

자동차용 허브 클러치의 유동제어에 관한 실험적 연구

박종남* · 김동환** · 김병민***

(2002 년 3월 18일 접수)

Experimental Investigation on the Flow Control of Hub Clutch for Automobile

J. N. Park, D. H. Kim and B. M. Kim

Abstract

This paper suggests the new technology to control metal flow in order to change of the cold forging from conventional deep drawing forming. This technology can be summarized the complex forming, which consists of bulk forming and sheet forming, and multi-action forging, which be performed double action press. The proposed technology is applied to hub clutch model which is part of auto-transmission for automobile. The purpose of this study is to investigate the material flow behavior of hub clutch through control the relative velocity ratio and the stroke of mandrel and punch using the flow forming technique. First of all, the finite element simulations are applied to analyse optimal process conditions to prevent flow defect(necking defect etc.) from non-uniform metal flow, then the results are compared with the plasticine model material experiments. The punch load for real material is predict from similarity law. Finally, the model material experiment results are in good agreement with the FE simulation ones.

Key Words : Flow Control Forming, Flow Defect, Hub Clutch, Model Material Experiment, Similarity Law

1. 서론

오늘날의 제조분야에서는 종래의 대량생산 방식에서 탈피하여 다품종 중·소량생산 방식이 주류를 이루고 있으며, 특히 제품의 정밀도와 제조원가에 관심이 주목되고 있다. 최근에는 인건비 상승, 전문인력의 부족 및 재료비 상승 등의 비용적 요인을 극복하기 위하여 원가절

감 및 품질향상을 통한 제품의 경쟁력 확보가 가장 시급한 문제로 대두되고 있다. 따라서 소형부품의 경우 냉간 상태에서 성형하여 후속의 기계가공 없이 완제품으로 생산하여 재료의 절약, 에너지 절감, 가공 공정의 단축 등 냉간단조를 고부가가치 가공의 유력한 수단으로 응용하려는 추세에 있다. 이러한 방법중의 하나가 기존 제품인 판재성형에 냉간단조 성형을 추가한 복합 가공 방식으로

* 부산대학교 대학원 정밀기계공학과
** 부산대학교 정밀정형 및 금형가공연구소
*** 부산대학교 기계공학부

서 유동제어 성형(flow control forming: FCF)기술이 있다.⁽¹⁾ 유동제어 성형기술은 소성가공후 기계가공을 최소화하도록 소재의 유동을 제어해야 하므로 고정도의 성형기술이 요구된다. 이러한 요구를 만족하기 위해서는 재료의 유동을 정확히 파악하고 그 유동을 제어할 수 있는 방법이 필요하다.⁽²⁻⁴⁾

Fig. 1에 판재 성형법과 냉간단조 공법이 복합적으로 이루어진 유동제어 성형공법을 나타내었다. 이러한 성형공법은 박판을 이용한 판재성형과 압출 등과 같은 체적성형의 두 공법을 혼합하여 제품의 치수정밀도 향상, 성형하중 저감, 공정수 삭감 등의 효과를 가져올 수 있다.

Nakano는 이러한 소성유동을 제어하는 정형가공의 유용한 방법인 복동성형과 복합 단조기술이 다이캐스팅 등 다른 분야로의 공법전환이 가능케 되어 프레스 가공분야가 확대될 것으로 전망했다.⁽⁵⁾ Ishinaga⁽⁶⁾는 제품의 정밀도 향상을 위한 프레스 주변장치에 대해 소개하였으며, Osakada⁽⁷⁾ 등은 전·후방압출 공정에서 컨테이너 구동을 통한 유동제어로 소재의 전·후방부 금형내의 동시충만을 통한 압출하중 저감에 대하여 연구하였다. Sato 등은 펀치의 복동형식에 의해 후판을 이용한 사각 컵 디이프 드로잉 공정에 대해서 유한요소 해석과 실험을 행하였다.⁽⁸⁾ Nagai 등은 극 후판을 이용한 드로잉 공정으로부터 스피어 기어의 성형공정에 대하여 연구하였다.⁽⁹⁾

본 연구에서는 자동차 구성 부품인 허브 클러치(hub clutch)에 대하여 유동제어를 통한 복합 성형공법을 시도하였다. 따라서 공정수 감소와 제품생산에 따른 재료 손실의 최소화, 무 절삭가공의 실현가능성을 강소성 유한요소해석을 통하여 검토하고 설계된 공정에 대하여 공정 변수들의 영향에 따른 최적의 성형 공정을 선정하였다. 또한 상기 성형해석 결과로부터 플라스틱인 재료를 이용한 모델재료 실험을 수행하고 모델 재료 실험을 통해 구한 하중값을 상사이론식에 적용하여 실제 재료의 성형 하중값을 예측하였다.

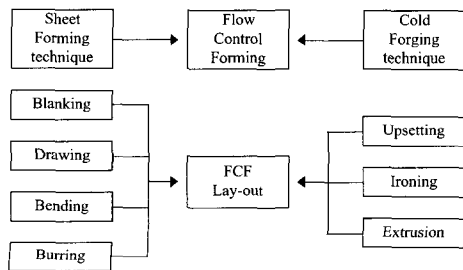
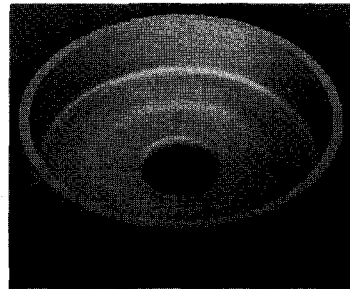


Fig. 1 Formation of flow control forming(FCF)

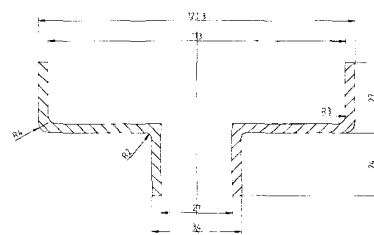
2. 허브 클러치의 유동제어 성형기술

판재성형과 냉간단조 성형을 조합한 유동제어 성형기술은 재료에 소성유동을 적극적으로 부여하여 단면 형상을 변화시키는 성형공법이다. 이러한 성형공법은 재료에 소성유동을 원활하게 함으로써 성형성을 크게 향상시킬 수 있으므로 복잡한 단면 형상의 제품성형이 가능하다. 따라서 소결, 다이캐스팅, 인젝션 몰드 등의 공법을 이용하여 생산되는 제품을 유동제어 성형기술을 이용한 프레스 가공으로의 전환이 가능하므로 비용 절감과 재료 손실을 줄이는 효과를 가져온다.⁽¹⁾

본 연구의 대상 제품인 허브 클러치는 자동차의 오토 트랜스미션(auto-transmission)에 조립되는 구성부품으로서 터빈(turbine)부에서 생성된 힘을 주축에 전달하는 기능을 하며, 동력 전달시 주축의 흔들림 등에 인한 진동, 소음 및 마모의 방지를 위해 내·외경의 동심도와 중앙부의 직각도가 주요한 설계 요구조건이다. Fig. 2는 허브 클러치의 형상과 치수를 나타내었다. 허브 클러치는 기존 작업시 여러번의 드로잉 공정을 실시하여 제작되므로, 기존 작업에서의 드로잉 공정수를 줄이거나 단조만으로의 제작은 매우 어렵다. 따라서, 드로잉 공정과 단조 작업을 이용한 복동 성형기술 개발이 필수적이다.



(a) Photograph of final product



(b) Dimension of final product

Fig. 2 Photograph and dimension of hub clutch

3. 허브 클러치의 성형해석

3.1 해석조건 및 유한요소 해석

해석과 실험을 위해 적용한 금형재료는 AISI1008이며, 모델재료는 플라스틱(주성분: CaCO₃, MgCO₃)이다. 모델재료의 유동응력식은 아래의 식(1)과 같다.

$$\bar{\sigma} = 0.224 \bar{\epsilon}^{0.117} \text{ (MPa)} \quad (1)$$

금형과 모델재료의 접촉면은 탈크 파우더로 윤활처리를 하여 링 압축실험 결과인 마찰상수 $m=0.1$ 로 하여 해석을 수행하였다. 또한 허브 클러치 성형시 나타나는 결함을 해석하기 위하여 상용 강소성 유한요소 코드인 DEFORM-2D⁽¹⁰⁾를 이용하였다.

Fig. 3은 박판을 이용한 기존의 딥 드로잉 생산공정을 보여주고 있다. 기존의 공정은 네 번째 재드로잉 공정에서 제품 바닥 코너부분에 넥킹(necking) 결함이 발생하였다. 이 결함은 네 번째 공정이 진행될 때 펀치 선단부에서 작용하는 인장력에 의해 발생하는 것으로 세 번째

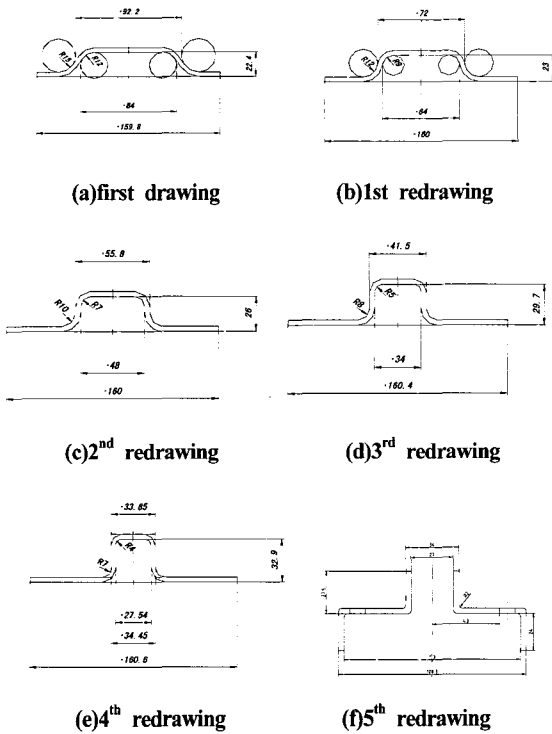


Fig. 3 Conventional deep drawing process for hub clutch

드로잉에서 네 번째 재 드로잉시 드로잉깊이가 크고 플랜지부의 강한 구속에 의해 발생한다. 네 번째 드로잉시 백킹으로 인한 사이징 후 허브 클러치 제품의 결함을 Fig. 4에 나타내었다. 동일한 조건으로 유한요소해석한 결과 Fig. 5에 나타나 있듯이, 동일 위치에서 넥킹 결함이 발생하였다. 따라서 본 연구에서는 기존의 딥 드로잉 공정에서 발생하는 백킹 결함 방지를 위하여 후판을 이용한 프레스 복합 성형방식을 검토하였다.

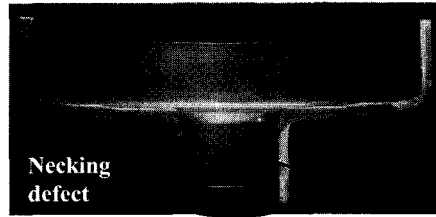


Fig. 4 Necking defect in deep drawing processes

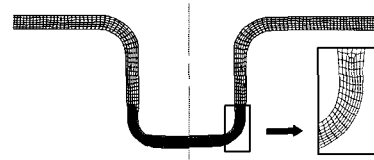


Fig. 5 FE-simulation result of necking defect in sizing process

3.2 모델재료와 실제재료의 상사식 유도

본 연구에서는 모델재료를 이용한 실제 재료의 성형하중을 구하기 위하여 상사실험을 수행하였다. 차원해석의 π -이론을 이용한 근사 상사이론⁽¹¹⁾으로부터 실 재료의 성형하중값인 F_R 은 식 (2) 와 같이 나타낼 수 있다.

$$F_R = F_M \left(\frac{H_R}{H_M} \right)^2 \left(\frac{K_R}{K_M} \frac{\bar{\epsilon}_a^{n_R}}{\bar{\epsilon}_a^{n_M}} \right) \quad (2)$$

여기서, F_M 은 모델재료의 성형하중이며, H_R, H_M 은 각각 실제 재료와 모델 재료의 성형높이다. K_R, K_M 은 각각 실제 재료와 모델 재료의 소성계수를, n_R, n_M 은 각각 가공경화 지수를 나타낸다.

실제 재료인 AISI1008 재료의 유동 응력식은 식 (3) 과 같다.

$$\bar{\sigma} = 657 \bar{\epsilon}^{0.24} \text{ (MPa)} \quad (3)$$

식(2)를 이용하여 임의의 높이 감소율에 대한 모델재료의 성형하중값 F_M 이 주어지면 그때의 실 재료의 성형하중값을 구할 수 있다.

4. 유동제어 공정설계 및 실험방법

4.1 유동제어 공정설계

소재유동의 원활한 제어를 위하여 복동식 프레스 성형방식의 금형 구조를 맨드렐과 펀치 두 개로 구성하고 각각의 속도를 변화시켜 성형해석을 수행하였다. 유동제어 성형방식을 이용한 허브 클러치의 공정설계 및 모델재료 실험을 위한 연구 흐름도를 Fig. 6에 나타내었다.

초기 블랭크의 치수 결정은 성형성 향상과 체적계산을 통해 각각 초기 소재의 외경 및 두께를 계산한 후, 유동결함을 방지하기 위한 최적의 피어싱 지름(내경)과 속도비를 결정한다. 초기 블랭크의 경우 피어싱 한계와 블랭킹 한계를 동시에 고려하여 선정하였고 초기 소재 체적을 일정하게 하여 각 소재 두께 및 속도비를 달리 하여 해석하였다. 이 경우에 있어서 결함이 없는 제품을 성형하기 위해서 가장 중요한 변수는 맨드렐과 펀치의 상대속도비이다. 본 연구에서는 펀치의 속도에 대한 맨드렐의 속도비를 상대속도비로 하여 식(4)와 같이 정의하고 상대 속도비를 조정하여 해석을 수행하였다.

$$\frac{V_m}{V_p} = RVR \text{ (Relative velocity ratio)} \quad (4)$$

where, V_m : Mandrel velocity
 V_p : Punch velocity

4.1.1 피어싱을 고려하지 않은 경우

Fig. 7에는 피어싱을 고려하지 않은 경우, 초기 블랭크의 두께와 속도비 그리고 펀치의 스트로크량에 따른 해석결과를 나타낸다.

초기 블랭크의 두께가 8.5mm, 속도비 3.8, 펀치의 스트로크량이 3.4mm 일때의 성형해석 결과를 Fig. 7(a)에 나타내었다. 소재가 안쪽으로 치우쳐 있어 압축시의 유동량이 플랜지 방향으로 미치지 못해 플랜지 끝부분의 미충만 현상이 나타났고, Fig. 7(b)의 초기 블랭크의 두께 10.5mm, 속도비 3.3 그리고 펀치의 스트로크량이 4.5mm 일 때의 성형해석결과, 부적절한 소재두께로 인해

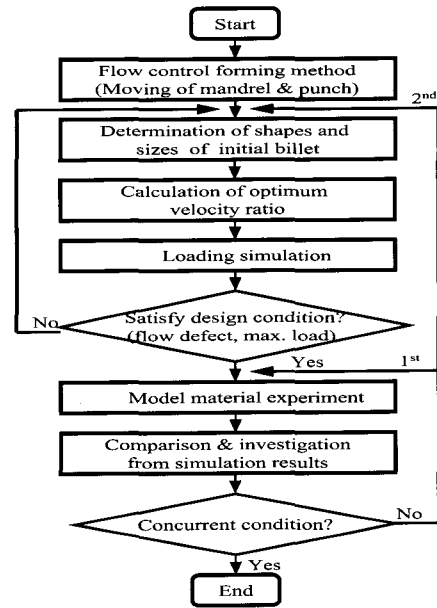


Fig. 6 Flow chart of process design and model material experiment of hub clutch by flow control forming (FCF)

제품 바닥 코너부에서 넥킹이 발생하였다.

Fig. 7(c)의 초기블랭크의 두께 8.5mm, 속도비를 6.5로 증가시켜 최종상태까지 펀치로 압축하였을 경우, 제품의 성형성은 최종 과정동안 소재의 흐름이 원활하여 한번의 공정으로 가능하였으나, 플랜지 끝단부에서 재료의 부족(unfilling)과 반대 방향인 허브 끝 부분에는 재료의 손실이 발생하였다.

따라서 플랜지 방향으로의 소재 유동량을 증가시키고 허브쪽으로는 소재 손실량을 최소화 하기 위해서 블랭크의 두께를 12mm로 증가시키고 속도비는 중간값인 4.2로 하여 해석하였다. 그 결과 소재 두께가 너무 두꺼워 펀치의 행정이 채 끝나지 않은 5.7mm 상태에서 Fig. 7(d)와 같이 플랜지 부분으로의 소재 손실이 발생되었고, 바닥 부분으로의 소재 유동의 흐름이 원활하지 못해 넥킹 결함이 발생하였다.

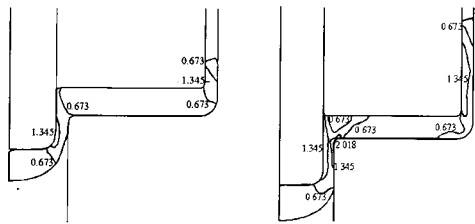
이상의 해석결과로부터 피어싱을 고려하지 않은 조건에서는 허브 클러치의 제품의 완전성형은 부적합하였고, 따라서, 피어싱을 고려한 조건으로 설계를 변경하였다.

4.1.2 피어싱을 고려한 경우

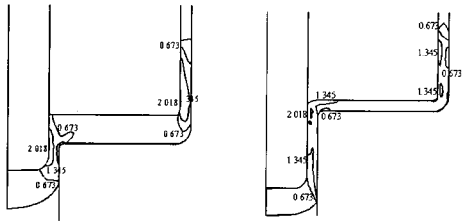
피어싱 공정을 고려한 조건에서는 초기 블랭크의 두께는 원활한 유동을 보인 8.5mm로 결정하고, 피어싱 내경은 $\phi 20$ mm, 속도비는 7.1로 하여 해석을 수행하였다. 또

Table 1 Comparison of effective strain, damage value and punch load for piercing condition and relative velocity ratio

Blank type	Lower die type	Blank thickness (mm)	Max. effective strain	Max. damage value	Punch load (tons)	Relative velocity ratio(RVR)	Defect type	Remark
No piercing	Open die	8.5	2.42	1.09	0.72	3.8	.Necking .Unfilling	Fig. 7(a)
		10.5	2.61	0.63	0.83	3.3	.Necking	Fig. 7(b)
		8.5	2.12	0.78	0.68	6.5		Fig. 7(c)
		12.0	2.17	0.47	0.94	4.2	.Necking	Fig. 7(d)
Piercing	Semi-closed die	8.5	3.58	1.39	0.59	7.1	-	Fig. 8(a)
	Open die	8.5	3.65	0.59	0.46	7.1	-	Fig. 8(b)



(a) t: 8.5mm, RVR: 3.8 punch stroke: 3.4mm (b) t: 10.5mm, RVR: 3.3 punch stroke: 4.5mm



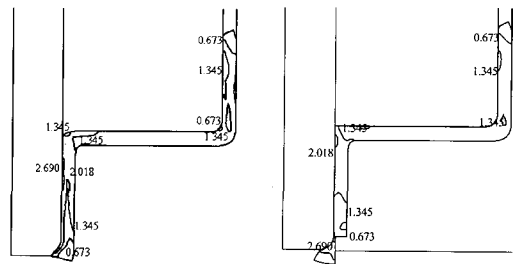
(c) t: 8.5mm, RVR: 6.5 punch stroke: 5.0mm (d) t: 12.0mm, RVR: 4.2 punch stroke: 5.7mm

Fig. 7 Distribution of effective strain in difference of relative velocity ratio and blank thickness from no piercing condition

한 바다 부분인 허브의 끝단부는 단조후 기계가공을 최소로하기 위하여 하부 금형을 반 밀폐구조로 하였다. 이때의 해석결과는 Fig. 8(a)에 나타났으며, 결함이 없는 원활한 소재 유동과 만족한 제품 형상을 볼 수 있다. 그러나, 제품의 성형성을 판단할 수 있는 최대 연성파괴값 (damage)과 최대 유효변형률은 허브 끝단부에서 각각 1.39 및 3.58로 높게 나타났고, 허브 끝단부로의 소재 손실됨을 알 수 있었다. 따라서, 허브 끝단부로의 재료 손실을 막기 위해 하부 금형 곡률 반지름(R4)을 고려하여 소재 외경을 $\phi 112.3\text{mm}$, 피어싱 지름은 $\phi 23.4\text{mm}$ 로

하고 금형의 구조도 완전 개방형으로 변경하여 동일한 조건에서 해석을 수행하였다. 그 결과, Fig. 8(b)와 같이 허브 끝단부로의 재료 손실은 크게 줄어들었으며, 최대 연성파괴값은 0.58로 허브 끝단부에서 나타났다.

반 밀폐 금형 구조에 비해 유효변형률분포는 유사하나 연성파괴값은 현저히 낮은 경향을 보였고 최대값도 2배 이하로 낮게 나타났다. 또한 최대 하중값도 0.46톤으로 가장 낮아 제품 성형을 위한 적합한 공정 조건임을 알 수 있었다. Table 1 은 초기 블랭크의 치수 및 성형조건에 따른 최대 연성파괴값, 최대 유효변형률 및 최대 하중값을 나타냈다.



(a) t: 8.5mm, RVR: 7.1 punch stroke: 5.0mm (piercing dia.: $\phi 20\text{mm}$) (b) t: 8.5mm, RVR: 7.1 punch stroke: 5.0mm (piercing dia.: $\phi 23.4\text{mm}$)

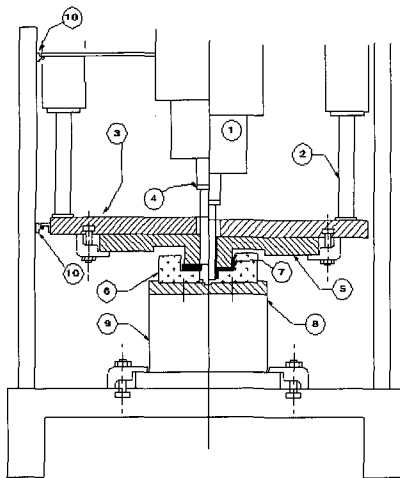
Fig. 8 Material flow in difference of piercing diameter and lower die type

4.2 모델재료 실험

4.2.1 금형 및 시편제작

복동방식을 이용한 허브 클러치 제품의 모델재료 실험은 200톤 유압프레스 장비를 이용하였다. 또한 모델재료 실험조건에 맞도록 프레스의 주변장치를 재설계 및 수정 후 제작하여 적용하였다. 실험에 이용된 프레스 및 금형의 개략적인 구조는 Fig. 9와 같다. 모델재료 실험에 사

용되는 소재는 플라스틱인 재료로서 이 재료는 상온에서의 유동 특성이 강과 매우 유사하여 각종 가공법의 모델 재료로 널리 이용되고 있다.⁽¹²⁾ 실험에 사용된 초기 블랭크의 치수는 내경 $\phi 23.4\text{mm}$, 외경 $\phi 112.3\text{mm}$, 두께 8.5 mm로서 한 종류의 플라스틱을 잘 혼합하여 제작하였다. 특히 소재의 유동 상태를 관찰하기 위하여 흑색과 백색의 두가지 종류의 플라스틱을 각각 반죽하여 세 단계로 된 적층 시편을 제작하였고, 균일한 성질의 시편을 얻기 위하여 시편 제작용 치구를 제작하여 이용하였다. Fig. 10은 하부금형 구조이며 허브 끝단부의 성형상태를 확인하기 위해 반 밀폐형과 완전 개방형 금형을 제작하여 실험에 적용하였다.



5	Punch	SS41	10	Limit s/w	-
4	Mandrel	SM45C	9	Load cell	-
3	Slide frame	-	8	Dummy	AL 6061
2	Punch cylinder	-	7	Product	Plasticine
1	Mandrel cylinder	-	6	Lower die	SS41
No	Part name	Material	No	Part name	Material

Fig. 9 Schematic draw of double-action press and die set

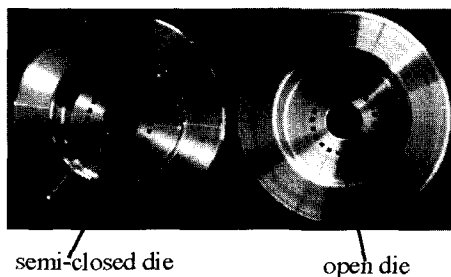


Fig. 10 Comparison of shape difference at hub end part in two lower dies

4.2.2 모델재료 실험 방법

복동식 유압프레스 장비는 주 구동실린더가 세 개로 구성되어 있다. 한 개는 중앙에 위치한 맨드렐을 구동시키고, 나머지 두 개는 프레스 양쪽에 위치하여 상부 베드를 수평으로 일정하게 상·하 구동시킨다.

본 실험에서는 맨드렐은 중앙의 실린더에 나사로 체결하고, 펀치는 상부 베드의 하부면에 클램프로 고정시켰다. 하부 금형은 더미위에 올려놓고 나사로 연결하였다. 또한 두 개의 리미트 스위치(limit switch)는 프레스 후면에 장착된 브라케트에 부착하여 맨드렐 및 펀치가 각각 원하는 최하단 위치에 이르렀을 때 각각의 스톱퍼에 의해 작동되어 자동으로 유압라인이 차단됨과 동시에 각 실린더가 정지하도록 구성하였다. 또한 본 장비에는 정전류(定電流) 컨트롤라 방식의 제품을 유압밸브 사양으로 선택하여 토출 유량제어를 통해 정확한 속도제어가 가능토록 구성하였다.

실험은 펀치의 스트로크를 일정하게 유지하고 펀치와 맨드렐의 상대 속도비를 변화시키면서 제품의 성형 가능성과 넥킹 등의 결합상태를 관찰하였다. Fig. 11은 모델재료 실험 전·후의 시편 및 제품을 나타냈다.

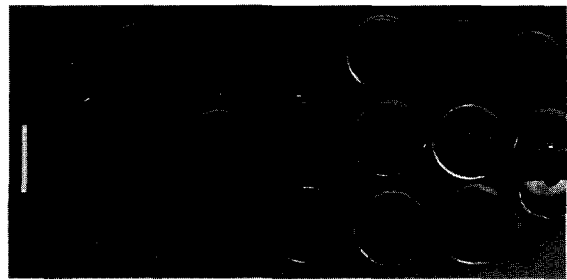


Fig. 11 Specimens and final products for model material

4. 실험결과 및 고찰

이론해석의 타당성을 검증하기 위하여 먼저 반 밀폐형 금형구조에서 실험을 수행하였다. 실험에 이용된 초기 블랭크의 피어싱 내경은 $\phi 20\text{mm}$, 상대 속도비는 펀치와 맨드렐이 동시에 성형이 완료되는 RVR 7.1로 하였다. 실험결과 Fig. 12와 같이 제품 전체의 소재 유동 양상은 양호하였으나 허브 끝단부로의 소재 손실과 이론해석에서 나타나지 않았던 넥킹 결합이 발생하였다. 이 넥킹 결합 발생은 하부로 유동되는 소재가 반 밀폐 단부위를 빠져 나오면서 밀으로 유동할 수 있는 여유 공간이 없어 발생된 것으로 추정된다. 또한 최대 성형하중값은 성형이 종료되기 직전에서 약 0.54톤으로 이론해석값과 유

사하게 나타났다. 따라서 반 밀폐형 금형구조에서의 실험결과는 이론해석과 대체로 일치하였으나 허브 클러치의 성형조건에는 부적절한 구조임을 알 수 있었다.

다음으로 완전 개방형 금형구조로 하여 실험하였다. 초기 블랭크의 두께는 8.5mm, 피어싱 내경은 $\phi 23.4\text{mm}$ 로 하고 속도비를 변화시키면서 실험하였다. 먼저 속도비가 5.2 조건에서는 Fig. 13에서 처럼 펀치가 먼저 성형이 완료되므로 성형 초기에 펀치에 의해 업세팅 되는 소재가 플랜지 방향으로 유동되고 그 유동량이 상대적으로

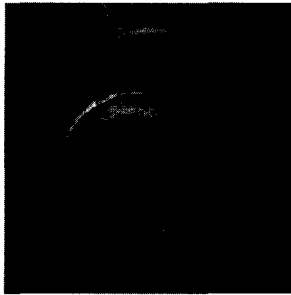


Fig. 12 Material loss and necking defect(inner side) of hub end part at semi-closed die

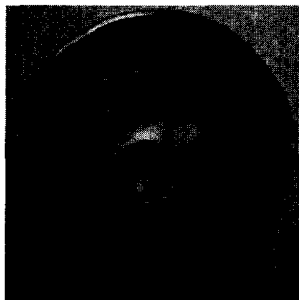


Fig. 13 Unfilling defect at RVR 5.2 condition

로 많이 되어 후방 압출되는 플랜지 높이가 길어지게 된다. 반면 맨드릴에 의해 형성되는 허브 끝단부위는 소재 유동량이 부족하여 미 충전 현상이 발생하고 최대 성형 하중은 성형 중간지점에서 약 0.43톤으로 나타났다.

최적의 속도비인 7.1 경우에는 펀치와 맨드릴이 동시에 성형이 완료되므로 Fig. 14와 같이 제품 전체의 유동 양상이 양호하고 플랜지 높이와 허브 높이도 각각 23.7mm, 23.9로 제품 치수에 유사하게 나타나 가장 양호한 성형상태를 보여주고 있다. 또한 소재 손실량도 최소로 발생하고 최대 하중값도 성형 종료 직전에서 약 0.41톤으로 나타나 이론해석 결과와 대체로 잘 일치하였다.

속도비가 증가된 RVR 9.2 조건에서는 맨드릴이 펀치에 비해 상대적으로 성형완료 속도가 빠르므로 맨드릴에

의해 허브 방향으로 압축되는 소재의 유동량이 많이 된다. 그리고 펀치에 의해 느린 속도로 업세팅 되는 소재의 일부는 빠른 맨드릴의 하강속도에 의해 허브 방향으로 유입되고 플랜지 방향으로는 유동량이 적게 되어 Fig. 15와 같이 불완전한 제품이 성형된다. 또한 맨드릴에 의해 유동되는 소재량이 많이 되어 하중값은 가장 큰 약 0.45톤으로 나타났다. 이와같이 최적의 초기 블랭크를 결정후에도 펀치와 맨드릴로 구성된 복동 다이스의 상대속도비를 변화시킬 경우 넥킹 결함과 같은 유동결함이 발생 가능함을 알 수 있다. 따라서 유동제어를 이용한 복합성형시 두 구동 다이스의 상대 속도비는 제품 성형에 미치는 영향이 매우 큼을 확인 할 수 있었다.

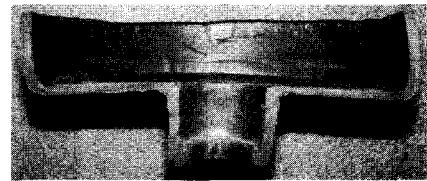
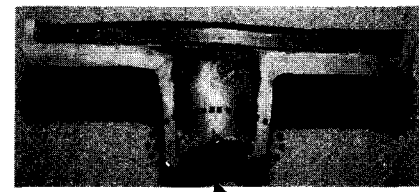


Fig. 14 Sound metal flow at RVR 7.1 condition



Uncompleted shape

Fig. 15 Incompleted shape at RVR 9.2 condition

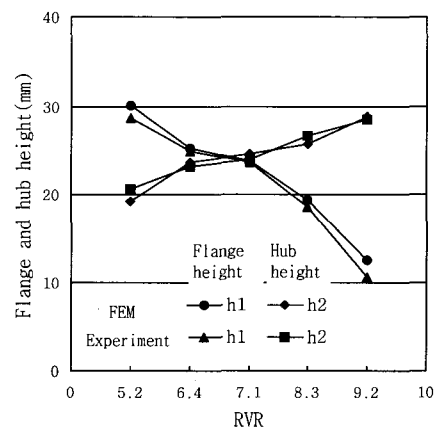
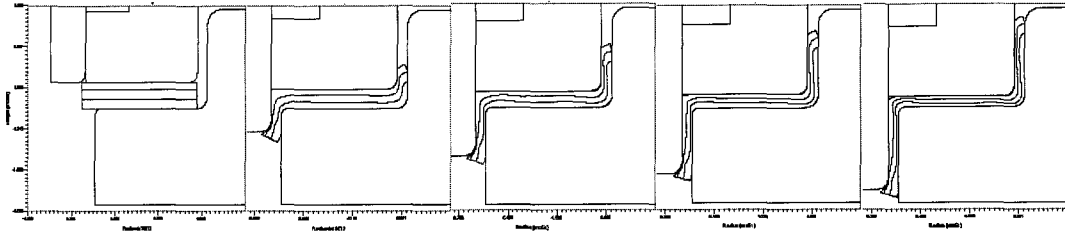


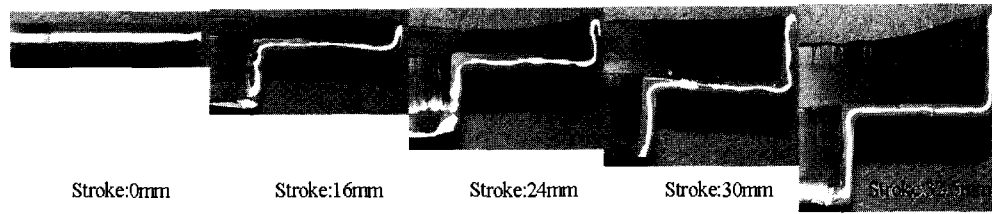
Fig. 16 Comparison difference of flange and hub height through relative velocity ratio by FEM and model material experiment

Table 2 Comparison of flange/hub height, mandrel load to RVR by FEM and model material experiment

RVR	FEM			Model material experiment			Defect type	Remark
	Flange height(mm)	Hub height(mm)	Punch load(tons)	Flange height(mm)	Hub height(mm)	Punch load(tons)		
5.2	28.7	20.6	0.53	30.1	19.2	0.43	Necking Unfilling	Fig. 13
6.4	24.9	23.1	0.58	25.3	23.6	0.42	Unfilling	-
7.1	23.7	23.9	0.46	23.8	24.6	0.41	No defect	Fig. 14
8.3	18.5	26.7	0.51	19.3	25.7	0.42	Necking	-
9.2	10.6	28.5	0.54	12.5	28.9	0.45	Necking	Fig. 15



(a) Metal flow for model material in FE-simulation



(b) Metal flow for model material in experiment

Fig. 17 Comparison of metal flow in double action dies of hub clutch

Fig. 16은 완전 개방형 금형구조에서 상대속도비 변화에 따라 제품의 플랜지 높이와 허브 높이의 변화가 이론 해석 결과와 대체로 잘 일치함을 보여주고 있다. 제품의 플랜지 높이 h_1 은 속도비 증가에 따라 감소하였으나 허브 높이 h_2 는 반대로 증가하였다. 이것은 속도비 증가는 맨드렐의 속도가 증가함을 의미하므로 맨드렐의 성형속도가 빠를수록 플랜지로의 소재 유동량은 적게되고 상대적으로 허브쪽에서의 유동량이 증가하여 유동길이 길어진다. Table 2는 상대속도비 변화에 따른 해석과 모델 재료 실험에 의한 제품 치수 및 결함 현상에 대해 정리하여 나타냈다.

다음으로 세 단계로 적층한 시편을 이용하여 복합성형시 소재의 유동변화를 육안으로 관찰하기 위해 최적의 상대속도비인 7.1 조건으로 실험하여 이론해석과 서로 비교하였다. 이때 펀치의 스트로크는 0.8, 1.6, 2.1, 3.2, 4 및

5mm로 하였다. 각 단계에서의 소재의 유동은 Fig. 17에 서처럼 해석과 실험 모두에서 큰 변화 없이 제품형태에 따라 일정하게 유동됨을 확인할 수 있었다.

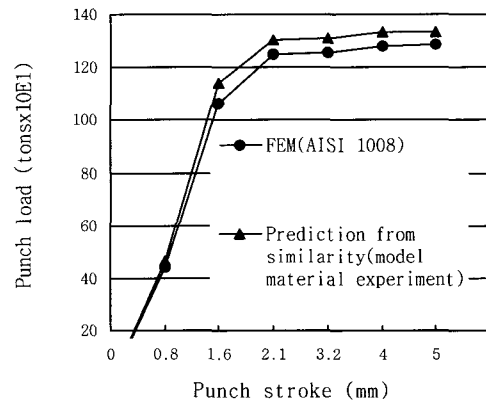


Fig. 18 Prediction of punch load for real material

모델재료 실험으로부터 얻은 하중값을 상사식에 대입하여 실제 소재의 성형하중값을 구하였다. Fig. 18과 같이 실제하중값은 유한요소 해석으로 구한 값보다 다소 높게 나타났으나 서로 유사한 경향을 보였고 최대 하중값은 성형 끝부분에서 약 1,336톤이었다

5. 결 론

본 연구에서는 자동차 부품인 허브 클러치 가공시 벡킹결함을 방지 및 공정수 감소를 위하여 유동제어를 통한 복동식 성형공법을 제시하였다. 본 연구의 결과를 요약하면 아래와 같다.

(1) 유동제어를 통한 복동식 성형공법으로 건전한 허브 클러치 성형이 가능하며, 두 구동 다이스의 상대속도비(RVR)가 제품 성형에 미치는 영향이 매우 크다는 것을 알 수 있었다.

(2) 유동제어를 통한 허브 클러치의 최적 성형공정은 개방형 급형 구조의 피어싱 공정을 고려한 경우이며 공정조건은 블랭크 두께는 8.5mm, 펀치와 맨드릴의 상대속도비는 7.1, 피어싱 내경은 $\phi 23.4\text{mm}$ 이었다.

(3) 복동식 유압프레스를 이용한 허브 클러치의 모델재료 실험으로 유한요소해석을 검증하였고, 근사상사이론으로 예측한 허브 클러치 성형하중은 유한요소해석결과와 거의 일치하였다.

(4) 펀치와 맨드릴을 동시에 구동하는 복동식 성형공법으로 유동제어 성형기술의 가능성을 해석 및 실험을 통하여 확인하였고, 향후, 복잡한 제품 성형에의 활용이 기대된다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 급형가공 연구센터의 지원하에 수행되었으며, 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

- (1) T. Nakano, 1994, "Modern applications of complex forming and multi-action forming in cold forging", J. Mat. Proc. Tech., No. 46, pp. 201~226.
- (2) Sun Sheng, Luan Yi Guo, 1994, "A die forging design approach for controlling metal flow way and its application in practice", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 34, No. 2, pp. 161~167.
- (3) Altan T., R. Allen miller, 1990, "Design for Forming and other Near Net Shape Manufacturing Processes", Annals of the CIRP Vol. 39, pp. 609~620.
- (4) 김동진, 김병민, 이동주, 2001, "유동제어를 통한 자동차 용 피스톤-핀의 공정설계," 한국소성가공학회지, 제10권 제2호, pp. 151~159.
- (5) T. Nakano, 2001, "板金成形 と 冷間鍛造の 複合技術", JSTP, Vol. 42, No. 484, pp. 22~26.
- (6) N. Ishinaga, 1997, "An advanced press design for cold forging", J. Mat. Proc. Tech., No. 71, pp. 100~104.
- (7) Kozo Osakada, Xin Wang and Shinji Hanami, 1996, "Forward-Backward Extrusion with Axially Driven Container", JSTP, Vol. 37, No. 30, pp. 1154~1179.
- (8) E. Sato, T. Shimizu, etc., 1995, "Square cup deep drawing of thick plate by multi-axial loading, Part 1, 2", JMPT, Vol. 48, pp. 69~80.
- (9) Y. Nagai etc., 1996, "The Trial for Forming of a Spur Gear Made from the Drawn Cup", JSTP, Vol. 37, No. 126, pp. 736~742.
- (10) " DEFORM user's manual V 4.1", 1995, Scientific technologies corporation.
- (11) T. Wanheimand and J. Danckert, 1987, "Combined physical and Numerical Modeling of Metal Forming Process", Advanced Technology of Plasticity, Vol. I, pp. 29~36.