

## 튜브 액압성형 공정에서의 터짐 현상 예측 Bursting Failure Prediction in Tube Hydroforming Process

김 정\*, L. P. Lei\*, 강성종\*\*, 강범수\*\*\*  
Jeong Kim, Liping Lei, Sungjong Kang, Beomsoo Kang

### ABSTRACT

To predict bursting failure in tubular hydroforming, the criteria for ductile fracture proposed by Oyane is combined with the finite element method. From the histories of stress and strain in each element obtained from finite element analysis, the fracture initiation site is predicted by mean of the criterion. The prediction by the ductile fracture criterion is applied to three hydroforming processes such as a tee extrusion, an automobile rear axle housing and lower arm. For these products, the ductile fracture integral I is not only affected by the process parameters, but also by preforming processes. All the simulation results show the combination of the finite element analysis and the ductile fracture criteria is useful in the prediction of forming limit in hydroforming processes.

주요기술용어 : Hydroforming process(액압성형 공정), Finite element analysis(유한요소해석), Ductile fracture criterion(연성 파괴 조건), Rear axle housing(리어 액슬 하우징), Lower arm(로어 암)

### 1. 서론

원형 강관을 이용한 액압성형 공정(hydroforming)은 성형 공정 수 및 부품 개수를 줄일 수 있고, 무게 대비 강성을 높일 수 있다는 장점으로 인하여 최근 들어서 자동차 구조용 부품을 생산하는데 있어 새로운 공법으로 자리잡고 있다.<sup>1-5)</sup> 액압성형 공정은 원형 강관을 사용하여 축 방향에 따라 다양한 형상 단면을 지닌 부품을 생산하는데 주로 사용된다. 액압성형 공정으로 부품을

제작하기 위해서는 소재(workpiece)인 원형 강관을 하부 금형 내부에 장착하고 소재의 양끝을 두 개의 수평 실린더로써 밀봉을 시킨 후, 금형 내부 형상과 동일한 성형이 되도록 소재 내부에 작동 유체에 의한 압력을 작용시킨다. 액압성형을 위한 초기 블랭크의 형상으로는 직관과 굽힘 공정을 거친 원형 강관 등이 사용된다.

직관을 초기 블랭크로 사용하는 액압성형 공정의 경우, 관의 양 끝단부에 축방향으로의 힘과 내부 압력을 동시에 작용시키게 된다. 그러므로 변형 중에 관벽 두께가 감소되는 부분으로 소재가 유입된다. 이와 같은 성형 중에는 좌굴(buckling), 주름(wrinkling), 터짐(bursting) 등의 성형 불

\* 회원, 부산대학교 대학원 항공우주공학과  
\*\* 회원, 대구가톨릭대학교 기계자동차 공학부  
\*\*\* 회원, 부산대학교 항공우주공학과

량이 유발될 수 있다. 좌굴은 성형 초기에 낮은 압력에서 축 방향으로의 소재 유입이 많은 경우에 발생하기 쉽지만, 원형 강관의 소재 치수로부터 좌굴을 방지할 수 있는 내부 압력과 축 방향으로의 힘과의 관계를 이론적으로 결정할 수 있다. 반면, 주름 발생은 축방향으로 힘이 과도한 경우 벌짐(bulging)으로 인한 소재 두께가 감소한 부분에서 발생하기 쉽다.

액압성형 전에 굽힘 공정을 거친 원형 강관을 소재로 사용하는 경우에는 축 방향으로의 소재 유입량을 조절하는 것이 까다로우며, 이로 인하여 터짐 현상이 발생할 가능성이 직관에 비하여 상대적으로 높다. 따라서 적절한 성형 조건의 선택이 굽힘 강관을 이용하는 액압성형 공정에서는 중요한 요소이다.

좌굴과 주름 발생에 비하여 터짐 현상은 복원(recover)이 힘든 파손이다. 그러므로 액압성형 공정시 터짐과 관련된 공정 인자에 대한 연구가 무엇보다도 중요하다. 그러나 지금까지 터짐과 관련된 연구는 주로 실험에 의존되어져 왔으며, 이론적인 연구 수행은 미미하였다.<sup>5)</sup>

본 연구에서는 액압성형 공정 해석을 위하여 자체적으로 개발한 HydroFORM-3D 프로그램에 Oyane이 제안한 연성 파괴 모델을 적용하여 축 방향으로의 소재 유입량 및 내부 압력과 같은 성형 인자를 다양하게 변화시켜가면서 터짐 현상이 발생할 가능성이 높은 부분을 예측하였다. 그리고 공정 설계에 요구되는 비용과 시간을 줄이기 위해서 다양한 성형 조건 하에서 얻어진 해석 결과로부터 최적화된 성형 인자들을 결정하고자 하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 연성 파괴 모델

연성 파괴는 큰 소성 변형을 수반하여 가늘게 늘어나면서 파괴가 일어나는 현상을 일컫는다. 그 동안 금속 성형 과정 중 발생하는 연성 파괴 현상의 규명을 위하여 실험과 이론에 대한 많은

연구가 수행되어져 왔으며, 성형 한계를 평가하기 위한 여러 가지 기준들이 제안되었으나, 다양한 성형 공정에 모두 적용될 수 있는 기준은 확립되지 못하였다.<sup>6-10)</sup> 특히 액압성형 공정은 변형 경로에 크게 의존하는 것으로 알려져 있기 때문에, 응력과 변형률 이력이 파괴 모델에 고려되어야만 한다. Oyane에 의해서 제안된 연성 파괴 모델은 Takuda 등에 의해서 수행된 박판 금속 성형에 적용하여 성형 한계를 성공적으로 예측할 수 있음을 보였다.<sup>10-14)</sup> 많은 연구자들이 Oyane의 연성 파괴 모델이 파괴 전에 뚜렷한 국소 necking을 보이지 않는 알루미늄 합금부터 다양한 금속 성형 공정에 이르기까지 성형 한계를 평가하는데 잘 적용될 수 있음을 보였다.

본 연구에서도 이러한 Oyane의 연성 파괴 모델을 근거로 하여 파괴의 발생 여부를 예측하였다. Oyane의 연성 파괴 모델은 정수압 응력의 경로가 연성 파괴에 영향을 미친다고 가정하고 있으며, 다음과 같은 수식으로 표현할 수 있다.

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left( \frac{\sigma_m}{\sigma} + a \right) d\bar{\epsilon} = b \quad (1)$$

여기서,  $\bar{\epsilon}_f$ 는 파괴가 발생하는 시점에서의 한계 유효 변형률을,  $\sigma_m$ 는 평균 응력을,  $\bar{\sigma}$ 는 상당 응력을,  $\bar{\epsilon}$  유효 변형률, 그리고,  $a, b$ 는 각각 단축 인장 시험과 평면 변형률 인장 시험시 한계 변형률로부터 산출되는 재료 물성치이다. 식(1)은 좌변이 우변과 동일해 질 때 파괴가 일어남을 의미하고, 식(2)와 같이 다시 쓰여질 수 있다.

$$I = \frac{1}{b} \int_1^{\bar{\epsilon}_f} \left( \frac{\sigma_m}{\sigma} + a \right) d\bar{\epsilon} \quad (2)$$

성형 해석 중 각 요소들에 대하여 응력, 변형률뿐만 아니라 연성 파괴 적분 지수  $I$ 가 계산되며,  $I$ 가 1에 이르면 파괴가 발생하는 것으로 판단한다.

### 2.2 강소성 유한요소법

본 연구에서는 액압성형 공정에 대한 수치해

석을 강소성 유한요소법을 적용하여 수행하고 있으며, 이러한 수치해석과 관련된 일반적인 언급은 여러 문헌에 잘 나타나 있다.<sup>15)</sup> Hill에 의하여 제안된 극값 정리에 기초를 두고 비압축성, 속도 경계 조건을 만족하는 강소성 재료의 가용 속도장은 해당 범함수를 최소화함으로써 식(3)과 같이 표현 할 수 있다.<sup>16)</sup>

$$\delta\pi = \int_f \bar{\sigma} \delta \bar{\epsilon} dV + K \int_v \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_r} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (3)$$

여기서,  $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{2}{3}(\sigma'_{ij}\sigma'_{ij})^{1/2}}$ ,  $\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij})^{1/2}}$ ,  $\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{ii}$ 이고,  $\sigma'_{ij}$ ,  $\dot{\epsilon}_{ij}$ ,  $F_i$ ,  $u_i$ 는 편차응력 텐서(deviatoric stress tensor), 변형률 텐서(strain rate tensor), 표면력(surface traction), 속도(velocity) 성분, 그리고  $K$ 는 상대적으로 매우 큰 양의 값을 가지는 벌칙상수(penalty constant)를 나타낸다. 식(3)은 유한요소의 기본방정식이며, 이산화를 통하여 선형화된 형태의 방정식으로 나타낼 수 있다. 여기서 소재는 8-절점을 가진 3차원 육면체 요소로 이산화 되었다.

높은 내부 압력으로 인한 소재와 금형 사이의 마찰 조건은 액압성형 공정에서 중요한 성형 인자가 되며, 국부적으로 소재의 두께 변화에 큰 영향을 미친다. 본 연구에서는 쿨롱 마찰 조건에 기초하여, 소재와 금형 사이의 상대 속도가 0(zero)이 되는 중립점에서의 강성을 평가하기 위해서 식(4)와 같은 속도 의존성 마찰력 모델을 제시하였다.

$$f_r \equiv -\mu N \frac{u_r}{\sqrt{u_s^2 + u_t^2 + u_0^2}} \quad (4)$$

여기서,  $N$ 은 수직방향 성분의 힘,  $\mu$ 는 마찰상수이다.  $u_s$ 와  $u_t$ 는 금형 표면에서 정의된 국부 좌표계에서 벡터  $u_r$ 의 s, t 방향으로의 성분들이며,  $u_0$ 는  $10^{-2} \sim 10^{-3}$ 의 작은 상수 값이다. 식(4)는 중립점에서 마찰력의 연속성을 만족시켜 수치

적 안전성을 보장한다.

따라서 본 연구에서 사용된 마찰 조건은 Kobayashi<sup>15)</sup>가 제시한 2차원 문제에서의 마찰력 계산 방법과는 다소 차이가 있음을 주목해야 한다.

### 3. 리얼 액슬 하우징(Rear axle housing)의 액압성형

#### 3.1 해석 모델

리얼 액슬 하우징은 액압성형 공법을 사용하여 제작할 필요가 있는 대표적인 자동차용 부품 중 하나이다. 기존의 스탬프-용접 공정과 비교할 때, 액압성형 공정은 용접 공정 없이 하나의 원형 강관을 이용하여 제작할 수 있다. 이로 인하여 부품의 집적화와 개발 시간을 줄일수 있다는 장점을 지니고 있다. 해석에 사용된 소재의 물성과 치수는 다음과 같다.<sup>13)</sup>

소재 : SPCC

응력-변형률 관계 :  $\bar{\sigma} = 400 \bar{\epsilon}^{0.30}$  MPa

연성 파괴 모델 상수 :  $a = 0.22, b = -0.043$

관 벽 두께 : 4.5mm

원형 강관의 길이 : 900mm

마찰 계수 : 0.05

#### 3.2 단일 액압성형 공정 해석

단일 액압성형 공정을 통하여 리얼 액슬 하우징 부품을 성형할 경우, 큰 양의 소성 확관 변형(plastic expanding deformation)으로 인하여 터짐 현상이 발생하기 쉽다. Fig. 1에서 보여지는 것처럼 단일 액압성형 공정의 경우 최대 연성 파괴 지수는 1 이상으로 나타났다. 따라서 성형 불량 이 없는 리얼 액슬 하우징 제품을 제작하기 위해서는 최소한 2단계의 액압성형 공정이 요구되며, 이는 실험에 의하여 확인되었다.<sup>17,18)</sup>

#### 3.3 2단계 액압성형 공정 해석

리얼 액슬 하우징 부품을 성형하기 위한 2단계 액압성형 실험 장치에 대한 상세한 내용은 참고 문헌<sup>17,18)</sup>에 잘 나타나 있다.

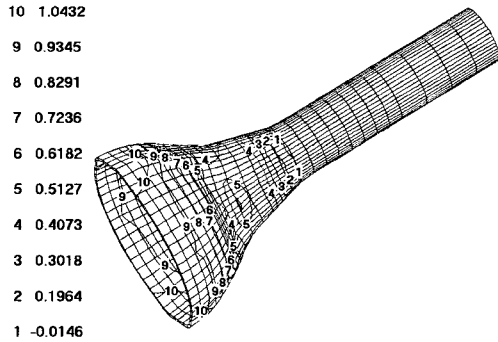


Fig. 1 Distribution of ductile fracture integral I under single hydroforming operation

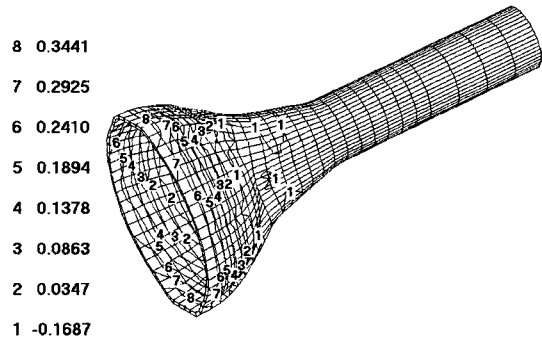


Fig. 4 Distribution of ductile fracture integral I after the second hydroforming operation

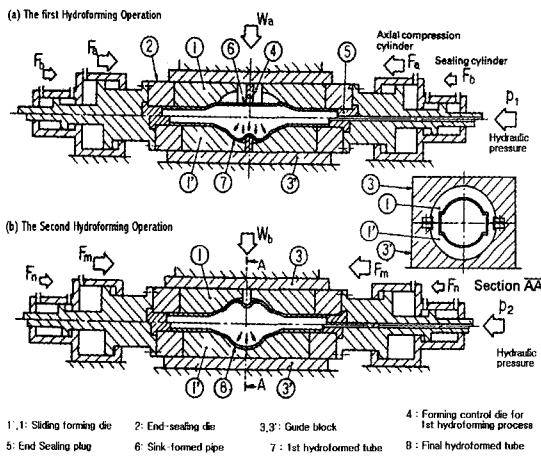


Fig. 2 The schematic view of the hydroforming operations for a rear axle housing

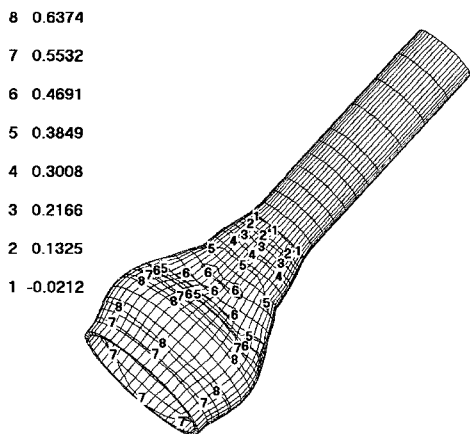


Fig. 3 Distribution of ductile fracture integral I after the first hydroforming operation

2단계 액압성형 공정의 금형 장비는 Fig. 2에 서처럼 조정 금형 4를 제외하고는 단일 액압성형 공정과 동일하고, 1단계 액압성형을 거친 소재는 열처리 단계를 거치게 된다.

Fig. 3과 4는 각각 1, 2단계 액압성형 후의 연성 파괴 지수  $I$ 값의 분포를 보여준다. 1, 2단계가 완료된 이후의  $I$ 값이 모두 1 이하였으며, 이것은 단일 공정에서보다 터짐 발생의 가능성이 줄어들었음을 의미한다. 연성 파괴 지수  $I$ 값의 최대값은 Fig. 1과 Fig. 4의 최종 해석 결과에서 보듯이 상, 하부 채널 중심부에서 나타나는 것으로 예측되었으며, 이것은 실험결과와 잘 일치한다.

#### 4. T자 압출 액압성형

T자 압출 액압성형은 주로 위생 기구를 제조하는 산업에서 사용되는 대표적인 공법이다. 경우에 따라서 Fig. 5에서 보여지는 것처럼 녹아웃(knock-out) 장치가 수직 방향으로 서서히 이동하면서 팽창하는 소재와 접촉을 유지하여 제품의 불량을 방지하기도 한다. 해석에 사용된 T자 압출 소재의 물성치는 리얼 액슬 하우스의 것과 동일하며, 외경 64mm, 두께 1.6mm, 그리고 길이 240mm의 원형 강관을 사용하였다.

T자형 액압성형 압출의 성형 한계를 조사하기 위하여, 다양한 하중 경로 및 마찰 계수, 그리고 금형 타입에 대한 해석이 수행되었다. 하중 경로 1(Path 1)은 9.9MPa의 일정 압력을 부가하

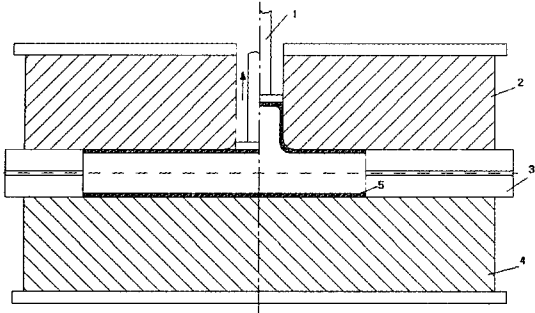


Fig. 5 Schematic view of a tee extrusion hydroforming :  
 1. Supporter 2. Upper die 3. Horizontal ram 4. Lower die 5. Workpiece

Table 1 The simulation results under different forming conditions for tee extrusion

|  | Case 1          | Case 2          | Case 3          | Case 4          | Case 5       |
|--|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|--------------|
| Loading path                               | Path 1          | Path 1          | Path 2          | Path 2          | Path 2       |
| Die type                                   | Without support | Without support | Without support | Without support | With support |
| Friction coefficient                       | 0.00            | 0.04            | 0.00            | 0.04            | 0.04         |
| Maximum ductile fracture integral <i>I</i> | 0.9927          | 1.0672          | 1.18            | 1.2918          | 0.9467       |
| Minimum thickness                          | 1.05            | 1.03            | 0.99            | 0.94            | 1.08         |

며, 하중 경로 2(Path 2)는 18.9MPa의 일정 압력이다. Table 1은 본 해석에서 고려된 5가지의 성형 조건을 보여 준다. 연성 파괴 지수 *I*값 및 두께 분포는 각각의 성형 조건 하에서 모두 유사함을 알 수 있다.

Fig. 6, 7은 성형 조건 2에 대한 연성 파괴 지수 *I*값 및 두께 분포를 각각 보여 준다. 잠재적으로 파괴가 일어날 가능성이 높은 부분은 별징이 일어나는 끝단부이며, 이곳은 Fig. 7의 두께가 최소인 부분과 상응한다. Thiruvardchelvan<sup>19)</sup> 등은 액압 벌지시험을 통하여 과도한 두께 감소에 의한 터짐(burst) 발생을 보여주었으며 이는 연성

파괴지수가 높은 부분과 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.<sup>20)</sup> Table 1에서 보는바와 같이, 마찰 계수가 증가함에 따라 연성 파괴 지수 값 또한 다소 증가한다. 조건 1과 3, 그리고 조건 2와 4를 비교할 때 내부 압력이 증가하면 연성 파괴 지수 또한 증가하며, 이것은 파괴가 일어날 가능성이 높아짐을 의미한다. 하지만, 내부 압력이 낮으면 성형 중 파괴가 일어날 가능성은 상대적으로 줄어들지만, 주름 발생과 좌굴의 가능성은 높아진다. 성형 조건 5는 다른 경우와 달리 녹아웃 장치를 사용함으로써 연성 파괴 지수가 상대적으로 낮아짐을 보여 준다.

이것은 실제 공정에서도 확인되었으며, 녹아웃 장치가 팽창이 일어나는 지역으로의 소재 유입을 더욱 원활하게 만들어 주기 때문이다. 내부 압력에 따라 연성 파괴 지수 *I*값의 분포는 크게 달라지며, 파괴가 일어나지 않는 제품을 제조하

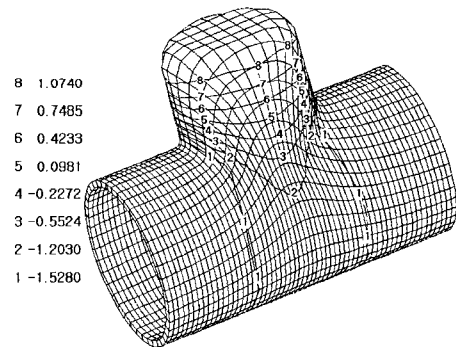


Fig. 6 Distribution of ductile fracture integral for Case 2

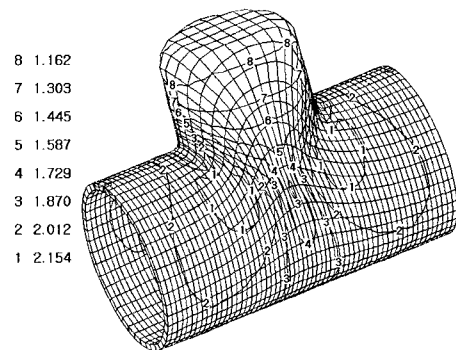


Fig. 7 Distribution of thickness for Case 2

기 위해서는 본 연구에서 제시된 결과처럼 적절한 압력 수준과 녹 아웃 장치를 사용하는 것이 필요하다.

## 5. 로어 암(lower arm)의 액압성형

### 5.1 해석 모델

로어 암은 자동차 앞(front) 하단부에 장착되어 크로스 멤버(cross member)와 스티어링 너클(steering knuckle) 부품 등과 조립되어 타이어의 회전 중심 기능을 수행하고, 부쉬(bush) 등이 조립되어 주행 중에 발생하는 진동을 흡수, 완화시켜주는 부품이다. 액압성형 공법을 통하여 로어 암을 제작할 경우 공정수의 감소에 따른 비용 절감과 동시에 고강도의 부품으로서 기존의 스탬핑-용접 공정에 의한 부품들을 대체할 수 있다. 소재 물성치 및 치수는 다음과 같다.

소재 : STKM-11A

응력-변형률 관계 :  $\bar{\sigma} = 468.3 \bar{\epsilon}^{0.206} \text{MPa}$

연성 파괴 모델 상수 :  $a = 0.22, b = -0.043$

관 벽 두께 : 2.6mm

원형 강관의 길이 : 600mm

외경 : 63.5mm

### 5.2 예비 성형체 해석

로어 암을 제작하기 위해서는 액압성형 전에 예비 굽힘과 예비 성형 단계가 요구된다. 예비 굽힘은 일반적인 회전 굽힘기(rotary bending machine)를 사용하였으며, 굽힘 각은 73°이다. 예비 굽힘 공정에 사용되는 금형들은 Fig. 8에서 보여주는 것처럼 굽힘 금형(bend die), 압력 금형(pressure die), 구속 금형(clamp die), 그리고 와이퍼 금형(wiper die) 등으로 구성되어 있다. 여기서 와이퍼 금형은 굽힘 성형시 압축부위에서의 주름 발생을 방지하기 위해서 사용되어진다.<sup>21)</sup> 일반적으로 원형 강관의 굽힘 공정시에는 굽힘이 일어나는 부분의 바깥 쪽은 두께가 감소하고, 안쪽은 증가한다. 굽힘 공정 해석을 수행한 결과, 최대 연성 파괴 지수  $I$  값은 0.162이며,

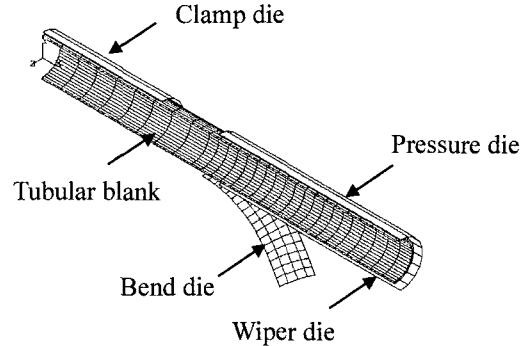


Fig. 8 Finite element model of the bending process

인장을 받는 소재 바깥쪽에서 최소 두께 2.41 mm로서 7.3%의 감소하였으며, 이 값은 실험치 10%와 유사하다.

굽힘 공정 후 원형 강관의 지름은 원 소재와 동일한 63.5mm로서 최종 부품의 최소 치수인 15.2mm보다도 크기 때문에, 액압성형 공정 전에 스탬핑(stamping)과 같은 예비 성형 단계를 거쳐야만 한다. 스탬핑 공정은 먼저 굽힘 공정 후의 소재를 하부 금형 내부에 놓고 상부 금형을 아래로 닫으면서 자동적으로 성형이 이루어지도록 하고 있다. 이 단계에서 최대 연성 파괴 지수  $I$ 는 0.197이며, 최소 두께는 9.2% 감소한 2.38mm였다.

### 5.3 로어 암의 액압성형 해석

액압성형 해석은 예비 성형 단계가 완료된 소재를 사용하게 되며, 스탬핑 공정에서와 동일한 금형을 사용한다. 일반적으로 스탬핑과 액압성형 공정은 동시에 진행되지만 본 연구에서는 각각의 공정 단계에서의 성형 특성을 정확하게 파악하기 위해서 각 공정이 독립적으로 이루어진다고 가정하였다.

Fig. 9는 스탬핑 공정 후의 예비 성형체와 상·하부 금형, 그리고 축 방향으로의 소재 유입을 위한 압축 실린더를 보여준다.

액압성형 해석후의 로어 암 변형 형상과 단면별 형상을 Fig. 10에 나타내었으며, 성형이 잘 이루어졌음을 알 수 있다. 액압성형 중에 발생하는 터짐 현상에 대한 복잡한 메카니즘을 파악하

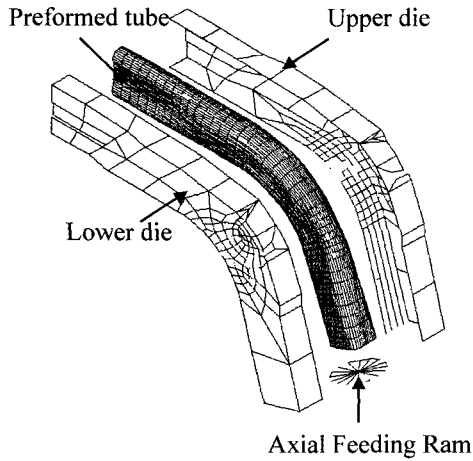


Fig. 9 Finite element model of hydroforming process

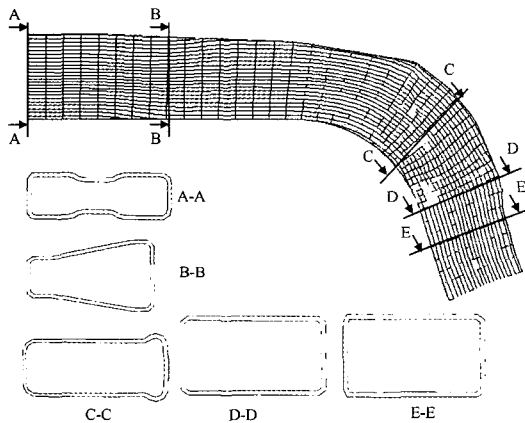


Fig. 10 Deformed shapes and cross-sections after hydroforming process

기 위하여, 다음과 같이 내부 압력, 축 방향으로의 소재 유입량, 그리고 마찰 조건 등의 주요 성형 인자에 대한 성형성 평가를 시도하였다.

### 5.3.1 내부 압력에 따른 성형성 평가

내부 압력에 따른 로어 암의 성형성을 평가하기 위하여, Fig. 11에서 보여지는 것처럼 시간에 따른 3가지 하중 조건 하에서 액압성형 해석이 이루어졌으며, 이 경우 축 방향으로의 소재 유입량은 50mm, 그리고 예비 성형체와 금형 벽면 사이의 마찰 계수는 0.05로 가정하였다.

Table 2에 나타난 것처럼 내부 압력이 낮을수

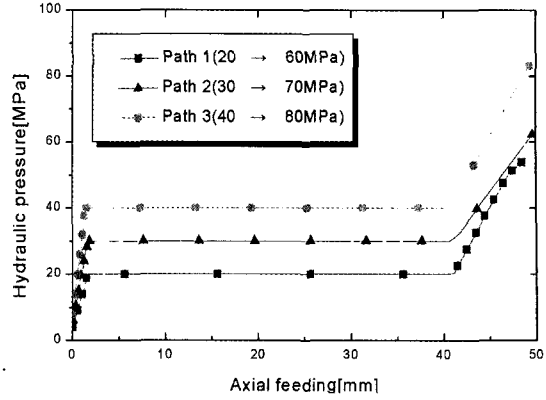


Fig. 11 Schematic figure of loading paths

Table 2 Simulation results with respect to different pressure loading paths

| Pressure loading path | Maximum equivalent plastic strain | Minimum Thickness (mm) | Maximum fracture integral $I$ |
|-----------------------|-----------------------------------|------------------------|-------------------------------|
| Path1                 | 0.661                             | 1.97                   | 0.640                         |
| Path2                 | 0.710                             | 1.78                   | 0.840                         |
| Path3                 | 0.738                             | 0.73                   | 0.876                         |

록 연성 파괴 지수  $I$ 가 감소되어 터짐 발생의 가능성은 낮아진다고 하더라도, Fig. 12에서 보여지는 것처럼 소재가 완전히 충전되지 않는 경우가 발생된다. Fig. 12(a), 12(b)는 각각 하중 조건 1과 2의 마지막 시점에서의 변형 형상을 나타낸다. 이 결과로부터 완전히 충전된 액압성형 부품을 위해서는 초기 압력이 증가하는 지점의 압력은 30MPa 이상이어야 하며, 최종 압력은 40MPa 보다 커야 함을 알 수 있다.

### 5.3.2 축 방향으로의 소재 유입에 따른 성형성 평가

축 방향으로의 소재 유입량에 따른 성형성을 평가하기 위해서 유입량이 없는 경우와 50mm, 그리고 100mm인 3가지 경우에 대하여 해석을 수행하였으며, 내부 압력은 Fig. 11의 하중 조건 2를 적용하였고, 소재와 금형 사이의 마찰 계수

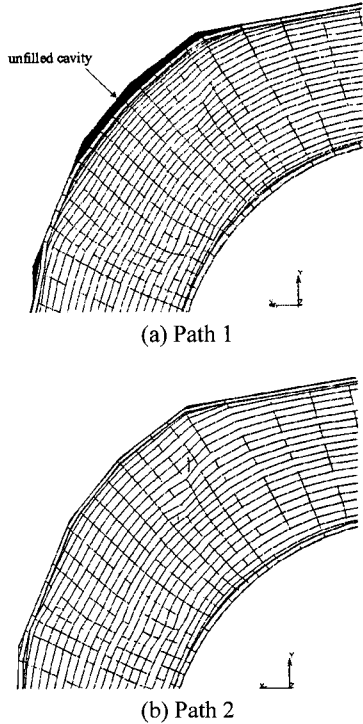


Fig. 12 Deformed shape of the workpiece

는 0.05로서 가정하였다. Table 3에 주어진 해석 결과로부터, 소재 유입이 없는 경우 소재 굽힘이 일어나는 부분에서 터짐 현상이 일어날 가능성이 가장 높았다.

축 방향으로의 소재 유입량이 증가할수록 성형성도 증가하였으며, 이것은 터짐이 일어날 가능성이 높은 지역으로 소재의 유입이 원활히 이루어졌기 때문이다. 하지만 과도한 소재 유입은

Table 3 Simulation results with respect to different axial feeding displacements

| Axial feeding displacement | Maximum equivalent plastic strain | Minimum Thickness (mm) | Maximum fracture integral <i>I</i> |
|----------------------------|-----------------------------------|------------------------|------------------------------------|
| No feeding                 | 0.819                             | 1.49                   | 1.236                              |
| 50mm                       | 0.738                             | 1.73                   | 0.876                              |
| 100mm                      | 0.656                             | 1.85                   | 0.734                              |

Table 4 Simulation results with respect to different friction coefficients

| Friction coefficient | Maximum equivalent plastic strain | Minimum Thickness (mm) | Maximum fracture integral <i>I</i> |
|----------------------|-----------------------------------|------------------------|------------------------------------|
| 0.00                 | 0.657                             | 1.80                   | 0.683                              |
| 0.05                 | 0.738                             | 1.73                   | 0.876                              |
| 0.10                 | 0.756                             | 1.62                   | 1.072                              |
| 0.20                 | 1.049                             | 1.24                   | 1.775                              |

최종 부품의 무게 증가를 초래할 뿐만 아니라 좌굴과 주름 발생의 원인이 될 수 있다. 그러므로 축 방향으로 소재 유입은 부품의 허용 강도 및 강성을 만족할 수 있는 정도여야 하며, 과도해서는 안 된다.

### 5.3.3 마찰 계수에 따른 성형성 평가

소재와 금형 사이의 마찰 계수에 따른 성형성을 평가하기 위하여 마찰 계수 0, 즉 완전 윤활 조건, 0.05, 0.1, 그리고 0.2의 4가지 경우를 적용하였다. 내부 압력은 Fig. 11의 하중 조건 2가 사용하였으며, 소재 유입량은 50mm로서 가정하였다. Table 4의 해석 결과로부터, 마찰 계수가 감소함에 따라 성형성이 상대적으로 양호해 짐을 알 수 있다. 이것은 소재와 금형 사이의 윤활 조건이 좋을수록 소재 유입이 쉽게 일어나기 때문이며, 직관을 이용한 액압성형에서보다 굽은 소재를 사용하는 경우가 마찰 조건에 대한 영향이 클 수 있음을 나타낸다.

그리고 마찰 계수가 0.1 이상인 경우에는 국부 주름과 터짐 현상의 발생이 크게 증가하였으며, 마찰 계수가 0.2인 경우 최소 두께 감소율은 52.3%(1.24mm) 정도나 된다.

## 6. 결론

성형 불량 중에 터짐 현상은 좌굴 및 주름 발생에 비하여 복원이 불가능하다. 따라서 이러한



터짐 한계를 평가하기 위하여 본 연구에서는 Oyane의 연성 파괴 이론이 도입하여, 연성 파괴 지수  $I$ 값을 각 단계, 각 요소에 대하여 응력과 변형률로부터 계산하였다. 이 이론을 바탕으로 리얼 액슬 하우징, T자형 압출, 로어 암에 대한 액압성형 해석을 수행하여 성형 중 터짐 현상의 가능성이 높은 부분을 예측할 수 있음을 보였다.

T자형 압출 액압성형의 경우, 팽창이 일어나는 끝단 부에 파괴가 일어날 가능성이 가장 높은 것으로 예측되었으며, 이것은 실제 경우와 잘 일치하였다. 마찰 계수는 내부 압력에 비하여 성형 한계에 미치는 영향도가 적으며, 팽창부가 늑아웃 장치에 의하여 지지되는 경우 성형성이 증가하였다.

로어 암의 액압성형에 사용되는 초기 블랭크는 예비 굽힘 공정과 스탬핑 공정을 거친 원형 강관으로서 직관을 이용하는 리얼 액슬 하우징과 T자형 압출 액압성형과 비교하여, 로어 암의 성형은 마찰 계수에 의하여 큰 영향을 받았다. 따라서 내부 압력과 축 방향으로의 소재 유입량에 대한 관계뿐만 아니라 적절한 윤활 조건이 고려되어야 한다.

본 연구는 자체 개발한 유한 요소 해석 프로그램인 HydroFORM-3D가 액압성형 공정에 있어서 최적의 성형조건에 대한 정보를 제공해 줄 수 있음은 물론 설계자에게 시행 착오법에 따른 비용과 시간을 줄이고 부품 설계의 효율성을 높일 수 있음을 잘 보여주었다.

## 후 기

본 논문은 부산 대학교의 정밀정형 및 금형가공 연구센터와 두뇌 한국 21사업 핵심 분야에서 지원 받아 수행된 연구로서 이에 감사드립니다.

## 참 고 문 헌

1) 권재욱, 이경돈, 명노훈, "Hydroforming 공정변수의 영향," 한국소성가공학회지, Vol. 9, No.6, pp.615-623, 2000.

2) 김영석, 조완제, 조홍수, 박춘달, 김영삼, "Tube Hydroforming 공정의 성형성 평가," 한국소성가공학회지, Vol.9, No.6, pp.604-614, 2000.

3) M. Ahmetoglu, T. Altan, "Tube Hydroforming State-of-the-Art and Future Trends," J. of Materials Processing Technology, Vol.98, pp. 25-33, 2000.

4) L. P. Lei, D. H. Kim, B. S. Kang, "Analysis and Design of Hydroforming Processes by the Rigid-Plastic Finite Element Method," Twenty-Eighth North American Manufacturing Research Conference, XX-VIII, pp.45-50, 2000.

5) L. P. Lei, J. Kim, B. S. Kang, "Analysis and Design of Hydroforming Process for Automobile Rear Axle Housing by F-EM," Int. J. of Machine Tools & Manufacturing, Vol.40, pp.1691-1708, 2000.

6) M. Cockcroft, D. Latham, "Ductility and the Workability of Metals," J. of the Institute of Metals, Vol.96, No.33, 1996.

7) D. M. Norris, J. E. Reaugh, B. Moran, D. F. Quinones, "A Plastic-Strain, Mean-Stress Criterion for Ductile Fracture," J. of Materials Processing Technology, Vol.100, No.297, 1978.

8) P. Brozzo, B. Deluca, R. Rendina, "A New Method for the Prediction of Formability in Metal Sheets, Sheet Metal Forming and Formability," Proceeding of the 6th Biennial Conference of the IDDRG, 1972.

9) F. A. McClintock, "A Criterion of Ductile Fracture by Growth of Holes," J. of Applied Mechanics, Vol.25, No.363, 1968.

10) M. Oyane, T. Sota, K. Okintoto, S. Shima, "Criteria for Ductile Fracture and Their Applications," J. of Mech. Work Tech., Vol.4, pp. 65-81, 1980.

11) H. Takuda, K. Mori, N. Hatta, "The Application of Some Criteria for Ductile Fracture to the Prediction of the Forming Limit of Sheet Metals," J. of Materials Processing Technology, Vol.95, pp.116-121, 1999.

12) H. Takuda, K. Mori, H. Fujimoto, N. Hatta, "Prediction of Forming Limit in Bore-Expanding of Sheet Metals Using Ductile Fracture

- Criterion," J. of Materials Processing Technology, Vol.92-93, pp.433-438, 1999.
- 13) K. Mori, H. Takuda, "Prediction of Forming Limit in Deep Drawing of Finite Element Simulation and Criterion for Ductile Fracture," Transaction of NAMRI/SME XXIV, pp.143-148, 1996.
  - 14) H. Takuda, K. Mori, N. Takakura, K. Yamaguchi, "Finite Element Analysis of Limit Strains in Biaxial Stretching of Sheet Metals Allowing for Ductile Fracture," Int. J. of Mech. Sci., Vol.42, pp.785-798, 2000.
  - 15) S. Kobayashi, S. I. Oh, T. Altan, "Metal Forming and the Finite Element Method," New York, Oxford University Press, 1989.
  - 16) R. Hill, "The Mathematical Theory of Plasticity," London, Oxford University Press, 1950.
  - 17) T. Ueda, "Differential Gear Casings for Automobiles by Liquid Bulge Forming Processes Part 1," Sheet Metal Industrial, Vol.60, No.3, pp.181-185, 1983.
  - 18) T. Ueda, "Differential Gear Casings for Automobiles by Liquid Bulge Forming Processes Part 2," Sheet Metal Industrial, Vol.60, No.3, pp.220-224, 1983.
  - 19) H. J. Kim, B. H. Jeon, J. J. Kim, "Finite Element Analysis of the Liquid Bulge Forming Process," Advanced Technology of Plasticity, Beijing China, pp.447-452, 1993.
  - 20) S. Thirumarudchelvan, G. L. Seet, H. E. Ang, "Computer-Monitored Hydraulic Bulging of Tubes," J. of Materials Processing Technology, Vol.57, pp.182-188, 1996.
  - 21) J. B. Yang, B. H. Jeong, S. I. Oh, "Tube Bending Technology of Hydroforming Process for an Automotive Part," International Symposium on Advance Forming and Die Manufacturing Technology, Pusan, Korea, pp.557-562, 1999.