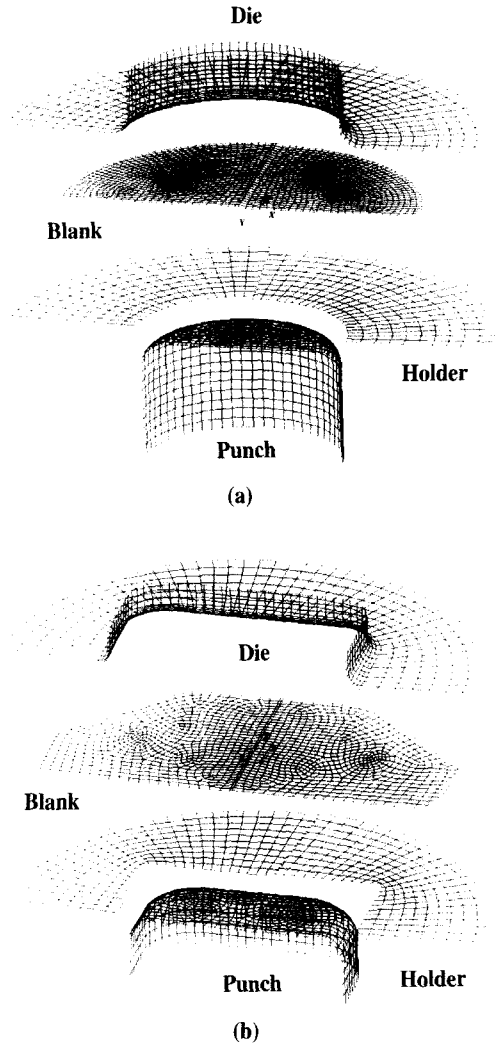


Fig. 5 Finite element model of T/B material for (a) cylindrical cup drawing simulation (b) rectangular cup drawing simulation

저 용접된 재료의 두께차이를 고려하여 모델링하였다.

해석에 사용된 알루미늄 킬드 딥드로잉 강판 (aluminum-killed deep drawing quality, AKDQ)과 용접부에 대한 기계적 특성을 Table 2에 나타내었다. T/B소재는 용접부의 경화된 기계적 특성으로 인하여 재료의 변형특성과 성형성이 모재 (base metal)의 특성과는 다르므로 또한 용접선의 방향과 위치에 크게 영향을 받는다. 따라서 레이저 용접강판의 변형 특성 규명을 위한 유한요소해석에서는 용접부 (welded metal)를 고려하는 것이 바람직하다. 레이저 용접부의 기계적 성질은 직접 측정이 곤란하

Table 2 Mechanical properties of AKDQ steel

Item	Base metal (measured)	Welded metal (calculated from eq.(10))
Young's modulus (E)	200 GPa	200 GPa
Yield strength (σ_y)	0.171 GPa	0.427 GPa
Strain-hardening exponent (n)	0.2	0.2
Strength coefficient (K)	0.49 GPa	1.225 GPa
Pre-strain (ϵ_p)	0.00442	0.00442

* Material parameters are for $\sigma = K(\epsilon + \epsilon_p)^n$

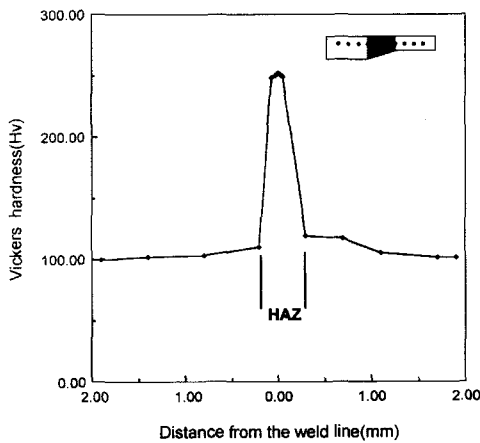


Fig. 6 Distribution of Vickers hardness of T/B material (HAZ : heat affected zone)

기 때문에 모재의 비커스 경도를 측정된 결과(Fig. 6)로부터 근사적으로 용접부는 모재보다 약 2.5배의 경도를 갖는 것으로 간주하여 용접부의 기계적 특성을 식(10)의 관계에 따라 산출하였다.⁽¹⁷⁾

$$\frac{(\sigma_Y)_{welded}}{(\sigma_Y)_{base}} = \frac{\frac{(HV)_{welded}}{3} (0.1)^{n'-2}}{\frac{(HV)_{base}}{3} (0.1)^{n'-2}} = \frac{(HV)_{welded}}{(HV)_{base}} \quad (10)$$

$$\frac{K_{welded}}{K_{base}} = \frac{(HV)_{welded}}{(HV)_{base}} \quad n' = 2 \sim 2.5$$

모든 유한요소해석에서 펀치의 속도는 프레스 공정 해석시 비교적 안정적인 해를 주는 것으로 알려져 있는 10 m/s로 하였고, 쿠름마찰계수는 블랭크홀더와 다이와 블랭크 사이에는 0.1, 펀치와 블랭크 사이에는 0.25⁽¹⁵⁾를 사

용하였다.

해석은 다른 두께 레이저 용접강판에 동일BHF를 가지고 용접선이 블랭크의 중심에 위치한 경우에 대해서 먼저 해석을 수행하여 T/B소재의 성형해석에 유한요소해석 코드의 적용 타당성을 검토한 후 이론해석에서 도출된 차등 BHF를 가지고 용접선을 중심에 위치한 경우와 동일 BHF를 가지고 용접선을 이동한 경우에 대해서 원형컵 드로잉과 사각컵 드로잉 해석을 수행하여 각각의 성형특성을 비교 고찰하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 성형실험 및 해석결과

4.1.1 원형컵 드로잉의 경우

Fig.7은 다이면에 단차를 부여하지 않은 경우에 대한 유한요소해석 결과로 실험결과(Fig.4)와 같이 두께가 작은 쪽 소재에서 주름이 발생하고 있음을 잘 나타내고 있음을 알 수 있다. Fig. 8(a)는 다른 두께를 레이저 용접한 강판에 대해 두께 차이에 의한 금형단차를 고려하고 용접선을 중심에 위치시키고 동일한 BHF(29.4KN)하에서 성형깊이를 23 mm로 한 경우의 실험결과를 나타낸다. 여기서 29.4KN의 BHF는 레이저 용접된 시편이 아닌 시편에서 파단이 발생하지 않는 범위의 BHF중에서 적당한 값을 택한 것이다. 그림으로부터 얇은 쪽의 소성변형이 두꺼운 쪽에 비하여 비교적 많아 편치와 접하고 있는 컵 밑면부에서는 용접선이 초기위치에서 두꺼운 쪽으로

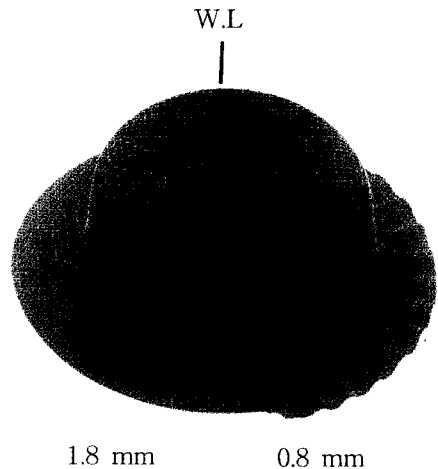


Fig. 7 Deformed shape of T/B material with unstepped die in FEM simulation

2.5mm 이동하며 플랜지부에서는 두꺼운 쪽이 얇은 쪽으로 이동·회전하고 있음을 알 수 있다. 이 용접선의 이동·회전은 두께가 다른 두 판재에 작용하는 편치력에 대해 얇은 판재의 소성변형에 저항하려는 저항력이 두꺼운 판재보다 상대적으로 작기 때문이다. 즉, 편치부위에서는 변형저항이 큰 두꺼운 쪽이 소성변형이 적어 편치에 의해 거의 굽힘변형되면서 밀려 올라가므로 변형저항이 작은 얇은 쪽이 두꺼운 쪽으로 끌려 이동한다. 따라서 플랜지

부위에서는 얇은 쪽이 빨리 들어가므로 두꺼운 쪽이 얇은 쪽으로 이동·회전하게 되는 것으로 생각된다. 다른 두께를 레이저 용접한 강판에 대한 용접선이 중심에 위치한 경우, 컵드로잉 공정의 유한요소해석 결과를 Fig. 8(b)에 나타내었다. Fig. 8(b)의 해석결과는 실험결과에서 보여준 용접선의 이동특성을 잘 나타내고 있으며 전체적으로 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 9는 용접선을 가로지르는 방향으로 주변형율을 측정 한 것이다. 두꺼운 판재의 주변형율이 얇은 판재의 주변

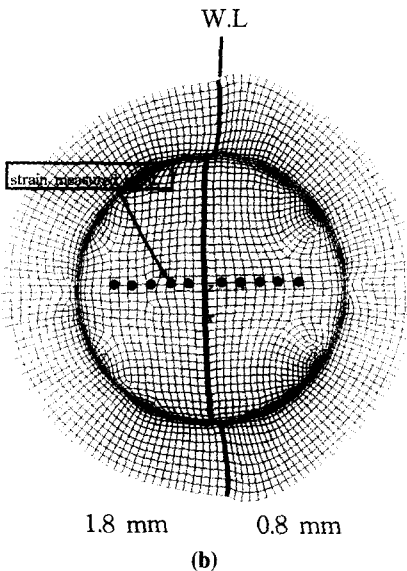
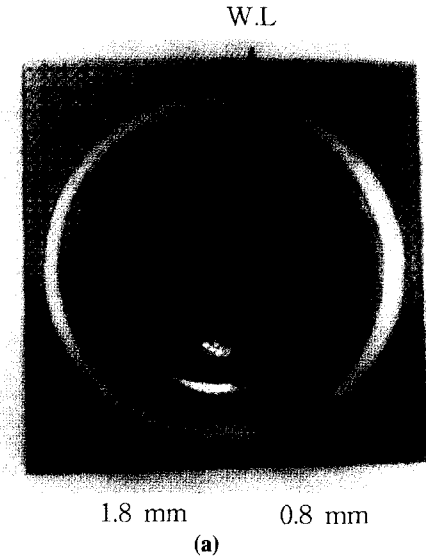


Fig. 8 Deformed shape of T/B material in the cylindrical cup drawing test with an equal BHF in (a) experiment (b) FEM simulation

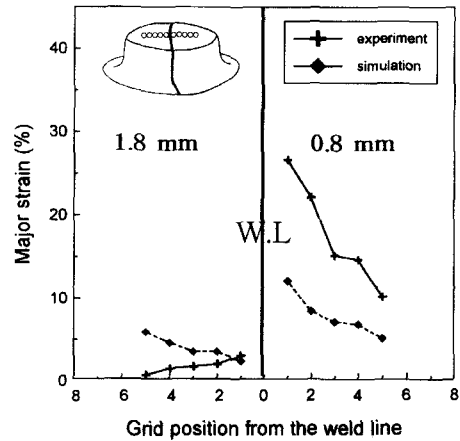


Fig. 9 Major strain distribution along grid position in the cylindrical cup drawing test with BHF=29.4KN

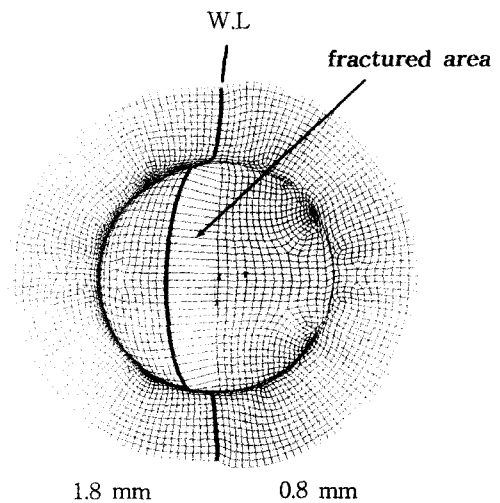


Fig. 10 Deformed shape of T/B material for cylindrical cup drawing simulation with BHF=29.4KN

형을보다 상대적으로 많이 낮고, 얇은쪽 판재에서는 용접선과 가까운 부분의 주변형율이 가장 높은 것을 알 수 있다. 주변형을 분포로 보아 드로잉 성형 도중 파단이 발생한다면 얇은 판재쪽에서 용접선에 가까운 부분에서 발생한다는 것을 짐작할 수 있다. 실측치는 원형그리드를 측정 한 것이므로 약간의 오차를 수반하고 있을 것으로 추정된다.

Fig. 10은 BHF가 과다하게 작용하는 경우에 대한 해석결과로 얇은 판재에서 파단이 발생하는 실험결과(10)와 Fig. 9에서의 고찰결과를 잘 나타내고 있다. 즉, 동일한 BHF하에서는 얇은 쪽의 소성변형이 크므로 부적절한 성형하에서는 용접선과 평행한 방향으로 얇은 판재에서 파단이 발생하는 것을 알 수 있다.

4.1.2 사각컵 드로잉의 경우

Fig. 11은 다른 두께의 레이저 용접강판에 대해 두께차이에 의한 금형단차를 고려하고 용접선을 중심에 위치시키고 동일 BHF(49KN)하에서 성형깊이를 26 mm로 한 경우의 해석결과이다. 원형컵 드로잉과 같이 얇은 쪽의 변형이 두꺼운 쪽에 비하여 비교적 많아 컵 밑면부의 용접선이 두꺼운 쪽으로 4.7 mm 이동하고 컵벽부분과 플랜지부에서는 두꺼운 쪽이 얇은 쪽으로 이동·회전한 것을 확인할 수 있다.

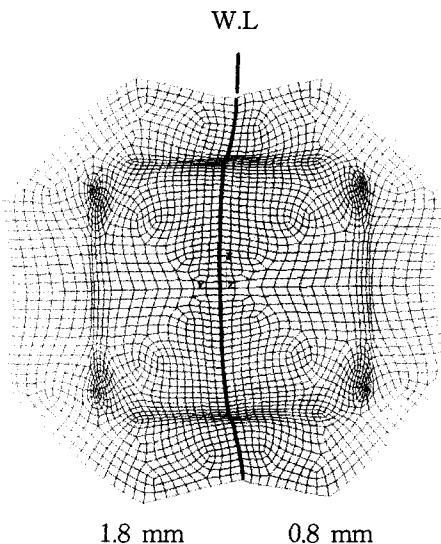


Fig. 11 Deformed shape of T/B material in the rectangular cup drawing simulation with an equal BHF

4.2 용접선 제어에 의한 성형실험 및 해석결과

4.2.1 원형컵 드로잉의 경우

Fig. 12는 이론적 고찰로부터 유도한 식 (4)를 이용하여 두 재료의 두께 비에 대한 BHF비(=H₁/H₂)를 나타낸 것이다. 두께 t₂부위에 가해지는 H₂의 값이 클수록 BHF비가 상대적으로 작아지는 것을 알 수 있고, 같은 H₂에 대해 두께비가 작을수록 BHF비가 커진다는 것을 알 수 있다. 본 논문의 경우는 두께비가 0.44이고 H₂가 29.4KN이므로 이 경우에 대한 BHF비 6.3을 사용하여 H₁에 186.2KN을 유한요소해석에 사용하였다.

Fig. 13(a)는 다른 두께의 레이저 용접강판에 대해 두께차이에 의한 금형단차를 고려하고 레이저 용접선을 블랭크의 중심에 위치시키고 용접선의 이동과 회전을 억제하기 위해 이론적 고찰로부터 구한 차등BHF(두꺼운 쪽 : 29.4KN, 얇은 쪽 : 186.2KN)를 가한 경우의 유한요소해석 결과이다. 얇은 쪽과 두꺼운 쪽의 변형저항력이 같기 때문에 양쪽 재료의 소성변형이 동일하여 용접선의 이동과 회전이 거의 일어나지 않고 성형이 되고 있음을 알 수 있다. 얇은 재료의 잔류 플랜지가 두꺼운 재료의 잔류 플랜지보다 많이 남게 되는데 이는 얇은 쪽에 큰 BHF가 작용하게 되어 드로잉 말기에 플랜지부의 재료가 과다하게 눌러 아이어닝(ironing)된 것에 기인한 것이다. 유한요소해석 결과는 그림(b)의 실험결과⁽¹²⁾와 같이 용접선의 위치 이동과 회전이 매우 작고 실험결과와 잘 일치한다. 따라서 차등 BHF를 가하는 것이 두께가 다른 레이저 용접판재의 가공에 효과적인 것을 알 수 있다.

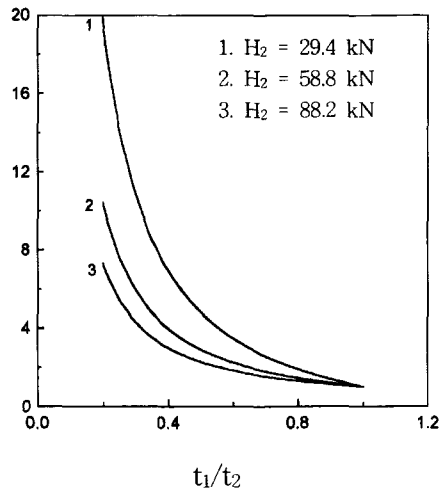


Fig. 12 Relationship between thickness ratio and BHF ratio

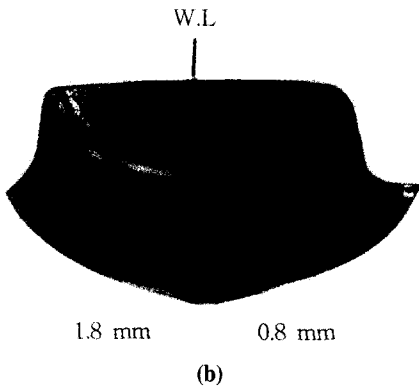
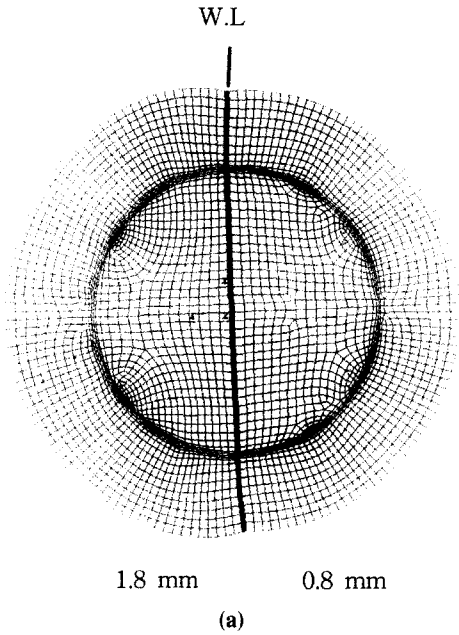


Fig. 13 Deformed shape of T/B material with a different BHF in (a) FEM simulation with a different BHF of 29.4KN and 186.2KN (b) experiment with a different BHF of 9.8KN and 88.3KN [from T.Altan, J.Mat.Proc.Tech., Vol.53(1995), p.686]

Fig. 14는 다른 두께의 레이저 용접강판에 대해 두께차이에 의한 금형단차를 고려하고 이론적 고찰결과를 적용하여 동일BHF하에서 초기용접선을 두 재료의 변형저항력이 같게 되는 위치로 이동시켜서 계산한 결과이다. 즉, 용접선은 블랭크 중심으로부터 두꺼운 쪽으로 $\delta = 17$ mm 만큼 이동시켜 계산하였다. Fig. 14(a)에서 두 판재의 변형 저항력이 같으므로 편치와 접하고 있는 컵 밑면부에서는 용접선 중심이 두꺼운 쪽으로 0.7 mm 이동하였으

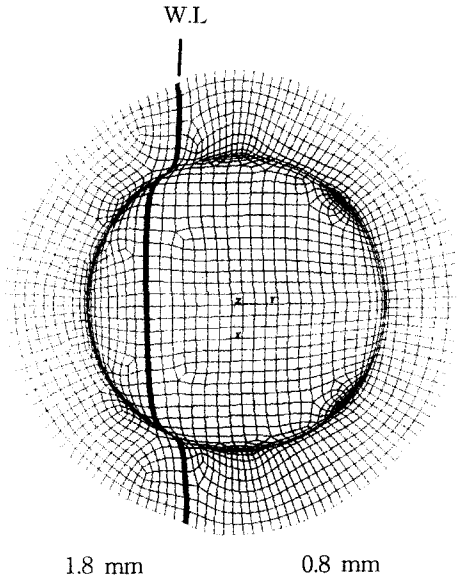


Fig. 14 Deformed shape of T/B material in the cylindrical cup drawing simulation with an initial shift of weld line $\delta=17$ mm and an equal BHF of 29.4KN

며, 이는 Fig. 7의 경우에 비해 용접선 중심의 이동거리가 1.8 mm 줄어든 것이다. 하지만, 컵벽부와 플랜지부에서는 회전이 보다 많이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이는 이론적 고찰이 편치와 접하고 있는 컵 밑면부에서의 용접선의 이동을 억제하는데 위해 초기 용접선의 위치이동량 δ 를 결정할 때 컵 밑면부에서의 변형저항력만을 고려하고 플랜지부와 컵벽부에서의 재료유동에 대해서는 고려하지 않았기 때문에 발생한 것으로 추정된다.

4.2.2 사각컵 드로잉의 경우

Fig. 15는 다른 두께의 레이저 용접강판에 대해 두께차이에 의한 금형단차를 고려하고 레이저 용접선을 블랭크의 중심에 위치시키고 용접선의 이동과 회전을 억제하기 위해 이론적 고찰로부터 구한 BHF비 1.34를 이용하여 차등BHF(두꺼운 쪽 : 49KN, 얇은 쪽 : 65.7KN)를 가한 경우의 유한요소해석 결과이다. 원형컵의 해석결과와 마찬가지로 용접선의 이동량이 1.2 mm로 감소하였으며, 플랜지부에서는 여전히 용접선이 얇은 쪽으로 회전하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 16은 다른 두께의 레이저 용접강판에 대해 두께차이에 의한 금형단차를 고려하고 이론적 고찰결과를 적용하여 동일BHF하에서 초기용접선을 두 재료의 변형저항력이 같게 되는 위치로 이동시켜서 계산한 결과이다. 즉,

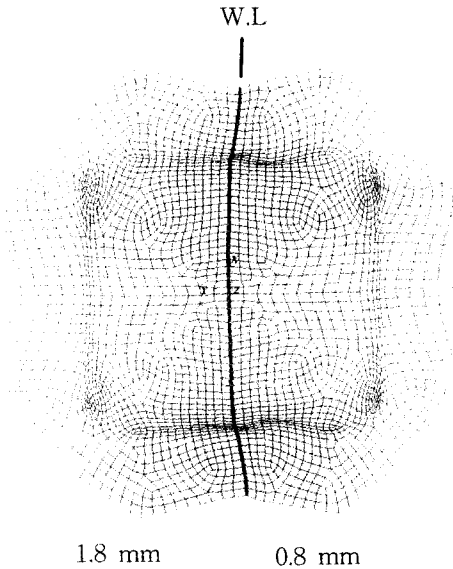


Fig. 15 Deformed shape of T/B material with a different BHF with a different BHF of 49KN and 65.7KN

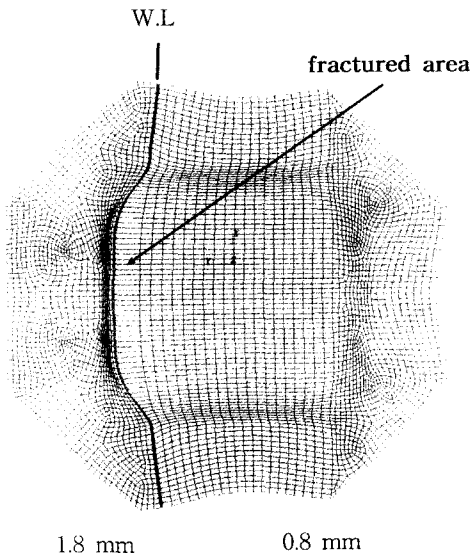


Fig. 16 Deformed shape of T/B material in the rectangular cup drawing simulation with an initial shift of weld line($\delta=31$ mm) and an equal BHF of 49KN

용접선을 블랭크 중심으로부터 두꺼운 쪽으로 $\delta = 31$ mm 만큼 이동시켜 계산하였다. 하지만, 이 경우는 용접선이 편치코너 가까이 위치하게 되므로 성형시 얇은 판재에 변형율이 집중되어 용접선과 평행하게 파단이 발생하

게 된다. 그러므로 블랭크 상에서 초기 최적 용접선의 위치를 구할 경우에는 변형율이 집중되는 부분을 피해야 한다는 것을 고려할 필요가 있으며, 변형율이 집중되는 부분에 용접선이 위치할 경우 적절한 위치가 아니라는 것을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 최근 자동차 산업에서 새로운 생산 기술로 대두되고 있는 레이저 용접판재의 프레스 가공 기술 확립을 위한 기초 연구로서, 레이저 용접강판에 대한 원형컵 드로잉과 사각컵 드로잉에 대한 실험과 원형컵에 대한 유한요소해석을 수행하여 성형공정 중에 편치밀면에서 용접선의 회전을 방지하기 위해 용접선의 위치를 최적화였고 이때의 성형특성을 차등BHF하에서의 성형특성과 비교함으로써 레이저 용접판재에 대해 용접선 위치 이동의 영향을 규명하였다.

본 해석결과 다른 두께로 용접된 레이저 용접강판의 드로잉 성형시에는 두께차이에 의한 금형단차를 고려하지 않은 경우는 얇은 판재에 주름이 발생되었고, 금형단차를 고려한 경우는 성형시 불량은 발생하지 않았다. 그러나, 얇은 쪽 판재의 낮은 변형저항으로 용접선이 컵의 밀면에서는 두꺼운 판재 쪽으로 회전하고 컵벽과 플랜지부에서는 얇은 판재 쪽으로 회전한다는 것을 실험과 유한요소해석을 통해 알 수 있었다. 회전을 방지하기 위해 차등BHF를 가한 경우는 용접선의 회전을 억제할 수 있었다. 또한 동일BHF하에서도 블랭크상에서 변형에 대해 균일 변형저항력을 가지는 위치로 초기용접선을 이동시킨 경우에 대한 유한요소해석에서 원형컵이나 사각컵 성형시에 용접선의 회전을 억제하여 원하는 형상의 성형이 어느 정도 가능하지만, 이론적 고찰로부터 구한 초기 용접선의 위치가 변형율이 집중되는 부분인 경우는 성형시 약한 판재에서 파단이 발생하게 되므로 적절하지 않다는 것을 알 수 있었다.

후 기

본 연구의 실험을 위해 시편을 제공하여 주신 현대자동차 프레스기술부의 이장희 차장께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) K. Azuma, K. Ikemeto, K. Arima, H. Sugira, and

- T. Takasago, 1990, "Press Formability of Laser Welded Blanks", IDDRG Working Group.
- (2) F. Vollertsen, M. Schultz, and M. Geiger, 1996, "Formability of Tailored Blanks from Steel and Aluminum Alloys", 19th IDDRG Biennial Congress, pp.337~346.
- (3) W. Prange and C. Schneider, 1992, "A New Material for New Ways of Design", SAE Technical Paper, No.920429, pp.1~6.
- (4) G. Koenig, 1994, "Holistic Steel Body Diet", Proceeding of Automotive Body Design & Engineering, IBEC '94, Detroit, pp.60~65.
- (5) M. Eisenmenger and K. K. Bhatt, 1995, "Influence of Laser Welding Parameters on Formability and Rubustness of Blank Manufacturing : An Application to a Body Side Frame", SAE Technical Paper, No.950922, pp.171~182.
- (6) K. Siegert and E. Knabe, 1995, "Fundamental Research and Draw Die Concepts for Deep Drawing of Tailored Blank", SAE Technical Paper. No.950921, pp.159~169.
- (7) M. F. Shi, K. M. Pickett, and K. K. Bhatt, 1993, "Formability Issues in the Application of Tailored Welded Blank Sheet", SAE Technical Paper, No.930278, pp.27~35.
- (8) 최이천, 유동진, 전기찬, 1996, "테일러드 브랭크를 이용한 도어인너 개발에 관한 연구", 한국자동차공학회 '96년도 추계 학술대회 논문집, Vol. I, pp.545~550.
- (9) 김기수, 김영석, "레이저 용접강판의 기계적 특성 평가". 산업과학기술연구소. 연구보고서, 1993
- (10) N. Nakagawa, S. Ikura, F. Natsumi, N. Iwata, and M. Matsui, 1994, "Stamping Simulation of Laser-Welded, High Strength Steel Blanks", Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity, Vol.35, No.404, pp.1115~1121.
- (11) 하동호, 김영석, 1996, "레이저 용접 강판의 프레스 성형성 해석 I", 한국자동차공학회 '96 추계 학술대회 논문집, Vol. I, pp.438~443.
- (12) M. A. Ahmetoglu, D. Browers, L. Shulkin, L. Taupin, G. L. Kinzel, and T. Altan, 1995, "Deep Drawing of Round Cup from Tailored-Welded Blanks", Journal of Material Processing Technology. Vol.53, pp.684~694.
- (13) 홍주표, 김현영, 오수익, 1996, "레이저 용접 판재의 딥드로잉 성형성 연구", 한국자동차공학회 '96 추계 학술대회 논문집, Vol. I, pp.11~18.
- (14) PAM_STAMPTM VERSION, 1996, Reference Manual.
- (15) F.I. Saunders and R.H. Wagoner, 1993, "Finite Element Modelling of A New Formability Test", Computer Application in Sahping & Forming of Materials, M.Y. Demeri, ed, TMS, Warrendale, PA, pp. 205~220.
- (16) K. Manabe and M. Yoshiharh, 1996, "テイラードブランク材の可變しわ抑え力制御圓筒深絞り加工の初等解析", 日本塑性加工學會 '96 秋季學術大會論文集, pp.262~263.
- (17) 김영석, 소성역학-이론과 응용-경북대 기계공학부, 1996.