3728 대한기계학회논문집(A) 제 20 권 제 12 호, pp. 3728~3740, 1996

〈논 문〉

분리된 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉공정에 관한 연구

김종봉* · 이동우* · 양동열* · 박찬승**

(1995년 10월 17일 접수)

Study on the Hydromechanical Reverse Redrawing Process Assisted by Separate Radial Pressure

J. B. Kim, D. W. Lee, D. Y. Yang and C. S. Park

Key Words: Hydromechanical(액압유도), Separate Radial Pressure(분리된 원주압), Finite Element Method(유한요소법)

Abstract

High-quality cups of deep drawing ratio of more than four cannot be simply drawn by conventional drawing and redrawing processes. In the present study, after the first deep drawing process, subsequent hydromechanical reverse redrawing with controlled radial pressure is employed. In order to increase the deep drawing ratio up to much more than four, the radial pressure should be controlled independently of the chamber pressure and thus an optimum forming condition can be found easily by varying the radial pressure. The process has been subjected to finite element analysis by using the rigid-plastic material modeling considering all the frictional conditions induced by the hydrostatic pressure. In order to consider the pressure effect on the sheet, the pressure distributions on the flange part and the side wall part are calculated numerically from simplified Navier-Stokes equation. The comparison of the computation with the experiment has shown that the finite element modeling can be conveniently employed for the design of the process with reliability from the viewpoint of formability.

기 호 설 명

B_f : 블랭크 홀딩력
$\bar{\varepsilon}$: 유효변형률
$\triangle\bar{\varepsilon}$: 유효변형률 증분
K : 소성계수
L_w : 소재의 벽면부 길이
μ : 동적점도(dynamic viscosity)
n : 가공경화지수
P_c : 챔버압력
P_r : 원주압력
p_t : 플랜지부의 압력분포
p_w : 벽면부의 압력분포
ϕ_n : 소재와 금형 사이의 틈새
$\phi_2^{(m)}$: 외력에 의한 에너지 범함수
Q : 유량
R : 수직 이방성계수
$\bar{\sigma}$: 유효응력
σ_n : 접촉부에서의 수직응력
$\bar{T}$: 외력벡터
$\bar{T}^d$: 접촉부에서의 외력벡터
$\bar{T}^p$: 유압에 의한 외력벡터
T^t : 소재의 끝 절점에서 유압에 의한 소재방향의 외력
u_s, u_w : 소재의 속력

*회원, 한국과학기술원 기계공학과
**유공(주)

$\bar{u}$: 변위장

I. 서 론

디프드로잉공정(Fig. 1)은 가장 널리 적용되고 있는 박판금속 성형법중의 하나로 제품을 성형하기 위한 목적 외에도 재료의 드로잉 성형성을 시험하기 위해 많이 이용된다. 디프드로잉공정은 박판 소재를 다이와 블랭크 홀더 사이에 놓고 펀치로 원하는 형상의 박판제품을 가공하는 방법으로 주름(wrinkling)과 찢어짐(tearing)에 의한 파단에 의해 성형의 한계가 정해진다. 성형 한계(성형성)는 주로 한계드로잉비(LDR : limit drawing ratio)로 나타내어지는데 디프드로잉의 경우에는 공정이 간단한 반면 한계드로잉비는 작은 편이다. 디프드로잉의 이러한 단점을 보완하고 정밀도를 높이기 위해 여러가지 개선된 공정들이 개발되었다.

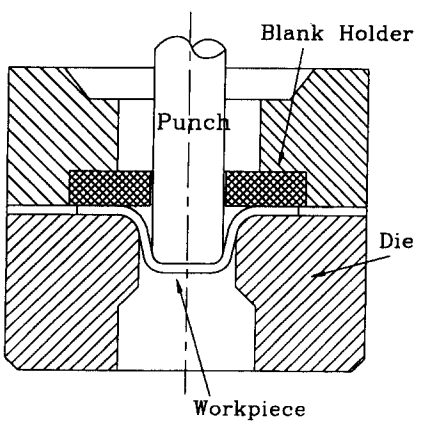


Fig. 1 Schematic diagram of deep drawing process

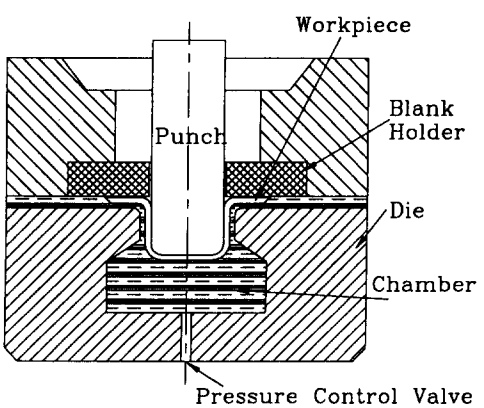
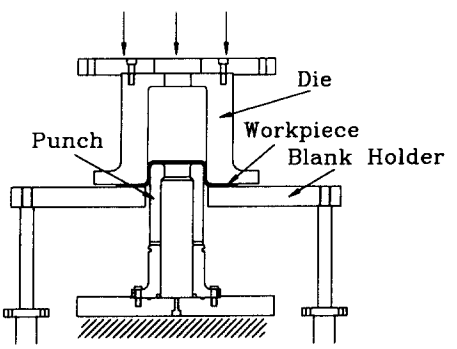


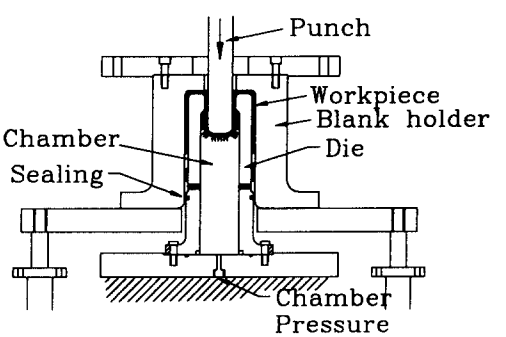
Fig. 2 Schematic diagram of hydromechanical deep drawing process

소재 표면에 압력을 가함으로써 성형성과 정밀도를 높인 공정으로는 고무성형법, 하이드로포밍,[10,12,13] 액압유도 디프드로잉(hydromechanical deep drawing)(Fig. 2)[1,2,3,11] 등이 있고, 원주압(측압)을 이용하여 성형성을 증가시킨 공정으로는 Nakamura 등이 제안한 원주압 보조 액압유도 디프드로잉(radial pressure assisted hydromechanical deep drawing)[4]과 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉(Fig. 3)[5]등이 있다.

고무성형법은 공정은 간단하지만 고하중이 필요하고 소재에 작용하는 압력이 균일하지 않으며 특히 구석진 부분에 압력을 작용시키기가 곤란하다. 하이드로포밍공정은 소재에 압력을 가하는 매체로써 유체를 사용하기 때문에 소재에 균일한 압력을 가할 수 있고 성형성은 개선되나 유체실 내에서 박판금속에 밀착시켜 사용하는 고무 격막을 자주 교체시켜 주어야 하고, 블랭크 홀딩력을 조절하기가 곤란하다.



(a) First stage of mechanical deep drawing



(b) Second stage of hydromechanical reverse redrawing

Fig. 3 Schematic diagram of radial pressure assisted hydromechanical reverse redrawing process

그러나 액압유도 디프드로잉공정에서는 유압실내에서 고무격막을 사용하지 않고 소재에 직접 유압을 가할 뿐만 아니라 블랭크 홀딩력을 독립적으로 적용함으로써 공정을 훨씬 간단화시켰으며 다이와 소재 사이의 마찰도 크게 줄일 수 있었다. 디프드로잉공정과 비교한 액압유도 디프드로잉공정의 특징으로는 다음과 같은 것이 있다. 그리고 이것을 간단하게 정리하여 Table 1에 나타내었다.

1.1 장점

(1) 유체의 윤활효과로 다이 반경부에서 마찰이 감소하고, 챔버압력에 의해 펀치와 소재 사이의 접촉부 마찰력이 증가하여 국부변형이 억제되기 때문에 한계 드로잉비가 크게 증가한다.

(2) 유압에 의해 소재가 펀치에 밀착되기 때문에 성형품의 내면 정밀도가 우수하고 스프링 백의 양이 작아진다.

(3) 소재가 펀치에 밀착되어 성형되기 때문에 다이의 정밀도가 크게 요구되지 않고 형상도 간단해지므로 가공비를 크게 줄일 수 있다.

(4) 유압실이 다이역할도 하며 균일한 압력으로 소재를 펀치에 밀착시키므로 일반적인 디프드로잉 방법으로 성형하기 곤란한 원추형상 및 오목한 곡면 등과 같은 복잡한 형상의 성형이 가능하다.

1.2 단점

(1) 순수하게 소재를 변형시키는 에너지외에 유압에 의한 반력으로 인해 큰 용량의 프레스가 필요하게 된다.

(2) 유압 공급을 위해 별도의 장치가 필요하다.

(3) 성형속도가 늦고, 제품으로부터 유체를 제거해야 하기 때문에 생산성이 낮다.

Table 1 Merits and demerits of hydromechanical deep drawing process

	Deep drawing	Hydromechanical deep drawing
Drawability	×	○
Internal dimensional Accuracy of products	×	◎
Spring back	△	○
Die cost	△	○
Complexity of product	×	◎
Forming load	△	×
Cost of equipment	△	×
Production speed	◎	△

(◎ : Excellent, ○ : Good, △ : Normal, × : Poor)

위와 같이 액압유도 디프드로잉이 여러가지 장.단점을 가지고 있지만, 그 중에서도 드로잉 성형에 있어서 한계드로잉비를 증가시킨다는 큰 장점으로 인해 지금까지 많은 연구가 진행되었으며 여러가지 개선된 공정도 개발되었다.

액압유도 디프드로잉공정은 1950년대에 개발되어 거의 발전이 없다가, 1980년대에 Nakamura 등에 의해서 체계적이고 발전된 실험적인 연구가 수행되었다. 1984년에는 액압유도 디프드로잉에서의 파단메카니즘을 5가지로 구분하여 그에 따른 해결책을 제시하였고,[3] 1985년에는 원주압 보조 액압유도 디프드로잉[4]에 대해 연구하였다. 또 같은 해에 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉(Fig. 3)[5]을 개발해 A1100-O를 이용하여 드로잉비 4.9까지 성형시킨 바 있고, 사각셸(square shell)[6] 및 원뿔대 셸(truncated conical shell)의 성형[7]에 관해서도 연구하였다. 그리고, 1990년에는 펀치의 거칠기, 블랭크 홀더 반경, 펀치와 다이의 틈새가 성형에 미치는 영향을 실험을 통하여 밝힌 바 있다.[8]

이론적으로는 1969년에 Hillier[11]가 처음으로 유압의 작용을 고려하여 공정의 역학관계를 부분적으로 해석하였지만, 성형성의 향상은 단지 유체에 의한 마찰의 감소때문이라는 단순한 결론을 내렸었다. 그 후 El-Sebaie[2]에 의해 보다 체계적인 해석이 수행되었다. 그는 먼저 가공경화지수 n과 이방성계수 R이 단축인장과 평면변형인장에 미치는 영향을 규명하고, 디프드로잉에서의 주 변형모드를 다이 반경부에서의 단축인장과 펀치 반경부에서의 평면변형인장으로 구분하였다. 그로부터 펀치 반경부에서의 국부변형을 억제하면 한계드로잉비가 증가함을 보여주었다. Tirosh[18,19] 등은 1985년에 상계해법과 하계해법으로 액압유도 디프드로잉공정을 해석한 바 있다. 그리고 1992년에는 Yang 등[1]이 유한요소해석을 이용하여 유압이 소재변형에 미치는 효과를 해석한 바 있다. 그러나 이와같은 해석은 유압의 영향은 단순하게 파악했지만 실험에서 관찰되는 복잡한 메케니즘을 제대로 규명하지는 못했다.

본 연구에서는 Nakamura 등이 제안한 원주압

보조 액압유도 역 재드로잉공정을 원용하여 실험함으로써 성형 미케니즘과 성형인자가 성형에 미치는 영향을 파악하였고, 그로부터 보다 개선된 공정을 개발하였다.

그리고 개발된 공정에 대해 유한요소해석을 수행하여 실험결과와 비교하였으며, 복잡한 성형미케니즘을 파악함으로써 생산성을 증가시키기 위한 방안과 가능성에 대해 알아 보았다.

2. 실 험

2.1 재료시험

드로잉실험에 사용된 박판재료의 응력-변형률 관계와 이방성계수를 구하기 위해 인장시험을 하였다. 재료는 냉간압연된 A1050을 375℃에서 90분 동안 풀림(annealing)처리하여 사용하였으며, 인장시험기(instron)를 이용하여 연신률, R 값, K, n ($\bar{\sigma}=K\bar{\varepsilon}^n$) 등을 구해 Table 2에 기술하였다. 항복응력은 0.2% 오프셋으로 구했고, 연신율과 인장강도는 인장시험기로부터 직접 구했다.

2.2 미케니컬 디프드로잉공정

Nakamura가 제안한 원주압 보조 액압유도 역재드로잉공정은 드로잉비를 높이기 위해 두 단계의 공정으로 설계되었다. 첫번째 공정은 보통의 미케니컬 디프드로잉이고, 두번째 공정은 유압을 이용하는 원주압 보조 액압유도 역재드로잉이다. 각 공정의 공정도는 Fig. 3에 나타나 있고, 금형의 치수는 Table 3에 나타나 있다.

초기 미케니컬 디프드로잉에서는 윤활, 다이반경, 펀치반경과 함께 블랭크 홀딩력의 조절이 매우 중요하다. 본 실험에서는 Nakamura 등의 논문[3]을 참고하여 R_d=10.0, R_p=8.0 mm 로 설계하였고, 윤활유는 기계유를 사용하였다. 블랭크 홀딩은 일정한 틈새를 주기도 하고, 펀치 진행에 따라 변화시키는 방법도 있지만 본 실험에서는 일정한 힘으로 주었다. 그리고 재료는 냉간압연된 A1050을 375℃에서 1.5시간 풀림하여 사용하였다.

드로잉비에 따라 성형을 가능하게 하는 블랭크 홀딩력을 Fig. 4에 나타냈다. 그림을 보면 드로잉비가 클수록 찢어짐(tearing)이 일어나는 블랭크 홀딩력은 작아짐을 알 수 있는데 이것은 소재가 클수록 원주응력에 의한 자체 저항이 커지기 때문인 것으로 사료된다. 또한 그림에서 주름에 의한 파단은 거의 나타나지 않고 있는데 이것은 블랭크 홀딩력을 주는 유압실린더가 하한이 있어, 그 이하로 블랭크 홀딩력을 줄 수 없었기 때문이다.

Table 2 Mechanical properties of A1050 used for drawing test

Material constant	Aluminium (A1050) (Annealing : 375℃, 1.5 hr)
T. S.	78.4 MPa
Y. S.	33.3 MPa
k	140.5 MPa
n	0.216
R	0.616
t_0	1.0 mm

$\bar{\sigma}=k\bar{\varepsilon}^n$

Table 3 Dimensions of die sets (mm)

			First drawing	Redrawing
Punch	Diameter	d_P	85	37
	Shoulder radius	r_P	7	8
Die	Diameter	d_D	88	40
	Shoulder radius	r_D	8	7
Blank holder	Diameter	d_B	-	40
	Shoulder radius	r_B	-	5

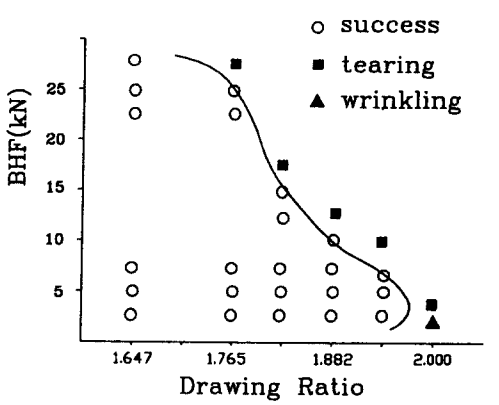


Fig. 4 Limit drawing ratio in the mechanical drawing

2.3 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉

1차 드로잉 성형된 제품을 풀림(375℃, 1.5 hr)한 것과 풀림하지 않은 두 종류에 대해 2차 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉을 수행하였다. 1차 드로잉후 풀림하지 않은 소재는 한계드로잉비가 2.7이었고, 풀림한 소재는 한계드로잉비가 4.32 였다. 이것은 풀림에 의해 재료의 성형성이 증가했기 때문이다. 본 절에서는 1차 드로잉후 풀림한 재료의 2차 드로잉에 대해서 다루었다.

원주압 보조 액압유도 역 재드로잉공정에서는 다이반경이나 펀치반경보다는 내부 유체의 압력이 소재의 성형에 훨씬 크게 영향을 미친다. 본 실험에서 다이반경과 펀치반경은 각각 7.0 mm, 8.0 mm로 하였고, 유체는 기계유를 사용하여 가압하였다.

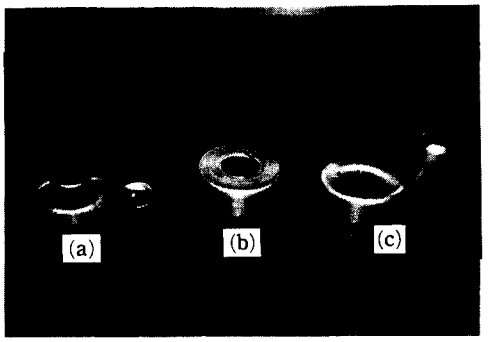
이 공정에서는 펀치 반경부에서의 파단을 억제해주는 챔버압력과, 원주부분에서 소재를 안쪽으로 밀어주어 소재유입을 도와주는 원주압의 역할이 중요하다. 실험에서 발생된 파단(Fig. 5)을 보면 Nakamura의 논문[5]에 잘 기술되어 있는 바와 같이 챔버내의 압력이 부족할때 유발되는 펀치반경부의 파단(A 파단)과, 챔버내의 압력이 지나치게 고압일때 다이 입구에서 소재의 역장출로 인해 유발되는 파단(B 파단), 그리고 원주압이 부족한 경우에 다이 반경부 에서의 과다 변형으로 인해 유발되는 파단(C 파단)을 관찰할 수 있다. Fig. 6은 드로잉비에 따른 성형 가능한 압력의 범위를 나타낸다. 그림에서 성형이 가능한 영역의 압력은 챔버 압력과 원주압의 성형조건을 모두 만족한 것이다. 그러나 드로잉비가 커질수록 성형 가능한 압력의 범위는 줄어들고, 드로잉비가 한계(LDR=4.32)를 넘어서면 두 조건을 동시에 만족하는 영역은 없게 된다.

위의 사실로부터 원주압력과 챔버압력의 기능과 적정범위가 전혀 다름을 알 수 있다. 챔버내의 압력의 기능은 펀치반경부에서의 변형을 억제하는 것으로, 펀치반경부에서의 파단을 억제할 수 있는 압력 이상의 고압은 요구되지 않는다. 필요이상의 고압은 소재의 파단(B 파단)을 유발시킬 뿐 아니라 펀치의 하중을 증가시키는 역효과를 준다. 그리고 원주압의 기능은 소성변형 에너지의 공급이므로 충분히 커야하고, 고압에 의한 역효과는 거의 없다.

2.4 분리된 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉

앞에서 원주압과 챔버압력이 성형에 미치는 메카니즘과, 성형을 가능하게 하는 적정압력이 다름을 기술하였다. 또한 두 압력을 동일하게 취급했을 때에는 성형조건(압력)을 찾기 힘들 뿐만 아니라, 각각의 적정 압력의 차이로 인해 성형 한계가 정해짐을 알았다. 본 연구에서는 이처럼 성형에 미치는 메카니즘이 다른 두 압력을 분리하여 독립적으로 제어하여 한계 드로잉비를 증가시켰고, 성형 가능한 압력의 범위를 보다 쉽게 찾을 수 있게 하였다. 압력을 분리하여 설계한 금형은 Fig. 7에 나타나 있다.

Fig. 8은 분리된 원주압보조 액압유도 역 재드로잉에서 드로잉비에 따라 성형을 가능하게하는 압력의 범위를 보여준다. 두 압력을 분리하여 각각 제어하기 때문에 성형조건도 독립적으로 만족되면 된



(a) Fracture due to lack of chamber pressure
(b) Fracture due to lack of radial pushing force
(c) Fracture due to excessive chamber pressure

Fig. 5 Fracture types caused by inappropriate pressure

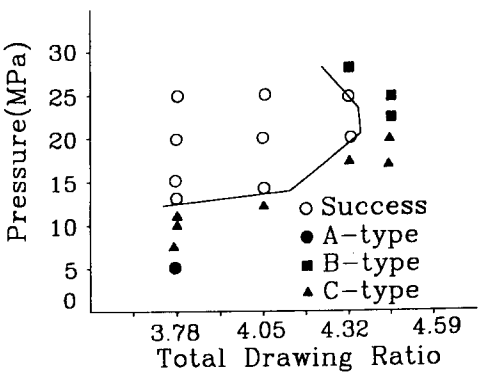


Fig. 6 Successful pressure zone in radial pressure assisted hydromechanical reverse redrawing

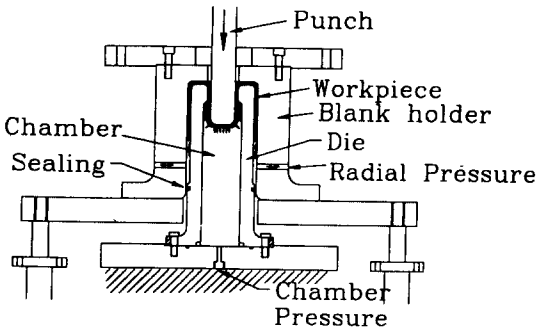
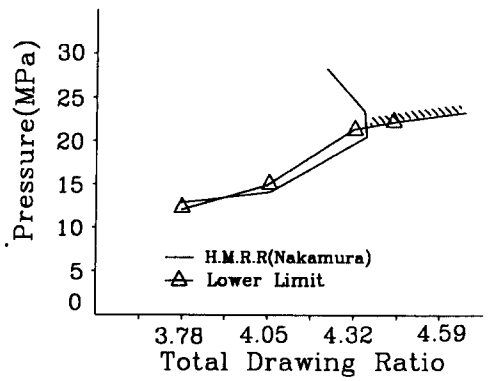
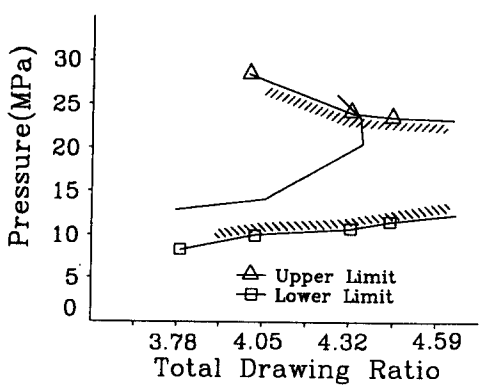


Fig. 7 Schematic diagram of separate radial pressure assisted hydromechanical reverse redrawing process



(a) Successful radial pressure zone (P_c=15 MPa)



(b) Successful chamber pressure zone (P_r=25 MPa)

Fig. 8 Successful pressure zone in separate radial pressure assisted hydromechanical reverse redrawing

다. 그림에서 성형을 가능하게 하는 두 압력의 영역이 크게 넓어졌음을 알 수 있다. 실험에서는 초기드로잉에서의 한계(LDR=1.94)때문에 총 드로잉비(LDR=4.46)까지만 수행하였지만, 초기드로잉의 드로잉비를 증가시키면 전체 드로잉비는 크게 증가할 것으로 보인다.

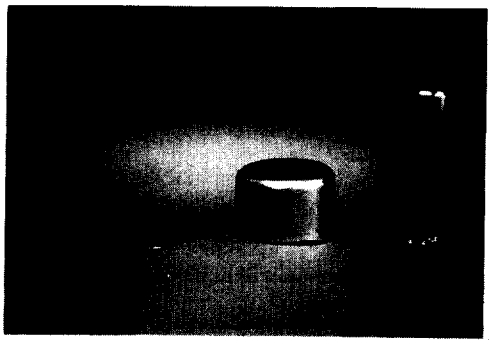


Fig. 9 Product of each process

각 공정별 제품은 Fig. 9에 나타나 있다.

3. 유한요소 수식화

3.1 기본 수식화

본 연구에서는 공정설계시에 설계 오차를 줄이고 최적의 설계자료를 마련하기 위하여 유한요소 해석을 수행하였다. 해석은 Hill의 이방성이론을 따르는 재료에 대한 강소성 유한요소법을 사용하였다. 이때 ${}^0t$에서 ${}^0t+\tau$까지 변형할 때 가상일의 원리는 다음과 같다.

$$\int_{A^0} \bar{\sigma}\delta(\Delta\bar{\varepsilon})\, t^0 dA^0 - \int_{S^r} \bar{T}\cdot\delta\bar{u}\, dS^r = 0 \qquad (1)$$

여기서, $\bar{\sigma}$는 유효응력이고 $\Delta\bar{\varepsilon}$는 유효변형률 증분이다. 축대칭 박막요소를 사용하여 식(1)을 이산화하였고, 식 (1)의 이산화된 형태는 $\bar{u}$에 대한 비선형 방정식이 되므로 뉴톤-랩슨방법을 이용하여 풀었다. 그런데 선요소(박막요소)는 굽힘을 전혀 고려할 수 없기 때문에, 본 해석에서 소재가 유압에 의해 역벌징될 때는 해의 수렴성이 어렵게 된다. 그래서 유동진 등[15]에 의해 제안된 BEAM (bending energy augmented membrane) 요소를 이용하여 안정화시켰다.

3.2 외력 경계조건의 처리

박판성형공정은 체적에 비하여 표면적이 상당히 크기 때문에 금형과의 접촉 여부를 결정하고 마찰의 영향을 고려하는 것이 매우 중요하다. 이 때 접촉조건은 다음 식으로 표현된다.

$$\sigma_n \cdot \phi_n = 0 \tag{2a}$$

$$\phi_n \geq 0 \tag{2b}$$

$$\sigma_n \leq 0 \tag{2c}$$

이때 σ_n은 접촉부에서 소재가 금형으로부터 받는 수직력이고, ϕ_n는 소재와 금형 사이의 틈새이다. 식 (2a)는 수직력이나 틈새중 하나는 0이 되어야 함을 의미하고, 식 (2b)는 불침투 조건을 의미하고, 식 (2c)는 수직력은 항상 압축력임을 의미한다.

접촉처리는 경사면 경계조건[17]을 이용하였다.

액압유도 디프드로잉공정에서 작용되는 외력은 접촉부의 마찰력과 유체압력에 의해 발생하는 수직력이 있다. 유한요소 수식에서 외력항은 다음 식과 같다.

$$\frac{\partial \phi_2^{(m)}}{\partial U_I} = \int_{A_0{}^{(m)}} (\bar{T}^p + \bar{T}^d) \cdot \bar{N}_I dA \tag{3}$$

여기에서 $\phi_2^{(m)}$는 외력에 의해 소재에 가해지는 에너지 범함수이다. 그리고, $\bar{T}^p$는 유압에 의한 힘이며 $\bar{T}^d$는 접촉부에서 발생하는 힘이다. 접촉부에서 발생하는 힘은 다음과 같이 수직력과 마찰력으로 분리할 수 있다.

$$\bar{T}^d = \bar{T}^n + \bar{T}^f \tag{4}$$

그리고, 유체에 의한 힘은 수직력만이 존재하기 때문에 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\bar{T}^p = -p \cdot \bar{n}_p \tag{5}$$

또한, 소재의 끝 부분에도 Fig. 10 과 같이 압력이 소재를 밀어주는 힘이 존재한다. 이것은 일정한 절점(소재의 끝점)에만 가해지는 것이므로 독립된 외력 경계조건으로 다음과 같이 처리하였다.

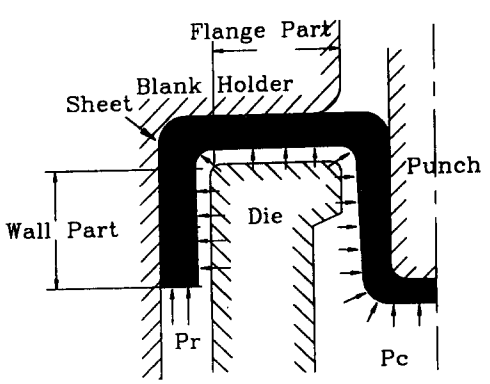


Fig. 10 Pressure effect on sheet

$$T_t = 2\pi r_e \cdot P_r \cdot t \tag{6}$$

여기에서 아래첨자 t는 소재의 끝 절점에서 소재의 접선 방향을, 끝 부분의 t는 소재의 두께를, 그리고 r_e는 끝 절점의 r값을 각각 나타낸다.

3.3 유체유동 해석

액압유도 디프드로잉공정은 보통의 디프드로잉 공정과는 달리 거의 모든 소재가 유압에 의해 펀치나 다이 표면에 밀착되어 성형되기 때문에 유압의 정확한 고려가 요구된다. (Fig. 10)

1992년에 Yang 등[1]은 플랜지부의 유체유동 방정식에 대기압 경계조건, 블랭크 홀딩력 경계조건 [식 (7a)], 그리고 펀치진행에 따른 유량 경계조건 [식 (7b)]을 적용하여 플랜지부의 유압 분포를 계산한 바 있다.

$$B_f = \int_A P(r)\, dA \tag{7a}$$

$$Q = 2\pi r_p v_p = \int_0^h 2\pi r u(r)\, dh \tag{7b}$$

여기에서, B_t 는 블랭크 홀딩력, P는 플랜지부의 압력분포, Q는 유량, r_p는 펀치의 반경, v_p는 펀치속도, u는 유속을 나타낸다.

본 연구에서는 플랜지부의 유체 지배방정식은 Yang 등의 해석과 같지만 경계조건이 다르고, 벽면부의 유동도 고려해야 하기 때문에 다음과 같이 적용 하였다.

먼저, 일반적인 경우에 대하여 레이놀즈방정식의 정해를 찾는 것은 어렵기 때문에 다음과 같은 가정을 도입 하였다.

(1) 유동부에서 유속과 유량이 비교적 작기 때문에 관성력과 체적력을 무시한다.

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

(3) 경계에서의 유체의 미끄럼은 없다.

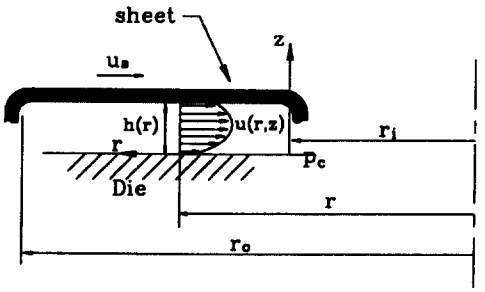
(4) 유체는 비압축성이다.

(5) 유체유동은 층류이다.

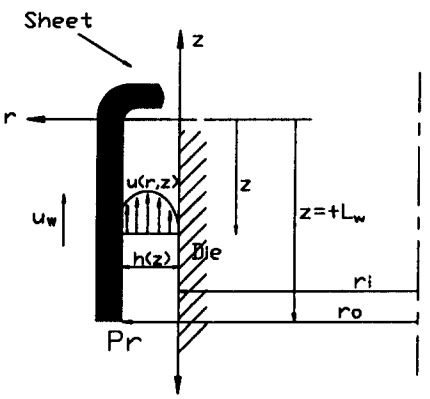
(6) 유체의 점도에 대한 온도와 압력의 영향은 무시한다.

플랜지부 유동은 Fig. 11(a)와 같이 나타내질 수 있다. 이와 같은 플랜지부의 유동을 해석하기 위해 앞에서 기술한 가정에 따라 레이놀즈방정식을 단순화시키면 다음과 같은 식이 된다.

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \tag{8}$$



(a) Upper flange part



(b) Side wall part

Fig. 11 Fluid flow between P_c and P_r

따라서 압력은 r 만의 함수이고, 속도는 r과 z의 함수이다. 그리고 경계조건은 다음과 같다.

$$u=0,\ at\ z=0 \tag{9a}$$
$$u=u_s,\ at\ z=h(r) \tag{9b}$$
$$p=P_c,\ at\ r=r_i \tag{9c}$$

이때 u_s는 소재의 속도이고, $h(r)$은 소재와 다이 사이의 틈새, 그리고 P_c는 챔버압력이다. 식 (9)를 적분하여 유체의 속도를 구하면 다음과 같다.

$$u_r=\frac{1}{2\mu}\frac{\partial p}{\partial r}\{z^2-zh(r)\}+\frac{u_s}{h(r)}z \tag{10}$$

위의 속도 식으로부터 유량을 계산하고, 비압축성조건을 이용하면 다음과 같이 압력식이 유도된다.

$$p_f=\int_{r_i}^{r}\frac{\partial p}{\partial r}dr+P_c$$
$$=-Q\int_{r_i}^{r}\frac{6\mu}{\pi r h^3(r)}dr+\int_{r_i}^{r}\frac{6\mu u_s}{h^2(r)}dr+P_c \tag{11}$$

여기서, p_f는 플랜지부의 압력분포를 나타낸다. 그리고 Q는 반경이 일정한 단면을 지나는 유량으로 r에 관계없이 일정한 값을 갖는다.

벽면부에서의 유체유동은 Fig. 11(b)에 나타냈다. 원통좌표계에서의 레이놀즈방정식을 앞절과 같이 정리하면 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial p}{\partial z}=\frac{\mu}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial u}{\partial r}\right) \tag{12}$$

경계조건은 다음과 같다.

$$u=0\ ,\ at\ r=r_i \tag{13a}$$
$$u=u_w,\ at\ r=r_o=r_i+h(z) \tag{13b}$$
$$p=P_r,\ at\ z=L_w \tag{13c}$$

이때 u_w는 소재의 속도를, $h(z)$은 소재와 다이 사이의 틈새를, 그리고 L_w는 벽부분에 있는 소재의 길이를 각각 나타낸다.

앞 절과 같은 방법으로 적분하여 속도와 압력을 구하면 다음과 같이 된다.

$$u_z=\frac{1}{4\mu}\frac{\partial p}{\partial z}r^2+C_1 lnr+C_2 \tag{14}$$

$$C_1=\frac{u_s-\frac{1}{4\mu}\frac{\partial p}{\partial z}(r_o^2-r_i^2)}{ln\frac{r_o}{r_i}} \tag{14a}$$

$$C_2=-\frac{1}{4\mu}\frac{\partial p}{\partial z}r_i^2-C_1 lnr_i \tag{14b}$$

$$p_w=CQ-D+P_r \tag{15}$$

$$C=\int_{L_w}^{z}\frac{1}{A}dz \tag{15a}$$

$$A=2\pi\left[\frac{r_o^4-r_i^4}{16\mu}+\frac{A_1}{4}\{r_o^2(2lnr_o-1)-r_i^2(2lnr_i-1)\}+\frac{A_2}{2}(r_o^2-r_i^2)\right] \tag{15b}$$

$$A_1=-\frac{r_o^2-r_i^2}{4\mu ln\frac{r_o}{ri}} \tag{15c}$$

$$A_2=-\frac{r_i^2}{4\mu}+\frac{(r_o^2-r_i^2)\,lnr_j}{4\mu ln\frac{r_o}{r_i}} \tag{15d}$$

$$Q=\int_{r_i}^{r_o}2\pi r u dr \tag{15e}$$

$$D=\int_{L_w}^{z}\frac{\pi u_s}{2A\ ln\frac{r_o}{r_i}}\{r_o^2(2ln\frac{r_o}{r_i}-1)+r_i^2\}dz \tag{15f}$$

여기에서 p_w는 벽면부에서의 압력분포이다.

앞에서 플랜지부와 벽면부에서의 압력을 각각 유도하였다. 그리고 두 부분 사이에 존재하는 벤드

부분은 길이가 짧기 때문에, 간단하게 벤드 부분의 가운데 점을 기준으로 나누어 양쪽을 플랜지부와 벽면부에 각각 포함시켜 계산하였다. 이때 적분 길이는 굽어진 소재를 편 길이를 이용하였다.

그리고 유량 Q를 알아야 압력이 계산되기 때문에 Q를 결정해 주어야 한다. 유량 Q는 플랜지부와 벽면부가 만나는 점에서 두 압력의 관계로 구할 수 있다. 플랜지부와 벽면부의 틈새가 서로 다르고 직각으로 만나기 때문에, 그로 인한 압력의 손실이 두 부분이 만나는 점에서 발생할 수 있다. 그러나 두 부분의 틈새의 차이와 유체의 속도가 매우 작기 ($c_2/c_1 \cong 0.9$, $\bar{u} \cong 10^{-6}$mm/s) 때문에 압력 손실은 무시하였다. 그래서 플랜지부와 벽면부가 만나는 점에서 압력이 같다는 식 (16)로부터 Q를 구하였다.

$$p_f(r=r_o) = p_w(z=0) \tag{16}$$

구해진 Q를 식 (11)와 식 (15)에 대입하여 압력 구배를 구했다.

4. 공정해석 및 결과

4.1 초기 디프드로잉해석

본절에서는 원형 박판소재로부터 초기 드로잉 컵으로의 성형을 해석하였다. 해석에서 블랭크 홀딩력은 실험에서 측정한 수치(5 kN)를, 마찰계수는 참고문헌 (16)를 참고하여 $\mu_p=0.2$, $\mu_d=0.05$로 하였다. 여기에서 μ_p는 펀치와 박판 사이의 마찰계수이고, μ_d는 다이와 박판 사이의 마찰계수이다.

Fig. 12는 실험에서 측정한 두께 변형률 분포와 유한요소법으로 계산한 결과를 보여주고 있다. 유한요소해석 결과가 실험결과와 어느 정도 잘 일치하고 있지만, 펀치부분에서는 해석한 결과가 실험결과보다 작고 펀치 반경부에서는 해석한 결과가 더 크게 나타나고 있다. 이것은 마찰계수가 너무 작게 적용되었거나, 펀치 반경부에서의 굽힘 고려가 약했기 때문으로 사료된다. 또한 선요소를 사용하여 해석했기 때문에, 성형 초기에 펀치와 다이 반경부에서 굽힘으로 인해 국부적으로 얇아지는 현상을 해석하지 못한 것도 한 원인이라고 볼 수 있다.

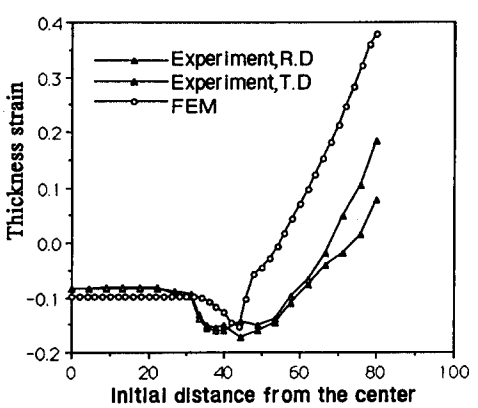


Fig. 12 Thickness strain distributions of first drawn cup(Experiment, FEM)

보통의 미케니컬 디프드로잉에서는 펀치 반경부와 다이 반경부에서 변형이 크게 일어나고 이로 인하여 이 부위가 가장 취약한 부분임은 이미 잘 알려져 있다. 이것이 바로 액압유도 성형을 수행하는 원인을 제공해 주는 것이기도 하다.[17] 보통의 디프드로잉과 액압유도 성형의 성형 메카니즘의 차이를 보여주기 위해 펀치 행정에 따른 두께 변형률의 변화를 Fig. 13에 나타냈다. 디프드로잉에서는 펀치가 진행됨에 따라 펀치 반경부에서의 소재 두께가 계속해서 얇아지지만, 액압유도 성형에서는 펀치 부분에서의 변형이 완전히 억제되었음을 알 수 있다. 이 사실은 곧 성형성의 증가와 동시에 한계 드로잉비가 증가함을 의미한다.

4.2 분리된 원주압보조 액압유도 역 재드로잉 해석

초기 드로잉해석한 결과를 이용하여 역 재드로잉

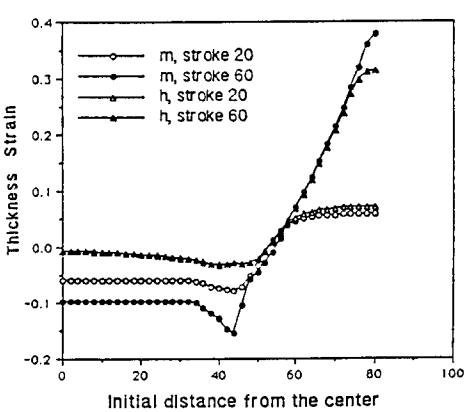


Fig. 13 Comparison of the mechanical deep drawing results with the hydromechanical deep drawing results(m : mechanical deep drawing, h : hydromechanical deep drawing)

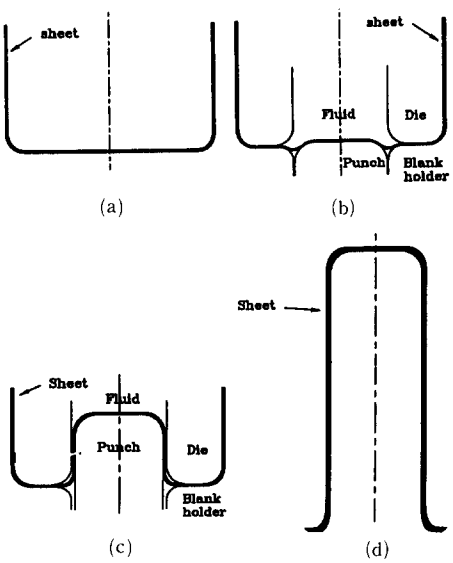
을 해석하였다. 먼저 풀림한 컵에 대해 주요 성형 인자(마찰계수, 챔버압력, 원주압)를 변화시키면서 해석을 수행하여 성형 특성을 파악하였으며 실험과 비교하였다. 이때 초기 드로잉 후에 재료를 풀림처리하기 때문에 초기 드로잉결과를 그대로 사용할 수 없다. 풀림에 의해 재료의 물성이 어떻게 변할지 정확히는 알 수 없지만, 변형전의 재료 상태로 돌아간다고 가정하여 형상(절점좌표, 두께)은 그대로 두고 응력과 변형률의 가공경화 값을 0으로 하였다.

Fig. 14에 성형 단계별 제품 형상을 나타냈다. 역 재드로잉 성형 초기에는 다이 반경부에서 챔버압력에 의한 역벌징이 관찰되지만, 성형이 어느 정도 진행되면 다이 반경부를 중심으로 소재의 인장각도가 작아지기 때문에 역벌징은 관찰되지 않는다.

Fig. 15는 해석에서 계산한 압력의 분포를 보여주고 있다. 균일한 두께를 가정하고 계산한 경우를 보면, 플랜지 부분은 2차 곡선이고 벽부분은 거의 직선임을 알 수 있는데, 이것은 압력분포가 옳게 계산되었음을 보여준다. 그리고 컵의 두께가 변할 때를 해석한 경우에는 압력이 소재의 끝부분에서 급격히 변하고 있는데, 그 원인은 초기 드로잉한 소재가 끝부분이 두껍기 때문에 상대적으로 틈새가 작아지기 때문인 것으로 사료된다. 두께가 균일하다고 가정하고 계산한 압력분포와 비교해 보면 쉽게 알 수 있다.

Fig. 16은 다이부분의 마찰계수에 따른 두께 변형율 분포의 변화와 실험결과를 보여준다. 원주압 보조 액압유도 성형에서는 큰 압력이 모든 소재에 작용하기 때문에 마찰계수의 결정이 매우 중요하다. 펀치의 마찰계수는 건조마찰조건에서 측정한 0.2를, 다이의 마찰계수는 좋은 윤활조건에서 측정한 0.01~0.05를 이용하였다.[16]

그림을 보면 마찰계수의 작은 변화에도 두께 분포가 크게 달라짐을 알 수 있고, μ_d=0.03일 때는 소재가 파단될 가능성을 보이고 있다. μ_d=0.04



(a) After first drawing
(b) Stroke=2 mm
(c) Stroke=30 mm
(d) Stroke=120 mm (after second drawing)

Fig. 14 Deformed shape (FEM)

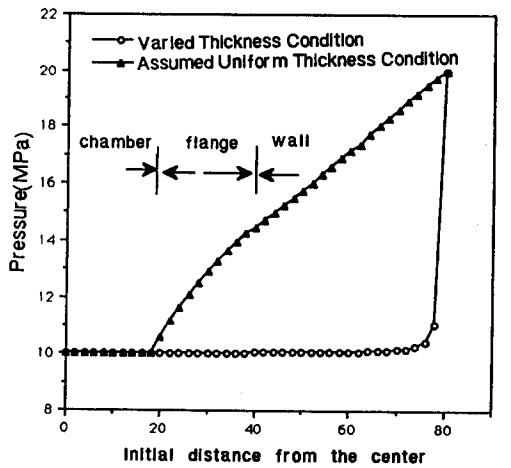


Fig. 15 Pressure distribution on the flange part and side wall part

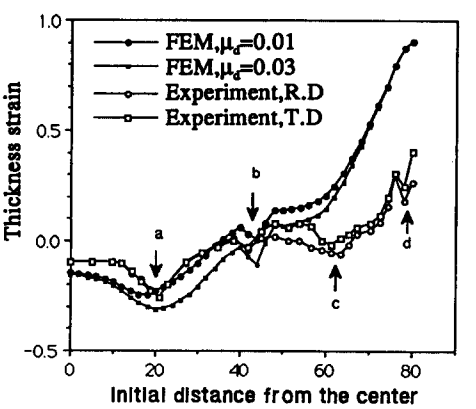


Fig. 16 Thickness strain distributions of redrawn cup (Experiment, FEM)

이상에서는 마찰에 의한 저항으로 성형 초기에 파단이 발생 하였다.

실험에서 측정한 두께 변형율분포에는 *a*, *b*, *c*, *d* 네개의 극소점이 있음을 알 수 있다. *a* 부위는 역재드로잉할 때의 펀치 반경부, *b* 부위는 초기 드로잉 할 때의 펀치 반경부, *c* 부위는 초기 드로잉 할 때의 다이 반경부, 그리고 *d* 부위는 역재드로잉 성형이 끝났을 때의 다이 반경부이다. *d* 부위는 성형의 마지막 단계에서 귀(earing)발생에 의한 원주압의 갑작스런 손실로 블랭크 홀더가 시편을 강하게 잡기 때문인 것으로 사료된다. 그러나, 4.1절에서 언급했듯이, 해석에서는 연속체 요소(continuum element)가 아닌 선요소(membrane element)를 사용하였기 때문에 굽힘에 의한 국부적인 얇아짐을 고려하지 못하여, 펀치 반경부와 다이 반경부가 분리되지 못하고 한개의 극소점으로 연결되고 있다.

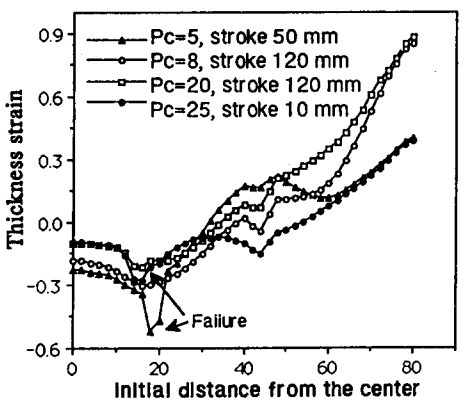


Fig. 17 Thickness Strain distributions of redrawn cups for various chamber pressure (FEM) (P_r=25 MPa)

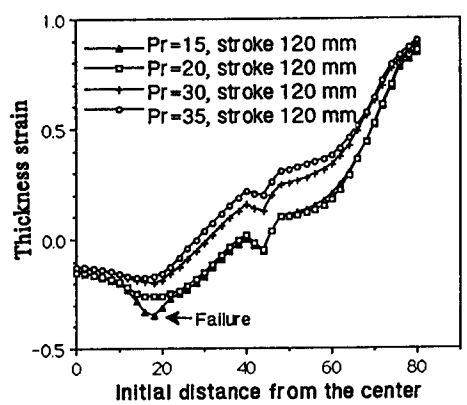


Fig. 18 Thickness Strain distributions of redrawn cups for various radial pressure (FEM) (P_c=15 MPa)

전체적으로 실험결과와 해석결과가 비슷한 경향을 보이고 있지만, 소재의 끝부분에서는 큰 차이를 보이고 있다. 본 해석에서는 블랭크 홀더에 의한 블랭크 홀딩력은 적용하지 않았다. 다만 유압에 의해 발생하는 수직력에 대한 마찰력만을 고려했을 뿐이다. 그 이유는, 재드로잉공정에서는 블랭크 홀더를 힘으로 제어하지 않고 일정한 틈새로 고정시키기 때문에, 선요소를 이용한 해석에서는 정확한 블랭크 홀딩력을 알 수 없기 때문이다. 그러나, 실제로 성형의 최종 단계에서는 소재가 많이 두꺼워지기 때문에 유압에 의한 수직력 외에, 두께의 증가를 막으려는 블랭크 홀더에 의한 수직력이 소재의 끝 부분에 존재한다. 이 때문에 소재의 끝 부분에서 큰 차이를 보인 것 같다.

Fig. 17과 Fig. 18은 챔버압력과 원주압력의 크기에 따른 두께 변형률 분포의 변화를 보여주고 있다. Fig. 17에서 챔버압력이 5 MPa이하일 때는 펀치 반경부에서 국부변형으로 파괴되고 25 MPa이상일 때는 다이 반경부에서 역장출에 의한 파단이 발생함을 알 수 있다. 그러나, Fig. 18을 보면 원주압력이 150 MPa 이하일 때는 소재 끝부분에서 밀어주는 힘의 부족으로 펀치 반경부에서 파단이 발생하지만, 원주압이 그 이상일 때는 파단을 일으키지 않고 있다. 다만 원주압이 커지기 때문에 소재가 다소 두꺼워짐을 보여주고 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 챔버압력과 원주압이 분리된 액압유도 역 재드로잉공정을 제안하였으며, 그 공정에 대해 실험과 유한요소해석을 수행하였다. 그로부터 다음과 같은 결론을 내렸다.

(1) Nakamura 가 제안한 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉공정을 원용한 실험에서 챔버압력과 원주압이 성형에 영향을 주는 메카니즘이 다름을 알 수 있었다.

(2) 챔버압력과 원주압을 분리하여 각각 제어함으로써 보다 큰 한계 드로잉비를 얻을 수 있었다. 초기 드로잉에 의해서는 최고 드로잉비 1.94를 얻었고 분리된 원주압 보조 액압유도 역 재드로잉에서는 최고 드로잉비 4.46을 얻었다.

(3) 수치해석을 이용하여 금형의 플랜지부와 벽면부에서의 압력분포를 계산하였다. 그리고 계산된 압력을 유한요소해석에 적용하여 공정을 해석한 결과가 실험결과와 잘 맞음을 알 수 있었다.

(3) 드로잉비, 마찰계수, 챔버압력, 원주압 등의 공정변수들을 변화시키면서 해석을 수행하여 그들이 성형에 미치는 효과를 파악하였다.

(5) 유한요소해석 결과와 실험결과를 비교해 볼 때, 유한요소해석이 공정설계에 신빙성을 가지고 이용될 수 있음을 알 수 있었다.

참고문헌

(1) 양동열, 김한경, 이항수, 김경웅, 1992, "유한요소법을 이용한 축대칭 하이드로 미케니컬 디프 드로잉의 공정해석," 대한기계학회논문집, 제16권, 제5호, pp. 873~882.

(2) El-Sebaie, M. G. and Mellor, P. B., 1973, "Plastic Instability Conditions When Deep Drawing into a High Pressure Medium," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 15, pp. 485~501.

(3) Nakamura, K. and Nakagawa, T., 1984, "Fracture Mechanism and Fracture Control in Deep Drawing with Hydraulic Counter Pressure. -Studies on Hydraulic Counter Pressure Forming I-," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 25, No. 284, pp. 831~838.

(4) Nakamura, K. and Nakagawa, T., 1985, "Radial Pressure Assisted Hydraulic Counter Pressure Deep Drawing -Studies on Hydraulic Counter Pressure Forming II-," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 26, No. 288, pp. 73~80.

(5) Nakamura, K. and Nakagawa, T., 1985, "Reverse Redrawing Under Hydraulic Counter Pressure with Its Radial Pushing -Studies on Hydraulic Counter Pressure Forming III-," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 26, No. 290, pp. 284~290.

(6) Nakamura, K. and Nakagawa, T., 1985, "Fracture Mechanism and Fracture Control in Deep Drawing of Square Shells with Hydraulic Counter Pressure -Studies on Hydraulic Counter Pressure Forming IV-," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 26, No. 298, pp. 1110~1116.

(7) Nakamura, K., Nakagawa, T. and Suzuki, K., 1985, "Hydraylic Counter Pressure Deep Drawing of Truncated Conical Shells -Studies on Hydraulic Counter Pressure Forming V-," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 26, No. 299, pp. 1188~1194.

(8) Nakamura, K., 1990, "Effect of Tool Dimension on Fracture Limit and Surface Condition of Soft Aluminum Cups Drawn by Radial Pressure Assisted Hydraulic Couter Pressure Deep Drawing," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 31, No. 349, pp. 196~201.

(9) Nakamura, K., 1986, "Fracture Control in Deep Drawing with Hydraulic Counter Pressure," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, Vol. 27, No. 300, pp. 159~168.

(10) Noh, T. S. and Yang, D. Y., 1987, "An Analysis of Hydroforming of Regular Polygonal Boxes," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 29, pp. 139~148.

(11) Hillier, M. J., 1969, "The Mechanics of Some New Processes of Cup Drawing," *J. Appl. Mech., ASME*, Vol. 36, pp. 304~309.

(12) Tirosh, J., Yosifon, S., Eshel, R. and Bester, A. A., 1977, "Hydroforming Process for Uniform Wall thickness Products," *J. Engng. Industry, ASME*, Vol. 99, pp. 685~691.

(13) Yossifon, S., Tirosh, J. and Kochani, E., 1984, "On Suppression of Plastic Buckling in Hydroforming Process," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 26, pp. 389~402.

(14) Buerk, E., 1967, "Hydromechanical Drawing," *Sheet Metal Industries*, pp. 182~186.

(15) Yoo, D. J., Song, I. S., Yang, D. Y. and Lee, J. H., 1994, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Processes Using Continuous Contact Treatment and Membrane Elements Incorporating Bending Effects," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 36, No. 6, pp. 513~546.

(16) Chung, K. and Shah, K., 1992, Metal Forming for Planar Anisotropic Metals," *Int. J. Plasticity*, Vol. 8, pp. 453~476.

(17) Yang, D. Y., Chung, W. J. and Shim, H. B., 1990, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of

Sheet Metal Forming Processes with Initial Guess Generation," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 32, No. 8, pp. 687~708.

(18) Tirosh, J. and Konvalina, P., 1989, "On the Hydrodynamic Deep Drawing Process," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 27, No. 9, pp. 595~607.

(19) Tirosh, J. and Hazut, A., 1989, "The Hydrodynamic Deep Drawing Process for Blank of Non-Uniform Thickness," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 31, No. 2, pp. 121~130.