

유동제어를 통한 자동차 부품의 복합 성형기술

이동주*, 김동진*, 김병민**

The Technology of Complex Forming for Automobile Part with Flow Control

D. J. Lee*, D. J. Kim*, B. M. Kim**

Abstract

This paper suggests the new technology to control metal flow in order to reduce the number of preforming and machining for the cold forged product with complex geometry. 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 dies. To analyze the process, finite element simulation has been performed. The proposed technology is applied to hub which is part of air conditioner clutch. According to the result of this study, the relative velocity of mandrel and punch is primary process variable.

1. 서론

일반적으로 냉간 단조로 성형하는 최종 제품은 두께가 각 부에 따라 다른 복잡한 형상이 많다. 이러한 복잡한 형상의 제품은 한 단계의 성형 공정에 의해 생산되는 것이 아니라 예비 성형공정을 거치는 다단계 성형공정에 의해 수행되어야 한다. 그러나 냉간 단조 공정에 있어서 예비 성형체의 설계는 실제 현장에서 대부분의 경험적 지식이나 설계자의 직관과 실험에 의한 많은 시행착오를 거치므로 공정설계에 많은 시간이 소요되고 제품 단가의 상승을 초래한다. 또한 복잡한 형상 제품의 경우 소성 성형공정 이외에도 기계가공이 필요하다. 제품의 생산에 있어서 이러한 기계가공은 제품의 생산성 저하 및 단가 상승에 영향을 미친다. 따라서 최근의

소성 가공에 있어서 정형 가공을 위한 고정도의 성형으로 소성 가공 후 기계가공을 없애는 것이 요구되고 있다. 이러한 요구를 만족하기 위해서는 소재 유동을 정확히 파악하고 그 유동을 제어할 수 있는 방법이 필요하다.(1~3)

Nakano는 이러한 소성유동을 제어하는 하기 위해 경험을 위주로 정형가공의 유용한 방법인 복동 성형과 복합 단조 기술에 대해 연구하였다.(4)

Ishinaga는 정형의 단조 제품생산을 위한 냉간 단조용 프레스 설계에 대하여 연구하였고(5), Osakada 등은 전후방 압출 공정에서 컨테이너 구동을 통한 유동제어로 소재의 전후방부 금형 내의 동시 충만을 통한 압출 하중 감소에 대하여 연구하였다.(6)

냉간 단조에서 재료의 유동제어를 위한 복동 성형과 복합단조 기술의 도입은 재료에 소성유동을 원활하게 하여 복잡한 단면의 형상에 대하여 성형성을 크게 향상시킨다. 따

* 부산대학교 대학원

** 부산대학교 정밀 정형 및 금형 가공 연구센터

라서 소결, 다이캐스트, 인젝션 몰드 등의 공법을 프레스 가공으로의 대체를 가능하게 하여 고정밀도 가공의 비용 삭감, 고부가가치 가공의 비용 저감, 재료 손실을 줄이는 효과를 가진다.(4) 따라서 본 연구에서는 실제 현장에서 생산되는 자동차용 부품인 에어컨 클러치에 사용되는 허브 제품에 대하여 유동 제어를 통한 성형 법을 제시하였다. 허브 제품은 광폭 플랜지를 가지며 각 부분의 두께가 다른 복잡한 형상을 가지고 있다. 따라서 기존의 공정에서는 다단 소성 성형공정과 기계가공을 통하여 제품을 성형하였다. 본 연구에서는 먼저 새로운 공법의 도입을 위해 이 제품의 일반적인 판재성형 또는 체적 성형공정에 의한 성형 가능성을 검토를 하였다. 이를 기초로 유동제어를 통한 복합성형 기술을 제시하였다. 제시된 공정에 대한 기존의 성형 공정과의 비교, 분석, 공정 수 감소와 제품생산에 따른 재료 손실의 최소화, 무 절삭 가공의 실현 가능성을 강소성 유한 요소 해석을 통하여 검증하였으며 설계된 공정에 대하여 공정변수들의 영향에 따른 최적의 성형 공정을 선정하였다.

2. 허브의 공정 설계 및 해석

2.1 해석 조건 및 유한 요소 시뮬레이션

허브의 재질은 AISI 1010으로 강소성 유한 요소 성형해석을 위한 유동 응력식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 715.93 \bar{\epsilon}^{0.22} \text{ (Mpa)}$$

소재와 금형의 접촉면은 인산염 피막처리 후 본드 루베(Bond rube) 윤활 처리를 하여 마찰 계수는 마찰상수 $m = 0.1$ 로 하여 해석을 수행하였으며 성형해석에는 강소성 유한요소 상용 코드인 DEFORM 2D를 이용하였다.

2.2 성형 가능성 검토 및 기존의 공정 해석

Fig. 1에서는 본 연구에 사용된 허브 제품의 형상을 나타내었다. 제품의 형상은 각 부분의 두께가 다르고 곡률이 작은 코너부가 많으며 형상이 복잡하여 일반적인 판재 성

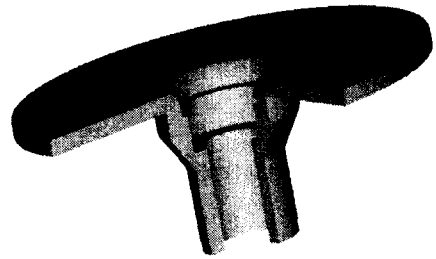


Fig. 1 3D configuration of final product
형법 또는 냉간 단조성형 법으로의 성형이 매우 어렵다. Fig. 2에 최종 제품의 치수를 나타내었다.

먼저 판재 가공으로의 성형 가능성을 검토 하였다. 본 제품에 대하여 2D 드로잉으로 가공시 제품 플랜지 부의 두께가 가장 얇으므로 한계 두께 3.2t를 기준으로 하여 제품의 형상에 가장 가까운 드로잉 가공을 위한 최초 2D 드로잉 설계치를 구하여 Table. 1에 나타내었다.

Table. 1에서의 설계치는 두께에 대한 블랭크 지름의 비인 상대 판 두께의 최대치를 기준으로 하여 최소의 블랭크 직경을 계산하고 이때의 가능한 드로잉 율을 계산하였다. 또한 다이 부와 편치부의 곡률은 Kaczmarek의 실험식인 $r_d = 0.8\sqrt{(D - d_p)t}$ 에 근거하여 계산하였으며 계산된 값을 기준으로 클리어런스를 계산하였다.(7) 여기서 최소 블

설계치	기준치 최대 상대 판 두께($t/D \times 100$) 2.0 (mm)
최소 blank 직경(D)	160
drawing ratio (d_p/D)	0.5
punch 직경 (d_p)	80
die roundness (r_d)	20
clearance	3.47

Table. 1 design of first drawing

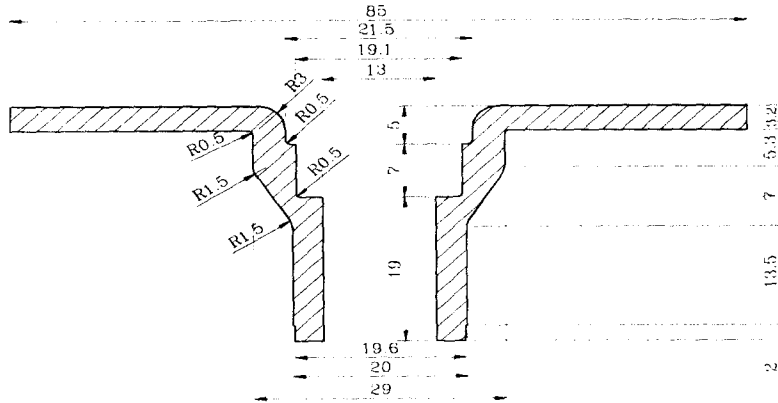


Fig. 2 Dimension of final product

랭크 직경 $\phi 160\text{mm}$ 으로부터 플랜지 외경 $\phi 85\text{mm}$ 와 제품의 최소 내경 $\phi 13\text{mm}$ 까지 드로잉 성형을 하기 위해서는 여러 번의 재드로잉과 역드로잉을 거쳐야 함을 알 수 있었다. 따라서 본 제품에서는 일반적인 판재 성형 법인 드로잉 공정으로의 성형은 무리가 있음을 알 수 있었다.

다음으로 본 제품의 기존의 성형 법인 일반적인 단조 성형공법을 알아보았다. 기존의 성형 공정은 한 단계의 성형 공정으로 최종 단조 형상으로의 성형이 불가능하기 때문에 크게 다음의 순서로 행해졌다. 먼저 초기소재의 절단 후 예비 성형체를 성형하고 열처리 공정을 거친 후 최종 단조성형을 한 다음 내경과 외경의 치수와 형상을 위한 기계가공과 트리밍 공정을 거쳐 최종 제품의 형상으로 성형을 하였다.(8)

Fig. 3에는 기존공정의 해석 시 최종 단조 도면을 나타내었고 Fig. 4에는 기존 공정에서의 초기 소재와 예비 성형체, 최종 단조품의 형상을 나타내었다. Fig. 3의 도면은 결함이 없는 소재의 유동과 균일한 변형률 분포를 가지기 위한 최종 단조 도면으로 최종 허브 제품을 위해서는 기계가공이 필요함을 알 수 있다. 또한 한 단계의 성형만으로는 재료 유동의 '폴딩' 현상이나 미충만의 문제가 발생하기 때문에 한번의 예비 성형이

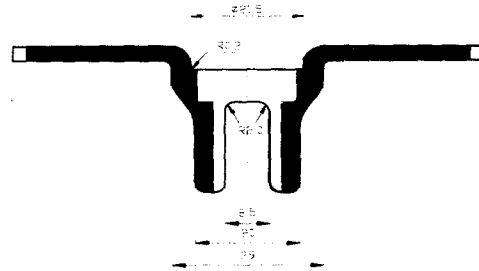


Fig. 3 Schematic draw of forged section geometry(hatched line is machined geometry)

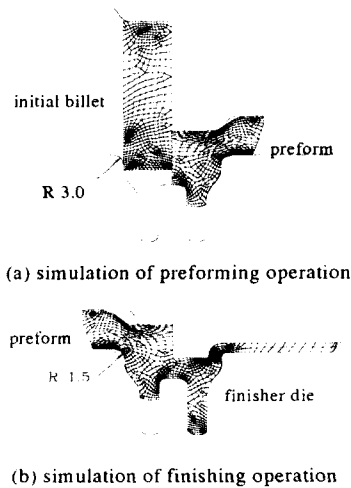


Fig. 4 Simulation of entire forging process

필요함을 알 수 있다. 이러한 문제는 본 제품의 경우 형상이 복잡하고 특히 일반단조 공정으로의 성형 시 옆세팅과 압출공정이 동시에 이루어지며 성형의 후반부에서는 압출되는 부분의 급격한 단면적 감소에 따른 유동의 제한에 기인한다. 따라서 본 제품의 성형에 있어서 기존의 성형 방법에 비해 공정 수 감소와 기계가공을 없애기 위해서는 새로운 성형법의 도입이 필요하며 이것은 소재의 유동제어를 통한 성형 법으로 해결 가능하다.

2.3 유동제어를 통한 새로운 공정설계

성형 시 소성유동을 제어하기 위하여 금형의 구조를 변경하였다. 기존의 상금형을 맨드릴과 펀치 두 개의 금형으로 변경하고 각각의 속도를 달리 하여 성형해석을 수행하였다. 초기 소재의 형상은 성형공정 중에 하중의 증가를 유발하고 소재 유동을 제한하는 전방 압출 형태의 공정을 없애기 위해 두꺼운 판재를 사용하여 맨드릴에 의한 닥 드로잉 공정과 펀치에 의한 일반단조 공법인 옆세팅 공정을 복합하였다. Fig. 5에 금형의 형상과 소재의 형상을 나타내었다.

맨드릴과 펀치의 속도는 펀치의 속도에 대한 맨드릴의 속도 비를 상대 속도비로 정의하고 상대 속도비를 조정하여 해석을 수행하였다. 먼저 상대 속도비가 10 일 경우에는 펀치에 의한 소재의 유동 량에 비해 맨드릴

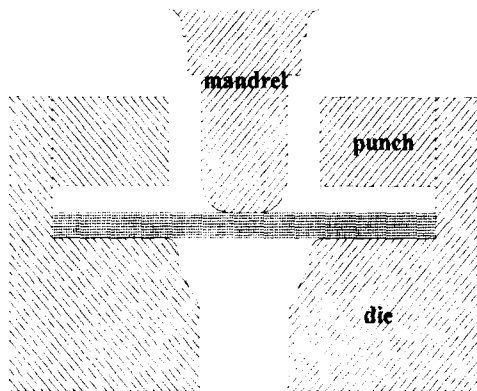


Fig. 5 Schematic draw of billet and die

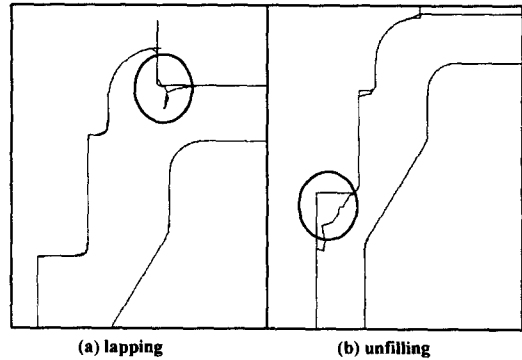


Fig. 6 Defect of forging product in relative velocity difference

에 의한 소재의 유동 량이 상대적으로 적어 성형의 초기에 소재가 맨드릴의 상하로 전후방 압출의 형식으로 되고 맨드릴과 펀치의 행정거리의 비에 비해 맨드릴의 속도가 상대적으로 작아 펀치의 행정이 먼저 끝나게 된다. 따라서 허브의 플랜지 부위는 데드 메탈 영역이 형성되고 초기에 후방 압출되었던 부분이 맨드릴에 의해 전방 압출 되면서 이 영역과의 속도차이에 의해 Fig. 6(a)와 같은 유동 결함의 일종인 래핑 현상이 나타났다. 따라서 속도비를 증가시켜 상대 속도 비를 30으로 하여 성형 해석을 수행하였다. 이 경우에는 성형의 초기에는 바람직한 금속 유동을 보였지만 상대 속도비 10의 경우와는 반대로 맨드릴의 행정이 끝난 후 펀치의 행정이 계속되어 성형의 후반부에서는 펀치에 의한 전방 압출 성형이 이루어지므로 소재가 Fig. 6(b)와 같이 미충만 영역이 발생되어졌다.

이러한 현상은 맨드릴과 펀치의 부적절한 속도 비로 인하여 두 구동 금형의 행정이 동시에 완료되지 못하고 하나가 먼저 성형을 완료하므로 금속의 유동의 속도차이 발생 또는 유동의 제한으로 인하여 결함이 발생된다. 따라서 맨드릴과 펀치의 상대 속도 비는 각각이 성형을 위한 행정이 동시에 완료될 수 있는 속도비가 금속의 유동을 원활하게 할 수 있는 가장 적절한 속도 비임을 알 수 있었다. 위 두 가지 성형해석 결과로부터 맨드릴과 펀치의 성형 행정이 동시에 완료될 수

있는 상대 속도비 27.4로 성형 해석을 수행하였다. 이 경우에는 속도비가 10, 30인 경우에 비해 유동이 원활하게 이루어져 원만한 성형이 이루어 졌지만 최종 단계에서는 펀치에 의한 소재의 유동량에 비해 맨드릴에 의한 유동량이 상대적으로 작아 Fig. 6(b)와 같은 현상이 나타났다. 이것은 허브의 끝단부가 개방형으로 되어 있기 때문으로 판단된다. 따라서 끝단 부를 밀폐함으로 이 문제를 해결할 수 있을 것으로 생각된다. 위의 각 경우에 대하여 성형하중은 2000 ton이 넘는 높은 성형하중이 나왔다. 이것은 초기 소재의 형상이 허브의 플랜지부의 직경과 같은 소재를 사용하였기 때문에 펀치에 의한 옆세팅 공정이 반 밀폐형 공정으로 이루어 졌기 때문이다. 또한 이 경우에 대해서는 최종 단조 공정 후에 허브의 높이를 맞추기 위해 기계가공이 필요함으로 맨드릴과 펀치의 속도비 제어로 유동을 제어하는 것에 기준을 둔 새로운 방법의 공정이 필요하다.

3. 결과 및 고찰

상대 속도 비를 달리한 세 가지 경우를 토대로 하여 하중과 공정수 및 재료의 손실을 줄이는 방향으로 공정 설계를 하고 해석을 수행하였다.

먼저 초기 소재의 형상을 최종공정에서 기계가공을 없애기 위해 중공형의 후판을 사용하였다. 또한 플랜지 외경 부로 소재 충만이 이루어 질 때의 급격한 하중 증가를 방지하기 위해 제품의 외경에 비해 작게 하였다. 소재의 손실량을 줄이고 맨드릴과 펀치의 속도차이에 의한 넥킹 현상 방지 및 최종 피어싱 공정에서 펀치와 금형 설계 등의 문제를 해결하기 위해 성형도중에 닥 드로잉 공정을 버링 공정으로 변경하였다. 이때 소재의 내경은 버링 한계와 초기 소재의 블랭킹 가공한계를 고려하여 선정하였다. 금형의 형상도 성형의 최종단계에서 맨드릴과 펀치에 의한 소재 유동량의 차이로 발생하는 미충만의 문제를 해결하기 위해 밀폐식으로 변경하였다.

3.1 2단 완전 밀폐 성형의 경우

Fig. 7에 소재의 형상과 금형 구조를 나타내었다. 소재의 체적과 제품의 체적을 동일하게 하여 완전 밀폐형식의 성형해석을 수행하였다. 상대 속도비는 맨드릴과 펀치의 행정이 동시에 완료되는 18로 하였다. 해석 결과 전반적으로 소재의 유동은 원활히 이루어 졌지만 사이징 공정에서 금형의 체적을 완전하게 충만 시키기 위해 너무 큰 성형 하중이 요구되었다. Fig. 8에 변형을 분포를 나타내었다. 변형율 분포는 최대 값이 2.29로 큰 하중을 받지 않는 플랜지 부위를 제외하고 비교적 균일한 분포를 나타내었으며 연성 파괴 값은 제품의 최 하단 부에서, 최대값 1.05를 가지는 높은 값을 나타내었다. 따라서 하중과 연성파괴 값을 줄이기 위해 초기 소재의 형상을 변경하였고 금형 외경 부에 간극을 설계하여 플래시와 동일한 효과를 주었다.

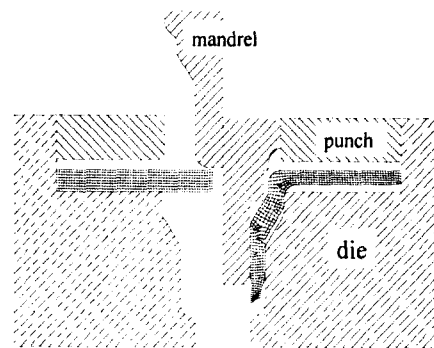


Fig. 7 Schematic draw of billet and die

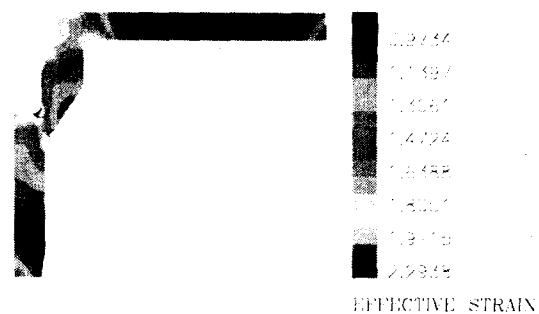


Fig. 8 Distribution of effective strain for closed die forging

3.2 급형 간극을 가지는 2단 성형의 경우

완전 밀폐성형의 경우 사이징 공정에서 급격한 하중의 증가를 방지하기 위해 급형의 플랜지 부위에 간극을 설계하였다. 초기 소재의 내경은 버링 한계를 고려하여 최종 제품의 최소 내경의 38.5%로 하고 간극부로 유출되는 소재의 양은 제품체적의 약 10%가 되게 하여 간극부의 높이를 결정하였다. 상대 속도비는 맨드릴과 펀치가 동시에 행정을 완료할 수 있는 속도비 12로 하여 성형 해석을 수행하였다. Fig. 9에 소재의 형상과 급형의 구조를 나타내었다.

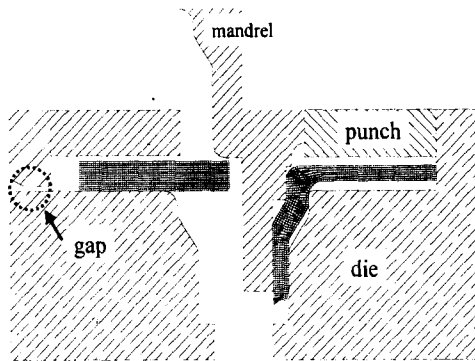


Fig. 9 Schematic draw of billet and die (1 stage)

예비 성형을 위한 급형의 구조는 사이징 공정에서 급형의 미충만 체적 부분을 없앨 수 있는 형상으로 설계하였으며 성형 해석결과 하중은 1259톤으로 밀폐성형에 비해 현저한 하중의 감소를 보였다. 변형을 분포는 최대 값이 맨드릴의 선단 부에서 발생했고 그 값은 3.04로 완전 밀폐성형에 비해 조금 높게 나왔다(Fig.10).



Fig. 10 Distribution of effective strain for 2 stage forging process

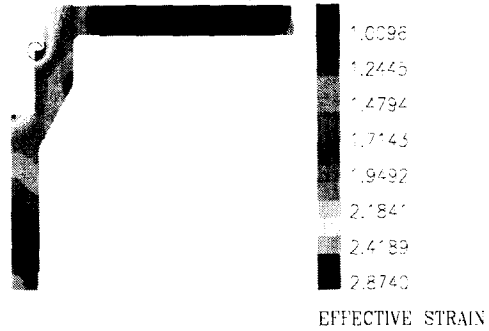


Fig. 11 Distribution of effective strain for 2 stage forging process

그러나 연성 파괴 값은 최대 값이 0.8로 완전 밀폐공정에 비해 낮은 값이 나타났다.

다음으로 소재의 형상을 버링 한계와 초기 소재의 블랭킹 한계를 동시에 고려한 소재의 높이와 내경과 높이의 비를 동일하게 하게 하여 내경과 높이를 6mm로 하였다. 그리고 상대 속도비를 맨드릴과 펀치가 동시에 행정을 완료할 수 있는 속도비 12.1로 성형 해석을 수행하였다. 급형의 형상은 Fig. 9와 동일하게 하였다. 해석 결과 소재의 유동은 원활하게 이루어 졌으며 최대하중은 예비성형 공정에서 1313톤으로 블랭킹 한계만을 고려한 경우와 거의 차이가 없었다. 유효 변형을 분포는 최대 값이 2.87이고 버링 한계만을 고려한 경우에 비해 비교적 균일한 분포를 가지는 것을 볼 수 있었다(Fig. 11). 연성 파괴 값의 경우에도 최대 값이 0.695로 버링 한계만을 고려한 경우보다 낮게 나왔다. 이것은 소재의 내경이 커짐에 따라 버링 되는 부분에 변형에 대한 저항이 감소하기 때문으로 보인다.

3.3 플래시를 가지는 1단 성형의 경우

이상의 결과로부터 맨드릴과 펀치를 동시 구동함으로써 소재의 유동이 원활하게 되므로 예비성형 공정을 거치지 않고 한번에 성형이 가능할 것으로 생각된다. 따라서 본 연구에서는 다음과 같이 성형 해석을 수행하였다. 초기 소재의 경우 버링 한계와 블랭킹

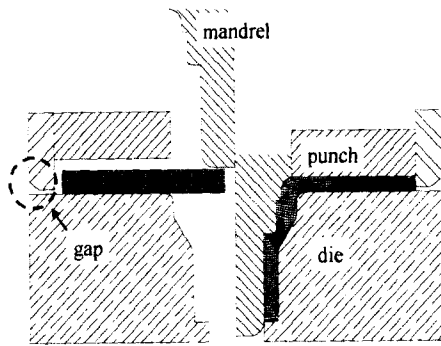


Fig. 12 Schematic draw of billet and die and final product (1 stage)

한계를 동시에 고려하여 선정하였고 초기 소재 체적을 일정하게 하여 각각의 소재 두께를 변화시키면서 성형 해석을 수행하였다. Fig. 12는 이경우의 소재와 금형의 구조를 나타내고 있다.

Table 2에 재료의 두께와 간극의 높이 따른 최대 하중과 연성 파괴 값, 유효 변형률 값, 맨드릴과 펀치의 상대 속도비, 재료의 손실량을 나타내었다. 이때 소재의 손실량은 제품의 체적에 대한 초기 블랭킹에 의한 손실량과 금형의 간극으로 유동한 소재양의 합에 대한 비로 정의하였다. 최대 유효 변형률 값은 간극의 높이가 작고 소재의 두께가 클수록 전반적으로 낮은 값을 가짐을 알 수 있다. 반대로 연성 파괴 값의 경우에는 간극의 높이가 클수록 증가하고 소재의 두께에는 반

비례함을 볼 수 있다. 여기서 간극의 높이를 감소시키는 경우 소재의 손실은 작아지지만 성형하중은 급격하게 상승하였다. 이것은 성형공정의 마지막에 제품의 밑 부분으로 소재가 펀치와 맨드릴의 행정이 끝나기 전에 차게 되고 맨드릴에 의해 압출되는 소재의 유동이 억제되게되어 급격한 하중의 증가를 가져 오게된 결과이다. 또한 재료의 두께 변화에 따른 하중의 변화는 두께가 두꺼워질수록 하중은 증가함을 볼 수 있었다. 이것은 초기 소재의 직경이 증가함에 따라 소재 유동이 맨드릴의 영향을 적게 받게 되어 나타나는 현상이다. 각 경우에 있어서 금형 간극의 높이가 클수록 하중은 감소 하지만 어느 한계를 넘으면 미충만의 문제가 발생한다. 또한 금형 간극의 높이가 커지고 재료의 두께가 커질수록 소재의 손실이 증가하므로 적절한 소재의 두께와 금형 간극의 높이 선정이 필요하다.

Fig 13은 소재 두께에 따른 금형 간극 높이의 한계를 나타낸다. Fig. 13으로부터 초기 소재의 두께는 얇을수록 성형성이 좋음을 알 수 있다. 그러나 버링 한계와 초기 소재가 제품 플랜지 부의 외경보다 커질 수 없음을 고려하면 최적의 소재의 높이는 5mm임을 알 수 있었다.

이러한 연구 결과로부터 맨드릴과 펀치의

Height (mm)	Inner dia (mm)	Gap height (mm)	Max. load (ton)	Max. strain	Max. fracure	Relative vel. ratio	Material loss (%)
5	5	0.7	1311	3.4725	0.8003	21.55	11.1
		0.8	1309	3.1174	0.8225		
		0.9	1260	2.7254	0.8102		
		1.0	1198	2.4134	0.8829		
6	6	0.7	1470	3.3549	0.7337	14.02	11.4
		0.8	1413	2.8439	0.7861		
7	7	0.5	1755	2.8767	0.5700	10.52	11.9
		0.6	1644	2.5702	0.7023		

Table. 2 Comparison of maximum load, effective strain, fracture and material loss for each forming process

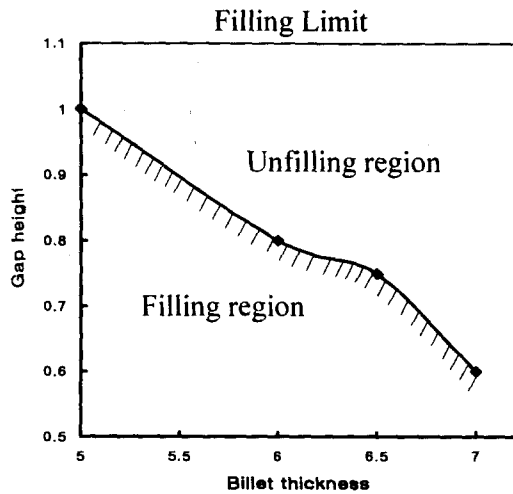


Fig. 13 Filling limit for different gap heights

동시 구동으로 소재유동을 제어하는 성형법으로 기존의 성형공정과 다른 새로운 성형공정을 설계했으며 각각 성형 가능한 경우에 대해 유효 변형을 분포와 최대 연성 파괴 값을 평가하였다. 변형을 분포의 경우에는 2단 성형에 비해 1단성형에서 비교적 높은 분포를 나타냈지만 상대적으로 균일한 분포를 보였다. 연성 파괴 값의 경우에는 전반적으로 높은 분포를 나타내었다. 따라서 앞으로 각 공정에 대한 공정개선을 통해 성형 하중과 최대 유효 변형을, 연성 파괴값을 최소로 하는 공정의 최적화가 이루어져야 할 것이다.

4. 결론

기존의 허브제품의 성형에서는 예비성형을 거쳐 최종 단조품을 생산하고 기계 가공을 통하여 최종 제품을 생산하였다. 그러나 맨드릴과 펀치를 동시에 구동하는 복동식 성형법을 통해 소재 유동을 제어하는 방법과 판재 성형법과 단조 공법을 적용한 복합 단조 기법으로 기계가공을 없애고 공정수를 줄일 수 있는 공법을 설계하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1). 펀치와 맨드릴을 동시에 구동하는 복동 형식을 통해 소재의 유동을 제어할 수 있다.

- (2). 펀치와 맨드릴의 상대속도는 각각의 성형이 동시에 완료될 수 있는 속도가 소재의 유동 결함과 미충만의 문제를 해결할 수 있는 최적의 속도 비이다.
- (3). 복동 성형과 복합성형 기술로 공정수와 기계 가공량을 줄일 수 있었다
- (4). 하중의 관점에서 초기 소재의 두께는 5mm 금형 간극부의 높이는 10mm에서 최소의 성형 하중을 얻을 수 있었다.

참고문헌

1. Sun Sheng, Luan Yi Guo, " 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, 1994
2. Altan T., R. allen miller, " Design for Forming and other Near Net Shape Manufacturing Processes " Annals of the CIRP Vol .39, pp. 609-620, 1990
3. H. Ou, R. Balendra " Preform design for forging of aerofoil sections using FE simulation", J. Mat. Proc. Tech., No. 80-81, pp. 144-148, 1998
4. T. Nakano, "Modern applications of complex forming and multi-action forming in cold forging", J. Mat. Proc. Tech., No .46, pp. 201-226, 1994
5. N. Ishinaga, "An advanced press design for cold forging", J. Mat. Proc. Tech., No. 71, pp. 100-104, 1997
6. Kozo Osakada, Xin Wang and Shinji Hanami, "Forward - Backward Extrusion with Axially Drive Container", JSTP, Vol. 37 No. 30, pp. 1154-1179
7. "금형설계" 성안당
8. 고대철, 김병민, 최재찬, 오세욱, "허브 냉간 단조품의 설계". 대한기계학회 논문집 ". 제20권 제11호,pp. 3387-3397, 1996