

< 논 문 >

## 중공축 소재를 이용한 다단계 냉간압출 공정의 설계

박 철\* · 최호준\* · 황병복\*

(1996년 3월 23일 접수)

### A Process Sequence Design of the Multistep Cold Extrusion using Thick-Wall Pipes

Chul Park, Ho-Joon Choi and Beong-Bok Hwang

#### Abstract

The current five-stage cold extrusion process to produce an axle-housing is investigated for the purpose of improved process. The main goal of this study is to obtain an appropriate reduced process sequence which can produce the required part most economically without tensile cracking, workpiece buckling, and overloading of the tools. The current process sequence is simulated and design criteria are examined. During the simulation, several remeshings are done due to severe mesh distortions. Based on the results of simulations of the current five-stage process, design strategy for improving the process sequence are developed using the thick hollow pipes. The finished product of an axle-housing is produced in two operations and one annealing treatment while the conventional sequence consists of five operations and one annealing treatment. Also, die loads of the new process are compared with those of the current one.

**Key Words :** Cold Extrusion(냉간압출), Process Sequence(가공순서), Axle-Housing(액슬하우징), Design Criteria(설계기준)

#### 1. 서 론

냉간단조에 의한 부품성형은 일반적으로 단일 공정으로 이루어지는 것이 아니라 초기의 단순한 형태의 소재를 보다 복잡하면서도 결함이 없는 제품으로 만들기 위하여 여러 번의 예비 성형공정을 거치는 다단계 성형 공정으로 이루어진다. 이러한 냉간단조에 의한 성형은 부품 제조분야에서 점차 그 역할이 증대되고 있으며, 더욱이 최근 들어 공구재료와 설계방법의 획기적인 발전에 힘입어 부품의

기계적 성질을 크게 향상시킬 수 있다. 또한, 단조품의 다품종 소량생산으로의 전환, 생산 준비시간의 단축 및 생산 비용의 절감 등이 요구되는 실정에서는 현장기술과 경험만으로 제품을 생산하던 기존의 방법은 효과적이지 못하며, 특히 정밀성형이 요구되는 경우에는 심각한 문제가 된다.<sup>(1~3)</sup> 따라서 최근에는 컴퓨터를 이용하는 공정설계 방법들이 냉간단조에 의한 성형공정설계에 활발히 이용되고 있다.

컴퓨터를 이용하는 설계방법들 중 대표적인 것으로는 수치해석적인 방법으로서 유한요소법(FEM)이나 상계요소법(UBET) 등이 있으며, 이와는 다른 접근방법으로서 전문가 시스템이 있다. 전문가

\*인하대학교 공과대학 자동화공학과

시스템에 의한 공정해석은 재료의 유동이나 응력, 소성변형을, 내부결합, 불완전한 다이 충만성 및 연성파괴 등을 예측할 수 없다는 결점을 가지고 있다. 하지만 유한요소법에 의한 해석은 재료의 유동, 응력, 소성변형을 및 다이충만성 등을 모의실험(simulation)의 결과로 알 수 있으며 연성파괴 등을 McClintock<sup>(4)</sup>과 Oyane<sup>(5)</sup> 등에 의해 제시된 기준과 결합하여 예측할 수 있기 때문에 널리 사용되고 있다. 이러한 유한요소법의 방법으로서 Al-Sened<sup>(6)</sup> 등은 헤드포밍공정을 해석하여 4개의 가공단계에 대한 최적의 형상과 치수를 구하였다. 또한, Kang<sup>(7,8)</sup> 등은 블레이드 단조 및 압연공정의 예비성형체 설계에 유한요소법을 이용하였으며, Hwang<sup>(9)</sup> 등은 기존의 유한요소법이 안고 있는 접촉문제를 개선하기 위하여 벌칙강소성 유한요소법을 개발하여 다양한 종류의 해석 및 설계문제에 성공적으로 적용하였다.

한편, Park, Rebelo 및 Kobayashi<sup>(10)</sup>는 유한요소법을 사용하여 금속성형공정에서의 예비성형체 설계를 효과적으로 수행할 수 있는 역추적기법(backward tracing scheme)을 제안하여 셸노우징(shell nosing)공정에서의 예비성형체 설계와 압연공정에서 발생하는 소재 끝부분의 재료손실을 없애기 위한 초기소재형상의 설계에 이용하였다. 그리고, 전문가 시스템의 방법으로서, Osakada<sup>(11)</sup> 등은 유한요소법과 전문가 시스템을 연계하여 유한요소해석으로 얻은 결과들을 전문가 시스템의 지식베이스로 사용하였고, Alberti<sup>(12)</sup> 등은 지식베이스 시스템에 의해 실행된 몇 가지 가능한 성형절차를 예비선택하여, 그 공정을 유한요소해석을 통하여 최적 성형절차를 결정하는 통합된 방법을 제시하였다.

본 논문에서는 강소성 유한요소법을 사용하여 5단계의 공정으로 생산되고 있는 기존의 액슬하우징(axle-housing)의 제작공정을 해석하고, 이를 토대로 주어진 프레스의 하중능력 범위안에서 소재의 결합없이 제품을 가공할 수 있는 방법을 제안하기 위해 초기 소재의 형상을 중공축 형상으로 바꾸어 새로운 공정에 대한 해석을 시도하였다.

## 2. 5단계 제작공정의 해석

### 2.1 해석조건 및 방법

자동차 부품의 하나인 액슬하우징은 dead axles

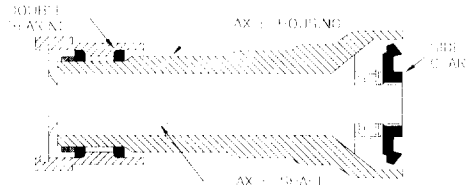


Fig. 1 Detail of an axle-housing

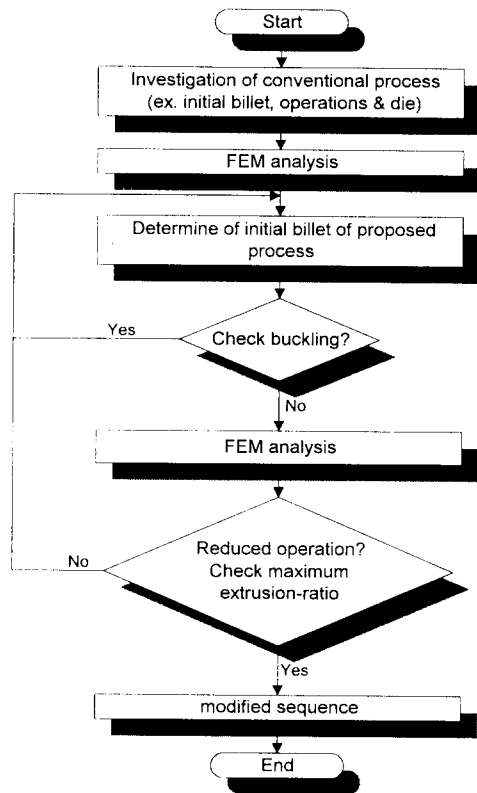


Fig. 2 Design algorithm

와 live axles의 두 가지 형태 중 live axles(wheel과 함께 회전하는 axles)를 덮는 부품으로서, 그 중앙부에는 파이널기어와 디퍼렌셜기어가 장착되어 있다. 본 논문에서 해석할 액슬하우징은 Fig. 1에 나타난 바와 같이 두 개의 베어링이 이 액슬하우징 위의 휠을 지지하며, 구동력에 의한 비틀림 모멘트는 구동축이 받고, 액슬하우징은 휠에 작용하는 상하, 좌우, 전후 방향 하중에 의한 굽힘 모멘트를

받는다.

소성가공 문제에 유한요소법을 적용할 때는 지배적인 변형형태에 따라 탄소성 유한요소법 (elastic-plastic finite element method)<sup>(13~15)</sup>과 강소성 유한요소법 (rigid-plastic finite element method)<sup>(16,17)</sup>의 두 가지로 구별하여 적용한다. 액슬하우징의 경우 성형과정에서는 탄성변형의 양이 소성변형에 비하여 무시할 수 있을 정도로 작고 압출(extrusion)이 주된 작업공정이기 때문에 모의실험의 효율을 높이기 위하여 강소성 유한요소법을 사용한다. 또한, 액슬하우징의 기존 공정 및 새로 시도된 공정을 해석하기 위하여 Fig. 2와 같은 알고리즘을 사용하여 모의실험을 수행하였다.

액슬하우징은 어니얼링된 AISI 1030 강재를 사용하여 제작된다. 액슬하우징의 전통적인 생산방법은 Fig. 3에서와 같이 5단계의 제작공정으로 이루어져 있다. 윤활제로는 건조된 비누가루가 사용되었으며, 행정능력이 5500 ton(53.96 MN)인 기계프레

스가 사용되었다. 해석에서의 마찰조건은 마찰인자 (constant shear friction)를 사용하였으며 펀치와 다이 모두 0.05인 것으로 가정하였다.<sup>(19,20)</sup> 또한, 해석에 사용된 AISI 1030 강재의 유동응력과 변형률 및 변형률속도의 관계식은 일반적으로 재결정 온도 이상에서는 변형률속도에 크게 영향을 받으나, 상온일 경우에는 거의 영향을 받지 않으므로 다음의 관계식을 적용하였다.<sup>(21)</sup>

$$\bar{\sigma} = (523.1) \bar{\epsilon}^{0.17} [MPa], \bar{\epsilon} < 0.7 \quad (1)$$

그리고 유효변형률이 0.7보다 큰 경우에는 다음과 같은 응력-변형률 관계를 갖는다.

$$\bar{\sigma} = 492.3 [MPa], \bar{\epsilon} \geq 0.7 \quad (2)$$

## 2.2 해석결과 및 고찰

Fig. 3의 공정순서는 기존의 5단계 공정에 의한 제작방법으로서 지름 136.5 mm, 높이 88.9 mm인

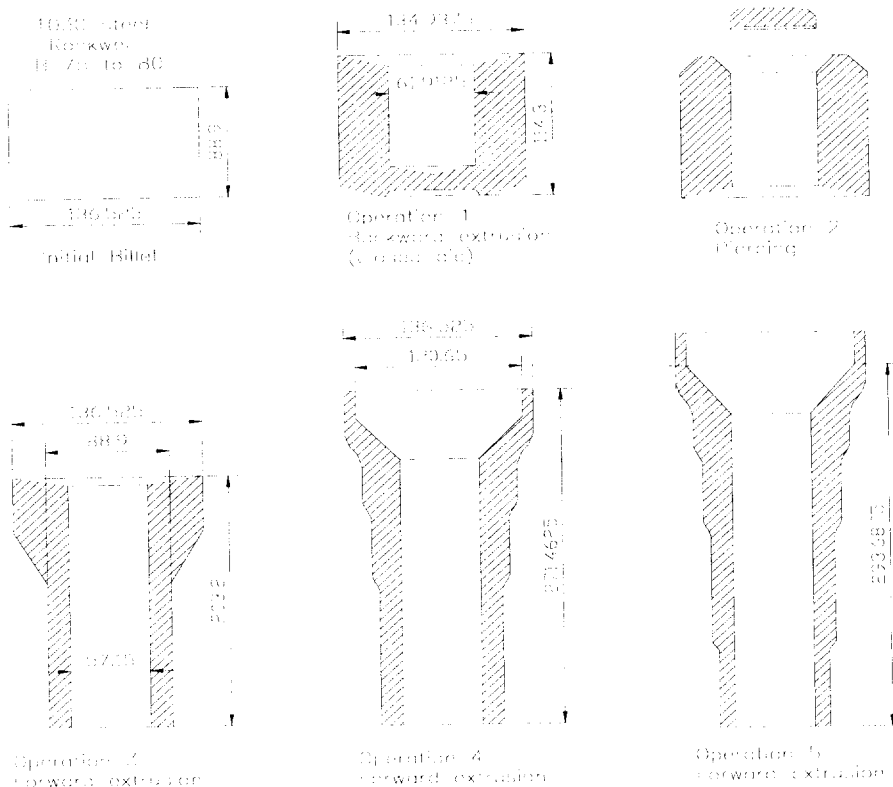


Fig. 3 Production of an axle-housing in five operations

초기 빌렛을 사용하여 제작된다. 첫 번째와 두 번째 공정은 후방압출 및 피어싱 공정으로서 이 공정을 통하여 초기빌렛을 중공축 형상으로 만든다. 세 번째 공정에서는 다음 공정에서의 전, 후방압출이 용이하도록 중공축 소재의 하단부를 전방압출시키며 네 번째 공정에서 소재의 상단부를 성형하고 마지막 공정에서 하단부를 압출시킴으로써 최종제품을 생산한다. 이러한 제작 공정은 프레스장비 전문가들이 최대 하중값 이내에서 결함없이 완성품이 제작될 수 있도록 공정을 설계한 것이다.

Fig. 4는 기존의 공정에서 첫 번째 공정인 후방압출 공정으로서 다음 공정에서 빌렛을 중공축 형상으로 만들기 위하여 펀치로 빌렛의 중심부분을 누르는 공정이다. 압출비는 1.3으로서 비록 코팅, 윤활, 소재의 형상과 같은 몇 가지 요인에 의해 영향을 받으나 전문가에 의해 제시된 기준인 AISI 1030 강재의 후방압출에 적용되는 한계압출비 4보다 작았으며<sup>(22)</sup> 변형률의 분포는 그림에서도 알 수 있듯이 주로 펀치의 벽면을 따라 일어났다. 또한, 이 공정에서는 소재의 중심부분의 심한 높이감소로 인하여 펀치주변의 소재에서 커다란 변형이 일어나기 때문에 모의실험 도중에 격자들이 펀치의 내부로 침투하는 것을 방지하기 위하여 펀치가 접촉하는 부분에는 격자들이 가로가 짧고 세로가 긴 모양이 되도록 하였다.

Fig. 5는 첫 번째 공정의 행정-하중의 관계에 대한 해석결과로서 공정 초기의 펀치 하중은 거의 일정함을 알 수 있다. 그러나, 소재가 바닥에 접촉한 직후부터는 하중이 급격히 증가하며 바닥면에 소재가 거의 접촉하고 있는 상태에서 후방압출이 진행되는 동안 다시 일정한 하중을 보인다. 이후 공정이 거의 끝날 때 하중이 급격히 증가하며 공정이 끝났을 때 최고에 도달한다. 이때의 최대 펀치하중은 48.4 MN으로서 프레스의 최대능력인 53.96 MN보다 약간 작은 결과를 나타냈다.

Fig. 6은 두 번째 공정인 피어싱 공정으로서 소재를 완전한 중공축 형상으로 만들기 위하여 첫 번째 공정에서 가공된 소재의 중심부를 잘라 내는 것이다. 이 공정에서는 소재의 중심부를 잘라 내는 것 외에도 소재의 하단부의 바깥쪽에 약간의 성형 과정이 있기는 하지만 모의실험을 간단히 수행하기 위하여 격자를 재구성하는 방법을 사용하였다. 따라서 변형률의 분포는 첫 번째 공정과 거의 같다.

Fig. 7은 전방압출 공정으로서 전 공정에서 만들

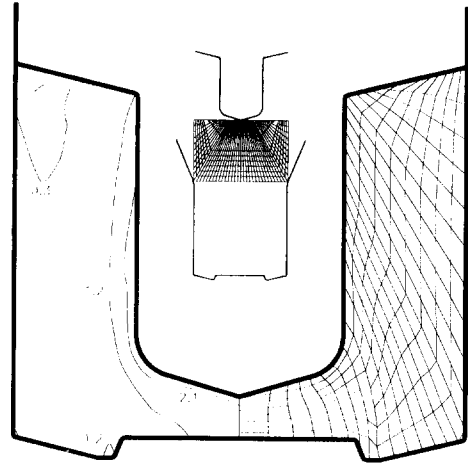


Fig. 4 Deformation patterns for the first step operation

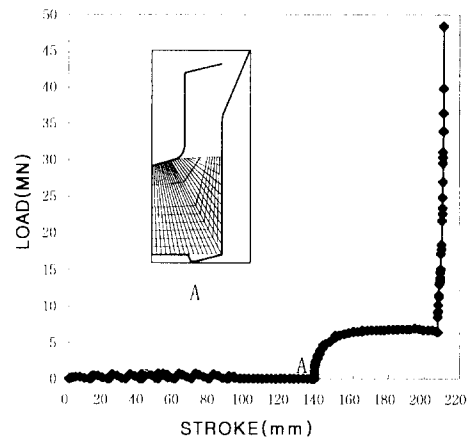


Fig. 5 Load-stroke relationships for the first step operation

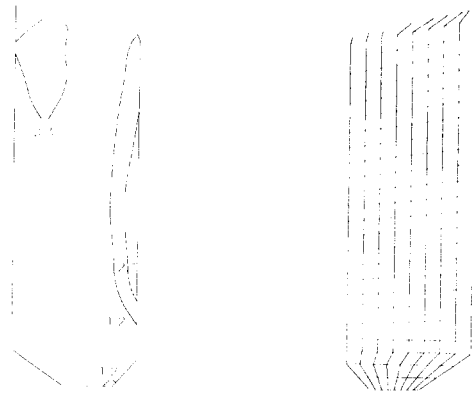


Fig. 6 Deformation patterns for the second step operation

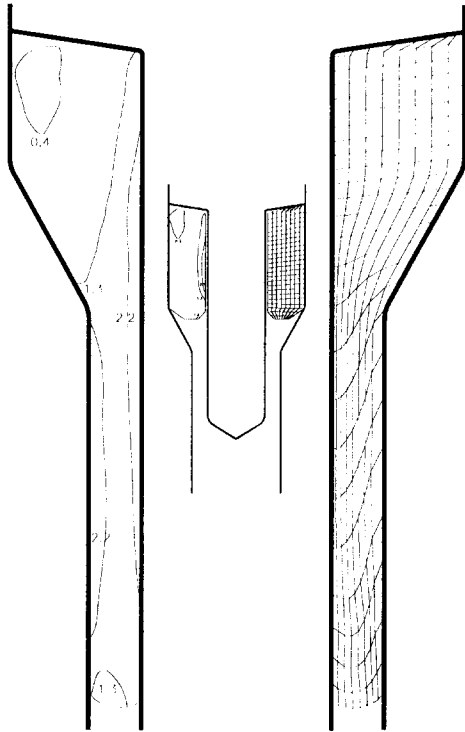


Fig. 7 Deformation patterns for the third step operation

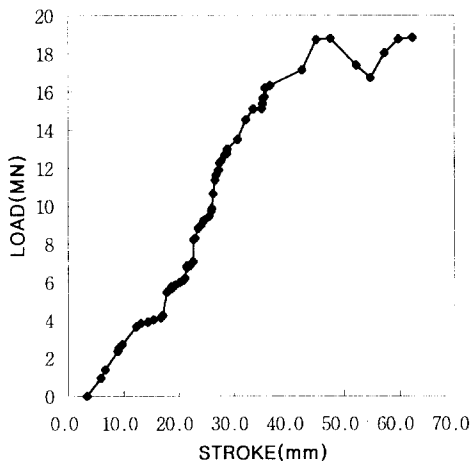


Fig. 8 Load-stroke relationships for the third step operation

어진 중공축 소재를 다음 공정에서의 전·후방압출이 용이하게 되도록 소재의 하단부의 외경을 136.5 mm에서 88.9 mm로 감소시키는 공정이다. 압출비

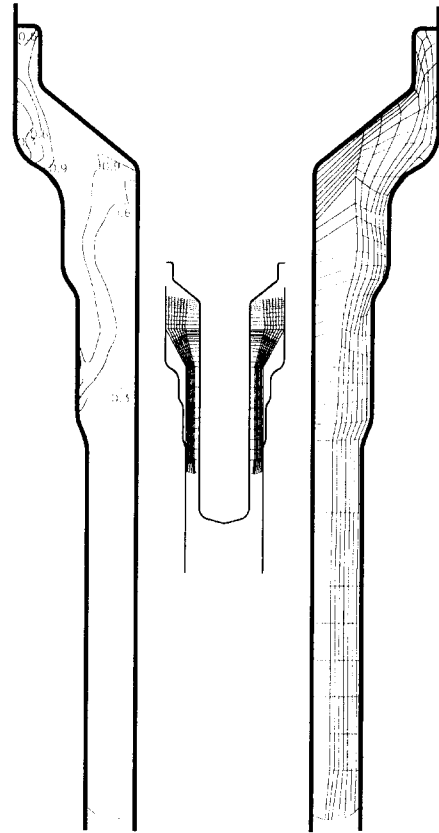


Fig. 9 Deformation patterns for the fourth step operation

는 3.1로서 첫 번째 공정과 마찬가지로 한계압출비 4보다 작았으며, 변형률의 분포는 주로 펀치와 다이의 벽면을 따라 크게 나타났다. Fig. 8에서 나타난 바와 같이 행정-하중의 관계는 펀치가 내려감에 따라 점차적으로 하중이 증가하다가 공정이 끝날 무렵 거의 일정한 하중을 보이는 전방압출의 일반적인 행정-하중의 관계를 가지는 것을 알 수 있으며, 최대 펀치하중은 18.8 MN이다.

Fig. 9는 네 번째 공정인 전·후방압출 공정으로서 후방압출이 주요 변형요소이다. 이 공정에서 소재의 하단부는 변형이 없었으나 중단부가 전방압출로 인하여 그림에서 나타난 바와 같이 계단진 부분으로 성형되었고 상단부는 이 공정에서 가장 크게 변형되어 압출비가 전체의 공정 중 가장 큰 값인 3.76을 나타냈다. 성형을 하기 전에 소재에 어니일

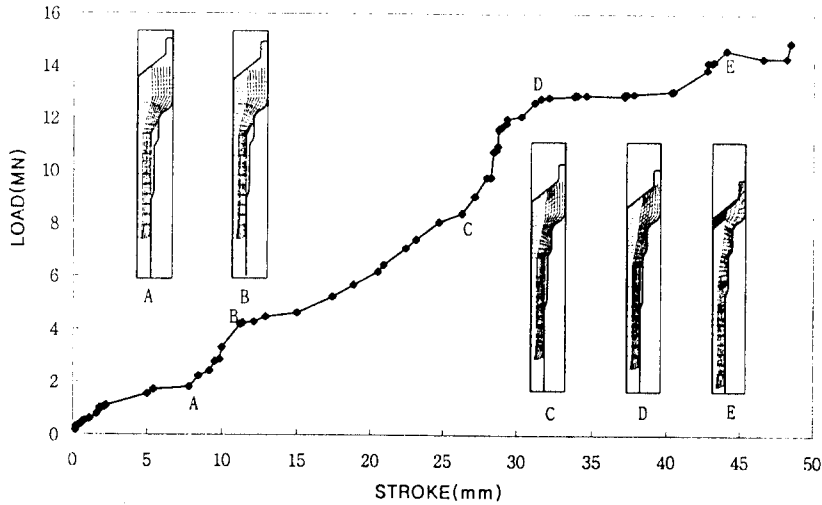


Fig. 10 Load-stroke relationships for the fourth step operation

링과 코팅 작업을 수행하였으며 이로 인하여 소재에는 변형이 없으므로 모의실험에서는 격자를 새로 구성하였다. 그림에서 알 수 있듯이 주로 소재의 상단부의 내부로 갈수록 커다란 변형률의 분포를 나타냈으며, Fig. 10에서 나타난 바와 같이 행정 중에 하중의 급격한 변화는 주로 다이의 계단부에 소재가 접촉하거나 완전히 채워질 때 일어났다. 또한, 최대 펀치하중은 14.9 MN으로서 5단계의 공정중 가장 작은 값을 나타냈다.

Fig. 11은 액슬하우징을 제작하기 위한 마지막 공정의 해석결과를 나타낸다. 이 공정에서는 전 단계의 공정과 마찬가지로 전·후방압출 공정이나 전 단계의 공정과는 달리 전방압출이 주요 변형요소이다. 소재의 상단부는 약간의 후방압출만이 수행되며 하단부는 전방압출로 인한 압출비가 1.5로서 외경이 88.9 mm에서 79.4 mm로 감소하였다. 변형률의 분포는 소재의 상단부가 약간의 후방압출때문에 거의 비슷한 분포를 가지며, 하단부는 전방압출로 인하여 복잡한 형태를 보이나 주로 다이의 벽면을 따라 심한 변형이 일어났음을 알 수 있다. 또한, 펀치와 다이 사이의 모든 부분을 격자들이 완전히 채웠음을 알 수 있다. Fig. 12에서 나타난 바와 같이 행정 중의 하중변화는 주로 소재가 펀치의 상단부와 접촉하면서 일어났으며, 소재의 상단부가 후방압출되는 동안에는 하중이 점차적으로 증가하다가 하단부의 전방압출이 진행되면서 하중이 크게 증가하였다. 이 공정에서의 최대 펀치하중은 38.8

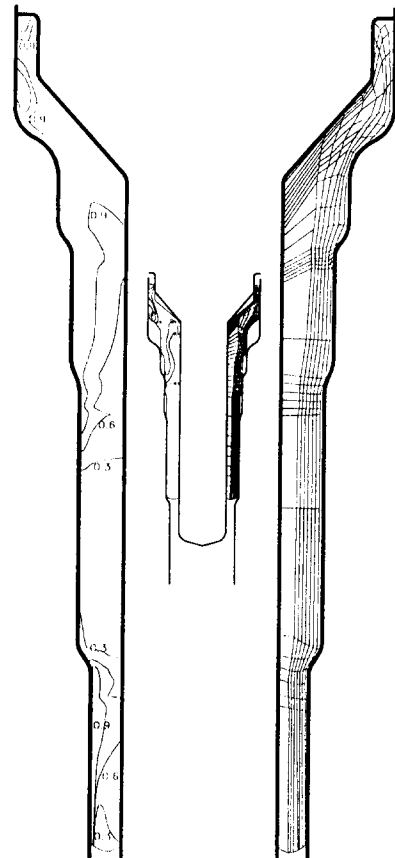


Fig. 11 Deformation patterns for the final step operation

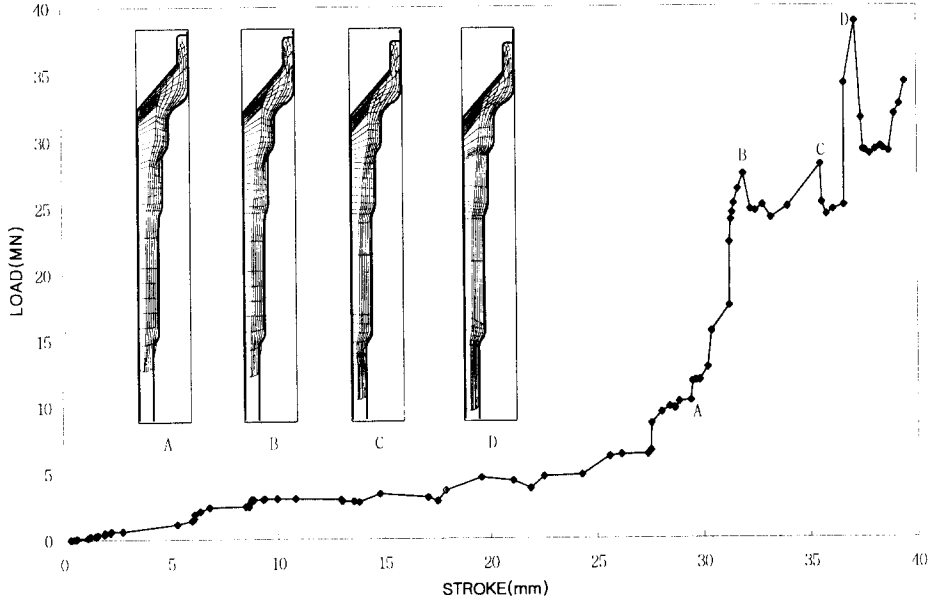


Fig. 12 Load-stroke relationships for the final step operation

MN이다.

앞의 해석결과를 토대로 전체의 공정을 종합적으로 고찰하면 다음과 같다. 첫 번째와 두 번째 공정은 초기빌렛에 구멍을 내기 위한 공정이다. 첫 번째 공정은 후방압출 공정으로서 압출비는 1.3이며 최대 펀치하중은 48.4 MN으로서 프레스의 최대능력인 53.96 MN보다 작은 값을 나타냈다. 두 번째 공정은 주로 피어싱 공정으로서 첫 번째 공정의 결과로 나온 소재의 중심부를 잘라 낸다. 두 번의 공정으로 수행된 소재는 살두께가 36.5 mm인 중공축 형상으로 바뀌게 되며 만약 소재의 살두께가 36.5 mm보다 너무 작을 경우에는 소재가 금형과 접촉하지 않아 다음 공정에서 좌굴이 일어날 가능성이 크다. 세 번째 공정은 전방압출 공정으로서 압출비는 3.1이며, 최대 펀치하중은 18.8 MN이다. 네 번째 공정은 전·후방압출 공정으로서 소재의 하단부는 변형이 없었으나, 상단부의 압출비가 3.76으로서 한계압출비 4보다 약간 작은 값을 나타냈다. 최대 펀치하중은 14.9 MN으로서 전체의 공정중 가장 작은 값을 보였다. 마지막 공정은 네 번째 공정과 같은 전·후방압출 공정으로서 소재의 상단부는 거의 변형이 없었으나, 하단부의 압출비가 1.5이며 최대 펀치하중은 38.8 MN이다.

### 3. 새로운 제작공정의 설계

#### 3.1 초기빌렛의 선정

냉간단조로 생산되는 제품은 다단계의 성형공정으로 이루어지므로 냉간단조 공정설계에서 가장 중요한 사항 중의 하나가 초기빌렛의 선정이다. 기존의 5단계의 제작공정에서는 초기빌렛을 사용하여 살두께가 두꺼운 중공축 형상의 예비성형체를 만들기 위하여 후방압출 공정과 피어싱 공정의 두 단계 공정을 사용하였으나 상업용으로 생산되는 살두께가 두꺼운 중공축 형상의 빌렛을 초기빌렛으로 사용하면으로써 이 두 공정을 줄일 수 있을 것으로 생각된다. 또한, 이러한 중공축 형상의 빌렛을 사용할 경우 공정 수의 감소뿐만 아니라 피어싱 작업의 생략으로 인한 재료의 손실을 막을 수 있으며 최대 펀치하중이 가장 큰 첫 번째 공정을 생략함으로써 프레스의 최대하중도 크게 줄일 수 있어 가공설비의 절약도 기대할 수 있다.

#### 3.2 설계시 고려사항

기존의 공정을 개선시키기 위하여 새로운 공정을 시도할 때 다음의 사항을 고려해야 한다. 첫째, 기

**Table 1** Commercially available thick-wall pipes

(● : Pipes that are used in simulation)

class and outer diameter		wall thickness	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	27	30	32	35
		cold working	114.3	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
120.0	○		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
127.0	○		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
130.0	○		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	●
139.8	○		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	●

존의 공정에 비하여 제작공정이 간단하여야 한다. 둘째, 초기 빌렛은 시중에서 쉽게 구할 수 있는 재료여야 한다. 셋째, 재료에 결함이 없어야 한다. 넷째, 가공시간이 줄어들어야 한다. 이와 같은 사항을 토대로 하여 기존의 공정 중 첫 번째와 두 번째 공정이 중공축 형상을 만드는 공정이므로 이 두 공정들을 줄이기 위하여 초기빌렛을 중공축 형상의 빌렛으로 사용하여 새로운 공정을 시도하였다.

새로운 공정에서 파이프를 사용할 경우에는 좌굴 및 균열의 가능성이 있는 파이프를 제외시켜야 한다. 즉 파이프 외경 및 살두께에 비하여 높이가 너무 크면 가공시 좌굴이 일어날 가능성이 있으며, 높이 감소율이 너무 크면 소재의 배럴링 부분에서 표면균열이 일어날 수 있다. 본 논문에서는 좌굴에 대한 판단 기준으로서 문헌<sup>(23)</sup>에 의하면 파이프가 붕에 비하여 좌굴발생에 대해 더 안전하기 때문에 붕에 대한 좌굴식을 파이프에 적용하였다.<sup>(24)</sup>

$$\frac{l}{r} = \pi \sqrt{\frac{E_p}{\sigma_{cr}}}, \text{ 여기서 } E_p = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}_p} \quad (3)$$

위 식에서  $l$ 은 붕의 길이,  $r$ 은 반경,  $E_p$ 는  $\sigma_{cr}$ 에서의 접선계수(tangent modulus),  $\sigma_{cr}$ 은 인장강도(tensile strength)를 나타낸다. 따라서 위 식과 AISI 1030 강재의 유동응력과 변형률의 관계식으로 부터 소성변형동안 좌굴이 일어나지 않기 위해서는  $(l/r)$ 의 비율이 4.68보다 작아야 한다. Table 1은 현재 시중에서 쉽게 구할 수 있고 좌굴이 일어날 가능성이 적어 본 논문의 해석에 적용 가능한 파이프들을 보여주고 있다.

기존의 5단계 제작공정의 해석결과에서 알 수 있듯이 4번째 공정에서는 3번째 공정에 의한 예비성

형체의 상단부를 가공하고, 5번째 공정에서는 하단부를 가공하므로 새로 시도되는 공정에서는 이 두 공정을 합하여 한 번에 상단부와 하단부를 성형하는 하나의 공정으로 시도하였다. 따라서, 새로 시도되는 공정에서는 중공축 형상의 초기빌렛을 사용하여 첫 번째 공정에서는 기존 공정의 3번째 공정의 형상으로 가공하고, 두 번째 공정에서는 기존 공정의 4번째와 5번째 공정을 합하여 모의실험을 수행하였다. 또한, 마찰인자 및 유동응력과 변형률의 관계는 기존 공정과 같은 조건을 사용하였다.

### 3.3 해석 및 고찰

Fig. 13은 외경 139.8 mm, 살두께 35 mm, 높이 108.3 mm인 파이프를 초기빌렛으로 사용하여 모의실험한 결과를 보여준다. 그림에서도 알 수 있듯이 새로 시도되는 공정에서 금형의 모양은 기존 공정과 거의 유사하다. 하지만 펀치와 소재의 내면이 접촉하지 않으며 금형상단부의 외경은 소재가 쉽게 압출될 수 있도록 크게 하였다. 압출비는 3.16으로서 기존 공정의 3번째 공정의 압출비와 거의 차이가 없으며 변형률의 분포는 전방압출로 인하여 하단부의 외면에서 크게 나타났다. 또한, 행정-하중의 관계는 소재의 내면이 펀치와 접촉하는 동안에는 하중이 작았으나 행정거리가 150 mm 부근에서부터는 소재의 하단부의 직경이 줄어들게 되면서 크게 증가하여 최대 펀치하중은 14.1 MN을 나타냈다.

Fig. 14는 마지막 공정인 두 번째 공정으로서 성형을 하기 전에 기존의 공정과 마찬가지로 소재에 어니일링을 하였다. 그림에서도 알 수 있듯이 기존 공정의 4번째 공정인 소재의 상단부를 성형하는 공



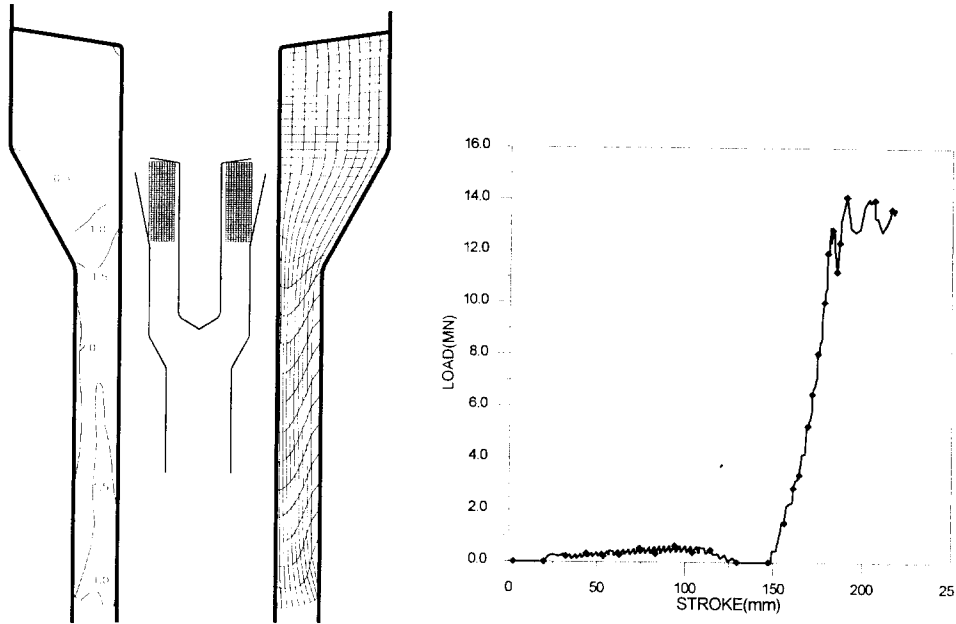


Fig. 13 Deformation patterns and load-stroke relationships for the first step operation of proposed process (initial billet size : O. D. 139.8 mm, THK. 35 mm)

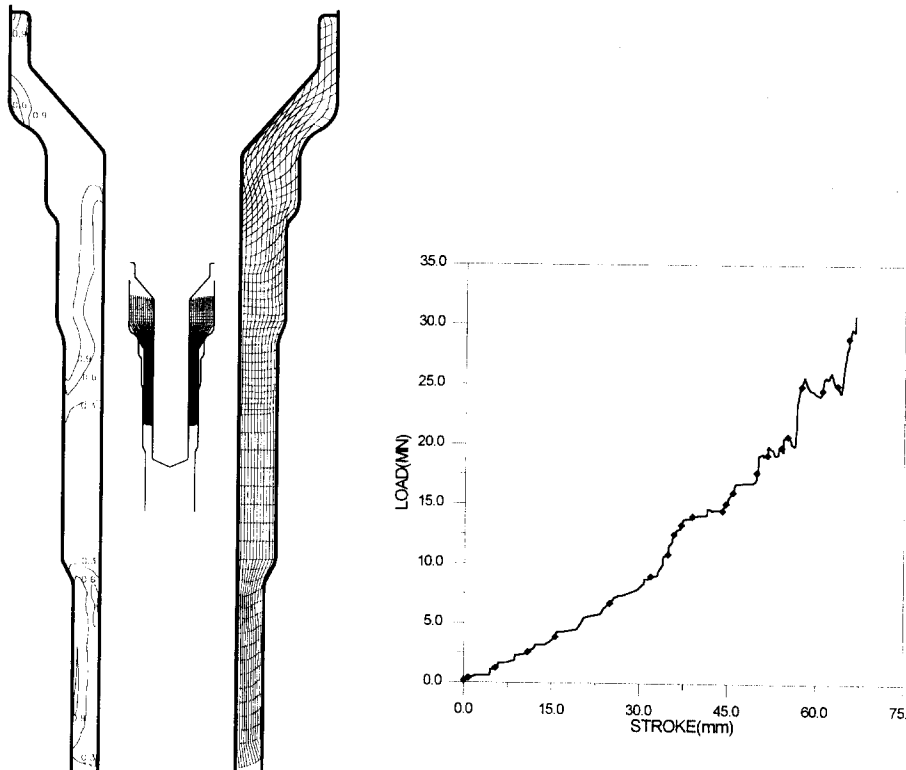


Fig. 14 Deformation patterns and load-stroke relationships for the final step operation of proposed process (initial billet size : O. D. 139.8 mm, THK. 35 mm)

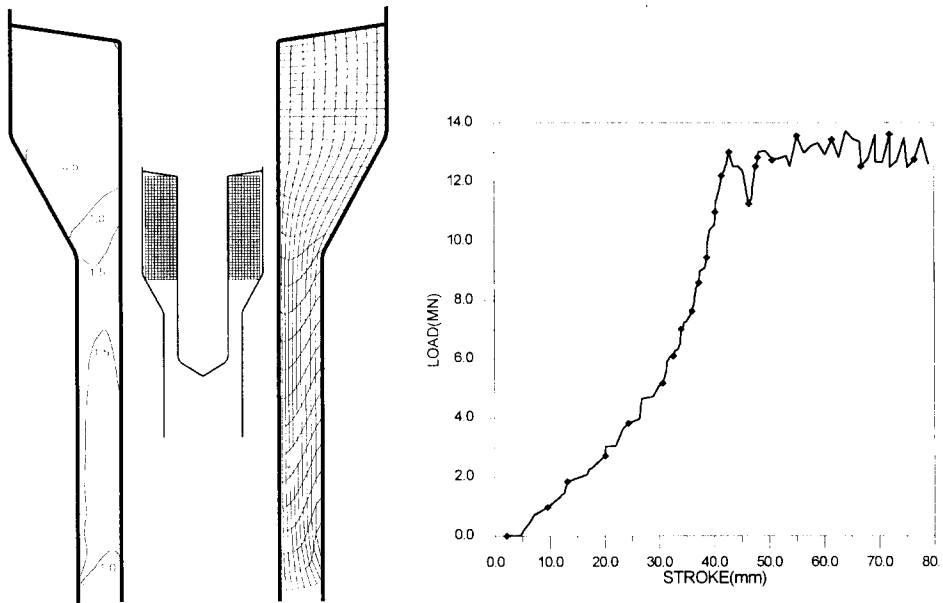


Fig. 15 Deformation patterns and load-stroke relationships for the first step operation of proposed process (initial billet size : O. D. 130.0 mm, THK. 35 mm)

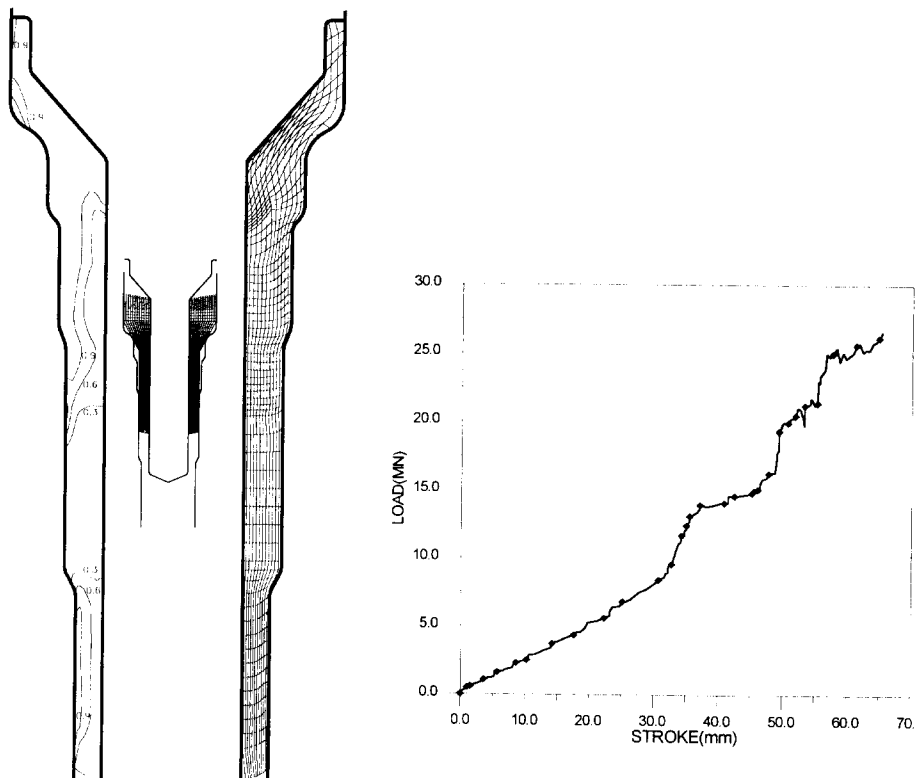


Fig. 16 Deformation patterns and load-stroke relationships for the final step operation of proposed process (initial billet size : O. D. 130.0 mm, THK. 35 mm)

중공축 소재를 이용한 다단계 냉간압출 공정의 설계

정과 마지막 공정인 하단부를 성형하는 공정을 한 공정으로 합하여 상단부와 하단부를 동시에 성형하는 모의실험을 수행하였다. 따라서 압출비는 소재의 상단부가 3.76, 하단부가 1.5로서 기존 공정의 4번째 및 마지막 공정과 같으며 변형률의 분포 역시 기존 공정의 최종제품과 거의 유사하였다. 행정-하중의 관계는 펀치가 내려감에 따라 점차적으로 하중이 증가하여 공정이 끝났을 때 하중이 최고에

도달했으며 이 때의 최대 펀치하중은 30.8 MN으로서 프레스의 최대 허용능력인 53.96 MN 및 기존 공정의 최대 펀치하중 48.4 MN보다 매우 작은 결과를 나타냈다.

또 다른 2단계 제작공정의 예로서 Fig. 15는 외경 130.0 mm, 살두께 35 mm, 높이 117.7 mm인 파이프를 초기빌렛으로 사용한 모의실험의 첫 번째 공정의 결과를 보여준다. 이 공정에서는 외경

**Table 2** The comparison of extrusion-ratio between proposed processes and conventional one

operation process	1st	2nd	3rd	4th	5th
conventional process	1.3	-	3.1	upper part 3.76	lower part 1.5
operation process	1st			2nd	
1st proposed process(O. D. 139.8 mm, THK. 35 mm)	3.16			upper part : 3.76 lower part : 1.5	
2nd proposed process(O. D. 130.0 mm, THK. 35 mm)	2.87			upper part : 3.76 lower part : 1.5	

**Table 3** The comparison data between proposed processes and conventional one

comparison process	conventional process	proposed processes	
		1st proposed process(O. D. 139.8 mm, THK. 35 mm)	2nd proposed process(O. D. 130.0 mm, THK. 35 mm)
max. punch load(MN)	48.4	30.8	26.7
No. of operation	5	2	2
No. of annealing and coating	1	1	1
die shape	complicated	simple	simple
mat'l waste	much	none	none
process time	long	short	short
distribution of effective strain	similar		

130.0 mm, 살두께 35 mm인 초기빌렛을 사용하여 초기소재의 내면과 외면 모두 펀치 및 다이와 접촉하지 않으나 그 간격이 극히 작으므로 좌굴이 일어나지는 않을 것으로 생각된다. 하지만 살두께가 35 mm보다 작은 빌렛을 초기빌렛으로 사용한다면 펀치와 소재사이의 간격이 커지게 되므로 좌굴이 일어날 가능성은 더 높아질 것이다. 압출비는 2.87로서 앞서 시도된 공정과 마찬가지로 거의 차이가 없으며 변형률의 분포는 소재의 하단부의 벽면을 따라 크게 나타났다. 그림에서 보는 바와 같이 행정-하중의 관계는 전방압출의 일반적인 경향으로서 하중이 점차적으로 증가하다가 공정이 끝날 무렵 거의 일정한 경향을 나타냄을 알 수 있다. 또한, 이 공정에서의 최대 펀치하중은 13.5 MN을 나타냈다.

Fig. 16은 마지막 공정인 두 번째 공정으로서 앞서와 마찬가지로 성형을 하기 전에 소재에 어니일링을 하였다. 앞서 시도된 공정과 마찬가지로 기존 공정의 4번째 공정인 소재의 상단부를 성형하는 공정과 마지막 공정인 하단부를 성형하는 공정을 한 공정으로 합하여 모의실험을 하였다. 압출비는 상단부가 3.76, 하단부가 1.5로서 앞서 시도된 공정과 같으며 변형률의 분포 역시 기존의 공정과 거의 유사하였다. 행정-하중의 관계는 펀치가 내려감에 따라 점차적으로 하중이 증가하여 공정이 끝났을 때 최고에 도달했으며 이 때의 펀치하중은 26.7 MN으로서 앞서 시도된 공정과 마찬가지로 프레스의 최대능력인 53.96 MN 및 기존 공정의 최대 펀치하중 48.4 MN보다 매우 작은 결과를 나타냈다. Table 2와 Table 3에서 기존 공정과 새로 시도된 공정의 해석결과를 비교하였다.

#### 4. 결 론

액슬하우징의 기존의 5단계 생산공정에 대한 유효변형률, 변형형태, 그리고 행정-하중의 관계에 대한 해석결과를 토대로 하여 새로 시도된 공정에서는 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 기존의 생산공정은 전체의 공정이 5단계의 공정과 한 번의 어니일링 및 코팅 작업으로 이루어져 있으나 새로 시도되는 공정에서는 초기빌렛을 파이프프로 사용함으로 인하여 전체의 공정이 2단계의 공정과 한 번의 어니일링 및 코팅 작업으로 줄었다. 또한, 생산공정의 감소로 인하여 액슬하우징

의 제작에 사용되는 금형의 수가 감소하였다.

(2) 새로 시도된 공정에서는 피어싱 공정을 제거함으로써 기존의 생산공정에 비하여 재료의 손실을 줄일 수 있다.

(3) 기존의 생산공정에서는 전체의 공정 중 첫 번째 공정에서 최대 펀치하중이 48.4 MN을 나타냈으나 새로 시도된 공정에서는 각각 30.8 MN, 26.7 MN으로서 기존의 생산공정에 비하여 하중이 크게 줄어 들었다.

(4) 유효변형률과 변형형태는 기존의 생산공정과 새로 시도된 생산공정을 비교하여 보았을 때 거의 유사함을 나타내었다.

(5) 액슬하우징의 성형가공은 중공축 소재를 사용하여 생산되는 것이 바람직하다는 것을 알 수 있었다.

#### 후 기

본 연구는 1996년도 인하대학교의 연구비 지원에 의하여 수행되었음을 밝힙니다.

#### 참고문헌

- (1) Lange, K., 1958, "Closed-Die Forging of Steel," Springer-Verlag GmbH & Co.
- (2) Altan, T., Boulger, F. W., Becker, J. R., Akgerman, N. and Henning, H. J., 1973, "Forging Equipment, Materials, and Practices", MCIC-HB-03, Battelle-Columbus Laboratories, Columbus, Oh.
- (3) Van Tyne, C. J. and Avitzur, B., 1983, "Production to Near Net Shape," ASM, Metals Park, Oh.
- (4) McClintock, F. A., 1968, "A criterion for ductile fracture by the growth of hole", J. Appl. Mech., Vol. 35, pp. 363~371.
- (5) Oyane M., Sato T., Okimoto K. and Shima S., 1980, "Criteria of ductile fracture and their application", J. Mech. Work. Tech., Vol. 4, pp. 65~81.
- (6) A. A. K. Al-Sened, P. Hartley, C. E. N. Sturges and G. W. Rowe, 1987, "Finite element analysis of a five stage cold heading process," J. Mech. Working Tech., Vol. 14, p. 225.
- (7) B. S. Kang, N. S. Kim, and S. Kobayashi, 1990, "Computer-Aided Preform Design in Forging of

- an Airfoil Section Blade”, Int. J. Mach. Tool Manufact., Vol. 30, No. 1, pp. 43~52.
- (8) B. S. Kang and S. Kobayashi, 1991, “Preform Design in Ring Rolling Processes by the Three-Dimensional Finite Element Method”, Int. J. Mach. Tools. Manu Vol. 31, No. 1, pp. 139~151.
- (9) S. M. Hwang and M. S. Joun, 1992, “Analysis of Hot Strip Rolling by a Penalty Rigid-Viscoplastic Finite Element Method,” Int. J. of Mech. Sci., Vol. 34, No. 12, pp. 971~984.
- (10) Park, J. J., Rebelo, N. and Kobayashi, S., 1983, “A New Approach to Preform Design in Metal Forming With the Finite Element Method,” Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 23, No. 1, pp. 71~79.
- (11) Osakada, K., Yang, G. B., Nakamura, T. and Mori, K., 1990, “Expert System for Cold-Forging Process Based on FEM Simulation,” Annals of the CIRP, Vol. 39, No. 1, pp. 249~252.
- (12) Alberti, N., Cannizzaro, L. and Micari, F., 1991, “Knowledge-Based Systems and F. E. Simulation in Metal-Forming Processes Design An Integrated Approach,” annals of the CIRP, Vol. 40, No. 1, pp. 295~298.
- (13) K. Lange, M. Herrmann, P. Keck and M. Wilhelm, 1991, “Application of an elasto-plastic finite element code to the simulation of metal forming processes,” J. Material Processing Technology, Vol. 27, p. 239.
- (14) M. J. Saran, 1991, “Comparison of elastic-plastic and rigid-plastic implicit FEM simulations in sheet forming applications,” J. Materials Processing Technology, Vol. 27, p. 279.
- (15) J. H. Cheng and N. Kikuchi, 1985, “An analysis of metal forming processes using large deformation elastic plastic formulations,” Comput. Methods Appl. Mech. Eng., Vol. 49, p. 71.
- (16) C. H. Lee and S. Kobayashi, 1973, “New solutions to rigid-plastic deformation problems using a matrix method,” J. Eng. Ind., Trans. ASME, Vol. 95, p. 865.
- (17) S. Kobayashi and J. H. Kim, 1978, “Deformation analysis of axisymmetric sheet metal forming processes by the rigid-plastic finite element method,” Mechanics of Sheet Metal Forming, edited by Koistinen and Wang, Plenum, New York, p. 341.
- (18) American society for metals, 1995, “Source Book on Cold Forming”, Library of Congress Cataloging in Publication Data, p. 246.
- (19) 이동녕, 1994, “소성가공학”, 문운당, p. 128.
- (20) S. Kobayashi, Soo-Ik Oh and T. Altan, 1989, “Metal forming and the finite-element method,” Oxford University Press, p. 32.
- (21) Air Force Materials Laboratory, 1973, “Forging Equipment, Materials, and Practices,” Metals and Ceramics Information Center, p. 164.
- (22) K. Sevenler, P. S. Raghupathi and T. Altan, 1987, “Forming-sequence Design for Multistage Cold Forging,” Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 14, pp. 121~135.
- (23) Committee of steel pipe producers, “Design Manual for Structural Tubing,” American iron and steel institute, p. 10.
- (24) Peter Hartley, Ian Pillinger and Clive Sturges, “Numerical Modelling of Material Deformation Processes,” Springer-Verlag, pp. 17~18.